JNC TN9400 2004-035

高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究
フェーズⅡ中間報告（1/2）

― 原子炉プラントシステム技術検討書 ―

（研究報告）

２００４年６月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

JNC TN9400 2004-035

高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究
フェーズⅡ中間報告（2/2）
― 原子炉プラントシステム技術検討書 ―

（研究報告）

２００４年６月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319－1184　茨城県那珂郡東海村村松４番地４９
核燃料サイクル開発機構
技術展開部　技術協力課
電話：029-282-1122（代表）
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division ,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49　Muramatsu , Tokai-mura , Naka-gun , Ibaraki 319-1184 ,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構
（Japan Nuclear Cycle Development Institute）
２００４

Ⓢ

高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究フェーズⅡ中間報告
―原子炉プラントシステム技術検討書―

此村　守[1)]　小川　隆[1)]　岡野　靖[1)]　山口浩之[2)]　村上　勤[1)*]　高木直之[1)*]　西口洋平[3)*]
杉野和輝[1)]　永沼正行[1)]　菱田正彦[1)]　木曽原直之[1)]　内田昌人[1)*]　堀　徹[4)]　藤井　正[1)]
早船浩樹[1)]　三枝利家[1)*]　久保重信[1)*]　若井隆純[5)]　上出英樹[5)]　柴本　宏[1)*]　毛呂　達[6)*]
田中良彦[7)*]　安藤昌教[8)*]　惣万芳人[1)*]　栗坂健一[1)]　三田敏男[1)*]　古川智弘[5)]　青砥紀身[5)]
山下　巧[1)]　飛田吉春[5)]　森部剛志[1)]　大久保努[9)]　久語輝彦[9)]　大貫　晃[9)]　与能本泰介[9)]
木内　清[9)]　井岡郁夫[9)]　鈴木元衛[9)]　内川貞夫[9)]　石川信行[9)]　佐藤　治[9)]　鈴土知明[9)]
丹羽　元[1)]　水野朋保[1)]　宇野　修[1)]　木田正則[1)*]　近澤佳隆[1)]　石田政義[10)]　笠原直人[5)]
北村誠司[5)]

要　旨

実用化戦略調査研究フェーズⅡの一環として、ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、水冷却炉および小型炉について、革新技術を導入し炉型の特徴を活かした原子炉プラントシステム概念を構築し、その概念の成立の見通しを得るための検討を行うとともに、設計要求への適合性を評価した。中間とりまとめとしての主要な成果は以下のとおりである。

ナトリウム冷却炉は、開発目標に対する適合性が最も高く、豊富な開発実績から相対的に高い確度を持って技術的実現性が見通せる概念である。炉心は、高燃焼度で燃料の再処理量が少ない特長を有し、開発課題としては、ユーザーにとって扱い易く信頼性のあるシステムとするための検査・補修技術および高信頼性蒸気発生器等の技術開発が挙げられる。

鉛ビスマス冷却炉は、経済性、炉心性能に関するポテンシャルを有する。開発課題については、概念成立性を左右する防食技術、耐腐食材料開発等の基礎的課題、高燃焼度窒化物燃料の開発などが挙げられる。

ヘリウムガス冷却炉は、経済性、炉心性能に関するポテンシャルを有するとともに、熱効率向上、多目的利用へ適用しやすい850℃という高温ガスの魅力を有する。開発課題については、概念成立性を左右する高燃焼度用燃料被覆材、高温構造材開発等の基礎的課題を有する。

水冷却炉は、将来軽水炉と同等の高い経済性が期待できるが、燃料インベントリが大きく高燃焼度の達成に限界を有するため再処理量の増加によるサイクル費を考慮する必要がある。研究開発課題は、軽水炉の豊富なプラント技術を活用できるため、被覆管材料等の燃料開発や炉心損傷時の影響緩和対策等の炉心･燃料関連に限定される。

小型炉は、ナトリウム冷却材および鉛ビスマス冷却材を用い、核拡散抵抗性を考慮

した長期運転サイクルを採用した設計としたが、現状技術では炉心が大径化するため、経済性目標を満足させるためにスケールメリットと習熟効果を考慮する必要がある。

1) 大洗工学センター　システム技術開発部
2) 現在、東芝プラントシステム（株）情報・生産システム技術部
3) 現在、（株）東芝　原子力開発設計部
4) 現在、川崎重工業（株）　プラント･環境･鉄鋼カンパニー技術開発部
5) 大洗工学センター　要素技術開発部
6) 現在、新型炉技術開発（株）　新型炉技術部
7) 現在、東京電力（株）　技術開発研究所
8) 元大洗工学センター　要素技術開発部　構造信頼性研究グループ
9) 日本原子力研究所　東海研究所　エネルギーシステム研究部
10) 元大洗工学センター　要素技術開発部　リスク評価研究グループ
＊：日本原子力発電（株）からの派遣者

本報告書には、電力会社９社、電源開発株式会社および日本原子力発電株式会社による電力共通研究の成果の一部、「核燃料サイクル開発機構と財団法人電力中央研究所との原子力の研究開発に関する研究協力協定」に基づく共同研究の成果および電中研からの開示技術情報、並びに、「核燃料サイクル開発機構と日本原子力研究所との間の高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究に関する研究協力取決め」に基づく共同研究の成果および原研からの開示技術情報を含む。

Feasibility Study on Commercialization of Fast Breeder Reactor Cycle Systems Interim Report of Phase II — Technical Study Report for Reactor Plant Systems —

Mamoru KONOMURA[1)] Takashi OGAWA[1)] Yasushi OKANO[1)] Hiroyuki YAMAGUCHI[2)] Tutomu MURAKAMI[1)*] Naoyuki TAKAGI[1)*] Yohei NISHIGUCHI[1)*] Kazuteru SUGINO[1)] Masayuki NAGANUMA[1)] Masahiko HISHIDA[1)] Naoyuki KISOHARA[1)] Masato UCHIDA[1)*] Toru HORI[4)] Tadashi FUJII[1)] Hiroki HAYAFUNE[1)] Toshiie SAIGUSA[1)*] Shigenobu KUBO[1)*] Takashi WAKAI[5)] Hideki KAMIDE[5)] Hiroshi SHIBAMOTO[1)*] Satoshi MORO[6)] Yoshihiro TANAKA[7)*] Masanori ANDO[8)] Yoshindo SOMAN[1)*] Kenichi KURISAKA[1)] Toshio SANDA[1)*] Tomohiro FURUKAWA[5)] Kazumi AOTO[5)] Takumi YAMASHITA[1)] Yoshiharu TOBITA[5)] Takeshi MORIBE[1)] Tutomu OKUBO[9)] Teruhiko KUGO[9)] Akira ONUKI[9)] Taisuke YONOMOTO[9)] Kiyoshi KIUCHI[9)] Ikuo IOKA[9)] Motoe SUZUKI[9)] Sadao UCHIKAWA[9)] Nobuyuki ISHIKAWA[9)] Osamu SATO[9)] Tomoaki SUZUDO[9)] Hajime NIWA[1)] Tomoyasu MIZUNO[1)] Osamu UNO[1)] Masanori KIDA[1)*] Yoshitaka CHIKAZAWA[1)] Masayoshi ISHIDA[10)] Naoto KASAHARA[5)] Seiji KITAMURA[5)]

Abstract

As a part of a feasibility study (FS) on commercialization of fast breeder reactor (FBR) cycle systems of Japan, the attractive concepts of sodium, lead-bismuth, helium, water cooled FBRs and small-scale FBRs have been taken by employing advanced technologies and leveraging coolant typical features. This report presents our efforts on exploring reactor plant system designs and on evaluating technological prospects of the feasibility, and also presents evaluated satisfactory rating for requirements of FBR capability and performance in the FS. The recognized important features of the designed FBRs as the interim of FS phase II are as follows:

Sodium-cooled FBR exhibits the most favorable features for achieving FS development goals. The existing experiments actually certificate its technological possibility. Designed high burnup cores are suitable for reducing the expense of fuel recycling. Future works are developments of easy-to-use In-service inspection & Repair techniques and break-proof steam generators.

Lead-bismuth-cooled FBR presents promising economical feature and desirable FBR core characteristics. Fundamental key to realize this reactor is recognized to develop anticorrosion technique and materials. Experimental proofs of high burnup nitride fuel are of indispensable.

Helium-cooled FBR also presents promising economical and core features as a desirable FBR system. High core outlet temperature of 850°C realizes fascinating high thermodynamic efficiency and multi-purpose usability of hydrogen production. The recommended fundamental issues are to develop fuel coaling material for high burnup and structural material for high temperature resistance.

Water-cooled FBR is expected to achieve high economical advantage equivalent to future light water reactors. Though, large amount of fuel to be loaded and limit of discharge burnup attained actually result in to take cost excesses into consideration by increasing the load of fuel recycling.

The existing LWR plant technology is expected to be applied, and fundamental future works are only developments of cladding material with irradiation experiment and core-melting severe accident relaxation method.

Small-scale sodium-/lead-bismuth-cooled reactors achieve very-long operation period and secure resistance ability against nuclear proliferation. At the same time, current feasible design technology requires enlarged volume/radial core with respect to the power output; then, incorporating advanced merits of scale and economics on condition that plants become matured to be mass-produced is recommended as future work.

1) System Engineering Technology Division, OEC
2) Presently, Information & Manufacturing System Department, TOSHIBA Plant System & Services Corporation
3) Presently, Advanced System Design & Engineering Department, TOSHIBA Corporation
4) Presently, KAWASAKI Heavy Industries Corporation
5) Advanced Technology Division, OEC
6) Presently, Advanced Reactor Technology Corporation
7) Presently, TOKYO Electric Power Company
8) Formerly, Structual Mechanics Research Group, Advanced Technology Division, OEC
9) Department of Nuclear Energy System, TOKAI Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute
10) Formerly, Nuclear System Safety Research Group, Advanced Technology Division, OEC

＊：attached from The Japan Atomic Power Company (JAPC)

This report is the outcome of collaborative study between JNC and JAPC (that is the representative of 9 electric utilities, Electric Power Development Company and JAPC) in the accordance with 'the agreement about the development of a commercial fast breeder reactor cycle system'.

This report includes the outcome of collaborative study between JNC and Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI) in the accordance with 'the agreement of collaboration about the research and development of atomic energy' and the technical information offered by CRIEPI, and also the outcome of collaborative study between JNC and Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in the accordance with 'the agreement of collaboration about the development of a commercial fast breeder reactor cycle system' and the technical information offered by JAERI.

高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究
-原子炉プラントシステム技術検討書-
目　　次

頁

(1/2分冊)

はじめに	1
１．設計要求とその対応方針（基幹電源）	3
１．１　炉心燃料設計	3
１．２　プラント設計	10
２．ナトリウム冷却炉	15
２．１　ナトリウム冷却炉の概念の構築	15
２．１．１　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求	15
２．１．１．１　ナトリウム冷却炉の一般的特性	15
２．１．１．２　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	17
（１）炉心燃料設計	17
（２）プラント設計	21
２．１．１．３　炉心性能の追求	29
２．１．１．４　システム性能の追求	52
２．１．２　ナトリウム冷却炉固有の課題への対応方策の検討	121
２．１．２．１　ナトリウム漏えい対策	121
２．１．２．２　ナトリウム・水反応対策	126
２．１．２．３　供用期間中検査と補修	132
２．１．２．４　燃料取扱設備の簡素化	135
２．１．３　大型炉代表概念の構築	169
（１）炉心燃料設計	169
（２）プラント設計	187
２．１．４　中型モジュール炉代表概念の構築	306
（１）炉心燃料設計	306
（２）プラント設計	321
２．２　性能および技術的成立性の評価	456
２．２．１　設計要求への適合性評価	456
２．２．１．１　安全性	456
２．２．１．２　経済性評価	459
２．２．１．３　資源有効利用性	460
２．２．１．４　環境負荷低減性	461
２．２．１．５　核拡散抵抗性	463
２．２．１．６　運転、保守・補修性	464
２．２．２　技術的成立性の評価と今後の課題	483
２．２．２．１　炉心設計	483
２．２．２．２　プラントシステム	496
（１）技術課題の明確化	496
（２）研究開発試験の現状	500

２．２．２．３　構造健全性	507
（１）構造設計方針の検討	507
（２）免震・耐震に関する設計方針	510
（３）LBB(漏えい先行型破損)に関する検討	512
（４）主要箇所の健全性評価	513
２．２．２．４　安全評価	525
２．２．２．５　熱流動評価	547
２．３　フェーズⅡの今後の進め方	660
２．３．１　炉心燃料設計	660
２．３．２　プラント設計	661
２．４　実用化に向けた技術的実現性の評価	668
２．４．１　実用化技術体系の整備までの道筋	668
２．４．１．１　炉心燃料設計	668
２．４．１．２　プラント設計	671
２．４．２　必要な開発資源・開発期間	677
２．４．２．１　炉心・燃料設計	677
２．４．２．２　プラント設計	677
２．５　ナトリウム冷却炉の技術的総括	683
２．５．１　アドバンスト・ループ型ナトリウム炉の仕様とその根拠	683
２．５．２　ナトリウム冷却炉のセールスポイントの整理	707
２．５．２．１　高い熱効率	707
（１）炉心燃料設計	707
（２）プラント設計	707
２．５．２．２　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上	708
（１）炉心燃料設計	708
（２）プラント設計	708
２．５．３　更なる高度化の可能性（熱効率向上）	711
２．５．３．１　炉心燃料設計	711
２．５．３．２　プラント設計	711
３．鉛ビスマス冷却炉	748
３．１　鉛ビスマス冷却炉の概念の構築	748
３．１．１　鉛ビスマス冷却炉の持つ優れた性能とその追求	748
３．１．１．１　鉛ビスマス冷却炉の一般的特性	748
（１）炉心燃料設計	748
（２）プラント設計	749
３．１．１．２　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	750
（１）炉心燃料設計	750
（２）フェーズⅠでのプラント概念の絞り込み	753
３．１．１．３　炉心性能の追求	754
３．１．１．４　システム性能の追求	768
３．１．２　鉛ビスマス冷却炉固有の課題への対応方策の検討	832
３．１．２．１　材料腐食	832

３．１．２．２　鉛の毒性への対応	834
３．１．２．３　ポロニウム-210対策	836
３．１．２．４　供用期間中検査（ISI）と補修	841
３．１．３　代表概念の構築	852
３．１．３．１　強制循環方式	852
（１）炉心燃料設計	852
（２）プラント設計	857
３．１．３．２　自然循環冷却方式	878
（１）炉心燃料設計	878
（２）プラント設計	881
３．１．３．３　保守補修性を向上した鉛ビスマス冷却炉	900
３．１．３．４　低温化プラントの検討	907

(2/2分冊)

３．２　性能および技術的成立性の評価	1034
３．２．１　設計要求への適合性評価	1034
３．２．１．１　安全性	1034
３．２．１．２　経済性評価	1037
３．２．１．３　資源有効利用性	1038
３．２．１．４　環境負荷低減性	1039
３．２．１．５　核拡散抵抗性	1040
３．２．１．６　運転、保守・補修性	1041
３．２．２　技術的成立性の評価と今後の課題	1048
３．２．２．１　炉心設計	1048
３．２．２．２　プラントシステム	1050
３．２．２．３　構造健全性	1055
３．２．２．４　安全評価	1058
３．３　フェーズⅡの今後の進め方	1087
３．３．１　炉心燃料設計	1087
３．３．２　プラント設計	1089
３．３．２．１　フェーズⅡの上期総括	1089
３．３．２．２　フェーズⅡの今後の進め方	1092
３．４　実用化に向けた技術的実現性の評価	1096
３．４．１　実用化技術体系の整備までの道筋	1096
３．４．１．１　炉心燃料設計	1096
３．４．１．２　プラント設計	1097
３．４．２　必要な開発資源・開発期間	1103
３．５　鉛ビスマス冷却炉の技術的総括	1105
３．５．１　鉛ビスマス冷却炉の仕様とその根拠の整理	1105
３．５．１．１　炉心燃料設計	1105
３．５．１．２　プラント設計	1106
３．５．２　鉛ビスマス冷却炉のセールスポイントの整理	1110

３．５．２．１　設計要求への高い適合性	1110
３．５．３　高度化の可能性	1114
４．ヘリウムガス冷却炉	1118
４．１　ヘリウムガス冷却炉の概念の構築	1118
４．１．１　ヘリウムガス冷却炉の持つ優れた性能とその追求	1118
４．１．１．１　ガス冷却炉の一般的特性	1118
４．１．１．２　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	1121
（１）炉心燃料設計	1121
（２）プラント設計	1125
４．１．１．３　ヘリウムガス冷却炉と炭酸ガス冷却炉の比較	1128
（１）炉心燃料設計	1128
（２）プラント設計	1136
４．１．１．４　炉心性能の追求	1138
４．１．１．５　システム性能の追求	1151
４．１．２　ヘリウムガス冷却炉固有の課題への対応方策の検討	1257
４．１．２．１　減圧事故対策	1257
４．１．２．２　事故時の炉心冷却対策	1258
４．１．２．３　燃料被覆層の破損に対する対策	1259
４．１．２．４　燃料製造性・再処理性	1260
４．１．３　代表概念の構築	1264
４．１．３．１　炉心燃料設計	1264
４．１．３．２　プラント設計	1267
４．２　性能および技術的成立性の評価	1308
４．２．１　設計要求への適合性評価	1308
４．２．１．１　安全性	1309
４．２．１．２　経済性	1312
４．２．１．３　資源有効利用性	1313
４．２．１．４　環境負荷低減性	1314
４．２．１．５　核拡散抵抗性	1316
４．２．１．６　運転、保守・補修性	1317
４．２．２　技術的成立性の評価と今後の課題	1335
４．２．２．１　炉心設計	1335
４．２．２．２　プラントシステム	1337
４．２．２．３　構造健全性	1343
４．２．２．４　安全評価	1348
４．３　フェーズⅡの今後の進め方	1374
４．３．１　炉心燃料設計	1374
４．３．１．１　被覆粒子型燃料炉心設計	1374
４．３．１．２　耐熱被覆ピン型燃料炉心設計	1374
４．３．２　プラント設計	1375
４．４　実用化に向けた技術的実現性の評価	1376
４．４．１　実用化技術体系の整備までの道筋	1376

４．４．１．１　炉心燃料設計	1376
４．４．１．２　プラント設計	1379
４．４．２　必要な開発資源・開発期間	1402
４．４．２．１　炉心燃料設計	1402
４．４．２．２　プラント設計	1404
４．５　ヘリウムガス冷却炉の技術的総括	1405
４．５．１　ヘリウムガス冷却炉の仕様とその根拠	1406
４．５．２　ヘリウムガス冷却炉のセールスポイントの整理	1417
４．５．２．１　高い熱効率	1417
４．５．２．２　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上	1417
５．水冷却炉	1420
５．１　水冷却炉の概念の構築	1420
５．１．１　水冷却炉の優れた性能とその追求	1420
５．１．１．１　水冷却炉の一般的特性	1420
５．１．１．２　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	1424
５．１．１．３　炉心性能の追求	1431
５．１．１．４　システム性能の追求	1436
５．１．２　水冷却炉固有の課題への対応方策の検討	1453
５．１．２．１　通常時・異常時の稠密炉心冷却	1453
５．１．２．２　炉心崩壊事故対策	1464
５．１．２．３　燃料被覆管	1471
５．１．２．４　起動時の運転制御性	1487
５．１．３　代表概念の構築	1499
５．１．３．１　水冷却炉	1499
５．２　性能および技術的成立性の評価	1515
５．２．１　設計要求への適合性評価の整理	1515
５．２．１．１　安全性	1515
５．２．１．２　経済性	1518
５．２．１．３　資源有効利用性	1519
５．２．１．４　環境負荷低減性	1521
５．２．１．５　核拡散抵抗性	1522
５．２．１．６　運転、保守・補修性	1522
５．２．２　技術的成立性の評価と今後の課題	1524
５．２．２．１　炉心設計	1524
５．２．２．２　プラントシステム	1534
５．２．２．３　構造健全性	1534
５．２．２．４　安全評価	1534
５．３　フェーズⅡの今後の進め方	1563
５．４　実用化に向けた技術的実現性の評価	1564
５．４．１　実用化技術体系の整備までの道筋	1564
５．４．２　必要な開発資源・開発期間	1565
５．５　水冷却炉の技術的総括	1570

５．５．１　水冷却炉の仕様とその根拠	1570
５．５．２　水冷却炉のセールスポイントの整理	1570
６．フェーズⅡの中間報告	1572
６．１　安全性	1575
６．２　経済性	1577
６．２．１　炉心燃料設計	1577
６．２．２　プラント設計	1579
６．２．３　各冷却材プラントの運転維持費（修繕費等）	1606
６．３　環境負荷低減性	1611
６．３．１　炉心燃料設計	1611
６．３．２　プラント設計	1613
６．４　資源有効利用性	1614
６．５　核拡散抵抗性	1615
６．６　運転、保守・補修性	1616
７．小型炉	1626
７．１　小型炉に対するニーズと設計要求及び対応方針	1626
７．１．１　マーケットニーズ調査	1626
７．１．２　設計要求と対応方針	1628
７．１．３　マーケットニーズ対応の具体化	1635
７．２　小型炉の特性追求	1641
７．２．１　フェーズⅡの検討経緯	1641
７．２．２　炉心性能	1646
７．２．２．１　長期運転サイクルの追求	1646
７．２．２．２　サイクルコストの低減	1647
７．２．２．３　固有の安全性の追求	1648
７．２．３　システム性能	1651
７．２．３．１　システムの簡素化	1651
７．２．３．２　運転・保守補修の簡素化	1654
７．３　小型炉固有の課題への対応方策の検討	1665
７．３．１　冷却材循環方式	1665
７．３．２　反応度制御方式	1668
７．３．３　炉内電磁ポンプ配置方式	1672
７．４　ナトリウム冷却小型炉システム概念の提示	1675
７．４．１　システム設計概念とその特長	1675
７．４．１．１　炉心燃料設計	1675
７．４．１．２　プラント設計	1682
７．４．２　技術的成立性の評価	1747
７．４．２．１　炉心性能の評価	1747
７．４．２．２　構造健全性の評価	1747
７．４．２．３　安全評価	1748
７．４．２．４　枢要技術の成立性見通し	1751
７．４．２．５　実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価	1754
（１）炉心燃料設計	1754

（2）プラント設計	1754
7．4．3　設計要求への適合性評価の整理	1762
7．4．3．1　安全性	1762
7．4．3．2　経済性	1763
7．4．3．3　資源有効利用性	1765
7．4．3．4　環境負荷低減性	1765
7．4．3．5　核拡散抵抗性	1765
7．4．3．6　運転・保守補修性	1765
7．5　鉛ビスマス冷却小型炉システム概念の提示	1770
7．5．1　システム設計概念とその特長	1770
7．5．1．1　炉心燃料設計	1770
7．5．1．2　プラント設計	1777
7．5．2　技術的成立性の評価	1840
7．5．2．1　炉心性能の評価	1840
7．5．2．2　構造健全性の評価	1840
7．5．2．3　安全評価	1840
7．5．2．4　枢要技術の成立性見通し	1841
7．5．2．5　実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価	1843
（1）炉心燃料設計	1843
（2）プラント設計	1843
7．5．3　設計要求への適合性評価の整理	1847
7．5．3．1　安全性	1847
7．5．3．2　経済性	1848
7．5．3．3　資源有効利用性	1848
7．5．3．4　環境負荷低減性	1848
7．5．3．5　核拡散抵抗性	1848
7．5．3．6　運転・保守補修性	1848
7．6　FBR小型炉の多目的利用	1851
7．6．1　水素分離改質法による水素製造プラントの検討	1851
7．6．1．1　検討方針	1851
7．6．1．2　プラント設計	1851
7．6．1．3　設計要求への適合性評価の整理	1852
7．6．2　低温熱化学法による水素製造プラントの検討	1862
7．6．2．1　検討方針	1862
7．6．2．2　プラント設計	1862
7．6．3　水素製造プラントのまとめ	1865
7．7　小型炉の技術的総括	1866
7．7．1　炉心燃料概念	1866
7．7．2　プラント概念	1870
7．7．3　フェーズⅡの今後の方向性	1876
おわりに	1880
謝辞	1881

付録	
A．金属燃料設計制限因子	付A-1
B．低比出力密度太径燃料を採用した炉心への安全性に関する推奨事項の検討	付B-1
C．水冷却炉における高除染燃料使用	付C-1
D．構造健全性の評価基準	付D-1
E．免震技術開発	付E-1
F．経済性評価手法	付F-1

高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究　-原子炉プラントシステム技術検討書-
執筆担当者一覧

(1/2分冊)

目　次	執筆担当者
はじめに	此村　守[1)]
1．設計要求とその対応方針（基幹電源）	
1．1　炉心燃料設計	小川　隆[1)]　岡野　靖[1)] 山口浩之[2)]
1．2　プラント設計	此村　守[1)]
2．ナトリウム冷却炉	
2．1　ナトリウム冷却炉の概念の構築	
2．1．1　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求	
2．1．1．1　ナトリウム冷却炉の一般的特性	村上　勤[1)*]
2．1．1．2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	
（1）炉心燃料設計	小川　隆[1)]　高木直行[1)*]
（2）プラント設計	西口洋平[3)]
2．1．1．3　炉心性能の追求	小川　隆[1)]　杉野和輝[1)] 永沼正行[1)]　高木直行[1)*]
2．1．1．4　システム性能の追求	菱田正彦[1)]
2．1．2　ナトリウム冷却炉固有の課題への対応方策の検討	
2．1．2．1　ナトリウム漏えい対策	木曽原直之[1)]
2．1．2．2　ナトリウム・水反応対策	木曽原直之[1)]
2．1．2．3　供用期間中検査と補修	内田昌人[1)*]
2．1．2．4　燃料取扱設備の簡素化	堀　徹[4)]
2．1．3　大型炉代表概念の構築	
（1）炉心燃料設計	杉野和輝[1)]　永沼正行[1)] 高木直行[1)*]
（2）プラント設計	菱田正彦[1)]　藤井　正[1)] 堀　徹[4)]　木曽原直之[1)] 早船浩樹[1)]　村上　勤[1)*] 内田昌人[1)*]　三枝利家[1)*]
2．1．4　中型モジュール炉代表概念の構築	
（1）炉心燃料設計	杉野和輝[1)]　永沼正行[1)] 高木直行[1)*]
（2）プラント設計	菱田正彦[1)]　藤井　正[1)] 堀　徹[4)]　木曽原直之[1)] 早船浩樹[1)]　村上　勤[1)*] 内田昌人[1)*]　三枝利家[1)*]
2．2　性能および技術的成立性の評価	
2．2．1　設計要求への適合性評価	
2．2．1．1　安全性	久保重信[1)*]
2．2．1．2　経済性評価	三枝利家[1)*]　菱田正彦[1)]
2．2．1．3　資源有効利用性	小川　隆[1)]
2．2．1．4　環境負荷低減性	小川　隆[1)]　高木直行[1)*]
2．2．1．5　核拡散抵抗性	小川　隆[1)]
2．2．1．6　運転、保守・補修性	菱田正彦[1)]　内田昌人[1)*]
2．2．2　技術的成立性の評価と今後の課題	
2．2．2．1　炉心設計	永沼正行[1)]　小川　隆[1)] 杉野和輝[1)]
2．2．2．2　プラントシステム	

（1）技術課題の明確化	藤井　正[1)]
（2）研究開発試験の現状	
（ⅰ）12Cr系鋼の物性値計測試験	若井隆純[5)]
（ⅱ）炉上部プレナム水流動試験	上出英樹[5)]
（ⅲ）ポンプ組込型中間熱交換器振動試験	早船浩樹[1)]
（ⅳ）大口径・高流速配管の流力振動試験	藤井　正[1)]
（ⅴ）自己作動型炉停止機構炉外・炉内試験	内田昌人[1)*]
2．2．2．3　構造健全性	
（1）構造設計方針の検討	柴本　宏[1)*]
（2）免震・耐震に関する設計方針	毛呂　達[6)*]
（3）LBB(漏えい先行型破損)に関する検討	田中良彦[7)*]
（4）主要箇所の健全性評価	安藤昌教[8)]　田中良彦[7)*] 惣万芳人[1)*]　藤井　正[1)]
2．2．2．4　安全評価	久保重信[1)*]　栗坂健一[1)]
2．2．2．5　熱流動評価	藤井　正[1)]　木曽原直之[1)]
2．3　フェーズⅡの今後の進め方	
2．3．1　炉心燃料設計	永沼正行[1)]
2．3．2　プラント設計	西口洋平[3)*]
2．4　実用化に向けた技術的実現性の評価	
2．4．1　実用化技術体系の整備までの道筋	
2．4．1．1　炉心燃料設計	永沼正行[1)]
2．4．1．2　プラント設計	西口洋平[3)*]
2．4．2　必要な開発資源・開発期間	
2．4．2．1　炉心・燃料設計	永沼正行[1)]
2．4．2．2　プラント設計	西口洋平[3)*]
2．5　ナトリウム冷却炉の技術的総括	
2．5．1　アドバンスト・ループ型ナトリウム炉の仕様とその根拠	菱田正彦[1)]　村上　勤[1)*]
2．5．2　ナトリウム冷却炉のセールスポイントの整理	
2．5．2．1　高い熱効率	
（1）炉心燃料設計	小川　隆[1)]
（2）プラント設計	菱田正彦[1)]
2．5．2．2　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上	
（1）炉心燃料設計	小川　隆[1)]
（2）プラント設計	久保重信[1)*]
2．5．3　更なる高度化の可能性（熱効率向上）	
2．5．3．1　炉心燃料設計	小川　隆[1)]
2．5．3．2　プラント設計	菱田正彦[1)]　堀　徹[4)]
3．鉛ビスマス冷却炉	
3．1　鉛ビスマス冷却炉の概念の構築	
3．1．1　鉛ビスマス冷却炉の持つ優れた性能とその追求	
3．1．1．1　鉛ビスマス冷却炉の一般的特性	
（1）炉心燃料設計	山口浩之[2)]
（2）プラント設計	早船浩樹[1)]
3．1．1．2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	
（1）炉心燃料設計	山口浩之[2)]
（2）フェーズⅠでのプラント概念の絞り込み	早船浩樹[1)]
3．1．1．3　炉心性能の追求	三田敏男[1)*]　高木直行[1)*]
3．1．1．4　システム性能の追求	早船浩樹[1)]
3．1．2　鉛ビスマス冷却炉固有の課題への対応方策の検討	
3．1．2．1　材料腐食	古川智弘[5)]　青砥紀身[5)]
3．1．2．2　鉛の毒性への対応	惣万芳人[1)*]
3．1．2．3　ポロニウム-210対策	惣万芳人[1)*]

３．１．２．４　供用期間中検査（ISI）と補修	惣万芳人[1)*]
３．１．３　代表概念の構築	
３．１．３．１　強制循環方式	
（１）炉心燃料設計	三田敏男[1)*]　山下　巧[1)]
（２）プラント設計	惣万芳人[1)*]
３．１．３．２　自然循環冷却方式	
（１）炉心燃料設計	三田敏男[1)*]　山口浩之[2)]
（２）プラント設計	惣万芳人[1)*]
３．１．３．３　保守補修性を向上した鉛ビスマス冷却炉	早船浩樹[1)]
３．１．３．４　低温化プラントの検討	早船浩樹[1)]

(2/2分冊)

３．２　性能および技術的成立性の評価	
３．２．１　設計要求への適合性評価	
３．２．１．１　安全性	久保重信[1)*]
３．２．１．２　経済性評価	三枝利家[1)*]
３．２．１．３　資源有効利用性	三田敏男[1)*]
３．２．１．４　環境負荷低減性	三田敏男[1)*]　高木直行[1)*]
３．２．１．５　核拡散抵抗性	三田敏男[1)*]
３．２．１．６　運転、保守・補修性	惣万芳人[1)*]
３．２．２　技術的成立性の評価と今後の課題	
３．２．２．１　炉心設計	三田敏男[1)*]
３．２．２．２　プラントシステム	早船浩樹[1)]
３．２．２．３　構造健全性	惣万芳人[1)*]
３．２．２．４　安全評価	久保重信[1)*]　栗坂健一[1)] 飛田吉春[5)]
３．３　フェーズⅡの今後の進め方	
３．３．１　炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
３．３．２　プラント設計	
３．３．２．１　フェーズⅡの上期総括	早船浩樹[1)]
３．３．２．２　フェーズⅡの今後の進め方	早船浩樹[1)]
３．４　実用化に向けた技術的実現性の評価	
３．４．１　実用化技術体系の整備までの道筋	
３．４．１．１　炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
３．４．１．２　プラント設計	惣万芳人[1)*]
３．４．２　必要な開発資源・開発期間	惣万芳人[1)*]
３．５　鉛ビスマス冷却炉の技術的総括	
３．５．１　鉛ビスマス冷却炉の仕様とその根拠の整理	
３．５．１．１　炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
３．５．１．２　プラント設計	早船浩樹[1)]
３．５．２　鉛ビスマス冷却炉のセールスポイントの整理	
３．５．２．１　設計要求への高い適合性	早船浩樹[1)]
３．５．３　高度化の可能性	惣万芳人[1)*]
４．ヘリウムガス冷却炉	
４．１　ヘリウムガス冷却炉の概念の構築	
４．１．１　ヘリウムガス冷却炉の持つ優れた性能とその追求	
４．１．１．１　ガス冷却炉の一般的特性	森部剛志[1)]
４．１．１．２　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	
（１）炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
（２）プラント設計	森部剛志[1)]
４．１．１．３　ヘリウムガス冷却炉と炭酸ガス冷却炉の比較	
（１）炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
（２）プラント設計	森部剛志[1)]

4．1．1．4　炉心性能の追求	岡野　靖[1)]　高木直行[1)*]
4．1．1．5　システム性能の追求	森部剛志[1)]
4．1．2　ヘリウムガス冷却炉固有の課題への対応方策の検討	
4．1．2．1　減圧事故対策	森部剛志[1)]
4．1．2．2　事故時の炉心冷却対策	久保重信[1)*]
4．1．2．3　燃料被覆層の破損に対する対策	永沼正行[1)]　岡野　靖[1)]
4．1．2．4　燃料製造性・再処理性	岡野　靖[1)]
4．1．3　代表概念の構築	岡野　靖[1)]
4．1．3．1　炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
4．1．3．2　プラント設計	森部剛志[1)]
4．2　性能および技術的成立性の評価	
4．2．1　設計要求への適合性評価	
4．2．1．1　安全性	久保重信[1)*]
4．2．1．2　経済性	三枝利家[1)*]　森部剛志[1)]
4．2．1．3　資源有効利用性	岡野　靖[1)]
4．2．1．4　環境負荷低減性	岡野　靖[1)]　高木直行[1)*]
4．2．1．5　核拡散抵抗性	岡野　靖[1)]
4．2．1．6　運転、保守・補修性	森部剛志[1)]
4．2．2　技術的成立性の評価と今後の課題	
4．2．2．1　炉心設計	岡野　靖[1)]
4．2．2．2　プラントシステム	森部剛志[1)]
4．2．2．3　構造健全性	森部剛志[1)]
4．2．2．4　安全評価	久保重信[1)*]　栗坂健一[1)]
4．3　フェーズⅡの今後の進め方	
4．3．1　炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
4．3．1．1　被覆粒子型燃料炉心設計	岡野　靖[1)]
4．3．1．2　耐熱被覆ピン型燃料炉心設計	岡野　靖[1)]
4．3．2　プラント設計	三枝利家[1)*]
4．4　実用化に向けた技術的実現性の評価	
4．4．1　実用化技術体系の整備までの道筋	
4．4．1．1　炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
4．4．1．2　プラント設計	森部剛志[1)]
4．4．2　必要な開発資源・開発期間	
4．4．2．1　炉心燃料設計	岡野　靖[1)]
4．4．2．2　プラント設計	森部剛志[1)]
4．5　ヘリウムガス冷却炉の技術的総括	
4．5．1　ヘリウムガス冷却炉の仕様とその根拠	森部剛志[1)]　岡野　靖[1)]
4．5．2　ヘリウムガス冷却炉のセールスポイントの整理	
4．5．2．1　高い熱効率	森部剛志[1)]
4．5．2．2　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上	久保重信[1)*]
5．水冷却炉	
5．1　水冷却炉の概念の構築	
5．1．1　水冷却炉の優れた性能とその追求	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．1．1．1　水冷却炉の一般的特性	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．1．1．2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開	大久保努[9)]　久語輝彦[9)] 内田昌人[1)*]
5．1．1．3　炉心性能の追求	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．1．1．4　システム性能の追求	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．1．2　水冷却炉固有の課題への対応方策の検討	
5．1．2．1　通常時・異常時の稠密炉心冷却	大貫　晃[9)]
5．1．2．2　炉心崩壊事故対策	与能本泰介[9)]
5．1．2．3　燃料被覆管	木内　清[9)]　井岡郁夫[9)] 鈴木元衛[9)]　内川貞夫[9)]

5．1．2．4　起動時の運転制御性	石川信行[9)]
5．1．3　代表概念の構築	
5．1．3．1　水冷却炉	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．2　性能および技術的成立性の評価	
5．2．1　設計要求への適合性評価の整理	
5．2．1．1　安全性	与能本泰介[9)]
5．2．1．2　経済性	佐藤　治[9)]　大久保努[9)]
5．2．1．3　資源有効利用性	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．2．1．4　環境負荷低減性	大久保努[9)]　久語輝彦[9)]
5．2．1．5　核拡散抵抗性	内川貞夫[9)]
5．2．1．6　運転・保守補修性	内川貞夫[9)]
5．2．2　技術的成立性の評価と今後の課題	
5．2．2．1　炉心設計	木内　清[9)]　鈴木元衛[9)] 大貫　晃[9)]　大久保努[9)] 久語輝彦[9)]
5．2．2．2　プラントシステム	鈴土知明[9)]
5．2．2．3　構造健全性	内川貞夫[9)]
5．2．2．4　安全評価	与能本泰介[9)]
5．3　フェーズⅡの今後の進め方	内川貞夫[9)]
5．4　実用化に向けた技術的実現性の評価	
5．4．1　実用化技術体系の整備までの道筋	内川貞夫[9)]
5．4．2　必要な開発資源・開発期間	内川貞夫[9)]
5．5　水冷却炉の技術的総括	
5．5．1　水冷却炉の仕様とその根拠	内川貞夫[9)]
5．5．2　水冷却炉のセールスポイントの整理	内川貞夫[9)]
6．フェーズⅡの中間報告	
6．1　安全性	丹羽　元[1)]
6．2　経済性	
6．2．1　炉心燃料設計	水野朋保[1)]
6．2．2　プラント設計	
6．2．2．1　はじめに	三枝利家[1)*]
6．2．2．2　評価の前提	三枝利家[1)*]
6．2．2．3　評価結果	三枝利家[1)*]
6．2．2．4　評価結果の検討	三枝利家[1)*]
6．2．2．5　まとめ	三枝利家[1)*]
6．2．3　各冷却材プラントの運転維持費（修繕費等）	宇野　修[1)]
6．3　環境負荷低減性	
6．3．1　炉心燃料設計	水野朋保[1)]
6．3．2　プラント設計	宇野　修[1)]
6．4　資源有効利用性	水野朋保[1)]
6．5　核拡散抵抗性	水野朋保[1)]
6．6　運転、保守・補修性	木田正則[1)*]
7．小型炉	
7．1　小型炉に対するニーズと設計要求及び対応方針	堀　徹[4)]
7．1．1　マーケットニーズ調査	堀　徹[4)]
7．1．2　設計要求と対応方針	堀　徹[4)]
7．1．3　マーケットニーズ対応の具体化	堀　徹[4)]
7．2　小型炉の特性追求	
7．2．1　フェーズⅡの検討経緯	堀　徹[4)]
7．2．2　炉心性能	
7．2．2．1　長期運転サイクルの追求	堀　徹[4)]
7．2．2．2　サイクルコストの低減	堀　徹[4)]
7．2．2．3　固有の安全性の追求	堀　徹[4)]

7．2．3　システム性能	
7．2．3．1　システムの簡素化	堀　徹[4)]
7．2．3．2　運転・保守補修の簡素化	堀　徹[4)]
7．3　小型炉固有の課題への対応方策の検討	
7．3．1　冷却材循環方式	堀　徹[4)]
7．3．2　反応度制御方式	堀　徹[4)]
7．3．3　炉内電磁ポンプ配置方式	堀　徹[4)]
7．4　ナトリウム冷却小型炉システム概念の提示	
7．4．1　システム設計概念とその特長	
7．4．1．1　炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
7．4．1．2　プラント設計	堀　徹[4)]
7．4．2　技術的成立性の評価	
7．4．2．1　炉心性能の評価	三田敏男[1)*]
7．4．2．2　構造健全性の評価	堀　徹[4)]
7．4．2．3　安全評価	堀　徹[4)]
7．4．2．4　枢要技術の成立性見通し	堀　徹[4)]
7．4．2．5　実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価	
（1）炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
（2）プラント設計	堀　徹[4)]
7．4．3　設計要求への適合性評価の整理	
7．4．3．1　安全性	堀　徹[4)]
7．4．3．2　経済性	堀　徹[4)]
7．4．3．3　資源有効利用性	三田敏男[1)*]
7．4．3．4　環境負荷低減性	三田敏男[1)*]
7．4．3．5　核拡散抵抗性	三田敏男[1)*]
7．4．3．6　運転・保守補修性	堀　徹[4)]
7．5　鉛ビスマス冷却小型炉システム概念の提示	
7．5．1　システム設計概念とその特長	
7．5．1．1　炉心燃料設計	三田敏男[1)*]　山口浩之[2)]
7．5．1．2　プラント設計	近澤佳隆[1)]
7．5．2　技術的成立性の評価	
7．5．2．1　炉心性能の評価	三田敏男[1)*]　山口浩之[2)]
7．5．2．2　構造健全性の評価	近澤佳隆[1)]
7．5．2．3　安全評価	近澤佳隆[1)]
7．5．2．4　枢要技術の成立性見通し	近澤佳隆[1)]
7．5．2．5　実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価	
（1）炉心燃料設計	三田敏男[1)*]
（2）プラント設計	近澤佳隆[1)]
7．5．3　設計要求への適合性評価の整理	
7．5．3．1　安全性	近澤佳隆[1)]
7．5．3．2　経済性	近澤佳隆[1)]
7．5．3．3　資源有効利用性	三田敏男[1)*]
7．5．3．4　環境負荷低減性	三田敏男[1)*]
7．5．3．5　核拡散抵抗性	三田敏男[1)*]
7．5．3．6　運転・保守補修性	近澤佳隆[1)]
7．6　ＦＢＲ小型炉の多目的利用	
7．6．1　水素分離改質法による水素製造プラントの検討	
7．6．1．1　検討方針	近澤佳隆[1)]
7．6．1．2　プラント設計	近澤佳隆[1)]
7．6．1．3　設計要求への適合性評価の整理	近澤佳隆[1)]
7．6．2　低温熱化学法による水素製造プラントの検討	

７．６．２．１　検討方針	近澤佳隆[1)]
７．６．２．２　プラント設計	近澤佳隆[1)]
７．６．３　水素製造プラントのまとめ	近澤佳隆[1)]
７．７　小型炉の技術的総括	
７．７．１　炉心燃料概念	三田敏男[1)*]
７．７．２　プラント概念	堀　徹[4)]
７．７．３　フェーズⅡの今後の方向性	堀　徹[4)]
おわりに	此村　守[1)]
謝辞	此村　守[1)]
付録	
Ａ．金属燃料設計制限因子	永沼正行[1)]
Ｂ．低比出力密度太径燃料を採用した炉心への安全性に関する推奨事項の検討	石田政義[10)]
Ｃ．水冷却炉における高除染燃料使用	大久保努[9)]
Ｄ．構造健全性の評価基準	笠原直人[5)]
Ｅ．免震技術開発	毛呂　達[6)*]　北村誠司[5)] 木田正則[1)*]
Ｆ．経済性評価手法	三枝利家[1)*]

1) 大洗工学センター　システム技術開発部
2) 大洗工学センター　システム技術開発部　(現在、東芝プラントシステム(株)　情報･生産システム技術部)
3) 大洗工学センター　システム技術開発部　(現在、(株)東芝　原子力開発設計部)
4) 大洗工学センター　システム技術開発部　(現在、川崎重工業(株)　プラント･環境･鉄鋼カンパニー技術開発部)
5) 大洗工学センター　要素技術開発部
6) 大洗工学センター　要素技術開発部　(現在、新型炉技術開発(株)　新型炉技術部)
7) 大洗工学センター　システム技術開発部　(現在、東京電力(株)　技術開発研究所)
8) 元大洗工学センター　要素技術開発部　構造信頼性研究グループ
9) 日本原子力研究所　東海研究所　エネルギーシステム研究部
10) 元大洗工学センター　要素技術開発部　リスク評価研究グループ
＊:日本原子力発電(株)からの派遣者

Feasibility Study on Commercialization of Fast Breeder Reactor Cycle Systems — Technical Study Report for Reactor Plant Systems —

Author List

Content	Author
Introduction	Mamoru Konomura[1)]
1. Design requirements and countermeasures	Takashi Ogawa[1)] Yasushi Okano[1)] Hiroyuki Yamaguchi[2)] Mamoru Konomura[1)]
2. Sodium cooled Fast Breeder Reactor	Tutomu Murakami[1)*] Takashi Ogawa[1)] Naoyuki Takagi[1)*] Yohei Nishiguchi[1)*] Kazuteru Sugino[1)] Masayuki Naganuma[1)] Masahiko Hishida[1)] Naoyuki Kisohara[1)] Masato Uchida[1)*] Toru Hori[4)] Tadashi Fujii[1)] Hiroki Hayafune[1)] Toshiie Saigusa[1)*] Shigenobu Kubo [1)*] Takashi Wakai[5)] Hideki Kamide[5)] Hiroshi Shibamoto[1)*] Satoshi Moro[6)] Yoshihiro Tanaka[7)*] Masanori Ando[8)] Yoshindo Soman[1)*] Kenichi Kurisaka[1)]
3. Lead-bismuth cooled Fast Breeder Reactor	Toshio Sanda[1)*] Hiroyuki Yamaguchi[2)] Hiroki Hayafune[1)] Takumi Yamashita[1)] Naoyuki Takagi[1)*] Tomohiro Furukawa[5)] Kazumi Aoto[5)] Yoshindo Soman[1)*] Shigenobu Kubo[1)*] Toshiie Saigusa[1)*] Kenichi Kurisaka[1)] Yoshiharu Tobita[5)]

4. Helium gas cooled Fast Breeder Reactor	Takeshi Moribe[1)] Yasushi Okano[1)] Naoyuki Takagi[1)*] Shigenobu Kubo[1)*] Masayuki Naganuma[1)] Toshiie Saigusa[1)*] Kenichi Kurisaka[1)]
5. Water cooled Fast Breeder Reactor	Tutomu Okubo[9)] Teruhiko Kugo [9)] Masato Uchida[1)*] Akira Onuki[9)] Taisuke Yonomoto[9)] Kiyoshi Kiuchi[9)] Ikuo Ioka[9)] Motoe Suzuki[9)] Sadao Uchikawa[9)] Nobuyuki Ishikawa[9)] Osamu Sato[9)] Tomoaki Suzudo[9)]
6. Interim Summary of phase II	Hajime Niwa[1)] Tomoyasu Mizuno[1)] Toshiie Saigusa[1)*] Osamu Uno[1)] Masanori Kida[1)*]
7. Small-scale Fast Breeder Reactor	Toru Hori[4)] Toshio Sanda[1)*] Hiroyuki Yamaguchi[2)] Yoshitaka Chikazawa[1)]
Conclusion	Mamoru Konomura[1)]
Address of thanks	Mamoru Konomura[1)]
Appendix	Masayuki Naganuma[1)] Masayoshi Ishida[10)] Tutomu Okubo[9)] Naoto Kasahara[5)] Satoshi Moro[6)*] Seiji Kitamura[5)] Masanori Kida[1)*] Toshiie Saigusa[1)*]

1) System Engineering Technology Division, OEC
2) Presently, Information & Manufacturing System Department, TOSHIBA Plant System & Services Corporation
3) Presently, Advanced System Design & Engineering Department, TOSHIBA Corporation
4) Presently, KAWASAKI Heavy Industries Corporation
5) Advanced Technology Division, OEC

6) Presently, Advanced Reactor Technology Corporation
7) Presently, TOKYO Electric Power Company
8) Formerly, Structual Mechanics Research Group, Advanced Technology Division, OEC
9) Department of Nuclear Energy System, TOKAI Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute
10) Formerly, Nuclear System Safety Research Group, Advanced Technology Division, OEC
＊：attached from The Japan Atomic Power Company (JAPC)

第２章　表リスト

（1/2 分冊）

2.1　ナトリウム冷却炉の概念の構築
2.1.1　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求
表 2.1.1.1　フェーズⅡにおける Na 冷却大型炉設計研究の基本計画---------- 61
表 2.1.1.2　フェーズⅡにおける Na 冷却中型モジュール炉設計研究の基本計画 62
表 2.1.1.3　MOX 燃料炉心の主要な設計条件 ---------- 63
表 2.1.1.4　大型 MOX 燃料炉心における再臨界回避方策および炉心型式組合せ
炉心概念の性能と技術的課題の比較（平成 13 年度炉心）---------- 64
表 2.1.1.5　LLFP 核変換の一次成立性評価---------- 65
表 2.1.1.6　大型 MOX 燃料炉心の主要仕様および炉心特性比較---------- 66
表 2.1.1.7　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心（導入期炉心・平衡期炉心）
の主要目 ---------- 67
表 2.1.1.8　大型 MOX 燃料高内部転換型炉心（平衡期炉心・導入期炉心）
の主要目 ---------- 68
表 2.1.1.9　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心（導入期炉心・平衡期炉心）
の主要目 ---------- 69
表 2.1.1.10　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心（平衡期炉心・導入期炉心）
の主要目 ---------- 70
表 2.1.1.11　金属燃料炉心と MOX 燃料炉心の微視的断面積の比較---------- 71
表 2.1.1.12　金属燃料炉心の主要な設計条件　－コンパクト型－---------- 72
表 2.1.1.13　金属燃料炉心の主要な設計条件　－高出口温度型－---------- 73
表 2.1.1.14　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目
（高速中性子照射量制限満足炉心） ---------- 74
表 2.1.1.15　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）---------- 75
表 2.1.1.16　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目
（高燃焼度化条件成立燃料仕様） ---------- 76
表 2.1.1.17　大型金属燃料高出口温度型炉心の主要目
（高速中性子照射量制限満足炉心） ---------- 77
表 2.1.1.18　大型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（平衡期炉心）---------- 78
表 2.1.1.19　ナトリウム冷却大型金属燃料炉心の検討結果---------- 79
表 2.1.1.20　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目
（高速中性子照射量制限満足炉心） ---------- 80
表 2.1.1.21　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）---------- 81
表 2.1.1.22　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目
（ピン径 2 領域型高速中性子照射量制限満足炉心） ---------- 82
表 2.1.1.23　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目
（Zr 含有率 2 領域型高速中性子照射量制限満足炉心）---------- 83

表 2.1.1.24　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目
（Zr 含有率 2 領域型平衡期炉心） ---------- 84

2.1.2　ナトリウム冷却炉固有の課題への対応方策の検討
表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法 ---------- 140
表 2.1.2.2　ナトリウム冷却中型炉・酸化物燃料・高内部転換型炉心
燃料取扱設備の検討条件 ---------- 145
表 2.1.2.3　燃料取扱方式の物量比較 ---------- 146
表 2.1.2.4　燃料取扱方式のコスト比較 ---------- 146
表 2.1.2.5　ガス中裸燃料取扱時の燃料被覆管制限温度
および冷却機能喪失時の時間裕度 ---------- 147
表 2.1.2.6　各燃料取扱方式の安全対応方針 ---------- 148
表 2.1.2.7　水プール直接貯蔵方式と EVST 貯蔵方式の比較評価---------- 149

2.1.3　大型炉代表概念の構築
表 2.1.3.1　大型 MOX 燃料炉心概念候補間の利害得失の比較（開発目標に
関する指標の比較） ---------- 213
表 2.1.3.2　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）---------- 214
表 2.1.3.3　主要な燃料仕様（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心） ---------- 215
表 2.1.3.4　主要な炉心特性（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心） ---------- 216
表 2.1.3.5　物質収支（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）（導入期炉心） ------ 217
表 2.1.3.6　制御反応度収支（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心） ---------- 219
表 2.1.3.7　被覆管最高温度評価用ホットスポットファクタ
（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）---------- 219
表 2.1.3.8　炉心流量配分値および被覆管温度・CDF 値（大型 MOX 燃料
コンパクト型炉心）（導入期炉心）---------- 220
表 2.1.3.9　出力履歴（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）（導入期炉心） ------ 221
表 2.1.3.10　被覆管温度履歴（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心） ---------- 221
表 2.1.3.11　累積高速中性子照射量評価（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心） ---------- 222
表 2.1.3.12　炉心構成および燃料仕様（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（平衡期炉心） ---------- 223
表 2.1.3.13　主要な炉心特性（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（平衡期炉心） ---------- 224
表 2.1.3.14　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較
（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）（導入期炉心） ---------- 225
表 2.1.3.15　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心装荷用 LLFP 集合体の仕様 ------- 226

表 2.1.3.16　LLFP 集合体を装荷した大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の
主要な核特性 ---------- 227
表 2.1.3.17　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の LLFP 核変換特性 ---------- 228
表 2.1.3.18　大型炉導入期炉心概念候補間の利害得失の比較（開発目標に
関する指標の比較） ---------- 229
表 2.1.3.19　大型炉炉心概念候補間の利害得失の比較（課題に関する比較）----- 229
表 2.1.3.20　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要な設計条件---------- 230
表 2.1.3.21　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 231
表 2.1.3.22　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要燃料仕様
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 232
表 2.1.3.23　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 233
表 2.1.3.24　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支
（高燃焼度化導入期炉心）　－1 バッチ当たり平衡装荷燃料－ ----- 234
表 2.1.3.25　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支
（高燃焼度化導入期炉心）　－1 バッチ当たり平衡取出燃料－ ----- 234
表 2.1.3.26　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支
（高燃焼度化導入期炉心）　－平衡初期燃料－---------- 235
表 2.1.3.27　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支
（高燃焼度化導入期炉心）　－平衡末期燃料－---------- 235
表 2.1.3.28　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御反応度収支
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 236
表 2.1.3.29　金属燃料の熱特性解析で用いる工学的安全係数
（ワイヤ型スペーサ） ---------- 237
表 2.1.3.30　大型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分結果
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 238
表 2.1.3.31　大型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素
の出力履歴（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 238
表 2.1.3.32　大型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素
の被覆管肉厚中心温度履歴（高燃焼度化導入期炉心）---------- 239
表 2.1.3.33　大型金属燃料コンパクト型炉心における寿命末期 CDF 値および
被覆管周方向応力（高燃焼度化導入期炉心）---------- 239
表 2.1.3.34　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性
（高燃焼度化平衡期炉心） ---------- 240
表 2.1.3.35　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性
（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）---------- 241
表 2.1.3.36　大型金属燃料コンパクト型炉心の TRU 組成変動による炉心特性の
比較（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 242
表 2.1.3.37　大型金属燃料ナトリウム冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様 ---------- 243

表 2.1.3.38　LLFP 集合体を装荷した大型金属燃料コンパクト型炉心の
主要な核特性 ---------- 244
表 2.1.3.39　大型金属燃料コンパクト型炉心の LLFP 核変換特性 ---------- 245
表 2.1.3.40　２ループと４ループの建設コスト比較 ---------- 246
表 2.1.3.41　ポンプ組込型ＩＨＸと分離型の保守・補修性比較---------- 247
表 2.1.3.42　各種１次系配管引き回し方式の比較 ---------- 247
表 2.1.3.43　ヘリカルコイル型 SG の主要目表---------- 248
表 2.1.3.44　２次系ポンプ主要目表 ---------- 249
表 2.1.3.45　ナトリウム冷却大型炉　燃料取扱設備主要仕様---------- 250
表 2.1.3.46　放射性廃棄物処理設備処理量の FBR 実証炉との比較（大型炉）--- 251
表 2.1.3.47　各設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較（大型炉）---------- 251
表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）---------- 252
表 2.1.3.49　大型炉－1500　全体建設工程表（案）---------- 259
表 2.1.3.50　大型炉－1500MXC　定期検査工程表（案）【標準点検】 ---------- 260
表 2.1.3.51　大型炉－1500MXC　定期検査工程表（案）【標準外点検】 ---------- 261

2.1.4　中型モジュール炉代表概念の構築
表 2.1.4.1　中型 MOX 燃料炉心概念候補間の利害得失の比較
（開発目標に関する指標の比較） ---------- 355
表 2.1.4.2　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要目（平衡期炉心）---------- 356
表 2.1.4.3　主要な炉心・燃料仕様（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心） ---------- 357
表 2.1.4.4　主要な炉心特性（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心） ---------- 358
表 2.1.4.5　物質収支（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）（平衡期炉心） ------ 359
表 2.1.4.6　制御反応度収支（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）(平衡期炉心) 361
表 2.1.4.7　被覆管最高温度評価用ホットスポットファクタ
（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）---------- 361
表 2.1.4.8　炉心流量配分値および被覆管温度（中型 MOX 燃料高内部転換型
炉心）（平衡期炉心）---------- 362
表 2.1.4.9　出力履歴 (中型 MOX 燃料高内部転換型炉心)(平衡期炉心) ---------- 363
表 2.1.4.10　被覆管温度履歴（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）(平衡期炉心) 363
表 2.1.4.11　統計的処理を取入れた手法による CDF 評価条件・結果
（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）（平衡期炉心） ---------- 364
表 2.1.4.12　累積高速中性子照射量評価（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（導入期炉心） ---------- 365
表 2.1.4.13　炉心構成および燃料仕様（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（導入期炉心） ---------- 366
表 2.1.4.14　主要な炉心特性（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）（導入期炉心）367
表 2.1.4.15　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較
（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）（導入期炉心） ---------- 368

表 2.1.4.16　中型 MOX 燃料高内部転換型ナトリウム冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様 ---------- 369
表 2.1.4.17　LLFP 集合体を装荷した中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要な核特性 ---------- 370
表 2.1.4.18　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の LLFP 核変換特性 ---------- 371
表 2.1.4.19　中型炉導入期炉心概念候補間の利害得失の比較（開発目標に関する指標の比較） ---------- 372
表 2.1.4.20　中型炉炉心概念候補間の利害得失の比較（課題に関する比較） ----- 372
表 2.1.4.21　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要な設計条件---------- 373
表 2.1.4.22　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 374
表 2.1.4.23　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要燃料仕様（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 375
表 2.1.4.24　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 376
表 2.1.4.25　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）　－1 バッチ当たり平衡装荷燃料－ ----- 377
表 2.1.4.26　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）　－1 バッチ当たり平衡取出燃料－ ----- 377
表 2.1.4.27　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）　－平衡初期燃料－---------- 378
表 2.1.4.28　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）　－平衡末期燃料－---------- 378
表 2.1.4.29　中型金属燃料コンパクト型炉心の制御反応度収支（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 379
表 2.1.4.30　金属燃料の熱特性解析で用いる工学的安全係数（ワイヤ型スペーサ） ---------- 380
表 2.1.4.31　中型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分結果（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 381
表 2.1.4.32　中型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の出力履歴（高燃焼度化導入期炉心）---------- 381
表 2.1.4.33　中型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の被覆管肉厚中心温度履歴（高燃焼度化導入期炉心）---------- 382
表 2.1.4.34　中型金属燃料コンパクト型炉心における寿命末期 CDF 値および被覆管周方向応力（高燃焼度化導入期炉心）---------- 382
表 2.1.4.35　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化平衡期炉心） ---------- 383
表 2.1.4.36　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）---------- 384
表 2.1.4.37　中型金属燃料コンパクト型炉心の TRU 組成変動による炉心特性の比較（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 385

表 2.1.4.38　蒸気発生器形式の選定 ---------- 386
表 2.1.4.39　２次系ループ数の比較 ---------- 387
表 2.1.4.40　崩壊熱除去系の比較 ---------- 388
表 2.1.4.41　２次系ポンプ方式の比較 ---------- 388
表 2.1.4.42　ナトリウム冷却中型炉　燃料取扱設備主要仕様---------- 389
表 2.1.4.43　炉内中継装置型式の比較評価（複数体移送の採用評価）---------- 390
表 2.1.4.44　レールレス台車式燃料出入機の技術課題と成立性の見通し評価----- 391
表 2.1.4.45　EVST 貯蔵容量をパラメータとする経済性および
炉心退避期間の検討 ---------- 392
表 2.1.4.46　EVST 中燃料の貯蔵ピッチに係る検討---------- 393
表 2.1.4.47　放射性廃棄物処理設備処理量の FBR 実証炉との比較
（中型モジュール炉） ---------- 394
表 2.1.4.48　各設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較（中型モジュール炉）-------- 394
表 2.1.4.49　中型炉-M750／中型炉-S750 のタービン仕様比較　---------- 394
表 2.1.4.50　ナトリウム冷却中型炉保守計画 ---------- 395
表 2.1.4.51　中型炉－M750　全体建設工程表（案）---------- 398
表 2.1.4.52　大型ユニット工法におけるモジュール分割工程（案）---------- 399
表 2.1.4.53　中型炉－M750MXH　定期検査工程表（案）【標準点検】---------- 400
表 2.1.4.54　中型炉－M750MXH　定期検査工程表（案）【標準外点検】--------- 401
表 2.1.4.55　中型モジュール炉の定検期間（シリーズ定検）---------- 402

2.2　性能および技術的成立性の評価
2.2.1　設計要求への適合性評価
表 2.2.1.1　設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ---------- 466
表 2.2.1.2　ナトリウム冷却炉の経済性評価結果 ---------- 467
表 2.2.1.3　代表炉心の資源有効利用性（FBR 導入期炉心） ---------- 468
表 2.2.1.4　ナトリウム冷却炉心の LLFP 核変換特性---------- 469
表 2.2.1.5　大型炉廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較---------- 470
表 2.2.1.6　大型炉中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ---------- 470
表 2.2.1.7　大型炉中間評価用の廃棄物量データのまとめ---------- 471
表 2.2.1.8　中型炉廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較---------- 472
表 2.2.1.9　中型炉中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ---------- 472
表 2.2.1.10　中型炉中間評価用の廃棄物量データのまとめ---------- 473
表 2.2.1.11　検査・補修性向上による建設費への影響 ---------- 474

2.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
表 2.2.2.1　太径 MOX 燃料ピン照射試験実績---------- 565
表 2.2.2.2　振動充填燃料採用による炉心・燃料仕様への影響---------- 566
表 2.2.2.3　振動充填燃料採用による炉心特性への影響---------- 567
表 2.2.2.4　ODS 代替被覆材の特性・開発見通し ---------- 568
表 2.2.2.5　グリッドスペーサとワイヤスペーサの特徴の比較---------- 569

表 2.2.2.6　Zr-H 遮へい体温度評価結果 ---------- 569
表 2.2.2.7　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒仕様---------- 570
表 2.2.2.8　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒 ACMI
（吸収材ﾍﾟﾚｯﾄ－被覆管相互作用）概略評価結果 ---------- 571
表 2.2.2.9　グリッドスペーサ採用による工安係数への影響---------- 572
表 2.2.2.10　金属燃料の照射実績（IFR プログラム、定常照射） ---------- 573
表 2.2.2.11　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御棒仕様---------- 574
表 2.2.2.12　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御棒 ACMI
（吸収材ﾍﾟﾚｯﾄ－被覆管相互作用）概略評価結果 ---------- 575
表 2.2.2.13　高出口温度型金属燃料炉心（Zr 含有率 2 領域型）
の流量配分結果 ---------- 576
表 2.2.2.14　12Cr 系鋼の縦弾性係数---------- 577
表 2.2.2.15　12Cr 系鋼の熱膨張係数---------- 577
表 2.2.2.16　12Cr 系鋼の熱伝導率および比熱---------- 577
表 2.2.2.17　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比
（水平） ---------- 578
表 2.2.2.18　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比
（上下） ---------- 578
表 2.2.2.19　１次系配管のＬＢＢ成立性評価結果 ---------- 579
表 2.2.2.20　解析に用いた各種非弾性モデル ---------- 579
表 2.2.2.21　皿型及び球形下部鏡構造の Bree ラチェットの比較---------- 580
表 2.2.2.22　炉心支持構造の Bree ラチェットの比較 ---------- 580
表 2.2.2.23　原子炉構造（大型炉）強地震条件における上下応答解析結果 ----- 581
表 2.2.2.24　原子炉構造（大型炉）強地震条件における耐震成立性評価
（上下免震無し） ---------- 581
表 2.2.2.25　原子炉構造（大型炉）強地震条件における耐震成立性評価
（厚肉積層ゴム式上下免震装置適用時） ---------- 581
表 2.2.2.26　ＤＨＸ容器（大型炉）の座屈評価 ---------- 582
表 2.2.2.27　コールドトラップ容器（大型炉）の座屈評価---------- 582
表 2.2.2.28　スカート付根Ｙピース部の健全性評価結果（大型炉）---------- 583
表 2.2.2.29　ＩＨＸ入口ノズル及びＨＬ配管の応力評価結果---------- 583
表 2.2.2.30　ＩＨＸ伝熱管応答解析結果（大型炉） ---------- 584
表 2.2.2.31　ＩＨＸ伝熱管磨耗量評価結果（大型炉） ---------- 584
表 2.2.2.32　ポンプ組込型ＩＨＸ固有値解析結果及びポンプ回転数との比較
（中型モジュール炉） ---------- 585
表 2.2.2.33　熱膨張応力評価結果 ---------- 586
表 2.2.2.34　配管固有振動数評価結果 ---------- 586
表 2.2.2.35　ナトリウム冷却炉の安全評価事象 ---------- 587
表 2.2.2.36　ナトリウム冷却炉の安全性評価に適用する判断条件---------- 588
表 2.2.2.37　ナトリウム冷却炉の主要安全解析条件（設計基準事象）---------- 588

表 2.2.2.38　ナトリウム冷却炉の流量減少型事象（１次ポンプ軸固着）
の解析結果 ---------- 589
表 2.2.2.39　ナトリウム冷却炉の過出力型事象（制御棒誤引抜）の解析結果----- 589
表 2.2.2.40　ナトリウム冷却炉の自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価
主な評価条件 ---------- 590
表 2.2.2.41　ナトリウム冷却炉の自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価
結果 ---------- 590
表 2.2.2.42　ナトリウム冷却炉の崩壊熱除去特性評価結果---------- 591
表 2.2.2.43　ナトリウム冷却炉のひばく評価結果 ---------- 592
表 2.2.2.44　単管 SG を採用した大型 Na 炉の PLOHS 発生頻度検討
ケース一覧 ---------- 593
表 2.2.2.45　ナトリウム冷却炉の ULOF 起因過程主要解析条件と結果 ---------- 593
表 2.2.2.46　上部プレナム内機器の流力振動概略評価 ---------- 594
表 2.2.2.47　１次系配管仕様の比較 ---------- 595
表 2.2.2.48　ＩＨＸ伝熱管の座屈評価 ---------- 595

2.5　ナトリウム冷却炉の技術的総括
2.5.1　アドバンスト・ループ型ナトリウム炉の仕様とその根拠
表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠---------- 684
表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠---------- 692
表 2.5.1.3　中型炉－Ｓ７５０の基本仕様とその設計根拠---------- 700

2.5.2　ナトリウム冷却炉のセールスポイントの整理
表 2.5.2.1　ナトリウムの持つ特性の設計への活用 ---------- 709

2.5.3　更なる高度化の可能性（熱効率向上）
表 2.5.3.1　高効率タービン構成比較結果 ---------- 724
表 2.5.3.2　2 次系簡素化概念の比較評価（フェーズⅠ） ---------- 725
表 2.5.3.3　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG 基数に係る検討　726
表 2.5.3.4　鉛ビスマス入り三重管の安全機能と ISI 要求事項---------- 727
表 2.5.3.5　安全機能などに基づく鉛ビスマス入り三重管仕様設定の考え方----- 727
表 2.5.3.6　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　伝熱管破損時の
安全シナリオ ---------- 728
表 2.5.3.7　2 次系簡素化概念の経済性評価---------- 729

第３章　表リスト

3.1　鉛ビスマス冷却炉の概念の構築

3.1.1　鉛ビスマス冷却炉の持つ優れた性能とその追求

表 3.1.1.1　各冷却材の物性比較---------- 789
表 3.1.1.2　鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の設計例における熱特性比較 ---------- 789
表 3.1.1.3　鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の設計例の燃料仕様比較 ---------- 790
表 3.1.1.4　鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の設計例の炉心特性比較
（酸化物燃料炉心）---------- 791
表 3.1.1.5　鉛ビスマスとナトリウムの物性値等の比較 ---------- 792
表 3.1.1.6　冷却材及び燃料種類の違いによる実効増倍率への影響
（2 次元 R-Z 計算）---------- 793
表 3.1.1.7　鉛ビスマス冷却炉の冷却材駆動方式選定のための炉心仕様
サーベイ条件（フェーズⅠ）---------- 794
表 3.1.1.8　冷却材駆動方式選定のための炉心概略仕様サーベイ結果 ---------- 795
表 3.1.1.9　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の炉心主要目 ---------- 796
表 3.1.1.10　鉛ビスマス冷却炉の主要な炉心設計条件 ---------- 797
表 3.1.1.11　鉛ビスマス強制循環冷却炉窒化物燃料炉心の主要目の比較 ---------- 798
表 3.1.1.12　燃料形態の違いによる鉛ビスマス強制循環冷却炉導入期炉心の
主要目の比較（同一仕様）---------- 799
表 3.1.1.13　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心の主要目の比較---------- 800
表 3.1.1.14　燃料組成の違いによる鉛ビスマス強制循環冷却炉導入期炉心の
主要目の比較---------- 801
表 3.1.1.15　サーベイ計算の集合体仕様---------- 802
表 3.1.1.16　サーベイ結果のまとめ---------- 803
表 3.1.1.17　鉛ビスマス強制循環冷却炉の装荷用 LLFP 集合体の仕様---------- 804
表 3.1.1.18　LLFP 集合体を装荷した鉛ビスマス強制循環炉の主要な核特性----- 805
表 3.1.1.19　鉛ビスマス強制循環冷却炉の LLFP 核変換特性---------- 806
表 3.1.1.20　鉛ビスマス自然循環冷却炉窒化物燃料炉心の主要目の比較 ---------- 807
表 3.1.1.21　鉛ビスマス自然循環冷却炉の装荷用 LLFP 集合体の仕様---------- 808
表 3.1.1.22　LLFP 集合体を装荷した鉛ビスマス自然循環炉の主要な核特性----- 809
表 3.1.1.23　鉛ビスマス自然循環冷却炉の LLFP 核変換特性---------- 810
表 3.1.1.24　各プラント概念の概略仕様---------- 811

3.1.2 鉛ビスマス冷却炉固有の課題への対応方策の検討

表 3.1.2.1　鉛ビスマス中腐食試験条件 ---------- 844
表 3.1.2.2　鉛に関する規則及び基準 ---------- 845

3.1.3　代表概念の構築

表 3.1.3.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要目 ------- 909
表 3.1.3.2　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要な燃料仕様---------- 910
表 3.1.3.3　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要な炉心特性---------- 911
表 3.1.3.4　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要目 ------- 912
表 3.1.3.5　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要な燃料仕様---------- 913
表 3.1.3.6　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要な炉心特性---------- 914
表 3.1.3.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の制御棒反応度収支 ---------- 915
表 3.1.3.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（導入期炉心）の主要目---------- 916
表 3.1.3.9　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（導入期炉心）の主要な燃料仕様 ---------- 917
表 3.1.3.10　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（導入期炉心）の主要な炉心特性 ---------- 918
表 3.1.3.11　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（平衡期炉心）の主要目---------- 919
表 3.1.3.12　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（平衡期炉心）の主要な燃料仕様 ---------- 920
表 3.1.3.13　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心（平衡期炉心）の主要な炉心特性 ---------- 921
表 3.1.3.14　鉛ビスマス強制循環型プラントの概要　---------- 922
表 3.1.3.15　原子炉構造関連 主要仕様　---------- 923
表 3.1.3.16　蒸気発生器伝熱計算条件　---------- 924
表 3.1.3.17　ポンプ主要目---------- 925
表 3.1.3.18　主要物量表（タービン設備）---------- 926
表 3.1.3.19　放射性廃棄物処理系の設備容量　---------- 927
表 3.1.3.20　空調設備を必要とする系統---------- 928
表 3.1.3.21　換気設備のみでよい系統---------- 928
表 3.1.3.22　建屋容積一覧　---------- 929
表 3.1.3.23　全体建設工程表（案）　---------- 930
表 3.1.3.24　定期検査工程表（案）（ﾎﾟﾝﾌﾟ専用ﾒﾝﾃﾅﾝｽｸﾚｰﾝ設置）---------- 931
表 3.1.3.25　強制循環炉 物量データ　---------- 932
表 3.1.3.26　強制循環炉の所内負荷率推定　---------- 933
表 3.1.3.27　プラント稼働率　検討条件と稼働率　---------- 934

表 3.1.3.28　強制循環炉 発電量評価（タービン定検 31 日 並行ベース）--------- 935
表 3.1.3.29　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要目 ------- 936
表 3.1.3.30　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要な
燃料仕様---------- 937
表 3.1.3.31　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（導入期炉心）の主要な
炉心特性---------- 938
表 3.1.3.32　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要目 ------- 939
表 3.1.3.33　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要な
燃料仕様---------- 940
表 3.1.3.34　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心（平衡期炉心）の主要な
炉心特性---------- 941
表 3.1.3.35　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の制御棒反応度収支 ---------- 942
表 3.1.3.36　鉛ビスマス自然循環炉　プラントの概要 ---------- 943
表 3.1.3.37　原子炉構造関連 主要仕様 ---------- 944
表 3.1.3.38　蒸気発生器の検討 ---------- 945
表 3.1.3.39　主要物量表（タービン発電機設備）---------- 946
表 3.1.3.40　放射性廃棄物処理系の設備容量 ---------- 947
表 3.1.3.41　空調設備を必要とする系統---------- 948
表 3.1.3.42　換気設備のみでよい系統---------- 948
表 3.1.3.43　建屋容積一覧 ---------- 949
表 3.1.3.44　全体建設工程表（案） ---------- 950
表 3.1.3.45　定期検査工程表（案）---------- 951
表 3.1.3.46　自然循環炉 物量データ ---------- 952
表 3.1.3.47　自然循環炉の所内負荷率推定 ---------- 953
表 3.1.3.48　プラント稼働率　検討条件と稼働率 ---------- 954
表 3.1.3.49　自然循環炉 発電量評価（タービン定検 31 日 並行ベース）--------- 955
表 3.1.3.50　保守補修性向上鉛ビスマス炉 プラントの概要---------- 956
表 3.1.3.51　原子炉構造関連 主要仕様 ---------- 957
表 3.1.3.52　蒸気発生器 主要仕様 ---------- 958
表 3.1.3.53　ポンプ 主要仕様 ---------- 959
表 3.1.3.54　強制循環炉 物量データ ---------- 960
表 3.1.3.55　蒸気発生器主要目比較---------- 961
表 3.1.3.56　主循環ポンプ主要目比較---------- 962
表 3.1.3.57　経済性に影響する項目の比較---------- 963
表 3.1.3.58　低温プラント物量データ---------- 964

（2/2 分冊）

3.2　性能および技術的成立性の評価
3.2.1　設計要求への適合性評価
表 3.2.1.1　鉛ビスマス冷却炉の経済性評価結果 ---------- 1043
表 3.2.1.2　TRU 組成の違いによる主要な炉心特性の比較
（強制循環導入期炉心（窒化物燃料））---------- 1044
表 3.2.1.3　鉛ビスマス強制循環冷却炉と自然循環冷却炉の LLFP 核変換
特性 ---------- 1045
表 3.2.1.4　定期検査期間---------- 1046
表 3.2.1.5　冷却材バウンダリ内各部の検査及び補修性の整理 ---------- 1047

3.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
表 3.2.2.1　原子炉構造強地震条件における上下応答解析結果 ---------- 1071
表 3.2.2.2　原子炉構造 耐震成立性評価 ---------- 1071
表 3.2.2.3　鉛ビスマス炉の原子炉容器液面部の起動時発生応力の推定 ---------- 1072
表 3.2.2.4　鉛ビスマス炉の原子炉容器の熱成層通過による発生応力の
推定 ---------- 1072
表 3.2.2.5　鉛ビスマス炉(炉心出口部)の耐サーマルストライピング性の
検討 ---------- 1073
表 3.2.2.6　安全評価事象リスト---------- 1074
表 3.2.2.7　安全性評価に適用する判断条件(鉛-ビスマス冷却炉) ---------- 1075
表 3.2.2.8　主要解析条件（ＤＢＥ解析条件） ---------- 1076
表 3.2.2.9　代表的な事象評価結果（強制循環型） ---------- 1077
表 3.2.2.10　代表的な事象評価結果（自然循環型） ---------- 1078
表 3.2.2.11　強制循環型炉の受動的炉停止能力評価結果 ---------- 1079
表 3.2.2.12　自然循環型炉の受動的炉停止能力評価結果 ---------- 1080
表 3.2.2.13　設計基準外事象の評価結果（強制循環型） ---------- 1080
表 3.2.2.14　ひばく評価結果---------- 1081

3.3　フェーズⅡの今後の進め方
3.3.1　炉心燃料設計
表 3.3.1.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉（窒化物燃料）の主要な炉心検討
結果のまとめ---------- 1093
表 3.3.1.2　鉛ビスマス冷却炉炉心燃料設計のフェーズⅡの今後のスケジ
ュール---------- 1094

3.5　鉛ビスマス冷却炉の技術的総括
3.5.1　鉛ビスマス冷却炉の仕様とその根拠の整理
表 3.5.1.1　　鉛ビスマス冷却炉の炉心基本仕様と設計根拠 ---------- 1107
表 3.5.1.2　　鉛ビスマス冷却炉のプラント基本仕様とその設計根拠 ---------- 1108

3.5.3　高度化の可能性
表 3.5.3.1　　鉛ビスマスの冷却材としての特徴　---------- 1115

第４章　表リスト

4.1　ヘリウムガス冷却炉の概念の構築

4.1.1　ヘリウムガス冷却炉の持つ優れた性能とその追求

表 4.1.1.1　ガス炉の特徴 ---------- 1160
表 4.1.1.2　基本仕様　ピン型燃料炭酸ガス炉（フェーズⅠ終了時） ---------- 1161
表 4.1.1.3　基本仕様　ピン型燃料ヘリウムガス炉(フェーズⅠ終了時) ---------- 1162
表 4.1.1.4　基本仕様　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉(フェーズⅠ終了時) ---------- 1163
表 4.1.1.5　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料
および酸化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念
炉心の主要特性の比較 ---------- 1164
表 4.1.1.6　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント型燃料体概念炉心の主要特性 ---------- 1165
表 4.1.1.7　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心の主要特性 ---------- 1166
表 4.1.1.8　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却　新概念燃料体の特性比較 ---------- 1167
表 4.1.1.9　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料
（ニオブ合金被覆管／Si_3Zr_5 被覆管型燃料集合体）概念炉心の
主要特性 ---------- 1168
表 4.1.1.10　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料
(Si_3Zr_5 被覆管燃料集合体)概念・導入期炉心の主要特性---------- 1169
表 4.1.1.11　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型酸化物燃料炉心(導入
期資源有効利用型炉心・平衡期経済性重視型炉心)の主要特性比較 ---- 1170
表 4.1.1.12　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型窒化物燃料(^{15}N100%
および ^{14}N100%)炉心の主要特性 ---------- 1171
表 4.1.1.13　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉　炉心設計上の各種仕様・
制約条件　一覧表 ---------- 1172
表 4.1.1.14　ヘリウムガス冷却炉の検討結果（窒化物被覆粒子燃料大型炉） -------- 1173
表 4.1.1.15
(1/3)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視型
炉心)の主要特性 ---------- 1174
(2/3)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視
型炉心)の主要な燃料仕様 ---------- 1175
(3/3)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視型
炉心)の主要な炉心特性 ---------- 1176

表 4.1.1.16
(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要特性 ---------- 1177
(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要な燃料仕様 ---------- 1178
(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要な炉心特性 ---------- 1179
表 4.1.1.17 よう素化合物の特性比較 ---------- 1180
表 4.1.1.18 He ガス冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様 ---------- 1181
表 4.1.1.19 LLFP 集合体を装荷した He ガス炉心の主要な核特性 ---------- 1182
表 4.1.1.20 LLFP 核変換特性（He ガス冷却炉：LLFP 集合体中の減速材を Zr－H とした場合） ---------- 1183
表 4.1.1.21
(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要特性 ---------- 1184
(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な燃料仕様 ---------- 1185
(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な炉心特性 ---------- 1186
表 4.1.1.22 フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　燃料集合体内部温度分布　詳細解析条件 ---------- 1187
表 4.1.1.23 フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　燃料集合体内部温度分布　詳細解析結果 ---------- 1188
表 4.1.1.24
(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要特性 -------- 1189
(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要な燃料仕様 ---------- 1190
(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要な炉心特性 ---------- 1191

表 4.1.1.25　フェーズⅡ設計：1 ループ型 300MWe 級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心の主要特性および大型炉（4 ループ・1124MWe）との比較 ---------- 1192
表 4.1.1.26　フェーズⅡ設計：1 ループ型 300MWe 級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心の主要な炉心反応度特性および大型炉（4 ループ・1124MWe）との比較 ---------- 1193
表 4.1.1.27　熱供給が必要な産業および主な製造プロセス ---------- 1194
表 4.1.1.28　高温核熱利用可能プロセス ---------- 1194

4.1.3　代表概念の構築
表 4.1.3.1　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉の炉心形態相互比較（コンパートメント型／六角ブロック型／耐熱被覆ピン型窒化物燃料炉心） ---------- 1277
表 4.1.3.2
(1/2)　物質収支：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心［導入期資源有効利用型炉心］ ---------- 1278
(2/2)　物質収支：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心［導入期資源有効利用型炉心］ ---------- 1279
表 4.1.3.3　基本仕様　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時） 1280
表 4.1.3.4　SASS 方式の比較---------- 1281
表 4.1.3.5　ガスタービン仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ---------- 1282
表 4.1.3.6　補助炉心冷却系仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ---------- 1283
表 4.1.3.7　出力領域検出器の開発仕様 ---------- 1284
表 4.1.3.8　広域検出器の開発仕様 ---------- 1285
表 4.1.3.9　原子炉トリップ信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果 ---------- 1286
表 4.1.3.10　工学的安全施設作動信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果 -------- 1287

4.2　性能および技術的成立性の評価
4.2.1　設計要求への適合性評価
表 4.2.1.1
(1/2)　プラント設計の設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ（1/2）1320
(2/2)　プラント設計の設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ（2/2）1321
表 4.2.1.2　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較（大型・窒化物被覆粒子燃料・横方向流冷却概念）（導入期炉心） ---------- 1322
表 4.2.1.3　廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較 ---------- 1323
表 4.2.1.4　中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ ---------- 1324
表 4.2.1.5　中間評価用の廃棄物量データのまとめ ---------- 1325

表 4.2.1.6
(1/3) JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器（1/3） ---------- 1326
(2/3) JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器（2/3） ---------- 1327
(3/3) JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器（3/3） ---------- 1328

4.2.2 技術的成立性の評価と今後の課題
表 4.2.2.1 耐震上の課題 ---------- 1362
表 4.2.2.2
(1/2) 耐震性検討結果（1/2） ---------- 1363
(2/2) 耐震性検討結果（2/2） ---------- 1364
表 4.2.2.3 ヘリウムガス冷却炉の設計基準事象 ---------- 1365
表 4.2.2.4 評価の種類および項目別に整理した安全性評価の判断基準一覧 -------- 1366
表 4.2.2.5 主要解析条件 ---------- 1366
表 4.2.2.6 代表的な設計基準事象の評価結果 ---------- 1367
表 4.2.2.7 自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価結果 ---------- 1367
表 4.2.2.8 設計基準外事象の評価結果 ---------- 1368
表 4.2.2.9 被ばく評価結果 ---------- 1368

4.4 実用化に向けた技術的実現性の評価
4.4.1 実用化技術体系の整備までの道筋
表 4.4.1.1
(1/3) 被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否（1/3） - 1396
(2/3) 被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否（2/3） - 1397
(3/3) 被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否（3/3） - 1398
表 4.4.1.2 ガスタービン 各機器の要素試験 ---------- 1399
表 4.4.1.3 ヘリウムガス冷却炉：電気ペネトレーション仕様 ---------- 1400
表 4.4.1.4 PWR：電気ペネトレーション仕様 ---------- 1400

4.5 ヘリウムガス冷却炉の技術的総括
4.5.1 ヘリウムガス冷却炉の仕様とその根拠
表 4.5.1.1
(1/3) 基本仕様根拠 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）（1/3） ---------- 1413
(2/3) 基本仕様根拠 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）（2/3） ---------- 1414
(3/3) 基本仕様根拠 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）（3/3） ---------- 1415

第５章　表リスト

5.1　水冷却炉の概念の構築
5.1.1　水冷却炉の優れた性能とその追求
表 5.1.1.1　BWR 型水冷却高速炉心の主要諸元と炉心特性 ---------- 1439
表 5.1.1.2　BWR 型水冷却高速炉心の高燃焼度化炉心の主要諸元と炉心特性 -- 1440
表 5.1.1.3　軽水炉燃料の再処理の際に MA を除去しなかった場合の燃料組成 - 1441
表 5.1.1.4　低除染燃料を用いた場合の BWR 型炉心性能 ---------- 1442
表 5.1.1.5　低除染湿式再処理におけるＦＰの除染係数 ---------- 1443
表 5.1.1.6　低除染再処理で用いた TRU 組成および燃料に関する炉心特性
評価結果 ---------- 1444
表 5.1.1.7　強制循環冷却炉の主要な過渡事象に於けるΔＭＣＰＲ評価結果 ---- 1445
表 5.1.1.8　強制循環冷却炉の主要な事故事象に於ける燃料棒表面最高温度
評価結果 ---------- 1445
表 5.1.1.9　自然循環冷却炉の主要な過渡事象に於けるΔＭＣＰＲ評価結果 ---- 1445

5.1.2　水冷却炉固有の課題への対応方策の検討
表 5.1.2.1.1　水冷却炉における安全評価対象事象・異常な過渡変化 ---------- 1459
表 5.1.2.1.2　水冷却炉における異常な過渡変化評価結果 ---------- 1459
表 5.1.2.1.3　水冷却炉における安全評価対象事象・事故 ---------- 1460
表 5.1.2.1.4　水冷却炉における事故評価結果---------- 1460

5.1.3　代表概念の構築
表 5.1.3.1.1　代表炉心概念の主要な諸元と炉心特性 ---------- 1504
表 5.1.3.1.2　多重リサイクル平衡時のＴＲＵ組成 ---------- 1505

5.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋
表 5.4.1.1　水冷却炉の実用化ロードマップ---------- 1566
表 5.4.1.2　水冷却炉実用化の研究開発計画---------- 1567
表 5.4.2.1　水冷却炉要素技術開発に関する評価項目と成果の反映 ---------- 1568
表 5.4.2.2　水冷却炉の高燃焼度燃料開発の評価項目と成果の反映 ---------- 1569

第６章　表リスト

6.　フェーズⅡの中間評価
6.1　安全性
表 6.1　　各炉の設計要求達成度 ---------- 1573

6.2　経済性
6.2.2　プラント設計
表 6.2.2.1　主要原子炉機器寸法等比較 ---------- 1599
表 6.2.2.2　LNaH の差異のある勘定項目と説明 ---------- 1599
表 6.2.2.3　LNaM の差異のある勘定項目と説明---------- 1599
表 6.2.2.4　MMNaC の差異のある勘定項目と説明---------- 1601

6.2.3　各冷却材プラントの運転維持費（修繕費等）
表 6.2.3.1　各冷却材プラントの運転維持費関連データ---------- 1610

6.6　運転、保守・補修性
6.6.1　ナトリウム冷却炉の運転、保守・補修性
表 6.6.1　　運転、保守・補修性 ---------- 1624

表リスト（７章　小型炉分）

7.1　小型炉に対するニーズと設計要求および対応方針
7.1.3　マーケットニーズ対応の具体化
表 7.1.3.1　発電用小型炉のマーケットニーズに対する考え方---------- 1638
表 7.1.3.2　多目的利用小型炉のマーケットニーズに対する考え方---------- 1639

7.2　小型炉の特性追求
7.2.1　フェーズⅡの検討経緯
表 7.2.1.1　実用化戦略調査研究における主要な検討条件の推移---------- 1644

7.2.2　炉心性能
表 7.2.2.1　ナトリウム冷却小型炉と鉛ビスマス冷却小型炉の主要な炉心
設計条件 ---------- 1649

7.2.3　システム性能
表 7.2.3.1　検討対象のナトリウム冷却小型炉のシステム構成---------- 1658
表 7.2.3.2　検討対象のナトリウム冷却小型炉の概念検討および経済性評価---- 1659

7.3　小型炉固有の課題への対応方策の検討
7.3.1　冷却材循環方式
表 7.3.1.1　強制循環方式と自然循環方式の比較評価 ---------- 1667

7.3.2　反応度制御方式
表 7.3.2.1　反射体制御方式と制御棒制御方式の比較評価---------- 1670
表 7.3.2.2　反射体制御方式の反射体反応度収支 ---------- 1671

7.3.3　炉内電磁ポンプ配置方式
表 7.3.3.1　炉内電磁ポンプ配置方式の比較評価 ---------- 1674

7.4　ナトリウム冷却小型炉システム概念の提示
7.4.1　システム設計概念とその特長
表 7.4.1.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅠ）---------- 1695
表 7.4.1.2　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅠ）---------- 1696
表 7.4.1.3　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ－1）---------- 1697
表 7.4.1.4　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅡ－1）----- 1698
表 7.4.1.5　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ－2）---------- 1699
表 7.4.1.6　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅡ－2）----- 1700
表 7.4.1.7　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ－3）---------- 1701
表 7.4.1.8　ナトリウム冷却小型炉　炉心設計結果のまとめ---------- 1702

表 7.4.1.9　ナトリウム冷却小型炉　高温化炉心の 3 次元体系による
サーベイ計算結果（フェーズⅡ－3）---------- 1703
表 7.4.1.10　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要目---------- 1704
表 7.4.1.11　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要な燃料仕様---------- 1705
表 7.4.1.12　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要な炉心特性---------- 1706
表 7.4.1.13　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の制御反応度収支---------- 1707
表 7.4.1.14　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念の主要仕様（フェーズⅠ）- 1708
表 7.4.1.15　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（フェーズⅡ－1）---------- 1709
表 7.4.1.16　ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系構成---------- 1710
表 7.4.1.17　確保すべき反射体と内外側ガイドの隙間（反射体の径方向隙間）- 1711
表 7.4.1.18　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式タンク型
プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ－2）---------- 1712
表 7.4.1.19　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ－2）---------- 1713
表 7.4.1.20　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・自然循環方式タンク型
プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ－2）---------- 1714
表 7.4.1.21　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ－3）---------- 1715
表 7.4.1.22　ナトリウム冷却小型炉　プラント設計結果のまとめ---------- 1716

7.4.2　技術的成立性の評価
表 7.4.2.1　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要目---------- 1756
表 7.4.2.2　ナトリウム冷却小型炉の ATWS 解析結果 ---------- 1757

7.4.3　設計要求への適合性評価の整理
表 7.4.3.1　ナトリウム冷却小型炉の設計要求に対する達成度---------- 1767
表 7.4.3.2　ナトリウム冷却小型炉の建設単価 ---------- 1768
表 7.4.3.3　ナトリウム冷却小型炉の機器別保守補修対応---------- 1769

7.5　鉛ビスマス冷却小型炉システム概念の提示
7.5.1　システム設計概念とその特長
表 7.5.1.1　鉛ビスマス冷却小型炉の主要な炉心設計条件---------- 1780
表 7.5.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉の主要目（フェーズⅠ）---------- 1781
表 7.5.1.3　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心出入口温度・バンドル圧損検討結果
（フェーズⅡ－1）---------- 1782
表 7.5.1.4　鉛ビスマス冷却小型炉の炉心燃料仕様（フェーズⅡ－1）---------- 1783
表 7.5.1.5　鉛ビスマス冷却小型炉の炉心特性のまとめ（フェーズⅡ－1）----- 1784
表 7.5.1.6　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心の下部プレナム長さサーベイ
（フェーズⅡ－2）---------- 1785

表 7.5.1.7　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の炉心燃料仕様
（フェーズⅡ－2）---------- 1786
表 7.5.1.8　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心の炉心特性のまとめ
（フェーズⅡ）---------- 1787
表 7.5.1.9　鉛ビスマス冷却小型炉　20 年炉心の炉心燃料仕様
（フェーズⅡ－2）---------- 1788
表 7.5.1.10　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心と 20 年炉心の炉心性能まとめ
（フェーズⅡ－2）---------- 1789
表 7.5.1.11　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心設計結果のまとめ---------- 1790
表 7.5.1.12　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の主要目---------- 1791
表 7.5.1.13　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の被覆管最高温度
（フェーズⅡ－2）---------- 1792
表 7.5.1.14　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒反応度
収支 ---------- 1793
表 7.5.1.15　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（フェーズⅠ）---------- 1794
表 7.5.1.16　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（フェーズⅡ－1）---------- 1795
表 7.5.1.17　鉛ビスマス冷却小型炉　炉容器径比較 ---------- 1796
表 7.5.1.18　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（代表プラント概念）---------- 1797

7.5.2　技術的成立性の評価
表 7.5.2.1　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の主要目---------- 1844
表 7.5.2.2　鉛ビスマス冷却小型炉の ATWS 安全解析 ---------- 1845

7.5.3　設計要求への適合性評価の整理
表 7.5.3.1　鉛ビスマス冷却小型炉の設計要求に対する達成度---------- 1850

7.6　FBR 小型炉の多目的利用
7.6.1　水素分離改質法による水素製造プラントの検討
表 7.6.1.1　水素分離膜改質器を利用した水素製造・発電併用プラント
基本仕様 ---------- 1855
表 7.6.1.2　原子炉冷却系および製造水素中のトリチウム濃度評価---------- 1856
表 7.6.1.3　水素分離改質法による水素製造プラントの定期検査工程表---------- 1857

7.6.2　低温熱化学法による水素製造プラントの検討
表 7.6.2.1　低温熱化学法による水素製造プラント基本仕様---------- 1863

7.7　小型炉の技術的総括
7.7.1　炉心燃料概念

表 7.7.1.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心設計結果のまとめ---------- 1868
表 7.7.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心設計結果のまとめ---------- 1869

7.7.2　プラント概念
表 7.7.2.1　小型炉の安全性評価のまとめ ---------- 1872
表 7.7.2.2　小型炉の建設単価のまとめ ---------- 1873

付録　表リスト

A.　金属燃料設計制限因子

B.　低比出力密度太径燃料を採用した炉心への安全性に関する推奨事項の検討

表 B.1　高転換型中型炉と既往設計炉心の設計仕様比較---------- 付 B-5
表 B.2　上部ナトリウムプレナム炉心（UPL120）ULOF 起因過程出力バースト規模の炉心出力密度依存性のパラメータ解析---------- 付 B-6
表 B.3　Fsm100 及び Fsm80 炉心の ULOF 解析ケースと結果---------- 付 B-7

C.　水冷却炉における高除染燃料使用

表 C.1　多重リサイクル平衡時における TRU 組成 ---------- 付 C-8
表 C.2　代表炉心概念の主要諸元と炉心特性 ---------- 付 C-8

D.　構造健全性の評価基準

表 D.1　実用化構造設計基準 FDS の短期的開発課題の設定---------- 付 D-4
表 D.2　構成式の分類と特徴 ---------- 付 D-12
表 D.3　非弾性設計解析に関する指針の検討課題 ---------- 付 D-12
表 D.4　疲労損傷評価結果の比較 ---------- 付 D-17

E.　免震技術開発

表 E.1　対象プラント概要 ---------- 付 E-8
表 E 2　解析ケース ---------- 付 E-9
表 E.3　評価基準 ---------- 付 E-10
表 E.4　Na 大型炉の機器耐震設計裕度---------- 付 E-11
表 E.5　Na 中型炉の機器耐震設計裕度---------- 付 E-11
表 E.6　鉛ビスマス炉の機器耐震設計裕度 ---------- 付 E-12
表 E.7　ヘリウムガス炉の機器耐震設計裕度 ---------- 付 E-13
表 E.8　開発候補装置の主要仕様 ---------- 付 E-22
表 E.9　開発候補装置の絞り込み項目とクライテリア---------- 付 E-23

F.　経済性評価手法

第２章　図リスト

（1/2 分冊）

2.1　ナトリウム冷却炉の概念の構築
2.1.1　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求
図 2.1.1.1　ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心に関するフェーズⅠの成果とフェーズⅡ検討の展開 ---------- 85
図 2.1.1.2　ナトリウム冷却金属燃料炉心に関するフェーズⅠの成果とフェーズⅡ検討の展開 ---------- 86
図 2.1.1.3　ナトリウム冷却大型炉のフェーズⅠ成果とフェーズⅡの展開--------- 87
図 2.1.1.4　ナトリウム冷却中型モジュール炉のフェーズⅠ成果とフェーズⅡの展開 ---------- 88
図 2.1.1.5　回収ロスと廃棄物量の関係 ---------- 89
図 2.1.1.6　大型 MOX 燃料炉における再臨界回避方策および炉心型式組合せ炉心概念の仕様と特性の比較 ---------- 90
図 2.1.1.7　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要仕様および特性---------- 91
図 2.1.1.8　「照射冷却法」を適用した場合の Cs 組成変化 ---------- 92
図 2.1.1.9　Cs 装荷量と必要核変換率の関係---------- 93
図 2.1.1.10　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置（導入期炉心）--------- 94
図 2.1.1.11　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置（平衡期炉心）--------- 95
図 2.1.1.12　大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置（平衡期炉心）--------- 96
図 2.1.1.13　大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置（導入期炉心）--------- 97
図 2.1.1.14　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置（導入期炉心）--------- 98
図 2.1.1.15　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置（平衡期炉心）--------- 99
図 2.1.1.16　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置（平衡期炉心）--------- 100
図 2.1.1.17　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置（導入期炉心）--------- 101
図 2.1.1.18　金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子束スペクトルの比較（全中性子束で規格化） ---------- 102
図 2.1.1.19　金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子束スペクトルの比較（比出力で規格化） ---------- 102
図 2.1.1.20　金属燃料高出口温度型炉心における燃焼期間中の径方向出力分布の比較（BOEC および EOEC 出力）---------- 103
図 2.1.1.21　金属燃料高出口温度型炉心における燃焼期間中の径方向出力分布の比較（包絡出力） ---------- 103
図 2.1.1.22　高速中性子照射量制限を満足する金属燃料炉心仕様の構築スキーム ---------- 104
図 2.1.1.23　高燃焼度化金属燃料炉心仕様の検討スキーム ---------- 105
図 2.1.1.24　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（導入期炉心）--------- 106
図 2.1.1.25　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）--------- 107

図 2.1.1.26　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 108
図 2.1.1.27　高燃焼度化条件成立燃料仕様とした大型炉心の炉心配置図---------- 109
図 2.1.1.28　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）--------- 110
図 2.1.1.29　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（導入期炉心）--------- 111
図 2.1.1.30　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化平衡期炉心） ---------- 112
図 2.1.1.31　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（導入期炉心）--------- 113
図 2.1.1.32　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）--------- 114
図 2.1.1.33　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 115
図 2.1.1.34　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（ピン径２領域型平衡期炉心） ---------- 116
図 2.1.1.35　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（ピン径２領域型導入期炉心） ---------- 117
図 2.1.1.36　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（Zr 含有率２領域型平衡期炉心） ---------- 118
図 2.1.1.37　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（Zr 含有率２領域型導入期炉心） ---------- 119
図 2.1.1.38　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図
（Zr 含有率２領域型高燃焼度化平衡期炉心）---------- 120

2.1.2　ナトリウム冷却炉固有の課題への対応方策の検討
図 2.1.2.1　ナトリウム漏えい対策設備の構成 ---------- 150
図 2.1.2.2　保温材の設置方式（内側/外側） ---------- 151
図 2.1.2.3　Z ジャンクション（区画壁構造）---------- 151
図 2.1.2.4　１次系配管のナトリウム漏えい対策構造 ---------- 152
図 2.1.2.5　２次系配管のナトリウム漏えい対策構造 ---------- 153
図 2.1.2.6　２次系配管とエンクロージャの間の仕切構造設置位置及び
格納容器バウンダリ構成 ---------- 154
図 2.1.2.7　DHRS 空気冷却器のナトリウム漏えい設備---------- 155
図 2.1.2.8　１次系ナトリウム漏えい時の基本運用図 ---------- 156
図 2.1.2.9　２次系ナトリウム漏えい時の基本運用図 ---------- 157
図 2.1.2.10　ナトリウム－水反応対策設備 ---------- 158
図 2.1.2.11　ナトリウム・水反応の安全シナリオ ---------- 159
図 2.1.2.12　SG のコスト評価概念 ---------- 160
図 2.1.2.13　大型炉冷却系概念図と単管ヘリカルコイル SG ---------- 161
図 2.1.2.14　中型炉冷却系概念図と２重直管型 SG ---------- 162
図 2.1.2.15　水リーク対策設備の高性能化 ---------- 163
図 2.1.2.16　固体電解質水素計原理図 ---------- 164
図 2.1.2.17　12Cr 系鋼伝熱管材料の耐ナトリウム/水反応特性（試験結果） ------ 164

図 2.1.2.18　急速水ブローダウンシステム ---------- 165
図 2.1.2.19　水リーク対策設備の性能比較（解析結果） ---------- 165
図 2.1.2.20　２重直管 SG の破損検知概念図 ---------- 166
図 2.1.2.21　水プール直接貯蔵方式燃料取扱設備の概念図 ---------- 167
図 2.1.2.22　EVST 貯蔵方式燃料取扱設備の概念図 ---------- 167
図 2.1.2.23　水プール直接貯蔵方式での主要な安全設備対応
（ガス中裸状態での高発熱燃料取扱） ---------- 168

2.1.3　大型炉代表概念の構築

図 2.1.3.1　発電単価（概略評価値）の比較（大型 MOX 燃料平衡期炉心） ------ 262
図 2.1.3.2　燃料集合体概念図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心） ------ 263
図 2.1.3.3　炉心配置（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心） ---------- 264
図 2.1.3.4　流量領域区分図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心） --------- 265
図 2.1.3.5　高速中性子束等高線図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心） - 266
図 2.1.3.6　炉心配置（大型 MOX 燃料コンパクト型平衡期炉心） ---------- 267
図 2.1.3.7　減速材 Zr-Hx の相図 ---------- 268
図 2.1.3.8　LLFP 集合体の構成 ---------- 268
図 2.1.3.9　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
関係---------- 269
図 2.1.3.10　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
関係---------- 269
図 2.1.3.11　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 270
図 2.1.3.12　大型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分領域図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 271
図 2.1.3.13　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化平衡期炉心） ---------- 272
図 2.1.3.14　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高速中性子照射量制限満足導入期炉心） ---------- 273
図 2.1.3.15　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
関係---------- 274
図 2.1.3.16　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
関係---------- 274
図 2.1.3.17　ナトリウム冷却大型炉　原子炉構造 ---------- 275
図 2.1.3.18　ナトリウム冷却大型炉　炉上部プレナム平面図 ---------- 276
図 2.1.3.19　一体型ＣＴ構造---------- 277
図 2.1.3.20　ＤＨＸ構造---------- 277
図 2.1.3.21　出口温度計装およびＦＦＤＬサンプリング管サポート概念---------- 278
図 2.1.3.22　ＤＰラビリンス構造---------- 278
図 2.1.3.23　スプリッタ構造---------- 279
図 2.1.3.24　ＦHM貫通孔プラグ構造 ---------- 279

図 2.1.3.25　切込み付コラム型ＵＩＳ構造 ---------- 280
図 2.1.3.26　コラム型ＵＩＳの水平板構造 ---------- 281
図 2.1.3.27　原子炉下部構造 ---------- 282
図 2.1.3.28　流量調節機構の概念 ---------- 283
図 2.1.3.29　主炉停止系ＣＲＤM全体組立図 ---------- 284
図 2.1.3.30　後備炉停止系ＣＲＤM全体組立図 ---------- 285
図 2.1.3.31　ＳＡＳＳ構造 ---------- 286
図 2.1.3.32　原子炉冷却系　系統構成図 ---------- 287
図 2.1.3.33　ポンプ組込型中間熱交換器　概念図 ---------- 288
図 2.1.3.34　１次系配管引き回し方式　概念図 ---------- 289
図 2.1.3.35　２次冷却系系統概念図 ---------- 290
図 2.1.3.36　大型炉２次冷却系鳥瞰図 ---------- 291
図 2.1.3.37　ヘリカルコイル型 SG 構造図 ---------- 292
図 2.1.3.38　２次系ポンプ概念構造図 ---------- 293
図 2.1.3.39　崩壊熱除去系の系統概念 ---------- 294
図 2.1.3.40　補助ナトリウム系設備の概要 ---------- 295
図 2.1.3.41　ナトリウム－水反応対策設備の概要 ---------- 295
図 2.1.3.42　ナトリウム漏えい対策設備の概要 ---------- 296
図 2.1.3.43　水・蒸気系およびタービン設備概略系統図 ---------- 297
図 2.1.3.44　ナトリウム冷却大型炉の燃料取扱設備概念図 ---------- 298
図 2.1.3.45　非常用電源設備概念図（大型炉） ---------- 299
図 2.1.3.46　出力領域中性子束高信号の構成 ---------- 300
図 2.1.3.47　建屋配置 ---------- 301
図 2.1.3.48　プラント運転サイクル ---------- 302
図 2.1.3.49　通常起動・停止曲線 ---------- 302
図 2.1.3.50　手動トリップ時の事象推移図 ---------- 303
図 2.1.3.51　プラント制御系構成 ---------- 304
図 2.1.3.52　典型的な日負荷追従運転パターン（12-3-6-3） ---------- 304
図 2.1.3.53　ナトリウム冷却大型炉（単管ヘリカルコイル SG 採用ケース）
　　経済性評価結果（目標建設単価：100） ---------- 305

2.1.4　中型モジュール炉代表概念の構築
図 2.1.4.1　発電単価（概略評価値）の比較（中型 MOX 燃料平衡期炉心） ------ 403
図 2.1.4.2　炉心配置（中型 MOX 燃料高内部転換型平衡期炉心） ---------- 404
図 2.1.4.3　流量領域区分図（中型 MOX 燃料高内部転換型平衡期炉心） --------- 405
図 2.1.4.4　炉心配置（中型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心） ---------- 406
図 2.1.4.5　高速中性子束等高線図（中型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心） - 407
図 2.1.4.6　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
　　関係 ---------- 408
図 2.1.4.7　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の
　　関係 ---------- 408

図 2.1.4.8　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 409
図 2.1.4.9　中型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分領域図
（高燃焼度化導入期炉心） ---------- 410
図 2.1.4.10　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高燃焼度化平衡期炉心） ---------- 411
図 2.1.4.11　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図
（高速中性子照射量制限満足導入期炉心） ---------- 412
図 2.1.4.12　出力規模の選定---------- 413
図 2.1.4.13　ナトリウム冷却中型モジュール炉　原子炉構造 ---------- 414
図 2.1.4.14　中型モジュール炉ＵＩＳ構造 ---------- 415
図 2.1.4.15　二重ＤＰ平面図---------- 416
図 2.1.4.16　原子炉下部構造---------- 417
図 2.1.4.17　主炉停止系制御棒集合体 ---------- 418
図 2.1.4.18　後備炉停止系制御棒集合体 ---------- 419
図 2.1.4.19　原子炉冷却系　系統構成図 ---------- 420
図 2.1.4.20　ポンプ組込型中間熱交換器　概念図 ---------- 421
図 2.1.4.21　中型炉２次冷却系系統図 ---------- 422
図 2.1.4.22　中型炉２次冷却系鳥瞰図 ---------- 423
図 2.1.4.23　２重管 SG の構造概念図 ---------- 424
図 2.1.4.24　２次系ポンプ構造概念図 ---------- 425
図 2.1.4.25　DRACS 系統概念図---------- 426
図 2.1.4.26　PRACS 系統概念図---------- 426
図 2.1.4.27　DRACS 空気冷却器構造概念---------- 427
図 2.1.4.28　補助ナトリウム系設備の系統構成 ---------- 428
図 2.1.4.29　ナトリウム冷却中型炉　燃料取扱設備概念図 ---------- 429
図 2.1.4.30　マニプレータ式燃料交換機　構造概念図（全体）---------- 430
図 2.1.4.31　マニプレータ式燃料交換機　構造概念図
（グリッパユニット廻り） ---------- 431
図 2.1.4.32　マニプレータ式燃料交換機　駆動原理図 ---------- 432
図 2.1.4.33　マニプレータ式燃料交換機　耐震解析モデルと地震時のアーム
先端変位---------- 433
図 2.1.4.34　固定ラック式炉内中継装置　構造概念図 ---------- 434
図 2.1.4.35　レールレス台車式燃料出入機　構造概念図 ---------- 435
図 2.1.4.36　燃料出入機グリッパ　構造概念図 ---------- 436
図 2.1.4.37　燃料出入機台車サスペンション　構造概念図 ---------- 436
図 2.1.4.38　EVST 容器　構造概念図 ---------- 437
図 2.1.4.39　EVST 槽内移送機　構造概念図 ---------- 437
図 2.1.4.40　EVST 冷却系のヒートマスバランス ---------- 438
図 2.1.4.41　燃料洗浄時の設備構成とヒートマスバランス ---------- 439
図 2.1.4.42　ナトリウム冷却中型炉　複数体移送による燃料交換スケジュール--- 440

図 2.1.4.43　非常用電源設備概念図（中型モジュール炉） ---------- 441
図 2.1.4.44　プラント制御設備のシステム構成 ---------- 442
図 2.1.4.45　中央制御室の盤配置概念 ---------- 442
図 2.1.4.46　換気空調設備の機能分担と全体構成 ---------- 443
図 2.1.4.47　換気空調設備系統構成概念の概要 ---------- 444
図 2.1.4.48　原子炉施設建屋の配置図 ---------- 445
図 2.1.4.49　タービン建屋の配置図 ---------- 446
図 2.1.4.50　大型炉と中型モジュール炉の建屋サイズ比較 ---------- 446
図 2.1.4.51　シングルプラントの建屋配置 ---------- 447
図 2.1.4.52　シングルプラントのタービン建屋配置 ---------- 448
図 2.1.4.53　プラント制御系構成 ---------- 449
図 2.1.4.54　IHX 伝熱管の補修方法（1/2） ---------- 450
　　IHX 伝熱管の補修方法（2/2） ---------- 451
図 2.1.4.55　２次系配管の補修方法 ---------- 452
図 2.1.4.56　２重管 SG の補修方法（プラグ補修）（1/2） ---------- 453
　　２重管 SG の補修方法（プラグ補修）（2/2） ---------- 454
図 2.1.4.57　ナトリウム冷却中型炉経済性評価結果（目標建設単価：100）------- 455

2.2　性能および技術的成立性の評価
2.2.1　設計要求への適合性評価
図 2.2.1.1　廃炉廃棄物発生量算定手順 ---------- 475
図 2.2.1.2　負荷喪失後の所内単独運転移行 ---------- 476
図 2.2.1.3　１原子炉トリップ時のプラント挙動 ---------- 477
図 2.2.1.4　１原子炉トリップ時の制御特性解析結果 ---------- 477
図 2.2.1.5　原子炉容器アクセス孔 ---------- 478
図 2.2.1.6　炉内検査装置搬入経路 ---------- 479
図 2.2.1.7　原子炉構造平面図
　　（炉内 Na 中検査装置アクセス孔＋炉心支持構造引抜補修対応） --- 480
図 2.2.1.8　ポンプ組込型 IHX へのアクセス性を考慮した構造 ---------- 481
図 2.2.1.9　密着２重管 SG 検査・補修性を考慮した構造---------- 482

2.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
図 2.2.2.1　FAIDUS 型集合体の湾曲挙動---------- 596
図 2.2.2.2　FAIDUS 型集合体の構造（グリッドスペーサ型） ---------- 596
図 2.2.2.3　ABLE 型集合体の構造---------- 597
図 2.2.2.4　Zr-H 水素解離割合---------- 598
図 2.2.2.5　被覆管水素透過率の比較 ---------- 599
図 2.2.2.6　Zr-H 遮へい体構造概念図---------- 600
図 2.2.2.7　ODS 鋼のクリープ強度評価式から求めた被覆管周方向応力と
　　破損温度の関係 ---------- 601

図 2.2.2.8　金属燃料の照射実績および実用化戦略調査研究炉心における
ターゲット ---------- 601
図 2.2.2.9　MABLE 型集合体の構造 ---------- 602
図 2.2.2.10　中型高出口温度型金属燃料炉心の流量配分領域図（平衡期炉心） --- 603
図 2.2.2.11　Na 炉の技術的成立性に関する課題 ---------- 604
図 2.2.2.12　炉容器上部プレナム内流動試験装置 ---------- 605
図 2.2.2.13　ＵＩＳ切込みを通る鉛直断面内の流速分布と
燃料交換機貫通孔プラグの効果 ---------- 605
図 2.2.2.14　ＤＰと炉容器壁隙間部の鉛直方向流速分布 ---------- 606
図 2.2.2.15　気泡を伴う水中渦の発生状況 ---------- 606
図 2.2.2.16　炉壁とホットレグ配管との間の流速分布とスプリッタによる
整流効果 ---------- 606
図 2.2.2.17　気泡を伴う水中渦の初生キャビテーション係数と形状の効果--------- 606
図 2.2.2.18　ポンプ組込型ＩＨＸ振動試験装置 ---------- 607
図 2.2.2.19　1/3 縮尺　大口径・高流速配管流力振動試験装置---------- 608
図 2.2.2.20　ナトリウム中耐熱試験 ---------- 609
図 2.2.2.21　“ 常陽 ”を用いた炉内試験 ---------- 609
図 2.2.2.22　実用化構造設計基準に要求される主な設計ニーズ---------- 610
図 2.2.2.23　実用化構造設計基準ＦＤＳの体系（2005 年度予定の暫定試案） ---- 611
図 2.2.2.24　床応答曲線（レファレンス S2） ---------- 612
図 2.2.2.25　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比
（水平） ---------- 612
図 2.2.2.26　原子炉容器据付位置の床応答曲線（水平） ---------- 613
図 2.2.2.27　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの比較
（上下） ---------- 613
図 2.2.2.28　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比
（上下） ---------- 614
図 2.2.2.29　原子炉容器据付位置の床応答曲線（上下） ---------- 614
図 2.2.2.30　ＨＣＭ１２Ａ鋼の破壊靭性試験結果 ---------- 615
図 2.2.2.31　ＨＣＭ１２Ａ鋼と他鋼種の破壊靭性値の比較 ---------- 615
図 2.2.2.32　ＨＣＭ１２Ａ鋼の破壊靭性試験結果と各種破壊評価曲線の比較------ 616
図 2.2.2.33　原子炉容器と液面近傍の拡大図 ---------- 617
図 2.2.2.34　高温ガス循環による応力緩和方策 ---------- 617
図 2.2.2.35　熱伝導板による応力緩和方策 ---------- 618
図 2.2.2.36　累積ひずみ評価結果の比較 ---------- 618
図 2.2.2.37　原子炉容器熱応力解析モデル ---------- 619
図 2.2.2.38　応力強さ分布（ライナ１枚） ---------- 619
図 2.2.2.39　Bree 線図での判定---------- 619
図 2.2.2.40　サーマルライナ及びスプリッタ構造概念 ---------- 620
図 2.2.2.41　サーマルライナ解析モデルと温度条件 ---------- 621
図 2.2.2.42　サーマルライナ熱応力解析結果 ---------- 621

図 2.2.2.43　炉心支持構造及び下部鏡構造（皿形） ---------- 622
図 2.2.2.44　原子炉構造（大型炉）と解析モデル ---------- 623
図 2.2.2.45　ＵＩＳ（大型炉）の解析モデル ---------- 623
図 2.2.2.46　ＤＨＸ構造（大型炉）と解析モデル ---------- 624
図 2.2.2.47　コールドトラップ構造（大型炉）と解析モデル ---------- 624
図 2.2.2.48　原子炉構造（中型モジュール炉）と解析モデル ---------- 625
図 2.2.2.49　燃料交換機（中型モジュール炉）と解析モデル ---------- 625
図 2.2.2.50　燃料交換機とＵＩＳ切込部の干渉評価（中型モジュール炉） --------- 626
図 2.2.2.51　スカート付根Ｙピース部の熱応力解析結果 ---------- 627
図 2.2.2.52　ＩＨＸ入口ノズル及びＨＬ配管熱膨張解析モデル---------- 628
図 2.2.2.53　入口ノズルの構造概念（大型炉） ---------- 628
図 2.2.2.54　ＩＨＸ伝熱管の磨耗形態 ---------- 629
図 2.2.2.55　ポンプ回転数との共振回避方針 ---------- 629
図 2.2.2.56　耐震解析結果及びポンプ動的機能維持評価結果
（中型モジュール炉） ---------- 630
図 2.2.2.57　１次系ＨＬ配管概念図（大型炉） ---------- 631
図 2.2.2.58　１次系ＣＬ配管概念図（大型炉） ---------- 632
図 2.2.2.59　胴ベローズ形状と応力解析モデル ---------- 633
図 2.2.2.60　熱膨張応力解析結果の一例 ---------- 633
図 2.2.2.61　ナトリウム冷却炉の安全設計の考え方 ---------- 634
図 2.2.2.62　ナトリウム炉における ATWS＆AWS の発生頻度の点推定値の
比較---------- 635
図 2.2.2.63　単管の SG を採用した大型 Na 炉の PLOHS 発生頻度の比較 --------- 635
図 2.2.2.64　溶融燃料排出促進をねらった燃料集合体概念 ---------- 636
図 2.2.2.65　炉容器全体３次元熱流動解析モデル ---------- 637
図 2.2.2.66　下部プレナム非対称事象の解析結果（1200 秒後） ---------- 637
図 2.2.2.67　自然循環除熱特性解析結果 ---------- 638
図 2.2.2.68　大型炉上部プレナム流動解析モデル ---------- 639
図 2.2.2.69　鉛直断面での流速分布 ---------- 639
図 2.2.2.70　液面部の水平方向流速分布 ---------- 639
図 2.2.2.71　スプリッタ設置による渦度低減効果 ---------- 640
図 2.2.2.72　1/10 縮尺水流動試験体系での流動解析結果---------- 641
図 2.2.2.73　ＵＩＳ下部領域の温度分布解析結果 ---------- 642
図 2.2.2.74　サーマルストライピング対策構造案 ---------- 642
図 2.2.2.75　大型炉における１次系配管引廻し ---------- 643
図 2.2.2.76　１次系配管のランダム振動応答解析結果（大型炉） ---------- 644
図 2.2.2.77　大型炉ＣＬ配管のランダム振動応答解析の高度化---------- 645
図 2.2.2.78　大型炉　ＩＨＸ入口プレナムの整流構造と流動解析結果---------- 646
図 2.2.2.79　中型モジュール炉　ＩＨＸ入口プレナム流動解析結果---------- 647
図 2.2.2.80　中型モジュール炉（H13 年度設計）のＩＨＸ管束部熱流動
解析結果---------- 648

図 2.2.2.81　ヘリカルコイル型ＳＧ入口プレナム流動解析モデル---------- 649
図 2.2.2.82　入口プレナム流動解析結果 ---------- 650
図 2.2.2.83　上部 Na 入口プレナム部の構造概念図と Na 流路 ---------- 651
図 2.2.2.84　管束部入口近傍径方向流速分布 ---------- 652
図 2.2.2.85　管束部内軸方向流速分布 ---------- 652
図 2.2.2.86　ヘリカルコイル型ＳＧ管束部熱流動解析モデル ---------- 653
図 2.2.2.87　水・蒸気側各層の出口蒸気温度と伝熱管１本あたりの流量---------- 653
図 2.2.2.88　２重直管 SG の伝熱管配列（正三角形配置）---------- 654
図 2.2.2.89　２重直管 SG の半径方向の解析メッシュモデル---------- 654
図 2.2.2.90　２重直管 SG 管束部の Na 温度分布---------- 655
図 2.2.2.91　２重直管 SG の伝熱管軸方向温度分布---------- 655
図 2.2.2.92　ノミナル条件（プラグ無し）での伝熱管径方向温度分布---------- 656
図 2.2.2.93　伝熱管プラグ条件での伝熱管径方向温度分布 ---------- 656
図 2.2.2.94　最外周部での流動抵抗を小さくした場合の伝熱管径方向温度分布--- 657
図 2.2.2.95　２重直管ＳＧの水側流動安定判別図と安定化対策---------- 658
図 2.2.2.96　水プール浸漬時の燃料ピン冷却特性試験結果 ---------- 659

2.4　実用化に向けた技術的実現性の評価
2.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋
図 2.4.1.1　ナトリウム冷却炉の研究開発計画(案)（炉心・燃料設計関係）------ 675
図 2.4.1.2　ナトリウム冷却の実用化計画（試験炉構想） ---------- 676

2.4.2　必要な開発資源・開発期間
図 2.4.2.1　ナトリウム冷却炉の開発資源・期間（試験炉構想）(1/2) ---------- 681
　　ナトリウム冷却炉の開発資源・期間（試験炉構想）(2/2) ---------- 682

2.5　ナトリウム冷却炉の技術的総括
2.5.1　アドバンスト・ループ型ナトリウム炉の仕様とその根拠
図 2.5.1.1　ナトリウム冷却大型炉（MOX 燃料コンパクト型炉心）
　　大型炉-1500MXC ---------- 704
図 2.5.1.2　ナトリウム冷却中型モジュール炉（MOX 燃料高内部転換型炉心）
　　中型炉-M750MXH---------- 705
図 2.5.1.3　ナトリウム冷却中型シングル炉（MOX 燃料高内部転換型炉心）
　　中型炉-S750MXH---------- 706

2.5.2　ナトリウム冷却炉のセールスポイントの整理
図 2.5.2.1　設計の特徴---------- 710

2.5.3　更なる高度化の可能性（熱効率向上）
図 2.5.3.1　高効率プラントのヒートバランス設定結果 ---------- 730
図 2.5.3.2　高効率タービンの系統構成 ---------- 730

図 2.5.3.3　カリーナサイクルを採用した場合の概略系統構成---------- 731
図 2.5.3.4　２次系簡素化概念の摘出フロー（フェーズⅠ） ---------- 732
図 2.5.3.5　有望な２次系簡素化候補概念の特徴整理（フェーズⅠ）---------- 733
図 2.5.3.6　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG 構造概念図--------- 734
図 2.5.3.7　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG 系統図
（ナトリウム冷却中型炉）---------- 735
図 2.5.3.8　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　振動解析に基づく
貫通破断の想定排除に係る設計対応 ---------- 736
図 2.5.3.9　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 構造概念図---------- 737
図 2.5.3.10　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 系統図
（ナトリウム冷却大型炉）---------- 738
図 2.5.3.11　期待される伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク挙動---------- 739
図 2.5.3.12　鉛ビスマスリークに係る考え方と設計および要素試験での
対応方針---------- 740
図 2.5.3.13　鉛ビスマス-ナトリウム物性試験結果の一例
（PbBi：Na＝60%：40%）---------- 741
図 2.5.3.14　鉛ビスマス-ナトリウム混合時における相状態の観察結果---------- 742
図 2.5.3.15　鉛ビスマス移行挙動試験　試験条件および試験装置概要---------- 743
図 2.5.3.16　鉛ビスマス移行挙動試験　試験容器中段での温度挙動例---------- 744
図 2.5.3.17　鉛ビスマス移行挙動試験　サンプリングフィンガー内の堆積物の
観察結果---------- 745
図 2.5.3.18　電磁ポンプを適用した２次系概念 ---------- 746
図 2.5.3.19　システム１配置図---------- 746
図 2.5.3.20　システム２配置図---------- 747

第３章　図リスト

3.1　鉛ビスマス冷却炉の概念の構築

3.1.1　鉛ビスマス冷却炉の持つ優れた性能とその追求

図 3.1.1.1　鉛冷却酸化物燃料炉心（700MWt）の炉心配置図と鉛及びナトリウム冷却酸化物燃料炉心（700MWt）の中性子スペクトルの比較---------- 812
図 3.1.1.2　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の炉心配置図 --------- 813
図 3.1.1.3　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の燃料軸方向概略図　814
図 3.1.1.4　鉛ビスマス冷却炉のフェーズⅡ検討方向 ---------- 815
図 3.1.1.5　フェーズⅠ検討でのプラント概念の絞り込み---------- 816
図 3.1.1.6　ラッパ管肉厚と必要「ラッパ管肉厚×2＋ラッパ管膨れ」の関係---------- 817
図 3.1.1.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉窒化物燃料炉心の炉心配置図--------- 818
図 3.1.1.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心（導入期）の炉心配置図---------- 819
図 3.1.1.9　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心（平衡期）の炉心配置図---------- 820
図 3.1.1.10　炉心出入口温度差（ΔT）と炉心出入口温度の関係---------- 821
図 3.1.1.11　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係---------- 822
図 3.1.1.12　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係---------- 822
図 3.1.1.13　鉛ビスマス自然循環冷却炉窒化物燃料炉心の炉心配置図--------- 823
図 3.1.1.14　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係---------- 824
図 3.1.1.15　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係---------- 824
図 3.1.1.16　２重容器によるコールドベッセルタンク型炉概念（SVBR-75） ---------- 825
図 3.1.1.17　２重容器方式自然循環冷却炉概念 ---------- 826
図 3.1.1.18　サーマルライナ方式強制循環タンク型炉概念 ---------- 827
図 3.1.1.19　配管ベローズを用いたループ型重金属冷却炉概念---------- 828
図 3.1.1.20　ポンプフローティングマウントを用いたループ型冷却炉概念--- 829
図 3.1.1.21　スロッシング解析モデル（FC 炉） ---------- 830
図 3.1.1.22　スロッシング解析モデル（NC 炉） ---------- 831

3.1.2　鉛ビスマス冷却炉固有の課題への対応方策の検討

図 3.1.2.1　550℃-2,000 時間浸漬後の ODS 鋼の観察結果 ---------- 846
図 3.1.2.2　550℃における ODS 鋼の酸化物成長挙動 ---------- 846

図 3.1.2.3　高温鉛ビスマス（酸素濃度 10^{-6}wt%）浸漬後の ODS 鋼、12Cr 鋼の観察結果 ---------- 847
図 3.1.2.4　550℃-2,000 時間浸漬後の 316FR の観察結果（鉛ビスマス中酸素濃度：10^{-8}wt%） ---------- 847
図 3.1.2.5　650℃-2,000 時間浸漬後の 12Cr 鋼の観察結果（鉛ビスマス中酸素濃度：10^{-7}wt%） ---------- 848
図 3.1.2.6　国内における電気鉛・再生鉛の消費量 ---------- 849
図 3.1.2.7　我国における鉛のマテリアルフロー（平成 12 年） ---------- 849
図 3.1.2.8　真空中での溶融鉛ビスマスからのポロニウムの蒸発率---------- 850
図 3.1.2.9　カバーガス中でのポロニウムの形態と量 ---------- 851

3.1.3　代表概念の構築
図 3.1.3.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の炉心配置図---------- 965
図 3.1.3.2　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の炉心燃料構成概略図------ 966
図 3.1.3.3　強制循環炉の制御棒の縦断面概略図 ---------- 967
図 3.1.3.4　強制循環炉の制御棒の横断面概略図 ---------- 968
図 3.1.3.5　強制循環炉の B_4C ペレットを細径化した場合の制御棒の横断面概略図---------- 969
図 3.1.3.6　強制循環炉の高速中性子累積照射量の径方向分布---------- 970
図 3.1.3.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心の炉心配置図---------- 971
図 3.1.3.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心の炉心燃料構成概略図 ---------- 972
図 3.1.3.9　強制循環炉　プラント系統図 ---------- 973
図 3.1.3.10　強制循環炉　プロットプラン ---------- 973
図 3.1.3.11　強制循環炉　原子炉構造概念図（立面図） ---------- 974
図 3.1.3.12　強制循環炉　原子炉構造概念図（平面図） ---------- 975
図 3.1.3.13　回転プラグジャッキアップ構造と UIS 下部ランツエ構造-------- 976
図 3.1.3.14　強制循環炉　主炉停止系・後備炉停止系（SASS）の概念------- 977
図 3.1.3.15　後備炉停止系（SASS）の動作説明図 ---------- 977
図 3.1.3.16　後備炉停止系（SASS）の概略寸法図 ---------- 977
図 3.1.3.17　キドニー型蒸気発生器概念図 ---------- 978
図 3.1.3.18　１次系ポンプ概念図---------- 979
図 3.1.3.19　崩壊熱除去系　系統概念図 ---------- 980
図 3.1.3.20　機器サイジングヒートバランス ---------- 980
図 3.1.3.21　崩壊熱除去系　熱交換器　構造概念図（強制循環炉）---------- 981
図 3.1.3.22　崩壊熱除去系　空気冷却器　構造概念図（強制循環炉）--------- 982
図 3.1.3.23　鉛ビスマス純化系統　系統概念図 ---------- 983
図 3.1.3.24　蒸気発生器伝熱管破損対策設備系統図 ---------- 983
図 3.1.3.25　タービン発電機設備概念系統図 ---------- 984
図 3.1.3.26　蒸気タービン発電機　機器外形図 ---------- 985

図 3.1.3.27　燃料交換機　分割方式（分離型） ---------- 986
図 3.1.3.28　燃料交換手順　計画概念図（前準備作業） ---------- 987
図 3.1.3.29　燃料交換手順　計画概念図（燃料交換作業） ---------- 988
図 3.1.3.30　燃料取り扱い設備　燃料移送フロー ---------- 989
図 3.1.3.31　気体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 990
図 3.1.3.32　液体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 990
図 3.1.3.33　固体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 990
図 3.1.3.34　原子炉格納容器空調系、原子炉建物コンファインメントエリア換気系及び非常用ガス処理系　系統図（１モジュール分を示す。） ---------- 991
図 3.1.3.35　原子炉建物管理区域　系統図（各モジュール共有） ---------- 991
図 3.1.3.36　強制循環炉　配置図 ---------- 992
図 3.1.3.37　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の炉心配置図---------- 993
図 3.1.3.38　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の炉心燃料構成概略図------ 994
図 3.1.3.39　算出した流量再配分効果（係数） ---------- 995
図 3.1.3.40　自然循環炉の制御棒の縦断面概略図 ---------- 996
図 3.1.3.41　自然循環炉の制御棒の横断面概略図 ---------- 997
図 3.1.3.42　自然循環炉の B_4C ペレットを細径化した場合の制御棒の横断面概略図 ---------- 998
図 3.1.3.43　自然循環炉の高速中性子累積照射量の径方向分布---------- 999
図 3.1.3.44　自然循環炉　プラント系統図 ---------- 1000
図 3.1.3.45　自然循環炉　プロットプラン ---------- 1000
図 3.1.3.46　自然循環炉　原子炉構造概念図（立面図） ---------- 1001
図 3.1.3.47　自然循環炉　原子炉構造概念図（平面図） ---------- 1002
図 3.1.3.48　自然循環冷却方式　蒸気発生器　取り付け部概念---------- 1003
図 3.1.3.49　自然循環炉　主炉停止系・後備炉停止系（SASS）の概念------- 1004
図 3.1.3.50　後備炉停止系（SASS）の動作説明図 ---------- 1004
図 3.1.3.51　後備炉停止系（SASS）の概略寸法図 ---------- 1004
図 3.1.3.52　自然循環炉　蒸気発生器構造概念図 ---------- 1005
図 3.1.3.53　崩壊熱除去系　系統概念図 ---------- 1006
図 3.1.3.54　機器サイジングヒートバランス ---------- 1006
図 3.1.3.55　崩壊熱除去系　熱交換器　構造概念図（自然循環炉）---------- 1007
図 3.1.3.56　崩壊熱除去系　空気冷却器　構造概念図（自然循環炉）--------- 1008
図 3.1.3.57　タービン発電機設備　概念系統図 ---------- 1009
図 3.1.3.58　蒸気タービン発電機　機器外形図 ---------- 1010
図 3.1.3.59　燃料交換機　分割方式（分離型）　構造図 ---------- 1011
図 3.1.3.60　燃料交換手順　計画概念図（前準備作業１） ---------- 1012
図 3.1.3.61　燃料交換手順　計画概念図（燃料交換作業２） ---------- 1013
図 3.1.3.62　燃料取り扱い設備　燃料移送フロー ---------- 1014
図 3.1.3.63　気体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 1015
図 3.1.3.64　液体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 1015

図 3.1.3.65　固体廃棄物処理設備　系統概念図 ---------- 1015
図 3.1.3.66　原子炉格納容器空調系、原子炉建物コンファインメントエリア換気系及び非常用ガス処理系　系統図（１モジュール分を示す。）---------- 1016
図 3.1.3.67　原子炉建物管理区域　系統図（各モジュール共有）---------- 1016
図 3.1.3.68　自然循環炉　配置図 ---------- 1017
図 3.1.3.69　プラント運転サイクル ---------- 1018
図 3.1.3.70　起動停止時　制御系統図 ---------- 1018
図 3.1.3.71　強制循環炉のプラント起動曲線（計画） ---------- 1019
図 3.1.3.72　強制循環炉のプラント停止曲線（計画） ---------- 1019
図 3.1.3.73　加熱設備構成と初回起動手順 ---------- 1020
図 3.1.3.74　保守補修性を向上させた炉　プラント系統図及びヒートバランス ---------- 1021
図 3.1.3.75　原子炉構造概念図（立面図） ---------- 1022
図 3.1.3.76　原子炉構造概念図（平面図） ---------- 1023
図 3.1.3.77　蒸気発生器構造概念図 ---------- 1024
図 3.1.3.78　ポンプ構造概念図 ---------- 1025
図 3.1.3.79(1/2)　建物・配置図（立面図） ---------- 1026
図 3.1.3.79(2/2)　建物・配置図（平面図） ---------- 1027
図 3.1.3.80　低温化プラント　ヒートバランス ---------- 1028
図 3.1.3.81　低温化プラント　蒸気発生器構造概念図 ---------- 1029
図 3.1.3.82　低温化プラント　主循環ポンプ構造概念図 ---------- 1030
図 3.1.3.83　低温化プラント　原子炉構造概念図（立面図） ---------- 1031
図 3.1.3.84　低温化プラント　原子炉構造概念図（平面図） ---------- 1032

（2/2 分冊）

3.2　性能および技術的成立性の評価
3.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
図 3.2.2.1　床応答曲線---------- 1082
図 3.2.2.2　原子炉容器の応答解析モデル ---------- 1082
図 3.2.2.3　炉上部構造　構造とモデル化 ---------- 1083
図 3.2.2.4　炉上部構造の下端部変位量 ---------- 1083
図 3.2.2.5　燃料交換機　構造と解析モデル ---------- 1084
図 3.2.2.6　燃料交換機と炉上部構造の相対変位 ---------- 1084
図 3.2.2.7　ナトリウム大型炉及び鉛ビスマス炉（自然循環炉）の熱成層条件---------- 1085
図 3.2.2.8　鉛ビスマス炉における ATWS＆AWS の発生頻度の点推定値の比較---------- 1086

3.3　フェーズⅡの今後の進め方
3.3.2　プラント設計
図 3.3.2.1　　重金属冷却炉概念選定の流れ ---------- 1095

3.4　実用化に向けた技術的実現性の評価
3.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋
図 3.4.1.1　　鉛ビスマス炉の要素技術開発（機器） ---------- 1099
図 3.4.1.2　　鉛ビスマス炉の要素技術開発（系統・システム）---------- 1100
図 3.4.1.3　　鉛ビスマス炉の要素技術開発（まとめ） ---------- 1101
図 3.4.1.4　　国産 FBR 材の鉛ビスマス中　耐腐食性確認試験---------- 1102

3.4.2　必要な開発資源・開発期間
図 3.4.2.1　　鉛ビスマス冷却炉の研究開発　－工程と費用－ ---------- 1104

第４章　図リスト

4.1　ヘリウムガス冷却炉の概念の構築
4.1.1　ヘリウムガス冷却炉の持つ優れた性能とその追求
図 4.1.1.1　フェーズⅠ検討の成果：ヘリウムガス冷却炉心・燃料形態の選択--- 1195
図 4.1.1.2　フェーズⅠ検討の成果：炭酸ガス冷却炉心･燃料形態の選択 ---------- 1196
図 4.1.1.3　フェーズⅡ検討の展開：ヘリウムガス冷却炉心概念の検討範囲と選択の推移---------- 1197
図 4.1.1.4　フェーズⅡ検討の展開：ヘリウムガス冷却炉の炉心燃料形態（概略図）---------- 1198
図 4.1.1.5　フェーズⅡ検討の展開：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却概念における各種燃料体概念図---------- 1199
図 4.1.1.6　ガス冷却炉の候補と検討の進め方 ---------- 1200
図 4.1.1.7　原子炉構造図　ピン型燃料炭酸ガス炉（フェーズⅠ終了時）------- 1201
図 4.1.1.8　プラント配置概念図　ピン型燃料炭酸ガス炉（フェーズⅠ終了時）- 1202
図 4.1.1.9　原子炉構造図　ピン型燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）- 1203
図 4.1.1.10　プラント配置概念図　ピン型燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）---------- 1204
図 4.1.1.11　原子炉構造図　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）- 1205
図 4.1.1.12　プラント配置概念図　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）---------- 1206
図 4.1.1.13　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料および酸化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心 --------- 1207
図 4.1.1.14　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型・横方向流冷却コンパートメント燃料体・燃料構成要素および燃料概念図---- 1208
図 4.1.1.15　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心 ---------- 1209
図 4.1.1.16　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント型燃料体概念炉心　安全解析結果（AWS）---------- 1210
図 4.1.1.17　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子窒化物燃料・縦方向冷却六角ブロック燃料体概念炉心---------- 1211
図 4.1.1.18　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体・燃料構成要素および燃料概念図 --------- 1212
図 4.1.1.19
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　安全解析結果（AWS＋SASS 作動無し）---------- 1213
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・ブロック型被覆粒子（窒化物）燃料炉心　安全解析結果（AWS＋SASS 作動無し）---------- 1214

図 4.1.1.20　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却　各種燃料体概念炉心　設計可能範囲の検討結果
（その１）---------- 1215
図 4.1.1.21　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却　各種燃料体概念炉心　設計可能範囲の検討結果
（その２）---------- 1216
図 4.1.1.22　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型燃料縦方向冷却
燃料集合体・燃料構成要素および燃料概念図 ---------- 1217
図 4.1.1.23　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料
（ニオブ合金被覆管／Si_3Zr_5 被覆管型燃料集合体）概念炉心------- 1218
図 4.1.1.24　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料
（Si_3Zr_5 被覆管型燃料集合体）概念炉心---------- 1219
図 4.1.1.25　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料
（Si_3Zr_5 被覆管型燃料集合体）概念炉心　安全解析結果
（ULOF＋即応型 SASS 作動有り） ---------- 1220
図 4.1.1.26　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型酸化物燃料・導入期資源
有効利用型炉心---------- 1221
図 4.1.1.27　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型酸化物燃料・平衡期
経済性重視型炉心---------- 1222
図 4.1.1.28　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型窒化物燃料
（^{15}N100%および ^{14}N100%）平衡期経済性重視型炉心 ---------- 1223
図 4.1.1.29　ガス冷却炉抽出工程---------- 1224
図 4.1.1.30　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体・導入期資源有効利用型炉心- 1225
図 4.1.1.31　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却　コンパートメント燃料体概念図 ---------- 1226
図 4.1.1.32
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　主炉停止系
制御棒概念図 ---------- 1227
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　主炉停止系
制御棒概念図 ---------- 1228
図 4.1.1.33
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　後備炉停止系
制御棒概念図 ---------- 1229
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　後備炉停止系
制御棒概念図 ---------- 1230

図 4.1.1.34　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　炉心部中性子
エネルギースペクトル ---------- 1231
図 4.1.1.35
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　径方向出力分布 - 1232
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　軸方向出力分布 - 1232
図 4.1.1.36　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心
（平衡期経済性重視型炉心） ---------- 1233
図 4.1.1.37　YI_3 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係 ---------- 1234
図 4.1.1.38　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係 ---------- 1234
図 4.1.1.39　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
（導入期資源有効利用型炉心） ---------- 1235
図 4.1.1.40　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体　概念図 ---------- 1236
図 4.1.1.41
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　主炉停止系集合体
概念図 ---------- 1237
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　主炉停止系集合体
概念　横方向断面図 ---------- 1238
図 4.1.1.42　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　後備炉停止系集合体
概念図---------- 1239
図 4.1.1.43　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　中性子エネルギー
スペクトル---------- 1240
図 4.1.1.44
(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　径方向出力分布 ------- 1241
(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　軸方向出力分布 ------- 1241
図 4.1.1.45　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・
縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　軸方向温度分布------- 1242

図 4.1.1.46　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　燃料集合体内部温度分布　詳細解析体系 ---------- 1243
図 4.1.1.47　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　燃料集合体内部温度分布　詳細解析結果（内部温度分布／周辺温度分布） ---------- 1244
図 4.1.1.48　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5 被覆管）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（導入期資源有効利用型炉心）構成図 ---------- 1245
図 4.1.1.49　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5 被覆管）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　燃料集合体---------- 1246
図 4.1.1.50　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5 被覆管）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　ブランケット燃料集合体 --------- 1247
図 4.1.1.51　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5 被覆管）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　主制御棒集合体---------- 1248
図 4.1.1.52　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5 被覆管）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　後備炉停止系制御棒集合体------- 1249
図 4.1.1.53　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　中性子エネルギースペクトル ---------- 1250
図 4.1.1.54　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　燃料集合体内部輻射・対流伝熱特性解析体系 ---------- 1251
図 4.1.1.55　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン（Si_3Zr_5）型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　燃料集合体内部輻射・対流伝熱特性解析結果 ---------- 1252
図 4.1.1.56　フェーズⅡ設計：１ループ型 300MWe 級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心構成図 ---------- 1253
図 4.1.1.57　フェーズⅡ設計：１ループ型 300MWe 級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念図---- 1254
図 4.1.1.58　原子炉容器とガスタービン容器の配置の考え方と建設単価比------- 1255
図 4.1.1.59　各種産業で利用される熱エネルギーの温度条件 ---------- 1256

4.1.2　ヘリウムガス冷却炉固有の課題への対応方策の検討
図 4.1.2.1　漏洩流量制限機構構造図 ---------- 1262
図 4.1.2.2　ヘリウムガス冷却炉の開発課題　被覆材[TiN]・伝熱流動[粒子充填層等]に関する調査 ---------- 1263

4.1.3　代表概念の構築
図 4.1.3.1　フェーズⅡ：ヘリウムガス冷却炉　代表炉心選定の流れとフェーズⅡ終了までの展望 ---------- 1288

図 4.1.3.2　ヘリウムガス冷却炉・横方向流冷却集合体概念の検討経緯
および結果 ---------- 1289
図 4.1.3.3　ヘリウムガス冷却炉の改良型炉心概念の検討経緯および結果------- 1290
図 4.1.3.4
(1/2)　各種ガス冷却炉の中性子束エネルギースペクトル比較図
（その１：線形スケール） ---------- 1291
(2/2)　各種ガス冷却炉の中性子束エネルギースペクトル比較図
（その２：対数スケール） ---------- 1291
図 4.1.3.5　プラント概念配置図（フェーズⅡ中間とりまとめ時）---------- 1292
図 4.1.3.6　プラント系統概念図 ---------- 1293
図 4.1.3.7　原子炉構造概念図（フェーズⅡ中間とりまとめ時）---------- 1294
図 4.1.3.8　断熱材ライナ取付け構造概念図 ---------- 1295
図 4.1.3.9　主炉停止系の作動概念 ---------- 1296
図 4.1.3.10　キュリー点電磁石方式 SASS 概念図 ---------- 1297
図 4.1.3.11　キュリー点電磁石方式 SASS 構造概念図 ---------- 1298
図 4.1.3.12　一次系冷却器とヒートマスバランス図 ---------- 1299
図 4.1.3.13　補助炉心冷却系概念図 ---------- 1300
図 4.1.3.14　コアキャッチャー概念図 ---------- 1301
図 4.1.3.15　燃料交換概念図 ---------- 1302
図 4.1.3.16　燃料取扱概念図 ---------- 1303
図 4.1.3.17　中性子検出器の設置位置 ---------- 1304
図 4.1.3.18　プロットプラン ---------- 1305
図 4.1.3.19　定期点検工程 ---------- 1306
図 4.1.3.20　建設工程 ---------- 1307

4.2　性能および技術的成立性の評価
4.2.1　設計要求への適合性評価
図 4.2.1.1　廃炉廃棄物発生量算定手順 ---------- 1329
図 4.2.1.2　検査性・補修性向上のための原子炉構造の見直し---------- 1330
図 4.2.1.3　ISI アクセスルート ---------- 1331
図 4.2.1.4
(1/2)　炉内構造引抜き手順図（1/2） ---------- 1332
(2/2)　炉内構造引抜き手順図（2/2） ---------- 1333
図 4.2.1.5　タービン内部構造引抜き手順 ---------- 1334

4.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
図 4.2.2.1　熱過渡解析モデル ---------- 1369
図 4.2.2.2　熱過渡解析結果（運転状態Ⅲ） ---------- 1370
図 4.2.2.3　熱過渡解析結果（運転状態Ⅳ） ---------- 1371
図 4.2.2.4　ヘリウムガス冷却炉における PLOHS の発生頻度の
点推定値の比較 ---------- 1372

図 4.2.2.5　　コアキャッチャー概念検討の概要 ---------- 1373

4.4　実用化に向けた技術的実現性の評価
4.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋
図 4.4.1.1　　研究開発計画（プラント関連） ---------- 1401

4.5　ヘリウムガス冷却炉の技術的総括
4.5.1　ヘリウムガス冷却炉の仕様とその根拠
図 4.5.1.1　　被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉 ---------- 1416

第５章　図リスト

5.1　水冷却炉の概念の構築

5.1.1　水冷却炉の優れた性能とその追求

図 5.1.1.1　BWR 型炉心の断面図---------- 1446
図 5.1.1.2　BWR 型炉心の制御棒と集合体の軸方向の関係---------- 1447
図 5.1.1.3　BWR 型炉心の集合体断面図---------- 1448
図 5.1.1.4　重水冷却 PWR 型炉心の概念図---------- 1449
図 5.1.1.5　高燃焼度化炉心の制御棒と集合体の軸方向の関係---------- 1450
図 5.1.1.6　解析ケースと燃料の取扱条件の関係---------- 1451
図 5.1.1.7　原子炉圧力容器垂直断面図---------- 1452
図 5.1.1.8　原子炉圧力容器水平断面図---------- 1452

5.1.2　水冷却炉固有の課題への対応方策の検討

図 5.1.2.1.1　フルバンドル用限界出力／流動相関式の開発計画---------- 1461
図 5.1.2.1.2　BAPL 限界出力試験試験体形状と局所出力分布---------- 1461
図 5.1.2.1.3　修正 CISE 式の検証結果---------- 1461
図 5.1.2.1.4　７本ロッドバンドル限界出力試験テスト部の概要---------- 1462
図 5.1.2.1.5　７本限界出力試験テスト部１に対する Arai 式の評価---------- 1462
図 5.1.2.1.6　７本限界出力試験テスト部２に対する Arai 式の評価---------- 1463
図 5.1.2.1.7　事故時における燃料被覆管最高温度---------- 1463

図 5.1.2.2.1　炉心損傷事故シナリオと技術検討課題---------- 1470

図 5.1.2.3.1　燃料棒中心温度---------- 1481
図 5.1.2.3.2　燃料棒内部のガス圧力変化---------- 1481
図 5.1.2.3.3　全長力学解析による被覆管の外径変化量---------- 1482
図 5.1.2.3.4　局所力学解析 A の解析体系（左）と被覆管の
リッジング変形量（右）---------- 1482
図 5.1.2.3.5　境界部局所力学解析 B の解析体系（左）と被覆管の
変形プロファイル（右）---------- 1483
図 5.1.2.3.6　高照射量の領域における Zircaloy-2 板材の照射成長データ-------- 1483
図 5.1.2.3.7　酸化膜厚さの燃焼度依存性---------- 1484
図 5.1.2.3.8　Zry-2 の被覆管中水素濃度の燃焼度変化（ガス分析）---------- 1484
図 5.1.2.3.9　Zry-2 の周方向伸びの照射量依存性（300℃）【内圧破裂試験】--- 1485
図 5.1.2.3.10　SUS300 系準安定オーステナイトステンレス鋼の延性低下度と
中性子照射量及び試験温度の相関性---------- 1485
図 5.1.2.3.11　IASCC 感受性と中性子照射量の関係---------- 1486
図 5.1.2.3.12　従来材ステンレス鋼被覆材の課題の比較と改良 SUS に採用した
材料対策---------- 1486

図 5.1.2.4.1　自然循環運転方式の起動曲線---------- 1492
図 5.1.2.4.2　流量－出力曲線 ---------- 1492
図 5.1.2.4.3　流量－ボイド率曲線---------- 1492
図 5.1.2.4.4　制御棒の配置 ---------- 1493
図 5.1.2.4.5　制御棒（第１グループ）---------- 1493
図 5.1.2.4.6　制御棒（第２グループ）---------- 1494
図 5.1.2.4.7　制御棒（第３グループ）---------- 1494
図 5.1.2.4.8　制御棒挿入パターン（冷温臨界：a）---------- 1495
図 5.1.2.4.9　制御棒挿入パターン（定格圧力：b）---------- 1495
図 5.1.2.4.10　制御棒挿入パターン（定格出力：d）---------- 1496
図 5.1.2.4.11　径方向出力分布 ---------- 1497
図 5.1.2.4.12　軸方向出力分布 ---------- 1498

5.1.3　代表概念の構築
図 5.1.3.1.1　炉心全体構成（断面図）---------- 1506
図 5.1.3.1.2　燃料集合体と制御棒の軸方向位地の関係---------- 1507
図 5.1.3.1.3　燃料集合体構成（断面図）---------- 1508
図 5.1.3.1.4　燃料集合体ＭＯＸ部の Pu 富化度分布---------- 1509
図 5.1.3.1.5　燃料装荷パターン---------- 1510
図 5.1.3.1.6　炉心径方向の燃料集合体出力分布---------- 1511
図 5.1.3.1.7　炉心径方向の燃料集合体流量分布---------- 1512
図 5.1.3.1.8　炉心部軸方向の出力及びボイド率分布---------- 1513
図 5.1.3.1.9　取出し燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布 ---------- 1514

5.2　性能および技術的成立性の評価
5.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題
図 5.2.2.1.1　改良 SUS 製被覆管の構成図及び試作管の表面性状と
金属組織の違い ---------- 1532
図 5.2.2.1.2　改良 SUS 及び SUS304 の熱鋭敏化材と ST 材の酸素飽和高温
水中での SSRT 試験結果 ---------- 1532
図 5.2.2.1.3　トリプルイオン照射材の２次照射欠陥成長の照射量依存性と
照射硬化度 ---------- 1533
図 5.2.2.1.4　改良 SUS を含むステンレス鋼の結晶粒界での Cr 濃度変動量の
照射量依存性 ---------- 1533
図 5.2.2.4.1　RELAP5 解析のためのボリューム分割図---------- 1549
図 5.2.2.4.2　減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時の
ダウンカマおよび炉心水位---------- 1549
図 5.2.2.4.3　減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時の
高出力チャンネル炉心における被覆管温度---------- 1550
図 5.2.2.4.4　主蒸気管大破断事故時圧力挙動---------- 1550
図 5.2.2.4.5　主蒸気管大破断事故時ダウンカマー水位---------- 1551

図 5.2.2.4.6　主蒸気管大破断事故時炉心ボイド率---------- 1551
図 5.2.2.4.7　主蒸気管大破断事故時高出力チャンネルの被覆管温度 ---------- 1552
図 5.2.2.4.8　主蒸気管大破断事故時平均出力チャンネルの被覆管温度 ---------- 1552
図 5.2.2.4.9　主蒸気管大破断事故時低出力チャンネルの被覆管温度 ---------- 1553
図 5.2.2.4.10　MELCOR 解析のための流体解析用ボリューム分割---------- 1554
図 5.2.2.4.11　MELCOR 解析のための炉心分割図 ---------- 1555
図 5.2.2.4.12　炉心リング１領域　燃料平均温度---------- 1556
図 5.2.2.4.13　炉心リング２領域　燃料平均温度---------- 1557
図 5.2.2.4.14　炉心リング３領域　燃料平均温度---------- 1558
図 5.2.2.4.15　炉心リング４領域　燃料平均温度---------- 1559
図 5.2.2.4.16　炉心リング５領域　燃料平均温度---------- 1560
図 5.2.2.4.17　炉心リング６領域　燃料平均温度---------- 1561
図 5.2.2.4.18　MVP 解析のための下部プレナムモデル ---------- 1562

第６章　図リスト

6.2　経済性

6.2.2　プラント設計

図 6.2.2.1　炉の経済性評価結果 ---------- 1580
図 6.2.2.2　電気出力当たりの建屋体積 ---------- 1583
図 6.2.2.3　主要重量 ---------- 1583
図 6.2.2.4　直接費比較 ---------- 1592
図 6.2.2.5　最上位勘定項目毎の差異 ---------- 1592
図 6.2.2.6　構築物等比較 ---------- 1593
図 6.2.2.7　構築物等勘定項目毎の差異 ---------- 1593
図 6.2.2.8　原子炉設備比較 ---------- 1594
図 6.2.2.9　原子炉設備勘定項目毎の差異 ---------- 1594
図 6.2.2.10　原子炉機器比較 ---------- 1595
図 6.2.2.11　主冷却設備比較 ---------- 1595
図 6.2.2.12　他プラント原子炉設備比較 ---------- 1596
図 6.2.2.13　計測制御設備比較 ---------- 1596
図 6.2.2.14　電気設備比較 ---------- 1597
図 6.2.2.15　大型 Na 炉直接費比較 ---------- 1600
図 6.2.2.16　大型 Na 炉最上位勘定項目毎の差異 ---------- 1600
図 6.2.2.17　中型 Na 炉直接費比較 ---------- 1602
図 6.2.2.18　鉛ビスマス炉直接費比較 ---------- 1605

第７章　図リスト

7.1　小型炉に対するニーズと設計要求及び対応方針
7.1.1　マーケットニーズ調査
図 7.1.1　実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）での小型炉概念の摘出フロー ---------- 1640

7.2　小型炉の特性追求
7.2.1　フェーズⅡの検討経緯
図 7.2.1.1　実用化戦略調査研究における小型炉の検討フロー ---------- 1645

7.2.2　炉心性能
図 7.2.2.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心の特徴と長期燃焼方式の考え方（フェーズⅠ） ---------- 1650

7.2.3　システム性能
図 7.2.3.1　ナトリウム冷却小型炉の原子炉構造および冷却系簡素化の考え方 ---------- 1660
図 7.2.3.2　RVACS 除熱要求---------- 1661
図 7.2.3.3　タンク型炉の原子炉容器内構成（環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置、オフセット配置）------ 1662
図 7.2.3.4　ナトリウム冷却小型炉の出力と建設単価の関係---------- 1663
図 7.2.3.5　ナトリウム冷却小型炉の定期検査工程---------- 1664

7.4　ナトリウム冷却小型炉システム概念の提示
7.4.1　システム設計概念とその特長
図 7.4.1.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討の経緯---------- 1717
図 7.4.1.2　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討フロー（フェーズⅠ） ---------- 1718
図 7.4.1.3　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅠ） ---------- 1719
図 7.4.1.4　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ－１） ---------- 1720
図 7.4.1.5(1/2)　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ－２） ---------- 1721
図 7.4.1.5(2/2)　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ－２） ---------- 1722
図 7.4.1.6　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ－３） ---------- 1723
図 7.4.1.7　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討フロー（フェーズⅡ－３） ---- 1724
図 7.4.1.8　ナトリウム冷却小型炉　サーベイ計算結果（フェーズⅡ－３） - 1725
図 7.4.1.9　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図---------- 1726
図 7.4.1.10　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の反応度の燃焼度依存性 ------- 1727
図 7.4.1.11　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の高速中性子照射量の径方向分布 ---------- 1728
図 7.4.1.12　ナトリウム冷却小型炉　プラント検討の経緯---------- 1729
図 7.4.1.13　ナトリウム冷却小型炉　原子炉容器の構造図（フェーズⅠ） ---- 1730

図 7.4.1.14　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式タンク型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－１）---------- 1731
図 7.4.1.15　RVACS 作動時における原子炉容器内流動パス
（反射体制御・強制循環方式タンク型プラント）---------- 1731
図 7.4.1.16　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式ループ型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－１）---------- 1732
図 7.4.1.17　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式ループ型
プラント　冷却系容器の構造図（フェーズⅡ－１）---------- 1732
図 7.4.1.18　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式タンク型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－２）---------- 1733
図 7.4.1.19　反射体制御方式における反射体の構造図---------- 1734
図 7.4.1.20　反射体制御方式における炉心支持方法---------- 1735
図 7.4.1.21　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－２）---------- 1736
図 7.4.1.22　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・自然循環方式タンク型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－２）---------- 1737
図 7.4.1.23　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ－３）---------- 1738
図 7.4.1.24　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　プラント系統概念図（フェーズⅡ－３）---------- 1739
図 7.4.1.25　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　建屋配置図（フェーズⅡ－３）---------- 1740
図 7.4.1.26　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　原子炉容器壁近傍の概念図（フェーズⅡ－３）------- 1741
図 7.4.1.27　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　環状型 IHX の構造図（フェーズⅡ－３）---------- 1742
図 7.4.1.28　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　電磁ポンプの電源構成（フェーズⅡ－３）---------- 1743
図 7.4.1.29　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　直管型２重管 SG の構造図（フェーズⅡ－３）------- 1744
図 7.4.1.30　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　燃料取扱設備の概念図（フェーズⅡ－３）---------- 1745
図 7.4.1.31　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型
プラント　燃料交換機および炉内中継装置の構造図
（フェーズⅡ－３）---------- 1746

7.4.2　技術的成立性の評価
図 7.4.2.1　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図---------- 1758
図 7.4.2.2　原子炉トリップ時における構造健全性の解析評価---------- 1759
図 7.4.2.3　ナトリウム冷却小型炉の制御棒挿入性に係る検討結果---------- 1760

図 7.4.2.4　電磁ポンプ電源構成に係る機器別の故障率データおよび
フォルトツリーによる確率論的信頼性評価結果---------- 1761

7.5　鉛ビスマス冷却小型炉システム概念の提示
7.5.1　システム設計概念とその特長
図 7.5.1.1　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心検討の経緯---------- 1798
図 7.5.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉　一体型炉心の燃焼特性（フェーズⅠ） - 1799
図 7.5.1.3　鉛ビスマス冷却小型炉　一体型炉心の炉心構成と燃料要素
軸方向概念図（フェーズⅠ）---------- 1800
図 7.5.1.4　鉛ビスマス冷却小型炉　冷却材温度分布と流量分布の推移
（燃焼初期・末期)（フェーズⅠ） ---------- 1801
図 7.5.1.5　鉛ビスマス冷却小型炉　制御棒内包型炉心の燃料集合体数と
炉心等価直径（フェーズⅡ－１）---------- 1802
図 7.5.1.6　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心配置図（フェーズⅡ－１） ---------- 1803
図 7.5.1.7　鉛ビスマス冷却小型炉　ダクトレス燃料集合体概念図
（フェーズⅡ－１）---------- 1804
図 7.5.1.8　鉛ビスマス冷却小型炉　燃料集合体軸方向概念図
（フェーズⅡ－１）---------- 1805
図 7.5.1.9　鉛ビスマス冷却小型炉　燃料集合体のタイロッドを２本、３本と
した場合の燃料集合体数と燃料体積比（フェーズⅡ－２） ------- 1806
図 7.5.1.10　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心下部プレナム長さと
寿命末期のフープ応力（フェーズⅡ－２）---------- 1807
図 7.5.1.11　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心のダクトレス燃料集合体
概念図（フェーズⅡ－２）---------- 1808
図 7.5.1.12　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の炉心配置図
（フェーズⅡ－２）---------- 1809
図 7.5.1.13　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の燃料集合体
軸方向概念図（フェーズⅡ－２）---------- 1810
図 7.5.1.14　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒集合体
の縦断面概念図（フェーズⅡ－2）---------- 1811
図 7.5.1.15　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒集合体
の横断面概念図（フェーズⅡ－２）---------- 1812
図 7.5.1.16　鉛ビスマス冷却小型炉　20 年炉心の炉心配置図
（フェーズⅡ－２）---------- 1813
図 7.5.1.17　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の高速中性子
照射量の径方向分布（60 年照射後）---------- 1814
図 7.5.1.18　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の検討経緯---------- 1815
図 7.5.1.19　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図（フェーズⅠ） - 1816
図 7.5.1.20　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念平面図（フェーズⅠ） - 1817
図 7.5.1.21　鉛ビスマス冷却小型炉　系統概念図（フェーズⅠ） ---------- 1818

図 7.5.1.22　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図
（フェーズⅡ－１）---------- 1819
図 7.5.1.23　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造平面図（フェーズⅡ－１）- 1820
図 7.5.1.24　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心構成要素平面配置
（フェーズⅡ－１）---------- 1821
図 7.5.1.25　鉛ビスマス冷却小型炉　系統概念図（フェーズⅡ－１）---------- 1822
図 7.5.1.26　フェーズⅠとフェーズⅡ－１の原子炉容器径の支配因子比較図 - 1823
図 7.5.1.27　鉛ビスマス冷却小型炉　炉容器径寸法比較---------- 1824
図 7.5.1.28　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図
（フェーズⅡ－２）---------- 1825
図 7.5.1.29　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念平面図
（フェーズⅡ－２）---------- 1826
図 7.5.1.30　鉛ビスマス冷却小型炉　PRACS 系統概念図---------- 1827
図 7.5.1.31　鉛ビスマス冷却小型炉　機器高低関係図---------- 1828

図 7.5.1.32　鉛ビスマス冷却小型炉　崩壊熱除去系炉内熱交換器
構造概念図 ---------- 1829
図 7.5.1.33　鉛ビスマス冷却小型炉　純化系系統概念図---------- 1830
図 7.5.1.34　鉛ビスマス冷却小型炉　酸素濃度管理装置　構造概念図 ---------- 1831
図 7.5.1.35　鉛ビスマス冷却小型炉　腐食生成物精製装置　構造概念図 ------- 1832
図 7.5.1.36　鉛ビスマス冷却小型炉　格納容器バウンダリ概念図---------- 1833
図 7.5.1.37　燃料交換時の原子炉容器内機器配置図---------- 1834
図 7.5.1.38　燃料交換手順図（手順１／前準備作業）---------- 1835
図 7.5.1.39　燃料交換手順図（手順２／燃料交換作業）---------- 1836
図 7.5.1.40　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図---------- 1837
図 7.5.1.41　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図（立面 A-A）---------- 1838
図 7.5.1.42　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図（立面 B-B）---------- 1839

7.5.2　技術的成立性の評価
図 7.5.2.1　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図---------- 1846

7.6　FBR 小型炉の多目的利用
7.6.1　水素分離改質法による水素製造プラントの検討
図 7.6.1.1　水素分離改質法による水素製造系ヒートマスバランス ---------- 1858
図 7.6.1.2　水素分離改質器　構造概念図---------- 1859
図 7.6.1.3　水素分離改質法による水素製造プラント鳥瞰図---------- 1860
図 7.6.1.4　水素分離改質器　補修方法概念図---------- 1861

7.6.2　低温熱化学法による水素製造プラントの検討
図 7.6.2.1　低温熱化学法による水素製造プラント系統概念図---------- 1864
図 7.7.2.1　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念設計結果のまとめ ---------- 1874

図 7.7.2.2　　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念設計結果のまとめ ---------- 1875

付録　図リスト

A.　金属燃料設計制限因子

図 A.1　中燃焼度（約 5at%）燃料における液相含有領域面積割合---------- 付 A-3
図 A.2　高燃焼度（約 10at%）燃料における液相含有領域面積割合 ---------- 付 A-3
図 A.3　金属燃料の被覆管内面腐食評価式と測定結果の比較 ---------- 付 A-4
図 A.4　ODS 鋼のクリープ強度評価式から求めた被覆管周方向応力と
破損温度の関係---------- 付 A-4

B.　低比出力密度太径燃料を採用した炉心への安全性に関する推奨事項の検討

図 B.1　炉心多チャンネル事故解析コード SAS4A モデルの概念 ---------- 付 B-8
図 B.2　UPL120 炉心と FS80 炉心の ULOF 起因過程比較：炉出力と
全反応度---------- 付 B-8
図 B.3　即応的燃料フィードバック反応度挿入率の比出力密度依存性
(即応的燃料反応度＝ドップラー効果＋燃料軸方向膨張反応度)------- 付 B-9
図 B.4　燃料分散反応度挿入挙動の比較 ---------- 付 B-9
図 B.5　規格化軸方向線出力分布の炉心間比較 (ULOF 時最初の破損燃料)-- 付 B-10
図 B.6　Fsm80、Fsm100 と UPL120 炉心の ULOF 比較
炉出力と全反応度 (基準ケース)---------- 付 B-10
図 B.7　即応的燃料フィードバック反応度挿入率の比出力密度依存性
(即応的燃料反応度＝ドップラー効果＋燃料軸方向膨張反応度)------- 付 B-11
図 B.8　過渡末期の炉出力と燃料移動反応度挿入挙動の比較
(燃料分散反応度挿入挙動の比出力密度依存性の比較) ---------- 付 B-11

C.　水冷却炉における高除染燃料使用

図 C.1　高除染燃料使用による水冷却炉導入における燃料サイクル概念図--- 付 C-9
図 C.2　簡素化 PUREX 再処理法の概念図---------- 付 C-9
図 C.3　硝酸溶液中の U、Pu 及び Np の TBP に対する分配比 ---------- 付 C-10
図 C.4　先進湿式再処理法の概念図 ---------- 付 C-10
図 C.5　炉心全体構成 (断面図) ---------- 付 C-11
図 C.6　燃料集合体構成図 (断面図)---------- 付 C-11
図 C.7　制御棒と燃料集合体の軸方向関係 ---------- 付 C-12
図 C.8　燃料装荷パターン ---------- 付 C-13
図 C.9　炉心径方向出力分布の例 ---------- 付 C-14
図 C.10　炉心径方向流量分布の例 ---------- 付 C-14
図 C.11　炉心軸方向出力及びボイド率分布 (EOC) ---------- 付 C-15
図 C.12　炉心軸方向燃焼度分布 ---------- 付 C-15

D. 構造健全性の評価基準

図 D.1 高速炉の構造設計条件の特徴 ---------- 付 D-4
図 D.2 原子炉構造設計の変遷 ---------- 付 D-5
図 D.3 ナトリウム冷却実用化炉の冷却系機器の特徴 ---------- 付 D-5
図 D.4 手動トリップ時の原子炉容器出口温度変化の比較 ---------- 付 D-6
図 D.5 設計区分と重点的に防止すべき破損様式 ---------- 付 D-6
図 D.6 実用化構造設計基準 FDS の体系 (2005 年度予定の暫定試案)-------- 付 D-7
図 D.7 通常は非クリープ域で運転される機器 ---------- 付 D-9
図 D.8 温度-時間-応力の組合せによるクリープ設計領域の合理的設定------- 付 D-9
図 D.9 ラチェット疲労試験条件 ---------- 付 D-10
図 D.10 ラチェット疲労試験の結果 ---------- 付 D-10
図 D.11 ２直線近似モデルによる応力またはひずみの保守的近似---------- 付 D-13
図 D.12 原子炉容器液面近傍部の解析条件 ---------- 付 D-13
図 D.13 累積非弾性ひずみの試評価結果 ---------- 付 D-14
図 D.14 熱流動･構造一貫評価による系統熱過渡荷重設定法---------- 付 D-17
図 D.15 中間熱交換器管板の系統熱過渡評価 ---------- 付 D-18
図 D.16 中間熱交換器管板の熱過渡条件 (２次側出口)---------- 付 D-18
図 D.17 中間熱交換器管板の熱過渡応力の評価結果 ---------- 付 D-19
図 D.18 熱応力の発生機構と伝達関数による記述 ---------- 付 D-19
図 D.19 サーマルストライピング熱流動試験体と試験結果 ---------- 付 D-20
図 D.20 原子炉構造液面近傍部ひずみ計測及び破損限界試験 ---------- 付 D-20

E. 免震技術開発

図 E.1 Case Study S2 ---------- 付 E-3
図 E.2 建屋全体３次元免震用水平方向解析モデル (NS、EW 方向)---------- 付 E-14
図 E.3 建屋全体３次元免震用上下方向解析モデル ---------- 付 E-14
図 E.4 建屋水平免震＋機器上下免震用上下方向解析モデル ---------- 付 E-15
図 E.5 上下の応答解析モデル（1/2） ---------- 付 E-16
図 E.6 上下の応答解析モデル（2/2） ---------- 付 E-17
図 E.7 水平及び回転応答解析モデル ---------- 付 E-18
図 E.8 ローリングシール型空気ばね３次元免震装置概念図 ---------- 付 E-24
図 E.9 ローリングシール型空気ばね３次元免震装置配置図 ---------- 付 E-24
図 E.10 油圧機構３次元免震装置概念図
(荷重支持シリンダ及びアキュムレータユニット) ---------- 付 E-25
図 E.11 油圧機構３次元免震装置概念図
(ロッキング抑制シリンダ) ---------- 付 E-25
図 E.12 油圧機構３次元免震装置配置図 ---------- 付 E-26
図 E.13 ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置概念図------ 付 E-27
図 E.14 ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置配置図------ 付 E-27
図 E.15 免震要素の構造---------- 付 E-33
図 E.16 皿ばねの力学特性試験---------- 付 E-33

図 E.17　皿ばねの力学特性の結果例---------- 付 E-33
図 E.18　ダンパーの構造---------- 付 E-33
図 E.19　応答解析結果の例---------- 付 E-33
図 E.20　プラント配置の例（平面図）---------- 付 E-34
図 E.21　プラント配置の例（立面図）---------- 付 E-34

F.　経済性評価手法

略語一覧

略　語	英　文　表　記	説　　明
AB	Auxiliary Building	原子炉補助建屋
ABLE	Axial Blanket Elimination	軸ブランケット削除型集合体
ABWR	Advanced Boiling Water Reactor	改良沸騰水型原子炉
AC	Air Cooler	空気冷却器
ACCS	Auxiliary Core Cooling System	補助炉心冷却設備
ACMI	Absorber Cladding Mechanical Interaction	吸収材(制御棒)－被覆管間機械的相互作用
ADJ2000R		JENDL-3.2 ベースの統合炉定数（2000 年版）
AGR	Advanced Gas Reactor	改良型ガス冷却炉
AIHX	Advanced Intermediate Heat Exchanger	新型熱交換器
ALIP	Annular Linear Induction Pump	環状線形誘導型ポンプ
ANL	Argonne National Laboratory	アルゴンヌ国立研究所<米国>
ATWS	Anticipated Transient without Scram	異常な過渡変化時のスクラム不作動事象
at%	atomic percent	原子パーセント
AWS	Accident without Scram	事故時のスクラム不作動事象
BP	Baffle Plate	バッフル板
BCR	Backup Control Rod	後備炉停止系制御棒
BDBE	Beyond Design Basis Event	設計基準外事象
BDI	Bundle-Duct Interaction	燃料ピンバンドル-ダクト間相互作用
BOC	Beginning of Cycle	サイクル初期
BOEC	Beginning of Equilibrium Cycle	平衡サイクル初期
BOP	Balance of Plant	原子炉蒸気供給システム以外の発電所設備の総称
BOR-60		高速実験炉(60MWt)<ロシア>
BP	Baffle Plate	バッフル板
BR	Breeding Ratio	増殖比
BREST-300		鉛冷却高速増殖炉(300MWt)<ロシア>
BWR	Boiling Water Reactor	沸騰水型原子炉
CABRI		ＦＢＲ安全研究用炉<仏国>
CCD	Charge Coupled Device	電荷結合素子
CDA	Core Disruptive Accident	炉心損傷事故
CDF	Cumulative Damage Function	累積損傷和
CEA	Commissariat a l'Enegie Atomique	フランス原子力庁
CERCER	Ceramic-ceramic composite Fuel	分散型燃料の一種
CERMET	Ceramic metal composite Fuel	分散型燃料の一種

略　語	英　文　表　記	説　　明
CIP	Core Instruments Plate	炉心計装取付板
CL	Cold Leg	コールドレグ
CP	Corrosion Product	腐食生成物
CT	Cold Trap	コールドトラップ
CIP	Core Instruments Plate	炉心計装取付板
CORDS	Component Reliability Database and Statistical analysis system for LMFBRs	高速炉機器信頼性データベース
CRD(M)	Control Rod Drive (Mechanism)	制御棒駆動(装置)
CV	Containment Vessel	格納容器
DBE	Design Basis Event	設計基準事象
DBL	Design Basis Leak-rate	設計基準漏えい率
DDI	Duct-Duct Interaction	集合体ダクト間相互作用
DDS	Demonstration Reactor Structural Design Standard	実証炉設計基準
DG	Diesel Generator	ディーゼル発電機
DHX	Decay Heat Exchanger	直接炉心冷却系熱交換器
DN	Delayed Neutron	遅発中性子
DNB	Departure from Nucleate Boiling	蒸気発生器伝熱管水側の核沸騰から膜沸騰への遷移領域
DOT-3.5		遮へい評価用 2 次元離散型 Sn 輸送計算コード 3.5 版<米国>
DP	Dipped Plate	ディッププレート
Dpa	Displacement per Atom	原子当たりの弾き出し数
DRACS	Direct Reactor Auxiliary Cooling System	直接炉心冷却系
D9		オーステナイト鋼(炉心材料)<米国>
EAGLE	Experimental Acquisition of Generalized Logic to Eliminate re-criticalities	IGR 炉を用いた再臨界問題の排除に向けた試験研究
EBR-II	Experimental Breeder Reactor	高速実験炉<米国>
E/C	Ratio of Experimental Value to Calculated Value	計算値に対する実験値の比 (C/E を使用する場合もある)
ECT	Eddy Current Test	渦電流探傷検査
EMAT	Electro Magnetic Acoustic Transducer	電磁超音波探触子
EOC	End of Cycle	サイクル末期
EOEC	End of Equilibrium Cycle	平衡サイクル末期
EVST	Ex-vessel Storage Tank	炉外燃料貯蔵槽
FAIDUS	Fuel Assembly with Inner Duct Structure	内部ダクト設置型集合体
FBR	Fast Breeder Reactor	高速増殖炉
FC	Forced circulation	強制循環

略　語	英　文　表　記	説　　明
FCI	Fuel Cladding Interaction	燃料-被覆管相互作用
FCCI	Fuel Cladding Chemical Interaction	燃料－被覆管間化学的相互作用
FCMI	Fuel Cladding Mechanical Interaction	燃料－被覆管間機械的相互作用
FEMAXI-RM		低減速炉燃料の特性を考慮した解析予測計算コード
Fertile		燃料親核種
FDS	Fast Reactor Structural Design Standard	実用化構造設計基準
FFD	Failed Fuel Detection	破損燃料検出系
FFDL	Failed Fuel Detection and Location	破損燃料位置検出系
FFTF	Fast Flux Test Facility	高速中性子照射試験施設 <米国>
FGR	Fission Gas Release	FP ガスの放出
FHM	Fuel Handling Machine	燃料交換機
Fissile		核分裂性核種
FMS	Ferrite – Martensitic Steel	フェライトマルテンサイト鋼
FOAK	First of a Kind	初号機
FP	Fission Product	核分裂生成物
FS	Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle Systems	実用化戦略調査研究
GBR-4	Gas Breeder Reactor-4	ベント型燃料・ヘリウムガス冷却高速増殖炉
GEM	Gas Expansion Module	ガス膨張機構
GHSF	Global Hot Spot Factor	原子炉冷却材温度上昇と被覆管 HS までの温度上昇幅との比
GT	Gas Turbine	ガスタービン
GTHTR 300	Gas Turbine High Temperature Reactor 300	300MWe ブロック型高温ガス炉ガスタービン発電システム
GT-MHR	Gas Turbine Modular Helium Reactor	ガスタービン・モジュラー型高温ヘリウムガス炉
GV	Guard Vessel	ガードベッセル
HL	Hot Leg	ホットレグ
HM	Heavy Metal	重金属
HPC	High Pressure Compressor	高圧圧縮機
HTGR	High Temperature Gas Cooled Reactor	高温ガス冷却型原子炉
HTTR	High Temperature Engineering Test Reactor	高温工学試験研究炉
HT-9		フェライト鋼(炉心材料) <米国>

略　語	英　文　表　記	説　　明
HVAC	Heating Ventilating and Air Conditioning System	換気空調系
IASCC	Irradiation Assisted Stress Corrosion Cracking	照射誘起応力腐食割れ
IFR	Integral Fast Reactor	金属燃料小型高速炉<米国>
IGR	Impulse Graphite Reactor	インパルス黒鉛炉（カザフ）
IGSCC	Intergranular Stress Corrosion Cracking	粒界応力腐食割れ
IHX	Intermediate Heat Exchanger	中間熱交換器
IRACS	Intermediate Reactor Auxiliary Cooling System	２次系共用型補助炉心冷却系
ISI	In-Service Inspection	供用期間中検査
ISI&R	In-Service Inspection and Repair	供用期間中検査と補修
IWF	Inter Wrapper Flow	燃料集合体間ギャップ領域流れ（インタラッパフロー）
JASPER	Japan-American Shielding Program of Experimental Researches	日米共同遮へい実験計画
JEAC	Japan Electric Association Code	日本電気協会基準
JENDL-3.2	Japan Evaluated Nuclear Data Library Version 3.2	評価済み中性子データライブラリ 3.2 版
JSSTDL-300-J3.2	JAERI Shielding Standard Library Version 98	JENDL-3.2 に基づく中性子 300 群ライブラリ (遮へい計算用標準群定数)
KWU	Kraftwerk Union	GCFR 設計社（ドイツ）
LBB	Leak before Break	漏えい先行型破損
LLFP	Long Life Fission Product	長寿命核分裂生成物
LOCA	Loss-of-Coolant Accident	冷却材喪失事故
LOF	Loss of Flow	冷却材流量喪失事象
LPC	Low Pressure Compressor	低圧圧縮機
LWR	Light Water Reactor	軽水炉
MA	Minor Actinides	マイナーアクチノイド
MABLE	Metal Axial Blanket Elimination	下部軸方向ブランケット削除 (金属燃料炉心)
MELCOR		軽水炉のシビアアクシデントを対象とした解析コード
MOX	Mixed Oxide (Fuel)	混合酸化物（燃料）
MVP	MVP	原研開発の連続エネルギーモンテカルロ計算コード
NC	Natural circulation	自然循環
NIS	Neutron Instrumentation System	中性子検出系
NOAK	Nth of a Kind	N 号機
NPSHav	Net Positive Suction Head available	ポンプの有効吸込みヘッド

略　語	英　文　表　記	説　　明
NSRR	Nuclear Safety Research Reactor	安全研究原子炉（原研）
NSSS	Nuclear Steam Supply System	原子炉蒸気供給システム
NsL	Normal Sodium Level	通常 Na 液位
Nvt		中性子照射量
ODS	Oxide Dispersion-Strengthened ferritic steel	酸化物分散強化型フェライト鋼
OPM	On Power Maintenance	出力運転中の保守
PAM	Post Accident Monitoring	事故後計装
PAMR	Post Accident Material Relocation	炉心損傷事故後のデブリ再配置
PAHR	Post Accident Heat Removal	炉心損傷事故後の除熱
PBMR	Pebble Bed Modular Reactor	ペブルベッドモジュール炉
PCCI	Pellet-Clad Chemical Interaction	ペレットー 被覆管化学的相互作用
PCI	Pellet-Clad Interaction	ペレットー 被覆管相互作用
PCMI	Pellet Cladding Mechanical Interaction	燃料ペレット‐被覆管機械的相互作用
PCR	Primary Control Rod	主炉停止系制御棒
PCRV	Prestressed Concrete Reactor Vessel	プレストレストコンクリート原子炉容器
P/D	Pin Pitch/Pin Diameter	燃料ピンピッチ/燃料ピン径
PE16		高ニッケル鋼(炉心材料)<英国>
PFR	Prototype Fast Reactor	高速原型炉(250MWe)<英国>
PIV	Particle Image Velocimetry	粒子画像流速測定法
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	崩壊熱除去機能喪失事象
PNC-FMS		高強度フェライトーマルテンサイト鋼(炉心材料)
PNC1520		改良オーステナイト鋼(炉心材料)
PNC316		SUS316 相当ステンレス鋼(炉心材料)
PRACS	Primary Reactor Auxiliary Cooling System	１次系共用型補助炉心冷却系
PSA	Probabilistic Safety Assessment	確率論的安全評価
Pu-f		核分裂性プルトニウム
PWR	Pressurized water reactor	加圧水型軽水炉
RB	Reactor Building	原子炉建屋
RBCB	Run Beyond Cladding Breach Test	破損燃料の継続照射試験
RCCV	Reinforced Concrete Contain Vessel	鉄筋コンクリート構造格納施設

略　語	英　文　表　記	説　　明
RELAP		軽水炉の事故時熱水力挙動を対象とした解析コード
RIA	Reactivity Initiated Accident	反応度事故
RIAR	Research Institute of Atomic Reactors	ロシア国立原子炉科学研究所
RV	Reactor Vessel	原子炉容器
RVACS	Reactor Vessel Auxiliary Cooling System	原子炉容器補助冷却設備
SAR	Strain Aging and Recrystallization	材料の組織制御を行うための加工熱処理法
SASS	Self Actuated Shutdown System	自己作動型炉停止機構
SBO	Station Black Out	外部電源喪失
SCCV	Steel Concrete Containment Vessel	鋼製ライナコンクリート格納施設
SG	Steam Generator	蒸気発生器
Short-FAID US	Short-Fuel Assembly with Inner Duct Structure	内部ダクト(上部開口)設置型燃料集合体(MOX 燃料炉心)
Si	Silicon	珪素、14 番元素
SiC/SiC	Silicon Carbide Composite Material	炭化珪素の複合材料
SIMMER		ナトリウム冷却高速炉の安全評価解析コード
SM		ロシア原子炉研究所の照射試験炉
S/N	Signal-Noise (ratio)	信号対雑音(比)
S-PRISM	Super-Power Reactor Inherent Safe Module	スーパープリズム炉（GE 社設計）
S_R		設計クリープ破断応力強さ
SSRT	Slow Strain Rate Test	低歪速度引張試験
S_t		設計応力強さ(クリープ)
SUS		ステンレス鋼
SUS316		オーステナイト鋼(炉心材料)
SV	Selector Valve	セレクタバルブ
TD	Theoretical Density	理論密度
TIG	Tungsten Inert Gas	不活性ガス中でタングステン電極を用いたアーク溶接法
TiN	Titanium Nitride	チッ化チタン
TREAT	Transient Reactor Test Facility	出力過渡試験炉<米国>
TRU	Trans-Uranium	超ウラン元素
TOP	Transient Over Power	出力上昇事象
UIS	Upper Internal Structure	炉心上部機構
ULOF	Unprotected Loss of Flow	流量喪失型スクラム失敗事象
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱喪失型スクラム失敗事象
UTOP	Unprotected Transient Over Power	出力上昇型スクラム失敗事象

略　語	英　文　表　記	説　　明
UVP	Ultrasound Doppler Velocimetry	超音波流速測定法
vol%	volume percent	体積パーセント
VSM	Vibration Sample Magnetometer	振動試料型磁力計
wt%	weight percent	重量パーセント
Y-H		水素化イットリウム
Zr-Hx		水素化ジルコニウム
1515Ti		オーステナイト鋼(炉心材料)<仏国>
４S	Super Safe Small & Simple reactor	4S 炉（電中研設計）

はじめに

高速増殖炉（以下、FBR）サイクルの実用化戦略調査研究を1999年度より開始した。まず、フェーズⅠとして2年間研究を進め、実際にFBRプラントシステム（以下、炉システム）の概念設計を行って技術的成立性を具体的に検討し、物量等の算定を行った。この際、FBRプラントを構成するために考えられる全ての冷却材と燃料の種類との組合わせを検討対象とした。さらに、冷却材の違いによる設計の相違の影響を極力除くために、同一の検討条件の下に、それぞれの冷却材に対応したプラント概念を構築し、共通の指標で評価した。また、フェーズIでは、この概念検討を国内外の既存の設計データおよび実験データに基づき進めた。

2001年度より5年間の予定で新たにフェーズⅡとして、フェーズⅠで実現性の観点から最小限の絞り込みを行った後の概念についてさらに検討を進めている。フェーズⅡではフェーズⅠから開始した要素研究の成果も得られてきたため、概念の成立性見通しを得るための検討の詳細化とともに、これら要素研究の成果も逐次反映している。この結果、フェーズⅠでは過去原子力平和利用が始まって以来蓄積されてきた知見に基づいて判断したのに対し、フェーズⅡでは実用化戦略調査研究の一環として進めた新たな知見を反映している。さらに、それぞれの冷却材毎に、その成立性を左右する課題について具体的な事実を確認し、その解決の見通しを得ること、また、それぞれの冷却材の特徴を最大限生かしたプラント像を構築することを目的の一つとしている。

フェーズⅡでは、その3年目に中間取り纏めとして、中間報告をすることとしている。そのために、プラントシステム設計側からは、サイクルシステムとしての技術的成立性及び経済性に対する評価を可能とするデータベースを提供した。本報告書は、この中間報告の段階での炉システムの成果をまとめたものである。

実用化戦略調査研究では、異なる冷却材について、同一の境界条件で同一の指標を用いて比較検討した。このような総合的な研究は、本研究が始めてである。これにより、それぞれの冷却材が持つ弱点を設計で克服するための方策とそのコストが明確となったものと考えている。

本報告書では、第1章で本検討において設定した設計要求を述べ、第2章でナトリウム冷却炉、第3章で鉛ビスマス炉、第4章でヘリウムガス冷却炉、第5章で水冷却炉についてそれぞれの検討結果を述べ、第6章で設計要求で設定した視点からの評価を記述し、最後に第7章で小型炉の検討結果を述べた。

1. 設計要求とその対応方針（基幹電源）

1.1 炉心燃料設計

実用化戦略調査研究フェーズⅡの設計要求を受けて、炉心燃料設計としての対応方針を設定した。以下に炉心燃料設計に係る設計要求とその対応方針を示す。

なお、設計要求として記載している「要求値」、「目標値」および「基準値」の位置付けは下記のとおりである。

・要求値：当該値を達成することが必須である最低限の値
・目標値：要求値に留まることなく、より優れたシステムの実現を目指して当該値の達成が望ましい目標として設定する値
・基準値：設計を進めるに当たってリファレンス（基準）となる目安値

(1) 安全性

(ⅰ) 設計要求

①原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類および「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にし、選定した冷却材、燃料およびプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

②原子炉停止系には受動的な炉停止能力(例えば、SASS)を付加するか、あるいは、事象進展緩和を可能とする受動的機構(例えば、GEM)を付加するとともに運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、軽水炉のように1時間程度の短時間(基準値)で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

③高速炉の炉心燃料の特徴を踏まえて、炉心損傷の事象推移過程において再臨界に伴う有意な機械的エネルギー発生が防止できる対策を講ずる(再臨界回避)。

④上記の要求に加えて、検討対象とする各概念の特徴に応じて以下の事項に留意した設計とする。

a.重金属冷却炉

腐食性が高く、比重が大きい重金属の特徴に配慮した構造設計、耐震設計を行うこと。

b.ガス冷却炉

相変化に伴う急激な反応度投入が生じないガスの特長を活かし、出力密度低減および高温耐性確保（ガスタービン炉の場合）に配慮した炉心設計ならびに、十分な冷却材循環能力と除熱源の確保により、安全設備の機能とあいまって、減圧事故を含む事故時にも炉心冷却性を

確保できる設計とすること。

(ⅱ) 対応方針

①反応度制御系の設計基準、燃料の健全性判断基準等については、既往の基準、指針類を参考としつつ、新たな知見も加味して設計を進める。

②原子炉停止系の受動的な炉停止機能として SASS の設置を前提として設計を進める。

③再臨界回避については、各炉心概念毎に以下の設計対応をとることとする。

a.ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心

炉心損傷事象の起因過程において即発臨界に至ることなく遷移過程に移行させるための安全設計からの要求条件を満足する炉心燃料設計とする。

また、遷移過程については、溶融燃料の排出経路として軸方向ブランケットを一部削除した ABLE 型燃料集合体と集合体の中央部に溶融燃料排出のための内部ダクトを配した FAIDUS 型燃料集合体を対象として、炉心燃料設計への影響と溶融燃料排出能力についての検討を行い、候補方策を選定し設計を進める。

また、他の再臨界回避方策の可能性についても検討を行う。

b.ナトリウム冷却金属燃料炉心

炉心損傷事象の起因過程において即発臨界に至ることなく遷移過程に移行させるための安全設計からの要求条件を満足する炉心燃料設計とする。

また、遷移過程については、溶融燃料の排出を容易にするために下部軸方向ブランケットを削除した MABLE 型燃料集合体を候補方策として設計を進める。

c.重金属冷却炉

再臨界回避方策については、フェーズⅡ前半に得られる安全解析結果を基に、フェーズⅡ後半で具体化し炉心設計に反映する。

d.ガス冷却炉

異常な過渡変化および事故時において炉心への正の反応度添加量を抑制した炉心設計とし、ドップラ反応度による負のフィードバック効果により、起因過程における炉心の全反応度を即発臨界に至らないレベルに抑え、再臨界を回避する。具体的には、制御棒誤引抜による反応度添加量を制限し、また減圧事故時におけるヘリウム圧力低下（密度低下）による正の反応度添加量を制限する。また、燃料集合体下部および原子炉容器下部に、破損燃料の流出を促進する機構を設置するとともに、炉心燃料の分散を促進する形状設計を行い、流出した破損

燃料を保持するため原子炉容器の下部にコアキャッチャーを設置し、崩壊熱除去系の冷却水により冷却できる系統を設ける。

④各概念の特徴に応じた設計要求に対する設計対応は以下のとおりとする。

a.重金属冷却炉

鉛ビスマスによる被覆管腐食を抑えるため、被覆管最高温度を650℃以下に制限する。高比重の冷却材によるエロージョン防止のため、炉内冷却材流速を 2m/s 以下に制限する。なお、上記の流速制限は海外情報に基づき暫定した値である。

b.ガス冷却炉

通常運転状態での炉心除熱確保に加え、仮想的な苛酷事象（例えばAWS 事象：減圧事故＋即応スクラム失敗＋強制循環除熱失敗）時にも除熱できる炉心構成とする。安全確保上特に重要な炉心・燃料設計パラメータに関し、減圧反応度として 1$程度以下、ドップラ係数（Tdk/dT）として$-1\times10^{-4}$オーダーを確保する炉心特性を、その設計目標とする。また、本設計目標を確保した上で、冷却材体積比と燃料熱容量の向上、炉心内流路圧力損失の低減による、事故・過渡・苛酷事象における冷却性増加を図った炉心構成・燃料設計を指向する。

ガスタービン直接サイクル型プラントであり、一次系内をヘリウムガスが高速に流れる概念であることを鑑み、ルースパーツ（浮遊可能性を持つ炉内構造物）、動圧による振動、あるいは衝撃波による一次系統構造・構成の損傷防止の観点から、炉内のヘリウム流速に制約を設ける。なお、炉心燃料部の流速制限として、工学的判断により100m/s を暫定する。

(2) 経済性

(ⅰ) 設計要求

FBR 本格実用化段階における経済性については、第一段階として発電単価の要求値である 4 円/kWh を達成できる見込みを有すること。また、第二段階として、海外における発電単価の動向を視野に入れ、経済性に関する国際的水準を達成する見通しを得ること。ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討すること。

なお、燃料費については、適合する再処理および燃料製造システムの検討結果との整合性を図ること。

以下に、炉心燃料設計に関連する要求値および基準値を示す。

(a) 要求値

[発電単価]

将来の軽水炉サイクルによる発電単価の試算値(4.3 円/kWh)を視野に入れ、

発電単価の要求値を 4 円/kWh とする。
[連続運転期間]
現行軽水炉の運転期間(12±1 ヶ月)を考慮し、連続運転期間の要求値を 13 ヶ月以上とする。
(b) 基準値
[燃焼度]
サイクルコストおよびバックエンド負荷軽減を図るため、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度の基準値を 6 万 MWd/t とする。
また、炉心性能における燃焼度の目安として、炉心取出平均燃焼度の基準値を 15 万 MWd/t とする。
[連続運転期間]
軽水炉における運転サイクル長期化の動向を勘案し、連続運転期間の基準値を 18 ヶ月とする。
[稼働率]
将来型軽水炉における検討状況を勘案し、稼働率の基準値を 93%とする。

(ⅱ) 対応方針
燃料費削減の観点から先進燃料サイクルへの適合性を考慮し、高燃焼度化を指向した設計を進める。更に、運転費維持低減の観点から運転サイクル長期化についても検討を進め安全性、環境負荷低減等他の設計要求を充足した上で経済性に優れた炉心を構築する。
経済性に係る具体的な設計目標を以下に示す。
①全炉心取出平均燃焼度（ブランケット燃料を含む）6 万 MWd/t 程度以上を設計の基準値とする。
②炉心取出平均燃焼度 15 万 MWd/t 程度を設計の基準値とする。
③運転サイクル長さ 18 ヶ月程度以上を設計の基準値とする。

(3) 環境負荷低減
(ⅰ) 設計要求
(a) TRU 燃焼
半減期が長い超ウラン元素を混入した低除染･TRU 燃料を燃焼させ、高レベル放射性廃棄物中の放射能毒性の低減を図ることを目的として、下記の 2 ケースについて TRU 燃焼特性を評価すること。
①高速炉多重リサイクル
②長期貯蔵軽水炉使用済燃料を視野に入れたサイクル
(b) FP の核変換による放射能低減
・発電用原子炉として求められる安全要求および性能要求を満たしつつ、対象となる FP 核種選定、装荷時の化学形態および装荷位置を検討し

て、期待される核変換能力を把握し、高速炉炉心での核変換による環境負荷低減能力を評価すること。
・各核種の化学形態については、再処理・分離工程、各冷却材との適用性、装荷位置と核変換効率等を考慮して、有望な化学形態を選定すること。
・設計要求として、当面、検討対象とするFP核種は、^{79}Se、^{93}Zr、^{99}Tc、^{107}Pd、^{126}Sn、^{129}Iおよび^{135}Csと暫定するが、今後の検討により上記以外の核種が検討対象として追加された場合には、これについても検討を実施すること。
・炉内発生量、放射能、半減期、発熱量、地中における移動性等の観点から環境負荷ポテンシャルが高い^{129}Iおよび^{99}Tcについては、代表的な炉心での核変換率、炉心特性への影響、放射性廃棄物への移行率などを評価し、当該核種の核変換に最適な炉心概念について検討すること。
・^{129}Iおよび^{99}Tc以外の長寿命核種については、同位体分離を含めた核変換の効果的方策について検討を進め、核変換技術の構築を進めること。
・FP核変換を行う場合、サイクル・ロスを除いた増殖比の要求値を1.0以上とする。

(ⅱ) 対応方針

(a) TRU燃焼

低除染･TRU燃料の使用を前提として設計を進める。

TRU組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、軽水炉使用済燃料からの回収TRU組成について燃焼特性および炉特性への影響を検討する。

(b) FPの核変換による放射能低減

発電用原子炉として求められる安全要求および性能要求を満たしつつ、対象となるFP核種選定、装荷時の化学形態および装荷位置を検討して、期待される核変換能力を把握し、高速炉炉心での核変換による環境負荷低減能力を評価する。

生成量、半減期、移行性等の観点で環境負荷ポテンシャルが高いとされる^{129}I、^{99}Tcおよび^{135}Csについては、高速炉での核変換実施可能性の簡易評価を行い核変換対象核種を選定した上で、代表的な炉心での核変換特性や炉心特性への影響評価を行い、炉心のLLFP核変換対応能力を検討する。

各LLFPの化学形態については、炉心燃料設計の観点から現知見を基に適切な形態を選択する。

使用済み燃料中のLLFPや、一定期間照射したLLFP集合体に残存したLLFPは、元素分離によって回収した後、LLFP集合体として加工し繰り返

し原子炉へ装荷するマルチリサイクルを想定する。

(4) 資源の有効利用
(ⅰ) 設計要求
(a) 増殖性能
増殖炉心として、可能な限り低増殖から高増殖まで柔軟に対応できること。
増殖性能については、各冷却材の有する特長の活用を図り、プラント概念に応じた最適な値を目指した設計とすること。
増殖性能の評価については、低除染・TRU 燃料の使用を前提とするとともに、FP 核変換を行う場合のサイクル・ロスを除いた増殖比の要求値を 1.0 以上とする。
1) 要求値
具体的な増殖性能の評価については、別途、FBR 導入シナリオへの適用性に基づき検討を実施する。(増殖性能に関する要求値は設定しない)
2) 目標値
[増殖比]
FBR 導入シナリオへの適合性向上の観点から、高い適合性を有する炉心が望ましいことから、増殖比の目標値を 1.2 以上とする。
[複合システム倍増時間]
増殖比と同様に、FBR 導入シナリオへの高い適合性を目指し、複合システム倍増時間の目標値を 30 年以下とする。
(b) TRU 燃焼
資源の有効利用の観点から、下記の 2 ケースについて MA 核種を混入した低除染･TRU 燃料を経済的に燃焼できること。
①高速炉多重リサイクルでの組成および含有率
②長期貯蔵軽水炉使用済燃料を視野に入れたサイクルでの組成および含有率

(ⅱ) 対応方針
(a) 増殖性能
FBR 導入シナリオの検討結果に基づき目標とする増殖性能を設定し設計を進める。なお、増殖性能評価は低除染・TRU 燃料の使用を前提とする。
また、FP 核変換を行う場合は、サイクル・ロスを除いた増殖比の目標を 1.0 以上として設計を進める。
(b) TRU 燃焼
MA 核種を混入した低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計を進める。
TRU 組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、軽水炉使用済燃料からの

TRU 組成について燃焼特性および炉特性への影響を検討する。

(5) 核拡散抵抗性

(ⅰ) 設計要求

核拡散抵抗性における技術上の障壁形成の観点から、新燃料および使用済燃料については、意図しない接近を制限できるように設計上配慮すること。

(ⅱ) 対応方針

Pu の化学的純度が低く、表面線量率の高い低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計を進める。

1.2 プラント設計

設計要求をプラント設計においてどのように取り扱ったかを本節で述べる。設計要求の中の「資源有効利用」については、もっぱら炉心燃料設計において考慮されるべき項目であるため、プラント設計では検討対象としていない。

(1)安全性

(i)設計要求

(a)安全要求

決定論的には、十分な多重・多様性を有した能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計とする。

さらに確率論的には、決定論的安全要求を補完する目的で、炉心損傷発生頻度の要求値として 10^{-6}/炉年未満を達成できる見通しを示すとともに、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く維持できる見通しを示す。

(b)安全設計の基本的原則の遵守

原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にし、選定した冷却材、燃料及びプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

(c)原子炉停止機能への要求

原子炉停止系には受動的な炉停止能力(例えば、自動切離し型炉停止機構 Self Actuated Shut-down System、以下 SASS と記載)を付加するか、あるいは、事象進展緩和を可能とする受動的機構(例えば、ガス膨張モジュール Gas Expansion Module、GEM)を付加するとともに運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、軽水炉のように 1 時間程度の短時間で炉心損傷に至らないｼｽﾃﾑの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

(d)崩壊熱除去機能への要求

炉停止後の崩壊熱除去機能について、多重性あるいは多様性をもたせるとともに、全交流動力電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とする。また、事故管理方策により、その機能回復が図れる設計とする。

(e)炉心損傷に対する格納機能の確保

代表的な炉心損傷事象に対し、選定したプラント概念及び着目する事象の特徴を考慮して、以下の事項を含め、リスク低減の観点から期待できる合理的対策を講じることによって事故影響の局限化を図る。

・ 高速炉の炉心燃料の特徴を踏まえて、炉心損傷の事象推移過程において再臨界

に伴う有意な機械的エネルギー発生が防止できる対策を講ずる(再臨界回避)。

・ さらに事故後の融体静定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納容器への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じこめ能力を確保することで、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計とする。

(ii) 対応方針

(a)安全要求

決定論的には、十分な多重・多様性を有する能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息させる設計とする。

確率論的には、炉停止系及び崩壊熱除去系に適切な多重性・多様性を持たせることにより炉心損傷発生頻度を低減する。また、仮想的な炉心損傷時の影響を炉容器内で終息させることにより、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く抑える。予備的な確率論的安全評価（Probabilistic Safety Analysis、以下 PSA と記載）により、それぞれの目標をクリアする見通しのあることを確認する。

(b)安全設計の基本的原則の遵守

基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に安全設計を進める。

(c)原子炉停止機能への要求

独立２系統の能動的炉停止系を設置するとともに SASS を採用して受動的炉停止機能を確保する。

(d)崩壊熱除去機能への要求

ポニーモータ、電磁ポンプ、送風機等の動的機器を使用しない完全自然循環型とする。また、ダンパ・ベーンの設計に多重性・多様性を持たせること等により崩壊熱除去系の信頼性向上を図る。先行炉での検討等を参考に、事故管理方策による機能回復についても検討する。

(e)炉心損傷に対する格納機能の確保

ボイド反応度制限（6$以下）、軸方向ブランケット燃料削除型（Axial Blanket Elimination、以下、ABLE と記載）概念或いは内部ダクト付き集合体（Fuel Assembly with Inner Duct Structure、以下、FAIDUS と記載）概念の採用及び損傷炉心物質の安定冷却保持を図ることができる原子炉構造設計により、代表的な炉心損傷事象に対し、その事故影響を炉容器内に局限できるようにする。フェーズⅡでは、EAGLE 試験等に基づき FAIDUS 概念の有効性を確認するとともに、ABLE 概念の有効性及び損傷炉心物質の安定冷却保持の成立性について検討し、必要な R&D 計画を具体化す

る。

(2) 経済性

(i) 設計要求

FBR 本格実用化段階における経済性については、第一段階として発電単価の要求値である 4 円/kWh を達成できる見込みを有し、また、第二段階として、海外における発電単価の動向を視野に入れ、経済性に関する国際的水準を達成する見通しを得る。ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討する。

以下に、経済性に関する要求値（設計で必ず満足しなければならない事項）、目標値（設計で必ずしも満足する必要はないが設定された値に極力近付けるべき事項）及び基準値（設計で必ずしも満足する必要のない事項）を示す。

(a)要求値

[発電単価]

将来の軽水炉サイクルによる発電単価の試算値(4.3 円/kWh)を視野に入れ、発電単価の要求値を 4 円/kWh とする。

[プラント寿命]

プラント寿命に関する国際的動向を勘案し、プラント寿命の要求値を 60 年とする。

(b)目標値

[建設工期]

軽水炉における建設工期短縮の動向を勘案し、大型炉の建設工期の目標値を 42 ヶ月とする。また、建設工期の短縮が期待できる中型モジュール炉の建設工期の目標値を 36 ヶ月とする。

(c)基準値

[建設単価]

軽水炉における建設コスト低減を勘案し、建設単価の基準値を 20 万円/kWe とする。

[燃焼度]

サイクルコスト及びバックエンド負荷軽減を図るため、プランケット燃料を含む全炉心平均燃焼度の基準値を 6 万 MWd/t とする。また、炉心性能における燃焼度の目安として、炉心燃料平均燃焼度の基準値を 15 万 MWd/t とする。

[稼働率]

将来型軽水炉における検討状況を勘案し、稼働率の基準値を 93%とする。

(ii)対応方針

(a) 要求値

[発電単価]

建設単価、熱効率、稼働率、建設工期等の指標を満足させることにより、目標値達成を目指す。

[プラント寿命]

設計寿命を 60 年として設計する。

(b) 目標値

[建設工期]

フェーズⅠの時点で 46 ヶ月程度を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいても建設工法の簡素化検討等を進め、さらなる建設工期短縮を目指す。

(c)基準値

[建設単価]

フェーズⅠの時点で 17.1 万円 /kWe を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡでは、フェーズⅠで構築した概念の経済性向上方策について実験データに基づく成立性の確認を行うとともに、さらなる合理化検討を行う。これにより、20 万円/kWe 以下の建設単価達成をより確かなものとする。

[燃焼度]

高燃焼度化に伴い、使用済み燃料の崩壊熱量が増加するため、これを考慮した燃料取扱い系とする。

[稼働率]

フェーズⅠの時点で 92%を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいても連続運転期間の長期化、燃料交換時間短縮等による定検期間短縮の検討を進め、さらなる高稼働率を目指す。

(3) 環境負荷低減

(i) 設計要求

(a) 運転廃棄物/廃炉廃棄物

環境負荷低減の観点から、通常のプラント運転で発生する廃棄物及び廃炉時に発生する廃炉廃棄物については、冷却材を含め可能な限り再利用が図れる設計とする。運転･保守における放射性固体廃棄物の発生量の目標値を現行軽水炉の 1/10 以下とする。また､運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能に関する要求値を、単位発電量当たりの放出量を現行軽水炉の設置許可申請書記載値に対して同等以下とするとともに、これを更に低減する設計を目指す。廃止措置に伴い発生する放射性固体廃棄物発生量(体積)を極力低減する設計を目指す。なお、廃棄物発生量の評価については、国の検討動向を勘案した区分毎に評価する。

(ii)対応方針

(a) 運転廃棄物/廃炉廃棄物

フェーズⅠでの検討を踏まえ、さらなる低減を目指した検討を進める。廃炉廃棄物については、炉容器室内に、高β、γ線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。また、廃棄物の再利用に関しても、その可能性を追求する。

(4) 核拡散抵抗性

(i)設計要求

核拡散抵抗性向上の観点から、以下の項目について設計上配慮すること。

・燃料取扱設備は、核物質防護及び保障措置の対応を考慮した設計とすること。

・ プルトニウムを含む新燃料及び使用済燃料については、意図しない接近を制限

できること。

(ii)対応方針

それぞれの項目について次のように対応する。

・燃料取扱設備管理区域とし、容易に外部から侵入できないよう考慮した設計とする。また、燃料は常に燃料取扱機器内で扱われ、容易に接近できない設計とする。

・低除染燃料とすることで核拡散抵抗性が増すことが期待できるため、低除染燃料の発熱、放射線源強度を考慮し、これらを取扱ことができる燃料取扱設備の設計とする。

(5) 運転、保守補修性

(i)設計要求

次の 3 項目を満足する設計とする。

・日負荷追従運転が可能であること。

・運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、検査及びメンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図ること。

・ 化学的活性や毒性、放射化等、冷却材の有する特性を考慮し、運転性、保守補修性の向上を図ったプラント設計とすること。

(ii)対応方針

それぞれの項目について次のように対応する。

・日負荷追従運転が可能となるようプラント制御系の設計を検討するとともに、熱過渡条件への影響を考慮して熱応力に対する構造健全性を評価する。

・軽水炉で行われている線源強度の低減、保守作業の自動化・ロボット化の開発実績を導入し、最新軽水炉並みの定検時被ばく線量（0.5 人 Sv）を達成する。

・Na の化学的活性を考慮し、Na 漏洩対策及び Na 水反応対策を強化し、事故影響の局限化を図る。これにより、事故後の速やかな復旧、再起動を可能とする設計を行う。

2　ナトリウム冷却炉

2.1　ナトリウム冷却炉の概念の構築

2.1.1　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求

2.1.1.1　ナトリウム冷却炉の一般的特性

高速増殖炉の開発において、原子炉から発生する高いエネルギーを伝達する媒体（冷却材）として液体金属が注目されてきた。その中でも液体ナトリウムは特に優れた特性を有しており、高速増殖炉の冷却材として適している。

以下に冷却材としてのナトリウムの特徴について述べる。

①物理的・化学的特性

ナトリウムは地殻に６番目に豊富に存在し、工業生産技術も確立しており、安価で大量供給が可能な物質である。ナトリウムは常温では銀白色の柔らかいチーズ状の固体であるが、融点は１気圧で約 98℃、沸点は約 883℃であるため、原子炉の運転温度（550℃程度）では液相で使用することができる。

ナトリウムの化学的特性の中で重要なことは、酸素および水との反応性が大きく極めて活性であることである。ナトリウムは空気中の酸素と反応して酸化ナトリウムの白煙を発して燃焼する。また、水とも激しく反応し、水素、水酸化ナトリウム等が生成される。このため、ナトリウムと空気との接触を避けるためにアルゴンガス等の不活性ガス（カバーガス）が必要であり、原子炉冷却材バウンダリおよびカバーガスバウンダリには高度の密封性が要求される。

②核的特性

高速増殖炉の冷却材として求められる核的特性としては、高速増殖炉の特徴である増殖性を高めるため、中性子を減速しにくく、かつ吸収しにくい物質が望ましい。ナトリウムの中性子減速能は軽水の約 1/300、中性子吸収断面積は約 0.001 バーン（高速中性子領域）と極めて小さく、原子炉内の中性子を比較的高いエネルギー状態で維持させることができる。また、ナトリウムは単原子液体であるため放射線による照射損傷を受ける心配がなく、さらに原子炉内で生成された放射化ナトリウム（Na-24）は半減期が約 15 時間であるため、原子炉停止後、速やかに減衰する。

③熱的特性

高速増殖炉の出力密度は、250kW／程度で軽水炉（ 50～100kW／）の数倍であり、この熱を除去する冷却材は大きな熱伝達性能を持つことが必要である。ナトリウムは熱伝達率が他の物質に比べ高いため（例えば 300℃の軽水に比べると約３倍）、この要求を確実に満たすことができる。また、ナトリウムは単体分子で構成されており化合物のように熱分解することがないため、熱的性質が温度によって急変することがない。

④構造材・燃料との共存性

高純度の液体ナトリウムはステンレス鋼など金属材料に対して還元雰囲気であるため、構造材との共存性に優れている。ナトリウム中での金属の腐食はその成分元素がナトリウム中へ溶出することによって起こるが、これはナトリウム中の酸素濃度が高い場合に増大されるものであり、酸素濃度を適正値以下（10ppm 以下）に管理すれば腐食率を低減させることができる。このため、ナトリウムの純度管理は極めて重要である。

ナトリウムと燃料との共存性は良好で、金属燃料はもとより、ＭＯＸ燃料の場合も被覆管が健全であればナトリウムと燃料が直接接触することがないため全く問題はない。万一、被覆管の破損によってナトリウムと燃料（ウラン、プルトニウム）の接触が生じれば、酸化生成物等が生成される可能性があるが、破損燃料の連続照射試験（ＲＢＣＢ試験）から、継続照射による破損の拡大はゆるやかであり、冷却材の汚染も比較的少ないという知見が得られている。

⑤低圧系システムの長所

前述のとおり、ナトリウムは融点約 98℃、沸点約 883℃と常圧で広い液相温度範囲をもっているため、軽水炉のように加圧する必要はなく、１次系および２次系はほぼ常圧であり、低圧系システムとすることができる。

そのため、システムを構成する原子炉容器、配管等は肉厚を薄くすることができ、系統物量を少なくすることができる。このため、構造材の肉厚などは耐震設計条件により定まる。

⑥安全設計上の特徴

ナトリウムは空気中の酸素および水と激しく反応する性質を有しているため、安全設計上、以下の点に留意する必要がある。

a. 原子炉容器には容器からの漏えいの際、炉心冷却を行うのに必要な最低液位を確保するため、また、漏えいナトリウムを建屋内に飛散させないため、ガードベッセルを設置する。
b. 主要な配管には外管またはエンクロージャを設けて２重構造とし、外部へのナトリウムの漏えいを防止する。
c. ナトリウムを内包し、内部に液面を有する機器は、その液面上を不活性ガス雰囲気とし、ナトリウムが空気と接触しない構造とする。
d. 蒸気発生器伝熱管からの水漏えいに伴うナトリウムー水反応が発生した場合においても原子炉の冷却が安全に行えるよう、ナトリウムー水反応の影響を抑制できる設計とするとともに、崩壊熱等の除去に必要な設備は系統分離を行う。
e. ナトリウムが漏えいし、コンクリートと直接接触する可能性がある部分には鋼製ライナ等を設置する。

2.1.1.2 フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開

(1) 炉心燃料設計

(ⅰ) MOX 燃料炉心[3][4][5]

図 2.1.1.1 に、MOX 燃料炉心のフェーズⅠにおける成果とフェーズⅡにおける検討の概要を示す。

フェーズⅠにおいては、MOX、金属および窒化物燃料を対象として比較評価を行い、有望な燃料形態として MOX と金属を選定した。

MOX 燃料炉心の検討では、炉心型式として均質 2 領域炉心と径方向非均質炉心、再臨界回避方策として上下の軸方向ブランケットを一部削除した ABLE 型燃料集合体と燃料ピンバンドルの中央領域にダクトを設置した FAIDUS 型燃料集合体を候補に選択し、これらを組み合わせた 4 通りの炉心を構築し炉心設計成立の見通しを得た。

LLFP 核変換に関しては、上記の径方向非均質炉心を基に、減速材割合と変換率の相関、LLFP 化合物候補、放射化生成物、再処理不純物の影響等について核的な観点からの検討を実施した。

また、核変換技術を適用することによる LLFP 廃棄物低減利得について、核変換率および再処理ロスとの相関について検討した。

なお、核変換の可能性に関する簡易評価の結果、^{135}Cs については、安定同位体からの新たな ^{135}Cs 生成等により十分な速度での核変換を行うことが困難な見通しが得られたため、以後の設計検討おける核変換対象核種から除外した。

フェーズⅡではフェーズⅠの検討結果を基に、炉心型式（均質 2 領域炉心、径方向非均質炉心）と再臨界回避方策（ABLE 型、FAIDUS 型）を組み合わせた 4 通りの炉心概念について詳細検討を行った。

この結果、炉心型式については径方向非均質炉心が熱流力設計に課題を有することから均質 2 領域炉心を選択し、再臨界回避方策については炉心性能に対する影響の少ない ABLE 型燃料集合体を選択した。

次に、上記で選択した均質 2 領域 ABLE 型炉心を基本概念として、FBR 導入シナリオ策定において高い増殖性能（増殖比 1.1～1.2）が要求される導入期での投入を想定した炉心サイズのコンパクト化を狙いとする炉心（コンパクト型 FBR 導入期向け炉心）を構築した。

また、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度を高めることによる燃料サイクルコストの低減を狙いとして、増殖が不要となる平衡期での投入を想定した炉心（高内部転換型 FBR 平衡期向け炉心）を構築した。

なお、高内部転換型炉心は、燃料ピンを太径化し燃料体積比の増加を図り内部転換比を高めることにより、径方向ブランケットを不要として全炉心取出平均燃焼度の向上と運転サイクル長期化を実現する炉心概念である。

更に、上記２炉心の FBR 導入シナリオ策定に対する柔軟性の確認を目的としてコンパクト型炉心については径方向ブランケット燃料を削減することにより増殖性能を FBR 平衡期の要求に適合させた炉心（コンパクト型 FBR 平衡期向け炉心）を構築し、高内部転換型炉心については径方向ブランケット燃料を設置することにより増殖性能を FBR 導入期の要求に適合させた炉心（高内部転換型 FBR 導入期向け炉心）を構築した。

ここで、大型炉および中型炉を対象に構築した炉心は以下のとおりであり、これらについて炉心性能と取合条件の充足性について比較を行った。

・コンパクト型 FBR 導入期向け炉心
・コンパクト型 FBR 平衡期向け炉心
・高内部転換型 FBR 導入期向け炉心
・高内部転換型 FBR 平衡期向け炉心

この結果、大型炉においてコンパクト型炉心と高内部転換型炉心はともに炉心性能に対する要求を満足するが、高内部転換型炉心は径方向遮へい体の外接円径がフェーズⅡ前半におけるプラント設計との取合条件を満足しないとの見通しを得た。このことからコンパクト型炉心を中間まとめ段階における大型炉の有望炉心概念として選定した。

一方、中型炉においてはコンパクト型炉心と高内部転換型炉心はともに炉心性能に対する要求とプラント設計との取合条件を満足し、高内部転換型炉心はコンパクト型炉心に比較して全炉心取出平均燃焼度が高く、運転サイクルも長期化することが可能との見通しを得た。このことから、高内部転換型炉心を中型炉の有望炉心概念として選定した。

LLFP 核変換に関しては、上記の大型炉有望炉心概念であるコンパクト型炉心を基に、LLFP 集合体を炉心内部または径方向ブランケット領域に装荷した炉心ついて、集合体健全性や熱流力の観点を踏まえた設計検討を行った。その結果、コンパクト型炉心は Break even 増殖を達成しつつ自己生成分の ^{129}I と ^{99}Tc を核変換できる可能性があることを示した。

中型炉については、有望炉心概念である高内部転換型炉心を基に、LLFP 集合体の健全性や熱流力の観点を踏まえた設計検討を行い、Break even 増殖を達成しつつ自己生成分の ^{129}I と ^{99}Tc を核変換できる可能性があることを示した。

以上がフェーズⅡにおける平成１５年度（中間まとめ）までの検討の概要であるが、平成１６年度以降は、再臨界回避方策について ABLE 型および FAIDUS 型を主体に新たな方策も含めた溶融燃料排出能力、炉心性能への影響および開発課題等の更なる検討を進め候補方策を選定し有望炉心概念の設計見直しを行う。

(ⅱ) 金属燃料炉心[3][5][6][7]

図 2.1.1.2 に、金属燃料炉心のフェーズⅠにおける成果とフェーズⅡにおける検討の概要を示す。

フェーズⅠにおいては、MOX、金属および窒化物燃料を対象として比較評価を行い、有望な燃料形態として MOX と金属を選定した。

金属燃料炉心の検討では、炉心型式として均質 2 領域炉心と径方向非均質炉心、再臨界回避方策として下部軸方向ブランケットを削除した MABLE 型燃料集合体を候補に選択し、2 通りの炉心を構築し炉心設計成立の見通しを得た。

フェーズⅡではフェーズⅠの検討結果を基に、均質 2 領域炉心と径方向非均質炉心について詳細検討を行った。

この結果、炉心型式については径方向非均質炉心が熱流力設計に課題を有することから均質 2 領域炉心を選択した。

次に、上記で選択した均質 2 領域炉心を基本概念として、FBR 導入シナリオ策定における高い増殖性能が要求される導入期での投入を想定した炉心サイズのコンパクト化を狙いとする炉心（コンパクト型 FBR 導入期向け炉心）を構築した。

また、原子炉出口温度の高温化による熱効率向上を狙いとして増殖が不要となる FBR 平衡期での投入を想定した炉心（高出口温度型 FBR 平衡期向け炉心）を構築した。

なお、高出口温度型炉心は、金属燃料の優れた増殖特性を生かし、Pu 富化度を 1 種類として Zr の含有率を変えた 2 種類の燃料により構成した炉心において時間および空間的な出力変動を抑制することにより、炉心の流量を有効に配分することで原子炉出口温度の高温化を図るとともに運転サイクル長期化を実現する炉心概念である。

更に、上記 2 炉心の FBR 導入シナリオ策定に対する柔軟性の確認を目的として、コンパクト型炉心については径方向ブランケット燃料を削減することにより増殖性能を FBR 平衡期の要求に適合させた炉心（コンパクト型 FBR 平衡期向け炉心）を構築し、高出口温度型炉心については上部軸方向ブランケット燃料の厚さを増加することにより増殖性能を FBR 導入期の要求に適合させた炉心（高出口温度型 FBR 導入期向け炉心）を構築した。

ここで、大型炉および中型炉を対象に構築した炉心は以下のとおりであり、これらについて炉心性能と取合条件の充足性について比較を行った。

・コンパクト型 FBR 導入期向け炉心
・コンパクト型 FBR 平衡期向け炉心
・高出口温度型導入期向け炉心
・高出口温度型 FBR 平衡期向け炉心

この結果、大型炉においてコンパクト型炉心と高出口温度型炉心はとも

に炉心性能に対する要求を満足し、高出口温度型炉心はコンパクト型炉心に比較して原子炉出口温度を高温化（MOX 燃料炉心と同等）が可能との見通しを得た。

しかしながら、高出口温度型炉心は径方向遮へい体の外接円径がフェーズⅡ前半におけるプラント設計との取合条件を満足せず、Zr 含有率を高めた燃料の製造についての課題も有している。

以上のことから、コンパクト型炉心を中間まとめ段階における大型炉の有望炉心概念として選定した。

一方、中型炉においてはコンパクト型炉心と高内部転換型炉心はともに炉心性能に対する要求およびプラント設計との取合条件を満足し、高出口温度型炉心はコンパクト型炉心に比較して原子炉出口温度を高温化（MOX 燃料炉心と同等）が可能との見通しを得た。

しかしながら、大型炉と同様に高出口温度型炉心は Zr 含有率を高めた燃料の製造に課題を有していることからコンパクト型炉心を中間まとめ段階における中型炉の有望炉心概念として選定した。

LLFP 核変換に関しては、上記の大型炉有望炉心概念であるコンパクト型炉心を基に、LLFP 集合体を炉心内部または径方向ブランケット領域に装荷した炉心ついて、集合体健全性や熱流力の観点を踏まえた設計検討を行った。その結果、コンパクト型炉心は Break even 増殖を達成しつつ自己生成分の ^{129}I と ^{99}Tc を核変換できる可能性があることを示した。

以上がフェーズⅡにおける平成１５年度（中間まとめ）までの検討の概要であるが、１６年度以降は、有望炉心概念の設計見直しを行う。

(2) プラント設計

実用化に向けてのナトリウム冷却炉の最大課題は経済性目標の達成であり、本研究では建設費 20 万円/kWe に向けての大幅なコストダウン方策を検討している。次の二つのナトリウム冷却炉概念

① ナトリウム冷却大型炉

② ナトリウム冷却中型モジュール炉

に関してフェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の経過を展開する。

(i) ナトリウム冷却大型炉

ナトリウム冷却大型炉に関するフェーズⅠ成果とフェーズⅡ検討の展開における概要を図 2.1.1.3 に示す。

(a) フェーズⅠ(1999～2000 年度)の成果

1) フェーズⅠ初年度成果：1999（平成 11）年度

フェーズⅠ初年度は、出力を 150 万 kWe とし、スケールメリットを追求した大型炉として次の四つの候補概念を設定した。

i) ループ型炉

①1 次系機器合体・ループ数削減：
炉構造のコンパクト化（原子炉容器：9m 台を目標)、配管短縮化、2 ループ化、中間熱交換器(IHX)と 1 次ポンプ合体を指向

ii) タンク型炉

②2 次系機器合体・ループ数削減：
炉構造のコンパクト化（原子炉・1 次系容器：15m 級)、3 ループ化、蒸気発生器(SG)と 2 次ポンプ合体を指向

③機器合体・集中配置：
炉構造のコンパクト化（原子炉・1 次系容器：11m 級)、中間熱交換器と 1 次ポンプ（電磁ポンプ）合体、蒸気発生器と 2 次ポンプ（電磁ポンプ）合体を指向

④機器・系統コンパクト化：
炉構造のコンパクト化（原子炉・1 次系容器：15m 級)、 2 ループ化を指向

いずれの概念も設計要求への適合性を有し、上記の経済性目標をツインプラント(合計出力 300 万 kWe)としての設備共有化を進めることでクリアできることがわかった。原子炉・主冷却系設備の物量や原子炉建屋容積の観点では、ループ数を 2 に削減したループ型炉が最小であるとした。一方、タンク型炉についてはいずれの概念もループ型炉より物量が大きくなっているが、互いの長所を取り入れ更なる経済性向上を図ることとした。

2) フェーズⅠの 2 年度成果：2000（平成 12）年度

フェーズⅠ 2 年度は初年度成果を受け、次の二つの候補概念を検討した。

i) ループ型炉

① 1次系機器合体・ループ数削減：(前述)

ii) タンク型炉

② 2次系機器合体・ループ数削減：

炉構造のコンパクト化（原子炉・1 次系容器：13m 級)、このため湾曲長円型中間熱交換器採用、2ループ化、蒸気発生器と2次ポンプ合体を指向

これらの2概念を、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性の観点から比較評価し、ループ型炉をフェーズⅡに向けて最も有望な概念であると選定した。選定根拠は以下の通りである。

a) 経済性、安全性、構造健全性及び製作建設性については、両者とも同等といえる。

b) タンク型炉には、1次ポンプやＩＨＸ伝熱管の補修に遮蔽対応が必要であり容易でないこと等､炉心と1次系機器を集中配置することに伴う課題が存在しており、運転・保守補修性に関してはループ型炉が優れていると判断する。

c) 以上の点に加え、ループ型炉の場合、さらなる経済性向上のポテンシャルである2次系簡素化にも移行し易いという特長がある｡タンク型炉で2次系を削除する場合、1次ポンプと蒸気発生器（SG）をともにタンク内に設置するオプションと、1次ポンプのみタンク内に設置するオプションがあるが、特に前者の場合、スペース的な制約で、ループ数削減による物量低減方策の採用が困難となる。([8]、[9])

(b) フェーズⅡの検討経過と今後の展開

フェーズⅡ（2001～2005 年度）では、フェーズⅠで抽出されたループ型炉「1 次系機器合体・ループ数削減」をアドバンスト・ループ型炉と称し、本概念をベースに予備的な設計研究を進めている。実用炉としての魅力と優位性を世界に発信できるプラント概念に仕上げて行くため、ナトリウム冷却大型炉の設計研究を表 2.1.1.1 に示す計画で展開している。主要なマイルストンは以下のとおりである。

i) フェーズⅡ中間期(3 年間)の目標

フェーズⅡの目標クリアに向けて、下記の目標をフェーズⅡのなるべく早い時点で達成する。次期原子力長期計画の策定に向けて必要な情報提示を行う必要があることも勘案し、その期限を3年間と設定している。

a) プラント基本概念の明確化

概念成立性を左右する安全性、熱流動、構造健全性等の課題について実験的研究を含む検討を進め、それらの課題解決の見通しを得てプラント基本概念を明確にする。また、ナトリウム冷却炉のポテンシャルを活かした高性能炉心概念の追求、ナトリウム冷却炉に特有の弱点をカバーする設計方策の追求等により、燃料サイクルとの整合性を有し、かつ、実用炉に相応しい高い信頼性の確保が可能となるプラント概念に仕上げて行く。

b) 経済性目標達成可能性の明確化

プラントの予備的概念設計を進め、詳細物量データを得て経済性目標達成の見通

しを確たるものとする。

ii)フェーズⅡ終了時の目標

フェーズⅡ終了時に、フェーズⅢに向けて実用化候補概念を２概念程度まで絞り込むが、設計要求を満足するナトリウム冷却大型炉概念を構築し、概念選定に供することができるようにする。

1）フェーズⅡ初年度の検討：2001（平成 13）年度

平成 13 年度には以下の検討を実施した。

i）設計方針等の整備

予備的概念設計を開始する上で必要な設計目標を整備するとともに、基本的なプラント設計条件・設計方針（安全設計方針、構造設計方針、耐震設計条件等）の暫定案を作成した。また、ヒートバランス、ループ数、機器合体方式、崩壊熱除去系構成等といったプラント基本仕様を設定するとともに、その設定根拠を明確にした([10])。

ii）プラント概念構築

上記 i)にて整備・設定した基本的設計条件及びプラント基本仕様に基づいて、フェーズⅠで構築したアドバンスト・ループ型炉をベースにプラント概念設計検討を行い、主要設備の基本仕様を設定した。なお、BOP（バランスオブプラント）設備、建屋等は、さらなる合理化を目指した設備仕様を検討した([10])。

iii）成立性評価

プラントの成立性に関わる安全評価を実施するとともに、主要設備の成立性に関わる構造健全性評価及び熱流動評価を実施した([10])。

iv）運転・保守補修性等の検討

プラント基本計画、運転制御、保守・補修計画等について検討した。また、定検期間及び建設期間の短縮について検討した。

v）経済性評価

物量データ、建設工期等に基づく建設コストを評価した([10])。また、建設コスト、所内負荷率、稼働率等に基づく発電コストを評価した。

なお、上記の設計作業のうち、特に、プラント概念の成立性を左右する重要な課題及び実用炉に相応しい高い信頼性を確保する上でキーとなる下記の課題については、それらを重点検討項目と位置付けて、より詳細な検討を行った。

a）概念成立性を左右する熱流動課題の検討

①炉上部プレナム内流動

②大口径・高流速配管内流動

③ポンプ組込型中間熱交換器伝熱管のフレッティング摩耗

④高発熱燃料の除熱特性

b）概念成立性を左右する安全上の課題の検討

①再臨界回避方策・シナリオの補強

②崩壊熱除去系の信頼性強化

c) 実用炉に相応しい魅力あるプラント概念の追求

①ナトリウム炉に特有の弱点の克服

a.ナトリウム漏えい対策の強化

b.ナトリウム水反応対策の強化

c.供用期間中検査と補修の高度化

d.２次系簡素化概念の検討

2）フェーズⅡ2 年度以降の検討：2002（平成 14）年度以降

平成 14 年度からは以下の検討を実施している。

i) 成立性に係わる主要課題の検討

平成 13 年度に摘出された課題を基に、炉心、安全、熱流動特性及び構造健全性に関する評価検討を実施した。具体的には、以下の項目について実施した。

① 炉心におけるナトリウムボイド反応度低減検討

② TOP（Transient of Over Power）型、LOF(Loss Of Flow)型事象に対する成立性確認と再臨界回避対応のための原子炉構造検討

③ 原子炉容器ガス巻き込み評価、３次元熱流動評価に基づく原子炉構造検討及び配管流速増大に伴う振動評価

④ 原子炉構造、ポンプ組込型中間熱交換器構造健全性評価

ii) プラント概念構築

平成 13 年度に整備した基本的なプラント設計条件・設計方針（安全設計方針、構造設計方針、耐震設計条件等）の暫定案に従い、i)の成立性の検討結果を踏まえ、設計作業を実施し、プラント概念の明確化を図っている。

具体的には、以下の設計見直し及び設計作業を行った。

① 原子炉容器下部構造

② １次系コールドレグ配管の肉厚及びサポート

③ 原子炉計装、プロセス計装の具体化

④ 非常用電源設備の縮小化

⑤ サーベイ検討として金属燃料炉心概念を検討

iii) 経済性評価

ii)で得られたプラント概念に対し、物量データ、建設工期等に基づく建設コストを評価した。また、建設コスト、所内負荷率、稼働率等に基づく発電コストを評価した。

（ii）ナトリウム冷却中型モジュール炉

ナトリウム冷却中型モジュール炉は、中規模出力炉固有のコストダウン方策を採用し、中規模出力炉を複数組み合わせて大出力発電所を構成するときのモジュール効果とにより経済性向上を図る概念である。

ナトリウム冷却中型モジュール炉に関するフェーズⅠ成果とフェーズⅡ検討の展開における概要を図 2.1.1.4 に示す。

(a)　フェーズⅠ(1999～2000 年度)の成果

1）フェーズⅠ初年度成果：1999（平成 11）年度

代表的な既往中型炉モジュール炉設計 S-PRISM (41.2 万 kWe)の調査と、代表的な既往小型炉設計 4S 炉(5 万 kWe)から出力アップを図った概念(4S-200(20 万 kWe))の検討からコストダウン方策の分析を行い、以下に示す中出力規模のコストダウンの着眼点を摘出した。

①原子炉容器のコンパクト化（製作・据付コスト）

②２次系機器数の削減（冷却系の大容量化）

③崩壊熱除去系等安全系の簡素化

④低コスト/短期間建屋建設工法の導入

2）フェーズⅠの２年度成果：2000（平成 12）年度

フェーズⅠの２年度は初年度成果を受け、上記のコストダウン着眼点を基に、50 万 kWe 出力の中型炉プラント概念として、次の二つの候補概念を検討した。

i)　ループ型炉

①　１次系機器合体・ループ数削減：

炉構造のコンパクト化（原子炉容器：６m 級を目標)、2 次系１ループ化（1 炉心あたり１蒸気発生器)、原子炉建物に大型ユニット工法（単位モジュール：3000～4000 トン）による建設工期短縮を指向

ii）タンク型炉

②　2 次系機器合体・ループ数削減：

炉構造のコンパクト化（原子炉・1 次系容器：９m 級)、このため湾曲長円型中間熱交換器採用、2 次系１ループ化（1 炉心あたり１蒸気発生器)、原子炉建物に船殻構造概念採用、鋼製建物ブロック（単位モジュール：1000 トン以下）による建設工期短縮を指向

これらの２概念を、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性の観点から比較評価し、ループ型炉をフェーズⅡに向けて有望な概念であると選定した。選定根拠は以下の通りである。

a)　経済性、安全性、構造健全性及び製作建設性については、大型炉と同様に両者とも同等といえる。ただし、経済性においては、ループ型炉の方が物量、建設工期、コストダウン方策の数において優位なものとなった。発電ブロックのプラント建設コストは、両概念とも 20 万円/kWe 以下を満足するとの評価を得ている。

b)　運転・保守補修性に関する差異は大型炉と同様にループ型炉が優れている。

c)　さらなる経済性向上のポテンシャルとしては，熱出力の増加によるコストダウン及び２次系簡素化といったものが挙げられる。タンク型炉は、原子炉一体吊込み重量制限及び原子炉容器補助冷却設備（RVACS）による崩壊熱除去限界により本概念を維持したまま出力を増加することは難しい。一方、ループ型炉は原子炉容器径が増加することを除けば本概念を維持したまま出力増加は容易で

あり、大型炉と同様に 2 次系簡素化との相性が良い。

以上の理由により中型モジュール炉においてもループ型炉をフェーズⅡ候補概念として選定した（[3]）。

(b) フェーズⅡの検討経過と今後の展開

フェーズⅡ（2001～2005 年度）では、フェーズⅠでの検討により抽出されたアドバンスト・ループ型炉をベースに検討を進める。しかし、その建設コストはナトリウム冷却大型炉に比べて約 10%高かった。このため合理化アイデアを盛り込み、さらなる経済性向上の見込める中型モジュール炉のプラント概念を再構築し、その概念を対象に予備的な設計研究を進めることとした。本研究のスケジュールを表 2.1.1.2 に示す。主要なマイルストンは大型炉と同様である。

1) フェーズⅡ初年度の検討：2001（平成 13）年度

平成 13 年度には以下の検討を実施した。

i) プラント概念構築

原子炉構造及び 1 次系はフェーズⅠの概念をベースにし、2 次系、BOP、燃料取扱設備、ナトリウム漏えい対策、ナトリウム水反応対策、建屋・工法等について、さらなる建設コスト削減と信頼性向上を見込める新たな概念を検討した。2 次系は直管型 SG と機械式ポンプを分離配置する構成とし、崩壊熱除去系には 2 系統の 1 次系共用型補助冷却設備（PRACS）と 1 系統の 2 次系共用型補助冷却設備（IRACS）より成る完全自然循環型を採用した。単機容量 1500MWe のタービンを 3 原子炉モジュールと共用させ、電気設備や換気空調設備ならびにユーティリティ設備の容量削減、および共用化を進めるといった設計方策を採用した。炉心・燃料、原子炉構造、冷却系、崩壊熱除去系、燃料取扱設備、BOP、建屋・配置等のプラント概念設計検討を行い、主要設備の基本仕様を設定した。

ii) 成立性評価

プラントの成立性に関わる安全評価を実施するとともに、主要設備の成立性に関わる構造健全性評価及び熱流動評価を実施した。

iii) 運転・保守補修性等の検討

プラント基本計画、運転制御、保守・補修計画等について検討した。また定検期間及び建設期間の短縮について検討した。

iv) 経済性評価

物量データ、建設工期等に基づく建設コストを評価した。また、建設コスト、所内負荷率、稼働率等に基づく発電コストを評価した。

また、新たな合理化アイデアの導入に伴い、大型炉と異なる次のような課題について重点的に検討評価を行った。

① 2 次系関連の課題

a. 直管型 SG の伝熱管間、管－胴間の熱膨張差の吸収

b. 直管型 SG の水・蒸気側流動不安定の抑制

c. 直管型 SG の伝熱管破損伝播挙動の把握

d. ２次系システムの総合評価

② 崩壊熱除去系関連の課題

a. 自然循環除熱能力の把握

b. 崩壊熱除去系システムの総合評価

③ 水・蒸気系関連の課題

a. 原子炉１基トリップ時の水・蒸気系制御方式の検討

④ BOP 設備関連の課題

a. 非常用電源（安全系）共用化に関する検討

b. コンクリート設計温度引き上げに関する検討

c. 格納容器内空調の常用系化に関する検討

⑤ 燃料取扱設備関連の課題

a. レールレス走行方式燃料出入機の検討

2）フェーズⅡ2 年度以降の検討：2002（平成 14）年度以降

平成 14 年度からは以下の検討を実施している。

平成 13 年度の設計結果からモジュール効果ではスケールデメリットを補償しきれないとの予測を見出したので、さらなるコストダウンを目指して、単基出力規模の増大化を図った。その再構築した 75 万 kWe 出力の中型炉プラント概念についてナトリウム炉の弱点を克服し、魅力あるプラント概念を追及した。設備・機器の具体化を進めるとともに、成立性評価及び経済性評価を実施した。また、更なる経済性向上を目指し、電磁ポンプを２次系に採用した場合の検討ならびに燃料取扱設備の検討も行った。

i) プラント基本仕様の検討

経済性目標を達成できる見通しのあるプラント概念とし、出力 75 万 kWe、モジュール数 4、2 次系ループ数１、SG 形式（直管型）を選定・設定し、基本仕様をまとめた（[11]）。

ii) プラント概念の構築

基本仕様の検討結果を受け、主要設備の概念設計を実施し、設備仕様を具体化した。また、主要な BOP 設備は合理化を念頭に設備仕様を検討し、プラント全体の概念を構築し、経済性評価をおこなった（[11]）。

iii) 成立性にかかわる主要課題の検討

炉心・遮へい性能、安全性、制御特性に関し、成立見通し評価を実施した。なお、大型炉との共通課題については、大型炉の成立性を基にして検討した。

iv）魅力あるプラント概念の追求

a. ナトリウム - 水反応対策の検討

ナトリウム-水反応対策の強化のため、リーク検出系（ナトリウム中水素計など）の高度化及び伝熱管破損伝播を回避できる対策（伝熱管ピッチ・伝熱管肉厚増加、2 重管 SG など）を検討した。

b. ナトリウム漏えい対策の検討

外管（１次系）またはエンクロージャ（２次系）によりナトリウムバウンダリの２重構造化を図ったナトリウム漏えい対策を設定し、漏えい後の復旧方法、復旧時間などの検討を行った。

c. 燃料サイクル適合概念の検討

炉心と燃料サイクルの整合を図り、燃料サイクル費を含めた発電単価の低減及び環境負荷低減を目指した炉心概念を構築するため、径方向ブランケットを削除した１領域燃料シャッフリング炉心について検討した。

d. 供用期間中検査（ISI）及び保守補修の検討

ISI に対する新たな試みとして、ISI の本来あるべき位置付けや考え方について検討し、ISI の必要性の高い機器を摘出し、ISI 対象部位を設定した。さらに、摘出された主要な部位について ISI 方法を設定した。また、補修方法を検討した

e. 運転廃棄物量及び廃炉廃棄物量の検討

ナトリウム炉の特徴を考慮して運転廃棄物量及び廃炉廃棄物量を検討した。

v) 更なる経済性向上方策の検討

a. ２次系簡素化プラント

SG におけるナトリウム-水反応を防止する概念として、2 次冷却材に鉛ビスマスを用いた新型熱交換器（AIHX）を採用した２次系簡素化プラントの概念構築を行った。

b. ２次系に電磁ポンプを適用した概念の検討

２次系に適用可能な電磁ポンプの設計検討を行った。また、電磁ポンプの特徴を活かした２次主冷却系概念を構築し、成立見通しを検討すると共に、経済性評価のための配置・物量を算定した。

c. 燃料取扱設備の概念検討

安全設計の予備検討、炉内燃料取扱システム、炉外燃料取扱システムの概念案の摘出と具体化を行い、経済性の観点から物量の評価を行った。

2.1.1.3 炉心性能の追求

(1) MOX 燃料炉心

(ｉ) 設計方針・目標

(a) 安全性[12][13]

原子炉停止系の受動的な炉停止機能として SASS の設置を考慮した炉心とする。

炉心損傷事象の起因過程における即発臨界回避については、後述の 2.2.2.4 項に記載の安全評価において設定された下記の炉心設計対する要求を条件として設計する。

・ナトリウムボイド反応度 ： 6＄程度以下
・炉心高さ ： 100cm 程度以下
・炉心平均比出力 ： 40kW/kg-MOX 程度以上

また、再臨界回避については、ABLE 型と FAIDUS 型燃料集合体を対象として、炉心燃料設計への影響と溶融燃料排出能力についての検討結果を基に、候補方策を選定し設計を進める。

(b) 経済性

燃料費削減の観点から先進燃料サイクルへの適合性を考慮し、高燃焼度化を指向して設計を進める。更に、運転維持費低減の観点から運転サイクル長期化についても検討を進め経済性に優れた炉心を構築する。

具体的な設計目標を以下に示す。

・炉心取出平均燃焼度 ： 15 万 MWd/t 程度
・全炉心取出平均燃焼度 ： 6 万 MWd/t 程度以上
（ブランケット燃料を含む）
・運転サイクル長さ ： 18ヶ月程度以上

なお、検討は高い増殖性能（増殖比 1.1～1.2）が要求される導入期での投入を想定し、炉心サイズのコンパクト化を狙いとした炉心概念（コンパクト型炉心）と増殖性能に対する要求が緩和される FBR 平衡期での適用を想定し、内部転換比を高めブランケット燃料を削減することにより、ブランケット燃料も含めた全炉心取出平均燃焼度を高め、運転サイクル長期化した経済性向上(燃料サイクルコストおよび運転維持費低減)を実現する炉心概念（高内部転換型炉心）を対象として進める。

また、炉心材料は ODS 鋼及び PNC-FMS 鋼の適用を前提として設計する。このことから、高速中性子照射量を ODS 鋼及び PNC-FMS 鋼の開発目標である 5×10^{23} n/cm^2 程度以下を条件として設計する。

(c) 環境負荷低減

1) TRU 燃焼

低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計する。

TRU 組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、軽水炉使用済燃料からの回収 TRU 組成について燃焼特性及び炉特性への影響を検討する。

2) FP の核変換

FBR サイクルの経済性を確保しつつ、環境負荷低減を意図した LLFP 核変換を行う上では、分離核変換技術（Partitioning and Transmutation、以下 P&T という）の導入によって大きな環境負荷低減効果が期待される核種を対象とする必要がある。

放射性廃棄物がもたらす「環境負荷」を定量化する指標として、発生量、放射能、発熱量、放射性毒性、化学毒性、移行性、被曝リスク等が挙げられるが、実用化戦略調査研究ではこれらの視点を総合して、^{129}I（半減期：1600 万年）、 ^{99}Tc（21 万年）そして ^{135}Cs（230 万年）を核変換の主要対象核種として選定し、その実施可能性を検討する。

LLFP 集合体は、基本的に燃料集合体と同様な寸法、構成とし、LLFP の化合物または金属スラグをステンレス鋼製の被覆管に内封した LLFP ピンと減速材ピンを適切な割合・配置にてラッパ管内に収納した構成とする。

また、燃料集合体の設計と同様、多重防護の考え方に基づき「溶融防止」、「破損防止」、「機能確保」を基本とし、実測値のない基礎データについては、現知見の範囲で物性値、制限条件等を暫定して設計を実施する。

元素分離を適用したマルチリサイクルによって、廃棄物となる LLFP を低減するシナリオを想定する。この場合の P&T 技術適用による LLFP 廃棄物の低減利得は、図 2.1.1.5 に示す様に、LLFP 集合体取り出し時の「核変換率」と LLFP 集合体再処理時の「廃棄物への移行率」に依存する。廃棄物への移行率を 1%/再処理と仮定すると、LLFP 廃棄物を 1/100 にするためには約 30%の核変換率が必要であることが分かる。

以下の LLFP 装荷炉心の検討では、自己生成分以上の LLFP を変換すること、および LLFP 集合体取り出し時に 30%の変換率を達成することを目標として、LLFP 核変換対応能力を検討する。

(d) 資源の有効利用

1) 増殖性能

FBR 導入シナリオの検討結果に基づき下記の増殖性能を目標として設計する。

①導入期向け炉心

・増殖比　　：　1.1～1.2 程度

・複合システム倍増時間　：　50 年程度以下

②平衡期向け炉心

・増殖比　　：　1.04 程度

なお、増殖性能評価は低除染・TRU 燃料の使用を前提とする。

また、LLFP 核変換を行う場合のサイクル・ロスを除いた増殖比の目標

を 1.0 以上として設計する。

2) TRU 燃焼

MA 核種を混入した低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計する。

TRU 組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、軽水炉使用済燃料からの回収 TRU 組成について燃焼特性及び炉特性への影響を検討する。

(e) 核拡散抵抗性

Pu の化学的純度が低く、表面線量率の高い低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計を進める。

（ⅱ）設計条件

表 2.1.1.3 に、大型炉および中型炉の炉心燃料設計における主要な条件であるプラント仕様、燃料の基本的な仕様、燃料健全性および安全設計からの制限条件、他設計との取合条件を示す。

表 2.1.1.3 において、大型炉のプラント仕様に関する設計条件としては、原子炉熱出力が 3,570MWt、原子炉出口および入口温度が 550℃および 395℃、一次冷却材流量が 18,200kg/s である。

炉心・燃料の基本仕様としては、燃料形態が MOX、炉心型式が均質２領域炉心、再臨界回避方策が ABLE 型燃料集合体であり、燃料の TRU は高速多重リサイクル組成で FP の混入率は 2vol%である。

また、炉心材料は被覆管が ODS 鋼、ラッパ管が PNC-FMS 鋼である。

制限条件としては、前記（ｉ）項に記載した ULOF 起因過程における即発臨界回避のための安全要求であるナトリウムボイド反応度 6＄程度以下、炉心高さ 100cm 程度以下、炉心平均比出力 40kW/kg-MOX 程度以上と燃料健全性確保のための条件である最大線出力 430W/cm 以下、高速中性子照射量 5×10^{23} n/cm^2 以下、被覆管最高温度（肉厚中心）700℃以下、通常運転時の CDF 0.5 以下がある。

燃料製造およびプラント設計との取合条件としては、炉心燃料のスミア密度 82%、遮へい体外接円径 6.6m 以下、燃料バンドル部の圧損 0.2MPa 以下があり、制御棒については切込み付き UIS に対応した配置とすることとしている。

炉心性能の目標としては、増殖性能に関し FBR 導入期向け炉心に対して増殖比が 1.1～1.2 程度、複合システム倍増時間が 50 年程度以下、FBR 平衡期向け炉心に対しては増殖比が 1.04 程度である。

取出平均燃焼度については、炉心部が 150GWd/t 程度、全炉心平均（ブランケット燃料を含む）が 60GWd/t 程度以上、運転サイクル長さは 18 ヶ月以上を目標としている。

中型炉の設計条件は、プラント仕様として原子炉熱出力を 1,785MWt、一次冷却材流量を 9,083kg/s とし、取合条件として遮へい体外接円径を 5.5m

以下とする以外は大型炉と同一である。

（ⅲ）設計結果

(a) 炉心概念の検討

1) 再臨界回避方策と炉心型式[2]

再臨界回避方策としてABLE型およびFAIDUS型、炉心型式として均質2領域炉心および径方向非均質炉心を組み合わせた4通りの炉心概念について炉心を構築し、炉心特性の比較検討を行った。

図 2.1.1.6 に、構築した炉心の主要仕様と核特性を示し、表 2.1.1.4 には、安全性、経済性、環境負荷低減性、資源有効利用性および核拡散抵抗性に対する各炉心の適合状況と技術的課題を示す。

図 2.1.1.6 および表 2.1.1.4 において、各炉心はいずれも設計条件を満足している。

また、表 2.1.1.4 より、ABLE 型は溶融燃料の排出性の確認が必要であるが増殖性能は FAIDUS 型に比較して優れ、課題が少ない。

一方、FAIDUS 型は溶融燃料の早期排出が期待出来るが増殖性能が ABLE 型に比較して劣り、集合体の構造に関する多くの開発課題を有している。

また、均質2領域炉心は、径方向非均質炉心に比較して増殖性能が若干劣るが、技術的課題が少ない。

一方、径方向非均質炉心は、均質2領域炉心に比較して増殖性能に優れているが、内部ブランケット燃料の設置に伴う無駄流量の増加、炉心燃料集合体との出口温度差の発生等の熱設計に関する課題がある。

上記の比較結果より、再臨界回避方策としては、溶融燃料の排出性の確認が必要であるものの炉心性能を最大限に引き出す観点から ABLE 型を選択し、炉心型式としては、課題の少ない均質2領域炉心を選択した。

2) 経済性追求型炉心[4]

実用化戦略調査研究フェーズⅠでは、高い増殖性能（増殖比 1.2 程度）を目標としてコンパクト型炉心の設計検討を行ったが、フェーズⅡの FBR 導入シナリオ検討において、FBR 平衡期には増殖性能に対する要求が緩和されるとの見通しを得た。

このことから、FBR 平衡期での適用を想定し、中型炉を対象として燃料ピンを太径化することにより燃料体積比の増加を図り、内部転換比を高めブランケット燃料を削減することでブランケット燃料も含めた全炉心取出平均燃焼度を高め、燃料サイクルコスト低減を実現する炉心概念（高内部転換型炉心）について検討を行った。

なお、再臨界回避方策と炉心型式は上記 1)項の検討結果に基づき ABLE

型均質２領域炉心とした。

図 2.1.1.7 に、上記の考え方に基づき構築した高内部転換型炉心の主要仕様と核特性を高い増殖性能を有するコンパクト型炉心と併せて示す。

図 2.1.1.7 において、高内部転換型炉心は全炉心取出平均燃焼度が約 10 万 MWd/t であり、コンパクト型炉心の約 6 万 MWd/t に対して約 70%増加しており、大幅な燃料サイクルコスト低減が期待できる。

また、運転サイクル長さは、約 26 ヶ月となりコンパクト型炉心の約 18 ヶ月に対して約 40%増加している。

以上のとおり FBR 平衡期における増殖性能要求に対しては、高内部転換型炉心が高い経済性を有するとの見通しが得られた。このことから、コンパクト型炉心に加え高内部転換型炉心をナトリウム冷却 MOX 炉心の１つの候補概念とすることとした。

3) LLFP 核変換炉心[14]

LLFP 核種の内、生成量、発熱量、半減期等の観点で環境負荷ポテンシャルが高いとされる ^{129}I、 ^{99}Tc および ^{135}Cs（Sr は分離のみ）の高速炉における核変換実施可能性は、表 2.1.1.5 の核変換の一次成立性評価結果に示したように、^{129}I および ^{99}Tc については可能性があるが、^{135}Cs については生成量に対して十分な核変換量が得られないため、その変換は容易でない。

^{135}Cs の核変換が困難な理由は下記の通りである。

・核分裂収率が多いために生成量が多い（150 万 KWe 出力の大型 MOX 高速炉で 80kg/cycle 以上生成される）。
・高速スペクトル下での ^{135}Cs の中性子捕獲断面積は 0.2barn 程度と小さい。
・共鳴吸収断面積も比較的小さく、且つ、断面積の中性子エネルギー依存性が 1/v 法則にないため、中性子減速による核変換速度の改善が顕著でない。（すなわち中性子減速材の適用が効果的でない。）
・^{135}Cs の同位元素に安定な ^{133}Cs が同等度含まれ、^{133}Cs (n,γ) ^{134}Cs(n,γ)^{135}Cs のチェーンにより Cs 照射時に新たな ^{135}Cs が生成される。（^{133}Cs は ^{135}Cs に比べ中性子断面積が大きく、中性子減速による断面積増大効果も大きい。また ^{134}Cs の断面積はさらに大きく、半減期が短いながらも、その中性子捕獲による ^{135}Cs 生成の効果が無視できない）

そこで、^{135}Cs 変換特性について、減速材割合、減速材種類、中性子束等との相関・依存性を調べ、商用高速炉で生成量以上の変換量を得ることの

可能性について検討した。

^{135}Cs は他の LLFP と異なり、Zr-H 減速材を用いる場合であれば減速材体積割合 10%程度の弱減速スペクトル場で変換効率が改善される傾向となる。しかしながら、適正な中性子スペクトル調整を行った上でも、商用高速炉で得られる中性子束レベルの範囲では十分な変換速度が達せられない結果がサーベイ検討より示された。

よって更に別の方策として、Cs 照射中の新たな ^{135}Cs 生成を抑制して正味の変換量を増大させるための「照射・冷却繰り返し法」を検討した。これは、 ^{133}Cs の(n,γ)で生成される半減期 2.1 年の ^{134}Cs を減衰（減少）させることを目的に、Cs 集合体を照射した後に一定期間冷却することを繰り替えし行う概念である。

Cs 集合体を径方向ブランケット領域に装荷する場合、1cycle（約 600 日）照射後に 3cycle（約 1800 日）冷却するサイクルを 4 回繰り返すことで、^{135}Cs の変換が最も効率化する結果が得られた（図 2.1.1.8)。しかしながら、この「照射・冷却繰り返し法」を適用してもなお十分な変換速度は得られず、さらに 3 倍近く高い中性子束（2×10^{15} n/cm^2･s 程度）が必要であることが分かった。

図 2.1.1.9 には自己生成 ^{135}Cs を変換するための必要核変換率と Cs 装荷量の関係を示した。Na 大型参照炉心での体系計算から得られた核変換率は、いずれの装荷量（減速材装荷量に反比例）に対しても必要核変換率の 1/2 以下であり、実際の変換率と必要な変換率には大きな開きがあることが分かる。一方、Cs を大量装荷できれば必要な核変換率は小さくて済むが、炉容器径サイズの制約があるため現実的でない。よって商用高速炉で ^{135}Cs の核変換を行うことは極めて困難であると判断される。

なお、^{135}Cs の先行核である ^{134}Cs は、半減期が 2.1 年と短く天然に存在しない核種であり、現時点で実験から求められた断面積は熱中性子断面積しか存在しないため、その核データの精度は高くないと考えられる。そこで、^{135}Cs の核変換特性に対する ^{134}Cs の中性子吸収断面積の感度を調べた結果、^{134}Cs の熱中性子捕獲断面積が現評価値の 1/10 程度であれば、「照射・冷却繰り返し法」を適用することで ^{135}Cs を核変換できる可能性があることが分かった。今後、^{134}Cs 断面積精度が改善された際に、^{135}Cs 核変換の実施可能性を再評価することが適当と考えられる。

以上の考察より、実用化戦略研究の各炉型に対する LLFP 核変換対応能力の評価においては、^{135}Cs は対象外とし、^{129}I および ^{99}Tc の 2 核種を核変換対象 LLFP とすることとした。

4) 炉心特性比較

表 2.1.1.6 に、大型 MOX 燃料のコンパクト型炉心、高内部転換型炉心および LLFP 核変換炉心の主要仕様と炉心特性を示す。

表 2.1.1.6 において、各炉心は前記 2.1.1.3(1)(ｉ)項の MOX 燃料炉心に対する設計目標を満足している。

なお、コンパクト型炉心と高内部転換型炉心の炉心性能を比較すると、高内部転換型炉心はブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度が 110GWd/t でありコンパクト型炉心の 63GWd/t に比較して約 75%高い値を示しており、運転サイクル長さに関してもコンパクト型炉心の 18 ヶ月に対して 27 ヶ月の長期運転サイクルとなっている。

このことから、高内部転換型炉心はコンパクト型炉心に比較して燃料サイクルコスト、稼働率の点では優れていると言えるが、炉心等価直径が約 10%大きいことから建設コストに関しては不利である。

(b) 炉心の構築

1) 大型炉

ｉ) コンパクト型炉心

FBR 導入シナリオにおける導入期の炉心に対する増殖性能要求（1.1～1.2）に適合するコンパクト型炉心（導入期炉心）を構築した。

また、上記の炉心の柔軟性評価として、径方向ブランケット燃料を遮へい体に置換し増殖性能を FBR 導入シナリオにおける平衡期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.04）に適合させた平衡期炉心を構築した。

a) 導入期炉心

表 2.1.1.7 に、コンパクト型導入期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.10 には炉心配置を示す。

表 2.1.1.7 において、増殖比は 1.16、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 63GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 420W/cm、最大高速中性子照射量は 4.6×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.8＄であり制限条件を満足している。

なお、径方向遮へい体の外接円径は 6.45m であり設計条件である 6.6m 以下を満足している。

b) 平衡期炉心

表 2.1.1.7 に、コンパクト型平衡期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.11 には炉心配置を示す。

ここで、平衡期炉心の配置は導入期炉心の径方向ブランケット燃料（2 層）を SUS 遮へい体に、SUS および Zr-H 遮へい体を B_4C 遮へい体に置換

したものである。
また、上部軸ブランケット厚さを導入期炉心の 30cm から 22cm に減少させている。
表 2.1.1.7 において、増殖比は 1.04、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 95GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。
また、最大線出力は 430W/cm、最大高速中性子照射量は 4.7×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.9＄であり制限条件を満足している。

c) LLFP 核変換炉心
コンパクト型炉心（導入期炉心）は、熱的制約を満たしかつ 1 以上の増殖比を維持しながら、自己生成分 Tc 及び I の同時変換ができる可能性がある。I および Tc を LLFP 集合体として炉心周辺領域に装荷し、ぞれぞれ 10 サイクル前後照射することにより、取り出し時核変換率 10%程度を達成し、その際のピン内圧や高速中性子照射量等は許容されるレベルにある結果を得た。
LLFP 集合体装荷による炉心特性への影響は、炉外装荷時に小さい。炉内装荷の場合、炉外装荷に比べ必要装荷量は 1/4 で済むが、同時に 4 倍頻度の取り替えが必要であり、長期間で平均化した LLFP 再処理量（サイクル側への負担）に違いはない結果を得た。

ⅱ）高内部転換型炉心
FBR 導入シナリオにおける平衡期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.04）に適合する高内部転換型炉心（平衡期炉心）を構築した。
また、上記の炉心の柔軟性評価として、径方向遮へい体をブランケット燃料に置換し増殖性能を FBR 導入シナリオにおける導入期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.1～1.2）に適合させた導入期炉心を構築した。

a）平衡期炉心
表 2.1.1.8 に、高内部転換型平衡期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.12 には炉心配置を示す。
表 2.1.1.8 において、増殖比は 1.04、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 110GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。
また、最大線出力は 426W/cm、最大高速中性子照射量は 5.3×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.6＄であり制限条件を満足している。
しかしながら、径方向遮へい体の外接円径が 7.26m であり設計条件である 6.6m 以下を満足していない。

b) 導入期炉心

表 2.1.1.8 に、高内部転換型導入期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.13 には炉心配置を示す。

ここで、導入期炉心の配置は平衡期炉心における最内層の SUS 遮へい体 1 層を径方向ブランケット燃料に置換したものであり、その他の仕様は導入期炉心と同一である。

表 2.1.1.8 において、増殖比は 1.10、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 91GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 421W/cm、最大高速中性子照射量は 5.3×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.6$ であり制限条件を満足している。

2) 中型炉

ｉ) コンパクト型炉心

FBR 導入シナリオにおける導入期の炉心に対する増殖性能要求（1.1～1.2）に適合するコンパクト型炉心（導入期炉心）を構築した。

また、上記の炉心の柔軟性評価として、径方向ブランケット燃料を遮へい体に置換し増殖性能を FBR 導入シナリオにおける平衡期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.04）に適合させた平衡期炉心を構築した。

a) 導入期炉心

表 2.1.1.9 に、コンパクト型導入期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.14 には炉心配置を示す。

表 2.1.1.9 において、増殖比は 1.15、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 55GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 416W/cm、最大高速中性子照射量は 4.6×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.5$ であり制限条件を満足している。

なお、径方向遮へい体の外接円径は 5.36m であり設計条件である 5.5m 以下を満足している。

b) 平衡期炉心

表 2.1.1.9 に、コンパクト型平衡期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.15 には炉心配置を示す。

ここで、平衡期炉心の配置は導入期炉心の径方向ブランケット燃料（2 層）を SUS 遮へい体に置換したものである。

また、上部および下部軸ブランケット厚さを導入期炉心の 30cm および 40cm から 47cm および 50cm に増加させている。

表 2.1.1.9 において、増殖比は 1.04、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 75GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 427W/cm、最大高速中性子照射量は 4.6×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.5＄であり制限条件を満足している。

ⅱ）高内部転換型炉心

FBR 導入シナリオにおける平衡期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.04）に適合する高内部転換型炉心（平衡期炉心）を構築した。

また、上記の炉心の柔軟性評価として、径方向遮へい体をブランケット燃料に置換し増殖性能を FBR 導入シナリオにおける導入期の炉心に対する増殖性能要求（約 1.1～1.2）に適合させた導入期炉心を構築した。

a）平衡期炉心

表 2.1.1.10 に、高内部転換型平衡期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.16 には炉心配置を示す。

表 2.1.1.10 において、増殖比は 1.04、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 101GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 417W/cm、最大高速中性子照射量は 5.5×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.5＄であり制限条件を満足している。

なお、径方向遮へい体の外接円径は 5.32m であり設計条件である 5.5m 以下を満足している。

b）導入期炉心

表 2.1.1.10 に、高内部転換型導入期炉心の主要な炉心および燃料仕様と炉心特性を示し、図 2.1.1.17 には炉心配置を示す。

ここで、導入期炉心の配置は平衡期炉心における最内層の SUS 遮へい体 1 層を径方向ブランケット燃料に置換したものであり、その他の仕様は導入期炉心と同一である。

表 2.1.1.10 において、増殖比は 1.11、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 81GWd/t であり、炉心に対する性能要求を満足している。

また、最大線出力は 426W/cm、最大高速中性子照射量は 5.3×10^{23}n/cm^2、ナトリウムボイド反応度は 5.5＄であり制限条件を満足している。

c) LLFP 核変換炉心

高内部転換型炉心（平衡期炉心）は、熱的制約を満たしかつ 1 以上の増殖比を維持しながら、自己生成分 Tc 及び I の同時変換ができる可能性がある。I および Tc を LLFP 集合体として炉心周辺領域に装荷し、ぞれぞれ 10 サイクル前後照射することにより、取り出し時核変換率 10～20%程度を達成し、その際のピン内圧や高速中性子照射量等は許容されるレベルにある結果を得た。

(2) 金属燃料炉心

MOX 燃料炉心に対する金属燃料炉心の特徴は次の通りである。

・MOX 燃料炉心に対し、燃料中に酸素のような軽核種が含まれていないため、中性子の減速が抑制され、図 2.1.1.18 に示すとおり中性子スペクトルが硬くなる。そのため、表 2.1.1.11 に示すとおり、吸収断面積に対する中性子生成断面積（核分裂断面積と中性子発生数の積）が大きくなることに起因して、η値（中性子生成断面積と吸収断面積との比）が大きくなり、中性子経済が良くなる。加えて、FP の吸収断面積も小さいことから燃焼劣化が抑制される。以上の核的性質により、同じ増殖比要求下ではブランケット量を低減でき実効燃焼度を高くできること、燃焼反応度が低いことまたはそれに伴い運転サイクル長さを長く設定できること等の金属燃料の高内部転換特性を活かした炉心設計が可能である。

・金属燃料と被覆管の接触による液相形成に係る被覆管内面温度制限（650℃程度）により、MOX 炉心の出口温度 550℃に対し、一般に金属燃料炉心では 500～510℃に制約される。

・燃焼初期における燃料のスエリングが大きいことからスミア密度を低めに設定する必要があり、寿命初期の被覆管と燃料との間のギャップが大きくなりナトリウムボンド型燃料とせざるを得ないことから、ガスプレナムを出口側（高温側）である上部に設置せざるを得ない。その結果、下部に設けるよりもガスプレナムを長くする必要があり、バンドル部圧力損失を一定に保った場合には冷却材体積の拡大による補償が必要となり、その観点からの燃料体積比の制約を受ける。

・MOX 燃料炉心に対して、前述のように中性子スペクトルが硬くなること、重金属密度が高いこと、Pu 富化度が低くなることに伴い、巨視的核分裂断面積が小さくなることから、同じ燃焼度条件では高速中性子照射量が 50～60%高くなり、構造材の耐照射性の観点から炉心部取出平均燃焼度が制限されることになる。（図 2.1.1.19 を参照）

以上の特徴を踏まえて、魅力ある金属燃料炉心概念の構築を行うこととする。

（ｉ）設計方針・目標

(a) 安全性

原子炉停止系の受動的な炉停止機能として自己作動型炉停止機構（SASS）の設置を考慮した炉心配置とする。

流量喪失スクラム失敗事象（ULOF）時の炉心崩壊事故（CDA）起因過程において、即発臨界に至らず、過剰なエネルギー放出を回避する目的からナトリウムボイド反応度を 8$以下に制限する[12]。

再臨界回避については、下部軸ブランケット削除型（MABLE 型）燃料集合体を対象として設計を進める[4]。

(b) 経済性向上

運転費低減の観点から運転サイクル長期化を視野に入れて炉心を構築する。また、

燃料費削減の観点から先進燃料サイクル（乾式金属電解法－射出成形法）への適合性を考慮し、高燃焼度化に対する柔軟性についても検討を行う。

具体的な設計目標を以下に示す。

・炉心材料は ODS 鋼および PNC-FMS 鋼の適用を前提として設計する。

・ODS 鋼の直近の開発目標である高速中性子照射量目安値 5.0×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）を満足することを条件として、可能な限りの高燃焼度化を目標とする。また、材料開発を前提条件として、炉心部平均取出燃焼度を 150GWd/t とした炉心の性能追求も行う。

・全炉心平均燃焼度（ブランケット燃料を含む）60GWd/t 程度以上を目標とする。

・運転サイクル長さ 18 ヶ月程度以上を設計目標とする。

・先進再処理システムとの整合性の観点から、低除染 TRU 燃料の仕様を前提として設計を行う。

また、高内部転換特性という金属燃料炉心の魅力を十分に引き出すことにより、原子炉出口温度を MOX 燃料炉心並みに高温化し、経済性向上を実現する高出口温度型炉心概念を構築する。

(c) 環境負荷低減

1) TRU 燃焼

低除染 TRU 燃料の使用を前提として設計する。

燃料組成は FBR マルチリサイクルを基本とし、LWR 使用済燃料組成について燃焼特性および炉心特性への影響を評価する。

2) LLFP の核変換による放射能低減

MOX 燃料炉と同様に、^{129}I（半減期：1600 万年）および ^{99}Tc（半減期：21 万年）核変換の対象核種として、その実施可能性を検討する。

LLFP 集合体は、基本的に燃料集合体と同様な寸法、構成とし、LLFP の化合物または金属スラグをステンレス鋼製の被覆管に内封した LLFP ピンと減速材ピンを適切な割合・配置にてラッパ管内に収納した構成とする。また燃料集合体の設計と同様、多重防護の考え方に基づき「溶融防止」、「破損防止」、「機能確保」を基本とし、実測値のない基礎データについては、現知見の範囲で物性値、制限条件等を暫定して設計を実施する。

元素分離を適用したマルチリサイクルによって、廃棄物となる LLFP を低減するシナリオを想定する。自己生成分の LLFP を変換すること、および LLFP 集合体取り出し時に 30%の変換率を達成することを目標として、LLFP 核変換対応能力を検討する。

(d) 資源の有効利用

1) 増殖性能

導入シナリオの検討結果に基づき、目標とする増殖性能を MOX 燃料炉心並、すな

わち、導入期炉心では増殖比 1.1～1.2、複合システム倍増時間 50 年程度に、平衡期炉心では増殖比 1.04 程度に、それぞれ設定し設計を行う。なお、増殖性能評価は低除染 TRU 燃料の使用を前提とする。

また、FP 核変換を行う場合のサイクルロスを除いた増殖比の目標を 1.0 以上として設計する。

2) TRU 燃焼

核物質防護の観点から、MA 核種を混入した低除染 TRU 燃料の使用を前提として設計する。

燃料組成は FBR マルチリサイクルを基本とし、LWR 使用済燃料組成について燃焼特性および炉特性への影響を検討する。

(e) 核拡散抵抗性

低除染・TRU 燃料の使用を前提として設計を進める。

(ⅱ) 設計条件

(ⅰ)で示した設計方針・目標を基に設定した金属燃料炉心の設計条件を表 2.1.1.12（コンパクト型炉心)、表 2.1.1.13（高出口温度型炉心）にそれぞれ示す。設計条件の根拠、詳細は以下の通りである。

(a) プラント仕様

大型炉、中型炉の電気出力はプラント設計上設定されているものである。

コンパクト型炉心は原子炉出口温度が約 500℃と MOX 燃料炉心と比較して 50℃程度低下するため、熱効率が 42%から 40%へ悪化し、熱出力を約 5%増加させる必要がある。それに伴い、必要な 1 次系冷却材流量も増加する。

それに対し、高出口温度型炉心は MOX 燃料炉心と同じ原子炉出口温度で設計することから、熱的条件は同じとなり、熱効率、熱出力、1 次系冷却材流量も MOX 燃料炉心と同じとなる。

(b) 炉心・燃料基本仕様

燃料形態は ANL における照射試験において、相変態を含めた熱膨張や被覆管との共存性等の点で優れた特性を示すことが示されている U-Pu-Zr の三元合金を選定した。Zr 含有率としては標準的な仕様である 10wt%とした。ただし、高出口温度型炉心として Zr 含有率 2 領域型炉心について検討を行っており、ここでは、Zr 含有率の下限値を暫定的に 10wt%と設定した。ボンド材として熱伝導に優れ、金属燃料と共存性の良いナトリウムを採用する。

TRU 組成は金属燃料 FBR の多重リサイクル組成であり、TRU 中の核分裂性 Pu の割合が 68wt%と、MOX 燃料多重リサイクル中の割合 58wt%よりも高いことが特徴で

ある。FP 混入率は ANL が開発した低除染乾式再処理を想定して 0.6vol%（0.3wt%）と設定した。

炉心材料としては、(ⅰ)設計方針・目標で述べたように、被覆管材料として ODS 鋼を、ラッパ管材料として PNC-FMS 鋼をそれぞれ採用する。

なお、金属燃料の照射実績を考慮し、直近許認可性の観点から燃料ピン径を 8.5mm 以下として設計を進める。

(c) 制限条件

1) 安全設計要求

金属燃料炉心では、フェーズⅠにおける検討結果から、MOX 燃料炉心と比較して炉心損傷時に燃料が破損・分散しやすい特徴があり、それによる負の反応度効果が 2$程度であると見込まれているために、ナトリウムボイド反応度の制限は MOX 燃料の 6$より 2$高い 8$としている[12]。実際、(ⅰ)設計方針・目標で示したように、ULOF 時の CDA 起因過程解析において、ナトリウムボイド反応度を 8$以下に制限しておけば、即発臨界に至らず、過剰なエネルギー放出を回避できるとの結果が得られている[15]。

2) 燃料健全性

燃料融点は 1,100℃程度と低いが、ボンド材としてナトリウムを用いるために、定格線出力として 500W/cm 程度を選定可能である。

高速中性子照射量制限は ODS 鋼の開発目標目安である 5.0×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）としている。なお、高燃焼度化炉心の検討においては、材料開発を前提としてこの制限は緩和されることとする。

被覆管最高温度は、金属燃料と被覆管との共晶反応、あるいは、被覆管内面の液相形成を防止する目的から被覆管内面温度を 650℃に制限している。通常運転時の被覆管の CDF（クリープ損傷分数和）は、安全側と燃料取扱側への配分（計 0.5）を差し引いて、0.5 以下に制限する。

(d) 取合条件

炉心燃料スミア密度については、200GWd/t までの照射において、厳しい燃料被覆管機械的相互作用（FCMI）が見られていないと言う実績から 75%TD と設定している。

遮蔽体外接円径はプラント設計側との取合条件として提示されている。制御棒配置については、燃料交換機の移動のための切り込みが入った炉上部機構（UIS）に対応した配置とする。SASS は後備系制御棒にその機能を持たせる。なお、切込部においては燃料交換機が移動できる空間を確保できるように、後備系制御棒の間隔を十分にとる必要がある。燃料バンドル部圧力損失については、経済性向上（2 ループ冷却システム、1 次系ポンプ動力の低減等）の観点から 0.2MPa 程度以下と設定している。

(e) 炉心性能目標

（ｉ)設計方針・目標で示したように稼働率を増加させることによる経済性向上の観点から 18 ヶ月以上としている。

炉心部取出燃焼度については、実用化戦略調査研究における目標として 150GWd/t と設定しているが、金属燃料炉心では高速中性子照射量制限により 100GWd/t 程度までしか達成できない見込みである。なお、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する高燃焼度化炉心の検討においては、高速中性子照射量制限の緩和を前提とする。

増殖比については、FBR 導入シナリオ評価結果から導入期炉心では 1.1～1.2（複合システム倍増時間 50 年程度)、平衡期炉心では 1.04 程度としている。

(iii)設計結果

(a) 炉心概念の検討

1) 再臨界回避方策

CDA 遷移過程においては、下部軸ブランケットを削除することによって、燃料が炉心下部に排出され、再臨界を回避できる可能性がある。よって、金属燃料炉心の再臨界方策として下部軸ブランケット削除型（MABLE）を採用し、下部軸ブランケットの高さは 5cm を上限とする。CDA 遷移過程における再臨界回避については、今後、実験・解析等を通じた確認が必要である。

なお、再臨界回避方策として内部ダクト型（FAIDUS 型）を採用した場合には、内部ダクト内にナトリウムが残存し、溶融燃料が冷却固化しやすくなるので、金属燃料炉心には有効であるとは言えない。

2) 炉心型式

フェーズ I では、金属燃料炉心概念について、均質炉心と径非均質炉心概念の構築をそれぞれ行ったが、MOX 炉心に関する検討において、設計目標は双方とも満足することが出来るものの、径非均質炉心では熱設計上の課題が大きいことから、均質炉心が選定されている。よって、フェーズ II では、金属燃料炉心についても均質炉心について検討を進めていく。

3) 経済性追求型炉心

フェーズ II では、均質 2 領域炉心として、コンパクト型（出入口温度 505/350℃）と高出口温度型（出入口温度 550/395℃）それぞれの概念を構築した。

コンパクト型は、標準的な MOX 燃料炉心と同様に均質で、出力分布平坦化を目的とした富化度の違いによる 2 領域型炉心である。

高出口温度型は、金属燃料特有の高内部転換性を活かし、単一 Pu 富化度でピン径または Zr 含有率を 2 領域とすることにより、運転期間中の出力分布の時間的変動を抑制し、径方向出力ピーキング係数を低減させ、流量配分時の必要流量を合理化することにより、高出口温度化を図った概念である。すなわち、単一 Pu 富化度とし、Pu 富化度を 12～14wt%とすることにより、局所内部転換比を至る所 1 付近とし、ピン

径や Zr 含有率の多段階化により領域毎の重金属密度を変化させ、出力分布の平坦化を図ることを基本仕様としている。概念に関する検討の結果、図 2.1.1.20 および図 2.1.1.21 に示すとおり、Pu 富化度 2 領域型炉心と異なり、運転に伴う径方向の出力変動がほとんどなく、燃焼期間にわたる包絡出力も低減され、径方向出力ピーキング係数が抑制できることが分かっている。

ピン径 2 領域型炉心では、内側炉心のピン径が相対的に小さくなるために、冷却材体積比が増大し、コンパクト型炉心に対してナトリウムボイド反応度が大きくなる傾向になるが、単一ピン径 Zr 含有率 2 領域型炉心では、コンパクト型相当とすることができる。

4) LLFP 核変換炉心

MOX 燃料炉と同様に、金属燃料炉心についても、生成量、半減期、地中での移行性の観点から、^{129}I および ^{99}Tc の 2 核種を核変換対象 LLFP として検討する。

(b) 炉心の構築

前述のように、金属燃料炉心の構築では、一般に、炉心部取出平均燃焼度目標 150GWd/t と最大高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）を同時に満たすことは非常に困難であることが分かっている。そこで、制限である高速中性子照射量の条件を満足する炉心を基準に考え、炉心部取出平均燃焼度を 150GWd/t とした炉心を高燃焼度化炉心と定義し、本炉心を用いて高燃焼度化要求に対する柔軟性を示すこととする。以上を踏まえた金属燃料炉心の検討スキームを図 2.1.1.22（高速中性子照射量制限満足炉心）、図 2.1.1.23（高燃焼度化炉心）に示す。

また、径方向遮蔽体の構成については、MOX 燃料炉心の遮蔽解析に関する評価結果に基づいて設定した。すなわち、炉心燃料または径ブランケットに隣接する部分は、中性子減速による燃料内の出力ピークを抑制するために SUS 反射体とし、その外周部は中性子減速により遮へいを促進するために B_4C または Zr-H 遮へい体とする。経済性の観点からは B_4C の方が優れているので、B_4C 遮へい体を優先使用することとするが、大型炉のように遮へい体外接円径の制限から遮へい厚さを合理化する必要がある場合には、Zr-H を使用することとする。以上の考え方に基づき、大型炉および中型炉毎の径ブランケット層数と遮へい構成の関係を以下の通りとした。

径ブランケット層数と径方向遮へい構成の関係

径ブランケット層数	大型炉	中型炉
2 層	SUS: 1 層＋Zr-H: 1 層	SUS: 1 層＋B_4C: 2 層
1 層	SUS: 1 層＋B_4C: 2 層 または SUS: 1 層＋Zr-H: 2 層	SUS: 2 層＋B_4C: 2 層
なし	SUS: 2 層＋B_4C: 2 層	SUS: 3 層＋B_4C : 2 層 または SUS: 2 層＋B_4C: 2 層

1) 大型炉

ⅰ）コンパクト型炉心

ここでは、高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）を満足する導入期炉心、平衡期炉心、LLFP 核変換炉心と高速中性子照射量制限は満足しないが炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する高燃焼度化導入期炉心を構築する。

高速中性子照射量制限を満足する炉心については、炉心部取出燃焼度を除いて、設計条件および設計目標を満足する炉心・燃料仕様を設定した。また、高燃焼度化炉心に関する検討として、高速中性子照射量制限の緩和を前提とし、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t においても照射変形上成立する燃料仕様とした炉心を構築する。そして、後続の高燃焼度化炉心構築の前提条件である、「照射変形量の合理化の必要性」について具体的に示すこととする。

a) 導入期炉心

炉心部取出平均燃焼度目標を除いて設計条件を満足し、かつ、ナトリウムボイド反応度について高燃焼度化しても制限を満足するよう若干の余裕を有する炉心を構築した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.14 に、炉心配置を図 2.1.1.24 に、それぞれ示す。構築した炉心は径ブランケット 1 層、上部軸ブランケット高さ 40cm、下部軸ブランケット 5cm の仕様である。主要核特性について、運転サイクル長さ 18 ヶ月、増殖比 1.19、ナトリウムボイド反応度 7.6$、炉心部取出平均燃焼度 105GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 59GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 37 年となった。

b) 平衡期炉心

導入期炉心に対して、ブランケットの削減のみで平衡期炉心を構築した場合には、炉心部の出力分担の上昇により、最大線出力制限を満たすことができなかった。そこで、炉心高さを 5cm 増加させ、径ブランケットを削除し、上部軸ブランケットを 15cm に削減することにより、増殖比 1.04 程度の平衡期炉心を構築した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.14 に、炉心配置を図 2.1.1.25 に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 18 ヶ月、増殖比 1.04、ナトリウムボイド反応度 7.8$、炉心部取出平均燃焼度 104GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 87GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は、導入期炉心よりも約 30GWd/t 向上しており、燃料サイクルコストの低減に資することができると考えられる。

c) 高燃焼度化導入期炉心*

---

* 技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：統合評価技術における、金属燃料を用いたナトリウム大型炉：ケース 12「資源重視型炉心」

a)で設定した高速中性子照射量制限を満足する導入期炉心を基本に、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足し、増殖比が高速中性子照射量制限目安を満足する炉心と同等となる高燃焼度化炉心を設定した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.15 に、炉心配置を図 2.1.1.26 に、それぞれ示す。構築した炉心は、高速中性子照射量制限を満足する炉心に対して、上下軸ブランケット高さは同じであるが、径ブランケットを 1 層増やし 2 層としている。主要核特性について、運転サイクル長さ 20 ヶ月、増殖比 1.16、ナトリウムボイド反応度 8.0$、炉心部取出平均燃焼度 153GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 72GWd/t、高速中性子照射量 7.3×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）であり、高速中性子照射量を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 39 年となった。

d) 高燃焼度化条件成立燃料仕様炉心

高速中性子照射量制限を除いて設計条件を満足する炉心・燃料仕様を設定した。ここでは、炉心部取り出し平均燃焼度 150GWd/t 相当、すなわち、最大高速中性子照射量 6.5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）の条件下で照射変形が生じた場合でも集合体間相互作用（DDI）とバンドル-集合体間相互作用（BDI）が成立する燃料仕様とした炉心を構築している。そして、同一径方向配置と炉心高さを有する MOX 燃料炉心との炉心特性の比較を行った。

設定した炉心･燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.16 に､炉心配置を図 2.1.1.27 に、それぞれ示す。MOX 燃料炉心に対して、Pu 富化度が低いことを除いて、MOX 燃料炉心の核特性との差はあまりなく、金属燃料炉心としての明らかな炉心特性上の優位性は見られないことが分かった。すなわち、高燃焼度条件では、照射変形量の合理化が必要である。

このことより、高燃焼度化金属燃料炉心概念の構築においては、照射変形量の合理化を前提として、燃料仕様を高速中性子照射量制限足炉心と同じとし、炉心部取り出し燃焼度を 150GWd/t まで延長した炉心を構築することが望ましいと言える。

e) LLFP 核変換炉心

大型金属燃料ナトリウム冷却炉は、熱的制約を満たしかつ 1 以上の増殖比を維持しながら､自己生成分 Tc および I の同時変換ができる可能性がある｡I および Tc を LLFP 集合体として炉心周辺領域に装荷し､ぞれぞれ 10 サイクル前後照射することにより、取り出し時核変換率約 30%を達成し、その際のピン内圧や高速中性子照射量等は許容されるレベルにある結果を得た。

金属燃料炉は、MOX 燃料炉と比較して優れた変換特性を示し、I と Tc 両方に対して目標変換率 30%を達成し､かつ自己生成分以上の LLFP を変換できる可能性がある。

ii）高出口温度型炉心（Zr 含有率 2 領域型）

ここでは、高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2、（E>0.1MeV）を満足する導入期

炉心、平衡期炉心と高速中性子照射量制限は満足しないが炉心部取出平均燃焼度150GWd/t を満足する高燃焼度化平衡期炉心を構築する。金属燃料高出口温度型炉心として、中型炉心に関する検討結果を踏まえて、大型炉では Zr 含有率 2 領域型について検討した。

a) 平衡期炉心

設定した炉心･燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.17 に､炉心配置を図 2.1.1.28 に、それぞれ示す。高出口温度型炉心では炉心サイズをコンパクト型炉心よりも大きくし出力密度を小さくすることにより、炉心性能の向上を図っているため初装荷 Pu-f 重量はコンパクト型炉心の約 1.2 倍となっている。主要核特性について、ブランケットなしで、運転サイクル長さ 23 ヶ月、増殖比 1.03、ナトリウムボイド反応度 7.7$、炉心部取出平均燃焼度 95GWd/t が得られた。しかしながら、遮へい体外接円径は 6.73m となりプラント側との取り合い条件（6.6m 以下）を若干超過する結果となっている。現状の遮へい体外接円径の取り合い条件を満足させるには、中性子経済の向上によるコンパクト化が期待できる低 Zr 含有率燃料の適用、遮蔽設計手法に関する検討（E/C 補正の見直し）等を行う必要があるものと考えられる。以上のように、炉心部取出平均燃焼度と遮へい体外接円径を除けば、設計条件を満足している。

b) 導入期炉心

a)で設定した平衡期炉心に対し、径ブランケットの付加は行わず、高さ 10cm の上部軸ブランケットの付加のみにより導入期炉心を構築した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.17 に、炉心配置を図 2.1.1.29 に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 23 ヶ月、増殖比 1.10、ナトリウムボイド反応度 7.9$、炉心部取出平均燃焼度 93GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 85GWd/t が得られた。また、複合システム倍増時間は 76 年となった。以上のように、炉心部取出平均燃焼度と遮へい体外接円径を除けば、設計条件を満足している。

c) 高燃焼度化平衡期炉心*

a)で設定した高速中性子照射量制限を満足する平衡期炉心を基本とし、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足し、増殖比が 1.04 程度となる高燃焼度化炉心を設定する。ただし、高速中性子照射量制限目安を満足する平衡期炉心は遮へい体外接円径の取り合い条件を超えており、かつ、ナトリウムボイド反応度も目標値の 8$に対してほとんど余裕がないので、炉心サイズの拡大による対応では設計条件を満足できないことは明白である。そこで、炉心高さを 100cm から 95cm に減少させ、軸ブランケットを 17cm 付加することにより、増殖比とナトリウムボイド反応度についての設計条件を満足する炉心を設定することとした。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性

* 技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：統合評価技術における、金属燃料を用いたナトリウム大型炉：ケース 13「経済性重視型炉心」

を表 2.1.1.18 に、炉心配置を図 2.1.1.30 に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 22 ヶ月、増殖比 1.04、ナトリウムボイド反応度 7.9$、炉心部取出平均燃焼度 152GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 131GWd/t、高速中性子照射量 7.4×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）が得られた。以上のように、高速中性子照射量と遮へい体外接円径を除けば、設計条件を満足している。

(iv) 検討結果のまとめ

資源重視型炉心として初装荷 Pu-f インベントリが小さく燃料の増殖性に優れるコンパクト型高燃焼度化導入期炉心を、経済性重視型炉心として熱効率と取出燃焼度の改善により経済性向上を目指した高出口温度型高燃焼度化平衡期炉心を選定した。また、LLFP 核変換炉心として、資源重視型炉心の炉心周辺部に LLFP 核変換集合体を装荷した炉心を設定した。選定した炉心仕様を表 2.1.1.19 にまとめる。

2) 中型モジュール炉

ｉ）コンパクト型炉心

大型炉の検討結果を踏まえて、高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）を満足する導入期炉心、平衡期炉心と高速中性子照射量制限は満足しないが炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する高燃焼度化導入期炉心を構築する。中型炉の構築では、熱出力が大型炉の半分であることから、炉心燃料集合体数および制御棒本数を約半数とした。

a) 導入期炉心

設定した炉心･燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.20 に､炉心配置を図 2.1.1.31 に、それぞれ示す。中性子漏洩成分の寄与の違いにより中型炉心では大型炉心よりもナトリウムボイド反応度が小さくなる傾向にあり､炉心高さを大型炉心よりも 5cm 高く設定している。また、径ブランケットは大型炉と同様に１層としたが、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度の目標を満足させるために、上部軸ブランケット高さを 20cm に削減している。主要核特性について、運転サイクル長さ 18 ヶ月、増殖比 1.14、ナトリウムボイド反応度 7.2$、炉心部取出平均燃焼度 102GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 62GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 53 年となった。

b) 平衡期炉心

a)で設定した導入期炉心の炉心構成を変えずに、径ブランケット、軸ブランケットの削減により平衡期炉心を構築した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.20 に、炉心配置を図 2.1.1.32 に、それぞれ示す。導入期炉心に対し、上部軸ブランケット高さを 35cm に増加させ、径ブランケットの削除を行うことにより平衡期炉心を構築することができた。主要核特性について、運転サイクル長さ 18 ヶ月、増殖比 1.04、ナトリウムボイド反応度 7.2$、炉心部取出平均燃焼度 105GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 74GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。

c) 高燃焼度化導入期炉心

a)で設定した高速中性子照射量制限目安を満足する導入期炉心を基本に、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足し、増殖比が高速中性子照射量制限目安を満足する炉心と同等となる高燃焼度化炉心を設定したする。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.21 に、炉心配置を図 2.1.1.33 に、それぞれ示す。構築した炉心は径ブランケット 2 層、上部軸ブランケット高さ 40cm、下部軸ブランケット 5cm を有しており、大型炉心と基本構成は同様である。主要核特性について、運転サイクル長さ 21 ヶ月、増殖比 1.17、ナトリウムボイド反応度 7.6$、炉心部取出平均燃焼度 154GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 63GWd/t、高速中性子照射量

7.6×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）であり、高速中性子照射量を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 38 年となった。

ii）高出口温度型炉心（ピン径 2 領域型）

高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）を満足するピン径 2 領域型の高出口型の導入期炉心および平衡期炉心を設定する。なお、本炉心概念は内側炉心および外側炉心共に Zr 含有率が 10wt%であり、照射実績や単体としての燃料スラグ製造の観点からは課題が少ないが、2 種類の被覆管とスペーサが必要となり、燃料スラグも 2 種類の径のものを用意する必要があるなど、現設計の金属燃料製造設備への影響が非常に大きいと考えられる。加えて、以下の検討結果において示すように、内側炉心のピン径を外側炉心のピン径よりも小さく設定するために、冷却材体積比が大きくなり、それに伴うナトリウムボイド反応度低減のために増殖性能が悪化したり、炉心径が大きくなることが欠点である。

a) 平衡期炉心

設定した炉心･燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.22 に､炉心配置を図 2.1.1.34 に、それぞれ示す。主要核特性について、ブランケットなしで、運転サイクル長さ 26 ヶ月、増殖比 1.04、ナトリウムボイド反応度 8.0$、炉心部取出平均燃焼度 85GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。ただし、遮へい体外接円径（5.47m)、ナトリウムボイド反応度がほぼ制限値に達していることから、ブランケットなしの条件下では、炉心部取出平均燃焼度を除く設計条件を満足する炉心は現仕様に非常に近い炉心に限られると考えられる。換言すれば、設計範囲が狭小である炉心概念であると言える。

b) 導入期炉心

a)で設定した平衡期炉心に対し、上部軸ブランケットの付加のみにより導入期炉心を設定することを基本とするが、既に、平衡期炉心でナトリウムボイド反応度は制限の 8$に達しているため、ここでは、炉心高さを 5cm 低くした。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.1.22 に、炉心配置を図 2.1.1.35 に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 26 ヶ月、増殖比 1.14、ナトリウムボイド反応度 8.0$、炉心部取出平均燃焼度 81GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 67GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 63 年となった。

iii）高出口温度型炉心（Zr 含有率 2 領域型）

高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）を満足する導入期炉心、平衡期炉心と高速中性子照射量制限は満足しないが炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する高燃焼度化平衡期炉心を設定した。本炉心概念は、ピン径 2 領域型炉心に対する

改良型炉心として、ピン径を単一とし、出力分布平坦化のためにピン径の代わりにZr含有率を径方向に2領域としている。なお、単一ピン径としているため、ピン径2領域型炉心概念のように現設計の金属燃料製造設備への多大な影響や冷却材体積比が増加傾向となるような問題はなく、より有望な高出口温度型炉心概念であると言える。

a) 平衡期炉心

設定した炉心･燃料仕様および主要炉心特性を表2.1.1.23に､炉心配置を図2.1.1.36に、それぞれ示す。主要核特性について、ブランケットなしで、運転サイクル長さ27ヶ月、増殖比1.03、ナトリウムボイド反応度6.7$、炉心部取出平均燃焼度94GWd/tであり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、Zr含有率2領域型炉心は、ピン径2領域型炉心と同等の増殖・燃焼特性を有し、かつ、遮へい体外接円径とナトリウムボイド反応度に設計条件に対する余裕が現れており、設計範囲が拡大されていることが大きな特徴である。

b) 導入期炉心

a)で設定した平衡期炉心に対し、上部軸ブランケット10cmの付加のみにより導入期炉心を設定した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表2.1.1.23に、炉心配置を図2.1.1.37に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ27ヶ月、増殖比1.10、ナトリウムボイド反応度6.9$、炉心部取出平均燃焼度92GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度85GWd/tであり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は85年となった。

c) 高燃焼度化平衡期炉心

a)で設定した高速中性子照射量制限目安を満足する平衡期炉心を基本とし、炉心部取出平均燃焼度150GWd/tを満足し、増殖比が1.04程度となる高燃焼度化炉心を設定する。燃料仕様を変更せずに遮へい体外接円径が取り合い条件の5.5m程度になるまで炉心部集合体数を増やし、炉心高さを100cmから115cmに増加させることにより、設計条件を満足する炉心を設定した。すなわち、中型炉の検討では、高速中性子照射量制限目安を満足する炉心が遮へい体外接円径とナトリウムボイド反応度において、設計目標に対する余裕を有していたため、その余裕を炉心サイズの拡大により充てることにより高燃焼度化炉心を設定する。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表2.1.1.24に､炉心配置を図2.1.1.38に､それぞれ示す｡主要核特性について、ブランケットなしで、運転サイクル長さ28ヶ月、増殖比1.03、ナトリウムボイド反応度7.6$、炉心部取出平均燃焼度146GWd/t、高速中性子照射量8.1×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）であり、高速中性子照射量を除いて設計条件を満足している。

2.1.1.4　システム性能の追求

ナトリウム炉に関連するフェーズⅡにおけるシステム側への設計要求を以下にまとめる。フェーズⅠからは設計寿命が 40 年から 60 年にすること、負荷追従運転を可能とすること、運転廃棄物を 1/10（固体廃棄物の場合）に低減すること等が追加されている。この設計要求を満たすシステム性能が得られるように大型炉・中型モジュール炉の設計仕様を策定し、設計を進め、成立性及び経済性を評価する。

(1)　設計要求

(a)　安全性

1)　安全要求

a)　決定論的安全要求

開発目標で掲げる高い安全性を実現するために、十分な多重・多様性を有した能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計とする。

b)　確率論的安全要求

決定論的安全要求を補完する目的で、炉心損傷発生頻度の要求値として 10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しを示すこと。さらに、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く維持できる見通しを示すこと。

2)　安全設計の基本的原則の遵守

原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にし、選定した冷却材、燃料及びプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

3)　原子炉停止機能への要求

原子炉停止系には受動的な炉停止能力(例えば、自己作動型炉停止機構(SASS))を付加するか、あるいは、事象進展緩和を可能とする受動的機構(例えば、ガス膨張機構(GEM))を付加するとともに運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、軽水炉のように 1 時間程度の短時間(基準値)で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

4)　崩壊熱除去機能への要求

炉停止後の崩壊熱除去機能について、多重性あるいは多様性をもたせるとともに、全交流動力電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とする。また、事故管理方策により、その機能回復が図れる設計とする。

5)　炉心損傷に対する格納機能の確保

代表的な炉心損傷事象に対し、選定したプラント概念及び着目する事象の特徴を考慮して、以下の事項を含め、リスク低減の観点から期待できる合理的な対策を講じることによって事故影響の局限化を図る。

① 高速炉の炉心燃料の特徴を踏まえて、炉心損傷の事象推移過程において再臨界に伴う有意な機械的エネルギー発生が防止できる対策を講ずる(再臨界回避)。

② さらに事故後の融体静定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納施設への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じこめ能力を確保することで、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計とする。

6) 個別要求

上記の要求に加えて、検討対象とする各概念の特徴に応じて以下の事項に留意した設計とする。

① 低圧系とすることが可能な特長を活かし、漏えいの原因となる異常を極力排除する。漏えいを仮定しても静的機器により冷却材を確保して炉心冷却が可能な設計とするとともに、漏えいの影響を局限化できる設計とすること。

② ナトリウムと水の熱交換を行う蒸気発生器については、その漏えいが炉心の安全性を損なわないように発生防止、発生時の拡大防止の両面から十分な対策を施すこと。異常拡大防止については、異常の早期検出と水系の減圧操作により影響の局限化を追求すること。

③ 炉心損傷の影響については、ナトリウムの高い伝熱特性を活かして原子炉容器内での終息を図ること。

(b) 経済性

FBR 本格実用化段階における経済性については、第一段階として発電単価の要求値である 4 円/kWh を達成できる見込みを有すること。また、第二段階として、海外における発電単価の動向を視野に入れ、経済性に関する国際的水準を達成する見通しを得ること。ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討すること。なお、燃料費については、適合する再処理及び燃料製造システムの検討結果との整合性を図ること。

以下に、経済性に関する要求値、目標値及び基準値を示す。

1) 要求値

[発電単価] 将来の軽水炉サイクルによる発電単価の試算値(4.3 円/kWh)を視野に入れ、発電単価の要求値を 4 円/kWh とする。

[連続運転期間] 現行軽水炉の運転期間(12±1)ヶ月を考慮し、連続運転期間の要求値を 13 ヶ月以上とする。

[プラント寿命] プラント寿命に関する国際的動向を勘案し、プラント寿命の要求

値を 60 年とする。

2) 目標値

[建設工期] 軽水炉における建設工期短縮の動向を勘案し、大型炉の建設工期の目標値を 42 ヶ月とする。
また､建設工期の短縮が期待できる中型モジュール炉の建設工期の目標値を 36 ヶ月とする。

3) 基準値

[建設単価] 軽水炉における建設コスト低減を勘案し、建設単価の基準値を 20 万円/kWe とする。

[燃焼度] サイクルコスト及びバックエンド負荷軽減を図るため、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度の基準値を 6 万 MWd/t とする。また、炉心性能における燃焼度の目安として、炉心取出燃料平均燃焼度の基準値を 15 万 MWd/t とする。

[連続運転期間] 軽水炉における運転サイクル長期化の動向を勘案し、連続運転期間の基準値を 18 ヶ月とする。

[稼働率] 将来型軽水炉における検討状況を勘案し、稼働率の基準値を 93%とする。

(c) 環境負荷低減性

環境負荷低減の観点から、通常のプラント運転で発生する廃棄物及び廃炉時に発生する廃炉廃棄物については､冷却材を含め可能な限り再利用が図れる設計とすること。

運転･保守における放射性固体廃棄物の発生量の目標値を現行軽水炉の 1/10 以下とする。

また、運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能に関する要求値を、単位発電量当たりの放出量を現行軽水炉の設置許可申請書記載値に対して同等以下とするとともに、これを更に低減する設計目指すこと。

廃止措置に伴い発生する放射性固体廃棄物発生量(体積)を極力低減する設計を目指すこと。

なお、廃棄物発生量の評価については、国の検討動向を勘案した区分毎に評価すること。

(d) 運転、保守・補修性

① 日負荷追従運転が可能であること。

② 運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、検査及びメンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図ること。

③　化学的活性や毒性、放射化等、冷却材の有する特性を考慮し、運転性、保守補修性の向上を図ったプラント設計とすること。

(2)　システム性能の追求

(1)の設計要求を満たすシステム性能が得られるように各種設計方針案（安全設計方針、構造設計方針、耐震設計方針等）を整備し、その方針に従ってプラント概念を構築し、概念の成立性及び設計要求への適合性を確認する。更に、システムの高度化可能性も検討する。特に、ナトリウム冷却炉の弱点を克服し、魅力あるプラント概念を追及する検討を行う。すなわち、ナトリウム炉の弱点（化学的活性）を克服する対策（ナトリウムー水反応対策、ナトリウム漏えい対策など)、合理的なISI・保守項目の検討及び廃棄物量低減方策などについて概念検討を加え、プラント概念構築に反映する。

以下、大型炉、中型モジュール炉に関し、設計概念の狙いを踏まえて、プラント設計の進め方をまとめる。その結果を踏まえ、経済性評価を実施する。

(a)　炉型共通

従来の技術基準の適用を超える設計の部分や、建設費低減のための合理化などに対応するため、実用炉設計を進める上で策定が必要となる設計方針類を整備する。以下に主要な設計方針を示す。

① 安全性
- ・安全設計方針
- ・安全機能の重要度分類に関する方針

② 構造、耐震関連
- ・構造設計方針
- ・耐震設計方針

③ 保守、補修
- ・ＩＳＩ指針
- ・保守、補修方針

設計要求を踏まえ、設計目標を設定し、設計目標を達成できる仕様を検討する。その仕様を満たす設計を上記の指針類に基づいて行い、成立性、設計要求への充足性を評価し、必要に応じて設計を見直す。

なお、大型炉設計においては、大型炉条件のほうが保守側となる項目については、包絡的に大型炉を対象とした検討・評価を中心に行う。逆に、中型モジュール炉設計においては、中型モジュール炉条件のほうが保守側、あるいは保守性に関し大型炉と同等と考える項目を対象とした検討を中心に行う。それらの結果は中型モジュール炉あるいは大型炉設計に反映する。

(b) 大型炉

大型炉としては、FBR 実用化時代に、軽水炉とリプレースできる成熟した概念を目指す。そのために、要素開発試験結果を反映しつつ、以下の検討を行い、成立性、経済性を評価する。

1) 成立性にかかわる主要課題の検討

① 安全性

・再臨界回避方策の有効性確認
・代表的 DBE 事象での成立性見通し確認
・崩壊熱除去系除熱性能の成立性確認
・受動的安全機能の有効性確認
・原子炉計装、プロセス計装の具体化と成立性確認

② 構造健全性

・炉上部プレナム内流動の適正化を反映した炉構造
・主要機器の耐震性確保
・配管振動に対する成立性見通し確認
・IHX 伝熱管耐摩耗性の確保

2) 要素試験結果の反映

・炉上部プレナム内流動試験（ガス巻き込み防止、水中渦抑制）
・大口径高流速配管内流動試験
・ポンプ組込型中間熱交換器機器構造健全性
・12Cr 系鋼の開発（高強度、高熱伝導度、低熱膨張特性）
・EAGLE プロジェクト
・超音波流量計の成立性確認試験

(c) 中型モジュール炉

中型モジュール炉は、大型炉の基本概念を踏襲し、出力を抑えてモジュール化し、量産効果あるいは設計標準化による経済性を目指すプラントであり、電力需要への柔軟な対応と初期投資・開発リスクの低減も期待できる。そのために、大型炉設計結果、要素開発試験結果を反映しつつ、以下の検討を行い、成立性、経済性を評価する。

1) 経済性を追求するための課題克服

① 出力、モジュール数見直し

・建設コスト 20 万円/kWe を満足する出力、モジュール数の設定

② ２次系合理化

・２次系１ループ化と崩壊熱除去系構成の見直し

③ 崩壊熱除去系の自然循環による除熱性能成立性確認

④ BOP 関連
- タービン系、非常用電源系等の合理化
- 換気空調系の合理化
- 大型ユニット工法の適用性確認

⑤ 燃料取扱設備の合理化
- ２集合体ポット移送の検討
- 炉内中継装置、燃料交換機の検討
- EVST 貯蔵設備の検討
- 乾式洗浄設備の検討

⑥ 代替概念の検討
- ２次系への電磁ポンプ適用概念の検討
- ナトリウムー水反応排除対策検討
- 直接水プール貯蔵方式燃料取扱設備の検討
- ２次系簡素化プラントの検討

2) 成立性にかかわる主要課題の検討

① 直管二重管蒸気発生器の採用
- 安全性評価
- 破損伝播解析によるナトリウムー水反応対策設備の評価
- 水側流動安定性の評価、検討
- 耐熱評価（胴ベローズの構造健全性評価）
- 管束部入口流速均一性評価、管束部流動特性評価
- 製作性検討

② PRACS 組込みに伴う IHX 上部プレナム流動評価
- 伝熱管座屈対応としての流速分布均一化のための整流構造の検討
- PRACS 除熱特性の確認

③ 運転・制御性の確認
- 負荷喪失時の所内単独運転移行特性確認
- １原子炉トリップ時のタービン運転継続確認
- 日負荷追従性

3) ナトリウム技術の高度化

① ナトリウム漏えい対策の強化
- 早期復旧を可能とする対策の検討

② ISI&R の高度化
- 主要機器の ISI&R 方針策定
- ISI&R 方法、技術の具体化、アクセスルート検討と建屋設計への反映

4) ナトリウム炉の魅力追求

① より高度な炉心を搭載したプラント概念の検討

・金属燃料炉心対応プラント概念検討

・炉心出口温度高温化にかかわる検討

② 環境負荷低減のための検討

・運転廃棄物の定量化と低減方策の検討

・廃炉廃棄物の定量化と低減方策の検討

5) シングルプラントの構築

シングルプラントにした場合のプラント概念設計を行い、経済性を確認する。

参考文献

2.1.1　ナトリウム冷却炉の持つ優れた性能とその要求

2.1.1.1　ナトリウム冷却炉の一般的特性

[1] 堀雅夫監修 基礎高速炉工学編集委員会編：“基礎高速炉工学”, 初版, (1993)

[2] 原子力安全委員会：“高速増殖炉の安全性の評価の考え方”, 昭和 55 年 11 月 6 日, (1980)

2.1.1.2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開

(1)炉心燃料設計

[3] 池上哲雄, 他：“炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書－実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）成果報告－”, JNC TY9400 2001-011, (2001)

[4] 山館恵, 他：“ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討－酸化物燃料炉心－” , JNC TN9400 2002-065, (2002)

[5] 高木直行, 他：“Na 炉、Pb-Bi 炉、ガス炉における元素分離 LLFP の核変換特性” , JNC TN9400 2003-054, (2003)

[6] 太田宏一, 他:“共同研究報告書 金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研究（平成 12 年度)”, JNC TY9400 2001-015, (2001)

[7] 杉野和輝, 他：“ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討－2002 年度金属燃料炉心の検討－”, JNC TN9400 2003-056, (2003)

(2)プラント設計

[8] 此村守, 他：“各種冷却材を有する高速増殖炉に関するプラント設計評価（１）－ナトリウム冷却炉、重金属冷却炉、ガス冷却炉の検討－”, JNCTN1340 2001-008, (2001)

[9] N.Nibe, et al.：“Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor System(1) -Sodium Cooled Fast Breeder Reactor-”, SMiRT, Aug.12-17 2001, Washington DC,USA, (2001)

[10] Y.Shimakawa, et al.：“An Innovative Concept of A Sodium Cooled Reactor to pursue high economic competitiveness”, Nuclear Technology, Vol.140, (2002)

[11] M.Hishida, et al.：“LMFBR Design and its Evolutions (4) -An Innovative Concept of Sodium-Cooled Middle Scale Modular Reactor Pursuing High Economic Competitiveness-”, GENES4/ANP2003, Sep.15-19 2003, Kyoto, Japan, Paper 1076, (2003)

2.1.1.3　炉心性能の追求

[12] 丹羽元, 他："多様な炉心における炉心安全性の検討(1)", JNC TN9400 2001-056, (2001)

[13] 石田政義, 他："高転換型ナトリウム冷却 MOX 燃料中型高速炉の炉心損傷事象(ULOF)起因過程の特徴－太径燃料ピン採用による低比出力密度炉心特性が ULOF 時の炉心挙動へ与える影響－", JNC TN9400 2003-059, (2003)

[14] N.Takaki, et al. : "Feasibility and Challenges of LLFP Transmutation in Fast Reactor", Proc. of Global 2001, Paris, France, Sept.13, (2001)

[15] 植田伸幸, 他："冷却材沸騰同時性の強い金属燃料炉心の炉心損傷起因過程評価", 日本原子力学会「2003 年春の年会」予稿集 L52, (2003)

表 2.1.1.1　フェーズⅡにおける Na 冷却大型炉設計研究の基本計画

項目	平成１３年度	平成１４年度	平成１５年度	３年間の達成目標	平成１６年度	平成１７年度	５年間の達成目標
課題の整理・検討	主要課題の整理及び検討 （Na 炉設計検討会での指摘事項の解決）		－	①プラント基本概念の明確化 ・安全性、熱流動、構造健全性等に関する課題解決の見通しを確たるものとする ・燃料サイクルとの整合性を有し、かつ、実用炉に相応しい高い信頼性の確保が可能となる概念に仕上げる ②経済性目標達成可能性の明確化 ・詳細物量データに基づき見通しを判断する	調整設計 ・フェーズ２のＲ＆Ｄの中間的成果を踏まえた設計の見直し 設計図書類整備	総合評価 ・経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性を総合的に評価 ・フェーズ３以降の開発計画を策定 設計図書類整備	**①実用化戦略調査研究の設計要求を満足するプラント概念を提示**
設計方針、基準、条件等の整備	基本的設計条件を整備（構造、材料、耐震、遮蔽、安全、サイト条件等）	設計条件の見直し	設計条件の最終設定				
プラント基本仕様の設定	基本仕様の選定・選定根拠の明確化（炉型、Ｈ／Ｂ、ループ数、合体方式、ＤＨＲＳ等）	基本仕様の見直し	基本仕様の最終設定				
炉心・燃料設計	炉心仕様設定（基本仕様を反映）	詳細設計	詳細設計（必要なら）				
炉構造、冷却系系統・機器設計	系統・機器仕様設定（基本仕様を反映）	詳細設計	詳細設計（必要なら）				
	熱流動、構造健全性評価（成立性に関わるもの）	熱流動、構造健全性評価（主要な課題について）	熱流動、構造健全性評価（一式）				
ＢＯＰ、建屋等の設計	合理化検討	設備仕様設定（プラントとの整合）	詳細設計				
燃取設備設計	合理化検討、設備仕様設定	合理化検討、設備仕様設定（ＥＶＳＴ削除採否判断）	詳細設計				
安全設計	事象分類、安全評価（成立性に関わるもの）	安全評価（主要な事象について）	安全評価（一式）				
プラント計画	プラント基本計画、運転制御、保守・補修計画、定検等の概念のまとめ	システムデータを整備し、制御特性解析、熱過渡解析等を実施	プラント基本運用、補修計画等の設定				
経済性評価	物量による概算	物量による概算	物量による評価				

表 2.1.1.2　フェーズⅡにおける Na 冷却中型モジュール炉設計研究の基本計画

項目	平成１３年度	平成１４年度	平成１５年度	３年間の達成目標	平成１６年度	平成１７年度	５年間の達成目標
課題の整理・検討	主要課題の整理及び検討 （Na 炉設計検討会での指摘事項の解決）		－	①プラント基本概念の明確化 ・安全性、熱流動、構造健全性等に関する課題解決の見通しを確たるものとする ・燃料サイクルとの整合性を有し、かつ、実用炉に相応しい高い信頼性の確保が可能となる概念に仕上げる ②経済性目標達成可能性の明確化 ・詳細物量データに基づき見通しを判断する	調整設計 ・フェーズ２のＲ＆Ｄの中間的成果を踏まえた設計の見直し 設計図書類整備	総合評価 ・経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性を総合的に評価 ・フェーズ３以降の開発計画を策定 設計図書類整備	**<u>①実用化戦略調査研究の設計要求を満足するプラント概念を提示</u>**
中型炉概念再構築	新たな概念の構築 （将来炉心、２次系、ＢＯＰ、建屋・工法等の検討）	－	－				
設計方針、基準、条件等の整備	基本的設計条件を整備 （構造、材料、耐震、遮蔽、安全、サイト条件等）	設計条件の見直し	設計条件の最終設定				
プラント基本仕様の設定	基本仕様の選定・選定根拠の明確化（炉型、Ｈ／Ｂ、ループ数、合体方式、ＤＨＲＳ等）	基本仕様の見直し	基本仕様の最終設定				
炉心・燃料設計	炉心仕様設定 （基本仕様を反映）	詳細設計	詳細設計 （必要なら）				
炉構造、冷却系系統・機器設計	系統・機器仕様設定 （基本仕様を反映）	詳細設計	詳細設計 （必要なら）				
	熱流動、構造健全性評価 （成立性に関わるもの）	熱流動、構造健全性評価 （主要な課題について）	熱流動、構造健全性評価（一式）				
ＢＯＰ、建屋等の設計	合理化検討	設備仕様設定 （プラントとの整合）	詳細設計				
燃取設備設計	合理化検討、設備仕様設定	合理化検討、設備仕様設定 （ＥＶＳＴ削除採否判断）	詳細設計				
安全設計	事象分類、安全評価 （成立性に関わるもの）	安全評価 （主要な事象について）	安全評価（一式）				
プラント計画	プラント基本計画、運転制御、保守・補修計画、定検等の概念のまとめ	システムデータを整備し、制御特性解析、熱過渡解析等を実施	プラント基本運用、補修計画等の設定				
経済性評価	物量による概算	物量による概算	物量による評価				

表 2.1.1.3　MOX 燃料炉心の主要な設計条件

項目				大型炉	中型炉
プラント仕様		電気出力		1,500MWe	750MWe
		原子炉熱出力		3,570MWt	1,785MWt
		原子炉出口/入口温度		550 / 395 ℃	←
		1次系流量		18,200kg/s	9,083kg/s
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		MOX	←
		炉心型式		均質2領域	←
		再臨界回避方策		ABLE型燃料集合体	←
		燃料	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1	←
			FP混入率	2Vol%	←
		炉心材料	被覆管	ODS鋼 *2	←
			ﾗｯﾊﾟ管	PNC-FMS鋼 *2	←
制限条件	安全要求	ﾅﾄﾘｳﾑﾎﾞｲﾄﾞ反応度		6＄以下	←
		炉心高さ		100cm 以下	←
		炉心平均比出力		40kW/kg-MOX程度 以上	←
	燃料健全性	最大線出力		430W/cm 以下	←
		高速中性子照射量 *3		5×10^{23}n/cm^2 以下	←
		被覆管最高温度 *4		700℃ 以下	←
		CDF（通常運転時）		0.5 以下	←
取合条件		炉心燃料ｽﾐｱ密度		82%TD	←
		遮へい体外接円径		6.6m 以下	5.5m 以下
		制御棒、SASS配置		切込み付きUIS対応	←
		燃料ﾊﾞﾝﾄﾞﾙ部圧損		0.2MPa 以下	←
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1～1.2	←
			平衡期炉心	1.04 程度	←
		複合ｼｽﾃﾑ倍増時間(導入期炉心)		50年程度以下	←
		取出平均燃焼度	炉心部	150GWd/t 程度	←
			全炉心 *5	60GWd/t 程度以上	←
		運転ｻｲｸﾙ長さ		18ヶ月 以上	←

*1 高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)

Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245

= 1.1/54.1/32.1/ 4.3/ 3.9/ 0.5/ 2.0/ 1.0/ 1.0/ 0.0

*2 炉心材料組成[炉心燃料設計用] (wt%)

Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/11.0/0.4/0.5/0.6/2.0

*3 E ＞ 0.1MeV

*4 肉厚中心

*5 ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 2.1.1.4　大型 MOX 燃料炉心における再臨界回避方策および炉心型式組合せ炉心概念の性能と技術的課題の比較

項 目	ABLE型均質MOX炉心		ABLE型径非均質MOX炉心		FAIDUS型均質MOX炉心		FAIDUS型径非均質MOX炉心	
安全性	・ボイド反応度6＄以下を満足 ・軸ブラー部削除概念による溶融燃料排出に期待 ・有効性の評価は別途実施が必要	△	・ボイド反応度6＄以下を満足 ・軸ブラー部削除概念による溶融燃料排出に期待 ・有効性の評価は別途実施が必要	△	・ボイド反応度6＄以下を満足 ・内部ダクト設置により溶融燃料の早期排出が期待できる	○	・ボイド反応度6＄以下を満足 ・内部ダクト設置により溶融燃料の早期排出が期待できる	○
経済性	・全炉心取出平均燃焼度約8万MWd/t ・18ヶ月運転サイクル	○	・全炉心取出平均燃焼度約8万MWd/t ・19ヶ月運転サイクル	○	・全炉心取出平均燃焼度約7万MWd/t ・16ヶ月運転サイクル ・内部ダクトによる燃料加工コストの上昇が予想される	△	・全炉心取出平均燃焼度約8万MWd/t ・18ヶ月運転サイクル ・内部ダクトによる燃料加工コストの上昇が予想される	△
環境負荷低減性	・増殖比低下を許容すれば、LLFPターゲットを装荷することにより核変換が可能	○	・増殖比低下を許容すれば、LLFPターゲットの装荷により核変換が可能（許容できる幅が比較的大きい）	○	・増殖比低下を許容すれば、LLFPターゲットを径ブランケット領域に装荷することにより核変換が可能	○	・増殖比低下を許容すれば、LLFPターゲットを径ブランケット領域に装荷することにより核変換が可能（許容できる幅が比較的大きい）	○
資源有効利用性	・増殖比：1.17 ・複合システム倍増時間：約41年	○	・増殖比：1.19 ・複合システム倍増時間：約39年	○	・増殖比：1.14 ・複合システム倍増時間：約56年	○	・増殖比：1.16 ・複合システム倍増時間：約50年	○
核拡散抵抗性	・炉心燃料には低除染燃料を使用、径ブランケットの取出燃料は燃焼による放射化によりアクセスが困難	○	同左	○	同左	○	同左	○
技術的課題	・軸ブラー部削除概念での溶融燃料排出性の確認	○	・軸ブラー部削除概念での溶融燃料排出性の確認 ・熱設計手法の合理化、または被覆管最高温度低減対策 ・炉心燃料と内部ブランケットの集合体出口温度差によるサーマルストライピング対策	△	・FAIDUS型燃料集合体のピンバンドル照射変形挙動に対する設計対応 ・FAIDUS型燃料集合体装荷炉心の炉心湾曲挙動に対する設計対応 ・FAIDUS型燃料集合体の核熱水力設計手法の開発 ・燃料集合体の製造負荷（組み立て、部材増加）の増加 ・FAIDUS型燃料集合体の高燃焼度までの健全性確認 ・EAGLE実験による溶融燃料排出機構の成立性の確認	△	・FAIDUS型燃料集合体のピンバンドル照射変形挙動に対する設計対応 ・FAIDUS型燃料集合体装荷炉心の炉心湾曲挙動に対する設計対応 ・FAIDUS型燃料集合体の核熱水力設計手法の開発 ・燃料集合体の製造負荷（組み立て、部材増加）の増加 ・FAIDUS型燃料集合体の高燃焼度までの健全性確認 ・EAGLE実験による溶融燃料排出機構の成立性の確認 ・熱設計手法の合理化、または被覆管最高温度低減対策 ・炉心燃料と内部ブランケットの集合体出口温度差によるサーマルストライピング対策	▲
炉心選択	再臨界回避方策 ・ABLE型は、溶融燃料の排出性の確認が必要であるが増殖性能は内部ダクト型に比較して優れ、課題が少ない。 ・FAIDUS型は、溶融燃料の早期排出が期待出来るが増殖性能がABLE型に比較して劣り、課題が多い。 炉心型式 ・均質炉心は、径非均質に比較して増殖性能が若干劣るが、技術的課題が少ない。 ・径非均質炉心は、均質炉心に比較して増殖性能に優れているが熱設計に関する課題がある。		⇨ ABLE型均質炉心を候補概念として選択					

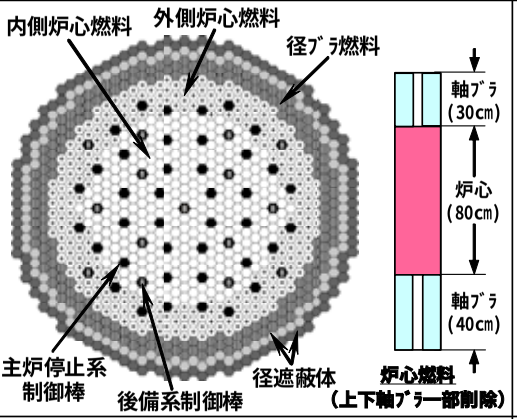
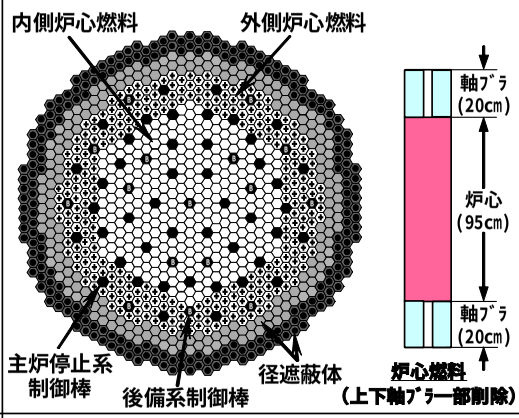
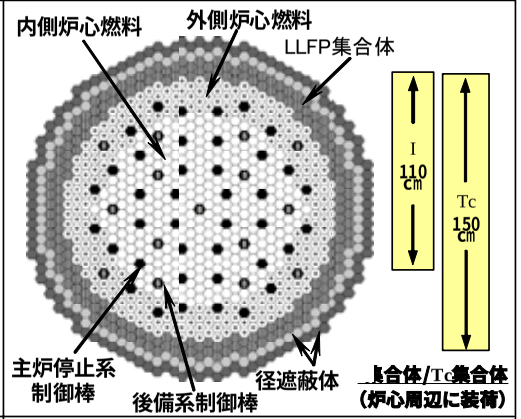
表 2.1.1.5　LLFP 核変換の一次成立性評価

対象 LLFP	半減期 [年]	消滅半減期* [年]	核変換による寿命短縮度	変換/生成量比**	核変換の核的成立性
I-129	16,000,000	20～30	数十万分の一以下に短縮	3.9 (=55kg/14kg)	可能性あり
Tc-99	210,000	10～20	数万分の一以下に短縮	2.5 (=120kg/47kg)	可能性あり
Cs-135	2,300,000	40～60	数十万分の一以下に短縮	0.24 (=20kg/82kg)	同位体分離無し＆径方向ブランケット領域への装荷では困難。照射環境、装荷位置等の工夫が必要。
Sr-90	29	1,200 ～ 17,000	短縮しない	-	原子炉の中性子核反応では不可能

＊ 原子炉内での平均的変換速度から算出した、核反応による減少半減期

＊＊ 対象 LLFP 元素を Na 冷却 MOX 燃料径方向非均質炉心の径ブランケット一層に装荷した場合。一群希釈断面積を用いて変換量を簡易に評価。

表 2.1.1.6　大型 MOX 燃料炉心の主要仕様および炉心特性比較

	コンパクト型炉心 ［燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求］	高内部転換型炉心 ［燃料サイクル費の低減を追求した炉心］	LLFP核変換炉心 ［ｺﾝﾊﾟｸﾄ型炉心をﾍﾞｰｽとした核変換対応炉心 （対象LLFPはIとTcの2元素）］
炉心概念図			
主要仕様	原子炉熱出力　3,570MWt 原子炉出入口温度　550/395℃ 熱効率　42% 炉心等価直径　4.90m 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 燃料ﾋﾟﾝ外径　8.8mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/4ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　21.5/24.1wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　63GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　4.6×10^{23} n/cm² ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-4.7×10^{-3}	原子炉熱出力　3,570MWt 原子炉出入口温度　550/395℃ 熱効率　42% 炉心等価直径　5.46m 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 燃料ﾋﾟﾝ外径　10.4mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　26ヶ月/4ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　18.3/20.9wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　110GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　5.3×10^{23} n/cm² ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-5.4×10^{-3}	（炉出力～燃料ﾋﾟﾝ径の値は資源型炉心に同じ） I集合体構成　：　CuIﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ Tc集合体構成　：　Tc金属ﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ 集合体滞在期間(I/Tc)　12ｻｲｸﾙ/40ｻｲｸﾙ 取り出し時核変換率(I/Tc)　14%/29% 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/4ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1[内側/外側]　21.8/25.4wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　90GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　4.9×10^{23} n/cm² ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-4.7×10^{-3}
資源有効利用	増殖比　1.16 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　46年 初装荷Pu-f量　4.4t/GWe	増殖比　1.04 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　5.9t/GWe	増殖比　1.03 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　4.5t/GWe
環境負荷低減	・高速炉MA均質ﾘｻｲｸﾙ平衡期のTRU組成に基づく燃料(MA含有率1wt%程度)による炉心燃料設計を実施 ・LWR使用済燃料から回収したTRU組成に基づく燃料(MA含有率最大4wt%程度)を使用した場合でも炉心特性への影響は小さく適用可能		・自己生成分のLLFP(^{129}Iと^{99}Tc)の核変換は可能性あり。 ・MA燃焼については左記に同じ

（注記）＊1 Pu/重金属；＊2 E>0.1MeV；ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ

表 2.1.1.7　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心(導入期炉心・平衡期炉心)の主要目

項目		導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	3570 MWt (1500 MWe)	←
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4 / 4 バッチ	4 /ー バッチ
	炉心高さ	80 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30 / 40 cm	22 / 40 cm
	炉心等価直径	490 cm	←
	遮へい体外接円径	約 6.45 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.8 mm	←
	被覆管肉厚	0.52 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 90 / 90 %TD	82 / 90 /ー %TD
	ワイア径	1.27 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本 (ABLE 型燃料ピン 37 本含む)	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	21.5 / 24.1 wt.%	←
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	148 / 63 GWd/t	152 / 95 GWd/t
	燃焼反応度	3.2 %Δk/kk'	3.4 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.74 / 0.30 / 0.12 / 1.16	0.75 / 0.29 /ー/ 1.04
	最大線出力 (内側/外側)	420 / 419 W/cm	430 / 429 W/cm
	炉心平均比出力	59 kW/kg-MOX	60 kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	212 W/cm^3	217 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	4.6×10^{23} n/cm^2	4.7×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-4.7×10^{-3}	-4.6×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期) *4	5.8 $*5	5.9 $*6
	複合システム倍増時間*7	46 年	ー

*1：Pu/重金属、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00341、*6：実効遅発中性子割合 0.00340、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 2.1.1.8　大型 MOX 燃料高内部転換型炉心(平衡期炉心・導入期炉心)の主要目

項目		平衡期炉心	導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	3570 MWt (1500 MWe)	←
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	26 ヶ月 (790 日)	26.3 ヶ月 (800 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4 /ー バッチ	4 / 4 バッチ
	炉心高さ	95 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	20/20 cm	←
	炉心等価直径	546 cm	←
	遮へい体外接円径	約 7.26 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	10.4 mm	←
	被覆管肉厚	0.71 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 90 /ー %TD	82 / 90 / 90 %TD
	ワイア径	1.03 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本 (ABLE 型燃料ピン 37 本含む)	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	18.3 /20.9 wt.%	18.3 / 20.9 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	145 /110 GWd/t	145 /91 GWd/t
	燃焼反応度	2.4 %Δk/kk'	2.3 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.85 / 0.19 / ー / 1.04	0.84 / 0.19 / 0.07 / 1.10
	最大線出力 (内側/外側)	426 / 421 W/cm	421/ 416 W/cm
	炉心平均比出力	40 kW/kg-MOX	39 kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	154 W/cm^3	152 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	5.3×10^{23} n/cm^2	5.3×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-5.4×10^{-3}	-5.3×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期) *4	5.6 $*5	5.6 $*6
	複合システム倍増時間*7	ー	80 年

*1：Pu/重金属、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00332、*6：実効遅発中性子割合 0.00333、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 2.1.1.9　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心(導入期炉心・平衡期炉心)の主要目

項目		導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	1785 MWt (750 MWe)	←
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	17.5 ヶ月 (533 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4 / 4 バッチ	4 /ー バッチ
	炉心高さ	80 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30 / 40 cm	47 / 50 cm
	炉心等価直径	349 cm	←
	遮へい体外接円径	5.36 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5 mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 90 / 90 %TD	82 / 90 /ー %TD
	ワイア径	1.26 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本 (ABLE 型燃料ピン 37 本含む)	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	22.0 / 27.4 wt.%	22.0 / 27.2 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	149 / 55 GWd/t	149 / 75 GWd/t
	燃焼反応度	3.7 %Δk/kk'	3.7 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.70 / 0.28 / 0.18 / 1.15	0.71 / 0.33 / ー / 1.04
	最大線出力 (内側/外側)	414 / 416 W/cm	425 / 427 W/cm
	炉心平均比出力	59 kW/kg-MOX	62kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	208 W/cm^3	214 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	4.6×10^{23} n/cm^2	4.6×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-4.4×10^{-3}	-4.6×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期) *4	5.5 $*5	5.5 $*5
	複合システム倍増時間*6	53 年	ー

*1：Pu/重金属、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00338、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 31 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 2.1.1.10　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心(平衡期炉心・導入期炉心)の主要目

項目		平衡期炉心	導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	1785 MWt (750 MWe)	←
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	26 ヶ月 (791 日)	26.7 ヶ月 (813 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4 /ー バッチ	4 / 4 バッチ
	炉心高さ	100 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30 / 30 cm	←
	炉心等価直径	371 cm	←
	遮へい体外接円径	約 5.32 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	10.4 mm	←
	被覆管肉厚	0.71 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 90 / ー %TD	82 / 90 / 90 %TD
	ワイア径	1.10 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	217 本 (ABLE 型燃料ピン 37 本含む)	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	19.1 / 22.7wt.%	19.2 / 23.0 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	149 / 101 GWd/t	150 / 81 GWd/t
	燃焼反応度	2.9 %Δk/kk'	2.8 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.82 / 0.22 / ー / 1.04	0.80 / 0.20 / 0.11 / 1.11
	最大線出力 (内側/外側)	412 / 417 W/cm	426 /426 W/cm
	炉心平均比出力	41 kW/kg-MOX	40kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	156 W/cm^3	160W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	5.5×10^{23} n/cm^2	5.3×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-5.3×10^{-3}	-4.9×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)*4	5.5 $*5	5.5 $*6
	複合システム倍増時間*7	ー	74 年

*1：Pu/重金属、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00329、*6：実効遅発中性子割合 0.00341、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 31 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 2.1.1.11　金属燃料炉心と MOX 燃料炉心の微視的断面積の比較

項目	金属燃料炉心	MOX 燃料炉心
生成断面積 (Pu-239) [η b]	4.8	5.2
吸収断面積 (Pu-239) [b]	2.0	2.3
η 値 (Pu-239)	2.4	2.3
生成断面積 (U-238) [η b]	0.09	0.11
吸収断面積 (U-238) [b]	0.25	0.33
η 値 (U-238)	0.35	0.32
吸収断面積 (ランプ化 FP) [b]	0.34	0.49

※生成断面積：核分裂断面積と中性子発生数の積
　η 値：生成断面積と吸収断面積の比

表 2.1.1.12　金属燃料炉心の主要な設計条件　－コンパクト型－

項目				大型炉	中型炉
プラント仕様		原子炉電気出力		1,500MWe	750MWe
		原子炉熱出力		3,750MWt	1,875MWt
		冷却材出口/入口温度		505 / 350℃	←
		1次系流量		18,983kg/s	9,491kg/s
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		U-Pu-Zr 三元合金金属燃料	←
		Zr 含有率		10wt%	←
		炉心型式		均質 Pu 富化度 2 領域	←
		再臨界回避方策		MABLE 型燃料集合体	←
		燃料組成	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1	←
			FP 混入率	0.6vol%	←
		炉心材料	被覆管	ODS 鋼*2	←
			ラッパ管	PNC-FMS 鋼*2	←
制限条件	安全設計要求	ナトリウムボイド反応度		8＄程度以下	←
	燃料健全性	最大線出力		500W/cm 程度以下	←
		高速中性子照射量*3		5×10^{23} n/cm^2 程度以下	←
		被覆管最高温度 *4		650℃ 以下	←
		CDF（通常運転時）		0.5 以下	←
取合条件		炉心燃料スミア密度		75%TD	←
		遮へい体外接円径		6.6m 以下	5.5m 以下
		制御棒、SASS 配置		切込み付き UIS 対応配置	←
		燃料バンドル部圧損		0.2MPa 以下	←
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1～1.2 程度	←
			平衡期炉心	1.04 程度	←
		複合システム倍増時間（導入期炉心）		50 年程度以下	←
		取出平均燃焼度	炉心部*5	150GWd/t 程度	←
			全炉心*6	60GWd/t 程度以上	←
		運転サイクル長さ		18 ヶ月 以上	←

*1 金属燃料 FBR 多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)
Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245
= 1.1/ 66.0/ 25.2/ 2.4/ 2.4/ 0.4/ 1.6/ 0.5/ 0.4/ 0.1

*2 炉心材料組成［炉心・燃料設計用］ (wt%)
Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/ 11.0/ 0.4/ 0.5/ 0.6/ 2.0

*3 高速中性子照射量（E>0.1MeV）制限満足炉心（高燃焼度化炉心でない炉心）のみ

*4 内面

*5 高燃焼度化炉心のみ

*6 ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 2.1.1.13　金属燃料炉心の主要な設計条件　－高出口温度型－

項目				大型炉	中型炉
プラント仕様		原子炉電気出力		1,500MWe	750MWe
		原子炉熱出力		3,570MWt	1,785MWt
		冷却材出口/入口温度		550 / 395℃	←
		1次系流量		18,200kg/s	9,083kg/s
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		U-Pu-Zr 三元合金金属燃料	←
		Zr 含有率		10wt%以上	←
		炉心型式		均質Zr含有率2領域または均質ピン径 2 領域	←
		再臨界回避方策		MABLE 型燃料集合体	←
		燃料組成	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1	←
			FP 混入率	0.6vol%	←
		炉心材料	被覆管	ODS 鋼*2	←
			ラッパ管	PNC-FMS 鋼*2	←
制限条件	安全設計要求	ナトリウムボイド反応度		8＄程度 以下	←
	燃料健全性	最大線出力		500W/cm 程度 以下	←
		高速中性子照射量*3		5×10^{23} n/cm^2 程度以下	←
		被覆管最高温度 *4		650℃ 程度以下	←
		CDF（通常運転時）		0.5 以下	←
取合条件		炉心燃料スミア密度		75%TD	←
		遮蔽体外接円径		6.6m 以下	5.5m 以下
		制御棒、SASS 配置		切込み付き UIS 対応配置	←
		燃料バンドル部圧損		0.2MPa 程度以下	←
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1～1.2 程度	←
			平衡期炉心	1.04 程度	←
		複合システム倍増時間（導入期炉心）		50 年程度以下	
		取出平均燃焼度	炉心部*5	150GWd/t 程度	←
			全炉心*6	60GWd/t 程度以上	←
		運転サイクル長さ		18 ヶ月 以上	←

*1 金属燃料 FBR 多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)
Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245
= 1.1/ 66.0/ 25.2/ 2.4/ 2.4/ 0.4/ 1.6/ 0.5/ 0.4/ 0.1

*2 炉心材料組成［炉心・燃料設計用］ (wt%)
Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/ 11.0/ 0.4/ 0.5/ 0.6/ 2.0

*3 高速中性子照射量（E>0.1MeV）制限満足炉心（高燃焼度化炉心でない炉心）のみ

*4 内面

*5 高燃焼度化炉心のみ

*6 ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 2.1.1.14　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高速中性子照射量制限満足炉心）

項目		導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	3,750 MWt (1,500 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/3 バッチ	←
	炉心高さ	80 cm	85 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	40/5 cm	15/5 cm
	炉心等価直径	472 cm	←
	遮へい体外接円径	6.34 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD	75 / 75/－ %TD
	Zr 含有率	10 wt%	←
	ワイヤ径	1.60 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側炉心)[*1]	13.3 / 18.0 wt%	13.0 / 17.2 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	104.8 / 58.6 GWd/t	103.1 / 86.5 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'	1.3 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.864 / 0.211 / 0.112 / 1.187	0.911 / 0.131 / － / 1.042
	最大線出力 (内側/外側炉心)	462 / 498 W/cm	483 / 492 W/cm
	炉心平均出力密度	268 W/cm^3	252 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	4.9×10^{23} n/cm^2	5.3×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.8×10^{-3}	-4.1×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.6 $[*5]	7.8 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	3.8 t/GWe	3.9 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	37 年[*6]	－

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00361
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.15　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）

項目		高速中性子照射量制限満足炉心	高燃焼度化炉心
基本仕様	原子炉出力	3,750 MWt (1,500 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	20 ヶ月 (608 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/3 バッチ	4/4 バッチ
	炉心高さ	80 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	40/5 cm	←
	炉心等価直径	472 cm	←
	遮へい体外接円径	6.34 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD	←
	Zr 含有率	10 wt%	←
	ワイヤ径	1.60 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側炉心)[*1]	13.3 / 18.0 wt%	14.3 / 18.5 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	104.8 / 58.6 GWd/t	152.5 / 71.9 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'	2.2 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.864 / 0.211 / 0.112 / 1.187	0.815 / 0.207 / 0.142 / 1.164
	最大線出力 (内側/外側炉心)	462 / 498 W/cm	461 / 496 W/cm
	炉心平均出力密度	268 W/cm^3	←
	最大高速中性子照射量[*3]	4.9×10^{23} n/cm^2	7.3×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.8×10^{-3}	-3.5×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.6 $[*5]	8.0 $[*6]
	初装荷 Pu-f 重量	3.8 t/GWe	4.0 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	37 年[*7]	39 年[*7]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00361
*6：実効遅発中性子割合 0.00356、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.16　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高燃焼度化条件成立燃料仕様）

項目		金属燃料炉心	MOX 燃料炉心（比較用）
基本仕様	原子炉出力	3,900 MWt (1,500 MWe)	3,570 MWt (1,500 MWe)
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心	ABLE 型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	19 ヶ月 (580 日)	18 ヶ月 (548 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/4 バッチ	←
	炉心高さ	80 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	40/5 cm	35/35 cm
	炉心等価直径	487 cm	←
	遮へい体外接円径	6.40 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	MOX
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.3mm	8.6mm
	被覆管肉厚	0.55 mm	0.551mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD	82 / 90/ 90 %TD
	Zr 含有率	10 wt%	–
	ワイヤ径	1.51 mm	1.39 mm
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側炉心)[*1]	14.5 / 17.8 wt%	21.0 / 23.6 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	146 / 84 GWd/t	152 / 77 GWd/t
	燃焼反応度	2.00 %Δk/kk'	2.80 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.81 / 0.26 / 0.09 / 1.15	0.74 / 0.35 / 0.08 / 1.17
	最大線出力 (内側/外側炉心)	411 / 394 W/cm	406 / 335 W/cm
	炉心平均出力密度	262 W/cm^3	240 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	6.2×10^{23} n/cm^2	4.6×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.7×10^{-3}	-5.1×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.2 $	6.4 $
	初装荷 Pu-f 重量	4.1 t/GWe	4.1 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	45 年[*5]	41 年[*5]

*1：Pu/(Pu+U)、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮
*5：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、増殖比の不確かさ 2%

表 2.1.1.17　大型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（高速中性子照射量制限満足炉心）

項目		平衡期炉心	導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	3,570 MWt (1,500 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 Zr 含有率 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	23.1 ヶ月 (703 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ ー バッチ	←
	炉心高さ	100 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	ー / ー cm	10/ー cm
	炉心等価直径	500 cm	←
	遮へい体外接円径	6.73 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / ー / ー %TD	75 / 75/ー %TD
	ワイヤ径	1.22 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]	12.4 wt%	12.2 wt%
	Zr 含有率 (内側/外側炉心)	16.0/ 10.0 wt%	16.0/ 10.0 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	94.1 / 94.1 GWd/t	92.5 / 84.7 GWd/t
	燃焼反応度	0.42 %Δk/kk'	0.22 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.034 / ー / ー / 1.034	1.040 / 0.060 / ー / 1.101
	最大線出力 (内側/外側炉心)	288 / 315 W/cm	291 / 309 W/cm
	炉心平均出力密度	182 W/cm^3	182 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	5.0×10^{23} n/cm^2	5.1×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-4.2×10^{-3}	-4.5×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.6 $[*5]	7.9 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	4.7 t/GWe	4.6 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	ー	76 年[*6]

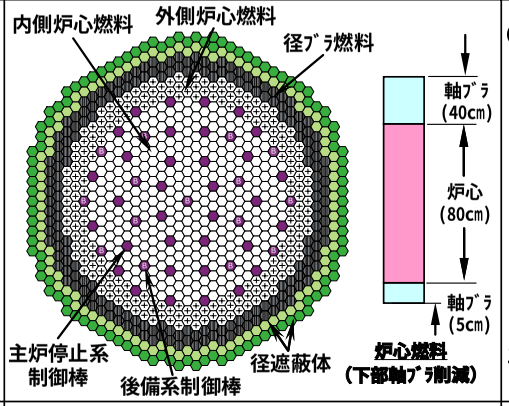
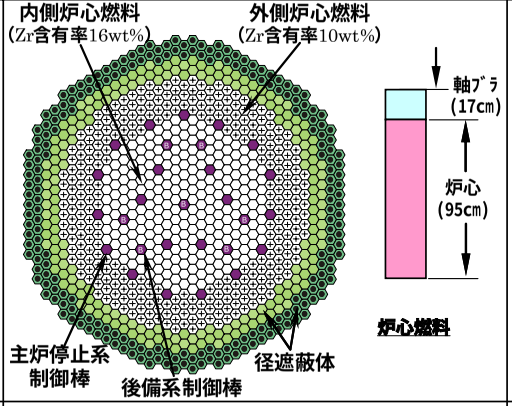
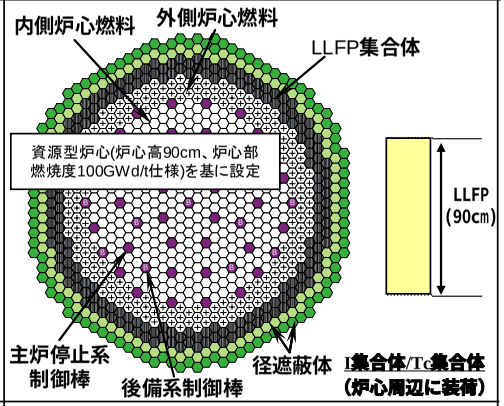
*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00355
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.18　大型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（平衡期炉心）

項目		高速中性子照射量制限満足炉心	高燃焼度化炉心
基本仕様	原子炉出力	3,570 MWt (1,500 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 Zr 含有率 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	23.1 ヶ月 (703 日)	22 ヶ月 (669 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ ー バッチ	5/ ー バッチ
	炉心高さ	100 cm	95 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	ー / ー cm	17/ー cm
	炉心等価直径	500 cm	←
	遮へい体外接円径	6.73 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / ー / ー %TD	75 / 75/ー %TD
	ワイヤ径	1.22 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]	12.4 wt%	13.4 wt%
	Zr 含有率 (内側/外側炉心)	16.0/ 10.0 wt%	16.0/ 10.0 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	95.0 / 95.0 GWd/t	152.1 / 131.4 GWd/t
	燃焼反応度	0.42 %Δk/kk'	1.45 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.034 / ー / ー / 1.034	0.942 / 0.096 / ー / 1.038
	最大線出力 (内側/外側炉心)	288 / 315 W/cm	279 / 321 W/cm
	炉心平均出力密度	182 W/cm^3	191 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	5.0×10^{23} n/cm^2	7.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-4.2×10^{-3}	-3.8×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.6 $[*5]	7.8 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	4.7 t/GWe	4.8 t/GWe

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00355

表 2.1.1.19　ナトリウム冷却大型金属燃料炉心の検討結果

	資源型炉心 ［燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心］	高出口温度型炉心 ［熱効率の向上と燃料サイクル費の低減を追求した炉心］	LLFP核変換炉心 ［資源型炉心(炉心高90cm)をベースとした核変換対応炉心(対象LLFPはIとTcの2元素)］
炉心概念図			
主要仕様	原子炉熱出力　3,750MWt 原子炉出入口温度　505/350°C 熱効率　40% 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 炉心等価直径　4.72m 燃料ﾋﾟﾝ外径　8.5mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　20ヶ月/4ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　14.3/18.5wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　72GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　7.3×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-3.5×10^{-3}	原子炉熱出力　3,570MWt 原子炉出入口温度　550/395°C 熱効率　42% 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 炉心等価直径　5.00m 燃料ﾋﾟﾝ外径　8.5mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　22ヶ月/5ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1　13.0wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　131GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　7.4×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-3.8×10^{-3}	(出力3,900MWt,出入口温度506/352°C,効率38%,炉心等価直径4.75m) I集合体構成：　CuIﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ Tc集合体構成：　Tc金属ﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ 集合体滞在期間(I/Tc)　8ｻｲｸﾙ/12ｻｲｸﾙ 取り出し時核変換率(I/Tc)　29%/30% 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/3ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　13.0/19.7wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　70GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　5.2×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]＊3　-
資源有効利用	増殖比　1.16 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　39年 初装荷Pu-f量　4.0t/GWe	増殖比　1.04 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　- 年 初装荷Pu-f量　4.8t/GWe	増殖比　1.05 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　- 年 初装荷Pu-f量　4.4t/GWe
環境負荷低減	・高速炉MA均質ﾘｻｲｸﾙ平衡期のTRU組成に基づく燃料(MA含有率1wt%程度)による炉心燃料設計を実施 ・LWR使用済燃料から回収したTRU組成に基づく燃料(MA含有率最大4wt%程度)を使用した場合でも炉心特性への影響は小さく、先行実施のサーベイ結果も含め5%程度まで設計対応が可能な見通し		・自己生成分のLLFP(I-129とTc-99)の核変換は可能性あり。 ・MA燃焼については左記に同じ

(注記) ＊1 Pu/重金属; ＊2 E>0.1MeV; ＊3 2月末に記載予定;　ﾌﾞﾗ=ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ

表 2.1.1.20　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高速中性子照射量制限満足炉心）

項目		導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	1,875 MWt (750 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/3 バッチ	3/ － バッチ
	炉心高さ	85 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	20/5 cm	35/5 cm
	炉心等価直径	332 cm	←
	遮へい体外接円径	5.40 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD	←
	Zr 含有率	10 wt%	←
	ワイヤ径	1.60 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側炉心)[*1]	13.3 / 19.0 wt%	13.3 / 19.5 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	101.7 / 61.9 GWd/t	104.6 / 74.0 GWd/t
	燃焼反応度	1.49 %Δk/kk'	1.79 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.851 / 0.137 / 0.153 / 1.141	0.866 / 0.173 / － / 1.039
	最大線出力 (内側/外側炉心)	431 / 470 W/cm	447 / 493 W/cm
	炉心平均出力密度	255 W/cm^3	←
	最大高速中性子照射量[*3]	5.1×10^{23} n/cm^2	5.1×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.7×10^{-3}	-3.9×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.2 $[*5]	7.2 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	4.1 t/GWe	4.2 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	53 年[*6]	－

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00361
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.21　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）

項目		高速中性子照射量制限満足炉心	高燃焼度化炉心
基本仕様	原子炉出力	1,875 MWt (750 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)	21 ヶ月 (639 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/3 バッチ	4/4 バッチ
	炉心高さ	85 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	20/5 cm	40/5 cm
	炉心等価直径	332 cm	←
	遮へい体外接円径	5.40 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD	←
	Zr 含有率	10 wt%	←
	ワイヤ径	1.60 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側炉心)[*1]	13.3 / 19.0 wt%	14.4 / 20.1 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	101.7 / 61.9 GWd/t	154.1 / 63.2 GWd/t
	燃焼反応度	1.49 %Δk/kk'	2.77 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.851 / 0.137 / 0.153 / 1.141	0.790 / 0.170 / 0.212 / 1.171
	最大線出力 (内側/外側炉心)	431 / 470 W/cm	427 / 462 W/cm
	炉心平均出力密度	255 W/cm^3	←
	最大高速中性子照射量[*3]	5.1×10^{23} n/cm^2	7.6×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.7×10^{-3}	-3.3×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	7.2 $[*5]	7.6 $[*6]
	初装荷 Pu-f 重量	4.1 t/GWe	4.4 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	53 年[*7]	38 年[*7]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00361
*6：実効遅発中性子割合 0.00356、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.22　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（ピン径 2 領域型高速中性子照射量制限満足炉心）

項目		平衡期炉心	導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	1,785 MWt (750 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質ピン径 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	26 ヶ月 (791 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ － バッチ	←
	炉心高さ	90 cm	85 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	－ / － cm	20/－ cm
	炉心等価直径	399 cm	←
	遮へい体外接円径	5.47 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ラッパ/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径 (内側/外側炉心)	8.0 / 8.5 mm	←
	被覆管肉厚 (内側/外側炉心)	0.47 / 0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / － / － %TD	75 / 75/－ %TD
	Zr 含有率	10 wt%	←
	グリッドスペーサ段数	10 段	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]	12.2 wt%	12.2 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	85.2 / 85.2 GWd/t	80.7 / 67.1 GWd/t
	燃焼反応度	0.53 %Δk/kk'	0.10 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.036 / － / － / 1.036	1.017 / 0.125 / － / 1.143
	最大線出力 (内側/外側炉心)	258 / 237 W/cm	263 / 250 W/cm
	炉心平均出力密度	159 W/cm^3	168 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	5.3×10^{23} n/cm^2	5.0×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-3.7×10^{-3}	-3.6×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	8.0 $[*5]	8.0 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	5.7 t/GWe	5.4 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	－	63 年[*6]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00362
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.23　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（Zr 含有率 2 領域型高速中性子照射量制限満足炉心）

項目		平衡期炉心	導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	1,785 MWt (750 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 Zr 含有率 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	27 ヶ月 (821 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ － バッチ	←
	炉心高さ	100 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	－ / － cm	10/－ cm
	炉心等価直径	372 cm	←
	遮へい体外接円径	5.24 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / － / － %TD	75 / 75/－ %TD
	ワイヤ径	1.00 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]	12.4 wt%	12.1 wt%
	Zr 含有率 (内側/外側炉心)	16.0/ 10.0 wt%	16.0/ 10.0 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	93.8 / 93.8 GWd/t	92.4 / 84.7 GWd/t
	燃焼反応度	0.58 %Δk/kk'	0.19 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.032 / － / － / 1.032	1.037 / 0.060 / － / 1.097
	最大線出力 (内側/外側炉心)	256 / 279 W/cm	255 / 275 W/cm
	炉心平均出力密度	164 W/cm^3	←
	最大高速中性子照射量[*3]	5.2×10^{23} n/cm^2	5.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-4.2×10^{-3}	-4.2×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	6.7 $[*5]	6.9 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	5.5 t/GWe	5.4 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	－	85 年[*6]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00358
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.1.24　中型金属燃料高出口温度型炉心の主要目（Zr 含有率 2 領域型平衡期炉心）

項目		高速中性子照射量制限満足炉心	高燃焼度化炉心
基本仕様	原子炉出力	1,785 MWt (750 MWe)	←
	炉心形式	MABLE 型均質 Zr 含有率 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	27 ヶ月 (821 日)	28 ヶ月 (852 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ ー バッチ	6/ ー バッチ
	炉心高さ	100 cm	115 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	ー / ー cm	ー / ー cm
	炉心等価直径	372 cm	401 cm
	遮へい体外接円径	5.24 m	5.47 m
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	8.5mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / ー / ー %TD	←
	ワイヤ径	1.00 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]	12.4 wt%	11.7 wt%
	Zr 含有率 (内側/外側炉心)	16.0/ 10.0 wt%	16.0/ 10.0 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*2])	93.8 / 93.8 GWd/t	145.7 / 145.7 GWd/t
	燃焼反応度	0.58 %Δk/kk'	0.50 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.032 / ー / ー / 1.032	1.031 / -ー / ー / 1.031
	最大線出力 (内側/外側炉心)	256 / 279 W/cm	190 / 215 W/cm
	炉心平均出力密度	164 W/cm^3	143 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	5.2×10^{23} n/cm^2	8.1×10^{23} n/cm^2
	ドップラー係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*4]	-4.2×10^{-3}	-4.0×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*4]	6.7 $[*5]	7.6 $[*5]
	初装荷 Pu-f 重量	5.5 t/GWe	6.9 t/GWe

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00358

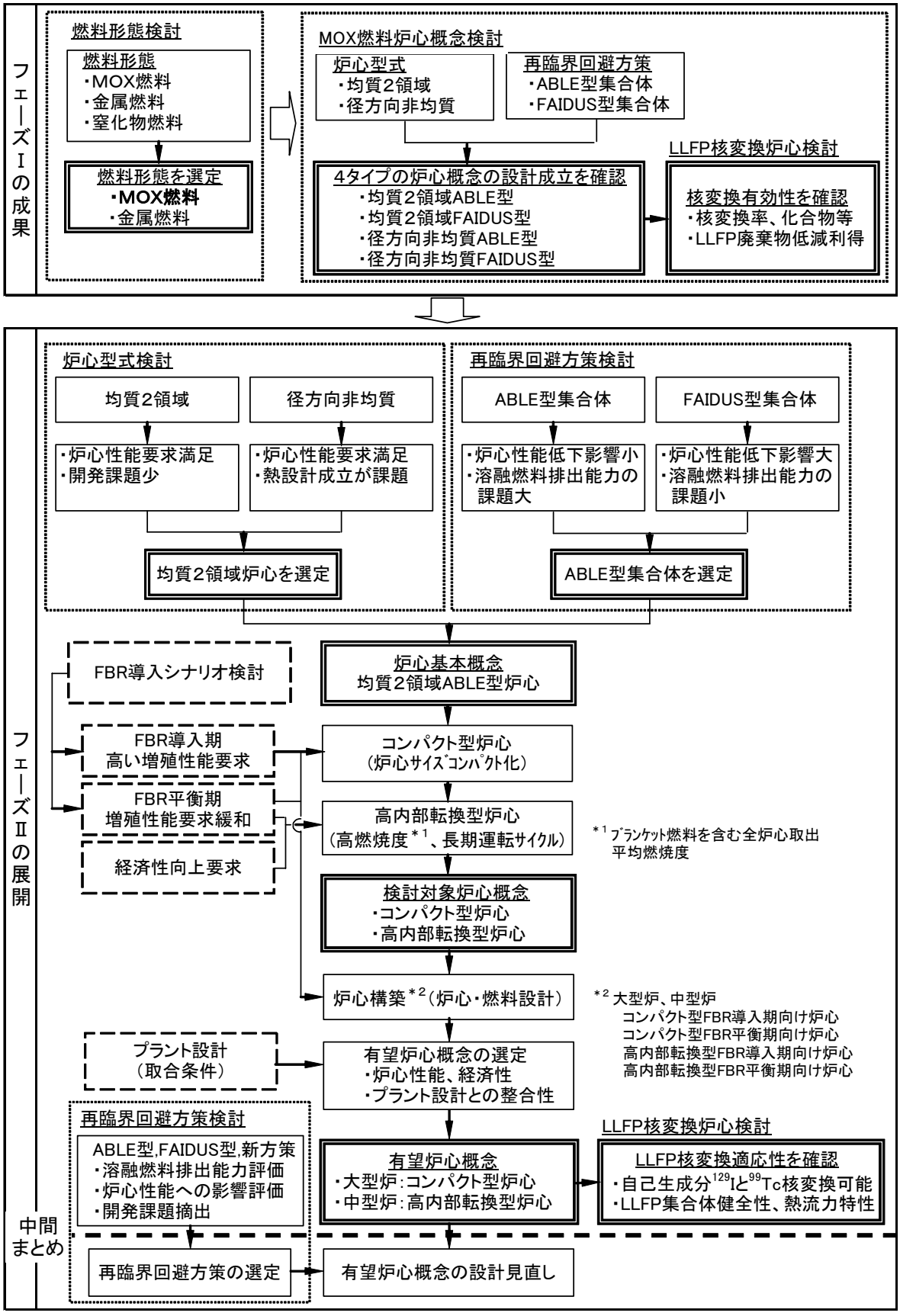


図 2.1.1.1　ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心に関するフェーズⅠの成果とフェーズⅡ検討の展開

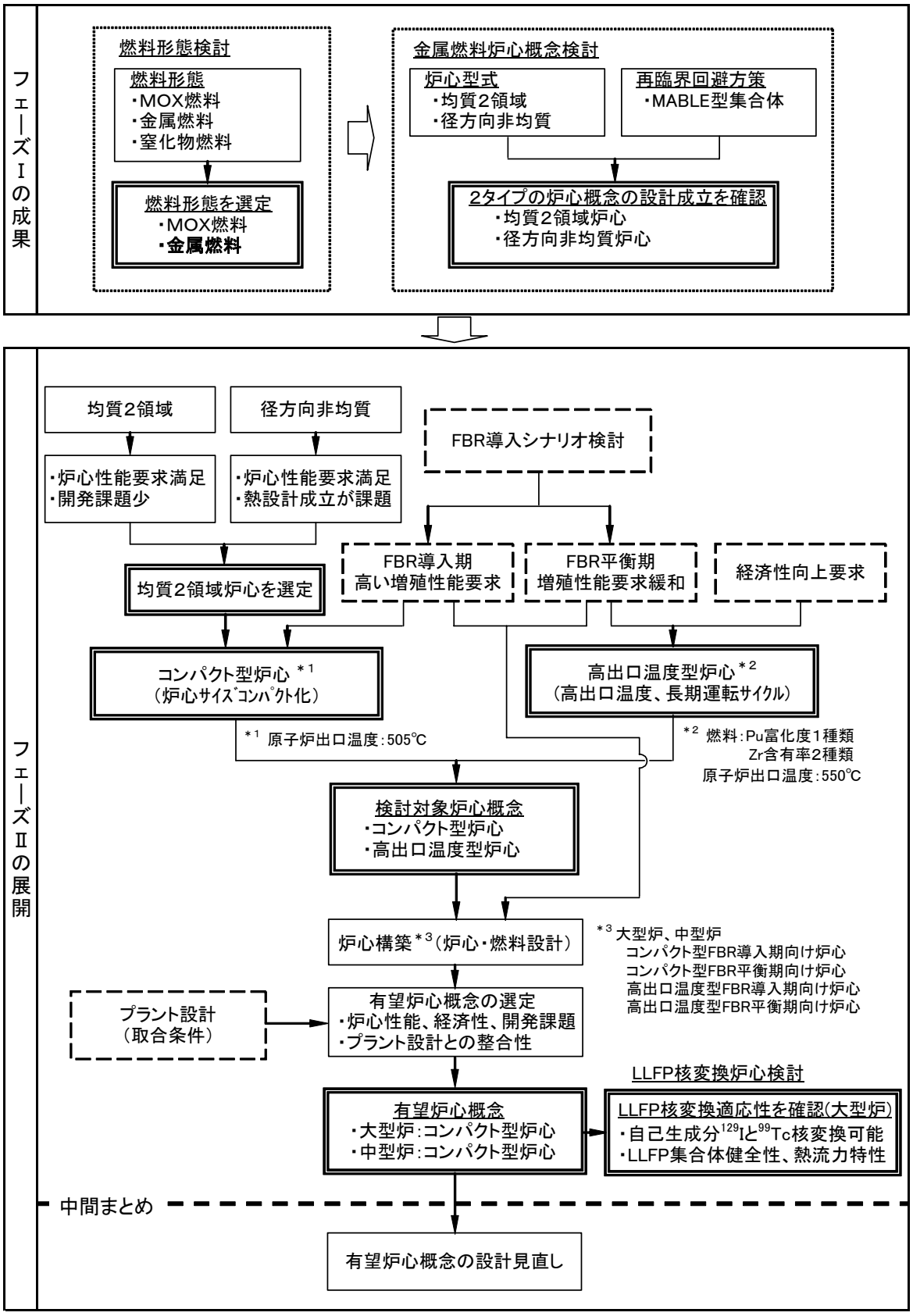


図 2.1.1.2　ナトリウム冷却金属燃料炉心に関するフェーズⅠの成果とフェーズⅡ検討の展開

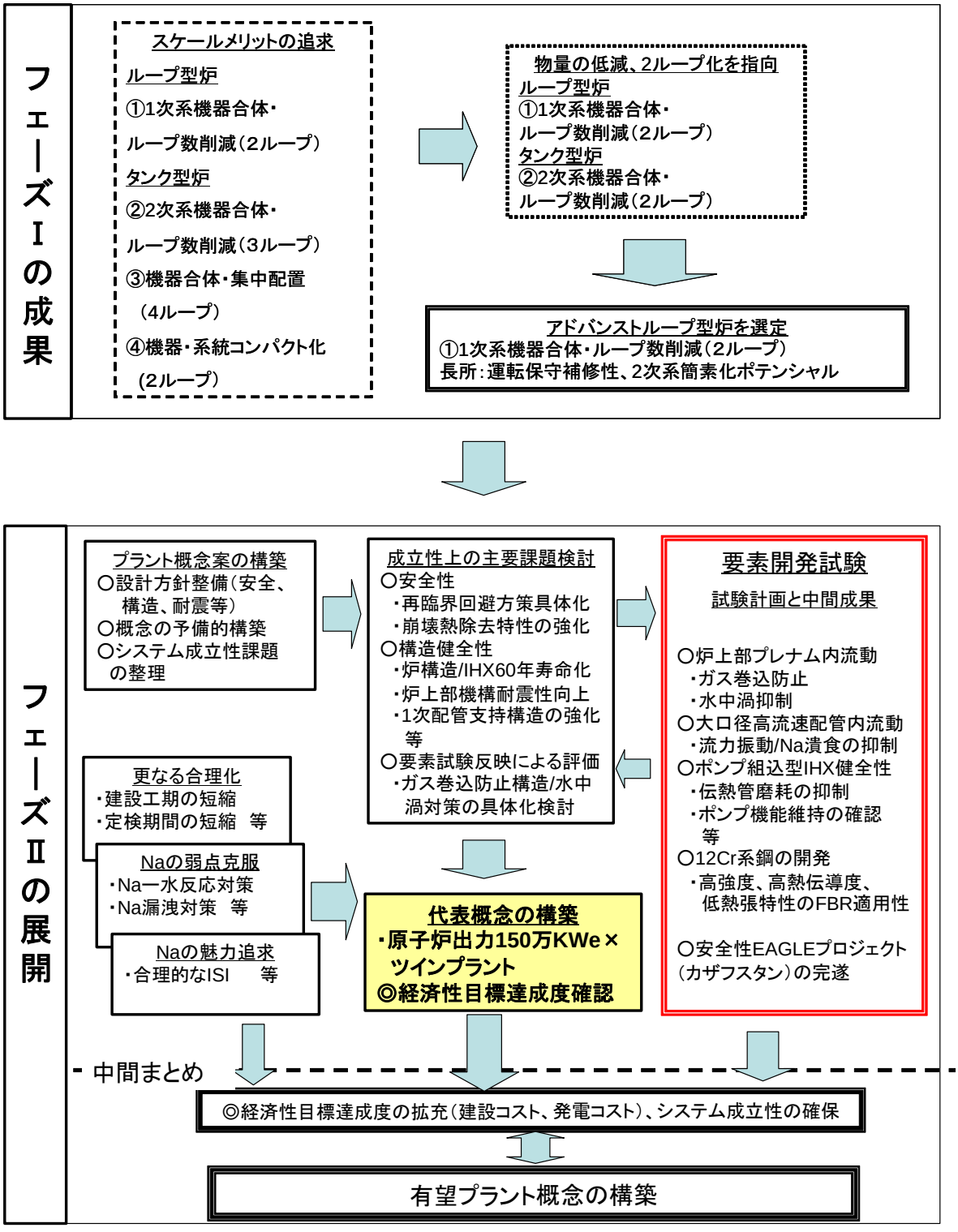


図2.1.1.3　ナトリウム冷却大型炉のフェーズⅠ成果とフェーズⅡの展開

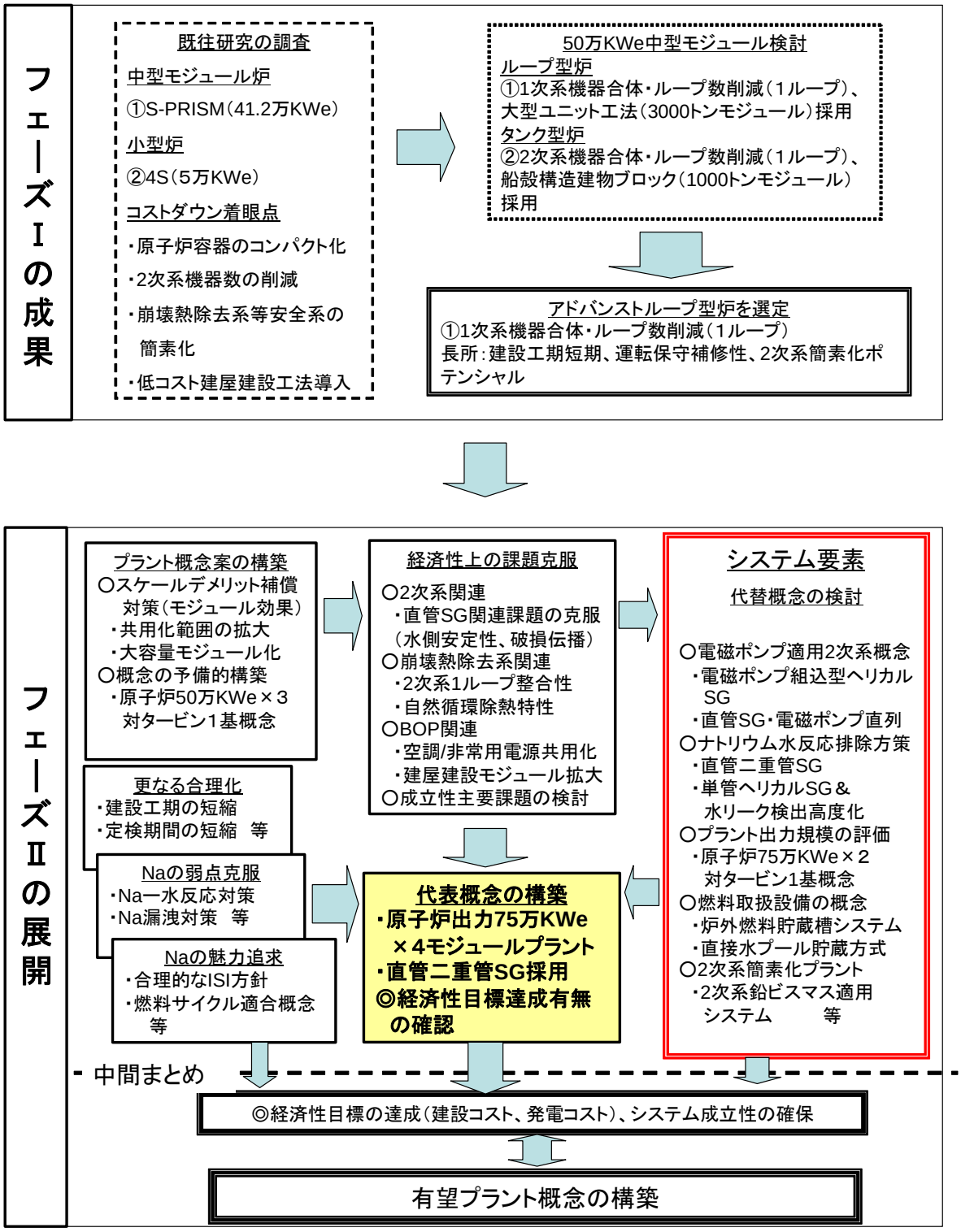


図2.1.1.4　ナトリウム冷却中型モジュール炉のフェーズⅠ成果とフェーズⅡの展開

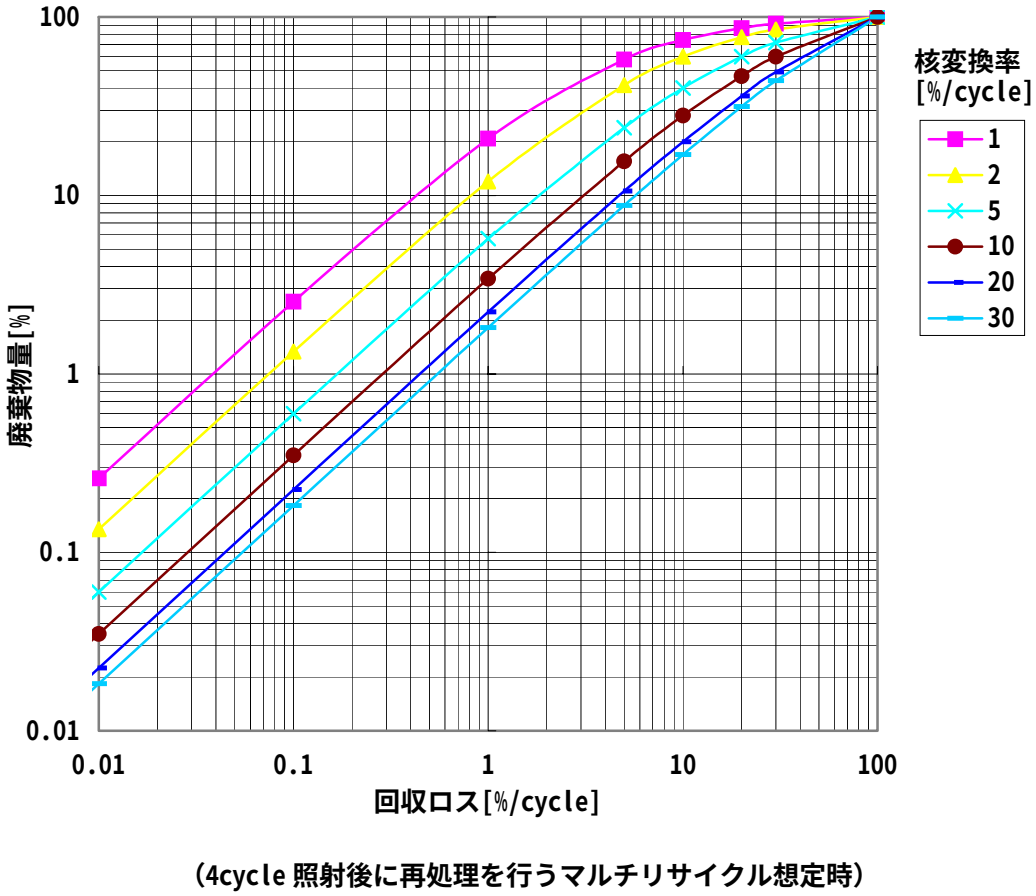
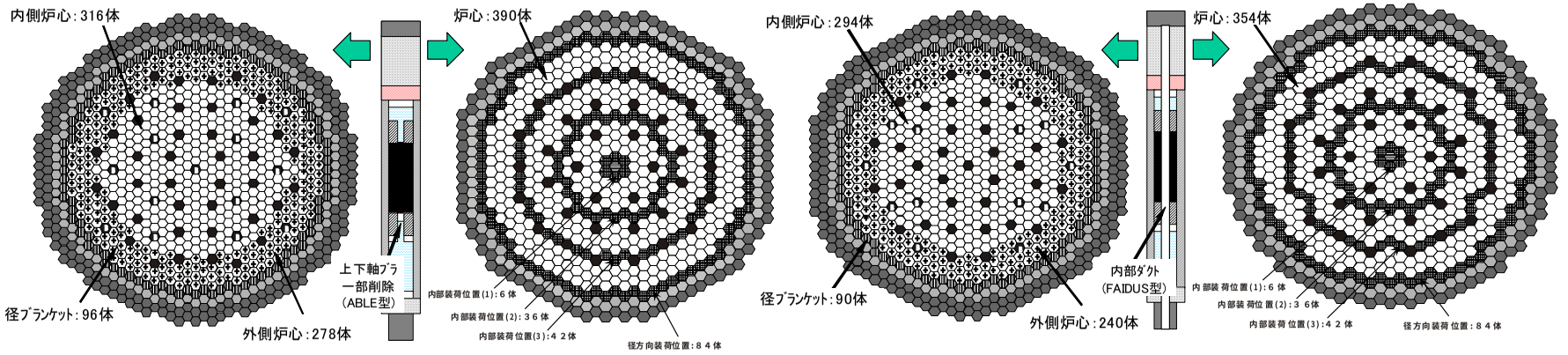


図 2.1.1.5　回収ロスと廃棄物量の関係



主要仕様	
・原子炉出力	1500 MWe／3,570 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約18ヶ月（548日）
・燃料交換バッチ数	4/4（炉心/径ブラ）
・遮へい体外接円径	約 6.4 m
・炉心等価直径	約 4.9 m
・炉心高さ	0.8 m
・軸ブラ厚さ（上／下）	35 cm／35 cm
・Pu富化度種類	2種類（均質2領域）
・燃料ピン径	8.6 mm
・燃料ピン本数	271 本
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	35.0 %
・集合体配列ピッチ	181.9 mm
・再臨界回避方策	
軸ブラー部削除による溶融燃料排出	

主要炉心特性	
・Pu富化度（Pu/HM）	22.2 wt% [平均]
・全炉心取出平均燃焼度	77 GWd/t
・燃焼反応度	2.8 %⊿k/kk'
・増殖比	1.17
・複合システム倍増時間	41 年
・最大線出力	約 420 W/cm
・炉心平均比出力	60 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	6.4 $（EOEC）
・初装荷Pu-f重量	約 4.1 t/GWe

(a) ABLE型均質2領域炉心

主要仕様	
・原子炉出力	1500 MWe／3,570 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約19ヶ月（570日）
・燃料交換バッチ数	4/4（炉心/内部ブラ&径ブラ）
・遮へい体外接円径	約 6.1 m
・炉心等価直径	約 4.8 m
・炉心高さ	1.0 m
・軸ブラ厚さ（上／下）	30 cm／30 cm
・Pu富化度種類	1種類
・燃料ピン径	8.8 mm
・燃料ピン本数	331 本
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	35.2 %
・集合体配列ピッチ	201.0 mm
・再臨界回避方策	
軸ブラー部削除による溶融燃料排出	
内部ブランケットによるボイド反応度低減	

主要炉心特性	
・Pu富化度（Pu/HM）	24.8 wt%
・全炉心取出平均燃焼度	80 GWd/t
・燃焼反応度	2.0 %⊿k/kk'
・増殖比	1.19
・複合システム倍増時間	39 年
・最大線出力	約 430 W/cm
・炉心平均比出力	58 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	5.4 $（EOEC）
・初装荷Pu-f重量	約 4.7 t/GWe

(b) ABLE型径方向非均質炉心

主要仕様	
・原子炉出力	1500 MWe／3,570 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約16ヶ月（487日）
・燃料交換バッチ数	4/4（炉心/径ブラ）
・遮へい体外接円径	約 6.6 m
・炉心等価直径	約 4.9 m
・炉心高さ	0.8 m
・軸ブラ厚さ（上／下）	35 cm／35 cm
・Pu富化度種類	2種類（均質2領域）
・燃料ピン径	8.2 mm
・燃料ピン本数	294本（中心37本削除）
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	30.2 %
・集合体配列ピッチ	195.0 mm
・再臨界回避方策	
内部ダクト付き燃料による溶融燃料排出	

主要炉心特性	
・Pu富化度（Pu/HM）	25.4 wt% [平均]
・全炉心取出平均燃焼度	70 GWd/t
・燃焼反応度	3.4 %⊿k/kk'
・増殖比	1.14
・複合システム倍増時間	56 年
・最大線出力	約 440 W/cm
・炉心平均比出力	67 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	5.9 $（EOEC）
・初装荷Pu-f重量	約 4.2 t/GWe

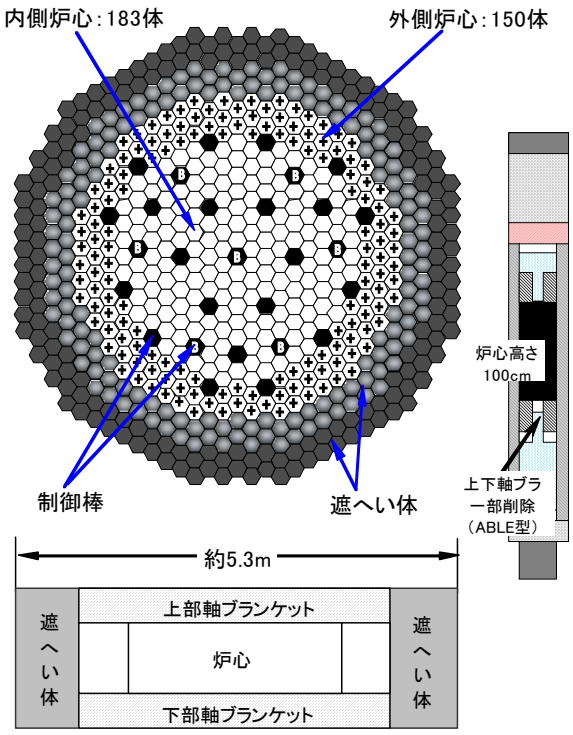
(c) FAIDUS型均質2領域炉心

主要仕様	
・原子炉出力	1500 MWe／3,570 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約18ヶ月（540日）
・燃料交換バッチ数	4/4（炉心/内部ブラ&径ブラ）
・遮へい体外接円径	約 6.4 m
・炉心等価直径	約 5.0 m
・炉心高さ	1.0 m
・軸ブラ厚さ（上／下）	30 cm／30 cm
・Pu富化度種類	1種類
・燃料ピン径	8.5 mm
・燃料ピン本数	360本（中心37本削除）
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	31.2 %
・集合体配列ピッチ	216.6 mm
・再臨界回避方策	
内部ダクト付き燃料による溶融燃料排出	
内部ブランケットによるボイド反応度低減	

主要炉心特性	
・Pu富化度（Pu/HM）	28.1 wt%
・全炉心取出平均燃焼度	77 GWd/t
・燃焼反応度	2.6 %⊿k/kk'
・増殖比	1.16
・複合システム倍増時間	50 年
・最大線出力	約 440 W/cm
・炉心平均比出力	62 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	4.5 $（EOEC）
・初装荷Pu-f重量	約 5.0 t/GWe

(d) FAIDUS型径方向非均質炉心

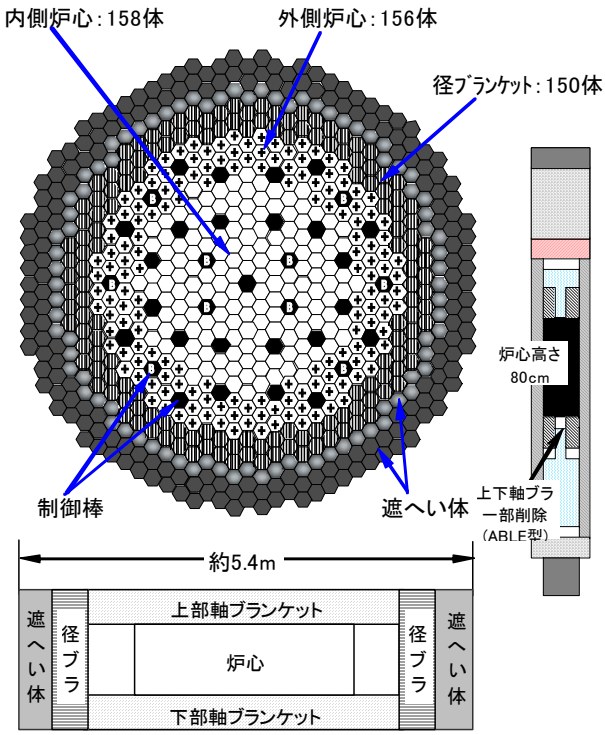
図 2.1.1.6　大型 MOX 燃料炉心における再臨界回避方策および炉心型式組合せ炉心概念の仕様と特性の比較



主要仕様	
・原子炉出力	750 MWe／1,785 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約 26ヶ月（791日）
・燃料交換バッチ数	4/− (炉心/径ブラ)
・遮へい体外接円径	約 5.3 m
・炉心等価直径	約 3.7 m
・炉心高さ	1.0 m
・軸ブラ厚さ(上／下)	30 cm／30 cm
・Pu富化度種類	2種類
・燃料ピン径	10.4 mm
・燃料ピン本数	217 本
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	37.6 %
・集合体配列ピッチ	186.1 mm
・再臨界回避方策	
軸ブラー部削除による溶融燃料排出	

主要炉心特性	
・Pu富化度(Pu/HM)	21.0 wt% [平均]
・全炉心取出平均燃焼度	101 GWd/t
・燃焼反応度	2.9 %⊿k/kk'
・増殖比(炉心部/全体)	0.82/1.04
・最大線出力	約 400 W/cm
・炉心平均比出力	41 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	5.5 $(EOEC)
・初装荷Pu-f重量	約 6.0 t/GWe

(a) 高内部転換型炉心（ABLE型均質2領域炉心）

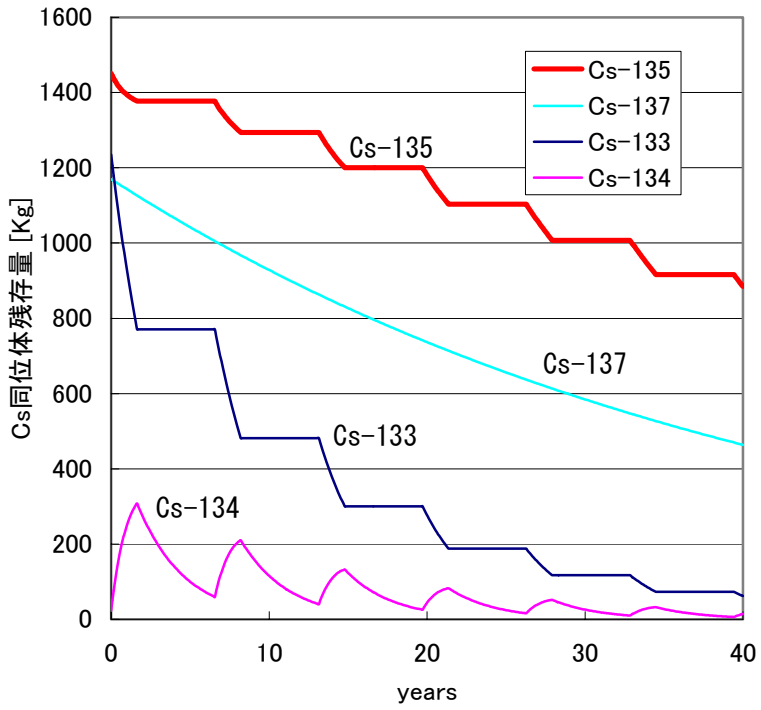


主要仕様	
・原子炉出力	750 MWe／1,785 MWt
・原子炉出入口温度	550／395 ℃
・運転サイクル長さ	約18ヶ月（548日）
・燃料交換バッチ数	4/4 (炉心/径ブラ)
・遮へい体外接円径	約 5.4 m
・炉心等価直径	約 3.5 m
・炉心高さ	0.8 m
・軸ブラ厚さ(上／下)	30 cm／40 cm
・Pu富化度種類	2種類(均質2領域)
・燃料ピン径	8.5 mm
・燃料ピン本数	271 本
・燃料スミア密度	82 %TD
・炉心部実効燃料体積比	35.8 %
・集合体配列ピッチ	178.0 mm
・再臨界回避方策	
軸ブラー部削除による溶融燃料排出	

主要炉心特性	
・Pu富化度(Pu/HM)	25.0 wt% [平均]
・全炉心取出平均燃焼度	55 GWd/t
・燃焼反応度	3.7 %⊿k/kk'
・増殖比(炉心部/全体)	0.70/1.15
・最大線出力	約 416 W/cm
・炉心平均比出力	61 kW/kg-MOX
・ナトリウムボイド反応度	5.5 $(EOEC)
・初装荷Pu-f重量	約 4.7 t/GWe

(b) コンパクト型炉心（ABLE型均質2領域炉心）

図 2.1.1.7　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要仕様及び特性



(Zr-H 割合 10%, ϕ=7.0e+14 [n/cm^{2}sec])

図 2.1.1.8　「照射冷却法」を適用した場合の Cs 組成変化

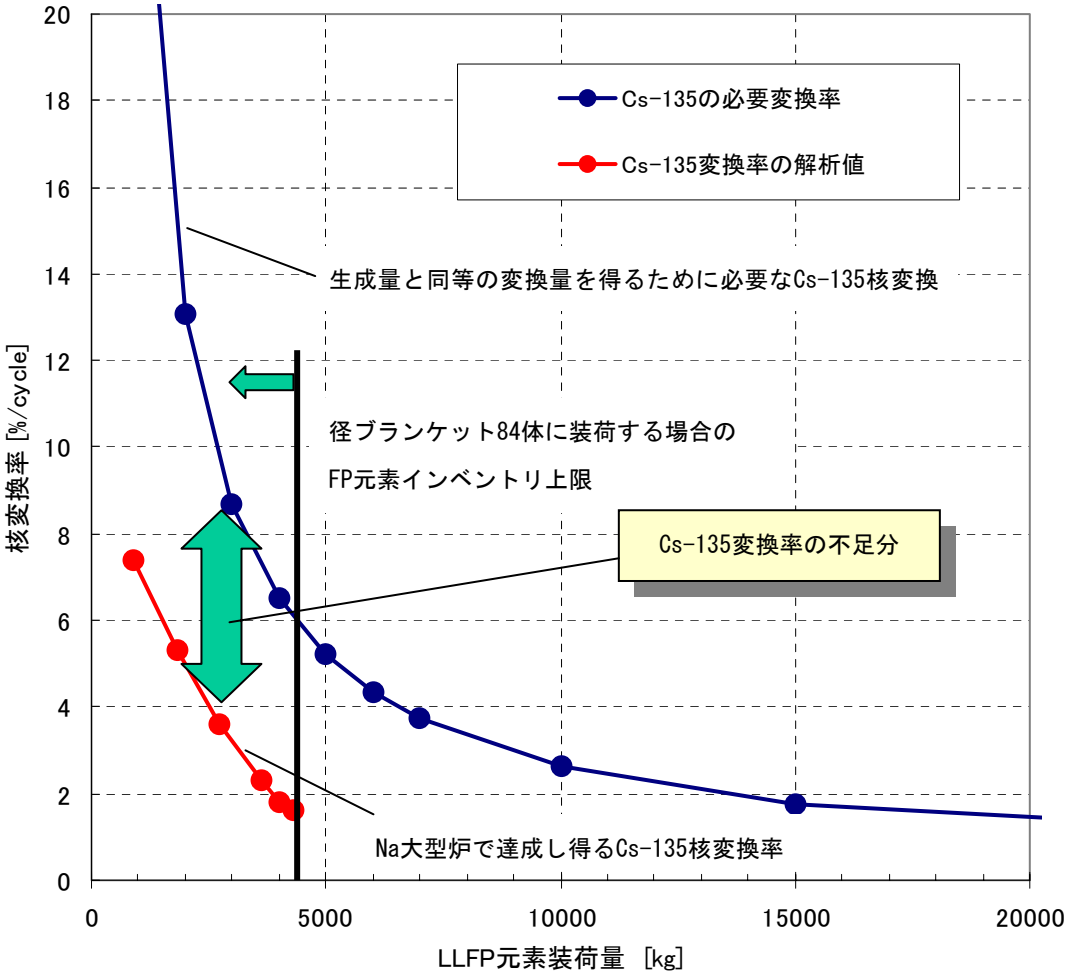


図 2.1.1.9　Cs 装荷量と必要核変換率の関係

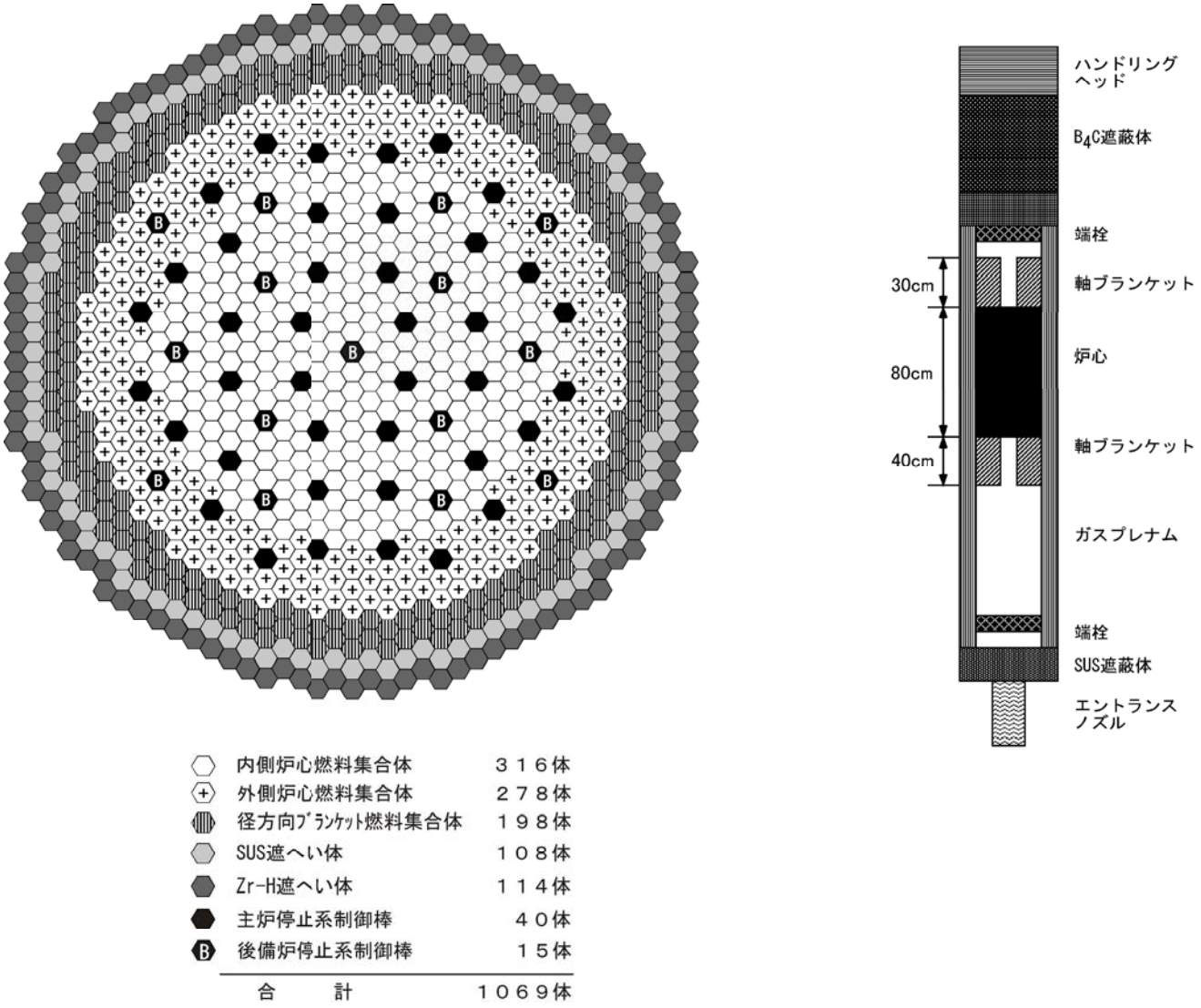
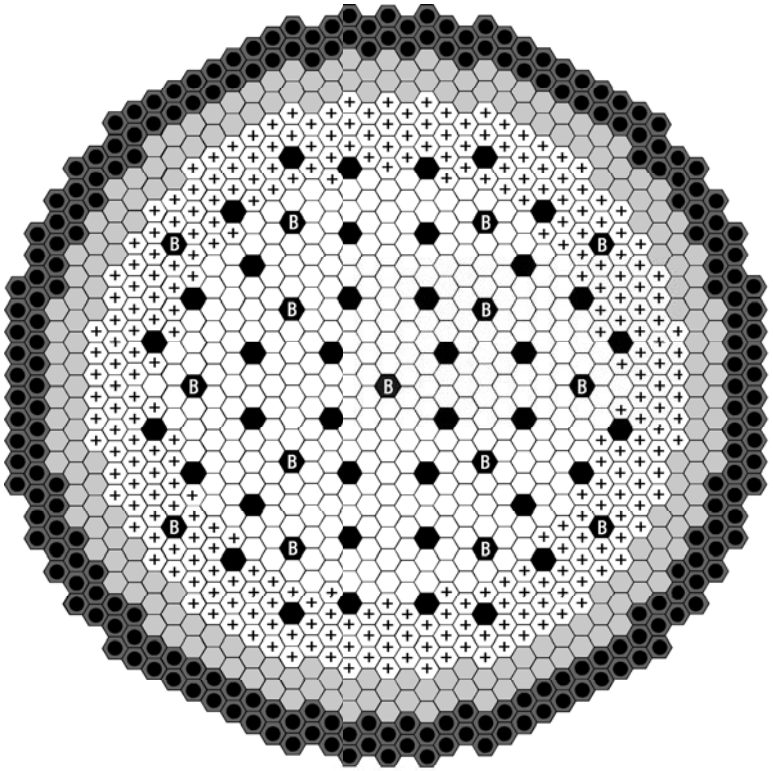


図 2.1.1.10 大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置(導入期炉心)



内側炉心燃料集合体	３１６体
外側炉心燃料集合体	２７８体
SUS遮へい体	１９８体
B_4C遮へい体	２２２体
主炉停止系制御棒	４０体
後備炉停止系制御棒	１５体
合　　計	１０６９体

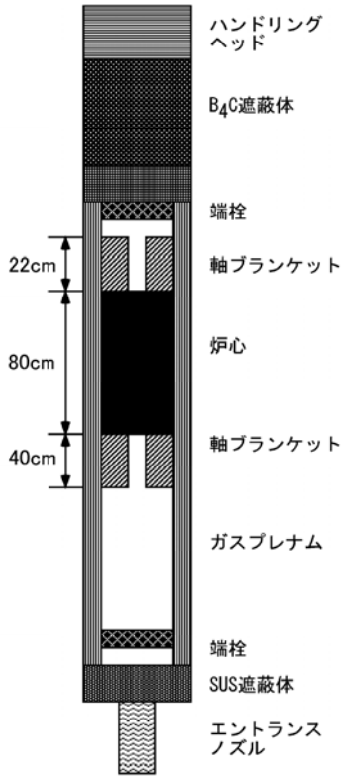
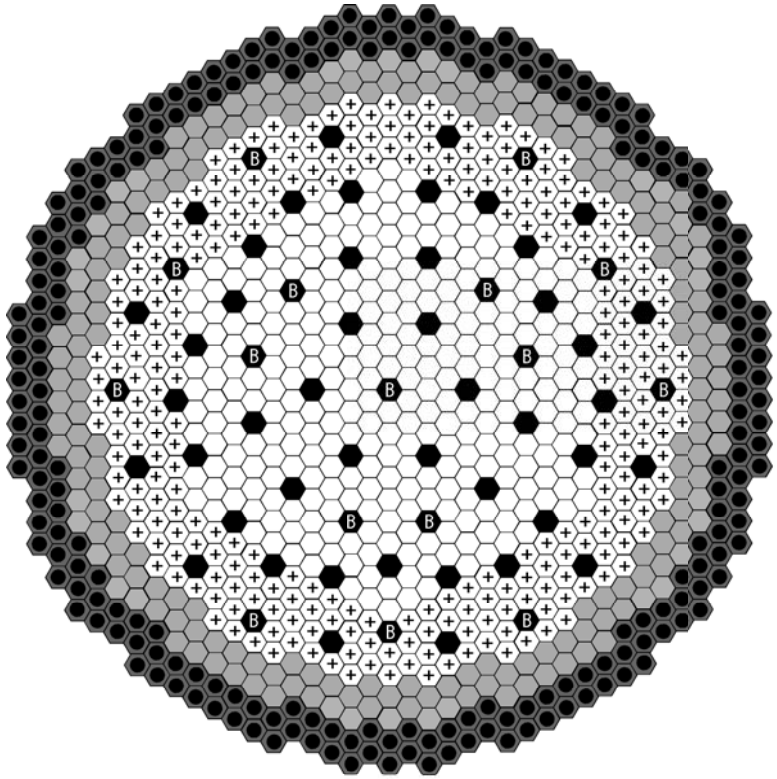


図 2.1.1.11 大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置(平衡期炉心)



⬡	内側炉心燃料集合体	２９７体
⊕	外側炉心燃料集合体	２７９体
⬢	SUS遮へい体	１９８体
⬢	B_4C遮へい体	２２２体
⬢	主炉停止系制御棒	４５体
Ⓑ	後備炉停止系制御棒	１６体
	合　　計	１０５７体

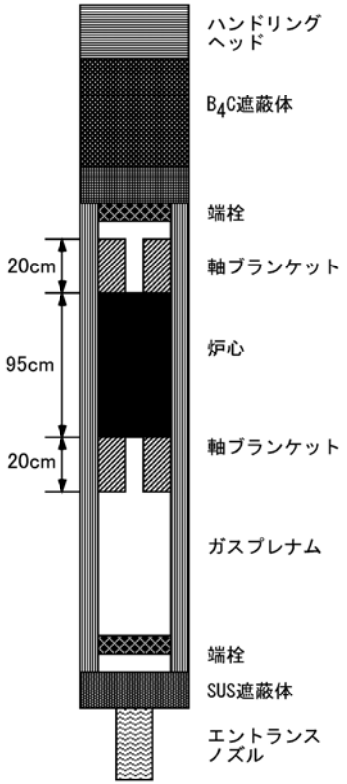
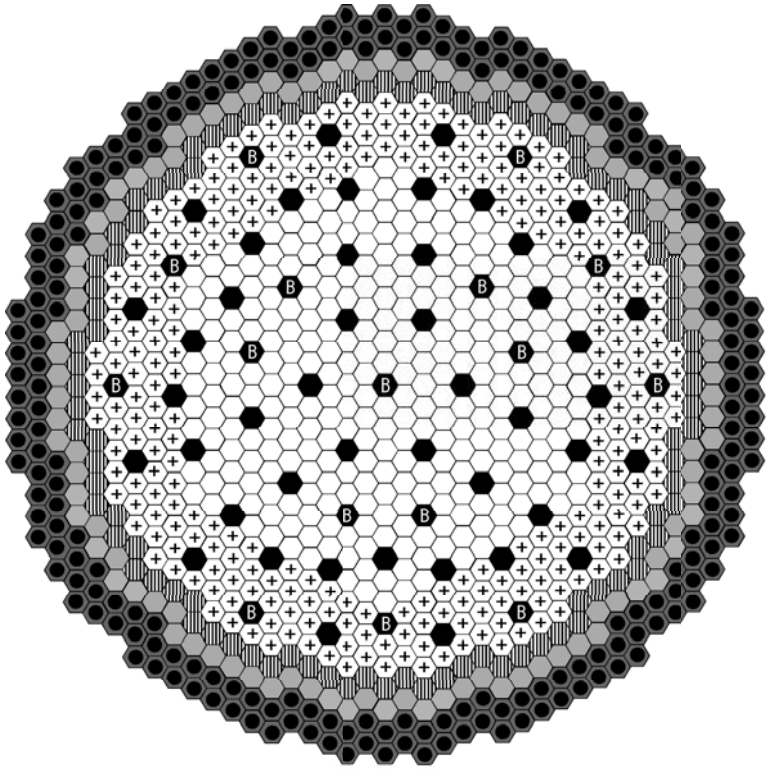


図 2.1.1.12 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(平衡期炉心)



⬡	内側炉心燃料集合体	２９７体
⊕	外側炉心燃料集合体	２７９体
▥	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料集合体	９６体
⬡	SUS遮へい体	１０２体
⬡	B_4C遮へい体	２２２体
⬢	主炉停止系制御棒	４５体
Ⓑ	後備炉停止系制御棒	１６体
	合　　計	１０５７体

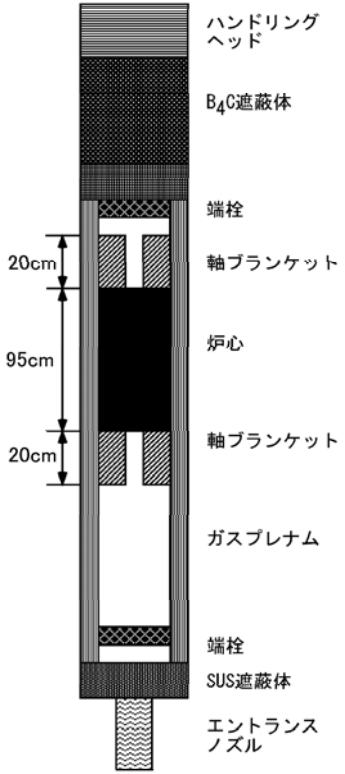


図 2.1.1.13 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(導入期炉心)

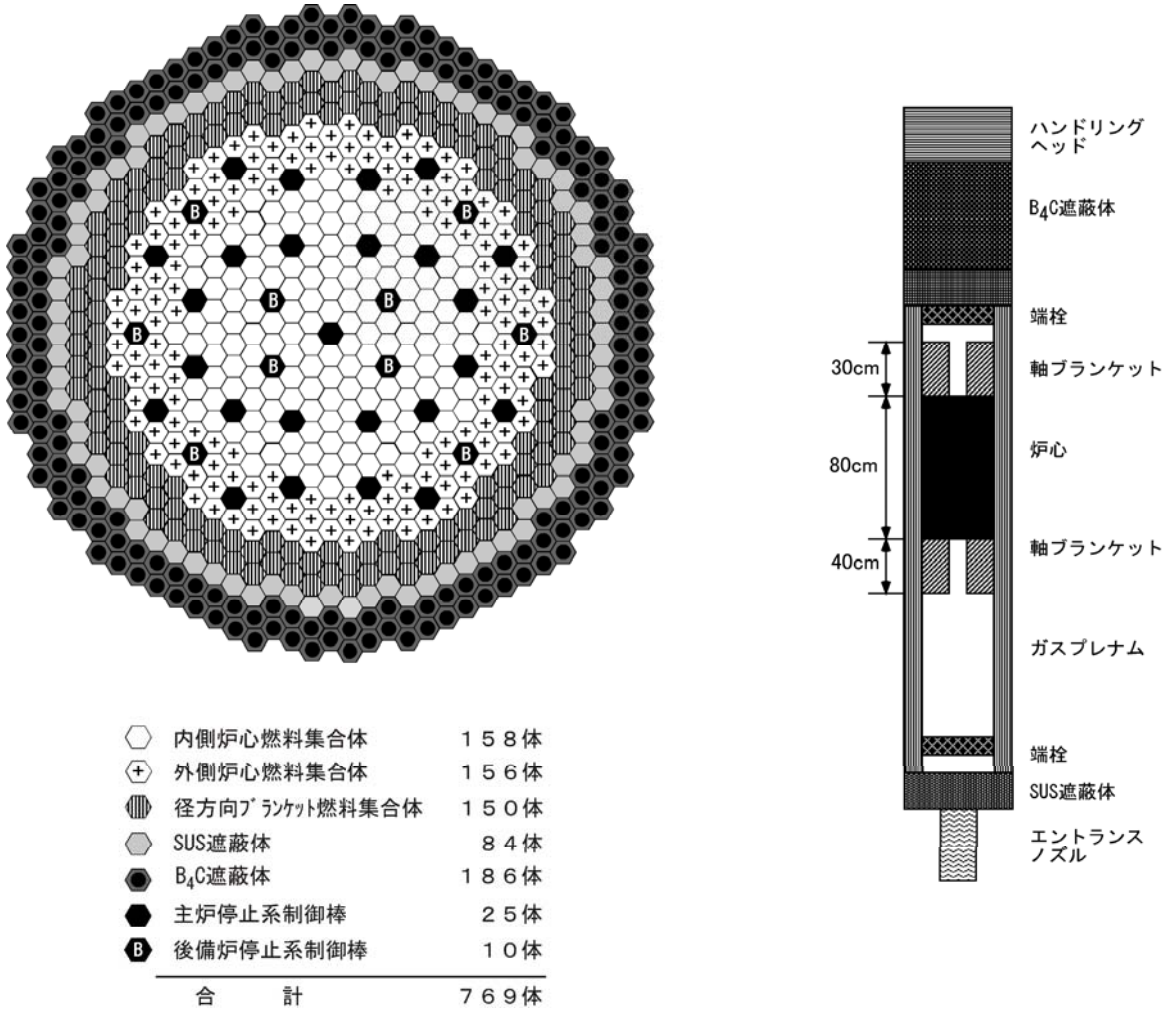


図 2.1.1.14　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置(導入期炉心)

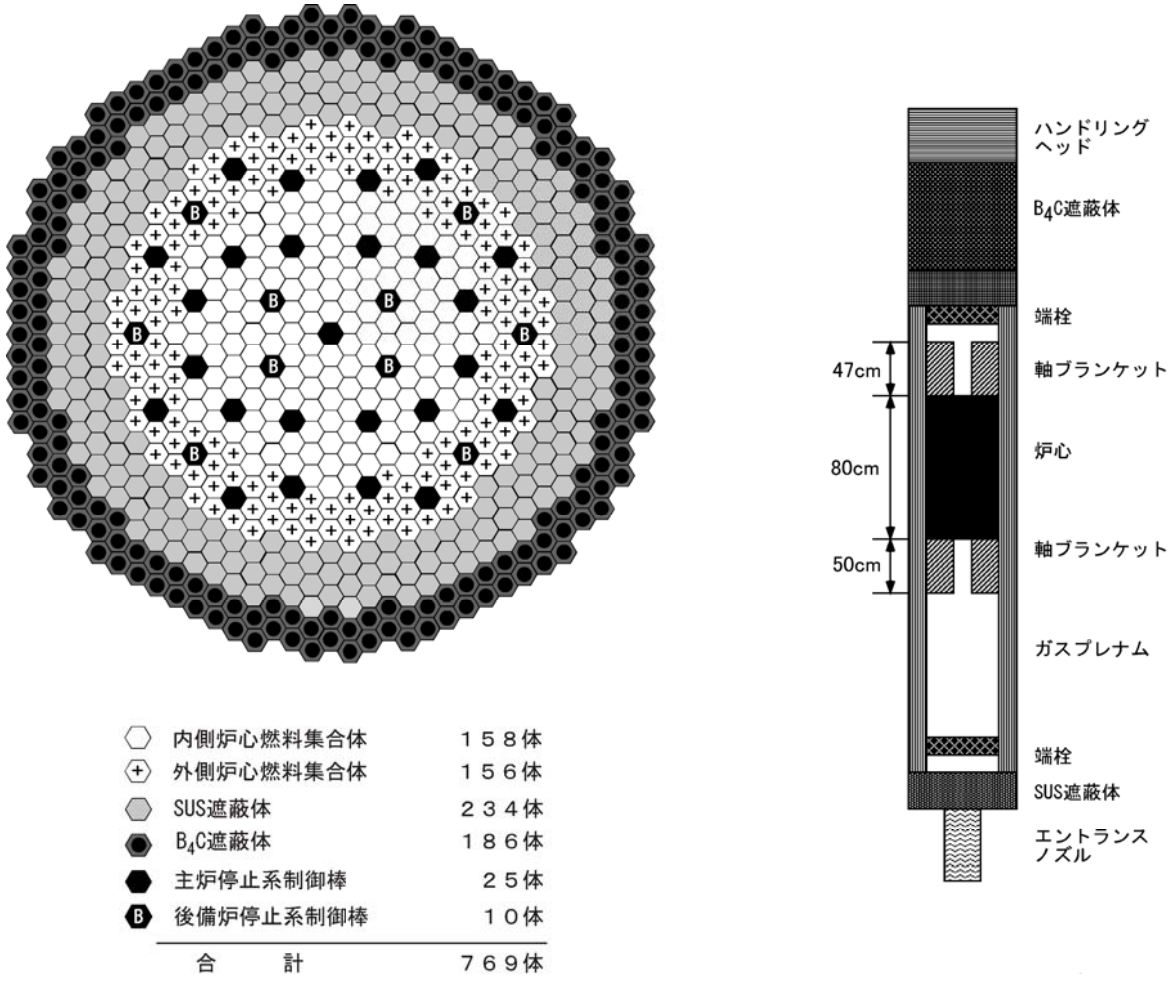


図 2.1.1.15　中型 MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心配置(平衡期炉心)

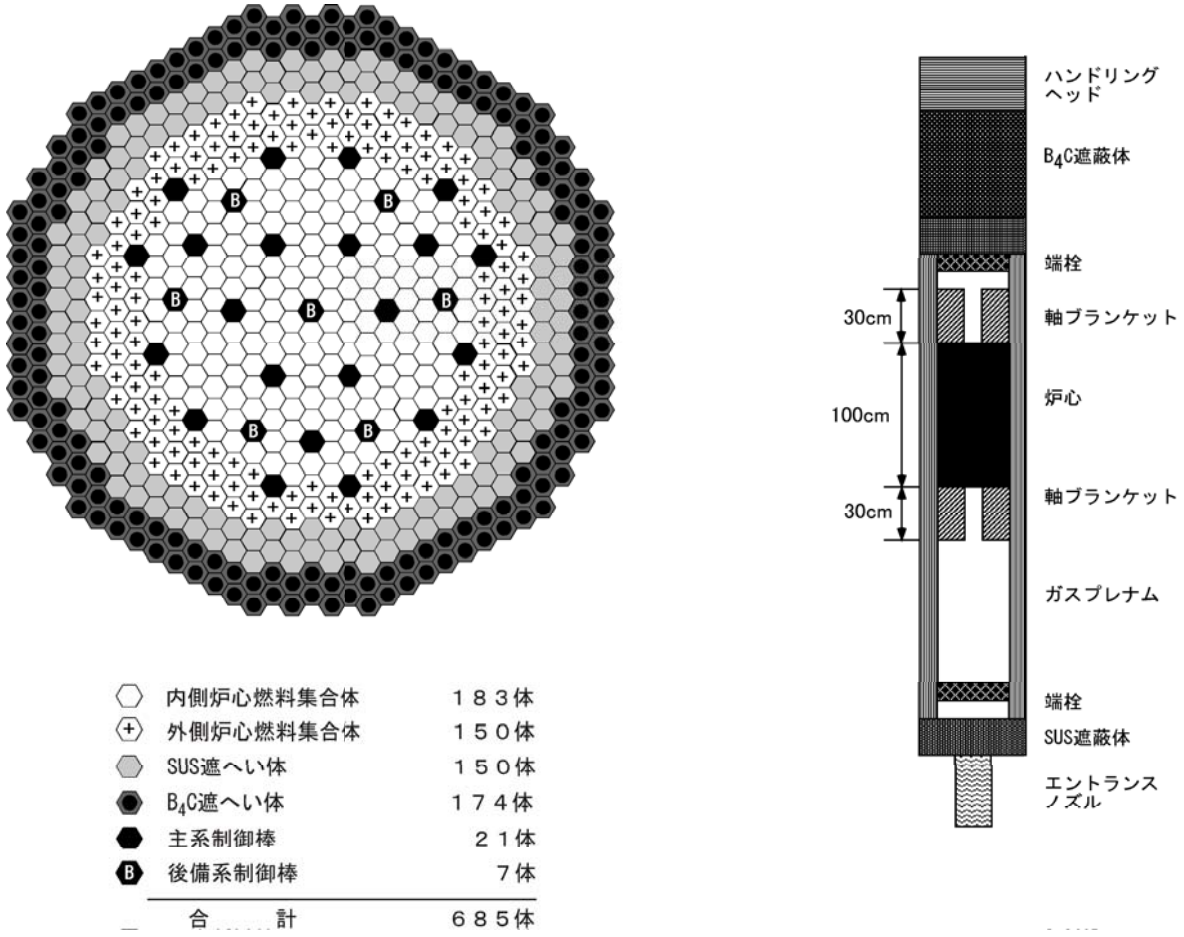


図 2.1.1.16　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(平衡期炉心)

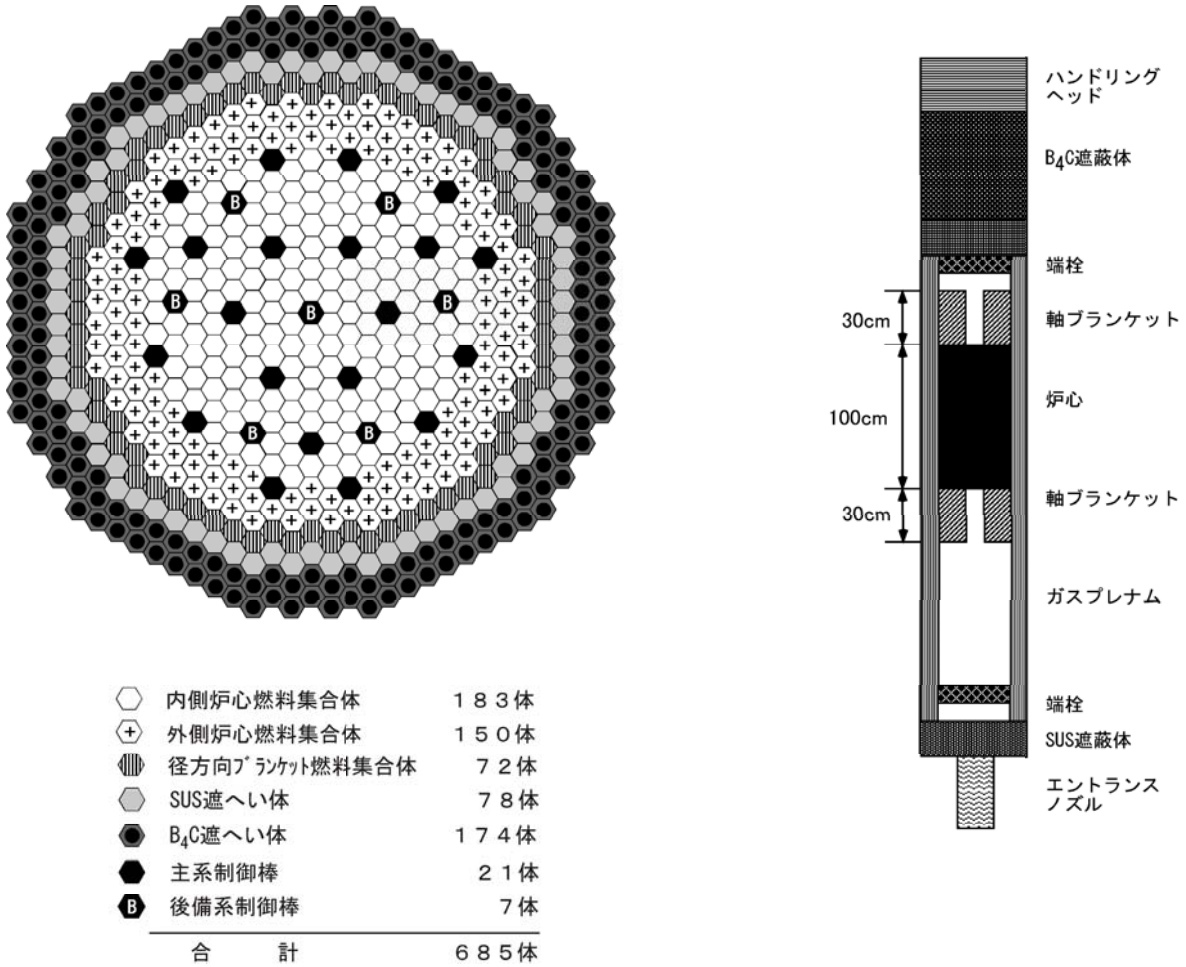


図 2.1.1.17　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(導入期炉心)

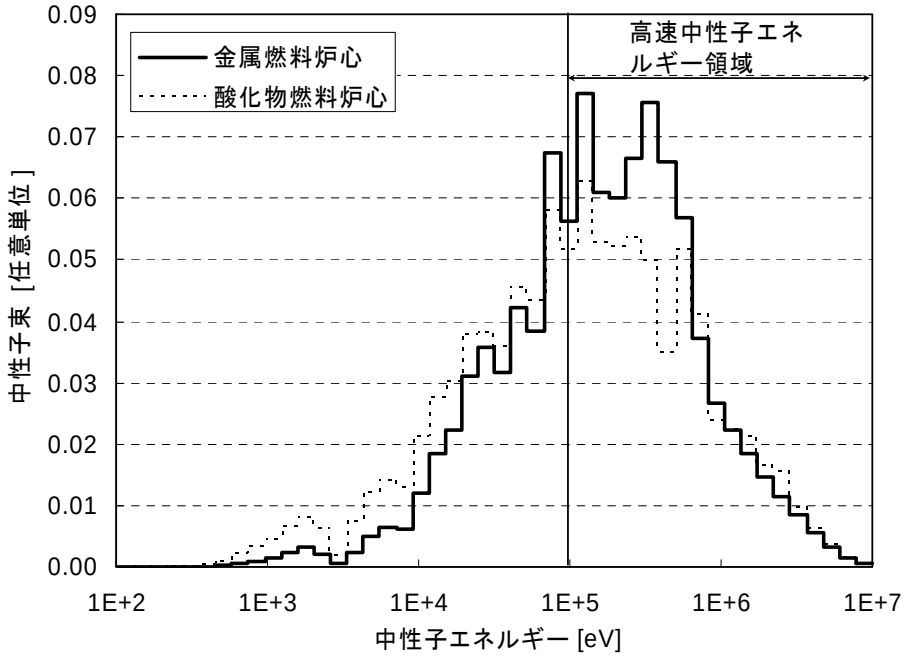


図 2.1.1.18　金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子束スペクトルの比較
（全中性子束で規格化）

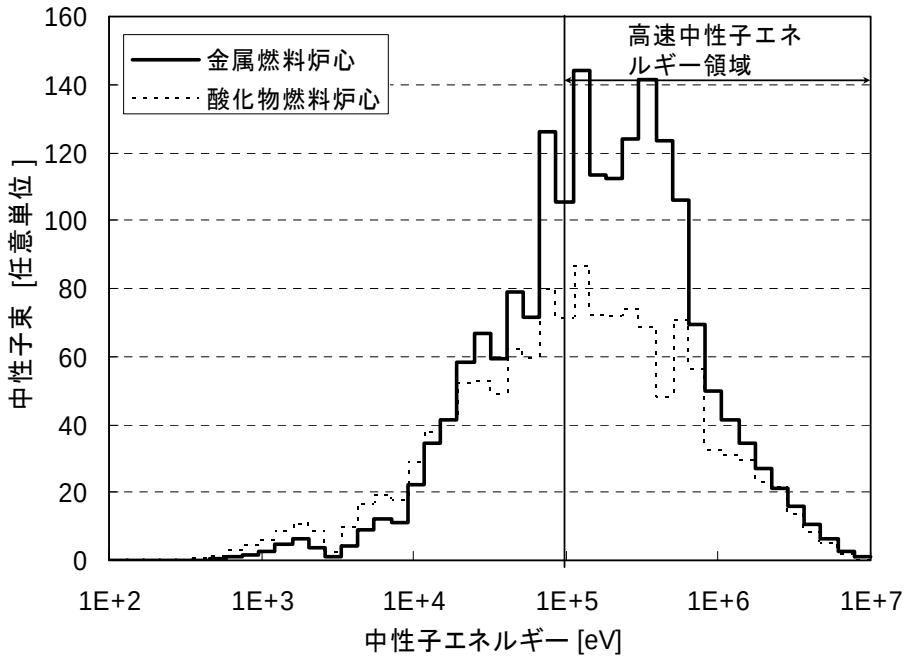


図 2.1.1.19　金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子束スペクトルの比較
（比出力で規格化）

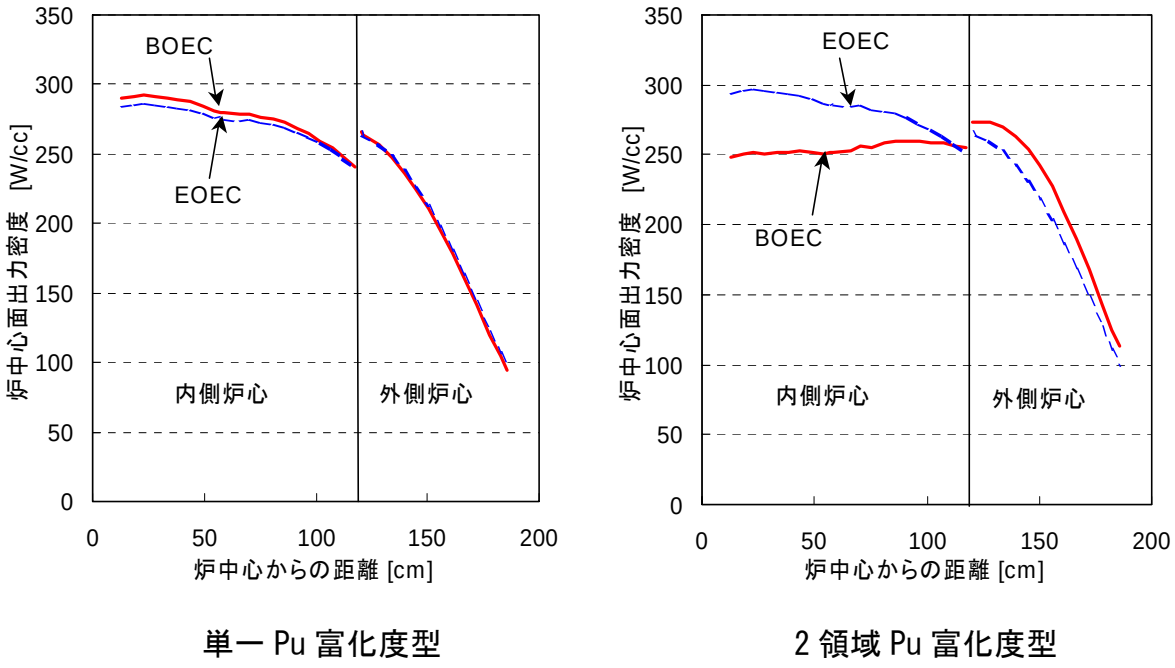


図 2.1.1.20　金属燃料高出口温度型炉心における燃焼期間中の径方向出力分布の比較
（BOEC および EOEC 出力）

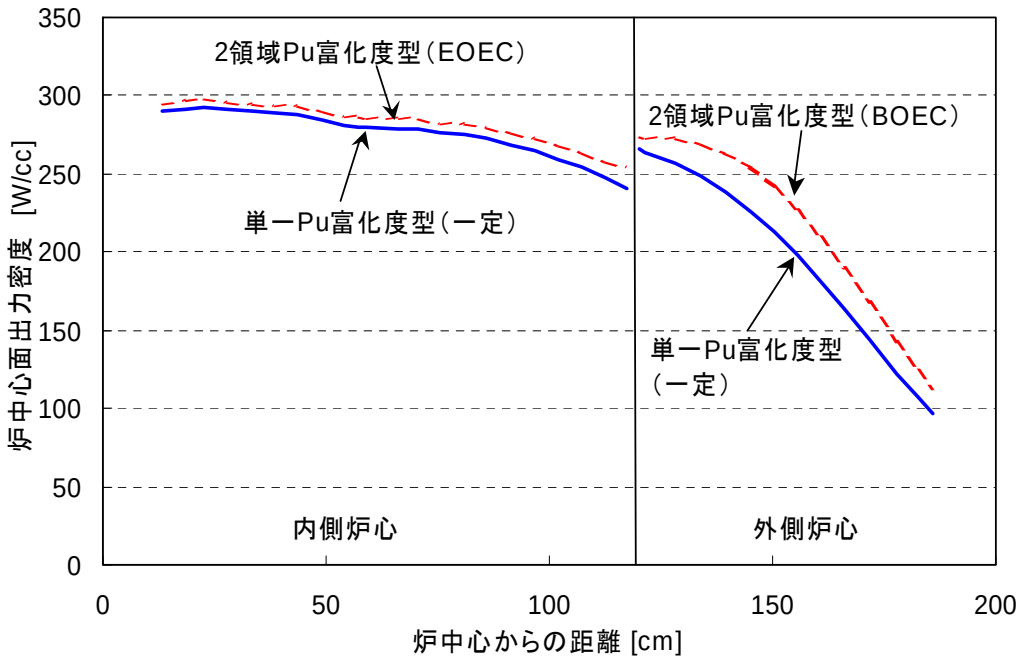
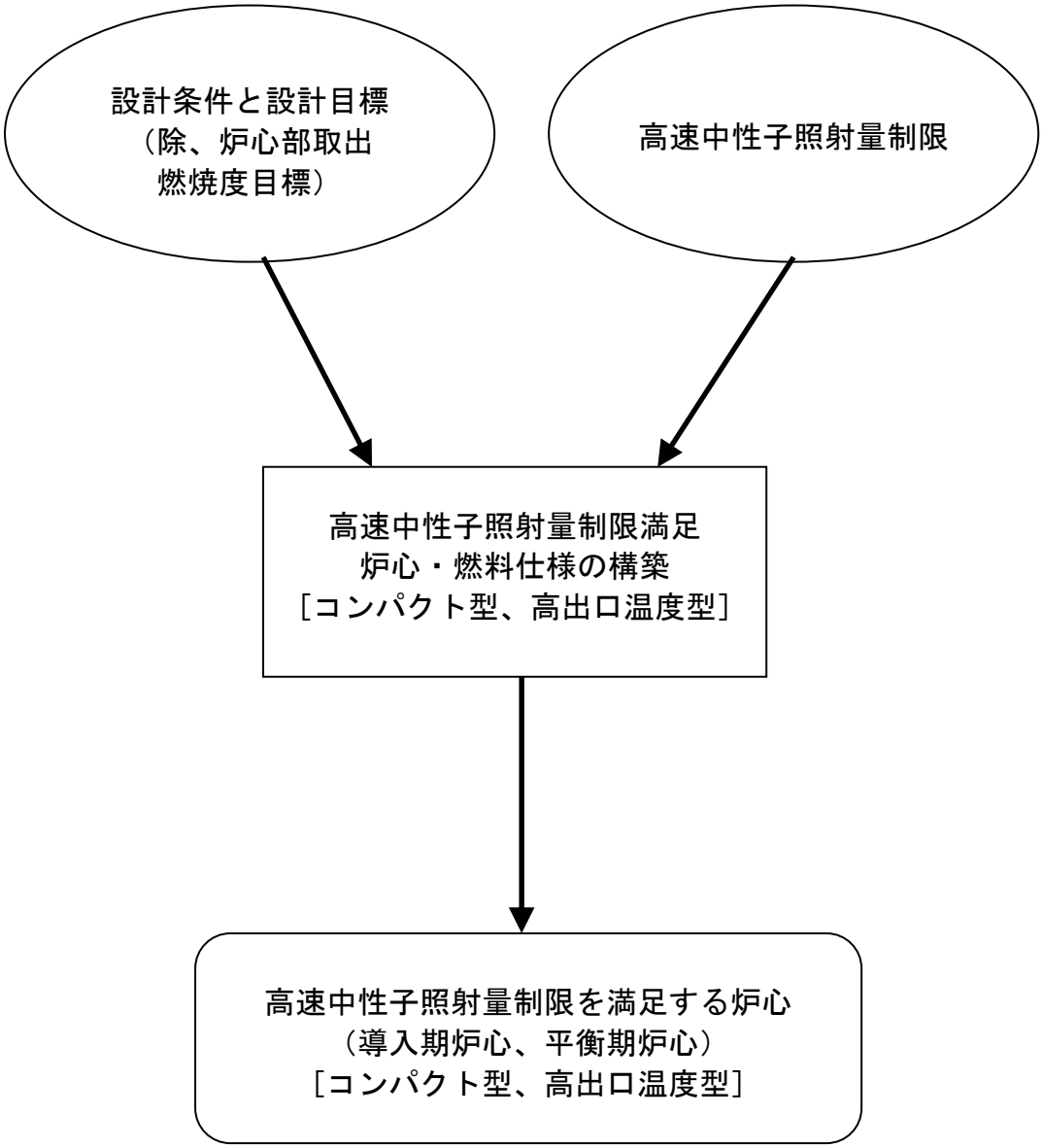


図 2.1.1.21　金属燃料高出口温度型炉心における燃焼期間中の径方向出力分布の比較
（包絡出力）



※高速中性子照射量制限：5×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）

図 2.1.1.22　高速中性子照射量制限を満足する金属燃料炉心仕様の構築スキーム

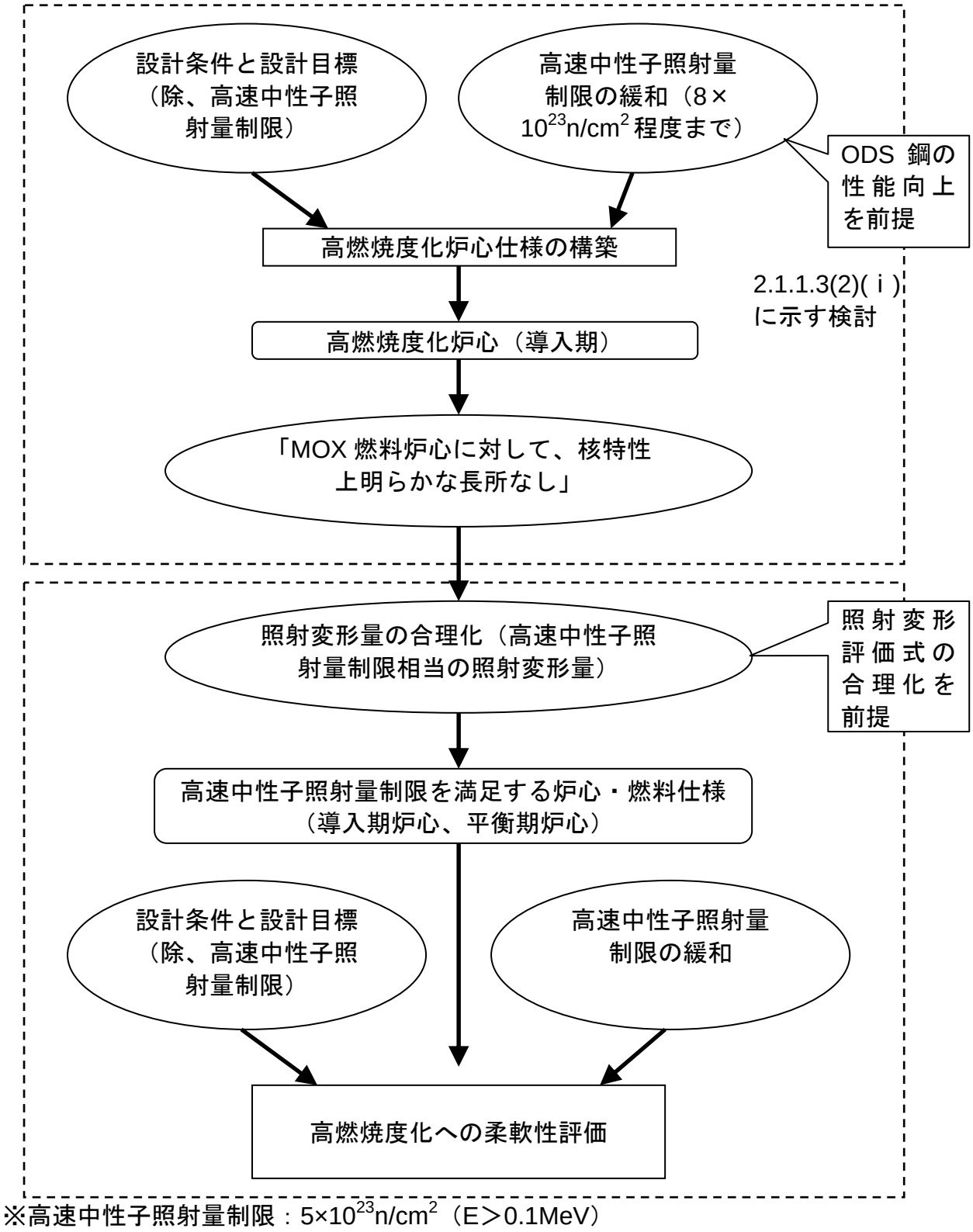


図 2.1.1.23　高燃焼度化金属燃料炉心仕様の検討スキーム

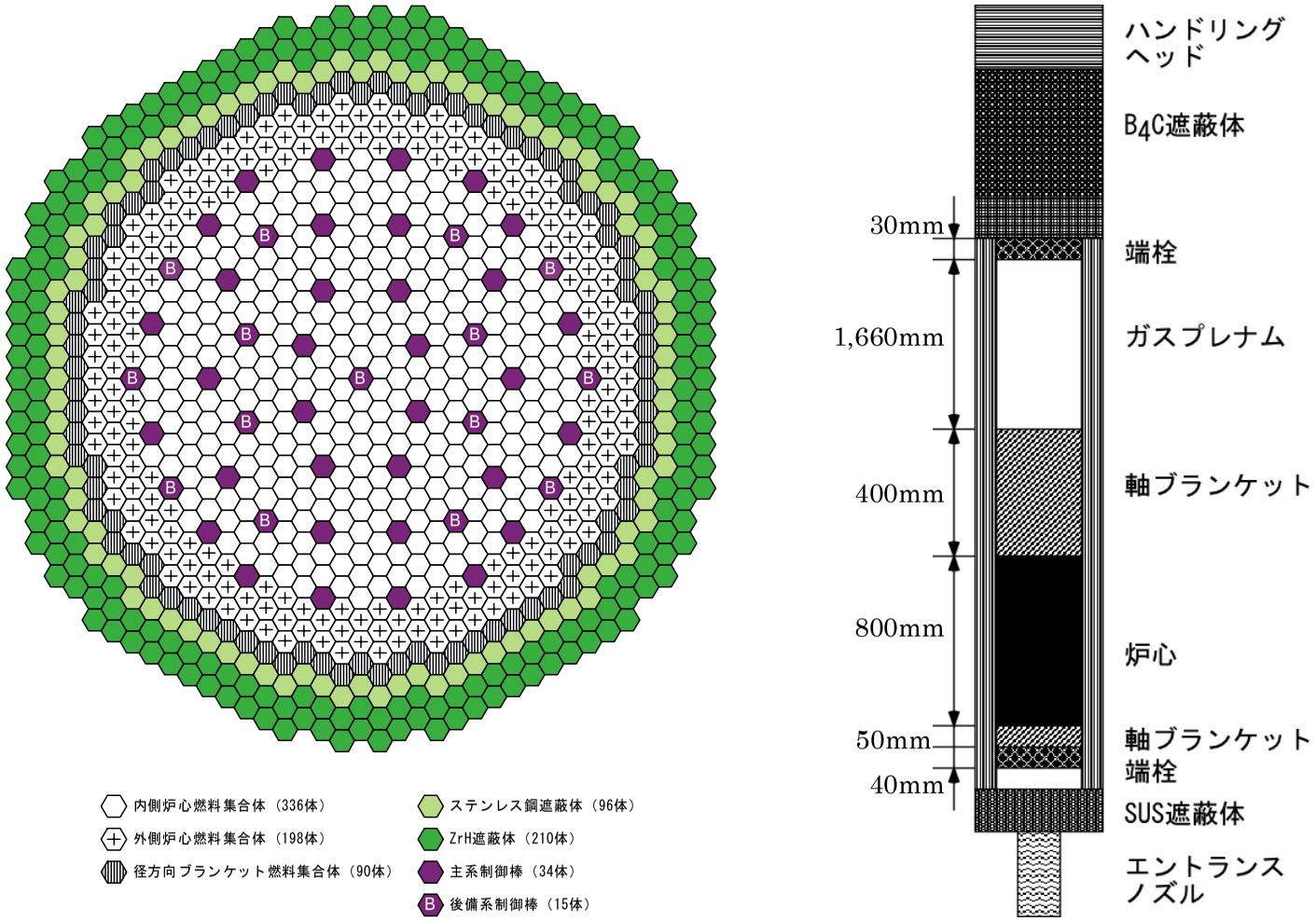


図 2.1.1.24　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（導入期炉心）

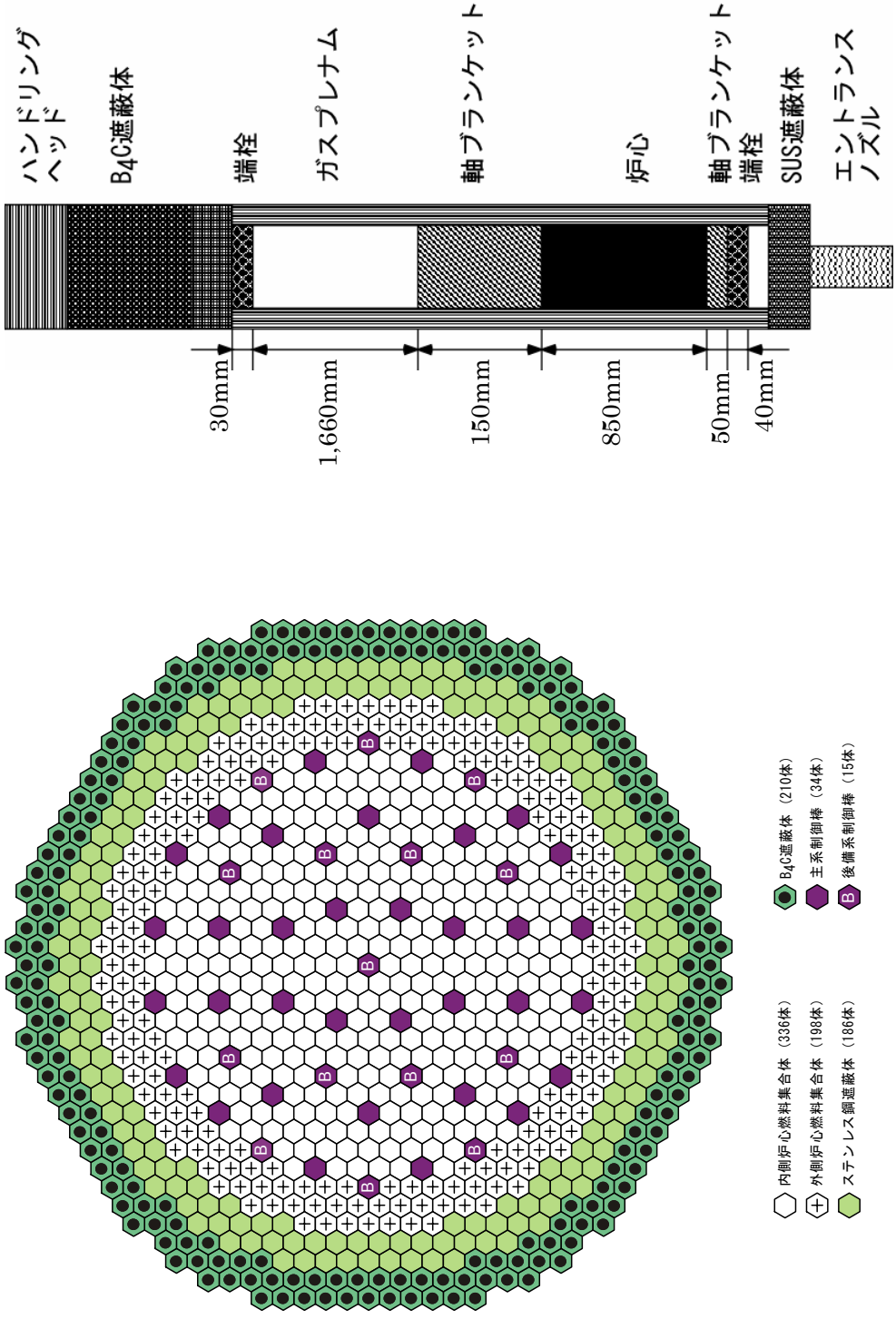


図 2.1.1.25　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）

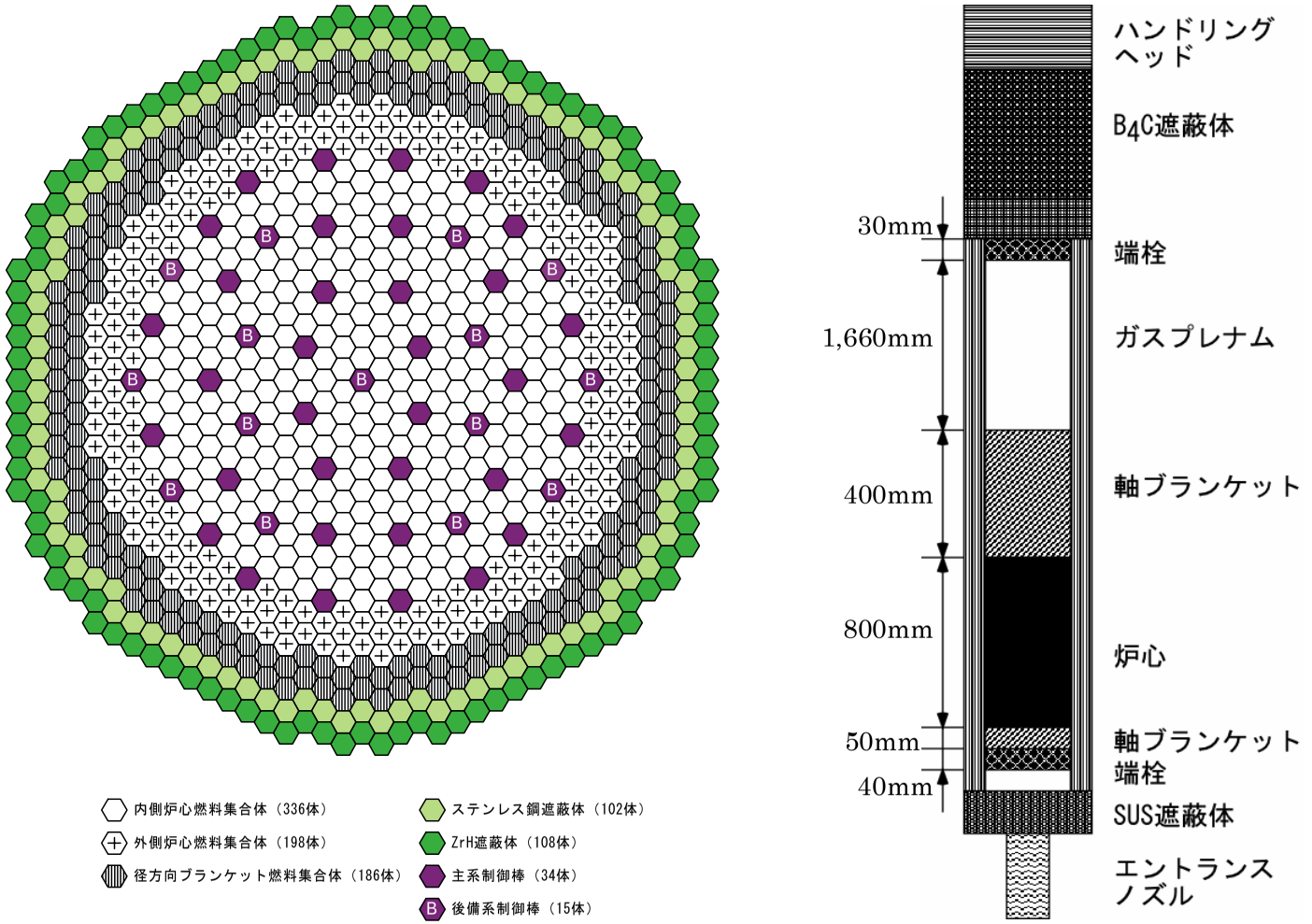


図 2.1.1.26　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化導入期炉心）

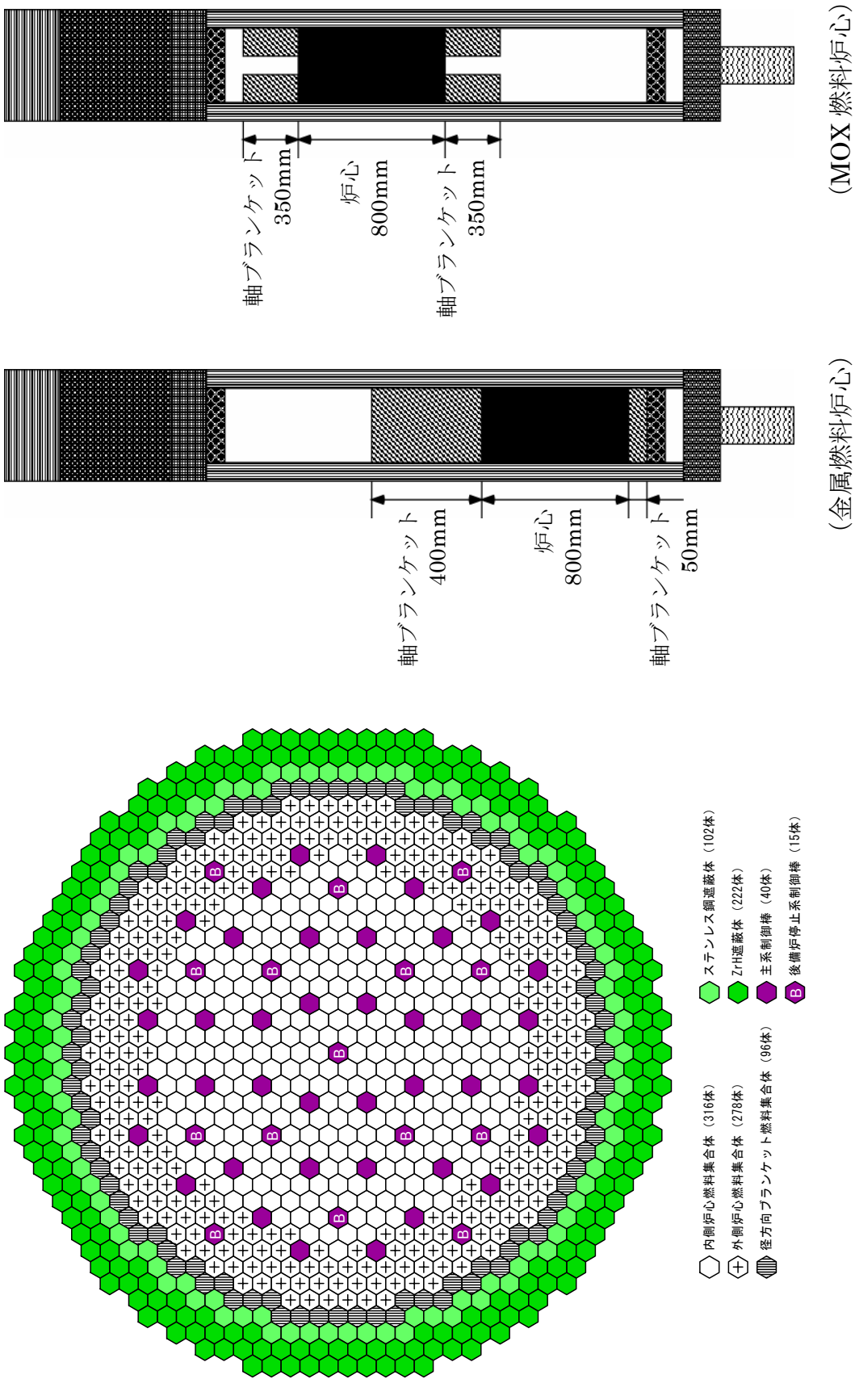


図 2.1.1.27　高燃焼度化条件成立燃料仕様とした大型炉心の炉心配置図

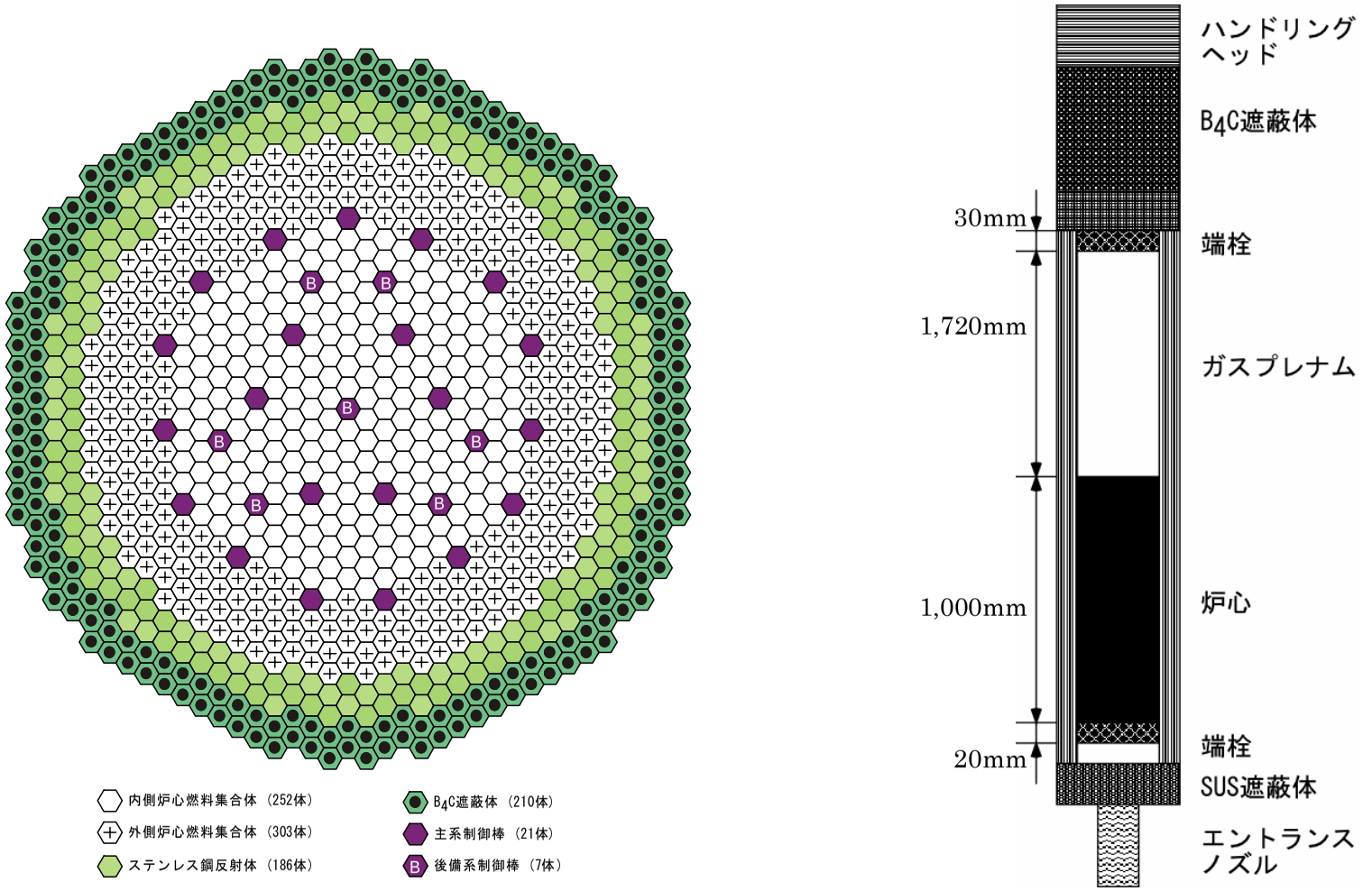


図 2.1.1.28　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）

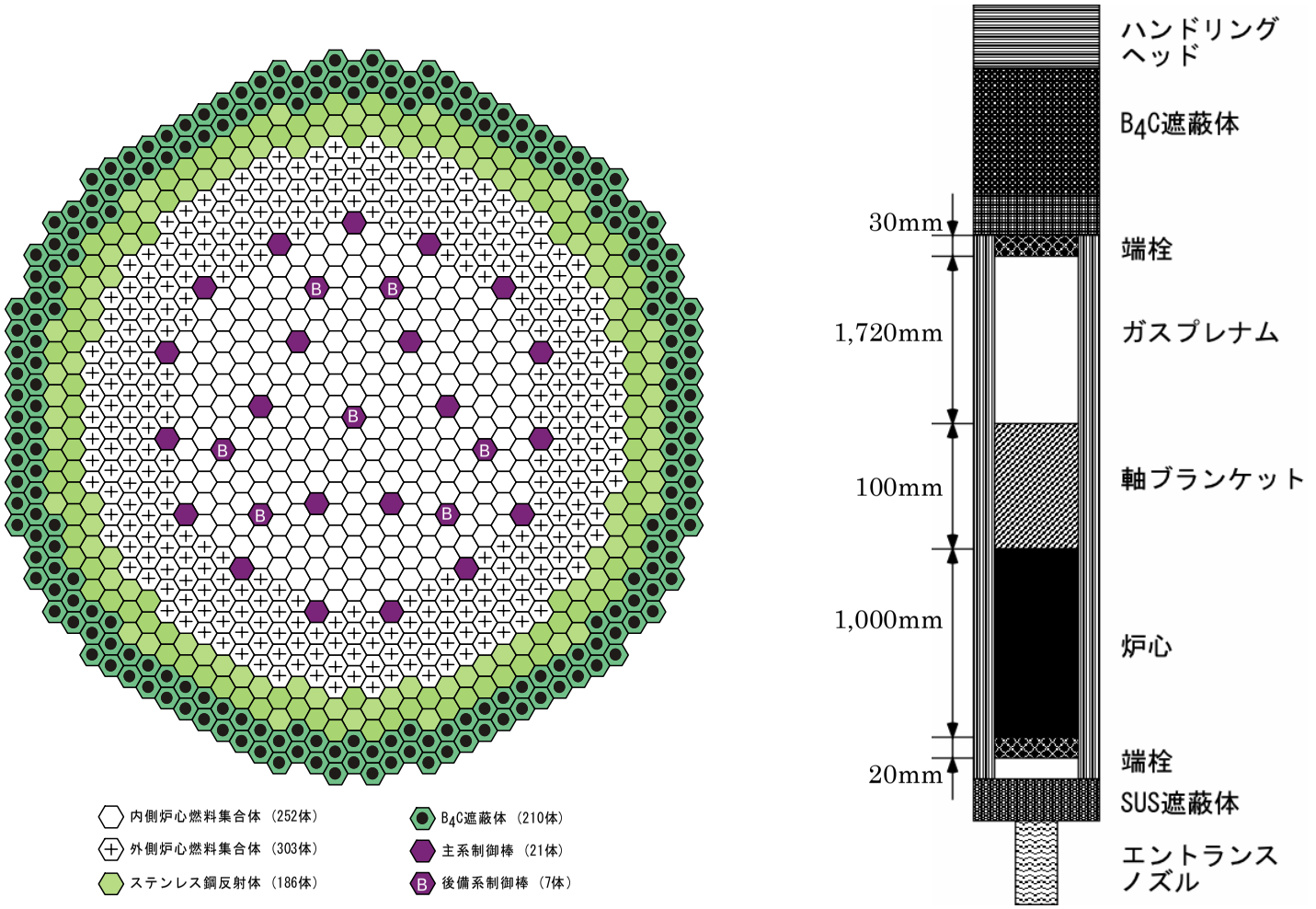


図 2.1.1.29　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（導入期炉心）

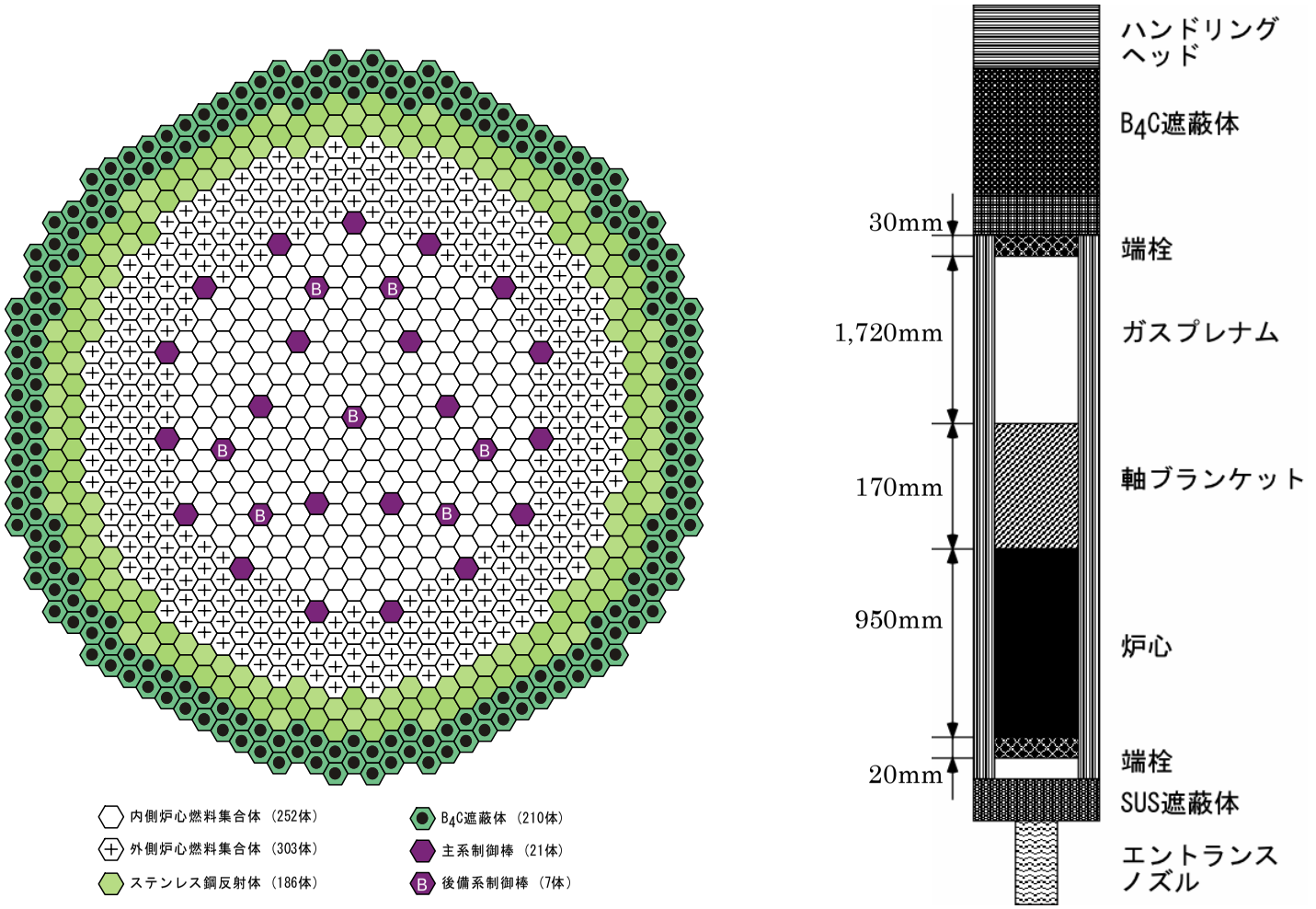


図 2.1.1.30　大型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（高燃焼度化平衡期炉心）

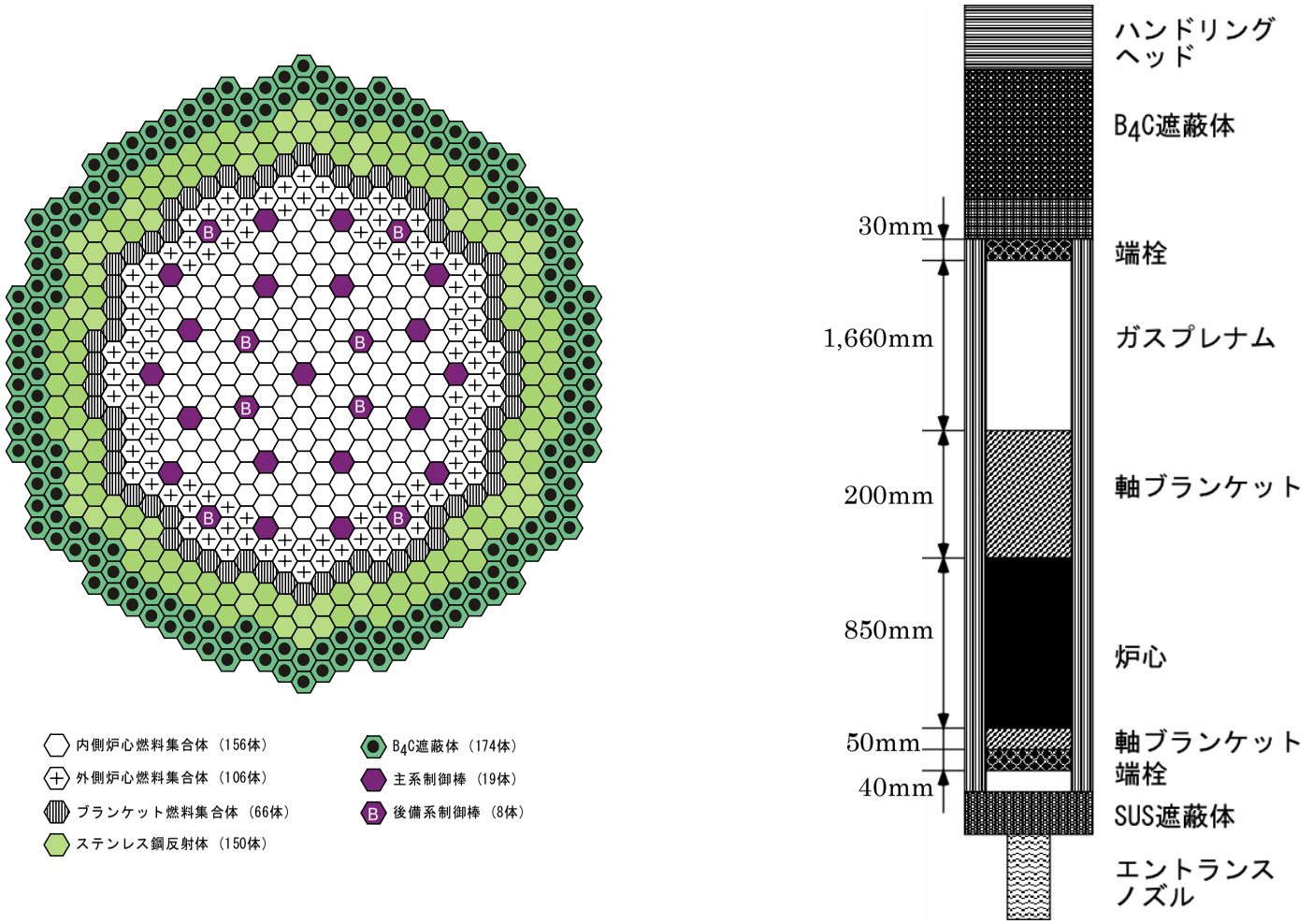


図 2.1.1.31　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（導入期炉心）

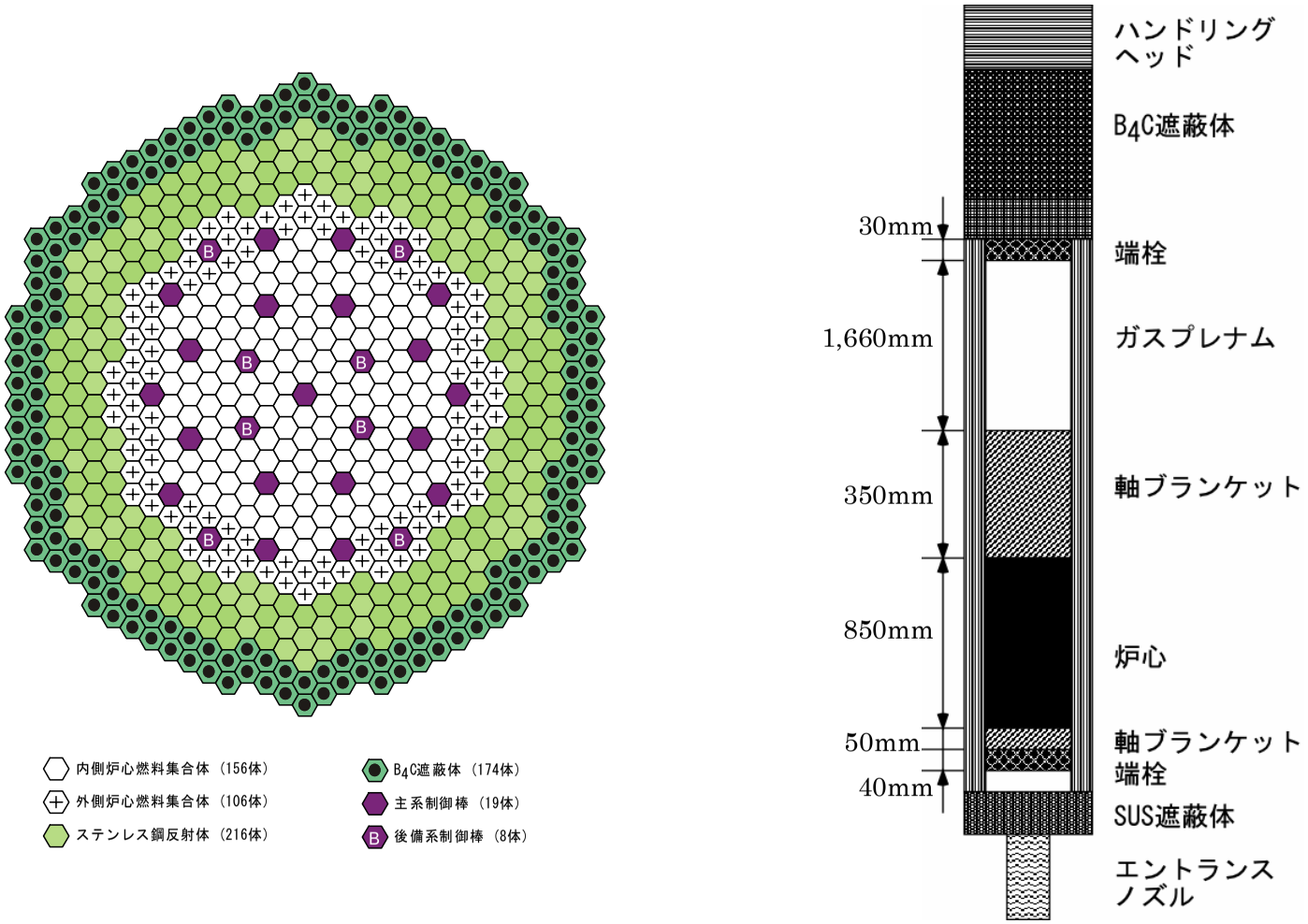


図 2.1.1.32　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（平衡期炉心）

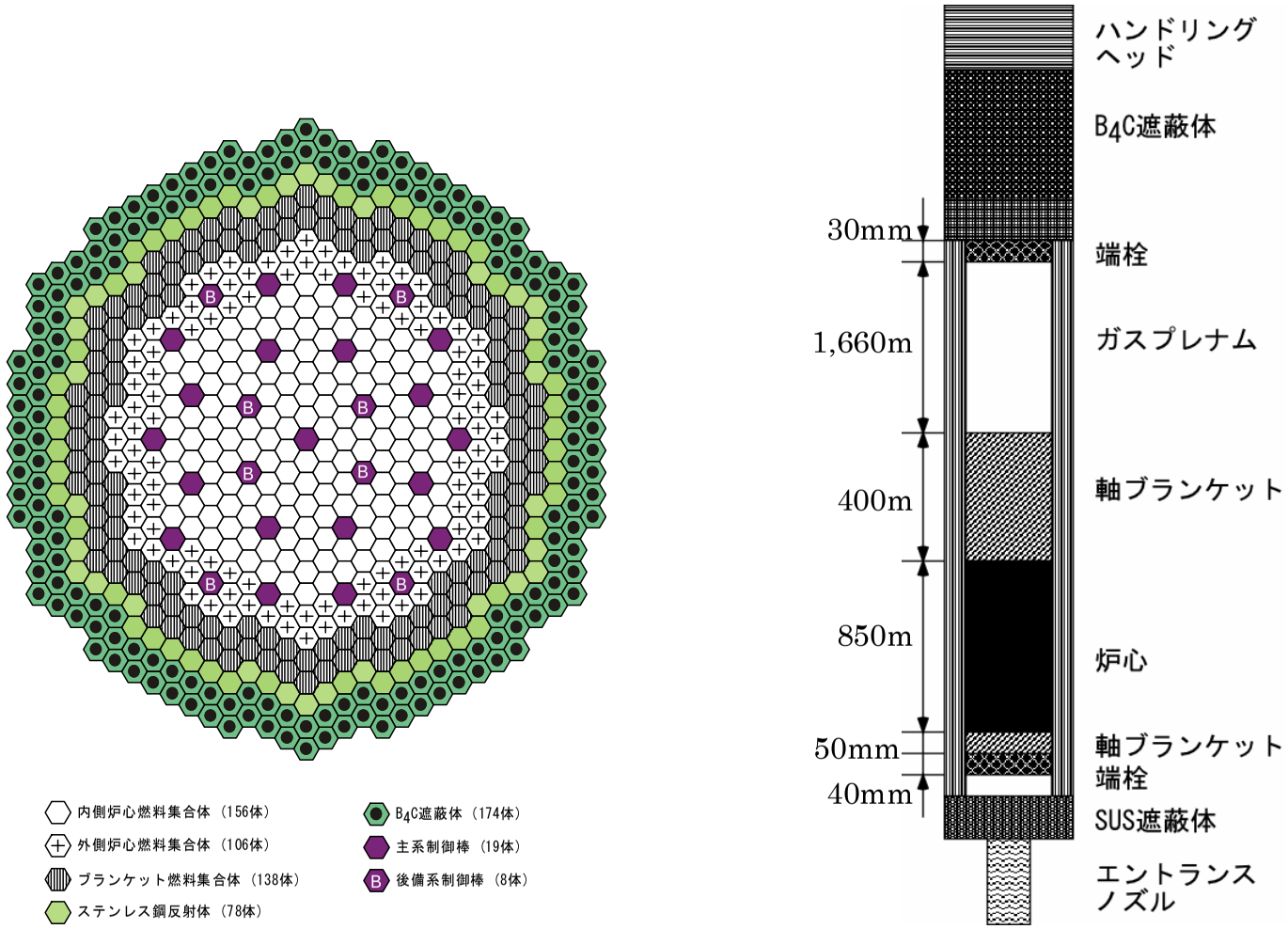


図 2.1.1.33　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化導入期炉心）

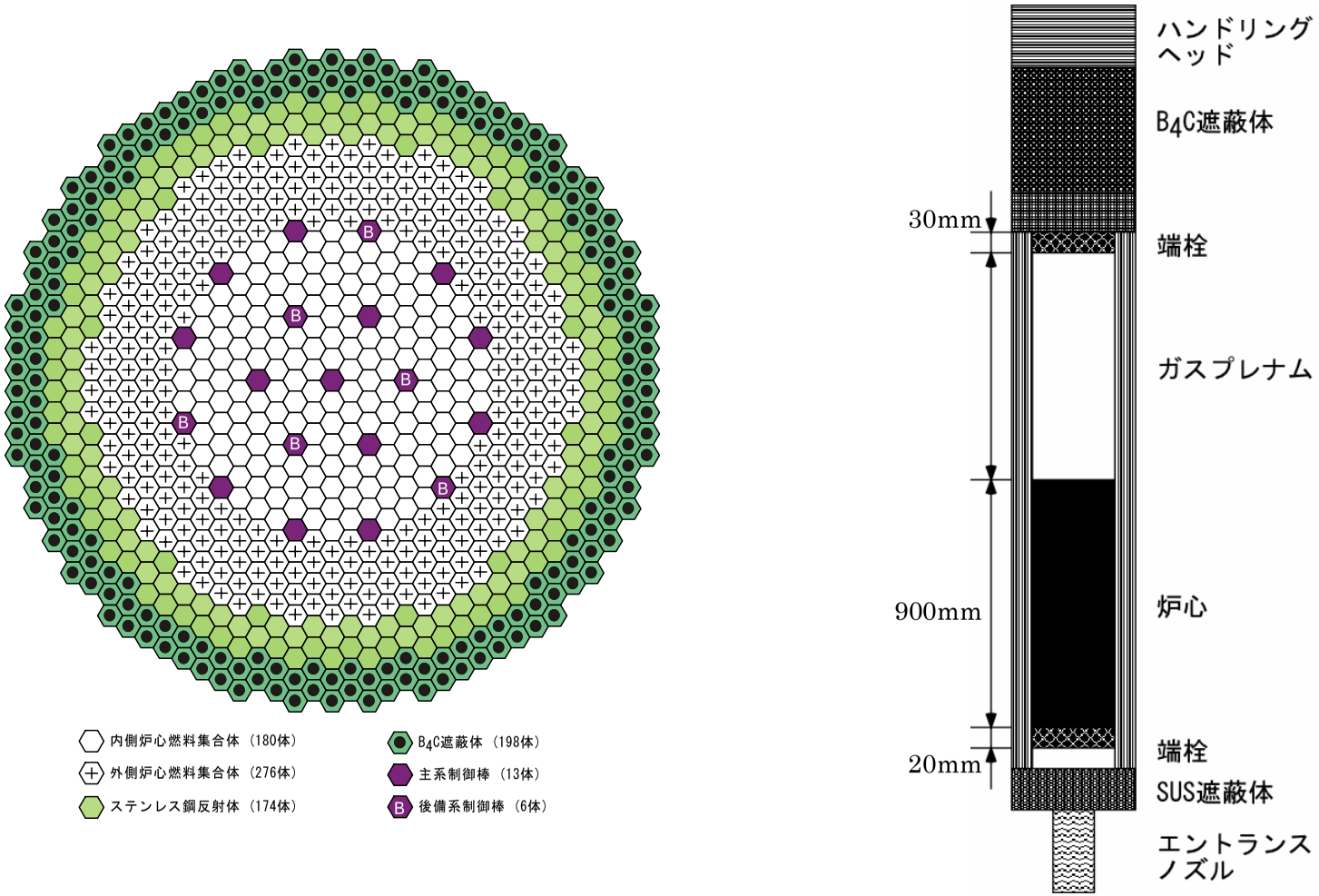


図 2.1.1.34　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（ピン径 2 領域型平衡期炉心）

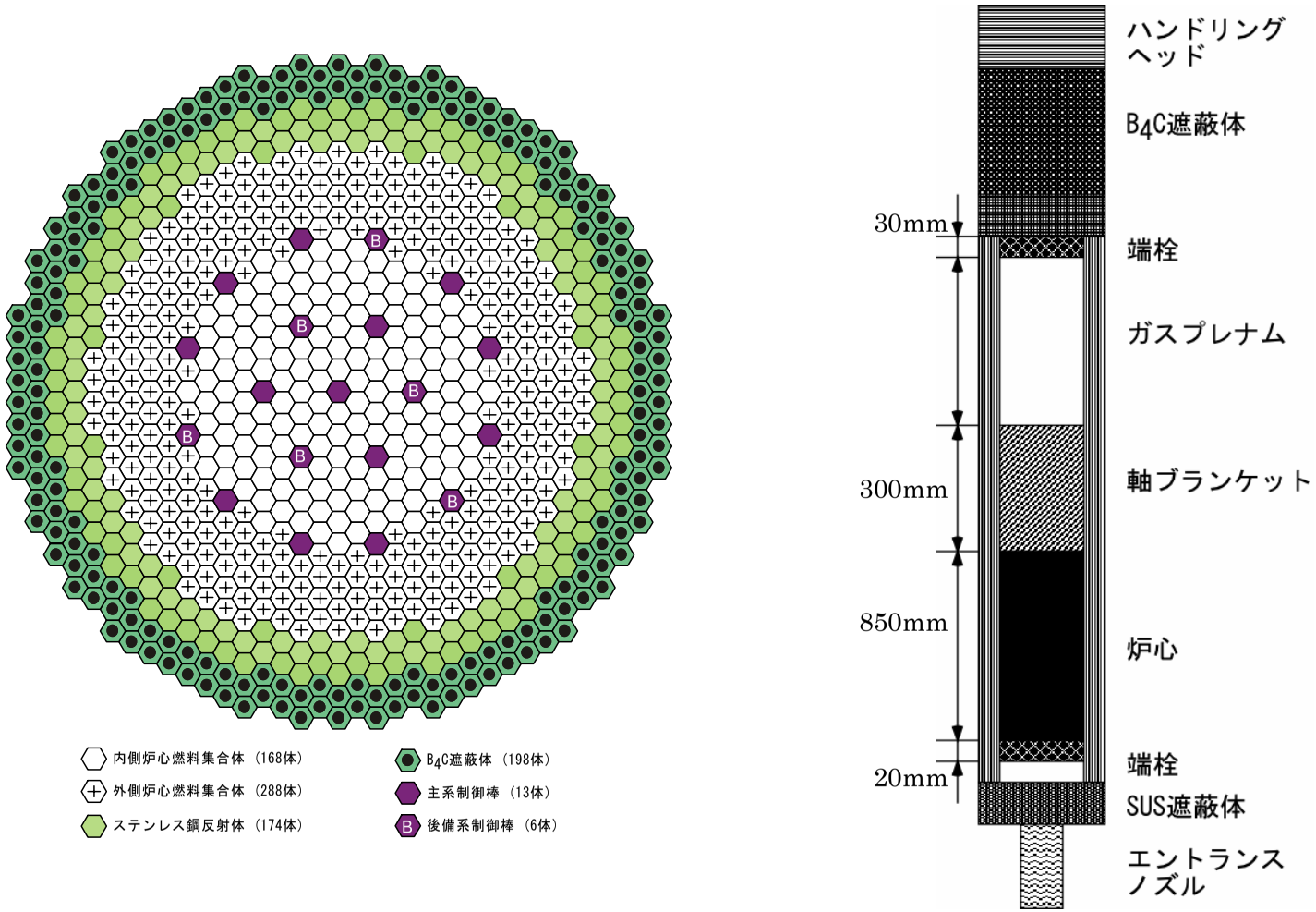


図 2.1.1.35　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（ピン径 2 領域型導入期炉心）

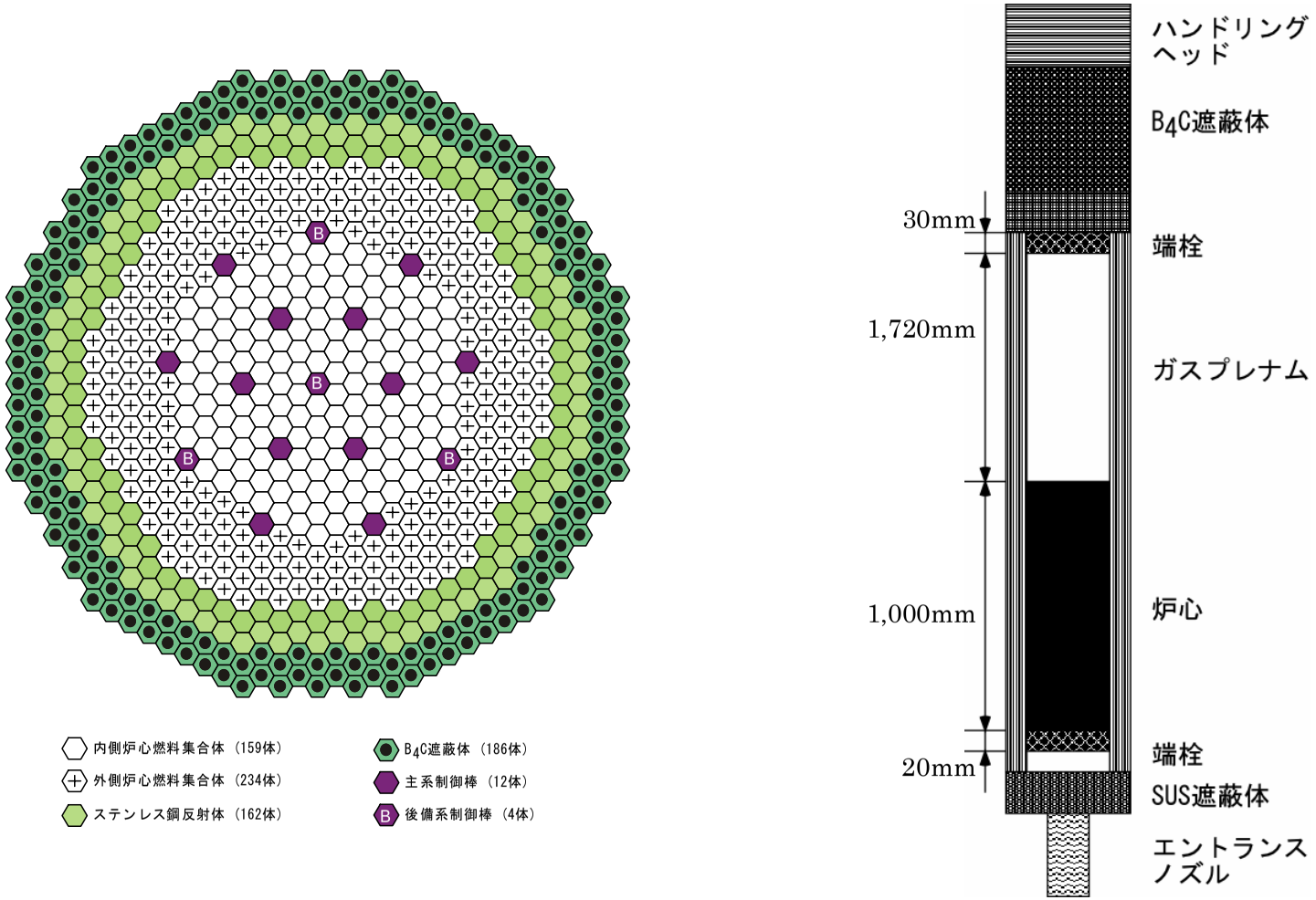


図 2.1.1.36　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（Zr 含有率 2 領域型平衡期炉心）

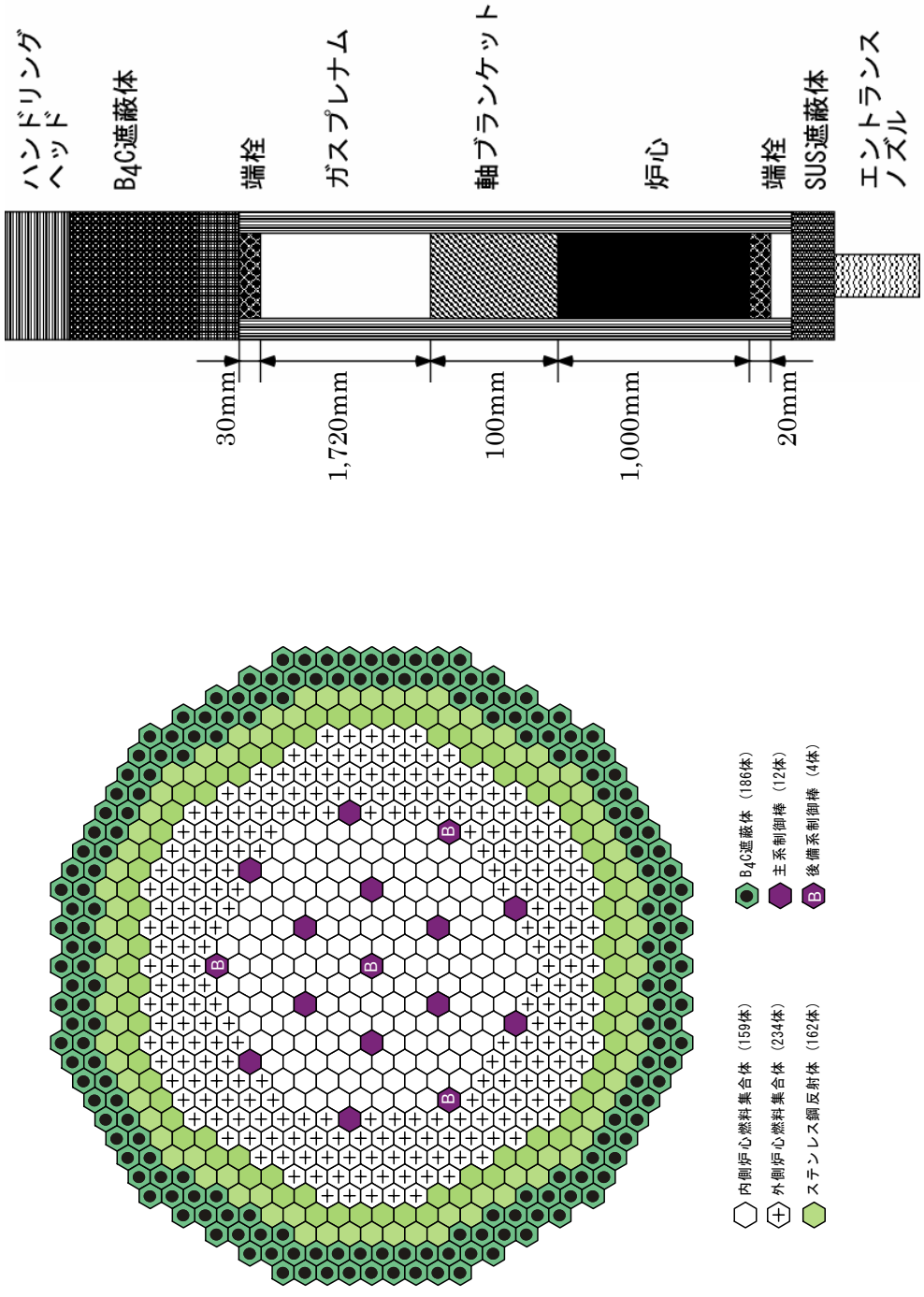


図 2.1.1.37　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（Zr 含有率 2 領域型導入期炉心）

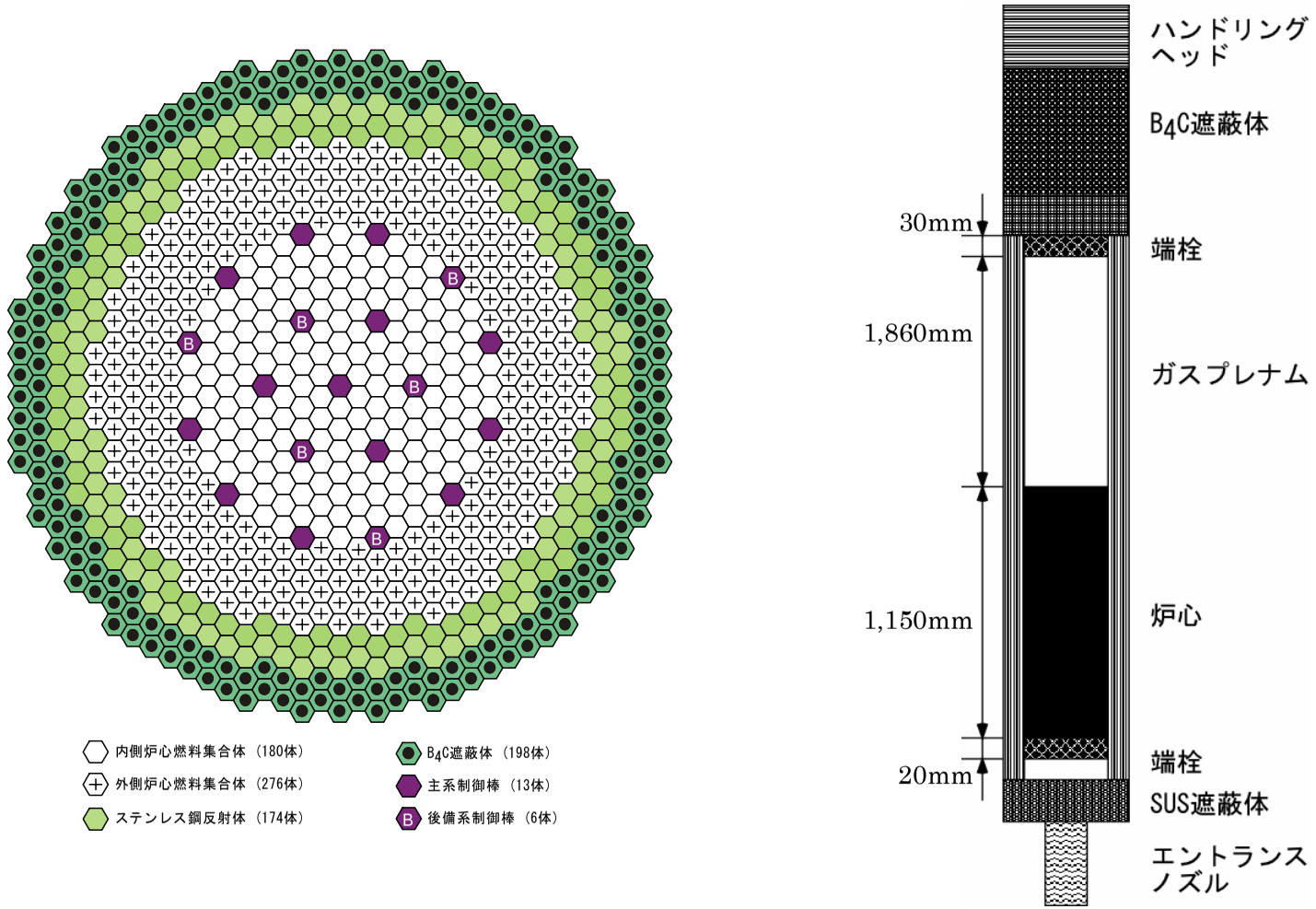


図 2.1.1.38　中型金属燃料高出口温度型炉心の炉心配置図（Zr 含有率 2 領域型高燃焼度化平衡期炉心）

2.1.2 ナトリウム冷却炉固有の課題への対応方策の検討

2.1.2.1 ナトリウム漏えい対策

(1) 取り組み方針

フェーズ１では、ナトリウム配管などからのナトリウム漏えいに対し、熱的影響やエアロゾルが広範囲に及ぶのを防止するために、容器をガードベッセルで、配管や機器を外管またはエンクロージャーで囲んだ構造とする方策を採用してきた。

フェーズ２ではこの方策を基本として、ナトリウム漏えいに対する安全性および経済性の観点での要求条件を整理し、これを満足する具体的な設備構成についての検討を行った。

FBR プラントにおいてに安全性に対する要求事項は、事故時において、

i) 原子炉を速やかに停止すること
ii) 原子炉冷却機能を確保すること
iii) 放射性物質が外部に放出されないこと

であり、ナトリウム漏えいに関してもこれら要求を確保することが必要となる。さらに、ナトリウム漏えい特有の安全性の観点では

iv) ナトリウムエアロゾルの外部放出を防止すること
v) ナトリウム漏えいにより安全機能を有する機器等への影響を防止すること
vi) 漏えい先行型破損(LBB)に基づき、微少漏えいの段階で検知し漏えいを終息させること

である。

一方、経済性の観点での対策も重要であり、漏えいによるプラント稼働率低下防止と漏えいナトリウムの熱やエアロゾルから機器等の損傷を防止できるような合理的な設計としなければならない。

以上の点で、原子炉容器や蒸気発生器などの容器・機器、ナトリウム配管および崩壊熱除去系を対象としてナトリウム漏えい対策設備について検討した。

(2) 安全性

ここではナトリウム漏えいに対する安全要求の具体的な内容について整理した。以下に上記の取り組み方針で述べた個々の要求事項ついて記載する。

(i) 原子炉停止機能

原子炉を停止させるためにナトリウム漏えいを確実に検知すること、および漏えいナトリウムの熱的、化学的影響が原子炉停止システムに影響を及ぼさないこと。

(ii) 原子炉冷却機能

炉心冷却に必要な炉内のナトリウム液位が確保できること、および崩壊熱除去システムが機能すること。

(iii) 放射性物質の放出防止

１次ナトリウムおよびそのエアロゾルの外部への放出を防止すること。

(iv) 安全機能を有する機器等への影響防止

ナトリウム燃焼による熱､圧力およびエアロゾルが安全機能を有する構造物、系統、機器に影響がないこと。

(v) 漏えい先行型破損(LBB)思想に基づく微少漏えい検出

LBB の考え方が適用できるように 100g/hr 程度の微少漏えいを 24 時間以内（暫定）に検出できること。

(vi) エアロゾル放出防止

ナトリウム燃焼により発生するエアロゾルの化学的特性の人体に与える影響を考慮して、非放射性エアロゾルであっても外部への放出を抑制すること。

(3) 経済性からの要求条件

経済性の要求事項は、漏えいナトリウムによる稼働率の低下防止と財産保護を図る合理的設計であり、このためには以下の３つの条件を満たすことが重要になる。

i) Na 漏えいの発生頻度を低減させること

ii) 漏えいナトリウム時にはその影響範囲を限定すること

iii) 漏えい後の補修性の向上を考慮した設計とすること

i)を達成するためには、漏えい発生原因となりやすい溶接部、構造的不連続部および枝管等の付属物を可能な限り排除することが必要である。さらに Na 配管などの ISI も発生頻度を低減させるには有効であり、ISI が容易に実施できなければならない。

ii)は漏えいナトリウムやエアロゾルの拡散を抑制することで、補修のための清掃を容易にして早期のプラント復旧を可能とするものである。このためには早期に検知することと、漏えいナトリウムやエアロゾルを限定できる構造とすることが重要である。

iii)の補修性の向上については､エンクロージャーなどを用いた２重壁構造における具体的な補修方法を検討しておくことで、プラントの運転復帰を速やかに実施するものである。補修用機材の現場搬入や作業スペースについての考慮も必要である。

実際には上記の i)～iii)を同時に満足させることは困難である場合が多く、また補修性向上の対策を講じることによって大幅なプラント建設費増加につながる可能性もある。このことは、例えばナトリウム主配管の２重壁構造の内外管間隙部を影響範囲限定するために区画化しているが、区画範囲を小さくするほど清掃や補修は容易になり早期補修は可能となるが、区画壁設置のためにナトリウム配管に新たに溶接部が必要になりナトリウム漏えい発生に要因の増加になる。さらに区画毎の漏えい検出設備や予熱ヒーターが必要になるなどコスト増加にもつながる。また、補修性向上のための作業スペースをプラント内に大きく確保すれば建屋容積が増加する。

以上の様に、早期補修を指向する設計と漏えい発生頻度を低減する設計は相反する傾向にあるが、フェーズ２のプラント設計では漏えい発生頻度の低減を優先とした方策を採用することとし、その前提条件で補修性の向上の検討を行うこととした。なぜなら、漏えい後の早期補修に重点を置くよりも、漏えい発生頻度を低減した対策の方が、結局は稼働率が高くなり経済性の観点で有利であると考えられるからである。なお、補修性の向上が過度なプラント建設費増加に繋がらないように注意を払う必要がある。

さらに、ナトリウム漏えい箇所が１次系または２次系、配管または機器・容器によって補修の容易性、補修期間および漏えい発生頻度が異なるため、画一的な対策を検討するのではなく、対象とする部位に応じてナトリウム漏えい対策に対する考え方を整理しておく必要がある。

１次系については放射化されているため、漏えい後の補修は容易ではなく、時間も要すると考えられるため、漏えい発生確率の低減を図る方策を特に重視しなければならない。１次系ポンプを IHX に組み込んで一つの容器内に収納し、１次ナトリウムバウンダリーを２次ナトリウムバウンダリーで囲んだ構造としていることや、配管エルボーを減らすことで１次系配管を短くしていることなどは、１次ナトリウムバウンダリー面積を小さくして、漏えい発生頻度の低減に効果がある。

一方、２次系については１次系と比較すればナトリウム配管が長くエルボー構造が多いことから、漏えいの発生する確率は１次系よりは高くなることが予想される。２次系であり作業性が良くなることもあり、短期間での補修方法を検討しておく必要がある。

また、機器・容器類からの漏えいについては、配管の様に漏えい部位を切断して溶接補修することは現状技術では不可能であり、機器･容器全体を交換することになる。このため、交換に伴う稼働率低下の影響は大きく、補修性の向上の検討よりも製作時の品質保証(QA)や使用前検査(PSI)が確実に実施できることが重要となる。

(4) ナトリウム漏えい対策設備の具体化

安全性および経済性の要求に基づいて、１次系および２次系および DHRS（崩壊熱除去系）の AC（空気冷却器）のナトリウム漏えい対策設備についての具体化を図った。図 2.1.2.7 にナトリウム漏えい対策設備の構成を示す。

ナトリウム漏えい対策設備はナトリウム漏えいを検出する設備と機器・配管を覆う設備（ガードベッセル、外管、エンクロージャー）から構成される。

漏えい検出系については、小漏えいに対しては確実な検出を行うために、検出感度が高く原理の異なる２つの検出器を組み合わせることとし、レーザ検出器および SID (Sodium Ionization Detector) を設置した。レーザ検出器はナトリウム特有の光スペクトルを検出するもので、高い感度とナトリウムを選択的に検出できる特徴がある。中大漏えいに対しては接触式漏えい検知器および連続式液位計を採用する。

１次系配管の外管や原子炉容器ガードベッセルについては、漏えい時の炉容器の液位確保および格納容器内の温度、圧力の上昇防止ができることとした。このため気密構造で内部を不活性雰囲気とすることとし、漏えい量を制限するとともに、ナトリウム燃焼も防止した。このようにガードベッセルや外管は、漏えいナトリウムのリークタイト性が要求されることから溶接構造とする。また、ファイバースコープによる目視検査等の ISI（共用期間中検査）検査機のアクセスルート確保のため外管にメンテナンス孔および案内ルートを設置する。

２次系のナトリウム配管や機器のエンクロージャーについては､大型炉では IRACS

（2 次系炉心冷却システム）を SG に設置しているため、崩壊熱除去システムが機能している期間（約 24 時間）は２次ナトリウムの液位確保・循環が安全上の観点での要求事項となる。中型炉では炉心冷却（崩壊熱除去）のための２次ナトリウムの液位確保の機能は要求されないが、補修までの期間はナトリウムを保持することが必要になる。エンクロージャー内部については１次系配管と同様に漏えいナトリウムの燃焼抑制し腐食防止のために内部は窒素ガス雰囲気とする。

外管やエンクロージャーへの保温材の設置位置（内側/外側：図 2.1.2.2 参照）や、区画壁の設置箇所については、補修性、溶接構造の有無、配管予熱系、検出系の観点から幾つかのオプションが検討された。

保温材を外管やエンクロージャーの外側に設置することで外管/エンクロージャーを高温仕様とした場合にはベローズも、高温仕様のものが必要になる。さらにナトリウム配管のパイプホイップ対策として、外管の高温強度の確保も必要である。一方、保温材を外管/エンクロージャーの内側に設置して、外管/エンクロージャーを低温仕様とした場合、漏えいナトリウムが保温材に進入し補修には時間を要することとなる。またヒーター内装のため外管・エンクロージャーに貫通部が必要になる。この他、常温仕様のルーフデッキ（１次系）や配管支持構造物との取り合いも検討する必要がある。この様に外管・エンクロージャーを高温方式とするか、低温方式とするかについてはそれぞれに長所・短所がある。１次系、２次系とも枝管を削除し、ナトリウムバウンダリー面積をできるだけ少なくすることで、漏えいの発生頻度低減を指向していることから、補修性の向上を図るよりもプラントとの取り合いや低温仕様のベローズを用いることにより信頼性の向上を優先することとした。よって保温材は外管・エンクロージャーの内側に設置する低温方式を採用する。

区画壁は Na 漏えい時に内外管の間でナトリウムおよびそのエアロゾルが拡散し補修の妨げになることを防止するためのものである。区画壁を増やすほど漏えい時の補修範囲は仕切壁の範囲内に限定されるため、補修は容易にはなるが、区画毎の漏えい検知系や予熱が必要になりシステムは複雑化する。さらに仕切壁はナトリウム配管との間に図 2.1.2.3 に示すような Z ジャンクションを必要とするため新たな溶接部が発生し、漏えいの要因を増加させることになる。

エルボー部など溶接部の密集しているところなど漏えい発生の可能性の高い箇所では区画化を小さくし、ストレート管のように溶接部の存在しないところでは、区画壁間隔を大きくするなど、場所に応じた施工方法が考えられる。しかし、前述のように溶接部をできるだけ少なくするなど、漏えいの発生要因を低減させることを優先していることから、１次系、２次系とも配管と機器・容器の間以外には仕切構造は設置しないこととした。ただし、２次系配管の格納バウンダリーを構成する床を貫通する部位においても、格納バウンダリー形成のために配管とエンクロージャーの間に仕切構造を設ける。

１次系および２次系配管の保温材、区画壁、漏えい検出計および ISI 検査孔などのナトリウム漏えい対策構造を具体化した様子を図 2.1.2.4 から図 2.1.2.6 に示す。図

2.1.2.4 には中型炉の１次系ホットレグ配管の外管構造を、また図 2.1.2.5 には中型炉２次系ミドルレグ配管（上部）のエンクロージャー構造をそれぞれ一例として示す。また、大型炉でのナトリウム配管とエンクロージャーの区画壁の設置位置を図 2.1.2.6 に示す。

DHRS（崩壊熱除去システム）の空気冷却器の伝熱管については図 2.1.2.7 に示すように２重管構造とし、また U 字管部およびヘッダ部はエンクロージャーで覆い内部は不活性ガスで充填する。ナトリウム漏えい検出器はレーザ検出計と SID（Na イオン検出計）を設置した。中規模漏えいはエンクロージャー底部に設置した接触式検知器で、大規模漏えいに対しては DHRS 膨張タンクの液位低信号で検出する。ナトリウム主配管に比べて溶接箇所が多いため補修性向上を重視することとし、エンクロージャーの外側に保温材、予熱ヒーターを設置する。なお、２重伝熱管の貫通破損対策として、空気ダクトに漏えい検出器を、また給気ダクト下部に漏えいナトリウムの貯留装置を設置する。

(5) 漏えい検出後の運用

ナトリウム漏えい検出器として設置を検討した SID、レーザ式、接触式検出器および液位計について、その運用は以下の基本方針によるものとする。なお、１次系ナトリウム漏えい、２次系ナトリウム漏えい時の運用状況をそれぞれ図 2.1.2.8 および図 2.1.2.9 に示す。

i) １次系

微少漏えいでは、まず SID およびレーザ式検出系により警戒信号が発信する。この段階で運転員の判断によりレーザ式検出系の信号や化学分析などの方法により、ナトリウム漏えいであることを確認し、手動で原子炉停止操作を行う。これにより大漏えいに至る前の初期段階で終息させることが可能となる。

その後、漏えいが大きくなった場合や、大漏えいの場合は安全保護系並の信頼度を有する原子炉容器液位計またはガードベッセル漏えい液位計にて検知し、ナトリウム漏えい信号を発信させて原子炉を自動停止させる。

ii) ２次系

微少漏えいでは、まず SID およびレーザ式検出系で警戒信号が発信される。この段階で運転員の判断によりレーザ信号や化学分析などの方法により、ナトリウム漏えいであることを確認し、手動で原子炉停止操作を行う。これにより大漏えいに至る前の初期段階で終息させることが可能となる。

中規模漏えいでは、接触式検出計および SG 液位計にて検知し、レーザ信号や化学分析などの方法によりナトリウム漏えいの確認した上で、手動で原子炉停止操作を行う。

漏えいが大きくなった場合や、大漏えいの場合は安全保護系並の信頼度を有する SG 液位計にて検知し、ナトリウム漏えい信号を発信させて原子炉を自動停止させる。

2.1.2.2 ナトリウム・水反応対策

(1) 取り組み方針

ナトリウム加熱型蒸気発生器（蒸気発生器は、以下 SG という。）において伝熱管が破損し水リークが発生すると、ナトリウム・水の反応ジェットの浸食作用により、リークの発生した伝熱管自身や隣接する伝熱管に損傷を与え SG 内部において破損規模は拡大する。この結果水リーク率は増加し、ナトリウム系内の圧力は発生水素により上昇する。しかし、実際には水リーク検出器によりナトリウム・水反応は早期に検知され、速やかに水・蒸気系は SG から隔離されるとともに SG 内部の保有水を放出することで、水リーク率は減少しナトリウム・水反応は終息する。

実用化 FBR の SG においては、このような SG 伝熱管破損によるナトリウム・水反応に対して、原子力プラントとしての安全性だけでなく社会的受容性（安心感）や経済性の観点でもその対策を検討することとした。

安全性については、従来の FBR プラントと同様に、炉心との間に２次ナトリウム系を設置し、万一の SG の伝熱管破損事故に対してもその影響が直接炉心に及ぶことを防止している。そして、この為にはナトリウム・水反応による圧力波から中間熱交換器（以下、IHX という。）における１次系バウンダリーの健全性が確保されることが必要である。さらに、直接的には炉心に影響はないものの、SG 本体胴や２次系配管などの２次系ナトリウムバウンダリーについても、圧力波により破損することの無いようにしなければならない。

また、ナトリウム・水反応に対する一般公衆の安心感を向上させ、FBR の社会的受容性を向上させることも重要である。このためには伝熱管破損時の SG 内における影響範囲を局限化し、ナトリウムの化学的に活性な性質を顕在化させないようにすることが必要になる。

ナトリウム・水反応の経済性への影響については、伝熱管破損時の SG の財産保護とプラント稼働率の低下防止である。このためには水リーク後に伝熱管をプラグ補修することで SG を再使用可能とすること、および伝熱管プラグやナトリウム中の反応生成物のクリーンナップを速やかに行うことにより、補修に伴うプラント停止期間を短くすることである。したがって、ナトリウム・水反応の影響を極限化し、破損規模をできるだけ小さくすることが必要になる。

以上の安全性、社会的受容性（安心感）および経済性を達成するための具体的な設計方策について述べることとする。

(2) 安全性

２次ナトリウム系を設置しているため、SG 水リークは炉心安全には直接的には影響しない。このことを確実にするために、ナトリウム・水反応の圧力波から IHX における１次系バウンダリーの健全性を確保することが要求される。しかし、実際には IHX が圧力波により破損するのは､相当多数本の SG 伝熱管が同時にギロチン破断し、かつ圧力開放系が機能しない場合であり、この様な事象は工学的にはありえない。

したがって、通常この様な同時多数本ギロチン破損に対して十分な安全裕度を持ち、かつ現実的な事象として１本の伝熱管の破損から始まる水リークを初期事象として取り扱う。微少リークから大リークまでを初期事象とし、水リーク対策設備の性能を考慮して破損伝播を評価した上で、最大となる水リーク率を設定する。この最大となる水リーク率を、特に設計基準水リーク(Design Base Leak : DBL)と呼び、ナトリウム・水反応に対する安全基準としている。

図 2.1.2.10 と図 2.1.2.11 に SG 水リーク対策設備の概要とナトリウム・水反応の安全シナリオを記載する。水リーク対策設備は水リーク検出系とナトリウム・水反応終息系から構成される。検出系はナトリウム・水反応で発生するナトリウム中の水素を検出する水素計、発生水素の気泡による音波伝播の変化を検出する音響計およびこれらの信号処理システムから成り立っている。検出器のうち水素計は微少～中リーク（数 μg/sec～数百 g/sec）を、音響計は中～大リーク（数百 g/sec～十数 kg/sec）対象としている。また、事象終息系はタービン・給水ポンプ系との隔離弁、SG 内の保有水を放出し水･蒸気系を減圧する開放弁、およびブローダウンタンクから構成されている。なお、水リーク率が大きい場合には SG ナトリウム側のラプチャー・ディスクがナトリウム・水反応の発生圧力により破裂し、反応生成物を収納容器に放出する。反応生成物中の水素ガスは収納容器に設置されている点火器により燃焼処分される。

伝熱管破損の初期事象としては 0.001g/sec 程度の微少水リークから伝熱管１本ギロチン破断に相当する大リーク（数～十数 kg/sec の水リーク率）を想定している。初期リーク規模は微少リーク、小リーク、中リーク及び大リークの４つに分類され、リーク規模に応じた検出計で検知された後、水側の隔離およびブローによりナトリウム・水反応は終結し安全に停止する。

この水リーク対策システムに対しては安全保護系として機能するため非常に高い信頼性が要求される。つまり、水リークに対して動作が確実であり、また誤信号・誤動作がないこと、地震により破損、誤動作がないことである。特に検出系については個々のセンサーの信頼性に依存するだけでなく、複数器設置し２つ以上の検出信号により水リークを検知する方式により更に信頼性を高めた方式としている。また、バルブ・弁については隔離弁については直列に２カ所、開放弁についは並列に２カ所設置することでその動作をより確実なものにしている。なお、検出系のバックアップとしてカバーガス中水素計、カバーガス圧力計及びラプチャー・ディスク破壊検出計を有するものとする。

この水リーク対策設備の性能に基づきあらゆる規模の初期水リークを想定しても最大となった時の水リーク率が、伝熱管１本ギロチン破断相当(1 Double Ended Guillotine failure : 1DEG)を越えないことは解析的に確認している。

(3) 社会的受容性

社会的受容性（安心感）については、原子力プラントにおいてナトリウム・水反応の様な化学的に活発な反応が生じる可能性を有することに対して、一般公衆への安心

を向上させようとするものである。これは技術的な観点で安全性を確保するだけでなく、ナトリウム・水反応の影響をより小さくすることによって社会に受け入れられるFBRプラントを目指すものである。

このために、ナトリウム・水反応を局限化しその影響範囲を小さくしたSG、およびナトリウム・水反応の発生を実質的に排除したSGの２つの方策を検討することとした。

前者については、水リーク対策設備をより高度化し、いかなる規模の初期水リークに対しても、隣接管が破損しない（破損伝播のない）SGを構築することを目標とする。このためには、早期リーク検知、短時間での水ブローダウン、およびナトリウム・水反応に対して耐性の高い伝熱管を採用することとしている。

後者については、SGのナトリウム・水の境界を２重壁構造とし、万一のナトリウム側バウンダリー、または水・蒸気側バウンダリーのどちらかの破損に対しても、もう片側バウンダリーの存在によりナトリウム・水反応は発生しないようにするものである（２次系に２重管SGを設置)。

(4)　経済性

経済性についてはナトリウム・水反応からSGを保護し、伝熱管の損傷をできるだけ小さくすること、およびSGの補修に伴うプラント停止期間を短くし稼働率への影響を最小化することである。

このために、上述の社会的受容性を達成する方策と同じように、水リーク対策設備を高性能化する方法と、SGを２重壁構造とすることによってナトリウム・水反応を実質的に排除する方法の２つを検討した。

SGの経済性については、

i) プラント建設時のSGの製作費

ii) SGのプラグ補修またはSG交換のためのプラント停止による電力損失費

iii) SGを交換する場合には新規SG製作費

の３つの合計を総コストとして評価することとした。これらのうち後者２つについては、水リークの発生頻度と破損伝播の状況に大きく依存するため、解析パラメーターとして総コストの試算を行った。この結果が図2.1.2.12の左に示されている３次元グラフである。縦軸にプラント建設費を基準(100)とした場合の総コスト、X軸は水リーク発生頻度、Y軸は破損伝播によりSGを交換しなければならない確率である。このY軸に示すSG交換割合は水リーク後の補修における伝熱管プラグ本数とSGの伝熱管余裕本数（伝熱面積余裕）の比を示したものであり、プラグ本数が伝熱管余裕を越えた場合にSGを交換するものと仮定している。したがって、水リーク対策設備を高度化することにより Na・水反応が伝熱管に損傷を与える領域が局限化し、プラグ本数を減少させSG交換割合は小さくなる。

同グラフからわかるようにSGの経済性（総コスト）は水リーク発生頻度とSG交換割合、すなわちSGの信頼性や水リーク対策設備の性能に大きく依存している。図

2.1.2.12 の右の上下２つの２次元グラフは通常の SG とナトリウム・水反応対策を高度化した SG の総コストについて伝熱管破損頻度をパラメーターとして比較した概念図である。後者は前者に対して設備対策により初期投資コストは高くなるものの、SG の交換費用や稼働率低下に伴う損失コストが小さく Na・水反応を想定すると結果的に経済性の高い SG となる。つまり、将来的に発生する可能性を必ずしも否定できない伝熱管破損に対して、事前の設備対策としてある程度のコストを負担することにより、トータルでの経済的損失を少なくしようとするものである。

(5) SG および水リーク対策設備の具体化

社会的受容性および経済性向上の観点から、水リーク対策設備を高度化した単管型 SG とナトリウム・水境界を２重壁化した２重管 SG を検討することとした。

水リーク対策設備の高度化については、国内において実績があり高い信頼性を確保しやすい単管ヘリカルコイル型 SG に対して適用することとした。一方、２重管 SG については製作性の観点から、２重伝熱管は直管方式とすることとした。

なお、単管ヘリカルコイル SG は大型ナトリウム冷却炉(1500MWe)に適用し、２重直管 SG については中型ナトリウム冷却炉(750MWe)に適用して検討を行う。両 SG とも、交換熱量は 1785MWt/基で一体貫流型である。また、伝熱管は伝熱性能の観点で 12Cr 系鋼材料を候補としている。両 SG を大型炉、中型炉へ設置した場合のプラント冷却系概念をそれぞれ図 2.1.2.13、図 2.1.2.14 に示す。

以下に、単管ヘリカルコイル SG におけるナトリウム・水反応対策および２重管 SG でのナトリウム・水反応を排除するための方策について記載する。

(i) 単管ヘリカルコイル型 SG

ヘリカルコイル型 SG の構造概念を図 2.1.2.13 右側に示す。本 SG の伝熱管はらせん形状のヘリカルコイル型であり、下部給水プレナムから伝熱管内側に流入した給水は外側を流れるナトリウムから受熱しながら上昇し、上部蒸気プレナムに過熱蒸気として流出する。ナトリウムは伝熱管外側を上部から降下し、伝熱管に対して直交流となって熱交換を行う。

図 2.1.2.15 に高度化した水リーク対策設備の概要を示す。検出系については、応答時間の早い固体電解質水素計と音響計を用い、特に固体電解質水素計についてはそのコンパクトな特徴を活かして、SG 下部ナトリウムプレナム内に設置する。管束部から流出した直後のナトリウム中の水素濃度を測定することでより早期に検出できるようにしている。この固体電解質水素計の原理を図 2.1.2.16 に示す。Na 中の水素濃度とセンサー内の水素ガス室との間に生じる起電力によって水リークを検出する方法であり、センサーを Na 中に直接浸析できるため移送時間が短く応答が早い。

伝熱管については Na･水反応に対して耐性のある 12Cr 系鋼を採用する。図 2.1.2.17 に試験によるウェステージ率と高温時の破損に至るまでの応力と時間の関係（高温強度）を示す。試験結果から、ウェステージ率、高温強度とも 12Cr 系鋼は 9Cr 系鋼に

比べて優れていることがわかる。さらに、伝熱管を厚肉化することにより反応ジェットに対する耐性をより高めることとしている。

水ブローダウン系の概要を図 2.1.2.18 に示す。給水側におけるブローダウンタンクへの放出弁はサイズの異なる３種類の開放弁を並列に設置し SG の減圧進捗状況に応じて口径の小さいバルブから大きいバルブを順番に開放する。同図下側に１バルブによるブローダウン系と３バルブを採用した急速ブローダウン系の減圧曲線(解析結果)を比較して示すが、後者の方が早期に SG 内の保有水を放出できることがわかる。

以上の方策を組み合わせることによって、従来の水リーク対策設備より飛躍的に性能を向上させることができる。このような対策を講じていない従来型システムと高度化システムの性能の比較を図 2.1.2.19 に示す。これらのグラフは両システムの最大水リーク率と開口破損伝熱管本数を初期水リーク率をパラメーターとして表したものである。高度化システムでは最大水リーク率および破損伝熱管本数とも減少し、特に隣接管は開口破損せず破損伝播しないことが予測されている。このことは、単に安全性としての要求を満たしているだけでなく、隣接管が破損しないことにより、ナトリウム・水反応の影響範囲を局限化し、SG 再起動に向けての補修が容易になる可能性を示したものである。

(ii)　２重直管 SG

２重直管 SG の構造概念を図 2.1.2.14 に示す。本 SG の伝熱管は内管と外管から構成される直管型の２重伝熱管である。管板については水側との境界を形成する水・蒸気管板、およびナトリウム側との境界を形成するナトリウム管板の２枚管板構造になっている。内管と外管の間隙部及び２枚管板の間は He 等の不活性ガスで満たされて、圧力はナトリウム系と水・蒸気系の間の圧力になるように維持されている。

給水は２重管 SG 下部の給水プレナム内から２重伝熱管内側に流入しナトリウムから受熱しながら上昇して、上部蒸気プレナムに過熱蒸気として流出する。ナトリウムは伝熱管外側を上部から降下するため、伝熱管に対して並行流となって熱交換する。

ナトリウム・水反応が実質的に排除可能な SG とするには、ナトリウム・水境界を２重壁構造にした上で、水側バウンダリーとナトリウム側バウンダリーが同時に破損しないようにすることが必要になる。この為には内管及び外管の健全性を確認することが要求され、図 2.1.2.20 に示すような定検時における内外管 ISI や運転時における水・蒸気バウンダリーまたは Na バウンダリー破損時のリーク検出によりその信頼性を確保する。定検時に実施する ISI は２重管の内側からプローブを挿入し、内管と外管の減肉等を検査する。水・蒸気バウンダリーのリークは He ガス空間の湿分濃度上昇（レーザー式湿分計）で、またナトリウムバウンダリーのリークは Na 中のヘリウムガス濃度上昇（スパージャーシステム）や He ガス空間の圧力変化などによって検知することとしている。

なお、２重管 SG における万一の内外管同時貫通破損による Na・水反応発生に関しては、単管 SG と比べて信頼性が向上していることを考慮し、設計基準水リーク

(DBL)やリーク検出計（水素計等）等の Na・水反応対策設備の合理化が可能である。そしてこれらについては今後詳細な検討を進めることにしている。

(6) SG 形式の選定と開発課題

実用化炉の SG の候補概念として水リーク対策設備を高度化した単管ヘリカルコイル型 SG および２重管 SG（２次系設置）の２つを検討したが、実質的にナトリウム・水反応の排除が可能な２重管 SG を第１候補とする。安全性の観点では、Na/水境界を特に２重壁構造とする必要はないが、２重管 SG はナトリウム・反応を実質的に除外できることにより社会的受容性の観点で有利になると考えられるからである。また経済性の観点では SG の製作コストは単管 SG のそれに比べ高くなるが水リークを排除しているために、破損伝播が発生せず伝熱管のプラグ補修が１本で済むこと、およびナトリウムが反応生成物により汚染されていないため SG の再起動までの時間が大幅に短縮され、稼働率への影響も非常に小さくなると考えられる。

２重直管 SG については､米国 EBR-II(ANL)や原電-DOE 共同研究における 70MWt 試験装置などでのプラント実績や研究実績があるものの、２重伝熱管の検査性（ISI）や２枚管板のプラグ補修方法および管束部温度不均一による伝熱管座屈の回避など開発課題は残されている。このためバックアップのとして国内実績があり単管 SG としては高い信頼性を確保することのできる単管ヘリカルコイル型 SG を第２候補として位置づけている。

なお、固体電解質水素計や音響計についても、その検出原理は実験的に確認されているものの、SG に組み込んだ場合の検出感度やナトリウム中での耐久性など今後確認すべき課題は存在し今後の R&D により解決する必要がある。

2.1.2.3 供用期間中検査と補修

ナトリウム冷却炉の検査・補修では、安全性の観点で軽水炉との同等性を確保した上で、ナトリウムの特徴を十分に活かし、より経済性向上に資する概念を構築する。

(1) 供用期間中検査

(i) 基本的考え方

ナトリウム冷却炉の検査の検討にあたっては、ユーザーの観点から軽水炉と同等な検査体系を提示することを考慮し整理する。

具体的には、軽水炉の検査基準として適用されつつある機械学会維持規格-2002（JEAC4205＋炉内構造物）の思想をナトリウム冷却炉に適用した場合どうなるかを整理した上で、ナトリウム冷却炉の特徴を反映した検査体系を検討する。

以下に検討の流れを示す。

（STEP1）ナトリウム冷却炉の機種分類を整理し、軽水炉の検査規格にそのままあてはめるとどうなるかを整理する。

（STEP2）ナトリウム冷却炉の特徴（冷却材：低圧、低腐食性等、設計：２重管、ガードベッセル等）を考慮し、軽水炉と同じ思想の下で設計条件の違いを反映した検査内容を検討する。

（STEP3）軽水炉で導入されつつある、検査手法（個別検査、Risk Informed ISI 等）を適用し、JEAC4205 の思想を超えた検査内容の高度化を検討する。

なお、中間評価における設計では、STEP2 までの検討とする。

(ii) 軽水炉の検査規格をそのまま適用

軽水炉では、系統の内圧が高いことから、壁厚非貫通状態の欠陥から急速な伝播型破断が生じる可能性に備え、これを防止するために、欠陥を早期に検出することを目的とした体積試験及び表面試験を中心とした ISI を実施している。軽水炉の検査規格をそのまま適用した場合、冷却材バウンダリ機器については、体積試験または表面試験を実施することになる。

(iii) ナトリウム冷却炉の特徴を考慮

(a) ナトリウム冷却炉の特徴

冷却材として使用するナトリウムは広範囲の運転温度に対して飽和蒸気圧が非常に低いため、システムは比較的低い圧力で運転される。また、ナトリウムを保持するシステムのバウンダリの構造材料は、使用する温度領域において十分に高い破壊強度が期待される。さらに、冷却材がナトリウムであるために、これが系外に出た場合は、空気と反応するため微量であっても検出することができる。

以上のことから、ナトリウム冷却炉の ISI に関連する特徴とし以下が挙げられる。

① 冷却材および冷却材バウンダリ金属の特徴は、バウンダリ破損により大きなエネルギー解放を伴わない。

② 外部へのナトリウム漏えいは、プラント運転中連続したいくつかの異なった実用的な方法により簡単かつ確実に検出できる。

さらに、ナトリウム冷却炉の設計の特色として、ナトリウムを保持するシステムの

バウンダリはすべて２重構造となっており、冷却材バウンダリ破損事象に際して、炉心冷却部の喪失、漏えいナトリウムの燃焼に対する防護が十分に備わっている。

(b) ナトリウム冷却炉の特徴を考慮した ISI

(a) のナトリウム冷却炉の特徴を考慮すると、ナトリウムを保持するシステムのバウンダリの ISI については、ナトリウム漏えいの連続監視を基本とする。

（iv）検査の高度化検討

(a) き裂進展解析に基づく検査

現在、軽水炉では、機器の経年変化に支配的なある特定の事象（例：SCC）に着目し、欠陥の発生時期、進展量、構造物の破壊限界等の評価に基づき、検査間隔および試験程度を設定する「個別検査」を取り入れつつある。現状ではシュラウドおよびシュラウドサポートの個別検査が作成されている。

ナトリウム冷却炉の ISI においても、同様の検査手法を取り入れ、ISI の高度化が図られるものと期待される。現在、ナトリウム冷却炉の特徴的な破損モードに対しての個別検査の適用を検討するため、疲労およびクリープ疲労によるき裂進展解析に着手した。

(b) リスク概念の導入

米国では NRC 主導の下、Risk Informed Regulation の１アイテムとして RI-ISI の導入が検討されてきた。現状ではクラス１、２、３配管の RI-ISI 手法が開発され実際に導入されつつある。

ナトリウム冷却炉において、リスク概念を用いて ISI の必要性についての検討を行った。ISI の必要性は、安全性及び経済性確保の２つの観点から決定されることから、安全性あるいは経済性のリスク（破損が生じた場合の影響の大きさ×破損の生じやすさ）が大きい機器は ISI 実施の必要性が高いと判断される。今回は、簡易的なリスク評価を行い、安全性及び経済性リスクの高い機器を摘出した。

各機器に対する安全性の影響の大きさは、安全重要度分類をベースとし、さらに破損規模を考慮して設定した。破損の生じやすさは、設計上の発生応力、形状の複雑さ、品質の程度を考慮して設定した。また、経済性の影響の大きさは、破損が生じた場合のプラント停止期間を考慮して設定した。

今回の安全性確保および経済性確保を目的とした簡易的なリスク評価の結果、ISI を行う要求が高いとされる機器は以下のとおりである。

①　安全性要求が高い機器（炉心安全向上）

原子炉容器、炉心支持構造、RV ガードベッセル、２次系配管エンクロージャ、CV 部ベローズ、UIS、ディッププレート

②　経済性要求が高い機器（稼働率向上）

原子炉容器、１次系配管、２次系配管、 IHX 管板・ベローズ・伝熱管、SG 管板・伝熱管

将来的には、運転実績を蓄積する等、より精度の高いリスク評価を行う必要がある。

(2) 補修

(i) 基本的考え方

すべての機器が補修できることを前提とし、各機器の特性に応じて補修対応および補修に係る設備対応を検討した。

(ii) 補修方針

(a) 主要機器の補修対応方針

各機器の機能を踏まえ、各破損形態に対して、補修技術を考慮した上で、機能回復が可能､かつ最も経済性向上に資する補修方法を概略検討した｡各機器の補修方法は、表 2.1.2.1 に示す。

(b) 補修に係る設備対応方針

① 引抜き補修が容易な設計：一次主循環ポンプ、二次主循環ポンプ、コールドトラップ、ＣＲＤ上部案内管、燃料交換機などは、補修及び交換が容易な設計とする。また、プラント運開時点で、アクセス孔、搬出入ルート（ハッチ、クレーン等)、補修スペースを設けるとともに、必要な補修設備（搬出入キャスク、機器洗浄設備､）を準備する。

② 引抜き補修が可能な設計：UIS、一次系配管、一次系配管外管、IHX、IHX 伝熱管、SG、SG 伝熱管、二次系配管、二次系配管エンクロージャなどは、インプレース補修ができない場合は引抜き補修が可能な設計とする。また、プラント運開時点で、アクセス孔、搬出入ルート（ハッチ、クレーン等)、補修スペース、引抜き機器の保管設備、２次ナトリウムドレン設備を設ける。補修設備については、仮設備で対応する。

③ 万一対応として引抜き補修を位置付ける設計：炉心支持構造、ルーフデッキ、受皿は、万一対応としていざとなれば引抜き補修が可能な設計とする。また、プラント運開時点で、インプレース補修のためのアクセスルート、搬出入ルートを設ける。補修設備については、仮設備で対応する。

2.1.2.4 燃料取扱設備の簡素化

(1) 検討方針

高速増殖原型炉「もんじゅ」および実証炉では、実績の豊富な EVST 貯蔵方式を採用しているが、プラント出力、すなわち、炉心燃料本数とともに、炉外設置のナトリウム貯蔵槽（以下、EVST と称する）が大きくなり、コストの増加が懸念される。

一方、水プール直接貯蔵方式は、EVST に代えて、水プールで使用済燃料の減衰待貯蔵を行う概念であり、EVST 削除によるコストの低減に期待できるが、「ガス中裸状態における高発熱燃料取扱時の除熱性確保」、「燃料交換時間短縮」、「破損燃料取扱対応」などの技術課題を有しており、必ずしも適切な方式と判断できない。

本項では、ナトリウム冷却中型炉・酸化物燃料・高内部転換炉心を対象として、水プール直接貯蔵方式および EVST 貯蔵方式の燃料取扱設備を構築した後、経済性、安全性、運転性などの比較評価を行い、燃料取扱方式を選定した。

(2) 燃料取扱設備の基本構成

(i) 検討条件

ナトリウム冷却中型炉（75 万 kWe×4 モジュール）・酸化物燃料・高内部転換炉心での検討条件を表 2.1.2.2 に示す。

いずれの燃料取扱方式も、プラント内に「4 年冷却＋1 炉心退避＋4 年間の再処理設備故障」に相当する約 5 炉心分（＝333 体×5 炉心＋破損燃料 6 体＝1671 体）の貯蔵容量を確保する。[注1)]

また、燃料取扱時の安全性について、既往設計に対する更なる安全性向上や、許認可対応の容易化をねらって、以下の安全性の枠組みを構築した。

① 燃料過熱事象、燃料落下事象のいずれも、DBE で燃料破損の発生防止、BDBE で燃料破損が発生しても事象が収束することを基本とする。

② ODS 鋼の炉内使用条件に基づく、燃料 1 体取扱時の燃料被覆管制限温度（CDF＝0.1 に相当、St ベース）は以下のとおりとする。

・短期事象（24 時間以内）：630℃以下

・長期事象（1 か月以内）：600℃以下

③ 全交流電源喪失は、DBE で 30 分、BDBE で 2 時間の継続時間を想定する。減衰燃料であっても BDBE で過熱損傷の発生が懸念される場合には、無停電電源を設置する。

注 1）約 5 炉心分の貯蔵容量の内訳は、以下のとおりである。ナトリウム冷却大型炉に対して、所定期間内の燃料交換回数、モジュール数が異なるため、プラント内の貯蔵容量も相違する。

・プラント内の貯蔵容量（約 5 炉心）

＝ 再処理待ちの 4 年冷却に対応する容量（1 燃料交換（1/4 炉心）
×燃料交換回数（2 回）×4 モジュール＝2 炉心）

＋ 炉心退避（モジュール共用で 1 炉心）

＋ 4 年間の再処理設備故障を想定した容量（4 年冷却と同じ 2 炉心）
＋ 破損燃料（6 体）

(ii) 水プール直接貯蔵方式

水プール直接貯蔵方式の概念図を図 2.1.2.21 に示す。

水プール直接貯蔵方式では、燃料交換時に原子炉から取出した使用済燃料を水プールまで直接移送する。所定の燃料交換時間の確保や、ガス中裸状態での燃料取扱範囲を制限するために、途中、回転式のナトリウムポット取扱設備を設置することにより、炉外での燃料取扱を分割して、原子炉-ナトリウムポット取扱設備間ではナトリウムポット入り、ナトリウムポット取扱設備-水プール間ではガス中裸状態で高発熱燃料を取扱うこととした。

燃料洗浄は、廃棄物発生量の低減などをねらって、アルゴンガスブローによる乾式燃料洗浄方式を採用した。ナトリウムポット取扱設備から使用済燃料を引き上げる際にガス中移送機の冷却系を使用して燃料洗浄を行い、専用の洗浄設備を削除した。

また、ガス中移送機以降、1 系統の移送系（ガス中移送機＋燃料昇降装置＋水中台車）により燃料洗浄、冷却、水中浸漬などの作業を行うこととした。

安全上、ガス中裸状態での高発熱燃料の取扱に伴い、冷却機能喪失時には燃料被覆管の温度上昇が速く、比較的短時間に燃料破損する恐れを有している。よって、ガス中移送機および燃料昇降装置では、冷却系統の更なる多重化や、専用の無停電電源を確保するなどの方策により、DBE での冷却機能喪失を排除した。(詳細は、(3)(ii)項「安全性」に記載)

(iii) EVST 貯蔵方式

EVST 貯蔵方式の概念図を図 2.1.2.22 に示す。

EVST 貯蔵方式では、EVST および水プールを組み合せて使用済燃料の減衰待貯蔵を行う。約 5 炉心分の貯蔵容量のうち、EVST では、4 モジュールの燃料交換に必要な貯蔵容量（＝燃料交換約 4 バッチ＋破損燃料 6 体＝370 体）のみ確保することとした。

燃料交換時に、原子炉から取出したナトリウムポット入り高発熱燃料を EVST まで移送する。原子炉、EVST のいずれもナトリウム容器であるため、大型ナトリウムポットによる複数体移送を採用して、燃料交換時間を短縮した。水プール直接貯蔵方式と異なり、ガス中裸状態での取扱は原子炉運転時に限定し、かつ、EVST で減衰待貯蔵した低発熱燃料のみを対象とするため、安全性や、所定の燃料交換時間の確保が比較的容易である。

また、EVST から使用済燃料を引き上げる際に、燃料出入機の冷却系を使用して、アルゴンガスブローによる乾式燃料洗浄を行い、専用の洗浄設備を削除した。

(3) 比較評価

(2)項の検討結果をもとに、経済性、安全性、運転性、プラントとの整合性の観点より、水プール直接貯蔵方式と EVST 貯蔵方式の比較評価を行った。

(i) 経済性

水プール直接貯蔵方式では、燃料貯蔵系の物量が EVST 貯蔵方式の約 0.71 倍と小さい。一方、燃料交換時に原子炉から取出した高発熱燃料を水プールまで移送することに伴い、以下の観点より、燃料移送系の物量が逆に約 1.31 倍に増加する。

① 回転式のナトリウムポット取扱設備より、新燃料と使用済燃料動線フローを区分けして、専用の新燃料移送設備を設置する。

② ナトリウムポット取扱設備と水中台車間に、ガス中移送機と燃料昇降装置を設置して、ナトリウム-水雰囲気を分離する。

③ ガス中裸状態での高発熱燃料の取扱に対して、「アルゴンガス系の設備容量を増加」、「更なる冷却系統の多重化」、「専用の無停電電源への接続」などの除熱対応を行う。

各燃料取扱方式の物量比較を表 2.1.2.3、コスト比較を表 2.1.2.4 に示す。水プール直接貯蔵方式は、EVST 貯蔵方式と比較して、燃料取扱設備全体（電源容量や、建屋体積の影響を含む）のコストが低いが、燃料移送系の物量増加によって、低減割合は 8.1%と小さい。また、EVST 貯蔵方式は、複数体移送による稼働率向上が可能であり、この効果を取込めば、水プール直接貯蔵方式と同程度のプラント全体コストを達成することが可能である。

(ii) 安全性

各燃料取扱方式では、ナトリウムポット取扱設備（または、EVST）以降、ガス中裸状態で取扱う燃料発熱量が異なるため、除熱対応が相違する。

各燃料取扱方式におけるガス中裸燃料取扱時の燃料被覆管温度や、冷却機能喪失時の時間裕度を表 2.1.2.5 に示す。

水プール直接貯蔵方式では、万一の冷却機能喪失時に、最短約 9 分で制限温度に到達するため、起因事象＋単一故障の組み合せに対して、更なる系統の多重化（EVST 貯蔵方式の「2 系統×100%」から「2 系統×100%×動的機器 2 基/系統」に変更）や、専用の無停電電源の設置により冷却機能喪失を排除する必要がある。また、燃料下端がナトリウム、または、水中浸漬した状態で昇降停止する事象に対して、自動的に異なる移送系を作動（ガス中移送機の昇降停止時にナトリウムポット取扱設備、燃料昇降装置の昇降停止時に水中台車が下降）して、冷却パスを確保できるように工夫した。

BDBE 対応について、水プール直接貯蔵方式では、ガス中移送機から燃料昇降装置への燃料受渡し時に、約 5m のガス中裸状態での燃料落下が考えられる。万一、燃料破損が発生して、燃料溶融に至る場合には、ガス中移送機および燃料昇降装置の気密性を担保できず、公衆被ばく線量が増加する恐れを有している。よって、燃料破損時には、非常用注水系により、燃料被覆管温度を下げて、燃料溶融を防止できるようにした。一方、EVST 貯蔵方式では、低発熱燃料の取扱に伴い、ギャップ中 FP の短時間地上放散を想定しても、被ばく線量目安を満足でき、事象収束が比較的容易と考えられる。

各燃料取扱方式の安全対応方針を表 2.1.2.6、水プール直接貯蔵方式での主要な設備

対応を図 2.1.2.23 に示す。

以上より、EVST 貯蔵方式と比較して、水プール直接貯蔵方式では、ガス中裸状態の高発熱燃料の取扱に伴い、潜在的な危険性が増加するが、更なる冷却系統の多重化、専用の無停電電源の設置、燃料受渡し位置での設計対応などにより、所定の安全性を確保することが可能である。

(iii) 運転性

水プール直接貯蔵方式、EVST 貯蔵方式のいずれも、一体移送の条件では、原子炉-EVST（または、ナトリウムポット取扱設備）間の取扱により燃料交換スケジュールが決定するため、燃料取扱時間に差異はない。水プール直接貯蔵方式では、平行して、燃料予熱、ナトリウム洗浄、冷却、水中浸漬などの作業を行う。洗浄条件緩和（300℃のアルゴンガスブローを 20 分間実施すれば、約 50%の洗浄性能を確保）、ガス高速化に伴う予熱・冷却時間の短縮、高温状態（燃料被覆管温度約 350℃）での水中浸漬を取込むことにより、時間余裕はないが、1 系統の移送系でも原子炉側の燃料取扱時間と整合する見通しである。ただし、EVST 貯蔵方式では、複数体移送の採用により、燃料取扱時間を約 44 分/体から約 31 分/体に短縮でき、稼働率を 0.3～0.4%向上することが可能である。

破損燃料は、燃料-ナトリウム反応生成物の性状より、低温ナトリウム中に貯蔵する必要がある。水プール直接貯蔵方式では、炉外にナトリウム貯蔵設備がないため、専用のナトリウムポット貯蔵設備（収納筒内にナトリウムポットを設置。収納筒外面を空気冷却）を追設した。EVST 貯蔵方式では、EVST 中に破損燃料を貯蔵でき、破損燃料貯蔵に伴う設備インパクトはない。また、除熱容量の大きい大型ナトリウムポットの採用に伴い、早期に破損燃料の取出しが可能である。

炉心退避期間について、水プール直接貯蔵方式では、ダミー燃料の準備も合せて、約 70 日間で炉心退避の完了が可能である。EVST 貯蔵方式では、EVST 中の使用済燃料の減衰を待って、炉心退避を開始しなければならず、低発熱燃料を水プールに直接退避するなどの工夫を取込んでも炉心退避期間が約 1 年間と長い。ただし、仮設キャスクによる一時保管や、事前に燃料出入機の冷却容量を増加するなどの設計対応により、炉心退避期間を短縮できる可能性を有する。

(iv) プラントとの整合性

配置スペースについて、EVST 貯蔵方式では EVST および冷却系を設置するが、燃料移送系、新燃料貯蔵設備のスペースを大幅に低減できるため、原子炉補助建屋体積が約 1000m^3（原子炉補助建屋の約 0.5%に相当）増加する程度に収まる。

電気負荷容量について、水プール直接貯蔵方式ではガス中裸状態での高発熱燃料の取扱に伴い、専用の無停電電源容量が EVST 貯蔵方式の約 17 倍と大きい。

また、いずれの燃料取扱方式も、高発熱燃料 1 体のギャップ中 FP 放出に対して、燃料収納容器の気密性とコンファインメントの組み合せにより、所定の格納性を確保することが可能である。水プール直接貯蔵方式では、水プール中の燃料破損を想定しても、燃料収納容器の気密性の代わりに、プール水の FP 保持を取込むことにより、

よう素による被ばく制限目安を満足できる見通しである。

(v) 評価のまとめ

水プール直接貯蔵方式と EVST 貯蔵方式の比較評価を表 2.1.2.7 に示す。

水プール直接貯蔵方式では、ガス中裸状態で高発熱燃料を取扱うが、EVST 貯蔵方式と比較して、更なる冷却系の多重化などの設計対応により、安全要求条件を満足できる見通しである。燃料交換中、原子炉-ナトリウムポット取扱設備間の燃料取扱以外に、燃料予熱、ナトリウム洗浄、冷却、水中浸漬などの作業を行うため、複数の作業を同時に実施する。ただし、洗浄条件の緩和や、ガス高速化に伴う予熱・冷却時間の短縮などにより作業の迅速化が可能で、時間余裕はないが、一体移送の条件で、EVST 貯蔵方式と同程度の燃料取扱時間を確保できる見通しである。

一方、EVST 貯蔵方式では、炉外にナトリウム貯蔵設備が必要で、水プール直接貯蔵方式に対して、燃料取扱設備全体コストが約 9%増加する。ただし、複数体移送による稼働率向上効果を取込めば、水プール直接貯蔵方式と同程度のコストを達成することが可能である。また、EVST 小貯蔵容量の条件では、炉心退避期間が約 1 年と長いが、炉心退避後のプラント対応（原子炉の補修実施など）が不明確であることに加えて、燃料出入機の冷却容量増加などの設計対応より、炉心退避期間を短縮できる可能性を有している。

以上より、水プール直接貯蔵方式を採用しても、大幅なコスト低減に期待できないため、安全性および運転性のポテンシャルが高く、破損燃料取扱が容易な EVST 貯蔵方式をレファレンスに選定する。

表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法

機器名称	主要機能	想定事象		破損の生じにくさ	補修方法	Na ドレンの有無	炉心退避の有無	備　考
原子炉容器	原子炉冷却材バウンダリ	貫通き裂		A	引抜き補修（補修）	ドレン	退避	
		未貫通き裂	内面	B	インプレース補修（補修）	ドレン	退避	
			外面	B	インプレース補修（補修）			
炉心支持構造	炉心の支持、原子炉冷却材流路形成	シェル構造の小規模き裂		B	インプレース補修（補修）			小規模破損では監視しながら継続使用する可能性が大きい。
		シェル構造の大規模き裂		A	インプレース補修（補修）又は引抜き補修（補修・交換）	ドレン	退避	補修方法は欠陥の状況による。
		連結管、支持柱、炉心支持板の大規模破損		A	引抜き補修（部分交換）	ドレン	退避	
		取付けボルトの多数本破損		A	インプレース補修（破損ボルトの交換）	ドレン	退避	
炉内配管	原子炉冷却材バウンダリ、原子炉冷却材流路形成	貫通き裂		B	引抜き補修（交換）	ドレン	退避	
		未貫通き裂		C	インプレース補修（補修）又は引抜き補修（交換）	引抜きの場合はドレン	引抜きの場合は退避	補修方法は欠陥の状況による。
炉内隔壁	炉心の水平支持、温度障壁	ボルトの緩み、破損		B（多数） C（少数）	インプレース補修（補修）			
		板の大規模き裂		B	引抜き補修（交換）	ドレン	退避	
サーマルライナ	熱過渡緩和	ボルトの緩み、破損		C（多数） D（少数）	インプレース補修（補修）			
		板の大規模き裂		B	引抜き補修（交換）	ドレン	退避	
		板の変形		B	引抜き補修（交換）	ドレン	退避	
ディッププレート	ガス巻き防止、液面静定	ボルトの緩み・破損		B（多数） C（少数）	インプレース補修（補修）			
		板の大規模き裂、多数の支持ロッドの破損	回転プラグ側	B	引抜き補修（破損部の交換）	ドレン	退避	回転プラグごと引抜く。
			ルーフデッキ側	B	インプレース補修（交換）	ドレン	退避	
受皿	炉心溶融時のデブリ保持	ボルトの緩み・破損		B（多数） C（少数）	インプレース補修（補修）	ドレン	退避	
		板の大規模き裂		B	インプレース補修（補修）又は引抜き補修（交換）	ドレン	退避	
UIS	CRDM の案内及び支持	大規模き裂		B	引抜き補修（補修）又は引抜き補修（交換）	ドレン	退避	補修方法は欠陥の状況による。

表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法

機器名称	主要機能	想定事象	破損の生じにくさ	補修方法	Na ドレンの有無	炉心退避の有無	備　考
	炉上部計装品の支持	変形	B	引抜き補修（補修）又は引抜き補修（交換）	ドレン	退避	補修方法は欠陥の状況による。
		計装用管などの破損	B（多数） C（少数）	引抜き補修（補修）又は引抜き補修（交換）	ドレン	退避	補修方法は欠陥の状況による。
DHX	冷却材流路形成、伝熱管支持	胴の大規模き裂	B	引抜き補修（交換）			
		胴の変形	B				
	原子炉冷却材バウンダリ、非常時の原子炉冷却材の冷却	伝熱管破損	B	引抜き補修（伝熱管プラグ又は DHX 交換）			少数破損の場合はプラグ補修
ルーフデッキ	原子炉カバーガスバウンダリ	貫通き裂	B	インプレース補修（補修）	ドレン	退避	
	回転プラグ・炉上部機器などの支持	異常な温度分布などによる変形	B	インプレース補修（冷却構造の改造など）	ドレン	退避	
		大規模き裂	A	インプレース補修（補修）			
	熱遮へい	熱遮へい用積層板・支持ロッドの破損	B	インプレース補修（補修）	ドレン	退避	
回転プラグ	原子炉カバーガスバウンダリ	貫通き裂	B	引抜き補修（補修）	ドレン	退避	
	UIS・FHM などの支持	異常な温度分布などによる変形	B	引抜き補修（冷却構造の改造など）	ドレン	退避	
		非バウンダリの大規模き裂	A	インプレース補修（補修）			
	熱遮へい	熱遮へい用積層板・支持ロッドの破損	B	引抜き補修（補修）	ドレン	退避	
原子炉容器ガードベッセル	原子炉容器破損時の冷却材液位保持	貫通き裂	A	インプレース補修（補修）			当て板溶接補修が適用できない場合はドレン及び退避あり
		未貫通き裂	A～B	インプレース補修（補修）			
1 次系配管	原子炉冷却材バウンダリ	貫通き裂	B	インプレース補修（部分引抜き交換）	配管内のみドレン		
		未貫通き裂　外面	C	インプレース補修（補修）	配管内のみドレン		

表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法

機器名称	主要機能	想定事象		破損の生じにくさ	補修方法	Na ドレンの有無	炉心退避の有無	備　考
			内面	C	インプレース補修（部分引抜き交換）	配管内のみドレン		
1 次系配管の外管	１次系配管破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		C	インプレース補修（補修）	配管内のみドレン		ベローズは山数に余裕を確保しておき、き裂が生じた山を取り外す。
1 次カバーガス系配管（第１止め弁まで）	原子炉カバーガスバウンダリ	貫通き裂		B				
IHX 容器	原子炉冷却材バウンダリ	容器の貫通き裂		B	引抜き補修（補修又は交換）	IHX 内の部分ドレン		
		容器の未貫通き裂	外面	B～C	インプレース補修（補修）			
			内面	B～C	引抜き補修（補修）	IHX 内の部分ドレン		
		ベローズの貫通き裂		C	インプレース補修（ベローズのみ引抜き交換）	IHX 内の部分ドレン		
	IHX の支持	スカートの大規模き裂		A	インプレース補修（補修）	IHX 内の部分ドレン		
IHX 容器内の 1 次／2 次バウンダリ	原子炉冷却材バウンダリ、格納バウンダリ	シェル構造の貫通き裂	アクセス可能範囲	B	インプレース補修（ポンプは引抜き）	IHX 内の部分ドレン		
			アクセス不可能範囲	B	引抜き補修（補修又は部分交換）	IHX 内の部分ドレン		
		伝熱管破損		C	インプレース補修（伝熱管プラグ）	IHX 内の部分ドレン		
		ベローズの貫通き裂		C	インプレース補修（ベローズは交換）	IHX 内の部分ドレン		1 次系コールドレグ配管は切断
IHX 容器内の非バウンダリ構造	流路の仕切り	2 次系 Na の仕切りベローズの貫通き裂		C	（補修を想定しない。）			貫通き裂が生じても押付け型なので圧損があり機能喪失に至らない。
IHX ガードベッセル、エンクロージャ	IHX 容器破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		C	インプレース補修（ベローズの場合は部分交換）	IHX 内の部分ドレン		
SG 容器	2 次冷却材バウンダリ	容器の貫通き裂		B	インプレース補修（補修）又は引抜き補修（交換）	2 次系 Na の部分ドレン		水室の補修は Na ドレン無し。
		容器の未貫通き裂	外面	B～C	インプレース補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		

表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法

機器名称	主要機能	想定事象		破損の生じにくさ	補修方法	Na ドレンの有無	炉心退避の有無	備　考
			内面	B～C	引抜き補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		水室の補修は Na ドレン無し。
		ベローズの貫通き裂		C	インプレース補修（ベローズは交換）又は引抜き補修	2 次系 Na の部分ドレン		
SG 伝熱管	2 次冷却材バウンダリ、水側への熱伝達	伝熱管破損		D	インプレース補修（伝熱管プラグ）	2 次系 Na の部分ドレン		
SG エンクロージャ	SG 容器破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		C～D	インプレース補修	2 次系 Na の部分ドレン		ベローズは山数に余裕を確保しておき、き裂が生じた山を取り外す。
2 次系配管	2 次冷却材バウンダリ	貫通き裂		C～D	インプレース補修（部分引抜き補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
		未貫通き裂	外面	D	インプレース補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
			内面	D	インプレース補修（部分引抜き補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
2 次系配管エンクロージャ	2 次系配管破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		D	インプレース補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		ベローズは山数に余裕を確保しておき、き裂が生じた山を取り外す。
エアクーラ伝熱管	崩壊熱除去系 2 次冷却材バウンダリ、崩壊熱除去	伝熱管破損		C	インプレース補修（伝熱管プラグ）	当該ループの 2 次系 Na ドレン		
エアクーラ伝熱管エンクロージャ	伝熱管破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		D	インプレース補修（当該エンクロージャ及び伝熱管のプラグ）	当該ループの 2 次系 Na ドレン		
EVST（貯蔵容器）	EVST 冷却材バウンダリ	貫通き裂		A	引抜き補修（補修又は交換）	EVST 内の Na ドレン	SF（使用済み燃料）の退避	
		未貫通き裂	外面	B	インプレース補修（補修）			
			内面	B	インプレース又は引抜き補修（補修）	EVST 内の Na ドレン	引抜きの場合は SF を退避	
EVST 内燃料支持構造	使用済み燃料の位置決め・支持	小規模き裂		B	インプレース補修（補修）		必要なら SF を退避	
		大規模き裂		A	インプレース補修（補修）又は引抜き補修（補修・交換）	EVST 内の Na ドレン	SF の退避	

表 2.1.2.1　ナトリウム冷却炉の主要機器の補修方法

機器名称	主要機能	想定事象		破損の生じにくさ	補修方法	Na ドレンの有無	炉心退避の有無	備　考
		取付ボルトの多数本破損		A	インプレース補修（破損ボルトの交換）	EVST 内の Na ドレン	SF の退避	
EVST 外容器	EVST 破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		B	インプレース補修（補修）	EVST 内の Na ドレン	SF の退避	
		未貫通き裂		C				
EVST 回転プラグ	カバーガスバウンダリ	貫通き裂		B	引抜き補修（補修）	EVST 内の Na ドレン	SF の退避	
	槽内移送機などの支持	異常な温度分布などによる変形		B	引抜き補修（冷却構造の改造など）	EVST 内の Na ドレン	SF の退避	
		非バウンダリの大規模き裂		B	インプレース補修（補修）			
EVST 内冷却コイル	崩壊熱の除去（EVST 内 Na の冷却）	伝熱管破損		B	インプレース補修（伝熱管プラグ）			
EVST カバーガス系配管	カバーガスバウンダリ	貫通き裂		C	インプレース補修			
EVST 崩壊熱除去系配管	EVST2 次冷却材バウンダリ	貫通き裂		D	インプレース補修（部分引抜き補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
		未貫通き裂	外面	D	インプレース補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
			内面	D	インプレース補修（部分引抜き補修）	2 次系 Na の部分ドレン		
上記のエンクロージャ	上記配管破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		D	インプレース補修（補修）	2 次系 Na の部分ドレン		ベローズの破損は内外管を切断してベローズを取替補修
EVST 崩壊熱除去系エアクーラ伝熱管	崩壊熱除去系 2 次冷却材バウンダリ、崩壊熱除去	伝熱管破損		C	インプレース補修（伝熱管プラグ）	当該ループの 2 次系 Na ドレン		
上記の伝熱管エンクロージャ	伝熱管破損時の漏えい Na 保持	貫通き裂		D	インプレース補修（当該エンクロージャ及び伝熱管のプラグ）	当該ループの 2 次系 Na ドレン		

＊破損の生じやすさ　A：生じる可能性がほとんどない　B：生じる可能性が小さい　C：生じる可能性が比較的小さい
D：寿命中に１回は生じる可能性がある

表 2.1.2.2　ナトリウム冷却中型炉・酸化物燃料・高内部転換型炉心
燃料取扱設備の検討条件

項目			単位	燃料取扱設備の検討条件
1.プラント基本条件				
(1)基本型式			-	モジュール炉 (4モジュール＋2タービン)
(2)出力(熱/電気)			MW/基	1785/750
(3)炉型式	型式		-	ループ型炉
(4)原子炉建屋構造	型式		-	水平免震･上下耐震
(5)プラント運転サイクル			月	26
(6)プラント寿命			年	60
(7)定検期間(標準定検)			日	31
(8)炉心構成及び炉心配置	型式		-	高内部転換型、ABLE型均質炉心
	炉心構成(本数)	内側炉心燃料	本	183
		外側炉心燃料	本	150
		主炉停止棒	本	21
		後備炉停止棒	本	7
		SUSしゃへい体	本	150
		B4C(または、ZrH)しゃへい体	本	174
(9)燃料交換計画	バッチ数	炉心燃料	ﾊﾞｯﾁ数	4
		制御棒	ﾊﾞｯﾁ数	1
2.燃料集合体仕様	型式		-	MOX、ABLE型ダクト付き
	全長		mm	4400
	炉心高さ		mm	1000
	ブランケット高さ		mm	300(上部)／300(下部)
	ダクト内対面間距離		mm	172.1
	ダクト外対面間距離		mm	182.1
	パッド間対面間距離		mm	186.1
	燃料ピン数		本	217
	燃料被覆管径		mm	10.4
	燃料被覆管肉厚		mm	0.71
	燃料ピン配列ピッチ		mm	11.51
	スペーサワイヤ径		mm	1.05
	スペーサワイヤ巻付ピッチ		mm	200
	集合体配列ピッチ		mm	186.1
4.使用済燃料の崩壊熱				
(1)最大燃焼集合体1体分		(炉停止17日後)	kW	22.5(10%誤差を含む)
(2)燃交4バッチ分		(1モジュールめの炉停止64日後)	MW	3.8(10%誤差を含む)
5.燃料取扱条件				
(1)燃料交換本数			本	112
(2)燃交開始時期		(原子炉停止後)	日	17(炉停止18日めから開始)
(3)搬出形態	健全燃料		-	水キャスク
	破損燃料		-	Heガスキャスク
	制御棒		-	水キャスク
(4)搬出待貯蔵容量	プラント全体		炉心分	5(=炉心燃料333体×5炉心＋破損燃料6体=1671体)
6.燃料取扱時制限温度	基本方針		-	DBEでの燃料破損の防止
	長期事象		-	600℃(1か月以内)
	短期事象		-	630℃(24時間以内)
7.その他			-	
(1)破損燃料取扱方針			-	早期に取り出して、炉外Na中で貯蔵
(2)破損燃料貯蔵本数			本	6
(3)全交流電源喪失時間	DBE		時間	0.5
	BDBE		時間	2

表 2.1.2.3 燃料取扱方式の物量比較

対象		水プール直接貯蔵方式			EVST貯蔵方式		
		基本仕様	基数	物量(ton)	基本仕様	基数	物量(ton)
炉内燃料移送系	燃料交換機	ﾏﾆﾌﾟﾚｰﾀ式	1基	20	ﾏﾆﾌﾟﾚｰﾀ式	1基	20
	炉内中継装置	回転式	1基	60	固定式（複数体移送対応）	4基	80
炉外燃料移送系	燃料出入機	ﾚｰﾙﾚｽ式（収納筒1基、Naﾎﾟｯﾄ専用、空気間接冷却系2系統）	1基	175	ﾚｰﾙﾚｽ式（収納筒1基、Naﾎﾟｯﾄおよび裸燃料、Arｶﾞｽ直接冷却および空気間接冷却系2系統、複数体移送対応）	1基	195
	使用済燃料移送関連	Naﾎﾟｯﾄ取扱設備	1基	35			
		ｶﾞｽ中移送機	1基	40			
		燃料昇降装置	1基	35	燃料昇降装置	1基	15
		水中台車	1基	20	水中台車	1基	10
		使用済燃料ﾌﾟｰﾙ移送機	1基	50	使用済燃料プール移送機	1基	50
	新燃料移送関連	新燃料移送機	1基	50			
燃料貯蔵系	使用済燃料関連				炉外燃料貯蔵槽	1基（370体）	570
		使用済燃料ﾌﾟｰﾙ	1基（1760体）	490	使用済燃料ﾌﾟｰﾙ	1基（1365体）	335
	新燃料関連	新燃料貯蔵ﾗｯｸ	1基（364体）	155			
燃料処理系	燃料洗浄設備	乾式燃料洗浄設備（Naﾎﾟｯﾄ取扱設備上での洗浄、ｶﾞｽ中移送機の冷却系使用）	1基	25	乾式燃料洗浄設備（EVST上での洗浄、燃料出入機の冷却系使用）	1基	25
	破損燃料取扱関連	燃料検査設備	1基	20	燃料検査設備（複数体移送対応）	1基	30
		Naﾎﾟｯﾄ貯蔵設備	6基	60			
その他	ナトリウム				EVST1次および2次Na		280
物量合計				1235			1330

表 2.1.2.4 燃料取扱方式のコスト比較

対象		水プール直接貯蔵方式		EVST貯蔵方式	
燃料移送系	炉内	燃料交換機、炉内中継装置	21.6	燃料交換機、炉内中継装置	15.2
	炉外	燃料出入機	17.8	燃料出入機	19.8
		上記以外の燃料移送機	12.7	上記以外の燃料移送機	4.4
	小計	移送系小計	52.0	移送系小計	39.4
燃料貯蔵系	使用済燃料関連			炉外燃料貯蔵槽　容器本体	31.4
				炉外燃料貯蔵槽　冷却系	8.4
		使用済燃料ﾌﾟｰﾙ	36.9	使用済燃料ﾌﾟｰﾙ	25.1
	新燃料関連	新燃料貯蔵ﾗｯｸ	3.5		
	小計	貯蔵系小計	40.4		64.9
燃料処理系	燃料洗浄関連	燃料洗浄設備	1.0	燃料洗浄設備	0.9
	破損燃料取扱関連	燃料検査設備	1.4	燃料検査設備	2.1
		破損燃料取扱設備	4.6		
	小計	燃料処理系小計	7.0	燃料処理系小計	3.0
ナトリウム	EVST関連				0.7
その他		電源関連の追加分[2]	0.6	建屋配置関連の追加分[3]	0.8
燃料取扱設備[1]	合計		100.0		108.8
プラント全体[1]	合計（稼働率考慮せず）		100.0		100.3
	合計（稼働率考慮、ｹｰｽ1）[4]		100.0		100.0
	合計（稼働率考慮、ｹｰｽ2）[5]		100.0		99.9

注1）水ﾌﾟｰﾙ直接貯蔵方式の合計を100とする相対値
注2）水ﾌﾟｰﾙ直接貯蔵方式の方が非常用ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ及び専用ﾊﾞｯﾃﾘ電源の電源容量が大きく、これの増加分に相当するｺｽﾄを記載（ｶﾞｽ中高発熱燃料移送機や、破損燃料貯蔵設備冷却系の電源容量が大きいことに起因）
注3）EVST貯蔵方式の方が原子炉補助建屋体積が約1000m^{3}大きく、これの増加分に相当するｺｽﾄを記載
注4）EVST貯蔵方式の方が複数体移送の採用に伴い、定検期間を約2日短縮（モジュールあたり、燃交本体で1日、炉内中継装置の取付け･取外しで1日の合計2日）の可能性有り。2ﾓｼﾞｭｰﾙに対して、標準および標準外のｼﾘｰｽﾞ定検を想定して、稼働率は水ﾌﾟｰﾙ直接貯蔵方式で95.47%（原子炉運転26か月×30日、定検36.75日）、EVST貯蔵方式で95.72%（原子炉運転26か月×30日、定検34.75日）と試算。
注5）タービン点検を31日から29日まで短縮すれば、EVST貯蔵方式の稼働率は95.83%（原子炉運転26か月×30日、定検33.75日）に向上

表 2.1.2.5　ガス中裸燃料取扱時の燃料被覆管制限温度
および冷却機能喪失時の時間裕度

燃料取扱方式	燃料位置	ガス流量	各部温度			冷却停止後の制限温度までの時間余裕[3]
		(ラッパ管内)	ガス入口温度	ガス出口温度	被覆管最高温度(中央)	
		(Nm^3/min)	(℃)	(℃)	(℃)	(min)
水プール直接貯蔵方式[1]	ガス中移送機による乾式洗浄時[2]	10	300	448	402	9
	ガス中移送機による移送時	10	150	298	253	15
	燃料昇降装置による移送時[3]	10	50	198	155	19
EVST貯蔵方式[1]	燃料出入機による乾式洗浄時[2]	2.5	350	431	385	44
	燃料出入機による移送時	2.5	150	281	236	70
	燃料昇降装置による移送時[3]	2.5	50	181	137	88

注1) 水プール直接貯蔵方式では22.5kW、EVST貯蔵方式では5kWの燃料取扱(いずれもアルゴンガス冷却)
注2) ナトリウムポット取扱設備、または、EVST上でのアルゴンガスブローによる乾式洗浄
注3) 短期事象での燃料被覆管制限温度630℃までの到達時間。冷却機能喪失時における燃料被覆管温度の上昇率(断熱温度上昇)は、22.5kWで25.4℃/min、5kWで5.6℃/min

表 2.1.2.6　各燃料取扱方式の安全対応方針

基本方針

事象区分	燃料過熱事象	燃料落下事象
DBE	・過熱損傷防止	・落下防止
BDBE	・万一の過熱損傷時にも、事象収束	・万一の落下時、または、落下に起因した損傷時にも、事象収束

ガス中裸燃料取扱時の具体的対応は？

水プール直接貯蔵方式（高発熱燃料取扱）

事象区分	燃料過熱事象	燃料落下事象
DBE[1)]	・燃料被覆管温度上昇が速いために、冷却系の多重化（50%×2基/系統×2系統、または、100%×3系統）により冷却機能喪失防止	・吊り具および電気的インターロックの多重化、燃料受渡し時の誤動作防止対応により落下防止
	・30分間の全交流電源喪失に対し、無停電電源への接続により対応	
	・燃料下端がナトリウム、または、水中に浸漬した状態での昇降トリップ時には、ナトリウム液位及び水位上昇、または、注水などにより対応	
BDBE	・FPインベントリが大きいため、長時間排気筒放出条件で被ばく制限目安を満足できるように、燃料収納容器の気密性とコンファインメント確保により対応（特に、燃料溶融等による燃料収納容器の気密性確保が懸念）	・同左[2)]
	・ただし、2時間の全交流電源喪失時にも、無停電への接続により対応	

EVST貯蔵方式（低発熱燃料取扱）

事象区分	燃料過熱事象	燃料落下事象
DBE[1)]	・燃料被覆管温度上昇が遅いことを利用して、2系統の冷却系に、移送系を組み合せることにより対応	（水プール直接貯蔵方式と同じ）
	・30分間の全交流電源喪失時に対して、必要な設備は無停電電源への接続に対応	
	・燃料下端がナトリウム、または、水中に浸漬した状態での昇降トリップ時には、運転員の対応により、冷却可能な位置まで昇降	
BDBE	・FPインベントリが小さいため、短時間地上放散でも被ばく制限目安を満足	（水プール直接貯蔵方式と同じ）[2)]
	・ただし、2時間の全交流電源喪失時にも、無停電への接続により対応	

注1）燃料被覆管制限温度は、短期事象で630℃（24時間以内）、長期事象で600℃（1か月以内）
注2）いずれの発熱量でもバースト破損するが、高発熱燃料の方がダクト内に多量の冷却ガスを吹き込む必要があり、冷却困難な可能性大

表 2.1.2.7　水プール直接貯蔵方式と EVST 貯蔵方式の比較評価

項目[1]			満足すべき条件	水プール直接貯蔵方式		EVST貯蔵方式	
経済性	物量	燃料移送系	複数体移送による稼働率向上効果を取込むことにより、EVST貯蔵方式のコストが水プール直接貯蔵方式と差異がないこと	485 ton	○（基準）	370 ton	○
		燃料貯蔵系		645 ton		905 ton	
		燃料処理系		105 ton		55 ton	
		合計		1235 ton		1330 ton	
	コスト	燃料取扱系		100.0（比較の基準）		108.8	
		プラント全体（稼働率考慮せず）		100.0（比較の基準）		100.3	
		プラント全体（稼働率考慮）[2]		100.0（比較の基準）		99.9～100	
安全性	異常時対応	Naポット取扱時	DBEでは、燃料過熱事象および落下事象への設備対応が十分で、燃料破損を防止できること	移送停止時には空気間接冷却系起動（独立2系統）	○	同左	○+
		ガス中裸燃料取扱時		1系統機能喪失＋待機系起動失敗時には、残りの冷却系起動で対応（2系統×100%×2基/系統（動的機器のみ））。また、高発熱燃料の取扱に伴い、ガス系容量増加		1系統機能喪失＋待機系起動失敗時には、時間余裕を考慮して冷却機能の確保されている場所に移送（独立2系統＋移送機能に期待）	
		燃料下端がNa、または、水中浸漬した状態での昇降停止（DBE）		時間余裕がないため、燃料受渡し位置では昇降系を多重化（例えば、ガス中移送機以外に、Naポット取扱設備中に昇降シリンダ設置）		30分以上の時間余裕を有するため、DBEの範囲で設置する必要はない	
		全交流電源喪失（DBE：30分、BDBE：2時間）		同時作動の系統機器を限定することにより、1500Ah/系統の無停電電源に接続		燃料出入機の冷却系など一部の機器を対象として、90Ah/系統の無停電電源に接続	
		ガス中裸燃料取扱時における被覆管制限温度までの到達時間		10分		49分	
		燃料破損後の事象収束（BDBE）	BDBEでは、万一の燃料破損を想定しても、事象収束が可能であること	燃料破損時には非常用注水系により冷却し、燃料溶融防止		低発熱燃料の取扱に伴い、短時間地上放散を想定しても被ばく制限目安を満足できる見通し	
	Na漏えい対策		プラント側と同程度のNa漏えい対策が可能なこと	燃料取扱系にNa系がなく（Naポット除く）、Na漏えい対策不要	○+	EVSTを設置するが、低温設計に加えて、Na冷却系にエンクロージャを設置するなど、プラント側と同程度以上のNa漏えい火災対策を実施可能	○
運転性	燃料交換	燃料取扱時間	45分/体以内の燃料取扱時間を達成できること	45分/体（燃交作業煩雑で、時間余裕なし）	○	一体移送で45分/体も、複数体移送で34分/体まで低減可能	◎
		燃料交換期間（1モジュール）[3]		約9日		約7日	
		稼働率		95.5%（原子炉運転26か月、定検36.75日）		95.7～95.8%（原子炉運転26か月、定検33.75～34.75日）	
	燃料処理（原子炉運転時の運用）		原子炉運転時に所定の作業を完了できること	所定の期間内に終了可能	○+	作業工程が煩雑であるが、EVST空きスペースに新燃料を搬入することなどにより、所定の期間内に終了可能な見通し	○
	破損燃料対応		他設備への影響なく、取扱可能であること	常時ガス冷却の専用Naポット貯蔵設備を設置する必要あり。また、破損燃料の貯蔵本数に制限あり（現状設計で、6	○	EVST内に貯蔵可能で、これによる物量増加は極めて小。複数体ポットの採用により破損燃料の早期取出しも可能	◎
	炉心退避対応		貯蔵済みの使用済燃料を移動することなく、速やかに実施できること	約70日	○+	EVST中の使用済燃料移動に伴い、約1年と長いが、仮設キャスク、燃料出入機冷却容量の増加などの設計対応により早期炉心退避の可能性有り	○
総合評価				・ガス中裸状態で高発熱燃料を取扱う必要はあるが、更なる冷却系統の多重化などの設計対応により、安全要求条件を満足できる見通し。 ・また、同時に複数の作業を実施する必要はあるが、洗浄条件の緩和や、高速ガスを利用した急速冷却などにより作業の迅速化が可能で、時間余裕はないが、1基のガス中移送機により、所定の燃料交換時間を確保可能 ・ただし、水プール直接貯蔵方式を採用しても、大幅なコスト低減に期待できないため、選定せず	-	・水プール直接貯蔵方式に対して、EVSTの設置に伴い、燃料取扱設備コストが約9%増加するが、複数体移送による稼働率向上効果を取込めば、実質的に同程度のコストを達成できる見通し。 ・よって、安全性および運転性向上のポテンシャルが高く、破損燃料取扱の容易なEVST貯蔵方式をレ選定	選定

注1）要求条件に対して、◎：余裕を持って達成、○：達成、△：達成できず
注2）電源設備容量（非常用ガスタービン、無停電電源）および建屋体積によるコスト差異も考慮済み
注3）燃料交換期間は、燃料交換本体＋燃料交換準備および後始末の合計期間。燃料交換では112体の炉心構成要素を取扱い、22時間/日を想定

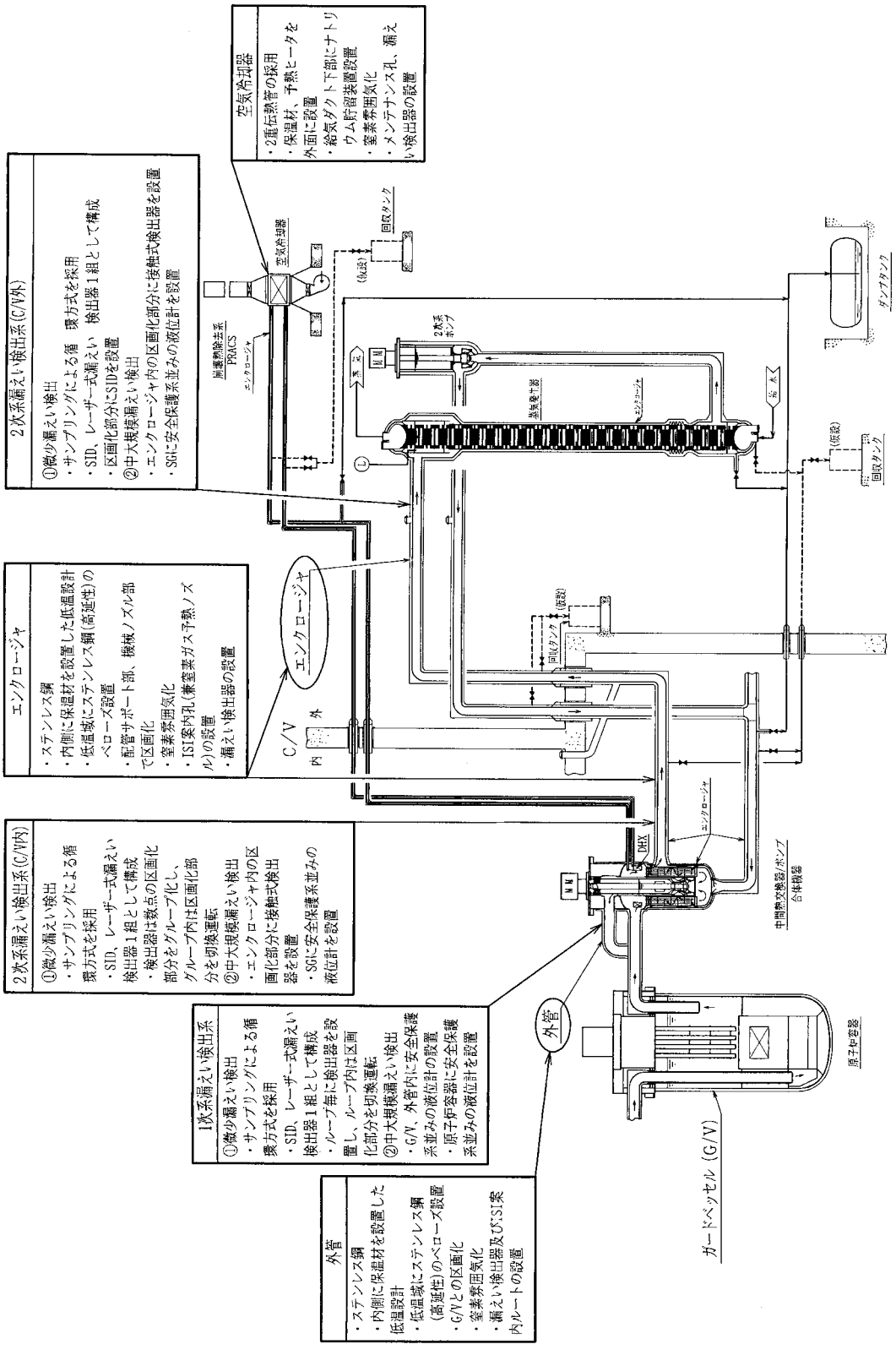


図2.1.2.1　ナトリウム漏えい対策設備の構成

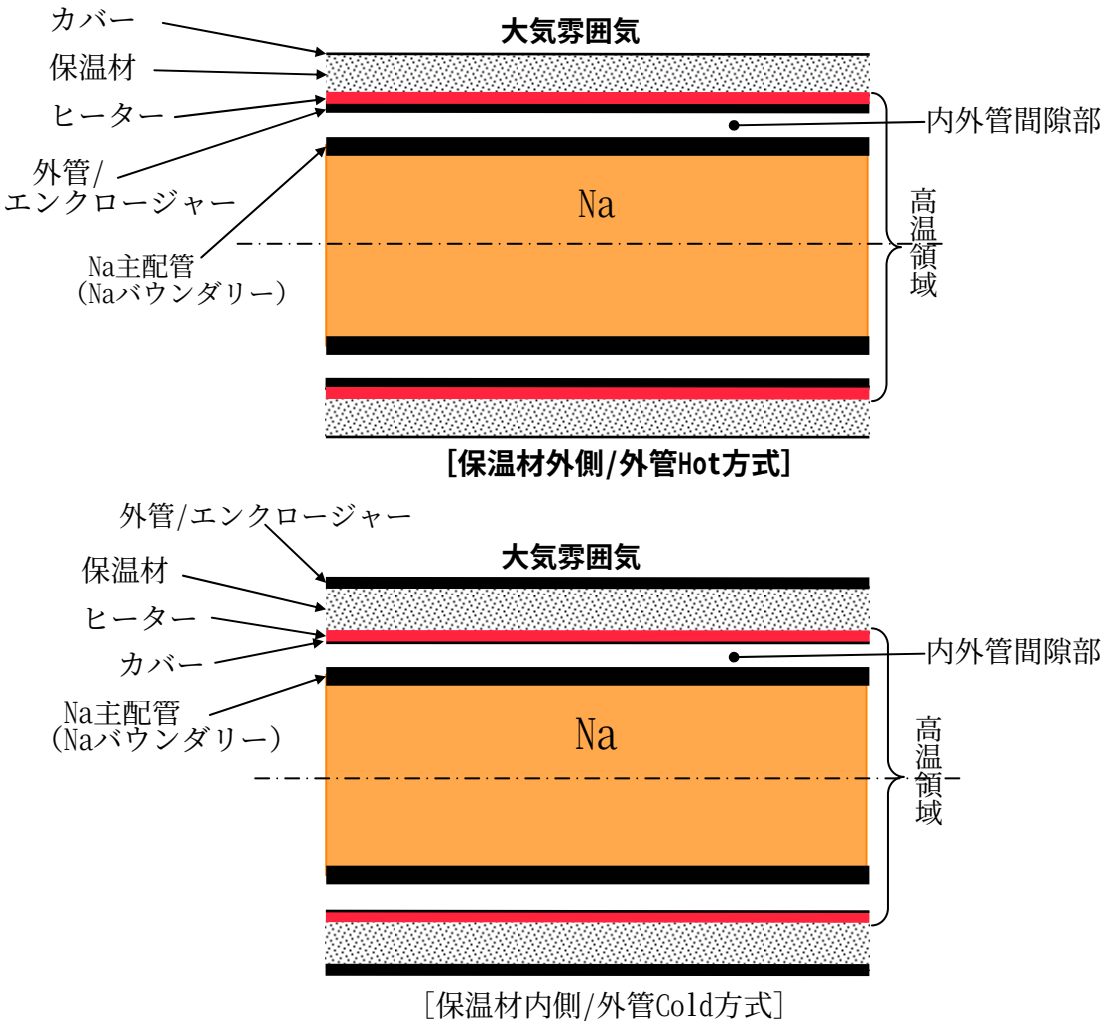


図 2.1.2.2　保温材の設置方式（内側/外側）

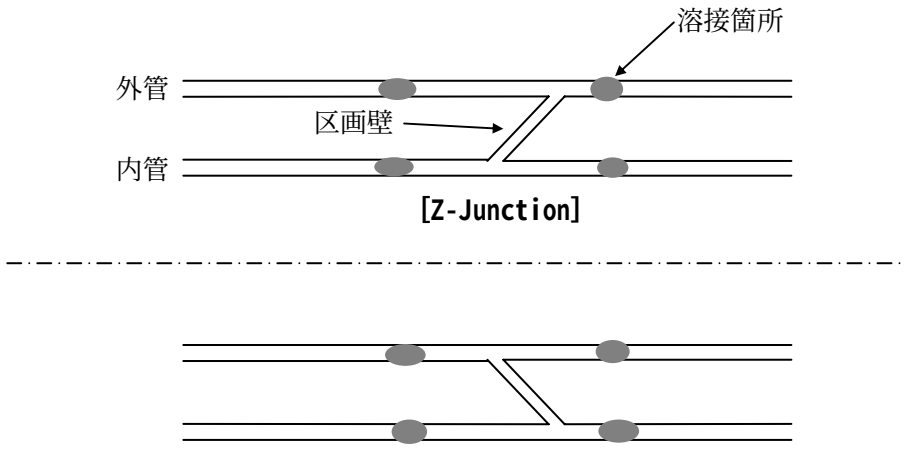


図 2.1.2.3　Z ジャンクション（区画壁構造）

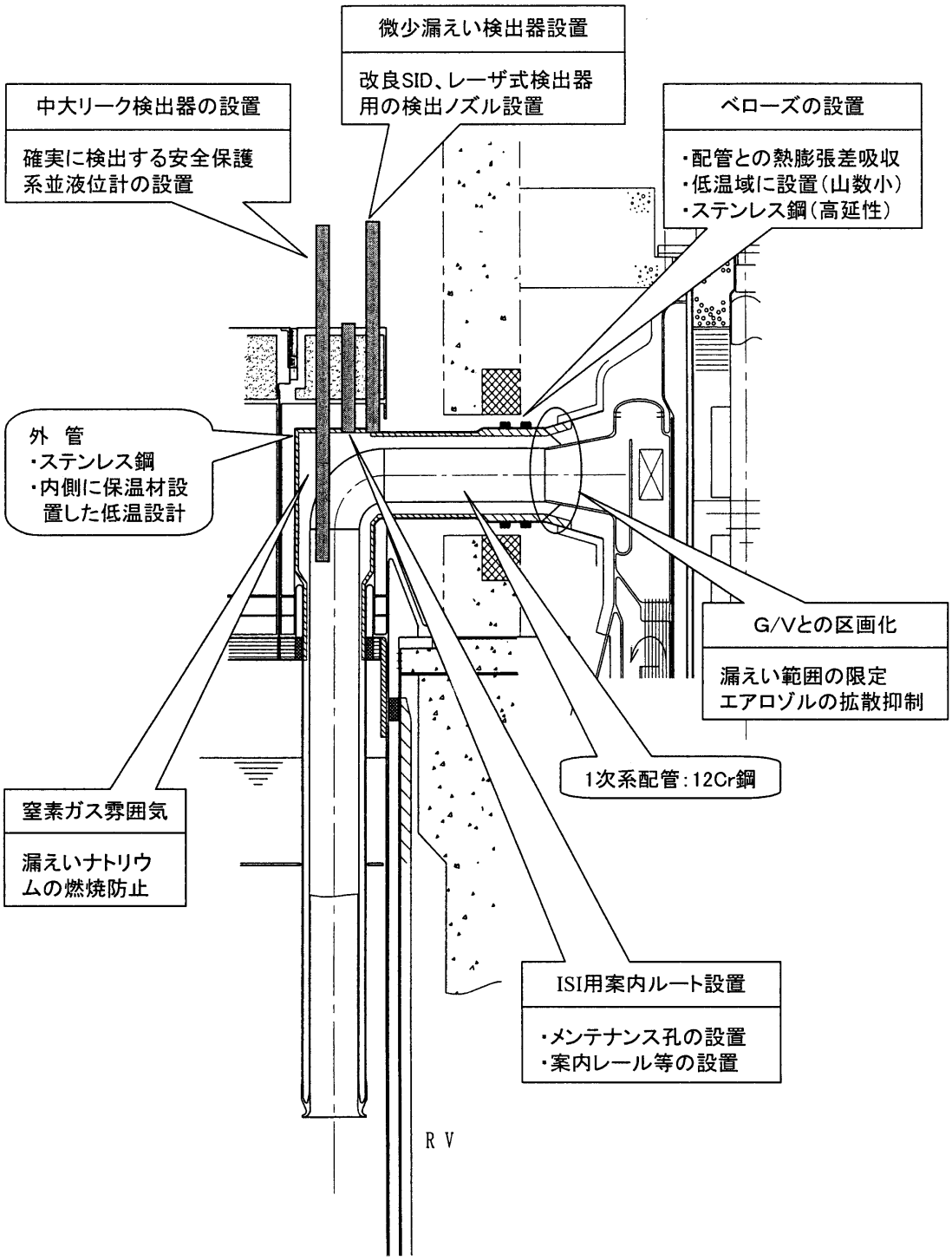


図 2.1.2.4　１次系配管のナトリウム漏えい対策構造

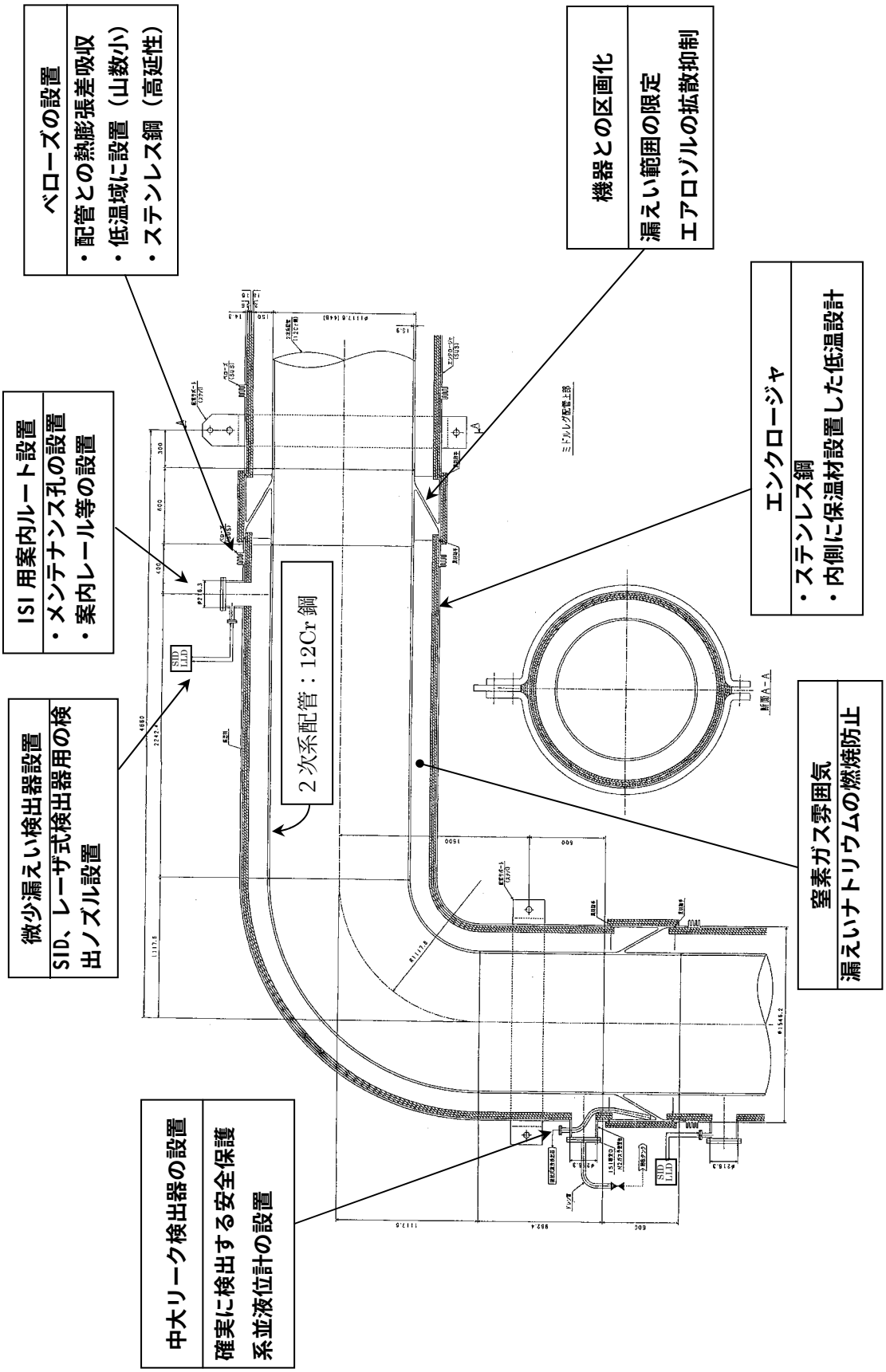


図 2.1.2.5　2次系配管のナトリウム漏えい対策構造

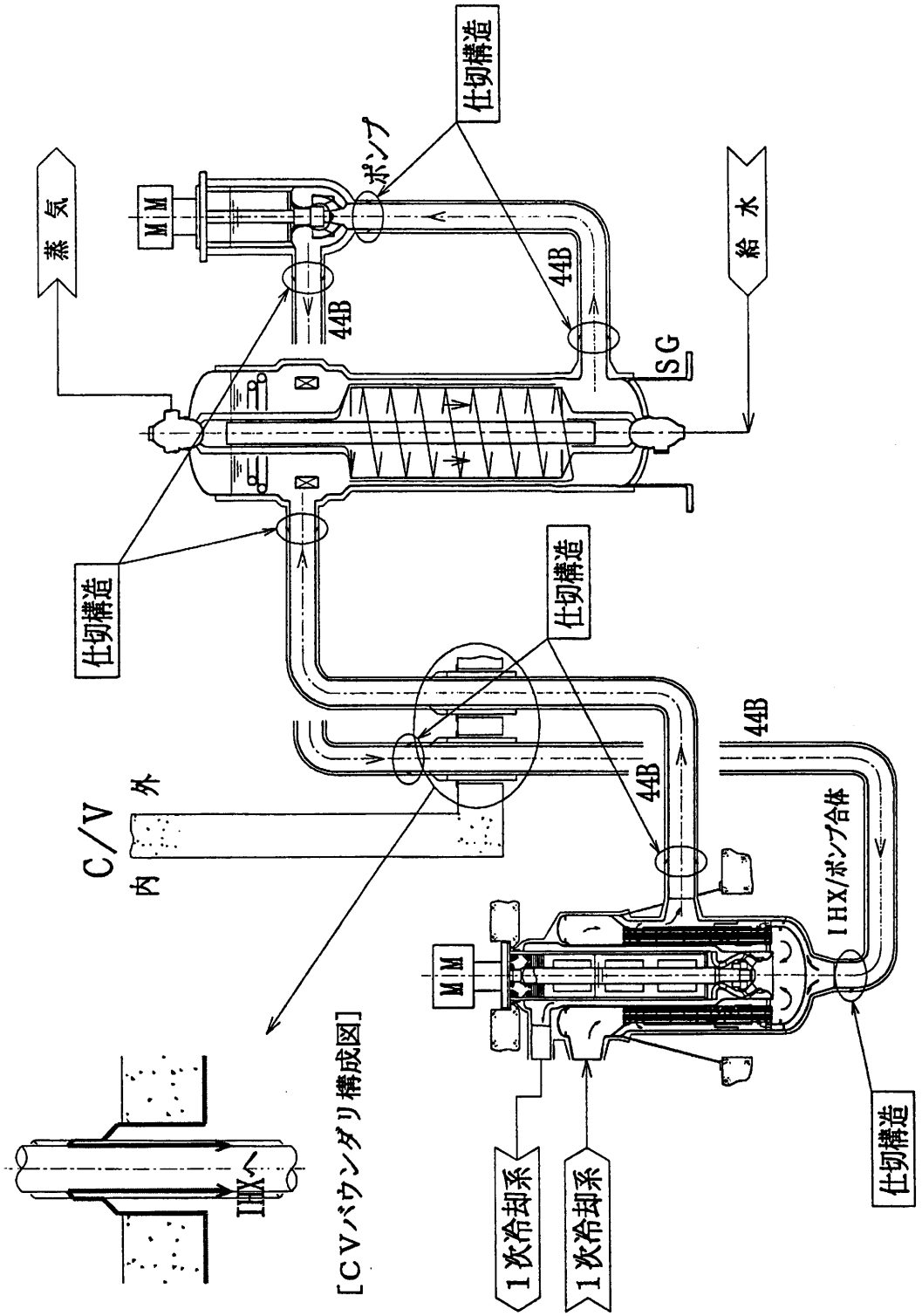


図2.1.2.6　2次系配管とエンクロージャの間の仕切構造設置位置
及び格納容器バウンダリ構成

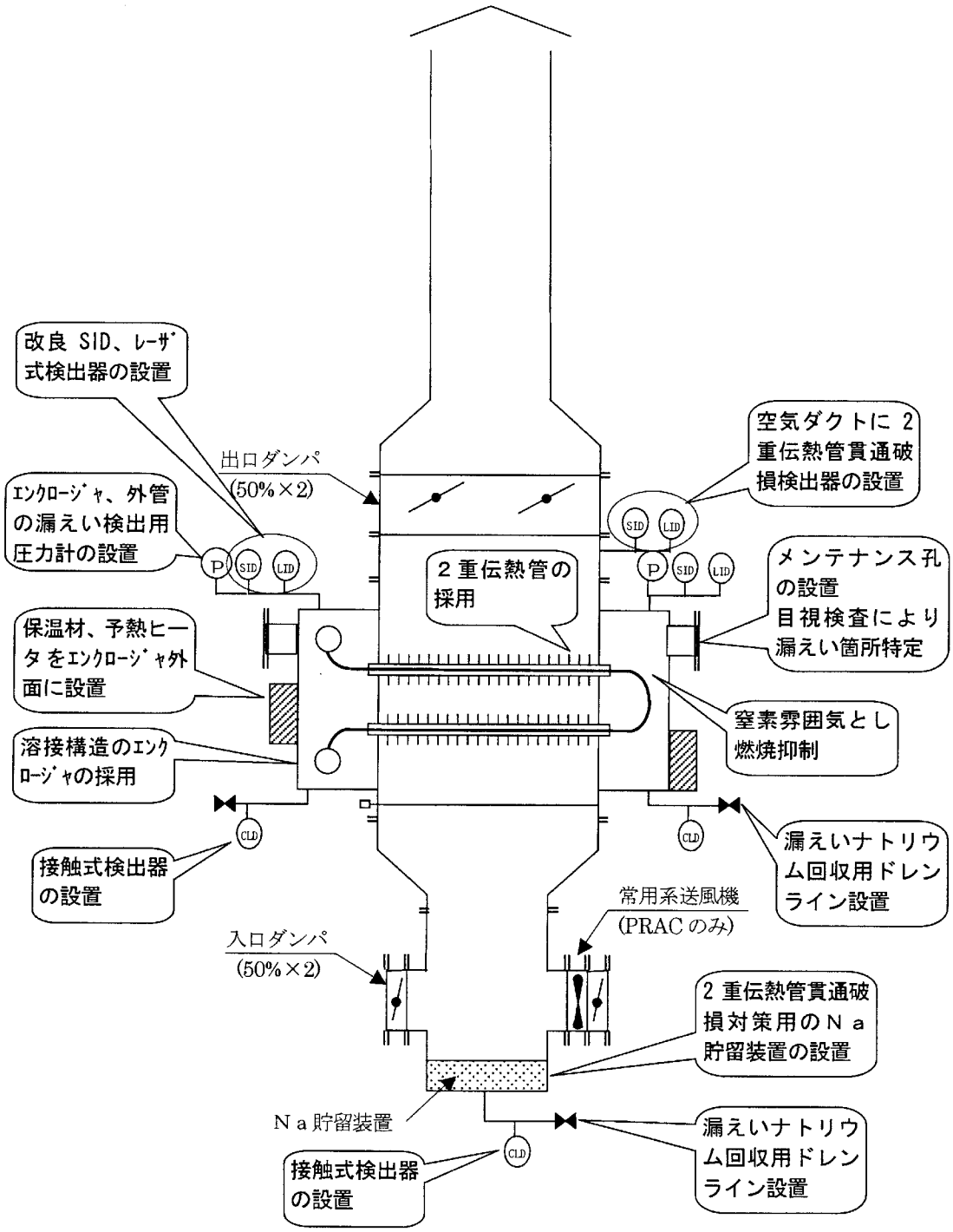


図 2.1.2.7　DHRS 空気冷却器のナトリウム漏えい設備

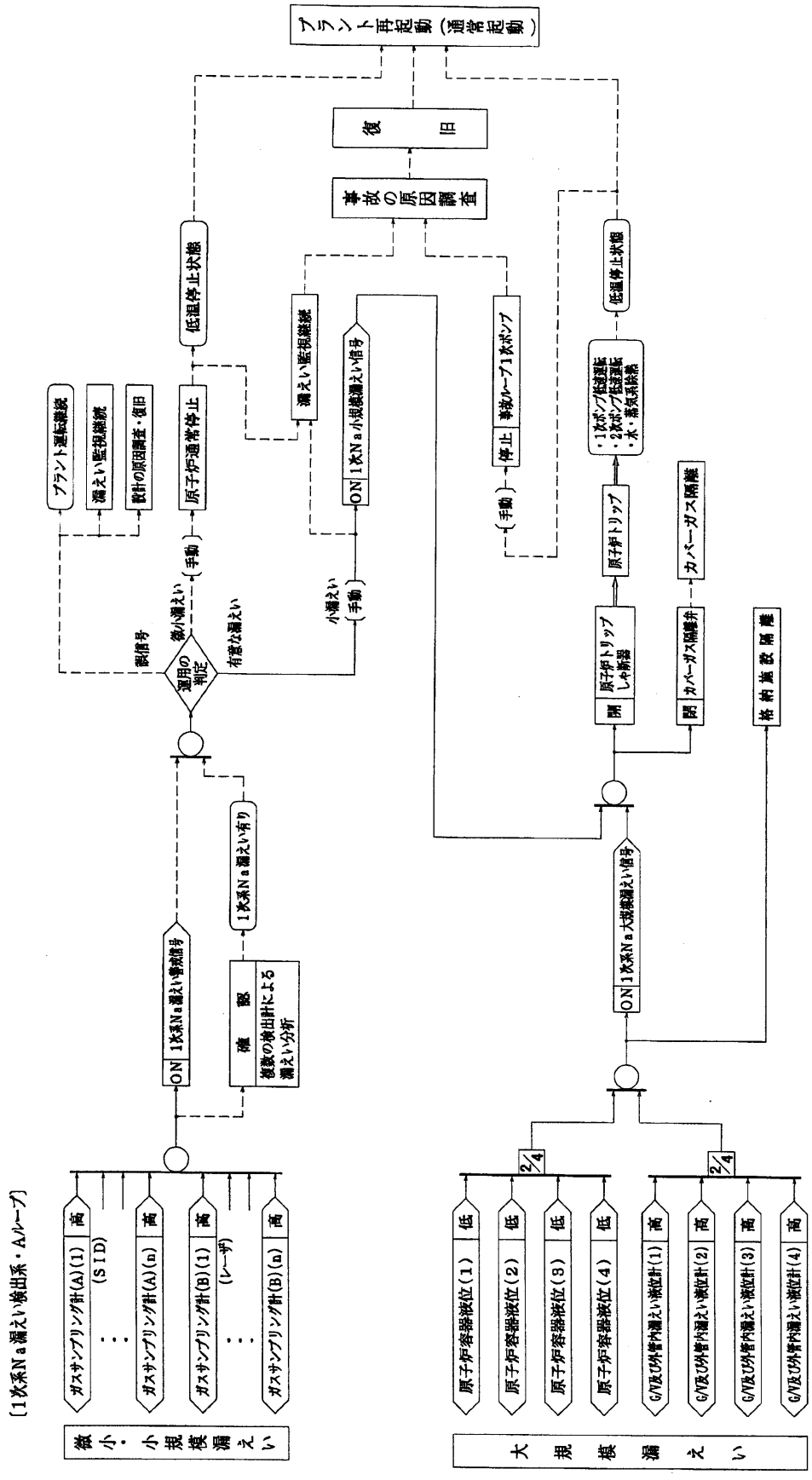


図2.1.2.8　1次系ナトリウム漏えい時の基本運用図

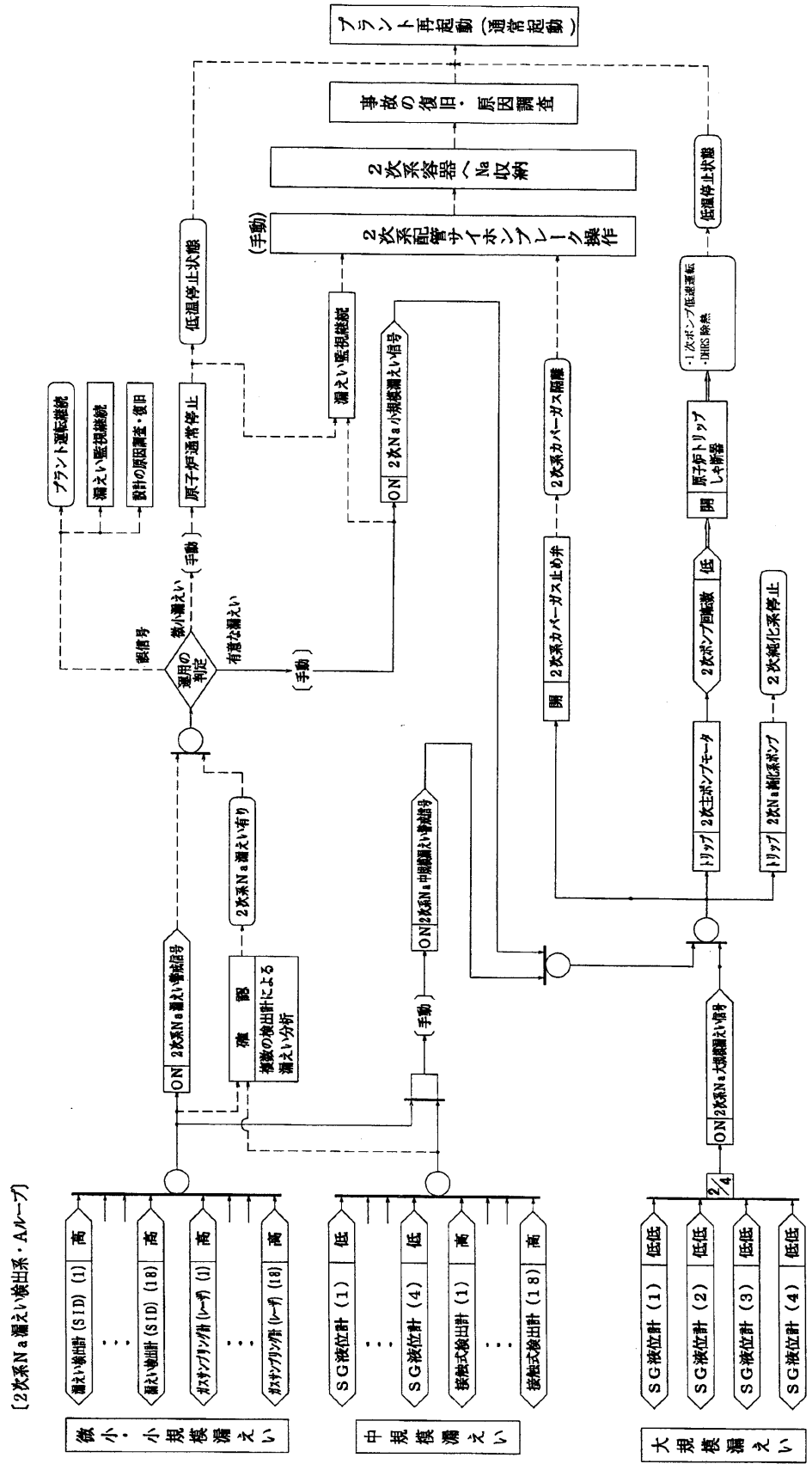


図2.1.2.9　2次系ナトリウム漏えい時の基本運用図

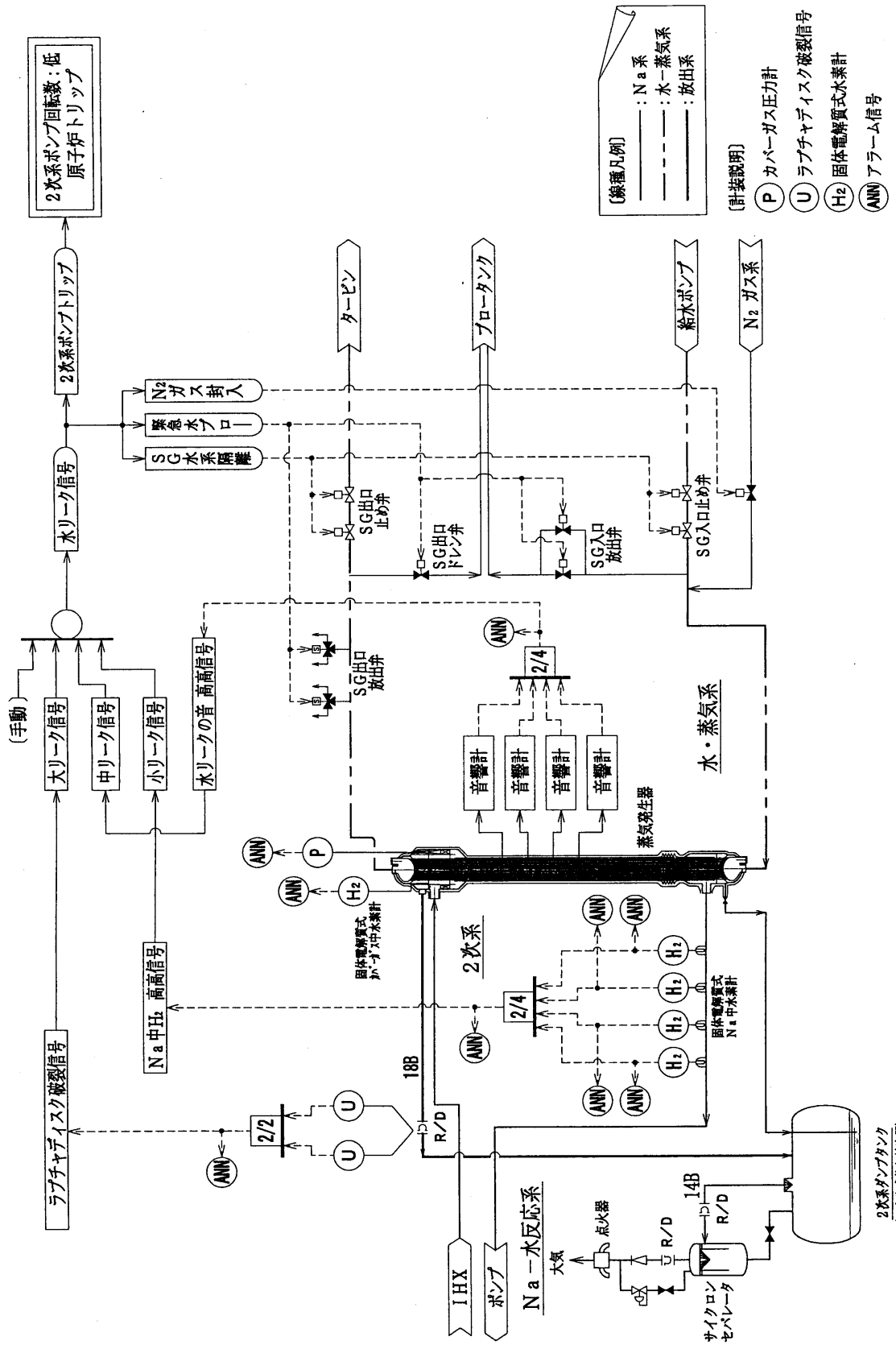


図 2.1.2.10　ナトリウム－水反応対策設備

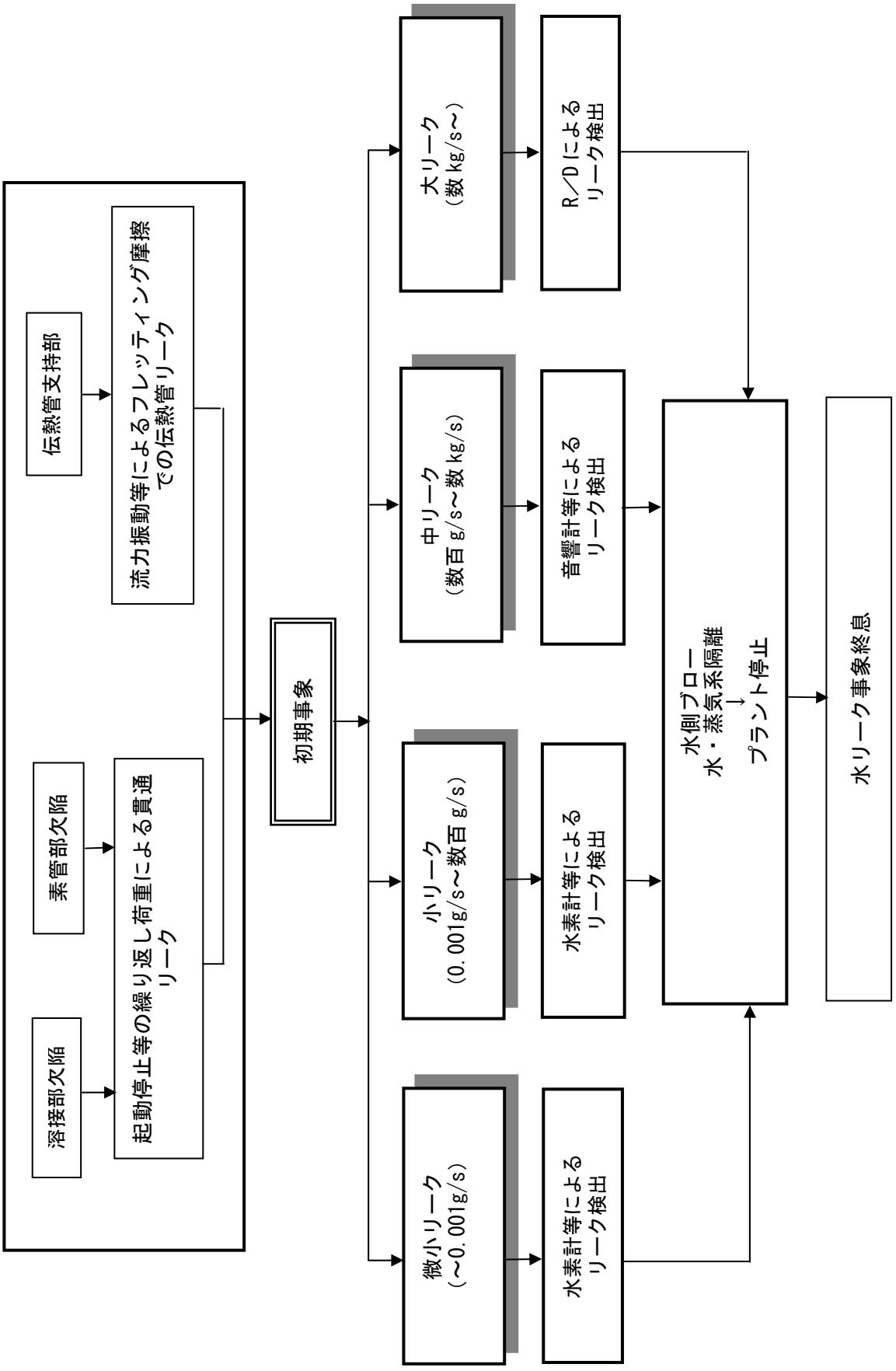


図 2.1.2.11　ナトリウム・水反応の安全シナリオ

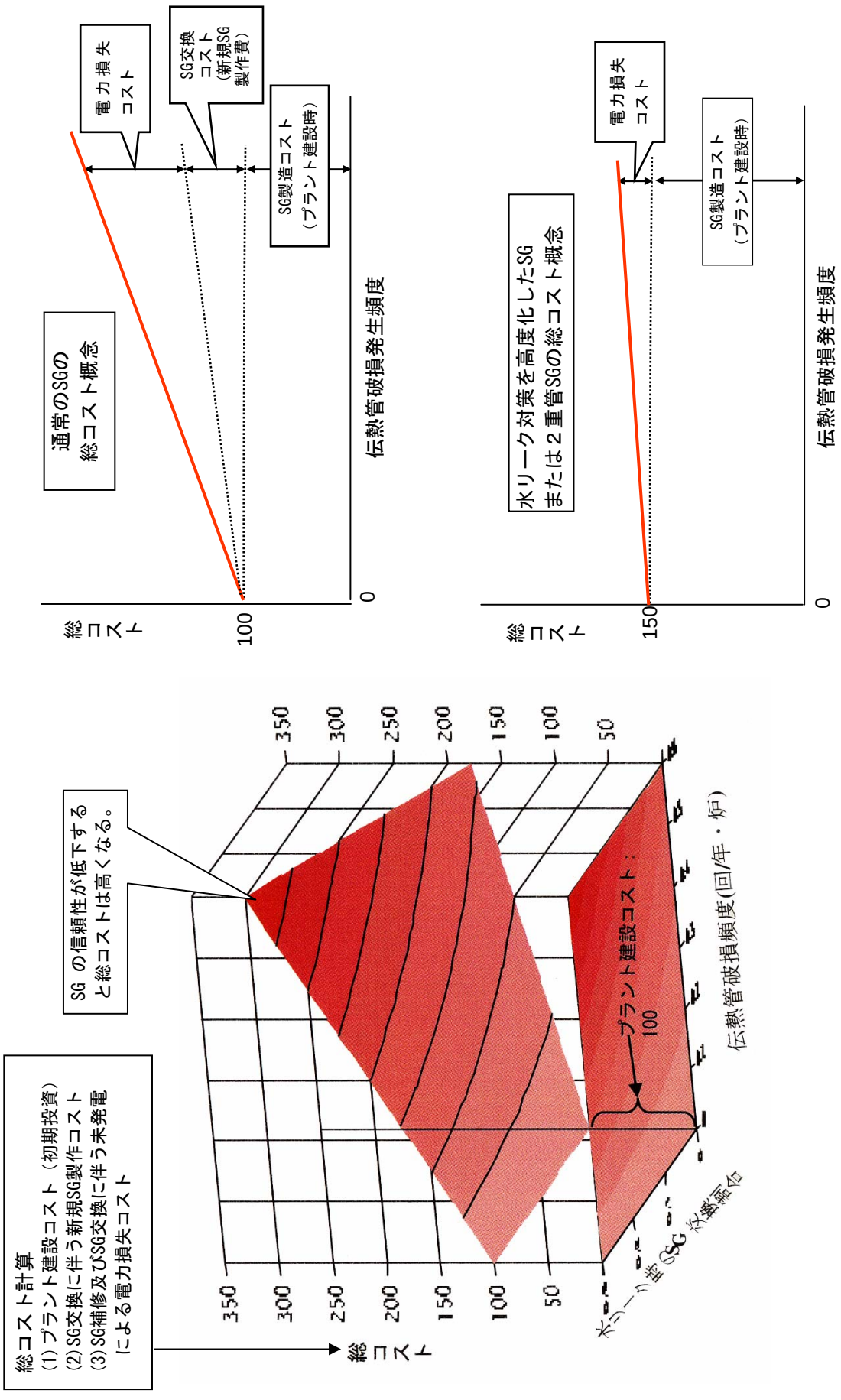


図 2.1.2.12　SG のコスト評価概念

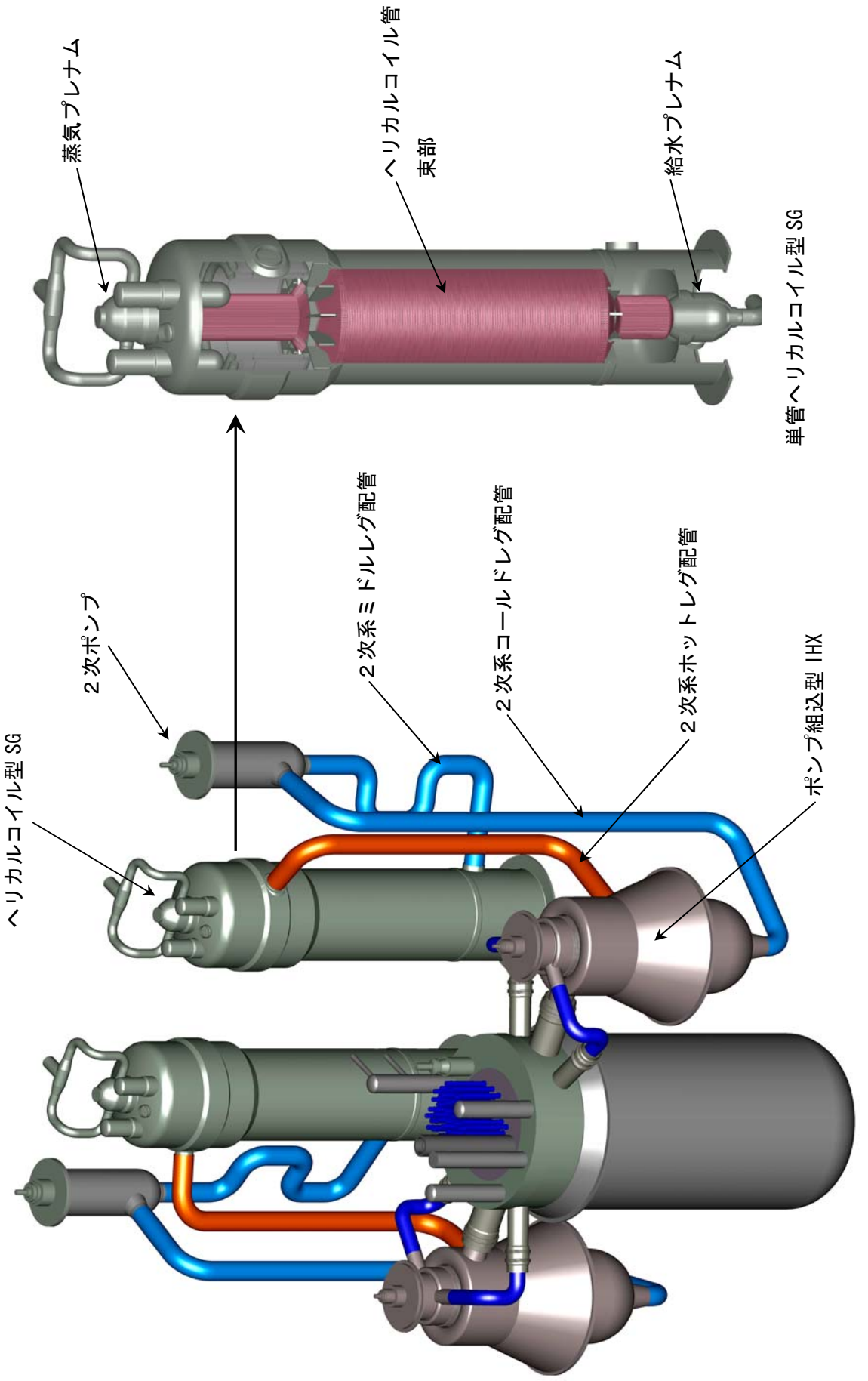


図 2.1.2.13　大型炉冷却系概念図と単管ヘリカルコイル SG

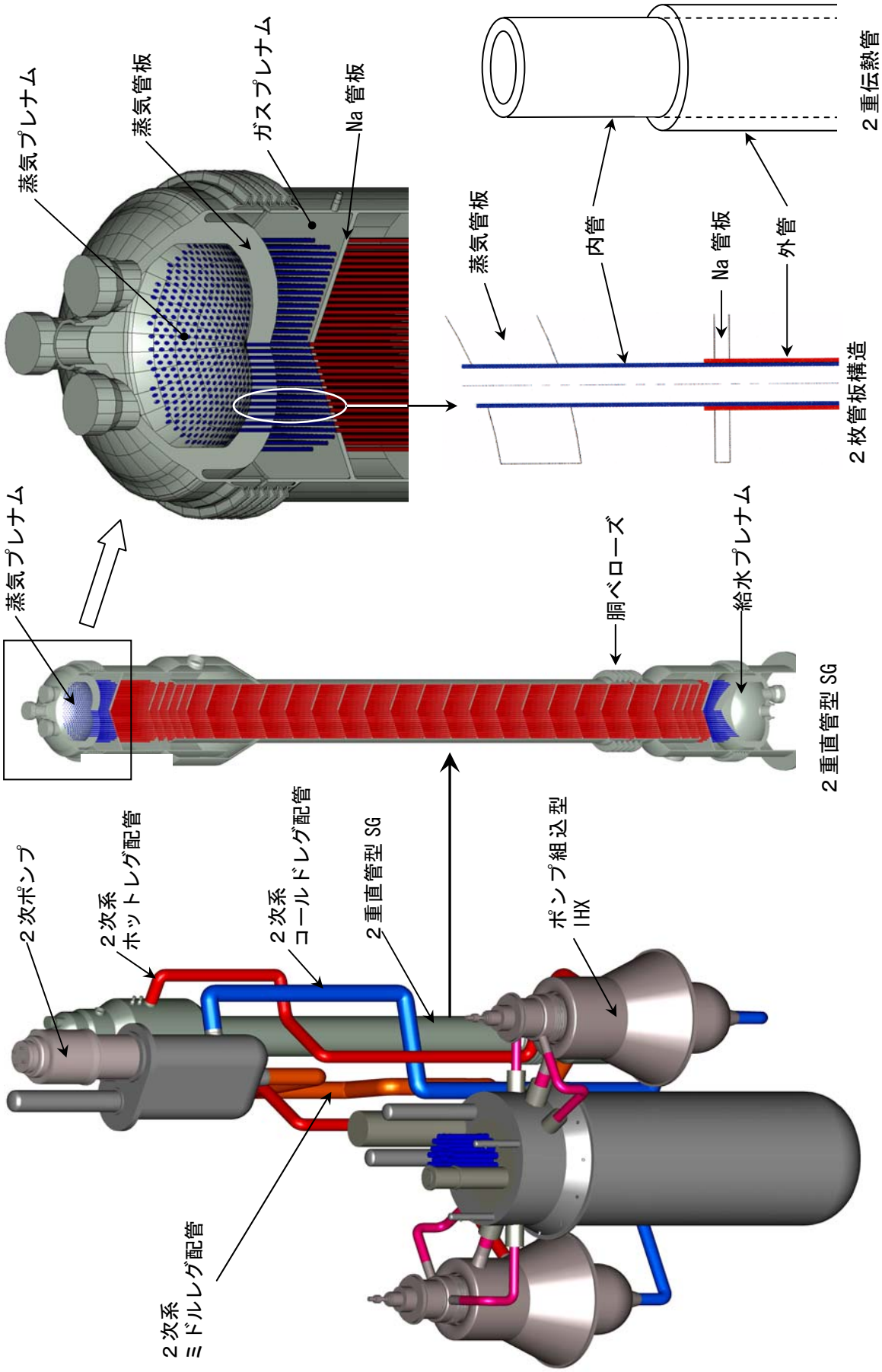


図 2.1.2.14　中型炉冷却系概念図と 2 重直管型 SG

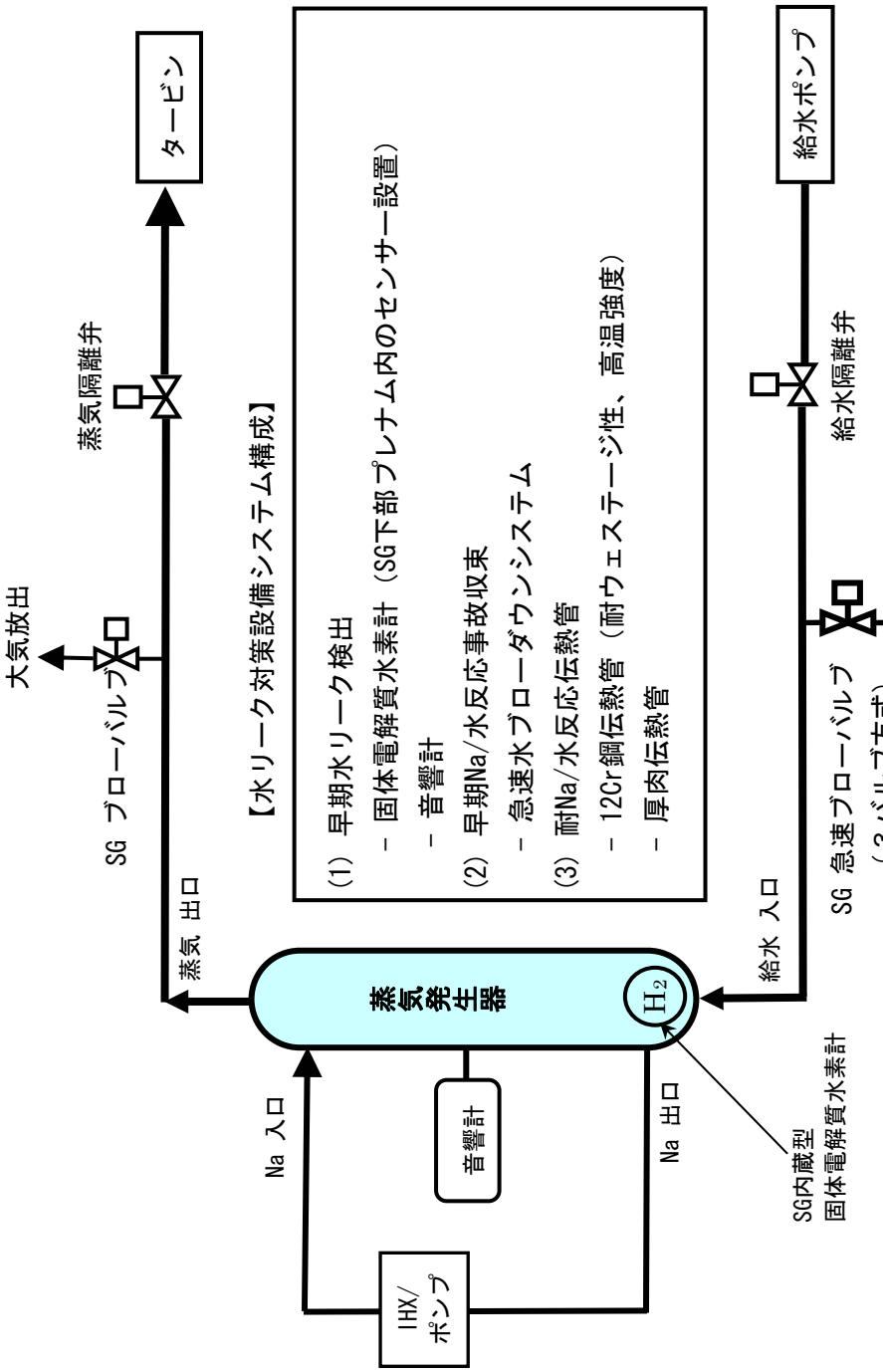


図 2.1.2.15　水リーク対策設備の高性能化

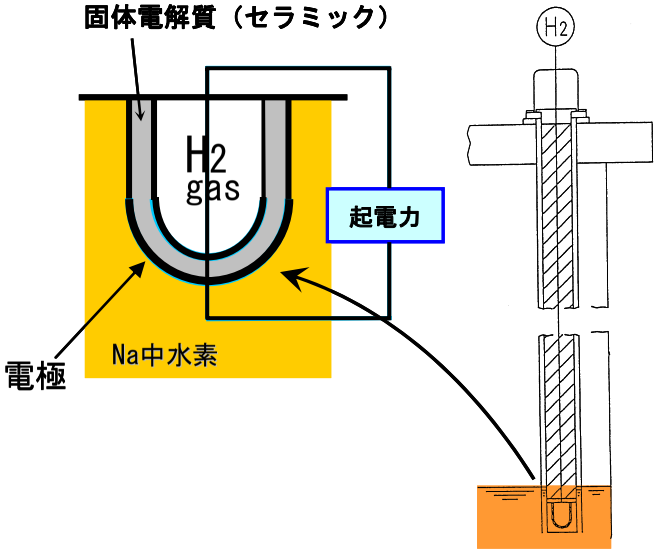
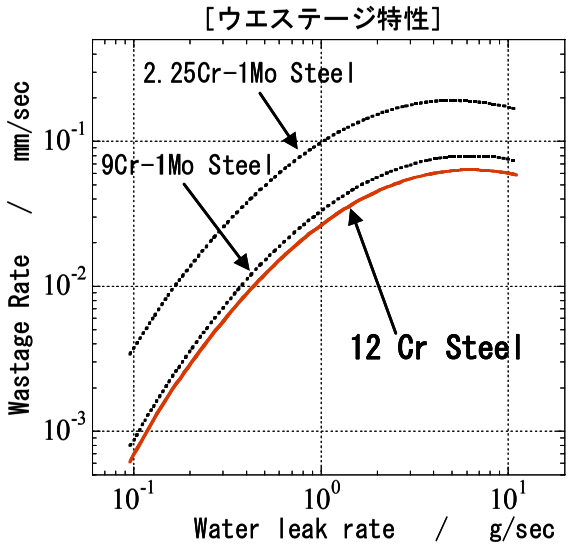


図2.1.2.16　　固体電解質水素計原理図



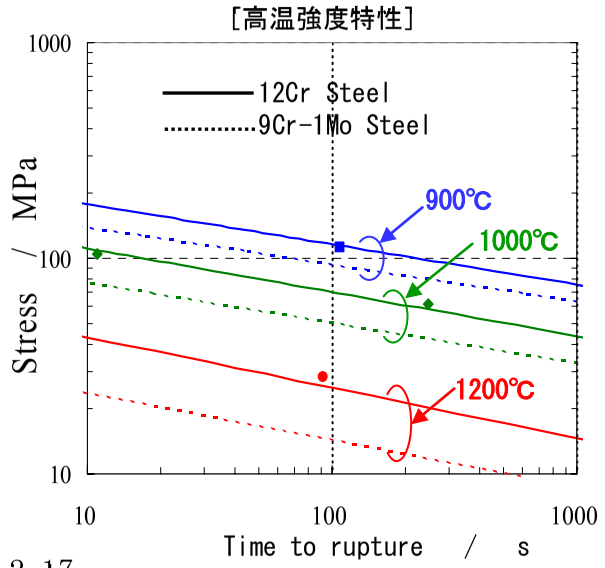


図2.1.2.17
12Cr系鋼伝熱管材料の耐ナトリウム/水反応特性（試験結果）

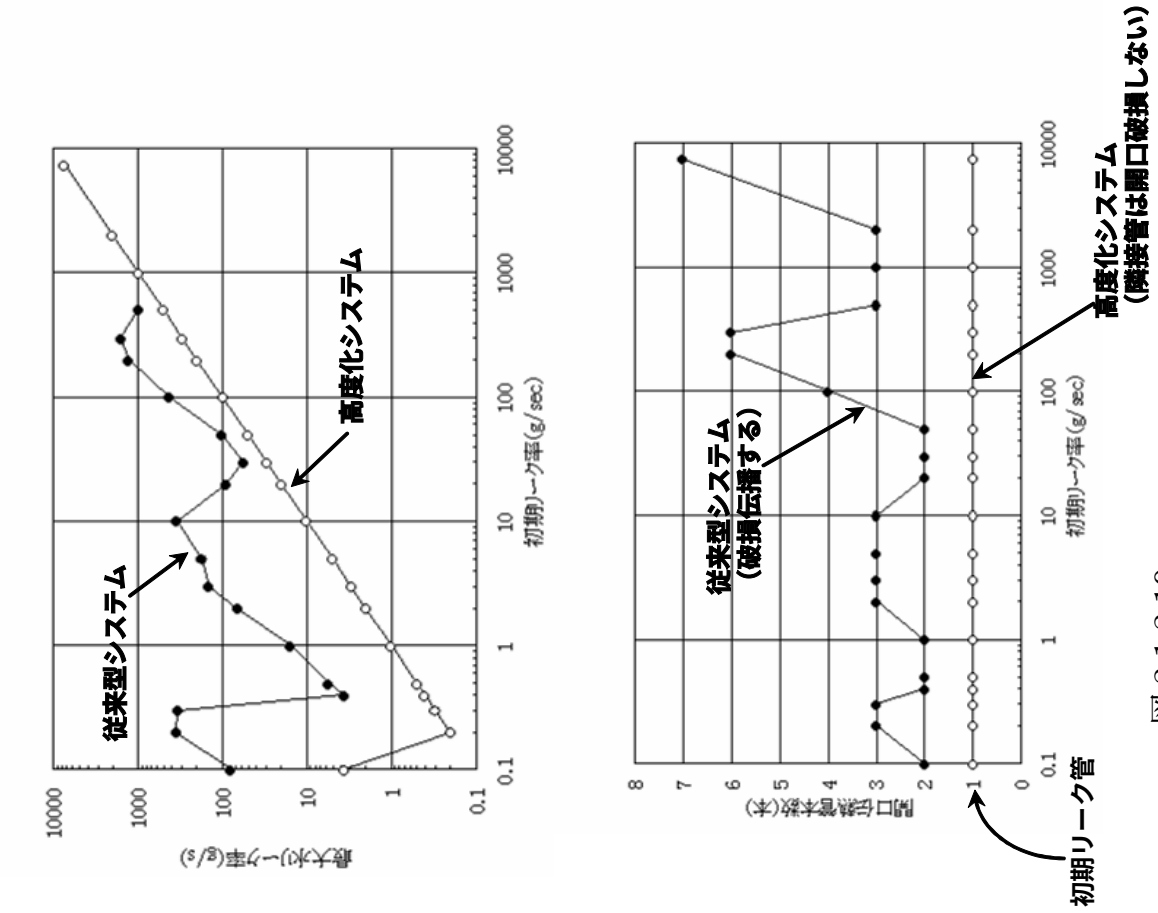


図 2.1.2.19　水リーク対策設備の性能比較（解析結果）

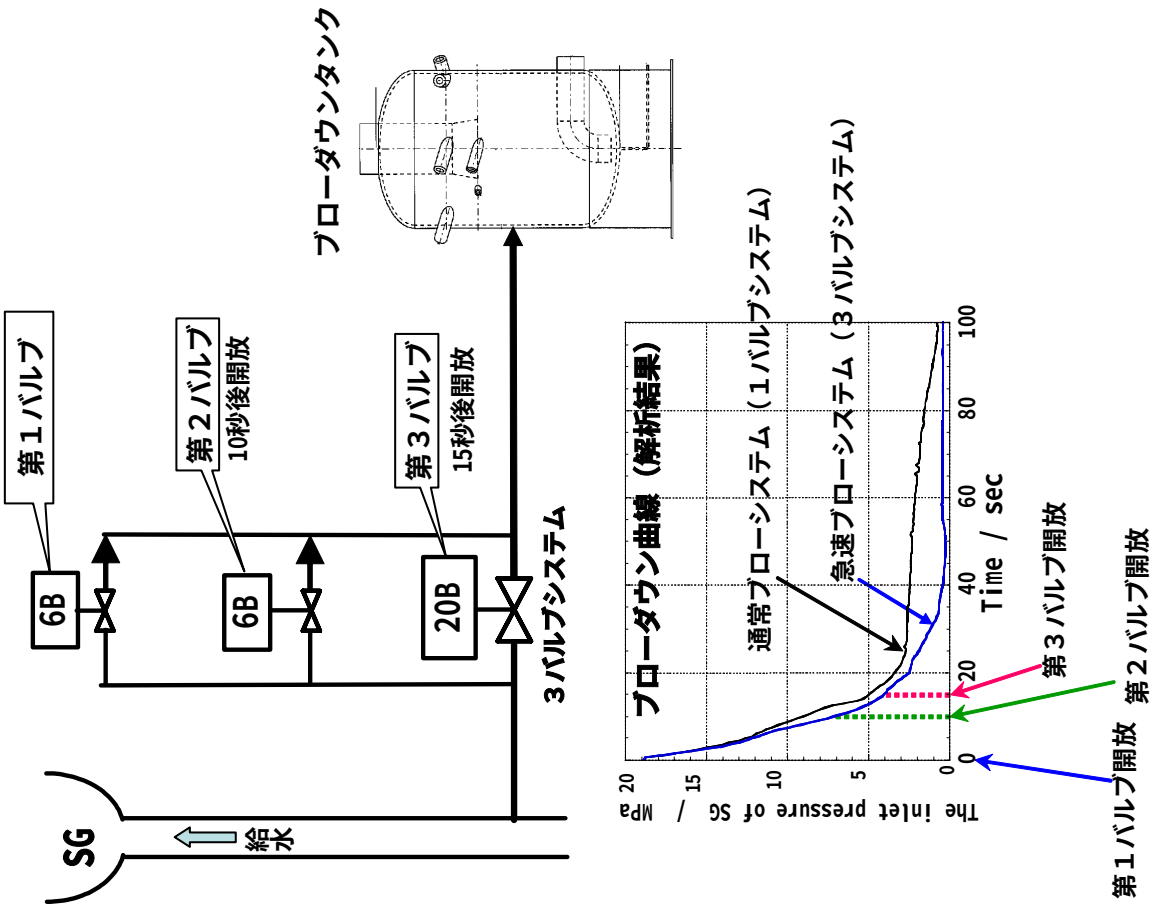


図 2.1.2.18　急速水ブローダウンシステム

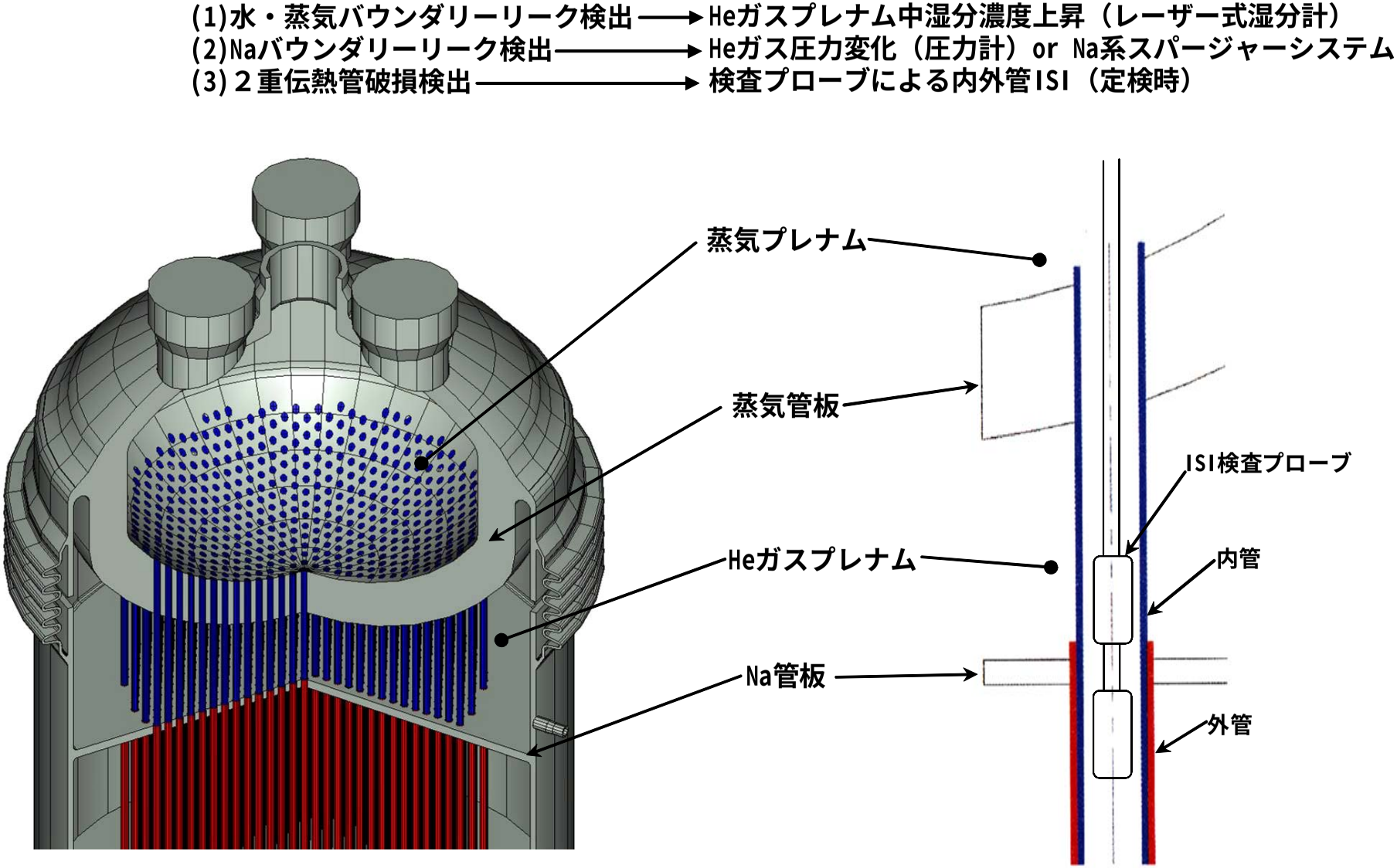


図 2.1.2.20　　２重直管 SG の破損検知概念図

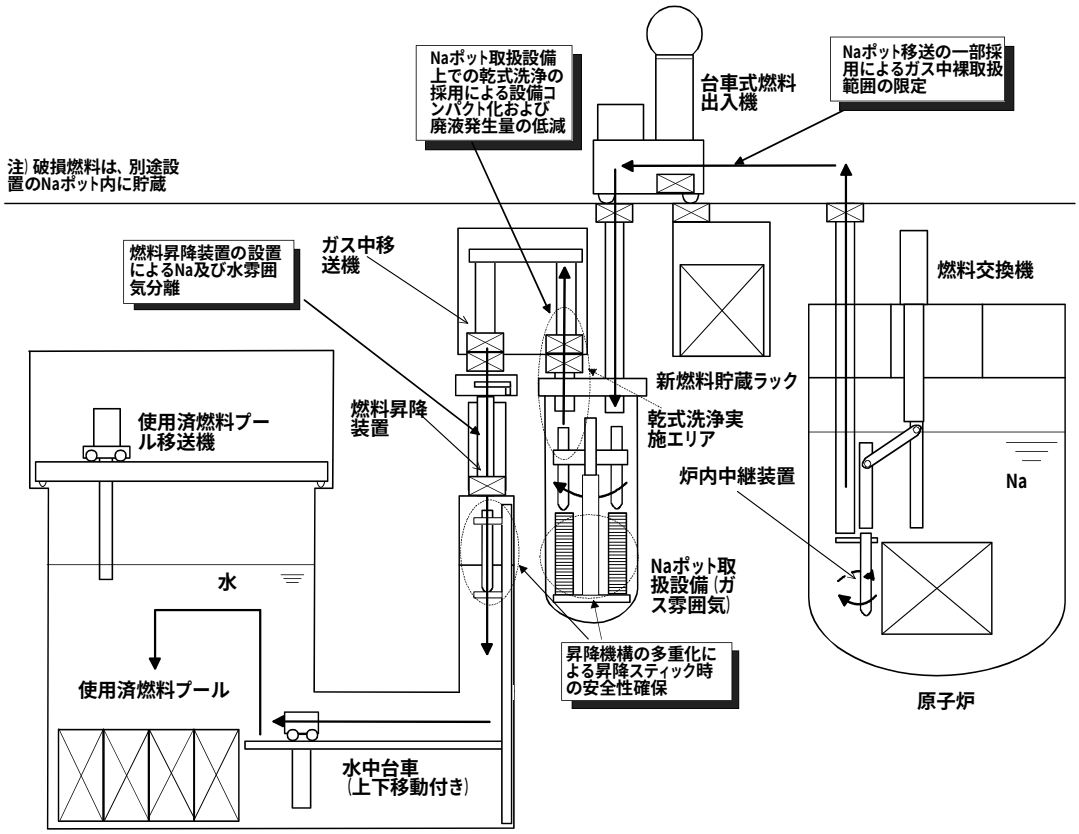


図 2.1.2.21　水プール直接貯蔵方式燃料取扱設備の概念図

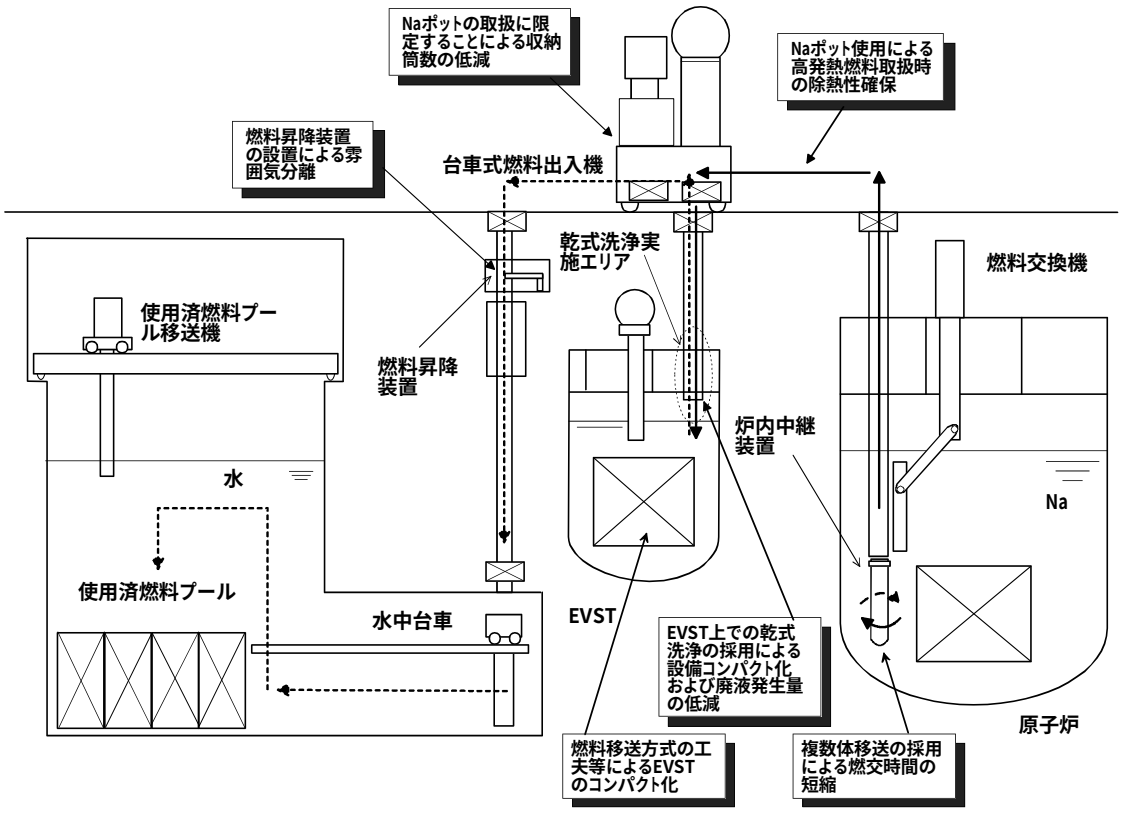


図 2.1.2.22　EVST 貯蔵方式燃料取扱設備の概念図

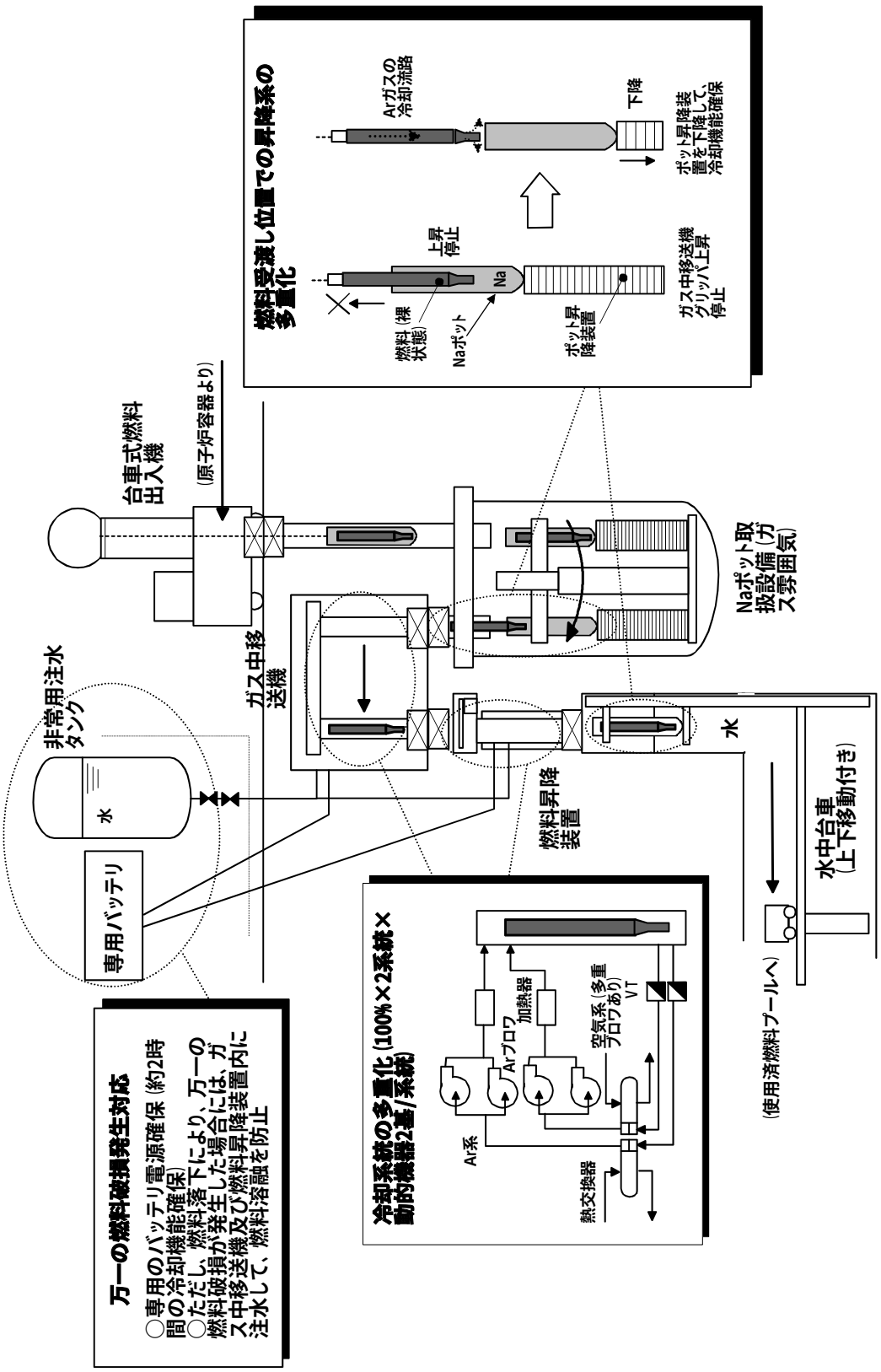


図 2.1.2.23　水プール直接貯蔵方式での主要な安全設備対応（ガス中裸状態での高発熱燃料取扱）

2.1.3 大型炉代表概念の構築

(1) 炉心燃料設計

(ⅰ) MOX 燃料炉心

(a) 代表概念の選定

MOX 燃料炉心のフェーズⅡ検討における候補概念として、2.1.1.3(1)(ⅲ)において、再臨界回避方策は「ABLE 型」、炉心型式は「均質 2 領域炉心」を選択した。他方、炉心概念の方向性としては、「コンパクト型炉心」と「高内部転換型炉心」の 2 種類が存在している。「コンパクト型炉心」は、高い増殖性能を有するとともに、コンパクト化を指向し初装荷 Pu-f インベントリが小さい概念である。一方、「高内部転換型炉心」は、太径燃料ピンを採用し燃料体積比を増加するとともに、遮へい体外接円径の制限を緩和し、内部転換比を高め炉心性能の向上を図った炉心概念である。

表 2.1.3.1 に、「コンパクト型炉心」と「高内部転換型炉心」について、実用化戦略調査研究の開発目標に関する利害得失の比較を示すが、「コンパクト型炉心」は、初装荷 Pu-f インベントリが小さく、導入期の増殖比も大きく FBR 導入性に優れることがわかる。導入性の向上は天然 U 累積需要量の低下を導くことから、資源有利用性に優れる特性を有しているといえる。一方、「高内部転換型炉心」は、ブランケット装荷量を低減できることから全炉心取出平均燃焼度が大きく、かつ、運転サイクルの長期化が可能であり、経済性上のメリットがある。その一方、遮へい体外接円径は取合条件を超えて増加しており、建設コストが増加する効果はデメリットとなる。両効果の大小関係を把握するため、図 2.1.3.1 に発電単価（概略評価値）の内訳を「コンパクト型炉心」と比較して示した。発電単価の内訳のうち、資本費は建設コスト、運転維持費は稼働率、燃料サイクルは燃料重量に関連し全炉心取出平均燃焼度の影響が支配的である。「高内部転換型炉心」は、遮へい体外接円径増加の効果により資本費は増加するが、その程度は僅かであるのに対し、全炉心取出平均燃焼度と運転サイクル長さの向上による運転維持費と燃料費の低減効果は非常に大きく、全体として発電単価は低減し、「コンパクト型炉心」と比較し 7 %程度まで低下する結果であった。一方、「高内部転換型炉心」は、遮へい体外接円径が 7.26 m とプラント取合条件の 6.6 m を大きく超過する結果となった。大型炉では、炉容器径の増加は製造設備等への負荷が大きく、外接円の取合条件を緩和することは現状では困難な見通しと考えられる。

以上のことを踏まえ、フェーズⅡ中間まとめの検討においては、「コンパクト型炉心」を大型炉の代表概念として選定することとし、この炉心を対象に一連の設計評価・柔軟性評価を行うこととした。ただし、今後、検討が進み炉容器径の取合条件が緩和されることがあれば、「高内部転換型炉心」は、大型炉についても有望な概念であることは留意すべきである。

(b) 設計評価

1) 評価内容

大型 MOX 燃料炉心に関し、上項で選定したコンパクト型炉心を対象に詳細な設計

評価（核特性、熱特性、遮へい特性等）を行い、設計目標・設計条件を満たしていることを確認する。ここでは、FBR 導入期向けの炉心を対象とすることとした。以下に、大型 MOX 燃料炉心の主要な設計条件・設計目標を示すが、導入期炉心では高い増殖性を目標としており、増殖比の目標は 1.1～1.2 程度、複合システム倍増時間については 50 年程度を目標としている。平衡期炉心については、次項の柔軟性評価において導入期炉心をベースに集合体の調整により変更可能な炉心について設計評価を行うこととする。

本設計評価における主要な条件および目標を以下に示す。

[取合条件]

- 熱出力 : 3570 MWt
- 原子炉出口/入口温度 : 550/395 ℃
- 炉心圧力損失 : 0.2 MPa 以下
- 遮蔽体外接円直径 : 6.6 m 以下
- 制御棒配置 : 切込付コラム型 UIS、SASS 設置に対応

[設計目標]

- 運転サイクル期間 : 18 ヶ月以上
- 取出平均燃焼度 : 150 GWd/t 程度
- 全炉心取出平均燃焼度 : 60 GWd/t 程度
- 増殖比 : 約 1.1～1.2 程度（導入期）
  約 1.04 （平衡期）

[制限条件]

(安全)

- ボイド反応度 : 6 $以下
- 炉心高さ : 100 cm 程度以下
- 燃料比出力密度 : 40 kW/kg-MOX 以上

(燃料)

- 高速中性子照射量 : 5×10^{23} n/cm^2 程度以下
- 被覆管最高温度 : 700℃以下
- CDF [通常運転時] : 0.5 以下（St ベース*）

  * 設計クリープ破断応力強さ S_R に安全裕度として 0.8 を考慮

2) 炉心・燃料仕様

大型 MOX 燃料コンパクト型炉心について、導入期炉心の基本仕様・炉心構成を表 2.1.3.2 に示した。また、主要な炉心・燃料仕様および燃料集合体の構造概念を表 2.1.3.3 および図 2.1.3.2 に示した。この炉心の炉心・燃料仕様の特徴としては、ボイド反応度を 6 $以下にするため、炉心高さを 80 cm と炉心を扁平化させるとともに、燃料ピン

径を 8.8 mm とフェーズ I の炉心（大型 MOX 燃料均質炉心[1]）から若干太径にし、冷却材体積比の低減を図っている。また、本炉心は ABLE 型集合体を採用しており、図 2.1.3.2 に示した通り、集合体中の燃料ピン 271 本のうち中央部 37 本については、燃料溶融時の排出パスとするため上部・下部ブランケットを削除した構造としている。

次に、炉心配置を図 2.1.3.3 に示すが、制御棒配置について、切込付コラム型 UIS に対応するとともに、SASS の設置に対応した配置としている。また、本炉心は、導入期炉心であるため、炉心の周囲には径方向ブランケットを 2 層装荷し増殖性を向上させている。遮へい体については、その外周に 2 層装荷しており、1 層目は SUS 遮へい体、2 層目は高性能の Zr-H 遮へい体を採用している。その結果、遮へい体外接円径については 6.45 m となり、取り合い条件の 6.6 m を満足している。

3) 核特性

a) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R[2]
- 燃焼計算 : 2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- 出力分布計算 : 3 次元拡散計算
- 反応度計数計算 : ドップラ係数　1 次近似摂動計算
  ボイド反応度　厳密摂動計算
- 制御棒価値計算 : 3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
- 燃料組成 : 高速炉多重リサイクル TRU 組成＋随伴 FP 2vol%

  ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{241}Am/^{242}Am/^{243}Am/
  ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm/^{237}Np
  = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/2.0/0.0/1.0/
  0.0/0.0/1.0/0.0/0.5 (wt%)

b) 評価結果

コンパクト型の導入期炉心について、主要な炉心特性の評価結果・重金属物量収支を表 2.1.3.4・表 2.1.3.5 に示した。ここで、運転サイクル長さ 18 ヶ月、取出平均燃焼度 148 GWd/t で、増殖比は 1.16 に達し、ブランケットの寄与も含んだ全炉心取出平均燃焼度は 63 GWd/t と、何れも導入期炉心の設計目標を満足していることがわかる。また、定検期間 45 日・炉外滞在時間 5 年を想定し、炉外滞在中の ^{241}Pu の β 崩壊（半減期 14.4 年）を考慮し、複合システム倍増時間を評価したところ 46 年となる結果であった。反応度係数については、平衡サイクル末期のドップラ係数・ボイド反応度を評価した結果、ドップラ係数は-4.7×10^{-3} Tdk/dT、ボイド反応度は 5.8 $となり、ボイド反応度は設計条件の 6 $を下回ることが示された。本炉心は、炉心高さは 80 cm、比出力 59.4 kW/kg-MOX であることから、安全に関する設計条件を何れも満足している。また、出力係数を評価した結果、本炉心の出力係数は負となることが認められた。

次に、制御反応度収支の成立性評価の結果を示す。制御棒の仕様としては、主炉停

止系・後備炉停止系とも ^{10}B 濃縮度 90 wt%、吸収体（B_4C）の体積割合 30 %とした。原子炉停止系の条件としては、主炉停止系は、ワンロッドスタック条件で定格運転状態から低温停止が可能、後備炉型停止系は、ワンロッドスタック条件で定格運転状態から高温停止が可能、全数挿入時には低温停止が可能とした。必要制御反応度と制御棒価値の評価結果を表 2.1.3.6 に示すが、主炉停止系は炉停止余裕 1 $を考慮した必要制御反応度が 5.9 %Δk/kk'、後備炉停止系は事故時投入反応度 0.8 %Δk/kk'を考慮した必要制御反応度が、ワンロッドスタック条件で 1.8 %Δk/kk'、全数挿入時で 2.2 %Δk/kk'となった。これらの反応度の値は何れも制御棒価値を下回っており、制御棒収支について成立する結果が得られた。

以上、本コンパクト型炉心は、プラント側の取合条件および安全の制限条件を満足しつつ、実用化戦略調査研究における炉心性能の設計目標を達成していることが認められた。

4) 熱流力特性および燃料健全性

a) 評価手法・条件

熱流力特性および燃料健全性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 1 次系流量 : 18,200 kg/s
  (炉心・径方向ブランケット領域に配分できる流量として全流量の 96.3 %を想定)
- 被覆管ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄﾌｧｸﾀ : 表 2.1.3.7 (実証炉の設計例参照)
- 圧力損失評価式 : Cheng-Todreas 式[3]
- 材料評価式 : クリープ強度、内面腐食、外面腐食について、ODS 鋼暫定評価式[4]を適用

b) 評価結果

コンパクト型の導入期炉心について、流量領域の区分および各流量領域への流量を設定し被覆管最高温度を評価することで、流量配分計画に関する成立性を確認する。また、出力履歴・被覆管温度履歴から被覆管クリープ損傷寿命分数和（疲労の効果が小さいことから被覆管クリープ損傷のみを対象とするが、本報告書では、以下 CDF と呼ぶこととする）を評価し、燃料の健全性を確認する。

流量配分の検討において、炉心・径方向ブランケット領域に配分できる流量としては 1 次系冷却材流量の 96.3 %を想定した。それ以外の配分としては、制御棒・遮へい体領域 2.2 %、無効流量 1.5 %とした。上記の流量条件に基づき流量領域区分を行い、流量領域数としては、内側炉心 3 領域、外側炉心 4 領域、径方向ブランケット 3 領域とした。設定した流量領域区分を図 2.1.3.4 に示すとともに、各流量領域における集合体体数、集合体流量および被覆管最高温度の評価結果を表 2.1.3.8 に示した。ここで、炉心・径方向ブランケット領域の必要流量の合計は 1 次系冷却材流量の 96.3 %で何れの領域とも被覆管最高温度は制限条件である 700℃を下回っており、流量配分計画が

成立することが認められた。

次に、流量配分の結果に基づき CDF（通常運転時）の評価を行った。3 次元計算に基づく各流量領域の最大発熱集合体の出力履歴および被覆管最高温度履歴を表 2.1.3.9・表 2.1.3.10 に示した。これらの履歴に基づき各領域の代表ピンの CDF 値を評価した結果を表 2.1.3.8 に示すが、何れの流量領域の代表ピンとも制限条件である 0.5（St ベース）を下回っており、燃料健全性は成立していることが認められた。CDF の評価については、中型 MOX 燃料高内部転換炉心の検討において、CDF の合理化のため統計処理を適用した手法を採用している。参考として、同様の手法を用いて評価した結果、流量領域番号 1 の燃料ピンの CDF 値は 0.20 から 0.06 まで低減され、0.14 程度合理化されることがわかった。この統計処理を適用した CDF 評価手法の詳細については、2.1.4.1 の 中型モジュール炉の炉心・燃料設計で紹介している。

5) 遮へい特性

a) 評価手法・条件

遮へい特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 対象炉心 : 遮へい体層数が 1 層少なく、遮へい成立上より厳しいと考えられる導入期炉心を対象とした
- 計算モデル : 2 次元輸送計算（RZ 体系）
- 核データライブラリ : JENDLE-3.2 から作成された JSSTDL ライブラリ[5]
- 補正係数 : JASPER 遮へい実験解析に基づく E/C 値[6]
- 炉心状態 : 定格出力、平衡末期（燃料が減損し中性子束レベルが最大となるため）

b) 評価結果

コンパクト型の導入期炉心について、炉体廻り遮へい設計として累積高速中性子照射量（nvt）の評価を行った。本炉心では、軸方向遮へいとして、上部 B_4C 遮へい体 36.5 cm、下部 SUS 遮へい体 21.5 cm、径方向遮へい体として、SUS 遮へい体 1 層 + Zr-H 遮へい体 1 層を設定している。

評価結果として、高速中性子束の等高線図を図 2.1.3.5 に示した。また、遮へい設計上重要な炉内構造物（炉心槽、上部炉心支持板、炉上部機構）における累積高速中性子照射量の評価結果を表 2.1.3.11 に、各部の制限条件と併せて示した。この表より、遮へい設計上は上部炉心支持板が最も厳しいが、nvt の値は 4.1×10^{21} n/cm^2 と制限条件を満足していることが示された。炉心槽部については、径方向遮へい体は 2 層であるが nvt の値は 2.8×10^{20} n/cm^2 であり、制限条件に対して余裕があることが認められた。炉上部機構についても、nvt の値は 1.1×10^{20} n/cm^2 であり、制限条件に対して余裕があることが認められた。

(c) 柔軟性評価

1) 増殖性能

a) 評価内容

本大型 MOX 燃料コンパクト型炉心について、FBR 導入期・平衡期の Pu 需給に応じた増殖要求に柔軟な対応が可能であるかを確認するため、平衡期炉心について設計評価を行う。設計方針としては、前項で検討した導入期炉心から増殖比 1.0 近傍の増殖性を目標とした平衡期炉心への移行に向け、径方向ブランケットを SUS 遮へい体に置き換え、軸方向ブランケットを調整することで対応することとした。それ以外の炉心・燃料仕様は保存することとした。

ここで、平衡期炉心の設計目標は以下の通りであり、取合条件・制限条件（安全・燃料）については平衡期炉心と同様である。

[設計目標]

- 運転サイクル期間　：18 ヶ月以上
- 取出平均燃焼度　：150 GWd/t 程度
- 増殖比　：約 1.04 程度（平衡期）

b) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 炉定数　：統合炉定数 ADJ2000R[2]
- 燃焼計算　：2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- 出力分布計算　：3 次元拡散計算
- 反応度計数計算　：ドップラ係数　1 次近似摂動計算
  ボイド反応度　厳密摂動計算
- 制御棒価値計算　：3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
- 燃料組成　：高速炉多重リサイクル TRU 組成＋随伴 FP 2vol%

  ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{241}Am/^{242}Am/^{243}Am/
  ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm/^{237}Np
  = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/2.0/0.0/1.0/
  0.0/0.0/1.0/0.0/0.5 (wt%)

c) 評価結果

平衡期炉心の炉心配置を図 2.1.3.6 に示すとともに、炉心・燃料仕様を表 2.1.3.12 に導入期炉心と比較して示した。ここで、変更箇所としては、炉心外周の径方向ブランケット 2 層をに SUS 遮へい体に置換するとともに、その外周の SUS 遮へい体 1 層を Zr-H 遮へい体に置き換えた。また、増殖比を 1.04 に調整するため上部軸方向ブランケットを 30 cm から 22 cm に短縮した。それ以外の燃料仕様については、導入期炉心のままである。

評価結果として、主要な炉心特性を表 2.1.3.13 に示すが、上部軸方向ブランケット

を 22 cm に短縮することで、運転サイクル長さ 18 ヶ月、取出平均燃焼度 約 150 GWd/t を維持しつつ、目標とする増殖比 1.04 を達成していることがわかる。全炉心取出平均燃焼度については、径方向ブランケットを削除したことで、導入期炉心の 63 GWd/t より 30 GWd/t 程度増加し 94.5 GWd/t となる結果であった。また、ドップラ係数、ボイド反応度については、導入期炉心からあまり影響がない結果であった。

以上、本大型 MOX 燃料コンパクト型炉心は、主に径方向ブランケットを SUS 反射体に置き換えるだけで、導入期炉心から平衡期炉心への移行が可能であり、Pu の需給に対して柔軟性を有していることが認められた。

2) TRU 組成変動

a) 評価内容

FBR 導入時期に、軽水炉の使用済燃料を再処理して利用することを想定した場合、MA 混入率が基準である高速炉多重リサイクルの組成より大きくなり、核特性に影響を与える可能性が考えられる。そこで、軽水炉使用済燃料について代表的な中間貯蔵シナリオケースを想定し、TRU 組成の変動による核特性への影響を評価し、本炉心が TRU 組成に関し柔軟性を有するか確認することとした。

ここで、検討炉心としては、FBR 導入期向けの炉心を対象とすることとした。また、軽水炉燃料回収の TRU 組成ケースとしては、中間貯蔵シナリオに基づき「基準ケース」「代表ケース」の 2 ケースを想定とすることとした（各ケースの詳細は、以下の評価手法・条件で示す)。

b) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R[2]
- 燃焼計算 : 2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- 出力分布計算 : 3 次元拡散計算
- 反応度計数計算 : ドップラ係数　1 次近似摂動計算
  ボイド反応度　厳密摂動計算
- 制御棒価値計算 : 3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
- 燃料組成ケース : 軽水炉使用済燃料の代表的な再処理シナリオとして、以下の 2 ケースを想定

[基準ケース]

LWR（45～49 GWd/t）から 4 年冷却後に回収した TRU 組成（MA 合計 10.4 wt%）

^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/
^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm
= 2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 0.0 /
1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0 (wt%)

[代表ケース]

A-LWR (60 GWd/t) から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR (45～49 GWd/t) から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合 (MA 合計 14.9 wt%)

^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/
^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm
= 2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 0.0 /
1.4 / 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0 (wt%)

c) 評価結果

想定した２つの中間貯蔵シナリオケース（基準ケース、代表ケース）の TRU 組成を適用した場合について、核特性に関する影響評価を行った。表 2.1.3.14 に、主要な核特性に関する評価結果を高速炉多重リサイクル組成ケースの結果と比較して示した。

評価結果のうち、燃焼反応度については、高速炉多重リサイクルケース (MA 混入率 1.1 %) で 3.2 %Δk/k'であるのに対し、MA 混入率の大きい基準ケース (MA 混入率 2.5 %) では 3.9 %Δk/k'と増加するが、更に MA 混入率の大きい代表ケース (MA 混入率 3.9 %) では 2.9 %Δk/k'と逆に低下する結果となった。この理由としては、燃焼反応度は Fertile 含有率に依存し、代表ケースでは Fertaile 含有率が 86.1 %と高速炉多重リサイクル組成ケースの 85.9 %よりも大きくなるため、Fertile 核種の Fissile 核種への変換が大きくなる効果により、燃焼反応度が低下したものと考えられる。増殖比については、高速炉多重リサイクルケースの 1.16 に対し、基準ケースでは 1.13、代表ケースでは 1.15 と、いずれの軽水炉燃料回収ケースも高速炉多重リサイクルケースより低下しており、特に基準ケースで低下の程度が大きいが、FBR 導入期の設計目標に対する影響は小さい結果であった。

ボイド反応度については、高速炉多重リサイクルケースの 5.8 $に対し、基準ケースでは 5.7 $、代表ケースでは 6.2 $となり、代表ケースでは制限条件である 6 $を若干超過する結果であった。しかし、その程度はあまり大きくないことから、設計で十分対応可能であるものと考えられる。また、ドップラ係数については、高速炉多重リサイクルケースの-4.7×10^{-3}に対し、基準ケースでは-4.4×10^{-3}、代表ケースでは-3.9×10^{-3}と絶対値が減少しており、安全特性上は若干低下の傾向となることがわかった。

以上、大型コンパクト型炉心は、燃焼反応度、ボイド反応度、ドップラ係数に関する影響は有意ではあるが、その程度は大きくなく、設計成立の見通しは有するものと考えられ、TRU 組成の受入性に対して柔軟性を有することがわかった。

(d) LLFP 核変換特性

1) 基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

本大型 MOX 燃料コンパクト型炉心を基準炉心として、径方向ブランケット集合体を LLFP 集合体に置き換えた LLFP 装荷炉心を設定し、その核変換特性、炉心特性および LLFP 集合体の熱流動特性の評価を行った[7]。

LLFP 化合物は、材料的成立性や設計検討に必要な物性値の整備状況を判断材料に、ヨウ素については CuI、Tc については Tc(金属) を暫定した。ここで LLFP の同位体組成は、I について ^{129}I が 73.4 %、^{127}I が 26.6 %、Tc については ^{99}Tc が 100 %である。核変換率を改善するための中性子減速材には、高性能遮蔽体としても開発が行われている Zr-H を用いた。図 2.1.3.7 に Zr-H の相図を示す。照射期間を通じて安定な δ 相を維持するため、H/Zr 比は 1.65-1.53 の範囲で用いることを想定した。

LLFP 集合体は、ステンレス鋼製の被覆管に FP を内封した FP ピンと、減速材である Zr-H ピンをラッパ管内に混合配置して、LLFP 集合体を構成した（図 2.1.3.8)。また CuI ピンと Tc ピンは同じ LLFP 集合体に混載せず、別々の集合体に組み込むものとした。

LLFP 集合体の仕様設定に当たっては、減速材割合（減速材ピン本数/全ピン本数)、LLFP スミア密度、LLFP 体積比、LLFP スタック長等を設計パラメータとして、熱的成立性やサポートファクタ（「変換量/生成量」の比) 1.0 以上達成に配慮して検討した。なお、核変換特性の評価は 2 次元 RZ 拡散計算に基づいて行うため、連続エネルギーモンテカルロ計算から設定した非均質係数（I : 0.9、Tc : 0.85）を考慮して結果を整理した。

表 2.1.3.15 に LLFP 集合体の仕様を示す。CuI 集合体は、CuI の溶融防止の観点から線出力を低く抑える必要があるため、CuI ピン外径を 5.5 mm とした細径ピンを用い、ピン本数は 631 本である。CuI スタック長は、必要な変換量を得るため、および内圧上昇抑制のためのプレナム確保のために炉心部(80cm)＋上部軸ブランケット部(30 cm) の計 110 cm とした。

Tc 集合体のピン径、ピンピッチ等の仕様は燃料集合体と同一とし、ピン本数は 331 本である。Tc スタック長は必要な核変換量を得るために、炉心部(80 cm)＋上部軸ブランケット部(30 cm)＋下部軸ブランケット部(40 cm) の計 150 cm とした。

CuI 集合体および Tc 集合体の Zr-H ピン数比率は、核変換率・量の観点から、それぞれ 20 %、48 %と設定した。

2) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr-H 要素の溶融、水素透過制限および被覆管の機械的健全性である。

Zr-H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.65 とし、減速材要素の炉内使用温度範囲（下限 200℃）での相変化を防止するため、水素減損の制限値として H/Zr 比の下限を 1.53 と暫定した。水素透過モデル等、評価方法は大型ナトリウム炉と同様であり、被覆管からの水素透過率は、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数の 1/10 の値を想定した[8]。

LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図

図 2.1.3.9、図 2.1.3.10 に示す。図中に示す「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

CuI 温度制限値	605 ℃
Tc 温度制限値	2170 ℃
Zr-H 温度制限値	900 ℃（相安定性の観点）
被覆管温度制限値	700 ℃
集合体出口温度差制限値	120 ℃（隣接集合体との出口温度差）
内圧制限値	11.8 MPa (120 atm)

CuI 集合体の総発熱量は 110 kW であり、CuI の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。

Tc 集合体の総発熱量は 184 kW であり、被覆管最高温度が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。熱的成立性の見込める上限流量の 4.2 kg/sec を供給する場合、Tc 集合体の滞在可能期間は水素透過制限から 30 年となる結果を得た。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算に基づいて行った。群定数セットとして JENDL-3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000 を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 2.1.3.16 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性（増殖比、高速中性子束等）の評価結果を示す。径方向ブランケット集合体を LLFP 集合体に置換したため、増殖比は 1.03 となったが、平衡期に必要な値をほぼ満足している。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ボイド反応度は僅かながら改善した。

3) LLFP 核変換特性

一般に、LLFP の取出核変換率を高めるには、LLFP 集合体を中性子束の高い炉心中央領域へ装荷するか、または滞在期間を延長することが有効であるが、Xe 生成による内圧上昇や高速中性子照射量の制限（5.0×10^{23} n/cm^2）による限界がある。また、変換量/生成量の比で定義されるサポートファクタを 1.0 とする条件下では、滞在期間を延長するにつれ、変換すべき LLFP 量も増大するので、LLFP 集合体装荷体数を増やす必要があり、装荷可能体数との兼ね合いで滞在期間が制限されることがある。

LLFP 集合体の装荷位置を炉内、炉外とした場合の比較検討（取出変換率：30 %、サポートファクタ:1.0 の条件下）からは､炉外装荷では炉内装荷に比べ約 4 倍の LLFP 装荷量と滞在期間が必要となるが、長期的観点からみれば、必要となる LLFP 集合体の加工量や再処理量（サイクル施設への負担）は同等、との結果が得られている。また炉内装荷の場合、増殖性能や燃焼欠損反応度等炉心特性への影響が相対的に大きいこ

とや、冷却材の集合体間出口温度差が大きいこと等の問題が考えられる。こうした検討結果を踏まえ、ここでは炉外装荷を対象として大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の核変換特性を評価した。

CuI 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向ブランケット領域の第一層目およびその外側の第二層目に装荷し、CuI ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体については、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、CuI 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 2.1.3.17 にまとめた。大型 MOX 燃料コンパクト型炉心では、86 体の CuI 集合体を 13 サイクル（約 20 年）装荷することにより取出変換率約 14 %を得た。Tc 集合体については 53 体、7 サイクル（約 11 年）装荷で変換率は約 5 %であり、目標の 30 %に比べ低い値となった。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 380 kg/GWt、^{99}Tc で約 1680 kg/GWt である。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は CuI 集合体で 2.5 kg/sec、Tc 集合体で 4.2 kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 1.1 %、1.3 %と小さい。

(e) まとめ

大型 MOX 燃料炉心について、「高内部転換型炉心」ではプラント側との取合条件である遮へい体外接円径を現状達成できていないことから、フェーズⅡ中間まとめの代表概念としては「コンパクト型炉心」を選定することとした。このコンパクト型炉心について、主要な設計評価、Pu・TRU 利用に関する柔軟性評価、LLFP 核変換特性に関する評価を行った。

主要な設計評価としては、核特性、熱流力特性、燃料健全性、遮へい特性に関する成立性評価を行い、プラント側の取合条件および安全の制限条件を満足しつつ炉心性能の設計目標を達成するとともに、被覆管最高温度・CDF 条件を満足する流量配分が成立することを確認した。

Pu・TRU 利用に関する柔軟性評価としては、増殖性能および軽水炉使用済燃料を想定した TRU 組成変動に対する柔軟性に関する評価を行った。増殖性能に関しては、FBR 導入期・平衡期向けの炉心について設計評価を行い、主に径方向ブランケット集合体の置換だけで導入期から平衡期への移行が可能であることが認められた。また、TRU 組成変動に関しては、代表的な中間貯蔵シナリオケースを想定した MA 混入率の大きい組成を想定しても、炉心性能への影響は小さく受入可能であることが認められた。

LLFP 核変換としては、LLFP 核変換集合体仕様、LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性、

核変換特性に関する評価を行い、核変換率はCuIで約14 %、Tcで約5 %と目標に比べ低い値となるが、炉心性能の目標を維持しつつ、自己生成分のI・Tcを核変換できる（サポートファクター＞1.0）可能性があることがわかった。

(ⅱ) 金属燃料炉心

(a) 代表炉心の選定

2.1.1.3 で性能追求について示したコンパクト型概念および高出口温度型概念の利害得失の比較を表 2.1.3.18 および表 2.1.3.19 に示す。

高出口温度型炉心は原子炉出口温度の高温化やブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度の向上において優れた特性を示し、経済性向上の上で優れた概念であることが分かった。しかしながら、現時点の炉心仕様では、プラント側との取り合い条件である遮蔽体外接円径制限（6.6m）と設計制限因子の１つである被覆管内面最高温度制限（650℃）を満足できておらず、より幅広い炉心サーベイや設計手法に関する更なる検討が必要となっている。更に、Zr 含有率が 10wt%を超える燃料の製造性や 2 種類の Zr 含有率の燃料を製造するための燃料製造設備設計側の検討が課題として残されている。

それに対し、コンパクト型では、原子炉出口温度やブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度等の経済性向上の可能性については高出口温度型炉心に劣るものの、構築した炉心は基本的には設計条件を満足しており、かつ、燃料製造性や燃料の照射実績の点で大きな検討課題・開発課題は見られない。

以上から、コンパクト型炉心をリファレンスとして選定した。なお、ODS 鋼の開発目標目安である高速中性子照射量の制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）については、その緩和を前提とし､炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する炉心を代表概念とし、高燃焼度化による経済性向上を目指した魅力ある金属燃料炉心概念を構築することとする。

(b) 設計評価

1) 評価内容

大型炉の代表概念である大型コンパクト型高燃焼度化炉心の核特性、熱流力特性、燃料健全性評価を行った。大型コンパクト型高燃焼度化炉心概念の構築における主要な条件と目標を表 2.1.3.20 に示す。

2) 炉心・燃料仕様

大型コンパクト型炉心の炉心主要目と主要燃料仕様を表 2.1.3.21 および表 2.1.3.22 に、炉心配置を図 2.1.3.11 にそれぞれ示す。

3) 核特性

a) 評価手法・条件

・炉定数：統合炉定数 ADJ2000R[2]
・燃焼計算：2 次元 RZ 体系中性子拡散燃焼計算
・ナトリウムボイド反応度計算：炉心部のラッパ管内のナトリウムをボイド化、非均質補正と輸送・メッシュ補正を考慮

・ドップラー係数：炉心部（燃料の寄与のみ）、非均質補正と輸送・メッシュ補正を考慮
・出力分布：3 次元 Tri-Z 体系中性子拡散計算
・制御棒価値計算：3 次元 Tri-Z 体系中性子拡散計算、輸送・メッシュ補正、ランピング効果、不確かさを考慮

b) 評価結果

大型コンパクト型高燃焼度化炉心の主要核特性を表 2.1.3.23 に、物量収支を表 2.1.3.24～27 に、制御反応度収支を表 2.1.3.28 に示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 20 ヶ月、増殖比 1.16、ナトリウムボイド反応度 8.0$、炉心部取出平均燃焼度 153GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 72GWd/t、高速中性子照射量 7.3×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）であり、高速中性子照射量を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 39 年となった。制御反応度収支については成立が見られるが、MOX 燃料炉心と同等の制御棒割合としているために約 2%Δk/kk'の停止余裕が見られており、制御棒配置の合理化が可能であることが分かる。

4) 熱流力特性および燃料健全性

a) 評価手法・条件

・1 次系流量：18,983kg/s（炉心領域に配分できる流量として 1 次系流量の 90%を想定）
・被覆管内面最高温度制限：650℃
・被覆管ホットスポットファクタ：1.244（被覆管内面）、1.248（被覆管肉厚中心）
・周辺流れ効果係数：1.09
・圧力損失評価式：Cheng-Todreas 式[3]
・材料特性評価式：クリープ強度　ODS 鋼暫定評価式[4]
　　内面腐食　ODS 鋼暫定評価式
　　外面腐食　ODS 鋼暫定評価式[4]
　　液相浸食深さ　暫定評価式

工学的安全係数については、MOX 燃料炉心の係数に対し、各部製造公差とスラグ偏心効果を ANL の製造実績に基づき見直した。スペーサとしては、「常陽」、「もんじゅ」、等で実績が豊富なワイヤ型スペーサを採用している。ワイヤ型スペーサを採用した場合の金属燃料炉心の熱特性および燃料健全性評価解析で使用した工学的安全係数を表 2.1.3.29 に示す。

b) 評価結果

先行設計例を参考にし、内側炉心 4 領域、外側炉心 4 領域の計 8 領域として、出入口温度は 505／350℃の条件で、被覆管内面最高温度制限 650℃を満足するよう流量配分を行った。流量配分結果を表 2.1.3.30 に、流量領域区分を図 2.1.3.12 にそれぞれ示

す。バンドル部圧力損失は最大で 0.18MPa であり、制限の 0.2MPa 程度以下を満足している。燃料健全性評価用データとして、流量領域毎の代表燃料要素の出力履歴と被覆管肉厚中心温度履歴をそれぞれ表 2.1.3.31、表 2.1.3.32 の通り求めた。

得られた出力履歴と被覆管肉厚中心温度履歴を用いて、燃料健全性評価を行った。評価結果を表 2.1.3.33 に示す。寿命末期において、CDF は最大で 0.1 であり制限の 0.5 以下を満足している。寿命末期被覆管周方向応力は 150MPa であり、実用化戦略調査研究で設定している制限目安 175MPa を満足している。

以上のように、大型コンパクト型高燃焼度化炉心の熱流力設計を行い、流量配分および燃料健全性の成立を見通すことができた。

(c) 柔軟性評価

1) 増殖性能

導入期炉心に対し、径ブランケットの削除により、増殖比 1.04 程度の平衡期炉心を構築した。設定した炉心・燃料仕様および主要炉心特性を表 2.1.3.34 に、炉心配置を図 2.1.3.13 に、それぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 19 ヶ月、増殖比 1.04、ナトリウムボイド反応度 7.9$、炉心部取出平均燃焼度 151GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 95GWd/t、高速中性子照射量 7.4×10^{23}n/cm^2（E＞0.1MeV）であり、高速中性子照射量を除いて設計条件を満足している。ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は、導入期炉心よりも約 20GWd/t 向上しており、燃料サイクルコストの低減に資することができると考えられる。

2) 高速中性子照射量制限満足

高燃焼度化炉心と同じ炉心仕様で高速中性子照射量制限を満足させた場合、ブランケットを含む取出平均燃焼度は非常に低い値となるため、径ブランケットを 2 層から 1 層とした。主要核特性を表 2.1.3.35 に、炉心配置を図 2.1.3.14 にそれぞれ示す。主要核特性について、運転サイクル長さ 18 ヶ月、増殖比 1.19、ナトリウムボイド反応度 7.6$、炉心部取出平均燃焼度 105GWd/t、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度 59GWd/t であり、炉心部取出平均燃焼度を除いて設計条件を満足している。また、複合システム倍増時間は 37 年となり、高燃焼度化炉心と同等である。このように、炉心部取出平均燃焼度を除けば、他の設計条件を全て満足する炉心を構築することができた。

3) TRU 組成変動

表 2.1.3.36 に 2 種類の軽水炉取出燃料 TRU 組成を用いた場合の炉心特性への影響評価結果を示す。燃焼反応度については 1% Δk/kk'の悪化が見られる場合があるので、制御反応度収支の合理化において留意する必要がある。ナトリウムボイド反応度については、最大で 0.6$の増加が見られ、制限の 8$を超えているが、炉心・燃料仕様の変更により十分対応可能な範囲であると考えられる。増殖性能については、増殖比や

複合システム倍増時間に大きな差は見られていない。以上から、TRU 組成変動による影響は制御棒設計や安全特性への影響は比較的大きく、燃料サイクルへの影響は小さいが、いずれも設計対応可能な範囲であることが分かった。

(d) LLFP 核変換特性

1) 基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

(a)で仕様設定された大型金属燃料ナトリウム冷却炉の H14 年度仕様を基準炉心として、径方向ブランケット集合体を LLFP 集合体に置き換えた LLFP 装荷炉心を設定し、その核変換特性、炉心特性および LLFP 集合体の熱流動特性を評価した。本炉心は、(a)の金属燃料炉心とほぼ同様の燃料集合体構成であるが、主要な相違として、熱出力 3900MWt、冷却材出入り口温度 506℃/352℃、炉心高さ 90cm、炉心取出平均燃焼度 100GWd/t、1 サイクル 18 ヶ月/3 バッチであることが挙げられる。

LLFP 化合物としては、大型 MOX 燃料ナトリウム炉と同様、材料的成立性や設計検討に必要な物性値の整備状況を判断材料に、CuI、Tc（金属）を暫定した。中性子減速材には ZrH1.65 を用いた。表 2.1.3.37 に LLFP 集合体の仕様を示す。

CuI 集合体は、CuI の溶融防止の観点から線出力を低く抑える必要があるため、CuI ピン外径を 5.5mm とした細径ピンを用い、全ピン本数は 631 本である。Tc 集合体のピン径、ピンピッチ等の仕様は燃料集合体と同一とし、ピン本数は 271 本である。LLFP スタック長は炉心部高さ(90cm)と同じとした。

CuI 集合体および Tc 集合体の Zr-H ピン数比率は、核変換率・量の観点から、それぞれ 45%、50%と設定した。

2) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr-H 要素の溶融、水素透過制限、および被覆管の機械的健全性である。

Zr-H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.65 とし、減速材要素の炉内使用温度範囲（下限 200℃）での相変化を防止するため、水素減損の制限値として H/Zr 比の下限を 1.53 と暫定した。水素透過モデル等、評価方法は大型ナトリウム炉と同様であり、被覆管からの水素透過率は、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数の 1/10 の値を想定した[8]。

LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図 2.1.3.15、2.1.3.16 に示す。図中に示す「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

CuI 温度制限値	605℃
Tc 温度制限値	2,170℃

Zr-H 温度制限値	900℃（相安定性の観点）
被覆管温度制限値	700℃
集合体出口温度差制限値	120℃（隣接集合体との出口温度差）
内圧制限値	11.8MPa(120atm)

金属燃料炉では、MOX 燃料炉心に比べて中性子束が高いために、LLFP 集合体の発熱量も大きい。CuI 集合体の総発熱量は 223kW であり、CuI の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。

Tc 集合体の総発熱量は 287kW であり、被覆管最高温度が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算によって行った。群定数セットとして JENDL-3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000[2]を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 2.1.3.38 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性の評価結果を示す。径方向ブランケット集合体を LLFP 集合体に置換したため、増殖比は 1.05 となったが、平衡期に必要な値をほぼ満足している。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ボイド反応度は僅かながら改善した。

3) LLFP 核変換特性

CuI 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向ブランケット領域の第一層目およびその外側の第二層目に装荷し、CuI ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体については、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、CuI 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 2.1.3.39 にまとめた。大型金属燃料コンパクト型炉心では、90 体の CuI 集合体を 8 サイクル（約 12 年）装荷することにより取出変換率は約 28%を得た。Tc 集合体については 45 体、13 サイクル（約 20 年）装荷で変換率は約 29%であり、^{129}I と ^{99}Tc ともに目標値に近い変換率が得られた。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 146kg/GWt、^{99}Tc で約 577kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム炉の 380kg/GWt、1680kg/GWt に比べて半分以下の装荷量となった。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は CuI 集合体で 2.0kg/sec、Tc 集合体で 2.9kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 0.7%、0.6%と小さい。

(e) まとめ

高速中性子照射量制限を満足させるために、炉心部取出平均燃焼度は 100GWd/t 程度となるが、それ以外の設計条件・目標を満足できる大型金属燃料炉心概念を構築した。基準炉心としては、大きな技術課題・開発課題が見られず、現時点で実現性が高いと考えられるコンパクト型炉心を選定した。導入期炉心は増殖比 1.16 で複合システム倍増時間 49 年とし、平衡期炉心は増殖比 1.04 となるように FBR 導入シナリオに適合する炉心となっている。

また、冷却材の流量配分計画を策定し、熱流力設計上の成立性を確認した。引き続き、得られた出力履歴、温度履歴より定常時の燃料健全性評価を行い、健全性は担保されていることが分かった。

更に、LLFP 核変換炉心を構築し、MOX 燃料炉心と同等の核変換特性を有していることを確認した。

(2) プラント設計

(i) 系統設備概念の構築

(a) 原子炉構造

1) 主要構成設備概念

原子炉構造は、原子炉容器、ルーフデッキ、回転プラグ、炉心上部機構、炉心支持構造物、並びにガードベッセル等で構成されており、以下に示すフェーズⅠ設計での基本的考え方を踏襲している。

① 技術的成立性があり、経済性に優れるコンパクトな原子炉構造概念を設定する。特に、炉容器径を現状製造設備でのリング鍛造が可能なサイズ（目標φ９ｍ台）に抑える。

② 簡素な燃料交換システム［単回転プラグ＋切込み付コラム型炉心上部機構（ＵＩＳ）＋マニプレータ式燃料交換機（ＦHM)］を採用し、炉容器径縮小に資する。

③ 配管の補修性の観点から、原子炉容器上部（ルーフデッキ部）を貫通して１次冷却系配管を差し込む上部流出入方式を採用する。

④ 物量削減の観点から、簡素なスカート方式で炉心を支持する下部炉心支持方式を採用する。

⑤ 炉心崩壊事故時の急激な機械的エネルギー発生の回避（再臨界回避）や免震技術の適用により、炉容器の板厚を薄肉化し物量を削減する。

⑥ 炉壁保護構造の簡素化を図るため、液位制御なしのホットベッセル構造を採用する。

⑦ 炉容器内での Na インベントリが少なく、かつ Na 流速が高くなることから、側胴を削除した切込み付コラム型ＵＩＳを採用してＵＩＳ内部の Na インベントリも活用する。また、液面からのカバーガス巻き込み防止／スロッシング抑制対策として、二重構造のディッププレートを採用する。

フェーズⅡでは、コンパクト型炉心設計との整合性を図り、新たに水流動試験成果に基づくガス巻き込み防止／流動適正化方策の適用、構造健全性に対する裕度拡大の観点から炉容器の下部鏡構造や入口配管ノズル形状の見直し、炉内計装設備を含むＵＩＳ構造の具体化等を行い、図 2.1.3.17 に示す原子炉構造を設定した。

冷却材およびカバーガスバウンダリを形成する原子炉容器は、内径 9.7m、軸長 20m、胴部板厚 30mm、下部鏡板厚 60mm の円筒容器で、使用材料は高温強度に優れた 316FR 鋼である。炉容器径は、炉心槽直径や炉上部プレナム内の機器・配管等の配置性に基づき、容器径が最小となるように設定している。なお、遮へい体外接円径が炉心の集合体ダクト間相互作用（ＤＤＩ）評価の見直しにより増大したため、炉容器径はフェーズⅠ設計よりも 0.1m増加した。軸長は、燃料集合体等の交換時にも集合体が露出しないように上部プレナムでの Na 液位を確保するとともに、半球状の下部胴高さ等を考慮して設定している。なお、原子炉構造に関連する構造健全性評価や熱流動特性評価の詳細は後述する。

原子炉カバーガスバウンダリを構成するルーフデッキは、直径 9.76m、高さ 4.6m のボックス構造で、主要部位の材質は炭素鋼（SGV410）である。ルーフデッキは、原子炉容器だけでなく、回転プラグや炉内中継装置等の搭載機器の支持および位置決めを行うとともに、炉心からの放射線遮へい・熱遮へいの機能を有している。

回転プラグも､ルーフデッキと同様原子炉カバーガスバウンダリを形成する機器で、直径約 5.8m のボックス構造である。燃料交換時には、回転プラグ上に搭載したマニプレータ式ＦHMがＵＩＳの切込み内部に進入し、回転プラグの旋回動作と併せて、炉心領域の任意の位置にアクセスできる構造としている。

ガードベッセル（ＧＶ）は、内径 10.06m、軸長約 20.2m、板厚 25mm の炭素鋼（SGV410）製の円筒容器で、ペデスタルから吊下げ支持される。ＧＶは、万一原子炉容器から Na が漏えいした場合に、原子炉容器内の Na 液位を確保する機能を有しており、ＧＶ内は漏えい Na の燃焼を抑制するため窒素ガスを封入する。

2) 炉心上部プレナム構造

通常運転中において高温 Na 領域となる炉心上部プレナムには、以下の主要機器が配置される。図 2.1.3.18 に、上部プレナム領域の平面図を示す。冷却系ループ数や上部プレナム内の流動適正化等も考慮し、主要機器・配管は図中の 90－270° 方向を境にほぼ対称配置としている。

i) サーマルライナ

炉容器の熱遮へいのため､上部プレナム内の炉容器内面に厚さ 10mm のサーマルライナ１層を設置する。

ⅱ） １次冷却系配管

２ループ構成であるため、ホットレグ（ＨＬ）配管２本（口径 50B）とコールドレグ（ＣＬ）配管（口径 34B）４本を配置する。ＣＬ配管は、上部プレナムと炉心槽側部の中間プレナム領域を貫通して下部プレナムに低温 Na を導く。

ⅲ） コールドトラップ（ＣＴ）

１次 Na を純化するため、電磁ポンプ、電磁流量計、エコノマイザ、不純物捕獲メッシュ、純度監視用プラギング計を円筒容器内に組み込んだ一体型ＣＴ（本体径 980mm）２基を 60° 、120° 方向に設置する。一体型ＣＴの構造を、図 2.1.3.19 に示す。

ⅳ） 直接炉心冷却系熱交換器（ＤＨＸ）

完全自然循環方式の崩壊熱除去系のうち、直接炉心冷却系（ＤＲＡＣＳ）の炉内熱交換器であるＤＨＸ（本体径 1.25m）１基を 90° 方向に設置する。図 2.1.3.20 に、ＤＨＸ構造を示す。

ⅴ） ＵＩＳ

制御棒案内管や炉内計装ウェル等を支持する切込み付コラム型ＵＩＳを設置する。ＵＩＳ構造の詳細は、次項で述べる。

ⅵ） 炉内計装用ウェル・案内管類（詳細は計測制御設備の項に記載）

a) 燃料集合体出口温度計

制御棒周辺の燃料集合体 120 体を対象として、出口温度計測用の温度計ウェルを設置する。これらの温度計装ウェルは、ＵＩＳ上部では４本の案内管に収納されており、最上段のバッフル板（ＢＰ）より下の領域では、破損燃料位置検出系サンプリング管と一体の二重管構造となり、図 2.1.3.21 に示すサポート概念によって、計測対象の集合体上にアクセスする。

b) 原子炉核計装

初回起動時の炉出力監視等のため、上部プレナムを貫通して炉内中性子検出系（ＮＩＳ）用案内管を２箇所、炉外ＮＩＳと重ならないように 180° 対称に設置する。なお、炉外には広域系ＮＩＳ案内管を４箇所、出力領域系ＮＩＳ案内管を 12 箇所設置する。

c) 破損燃料検出系（ＦＦＤ）

万一の燃料被覆管破損が生じた場合、上部プレナム内の Na 中に放出された核分裂生成物（ＦＰ）からの遅発中性子（ＤＮ）を検出するため、ＤＮ法ＦＦＤを設置する。本プラントでは、上部プレナム内の６箇所に設置したサンプリング管から、中性子検出ユニット（回転プラグ上１基、ルーフデッキ上２基）に Na を導く。

d) 破損燃料位置検出系（ＦＦＤＬ）

ＤＮ法ＦＦＤで燃料被覆管の破損が検出された場合、破損した燃料集合体の位置を同定するため、ＵＩＳ切込み領域を除く全炉心燃料集合体出口部に設置した小口径配管を経由して出口部の Na をサンプリングし、セレクタバルブ（ＳＶ）を用いて切換えながら、Na 中のＦＰをＤＮ法、カバーガス法により検出するＳＶ法ＦＦＤＬを設置する。本プラントでは、回転プラグ上にＦＦＤＬ用ＤＮ検出ユニットと、希ガスＦＰ成分を検出するβプレシピテータユニットを各２基設置する。

e) 炉容器内液位計装

通常運転時の炉容器液位を監視するとともに、万一の炉容器破損により液位低下が発生した場合に原子炉を保護するため「原子炉容器液位低」信号を発信する炉内液位計１基（４チャンネル）を 45° 方向に設置する。

f) 燃料出入機用案内管

炉内中継槽と燃料出入機を接続して、燃料移送ポットに収納された各種炉心構成要素の移送・受渡しを行う燃料出入機用案内管（外径 705mm）を 270° 方向に設置する。

vii) ガス巻き込み防止および流動適正化構造

a) ディッププレート（ＤＰ）

ガス巻き込み防止構造として、通常液位（NsL)より 1.4m 下方のレベルに上下２枚の水平板で構成される二重ＤＰを設置する。ＤＰは、回転プラグ側に吊下げられている内側ＤＰとルーフデッキ側に設置される外側ＤＰから構成されている。内外ＤＰ間や炉容器、配管・機器等の隙間部には、図 2.1.3.22 に示すラビリンス構造を形成して、液面での流速低減を図っている。

b) スプリッタ

液面からのガス巻き込み防止を含む上部プレナム内の流況を適正化することを目的として、主要構造物を模擬した 1/10 縮尺の上部プレナム水流動試験（2.2.2.2(2)(ii)項参照）を実施している。水流動試験では、プレナム内流速の増加に伴いＨＬ配管吸込み部にキャビテーション気泡を伴う水中渦の発生が確認され、実機においても水中渦発生が懸念されている。

水中渦を抑制する構造として、ポンプ吸込み槽における水中渦防止対策として実績があり、上部プレナム水流動試験で効果が確認された三角柱形状のスプリッタを適用する。本プラントでは、ＨＬ配管に面するサーマルライナの一部を三角柱形状（張出高さ 100mm）に曲げ加工し、ＨＬ配管吸込み高さの上下各 1.5m にわたって設置して、ＨＬ配管吸込み部の流れを整流させる。図 2.1.3.23 に、スプリッタ構造を示す。

c) ＦHM貫通孔プラグ

内側ＤＰに設けたＦHMの貫通孔を塞いで切込み領域近傍の液面を静定させるため、円筒形状のＦHM貫通孔プラグ（直径 915mm）を炉上部から挿入する。図 2.1.3.24 に、ＦHM貫通孔プラグ構造を示す。

ＦHM貫通孔プラグの下端位置に関しては、上部プレナム水流動試験や３次元流動解析の結果を反映して、流動適正化に最も効果が大きいＢＰ４段目レベルに設定した。また、ＦHM貫通孔プラグと内側ＤＰ間の隙間流れを抑制するため二重ＤＰの中間位置に段差を設けて、プラグに沿った上昇流を二重ＤＰ間隙部への水平流に変える対策を講じている。

3) 炉心上部機構

本プラントでは、免震技術の採用により、先行炉のようにＵＩＳを円筒胴構造として高い剛性を確保する必要はない。そこで、ＦHMが進入できる切込み方式との整合性、構造簡素化および耐熱性向上（スタグナント域を作らない）の観点から、円筒胴を削除したコラム型としている。

図 2.1.3.25 に、ＵＩＳ構造を示す。ＵＩＳ内部には、制御棒案内管（主炉停止系用 40 本、後備炉停止系用 15 本）、水平板（ＢＰ５枚、および炉心計装取付板（ＣＩＰ）１枚）、および前述の燃料集合体出口温度計装用ウェル・案内管、ＳＶ法ＦＦＤＬ用のサンプリング配管・案内管が設置される。制御棒案内管の形状は、直径 200mm、板厚 10mm である。水平板は、直径約 4.9m、開口率 30%の多孔構造（316FR 鋼）であり、板厚はＢＰが 30mm、ＣＩＰが計装ウェル支持のため 50mm としている。図 2.1.3.26 に、各水平板の構造を示す。

構造健全性の観点では、ＵＩＳの剛性は回転プラグに溶接された制御棒案内管と水平板により確保し、地震時の制御棒挿入性に関しても制限条件を満足する見通しを得ている。また、燃料交換時に地震が発生した場合を想定しても、ＦHM本体と水平板とは干渉しないように切込み幅を設定している。なお、炉心燃料集合体と制御棒集合体の冷却材温度差によるサーマルストライピング対策のため、今後の詳細検討が必要

であるが、ＣＩＰから最下段のＢＰレベルまでは熱遮へい構造を付加する計画である。

熱流動上の特長としては、図 2.1.3.26(d)に示すように、燃料集合体を出た Na 噴流がＣＩＰのフロー孔（下端は面取り加工）を通ってＵＩＳ上方に流れる構造としている。このＵＩＳ内での上昇流が形成されることから、後備炉停止系に設置する自己作動型炉停止機構（ＳＡＳＳ）については、燃料集合体を出た高温の Na が直接感知合金部に到達するため、実証炉設計で採用した冷却材導入管は削除している。

4) 炉心下部構造

図 2.1.3.27 に、原子炉下部構造を示す。

炉心支持構造物は、燃料集合体等の炉心構成要素を直接支持して、エントランスノズルとの組合せで流量配分を行う機器である。炉心支持構造物は、炉心支持板（連結管を含む）およびこれらを支持してその荷重を原子炉容器に伝達するための炉内構造支持構造物、ならびに炉心構成要素の径方向支持を行う炉心槽等で構成し、原子炉容器側部より支持する方式としている。炉心支持構造物は、上下地震動に対する炉心構成要素の浮き上がりを抑制する上下剛性を確保する観点から必要な板厚を設定している。

炉容器下部プレナムは、炉心支持構造物、炉心支持スカート、および原子炉容器下部鏡板により構成され、高圧プレナムとする設計としている。

下部鏡の形状に関しては、炉容器の構造健全性の裕度拡大の観点から、フェーズⅠ設計での皿型から半球状に変更し、内圧による１次応力の低減を図っている。これに伴い、万一の炉心損傷時を想定した場合に生成するデブリ（溶融燃料と構造材の生成物）の保持・冷却を行う受皿も２段から３段構成に変更している。

また、１次冷却系入口配管の熱膨張を拘束することなく、冷却材の主流路からの漏れ流量を抑制するため、入口配管が炉心支持スカートを貫通する部分にスライドジョイントを設けている。なお、炉心支持構造物の熱過渡緩和の観点から、入口配管ノズルは、炉心支持スカートを貫通して先端を原子炉容器中心方向に曲げ、下部プレナム内で旋回流を形成することで冷却材ミキシングを促進する構造としている。

図 2.1.3.28 に、流量調節機構の概念を示す。炉心燃料集合体への流量配分は、上部／下部炉心支持板を接続する連結管の内部にエントランスノズルを差込み、連結管のスリットとエントランスノズル開口の組み合わせにより行う。また、ブランケット燃料集合体や遮へい体、制御棒集合体に関しては、連結管内に多数設置したオリフィスにより減圧し、必要な流量を調整できる構成としている。

5) 原子炉停止系

原子炉停止系は、急速な炉停止能力を有する独立２系統の多重性をもった主炉停止系および後備炉停止系で構成する。各炉停止系は、制御棒駆動機構（ＣＲＤＭ）と制御棒集合体で構成される。主炉停止系は、反応度制御系を兼ねており、粗調整棒駆動機構と微調整棒駆動機構より構成される。

主炉停止系ＣＲＤＭは、制御棒を駆動して運転時の出力制御・燃焼補償・緊急スクラム停止を行う。また、燃料交換時には制御棒の掴み離しを行う。駆動方法は、位置決め精度が高くコンパクトなモータ駆動ボールねじ方式を採用する。スクラム方法は、制御棒と駆動軸の一体落下方式（ハウジングガス加速＋重力）とし、スクラム時間は1.2秒以下である。図2.1.3.29に、主炉停止系ＣＲＤＭの全体組立図を示す。

後備炉停止系ＣＲＤＭは、制御棒を駆動して運転時には炉心上限で保持し、必要に応じて緊急スクラム停止を行う。また、燃料交換時には制御棒の掴み離しを行う。駆動方法は、主炉停止系と同様、モータ駆動シングルボールねじ方式を採用する。しかし、スクラム方式は多様性の観点から主炉停止系と原理が異なり、制御棒単体落下方式（重力のみ）としており、スクラム時間は2.2秒以下である。図2.1.3.30に、後備炉停止系ＣＲＤＭの全体組立図を示す。

なお、後備炉停止系にはキュリー点電磁石方式のＳＡＳＳを採用し、異常な過渡変化時の安全保護系不作動といった設計基準外事象を想定した場合でも、材料固有の物理性質を利用して確実に制御棒をスクラムさせる機能を付加している。ＳＡＳＳの概略構造を図2.1.3.31に示す。

(b)　1次冷却系設備

1次冷却系設備の特徴は、2ループ構成とポンプ組込型中間熱交換器を採用した上、大口径配管によって原子炉容器と接続することである。概念の概要とその選定理由を以下に述べる。

1)　系統構成

系統構成図を図2.1.3.32に示す。本概念の系統構成の特徴は、2ループ構成を採ることである。

その選定根拠について以下に述べる。これらの検討から技術的成立性が見通せ、建設コストを低減可能な概念として2ループ構成を選定した。

i)　建設コスト

150万kWeクラスの大出力炉では従来は4ループ構成の設計を採った。4ループ構成と2ループ構成について150万kWeの出力にて暫定的な仕様を設定し、プラントの仕様とその物量を比較した結果を表2.1.3.40に示す。評価の結果、2ループ構成は4ループ構成に比較して冷却系の物量で約15%少なく、コストで約10%の削減となることが明らかとなった。

ii)　事故時の炉心冷却性

2ループ構成では冷却系に事故が発生し1ループの冷却機能を失った場合に、冷却系統の冗長性が低いため、その冷却容量は低くなる。そこで、事故時の冷却性が十分に確保できることが、2ループ構成の成立性の最も重要な因子となる。

そこで、冷却系の事故事象として、1ループの冷却機能が瞬時に失われる「1次系ポンプ軸固着事象」について暫定的なプラント条件を対象に解析を実施した。その結果、被覆管肉厚中心のピーク温度は900℃未満とできる見通しが得られた。ただし、4ル

ープ構成に対して裕度は小さく、今後の検討課題としてポンプ回転慣性の増加（流量半減時間増大)、安全保護系応答時間の短縮（トリップ遅れの短縮）等を再検討し、ピーク温度を低下させる必要がある。

iii) 大型機器の製作性

2 ループ構成を採用するためには、冷却系の機器は大型となる。冷却系各部位について大型化の可能性を検討する。

a) IHX

IHX はナトリウムーナトリウムの熱交換器であり、低圧であることと良好な熱伝導の性質があることから、交換熱量が約 1800MWt においても製作性は十分に有すると見通せる。

b) 配管

交換熱量が 1800MWt、出入口温度 550/395℃の条件では流量は約 5 万 m3/hr となる。配管内流速の限界 10m/s 程度を考慮すると、配管は 50B×1 または 34B×2 の構成となる。このような大口径配管では熱荷重による健全性確保と配管内の不安定流動が設計課題となる。これらの課題については 3)で検討する。

c) ポンプ

電磁ポンプは本プラント概念に適用可能な容量を実現可能であるか見通しが無いことと、事故時の炉心冷却性確保の観点から長いフローコーストダウンを要求されることから、機械式ポンプを検討対象とした。機械式ポンプに関しては、火力発電所の大型循環水ポンプ等の実績から考えると、流量で半分程度、インペラ外径も十分に小さく、水力設計としては十分に可能である。ナトリウムポンプ特有の課題に関しては 2)で検討する。

d) 蒸気発生器（SG）

SG は系統内で最もサイズの大きい機器であり、SG の製作性が 2 ループ概念の製作性判断因子となる。2 ループ条件である交換熱量約 1800MWt の条件では、伝熱面積として 6500m2 必要となり、APWR の SG と比較すると伝熱面積・機器サイズ・機器重量ともほぼ同等である。よって、詳細設計の実績がある範囲に収まっていると考えられ、製作性について問題は無いと判断する。

2) ポンプ組込型中間熱交換器（IHX）

ポンプ組込型 IHX の概念を図 2.1.3.33 に示す。本概念は、IHX を環状に配置し、その中央に機械式ポンプを懸架した構造である。その選定根拠について以下に述べる。ポンプ組込型 IHX の採用に関しては、建設コスト削減効果及び保守・補修性の向上効果が大きく、必要とする R&D のコストを上回ると判断した。

i) 経済性

ポンプ組込型 IHX の概念と IHX とポンプを分離したケースについて機器のサイジングを行い物量を比較した。検討の結果、以下の点でポンプ組込型 IHX の物量削減効果が大きいことがわかった。

・ 1 次系ポンプ容器及びガードベッセルの削除による物量低減
・ ミドルレグの 1 次系配管削除による物量の低減

この結果、1 次冷却系の物量としては約 15%の削減と建家配置スペースの縮小が可能であり、建設コスト低減効果が大きいことがわかった。

ii) 構造健全性

IHX の主に管板部の構造健全性については、2.2.2.3(4)(ii)(a)項に、ポンプを組み込むことによる伝熱管摩耗に関する健全性については 2.2.2.3(4)(ii)(b)項で詳述する。これらの結果から、ポンプ振動による伝熱管フレッティング摩耗に関する評価では、十分な R&D が必要とされるが、健全性確保の見通しはあると判断した。

iii) 保守・補修性

保守・補修性に関して、ポンプ、IHX 分離型と比較した結果を表 2.1.3.41 に示す。表より、保守・補修性に関してはポンプ組込型 IHX が優れていることがわかる。

iv) ポンプの成立性

本概念のポンプは環状 IHX の中央部をポンプ駆動軸が貫通してインペラを駆動するシステムとなる。そのため、従来の縦型ナトリウムポンプと比較して軸長が長い（もんじゅの約 7m に対して 10m 超）ことが特徴である。軸長の長いポンプでは軸の固有振動数が低下するため流体脈動の周波数との共振を回避する必要がある。これまでの知見では 10m 超の軸長の場合、軸を太径化して剛性を上げても運転範囲に軸の共振周波数が含まれることがわかっている。本設計では共振を回避する設計及び運転方法も併せて検討する必要がある。

3) 1 次系配管

本概念では 1 次系配管方式として L 字管を用いたトップエントリ方式を採用した。図 2.1.3.32 に配管の概念を示す。その選定根拠について以下に述べる。

i) 配管引き回し方式の比較

図 2.1.3.34 に示す 3 つの配管引き回し概念を比較検討した。これらはどの方式も過去に設計例を有し、ループ型 1 次系配管方式としては成立性を有するものである。それぞれの概念について、経済性と技術課題を比較した結果を表 2.1.3.42 に示す。表より、物量の観点からはサイドエントリ方式が最も少ないものの、1 次系配置スペースは最大となり経済性が優れるとは一概に評価できない。また、技術課題の観点からはサイドエントリ方式は欠点が多い。これらの結果から判断すると、L 字型トップエントリ方式が経済性及び技術的課題が少ないという観点で優れていると判断できる。

ii) 構造健全性

配管の構造健全性に関しては、2.2.2.3(4)(ii)(c)項に詳述する。評価結果から、配管の熱応力に対する健全性は確保できると判断した。

iii) 配管内流動

概念検討の結果、ホットレグ配管は 50B 配管で管内流速は平均で 9m/s 程度となることが明らかとなった。流動に対する配管の健全性に関しては、2.2.2.5(2)項に詳述す

るが、今後の R&D が必要な課題を有する。

(c) ２次冷却系設備

1) 系統構成

大型炉２次冷却系の系統概念図とその鳥瞰図を、図 2.1.3.35 および図 2.1.3.36 に示す。本系統は単管ヘリカルコイル型蒸気発生器、IHX（１次系ポンプ組込み型 IHX)、２次系ポンプ、２次系主配管等から構成され、１次冷却系との整合により２つの独立した熱輸送ループから構成されている。

２次冷却ナトリウムは、２次系ポンプから吐出された後、IHX の伝熱管外側に導かれ、１次ナトリウムと熱交換して炉心の発生熱を受け取る。IHX を流出した２次ナトリウムは、蒸気発生器に入り、伝熱管内の水・蒸気と熱交換され再び２次系ポンプに戻る。

２次冷却系は自然循環が可能な様に、IHX と蒸気発生器の間に約 10m の伝熱中心差を確保している。さらに、中間熱交換器において１次系/２次系バウンダリが破損し、かつ２次系カバーガス圧が喪失しても、１次系ナトリウムが２次系に流入することを防止するために、蒸気発生器の液面は IHX よりも高い位置に設定している。蒸気発生器と２次系ポンプのカバーガス部は等圧ラインで結ばれており、２次ポンプの Na 液位は 100%出力時に蒸気発生器 Na 液位と一致するように、ポンプリークフローを調整している。

なお、２次系は通常運転時における水・蒸気系への熱輸送系としての働きだけでなく、次節で述べるように蒸気発生器内部に IRACS（２次系炉心冷却システム）を設置し、崩壊熱除去時の熱輸送系としての機能も有することになる。

2) 蒸気発生器

蒸気発生器については、もんじゅ等で実績のある有液面の単管ヘリカルコイル型とし、２次系コールドトラップ２基及び崩壊熱除去システムの伝熱コイルを蒸気発生器内の上部に内蔵する。

フェーズ１からの変更点は、プラントの設計寿命を延長したことによる伝熱管の肉厚の増大、およびヘリカルコイル管束部の流配の均一化のために、コイリング条件（層数、巻き上げ角度など）を変更したことである。

図 2.1.3.37 および表 2.1.3.44 に単管ヘリカルコイル型蒸気発生器の構造図と主要目を示す。一体貫流方式であり、伝熱管を含む蒸気発生器の構造材料は伝熱性能や強度等の観点で 12Cr 系鋼を基本としている。

２次ナトリウムは胴側面の上部ノズル部（一カ所）から流入し、流配機構である堰と多孔板を通過してヘリカルコイル管束部の上部に流入する。その後、ナトリウムは下降し、ヘリカルコイル管束では伝熱管に対して直交流となり水・蒸気系に熱を伝える。熱交換を終えたナトリウムは蒸気発生器下部側面のノズルから流出する。一方、水は蒸気発生器の下部給水プレナムから流入し、ヘリカルコイル伝熱管内を上昇し、

上部の蒸気プレナムから過熱蒸気として流出する。

伝熱管の肉厚についてはプラント寿命を 40 年から 60 年に延長したことによる伝熱管腐食代の見直しや、耐内圧代を決定するための S0 値変更により、フェーズ１より 0.2mm 増加させて 3.3mm とした。

蒸気管板のリガメント部での発生応力を緩和し、かつ DNB 点（注１）がヘリカルコイル部の管-管溶接箇所と一致することを避けるため、管束部の径方向温度分布を均一化することが必要になる。このため、コイル層数、１層あたりの伝熱管本数、伝熱管の巻き上げ角等の伝熱管のコイリング条件についても見直しを実施している。詳細な流動解析の結果、コイル層数を減らすことで、SG の胴径を小さくし温度分布の平滑化を行った。これに伴いコイル部の有効伝熱部高さは増大し、伝熱面積も増加することとなった。伝熱管肉厚の増大による伝熱面積の増加分と併せると、フェーズ２のヘリカルコイル SG の伝熱面積は、フェーズ１に対して約 10%増加した。なお、管束部の温度分布均一化及びコイリング構造についての詳細は、2.2.2.5(3)節「SG の熱流動評価」に記載する。

注１（DNB 点）: Departure from Nucleate Boiling Point の略。伝熱管の水側沸騰領域では熱伝達の良好な核沸騰域とこれと相対的に良好でない膜沸騰域が存在し、この境界部を DNB 点という。DNB 点は伝熱管内において常に軸方向に局所的に変動しており、熱伝達率の違いにより伝熱管内壁の温度振動となって現れる。これが伝熱管の熱疲労に影響するため、SG 設計において DNB 点と伝熱管同士の溶接箇所が一致しないようにしている。DNB 点の存在位置は予め予測可能であるが、ヘリカルコイル SG において伝熱相互の温度分布が大きいと伝熱管毎に DNB 点の位置が大きく異なり溶接部と避ける設計が困難となる。

3)　２次系ポンプ

２次系ポンプの構造を図 2.1.3.38 に示す。本ポンプは機械式縦型自由液面ポンプで、２次主冷却系配管コールドレグに設置されており、ポンプ本体、ポンプ容器、駆動用モータ及びナトリウム漏えい対策用エンクロージャーから構成されている。ポンプ本体については、インペラ、回転軸、静圧軸受け、軸封機構と回転部と固定部から構成され、ポンプ容器とは独立構造になっており。保守・点検時にはポンプ本体は容器から取り出すことが可能な構造になっている。

ナトリウムは、ケーシングの最下部の吸い込みノズルからポンプに入り、インペラによって昇圧されてディフューザーを通過し、高圧室に流入する。高圧室のナトリウムは水平方向の出口ノズルから吐出されるが、高圧室の一部のナトリウムはポンプ液面制御と静圧軸受けの潤滑としても機能する。ポンプ液面制御用としては、ポンプ容器とケーシングの隙間から自由液面部に入り、自由液面部には２次系ポンプの入口部への戻りラインが設置され、ここでの戻りナトリウム流量を調整することによって、ポンプ液面の制御を行う。静圧軸受けへのナトリウムについては、高圧室から軸受け

部への流入ラインが設置されており、軸受けを流出したナトリウムは自由液面及びインペラ入り口部に戻される。

4) ２次系配管

２次ナトリウム主配管は、クリープ強度と降伏点が高く、また熱膨張率の小さい 12Cr 系鋼を採用することにより、エルボを少なくし配管長も短縮した設計を指向している。フェーズ１では２次系配管のホットレグ、ミドルレグ及びコールドレグそれぞれについて、熱膨張に対して成立性のある引き回しを行うとともに、耐震性を確保できるサポート条件を設定した。

配管内流動については、１次系配管と同様に管内流速が平均 9m/sec 程度となることから、流動に起因する配管振動やキャビテーション、エロージョン・コロージョンの発生の可能性が指摘されている。現状の知見ではこれらの現象は発生しない見通しであるが、今後の大口径配管の振動評価の R&D を踏まえて詳細な検討は別途必要である。

ナトリウム漏えい対策については、フェーズ１の検討で影響範囲を限定するためにエンクロージャーで囲むこととしている。フェーズ２では２次系配管の引き回しに基づいて、エンクロージャーおよびベローズを含めた配管構造を具体化した。なお、この配管構造については、ナトリウム漏えいに対する取り組み方針に基づいて決められており、2.1.2.1 節「ナトリウム漏えい対策」に詳細を記載する。

(d) 崩壊熱除去系設備

1) 系統構成

信頼性向上、ナトリウム漏えい対策強化及び建設コスト削減を狙って、ポンプや送風機などの動的機器を有さない完全自然循環型を採用するとともに、空気冷却器(AC)ベーン・ダンパの多重化・多様化、AC 伝熱管の二重管化等の概念を採用した。系統概念を図 2.1.3.39 に示す。２系統の２次系共用型補助炉心冷却系(IRACS)と１系統の直接炉心冷却系(DRACS)より成る構成としている。IRACS は２次系が２ループあるためループごとに除熱系を設置できることに加え、自然循環力の大きさと崩壊熱除去系の熱交換器(DHX)設置の容易さ、格納容器貫通部がないことを考慮して選択したものである。また、DRACS はサイフォンブレイク時の崩壊熱除去対応を考慮したものである。

各系統の伝熱面積は、設計基準事象(DBE)の範囲で想定される各種の事象に対して燃料及び原子炉冷却材バウンダリの健全性が確保できるよう、最も厳しい想定である事象Ⅳ（例えば、１ループの２次ナトリウム漏えいに電源喪失を重ね合せ、単一故障としてダンパ１系統の不作動を想定）の場合にそれぞれの系統で 23MWt 除熱できるように設定した。

また、自然循環冷却では冷却材の降温速度が非常に緩やかであることから、高温の長時間継続回避、早期再起動などの運用を考慮し、常用電源駆動の送風機を IRACS

に設置する。

2) DHX、AC 等機器、配管

DRACS、IRACS の主要な機器仕様を設定した。DRACS の DHX は平行流直管型、IRACS の DHX は U 字管型、AC はフィン付き二重管型を採用した。AC 伝熱部のサイズは 6.7m×5.7m×4.4m 程度であり、それぞれの伝熱面積を下記に示す。

・DRACS 伝熱面積　　熱交換器： 67m^2　空気冷却器：7539m^2

・IRACS 伝熱面積　　熱交換器：348m^2　空気冷却器：7539m^2

配管口径は DRACS 系、IRACS 系共に自然循環時における自然循環力から推定される配管圧力損失許容値（DRACS 系は 3.8kPa 以下、PRACS 系は 3.2kPa 以下）を満足できる 16B を選定している。

(e) 補助ナトリウム系設備

下記の系統設備の系統仕様及び主要機器仕様の具体化を図る。

① ナトリウム純化設備
② ナトリウム充填ドレン設備
③ アルゴンガス系設備
④ ナトリウムー水反応放出系設備
⑤ SG 水漏えい検出系
⑥ ナトリウム漏えい対策設備

補助ナトリウム系設備の概要を図 2.1.3.40 に示す。

1) ナトリウム純化設備

純化系は、60 年寿命化を達成するため、熱交換器伝熱管のナトリウム側/水側の腐食しろ･摩耗しろを増加する必要があるが、コールドトラップでの純化能力を１次系、２次系とも強化し、ナトリウム側腐食しろの増加を抑えて伝熱管肉厚の増加に伴う熱交換器物量の増加を抑制している。コールドトラップの型式はナトリウムバウンダリ面積局限の観点から一体型（分岐配管なし）とし、１次系：２t/h×２基、２次系：25t/h（１基）/ループとした。なお、１次系コールドトラップの概要は図 2.1.3.40 に示す。

2) ナトリウム充填ドレン設備

１次および２次ナトリウム充填ドレン系のドレン容量を検討し、１次系ダンプタンクはポンプ組込型 IHX のナトリウムをドレンできるよう 83m^3/基×２、２次系ダンプタンクは SG またはポンプ組込型 IHX と配管及び崩壊熱除去系１ループ分のナトリウムを充填・ドレンできるよう 185m^3/基×２とした。

3) アルゴンガス系設備

１次および２次アルゴンガス系の給排気量を検討し、基本仕様を設定した。

・１次系　供給：16Nm³/h　　排気：13Nm³/h
・２次系　供給：4.5Nm³/h　　排気：3.5Nm³/h

4)　ナトリウムー水反応放出系設備

ナトリウムー水反応による反応生成物（水素等）をダンプタンクに収納させる系統構成とし、配管口径を 20B に削減した。ナトリウムー水反応対策設備の概要を図 2.1.3.41 に示す。

5)　SG 水漏えい対策設備

水漏えい規模の拡大を最小限に抑え、設計基準リークが 1DEG にできるよう固体電解質水素計、音響計に安全上のクレジットをとった SG 水漏えい検出系構成とした。固体電解質水素計は SG１基あたり４基とし、約 50ppb～10ppm を測定範囲としている。音響計はアクティブ法で SG１基あたり４式を設置する。また、これらをバックアップするため、中規模漏えい対応としてカバーガス圧力検出系を、大規模漏えい対応としてラプチャディスク破裂検出系も設置する。

6)　ナトリウム漏えい対策設備

ナトリウム漏えい対策設備については、１次系、２次系及び崩壊熱除去系（空気冷却器伝熱管を含む）のナトリウムバウンダリを外管、ガードベッセル等で二重化し、その内部を窒素雰囲気化するとともに仕切り構造によりナトリウム漏えいの影響を局限する設計とした。また、ナトリウムー水反応対策設備については、安全保護系相当の固体電解質ナトリウム中水素計及び音響計を設け、設計基準漏えい率の低減を図った。ナトリウム漏えい対策設備の概要を図 2.1.3.42 に示す。

(f)　水・蒸気系およびタービン発電機設備

タービン発電機設備は、蒸気発生器にて発生した主蒸気により、蒸気タービンを駆動して電気（定格 150 万 kW）を発生する設備である。また本設備では、原子炉起動停止時および原子炉停止中に蒸気発生器廻り水・蒸気系を使用し、崩壊熱除去運転を行う。タービンの熱サイクルは熱効率向上を図る観点から、湿分分離加熱器を用いた再熱サイクルとしており、プラント効率は約 42%程度である。

タービンはメンテナンス性と配置の両面から有利であるタンデムコンパウンド型を採用し、高圧タービンと中圧タービンを組み合わせ、翼を最適設計することによってタービン効率の向上を図った。また、低圧タービンは運転条件が軽水炉とほぼ同様となるため最終翼長 54 インチを採用し、４分流（低圧タービン２車室）として車室の低減を図った。

主給水ポンプは駆動蒸気配管、潤滑油配管等が不要な電動ポンプを採用することとし、機器の主要部品、配置、駆動機容量の面などから検討した結果、将来的開発の可能性を踏まえて、33%容量機×３台の構成とした。

気水分離器は設置台数とその重量を検討した結果、２台構成が最も有利であるため２台設置とした。気水分離ドレンタンクは火力機実績をもとに貯水容量を決定し、気水分離器と同じ内径のタンクを使用することにより合理化を図った。

水・蒸気系およびタービン設備概念系統図を図 2.1.3.43 に示す。

(g)　燃料取扱設備

1)　全体概要

燃料取扱設備の主要仕様を表 2.1.3.45、概念図を図 2.1.3.44 に示す。基本構成はナトリウム冷却中型炉と同じため、具体的な検討結果は 2.1.3.2(2)(ⅱ)(g)項に記載することとし、本項では、燃料取扱設備の概要のみ示した。

燃料移送方式は、炉内側で「切込み付きコラム型炉心上部機構＋単回転プラグ＋マニプレータ式燃料交換機の組み合せ」、炉外側で「レールレス台車式燃料出入機＋燃料昇降装置の組み合せ」を採用した。燃料貯蔵方式は、EVST 貯蔵方式を採用し、炉外に EVST（貯蔵容量 459 体）および水プール（貯蔵容量 2850 体）を設置して、サイト内に約 4 炉心分（＝炉心およびブランケット燃料の合計 792 体×4 炉心＋破損燃料 6 体＝3174 体以上）の貯蔵容量を確保した。

燃料取扱作業は、燃料交換時に原子炉-EVST 間、原子炉運転時に EVST 以降に分けて実施する。燃料交換時には、燃料交換機および炉内中継装置により炉外にナトリウムポット入りの状態で使用済燃料を取出した後、燃料出入機により EVST 中に装荷する。一方、原子炉運転時には、燃料出入機によりガス中裸状態で減衰後の使用済燃料を取出して、ナトリウム除去後、水プールに装荷する。

また、原子炉-EVST 間の燃料移送は、稼働率向上をねらって、複数体移送を採用した。

2)　系統機器構成

i)　燃料移送系

マニプレータ式燃料交換機は、炉心上部機構の切込み部内でアーム伸縮を行うが、グリッパユニット廻りの駆動機構配置の工夫や、左右のアーム側板を接続するなどアーム水平方向の剛性を増加することにより、アーム軸受け部のガタ変位を考慮しても、S1 および S2 地震時に、アームと炉心上部機構が衝突しないように工夫した。

固定ラック式炉内中継装置は、複数体の燃料を同時に移送できるように、大型ナトリウムポットの取扱が可能な構造とした。

レールレス台車式燃料出入機は、自在走行台車により 4 モジュール、EVST などにアクセスできる移送機で、1 基の収納筒と 2 系統のガス冷却系（アルゴンガス直接冷却系、空気間接冷却系のいずれも 2 系統設置）から構成される。従来の燃料出入機は、地震時の転倒防止のために、レールフックを使用して台車荷重を受ける構造としていたが、レール削除に伴い、ばねおよびダンパから構成されるサスペンション構造の台車を採用して、上下方向の加速度を低減した。

ii) 燃料貯蔵系

EVST 貯蔵設備のうち、EVST 本体は、φ6.95m×h12.07m のナトリウム容器で、正方配列の段違い貯蔵ラックにより、合計 459 体の燃料を貯蔵する。液面制御型槽内移送機や、鋼製しゃへいプラグの採用などにより、EVST 上部温度が上昇するが、EVST 軸長を低減した。EVST 冷却系は、3 系統の直浸コイル内 2 次ナトリウム循環空冷式の冷却系から構成される。プラント側の崩壊熱除去系は自然循環方式を採用しているが、EVST 冷却系は、系統温度が低く、自然循環方式を採用した場合には、電磁ポンプを削除できる一方、熱交換器の伝熱面積増加や、スタック新規設置などのコストデメリットが大きいと考えられるため、強制循環方式を採用した。また、ナトリウム燃焼火災の影響緩和をねらって、ナトリウム配管、空気冷却器伝熱管のいずれも二重構造とした。

水プール設備のうち、水プール本体は、w22.45m×d10.05m×h13.75m の形状で、合計 2850 体の使用済燃料を貯蔵する。水プール冷却浄化系は、1 次および 2 次冷却水系から構成され、このうち、1 次冷却水系では、冷却器の上流側にろ過器および脱塩器などを設置した。また、水プール冷却浄化系は、EVST 冷却系よりも安全重要度分類を緩和できる可能性を有するが、軽水炉と異なり安全グレードの高い貯留水が存在しないことを考慮して、EVST 冷却系と同様に MS-2 に区分し、専用の 2 次冷却水系（非常用ガスタービンに接続）を設置した。

iii) 燃料処理系

燃料洗浄は、EVST から使用済燃料を引き上げる際に、燃料出入機の冷却系を使用して、アルゴンガスブローする乾式洗浄方式を採用した。アルゴンガス温度が約 300℃と低いために、洗浄性能は従来の約 90%から約 50%まで低下する。水プール中に移行するナトリウムが増加するが、水プール貯蔵中および水中浸漬時の燃料健全性に影響なく、水プール冷却浄化系設計も対応可能な範囲であることを確認した。

(h) 電気設備（含む非常用電源）

非常用電源は、崩壊熱除去系の完全自然循環方式採用による工安系補機の大幅削減および起動時間の大幅な緩和が可能となったため、従来のディーゼル発電機に替わり、冷却系、潤滑油系等の補助設備が不要でコンパクトなガスタービン発電機を採用することとした。非常用ガスタービン発電機はユニット間共用およびオンラインメンテナンス（ＯＬＭ）対応のため、ツインユニットで 100％×３台構成（１台は予備機）とした。非常用電源に接続する負荷については、非常用空調系設備（一部を除く）および補機冷却系設備の常用系化を検討し、非常用電源容量の合理化を図った。

常用電源系については、外部電源喪失時においても早期に電源が確保できるよう、所内単独運転への移行、予備送電線からの給電、非常用ガスタービン予備機からの給電、隣接プラントからの電源融通を検討し、これらの組み合わせによって電源を確保するよう多様化を図った。

図 2.1.3.45 に非常用電源設備概念図を示す。

(I)　計測制御設備

主要な原子炉計装、プロセス計装の設計、安全保護系設備、プラント制御設備、中央監視設備の設計を行っている。

1)　主要な原子炉計装、プロセス計装

出力領域中性子計装は、原子炉の周囲に 12 本設置され、図 2.1.3.46 に示すような構成になっている。安全上、中性子束が高い順に４番目までのチャンネルのうち、２つのチャンネルが原子炉トリップ信号を発信すれば事象を判断基準内で収束させることが可能であるとの見通しがあり、４チャンネル構成（2/4 ロジック）にする。

破損燃料検出装置は、遅発中性子先行核定常濃度拡散挙動解析結果に基づき、最小の装置数で広い範囲をカバーできるように設置する場所として、フロースプリッタによる流路分離の影響を考慮し、６ヵ所のナトリウムサンプリング位置に設置すれば成立する見通しを得た。

原子炉容器出口温度計装は、原子炉構造ガス巻き込み評価結果から、原子炉出口配管入口近傍は水中渦発生原因となることから、IHX１次系入口配管主流位置にする。

１次主冷却系流量計装は、主配管が磁性体の 12Cr 系フェライト鋼であることから電磁流量計が使用できず、超音波式流量計を適用する。

2)　安全保護系設備

主炉停止系、後備炉停止系とも４チャンネル、４トレンとする。また、ディジタル化システム・多重伝送を適用した設備とする。

3)　プラント制御設備

事象分類に適合するよう設備を分散化するとともに、ディジタル式待機冗長システム・多重伝送を適用した設備とする。

4)　中央監視設備

中央制御室は２原子炉で共用し、原子炉あたり運転員１人で運転可能な運転コンソールを採用する。また、コミュニケーションの中心となる大型表示盤を設置する。

(j)　放射性廃棄物処理設備

最新軽水炉の設備合理化を反映させたＦＢＲ実証炉フェーズ２（電気出力 67 万 kW）の放射性廃棄物処理設備仕様を基に、プラント仕様及び建物容積の相違を考慮して以下３設備の放射性廃棄物処理容量を設定した。

①気体廃棄物処理設備
②液体廃棄物処理設備
③固体廃棄物処理設備

なお、大型炉はツインプラントであることから、設備の共用化に伴う合理化を反映し、ツインプラントで一設備とした。

その結果、気体廃棄物処理設備及び液体廃棄物処理設備はプラント仕様の合理化、建屋体積の縮小およびツインプラント効果により、ＦＢＲ実証炉に比べて処理容量を低減し得る見通しである。なお、固体放射性廃棄物処理設備は原子炉の出力増加に伴った廃樹脂発生量の増加により設備容量が増加した。

表 2.1.3.46 に放射性廃棄物処理設備の処理量のＦＢＲ実証炉との比較を示す。

(k) 換気空調設備

非常用電源設備縮小化のため、換気空調設備の設計を以下の方針で実施した。

① 格納施設雰囲気空調系の常用系化
② 事故後の長期間機能維持に必要な機器の冷却はスポット空調化
③ 中央制御室、電気盤室からの発熱は外気との直接熱交換
④ 原子炉容器ルーフデッキ冷却系は空冷式チラーを介しての除熱

ここで、格納施設雰囲気空調系は電力中央研究所での検討結果（[9], [10]）に基づき空調設備停止時のコンクリート制限温度 85℃を超えないように設計する。この制限温度緩和に関しては、中型モジュール炉での検討結果及び外部電源喪失時の格納施設内空調停止時コンクリート温度解析結果に基づき常用系化を図った（2.1.4(2)(ii)(k)参照)。また、原子炉格納容器空調系は原子炉容器下部とルーフデッキのみで非常用空冷チラーによるスポット空調で冷却する。

なお、格納施設隔離時には格納施設隔離弁を閉じて隔離する運用となっている。

これらに基づき、エリア区分の見直しを行うとともに、予備の空調ユニットを削除する等の合理化を行った。非常用系とした系統は中央制御室空調系、非常用ガス処理系、非常用電気設備室空調系、ガスタービン発電機室空調系及び非常用空調冷水系である。

その結果、換気空調設備の物量（風量）は実証炉と比べ、出力あたり約 30%削減された。

(L) 諸設備（補機冷却系、圧空、ガス供給、補助蒸気等）

最新軽水炉の設備合理化が反映されたＦＢＲ実証炉フェーズ２の補助設備仕様を基にプラント仕様及び建物容積の違いを考慮して、以下の４補助設備について設備容量を設定した。

①補機冷却系設備
②補助蒸気供給設備
③圧縮空気供給設備
④アルゴンガス供給設備

なお、大型炉はツインプラントであることから、設備の共有化に伴う合理化を反映し、ツインプラントで一設備とした。

補機冷却系設備は、非常用ガスタービン発電機の採用により大幅に容量が削減された。また、建屋体積の縮小およびツインプラント効果により、補助蒸気供給設備、圧縮空気供給設備及びアルゴンガス供給設備の容量の削減が可能となった。

表 2.1.3.47 に各設備の処理容量のＦＢＲ実証炉との比較を示す。

(m) 建屋配置

格納容器を含む１次・２次冷却系設備等を収容した原子炉建屋と１／２号機の共有設備等を収容した原子炉補助建屋を一体とした原子炉施設建屋を検討した。図 2.1.3.47 に原子炉施設建屋配置図を示す。ここでは、２次元水平免震構造の採用し、使用済み燃料貯蔵プールは４炉心分と破損燃料６体分を貯蔵できるものとし、ガスタービン採用等の設備の合理化を反映したものである。また、建屋容積は、１プラントあたり 130,500m^3 である。

なお、タービン建屋については、中型炉と同じタービンを使用するため、中型炉の建屋設計と同じである。

(ii) 運転、保守・補修性

(a) 通常運転時のプラント運用検討

図 2.1.3.48 にプラント運転サイクルを示す。基本的に、温帯待機、温帯停止状態を設け、軽微なプラント故障の場合に早い再起動が可能としている。また、何らかの故障等により、プラントをトリップした時は蒸気発生器による崩壊熱除去運転を行い、できない場合は崩壊熱除去系（IRACS 及び DRACS）による崩壊熱除去を行う。

図 2.1.3.49 に通常起動・停止曲線を示す。原子炉構造の液面近傍部の健全性確保の観点から、15℃/h 以下の昇温速度とする必要がある。これを考慮し、低温停止状態から 30%出力までの昇温速度を 15℃/ｈとし､タービン起動操作で約 3.5 時間確保する。30%出力運転から定格出力までの昇温速度も 15℃/ｈとしている。その結果、通常起動時間は約 30 時間である。通常停止時には、原子炉構造の液面近傍部の健全性確保の観点から 20℃/h の降温速度とする必要がある。これを考慮し、定格出力運転から低温停止状態までの降温速度を 20℃/h とし、通常停止時間を 17.5 時間としている。

(b) 事故時のプラント運用検討

異常発生時のプラント基本運用は、以下の考え方に基づき設定した。

① 原子炉トリップ後の崩壊熱除去は可能な限り水・蒸気系で行う。

② 原子炉トリップ後の１次・２次ポンプは、主モータによる低速回転とし、回転数制御装置にて急速に回転数を低下させる運用とする。

③ IRACS はループ対応の起動とし､DRACS は IRACS 起動時には起動させる運用とする。具体的には､「SG 出口ナトリウム温度高」で当該ループの IRACS と DRACS を起動させ､「常用母線電圧低」では IRACS と DRACS すべてを起動させる。

④ １次系のナトリウム漏えい時は、外管等で漏えいナトリウムを保持するため、事故ループでも崩壊熱除去運転を行う。ただし、２次系はエンクロージャが長期の漏えいナトリウム保持機能を持たないので事故ループの IRACS 除熱は行わない運用とする。万一漏えいした場合は、エンクロージャにはドレン弁が設置されており､仮設の回収タンクと接続してエンクロージャ内に漏えいしたナトリウムをドレンさせる。

⑤ 水・蒸気系故障、SG 伝熱管漏えい等の２次系以降の異常時は、２次系ポンプをトリップさせ、原子炉トリップさせる運用とする。この場合、健全ループは水・蒸気系による崩壊熱除去を行い、事故ループは基本的に IRACS を起動させ、２次系は自然循環運転させる。なお、SG 伝熱管水漏えいの中大規模漏えい時は、２次系内に反応生成物が多く生成されるので、IRACS は停止させ、事故ループの崩壊熱除去を行わない運用とする。漏えい発生後のナトリウムは、一旦ダンプタンクにドレンし、SG 補修の間にコールドトラップで概略純化し、SG 補修後に充填した後、SG 内のコールドトラップで純化する。

図 2.1.3.50 に代表的な異常事象である手動トリップの事象推移を示す。

(c) プラント運転制御の検討

プラント制御系はタービン主、原子炉従を原則とした協調制御方式とし、電力系統からの要求に応じた発電出力制御運転及び負荷喪失時の所内単独運転を行うことができるように、プラントの系統構成上の特徴を踏まえ、制御系の安定性及び追従性を考慮して設定する。

制御機能目標は、以下とする。

① 定格プラント出力の 0%～100%の範囲における手動制御
② 定格プラント出力の 30%～100%の範囲における自動制御
③ 自動制御範囲における±10%のステップ状負荷変更
④ 自動制御範囲における±5%／分のランプ状負荷変更
⑤ 定格出力での自動運転時における 95%の大幅な負荷喪失以降の継続運転

以上の条件を考慮したプラント制御系構成を図 2.1.3.51 に示す。本制御系は、電力系統からの要求に応じたタービン制御を行うとともに、NSSS 側は出力指令装置からのプラント出力指令と主冷却系流量をほぼ比例するように制御し、同時に原子炉出力が調整できるようにしている。

また、プラント運転に関しては、日負荷追従運転が可能であることが設計要求条件となっている。典型的な日負荷追従運転としては図 2.1.3.52 に示すような運用がある。こうした運用に対し、上記の②～④の運転が満足できるので、自動制御上、日負荷追従運転が可能である。

(d) ISI 計画

2.1.2.3 供用期間中検査と補修（1）供用期間中検査（i）基本的考え方に基づき、ISI 計画を検討した。

1)試験対象

ナトリウム冷却炉の試験対象は、軽水炉と同様に、第１種、第２種容器、第３種機器、第４種機器及びその支持構造物、炉心支持構造物とする。

また、冷却材流路の確保、炉停止機能の維持の観点から安全上重要な以下の炉内構造物についても試験対象とする。

UIS、炉内配管、炉内隔壁

2)試験方法

軽水炉の検査の考え方に基づいた上で、ナトリウム冷却炉の特徴を考慮した試験方法を設定した（表 2.1.3.48）。代表部位の試験方法については、以下のとおりである。

① １次冷却材バウンダリの試験方法

軽水炉では SCC によるき裂進展が速いこと、欠陥が大きくなると高内圧によるバーストの恐れがあることから、第１種機器耐圧部の溶接継手に対して体積検査を要求している。一方でバックアップがある場合は耐圧部であっても検査を要求してはいない。

ナトリウム冷却炉では内圧が低くバーストの恐れがほとんどないうえにバウンダリを２重構造としている。軽水炉の考え方に立つならば、バウンダリからの漏えいを

防止するための検査は不要であり、漏えい連続監視により小規模段階での漏えいを検知すれば安全上は十分である。従って、試験方法は、漏えいを小規模段階で早期に検出するため漏えい連続監視を適用する。

② 炉心支持構造物の試験方法

軽水炉では、炉心領域の内部取付物の溶接継手に対しては、中性子照射による応力腐食割れ感受性や破壊靭性値への影響を考慮して、VT-1 試験*を適用している。その他の部位については、比較的大きな欠陥が生じても機能は維持できることから VT-3 試験*を適用していると考えられる。

ナトリウム冷却炉では、燃料と炉心槽の間に遮へい体が設けられるため、炉心領域部についても軽水炉より検査要求レベルを緩和できる。従って、比較的大きな欠陥が生じても機能は維持できることから VT-3 試験を適用する。

③ IHX 伝熱管の試験方法

IHX 伝熱管は、１次冷却材バウンダリを形成する部位であるが、インリーク構造となっており、貫通き裂が生じても、すぐに冷却材が外に漏れる心配がないことから、１次冷却材バウンダリ部と同様に、SG 液位監視による漏えい連続監視を適用する。

④ SG 伝熱管の試験方法

ナトリウム冷却炉（大型炉）の SG 伝熱管は、崩壊熱除去機能を有するため、３種機器となる。軽水炉の３種機器では、耐圧部分における構造不連続部位に対して体積検査を適用するとともに、すべての耐圧機器について漏えい試験を適用している。従って、大型炉の SG 伝熱管は、耐圧部分であるものの、構造不連続部位ではないため、漏えい連続監視を適用する。

⑤ 原子炉ガードベッセル及び外管（１次系）の試験方法

厳しい荷重が作用しないことから、異常の発生を漏えい率試験により定期的にチェックすることで 2 重破損は防止できると考えられる。試験方法は、漏えい率試験を基本とするが、圧力チェックが難しい場合は目視検査を行う。

⑥ １次カバーガスバウンダリ部位の試験方法

厳しい荷重が作用しないこと、内圧が低く欠陥が大きくなってもバーストの恐れがほとんどないこと、外側にバックアップ構造（エンクロージャ）が設けられることから、カバーガス漏えい連続監視で安全性確保が可能と判断されることから、試験方法は、漏えい連続監視を適用する。

＊目視試験（JEAC4205-2000 より）

VT-1 試験：機器表面について磨耗、き裂、腐食、浸食等の強度に影響を与えられる恐れのある異常を検出するために行う試験

VT-3 試験：機器の変形、心合せ不良、傾き、隙間の異常、ボルト締め付け部の緩み、部品の破損、脱落及び機器表面における異常を検出するために行う試験

3)検査間隔

検査間隔は、軽水炉と同様に１０年間隔とする。ただし、漏えい率試験は毎定検とする。

(e) 保守・補修

1)主要設備の保守計画

点検項目の位置付けを明確にするために、軽水炉及び先行炉を参考として、以下の保守点検区分に基づき保守点検項目を設定する。

a) 電気事業法による法定定期検査項目（点検区分Ａ）

電気事業法に基づく法定定期検査項目は、設置許可申請書、工認、技術基準に記載ある機能、性能に関する事項、及び使用前検査等の実績から定める。ここでは、技術基準、及び原型炉を参考に、以下の方法にて、検査項目を設定した。

ｱ. 定期検査項目は設備の機能、性能に関し、設置許可、工認、技術基準の内容に基づき設定する。

ｲ. 常陽では、幅広く定期検査項目が設定されているが、これら先行炉の運転実績を反映して簡素化されると想定し、定期検査としては保守作業の最終段階のチェックである機能検査を主体として設定し、合理化を図る。

ｳ. タービンまわりの法定検査は、発電用火力発電所に関する技術基準を準用して定める。

b) 電気事業法以外の法規による法定定期検査項目（点検区分Ｂ）

消防法，労働安全衛生法などに規定される設備、機器は定期的に法定検査を行う必要がある。もんじゅを参考として主要項目を摘出した。

c) ＩＳＩ（点検区分Ｉ）

ＩＳＩは，原子炉施設の安全上重要な機器（原子炉冷却材バウンダリ、１次カバーガスバウンダリ等）を対象とした構造健全性に関する計画的試験あるいは検査であって、安全上重要な機器の構造上の欠陥が進展・拡大する前に、その欠陥を検知してプラントの安全性が損なわれる事態に至ることを未然に防止しようとするものである。ISI 計画に基づき設定する。

d) 自主点検項目（点検区分Ｃ）

自主点検は，機器の信頼性確保のために自主的に実施する点検であり、主に、動的機器や計装品等について、過去の経験等（a：先行ＦＢＲの経験、b：部品寿命実績データ、汎用機器推奨データ等）の観点から点検項目、周期を定めて実施するものとする。

点検周期については、今後の先行炉の運転実績およびナトリウム冷却大型炉の試運転や初期運転実績の蓄積による長期化が図られることを前提とし、定常的な運転段階における定検パターンの単純化を指向して、ナトリウム冷却大型炉のループ数２に着目し、毎定検、２定検毎を基本点検周期として設定する。計装品の交換周期についても同様に作動状態を監視し、長期化を図ることとする。

蒸気発生器の伝熱管体積検査については､予防保全の観点から実施するものとする。点検周期は、１ＳＧずつ毎定検実施することとする。

上記にて検討した各種検査項目について、ナトリウム冷却大型炉の安全性と信頼性確保のために計画的に実施する主要な設備の点検、検査項目として整理した。

2)主要機器の補修計画

2.1.2.3　供用期間中検査と補修(2)補修(i)基本的考え方に基づき、各主要機器の補修計画を検討した。

a) ＩＨＸ伝熱管の補修

漏洩ループポンプ組込み型ＩＨＸ内の１次系ナトリウム及び２次系ナトリウムをダンプタンクへドレンする。漏洩ループの１次系ポンプを、インペラを含め引抜く。ポンプ引抜き孔よりイメージファイバにて下部管板からＩＨＸ伝熱管にアクセスし、漏洩箇所の同定を行う。漏洩箇所付近のナトリウム洗浄を行った後、インプレースにて補修を実施する。なお、ナトリウム冷却大型炉では伝熱管材料に 12Cr 系鋼が採用されているため、溶接時には予熱及び後熱処理が必要となる。

b) ＳＧ伝熱管の補修

漏洩ループＳＧ内の２次系ナトリウムを２次系ダンプタンクへドレンする。ＳＧ入口水室及び出口水室よりイメージファイバ等にて伝熱管にアクセスし、漏洩箇所の同定を行うと共にナトリウム洗浄及びインプレース補修を行う。

c) １次系ポンプの補修

インペラ等の内部品の補修が必要となった場合は、ポンプ本体を引抜いた上でナトリウム洗浄、点検及び補修を行う。

d) ２次系ポンプの補修

１次系ポンプと同様に、インペラ等の内部品の補修が必要となった場合は、ポンプ本体を引抜いた上でナトリウム洗浄、点検及び補修を行う。

e) １次主配管の補修

ポンプ組込み型ＩＨＸ内のナトリウム液位を下げることで、漏洩配管内部のナトリウムをドレンする。外管内の漏洩ナトリウムは、仮設ラインにより１次系ダンプタンクへドレンする。（漏洩箇所（Ｙピース等）によっては引抜き補修を行う。）

ナトリウム洗浄後、イメージファイバによる漏洩箇所の同定と共に、レーザ溶接により遠隔補修を実施する。なお、ナトリウム冷却大型炉では配管材料に 12Cr 系鋼が採用されているため、溶接時には予熱及び後熱処理が必要となる。

f) ２次主配管の補修

漏えいループ内のナトリウム及びエンクロージャ内の貯留ナトリウムを２次系ダンプタンクへドレンする。漏えい部位、影響部位、ナトリウムエアロゾルの付着範囲等の調査を行い、漏えい部位の補修を実施する。調査・補修はイメージファイバ及びレーザ溶接により遠隔にて実施する。なお、ナトリウム冷却大型炉では配管材料に 12Cr 系鋼が採用されているため、溶接時には予熱及び後熱処理が必要である。

(iii) 定検・建設期間

(a) 建設工期

大型炉-1500 の建設工程（案）を設定した。

建設工程は 46 ヶ月となり、主なクリティカルパスは以下となる。

・建屋：23 ヶ月

・炉上部機器・ブランケット燃料体据付：６ヶ月

・総合機能試験：９ヶ月

・性能試験：８ヶ月

表 2.1.3.49 に全体建設工程表（案）を示す。

(b) 定検期間

①ＭＯＸ燃料コンパクト型(MXC)の場合（リファレンスケース）

標準定検では、1 次系主循環ポンプの分解点検、燃料交換作業およびＣＲＤ性能試験等がクリティカルとなり、37 日となる。表 2.1.3.50 に大型炉－1500MXC の定検工程表（標準点検）を示す。

また、３定検に１回実施する標準外定検では回転プラグ分解点検（10 日）、格納容器全体漏えい試験（5 日）を考慮すると 54 日となる。表 2.1.3.51 に大型炉－1500MXC の定検工程表（標準外点検）を示す。

これより、平均定検期間は(37×2＋54×1)÷３≒43 日となる。

②高内部転換型(MXH)の場合

高内部転換型はＭＯＸ燃料コンパクト型に比べ制御棒（ＣＲＤ）が多く、ＣＲＤ性能試験に＋１日必要となるため、標準定検は 38 日、標準外定検は 55 日となる。

高内部転換型の運転サイクルは２６ヶ月であるため、標準外定検は２定検に１回実施することとし、平均定検期間は(38×1＋55×1)÷２≒47 日となる。

③金属燃料コンパクト型(MLC)の場合

金属燃料コンパクト型はＭＯＸ燃料コンパクト型に比べ燃料集合体が多く、燃料交換作業に＋１日必要となるため、標準定検は 38 日、３定検に１回実施する標準外定検は 55 日となる。

これより、平均定検期間は(38×2＋55×1)÷３≒44 日となる。

(iv) 経済性評価

前節までに述べたプラント設計より算定される物量データの概要を以下にまとめる（ツインプラントの１基分で記載)。

項　目	MOX 燃料 コンパクト型炉心 プラント	MOX 燃料 高内部転換型炉心 プラント	金属燃料 コンパクト型炉心 プラント
原子炉構造　(t)	910	1030	935
１次系　(t)	787	787	1009
２次系　(t)	1170	1170	1179
NSSS 物量合計(t)	2867	2987	3123
原子炉建屋　(m^3)	13.0 万	13.6 万	14.0 万
タービン建屋(m^3)	19.0 万	19.0 万	20.9 万

高内部転換炉心の場合は、コンパクト型炉心に比べ炉心槽が大きくなり、原子炉容器径が大きくなり、原子炉構造物量が増加した。金属燃料炉心の場合は、原子炉容器だけでなく、R/V 出口ナトリウム温度を上げられないので熱効率が悪く、IHX、SG 及びタービンを大型化した結果、全体的に物量が増加した。

また、この物量（単管ヘリカルコイル型 SG 採用ケース）により経済性評価（改良コマンドコストコード：CCCR）を行った結果は以下となる（目標建設単価を 100 として記載)。詳細は図 2.1.3.53 に示す。

MOX 燃料コンパクト型炉心プラント　：84.4
MOX 燃料高内部転換型炉心プラント　：87.0
金属燃料コンパクト型炉心プラント　：91.0

尚、比較分析は 6. フェーズⅡの中間評価 6.2 経済性に冷却材・型式横断的に記載する。また、経済性評価手法は付録. D に概説する。

参考文献

2.1.3　大型炉代表概念の構築

(1)炉心燃料設計

[1] 池上哲雄, 他：“炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書－実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）成果報告－”, JNC TY9400 2001-011, (2001)

[2] 羽様平, 他:“高速炉用統合炉定数 ADJ2000R の作成（研究報告)”, JNC TN9400 2002-064, (2002)

[3] S.K.Cheng, N.E.Todreas：“Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles - Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters”, Nuclear Engineering and Design, Vol.92, p.227-251, (1986).

[4] 水田俊治, 他：“ODS フェライト鋼被覆管の設計評価用関係式の検討(研究報告書)”, JNC TN9400 2000-048, (2000)

[5] A.Hasegawa, N.Yamano：“The Standard Shielding Cross Section Library Based on JENDL-3.2, Proc. of 9-th Int. Conf. on Radiation Shielding (ICRS-9)”, Tsukuba, Japan, p.723, (1999)

[6] 庄野彰, 他：“共同研究報告書 大型しゃへい実験に関する評価研究(VI) －JASPER 実験解析による実証炉しゃへい設計への反映－（平成5年度)”, PNC TY9471 94-001, (1994)

[7] Naoyuki TAKAKI, Tomoyasu MIZUNO：“Design Study on Sodium - Cooled Fast Reactor Core Loaded with LLFP Transmutation Sub - Assemblies”, Proc. of GENES4/ANP2003, Kyoto, JAPAN, Sep. 15-19, (2003)

[8] 井上賢紀, 他：“高速炉炉心構成要素用オーステナイト系およびフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価－SUS316 相当鋼と高強度フェライト/マルテンサイト鋼の水素透過係数測定－(研究報告)”, JNC TN9400 2002-056, (2002)

(2)プラント設計

[9] 西内達男, 他：“110℃までの高温下に3年間さらされたコンクリートの力学特性”, 電力中央研究所研究報告 U90034, (1990)

[10] 金津努, 他：“高温下に長期間暴露したコンクリートの力学的性質の変化”, 電力中央研究所研究報告 U95037, (1996)

表 2.1.3.1　大型 MOX 燃料炉心概念候補間の利害得失の比較
(開発目標に関する指標の比較)

開発目標	項目	コンパクト型		高出口温度型		制限
		導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心	
安全性	炉心部比出力(CDA 時の即発臨界回避)	○ (59kW/kg-MOX)	○ (60kW/kg-MOX)	○ (39kW/kg-MOX)	○ (40kW/kg-MOX)	40kW/kg-MOX 程度以下
	ナトリウムボイド反応度(CDA 時の即発臨界回避)	○ (5.8 $)	○ (5.9 $)	○ (5.6 $)	○ (5.6 $)	6$以下
経済性	全炉心取出平均燃焼度*1	○ (63 GWd/t)	○ (95 GWd/t)	○ (91 GWd/t)	◎ (110 GWd/t)	60GWd/t 程度以上
	運転サイクル長さ	○ (18 ヶ月)	○ (18 ヶ月)	◎ (26.3 ヶ月)	◎ (26 ヶ月)	18 ヶ月以上
	遮蔽体外接円径制限(プラント取合条件)	○ (6.45 m)		△ (7.26 m)		5.5m 以下
資源有効利用	増殖比(早期導入性)	○ (1.16)	○ (1.04)	○ (1.10)	○ (1.04)	導入期炉心: 1.1～1.2 平衡期炉心: 1.04 程度
	初装荷 Pu-fｲﾝﾍﾞﾝﾄ(早期導入性)	◎ (4.4t/GWe)	◎ (4.4t/GWe)	○ (5.9t/GWe)	○ (5.8t/GWe)	―

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度

◎：優秀　○：問題なし　△：劣っている、または、追加検討・開発必要

表 2.1.3.2　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の主要目（導入期炉心）

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	3570 MWt
	電気出力	1500 MWe
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	18 ヶ月（548 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	4/4 バッチ
	炉心高さ	80 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	30/40 cm
	炉心等価直径	490 cm
	遮へい体外接円径	約 6.45 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	316 / 278 / 594 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	198 体（2 層）
	制御棒本数（主炉停止系/後備炉停止系）	40 / 15 体
	径方向遮へい体数（SUS 遮へい体） （ZrH 遮へい体）	108 体（1 層） 114 体（1 層）
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX（ペレット型）
	炉心材料（被覆管/ラッパ管）	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	8.8 mm
	被覆管肉厚	0.52 mm
	燃料スミア密度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	82 / 90/ 90 %TD
	ワイヤ径	1.27 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径（P/D）	1.15
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本 （ABLE 型燃料ピン 37 本含む）
	ラッパ管外対面間距離	179.2 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	183.2 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1（内側/外側）	21.5 / 24.1 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	148 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	63 GWd/t
	燃焼反応度	3.2 %Δk/kk
	最大線出力（内側/外側）	420 / 419 W/cm
	炉心平均比出力	59 kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	212 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	2.4×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	4.6×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.16
	ドップラ係数[Tdk/dT]*4（平衡末期）	-4.7×10^{-3}
	ボイド反応度*4（平衡末期）	5.8 $*5

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00341

表 2.1.3.3　主要な燃料仕様（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	燃料形態		$(Pu,U)O_2$（ペレット型）	UO_2（ペレット型）	←
	被覆管材料		ODS 鋼		←
	被覆管外径（mm）		8.8		―
	被覆管内径（mm）		7.76		―
	被覆管肉厚（mm）		0.52		―
	燃料要素全長（mm）		2905		―
	燃料スタック長（mm）		800	300 / 400（上部/下部）	―
	ガスプレナム長さ(上/下)（mm）		285/1020		―
	ボンド材		He		
	燃料スミア密度（%TD）		82	90	90
集合体	集合体全長（mm）		4370		←
	燃料ピン本数（本）（合計） （ABLE 型*2）		271 37		―
	燃料ピン配列ピッチ（mm）		10.12		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.15		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		←
	ラッパ管外対面間距離（mm）		179.2		←
	ラッパ管内対面間距離（mm）		169.2		←
	ラッパ管肉厚（mm）		5.0		←
	ラッパ管間ギャップ（mm）		4.0		←
	集合体配列ピッチ（mm）		183.2		←
	ワイヤ径（mm）		1.27		―
	ワイヤ巻き付けピッチ（mm）		200.0		―
	体積比（%）	燃料（実効）	44.1 (36.2)	38.1 (34.3)	50.0 (45.0)
		構造材	24.2	←	18.0
		冷却材	31.7	←	32.0

*1：実証炉仕様に基づいた体積比を暫定的に設定
*2：溶融燃料排出口として UO_2 ペレットを削除した燃料ピン

表 2.1.3.4　主要な炉心特性（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)
燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	4/4 バッチ
Pu 富化度*1（内側/外側）	21.5 / 24.1 wt%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	148 / 18 / 3 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	63 GWd/t
燃焼反応度	3.2 %Δk/kk
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.16 0.74 / 0.30 / 0.12
炉心平均比出力	59 kW/kg-MOX
最大線出力（内側/外側）	420 / 419 W/cm
炉心平均出力密度	212 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.897 / 0.082 / 0.021
最大高速中性子束*3	2.4×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	4.6×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	47.4 / 40.0 / 37.5 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.7
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	4.4 t/GWe
原子炉倍増時間	35 年
複合システム倍増時間*4	46 年
ボイド反応度*5（平衡末期）	5.8 $*6
ドップラ係数[Tdk/dT]*5（平衡末期）	-4.7×10^{-3}
出力係数	-9.3×10^{-7} Δk/kk/ MW

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00341

表 2.1.3.5(1/2)　物量収支（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

装荷燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	14.6	12.4	27.1	30.0	28.1	58.2	85.2
U236	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
U238	4867.7	4133.3	9001.0	9974.0	9354.3	19328.3	28329.3
U 合計	4882.4	4145.7	9028.1	10004.0	9382.5	19386.5	28414.5
Pu238	15.6	15.4	31.0	0.0	0.0	0.0	31.0
Pu239	766.6	759.0	1525.6	0.0	0.0	0.0	1525.6
Pu240	454.8	450.4	905.2	0.0	0.0	0.0	905.2
Pu241	60.9	60.3	121.3	0.0	0.0	0.0	121.3
Pu242	55.3	54.8	110.1	0.0	0.0	0.0	110.1
Pu 合計	1353.2	1339.9	2693.1	0.0	0.0	0.0	2693.1
Np237	7.1	7.0	14.1	0.0	0.0	0.0	14.1
Np 合計	7.1	7.0	14.1	0.0	0.0	0.0	14.1
Am241	28.3	28.1	56.4	0.0	0.0	0.0	56.4
Am242m	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Am243	14.2	14.0	28.2	0.0	0.0	0.0	28.2
Am 合計	42.5	42.1	84.6	0.0	0.0	0.0	84.6
Cm242	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm243	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm244	14.2	14.0	28.2	0.0	0.0	0.0	28.2
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm 合計	14.2	14.0	28.2	0.0	0.0	0.0	28.2
HM 合計	6299.4	5548.8	11848.1	10004.0	9382.5	19386.5	31234.6
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
随伴 FP	82.8	72.9	155.7	0.0	0.0	0.0	155.7
FP 合計	82.8	72.9	155.7	0.0	0.0	0.0	155.7

取出燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	3.5	5.1	8.6	18.3	23.0	41.2	49.8
U236	2.0	1.4	3.4	2.7	1.3	3.9	7.4
U238	3996.7	3642.9	7639.6	9376.7	9134.3	18511.0	26150.6
U 合計	4002.2	3649.4	7651.6	9397.6	9158.5	18556.2	26207.7
Pu238	17.0	17.6	34.6	0.2	0.0	0.2	34.8
Pu239	592.4	589.0	1181.5	428.3	183.6	612.0	1793.4
Pu240	415.9	419.3	835.2	37.3	7.7	45.0	880.2
Pu241	68.2	62.1	130.3	2.1	0.2	2.4	132.6
Pu242	53.5	52.8	106.3	0.1	0.0	0.1	106.4
Pu 合計	1147.0	1140.9	2287.8	468.1	191.6	659.6	2947.4
Np237	4.0	4.7	8.7	0.8	0.3	1.0	9.7
Np 合計	4.0	4.7	8.7	0.8	0.3	1.0	9.7
Am241	19.8	25.7	45.5	0.2	0.0	0.2	45.7
Am242m	1.5	1.4	2.9	0.0	0.0	0.0	2.9
Am243	14.9	14.5	29.4	0.0	0.0	0.0	29.4
Am 合計	36.2	41.6	77.8	0.2	0.0	0.2	78.0
Cm242	1.4	1.2	2.6	0.0	0.0	0.0	2.6
Cm243	0.2	0.1	0.3	0.0	0.0	0.0	0.3
Cm244	14.7	13.3	28.0	0.0	0.0	0.0	28.0
Cm245	2.8	2.1	4.9	0.0	0.0	0.0	4.9
Cm 合計	19.2	16.7	35.8	0.0	0.0	0.0	35.8
合計	5208.6	4853.1	10061.7	9866.6	9350.4	19217.0	29278.7
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	1090.8	695.6	1786.4	137.4	32.1	169.5	1955.8
随伴 FP	82.8	72.9	155.7	0.0	0.0	0.0	155.7
FP 合計	1173.6	768.5	1942.1	137.4	32.1	169.5	2111.5

表 2.1.3.5(2/2)　物量収支（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

平衡初期 (BOEC) の燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	37.0	36.5	73.5	100.2	104.3	204.5	278.0
U236	4.3	2.7	7.0	4.7	2.0	6.7	13.7
U238	18108.2	15776.1	33884.2	38983.6	37084.0	76067.6	109951.8
U 合計	18149.4	15815.2	33964.7	39088.5	37190.3	76278.8	110243.5
Pu238	65.3	64.8	130.1	0.2	0.0	0.2	130.3
Pu239	2775.3	2748.2	5523.4	732.1	293.8	1025.9	6549.3
Pu240	1770.5	1761.5	3532.0	36.8	7.1	43.9	3575.8
Pu241	263.2	247.2	510.4	1.4	0.2	1.6	512.0
Pu242	218.1	215.9	434.0	0.0	0.0	0.0	434.0
Pu 合計	5092.3	5037.6	10129.9	770.5	301.0	1071.6	11201.4
Np237	22.7	24.0	46.6	1.2	0.4	1.6	48.2
Np 合計	22.7	24.0	46.6	1.2	0.4	1.6	48.2
Am241	96.7	107.8	204.5	0.1	0.0	0.1	204.6
Am242m	3.5	2.9	6.4	0.0	0.0	0.0	6.4
Am243	58.1	56.9	115.0	0.0	0.0	0.0	115.0
Am 合計	158.3	167.5	325.9	0.1	0.0	0.1	325.9
Cm242	4.9	3.6	8.5	0.0	0.0	0.0	8.5
Cm243	0.4	0.2	0.6	0.0	0.0	0.0	0.6
Cm244	57.5	54.8	112.3	0.0	0.0	0.0	112.3
Cm245	5.6	3.9	9.5	0.0	0.0	0.0	9.5
Cm 合計	68.5	62.5	131.0	0.0	0.0	0.0	131.0
合計	23491.2	21106.8	44598.0	39860.3	37491.8	77352.0	121950.0
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	1706.2	1088.3	2794.4	155.6	38.2	193.8	2988.2
随伴 FP	331.3	291.4	622.7	0.0	0.0	0.0	622.7
FP 合計	2037.5	1379.7	3417.2	155.6	38.2	193.8	3611.0

平衡末期 (EOEC) の燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	25.9	29.1	54.9	88.3	99.0	187.3	242.3
U236	6.3	4.1	10.4	7.4	3.3	10.7	21.1
U238	17237.3	15282.1	32519.4	38378.3	36858.8	75237.1	107756.5
U 合計	17269.4	15315.3	32584.8	38474.0	36961.1	75435.1	108019.8
Pu238	66.8	66.9	133.7	0.4	0.1	0.4	134.1
Pu239	2601.3	2577.2	5178.4	1164.9	481.3	1646.1	6824.5
Pu240	1731.6	1730.3	3461.9	74.5	14.9	89.5	3551.4
Pu241	270.4	249.1	519.5	3.6	0.4	4.0	523.5
Pu242	216.2	214.0	430.2	0.1	0.0	0.2	430.3
Pu 合計	4886.3	4837.5	9723.8	1243.4	496.7	1740.1	11463.9
Np237	19.6	21.6	41.2	2.0	0.7	2.7	43.8
Np 合計	19.6	21.6	41.2	2.0	0.7	2.7	43.8
Am241	88.3	105.3	193.6	0.2	0.0	0.2	193.8
Am242m	5.0	4.3	9.3	0.0	0.0	0.0	9.3
Am243	58.8	57.3	116.2	0.0	0.0	0.0	116.2
Am 合計	152.1	167.0	319.0	0.2	0.0	0.2	319.2
Cm242	6.4	4.8	11.2	0.0	0.0	0.0	11.2
Cm243	0.6	0.3	0.9	0.0	0.0	0.0	0.9
Cm244	58.1	54.1	112.2	0.0	0.0	0.0	112.2
Cm245	8.4	6.0	14.4	0.0	0.0	0.0	14.4
Cm 合計	73.5	65.2	138.6	0.0	0.0	0.0	138.6
合計	22400.8	20406.5	42807.3	39719.6	37458.5	77178.1	119985.4
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	2796.5	1788.5	4585.0	296.2	71.5	367.7	4952.7
随伴 FP	331.3	291.4	622.7	0.0	0.0	0.0	622.7
FP 合計	3127.8	2080.0	5207.8	296.2	71.5	367.7	5575.5

表 2.1.3.6　制御反応度収支（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

単位：%Δk/kk

項目	主炉停止系 (ﾜﾝﾛｯﾄﾞｽﾀｯｸ)	後備炉停止系	
		ﾜﾝﾛｯﾄﾞｽﾀｯｸ	全数挿入
Ⅰ．計画余剰反応度	5.0	0.8	1.1
(1) 出力補償	1.1	0.8	1.1
(2) 燃焼補償	3.7*1	—	—
(3) 運転余裕	0.2	—	—
Ⅱ．余剰反応度不確かさ（2σ）	0.5	0.2	0.3
(1) 臨界予測誤差	0.0	—	—
(2) 出力補償予測誤差	—	0.16	0.22
(3) 燃料製作予測誤差	0.39	—	—
(4) 燃料交換余裕	0.2	—	—
Ⅲ．事故時投入反応度	—	0.8	0.8
Ⅳ．必要制御反応度（Ⅰ+Ⅱ+Ⅲ）	5.9*2	1.8	2.2
Ⅴ．制御棒価値	7.0*3	2.1*3	2.5*3
Ⅵ．反応度停止余裕（Ⅴ-Ⅳ）	1.1	0.3	0.3

*1：ノミナル計算値に燃料組成変動分を考慮した値
*2：炉停止余裕 1$（0.4%Δk/kk　）を考慮した値
*3：ノミナル計算値に対し、各種補正（ﾒｯｼｭ効果および縮約効果、ランピング効果、輸送効果等）23.9%、設計予測誤差 9 %を考慮した値

表 2.1.3.7　被覆管最高温度評価用ホットスポットファクタ
（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）

処理方法	項目	ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄﾌｧｸﾀ		
		ΔT_{Na}	ΔT_{Film}	ΔT_{Clad}
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力較正誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02		
	ワイヤコンタクト効果		2.00	
統計項	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.03	1.04	1.05
	ペレット偏心効果		1.16	1.20

表 2.1.3.8　炉心流量配分値および被覆管温度・CDF 値
（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）（導入期炉心）

	流量領域番号	集合体体数	集合体流量 [kg/s]	領域流量 [kg/s]	燃料要素最大出力 [kW]	被覆管最高温度 [℃]	CDF 値 [-]
内側炉心	1	18	32.10	577.8	29.1	678	0.24
	2	262	31.25	8187.5	28.4	678	0.16
	3	36	26.40	950.4	24.8	687	0.25
外側炉心	4	24	30.40	729.6	28.5	687	0.15
	5	108	27.20	2937.6	26.2	695	0.14
	6	92	23.40	2152.8	22.8	697	0.05
	7	54	18.20	982.8	17.8	699	0.02
小計		594	16518.5 (kg/s) (90.8%)				
径ブラ	8	66	8.85	584.1	16.6	698	—
	9	30	5.40	162.0	10.2	699	—
	10	102	2.50	255.0	4.7	698	—
小計		198	1001.1 (kg/s) (5.5%)				
必要流量(合計)		792	17519.6 (kg/s) (96.3%)				
1 次系流量			18200.0 (kg/s)				

表 2.1.3.9　出力履歴（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

（単位：kW）

	流量領域番号	第 1 サイクル		第 2 サイクル		第 3 サイクル		第 4 サイクル	
		BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC
内側炉心	1	29.1	28.7	28.9	28.4	28.5	27.9	28.0	27.4
	2	27.4	28.4	27.2	28.0	26.9	27.6	26.4	27.0
	3	24.4	24.8	24.3	24.5	24.0	24.2	23.7	23.8
外側炉心	4	27.9	28.5	27.0	27.7	26.2	26.9	25.5	26.2
	5	26.1	25.6	25.3	24.8	24.6	24.2	24.0	23.6
	6	22.4	22.4	21.7	21.7	21.1	21.1	20.5	20.6
	7	17.8	17.8	17.3	17.4	16.9	17.0	16.6	16.6

表 2.1.3.10　被覆管温度履歴（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

（単位：℃）

	流量領域番号	第 1 サイクル		第 2 サイクル		第 3 サイクル		第 4 サイクル	
		BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC
内側炉心	1	677.7	674.1	675.5	670.9	672.0	666.8	667.5	662.0
	2	668.8	677.9	667.0	674.7	663.8	670.5	659.5	665.6
	3	682.9	686.9	681.3	684.1	678.6	680.6	675.2	676.4
外側炉心	4	680.3	686.3	672.0	678.6	664.6	671.5	657.8	664.9
	5	693.2	687.2	684.7	679.5	677.3	672.4	670.4	665.8
	6	692.2	691.9	683.3	683.8	675.6	676.6	668.6	670.0
	7	698.2	697.9	690.8	691.2	684.3	685.2	678.4	679.7

表 2.1.3.11　累積高速中性子照射量評価（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（導入期炉心）

	高速中性子束*1 (n/cm²s)	運転期間 (年)	稼働率 (%)	nvt 計算ノミナル値 (n/cm²)	補正*2 係数	nvt 設計値 (n/cm²)	制限値 (n/cm²)
炉心槽	9.4×10^{10}	60	93	1.7×10^{20}	1.7	2.8×10^{20}	2×10^{21}
上部炉心支持板	1.1×10^{12}			1.8×10^{21}	2.2	4.1×10^{21}	5×10^{21}
炉上部機構	2.2×10^{10}			3.8×10^{19}	2.8	1.1×10^{20}	1×10^{21}

*1：E ＞ 0.1 MeV
*2：JASPER 実験解析結果[6]に基づく

表 2.1.3.12　炉心構成および燃料仕様
(大型 MOX 燃料コンパクト型炉心)(平衡期炉心)

	項目	平衡期炉心	(参考) 導入期炉心
炉心構成	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	ABLE 型均質 2 領域炉心
	炉心高さ	80 cm	80 cm
	燃料集合体数 (合計)	594 体	594 体
	(内側/外側)	316/278 体	316/278 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	0 体	198 体 (2 層)
	制御棒本数 (主炉系)	40 体	40 体
	(後備炉系)	15 体	15 体
	径方向遮へい体数 (SUS)	198 体 (2 層)	108 体 (1 層)
	(Zr-H)	222 体 (2 層)	114 体 (1 層)
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚 (上/下)	22/40 cm	30/40 cm
	炉心等価直径	490 cm	490 cm
	遮へい体外接円径	6.45 m	6.45 m
燃料仕様	燃料ピン外径	8.8 mm	8.8 mm
	被覆管肉厚	0.52 mm	0.52 mm
	燃料ピン配列ピッチ	10.12 mm	10.12 mm
	ワイヤ径	1.27 mm	1.27 mm
	ワイヤ巻きピッチ	200.0 mm	200.0 mm
	ピン本数	271 本	271 本
	集合体内対面間距離	169.2 mm	169.2 mm
	ダクト肉厚	5.0 mm	5.0 mm
	集合体間ギャップ	4.0 mm	4.0 mm
	集合体配列ピッチ	183.2 mm	183.2 mm
	スミア密度	82%TD	82%TD
	体積比 燃料	44.1 %	44.1 %
	(実効*)	(36.2 %)	(36.2 %)
	構造材	24.2 %	24.2 %
	冷却材	31.7 %	31.7 %

*：スミア密度考慮

表 2.1.3.13　主要な炉心特性（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）
（平衡期炉心）

項目	平衡期炉心	（参考）導入期炉心
運転サイクル長さ 燃料交換バッチ数（炉心/径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	18 ヶ月（548 日） 4/4 バッチ	18 ヶ月（548 日） 4/4 バッチ
取出平均燃焼度	152 GWd/t	148 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*1	95 GWd/t	63 GWd/t
Pu 富化度*2（内側炉心/外側炉心）	21.5/24.1 wt%	21.5/24.1 wt%
燃焼反応度	3.4 %Δk/k	3.2 %Δk/k
増殖比（全体）	1.04	1.16
（炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.75/0.29/－	0.74/0.30/0.12
炉心平均比出力	60 kW/kg-MOX	59 kW/kg-MOX
最大線出力（内側炉心/外側炉心）	430/429 W/cm	420/419 W/cm
最大高速中性子束*3	2.5×10^{15} n/cm^2 s	2.4×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス*3	4.7×10^{23} n/cm^2	4.6×10^{23} n/cm^2
初装荷核分裂性 Pu 重量	6.59 t	6.59 t
ブランケット/炉心 重金属重量比	約 0.75	約 1.7
ナトリウムボイド反応度*4	5.9 $*5	5.8 $*6
ドップラ係数[Tdk/dT]*4	-4.6×10^{-3}	-4.7×10^{-3}
複合システム倍増時間*7	－	46 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*2：Pu/HM
*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：集合体内非均質効果考慮
*5：実効遅発中性子割合 0.00340
*6：実効遅発中性子割合 0.00341
*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.3.14　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較（大型 MOX 燃料コンパクト型炉心）(導入期炉心)

項目	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ 組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(4549GWd/t)から　4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(4549GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/ ^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/ 2.0/0.0/0.0/1.0/ 0.0/0.0/1.0/0.0	2.2/47.0/23.2/10.7/6.5/5.6/ 3.1/0.0/0.0/1.3/ 0.0/0.0/0.4/0.0	2.1/46.8/23.3/6.1/6.7/6.4/ 6.8/0.0/0.0/1.4/ 0.0/0.0/0.3/0.0
取出平均燃焼度	148 GWd/t	148 GWd/t	148 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*1	63 GWd/t	63 GWd/t	63 GWd/t
Pu 富化度*2（内側炉心 / 外側炉心）	21.5 / 24.1 wt%	20.7 / 23.2 wt%	20.8 / 23.5 wt%
MA 混入率*2（平均）	1.1 wt%	2.5 wt%	3.9 wt%
Fertile 含有率*2（平均）	85.9 wt%	85.7 wt%	86.1 wt%
燃焼反応度	3.2 %Δk/k	3.9 %Δk/k	2.9 %Δk/k
増殖比（全体）	1.16	1.13	1.15
（炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ / 径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.74 / 0.30 / 0.12	0.71 / 0.30 / 0.12	0.72 / 0.31 / 0.12
最大線出力（内側炉心 / 外側炉心）	420 / 419 W/cm	430 / 430 W/cm	421 / 420 W/cm
最大高速中性子束*3	2.4×10^{15} n/cm^2 s	2.4×10^{15} n/cm^2 s	2.4×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス*3	4.6×10^{23} n/cm^2	4.6×10^{23} n/cm^2	4.6×10^{23} n/cm^2
初装荷 Pu-f ｲﾝﾍﾞﾝﾄﾘ	4.4 t/GWe	4.5 t/GWe	4.3 t/GWe
ボイド反応度*4	5.8 $*5	5.7 $*5	6.2 $*5
ドップラ係数[Tdk/dT]*4	-4.7×10^{-3}	-4.4×10^{-3}	-3.9×10^{-3}
複合システム倍増時間*6	46 年	62 年	50 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM、MA/HM、Fertile/HM、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00341、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.3.15　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		CuI 集合体	
充填材	材料		Tc	Zr-H	CuI	Zr-H
	形態		ペレット		ペレット	
	内径	[mm]	0.0			
	外径	[mm]	6.98	7.36	4.52	4.6
	理論密度比	[-]	1.0		0.8	1.0
	充填材スミア密度	[%]	80	90	70	90
被覆管	材料		ODS 鋼			
	外径	[mm]	8.42		5.5	
	内径	[mm]	7.76		4.84	
	肉厚	[mm]	0.33			
要素	全長	[mm]	2905			
	直径ギャップ	[mm]	0.078	0.40	0.32	0.24
	ボンド材		He	Na	He	Na
	充填材スタック高さ	[mm]	1500		1100	
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	1020 / 285		1420 / 285	
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		ワイヤ型			
	材料		PNC-FMS			
	ワイヤ直径	[mm]	0.7		1.06	
ラッパ管	材料		PNC-FMS			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	179.2			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	169.2			
	ラッパ管肉厚	[mm]	5.0			
集合体	バンドル規模	[本]	331		631	
	要素配列ピッチ	[mm]	9.2		6.6	
	P/D		1.09		1.20	
	集合体配列ピッチ	[mm]	183.2			

表 2.1.3.16　LLFP 集合体を装荷した大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	3570	3570
運転サイクル長さ	EFPM	18	18
燃料交換バッチ数	-	4	4
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	316/278	316/278
径方向ブランケット体数	-	198	0
制御棒本数（主/後備）	-	40/15	40/15
径方向遮へい体数（SUS/Zr-H）	-	108/114	167/114
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	53
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	86
炉心高さ	cm	80	80
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	30/40	30/40
Pu 富化度*(内側／外側炉心)	w/o	21.5/24.1	21.8/25.4
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	14.8	15.1
増殖比	-	1.16	1.03
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	3.2	3.6
ﾋﾟｰｸ高速中性子束	10^{15}n/cm^2・s	2.4	2.6
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量	10^{23}n/cm^2	4.6	4.9
ナトリウムボイド反応度	$	5.8	5.7
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-4.7	-4.7

＊ Pu 富化度＝Pu/HM [w/o]

表 2.1.3.17　大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の LLFP 核変換特性

		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc
ｽﾐｱ密度		55%	80%
減速材比		20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)（下部/上部）		142/28.5	-
LLFP集合体数		86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	15.6	112.9
	全体	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	1.68%	0.76%
	第2層	0.59%	-
	平均	1.10%	0.76%
取出変換率		13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	13.0	7.0
	year	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	14.3	44.5
	生成量	14.3	44.7
サポートファクタ		1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合		2.5	4.2
炉心流量比率(%)		1.1	1.3

表 2.1.3.18　大型炉導入期炉心概念候補間の利害得失の比較（開発目標に関する指標の比較）

開発目標	項目	コンパクト型	高出口温度型	制限
安全性	ナトリウムボイド反応度（CDA 時の即発臨界回避）	○ (7.6$)	○ (7.9$)	8$以下
経済性	遮蔽体外接円径制限満足（プラント取合条件）	○ (6.34m)	△ (6.73m)	6.6m 以下
〃	全炉心取出平均燃焼度	○ (59GWd/t)	○ (85GWd/t)	60GWd/t 以上
〃	原子炉出口温度	○ (505℃)	◎ (550℃)	－
資源有効利用	初装荷 Pu-f インベントリ（早期導入性）	○ (3.8t/GWe)	△ (4.6t/GWe)	－
〃	ナトリウムボイド反応度（TRU 組成受け入れ対応性）	△ (7.6$)	△ (7.9$)	7.4$以下

表 2.1.3.19　大型炉炉心概念候補間の利害得失の比較（課題に関する比較）

課題種類	項目	コンパクト型	高出口温度型	制限、現状
検討課題	燃料製造設備設計対応	○ （検討済）	△ （未検討）	－
開発課題	被覆管内面温度（液相形成開始温度の合理化）	○ (650℃)	△ (653℃)	650℃以下
〃	燃料照射実績（Zr 含有率）	○ (10wt%)	△ (10～16wt%)	高 Zr 含有率燃料の照射実績ほとんどなし
〃	燃料製造性（Zr 含有率）	○ (10wt%)	△ (10～16wt%)	Zr 含有率増加による融点上昇に伴う設備対応

※　◎：優秀　○：問題なし　△：劣っている、または、追加検討・開発必要

表 2.1.3.20　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要な設計条件

項　　目				条件・目標
プラント仕様		原子炉電気出力		1,500MWe
		原子炉熱出力		3,750MWt
		冷却材出口/入口温度		505 / 350℃
		1 次系流量		18,983kg/s
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		U-Pu-Zr 三元合金金属燃料
		炉心型式		均質 Pu 富化度 2 領域
		再臨界回避方策		MABLE 型燃料集合体
		燃料組成	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1
			FP 混入率	0.6vol%
		炉心材料	被覆管	ODS 鋼*2
			ラッパ管	PNC-FMS 鋼*2
制限条件	安全設計要求	ボイド反応度		8＄程度以下
	燃料健全性	最大線出力		500W/cm 程度以下
		高速中性子照射量*3		5×10^{23} n/cm^2 程度以下
		被覆管最高温度 *4		650℃ 以下
		CDF（通常運転時）		0.5 以下
取合条件		炉心燃料スミア密度		75%TD
		遮蔽体外接円径		6.6m 以下
		制御棒、SASS 配置		切込み付き UIS 対応配置
		燃料バンドル部圧損		0.2MPa 以下
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1～1.2 程度
			平衡期炉心	1.04 程度
		複合システム倍増時間（導入期炉心）		50 年程度以下
		取出平均燃焼度	炉心部*5	150GWd/t 程度
			全炉心*5	60GWd/t 程度以上
		運転サイクル長さ		18 ヶ月 以上

*1 金属燃料 FBR 多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)
Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245
= 1.1/ 66.0/ 25.2/ 2.4/ 2.4/ 0.4/ 1.6/ 0.5/ 0.4/ 0.1

*2 炉心材料組成［炉心・燃料設計用］ (wt%)
Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/ 11.0/ 0.4/ 0.5/ 0.6/ 2.0

*3 高速中性子照射量（E>0.1MeV）制限満足炉心（高燃焼度化炉心でない炉心）のみ

*4 内面

*5 高燃焼度化炉心のみ

*6 ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 2.1.3.21　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高燃焼度化導入期炉心）

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	3,750 MWt
	電気出力	1,500 MWe
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20 ヶ月 (608 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/4 バッチ
	炉心高さ	80 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	40/5 cm
	炉心等価直径	472 cm
	遮へい体外接円径	6.34 m
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	336 / 198 / 534 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	90 体 (1 層)
	制御棒本数 (主系/後備炉停止系)	34 / 15 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体) (ZrH 遮へい体)	102 体 (1 層) 108 体 (1 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	8.5 mm
	被覆管肉厚	0.50 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75/ 85 %TD
	ワイヤ径	1.60 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.19
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本
	ラッパ管外対面間距離	180.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	186.0 mm
炉心主要特性	Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.3 / 18.5 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	152.5 GWd/t
	全炉心平均燃焼度[*2]	71.9 GWd/t
	燃焼反応度	2.2 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	461 / 496 W/cm
	炉心平均出力密度	268 W/cm^3
	最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
	最大高速中性子照射量[*3]	7.3×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.164
	ドップラー係数[Tdk/dT][*4] (平衡末期)	-3.5×10^{-3}
	ボイド反応度[*4] (平衡末期)	8.0 $[*5]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：非均質補正考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.3.22　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要燃料仕様（高燃焼度化導入期炉心）

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	燃料形態		U-Pu-Zr	U-Zr	←
	被覆管材料		ODS 鋼		←
	被覆管外径 (mm)		8.5		―
	被覆管内径 (mm)		7.50		―
	被覆管肉厚 (mm)		0.50		―
	燃料要素全長 (mm)		2,980		―
	燃料スタック長 (mm)		800	400 / 50 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上) (mm)		1,660		―
	ボンド材		ナトリウム		←
	燃料スミア密度 (%TD)		75	←	85
	Zr 含有率 (wt%)		10	←	←
集合体	集合体全長 (mm)		4,445		←
	燃料ピン本数 (本)		271		―
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		10.15		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.19		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		←
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		180.0		←
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		170.0		←
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0		←
	ラッパ管間ギャップ (mm)		6.0		←
	集合体配列ピッチ (mm)		186.0		←
	ワイヤ径 (mm)		1.60		―
	ワイヤ巻き付けピッチ (mm)		200.0		―
	体積比 (%)	燃料 (実効)	40.0 (30.0)	←	50.0 (45.0)
		構造材	23.3	←	18.0
		冷却材	36.7	←	32.0

*1：実証炉仕様に基づいた体積比を暫定的に設定

表 2.1.3.23　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化導入期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	20 ヶ月 (608 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/4 バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.3 / 18.5 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	152.5 / 19.0 / 6.8 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	71.9 GWd/t
燃焼反応度	2.2 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.164 0.815 / 0.207 / 0.142
最大線出力 (内側/外側)	461 / 496 W/cm
炉心平均出力密度	268 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.904 / 0.064 / 0.032
最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量[*3]	7.3×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	13.5 / 7.7 / 10.5 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.3
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	4.0 t/GWe
原子炉倍増時間	30 年
複合システム倍増時間[*4]	39 年
ボイド反応度[*5] (平衡末期)	8.0 $[*6]
ドップラー係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.5×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日
*5：非均質補正考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.3.24　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－1 バッチ当たり平衡装荷燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	21.8	12.2	34.0	23.0	31.6	54.6	88.6
U-236	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
U-238	7,249.0	4,055.3	11,304.3	7,647.6	10,493.0	18,140.6	29,444.9
U合計	7,270.8	4,067.5	11,338.3	7,670.6	10,524.6	18,195.2	29,533.5
Np-237	5.0	3.8	8.8	0.0	0.0	0.0	8.8
Np-239	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Np合計	5.0	3.8	8.8	0.0	0.0	0.0	8.8
Pu-238	12.5	9.6	22.1	0.0	0.0	0.0	22.1
Pu-239	827.0	630.6	1,457.6	0.0	0.0	0.0	1,457.6
Pu-240	315.8	240.8	556.6	0.0	0.0	0.0	556.6
Pu-241	30.1	22.9	53.0	0.0	0.0	0.0	53.0
Pu-242	30.1	23.0	53.1	0.0	0.0	0.0	53.1
Pu合計	1,215.5	926.9	2,142.4	0.0	0.0	0.0	2,142.4
Am-241	20.0	15.3	35.3	0.0	0.0	0.0	35.3
Am-242m	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Am-243	6.3	4.8	11.1	0.0	0.0	0.0	11.1
Am合計	26.3	20.1	46.4	0.0	0.0	0.0	46.4
Cm-242	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm-243	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm-244	5.0	3.8	8.8	0.0	0.0	0.0	8.8
Cm-245	1.3	1.0	2.3	0.0	0.0	0.0	2.3
Cm合計	6.3	4.8	11.1	0.0	0.0	0.0	11.1
合計	8,523.9	5,023.1	13,547.0	7,670.6	10,524.6	18,195.2	31,742.2
FP*1	28.6	16.9	45.5	0.0	0.0	0.0	45.5
FP*2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
FP合計	28.6	16.9	45.5	0.0	0.0	0.0	45.5

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.3.25　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－1 バッチ当たり平衡取出燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	4.4	4.2	8.6	14.1	24.3	38.4	47.0
U-236	3.0	1.4	4.4	1.9	1.6	3.5	7.9
U-238	5,910.1	3,530.3	9,440.4	7,185.9	10,174.6	17,360.5	26,800.9
U合計	5,917.5	3,535.9	9,453.4	7,201.9	10,200.5	17,402.4	26,855.8
Np-237	4.5	3.2	7.7	0.7	0.5	1.2	8.9
Np-239	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Np合計	4.5	3.2	7.7	0.7	0.5	1.2	8.9
Pu-238	12.0	9.4	21.4	0.2	0.1	0.3	21.7
Pu-239	726.3	478.2	1,204.5	311.0	253.5	564.5	1,769.0
Pu-240	335.1	236.8	571.9	25.0	9.2	34.2	606.1
Pu-241	46.1	29.5	75.6	1.9	0.3	2.2	77.8
Pu-242	30.2	22.2	52.4	0.2	0.0	0.2	52.6
Pu合計	1,149.7	776.1	1,925.8	338.3	263.1	601.4	2,527.2
Am-241	13.4	12.6	26.0	0.1	0.0	0.1	26.1
Am-242m	0.9	0.7	1.6	0.0	0.0	0.0	1.6
Am-243	7.5	5.4	12.9	0.0	0.0	0.0	12.9
Am合計	21.8	18.7	40.5	0.1	0.0	0.1	40.6
Cm-242	0.9	0.6	1.5	0.0	0.0	0.0	1.5
Cm-243	0.1	0.1	0.2	0.0	0.0	0.0	0.2
Cm-244	6.2	4.0	10.2	0.0	0.0	0.0	10.2
Cm-245	1.2	0.8	2.0	0.0	0.0	0.0	2.0
Cm合計	8.4	5.5	13.9	0.0	0.0	0.0	13.9
合計	7,101.9	4,339.4	11,441.3	7,541.0	10,464.1	18,005.1	29,446.4
FP*1	28.6	16.9	45.5	0.0	0.0	0.0	45.5
FP*2	1,422.0	683.6	2,105.6	129.7	60.4	190.1	2,295.7
FP合計	1,450.6	700.5	2,151.1	129.7	60.4	190.1	2,341.2

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.3.26　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－平衡初期燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	52.5	34.1	86.6	76.7	114.7	191.4	278.0
U-236	6.5	2.8	9.3	3.4	2.6	6.0	15.3
U-238	26,892.9	15,414.5	42,307.4	29,883.5	41,492.4	71,375.9	113,683.3
U合計	26,951.9	15,451.4	42,403.3	29,963.6	41,609.7	71,573.3	113,976.6
Np-237	19.1	14.3	33.4	1.1	0.8	1.9	35.3
Np-239	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Np合計	19.1	14.3	33.4	1.1	0.8	1.9	35.3
Pu-238	49.1	37.7	86.8	0.2	0.1	0.3	87.1
Pu-239	3,177.3	2,261.6	5,438.9	541.7	408.7	950.4	6,389.3
Pu-240	1,305.2	965.4	2,270.6	26.0	8.5	34.5	2,305.1
Pu-241	153.7	105.4	259.1	1.4	0.2	1.6	260.7
Pu-242	119.5	90.3	209.8	0.1	0.0	0.1	209.9
Pu合計	4,804.8	3,460.4	8,265.2	569.4	417.5	986.9	9,252.1
Am-241	66.0	55.8	121.8	0.1	0.0	0.1	121.9
Am-242m	2.3	1.5	3.8	0.0	0.0	0.0	3.8
Am-243	27.2	20.1	47.3	0.0	0.0	0.0	47.3
Am合計	95.5	77.4	172.9	0.1	0.0	0.1	173.0
Cm-242	3.1	1.8	4.9	0.0	0.0	0.0	4.9
Cm-243	0.2	0.1	0.3	0.0	0.0	0.0	0.3
Cm-244	21.8	15.5	37.3	0.0	0.0	0.0	37.3
Cm-245	4.8	3.6	8.4	0.0	0.0	0.0	8.4
Cm合計	29.9	21.0	50.9	0.0	0.0	0.0	50.9
合計	31,901.2	19,024.5	50,925.7	30,534.2	42,028.0	72,562.2	123,487.9
FP*1	114.4	67.4	181.8	0.0	0.0	0.0	181.8
FP*2	2,193.9	1,067.4	3,261.3	148.3	70.2	218.5	3,479.8
FP合計	2,308.3	1,134.8	3,443.1	148.3	70.2	218.5	3,661.6

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.3.27　大型金属燃料コンパクト型炉心の物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－平衡末期燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	35.2	26.0	61.2	67.8	107.2	175.0	236.2
U-236	9.5	4.2	13.7	5.3	4.2	9.5	23.2
U-238	25,560.6	14,883.8	40,444.4	29,416.5	41,165.8	70,582.3	111,026.7
U合計	25,605.3	14,914.0	40,519.3	29,489.6	41,277.2	70,766.8	111,286.1
Np-237	18.6	13.7	32.3	1.8	1.3	3.1	35.4
Np-239	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Np合計	18.6	13.7	32.3	1.8	1.3	3.1	35.4
Pu-238	48.6	37.5	86.1	0.4	0.1	0.5	86.6
Pu-239	3,076.9	2,107.4	5,184.3	855.5	668.2	1,523.7	6,708.0
Pu-240	1,324.3	961.4	2,285.7	51.1	17.9	69.0	2,354.7
Pu-241	169.6	112.1	281.7	3.3	0.5	3.8	285.5
Pu-242	119.6	89.5	209.1	0.2	0.0	0.2	209.3
Pu合計	4,739.0	3,307.9	8,046.9	910.5	686.7	1,597.2	9,644.1
Am-241	59.4	53.0	112.4	0.2	0.0	0.2	112.6
Am-242m	3.2	2.2	5.4	0.0	0.0	0.0	5.4
Am-243	28.4	20.7	49.1	0.0	0.0	0.0	49.1
Am合計	91.0	75.9	166.9	0.2	0.0	0.2	167.1
Cm-242	4.0	2.3	6.3	0.0	0.0	0.0	6.3
Cm-243	0.4	0.2	0.6	0.0	0.0	0.0	0.6
Cm-244	22.9	15.7	38.6	0.0	0.0	0.0	38.6
Cm-245	4.7	3.4	8.1	0.0	0.0	0.0	8.1
Cm合計	32.0	21.6	53.6	0.0	0.0	0.0	53.6
合計	30,485.9	18,333.1	48,819.0	30,402.1	41,965.2	72,367.3	121,186.3
FP*1	114.4	67.4	181.8	0.0	0.0	0.0	181.8
FP*2	3,609.4	1,758.5	5,367.9	280.4	132.8	413.2	5,781.1
FP合計	3,723.8	1,825.9	5,549.7	280.4	132.8	413.2	5,962.9

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.3.28　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御反応度収支（高燃焼度化導入期炉心）

項目	主系	後備炉停止系	
	1ロッドスタック	1ロッドスタック	全数挿入
1.計画余剰反応度	3.6	0.1	0.2
a)出力補償	0.2	0.1	0.2
b)燃焼補償	2.9		
c)運転余裕	0.2		
d)燃料スエリング補償	0.3		
2.余剰反応度の不確かさ(2σ)	0.5	0.1	0.2
a)臨界性予測誤差	0.0		
b)出力補償予測誤差		0.1	0.2
c)燃料製作公差	0.4		
d)燃料交換余裕	0.2		
3.事故時投入反応度		0.2	0.2
4.最小反応度停止余裕	0.4		
必要制御反応度	4.5	0.4	0.6
補正後制御棒価値	6.0	2.1	2.5
反応度停止余裕	1.5	1.7	1.9

単位:%Δk/kk'

表 2.1.3.29　金属燃料の熱特性解析で用いる工学的安全係数（ワイヤ型スペーサ）

処理方法	工学的安全因子	ΔT_{Na}	ΔT_{film}	ΔT_{clad}
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力校正誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02		
	ワイヤコンタクト効果		2.00	
統計項 (3σ)	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.04	1.07	1.08
	スラグ偏心効果		1.04	1.08

※下線部は金属燃料炉心用に新たに設定した因子を表す。
　空白は 1.00 であることを表す。

表 2.1.3.30　大型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分結果（高燃焼度化導入期炉心）

炉心領域	領域番号	集合体数	燃料要素 最大出力	集合体流量	必要 領域流量	被覆管 最高温度	バンドル部 圧力損失
			[kW]	[kg/s]	[kg/s]	[℃]	[MPa]
内側炉心	1	60	34.2	36.90	2214.0	648	0.18
	2	162	31.9	34.10	5524.2	648	-
	3	82	28.6	30.25	2480.5	648	-
	4	32	25.5	26.75	856.0	648	-
外側炉心	5	44	34.0	36.55	1608.2	648	-
	6	38	30.1	31.90	1212.2	649	-
	7	76	27.7	29.15	2215.4	649	-
	8	40	23.1	24.00	960.0	649	-
合計(最大値)	ー	534	(34.2)	ー	17070.5	(649)	(0.18)

炉心流量*1 [kg/s]	17084.7
余剰流量 [kg/s]	+14.2 (+0.1%)

*1: 1次系流量の内、90%を燃料集合体冷却用に配分

表 2.1.3.31　大型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の出力履歴（高燃焼度化導入期炉心）

炉心	流量領域	第1サイクル		第2サイクル		第3サイクル		第4サイクル	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
内側炉心	1	29.8	34.2	30.2	34.1	30.0	33.6	29.6	32.9
	2	29.8	31.7	30.1	31.5	30.0	31.1	29.5	30.4
	3	28.0	28.5	28.4	28.4	28.2	28.0	27.8	27.4
	4	25.3	25.3	25.4	25.2	25.3	24.8	24.9	24.3
外側炉心	5	34.0	26.9	32.2	25.7	30.7	24.6	29.3	23.6
	6	29.9	30.1	28.3	28.7	27.0	27.5	25.8	26.4
	7	26.8	27.4	25.4	26.1	24.2	25.0	23.1	24.0
	8	23.0	21.7	22.2	21.1	21.5	20.5	20.9	20.0

※単位:kW

表 2.1.3.32　大型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の被覆管肉厚中心温度履歴（高燃焼度化導入期炉心）

炉心	流量領域	第1サイクル		第2サイクル		第3サイクル		第4サイクル	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
内側炉心	1	600.6	637.7	603.8	636.9	602.5	632.8	598.5	626.9
	2	619.5	636.6	622.8	635.6	621.3	631.4	617.1	625.5
	3	634.1	638.6	637.6	637.7	636.4	633.8	632.3	628.2
	4	637.9	638.6	639.9	636.8	638.2	632.6	634.0	626.8
外側炉心	5	637.9	578.2	622.8	567.7	610.1	558.6	598.6	550.3
	6	638.2	639.8	623.1	626.5	610.3	615.1	598.8	604.6
	7	631.1	637.9	616.2	624.3	603.7	612.6	592.4	601.9
	8	640.4	624.9	630.8	616.7	622.4	609.5	614.6	602.7

※単位:℃

表 2.1.3.33　大型金属燃料コンパクト型炉心における寿命末期 CDF 値および被覆管周方向応力（高燃焼度化導入期炉心）

炉心	流量領域	最高被覆管温度 *1[℃]	平均被覆管温度 *1[℃]	寿命末期被覆管温度*1[℃]	被覆管周方向応力*2 [MPa]	CDF*2 [-]
内側炉心	1	638	617	627	150	0.08
	2	637	626	626	150	0.10
	3	639	635	628	140	0.10
	4	640	636	627	121	0.02
外側炉心	5	638	591	550	106	1.8E-05
	6	640	620	605	125	2.1E-03
	7	638	615	602	108	3.0E-04
	8	640	620	603	89	9.3E-05

*1: 肉厚中心　　*2: 寿命末期

表 2.1.3.34　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化平衡期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	19 ヶ月 (578 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/ー バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.6 / 18.3 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	150.6 / 13.4 / ー GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	94.5 GWd/t
燃焼反応度	2.7 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.043 0.830 / 0.212 / ー
最大線出力 (内側/外側)	482 / 488 W/cm
炉心平均出力密度	268 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.942 / 0.058 / ー
最大高速中性子束[*3]	3.7×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量[*3]	7.4×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	13.5 / 9.4 / ー t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.7
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	4.1 t/GWe
ボイド反応度[*4] (平衡末期)	7.9 $[*5]
ドップラー係数[Tdk/dT][*4] (平衡末期)	-3.5×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：非均質補正考慮
*5：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.3.35　大型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性
（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/3 バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	13.3 / 18.1 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	104.8 / 10.6 / 8.0 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	58.6 GWd/t
燃焼反応度	1.24 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.187 0.864 / 0.211 / 0.112
最大線出力 (内側/外側)	462 / 498 W/cm
炉心平均出力密度	268 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.922 / 0.053 / 0.025
最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量[*3]	4.9×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	18.1 / 10.2 / 6.8 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.9
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	3.8 t/GWe
原子炉倍増時間	24 年
複合システム倍増時間[*4]	37 年
ボイド反応度[*5] (平衡末期)	7.6 $[*6]
ドップラー係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.8×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日
*5：非均質補正考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00361

表 2.1.3.36　大型金属燃料コンパクト型炉心の TRU 組成変動による炉心特性の比較（高燃焼度化導入期炉心）

項目	金属燃料高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(45~49GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(45~49GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/ ^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	1.1 / 66.0 / 25.2 / 2.4 / 2.4 / 0.4 /1.6 / 0.0 / 0.0 / 0.5 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.1	2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 /3.1 / 0.0 / 0.0 / 1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0	2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 /6.8 / 0.0 / 0.0 / 1.4/ 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0
炉心部取出平均燃焼度	153 GWd/t	156 GWd/t	156 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度[*1]	72 GWd/t	72 GWd/t	72 GWd/t
Pu 富化度[*2] (内側炉心 / 外側炉心)	14.3 / 18.5 wt%	15.7 / 19.8 wt%	15.4 / 20.0 wt%
MA 混入率[*2] (平均)	0.5 wt%	2.0 wt%	3.0 wt%
Fertile 含有率[*2] (平均)	88.6 wt%	88.7 wt%	89.1 wt%
燃焼反応度	2.2 %Δk/kk'	3.1 %Δk/kk'	2.0 %Δk/kk'
増殖比 (全体)	1.164	1.144	1.179
(炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ / 径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.815 / 0.207 / 0.142	0.794 / 0.200 / 0.150	0.815 / 0.205 / 0.158
最大線出力 (内側炉心 / 外側炉心)	461 / 496 W/cm	460 / 499 W/cm	450 / 500 W/cm
最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} n/cm^2 s	3.5×10^{15} n/cm^2 s	3.5×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量[*3]	7.3×10^{23} n/cm^2	7.3×10^{23} n/cm^2	7.3×10^{23} n/cm^2
初装荷 Pu-f インベントリ	4.0 t/GWe	4.0 t/GWe	3.8 t/GWe
炉心部ボイド反応度[*4]	8.0 $[*5]	8.2 $[*5]	8.6 $[*5]
ドップラ係数[Tdk/dT][*4]	-3.5×10^{-3}	-3.0×10^{-3}	-2.8×10^{-3}
複合システム倍増時間[*6]	39 年	43 年	34 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM, MA/HM, Fertile/HM、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00356、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.3.37　大型金属燃料ナトリウム冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		CuI 集合体	
充填材	材料		Tc	Zr-H	CuI	Zr-H
	形態		ペレット		ペレット	
	外径	[mm]	6.72	7.12	4.10	4.60
	充填材スミア密度	[%]	80	90	50	90
被覆管	材料		ODS 鋼			
	外径	[mm]	8.50		5.50	
	内径	[mm]	7.5		4.84	
	肉厚	[mm]	0.05		0.33	
要素	全長	[mm]	3170			
	直径ギャップ	[mm]	0.78	0.46	―	0.24
	ボンド材		He	Na	He	Na
	充填材スタック高さ	[mm]	900			
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	0/2150			
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		ワイヤ型			
	材料		PNC-FMS			
	ワイヤ直径	[mm]	1.67		1.20	
ラッパ管	材料		PNC-FMS			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	171.2			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	181.2			
	ラッパ管肉厚	[mm]	5.0			
集合体	バンドル規模	[本]	271		631	
	要素配列ピッチ	[mm]	10.22		6.73	
	P/D		1.20		1.22	
	集合体配列ピッチ	[mm]	187.2			

表 2.1.3.38　LLFP 集合体を装荷した大型金属燃料コンパクト型炉心の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	3900	3900
運転サイクル長さ	EFPM	18	18
燃料交換バッチ数	-	3	3
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	336/198	336/198
径方向ブランケット体数	-	186	0
制御棒本数（主/後備）	-	34/15	34/15
径方向遮へい体数（SUS/Zr-H）	-	102/108	153/108
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	45
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	90
炉心高さ	cm	90	90
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	40/5	40/5
Pu 富化度*1(内側／外側炉心)	w/o	12.8/17.6	13.0/19.7
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	9.8	10.1
増殖比	-	1.23	1.05
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	0.98	1.6
ﾋﾟｰｸ高速中性子束*2	10^{15}n/cm^2･s	3.4	3.7
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量*2	10^{23}n/cm^2	4.8	5.2
ナトリウムボイド反応度	$	7.5	7.2
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-4.1	-4.1

*1 Pu 富化度＝Pu/HM　[w/o]

*2 3 次元解析値（LLFP 核変換炉心の値は基準炉心での値を基に外挿）

表 2.1.3.39　大型金属燃料コンパクト型炉心の LLFP 核変換特性

		大型金属燃料Na炉		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		40%	80%	55%	80%
減速材比		45%	50%	20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		90	90	110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)(下部/上部)		5/215	−	142/28.5	−
LLFP集合体数		90	45	86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	6.3	50.0	15.6	112.9
	全体	569	2251	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	146	577	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	5.56%	2.55%	1.68%	0.76%
	第2層	2.34%	−	0.59%	−
	平均	3.73%	2.55%	1.10%	0.76%
取出変換率		27.7%	28.6%	13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	8.0	13.0	13.0	7.0
	year	12.0	19.5	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		412	1608	1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	19.7	49.5	14.3	44.5
	生成量	15.9	49.4	14.3	44.7
サポートファクタ		1.24	1.00	1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合		2.0	2.9	2.5	4.2
炉心流量比率(%)		0.7	0.6	1.1	1.3

表 2.1.3.40　2 ループと 4 ループの建設コスト比較

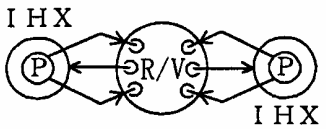
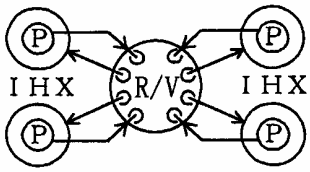
ループ数	2 ループ	4 ループ	備考
システム構想図			IHX/ﾎﾟﾝﾌﾟ合体、T/E 配管方式で比較する。
システム構想 （合理化の方策）	・ループ数の削減により、冷却系設備及び電気計測等の BOP 設備の物量を 10%以上削減し、ｺｽﾄ低減を狙う。 ・建屋体積の削減、運転の簡素化・保修時間の短縮も図る。	・APWR の 4 ﾙｰﾌﾟ構成と同様なシステム構想とする。 ・機器の大型化は，十分に製作性が見通せる範囲とする。 （実証炉からの習熟性を重視）	
システム概念 1・2 次系 DHRS 水・蒸気系	 2 ループ IRACS×２＋DRACS×１ １ループ	 4 ループ IRACS×４(*) １ループ	(*)ｻｲﾌｫﾝﾌﾞﾚｰｸ対策用に小型 DRACS (常用系)が必要
機器寸法 原子炉容器 IHX ﾎﾟﾝﾌﾟ合体 ＳＧ 配管（HL/CL）	(m) φ9.6×H17.0 φ5.0×H15.5 φ4.5×H20.0 50B／34B ２本	(m) φ9.6×H17.0 φ3.9×H13.0 φ3.6×H18.0 36B／34B	
冷却系物量 原子炉構造 IHX＋ﾎﾟﾝﾌﾟ ＳＧ＋ﾎﾟﾝﾌﾟ 配管(1+2 次系) 合計	(ton) 855 253+74　×2 基 405+70　×2 基 100+70 2630 (1.0)	(ton) 855 170+42　×4 基 227+48　×4 基 60+200 3063 (1.16)	1・2 次系物量 IHX/ﾎﾟﾝﾌﾟ合体 SG/ﾎﾟﾝﾌﾟ分離 外管も含む
経済性 NSSS ｺｽﾄ比率 原子炉建屋体積	 1.0 約 12.0 万 m^3(1.0)	 1.1 約 13.3 万 m^3(1.1)	 図 4.1.2.3-1 参照

表 2.1.3.41　ポンプ組込型 IHX と分離型の保守・補修性比較

項目	ポンプ組込型 IHX	IHX,ポンプ分離型
IHX 伝熱管へのアクセス性	・ ポンプを引き抜くことにより下部管板にアクセス可能	・ 下部管板にはアクセス不可能 ・ 上部管板にはハッチを介してアクセス可能
配管のメンテナンス	・ ホットレグ、コールドレグともに高所引き回しのためナトリウムドレン無しに補修・交換可能 ・ ミドルレグ配管は無い	・ ミドルレグ配管は低所引き回しのため、補修時にはナトリウムドレンが必要 ・ 交換は配置上難しい

表 2.1.3.42　各種 1 次系配管引き回し方式の比較

		A トップエントリ(L 字管)型	B トップエントリ(逆 U 字管)型	C サイドエントリ型
経済性	1 次系スペース（RV～IHX 中心間距離）	12m	12.9m	15．1m
	1 次系鋼材物量	原子炉構造：　930t 1 次冷却系：　500t 合計：1430t	原子炉構造：　930t 1 次冷却系：　620t 合計：1550t	原子炉構造：　800t 1 次冷却系：　520t 合計：1320t
技術的課題		・特に大きな課題は無い	・ 炉心と IHX の伝熱中心差を大きくできない。	・ 原子炉容器と配管の間の異材継手が高温部に位置する。 ・ 原子炉容器室内では保守・補修が困難 ・ 補修の際は Na ドレンが必要

表 2.1.3.43　ヘリカルコイル型 SG の主要目表

SG 型式　縦置有液面ヘリカルコイル型		
管内流体	水・蒸気	
管外流体	ナトリウム	
交換熱量	1785MW	
基数	２基	
伝熱面積	8529m^2（余裕 10%含む）	
伝熱管	外径	31.8mm
	肉厚	3.3mm（+10%, -0%）
	有効伝熱管平均長さ	102.7m
	本数	910 本
	管ピッチ（軸／径）	50mm／50mm
定格流量	水・蒸気側	2.88×10^{6}kg/h
	ナトリウム側	2.73×10^{7}kg/h
定格温度	給水入口	240℃
	蒸気出口	497℃（17.3MPa）
	ナトリウム入口	520℃
	ナトリウム出口	335℃
主要寸法	高さ／管束部胴内径	21.8m／5.06m
材質	12Cr 鋼	
重量	475ton	

表 2.1.3.44　２次系ポンプ主要目表

２次系ポンプ型式　単段片吸込型（下吸込）		
流体	２次冷却材ナトリウム	
基数	２基	
設置位置	コールドレグ	
設計条件	定格温度	335(℃)
	定格流量	522(m^3/min)
	定格揚程	40(mNa)
	NPSHav	20(mNa)
	最高使用温度	335(℃)
	最高使用圧力	0.98(MPa)
運転条件他	定格回転数	520(rpm)
	吸込比速度	1250(-)
	ポンプ軸動力	4000(kW)
	GD^2	33000(kg・m^2)
材質	12Cr 鋼	

表 2.1.3.45　ナトリウム冷却大型炉　燃料取扱設備主要仕様

対象				仕様
燃料移送系	炉内側	炉内燃料移送方式		切込み付きコラム型炉心上部機構＋単回転プラグ＋燃料交換機
		燃料交換機	型式	マニプレータ式
		炉内中継装置	型式	固定ラック式（複数体移送）
	炉外側	炉外燃料移送方式		燃料出入機＋燃料昇降装置
		燃料出入機	型式	レールレス台車式
			収納筒数	1基
			取扱対象	Naポット入り高発熱燃料
				ガス中裸状態の低発熱燃料
			取扱体数	高発熱燃料：2体
				低発熱燃料：1体
			冷却系統数	Arガス直接冷却系×2系統、空気間接冷却系×2系統[1)]
		燃料昇降装置	型式	ワイヤーロープ巻上式
			取扱対象	ガス中裸状態の低発熱燃料
			取扱体数	1体
			冷却系統数	Arガス直接冷却系×2系統
		Naポット	型式	フィン付き複数体ポット
			収納体数	2体
燃料貯蔵系		貯蔵方式		EVST貯蔵方式（EVST＋水プール）
		EVST	型式	円筒縦型Na容器
			貯蔵方式	裸燃料段違い貯蔵方式（正方配列）
			貯蔵容量	459体（破損燃料を含む）
			容器形状	φ6.95m×h12.07m
			槽内移送方式	回転ラック＋ターンテーブル＋液面制御型直動式槽内移送機
			冷却方式	直浸コイル内2次Na循環空冷式
			冷却系統数	3系統
			除熱容量	通常運転時：2.35MW/系統
				事故時：4.7MW/系統
			運転方式	2系統強制循環＋1系統循環待機
		水プール	型式	ライナー張り縦型貯蔵式
			貯蔵容量	2850体
			プール形状	w22.45×d10.05m×h13.75m
			冷却方式	浄化系先行型、1次冷却水系と2次冷却水系の組み合せ
			冷却系統数	1系統（循環ポンプ、熱交換器は2基設置）
燃料処理系		燃料洗浄	洗浄方式	乾式洗浄（Arガスブロー洗浄）
			洗浄系統数	2系統（燃料出入機の冷却系利用）
			洗浄時ガス温度	300℃（洗浄性能50%）
		燃料検査	検査方式	X線CT（Naポット入り状態で検査）

注1）高発熱燃料取扱時は空気間接冷却系のみ運転

表 2.1.3.46　放射性廃棄物処理設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較（大型炉）

設　備	容　量　種　類	ＦＢＲ実証炉	大型炉－1500
気体廃棄物処理設備	連続処理容量(m^3[normal]/h)	3	3
	最大受入容量(m^3[normal]/h)	40	13
液体廃棄物処理設備	廃液処理容量 (m^3/h)	1.8	0.7
	ﾗﾝﾄﾞﾘ廃液処理容量 (m^3/h)	2.1	1
固体廃棄物処理設備	設備廃液処理容量 (m^3/y)	1.7	1.25
	廃樹脂発生量 (m^3/y)	3.8	8

表 2.1.3.47　各設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較（大型炉）

設　備	容　量　種　類	ＦＢＲ実証炉	大型炉－1500
補機冷却系設備	交換熱量(kW)	16550	7900*
	運転流量 (m^3/h)	2000	1000*
補助蒸気供給設備	供給蒸気量 (t/h)	35	30
圧縮空気供給設備	供給空気量(m^3[normal]/h)	14	8.5
アルゴンガス供給設備	連続供給量(m^3[normal]/h)	1	3
	最大供給量(m^3[normal]/h)	50	25

＊　１プラント当たりの値

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（1/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
原子炉容器	1V	異材継手	体積及び表面	―	・軽水炉では SCC によるき裂進展が速いこと、欠陥が大きくなると高内圧によるバーストの恐れがあることから、第 1 種機器耐圧部の溶接継手に対して体積検査を要求している。一方でバックアップがある場合は耐圧部であっても検査を要求してはいない。 Na 炉では内圧が低くバーストの恐れがほとんどないうえにバウンダリを 2 重構造としている。軽水炉の考え方に立つならば、バウンダリからの漏えいを防止するための検査は不要であり、漏えい連続監視により小規模段階での漏えいを検知すれば安全上は十分である。 ・ただし、機器の重要性と Na を用いていることを考慮して、ユーザーの判断として相対的に破損が生じやすい恐れがある異材継手と高応力部位である液面近傍の溶接継手に対して体積検査を行うものとする。
		その他の溶接継手	体積	―	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	・漏えいを小規模段階で早期に検出するため漏えい連続監視とする。
炉心支持構造	CSS	本体のうち接近可能な溶接継手	VT-3	VT-3	・比較的大きな欠陥が生じても機能は概ね維持できることから VT-3 で十分と判断した。
		スカートの溶接継手	VT-3	VT-3	
		炉心支持板、連結管	―	―	
		炉心槽のうち接近可能な溶接継手	VT-1	VT-3	・燃料と炉心槽の間に遮へい体が設けられるため軽水炉より検査要求レベルを緩和できる。また、安全上は炉心槽の剛性に期待してはいない。そのため VT-3 で十分と判断した。
		コアフォーマのうち接近可能な溶接継手	VT-3	―	・溶接継手はない。
		CL 差込構造取付部（溶接継手）	―	VT-3	・JEAC-4205 の対象外であるが、炉心流路を構成しているため VT-3 を行う。

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（2/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
炉内配管	－	CL 下端の一重構造の溶接継手	－	VT-3	・JEAC-4205 の対象外であるが、炉心流路を構成しているため VT-3 を行う。
炉内隔壁	－		－	VT-3	・JEAC-4205 の対象外であるが、地震時の炉心の水平支持機能を有するためボルトの脱落、変形、大きな傷などの検知を行う。
UIS	－		VT-3	VT-3	・CR 挿入性に関わる UIS 水平剛性に影響するような大きな損傷が生じていないことを接近可能な外周部の CRD 案内管を対象に検査する。
ディッププレート	－		－	－	・JEAC-4205 の対象外であるが、相対的にルースパーツ発生の原因となりやすい機器であると考えられるため、ボルトの脱落、変形、大きな傷などの検知をユーザーの判断として行う。また、超音波流量計により多量のガス巻込みが生じていないことをモニターする。
サーマルライナ，計装用案内管，ウェル，受皿	－		－	－	・JEAC-4205 の対象外であるが、相対的にルースパーツ発生の原因となりやすい機器であると考えられるため、ボルトの脱落、変形、大きな傷などの検知をユーザーの判断として行う。
DHX	1V	バウンダリの溶接継手	体積	－	・1 次/2 次 Na バウンダリはリークインでありかつ 2 次系側がバックアップ構造となっているため、連続監視により小規模段階の漏えいを検知すれば安全設計上は十分と考えられる。 ・ASME Sec XI で引抜可能な炉内構造に対して VT-3 を要求しているため、DHX 引抜時にユーザーの判断として行う。
		伝熱管	体積	－	
		バウンダリ	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
		DHX（接近可能範囲）	－	－	
ルーフデッキ、回転プラグ	3V	ルーフデッキ、回転プラグの底板と円筒胴の溶接継手	体積	－	・　JEAC-4205 では胴の構造不連続部の周継手、胴と鏡板との溶接継手、胴と管台との溶接継手に対して体積（及び表面）検査を要求している。これらはいずれも応力集中部であり、しかも告示の 3 種容器では疲労評価を要求していることから大きな荷重が繰り返された場合の疲労破損防止更には疲
		回転プラグ底板と CRD 案内管、各種スリーブの溶接継手	体積	－	

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（3/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
		ルーフデッキと支持管の異材継手	体積及び表面	―	労き裂進展による内圧バーストの防止の一手段として位置付けたのではないかと推定される。 ・一方､Na 炉では 3 種容器でも必要により疲労評価を行うこと、厳しい荷重が作用しないこと、内圧が低いため欠陥が大きくなってもバーストの恐れがほとんどないこと、欠陥が貫通して漏えいが生じても安全性に大きな影響が生じないことから、漏えい連続監視で安全性確保が可能であると判断した。 ・　なお、これらは軽水炉にはない機器であり、軽水炉の試験方法をそのまま適用するのは合理的な理由がなく、また適用性にも無理がある。
		ルーフデッキと外管の溶接継手	体積	―	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
		ルーフデッキと支持スカートの溶接継手	表面	VT-3	・耐圧部位ではないため比較的大きな欠陥があっても機能喪失しないため、VT-3 で十分と判断した。
		その他の強度部材の溶接継手	―	―	
	1S	デッキ支持スカート	VT-3	VT-3	
原子炉容器ガードベッセル	3V	溶接継手	体積 （構造不連続部）	漏えい率試験 又は VT-1(溶接継手)	・ガードベッセルには厳しい荷重が作用しないことから、異常の発生を定期的にチェックすることで 2 重破損は防止できると考えられる。圧力チェックが難しい場合は目視検査を行う。
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2		
1 次系配管	1P	バウンダリの溶接継手	体積	―	・考え方は原子炉容器の耐圧部と同様である。機器の重要性と Na を用いることを考慮して熱膨張モーメントが大きく高応力部である HL 配管両端の溶接継手に対しては、ユーザーの判断として体積検査を行う。
		1 次系 CL 配管支持部近傍の溶接継手の仕切構造と外管の溶接継手	表面	―	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
1 次系配管の外管	3P	溶接継手	体積又は表面	―	・考え方は原子炉容器ガードベッセルと同様。
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい率試験	

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（4/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
1 次カバーガス系配管	3P	溶接継手	表面	－	・厳しい荷重が作用しないこと、内圧が低く欠陥が大きくなってもバーストの恐れがほとんどないこと、外側にエンクロージャ（バックアップ構造）が設けられることから、漏えい連続監視で安全性確保が可能と判断した。
		支持部近傍の仕切構造とエンクロージャの溶接継手	体積	－	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
IHX 容器	1V	1 次バウンダリの溶接継手	体積	－	・ 原子炉容器の耐圧部と同様である。 ・ 機器の重要性と Na を用いていることを考慮して、相対的に破損しやすいと考えられるベローズに対してユーザーの判断として VT-1 を行う。
		1 次バウンダリのベローズ	－	－	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
		1 次主配管の管台内面の丸み部分	体積（又は表面）	－	・ 高内圧のノズル部では内圧応力の繰り返しによって内面の丸みの部分にき裂が発生しやすい。そのため軽水炉では体積又は表面試験を要求しているが、内圧の低い Na 炉では不要であると判断した。
	2V & 3V	胴と鏡板の溶接継手	体積	－	・原子炉容器の耐圧部と同様の考え方により、漏えい連続監視により小規模段階での漏えいを検知すれば安全設計上の要求は満足できると判断した。胴とスカートとの溶接継手については、比較的大きいき裂が生じても支持機能は維持できていることから、VT-3 を行うものとした。
		配管の管台と容器の溶接継手	体積及び表面	－	
		胴とスカートとの溶接継手	表面	VT-3	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
		2 次系主配管の管台内面の丸み部分	体積（又は表面）	－	・ 高内圧のノズル部では内圧応力の繰り返しによって内面の丸みの部分にき裂が発生しやすい。そのため軽水炉では体積又は表面試験を要求しているが、内圧の低い Na 炉では不要であると判断した。

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（5/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
IHX 容器内の 1 次/2 次バウンダリ	1V & 2V	伝熱管を除く溶接継手	体積	－	・ リークインであること、外側（2 次系側）に障壁を有する（バックアップがある）ことから連続漏えい監視で安全性は確保できる。 ・ ただし、1 次バウンダリ及び CV バウンダリを形成する重要機器であることを考慮すると早期の異常発見が望ましいため、相対的に破損が生じやすい上部管板取付部の溶接継手及びベローズに対して、ユーザーの判断として各々体積及び VT-1 を行う。
		伝熱管－管板の溶接継手	－		
		伝熱管	体積		
		ベローズ	局部漏えい率試験	－	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
PRACS 伝熱管	1V	伝熱管	体積	漏えい連続監視	・考え方は DHX と同様。
IHX ガードベッセル	3V	胴と鏡板の溶接継手	体積	－	・考え方は原子炉容器ガードベッセルと同様。 ・漏えい率試験が困難な場合には EsL 以下の溶接継手に対して VT-1 を行う。（体積検査までは不要と考えられる。また、遠隔での表面検査は困難であるため）
		管台と GV の溶接継手	体積及び表面	－	
		管台内面の丸み部分	体積（又は表面）	－	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい率試験 又は VT-1(溶接継手)	
IHX エンクロージャ	4V	支持スカートとの溶接継手	表面	－	・考え方は IHX ガードベッセルと同様。
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい率試験 又は VT-1(溶接継手)	
SG 容器	3V	胴と鏡板の溶接継手	体積	－	・考え方は IHX 容器と同様である。Na を用いていることを考慮して、相対的に破損しやすいと考えられる胴ベローズに対してユーザーの判断として VT-1 を行う。

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（6/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
		2 次系主配管の管台と容器の溶接継手	体積及び表面	―	
		胴とスカートの溶接継手	体積	―	
		2 次系主配管の管台の丸み部分	体積（又は表面）	―	
		胴ベローズ	―	―	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
SG 容器内の Na/水バウンダリ	3V	胴と管板の溶接継手	体積	―	・Na と水の化学反応の激しさを考慮して、障壁を構成する部材のうち相対的に破損の発生が考えやすい伝熱管に対してユーザーの判断として体積検査を行う。（なお、2 重管 SG の場合はバックアップがあるため左記より検査要求レベルを緩和できると考えられるが、保守的に一方あるいは両方のバウンダリに対して体積検査を行うものとする。） ・　胴と管板の溶接継手は大きい応力が生じやすいが、仮に貫通き裂が生じたとしても伝熱管のように連鎖的な高温ラプチャの発生は考えられず、大規模な Na-水反応には至らないと考えられるが、ユーザーの判断として体積検査を行うものとする。
		管板と伝熱管の溶接継手	―	―	
		伝熱管	―	―	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
SG エンクロージャ	4V	圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい率試験	
2 次系配管（CV バウンダリ部）	2V & 3P	溶接継手（周、長手）	体積	―	・考え方は 1 次系配管と同様である。 ・耐圧バウンダリの VT-4 は CV バウンダリとしての検査である。
		耐圧バウンダリ	VT-4	VT-4	

表 2.1.3.48　供用期間中検査計画（NSSS 機器の試験方法）（7/7）

機　　器	機器区分	部　　位	STEP-1 JEAC-4205 に基づく試験方法	STEP-2 Na 炉の特徴を考慮した試験方法	考え方
2 次系配管（主配管、DRACS、PRACS）（CV バウンダリ部以外）、エアクーラ伝熱管	3P	溶接継手（周、長手）	体積または表面	―	・エアクーラ伝熱管も 2 重管構造であり、2 次系配管（CV 以外）と同様にバックアップがあるため漏えい監視装置で安全性を確保できると考えた。
	2V & 3P 又は 3P	配管支持部近傍の仕切構造とエンクロージャの溶接継手	体積	―	
	2V & 3P 又は 3P	圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい連続監視	
	2V & 4P	耐圧バウンダリ（接近可能範囲）	VT-4	VT-4	
		支持部近傍の溶接継手	VT-3	VT-3	
		ベローズ	漏えい率試験	局部漏えい率試験	
		耐圧バウンダリ	（全体）漏えい率試験	漏えい率試験	
エンクロージャ（CV バウンダリ部以外）	4V 又は 4P	耐圧バウンダリ（接近可能範囲）	VT-4	―	
		支持部近傍の溶接継手	VT-3	VT-3	
		圧力保持範囲	漏えい試験、VT-2	漏えい率試験	

表 2.1.3.49　大型炉-1500　全体建設工程表（案）

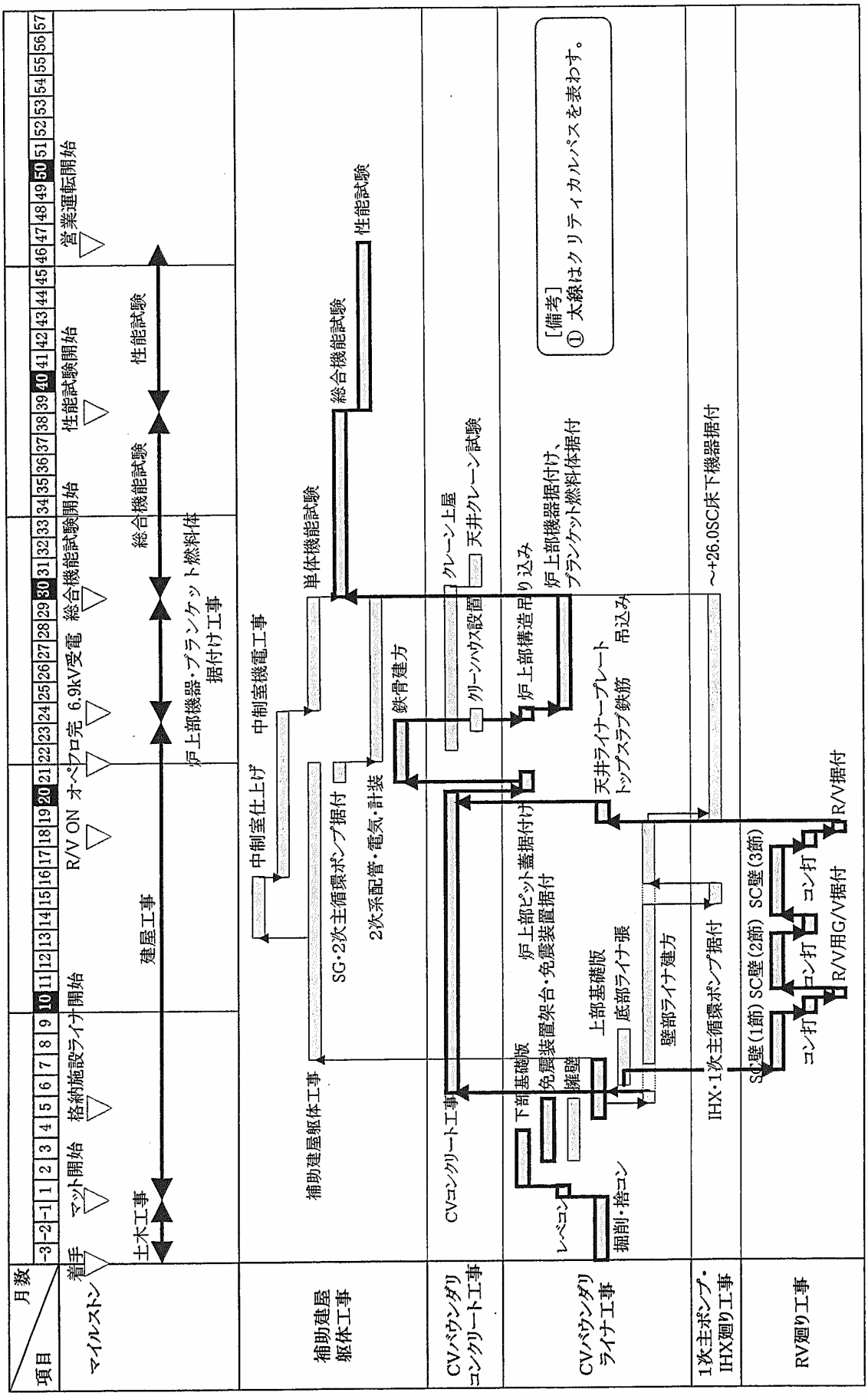


表 2.1.3.50　大型炉-1500MXC　定期検査工程表（案）［標準点検］

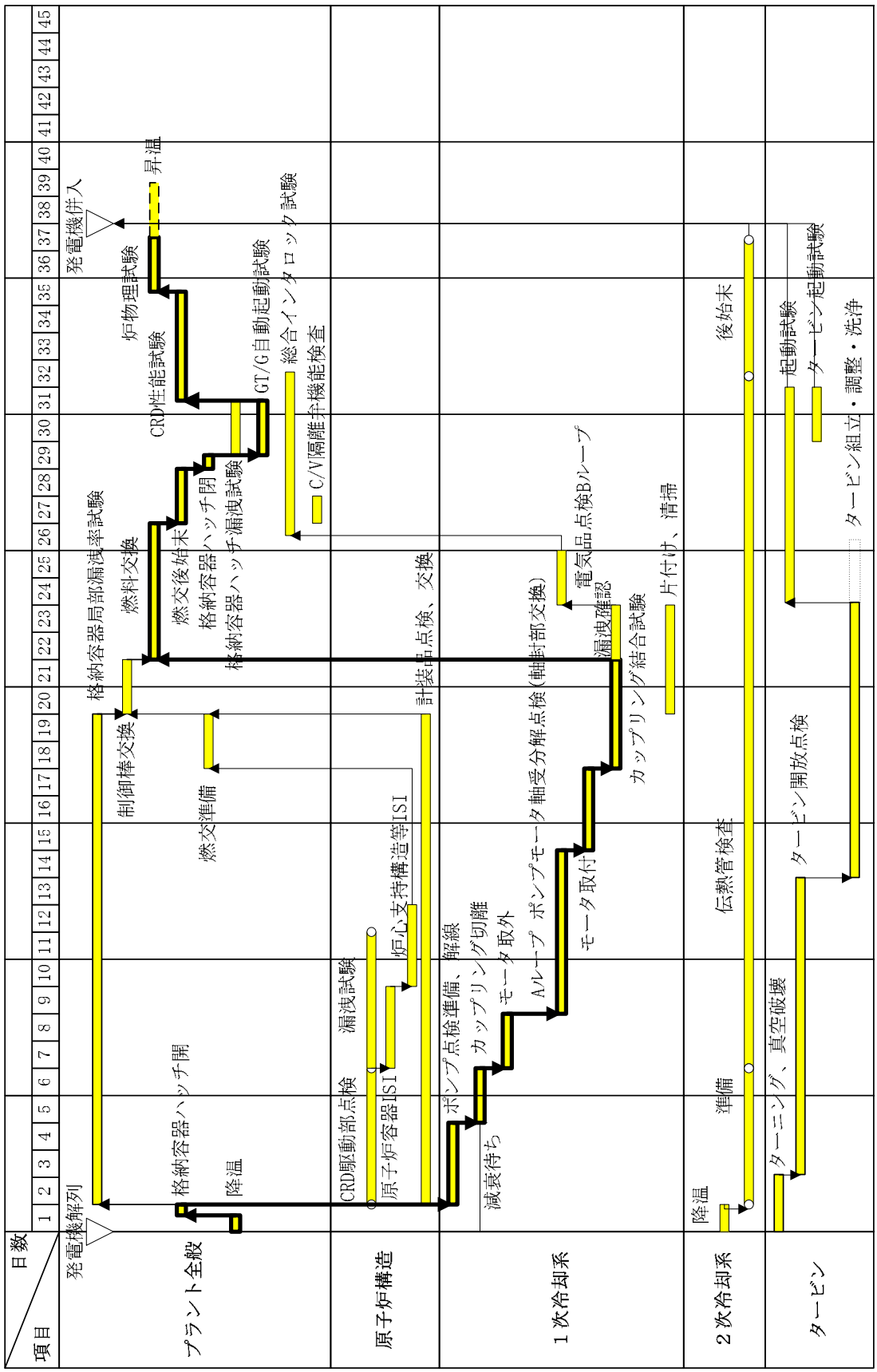
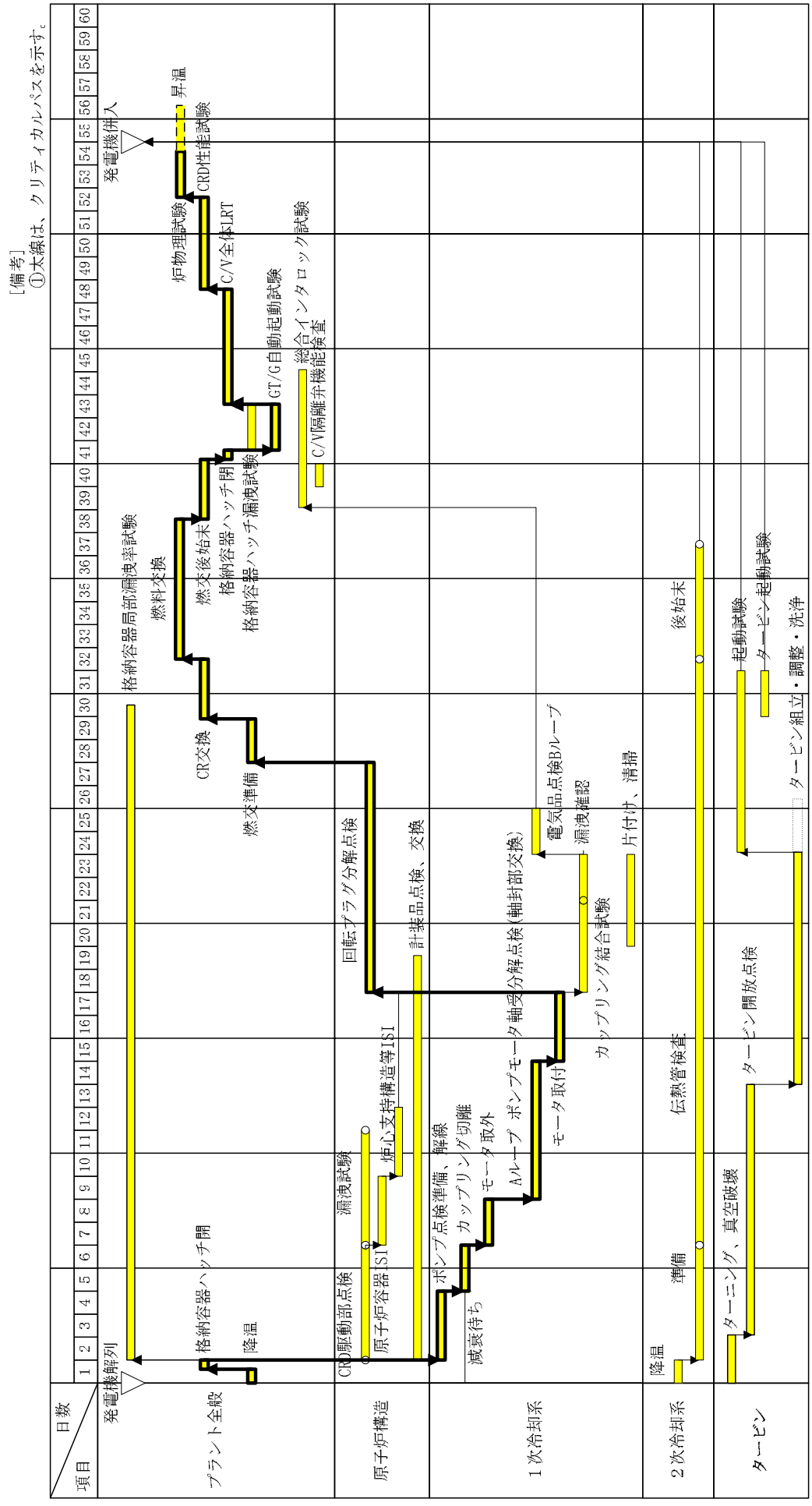


表 2.1.3.51　大型炉-1500MXC　定期検査工程表（案）［標準外点検］



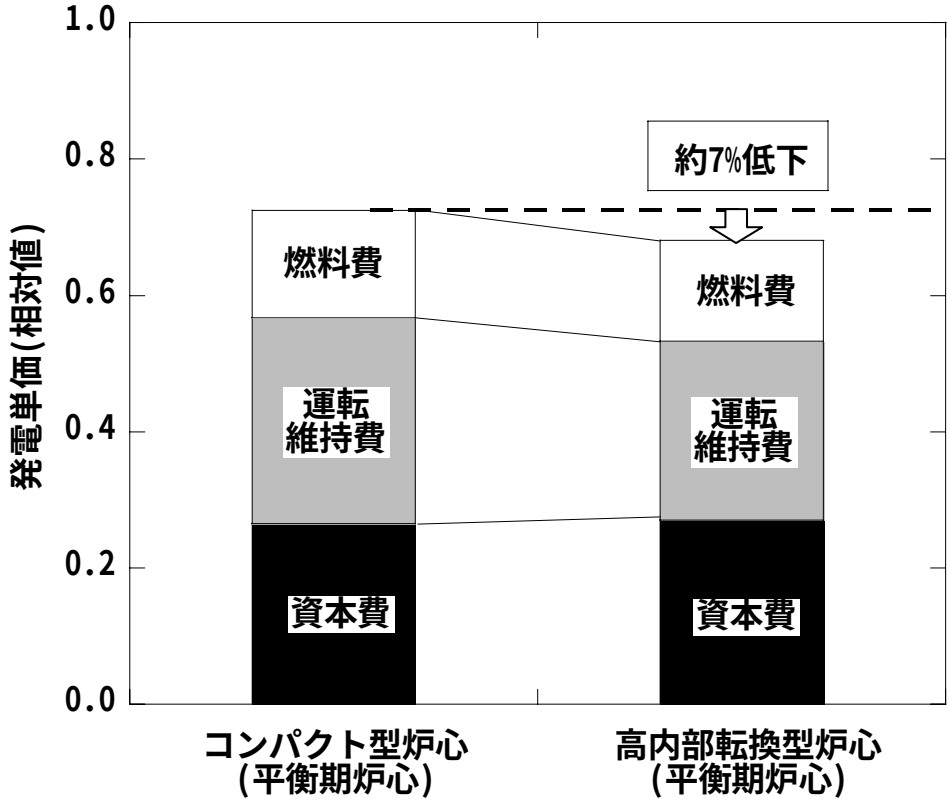


図 2.1.3.1　発電単価(概略評価値)の比較
(大型 MOX 燃料平衡期炉心)

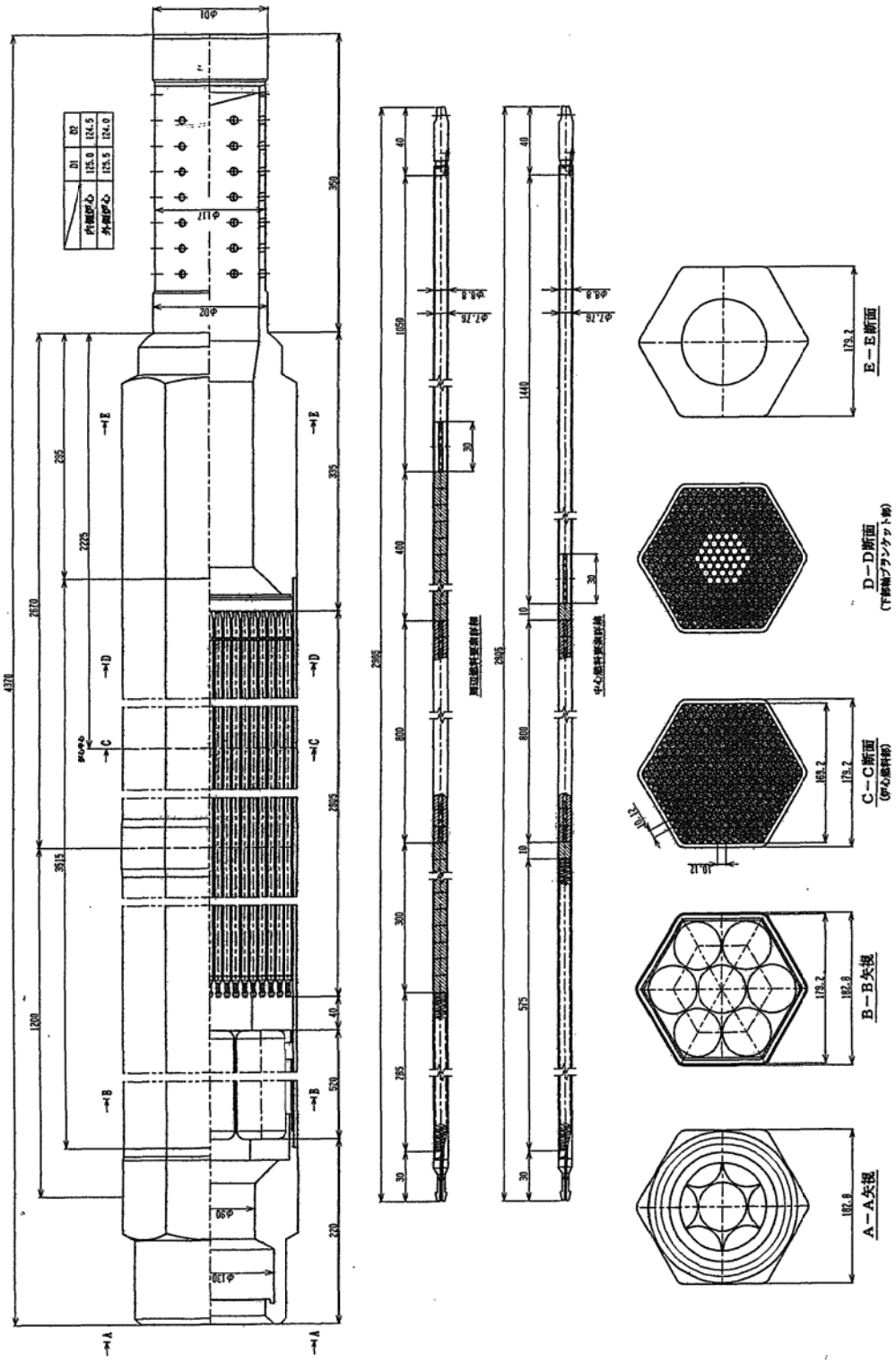
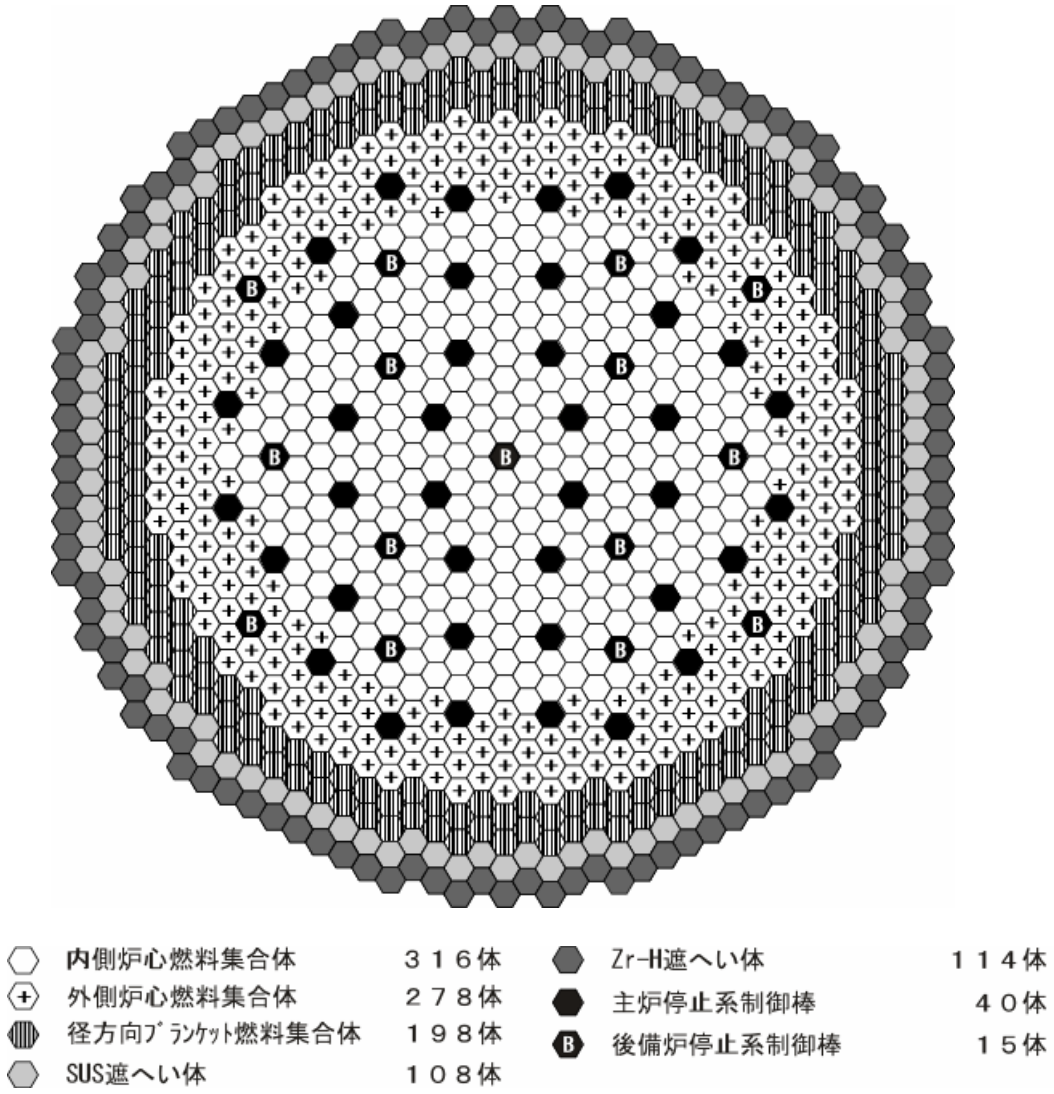


図 2.1.3.2　燃料集合体概念図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心）



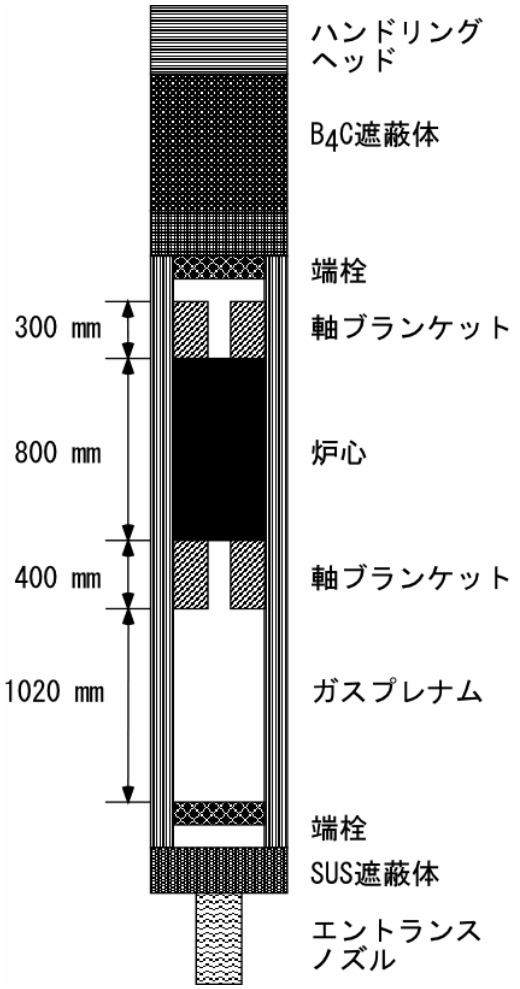


図 2.1.3.3　炉心配置（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心）

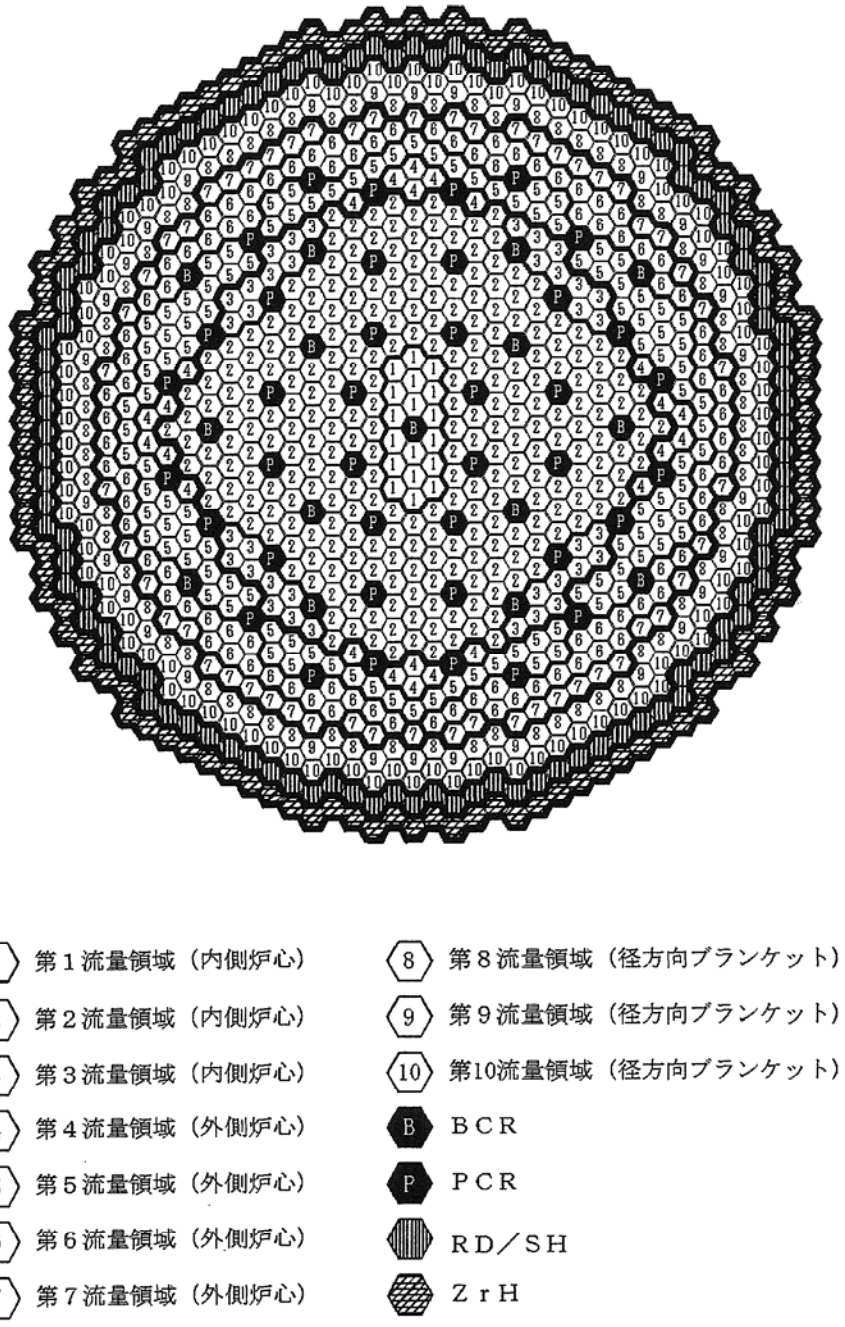


図 2.1.3.4　流量領域区分図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心）

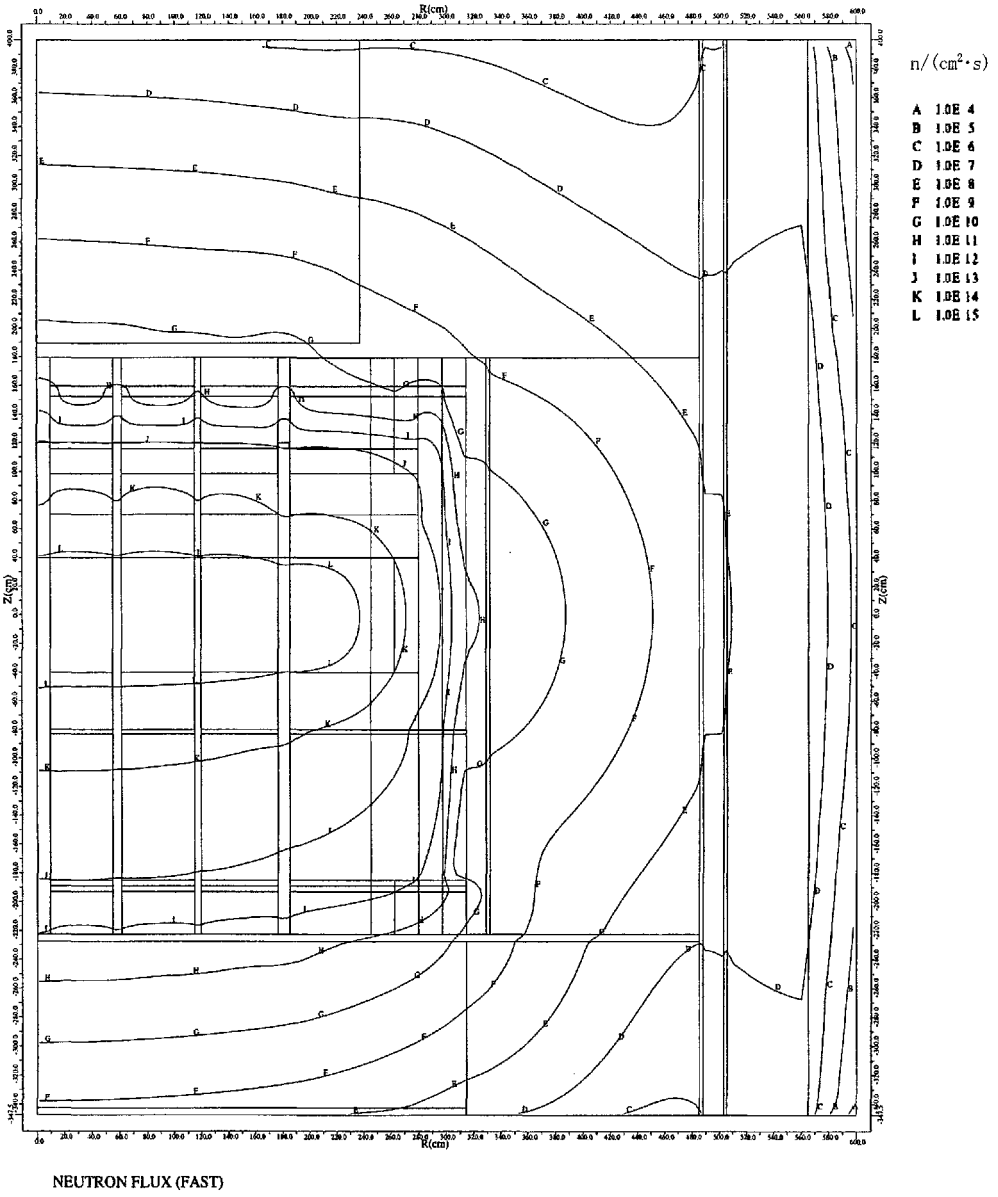


図 2.1.3.5　高速中性子束等高線図（大型 MOX 燃料コンパクト型導入期炉心）

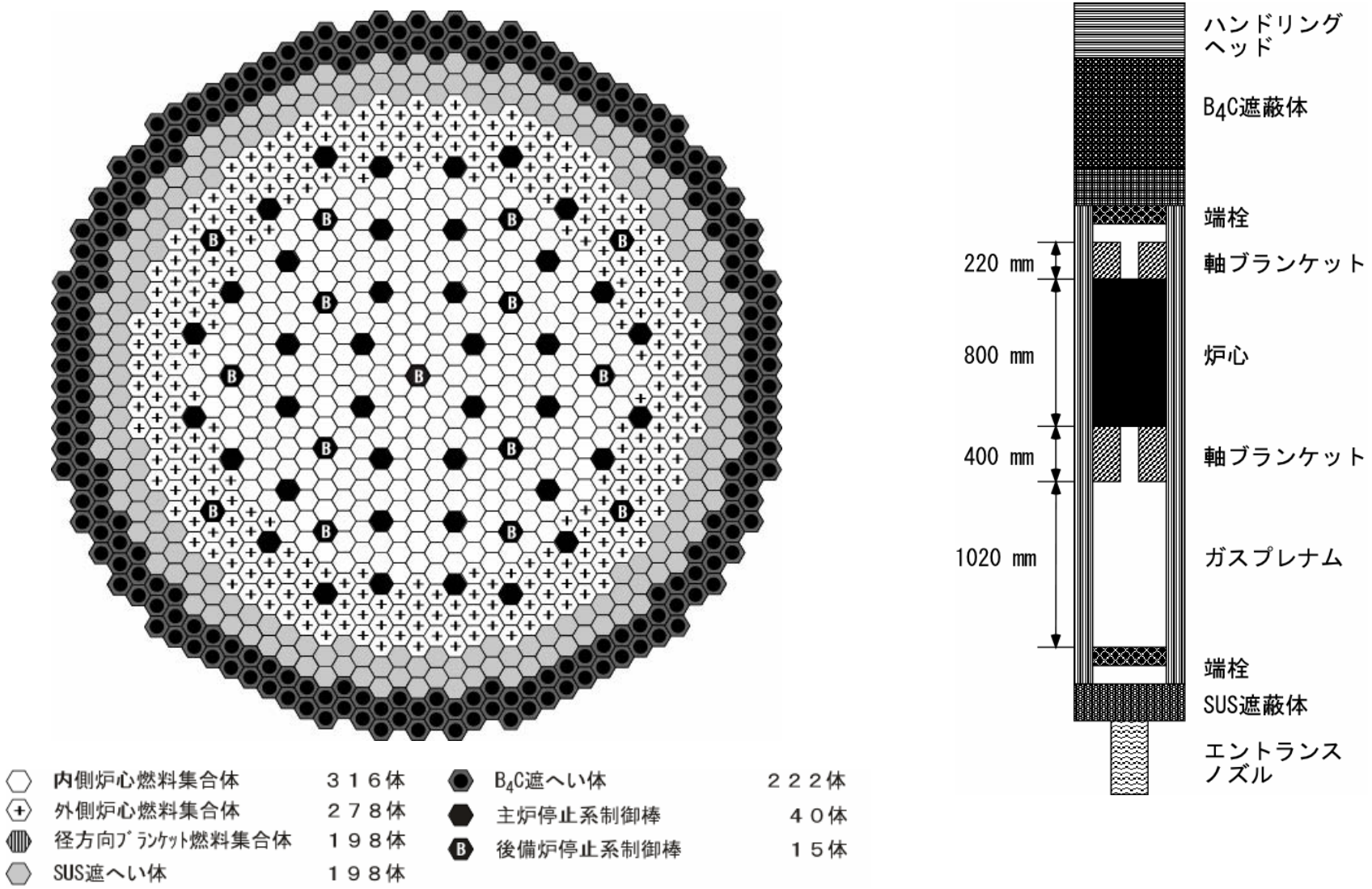


図 2.1.3.6　炉心配置（大型 MOX 燃料コンパクト型平衡期炉心）

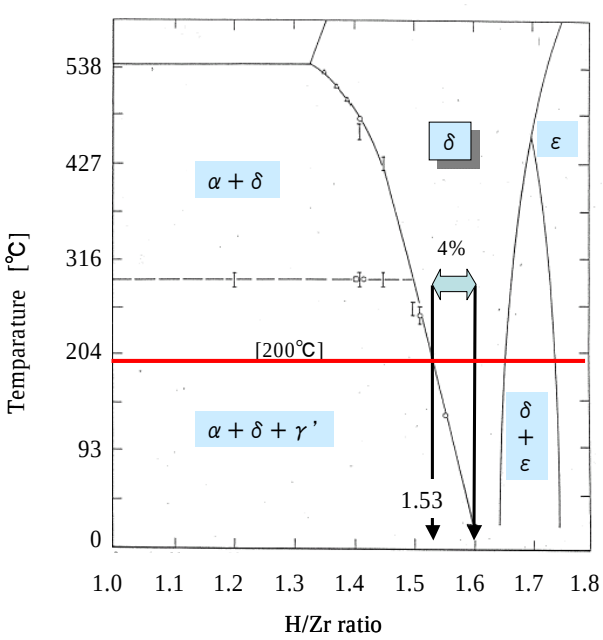
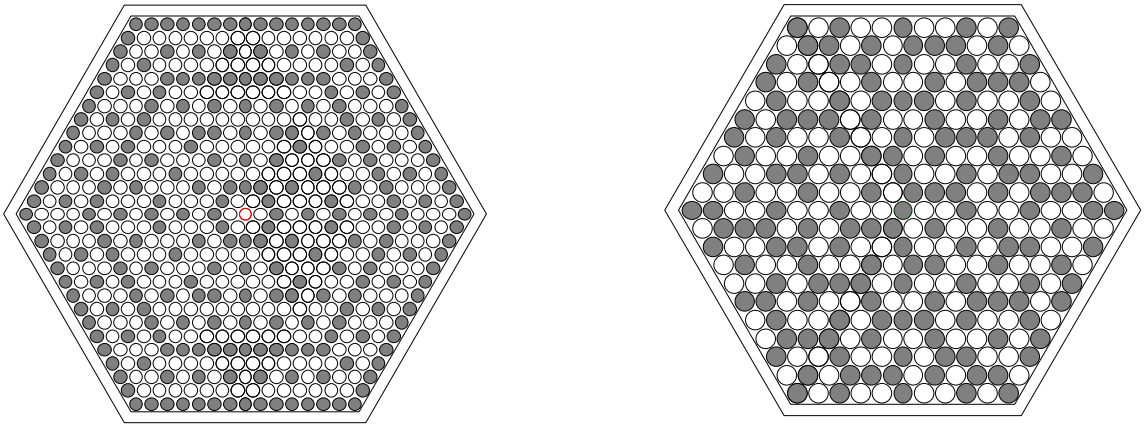


Figure 2 Phase diagram of Zr-H

図 2.1.3.7　減速材 Zr-Hx の相図



CuI 集合体　(白丸：LLFP ピン、黒丸：Zr-Ｈ ピン)　Tc 集合体

図 2.1.3.8　LLFP 集合体の構成

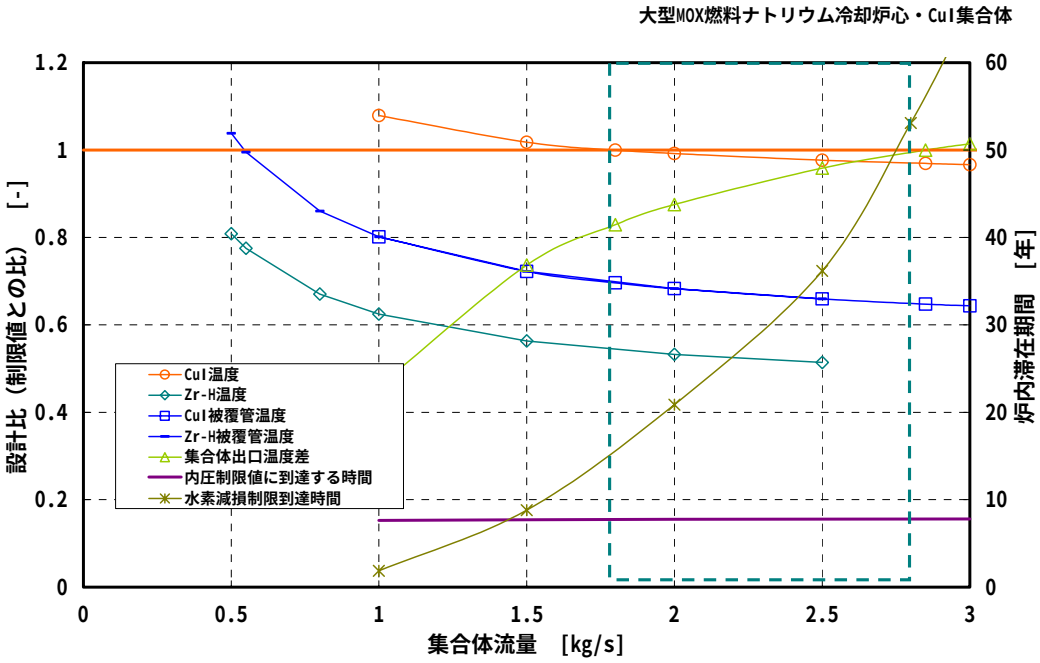


図 2.1.3.9　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係

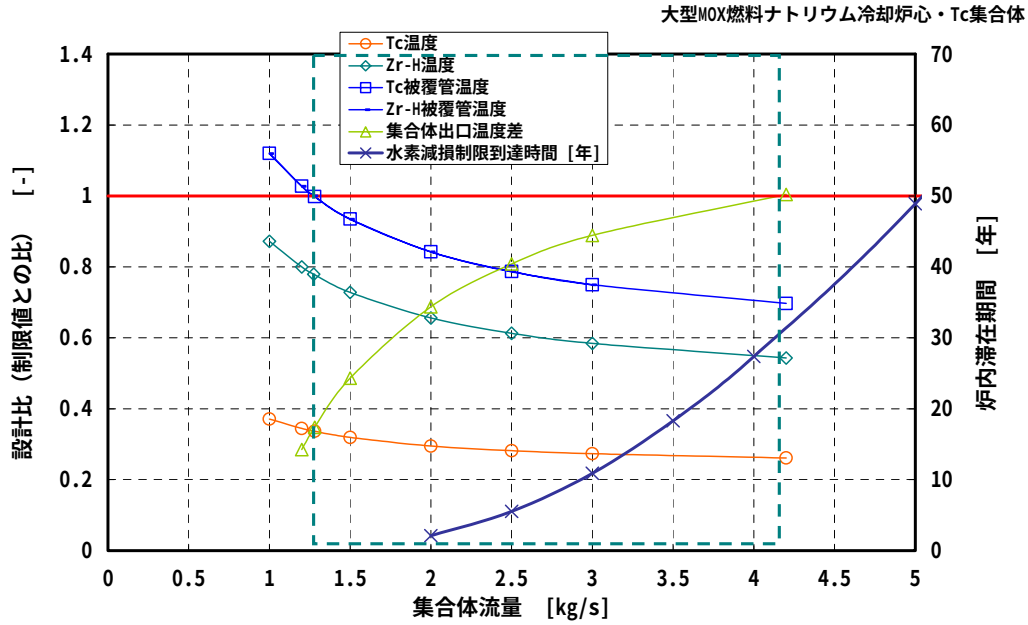


図 2.1.3.10　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係

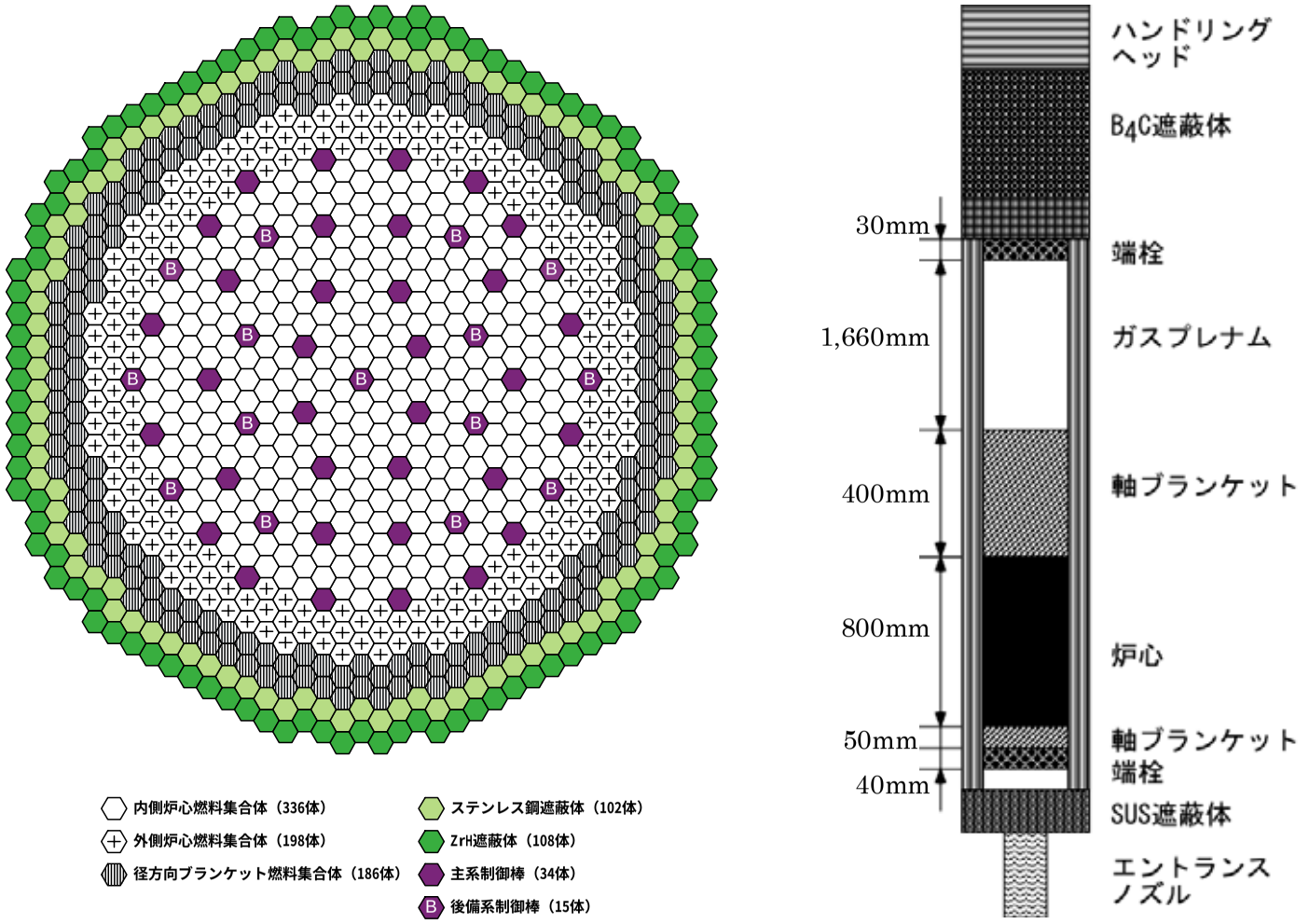


図 2.1.3.11　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化導入期炉心）

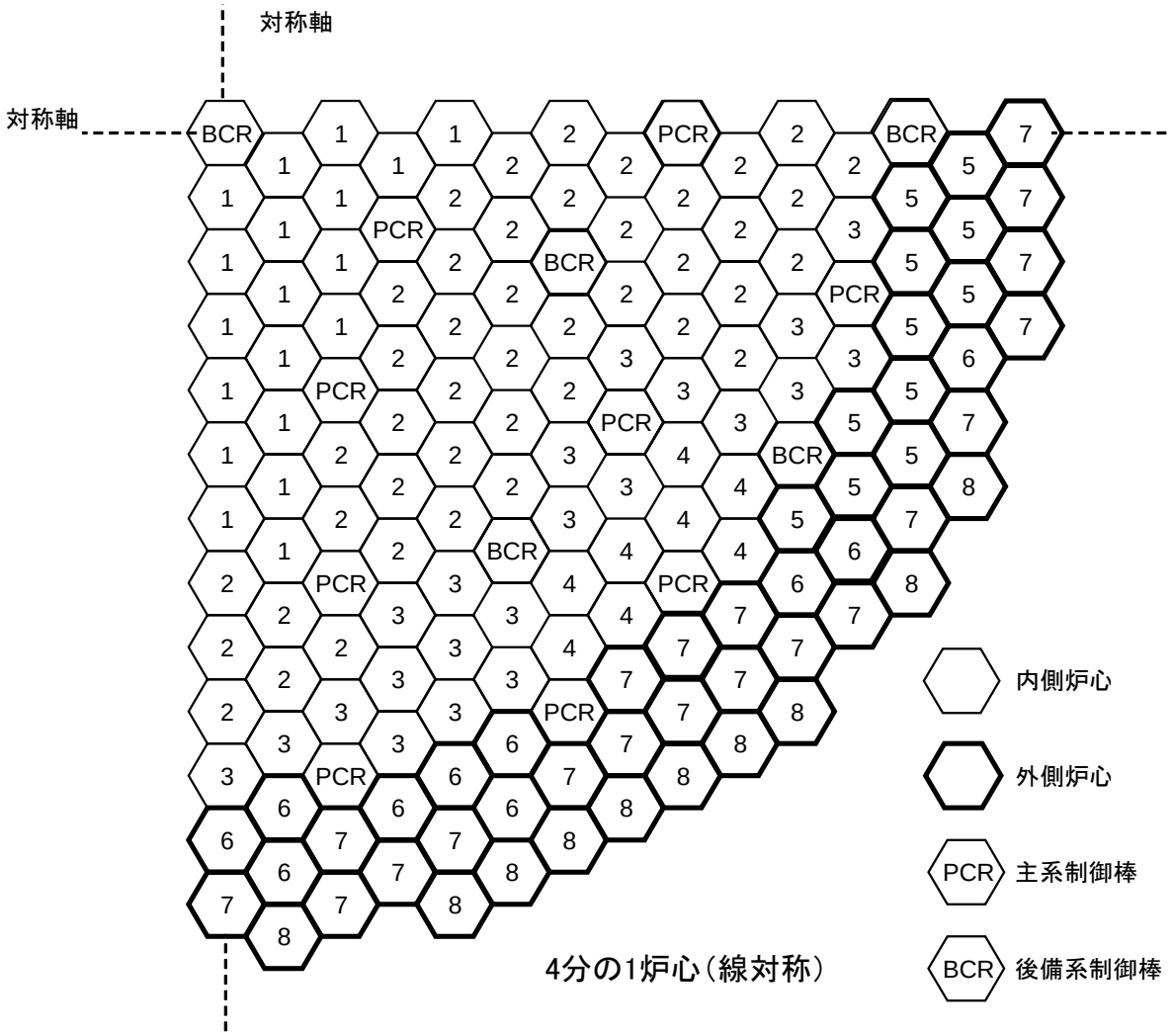


図 2.1.3.12　大型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分領域図
（高燃焼度化導入期炉心）

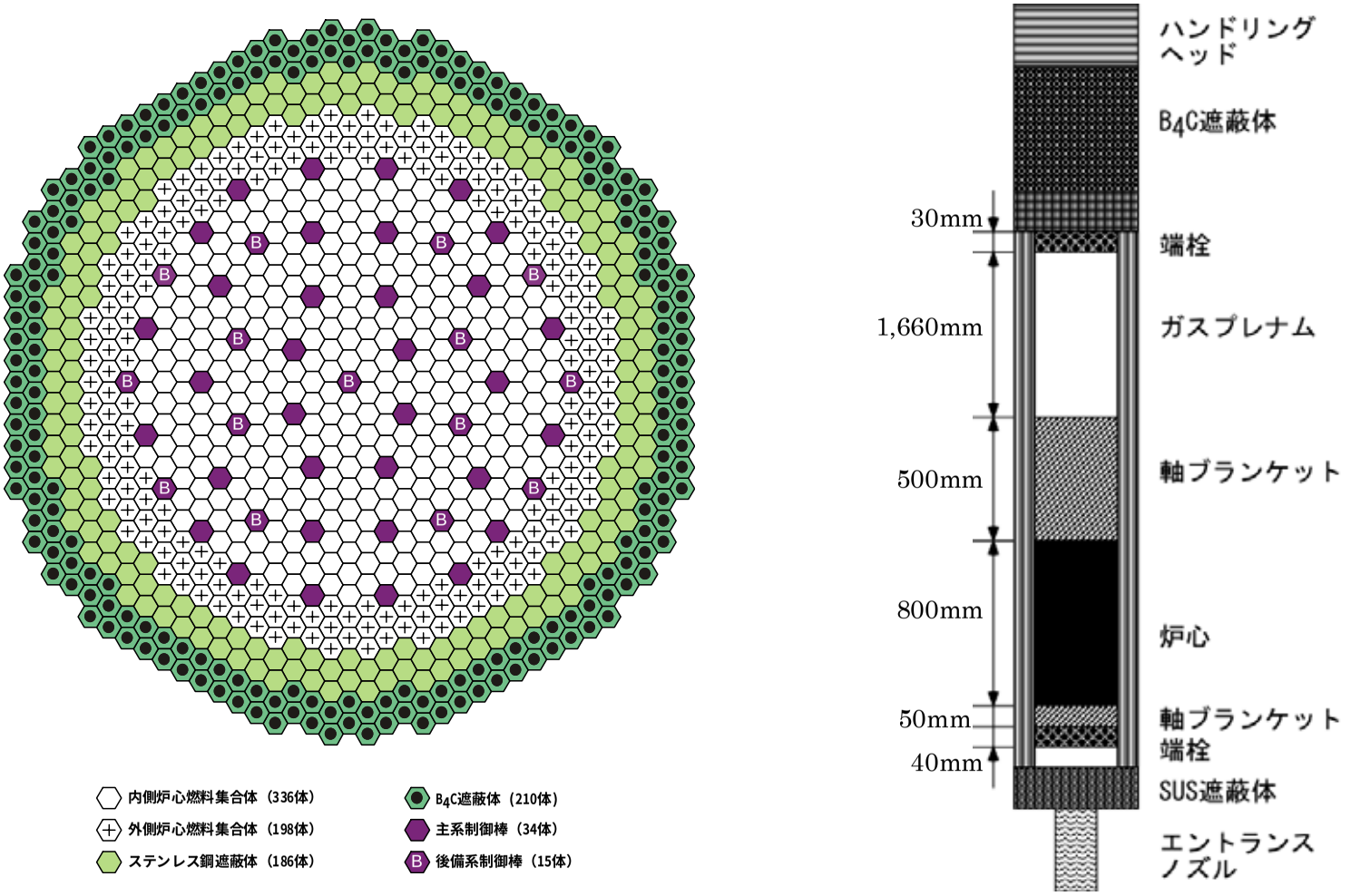


図 2.1.3.13　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化平衡期炉心）

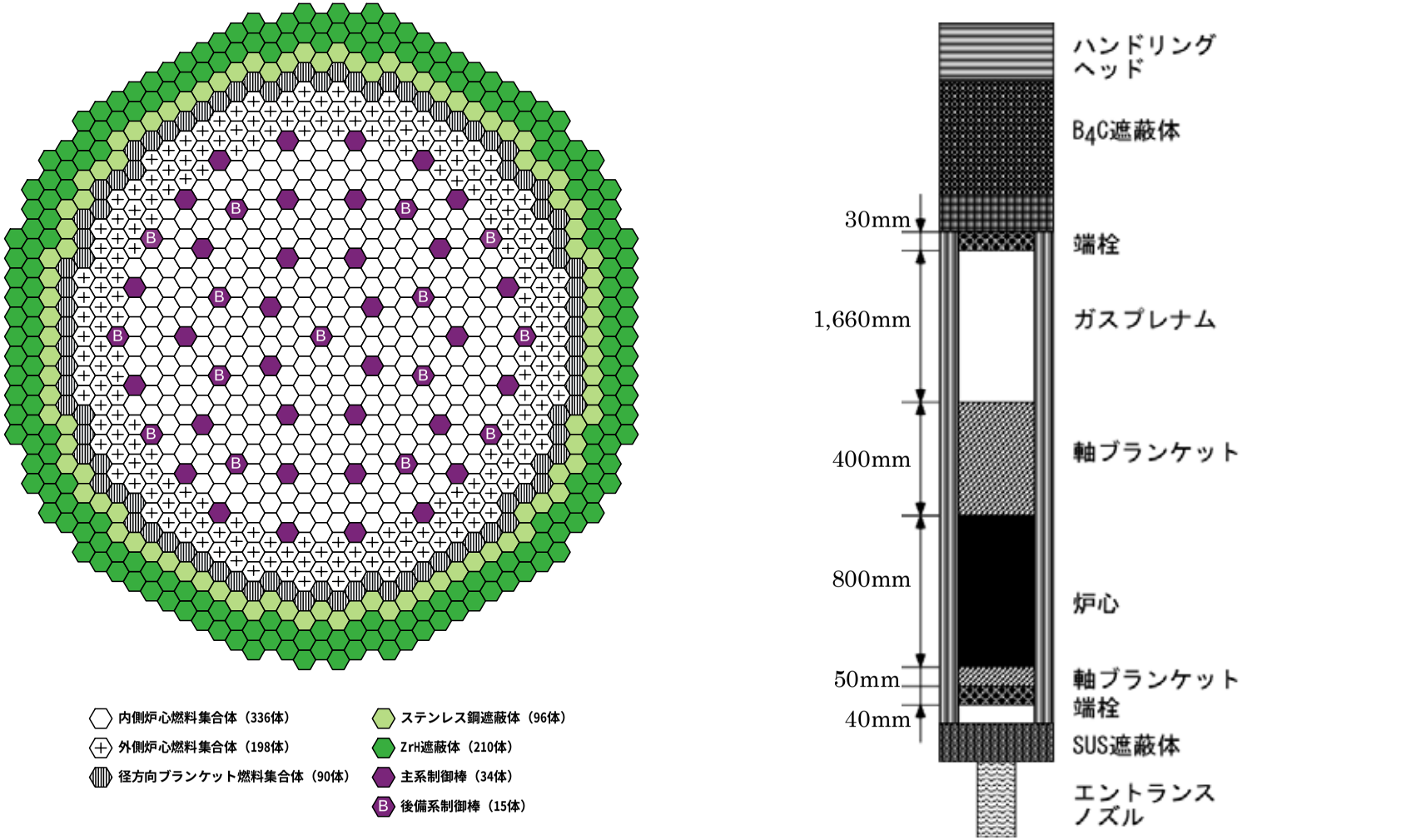


図 2.1.3.14　大型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）

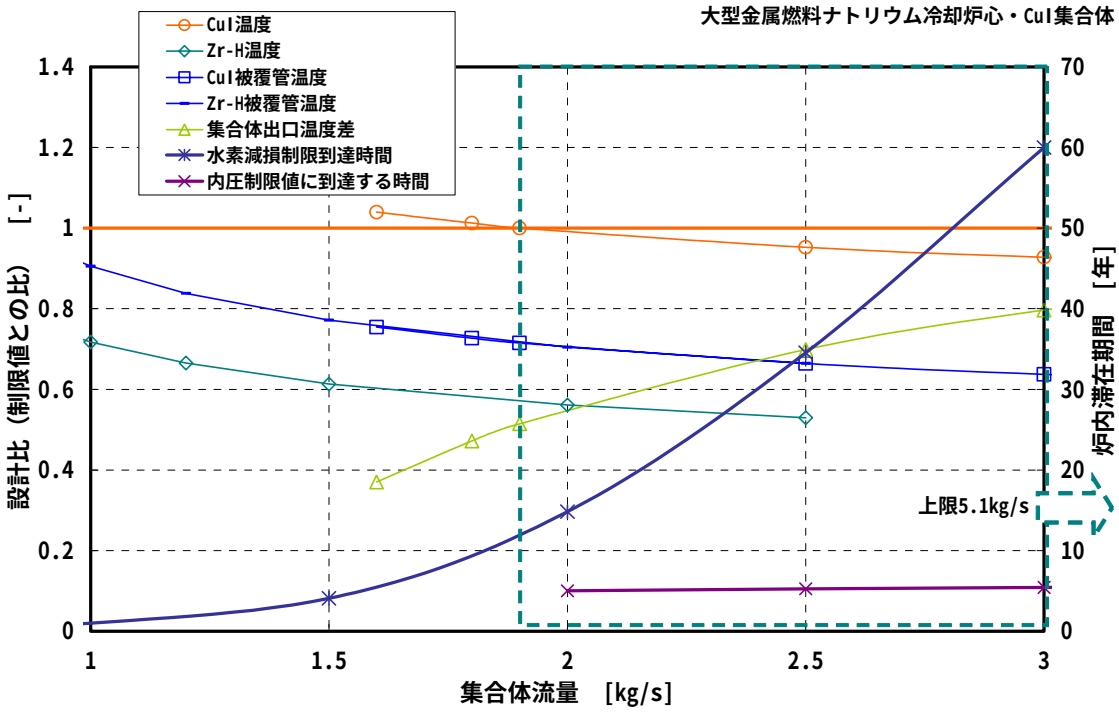


図 2.1.3.15　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

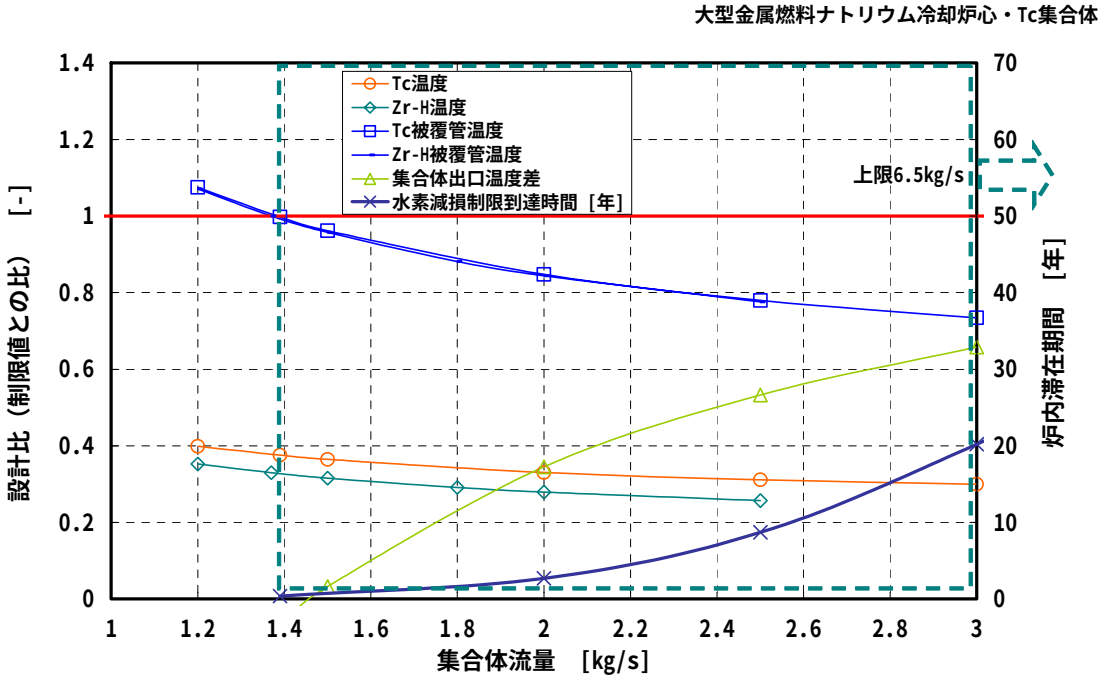


図 2.1.3.16　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

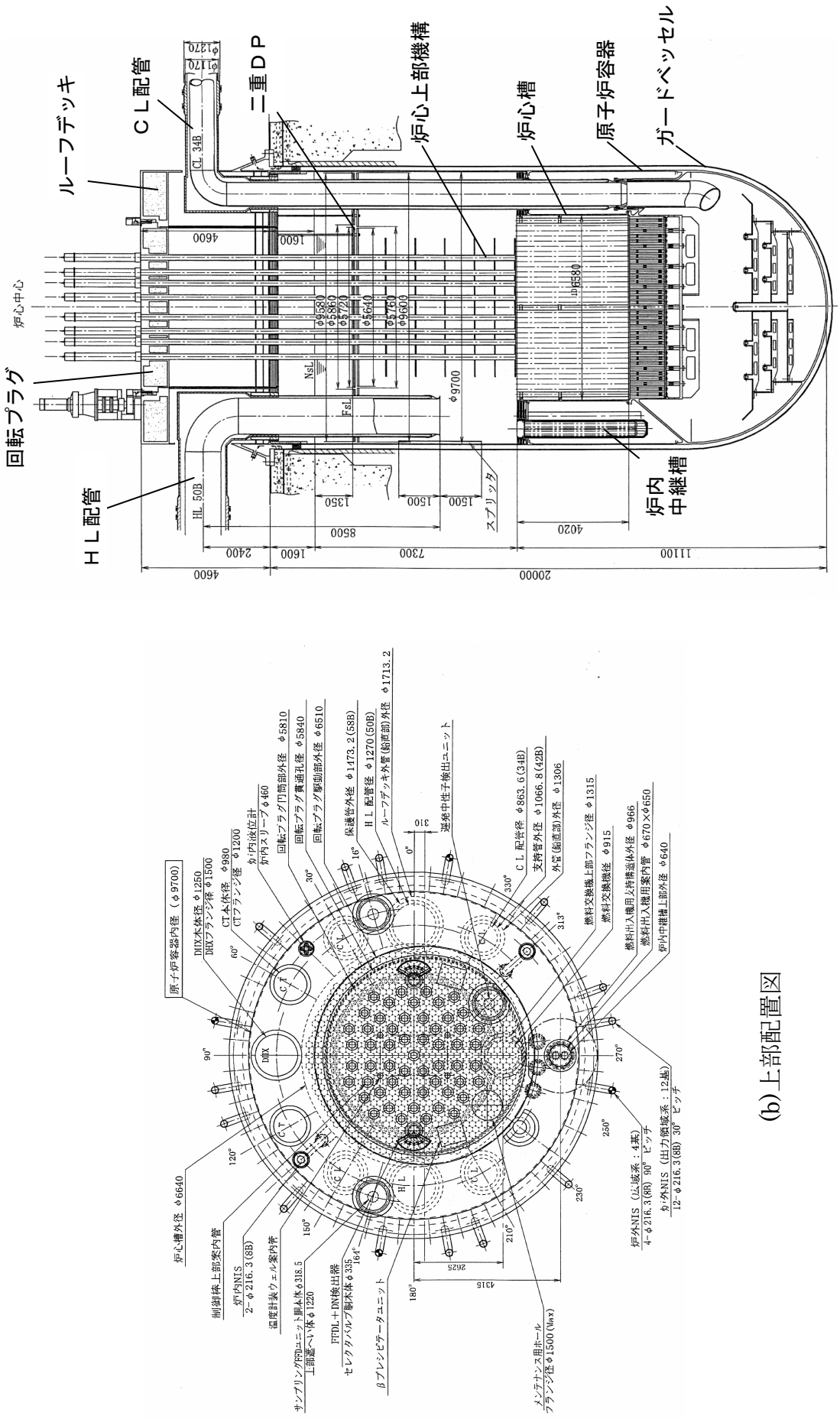


図 2.1.3.17　ナトリウム冷却大型炉　原子炉構造

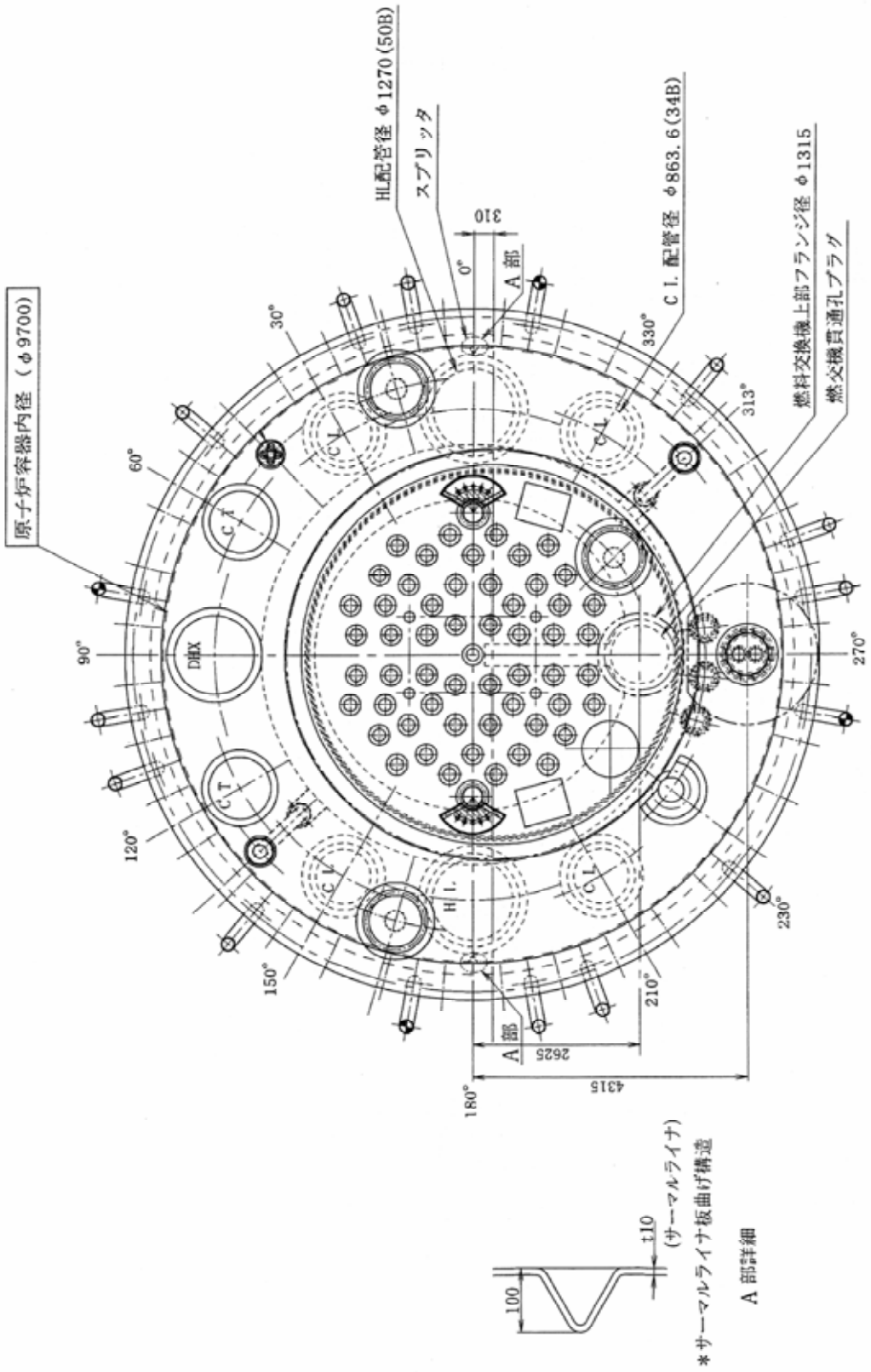


図 2.1.3.18　ナトリウム冷却大型炉　炉上部プレナム平面図

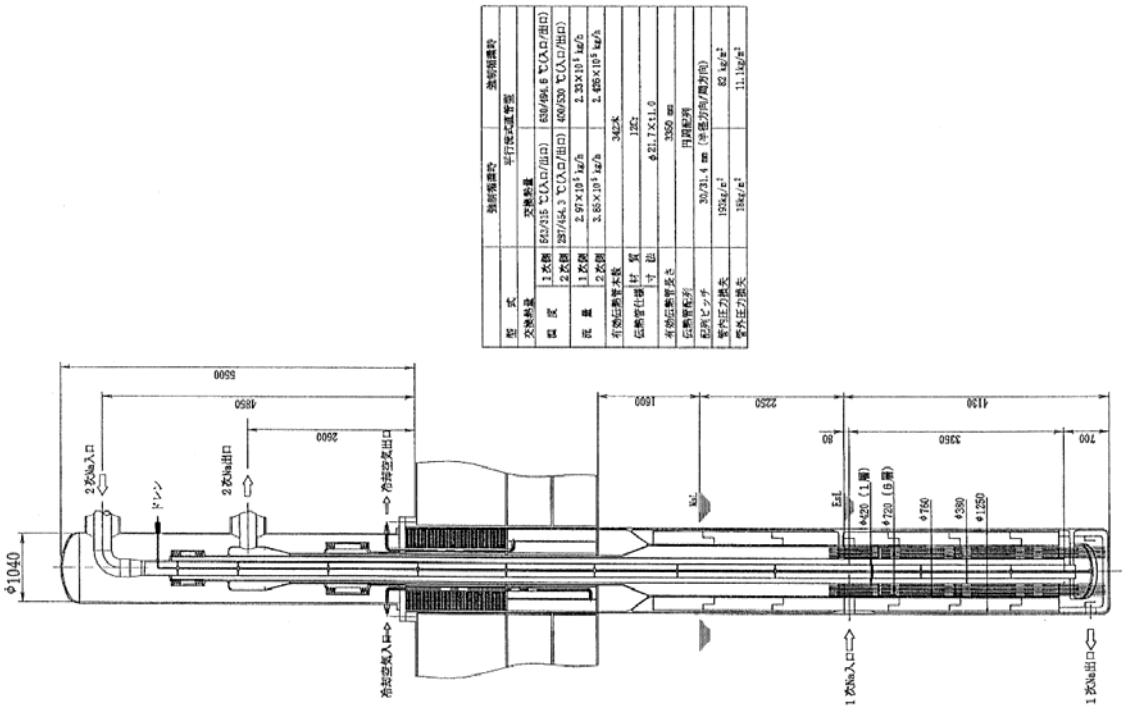
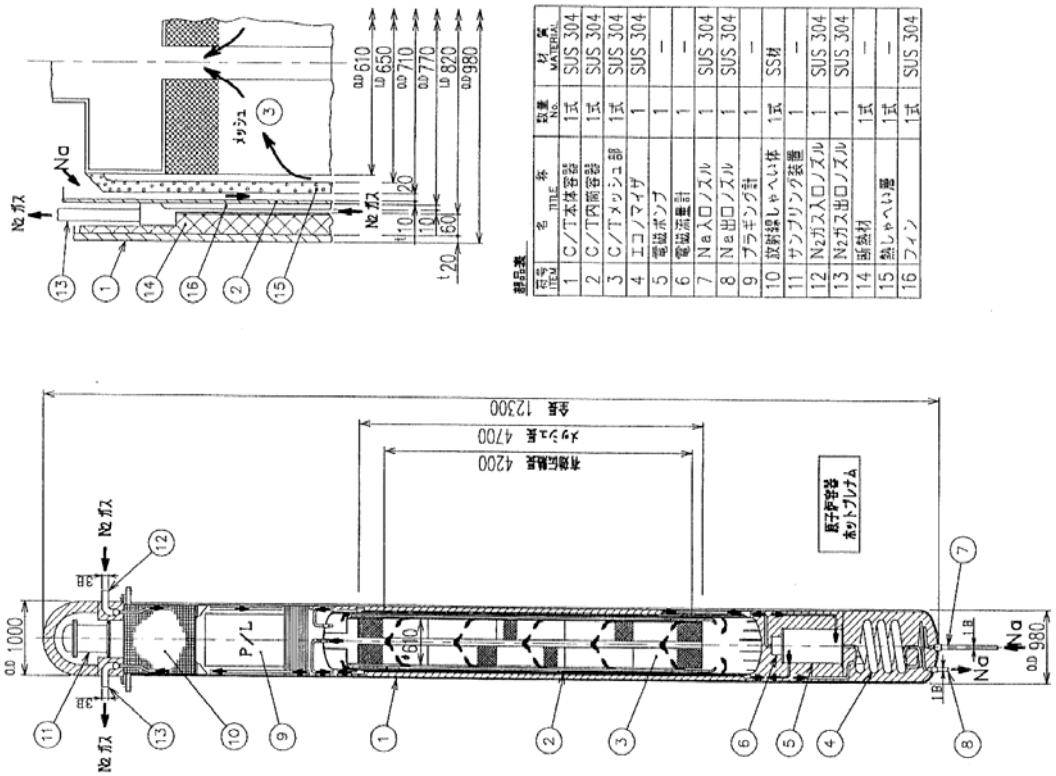


図 2.1.3.20　DHX構造



部品表

符号 ITEM	名称 TITLE	数量 No.	材質 MATERIAL
1	C/T本体容器	1式	SUS 304
2	C/T内筒容器	1式	SUS 304
3	C/Tメッシュ部	1式	SUS 304
4	エコノマイザ	1	SUS 304
5	電磁ポンプ	1	—
6	電磁流量計	1	—
7	Na入口ノズル	1	SUS 304
8	Na出口ノズル	1	SUS 304
9	プラギング計	1	—
10	放射線しゃへい体	1式	SS材
11	サンプリング装置	1	—
12	N2ガス入口ノズル	1	SUS 304
13	N2ガス出口ノズル	1	SUS 304
14	断熱材	1式	—
15	熱しゃへい層	1式	—
16	フィン	1式	SUS 304

図 2.1.3.19　一体型CT構造

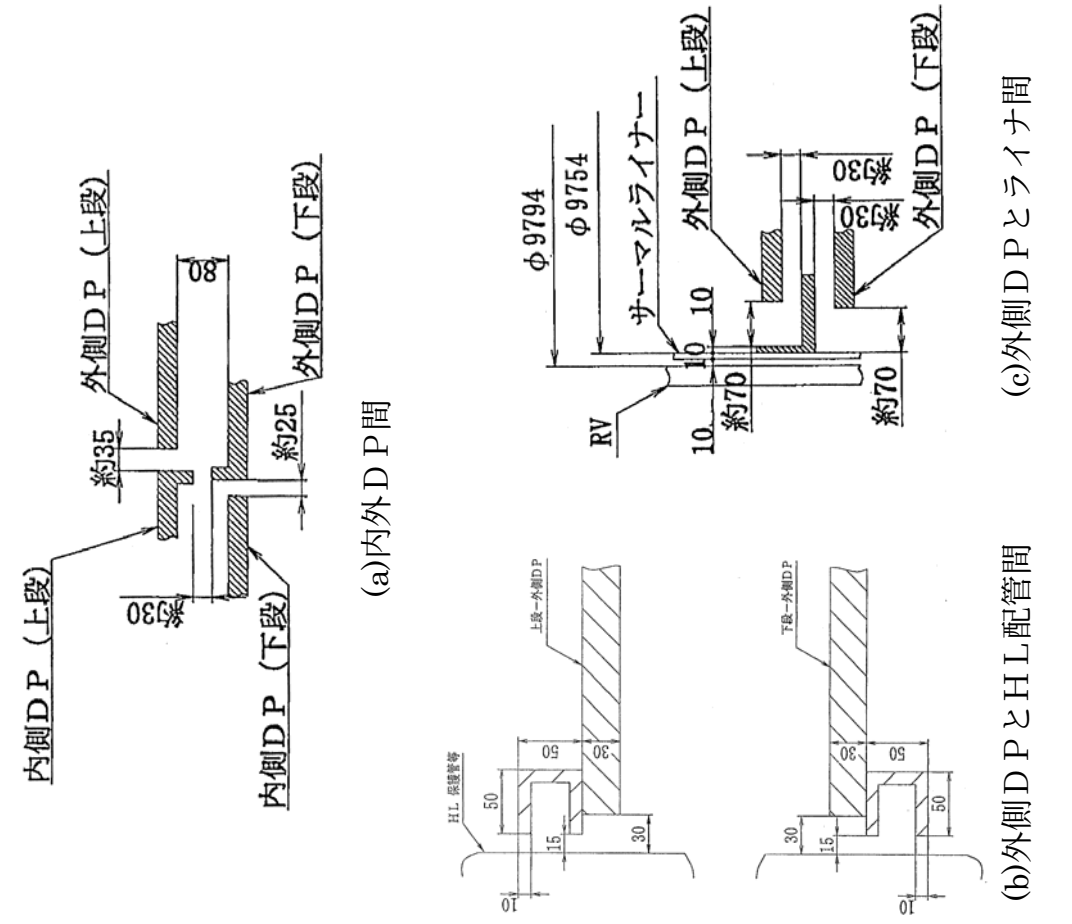


図 2.1.3.22　ＤＰラビリンス構造

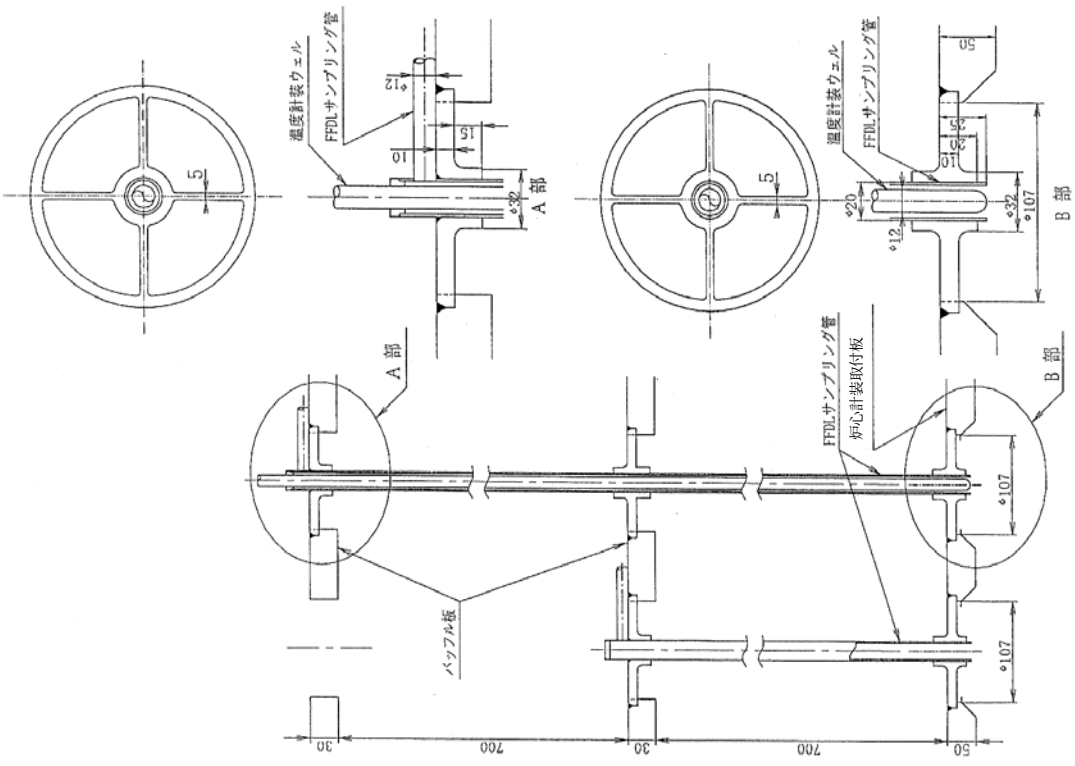


図 2.1.3.21　出口温度計装およびＦＦＤＬ
サンプリング管サポート概念

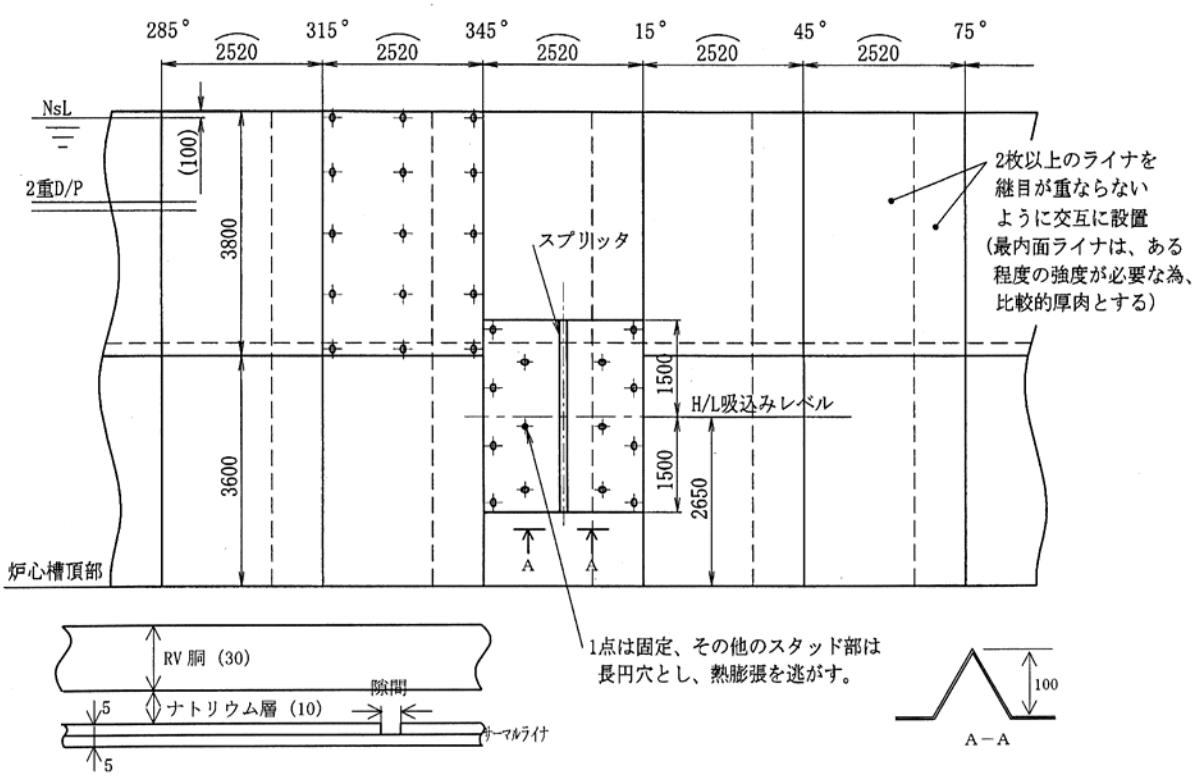


図 2.1.3.23　スプリッタ構造

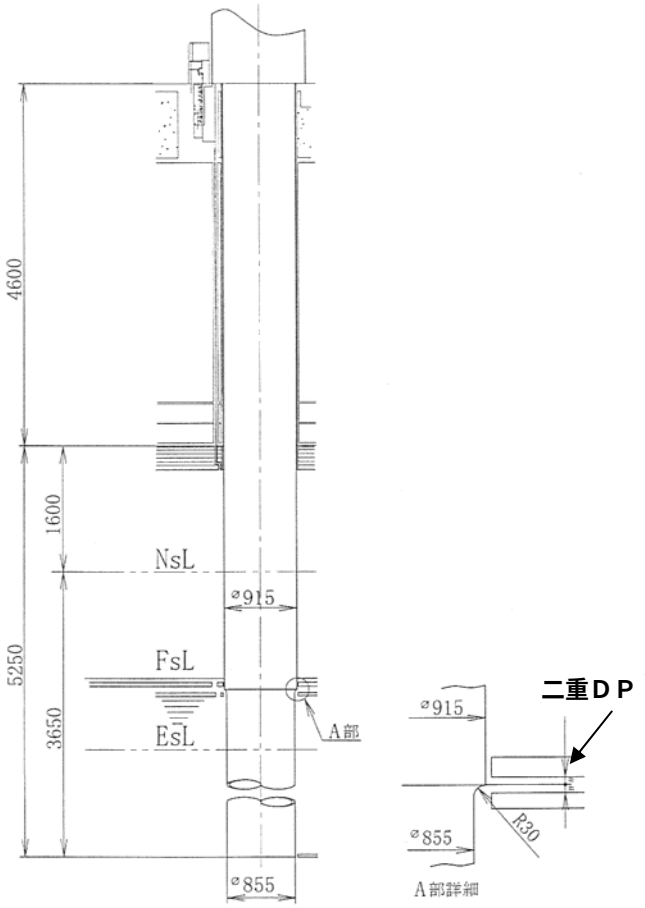


図 2.1.3.24　ＦHM貫通孔プラグ構造

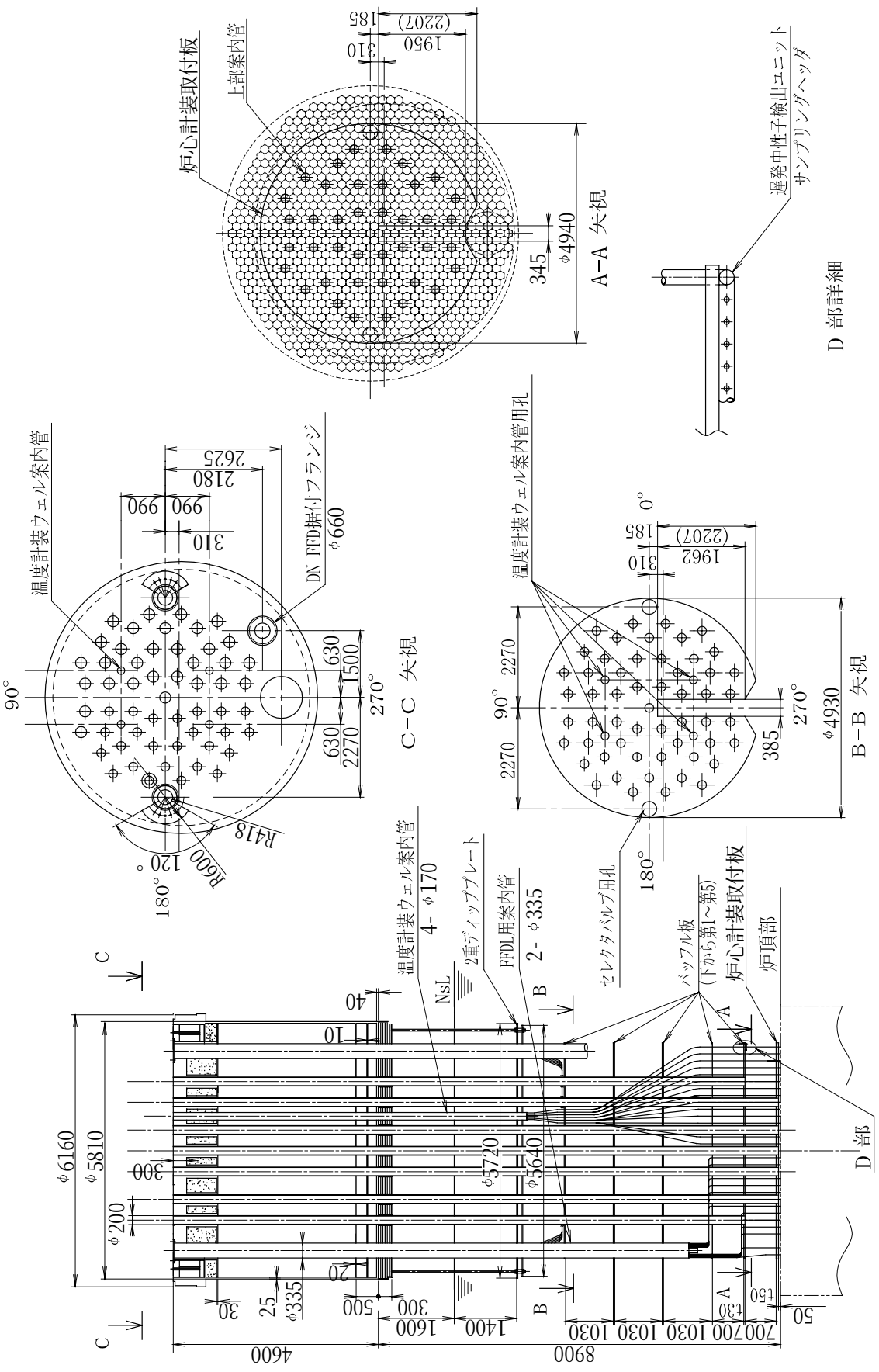


図 2.1.3.25　切込み付コラム型ＵＩＳ構造

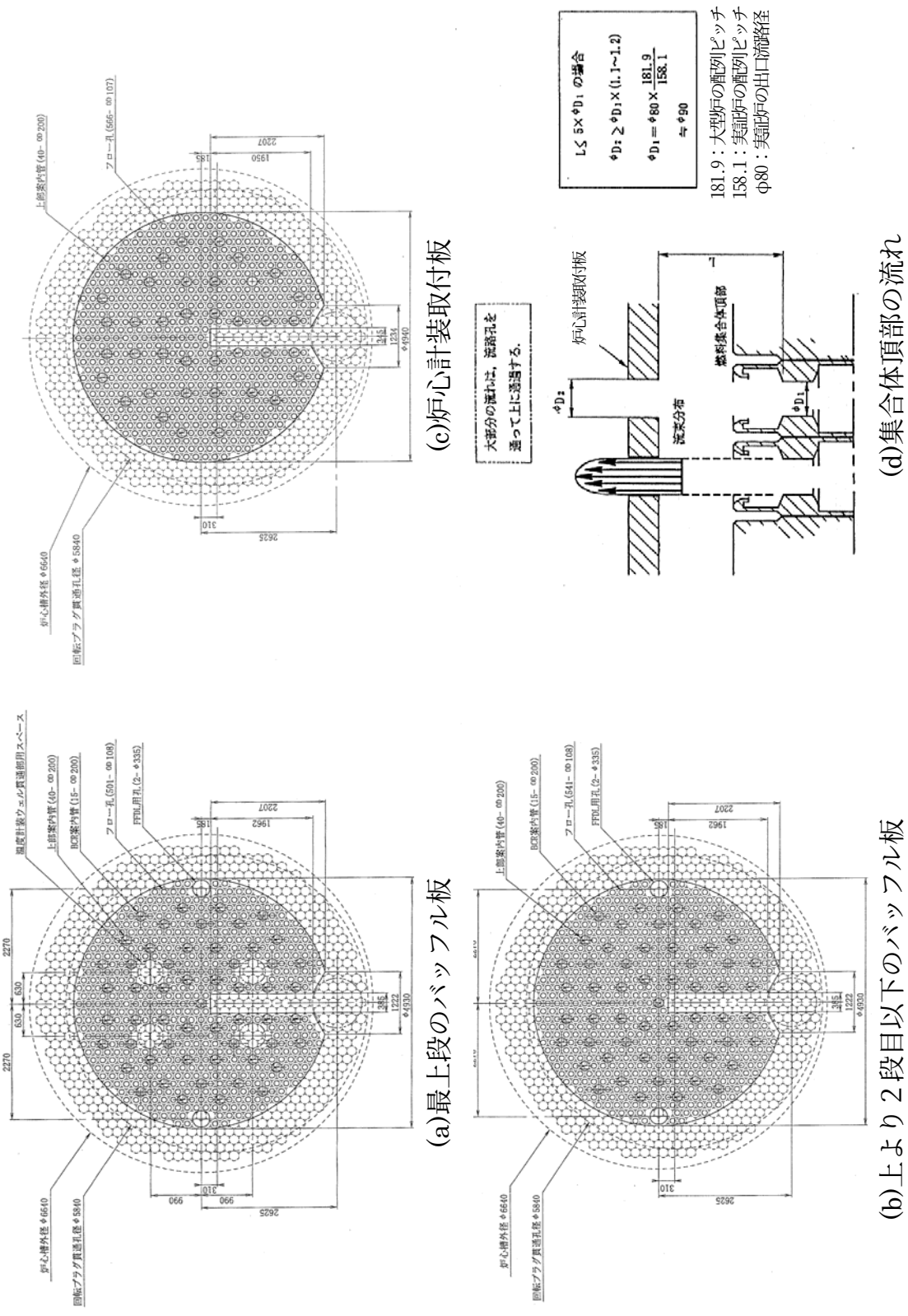
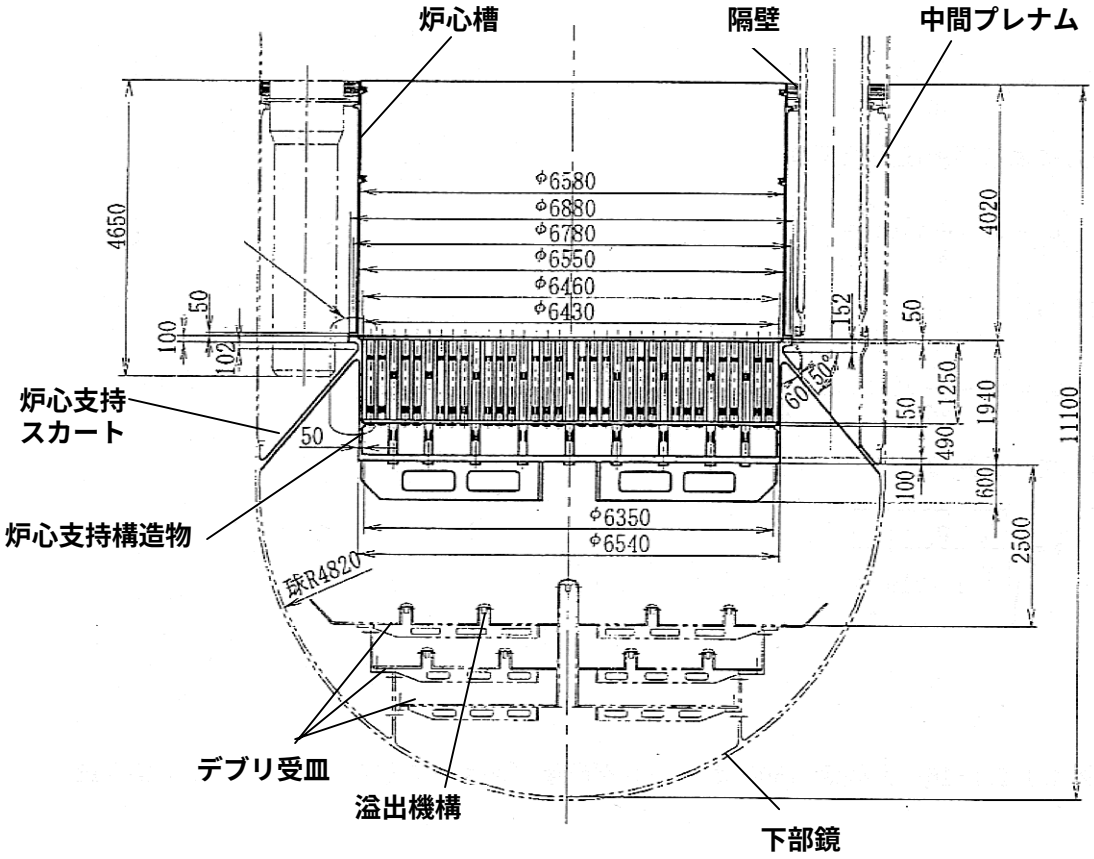


図 2.1.3.26　コラム型ＵＩＳの水平板構造



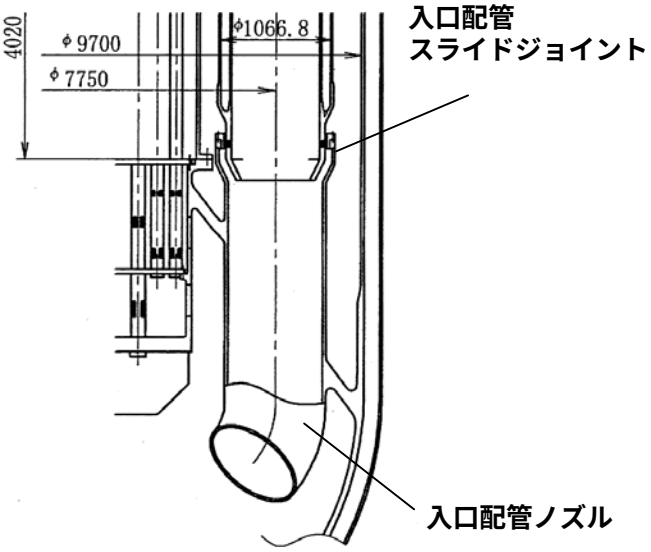
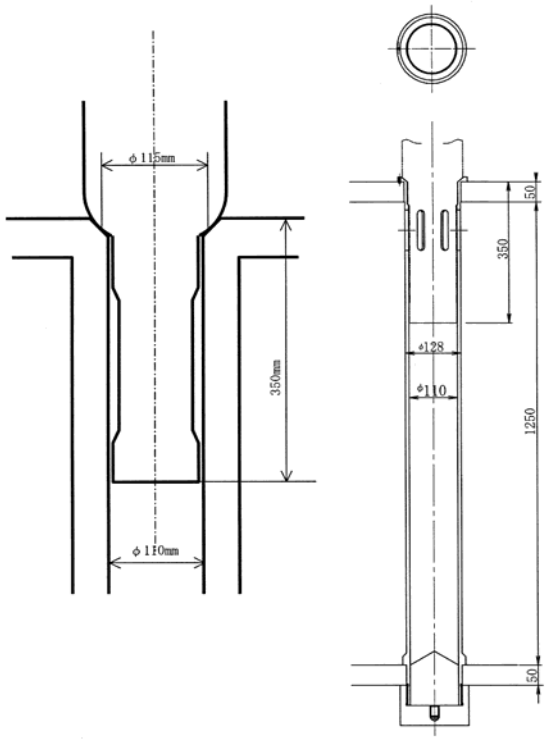
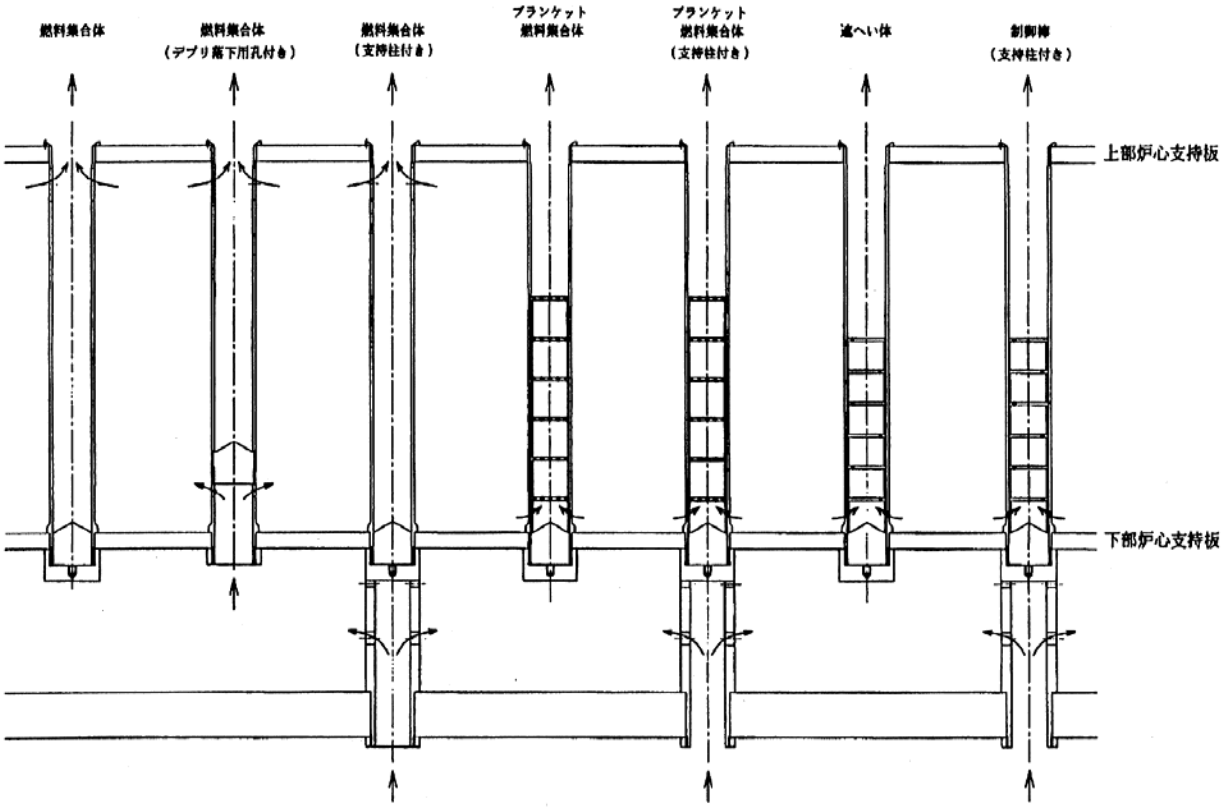


図 2.1.3.27　原子炉下部構造



(a)連結管およびエントランスノズル形状



(b)各集合体エントランスノズル部の冷却材の流れ

図 2.1.3.28　流量調整機構の概念

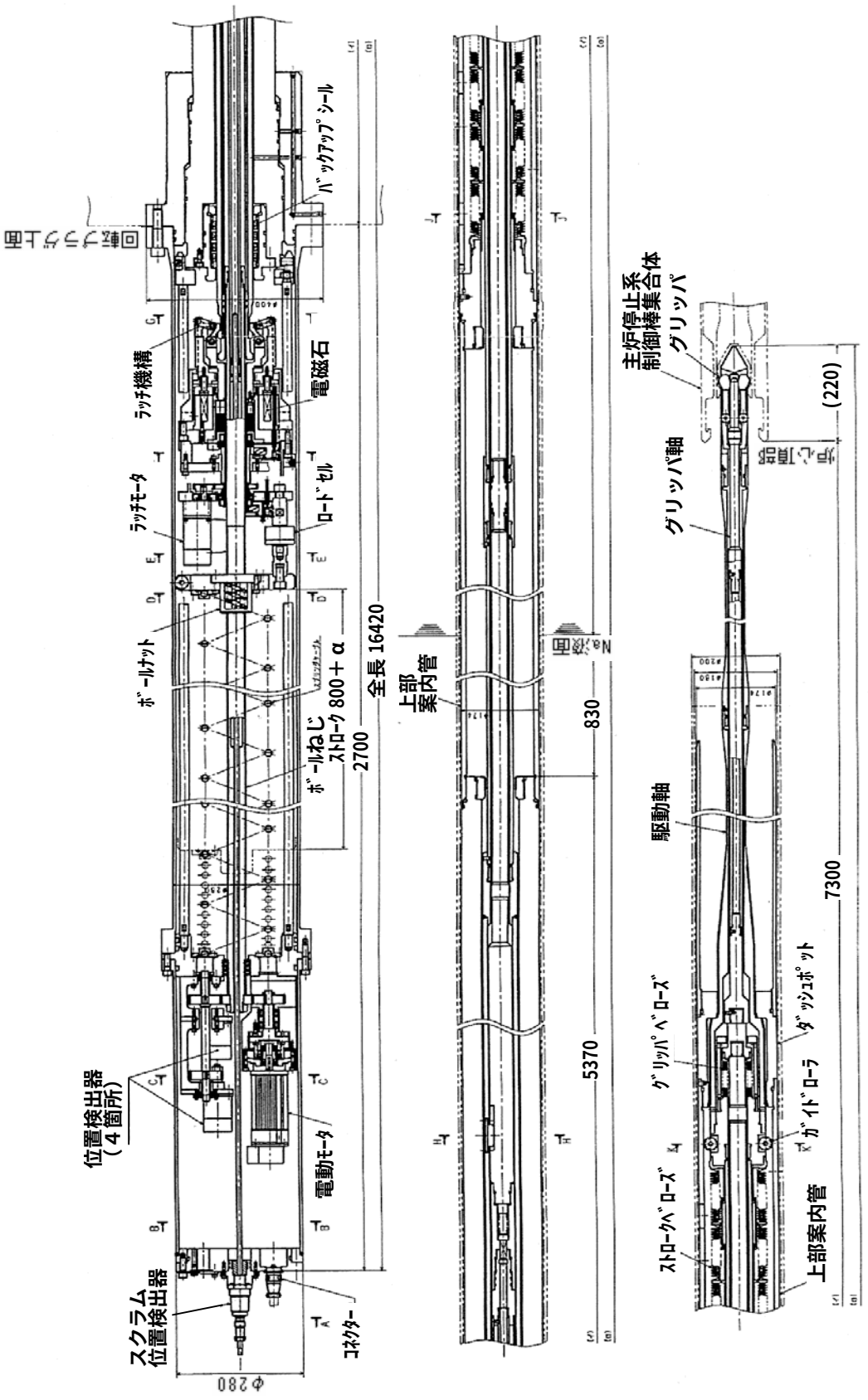


図 2.1.3.29　主炉停止系ＣＲＤＭ全体組立図

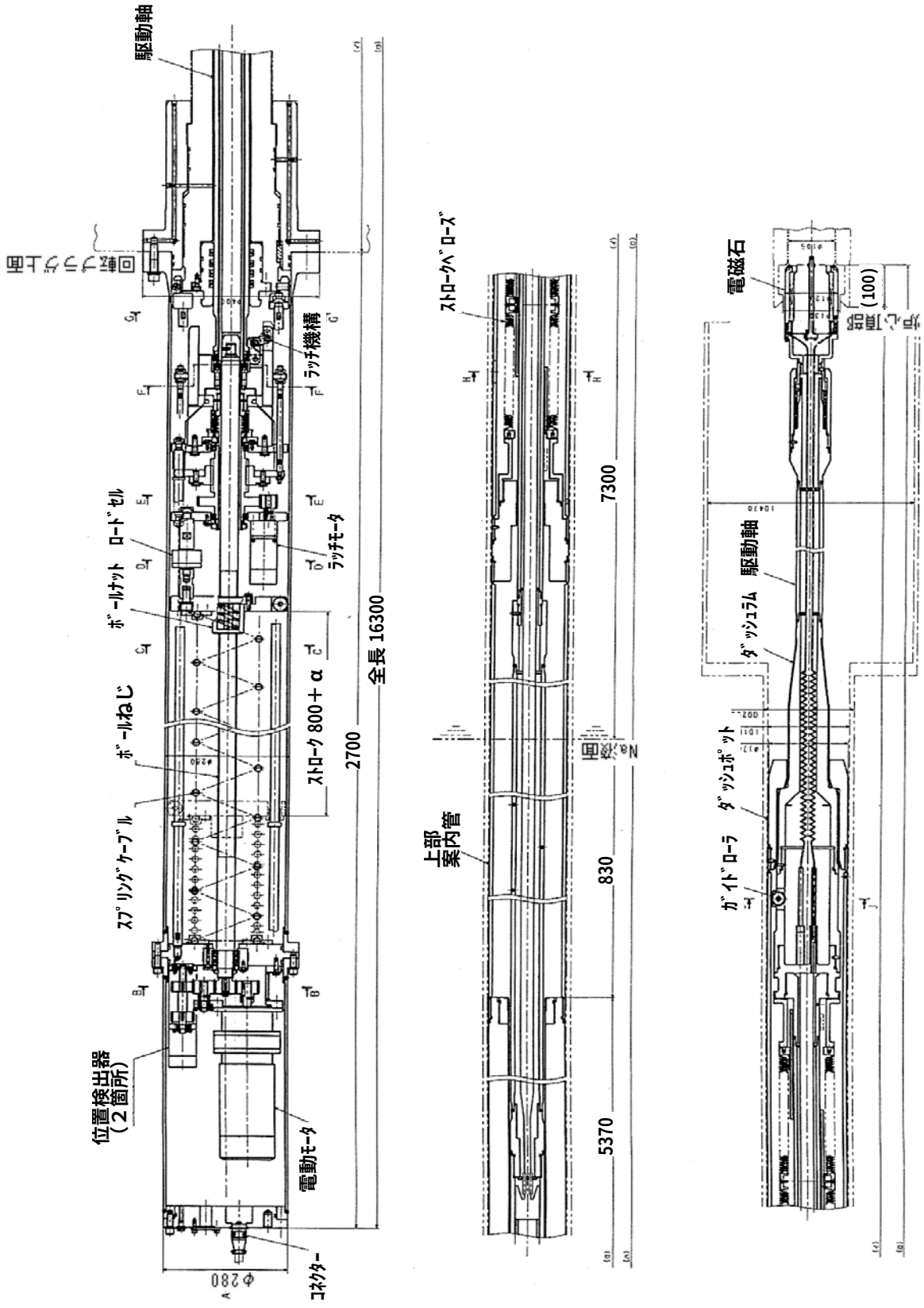


図 2.1.3.30　後備炉停止系ＣＲＤＭ全体組立図

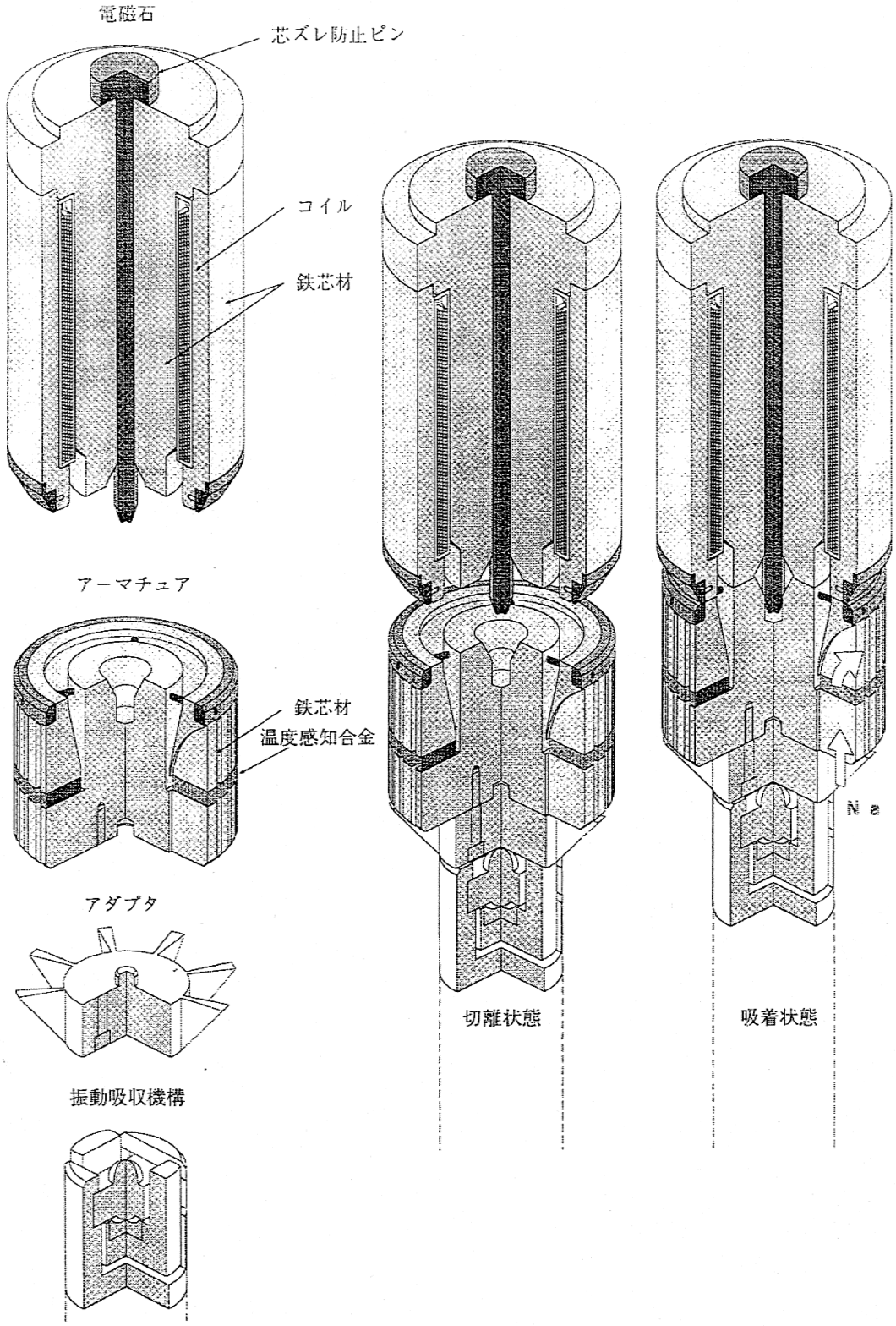


図 2.1.3.31　ＳＡＳＳ構造

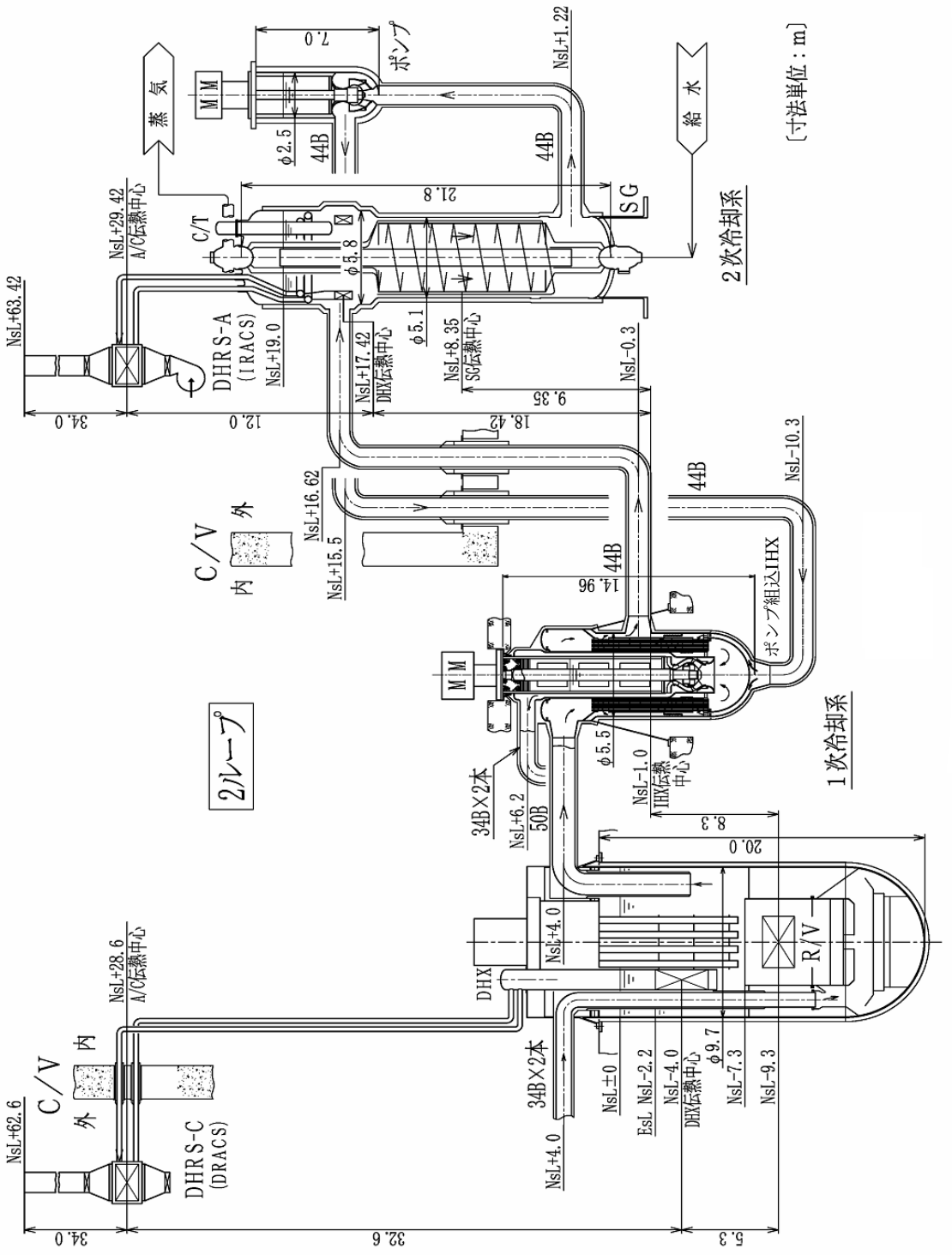


図 2.1.3.32 原子炉冷却系 系統構成図

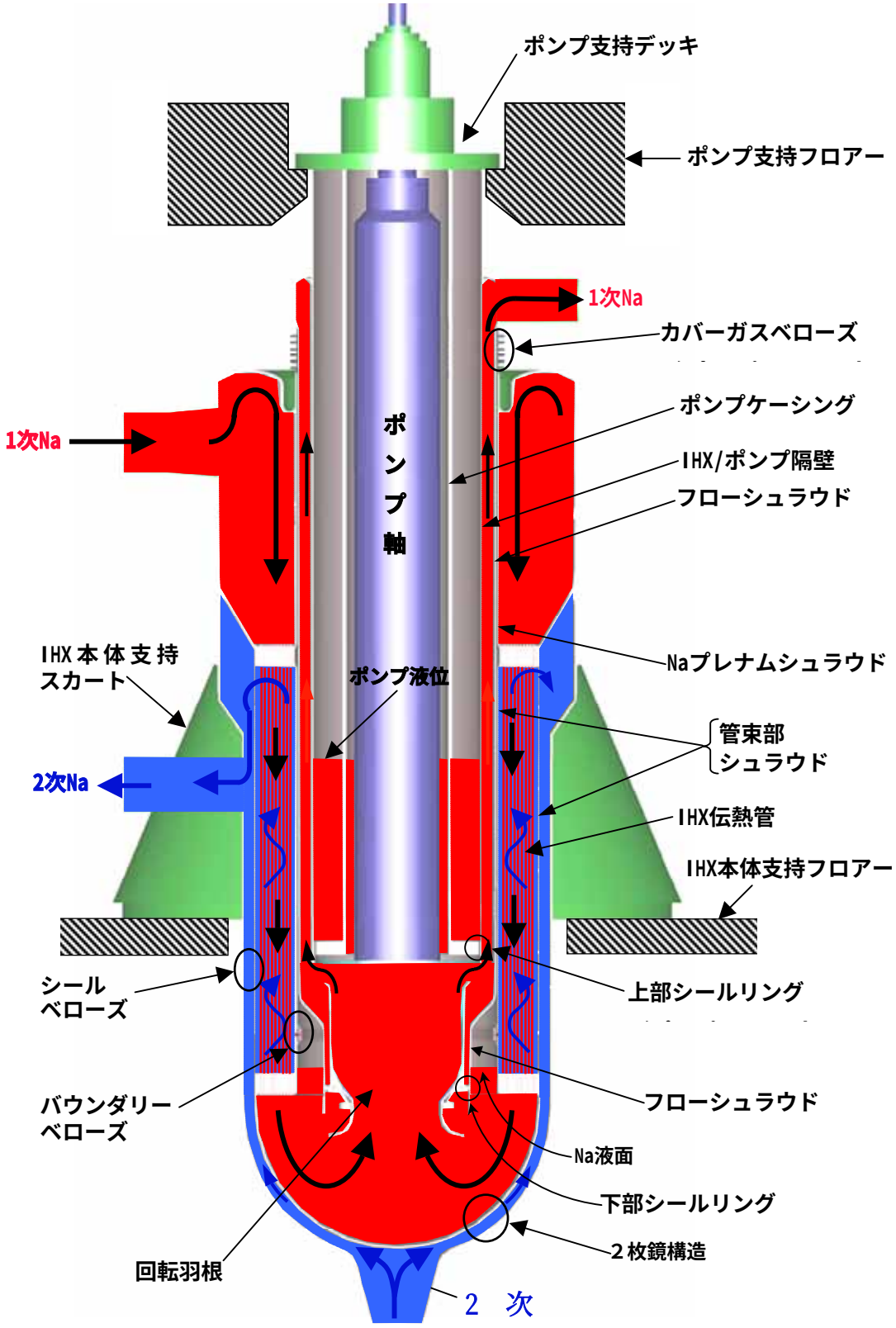


図 2.1.3.33 ポンプ組込型中間熱交換器 概念図

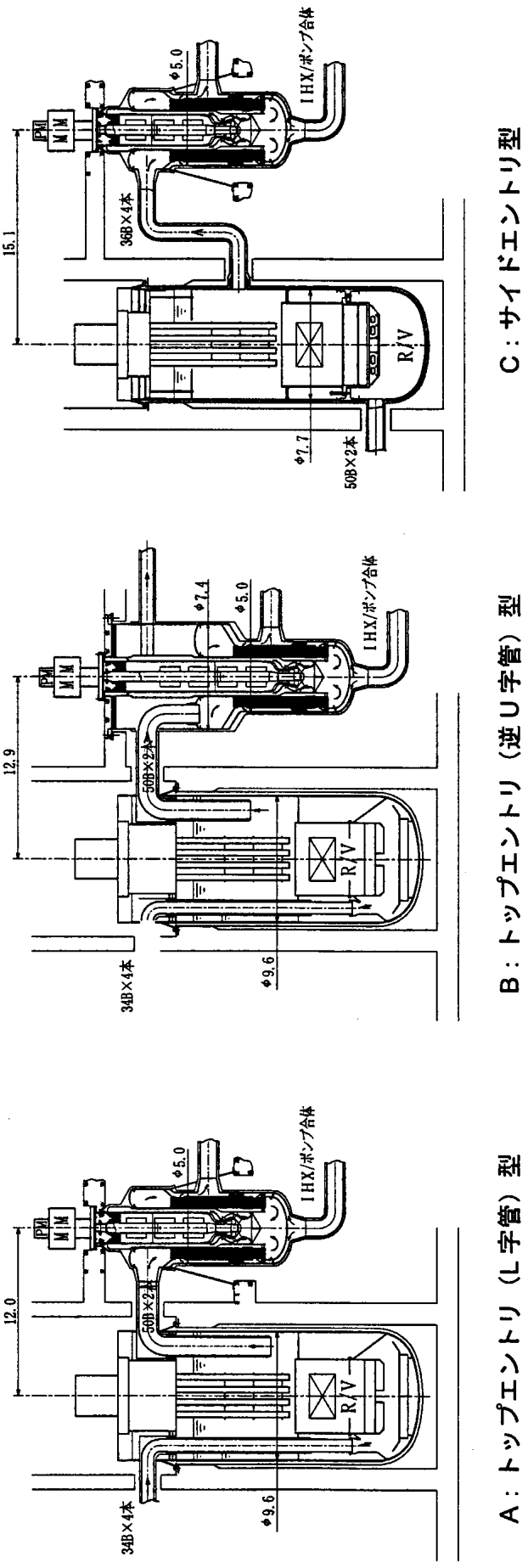


図 2.1.3.34　1次系配管引き回し方式 概念図

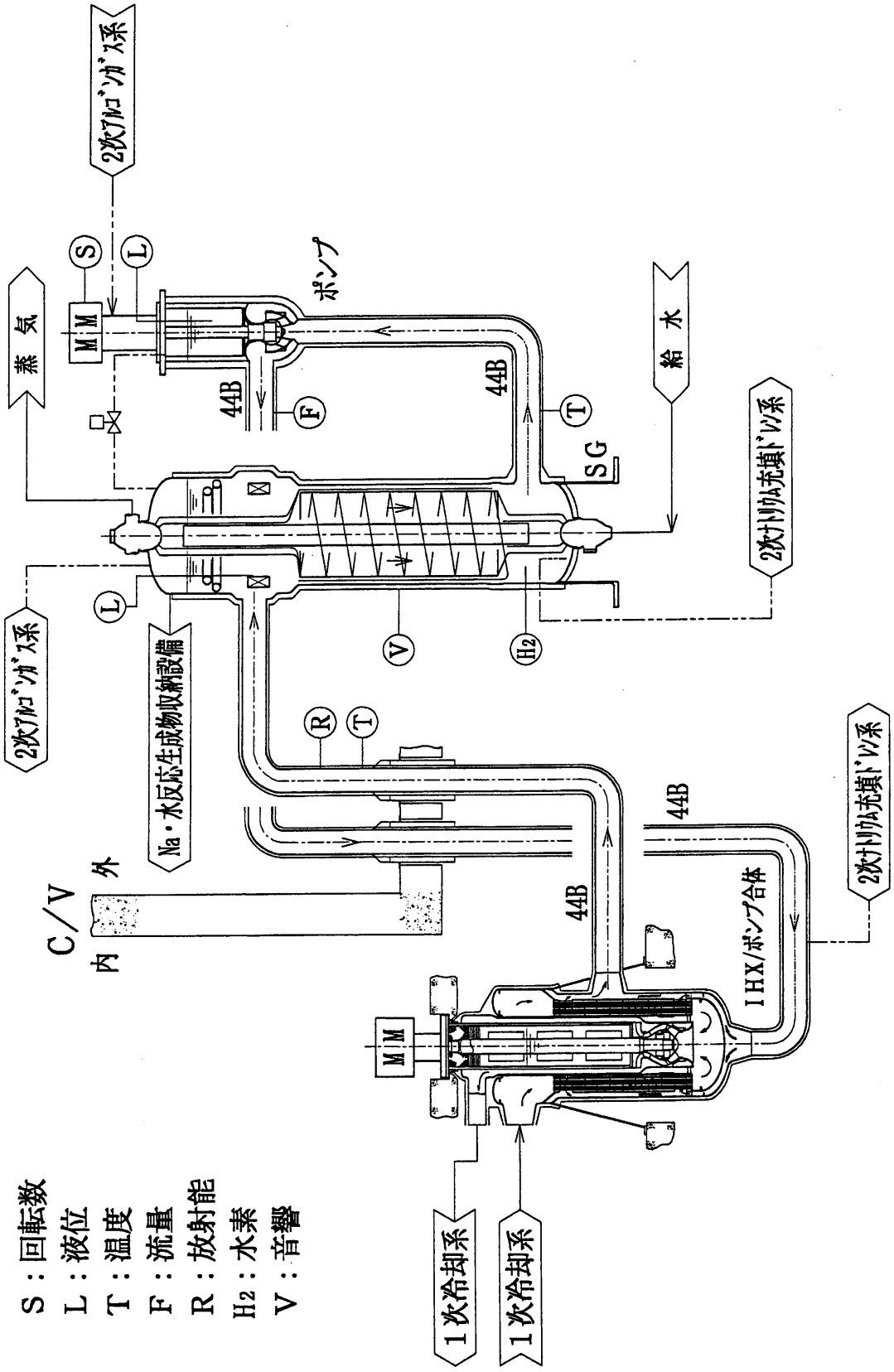


図2.1.3.35　2次冷却系系統概念図

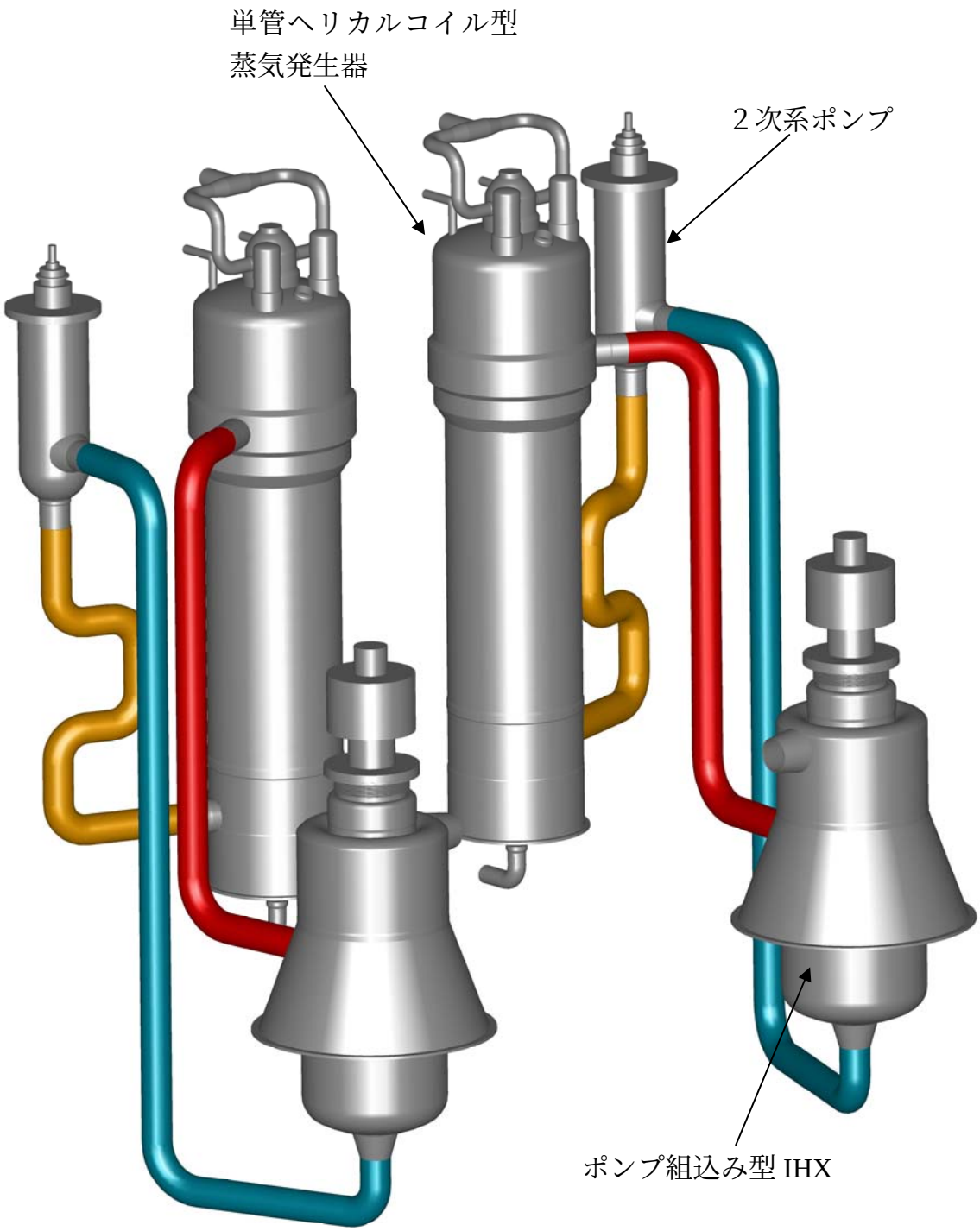


図 2.1.3.36　大型炉２次冷却系鳥瞰図

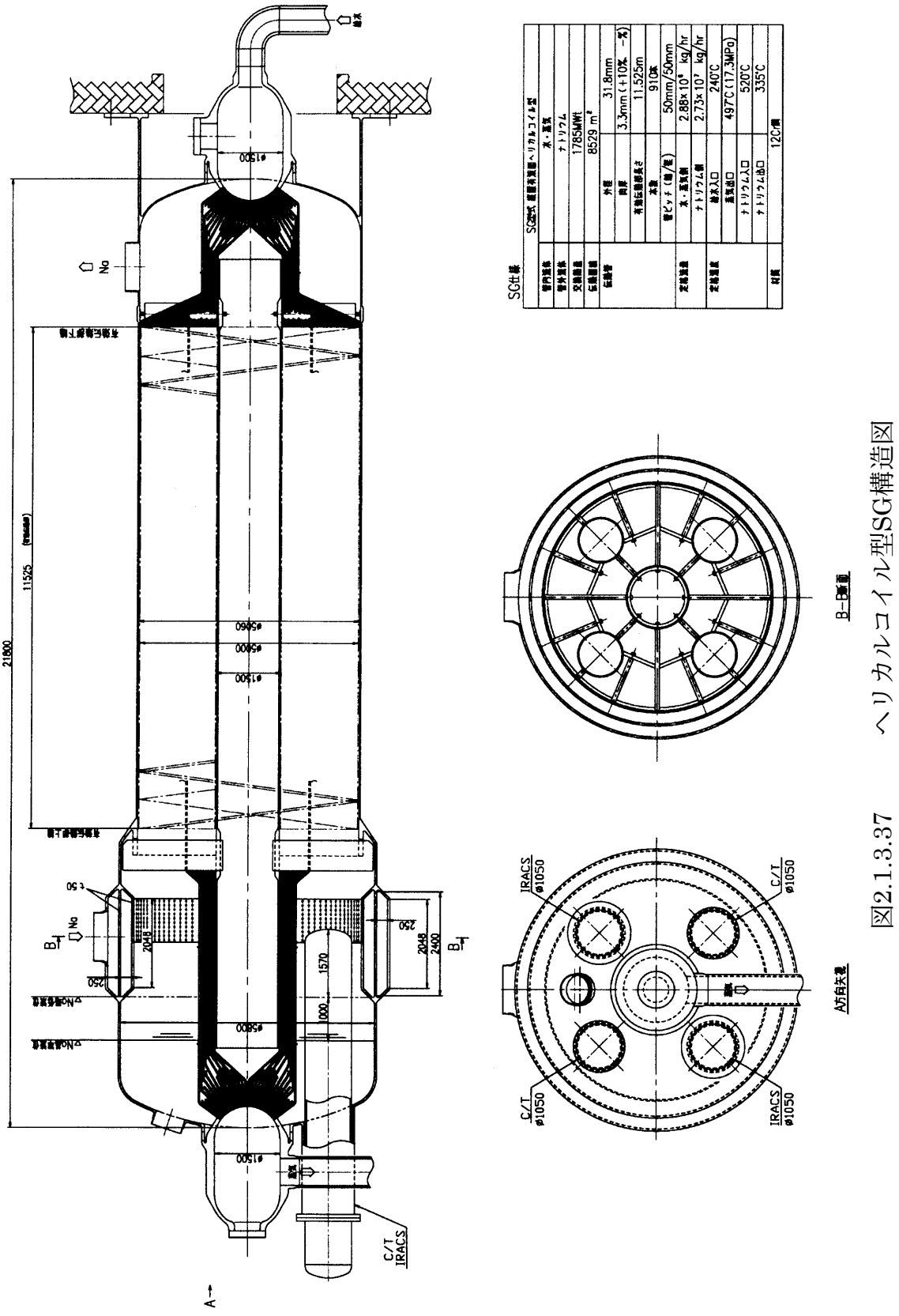
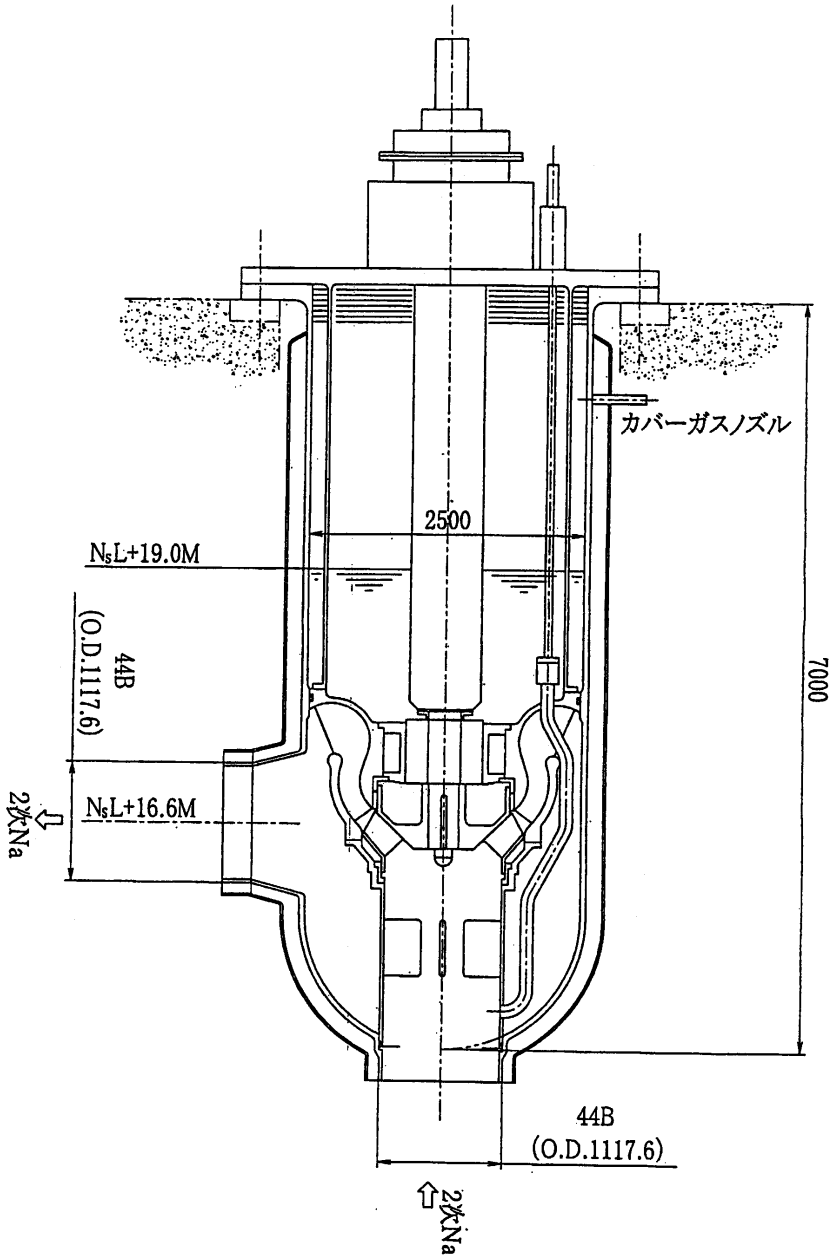


図2.1.3.37　ヘリカルコイル型SG構造図



ポンプ仕様

2次系ポンプ形式	単段片吸込型(下吸込)	
基　　数	2	基
定格流量	522	m^3／min
定格運転温度	335	℃
定格揚程	40	mNa
定格回転数	520	rpm
NPSHav	20	mNa
吸込比速度	1250	―
ポンプ軸動力	4000	kW
材　　質	12Cr鋼	
重　　量	70	ton

図 2.1.3.38　　2次系ポンプ概念構造図

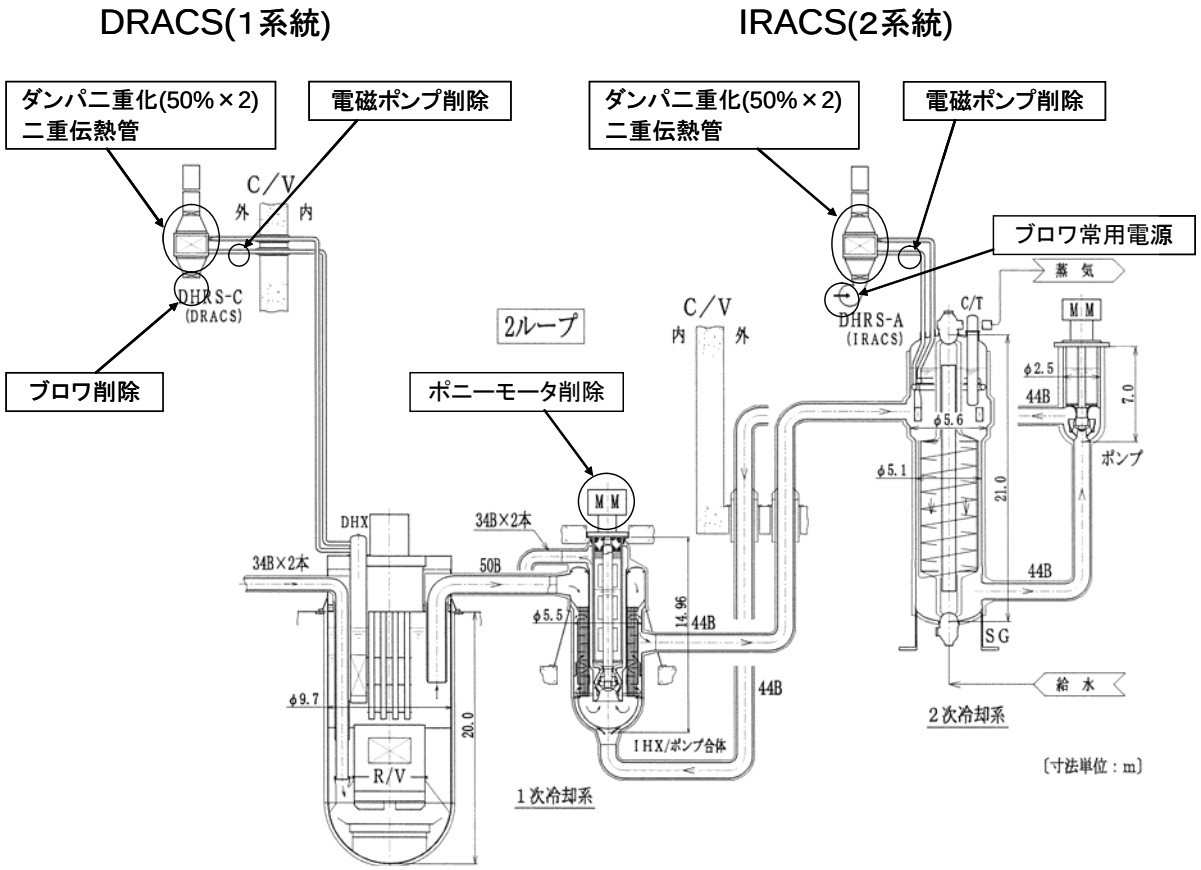


図 2.1.3.39　崩壊熱除去系の系統概念

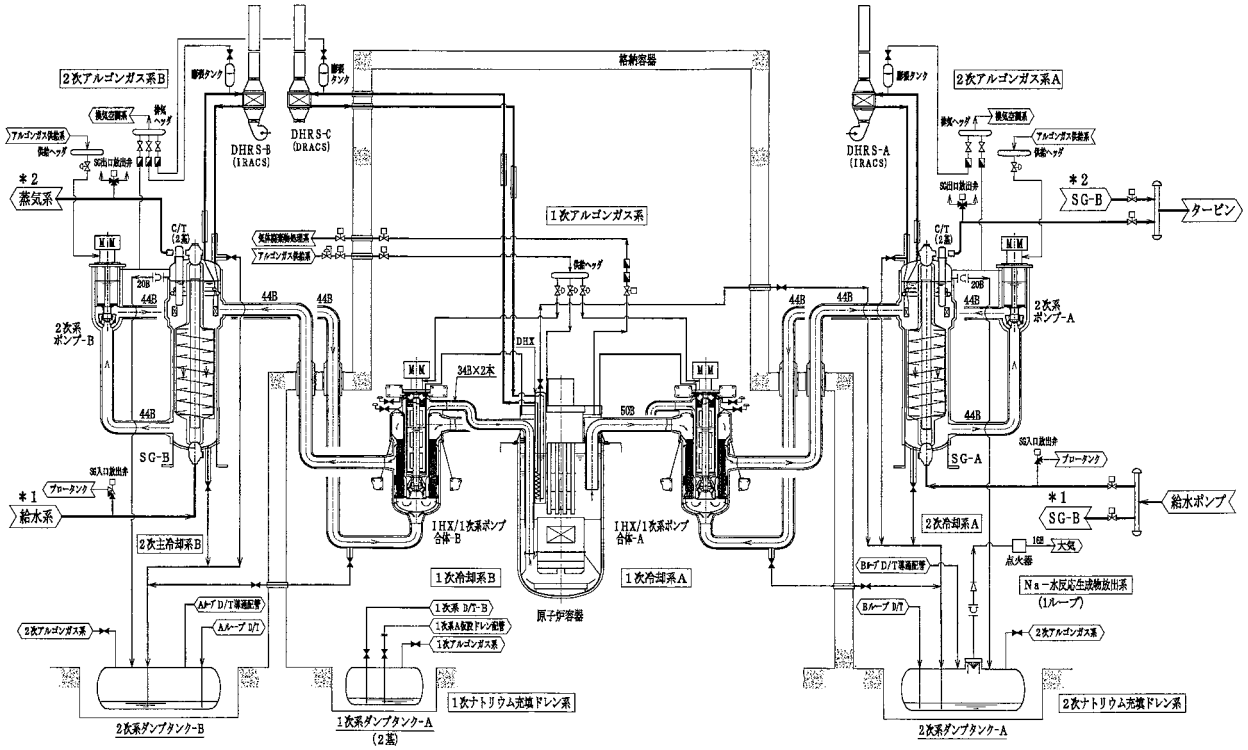


図 2.1.3.40　　補助ナトリウム系設備の概要

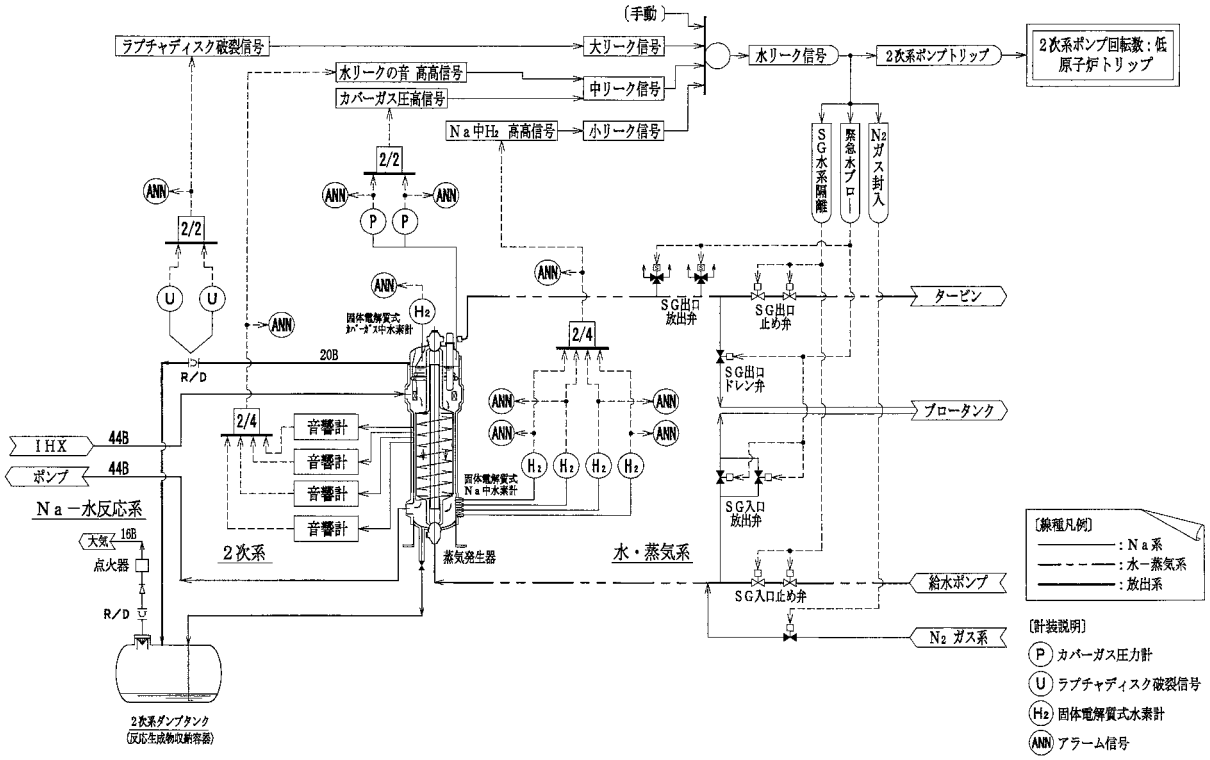


図 2.1.3.41　　ナトリウム－水反応対策設備の概要

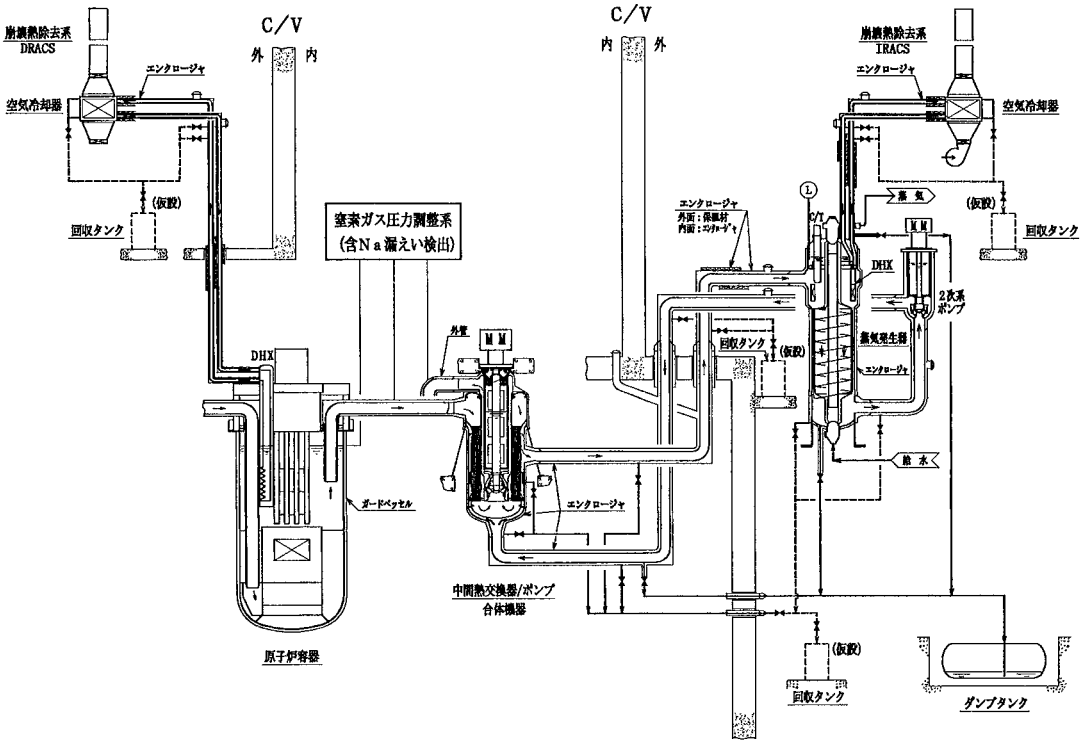


図 2.1.3.42　　ナトリウム漏えい対策設備の概要

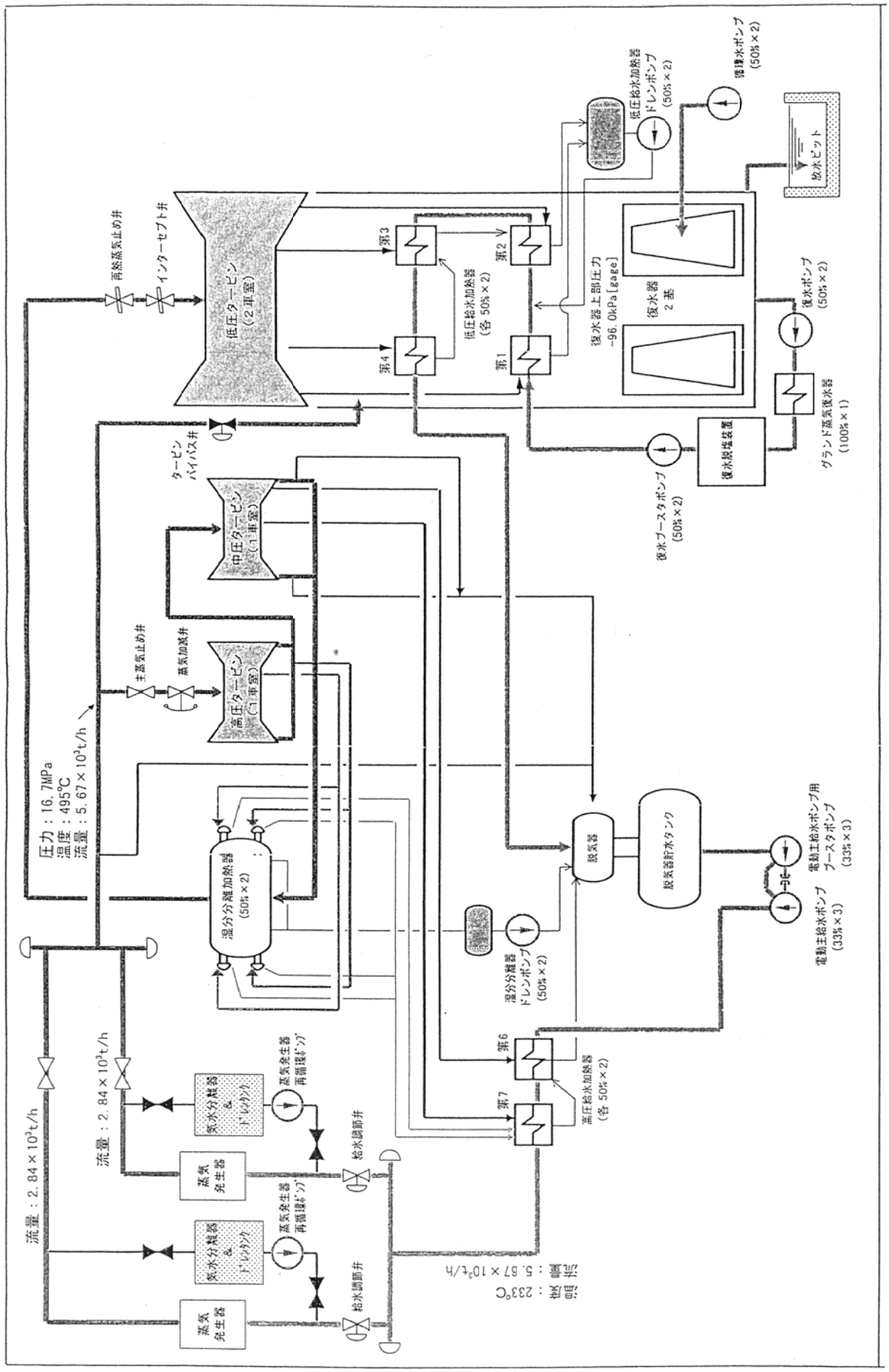


図 2.1.3.43　水・蒸気系およびタービン設備概略系統図

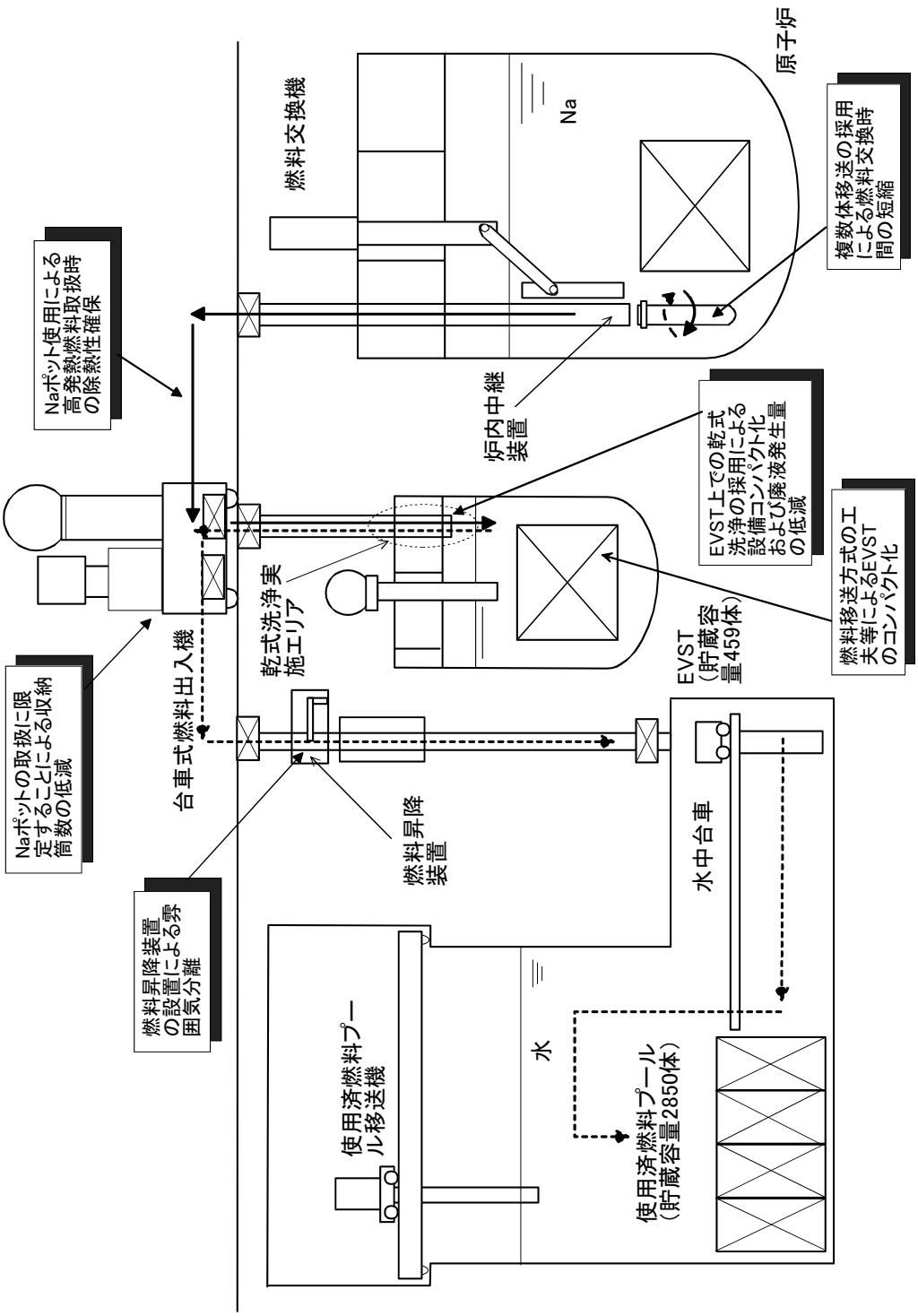


図 2.1.3.44　ナトリウム冷却大型炉の燃料取扱設備概念図

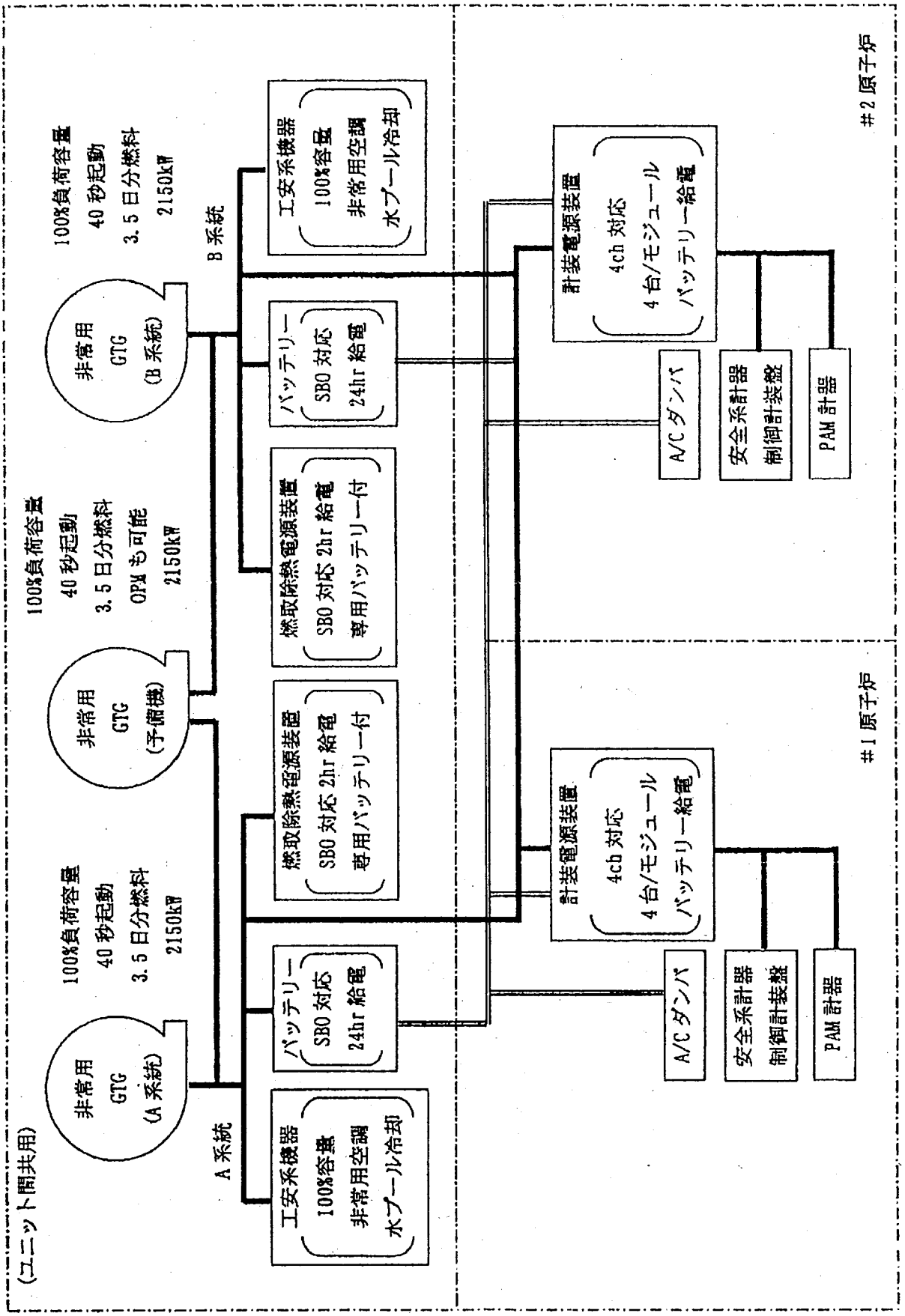


図 2.1.3.45　非常用電源設備概念図（大型炉）

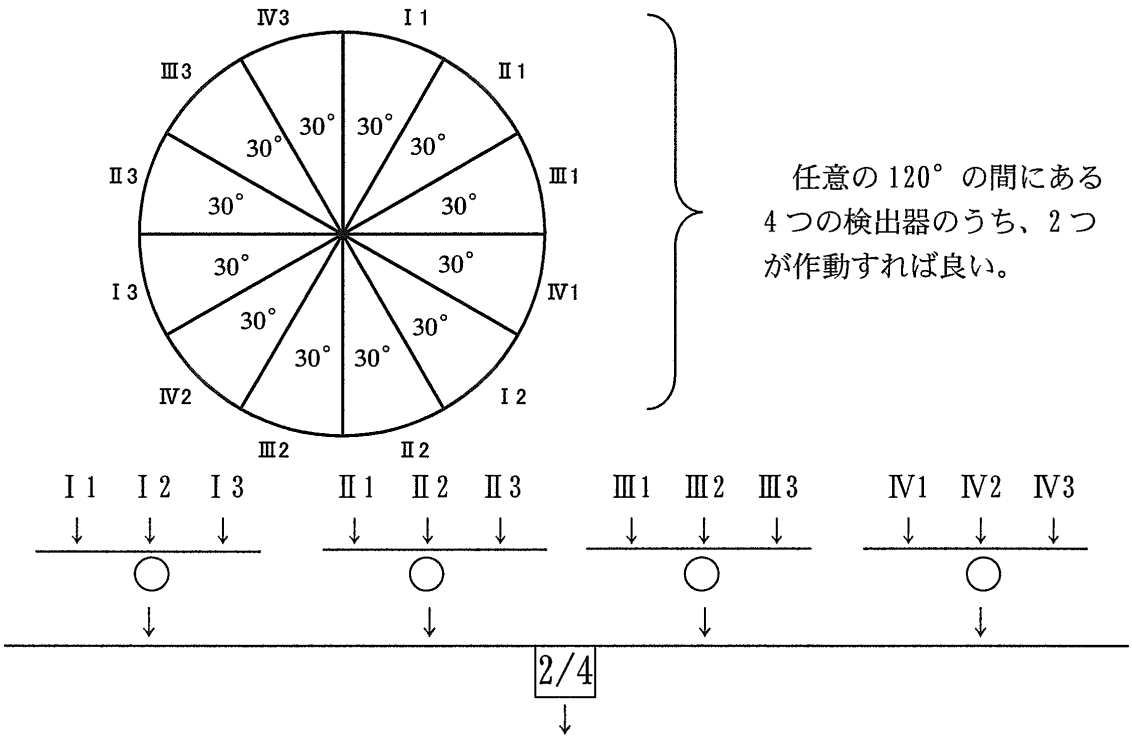


図 2.1.3.46　出力領域中性子束高信号の構成

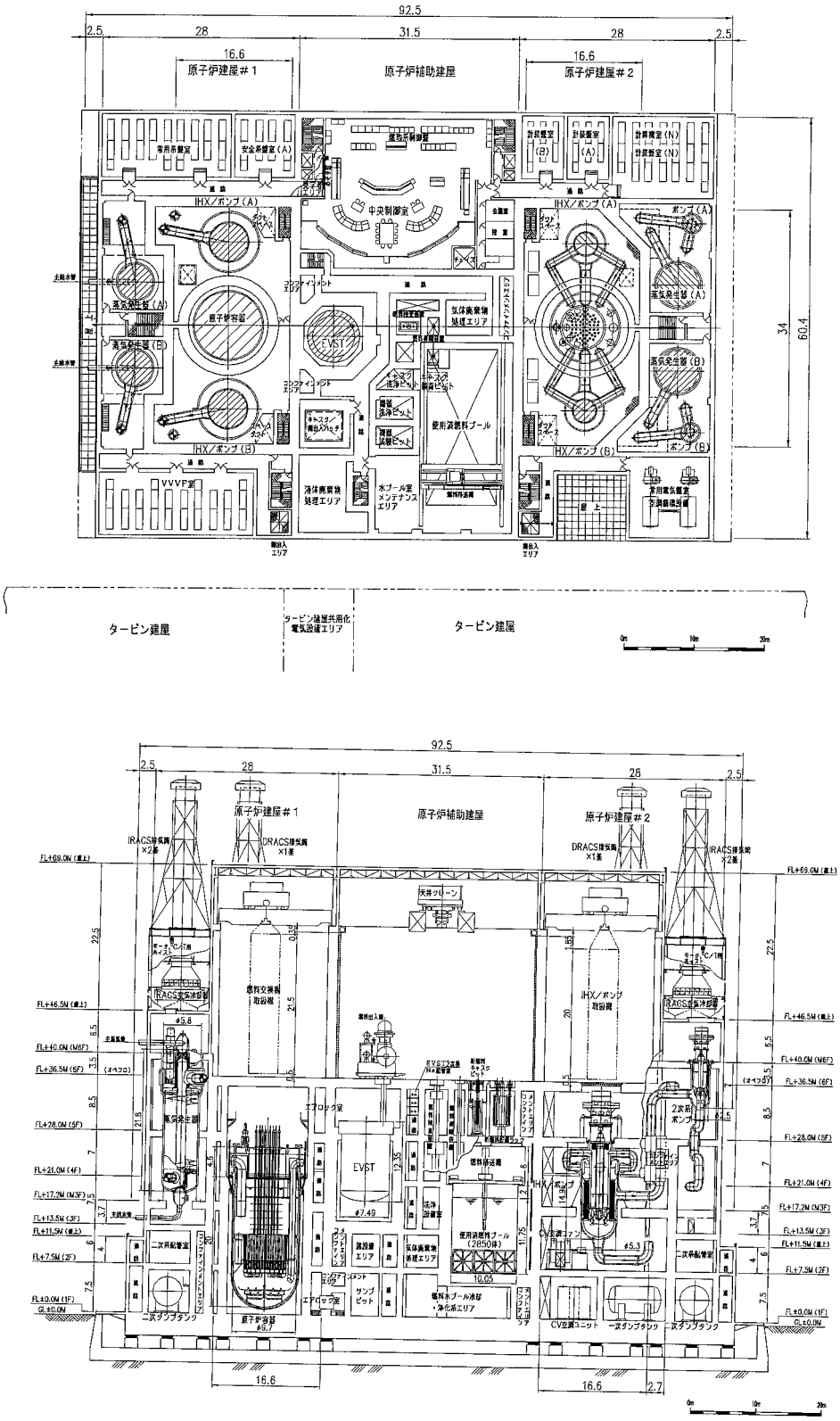

92.5
2.5
28
31.5
28
2.5
16.6
原子炉建屋＃1
原子炉補助建屋
16.6
原子炉建屋＃2
中央制御室
IHX／ポンプ（A）
IHX／ポンプ（B）
原子炉容器
EVST
使用済燃料プール
34
60.4
タービン建屋
タービン建屋
92.5
2.5
28
31.5
28
2.5
原子炉建屋＃1
原子炉補助建屋
原子炉建屋＃2
IRACS排気筒
DRACS排気筒
天井クレーン
IHX／ポンプ
EVST
使用済燃料プール
16.6
16.6
2.7

図 2.1.3.47　建屋配置

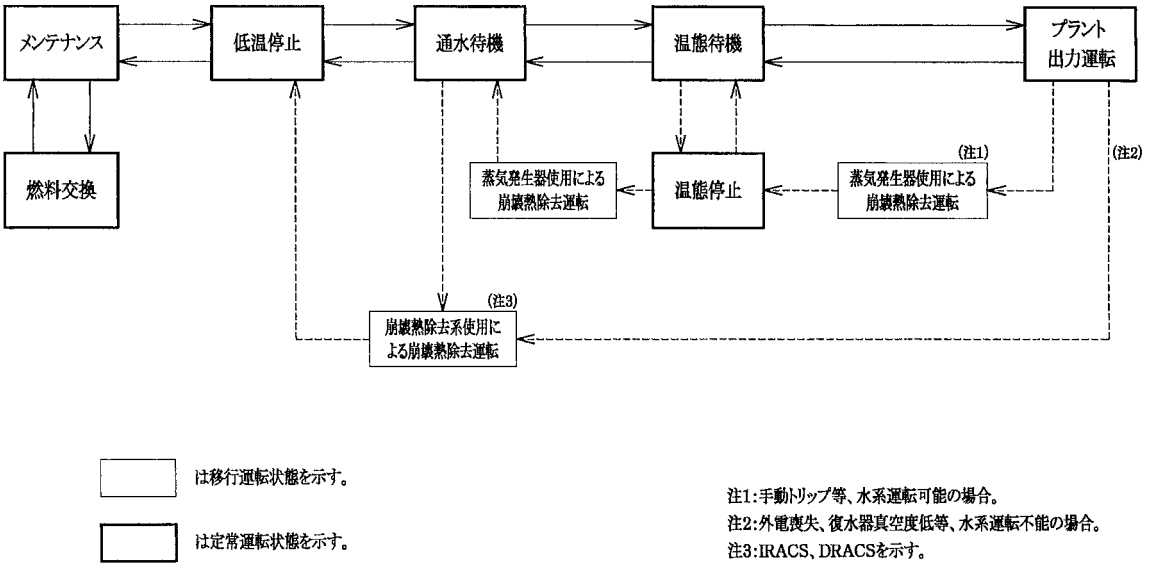


図 2.1.3.48　　プラント運転サイクル

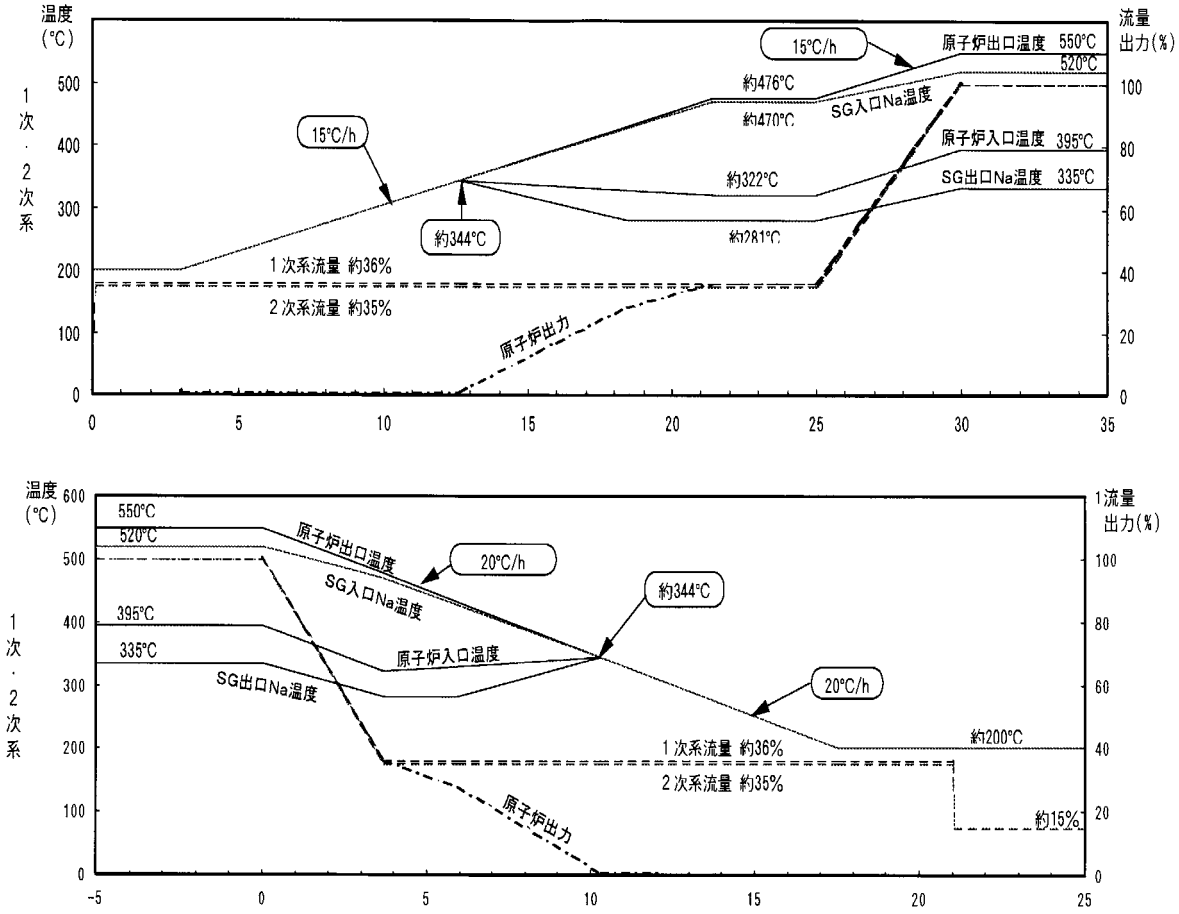


図 2.1.3.49　　通常起動・停止曲線

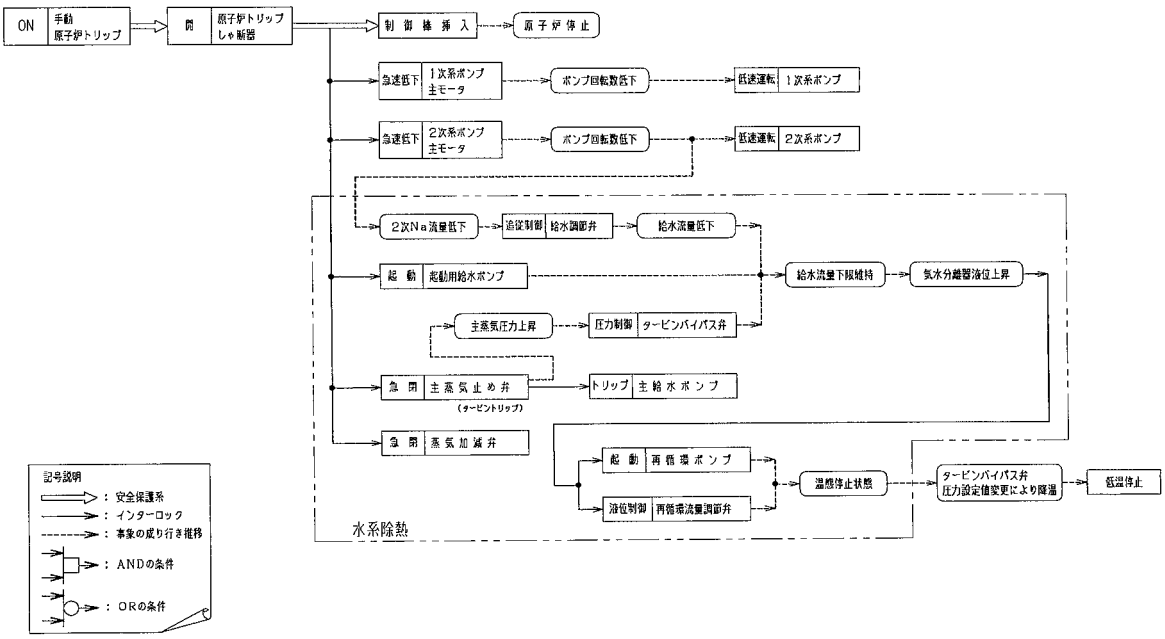


図 2.1.3.50　　手動トリップ時の事象推移図

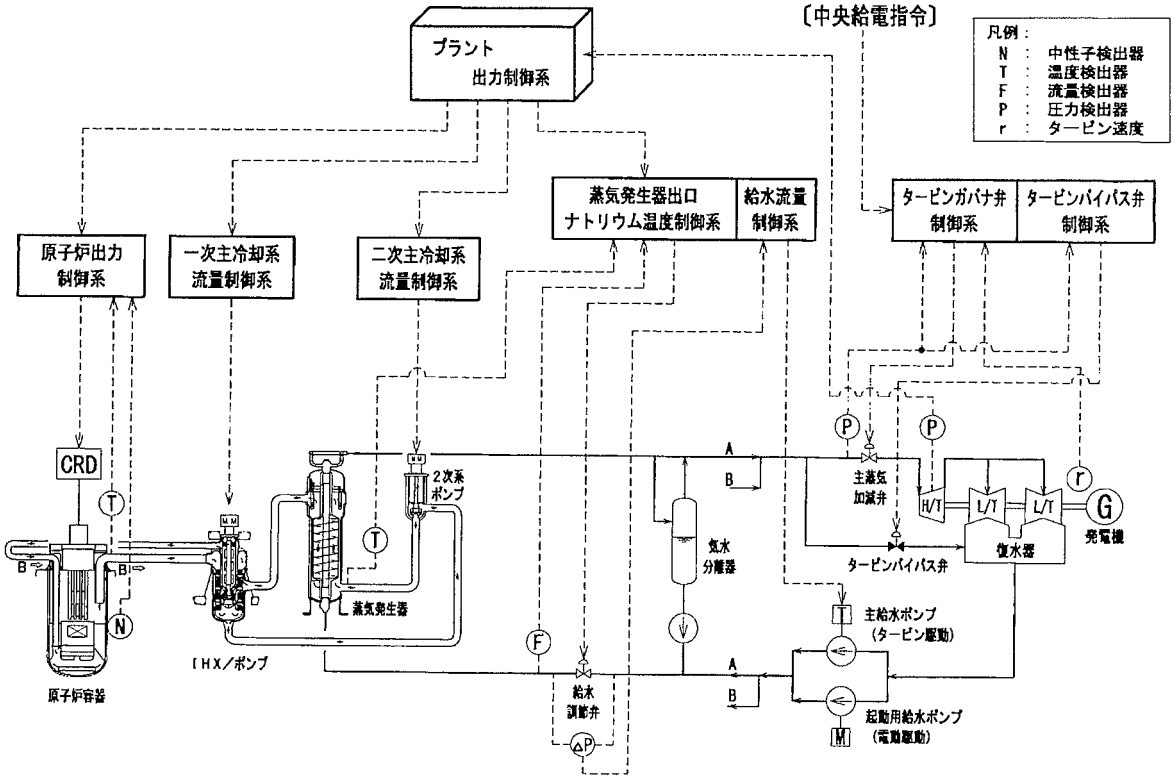


図 2.1.3.51　　プラント制御系構成

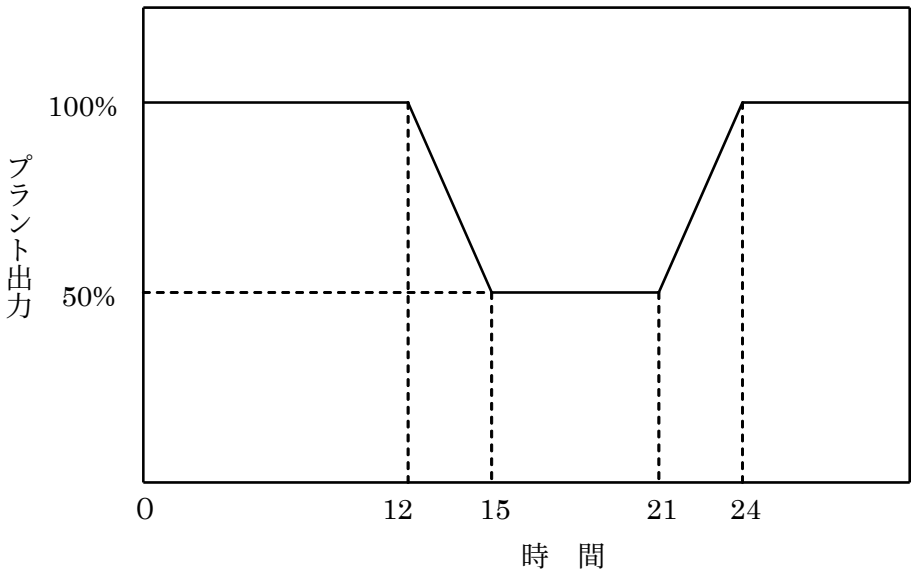


図 2.1.3.52　　典型的な日負荷追従運転パターン(12-3-6-3)

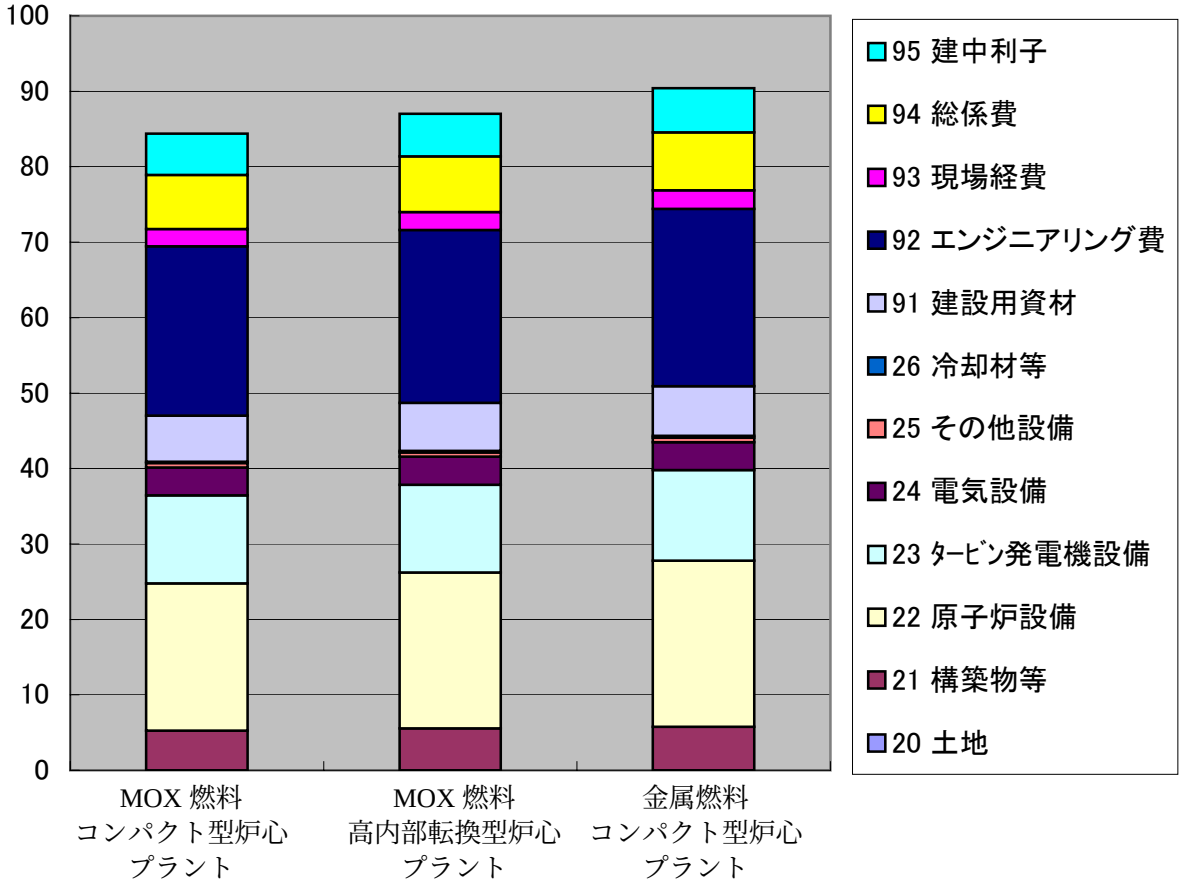


図 2.1.3.53　ナトリウム冷却大型炉（単管ヘリカルコイル SG 採用ケース）
経済性評価結果（目標建設単価：１００）

2.1.4 中型モジュール炉代表概念の構築

(1) 炉心燃料設計

(ⅰ) MOX 燃料炉心

(a) 代表概念の選定

MOX 燃料炉心のフェーズⅡ検討における候補概念として、2.1.1.3(1)(ⅲ)において、再臨界回避方策は「ABLE 型」、炉心型式は「均質 2 領域炉心」を選択した。他方、炉心概念の方向性としては、「コンパクト型」と「高内部転換型」の 2 種類が存在している。「コンパクト型炉心」は、高い増殖性能を有するとともに、コンパクト化を指向し初装荷 Pu-f インベントリの小さい概念である。一方、「高内部転換型炉心」は、太径燃料ピンを採用し燃料体積比を増加するとともに、遮へい体外接円径の制限を緩和し、内部転換比を高め炉心性能の向上を図った炉心概念である。

表 2.1.4.1 に、「コンパクト型炉心」と「高内部転換型炉心」について、実用化戦略調査研究の開発目標に関する利害得失の比較を示すが、「高内部転換型炉心」は、中型炉では、炉心高さが大きく、大型炉に比べ炉心等価直径増加の効果が小さくなることから遮へい体外接円径への影響も小さく、結果的に遮へい体外接円径が「コンパクト型炉心」と同程度となり、現状の取合条件を満足していることがわかる。また、ブランケット装荷量を低減できることから全炉心取出平均燃焼度が大きく、かつ、運転サイクルの長期化が可能であり、経済性に優れる特性を有している。図 2.1.4.1 に定量的に経済性を比較するため、両炉心の発電単価（概略評価値）を比較して示した。発電単価に内訳のうち、資本費は建設コスト、運転維持費は稼働率、燃料サイクルは燃料重量に関連し全炉心取出平均燃焼度の影響が支配的である。両者とも遮へい体外接円径の取合条件を満足していることから資本費は同程度であり、「高内部転換型炉心」では運転維持費と燃料費が低減されることから、「コンパクト型炉心」と比較し発電単価が 17 %程度も低減していることがわかる。この結果は、大型炉よりも顕著なものであり、この要因としては燃料費の減少分が大きいことによる。これは、「コンパクト型炉心」では、軸方向ブランケット装荷量が中型炉でより顕著に大きいことから、全炉心取出平均燃焼度が大幅に低下しているためと考えられる。一方、「コンパクト型炉心」では、初装荷 Pu-f インベントリが小さく、導入期の増殖比も大きいことから、FBR 導入性に優れることがわかる。導入性の向上は天然 U 累積需要量を少なく抑えることができることから、「コンパクト型炉心」は資源有利用性に優れる特性を有しているといえる。

以上のことを踏まえ、フェーズⅡ中間まとめの中型炉代表概念としては、経済性の点で大幅な向上が期待できる「高内部転換型炉心」を選定することとし、この炉心を対象に一連の設計評価・柔軟性評価を行うこととした。

(b) 設計評価

1) 評価内容

中型 MOX 燃料炉に関し、上項で選定した高内部転換型炉心を対象に詳細な設計評価（核特性、熱特性、遮へい特性等）を行い、設計目標・設計条件を満たしていること

を確認する。ここでは、FBR 平衡期向けの炉心を対象とすることとした。以下に、中型 MOX 燃料炉の主要な設計条件・設計目標を示すが、平衡期炉心では大きな増殖性が要求されず、増殖比の目標は 1.04 程度である。導入期炉心については、次項の柔軟性評価において平衡期炉心をベースに集合体の調整により変更可能な炉心について設計評価を行うこととする。

本設計評価における主要な条件および目標を以下に示す。

[取合条件]

- 熱出力 : 1785 MWt
- 原子炉出口/入口温度 : 550/395 ℃
- 炉心圧力損失 : 0.2 MPa 以下
- 遮蔽体外接円直径 : 5.5 m 以下
- 制御棒配置 : 切込付コラム型 UIS、SASS 設置に対応

[設計目標]

- 運転サイクル期間 : 18 ヶ月以上
- 取出平均燃焼度 : 150 GWd/t 程度
- 全炉心取出平均燃焼度 : 60 GWd/t 程度
- 増殖比 : 約 1.1～1.2 程度（導入期）
  約 1.04 程度 （平衡期）

[制限条件]

(安全)

- ボイド反応度 : 6 $以下
- 炉心高さ : 100 cm 程度以下
- 燃料比出力密度 : 40 kW/kg-MOX 以上

(燃料)

- 高速中性子照射量 : 5×10^{23} n/cm^2 程度
- 被覆管最高温度 : 700℃以下
- CDF [通常運転時] : 0.5 以下（St ベース）
  * 設計クリープ破断応力強さ S_R に安全裕度として 0.8 を考慮

2) 炉心・燃料仕様

中型 MOX 燃料高内部転換型炉心について、平衡期炉心の基本仕様・炉心構成を表 2.1.4.2 に示した。また、主要な炉心・燃料仕様を表 2.1.4.3 示した。高内部転換型炉心の炉心・燃料仕様の特徴としては、燃料体積比向上のためピン径 10.4 mm の太径ピンを採用していることが挙げられる。また、本炉心は ABLE 型集合体を採用しており、集合体中の燃料ピン 217 本のうち中央部 37 本については、燃料溶融時の排出パスとするため上部・下部ブランケットを削除した構造としている。

次に、炉心配置を図 2.1.4.2 に示すが、制御棒配置について切込付コラム型 UIS に対応するとともに、SASS の設置に対応した配置としている。本炉心は、FBR 平衡期向けの炉心であり増殖性が要求されないことから、径方向ブランケットは装荷せず、炉心の外側 2 層に SUS 遮へい体を設置している。また、その外周には B_4C 遮へい体を 2 層装荷しており、遮へい体は合計 4 層で構成されている。この径方向遮へい体領域については、導入期炉心構成時には一部径方向ブランケットに置換えることを想定しており、導入期炉心の遮へい成立性の点から 4 層としている。結果として、遮へい体外接円径については 5.32 m であり、中型炉の取り合い条件の 5.5 m を満足している。

3) 核特性

a) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

・炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R[1]
・燃焼計算 : 2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
・出力分布計算 : 3 次元拡散計算
・反応度計数計算 : ドップラ係数　1 次近似摂動計算
　ボイド反応度　厳密摂動計算
・制御棒価値計算 : 3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
・燃料組成 : 高速炉多重リサイクル TRU 組成＋随伴 FP 2vol%
$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{241}Am/^{242}Am/^{243}Am/$
$^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm/^{237}Np$
= 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/2.0/0.0/1.0/
0.0/0.0/1.0/0.0/0.5 (wt%)

b) 評価結果

高内部転換型の平衡期炉心について、主要な炉心特性・重金属物量収支の評価結果を表 2.1.4.4・表 2.1.4.5 に示した。本炉心は安全側の制限条件である炉心平均比出力 40 kW/kg-MOX 以上・炉心高さ 100 cm 以下を満たす範囲で設計しており、その条件下でも取出平均燃焼度は 150 GWd/t、増殖比は径方向ブランケットなしで平衡期炉心の目標値である 1.04 を達成していることがわかる。また、運転サイクルは 26 ヶ月と、コンパクト型の 18 ヶ月から大幅に長期化が見込める結果となった。反応度係数については、平衡サイクル末期のドップラ係数・ボイド反応度を評価した結果、ドップラ係数は -5.3×10^{-3} Tdk/dT、ボイド反応度は 5.5 $となり、ボイド反応度は制限条件の 6 $を下回ることが示された。また、出力係数を評価した結果、本炉心の出力係数は負となることが認められた。

次に、制御反応度収支の成立性評価の結果を示す。制御棒の仕様としては、主炉停止系・後備炉停止系とも ^{10}B 濃縮度 80 wt%、吸収体（B_4C）の体積割合 30.6 %とした。原子炉停止系の条件としては、主炉停止系は、ワンロッドスタック条件で定格運転状態から低温停止が可能、後備炉型停止系は、ワンロッドスタック条件で定格運転状態

から高温停止が可能、全数挿入時には低温停止が可能とした。必要制御反応度と制御棒価値の評価結果を表 2.1.4.6 に示すが、主炉停止系は炉停止余裕 1 $を考慮した必要制御反応度が 5.5 %Δk/kk'、後備炉停止系は事故時投入反応度 0.4 %Δk/kk'を考慮した必要制御反応度が、ワンロッドスタック条件で 1.3 %Δk/kk'、全数挿入時で 2.3 %Δk/kk'となった。これらの反応度の値は何れも制御棒価値を下回っており、制御棒収支について成立する結果が得られた。

以上、本高内部転換型炉心は、プラント側との取合条件および安全の制限条件を満足しつつ、実用化戦略調査研究における炉心性能の設計目標を達成していることが認められた。

4) 熱流力特性および燃料健全性

a) 評価手法・条件

熱流力特性および燃料健全性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 1 次系流量 : 9,083 kg/s
  (炉心・径方向ブランケット領域に配分できる流量として、全流量の 96.3 %を想定)
- 被覆管ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄﾌｧｸﾀ : 表 2.1.4.7 (実証炉の設計例参照)
- 圧力損失評価式 : Cheng-Todreas 式[2]
- 材料評価式 : クリープ強度、内面腐食、外面腐食について、ODS 鋼暫定評価式[3]を適用

b) 評価結果

高内部転換型の平衡期炉心について、流量領域の区分および各流量領域への流量を設定し被覆管最高温度を評価することで、流量配分計画に関する成立性を確認する。また、出力履歴・被覆管温度履歴から CDF を評価し、燃料の健全性を確認する。

流量配分の検討において、炉心領域に配分できる流量としては、平衡炉心であり径ブランケットが無いことから、大型炉の炉心＋径方向ブランケット領域と同様、1 次系冷却材流量の 96.3 %を想定した。この流量条件に基づき流量領域区分を行った結果を図 2.1.4.3 に示した。流量領域数としては、内側炉心 5 領域、外側炉心 6 領域としたが、内側炉心と外側炉心の流量が大きい側の 5 領域では集合体流量を同一に設定したため、全体としての流量領域数は 6 領域である。内側と外側炉心で同一の集合体流量を設定できる理由としては、高内部転換炉心は径方向の出力が平坦であり、内側と外側炉心の出力レベルの範囲が接近しているためである。この様に、高内部転換型炉心は、コンパクト型炉心と比べ流量領域区分数を縮小できる可能性を有している。設定した流量領域区分に基づく各流量領域の集合体体数、集合体流量および被覆管最高温度の評価結果を表 2.1.4.8 に示した。ここで、炉心領域の必要流量の合計は 1 次系冷却材流量の 95.3 %で何れの領域とも被覆管最高温度は制限条件である 700℃を下回っており、流量配分計画が成立することが認められた。

次に、流量配分の結果に基づき CDF（通常運転時）の評価を行う。一般に、高内部転換型炉心は炉心性能に優れ、運転サイクル長さは長期化し、かつ、燃焼に伴う出力の低下も小さいという特性を有する。そのため、被覆管温度は長期にわたり高温が維持されることになり、CDF はコンパクト型炉心に比べより厳しくなることが予想される。そこで、フェーズⅡの検討では、CDF の合理化のため統計処理を適用した評価手法について検討を行い、統計的要因と判断するベースが明確な項目について統計処理に取り込む手法を採用することとした。

具体的な評価手法としては、設計上考慮することが必要な不確かさの項目（炉心・燃料仕様等）について、不確かさを考慮した CDF 評価値と基準条件の CDF 評価値との間の変動分を統計的に処理することで、不確かさの寄与を合理的に処理することとした。評価に際し、統計的に処理する項目および統計処理用の評価式については、以下の通り設定した。

① 統計的に処理する項目

統計的要因と判断するベースが明確であり、設計評価で統計処理に取り込むことが比較的容易な項目として、以下の 2 つの項目を設定することとした。

・燃料製造公差（スミア密度、ペレット理論密度、被覆管内径、被覆管外径、燃料スタック長、等）

・被覆管温度統計的不確かさ

ここで、2 番目の被覆管温度統計的不確かさについては、工学的安全係数のうち乗算項まで考慮した温度を「基準条件」と考え、統計項まで考慮した温度を「不確かさ考慮条件」と見なし、統計処理に取り込むこととした。

② 統計処理評価式

統計処理では、「基準条件」の CDF 値（$CDF_{nominal}$）と基準値に公差等の不確かさを考慮した「不確かさ考慮条件」での CDF 値（CDF_i）の変動分を処理するが、CDF は対数が概ね線形となることから、各不確かさ項目の変動分として CDF 評価値の対数の差（$\Delta Ln[CDF_i]$）を用いることとした。以下に設定した評価式を示す。

$$CDF_{stastic} = Exp\left[Ln[CDF_{nominal}] + Sqrt[\Sigma\{(\Delta Ln[CDFi])^2/(n_{pellet})\} + \Sigma\{(\Delta Ln[CDF_i])^2\}] \right]$$

$CDF_{stastic}$ ： 統計処理を適用した CDF 評価値
$CDF_{nominal}$ ： 基準条件での CDF 評価値
$\Delta Ln[CDF_i]$ ： $Ln[CDF_i] - Ln[CDF_{nominal}]$
CDF_i ：不確かさ項目 i を考慮した条件での CDF 評価値
n_{pellet} ： 燃料ピン 1 本中のペレット個数

以上で設定した手法に基づき、中型 MOX 燃料高内部転換型炉心について CDF 評価

を行う。ここで、評価ピンとしては、CDF 上最も厳しいと考えられる最大発熱集合体の燃料ピンを対象とすることとし、この評価ピンの線出力・被覆管温度の履歴として 3 次元解析に基づく値を表 2.1.4.9、表 2.1.4.10 に示した。また、統計処理を行う各ケースの評価条件の詳細について表 2.1.4.11 に示した。

評価の結果として、統計処理を行う各ケースの CDF 計算結果を表 2.1.4.11 に示した。ここで、網掛け値は公差の±側のうち CDF が厳しくなる側の値であり統計処理にはこの値を用いた。CDF の変動分について統計処理を行った結果、本炉心の CDF 値は 0.44 となる結果が得られ、この値は CDF の制限値である 0.5 を下回っていることから、本中型 MOX 燃料高内部転換型炉心は燃料健全性について成立することが認められた。

5) 遮へい特性

a) 評価手法・条件

遮へい特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- ・対象炉心　：遮へい体層数が 1 層少なく、遮へい成立上より厳しいと考えられる導入期炉心を対象とした
- ・計算モデル　：2 次元輸送計算（RZ 体系）
- ・核データライブラリ　：JENDLE-3.2 から作成された JSSTDL ライブラリ[4]
- ・補正係数　：JASPER 遮へい実験解析に基づく E/C 値[5]
- ・炉心状態　：定格出力、平衡末期（燃料が減損し中性子束レベルが最大となるため）

b) 評価結果

高内部転換型の導入期炉心について、炉体廻り遮へい設計として累積高速中性子照射量（nvt）の評価を行った。導入期炉心の径方向遮へい体構成を図 2.1.4.4 に示すが、平衡期炉心から SUS 遮へい体 1 層が軸方向ブランケットに置き換わっており、結果として SUS 遮へい体 1 層分減少している。外周の遮へい体については、B_4C 遮へい体から高性能の Zr-H 遮へい体に置換している。軸方向遮へいとしては、上部 B_4C 遮へい体 36.5 cm、下部 SUS 遮へい体 42.5 cm と設定した。

評価結果として、高速中性子束の等高線図を図 2.1.4.5 に、また、遮へい設計上重要な炉内構造物（炉心槽、上部炉心支持板、炉上部機構）における累積高速中性子照射量の評価結果を表 2.1.4.12 に、各部の制限条件と併せて示した。この表より、遮へい設計上は上部炉心支持板が最も厳しいが、nvt の値は 2.1×10^{21}n/cm^2 と制限条件を満足していることが示された。炉心槽部については nvt の値は 2.3×10^{19} n/cm^2 であり、制限条件に対して大きな余裕があることが認められた。炉上部機構についても、nvt の値は 2.2×10^{20} n/cm^2 であり、制限条件に対して余裕があることが認められた。

(c) 柔軟性評価

1) 増殖性能

a) 評価内容

本中型 MOX 燃料高内部転換型炉心について、FBR 導入期・平衡期の Pu 需給に応じた増殖要求に柔軟な対応が可能であるかを確認するため、導入期炉心について設計評価を行う。設計方針としては、前項で検討した平衡期炉心から 1.1～1.2 程度の増殖性、約 50 年程度の複合システム倍増時間を目標とした導入期炉心への移行に向け、SUS 遮へい体を径方向ブランケットに置換し対応することとし、それ以外の炉心・燃料仕様は保存することした。

ここで、導入期炉心の設計目標は以下の通りであり、取合条件・制限条件（安全・燃料）については平衡期炉心と同様である。

[設計目標]

- 運転サイクル期間 : 18 ヶ月以上
- 取出平均燃焼度 : 150 GWd/t 程度
- 増殖比 : 約 1.1～1.2 程度（導入期）

b) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R[1]
- 燃焼計算 : 2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- 出力分布計算 : 3 次元拡散計算
- 反応度計数計算 : ドップラ係数　1 次近似摂動計算
  ボイド反応度　厳密摂動計算
- 制御棒価値計算 : 3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
- 燃料組成 : 高速炉多重リサイクル TRU 組成＋随伴 FP 2vol%

  $^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{241}Am/^{242}Am/^{243}Am/$
  $^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm/^{237}Np$
  = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/2.0/0.0/1.0/
  0.0/0.0/1.0/0.0/0.5 (wt%)

c) 評価結果

導入期炉心の炉心配置を図 2.1.4.4 に示すとともに、炉心・燃料仕様を表 2.1.4.13 に平衡期炉心と比較して示した。ここで、変更箇所としては、炉心外周の SUS 遮へい体 1 層を径方向ブランケットに置換するとともに、遮へい性能強化のため B_4C 遮へい体 2 層を Zr-H 遮へい体に置き換えている。炉心部の燃料仕様については、平衡期炉心のままである。

評価結果として、主要な炉心特性を表 2.1.4.14 に示すが、ここで取出平均燃焼度を保存するため運転サイクル長さを 791 日から 813 日に延長している。運転サイクル長

さは若干長期化されるが、取出平均燃焼度は 150 GWd/t で目標とする増殖比 1.1～1.2 を満たしていることがわかる。全炉心取出平均燃焼度については、径方向ブランケットを設置したことで、平衡期炉心の 101 GWd/t より 20 GWd/t 程度減少し 81.3 GWd/t となる結果であった。ボイド反応度については、平衡期炉心と比較しあまり影響がなく制限条件の 6 $を満たす結果であった。また、重金属物量の評価結果から、定検期間 45 日・炉外滞在時間 5 年を想定し、複合システム倍増時間を評価したことろ 80 年となり、コンパクト型炉心と比較すると数十年程度大きくなる結果であった。

以上、本中型 MOX 燃料高内部転換型炉心は、SUS 遮へい体 1 層を径方向ブランケットに置き換えることで、平衡期炉心から導入期炉心への移行が可能であり、Pu の需給に対して柔軟性を有していることが認められた。

2) TRU 組成変動

a) 評価内容

FBR 導入時期に、軽水炉の使用済燃料を再処理して利用することを想定した場合、MA 混入率が基準である高速炉多重リサイクルの組成より大きくなり、核特性に影響を与える可能性が考えられる。そこで、軽水炉使用済燃料について代表的な中間貯蔵シナリオケースを想定し、TRU 組成の変動による核特性への影響を評価し、本炉心が TRU 組成に関し柔軟性を有するか確認することとした。

ここで、検討炉心としては、FBR 導入期向けの炉心を対象とすることとした。また、軽水炉燃料利用の TRU 組成ケースとしては、中間貯蔵シナリオに基づき「基準ケース」「代表ケース」の 2 ケースを想定とすることとした (各ケースの詳細は、以下の評価手法・条件で示す)。

b) 評価手法・条件

核特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- 炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R[1]
- 燃焼計算 : 2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- 出力分布計算 : 3 次元拡散計算
- 反応度計数計算 : ドップラ係数　1 次近似摂動計算
  ボイド反応度　厳密摂動計算
- 制御棒価値計算 : 3 次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
- 燃料組成ケース : 軽水炉使用済燃料の中間貯蔵シナリオとして、以下の 2 ケースを想定

[基準ケース]

LWR (45～49 GWd/t) から 4 年冷却後に回収した TRU 組成 (MA 合計 10.4 wt%)

^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/
^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm

= 2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 0.0 /
1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0 (wt%)

[代表ケース]

A-LWR (60 GWd/t) から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR (45～49 GWd/t) から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合 (MA 合計 14.9 wt%)

^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/
^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm

= 2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 0.0 /
1.4 / 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0 (wt%)

c) 評価結果

想定した２つの中間貯蔵シナリオケース（基準ケース、代表ケース）の TRU 組成を適用した場合について、核特性に関する影響評価を行った。表 2.1.4.15 に、主要な核特性に関する評価結果を高速炉多重リサイクル組成ケースの結果と比較して示した。

評価結果のうち、燃焼反応度については、高速炉多重リサイクルケース（MA 混入率 1.0 %）で 2.9 %Δk/k'であるのに対し、MA 混入率の大きい基準ケース（MA 混入率 2.4 %）では 3.7 %Δk/k'と増加するが、更に MA 混入率の大きい代表ケース（MA 混入率 3.6 %）では 2.6 %Δk/k'と逆に低下する結果となった。この理由としては、燃焼反応度は Fertile 含有率に依存し、代表ケースでは Fertaile 含有率が 87.1 %と高速炉多重リサイクル組成ケースの 87.0 %よりも大きくなるため、Fertile 核種の Fissile 核種への変換が大きくなる効果により、燃焼反応度が低下したものと考えられる。増殖比については、高速炉多重リサイクルケースの 1.11 に対し、基準ケースでは 1.07、代表ケースでは 1.10 と、いずれの軽水炉燃料回収ケースも高速炉多重リサイクルケースより低下しており、特に基準ケースで低下の程度が大きいが、FBR 導入期の設計目標に対する影響は小さい結果であった。

ボイド反応度については、高速炉多重リサイクルケースの 5.5 $に対し、基準ケースでは 5.4 $、代表ケースでは 5.8 $と、代表ケースでは若干増加する傾向にあるが、制限条件である 6 $を満足する範囲であることがわかった。また、ドップラ係数については、高速炉多重リサイクルケースの-4.9×10^{-3} に対し、基準ケースでは-4.7×10^{-3}、代表ケースでは-4.3×10^{-3} と絶対値が減少しており、安全特性上は若干低下の傾向となることがわかった。

以上、中型高内部転換型炉心は、燃焼反応度、ボイド反応度、ドップラ係数に関する影響は有意ではあるが、その程度は大きくなく、設計成立の見通しは有するものと考えられ、TRU 組成の受入性に対して柔軟性を有することがわかった。

(d) LLFP 核変換特性

1) 基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

本中型 MOX 燃料高内部転換型炉心を基準炉心として、炉心外周の径方向遮へい体を LLFP 集合体に置き換えた LLFP 装荷炉心を設定し、その核変換特性、炉心特性および LLFP 集合体の熱流動特性の評価を行った[6]。

LLFP 化合物としては、前項の大型炉と同様、材料的成立性や設計検討に必要な物性値の整備状況を判断材料に、CuI、Tc(金属) を暫定した。中性子減速材には $ZrH_{1.65}$ を用いた。表 2.1.4.16 に LLFP 集合体の仕様を示す。

CuI 集合体は、CuI の溶融防止の観点から線出力を低く抑える必要があるため、CuI ピン外径を 5.5 mm とした細径ピンを用い、全ピン本数は 631 本である。Tc 集合体のピン径、ピンピッチ等の仕様は燃料集合体と同一とし、ピン本数は 217 本である。

CuI 集合体および Tc 集合体の Zr-H ピン数比率は、核変換率・量の観点から、それぞれ 45 %、50 %と設定した。LLFP スタック長はいずれも炉心部高さと同じ 100 cm とした。

2) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr-H 要素の溶融、水素透過制限、および被覆管の機械的健全性である。

Zr-H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.65 とし、減速材要素の炉内使用温度範囲（下限 200℃）での相変化を防止するため、水素減損の制限値として H/Zr 比の下限を 1.53 と暫定した。水素透過モデル等、評価方法は大型ナトリウム炉と同様であり、被覆管からの水素透過率は、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数の 1/10 の値を想定した[7]。

LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図 2.1.4.6、図 2.1.4.7 に示す。図中に示す「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

CuI 温度制限値	605 ℃
Tc 温度制限値	2170 ℃
Zr-H 温度制限値	900 ℃ (相安定性の観点)
被覆管温度制限値	700 ℃
集合体出口温度差制限値	120 ℃ (隣接集合体との出口温度差)
内圧制限値	11.8 MPa (120atm)

CuI 集合体の総発熱量は 108 kW であり、CuI の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。

Tc 集合体の総発熱量は 144 kW であり、被覆管最高温度が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算によって行った。群定数セットとして JENDL-3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000 を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 2.1.4.17 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性の評価結果を示す。径方向ブランケットを LLFP 集合体に置換することにより増殖比は 1.0 以下になったため、上下ブランケットを各々15 cm 延長して 1.03 の増殖比を確保した。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ドップラ係数やボイド反応度は僅かながら改善した。

3) LLFP 核変換特性

CuI 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向遮へい体領域の第一層目およびその外側の第二層目に装荷し、CuI ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体については、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、CuI 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 2.14.18 にまとめた。中型 MOX 燃料高内部転換型炉心では、72 体の CuI 集合体を 10 サイクル（約 22 年）装荷することにより取出変換率は約 22 %を得た。Tc 集合体については 36 体、9 サイクル（約 20 年）装荷で変換率は約 12 %が得られた。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 270 kg/GWt、^{99}Tc で約 1340 kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム炉の 380 kg/GWt、1680 kg/GWt に比べてやや少ない装荷量となった。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は CuI 集合体で 2.5 kg/sec、Tc 集合体で 2.6 kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 1.9 %、1.1 %と小さい。

(e) まとめ

中型 MOX 燃料炉心について、「高内部転換型炉心」ではブランケットを含めた全炉心取出平均燃焼度の増加や運転サイクル長さの長期化によりサイクルコストが低減され、経済性の点で「コンパクト型炉心」より優れることが認められた。中型 MOX 燃料炉心では、「高内部転換型炉心」でも遮へい体外接円径取合条件を満足できていることから、フェーズⅡ中間まとめの代表概念として「高内部転換型炉心」を選定することとし、この高内部転換型炉心について、主要な設計評価、Pu・TRU 利用に関する柔

軟性評価、LLFP 核変換特性に関する評価を行った。

主要な設計評価としては、核特性、熱流力特性、燃料健全性、遮へい特性に関する成立性評価を行い、プラント側の取合条件および安全の制限条件を満足しつつ炉心性能の設計目標を達成するとともに、被覆管最高温度・CDF 条件を満足する流量配分が成立することを確認した。

Pu・TRU 利用に関する柔軟性評価としては、増殖性能および軽水炉使用済燃料を想定した TRU 組成変動に対する柔軟性に関する評価を行った。増殖性能に関しては、FBR 導入期・平衡期向けの炉心について設計評価を行い、主に径方向ブランケット集合体の置換だけで導入期から平衡期への移行が可能であることが認められた。また、TRU 組成変動に関しては、代表的な中間貯蔵シナリオケースを想定した MA 混入率の大きい組成を想定しても、炉心性能への影響は小さく受入可能であることが認められた。

LLFP 核変換としては、LLFP 核変換集合体仕様、LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性、核変換特性に関する評価を行い、核変換率は CuI で約 22 %、Tc で約 12 %と目標に比べ低い値となるが、炉心性能の目標を維持しつつ、自己生成分の I・Tc を核変換できる（サポートファクター＞1.0）可能性があることがわかった。

(ⅱ) 金属燃料炉心

(a) 代表炉心の選定

2.1.1.3 で性能追求について示したコンパクト型概念および高出口温度型概念の利害得失の比較を表 2.1.4.19 および表 2.1.4.20 に示す。

高出口温度型炉心は原子炉出口温度の高温化、全炉心取出平均燃焼度がより高められると言った経済上の利点があるものの、被覆管内面最高温度が 650℃を超えることから液相形成温度に係る設計制限因子の合理化が必要であり、また、Zr 含有率が 10wt%を超える金属燃料の照射実績の構築と言った技術的研究・開発課題があり、更に、燃料製造設備設計側の検討も必要である。

それに対し、コンパクト型では高出口温度型炉心で見られた検討課題・開発課題はない。

以上から、コンパクト型炉心をリファレンスとして選定した。更に、ODS 鋼の開発目標目安である高速中性子照射量制限 5×10^{23}n/cm^2（E>0.1MeV）については、その緩和を前提とし、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を満足する炉心を代表概念とし、高燃焼度化による経済性向上を目指すこととする。

(b) 設計評価

1) 評価内容

中型コンパクト型炉心の核特性、熱流力特性、燃料健全性評価を行った。代表炉心の構築における主要な条件と目標を表 2.1.4.21 に示す。

2) 炉心・燃料仕様

炉心主要目と主要燃料仕様を表 2.1.4.22 および表 2.1.4.23 に、炉心配置を図 2.1.4.8 にそれぞれ示す。

3) 核特性

a) 評価手法・条件

・炉定数：統合炉定数 ADJ2000R[1]

・燃焼計算：7 群 2 次元 RZ 体系中性子拡散燃焼計算

・ナトリウムボイド反応度計算：炉心部のラッパ管内のナトリウムをボイド化、非均質補正と輸送・メッシュ補正を考慮

・ドップラー係数：炉心部（燃料の寄与のみ)、非均質補正と輸送・メッシュ補正を考慮

・出力分布：3 次元 Tri-Z 体系中性子拡散計算

・制御棒価値計算：3 次元 Tri-Z 体系中性子拡散計算、非均質補正、輸送・メッシュ補正、ランピング効果を考慮

b) 評価結果

主要核特性を表 2.1.4.24 に、物量収支を表 2.1.4.25～28 に、それぞれ示す。核特性

については炉心部取出平均燃焼度を除けば、設計条件・設計目標を満足している。また、制御反応度収支は表 2.1.4.29 に示すように成立性が確認できた。

4) 熱流力・燃料健全性

a) 評価手法・条件

・1 次系流量 : 9,491kg/s（炉心領域に配分できる流量として 1 次系流量の 90%を想定）
・被覆管ホットスポットファクタ：1.244（被覆管内面）、1.248（被覆管肉厚中心）
・周辺流れ効果係数：1.09
・圧力損失評価式：Cheng-Todreas 式[2]
・材料特性評価式：クリープ強度　ODS 鋼暫定評価式[3]
　　内面腐食　ODS 鋼暫定評価式
　　外面腐食　ODS 鋼暫定評価式[3]
　　液相浸食深さ　暫定評価式

工学的安全係数については、MOX 燃料炉心の係数に対し、各部製造公差とスラグ偏心効果を ANL の製造実績に基づき見直した。スペーサとしては、「常陽」、「もんじゅ」等で実績が豊富なワイヤ型スペーサを採用している。ワイヤ型スペーサを採用した場合の金属燃料炉心の熱特性および燃料健全性評価解析で使用した工学的安全係数を表 2.1.4.30 に示す。

b) 評価結果

a)に示した条件下で炉心流量配分（炉心部全 8 領域としている。）を行ったところ、出入口温度を 505／350℃として流量配分が成立した。流量配分結果を表 2.1.4.31 に流量配分領域区分を図 2.1.4.9 にそれぞれ示す。また、バンドル部圧力損失も制限の 0.2MPa を満足している。燃料健全性評価用データとして、出力履歴（表 2.1.4.32）と被覆管温度履歴（表 2.1.4.33）を求めた。

引き続き、燃料健全性の評価結果を表 2.1.4.34 に示す。燃料寿命末期において、CDF は 0.5 以下である。周方向応力は 175MPa 程度以下であり、燃料健全性の成立性が確認できた。

(c) 柔軟性評価

1) 増殖性能

導入期炉心を基本として、平衡期炉心を構築する。主要炉心特性を表 2.1.4.35 に、炉心配置を図 2.1.4.10 に示す。径ブランケットを 1 層削減（SUS 反射体で置換）し、上部軸ブランケット高さを 12cm にすることにより増殖比 1.04 の炉心を構築することができた。

2) 高速中性子照射量制限満足

高燃焼度化炉心と同じ炉心仕様で高速中性子照射量制限を満足させた場合、ブランケットを含む取出平均燃焼度は非常に低い値となるため、径ブランケットを 2 層から

1 層とし、更に、上部軸ブランケットを 40cm から 20cm に削減した。主要核特性を表 2.1.4.36 に、炉心配置を図 2.1.4.11 にそれぞれ示す。炉心部取出平均燃焼度は 100GWd/t に制約されるが、ブランケットを含む取出平均燃焼度は高燃焼度化炉心と同等であり約 60GWd/t となった。また、増殖比については、ブランケット量を削減したが約 0.02 減少して 1.14 となり、複合システム倍増時間も 10 年長くなり約 50 年となった。このように、炉心部取出平均燃焼度を除けば、他の設計条件を全て満足する炉心を構築することができた。

3) TRU 組成変動

表 2.1.4.37 に 2 種類の軽水炉取出燃料 TRU 組成を用いた場合の炉心特性への影響評価結果を示す。燃焼反応度については 1%Δk/kk'の悪化が見られる場合があり、制御反応度収支成立のためには制御棒配置の見直しが必要である。ナトリウムボイド反応度については、最大で 0.6$の増加が見られ、制限の 8$を超えているが、炉心・燃料仕様の変更により十分対応可能な範囲であると考えられる。増殖性能については、増殖比や複合システム倍増時間に大きな差は見られていない。以上から、TRU 組成変動による影響は制御棒設計や安全特性への影響は比較的大きく、燃料サイクルへの影響は小さいが、いずれも設計対応可能な範囲であることが分かった。

(d) まとめ

高速中性子照射量制限を満足させるために、炉心部取出平均燃焼度は 100GWd/t 程度となるが、それ以外の設計条件・目標を満足できる中型金属燃料炉心概念を構築した。基準炉心としては、大きな技術課題・開発課題が見られず、現時点で実現性が高いと考えられるコンパクト型炉心を選定した。導入期炉心は増殖比 1.16 で複合システム倍増時間 49 年とし、平衡期炉心は増殖比 1.04 となるように FBR 導入シナリオに適合する炉心となっている。

また、冷却材の流量配分計画を策定し、熱流力設計上の成立性を確認した。引き続き、得られた出力履歴、温度履歴より定常時の燃料健全性評価を行い、健全性は担保されていることが分かった。

(2) プラント設計

(i) 型式選定

(a) 出力、モジュール数の選定

コマンドコストコードを用いたJNCでの経済性評価は、出力50万kWe×6モジュール（以下、中型炉-M500と記す）では目標値の約98%であり、目標はほぼ達成しているが、その達成度に余裕がない。また、メーカ評価でも中型炉-M500の建設費はモジュール効果を考慮しても22.7万円/kWeと評価され、目標の20万円/kWeにわずかながら到達しなかった。従って、目標達成のためには更なるコストダウンが必要となる。

一方、出力と建設費の関係からは、モジュール効果等による建設費低減よりも出力増加による建設費低減効果の方が大きいことがわかっている。そのため、中型モジュール炉でのコストダウンのためには、モジュール数を増やすよりも出力増加で対応する。

そこで、中型炉-M500の評価結果を基に、出力を増加させた場合の概略の物量評価を行い、その結果に対しモジュール効果等の各種コストダウンも考慮して、20万円/kWeを達成可能な出力規模を検討した。

検討結果を図2.1.4.12に示す。中型炉-M500の建設費評価結果から電気出力を増加させることにより建設費が低下する。サイトの出力を大型炉あるいは中型炉-M500と同様に300万kWeとすれば、75万kWe×4モジュールで20.2万円/kWe（メーカ評価値）と推定される。従って、20万円/kWeの目標値をほぼ達成できる見通しが得られたことから、中型モジュール炉は75万kWe×4モジュールとする。

(b) 機器、系統の選定

1) 蒸気発生器

蒸気発生器（以下、SGという。）については、2.1.2.2「ナトリウム・水反応対対策」でも述べたように、安全性の確保、社会的受容性と経済性の向上、および開発課題低減の観点での検討を行った。検討の対象とすべきSGの形式としては、これまでの国内外での研究実績を踏まえ、直管方式／ヘリカルコイル方式の選択、および単管方式／2重管方式の選択を考えることとした。これらの組み合わせについて、上記の4つの観点から比較を行った結果を表2.1.4.38に示す。

まず、単管方式／2重管方式の選択については、ナトリウム-水の境界を2重壁構造とすることで、伝熱管破損によるナトリウム・水反応を実質的に排除し、一般公衆に対する安心感を向上させる観点から、2重管方式（2重管SG）を選定することとした。このことは、FBRの社会的受容性を促進する効果があるだけでなく、ナトリウム・水反応による伝熱管の損傷や破損伝播がなく、また反応生成物も発生しないため、SGの補修や再起動に向けての作業が容易になる。したがって、2重管SGの採用に伴う製作コストの増加を考慮しても、稼働率低下防止の観点で有利であり、結果的に経済的な選択となる。

次に、２重管の伝熱管形状については直管方式とすることとした。２重管をヘリカルコイルにした場合、伝熱管長が長いため２重管同士の接合が必要になるが、この溶接は困難であり製作上の課題が生じる。一方、直管方式では伝熱管長が短く２重管同士の接合が不要であり、製作上のクリティカルとなる課題は存在しない。このため、２重直管 SG を選定するものとする。

ただし、２重直管 SG については、２重伝熱管の検査性、伝熱管や球形管板の構造健全性等の解決すべき課題が多い。したがって開発リスク低減のために国内において開発実績があり課題が少なく信頼性の高い SG を実現しやすい単管ヘリカルコイル型 SG を、そのバックアップとして位置づけている。

なお、中型炉であることと２重直管 SG の選定とは関係していない。SG の候補概念として上記の理由により２重直管 SG と単管ヘリカルコイル SG の２つが考えられており、前者を中型炉に、後者を大型炉に適用してプラント設計を行っている。

2)　２次系ループ数

２次冷却系のループ数を１ループと２ループについて、主要機器の物量、安全性、構造健全性、運転・保修性、製作性、原子炉建屋体積を比較検討した結果を表 2.1.4.39 に示す。

１ループにすると冷却系設備及びこれに付随する電気計装等の BOP 設備の物量が削減され、２次系機器・配管で約 14%が削減される。一方、１ループにすると配管・機器が大型化することによる構造健全性及び機器の製作性が課題となるが、大型炉の検討結果より健全性を確保でき、製作可能である見通しである。また、原子炉建屋の配置は、1 プラントあたりの建屋体積は 2 ループで 4.0 万 m^3 に対し、1 ループでは 3.8 万 m^3 と約 0.95 倍になる。

このため、プラント成立性及び製作性見通しも得られていることから、1 ループを選定した。

3)　崩壊熱除去系

候補概念は以下の３ケースである。

ケース１：PRACS×2 系統＋IRACS×1 系統
ケース２：PRACS×2 系統＋DRACS×1 系統
ケース３：IRACS×1 系統＋DRACS×2 系統

また、候補概念の選定においては、以下の視点に基づくものとした。

① 他の機器（RV，IHX）へのサイズインパクトが無いもしくは小さいこと。
② 直管 SG 採用に伴う２次系脈動を抑制できる構成とする。
③ 目標とする信頼性及び必要とされる除熱容量を有する構成とする。
④ １ループの長期メンテナンス時にも確実に崩壊熱除去ができる構成とする。
⑤ 自然循環特性に優れた構成であること。

これらの概念の比較を表 2.1.4.40 に示す。その結果、崩壊熱除去系の型式・構成は、

原子炉容器へのサイズインパクトが無く、２次ナトリウム漏えい（事象Ⅲ）時もDRACS 単独運転にならず、自然循環力の優れた下記の型式を選定した。

PRACS×2 系統＋DRACS×1 系統

上記で選定した崩壊熱除去系を対象に、経済性、運転・保守面で有利な完全自然循環方式を選定した。この場合、動的機器が空気冷却器のダンパ類に限定されるので、運転／保守面の大幅な簡素化が図れる。ただし、信頼性向上を考慮し、ダンパは多重化（50%×2 基）を図っている。

4)　２次系ポンプの選定

２次系ポンプとして、機械式ポンプを選定した場合と電磁ポンプを採用した場合の系統構成、物量、プラント成立性等の比較を表 2.1.4.41 に示す。その結果、物量を削減でき、課題が少ない機械式ポンプを選定した。

(ii) 系統設備概念の構築

(a) 原子炉構造

1) 主要構成設備概念

中型モジュール炉では、前節の大型炉の原子炉構造概念を踏襲しつつ、高内部転換炉心設計との整合を図り、原子炉容器、炉心支持構造物、炉上部構造・主要機器配置、原子炉停止系等を具体化し、図 2.1.4.13 に示すコンパクトな原子炉構造を設定した。

原子炉容器は、内径 8.5m、軸長 19.2m（ルーフデッキ下面～下部鏡頂部）、胴部板厚 30mm の 316FR 鋼製の円筒容器である。炉容器の形状は、まず炉心槽外径とＣＬ配管の配置性に基づき、容器径が最小となるように設定している。軸長は、１次ポンプの軸長短縮を考慮して設定したカバーガス空間高さ(1.6m)、燃料集合体等の交換時にも集合体が露出しないように設定した上部プレナムでの Na 液位（7.3m)、炉心支持構造のスカート位置、下部炉心支持構造と受皿設置スペース、半球状の下部胴高さ等に基づいて設定している。

ルーフデッキ（内径 8.5m)、および単回転プラグ（代表径 4.71m）の厚さは、放射線遮へい厚さ、配管取付スペース、および冷却層厚さから、4.35m としている。

ガードベッセルは、内径 8.86m、軸長約 19.4m、板厚 25mm の炭素鋼（SGV410）製の円筒容器で、原子炉容器とのギャップ 150mm を確保してペデスタルから吊下げ支持される。

2) 炉心上部構造

炉心上部プレナムには、炉出力の違いを考慮して機器サイズ・容量等を見直しているが、大型炉と同様の機器・配管を配置する。

i) サーマルライナ

炉容器の熱遮へいのため、上部プレナム内の炉容器内面に厚さ 10mm のサーマルライナ１層を設置する。

ii) １次冷却系配管

ＨＬ配管（口径 36B）２本、ＣＬ配管（口径 28B）４本をＵＩＳ切込み部に対して対称性を有するように配置する。

iii) ＣＴ

一体型ＣＴ２基（本体径 880mm）をルーフデッキから吊り下げて、ＤＨＸ両側（52.5°、128° 方向）に設置する。

iv) ＤＨＸ

ＤＲＡＣＳの炉内熱交換器であるＤＨＸ１基（本体径 1m）をルーフデッキから吊り下げて、90° 方向に設置する。

v) ＵＩＳ

図 2.1.4.14 に、ＵＩＳ構造を示す。ＵＩＳ内部には、制御棒案内管（主炉停止系用 21 本、後備炉停止系用７本）、水平板（バッフル板５枚、炉心計装取付板）、および燃料集合体出口温度計装用ウェル・案内管、ＦＦＤＬ用のサンプリング配管・案内管

が設置される。制御棒案内管の形状は、直径 200mm、板厚 10mm である。水平板は、直径約 3.8m、開口率 30%の多孔構造（316FR 鋼）である。

vi)炉内計装用ウェル・案内管類

a) 燃料集合体出口温度計

安全保護系用の信号を発信するため制御棒周辺の燃料集合体を対象として、出口温度計測用の温度計ウェルを設置する。

b) 原子炉核計装

初回起動時の原子炉出力監視等のため、上部プレナムを貫通して炉内ＮＩＳ用案内管を２箇所、炉外ＮＩＳと重ならないように 180° 対称に設置する。炉外には、広域系ＮＩＳ案内管を４箇所、出力領域系ＮＩＳ案内管を 12 箇所設置する。

c) ＤＮ法ＦＦＤ

万一の燃料被覆管破損が生じた場合、上部プレナムに放出されたＦＰからのＤＮを検出するため、ＤＮ法ＦＦＤを設置する。本プラントでは、上部プレナム内に設置したサンプリング管から、ＤＮ検出ユニット（ルーフデッキ上２基）に Na を導く。

d) ＳＶ法ＦＦＤＬ

ＳＶ法ＦＦＤＬサンプリング管をＵＩＳ切込み領域を除く全炉心燃料集合体出口部に設置する。本プラントでは、回転プラグ上にＤＮ検出ユニット、およびβプレシピテータユニットを各２基設置している。

e) 炉容器内液位計装

230° 方向に炉内液位計１基（４チャンネル）を設置する。

f) 燃料出入機用案内管

炉内中継槽と燃料出入機を接続して、燃料移送ポットに収納された各種炉心構成要素の移送・受渡しを行う燃料出入機用案内管を 270° 方向に設置する。

vii) ガス巻き込み防止および流動適正化構造

a) ＤＰ

ガス巻き込み防止構造として、大型炉と同様、NsL－1.4m のレベルにおいて二重ＤＰを設置する。図 2.1.4.15 に、二重ＤＰの平面図を示す。各段のＤＰは、内側ＤＰ（斜線部）と周方向に 12 分割されてルーフデッキより吊り下げられる外側ＤＰから構成されている。内外ＤＰ間や炉容器、配管・機器等の隙間部には、ラビリンス構造を形成して、液面での流速低減を図っている。

b) スプリッタ

ＨＬ配管吸込み部近傍に発生する可能性がある水中渦を抑制する構造として、大型炉体系の上部プレナム水流動試験で効果が確認された三角柱形状のスプリッタを適用する。

c) ＦHM貫通孔プラグ

内側ＤＰに設けたＦHM貫通孔を塞いで切込み領域近傍の液面を静定させるため、ＦHM貫通孔プラグ（直径 915mm）を炉上部から挿入する。

3) 炉心下部構造

図 2.1.4.16 に、原子炉下部構造を示す。下部プレナムは、大型炉と同様、炉心支持構造物、炉心支持スカート、および原子炉容器下部鏡板により構成され、高圧プレナムとする設計としている。

炉心支持構造物は、地震時の燃料集合体の飛び上がりおよび投入反応度の制限を満足する剛性を確保するとともに、万一の炉心損傷時を想定した場合に生成するデブリも保持可能とするため、図 2.1.4.16 に示すように底板に補強リブを設置する。

また、炉心損傷事故時の除熱（ＰＡＲＨ）対策として、下部鏡板に受皿２段を設置する。

流量配分方式は、大型炉と同様、炉心燃料集合体では連結管のスリットとエントランスノズル開口の組み合わせ、ブランケット燃料集合体や遮へい体、制御棒集合体に関しては、連結管内に多数設置したオリフィスにより減圧し、必要な流量を調整できる構成としている。

4) 原子炉停止系

原子炉停止系は、急速な炉停止能力を有する独立２系統の多重性をもった主炉停止系および後備炉停止系（キュリー点電磁石方式のＳＡＳＳ採用）で構成され、各々のＣＲＤMにおける駆動およびスクラム方式は、大型炉概念を踏襲している。

図 2.1.4.17、図 2.1.4.18 に、主炉停止系制御棒（ＰＣＲ）、後備炉停止系制御棒(ＢＣＲ)の概念図を示す。ＣＲＤM駆動軸との一体落下となるＰＣＲはガス加圧によるスクラム方式、単体落下となるＢＣＲは自重落下スクラム方式としている。各制御棒集合体は、制御棒案内管（燃料集合体のラッパ管に相当）と、その内部に収納される制御棒で構成している。制御棒は、吸収材（B_4C ペレット）を内蔵した制御要素と制御要素バンドルを支持する保護管で構成している。

制御要素は、運転サイクルを考慮して、制御要素内の内圧上昇を回避するため B_4C ペレットから発生するヘリウムガスを要素外に放出するベント型を採用している。また、B_4C ペレットのスエリング膨張による被覆管との機械的相互作用を防止する観点で B_4C ペレットと被覆管とのギャップは大きくする必要があり、B_4C ペレット温度制限、リロケーション抑制のために設けるシュラウド管の温度制限を満足させるために、被覆管と吸収材部の隙間にナトリウムを導入するナトリウムボンド型としている。

(b) １次冷却系設備

１次冷却系の系統構成を図 2.1.4.19 に、ポンプ組込型中間熱交換器の概念図を図 2.1.4.20 に、それぞれ示す。

ナトリウム冷却中型モジュール炉の１次冷却系設備に関しては、大型炉と比較して設備容量の差はあるもののほぼ概念は同じである。ここでは、大型炉と異なる設計を採る部分についてのみ記す。

1) ポンプ組込型中間熱交換器

大型炉と設計が異なるのはポンプ組込型中間熱交換器の１次系入口プレナム内に崩壊熱除去系の熱交換器（PRACS)が設置されることである。PRACS は自然循環崩壊熱除去運転も運転条件となるため、自然循環時に所用の熱交換量を確保する必要がある。そのためには、大流量が流れることを想定した流路で自然循環程度の極低流量条件でも一様な冷却材流れを形成する工夫が必要である。

自然循環流量条件でも PRACS 熱交換器を流れる１次系冷却材ながれが一様なものとなるよう、PRACS 熱交換器の上流側に堰の構造を設けた。その堰構造を設けた IHX の上部プレナム部分に関して、3 次元流動解析を実施して確認を行った。その結果、自然循環条件では PRACS 周辺の 1 次系冷却材に流量と温度の分布が生じるものの、十分な交換熱量が得られていることと、構造材に温度分布が生じることはないことを確認した。

よって、中型モジュール炉特有の設計である PRACS をポンプ組込型 IHX の入口プレナム部に設置することは成立性を有すると判断した。

(c)　２次冷却系設備

1)　系統構成

中型炉２次冷却系の系統概念図とその鳥瞰図を図 2.1.4.21 および図 2.1.4.22 に示す。本系統は２重直管型蒸気発生器、IHX（１次系ポンプ組込み型 IHX)、２次系ポンプ及び２次系主配管等から構成されている。１次系が２ループ構成であるのに対し、２次系は物量を削減するために１ループとしている。すなわち、２基の中間熱交換器に１基の蒸気発生器と１基の２次系ポンプが接続されている。２基の IHX から流出した２系統のナトリウムは蒸気発生器の上部プレナム内で合流して１系統となり蒸気発生器の管束部へ流入し、水・蒸気と熱交換する。蒸気発生器下部から流出したナトリウムは、２次系ポンプから吐出された後、再び２系統に分離し、２基の IHX に導かれて１次ナトリウムと熱交換する。

２次冷却系は自然循環が可能な様に、IHX と蒸気発生器の間に約 7.4m の伝熱中心差を確保している。さらに、中間熱交換器において１次系/２次系バウンダリが破損し、かつ２次系カバーガス圧が喪失しても、１次系ナトリウムが２次系に流入することを防止するために、蒸気発生器の液面は IHX よりも高い位置に設定している。蒸気発生器と２次系ポンプのカバーガス部は等圧ラインで結ばれており、２次ポンプの液位は 100%出力時に蒸気発生器液位と一致するように、ポンプリークフローを調整している。

なお、中型炉の２次冷却系は大型炉と異なり、蒸気発生器に IRACS（２次系炉心冷却システム）を有しないため、IRACS を用いた崩壊熱除去時の熱輸送系としての機能は有していない。

2)　蒸気発生器

蒸気発生器については、フェーズ１からの変更点は伝熱管破損時のナトリウム・水反応の影響緩和の観点から伝熱管を２重管方式としたこと、およびプラントの設計寿

命を延長したことによる伝熱管の肉厚と本数の増大である。

図 2.1.4.23 に２重直管型蒸気発生器の構造図と主要目を示す。本 SG は、大型ナトリウム炉の単管ヘリカルコイル型蒸気発生器と同様に一体貫流方式であり、伝熱管を含む蒸気発生器の構造材料は伝熱性能や強度の観点で 12Cr 系鋼を基本としている。１次系２ループとの取り合いにより２次ナトリウムは SG 上部プレナムの 180° 方向に位置する２カ所の入口ノズルから流入する。その後、流配機構である堰と多孔板を通過してディッププレートにより水平方向の流れとなり管束部に流入する。管束部入口付近ではナトリウムは伝熱管に対して直交流となるが、その後、下方向に向きを変え伝熱管に対して並行流（対向流）で管束部を降下する。熱交換を終えたナトリウムは下部出口ノズル（１カ所）からポンプへ流出する。

一方、水・蒸気は蒸気発生器の下部給水プレナムから流入し、２重伝熱管内を上昇し、蒸気プレナムから過熱蒸気として流出する。

管束部は伝熱管の支持板が複数枚設置されているが、伝熱管熱膨張差による座屈防止及び流力振動防止の観点で設置間隔が決められている。直管 SG においては、伝熱管座屈防止のために管束部の温度・流量分布を平滑化することは特に重要であり、これに十分配慮した流配設計を行っている。なお、管束部の熱流動状況については 2.2.2.5(3)節「SG の熱流動評価」にて詳細に述べる。

２重直管蒸気発生器の構造上の特徴としては、伝熱管が２重壁構造であるため、これに接続する管板も２枚管板となっている。外管と接続しナトリウム系との境界を形成する管板をナトリウム管板、内管と接続して水・蒸気系との境界を形成する管板を水・蒸気管板という。ナトリウム管板と水・蒸気管板の間は不活性ガス空間で満たされている。管板径は直管方式であるためヘリカル型 SG のそれに比較すると大きく約 2.3 倍である。なお、水・蒸気管板はヘリカル型蒸気発生器と同様に球形管板を採用している。ナトリウム管板はナトリウム側と不活性ガス側の差圧が小さいことから平管板である。

また、直管 SG であるため、管束部と外胴の熱膨張を吸収するためのベローズが必要になる。ベローズは本体胴下部のナトリウム中ベローズが１カ所、２枚管板（Na 管板と水・蒸気管板）間の胴部に上下それぞれ１カ所の計３カ所設置される。

２重伝熱管については、内管と外管を機械的に圧着した密着型２重管を採用している。内外管が機械的に分離しているため、内管と外管の境界部に熱抵抗が存在し、同肉厚の単管に比べ約 10%伝熱性能が低下する。したがって、SG１基あたりの交換熱量(1785MWt)が同じ単管の直管蒸気発生器に比べ、伝熱管本数及び蒸気発生器の重量がそれぞれ約 1.3 倍、約 1.4 倍の 6980 本、630ton となる。

２重伝熱管の肉厚の内訳は、単管のそれと同様に、耐内圧代、水側・ナトリウム側腐食代・摩耗代を内管と外管に割り振っている（但し、直管のため曲げ減肉代は考慮しない)。単管と異なる点は、内管破損時に水・蒸気側の内圧に耐えるための必要肉厚を外管に付加したことと、外管 ISI を内管内側から行うため、その検査誤差のために余裕代を外管に付加していることである。これにより、内管肉厚 1.3mm、外管肉厚

1.4mm、外管外径 19.0mmφとした。

3) ２次系ポンプ

２次系ポンプはナトリウム漏えいを防止する観点から、図 2.1.4.24 に示すように、２基のコールドトラップとともに円筒形のポンプ容器内に収納されている。

本ポンプは機械式縦型自由液面ポンプで、２次主冷却系配管コールドレグに設置されており、インペラ、回転軸、静圧軸受け、軸封機構と回転部と固定部から構成されている。ポンプ本体は、ポンプ容器とは独立構造になっており、保守・点検時にはポンプ本体は容器から取り出すことが可能な構造になっている。

ナトリウムは、ケーシングの最下部の吸い込みノズルからポンプに入り、インペラによって昇圧されてディフューザーを通過し、高圧室に流入する。高圧室のナトリウムは水平方向の出口ノズルから吐出されるが、高圧室の一部のナトリウムはポンプ液面制御と静圧軸受けの潤滑としても機能する。ポンプ液面制御用としては、ポンプ容器とケーシングの隙間から自由液面部に入り、自由液面部には２次系ポンプの入口部への戻りラインが設置され、ここでの戻りナトリウム流量を調整することによって、ポンプ液面の制御を行う。静圧軸受けへのナトリウムについては、高圧室から軸受け部への流入ラインが設置されており、軸受けを流出したナトリウムは自由液面及びインペラ入り口部に戻される。

２次系コールドトラップについては、２基設置することとした。これは１基では閉塞などで交換が必要になった場合プラントの継続運転ができなくなることを避けるためである。さらに、ポンプ容器は製作性の観点から円筒形状としているが、コールドトラップは２基にした方がポンプ容器のコンパクト化が図られる。

4) ２次系配管

２次ナトリウム主配管は、クリープ強度と降伏点が高く、また熱膨張率の小さい 12Cr 系鋼を採用することにより、エルボを少なくし配管長も短縮した設計を指向している。フェーズ１では２次系配管のホットレグ、ミドルレグ及びコールドレグそれぞれについて、熱膨張に対して成立性のある引き回しを行うとともに、耐震性を確保できるサポート条件を設定した。

配管内流動については、１次系配管と同様に管内流速が平均 9m/sec 程度となることから、流動に起因する配管振動やキャビテーション、エロージョン・コロージョンの発生の可能性が指摘されている。現状の知見ではこれらの現象は発生しない見通しであるが、今後の大口径配管の振動評価の R&D を踏まえて詳細な検討は別途必要である。

ナトリウム漏えい対策については、フェーズ１の検討で影響範囲を限定するためにエンクロージャーで囲むこととしている。フェーズ２では２次系配管の引き回しに基づいて、エンクロージャーおよびベローズを含めた配管構造を具体化した。なお、この配管構造については、ナトリウム漏えいに対する取り組み方針に基づいて決められ

ており、2.1.2.1 節「ナトリウム漏えい対策」に詳細を記載する。

(d) 崩壊熱除去系設備

2.1.4(2)(i)(b)3)のプラント基本仕様の検討で設定された DRACS×１系統、PRACS×２系統の完全自然循環除熱の崩壊熱除去系に関し、系統構成、仕様の具体化及び機器設備の構造概念、仕様の設定を行った。

1) 系統計画

i) 除熱量の設定

PRACS 及び DRACS が運転される設計基準事象を摘出し、これらの事象について、燃料及び原子炉冷却材バウンダリの健全性が確保できるよう、最も厳しい想定である事象Ⅳ（例えば、１ループの２次ナトリウム漏えいに電源喪失を重ね合せ、単一故障としてダンパ１系統の不作動を想定）の場合、PRACS 及び DRACS の除熱量をパラメータにした１次元の解析コードによる過渡解析を実施し、原子炉冷却材バウンダリ温度制限を満足する除熱量を、以下のとおり設定した。

・DRACS：10MWt×1 系統（自然循環運転）
・PRACS：11MWt×2 系統（自然循環運転・常用系ブロワ付き）

ii) 系統構成、仕様の設定

上記 i)で設定した除熱量に基づき、原子炉容器径、中間熱交換器上部プレナムへのインパクトなどに配慮して、機器サイジング用ヒートバランスを設定した。同時に、自然循環力を確保できる圧力損失とするため、その２次系配管口径として、PRACS 及び DRACS とも 12B を設定した。また、自然循環冷却では冷却材の降温速度が非常に緩やかであるので、高温の長時間継続回避、早期再起動などの運用の観点から、常用電源駆動の送風機を PRACS に設置することとした。DRACS の系統概念図を図 2.1.4.25 に、PRACS の系統概念図を図 2.1.4.26 示す。

2) DHX、A/C など機器

機器サイジング用ヒートバランスに基づいて、熱交換器、空気冷却器の構造概念、機器仕様の設定を行った。空気冷却器は、伝熱管のナトリウム漏えい対策のため、フィン付き２重伝熱管とし、万が一のナトリウム漏えいに対して受皿を有する構造を採用した。一例として PRACS 空気冷却器の構造概念を図 2.1.4.27 に示す。

PRACS 熱交換器伝熱管は、図 2.1.4.26 に示すように、IHX 上部プレナム内に設置した。なお、ヘッダ部は、冷却材バウンダリ貫通部削減及び保守・補修性を考慮し、鏡板に設置した。

・DRACS 伝熱面積　　熱交換器：33m^2　　空気冷却器：2200m^2
・PRACS 伝熱面積　　熱交換器：46m^2　　空気冷却器：2520m^2

(e) 補助ナトリウム系設備

下記系統設備の系統仕様及び主要機器仕様の具体化を図る。

① ナトリウム純化系
② ナトリウム充填ドレン系
③ アルゴンガス系
④ ナトリウム-水反応放出系

図 2.1.4.28 に補助ナトリウム系設備の系統構成を示す。

1) ナトリウム純化系

１次ナトリウム純化系については､燃料交換後及び通常運転時の純化流量を検討し、3 t/h×2 基の一体型コールドトラップを原子炉容器に設置することとした。コールドトラップは、プラント寿命中無交換とし、不純物混入量からメッシュ容量などの機器仕様を設定した。

２次ナトリウム純化系については、通常運転時の純化流量を検討し、11 t/h×2 基の一体型コールドトラップを２次系ポンプに設置することとした。コールドトラップの交換頻度は 2 定検あたり 1 回とし、不純物混入量からメッシュ容量などの機器仕様を設定した。

2) ナトリウム充填ドレン系

１次ナトリウム充填ドレン系については、1 次ナトリウムのドレン量を検討し、110 m^3 のダンプタンク 1 基を設置することとした。これは、万一の 1 次ポンプ 1 基のメンテナンス時にポンプ組込型 IHX の 1 次ナトリウムを受け入れられる量である。

２次ナトリウム充填ドレン系については、2 次ナトリウムのドレン量を検討し、170 m^3 のダンプタンク 4 基（モジュールごとに 1 基）を設置することとした。これは、2 次冷却系の蒸気発生器またはポンプ組込型 IHX をメンテナンスする際のドレン量に崩壊熱除去系 1 ループ分のドレン量を加えたものである。

3) アルゴンガス系

１次アルゴンガス系については、起動時及び停止時のアルゴンガス供給量及び排気量を検討し、系統容量を設定した。最大供給量は、停止時の 18Nm^3/h（モジュールあたり）となった。

２次アルゴンガス系については、起動時及び停止時のアルゴンガス供給量及び排気量を検討し、系統容量を設定した。最大供給量は、停止時の 12Nm^3/h（モジュールあたり）となった。

4) ナトリウム-水反応放出系

設計基準リーク率を 1 本完全破断相当リーク率（18kg/s：余裕を見てヘリカルコイル SG でのリーク率で代表したもの）として、ナトリウム-水反応放出系の系統構成及び主要機器仕様を検討し、反応生成物収納容器を介して大気に放出する構成を選定し

た。なお、今後、SG の設計進捗を反映して合理化を検討する。

(f) 水・蒸気系およびタービン発電機設備

中型モジュール炉で採用するタービン発電機設備（電気出力　150 万 kW）は大型炉の設備と同じであるため、大型炉での検討を参照。（ 2.1.3(2)(i)(f) ）

中型モジュール炉では、原子炉２基に対してタービン１基の構成となる。

なお、中型炉シングルプラントの場合は、１原子炉に対して１タービン設備（電気出力　75 万 kW）となる。この場合のタービン設備はモジュール炉の設備とほぼ同様の系統構成となるが、タービンは、高中圧一体タービン１基と低圧タービン２基の３車室で構成され、低圧タービンの最終翼長は 40.5 インチを採用する。

(g) 燃料取扱設備

1) 全体概要

燃料取扱設備の主要仕様を表 2.1.4.42、概念図を図 2.1.4.29 に示す。

ナトリウム冷却大型炉と同様に、燃料移送方式は、炉内側で「切込み付きコラム型炉心上部機構＋単回転プラグ＋マニプレータ式燃料交換機の組み合せ」、炉外側で「レールレス台車式燃料出入機＋燃料昇降装置の組み合せ」を採用した。燃料貯蔵方式は、EVST 貯蔵方式を採用し、炉外に EVST（貯蔵容量 370 体）および水プール（貯蔵容量 1365 体）を設置して、サイト内に約 5 炉心分（＝炉心燃料 333 体×5 炉心＋破損燃料 6 体＝1671 体）の貯蔵容量を確保した。

2) 系統機器構成

i) 燃料移送系

a) 燃料交換機

マニプレータ式燃料交換機は、炉心-炉内中継装置間で新燃料、使用済燃料の受渡しを行う機器で、切込み付きコラム型炉心上部機構と単回転プラグと組み合せて使用する。

マニプレータ式燃料交換機の構造概念図を図 2.1.4.30 および 31、駆動原理図を図 2.1.4.32 に示す。

従来の燃料交換機に対して、炉心上部機構の切込み部内をアーム伸縮する点が相違する。アーム伸縮は、クランク方式によりボールネジ駆動を変換する。アーム伸縮時に内部胴昇降動作を組み合せることにより、グリッパユニットを上下方向一定に維持できるように工夫した。また、地震時にグリッパユニットと炉心上部機構が衝突しないように、グリッパユニット後方にアームおよびグリッパ駆動機構を配置して、グリッパユニット幅を小さくするとともに、左右のアーム側板を接続して、コの字型のアーム断面を実現することにより水平方向のアーム剛性を向上した。

上記の設計対応の成立性を評価するために、地震時におけるアーム衝突の有無を解析評価した。解析モデル（梁モデル）を図 2.1.4.33 に示す。各駆動部にはギャップの

ガタが存在するため、耐震解析結果に、別途計算したギャップのガタによる変位を加算した。また、判断条件として、S_1 地震では「アームと炉心上部機構が衝突しない」、S_2 地震および強地震検討用水平動では衝突時の影響評価を排除するために、「衝突しないことを目指す（燃料落下しなければ衝突しても可）」こととした。解析結果を図 2.1.4.33 中に示した。S_1 および S_2 地震時には、アームと炉心上部機構間に隙間（片側隙間は S_1 地震で 7.3mm、S_2 地震で 4.7mm）が存在する。一方、強地震検討用水平動ではアーム曲げ変位が増加して、炉心上部機構と衝突するが、グリッパユニット下端部の小型化や、必要に応じて、ギャップガタによる変位（地震変位より大）を低減したアーム軸受部の構造変更を取込むことにより、衝突を回避できると考えられる。

以上より、切込み付きコラム型炉心上部機構に対応したマニプレータ式燃料交換機について、地震動増加の可能性に留意する必要はあるが、グリッパユニット廻りの配置変更や、アーム剛性向上などの設計対応により、炉心上部機構の衝突を回避できる見通しを明らかにした。

b) 炉内中継装置

炉内中継装置は、燃料交換機-燃料出入機間で新燃料、使用済燃料の受渡しを行う機器で、高速増殖原型炉「もんじゅ」、実証炉では、燃料を 1 体ずつ移送するナトリウムポット（1 体ポット）を使用した回転ラック式炉内中継装置を選定している。一方、複数体収納可能な大型ナトリウムポット（複数体ポット）と固定ラック式炉内中継装置を組み合せることにより、複数体の燃料を同時に移送する方式が考えられる。

固定ラック式炉内中継装置の概念図を図 2.1.4.34 に示す。回転ラック式と異なり、炉内燃料通路と冷却流路を同心円上に配置することが可能である。燃料交換機のアクセスに伴い、炉内案内管を切欠く必要はあるが、炉内案内管下端を炉内中継槽に差込むことにより構造健全性を確保した。図中、除熱性向上によるコンパクト化をねらって、ナトリウムポット表面に冷却フィンを取付けた。（ナトリウムポット本体 φ560mm、フィン外接円 φ580mm）複数体ポットと組み合せた固定ラック式炉内中継装置は、燃料取扱時間の短縮による稼働率向上に期待できる一方、原子炉構造寸法への影響や、燃料交換作業の煩雑化などが懸念される。

経済性、安全性、運転性、配置整合性などの観点より、複数体移送の採用の有無を評価した結果を表 2.1.4.43 に示す。複数体移送方式では、炉内中継装置および燃料出入機などの機器形状増加により、燃料取扱設備物量は約 4.3%増加する。ただし、燃料取扱時間を約 45 分/体から約 34 分/体に短縮できるため、1 モジュールあたり約 2 日（＝燃料交換作業短縮 1 日＋炉内中継装置の取付け・取外し作業の削除 1 日）の定検期間短縮であっても、95.5%から 95.7%に稼働率が向上するため、燃料取扱設備のコスト増加以上の削減効果に期待できる。

稼働率に換算していないが、除熱容量の大きい複数体ポットを使用して破損燃料の早期取出しも可能である。また、燃料交換機の取扱作業が煩雑化するが、負荷トルクの小さい領域での作動回数が増加する程度で、グリッパ駆動軸・ユニバーサルジョイント寿命への影響は小さい。

原子炉構造との配置整合性について、固定ラック式炉内中継装置では、炉内案内管および炉内中継槽のコンパクト化により、回転ラック式とほぼ同一のスペースに収納でき、原子炉容器径を増加する必要はない見通しである。

以上より、稼働率向上によるコスト低減効果に期待できることや、成立性に直結する技術課題がないことから、複数体ポットと組み合せた固定ラック式炉内中継装置を採用することとした。

c) 燃料出入機

燃料出入機は炉内中継装置-EVST 間などで新燃料、使用済燃料を移送する機器で、高速増殖原型炉「もんじゅ」、実証炉では、軌道付き走行台車式が採用されている。一方、ナトリウム冷却中型炉では、4 モジュールおよび EVST などにアクセスしなければならず、従来の軌道付き走行台車では、地下台車と組み合せるなど燃料移送系が複雑化するため、物量の増加が懸念される。よって、レールおよび引廻しケーブルの削除を含めた燃料移送系の物量低減や、占有面積縮小をねらって、自在走行台車などの現状技術を取込むことにより、レールレス台車式燃料出入機の成立性を評価した後、概念の具体化を行った。

レールレス台車式燃料出入機は、転倒防止および滑り対応、耐震構造（浮き上がり防止対応）、給電制御方式、高速および位置決め精度の確保などの技術課題を有している。各技術課題に対する成立性の見通しを表 2.1.4.44 に示す。このうち、浮き上がり防止対応について、以下の式（台車周辺の 1 点を支点に浮き上がらない条件）を満足する必要がある。

復元モーメント＞転倒モーメント

1G－上下方向震度＞水平方向震度

ここで、復元モーメント＝燃料出入機重量×（1G－上下方向震度）×燃料出入機幅/2

転倒モーメント＝燃料出入機重量×水平方向震度×燃料出入機高さ

上記の式をもとに、上下方向震度が S_2 地震で 0.4G、強地震検討用水平動で 0.1G 以下となるように燃料出入機本体と台車間にサスペンションを設置すれば、地震時の浮き上がりを防止できる見通しを確認した。

レールレス台車式燃料出入機の概念図を図 2.1.4.35 に示す。レールレス台車式燃料出入機は、1 基の収納筒と 2 系統のガス冷却系（アルゴンガス直接冷却系、空気間接冷却系のいずれも 2 系統設置）から構成される。

燃料出入機のグリッパ構造を図 2.1.4.36 に示す。複数体移送の採用に伴い、同一の収納筒で複数体ポット（フィン外接円径でφ580mm）と燃料（ラッパ管外接円でφ210mm）を取扱う必要はあるが、図中に示したようにグリッパ先端のアダプタ構造を工夫することにより、形状の大きく異なる構造物を取扱可能とした。また、グリッパには、以下の機械的な燃料落下防止対応を取込むこととした。

・グリッパ爪の開閉防止機構：燃料内へのグリッパ先端挿入の有無を検知するセンシングロッドを追加設置して、グリッパ爪の開閉を機械的に解除する。

・ドアバルブ誤閉時の牽引部材保護機構：グリッパがドアバルブを通過して燃料にアクセスする際に、グリッパ外側の円筒状構造部材のみドアバルブ作動スペースに残すことで、ドアバルブ誤閉による牽引部材切断を防止する。

自在走行台車には、台車下面に合計 8 基のマイクロドーリ（負荷重量 25ton/基）を設置するとともに、給電制御ケーブルの巻き取りドラム（多段巻取り方式、ドラム径 φ2800mm）を取り付けた。また、転倒防止用の燃料出入機本体と走行台車間のサスペンション構造（コイルバネとダンパの組み合せ、ダンパは減衰比 5%を想定）を図 2.1.4.37 に示す。上記のサスペンション構造でも走行台車上に設置できるが、今後、地震時床応答スペクトルの詳細化や、建屋設計の進捗に伴い、サスペンション構造を最適化する必要がある。

ii) 燃料貯蔵系

a) EVST

① EVST 全体

EVST は、EVST 容器と 3 系統の EVST 冷却系などから構成されるナトリウム中炉外燃料貯蔵設備で、水プールと合せて、「4 年冷却＋炉心退避（1 炉心）＋再処理設備の故障対応」に相当する貯蔵容量を確保している。EVST 貯蔵容量が大きいケースでは、早期炉心退避が可能となる一方、物量およびコストが増加するため、発生頻度の極めて小さい炉心退避対応に基づき、EVST 貯蔵容量を一義的に設定することは望ましい選択肢でない。

炉心退避に係る要求により、以下のように EVST で確保すべき貯蔵容量は相違する。

・案 1（EVST で燃料交換に必要な貯蔵容量のみ確保）：合計 4 バッチ連続燃料交換に相当する 370 体
・案 2（炉心退避が発生しても残りのプラントの運転継続が可能）：燃料交換 2 バッチ＋1 炉心退避に相当する 535 体
・案 3（いずれのケースでも早期炉心退避が可能）：燃料交換 4 バッチ＋1 炉心退避に相当する 703 体

EVST 貯蔵容量をパラメータとする経済性および炉心退避期間の検討結果を表 2.1.4.45 に示す。燃料取扱設備全体の物量は、案 1 に対して、案 2 で 70ton（コスト 1.04 倍）、案 3 で 135ton（コスト 1.07 倍）増加し、EVST 貯蔵容量の差異により有意なコスト差が発生する。炉心退避について、案 3 ではダミー燃料準備を含めて約 70 日間で炉心退避を完了できる。一方、案 1 では EVST 貯蔵中の使用済燃料を移動するなどの作業が必要で、炉心退避完了までに約 1 年間所要するが、仮設キャスクの使用や、燃料出入機の冷却容量の増加などの設計工夫により、早期炉心退避を達成できる可能性を有している。現状、炉心退避後の補修対応が不明確なこともあって、コスト最小の案 1 を対象として、EVST の概念検討を行うこととした。

② EVST 容器

EVST 容器の概念図を図 2.1.4.38 に示す。EVST 容器は、内外容器（二重容器）、貯蔵ラックなどから構成される φ6.86m×h12.07m のナトリウム容器で、合計 370 体

の貯蔵容量を有している。使用済燃料は裸状態で貯蔵し、回転ラック、ターンテーブル、槽内移送機を組み合せて槽内燃料を移送する。

燃料 1 体あたりの重金属インベントリの大きい高内部転換炉心では、貯蔵ピッチが増加する恐れを有している。EVST 中燃料の貯蔵ピッチに係る検討を表 2.1.4.46 に示す。正方配列の段違い貯蔵方式のうち、案内管の有無によって貯蔵ピッチが相違する。物量に大きな差異がないため、貯蔵ラック構造簡素化の観点より、案内管なしのケースを選択し、正方配列で 343mm の貯蔵ピッチを確保した。

槽内移送機の概念図を図 2.1.4.39 に示す。液面制御型の直動式槽内移送機を採用して、ガス圧力制御により案内筒内にのみ移送燃料用のナトリウム液面を確保した。ナトリウム液面の上昇に伴い、しゃへいプラグの温度評価や、シール部などの局所冷却対応を検討する必要はあるが、高温化対応が容易な鋼製しゃへいプラグの採用と合せて、EVST 容器軸長の低減を図った。

③　EVST 冷却系

EVST 冷却系は、EVST 中の崩壊熱を除去する直浸コイル内 2 次ナトリウム循環空冷式の冷却系で、槽内コイル、2 次ナトリウム系、空気冷却系から構成される。4 モジュールの使用済燃料貯蔵に伴い、崩壊熱を常時除去しなければならないが、1 系統点検時に、1 系統の機能喪失＋1 台の動的機器故障を重ね合せた条件でも、点検方法の工夫（ナトリウムドレンしないで点検し、異常発生時には速やかに復旧）や、自然循環除熱に期待するなどの対応により、3 系統の冷却系構成で安全要求条件を満足できる見通しである。

プラント側の崩壊熱除去系は自然循環方式を採用しているが、EVST 冷却系は、系統温度が低く、自然循環方式を採用した場合には、電磁ポンプを削除できる一方、熱交換器の伝熱面積増加や、スタック新規設置などのコストデメリットが大きい（物量が約 2 倍増加）と考えられるため、強制循環方式を採用した。

EVST 冷却系のヒートマスバランス（通常運転時および事故時）を図 2.1.4.40 に示す。高温化による熱交換器の伝熱面積低減をねらって、事故時に相当する 1 系統冷却時には槽内ナトリウム温度を 450℃とした。

また、ナトリウム配管、空気冷却器伝熱管のいずれも二重構造として、ナトリウム燃焼火災の影響を緩和した。

b)　水プール

水プールは水プール本体と 1 系統の水プール冷却浄化系（循環ポンプ、熱交換器などは 2 基設置）から構成される w14.15m×d10.09m×h13.75m の炉外燃料貯蔵設備で、合計 1365 体の貯蔵容量を有している。EVST と同様に高内部転換炉心の採用に伴い、貯蔵ピッチが増加する恐れを有している。臨界安全評価をもとに、三角配列で 258mm の貯蔵ピッチを確保した。

水プール冷却浄化系は、1 次および 2 次冷却水系から構成され、このうち、1 次冷却水系では、冷却器の上流側にろ過器および脱塩器などを設置した。また、水プール冷却浄化系は、EVST 冷却系と同様に MS-2 に区分し、専用の 2 次冷却水系（非常用

ガスタービンに接続）を設置した。

iii) 燃料処理系

燃料洗浄は、EVST から使用済燃料を引き上げる際に、燃料出入機の冷却系を使用して、アルゴンガスブローする乾式洗浄方式を採用した。燃料洗浄時の設備構成とヒートマスバランスを図 2.1.4.41 に示す。燃料内には約 300℃のアルゴンガスを吹込み、ウォームフィルタおよび 2 基のミストトラップにより除去ナトリウムを回収する構造とした。

アルゴンガス温度の低下とともに、洗浄性能は従来の約 90%から約 50%まで低下する。水プール中に移行するナトリウムが増加するが、水プール貯蔵中および水中浸漬時の燃料健全性に影響なく、水プール冷却浄化系設計も対応可能な範囲であることを確認した。

3) 燃料取扱設備のまとめ

ナトリウム冷却中型炉・高内部転換炉心の条件で、EVST 貯蔵方式の燃料取扱設備を構築した。主要な系統機器仕様は、以下のとおりである。

○ 炉内燃料移送方式:切込み付きコラム型炉心上部機構＋単回転プラグ＋燃料交換機

・燃料交換機型式：マニプレータ式

・炉内中継装置型式：固定ラック式

○ 炉外燃料移送方式：レールレス台車式燃料出入機（複数体移送）＋燃料昇降装置

○ 燃料貯蔵方式：EVST 貯蔵方式（EVST と水プールの組み合せ）

・貯蔵容量：EVST 370 体、水プール 1365 体

・EVST 型式:円筒縦型ナトリウム容器＋直浸コイル内 2 次ナトリウム循環空冷式（強制循環）

・水プール型式：ライナー張り縦型貯蔵式＋1 次および 2 次水プール冷却浄化系（浄化系先行型）

○ 燃料洗浄方式：乾式燃料洗浄

燃料取扱作業は、燃料交換時に原子炉-EVST 間、原子炉運転時に EVST 以降に分けて実施する。燃料交換時には、燃料交換機および炉内中継装置により炉外にナトリウムポット入りの状態で複数の使用済燃料を同時に取出した後、燃料出入機により EVST 中に装荷する。燃料交換スケジュールを図 2.1.4.42 に示す。この燃料交換スケジュールをもとに、1 モジュールの燃料交換作業は、合計約 7 日（燃料交換本体：(112 体×31 分) / (60 分×22 時間) ＝2.6 日≒約 3 日、燃料交換準備および後始末：4 日）で完了できる見通しである。一方、原子炉運転時には、燃料出入機によりガス中裸状態で減衰後の使用済燃料を取出して、ナトリウム除去後、水プールに装荷する。

破損燃料は、炉外に取出して EVST に貯蔵する。必要に応じて、燃料検査装置で、X 線 CT などの検査を行う。

(h) 電気設備（含む非常用電源）

所内交流電源、直流電源、計装電源及び非常用ガスタービン発電機について各系統からの要求を反映した基本仕様を設定した。

常用電源設備は合理化対応として、可能な限りモジュラー間共用とし設備物量の削減を図った。

安全系電源設備は、非常用発電機としてガスタービン発電機（100％×３台）を採用し、モジュール間共用でオンラインメンテナンス（ＯＬＭ）対応が可能な構成とした。全電源喪失(ＳＢＯ)時の対策については、ほとんどの電源喪失事象が３０分以内に復旧しており、２４時間以上継続した例はほんの数例しかないことから、２４時間給電バッテリー設備、ＳＢＯ対応の専用バッテリー付燃取電源装置およびモジュール炉毎に設ける計装電源装置という設備構成とした。

図 2.1.4.43 に非常用電源設備概念図を示す。

(I) 計測制御設備

大型炉での検討結果を参考に、主要な原子炉計装及びプロセス計装について検討を行い、仕様及び設置場所を具体化した。

出力領域中性子計装は、安全上、中性子束が高い順に３番目までのチャンネルのうち、２つのチャンネルが原子炉トリップ信号を発信すれば事象を判断基準内で収束させることが可能であるとの見通しがあり、４チャンネル構成（2/4 ロジック）にする。

破損燃料検出装置は、大型炉での DN 先行核定常濃度拡散挙動解析結果に基づき、最小の装置数で広い範囲をカバーできるように設置する場所として、フロースプリッタによる流路分離の影響を考慮し、４ヵ所のナトリウムサンプリング位置に設置すれば成立する見通しを得た。

原子炉容器出口温度計装は、原子炉構造ガス巻き込み評価結果から、原子炉出口配管入口近傍は水中渦発生原因となることから、IHX１次系入口配管主流位置にする。

１次主冷却系流量計装は、主配管が磁性体の 12Cr 系フェライト鋼であることから電磁流量計が使用できず、超音波式流量計を適用する。

また、中型モジュール炉の特徴を考慮し、プラント制御設備、中央監視設備の仕様検討を行った。プラント制御設備のシステム構成を図 2.1.4.44 に、中央制御室の盤配置概念を図 2.1.4.45 に示す。

(j) 放射性廃棄物処理設備

最新軽水炉の設備合理化を反映させたＦＢＲ実証炉フェーズ２の放射性廃棄物処理設備仕様を基に、プラント仕様及び建物容積の相違を考慮して以下３設備の放射性廃棄物処理容量を設定した。

①気体廃棄物処理設備
②液体廃棄物処理設備
③固体廃棄物処理設備

なお、中型炉はモジュールプラントであることから、モジュール間での設備の共用化に伴う合理化を行い、４モジュールで一設備とした。

その結果、気体廃棄物処理設備の連続処理量はＦＢＲ実証炉より大きくなるが、１モジュール当たりで見れば小さくなる。液体廃棄物処理設備はＦＢＲ実証炉以下となる。なお、固体放射性廃棄物処理施設は原子炉基数が多いことによる廃樹脂発生量の増加により容量が増加したが、1モジュール当たりで見ればＦＢＲ実証炉より少ない。

表 2.1.4.47 に放射性廃棄物処理設備の処理量のＦＢＲ実証炉との比較を示す。

(k)　換気空調設備

完全自然循環除熱方式の崩壊熱除去系採用による工安系設備構成変更から非常用ガスタービン発電機が採用となった点などにより、コンクリート設計温度引上げに基づく原子炉格納容器空調系の常用系化の検討、空調系の機能分担及び系統構成の基本的考え方の整理を行い、系統構成概念を検討した。なお、非常用系として残す系統は、安全上重要な系統である非常用ガス処理系、原子炉４モジュールでの共用設備でありかつ安全上重要な系統である中央制御室空調系、非常用電気設備室空調系、ガスタービン発電機室換気系、非常用空調冷水系である。

また、従来設計におけるコンクリート設計温度は 65℃であり、長期のコンクリート健全性確保の観点から設計室温を 55℃以下に制限し、これを維持できる換気空調等の設計を行ってきたが、電力中央研究所におけるコンクリート暴露実験による研究成果[8),9)]及び FBR 実証炉概念設計研究での雰囲気温度・コンクリート温度解析結果に基づく空調停止時の建屋温度上昇時間余裕・躯体温度制限温度までの時間余裕に関する検討結果[10)]から、コンクリート設計温度を 85℃に引き上げることで設計室温を高く設定でき、格納容器空調系を常用化することで換気空調系冷却風量を削減し BOP 設備の合理化が可能となっている。

換気空調設備の機能分担と全体構成を図 2.1.4.46 に示す。また、系統構成概念の概要を図 2.1.4.47 に示す。常用系となる系統は、実証炉で非常用系としていた原子炉格納容器空調系（ただし、原子炉容器下部とルーフデッキのみ非常用空冷チラーによるスポット空調とし、これらは非常用系）を含めて、全 14 系統のうち 9 系統である。また、軽水炉で採用されているアニュラス排気系での切り替え方法を参考にして、高気密ダンパの開度調整によるコンファインメント形成概念を採用した。

(L)　諸設備（補機冷却系、圧空、ガス供給、補助蒸気等）

最新軽水炉の設備合理化が反映されたＦＢＲ実証炉フェーズ２の補助設備仕様を基にプラント仕様及び建物容積の違いを考慮して、以下の７補助設備について設備容量を設定した。

①補機冷却系設備
②補助蒸気供給設備
③圧縮空気供給設備

④アルゴンガス供給設備
⑤窒素ガス供給系
⑥淡水供給設備
⑦ナトリウム供給系

なお、中型炉はモジュールプラントであることから、モジュール間での設備の共用化に伴う合理化を行い、非安全系の設備は４モジュールで一設備とした。

その結果、補機冷却系設備は、非常用ディーゼル発電機のガスタービン発電機への変更により大幅に容量が削減された。また、建屋体積の縮小およびモジュール化効果により、補助蒸気供給設備、圧縮空気供給設備及びアルゴンガス供給設備の容量の削減が可能となった。窒素ガス供給は、連続供給量は原子炉ユニット数が増えたため増加、最大供給量はＦＢＲ実証炉との出力比で求めたため増加した。淡水供給設備の純水供給量はＦＢＲ実証炉との出力比で求めたため増加、ろ過水供給量は純水供給量に伴い増加、飲料水はＦＢＲ実証炉と同等とした。ナトリウム供給設備は４モジュール分でＦＢＲ実証炉よりナトリウムインベントリが大きくなるため増加した。

表 2.1.4.48 に各設備の処理容量のＦＢＲ実証炉との比較を示す。

(iii) 建屋配置

(a) モジュール炉概念

原子炉施設建屋は、耐震上及び物量低減の観点より、各モジュール間の壁は一体化する構造とした。建屋配置については、原子炉モジュール間で共用する長尺の燃料交換機の移送方式について検討するとともに、設備設計側の設計進捗を反映した機器配置検討を行った。

タービン建屋は、タービン形式の変更(TC6F-49→TC4F-54)により、「高圧＋低圧タービン×３基」が「高圧＋中圧＋低圧タービン×2 基」となり、タービンの全長が縮小され、かつ制御建屋の南側にツインプラント（原子炉２基でタービン１基を共有）として一体化したことで、スペース及び設備の共有化により、建屋の縮小化を図った。

検討結果として、原子炉施設建屋の配置図を図 2.1.4.48 に、タービン建屋の配置図を図 2.1.4.49 に示す。

なお、格納容器（CV）については、CV 構造として候補となる鉄筋コンクリート構造(RC)CV、鋼板コンクリート(SC)CV ならびに船殻 CV について各構造形式の CV 基準整備状況を調査し、工期短縮によるコスト削減の観点および実現性の観点からライナ内張り方式の SCCV が現状で妥当な構造と選定した。

原子炉施設建屋の全体寸法は、78m×85m×H62m、建屋容積が１ユニット（２モジュール、150 万 kWe）分で 14.4 万 m^3 となった。中型モジュール炉は同一出力の大型炉に比べモジュール化されている分、建屋容積が大きくなる。大型炉との建屋サイズの比較を図 2.1.4.50 に示す。タービン建屋はツインプラントで 209.5m×49.5m×H42.8m で、建屋容積が１ユニット分（２モジュールで共有し、150 万 kWe 出力）では約 19 万 m^3 となった。なお、タービン建屋は大型炉も同一のタービンであるため、建屋容積は大型炉と同一である。

(b) シングルプラント概念

中型炉-M750 をベースに、シングルプラント（以下、中型炉-S750 と記す）とする場合の冷却系及びタービン系の設備仕様を検討し、経済性評価のための物量を算定した。

シングルプラントでは共用化による合理化ができないため、原子炉施設建屋及びタービン建屋とも容積については不利となる。

原子炉施設建屋の全体寸法は、59m×42.5m×H61.5m、建屋容積が 11.1 万 m^3 となった。タービン建屋は 97m×42m×H42.8m で、建屋容積は 14.3 万 m^3 となった。

1) 原子炉施設建屋

① モジュールプラントの配置をベースとして、シングルプラントとした場合の各階配置を検討した。配置図を図 2.1.4.51 に示す。

② 原子炉建屋エリアは、原子炉容器、１次系ポンプを内蔵した中間熱交換器２基を矩形の鋼板コンクリート製格納容器内に収容し、２次系は、１ループの直管 SG

と２次系ポンプを設置、崩壊熱除去系として DRACS の空気冷却器(自然通風冷却)1 基と PRACS の空気冷却器(強制冷却)2 基をナトリウム系の自然循環冷却が可能なよう高所レベルに設置した。

③ PRACS の空気冷却器(2 基)及び DRACS の空気冷却器(1 基)は、系統分離の観点から SG 室を挟む形で分離した位置に配置した。

④ ブロータンクは、免震・非免震間の渡り配管を極力削減するため、SG 室近傍でタービン建屋との間隙スペースの原子炉建屋側の免震された床面上に設置するものとした。

⑤ 補助建屋エリアには、使用済燃料水プールを含む燃料取扱設備及び廃棄物処理設備などの放射線ホット設備類を主体に収容した。屋上には、水プール冷却系の冷却塔を設置した。

⑥ 制御建屋エリアには、中央制御室、電気・計測制御盤室、放射線管理室、出入り管理室などの非放射線の設備類を主体として配置し、一部に管理区域内の空調設備室を設置した。

⑦ 制御建屋エリアの屋上には、空調用の空冷チラー（クーリングタワー）を設置した。

2) タービン建屋

① シングルプラントとしてはＩ型配置とＴ型配置があるが、本検討ではタービンミサイルからの影響緩和を図るためＩ型配置とした。配置図を図 2.1.4.52 に示す。

② 原子炉施設建屋がほぼ完全な地上式プラントのため、タービン建屋もタービン発電機運転床面を３階面とする地上式プラントとした。

③ タービンデッキ及び復水器の支持方式は、バネ支持構造とした。

④ 中型炉 S-750 のタービン設備仕様をモジュール炉（中型炉 M-750）と比較すると表 2.1.4.49 のとおりである。

(iv) 運転、保守・補修性

(a) プラント運用の検討（通常時、事故時）

通常時、事故時とも、プラント運用は大型炉と同じである。すなわち、温態待機、温態停止状態を設け、軽微なプラント故障の場合に早い再起動が可能としている。また、何らかの故障等により、プラントをトリップした時は蒸気発生器による崩壊熱除去運転を行い、できない場合は崩壊熱除去系（PRACS 及び DRACS）による崩壊熱除去を行う。

また、起動・停止運用も大型炉と同じである。原子炉構造の液面近傍部の健全性確保の観点から、15℃/h 以下の昇温速度とする必要がある。これを考慮し、低温停止状態から 30%出力までの昇温速度を 15℃/ｈとし、タービン起動操作で約 3.5 時間確保する。30%出力運転から定格出力までの昇温速度も 15℃/ｈとしている。その結果、通常起動時間は約 30 時間である。通常停止時には、原子炉構造の液面近傍部の健全性確保の観点から 20℃/h の降温速度とする必要がある。これを考慮し、定格出力運転から低温停止状態までの降温速度を 20℃/h とし、通常停止時間を 17.5 時間としている。

なお、温態待機状態では、SG 給水流量は再循環系で 35%に保持されており、圧力は約 344℃までは飽和蒸気圧力、それ以降は約 15.3MPa 以上に保持されることから、流動不安定の問題はなく、状態保持が可能である。

(b) プラント運転制御の検討

プラント制御系は大型炉と同様に、タービン主、原子炉従を原則とした協調制御方式とし、電力系統からの要求に応じた発電出力制御運転及び負荷喪失時の所内単独運転を行うことができるように、プラントの系統構成上の特徴を踏まえ、制御系の安定性及び追従性を考慮して設定する。

制御機能目標は、以下とする。

① 定格プラント出力の 0%～100%の範囲における手動制御
② 定格プラント出力の 30%～100%の範囲における自動制御
③ 自動制御範囲における±10%のステップ状負荷変更
④ 自動制御範囲における±5%/分のランプ状負荷変更
⑤ 定格出力での自動運転時における 95%の大幅な負荷喪失以降の継続運転（所内単独運転移行）

以上の条件を考慮したプラント制御系構成を図 2.1.4.53 に示す。本制御系は、電力系統からの要求に応じたタービン制御を行うとともに、NSSS 側は出力指令装置からのプラント出力指令と主冷却系流量をほぼ比例するように制御し、同時に原子炉出力が調整できるようにしている。

さらに、中型モジュール炉では、原子炉２基でタービン１基を共有していることから、稼働率向上のため、原子炉１基がトリップしても、他の健全な原子炉（モジュール）を運転継続できる設計としている。

(c) ISI 計画

ISI 計画については、大型炉と基本的に同様であり、ここでは省略する。

(d) 保守・補修

1) 主要設備の保守計画

近年、原子力発電のコスト競争力の維持と安全性、信頼性の観点から保守の高度化に対する要求が高まっているため、国内外の保全高度化の最新動向を反映して実用炉の保守項目を検討した。保守方式としては、予防保全（時間計画保全、状態監視保全等）と事後保全の２種類が考えられ、これら方式を適切に組み合わせることで保守費用の極小化を達成することが可能となる。これら保全方法については、その実施時期の適正化が重要となる。具体的には、運転中保守（オンライン・メンテナンス）の導入により、定検時のクリティカルパスを削除し定検期間の短縮、点検・検査作業の平準化を図ることができる。

中型モジュール炉の保守項目については、先行炉(軽水炉、もんじゅ)の項目をベースに、安全重要度が低い部位について、最新の保全高度化の考え方を取り入れることで、保全周期及び保全内容の適正化（分解点検周期の見直しなど）により合理化が可能となるものを摘出し、見直しを行った。保守点検区分については、大型炉と同様である。

a) 電気事業法による法定定期検査項目（点検区分Ａ）

オンラインメンテナンスの適用が可能と想定される検査項目として以下を想定する。これら設備は、通常運転中は基本的に使用せず待機状態にあるか、低容量での運転を行っている設備として選定した。

・燃料取扱設備、燃料貯蔵設備 機能検査
・気体廃棄物処理系 機能検査
・液体廃棄物処理系 機能検査
・固体廃棄物処理系 機能検査
・固体廃棄物貯蔵所 管理状況検査
・放射線管理施設 モニタリングポスト 機能検査
・放射線管理施設 エリアモニタ 機能検査（一部）

b) 電気事業法以外の法規による法定定期検査項目（点検区分Ｂ）

点検区分Ｂの内、必ずしも定検中に実施しなくとも良いと考えられ、待機除外許容時間の活用などによりオンラインメンテナンスを適用できるものとして以下を想定した。運転時にも接近が可能な設備の外観点検や通常運転中は、停止か待機中の設備として選定した。

・２次主循環ポンプ オイルプレッシャーユニット 外観点検
・非常用ガスタービン発電機 燃料タンク類 外観検査等
・タービン建屋天井クレーン 性能・機能確認

・補助ボイラ 機能検査

c) 自主点検項目（点検区分Ｃ）

ｱ. オンラインメンテナンスの導入を想定するもの

自主点検項目の内、必ずしも定検中に実施しなくとも良いと考えられ、待機除外許容時間の活用などによりオンラインメンテナンスを適用できるものとして以下を想定した。これら設備は、軽水炉での非常用ＤＧや充填ポンプのオンラインメンテナンス実績などを参考に運転中に待機状態としている機器、及び系統を多重化しており待機系統を運転中にメンテナンス可能な設備として選定した。

・燃料取扱設備、燃料貯蔵設備 分解点検
・崩壊熱除去系 空気冷却器、ベーン、ダンパ、ファン 開放点検
・崩壊熱除去系 配管エンクロージャ漏えい率検査
・２次主循環ポンプ 駆動モータ 電気品点検
・エンクロージャ 漏えい率検査
・非常用空調冷水系 機能検査
・非常用ガスタービン発電機の分解検査
・原子炉補機冷却海水系 海水ポンプ分解点検
・原子炉補機冷却海水系 ダブルストレーナ分解点検
・原子炉補機冷却系 淡水ポンプ分解点検
・原子炉補機冷却系 熱交換器 開放点検
・電気設備 バッテリ 外観、性能機能確認
・電気設備 メタクラ、インバータ等 外観、作動検査
・電気設備 変圧器 外観検査
・免震要素 外観、変位計測（一部）

ｲ. 状態監視保全の導入を想定するもの

自主点検項目の内、状態監視保全を導入することで点検頻度を減少することができると考えられるものとして、以下を想定した。これら設備は、軽水炉等でのモニタリング設備の設置状況を参考にして、回転機械の振動等について摘出した。

・回転プラグ分解点検（燃料交換時の作動状況等監視）
・１次主循環ポンプ 軸封装置 分解点検（漏えい等監視）
・１次主循環ポンプ 駆動モータ軸受 分解点検（軸振動等監視）
・１次主循環ポンプ 駆動モータ 分解点検（軸振動等監視）
・１次純化系 電磁ポンプ 機能検査（流量、電圧、電流等監視）
・崩壊熱除去系 空気冷却器、ベーン、ダンパ、ファン 分解点検（目視、振動、騒音等監視）
・２次主循環ポンプ 本体 機能試験（流量、電圧、電流等監視）
・２次主循環ポンプ 軸封装置 分解点検（漏えい等監視）
・２次主循環ポンプ 駆動モータ軸受 分解点検（軸振動等監視）
・２次主循環ポンプ 駆動モータ 分解点検（軸振動等監視）

・２次系コールドトラップ 不純物の捕獲量確認（流量、圧力等監視）
・２次純化系電磁ポンプ 機能検査（流量、電圧、電流等監視）
・発電機 分解点検（軸振動等監視）
・電気設備 変圧器 分解点検（目視等）

以上の検討結果から設定した保守項目をまとめて表 2.1.4.50 に示す。表の備考欄に「原子炉運転中に実施」と記載した項目は、オンラインメンテナンスを採用して定検期間中の検査項目には該当しなくなるものである。また「モニタリングにより時期決定」と記載した項目については、状態監視保全を採用し点検間隔を長くすることができる可能性があることから、点検頻度の減少につながるものである。

オンラインメンテナンスの要求を満たすためには、ＰＳＡ評価が必要とされるが、ナトリウム冷却炉の現状は、日本で常陽、もんじゅの２基、世界的に見ても 10 基程度の運転実績であり、確率論的取り扱いを行うＰＳＡの適用にはサンプル数が小さすぎてＰＳＡ評価の信頼性が低いという問題がある。本保守項目を実現させるためには、今後のナトリウム冷却炉の運転経験データの蓄積によるＰＳＡ評価の信頼性の向上を図って行くことが不可欠と考えられる。

2)主要機器の補修計画

2.1.2.3　供用期間中検査と補修（２）補修（ｉ）基本的考え方に基づき、各主要機器の補修計画を検討した。

i)　IHX の補修

IHX の補修を行なう場合の条件を以下の様に想定する。

a.　ナトリウムドレン

IHX の補修は 1 次ポンプを引抜いてアクセスすることが必要なため、1 次系ナトリウムをドレンして行なうことを想定する。

b.　アクセス

１次ポンプを引抜いた空間からアクセスする。ため、遠隔補修装置を ISI 装置導入口より投入することを想定する。

c.　温度、雰囲気

ナトリウムをドレンするため、温度は室温、アルゴンガス雰囲気である。ただし、ドレン後に付着したままのナトリウムが存在する条件である。

a)　管－管板溶接部の補修

管－管板溶接部の補修は、溶接補修とプラグ補修（下部のみ）が考えられる。1 次ポンプを引抜いた空間を利用して下部管板からアクセスし、伝熱管下部から補修機を挿入して溶接補修またはプラグ補修を行なう。以下に補修手順を示す（[ ]は、作業日数、１日８時間作業とする）。また補修手順図を図 2.1.4.54 に示す。

①　ポンプ取り外し
②　1 次系ナトリウムドレン

補修は伝熱管内で実施する。そのため、伝熱管内を流れる 1 次系ナトリウムをドレ

ンする。
③ 準備・据付[１日]
④ 補修装置の挿入[0.5 日]
補修装置はポンプの引抜空間を利用して実施するため、下部管板より補修装置を挿入する。
⑤ 溶接補修[１日]
IHX 伝熱管は 12Cr 系鋼製であるため、300℃に予熱した後、溶接する。溶接は溶接欠陥部の再溶接を実施するか、もしくは、伝熱管内部の溶け込み溶接を実施する。
⑤´プラグ補修[２日]
上部、下部の順番でプラグ補修を実施する。IHX 伝熱管内の温度はクリープ領域であることを考慮するとメカニカルプラグ、爆着プラグは長期的な健全性に課題を有すると考えられるため、ここでは溶接プラグを想定する。
⑥ 熱処理[２日]
溶接後、温度低下させずに 720℃程度まで昇温し、熱処理を実施する。
⑦ 補修装置の撤去[0.5 日]
⑧ 検査[５日]
溶接部の検査は PT 及び目視検査を実施する。
⑨ ポンプの復旧
b) 伝熱管の補修
伝熱管の補修法としてはプラグ補修と伝熱管の再利用が可能なスリーブ補修が考えられる。ここでは、軽水炉 SG での実績(伝熱管径約φ22mm、板厚約 1.3mm)を有するスリーブ補修の手順を以下に示す。また補修手順図を図 2.1.4.54 に示す。
① ポンプ取り外し
② １次系ナトリウムドレン
③ 準備・据付[１日]
④ スリーブの挿入[0.5 日]
補修装置はポンプの引抜空間を利用して実施するため、下部管板よりスリーブを挿入する。
⑤ スリーブの液圧拡管[１日]
液圧拡管によりスリーブ固定する。
⑥ スリーブの溶接[１日]
YAG レーザ溶接で溶け込み溶接を実施する。
⑦ 熱処理[２日]
⑧ 補修装置の撤去[0.5 日]
⑨ 検査[５日]
溶接部の検査は目視検査を実施する。
⑩ ポンプの復旧
IHX の補修では、１次ポンプ引抜き後の空間を利用して、下部管板から伝熱管内部

を通り、最大では上部管板までアクセスすることになり、このような長距離、狭隘部でのアクセスを正確に行なう装置の実現が課題となる。その他、12Cr 系鋼の溶接、残留ナトリウムの除去などの課題もある。

ii) 2 次系配管の補修

補修対象とする欠陥は管内表面と外表面の 2 種類が考えられる。2 次系配管に内面からアクセスして補修することは難しいため、外側から補修を行なうものとする。したがって、2 次系配管の補修はナトリウムをドレンして行なう。

2 次系配管内表面の欠陥は管外面からの補修が困難なため取替え補修を行なう。以下に補修手順を示す。また補修手順図を図 2.1.4.55 に示す。

① 2 次系ナトリウムドレン[２日]

2 次系配管取替えを行うため、2 次ナトリウムをドレンする。

② エンクロージャの切断・撤去[２日]

エンクロージャを機械切断し、クレーンにより撤去する。

③ 2 次系配管欠陥部切断[６日]

プラバックを設置し、プラバック内で 2 次系配管を切断する。

④ 管内の洗浄[２日]

⑤ 既設配管開先加工[１日]

開先加工を行う。この時、2 次系配管内に空気が浸入しないように養成をしておく。

⑥ 新規配管搬入・開先合せ[３日]

新規配管も搬入し、開先検査後、既設配管と開先合せを実施する。

⑦ 溶接[２日]

配管は、12Cr 系鋼より 300℃に予熱の後溶接する。

⑧ 熱処理[５日]

溶接後、温度低下させずに 720℃まで昇温させ、熱処理を実施する。

⑨ 検査[４日]

PT，RT，耐圧検査を実施する。

⑩ 既設エンクロージャの開先加工[１日]

既設のエンクロージャの開先加工する。

⑪ 新規エンクロージャの搬入・開先合せ[３日]

新規のエンクロージャを搬入し、開先検査及び開先合せを行う。

⑫ 溶接[２日]

エンクロージャは SUS 製であるため、予熱の必要性はない。

⑬ 検査[３日]

PT，RT を実施する。

２次系配管の補修では、小規模の欠陥に対しても、エンクロージャの一時撤去が必要となり、作業量が多くなる。また、IHX と同様に 12Cr 系鋼の溶接に課題がある。

iii) 2 重管 SG

補修対象とする欠陥は、外管の欠陥、及び内管の欠陥の 2 種類が考えられる。

ａ） 伝熱管の補修(外管破損時)

外管に欠陥が発生すると内管－外管間の隙間から、ヘリウムガスプレナムへナトリウムが侵入する。そのため、内管－外管間の隙間をシールし、ヘリウムガスプレナムへのナトリウム侵入を防ぐことが必要である。また、この外管が破損した伝熱管の内管については２重管としての機能を失ったため、プラグ補修することが必要である。

内管－外管間の隙間のシールを行なうために当該部へアクセスするルートを確保するため､内管をナトリウム側管板－水･蒸気側管板間で切断する。シールは隅肉溶接で行い､その後内管及び外管をプラグする。以下に補修手順を示す｡また補修手順図を図2.1.4.56 に示す。

①マンホール蓋の開放

②補修装置の挿入[１日]

上部，下部同時に実施する。

③内管切断、抜管[２日]

上部，下部とも機械切断，抜管する。

④蒸気管板の伝熱管穴の拡大(外管抜管のため)［２日]

外管の切断・抜管のため、蒸気管板の管穴の拡大をする。

⑤内外管切断、抜管[２日]

上部の内管を切断し、抜管する。

⑥内管－外管の隙間をシール溶接及び内管のプラグ[２日]

下部の内・外管のすき間をシール溶接し、内管を溶接プラグする。また、上部内管にスライド可能な溶接プラグを実施する。

⑦検査[４日]

目視，耐圧検査をする。

⑧水･蒸気側管板のプラグ[１日]

蒸気管板及び給水管板に溶接プラグを実施する。

⑨検査[３日]

目視，耐圧検査を実施する。

⑩補修装置の撤去[１日]

プラグ補修における管内部からの切断は、軽水炉で実績があり、一般的な伝熱管の補修法であるため適応性が高いが、厚肉の構造物である蒸気管板穴を拡大するための補修装置の開発およびシール溶接部、プラグ溶接部の検査方法の確立が今後の課題となる。

ｂ） 伝熱管の補修(内管破損時)

内管に欠陥が発生すると内管－外管間の隙間から、ヘリウムガスプレナムへ水が浸入する。この場合の補修方法は、基本的に単管 SG での伝熱管破損と同様になり、内管のプラグ補修及びスリーブ補修が考えられる。

プラグ補修では、外管の補修法と同様に内管をプラグすると内管内部に水の流れがなくなるために、内管及び外管が温度上昇する。そのため、内管及び外管は熱伸びに

対応可能なプラグとする必要がある。内外管を熱伸び対応のプラグにするためには、内外管をナトリウム側管板より下側で切断の上、抜管する必要がある。補修手順は、外管破損時のプラグ補修と同一である。

伝熱管の機能を保持したまま補修する方法としてスリーブ補修が考えられる。以下に補修手順を示す。

①マンホール蓋の開放

②補修装置の挿入[１日]

③内管にスリーブを挿入[１日]

内管にスリーブを挿入する。

④スリーブの液圧拡管[１日]

液圧拡管により該当箇所に固定する。

⑤スリーブの溶接[２日]

YAG レーザ溶接で溶け込み溶接を行う。

⑥検査[３日]

目視，耐圧検査を実施する。

⑦補修装置の撤去[１日]

スリーブ補修では、伝熱管の再利用が可能な方法であり、補修後の伝熱管の再使用により伝熱管の座屈防止対策が不要であること、また出力の低下を防止することが可能である。ナトリウム冷却中型モジュール炉の 2 重管内管の内径はφ13.6mm であり、実績を有する軽水炉ＳＧ伝熱管の内径約φ19.5mm よりも小さいため装置の小型化が必要である。

(v) 定検・建設期間

(a) 建設工期（含む建設工法）

中型炉－Ｍ７５０（４モジュール）の建設工程（案）を設定した。

建設検討は２ユニット（300 万 kWe）を構成する原子炉建屋４モジュール分と補助建屋、制御建屋および２つのタービン建屋を対象とした。原子炉建屋はオペフロまで一体で、大型ユニットとして現地へ輸送する大型ユニット工法を採用し、建設工程を短縮した。

その結果、現地全体工程は 33 ヶ月となった。（ただし、工場内での大型ユニット先行組み立て期間が５ヶ月必要であり、通算すると 38 ヶ月となる。）

建設工程の主なクリティカルパスは以下となる。

・建屋：12 ヶ月（大型ユニットの工場内先行組み立て期間を入れると 17 ヶ月）
・炉上部機器・ブランケット燃料体据付：5.5 ヶ月
・総合機能試験：7.5 ヶ月
・性能試験：８ヶ月

表 2.1.4.51 に全体建設工程表（案）を、表 2.1.4.52 に大型ユニット工法におけるモジュール分割工程（案）を示す。

(b) 定検期間

①タービン１基、原子炉１基の場合（シングルプラントを含む）

標準定検ではタービン点検がクリティカルとなり、定検期間は高内部転換型（MXH:レファレンス）、コンパクト型（MXC:オプション）ともに 31 日となる。

表 2.1.4.53 に高内部転換型の定検工程表（標準点検）を示す。

一方、標準外定検では、回転プラグ分解点検、燃料交換作業、格納容器全体漏えい試験等がクリティカルとなり、高内部転換型の標準外定検期間は 41 日となる。

高内部転換型は２定検に１回標準外定検となるため、平均定検期間は（31×1＋41×1）÷２＝36 日となる。

表 2.1.4.54 に高内部転換型の定検工程表（標準外点検）を示す。

なお、コンパクト型は燃料集合体の本数が多く燃料交換作業に＋２日必要なため、標準外定検は 43 日となる。標準外定検は３定検に１回となるため、平均定検期間は(31×2＋43×1)÷３＝35 日となる。

②タービン１基、原子炉２基の場合（シリーズ定検）

中型モジュール炉ではタービン１基に対して原子炉２基の構成となっているため、原子炉が１基定検中であっても他の１基での運転（出力 50%）が理論上は可能である。タービン１基と原子炉２基を合わせて定検するケース（シリーズ定検）について、共用設備である燃料交換設備の使用時期が重ならず、プラントの出力停止期間が最短（稼働率が最大）となるように定検工程の最適化を行った。ここでは出力停止期間を平均定検期間とする。（表 2.1.4.55 を参照）

a 高内部転換型（運転サイクル 26 ヶ月：レファレンス）

出力停止期間が最短となる最適な組み合わせとして、１基が標準定検、他基が標準外定検（標準＋標準外）とすることの繰り返しを選定した（２定検に１回標準外点検となる)。これにより平均定検期間は 36 日となる。

なお、１モジュールでの単独運転を行わない場合、定検期間は１定検ごとに 41 日となる。

b コンパクト型（運転サイクル 18 ヶ月：オプション）

出力停止期間が最短となる最適な組み合わせとして、２基とも標準定検（標準＋標準）を１回、１基が標準定検、他基が標準外定検（標準＋標準外）を２回という繰り返しを選定した（３定検に１回標準外点検となる)。これにより平均定検期間は 36 日となる。

なお、１モジュールでの単独運転を行わない場合、（標準＋標準）定検が 39 日、（標準＋標準外）定検が 43 日となり、平均定検期間は(39×1＋43×2)÷３≒42 日となる。

(vi) 経済性評価

前節までに述べたプラント設計より算定される物量データの概要を以下にまとめる（１モジュール分で記載)。

項　目	MOX 燃料 コンパクト型炉心 モジュール炉	MOX 燃料 高内部転換型炉心 モジュール炉	MOX 燃料 高内部転換型炉心 シングル炉
原子炉構造　(t)	728	719	719
１次系　(t)	606	606	606
２次系　(t)	777	777	777
NSSS 物量合計(t)	2111	2102	2102
原子炉建屋　(m^3)	7.1 万	7.1 万	11.1 万
タービン建屋(m^3)	9.5 万	9.5 万	14.3 万

高内部転換型炉心の場合、原子炉構造物量が炉内構造物配置の最適化により少なくなっている。シングル炉の場合は、設備の共有化ができないため、建屋容積が大きくなっている。

また、この物量により経済性評価（改良コマンドコストコード：CCCR）を行った結果は以下となる（目標建設単価を 100 として記載)。詳細は図 2.1.4.57 に示す。

コンパクト型炉心モジュール炉　：　95.6［経済性評価での略称：MMNaC］
高内部転換型炉心モジュール炉　：　93.8［経済性評価での略称：MMNaH］
高内部転換型炉心シングル炉　　：152.4［経済性評価での略称：MMNaHS］

尚、比較分析は 6. フェーズⅡの中間評価 6.2 経済性に冷却材・型式横断的に記載する。また、経済性評価手法は付録．D に概説する。

参考文献

2.1.4　中型モジュール炉代表概念の構築

(1)炉心燃料設計

[1] 羽様平, 他:“高速炉用統合炉定数 ADJ2000R の作成（研究報告)”, JNC TN9400 2002-064, (2002)

[2] S.K.Cheng, N.E.Todreas：“Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles - Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters”, Nuclear Engineering and Design, Vol.92, p.227-251, (1986)

[3] 水田俊治, 他：“ODS フェライト鋼被覆管の設計評価用関係式の検討(研究報告書)”, JNC TN9400 2000-048, (2000)

[4] A.Hasegawa, N.Yamano：“The Standard Shielding Cross Section Library Based on JENDL-3.2”, Proc. of 9-th Int. Conf. on Radiation Shielding (ICRS-9), Tsukuba, Japan, p.723, (1999)

[5] 庄野彰, 他：”共同研究報告書 大型しゃへい実験に関する評価研究(VI) －JASPER 実験解析による実証炉しゃへい設計への反映－（平成5年度)”, PNC TY9471 94-001, (1994)

[6] Naoyuki TAKAKI, Tomoyasu MIZUNO：“Design Study on Sodium - Cooled Fast Reactor Core Loaded with LLFP Transmutation Sub - Assemblies”, Proc. of GENES4/ANP2003, Kyoto, JAPAN, Sep. 15-19, (2003)

[7] 井上賢紀, 他：“高速炉炉心構成要素用オーステナイト系およびフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価－SUS316 相当鋼と高強度フェライト/マルテンサイト鋼の水素透過係数測定－(研究報告)”, JNC TN9400 2002-056, (2002)

(2)プラント設計

[8] 西内達男, 他：“110℃までの高温下に3年間さらされたコンクリートの力学特性”, 電力中央研究所研究報告 U90034, (1990)

[9] 金津努, 他：“高温下に長期間暴露したコンクリートの力学的性質の変化”, 電力中央研究所研究報告 U95037, (1996)

[10] 島川佳郎, 他：“Na 冷却中型モジュール炉設計研究（研究報告)”, JNC TY9400 2002-006, (2002)

表 2.1.4.1　中型 MOX 燃料炉心概念候補間の利害得失の比較
(開発目標に関する指標の比較)

開発目標	項目	コンパクト型		高出口温度型		制限
		導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心	
安全性	炉心部比出力(CDA 時の即発臨界回避)	○ (60kW/kg-MOX)	○ (62kW/kg-MOX)	○ (41kW/kg-MOX)	○ (41kW/kg-MOX)	40kW/kg-MOX 程度以下
	ナトリウムボイド反応度(CDA 時の即発臨界回避)	○ (5.5 $)	○ (5.5 $)	○ (5.5 $)	○ (5.5 $)	6$以下
経済性	全炉心取出平均燃焼度*1	△ (55 GWd/t)	○ (75 GWd/t)	○ (81 GWd/t)	◎ (101 GWd/t)	60GWd/t 程度以上
	運転サイクル長さ	○ (18 ヶ月)	○ (17.5 ヶ月)	◎ (26.7 ヶ月)	◎ (26 ヶ月)	18 ヶ月以上
	遮蔽体外接円径制限(プラント取合条件)	○ (5.4 m)		○ (5.3 m)		5.5m 以下
資源有効利用	増殖比(早期導入性)	○ (1.15)	○ (1.04)	○ (1.11)	○ (1.04)	導入期炉心: 1.1～1.2 平衡期炉心: 1.04 程度
	初装荷 Pu-fｲﾝﾍﾞﾝﾄ(早期導入性)	◎ (4.7t/GWe)	◎ (4.7t/GWe)	○ (6.1t/GWe)	○ (6.0t/GWe)	―

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度

◎：優秀　○：問題なし　△：劣っている、または、追加検討・開発必要

表 2.1.4.2　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要目（平衡期炉心）

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1785 MWt
	電気出力	750 MWe
	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	26 ヶ月（791 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	4/4 バッチ
	炉心高さ	100 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	30/30 cm
	炉心等価直径	371 cm
	遮へい体外接円径	約 5.32 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	183 / 150 / 333 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	0 体（0 層）
	制御棒本数（主炉停止系/後備炉停止系）	21 / 7 体
	径方向遮へい体数（SUS 遮へい体） （ZrH 遮へい体）	150 体（2 層） 174 体（2 層）
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX（ペレット型）
	炉心材料（被覆管/ラッパ管）	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	10.4 mm
	被覆管肉厚	0.71 mm
	燃料スミア密度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	82 / 90/ 90 %TD
	ワイア径	1.1 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径（P/D）	1.11
	集合体当たり燃料ピン本数	217 本 （ABLE 型燃料ピン 37 本含む）
	ラッパ管外対面間距離	182.8 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	186.1 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1（内側/外側）	19.1 / 22.7 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	149 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	101 GWd/t
	燃焼反応度	2.9 %Δk/kk'
	最大線出力（内側/外側）	412 / 417 W/cm
	炉心平均比出力	41 kW/kg-MOX
	炉心平均出力密度	156 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	2.0×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	5.5×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.04
	ドップラ係数[Tdk/dT]*4（平衡末期）	-5.3×10^{-3}
	ボイド反応度*4（平衡末期）	5.5 $*5

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 0.00329

表 2.1.4.3　主要な炉心・燃料仕様（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心）

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	燃料形態		$(Pu,U)O_2$（ペレット型）	UO_2（ペレット型）	―
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径（mm）		10.4		―
	被覆管内径（mm）		8.98		―
	被覆管肉厚（mm）		0.71		―
	燃料要素全長（mm）		2750		―
	燃料スタック長（mm）		1000	300 / 300（上部/下部）	―
	ガスプレナム長さ(上/下)（mm）		100/960		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度（%TD）		82	90	―
集合体	集合体全長（mm）		4400		―
	燃料ピン本数（本）（合計） （ABLE 型*2）		217 37		―
	燃料ピン配列ピッチ（mm）		11.56		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.11		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		←
	ラッパ管外対面間距離（mm）		182.8		―
	ラッパ管内対面間距離（mm）		172.8		―
	ラッパ管肉厚（mm）		5.0		―
	ラッパ管間ギャップ（mm）		3.3		―
	集合体配列ピッチ（mm）		186.1		―
	ワイヤ径（mm）		1.1		―
	ワイヤ巻き付けピッチ（mm）		200.0		―
	体積比（%）	燃料（実効）	45.8 (37.6)	38.0 (34.2)	―
		構造材	26.6	←	―
		冷却材	27.6	←	―

＊：溶融燃料排出口として中央 37 本の燃料ピンから UO_2 ペレットを削除

表 2.1.4.4　主要な炉心特性（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	26 ヶ月（791 日）
燃料交換バッチ数（炉心）	4 バッチ
Pu 富化度*1（内側/外側）	19.1 / 22.7 wt%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	149 / 15 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	101 GWd/t
燃焼反応度	2.9 %Δk/kk’
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.04 0.82 / 0.22
炉心平均比出力	41 kW/kg-MOX
最大線出力（内側/外側）	412 / 417 W/cm
炉心平均出力密度	156 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.946 / 0.054
最大高速中性子束*3	2.0×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	5.5×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	35.8 / 20.0 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.56
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	6.0 t/GWe
原子炉倍増時間	－
複合システム倍増時間*4	－
ボイド反応度*5（平衡末期）	5.5 $*6
ドップラ係数[Tdk/dT]*5（平衡末期）	-5.3×10^{-3}
出力係数	-2.5×10^{-6} Δk/kk’/MW

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 31 日
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00329

表 2.1.4.5(1/2)　物量収支(中型 MOX 燃料高内部転換型炉心)
(平衡期炉心)

装荷燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	11.8	9.2	21.0	15.0	0.0	15.0	36.0
U236	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
U238	3916.4	3064.1	6980.5	4991.2	0.0	4991.2	11971.6
U 合計	3928.1	3073.3	7001.5	5006.2	0.0	5006.2	12007.7
Pu238	10.8	10.6	21.4	0.0	0.0	0.0	21.4
Pu239	531.4	518.6	1050.1	0.0	0.0	0.0	1050.1
Pu240	315.3	307.7	623.0	0.0	0.0	0.0	623.0
Pu241	42.2	41.2	83.5	0.0	0.0	0.0	83.5
Pu242	38.3	37.4	75.7	0.0	0.0	0.0	75.7
Pu 合計	938.1	915.5	1853.6	0.0	0.0	0.0	1853.6
Np237	4.9	4.8	9.7	0.0	0.0	0.0	9.7
Np 合計	4.9	4.8	9.7	0.0	0.0	0.0	9.7
Am241	19.5	19.1	38.6	0.0	0.0	0.0	38.6
Am242m	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Am243	9.9	9.6	19.5	0.0	0.0	0.0	19.5
Am 合計	29.4	28.7	58.1	0.0	0.0	0.0	58.1
Cm242	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm243	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm244	9.9	9.6	19.5	0.0	0.0	0.0	19.5
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm 合計	9.9	9.6	19.5	0.0	0.0	0.0	19.5
合計	4910.4	4032.0	8942.4	5006.2	0.0	5006.2	13948.6
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
随伴 FP	64.8	53.1	118.0	0.0	0.0	0.0	118.0
FP 合計	64.8	53.1	118.0	0.0	0.0	0.0	118.0

取出燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	2.5	3.3	5.8	8.8	0.0	8.8	14.6
U236	1.7	1.1	2.8	1.4	0.0	1.4	4.2
U238	3162.0	2660.8	5822.8	4663.7	0.0	4663.7	10486.5
U 合計	3166.1	2665.3	5831.4	4673.9	0.0	4673.9	10505.3
Pu238	14.1	14.0	28.0	0.1	0.0	0.1	28.2
Pu239	449.4	409.8	859.1	233.0	0.0	233.0	1092.1
Pu240	294.5	286.1	580.6	20.9	0.0	20.9	601.4
Pu241	46.7	41.5	88.3	1.3	0.0	1.3	89.5
Pu242	35.0	34.3	69.3	0.1	0.0	0.1	69.3
Pu 合計	839.6	785.7	1625.2	255.3	0.0	255.3	1880.5
Np237	3.4	3.5	6.9	0.6	0.0	0.6	7.5
Np 合計	3.4	3.5	6.9	0.6	0.0	0.6	7.5
Am241	16.0	19.7	35.7	0.1	0.0	0.1	35.8
Am242m	1.5	1.5	2.9	0.0	0.0	0.0	2.9
Am243	10.2	9.9	20.1	0.0	0.0	0.0	20.1
Am 合計	27.7	31.1	58.7	0.1	0.0	0.1	58.9
Cm242	1.0	0.9	1.9	0.0	0.0	0.0	1.9
Cm243	0.1	0.1	0.2	0.0	0.0	0.0	0.2
Cm244	12.2	11.1	23.3	0.0	0.0	0.0	23.3
Cm245	2.3	1.8	4.1	0.0	0.0	0.0	4.1
Cm 合計	15.6	13.8	29.4	0.0	0.0	0.0	29.4
合計	4052.4	3449.3	7551.7	4929.9	0.0	4929.9	12481.6
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	860.7	537.0	1397.6	71.1	0.0	71.1	1468.6
随伴 FP	64.8	53.1	118.0	0.0	0.0	0.0	118.0
FP 合計	925.5	590.1	1515.6	71.1	0.0	71.1	1586.6

表 2.1.4.5(2/2)　物量収支(中型 MOX 燃料高内部転換型炉心)
(平衡期炉心)

平衡初期 (BOEC) の燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	29.0	26.2	55.2	49.9	0.0	49.9	105.0
U236	3.6	2.2	5.8	2.4	0.0	2.4	8.2
U238	14497.7	11637.1	26134.8	19487.3	0.0	19487.3	45622.1
U 合計	14530.3	11665.5	26195.7	19539.6	0.0	19539.6	45735.3
Pu238	49.3	47.3	96.6	0.1	0.0	0.1	96.7
Pu239	2007.6	1891.8	3899.4	384.4	0.0	384.4	4283.8
Pu240	1235.7	1203.0	2438.6	19.6	0.0	19.6	2458.2
Pu241	181.0	167.0	348.0	0.8	0.0	0.8	348.9
Pu242	147.4	144.6	292.0	0.0	0.0	0.0	292.0
Pu 合計	3621.0	3453.6	7074.6	405.0	0.0	405.0	7479.6
Np237	17.0	16.9	33.9	0.9	0.0	0.9	34.7
Np 合計	17.0	16.9	33.9	0.9	0.0	0.9	34.7
Am241	71.1	77.5	148.7	0.1	0.0	0.1	148.7
Am242m	3.4	2.8	6.2	0.0	0.0	0.0	6.2
Am243	40.4	39.1	79.4	0.0	0.0	0.0	79.4
Am 合計	114.8	119.4	234.2	0.1	0.0	0.1	234.3
Cm242	3.3	2.4	5.8	0.0	0.0	0.0	5.8
Cm243	0.3	0.2	0.5	0.0	0.0	0.0	0.5
Cm244	43.3	40.8	84.1	0.0	0.0	0.0	84.1
Cm245	4.4	3.2	7.6	0.0	0.0	0.0	7.6
Cm 合計	51.3	46.6	97.9	0.0	0.0	0.0	97.9
合計	18334.3	15302.0	33636.3	19945.5	0.0	19945.5	53581.8
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	1311.3	833.1	2144.4	70.6	0.0	70.6	2215.0
随伴 FP	259.3	212.5	471.9	0.0	0.0	0.0	471.9
FP 合計	1570.6	1045.6	2616.3	70.6	0.0	70.6	2686.9

平衡末期 (EOEC) の燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	19.7	20.3	40.0	43.6	0.0	43.6	83.6
U236	5.3	3.3	8.6	3.8	0.0	3.8	12.4
U238	13743.3	11233.8	24977.1	19159.9	0.0	19159.9	44136.9
U 合計	13768.2	11257.4	25025.6	19207.3	0.0	19207.3	44232.9
Pu238	52.5	50.7	103.3	0.3	0.0	0.3	103.5
Pu239	1925.5	1782.9	3708.5	617.4	0.0	617.4	4325.8
Pu240	1214.8	1181.3	2396.1	40.5	0.0	40.5	2436.6
Pu241	185.5	167.3	352.8	2.1	0.0	2.1	354.9
Pu242	144.1	141.5	285.5	0.1	0.0	0.1	285.6
Pu 合計	3522.4	3323.8	6846.2	660.3	0.0	660.3	7506.5
Np237	15.5	15.6	31.1	1.5	0.0	1.5	32.5
Np 合計	15.5	15.6	31.1	1.5	0.0	1.5	32.5
Am241	67.6	78.0	145.8	0.2	0.0	0.2	145.9
Am242m	4.8	4.3	9.1	0.0	0.0	0.0	9.1
Am243	40.7	39.3	80.0	0.0	0.0	0.0	80.0
Am 合計	113.1	121.8	234.9	0.2	0.0	0.2	235.0
Cm242	4.4	3.3	7.6	0.0	0.0	0.0	7.7
Cm243	0.4	0.3	0.7	0.0	0.0	0.0	0.7
Cm244	45.6	42.3	87.9	0.0	0.0	0.0	87.9
Cm245	6.7	4.9	11.7	0.0	0.0	0.0	11.7
Cm 合計	57.1	50.7	107.9	0.0	0.0	0.0	107.9
合計	17476.3	14769.3	32245.6	19869.3	0.0	19869.3	52114.8
ﾗﾝﾌﾟ化 FP	2171.9	1370.1	3542.0	141.7	0.0	141.7	3683.7
随伴 FP	259.3	212.5	471.9	0.0	0.0	0.0	471.9
FP 合計	2431.2	1582.6	4013.9	141.7	0.0	141.7	4155.6

表 2.1.4.6　制御反応度収支（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心）

単位：%Δk/kk'

項目	主炉停止系 (ﾜﾝﾛｯﾄﾞｽﾀｯｸ)	後備炉停止系	
		ﾜﾝﾛｯﾄﾞｽﾀｯｸ	全数挿入
Ⅰ．計画余剰反応度	4.60	0.60	0.80
(1) 出力補償	0.80	0.60	0.80
(2) 燃焼補償	3.60*1	—	—
(3) 運転余裕	0.20	—	—
Ⅱ．余剰反応度不確かさ（2σ）	0.50	0.10	0.20
(1) 臨界予測誤差	0.00	—	—
(2) 出力補償予測誤差	—	0.10	0.20
(3) 燃料製作予測誤差	0.39	—	—
(4) 燃料交換余裕	0.20	—	—
Ⅲ．事故時投入反応度	—	0.40	0.40
Ⅳ．必要制御反応度（Ⅰ+Ⅱ+Ⅲ）	5.50*2	1.10	1.40
Ⅴ．制御棒価値	5.60*3	1.30*3	2.30*3
Ⅵ．反応度停止余裕（Ⅴ-Ⅳ）	0.10	0.20	0.90

*1：ノミナル計算値に燃料組成変動分を考慮した値
*2：炉停止余裕 1$（0.4%Δk/kk'）を考慮した値
*3：ノミナル計算値に対し、各種補正（ﾒｯｼｭ効果および縮約効果、ランピング効果、輸送効果等）18.6%、設計予測誤差 9 %を考慮した値

表 2.1.4.7　被覆管最高温度評価用ホットスポットファクタ
(中型 MOX 燃料高内部転換型炉心)

処理方法	項目	ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄﾌｧｸﾀ		
		ΔT_{Na}	ΔT_{Film}	ΔT_{Clad}
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力較正誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02		
	ワイヤコンタクト効果		2.00	
統計項	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.03	1.04	1.05
	ペレット偏心効果		1.16	1.20

表 2.1.4.8　炉心流量配分値および被覆管温度
(中型 MOX 燃料高内部転換型炉心) (平衡期炉心)

	流量領域番号	集合体体数	集合体流量 [kg/s]	領域流量 [kg/s]	燃料要素最大出力 [kW]	被覆管最高温度 [℃]
内側炉心	1	90	30.24	2721.6	35.2	695
	2	42	27.10	1138.2	31.3	693
	3	30	25.00	750.0	28.9	693
	4	15	22.55	338.3	26.1	694
	5	6	20.12	120.7	23.1	691
外側炉心	6(1)*	9	30.24	272.2	33.4	681
	7(2)*	42	27.10	1138.2	31.0	690
	8(3)*	27	25.00	675.0	29.3	697
	9(4)*	39	22.55	879.5	25.6	688
	10(5)*	21	20.12	422.5	23.2	693
	11	12	16.73	200.8	19.2	691
必要流量(合計)		333	8656.9 (kg/s) (95.3%)			
1 次系流量			9083.0 (kg/s)			

*：括弧内には、集合体流量が同一である内側炉心の流量領域番号を示した。外側炉心と内側炉心の 5 領域について集合体流量が同一であるため、流量区分は全体として 6 領域である。

表 2.1.4.9　出力履歴（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心）

ｻｲｸﾙ数	第 1 ｻｲｸﾙ		第 2 ｻｲｸﾙ		第 3 ｻｲｸﾙ		第 4 ｻｲｸﾙ	
	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC
照射期間 (days)	0.0	791	791	1582	1582	2373	2373	3164
最大線出力 (W/cm)	412.0	409.7	399.2	394.6	383.9	378.2	368.3	362.6

表 2.1.4.10　被覆管温度履歴（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（平衡期炉心）

ｻｲｸﾙ数	第 1 ｻｲｸﾙ		第 2 ｻｲｸﾙ		第 3 ｻｲｸﾙ		第 4 ｻｲｸﾙ	
	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC
照射期間 (days)	0.0	791	791	1582	1582	2373	2373	3164
被覆管最高温度(℃) (「基準条件」ケース)*	681.9	680.4	673.0	669.9	662.3	658.4	651.5	647.5
被覆管最高温度(℃) (「不確かさ考慮条件」ケース)**	695.1	693.5	685.8	682.5	674.6	670.5	663.3	659.1

＊ :「基準条件」ケースの被覆管温度は、工学的安全係数の乗算項までを考慮した値。

**:「不確かさ考慮条件」ケースの被覆管温度は、工学的安全係数の乗算項＋統計項まで考慮した値。

表 2.1.4.11　統計的処理を取入れた手法による CDF 評価条件・結果（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）（平衡期炉心）

項目	基準条件ｹｰｽ	製造公差考慮条件ｹｰｽ										被覆管温度統計的不確かさ考慮条件ｹｰｽ
		スミア密度		理論密度比		被覆管内径		被覆管外径		炉心高さ		
		公差－側	公差＋側	公差－側	公差＋側	公差－側	公差＋側	公差－側	公差＋側	公差－側	公差＋側	
スミア密度（%TD）	82	79.54	84.46	80.27	83.73	82.551	81.455	82	←	←	←	←
ピン外径（mm）	10.4	←	←	←	←	←	←	10.363	10.437	10.4	←	←
ピン内径（mm）	8.98	←	←	←	←	8.950	9.010	8.98	←	←	←	←
炉心高さ（cm）	100.0	←	←	←	←	←	←	←	←	99.5	100.5	100.0
上部ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ容積（cm）	5.95	←	←	←	←	5.91	5.99	5.95	←	6.46	5.45	←
下部ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ容積（cm）	57.15	←	←	←	←	54.39	55.12	54.76	←	←	←	←
炉心入口温度（℃）	395	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←
最大線出力（W/cm）	412.0	399.6	424.3	403.3	420.7	412.0	←	←	←	←	←	←
最大被覆管温度（℃）	681.9	673.3	690.5	675.9	688.0	681.9	←	←	←	←	←	695.1
被覆管内面腐食量（μm）	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0	101.0
被覆管外面腐食量（μm）	65.7	55.8	77.1	58.6	73.5	65.4	66.0	66.0	65.4	65.7	65.7	84.6
フープ応力（kgf/mm^2）	10.9	10.4	11.5	10.6	11.3	10.7	11.2	11.3	10.6	10.8	11.0	11.3
CDF（-）	0.092	0.026	0.322	0.038	0.222	0.074	0.116	0.128	0.067	0.085	0.100	0.412
ΔLn[CDF]	－	-1.252	1.249	-0.876	0.876	-0.222	0.229	0.326	-0.314	-0.083	0.081	1.496
統計処理を適用した CDF 評価結果	0.44											

＊ 網掛けの値は、公差±側のうち CDF が厳しくなる(大きくなる)側の値である。

表 2.1.4.12　累積高速中性子照射量評価（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（導入期炉心）

	高速中性子束*1 (n/cm²s)	運転期間 (年)	稼働率 (%)	nvt 計算ノミナル値 (n/cm²)	補正*2 係数	nvt 設計値 (n/cm²)	制限値 (n/cm²)
炉心槽	6.2×10^{10}	60	93	1.1×10^{20}	1.6	2.8×10^{20}	2×10^{21}
上部炉心支持板	4.7×10^{12}			8.3×10^{21}	2.5	4.1×10^{21}	5×10^{21}
炉上部機構	2.2×10^{10}			3.9×10^{19}	5.8	1.1×10^{20}	1×10^{21}

*1：E ＞ 0.1 MeV
*2：JASPER 実験解析結果[5]に基づく

表 2.1.4.13　炉心構成および燃料仕様（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（導入期炉心）

	項目	導入期炉心	（参考）平衡期炉心
炉心構成	炉心型式	ABLE 型均質 2 領域炉心	ABLE 型均質 2 領域炉心
	炉心高さ	100 cm	100 cm
	燃料集合体数（合計）	333 体	333 体
	（内側/外側）	183/150 体	183/150 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	72 体（1 層）	0 体
	制御棒本数（主炉系）	21 体	21 体
	（後備炉系）	7 体	7 体
	径方向遮へい体数（SUS）	78 体（1 層）	150 体（2 層）
	（B_4C、Zr-H）	174 体（Zr-H 2 層）	174 体（B_4C 2 層）
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚（上/下）	30/30 cm	30/30 cm
	炉心等価直径	371 cm	371 cm
	遮へい体外接円径	5.32 m	5.32 m
燃料仕様	燃料ピン外径	10.4 mm	10.4 mm
	被覆管肉厚	0.71 mm	0.71 mm
	燃料ピン配列ピッチ	11.56 mm	11.56 mm
	ワイヤ径	1.1 mm	1.1 mm
	ワイヤ巻きピッチ	200.0 mm	200.0 mm
	ピン本数	217 本	217 本
	集合体内対面間距離	182.8 mm	182.8 mm
	ダクト肉厚	5.0 mm	5.0 mm
	集合体間ギャップ	3.3 mm	3.3 mm
	集合体配列ピッチ	186.1 mm	186.1 mm
	スミア密度	82%TD	82%TD
	体積比 燃料	45.8 %	45.8 %
	（実効*）	(37.6 %)	(37.6 %)
	構造材	26.5 %	26.5 %
	冷却材	27.7 %	27.7 %

*：スミア密度考慮

表 2.1.4.14　主要な炉心特性（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心）
（導入期炉心）

項目	導入期炉心	（参考）平衡期炉心
運転サイクル長さ 燃料交換バッチ数（炉心/径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	26.7 ヶ月（813 日） 4/4 バッチ	26 ヶ月（791 日） 4/4 バッチ
取出平均燃焼度	150 GWd/t	149 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*1	81 GWd/t	101 GWd/t
Pu 富化度*2（内側炉心/外側炉心）	19.2/23.0 wt%	19.1/22.7 wt%
燃焼欠損反応度	2.8 %Δk/k'	2.9 %Δk/k'
増殖比（全体）	1.11	1.04
（炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.80/0.20/0.11	0.82/0.22/－
炉心平均比出力	41 kW/kg-MOX	41 kW/kg-MOX
最大線出力（内側炉心/外側炉心）	426/426 W/cm	412/417 W/cm
最大高速中性子束*3	1.9×10^{15} n/cm^2 s	2.0×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス*3	5.3×10^{23} n/cm^2	5.5×10^{23} n/cm^2
初装荷核分裂性 Pu 重量	4.54 t	4.53 t
ボイド反応度*4	5.5 $*5	5.5 $*6
ドップラ係数[Tdk/dT]*4	-4.9×10^{-3}	-5.3×10^{-3}
複合システム倍増時間*7	74 年	－

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*2：Pu/HM
*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：集合体内非均質効果考慮
*5：実効遅発中性子割合 0.00341
*6：実効遅発中性子割合 0.00329
*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.4.15　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較（中型 MOX 燃料高内部転換型炉心)(導入期炉心)

項目	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ 組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(45~49GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(45~49GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/ ^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/ 2.0/0.0/0.0/1.0/ 0.0/0.0/1.0/0.0	 2.2/47.0/23.2/10.7/6.5/5.6/ 3.1/0.0/0.0/1.3/ 0.0/0.0/0.4/0.0	 2.1/46.8/23.3/6.1/6.7/6.4/ 6.8/0.0/0.0/1.4/ 0.0/0.0/0.3/0.0
取出平均燃焼度	150 GWd/t	150 GWd/t	150 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*1	81 GWd/t	81 GWd/t	81 GWd/t
Pu 富化度*2（内側炉心 / 外側炉心）	19.2 / 23.0 wt%	18.6 / 22.3 wt%	18.6 / 22.4 wt%
MA 混入率*2（平均）	1.0 wt%	2.4 wt%	3.6 wt%
Fertile 含有率*2（平均）	87.0 wt%	86.7 wt%	87.1 wt%
燃焼反応度	2.9 %Δk/k'	3.7 %Δk/k'	2.6 %Δk/k'
増殖比（全体）	1.11	1.07	1.10
（炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ / 径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.80 / 0.20 / 0.11	0.77 / 0.20 / 0.11	0.79 / 0.20 / 0.11
最大線出力（内側炉心 / 外側炉心）	426 / 426 W/cm	416 / 416 W/cm	413 / 414 W/cm
最大高速中性子束*3	1.9×10^{15} n/cm^2 s	1.9×10^{15} n/cm^2 s	1.9×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス*3	5.3×10^{23} n/cm^2	5.2×10^{23} n/cm^2	5.3×10^{23} n/cm^2
初装荷 Pu-fｲﾝﾍﾞﾝﾄﾘ	6.1 t/GWe	6.2 t/GWe	6.0 t/GWe
ボイド反応度*4	5.5 $*5	5.4 $*5	5.8 $*5
ドップラ係数[Tdk/dT]*4	-4.9×10^{-3}	-4.7×10^{-3}	-4.3×10^{-3}
複合システム倍増時間*6	74 年	120 年	85 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM、MA/HM、Fertile/HM、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00329、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.4.16　中型 MOX 燃料高内部転換型ナトリウム冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		CuI 集合体	
充填材	材料		Tc	Zr-H	CuI	Zr-H
	形態		ペレット		ペレット	
	外径	[mm]	8.08	8.52	3.86	4.6
	充填材スミア密度	[%]	80	90	50	90
被覆管	材料		ODS 鋼			
	外径	[mm]	10.40		5.50	
	内径	[mm]	8.98		4.84	
	肉厚	[mm]	0.71		0.33	
要素	全長	[mm]	2710			
	直径ギャップ	[mm]	0.90	0.46	—	0.24
	ボンド材		He	Na	He	Na
	充填材スタック高さ	[mm]	1000			
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	1220/400			
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		ワイヤ型			
	材料		PNC-FMS			
	ワイヤ直径	[mm]	1.05		1.20	
ラッパ管	材料		PNC-FMS			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	172.1			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	182.1			
	ラッパ管肉厚	[mm]	5.0			
集合体	バンドル規模	[本]	217		631	
	要素配列ピッチ	[mm]	11.5		6.76	
	P/D		1.11		1.23	
	集合体配列ピッチ	[mm]	186.1			

表2.1.4.17　LLFP集合体を装荷した中型MOX燃料高内部転換型炉心の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	1785	1785
運転サイクル長さ	EFPM	26	26
燃料交換バッチ数	-	4	4
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	183/150	183/150
径方向ブランケット体数	-	0	0
制御棒本数（主/後備）	-	21/7	21/7
径方向遮へい体数（SUS/B_4C）	-	150/174	108/174
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	36
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	72
炉心高さ	cm	100	100
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	30/30	45/45*2
Pu 富化度*1(内側／外側炉心)	w/o	19.1/22.7	19.5/24.7
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	15	15
増殖比	-	1.04	1.03*2
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	2.9	3.3
ﾋﾟｰｸ高速中性子束	10^{15}n/cm^2･s	2.0	2.0
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量	10^{23}n/cm^2	5.5	5.5
ナトリウムボイド反応度	$	5.8	5.6
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-5.3	-6.5

*1 Pu 富化度＝Pu/HM [w/o]

*2 軸方向ブランケットを上下 15cm づつ延ばすことで増殖比を 1.03 とした。

表 2.1.4.18　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の LLFP 核変換特性

		中型MOX燃料Na炉		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		35%	80%	55%	80%
減速材比		40%	48%	20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		100	100	110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)（下部/上部）		122/40	－	142/28.5	－
LLFP集合体数		72	36	86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	6.7	66.2	15.6	112.9
	全体	483	2384	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	271	1335	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	3.62%	1.43%	1.68%	0.76%
	第2層	1.20%	－	0.59%	－
	平均	2.27%	1.43%	1.10%	0.76%
取出変換率		21.7%	12.2%	13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	10.0	9.0	13.0	7.0
	year	21.7	19.5	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		378	2094	1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	10.5	32.2	14.3	44.5
	生成量	10.4	32.3	14.3	44.7
サポートファクタ		1.01	1.00	1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合		2.5	2.6	2.5	4.2
炉心流量比率(%)		1.9	1.1	1.1	1.3

表 2.1.4.19　中型炉導入期炉心概念候補間の利害得失の比較（開発目標に関する指標の比較）

開発目標	項目	コンパクト型	高出口温度型（ピン径 2 領域型）	高出口温度型（Zr 含有率 2 領域型）	制限
安全性	ナトリウムボイド反応度（CDA 時の即発臨界回避）	○ (7.2$)	○ (8.0$)	○ (6.7$)	8$以下
経済性	遮蔽体外接円径制限満足（プラント取合条件）	○ (5.40m)	○ (5.47m)	○ (5.24m)	5.5m 以下
〃	全炉心取出平均燃焼度（導入期炉心）	○ (62GWd/t)	○ (67GWd/t)	○ (85GWd/t)	60GWd/t 以上
〃	原子炉出口温度	○ (505℃)	◎ (550℃)	◎ (550℃)	―
資源有効利用	初装荷 Pu-f インベントリ（早期導入性）	○ (4.1t/GWe)	△ (5.4t/GWe)	△ (5.4t/GWe)	―
〃	ナトリウムボイド反応度（TRU 組成受け入れ対応性）	○ (7.2$)	△ (8.0$)	○ (6.7$)	7.3$以下

表 2.1.4.20　中型炉炉心概念候補間の利害得失の比較（課題に関する比較）

課題種類	項目	コンパクト型	高出口温度型（ピン径 2 領域型）	高出口温度型（Zr 含有率 2 領域型）	制限、現状
検討課題	燃料製造設備設計対応	○ （検討済）	△ （未検討）	△ （未検討）	―
開発課題	被覆管内面温度（液相形成開始温度の合理化）	○ (650℃)	△ (659℃)	△ (659℃)	650℃以下
〃	燃料照射実績（Zr 含有率）	○ (10wt%)	○ (10wt%)	△ (10～16wt%)	高 Zr 含有率燃料の照射実績ほとんどなし
〃	燃料製造性（Zr 含有率）	○ (10wt%)	○ (10wt%)	△ (10～16wt%)	Zr 含有率増加による融点上昇に伴う設備対応

※　◎：優秀　○：問題なし　△：劣っている、または、追加検討・開発必要

表 2.1.4.21　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要な設計条件

項　　目				条件・目標
プラント仕様		原子炉電気出力		750MWe
		原子炉熱出力		1,875MWt
		冷却材出口/入口温度		505 / 350℃
		１次系流量		9,491kg/s
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		U-Pu-Zr 三元合金金属燃料
		炉心型式		均質 Pu 富化度 2 領域
		再臨界回避方策		MABLE 型燃料集合体
		燃料組成	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1
			FP 混入率	0.6vol%
		炉心材料	被覆管	ODS 鋼*2
			ラッパ管	PNC-FMS 鋼*2
制限条件	安全設計要求	ナトリウムボイド反応度		8＄程度以下
	燃料健全性	最大線出力		500W/cm 程度以下
		高速中性子照射量*3		5×10^{23} n/cm^2 程度以下
		被覆管最高温度 *4		650℃ 以下
		CDF（通常運転時）		0.5 以下
取合条件		炉心燃料スミア密度		75%TD
		遮蔽体外接円径		5.5m 程度以下
		制御棒、SASS 配置		切込み付き UIS 対応配置
		燃料バンドル部圧損		0.2MPa 以下
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1～1.2 程度
			平衡期炉心	1.04 程度
		複合システム倍増時間（導入期炉心）		50 年程度以下
		取出平均燃焼度	炉心部*5	150GWd/t 程度
			全炉心*6	60GWd/t 程度以上
		運転サイクル長さ		18 ヶ月 以上

*1 金属燃料 FBR 多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)
Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245
= 1.1/ 66.0/ 25.2/ 2.4/ 2.4/ 0.4/ 1.6/ 0.5/ 0.4/ 0.1

*2 炉心材料組成［炉心・燃料設計用］ (wt%)
Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/ 11.0/ 0.4/ 0.5/ 0.6/ 2.0

*3 高速中性子照射量（E>0.1MeV）制限満足炉心（高燃焼度化炉心でない炉心）のみ

*4 内面

*5 高燃焼度化炉心のみ

*6 ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 2.1.4.22　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要目（高燃焼度化導入期炉心）

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1,875 MWt
	電気出力	750 MWe
	炉心形式	MABLE 型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	21 ヶ月 (639 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/ 4 バッチ
	炉心高さ	85 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	40 / 5 cm
	炉心等価直径	332 cm
	遮へい体外接円径	5.40 m
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	156 / 106 / 262 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	138 体 (2 層)
	制御棒本数 (主系/後備炉停止系)	19 / 8 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体) (B_4C 遮へい体)	78 体 (1 層) 174 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	U-Pu-Zr 三元合金
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	8.5 mm
	被覆管肉厚	0.50 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 / 75 / 85 %TD
	ワイヤ径	1.60 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.19
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本
	ラッパ管外対面間距離	180.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	186.0 mm
炉心主要特性	Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.4 / 20.1 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	154.1 GWd/t
	全炉心平均燃焼度[*2]	63.2 GWd/t
	燃焼反応度	2.77 %Δk/kk'
	最大線出力[*3] (内側/外側)	427 / 462 W/cm
	炉心平均出力密度	255 W/cm^3
	最大高速中性子束[*4]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
	最大高速中性子照射量[*4]	7.6×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.171
	ドップラー係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.3×10^{-3}
	ボイド反応度[*5] (平衡末期)	7.6 $[*6]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：2 次元 RZ 体系計算結果、
*4：E > 0.1 MeV、*5：非均質補正考慮、*6：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.4.23　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要燃料仕様（高燃焼度化導入期炉心）

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	燃料形態		U-Pu-Zr	U-Zr	←
	被覆管材料		ODS 鋼		←
	被覆管外径 (mm)		8.5		―
	被覆管内径 (mm)		7.50		―
	被覆管肉厚 (mm)		0.50		―
	燃料要素全長 (mm)		3,030		―
	燃料スタック長 (mm)		850	400 / 50 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上) (mm)		1,660		―
	ボンド材		ナトリウム		←
	燃料スミア密度 (%TD)		75	←	85
	Zr 含有率 (wt%)		10	←	←
集合体	集合体全長 (mm)		4,495		←
	燃料ピン本数 (本)		271		―
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		10.15		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.19		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		←
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		180.0		←
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		170.0		←
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0		←
	ラッパ管間ギャップ (mm)		6.0		←
	集合体配列ピッチ (mm)		186.0		←
	ワイヤ径 (mm)		1.60		―
	ワイヤ巻き付けピッチ (mm)		200.0		―
	体積比 (%)	燃料 (実効)	40.0 (30.0)	←	50.0 (45.0)
		構造材	23.3	←	18.0
		冷却材	36.7	←	32.0

*1：実証炉仕様に基づいた体積比を暫定的に設定

表 2.1.4.24　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化導入期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	21 ヶ月 (639 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/ 4 バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.4 / 20.1 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	154.1 / 15.2 / 6.4 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	63.2 GWd/t
燃焼反応度	2.77 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.171 0.790 / 0.170 / 0.212
最大線出力 (内側/外側)	427 / 462 W/cm
炉心平均出力密度	255 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.909 / 0.048 / 0.043
最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量[*3]	7.6×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	7.1 / 3.8 / 8.1 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.7
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	4.4 t/GWe
原子炉倍増時間	31 年
複合システム倍増時間[*4]	38 年
ボイド反応度[*5] (平衡末期)	7.6 $[*6]
ドップラー係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.3×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日
*5：非均質補正考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.4.25　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－1 バッチ当たり平衡装荷燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	10.7	6.8	17.5	11.3	24.4	35.7	53.2
U-236	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
U-238	3,570.3	2,260.8	5,831.1	3,751.8	8,101.9	11,853.7	17,684.9
U合計	3,581.1	2,267.6	5,848.7	3,763.1	8,126.3	11,889.4	17,738.1
Np-237	2.5	2.4	4.9	0.0	0.0	0.0	4.9
Np-239	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Np合計	2.5	2.4	4.9	0.0	0.0	0.0	4.9
Pu-238	6.9	6.5	13.4	0.0	0.0	0.0	13.4
Pu-239	412.6	389.6	802.2	0.0	0.0	0.0	802.2
Pu-240	157.6	148.8	306.3	0.0	0.0	0.0	306.3
Pu-241	15.0	14.2	29.2	0.0	0.0	0.0	29.2
Pu-242	15.0	14.2	29.2	0.0	0.0	0.0	29.2
Pu合計	607.1	573.2	1,180.3	0.0	0.0	0.0	1,180.3
Am-241	10.0	9.5	19.5	0.0	0.0	0.0	19.5
Am-242m	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Am-243	3.1	3.0	6.1	0.0	0.0	0.0	6.1
Am合計	13.1	12.4	25.5	0.0	0.0	0.0	25.5
Cm-242	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm-243	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm-244	2.5	2.4	4.9	0.0	0.0	0.0	4.9
Cm-245	0.6	0.6	1.2	0.0	0.0	0.0	1.2
Cm合計	3.1	3.0	6.1	0.0	0.0	0.0	6.1
合計	4,206.9	2,858.5	7,065.4	3,763.1	8,126.3	11,889.4	18,954.8
FP*1	12.5	8.5	21.0	0.0	0.0	0.0	21.0
FP*2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
FP合計	12.5	8.5	21.0	0.0	0.0	0.0	21.0

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.4.26　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－1 バッチ当たり平衡取出燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	2.0	2.4	4.4	7.2	18.6	25.8	30.2
U-236	1.5	0.8	2.3	0.9	1.3	2.1	4.4
U-238	2,890.8	1,973.2	4,864.0	3,542.8	7,844.5	11,387.3	16,251.3
U合計	2,894.3	1,976.4	4,870.7	3,550.9	7,864.4	11,415.2	16,285.9
Np-237	2.8	2.2	5.0	0.5	0.6	1.1	6.1
Np-239	0.7	0.3	1.0	0.3	0.3	0.6	1.6
Np合計	3.5	2.5	6.0	0.7	0.9	1.7	7.7
Pu-238	6.7	6.5	13.2	0.1	0.1	0.2	13.4
Pu-239	353.2	280.7	633.9	143.1	202.8	346.0	979.9
Pu-240	164.4	144.9	309.3	10.1	7.6	17.8	327.1
Pu-241	22.5	18.0	40.5	0.7	0.2	0.9	41.5
Pu-242	14.0	12.9	26.9	0.1	0.0	0.1	27.0
Pu合計	560.8	463.1	1,023.9	154.1	210.8	364.9	1,388.8
Am-241	6.6	8.0	14.6	0.1	0.0	0.1	14.7
Am-242m	0.6	0.6	1.1	0.0	0.0	0.0	1.1
Am-243	3.6	3.3	6.9	0.0	0.0	0.0	6.9
Am合計	10.8	11.8	22.6	0.1	0.0	0.1	22.7
Cm-242	0.5	0.4	0.9	0.0	0.0	0.0	0.9
Cm-243	0.1	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.1
Cm-244	3.6	3.0	6.5	0.0	0.0	0.0	6.5
Cm-245	0.7	0.6	1.2	0.0	0.0	0.0	1.2
Cm合計	4.8	3.9	8.7	0.0	0.0	0.0	8.7
合計	3,474.2	2,457.7	5,931.9	3,705.8	8,076.1	11,781.9	17,713.7
FP*1	12.5	8.5	21.0	0.0	0.0	0.0	21.0
FP*2	736.1	406.3	1,142.4	53.9	47.9	101.8	1,244.2
FP合計	748.6	414.8	1,163.4	53.9	47.9	101.8	1,265.2

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.4.27　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－平衡初期燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	25.6	19.1	44.8	38.4	88.6	126.9	171.7
U-236	3.2	1.5	4.8	1.5	2.0	3.5	8.3
U-238	13,224.7	8,601.7	21,826.4	14,698.1	32,035.1	46,733.2	68,559.6
U合計	13,253.6	8,622.4	21,876.0	14,737.9	32,125.7	46,863.6	68,739.6
Np-237	10.7	9.3	20.0	0.7	0.8	1.5	21.5
Np-239	2.3	0.9	3.3	0.8	1.0	1.7	5.0
Np合計	13.0	10.2	23.3	1.5	1.7	3.2	26.5
Pu-238	27.1	25.8	52.9	0.1	0.1	0.2	53.0
Pu-239	1,568.2	1,368.7	2,936.9	239.6	316.4	556.0	3,493.0
Pu-240	647.7	594.6	1,242.3	10.2	6.9	17.1	1,259.4
Pu-241	76.0	64.5	140.6	0.5	0.1	0.7	141.2
Pu-242	57.6	54.5	112.1	0.0	0.0	0.0	112.1
Pu合計	2,376.7	2,108.0	4,484.7	250.4	323.5	574.0	5,058.6
Am-241	32.9	34.9	67.8	0.0	0.0	0.0	67.8
Am-242m	1.4	1.1	2.6	0.0	0.0	0.0	2.6
Am-243	13.5	12.4	25.9	0.0	0.0	0.0	25.9
Am合計	47.9	48.4	96.3	0.0	0.0	0.0	96.3
Cm-242	1.8	1.2	2.9	0.0	0.0	0.0	2.9
Cm-243	0.1	0.1	0.2	0.0	0.0	0.0	0.2
Cm-244	11.7	10.4	22.0	0.0	0.0	0.0	22.0
Cm-245	2.4	2.3	4.7	0.0	0.0	0.0	4.7
Cm合計	16.0	13.9	29.9	0.0	0.0	0.0	29.9
合計	15,707.1	10,802.9	26,510.0	14,989.8	32,451.0	47,440.8	73,950.8
FP*1	50.1	34.0	84.1	0.0	0.0	0.0	84.1
FP*2	1,126.0	641.1	1,767.1	56.6	50.7	107.3	1,874.3
FP合計	1,176.0	675.1	1,851.1	56.6	50.7	107.3	1,958.4

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.4.28　中型金属燃料コンパクト型炉心物量収支（高燃焼度化導入期炉心）
－平衡末期燃料－

核種	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ブランケット	径ブランケット	ブランケット合計	合計
U-235	16.9	14.7	31.6	34.3	82.8	117.1	148.7
U-236	4.7	2.3	7.0	2.3	3.3	5.6	12.7
U-238	12,545.2	8,314.1	20,859.3	14,489.1	31,777.7	46,266.8	67,126.1
U合計	12,566.8	8,331.1	20,898.0	14,525.7	31,863.8	46,389.5	67,287.5
Np-237	11.0	9.2	20.2	1.2	1.4	2.6	22.7
Np-239	3.0	1.3	4.3	1.0	1.3	2.3	6.6
Np合計	14.0	10.4	24.4	2.2	2.6	4.9	29.3
Pu-238	26.9	25.8	52.7	0.2	0.1	0.3	53.0
Pu-239	1,508.8	1,259.8	2,768.6	382.7	519.3	902.0	3,670.6
Pu-240	654.5	590.7	1,245.3	20.3	14.6	34.9	1,280.1
Pu-241	83.6	68.4	151.9	1.2	0.4	1.6	153.5
Pu-242	56.6	53.2	109.8	0.1	0.0	0.1	109.9
Pu合計	2,330.4	1,997.9	4,328.3	404.5	534.3	938.8	5,267.1
Am-241	29.6	33.4	63.0	0.1	0.0	0.1	63.1
Am-242m	2.0	1.7	3.7	0.0	0.0	0.0	3.7
Am-243	14.0	12.7	26.7	0.0	0.0	0.0	26.7
Am合計	45.5	47.8	93.3	0.1	0.0	0.1	93.5
Cm-242	2.2	1.6	3.8	0.0	0.0	0.0	3.8
Cm-243	0.2	0.1	0.3	0.0	0.0	0.0	0.3
Cm-244	12.7	10.9	23.7	0.0	0.0	0.0	23.7
Cm-245	2.5	2.2	4.7	0.0	0.0	0.0	4.7
Cm合計	17.6	14.9	32.5	0.0	0.0	0.0	32.5
合計	14,974.4	10,402.1	25,376.5	14,932.6	32,400.8	47,333.3	72,709.8
FP*1	50.1	34.0	84.1	0.0	0.0	0.0	84.1
FP*2	1,862.1	1,047.4	2,909.4	110.5	98.6	209.1	3,118.5
FP合計	1,912.1	1,081.4	2,993.5	110.5	98.6	209.1	3,202.5

※単位：kg　*1: 再処理時随伴FP　　*2: 運転中生成FP

表 2.1.4.29　中型金属燃料コンパクト型炉心の制御反応度収支（高燃焼度化導入期炉心）

項目	主系	後備炉停止系	
	1ロッドスタック	1ロッドスタック	全数挿入
1.計画余剰反応度	3.8	0.1	0.2
a)出力補償	0.2	0.1	0.2
b)燃焼補償	3.1		
c)運転余裕	0.2		
d)燃料スエリング補償	0.3		
2.余剰反応度の不確かさ(2σ)	0.5	0.1	0.2
a)臨界性予測誤差	0.0		
b)出力補償予測誤差		0.1	0.2
c)燃料製作公差	0.4		
d)燃料交換余裕	0.2		
3.事故時投入反応度		0.5	0.5
4.最小反応度停止余裕	0.4		
必要制御反応度	4.7	0.7	0.9
補正後制御棒価値	6.7	2.5	3.1
反応度停止余裕	2.0	1.8	2.2

単位:%Δk/kk'

表 2.1.4.30　金属燃料の熱特性解析で用いる工学的安全係数（ワイヤ型スペーサ）

処理方法	工学的安全因子	ΔT_{Na}	ΔT_{film}	ΔT_{clad}
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力校正誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02		
	ワイヤコンタクト効果		2.00	
統計項 (3σ)	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.04	1.07	1.08
	スラグ偏心効果		1.04	1.08

※下線部は金属燃料炉心用に新たに設定した因子を表す。
　空白は 1.00 であることを表す。

表 2.1.4.31　中型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分結果（高燃焼度化導入期炉心）

炉心領域	流量領域	集合体数	燃料要素最大出力	集合体最大出力	集合体流量	必要領域流量	被覆管最高温度	バンドル部圧力損失
			[kW]	[MW]	[kg/s]	[kg/s]	[℃]	[MPa]
内側炉心	1	34	35.2	9.53	37.6	1279.0	648	0.18
	2	44	33.0	8.73	35.0	1540.3	648	0.16
	3	48	30.3	8.01	32.0	1537.3	648	0.14
	4	30	27.6	7.04	29.0	869.6	648	0.11
外側炉心	5	24	35.8	9.03	38.2	917.2	648	0.19
	6	30	31.4	7.91	33.3	998.3	648	0.15
	7	26	27.3	6.46	28.7	745.6	648	0.11
	8	26	23.8	5.32	24.8	645.2	648	0.09
合計（最大値）	―	262	(35.8)	2064.5	―	8532.4	(648)	(0.19)

炉心流量*1 [kg/s]	8541.9
余剰流量 [kg/s]	+9.5 (+0.1%)

*1: 1次系流量の内、90%を燃料集合体冷却用に配分

表 2.1.4.32　中型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の出力履歴（高燃焼度化導入期炉心）

炉心領域	流量領域	燃料要素	第1サイクル		第2サイクル		第3サイクル		第4サイクル		領域代表燃料要素選定理由		
			BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	最大値	平均値	寿命末期
内側炉心	1	(1)	35.2	33.6	33.9	32.1	32.4	30.5	30.9	29.0	○		
		(2)	35.0	33.6	33.9	32.3	32.5	30.8	31.1	29.3		○	○
	2	(1)	33.0	31.4	31.9	30.2	30.6	28.8	29.3	27.5	○		
		(2)	32.8	32.6	31.8	31.3	30.5	29.9	29.2	28.5		○	○
	3	(1)	30.2	30.3	29.3	29.2	28.2	28.0	27.1	26.8	○	○	○
	4	(1)	27.0	27.6	26.2	26.6	25.3	25.6	24.3	24.5	○	○	○
外側炉心	5	(1)	35.8	32.1	32.4	29.5	29.7	27.3	27.4	25.4	○	○	
		(2)	33.5	32.7	30.4	30.0	27.9	27.8	25.7	25.9			○
	6	(1)	31.4	29.9	28.5	27.4	26.1	25.4	24.1	23.6	○		
		(2)	30.9	29.9	28.5	27.8	26.6	26.0	24.8	24.5		○	
		(3)	29.8	30.1	27.5	28.1	25.6	26.3	23.9	24.7			○
	7	(1)	27.3	26.7	25.2	24.8	23.5	23.3	21.9	21.9	○	○	○
	8	(1)	23.8	21.8	22.4	20.6	21.2	19.6	20.2	18.7	○	○	
		(2)	23.7	22.9	21.9	21.3	20.4	19.9	19.0	18.7			○

※単位：kW

表 2.1.4.33　中型金属燃料コンパクト型炉心における領域内最大出力燃料要素の被覆管肉厚中心温度履歴
（高燃焼度化導入期炉心）

炉心領域	流量領域	燃料要素	第1サイクル		第2サイクル		第3サイクル		第4サイクル	
			BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
内側炉心	1	(1)	638.8	626.1	628.4	614.1	616.4	601.3	604.3	589.2
		(2)	636.8	626.1	627.9	615.2	617.0	603.3	605.6	591.6
	2	(1)	639.4	626.3	630.5	615.6	619.7	604.1	608.6	592.7
		(2)	638.2	636.1	629.4	625.1	618.7	613.1	607.5	601.3
	3	(1)	638.9	640.2	630.3	629.8	620.4	618.7	609.8	607.3
	4	(1)	634.7	641.0	626.3	631.1	616.9	620.5	606.7	609.6
外側炉心	5	(1)	638.6	610.3	612.2	589.6	591.1	572.5	573.3	557.7
		(2)	621.3	615.0	596.5	593.8	576.7	576.4	560.0	561.4
	6	(1)	639.9	626.1	613.3	604.1	592.2	585.9	574.3	570.2
		(2)	635.4	625.9	613.9	607.3	596.2	591.6	580.6	577.6
		(3)	625.0	628.4	604.3	609.6	587.3	593.8	572.2	579.6
	7	(1)	641.0	634.2	619.1	615.1	601.0	598.9	585.1	584.4
	8	(1)	642.1	617.7	625.4	603.7	611.1	591.6	598.2	580.6
		(2)	640.8	630.5	618.9	611.7	600.8	595.7	584.9	581.4

※単位：℃

表 2.1.4.34　中型金属燃料コンパクト型炉心における寿命末期 CDF 値および被覆管周方向応力（高燃焼度化導入期炉心）

炉心領域	流量領域	燃料要素	最高被覆管温度 *1[℃]	平均被覆管温度 *1[℃]	寿命末期被覆管温度 *1[℃]	被覆管周方向応力 *2 [MPa]	CDF *2 [-]
内側炉心	1	(1)	639	615	589	136	2.7E-03
		(2)	637	615	592	**137**	3.6E-03
	2	(1)	639	617	593	128	2.1E-03
		(2)	638	621	601	135	**6.1E-03**
	3	(1)	640	624	607	125	4.9E-03
	4	(1)	641	623	610	110	1.4E-03
外側炉心	5	(1)	639	593	558	119	2.2E-05
		(2)	621	588	561	114	9.7E-06
	6	(1)	640	601	570	110	2.4E-05
		(2)	635	604	578	113	7.0E-05
		(3)	628	600	580	110	4.7E-05
	7	(1)	641	610	584	101	4.5E-05
	8	(1)	642	609	581	84	7.9E-06
		(2)	641	608	581	84	4.9E-06

*1: 肉厚中心　*2: 寿命末期

表 2.1.4.35　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性（高燃焼度化平衡期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	20 ヶ月 (608 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	4/ ー バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	14.6 / 20.2 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	149.4 / 29.1 / 14.2 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	98.8 GWd/t
燃焼反応度	2.84 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.043 0.794 / 0.105 / 0.145
最大線出力[*3] (内側/外側)	434 / 472 W/cm
炉心平均出力密度	255 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.926 / 0.036 / 0.038
最大高速中性子束[*4]	3.5×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量[*4]	7.3×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	7.1 / 4.6 / ー t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.6
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	4.5 t/GWe
ボイド反応度[*5] (平衡末期)	7.4 $[*6]
ドップラー係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.2×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：2 次元 RZ 体系計算結果
*4：E > 0.1 MeV
*5：非均質補正考慮
*6：実効遅発中性子割合 0.00356

表 2.1.4.36　中型金属燃料コンパクト型炉心の主要核特性
（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月 (548 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	3/ 3 バッチ
Pu 富化度[*1] (内側/外側)	13.3 / 19.0 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	101.7 / 13.1 / 7.5 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	61.9 GWd/t
燃焼反応度	1.49 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.141 0.851 / 0.137 / 0.153
最大線出力[*3] (内側/外側)	431 / 470 W/cm
炉心平均出力密度	255 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.932 / 0.036 / 0.032
最大高速中性子束[*4]	3.6×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量[*4]	5.1×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ（バッチ当たり） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	9.5 / 2.8 / 4.4 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.8
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	4.1 t/GWe
原子炉倍増時間	35 年
複合システム倍増時間[*5]	53 年
ボイド反応度[*5] (平衡末期)	7.2 $[*7]
ドップラー係数[Tdk/dT][*6] (平衡末期)	-3.7×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：2 次元 RZ 体系計算結果
*4：E > 0.1 MeV
*5：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日
*6：非均質補正考慮
*7：実効遅発中性子割合 0.00361

表 2.1.4.37　中型金属燃料コンパクト型炉心の TRU 組成変動による炉心特性の比較（高燃焼度化導入期炉心）

項目	金属燃料高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(45~49GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(45~49GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/ ^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	1.1 / 66.0 / 25.2 / 2.4 / 2.4 / 0.4 /1.6 / 0.0 / 0.0 / 0.5 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.1	2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 /3.1 / 0.0 / 0.0 / 1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0	2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 /6.8 / 0.0 / 0.0 / 1.4/ 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0
炉心部取出平均燃焼度	154 GWd/t	157 GWd/t	157 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度[*1]	63 GWd/t	64 GWd/t	64 GWd/t
Pu 富化度[*2] (内側炉心 / 外側炉心)	14.4 / 20.1 wt%	15.7 / 21.4 wt%	15.4 / 21.6 wt%
MA 混入率[*2] (平均)	0.5 wt%	2.1 wt%	3.1 wt%
Fertile 含有率[*2] (平均)	88.0 wt%	88.2 wt%	88.6 wt%
燃焼反応度	2.8 %Δk/kk'	3.3 %Δk/kk'	2.2 %Δk/kk'
増殖比 (全体)	1.171	1.158	1.194
(炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ / 径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.790 / 0.170 / 0.212	0.771 / 0.173 / 0.214	0.792 / 0.178 / 0.224
最大線出力 (内側炉心 / 外側炉心)	435 / 471 W/cm	453 / 476 W/cm	430 / 474 W/cm
最大高速中性子束[*3]	3.5×10^{15} n/cm^2 s	3.4×10^{15} n/cm^2 s	3.4×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス[*3]	7.6×10^{23} n/cm^2	7.6×10^{23} n/cm^2	7.6×10^{23} n/cm^2
初装荷 Pu-f インベントリ	4.4 t/GWe	4.3 t/GWe	4.1 t/GWe
炉心部ボイド反応度[*4]	7.6 $[*5]	7.9 $[*5]	8.3 $[*5]
ドップラ係数[Tdk/dT][*4]	-3.3×10^{-3}	-2.8×10^{-3}	-2.6×10^{-3}
複合システム倍増時間[*6]	38 年	42 年	34 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM. MA/HM, Fertile/HM、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00356、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 2.1.4.38　　蒸気発生器形式の選定

単管方式	直管	製作コストは最も安価であるが、単管のため Na・水反応の発生は避けられない。また、成立性を否定する要因には至らないものの、直管 SG としての課題（伝熱管座屈や水側流動不安定など）が存在し、R＆D 等の実施により解決する必要がある。直管型は国内実績も乏しく、低製作コストのメリットだけでは選定できない。	
	ヘリカルコイル管	国内実績が多く、課題が少ないため信頼性のある SG を開発しやすい。単管であるため Na・水反応事故発生の可能性は否定できないが、水リーク対策設備を高度化することにより Na-水反応を局限化できる可能性がある。	大型炉に適用して検討を行った。
２重管方式	直管	直管としての課題（伝熱管座屈や水側流動不安定など）と２重管としての課題（２重伝熱管の検査性など）の両方が存在するが、成立性を否定する要因にはなっていない。２重管構造のため製作コストは高いが、Na-水反応排除の可能性を有するため、社会的受容性の向上と伝熱管破損による稼働率低下の防止を期待できる大きなメリットを有している。	中型炉に適用して検討を行った。
	ヘリカルコイル管	２重壁構造のため Na-水反応排除の可能性を有しており、かつヘリカルコイル型の観点では国内実績がある。しかし、ヘリカルコイルのための長尺化する必要があるが、２重伝熱管の管-管溶接の技術は確立されておらず、また巻き上げも必要になるなど、現時点での製作は困難である。	

表 2.1.4.39　2次系ループ数の比較

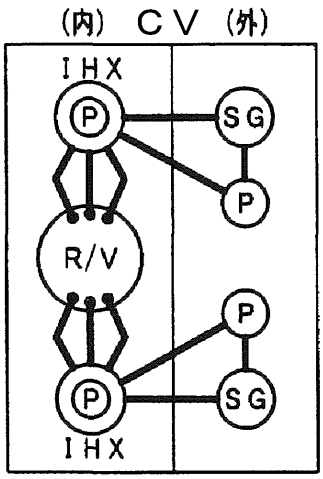
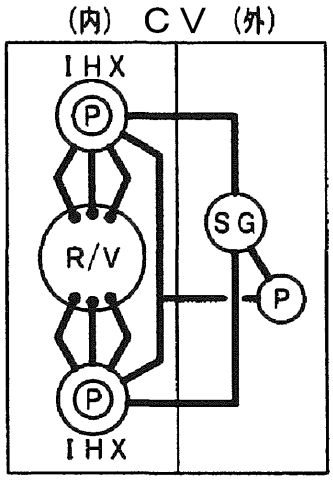
項　目	2ループ	1ループ
システムの構成		
システム概念 ① 2次系 ② DHRS ③ 水・蒸気系 ④ 蒸気発生器 ⑤ ポンプ ⑥ 2次系配管	 ① 2ループ ② IRACS×2、DRACAS×1 ③ 1ループ ④ φ1.6×H37m ⑤ φ1.6×H7.0m ⑥ 32B	 ① 1ループ ② PRACS×2、DRACAS×1 ③ 1ループ ④ φ2.31×H37m ⑤ φ2.2×H7.0m ⑥ 32B、44B
物量 ① 蒸気発生器 ② ポンプ ③ 2次系配管 ④ 合計	 ① 348t ② 132t ③ 72t ④ 552t	 ① 315t ② 98t ③ 63t ④ 476t　(約14%削減)
配置 ① 建物体積	 ① 4.0万m^3	 ① 3.8万m^3　(約5%削減)
プラント成立性 ① 安全性 ② 熱過渡 ③ 構造健全性	① 特に課題はなし ② 特に課題なし ③ 1ループより、機器・配管が小さくなるので、成立の見通しは高い。	① 特に課題はなし ② PRACSの1系統機能喪失で1次系の温度振動が生じる可能性がある。 ③ 2ループよりSG、ポンプが大型化するが、大型炉の検討結果から成立の見通しはあると判断される。
運転、保守性	① SG漏えい、2次系Na漏えい時の2次系による DHRS 運転ができない場合にも、健全ループの水・蒸気系又はIRACSによる除熱運転ができる。	① 2次系機器の故障時に、水・蒸気系による除熱運転が制限される。(SG水漏えい、2次系Na漏えい時等に運転できない) ② 機器数の削減により、保修時間の短縮が図れる。
製作性 (大型機器の製作性)	① 特に問題はなし	① 大型炉での大型機器の検討から判断して、製作可能である。
総合評価	選定：1ループ 1ループは、2ループに比べて約14%の物量低減及び建家体積を約5%削減とコスト低減が図れ、プラントの成立性・製作性の見通しがあるため選定する。	

表 2.1.4.40　崩壊熱除去系の比較

構成	ケース１：２PRACS＋１IRACS	ケース２：２DRACS＋１IRACS	ケース３：２PRACS＋１DRACS
採否の判断基準(H13)	・RV 径へのインパクトが無い ・機器高低差を利用した自然循環の促進 ・格納容器貫通部削減によるコスト削減	・50 万 kWe では RV 径へのインパクトが大きい	・50 万 kWe では RV 径へのインパクトが大きい ・格納容器貫通部増加によるコスト増大
RV へのサイズインパクト	○：インパクト無し	○：インパクト無し （50 万 kWe ではインパクト有り）	○：インパクト無し （50 万 kWe ではインパクト有り）
全ループサイフォンブレーク対策	△：出力上昇に伴い、小型 DHX が別途必要	○：サイフォンブレーク対策不要（DRACS で対応）	○：サイフォンブレーク対策不要（DRACS で対応）
自然循環能力	○：系統一巡の自然循環力を利用できる	△：DRACS が主のため、自然循環力に劣る	○：系統一巡の自然循環力を利用できる
２次ナトリウム漏えい時の DHRS 運転状態	○：２PRACS：自然循環力により炉心冷却が可能	△：２DRACS：DRACS のみとなるため、事象Ⅲからインターラッパーフローに期待せざるを得ない。	◎：DRACS＋２PRACS：全系統を利用できるため余裕を持って炉心冷却が可能
ＩＨＸへのサイズインパクト	△：PRACS 設置による IHX 上部プレナム容量増大は不要だが、小口径配管貫通部増加	○：インパクト無く、構造も簡素化できる	△：PRACS 設置による IHX 上部プレナム容量増大は不要だが、小口径配管貫通部増加
格納容器貫通部	○：２箇所	○：２箇所	△：３箇所
２次系安全系可否	安全系（但し SG の製作への影響無し）	安全系（但し SG の製作への影響無し）	安全系
経済性	△：IHX 物量は増加しないが構造複雑化するとともに、小型 DHX が余分に必要	◎：IHX へのインパクトが無く、最も経済性に優れる	○：IHX 物量は増加しないが構造複雑化
採否	△	○	◎

表 2.1.4.41　２次系ポンプ方式の比較

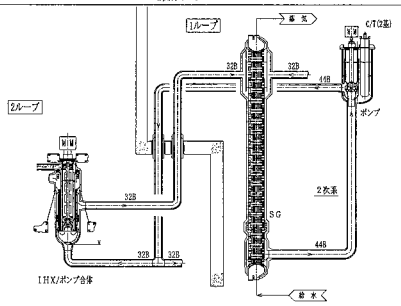
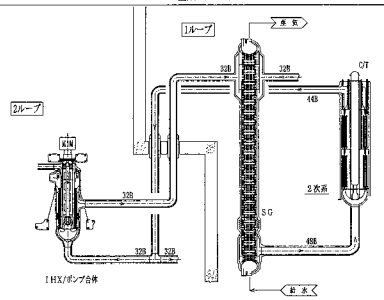
項　目	機械式ポンプ	電磁ポンプ	備　考
２次系概念図			
システム構成	・SG、ポンプ分離配置 ・CT：ポンプ容器に２基設置 ・液面変動：SG&ポンプの自由液面で吸収 （最低液位：NL-1.2m）	・SG、ポンプ分離配置 ・CT：ポンプに１基設置 ・液面変動：SG の自由液面で吸収 （最低液位：NL-2.3m）	
機器寸法、物量	・蒸気発生器：φ2.58×36.2m、395ｔ ・２次ポンプ：φ4.5×8.35m、本体+胴 102ｔ、モータ 65ｔ ・２次系配管：HL 32B×2、ML&CL 44B、60ｔ ・２次系機器物量：622t(557ｔ)* ・２次系ナトリウム：458m³（391ｔ） ・２次系部屋容積：5360m³	・蒸気発生器：φ2.58×37.2m、405ｔ ・２次ポンプ：φ4.5×19.78m、胴 113ｔ、ステータ 281ｔ ・２次系配管：HL 32B×2、ML 48B、CL 44B、53ｔ ・２次系機器物量：852t(571ｔ)* ・２次系ナトリウム：434m³（369ｔ） ・２次系部屋容積：6300m³	*：（）内は、モータ及びステータを除いた重量
プラント成立性 ①安全性 ②構造健全性	①２次系ナトリウムの熱容量を考慮しないと崩壊熱除去の成立性の裕度が低い→２次系を安全系とする。 ②ポンプ故障時にも軸固着事故でなければ、２次系のフローコーストダウンを確保しやすい。→熱過渡を緩和しやすい。	①２次系ナトリウムの熱容量を考慮しないと崩壊熱除去の成立性の裕度が低い→２次系を安全系とする。 ②電源喪失時には、流量が急速に低下し、熱過渡が厳しい可能性がある。 →MG セットによりフローコーストダウンを確保する。	
運転性、保修性	・カバーガス圧：0.3MPa（ポンプ NPSHav20m 確保） ・CT 交換：CT を２基構成でユニットの長さが短い(10m)ので交換が容易 ・ポンプ定検：19 日以下 ・ポンプ補修：ポンプ本体長さ約 8m、重量 56t で取扱い容易	・カバーガス圧：0.12MPa（ポンプ入口負圧防止 100kPa 確保） ・CT 交換：CT を１基構成でユニットの長さが長い(18m)ので交換が難 ・ポンプ定検：５日 ・ポンプ補修：ポンプ本体長さ約 20m、重量 394t**で取扱いが難	**：ステータを含む
開発課題	・２次ポンプと同規模の寸法、容量のポンプは水ポンプでの製造実績あり。 ・大型化に対する実証は必要である。	・約 1/3 の 160m³/min の電磁ポンプの開発が行われているが、大型電磁ポンプの開発、実証が必要。	
経済性	・建設コスト：100％ ・所内負荷：4.3%	・建設コスト：102.9%**（ポンプ以外では 100.6%） ・所内負荷：5.6%（熱回収効果考慮すれば 4.4%）	**：ポンプ本体＋モータ物量で評価
総合評価	○：経済的に良好であり、課題も少ない。	△：２次系物量及び建家容積が増加し、大型電磁ポンプの開発が必須。	

表 2.1.4.42　ナトリウム冷却中型炉　燃料取扱設備主要仕様

対象				仕様
炉内燃料移送系	炉内燃料移送方式			切込み付きコラム型炉心上部機構＋単回転プラグ＋燃料交換機
	燃料交換機		型式	マニプレータ式
			アーム長	1690mm
	炉内中継装置		型式	固定ラック式（複数体移送）
炉外燃料移送系	炉外燃料移送方式			燃料出入機＋燃料昇降装置
	燃料出入機		型式	レールレス台車式
			収納筒数	1基
			取扱対象	Naポット入り高発熱燃料（22.5kW）
				ガス中裸状態の低発熱燃料（5kW）
			取扱体数	高発熱燃料：2体
				低発熱燃料：1体
			冷却系統数	Arガス直接冷却系×2系統、空気間接冷却系×2系統[1)]
	燃料昇降装置		型式	ワイヤロープ巻上式
			取扱対象	ガス中裸状態の低発熱燃料（5kW）
			取扱体数	1体
			冷却系統数	Arガス直接冷却系×2系統
	Naポット		型式	フィン付き複数体ポット
			収納体数	2体
			ポット形状	φ560mm（フィン外接円φ580mm）×h4690mm
燃料貯蔵系	貯蔵方式			EVST貯蔵方式（EVST＋水プール）
	EVST	本体	型式	円筒縦型Na容器
			貯蔵方式	裸燃料段違い貯蔵方式（正方配列、貯蔵ピッチ343mm）
			貯蔵容量	370体（破損燃料を含む）
			容器形状	φ6.86m×h12.07m
			槽内移送方式	回転ラック＋ターンテーブル＋液面制御型直動式槽内移送機
		冷却系	冷却方式	直浸コイル内2次Na循環空冷式
			冷却系統数	3系統
			除熱容量	通常運転時：1.9MW/系統
				事故時：3.8MW/系統
			運転方式	2系統強制循環＋1系統循環待機
			空気冷却器型式	フィン付きUチューブ二重伝熱管
		純化系	1次ナトリウム	窒素ガス強制冷却・一体型コールドトラップ（EVSTに設置）
			2次ナトリウム	空気強制冷却・一体型コールドトラップ（2次ドレンタンクに設置）
	水プール	本体	型式	ライナー張り縦型貯蔵式
			貯蔵容量	1365体
			プール形状	w14.15m×d10.09m×h13.75m
		冷却浄化系	冷却浄化方式	浄化系先行型、1次冷却水系と2次冷却水系の組み合せ
			冷却系統数	1系統（循環ポンプ、熱交換器は2基設置）
			除熱容量	1.65MW
燃料処理系	燃料洗浄		洗浄方式	乾式洗浄（Arガスブロー洗浄）
			洗浄系統数	2系統（燃料出入機の冷却系利用）
			洗浄時ガス温度	300℃（洗浄性能50%）
	燃料検査		検査方式	X線CT（Naポット入り状態で検査）

注1）高発熱燃料取扱時は空気間接冷却系のみ運転

表 2.1.4.43　炉内中継装置型式の比較評価（複数体移送の採用評価）

項目[1)]		回転ラック式炉内中継装置（1体移送）		固定ラック式炉内中継装置（複数体移送）	
経済性	燃料取扱設備物量	1275 ton	○+	1330 ton	○
安全性	除熱性（昇降停止時の冷却対応）	多重円筒で、かつ、偏心構造のため、Naポット直接冷却系の設置が望ましい	○	単純な円筒構造のため、空気間接冷却系で対応可能な見通し	○+
	格納性	燃料1体の破損時にも、燃料収納容器気密性とコンファインメントにより被ばく制限目安達成の見通し	○+	複数体移送に伴い、FP放出量は増加するが、被ばく制限目安達成の見通し	○
運転性	燃料取扱時間	45分/体	○	34分/体	◎
	燃料交換期間（燃料交換準備、後始末を含む）	約9日		約7日	
	稼働率	95.5%（原子炉運転26か月、定検36.75日）		95.7～95.8%（原子炉運転26か月、定検33.75～34.75日）	
	破損燃料取扱（早期取出しの可能性）	通常燃料と同様に、炉停止17日後に取出し（22.5kW）	○	除熱容量の大きい複数体ポットの使用により被ばく制限目安を考慮しても炉停止9日後に相当する燃料の取扱可能（28kW）	◎
保守補修性	燃料交換機ユニバーサルジョイント寿命	3燃料交換	○+	炉内作業が煩雑化するが、小負荷トルク域での作業回数が増加する程度で、影響小	○
	炉内中継装置の取付け・取外しの必要性	原子炉運転中は、炉内中継装置本体を取外し	○	回転機構がないため、炉内保管が可能な見通し	◎
原子炉構造との配置整合性		現状の原子炉構造と整合の見通し	○+	炉上部案内筒のしゃへい欠損により線量率は増加するが、オペフロでの制限値は満足できる見通し	○
技術開発		既往知見により対応可能	○+	炉内中継装置本体の構造健全性、フィン付き・大径ポットの除熱性および製作性などの課題を有するが、概念の成立性に直結する課題はない見通し	○
評価		（従来方式）	－	複数体移送の採用に伴い、稼働率向上によるコスト低減効果や、破損燃料の早期取出しに期待できる。また、概念の成立性に直結する課題はない見通しであるため、複数体移送と組み合せた固定ラック式炉内中継装置を選定	選定

表 2.1.4.44　レールレス台車式燃料出入機の技術課題と成立性の見通し評価

項目	技術課題	設計対応
転倒防止および滑り対応	・レールフックがないため、地震時の転倒及び滑りが懸念	・燃料出入機本体−台車間にサスペンションを設置して、上下方向震度を制限することにより（S2地震で0.4G以下、強地震検討用水平動で0.1G以下）、転倒防止条件を満足できる見通し
		・車輪の静止摩擦係数の担保や、定期的な測定が困難であるため、可能な範囲で地震時の滑り距離を小さくするが、滑りの発生を許容 ・地震時の滑りを想定しても数cmの微小な移動が繰り返される程度で、設計対応は可能と想定
耐震構造	・レールフックがないため、上下方向に1Gの加速度が発生時に、浮き上る恐れ有り	（上記の転倒防止対応に包絡）
給電・制御方式	・ケーブルを利用した給電・制御方式では、直線走行以外の対応が困難 ・移動距離の長いNa冷却中型炉にてケーブル関連の物量増加	・ケーブル巻き取り方式でも、ケーブル小径化や、多段巻き取りの採用により、床側設備の大幅な削除が可能で、直線走行以外にも対応可能な見通し（他に、集電アームを使用したトロリ方式などが考えられるが、炉上部配置との整合性や、物量への影響などの観点から採用せず）
高速・位置決め精度の確保	・自在走行台車による高速対応の可能性	・マイクロドーリ走行装置の大型化により、20m/min程度の高速対応可能（既往実績で、5m/min）
	・位置決め方法の複雑化による燃交時間の増加が懸念	・安価な誘電ケーブル方式と高精度位置センサーを組み合せた段階的な位置決め方式により、比較的単時間で要求精度を満足できる見通し

表 2.1.4.45　EVST 貯蔵容量をパラメータとする経済性および炉心退避期間の検討

項目			案1（EVSTに必要な燃交分のみ確保）	案2（EVSTに炉心退避しても残りのプラント運転継続）	案3（EVSTへの早期炉心退避可能）
主要仕様	貯蔵容量	EVST	370体[1)]	535体[2)]	703体[3)]
		水プール	1301体	1136体	968体
		合計	1671体	1671体	1671体
経済性	物量	EVST	570ton （EVST径 φ6.86m）	670ton （EVST径 φ8.05m）	780ton （EVST径 φ9.08m）
		水プール	335ton	305ton	260ton
		燃料貯蔵系	905ton	975ton	1040ton
		燃料移送系	370ton	370ton	370ton
		燃料処理系	55ton	55ton	55ton
		合計	1330ton	1400ton	1465ton
	コスト[4)]	燃料貯蔵系	100	106.2	110.8
		燃料取扱設備全体	100	103.8	106.6
炉心退避期間[5)]	炉心退避モード1[6)]	間隔を空けて燃料交換	440日（270日）	85日	70日
		連続的に燃料交換	465日（390日）	410日（270日）	70日
	炉心退避モード2[7)]	間隔を空けて燃料交換	110日	85日	70日
		連続的に燃料交換	470日（360日）	85日	70日
評価			炉心退避期間は約1年と長いが、燃料出入機冷却容量の増加などにより早期炉心退避の可能性有り。炉心退避後の補修対応が不明確なこともあって、コスト最小の案1を選定	－	－

注1）合計4バッチの連続燃料交換に相当　　注2）燃料交換2バッチ＋1炉心退避　　注3）燃料交換4バッチ＋1炉心退避
注4）案1を基準とする相対値
注5）炉心退避決定後、炉心燃料のEVST、または、使用済燃料プールへの退避が完了するまで。かっこ内の数値は低燃焼度燃料（途中までしか燃焼していない燃料）を水プールに直接退避した場合の炉心退避期間
注6）原子炉起動10日後に何らかの異常で原子炉停止。30日の検査後、炉心退避決定（EVSTに、燃交後の使用済燃料貯蔵中）
注7）燃料交換開始前の炉内ISIで異常を発見し、炉停止15日後に炉心退避決定（EVSTに、燃料交換前の新燃料も貯蔵中）

表 2.1.4.46　EVST 中燃料の貯蔵ピッチに係る検討

対象	貯蔵体系	配列	貯蔵ピッチ			燃料1体の占有面積[3)]
			臨界計算から決定[1)]	幾何学的配置から決定[2)]	設計値	
EVST	段違い貯蔵（案内管有り）	正方配列	318mm	325mm	325mm	52800mm^2/体
	段違い貯蔵（案内管なし）	正方配列	343mm	325mm	343mm	58800mm^2/体
	単段積み貯蔵	三角配列	344mm	266mm	344mm	102500mm^2/体
水プール（参考）	単段積み貯蔵	三角配列	258mm	235mm	258mm	57600mm^2/体

注1)貯蔵方式によって、以下のように決定
- EVST：臨界評価値＋六角収納管内の総偏り（10mm）＋寸法誤差（6mm）＋ラック変形等(2mm)
- 水プール：臨界評価値＋円筒収納管内の総偏り（20mm）＋寸法誤差（6mm）＋ラック変形等(2mm)

注2）貯蔵方式や、配列の相違により、以下のように決定
- EVST・正方配列：{（燃料対面間距離＋案内管厚さ（13mm）×2＋案内管隙間（5mm）×2＋リガメント厚さ（15mm）} $\times 2^{0.5}/\cos 15^\circ$
- EVST・三角配列：燃料対面間距離＋案内管厚さ(13mm）×2＋案内管隙間（5mm）×2＋リガメント厚さ（20mm）
- 水プール・三角配列：燃料対面間距離＋案内管厚さ(5mm）×2＋案内管隙間（7.5mm）×2

注3）正方配列は、段違い位置の燃料も含む

表 2.1.4.47　放射性廃棄物処理設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較
（中型モジュール炉）

設　備	容　量　種　類	ＦＢＲ実証炉	中型炉－M750 （4ﾓｼﾞｭｰﾙ分）
気体廃棄物処理設備	連続処理容量(m^3[normal]/h)	3	6
	最大受入容量(m^3[normal]/h)	40	17
液体廃棄物処理設備	廃液処理容量（m^3/h)	1.8	1.2
	ﾗﾝﾄﾞﾘ廃液処理容量（m^3/h)	2.1	2.1
固体廃棄物処理設備	設備廃液処理容量（m^3/y)	1.7	4.2
	廃樹脂発生量（m^3/y)	3.8	5

表 2.1.4.48　各設備処理量のＦＢＲ実証炉との比較（中型モジュール炉）

設　備	容　量　種　類	ＦＢＲ実証炉	中型炉－M750 （４ﾓｼﾞｭｰﾙ分）
補機冷却系設備	交換熱量(kW)	16550	10000
	運転流量（m^3/h)	2000	1300
補助蒸気供給設備	供給蒸気量（t/h)	35	71
圧縮空気供給設備	供給空気量(m^3[normal]/h)	14	15
アルゴンガス供給設備	連続供給量(m^3[normal]/h)	1	7
	最大供給量(m^3[normal]/h)	50	17
窒素ガス供給設備	連続供給量(m^3[normal]/h)	1	4
	最大供給量(m^3[normal]/h)	40	45
淡水供給設備	ろ過水供給量（m^3/h)	50	60
	純水供給量（m^3/h)	30	40
	飲料水供給量（m^3/h)	30	30
ナトリウム供給設備	ナトリウム供給量(t)	2550	4800

表 2.1.4.49　中型炉-M750／中型炉-S750 のタービン仕様比較

項　目	中型炉-S750	中型炉-M750
電気出力（MW）	750	1500
タービン型式	TC4F40.5（高中圧タービン１基＋低圧タービン２基）	TC4F-54(高圧タービン １ 基＋中圧タービン１基＋低圧タービン２基)

表 2.1.4.50　ナトリウム冷却中型炉保守計画（1／3）

系統・機器	基数	点検項目（）は定検期間外に実施	点検区分	点検周期	分類	点検計画 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	備考
1. プラント全般		原子炉停止余裕検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		過剰反応度測定検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		総合負荷検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
2. 原子炉構造																
(1) 原子炉容器	1	体積検査	I	10年で100%		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(2) 原子炉容器ガードベッセル	1	耐圧漏えい検査	I	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(3) 炉内構造物	1	スカート き裂目視	I	10年で100%		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(4) 回転プラグ	1	機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	燃料交換時実施
	1	分解点検	C	1回／6定検	b	－	－	－	－	－	○	－	－	－	－	モニタリング状況により時期決定
(5) 制御棒駆動機構	25	機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		電気品点検	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		加速ガスシール交換	C	1回／3定検／1基	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
3. 燃料取扱及び貯蔵設備																
(1) 燃料取扱設備、燃料貯蔵設備	1ｾｯﾄ/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
		(分解点検)	C	3定検で100%	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	モニタリング状況により時期決定し、原子炉運転中に実施
4 1次冷却系設備																
(1) 1次主循環ポンプ	2															
・本体		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
・軸封装置		分解点検	C	1回／2定検／1基(毎定検1	a	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	モニタリング状況により時期決定
・駆動モータ		電気品点検	C	基)	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		軸受分解点検	C	毎定検	a	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	モニタリング状況により時期決定
		分解点検	C	1回／2定検／1基(毎定検1	a	A	B	－	－	A	B	－	－	A	B	モニタリング状況により時期決定
・オイルプレッシャーユニット		外観点検	B	基)		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(2) ＩＨＸ	2			1回／4定検／1基												
・バウンダリベローズ		体積検査	I	毎定検												1回/20年/基の引抜きを想定
・管板		体積検査	I													1回/20年/基の引抜きを想定
・伝熱管		体積検査	I	1次主循環ポンプ引抜き時100%												1回/20年/基の引抜きを想定
				1次主循環ポンプ引抜き時100%												
(3) 1次純化系電磁ポンプ	2	機能検査	C	1次主循環ポンプ引抜き時100%		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	モニタリング状況により時期決定し、総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(4) 1次主冷却系配管	2＋4	体積検査	I	毎定検												―――
(5) 1次主冷却系外管	2＋4	漏えい率検査	C			A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	―――
				10年で100%												
				1回／2定検／ループ												
5 1次アルゴンガス系																
(1) 1次カバーガスバウンダリ隔離弁	1	機能検査（自動隔離弁）	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
6. 崩壊熱除去系設備(PRACS＋DRACS)																
(1) 崩壊熱除去系	2＋1	自動起動検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(2) A／C本体、ベーン、ダンパ、ファン	2＋1	(開放点検)	C	1回／3定検(毎定検1基)		D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	原子炉運転中に実施
	2＋1	分解点検	C	1回／3定検(毎定検1基)	b	D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	開放点検状況により時期決定
(3) 配管エンクロージャ	2＋1	(漏えい率検査)	C	1回／3定検(毎定検1基)	b	D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	P-A	P-B	D	原子炉運転中に実施

注　*1）点検区分　A：電気事業法法定検査　B：消防法、労働安全衛生法　C：自主点検　I：ＩＳＩ計画
*2）分類（自主点検周期根拠）　a：先行ＦＢＲの経験、b：部品寿命実績データ、汎用機器推奨データ
*3）点検計画　A：A系　B：B系　C：C系　P：PRACS　D：DRACS　数値は個数を示す。

表 2.1.4.50　ナトリウム冷却中型炉保守計画（2／3）

系統・機器	基数	点検項目（）は定検期間外に実施	点検区分	点検周期	分類	点検計画 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	備考
7 2次冷却系																
(1) 2次主循環ポンプ																
・本体	1	機能検査	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	モニタリング状況により時期決定
・軸封装置	1	分解点検	C	1回／2定検／1基												モニタリング状況により時期決定
・駆動モータ	1	(電気品点検)	C	毎定検	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
	1	軸受分解点検	C	1回／2定検／1基												モニタリング状況により時期決定
	1	分解点検	C	1回／4定検／1基												モニタリング状況により時期決定
・オイルプレッシャーユニット	1	(外観点検)	B	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(2) 2次純化系電磁ポンプ	1	機能検査	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	モニタリング状況により時期決定、総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(3) 2次コールドトラップ	1	不純物の捕獲量確認	C	1回／2定検／1基	b	－	○	－	○	－	○	－	○	－	○	必要に応じて交換
(4) 2次主冷却系配管	1	体積検査	I	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(5) エンクロージャCV部ベローズ	1	漏えい率検査	I	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(6) エンクロージャ	1	(漏えい率検査)	C	1回／2定検／ループ		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(7) ＳＧ	1	ラプチャーディスク交	C	1回／2定検／ループ		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
	1	換	I	1回／2定検・基(1定検1基)		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
	1	伝熱管体積検査	I	1回／2定検・基(1定検1基)		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		管板体積検査														
8. タービン・発電機系	1ｾｯﾄ/2ﾓｼﾞｭｰﾙ															
(1) 安全弁		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		分解検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(2) タービン保安装置検査		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(3) タービンバイパス弁		開放検査	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(4) タービン本体		(性能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉起動後実施
		開放検査	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(5) 蒸気止め弁		開放検査	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(6) 復水器		開放検査	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(7) 復水ポンプ		分解点検	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(8) 給水加熱器		開放検査	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(9) 給水ポンプ		分解点検	A	1回／2定検		○	－	○	－	○	－	○	－	○	－	―――
(10) 発電機		(性能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉起動後実施
		分解点検	C	1回／2定検		－	○	－	○	－	○	－	○	－	○	モニタリング状況により時期決定
9. 計測制御系統		警報設定値確認検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(1) 安全保護回路等		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
		設定値確認検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(2) 制御用圧縮空気供給設備		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(3) 中性子計装	18本	交換	C	全数／2定検	b	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	―――
(4) 炉心出口温度計	30ｾｯﾄ	交換	C	全数／2定検	b	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	―――
(5) 炉内液位計	1ｾｯﾄ(4本)	交換	C	全数／2定検	b	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	―――
(6) 外管内ナトリウム液位計	6ｾｯﾄ(24本)	交換	C	全数／2定検	b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	―――
(7) 1次主循環ポンプ液位計	2ｾｯﾄ(4本)	交換	C	全数／2定検(1ｾｯﾄ／毎定検)	b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	―――
(8) ナトリウム漏えい検出器																
・ＳＩＤ、ＤＰＤ、ＬＬＤ	未定	交換	C	全数／2定検	b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	―――
(9) ＦＦＤ																
・ＤＮ法検出器	2ｾｯﾄ(8本)	交換	C	全数／2定検(1ｾｯﾄ／毎定検)	b	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1次系コールドトラップに内臓
(10) 水漏えい検出系																
・音響計、固体電解質型水素計	18ｾｯﾄ	機能検査	C	毎定検	a	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
・固体電解質型水素計センサ部	10ｾｯﾄ	交換	C	全数／2定検(2ｾｯﾄ／毎定検)	b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	―――

注　*1) 点検区分　A：電気事業法法定検査　B：消防法、労働安全衛生法　C：自主点検　I：ＩＳＩ計画
*2) 分類（自主点検周期根拠）　a：先行ＦＢＲの経験、b：部品寿命実績データ、汎用機器推奨データ
*3) 点検計画　A：A系　B：B系　C：C系　P：PRACS　D：DRACS　数値は個数を示す。

表 2.1.4.50　ナトリウム冷却中型炉保守計画（3／3）

系統・機器	基数	点検項目（）は定検期間外に実施	点検区分	点検周期	分類	点検計画 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	備考
10. 放射性廃棄物処理設備																
(1) 気体廃棄物処理系	1ｾｯﾄ/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(2) 液体廃棄物処理系	1ｾｯﾄ/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(3) 固体廃棄物処理系	1ｾｯﾄ/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(4) 固体廃棄物貯蔵所	1ｾｯﾄ/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(管理状況検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
11. 放射線管理施設																
(1) プロセスモニタ		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(2) エリアモニタ(立入不可エリア)		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(立入可能エリア)		(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(3) モニタリングポスト		(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
12. 原子炉格納容器																
(1) 原子炉格納容器		全体漏えい率検査	A	1回／3定検		－	－	○	－	－	○	－	－	○	－	―――
		局部漏えい率試験	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(2) 原子炉格納容器自動隔離弁		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	総合ｲﾝﾀｰﾛｯｸ試験として実施
(3) 非常用ガス処理系		よう素除去効率確認試験	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
			A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(4) 原子炉格納容器空調系		ファン作動検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		作動試験														
13. 原子炉補助設備																
(1) 原子炉補機冷却海水系		機能検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
・海水ポンプ	3	(分解点検)	C	全数／2定検	b	A、C	B	A、C	B	A、C	B	A、C	B	A、C	B	原子炉運転中に実施
・ダブルストレーナ	3	(分解点検)	C	毎定検	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(2) 原子炉補機冷却水系																
・淡水ポンプ	2	(分解点検)	C	全数／2定検	b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	原子炉運転中に実施
・熱交換器	2	(開放点検)	C	毎定検	b	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(3) 非常用空調冷水系		(機能検査)	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(4) 換気空調設備		作動検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
14. 電気設備																
(1) 非常用ガスタービン発電機	3/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	自動起動検査	A	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
・本　体		(分解検査)	C	本格点検1回／2年／1基												原子炉運転中に実施
				簡易点検1回／2年／1基												原子炉運転中に実施
・燃料タンク類		(外観検査等)	B	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(2) メタクラ、インバータ等		外観、作動	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
(3) バッテリ		(外観、性能機能確認)	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(4) 変圧器		外観検査	C	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
		分解点検	C	10年毎		－	－	－	－	－	－	－	－	－	○	モニタリング状況により時期決定
15. その他																
(1) 吊上装置																
・R／B天井クレーン	2	性能・機能確認	B	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	―――
・T／B天井クレーン	1	(性能・機能確認)	B	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(2) 補助ボイラ	2/4ﾓｼﾞｭｰﾙ	(機能検査)	B	毎定検		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	原子炉運転中に実施
(3) 免震要素(立入可能部分)	未定	(外観、変位計測)	C	1回／3定検		－	－	○	－	－	○	－	－	○	－	原子炉運転中に実施
(立入不可部分)	未定	外観、変位計測	C	1回／3定検		－	－	○	－	－	○	－	－	○	－	―――

注　*1) 点検区分　A：電気事業法法定検査　B：消防法、労働安全衛生法　C：自主点検　I：ISI計画
*2) 分類（自主点検周期根拠）　a：先行FBRの経験、b：部品寿命実績データ、汎用機器推奨データ
*3) 点検計画　A：A系　B：B系　C：C系　P：PRACS　D：DRACS　数値は個数を示す。

表 2.1.4.51　中型炉－Ｍ７５０　全体建設工程表（案）

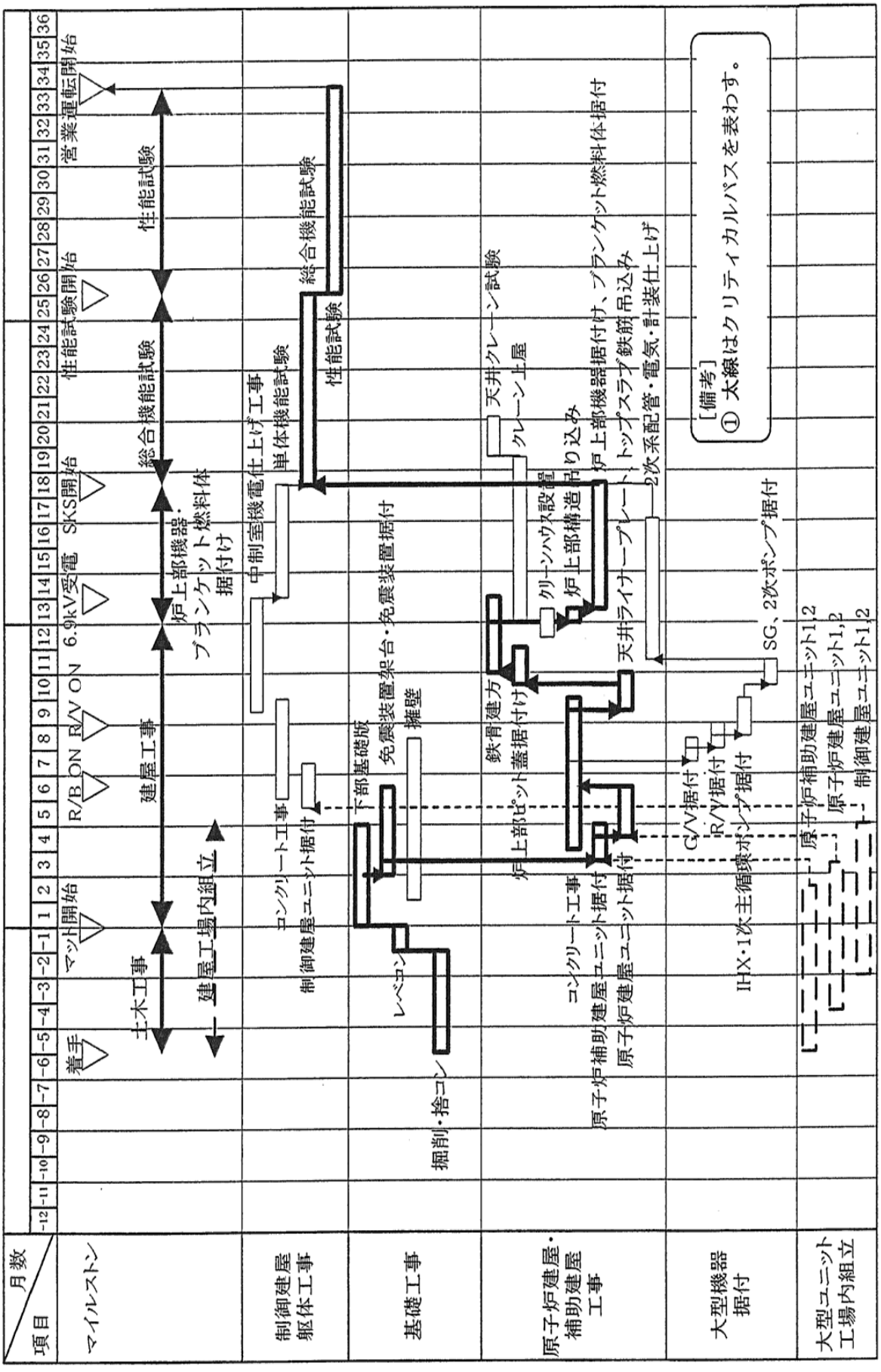


表 2.1.4.52　大型ユニット工法におけるモジュール分割工程（案）

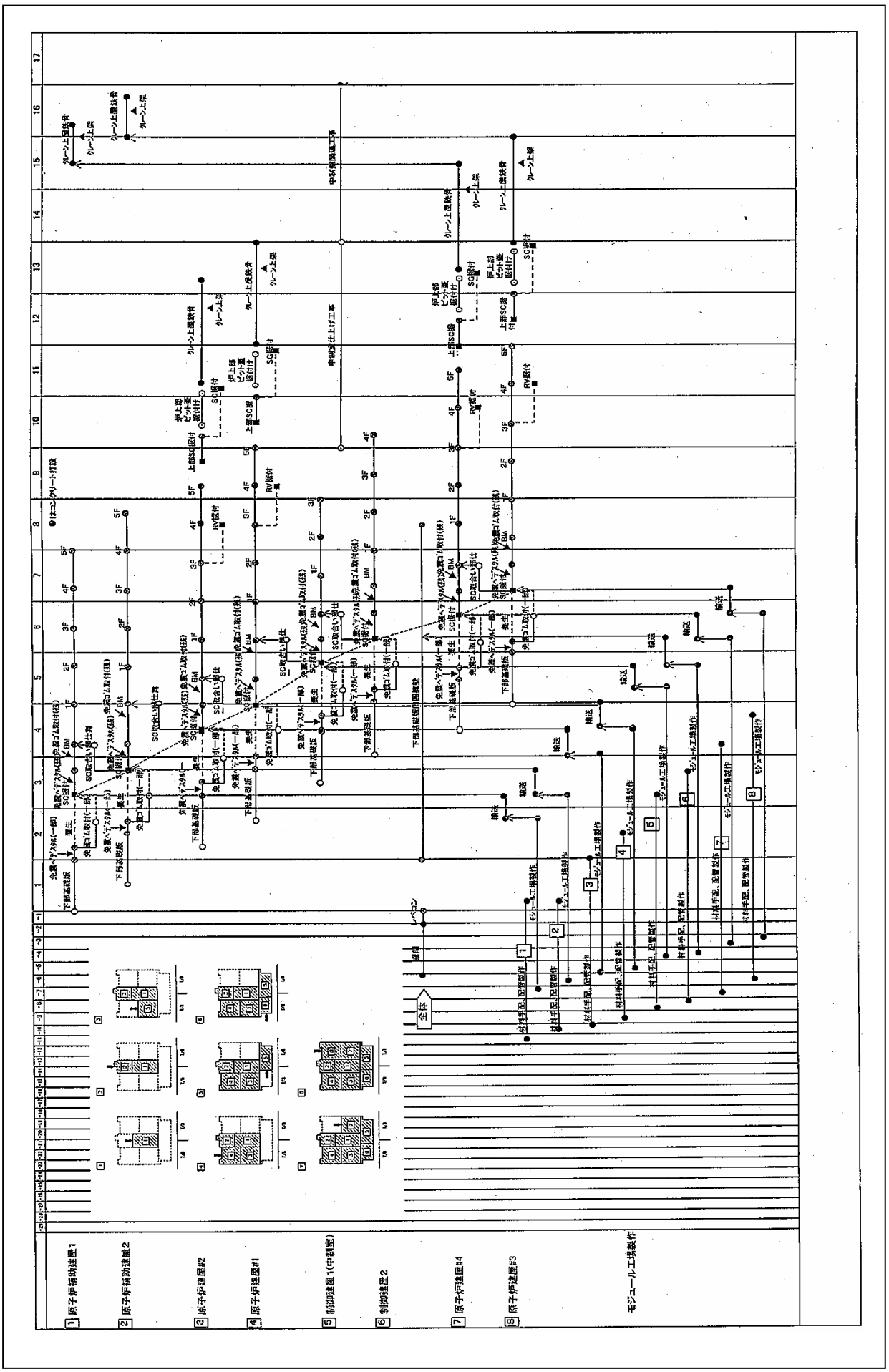


表 2.1.4.53　中型炉-M750MXH　定期検査工程表（案）［標準点検］

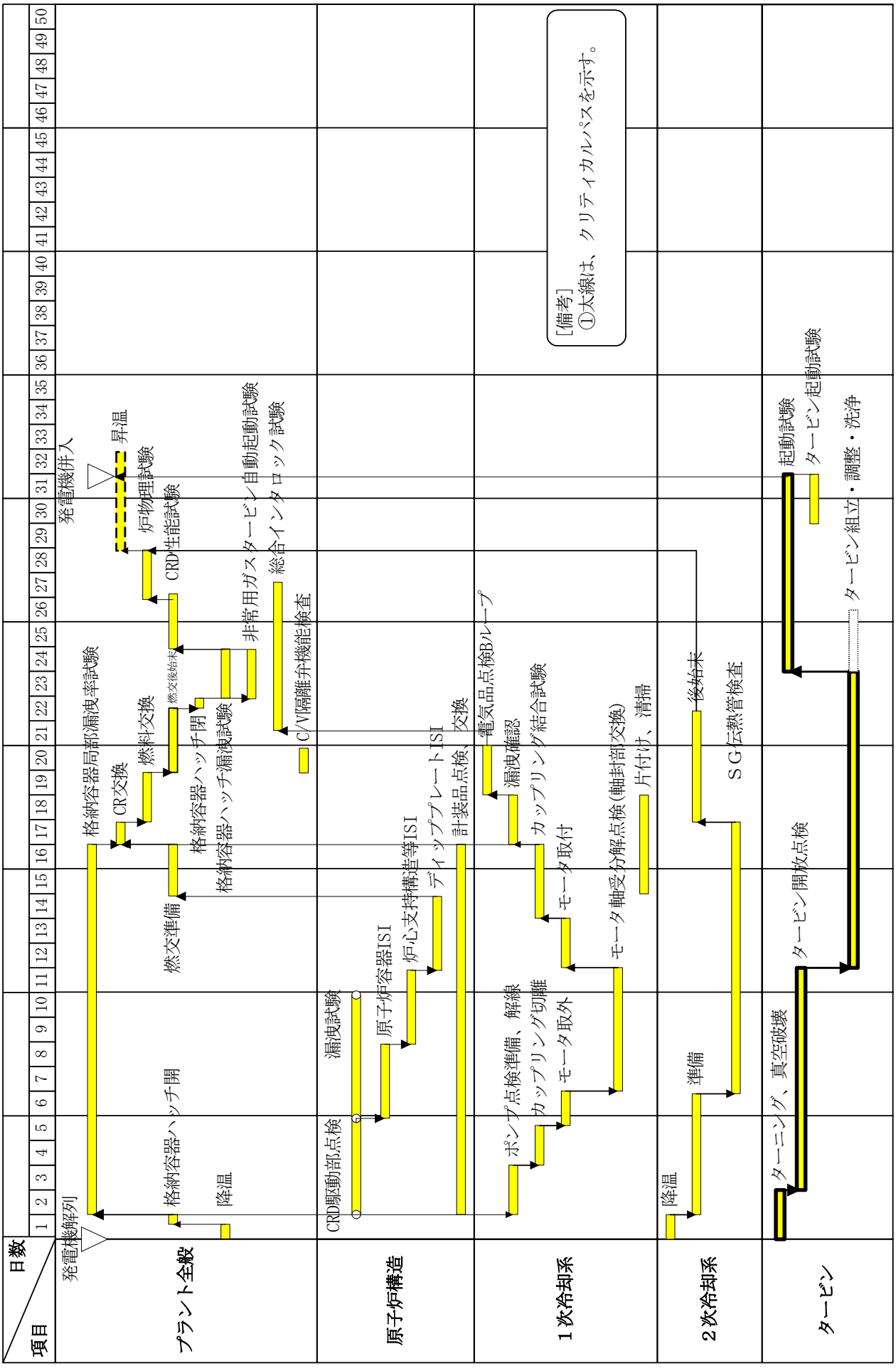


表 2.1.4.54　中型炉-M750MXH　定期検査工程表（案）［標準外点検］

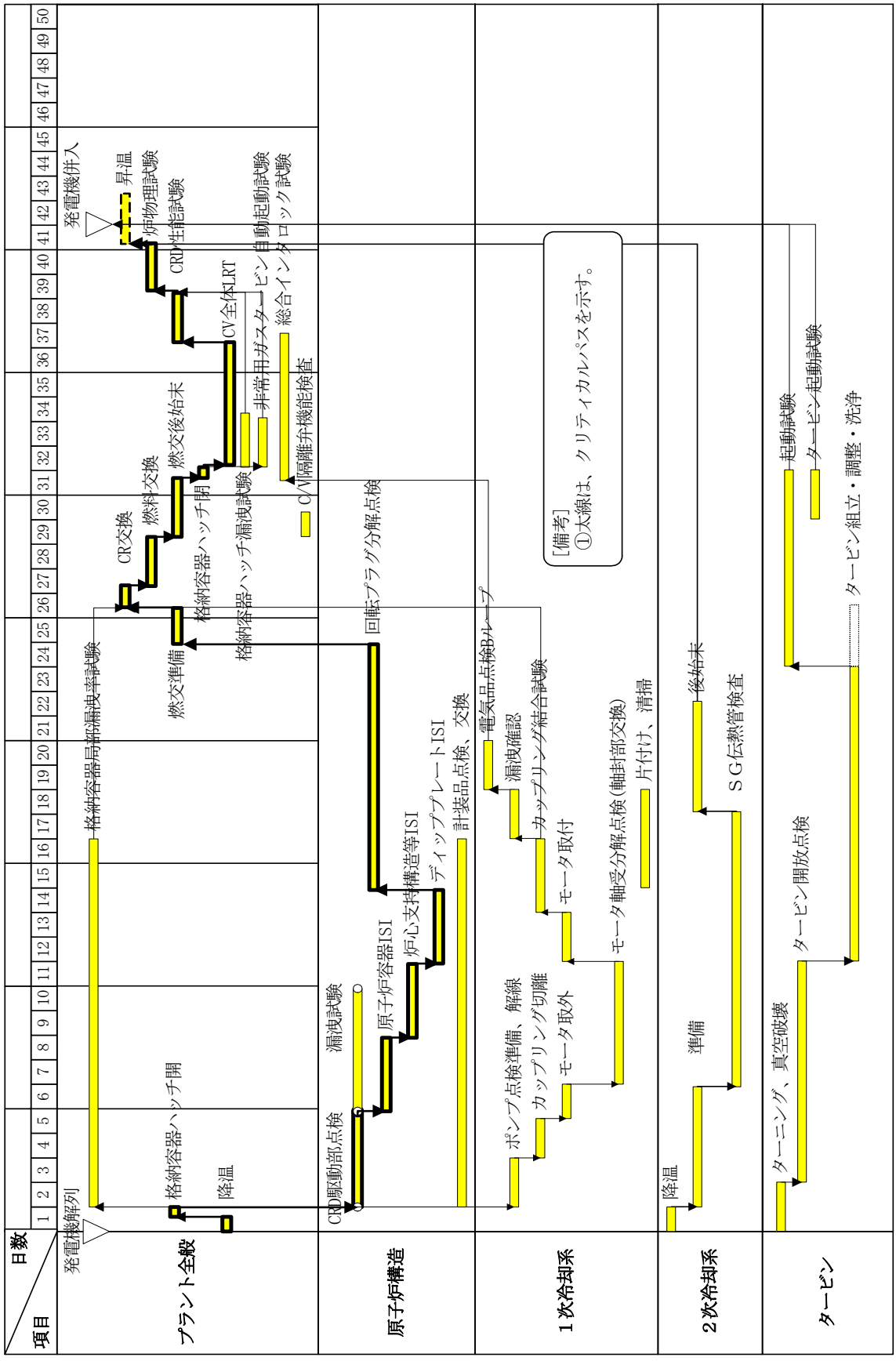


表 2.1.4.55　中型モジュール炉の定検期間（シリーズ定検）

①高内部転換型

標準定検＋標準外定検

日数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46
RV1 標準外	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×					
RV2 標準	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×															
タービン	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×															
出力(%)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	100	100	100	100	100

出力停止時間：36日

平均定検期間　３６日

②コンパクト型

標準定検＋標準定検（1回/3回）

日数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46
RV1 標準	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×															
RV2 標準	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	△							
タービン	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×															
出力(%)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	50	50	50	50	50	50	50	75	100	100	100	100	100	100	100

出力停止時間：34.75日

標準定検＋標準外定検（2回/3回）

日数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46
RV1 標準外	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×			
RV2 標準										×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×						
タービン										×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×						
出力(%)	50	50	50	50	50	50	50	50	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	50	50	50	100	100	100

出力停止時間：37日

平均定検期間
（34.75×１＋37×２）÷３≒３６日

凡例：
- × 停止
- △ 半日停止
- × 燃料交換

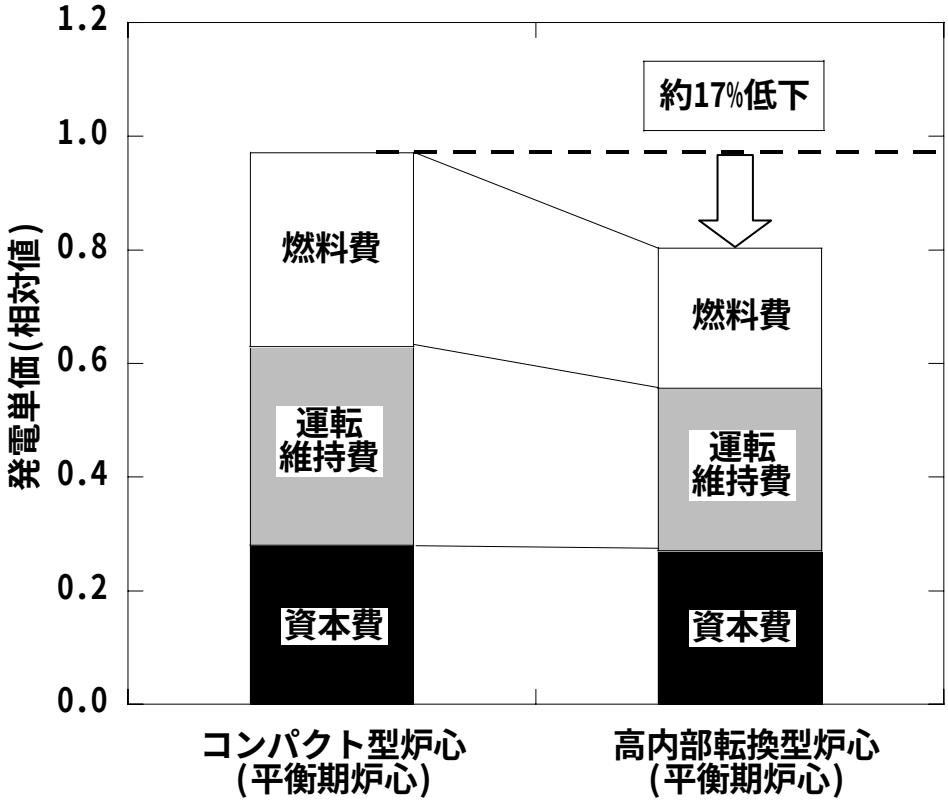


図 2.1.4.1　発電単価(概略評価値)の比較
(中型 MOX 燃料平衡期炉心)

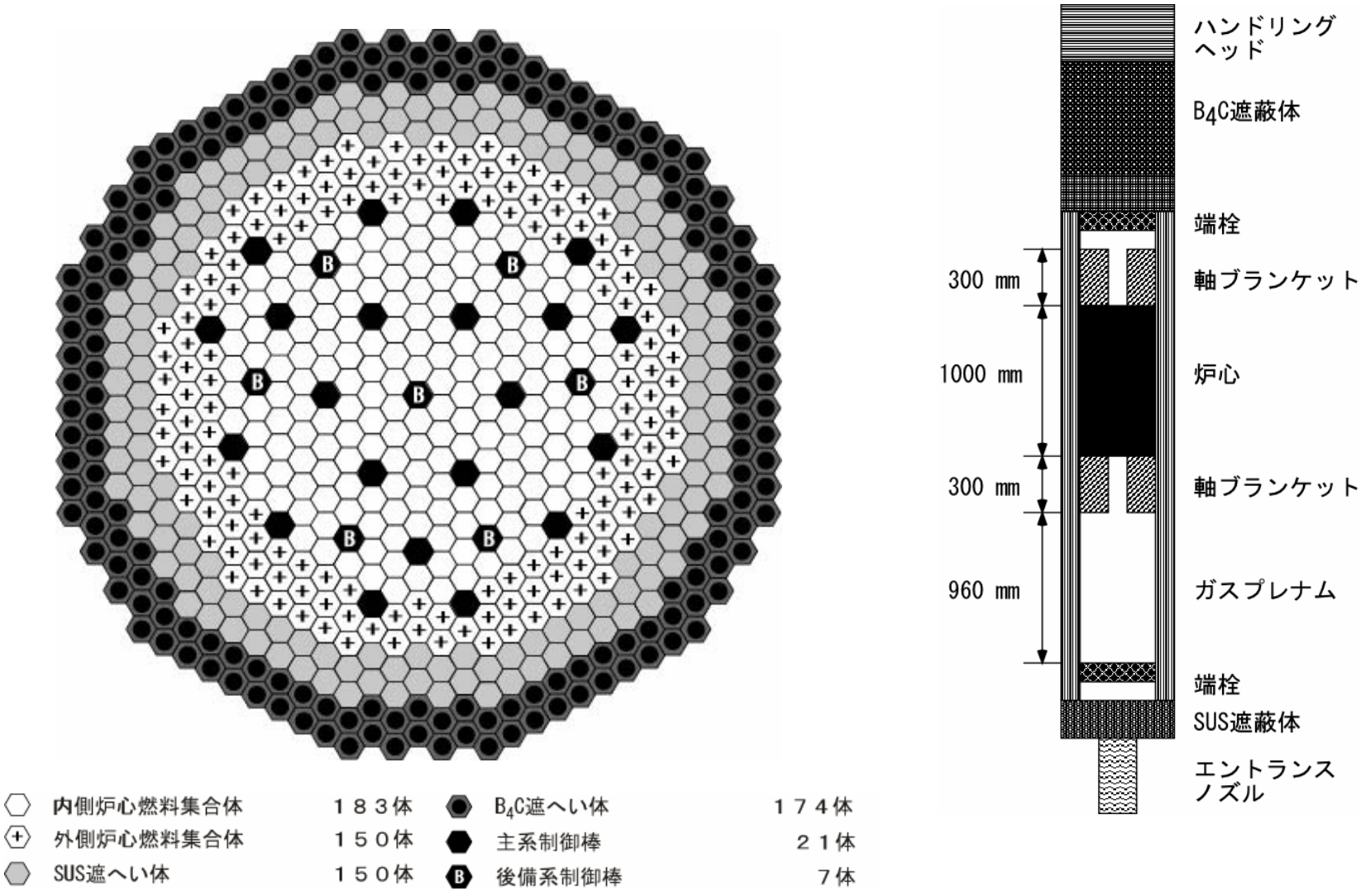
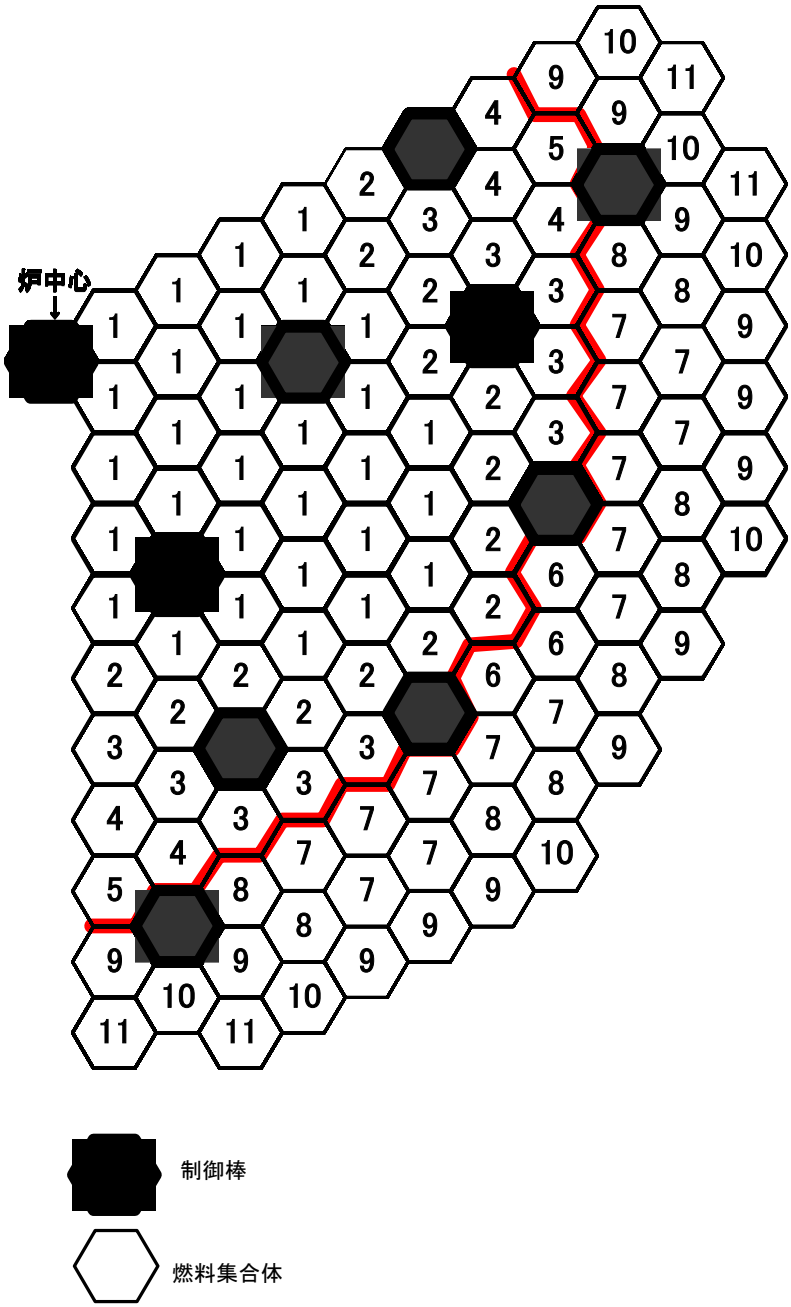
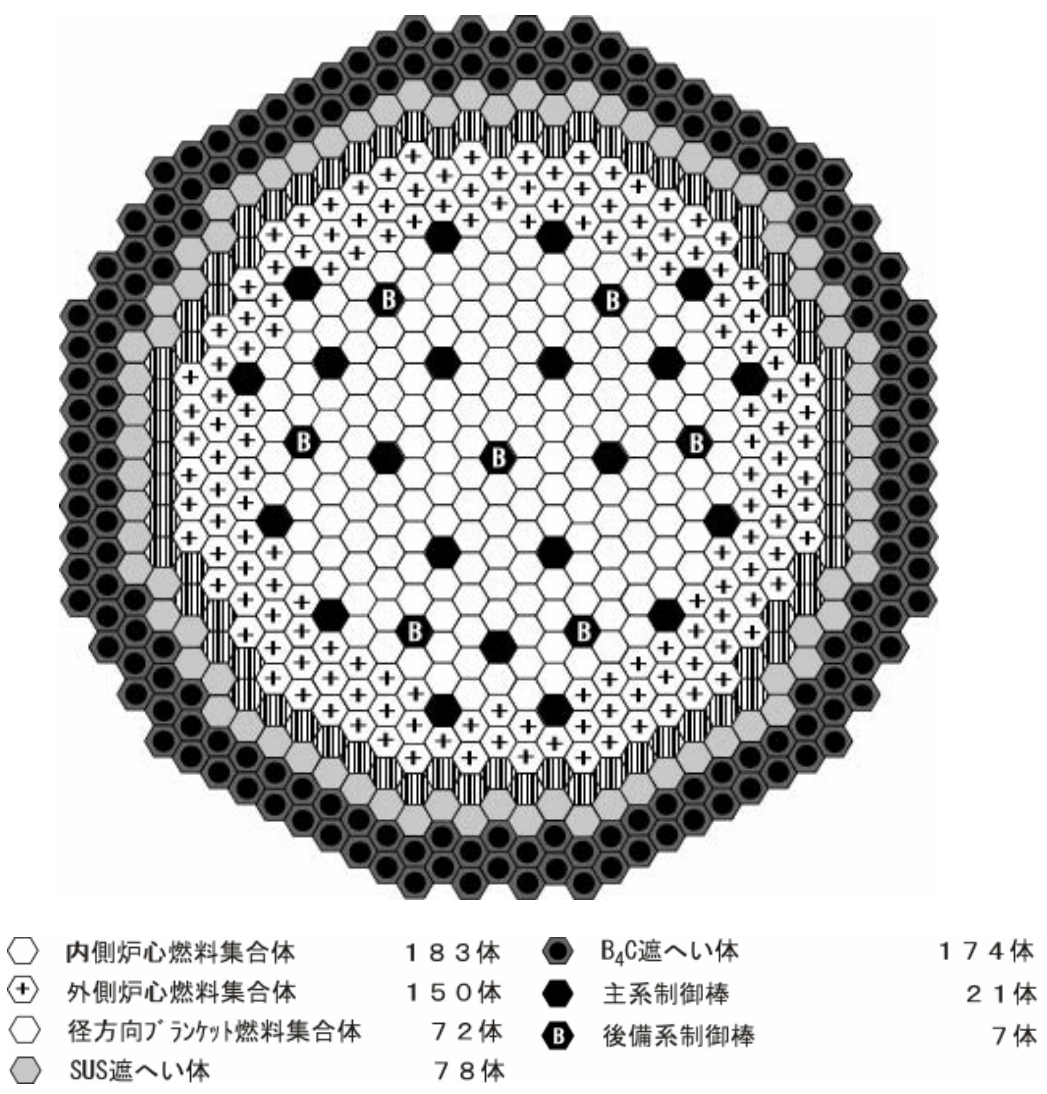


図 2.1.4.2　炉心配置（中型 MOX 燃料高内部転換型平衡期炉心）



流量領域NO.	集合体数	流量 (kg/s)
1	90	30.24
2	42	27.10
3	30	25.00
4	15	22.55
5	6	20.12
6	9	30.24
7	42	27.10
8	27	25.00
9	39	22.54
10	21	20.12
11	12	16.73
合計	333	8,656

図 2.1.4.3　流量領域区分図（中型 MOX 燃料高内部転換型平衡期炉心）



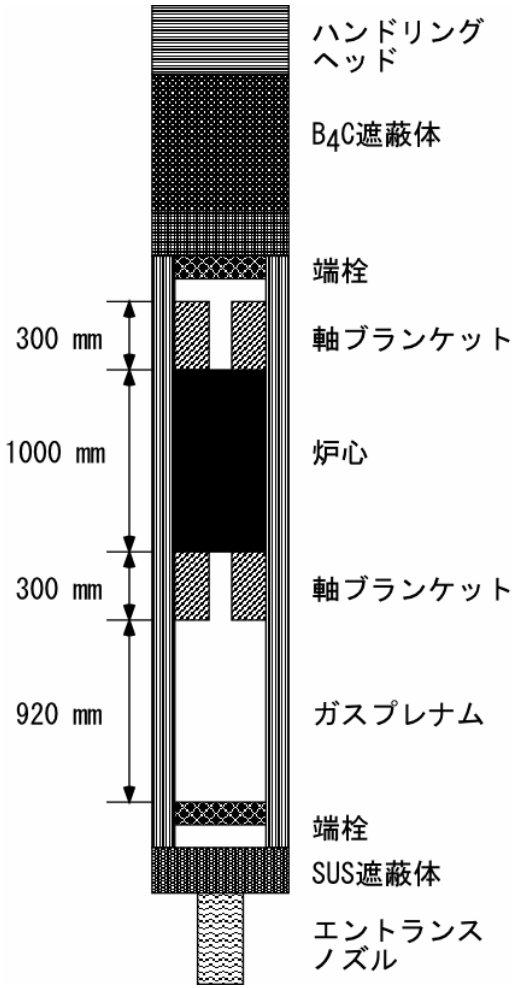


図 2.1.4.4　炉心配置（中型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心）

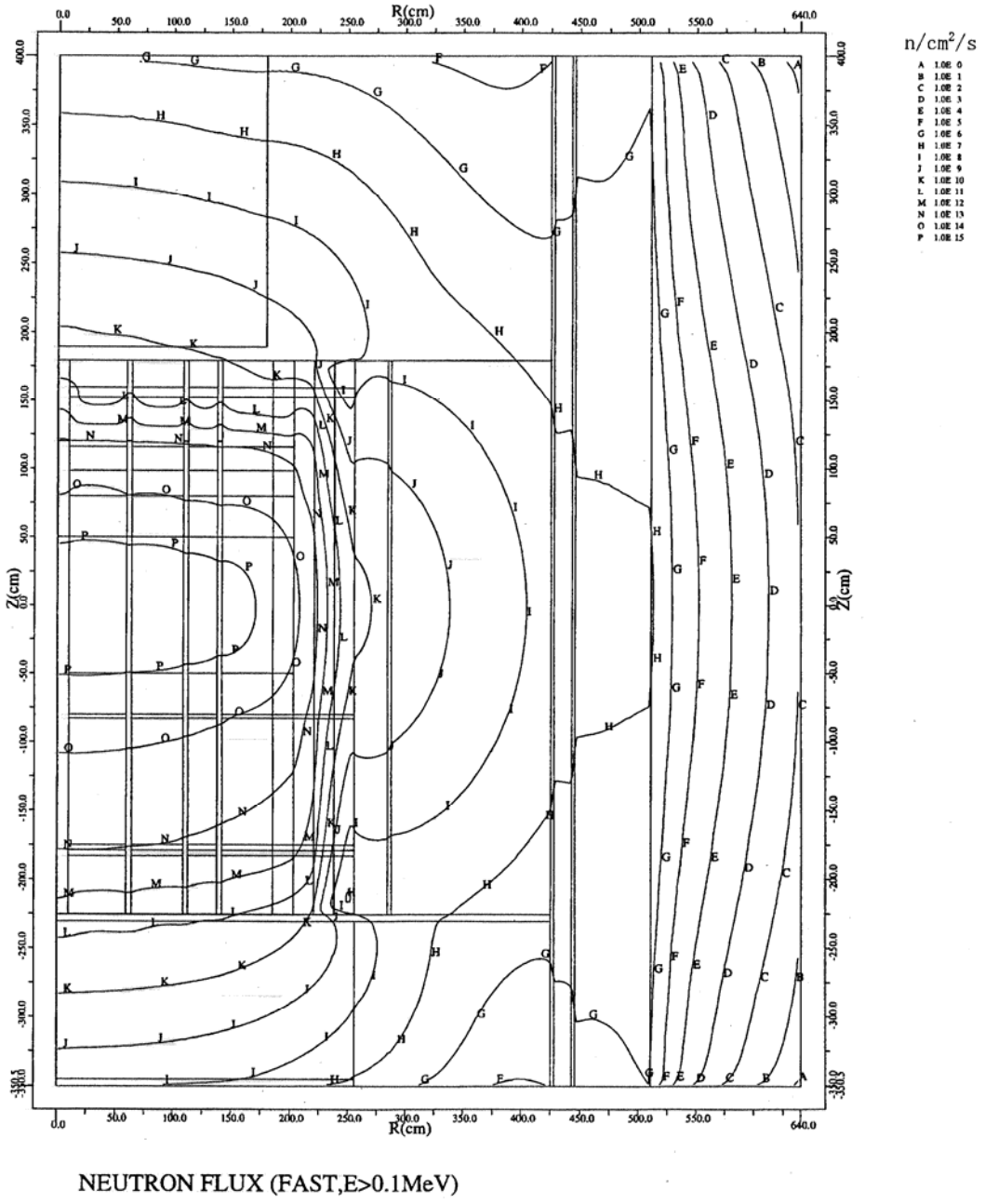


図 2.1.4.5　高速中性子束等高線図（中型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心）

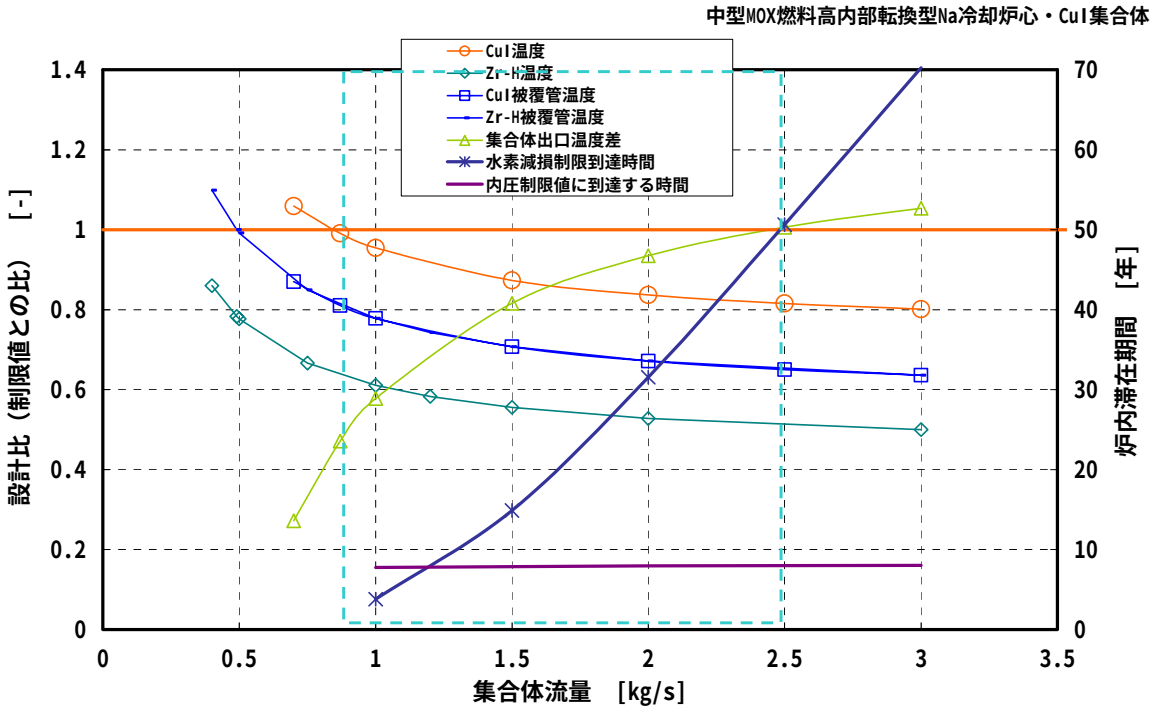


図 2.1.4.6　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係

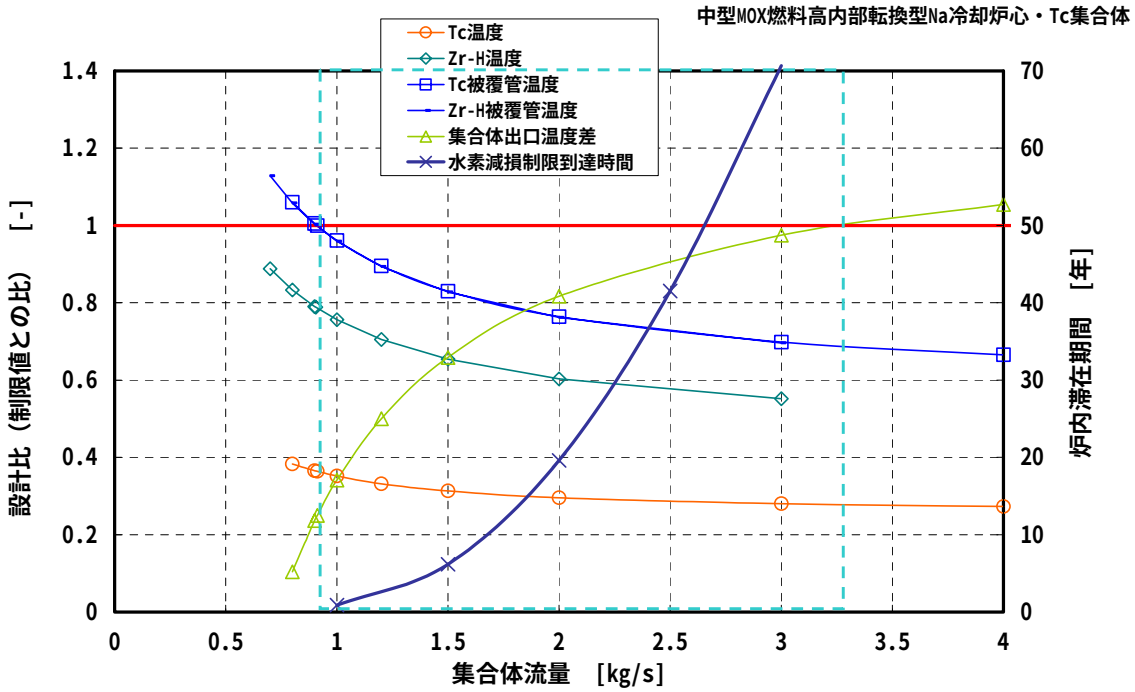


図 2.1.4.7　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と
炉内滞在期間の関係

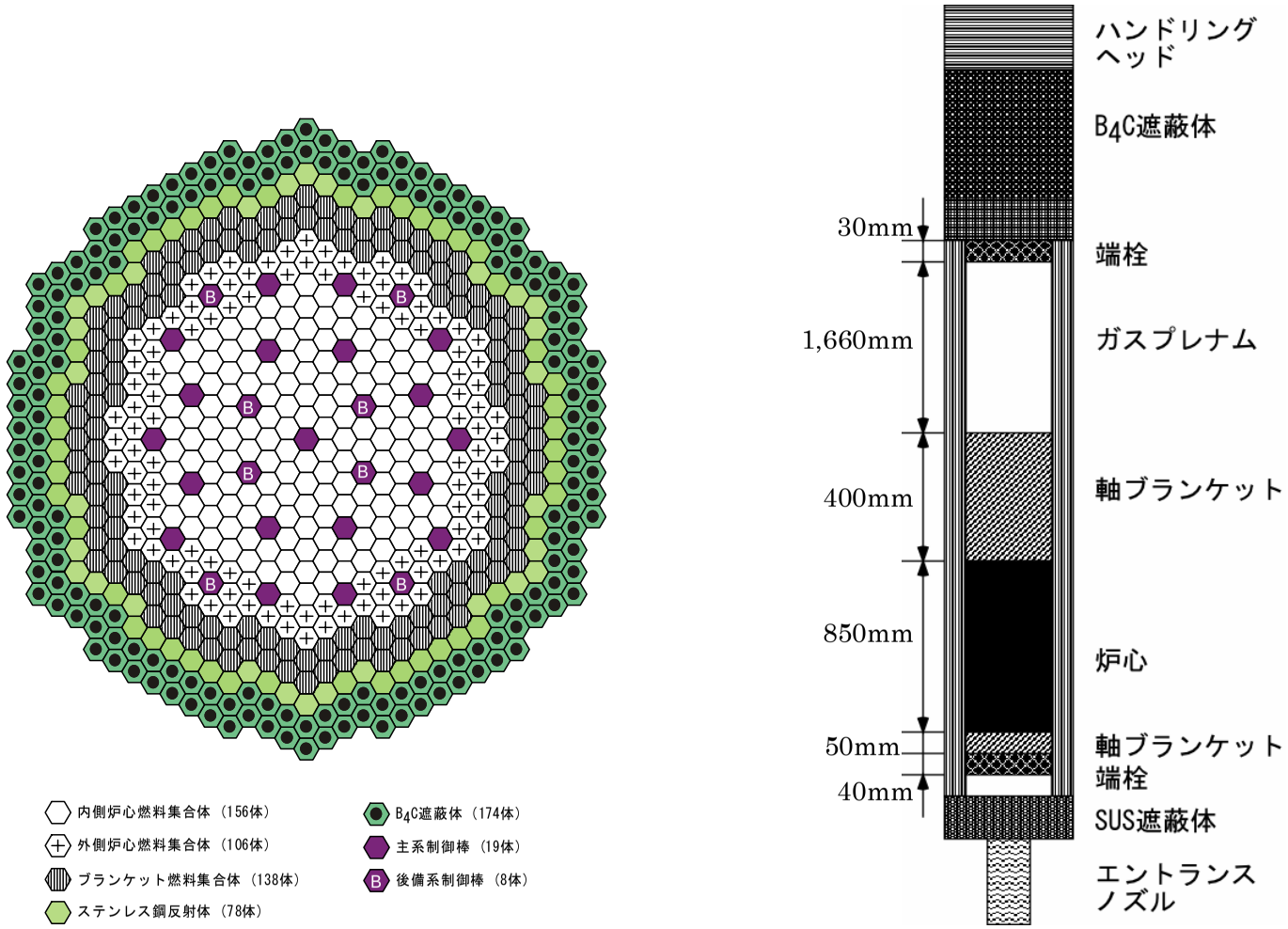


図 2.1.4.8　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化導入期炉心）

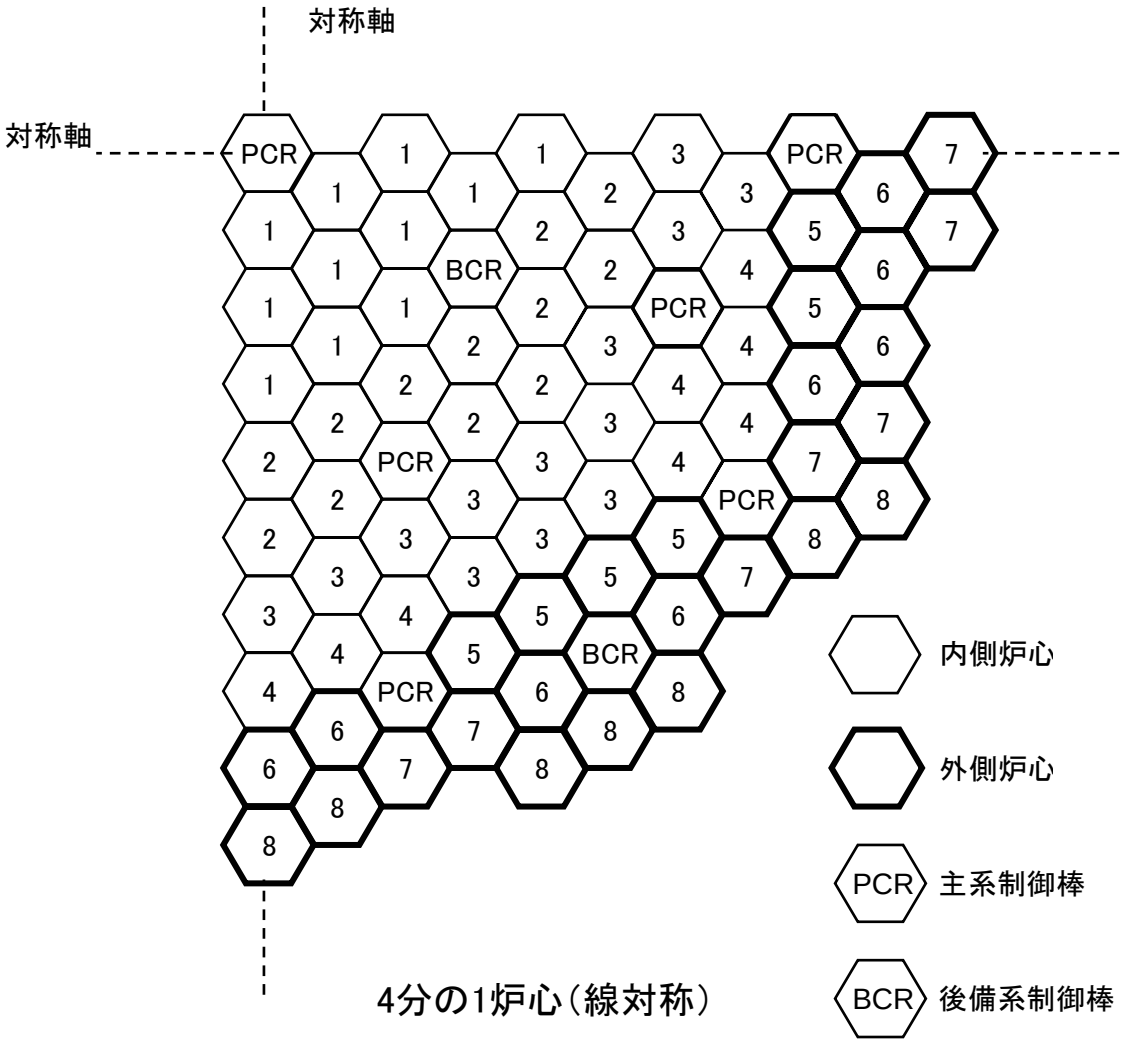


図 2.1.4.9　中型金属燃料コンパクト型炉心の流量配分領域図
（高燃焼度化導入期炉心）

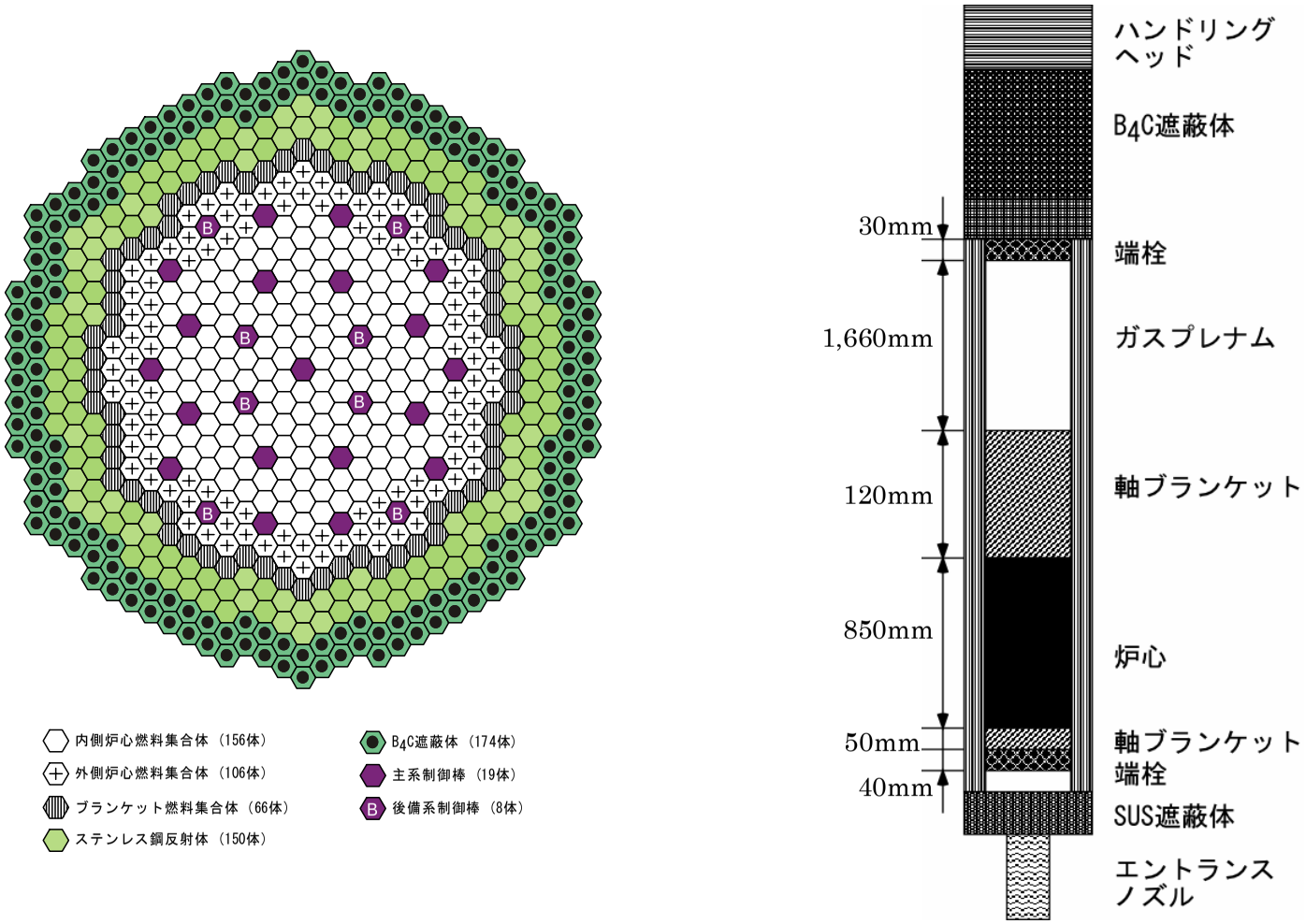


図 2.1.4.10　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高燃焼度化平衡期炉心）

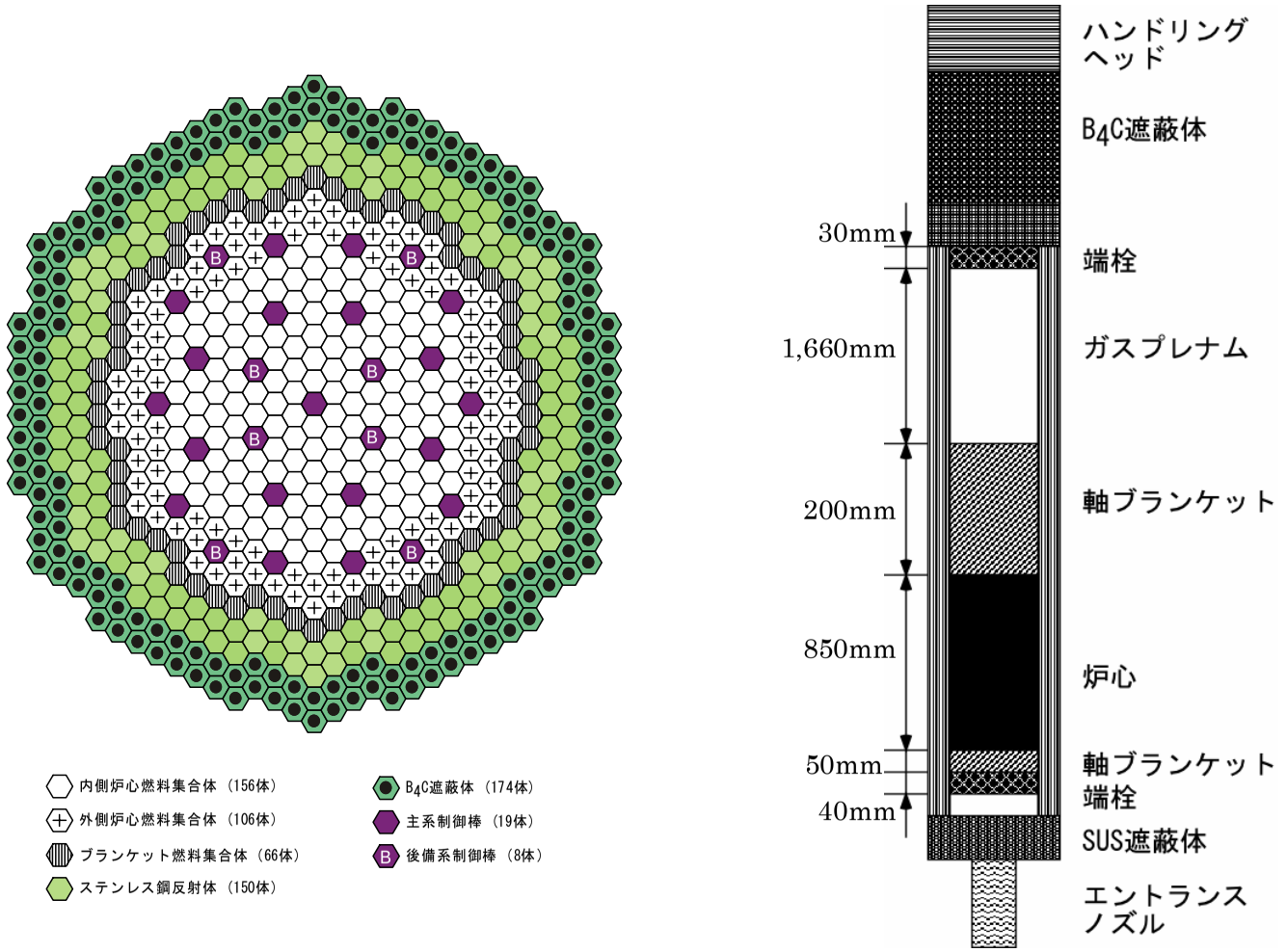


図 2.1.4.11　中型金属燃料コンパクト型炉心の炉心配置図（高速中性子照射量制限満足導入期炉心）

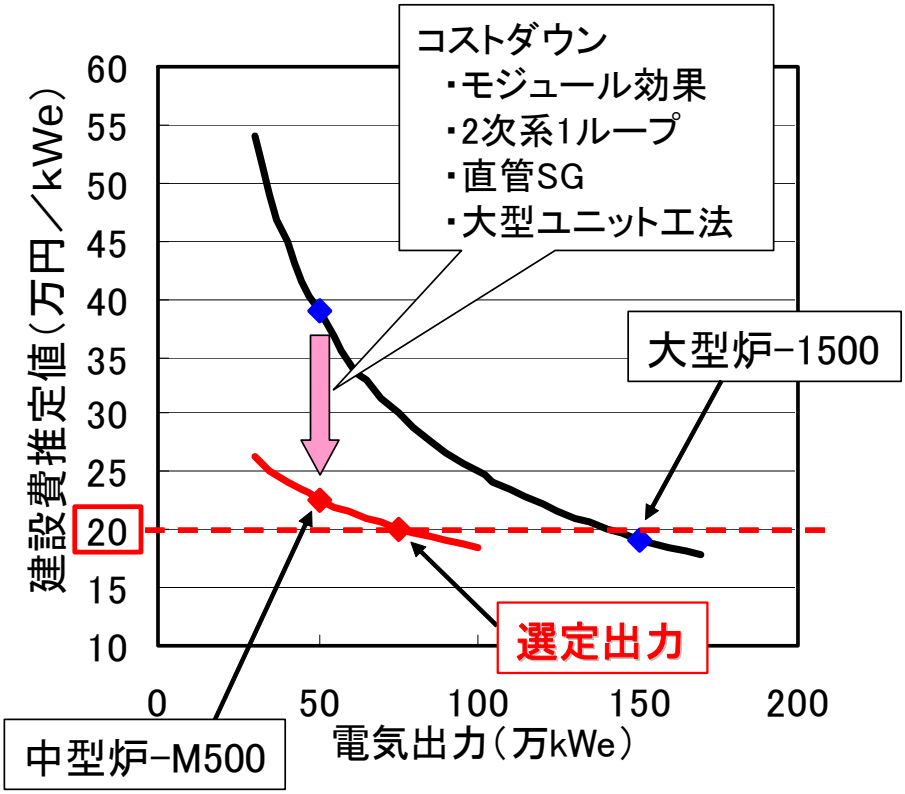
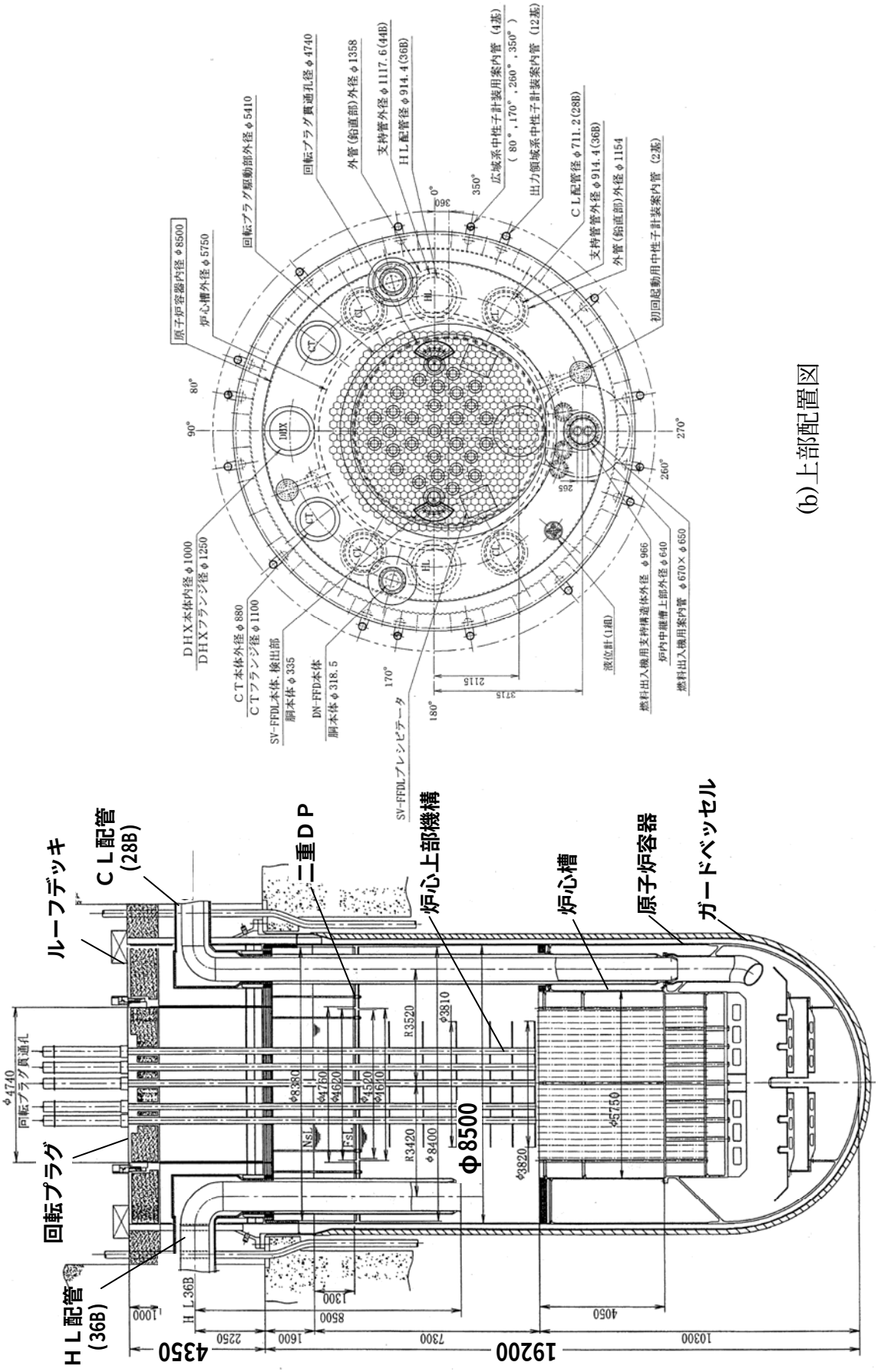


図 2.1.4.12　出力規模の選定



(a)立面図　　(b)上部配置図

図 2.1.4.13　ナトリウム冷却中型モジュール炉　原子炉構造

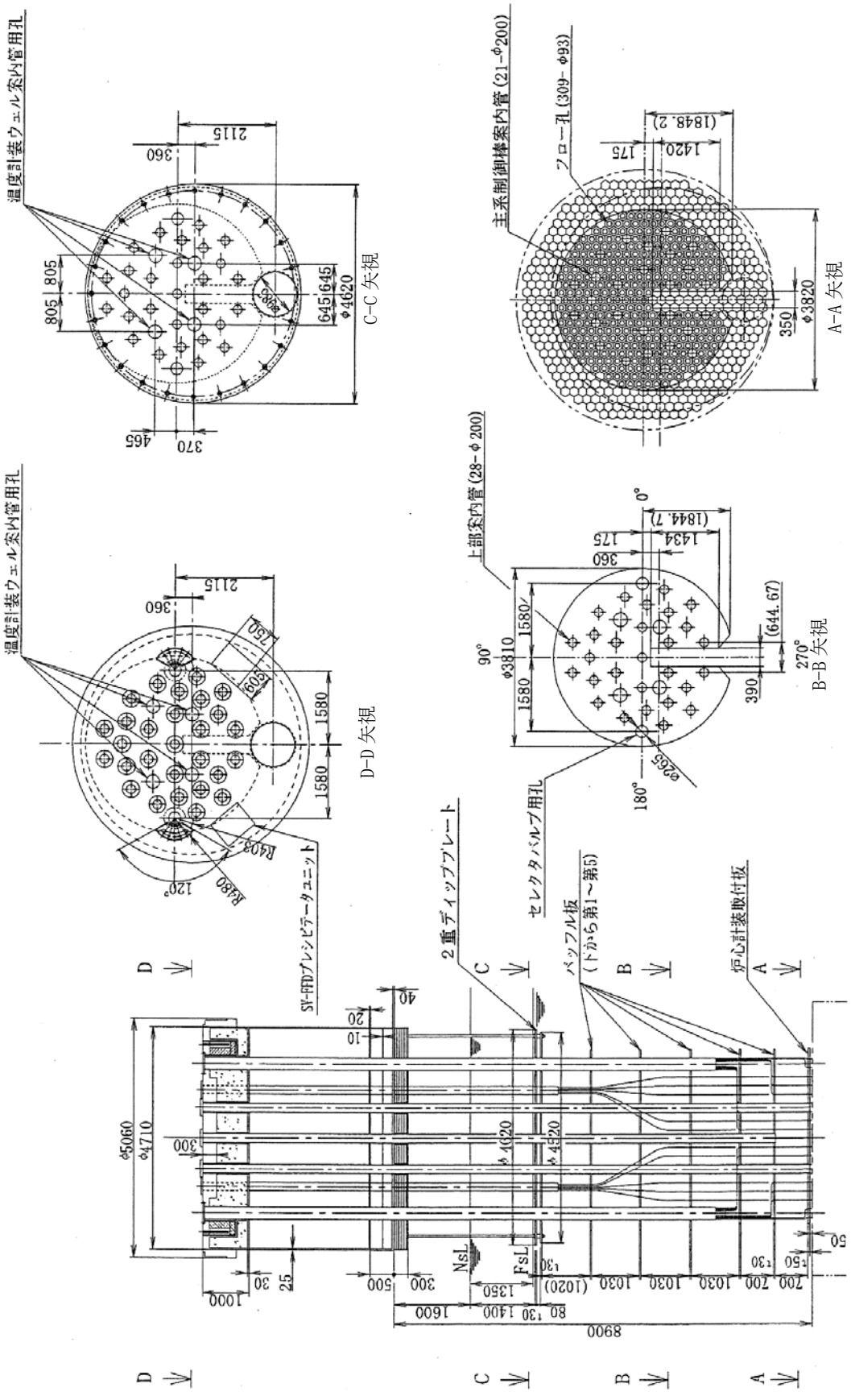
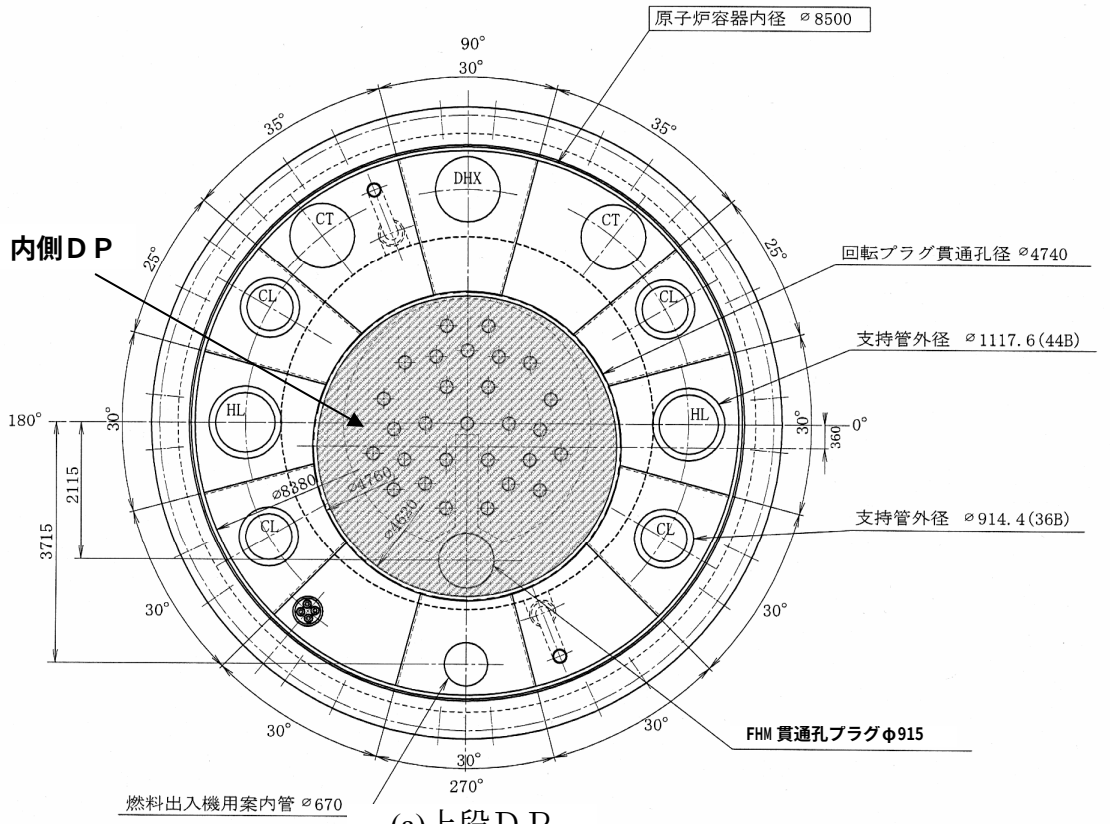
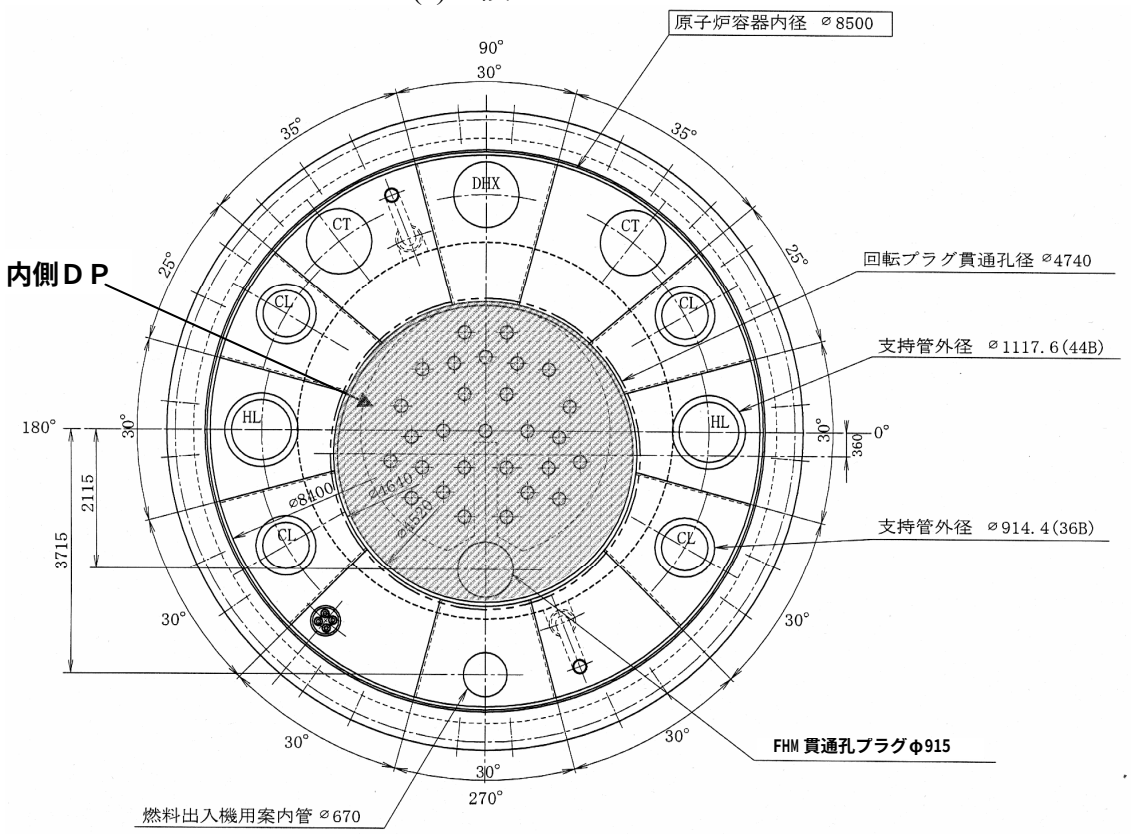


図 2.1.4.14　中型モジュール炉ＵＩＳ構造



(a)上段ＤＰ



(b)下段ＤＰ

図 2.1.4.15　二重ＤＰ平面図

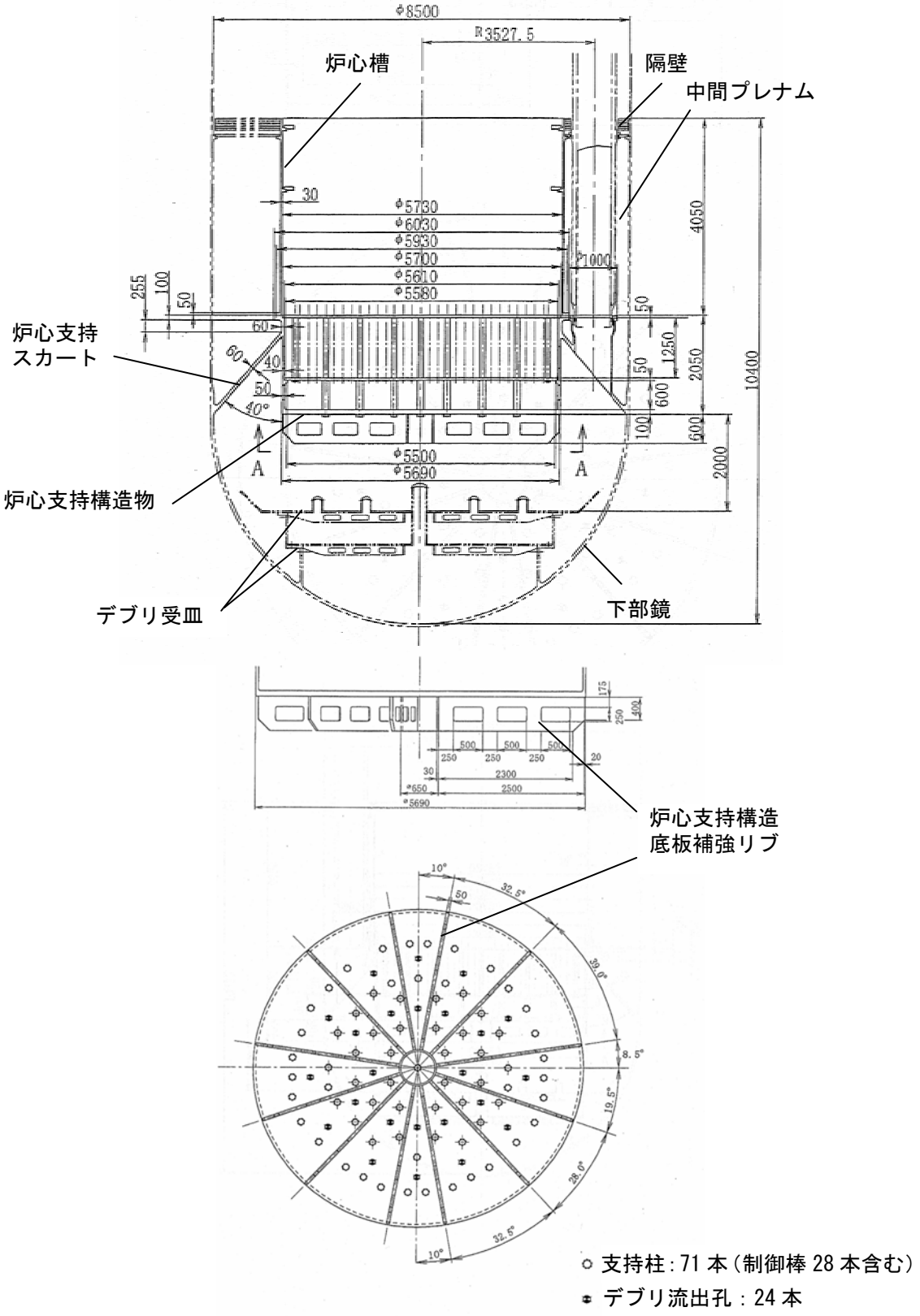


図 2.1.4.16　原子炉下部構造

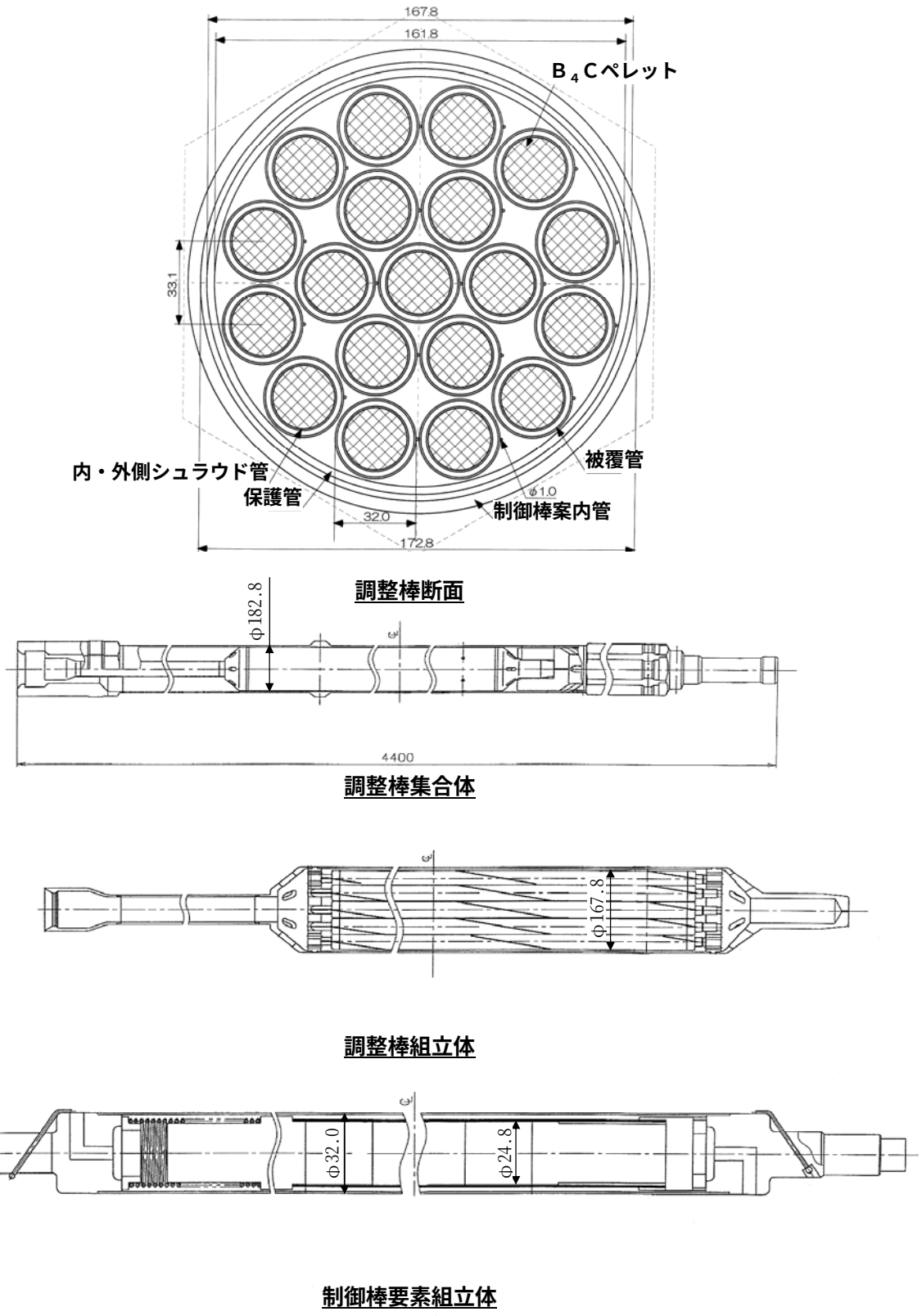
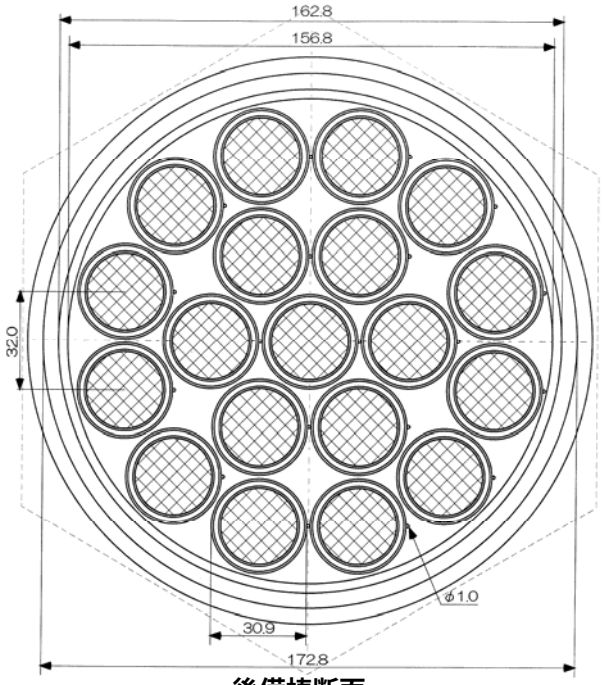
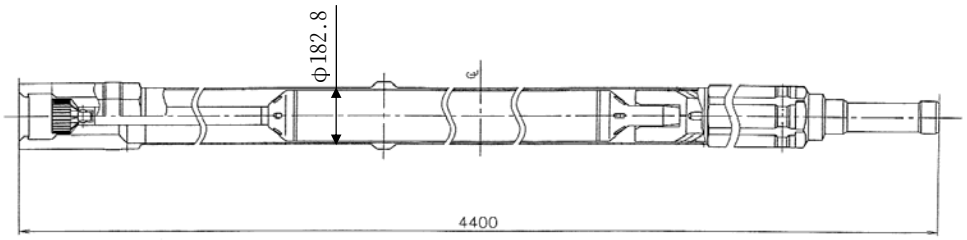


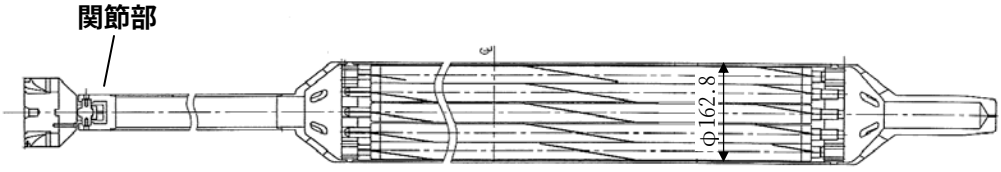
図 2.1.4.17　主炉停止系制御棒集合体



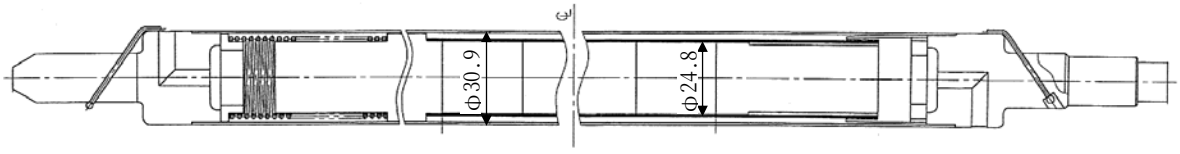
後備棒断面



後備棒集合体



後備棒組立体



制御棒要素組立体

図 2.1.4.18　後備炉停止系制御棒集合体

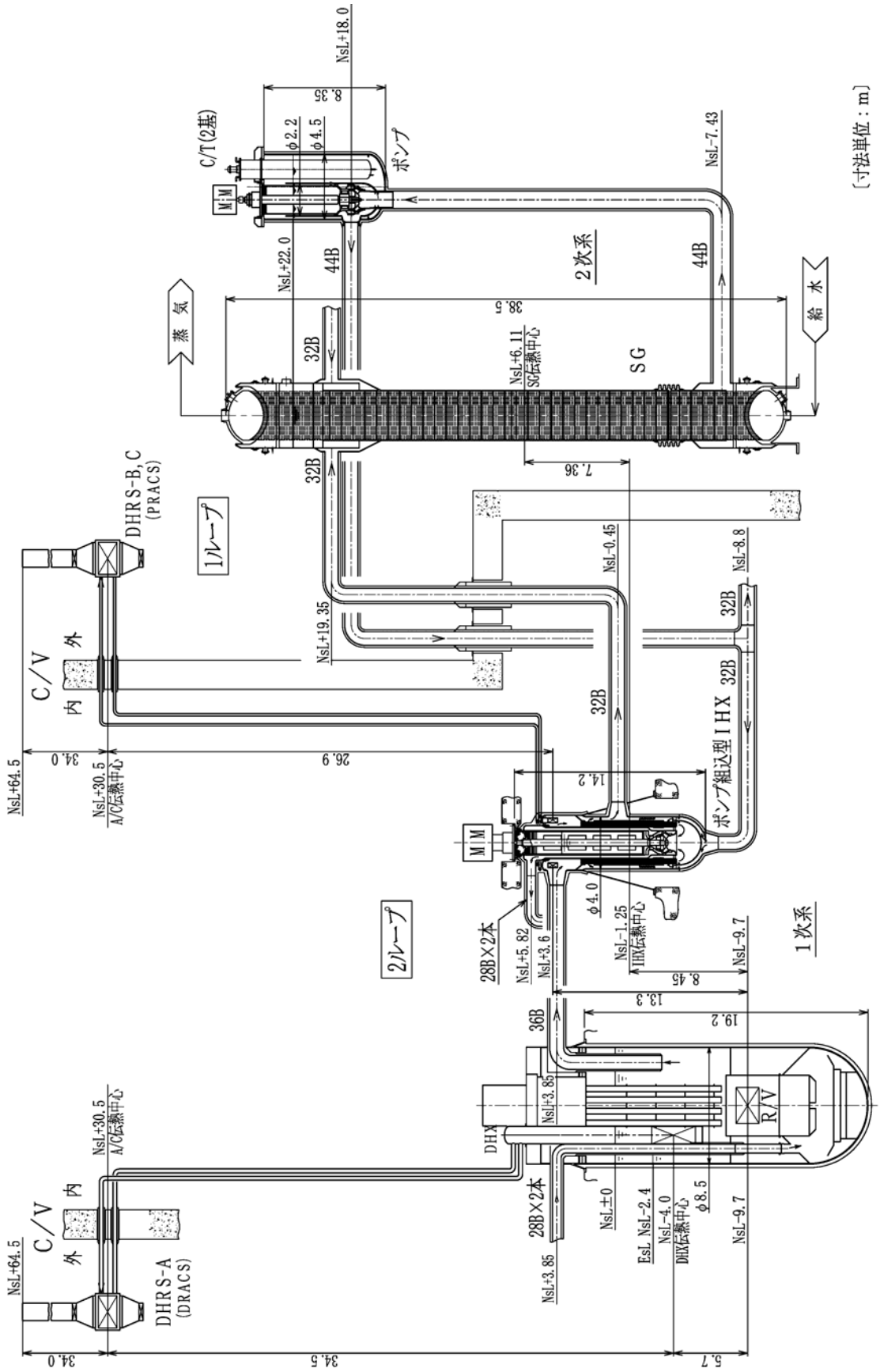


図 2.1.4.19 原子炉冷却系　系統構成図

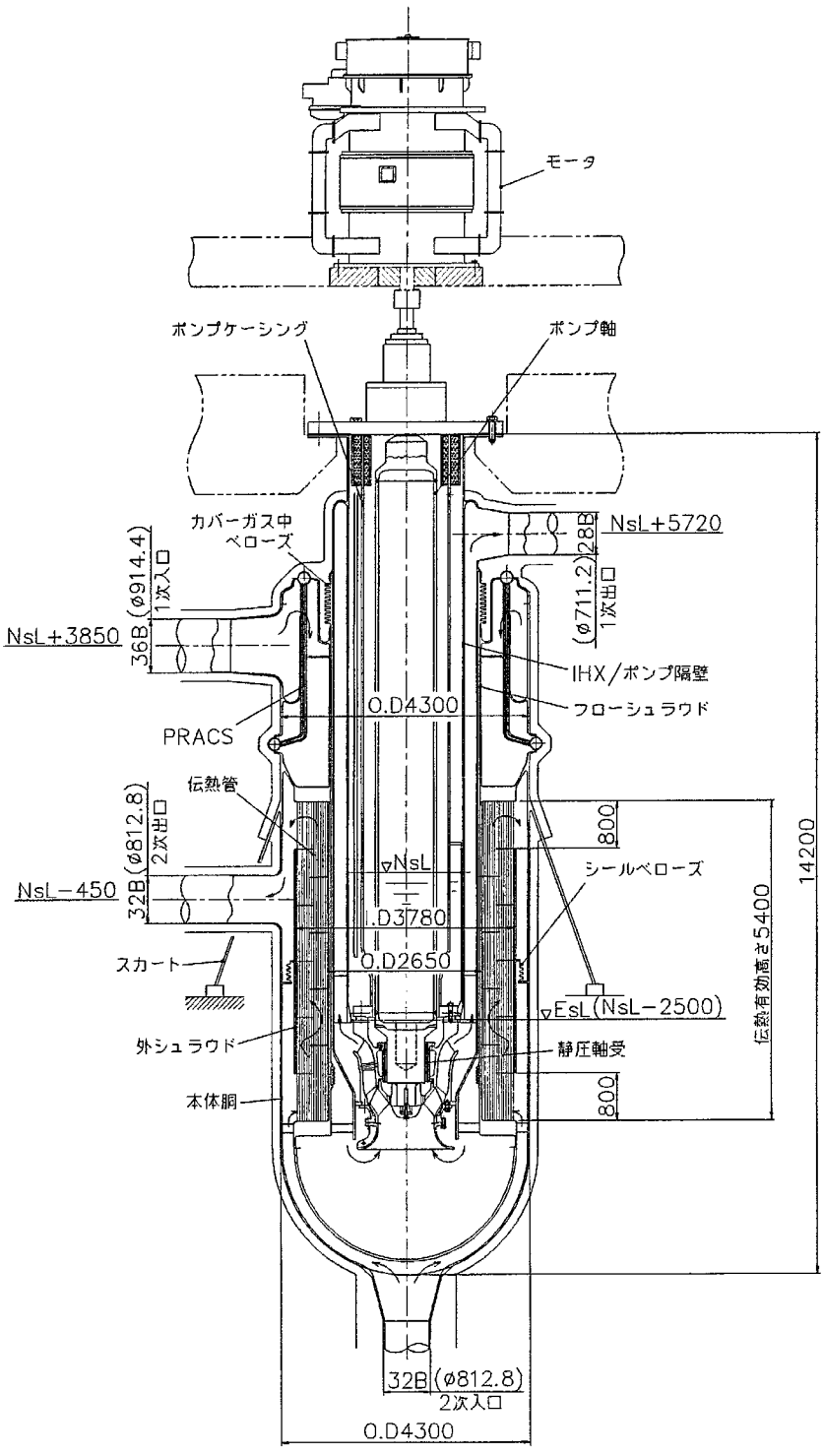


図 2.1.4.20 ポンプ組込型中間熱交換器 概念図

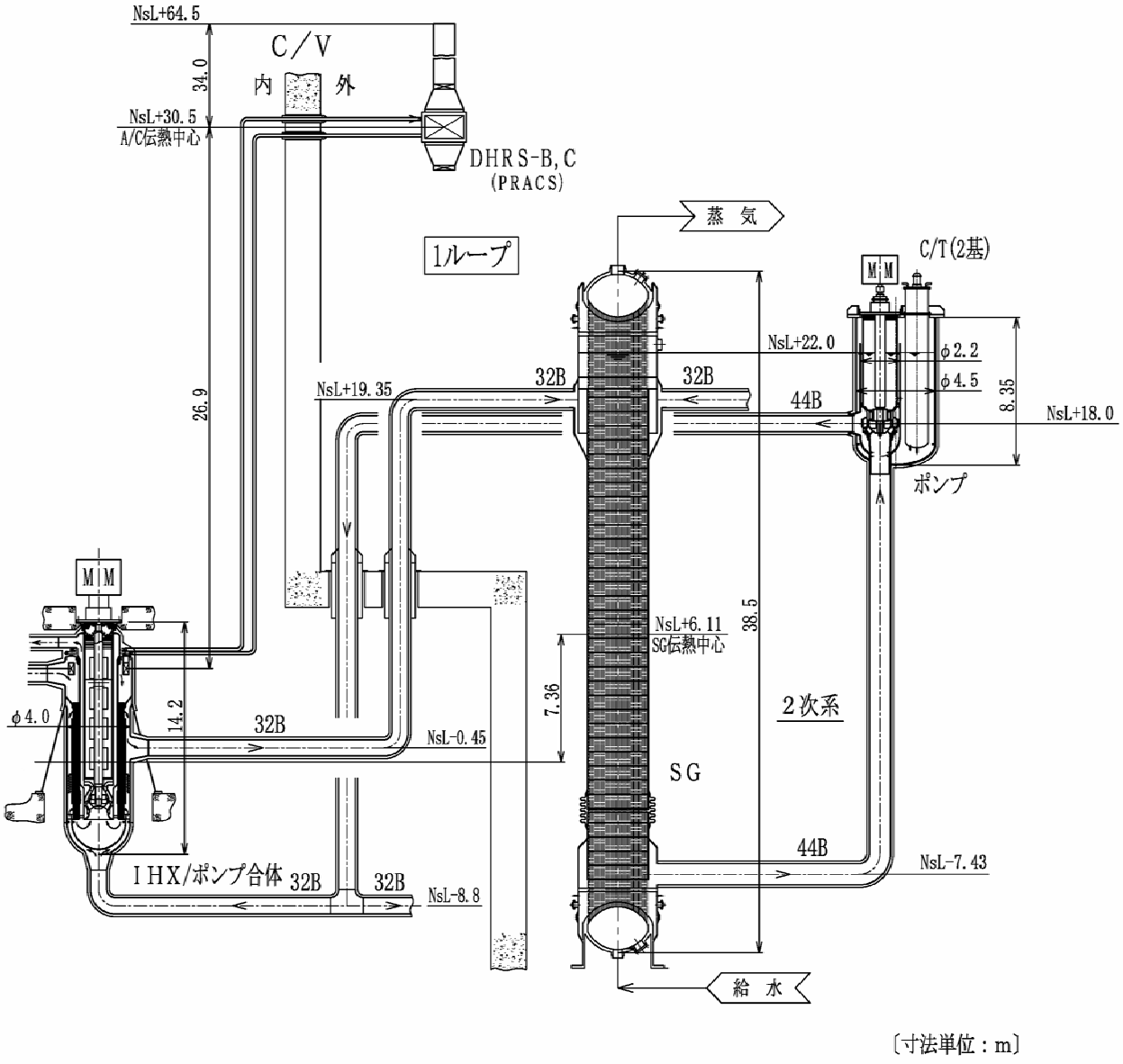


図 2.1.4.21　中型炉２次冷却系系統図

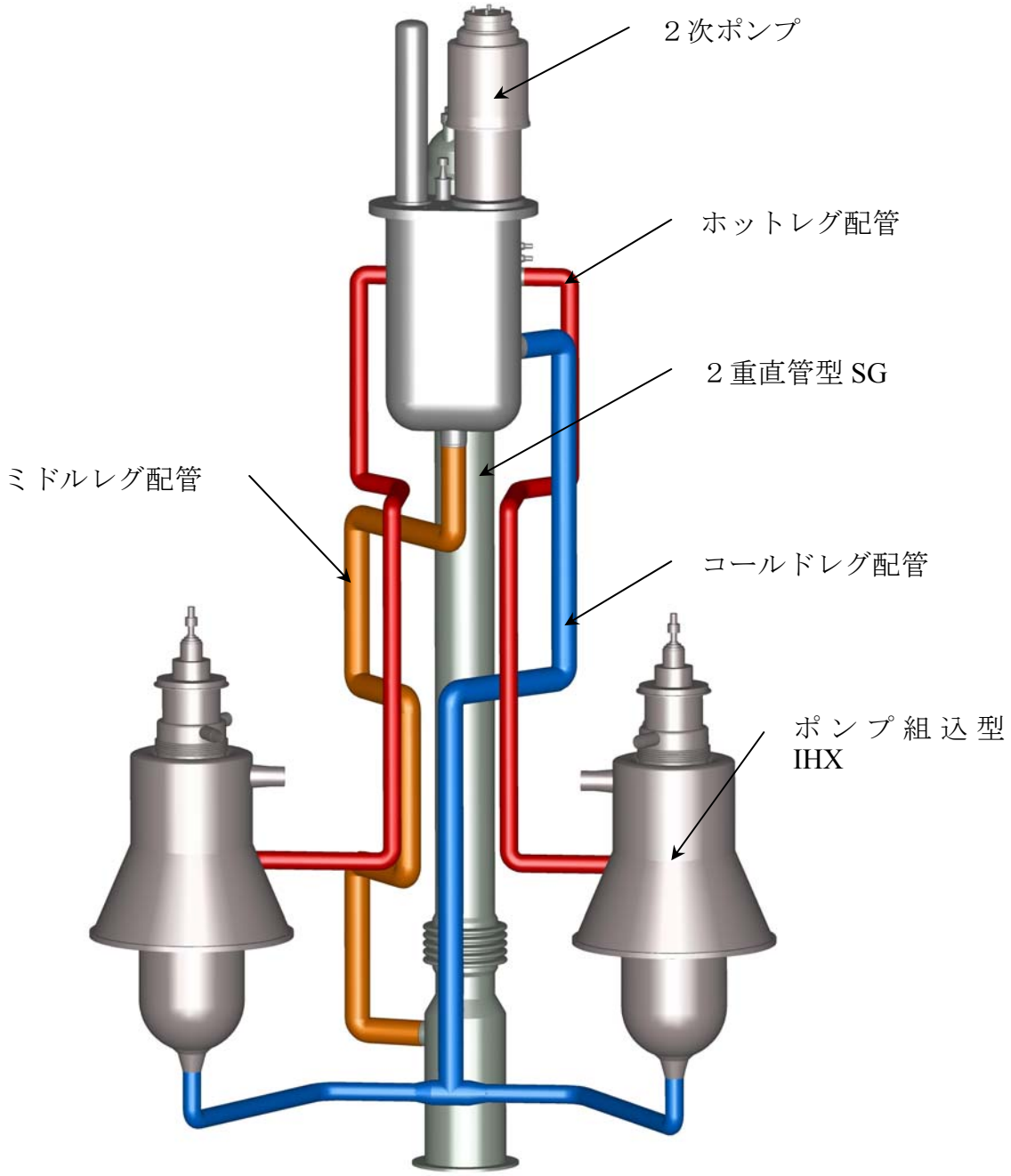
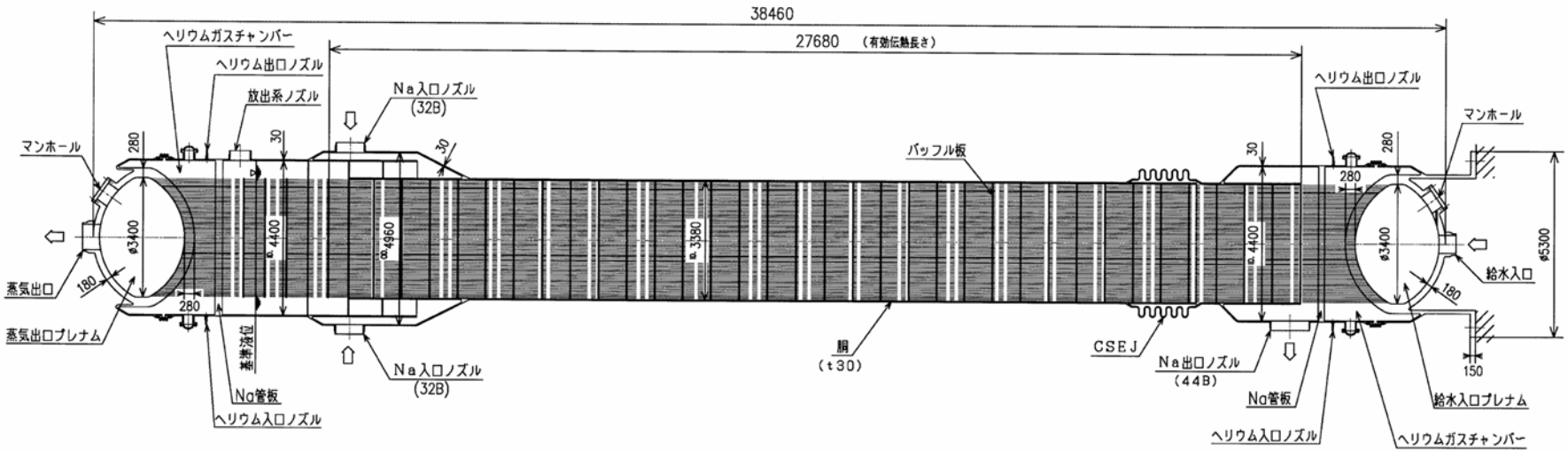
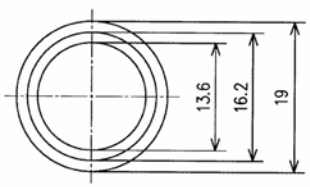


図 2.1.4.22　　中型炉２次冷却系鳥瞰図



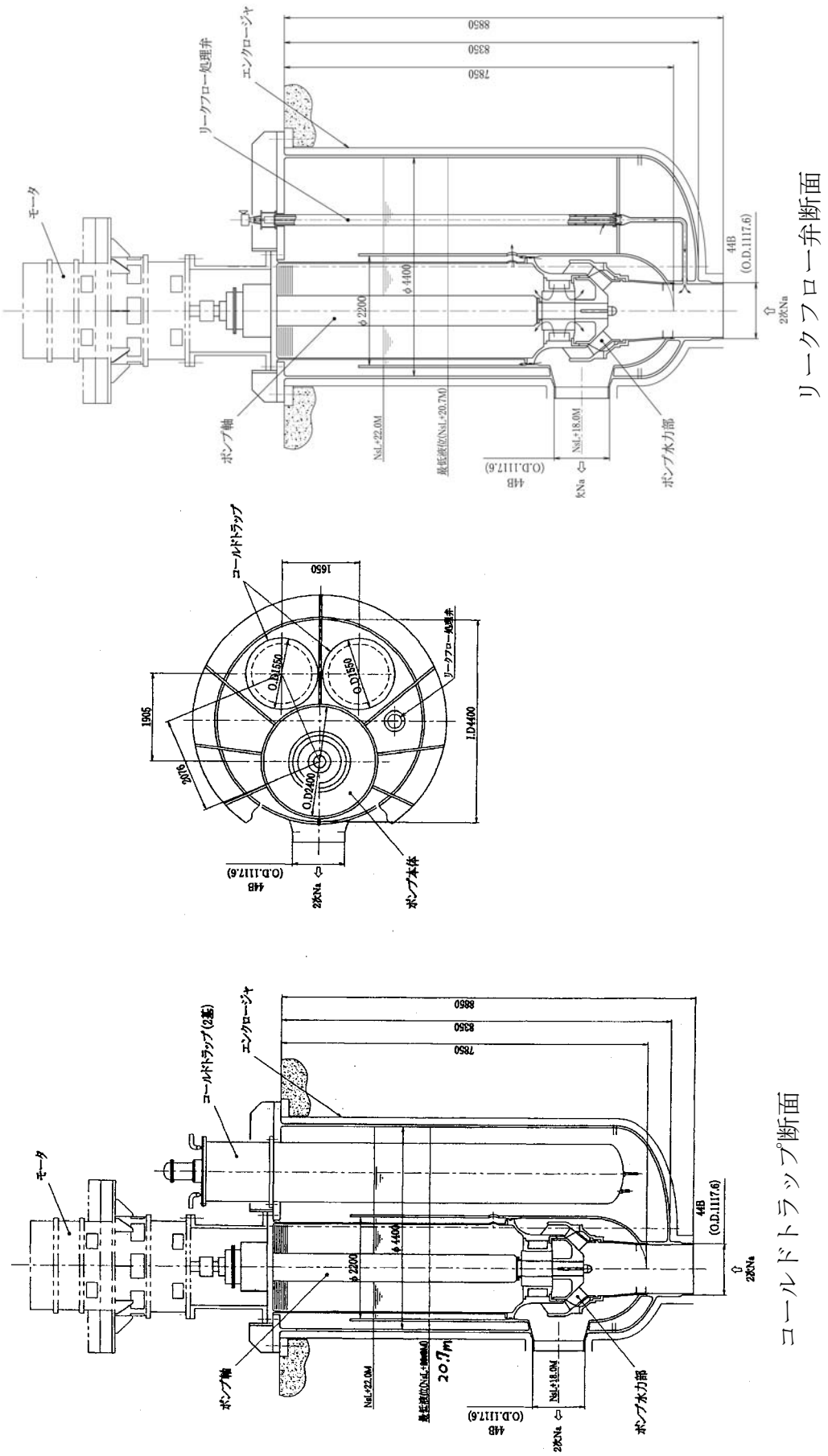


伝熱管断面図

ＳＧ仕様

形　式	縦置有液面直管型	
管内流体	水・蒸気	
管外流体	ナトリウム	
交換熱量	1785MWt	
伝熱面積	11520m²	
伝熱管	外径（内管／外管）	16.2／19mm
	肉厚（内管／外管）	1.3／1.4mm
	有効伝熱管平均長さ	27.68m
	本　数	6970本
	管ピッチ（軸／径）	38mm
定格流量	水・蒸気側	2.84×10^{6}kg/hr
	ナトリウム側	2.73×10^{7}kg/hr
定格温度	給水入口	233℃
	蒸気出口	497℃(17.2MPa)
	ナトリウム入口	520℃
	ナトリウム出口	335℃
材　質	12Cr鋼	

図2.1.4.23　　２重管ＳＧの構造概念図



リークフロー弁断面

コールドトラップ断面

図2.1.4.24　２次系ポンプ構造概念図

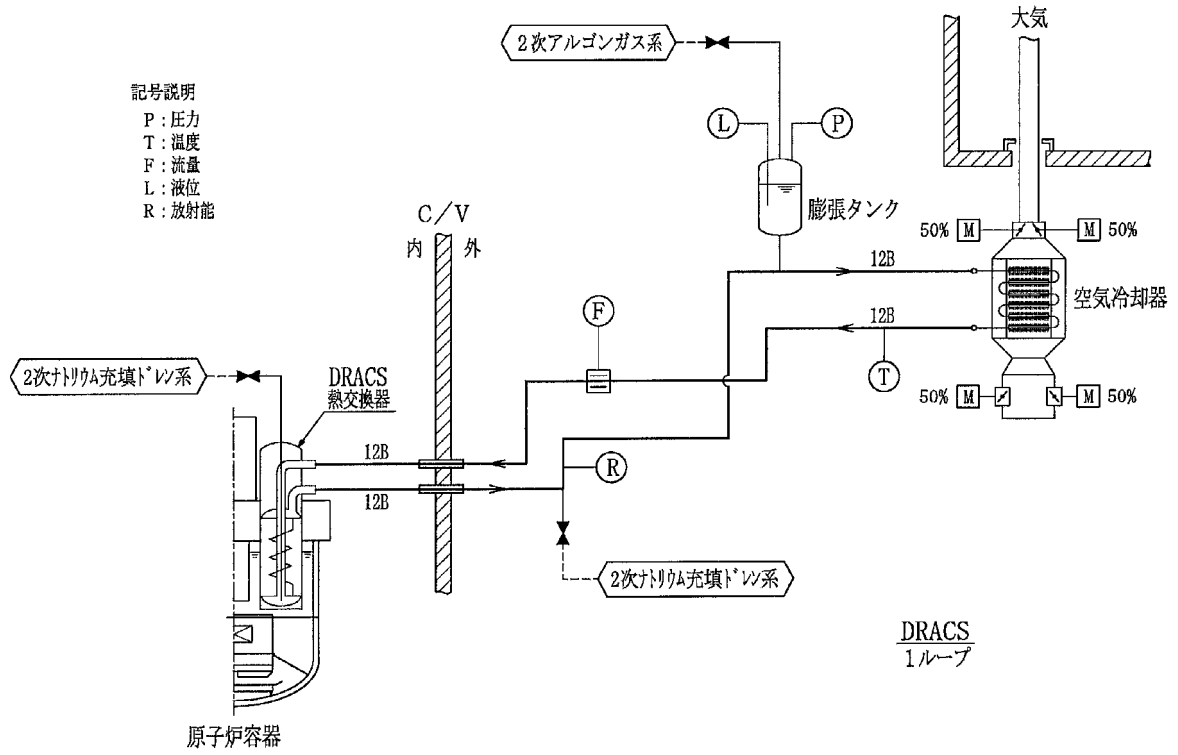


図 2.1.4.25　　DRACS 系統概念図

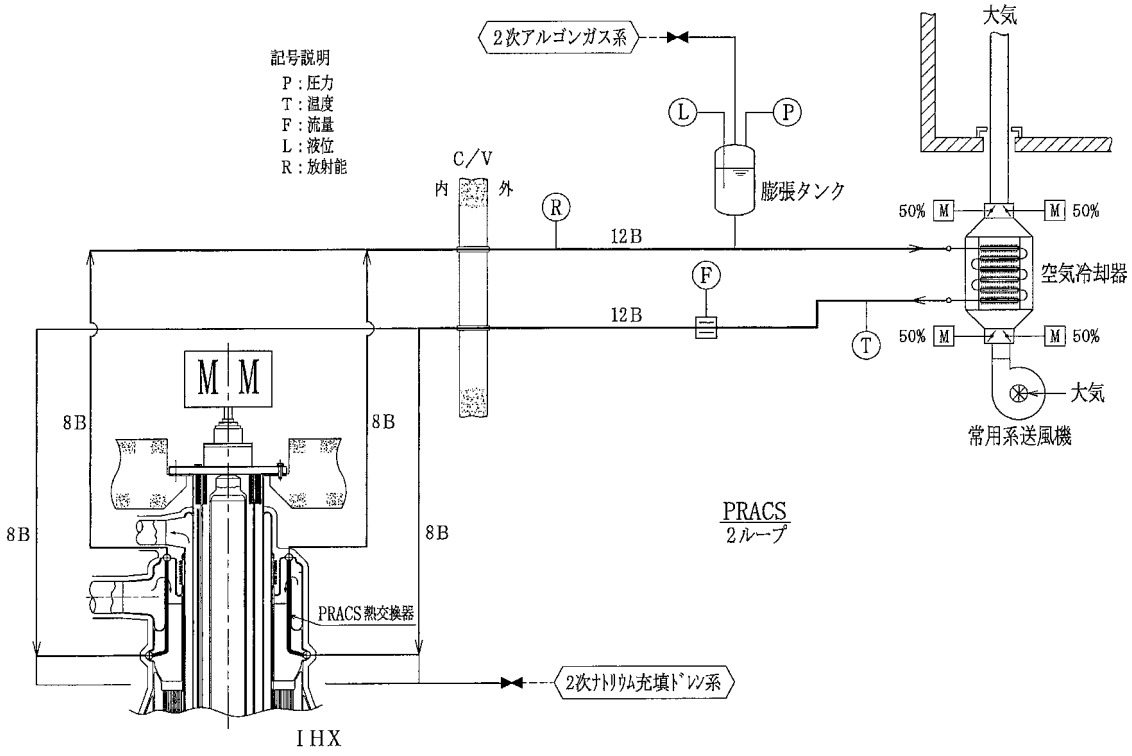


図 2.1.4.26　　PRACS 系統概念図

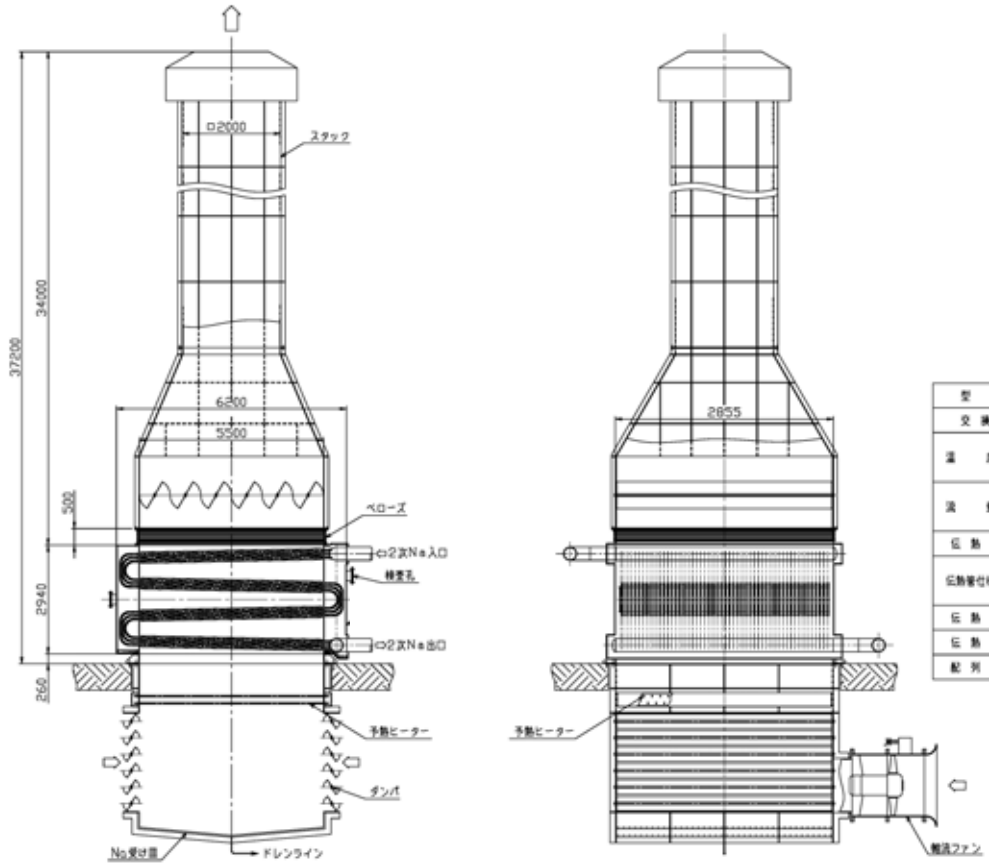


図 2.1.4.27　　PRACS 空気冷却器構造概念

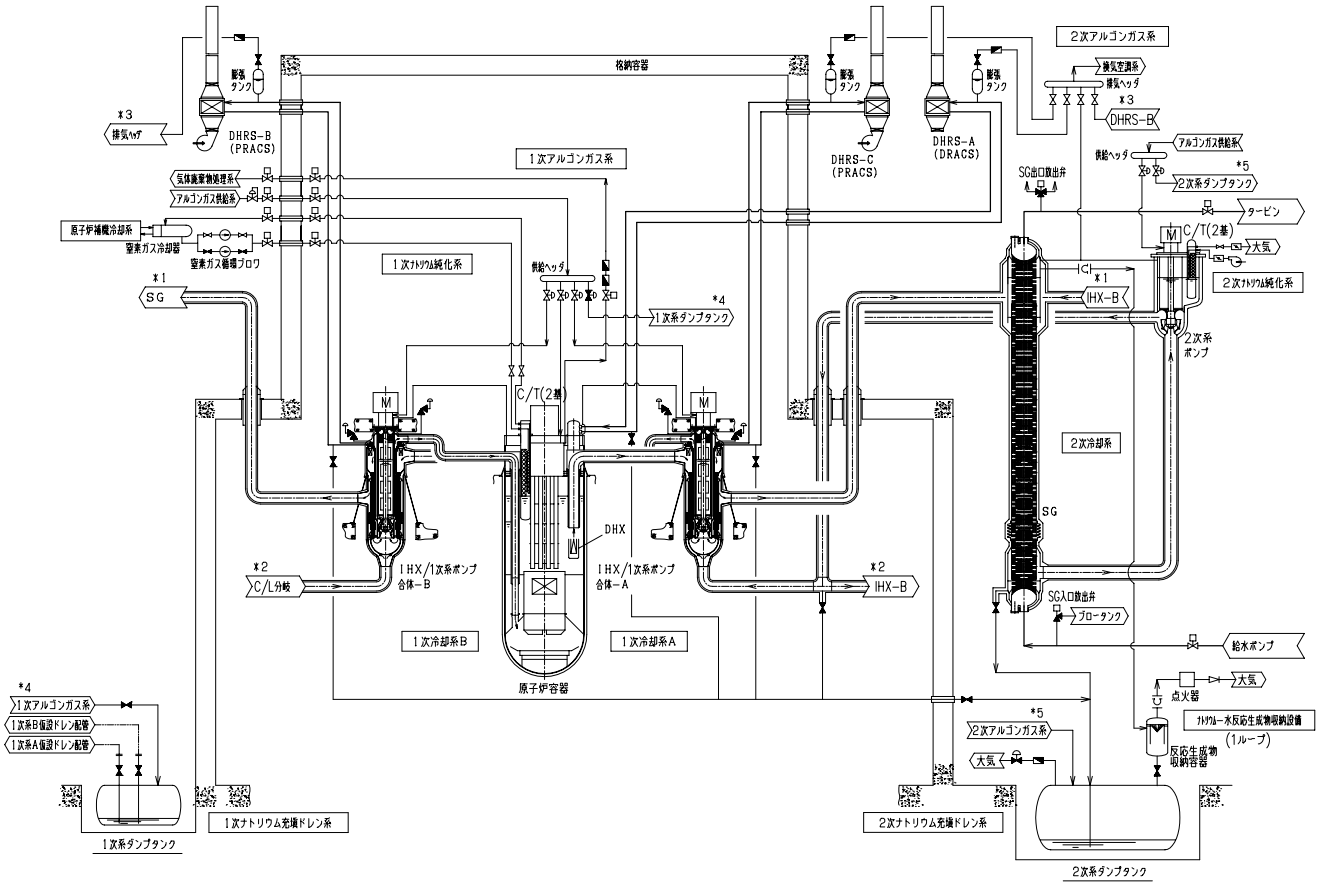


図 2.1.4.28　　補助ナトリウム系設備の系統構成

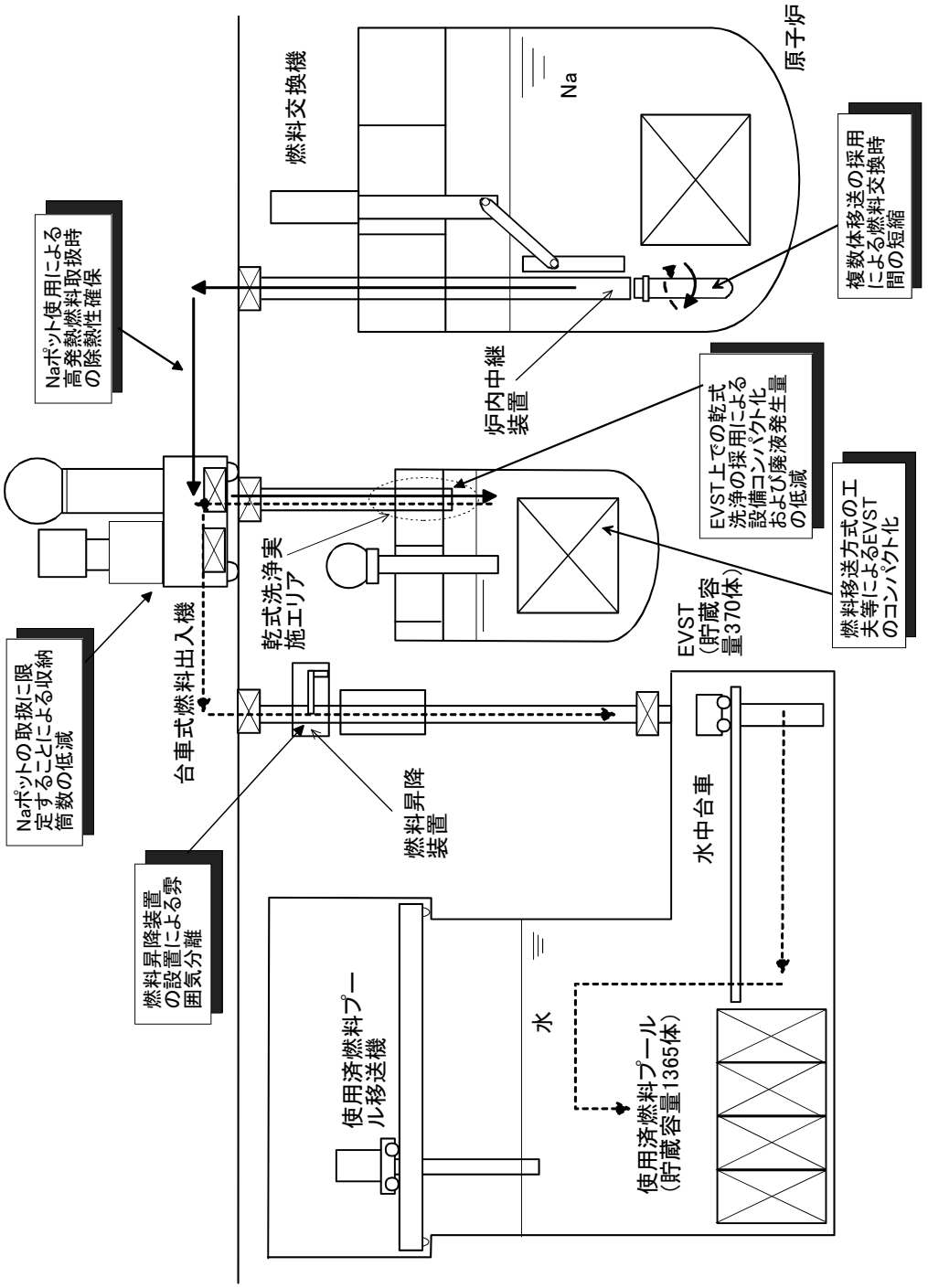
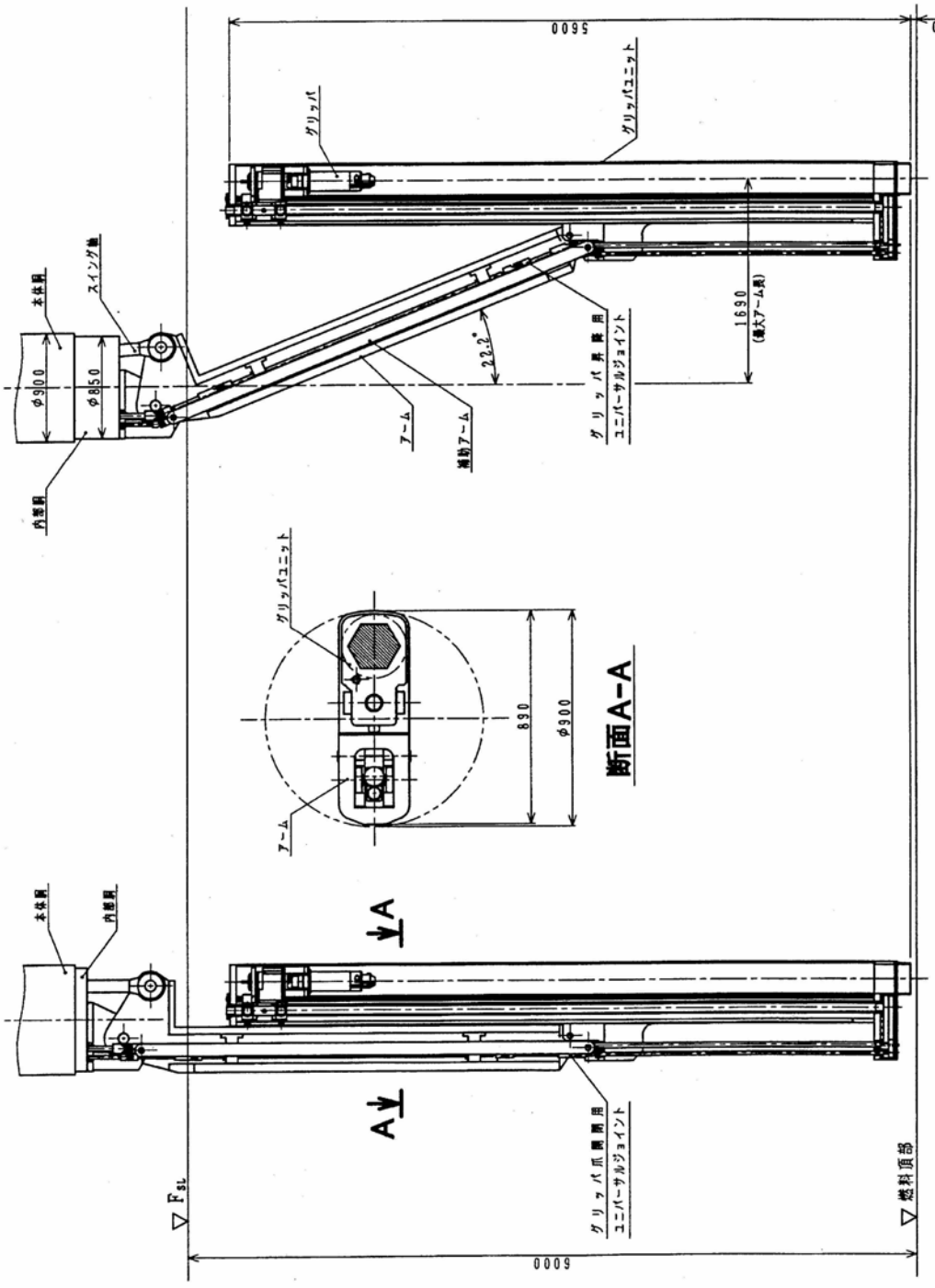


図 2.1.4.29　ナトリウム冷却中型炉　燃料取扱設備概念図



アーム折りたたみ時　　炉心上部機構切込み部内でのアーム伸長時

図 2.1.4.30　マニプレータ式燃料交換機　構造概念図（全体）

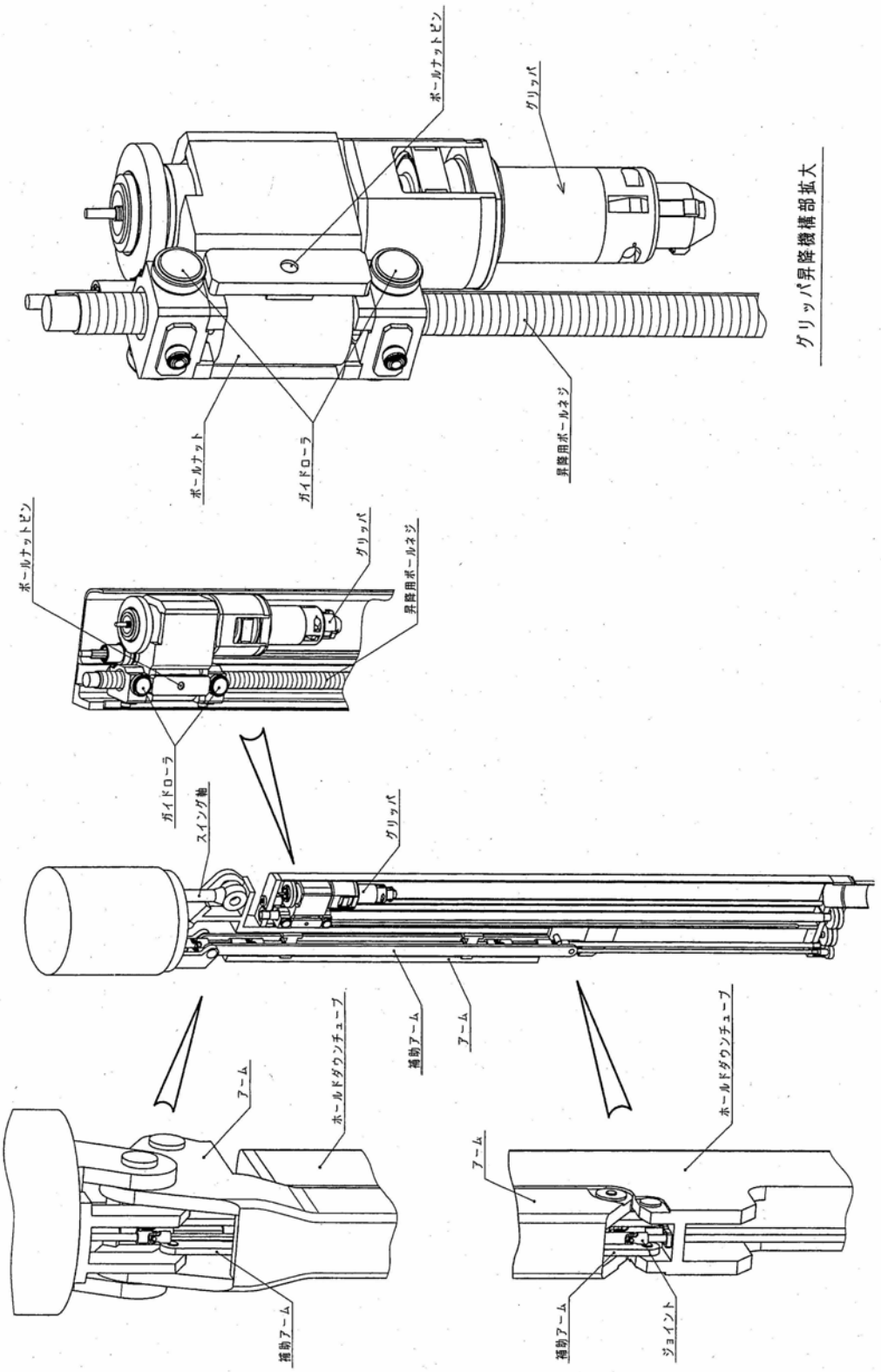


図 2.1.4.31　マニプレータ式燃料交換機　構造概念図（グリッパユニット廻り）

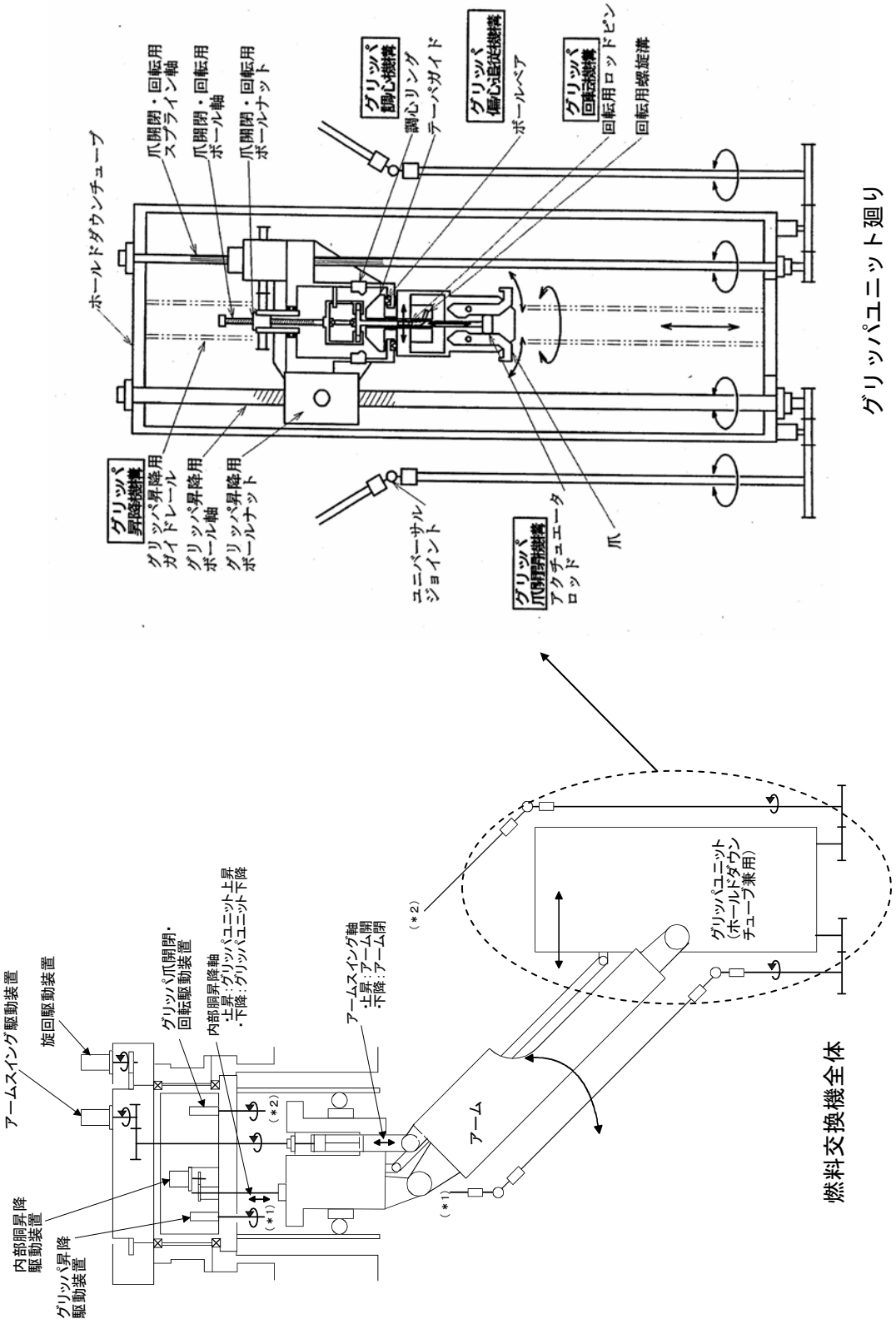
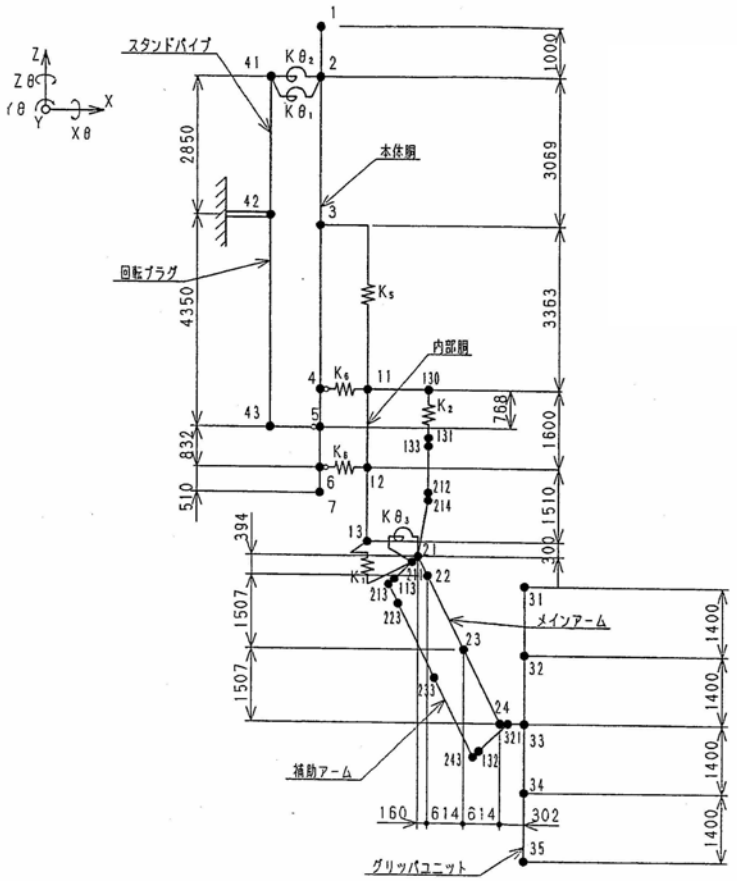


図 2.1.4.32　マニプレータ式燃料交換機　駆動原理図



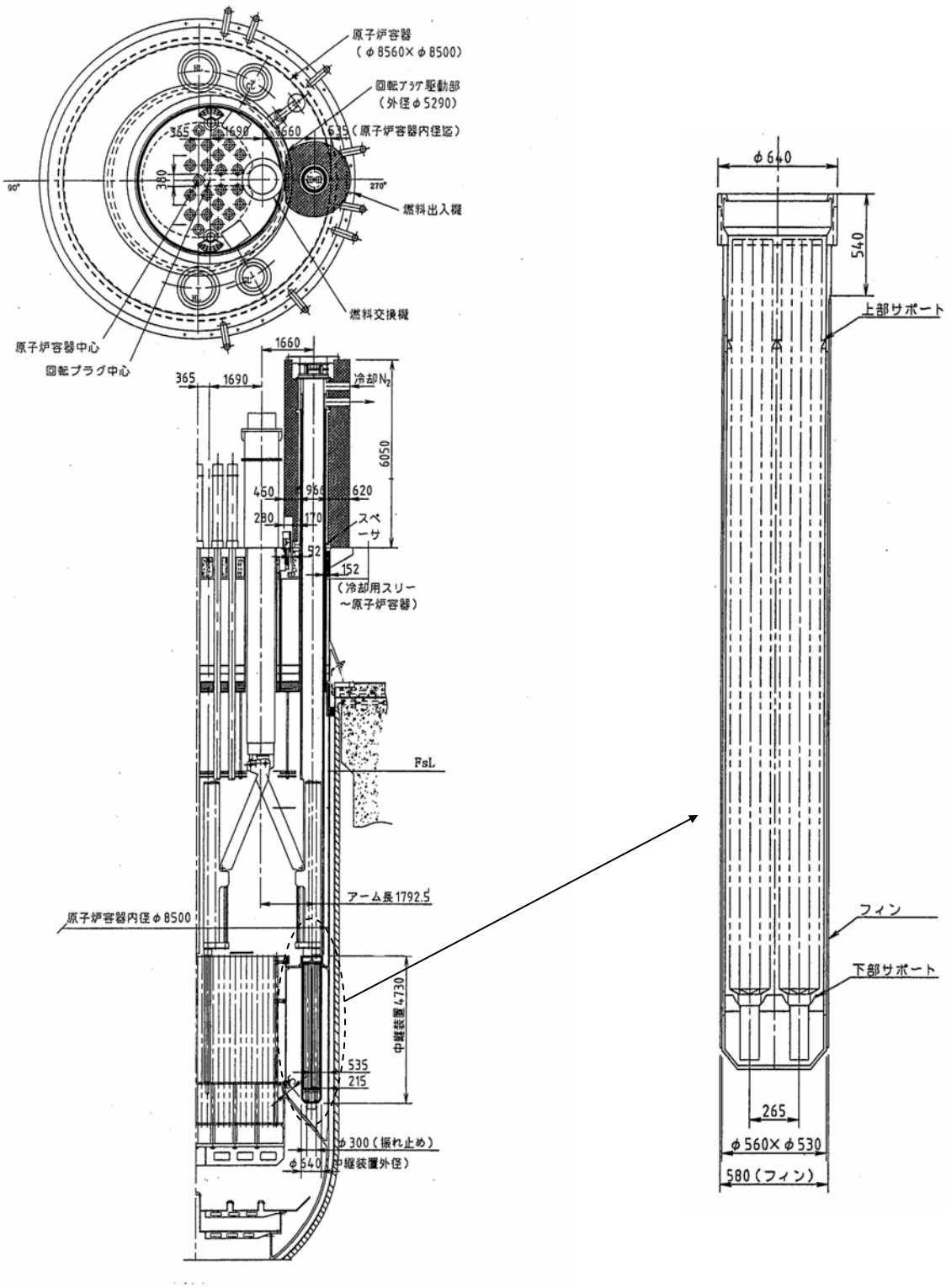
耐震解析モデル

地震時のアーム先端変位

項目		S_1地震	S_2地震	強地震検討用水平動
燃料交換機側	グリッパユニット幅	289.0mm	289.0mm	289.0mm
	地震によるアーム曲げ[1)]	5.7mm	7.3mm	10.9mm
	ギャップガタによる変位[1)]	15.7mm	15.7mm	15.7mm
	経年変化など[1)]	3.8mm	3.8mm	3.8mm
	合計	339.4mm	342.6mm	349.8mm
炉心上部機構側	切込み幅[2)]	360.0mm	360.0mm	360.0mm
	地震変位[1)]	3.0mm	4.0mm	6.0mm
	合計	354.0mm	352.0mm	348.0mm
衝突の有無[3)]		○	○	×（ｸﾞﾘｯﾊﾟﾕﾆｯﾄ下端縮径等により衝突しない可能性有り）

注1）片側変位
注2）360mmは、平成15年度スタート段階での数値
注3）炉心上部機構側合計値＞燃料交換機側合計値の条件で○

図 2.1.4.33　マニプレータ式燃料交換機　耐震解析モデルと地震時のアーム先端変位



固定ラック式炉内中継装置全体図　　複数体移送ポット

図 2.1.4.34　固定ラック式炉内中継装置　構造概念図

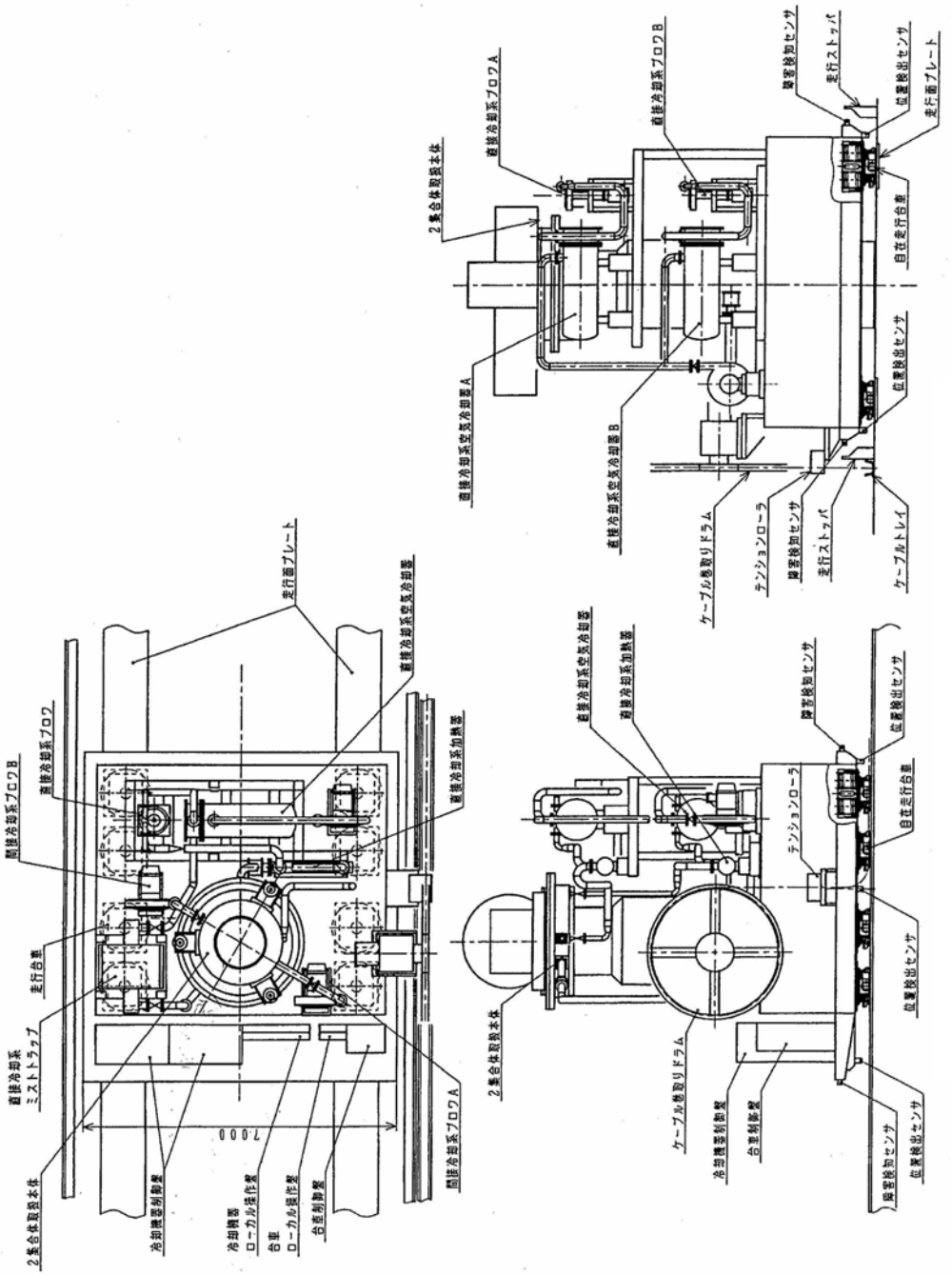


図 2.1.4.35　レールレス台車式燃料出入機　構造概念図

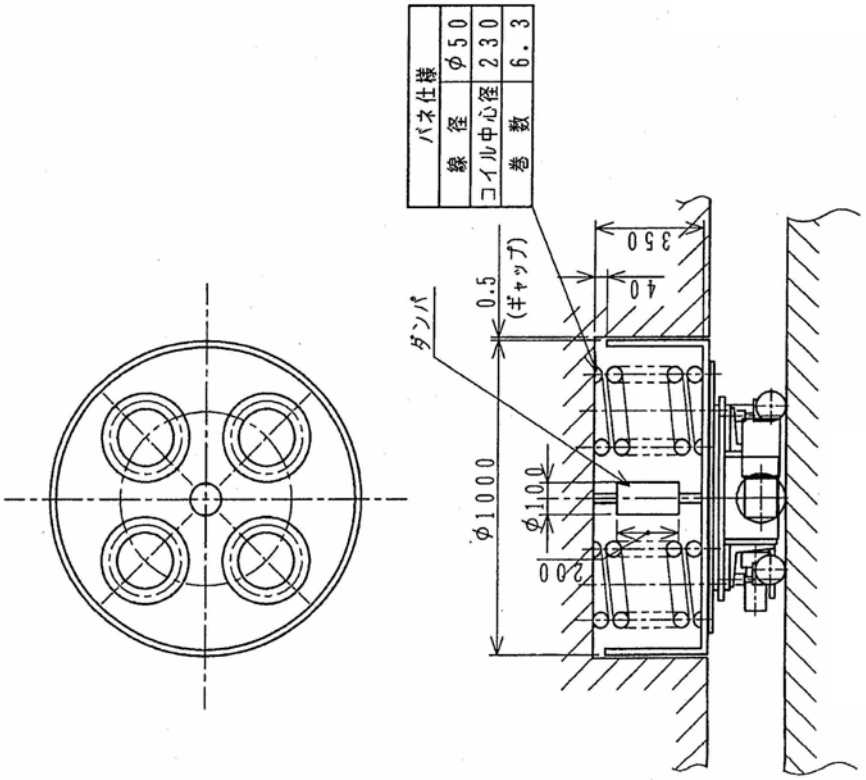


図 2.1.4.37　燃料出入機台車サスペンション　構造概念図

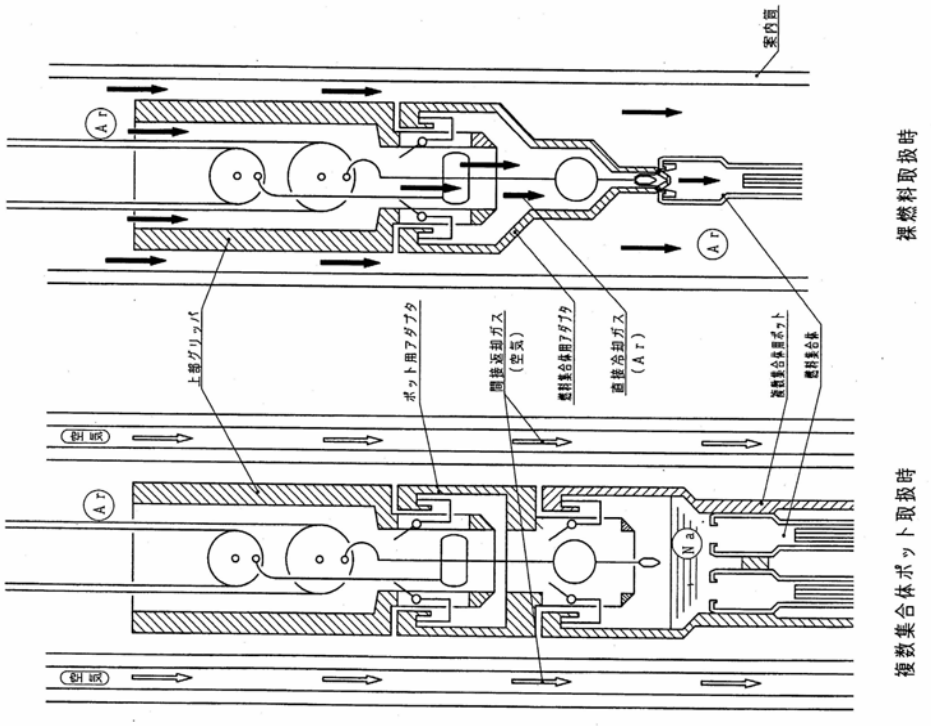


図 2.1.4.36　燃料出入機グリッパ　構造概念図

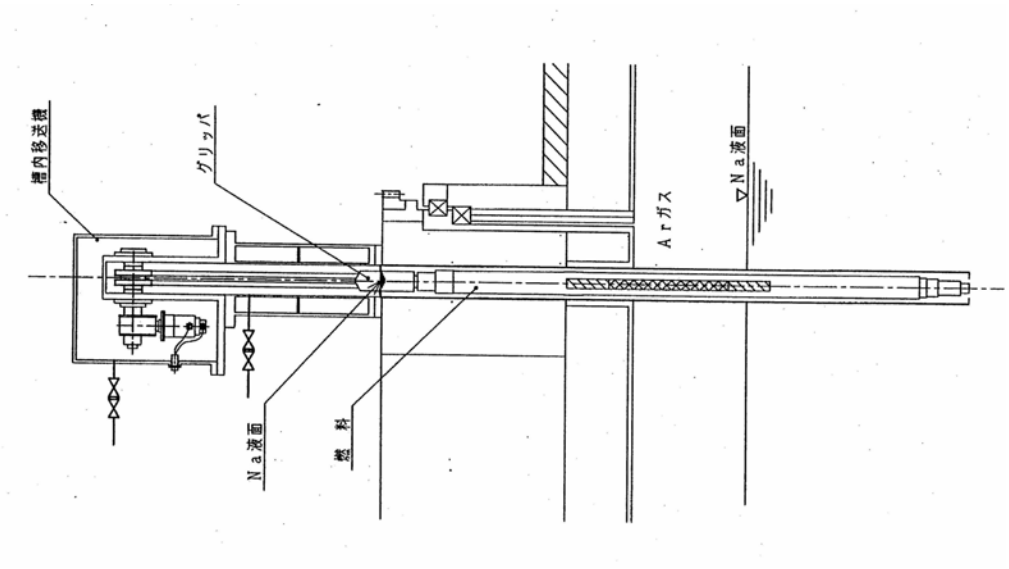


図 2.1.4.39 EVST 槽内移送機 構造概念図

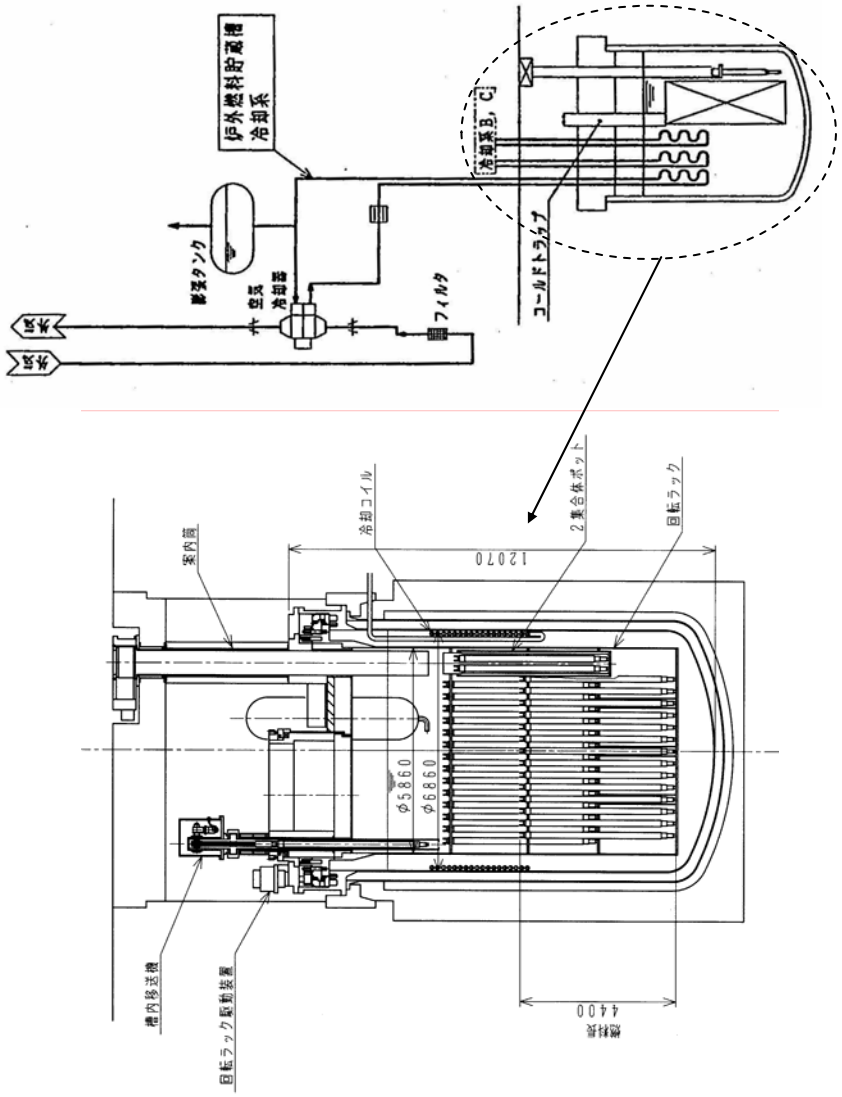
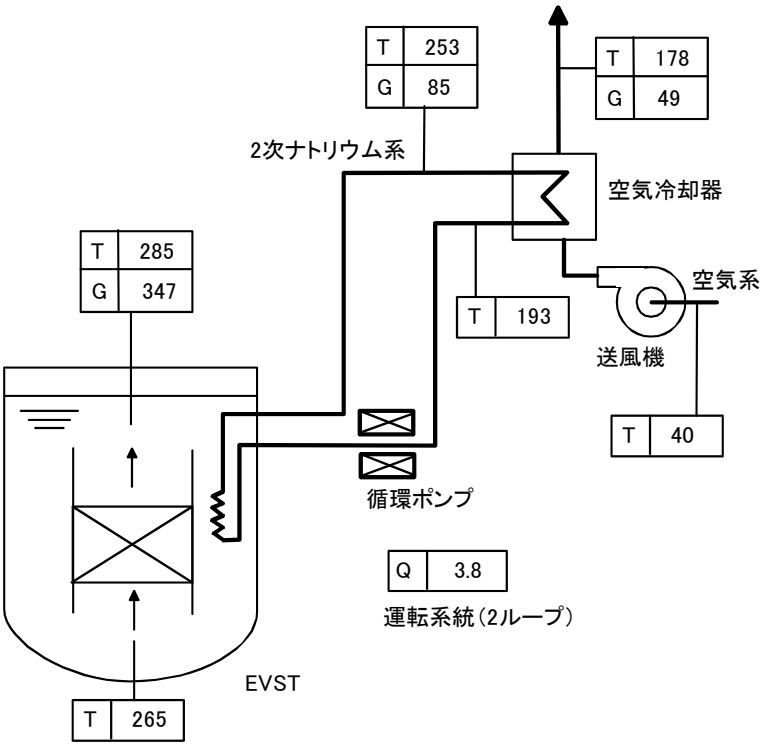
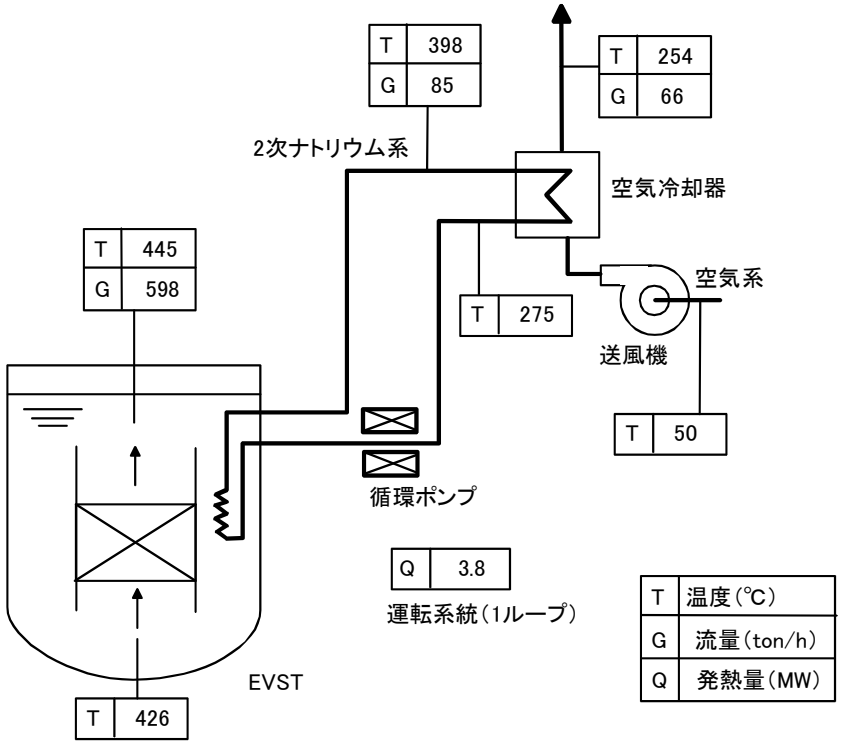


図 2.1.4.38 EVST 容器 構造概念図



2系統冷却時(通常運転時)



1系統冷却時(事故時)

図 2.1.4.40　EVST 冷却系のヒートマスバランス

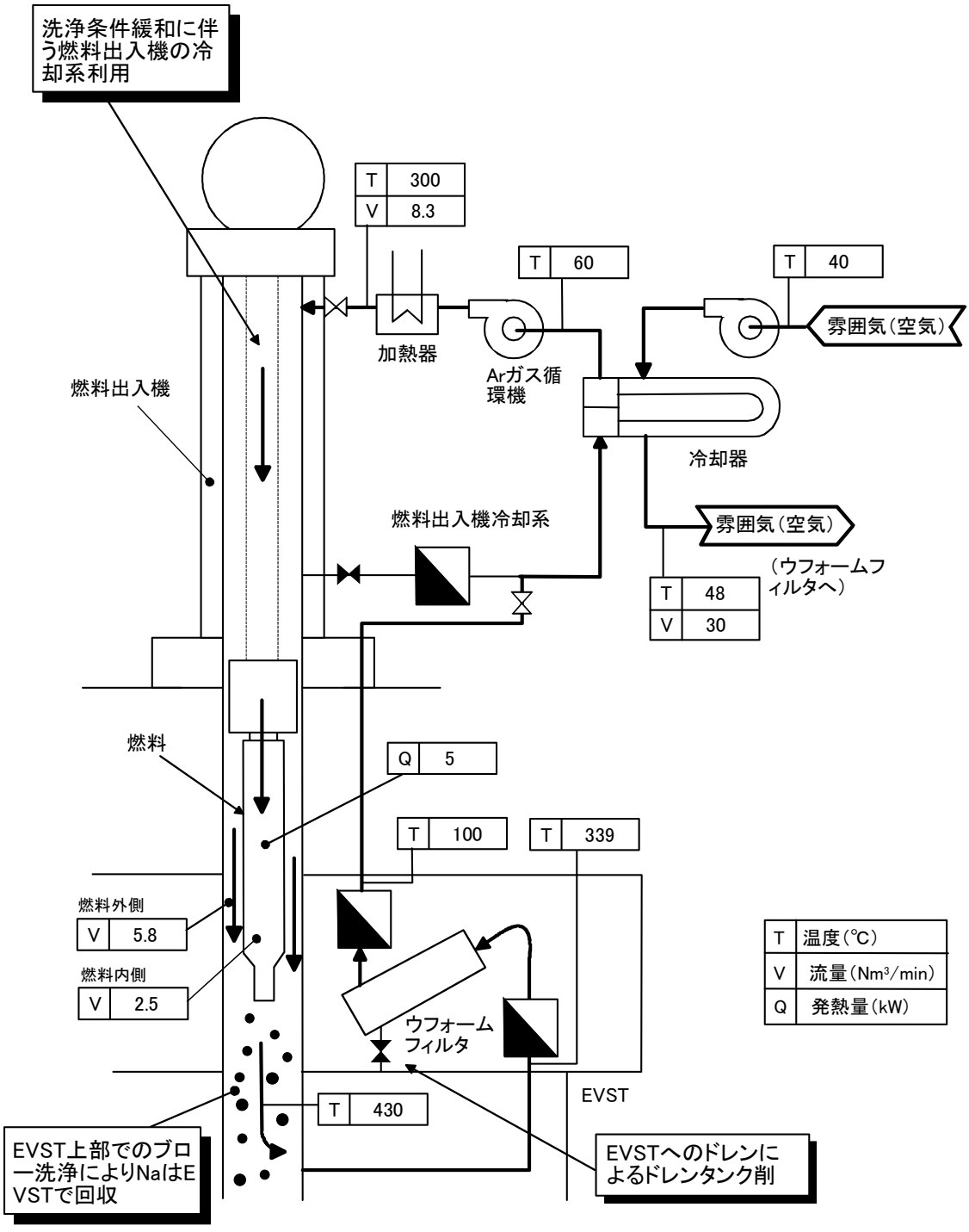


図 2.1.4.41 燃料洗浄時の設備構成とヒートマスバランス

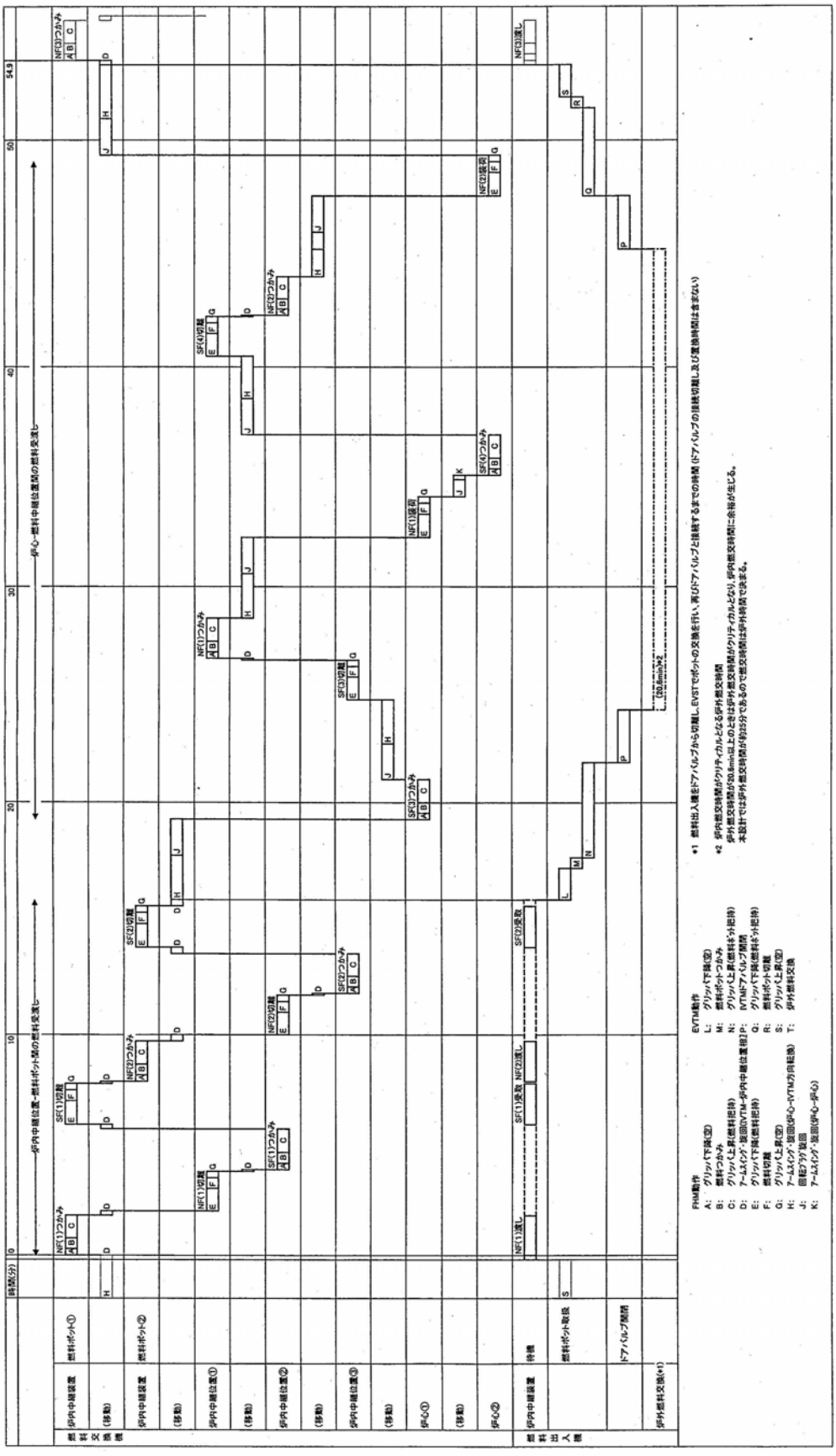


図 2.1.4.42　ナトリウム冷却中型炉　複数体移送による燃料交換スケジュール

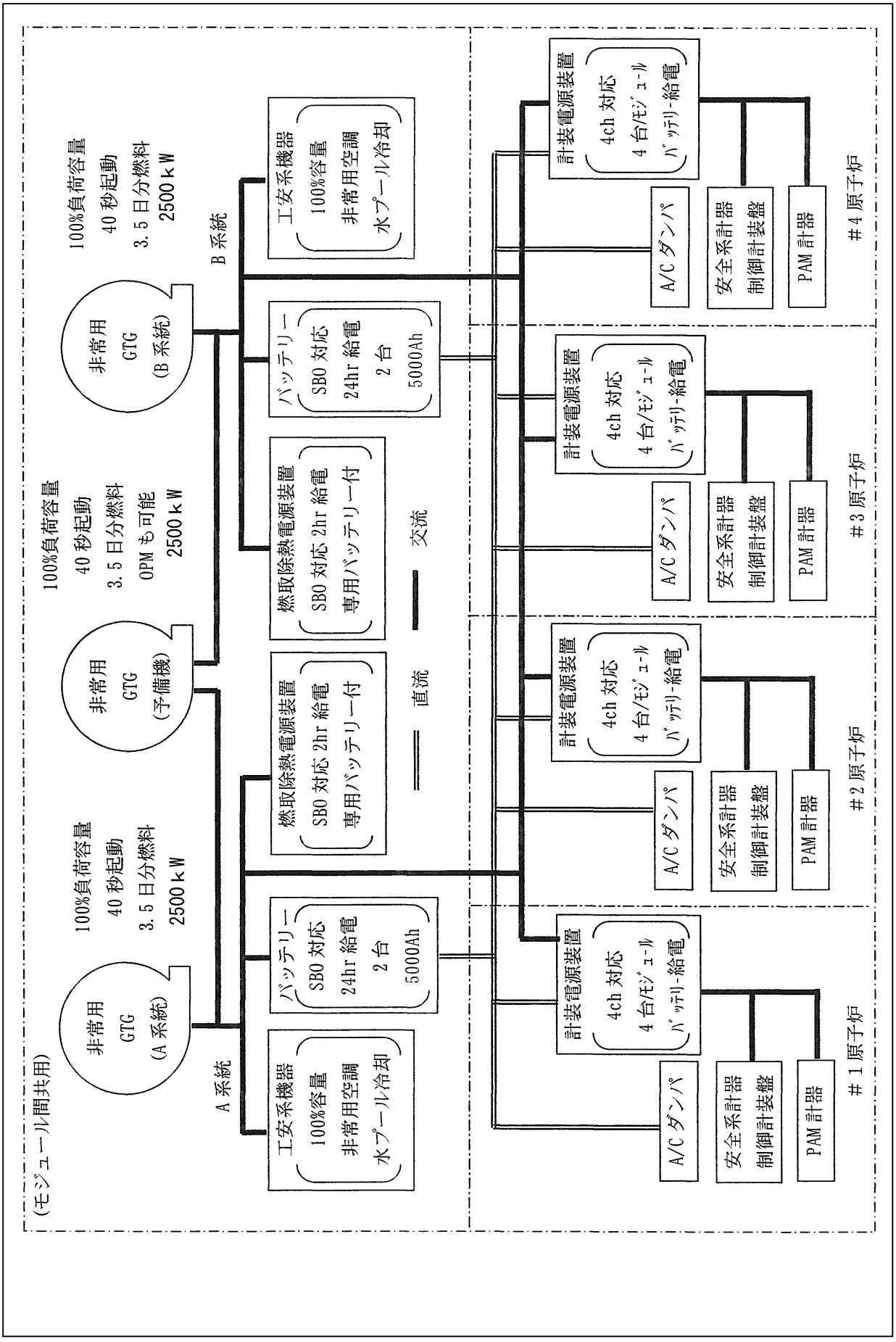


図 2.1.4.43　非常用電源設備概念図（中型モジュール炉）

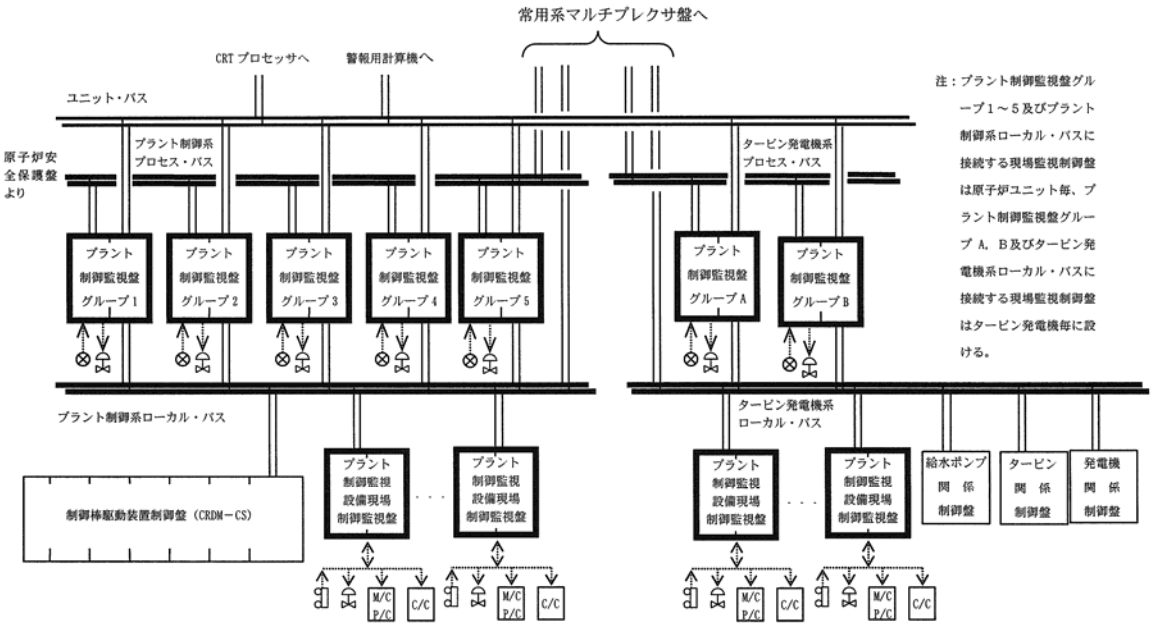


図 2.1.4.44　プラント制御設備のシステム構成

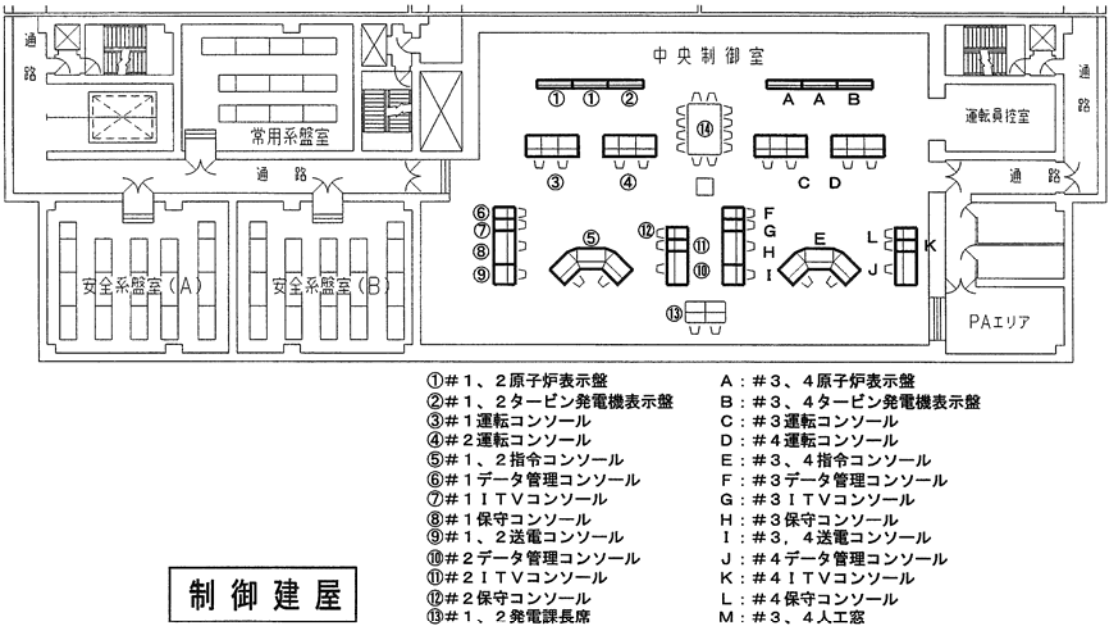


図 2.1.4.45　　中央制御室の盤配置概念

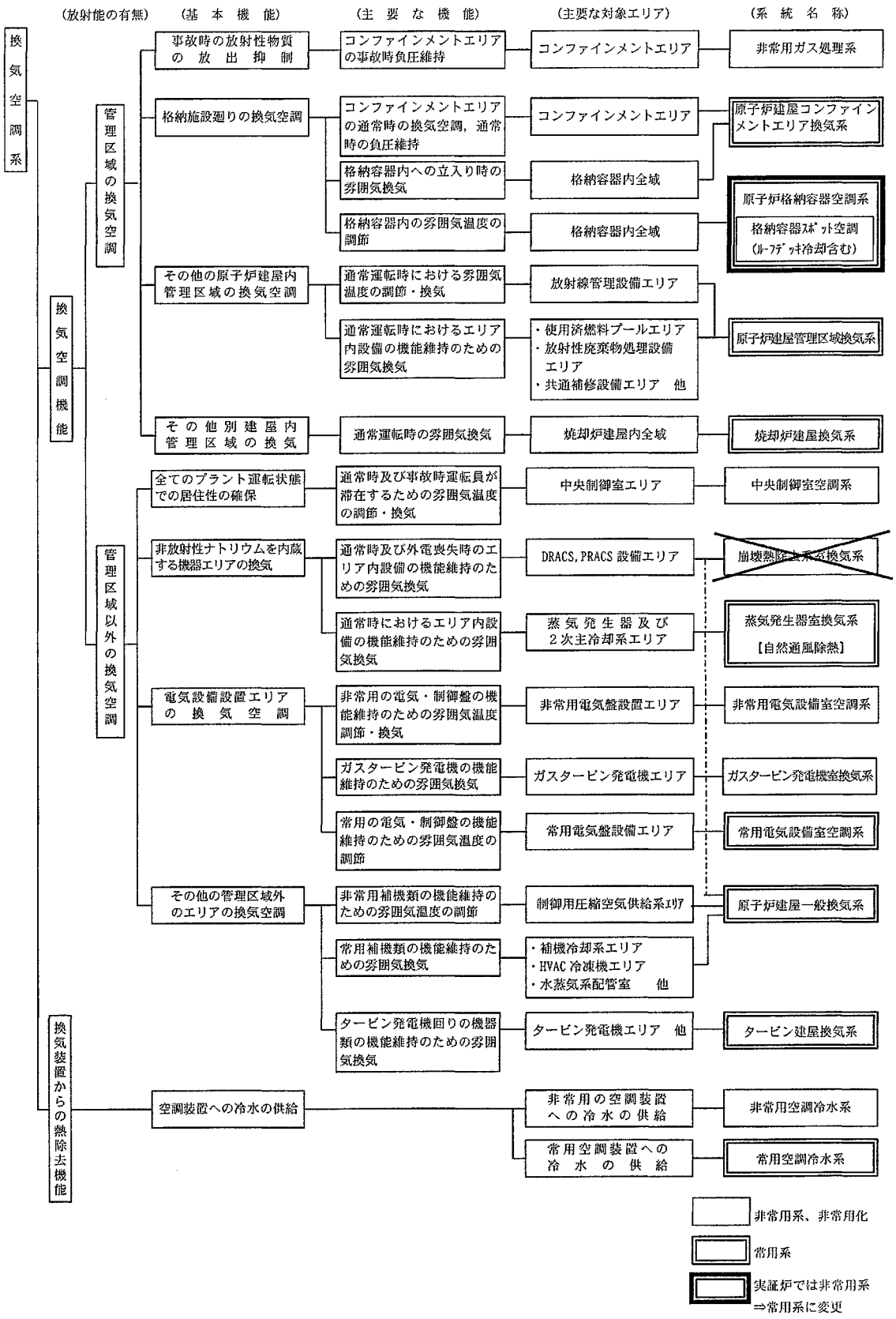


図 2.1.4.46　　換気空調設備の機能分担と全体構成

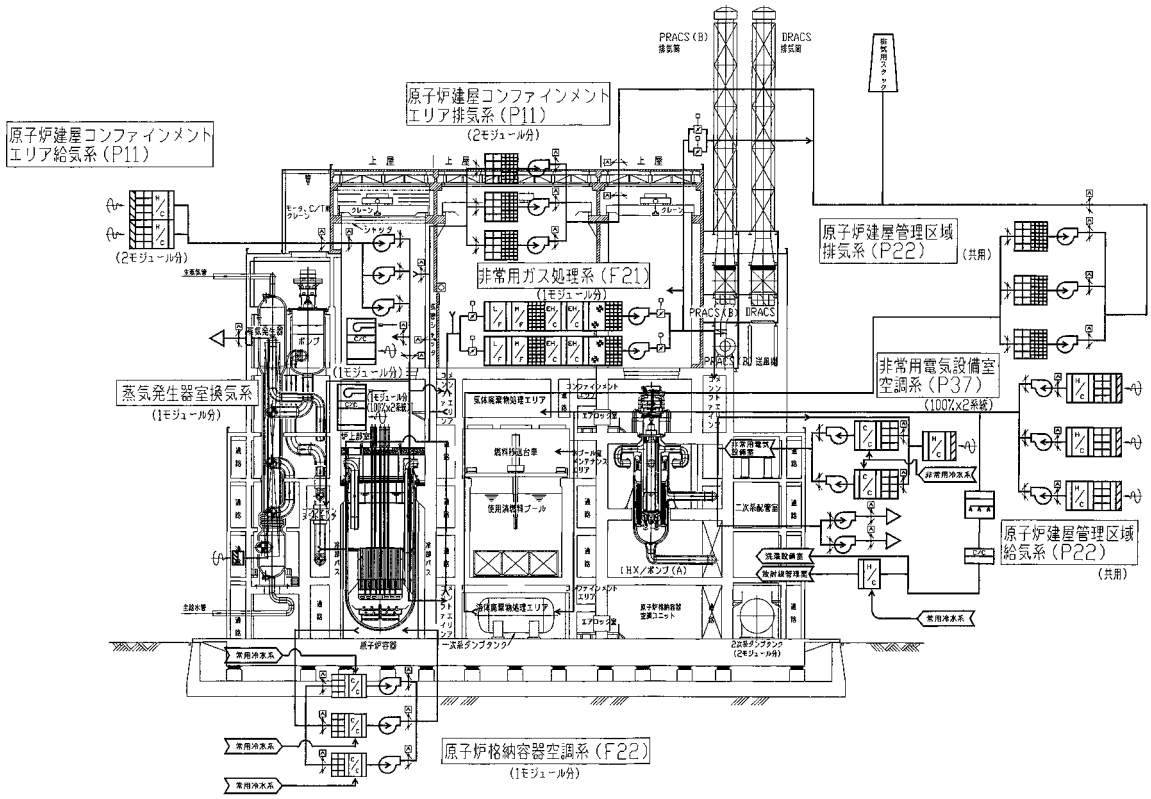
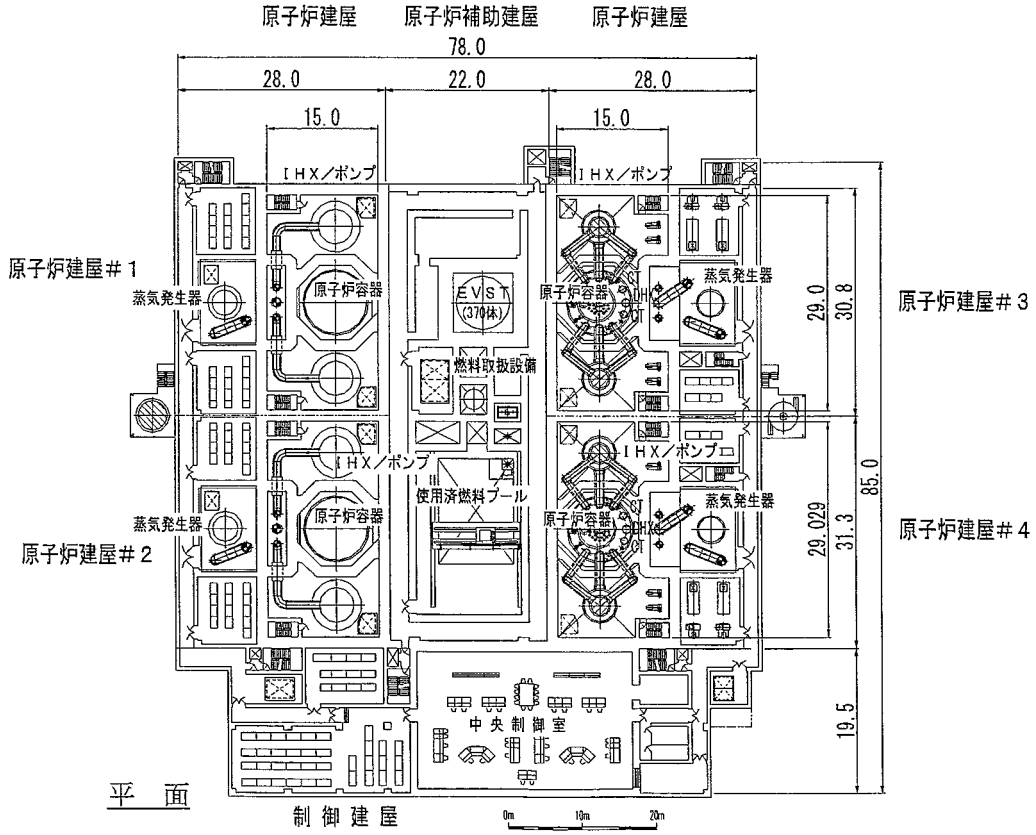


図 2.1.4.47　　換気空調設備系統構成概念の概要



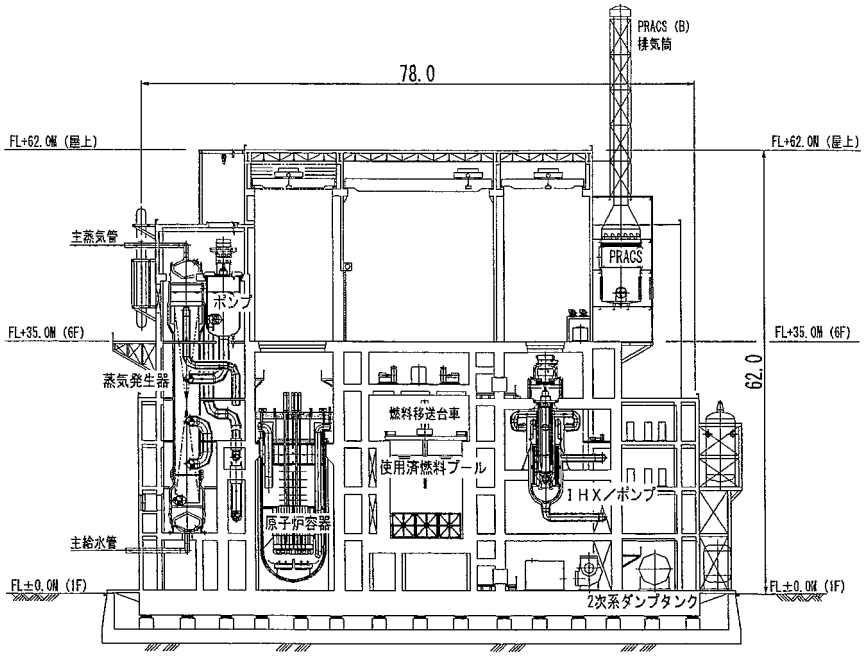


図 2.1.4.48　　原子炉施設建屋の配置図

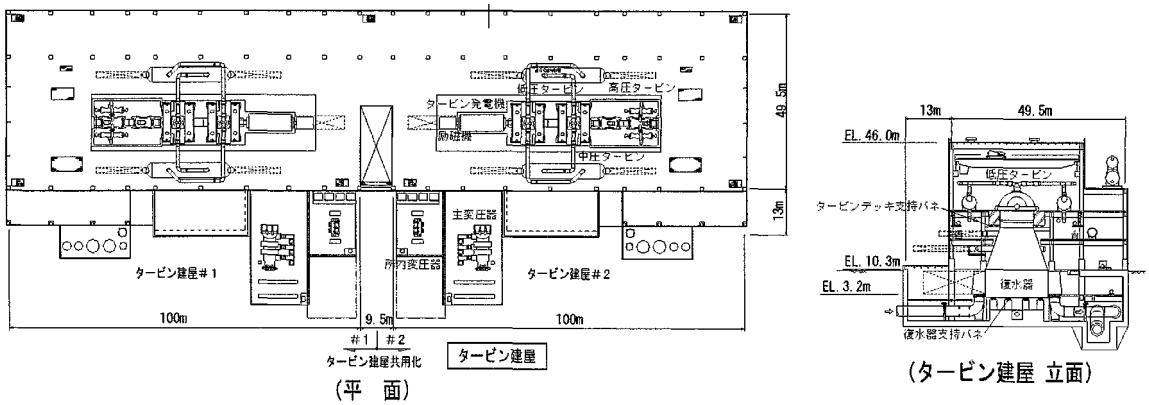


図 2.1.4.49　　タービン建屋の配置図

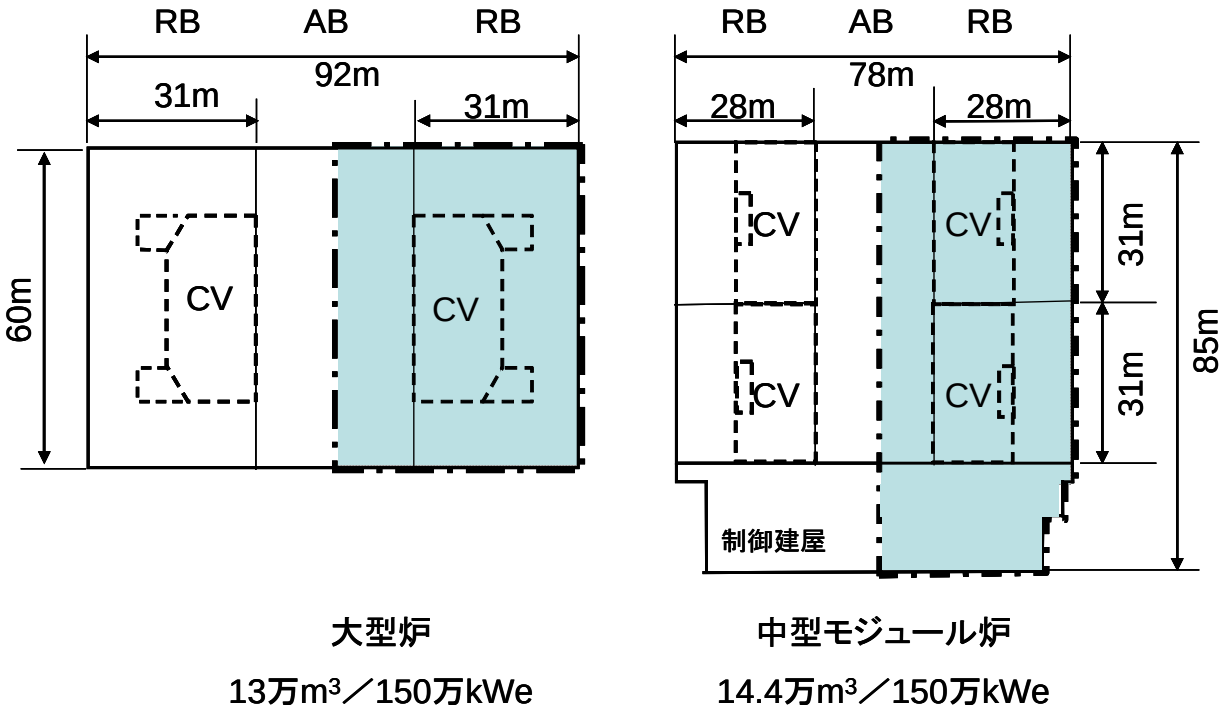
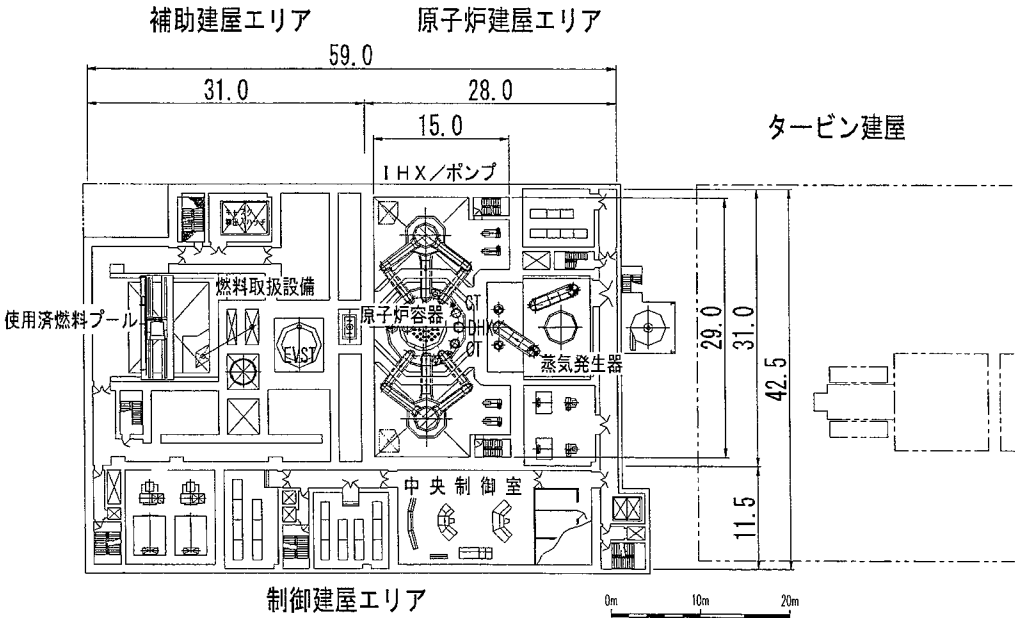
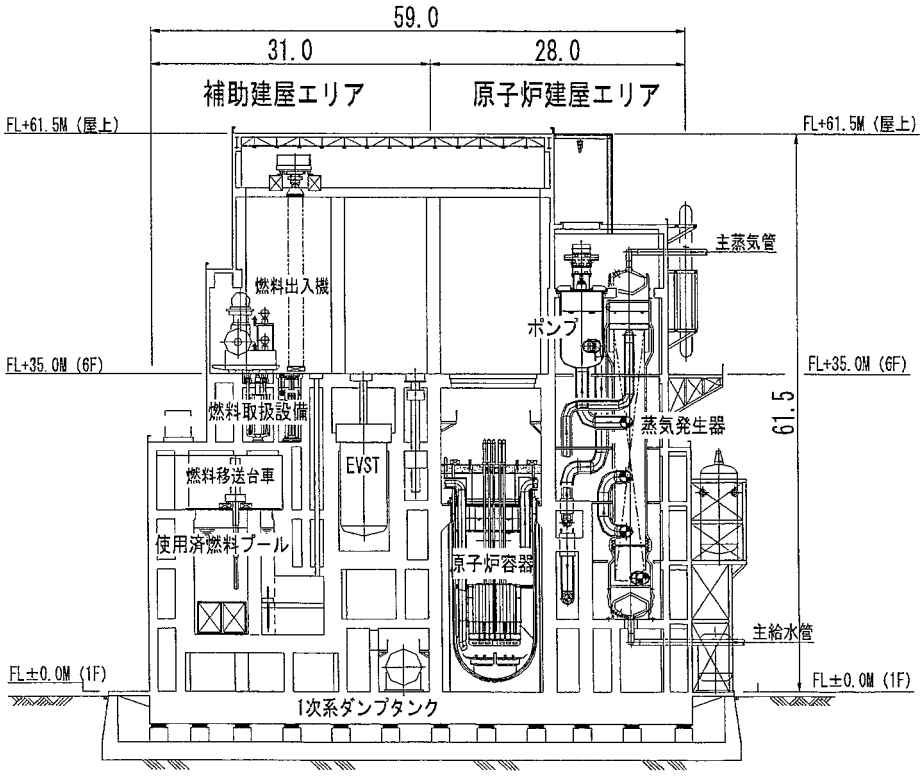


図 2.1.4.50　　大型炉と中型モジュール炉の建屋サイズ比較

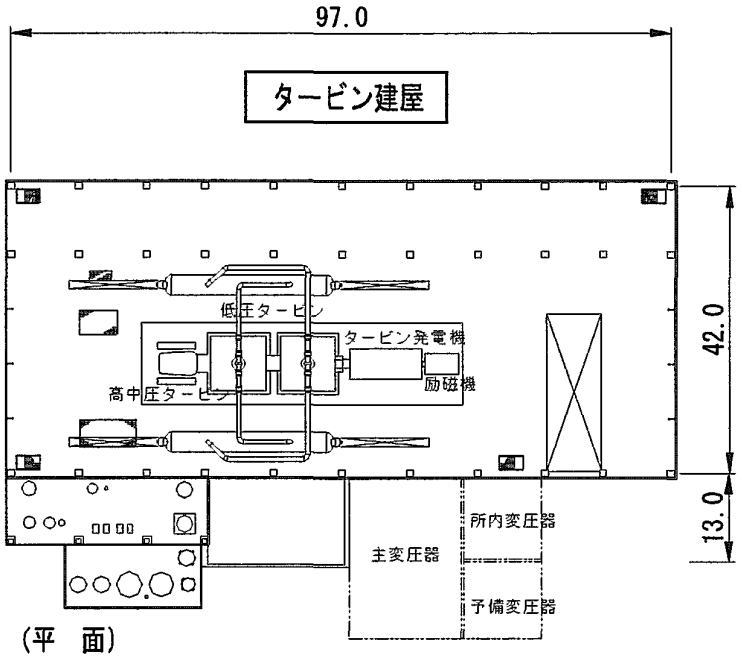


平　面



立　面

図 2.1.4.51　　シングルプラントの建屋配置



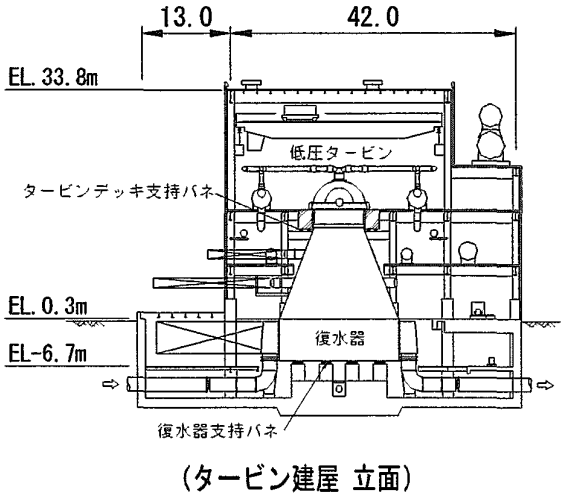


図 2.1.4.52　　シングルプラントのタービン建屋配置

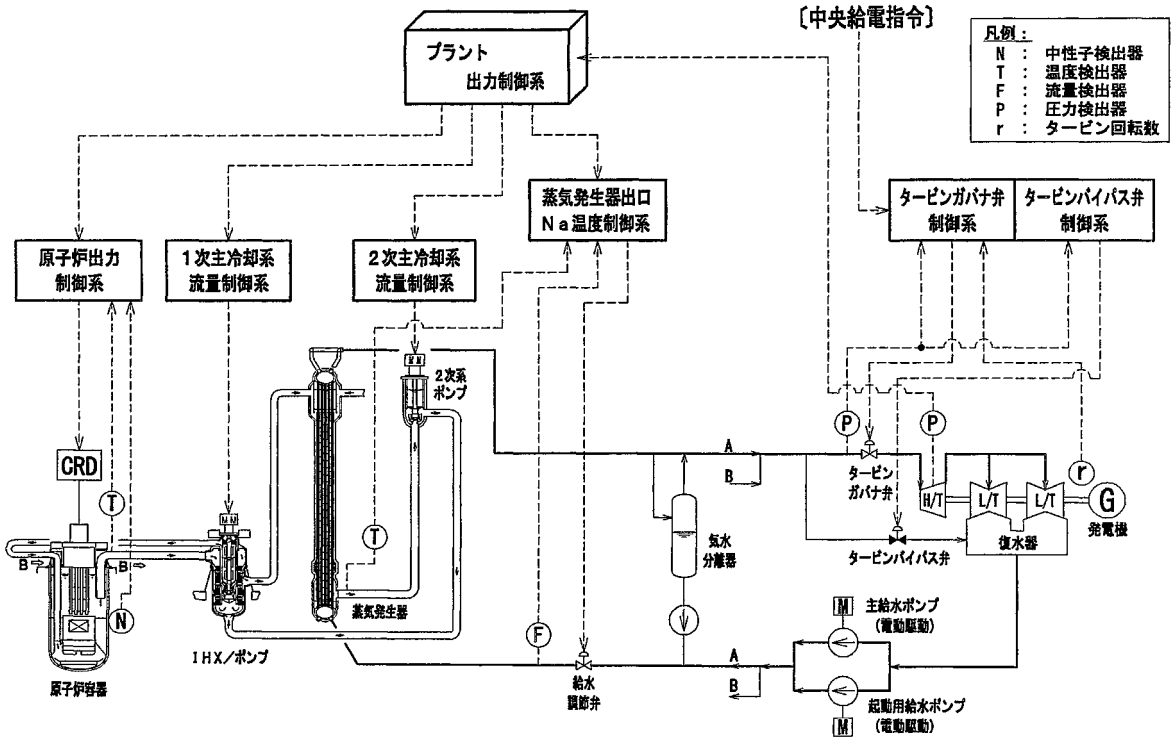


図 2.1.4.53　　プラント制御系構成

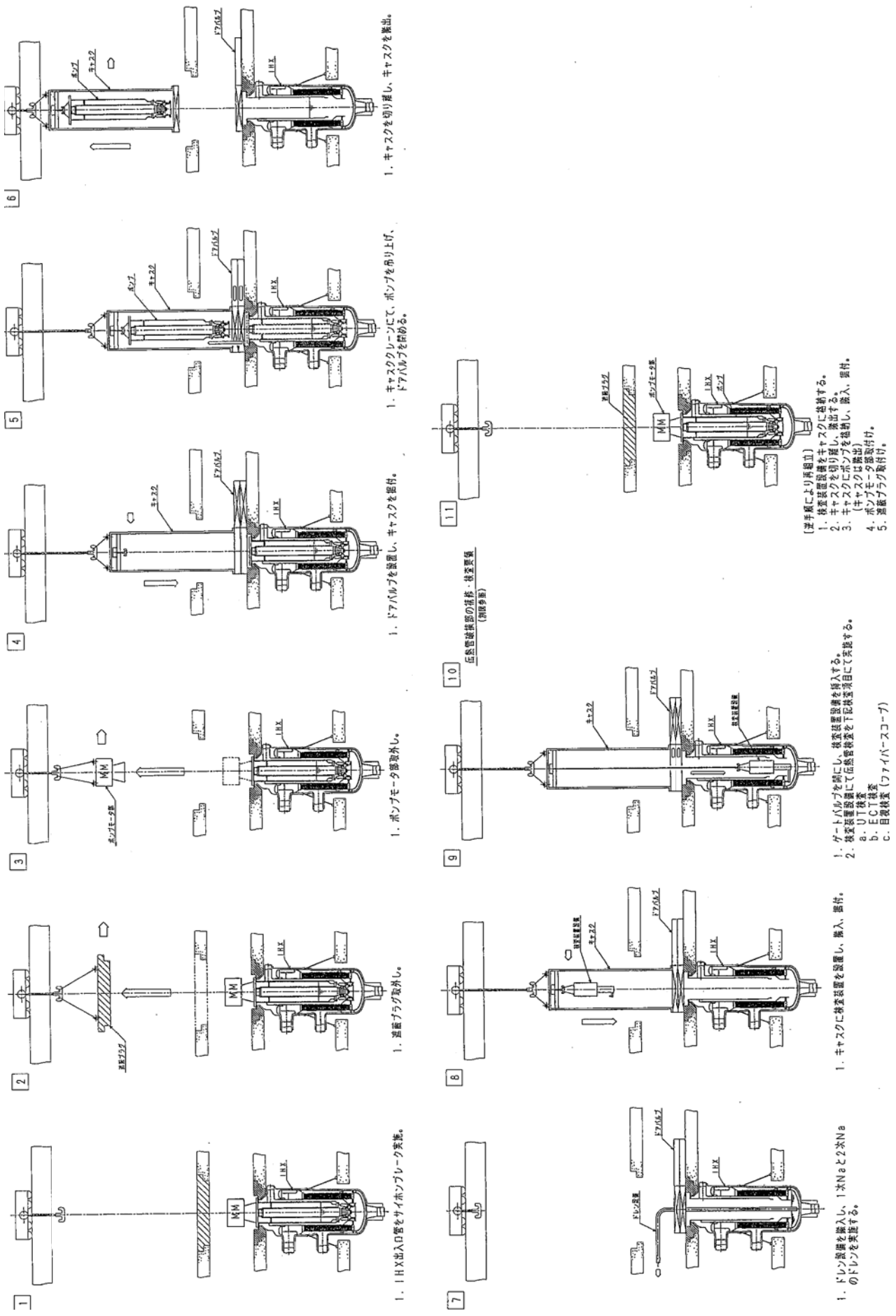


図 2.1.4.54　ＩＨＸ伝熱管の補修方法（１／２）

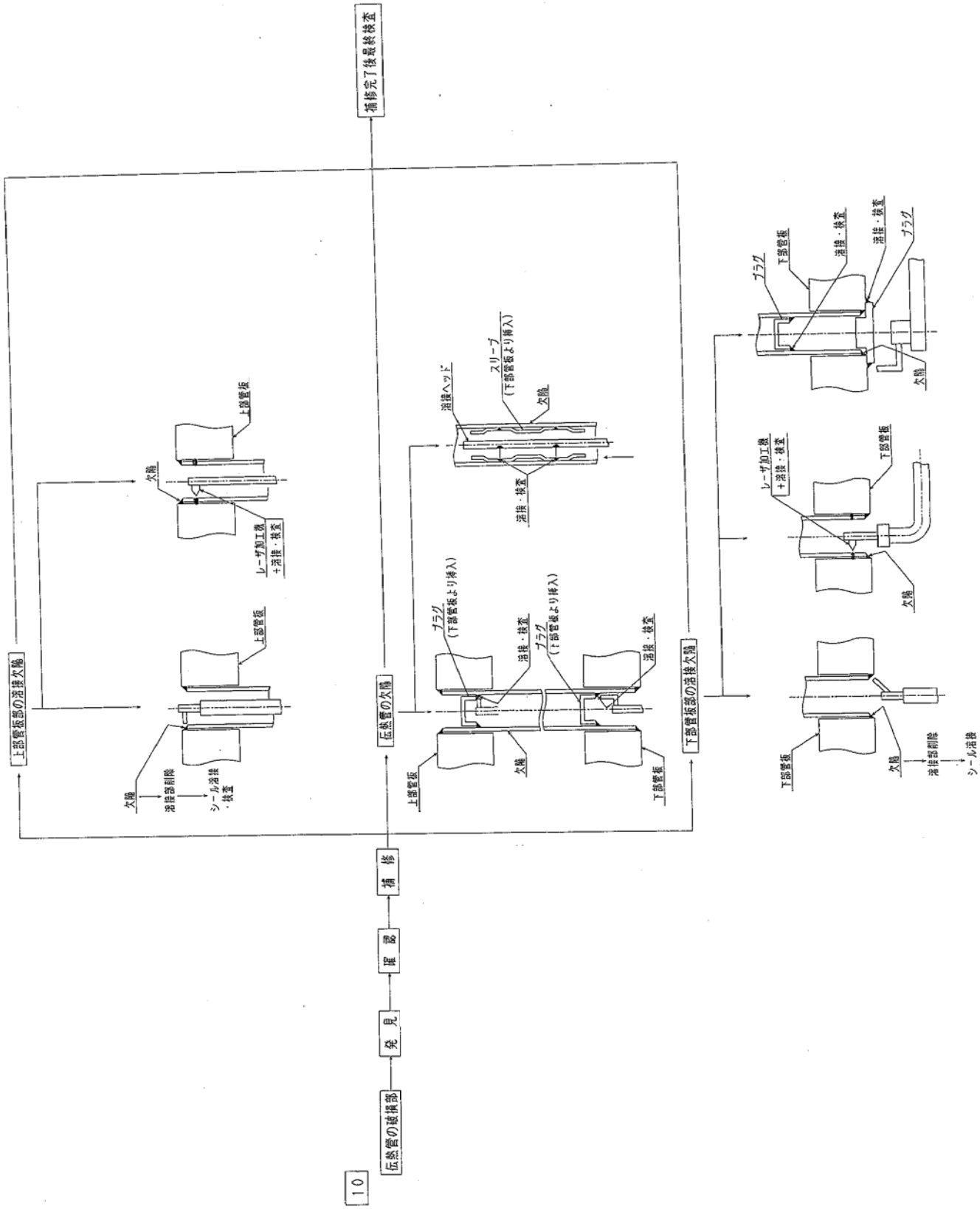


図 2.1.4.54　ＩＨＸ伝熱管の補修方法（２／２）

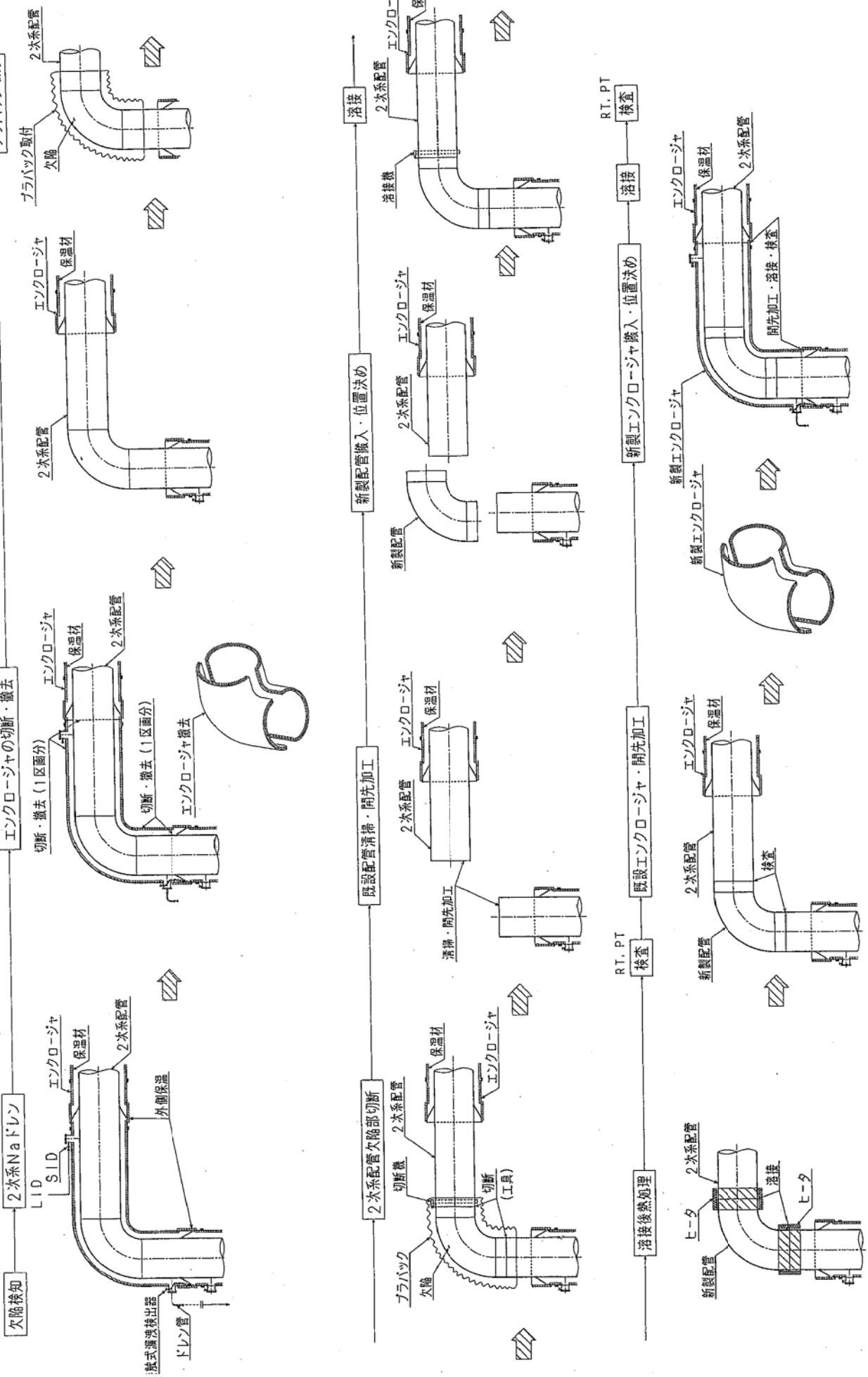


図 2.1.4.55　2次系配管の補修方法

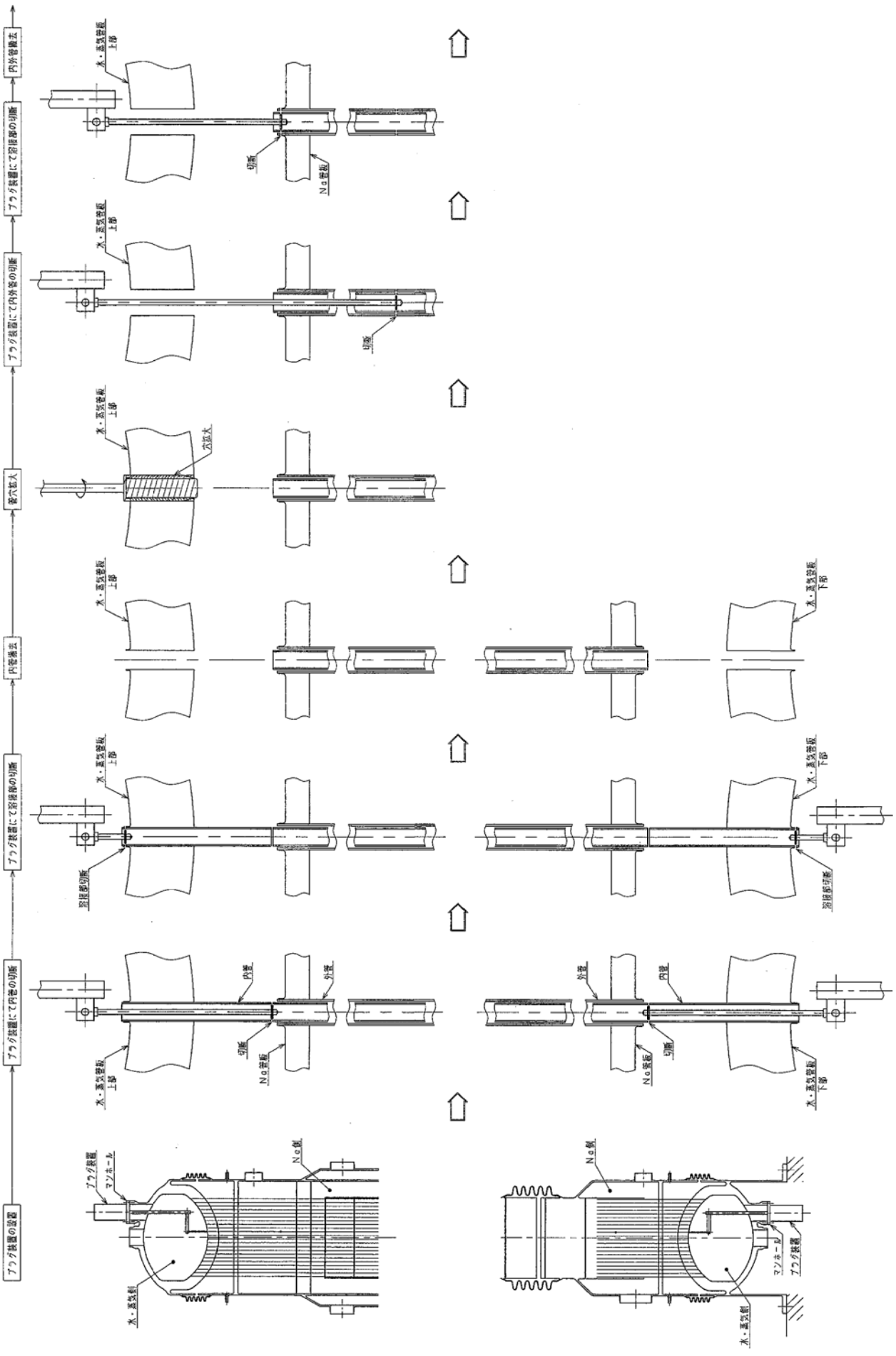


図 2.1.4.56　２重管ＳＧの補修方法（プラグ補修）（１／２）

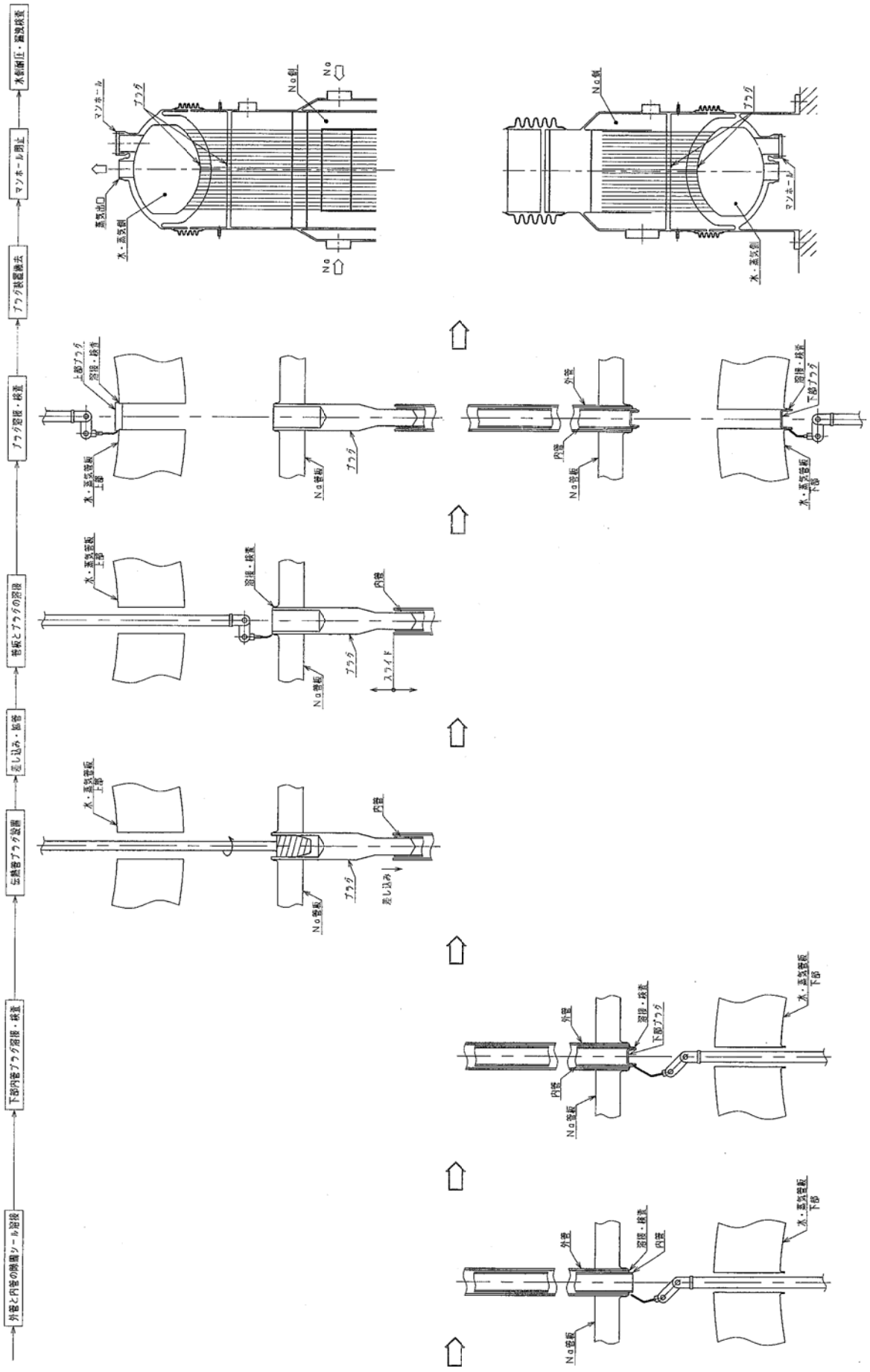


図 2.1.4.56　２重管ＳＧの補修方法（プラグ補修）（２／２）

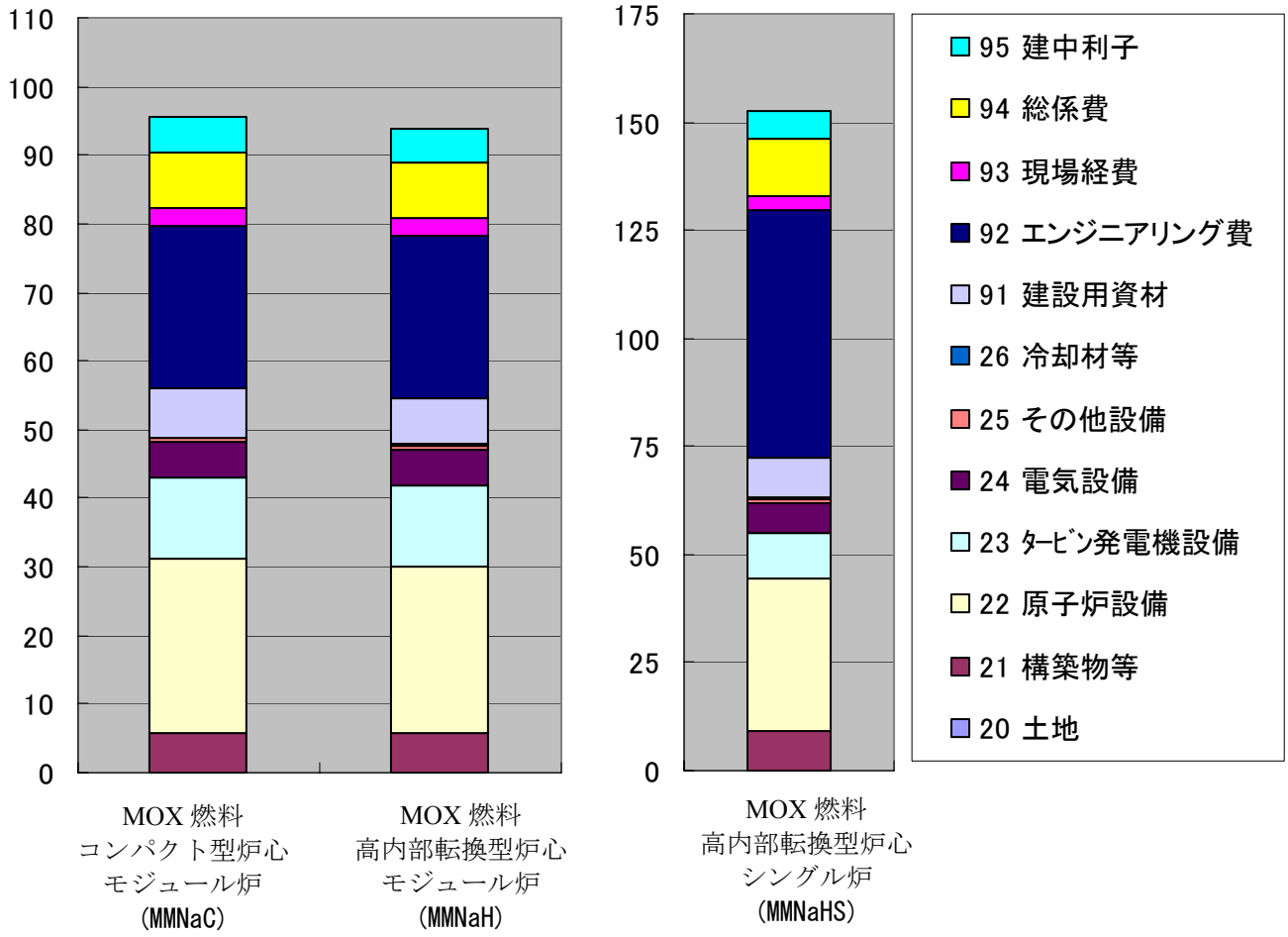


図 2.1.4.57　ナトリウム冷却中型炉経済性評価結果
（目標建設単価：１００）

2.2 性能および技術的成立性の評価

2.2.1 設計要求への適合性評価

第 1.2 節に記載されている設計要求に対する対応方針に対し、プラント設計の適合性を整理した。その概要を、表 2.2.1.1 に示す。

以下、設計要求項目ごとに、適合性評価結果をまとめる。

2.2.1.1 安全性

本プラントは、先行ナトリウム炉の設計、運転経験をベースに検討されているものの、多くの新技術をとりいれた検討途上の概念であり、基本設計に関する情報が完全に整合がとれた形で全て揃っているわけではなく、安全性に関する評価も予備的なものである。このため、現段階においては、安全性に関する設計要求への適合性を厳格に判断する必要は必ずしもなく、今後の研究開発による成果への期待も含めた上で適合可能性を評価した。評価の根拠となる安全評価の内容については、「2.2.2.4 安全評価」に記載した。

個別の安全設計要求に対する適合性評価を以下に示すが、総じて見れば適合性を否定する事項は現状では見出されておらず、今後の検討によって設計要求に適合した概念構築が可能であると判断される。

但し、再臨界回避方策については、内部ダクト設置型集合体(FAIDUS)概念の採否を含めた、炉心およびプラント概念と整合した概念の明確化が実用化戦略調査研究フェーズ２における課題である。

(1) 安全要求

(i) 決定論的安全要求

軽水炉および先行ナトリウム炉の検討例を参考に安全機能の重要度分類を暫定し、高い重要度の安全機能を有する動的機器については、それが異常発生を防止する機能(PS)系の場合、単一機器の故障が炉心損傷の起因となるような厳しい外乱発生要因とならないように系統構成を多重化するとともに、影響を緩和する機能(MS)系の場合、外部電源喪失に加えて機器の単一故障を想定してもその安全機能が果たせるよう多重性・多様性を持たせた設計としており設計要求を満足している。また、後述のごとく受動的安全機能の導入が図られており、仮想的な炉心損傷時の原子炉容器内終息可能性についても検討が進められている。

炉心燃料の健全性確保の観点から代表的な設計基準事象を摘出し予備評価を実施し、外部電源喪失と単一故障を想定した条件においても炉心燃料の健全性が確保される見通しを得た。また、事故時ひばく評価についても、予備的な評価により成立性見通しを得た。

(ii) 確率論的安全要求

先行ナトリウム炉の評価例を参考として、炉心損傷発生頻度を概算した結果、10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しを得た。ただし、大型炉で単管蒸気発生器を採用した

場合は、確率論的安全要求を満足するために、原子炉停止後 24 時間以降、直接炉心冷却系(DRACS)単独での崩壊熱除去が可能であること、ならびに DRACS、２次系共用型補助炉心冷却系(IRACS)および 2 次系エンクロージャ内への冷却材漏えい時に当該系統の冷却材循環機能を少なくとも 24 時間維持できることなどを今後の設計検討の中で確認しなければならない。

炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度については、明らかにできる段階にはないが、代表的な炉心損傷起因事象である流量喪失型スクラム失敗事象(ULOF)に対して再臨界の回避と溶融炉心物質の原子炉容器内保持・冷却性確保が検討されており、今後の研究によって、その見通しを示す必要がある。

(2) 安全設計の基本的原則の遵守

「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」(昭和 55 年 11 月 6 日原子力安全委員会決定）および、これらに基づいて安全審査が実施された国内の既存軽水炉および先行ナトリウム冷却炉の設置許可申請書、さらには、高速増殖実証炉向けに検討された安全設計・評価方針を参考として、設計方針を暫定し、主要安全設備については、これを満足するよう可能な限り概念の具体化が図られており、成立性上問題となる事項は見出されていない。

(3) 原子炉停止機能への要求

主系と後備系の独立した２系統の制御棒による原子炉停止系を設置するとともに、後備系の切り離し部に、冷却材の温度上昇を感知して制御棒を切り離す自己作動型炉停止機構（SASS）を設置することとしている。その有効性については大型 MOX 炉心を対象とした評価により見通しを得ている。

(4) 崩壊熱除去機能への要求

大型炉、中型炉ともに多重化と多様化を図った系統構成としており、各系統の空気冷却器ダンパーについても多重化している。各系統の２次系と空気冷却器は動的機器に期待しない自然循環による除熱が可能な設計としている。このような設計により、崩壊熱除去機能喪失による炉心損傷確率の低減が図られるとともに、全交流電源喪失を仮定しても、冷却材の自然循環による崩壊熱除去が可能な見通しである。

事故管理方策による機能回復可能性については現状では未検討であり、設計具体化のなかで検討していく必要がある。

(5) 炉心損傷に対する格納機能の確保

起因事象として ULOF を想定した解析評価が実施されており MOX 燃料炉心についてはボイド反応度を６ドル程度に抑制し、燃料比出力を 40kW/kg-MOX 以上、炉心高

さ 100cm 以下とした炉心設計により起因過程の即発臨界を回避可能な見通しを得た。初期遷移過程における燃料排出については、軸ブランケット削除型集合体(ABLE)概念では十分な機能が得られない見通しが明らかとなっている。一方、FAIDUS 概念では、流出性能は高いものの炉心燃料体積比が低下するとともに燃料集合体の製造が困難になるという問題が存在するため、後述する Short-FAIDUS 概念を含め、代替方策の創出とその有効性見通しの明確化が当面の課題である。

原子炉容器内での事故後の冷却保持については、原子炉容器下部プレナム体積を増加させ、多段の受け皿を設置することにより保持力向上を図っている。燃料流出方策の選定とその事象推移評価結果を受けて、これと整合した形で、原子炉容器内保持冷却に関する本概念の有効性を明らかにしていく必要がある。

金属燃料炉心については、ボイド反応度を８ドル程度に抑制した炉心設計とすることにより、起因過程での即発臨界を回避できる見通しである。遷移過程での燃料流出についても下部軸ブランケットの削除により対応できる可能性があるが、評価と設計対応を具体化するために必要なデータベースが不足しているのが現状である。

(6)　個別要求

ナトリウム漏えいの原因となるバウンダリ破損に対しては、枝分かれが少なく引き回しの短い簡素なバウンダリ構成とし、かつ、信頼性の高い構造設計とし、さらに、確度の高い供用期間中検査(ISI)検査技術を適用することによって発生しがたい設計を目指している。万一の漏えいに対しても、漏えいナトリウムの保持機能を有する外管あるいはエンクロージャを設置し、さらにその内部を区画化することによって影響の局限化を目指している。

蒸気発生器伝熱破損時の水漏えいについても、信頼性向上を追求した構造設計や検査技術の適用によって発生頻度低減を目指すとともに、万一の漏えい時には早期検出と保護動作によって破損伝播を局限することとしている。さらに、２重伝熱管の採用によって、さらなる水漏えいの発生可能性低減を目指している。

これらの概念の実現により、ナトリウム漏えいおよび蒸気発生器伝熱管漏えいは安全上クリティカルとならない見通しである。

2.2.1.2　経済性評価

経済性評価結果は、2.1.3 大型炉代表概念の構築(2)プラント設計(iv)経済性評価　及び　2.1.4 中型モジュール炉代表概念の構築(2)プラント設計(iv)経済性評価に既述したが、まとめて表 2.2.1.2-1 に示す（目標建設単価を 100 として記載）。

表 2.2.1.2 から、ナトリウム冷却炉に関して、設計要求の参考値である建設単価については、大型ツインプラント及び中型モジュールプラントは共に目標値を下回り、経済性を達成出来ることが期待される。一方、中型シングル炉については、大型炉に対するスケールデメリットの効果やツインプラントで見込まれるプラント間の習熟効果及び共通設備の合理化等が見込めないこと等の理由から目標値を遥かに上回ることとなっており、目標値達成は現状技術では困難である。

尚、比較分析は 6. フェーズⅡの中間評価 6.2 経済性に冷却材・型式横断的に記載する。また、経済性評価手法は付録．D に概説する。

2.2.1.3 資源有効利用性

資源有効利用性については、FBR 導入シナリオの検討結果から導入期に投入する炉心において増殖比が 1.1～1.2 程度、複合システム倍増時間が 50 年程度であれば天然ウランの需要量を適切なレベルに留めることができる見通しである。

表 2.2.1.3 に、前記 2.1.1.3 項で選定した代表炉心（FBR 導入期炉心）において炉心設計評価の標準としている高速炉多重リサイクル TRU 組成を用いた場合と軽水炉使用済燃料からの回収 TRU 組成を用いた場合の主要な炉心特性を示す。

表 2.2.1.3 において、高速炉多重リサイクル TRU 組成を用いた場合の各代表炉心の増殖比は 1.1 以上であり、大型 MOX 燃料炉心、大型及び中型金属燃料炉心の複合システム倍増時間は 50 年以下である。中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の複合システム倍増時間は 74 年となるが FBR 導入シナリオに及ぼす影響は小さい見通しである。

軽水炉使用済燃料からの回収 TRU 組成を使用した場合の影響としては、増殖比が僅かながら低下し、複合システム倍増時間が増加傾向を示すが FBR 導入シナリオに大きな影響を及ぼすことはない見通しであり、燃焼反応度、ナトリウムボイド反応度およびドップラ係数についても設計成立の見通しである。

なお、金属燃料炉心は MOX 燃料炉心に比較して初装荷 Pu-f 重量が少なく、複合システム倍増時間が短いことから高い増殖性能要求に対する適応性に優れていると言える。

また、軽水炉使用済燃料からの回収 TRU 組成を使用した場合の燃料における MA 混入率は 2～4wt%であり、燃料装荷から取出の間に 20～40%が燃焼される。

以上のことから、各代表炉心は軽水炉使用済燃料からの回収 TRU を受け入れた場合も含めて、資源有効利用性に係る目標を達成するために必要な増殖性能を確保しつつ設計成立の見通しである。

2.2.1.4 環境負荷低減性

(1) LLFP 核変換、TRU 燃焼

LLFP 核変換性能を検討した大型 MOX 燃料コンパクト型炉心、大型金属燃料コンパクト型炉心、そして中型 MOX 燃料高内部転換型炉心は、達成できる核変換率に差はあるものの、いずれも平衡期炉心として要求される 1 以上の増殖比を維持しながら自己生成分の I 及び Tc を核変換できる可能性がある。

上記三炉型の変換特性を表 2.2.1.4 に示した。この三炉型の中では、大型金属燃料コンパクト型炉心が最も LLFP 変換性能に優れ、次いで中型 MOX 燃料高内部転換型炉心、大型 MOX 燃料コンパクト型炉心の順となった。大型金属燃料コンパクト型炉心は、MOX 燃料炉心に比べて中性子束が高いため、^{129}I、^{99}Tc ともに目標に近い 30%程度の変換率を達成するとともに、1.0 以上のサポートファクタ(変換/生成)を示した。

炉心周辺に LLFP 集合体を装荷する場合、LLFP の装荷量は炉心の大きさ（炉心径と高さ）に依存する。一方、LLFP 生成率は原子炉熱出力にほぼ比例し、LLFP 変換率は炉心境界での中性子束に依存するため、「径表面積×境界中性子束／炉出力」が各炉の変換特性を表す一つの指標となると考えられる。大型金属燃料炉は MOX 燃料炉に比べ境界中性子束が 2 倍以上高いために、変換特性が最も優れる。大型及び中型の MOX 燃料炉では、境界中性子束は同等であるが、「径表面積／炉出力」の比の大きい中型炉で変換特性が優れている。

TRU 燃焼に関しては、軽水炉使用済燃料から回収された TRU 組成を用いた場合に燃料装荷から取出の間に 20～40%程度の MA が燃焼され、炉心特性に及ぼす影響は少なく、設計成立の見通しである。（前記 2.2.1.3 項参照）

(2) 廃炉廃棄物／運転廃棄物

(a) 算定方法

廃炉廃棄物に関しては、平成 14 年度の機器図・配置図などから躯体体積を概略算定し、密度を考慮して質量を求めた。算定が困難なものは、もんじゅ、軽水炉などの例を参考に推定した。算定手順を図 2.2.1.1 に示す。

運転廃棄物に関しては、FBR 実証炉フェーズ２での廃棄物発生量検討結果に基づき、プラント仕様及び建物容積の相違を考慮して推定した。

(b) 大型炉

廃炉廃棄物発生量および参考として軽水炉の廃炉廃棄物発生量をあわせて表 2.2.1.5 に示す。廃炉廃棄物発生量は、同一出力での軽水炉と比較し、下回る見込みがある。また、運転廃棄物は中間評価用データのまとめとして表 2.2.1.6 に示す。

以上をまとめ、中間評価用の廃棄物データを表 2.2.1.7 に示す。

(c) 中型モジュール炉

廃炉廃棄物発生量および参考として軽水炉の廃炉廃棄物発生量をあわせて表 2.2.1.8 に示す。廃炉廃棄物発生量は、同一出力での軽水炉と比較し、下回る見込みがある。また、運転廃棄物は中間評価用データのまとめとして表 2.2.1.9 に示す。

以上をまとめ、中間評価用の廃棄物データを表 2.2.1.10 に示す。

2.2.1.5 核拡散抵抗性

炉心・燃料設計では、炉心燃料として 2vol.%の FP が混入した低除染燃料の使用を前提としており、Pu の化学的純度が低く、表面線量率の高いことが技術上の障壁となり新燃料についても意図しない接近を制限できる。

また、径方向ブランケット燃料は、使用後に Pu が蓄積されているが、使用中の核分裂により生成された FP 等による高い表面線量率を有しており炉心燃料と同様に意図しない接近を制限できる。

2.2.1.6 運転、保守・補修性

(1) 運転

運転に関する設計への適合性を中型モジュール炉に対し、過渡解析により評価した。運転への要求はいくつかあるが、そのうち、厳しい事象である定格からの自動運転時における 95%の大幅な負荷喪失後の運転継続（所内単独運転移行）と原子炉１基のトリップ事象時の健全モジュール側運転継続である。

なお、大型炉に関しては、大幅な負荷喪失事象が対象となるが、過渡特性は中型モジュール炉と系統構成、制御系構成が同等であることから、中型炉での評価結果を適用可能である。

(a) 負荷喪失以後の所内単独運転移行

タービンバイパス弁制御による主蒸気圧力制御とセットバック制御による NSSS 側の出力降下が安定かつ適切に行われ、所内単独運転への移行が可能である見通しが得られた。プラント挙動の概要を図 2.2.1.2 に示す。

(b) 原子炉１基のトリップ時、健全モジュールの運転継続

タービンガバナ弁制御系及び蒸気発生器出口ナトリウム温度制御系により蒸気ヘッダの圧力低下が適切に抑制され、健全側モジュールの安定な運転が維持される見通しが得られた。この事象におけるプラント挙動の概要を図 2.2.1.3 に、その解析結果を図 2.2.1.4 に示す。

(2) 保守・補修性

ナトリウム冷却炉の ISI 計画および保守・補修計画に対して、建設費への影響を考慮して、その設備対応を検討する必要がある。現状のプラント設計における検査・補修性の反映状況を整理するとともに、各設備対応を行った場合の機器物量の増加及び建屋体積の増加を概算し、建設費への影響について評価した。評価結果を表 2.2.1.11 に示す。今後、これらを参考に、プラント設計への反映を検討する。

(a) 原子炉容器の検査・補修性

① 原子炉容器検査用アクセス孔の設置（図 2.2.1.5）

原子炉容器の検査（目視または体積検査）を考慮し、オペフロから RV－GV アニュラスまで原子炉容器アクセス用検査口を 2 箇所設置。

これらの設備対応は、すでに設計に反映済み。

(b) 炉内構造物の検査・補修性

① 炉内ナトリウム中検査装置アクセス孔設置（図 2.2.1.6）

炉心支持構造物の検査を考慮して、オペフロから下部プレナムまでの炉内ナトリウム中検査装置アクセス孔を設置する。これに伴い、ＣＬ配管配置につい

ても変更する。

② 炉心支持構造引抜補修対応（図 2.2.1.7）

炉心支持構造物の引抜補修を考慮して、炉心支持構造をフランジ支持に変更するとともに、炉内配管を真上に引抜けるように配管取付位置を変更する。また、ＲＶとデッキを別構造とする。

(c) ポンプ組込型 IHX の検査・補修性（図 2.2.1.8）

主な変更点は以下のとおり。

① IHX ガードベッセル内への検査装置搬入孔の設置及び検査装置の挿入性を考慮して隙間を設定。

② IHX 下部胴外面の検査装置挿入性を考慮して、エンクロージャ内の隙間を設定。

③ ポンプ引抜きにより、ポンプ据付デッキを取り外し、ガードベッセル外面へのアクセスできるようにポンプ隔壁上部構造を変更。

④ １次／２次バウンダリベローズの位置を補修性を考慮して下方に変更。

これらの設備対応は、すでに設計に反映済み。

(d) 蒸気発生器の検査・補修性（図 2.2.1.9）

① 蒸気発生器（２重管ＳＧ）検査用アクセス孔等の設置

管‐管板溶接部検査のために He 室のベローを開放可能な方式にするとともに、ファイバースコープのアクセス性を考慮して伝熱管ピッチを拡大する。また、エンクロージャに検査孔を設置する。

これらの設備対応は、すでに設計に反映済み。

表 2.2.1.1　　設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ

	設計要求に対する対応方針（第 1.2 節参照）	設計結果
安全性	(a) 安全要求 決定論的には、十分な多重・多様性を有する能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息させる設計とする。 確率論的には、炉停止系及び崩壊熱除去系に適切な多重性・多様性を持たせることにより炉心損傷発生頻度を低減する。また、仮想的な炉心損傷時の影響を炉容器内で終息させることにより、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く抑える。予備的な PSA により、それぞれの目標をクリアする見通しのあることを確認する。	・安全機能の重要度分類を暫定し、設計要求を満たすよう多重性、多様性を考慮した。また、代表的な設計基準事象に対し、炉心燃料の健全性確保の見通しを得ると共に、事故時被ばく評価についても予備的評価で成立性見通しを得ている。 ・炉心損傷発生頻度を概算し、10^{-6}/炉年未満の達成見通しを得ている。格納容器の非信頼度については代表的な ULOF 事象で損傷炉心の原子炉容器内保持、冷却性確保を検討しており、今後見通しを示す必要がある。
	(b) 安全設計の基本的原則の遵守 基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に安全設計を進める。	既往の設計基準類を基に設計基準・方針類を暫定し、安全設計を実施している。成立性上の問題点は特に見出されていない。
	(c) 原子炉停止機能への要求 独立２系統の能動的炉停止系を設置するとともに SASS を採用して受動的炉停止機能を確保する。	独立２系統の能動的炉停止系を設置するとともに SASS を設置している。SASS 有効性は大型 MOX 炉心で評価し、見通しを得ている。
	(d) 崩壊熱除去機能への要求 ポニーモータ、電磁ポンプ、送風機等の動的機器を使用しない完全自然循環型とする。また、ダンパ・ベーンの設計に多重性・多様性を持たせること等により崩壊熱除去系の信頼性向上を図る。先行炉での検討等を参考に、事故管理方策による機能回復についても検討する。	・動的機器を使用しない完全自然循環型崩壊熱除去系とし、空気冷却器のダンパは二重化して信頼性向上を図った設計としている。全交流電源喪失時でも自然循環での崩壊熱除去は可能な見通しを得ている。 ・事故管理方策による機能回復は今後設計具体化のなかで検討する。
	(e) 炉心損傷に対する格納機能の確保 ボイド反応度制限（6$以下）、ABLE 概念或いは FAIDUS 概念の採用及び損傷炉心物質の安定冷却保持を図ることができる原子炉構造設計により、代表的な炉心損傷事象に対し、その事故影響を炉容器内に局限できるようにする。フェーズⅡでは、EAGLE 試験等に基づき FAIDUS 概念の有効性を確認するとともに、ABLE 概念の有効性及び損傷炉心物質の安定冷却保持の成立性について検討し、必要な R&D 計画を具体化する。	・MOX 燃料炉心でボイド反応度を６＄程度に抑制し、燃料比出力を 40kW/kg 以上にした炉心設計で、起因過程の即発臨界を回避可能な見通しを得ている。 ・初期遷移過程での燃料排出は ABLE 概念では十分な機能が得られない見通しである。FAIDUS 概念は排出性能はよいものの、課題が多い。そのため、代替方策創出と有効性見通しの明確化が課題である。 ・事故後の冷却保持は原子炉容器下部プレナム体積増加と多段の受け皿構造で保持力向上を図っている。
経済性	(a) 要求値 [発電単価]：建設単価、熱効率、稼働率、建設工期等の指標を満足させることにより、目標値達成を目指す。 [プラント寿命]：設計寿命を 60 年として設計する。	・発電単価要求値（４円/kWh）は達成の見通しを得ている。 ・設計寿命を 60 年として設計できる見通しを得らいる。
	(b) 目標値 [建設工期]：フェーズⅠの時点で 46 ヶ月程度を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいても建設工法の簡素化検討等を進め、さらなる建設工期短縮を目指す。	フェーズⅡ設計プラントに対し、 ・大型炉の建設工期は 46 ヶ月となっており、更なる建設工期短縮を目指し検討を行っている。 ・中型モジュール炉は 38 ヶ月となっており、更なる建設工期短縮を目指し検討を行っている。
	(c) 基準値 [建設単価]：20 万円/kWe 以下の建設単価達成をより確かなものとする。 [燃焼度]：高燃焼度化に伴い、使用済み燃料の崩壊熱量が増加するため、これを考慮した燃料取扱い系とする。 [稼働率]：フェーズⅠの時点で 92%を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいても連続運転期間の長期化、燃料交換時間短縮等による定検期間短縮の検討を進め、さらなる高稼働率を目指す。	フェーズⅡ設計プラントに対し、 ・建設単価 20 万円/kWe 以下は、達成の見通しが得られている。 ・高燃焼度化に対応した燃料取扱系として設計している。 ・稼働率は 92%を達成可能な見通しを得ている。更なる高稼働率を目指して検討を行っている。
環境負荷低減	(a) 運転廃棄物/廃炉廃棄物 フェーズⅠでの検討を踏まえ、さらなる低減を目指した検討を進める。廃炉廃棄物については、炉容器室内に、高β、γ線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。また、廃棄物の再利用に関しても、その可能性を追求する。	・実証炉での検討結果を基に運転廃棄物、廃炉廃棄物量を推定し、現行軽水炉の設置許可申請書記載値と同程度であることを確認した。 ・固体廃棄物のうち、ドラム缶発生本数は、現行軽水炉の 1/10 以下を達成可能な見通しが得られている。
核不拡散	・燃料取扱設備管理区域とし、容易に外部から侵入できないよう考慮した設計とする。また、燃料は常に燃料取扱機器内で扱われ、容易に接近できない設計とする。 ・低除染燃料とすることで核拡散抵抗性が増すことが期待できるため、低除染燃料の発熱、放射線源強度を考慮し、これらを取扱ことができる燃料取扱設備の設計とする。	・燃料取扱設備は管理区域とし、燃料は常に燃料取扱機器内で扱うような設計としている。 ・低除染燃料、放射線源強度を考慮した燃料取扱設備設計としている。
運転・保守補修性	・日負荷追従運転が可能となるようプラント制御系の設計を検討するとともに、熱過渡条件への影響を考慮して熱応力に対する構造健全性を評価する。 ・軽水炉で行われている線源強度の低減、保守作業の自動化・ロボット化の開発実績を導入し、最新軽水炉並みの定検時被ばく線量（0.5 人 Sv）を達成する。 ・ナトリウムの化学的活性を考慮し、ナトリウム漏えい対策及びナトリウム水反応対策を強化し、事故影響の局限化を図る。これにより、事故後の速やかな復旧、再起動を可能とする設計を行う。	・日負荷追従運転が可能となるプラント制御系を暫定し、成立性の見通しを得ている。 ・最新軽水炉の設計を考慮し、保守作業の自動化、ロボット化を図った設計を指向しており、定検時被ばく線量は最新軽水炉並となるように考慮している。保守作業が具体化された段階で、定検時被ばく線量の確認を行う必要がある。 ・ナトリウムバウンダリはすべて二重化し、漏えいナトリウムの局所化を図り、事故後の復旧期間の合理化を行っている。ナトリウム水反応対策を強化した設計としている。中型炉では密着二重管 SG を採用し、ナトリウム水反応を可能な限り排除する設計としている。

表 2.2.1.2　ナトリウム冷却炉の経済性評価結果

プラント (　)内は経済性評価グラフでの記号を示す。		建設単価評価値（相対値）
大型ツインプラント(3000MWe)単管ヘリカルコイル型 SG 採用ケース	MOX 燃料コンパクト型炉心プラント	84.4
	MOX 燃料高内部転換型炉心プラント	87.0
	金属燃料コンパクト型炉心プラント	91.0
大型ツインプラント(3000MWe)	MOX 燃料コンパクト型炉心プラント（LNaC）	90.5
	MOX 燃料高内部転換型炉心プラント（LNaH）	93.1
	金属燃料コンパクト型炉心プラント　（LNaM）	96.2
中型モジュールプラント（3000MWe）	MOX 燃料コンパクト型炉心プラント（MMNaC）	95.6
	MOX 燃料高内部転換型炉心プラント（MMNaH）	93.8
中型シングル炉(750MWe)	MOX 燃料高内部転換型炉心プラント（MMNaHS）	152.4

プラント名に SG 型式記載無いものは、二重管直管型 SG 採用ケース

（目標建設単価を 100 として記載）

表 2.2.1.3　代表炉心の資源有効利用性（FBR 導入期炉心）

燃料	炉 型	項　目	TRU組成		
			高速炉 多重リサイクル	軽水炉 使用済燃料回収	
				基準	代表
MOX	大型炉 （コンパクト型炉心）	増殖比	1.16	1.13	1.15
		複合システム倍増時間（年）	46	62	50
		初装荷Pu-f重量（t/GWe）	4.4	4.5	4.3
		燃焼反応度（%Δk/kk'）	3.2	3.9	2.9
		ナトリウムボイド反応度（$）	5.8	5.7	6.2
		ドップラ係数[Tdk/dT]	-4.7E-03	-4.4E-03	-3.9E-03
		MA混入率[MA/HM]（wt%）	1.1	2.5	3.9
		MA燃焼率[装荷-取出]（%）	—	25	37
	中型炉 （高内部転換型炉心）	増殖比	1.11	1.07	1.10
		複合システム倍増時間（年）	74	121	85
		初装荷Pu-f重量（t/GWe）	6.1	6.2	6.0
		燃焼反応度（%Δk/kk'）	2.8	3.7	2.6
		ナトリウムボイド反応度（$）	5.5	5.4	5.8
		ドップラ係数[Tdk/dT]	-4.9E-03	-4.7E-03	-4.3E-03
		MA混入率[MA/HM]（wt%）	1.0	2.4	3.6
		MA燃焼率[装荷-取出]（%）	—	22	36
金属	大型炉 （コンパクト型炉心）	増殖比	1.16	1.14	1.18
		複合システム倍増時間（年）	37	43	34
		初装荷Pu-f重量（t/GWe）	4.0	4.0	3.8
		燃焼反応度（%Δk/kk'）	2.2	3.1	2.0
		ナトリウムボイド反応度（$）	8.0	8.2	8.6
		ドップラ係数[Tdk/dT]	-3.5E-03	-3.0E-03	-2.8E-03
		MA混入率[MA/HM]（wt%）	0.5	2.0	3.0
		MA燃焼率[装荷-取出]（%）	—	26	39
	中型炉 （コンパクト型炉心）	増殖比	1.17	1.16	1.19
		複合システム倍増時間（年）	38	42	34
		初装荷Pu-f重量（t/GWe）	4.4	4.3	4.1
		燃焼反応度（%Δk/kk'）	2.8	3.3	2.2
		ナトリウムボイド反応度（$）	7.6	7.9	8.3
		ドップラ係数[Tdk/dT]	-3.3E-03	-2.8E-03	-2.6E-03
		MA混入率[MA/HM]（wt%）	0.5	2.1	3.1
		MA燃焼率[装荷-取出]（%）	—	24	37

[注記]

(1) 高速炉多重リサイクルTRU組成（wt%）

MOX：$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{243}Am/^{244}Cm/^{245}Cm$ = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0

金属：$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/243Am/^{244}Cm/^{245}Cm$= 1.1/66.0/25.2/2.4/2.4/0.4/1.6/0.5/0.4/0.

(2) 軽水炉使用済燃料回収TRU組成（wt%）

・基準：LWR取出燃料（45～49GWd/t）を4年冷却後にTRU回収

$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{243}Am/^{244}Cm/^{245}Cm$ = 2.2/47.0/23.2/10.7/6.5/5.6/3.1/1.3/0.4/0.0

・代表：A-LWR取出燃料（60GWd/t）を4年冷却後に回収したTRUとLWR取出燃料（45～49GWd/t）を40年中間貯蔵後に回収したTRUを1：1で混合

$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{243}Am/^{244}Cm/^{245}Cm$ = 2.1/46.8/23.3/6.1/6.7/6.4/6.8/1.4/0.3/0.0

表 2.2.1.4　ナトリウム冷却炉心の LLFP 核変換特性

		大型MOX燃料Na炉		大型金属燃料Na炉		中型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		55%	80%	40%	80%	35%	80%
減速材比		20%	48%	45%	50%	40%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		110	150	90	90	100	100
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)（下部/上部）		142/28.5	–	5/215	–	122/40	–
LLFP集合体数		86	53	90	45	72	36
LLFP装荷量(kg)	1集合体	15.6	112.9	6.3	50.0	6.7	66.2
	全体	1343	5983	569	2251	483	2384
出力当たり	kg/GWt	376	1676	146	577	271	1335
核変換率(%/cycle)	第1層	1.7%	0.8%	5.6%	2.6%	3.6%	1.4%
	第2層	0.6%	–	2.3%	–	1.2%	–
	平均	1.1%	0.8%	3.7%	2.6%	2.3%	1.4%
取出変換率		13.8%	5.2%	27.7%	28.6%	21.7%	12.2%
滞在期間	cycle	13.0	7.0	8.0	13.0	10.0	9.0
	year	19.5	10.5	12.0	19.5	21.7	19.5
LLFP取出量(kg)		1158	5672	412	1608	378	2094
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	14.3	44.5	19.7	49.5	10.5	32.2
	生成量	14.3	44.7	15.9	49.4	10.4	32.3
サポートファクタ		1.00	1.00	1.24	1.00	1.01	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合		2.5	4.2	2.0	2.9	2.5	2.6
炉心流量比率(%)		1.1	1.3	0.7	0.6	1.9	1.1

表 2.2.1.5　大型炉廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較

№	廃棄物区分	大型炉-1500MXC		BWR（1100MW級）		PWR（1100MW級）		GCR（160MW級）	
		質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%
1	高β・γ廃棄物	0.05	0.1	0.01	0.02	0.02	0.04	0.3	2
2	低レベル廃棄物	0.1	0.2	0.2	0.4	0.3	1	1.2	8
3	極低レベル廃棄物	0.4	1	1	2	0.3	1	1	5
4	放射性廃棄物として扱う必要のない廃棄物	46	99	53	98	49	99	13	85
合　計		46	100	54	100	50	100	15	100
軽水炉と同一出力での比較		34		54		50			

参考資料

原子力環境整備センター「放射性廃棄物データブック」（原子力発電所の解体廃棄物の発生量の試算例）

表 2.2.1.6　大型炉中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ

（発生量は1年当たりの値）

No.	種類	ドラム缶本数	発生量 (m^3)	放射能レベル	備考
1	使用済み樹脂	1	0.2	低	
2	濃縮廃液	17	3.4	低	
3	洗濯排水濃縮廃液	1	0.2	低	
4	雑固体廃棄物	100	20	低	
5	使用済み活性炭	1	0.2	低	
6	使用済みフィルタ		50	低	
7	使用済み制御棒		4	高	
8	中性子遮へい体		2	高	

（注）放射能レベルは、「原子力発電施設から発生する放射性廃棄物の処分方針等について（総合エネルギー調査会原子力部会中間報告 －商業用原子力発電施設解体廃棄物の処理処分に向けて－ 平成 11 年 5 月 18 日　資料 2)」に基づく定性的な区分とした。

表 2.2.1.7　大型炉中間評価用の廃棄物量データのまとめ

No.	標題	単位	データ	備考
41,42	FBRプラント廃止措置費詳細計算テーブル			
	安全貯蔵期間	y	5	
(1)	高βγ廃棄物(金属)	t	510	廃棄物自体の重さ
(2)	低レベル廃棄物(金属)	t	550	同上。
(3)	低レベル廃棄物(コンクリート)	t	407	同上。
(4)	極低レベル廃棄物(金属)	t	3,193	同上。
(5)	極低レベル廃棄物(コンクリート)	t	317	同上。
(6)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋除く)	t	48,205	同上。ｸﾘｱﾗﾝｽﾚﾍﾞﾙ含む。
(7)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋)	t	24,833	同上。
(8)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋除く)	t	273,249	同上。
(9)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋)	t	111,320	同上。
	№(1)～(9)小計	t	462,585	
	放射性廃棄物(除染前)	m^3	8,466	処分体の体積
(10)	高βγ廃棄物	m^3	618	〃
(11)	低レベル廃棄物	m^3	1,631	〃
(12)	極低レベル廃棄物	m^3	4,637	〃
	№(10)～(12)小計	m^3	6,886	〃
53,54	FBRプラント固体廃棄物発生量テーブル			
	高βγ廃棄物	m^3/y	6	運転廃棄物
	低レベル廃棄物	m^3/y	74	運転廃棄物
	極低レベル廃棄物	m^3/y	ー	運転廃棄物

表 2.2.1.8　中型炉廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較

№	廃棄物区分	中型炉-M750MXH		BWR (1100MW級)		PWR (1100MW級)		GCR (160MW級)	
		質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%	質量(万トン)	概略%
1	高β・γ廃棄物	0.05	0.2	0.01	0.02	0.02	0.04	0.3	2
2	低レベル廃棄物	0.1	0.2	0.2	0.4	0.3	1	1.2	8
3	極低レベル廃棄物	0.3	1	1	2	0.3	1	1	5
4	放射性廃棄物として扱う必要のない廃棄物	30	99	53	98	49	99	13	85
	合　計	30	100	54	100	50	100	15	100
	軽水炉と同一出力での比較	44		54		50			

参考資料

原子力環境整備センター「放射性廃棄物データブック」（原子力発電所の解体廃棄物の発生量の試算例）

表 2.2.1.9　中型炉中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ

（発生量は1年当たりの値）

No.	種類	ドラム缶本数	発生量 (m^3)	放射能レベル	備考
1	使用済み樹脂	1	0.2	低	
2	濃縮廃液	17	3.4	低	
3	洗濯排水濃縮廃液	1	0.2	低	
4	雑固体廃棄物	100	20	低	
5	使用済み活性炭	1	0.2	低	
6	使用済みフィルタ		25	低	
7	使用済み制御棒		2	高	
8	中性子遮へい体		2	高	

（注）放射能レベルは、「原子力発電施設から発生する放射性廃棄物の処分方針等について（総合エネルギー調査会原子力部会中間報告 －商業用原子力発電施設解体廃棄物の処理処分に向けて－ 平成 11 年 5 月 18 日　資料 2)」に基づく定性的な区分とした。

表 2.2.1.10　中型炉中間評価用の廃棄物量データのまとめ

No.	標題	単位	データ		備考
			1ﾓｼﾞｭｰﾙ分	2ﾓｼﾞｭｰﾙ分	
41,42	FBRプラント廃止措置費詳細計算テーブル				
	安全貯蔵期間	y	5	5	
(1)	高βγ廃棄物(金属)	t	465	930	廃棄物自体の重さ
(2)	低レベル廃棄物(金属)	t	438	875	同上。
(3)	低レベル廃棄物(コンクリート)	t	230	460	同上。
(4)	極低レベル廃棄物(金属)	t	2,161	4,322	同上。
(5)	極低レベル廃棄物(コンクリート)	t	382	764	同上。
(6)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋除く)	t	27,065	54,130	同上。ｸﾘｱﾗﾝｽﾚﾍﾞﾙ含む。
(7)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋)	t	12,341	24,682	同上。
(8)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋除く)	t	200,999	401,999	同上。
(9)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋)	t	55,660	111,320	同上。
	№(1)～(9)小計	t	299,740	599,480	
	放射性廃棄物(除染前)	m^3	6,728	13,457	処分体の体積
(10)	高βγ廃棄物	m^3	561	1,121	〃
(11)	低レベル廃棄物	m^3	1,263	2,525	〃
(12)	極低レベル廃棄物	m^3	3,697	7,393	〃
	№(10)～(12)小計	m^3	5,520	11,040	〃
53,54	FBRプラント固体廃棄物発生量テーブル				
	高βγ廃棄物	m^3/y	4	8	運転廃棄物
	低レベル廃棄物	m^3/y	49	98	運転廃棄物
	極低レベル廃棄物	m^3/y	－	－	運転廃棄物

(注)中間評価用データテーブルへの入力データは2モジュール当たりの値である。

表 2.2.1.11　検査・補修性向上による建設費への影響

	対象機器	部位	試験方法	設備対応	物量への影響	建設費への影響
検査	原子炉容器	異材継手 液面近傍の溶接継手	体積検査	RV-GV 間に検査孔(190×640）2 ヵ所設置	H15 レファレンス構造に反映	H15 レファレンス構造に反映
	炉心支持構造	溶接継手 CL 差込構造取付部	VTM-3	下部ﾌﾟﾚﾅﾑまでの検査孔(φ1510）3 ヵ所設置	原子炉径 0.22m 増加（8.72m）	建設費約 0.7%増
	1 次系配管	HL 配管/IHX 溶接継手	体積検査	・IHX-GV 間に検査孔を設置 ・GV 構造を検査性を考慮して設定	H15 レファレンス構造に反映	H15 レファレンス構造に反映
	ﾎﾟﾝﾌﾟ組込型 IHX	胴とｽｶｰﾄとの溶接継手	VTM-3			
		ｶﾊﾞｰｶﾞｽ中ﾍﾞﾛｰｽﾞ	VTM-1			
		上部管板取付部の溶接継手	体積検査			
		1 次/2 次ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘﾍﾞﾛｰｽﾞ	VTM-1	・ISI 設備取扱機保管ｽﾍﾟｰｽを設置 ・ﾎﾟﾝﾌﾟ取扱機高さに対応し建屋高さを増加	・ISI 設備取扱機保管ｽﾍﾟｰｽ約 3000m3 増 ・建屋高さ増加で約 2500m3 増	建設費約 0.7%増
	SG	胴ﾍﾞﾛｰｽﾞ	VTM-1	・ｴﾝｸﾛｰｼﾞｬに検査孔を設置	影響なし	－
補修	原子炉容器	外面	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修	特になし	－	－
		内面	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修	炉内検査装置ｱｸｾｽ孔(3 ヵ所)設置	(ISI 向上の項目と同じ)	－
		本体	引抜き補修(ﾃﾞｯｷ、炉心支持構造、RV を一体で引抜き）	建屋開口の設置	影響なし	－
			引抜き補修(ﾃﾞｯｷ、炉心支持構造、RV を分割して引抜き）	・炉心支持構造をﾌﾗﾝｼﾞ支持に変更 ・RV とﾃﾞｯｷをﾌﾗﾝｼ結合に変更 ・建屋開口の設置・建屋高さの増加	・原子炉径 0.5m 増(9m)（炉内検査装置ｱｸｾｽ孔(3 ヵ所)設置項目は反映）	建設費約 2.3%増
	炉心支持構造	－	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（溶接補修）	炉内検査装置ｱｸｾｽ孔(3 ヵ所)設置	(ISI 向上の項目と同じ)	－
	ﾃﾞｨｯﾌﾟﾌﾟﾚｰﾄ	ボルト	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修	特になし（年度以降･ﾙｰｽﾊﾟｰﾂ発生防止構造の検討次）	－	－
	1 次系配管	－	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（破損部の切断・取出し・交換）	・ﾙｰﾌﾃﾞｯｷを着脱構造とする。 ・配管貫通部の上部遮へい体を着脱構造とする。 ・IHX ﾉｽﾞﾙ端部へのｱｸｾｽ孔の設置	影響なし	－
	ﾎﾟﾝﾌﾟ組込型 IHX	伝熱管	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修	特になし	－	－
		容器ﾍﾞﾛｰｽﾞ	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（破損部の切断・取出し・交換）	容器との隙間を拡大	上部ﾌﾟﾚﾅﾑ部径約 0.3m 増加	建設費約 0.1%増
		容器	引抜き補修	・H/L 外管ﾍﾞﾛｰｽﾞ位置を IHX に近づけ、切断位置から外す。 ・建屋開口の設置	影響なし	－
		1 次/2 ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘﾍﾞﾛｰｽﾞ	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（破損部の切断・取出し・交換）	特になし	－	－
	蒸気発生器	容器胴	引抜き補修	・ﾎﾟﾝﾌﾟとの干渉防止 ・建屋上面及び側面に建屋開口設置	建屋体積約 600m3 増	建設費約 0.1%増
		胴ﾍﾞﾛｰｽﾞ	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（全体引抜き後の切断・取出し・交換）	・胴ﾍﾞﾛｰｽﾞ径を拡大する。 ・ﾎﾟﾝﾌﾟとの干渉防止 ・建屋上面及び側面に建屋開口設置	胴ﾍﾞﾛｰｽﾞ径約 2m 増加	建設費約 0.3%増
		伝熱管	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修	特になし	－	－
	2 次系配管	－	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（破損部の切断・取出し・交換）	搬出、搬入ｽﾍﾟｰｽの確保	影響なし	－
	AC 伝熱管	－	ｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修（破損部の切断・取出し・交換）	ｴﾝｸﾛｰｼﾞｬに補修用ﾏﾝﾎｰﾙを設置する。	影響なし	－

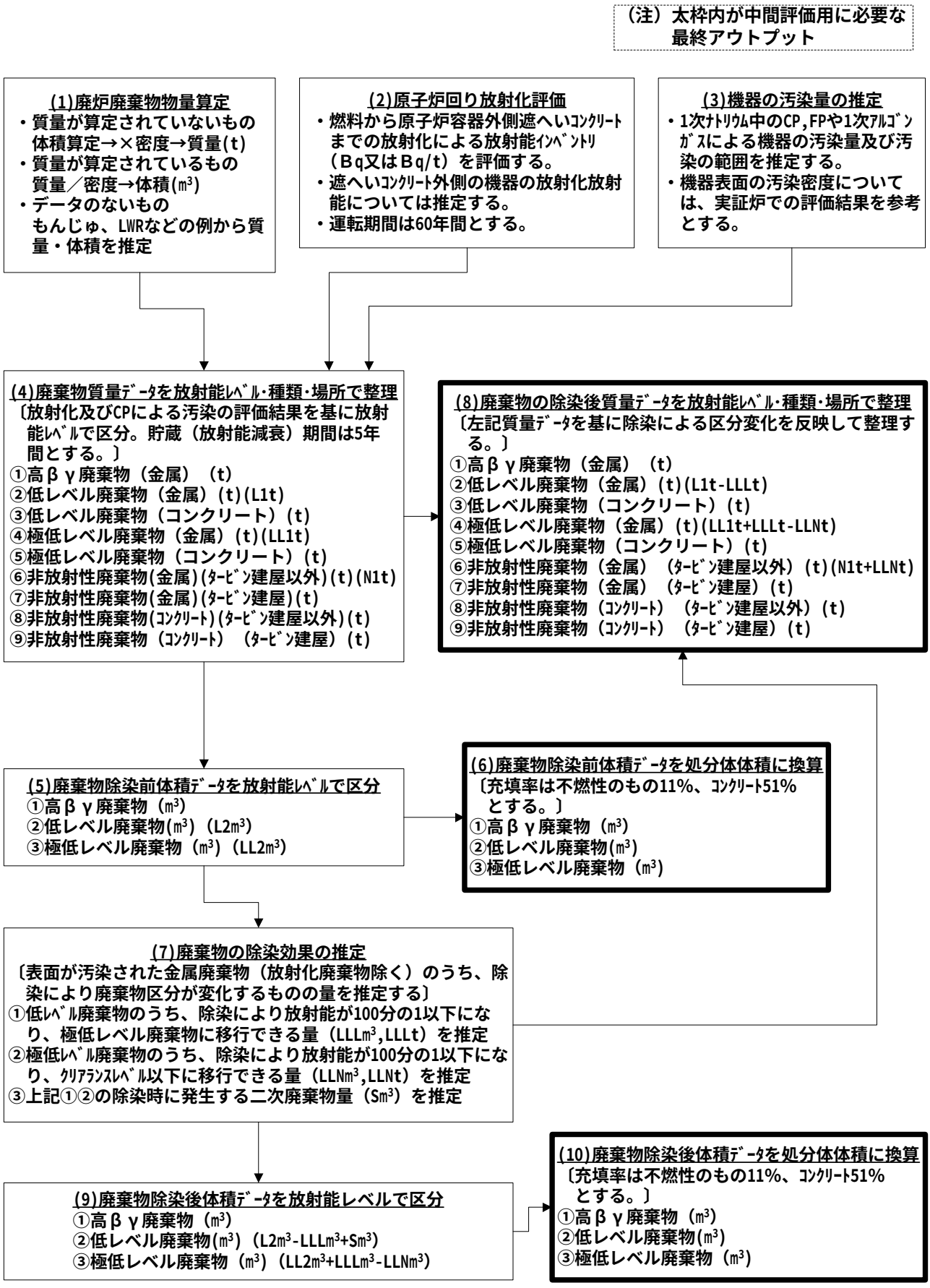


図 2.2.1.1　廃炉廃棄物発生量算定手順

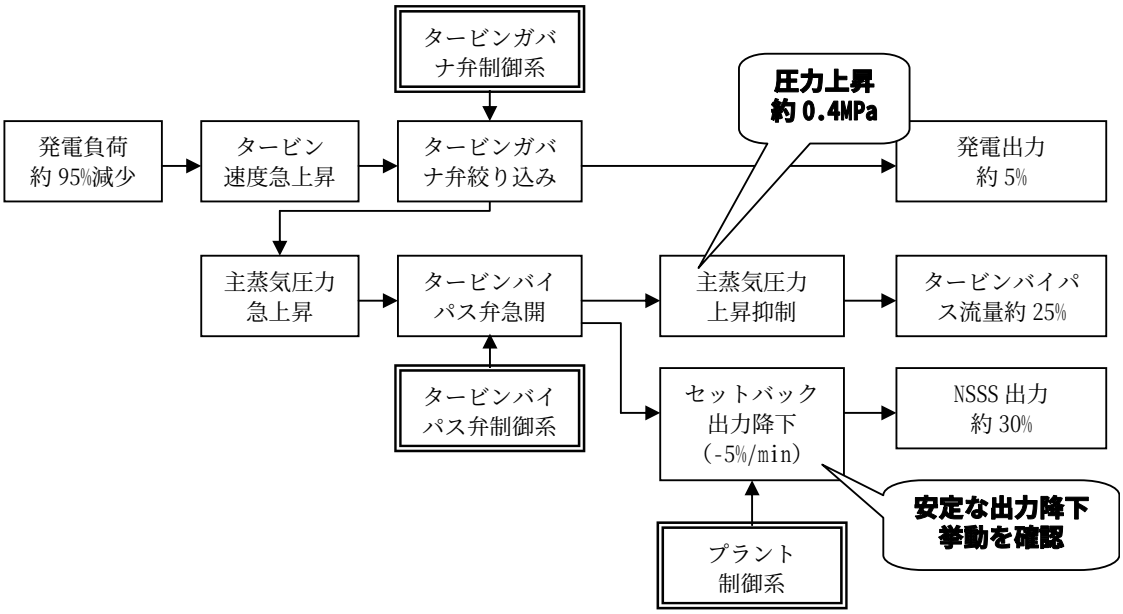


図 2.2.1.2　　負荷喪失後の所内単独運転移行

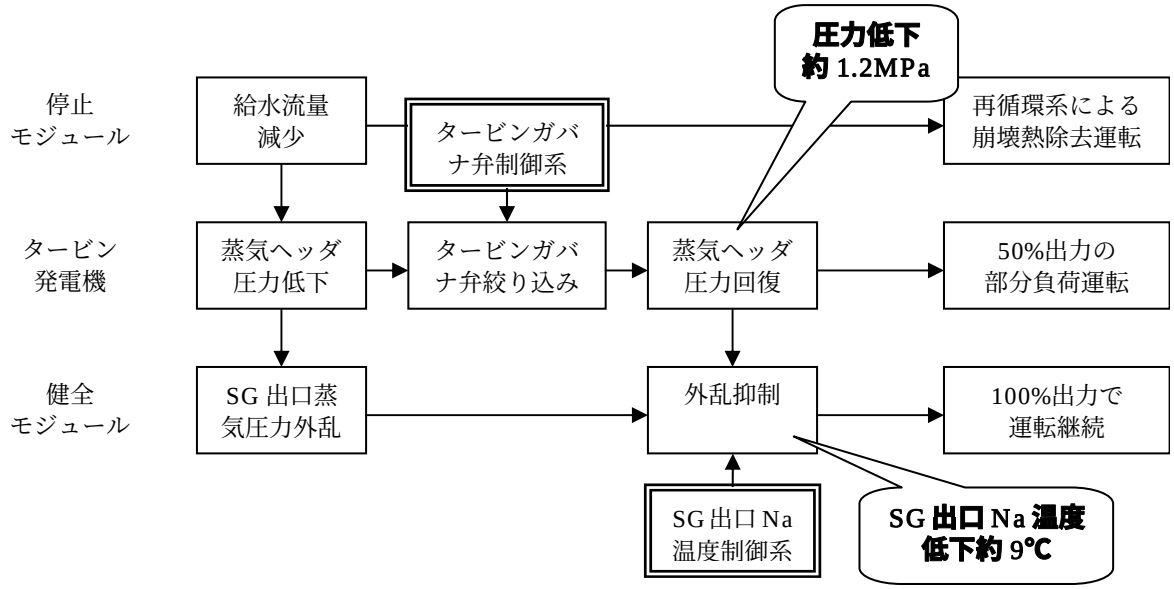


図 2.2.1.3　　1 原子炉トリップ時のプラント挙動

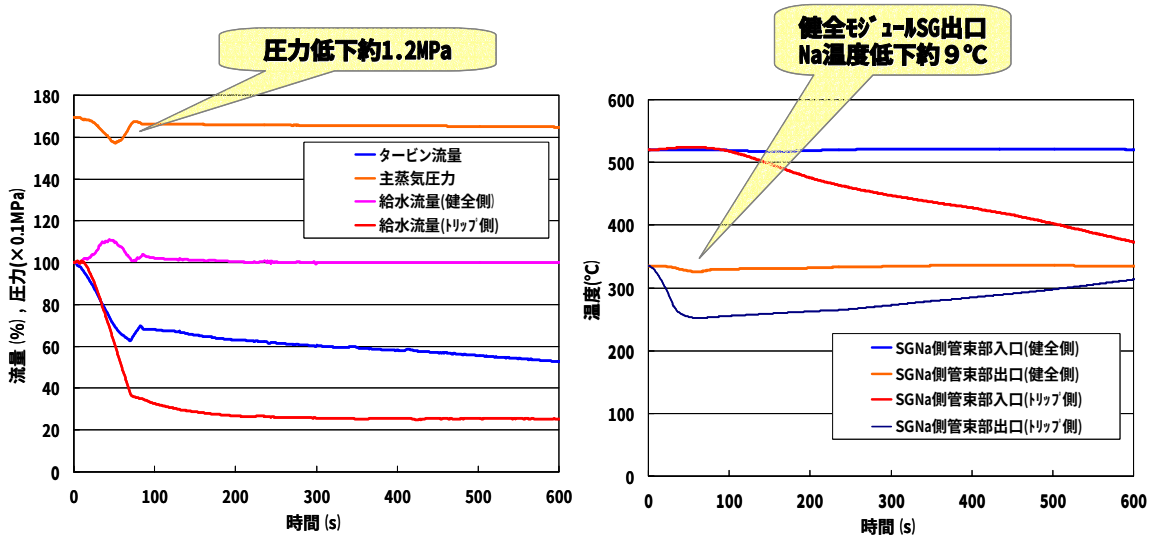


図 2.2.1.4　1 原子炉トリップ時の制御特性解析結果

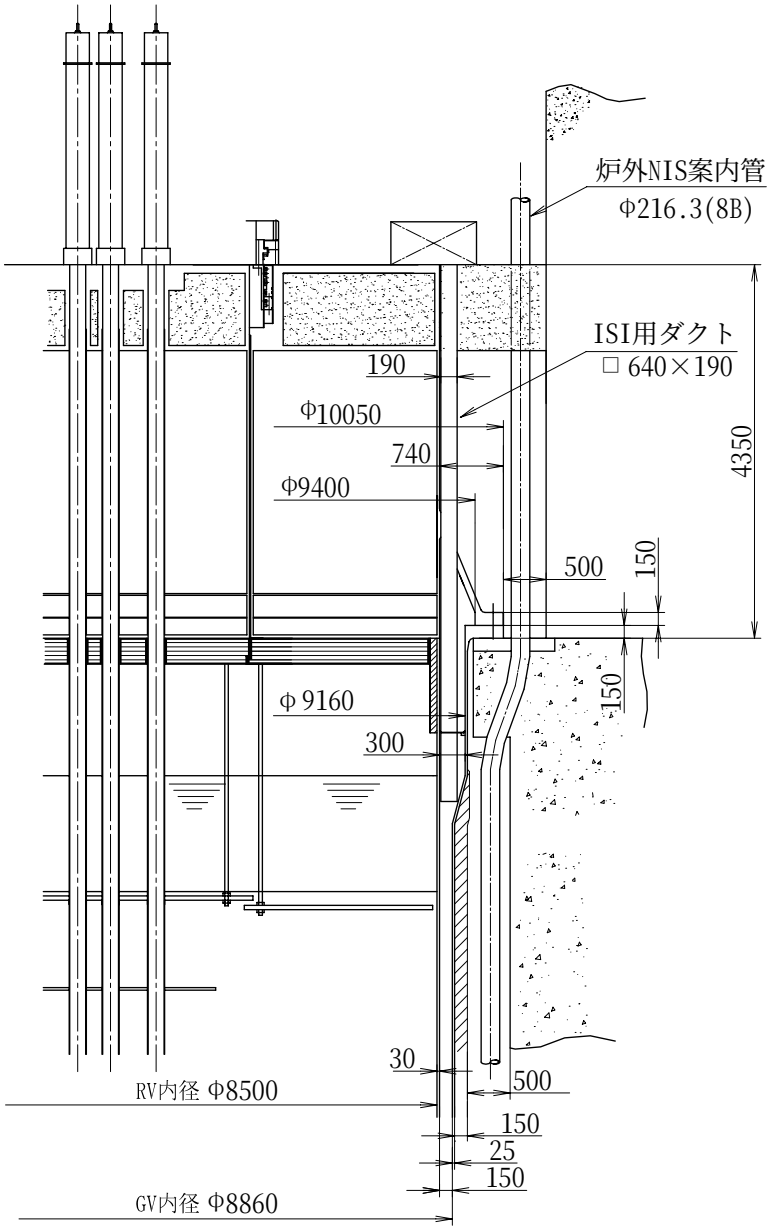


図 2.2.1.5　原子炉容器アクセス孔

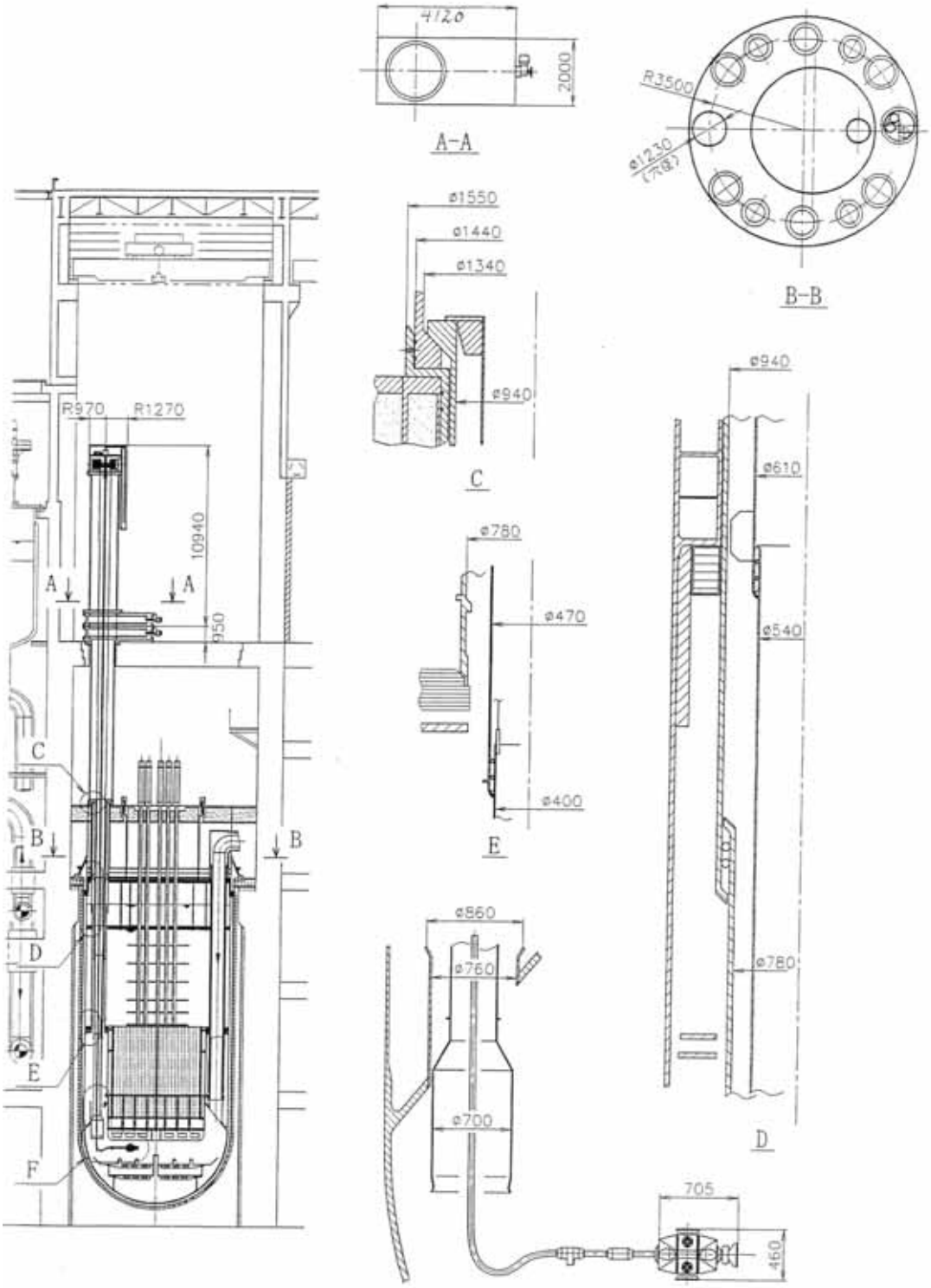


図 2.2.1.6　炉内検査装置搬入経路

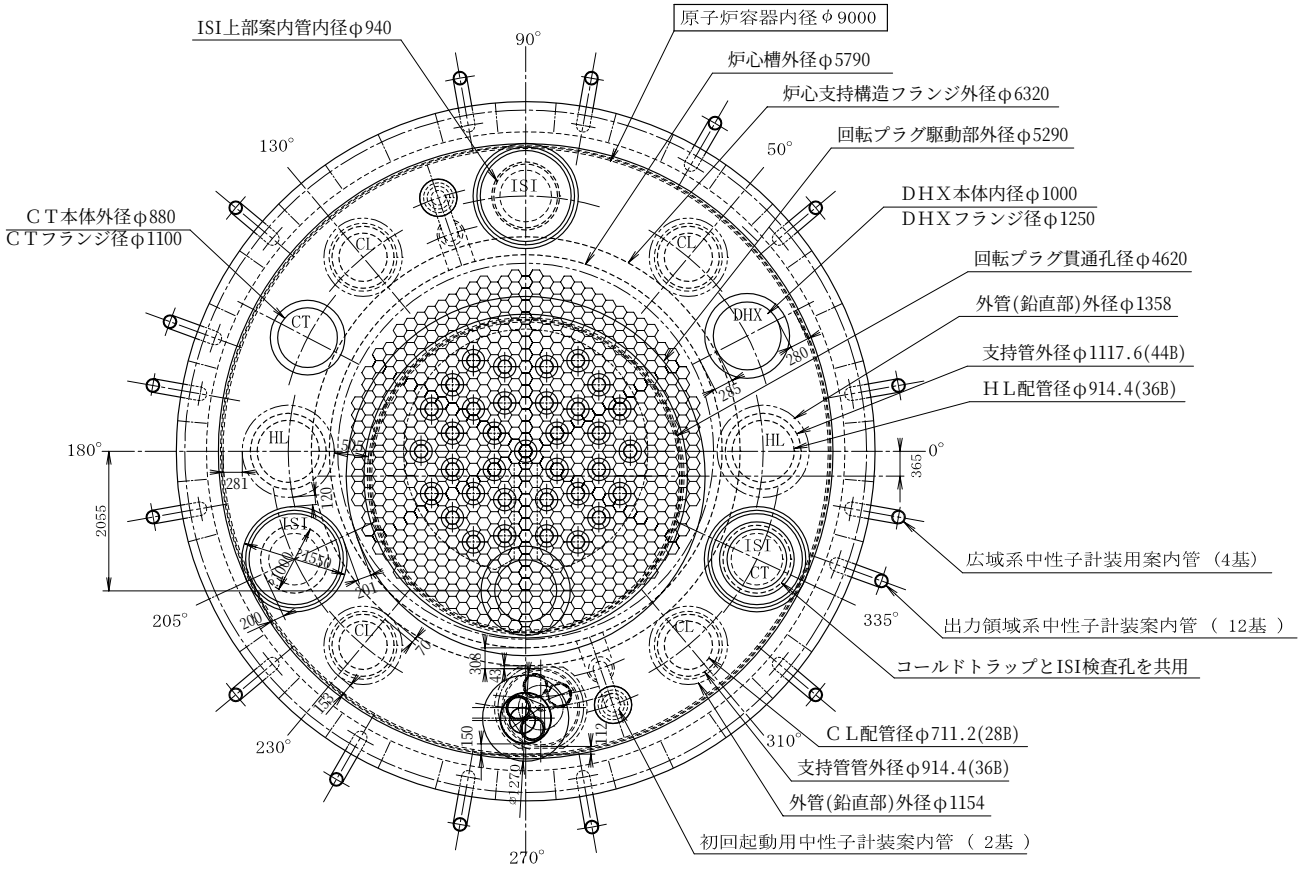


図 2.2.1.7 原子炉構造平面図
(炉内 Na 中検査装置アクセス孔+炉心支持構造引抜補修対応)

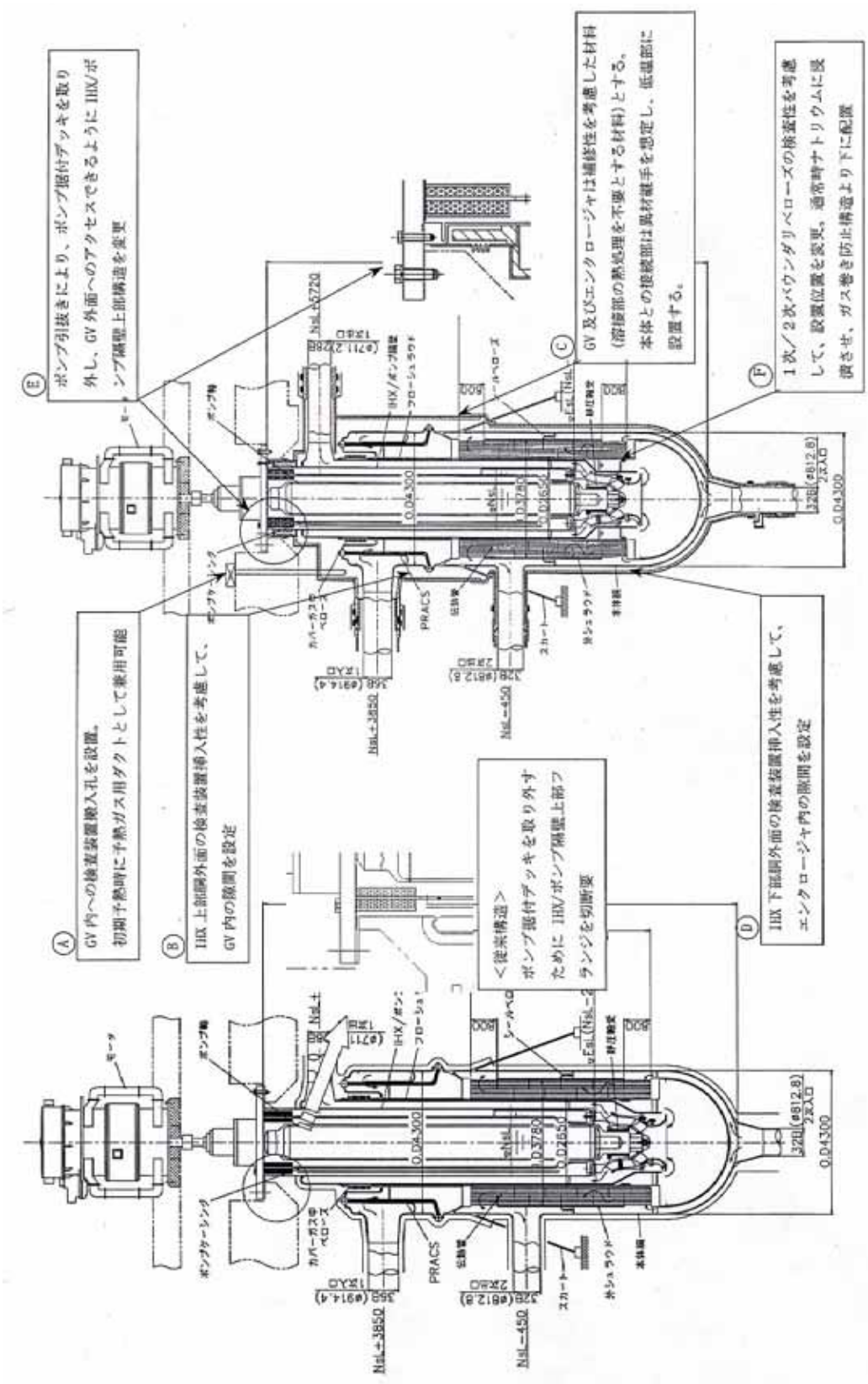


図 2.2.1.8　ポンプ組込型 IHX へのアクセス性を考慮した構造

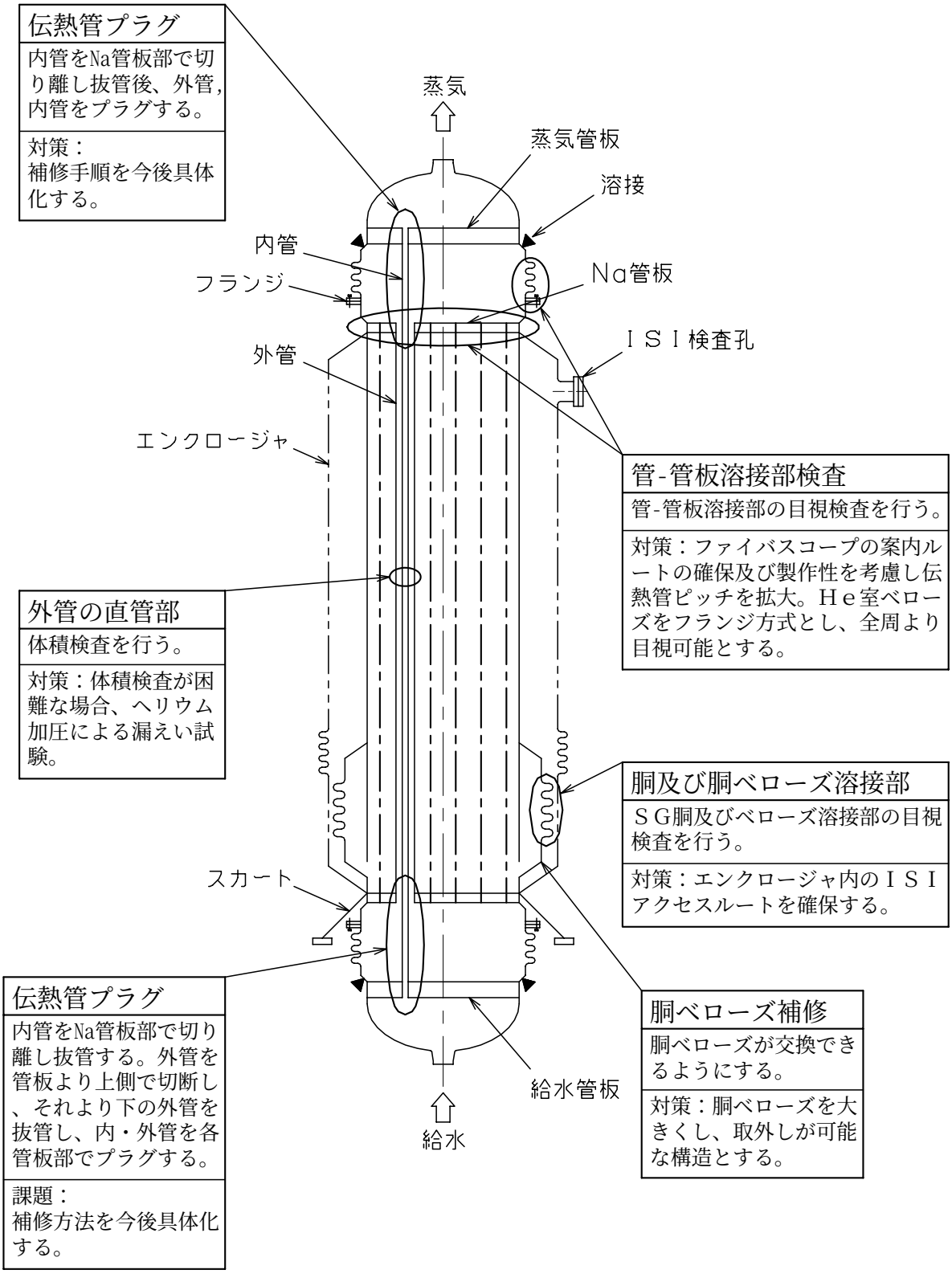


図 2.2.1.9　密着 2 重管ＳＧ検査・補修性を考慮した構造

2.2.2 技術的成立性の評価と今後の課題

2.2.2.1 炉心設計

(1) MOX 燃料炉心

(ⅰ) 太径燃料ピン開発

中型 MOX 燃料炉心の代表概念として選定した高内部転換型炉心では、燃料体積比の向上のため、ピン径として 10.4 mm の太径燃料ピンを採用している。このレベルまでの太径燃料ピンについては、照射実績が乏しく、実用化に向けて技術的課題を有する可能性が考えられる。

表 2.2.2.1 に高速炉用の太径燃料ピンの照射実績についてまとめたが、米国 EBR-Ⅱ・TREAT 炉で実施されたブランケット燃料用の TOP・RBCB 試験[1]において、照射末期を想定し Pu を添加した燃料ピンが存在している。ここで、Pu 富化度は 4 wt%程度であるが、ピン径 12.85 mm の燃料ピンについて燃焼度～30 GWd/t 程度まで照射した実績が存在していることがわかる。ただし、高内部転換型炉心の燃料は、ピン径は 10.4 mm であるが、Pu 富化度は 23 wt%で、ピーク燃焼度 250 GWd/t (取出平均燃焼度 150 GWd/t に対応) 程度までの照射を想定しており、上記実績の範囲を大きく逸脱している。そのため、実績から成立性を外挿することは困難と考えられ、照射挙動に対する影響を把握するため過渡試験を含めた確証照射試験が必要になるものと考えられる。

(ⅱ) 振動充填燃料

実用化戦略調査研究における炉心・燃料検討では、燃料形態としてペレット型を想定しており、定格時最大線出力は 430 W/cm を目安として設計検討を行っている。一方、燃料形態としては、振動充填燃料である RIAR 型バイパック燃料[2]、スフェアパック燃料[3]も候補形態と考えられており、このうち RIAR 型バイパック燃料を採用した場合には、現状、燃料温度評価モデルについて検討を行っている段階ではあるが、評価モデルの条件 (組織変化開始温度・組織変化領域密度) 次第では、定格時最大線出力が 10 %程度低く制限される可能性が示されている[4]。一方、スフェアパック燃料については、RIAR 型バイパック燃料より低いスミア密度を想定していることから (RIAR 型バイパック燃料：82%TD、スフェアパック：80%TD)、結果として、組織変化後の中心空孔径が大きくなる効果により、定格時最大線出力の低減効果は 5%程度と RIAR 型バイパック燃料より影響は小さくなる見通しである。このように、振動充填燃料を採用する場合には、ペレット燃料より定格時最大線出力が制限され、炉心・燃料設計に大きく影響を与える可能性が考えられる。そこで、振動充填燃料に関する受入性の確認のため、より影響が大きい RIAR 型バイパック燃料を対象に、燃料仕様および核特性への影響評価を行うこととした。

ここで、定格時最大線出力の低線出力化の検討に際し、従来検討のナトリウム冷却炉プラントへの負荷を極力小さくするため、炉心熱出力・炉心高さ・炉心等価直径・圧力損失を保存する条件で設計評価を行うこととした。また、対象炉心としては、大

型炉の代表概念として選定した「コンパクト型炉心（導入期炉心)」をベースとし、この炉心について上記の条件で線出力を 390 W/cm まで低下させた炉心を設定し比較することで、低線出力化による影響を評価することとした。

定格時最大線出力を変更した炉心燃料仕様の評価に際し、炉心熱出力同一の条件で線出力を低減させる場合、その分燃料ピンの総長（炉内燃料ピン総数 × 燃料ピン長)を増加させる必要があり、炉心高さ・炉心等価直径同一の条件で達成するには、燃料ピン径について細径化させる必要がある。炉心燃料仕様評価の結果得られた仕様を表 2.2.2.2 に示すが、線出力を 430 W/cm から 390 W/cm に変更すると、ピン径は 8.8 mm から 8.3 mm まで細径化される結果であった。この細径化の効果により、燃料体積比は 44.1 %から 43.2 %まで 0.9 %低下され、結果として、核特性に影響を与えるものと考えられる。ただし、表 2.2.2.3 に上記の仕様に基づく核特性評価結果を示すが、核特性として内部転換比を比較してみると 0.74 から 0.72 と 0.02 程度の低減であり、線出力について 10 %程度の低下の範囲であれば、核特性に与える影響は小さく、炉心の性能目標を逸脱するものではないことが示された。この様に振動充填燃料（RIAR 型バイパック燃料）の採用は、ピン径等一部の仕様の見直しは要求されるが、プラント側・炉心性能については大きな影響を与えずに受入可能であることがわかった。

また、今後の課題としては、振動充填燃料（RIAR 型バイパック燃料）の燃料温度評価に関して評価モデルの影響が大きいことが認められるため、信頼性の高い評価モデルの構築のため、燃料溶融試験等の温度評価に資する試験の実施が必要と考えられる。

（iii）炉心材料

実用化戦略調査研究のナトリウム冷却炉検討では、当初より被覆材として ODS 鋼[5]を選定して検討を行ってきた。ODS 鋼の開発状況としては、以下の通りである。

[ODS 鋼]

ODS 鋼として、9Cr-マルテンサイト系と 12Cr-フェライト系の 2 種類の鋼種を対象に、製造技術の開発を行うとともに、材料強度基準の整備のため炉外にて高温強度、ナトリウム環境効果等の試験が実施されている。一方、照射実績については、現状非常に乏しく、初期の試作材を対象に米国 EBR-Ⅱ炉で 5.5×10^{22} n/cm^2 (～35 dpa）まで照射された実績を有するのみである[6]。そのため、2003 年からロシアの BOR-60 炉において上記の 2 種類の鋼種の燃料ピンについて照射試験が開始されており、現在の計画では、2005 年までにピーク照射量 25 dpa、ピーク燃焼度 50 GWd/t までの照射を行う予定である。

他方、ODS 鋼はその性能（耐スエリング性・高温強度等）は期待されるものの上記の通り開発中の材料であり、開発リスク回避のために代替被覆材を選定する必要がある。現状、代替材の候補としては、性能・開発実績の観点から、PNC-FMS 鋼・HT-9[7]等のフェライト/マルテンサイト鋼、PE16 鋼[8]等の高 Ni 系材料、PNC-1520 鋼等の改良オーステナイト鋼が有望と考えられる（開発実績が乏しく 2030 年代での実用化が困難な見通しの材料については候補から除外した)。ここでは、「PNC-FMS 鋼」「高

Ni 系材料(国産材)」「改良オーステナイト鋼（PNC-1520 鋼)」を対象に、各候補材の特性・開発見通し等を表 2.2.2.4 に整理してまとめたが、主要な特徴・課題としては以下の通りである。

[PNC-FMS 鋼]

高温強度について ODS 鋼に比べ劣り、適用温度が 630～650℃と制限される。そのため、炉心出口温度は低下される見通しであり、熱効率の低下に伴いプラント建設コストの増大が懸念される。

[高 Ni 系材料]

高温強度に優れ、ODS 鋼並の温度条件での適用の可能性を有する。ただし、照射脆化・スエリング等に関し多くの開発課題を有する。

[改良オーステナイト鋼（PNC-1520 鋼)]

高温強度に優れ ODS 鋼並の温度条件の適用は可能であるが、スエリング等の照射安定性に劣り現状見通せる照射量は 150dpa 程度（約 3×10^{23} n/cm^2 相当）に制限される。そのため、燃焼度の低下が制限され燃料コストの増加が懸念される。

ここで、「高 Ni 系材料」については、代替材としての可能性は有するものの、他の候補材と比較し多大な開発費と期間を要することが予想されることから対象から除外することとした。「PNC-FMS 鋼」と「改良オーステナイト鋼」については、今後、両候補材について炉心・燃料設計への影響、具体的には、被覆管温度や照射量が制限される条件での炉心性能や経済性への影響評価および両候補材の開発見通し等について詳細な検討を実施し、その結果に基づき最終的な代替材を選定することとする。

(ⅳ) 燃料集合体開発

[FA I DUS 型集合体]

FA I DUS 型集合体（内部ダクト付集合体）の実用化に向けては、構造、熱流力、製造・再処理性の点で多くの課題が存在する。まず、構造については、内部ダクトの支持方法の問題が考えられる。図 2.2.2.1 に概略を示すが、内部ダクトについて燃料要素上端・下端で支持することを想定した場合、集合体に湾曲が生じると外部ダクトと内部ダクトの湾曲モード・湾曲量の差異により、外部ダクトと内部ダクトの間の距離に偏りが生じ、ピンバンドルのポロシティに差が生じる。このポロシティの差を考慮した上で BDI 等を成立させるような設計対応は困難であり、そのため、外部ダクトと内部ダクトの湾曲モード・湾曲量をほぼ同一にするよう、燃料要素上端・下端の 2 点以外でも内部ダクトを支持する構造とすることが必要である。その方策としては、グリッドスペーサを採用しグリッドの各段で内部ダクトを指示するような方法が有望と考えられるが、現状この様な集合体構造について、ドライバ燃料集合体としての検討は未評価であり、今後、詳細な評価が必要と考えられる。参考として、グリッドスペーサを採用した FAIDUS 集合体のグリッド部断面図を図 2.2.2.2 に示した。

次に、熱流力については、内部ダクトの設置により周辺流れ効果が顕著に大きくなることが予想され、流量配分計画の成立は厳しくなるものと考えられる。ただし、その効果は現状未検討であり、今後詳細な評価が必要である。また、製造性についても、集合体の構造が従来より複雑化することから負荷が大きくなるものと予想され、その影響を把握するため別途評価を行う必要がある。

この様に、FA I DUS 集合体は、構造・熱流力・製造性の点で多くの課題を有するとともに、燃料体積比が低減され核特性の低下が見込まれることから、FA I DUS 集合体をベースに製造性・核特性の点で改善を図った Short-FAIDUS 集合体が新たに考案されている。Short-FAIDUS 集合体の成立性については、フェーズⅡ後期において詳細な検討が必要と考えられる。

[ABLE 型燃料集合体]

ABLE 型燃料集合体については、FAIDUS 型集合体と異なり基本的な集合体構造が従来型の集合体と同様であるため、構造や熱流力の点で課題は無いものと考えられる。ただし、製造性に関しては、図 2.2.2.3 に ABLE 型燃料集合体の概略図を示すが、集合体中心部の燃料ピンについて軸方向ブランケットを削除したピンとすることから、従来型集合体からの追加点として、軸方向ブランケット削除ピンが適切に配置されていることを担保するような構造対応、もしくは、検査工程の追加等が必要になるものと考えられる。また、中間まとめの安全解析の結果（2.2.2.4(5)(ⅱ)参照)、ABLE 型集合体では、遷移過程初期の溶融燃料流出開始に時間を要するとともに流出量が十分でなく、再臨界回避を明確に主張することが困難となる可能性が示された。そのため、フェーズⅡ後期においては、溶融燃料流出性能を改善する方策について検討が必要と考えられる。

[グリッドスペーサ集合体]

表 2.2.2.5 にグリッドスペーサとワイヤスペーサについて主要な特徴を比較してまとめた。ワイヤスペーサは、製造が比較的容易で製造コストを安くでき、運転時の機械振動の影響が小さいといった特徴があり、グリッドスペーサより多くの製造・照射実績を有している。一方、グリッドスペーサについては、構造材体積比を低減できる、工学的安全係数・周辺流れ効果を低減できる、バンドル圧力損失について低減の可能性を有する（ただし、要求されるグリッド段数、グリッドの構造に依存する）等の長所を有しており、実績としては、英国 PFR においてピーク燃焼度～230 GWd/t 程度までの照射実績を有している[9] (照射量に関しては、約 3×10^{23} n/cm^2 程度)。これまでの実用化戦略調査研究におけるナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討においては、主に製造性の容易性・実績の観点からワイヤスペーサを採用している。グリッドスペーサについては、安全性に関し CDA 遷移過程時にグリッド部が溶融燃料の放出の障害となる可能性が懸念されている。この問題に関しては 2.2.2.4 項で詳細を説明しているが、これまでの CABRI 試験および解析の結果から燃料の分散性は基本的に燃料エンタルピーで整理でき、グリッドスペーサの燃料移動に与える

影響は小さいことが示されている。そのため、この燃料移動の問題に関しては、新たに試験的な実証を行う必要は無いものと考えられる。ただし、許認可を想定した場合には、ポイントを絞った試験的確認の必要性も考えられる。

これまでの実用化戦略調査研究におけるナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討においては、主に製造の容易性・コストおよび実績の観点からワイヤスペーサを採用しており、グリッドスペーサの適用に関しては、今後、製造・再処理側も含めた詳細な評価が必要になるものと考えられる。

（ｖ）高性能遮へい体開発

実用化戦略調査研究では、高性能反射体として Zr-H 遮へい体の導入を考えている。Zr-H 遮へい体について設計上留意すべき点としては、水素解離挙動と被覆管の水素透過挙動が挙げられる。具体的には、Zr-H 遮へい体の初期 H/Zr 比として 1.6 程度を想定しているが、高温条件下では Zr-H 中の水素が解離し、解離した水素が被覆管を透過し冷却材に抜けて行くことで減速能力が低下し、要求される遮へい機能を失う可能性が考えられる。

炉外試験に基づく Zr-H の水素解離の温度特性[10]および被覆管水素透過率の温度特性[11]を、それぞれ図 2.2.2.4、図 2.2.2.5 に示すが、ここで、Zr-H の水素解離は 500℃を超えると急激に大きくなる傾向にあることがわかる。また、水素透過挙動については、オーステナイト系材料ではフェライト系材料に比べ透過率が小さく、Zr-H 遮へい体用の被覆材としてオーステナイト系材料が有望であることがわかる。上記を踏まえ、高性能遮へい体の制限条件として暫定的に Zr-H 最高温度 500℃を設定することとし、Zr-H 遮へい体について成立性評価を行った。ここでは、遮へい体ピン本数をパラメータとして、遮へいに必要な Zr-H 体積組成を確保する条件で遮へい体構造を設定し、Zr-H・SUS 等の発熱量を計算し、その結果から遮へい体各部の温度評価を行った。評価結果を表 2.2.2.6 に示すが、集合体当たり 7 ピン以上の仕様では、Zr-H ペレット中心の温度が暫定的な制限条件である 500℃を下回ることが示され、成立性を有することが認められた（参考として、図 2.2.2.6 に、7 ピン構造を採用した場合の Zr-H 遮へい体の集合体構造を示した)。

今後の課題としては、Zr-H の照射挙動および Zr と被覆管の共存性等の検討が必要と考えられる。

(vi) LLFP ターゲット集合体

LLFP 集合体装荷炉心についての現状の検討では、物性値整備状況等から LLFP 化合物として CuI、Tc(金属)を暫定的に想定しているが、今後は基礎物性、化学的安定性、核的特性、製造性そしてリサイクル性等の視点から、高速炉向けの LLFP 化合物形態として適切な物質を選定し、照射試験を含めた検討を行っていくことが必要である。

LLFP の核変換効率を改善するために必要な減速材物質については、高性能遮蔽体として開発されている Zr-H が核的性能面を含め総合的に有望な物質と考えられるが、

LLFP 集合体照射期間中の水素解離および被覆管からの透過による減損抑制が熱設計上の重要な因子となる。被覆管内面ライナ等の適用による水素透過抑制策の開発が、LLFP 核変換を実施する上で重要な課題である。

(vii) 長寿命制御棒開発

中型 MOX 燃料高内部転換型炉心を対象として、制御棒長寿命化の可能性について概略検討を行った。なお、本検討は、前記 2.1.4(1)(ⅰ)における中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の原子炉停止系設計結果を基に、寿命を支配する吸収材ペレットと被覆管の機械的相互作用（ACMI）に着目して行った。

表 2.2.2.7 に、前記 2.1.4(1)(ⅰ)の核設計で設計値とした制御棒 ^{10}B 装荷量の確保を条件として、長寿命化を目標として設定した主及び後備炉停止系制御棒の仕様を現行設計仕様と併せて示す。表 2.2.2.7 において、長寿命化を目標とした仕様は ^{10}B 濃縮度を現行設計の 80 wt%から 90 wt%に高め、B_4C ペレット径を細径化したもの（均質型）と、^{10}B 濃縮度を現行設計の 80 wt%から 90 wt%に高め B_4C の燃焼度ピークが発生し ACMI が最も厳しい吸収体下端部の ^{10}B 濃縮度を 20 wt%に下げたもの（軸方向非均質型）の２ケースである。

表 2.2.2.8 に、上記の各制御棒についての ACMI 概略評価結果を示す。表 2.2.2.8 において、現行設計仕様の場合、主炉停止系制御棒は２サイクル使用により B_4C ペレットと被覆管の間に有効ギャップが負となり設計成立は難しい見通しである。一方、後備炉停止系制御棒は現行仕様で２サイクル使用においても B_4C ペレットと被覆管の間に有効ギャップを有しており設計成立の見通しである。長寿命化仕様において ^{10}B 濃縮度を 90 wt%としたケースでは、主及び後備炉停止系制御棒ともに２サイクル使用に対して設計成立の見通しである。また、軸方向非均質型としたケースでは、主炉停止系制御棒の場合２サイクル使用までの設計成立見通しであるが、後備炉停止系制御棒は３サイクル使用に対しても設計成立の見通しである。

上記のとおり中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒寿命は、仕様の変更により主炉停止系制御棒を２サイクル、後備炉停止系制御棒を３サイクルとすることが可能な見通しである。なお、炉停止余裕の合理化、B_4C ペレット燃焼度評価手法の合理化、パーク位置の炉心上端より上方への変更（後備炉停止系制御棒）等の方策により更なる長寿命化の可能性があると考える。

(viii) 炉心出口温度高温化

炉心出口温度を高温化する１つの候補案として、グリッドスペーサの採用が考えられる。グリッドスペーサを採用することで工学的安全係数の値が一部見直されるとともに周辺流れが改善され、その結果として出口温度の高温化が期待できる。

表 2.2.2.9 に、グリッドスペーサ採用時の工学的安全係数をワイヤスペーサによる従来値（実証炉ベース）と比較して示すが、表中、流路変形効果・ワイヤコンタクト効果について低減されていることがわかる。従来検討炉の設計例で比較すると、この工学

的安全係数の改善効果で被覆管温度は10℃程度低減でき、その結果、出口温度は10℃程度高温化できる可能性があるものと考えられる。一方、周辺流れ効果については、グリドスペーサの形状等に大きく依存することから、その定量的な影響に関しては試験等による評価が必要と考えられる。

グリッドスペーサの適用に関しては、これまでの実用化戦略調査研究の炉心・燃料設計検討において、主に製造の容易性・コストおよび実績の観点からワイヤスペーサを採用しており、今後、製造・再処理側も含めた詳細な評価が必要になるものと考えられる。

(ix) 課題の整理

本項で取り上げた課題項目のうち、MOX燃料炉心の実用化までに解決すべき重要な課題としては、(iii) 炉心材料と(iv) 燃料集合体開発が挙げられる。これらの開発課題については、2.4.1項の「実用化技術体系の整備までの道筋」において、課題解決のための開発ステップおよび実用化技術体系整備にいたる道筋を展開することとする。

(2) 金属燃料炉心

(i) 設計制限因子

金属燃料を採用した場合の設計制限因子として、定常時の温度制限については燃料スラグと被覆管の液相形成による被覆管温度制限、定常時の燃料ピン健全性については短時間強度の制限、最大線出力に関する制限が考えられる。

燃料スラグと被覆管の液相形成については、付録Aに概略を紹介しているが、燃料スラグと被覆管の相互作用により両者の界面近傍に低融点の相が形成され、高温条件時に燃料スラグ周辺部で大きなポアを含む液相含有領域が形成されるとともに、被覆管内面の侵食が助長される挙動である。現状の検討では、被覆管内面温度を650℃以下に制限すれば液相形成は回避されると考えられ、フェーズⅡの検討では650℃を定格時の温度制限条件と設定している。

短時間強度については、通常MOX燃料では定常時の健全性の判断因子はCDFが制限となるが、金属燃料炉心ではMOX燃料と比べ低温条件となることから（上記の被覆管温度制限による)、ODS鋼を採用した場合CDFは小さく抑えられ、むしろ照射末期のフープ応力が制限になることがフェーズⅡの検討の結果判明した。仮にCDFが制限条件の0.5となる仕様を設定すると、その場合、照射末期の被覆管フープ応力は200 MPaを超える値となり、過渡・事故時には短時間強度の観点から健全性に懸念が生じるものと考えられる。そこで、フェーズⅡの設計検討においては、照射末期フープ応力の制限目安値として、暫定的にMOX燃料炉心の事故時制限温度900℃に相当する照射末期フープ応力（事故初期フープ応力）を設定することとした。図2.2.2.7にODS鋼のクリープ強度式から評価した事故時到達温度とCDFがS_Rベースで1となる事故初期フープ応力の関係を示したが、ここで、900℃に工学的余裕を見込み950℃を想定した場合に破損が生じる応力値は120 MPaと見積もられ、フェーズⅡ検討ではこの値

を制限目安値に設定した。ただし、この値はあくまで暫定的な目安値であり、今後、工学的余裕・評価上の保守性（温度上昇率 8 ℃/s）等が合理化できれば改善は可能と考えられる。

定常時の最大線出力については、従来設計検討例・照射実績[12]を参考に 500 W/cm を暫定しているが、現状、金属燃料の温度評価モデルについては検討を行っている段階であり、今後、詳細な検討が必要になるものと考えられる。

（ⅱ）照射試験データ取得

金属燃料の照射実績について、米国 IFR プログラムで実施された照射試験の燃料仕様・照射条件 [12]を表 2.2.2.10 にまとめるとともに、このデータを燃焼度・線出力について整理したマップを図 2.2.2.8 に示した。このマップ上に、実用化戦略調査研究で検討している金属燃料炉心として、大型コンパクト型と大型高出口温度型の高速中性子照射量制限満足炉心と高燃焼度化炉心の設計値（目安値）も併せてプロットした。

照射実績としては、燃焼度について～200 GWD/t、線出力について～500 W/cm 程度にまで及んでおり、実用化戦略調査研究の何れの金属燃料炉心とも、燃焼度・線出力条件については、概ね従来の照射実績の範囲に包絡されているといえる。一方、被覆管温度条件については、実用化戦略調査研究の検討炉心では最高温度として 650℃（被覆管内面温度）と高温条件を想定しており、照射実績のうち同程度の高温条件のデータは U-Zr 2 元系燃料で 660℃の試験があるのみであることから、ODS 鋼を採用した U-Pu-Zr 3 元系燃料について高温条件での照射試験を実施し FCCI 挙動等を把握することが必要と考えられる。

Zr 含有率を 2 領域とした高出口温度型炉心については、炉心中央部で Zr 含有率を 16 wt%程度まで高めた燃料を採用している。Zr 含有率の範囲に対する照射実績については、表 2.2.2.10 に示したように 6～14 wt%までの試験実績があり、その範囲で照射挙動への影響は小さいという結果が得られている。Zr 含有率の上限については、照射挙動以外に、燃料融点の上昇による燃料製造への影響（溶解用のるつぼやモールドの表面コーティング材と反応層形成の可能性）から現状の設計値より制限されることが予想され、上記の照射実績の範囲で概ね包絡されるものと推測される。

また、金属燃料について、現状では燃料温度評価モデルについて十分検討されている状況でなく、信頼性の高い評価モデルの構築に資するため燃料溶融試験が必要と考えられる。

（ⅲ）炉心材料

実用化戦略調査研究のナトリウム冷却炉検討では、金属燃料炉心に関しても、MOX 燃料炉心同様、被覆材として ODS 鋼を選定し検討を行っている。ODS 鋼の開発状況については、2.2.2.1(1)(ⅲ) の MOX 燃料炉心の課題の項で示した通りである。ODS 鋼は開発中の材料であることから、金属燃料炉心に関しても開発リスク回避のため代替被覆材を選定する必要がある。また、金属燃料炉心固有の課題として、液相形成挙

動に基づく被覆管制限温度の緩和のため、ライナ付被覆管の検討も実施されている。以下に、「代替被覆材」と「ライナ付被覆管」について検討の概略を示した。

[代替被覆材]

金属燃料では、燃料スラグと被覆材の液相形成挙動が健全性上重要な問題であり、オーステナイト系材料のようにNiを多く含む被覆材では液相形成の開始温度が低下する特性が知られている。そのため、代替材としてはNiを多く含む材料の採用は困難であり、MOX燃料炉心で挙げられた3種の候補材のうち高Ni系材料・改良オーステナイト鋼は除外され、フェライト/マルテンサイト鋼を選定することとした（フェライト/マルテンサイト鋼の特性・開発見通しについては、表2.2.2.4を参照のこと）。ただし、金属燃料炉心についても、フェライト/マルテンサイト鋼採用による炉心・燃料設計への影響について把握するため、今後、詳細な検討を行うことが必要である。

[ライナ付被覆管]

金属燃料においては、燃料スラグと被覆材の液相形成挙動により炉心出口温度が制限される。その改善の方策の1つとして、被覆材の内側にバリア機能を有するライナを付設して、U-Pu金属とFeの接触を防ぐ方法が考えられる。

このライナの材料としては、U-Pu-Zr合金との共存性に優れるZr・V等が有望と考えられ、電中研において長時間までの高温拡散試験の結果が報告されている[13]。具体的には、厚さ30μm程度の窒化Zr箔・V箔を添付したHT-9鋼とU-Zr合金との高温拡散試験を実施しており、750℃の温度条件でも2250時間までUとFeに反応が生じないという結果が示されている。この様に、ライナの効果については成立の可能性は有するものと考えられる。

一方、ライナの実用化に向けては、被覆管の内側にライナを付設する技術、健全性を確保できるライナ仕様の評価および核特性への影響等、多くの検討課題を有しており、経済性の点においても、被覆管製造に関し負荷が大きい点に留意する必要がある。また、金属燃料炉心ではボイド反応度の制限条件として8$とMOX燃料炉心に比較し大きい値を設定しているが、ここではCDA起因過程時に液相形成により被覆管が早期に破損し燃料が分散する効果を期待している。そのため、被覆管にライナを付設し液相形成開始温度が上昇すると、CDA起因過程時に被覆管の破損が遅れ、むしろ即発臨界を回避するためにボイド反応度制限を下げる必要が生じる可能性がある。今後、詳細な安全評価を実施し、CDA挙動の観点からもライナの効果を把握する必要があるものと考えられる。

（iv）燃料集合体開発

[MABLE型集合体]

図2.2.2.9に実用化戦略調査研究の金属燃料炉心で採用しているMABLE型集合体の構造概念図を示した。この図からわかるように、金属燃料では溶融燃料の排出性

を強化するため、下部軸ブランケットを 5 cm 程度としている。ただ、基本的な構造は従来の燃料集合体と同様であることから、再臨界回避方策を適用した MOX 燃料集合体（FAIDUS 集合体、ABLE 型集合体）と異なり、構造、熱流力、製造・再処理性等に関し課題となる点は無いものと考えられる。

[グリッドスペーサ集合体]

表 2.2.2.5 にグリッドスペーサとワイヤスペーサについて主要な特徴を比較してまとめた。ワイヤスペーサは、製造が比較的容易で製造コストを安くでき、運転時の機械振動の影響が小さいといった特徴があり、グリッドスペーサより多くの製造・照射実績を有している。一方、グリッドスペーサについては、構造材体積比を低減できる、工学的安全係数・周辺流れ効果を低減できる、バンドル圧力損失について低減の可能性を有する（ただし、要求されるグリッド段数、グリッドの構造に依存する）等の長所を有しており、実績としては、英国 PFR においてピーク燃焼度～230 GWd/t 程度までの照射実績を有している[9] (照射量に関しては、約 3×10^{23} n/cm^2 程度)。グリッドスペーサについては、安全性に関し CDA 遷移過程時にグリッド部が溶融燃料の放出の障害となる可能性が懸念されている。この問題に関しては 2.2.2.4 項で詳細を説明しているが、これまでの CABRI 試験および解析の結果から燃料の分散性は基本的に燃料エンタルピーで整理でき、グリッドスペーサの燃料移動に与える影響は小さいことが示されている。そのため、この燃料移動の問題に関しては、新たに試験的な実証を行う必要は無いものと考えられる。ただし、許認可を想定した場合には、ポイントを絞った試験的確認の必要性も考えられる。

これまでの実用化戦略調査研究におけるナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討においては、主に製造の容易性・コストおよび実績の観点からワイヤスペーサを採用しており、グリッドスペーサの適用に関しては、今後、製造・再処理側も含めた詳細な評価が必要になるものと考えられる。

（ｖ）高性能遮へい体開発

実用化戦略調査研究では、高性能反射体として Zr-H 遮へい体の導入を考えている。2.2.2.1(1)(ｖ)で、MOX 燃料炉心について Zr-H 遮へい体の成立性見通しの評価結果を示したが、金属燃料炉心と MOX 燃料炉心では基本的にヒートバランスは若干異なるのみであり、その影響は小さいことから、MOX 燃料同様、Zr-H 遮へい体は成立の見通しを有するものと考えられる。

今後の課題としては、Zr-H の照射挙動および Zr と被覆管の共存性等の検討が必要と考えられる。

(vi) LLFP ターゲット集合体

LLFP 集合体装荷炉心についての現状の検討では、MOX 燃料炉心と同様に、物性値整備状況等から LLFP 化合物として CuI、Tc(金属)を暫定的に想定しているが、今後は基礎物性、化学的安定性、核的特性、製造性そしてリサイクル性等の視点から、高

速炉向けの LLFP 化合物形態として適切な物質を選定し、照射試験を含めた検討を行っていくことが必要である。

LLFP の核変換効率を改善するために必要な減速材物質については、高性能遮蔽体として開発されている Zr-H が核的性能面を含め総合的に有望な物質と考えられるが、LLFP 集合体照射期間中の水素解離および被覆管からの透過による減損抑制が熱設計上の重要な因子となる。被覆管内面ライナ等の適用による水素透過抑制策の開発が、LLFP 核変換を実施する上で重要な課題である。

(vii) 長寿命制御棒開発

大型金属燃料コンパクト型炉心を対象として、制御棒長寿命化の可能性について検討した。なお、本検討は、前記 2.1.4(1)(ⅰ)における中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の原子炉停止系設計結果（寸法仕様）を参考として、寿命を支配する吸収材ペレットと被覆管の機械的相互作用（ACMI）に着目して行った。

表 2.2.2.11 に、前記 2.1.4(1)(ⅰ)の核設計で設計値とした制御棒の ^{10}B 装荷量の確保を条件として設定した主及び後備炉停止系制御棒の仕様を示す。表 2.2.2.11 において、仕様としては ^{10}B 濃縮度を 80 wt%の均質としたもの、^{10}B 濃縮度を 90 wt%とし B_4C ペレット径を細径化したもの（均質型）、^{10}B 濃縮度を 90 wt%とし B_4C の燃焼度ピークが発生しACMI が最も厳しい吸収体下端部の ^{10}B 濃縮度を 20 wt%に下げたもの（軸方向非均質型）の３ケースである。

表 2.2.2.12 に、上記の各制御棒についての ACMI 概略評価結果を示す。表 2.2.2.12 において、^{10}B 濃縮度を 80 wt%の均質としたケース及び 90 wt%の均質としたケースの場合、主及び後備炉停止系制御棒は１サイクル使用に対しては B_4C ペレットと被覆管の間に有効ギャップを有しており設計成立の見通しである。しかしながら、２サイクル使用に対しては B_4C ペレットと被覆管の間の有効ギャップが負となり設計成立は難しい見通しである。また、軸方向非均質型としたケースでは、主炉停止系制御棒の場合２サイクル使用に対して設計成立の見通しであるが、後備炉停止系制御棒は２サイクル使用に対して設計成立が難しい見通しである。

上記のとおり大型金属燃料コンパクト型炉心においては、主炉停止系制御棒の寿命を２サイクルとすることが可能な見通しであるが、後備炉停止系制御棒の寿命を２サイクルとするためには更なる長寿命化方策を講ずることが必要な見通しである。なお、長寿命化方策としては炉停止余裕の合理化、B_4C ペレット燃焼度評価手法の合理化、パーク位置の炉心上端より上方への変更（後備炉停止系制御棒）等が考えられる。

(viii) 炉心出口温度高温化

2.1.4(1)(ⅱ)にて示したように、金属燃料炉心について、高出口温度型（Zr 含有率 2 領域型）を代表概念として選定しなかった理由の一つとして、被覆管内面温度制限 650℃を満足できない見込みであることを挙げた。その詳細を以下に示すと共に、今後の課題を明らかにする。

(a) 評価手法・条件

3 次元 TriZ 体系中性子拡散計算により得られた平衡サイクルにおける包絡出力分布を基に、出入口温度を MOX 燃料炉心と同じ 550/395℃の条件で冷却材流量配分計画を行った。流量配分で使用した前提条件は次の通りである。

・1 次系流量 : 9,083 kg/s (炉心領域に配分できる流量として 1 次系流量の 96 %を想定)
・被覆管ホットスポットファクタ : 1.23 (被覆管内面)
・周辺流れ効果係数 : 1.13
・圧力損失評価式 : Cheng-Todreas 式[14]
・工学的安全係数 : 表 2.1.4.30 の通り

(b) 評価結果

炉心出入口温度 550/395℃について、流量領域数として 10 領域程度を想定し流量配分計画を行った。設定された流量領域のマップを図 2.2.2.10 に、各流量領域の被覆管最高温度、バンドル部圧力損失を表 2.2.2.13 に示した。評価の結果、バンドル部圧力損失は満足するものの、被覆管内面最高温度を 650℃以下とするには、必要流量に対して 3 %程度不足しており、被覆管内面最高温度は 659℃と金属燃料の温度制限を 10℃程度超過する結果であった。

(c) 今後の課題

MOX 燃料炉心と同程度まで炉心出口温度を高温化する方策として、まず、グリッド型スペーサの採用、ライナ付被覆管の採用、高性能反射体の採用等の設計上の対応が挙げられる。

グリッドスペーサの採用は、工学的安全係数の値が一部見直されるとともに周辺流れが改善され、その効果として、同一の炉心出口温度でもホットスポット温度の低下が期待できる。ただし、グリッドスペーサについては、製造コストが増加する等の問題を有していることに留意する必要がある。ライナ付被覆管については、被覆管内面温度の制限が 650℃以上に高温化でき、現状の流量配分でも成立の可能性を有する。ただし、ライナ付被覆管については、実用化に向けて開発課題が大きいことに留意する必要がある。高性能反射体については、炉心周囲に反射体を装荷し炉心外周部の出力低下を緩和することで、更なる径方向出力分布の平坦化が達成でき、ホットスポット温度の低下に向け可能性を有しているといえる。ただし、反射体として適当な材料の選定等については今後の課題である。

上記の設計上の対応の他に、被覆管内面温度の制限を緩和する可能性も考えられる。付録 A の金属燃料設計制限因子で紹介するが、金属燃料の液相形成挙動は Pu 富化度に依存する傾向があることが報告されている[15] [16]。Pu の割合が低下するにつれて液相形成開始温度は上昇し、本高出口温度型炉心のように Pu 富化度が 12 wt%程度と低い燃料については、液相形成開始温度が 650℃から上昇する可能性が考えられる。ただし、現状では、この Pu 富化度付近の液相形成に関する試験データが不足しており、

制限温度の緩和に向けてはデータの拡充等が必須である。

(ix) 課題の整理

本項で取り上げた課題項目のうち、金属燃料炉の実用化までに解決すべき重要な課題としては、(ii) 照射試験データ取得、(iii) 炉心材料が挙げられる。これらの開発課題については、2.4.1 項の「実用化技術体系の整備までの道筋」において、課題解決のための開発ステップおよび実用化技術体系整備にいたる道筋を展開することとする。また、(i) 設計制限因子のうち、液相形成挙動については、金属燃料の健全性に大きく係わることから重要であり、(ii) 照射試験データ取得の中で高温条件の照射試験データを拡充し、継続的に評価を行う必要がある。

2.2.2.2 プラントシステム

(1) 技術課題の明確化

Na 冷却炉においては、建設コスト低減のための物量削減方策並びに安全性の向上策として、以下に示すキー技術を採用している。

[物量削減]

・原子炉構造のコンパクト化
・配管短縮化
・ループ数削減
・ポンプ組込型ＩＨＸ
・燃料取扱設備簡素化

[安全性の向上]

・炉心安全の強化
・崩壊熱除去系の信頼性強化
・Na－水反応の局限化

また、物量削減等の経済性向上策を支える枢要基盤技術として、以下の３点が挙げられる。

[基盤技術]

・12Cr 系鋼の開発
・高温構造設計の高度化
・３次元免震技術の開発

上記のキー技術／基盤技術に対しては、以下のような技術課題を摘出している。また、プラント概念の成立性に大きく影響すると考えられる主要なＲ＆Ｄ課題については、図 2.2.2.11 に示すような材料・構造・熱流動等の要素技術開発を進めている。

(i)簡素化炉上部構造に係わる流動特性

Na 冷却炉では、原子炉容器径の増大を抑制するため、単回転プラグ、切込み付コラム型ＵＩＳ、マニプレータ式ＦHMを採用している。その結果、大型炉の炉容器径は 9.7m という実証炉並みのコンパクト化を達成している。しかし、出力増大に伴い炉心流量が増加するとともに、１次冷却系ループ数を削減しているので、上部プレナム内の流速やＨＬ配管の吸込み速度も先行炉と比較すると大幅に増加する。また、ＵＩＳ内部では、バッフル板を通過する流れや切込み部にある燃料集合体からの強い偏流が存在し、上部プレナム内の流況をさらに複雑なものとしている。

本プラントでは、液面からのカバーガス巻き込みを防止する構造として、炉容器の全断面をカバーするＤＰを採用している。しかし、炉心出口からの冷却材流れが、ＤＰと炉容器壁及び主要な配管・構造物とのギャップを介して液面部分に流入することが想定されるため、ガス巻き込み防止／流動適正化の観点からはＤＰやＵＩＳ構造等をさらに工夫することが重要課題となっている。

そこで、上部プレナム内の流動特性を縮尺水流動試験や３次元流動解析を介して把

握し、液面からのガス巻き込み防止／流動適正化構造の成立性見通しを検討する必要がある。また、冷却材がＵＩＳ内部を流れる構造となっているため、炉内構造物（ＵＩＳ全体､炉内計装用の小口径配管等)の流力振動に対する健全性確認も必要である。

(ii)大口径・高流速配管の流力振動特性

先行炉設計では、配管エルボ部の下流で局所的に流速が増加する部分が生じることも考慮して、エロージョンやキャビテーション発生を防止する観点から、管内平均流速を５～７m/s 程度に制限してきた。

本プラントでは、建設コスト低減のため、１次系配管を上部流出入方式として配管短縮化を図るとともに、冷却系を２ループ構成としている。大型炉の場合、２ループ構成とすることにより、４ループ構成と比較すると冷却系物量を 16%、原子炉建屋容積を 10%削減できる見通しを得ている。

しかし、ループ数削減並びに Na 流量の増大に対応して、配管が大口径化（大型炉の１次系ＨＬ配管は、実証炉の 1.3 倍の 50Ｂ）するとともに、管内流速も９m/s 台に増大（平均流速で実証炉の 1.9 倍）している。このように、Na 炉固有の低圧設計に基づく薄肉構造の大口径配管で高流速化したことに伴い、従来設計では経験のない高レイノルズ数（10^7 オーダ）条件の流動場となる。このため、エルボ下流での３次元流れによる不安定に起因する流力振動や、エロージョン／キャビテーションの発生が懸念される。そこで、縮尺水試験装置を用いた流力振動試験により配管内の流況、圧力変動特性、配管系の振動特性等に関する実験的知見を拡充し、配管設計の成立性を確認する必要がある。

(iii)ポンプ組込型ＩＨＸの振動特性

Na 冷却炉では、ポンプ組込型ＩＨＸの採用により、ＮＳＳＳ物量を約 12%、格納容器容積を約 12%低減できる見通しを得ている。ポンプ組込型ＩＨＸでは、中心部に配置される機械式ポンプの振動が外周の伝熱管管束部に伝達され、伝熱管を支持するバッフル板とのフレッティングにより摩耗が生じ、伝熱管が減肉する可能性が懸念されている。このため、プラント寿命期間中における伝熱管の健全性を確保する観点から、伝熱管の磨耗量評価が重要課題となっている。

伝熱管の摩耗量は、フレッティングによるワークレート（摩耗作用量：接触荷重×摩耗距離）と材料の比摩耗量（摩耗され易さを示す物性値）から求めることができる。特に、ワークレート量の評価にあたっては、多重円筒構造間の流体連成効果も考慮した伝熱管への振動伝達特性が影響するため、縮尺モデル試験により振動伝達特性を把握し、実機解析手法[17]の高度化を図っていく必要がある。

(iv)高発熱使用済燃料の冷却特性

Na 冷却炉では、燃料取扱設備簡素化のための候補概念として、従来の炉外燃料貯蔵槽（ＥＶＳＴ）方式と並行して、使用済燃料集合体を直接水プールに浸漬・貯蔵す

る方式（水プール直接貯蔵方式）を検討している。

水プール直接貯蔵方式では、使用済燃料集合体の崩壊熱が比較的高い条件（約 18kW／集合体：実証炉の 4.5 倍）で水中に浸漬する。この高発熱燃料の冷却特性に関しては、軽水炉を対象とした冷却材喪失事故時の冷却特性と比較したが、燃料ピンの形状や注水方法等の相違が大きく従来知見の適用が困難であった。また、使用済燃料の移送に用いるグリッパ部の開口から燃料ピンを冷却した水蒸気が放出される体系となっているため、集合体発熱量や浸漬速度によっては、発生した蒸気によって集合体内圧が上昇し、集合体内の水位上昇が阻害される可能性も指摘されていた。

そこで、水プール直接貯蔵方式の概念成立性を検討する一環として、単ピン体系の冷却試験[18]を平成 13 年度に実施し、水中浸漬時の冷却特性を把握した。

(v)受動的安全機器の開発

Na 冷却炉では、独立した２系統の原子炉停止系（主／後備炉停止系）を設け、炉停止系の安全機能に高い信頼性を持たせている。さらに、安全性の一層の向上を図る観点から短時間で炉心損傷に至る可能性のある異常な過渡変化時のスクラム不作動事象（ＡＴＷＳ）に対して有効な受動的炉停止能力を付与するため、後備炉停止系の切り離し部に自己作動型炉停止機構（ＳＡＳＳ）を設置している。仮に安全保護系信号の不作動により原子炉停止に失敗するような事態を仮定しても、冷却材温度上昇によって受動的に後備炉停止系の制御棒が落下し、大規模な炉心損傷を確実に防止する設計としている。

ＳＡＳＳについては、これまでに温度感知合金や電磁石の磁気特性、作動応答性等に関する要素試験により、基本的成立性の見通しを得ている。ただし、システムとしての信頼性確認が重要課題となっており、試験により、Na 中高温条件下での耐久性や照射条件下での健全性確認が進められている。

(vi)再臨界回避方策の開発

再臨界回避方策の一つとして、燃料集合体ラッパ管が溶融する以前に燃料集合体の上部或いは下部方向に溶融燃料を流出させる以下の概念が検討されている。

・ＦＡＩＤＵＳ：集合体内に溶融燃料の流出経路となる内部ダクトを設置する。

・ＡＢＬＥ：軸方向ブランケットを一部削除して溶融燃料の流出経路とする。

ＦＡＩＤＵＳについては、溶融燃料排出に関する現象把握や有効性を確認することが概念成立性を判断する上での重要課題となっており、カザフスタン共和国のＩＧＲ炉を用いた試験（ＥＡＧＬＥ計画）が進められている。ＡＢＬＥ概念については、ＦＡＩＤＵＳ概念の試験結果を基にその成立性を検討し、必要に応じて試験を実施する計画である。

また、ＦＡＩＤＵＳ／ＡＢＬＥ両概念に共通する課題として、試験等により、デブリベッド長期冷却性確保のための多段の受皿構造でのデブリの再配置挙動を把握すること、冷却材循環パス形成による長期安定冷却成立性を見通すことが挙げられる。

(vii)崩壊熱除去系の自然循環除熱特性

Na 冷却炉では、非常用電源系の削減による建設コスト低減に加え、空気冷却器（ＡＣ）のダンパ故障やＡＣ伝熱管からの Na 漏えい等に起因する除熱機能喪失事象の発生頻度低減を図るため、動的機器に依存しない完全自然循環除熱方式の採用、ＡＣダンパ・ベーンの多重化・多様化、ＡＣ伝熱管の二重管化の３項目を新たに設計に取り入れている。

現在の系統構成は、原子炉上部プレナムに浸漬するＤＲＡＣＳ１系統に加え、大型炉ではＩＲＡＣＳ２系統（ＳＧ上部プレナムに冷却器を浸漬)、中型炉ではＰＲＡＣＳ２系統（ＩＨＸ上部プレナムに冷却器を浸漬）を採用している。

完全自然循環方式の崩壊熱除去系においては、Na 中に浸漬される冷却器の除熱特性の把握やシステムとしての性能確認が重要課題となっている。今後、炉内のＤＲＡＣＳ除熱と主冷却系を介したＩＲＡＣＳ／ＰＲＡＣＳ除熱との干渉の有無や、ＰＲＡＣＳ起動後に低温の１次 Na がＩＨＸ上部管板部に流下する場合の内部熱過渡の把握等に関する評価検討や、縮尺水流動試験（計画中）データを活用した熱流動特性解析手法の高度化等が必要である。

(viii)２次系簡素化概念の構築

フェーズⅠの検討で、Na－水反応の可能性を大幅に低減でき、経済性向上にも繋がる有望な２次系簡素化概念が複数提案され、その中から「鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ」と「鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ」の２概念が絞り込まれた。上記概念のうち、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧについて、主要な技術課題である「安全要求対応等を満足する鉛ビスマス入り三重伝熱管仕様」、「伝熱管破損時の安全シナリオ」、「鉛ビスマスリーク対応」に係る検討を行い、ＳＧ概念の構築を実施[19]した。

特に、三重管の貫通破断（内外管の同時リーク）の発生を排除するロジックを構築することが、本ＳＧ概念の成立性を判断する上での重要課題であった。本概念では、内管と外管の振動モードが異なるならば、流力振動等による共通要因破損を否定する有力な知見となり得ると考え、振動解析及び伝熱管１本体系での水中振動特性試験[20]を実施した。その結果、鉛ビスマスの流体連成により内外管は同一モードで振動することが示され、流力振動等に起因する内外管の共通要因破損の発生を排除するロジック構築は現状では困難であることがわかった。

また、外管破損時には鉛ビスマスが Na 中に漏えいすることが想定されるが、Na 中における鉛ビスマスの物理・化学的挙動に関する知見がないため、現象解明を目的とした Na 中鉛ビスマス移行挙動確認試験[21]も実施している。

(ix)12Cr 系鋼の開発

Na 冷却炉では、冷却系機器・配管材料として、高強度・低熱膨張率・高熱伝導率という特長を最大限に活かした高クロム（12Cr 系）鋼を適用することにより、熱交

換器等のコンパクト化や配管短縮を図っている。

これまで、火力用既存材についての材料強度特性を把握してきているが、高速炉での使用条件に適した材料開発が必要となっている。特に、高温強度と延性・靭性確保を両立させるとともに、高温強度改善のための微量元素成分の最適化、製造方法（熱処理）の最適化といった課題が顕在化している。

このため、材料強度基準の策定に資することを目的に、暫定的に定めた高速炉用候補材について、材料の物性値測定試験や溶接技術の開発を実施している。また，漏えい先行型破損（ＬＢＢ）の成立性に関する検討も進めている。

(x)構造設計手法の高度化

先行炉では、弾性解析による構造設計を適用しているが、弾性解析ベースでの合理化の限界や合理化による評価手法の複雑化といった課題が顕在化していた。このため、解析評価精度の向上により従来設計で考慮していた過剰な設計裕度を削減することを目的として、実用化構造設計基準（ＦＤＳ）の策定に向けた破損クライテリア、非弾性設計解析指針、および流体・構造統合解析手法等に基づく熱荷重設定指針の検討を進めている。

また、従来の構造設計基準が対象範囲としていた設計分野を超え、製造・据付、系統設計・安全設計、運転・維持といった分野を含めて、リスク概念等により機器の重要度に応じた適正な設計裕度を設定するシステム化規格体系の構築を進めている。

(xi)免震技術の開発

将来の耐震設計審査指針の高度化の動向を踏まえて、プラントの耐震設計においては、鉛直動に対する動的評価を重視する方向となっている。また、実証炉設計で採用された水平免震を適用する場合には、免震層による上下動増幅の可能性が懸念されている。そこで、上下動に対する問題を根本的に解決して、プラント成立性の向上や経済性の向上を図ることを目的とした３次元免震技術の開発を進めている。

現在は、「建屋水平免震＋機器上下免震組合せ方式」および「建屋全体３次元免震方式」の二方式について検討している。「建屋水平免震＋機器上下免震組合せ方式」の開発では、1/2 縮小試験体による皿ばねの力学特性試験および減衰装置の静的試験を実施している。また、「建屋全体３次元免震方式」の開発では，有望３概念の縮小試験体による性能試験を行い開発候補の絞込みを行った。

(2) 研究開発試験の現状

(i)12Cr 系鋼の物性値計測試験

高度に精緻化された設計評価において、特に、耐熱設計には材料の基礎物理化学的な物性値のうち熱的性質を正確に把握することは重要である。現在、多くの候補プラントで適用が検討されている 12Cr 系鋼の物性値（縦弾性係数、ポアソン比ならびに熱膨張係数および密度、熱伝導率ならびに比熱）について、入手可能な複数ヒートを

用い、新たに材料物性値の計測試験を実施した[22-24]。計測に用いたヒート数、計測手法および計測結果は以下のとおりである。また、計測手法は、ＪＩＳ、ＡＳＴＭなどの内外の現存規格を参照してＦＢＲ構造材料の物性値を求めるのに最も適切と思われる手法を選択している。

(a)縦弾性係数　E

縦弾性係数については、自由共振法により５種類の 12Cr 系鋼に対して室温から650℃まで計測し、その平均傾向として表 2.2.2.14 に示す結果を得た。

(b)熱膨張係数　α

直径 4mm・長さ 20mm の棒状試験片を電気炉により 5℃/分で加熱した場合の熱膨張率を、8 種類の 12Cr 系鋼に対して室温から 650℃まで計測し、これらのデータを基に、平均熱膨張係数および瞬時熱膨張係数を算出した。その結果を表 2.2.2.15 に示す。

(c)密度、熱伝導率および比熱

密度については、アルキメデス法により 8 種類の 12Cr 系鋼に対して室温において計測し、その平均値として 7.80g/cm^3 を得た。

熱伝導率および比熱については、9 種類の 12Cr 系鋼に対してレーザーフラッシュ法により得られた温度履歴曲線から、熱伝導率はハーフタイム法、比熱は比較法を用いて算出し、その平均傾向として表 2.2.2.16 に示す結果を得た。

これら物性値については、当時の限定されたデータ[25]に基づき平成 12 年度「HCM12A 鋼の材料強度基準試案（案）」[26]のなかに示されているが、今回評価結果に基づき、今後、関係者との検討を踏まえながら順次改訂していく予定である。なお、ポアソン比νについては、当面問題となることはないとの判断から、ここでは計測を行わなかった。

(ii)炉上部プレナム水流動試験

原子炉容器のコンパクト化により、炉容器内の平均流速が従来の設計に比べて２倍程度大きくなっている。また、ＵＩＳの構造として切込みを有するコラム型を採用することで、切込み部の流速は炉心出口と同程度の 5m/s に達すると考えられる。また、冷却系の２ループ化によりホットレグ配管の断面平均流速が 9m/s を越えるなど局所的な高流速化も見られる。設計上の対策として液面の下方に水平の板（ディッププレート、ＤＰ）を設置することで、速い流れが直接液面に達することを防止している。その有効性の確認を含め、前節(ｉ)にて示した「原子炉容器液面でのガス巻き込み現象の抑制」を始めとする原子炉容器内の流動適正化がコンパクト化した原子炉容器の設計上急務となった。

原子炉容器上部プレナム内の流動現象を把握し、流動場の適正化を計る構造を見いだすことを目的にナトリウム冷却大型炉を対象に 1/10 スケールフルモデル並びに1/1.8 スケール部分モデルを用いて上部プレナム水流動試験を実施した。[27-29]

試験にあたっては設計、要素技術（実験、解析)、メーカの有識者を集めた熱流動試験ＷＧを組織し、小型モデルによる可視化[30]と予測解析による流動適正化形状のサー

ベイ[31]、液面近傍のモデル化の影響[32]を含め、試験の手法・内容について総合的に検討をしつつ実施した。

試験装置を図 2.2.2.12 に示す。1/10 スケールフルモデルでは炉容器上部プレナム内の構造を H13 年度末の 150 万 kW 級大型炉設計[33](以下、実機設計)を元に 1/10 スケールでモデル化し、電力実証炉での検討結果[34]から、ガス巻き込み現象の発生確認が行えるとされる実機設計と同一の炉心出口流速まで試験ができる仕様とした。部分モデルでは、液面部分の現象に着目してガスを巻き込む下降流の観点からホットレグ配管を中心に 90 度セクタの液面近傍（ＤＰを含む上部領域）を、ガス巻き込み現象のスケール依存性を緩和するよう 1/1.8 スケールでモデル化した。比較的小型で機動力のあるフルモデルと境界条件をある程度自由に設定できるよう工夫した大型の部分モデルを組み合わせて試験をすることで、設計が流動的な段階での効率的かつ合理的な開発ができる設備とした。計測として可視化による流況把握ならびに粒子画像流速計測法（ＰＩＶ)、超音波流速分布モニタ（ＵＶＰ）により流速場を定量的に把握した。

設計準拠体系での試験結果より、ＤＰは液面の安定化に大きな効果を有し実機設計と同一流速条件においても顕著なガス巻き込みは生じないものの、ＵＩＳ切込み部を通る流れがＤＰの隙間を通して液面の高流速化など大きな影響を及ぼすこと、ホットレグに吸い込まれる速い流れに回転が加わることにより渦の中心の圧力が低下し「気泡を伴う水中渦」（キャビテーションの一種）が顕在化することがわかった。後者については、キャビテーションが構造物の健全性に与える影響が懸念される。これら２点を抑制できる炉内構造物形状を形状パラメータ解析[31]ならびに予備的な可視化試験の結果[30]を元に 1/10 フルモデルを用いた試験によりサーベイした。試験条件は液面の形状が実スケールと相似となるよう炉心出口流速を Fr 数（$Fr = v/\sqrt{gL}$）一致条件とした。

その結果、新しく２つの適正化構造を導入することで大きな効果が得られることを明らかにした。ＵＩＳ切込み部を通る流れについては、図 2.2.2.13 に示すように燃料交換機挿入口を通して円筒形状の構造物：燃料交換機貫通孔プラグ（以下、ＦHMプラグ）を上部プレナム内に挿入することでＤＰの貫通孔を塞ぐとともに、切込みを通る流れを遮断する効果が期待できる。炉壁とＤＰの隙間部を通る流速の鉛直方向成分の分布を比較した結果を図 2.2.2.14 に示す。ＦHMプラグをＵＩＳの中段高さ（ＵＩＳの４段目バッフルプレート高さ）まで挿入することでＤＰ隙間部を通って液面に向かう流速を約 1/2 まで低減できることがわかる。

図 2.2.2.15 に示すように気泡を伴う水中渦は、ホットレグ開口部と炉壁の間に１本、左右のコールドレグ配管壁からホットレグに向かう各１本の計３本が観察され、中でも炉壁からの気泡を伴う水中渦の発生が顕著であった。これを抑制するため炉壁に沿って縦リブ（スプリッタ）を設けた。図 2.2.2.16 にスプリッタの有無によるホットレグ正面での流速場の違いを示す。スプリッタにより流れの回転が抑制されていることがわかる。実機設計と実験体系ではカバーガスの圧力条件が異なることから、流速と圧力の関係を示す無次元数としてキャビテーション係数ｋを用いて気泡の発生を評価

した。

$$k = \frac{p_o - p_s}{1/2\,\rho v^2}$$

ここで p_o, p_s, v はそれぞれ流体中の代表圧力（静水圧）、飽和蒸気圧、代表流速である。ここではvとしてホットレグ配管内の断面平均流速を用いた。実機条件と比較して気泡を伴う水中渦の初生キャビテーション係数を図 2.2.2.17 に示す。流れに回転を与える一因がＵＩＳ切込みを通る速い流れにあることから、切込みの流れに影響を与えるＦＨＭプラグの下端高さをパラメータとしている。図より、スプリッタを設けることでより低いキャビテーション係数（値が低いほど低圧・高流速となりキャビテーションが発生しやすい条件を示す）まで気泡の発生が抑えられ、ＦＨＭプラグをＵＩＳ中段高さにおいたときに最もバランス良く気泡を伴う水中渦の発生を抑制できることがわかる。この形状を採用することで実機設計での流速・圧力条件に比べキャビテーション係数にして約３割低い値まで発生を抑制できる。(初生キャビテーション係数を低くできた。)

以上の検討からＦＨＭプラグをＵＩＳ中段高さまで挿入し、ホットレグ開口部に向かい合うように炉壁から縦リブ形状のスプリッタを取り付けることで、課題がクリアできる見通しが得られた。この体系でＤＰ隙間部の流速、ホットレグを中心とする 90 度セクタの両端での速度分布を Fr 数一致条件で測定した。これから実機流速一致条件での境界条件を予測し、モデルスケールの影響を評価するため 1/1.8 スケール部分モデルにて液面の状態を観察した。予備的な試験の結果、1/1.8 スケール・実機流速一致条件においてガス巻き込みは発生しないことがわかった。

これまでの検討の結果、ＦＨＭプラグならびにスプリッタを付加することで、本設計での炉容器内ガス巻き込みおよび気泡を伴う水中渦を抑制し流動場を適正化できる見通しが得られた。

(iii)ポンプ組込型中間熱交換器振動試験

本プラント概念では、冷却系機器物量及び配置スペースの削減、１次系ナトリウムバウンダリの極小化を狙った設計として、ＩＨＸと１次ポンプを１つの容器に合体した機器（ポンプ組込型ＩＨＸ）を採用している。

ポンプ組込型ＩＨＸでは、１次ポンプとＩＨＸ伝熱管が近接配置されるため、１次ポンプから発生する機械振動及び流体脈動が伝熱管に伝達する。伝熱管は伝熱管束を支持するバッフル板との接触・摺動により、フレッティング摩耗が生じる可能性がある。伝熱管は、プラント寿命中その健全性を確保しなければならないため、フレッティング摩耗量を精度良く評価して、健全性を確保できる機器設計を採る必要がある。

機器設計に必要なフレッティング摩耗量の評価のためには、振動源（ポンプ）の振動特性、機器内の構造物及び冷却材を通じた振動の伝達特性を把握し、伝熱管の振動量を解析・評価する必要がある。ここで、問題となるのはポンプから伝熱管への振動

伝達である。機器は４重の隔壁と胴ベローズを持つ比較的複雑な構造体の上、冷却材及びその２つの自由液面とガス層も存在する。さらに、ポンプの軸受け部には構造材の自由接触部も有し、振動伝達解析のためのモデルは複雑になるため、実験による解析モデルの検証が解析精度を向上させるためには必要不可欠である。

そこで、平成 15 年度から３年間の計画で、中型炉体系の 1/4 縮尺の試験体を用いた振動特性試験を実施している。試験装置を図 2.2.2.18 に示す。平成 15 年度は８月までにポンプを除く試験体の製作が終了し、現在、ポンプの代わりに加振機を用いた振動伝達特性試験を実施中である。また、平行して解析を実施しモデル及び手法の検証を実施している。下半期では各種パラメータ試験及び解析を実施するとともに、検証されたモデル・手法を用いて実機の伝熱管の振動及び摩耗量を評価し、伝熱管の健全性を確認する。引き続き、平成 16 年度はポンプの製作、平成 17 年度にポンプを含めた振動特性試験を実施する予定である。

(iv)大口径・高流速配管の流力振動試験

前節(ii)項で述べたように、Na 冷却大型炉の１次系配管は、ループ数削減と出力増大に伴う Na 流量の増大に対応して大口径化（ＨＬ配管：外径 1.27m、板厚 15.9mm）するとともに、配管内流速が９m/s 台に増大している。その結果、配管径を代表長さとして定義したレイノルズ（Re）数は、従来設計で経験のない 4.2×10^7 となる。このような大口径・高流速配管での流力振動特性を把握して配管設計の成立性を確認するため、平成 14 年度から図 2.2.2.19 に示す流力振動試験装置の製作[35]を実施している。

試験装置は、実機の 1/3 縮尺（内径約 0.4m）のエルボ試験体を原子炉容器に相当する整流タンクに上部から差込む構成としている。試験では、可能な限り実機条件に近づけるため、配管内の平均流速として実機相当の 9.2m/s（最大 Re 数：8.0×10^6）の条件まで考慮し、二種類のエルボ試験体を組替えることにより、流動可視化試験と振動試験を実施する。

(a)可視化試験（平成 15～16 年度）

アクリル製の可視化試験体を用いて、配管部の Re 数をパラメータとして、剥離域の大きさや管内の二次流れの特性も含めてエルボ部での流況を把握する。また、流れ方向に沿った管内流速分布、速度変動、配管壁での圧力変動を多数点計測し、流れ場のメカニズムを把握するとともに、実機への外挿を想定して圧力変動データの Re 数依存性を検討する。なお、試験前解析として配管内流速分布を３次元流動解析コードにより評価した結果、管内流速はエルボ腹側の部分で最大 14m/s となり、エルボ近傍の領域に流速・圧力の計測点を集中させる必要があることや、エルボ下流での流速分布が変動する範囲、双子渦の形成等の流動上の特徴が明確化している。

(b)振動試験（平成 16 年度）

実機配管の剛性をスケール比に基づき模擬したステンレス鋼製の振動試験体（板厚 5mm）を用いて、まずタッピング試験により配管系の固有振動モードを計測する。そ

の後、Re 数をパラメータとした流力振動試験により、流力振動応答解析手法の検証用データとなる配管の振動応力・振幅や圧力変動データを取得して解析手法の高度化を図り、実機配管設計へ反映する計画としている。

(ｖ)自己作動型炉停止機構炉外・炉内試験

ＦＢＲの実用化のためには、炉心安全性向上の観点から、異常時に受動的に炉停止する系を設置することが望ましい。制御棒の切り離し機構に電磁石を用いた炉停止系として、高温になると磁石としての性質がなくなる合金を利用した自己作動型炉停止系(ＳＡＳＳ)は、幅広い設計条件に対して適用可能な概念であり、昭和 61 年度から開発を進めている。これまでにＳＡＳＳの基本的特性を把握するための試験を終了している。現在、炉外試験において、実炉環境下を模擬したナトリウム中の耐熱試験を実施しており、ナトリウム中での構造健全性は設計上問題とならないとの見通しを得られつつある。また、平成 16 年度からは、高温・照射条件下での特性を把握するための炉内試験を、実験炉「常陽」を用いて実施する予定となっており、現在、その試験体を製作している。

(a)炉外試験

ナトリウム中耐熱試験は、図 2.2.2.20 に示すように、実用炉の設計条件に基づいて製作したＳＡＳＳ試験体を用い、ＳＡＳＳ切り離し面に、制御棒相当の重量を負荷した状態で、実機温度を包絡する 600℃のナトリウム中に保持することによって、制御棒の保持安定性を確認する。ナトリウム中に保持する累積時間は、ＳＡＳＳ感知合金部を含む制御棒の使用期間 15 ヶ月×２サイクルに相当する 22000 時間と設定している。

平成 15 年９月に累積 22000 時間まで到達し、この間の１）ＳＡＳＳへの負荷重量、２）コイルの電流・電圧、３）試験装置のナトリウム液位・温度、を継続監視することによって、ＳＡＳＳ切り離し面が切り離れていないこと（誤落下が生じていないこと）を確認している。

(b)炉内試験

炉内試験は、ＳＡＳＳシステムを炉内に設置しＳＡＳＳがシステムとして高い信頼性を有していることを確認するために実施する単体照射試験と、電磁石等のＳＡＳＳ構成部材を炉内で照射し、高温、中性子照射環境下での特性を把握するために実施する要素照射試験から構成されている。試験概要を図 2.2.2.21 に示す。

単体照射試験は、ＳＡＳＳを常陽に設置し、制御棒模擬体を保持させ、また、切り離し、結合という一連の動作を照射中に行う。本試験により、1)ＳＡＳＳ制御棒が誤落下しないこと、2)制御棒切り離し特性、3)制御棒の結合特性、の確認、測定を行う。

要素照射試験は、単体照射試験を補完する意味で実施し、感知合金・鉄心材の磁気特性及び機械的特性取得用の試験片をヒータ内蔵の照射容器内に設置し、単体照射試験よりさらに高温・照射条件下での、１)磁性材の磁気特性、２)コイルの絶縁性及び

素線抵抗、３)磁性材のスウェリング、４)磁性材の健全性、を確認する。

2.2.2.3 構造健全性

本節では、まず構造健全性の評価基準となる構造設計方針、免震／耐震に関する設計方針、12Cr 系鋼を対象とした漏えい先行型破損の検討について概説する。なお、構造設計基準の開発と免震技術開発の詳細は、付録Ｃ．２、Ｃ．３に示す。

また、フェーズⅡ以降、構造概念を詳細化してきた原子炉構造や冷却系設備に関しては、構造上クリティカルとなる箇所に対して、耐震性や耐熱性等を評価し、概ね成立性見通しを得ている。ただし、構造設計基準や材料データの拡充等、着実にＲ＆Ｄを進めていく必要がある。

(1) 構造設計方針の検討

(i)実用化高速炉構造設計基準（FDS）の開発　－目的と概況－

実用化戦略調査研究を支援して、既存基準による設計では成立困難な実用高速炉の構造概念の成立性を確証し、経済性目標達成を可能とすべく、実用化構造設計基準（略称　ＦＤＳ；Fast Reactor Structural Design Standard）の研究開発を推進している。

上記目的のため、実用高速炉の設計ニーズに基づき研究開発を進めている。設計の進展に伴い、新たな構造設計上の課題も生じており、最新の設計ニーズに基づき、個々の研究開発課題の見直しを図っている。

研究開発の概要を以下に示す。高速炉の構造設計の特徴を活かしつつ、実用高速炉の設計上の特徴等を踏まえ実施しており、主な開発項目は、破損防止のためのクライテリアの高度化検討、非弾性変形の高精度評価を通じ合理的な設計を可能とする非弾性解析手法の開発、熱荷重を合理的に評価して荷重緩和する熱荷重設定手法の開発である。

(ii)高速炉の構造設計の特徴

ナトリウムなど液体金属を冷却材とする高速炉は、液体金属が高沸点で加圧不要であることから高温低圧の条件下で運転される。また、液体金属の熱伝達率が高く、運転状態変化に伴う温度変動も拡大するため、プラント機器の熱荷重が厳しくなる。耐圧上の配慮は少なくて済み、プラント機器は熱荷重と地震力のバランスを考慮した薄肉構造となる。なお、地震荷重は実用高速炉では３次元免震の導入により軽減される。

高速炉のプラント機器は、クリープが生じる高温域で運転されるため、高温構造設計が必要となる。主要荷重は、上記のように熱荷重（変位制御型負荷）である。変位制御型負荷の下（低圧）では瞬時破断は生じ難く、例えき裂が発生したとしてもその進展は同じ大きさの荷重制御型負荷に対して相対的に遅い。主要な破損様式は、一般に、繰り返し負荷に起因する（クリープ）疲労き裂の発生と進展となり、バウンダリ破損に至るまでの余裕が高圧に比べて大きくなる。

(iii)実用高速炉の構造設計上の主要課題

ナトリウム炉の概念設計から構造設計基準に要求される主な設計ニーズは次のとお

りである。設計ニーズの纏めを、図 2.2.2.22 に示す。

(a)高温構造設計全般

クリープ効果の考慮を伴う高温構造設計は、解析作業が多く、解析費用も嵩む。合理的に高温（クリープ）設計域を設定することにより、原子炉容器・冷却系の比較的低温で使用される部位の設計作業の合理化を図り、許容荷重を増加させることが望まれる。

(b)原子炉容器

原子炉容器は、液位制御の無い薄肉の単純高温容器で、流速が増加しており、もんじゅ、実証炉と比べ、熱過渡荷重が厳しい。また、自重も大きく 1 次応力が増している。（大型炉；Pm=30MPa）　こうしたことから、特にナトリウム液面近傍、下部構造において、下記が主要な課題となっている。なお、各課題の詳細は、(ｖ)項に記載している。

①ラチェットひずみ許容限界の設定

１次応力増により、ラチェットひずみがクリープ疲労に影響を及ぼさない限界を明らかにする必要が生じている

②非弾性解析手法の導入

上述①のとおり、特にラチェット変形の予測精度の向上が必要となり、非弾性解析手法の導入が必要となっている。

③熱荷重の合理的設定

熱荷重条件が厳しく、合理的設定による荷重緩和が望まれている。

(c)主冷却系

主冷却系では、中間熱交換器とポンプの合体、配管短縮、ループ数削減等のコンパクト化が図られており、こうした合理化に伴い（もんじゅ、高速実証炉と比べ）冷却材インベントリが減少し系統全体の熱容量が減り、流速が増し、高出力化も相俟って、系統熱過渡は厳しめになっている。このため、合理的な熱荷重の設定、緩和のニーズが高まっている。なお、12Cr 系鋼の採用により、熱応力の大幅な増加は抑制されている。

中型炉の蒸気発生器は 3 次元構造の球形管板を採用しており、解析評価法の確立が必要とされている。

(iv)構造設計基準（FDS）の研究開発方針

前述の設計ニーズを踏まえ、ＦＤＳの研究開発を進めている。本 FDS は、実用化戦略調査研究フェーズⅡが終了する 2005 年末迄に暫定案を纏めることとし、設計合理化に役立つ、合理的な構造設計技術を確立することを主眼としている。具体的には、次の事項を主要課題とし、研究開発を実施している。

(a)クライテリアの高度化

合理的な高温設計域判定法を開発する。ラチェットひずみによる疲労破損防止のため、許容限界値を明らかにする。

(b)非弾性設計解析に関する指針の策定

非弾性解析手法を開発して、指針化する。

(c)熱荷重設定に関する指針の策定

合理的な熱荷重設定手法を開発し指針化する。

なお、指針を含めＦＤＳの実用高速炉への適用性も確認評価し、その結果を事例集化してＦＤＳに記載することとした。

これら研究開発成果を採り入れたＦＤＳの仕上りイメージを図 2.2.2.23 に示す。

ＦＤＳの一般規定、付録は、実証炉用の構造設計基準（ＤＤＳ）を踏襲して作成する。一般規定には破損クライテリアに関する新たな知見等を追記する。設計評価に用いる非弾性解析法、熱荷重設定法に関しては、非弾性設計解析に関する指針、熱荷重設定に関する指針を、一般規定とは別に策定する。付録には、実用高速炉向けの特殊設計法として、蒸気発生器の球形管板の設計法等を追記する。付録、指針は一般規定をサポートする位置づけであり、これらを含め全体をＦＤＳとして扱う。

以下、各主要課題とその対応策の概要を記載する。

(v)構造設計基準（FDS）の主要課題と対応策

(a)クライテリアの高度化

①合理的な高温設計域判定法の開発

従来基準では、高温（クリープ）設計域は、告示 501 号の適用温度に併せ、運転中の最高温度で区分している。このため、特に通常時、比較的低温域で用いられる機器のクリープ評価は、過度に保守的になりがちである。クリープを伴う高温構造設計は極めて複雑で、解析評価の作業量が多く、時間もかかる。

こうしたことから、欧州で用いられている合理的に高温域まで低温設計域を拡大し得る Negligible Creep Curve（クリープ設計限界曲線）の概念を導入して、その適用性、高速炉の設計条件を加味した更なる進展の可能性について検討評価を行っている。本概念を採用すると、通常時の運転温度が低い低温配管等の低温(非クリープ)設計が可能となり得る。

②ラチェットひずみ許容限界の設定

自重の増加等により原子炉構造（液面近傍、下部構造）のラチェットひずみが大きめであることが、解析により確認された。このため、ラチェットがクリープ疲労に影響を及ぼさない許容限界を確認すべく、合理的な試験方法を立案し試験を実施している。

具体的には、一定量の累積ひずみに到達するまでひずみを漸増させ、以後、通常の疲労試験に移行する型の試験を考案し、到達するまでの繰返し数、累積ひずみ量を変えて、実用高速炉の使用範囲内で、寿命の低下が生じないか確認する試験を行なっている。今迄に実施した累積ひずみ量 1.41%での予備試験の結果、繰返し数が 1000 回迄は寿命が低下しないことを確認している。

(b)非弾性設計解析に関する指針の開発

実際の挙動よりも保守的で、かつ弾性解析より合理的な評価法を先ず確立する方針とし、以下の項目について検討し、指針化することとしている。

① 適用範囲（部位）の指定
② 適用すべき構成則の選定
③ 負荷履歴の影響把握
④ 累積非弾性ひずみ、クリープ疲労評価法の検討
⑤ 解析評価の品質保証

これまでの検討で、指針案の当面の適用範囲を 316FR 鋼製の原子炉容器とした。構成式は古典則に基づく２直線近似モデルを第１候補とした。詳細構成則については、詳細モデルの改良、適用する場合の課題検討を進めている。負荷履歴については、詳細モデルを用いて解析結果に及ぼす影響の検討を進めている。また、非弾性解析で用いる累積非弾性ひずみ評価法、クリープ疲労評価法の課題を摘出し、評価法を検討中である。指針案を使用する者の解析結果の品質を保証するため、例題の検討評価を進めている。さらに、解析手法の妥当性検証のため、実用高速炉の炉容器液面近傍を模擬した構造物モデル試験を行なっている。

(c)熱荷重設定に関する指針の開発

実用高速炉の厳しめの系統熱過渡荷重を合理的に緩和すべく、熱流動解析と構造解析を統合した荷重設定法の開発を進めている。本手法を実験計画法と組合せることで、現実的な解析数で、評価が可能になる。中間熱交換器（ＩＨＸ）上部管板の解析評価に本手法を試適用し、系統熱過渡荷重の合理的設定と緩和を可能にする見通しがあることを確認している。

原子炉上部機構、配管合流部など、温度の異なる冷却材が合流する領域では、流体混合による不規則な温度揺らぎが生ずるため、サーマルストライピングに配慮する必要がある。今回、流体温度の空間変動に対する熱応力の周波数特性に着目し、周波数応答関数を用いた合理的なサーマルストライピング評価法を開発した。

上記成果を反映して評価法の指針化作業を推進している。

(2) 免震・耐震に関する設計方針

設計用の入力地震動の大きさは流動的な状況にある。この点を考慮したうえで、フェーズ 2 の設計で使用する地震条件は、実証炉のレファレンス S2（M6.5 相当）、および将来的に厳しい地震条件を適用しなければならないと予想されることから、それを見越して強地震動（M7.1 相当）を暫定する。

(i)レファレンス S2（M6.5 相当）での原子炉建屋床応答の作成

(a)方針

・新しく地震波を作成することはせず、既存の地震波を準用する。
・実証炉と同じく建屋全体水平免震を適用する。
・上下免震については、将来において入力上下動が確定した時点で機器の耐震性

を確保できる上下免震装置の仕様を設定する。フェーズ 2 においては、比較的マイルドな上下動を用い上下免震無しの条件で設計検討を行う。将来において上下動が厳しくなることが予想されるが、厳しくなった分は上下免震装置の導入により耐震成立性を維持する。

・S1 地震は S2 地震の 2/3 とする。

(b)フェーズ 2 設計における地震条件の扱い

i)設計（形状設定）用地震条件

以下の条件で構造設計を行う。

→水平：実証炉のレファレンス S2 波+建屋全体水平免震

→上下：実証炉のレファレンス S2 波+上下耐震

(注)設定した形状での成立限界が分かるように裕度を明記する。

ii)影響評価用地震条件

以下の非常に大きい水平動を想定した場合に、設備へのインパクトを概略評価する。

→水平：実証炉のケーススタディ S2 波+建屋全体水平免震

→上下：実証炉のケーススタディ S2 波+上下免震

(注)考え方は上記のとおりであるが、上下動については 2)で述べた方針に基づいて「実証炉のレファレンス S2 波+上下耐震」の条件でフェーズ 2 の検討を行う。

(c)原子炉建屋床応答（暫定値）

原子炉建屋の応答解析を行い、床応答曲線を作成した。原子炉容器据付位置の床応答を図 2.2.2.24 に示す。

(ii)強地震検討用水平動（M7.1 相当）の原子炉建屋床応答の作成

(a)方針

上記(i)に準じるが、簡易的にレファレンス S2 の床応答曲線を補正する係数を求め、強地震条件用水平動の床応答曲線を推定する。

(b)地震条件

レファレンス S2 と M7.1 を想定したスペクトル（等価震源距離 Xeq=10km、断層方向考慮）の速度比（表 2.2.2.17、図 2.2.2.25）から、免震構造の建屋の周期である 1 秒から 2 秒での両スペクトル比を、以下のとおり求めた。

速度スペクトル比　1.4 程度（Vs=1500m/s）・・・硬質地盤

1.8 程度（Vs=1000m/s）

2.3 程度（Vs= 700m/s）・・・軟質地盤

なお、上下動はレファレンス S2 のままとする。

(c)原子炉建屋床応答

上記のとおり、補正係数は地盤のせん断波伝播速度に依存するが、レファレンス S2 は硬質地盤を対象にしていることから、ここでは Vs=1500m/s の場合の速度スペクトル比 1.4 を丸めて、1.5 を用いることとする。

設定した床応答曲線(水平)を図 2.2.2.26 に示す。

(iii)強地震動（M7.1 相当）の原子炉建屋床応答の作成

(a)方針

上記(ii)では水平動についてのみ、強地震動の場合を想定したが、上下、水平ともに強地震（M7.1 相当）の場合に、水平免震のみの条件での耐震性検討を行い、原子炉構造の成立性を確認する。

(b)地震条件

水平方向の地震条件は、上記の(ii)で設定したものと同じである。

上下方向についても、水平動と同様の考え方により、以下の検討を行って強地震検討用上下動の床応答曲線を設定する。

図 2.2.2.27 に上下のレファレンス S2 と上下 M7.1 相当スペクトルの比較、表 2.2.2.18 及び図 2.2.2.28 に両スペクトルの速度比を示す。これらより入力動の主要機器固有周期帯（T=0.1s）に対するスペクトル比は以下のようになる。

速度スペクトル比　1.8（Vp=3400m/s)、(Vs=1500m/s)・・硬質地盤
2.0（Vp=2400m/s)、(Vs=1000m/s)
2.2（Vp=1800m/s)、(Vs= 700m/s)・・軟質地盤

(c)床応答

レファレンス S2 は硬質地盤を対象にしていることから、ここでは Vp=3400m/s の場合の速度スペクトル比 1.82 を用いることとする。設定した床応答曲線（上下）を図 2.2.2.29 に示す。

なお、水平方向の床応答曲線は、図 2.2.2.26 を使用する。

(3) LBB（漏えい先行型破損）に関する検討

有望な炉システム概念の配管材料として 12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）が採用されている。フェライト系の 12Cr 系鋼は、先行炉の配管材料として採用されたオーステナイト系ステンレス鋼よりも短時間引張り強度や熱的特性等については優位であるが、靱性に関してはこれを下回ると予想される。一方、LBB 成立性（破断前の冷却材漏洩検知による配管大規模破断の回避の可能性）は、配管材料の靱性低下による影響が大きいと懸念される重要事項の一つである。

以上を踏まえて、実用化戦略調査研究の一環として、ナトリウム炉配管を対象事例とした 12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）配管の LBB 成立性の評価が行われている。評価の方針は、既存のステンレス鋼用の評価手法に則り、材料強度特性だけを差し替えて、LBB 成立性を評価しようというものである。これまでに 12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）の未時効の母材の強度特性に基づく評価が行われている。その概略を以下に示す。

(i)評価法

はじめに、12Cr 系鋼の破壊靱性試験や引張試験等を実施して、材料特性データを取得する必要がある。12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）の未時効母材のデータが既に取得されている。その一例として図 2.2.2.30 及び図 2.2.2.31 に破壊靱性試験結果（試験条件

が ASTM 規定を満足しており、計測値を J_{IC} としてよいことを確認している）及び他鋼種の破壊靱性値との比較を示す。12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）の破壊靱性値は総じて低めである。

次に、英国基準 R6 に則って４種類の破壊評価曲線を作成し、破壊靭性試験の結果と比較した。一例として、400℃における比較を図 2.2.2.32 に示す。図中の Lr は崩壊に関わるパラメータ、Kr はき裂進展に関わるパラメータであり、Lr = 1.17 （Lrmax）の直線は、崩壊の生ずる限界荷重を示す。同図より、Lrmax 未満の Lr 値であってもき裂進展が生じており、12Cr 系鋼の不安定破壊が崩壊とき裂進展の重畳であることがわかる。すなわち 12Cr 系鋼の破壊評価法として、原子力用鋼種では一般的な正味応力基準を適用すると合理的な評価ができないことを示している。これは同鋼の靭性が低いためである。破壊靭性試験データ（●及び▲）と４種類の破壊評価曲線の位置関係をみると、データよりも上側に位置する Option 3 は非保守側評価となってしまう。他の３曲線はいずれもデータの下側に位置し保守側評価となるが、データに最近接する Option 2 が最も合理的評価となる。

以上より、12Cr 系鋼の破壊評価法として、R6 の２パラメータ法と Option2 の破壊評価曲線の組合せを採用することとした。

(ii)LBB 成立性の評価

ナトリウム炉（アドバンストループ炉／500MWe 級／H13 年度設計）の１次系主冷却配管の７箇所の構造不連続部について、(i)に記した評価法を適用して、LBB 成立性の試評価を実施した。結果の一覧を表 2.2.2.19 に示す。12Cr 系鋼（HCM12A 鋼）の未時効母材に関しては、いずれの部位でも成立の見通しがあるとの結果が得られている。なお、これらは、実機においては時効後の溶接部にき裂が発生・進展する可能性が高いこと、及び、ステンレス鋼用に開発された評価手法を 12Cr 系鋼に流用できる妥当性が検証されていないことを考慮すると、現時点では暫定評価としての位置付けとなる。

(4) 主要箇所の健全性評価

(i)原子炉構造

(a)構造強度（熱応力）評価

1)液面近傍の健全性

アドバンストループ型炉の原子炉容器はホットベッセル化されている。すなわち、炉壁冷却系をもたず炉容器径を小さくできる。その一方で、先行炉では炉容器壁と冷却ライナ等が分担していた自重・内圧による１次応力とナトリウム温度変化による熱過渡応力を、炉容器壁が一手に支えることになり（図 2.2.2.33)、相対的に使用条件は厳しくなる。

原子炉構造の健全性を確保する手段として、

①熱過渡応力の低減

②非弾性解析による設計

が特に有効であると考えられる。

①熱過渡応力の低減

原子炉容器に炉壁保護構造を持たない場合、自由液面近傍において軸方向温度勾配による高い熱応力が発生することが予想される。この発生熱応力を低減するため、以下に示す二種類の熱応力緩和方策を提案した。ここで提案する熱応力緩和方策は、大幅な物量の増加を伴わず、複雑な制御が不要であり、かつ確実に作用することから、経済性、安全性の確保に大きく寄与することが考えられる。それぞれの応力緩和方策について、有限要素解析によりその有効性の検討を行った。

(a)高温ガス循環による応力緩和方策

炉壁液面近傍部外面に高温の不活性ガスを循環させることで、炉壁液面付近の軸方向の伝熱を促進する（図 2.2.2.34)。これにより、プラント起動時に液面近傍部に生じる軸方向温度勾配を緩和し、発生応力を低減することができる。循環させるガスは、内部の高温ナトリウムにより昇温されることから、加熱器等の設備を必要としない。同部位を対象とした数値解析より、この緩和方策を用いることで一次＋二次応力強さ範囲（Sn）を約 45%低減することができることを確認した。

(b)熱伝導板による応力緩和方策

炉壁とガードベッセルとの間のアニュラス空間に、良熱伝導体製の熱伝導板を炉壁と非接触で設置することで、熱伝導板から炉壁への輻射過熱を生じさせ、軸方向の伝熱を促進する（図 2.2.2.35)。これにより軸方向温度勾配を緩和し、発生熱応力を低減することができる。同部位を対象とした数値解析より、熱伝導板の材料として黒鉛を用いた場合、Sn を約 28%、また 12Cr 系鋼を用いた場合 15%低減できることを確認した。

非弾性解析による設計手法については、経済産業省委託研究等で検討中であり、毎年の成果は非弾性解析指針案としてまとめられている。非弾性解析を設計に用いるためにはいくつかの課題がある。弾塑性構成則としてどのモデルを採用するかはその一つである。非弾性解析指針案の策定作業の中で検討されている 6 種類のモデルを表 2.2.2.20 に示す。

ケースＡ～Ｄは、移動硬化則と言われるモデルで、応力値及びひずみ値の解析精度は比較的低いとされる。しかしながら、同表の通り、組合せる応力ひずみ式の種類（単調応力ひずみ関係か動的応力ひずみ関係か)や背応力パラメータの取り扱い（αリセットの有無）によって、保守的な応力あるいは保守的なひずみの評価値を得ることができる。ケースＥとＦは、応力値及びひずみ値を高精度に求めることができるとされるモデルである。すなわち、ケースＡ～Ｄは堅実に保守的な評価を得るためのモデルであり、ケースＥとＦは高精度な応力とひずみを求めるためのモデルであるということもできる。なお、ＥとＦについては、設計手法として必須である保守性について、検討する必要はある。

非弾性解析指針策定における今後のモデル選定に資するために、これらを用いて原子炉構造の高温部で最も厳しい部位である液面近傍に生ずる損傷を評価し、比較・検討した。

その結果、クリープ疲労損傷については成立の見通しが得られた。これは当該部位の熱過渡に対する負荷形態が中間保持となって、クリープ緩和の初期応力の算定値が比較的低い(緩和下限応力以下）ことによる。一方、ラチェットについては図 2.2.2.36 のとおり相応の累積ひずみ量が生じている。現状の構造設計基準で規定される累積膜ひずみの制限値は１％であることから、ケースC、Dによる評価は制限値を超えている可能性が高い。しかしながら、解析対象としたアドバンストループ炉は概念設計の段階であり、設計の変更（炉心等の重量軽減、炉容器板厚増加等）や設計方法の改善（熱的境界条件の見直し等）の余地が残されていることを考慮して、この程度の差であれば成立見通しはあると判断した。

2)炉上部プレナム温度成層化に対する健全性

原子炉スクラム時に上部プレナム（ＨＬ配管吸込みレベル近傍）に形成される温度成層化に対して、大型炉を対象として原子炉容器及び水中渦抑制構造であるスプリッタの耐熱性を評価し、健全性見通しを確認する。

i)原子炉容器

a)解析モデル

温度条件としては、手動トリップ時の熱流動解析で得られた軸方向の温度分布（成層界面上下の温度差及び温度勾配の観点から熱応力が最大となる条件）を与え、図 2.2.2.37 に示すような解析モデルにより、サーマルライナ枚数もパラメータとして原子炉容器の熱応力を評価した。サーマルライナは板厚 10mm、ライナ間の Na 層も 10mm としている。

b)解析結果

図 2.2.2.38 に、サーマルライナ１枚の場合における応力強さ分布を示す。高さ方向の応力強さ分布では、特徴的に成層界面の上下で２つのピークが見られる。ライナ枚数を変えた場合の発生応力は以下となり、ライナ１枚削減しても、発生応力に顕著な差は見られない。

○ライナ２枚

膜応力　：82MPa

（膜＋曲げ）応力強さ範囲 Sn：315MPa

○ライナ１枚

膜応力　：89MPa

（膜＋曲げ）応力強さ範囲 Sn：329MPa

この結果に基づき、液面ラチェット及び Bree ラチェットに対する成立性を評価し

た。図 2.2.2.39 に一例として、Bree 線図での判定結果を示すが、いずれもラチェット領域には入っていない。また、クリープ疲労損傷評価に関しては、クリープ損傷 Dc＝0.1 の条件で、疲労損傷 Df≦0.7 を満足する Sn 制限値は 370MPa となる。上記の応力強さ範囲 Sn 値は、いずれも制限値を下回っており、クリープ疲労損傷の観点からも成立する見通しである。

以上の評価結果より、原子炉容器はクリープ疲労損傷及びラチェットに関して、健全性評価を満足する結果が得られ、ＤＰ以下の炉壁全体についてサーマルライナを１枚に削減できる見通しを得た。

ii)スプリッタ

a)サーマルライナおよびスプリッタ構造概念

図 2.2.2.40 に示すように、サーマルライナは軸方向に 2～3 分割、周方向に約 30°ピッチで分割したライナ板を径方向に２枚重ね合わせて１層とする構造（炉中心側を外面、炉壁側を内面と称す）としている。

軸方向及び周方向に分割したライナ間には加工精度や組立て性を考慮して隙間を設ける必要があるが、炉容器の熱過渡緩和の観点から炉容器とサーマルライナの隙間領域でのナトリウムの流動を抑制するため、ライナ板の隙間を埋めるように分割部をずらして径方向にライナ板を重ね合わせる。そのなかで、ＨＬ配管と面する外面のライナ板（板厚 5mm）を三角柱の縦リブ形状（内部は Na が連通）に曲げ加工することで、水中渦抑制対策用のスプリッタとして機能させる。

サーマルライナは、もんじゅと同様、炉容器内面に設置するスタッドにより支持する。サーマルライナ側の１箇所はスタッドに固定するが、その他のスタッドにおいて軸方向及び周方向の炉容器との熱膨張差を拘束しないようなサーマルライナ側のスタッド貫通部を長孔形状とする。これによりサーマルライナの径方向変位は炉容器との隙間を維持するように拘束されるものの、軸方向及び周方向には拘束されることなく変形することができ、また、θＺ面内での回転を防止する。

b)解析モデル

図 2.2.2.41 に、スプリッタを含むサーマルライナの解析モデルを示す。本モデルではサーマルライナの支持スタッドボルトの変位を計算するため、15°セクタの炉容器もモデル化しており、両端ともに対称境界とした。今回の解析では、軸方向中央に温度成層界面が存在する場合を想定し、構造材温度は接液するナトリウム温度に支配されるものとして、各節点に直接温度分布を与えて熱応力を評価した。なお、温度条件は前項の図 2.2.2.37 に示す手動トリップ時の温度成層条件を適用した。

熱応力の評価基準としては、暫定的に原子炉容器の評価と同等のクライテリア（クリープ損傷 Dc＝0.1 の条件で、疲労損傷 Df≦0.7）を満足する Sn 制限値（＝338MPa）以下とする。

（元来、サーマルライナは原子炉容器側の熱過渡条件を緩和するために設置している

ものであり、一部にき裂が発生しても、機能を喪失したり、ルースパーツとなるわけではないため、必ずしも原子炉容器と同等のクライテリアを満足する必要はない）

c)解析結果

①サーマルライナ一般部（図 2.2.2.42(a)）

サーマルライナでの発生応力は、同等の半径、板厚を持つ円筒と同じような大きさ、分布をしている。応力強さ範囲の大きさはおよそ 320MPa 程度となっており、前述のクリープ疲労損傷に対する制限値を下回っている。

②スプリッタ部分（図 2.2.2.42(b)）

スプリッタから離れた箇所では、スタッドボルトの拘束効果により、サーマルライナ一般部と同様の応力分布となっている。左図の白線に対する軸方向ミーゼス応力分布を右図に示す。ミーゼス応力の最大値は、一般部に比べて若干大きくなっているが、応力強さ範囲の大きさは 335MPa 程度であり、前述のクリープ疲労損傷に対する制限値を下回っている。一般部の解析では成層界面内にスタッドボルトがない条件で解析しており、応力の増加はスタッドボルトによる拘束の影響と考えられる。

スプリッタが影響している応力で最も大きいものは、スプリッタ付根及び成層界面近傍の外面に発生し、約 233MPa となったが、前述のクリープ疲労損傷に対する制限値を十分に下回っている。

以上より、スプリッタ付きサーマルライナについてはスプリッタ近傍に特徴的な応力発生が見られるが、応力強さ範囲の大きさは一般部に比べると小さく、サーマルライナ一般部と同様に原子炉容器と同等の制限値を満足する見通しである。

3) 炉心支持構造、下部鏡構造の健全性

ナトリウム炉の炉心支持構造と下部鏡構造は、定格出力では有意なクリープが生じない温度（395℃）であるが、その一方で、炉出力に対して小さめの下部プレナム容積と大きめのナトリウム流量により相当厳しい熱過渡を受ける、という特徴がある。図 2.2.2.43 に両構造を示す（図は下部鏡が皿形のタイプ）。これらについて、先行炉の設計と同様に、系統熱過渡解析と多直線化法の組合せによる方法で算定した熱過渡応力にて健全性評価を行うと、顕著なラチェットひずみ生じ、制限値を大きく超えてしまうことがわかった。

このような状況への対策として、

① １次応力を低減する（板厚増加以外の方法で）
② 熱過渡応力を低減する
③ 非弾性解析により設計する

が考えられる。部位によってどの項目が最適であるかは異なる。

下部鏡構造については形状を球形に変更することにより①を達成できる。皿形と球形の下部鏡構造についての Bree 型ラチェット評価結果の比較を表 2.2.2.21 に示す。1 次応力が１／２程度になるはずで、これによってＸパラメータが低下し、Bree ラ

チェット線上のシェイクダウン領域に移行すると推測される（すなわち、ひずみ評価値はゼロになる）。

炉心支持構造については①を達成するのは困難であるので②か③の対策をとる必要がある。実用化戦略調査研究では、これまでに②の熱過渡応力の低減策として、３次元熱流動解析によりナトリウム熱過渡を設定する方法が試行されている。３次元熱流動解析は、炉心支持構造のラチェットの評価値に対して、非常に大きい効果をもつ。

表 2.2.2.22 に、「系統熱過渡解析＋多直線化法」と「３次元熱流動解析」によるナトリウム熱過渡を評価した２種類の設計について、Bree ラチェット評価値の比較を示す（ナトリウム熱過渡以外にも条件の違いはあるが影響は小さい）。２つの設計は概ね同じ条件であるにも関らず、前者による熱過渡応力の評価値（表中の<Q+Q*>）は 542MPa であるのに対して、後者による評価値は 222MPa となっており、３次元熱流動解析導入の効果が明瞭である。これらに対するラチェット評価値にも明らかな差があり、前者では 16.8%にも達し、制限値である１％を大幅に超える。これに対して、後者による評価値は、0.2%となる。

以上のように３次元熱流動解析を導入すると、従来の設計方法と比較して熱過渡応力の評価値を大幅に小さくすることが可能であり、設計合理化につながる可能性が高い。一方、構造の健全性評価手法の総合的な保守性が担保されていることを示すためには、３次元流動解析の計算コードや解析者による結果のばらつきについて、さらなる検討が必要と考えられる。

３次元熱流動解析以外で、熱過渡応力を低減する方策として、系統熱過渡解析と実験計画法によるものが期待される。この場合、保守性の担保についての説明が容易になると期待されるが、熱過渡応力の低減効果は３次元熱流動解析よりは小さいと予想され、非弾性解析による設計との組合せが必要となる可能性もある。

(b)耐震評価

原子炉構造の耐震性について、2.2.2.3(2)項に示される耐震評価用入力条件で検討を行った。特に、入力条件が厳しくなる場合を想定した検討用強地震条件を基本として検討を行った。検討対象は、原子炉構造の座屈、炉心の耐震性、炉内の各機器の耐震性である。

1)原子炉容器の座屈評価

原子炉容器の座屈評価は「高速増殖実証炉高温構造設計方針(案)」で定められている座屈評価式を適用した。

大型炉の原子炉容器構造と耐震解析モデルを図 2.2.2.44 に、応答解析結果を表 2.2.2.23 に示す。上下免震を適用しない場合の評価結果を表 2.2.2.24 に、厚肉積層ゴム式の比較的簡易的な３次元免震装置を適用した場合の評価結果を表 2.2.2.25 に示す。

評価結果から、入力が強地震の場合には、３次元免震装置の使用、又は容器の板厚の増加(現状 30mm を 45mm 程度)を行わないと、座屈の制限値を満足しないことが分

かった。３次元免震として、どの程度の免震装置とする必要があるかを検討するために、簡易的な３次元免震を適用した場合を検討し、これで座屈の制限は裕度を持って満足することが分かった。

さらに、炉心の水平方向変位については、炉心上部機構の解析（図 2.2.2.45）を行い、炉心側との相対変位を求め、制御棒挿入性についての評価を行った。この結果、制限値 15mm に対して、相対変位 8.47mm が得られ、水平方向の変位は制限値を満足していることを確認した。

中型モジュール炉の原子炉容器構造についても大型炉と同様の解析と評価を行った。この耐震解析モデルを、図 2.2.2.48 に示す。評価結果は大型炉と同様に３次元免震を適用することで、制限値を満足する結果を得た。

2)炉内機器の耐震性

炉内の機器として、上部ペデスタルに取り付けられた、燃料交換装置、DHX、コールドトラップについて耐震性の評価を行った。各機器は大型炉と中型モジュール炉で共通するものであり、条件的に厳しいと考えられる炉型において評価を行った。

大型炉では DHX、コールドトラップについて細長い構造であることから座屈の評価を行った。DHX の解析モデルを図 2.2.2.46 に、コールドトラップの解析モデルを図 2.2.2.47 に示す。DHX の評価結果を表 2.2.2.26 に、コールドトラップの評価結果を表 2.2.2.27 に示す。なお、これらの評価は、上下免震無しの強地震条件は適用していない結果である。この評価結果は、裕度を持って必要安全率を満足している。炉内機器については、板厚や剛性の増加が容易であり、免震無しでの上下強地震に対して本構造が制限値を満足していない場合も、対応がとれる。

中型炉では、燃料交換機について地震時における UIS（切込み部）との干渉について解析と評価を行った。燃料交換機の構造と解析モデルを図 2.2.2.49 に、評価結果を図 2.2.2.50 に示す。これにより強地震検討用水平動(S2 対応)の場合にも、干渉は起こらないことが確認された。（なお評価上は、地震時の燃料交換機と UIS 切込部との干渉は、S1 地震時に発生しないようにすれば良い。）

原子炉構造、原子炉容器内機器について耐震評価を行い、強地震条件の場合には原子炉容器の座屈制限等から、容器板厚の増加、又は、３次元免震を適用する必要があり、これらを適用することで裕度を持った設計とすることが出来ることが分かった。いずれの方策を採用するかは、プラント全体のバランス（費用その他）で選択される。

(ⅱ)冷却系設備

(a)中間熱交換器構造健全性

ＩＨＸにおいて構造健全性が厳しい箇所としては、上下管板、スカート付根Ｙピース、１次 Na 入口ノズル等の部位が挙げられる。

上部管板については、大型炉を対象とした評価を平成 12 年度に実施した[36]。12Cr 系鋼採用による応力低減効果により、クリープ疲労損傷は制限値を下回り、構造健全性を確保できる見通しを得ている。

そこで、大型炉のＩＨＸを対象として、①定格運転時の軸方向温度分布に起因する応力や、過渡時に Na 接液部と非接液部に生じる温度追従性の差に起因する応力が発生するスカート付根部、②定格時の温度が高く熱膨張応力が大きい入口ノズルに着目した評価を実施した。

1)スカート付根Ｙピース部

プラント熱過渡解析結果に基づき、事象回数（プラント寿命 60 年を想定)、温度変化幅及び温度変化率等を比較し、解析対象とする以下の事象を選定した。

○運転状態Ⅰ：通常起動（640 回)、通常停止（180 回）
○運転状態Ⅱ：手動トリップ（360 回)、外部電源喪失（60 回)、
主蒸気管破損（30 回）
○運転状態Ⅲ：１次ポンプ軸固着（4 回)、
Na－水反応＋主蒸気管破損（5 回）

解析結果の一例を図 2.2.2.51 に示す。また、熱応力解析結果より、付根部 R エンド付近を評価断面として選定し、各評価断面でのクリープ疲労損傷評価結果を表 2.2.2.28 に示す。いずれの断面とも、クリープ疲労損傷値（Df＋Dc）は制限値を満足しており、スカート付根 Y ピース部の健全性を確保できる見通しである。

2)入口ノズル部

ＩＨＸノズル部を含む１次系ＨＬ配管の熱膨張荷重に対する健全性は、ＩＨＸからの強制変位やＩＨＸノズル剛性の影響を強く受ける。従来は、ＨＬ配管とＩＨＸとは暫定した板厚で計算したノズル部のバネで取り合って解析していたが、両者を一体化したモデルで解析を行い、ＨＬ配管及びＩＨＸノズルの成立性を評価した。

解析では、ＩＨＸの上部プレナム領域、スカート部を含めたＨＬ配管をシェルによりモデル化し、予め求めたＩＨＸスカート部の熱膨張変形量と各代表事象時の配管温度を与えて熱膨張応力を評価した。解析モデルを図 2.2.2.52 に示す。

まず、入口ノズル廻りの板厚をパラメータとした場合の評価を行い、成立見通しのある形状を設定した。図 2.2.2.53 に、入口ノズル廻りの構造概念を示しており、配管側付根部板厚 40mm、ＩＨＸ側補強部板厚を 50mm とした。

設定した形状で各事象での熱膨張解析を行い、各部位の応力評価結果を表 2.2.2.29 に示す。いずれの部位でも制限値を満足し、ＩＨＸ入口ノズル及びＨＬ配管の健全性を確保できる見通しである。

(b)ポンプ組込型中間熱交換器の成立性

ポンプとＩＨＸの合体に伴う振動上の問題点に着目して成立性を検討した。検討し

た項目は、①ポンプ振動による伝熱管磨耗量、②ポンプとＩＨＸの共振回避、③耐震性である。

1)伝熱管磨耗量の評価

ＩＨＸ伝熱管は、１次ポンプの定格回転数との共振を回避する設計としている。しかし、１次ポンプの外周にＩＨＸ伝熱管管束部を同心円状に配置する構造としているため、ＩＨＸ／ポンプ隔壁とフローシュラウド間を流れる１次 Na の流体連成効果やＩＨＸとポンプの取り合い部となるカバーガスベローズを介して、１次ポンプの振動がＩＨＸ側に伝達される可能性がある。伝熱管はバッフル板にガタのある状態で支持されており、フレッティングによる磨耗（図 2.2.2.54）が懸念される。そこで、大型炉／中型モジュール炉を対象として、従来の知見に基づき伝熱管磨耗量を評価した。

まず、機器構造設計に基づき全体振動解析モデルを作成して、ポンプ励振力（ポンプ軸重心のアンバランス力及び吐出側の流れと案内羽根の干渉による流体励振力）を与えて伝熱管の振動応答を解析した。大型炉体系での応答解析結果を表 2.2.2.30 に示す。

次に、応答解析結果より、伝熱管とバッフル板との接触状態をパラメータとしてフレッティングによるワークレート（単位時間あたりの衝突荷重と摺動距離の積分値）を求め、これに伝熱管の比磨耗量（現状 12Cr 系鋼データがないため 2¼Cr-1Mo 鋼データを準用）を乗じて寿命期間中（60 年）の伝熱管磨耗体積、磨耗深さを算出した。大型炉体系での磨耗量評価結果を表 2.2.2.31 に示す。伝熱管磨耗深さは 0.142mm であり、現行設計での肉厚余裕（0.255mm）に対して十分に余裕があることがわかった。

中型モジュール炉においても同様な評価を実施した結果、伝熱管肉厚余裕（0.255mm）に対して磨耗深さは 0.145mm 以下となり、いずれも伝熱管の耐摩耗性の確保に関しては見通しが得られた。

現在、ポンプ組込型ＩＨＸを対象とした振動解析手法の高度化に向けて、2.2.2.2(2)(iii)項で述べた中型炉 1/4 縮尺の振動伝達特性試験を進めている。さらに、実機での磨耗量を詳細に評価するため、今後 12Cr 系鋼の比磨耗量データの取得が必要と考える。

2)ポンプとの共振回避

１次ポンプの運転要領及びポンプ組込型ＩＨＸの構造的特徴を考慮して、図 2.2.2.55 に示すような共振回避方針を検討した。

１次ポンプの運転要領は、以下のように設定されている。

・燃交時：定格の 15%回転数一定運転を行う。
・起動時：ポンプ回転数を 15%から 36%まで急速に上げ、冷却材を昇温させながら約 25 時間 36%一定回転数で運転する。その後、約５時間で回転数を 36%から 100%まで徐々に上昇させる。
・停止時：100%から 36%まで約 3.5 時間かけて回転数を下げ、冷却材温度を低下

させながら十数時間 36%一定回転数で運転する。その後、15%まで急速に回転数を下げて、低温停止状態に移行する。

ポンプ組込型ＩＨＸにおいても、基本的に機器全体を剛構造とし、可能な限り各部の固有振動数が定格回転数以上となるように設計している。

ただし、ポンプケーシング等の長尺片持ち梁構造を剛設計とした場合には大幅な物量増加を招く可能性がある。そこで、片持ち梁の特徴（２次固有振動数が１次固有振動数の６倍程度高い）を活用し、１次固有振動数は低温停止時（15%）と起動初期の低流量時（36%）回転数を回避して低い固有振動数に設定し、２次固有振動数を定格回転数以上とする設計を志向する。

また、伝熱管については、固有振動数をポンプの定格回転数以上に設定することは、伝熱管を極端に太くするか短くする必要があり、熱交換器として成立しない。そこで、一定時間継続されるポンプ回転数（定格運転時、低温停止時、起動初期の低流量時）との共振は回避するが、起動途中での短時間の共振は許容する設計としている。

なお、ポンプ回転数と機器固有振動数の共振を回避する余裕率としては、定格運転及び低温停止時に関しては２割、起動初期の低流量時（36%）では１割を目安とした。

中型モジュール炉でのポンプ組込型ＩＨＸを対象に、上記の共振回避方針を満足する構造を設定した。表 2.2.2.32 に、２次元軸対称の全体振動解析モデルから求めた固有値解析結果をポンプ回転数と比較して示す。表に示すように、伝熱管等では短時間の共振を許容するが、定格運転時だけでなく、低温停止時や起動初期の一定回転数で１次ポンプを運転する際の共振を回避できる見通しを得た。

3)耐震性評価

中型モジュール炉のポンプ組込型ＩＨＸを対象に、前項の２次元軸対称の全体振動解析モデルを用いて、リファレンスS_2地震波条件（大型炉の原子炉構造耐震評価と同じ床応答を使用）で主要部位の地震時応力を解析し、内圧や自重等の他荷重との組合せを考慮した健全性評価を実施した。

また、ポンプ本体は耐震クラスＣであるが、S_2地震でのフローコーストダウン機能維持が必要となる。そこで、ポンプの動的機能維持評価として、ポンプ軸受け部に発生する最大荷重を解析によって求め、軸受け構造から求められる許容荷重との比較により軸受け部での接触の有無を検討した。

図 2.2.2.56 に、耐震解析及び動的機能維持評価結果を示す。地震応力に関しては、水平免震を採用しているため地震荷重が比較的小さいこともあり、いずれの部位も発生応力が小さく、構造健全性は確保できる見通しである。なお、強地震検討用水平動の場合には、地震応力が 1.5 倍程度になると予想されるが、発生応力が許容値を超えることはない。

軸受け部の評価については、スペクトルモーダル解析によって得られた軸受け部荷重に係数を乗じて最大荷重を算出したが、許容荷重以下となっている。また、上部ティルティングパッド軸受けについては、評価用最大荷重が負荷されたときの軸受けフィ

ルム厚さを求め、構造側の許容フィルム厚さと比較したが、許容値を満足する結果となっている。このように、軸受け部での接触は生じず、S_2 地震時においてもポンプの動的機能維持を確保できる見通しを得た。

(c) 1 次系配管構造健全性

次項で述べる流力振動対策として固有振動数を確保できる配管形状（サポート、外管を含む）を設定し、熱膨張解析及び固有値解析を行い、耐熱膨張性・耐震性に関する成立性を評価した。

1)配管構造の具体化

ⅰ)内外管の仕切構造

漏えい箇所の限定、エアロゾルの拡散抑制のため、ＨＬ及びＣＬ配管のＩＨＸ近傍に仕切構造（ＨＬ：ベローズ、ＣＬ：Ｙピース）を設置する。

ⅱ)熱膨張変位の吸収方法

運転時に原子炉容器デッキ側及びＩＨＸノズル側から外管に作用する強制変位を吸収するため、ベローズを設置する。

iii)温度管理の方法

コンパクトな配置に適合させる観点で、山数の少ないベローズとするためには、低温雰囲気に設置する必要があることから、１次系配管の外管は低温で設計する。

iv)外管材料

製作時及び補修時の溶接性（熱処理）を考慮し、ステンレス鋼とする。

ⅴ)ＣＬ配管サポート

耐震性向上の観点から、ＣＬ配管には次の２箇所にサポートを設置する。原子炉容器内の振れ止めについては、配管の熱膨張による押し付け力により振動を抑制する。また、ＩＨＸ側直管部については、ノズル近傍に水平方向の耐震振れ止めを設置する。

上記の外管やサポート構造も含めて具体化した大型炉の大型炉のＨＬ及びＣＬ配管概念図を図 2.2.2.57、図 2.2.2.58 に示す。

2)健全性評価

前項で設定した配管形状に対して、耐熱膨張性及び耐震性について成立性を確認した。表 2.2.2.33、表 2.2.2.34 に熱膨張応力と固有振動数の評価結果（大型炉／中型モジュール炉）をまとめて示す。

熱膨張応力については、管台部及びエルボ部の最大発生応力はいずれもラチェットやクリープ疲労の観点から設定した制限値以下となっている。

また、固有振動数に関しては、流力振動防止や共振回避の観点で設定した上下モード／水平モードの制限条件を上回っている。さらに、地震による発生応力は降伏応力を十分下回る値である。

このように、熱荷重及び地震荷重に対して、１次系配管の健全性を確保できる見通しである。

(d)直管型蒸気発生器の構造健全性

中型モジュールで採用する２重管ＳＧにおいて特徴的な構造となる中間胴のベローズを対象として構造健全性を評価した。なお、直管型ＳＧでの課題である球形管板の健全性に関しては、平成 12 年度に実施した単管ＳＧの解析評価より、管板と胴体の境界部にセーフエンド構造を設けることで成立の見通しを得ている[36]。

今回設定したベローズの形状、熱膨張応力解析モデルを図 2.2.2.59 に示す。解析は、内圧負荷状態（定格時 0.45MPa）、軸方向の強制変位負荷状態（伝熱管と胴側の熱膨張相対変位 10mm）、伝熱管プラグ時に想定される周方向温度分布を考慮する場合（別途実施した熱伝導解析結果を反映）の各ケースを単独に実施した。その後、各々の条件を重畳させた場合の解析も実施して、ベローズ内面、板厚中心、外面での発生応力を評価した。

解析結果の一例として、伝熱管プラグ補修後に想定される運転状態を模擬した内圧、軸方向強制変位、周方向温度分布を全て重畳した場合の応力分布を図 2.2.2.60 に示す。この場合、ベローズの発生応力は最も厳しくなり、外表面の谷部で 270MPa 程度となる。しかし、当該部の温度はクリープしない 400℃以下であり、降伏応力 Sy（337MPa @400℃）も大きく下回っているため問題ないレベルである。

なお、周方向温度分布を考慮しない（伝熱管全数が健全）定格運転時を想定した場合には、ベローズの発生応力は、伝熱管プラグ後の結果より２MPa 程度低下しており、今回の評価では伝熱管プラグの有無によるベローズ熱膨張応力への影響は小さいことが明らかになった。

2.2.2.4 安全評価

(1) 安全設計方針の検討

炉の安全設計は、基本的には第１章に示されている設計要求とその対応方針に基づいて検討されており、それぞれの冷却材と燃料形態の組み合わせに応じた特長を活かすよう配慮されている。安全設計方針の根幹となるのは、深層防護の考え方であり、「異常の発生防止」「異常の拡大防止」および「事故影響の緩和」の段階ごとに適切な手立てを講じることにより、炉心損傷事象を設計基準外に位置づけ、さらに、設計基準を越える領域の事象についても炉心損傷防止と影響緩和の両面から対策を講じることとしている。この考え方は、他の冷却材を含む各概念に共通して適用されている。

ナトリウム冷却炉の安全設計概念を図 2.2.2.61 に示す。ナトリウム炉において特徴的な事項を以下に列挙する。

なお、ここで述べる安全設計方針は特に断らない限り、大型炉と中型炉で共通である。

(i) 受動的炉停止能力の付与

制御棒による独立２系統の原子炉停止系に加えて、短時間で炉心損傷に至る可能性のある代表的な異常な過渡変化時のスクラム不作動事象(ATWS)事象（流量喪失型スクラム失敗事象(ULOF)、出力上昇型スクラム失敗事象(UTOP)および除熱喪失型スクラム失敗事象(ULOHS)）に対して有効な受動的炉停止能力を付与するため、後備炉停止系の切り離し部に自己作動型炉停止機構（SASS）を設け、仮に安全保護系信号の不作動により原子炉停止に失敗するような事態を仮定しても、冷却材温度上昇によって受動的に後備炉停止系の制御棒が落下し、大規模な炉心損傷を確実に防止する設計とする。

(ii) バウンダリ破損時の炉心冷却能力の確保

１次系配管に外管を設けるとともに、原子炉容器およびポンプ組込型中間熱交換器にはガードベッセルを設ける設計とする。これにより、原子炉冷却材バウンダリの破損による冷却材漏えいを想定しても､炉心冷却に必要な液位が確保される設計とする。

(iii) 崩壊熱除去

炉心と熱交換器の伝熱中心差を確保し、系統圧力損失を抑えた設計とすることにより、液体金属冷却の特徴を活かした完全自然循環型の崩壊熱除去系とする。ポンプや送風機による冷却材の強制循環を必要とせず、想定される全ての運転モードに対して自然循環のみにより必要な除熱量を確保する。崩壊熱除去系は冗長性もしくは多様性を有する系統構成とし、空気冷却器のダンパを多重化・多様化して、単一故障ではその機能を喪失しない設計とすることにより、信頼性の向上を図る。

(iv) 再臨界回避方策

炉心損傷事象において、冷却材の急激な沸騰によって投入される正のボイド反応度を起因とした即発臨界を防止するために、炉心設計においてボイド反応度を適切に抑制する。目安として MOX 燃料炉心では 6 ドル以下、金属燃料炉心では 8 ドル以下とする。遷移過程における再臨界を回避するために、溶融燃料を炉心外へ排出する機構を炉心設計上考慮する。さらに、燃料デブリの受け皿を設置するなど原子炉構造に工夫を施し、損傷炉心物質を原子炉容器内にて保持冷却可能な設計とする。

(v) 格納施設

格納容器内の冷却材バウンダリをすべて閉構造のガードベッセルと外管で覆うことにより、漏えいナトリウムの燃焼に伴う圧力上昇を排除するとともに、炉心損傷時の燃料デブリの原子炉容器内での保持冷却を達成することによって格納容器内での昇圧要因をなくし、低耐圧の建屋一体型のコンクリート製格納容器によって、放射性物質の環境放出を抑制する。

(vi) ナトリウム漏えい対策

ナトリウム燃焼に伴う熱的影響やナトリウムエアロゾルの影響をガードベッセル、外管およびエンクロージャの内部のみに局限する。蒸気発生器伝熱管での水漏えいによるナトリウムー水反応については、内外管の貫通リークによるナトリウム-水反応の発生を実質的に排除することを目指して、2 重伝熱管蒸気発生器の採用を検討する。単管の蒸気発生器とする場合、検出器性能の向上と水側減圧時間の短縮によって破損拡大を抑制するとともに発生する圧力荷重に対して原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持される設計とする。

2.1.3 節に示す大型炉概念および 2.1.4 節に示す中型モジュール炉概念は、この設計方針に沿った形で設備概念の具体化が図られている。

(2) 評価事象、判断基準の検討

ここでは、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」（昭和 55 年 11 月 6 日原子力安全委員会決定）およびこれらに基づいて安全審査が実施された国内の既存軽水炉および先行ナトリウム冷却炉の設置許可申請書、さらには、高速増殖実証炉向けに検討された安全設計・評価方針を参考として、本概念の安全性を評価するための事象を摘出、分類するとともに、合否判定の目安とすべき判断基準を設定した。

安全評価事象の摘出に際しては、先行炉等の例を参考にするとともに、本概念の特徴を考慮して、系統的かつ漏れなく事象を摘出・整理する必要がある。そこで、マスター・ロジック・ダイアグラム手法を用いて、初期事象を網羅的かつ体系的に摘出した。

摘出した事象は、おおよその発生頻度を考慮して、「運転時の異常な過渡変化」（以

下「異常な過渡」とする）と「事故」に分類するとともに、事象推移の類似性と影響の大きさを考慮して包絡関係を整理して評価対象とすべき代表的な事象を選定した。選定された評価事象を表 2.2.2.35 に示す。

評価に用いる判断基準を表 2.2.2.36 に示す。本概念では、開発中の材料を適用することが前提になっていることから、これらの判断基準は既開発材のデータを参考に暫定したものである。ここでは、「異常な過渡」のみならず「事故」に対しても燃料破損を許容しないこととしている。

安全解析にあたっては、評価の保守性を担保するために、解析に用いる数値、解析条件について結果が厳しくなる条件を重ね合わせることとする。主なものとしては、炉心の各種反応度係数について、運転期間中を通じて最も結果を厳しくする状態の値を用い、さらにそれらの不確かさを結果を厳しくする方向に考慮すること、影響緩和設備として動的機器の作動に期待する場合、外部電源の喪失と、その機能喪失が結果を最も厳しくなる単一機器の故障を重ね合わせること、安全設備に位置づけられない設備には期待しないことが挙げられる。

上記の「異常な過渡」および「事故」は、原子炉停止系と崩壊熱除去系に代表される安全機能を有する設備の能力を規定する、いわゆる「設計基準事象」に位置づけられる。「事故」を越える静的機器の大規模破損や異常時の安全設備の多重故障は設計基準外であるが、リスク評価の観点からは、設計基準外に位置づけられる事象を含めて発生頻度をも考慮して、特定の事象や設備が突出したリスク決定要因とならないようにする必要がある。高速増殖原型炉「もんじゅ」の安全審査では、「事故」よりもさらに発生頻度は低いが、結果が重大であると想定される事象を「技術的に起こるとは考えられない事象」と位置づけ評価している。この評価の目的は、設計基準を越える領域において放射性物質の放散が適切に抑制されることを評価によって確認すること、言い換えれば安全裕度の確認であると理解される。軽水炉においても設計基準を超え、炉心損傷に至りうる事象に対しアクシデントマネージメントによる合理的なリスク低減の検討が行われている。また、IAEA の International Nuclear Safety Advisory Group の Defense in Depth in Nuclear Safety (INSAG-10)では、シビアアクシデント対策を深層防護のレベル４に位置づけている。これらの事項を踏まえて、安全設計要求では設計基準を越える事象に対する対策が盛り込まれており、それらの設計要求への適合性を判断するための評価をあわせて実施する。具体的には、SASS の有効性を評価する ATWS 解析、長時間の全交流電源喪失時の炉心冷却性を評価する崩壊熱除去系の自然循環除熱解析および炉心損傷時の再臨界回避方策有効性評価である。

これら設計基準外事象評価の趣旨は、安全裕度確認あるいは、設計基準をベースとする安全設計に対しさらなるリスク低減を図ることであることから、最も確からしいと考えられる事象推移を評価することを基本とする。

(3)　安全特性評価

フェーズ２の中間とりまとめにあたっては、候補概念の中から安全特性評価上代表

性を有すると考えられる、従来型の大型 MOX 燃料炉心および金属燃料炉心、ならびに高内部転換型の中型 MOX 燃料炉心を評価対象として選定した。

(i) 代表的な事象評価

本概念の安全設計上の成立性を見通す観点から、選定された安全評価事象のうち、システムの特徴や先行概念での検討結果を踏まえて、結果が比較的厳しくなると予想される事象あるいはナトリウム炉としての特徴から評価の必要がある事象について、解析、評価を実施した。炉心燃料の健全性確保の観点からクリティカルとなりうるのは、炉心に流入する 1 次冷却材流量が減少する流量減少型事象および炉心出力が上昇する過出力型事象であり、これらのカテゴリのうち、代表的な事象について解析を実施した。主要な解析条件を表 2.2.2.37 に示す。流量減少型事象については、選定された事象のうち、最も流量減少が急激な 1 次ポンプ軸固着を対象とした。結果として、本概念では、1 次系配管は全て外管で覆われており、1 次配管破損を想定しても漏えい量、流量減少ともに抑制されることから当該事象は厳しくならない。過出力型事象では、制御棒誤引抜事象を対象とする。ナトリウムの化学反応抑制の観点から蒸気発生器伝熱管漏えいと冷却材漏えいについて言及する。

(a) 流量減少型事象（1 次ポンプ軸固着）

本事象では、原子炉の出力運転中に 1 ループの 1 次ポンプの軸が固着して瞬時停止し炉心流量が急激に減少することによって、炉心燃料の被覆管温度および冷却材温度上昇に至る。主要な解析結果を表 2.2.2.38 に示す。検討対象とした MOX 燃料の大型炉と中型炉、金属燃料の大型炉のいずれも判断基準を満足する結果を得た。

(b) 過出力型事象（制御棒誤引抜）

本事象では、原子炉の出力運転中に制御棒駆動機構の故障や運転員の誤操作により制御棒 1 本が連続して引き抜かれることによって、炉心に異常な正の反応度が挿入され、原子炉出力および燃料温度等が上昇する。主要な解析結果を表 2.2.2.39 に示す。検討対象とした MOX 燃料の大型炉と中型炉、金属燃料の大型炉のいずれも判断基準を満足する結果を得た。

(c) 蒸気発生器伝熱管漏えい事象

本事象では、原子炉出力運転中に、蒸気発生器伝熱管が破損し、ナトリウム中への水漏えいが生じる。ナトリウム-水反応による圧力発生により、事故が生じた蒸気発生器、２次冷却系機器・配管、中間熱交換器等の設備が損傷を受ける可能性がある。

大型炉で、単管のヘリカルコイル型蒸気発生器を採用した場合について、破損伝播解析を実施した結果、蒸気発生器保有水のブロー等の保護動作の起動信号として反応生成物収納系ラプチャディスクの破裂信号にのみクレジットをとる場合にも最大水リーク率は実証炉と同程度であり、事故ループのナトリウム保持機能および中間熱交換

器の１次冷却材バウンダリ機能が損なわれることはないとの見通しが得られた。また、漏えい検出設備である水素計あるいは音響計を安全保護系並の多重構成として、これらの信号にクレジットをとることによって最大水漏えい率を伝熱管１本破断相当程度にまで低減できる可能性が見出されている。

蒸気発生器伝熱管に２重管を採用した場合は、共通要因による内外管の同時破損と内管破損による外管の従属破損を極力防止することとしており、内外管が異なる要因によって破損した場合までを考慮しても、水漏えい発生可能性は極めて低く、かつ、仮に漏えいが生じた場合にも、その漏えい率は極小規模に限定されうることから、本事象が安全上問題となることはない見通しである。

(d)　冷却材漏えい事象

本事象では、原子炉の出力運転中に、何らかの原因により１次冷却系あるいは２次冷却系のナトリウムバウンダリが破損し、冷却材が漏えいする。漏えいしたナトリウムの顕熱および燃焼熱によって、外管あるいはエンクロージャ内の雰囲気温度および圧力が上昇し、エンクロージャのナトリウムの燃焼抑制機能あるいは、１次冷却系の漏えいの場合、外管の原子炉冷却材液位確保機能に悪影響を与える可能性がある。酸素濃度２％の窒素ガス雰囲気を想定しているエンクロージャ内でのナトリウム燃焼解析を実施した結果、エンクロージャの最高温度は、漏えいナトリウム温度を10℃上回る程度であり、かつ、燃焼に伴う雰囲気圧力の上昇もわずかであるので、エンクロージャのナトリウム保持機能は確保されるとの見通しが得られた。

(ii) 自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価

受動的炉停止機構である SASS の有効性見通しを確認する観点から、３タイプのATWS、すなわちUTOP、ULOF、ULOHSそれぞれについて典型的な異常状態を想定して解析を行った。主な解析条件と結果を表2.2.2.40と表2.2.2.41に示す。本評価は設計基準外に位置づけられるため、ノミナルベースでの評価とした。

評価対象は大型MOX炉としている。UTOPでは、３¢/sの制御棒誤引き抜きにスクラム失敗を重畳した。ULOFでは外部電源喪失、ULOHSでは蒸気発生器除熱機能喪失にそれぞれスクラム失敗を重畳した。UTOPでは燃料溶融が生じるが、溶融割合は 30%未満に止まっており、燃料被覆管の破損が回避できる可能性がある。ULOFでは、SASSの切り離し温度を680℃とした条件では冷却材最高温度は1000℃を超えるが、切り離し温度を655℃とすることにより950℃程度に抑制可能である。ここで被覆管材料として想定している ODS 鋼の短時間急速加熱条件下における高温耐性については、今後データを取得する必要があるが、既存のオーステナイト鋼と同等であれば、十分に燃料損傷回避可能と考える。なお、評価対象とした炉心の制御棒まわりの燃料集合体の冷却材出口温度は比較的低温であり、今後の設計の具体化の中でSASS の切り離し温度を 680℃から 655℃に引き下げることは十分可能と考える。ただし、SASS 感知合金の開発は切り離し温度を 680℃として進められており、切り離

し温度の設定については炉心設計の詳細化と合わせて今後十分検討する必要がある。ULOHS は事故の判断基準を満足する結果となっており問題ない。

以上より、本概念への自己作動型炉停止機構の適用見通しを得た。

(iii) 崩壊熱除去特性の評価

本概念では、バウンダリ破損時にも静的機器であるガードベッセルや外管によって炉心冷却に必要な冷却材が確保されるので、異常時の炉心冷却の機能をになう崩壊熱除去系に対しては、必要な循環能力と除熱量が確保できることが重要であるが、冷却材の注入機能は不要である。大型炉、中型炉ともに多重性と多様性を備えた系統構成としており、異常状態を含め、想定される運転状態を系統的に考慮して除熱容量が設定されている。

(a) 大型炉（1 DRACS＋2 IRACS）

大型炉では DRACS 1 系統と IRACS 2 系統が設置されている。それぞれ 1 系統の除熱量は MOX 燃料炉心では 23MW、金属燃料炉心では 24MW としている。MOX 燃料炉心と金属燃料炉心について、評価上クリティカルとなりうる 6 事象について解析を実施した。主要な解析条件と結果を表 2.2.2.42 に示す。MOX 燃料炉心については、いずれの事象に対しても判断基準を満足する見通しである。金属燃料炉心では、2 次系ナトリウム漏えいに外部電源喪失と IRACS のダンパ 1 基開失敗を重ね合わせた条件では判断基準を満足できない結果となった。これは、当該事象では漏えいループの IRACS による除熱に期待できないことと健全ループ側の IRACS の除熱量が制限されることに加えて、漏えいループの 2 次系ナトリウムが有する除熱効果に期待できないためである。このように、2 ループで IRACS を採用した本概念では、2 次系ナトリウム漏えいによる 2 次系 1 ループの除熱機能喪失が比較的厳しい結果を与えるが、より精度の高い評価手法を適用すること等によって判断基準を満足できる可能性がある。すなわち、これまでの研究により、ナトリウム冷却炉では自然循環除熱状態において、燃料集合体内および集合体間の冷却材流量再配分が起こり、被覆管最高温度が低減される効果があることが明らかとなっている。ここでの評価では、これらの効果を考慮していないが、今後これらの効果をとりいれた評価を行うことによって、当該事象においても判断基準を満足できる可能性がある。1 DRACS＋2 IRACS の系統構成の妥当性については、2 次系ナトリウム漏えい事象に対する成立性を含め、今後引き続き検討する必要がある。

本系統は、動的機器に依存しない構成となっているので全交流電源喪失を想定しても長時間の炉心冷却が可能である。ただし、崩壊熱の減衰に対応した除熱量の調整のために空気冷却器ダンパ開度を調整する必要があり、その制御のためのバッテリ容量が実際の冷却可能時間の制約となるが、本概念ではバッテリ容量確保と系統運用によって 24 時間程度は制御可能な見通しである。なお、国内の原子力発電所は複数の送電系統に接続されており、外部電源の長時間の喪失は極めて起こりがたい。

(b) 中型炉（１DRACS＋２PRACS）

中型炉では除熱量 10MWt の DRACS１系統と除熱量 11MWt の PRACS１系統が設置されている。MOX 燃料炉心について、評価上クリティカルとなりうる 10 事象について解析を実施している。主要な解析条件と結果を表 2.2.2.42 に示す。IHX２次側を瞬時断熱、すなわち、２次冷却系の熱容量に期待しないケースでは、燃料健全性が確保されない可能性がある。このため、２次冷却系の熱容量効果は炉心冷却機能の一部として位置づける必要がある。すなわち、この観点での安全機能を有する設備として安全系として設計する必要がある。その他の事象については判断基準を満足する見通しである。また、全交流電源喪失時の自然循環除熱についても同様である。

(iv) ひばく評価

(a) 事故評価

ひばく評価上結果が厳しくなるのは、異常状態において燃料破損が生じ、なおかつ 1 次系のバウンダリ破損が生じる事象であるが、本概念においては燃料健全性にとって厳しい結果を与えると考えられる１次ポンプ軸固着および制御棒誤引抜においても燃料健全性は維持される。このため、格納容器内への有意な放射物質放出をもたらす事象は、設計基準事象の範囲では想定しがたい。このため、ここでは通常運転状態において偶発的要因によって一部燃料の破損がありうることを考慮して、１次冷却材中にソースタームを想定してひばく評価を実施した。対象としたのは「１次冷却系配管破損」および「１次アルゴンガス漏えい」である。主な解析条件と結果を表 2.2.2.43 に示す。大型 MOX、中型 MOX、大型金属いずれも、判断基準を満足する。

(b) 立地評価

軽水炉や先行ナトリウム炉の立地評価にならい仮想事故相当の評価を行った。主な解析条件と結果を表 2.2.2.43 に示す。大型 MOX、中型 MOX、大型金属いずれも、格納容器内に想定するソースタームを先行ナトリウム炉と同様、希ガス 100%（炉内存在量比）、よう素 10%（炉内存在量比）と設定した条件で判断基準を満足する。

(4) 確率論的安全評価（PSA）

(i) 評価手法と判断基準

ナトリウム冷却高速炉の PSA に関する既往研究[37]～[41]を参考に、原子炉出力運転時における内的起因事象を引き金とする炉心損傷の発生頻度の点推定値を簡易なイベントツリーおよびフォールトツリーモデルを用いて見積もり、同点推定値が 10^{-6}/炉年未満であることを判断基準として、同判断基準への充足性を評価した。

特に、炉心損傷事象は多重化された機器・配管の多重故障を想定しなければ発生し得ないため、多重故障確率を適切に評価することが不可欠である。このため、本評価では同一設計仕様で同一の使用形態をとる動的機器については共通原因故障の発生を適切に考慮した。

(ii)　原子炉停止失敗に伴う炉心損傷

原子炉停止失敗に伴う炉心損傷（ATWS&AWS：Anticipated Transient Without Scram & Accident Without Scram）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。

制御棒で構成される主系および後備系の独立2系統の炉停止系のいずれか1系統の作動で原子炉は安全に停止する。また、主系および後備系ともにワンロッドスタック条件が成立する。さらに、共通原因故障排除の観点から、主系と後備系の間では炉心への制御棒急速挿入機構について多様化が図られる。

一方、発生頻度および影響の観点から重要な起因事象に対しては、主系および後備系の各々に最低1種類ずつ原子炉トリップ信号が入力される。原子炉トリップ信号回路を構成する動的機器は、共通原因故障排除の観点から主系と後備系の間で多様化が図られる。

以上を基に ATWS&AWS の発生頻度を大型炉と中型炉について評価した結果を図2.2.2.62に示す。2次系のループ数の違いから起因事象の発生頻度が多少異なる結果、ATWS&AWS の発生頻度に僅かな差異が生じるが有意でない。SASS に期待しない場合でも系統機器の多重性および多様性が適切に図られている結果、点推定値は高々約3.3×10^{-8}/炉年となった。

(iii)　原子炉液位確保失敗に伴う炉心損傷

原子炉液位確保失敗に伴う炉心損傷（LORL：Loss Of Reactor Level）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴は、安全評価の(1)安全設計方針の検討の(ii)バウンダリ破損時の炉心冷却能力確保に記した内容に加えてつぎのとおりである。

1 次冷却材が漏えいした場合、内管破損を生じたループによる自然循環除熱が可能なように、当該ループのサイフォンブレーク防止を目的として、1 次アルゴンガス系の格納容器隔離弁閉を行った場合でも１次系配管の最も高い位置にて内管内圧が通常時の外管内圧に対して正圧に維持される。ただし、外管内に漏出した冷却材の水頭圧が破損口に加われば、破損口における冷却材漏出が止まるように、外管内雰囲気の窒素ガス圧力が設定されているものとする。さらに、内外管の破損時には、セルへのナトリウム漏出量を制限するために、運転員が１次アルゴンガスの減圧操作を行うことにより高所配管内圧力をセルに対して負圧にする運用とする。

以上を基に LORL の発生頻度を評価した。なお、大型炉と中型炉では、１次系のシステム構成が基本的に同じなので、機器のサイズや配管長さに違いが認められるものの、LORL 発生頻度に有意な差異はない。このため、両炉共通の評価モデルを構築した結果、LORL 発生頻度の点推定値は約3.3×10^{-8}/炉年となった。

(iv)　崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷

崩壊熱除去系の系統構成は、大型炉では DRACS 1 系統および IRACS 2 系統から構成されるのに対して、中型炉では DRACS 1 系統および PRACS 2 系統から構成され

る。崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷（PLOHS：Protected Loss Of Heat Sink）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。

(a) 大型・中型炉の共通の特徴

合計３系統存在する崩壊熱除去系は、任意の１系統が完全に使用不能となる起因事象に対して、残りの２系統の空気冷却器におけるダンパの単一故障を想定したとしても冷却材の自然循環および空気冷却器における自然通風により炉心崩壊熱を除去できる能力を有するように、１系統の空気冷却器に２重化されたダンパが備わっている。

冷却材ナトリウム漏えい対策として、１次系、２次系および崩壊熱除去系のナトリウムを内包する機器・配管にはエンクロージャが設けられている。特に、１次系については漏えいループの冷却材循環を可能とするようにエンクロージャ１区画の容積を制限する。これに反して、２次系および崩壊熱除去系は、エンクロージャ内への冷却材漏えい時において当該系統における冷却材循環機能を維持するような設計となっていない。なお、２次系での異常が PLOHS 発生頻度へ及ぼす影響は、大型炉と中型炉では異なる。このため、以下に炉型別に安全設計の特徴および PLOHS 発生頻度の評価結果について述べる。

(b) 大型炉

２次系または崩壊熱除去系（DRACS および IRACS）の１ループにおいて冷却材漏えいが生じた場合には、原子炉停止後の当該ループを用いた崩壊熱除去に期待できない。ただし、感度解析として、2 次系および崩壊熱除去系も１次系と同様にエンクロージャにより冷却材循環機能が維持される場合を想定した。

また、起因事象として１台の蒸気発生器（SG：Steam Generator）において１本ギロチン破断もしくはこれと同等規模の破損面積を有する伝熱管破損によりラプチャディスクを作動させる規模のナトリウム水反応が生じた場合、当該ループの２次系循環機能は損なわれるものと考えられる。このような事象が、残りのループについて原子炉停止後の崩壊熱除去期間中の初期に発生すれば、利用可能な除熱系が DRACS のみとなり、十分な除熱が行われないために炉心損傷に至る。

このシナリオを未然に防止するために、起因事象として１台の SG において２次系循環機能が損なわれるような伝熱管破損が生じた場合には、原子炉停止後に健全な SG についても止め弁によって自動的に給水系および蒸気系から遮断するとともに、SG 保有水のブローおよび窒素ガスの供給を自動的に行うよう設計するものと想定した。

評価対象システムに適用される SG の候補としては、単管の SG と２重伝熱管の SG の２種類が考えられている。伝熱管破損の発生頻度は両者で異なるため、以上に述べた安全設計の特徴を踏まえて両者について PLOHS 発生頻度の点推定値を評価した。なお、原子炉停止後 24 時間以降は、崩壊熱除去系の任意の１系統のみによって崩壊熱除去が可能であることを考慮に入れて評価を行った。

1)　単管の SG を採用した大型炉

表 2.2.2.44 に単管 SG を採用した大型炉の PLOHS 発生頻度の検討ケース一覧を示し、図 2.2.2.63 に各検討ケースについて PLOHS 発生頻度の点推定値を評価した結果をまとめた。

検討ケース#01 が設計情報に基づく評価である。検討ケース#02 から#10 までが、感度解析ケースである。

全炉心損傷発生頻度が 10^{-6}/炉年未満となるための PLOHS 発生頻度を、ATWS&AWS および LORL 発生頻度の推定値から逆算すると、約 9.3×10^{-7}/炉年未満となる。これを満たすのは検討ケース#09 から#10 である。

このため、単管 SG を採用した大型炉について、炉心損傷発生頻度についての設計要求を満足するためには、つぎの 5 点を今後の設計検討の中で確認していくことが必要である。

i)　原子炉停止後 24 時間以降は、ポンプまたは IHX 冷却による 1 次系循環機能がなくとも、DRACS 単独で崩壊熱除去が達成されること

ii)　DRACS エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること

iii)　IRACS エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること

iv)　2 次系エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること

v)　もしくは、上記 ii)から iv)までを達成する代わりに、水ブローおよび窒素ガス封入が一旦行われた健全な SG へ再び給水することにより SG を除熱源とした 1 次系および 2 次系 1 系統の自然循環のみによる崩壊熱除去が、アクシデントマネージメントとして炉停止後 24 時間以内において可能であること

2)　2 重伝熱管の SG を採用した大型炉

PLOHS 発生頻度の点推定値を評価した結果、約 2×10^{-7}/炉年となった。なお、2 重伝熱管 SG の伝熱管の内管および外管の 2 重破損のシーケンス発生頻度は単管と比べて桁違いに低いので、SG 伝熱管破損を含むシーケンスの PLOHS 発生頻度に占める割合は無視できる程度となった。

(c)　中型炉

中型炉は、IRACS 方式を採用していないことから崩壊熱除去に対して 2 次系異常の影響を大きく受けない。このため、単管の SG 採用を想定しても、大型炉とは異なり、PLOHS 発生頻度の点推定値は高々約 2×10^{-7}/炉年となった。なお、PLOHS 発生頻度に支配的なシーケンスは、給水系故障時に PRACS ダンパが共通原因により開失敗するシーケンスならびに SG または給水系の故障時に PRACS が 2 系統ともに漏えいによって循環機能を喪失するシーケンスである。

(v) 評価

(a) 大型炉

単管ヘリカルコイル型 SG を採用するシステムでは、次の 5 点が今後の設計検討の中で確認されれば、判断基準を満足すると評価できる。

1) 原子炉停止後 24 時間以降は、ポンプまたは IHX 冷却による 1 次系循環機能がなくとも、DRACS 単独で崩壊熱除去が達成されること
2) DRACS エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること
3) IRACS エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること
4) 2 次系エンクロージャ内への冷却材漏えい時に、当該系統の冷却材循環機能が少なくとも 24 時間維持されること
5) もしくは、上記 2)から 4)までを達成する代わりに、水ブローおよび窒素ガス封入が一旦行われた健全な SG へ再び給水することにより SG を除熱源とした 1 次系および 2 次系 1 系統の自然循環のみによる崩壊熱除去が、アクシデントマネージメントとして炉停止後 24 時間以内において可能であること

２重伝熱管 SG を採用するシステムでは、全炉心損傷発生頻度の評価値は高々約３×10^{-7}/炉年となり、判断基準を満足する結果となった。

(b) 中型炉

全炉心損傷発生頻度の評価値は高々約３×10^{-7}/炉年となり、判断基準を満足する結果となった。

(5) 再臨界回避特性評価

高速炉の炉心は高速中性子による核分裂反応を主体とした増殖可能な炉心であり、冷却材で満たされた通常運転状態に比べて、冷却材がボイド化し溶融した燃料が可動化する炉心損傷状態を想定した場合､実効増倍率がより高くなる可能性を有している。このため、異常の発生の防止とともに、炉停止系や崩壊熱除去系に代表される安全設備の強化を図り、炉心損傷発生頻度を工学的には起こりがたいレベルにまで低減する設計努力が行われている。このように極めて発生しがたいが結果が厳しくなる恐れのある炉心損傷事象に対しても適切な影響緩和対策を講じ、その影響が許容できる範囲にあることを示すことが、実用化時代に向けて理解を得やすい安全論理を構築する上で重要であると考えられることから、実用化戦略調査研究(FS)では、炉心損傷事象に対する影響緩和方策を用意することを安全要求としている。特に低圧システムであるナトリウム冷却炉については、炉心損傷によって生ずる熱的及び機械的エネルギーによる影響を１次系バウンダリ内に格納すること（炉内終息）が比較的容易であり、またそれが達成できれば社会的受容性の向上に繋がりうると考えられる。本項で論ずる再臨界回避とは、炉内終息を確実にするための必須な要件である。

リスク評価の観点からは、PSA 手法を適用し、発生頻度および事故影響の両面から系統的にリスク支配因子となる事象シーケンスを洗い出し、その事象推移を分析しつつ合理的に適用可能な影響緩和方策を検討することが望ましい。しかしながら、軽水炉とは異なって高速炉は運転経験が少ないこと及び FS においては概念構築段階にある現状を考慮すると、これまでのナトリウム冷却炉の炉心損傷評価の経験を踏まえて、流量減少型の ATWS すなわち ULOF を対象とした評価を優先して実施している。一般に大型のナトリウム冷却炉の ULOF 事象では、比較的短時間のうちに冷却材沸騰を生じ全炉心規模の炉心損傷に至る。このため、本事象を評価することによって冷却材沸騰を含めた炉心損傷時の炉心物質の移動に伴う再臨界の可能性を幅広く検討することが可能である。又、事故の発生から早い段階で炉心損傷やエネルギー発生に至るシーケンスに注目してこれを排除することは、炉心損傷の影響や被害に対する社会の重大な懸念に答える意味でも重要である。

ULOF 事象推移については、時系列に沿って起因過程、遷移過程、事故後の再配置と冷却過程の３つの過程について検討を行っている。

【起因過程】

最初の過程である起因過程では１次系の冷却材流量の急激な減少に伴い冷却材の沸騰が生じ、この時に投入される正の冷却材ボイド反応度によって急激な出力上昇を生じるが、破損し溶融した燃料の分散による負の反応度によって出力低下して一時的な未臨界状態となる。起因過程において即発臨界を防止し発生エネルギーを抑制するためには、炉心設計上ボイド反応度を適切に抑制する必要がある。これまでの検討により、MOX 燃料炉心では６ドル、金属燃料炉心では８ドルを目安とすれば良いことが示されている[41]。これは、典型的な MOX 燃料炉心では即発臨界に至るためには負のドップラー反応度効果に打ち勝つために正の外部反応度の挿入率として 20$/s 程度が必要であるが、正の反応度の主因子であるボイド反応度の挿入率については、燃料軸長全体に及ぶ沸騰の拡大には概ね 0.5 から１秒の時間を要することから、数ドルのボイド反応度を持つ炉心においてはボイド反応度挿入率が 20$/s よりも小さいので、即発臨界には至り得ない為と説明できる。起因過程においては溶融・破損した燃料が上下に分散してピン束間の冷却材流路に侵入するため、起因過程の終状態では溶融燃料は上下を閉塞された領域に閉じ込められた状態となる。

なお、起因過程については出力バーストに至る事象推移や主要因子の効果及びその不確かさが良く理解されているため、特殊な炉心仕様でない限り、保守側の評価によっても起因過程におけるエネルギー発生は回避できる見通しである。

【遷移過程】

起因過程に続く遷移過程では、除熱が確保されない状態で低出力状態が持続するので炉心の溶融が進展し、やがて燃料集合体のラッパ管が溶融して複数の燃料集合体にまたがる溶融燃料プールが形成され、さらに拡大を続ける。燃料プールの拡大とともに燃料の運動の自由度は大きくなり事象推移の不確かさも大きくなる。このような状態では、溶融燃料が炉心から排出される経路が存在すれば、燃料の流出によって核的

に事象終息する可能性がある反面、溶融燃料が閉じ込められた状態が維持されると、溶融燃料が大規模に集中して厳しい再臨界を生じる可能性も出てくる。この際に発生するエネルギーは、閉じ込めのバウンダリを破壊することができる程度であり、そのようなエネルギー発生の後には溶融燃料が閉じ込められた領域から排出されることによって更なる再臨界の発生の可能性は無くなる。したがって、燃料の閉じ込め状態に至らぬよう、遷移過程のできるだけ早い段階での燃料排出を可能とすれば、厳しい再臨界を回避することが可能である。

このため、遷移過程初期で、低いエネルギーレベルでも炉心外への燃料流出を促進する（再臨界回避）方策として、主として燃料集合体内に燃料排出用のダクトを設置する集合体内ダクト（FAIDUS：Fuel Assembly with Inner Duct Structure）概念と軸方向ブランケット一部削除（ABLE：Axial BLanket Elimination）概念について検討を実施してきている（図 2.2.2.64 参照）。

【事故後の再配置と冷却過程】

事故後の再配置と冷却過程では、遷移過程において核的終息が達成された後の崩壊熱レベルでの燃料再配置と再配置後の冷却性について検討している。再配置過程については溶融燃料と液体ナトリウムとの接触時の FCI や燃料の固化、微粒化に関する検討が含まれる。事故後冷却については、液体金属冷却の特長を活かして原子炉容器内での損傷炉心物質の保持、冷却（炉容器内終息、In-Vessel Retention）を追求している。

(i) ULOF 起因過程解析

(a) 設計制限因子の検討 [付録 B 参照]

ULOF 起因過程における即発臨界防止の観点から、従来より炉心設計におけるボイド反応度の目安として、MOX 燃料炉心では 6 ドル以下とすることを設定している[41]。炉心の内部転換比を高めることを狙い、外径 10mm を越え、フィッサイル長 120cm となる太径長尺燃料ピンを採用した概念では、燃料の比出力が低く、起因過程の出力上昇抑制機構として重要な燃料分散反応度挿入が抑制される傾向にある。SAS4A コードを用いた炉心設計パラメータに関するサーベイ検討の結果、ボイド反応度の目安に加えて、即発臨界防止の観点から以下の制約を考慮する必要があることが分かった。

炉心燃料平均比出力密度を 40kW/kg-MOX 以上とし、炉心長を 1m までに制限すること（両者は独立な要求ではない）。

高内部転換型炉心を採用している中型炉においては、この条件を満足する炉心仕様としている。

(b) 候補概念を対象とした解析

大型 MOX 炉心および中型 MOX 炉心を対象に SAS4A を用いた ULOF 起因過程解析を実施した。主要な解析条件と結果を表 2.2.2.45 に示す。炉心設計および炉心損傷に関わる物理モデルパラメータにノミナル値を用いた解析結果では、両炉心とも即発

臨界に至ることなく出力低下し、遷移過程へ移行する結果となった。燃料平均温度の最高値は 2800～2900K 程度であり、比較的低温の状態で遷移過程へ移行することとなる。これらの起因過程解析の結果は(ii)節における遷移過程初期における燃料流出挙動解析にて想定する出力履歴のベースとして考慮した。

(c) 初期遷移過程における出力レベルの検討

初期遷移過程における出力レベルを評価するため、大型 MOX 炉心および中型 MOX 炉心を対象とした SAS4A 解析を出力ピーク後、数秒間延長して実施した。このような、出力ピーク後数秒間の解析においては固相燃料のフィッサイル領域外への流出を過大に評価する傾向が見られたため、これを抑制するモデル改良を実施し適用した。この結果、出力ピーク後 1 秒以内に上部に分散した固体燃料の重力落下によって定格の 15 倍程度の出力上昇が見られたが、この挙動には現象的に不確かさを伴うことから、これを考慮しない条件での解析結果を遷移過程評価の代表的なエネルギー履歴として考慮することとした。その結果は、出力ピーク後出力は定格の 6 倍から 2 倍程度に低下し、その後数秒かけて漸減するものとなっている。この結果は、1 点近似動特性方程式において、出力パルス後の出力レベルを評価した結果と整合していることを確認した。

以上より、初期遷移過程では少なくとも定格の 2 倍程度の出力が維持されており、これが数秒かけて緩慢に減衰していく出力履歴となることが明らかとなった。この結果は(ii)節における遷移過程初期における燃料流出挙動解析にて想定する出力履歴のベースとして考慮した。

(d) グリッドスペーサを採用した場合の影響

遷移過程初期における燃料排出促進策の一つとして検討されている FAIDUS 概念においては、通常運転時の燃料ピンバンドル維持の観点から、わが国の FBR 燃料開発において実績のあるワイヤスペーサではなく、グリッドスペーサを採用する必要があることが指摘されている。CABRI 炉内試験では燃料ピンを固定するためにグリッド状のスペーサを用いている。高エネルギー条件ではスペーサの影響を把握するための試験が実施されており、その影響は非常に小さいとされている。低エネルギー条件では燃料の移動は、その崩壊領域内で生じるのみであり、被覆管とスペーサが健全で残っている領域まで低エネルギーで可動性が低い燃料が達することはない。グリッドスペーサを採用した場合の崩壊燃料の分散性への影響を CABRI 炉内試験の結果に基づき考察した結果、ワイヤスペーサの場合と比較して結果を大きく変えるような著しい影響は見られないであろうと推定された。

(ii) 燃料流出挙動の解析（FAIDUS／ABLE）

これまでのナトリウム冷却 MOX 燃料炉を対象とした SIMMER コードによる解析経験から、原子炉冷却材バウンダリの機能を脅かす機械的エネルギー放出に至る厳し

い再臨界は、燃料集合体規模での個々の損傷領域を相互に分断するラッパ管のほとんどが溶融喪失し全炉心規模での溶融燃料の径方向運動が生じる段階で発生することが予想されている。このため、再臨界回避達成の一つの目安としてラッパ管が溶融喪失する以前に燃料流出が開始し、炉心インベントリの 30%程度が流出することを設定している。30%という値も SIMMER コードによる解析経験に基づくものであり、この程度の流出量が得られれば、以降の事象推移においては厳しい再臨界は発生しがたいというものである。

現状では、FAIDUS 及び ABLE の各概念が有効かつ合理的であるかを予備的な解析をベースとした評価にて模索している段階であり、選定された概念の有効性については、模擬性の高い試験を実施して確認するとともに、試験結果に基づいた炉心設計条件の明確化を図っていく必要がある。

FAIDUS 概念は集合体内のフィッサイル領域に、例えば 37 本程度の燃料ピンの代わりに燃料排出用のダクトを設置するものであるが、このスティール製のダクトは熱的に破損し得るものであることから、起因過程末期から遷移過程初期の段階で燃料が有するエネルギーのみによって燃料排出経路へのアクセスが可能となる。FAIDUS については、従来から有望な燃料流出経路と目されてきた制御棒案内管経由での燃料流出との類似性があることもあり、その機能確認のための EAGLE 試験プログラムが進められているところである。一方で、FAIDUS 概念をとりいれた炉心および燃料集合体設計を選択した場合、炉心燃料体積比が低下することから炉心性能への影響が大きく、また、燃料集合体の製造が困難になることから燃料製造コストへの影響も予想され、さらに、燃料集合体開発に関わる課題も浮上してきている。

これらのことから、炉心設計および燃料製造コストへの影響がより少ない概念として ABLE 概念が注目され、その有効性に関する検討が進めてきた。ABLE 概念は集合体内燃料の一部、たとえば 37 本の燃料ピンについて軸ブランケットを削除する概念であり、FAIDUS 概念と比較して炉心性能への影響は小さいものの、燃料の排出のためには燃料が端部まで溶融し、かつ被覆管のみが残るピン束部へ燃料が侵入していく必要がある。

現段階での結論を以下に示す。ただし、燃料流出挙動に影響する条件として炉心損傷過程における炉心出力があり、定性的には出力が低いほど流出しにくいが、ここでの結論に至った検討においては、前節(i)ULOF 起因過程での検討結果に基づき最確値と考えられる出力履歴を想定している（具体的にはノミナル条件での起因過程解析結果により得られた典型的な起因過程での出力バーストと遷移過程初期での定格の 2 倍の出力持続を想定)。

◆ ABLE 概念では、評価の結果、有意な燃料流出が生じるためには、インシュレータ・ペレットを含めたフィッサイル端部が溶融する必要があるため、燃料流出開始までに或る程度の時間を要することがわかった。早期に燃料端部が溶融し得るのは炉心内の出力の高い集合体のみであり、そのような集合体から燃料が流出すると、出力の低下によって他のより出力の低い集合体では燃料端

部の溶融には更に時間を要する。さらに、流出先には被覆管のみではあるがピン束が存在するために急速かつ十分な流出量が得られない可能性が高い。したがって、ABLE からのみの燃料流出に期待した場合、燃料流出開始までに全炉心規模でラッパ管が溶融喪失するので、再臨界回避を明快に主張することは困難な見通しである。

◆ FAIDUS 概念では、燃料溶融が先行して生じる軸方向中心付近での内部ダクト破損後直ちに燃料流出が開始するので、ABLE と比較してより早期に多量の燃料の原子炉容器下部プレナムへの排出が可能である。燃料流出はラッパ管破損よりも早期に発生するので、全炉心規模の溶融燃料のスロッシングが励起される以前に溶融燃料を排出して厳しい再臨界を回避できる見通しがある。

◆ FAIDUS 概念に対して、炉心性能と燃料製造コストへのインパクトおよび付加的研究開発要素がより少ない概念例として、図 2.2.2.64 に示す改良案（「Short-FAIDUS」と仮称する）を創出しその有効性を評価した。この概念では燃料の流出開始条件は上記の FAIDUS 概念と同様であるため、ABLE よりも早期の流出開始が期待できる。現状での評価の結果、流出量は FAIDUS に劣るものの有望な対策となりうることが示された。したがって、実用化戦略調査研究のフェーズ 2 の結論に向けては、このような改良案を創出し概念成立性を明らかにしていくことが重要である。

(iii) デブリ冷却性能評価

本ナトリウム炉概念では、スケールメリットを活かした物量削減を進めており、炉心燃料重量に対する 1 次系内のナトリウム量は減少する方向にある。この傾向は PAMR／PAHR の結果を厳しくする方向であり、炉内終息を達成するためには、原子炉構造の工夫が必要となる。大型および中型ループ型のナトリウム冷却炉概念においては、多量の燃料が原子炉容器下部プレナムに流入した場合にも、クエンチ、冷却可能なデブリベッド形成が可能なように、炉心入口プレナム内のナトリウム体積を増大させるとともに、入口プレナム内に、デブリの受け皿となる水平板状の構造物を多段に設置している。ここでは、予想される ULOF 事象推移との関連において、本概念の有効性見通しを評価するとともに今後の検討課題を摘出した。

(a) ABLE 概念を対象とした検討

ABLE 概念では遷移過程初期の炉心からの燃料排出後において、炉心部直下あるいは直上のブランケットからプレナム部にかけての燃料集合体ピン束領域に排出された燃料が固化して止まる可能性が高い。それ以降の事象推移には大きな不確かさがあり、炉心周辺の冷却材の再流入等によって除熱される可能性があると同時に、除熱不足によって崩壊熱レベルの発熱によって除々に再溶融してメルトダウンしていく展開も考えられる。後者の場合には、メルトダウン過程における大規模な燃料溶融プールの形成によって再臨界が引き起こされる可能性も生じる。ただし、崩壊熱レベルでのメル

トダウンでは、その進行に長時間を必要とし、燃料集合体間の非同時性も大きいので、燃料集合体間の分離が維持される限りは、再臨界となる可能性を低減できる可能性がある。また、この時間経過に伴い、溶融燃料の崩壊熱レベルが低下し、PAHR 対策を容易にできる可能性もある。このような事象推移を見通すための種々の検討を実施し、以下の結果を得た。

- ◆ 移行過程の概要とその冷却条件依存性について、定性的に把握することを目的として、燃料集合体内の物質の溶融、移動を扱う解析モデルを作成し、これを用いた検討を行った。燃料集合体下部でのインターラッパフローによる冷却と集合体出口より再流入する冷却材によるリフラックス冷却によって、燃料が再溶融することなく保持、冷却できる可能性が見出された。ただし、インターラッパフローを維持するためのラッパ管健全性とナトリムの再流入挙動については、今後検討する必要がある。これらの効果が不十分である場合も考慮して、再溶融した燃料の制御棒案内管等からの流出可能性についても今後検討する必要がある。
- ◆ 集合体から排出された燃料が炉心支持板より上の領域で堆積することによる臨界性について検討するため、ABLE の効果によって排出された燃料が燃料ピン・ガスプレナム部に堆積した状態を想定して臨界計算を実施した。この結果、全炉心の燃料が同一高さで一様に 100%の充填率で堆積した状態を想定した場合、全炉心燃料量の 60%弱で臨界となった。ABLE 概念では遷移過程で下部軸ブランケット以下に排出される燃料量は、最も温度が高く排出が促進されると考えられる集合体について 40～50%程度と推定される。他の炉心燃料集合体で排出される燃料量はこれより少ないことから、炉心全体でみると ABLE によって排出された燃料のみによって炉心支持板より上の領域で再臨界となる可能性は低いといえる。
- ◆ 以上の結果を考え合わせれば、インターラッパフロー冷却とリフラックス冷却を考慮すれば、燃料の大半が遷移過程末期の状態で、再臨界となることなく保持、冷却される可能性が見出される。このシナリオを定量化するためには、損傷炉心に対するインターラッパフローおよびリフラックス冷却による除熱効果を明らかにする研究が不可欠である。また、冷却効果が不十分な場合には、再溶融した燃料の制御案内管等からの流出可能性を検討する必要がある。

(b) FAIDUS 概念を対象とした検討

FAIDUS 概念は、溶融燃料の排出能力は高く、ダクトを通って流出した燃料は途中で閉塞することなく直接炉心支持構造に到達する。このため、燃料排出に関しては見通しが高いが、炉心下部プレナム内に短時間の内に多量かつ崩壊熱レベルの高い溶融燃料が落下することになるので、その炉心からの流出直後の冷却性の確保が本概念に特有の課題となる。その見通しについての知見を得るために SIMMER-III を用いた下部プレナムへの燃料流出挙動解析を実施した。また、デブリベット形成後の自然循環

除熱による長期安定冷却性に関する検討を実施した。以下はその結果である。

- ◆ 燃料流出開始直後は、下部プレナム上部がボイド化するものの、ボイド化した領域内に単相ナトリウムが再流入し、結果として数十秒かけてクエンチされるとともに（冷却されて固体粒子になること）、多段の受け皿に分散配置され、現状設計概念の有効性見通しを得ることができた。クエンチ挙動および再配置挙動の詳細については、今後新たな試験を含めた研究を展開していき成立性の根拠を明確にしていく必要がある。
- ◆ 炉心部全域が損傷によって閉塞された状態を想定しても、2 ループあるうちの 1 ループが逆流することによって冷却材の循環流路が形成され、デブリベットが除熱不足によってドライアウトすることなく冷却できる可能性が示された。

(iv) 金属燃料炉心の炉心損傷評価

金属燃料炉心についても ULOF を対象とした検討を実施している。MOX 燃料に比べて金属燃料についての燃料破損および破損後挙動に関する実験的知見は少なく、これまでに起因過程から遷移過程を経て事故後の冷却過程までを体系的かつ詳細に評価した例はない。このため、ここでは、金属燃料炉心における一連の炉心損傷推移の特徴を把握することに主眼を置いている。

(a) 起因過程解析

ULOF 起因過程での即発臨界を回避するための炉心設計上の一つの目安として、ボイド反応度を 8 ドル以下とすることを、予備的な評価結果に基づいて暫定している[41]。金属燃料炉心では、燃料と被覆管の化学反応による液相含有成分出現防止の観点から通常運転中の被覆管内面最高温度が 650℃に抑えられており、結果として冷却材炉心出口温度が MOX 燃料炉心と比較して低いことが、発電効率上不利な点である。実用化戦略調査研究においては、この欠点を解消すべく、炉心内の出力流量比分布を平坦化して冷却材炉心出口温度の向上をねらった概念が検討されている。このような設計においては、ULOF 時に燃料集合体間の冷却材沸騰の同時性が高まるため、冷却材沸騰に伴う正反応度投入率が大きくなり、即発臨界に至る可能性が懸念される。そこで、冷却材炉心出口温度を高めた電気出力 500MWe の設計例を対象として ULOF 起因過程解析を電中研にて実施した。対象とした炉心のボイド反応度は約 8 ドルである。使用解析コードは電中研にて開発中の CANIS である。解析の結果、最大正味反応度は 0.957 ドル、最大出力は定格の 43 倍、燃料平均最高温度は約 1200℃に止まり、即発臨界は回避される結果となった。MOX 燃料炉心と比較してボイド反応度が高く、かつ、高い沸騰開始の同時性にもかかわらず、即発臨界とならないのは、以下の理由によると考えられる。

- ◆ 燃料の融点が 1100℃前後と低く、かつ、共晶反応によって被覆管が燃料融点と同程度の温度で破損する。これに対し、冷却材の沸点は 950℃程度である

から、冷却材沸騰開始直後に被覆管が破損し冷却材流路に放出された燃料は分散する。すなわち、冷却材沸騰が進行し炉心出力が上昇する以前に燃料分散による負の反応度が投入され、正の冷却材ボイド反応度を打ち消す。

◆　被覆管の破損位置は炉心部上端付近であり、ピン内の溶融燃料は破損口へ向かって移動し、流出するので、燃料破損後の燃料移動反応度が大きく負となる。

◆　ドップラー係数は MOX 燃料炉心に比べて小さいが、燃料の比熱が小さくかつ低温であるため、ドップラー反応度は有効な出力抑制効果を有する。

ULOF 条件下での燃料破損と破損後の分散挙動については、現状では試験データが得られていない。このため、上記結果の妥当性を確認するためには、ULOF 条件を模擬した炉内試験の実施が必要である。

(b) 遷移過程解析

金属燃料炉心では、燃料の融点、比熱、溶融潜熱が小さく、MOX 燃料の場合と比較して炉心蓄積エネルギーが小さい条件でも、冷却材流路を経由して炉心外へ燃料流出する可能性がある。ナトリウムボンドを採用した金属燃料ピンでは、ガスプレナムは炉心上部に設置されるので、炉心上部のピン束長は上部軸ブランケットを含めて 2 m程度必要となる。このため上部へ流出する燃料はピン束内で固化する可能性が高いと考えられる。よって、起因過程での炉心外への燃料流出を促進する方策として、下部軸ブランケットを含む炉心下部のピン束をできるだけ短尺化することが考えられている。上記の CANIS コードによる起因過程の解析の対象炉心では、下部軸ブランケットが 5cm に短尺化されており、上記解析では約 40%の燃料が炉心外へ排出される結果となっている。ただし、同コードの燃料分散モデルは、試験データに基づいて検証されたものではなく、また、この解析ケースでは、エクストルージョンと呼ばれる被覆管破損前のピン内での炉心部上端から上方への燃料移動を考慮していないことから、発生エネルギーが比較的大きく燃料が分散しやすい条件となっている可能性がある。このため、下部軸ブランケットの短尺化による再臨界回避の見通しを明らかにするためには更なる検討を要する。

起因過程における燃料流出が十分でない場合、遷移過程に移行することとなる。遷移過程へ移行した場合の事象推移の概要を把握する目的で、SIMMER-III コードを用いた予備解析を実施した。対象は、上記起因過程解析と同じ出力流量比分布の平坦化を図った中型炉である。CANIS コードによる起因過程解析結果を引き継ぎ、全炉心を径方向 12 のリング体系で模擬した。全般的な傾向として、MOX 燃料炉心と比較して低出力で緩慢に推移する結果となった。これは、起因過程解析の項で示したのと同様の理由により、金属燃料炉心ではドップラー反応度が有効な出力抑制機構として作用するためと考えられる。金属燃料炉心の再臨界回避可能性を明らかにするためには、燃料流出特性を定量化していくことが重要であるが、燃料プールの形成を想定しても厳しい再臨界には至り難い炉心特性であることは、燃料流出に要する時間余裕が大き

いことを意味しており、今後このような特性を活かした検討を行っていくことが重要である。

(c) 事故後の冷却性

金属燃料の事故後の冷却性に関する試験データは少ないが、厳しい再臨界が回避される場合、炉心から流出してくる燃料と原子炉容器下部プレナム内のナトリウムとのFCIによる発生圧力は大きくはなく、また、固化した燃料は糸くず状となり比較的大きな空隙率をもって堆積することが期待されている。一方で、事故後冷却を難しくする要素として、燃料の融点は低く溶融しやすいこと、スティールを共晶反応によって侵食する特性を有していることが挙げられる。金属燃料炉心に対する事故後冷却性確保方策を具体化するためには、これらの挙動に関する試験データの拡充が求められる。

(d) 過渡時の被覆管内面侵食を抑制した概念における課題

金属燃料炉心における冷却材炉心出口温度の高温化、あるいは設計基準事故に対する燃料耐性を強化する方策として、被覆管内面にライナーを設け燃料と被覆管の共晶反応の抑制を図ることが考えられている。この方策を採用する場合、ULOF起因過程における燃料被覆管の破損タイミングは、MOX燃料並に遅れることとなるが、即発臨界に至りうるか否かは、被覆管破損前に発生が予想されるエクストルージョンによる出力抑制効果と破損後の燃料分散挙動に依存する。エクストルージョンが効果的に働く場合には、ボイド反応度はエクストルージョンによる負の燃料移動反応度で打ち消され、その後の燃料破損に伴って投入される燃料分散反応度とあいまって出力上昇を緩和し、即発臨界とならない可能性がある。ただし、被覆管の破損位置が軸方向中心に近くなる可能性があり、この場合被覆管破損直後の燃料移動反応度は正となり、エクストルージョンによって上部へ移動した燃料も炉心中心領域へ再移動して正反応度挿入要因となる可能性もある。燃料移動反応度が負となる可能性を高める方策として、ライナーを施す範囲をフィッサイル部のみに限定することが考えられる。こうすることにより、炉心部からエクストルージョンによって流出してきた燃料との共晶反応によってフィッサイル直上部で被覆管が破損する可能性を高め、そこから燃料を流出させることによって燃料移動反応度を負とできることが期待される。

いずれにしても、内面腐食抑制型被覆管を採用した金属燃料の破損挙動に関するデータはなく、現時点でその影響を定量化することは難しい。概念具体化に向けては、当面は、CANIS等の解析モデルを用いたパラメータ解析を実施して、ULOF起因過程の事象推移へ与える影響を把握していくことが有効と考えられる。

(6) 研究開発課題と解決方策

ここで対象としているナトリウム冷却炉は概念検討段階にあり、これを実現していくためには、設計の細部にわたって具体化していく必要があり、そのために必要となる基準類やデータベースを整備していく必要があることは論を待たない。安全設計に

ついては、設計方針の具体化と各設備への適用、広範で体系的な安全評価、さらにはPSA を実施していく必要がある。ここでは、今後実施する必要がある全ての検討項目を網羅するのではなく、概念具体化のために必要となる主要な研究開発課題とその解決方策に絞って言及する。

(i) 再臨界回避方策の具体化

これまでの解析ベースの検討により FAIDUS については、目標達成の可能性が見出されているが、現在実施されている EAGLE 試験の結果等に基づき、その有効性を検証する必要がある。また、FAIDUS の採否には設計成立性と燃料製造を含めたサイクルコストへの影響を勘案した総合的な判断が必要である。判断のための選択肢を広げることが望ましく、FAIDUS 改良案を含めたより炉心性能とサイクルコスト上のインパクトが少ない概念の創出が急務である。フェーズ２終了までに再臨界回避方策としての推奨概念を選定し、その実現に必要となる研究計画を具体化する。

(ii) 大型炉における PLOHS 発生頻度低減方策の検討

予備的 PSA の結果、単管蒸気発生を採用した大型炉では、蒸気発生器伝熱管の多重破損等に伴う IRACS 機能喪失による PLOHS 発生頻度の不確かさが、炉心損傷発生頻度評価上クリティカルとなることが示されている。このため、概念設計研究の一環として低減方策について検討する必要がある。

(iii) 燃料破損限界／破損後挙動データ取得

安全評価に用いるデータベースとして、評価対象とする燃料ピンの破損限界と破損後挙動を把握する必要がある。破損限界については、設計基準事象評価における燃料健全性判断基準の根拠として必要であり、炉外での被覆管の急速過熱試験、高温保持試験、炉内での過出力試験等を実施しデータ取得する必要がある。破損後挙動については、炉心損傷事象推移を評価するために必要であり、安全性試験炉での炉内試験が必要となる。

(iv) 自己作動型炉停止機構信頼性確認

これまでに炉外におけるナトリウム中過渡応答試験や耐熱試験等を実施してきており、その基本的技術は確立されつつある。現在、高速実験炉「常陽」での耐熱照射安定性確認試験を進めている。これにより SASS 単体についての開発は終了することとなり、その後は、SASS を設置する後備炉停止系全体の設計仕様を固め、モックアップ試験によってその信頼性を確認する必要がある。

(v) 崩壊熱除去系自然循環除熱特性の確認

崩壊熱除去系の自然循環除熱特性評価については、先行炉での研究開発を通じて評価手法が整備されてきており、これを適用可能であるが、対象概念は大型の２ループ

構成であり、かつ、熱交換器を原子炉容器内に設置する DRACS と IHX に設置する PRACS あるいは蒸気発生器に設置する IRACS を組み合わせている点が特徴的であるため、実機を模擬した水流動試験により伝熱流動特性と評価手法の適用性を確認する必要がある。

(vi) 蒸気発生器伝熱管破損に伴うナトリウム-水反応特性確認

伝熱管材料として採用を予定している 12Cr 鋼の損耗挙動に関するデータを取得するとともに、２重伝熱管における反応回避特性を試験的に確認する必要がある。

(vii) 原子炉計装、ナトリウム関連計装技術開発

異常発生を早期に検出可能な計装および安全保護系を構築する必要があり、超音波流量計、破損燃料検出計、微小ナトリウム漏えい検出系等を開発し、適用する必要がある。

2.2.2.5 熱流動評価

Na 冷却炉では、原子炉容器のコンパクト化、配管短縮化、ループ数削減、ポンプ組込型ＩＨＸ、２重管ＳＧ（中型炉)、完全自然循環方式の崩壊熱除去系といったキー技術を採用している。その結果、先行炉設計と比較すると、原子炉上部プレナムやＩＨＸ、ＳＧの入口プレナム容積が低減し、かつ Na 流量・流速が増大するため、原子炉容器内でのガス巻き込み防止、炉内構造物や１次系配管の流力振動特性、ＩＨＸやＳＧの伝熱管への流量配分特性等の課題が顕在化している。

このため、構造物の形状模擬性に優れた多次元解析コード等を用いて主要部分の熱流動特性を把握し、原子炉構造や冷却系設備設計へのフィードバックを図っている。特に、プラント概念の成立性を左右する項目（炉容器内のガス巻き込み防止や１次系配管の流力振動等）に対しては、流動解析評価により成立性を見通せる構造概念がまとまりつつあるが、今後さらに要素試験データを拡充し、解析精度の向上を図る予定である。

(1) 原子炉構造

(i) 3 次元炉内流動

ホットショックを伴う非対称事象及び自然循環事象下における炉容器内の熱流動特性を、炉容器全体を対象とした 3 次元熱流動解析コード[42]を用いて解析し、炉内構造物に加わる熱過渡条件及び自然循環時における炉心燃料の健全性について評価する。

図 2.2.2.65 に、解析モデルを示す。本解析コードでは、炉心槽内の全集合体を取り扱いながら、プラント一巡の熱流動特性を評価できる。主要なモデル仕様は、以下のとおりである。

・炉心集合体：周辺６、中心１（合計７チャンネル）
・炉心槽内　：全炉心集合体、３Ｄインターラッパフロー
・炉容器内　：３Ｄ（上部／中間／下部プレナム、構造材）

解析対象としては、平成 13 年度設計の大型炉を選定し、過渡解析での境界条件となる１次冷却系の流量・温度及び炉出力は１次元動特性解析コードでの評価結果を用いた。

(a)非対称事象の評価

図 2.2.2.66 に、下部プレナム内に強い非対称性が現れる事象（事故ループ側：ＳＧ給水管破損に伴う除熱喪失、健全ループ側：手動トリップ相当のＳＧ除熱）を想定した場合の解析結果（ＣＬ配管を含む鉛直断面での温度／流速分布）を示す。事故ループ側の除熱能力が喪失するため、当初の設計（上図(a)）ではＣＬ配管から比較的高温の冷却材が流入して炉心支持構造物とデブリ受け皿との中間位置まで達し、浮力により反転して炉心支持構造を直撃する傾向を示した。また、事故ループ側の高温冷却材は先行的に炉心部に到達し、炉心入口／出口温度にも非対称性を生じさせている。このような非対称事象により、炉心支持構造位置での周方向温度分布が拡大し、厳しい

熱過渡を与える可能性があることがわかった。

そこで、入口配管ノズル形状を変更（下部プレナムの下方に延伸するとともに、先端を炉容器中心側に向けて旋回流効果を付与）した場合の解析結果を下図(b)に示す。事故ループ、健全側ループとも、下部プレナム内での流速ベクトルがほぼ水平方向となっており、ノズル形状の変更に伴い旋回効果（炉容器壁に沿った周方向流れ）が強くなる傾向を示す。また、冷却材のミキシングが促進されているため下部プレナム内での温度成層化もほとんど見られない。

この設計変更により、当初150Kあった炉心支持構造位置での周方向温度差が約30Kまで低減され、熱過渡低減に有効であることを確認した。

なお、上部プレナム内に非対称性が現れる事象として、１次ポンプ１台軸固着時を想定した解析も実施したが、上部プレナム内では特に厳しい熱過渡は生じず、温度成層化等は手動トリップ事象以下に収まることを確認した。

(b)自然循環除熱特性の評価

炉心長期冷却の成立性を評価するため、外部電源喪失時における全自然循環除熱特性について解析した。全自然循環時には、強制循環時に比べて炉心流量が減少するため、集合体間の流量再配分及びインターラッパフローによる冷却効果が顕著になる。なお、今回の解析では、入口配管ノズルは当初設計のままであり、ＤＨＸによる炉上部プレナム内温度成層化効果も無視している。

図 2.2.2.67 に解析結果を示す。図(a)は、代表的な断面としてＣＬ配管を含む鉛直断面での温度／流速分布、図(b)は炉心槽内の集合体間 Na の温度／流速分布、図(c)は炉心出口温度の変化を１次元動特性解析コードの結果と比較して示す。

図(a)に示すように、下部プレナム内には顕著な温度成層が生じている。しかし、崩壊熱除去系であるＩＲＡＣＳ除熱により、定格の約３％の自然循環流量を確保できるため、図(c)に示すように炉心ホットスポット温度の３次ピーク値は約650℃（定格値以下）に収まり、被覆管の健全性が損なわれることはない。また、インターラッパフローによる径方向熱移行効果を考慮したことにより、炉心ホットスポット温度は１次元動特性解析コードの結果より約30K低下しており、従来の１次元動特性解析コードは保守側の結果を示すことがわかった。

(ii)ガス巻込み評価

直径 9.7m にコンパクト化された大型炉を対象に、カバーガス巻き込み防止／流動適正化方策の有効性を確認するため、実機体系の３次元流動解析を実施した。また、前述の 2.2.2.2(2)(ii)炉上部プレナム水流動試験の試験後解析として、試験装置で計測された詳細な流速場との比較検討や、ＨＬ配管吸込み部で見られた気泡を伴う水中渦発生の予測評価を実施している。

(a)実機体系の流動解析

図 2.2.2.68 に、上部プレナム流動解析モデルを示す。今回の解析では、形状模擬性に優れた汎用熱流体解析コード[43]を用いて、現行のリファレンス設計における主要構造物（二重ＤＰ、バッフル板、主配管、原子炉計装案内管等）をほぼ忠実に模擬した。さらに、炉上部プレナム水流動試験で提案された流動適正化構造（スプリッタやＦＨＭ貫通孔プラグ）も解析モデルに反映した。

ＨＬ配管を含む鉛直断面での流速分布を図 2.2.2.69 に示す。ＵＩＳ中央部の炉心出口流は、炉心計装取付板、第１／第２バッフル板を通過して上方に向かう流れ場を形成する。一方、ＵＩＳ外周部の炉心出口流は第１バッフル板を通過後、徐々にＨＬ配管吸込み部に向かう流れとなっている。

また、ＨＬ配管近傍では、強い吸込み流が形成されており、配管内の鉛直部においても若干流速分布が形成（最大流速約 11m/s）されている。

ガス巻き込みに最も影響する液面部の水平方向流速分布を図 2.2.2.70 に示す。二重ＤＰに設置したラビリンス構造により、ＤＰと機器・配管の隙間を通過する流れを抑制するとともに、ＦＨＭ貫通孔プラグに沿って上昇する切込み部の噴流を、上下のＤＰ間に設けた段差により水平方向に反転させる効果等によって、液面での最大流速は 0.1m/s となった。この最大流速は、実証炉ＩＨＸ試験に基づいて設定したガス巻き込み防止の制限値と同程度であり、解析上はガス巻き込みを防止できる見通しを得た。

さらに、水流動試験結果を反映してＨＬ配管に対向して設置した三角柱形状のスプリッタの効果を図 2.2.2.71 に示す。スプリッタを設置した場合には、ＨＬ配管吸込みレベルに見られた旋回渦が見られず、スプリッタ両側から整流されて配管内に流入する傾向を示す。また、炉壁の高さ方向に沿って渦度を評価した結果、吸い込みレベルでの渦度が半減することがわかった。このような流動解析結果からも、炉壁からＨＬ配管に至る水中渦の発生を抑制するスプリッタの有効性を確認した。

(b)1/10 縮尺水流動試験体系の流動解析

1/10 水流動試験から得られた知見を実機評価に適用するにあたっては、試験装置と実機とのスケールの違い、水と Na の物性の違い等を踏まえて、流動解析によるシミュレーションを介して試験と実機とを橋渡しする必要がある。

そこで、図 2.2.2.72 に示すような水流動試験の試験後解析を行っている。本解析では、実機解析に適用した汎用熱流体解析コードを用いており、まずメッシュ分割や多孔板解析モデルを変更（開口を直接模擬／ポーラスモデル）した場合の影響を確認した。上図(a)は、800 万メッシュでの解析結果の一例として、ＦＨＭ貫通孔プラグを設置した場合の切込み部領域の流速分布を試験で計測された流速場と比較している。貫通孔プラグを設置した場合、プラグ下端に噴流が衝突して燃料出入機案内管側に向かう流況を比較的良く再現しており、全体流況に関しては、解析モデルの妥当性を確認した。

また、プレナム全体の流動解析結果からＨＬ配管吸込み部近傍での流速データを抽出し、ポンプ吸込み水槽設計評価のために開発された水中渦予測評価手法[44]を適用す

ることで、下図(b)に示すような渦中心位置の同定を行っている。図に示すように、水流動試験で観察された炉壁－ＨＬ間、ＣＬ－ＨＬ間の３本の主要な水中渦を特定できる見通しが得られている。今後、伸長渦理論に基づき遠心力による圧力降下量を予測してキャビテーション発生の有無を判定するため、解析モデルの改良を進めている。

(c)ガス巻き込み判定手法の検討

ガス巻き込み現象をより詳細に把握するとともに、設計で遵守すべきガス巻き込みの判断基準を策定するため、大学等の外部研究機関の参画を得て、ガス巻き込み研究ＷＧを平成 14 年度から開催している。

ＷＧでは、以下の 3 つのサブＷＧを設けて、定量的な判断基準を提言（平成 17 年度）するための活動を進めている。

○数値解析サブＷＧ：既存試験を対象としたベンチマーク解析を実施することで、ガス巻き込み現象の解明を行うとともに、適切な数値解析手法の提案を行う。

○実験サブＷＧ：ガス巻き込み現象の基礎特性（渦発生、渦成長、気泡巻き込み等）に対する実験データを収集するとともに、数値解析サブＷＧとの連携のための実験データを収集する。

○判定手法策定サブＷＧ：ガス巻き込みに関する既存の知見を整理するとともに、上記２つのサブＷＧの成果を反映して、設計で遵守すべき判断基準を策定する。

(iii)炉心上部機構の流力振動概略評価

ナトリウム冷却炉では、切込み付コラム型ＵＩＳを採用して、ＵＩＳ内部に積極的に冷却材を流す構造としている。また、原子炉容器のコンパクト化を図っており、上部プレナム内の流速も先行炉と比較すると増加している。このため、計装ウェル等の小口径管を含むＵＩＳ及び上部プレナム内の構造物は、流力振動の発生が懸念され、現行の評価指針をベースに概略評価を実施した。上部プレナム内機器を対象とした流力振動概略評価結果を表 2.2.2.46 に示す。

(a)ＵＩＳ全体の流力振動

ＵＩＳ切込み部からの斜め上方の噴流により、ＵＩＳは水平方向に荷重を受け、その荷重の変動周波数とＵＩＳの共振を回避する必要がある。

日本機械学会の「配管内円柱状構造物の流力振動評価指針（JSME S 012 -1998)」では、円柱状構造物の同期振動回避の条件として、次式が定められている。

換算流速Ｖr（=Ｖ／ｆ・ｄ）＜1.0

Ｖ：構造物周りの流速、ｆ：構造物の固有振動数、ｄ：構造物直径

上式において、ｄ／Ｖは円柱構造物を流れが横切る通過時間であり、この通過時間が構造物の固有周期（１／ｆ）の１倍以上であれば、同期振動を回避できるという条件となっている。

大型炉体系では、切込み部からの流速は約 3m/s であり、代表長さを上部プレナム

深さ６ｍとすると、通過時間は 2.0 秒となる。ＵＩＳ全体の１次固有周期は 0.25 秒前後であり、上記通過時間は十分に大きく同期振動の回避は可能な見通しである。

その他、バッフル板の切込み部を通過する隙間流れにより、仮に切込み部から対称渦や交互渦が同期して現れる条件として評価したが、同期振動の回避は可能な見通しである。

ただし、コラム型ＵＩＳのような複雑な構造物全体が流れと干渉し、同期振動が発生するか否かについて詳細に評価するには十分な知見がない。このため、第１ステップとして、設計メーカ所有の 1/10 縮尺上部プレナム流動試験装置を用いて、ＵＩＳ全体に作用する流体力を計測する試験準備を進めている。

(b)小口径管等の流力振動

計装ウェル（ＦＦＤＬサンプリング管、集合体出口温度計装ウェル）のような小口径管を対象に、前項(ⅱ)ガス巻き込み評価で用いた実機体系の３次元流動解析におけるＵＩＳ下部の流速データ（最大 2.7m/s）と、管の形状（外径、板厚、支持スパン）・縦弾性係数から求めた固有値を用い、前述の日本機械学会の指針（換算流速の式）に基づいて、同期振動発生の有無を評価した。

その結果、高流速となるＵＩＳ最下段の炉心計装取付板から第２バッフル板の間では、計装ウェルの形状を見直している。

また、流動適正化構造として設置しているＦHM貫通孔プラグについては、上記の換算流速の式で同期振動に至る流速条件は 6.4m/s となり、従来の流動解析結果では、これほど強い直交流は生じていないため、同期振動は回避できる見通しである。なお、1/10 縮尺水流動試験では切込み部の噴流を直接受けるプラグ下端部において速度変動が生じており、今後流力振動試験等で検討が必要と考える。

ＤＰに関しては、ＵＩＳ切込み部を除くと、ほとんどＤＰに対して垂直に衝突する流れが生じておらず、構造上も剛性を十分に確保（外側ＤＰの吊ロッド本数増加等）できることから、流力振動上の問題はないと考える。

(iv)サーマルストライピング条件の概略評価

ＵＩＳ下部領域を対象にサーマルストライピング条件を概略評価し、ＵＩＳ側の構造対応を検討した。

(a)ＵＩＳ下部領域での温度分布解析

前項(ii)ガス巻き込み評価で用いた大型炉の上部プレナム流動解析モデルを用いて、各集合体出口での冷却材流量・温度を与えてＵＩＳ下部領域の温度分布を解析した。解析結果を図 2.2.2.73 に示す。

実証炉での検討より、SUS 材では構造材温度ゆらぎ幅 36Ｋであれば成立する見通しが得られており、これに相当する冷却材温度ゆらぎ幅は 60Ｋ以下とされている。

入口境界となる燃料集合体出口と主炉停止系制御棒（ＰＣＲ）出口での温度差は、

最大 100K程度（図(a)）である。炉心頂部から 50mm 上方の炉心計装取付板（ＣＩＰ）では、80K程度の冷却材温度差（図(b)）が残っている。上方に向かって Na が混合されるため温度差は除々に解消し、下から 2 枚目の水平板（ＢＰ1）では 20K程度（図(d)）となっている。今回の熱流動解析結果から判断すると、ＵＩＳ下部領域（ＣＩＰからＢＰ1）においては、SUS 材ではサーマルストライピングに対する成立見通しが厳しい結果となった。

(b)ＵＩＳの構造対応案（図 2.2.2.74）

1)ＵＩＳ材質変更を不要とする対応案

図 2.2.2.73(c)に示すように Z=430mm 位置では冷却材温度差は 20～30K程度まで緩和されており、①ＵＩＳ最下段のＣＩＰを現状の位置から 200mm 程度上げる構造対応が考えられる。

この場合、集合体出口流れの一部がＣＩＰに衝突し、水平方向に向かう流れが増加すると考えられ、流況が変化する可能性がある。また、ＣＩＰで支持される計装用ウェル（集合体出口温度計、ＦＦＤＬサンプリング管）の流力振動が厳しくなるとともに、計装用ウェルやサンプリング管のストライピング対策も必要となる。

2)耐熱鋼の付加

ＣＩＰの位置を大幅に変更できない場合は、ＣＩＰ及びＰＣＲ案内管下端付近は SUS 材では成立する見通しがないため、②SUS 構造材の温度ゆらぎ幅を緩和するため、もんじゅ概念を踏襲した熱遮へい用の薄板耐熱鋼を貼り付ける、③ＣＩＰ及びＰＣＲ案内管下端近傍を耐熱鋼で製作する、という構造対応が考えられる。

熱遮へい板を追設する案２の場合、ＵＩＳの強度部材は全て 316FR 鋼であり溶接性や主要構造の熱膨張差による問題はない。しかし、熱遮へい板として採用する Alloy718 などの耐熱鋼は、SUS 材と線膨張係数に差があるため、SUS 材との熱膨張差を考慮した取り付け構造が必要となり、相対的に製作性の悪化や部品点数の増加による信頼性の低下が懸念される。

下部を耐熱鋼に変更する案３の場合には、耐熱鋼自身が強度部材となるため、SUS 材との接続構造（ボルト止め等）の検討が必要となる。また、鋼種が異なるため、水平板の水平方向熱膨張差が発生し、制御棒挿入性などに影響を与える可能性がある。

これらの結果より、炉上部流動にインパクトがない案２または案３の構造対応を図る予定である。なお、今後の課題としては、日本機械学会策定の高サイクル熱疲労評価指針を参照した評価を実施するとともに、制御棒周りの集合体出口付近に着目した熱流動解析により、温度ゆらぎ幅をより詳細に評価することが必要と考える。

(2) １次系配管内流動に伴う健全性

表 2.2.2.47 に、大型炉／中型モジュール炉の１次系配管仕様と流動条件を実証炉と比較して示す。また、大型炉の配管引廻し形状を図 2.2.2.75 に示す。いずれも、１次

系ループ数を２ループ構成とし、実証炉と比較すると配管長の短縮化を図っている。

しかし、炉出力増加に伴う流量増大と冷却系ループ数を削減したことにより、薄肉構造の１次系配管が大口径・高流速化されるため、配管系を対象とした流力振動の課題が顕在化している。

流力振動においては、次のような振動モードが指摘されている。

・管内流れによるランダム振動
・管内流れによる自励（不安定）振動
・ポンプ脈動との共振

ポンプ脈動に関しては､配管系の固有振動数がポンプ水力部の仕様(定格回転数ｎ、羽枚数ｚ）で定まるｎ及びｎｚ周波数に対して共振しないことが要求されるが、配管系の剛性増加等の設計対応により共振を回避できる見通しである。

一方、管内の高速流に起因するランダム振動と自励振動に対しては、高流速条件での構造健全性を確認するため、流力振動評価手法の整備を進めている。その一環として、図 2.2.2.76 に示すように実証炉の１次系ＨＬ配管を模擬した流力振動試験で取得された圧力変動データに基づいて、大型炉条件の圧力変動スペクトルを推定し、ランダム振動に対する配管振動応答を評価している。特に、ＣＬ配管については、図 2.2.2.77 に示すように、振動応力を低減するため板厚増加やサポート追加等の構造変更を行うとともに、３次元流動解析での乱流エネルギ分布に基づく詳細な圧力変動分布を振動応答解析の入力として与えることにより、最大発生応力が設計疲労限度（暫定的に 2¼Cr-1Mo 鋼データを準用）を十分下回る結果となった。

なお、中型モジュール炉に関しては、ＣＬ管内流速を大型炉条件よりも低下させたこともあり、ランダム振動に対する発生応力は、大型炉と同様、設計疲労限度に対する裕度を確保している。

ただし、高速流・薄肉配管の振動挙動やエルボ下流での流速変動に起因した配管内の圧力変動特性（スペクトル、相関）に関しては、現状知見が限られている。このため、2.2.2.2(2)(iv)項で述べた単エルボ体系のＨＬ配管を模擬した流力振動試験により、実流速条件での各種データを取得し、流力振動現象の把握と共に、振動応答解析の精度向上を図る予定である。

また、自励（不安定）振動に関しては、現時点での最新理論モデルに基づき、ビーム型（ＣＬ対象）／シェル型（ＨＬ対象）振動評価を実施した。不安定振動が発生する限界流速は、管内平均流速の約 10 倍（ビーム型)、約 20 倍（シェル型）となり、不安定振動を回避できる見通しを得た。

(3) 中間熱交換器の熱流動評価

(i)入口プレナムでの流量配分特性

ポンプ組込型ＩＨＸにおける１次 Na 側入口プレナムでは、①サイドエントリノズル方式（ＨＬ配管からの１ノズル)、②入口流速が大きい（大型炉：平均 9.2m/s)、③プレナム容積が小さい､という理由により､プレナム内での流量配分が不均一となり、

その結果、伝熱管への流量配分も不均一になることが懸念されていた。伝熱管流量のばらつきが大きい場合には、管外の２次 Na との熱交換量が不均一となり伝熱管の座屈や、管板に応力が発生する可能性がある。

また、中型モジュール炉では、崩壊熱除去系のＰＲＡＣＳ伝熱管が入口プレナム内に配置されており、ＩＨＸ伝熱管への流量配分の均一化だけでなく、定格運転時におけるＰＲＡＣＳ伝熱管の流力振動防止についても考慮する必要がある。

そこで、定常流動解析により入口プレナムでの流量配分の程度を把握し、流量配分を均一化するための整流構造を検討した。

(a)大型炉

本解析では、管束部入口での流量配分の目標値として、熱交換性能や伝熱管の座屈防止等の観点から周方向／径方向とも平均流速の±20%以下と設定した。

まず、入口プレナム内に整流構造を設置しない体系で流動解析を実施した。入口ノズルから高流速で流入する Na がノズルに面するフローシュラウドに衝突して、ほとんど周方向へ流配されずノズル近傍の管束部に流入する傾向を示し、管束部の最大流速は平均流速の４倍以上となった。

そこで、図 2.2.2.78 に示すように、入口ノズルからの流れが直接管束部に至らないような構造として、フローシュラウド外側に堰を設けるとともに、堰を乗り越えてくる流れを均一化するため堰とフローシュラウドの環状部に整流板を設置した（図(a)）。また、対称性を考慮して入口プレナムを 1/2 セクタでモデル化した流動解析結果を図(b)に示す。堰と整流板構造を設置したことにより、管束部入口での流量配分は、周方向±５%、径方向±15%以下となり、目標値を満足する結果となった。

(b)中型モジュール炉

中型モジュール炉においても、大型炉で検討した堰と整流板構造を反映し、定常流動解析を実施した。中型モジュール炉の解析モデルでは、入口ノズル部の圧損低減及び周方向への流配促進を考慮して、入口ノズルを楕円形に拡大するとともに、入口ノズルの正面の堰外面に三角形のフローガイドを設置している。また、ＰＲＡＣＳ伝熱管への影響を評価するため、伝熱管を構造物としてモデル化している。

図 2.2.2.79 に流動解析結果を示す。図(a)に、入口プレナムの全体流況を示すが、大型炉と同様、入口ノズルからの流れが堰を乗り越えながら周方向に回り込んでいく傾向となっている。ＩＨＸ伝熱管への流量配分のばらつきは±３%程度であり、目標値±20%を下回っている。

また、図(b)に堰を乗り越える流れがＰＲＡＣＳ伝熱管に直交する領域での水平方向流速分布を示す。ＰＲＡＣＳ伝熱管を横切る隙間流速は 5m/s 以下となっている。ＰＲＡＣＳ伝熱管（外径 31.8mm、板厚 1.4mm、支持スパン 0.65m）の形状・支持方法から固有振動数を求めて、上記の隙間流速条件において流力振動発生の有無を評価した。日本機械学会の配管内円柱状構造物の流力振動評価指針を適用した場合、同期振

動発生の限界流速は 6.3m/s 以上であり、また管群体系における流力弾性振動の発生限界流速は 6.0m/s 以上となることから、ＰＲＡＣＳ伝熱管の流力振動は回避できる見通しである。

なお、流動解析での圧力分布より上部プレナム内の圧力損失を概略評価した。圧力損失は約 0.19MPa であり、系統設計で設定したポンプ上流のＩＨＸ部圧力損失程度にでき、ポンプ吸込み部の NPSHav に対する影響はない見通しである。

(ii)管束部での温度分布評価

本解析では、管束部入口での流量配分のばらつきが伝熱管の温度分布や交換熱量に与える影響を明らかにするとともに、伝熱管の構造健全性（座屈可能性）評価に資するため、径方向／周方向の流量配分の不均一度を境界条件として定格運転時の熱流動特性を評価した。解析対象は、平成 13 年度の中型モジュール炉（原子炉出力 50 万 kWe、ＩＨＸ交換熱量 595MWt）体系であるが、熱交換部の基本構成（管内：１次 Na、胴側：２次 Na）は、大型炉／75 万 kWe 中型炉と同等である。

図 2.2.2.80 に、ＩＨＸ管束部の解析モデルと解析結果の一例（径方向流速分布±20%）を示す。径方向の流速分布を変化させても、管束内の温度分布や流動状況は均一流入条件とほぼ同等であった。これは、２次 Na が胴側をクロスフローで流れるため、管内１次 Na 側の流速分布の差が緩和されるためと考える。

表 2.2.2.48 に、周方向の流速分布を与えたケースも含めて、管束部での伝熱管最大温度差及び座屈評価結果を示す。周方向の流速分布を与えた場合には、径方向分布を与える場合よりも、伝熱管温度差が拡大する傾向となる。しかし、伝熱管形状（外径 25.4mm、板厚 1.2mm、支持スパン 1m）や 12Cr 系鋼のヤング率等から評価した座屈応力に相当する許容温度差を求めると 38Kとなる。各ケースの最大温度差は、許容温度差以下となることから、周方向±20%分布を考慮しても伝熱管の構造健全性を確保できる見通しを得た。

なお、前項で述べたように大型炉／中型炉とも入口プレナムの整流構造を設置して流量配分の均一化を図っているので、伝熱管の構造健全性の観点ではいずれも問題ない見通しである。

(4) 蒸気発生器の熱流動評価

(i)入口プレナム流動特性評価

(a)ヘリカルコイル型ＳＧ

大型炉のヘリカルコイル型ＳＧを対象とした流動解析を行い、入口部の多孔板整流構造の効果、自由液面部の流速予測、管束部入口の流速分布を評価した。

ヘリカルコイル型ＳＧの構造概念及び流動解析モデルを図 2.2.2.81 に示す。２次系ＨＬ配管と接続する入口ノズルは１箇所となっており、入口プレナムへの流入速度を周方向に均一化するため、入口部の周方向にわたって２枚の多孔板を配置した。多孔板の孔配列については、外側は上段に、内側は下段に集中配列している。この構造に

より、ノズルからの冷却材は、外筒と外側多孔板で囲まれたヘッダ部を通って周方向に流れ、外側多孔板流路孔から下降して内側に流入し、内側多孔板でさらに整流されて入口プレナムに向かう。入口プレナムに流入した冷却材は、ＳＧ内部のヘリカルコイル管束部に流入する。

解析モデルは、Na 自由液面からＳＧ中間部までとしており、入口プレナムに配置されるＩＲＡＣＳ外胴や２次系ＣＴ、バッフルプレート等の構造物も模擬している。なお、伝熱管（約 800 本）については流れに対する抵抗を与えるポーラスモデルを使用している。

図 2.2.2.82 に入口プレナムでの流動解析結果を示す。

図(a)は、鉛直断面での全体流況を示す。内側多孔板から流入した冷却材の大部分が管束部に向かう傾向を示す。

図(b)は、自由液面直下の水平方向流速ベクトルを示す。ノズルでの入口流速 10m/s に対し、二重多孔板構造を介して入口プレナムに流入する結果、液面部の最大流速は 0.75m/s まで低減している。なお、液面部のガス巻き込み防止の観点から、水平方向流速をさらに低減させるため、今後内側多孔板の開口率を拡大して流入速度を抑制するとともに、液面近傍にグレーチングを配置して整流化を促進する構造対応を図る予定である。

図(c)は、内側多孔板からの流入流速（１～10 段の流路孔の平均値）の周方向分布を示す。平均流入流速を見ると、入口側約 8.1m/s～180°側約 7.7m/s で分布しており、多孔板構造によりプレナム部に流入する冷却材の周方向流速分布を±３％の範囲で均一化できる。

また、管束部への流入状況を図(d)に示す。管束部上端より 1/8 高さ位置で、軸方向の流入流速は、径方向にほぼ均一化しており、ヘリカルコイルの抵抗により軸方向の流入流速は管束部の上方で整流される結果となった。

(b) ２重直管型ＳＧ

直管型のＳＧでは管束部で水平方向の温度差が生じると、伝熱管相互の熱膨張差により座屈に至る可能性があるため管束部の流動・温度分布を均一にすることが必要となる。Na 入口プレナムは管束部の入口であり、ここでの流動は管束部の Na 側流動・温度分布に直接的に影響を与える。したがって、入口プレナム部での流速分布を均一にしておくことは管束部内での温度分布を避ける上で重要となる。

２重直管ＳＧの上部 Na 入口プレナム部の構造概念図と Na 流路を図 2.2.2.83 に示す。２基のポンプ組込型ＩＨＸから流出した２系統の Na が本ＳＧ入口プレナムにおいて１系統に合流するため、ＳＧの Na 入口ノズルは互いに 180°方向の位置に２カ所存在している。ノズルから流入した Na は入口プレナム内の堰により一旦下降し、堰を通過した後上昇する。管束部に流入するまでの間には２枚の整流板により周方向に均一な流れとなる。その後、上昇した Na の液面への噴出を防止するために設置されたディッププレートにより水平方向に流れを変え管束部に流入する。ディッププレ

ートはその周辺部は開口されておらず、管束部のみ開口率 30%の構造となっている。管束部にはディッププレートの他、伝熱管支持板が設置されている。

図 2.2.2.84 に解析による定格出力時の入口プレナムから管束部への入口近傍の周方向流速分布を示す。(1)は管束部入口の上部、中央部および下部における周方向の流速分布であり、(2)は θ 方向の角度が 2°、29°、61°、88°における高さ方向の流速分布である。入口ノズル部のある 0°近傍では管束部入口での軸方向の流速分布は差が大きいが、入口ノズルから遠い 90°近傍の位置では差は小さくなる傾向にある。次に、この流速分布で Na が管束部に流入した場合の管束部内の軸方向流速分布を図 2.2.2.85 に示す。このグラフは上部整流板から 1.96m 下方での水平方向の流速分布を示したものであるが、伝熱管群およびその支持板での整流作用の影響もありこの位置ではほぼ平滑な流速分布となっていることがわかる。

(ii)管束部の伝熱流動特性評価

(a)ヘリカルコイル型ＳＧ

大型炉用ヘリカルコイル型ＳＧでは、交換熱量の増大に伴い、コイル層数がもんじゅの約３倍となっている。このため、Na 及び水側流量配分が層間によって異なる可能性があり、蒸気出口温度にばらつきが生じる可能性がある。そこで、管束部領域の定格時の多次元熱流動解析を実施して、空間分布特性を評価した。

図 2.2.2.86 に、ＳＧ胴側の解析モデル（Ｒ－Ｚ２次元体系）を示す。解析領域は、軸方向は基準液位から下部ヘッダまで、径方向は内筒外側から外胴までとしている。一方、管側は、給水入口ヘッダから蒸気出口ヘッダ間を伝熱管層数に対応して 41 チャンネルでモデル化した。入口境界条件としては、胴側（流配板部での Na 入口温度、流入流速）、管側（給水ヘッダ入口部での給水温度、給水流量）をそれぞれ与え、各層出口蒸気温度分布・流量配分、Na 流速・温度分布等を求めた。

当初の構造案で評価した結果、コイル層間での給水流量配分の差が大きくなり蒸気管板部での温度差が拡大する傾向を示した。そこで、給水流量配分を均一化する以下の方策を講じて、再評価を実施した。

・最内層のヘリカルコイル巻き径を 1.5m として、層数を５層減少させる。
・伝熱管本数を増加させて管内質量流束を低下させる。
・ヘリカルコイルの巻上げ角度を６度から７度として伝熱管を短くする。

解析結果を図 2.2.2.87 に示す。蒸気管板部における層間最大蒸気温度差は約８K、流量比の差は約９％となり、各層の軸方向温度分布も均一化する見通しを得た。

(b)２重直管型ＳＧ

前節(i)(b)の２重直管 SG の Na 入口プレナム流動解析結果に基づいて、管束部の熱流動解析を行い伝熱管座屈の評価を行った。

解析モデルは Na 側については伝熱管とその支持板の配置を考慮して２次元流れとし、伝熱管内を流れる水・蒸気については内径が小さく軸方向の流動のみを考慮すれ

ばよいことから１次元流れとして取り扱った。また、Na 領域における伝熱流動と伝熱管内の水・蒸気領域の伝熱流動は連成して計算することとした。

解析条件は定格出力時におけるノミナル条件（プラグ管なしの場合）と１本プラグした場合の２つとし、プラグ管は中心の伝熱管である。１本プラグ条件を選定した理由は、プラグ管自身は管束部内で切断するため座屈の観点で評価の対象外となるが、プラグ管に隣接する周囲の伝熱管はプラグ管による除熱が行われないため高温となり、座屈の観点でノミナル条件に比べて厳しいからである。

管束部は 6970 本の伝熱管が図 2.2.2.88 に示すような正三角形配列で設置されており、伝熱管の支持板の軸方向間隔およびその開口率はそれぞれ 0.8m、50%である。また、Na の流動形式については、圧損低減のために並行流を採用している。

半径方向の解析メッシュを図 2.2.2.89 に示す。中心(#1, #2)及び最外周(#10)のメッシュはプラグ条件及び周辺部での流動抵抗が他の領域と異なることを考慮して伝熱管１層分（中心メッシュは１本、最外周メッシュは 200 本）のメッシュとした。

図 2.2.2.90 にノミナル条件（プラグ管なし）における管束部の Na 温度分布を、また図 2.2.2.91 に同条件での伝熱管の軸方向温度分布を示す。伝熱管の温度差をわかりやすく表示するために、伝熱管の温度を軸方向に平均化した値を径方向位置に対して表示した結果を図 2.2.2.92 に示す。この図によると管束部中心と外周で温度が低く中間点(伝熱管位置７)で最大となっており、管束部平均温度に対する最大温度差は 10℃である。この様な温度分布が生じるのは、管束部上部の Na 入口部では流れは水平方向で伝熱管を横切るため、この過程での熱伝達により外周から中心に向かって温度の低下が発生することと、及び管束部最外周では SG 胴側の流動抵抗が大きく Na 流量が相対的に小さいために温度が低下することの両者の要因が重なるためである。

次に中心の伝熱管１本のみをプラグした場合の伝熱管径方向温度分布を図 2.2.2.93 に示す。プラグ管により除熱されないためその周囲の隣接管(#2)が高温となっている状態が確認できる。但し、この場合もノミナル条件の場合と同様に管束部平均温度に対する最大温度差は 10℃である。

別途、伝熱管の強度を評価した結果、伝熱管平均温度との最大温度差が 25℃以下であれば座屈は発生しないことがわかっている。上記の解析結果から SG の定格出力時におけるノミナル条件及び１本プラグ条件では最大温度差は 10℃を越えることはなく、伝熱管の座屈は発生しない。

なお、ノミナル条件及びプラグ条件とも最大温度差が生じるのは最外周の伝熱管であるため、最外周部での熱伝達を促進し、高温にすることによって温度差をより小さくすることが考えられる。最外周部の支持板の圧力損失を小さくし最外周伝熱管と SG 胴の間の Na を流れやすくして熱伝達を増加させた場合の伝熱管の径方向の温度分布を図 2.2.2.94 に示す。この結果によると平均温度との最大温度差は 5.6℃と図 2.2.2.92 と比較して小さくなり、改善されていることが分かる。

(iii)水側流動安定性解析（２重直管ＳＧ）

中型モジュール炉で採用している２重直管ＳＧの水側流動安定性を評価し、流動安定性の成立範囲を確認するとともに、安定に運転するための方策を検討した。

解析には、先行炉設計で実績を有する周波数応答法を用いた代表管モデルを採用した解析コードを使用した。流動安定性の評価（Ｄ分割法）は、複素平面上に周波数に応じた入口オリフィス係数のベクトル軌跡を描き、実軸との交点を安定性評価に用いる入口オリフィス係数（kin）として求める方法である。kin の値は、正の場合に不安定(物理量として安定化するために必要なオリフィス係数を意味)、負の場合に安定(入口オリフィス不要）を意味する。また、値が小さいほどより安定化傾向にあることを表す。

上述の解析コードによる安定判別図と安定化方策を図 2.2.2.95 に示す。現状設計（ﾘﾌｧﾚﾝｽ）では、kin＝+8.7 となっており、入口オリフィスを設置しない場合には流動不安定が生じる結果となった。なお、30%部分負荷運転時の場合には、入口オリフィスなしで kin＝-71 と安定であるが、この原因については、給水入口サブクール度やヒートフラックスの差が影響すると考えられる。

Na 加熱型ＳＧにおいて発生する密度波型不安定は加熱沸騰領域の大きな密度変化が発生要因であるため、入口オリフィスを設置する方策と水・蒸気系を高圧化し密度変化を小さくする方策で不安定を回避することを検討した（水・蒸気系の高圧化方策では２次 Na 系の温度、流量条件は変更しない)。オリフィスは圧損係数が 100 のものを設置し、また高圧化方策では蒸気出口圧力を 17.2MPa から 19.2MPa に上昇させた。kin の値はオリフィス設置では-99.0、高圧化は-32.6 となり安定化の効果はオリフィス設置の方が大きいが、両者とも安定となる見通しを得ることができた。

オリフィスを設置する方法は、直管ＳＧに対して一般的に行われる対策で不安定回避のための最も確実な手段であるが、下記の課題が存在する。

- 下側から ISI プローブの挿入ができず上側からのみのアクセスとなり検査時間が延びることによって定検工程へ影響を及ぼす可能性がある。
- オリフィスと伝熱管の隙間腐食の可能性があり、オリフィスの定期的なメンテナンスが必要になる。

一方、高圧化方策については上記のようなオリフィス特有の課題は無くなるものの、これまで実績がなく不安定回避の効果は実験的に確認されていない。またオリフィスのもう一つの役割である伝熱管入口部圧力損失により伝熱管毎の水側流量配分を均一化し伝熱管座屈を防止する機能を果たすことができないなど別の課題が発生する。

以上のことから、２重直管ＳＧでは不安定回避のために確実な方法を採用すること優先し、また水側流量配分の均一化の効果も期待する観点から入口オリフィスを設置することとする。ただし、将来的には流動安定性評価手法の高度化と合わせて、水・蒸気系の高圧化や伝熱管内の水側質量流束の増大などを組み合わせることによって、オリフィスを設置しないで安定化を図る選択もありうると考えている。

(5) 燃料取扱い時の燃料集合体冷却特性

Na 冷却炉では、燃料取扱設備簡素化のための候補概念として、従来の炉外燃料貯蔵槽（ＥＶＳＴ）方式と並行して、使用済燃料集合体を直接水プールに浸漬・貯蔵する方式（水プール直接貯蔵方式）を検討している。

水プール直接貯蔵方式における課題の一つとして指摘されていた、高発熱燃料を水中に浸漬する際の冷却特性を把握するため、燃料ピン廻りの沸騰現象の可視化も考慮した単ピン体系の冷却試験を平成 13 年度に実施した。

図 2.2.2.96 に、試験装置と結果の一例を示す。試験装置（図(a)）は、浸漬時の発生蒸気量及びエントランスノズルとグリッパの圧力損失を模擬できるように、実機と同じワイヤラップ型ヒータピン（直径 8.5mm、発熱長 80cm）を収納した流路形成管と上・下部の圧損素子で構成している。ヒータ表面には、５点の熱電対を設置している。流路形成管には、ヒータピン周りの熱的境界条件を模擬するためのＳＵＳ管と沸騰挙動を可視化するための耐熱ガラス管を使用した。試験では、所定温度に保持した試験体を固定し、試験体下部と連通する水プールを一定速度で上昇させることで、試験部への水供給を模擬した。

試験パラメータとしては、発熱量(70～165W)、ヒータ表面初期温度(250～350℃)、出口閉塞率(87%及び 96%)、浸漬速度(25～70mm/s)を選定した。

図(b)に、通常浸漬時の代表ケースにおけるヒータピン表面温度の時間変化を示す。発熱部中央の３点では、水プールが発熱部より上方に達した後、徐々に温度が低下する膜沸騰状態が継続し、その後急激に飽和温度まで低下しリウエットする。なお、実機では Na 洗浄後水プールに浸漬するまでの間、集合体を Ar ガスで強制冷却するためグリッパ部の閉塞率を高くする必要があるが、一方で浸漬時の蒸気発生に伴う集合体内圧上昇により、集合体内の水位上昇を阻害する可能性が懸念されていた。しかし、約 96%の出口閉塞率においても、集合体内の圧力上昇は小さく、約 400 秒で発熱部全体を冷却できることを確認した。

また、今回の試験結果から、ワイヤラップ型の燃料ピンを対象としたリウエット特性を検討[45]した。試験におけるリウエット速度としては、ヒータ表面が下部より順次クエンチして熱電対温度が低下する時間から算定した。軽水炉の緊急冷却評価用に検討されたリウエット実験式[46]等を参考にして、局所ヒータ表面温度、熱流束、二相流部長さ等をパラメータとする局所リウエット速度相関式を作成した。図(c)に試験結果との比較を示すが、今回の相関式は局所リウエット速度を±20mm/s 程度で予測する。

参考文献

2.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題

2.2.2.1　炉心設計

[1] 鹿倉栄, 他：“EBR-Ⅱ炉における高速炉燃料の運転信頼性試験”, JNC N9410 91-001, (1991)

[2] A.A.Mayorshin, et al.：“Calculated-Experimental Justification of Using Vibropack UO_2 and PuO_2 in PWR”, Proceedings of Gloval'97, Yokahama, (1997)

[3] 中村雅弘, 他：“振動充てん燃料設計コードの開発”, JNC TN-1340 2002-001, サイクル機構技報, No.15, p.47, (2002)

[4] 永沼正行, 水野朋保：“振動充填 MOX 燃料の採用による線出力・燃料仕様・核特性への影響に関する検討”, 日本原子力学会「2004 年春の年会」予稿集 O42, (2004)

[5] 鵜飼重治：“ODS フェライト-マルテンサイト鋼被覆管の組織制御技術開発”, JNC TN-1340 2000-002, サイクル機構技報, No.7, p.83, (2000)

[6] J.Bottcher, et al.：“ODS Steel Clad MOX Fuel-pin Fabrication and Irradiation Performance in EBR-Ⅱ”, Nuclear Technology, Vol.138, NT-6 01047, (2002)

[7] M.K.Booker, et al.：“Proceedings of Ferritic Steels for High Temperature Applications”, ASM, Metals Park, Ohio, (1983)

[8] Henry Wiggin & Co. Ltd.：“Nimonic alloy PE16”, Hereford, U.K., publication 3349B, (1969)

[9] M.Naganuma, et al.：“High Burn-up Irradiation Performance of Annular Fuel Pins Irradiation in Fast Reactor PFR”, Proceedings of International Symposium on MOX Fuel Cycle Technologies for Medium and Long Term Deployment, IAEA-SM-358/24, (1999)

[10] W.Wang, D.R.Olander：“Thermodynamics of the Zr-H system”, Journal of American Ceramics Society, Vol.78, No.12, p.3323 - 3328, (2003)

[11] 井上賢紀, 他：“高速炉炉心構成要素用オーステナイト系およびフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価－SUS316相当鋼と高強度フェライト/マルテンサイト鋼の水素透過係数測定－(研究報告)”, JNC TN9400 2002-056, (2002)

[12] 太田宏一, 他：“共同研究報告書 金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研究（平成 12 年度)”, JNC TY9400 2001-015, (2001)

[13] M.Tokiwai, et al.：“Development of Eutectic Free Cladding Materials for Metallic Fuel”, PROCEEDINGS OF ACTINIDE 2001

INTERNATIONAL CONFERENCE, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Supplement 3, p.913-916, (2002)
[14] S.K.Cheng, N.E.Todreas : “Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles - Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters”, Nuclear Engineering and Design, Vol.92, p.227-251, (1986)
[15] 中村勤也, 他 :“高速炉金属燃料における液相形成温度の評価 U-Pu/Fe 拡散対を用いた液相形成条件の解明”, 研究報告 T99081, (2000)
[16] T.Ogata, et al. : “Reactions between U-Pu-Zr Alloys and Fe at 923K”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.37, p.244, (2000)

2.2.2.2 プラントシステム

[17] 木曽原直之, 他 :“ＩＨＸ／１次Ｎａポンプ合体機器の伝熱管磨耗量評価(1) －ワークレート解析モデルの作成－”, JNC TN9400 2002-019, (2002)
[18] 藤井正, 他 :“水プール直接貯蔵方式における使用済み燃料冷却特性の検討”, JNC TN9400 2002-049, (2002)
[19] 堀徹, 他 :“ナトリウム冷却炉の二次系簡素化概念に関する研究 －平成 12～13 年度の研究成果のまとめ－”, JNC TY9400 2002-018, (2002)
[20] 大平博昭, 他 :“３重伝熱管の振動特性評価”, JNC TN9400 2003-013, (2003)
[21] 斉藤淳一, 他 :“鉛ビスマスのナトリウム中移行挙動予備試験”, JNC TN9400 2003-057, (2003)
[22] 加藤章一, 他 :“高クロム鋼の材料特性試験（Ⅱ）HCM12A (2001 年度材）の材料物性”, JNC TN9400 2003-015, (2003)
[23] 安藤勝訓, 他 :“高クロムフェライト系鋼の材料物性に及ぼす Cr 量の影響”, JNC TN9400 2003-022, (2003)
[24] 安藤勝訓, 他 :“12Cr 鋼の材料物性値”, JNC TN9400 2003-084, (2003)
[25] 住友金属工業㈱ :“住友シームレス鋼管のクリープデータシート”, (1993)
[26] 森下正樹, 他 :“高温構造設計高度化研究 (平成１２年度共同研究報告書)”, JNC TN9400 2001-26, (2001)
[27] 木村暢之, 他 :“炉容器コンパクト化に関する流動特性試験 －炉内流況の把握と流動適正化方策の考案－”, JNC TN9400 2003-032, (2003)
[28] N.Kimura, et al. : “Experimental study on flow optimization in upper plenum of reactor vessel for a compact sodium cooled fast reactor”,

Proc. of the 10th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, Oct. 5-9, (2003)
[29] 林謙二, 他:“Na 大型炉における上部プレナム流動適正化に関する実験研究(1), (2), (3)”, 日本原子力学会「2003 年春の年会」, J38, 39, 40, (2003)
[30] 佐藤博之, 他:“原子炉構造コンパクト化のための炉内流動安定化方策の検討 －炉内流動の可視化－”, JNC TN9400 2002-020, (2002)
[31] 村松壽晴, 他:“ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器内熱流動の研究(I) －炉上部プレナム内流動適正化に関する解析的検討－”, JNC TN9400 2001-117, (2002)
[32] 村松壽晴, 他:“ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器内熱流動の研究(II) －炉上部プレナム分離評価の妥当性に関する解析的検討－”, JNC TN9400 2001-129, (2002)
[33] 島川佳郎, 他:“Na 冷却大型炉設計研究”, JNC TY9400 2002-007, (2002)
[34] Eguchi, Y. et al.: “Gas entrainment in the IHX vessel of Top-Entry Loop-Type LMFBR”, Nucl. Eng. Design, Vol.146, p.373-381, (1994)
[35] 藤井正, 他:“大口径・高流速配管の流力振動試験(1) 試験計画の検討と試験装置の製作”, JNC TN9400 2003-063, (2003)

2.2.2.3 構造健全性

[36] 三原隆嗣, 他:“ＦＢＲシステム技術検討書 －平成 12 年度報告－”, JNC TY9400 2001-012, (2001)

2.2.2.4 安全評価

[37] 日置一雅, 他:“大型高速炉のレベル－１ PSA 概括評価”, PNC TN9410 93-134, (1993)
[38] 栗坂健一, 可児吉男:“安全設計評価事象の区分に関する研究”, PNC TN9410 97-050, (1997)
[39] 梅津陽一郎:“安全系局限化に関する検討:Na 冷却 FBR 候補概念の崩壊熱除去系に関する信頼度評価”, JNC TN9400 2000-083, (2000)
[40] 近澤佳隆, 他:“安全系局限化に関する検討:設備共用化によるプラント安全性、運用への影響評価”, JNC TN9400 2002-068, (2002)
[41] 三原隆嗣, 他:“ＦＢＲシステム技術検討書 －平成１２年度報告－”, 2/2 分冊, JNC TY9400 2000-012, (2001)

2.2.2.5 熱流動評価

[42] 二木正一郎, 他:“高速炉動特性・熱流動解析手法の開発(1)”, 日本原子

力学会「2001 年秋の大会」J16, (2001)
[43] Computational Dynamic Limited : “STAR-CD Manuals”, (1993)
[44] 岩野龍一郎, 他 :“流れ解析によるポンプ吸込み槽内の水中渦予測手法の開発 (予測モデルの定常解析への適用)”, 日本機械学会論文集, 第 68 巻, 第 667 号, B 編, (2002)
[45] 堺公明, 他 :“ワイヤラップ燃料ピンのリウエット特性”, 第 40 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, Vol.1, D142, p.137-138, (2003)
[46] DUFFEY, R.B., PORTHOUSE, D.T.C. : “The Physics of Rewetting in Water Reactor Emergency Core Cooling”, Nuclear Eng. and Design, Vol.25, p.379-394, (1973)

表 2.2.2.1　太径 MOX 燃料ピン照射試験実績

試験名	燃料ﾋﾟﾝ径 (mm)	ﾍﾟﾚｯﾄ径 (mm)	Pu 富化度 (wt%)	^{235}U 濃縮度 (wt%)	ｽﾐｱ密度 (%TD)	燃焼度 (at%)	被覆材
TOPBI-1	12.85	11.96 12.01	4.0	9.0	92.09 94.50	～3.0	316SS(CW20%)
TOBB-2A	12.85	11.94 11.99	4.0	6.3	91.7 92.5	～0.68	316SS(CW20%) D9
TOBB-2B	12.85	11.94 11.99	4.0	6.3	91.7 92.5	～1.05	316SS(CW20%) D9
TOBB-4	12.85	11.94 11.99	4.0	2.9	91.7 92.5	～0.82	316SS(CW20%) D9
RBCB-V5	13.21	12.29 12.34	2.5	0.7	90.63 91.36	～1.90	316SS(CW20%)
EBTB	12.85	11.94 12.01	4.0	9.0	94.50	～3.08	316SS(CW20%)

表 2.2.2.2　振動充填燃料採用による炉心・燃料仕様への影響

項目	大型 MOX 燃料コンパクト型炉心（導入期炉心）	
	基準炉心 (ペレット燃料)	線出力 390W/cm 炉心 (RIAR 型ﾊﾞｲﾊﾟｯｸ燃料)
炉心高さ	80 cm	←
軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ(上部/下部)	30/40 cm	←
炉心燃料集合体数	594 体	648 体
径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料集合体	198 体	228 体
制御棒本数	55 本 (主炉系 40 本 / 後備炉系 15 本)	←
炉心等価直径	490 cm	486 cm
被覆管外径	8.8mm	8.3 mm
被覆管肉厚	0.52 mm	0.49 mm
燃料ピン本数	271 本 (ABLE 型燃料ﾋﾟﾝ 37 本含む)	←
ワイヤ径	1.27 mm	1.25 mm
ラッパ管外対面間距離	179.2 mm	170.5 mm
ラッパ管肉厚	5.0 mm	←
集合体間ギャップ	4.0 mm	←
集合体配列ピッチ	183.2 mm	174.5 mm
燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 90 / 90 %TD	82 / 82 / 85 %TD
体積比　燃料	44.1 %	43.2 %
構造材	24.2 %	24.5 %
冷却材	31.7 %	32.3 %

表 2.2.2.3　振動充填燃料採用による炉心特性への影響

項目	大型 MOX 燃料コンパクト型炉心（導入期炉心）	
	基準炉心 (ペレット燃料)	線出力 390W/cm 炉心 (RIAR 型ﾊﾞｲﾊﾟｯｸ燃料)
Pu 富化度[*1]（内側/外側）	21.5 / 24.1 wt%	22.1 / 24.5 wt%
燃焼反応度	3.2 %Δk/kk'	3.5 %Δk/kk'
運転サイクル長さ	18 ヶ月（548 日）	←
燃料交換バッチ数	4	←
増殖比（全体）	1.16	1.13
(炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.74 / 0.30 / 0.12	0.72 / 0.29 / 0.12
最大線出力（内側/外側）	420 / 419 W/cm	380 / 383 W/cm
取出平均燃焼度	148 GWd/t	154 GWd/t
最大高速中性子照射量[*2]	4.6×10^{23} n/cm^2	4.8×10^{23} n/cm^2
ボイド反応度[*3]	5.8$[*4]	5.9 $[*4]
ドップラー係数[Tdk/dT][*3]	-4.7×10^{-3}	-4.7×10^{-3}
初装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	47.4 / 40.0 / 37.5 t	46.0 / 35.4 / 37.2 t

*1：Pu/HM
*2：E > 0.1 MeV
*3：集合体内非均質効果考慮
*4：実効遅発中性子割合 0.00341

表 2.2.2.4　ODS 代替被覆材の特性・開発見通し

		PNC-FMS 鋼		高 Ni 系材料（国産材）		改良ｵｰｽﾃﾅｲﾄ鋼（PNC1520 鋼）	
材料特性・適用条件	高温強度	△	・高温強度は PNC1520 鋼に比べ劣る ・630℃以上で脱炭による強度低下が大きい	◎	・高温強度は PNC1520 鋼より優れる	○	・ｵｰｽﾃﾅｲﾄ鋼(PNC316、D9(米国)、1515Ti(仏国)等)の中でクリープ破断強度は最も優れている
	照射安定性(スエリング等)	○	・170dpa までの実績あり ・HT-9 鋼(米国ﾌｪﾗｲﾄ鋼)では約 200dpa の実績あり	○～△	・炭窒化物析出強度型：現状不明 ・γ’/γ’’弱析出型：同様の PE16 鋼(英国高 Ni 鋼)で優れた照射安定性を示す(150dpa の実績)	△	・120dpa までの実績あり(最大でも～150dpa が限界と推定される)
	照射脆化	○	・400℃以下で延性低下(照射硬化) ・30dpa で一様伸び 1%以上を確保	△	・500℃以上の高温で脆化が懸念	◎	・450℃程度以下で延性低下(照射硬化) ・一様伸び 1%前後を確保
	MOX 燃料との共存性	○	・共存性良好	○	・共存性良好	○	・共存性良好
	金属燃料との共存性	○	・FCCI は ODS 鋼と同等レベルと推定	△	・Ni 添加材は液相形成温度低下の傾向がある	△	・Ni 添加材は液相形成温度低下の傾向がある
	冷却材(Na)との共存性(腐食減肉)	○	・ﾌｪﾗｲﾄ鋼特有の脱炭、Ni 侵入が生じるが、腐食量はｵｰｽﾃﾅｲﾄ鋼(PNC1520 鋼)より小さい	△	・Ni の Na 中への選択溶出が認められ、腐食量は PNC1520 鋼より大きい	△	・共存性は良好であるが、腐食量はﾌｪﾗｲﾄ鋼(PNC-FMS 鋼)より大きい。
	製造加工性、溶接、コスト	◎	・既存技術で対応可能。現状コストは PNC316 鋼より若干高いが大量製造により克服可能	○	・炭窒化物析出強度型：既存技術で可 ・γ’/γ’’弱析出型：熱間鍛造時の割れ発生防止が課題	◎	・既存技術で対応可能。「常陽」MK-IIIの運転燃料としての実績がある。
	適用可能な照射量	○	・照射量：～250dpa(可能性あり)	○～△	・照射量：現状不明	△	・照射量：～150dpa
	適用可能な温度	△	・温度：～630-650℃程度	○	・温度：～700℃程度	○	・温度：～700℃程度
設備への影響	プラントシステムへの影響	△	・炉心出口温度が 510℃程度(被覆管温度 650℃に対応)に制限され、熱効率が低下(約 2%)、SG 伝面増大(約 50%)が懸念される。	○	・影響なし	○	・影響なし
	燃料取扱設備への影響	△	・過渡/事故時の温度制限低下が懸念	○～△	・燃焼度低下により取扱量増大の可能性あり	△	・照射量の制限が律速となり燃焼度が制限される。燃焼度の低下により、取扱量の増大が懸念される。
開発見通し	開発実績	◎	・材料強度基準(案)策定。材料照射、燃料ピン照射実施中。EBR-Ⅱで過渡過出力試験実施済み。	△	・炭窒化物析出強度型：被覆管試作 ・γ’/γ’’弱析出型：板材試作まで	◎	・材料強度基準(案)策定。「常陽」MK-III運転燃料に使用され十分な実績がある。120dpa の集合体照射の実績がある。
	実用化課題、難易度	◎	・高照射データ取得、照射実績の蓄積が課題であるが、HT-9 鋼(米国ﾌｪﾗｲﾄ鋼)の実績から判断して、目標燃焼度の達成見込みあり。	△	・ｵｰｽﾃﾅｲﾄ鋼特有のスエリングと照射脆化の防止対策が最大の課題であり、かなりの困難が予想される。	◎	・FFTF で実績のある 120dpa の範囲では、すでに実用化ﾚﾍﾞﾙにある。 ・150dpa 達成のためには照射試験が必要
	適合性判断までの期間、実用化レベル到達期間・費用	◎	・2015 年頃までに集合体照射でピーク燃焼度 250GWd/t を達成して、最終的に適合性を判断する	△	・試作段階での照射試験による確認と材料設計へのフィードバックが必要 ・開発は～2020 年頃(推定)	◎	・150dpa 達成のための追加照射試験が必要 ・開発は～2015 年頃(推定)

◎：ODS 鋼より優れる　○：ODS 鋼と同程度　△：ODS 鋼より劣る

表 2.2.2.5　グリッドスペーサとワイヤスペーサの特徴の比較

	グリッドスペーサ	ワイヤスペーサ
長所	・構造材体積比を低減できる。 ・工学的安全係数・周辺流れ効果を低減でき、炉心出口温度の高温化が可能である。 ・バンドル圧力損失について低減の可能性を有する（ただし、要求されるグリッド段数、グリッドの構造に依存する)。	・製造が容易であり、製造コストが安い。 ・多くの製造・照射実績を有している。 ・運転時の機械振動の影響が小さい。
短所	・製造が困難であり、製造コストが高い。 ・製造・照射実績がワイヤスペーサと比較し少ない。	・構造材体積比が増加する傾向にある。 ・工学的安全係数・周辺流れ効果が大きくなる傾向にある。

表 2.2.2.6　Zr-H 遮へい体温度評価結果

	項目	7 ピン集合体	19 ピン集合体	37 ピン集合体
核熱評価	Zr 最大発熱量	1.22 W/cm^3	1.22 W/cm^3	1.22 W/cm^3
	SUS 最大発熱量	1.5 W/cm^3	1.5 W/cm^3	1.5 W/cm^3
	Na 最大発熱量	0.13 W/cm^3	0.13 W/cm^3	0.13 W/cm^3
	最大線出力	38.4 W/cm	15.0 W/cm	8.1 W/cm
流量条件	冷却材集合体流量	0.803 kg/s	0.803 kg/s	0.803 kg/s
温度評価	冷却材温度	424.6 ℃	422.1 ℃	421.9 ℃
	被覆管温度（外面） （内面）	425.9 ℃ 426.9 ℃	422.8 ℃ 423.5 ℃	422.3 ℃ 422.8 ℃
	Zr ペレット温度（表面） （中心）	427.5 ℃ 441.4 ℃	423.6 ℃ 428.7 ℃	422.8 ℃ 425.5 ℃

表 2.2.2.7　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒仕様

項　目			単 位	主炉停止系制御棒			後備炉停止系制御棒		
				現行設計仕様	長寿命化仕様		現行設計仕様	長寿命化仕様	
					均質	軸非均質		均質	軸非均質
B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ	外　径		mm	24.8	23.8	24.8	24.8	23.8	24.8
	理論密度比		%	95.0	←	←	95.0	←	←
	^{10}B濃縮度（低濃縮度領域）		wt%	80	90	90 (20)	80	90	90 (20)
被覆管	外　径		mm	31.96	←	←	30.93	←	←
	内　径		mm	30.56	←	←	29.53	←	←
	肉　厚		mm	0.70	←	←	0.70	←	←
ｼｭﾗｳﾄﾞ管	外側ｼｭﾗｳﾄﾞ	外径	mm	26.2	25.2	26.2	26.2	25.2	26.2
		内径	mm	25.6	24.6	25.6	25.6	24.6	25.6
	内側ｼｭﾗｳﾄﾞ	外径	mm	25.5	24.5	25.5	25.5	24.5	25.5
		内径	mm	24.9	23.9	24.9	24.9	23.9	24.9
制御要素	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄｽﾀｯｸ長（低濃縮度領域）		mm	1000	←	1000 (100)	1000	←	1000 (100)
	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管間有効ｷﾞｬｯﾌﾟ[直径]		mm	4.6	5.6	4.6	3.5	4.5	3.5
保護管	外径		mm	167.8	←	←	162.8	←	←
	内径		mm	161.8	←	←	156.8	←	←
案内管	外径		mm	182.8	←	←	182.8	←	←
	内径		mm	172.8	←	←	172.8	←	←
集合体	制御要素本数		-	19	←	←	19	←	←
	^{10}B装荷量 *		kg/体	12.6	←	←	12.6	←	←
	体積比	B_4C	%	30.6	28.2	30.6	30.6	28.2	30.6
		構造材	%	21.9	21.8	21.9	21.6	21.5	21.6
		冷却材	%	47.5	50.0	47.5	47.8	50.3	47.8
	集合体配列ﾋﾟｯﾁ		mm	186.1	←	←	186.1	←	←

* 中型MOX高内部転換型炉心必要^{10}B装荷量[核設計値] ＝ 12.6 kg/体

表 2.2.2.8　中型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒 ACMI (吸収材ﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管相互作用) 概略評価結果

項　　目		現行設計仕様		長寿命化仕様					
				均質(^{10}B濃縮度90wt%)			軸非均質(^{10}B濃縮度90/20wt%)		
制御棒寿命(ヶ月)		26 [1ｻｲｸﾙ]	52 [2ｻｲｸﾙ]	26 [1ｻｲｸﾙ]	52 [2ｻｲｸﾙ]	78 [3ｻｲｸﾙ]	26 [1ｻｲｸﾙ]	52 [2ｻｲｸﾙ]	78 [3ｻｲｸﾙ]
主炉停止系制御棒	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度 (cap/cc)	1.80E+22	3.60E+22	1.89E+22	3.79E+22	5.68E+22	1.16E+22	2.33E+22	3.49E+22
	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管間有効ｷﾞｬｯﾌﾟ[寿命末期] *1 (mm)	1.75	−0.67	2.75	0.31	−2.15	2.61	1.05	−0.53
	設計成立見通し *2	○	×	○	○	×	○	○	×
後備炉停止系制御棒	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度 (cap/cc)	1.05E+22	2.09E+22	1.10E+22	2.20E+22	3.30E+22	6.76E+21	1.35E+22	2.03E+22
	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管間有効ｷﾞｬｯﾌﾟ[寿命末期] *1 (mm)	1.74	0.33	2.74	1.32	−0.11	2.24	1.32	0.42
	設計成立見通し *2	○	○	○	○	×	○	○	○

*1 燃交時(200℃)、直径ｷﾞｬｯﾌﾟ

*2 ○：成立　；　×：不成立(長寿命化方策が必要)

表 2.2.2.9　グリッドスペーサ採用による工安係数への影響

処理方法	項目	グリッドスペーサ			ワイヤスペーサ		
		ΔT_{Na}	ΔT_{Film}	ΔT_{Clad}	ΔT_{Na}	ΔT_{Film}	ΔT_{Clad}
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力較正誤差		1.02	1.02		1.02	1.02
	流路変形効果	1.02			1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05			1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02			1.02		
	ワイヤコンタクト効果					2.00	
統計項	炉内流量配分誤差	1.03			1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.03	1.04	1.05	1.03	1.04	1.05
	ペレット偏心効果		1.16	1.20		1.16	1.20

表 2.2.2.10　金属燃料の照射実績（IFR プログラム、定常照射）

集合体番号	X419,X420,X421	X423	X425	X430	X441	X447	X431/432	XY-24,XY-27	X482,X482A,B	IFR-1	MFF-1～6
照射炉	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	EBR-Ⅱ	FFTF	FFTF
燃料組成 (wt%)	U-0,8,19Pu-10Zr	U-0,3,8,19, 22,26Pu-10Zr	U-0,8,19Pu-10Zr	U-0,19,22,26 Pu-10Zr	U-19Pu-6,10,14Zr	U-10Zr	U-2,6,10Zr	U-8,19Pu-10Zr	U-0,19Pu-10Zr	U-0,8,19Pu-10Zr	U-10Zr
燃料スラグ長 (mm)	343	343	343	343	343	343	343	343	343	914	914
燃料スラグ径 (mm)	4.32	5.66	4.32	5.71	4.22,4.37,4.67	4.37	7.95	4.32	4.37	4.98	4.98
被覆管材	D9	316SS	HT-9	HT-9	HT-9	HT-9	HT-9	316SS	D9,HT-9	D9	HT-9
被覆管外径 (mm)	5.84	7.37	5.84	7.37	5.84	5.84	9.4	5.84	5.84	6.86	6.86
被覆管肉厚 (mm)	0.381	0.406	0.381	0.406	0.381	0.381	0.38,0.51	—	—	0.56	0.56
スミア密度 (%TD)	72	74	72	75	70,75,85	75	85,90	—	—	75	75
最大線出力 (W/cm)	～475	～413	～400	～500	～510	～330	394	—	—	～492	430～591
被覆管最高温度 (℃)	～580	～520	～590	～590	～600	～660	600	—	—	～600	577～649
到達ピーク燃焼度 (at%)	～18.4	～5	～19.6	～12	～11	～9.5	1.78	～7.6,～6.6	～10,～12.2	～10.0	14.3

表 2.2.2.11　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御棒仕様

項　目			単位	主炉停止系制御棒			後備炉停止系制御棒		
				^{10}B濃縮度均質		^{10}B濃縮度軸非均質	^{10}B濃縮度均質		^{10}B濃縮度軸非均質
				80wt%	90wt%		80wt%	90wt%	
B_4Cペレット	外　径		mm	24.6	23.6	24.8	24.6	23.6	24.8
	理論密度比		%	95.0	95.0	95.0	95.0	95.0	95.0
	^{10}B濃縮度（低濃縮度領域）		wt%	80	90	90 (20)	80	90	90 (20)
被覆管	外　径		mm	31.96	31.96	31.96	30.93	30.93	30.93
	内　径		mm	30.56	30.56	30.56	29.53	29.53	29.53
	肉　厚		mm	0.70	0.70	0.70	0.70	0.70	0.70
シュラウド管	外側シュラウド	外径	mm	26.2	26.2	26.2	26.2	26.2	26.2
		内径	mm	25.6	25.6	25.6	25.6	25.6	25.6
	内側シュラウド	外径	mm	25.5	25.5	25.5	25.5	25.5	25.5
		内径	mm	24.9	24.9	24.9	24.9	24.9	24.9
制御要素	B_4Cペレットスタック長（低濃縮度領域）		mm	800	800	800 (100)	800	800	800 (100)
	B_4Cペレット−被覆管間有効ギャップ[直径]		mm	4.8	5.8	4.6	3.7	4.7	3.5
保護管	外径		mm	167.8	167.8	167.8	162.8	162.8	162.8
	内径		mm	161.8	161.8	161.8	156.8	156.8	156.8
案内管	外径		mm	182.8	182.8	182.8	182.8	182.8	182.8
	内径		mm	172.8	172.8	172.8	172.8	172.8	172.8
集合体	制御要素本数		−	19	19	19	19	19	19
	^{10}B装荷量 *		kg/体	9.9	9.9	9.9	9.9	9.9	9.9
	体積比	B_4C	%	30.1	27.7	30.6	30.1	27.7	30.6
		構造材	%	22.0	22.0	22.0	21.7	21.7	21.7
		冷却材	%	47.9	50.3	47.4	48.2	50.6	47.7
	集合体配列ピッチ		mm	186.0	186.0	186.0	186.0	186.0	186.0

* 大型金属燃料コンパクト型炉心必要^{10}B装荷量[核設計値] ＝ 9.9 kg/体

表 2.2.2.12　大型金属燃料コンパクト型炉心の制御棒 ACMI (吸収材ﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管相互作用) 概略評価結果

項　　目		^{10}B均質制御棒				^{10}B軸非均質制御棒 (^{10}B濃縮度90/20wt%)		
		^{10}B濃縮度80wt%		^{10}B濃縮度90wt%				
制御棒寿命 (ヶ月)		20 [1ｻｲｸﾙ]	40 [2ｻｲｸﾙ]	20 [1ｻｲｸﾙ]	40 [2ｻｲｸﾙ]	20 [1ｻｲｸﾙ]	40 [2ｻｲｸﾙ]	60 [3ｻｲｸﾙ]
主炉停止系制御棒	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度 (cap/cc)	2.11E+22	4.22E+22	2.22E+22	4.44E+22	2.33E+22	3.49E+22	0.00E+00
	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管間有効ｷﾞｬｯﾌﾟ [寿命末期] *1 (mm)	1.56	−1.26	2.55	−0.29	2.34	0.50	−1.33
	設計成立見通し *2	○	×	○	×	○	○	×
後備炉停止系制御棒	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度 (cap/cc)	1.98E+22	3.97E+22	2.09E+22	4.17E+22	1.28E+22	2.56E+22	3.85E+22
	B_4Cﾍﾟﾚｯﾄ-被覆管間有効ｷﾞｬｯﾌﾟ [寿命末期] *1 (mm)	0.70	−1.96	1.69	−0.98	1.42	−0.31	−2.04
	設計成立見通し *2	○	×	○	×	○	×	×

*1 燃交時(200℃)、直径ｷﾞｬｯﾌﾟ

*2 ○ : 成立　;　× : 不成立(長寿命化方策が必要)

表 2.2.2.13　高出口温度型金属燃料炉心（Zr 含有率 2 領域型）の流量配分結果

炉心領域	領域番号	集合体数	燃料要素 最大出力	集合体 最大出力	集合体流量	必要 領域流量	被覆管 最高温度	バンドル部 圧力損失
			[kW]	[MW]	[kg/s]	[kg/s]	[℃]	[MPa]
内側炉心	1	111	20.8	5.64	24.7	2741.7	657	0.19
	2	48	19.4	5.27	23.4	1123.2	658	0.17
外側炉心	3	36	22.0	5.95	26.6	957.6	658	0.22
	4	36	20.1	5.46	24.8	892.8	659	0.19
	5	42	18.0	4.89	22.6	949.2	659	0.16
	6	21	15.9	4.31	20.5	430.5	659	0.14
	7	39	14.1	3.81	18.5	721.5	659	0.11
	8	15	12.4	3.35	16.9	253.5	659	0.10
	9	33	10.5	2.85	14.9	491.7	659	0.08
	10	12	9.0	2.43	13.1	157.2	658	0.06
合計(最大値)	ー	393	(22.0)	1907.7	(26.6)	8718.9	(659)	(0.22)

炉心流量*1 [kg/s]	8719.7
余剰流量 [kg/s]	+0.8 (+0.0%)

*1: 1次系流量の内、96%を燃料集合体冷却用に配分

表 2.2.2.14
12Cr 系鋼の縦弾性係数

Temperature (℃)	E (N/mm^2)
R.T.	214,000
75	212,000
100	211,000
150	208,000
200	205,000
225	203,000
250	202,000
275	200,000
300	198,000
325	196,000
350	194,000
375	192,000
400	190,000
425	187,000
450	185,000
475	183,000
500	180,000
525	177,000
550	174,000
575	171,000
600	168,000
625	165,000
650	161,000

表 2.2.2.15
12Cr 系鋼の熱膨張係数

Temperature (℃)	α_A ($\times 10^{-6}$)	α_B ($\times 10^{-6}$)
R.T.	9.92	9.80
75	10.52	10.27
100	10.76	10.45
150	11.22	10.74
200	11.62	10.97
225	11.81	11.08
250	11.99	11.17
275	12.15	11.26
300	12.31	11.34
325	12.45	11.42
350	12.59	11.50
375	12.73	11.57
400	12.85	11.65
425	12.97	11.73
450	13.09	11.80
475	13.20	11.88
500	13.31	11.96
525	13.41	12.04
550	13.51	12.11
575	13.61	12.19
600	13.71	12.26
625	13.81	12.32
650	13.91	12.38

表 2.2.2.16
12Cr 系鋼の熱伝導率および比熱

Temperature (℃)	λ (W/m･K)	C (J/kg･K)
R.T.	23.64	0.450
75	24.67	0.474
100	25.06	0.485
150	25.73	0.507
200	26.30	0.530
225	26.56	0.541
250	26.81	0.553
275	27.06	0.565
300	27.30	0.577
325	27.54	0.590
350	27.78	0.604
375	28.01	0.618
400	28.24	0.634
425	28.46	0.650
450	28.67	0.669
475	28.87	0.688
500	29.04	0.710
525	29.19	0.734
550	29.31	0.761
575	29.38	0.791
600	29.41	0.824
625	29.37	0.860
650	29.26	0.900

α_A：瞬時熱膨張係数
α_B：室温からその温度までの平均熱膨張係数

表 2.2.2.17　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比（水平）

周期（s）		0.02	0.10	0.20	0.30	0.80	2.00	5.00
M7.1 想定 ／ ﾚﾌｧﾚﾝｽ S2	Vs1500	1.58	1.54	1.13	0.97	1.42	1.29	1.30
	Vs1000	1.58	1.56	1.24	1.12	1.78	1.78	1.82
	Vs700	1.58	1.58	1.34	1.26	2.16	2.37	2.45

表 2.2.2.18　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比（上下）

周期（s）		0.02	0.10	0.30	0.80	2.00	5.00
M7.1 想定 ／ ﾚﾌｧﾚﾝｽ S_2	Vp=3400 (Vs1500)	1.97	1.82	1.20	1.24	0.94	0.75
	Vp=2400 (Vs1000)	2.03	2.03	1.51	1.75	1.38	1.09
	Vp=1800 (Vs700)	2.12	2.22	1.83	2.31	1.89	1.49

表 2.2.2.19　1 次系配管の LBB 成立性評価結果*

評価部位 / 評価項目	1 次系ホットレグ		1 次系コールドレグ				
	Yﾋﾟｰｽ部	エルボ	Yﾋﾟｰｽ部	RV 側エルボ	中間部エルボ	ＩＨＸ側エルボ	ＩＨＸ側管台
検出可能長さ Cd	27.0	55.6	34.9	36.0	24.9	24.9	26.1
安定限界き裂長さ Ccr	125.0	370.5	184.5	243.4	202.9	199.0	111.7
安全裕度 Ccr/Cd	4.6	6.7	5.3	6.8	8.1	8.0	4.3
LBB 成立性 Ccr/Cd >1.4 の場合○	○	○	○	○	○	○	○

＊　評価対象プラント：アドバンストループ炉／500MWe 級／H13 年度設計

＊　材料特性：　HCM12A 鋼／未時効・~~時効~~／母材・~~溶金~~・~~HAZ~~

表 2.2.2.20　解析に用いた各種非弾性モデル

解析ケース	構成則（応力ひずみ式）	保守性の順位	
		応力	ひずみ
A	移動硬化則(動的式) αリセット*無し	1	4
B	移動硬化則(動的式) αリセット*有り	2	3
C	移動硬化則(単調式) αリセット*有り	3	2
D	弾完全塑性	4	1
E	電中研モデル	高精度な解析を指向	
F	大野－王モデル		

表 2.2.2.21　皿形及び球形下部鏡構造の Bree ラチェットの比較

	皿形	半球形 (推定値)	備考
Pm(MPa)	47.2	23.6	
Sn(MPa)	456.9	同左	・ 手動トリップ－主蒸気管破損 ・ 系統熱過渡解析＋多直線化法によるナトリウム熱過渡
Sy(MPa)	123	同左	400℃の値
E(MPa)	169000	同左	400℃の値
X	0.384	0.192	
Y	3.71	同左	
Z	1.42	0.712	
εmR	0.0303	0	99 回
基準値	0.01	0.01	
判定	不合格	合格	

表 2.2.2.22　炉心支持構造の Bree ラチェットの比較

設計の違い 評価項目	設計１	設計２	備考
ナトリウム熱過渡の評価法	系統熱過渡解析＋多直線化法	３次元熱流動解析	
１次応力　MPa	59.3	69.3	１次応力の違いは微小な設計変更による
熱過渡応力 MPa	542.9	222.4	手動トリップ－主蒸気管破損
X1　(高温側／低温側)	0.499/0.467	0.564/0.550	
Y1　(高温側／低温側)	4.570/4.271	1.811/1.764	
Z　(高温側／低温側)	2.281/1.993	1.035/1.000	
膜ひずみ／負荷サイクル	1.701E-03	2.520E-05	
累積膜ひずみ	16.8%	0.2%	負荷サイクル数：99

表 2.2.2.23　原子炉構造(大型炉) 強地震条件における上下応答解析結果

項　　目	発生値
①炉心支持板の上下応答加速度	29.75m／s^2
②炉心支持板中心の上下応答変位	11.27mm
③炉心支持板の端部の上下応答変位	6.74mm
④炉心支持板の面外変形量（③―②）	4.53mm
燃料のコンパクションに伴う反応度投入量（10￠／mm×④）	45￠
制御棒引抜きによる反応度投入量（5.8￠／mm×②）	65￠

表 2.2.2.24　原子炉構造(大型炉) 強地震条件における耐震成立性評価（上下免震無し）

項　　目	発生値	制限値
炉心支持板中心の上下応答加速度	29.75m／s^2	32m／s^2
反応度投入量	110￠	1＄(100￠)
原子炉容器の座屈	1.13	1.50

表 2.2.2.25　原子炉構造(大型炉) 強地震条件における耐震成立性評価（厚肉積層ゴム式上下免震装置適用時）

項　　目	発生値	制限値
炉心支持板中心の上下応答加速度	6.55m／s^2	32m／s^2
反応度投入量	24￠	1＄(100￠)
原子炉容器の座屈	3.37	1.50

表 2.2.2.26　DHX 容器(大型炉)の座屈評価

項　　目		応力値
座 屈 限 界	塑性曲げ座屈応力	130.26MPa
	塑性せん断座屈応力	70.03MPa
	塑性軸圧縮座屈応力	102.96MPa
発 生 応 力	水平動による曲げ応力	36.39MPa
	水平動によるせん断応力	2.40MPa
	上下動による軸方向応力	8.80MPa
	自重による応力	3.60MPa
座 屈 評 価	座屈限界／発生値	3.03
	必要安全率	1.5
	評　価	成　立

表 2.2.2.27　コールドトラップ容器（大型炉）の座屈評価

項　　目		応力値
座 屈 限 界	塑性曲げ座屈応力	130.33MPa
	塑性せん断座屈応力	70.19MPa
	塑性軸圧縮座屈応力	103.01MPa
発 生 応 力	水平動による曲げ応力	31.10MPa
	水平動によるせん断応力	1.63MPa
	上下動による軸方向応力	2.30MPa
	自重による応力	2.40MPa
座 屈 評 価	座屈限界／発生値	3.6
	必要安全率	1.5
	評　価	成　立

表 2.2.2.28　スカート付根Ｙピース部の健全性評価結果（大型炉）

評価断面	①		②		③		④	
	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面
最大応力強さ範囲 Ｓｎ／Ｓｐ（MPa）	421.40 539.98	397.88 366.91	412.68 496.17	398.47 382.59	496.08 488.24	368.19 446.29	488.92 468.54	381.22 500.19
クリープ損傷 Ｄｃ	0.506	0.300	0.300	0.300	0.301	0.300	0.301	0.348
疲労損傷 Ｄｆ	0.104	0.008	0.044	0.010	0.035	0.024	0.029	0.045
Ｄｆ＋Ｄｃ	0.610	0.308	0.344	0.310	0.336	0.324	0.331	0.393
Ｄ	0.814	0.965	0.853	0.958	0.878	0.911	0.894	0.867
判定	○	○	○	○	○	○	○	○

表 2.2.2.29　ＩＨＸ入口ノズル及びＨＬ配管の応力評価結果

(単位：MPa)

事　象	デッキ据付部		Yﾋﾟｰｽ(支持管側)		Yﾋﾟｰｽ(配管側)		エルボ		ノズル(配管側)		ノズル(IHX 側)	
	膜＋曲げ	膜	膜＋曲げ	膜	膜＋曲げ	膜	膜＋曲げ	膜	膜＋曲げ	膜	膜＋曲げ	膜
低温停止	12.1	9.2	91.8	58.4	82.6	59.8	108.8	72.1	53.2	32.3	50.5	23.4
起動終了	27.6	22.5	218.6	140.1	202.0	144.7	169.5	83.1	94.6	60.7	90.7	45.1
定格運転	45.5	23.8	216.2	138.7	199.0	143.1	145.9	72.9	139.0	84.5	135.6	61.1
停止終了	23.7	13.3	88.7	56.4	79.2	57.5	108.8	72.1	121.7	68.4	118.2	47.7
トリップ	47.6	25.8	123.8	78.3	116.3	82.2	108.8	72.1	264.3	154.6	276.4	113.7

制限条件：
○管台部　：発生応力≦250MPa
○エルボ　：[膜＋曲げ]応力強さレンジ≦390MPa
○ノズル部：定格出力時の［膜］応力強さ≦90MPa
　　[膜＋曲げ]応力強さレンジ≦333MPa

表 2.2.2.30　ＩＨＸ伝熱管応答解析結果（大型炉）

		羽根車アンバランス力		流体励振力	
		応答変位 (μm)	応答加速度 (mm/s²)	応答変位 (μm)	応答加速度 (mm/s²)
伝熱管	上部管板	4.0	15	2.0	18
	１本管	65	218	0.3	29
	下部管板	9.0	29	0.2	19

表 2.2.2.31　ＩＨＸ伝熱管磨耗量評価結果（大型炉）

項目	評価値／物性値
ｱﾝﾊﾞﾗﾝｽ励振力によるﾜｰｸﾚｰﾄ（Nmm/s）	0.0794
流体励振力によるﾜｰｸﾚｰﾄ（Nmm/s）	0.010
管外流れによるﾜｰｸﾚｰﾄ（Nmm/s）	1.00
ﾜｰｸﾚｰﾄの合計（Nmm/s）	1.0804
運転時間	60 年×0.92
比摩耗量（2.25Cr-1Mo）（m³/Nm）	2.13×10^{-14}（物性値）
摩耗体積（mm³）＝ﾜｰｸﾚｰﾄ×比摩耗量×運転時間	40.10
摩耗深さ（mm）　摩耗体積から換算	0.142
伝熱管肉厚余裕（mm）	0.255（＞0.142）

表 2.2.2.32　ポンプ組込型ＩＨＸ固有値解析結果及び
ポンプ回転数との比較（中型モジュール炉）

ﾓｰﾄﾞ次数	共振回避領域 (rps)	固有振動数 (Hz)	振動モード／ポンプ運転モード
	1.48～2.22		低温停止時ポンプ回転数（15%）との共振回避領域 回避余裕率２割
1	起動初期に瞬時に通過	2.97	ケーシング＝フローシュラウド＋IHX/ポンプ隔壁逆相１次
2		3.95	ケーシングーフローシュラウド＋IHX/ポンプ隔壁同相１次
	3.99～4.89		起動初期ポンプ回転数（36%）との共振回避領域 回避余裕率１割
3	起動時に短時間共振	4.92	伝熱管群１次
4		9.85	管束部内シュラウド＋下部管板１次（伝熱管群下部振動）
	9.87～14.8		ポンプ定格回転数（100%）との共振回避領域 回避余裕率２割
5	定格回転数の1.2倍以上（剛設計）	14.83	本体胴＝外シュラウド逆相１次（伝熱管群下部振動）
6		15.00	伝熱管群２次
7		15.32	本体胴ー外シュラウド同相１次（本体胴１次）
8		16.16	フローシュラウド＝IHX/ポンプ隔壁逆相１次
9		18.63	ポンプ＋モータ軸１次（ポンプ側１次）
10		19.31	ポンプ＋モータ軸２次（モータ側１次）
11		30.86	伝熱管群３次
12		33.22	ポンプ＋モータ軸３次

○ポンプ定格回転数：12.33rps(=740rpm)
○振動モード説明での記号の意味
「ー」：振動が卓越する構造が同相に振動。　「＝」：繋いだ構造間の逆相モードが卓越。

表 2.2.2.33　熱膨張応力評価結果

（単位：MPa）

評価部位		大型炉	中型モジュール炉
ＨＬ配管	ＲＶデッキ据付部	７	１
	Ｙピース部	９９*	１０７*
	エルボ	１４６**	２０９**
	ＩＨＸノズル部	３	２４
ＣＬ配管	ＲＶデッキ据付部	５７*	６０
	Ｙピース部	１０	１２
	エルボ１	７４	１０６
	エルボ２	１５７	２４３
	エルボ３	１７０**	２６４**
	サポート部	１７	３１
	ＩＨＸノズル部	１７	８３*

*：管台部最大応力、**：エルボ部最大応力

熱膨張応力制限

・管台部　：Ｍ／Ｚ≦250MPa（ラチェット）

・エルボ部：C_2Ｍ／Ｚ≦390MPa（ラチェット、クリープ疲労）　C_2：応力係数

表 2.2.2.34　配管固有振動数評価結果

（単位：Hz）

評価項目		大型炉	中型モジュール炉
ＨＬ配管	上下支配モード	25.36	41.17
	水平支配モード	7.87	7.31
ＣＬ配管	上下支配モード	23.50	25.45
	水平支配モード	7.68	7.55

地震に関する制限条件

・上下　15Hz 以上（共振回避）

・水平　 7Hz 以上（共振回避、流力振動防止）

表 2.2.2.35　ナトリウム冷却炉の安全評価事象

No.	事象区分	事　象	炉	Na	被	他
1	過　渡	未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き	○			
2	過　渡	出力運転中の制御棒の異常な引抜き	○			
3	過　渡	制御棒落下	○			
4	過　渡	１次冷却材流量増大	○			
5	過　渡	１次冷却材流量減少	○			
6	過　渡	外部電源喪失	○			
7	過　渡	２次冷却材流量増大	○			
8	過　渡	２次冷却材流量減少	○			
9	過　渡	給水流量増大	○			
10	過　渡	給水流量喪失	○			
11	過　渡	負荷の喪失	○			
12	過　渡	蒸気発生器伝熱管小漏えい				○
1	事　故	未臨界からの制御棒急速引抜き	○			
2	事　故	出力運転中の制御棒急速引抜き	○			
3	事　故	気泡通過	○			
4	事　故	冷却材流路閉塞	○			
5	事　故	１次ポンプ軸固着	○			
6	事　故	２次ポンプ軸固着	○			
7	事　故	主給水ポンプ軸固着	○			
8	事　故	１次冷却系配管破損	○	○	○	
9	事　故	２次冷却材漏えい	○	○		
10	事　故	主給水管破断	○			
11	事　故	主蒸気管破断	○			
12	事　故	燃料取替取扱事故			○	
13	事　故	気体廃棄物処理設備の破損			○	
14	事　故	１次アルゴンガス漏えい			○	
15	事　故	蒸気発生器伝熱管破損				○

（注）解析評価項目　炉：炉心安全解析、Na：ナトリウム燃焼解析、被：被ばく評価、他：その他

表 2.2.2.36　ナトリウム冷却炉の安全性評価に適用する判断条件

燃料健全性		
	酸化物燃料	金属燃料
異常な過渡	燃料最高温度：２６５０℃以下 被覆管肉厚中心最高温度：８３０℃以下 冷却材最高温度：沸点以下 被覆管クリープ分数和：０．１以下	燃料最高温度：１０５０℃以下 被覆管内面最高温度：０．０５時間以内では７８０℃以下、それ以上の時間では６５０℃以下 冷却材最高温度：沸点以下 被覆管クリープ分数和：０．１以下
事故	燃料最高温度：２６５０℃以下 被覆管肉厚中心最高温度：９００℃以下 冷却材最高温度：沸点以下 被覆管クリープ分数和：０．３以下	燃料最高温度：１０５０℃以下 冷却材最高温度：９００℃以下 被覆管クリープ分数和：０．３以下

バウンダリ健全性	
異常な過渡	６００℃及び最高使用温度の 1.4 倍のいずれも超えないこと
事故	６５０℃及び最高使用温度の 1.6 倍のいずれも超えないこと

ひばく評価	
事故	実効線量５mSv 以下
立地評価 （仮想事故）	甲状腺（成人）に対して３Sv 以下 全身に対して　０．２５Sv 以下

表 2.2.2.37　ナトリウム冷却炉の主要安全解析条件（設計基準事象）

	単位	大型 MOX	大型金属	中型 MOX
熱出力	MW	3570	3900	1785
炉心出入口冷却材温度	℃	550 / 395	506 / 352	550 / 395
炉心冷却材流量	kg/s	1.83×10^{4}	1.80×10^{4}	9.08×10^{3}
評価対象燃料ピン （初期値）				
最大線出力	W/cm	430	530	425
被覆管最高温度	℃	700*	650**	700*
燃料最高温度	℃	2216	930	2185
反応度係数(EOEC)				
ドップラー係数	Tdk/dT	-4.34×10^{-3}	-3.49×10^{-3}	-4.50×10^{-3}
冷却材温度係数	Δk/kk’／℃	7.41×10^{-6}	1.21×10^{-5}	5.85×10^{-6}
被覆管温度係数	Δk/kk’／℃	2.83×10^{-6}	3.59×10^{-6}	1.98×10^{-6}
ラッパ管温度係数	Δk/kk’／℃	1.11×10^{-6}	1.30×10^{-6}	6.76×10^{-7}
実効遅発中性子割合	－	3.44×10^{-3}	3.61×10^{-3}	3.29×10^{-3}

*　：肉厚中心最高温度　**：内面最高温度

表 2.2.2.38　ナトリウム冷却炉の流量減少型事象（1 次ポンプ軸固着）の解析結果

		大型 MOX		大型金属		中型 MOX	
評価項目	判断基準（事故相当）	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
燃料最高温度	2650℃以下／1050℃以下（MOX／金属）	2227℃	○	986℃	○	2188℃	○
被覆管最高温度	900℃以下（MOX 肉厚中心）	861℃	○	-	-	887℃	○
被覆管 CDF	0.3 以下	(0.133)		0.0017	○	(0.269)	
冷却材最高温度	沸点以下／900℃以下（MOX／金属）	854℃	○	751℃	○	883℃	○

１次ポンプ回転数低（定格回転数の 80%）信号により主炉停止系制御棒を挿入。－は非該当項目。空欄は未評価項目。CDF 値の（　）内は、評価条件が異なる参考評価。

表 2.2.2.39　ナトリウム冷却炉の過出力型事象（制御棒誤引抜）の解析結果

			大型 MOX		大型金属		中型 MOX	
反応度挿入率	評価項目	判断基準（事故相当）	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
0.1￠/s（異常な過渡）	燃料最高温度	2650℃以下／1050℃以下（MOX／金属）	2608℃	○	1001℃	○	2568℃	○
	被覆管最高温度	830℃以下（MOX:肉厚中心） 780℃以下(3 分以内それ以上 650℃以下)（金属：内面）	787℃	○	695℃	○	776℃	○
	被覆管ＣＤＦ	0.1 以下			5.21×10^{-4}	○	2.72×10^{-2}	○
	冷却材最高温度	沸点以下／900℃以下（MOX／金属）	765℃	○	671℃	○	764℃	○
3￠/s（異常な過渡）	燃料最高温度	2650℃以下／1050℃以下（MOX／金属）	2308℃	○	1014℃	○	2235℃	○
	被覆管最高温度	830℃以下（MOX:肉厚中心） 780℃以下(3 分以内それ以上 650℃以下)（金属：内面）	732℃	○	698℃	○	713℃	○
	被覆管ＣＤＦ	0.1 以下			4.57×10^{-5}	○	8.45×10^{-6}	○
	冷却材最高温度	沸点以下／900℃以下（MOX／金属）	713℃	○	670℃	○	701℃	○
10￠/s（事故）	燃料最高温度	2650℃以下／1050℃以下（MOX／金属）	2297℃	○	1028℃	○	2232℃	○
	被覆管最高温度	900℃以下（MOX：肉厚中心）	733℃	○	－	－	712℃	○
	被覆管ＣＤＦ	0.3 以下			4.99×10^{-5}	○	6.53×10^{-6}	○
	冷却材最高温度	沸点以下／900℃以下（MOX／金属）	714℃	○	673℃	○	699℃	○

出力領域中性子束高（定格出力の 112%）信号により主炉停止系制御棒を挿入。－は非該当項目。空欄は未評価項目。CDF 値の（　）内は、評価条件が異なる参考評価。

表 2.2.2.40 ナトリウム冷却炉の自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価
主な評価条件

	単位	大型 MOX
熱出力	MW	3570
炉心出入口冷却材温度	℃	550 / 395
炉心冷却材流量	kg/s	1.83×10^{4}
評価対象燃料ピン（初期値）		
最大線出力	W/cm	423
被覆管肉厚中心最高温度	℃	607
燃料最高温度	℃	2014
反応度係数(EOEC)		
ドップラー係数	Tdk/dT	-5.2×10^{-3}
燃料温度係数	Δk/kk'／℃	-2.05×10^{-6}
冷却材温度係数	Δk/kk'／℃	6.44×10^{-6}
被覆管温度係数	Δk/kk'／℃	2.18×10^{-6}
ラッパ管温度係数	Δk/kk'／℃	0.85×10^{-6}
実効遅発中性子割合	－	3.44×10^{-3}

表 2.2.2.41　ナトリウム冷却炉の自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価結果

		UTOP	ULOF		ULOHS
評価条件	SASS 切り離し温度	680℃	680℃	655℃	680℃
評価結果	燃料最高温度 (または燃料溶融割合)	26%	2377℃	2314℃	2262℃
	冷却材最高温度	739℃	1008℃	949℃	727℃
	冷却材バウンダリ最高温度	634℃	632℃	619℃	666℃

ＳＡＳＳ感知合金までの冷却材輸送遅れ１秒と感知合金の温度応答遅れ１秒を考慮。

表 2.2.2.42　ナトリウム冷却炉の崩壊熱除去特性評価結果

			大型ＭＯＸ		大型金属		中型ＭＯＸ	
事象区分 II (異常な過渡)	想定条件	外部電源喪失	IRACS×2 + DRACS×1		IRACS×2 + DRACS×1		PRACS×2 + DRACS×1	
	評価項目	判断基準（事故相当）	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	被覆管最高温度	830℃以下（ＭＯＸ:肉厚中心） 780℃以下(3 分以内それ以上 650℃以下）（金属：内面）	766℃	○	676℃	○	718℃	○
	被覆管ＣＤＦ	0.1 以下	(0.001)		8.3×10^{-5}	○	(8.1×10^{-6})	
	1次系C/L最高温度	600℃以下 最高使用温度の 1.4 倍以下	511℃	○	474℃	○	519℃	○
	1次系H/L最高温度	同上	558℃	○	519℃	○	初期値未満	○
事象区分 III (事　故)	想定条件	外部電源喪失＋ダンパ 1 基開失敗	IRACS×1.5 + DRACS×1		IRACS×1.5 + DRACS×1		PRACS×1.5 + DRACS×1	
	評価項目	判断基準（事故相当）	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	被覆管最高温度	900℃以下（ＭＯＸ:肉厚中心）	766℃	○	-	-	718℃	○
	冷却材最高温度	900℃以下（金属）	-	-	676℃	○	-	-
	被覆管ＣＤＦ	0.3 以下	(0.001)		8.2×10^{-5}	○	(8.2×10^{-6})	
	1次系C/L最高温度	650℃以下 最高使用温度の 1.6 倍以下	511℃	○	474℃	○	519℃	○
	1次系H/L最高温度	同上	559℃	○	520℃	○	初期値未満	○
事象区分 IV (事　故)	想定条件	2 次系Ｎａ漏洩＋外電喪＋ダンパ 1 基開失敗	IRACS×0.5 + DRACS×1		IRACS×0.5 + DRACS×1		PRACS×0.5 + DRACS×1	
	評価項目	判断基準（事故相当）	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	被覆管最高温度	900℃以下（ＭＯＸ:肉厚中心）	898℃	○	-	-	739℃	○
	冷却材最高温度	900℃以下（金属）	-	-	850℃	○	-	-
	被覆管ＣＤＦ	0.4 以下	(13)		118	△	(9.3×10^{-4})	
	1次系C/L最高温度	650℃以下 最高使用温度の 1.6 倍以下	597℃	○	585℃	○	549℃	○
	1次系H/L最高温度	同上	610℃	○	592℃	○	583℃	○

[注]：－は非該当項目。空欄は未評価項目。CDF 値の（　）内は、評価条件が異なる参考評価。△は、本評価では判断基準を満足しないが評価精度向上等によって改善の余地あり。

表 2.2.2.43　ナトリウム冷却炉のひばく評価結果

			大型 MOX		大型金属		中型 MOX	
1次冷却系配管破損事故	主要解析条件		燃料破損率：１．０％（燃料ギャップへのＦＰ放出割合：全対象各種１００％）、外管漏洩率：２％／d、格納容器漏洩率：１％／d、先行軽水炉の平均的な気象データを想定					
	評価項目	判断基準	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	実効線量	５mSv 以下	6.7×10^{-4}mSv	○	6.4×10^{-4}mSv	○	3.3×10^{-4}mSv	○
1次アルゴンガス漏洩事故	主要解析条件		燃料破損率：１．０％（燃料ギャップへのＦＰ放出割合：全対象各種１００％）、隔離弁閉止までの２０秒間放出、格納容器漏洩率：１％／d、先行軽水炉の平均的な気象データを想定					
	評価項目	判断基準	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	実効線量	５mSv 以下	2.5×10^{-2}mSv	○	2.6×10^{-2}mSv	○	1.4×10^{-2}mSv	○
立地評価(仮想事故)	主要解析条件		格納容器内線源：希ガス１００％、よう素１０％（炉内存在量比）、格納容器漏洩率：１％／d、先行軽水炉の平均的な気象データを想定					
	評価項目	判断基準	解析結果	判定	解析結果	判定	解析結果	判定
	外部γ線による全身線量	０．２５Sv 以下	1.1×10^{-2}Sv	○	1.2×10^{-2}Sv	○	5.4×10^{-3}Sv	○
	成人甲状腺線量	３Sv 以下	4.0×10^{-1}Sv	○	4.6×10^{-1}Sv	○	2.0×10^{-1}Sv	○

* 今回の評価には、直接スカイシャイン線量は含まれていない。

表 2.2.2.44　単管 SG を採用した大型 Na 炉の PLOHS 発生頻度検討ケース一覧

<table>
<tr><td>検討
ケース</td><td>DRACS運転の要件</td><td>DRACSｴﾝｸﾛｰｼﾞｬ内漏洩</td><td>IRACSｴﾝｸﾛｰｼﾞｬ内漏洩</td><td>2次系ｴﾝｸﾛｰｼﾞｬ内漏洩</td><td>IRACS-DHX伝熱管破損</td></tr>
<tr><td colspan="6">原子炉停止後24時間以内における当該系統の冷却材循環機能へ与える影響</td></tr>
<tr><td>#01</td><td rowspan="5">１次系の循環が必要</td><td>喪失</td><td rowspan="2">喪失</td><td rowspan="2">喪失</td><td rowspan="2">喪失</td></tr>
<tr><td>#02</td><td rowspan="4">維持</td></tr>
<tr><td>#03</td><td rowspan="2">維持</td><td rowspan="2">維持</td></tr>
<tr><td>#04</td><td rowspan="2">維持</td></tr>
<tr><td>#05</td><td>維持</td></tr>
<tr><td>#06</td><td rowspan="5">１次系の循環は不要</td><td>喪失</td><td rowspan="2">喪失</td><td rowspan="2">喪失</td><td rowspan="2">喪失</td></tr>
<tr><td>#07</td><td rowspan="4">維持</td></tr>
<tr><td>#08</td><td rowspan="2">維持</td><td rowspan="2">維持</td></tr>
<tr><td>#09</td><td rowspan="2">維持</td></tr>
<tr><td>#10</td><td>維持</td></tr>
</table>

表 2.2.2.45　ナトリウム冷却炉の ULOF 起因過程主要解析条件と結果

		単位	大型 MOX	中型 MOX
主要解析条件	熱出力	MW	3570	1785
	炉心出入口冷却材温度	℃	550 / 395	550 / 395
	炉心平均燃料比出力	kW/kg-MOX	69	43
	炉心平均線出力	W/cm	277	247
	炉心高さ	cm	80	100
	燃料ピン径	mm	8.6	10.4
	ドップラー係数(EOEC)	Tdk/dT	-5.1×10^{-3}	-5.34×10^{-3}
	ボイド反応度(EOEC)	$	6.4	5.7
主要結果	到達最大全反応度	$	0.97	0.969
	到達最大炉出力	定格比	140	146
	過渡時最大炉心燃料平均温度	K	2877	2887

表 2.2.2.46　上部プレナム内機器の流力振動概略評価

部位	考慮している現象	概略評価結果
ＵＩＳ全体	切込み部からの噴出し流れ	同期振動は発生しないと予想。
	バッフル板切込み部を通過する流れ	同期振動は発生しないと予想。
	ＵＩＳ上部でＣＲＤＭ案内管を横切る流れ	計算上は同期振動を起こしうるが、全体的なランダム振動により抑制されると予想。
	ランダムな流体力を仮定した場合の付根部応力	保守側に荷重を仮定しても、付根部の曲げ応力は 1.6N/mm^2 と小さい。
ＵＩＳ内 小口径管	ＦＦＤＬサンプリング管を横切る流れ	同期振動回避の観点から、CIP（炉心計装取付板）～BP2（第２バッフル板）の間では、φ20mm とする。 BP2 より上ではバッフル板に這わせて引廻す。
	温度計装ウェルを横切る流れ	CIP～BP2 の間では、ＦＦＤＬサンプリング管と合流（二重管）させる。 BP2 より上ではφ21.7mm×ｔ3.2 のウェルを用いて引廻す。
	ＣＲＤＭ案内管を横切る流れ	案内管の剛性が高く問題なし。
ＦHM貫通孔 プラグ	横切る流れによる同期振動	同期振動は発生しないと予想。
	その他	切込み部の噴流を直接受ける下端部については、今後流動試験等で確認が必要。
ＤＰ	切込み上部（内側ＤＰ）の振動	面外方向は十分に剛であり、問題ないと予想。
	外側ＤＰの振動	強い噴流が衝突するような箇所はなく、大きな流体力は受けないと予想。 貫通部流れによる振動が懸念されるが、吊ロッドの設計を工夫して剛性を高めることで、振動現象を抑制できる見通し。

表 2.2.2.47　１次系配管仕様の比較

仕　様		大型炉 150 万 kWe 2ループ構成	中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉 75 万 kWe 2ループ構成	参考:実証炉 67 万 kWe 3ループ構成
HL 配管	口　径	50B (1270.0mm)	36B (914.4mm)	38B (965.2mm)
	板　厚	15.9 mm	15.9 mm	12.7 mm
	配管長	13.4 m	11.6 m	22.3 m
	平均流速	9.2 m/s	8.9 m/s	4.8 m/s
	平均 Re 数	4.2E+7	2.9E+7	1.7E+7
CL 配管	口　径	34B (863.6mm)	28B (711.2mm)	30B (762.0mm)
	板　厚	17.5 mm	17.5 mm	20.0 mm
	配管長	26.9 m	22.3 m	27.3 m
	平均流速	9.8 m/s	7.4 m/s	7.8 m/s
	平均 Re 数	2.5E+7	1.5E+7	1.7E+7

表 2.2.2.48　ＩＨＸ伝熱管の座屈評価

解析ケース	平均伝熱管温度	最高伝熱管温度	最大温度差(*1)	座屈評価(*2)
径方向一定	459.0 (℃)	462.5 (℃)	3.5 (℃)	○
径方向±１０%分布あり	458.7 (℃)	460.7 (℃)	2.0 (℃)	○
径方向±２０%分布あり	458.2 (℃)	460.7 (℃)	2.5 (℃)	○
周方向一定	461.1 (℃)	464.7 (℃)	3.6 (℃)	○
周方向±１０%分布あり	461.1 (℃)	476.6 (℃)	15.5 (℃)	○
周方向±２０%分布あり	460.0 (℃)	482.2 (℃)	22.2 (℃)	○

(*1) 平均温度との温度差

(*2) オイラーの座屈応力σ_k から座屈許容温度差を求めると許容温度差は約３８℃。
最大温度差が、許容温度差以下であれば○。

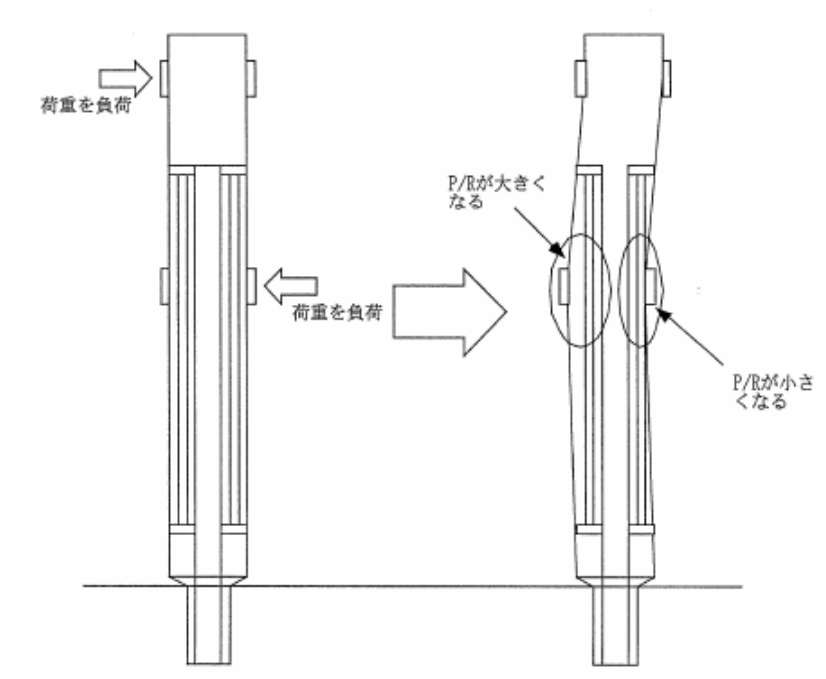


図 2.2.2.1　FAIDUS 型集合体の湾曲挙動

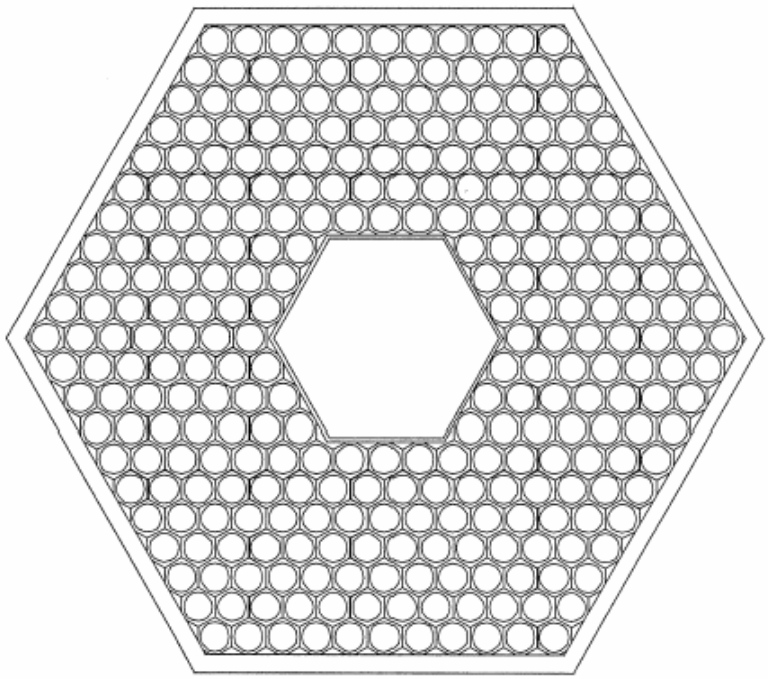
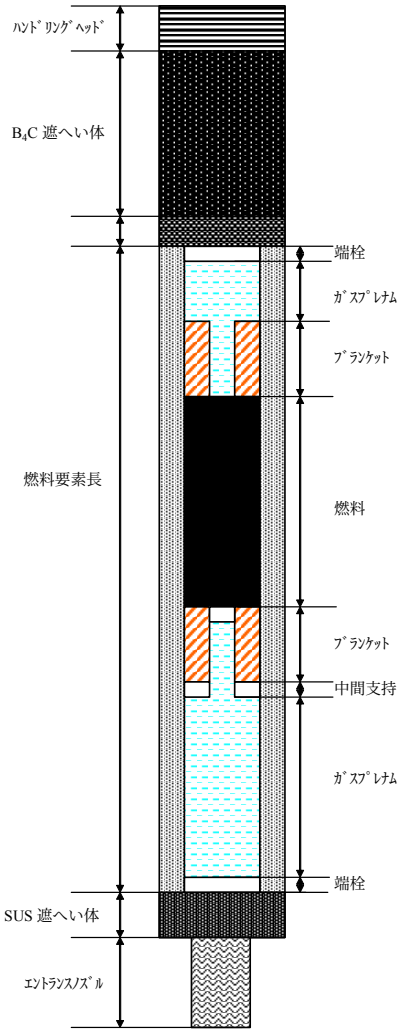


図 2.2.2.2　FAIDUS 型集合体構造（グリッドスペーサ型）



炉心燃料集合体（ABLE 型概念）

図 2.2.2.3　ABLE 型集合体の構造

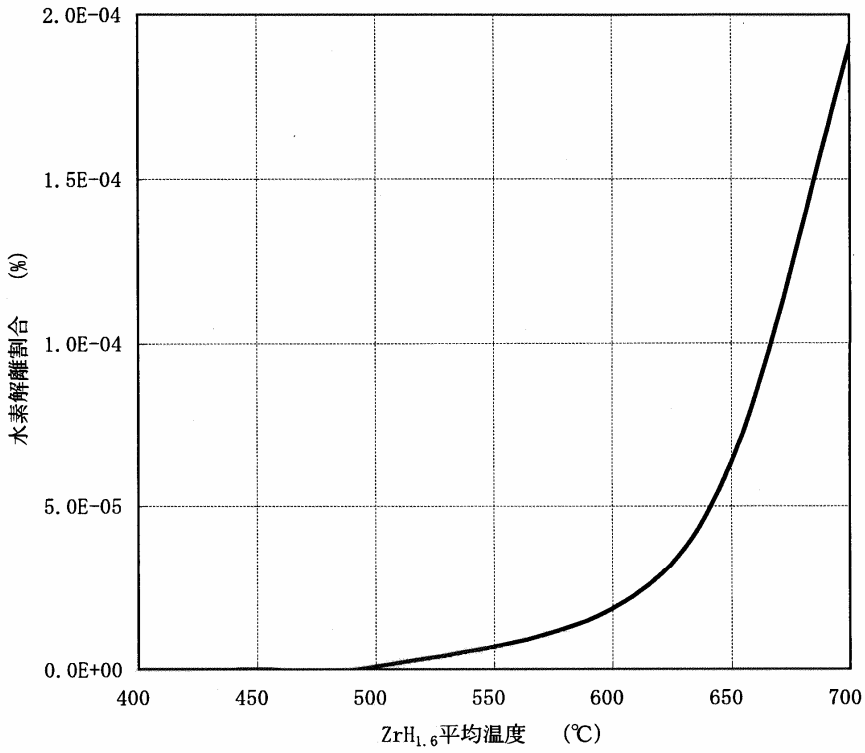
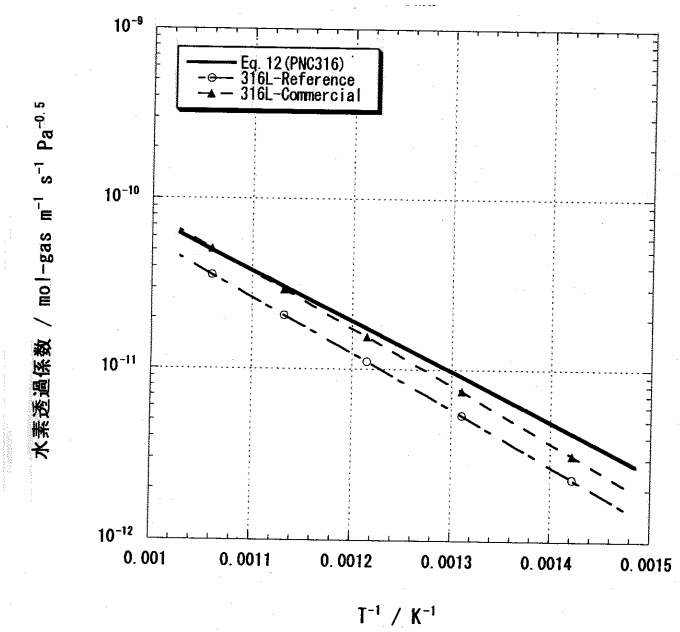
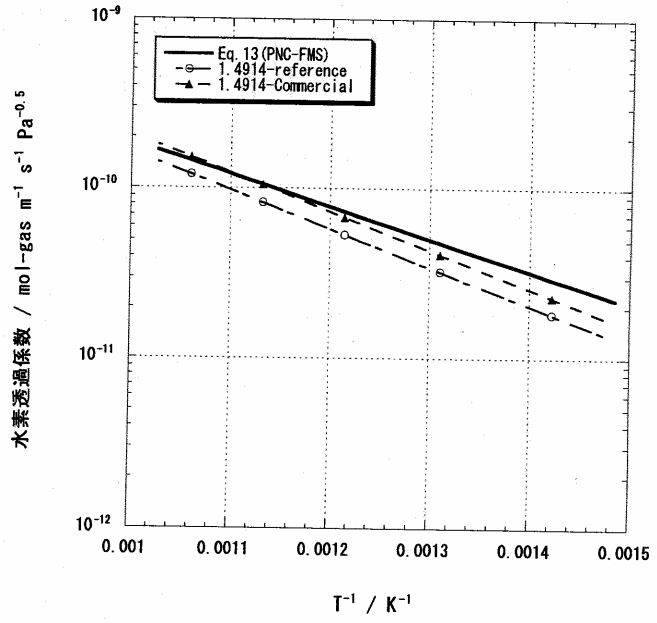


図 2.2.2.4　Zr-H 水素解離割合



[SUS316 系材料]



[フェライト系材料]

図 2.2.2.5　被覆管水素透過率の比較

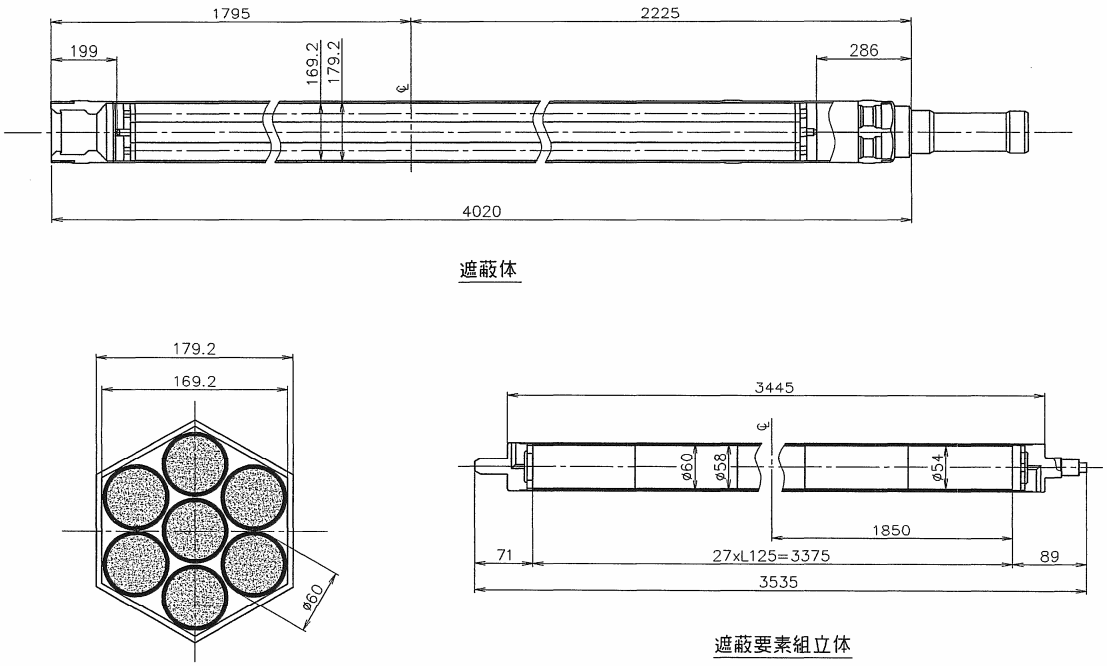


図 4.1.1.1.4(3)-3　径方向遮へい体(ZrH)構造図

図 2.2.2.6　Zr-H 遮へい体構造概念図

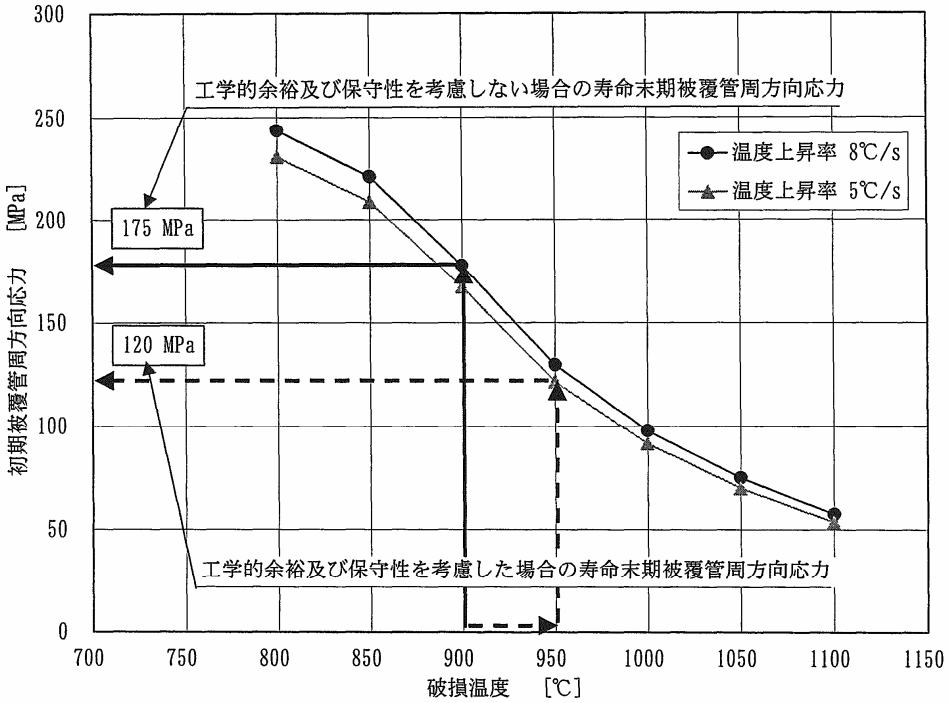


図 2.2.2.7　ODS 鋼のクリープ強度評価式から求めた被覆管周方向応力と破損温度の関係

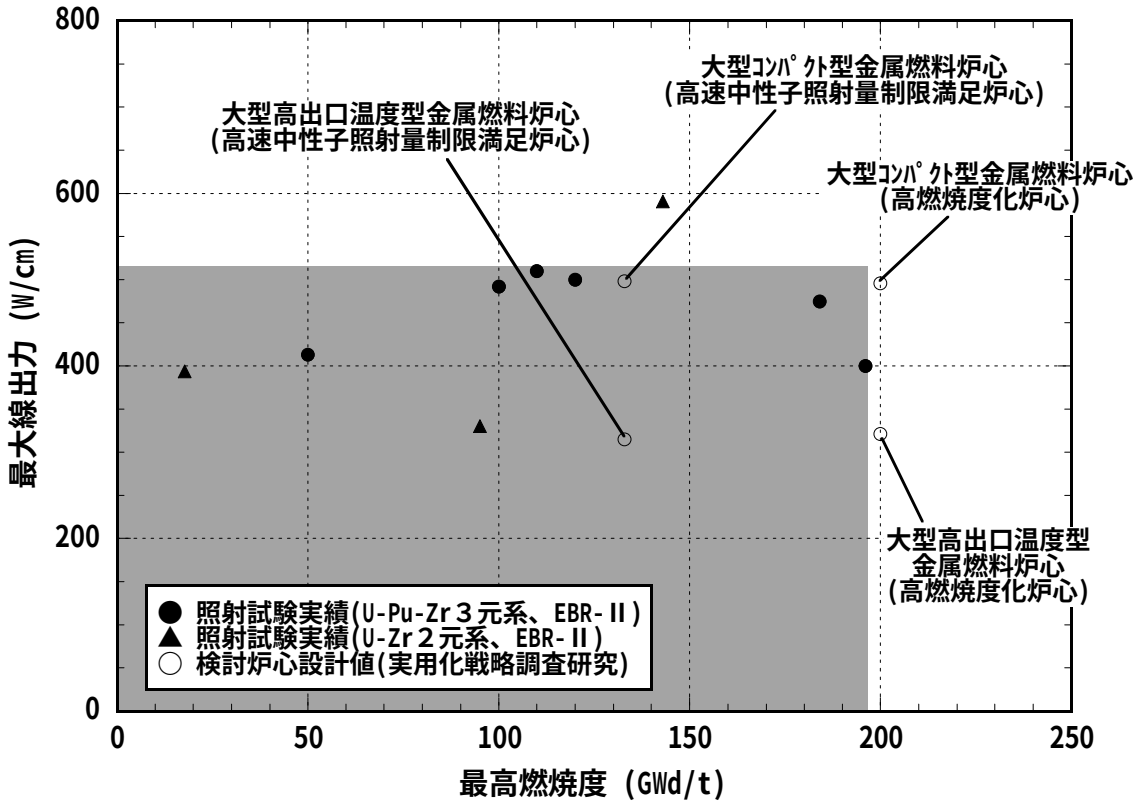


図 2.2.2.8　金属燃料の照射実績および実用化戦略調査研究炉心におけるターゲット

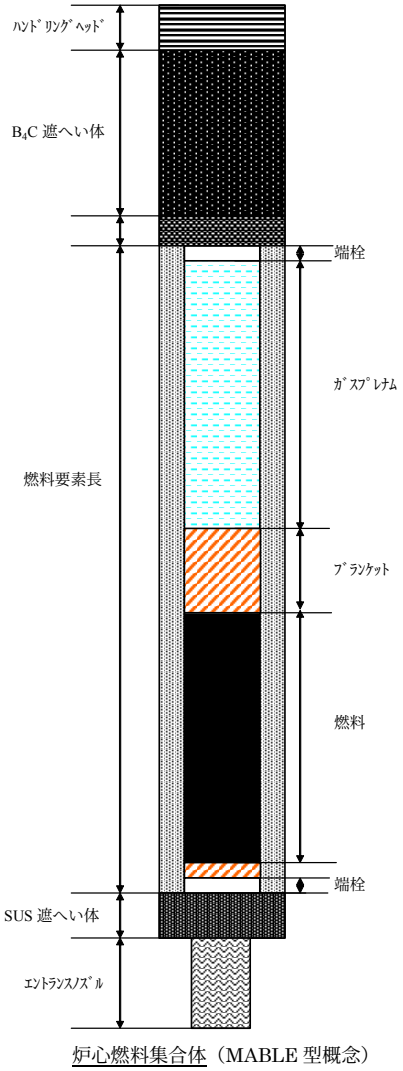


図 2.2.2.9　MABLE 型集合体の構造

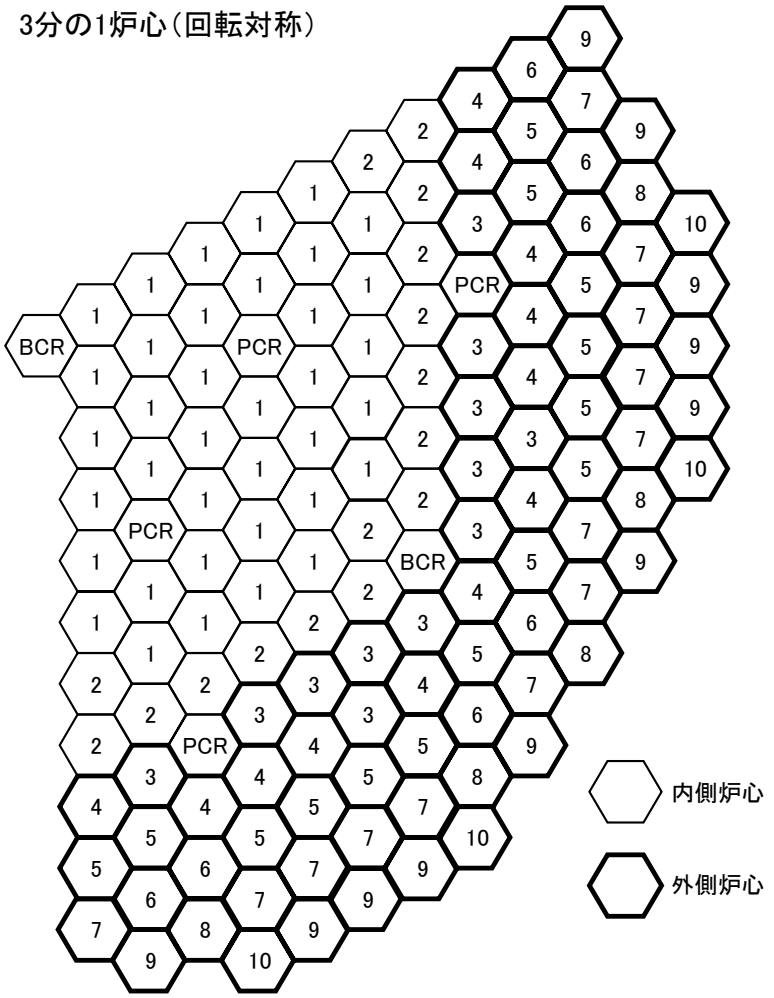


図 2.2.2.10　中型高出口温度型金属燃料炉心の流量配分領域図（平衡期炉心）

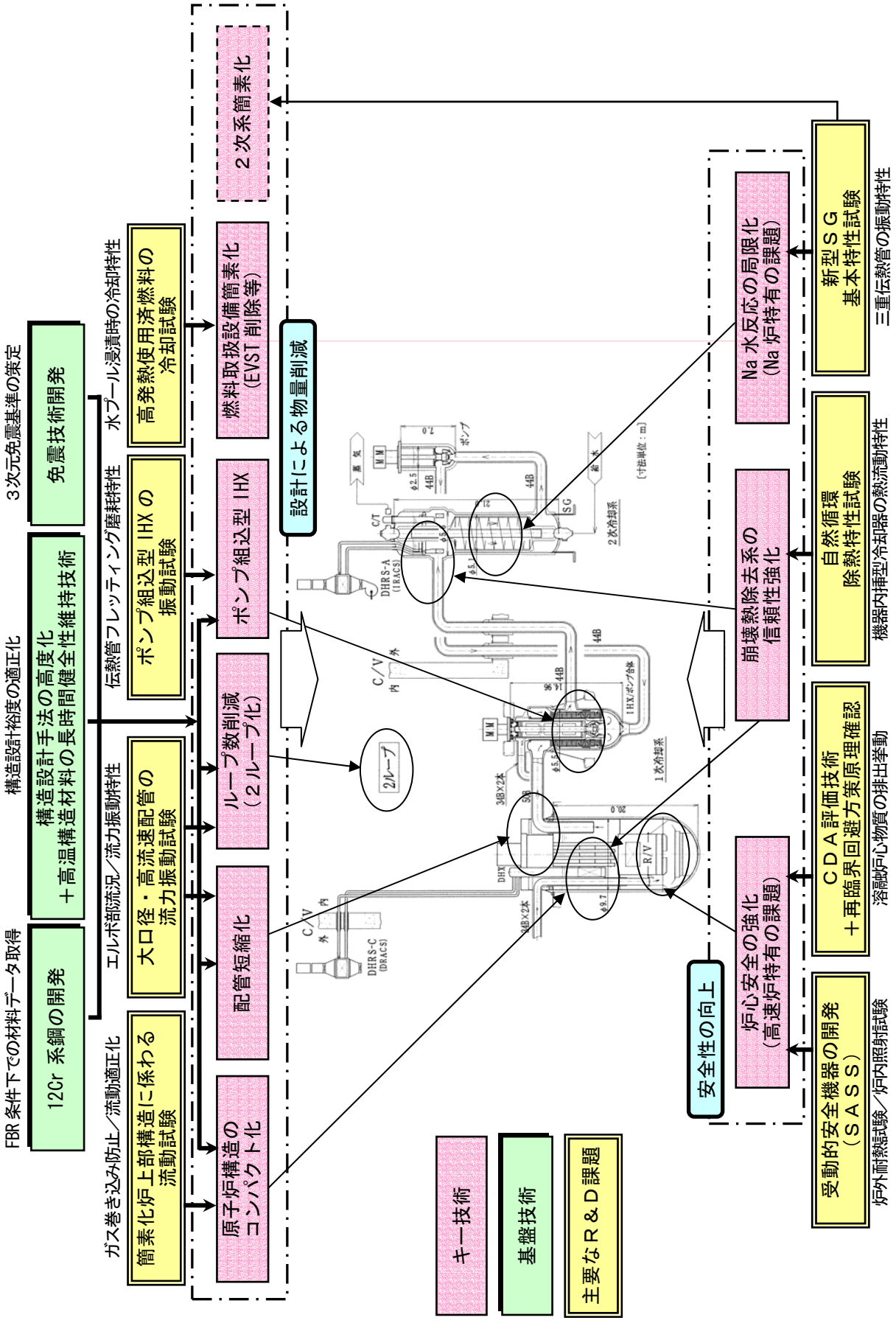


図 2.2.2.11　Na 炉の技術的成立性に関する課題

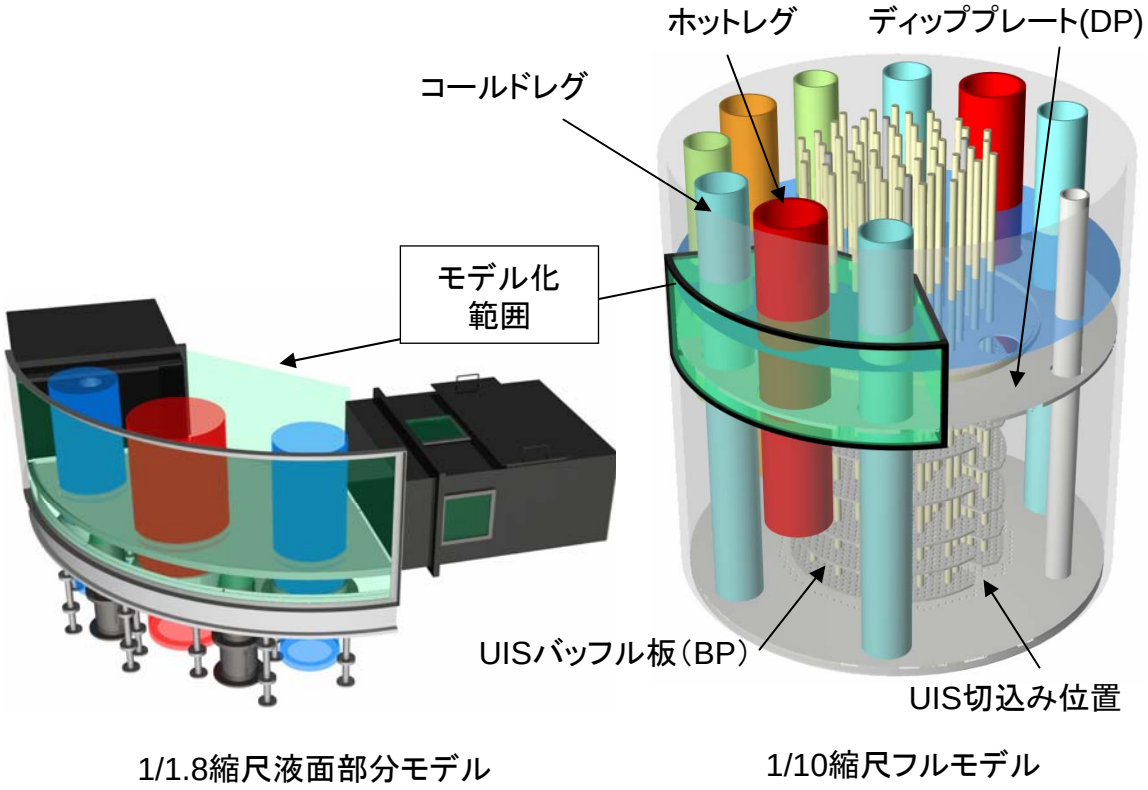


図2.2.2.12　炉容器上部プレナム内流動試験装置

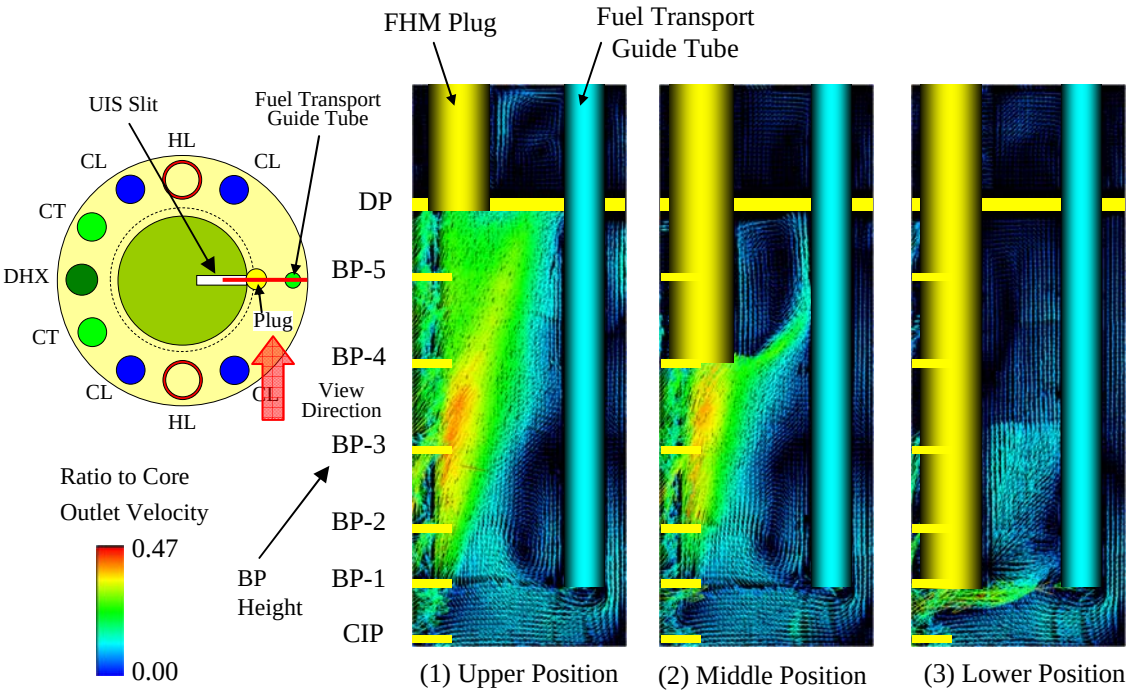


図2.2.2.13　ＵＩＳ切込みを通る鉛直断面内の流速分布と
燃料交換機貫通孔プラグの効果

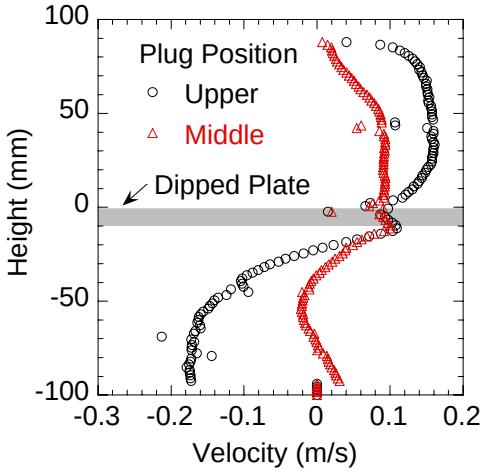
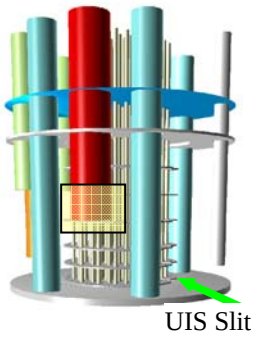


図2.2.2.14
DPと炉容器壁隙間部の鉛直方向流速分布



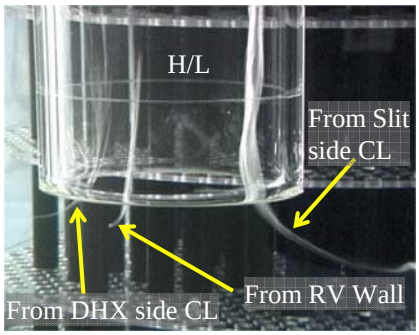


図2.2.2.15　気泡を伴う水中渦の発生状況

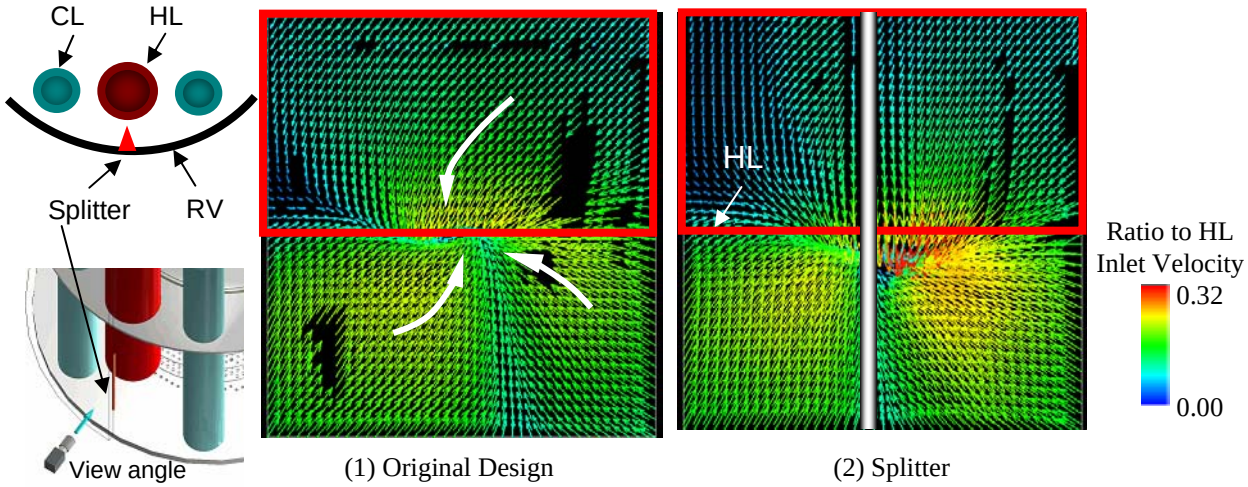


図2.2.2.16　炉壁とホットレグ配管との間の流速分布とスプリッタによる整流効果

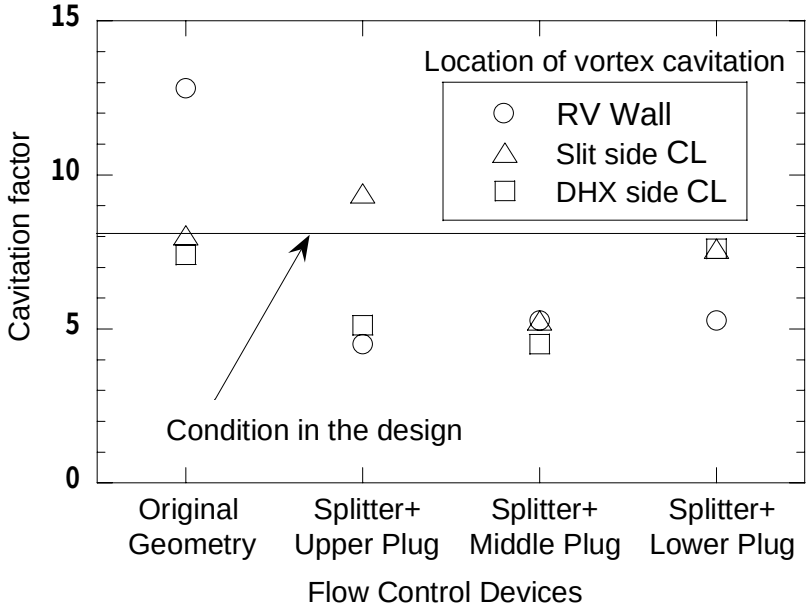
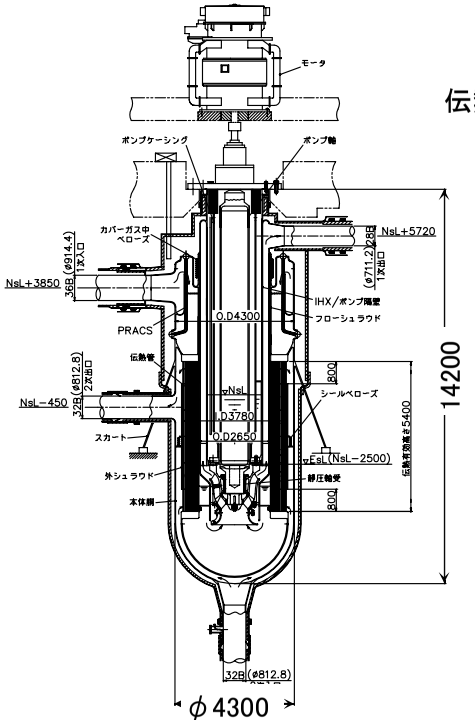
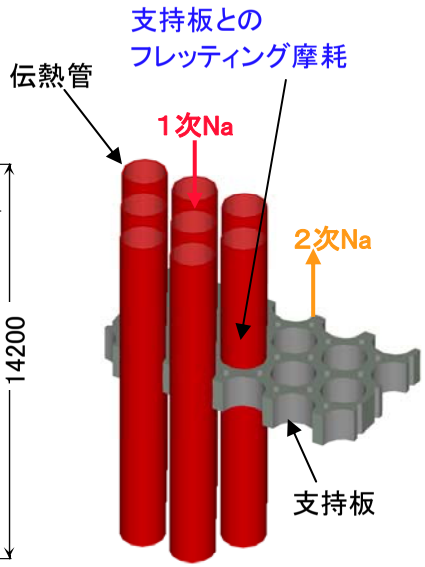
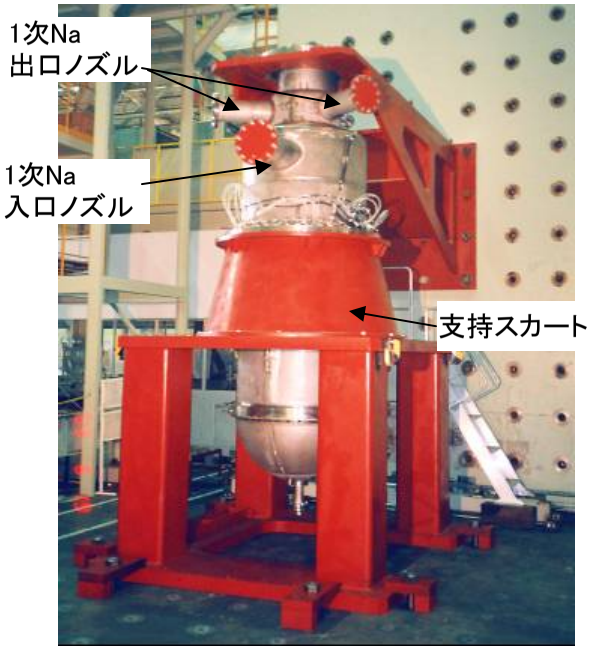


図2.2.2.17　気泡を伴う水中渦の初生キャビテーション係数と形状の効果

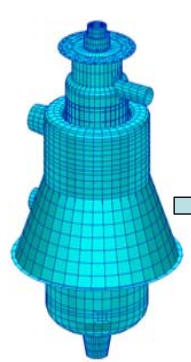




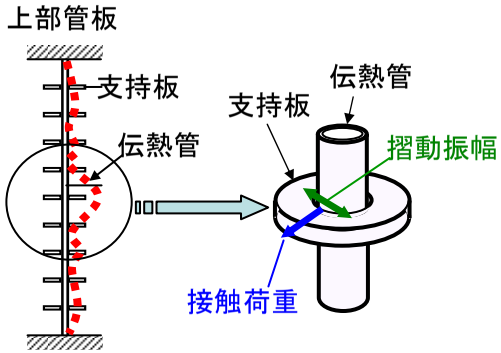
管束部詳細



試験体外観



振動解析モデル
（3次元モデル）



ワークレート（接触荷重と
摺動振幅の積分値）の算出

管束部

図2.2.2.18　ポンプ組込型ＩＨＸ振動試験装置

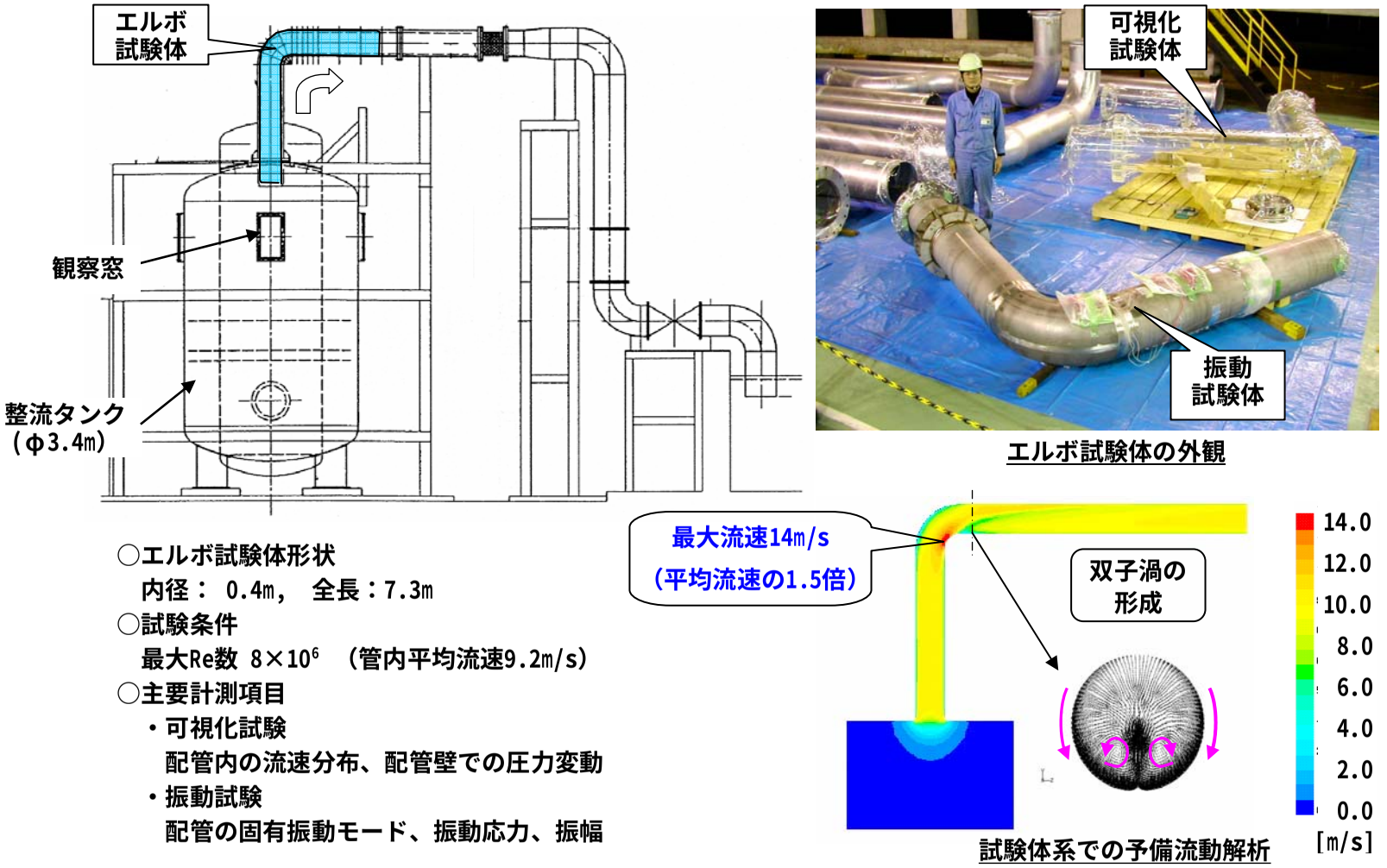


図2.2.2.19　1/3縮尺　大口径・高流速配管流力振動試験装置

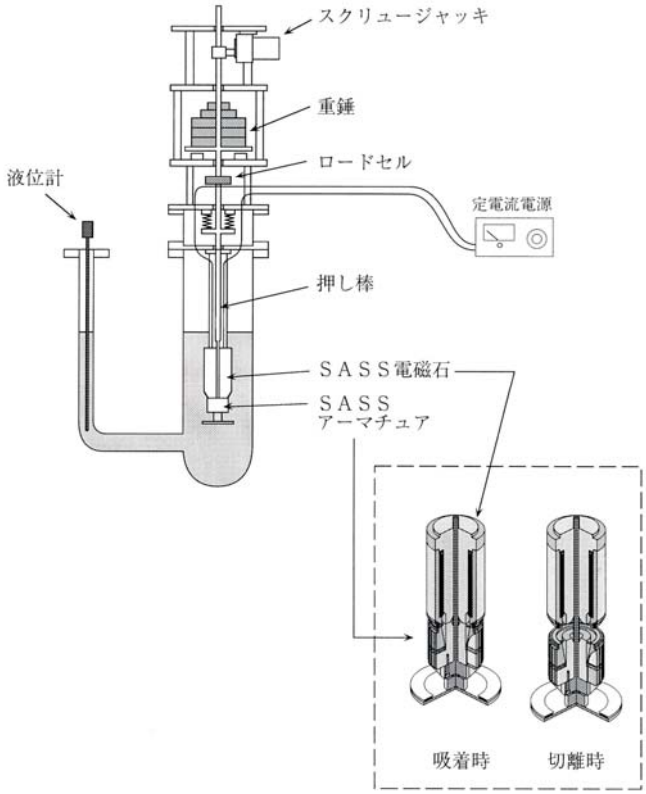


図 2.2.2.20　ナトリウム中耐熱試験

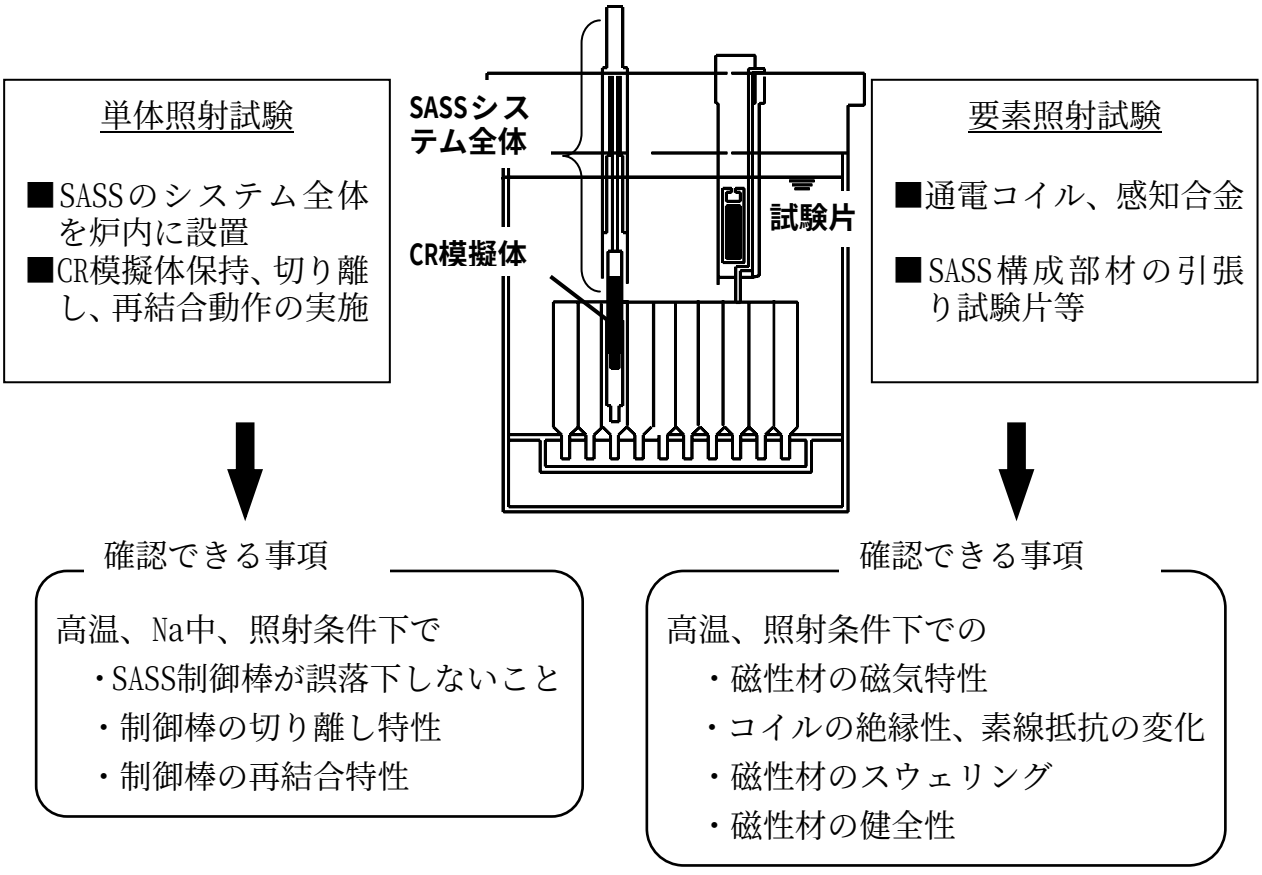


図 2.2.2.21　“常陽”を用いた炉内試験

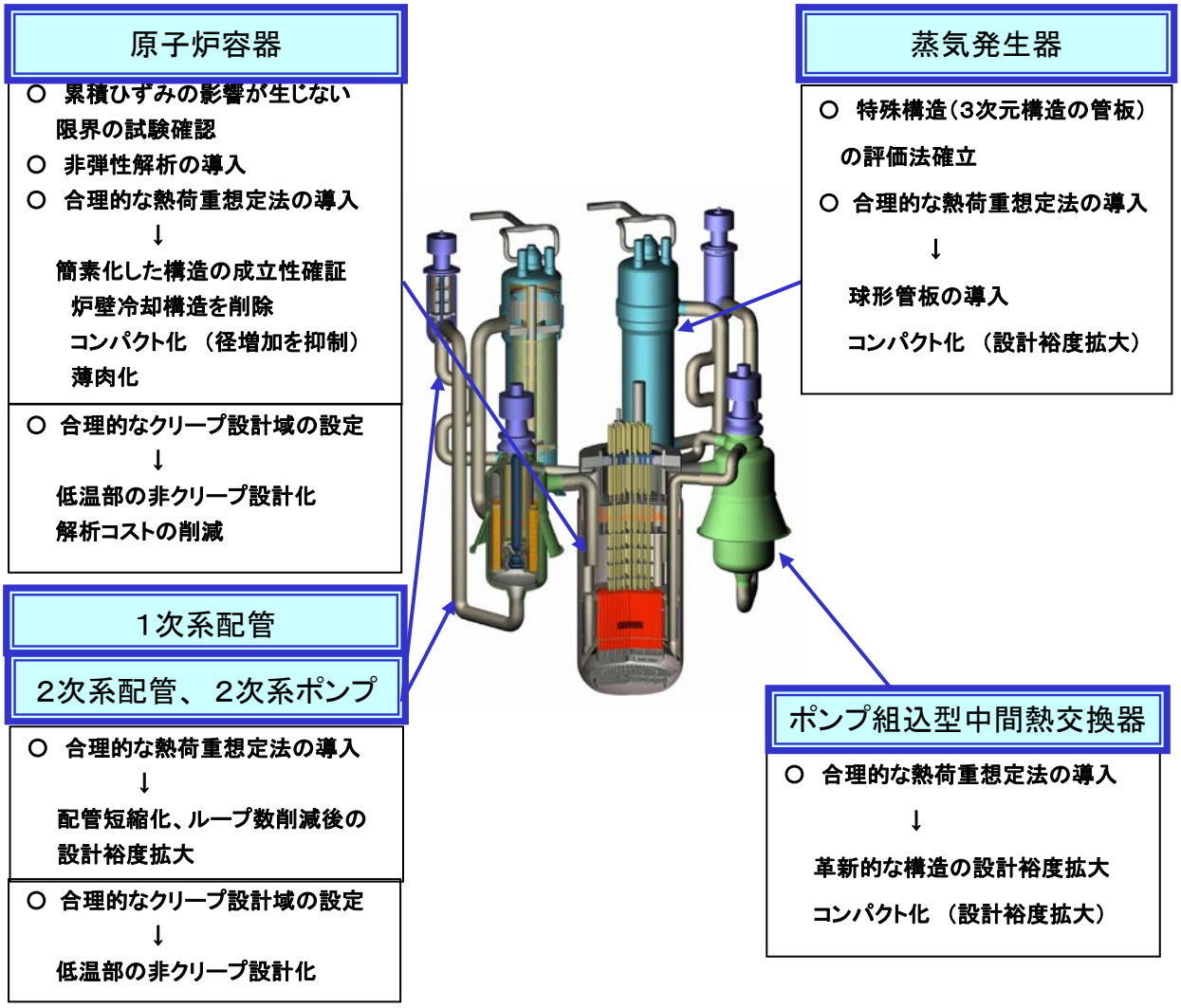


図 2.2.2.22　実用化構造設計基準に要求される主な設計ニーズ

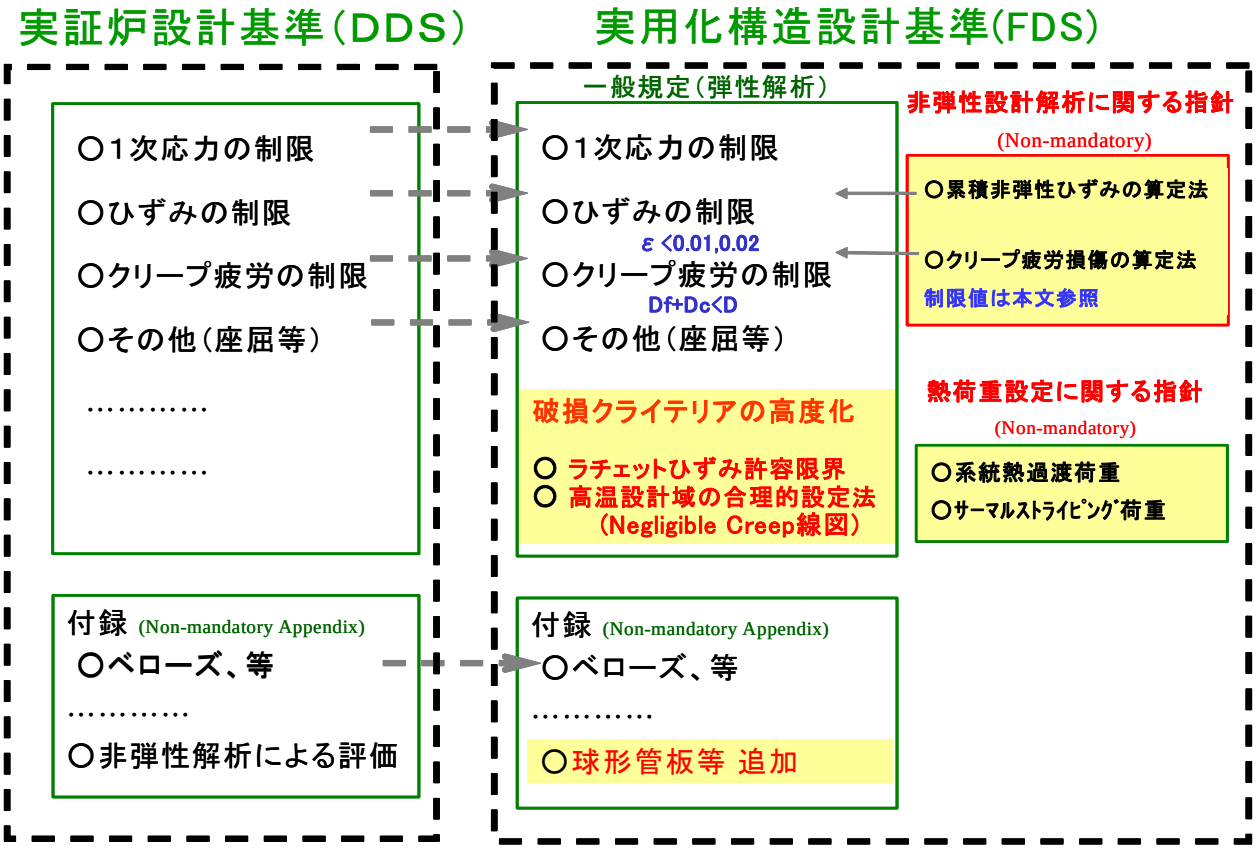


図 2.2.2.23　実用化構造設計基準 FDS の体系（2005 年度策定予定の暫定試案）

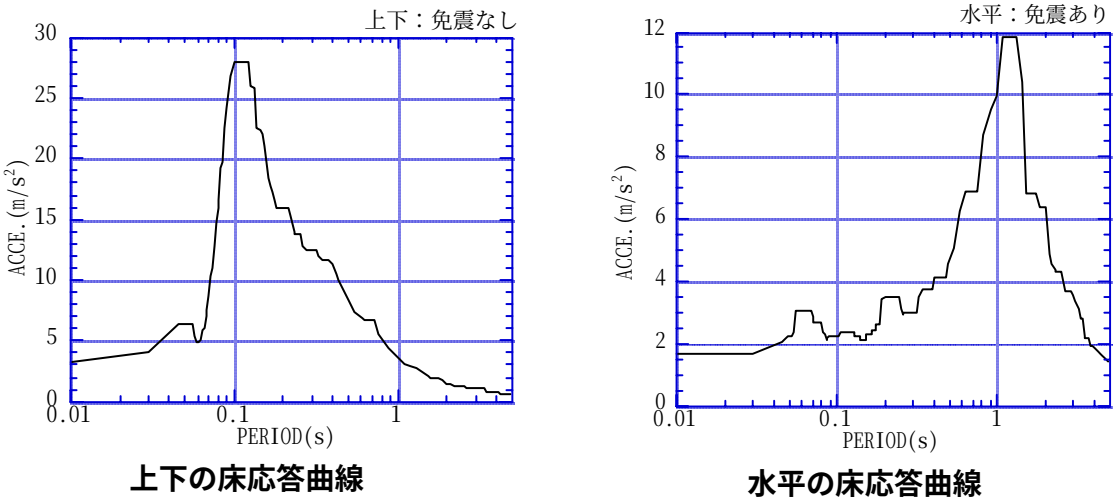


図 2.2.2.24　床応答曲線（レファレンス S2）

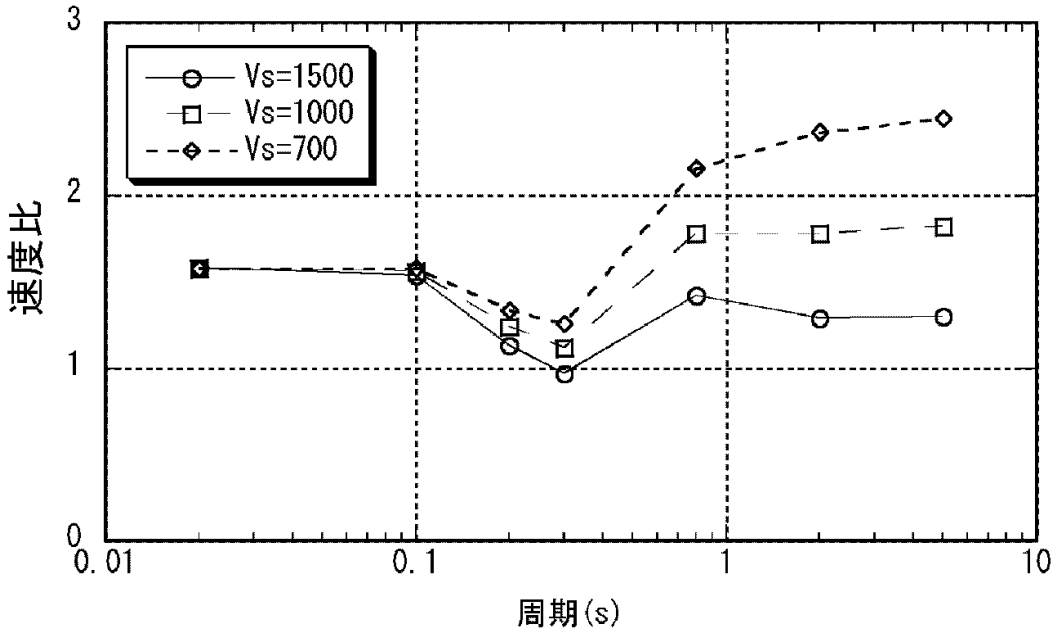


図 2.2.2.25　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比(水平)

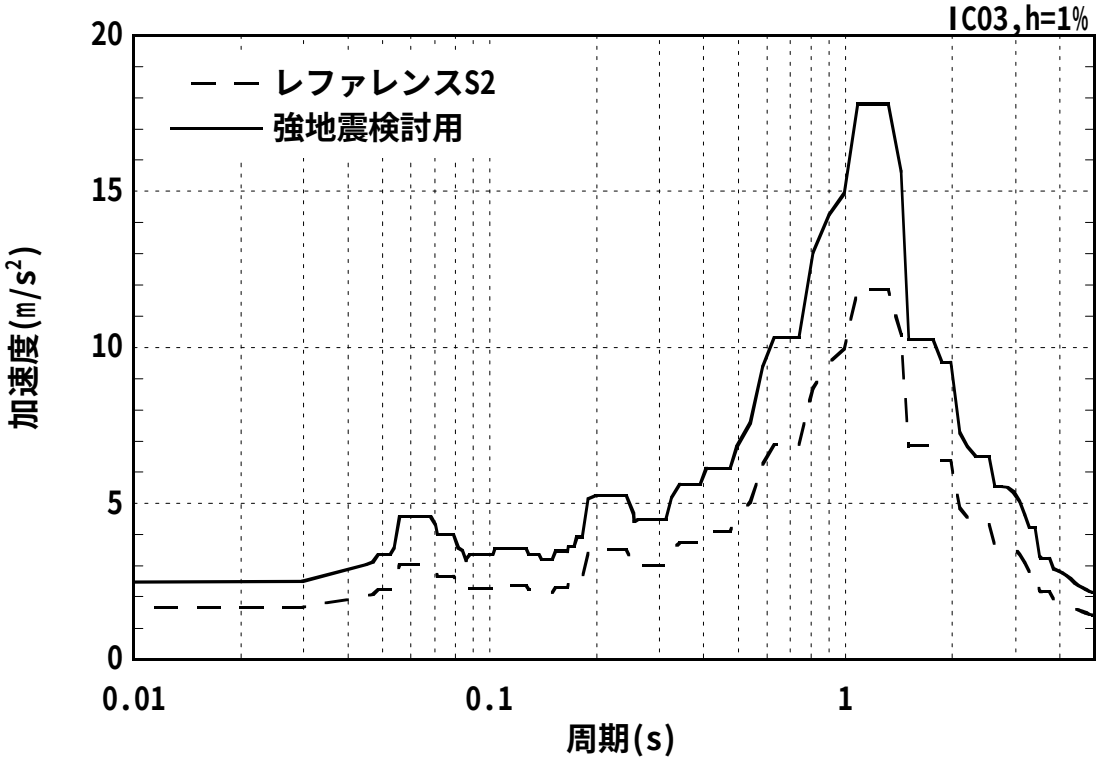


図 2.2.2.26　原子炉容器据付位置の床応答曲線（水平）

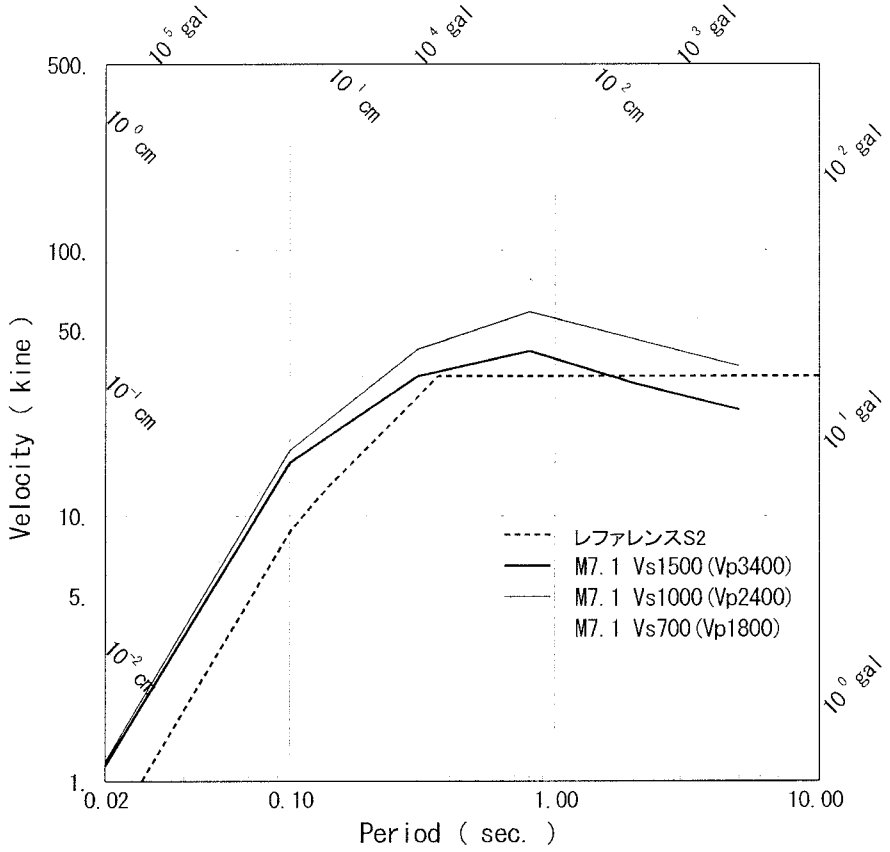


図 2.2.2.27　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの比較(上下)

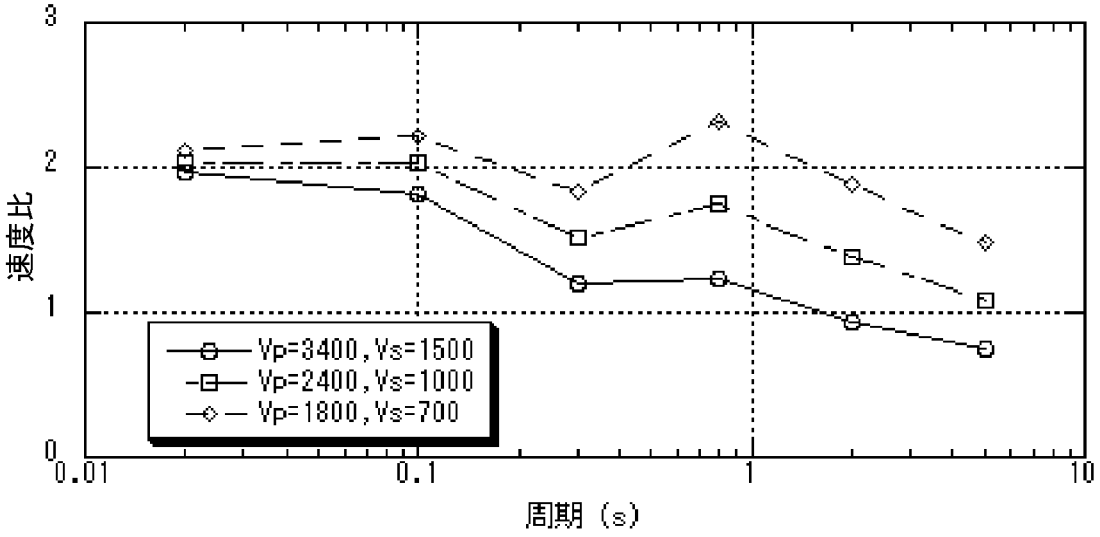


図 2.2.2.28　M7.1 想定スペクトルとレファレンス S2 スペクトルの速度比(上下)

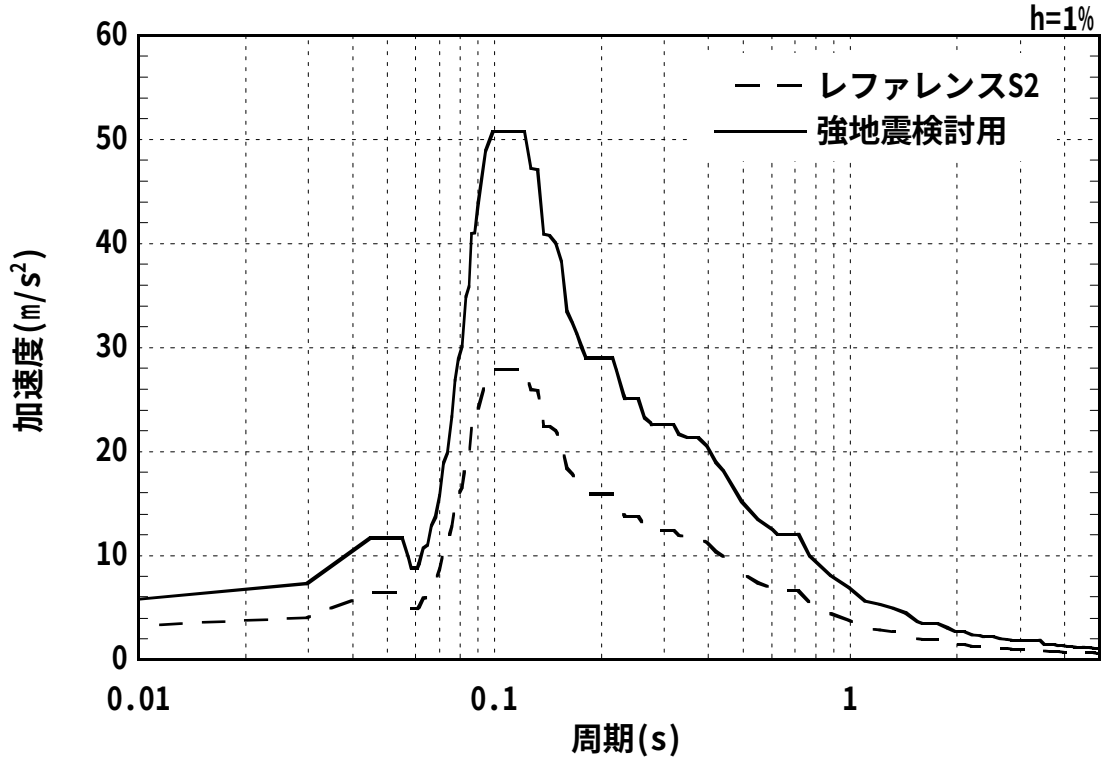


図 2.2.2.29　原子炉容器据付位置の床応答曲線（上下）

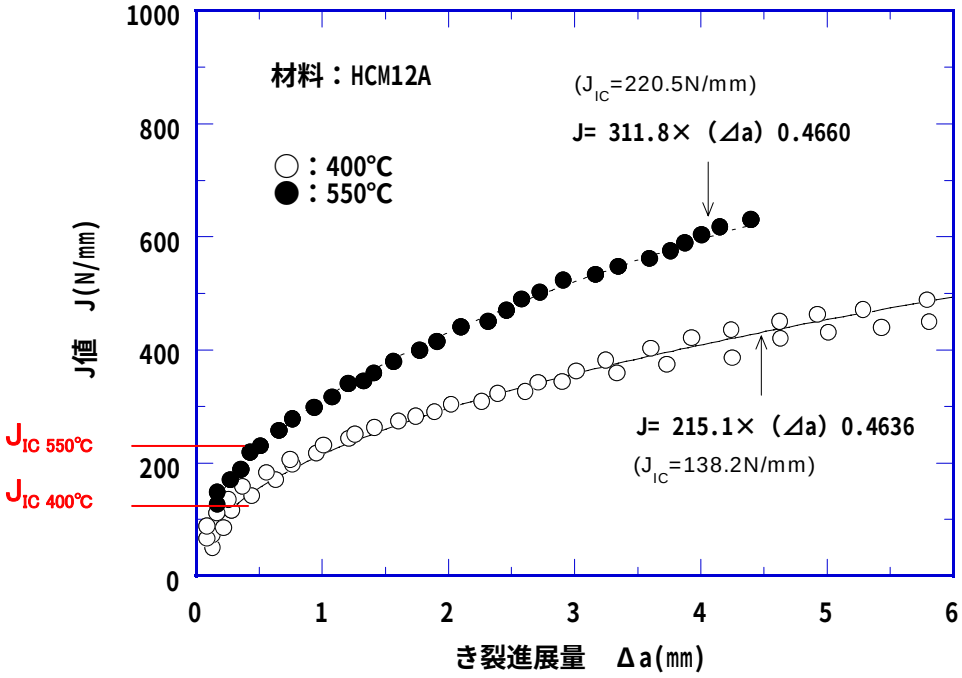


図 2.2.2.30　HCM12A 鋼の破壊靱性試験結果

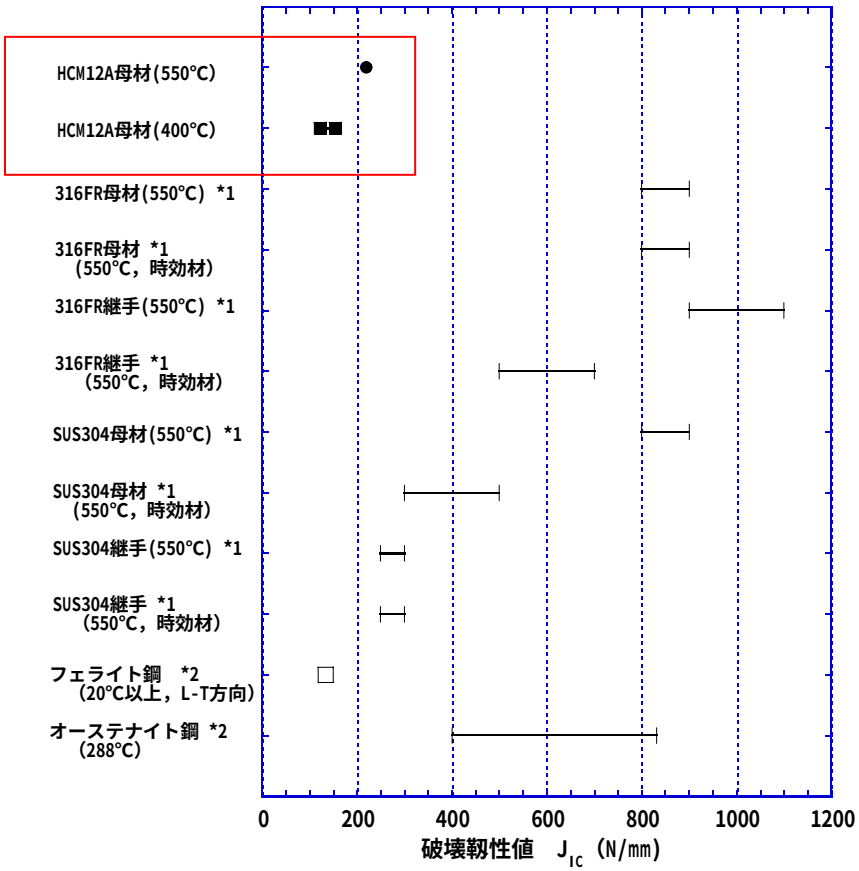


図 2.2.2.31　HCM12A 鋼と他鋼種の破壊靱性値の比較

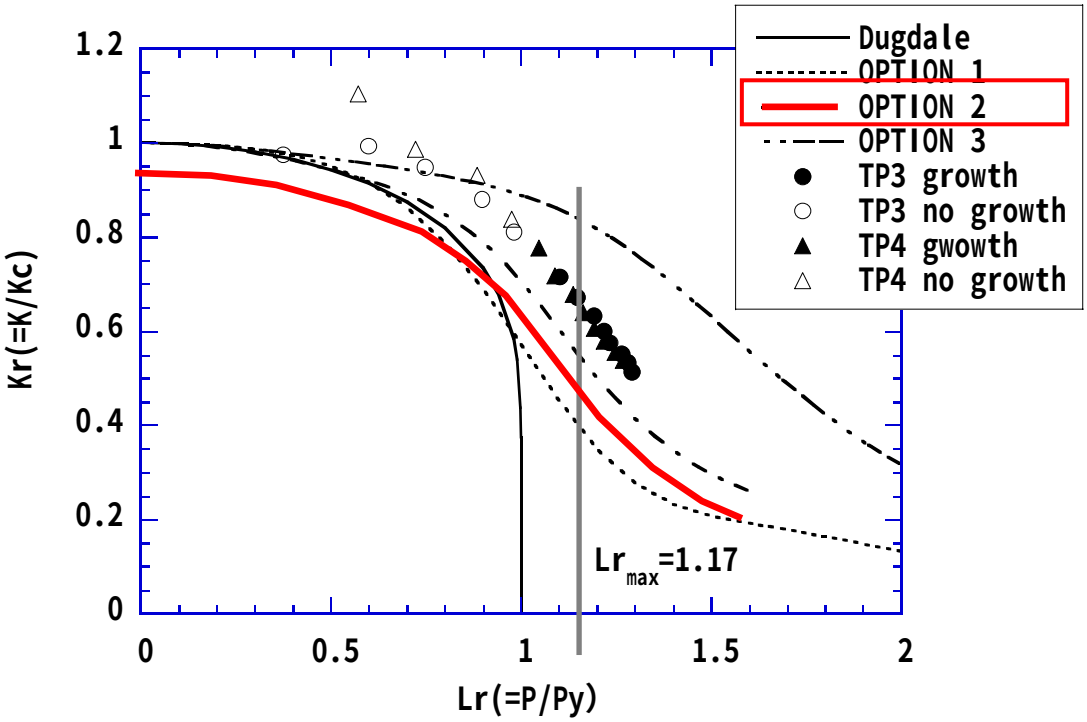


図 2.2.2.32　HCM12A 鋼の破壊靭性試験結果と各種破壊評価曲線の比較

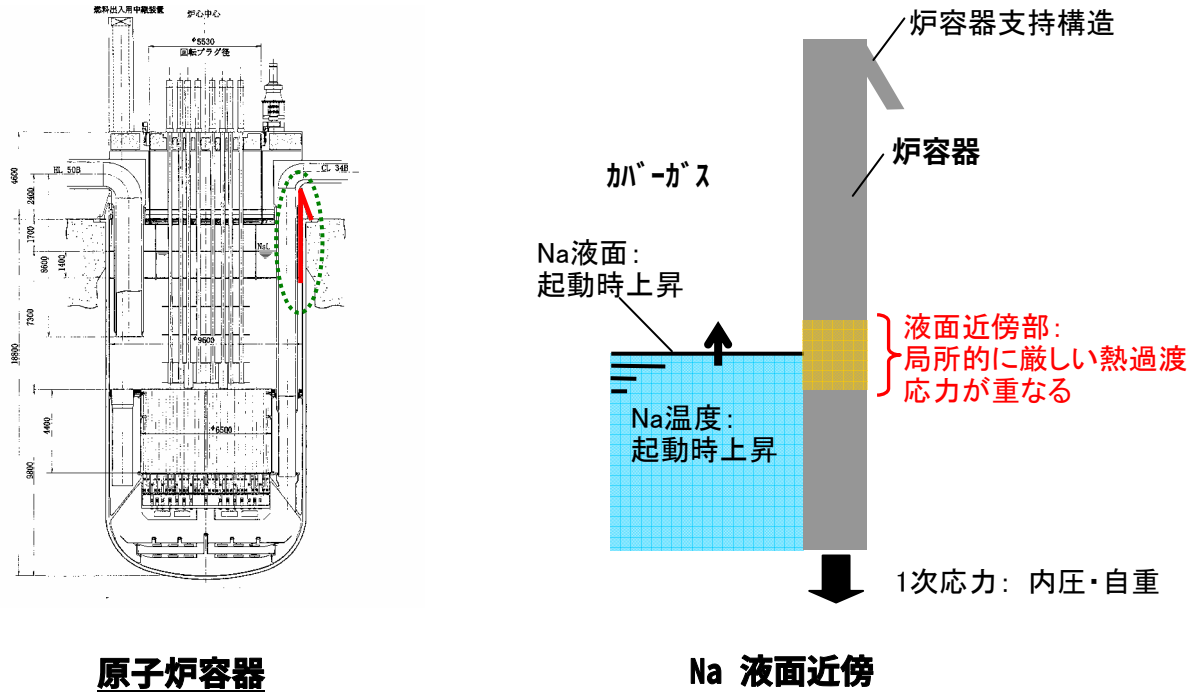


図 2.2.2.33　原子炉容器と液面近傍の拡大図

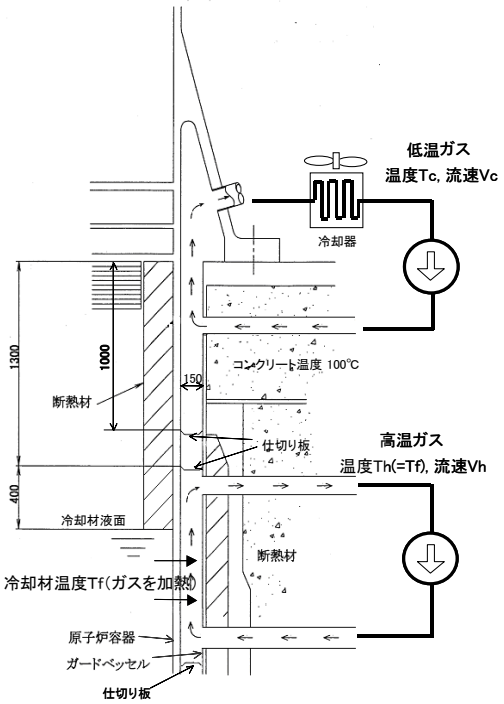


図 2.2.2.34　高温ガス循環による応力緩和方策

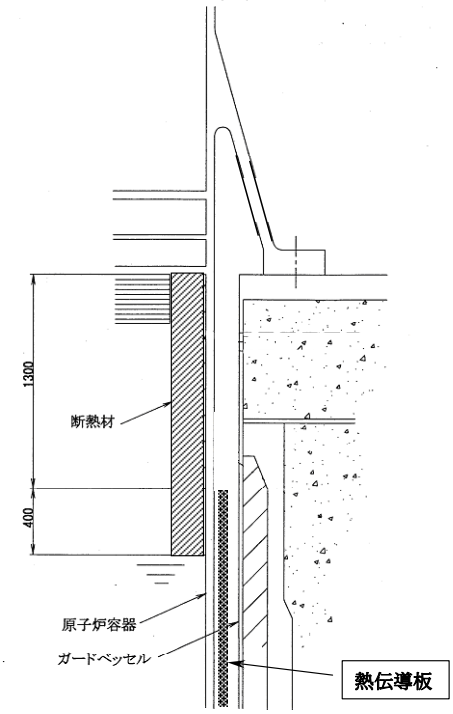
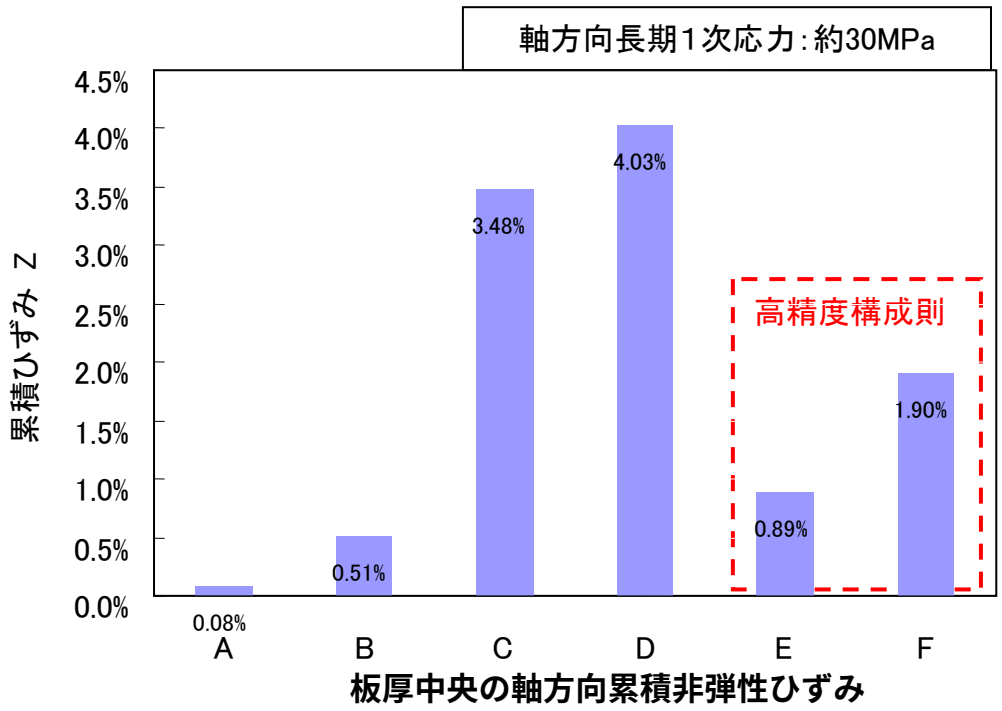


図 2.2.2.35　熱伝導板による応力緩和方策



参考：
DDSによる累積非弾性膜ひずみ評価値
約30%

図 2.2.2.36　累積ひずみ評価結果の比較

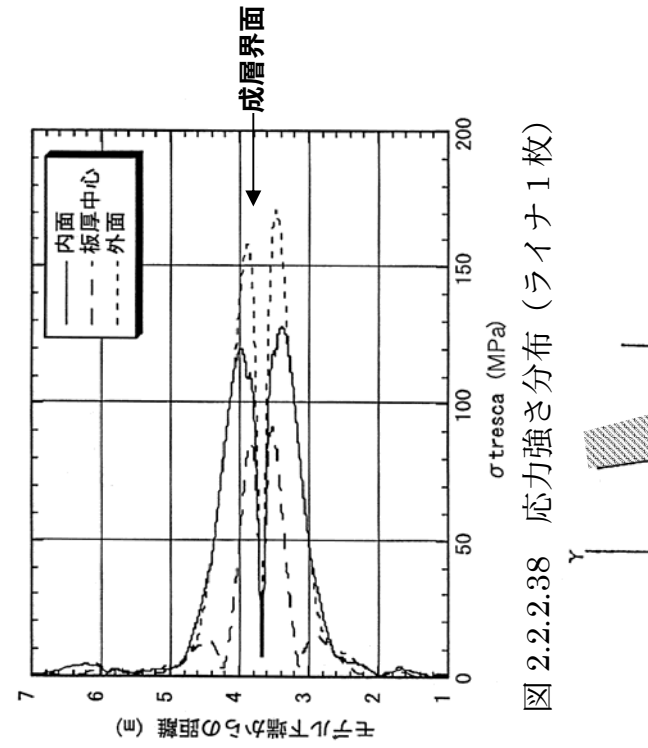


図 2.2.2.38　応力強さ分布（ライナ１枚）

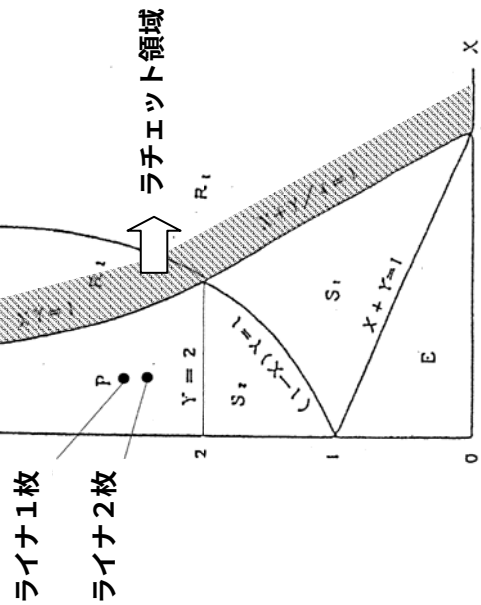


図 2.2.2.39　Bree 線図での判定

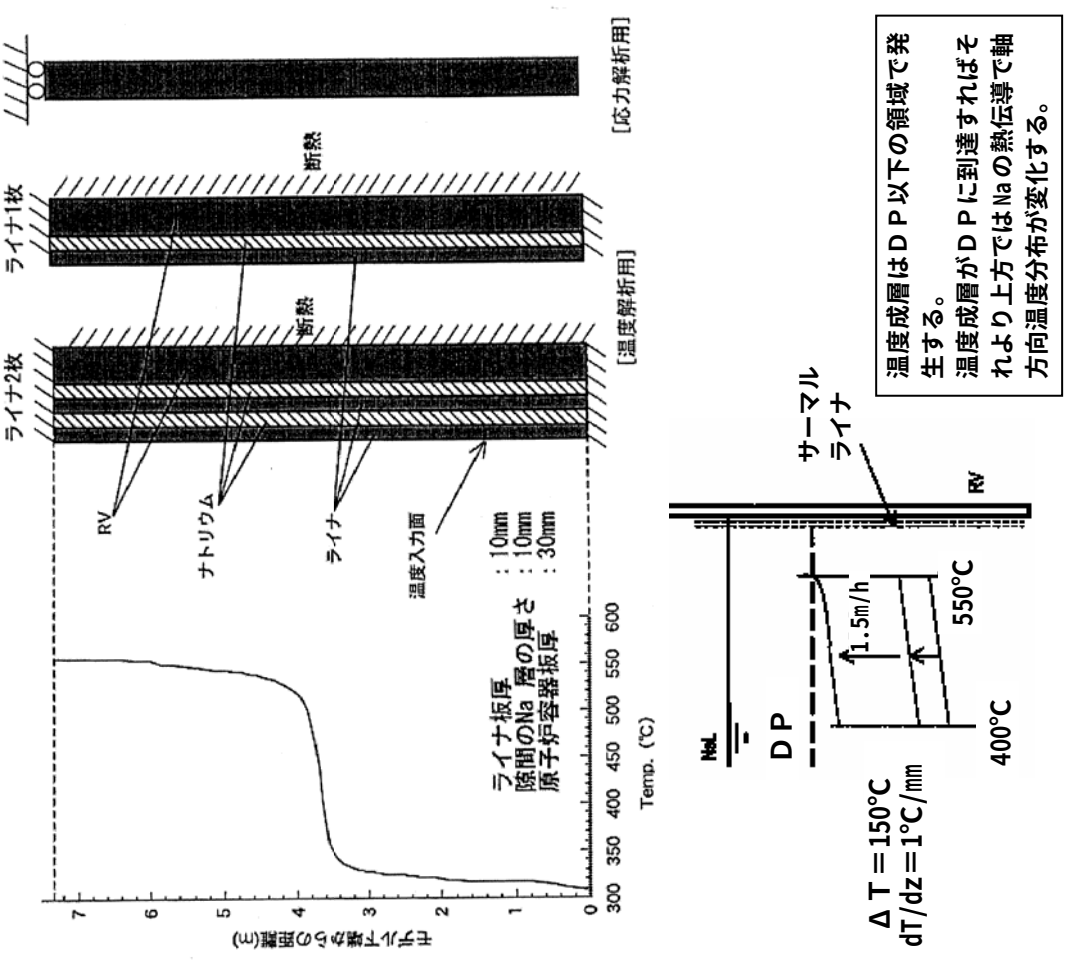


図 2.2.2.37　原子炉容器熱応力解析モデル

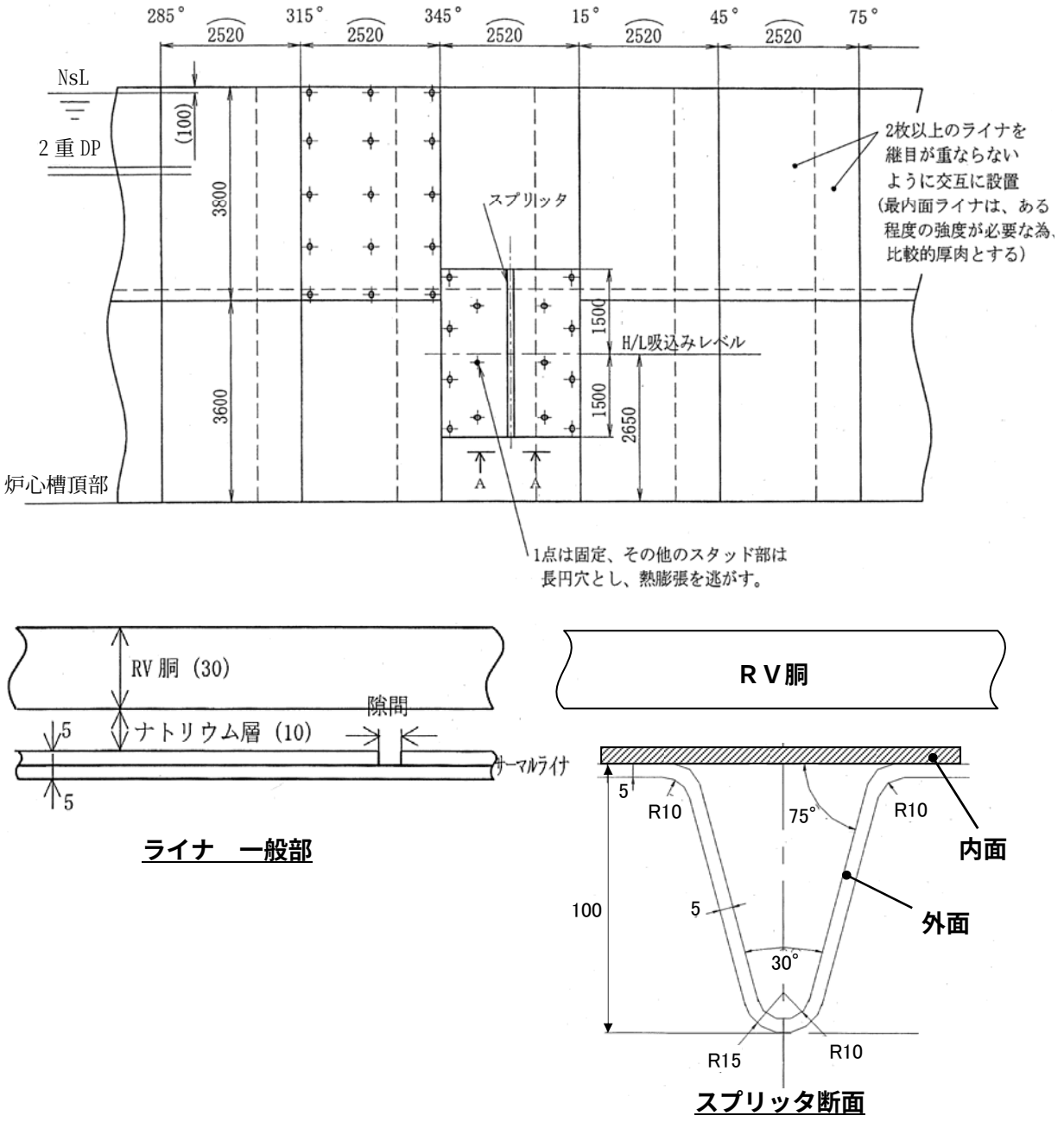


図 2.2.2.40　サーマルライナ及びスプリッタ構造概念

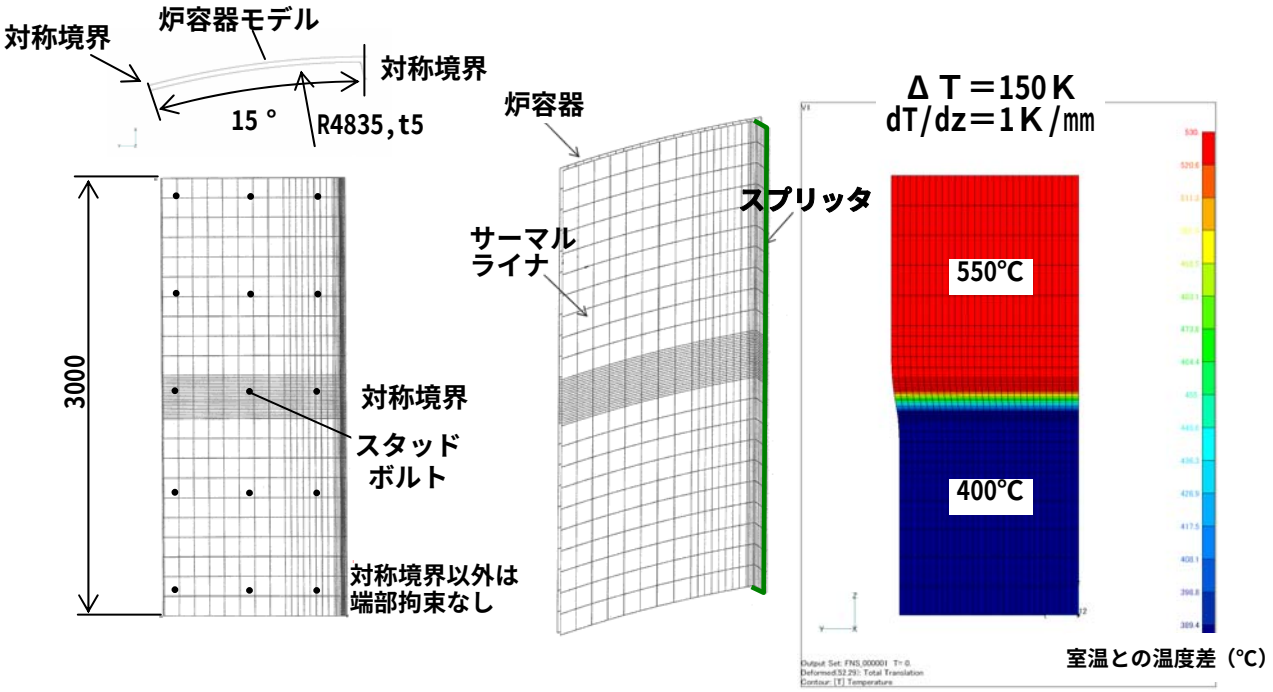
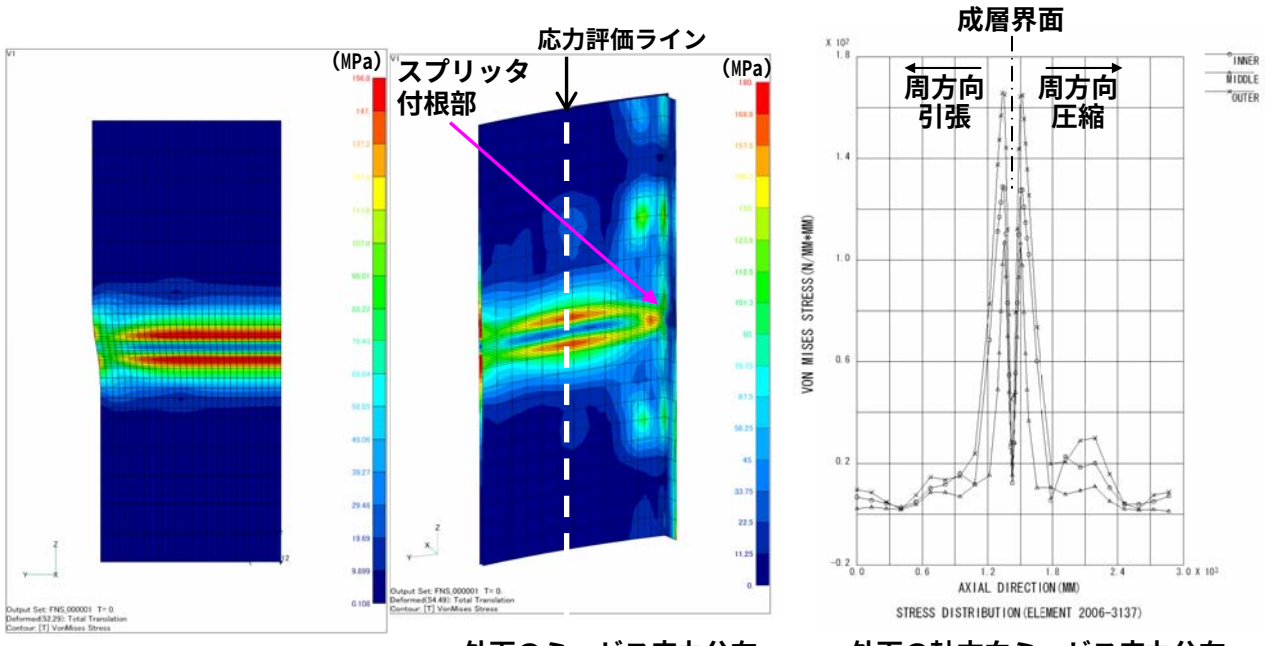


図 2.2.2.41　サーマルライナ解析モデルと温度条件

○通常の円筒構造における熱応力と同等 ○応力強さ範囲＝320MPa 程度 クリープ疲労損傷（Df≦0.7）に対する制限値（Sn=338MPa）以下	○応力強さ範囲＝335MPa 程度（白線部） スタッドボルト配置の影響で一般部より若干応力高い ○スプリッタ部分の最大応力：外面付根部付近で約 233MPa クリープ疲労損傷に対する制限値以下



外面のミーゼス応力分布　　外面の軸方向ミーゼス応力分布

(a)ライナー一般部　　(b)スプリッタ領域

図 2.2.2.42　サーマルライナ熱応力解析結果

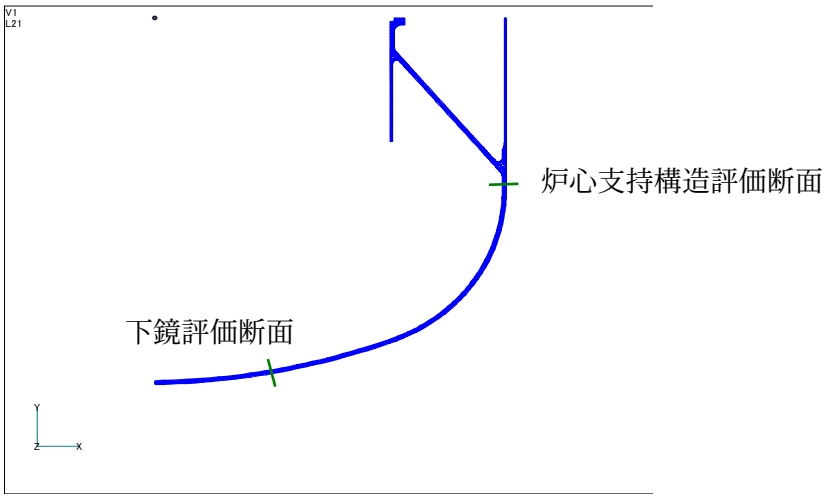


図 2.2.2.43　炉心支持構造及び下部鏡構造（皿形）

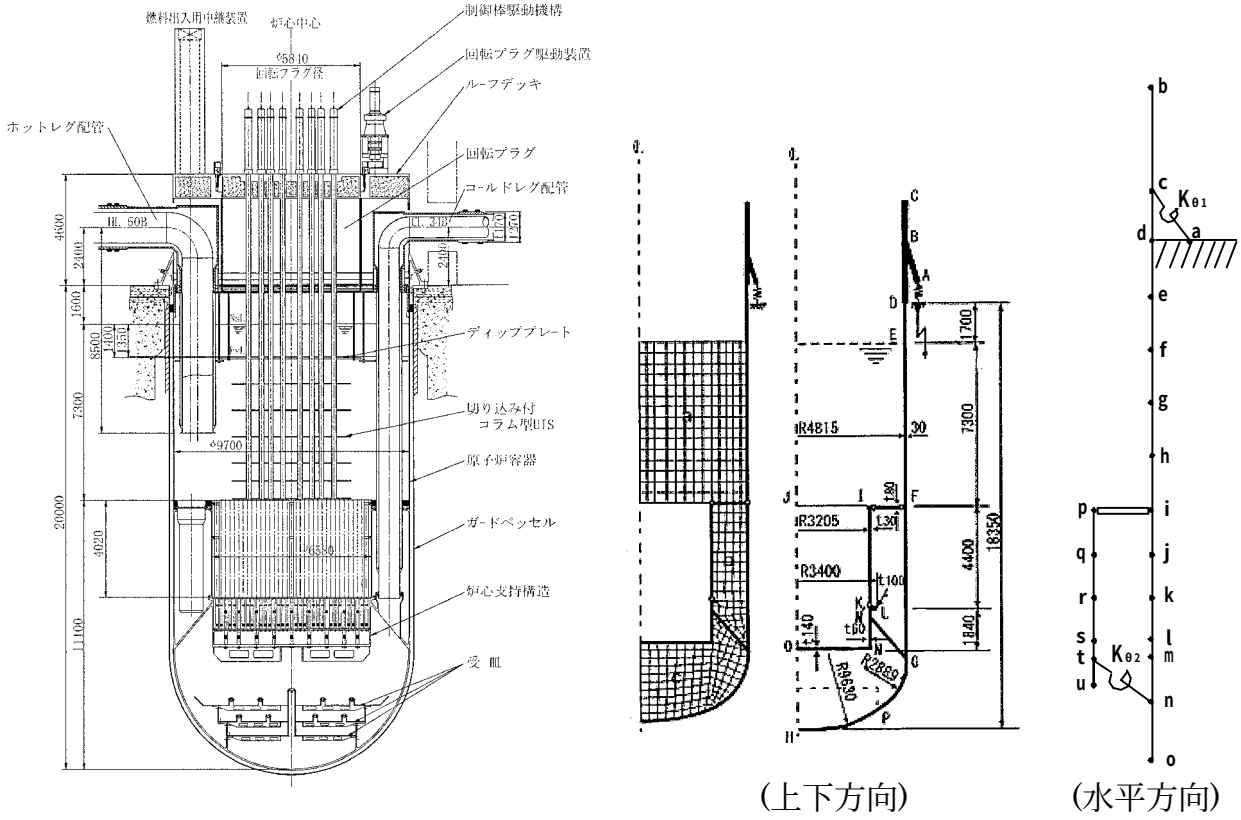


図 2.2.2.44　原子炉構造(大型炉)と解析モデル

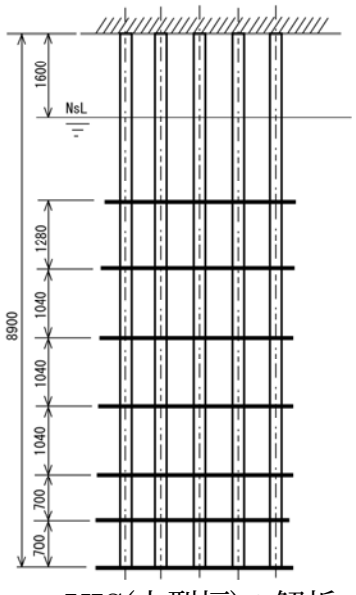


図 2.2.2.45　UIS(大型炉)の解析モデル

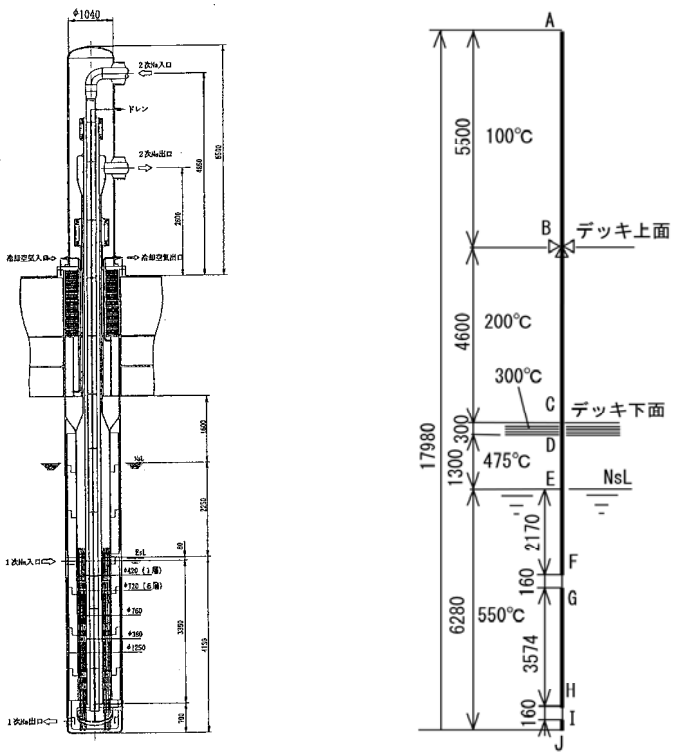


図 2.2.2.46　DHX 構造(大型炉)と解析モデル

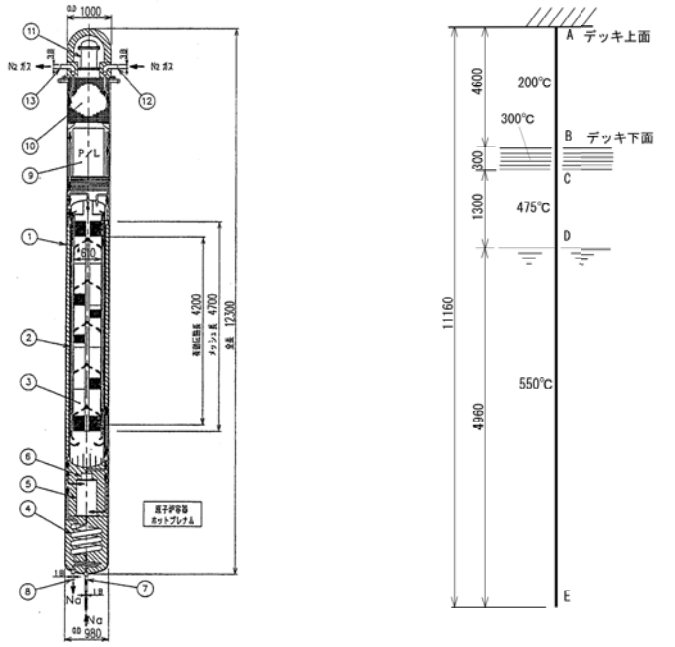


図 2.2.2.47　コールドトラップ構造(大型炉)と解析モデル

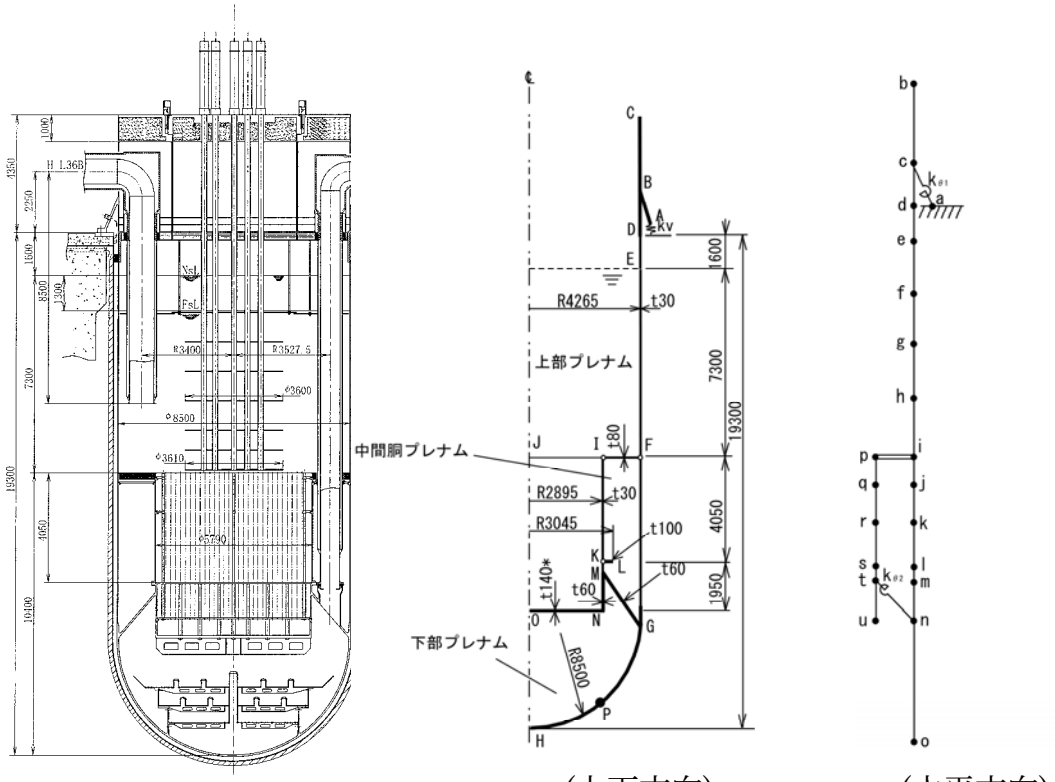


図 2.2.2.48　原子炉構造(中型モジュール炉)と解析モデル

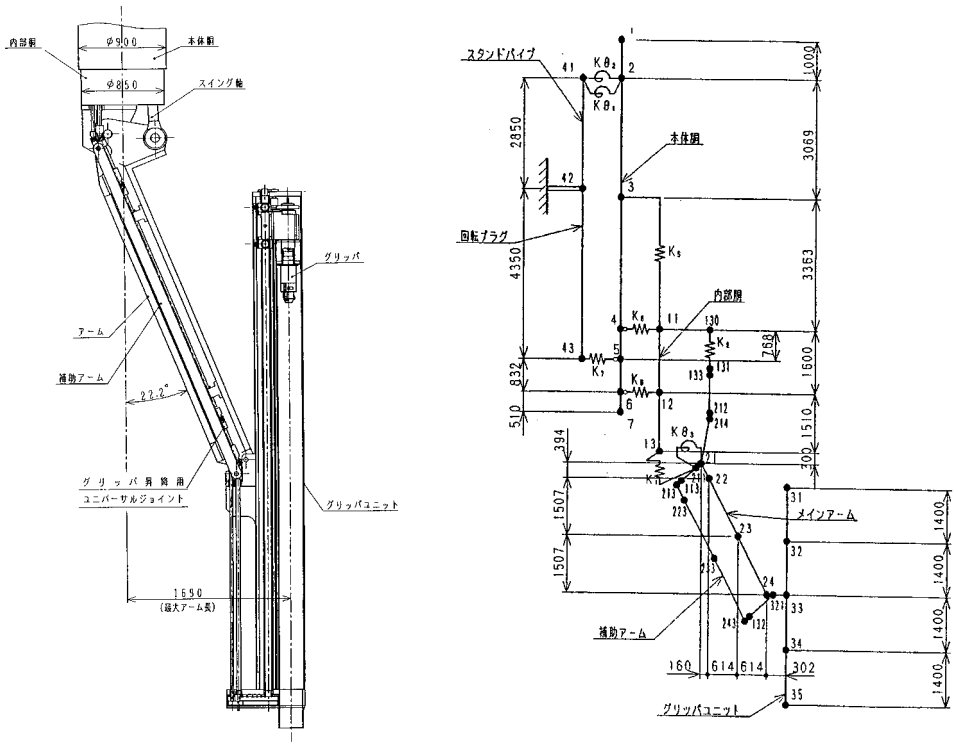


図 2.2.2.49　燃料交換機(中型モジュール炉)と解析モデル

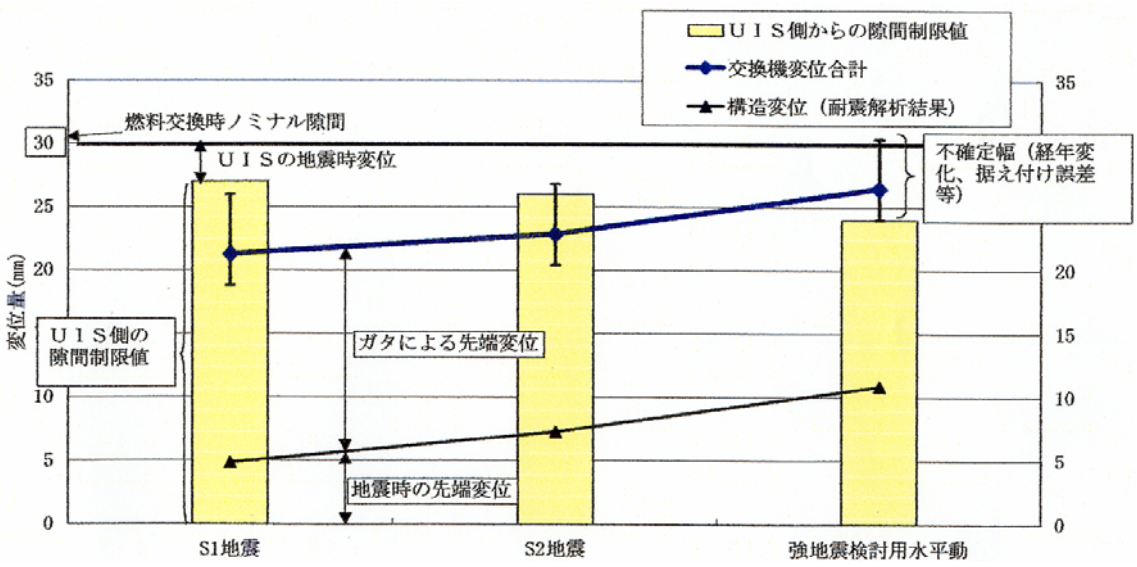


図 2.2.2.50　燃料交換機と UIS 切込部の干渉評価
(中型モジュール炉)

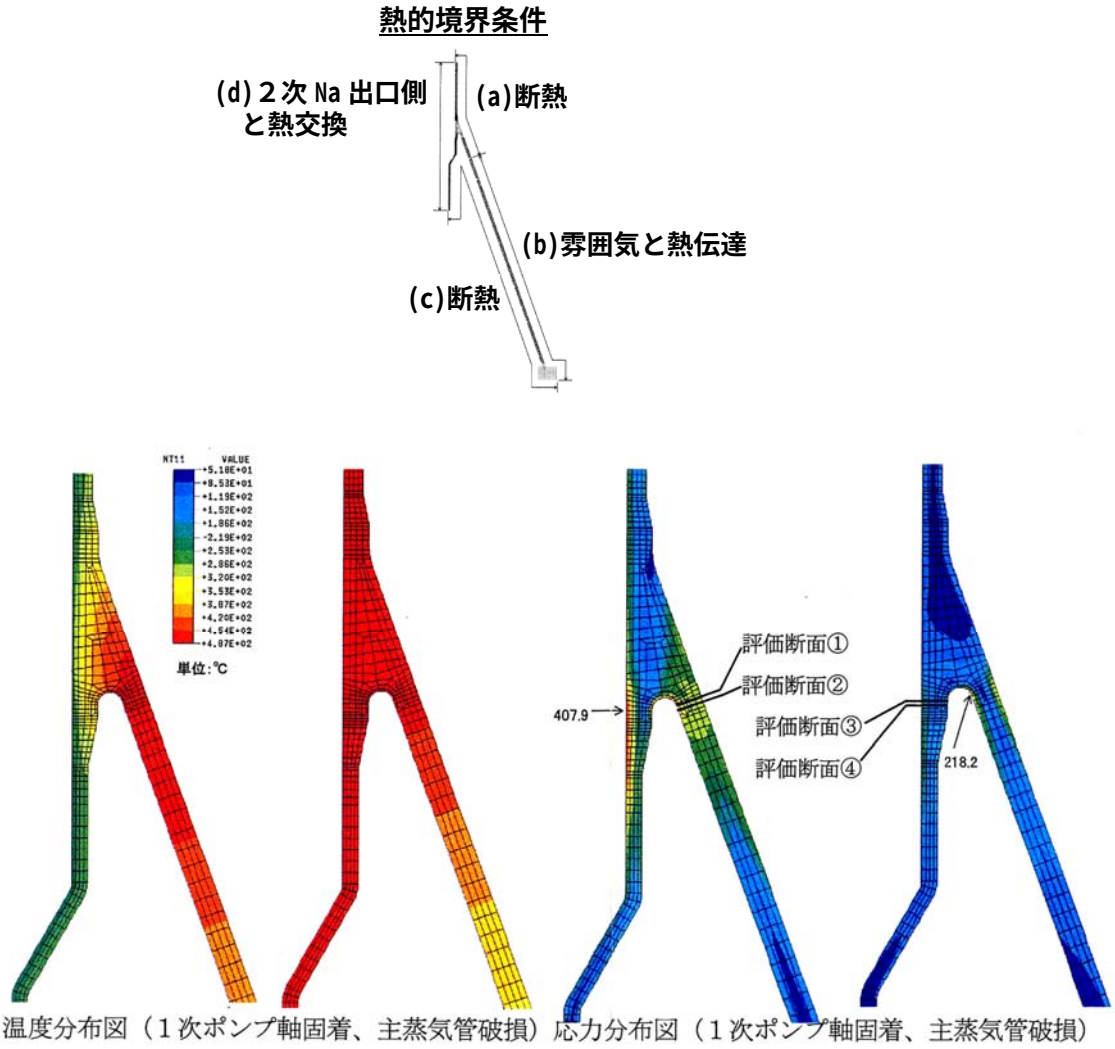


図 2.2.2.51　スカート付根Ｙピース部の熱応力解析結果

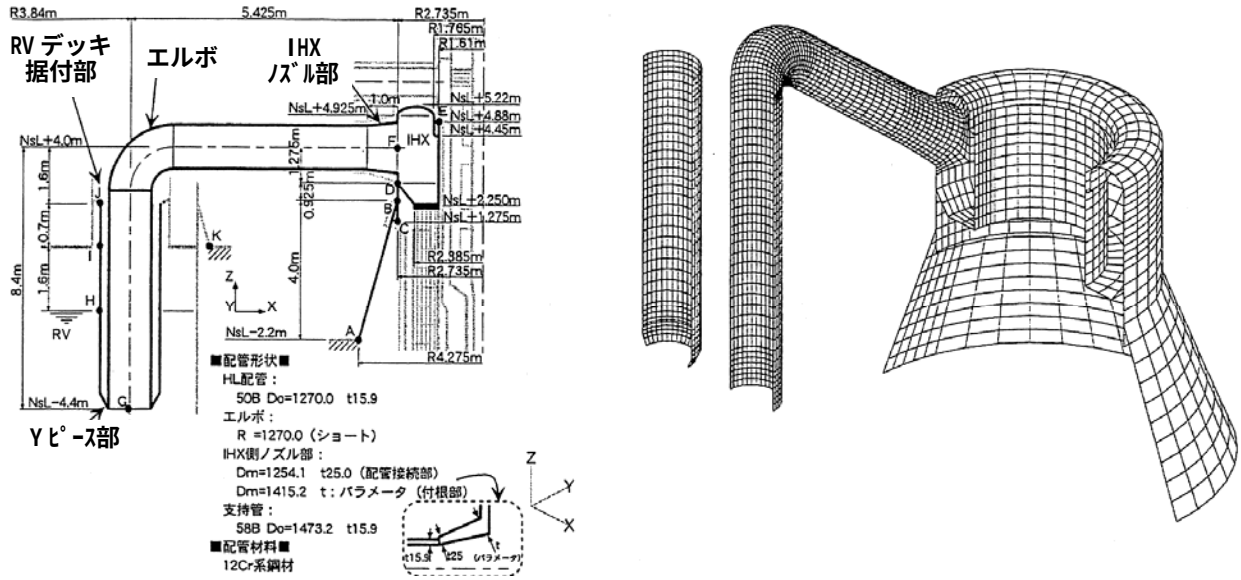


図 2.2.2.52　ＩＨＸ入口ノズル及びＨＬ配管熱膨張解析モデル

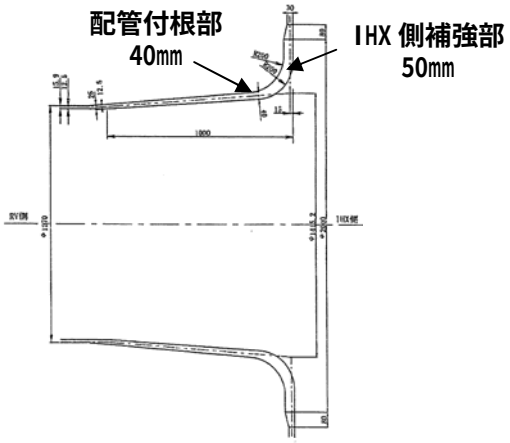


図 2.2.2.53　入口ノズルの構造概念（大型炉）

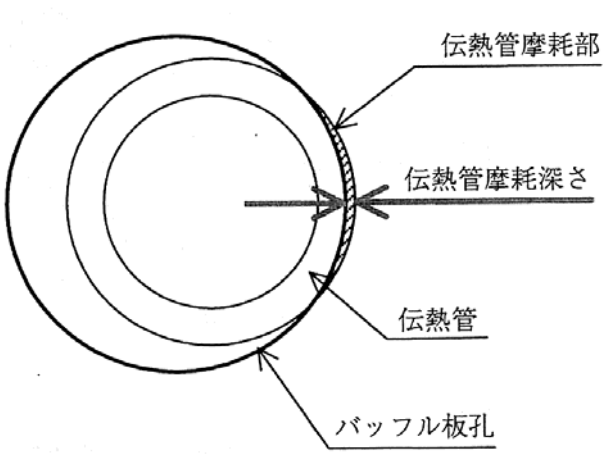


図 2.2.2.54　ＩＨＸ伝熱管の磨耗形態

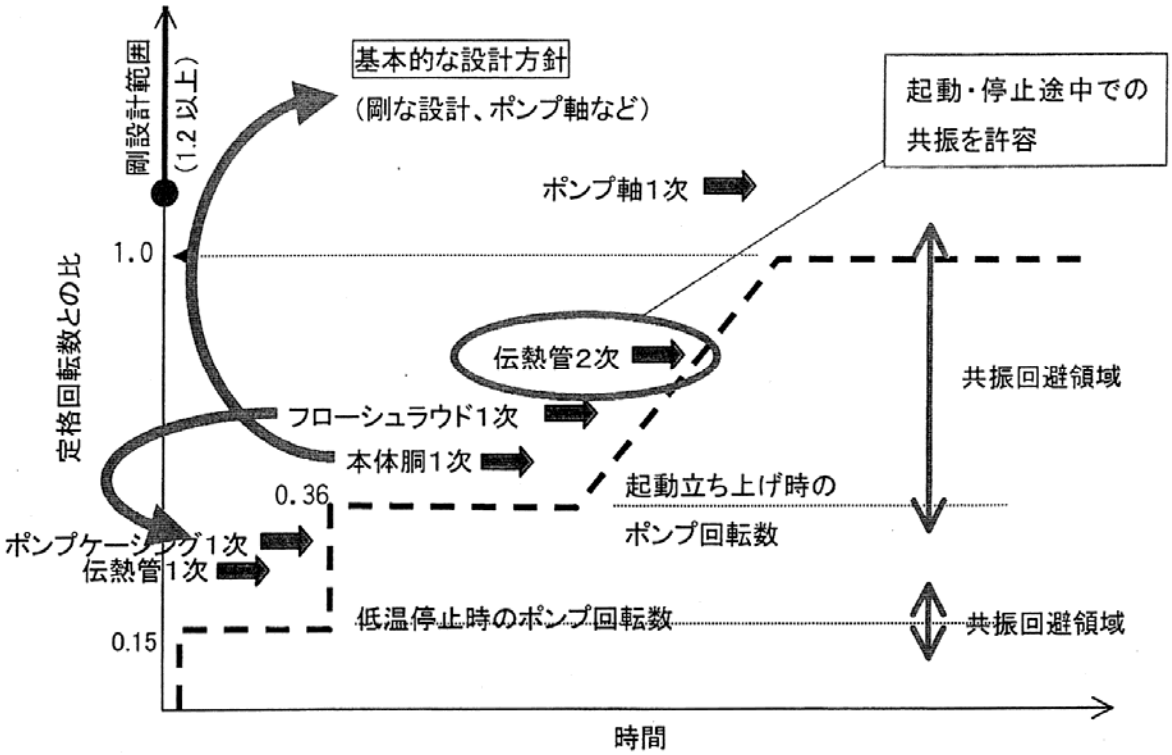
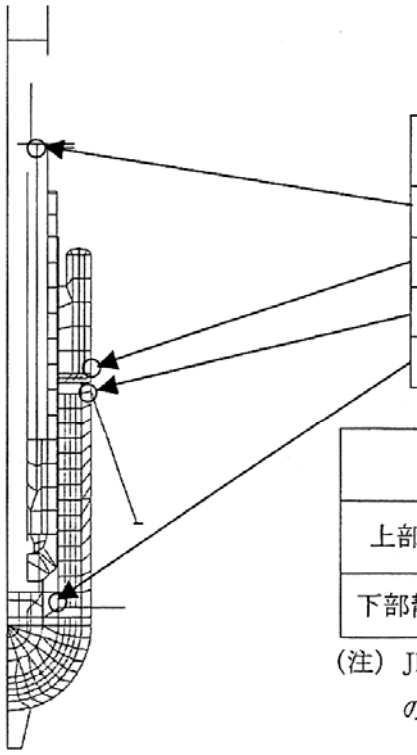


図 2.2.2.55　ポンプ回転数との共振回避方針



部位	発生応力 (N/mm²)	許容応力 (N/mm²)	評価
ポンプ付根	24.6	398.0	○
管板と本体胴付根	18.1	264.6	○
スカート付根	65.8	284.5	○
下部管板付根	31.7	339.0	○

部位	解析結果 (N)	最小厚さ／最大荷重(N)	許容厚さ／許容荷重(N)	評価
上部玉軸受け	4.12×10^{4}	31.1μm 1.81×10^{5}	30.7μm	○
下部静圧軸受け	3.28×10^{4}	1.41×10^{5}	2.67×10^{5}	○

(注) JEAG を参考にスペクトルモーダル解析で得られた軸受け荷重の 4.3 倍を最大荷重とした

図 2.2.2.56　耐震解析結果及びポンプ動的機能維持評価結果
（中型モジュール炉）

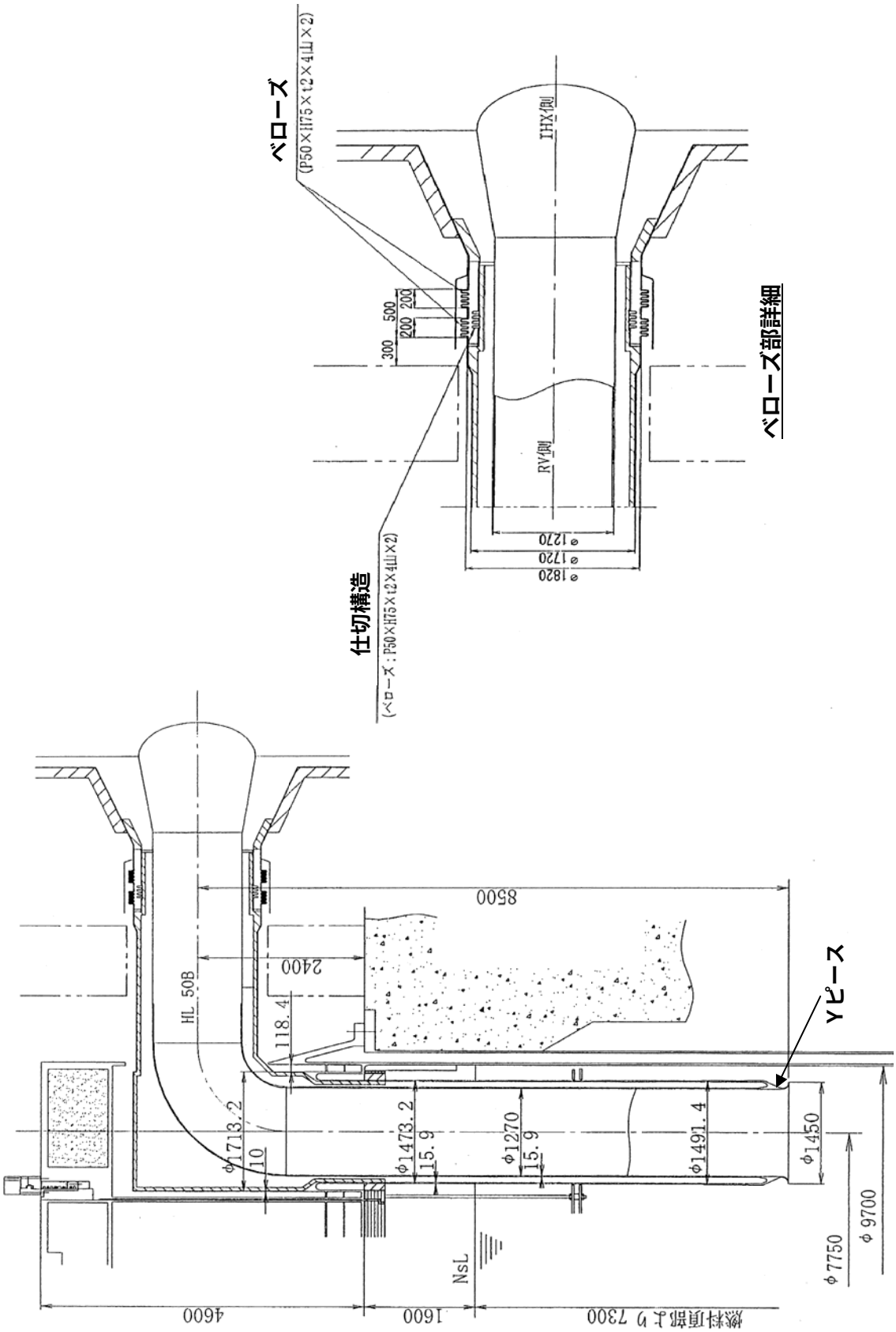


図 2.2.2.57　1次系ＨＬ配管概念図（大型炉）

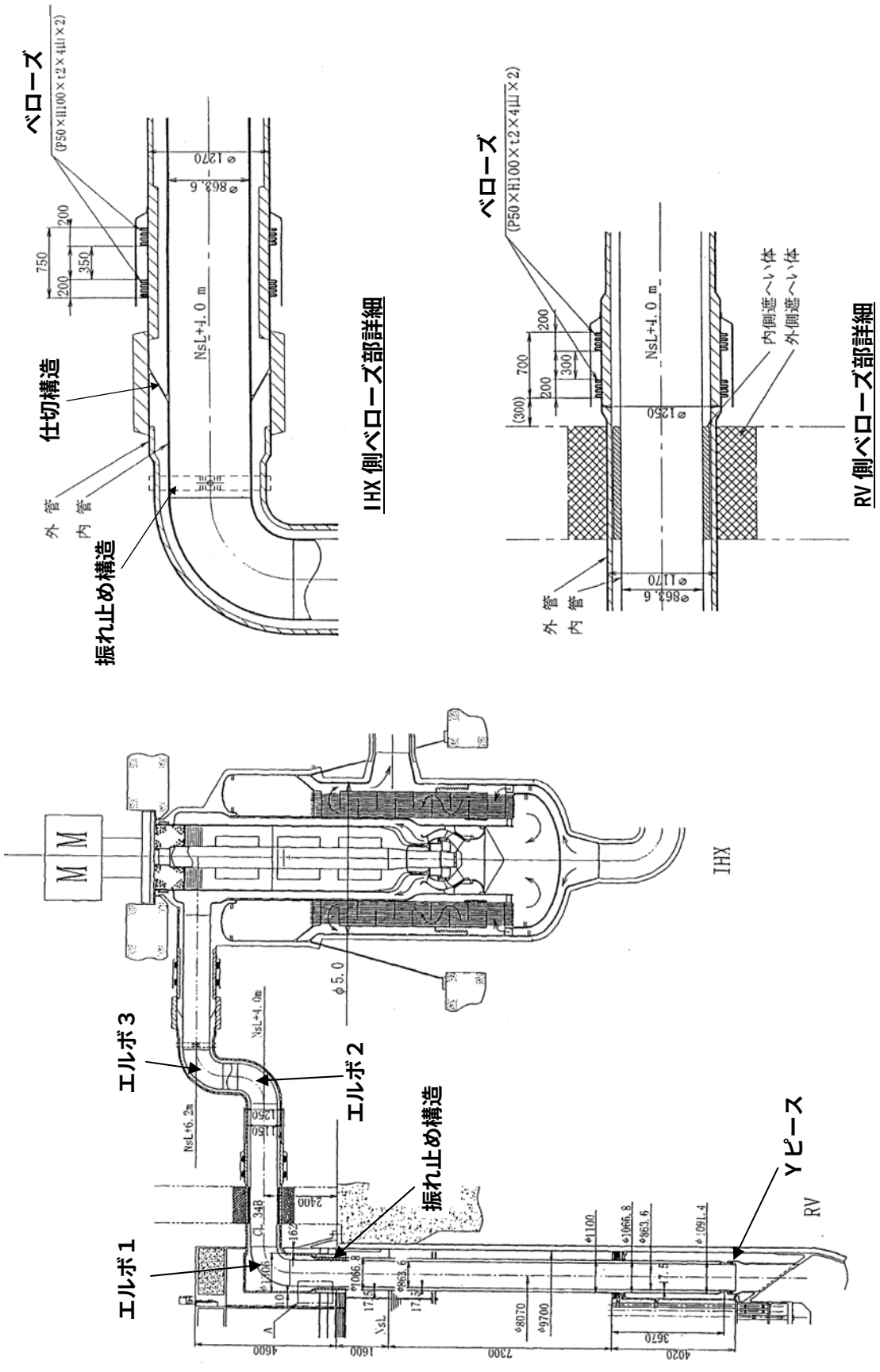


図 2.2.2.58　1次系ＣＬ配管概念図（大型炉）

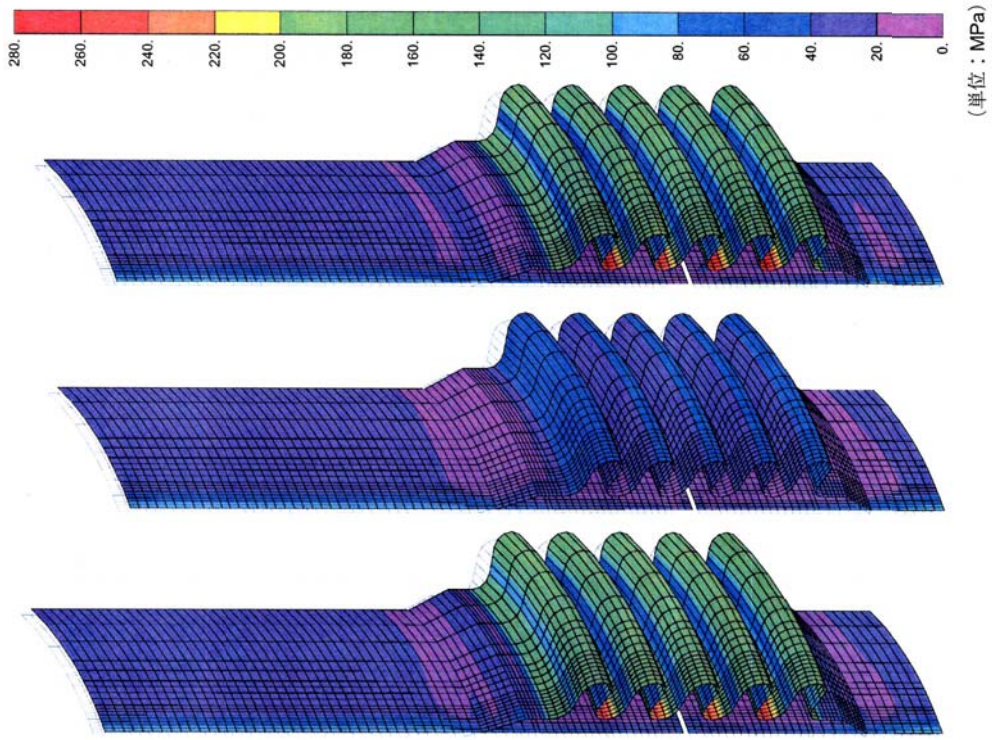


図 2.2.2.60 熱膨張応力解析結果の一例

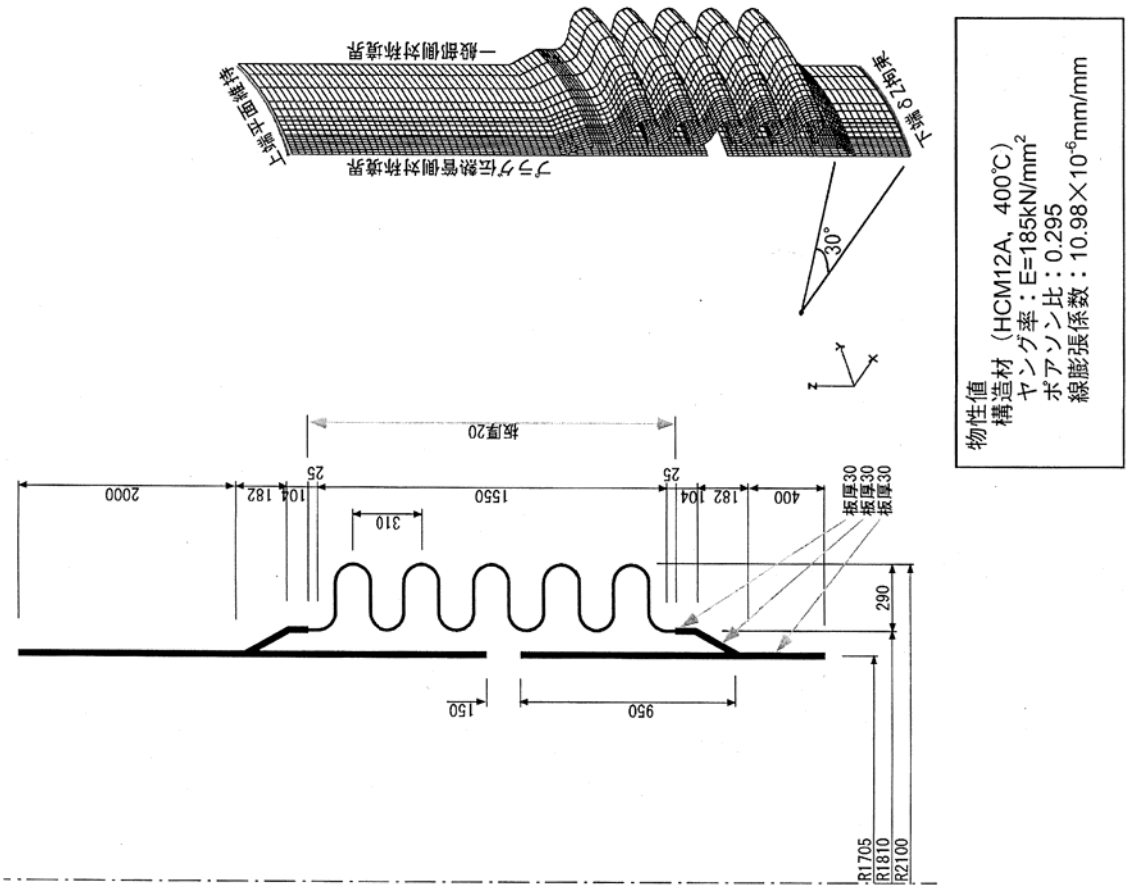


図 2.2.2.59 胴ベローズ形状と応力解析モデル

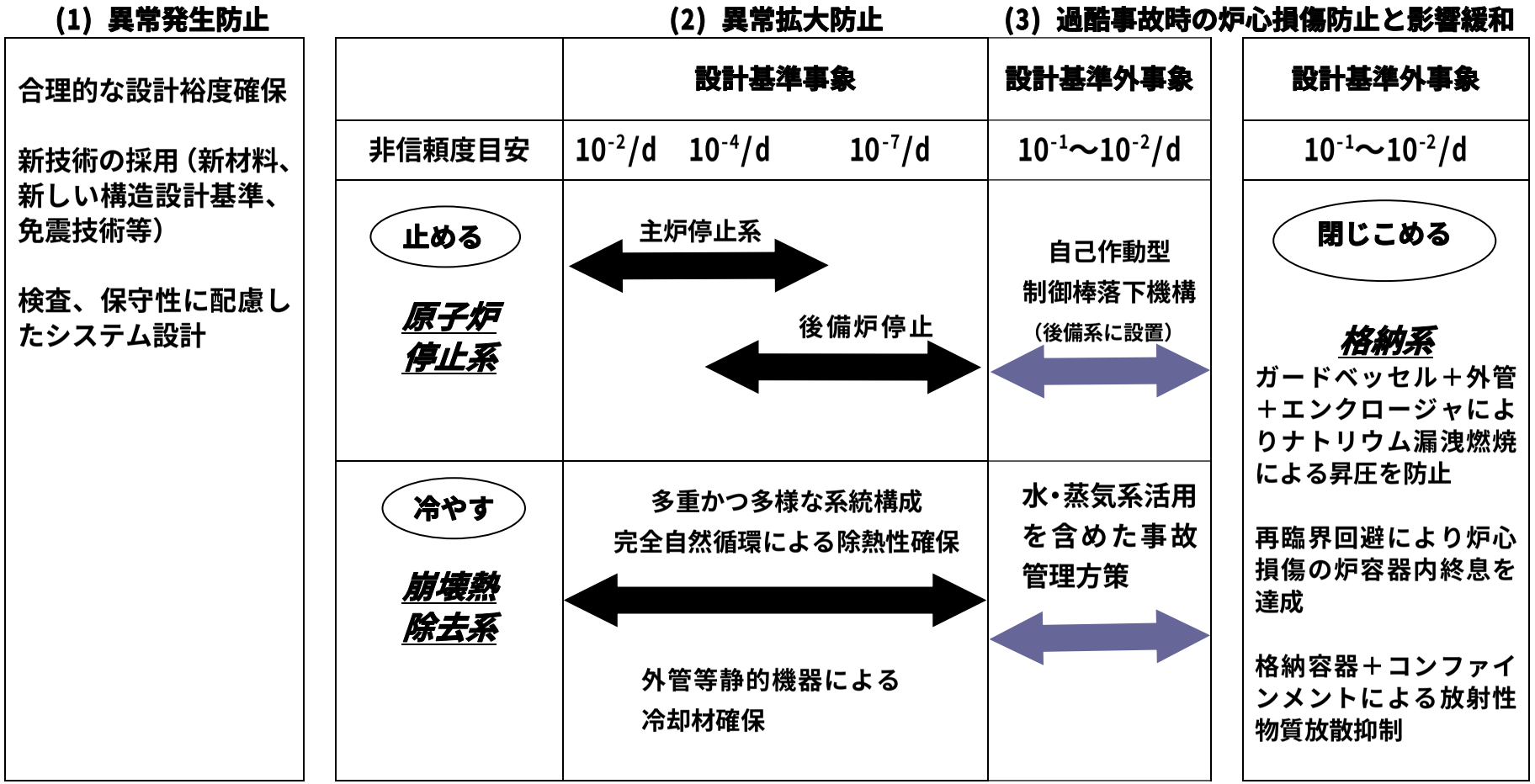


図 2.2.2.61 ナトリム冷却炉の安全設計の考え方

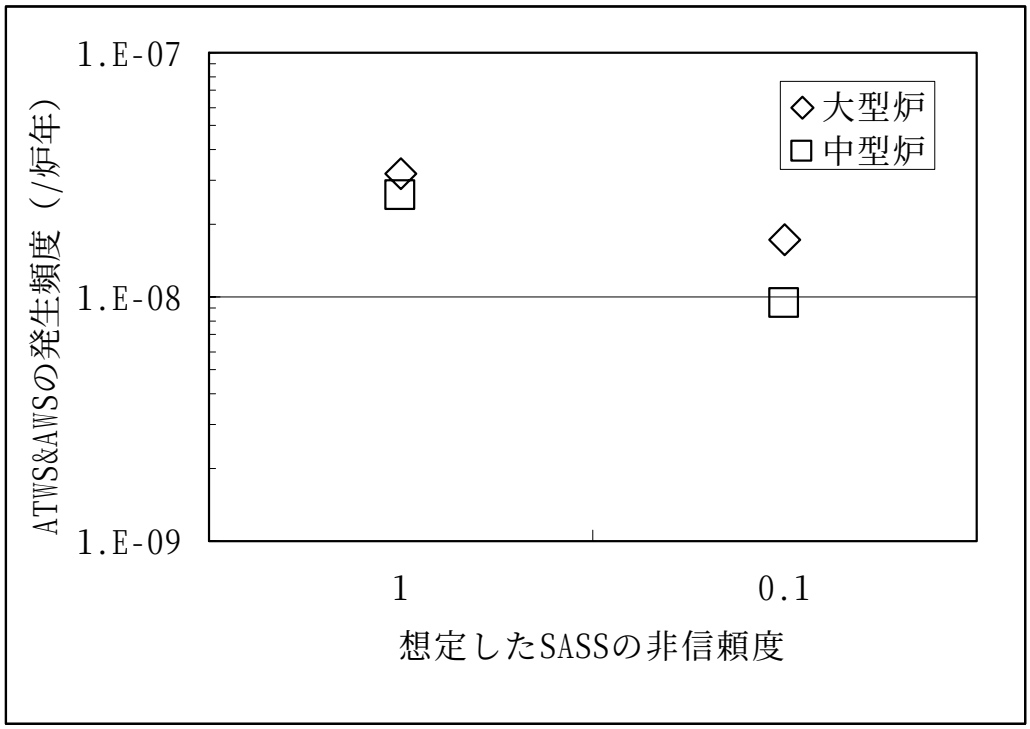


図 2.2.2.62　ナトリウム炉における ATWS&AWS の発生頻度の点推定値の比較

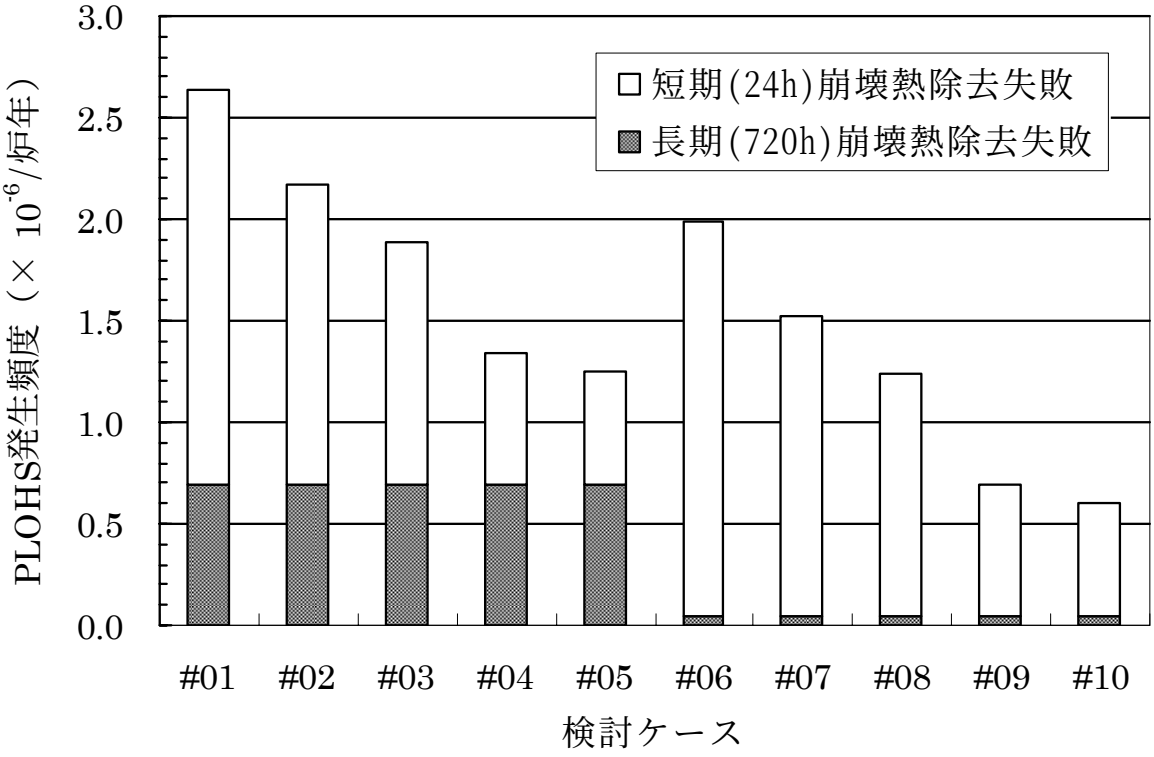


図 2.2.2.63　単管の SG を採用した大型 Na 炉の PLOHS 発生頻度の比較

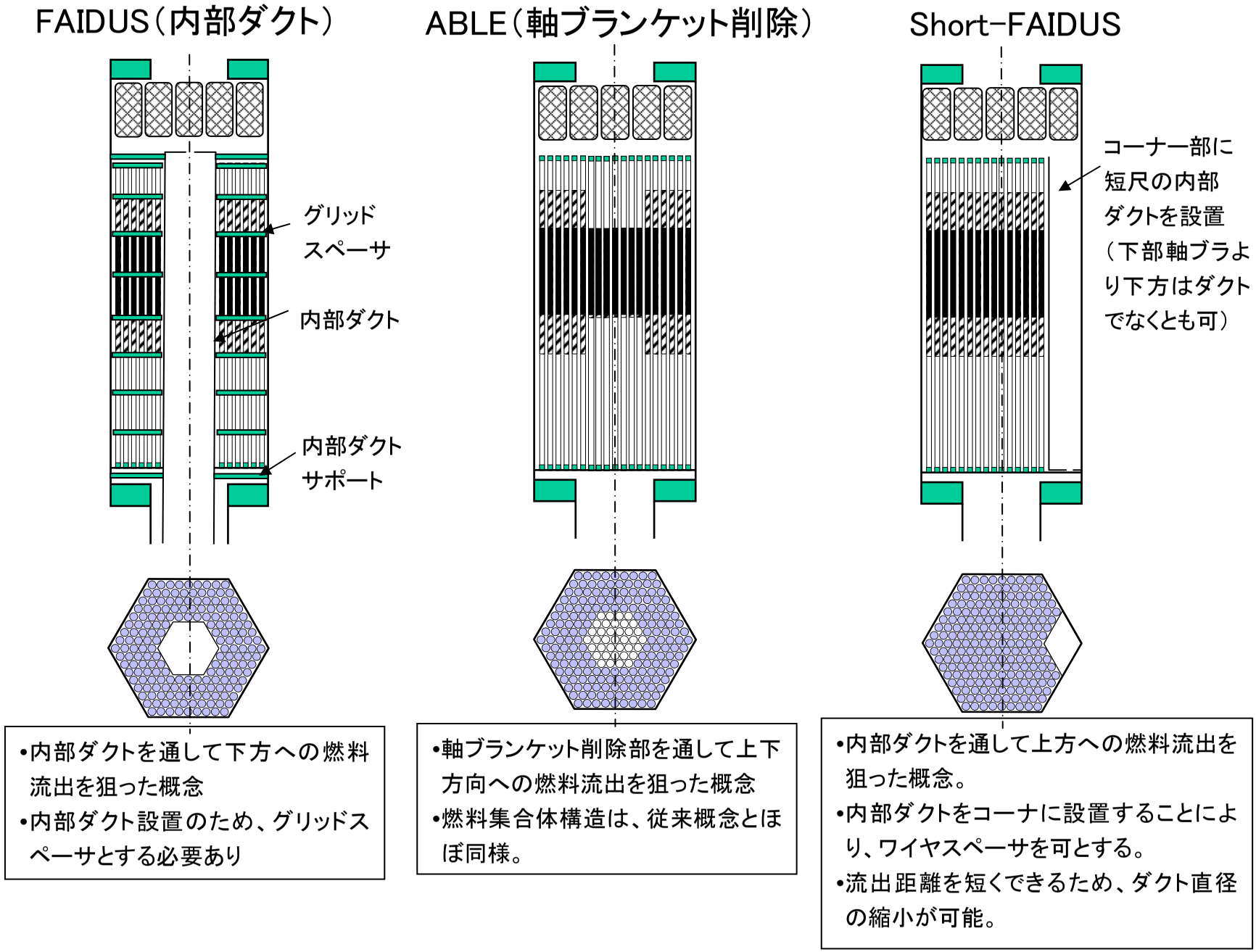


図 2.2.2.64　溶融燃料排出促進をねらった燃料集合体概念

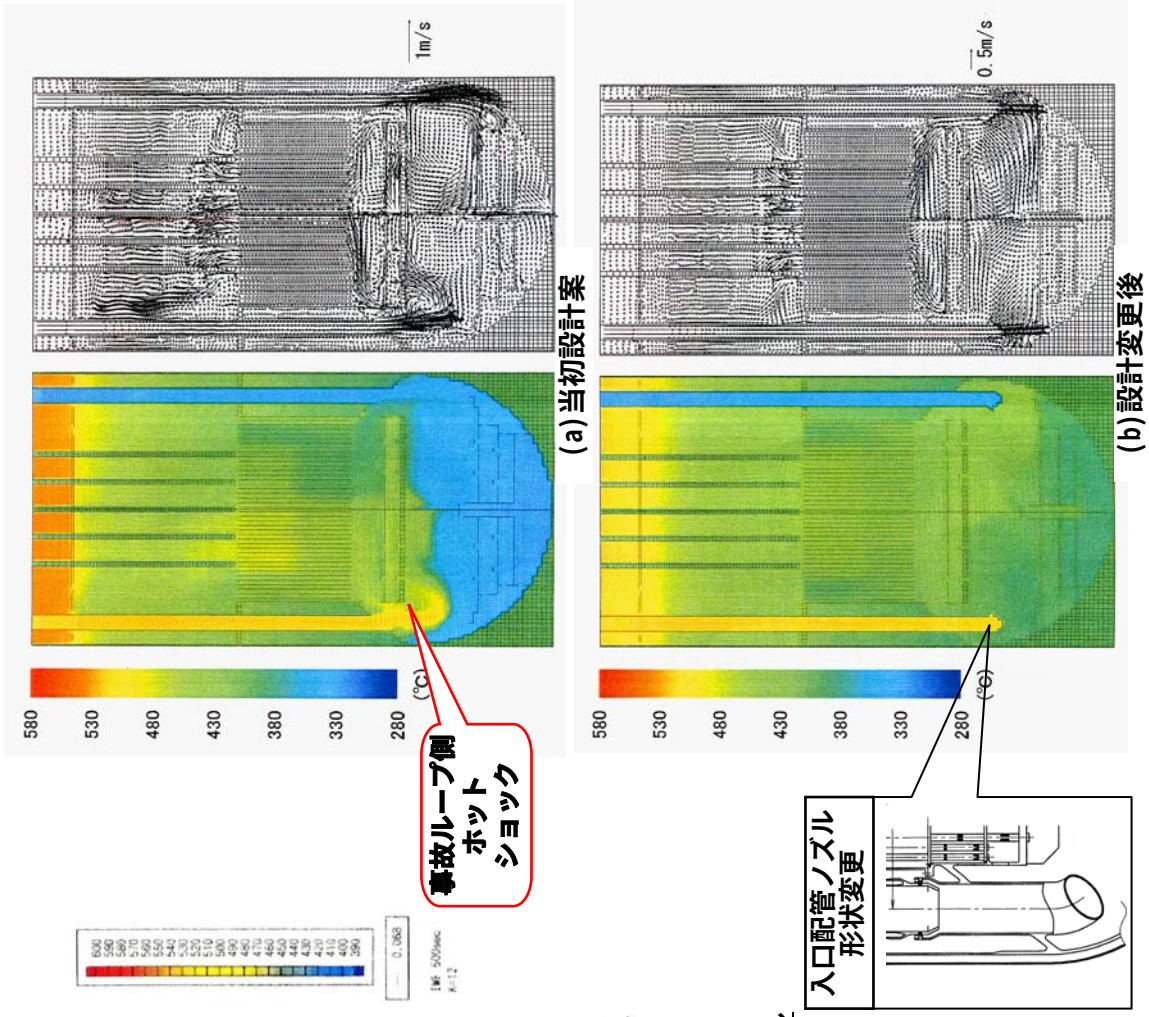


図 2.2.2.66　下部プレナム非対称事象の解析結果(1200 秒後)

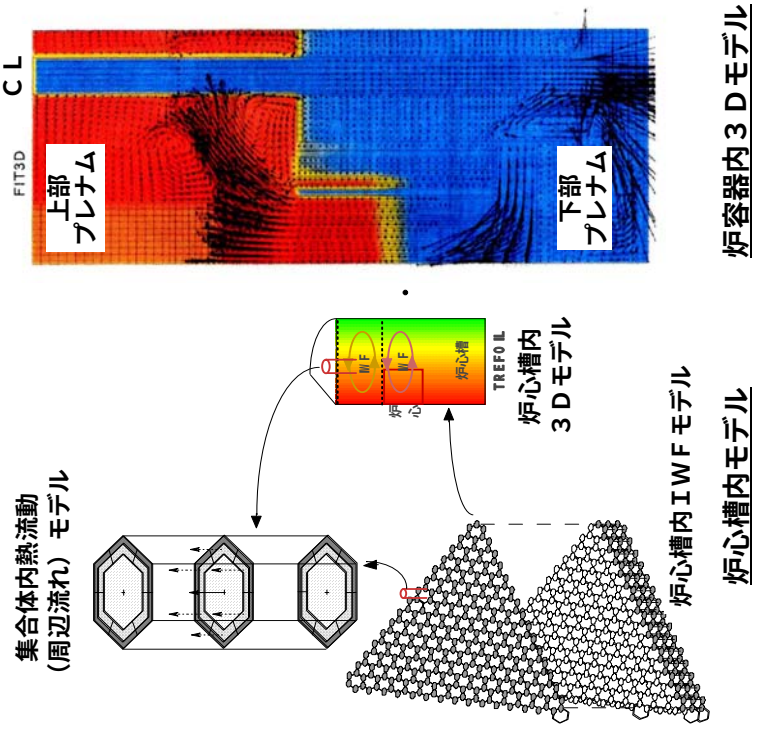
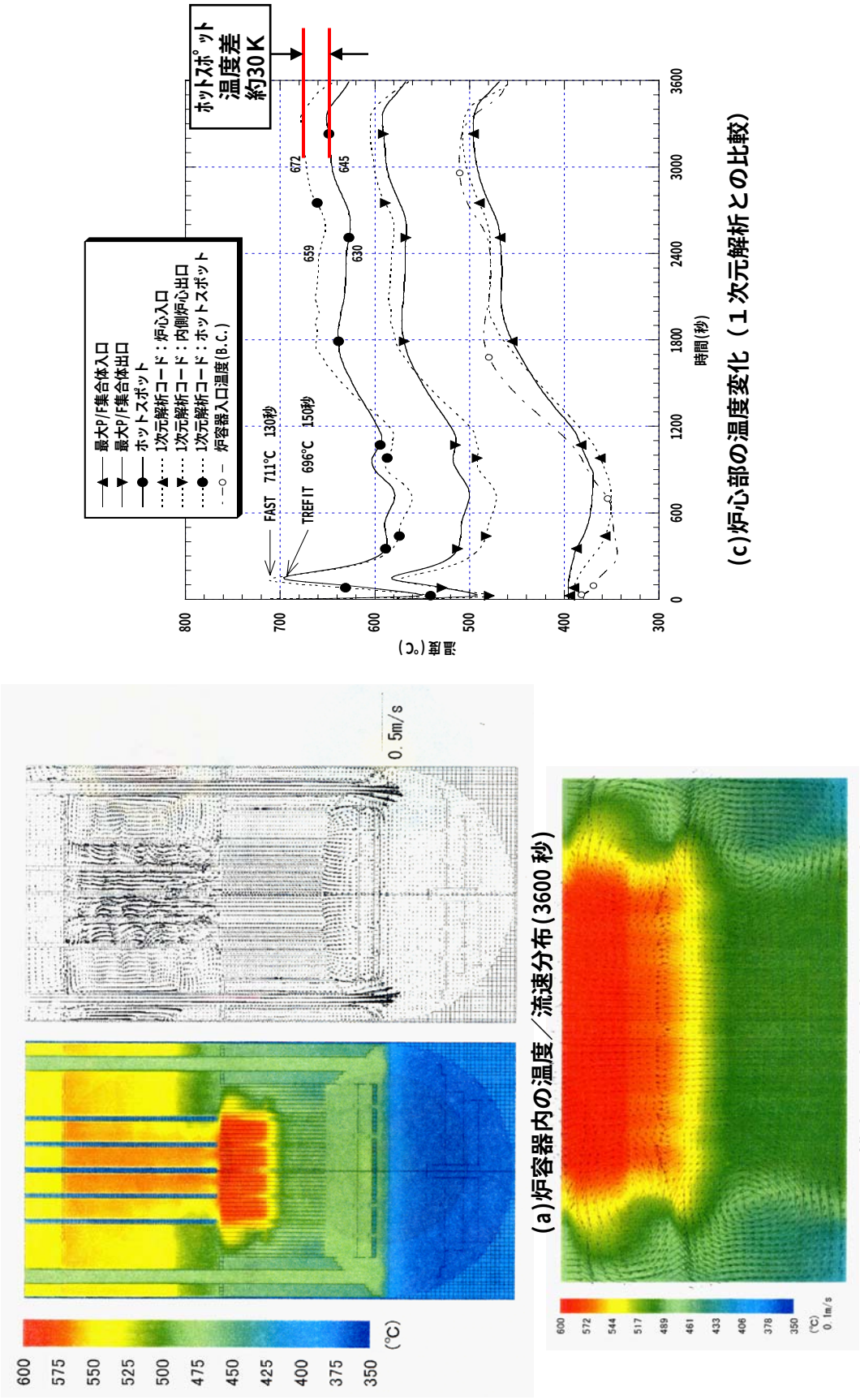


図 2.2.2.65　炉容器全体３次元熱流動
解析モデル



(a)炉容器内の温度／流速分布(3600 秒)

(b)炉心槽内の温度／流速分布(3600 秒)

(c)炉心部の温度変化（１次元解析との比較）

図 2.2.2.67　自然循環除熱特性解析結果

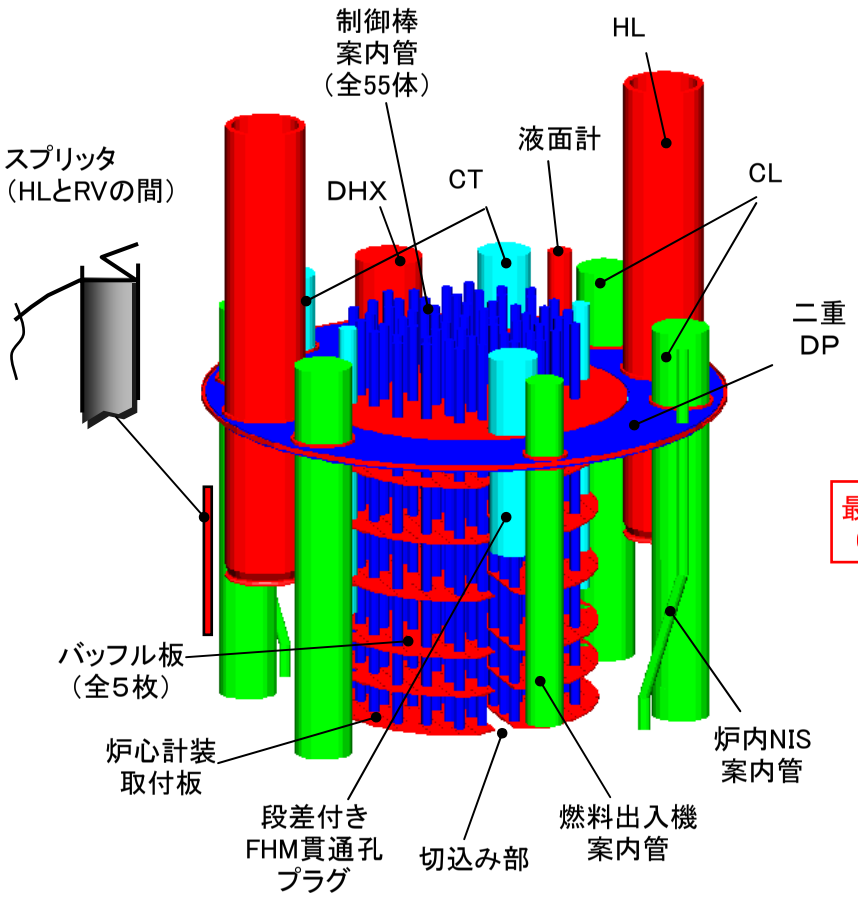


図 2.2.2.68　大型炉上部プレナム流動解析モデル

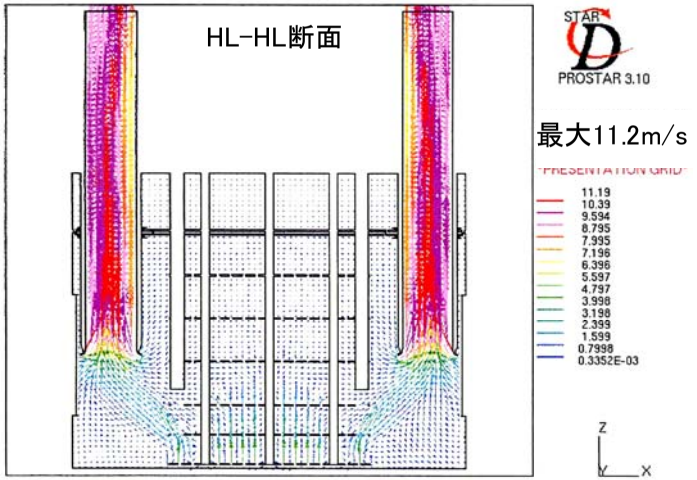
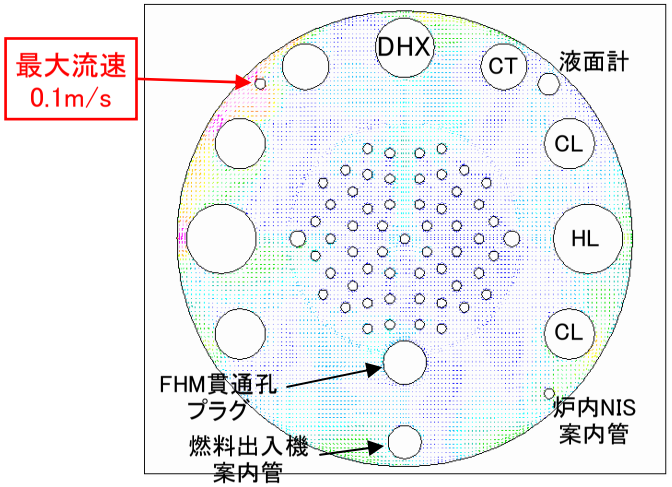
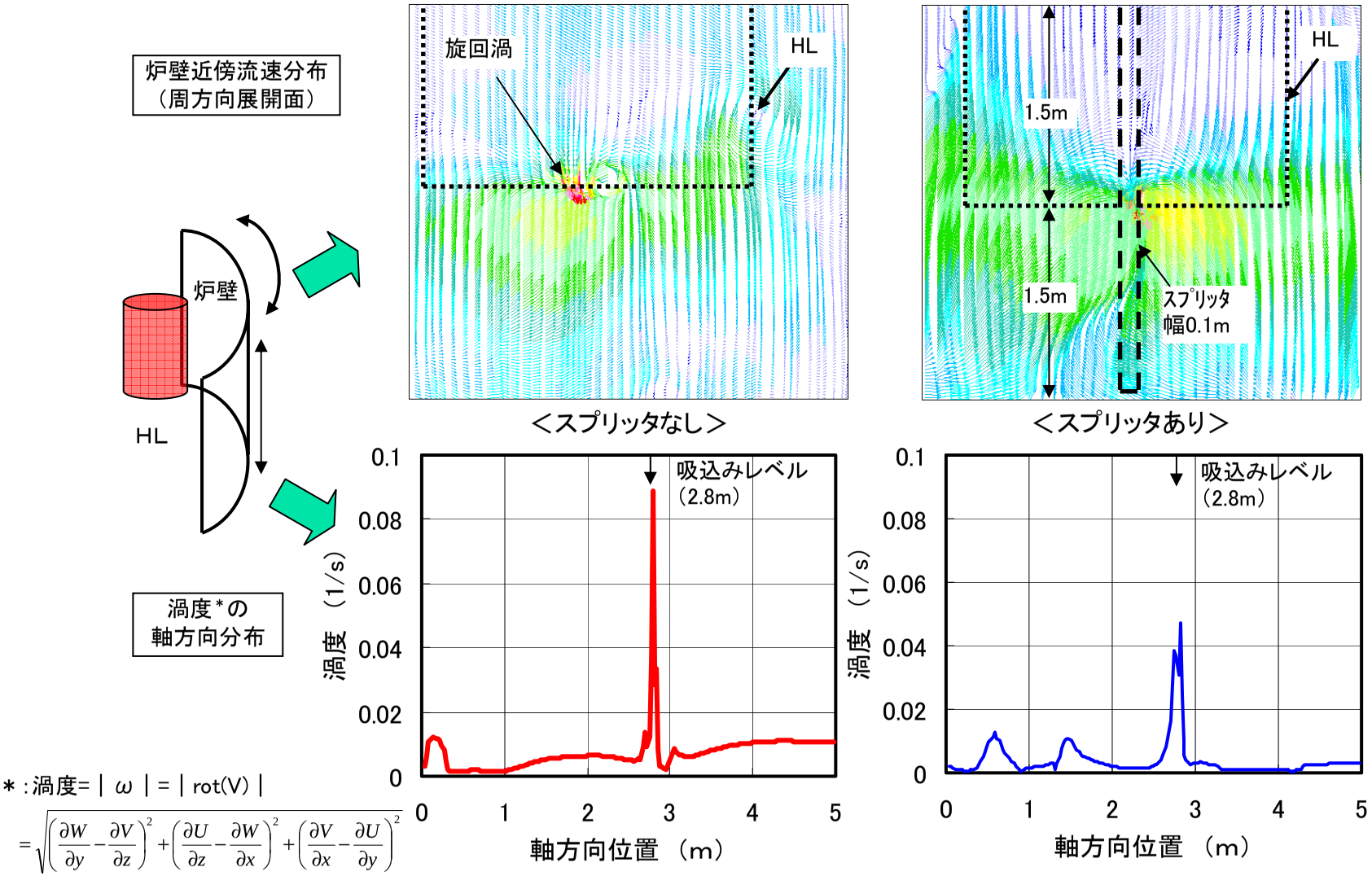


図 2.2.2.69　鉛直断面での流速分布



液面近傍での最大流速0.1m/s
≒ガス巻き防止可能な流速
（実証炉IHX試験での知見）

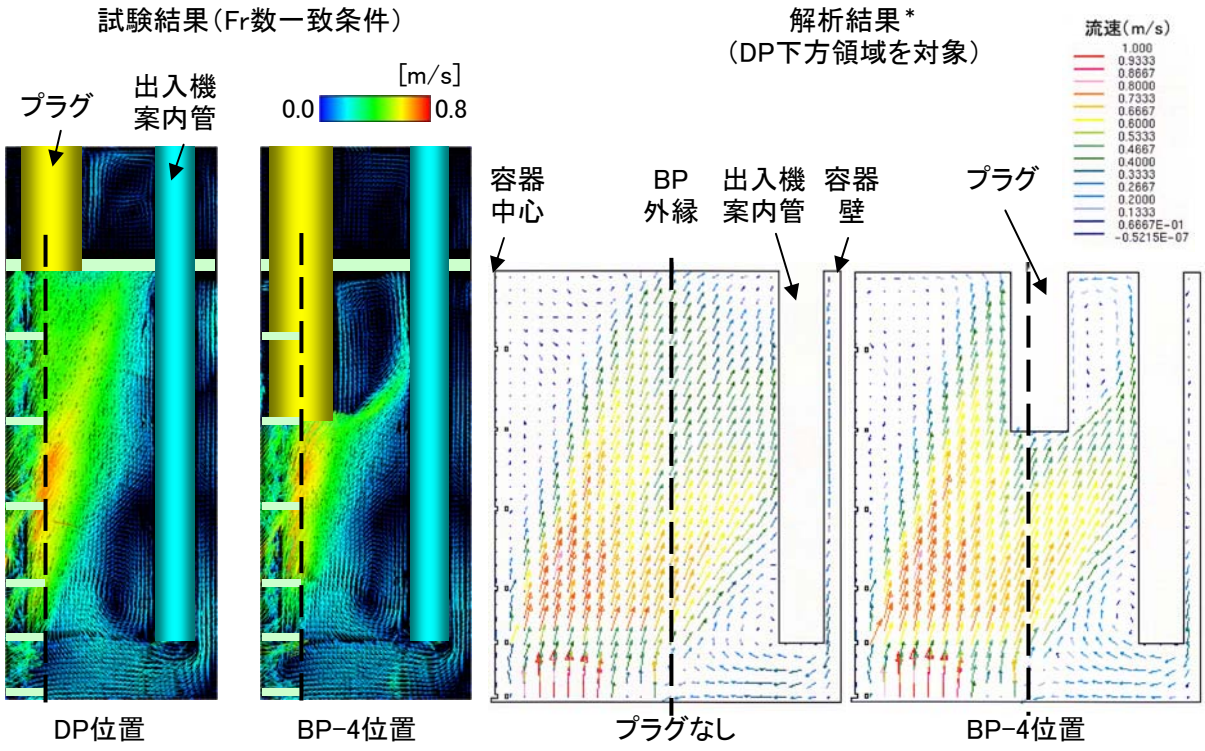
図 2.2.2.70　液面部の水平方向流速分布



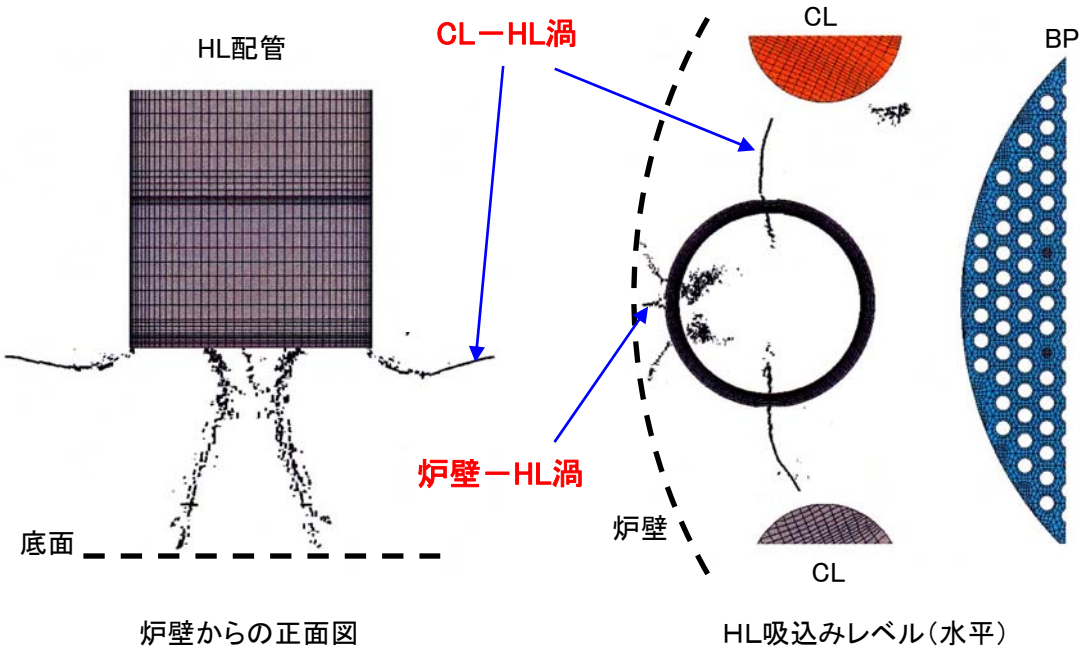
＊：渦度=｜ω｜=｜rot(V)｜

$$=\sqrt{\left(\frac{\partial W}{\partial y}-\frac{\partial V}{\partial z}\right)^2+\left(\frac{\partial U}{\partial z}-\frac{\partial W}{\partial x}\right)^2+\left(\frac{\partial V}{\partial x}-\frac{\partial U}{\partial y}\right)^2}$$

図 2.2.2.71　スプリッタ設置による渦度低減効果



(a) ＦＨＭ貫通孔プラグ設置時の流況比較



(b)水中渦の渦中心位置の同定

図 2.2.2.72　1/10 縮尺水流動試験体系での流動解析結果

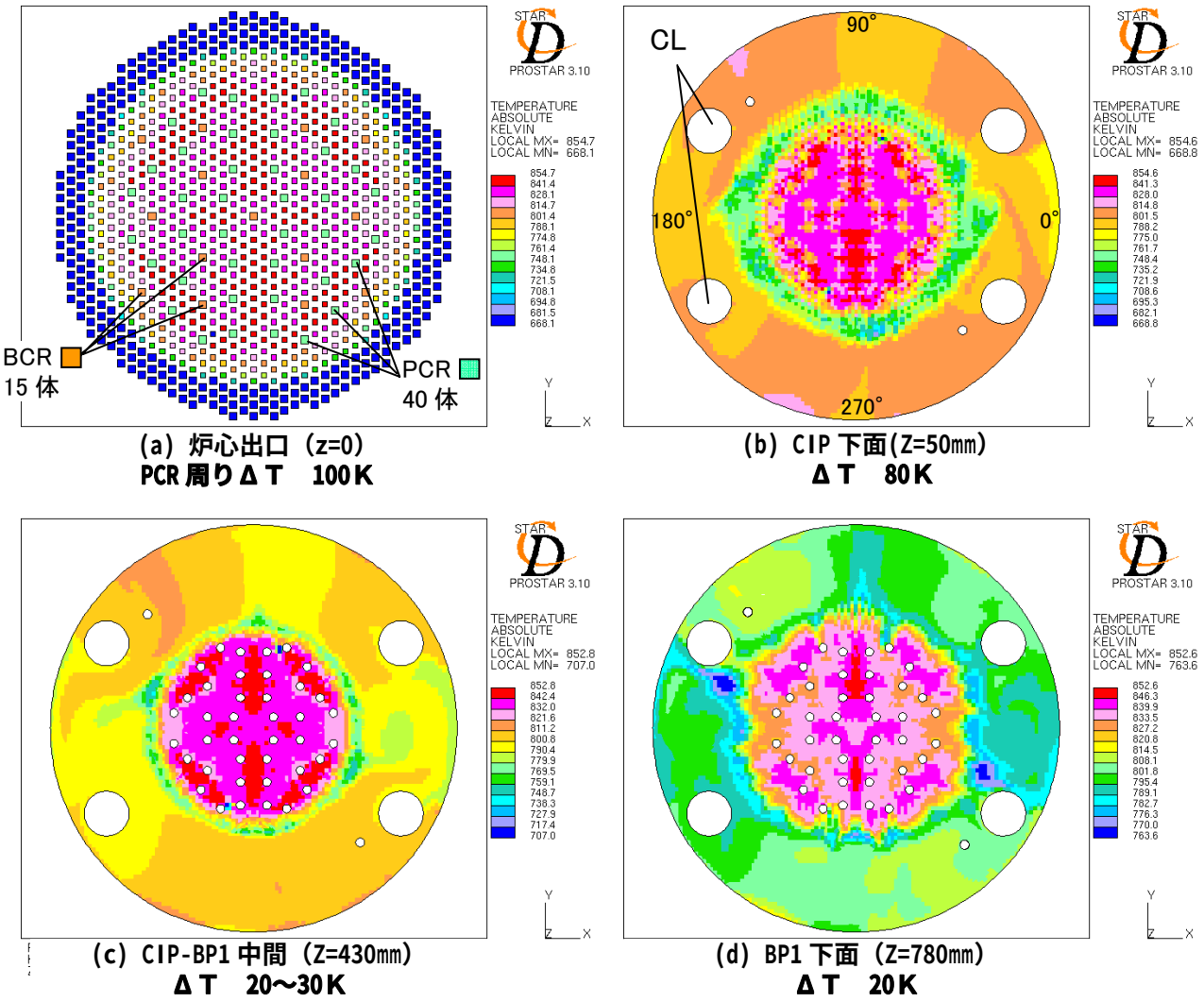


図 2.2.2.73　ＵＩＳ下部領域の温度分布解析結果

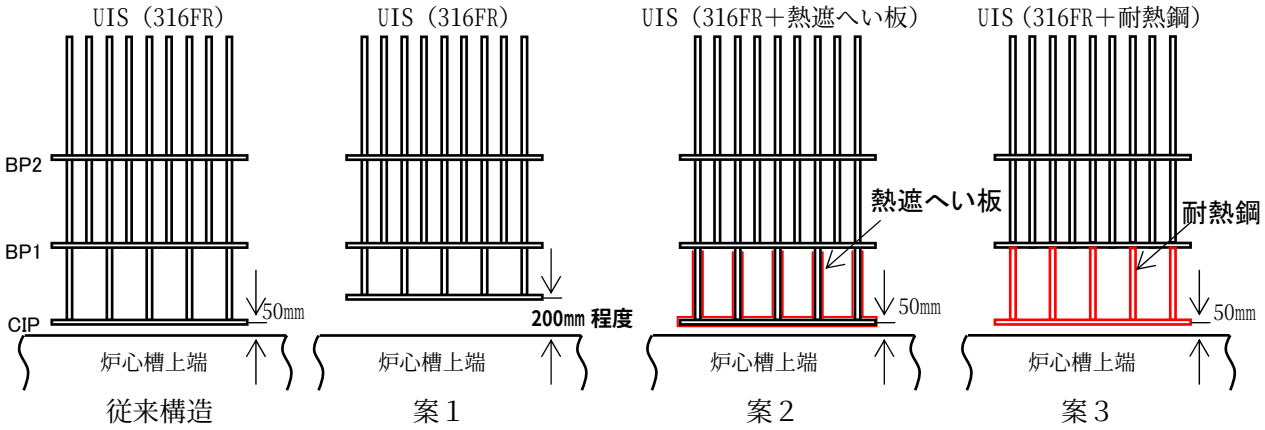


図 2.2.2.74　サーマルストライピング対策構造案

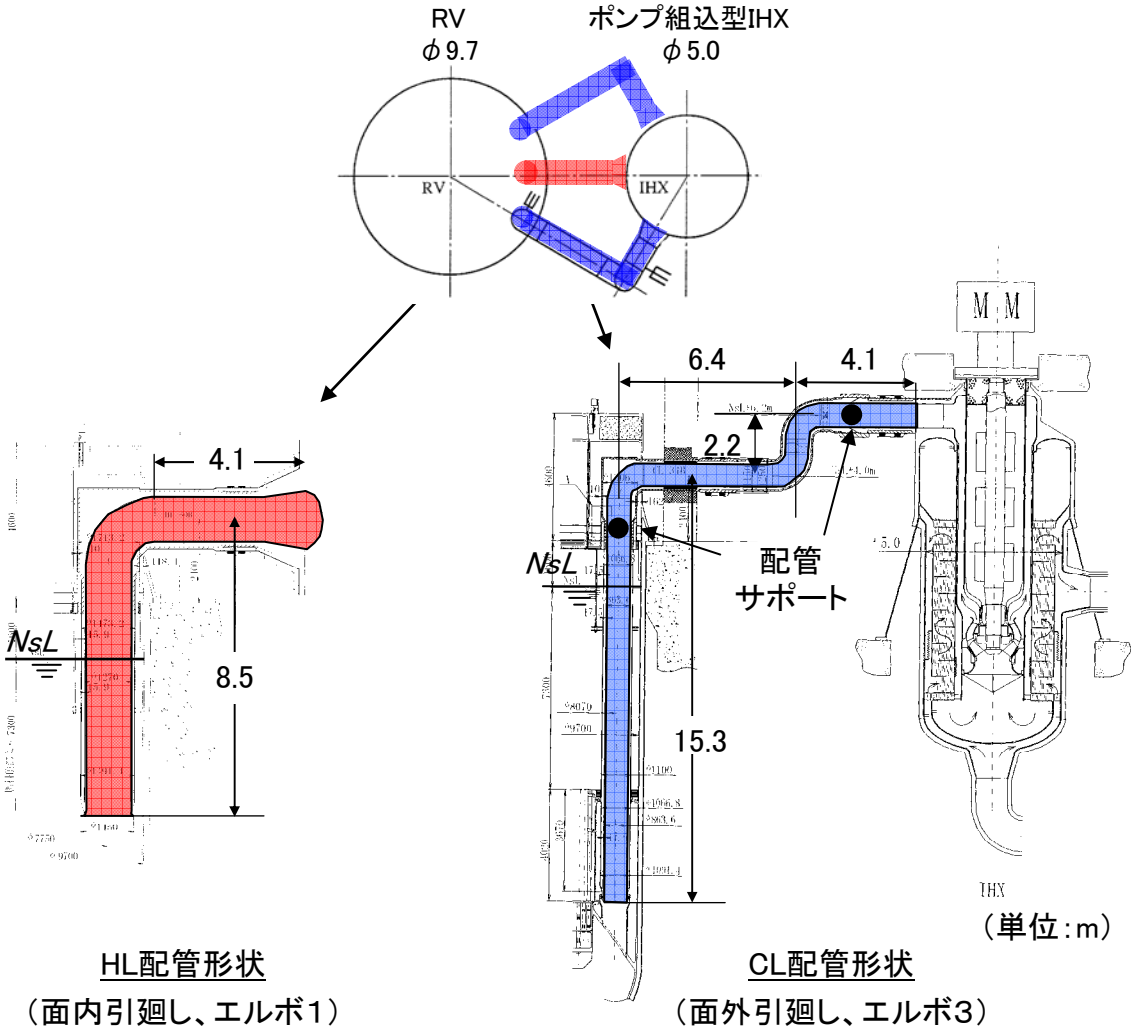


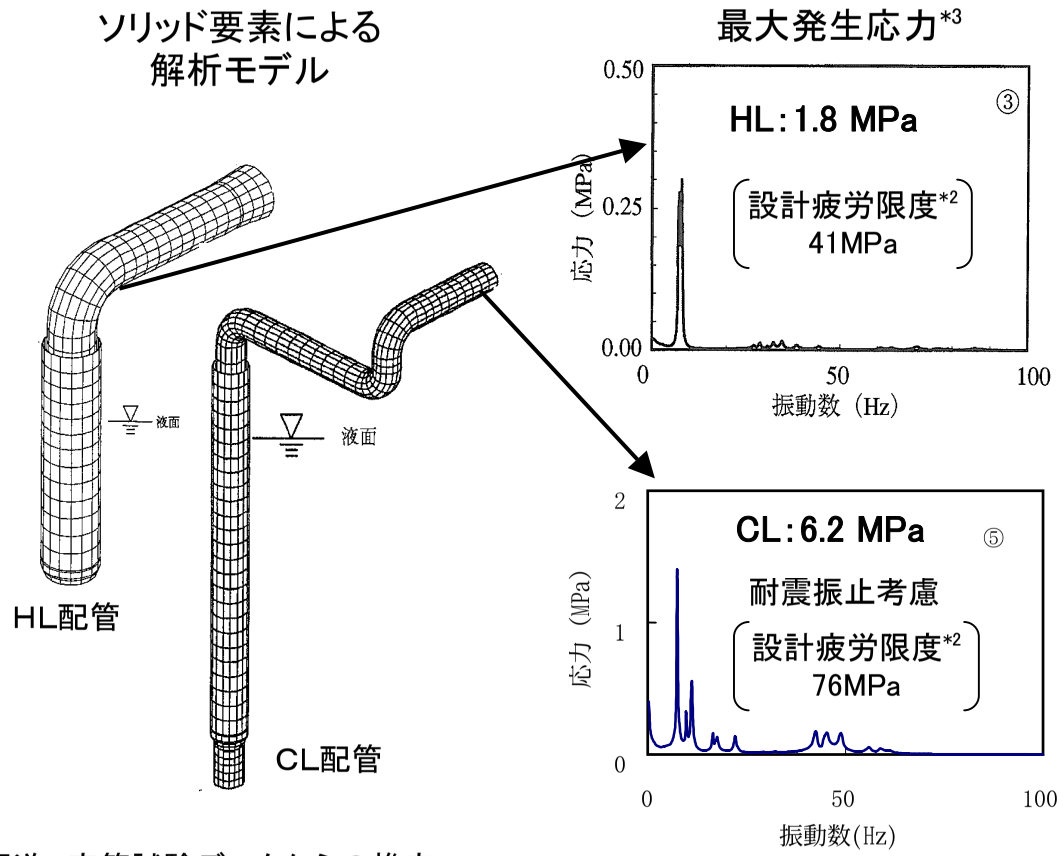
図 2.2.2.75　大型炉における１次系配管引廻し

課題：実機配管体系での詳細な圧力変動データ取得
→ 1/3縮尺 HL配管流力振動試験の実施（H15～16年度）

振動応答解析の入出力

入力
○固有値解析結果
・固有振動数、モード
○配管物性、境界条件
・縦弾性係数、密度
・流体密度、流速
・支持条件、振止
○圧力変動データ*1
・圧力変動スペクトル
・周方向、軸方向の相関長さ

出力
○応力、変位等



*1：実証炉逆U字管試験データからの推定
*2：2¼Cr−1Mo 鋼での疲労限度
*3：最大発生応力＝応力 RMS 値×換算係数(=3)×応力

図 2.2.2.76　１次系配管のランダム振動応答解析結果（大型炉）

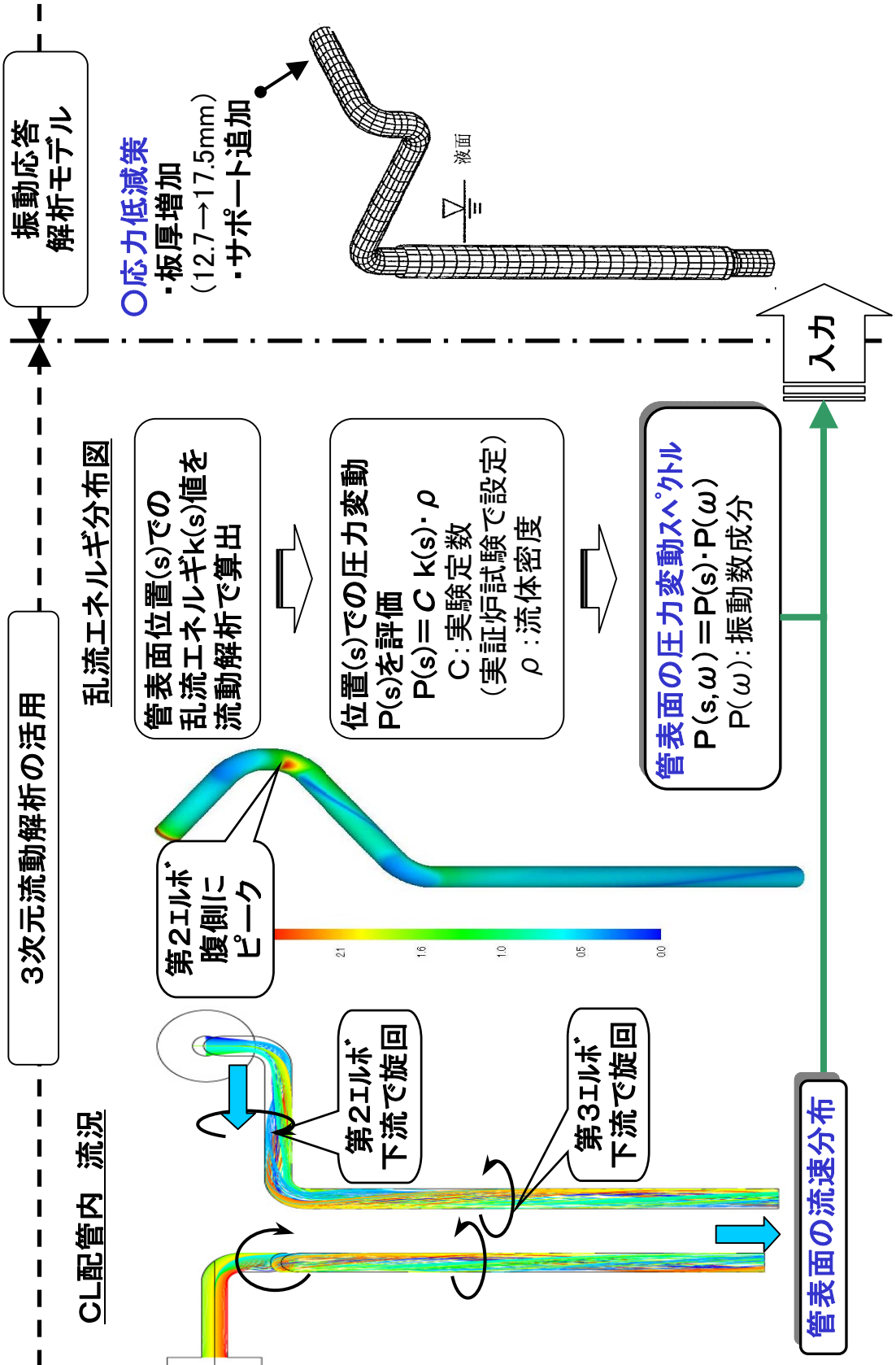
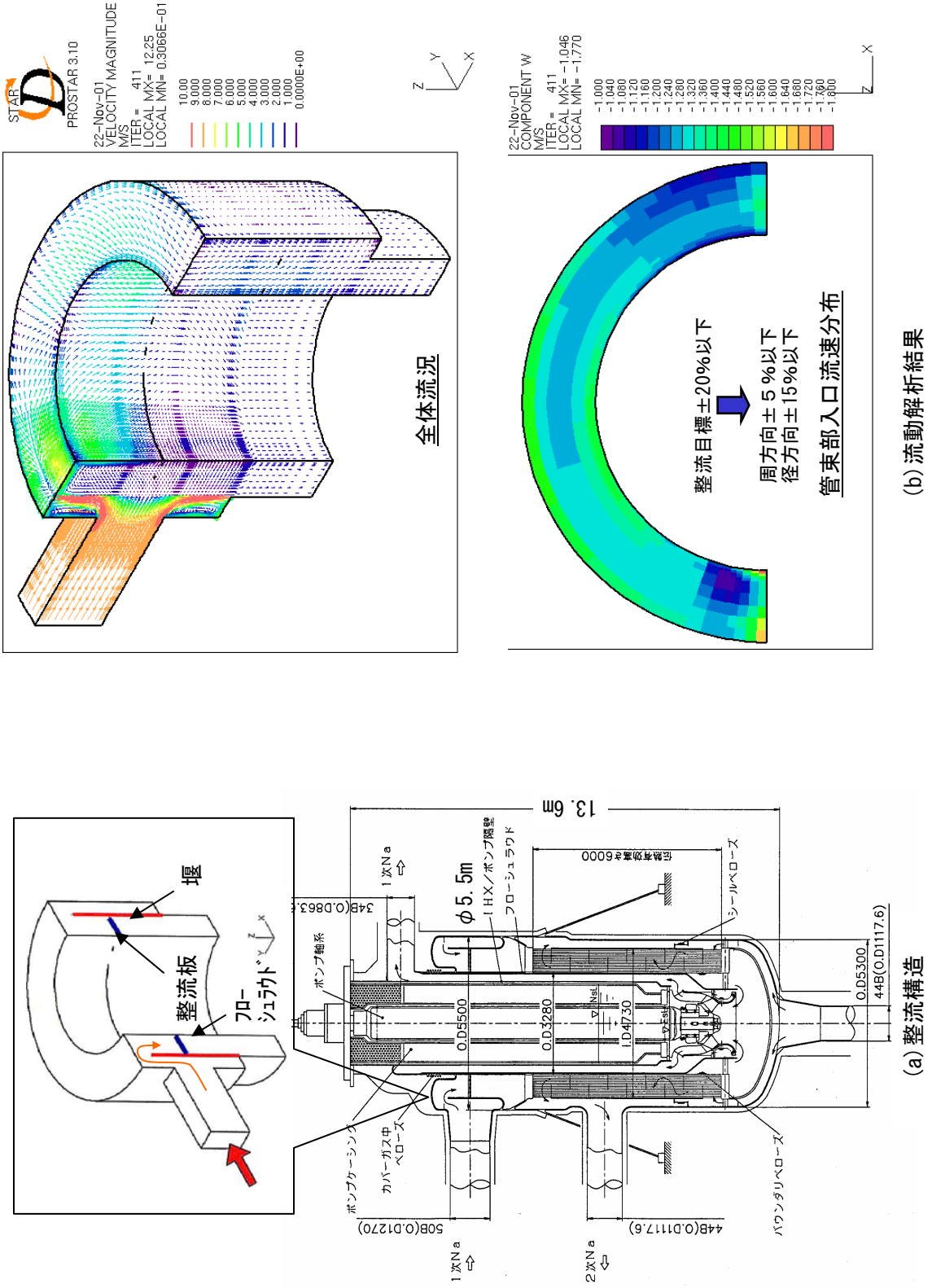


図 2.2.2.77　大型炉ＣＬ配管のランダム振動応答解析の高度化



(a) 整流構造　　(b) 流動解析結果

図 2.2.2.78　大型炉　ＩＨＸ入口プレナムの整流構造と流動解析結果

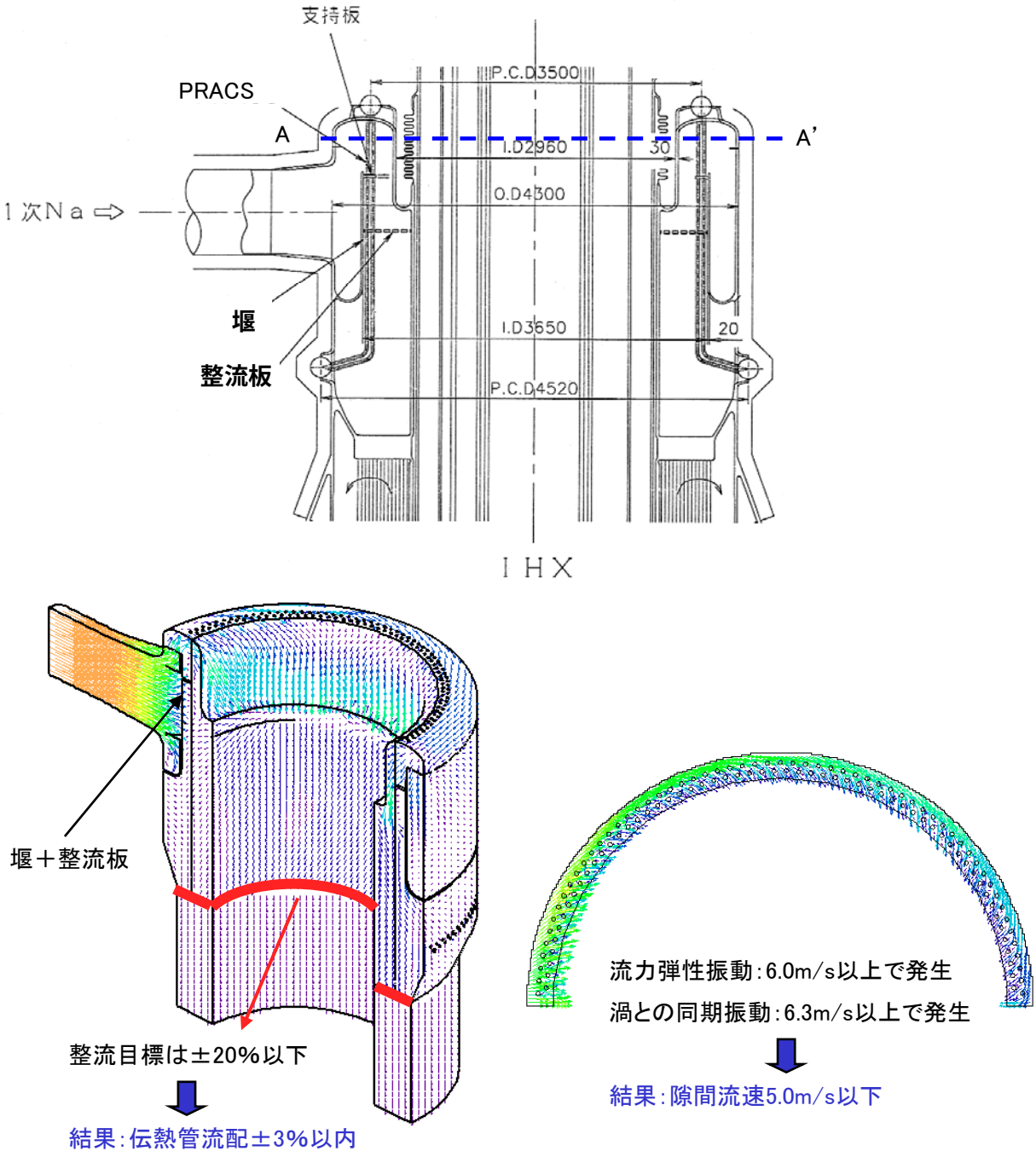


図 2.2.2.79　中型モジュール炉　ＩＨＸ入口プレナム流動解析結果

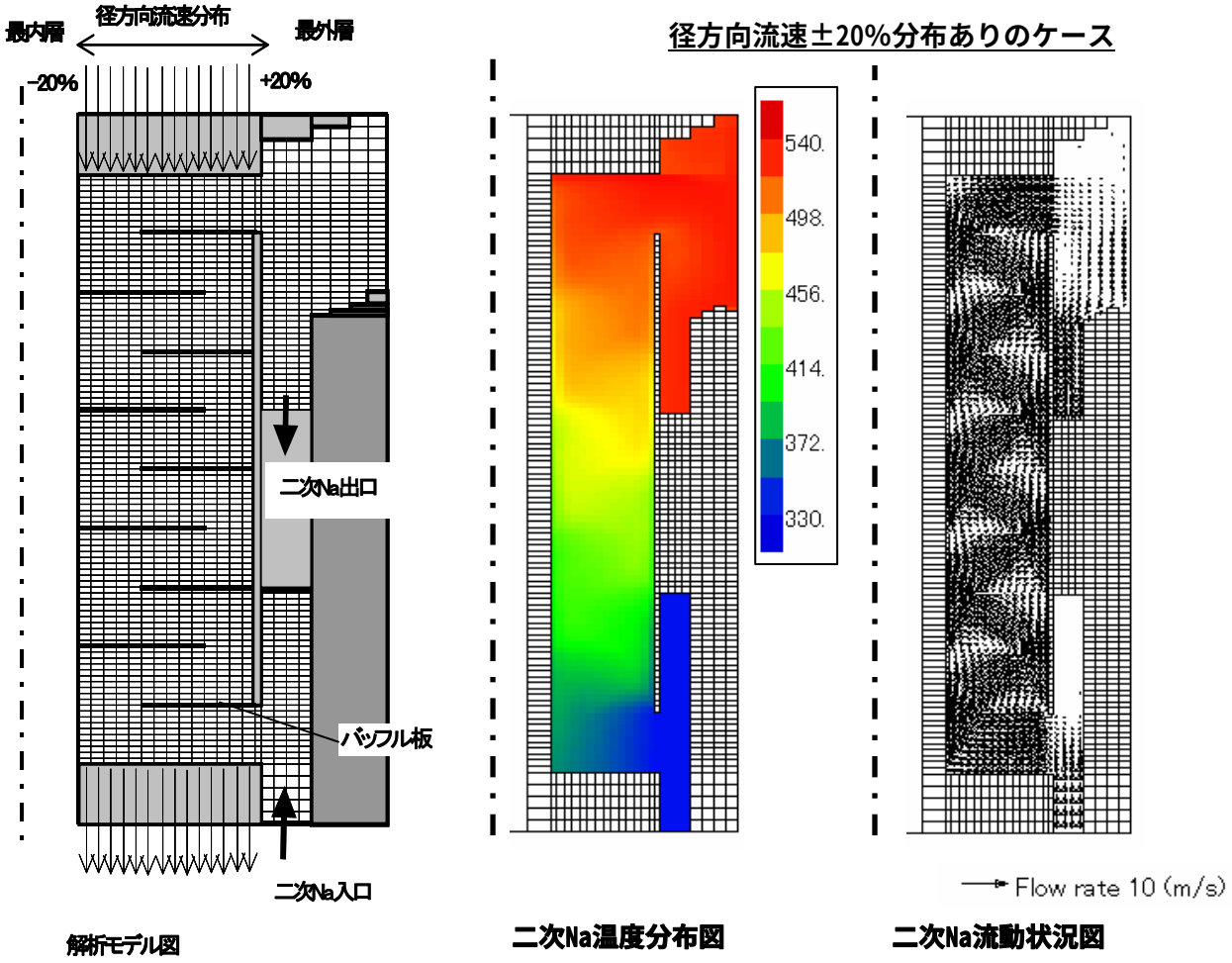


図 2.2.2.80　中型モジュール炉（H13 年度設計）の
ＩＨＸ管束部熱流動解析結果

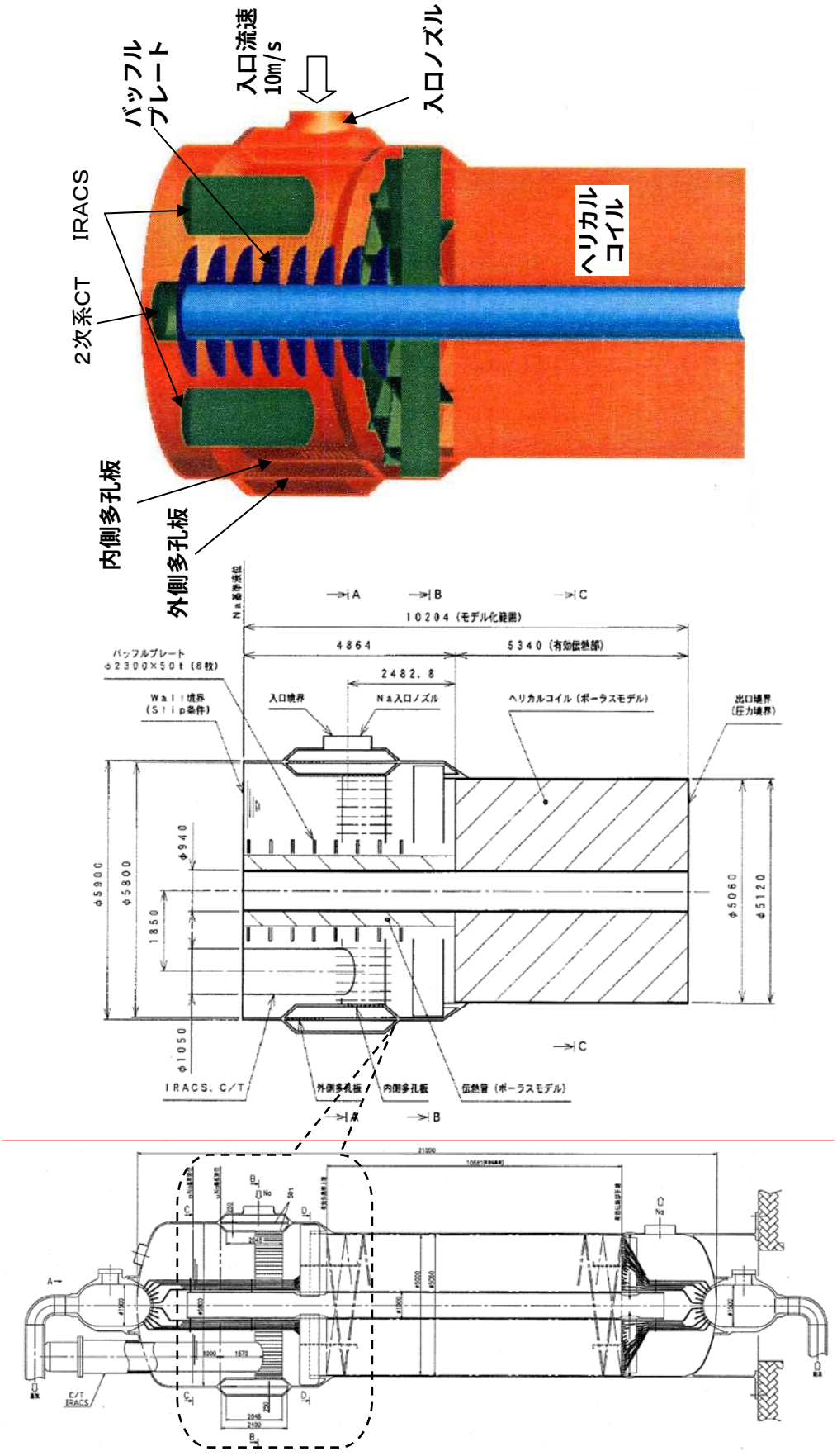


図 2.2.2.81　ヘリカルコイル型ＳＧ入口プレナム流動解析モデル

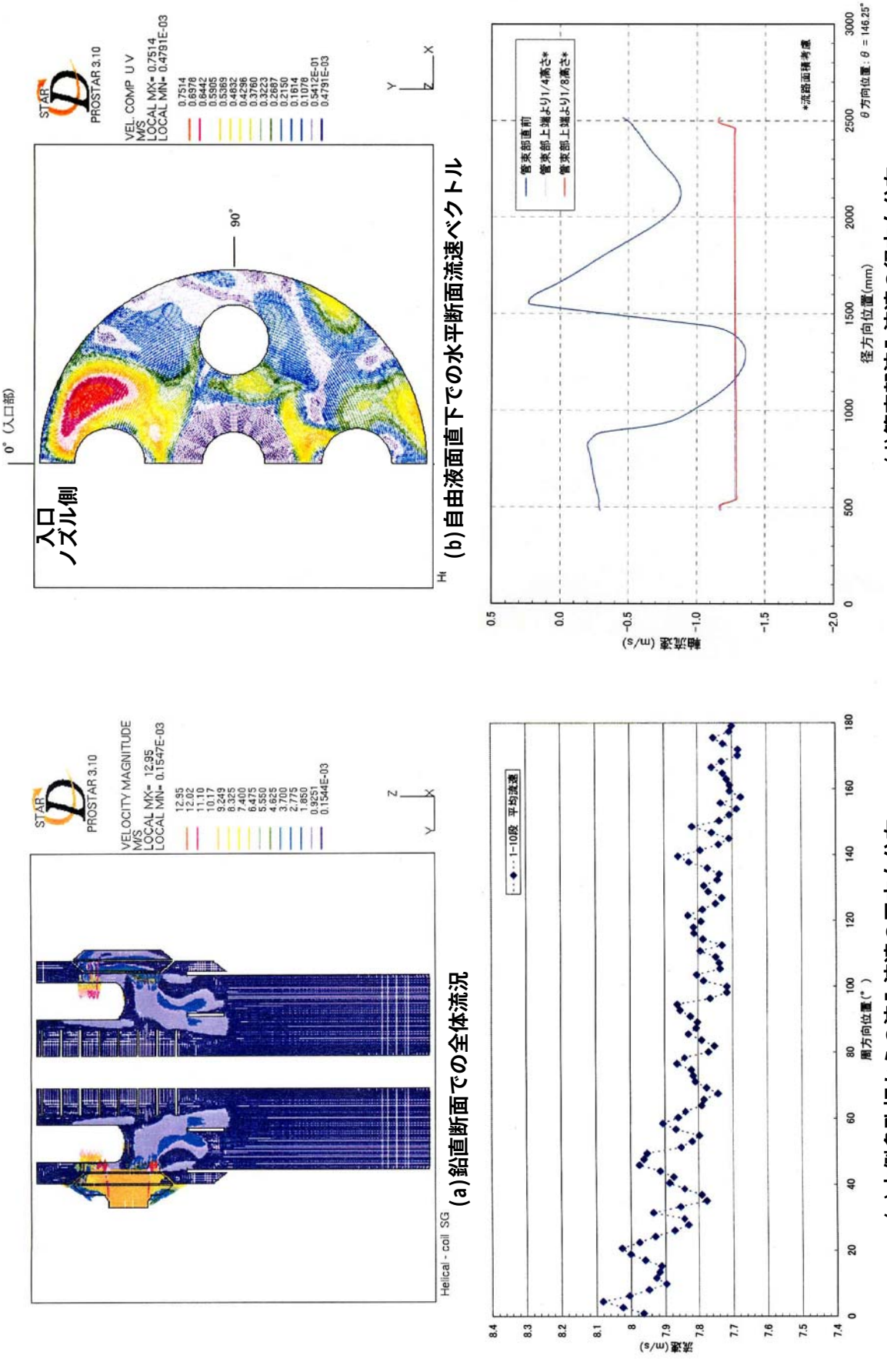


図 2.2.2.82　入口プレナム流動解析結果

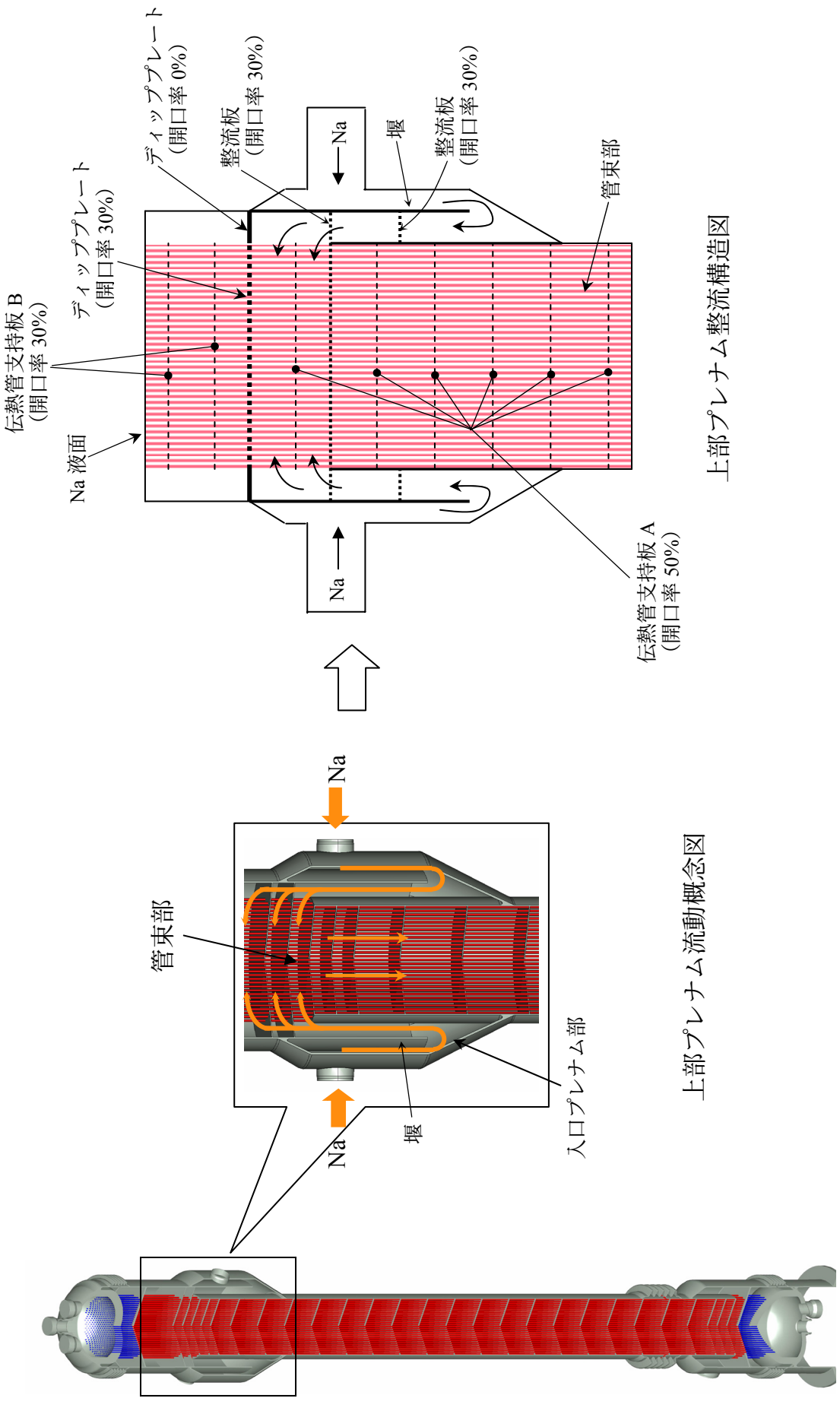


図 2.2.2.83　上部 Na 入口プレナム部の構造概念図と Na 流路

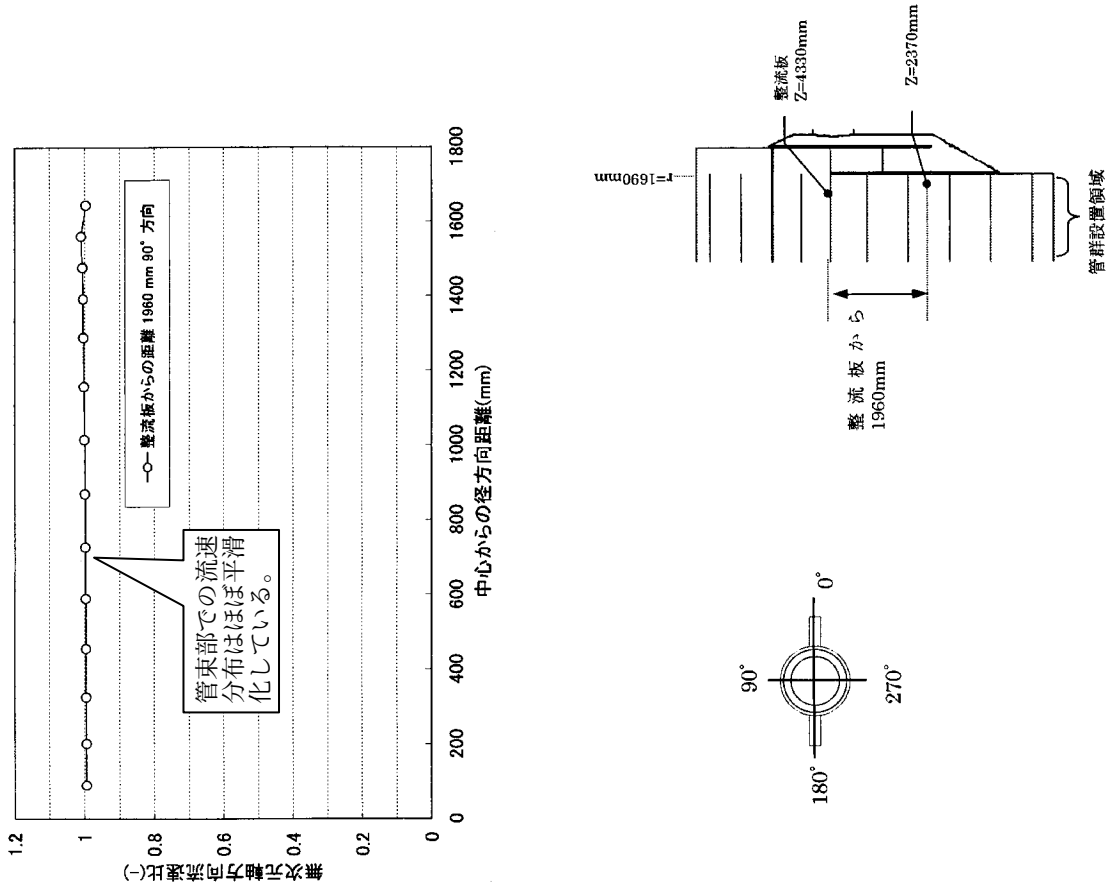


図 2.2.2.84 管束部入口近傍径方向流速分布

図 2.2.2.85 管束部内軸方向流速分布

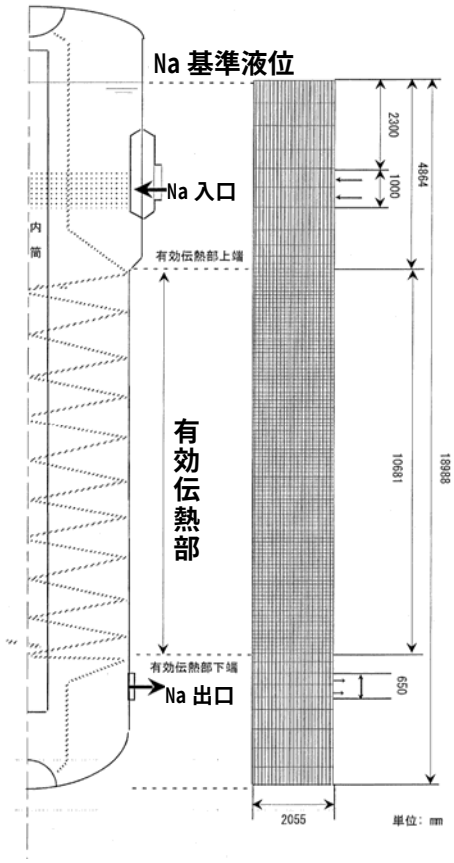


図 2.2.2.86　ヘリカルコイル型ＳＧ管束部熱流動解析モデル

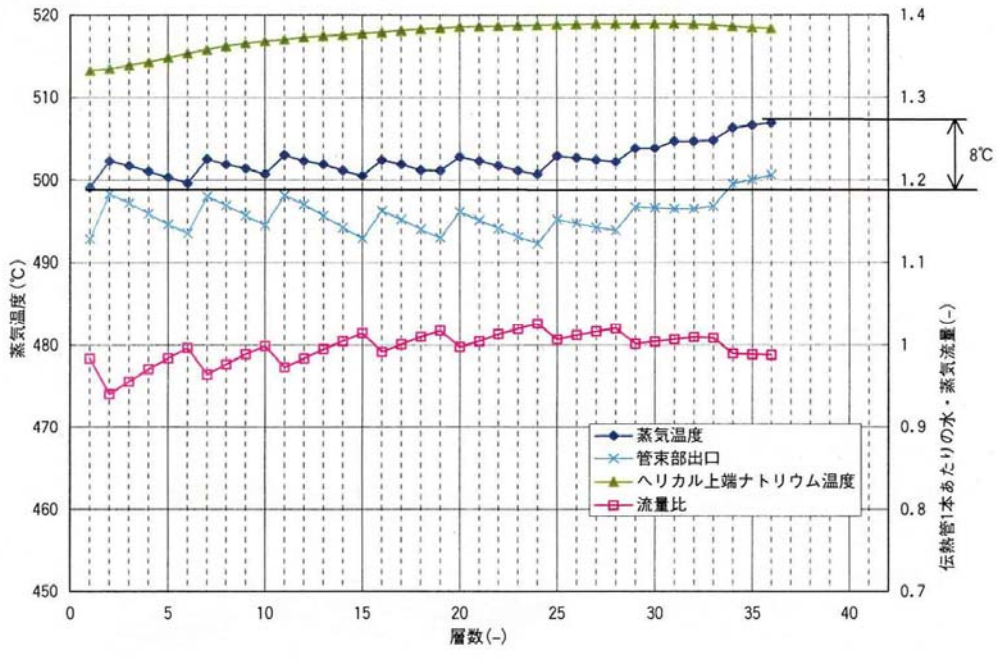


図 2.2.2.87　水・蒸気側各層の出口蒸気温度と伝熱管１本あたりの流量

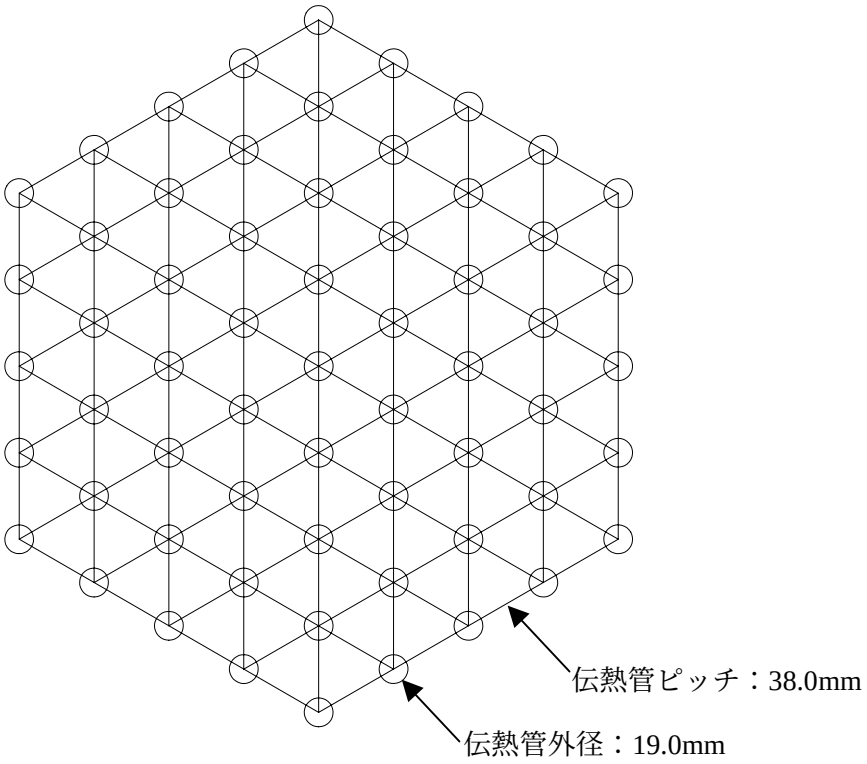
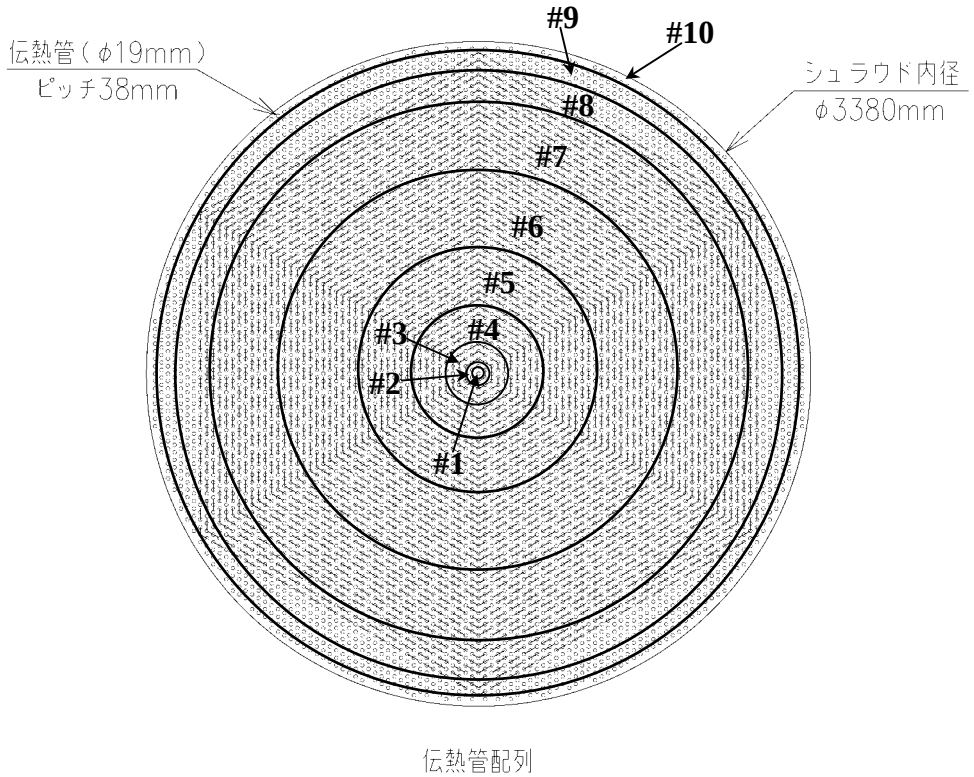


図 2.2.2.88　２重直管 SG の伝熱管配列（正三角形配置）



径方向メッシュ番号は中心から順に#1，#2，#3・・・#10

図 2.2.2.89　２重直管 SG の半径方向の解析メッシュモデル

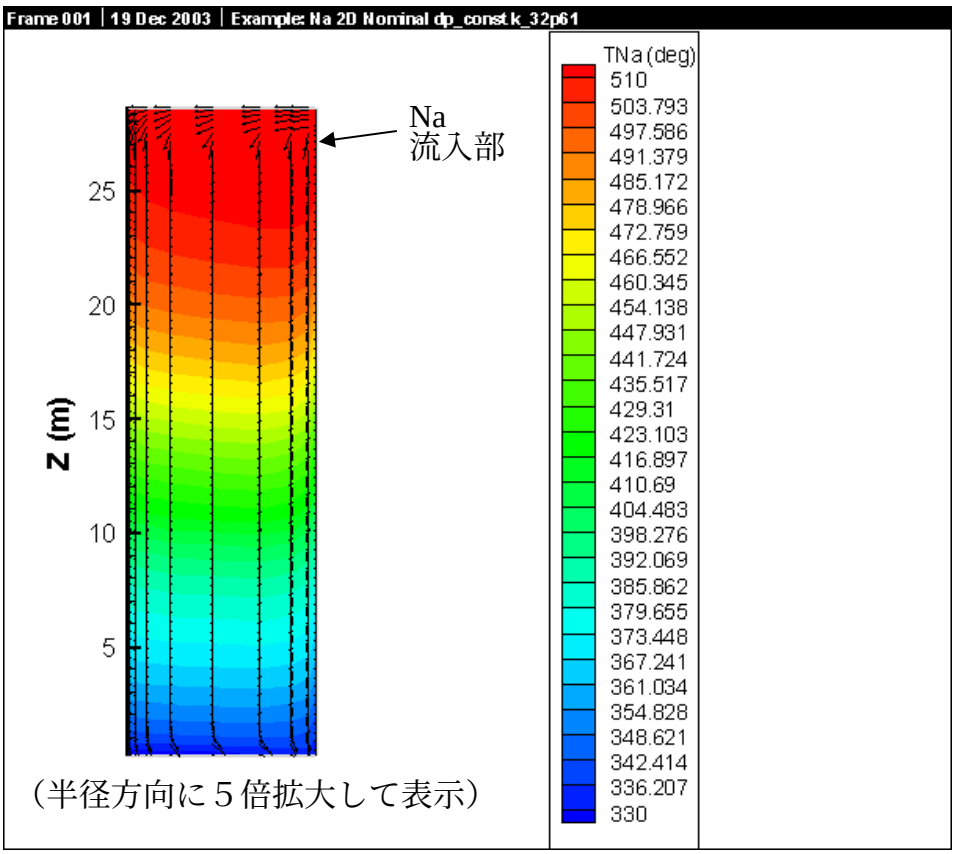


図 2.2.2.90　２重直管 SG 管束部の Na 温度分布

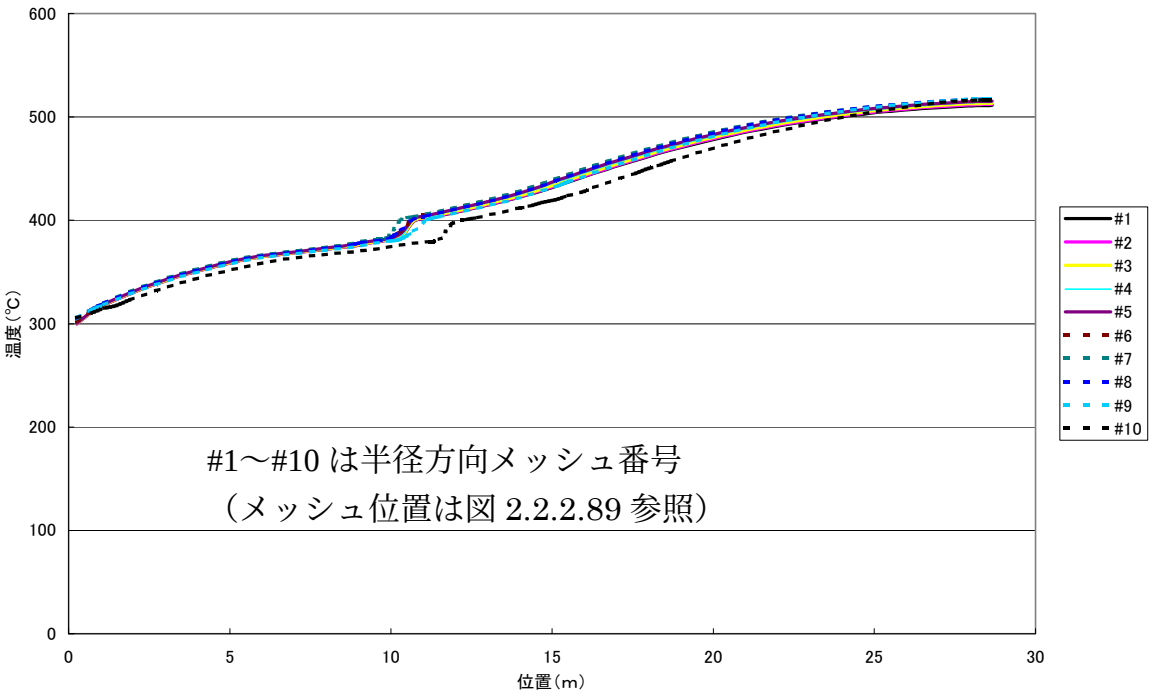


図 2.2.2.91　２重直管 SG の伝熱管軸方向温度分布

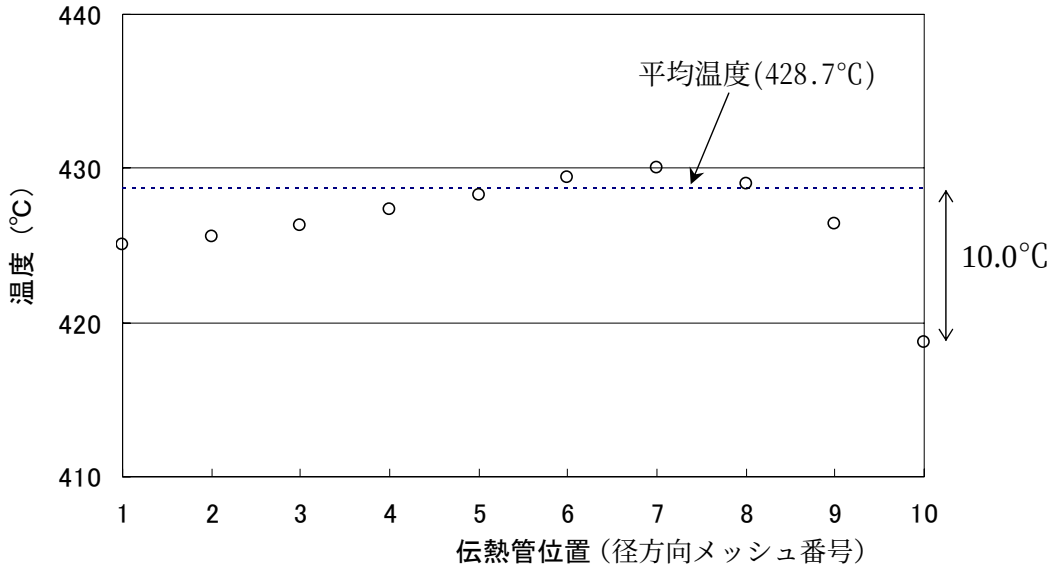


図 2.2.2.92　ノミナル条件（プラグ無し）での伝熱管径方向温度分布

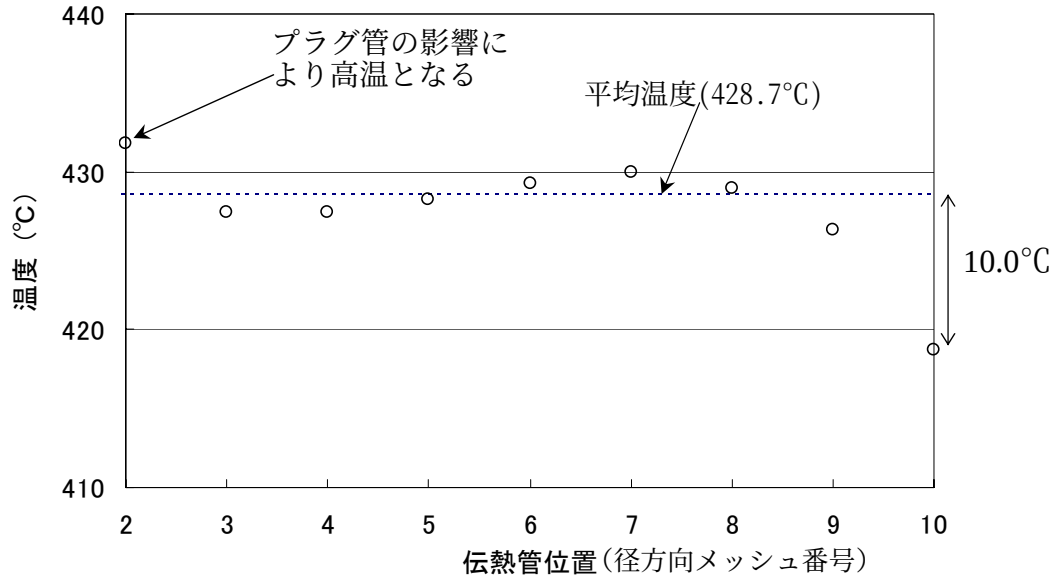


図 2.2.2.93　伝熱管プラグ条件での伝熱管径方向温度分布

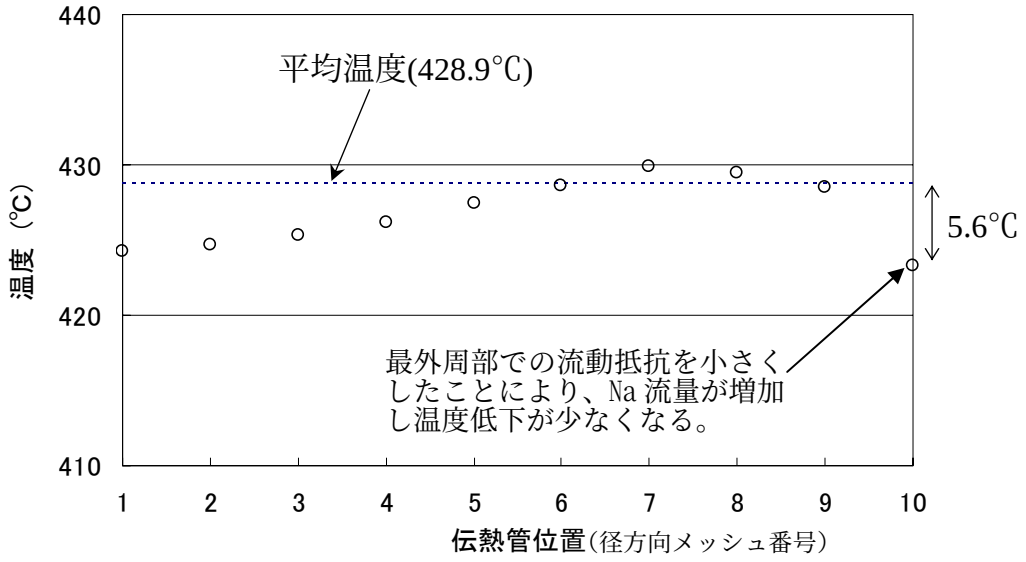
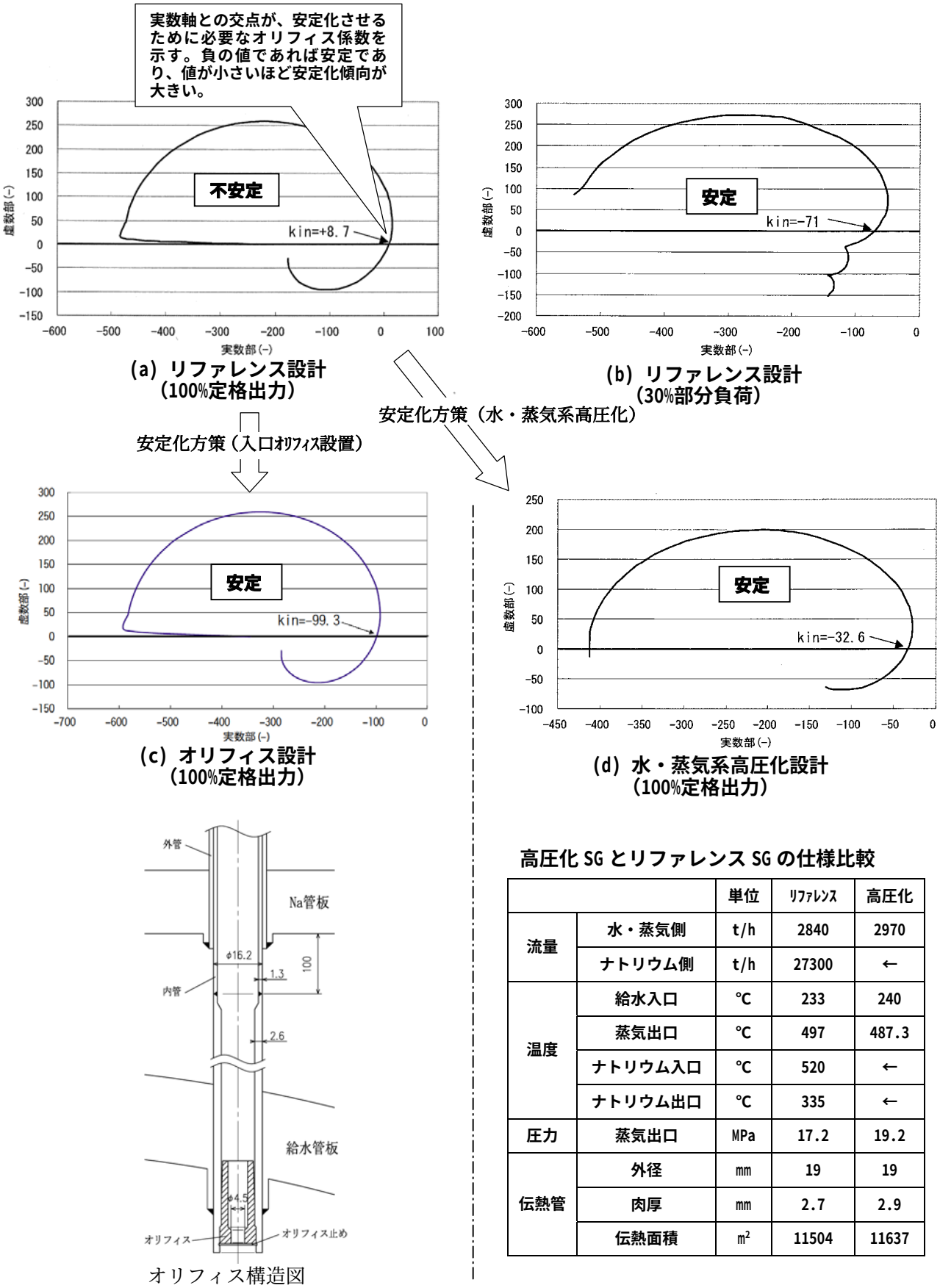


図 2.2.2.94　最外周部での流動抵抗を小さくした場合の伝熱管径方向温度分布



高圧化 SG とリファレンス SG の仕様比較

		単位	ﾘﾌｧﾚﾝｽ	高圧化
流量	水・蒸気側	t/h	2840	2970
	ナトリウム側	t/h	27300	←
温度	給水入口	℃	233	240
	蒸気出口	℃	497	487.3
	ナトリウム入口	℃	520	←
	ナトリウム出口	℃	335	←
圧力	蒸気出口	MPa	17.2	19.2
伝熱管	外径	mm	19	19
	肉厚	mm	2.7	2.9
	伝熱面積	m^2	11504	11637

図 2.2.2.95　２重直管ＳＧの水側流動安定判別図と安定化対策

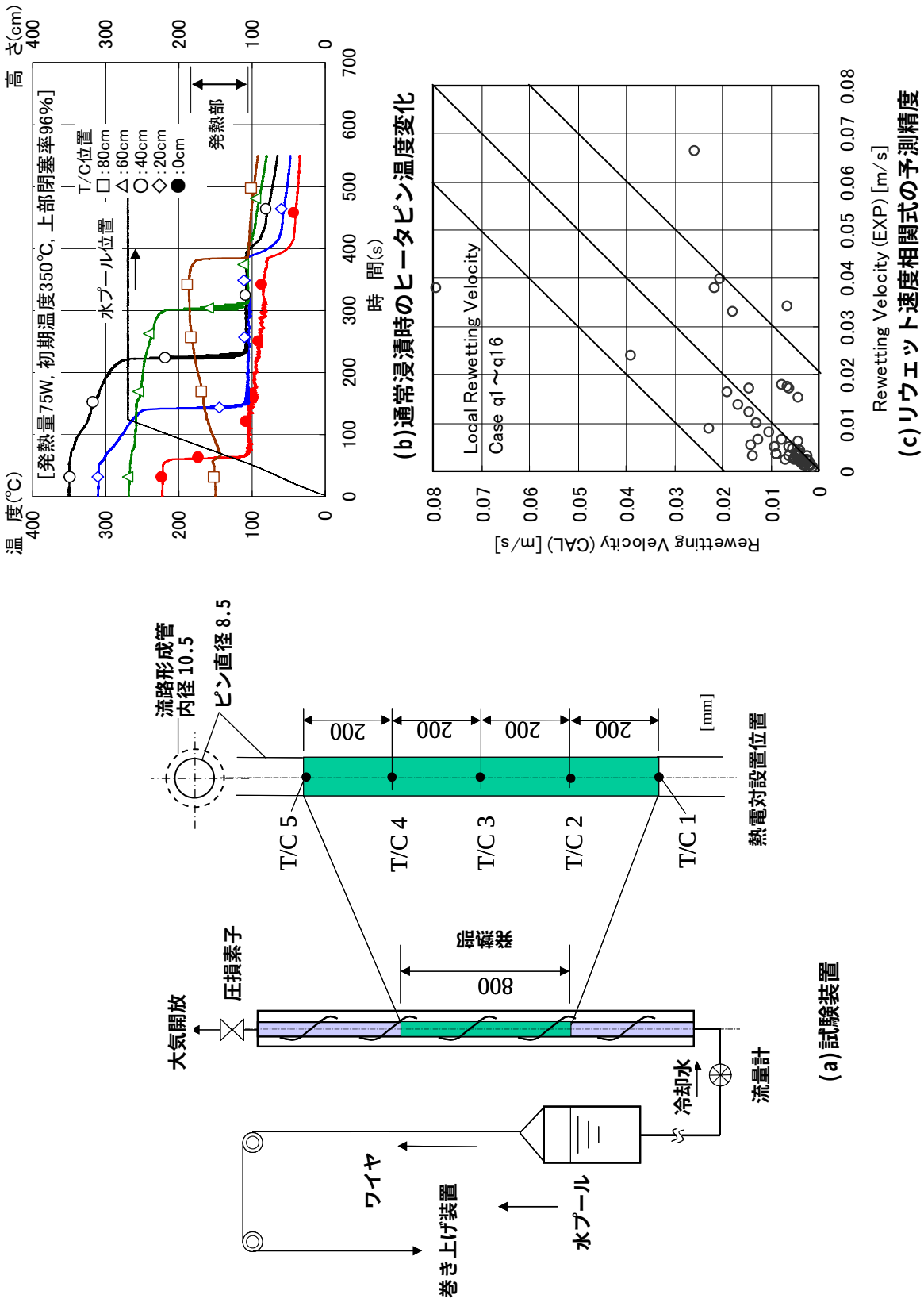


図 2.2.2.96　水プール浸漬時の燃料ピン冷却特性試験結果

2.3 フェーズⅡの今後の進め方

2.3.1 炉心燃料設計

ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計に関するフェーズⅡ後半 (2004・2005 年度) の研究計画として、MOX 燃料炉心、金属燃料炉心、LLFP 核変換に関する検討項目を以下にまとめた。

(1) MOX 燃料炉心

中間まとめの安全解析の結果 (2.2.2.4(5)(ⅱ)参照)、再臨界回避方策としてフェーズⅡ当初に選定した ABLE 型集合体は、遷移過程初期の溶融燃料流出開始に時間を要するとともに流出量が十分でなく、再臨界回避を明確に主張することが困難となる可能性が示された。一方、現状の代替概念である FAIDUS 型集合体 (内部ダクト付集合体) については、燃料流出挙動に関して EAGLE 試験プロジェクトで成立性を実証していくものの、核特性への影響、製造の困難さの点で課題が大きいとの認識であり、新たな代替概念として同集合体をベースに核特性と製造性の改善を目指した Short-FAIDUS 型集合体が考案された。そこで、フェーズⅡ後半においては、Short-FAIDUS 型集合体の検討を中心に、熱流動・構造成立性に関する検討、「コンパクト型」および「内部転換型」を対象に Short-FAIDUS 型集合体を採用した炉心の設計評価を行う予定である。

(2) 金属燃料炉心

今回の中間まとめの炉心・燃料検討では「コンパクト型」を代表概念に選定したが、「高出口温度型炉心 (Zr 含有率 2 領域炉心)」は、遮へい体外接円径、被覆管温度制限、燃料製造性について課題を有するものの、MOX 燃料炉心と同レベルまでの高出口温度達成、(ブランケットを含む) 全炉心取出平均燃焼度向上の可能性を有しており、経済性の観点から非常に魅力のある概念であることが示された。そこで、フェーズⅡ後半においては、「高出口温度型炉心」を中心に炉心・燃料設計を詰める検討を行うこととし、燃料製造性向上のため Zr 含有率 2 領域炉心の高い Zr 含有率 (16 wt%) を低減させた炉心、更なる出力分布平坦化のため反射体を活用した炉心などの検討を実施する予定である。

(3) LLFP 核変換

中間まとめの炉心・燃料検討において、LLFP 核変換に関して核変換率は目標以下 (燃料形態で特性に差があり、金属燃料炉心は目標の 30 %に近いが、MOX 燃料炉心は大型炉で 15 %以下と非常に低い) であるが、増殖比＞1 を維持しながら自己生成分の I ・Tc を核変換できる (サポートファクター＞1.0) 可能性が示された。そこで、フェーズⅡ後半においては、核変換率改善のため LLFP ターゲット集合体仕様の適正化や装荷方法の検討を進めるとともに、自己生成分以上の LLFP を変換できる高性能核変換炉心の可能性についても検討を実施する予定である。

2.3.2 プラント設計

ナトリウム冷却炉は経済性目標の達成を、フェーズⅡにおける最大課題としつつ、安全性、熱流動、構造健全性等に関する課題解決を図っている。また、運転・保守補修性の向上を含めて発電コストの低減を検討している。次の二つのナトリウム冷却炉概念

① ナトリウム冷却大型炉

② ナトリウム冷却中型モジュール炉

に関して、フェーズⅡ検討の中間成果を活かし、今後の進め方を展開する。

フェーズⅡの検討はまず、外部委員の参加を得て開催された「Na 炉設計検討会」においてナトリウム冷却大型炉を対象に指摘された 52 項目を対応課題として適宜展開されてきている。それらの課題は次に示すとおりである。

（1）プラント設計上の課題

(i)プラント概念構築　：26 件

（a）プラント全般（6 件）

1)建設コスト低減設計方策の Na 炉特有長所活用、短所克服方向への合致性。

2)ブレークスルー要素技術（2 ループ化、炉構造コンパクト化、配管短縮化、機器合体、燃料取扱設備簡素化）の R&D 計画への反映。

3)「もんじゅ」からの大幅スケールアップ課題摘出と大型実証試験の進め方、相似則活用による研究開発の道筋。

4)原子炉トリップ時の過渡熱荷重対策について広い角度からの検討。

5)アドバンストループ型炉の合理性追求とともに、先行炉と比較したデザインウィンドウの確保を目途に常に適切な代案を視野に置いた柔軟な開発アプローチ。

6)原子炉構造を一体リング鍛造可能性を絶対条件にせず、溶接製造も視野に幅広い検討。

(b)原子炉構造（4 件）

7)炉上部プレナム Na の高流速化による液面からのガス巻込み排除を指向する設計と、逆にガス混入を許容する設計の可能性。

8)切込み付炉心上部機構の耐震強度、免震技術との適合性。及び炉内流動の偏流対応上のバックアップ検討。

9)上下免震採用に当たっては燃料浮上り無しとする設計を指向。

10)炉容器の軸圧縮には座屈現象を正確に表現する評価式を使用。

(c)冷却系(5 件)

11)2 ループ化による機械式ポンプ大容量化に伴う開発困難性ゆえ、電磁ポンプの採用も将来の選択肢に残す。

12)実証炉フェーズⅡのような電磁ポンプと蒸気発生器の合体も物量削減の観点から検討。

13)中間熱交換器と 1 次ポンプの合体機器は、建物・機器・配管の振動数が極く近い、定格以外の運転回転数も考慮して振動評価を行う。また、温度不均一化に

よる機器全体変形の抑制方策、中間熱交換器の伝熱管相互温度差の低減方策、伝熱管の補修方法の詳細検討。

14)蒸気発生器伝熱管の流力振動対策。大型化に伴うサポート間隔の増大化によりヘリカル最外層部の検討。

15)大口径 1 次配管の設計手法は配管の概念から容器の概念にしてでも確立。外管は内部断熱材を採用し低温化指向につき、局所的熱リークに備えた設計検討。

(d)崩壊熱除去系(3 件)

16)崩壊熱除去系は系統数、系統構成が適切な信頼性を確保する（IRACS 2 系統＋DRACS1 系統)。 今後、詳細 PSA（Probabilistic Safety Analysis）によって PLOHS(Protected Loss Of Heat Sink)にいたる確率が十分低いことを確認。

17)IRACS の採用により、2 次系を安全系とし、蒸気発生器等の機器区分・耐震クラスを明確にする（第 3 種容器、耐震 As クラス)。

18)IRACS 2 系統＋DRACS1 系統の崩壊熱除去系は 1 ループの長期メンテナンス状態で､｢法律で定められた健全ループの定期検査｣を行う際､系統のみとなる。これは｢もんじゅ｣の｢安全設計方針への適合のための設計｣と異なる。本件、軽水炉のように｢原子炉開放が行えない高速炉特有の課題｣として対応を検討。

(e)BOP(Balance Of Plant)（8 件)

19)BOP についても軽水炉並みの合理化を目指す。

20)炉心・燃料、燃料取扱設備は高速増殖炉燃料サイクルシステムとの連携に注意し、取合い条件の明確化と整合性を図る。

21)水プール直接貯蔵方式は EVST（Ex-Vessel Storage Tank）方式と比べて燃料交換期間が長くなる。定期検査工程への影響を評価し、短縮化の検討を行う。

22)水プール直接貯蔵方式は高発熱燃料をガス中で裸移送する。除熱機能喪失時に燃料溶融を生じ易い。多重故障や共通要因故障への配慮が重要。

23)切込み付炉心上部機構に適合するパンタグラフ式燃料交換機はスリム化し、耐震性、可動部健全性を確保する検討を今後行う。

24)コンパクト配置で 1 次ポンプ周り遮蔽設計の困難性、配置に整合する高性能遮蔽材の開発が必要。

25)建設工期は 46 ヶ月になっているが現行 ABWR が 50 ヶ月から更に工期短縮が要求される傾向。大型モジュール工法など、冷却系の合理化に整合するアイデアが必要。

26)ループ数削減や機器合体に伴い、機器の製作工程長期化が予想される。全体建設工程の短縮を検討。

(ii)安全設計：5 件

27)アドバンストループ型炉では 1 次系 2 ループ構成で逆止弁を設置していない。1 次ポンプ軸固着事故時の冷却機能確保に向けた設計方策の妥当性と充足性、ならびに熱的影響緩和方策が必要。

28)アドバンストループ型炉では主冷却系、崩壊熱除去系の自然循環除熱に積極的

に依存する。自然循環除熱の設計保証方策について検討。

29)アドバンストループ型炉では再臨界回避方策としてボイド反応度を抑制（６＄未満）し、かつ FAIDUS、ABLE といった炉心概念を採用。CDA（Core Disruptive Accident）時における大規模な機械的エネルギー放出を回避する。CDA シナリオの詳細化と各方策の有効性の明確化、ならびに PAMR（Post Accident Material Relocation）/PAHR（Post Accident Heat Removal）の対策有効性を詳細検討。

30)「もんじゅ」以降、高速炉の新規建設のない状態では「高速炉の運転経験が僅少」である状況に変化はない。許認可において「もんじゅ」の 5 項事象（[１]）に相当する事象をどう位置づけ、取扱うか。DBE（Design Basis Event）を超える事象（ATWS（Anticipated Transient Without Scram）、PLOHS(Protected Loss of Heat Sink)、１次系配管大口径破断、局所事故等）を解析評価し、事故影響を十分に把握する。BDBE（Beyond Design Basis Event）事象の位置づけと取扱いを検討。

31)高温ラプチャ現象を排除する。水素計、音響計の信頼性確保とそのためのバックグラウンド水素濃度や雑音レベルの知見蓄積ならびに測定技術の向上に向けた R&D。検出器の耐震性確保の検討。

(iii) 熱流動設計：8 件

32)プラント機器のスケールアップに伴う、熱流動挙動の解明と相似則の適用による研究開発。各現象を支配する無次元数と評価パラメータを定義し、出力や容器寸法などスケールの違いに関する予備的設計段階における評価を行い、成立性見通しをつける。

33)炉内の定格時熱流動に関して、原子炉容器のコンパクト化と冷却材の高流速化はディッププレート成立性に依存する。開発戦略と成立性を検討。

34)炉容器内プレナムが小さく、熱流動に 3 次元性があり冷却材のミキシングが十分でない可能性。自然循環崩壊熱除去における性能確認が重要、原子炉容器内と冷却系を切り離さず一体で解析評価。

35)水および Na のスケール試験において解析コードの検証用データを取得すること。炉容器内部の自然循環挙動を実験的に確認する。

36)主冷却系に関しては、定格条件での局所流速が 9m/s を上回る。不安定振動や定常時のキャビテーションやエロージョンによる腐食問題に関して検討。

37)過渡時には、系統自然循環や配管温度成層化、系統熱過渡などが課題、特に自然循環冷却を担保できるよう検討。

38)ＳＧやＩＲＡＣＳ等の熱交換器における流れの局所性による除熱効率低下の可能性、熱変形を考慮した解析評価の必要性などに関して影響評価を実施する。

39)検討の結果、成立性が見通せない場合でも課題を克服できる代替案を提示できるように熱流動設計を進める。

(iv)構造設計：13 件

40)高温構造設計については、まず熱荷重に対する構造物のクリープ疲労破損に代表される防止すべき破損様式の機構解明と限界の把握のための研究が不可欠。設計の進捗に伴って荷重条件は変遷するが、破損限界に立脚し、タフでフレキシブルな設計基準の確立を期待。その際、考慮すべき荷重と対応する破損様式について、漏れの無いように整備しておくことが肝要。

41)これによりプラント設計、機器設計とも、より合理的かつ信頼性に足る開発が可能になる。その意味で、構造基準の開発に際してはしっかりとした戦略を立てておくことが肝要である。実証炉の構造設計方針を基礎とした高度化の道筋も考えておくべき。

42)基準の合理化を目指す上での着目点として熱荷重の特徴を考慮して、例えば安全係数の見直しなどに踏み込むことで大きな効果が得られるのではないか。

43)非弾性解析基準については、負荷履歴の取扱や解析結果の保証の課題など、実設計への適用に際して難しい課題があることを認識しておくべき。検討に際しては具体的な評価対象を念頭に置いて進めることが適切。

44)大口径１次系配管については、温度成層化による非軸対称荷重の発生の可能性を考慮すると容器としての設計も視野に入れた検討が必要。またフェライト鋼製の大口径 Na 配管の破損限界を見極めることと、ＬＢＢ（Leak Before Break）の成立性の確認が重要。

45)1 次系の合体機器については、回転機器と熱的にも過酷な機器の合体であり、各種の熱変形に配慮した構造検討が必要。不可避的に発生する長期間の変形に対する余裕の評価も必要。回転機器を熱変形しやすい部位に置くというチャレンジをするためには、機能面から見た変形評価の設計手法の開発が必要。非弾性解析技術は、このような機能制限に関する変形評価への適用も念頭に置いて開発することが重要。

46)12Cr 系鋼に関しては、プラント概念の成立性に影響を与えるものであるから、1 次系の Na 機器配管への適用性を早期に見極めるためのデータの取得が重要。その際、力学特性・高温強度のみならず、Na との適合性や溶接性、ならびに脱浸炭（１次系が Bi-metallic になる）挙動などにも注意が必要。

47)電力共通研究の一環として、「実証炉用蒸気発生器伝熱管材料を対象とした調査研究」が、昭和 57 年から 59 年に行われている。今回 12Cr 系鋼の適用を検討するに当たり、上記研究で 12Cr 系鋼が不採用になった理由と今回採用する理由を整理すれば今後のデータ採取に活かせる。

48)新しい材料については米国など海外データに頼ることができないから、自力での開発が必要で、炉内構造物の照射データなどについても同じ。

49)３次元免震の最大のポイントは高速炉固有の問題として、燃料あるいは制御棒の地震時浮き上がりの抑制にあると考える。上下免震を開発するのであれば、これらの炉心の問題を完全に払拭できる免震性能を目指す開発が望ましい。その意味で、上下免震装置に対してその効果を大きく期待する要求条件を明確に

して、開発の方向を提示することが肝要。

50)なお、数 Hz 程度の上下免震の場合には、プラントに設置される全ての機器を念頭において、上下耐震の場合との地震入力の増減を比較検討し、適用の是非を判断することが必要。

51)炉心の耐震性評価に際しては、地震動から機器応答に至る各段階での保守性を解明し、裕度を明らかにすることがＲ＆Ｄの役目。動的応答に対する材料及び構造の非線形性の影響の把握と、破損限界の解明によってシンプルで信頼性の高い設計法が開発できる。

52)免震の適用にあたっては、特に低振動数領域での構造応答に関する知見が重要になる。

（２）フェーズⅡ検討の中間成果

ナトリウム冷却大型炉は、前述の 52 項目を主要な対応課題としてプラント設計検討を展開してきた。もんじゅからのブレークスルー要素技術については相似則を活用した R&D 試験とともに成立性見通しを検討し、その結果をプラント設計に反映している。もしくは今後フェーズⅡ期間中において得られた成果を設計に反映する。また大幅なスケールアップを伴う大型機器等については縮尺モデル試験による挙動解明を実施するとともに実証試験を含めた開発ロードマップを整備することでフェーズⅢ以降の研究開発計画の立案に資することとしている。

本研究におけるナトリウム冷却中型モジュール炉では、前述の 52 項目の多くが大型炉と共通の課題であるため、中型炉のプラント検討にも適宜展開されてきた。このほか中間規模モジュールの特長を活かしつつ、実用炉としての経済性目標達成レベルの充足性と、開発期間や開発プロセスの妥当性から見た技術実現性などを検討している（後述 2.4 参照）。これらの視点を含め、フェーズⅡ中間時点における各々の代表概念に関する検討成果を敢えてここで概括すると以下のようになる。

① ナトリウム冷却大型炉

FBR サイクルの実用化候補概念として経済性目標達成レベルの充足性は高く、非常に有望な概念と考えられる。一方、開発の道筋上は長期にわたる研究開発を必要とし、もんじゅからの大幅なスケールアップを伴う機器を多く有することもあり、技術体系の確立は 2025 年頃を目途とせざるを得ない。

② ナトリウム冷却中型モジュール炉

FBR サイクルの実用化候補概念として経済性目標達成レベルの充足性においては、ナトリウム冷却大型炉を凌ぐことは出来ないと考えられる。しかし開発の道筋上は、比較的短期間の研究開発によって技術の実現が見込まれ、2015 年頃の技術体系整備が期待できる。開発期間や開発プロセスの妥当性において、その必要性は大型炉に優るとも劣らない。

（３）フェーズⅡにおけるプラント設計の今後の進め方

ナトリウム冷却大型炉は、もんじゅからのブレークスルー要素技術については相似則を活用した R&D 試験の成果をプラント設計に反映するとともに、残る技術課題を改めて明らかにする。

また大幅なスケールアップを伴う大型機器等については、実証試験を含めた開発の道筋を整備することでフェーズⅢ以降の研究開発計画を明確化する。

本研究におけるナトリウム冷却中型モジュール炉では、中間規模モジュールの特長をより活用して実用炉としての経済性目標達成レベルの充足性を高める。また、開発の道筋上の位置づけをより明確にし、開発期間の短縮や開発プロセスの具体化を行う。さらに、中型炉自身おける更なる経済性やプラント概念の魅力を追求し、FBR サイクルの実用化に向けた技術体系整備に資する。

参考文献

2.3.2　プラント設計

[1] 動力炉・核燃料開発事業団：“高速増殖炉もんじゅ発電所－原子炉設置許可申請書”, 添付書類十, 第4章「技術的には起こるとは考えられない事象の解析」, 昭和55年12月, (1980)

2.4 実用化に向けた技術的実現性の評価

2.4.1 実用化技術体系の整備までの道筋

2.4.1.1 炉心燃料設計

ナリリウム冷却炉の炉心・燃料設計上の課題を摘出し、課題解決のための開発ステップを検討することにより実用化技術体系の整備にいたる道筋を明確化した。

(1) 炉心・燃料設計上の開発課題の摘出

ナリリウム冷却炉の炉心・燃料設計における主要な開発課題の項目として、燃料集合体の開発、ODS 鋼の開発、TRU 燃料の開発、金属燃料の開発、LLFP ターゲット集合体の開発が挙げられる。以下に、各項目の概略を示した。

(ⅰ) 燃料集合体の開発

炉心・燃料設計では、再臨界回避方策として、これまで FAIDUS 型集合体、ABLE 集合体を対象に検討を行っていた。安全解析の結果、再臨界回避方策として ABLE 型集合体では、再臨界回避を明確に主張することが困難となる可能性が示され、現状の代替概念である FAIDUS 型集合体については、燃料流出挙動に関して EAGLE 試験プロジェクトで成立性を実証していくものの、核特性への影響、製造の困難さの点で課題が大きいとの認識である。そこで、新たな代替概念として FAIDUS 型集合体をベースに核特性と製造性の改善を目指した Short-FAIDUS 型集合体が考案された。Short-FAIDUS 型を含む FAIDUS 型集合体概念については、構造、熱流力等に関し十分な成立見通しを得ておらず、現状では多くの課題を有している状況である。

(ⅱ) ODS 鋼の開発

被覆材として、高燃焼度達成のため耐スエリング性、高温強度等に優れる ODS 鋼を選定し検討を行っている。実用化戦略調査研究で目標としている炉心取出平均燃焼度 150 GWd/t を想定した場合、燃料ピンのピーク値は、燃焼度について 250 GWd/t、照射量について 250 dpa 程度に達する見通しである。一方、ODS 鋼の被覆管については、現状照射実績が乏しく到達燃焼度・照射量は制限されており、上記のレベルの高燃焼度までの健全性の実証のため照射試験が必要である。

(ⅲ) TRU 燃料の開発

実用化戦略調査研究の炉心では、MA 混入燃料の使用を考えており、高速炉多重リサイクル組成の場合、MA 混入率は 1 %程度、軽水炉使用済燃料組成の場合では、MA 混入率は 4 %程度に達する見通しである。一方、MA 混入燃料に関しては、これまで照射実績が乏しく、燃料健全性に関係する照射挙動として、MA 再分布 (融点の低下導く)、FCCI への影響等に関し十分把握できていない状況である。そのため、TRU 燃料の照射挙動の把握および健全性の実証のため照射試験が必要である。

(iv) 金属燃料の開発

金属燃料に関しては、米国 EBR-Ⅱにおいて多くの照射実績を有しており、実用化戦略調査研究で想定している燃焼度・線出力条件については、概ね従来の照射実績の範囲に包絡されているといえる。ただし、実用化戦略調査研究の炉心では、被覆管内面温度として制限条件である 650℃を想定しており、このような高温条件の照射データについてはほとんど存在していないことから、高温で高燃焼度までの実証照射試験を実施する必要がある。

(ⅴ) LLFP ターゲット集合体の開発

実用化戦略調査研究では、LLFP 核変換の対象とする元素として I と Tc を想定している。照射時に、Tc は金属形態であるが、I は化合物 (CuI、NiI_2、YI_3 等) の形態で装荷することになる。I の化合物については、熱伝導度や被覆材との共存性等のターゲットピンの健全性評価上重要な物性について知見が少ない状況である。照射実績に関しては、I も Tc も現状では乏しく、そのため、照射挙動の把握に向け照射試験が必要である。また、LLFP 核変換においては、中性子スペクトルを最適化するため、集合体中に減速材ピンを一緒に装荷することになる。この減速材の材料としては、Zr-H、Y-H 等が候補であるが、これらの材料についても照射実績が少なく、LLFP 同様、照射試験による照射挙動の把握が必要である。

(2) 課題解決のための開発ステップと実用化技術体系整備にいたる道筋

開発課題の解決に向けた開発ステップと実用化技術体系整備にいたる道筋として、図 2.4.1.1 に炉心・燃料設計関係の研究開発計画 (案) を示すとともに、以下に各項目についての概略を示した。

(ⅰ) 燃料集合体の開発

Short- FAIDUS 型集合体について、フェーズⅡ後半に熱流動・構造成立性に関する解析評価を実施する。その結果を踏まえ、2006 年度から、同集合体を対象に熱流動試験・耐久試験を実施する予定である。その後、2011 年ごろから、高燃焼度までの実証照射試験を行い、実用化を目指す予定である。

(ⅱ) ODS 鋼の開発

ODS 鋼を使用した燃料ピンの照射特性について、現在、ロシアの実験炉 BOR-60 にて先行燃料ピン照射試験を実施中であり、2005 年までにピーク照射量 25 dpa、ピーク燃焼度 50 GWd/t 程度までの照射を行う。2005 年度以降は、「常陽」にてピン照射試験を実施し、ピーク照射量 250 dpa、ピーク燃焼度 250 GWd/t までの照射データを取得する。また、2008 年ごろからは、ダクト材として PNC-FMS 鋼を用いた集合体について、バンドル照射による実証照射試験を実施する。以上の道筋を踏まえ、実用化を目指す予定である。

(iii) TRU 燃料の開発

2005 年を目途に、3～5 %の Am を混入した MOX 燃料、2 %Np と 2 %Am を混入した MOX 燃料を対象に、MA 再分布挙動の把握のため低燃焼度の範囲で照射試験を実施する。また、それに続いて 2008 年頃から、同燃料を用いて FCCI 挙動等把握のため高燃焼度までの照射試験を実施する。その後、実機相当の TRU 組成を想定し加速照射試験を行うとともに、実機の部分装荷による実証試験まで考慮し、実用化を目指す予定である。

(iv) 金属燃料の開発

「常陽」において、2006 年頃から、実用化戦略調査研究で想定しているレベルの高温条件 (被覆管内面温度：～650℃) における照射試験を実施する。その後、高温で高燃焼度までのバンドル照射による実証試験を実施し、実用化を目指す予定である。

(ⅴ) LLFP ターゲット集合体の開発

2006 年からの LLFP・減速材要素の照射試験実施に向け、フェーズⅡ後半は、LLFP 化合物について、炉外試験により熱伝導度・共存性等のデータの蓄積を行う。そして、2006 年から要素照射試験を実施して LLFP・減速材の照射挙動の把握を行う。その後、LLFP ターゲット集合体でのバンドル照射試験を行うとともに、実機の部分装荷による実証試験まで考慮し、実用化を目指す予定である。

2.4.1.2 プラント設計

ナトリウム冷却炉におけるプラント設計上の課題を摘出し、課題解決のための開発ステップを検討することにより実用化技術体系の整備にいたる道筋を明確化した。また、併行して実施する概念設計等によって実用炉としての経済性目標達成レベルに対する充足性を把握し、開発期間や開発プロセスを検討するなど、技術的実現性を評価した。

（１）プラント設計上の開発課題の摘出

本研究ではシステム改善方策として

① 原子炉構造のコンパクト化、
② 配管短縮化、
③ ループ数削減、
④ 機器合体、等

を採用している。これらの概念の成立のためには以下に示すような将来技術に踏み込んだ革新性が求められており、プラント設計上の開発課題ともなっている。

⑤高強度の新材料（12Cr 系鋼）
⑥構造設計基準の高度化
⑦免震技術の採用
⑧再臨界回避

また、ナトリウムのもつ固有の長所伸長や、弱点克服の方策に関しても運転保守・補修性なども考慮し、総合的な見地からシステム設計を行うとともに、経済性達成のための開発課題を摘出した。

（２）開発プロセスと要素技術開発

要素技術の開発は、実用化技術体系の整備にいたる開発プロセスを設計の各段階と対比しながら、以下のような枠組みとした。

(i) 概念設計段階：
- (a)機器技術開発についてはブレークスルー要素技術を開発するなど、基本仕様の選定に関わる研究開発を行う「基礎的試験」段階
- (b)基準・基盤研究については革新的な設計基準・指針の策定に関わる研究開発を行う段階

(ii)基本設計段階：
- (a)機器技術開発については設置許可申請に対応し、かつ詳細設計仕様を設定するための研究開発を行う「確証試験」段階
- (b)基準・基盤研究については当該炉に関する各種設計基準・指針への適用性データを整備し、「設置許可申請」の助勢を行う段階

(iii)詳細設計段階：
- (a)機器技術開発については工事認可申請に対応し、設計性能・設計裕度を確認するための研究開発を行う「実証試験」段階

(b)基準・基盤研究については当該炉に関する各種設計基準・指針への適用性データを整備し、「工事許可申請」の助勢を行う段階

もんじゅから大幅なスケールアップを経た動的機器の開発試作試験や静的機器の設計裕度の確認。あるいは、新概念の設計を採用した各種機器についてほぼ実規模大で実証することが必要な研究開発課題であり、次の 2 種類から成る。

１）アウトオブパイルで実施しうるか、または実施せざるを得ないもの：耐震機能確認、制御棒挿入性確認など

２）ナトリウム中で実施せざるを得ないもの：大型ナトリウム機器試験など

(iv)実用化技術体系整備と実用炉の運用展開の段階：

実用化技術体系整備のために必要な研究開発ならびに実用炉の運用展開のために必要な研究開発

（３）主要課題の開発プロセスごとの整理

フェーズⅡまでの設計検討とともに摘出された主要な開発課題を開発プロセス毎に整理すると以下に示すとおりである。

(i) ブレークスルー要素技術：基本仕様選定に関わる研究開発

実用炉としての経済性目標達成のため、もんじゅからのブレークスルーを要求される要素技術で、概念設計を踏まえて基本仕様を選定するために必要な研究開発課題は主として以下のようなものである。

１） 再臨界回避のための炉心損傷評価技術の要素開発
２） 免震装置（水平免震、3 次元免震）の要素開発
３） 自己作動型炉停止機構（SASS）の要素開発
４） 原子炉内ガス巻込み防止構造の要素開発
５） 切込み炉心上部機構の要素開発
６） ポンプ組込型中間熱交換器の要素開発
７） 大口径・高流速配管の要素開発
８） 二重管蒸気発生器の要素開発
９） 新型燃料移送系の要素開発
１０）Na 中構造物の供用期間中検査装置の開発

(ii）革新的な設計基準・指針の策定に関わる研究開発

プラント設計上必要となる基準、指針類であって、もんじゅからのブレークスルーとともに将来技術に踏み込んだ革新性が求められているもの。それらを策定するために必要な研究開発課題は主として以下のようなものである。

１１）免震設計方針の整備と免震機構適用性データ
１２）燃料被覆管材料（ODS）と燃料設計基準データ
１３）新構造材料（12Cr 系鋼）と材料強度基準データ
１４）Na 中の供用期間中検査及び補修方針と維持基準データ
１５）高温構造設計方針の高度化案策定と適用性データ（含む炉容器液面近傍健

全性評価の充足性）

１６）二重管 SG 高温ラプチャー回避の充足性データ

１７）大口径高流速 Na 配管（12Cr 系鋼）の漏洩先行型破損（LBB）データ

１８）矩形格納施設（SCCV）の設計基準

(iii) 確証試験評価：詳細設計仕様設定に関わる研究開発―設置許可対応―

初号機プラントの場合に共通であるが、基本設計や一部詳細設計を経て設置許可申請に必要な研究開発がある。即ち、新概念の設計を確証するために必要な研究開発課題は主として以下のようなものである。

１９) 再臨界回避方策の機能確証

２０） 燃料安全性評価確証試験

２１） 確率論的安全性評価(PSA:基本設計ベース)

２２） 自然循環崩壊熱除去系の評価確証試験（水試験）

２３） 炉内流量配分の確証試験（水試験）

２４） 新型燃料集合体の流動確証（水試験）

２５） 原子炉計装の開発確証（流量計、燃料破損検出（FFD）等）

２６） Na 計装の高度化開発確証

（iv）実証試験　：設計性能・裕度確認に関わる研究開発―工事認可対応―

初号機プラントにおいて特に重要な設計性能および設計裕度の確認を行う実証試験である。工事認可を目標に必要性の高い動的機器の開発試作試験や静的機器の設計裕度の確認などがある。即ち、新概念の設計を実質的に実規模大で実証することが必要な研究開発課題は主として以下のようなものである。

（a）アウトオブパイルで実施しうるか、または実施せざるを得ないもの

２７）主循環ポンプの実証（水試験）

２８）免震装置の実証

２９）主要機器の耐震機能確認試験

３０）原子炉停止系の制御棒挿入性の実証（水中）

３１）燃料移送系でのガス中燃料落下試験

（ｂ）ナトリウム中で実施せざるを得ないもの

３２）大型 Na 機器構造試験

①原子炉構造（シール機能、熱・放射線遮蔽、等）の実証

②燃料交換機等の機能実証

③Na 中構造物検査装置の実証

３３）システム熱流動特性試験

①二重管蒸気発生器の実証

②崩壊熱除去系除熱性能の実証

③中間熱交換器の伝熱性能の実証

３４）大型 Na 流動試験

①ポンプ組込型中間熱交換器の実証

②高流速 Na 配管の実証
③Na 計装の高度化実証

３５）その他の実証試験
①新型制御棒駆動機構の実証
②供用期間中検査と補修方法の実証
③免震装置（当該適用部分）の実証
④12Cr 系鋼（当該適用部分）の実証

（v）実用化初号機の許認可データ収集と実用化技術体系の整備

３６）安全設計・評価方針充足性データ（含むデブリ冷却、事故時反応度挙動評価等）
３７）照射実績を伴う燃料設計基準データ
３８）高性能遮蔽体の開発実証
３９）長寿命制御棒の評価データ（常陽 MK-Ⅲ、もんじゅ等）
４０）12Cr 系鋼の材料強度データ（長時間評価）
４１）3 次元免震適用の耐震設計方針の策定と装置の実証データ

(vi) 実用炉の運用展開データ収集と実用炉技術体系の整備

４２）機器信頼性データベース（CORDS）の拡充整備とリスクベース運転法支援
４３）監視システム高度化とオンラインメンテナンス指針の整備
４４）高速実用炉用維持基準案の整備
４５）高速実用炉用事故時・緊急時手順書整備
４６）低除染超ウラン元素（TRU）含有燃料の照射健全性データの収集
４７）長寿命核分裂生成物（LLFP）ターゲット集合体の開発実証

（４）課題解決のための開発ステップと実用化技術体系整備にいたる道筋

前項において摘出され、開発目的により分類された技術課題を要素技術別に課題解決のための開発ステップを検討し、実用化計画にまとめた。ここでは、併行して実施する概念設計等によって実用炉としての経済性目標達成レベルに対する充足性を把握しやすいこと、ならびに開発期間や開発プロセスの妥当性を検討した結果、中型実用炉の「実質的なプロトタイプ試験」を実施しうる試験炉を開発ステップとして建設する構想をもって技術的実現性をもっとも高める事ができるとした。本構想に基づくナトリウム冷却炉の実用化計画を図 2.4.1.2 に示す。

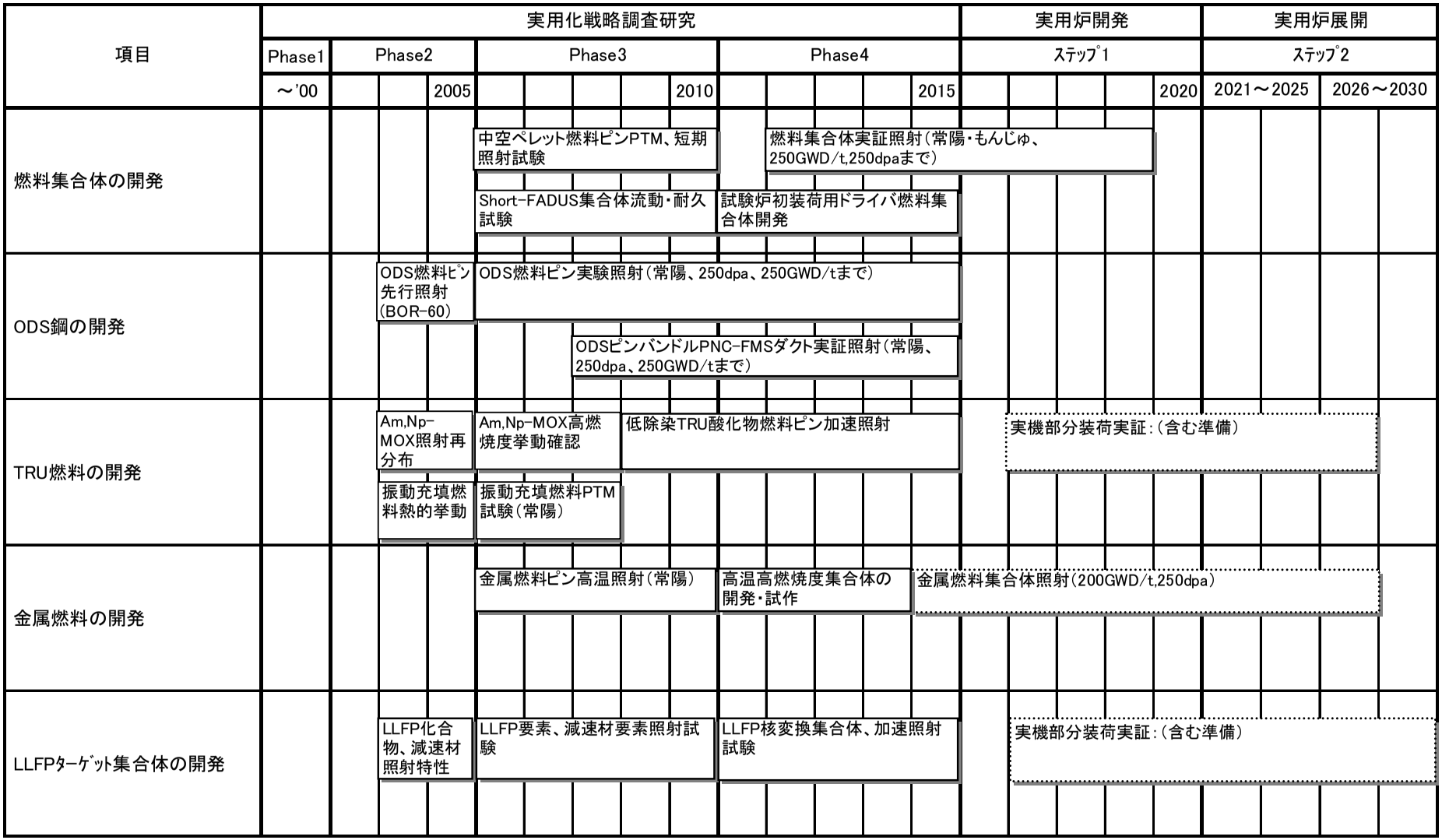


図 2.4.1.1　ナトリウム冷却炉の研究開発計画(案) (炉心・燃料設計関係)

ナトリウム冷却炉の実用化計画

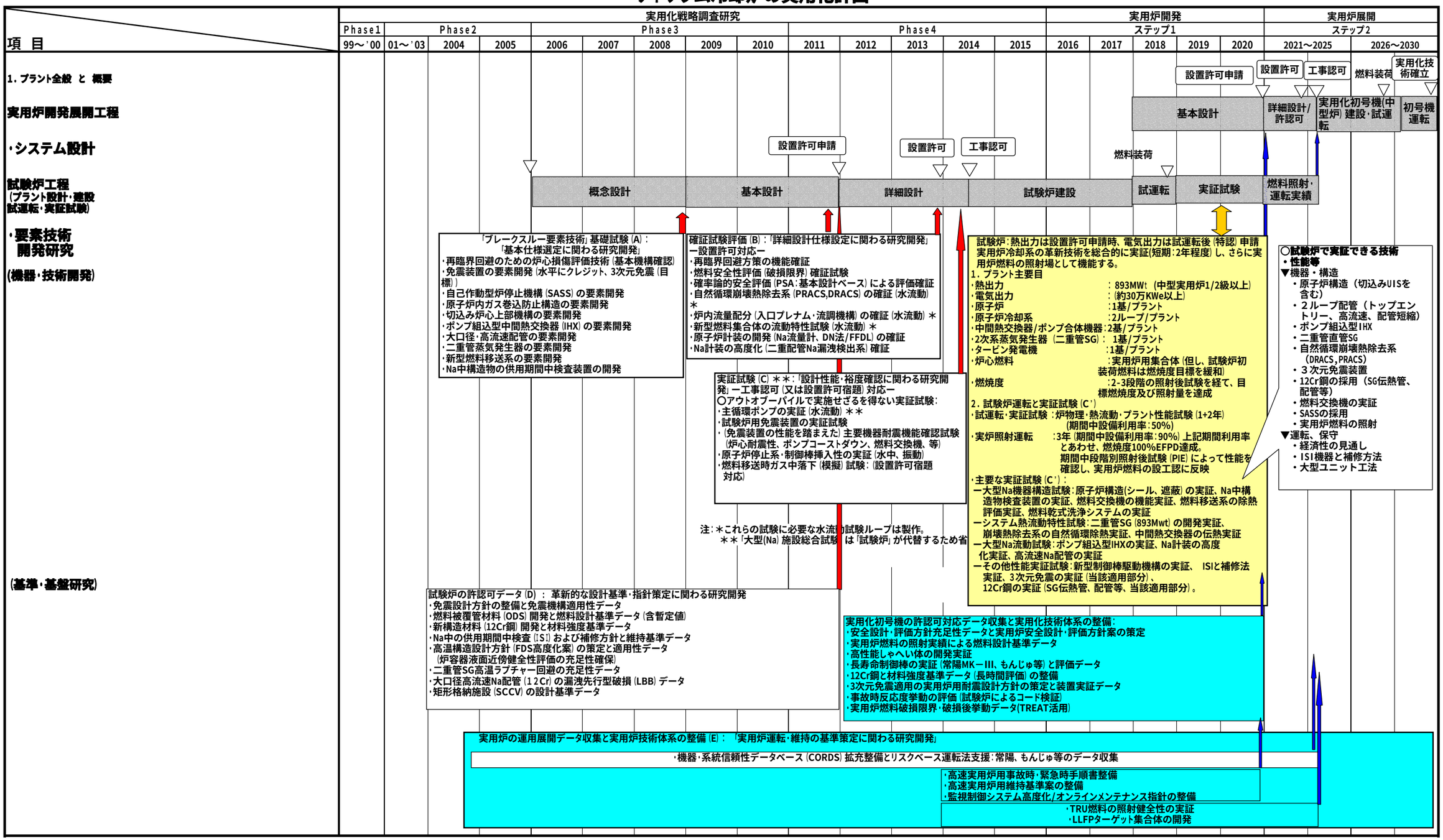


図2.4.1.2 ナトリウム冷却炉の実用化計画(試験炉構想)

2.4.2　必要な開発資源・開発期間

2.4.2.1　炉心・燃料設計

ナトリウム冷却炉全体の開発資源・期間を評価するため、炉心・燃料設計の開発課題について次項のプラント設計に併せて示した。

2.4.2.2　プラント設計

（１）開発課題の整理

前節において開発課題の解決のための開発ステップと実用化技術体系整備にいたる道筋を検討した。ここでは開発資源や期間を明確化するため、各開発課題について要素技術に着目し、次に示す技術分野毎に整理した。

(i)　技術分野

１）　システム設計（概念設計段階まで）
２）　安全
３）　しゃへい
４）　耐震および免震設計
５）　炉心設計
６）　燃料
７）　原子炉停止系および制御棒駆動機構
８）　原子炉構造
９）　炉内熱流動および崩壊熱除去系
１０）冷却材循環ポンプ、中間熱交換器、および配管
１１）蒸気発生器および２次冷却系機器
１２）補助ナトリウム設備
１３）燃料取扱設備
１４）計測・制御
１５）材料・高温構造設計
１６）供用期間中検査と補修
１７）電気設備
１８）格納施設・建物

(ii)　枢要技術開発項目と技術分野

１）　システム設計：
　①　概念設計：概念設計までの段階を研究開発とし、基本設計以降は「試験炉（実証試験施設）の建設費」の枠組とする
２）　安全：
　①　炉心損傷評価技術（再臨界回避方策の評価）
　②　燃料安全性評価技術
　③　確率論的安全性評価（PSA）適用研究
　④　リスク評価技術整備と運転支援

3） しゃへい
① 放射性腐食生成物（CP）・核分裂生成物（FP）挙動評価手法と 1 次系高 Cr 鋼への適用技術開発
② 高性能しゃへい体（Zr-H 等）の開発
4） 耐震および免震設計
① 免震装置の開発（3 次元要素システム試験）
② 主要機器耐震性確証試験
③ 3 次元免震設計方針の整備
5） 炉心設計
① 炉心耐震実験（上下地震時炉心構成要素浮上り評価）
6） 燃料
① 新型燃料集合体の開発（グリッド支持集合体等）
② 超ウラン元素含有（TRU）燃料の照射健全性
③ 長半減期核分裂生成物（LLFP）ターゲット集合体の開発
④ 低スウェリング材料（ODS ピン/FMS ダクト）の開発
⑤ 燃料設計方針の策定
7） 原子炉停止系および制御棒駆動機構
① 長寿命制御棒の開発
② 炉停止系信頼性の確認（SASS、後備安全棒）
8） 原子炉構造
① 新型原子炉上部構造の開発
② 切込み型炉心上部機構（UIS）の開発
③ 原子炉容器液面近傍評価条件の確定
9） 炉内熱流動および崩壊熱除去系
① ガス巻込防止構造の検討
② 炉内流量配分の確証
③ 崩壊熱除去系自然循環除熱特性の確認と評価手法確立
１０）冷却材循環ポンプ、中間熱交換器、および配管
① 中間熱交換器（IHX）・ポンプ合体機器の開発
② 大口径・高流速配管構造システムの開発
③ 電磁流動特性評価手法の確立
１１）蒸気発生器および２次冷却系機器
① 二重管蒸気発生器の開発
② 蒸気発生器水リーク反応の確証
１２）補助ナトリウム設備
① 容器内設置一体型純化系
１３）燃料取扱設備
① 新型燃料移送系の開発・確証

② 燃料貯蔵系の開発・確証
③ 燃料処理系（乾式洗浄等）の開発・確証

１４）計測・制御
① 原子炉計装の開発（流量計、DN 法等）
② ナトリウム計装の高度化開発（二重配管 Na 漏洩検出）
③ 監視制御システムの高度化

１５）材料・高温構造設計
① 構造設計手法の高度化
② 高温構造設計方針（FDS 高度化案）と適用性データ
③ 新構造材料の開発（12Cr 鋼材料基準データ）
④ 12Cr 鋼配管の破損限界確証（LBB 評価基準の策定）

１６）供用期間中検査と補修
① ナトリウム中構造物検査装置及び補修法の開発
② ナトリウム中伝熱管検査・補修法（IHX）の開発
③ 二重配管検査・補修法（含む CV 貫通部）の開発
④ 維持基準の策定

１７）電気設備
① 電気設備の高度化（オンラインメンテナンスの指針整備）

１８）格納施設・建物
① 矩形 SCCV（鋼製ライナコンクリート格納施設）の設計基準整備

（２）各分野の開発のための開発資源と期間

概念設計等によって実用炉としての経済性目標達成レベルに対する充足性を把握することとし、枢要な要素技術を開発するために必要な資源および期間をそれぞれ検討した。また試験炉を開発ステップとして建設し、中型実用炉をもって技術体系を整備するまでの本構想に基づくナトリウム冷却炉の開発資源・開発期間を図 2.4.2.1 に示す。

各分野ごとの開発資源・開発期間の小計を以下に示す。

１）システム設計（概念設計段階まで）：（50 億円、3 年間）
但し、基本設計以降は「試験炉の建設費」の別枠とする
２）安全：（39.5 億円：11 年間）
３）しゃへい：（3 億円、4 年間）
４）耐震および免震設計：（24 億円：10 年間）
但し、免震用大型試験装置は含まない。
５） 炉心設計：（20 億円：5 年間）
６） 燃料：（35 億円：9 年間）
７） 原子炉停止系および制御棒駆動機構：（13.5 億円、7 年間）
８） 原子炉構造：（28.5 億円、7 年間）

９）　炉内熱流動および崩壊熱除去系：(14 億円、7 年間)
１０）冷却材循環ポンプ、中間熱交換器および配管：(35 億円、10 年間)
１１）蒸気発生器および２次冷却系機器：(78 億円、8 年間)
１２）補助ナトリウム設備：(実証試験施設に含入、6 年間)
１３）燃料取扱設備：(30 億円、9 年間)
１４）計測・制御：(13 億円、8 年間)
１５）材料・高温構造設計：(38 億円、17 年間)
１６）供用期間中検査と補修：(19 億円、12 年間)
１７）電気設備：(実証試験施設に含入、５年間)
１８）格納施設・建物：(9.5 億円、5 年間)

以上から、要素技術分野（２．安全～18．格納施設建物）における研究開発に必要な開発資源は約 400 億円であり、開発期間は機器開発関連で 7～9 年、新基準の策定関連では 10～12 年である。

また、試験炉のシステム概念設計（50 億円、3 年）を加えると必要な開発資源は約４５０億円となる。

項　目		実用化戦略調査研究 Phase1 99～'00	Phase2 01～'03	Phase2 2004	Phase2 2005	Phase3 2006	Phase3 2007	Phase3 2008	Phase3 2009	Phase3 2010	Phase4 2011	Phase4 2012	Phase4 2013	Phase4 2014	Phase4 2015	実用炉開発 ステップ1 2016	2017	2018	2019	2020	実用炉展開 ステップ2 2021～2025	2026～2030	予算（億円）
1. プラント全般 と 概要 実用炉開発展開工程 ・システム設計 試験炉工程（プラント設計・建設 試運転・実証試験）						概念設計			基本設計		詳細設計			試験炉建設			試運転	実証試験	詳細設計／許認可	実用化初号機(中型炉)建設・試運転	初号機運転	2～18合計 400
2.安全	2.1 炉心損傷評価技術					EAGLEpj/J MELT-Ⅱ					EAGLE フェーズ2（再臨界回避代替方策）/ JNC MELT-Ⅱ												
						事故後再配置・冷却性・炉外試験（カザフ）																	
						実機有効性評価（解析コード開発含む）					許認可対応シナリオ準備			許認可対応								
	2.2 燃料安全性評価技術					破損限界・破損後挙動試験(ODS被覆管、新燃料・照射燃料)：TREAT																	39.5
	2.3 確率論的安全性評価（PSA）適用研究			予備的PSA			概念設計段階PSA		基本設計段階PSA					フルスコープPSA									
						試験炉安全設計方針充足性データ					実用化初号機安全設計・評価方針								実用初号機安全設計充足性デー				
	2.4 リスク評価技術整備と運転支援					機器・系統信頼度データベースCORDS拡充整備（常陽、もんじゅ等のデータ収集）																	
																			試験炉用事故時・緊急時運転手順書整備、運転保守リスク管理ガイド				
3.しゃへい	3.1放射性ＣＰ・ＦＰ挙動評価手法と（1次系高Cr鋼）適用技術開発				放射性CP・FP挙動評価																		3
	3.2高性能しゃへい体（ZrH等）の開発					Zr-Hしゃへい体加速照射データ取得（3体、5年、10年、10年ノミナル																	
4.耐震及び免震設計	4.1 免震装置の開発（３Ｄ要素システム試験）					概念・要素検討		3D要素システム試験			免震構造の開発・試作												24
	4.2 主要機器耐震性確証試験（CR挿入性、等）												主要機器耐震確証/大型振動台試験										
	4.3 3次元免震設計方針の整備							試験炉耐震設計方針			免震設計指針の策定			(2Dor3D部分免震適						実用化初号機耐震(3D免震)設計方針・指針			
5.炉心設計	5.1 炉心耐震実験（構成要素の上下地震時浮上がり評価）												炉心耐震確証/大型振動台試験										20
6.燃料	6.1 新型燃料集合体の開発（ABLE、orFAIDUS） ー含グリッド支持集合体流動・耐久試験ー										FAIDUS集合体水試験（0.4/0.3/0.3）		FAIDUS集合体Na試験										35
											中空ペレット燃料ピンPTM、短期照射試験				新型燃料集合体実証照射（「常陽」または「もんじゅ」、試験炉：250GWD/t,250dpaまで）								
											グリッド支持燃料集合体流動・耐久試験				試験炉初装荷用ドライバ燃料集合体開発/(不含初装荷燃料								
	6.2 TRU燃料の照射健全性（MOX、振動充填、含む金属燃料）										Am,Np-MOX高燃焼度挙動確認				低除染TRU酸化物燃料ピン加速照射：ノミナル、ホットスポット条件、レファレンスMOX、低除染TRU酸化物					実機部分装荷実証：（含む準備）			
											振動充填燃焼PTM試験（常陽）												
											金属燃料ピン高温照射（常陽：6本＋3本）				高温高燃焼度集合体の開発・試作					金属燃料集合体照射（200GWD/t,250dpa,4体：中燃焼度、高燃焼度ノミナル、ホットスポット条件）			
	6.3 LLFPターゲット集合体の開発										LLFP化合物、減速材照射特		LLFP要素、減速材要素照射試験		LLFP核変換集合体、加速照射試験（短期条件確認、長期加					実機部分装荷実証：（含む準備）			
	6.4 低ｽｳｪﾘﾝｸﾞ材料の開発（ODSピン/FMSダクト等）										ODSピン内面腐食評価		ODS燃料ピン実験照射（常陽、250dpa、250GWD/tまで）										
													ODSピンバンドルPNC-FMSダクト実証照射（常陽同上）4体：中燃焼度、目標燃焼度、ホットスポット条										
	6.5 燃料設計方針(含む設計基準データ)										試験炉燃料設計方針・基準案		燃料・集合体照射データ、炉心材料環境効果データ、設計制限値関連照射データ等							TRU燃料・LLFP集合体照射データ、設計用物性関連照射データ等			
7.原子炉停止系・制御棒駆動機構	7.1 長寿命制御棒の開発（含む照射データ）										長寿命制御棒実証照射データ（「常陽」）		長寿命制御棒の実証（「もんじゅ」）						長寿命制御棒の実証：試験炉				13.5
	7.2 炉停止系信頼性の確認（SASS、後備安全棒）					SASS炉外試験		SASS実証試験（「常陽」照射試験）															
											炉停止系(含む後備系)信頼性確認試験									炉停止系信頼性の実証：試験炉			
8.原子炉構造	8.1 新型原子炉上部構造（含回転プラグシール等）の開発																			新型原子炉/炉上部構造の実証：試験炉 回転プラグシール構造、炉容器デッキ冷却性能、炉壁保護構造（液面近傍/カバーガス空間）			28.5
	8.2 切込み型炉心上部機構の開発（含ストライピング対策）					ランダム励振力評価		流力振動評価試験/手法													切込み型炉心上部機構の実証：試験炉		
											ストライピング評価試験		ストライピングの確証試験(水/(orNa))										
	8.3 原子炉容器液面近傍評価条件の確定										熱的境界条件に関するNa試験												

図2.4.2.1　ナトリウム冷却炉の開発資源・期間（試験炉構想）(1/2)

項目		実用化戦略調査研究														実用炉開発					実用炉展開		予算（億円）
		Phase1	Phase2			Phase3					Phase4					ステップ1					ステップ2		
		99～'00	01～'03	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020	2021～2025	2026～2030	
9.炉内熱流動・崩壊熱除去系	9.1 ガス巻込防止構造の検討（炉上部P流動、液面モデル試験・基準策定）		1/10炉上部プレナム試験																				14
				1/1.8液面部分モデル試																			
				ガス巻込判断基準の策		ガス巻込設計・評価基準の策定																	
				温度成層化試験（水/(Na)）																			
	9.2 炉内流量配分の確証（炉心入口プレナム流動・流調機構）					集合体流量調節機構の確証（水）																	
								下部プレナム水流動試験															
															炉容器内熱流動の実証：試験炉								
	9.3 崩壊熱除去系（PRACS、DRACS）自然循環除熱特性の確認と評価手法確立			DHX除熱特性試験（水）・ツール整備											自然循環崩壊除去系（PRACS,DRACS）の実証：試験炉								
10.冷却系循環ポンプ・中間熱交換器・配管	10.1 ポンプ組込型IHXの開発（含む主循環ポンプの実証）		1/4ポンプ組込型IHX振動試験・ツー																				35
						IHX入口プレナム流動試験（水）																	
															合体機器（IHX,ポンプ）の実証：試験炉								
						主循環ポンプ実証試験（水）																	
	10.2 大口径（高流速）配管構造システムの開発・設計基準化		1/3HL・1/10CL流力振動試験・ツー																				
			ランダム励振力評価			二重配管/エンクロージャ裕度確証（水）																	
						高速Na中潰食試験（12Cr）・流速基																	
															高流速配管（Na）の実証：試験炉								
	10.3 電磁流動特性評価手法の確立		大容量ポンプ開			電磁流体流動特性評価手法の確立																	
11.蒸気発生器・2次冷却系機器	11.1 二重管蒸気発生器の開発（安定性、伝熱流動、製作性、漏洩検出、ISI、補修）		漏洩検出系（水素計、音響計、湿分計、He計）																				78
						二重管SG安定性・伝熱流動確証（小型10MW級）																	
															二重管SG伝熱流動の実証：試験炉								
						管板・熱膨張吸収構造成立性																	
						二重伝熱管製作・溶接性																	
						HX伝熱管検査・補修方針		二重管SGISI・補修の確証															
	11.2 SG水リーク反応の確証（12Crウェステージ試験、高温ラプチャー回避）					12Crウェステージ試験																	
						二重管SG安全性確証（ウェステージ・ラプチャー回避：SWAT-3改造）																	
12.補助ﾅﾄﾘｳﾑ設備	12.1 容器内設置一体型純化系（開発不要：試験炉に設置）														容器内設置一体型純化系の実証：試験炉								—
13.燃料取扱系設備	13.1 新型燃料移送系の開発・確証（FHM、出入機、燃料ポット、落下事故）			FHM要素(軸受)開発		FHM性能の確証（グリッパ作動、耐震性）																	30
						移送系除熱確証−		複数体移送ポット除熱確証															
								出入機性能の確証（上下免震機構、耐震性）															
										ガス中燃料落下試験													
															燃料取扱設備の実証：試験炉								
	13.2 燃料貯蔵系の開発・確証（EVST高度化）					EVST液面制御の確証（容器内移送機性能試験）																	
	13.3 燃料処理系の開発・確証（乾式洗浄、破損燃料検査）					燃料乾式洗浄システムの確証																	
															破損燃料検査装置（X線CT）の実証：試験炉								
14．計測・制御	14.1 原子炉計装の開発（流量計、DN法、FFDL、気泡検出、NIS）			超音波流量計要素（センサ、信号処理等）開発・確証（水/Na）、FFD-DN法の開発・確証																			13
						FFDL機能、気泡検出、NIS付属装置の確証																	
															原子炉計装（流量計、DN法、FFDL、気泡検出、NIS）の実証：試験炉								
	14.2 Ｎａ計装の高度化開発（二重配管Na漏洩検出系）			微小Na漏洩検出（レーザ、SIDの低酸素下エアロゾル）確証																			
	14.3 監視制御システムの高度化（軽水炉技術の適用：Pシミュレーション一括）									監視制御システムの高度化開発（プラントシミュレーションに包													
15.材料・高温構造設計	15.1 構造設計手法の高度化（熱流動・構造統合設計評価法）			構造設計手法の高度化開発（熱流動・構造統合評価）											構造設計手法の検証（熱流動・構造統合評価）：試験炉								38
	15.2 高温構造設計方針（FDS高度化案）と適用性データ			試験炉高温構造設計方		試験炉適用データ/FDS高度化案/非弾性評価法/構造物試					実用炉高温構造設計方針の策定/設計適用データの取得				実用炉適用データ/大型構造物・非弾性評価法の確								
	15.3 新構造材料の開発(12Cr鋼の材料基準データ)			高Cr鋼の開発/試験炉適用基礎試		試験炉適用データ/強度基準値/非弾性評価法/構造物試験					実用炉適用強度基準案・溶接施工案の策定/長時間データ取				実用炉12Cr溶接強度基準値/長時間クリープ・疲労確								
	15.4 12Cr鋼配管の破損限界確証/LBB評価基準の策定			12Cr配管LBB評価基準案/機械的・破損限界試験/漏洩挙動基礎・確証試験																			
16.供用期間中検査と補修	16.1 Ｎａ中構造物検査装置及び補修法の開発（炉内目視・体積検査）			試験炉供用期間中検査方		炉内目視検査装置(超音波目視USV等)確証					炉内（炉心支持構造物等）体積検査装置開発/試験炉適用性												19
												炉内補修技術の開発			Na中構造物検査装置（炉内目視・体積検査）の実証：試験炉								
	16.2 Ｎａ中伝熱管検査・補修法（IHX）の開発			HX伝熱管検査・補修方針		Na中伝熱管検査装置(ECT等)確証					Na中伝熱管補修法(プラグ等)の開発/試験炉適用性確証												
															IHX伝熱管検査・補修法の実証：試験炉								
	16.3 二重配管（含CV貫通部）検査・補修法の開発			二重配管検査・補修方針		区画内配管外面（及びCV貫通部）検査装置（光ファイバ等）確					二重配管補修法（交換/復旧等）の開発/試験炉適用性確証												
															二重配管検査・補修法の実証：試験炉								
	16.4 維持基準策定			高速炉維持基準考え方		高速炉維持基準基本案作成					試験炉維持基準案の具体化/適用性検討												
															実用炉維持基準案の適用性評価：試験炉への適用による検証/実用炉への反映								
17.電気設備.	17.1 電気設備の高度化（オンラインメンテナンスを試験炉で実証：開発不要）																						—
															オンラインメンテナンス指針の整備/試験炉適用性確証								
															実用炉オンラインメンテナンス指針の試験炉への適用による検証/実用炉への反映								
18.格納施設建物	18.1 矩形SCCVの設計基準整備					矩形SCCV設計基準の整備																	9.5

図2.4.2.1 ナトリウム冷却炉の開発資源・期間（試験炉構想）(2/2)

2.5 ナトリウム冷却炉の技術的総括

日本の FBR 技術を継承・発展させたアドバンスト・ループ型ナトリウム炉は、新たに以下の革新技術を採用し、設備の合理化を図っている。

① 中間熱交換器に1次系主循環ポンプを組込み、1次系配管の一部を削除し、物量を削減。

② 炉心と炉内燃料取扱方式のコンパクト化により、原子炉容器径を縮小すると共に、再臨界回避技術採用による原子炉容器の薄肉化により、物量を削減。

③ ナトリウムの特徴を生かした熱交換器の大容量化、配管の大口径化により、1ループ当たりの容量を増加させてループ数を削減。

④ 高強度で低膨張率、高熱伝導率を持つ 12Cr 系鋼の採用により、配管を大幅に短縮すると共に構造材を薄肉化。

⑤ 崩壊熱除去系への完全自然循環型の採用により、ポニーモータ削除、電磁ポンプ削除等が可能となり、非常用電源にガスタービンを採用し、安全系局限化により BOP 設備を合理化。

2.5.1 アドバンスト・ループ型ナトリウム炉の仕様とその根拠

ここでは代表概念として選定された3つの炉型、大型炉－1500（MOX 燃料コンパクト型炉心)、中型モジュール炉－M750（MOX 燃料高内部転換型炉心)、中型シングル炉－S750（MOX 燃料高内部転換型炉心）について、プラント基本仕様、系統構成図、原子炉建屋概念図等を、図 2.5.1.1 から図 2.5.1.3 に示す。また、各炉の仕様とその設定根拠を表 2.5.1.1 から表 2.5.1.3 に示す。

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉	フェーズＩにて物量削減、保守・補修性の観点から選定
2	電気出力	１５００MWe	２０万円／kWe 達成のため、スケール効果を考慮
3	原子炉熱出力	３５７０MWt	プラント効率向上（４２％）
4	モジュール数	ツインプラント（３００万ｋＷｅ）	ツイン化してコスト削減（共有設備削減）
5	ループ数	２ループ	低熱膨張率、高強度の 12Cr 鋼の採用により、熱交換器のコンパクト化が図れ、２ループ化による交換熱量の増大に対しても機器の製作が可能となった。 また、安全性（１次ポンプ軸固着時の炉心燃料健全性）や構造健全性（機器、配管等の耐熱性）に対する成立性を見通すとともに、経済性の観点（４ループと比較して、ＮＳＳＳ物量 16%、原子炉建屋容積 10%減）で２ループ構成を選定した。
6	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃	プラント効率向上（４２％）のため、安全上、燃料設計上、原子炉構造上問題とならない範囲で、可能な限りＲ／Ｖ出口温度を高温化し、５５０℃を選定した。この条件でヒートバランスを評価して設定。
7	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃	
8	１次系流量	３．２７×１０^{4}t／h／ループ	
9	２次系流量	２．７３×１０^{4}t／h／ループ	
10	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．６７MPa （タービン入口）	
11	給水温度／流量	２３３℃／５．６７×１０^{3}ｔ／ｈ	

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
12	タービン発電機	ＴＣ４Ｆ－５４ （高圧タービン＋中圧タービン＋低圧タービン×２） （基数：２基　３００万ｋＷｅプラント）	150 万 kWe／基でのタービン設備の最適化設計の結果。（詳細は中型モジュール炉参照）
13	プラント稼働率	９２．６％	設計要求（基準値）93%（連続運転期間 13 ヶ月以上）による。これは現行 LWR の運転期間 21 ヶ月を考慮し、将来の LWR の状況を勘案したもの。 左表の値は、MOX 燃料コンパクト型炉心の場合のプラント稼働率であり、運転ｻｲｸﾙ 18 ヶ月、定検期間 43 日から算出。 なお、高内部転換型は運転ｻｲｸﾙ 26 ヶ月、定検期間 47 日から 94.3%、 金属燃料コンパクト型は運転ｻｲｸﾙ 18 ヶ月、定検期間 44 日から 92.5%となる。
14	炉心・燃料	均質２領域炉心（ＡＢＬＥ型） 混合酸化物（ＭＯＸ）燃料	設計要求を満足する炉心として選定。径方向非均質炉心では熱流力設計に課題があり、FAIDUS 型では炉心性能に影響が大きいため採用しない。また、金属燃料炉心では炉心出口温度高温化でプラント側への影響が大きいため採用しない。（No.19 の炉心安全参照）
15	遮蔽体外接円径	約６．４ｍ	炉心・燃料設計（燃料集合体設計）結果及び設計目標６．６ｍ以下（原子炉容器径１０ｍ以下）を満足するもの。
16	炉心取出平均燃焼度	１４８ＧＷｄ／ｔ	設計目標値（150GWd/t）

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
17	増殖比	１．１６	炉心設計結果による。ただし、設計要求として、導入シナリオへの適合性の観点から、目標値を１．２以上としている。
18	原子炉停止系	主炉停止系（制御棒４０本） 後備炉停止系（制御棒１５本）	原子炉停止系の考え方に基づき、ワンロッドスタック条件を考慮した必要反応度の検討結果。
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置 ②再臨界回避方策： ボイド反応度を５～６＄以下に制限 ＋軸方向ブランケット一部削除	原子炉停止系への設計要求として、受動的炉停止系設置。短時間で炉心損傷に至る可能性のある代表的な ATWS 事象に対して有効な受動的炉停止能力を付与するため。 再臨界回避方策として ABLE 型を選定した理由は、溶融燃料の流出性は FAIDUS 型より劣るものの、燃料製造コスト、炉心設計への影響、集合体開発の課題が小さいため。また、ボイド反応度制限に関しては、ULOF 時起因過程における即発臨界を防止し、発生エネルギーを抑制できる条件として６＄以下を目安とする条件した。
20	原子炉容器（寸法）	縦置円筒容器上吊り型有液面式 （Φ９．７ｍ／Ｈ２０．０ｍ）	直径に関しては、現状製造設備でのリング鍛造が可能なサイズ（９ｍ台）を目標として、炉心槽直径と主配管の配置性の観点から 9.7m に設定した。 軸長に関しては、燃料集合体（全長 4.4ｍ）等の交換時に集合体が露出しないよ

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
			うに上部プレナム液位を確保するとともに、炉心槽高さ、半球状の下部鏡高さを考慮して 20m に設定した。
	・炉心支持方式	下部支持方式	簡素なスカート方式で支持することにより、実証炉での側部支持方式よりも物量を低減した。
	・炉壁保護構造	サーマルライナ方式 （液位制御なしのホットベッセル構造）	免震技術の採用に伴い、原子炉容器の薄肉化（板厚 30mm）が可能となった。また、液面近傍の構造健全性を、炉容器外の熱的境界条件を最適化した非弾性解析で評価することで発生応力の低減が図れ、炉壁保護構造の簡素化が可能になった。
21	炉心上部機構	切込み付コラム型ＵＩＳ	免震技術の採用により、ＵＩＳを円筒胴構造として高い剛性を確保することが不要となった。また、炉容器径のコンパクト化の観点から採用した単回転プラグと燃料交換方式との整合性から炉心中心への切込みを設け、耐熱性向上の観点から多孔水平板を通して内部にＮａを連通させる方式とした。
22	１次系配管方式	トップエントリ方式	サイドエントリ方式と比較すると、構造健全性の観点では炉容器(316FR)と配管(12Cr 鋼)の異材溶接部をカバーガス中におくことができ、さらに補修性の観点では配管の引抜補修が可能となる。
	・配管	材質：１２Ｃｒ鋼	配管引廻しのコンパクト化を図るため、

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
		口径　ＨＬ／ＣＬ：５０Ｂ／３４Ｂ×２ 流速　ＨＬ／ＣＬ：９．２m/s／９．８m/s	高強度で熱膨張率が低い 12Cr 鋼を採用する。 また、管内流れによる流力振動やエロージョン／キャビテーションの発生を防止する観点から、管内平均流速を 10m/s 以下に設定しており、１次系の流量・温度条件より配管口径を選定した。
23	中間熱交換器	縦置無液面斜行流式直管型 （１次主循環ポンプ合体） ２基／炉	環状の IHX 中心部に機械式の１次系主循環ポンプを懸架した「ポンプ組込型中間熱交換器」とした。ポンプと IHX を独立させた場合と比較して、物量を 15%削減できること、ポンプ引き抜きにより伝熱管管板へアクセス可能で保守補修性に優れること、が選定理由である。 一方で、振動源となる機械式ポンプを剛性の低い IHX 伝熱管近傍に配置することになることから、伝熱管健全性を確認するための R&D が必要である。
	・伝熱面積	４３７０m^2	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	
24	１次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込） ２基／炉	
	・定格流量	６３６m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	７６ｍＮａ	
25	蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面ヘリカルコイル型 （コールドトラップ内臓） ２基／炉	伝熱管形式については「もんじゅ」等で実績があり、信頼性を確保しやすいため、有液面ヘリカルコイル方式を選定している。また、SG 製作コスト低減のために、一体貫流型のユニット型（大型化）を指向した。伝熱管材料については、伝熱性能、強度及び耐 Na・水反応の観点から 12Cr 鋼を選定している。
	・伝熱面積	８２９０m^2	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
26	２次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込） ２基／炉	「もんじゅ」等で実績があり、水力部構造がシンプルで信頼性の高い単段方吸い込み方式としている。流量および揚程については、冷却系機器の交換熱量及び２次系系統圧損から決定している。
	・定格流量	５２２m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	４０ｍＮａ	
27	崩壊熱除去系	ＤＲＡＣＳ（２３ＭＷｔ）×１系統 ＩＲＡＣＳ（２３ＭＷｔ）×２系統 （自然循環方式）	信頼性、除熱性能確保等の比較検討から、自然循環能力がすぐれ物量を低減できる方式を選定。DRACS は１次系サイフォングレイク対応で選定。IRACS は２次系が２ループあり、格納容器内配管引き回し、格納容器貫通部が他の方式に比べインパクトが小さいことから選定。除熱量は、事象Ⅳに対応可能な条件で設定。
28	Ｎａ漏えい対策 ・１次Ｎａ漏えい対策	ガードベッセル、外管（配管部）	原子炉冷却材バウンダリ破損時に炉心冷却に必要な液位確保が可能となるよう、機器にはガードベッセル、配管には外管を設置。
	・２次Ｎａ漏えい対策	外管（配管部、ＡＣ伝熱管）、 エンクロージャ	ＡＣに関しては、崩壊熱除去系が安全系であることから配管部は外管設置、伝熱管は二重管とする。主配管は炉心冷却上の液位確保に関する要求がないので、エンクロージャとするが、漏えいＮａは１ヶ月以上保持できる設備とする。

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設 設計漏えい率：　１％／day 設計圧力：　最高使用圧力の０．９倍 設計温度：　常温	格納容器は免震装置の採用とコンパクト化による経済性向上をねらい、建屋一体型矩形ライナ内張り鉄筋コンクリート製とする。 格納容器の設計目標は、実証炉と同じ（暫定値）。ただし、格納容器空調系の停止を想定する。 （注）ライナ張矩形ＳＣＣＶに関する設計基準の整備が必要。
30	プラント運転サイクル	１８ヶ月　４バッチ	１８ヶ月：軽水炉における運転サイクル長期化の動向を勘案して設定された設計要求値。 ４バッチ：運転サイクル長、燃焼度等を考慮して設定。
31	燃料取扱設備 ・炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ ＋マニプレータ式燃料交換機	・中型モジュール炉と同じ
	・炉内／外燃料移送	炉内中継装置 ＋レールレス台車式燃料出入機	・中型モジュール炉と同じ（ただし、アクセス位置が少なく、直線上に走行するため、レール削除を含めた物量低減が採用の理由）
	・燃料減衰待貯蔵	ＥＶＳＴ貯蔵方式（EVST＋水プール）	・中型モジュール炉と同じ
	・燃料洗浄	アルゴンガスブローによる乾式洗浄	・中型モジュール炉と同じ

表 2.5.1.1　大型炉－１５００の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
32	免震	水平免震	以下の点を狙い、免震装置を適用する。 なお、設置地点によっては、３次元免震までを想定する必要があるが、現在の想定地震波に対しては水平免震装置で対応可能であるため、本方式を採用。 ・プラント設置地点に依存せずプラント設置ができる。 ・想定地震波の増加等に対して対応性がある。 ・建物基礎版面を深く堀込まずに基礎版が設置できる。
33	プラント寿命	６０年	軽水炉の将来目標値である 60 年を採用。なお、各機器においては、途中で交換した方が合理的(*)なものについては、その機器毎に設計寿命を設定する。 (*)・設計寿命が長いことで設備が過大となるもの。 ・適宜交換した方が信頼性、稼働率の上がるもの等。
34	原子炉建屋	原子炉建屋容積１３．０万m^3／プラント×２ （ツインプラント：３００万ｋＷｅ）	配置設計結果による。設計条件は ・EVST 方式 ・使用済み燃料貯蔵数はプラント全体（ツインプラント）で４炉心分＋破損燃料６体分 ・水平２次元免震構造建屋

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉	フェーズⅠにて物量削減、保守・補修性の観点から選定
2	電気出力	７５０MWe	２０万円／kWe 達成のため、モジュール効果・スケール効果を考慮
3	熱出力	１７８５MWt	プラント効率向上（４２%）、１７９０MWt と記載するものもある。
4	モジュール数	４モジュール（３００万ｋWe）	経済性評価結果及び大型炉と比較可能な条件として設定。
5	ループ数	２ループ（２次系１ループ）	大型炉と同様、低熱膨張率、高強度の12Cr 鋼の採用により、熱交換器のコンパクト化が図れ、２ループ化による交換熱量の増大に対しても機器の製作が可能となった。 ２次系に関しては、二重管ＳＧの製作性の観点で大容量化の見通しが得られ、１ループ構成とした。
6	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃	プラント効率向上（４２%）のため、安全上、燃料設計上、原子炉構造上問題とならない範囲で、可能な限りＲ／Ｖ出口温度を高温化し、５５０℃を選定した。この条件でヒートバランスを評価して設定。
7	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃	
8	１次系流量	１．６４×１０^{4}ｔ／ｈ	
9	２次系流量	２．７３×１０^{4}ｔ／ｈ	
10	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．６７ＭＰａ	
11	給水温度／流量	２４０℃／ ２．８４×１０^{3}ｔ／ｈ／モジュール	

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
12	タービン発電機	ＴＣ４Ｆ－５４ （高圧タービン＋中圧タービン＋低圧タービン×２） （基数：２基　３００万ｋWeプラント）	７５０MWe出力であることを考慮し、高圧タービンに新たに中圧タービンを追加して、高圧タービン＋中圧タービン＋低圧タービンのタービン構成とし、翼の最適化によりタービン効率の向上が図った。また低圧タービンには新たに開発された54インチ翼を採用することによって、低圧タービン車室数を3車室から2車室に削減した。
13	プラント稼働率	９５．６％ （設備利用率での最大値）	左表の値は、１モジュールの単独運転（タービン出力５０％）を許容した場合の稼働率。運転サイクル26ヶ月、定検期間36日より算出。許容しない場合は定検期間が41日で、95.0%となる。 なお、ＭＯＸ燃料ｺﾝﾊﾟｸﾄ型炉心の場合は、それぞれ93.8%および92.8%である。
14	炉心・燃料	均質２領域炉心（ＡＢＬＥ型） 混合酸化物(ＭＯＸ）燃料 高内部転換型	設計要求を満足する炉心として選定。特に、経済性向上（サイクルコスト低減）を狙い、内部転換比を高め、ブランケット燃料を削除した高内部転換型を採用した。なお、径方向非均質炉心では熱流力設計に課題があり、FAIDUS型では炉心性能に影響が大きいため採用しない。また、金属燃料炉心では炉心出口温度高温化でプラント側への影響が大きいため採用しない。(No.19の炉心安全参照)

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
15	遮蔽体外接円径	約５．３ｍ	コンパクト型炉心での炉心設計結果をプラント側との取り合い条件とした。
16	炉心取出平均燃焼度	１５０ＧＷｄ／ｔ	設計目標値（150GWd/t）
17	増殖比	１．０４（平衡期）	高内部転換型炉心として平衡期で１．０以上を設計要求条件としている。なお、導入期では１．１以上を要求条件とする。
18	原子炉停止系	主炉停止系（制御棒２１本） 後備炉停止系（制御棒７本）	原子炉停止系の考え方に基づき、ワンロッドスタック条件を考慮した必要反応度の検討結果。
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置 ②再臨界回避方策： ボイド反応度を５～６＄に制限 ＋軸方向ブランケット一部削除	原子炉停止系への設計要求として、受動的炉停止系設置。短時間で炉心損傷に至る可能性のある代表的な ATWS 事象に対して有効な受動的炉停止能力を付与するため。 再臨界回避方策として ABLE 型を選定した理由は、溶融燃料の流出性は FAIDUS 型より劣るものの、燃料製造コスト、炉心設計への影響、集合体開発の課題が小さいため。また、ボイド反応度制限に関しては、ULOF 時起因過程における即発臨界を防止し、発生エネルギーを抑制できる条件として６＄以下を目安とする条件した。
20	原子炉容器（寸法）	縦置円筒容器上吊り型有液面式 （Φ８．５ｍ／Ｈ１９．３ｍ）	直径に関しては、炉心槽直径と主配管の配置性の観点から 8.5m に設定した。 軸長に関しては、大型炉と同様、上部プ

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
			レナム液位の確保、炉心槽高さ、半球状の下部鏡高さ等を考慮し 19.3m に設定した
	・炉心支持方式	下部支持方式	大型炉に同じ。
	・炉壁保護構造	サーマルライナ方式 （液位制御なしのホットベッセル構造）	大型炉に同じ。
21	炉心上部機構	切込み付コラム型ＵＩＳ	大型炉に同じ。
22	１次系配管方式	トップエントリ方式	大型炉に同じ。
	・配管	材質：１２Ｃｒ鋼 口径　ＨＬ／ＣＬ：３６Ｂ／２８Ｂ×２ 流速　ＨＬ／ＣＬ：８．９m/s／７．４m/s	流力振動抑制の観点で大型炉よりも管内流速を低減している。
23	中間熱交換器	縦置無液面斜行流式直管型 （１次主循環ポンプ合体） ２基／モジュール	大型炉に同じ。
	・伝熱面積	２５３０m^2	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	
24	１次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込）２基／モジュール	大型炉に同じ。
	・定格流量	３１８m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	７０ｍＮａ	
25	蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面２重管式直管 １基／モジュール	伝熱管破損による Na・水反応からの SG 財産保護や社会的受容性の観点から伝熱管を２重壁構造とし、実質的に Na・水反応を排除できる SG を指向した。２重伝熱管の製作性の観点から直管型である。また、SG 製作コスト低減のために、一体貫流型のユニット型（大型化）とし、伝熱管材料については、伝熱性能、
	・伝熱面積	７６８０m^2	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
			強度の観点から 12Cr 鋼を選定している。
26	２次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込） １基／モジュール	大型炉に同じ。
	・定格流量	５２２m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	７２ｍＮａ	
27	崩壊熱除去系	ＤＲＡＣＳ（１０ＭＷｔ）×１系統 ＰＲＡＣＳ（１１ＭＷｔ）×２系統 （自然循環方式）	信頼性、除熱性能確保等の比較検討から、自然循環能力がすぐれ物量を低減できる方式を選定。DRACS は１次系サイフォンブレイク対応で選定。PRACS は２次系が１ループであること、２次系流動安定性、及び、格納容器内配管引き回し、格納容器貫通部が他の方式に比ベインパクトが小さいことから選定。除熱量は、事象Ⅳに対応可能な条件で設定。
28	Ｎａ漏えい対策 ・１次Ｎａ漏えい対策	ガードベッセル、外管（配管部）	原子炉冷却材バウンダリ破損時に炉心冷却に必要な液位確保が可能となるよう、機器にはガードベッセル、配管には外管を設置。
	・２次Ｎａ漏えい対策	外管（配管部、ＡＣ伝熱管）、エンクロージャ	ＡＣに関しては、崩壊熱除去系が安全系であることから配管部は外管設置、伝熱管は二重管とする。主配管は炉心冷却上の液位確保に関する要求がないので、エンクロージャとするが、漏えいＮａは１ヶ月以上保持できる設備とする。

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設 設計漏えい率：　１%／day 設計圧力：　最高使用圧力の０．９倍 設計温度：　常温	格納容器は免震装置の採用とコンパクト化による経済性向上をねらい、建屋一体型矩形ライナ内張り鉄筋コンクリート製とする。 格納容器の設計目標は、実証炉と同じ（暫定値）。ただし、格納容器空調系の停止を想定する。 （注）ライナ張矩形ＳＣＣＶに関する設計基準の整備が必要。
30	プラント運転サイクル	２６ヶ月　４バッチ	高内部転換型炉心を採用したことで、運転サイクルを２６ヶ月とした。
31	燃料取扱設備 ・炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ＋マニプレータ式燃料交換機	・高速増殖原型炉「もんじゅ」や、実証炉での燃料交換方式と比較して、燃交時にUISを退避する必要がないため、原子炉容器径の低減が可能である。UIS以外の回転プラグ及び燃料交換機は、研究開発を含めて豊富な実績を有しており、信頼性が高い。 ・燃料交換機は、UIS切込み部内をアームが伸縮するが、グリッパユニット位置の工夫や、アーム剛性向上などの方策により、地震時にもUISと衝突しない可能性を有している。
	・炉内／外燃料移送	炉内中継装置＋レールレス台車式燃料出入機	・4モジュールおよびEVSTなどにアクセスしなければならず、レール削除を含めた物量低減や、占有面積縮小をねらって、レールレス台車式燃料出入機を採用

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
			する。 ・転倒防止および滑り対応、耐震構造、給電制御方式、高速および位置きめ精度の確保などの技術課題を有するが、サスペンション構造を取り込んだ台車構造の採用などにより、いずれの技術課題にも対応可能な見通しである。
		複数体移送	・炉内中継装置および燃料出入機などの機器形状増加により物量が約 4.3%増加するが、燃料取扱時間の短縮により、95.5%から 95.7%に稼働率が向上するため、燃料取扱設備のコスト増加以上の削減効果に期待できる。 ・また、炉内作業煩雑化に伴う燃料交換機の駆動軸寿命や、原子炉容器径への影響がないなど、成立性に直結する技術課題がないため、複数体移送方式を採用する。（中型モジュール炉のみに採用）
	・燃料減衰待貯蔵	ＥＶＳＴ貯蔵方式（EVST＋水プール）	・EVST 貯蔵方式は炉外にナトリウム貯蔵設備が必要で、水プール直接貯蔵方式と比較して、コストが約 9%増加する。ただし、複数体移送による稼働率向上効果を取り込めば、同程度のコストを達成できる見通しである。 ・また、ガス中裸状態で高発熱燃料を取扱う必要がないなど、安全性及び運転性向上のポテンシャルが高く、破損燃料の

表 2.5.1.2　中型炉－Ｍ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
			取扱が容易であることから、EVST 貯蔵方式を選定する。
	・燃料洗浄	アルゴンガスブローによる乾式洗浄	・専用の洗浄設備の削除をねらって、EVST からの使用済燃料引き上げ時に、燃料出入機・冷却系を使用したアルゴンガスブローによる乾式洗浄を行う。 ・燃料出入機・冷却系の使用に伴い、ガス入口温度が約 300℃と低くなり、洗浄性能が 90%から 50%と低下する。水プールに移行するナトリウム量が増加するが、水中浸漬時および貯蔵中の燃料健全性への影響はなく、水プール冷却浄化系も対応可能である。
32	免震	水平免震	大型炉に同じ。
33	プラント寿命	６０年	大型炉に同じ。
34	原子炉建屋	原子炉建屋容積 約７．２万ｍ^3／モジュール×４ （４モジュールプラント：３００万ｋＷｅ）	配置設計結果による。 設計条件： ・EVST 方式 ・使用済み燃料貯蔵数はプラント全体（４モジュール）で５炉心分＋破損燃料６体分 ・水平２次元免震構造建屋 ・新燃料貯蔵ラック収容体数は２５０体程度を確保

表 2.5.1.3　中型炉－Ｓ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉	シングル炉は、モジュール炉の１基分に対し、燃料取扱設備等の共有部分の見直し、配置設計をしたものであり、基本仕様はモジュール炉と同じ根拠である。
2	電気出力	７５０MWe	
3	熱出力	１７８５MWt	
4	モジュール数	シングルプラント（７５万ｋＷｅ）	
5	ループ数	２ループ（２次系１ループ）	
6	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃	
7	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃	
8	１次系流量	１．６４×１０^{4}ｔ／ｈ	
9	２次系流量	２．７３×１０^{4}ｔ／ｈ	
10	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．６７MPa	
11	給水温度／流量	２４０℃／２．８４×１０^{3}ｔ／ｈ	
12	タービン発電機	ＴＣ４Ｆ－４０．５ （高中圧タービン＋低圧タービン×２）	単基出力 75 万 kWe 用として、高中圧＋低圧２車室のタービン形式を選定。 なお、大型炉／中型モジュール炉と比較するとタービンへの主蒸気流量が半減するので、低圧タービンは 40.5 インチ翼を採用。
13	プラント稼働率	９５．６％	運転サイクル２６ヶ月、定検期間３６日より算出。
14	炉心・燃料	均質２領域炉心（ＡＢＬＥ型） 混合酸化物(ＭＯＸ)燃料 高内部転換型	シングル炉は、モジュール炉の１基分に対し、燃料取扱設備等の共有部分の見直し、配置設計をしたものであり、基本仕様はモジュール炉と同じ根拠である。
15	遮蔽体外接円径	約５．３ｍ	
16	炉心取出平均燃焼度	１５０GWｄ／ｔ	
17	増殖比	１．０４（平衡期）	

表 2.5.1.3　中型炉－Ｓ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
18	原子炉停止系	主炉停止系（制御棒２１本） 後備炉停止系（制御棒７本）	シングル炉は、モジュール炉の１基分に対し、燃料取扱設備等の共有部分の見直し、配置設計をしたものであり、基本仕様はモジュール炉と同じ根拠である。
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置 ②再臨界回避方策： ボイド反応度を５～６＄に制限 ＋軸方向ブランケット一部削除	
20	原子炉容器（寸法）	縦置円筒容器上吊り型有液面式 （Φ８．５ｍ／Ｈ１９．３ｍ）	
	・炉心支持方式	下部支持方式	
	・炉壁保護構造	サーマルライナ方式 （液位制御なしのホットベッセル構造）	
21	炉心上部機構	切込み付コラム型ＵＩＳ	
22	１次系配管方式	トップエントリ方式	
	・配管	材質：１２Ｃｒ鋼 口径　ＨＬ／ＣＬ：３６Ｂ／２８Ｂ×２ 流速　ＨＬ／ＣＬ：８．９m/s／７．４m/s	
23	中間熱交換器	縦置無液面斜行流式直管型 （１次主循環ポンプ合体） ２基／炉	
	・伝熱面積	２５３０m^2	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	
24	１次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込） ２基／炉	
	・定格流量	３１８m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	７０ｍＮａ	

表 2.5.1.3　中型炉－Ｓ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
25	蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面２重管式直管 １基／炉	シングル炉は、モジュール炉の１基分に対し、燃料取扱設備等の共有部分の見直し、配置設計をしたものであり、基本仕様はモジュール炉と同じ根拠である。
	・伝熱面積	７６８０㎡	
	・材質	１２Ｃｒ鋼	
26	２次主循環ポンプ	単段片吸込型（下吸込）１基／炉	
	・定格流量	５２２m^3／ｍｉｎ	
	・定格揚程	７２ｍＮａ	
27	崩壊熱除去系	ＤＲＡＣＳ（１０ＭＷｔ）×１系統 ＰＲＡＣＳ（１１ＭＷｔ）×２系統 （自然循環方式）	
28	Ｎａ漏えい対策 ・１次Ｎａ漏えい対策	ガードベッセル、外管（配管部）	
	・２次Ｎａ漏えい対策	外管（配管部、ＡＣ伝熱管）、 エンクロージャ	
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設 設計漏えい率：　１％／day 設計圧力：　最高使用圧力の０．９倍 設計温度：　常温	
30	プラント運転サイクル	２６ヶ月　４バッチ	
31	燃料取扱設備 ・炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ ＋マニプレータ式燃料交換機	・中型モジュール炉と同じ

表 2.5.1.3　中型炉－Ｓ７５０の基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	基　本　仕　様	設　定　根　拠
31	・炉内／外燃料移送	炉内中継装置＋レールレス台車式燃料出入機	・中型モジュール炉と同じ（ただし、アクセス位置が少なく、直線上に走行するため、レール削除を含めた物量低減が採用の理由）
	・燃料減衰待貯蔵	ＥＶＳＴ貯蔵方式（EVST＋水プール）	・中型モジュール炉と同じ
	・燃料洗浄	アルゴンガスブローによる乾式洗浄	・中型モジュール炉と同じ
32	免震	水平免震	大型炉に同じ。
33	プラント寿命	６０年	大型炉に同じ。
34	原子炉建屋	原子炉建屋容積約１１．１０万m^3 （原子炉建屋＋補助建屋の容積）	配置設計結果による。 設計条件： ・EVST 方式 ・使用済み燃料貯蔵数はプラント全体で２炉心分＋破損燃料６体分 ・水平２次元免震構造建屋 ・蒸気タービン発電機は７５万 kWe 出力のものを１基

図 2.5.1.1　ナトリウム冷却大型炉（MOX 燃料コンパクト型炉心）大型炉-1500MXC

プラント基本コンセプト

- 我国の技術的従来知見を極力反映したループ型炉
- 150 万 kWe の出力アップ効果による建設費低減
- FBR 導入期に適用した高増殖比の均質２領域炉心
- ２ループ、φ９m 台の原子炉構造、１次系機器合体、12Cr 鋼Ｌ字配管により NSSS 物量の大幅削減
- 自然循環式崩壊熱除去系、非常用ガスタービンの採用による安全系の局限化

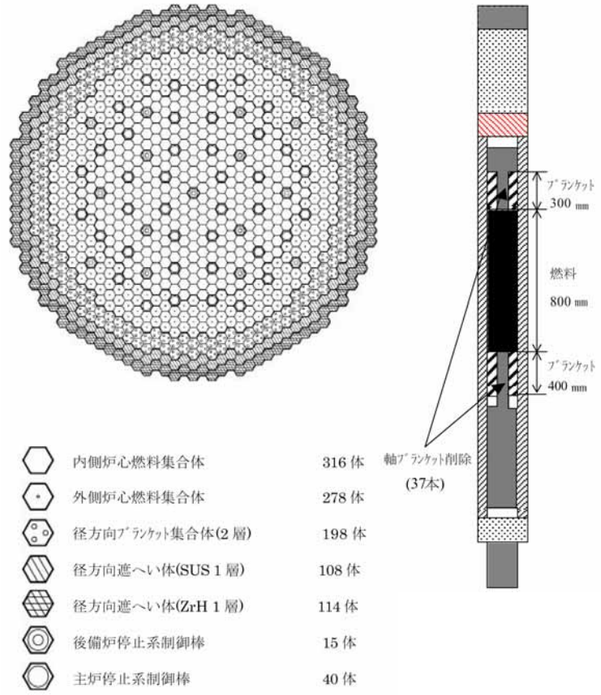
プラント基本仕様

項目	基本仕様
原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉、ツインプラント
電気出力/熱出力	1500MWe/3570MWt（プラント効率：42%）
ループ数	2 ループ
1 次系/2 次系温度	HL:550℃、CL:395℃/HL:520℃、CL:335℃
主蒸気温度/圧力	495℃/16.67MPa
プラント稼働率	92.6%
運転サイクル期間	18 ヶ月　4 バッチ
炉心燃料	混合酸化物（MOX）燃料
炉心形式	ABLE 型均質２領域炉心
燃焼度/増殖比	14.8 万 MWd/t　/　1.16（導入期）
中間熱交換器	1 次ポンプ組込/縦置無液面斜行流式直管型
1 次主循環ポンプ	IHX 組込/単段片吸込み方式
蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面ヘリカルコイル型
崩壊熱除去方式	DRACS×1 系統＋IRACS×2 系統（69MWt）
燃料貯蔵方式	EVST 貯蔵方式
原子炉建屋	水平免震建屋
プラント寿命	60 年

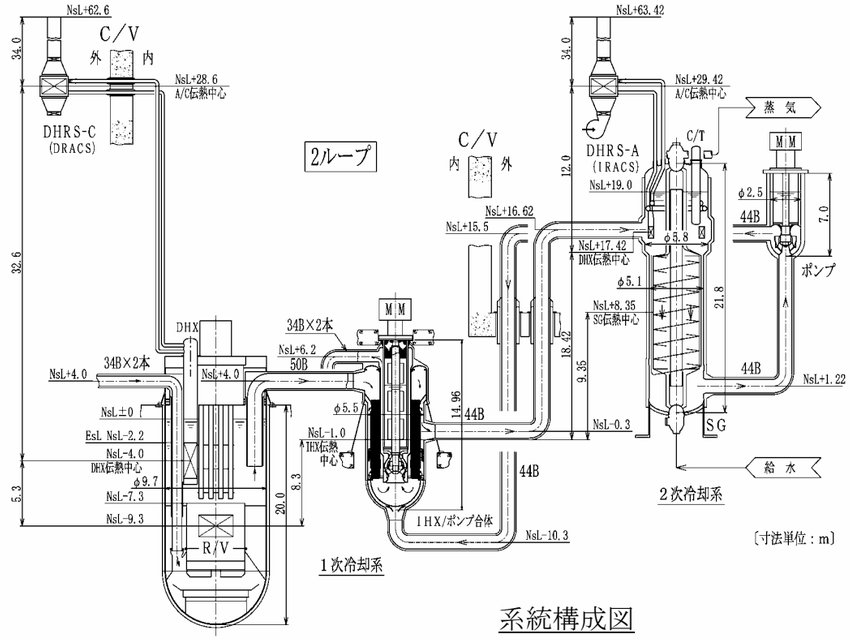
物量データ

（１モジュール分）

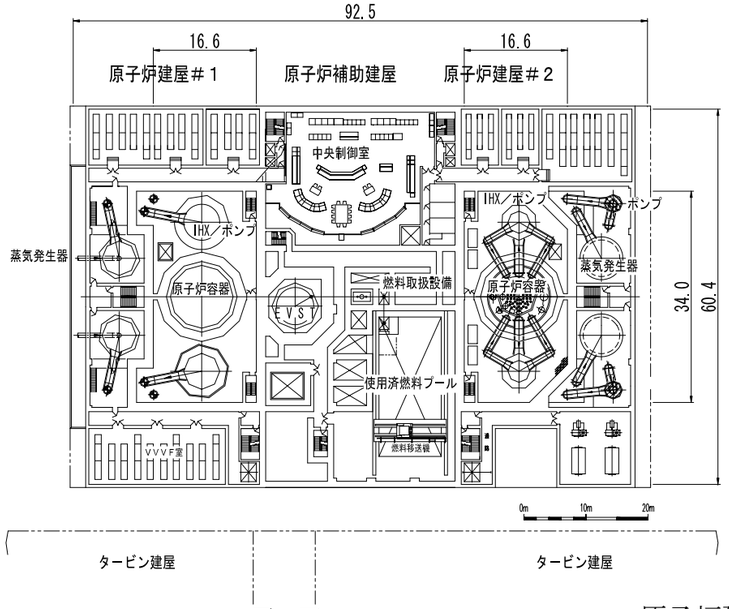
原子炉構造	910t	原子炉建屋	13.0 万 m^3
1 次系	787t	タービン建屋	19.0 万 m^3
2 次系	1170t	建設期間	46 ヶ月
NSSS 物量合計	2867t	定検期間	43 日



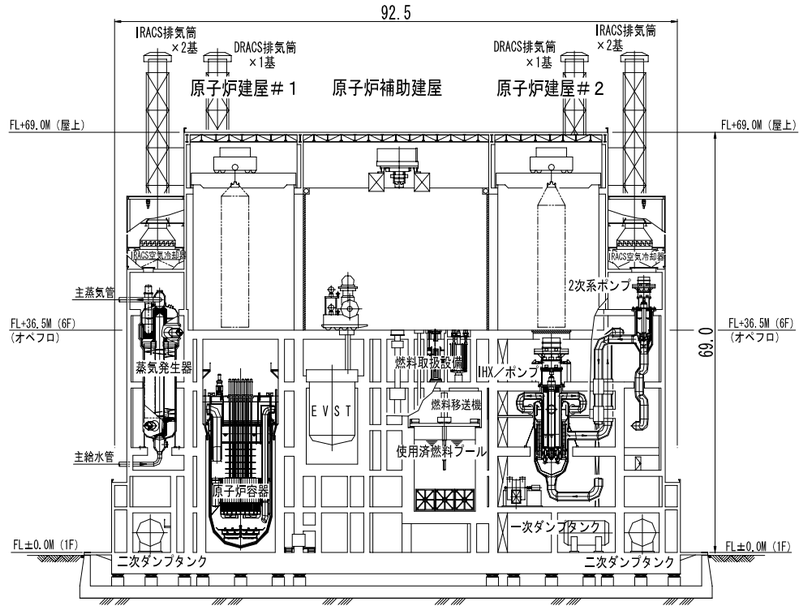
MOX 燃料コンパクト型炉心の炉心構成



系統構成図



平　面



原子炉建屋概念　　立　面

図 2.5.1.2　ナトリウム冷却中型モジュール炉（MOX 燃料高内部転換型炉心）中型炉-M750MXH

プラント基本コンセプト

- 我国の技術的従来知見を極力反映したループ型炉
- ４モジュール効果による建設費低減
- 径ブランケットを削除してサイクルコストを削減した均質２領域高内部転換型炉心
- ２ループ、φ８m 台の原子炉構造、１次系機器合体、12Cr 鋼Ｌ字配管により NSSS 物量の大幅削減
- ２重管 SG の採用によるＮａ-水反応の抑制
- 自然循環式崩壊熱除去系、非常用ガスタービンの採用による安全系の局限化

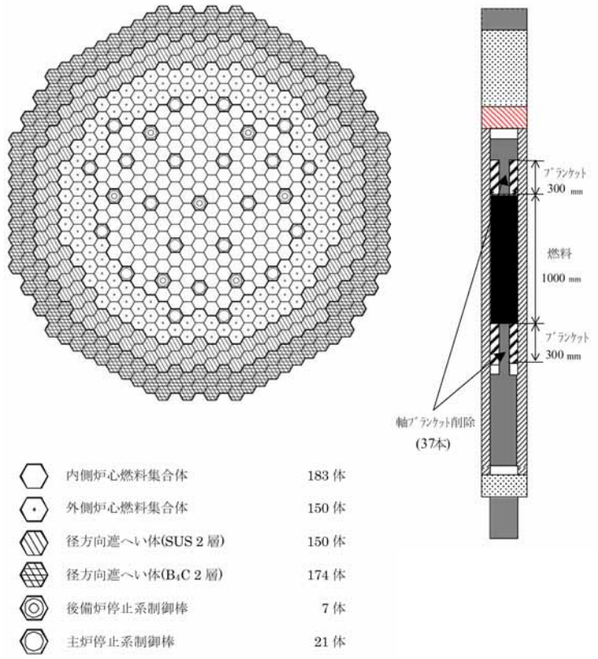
プラント基本仕様

項目	基本仕様
原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉、４モジュール炉
電気出力/熱出力	750MWe/1790MWt（プラント効率：42%）
ループ数	２ループ（２次系１ループ）
１次系/2 次系温度	HL:550℃、CL:395℃/HL:520℃、CL:335℃
主蒸気温度/圧力	495℃/16.67MPa
プラント稼働率	95.6%
運転サイクル期間	26 ヶ月　４バッチ
炉心燃料	混合酸化物（MOX）燃料
炉心形式	ABLE 型均質２領域炉心（高内部転換型）
燃焼度/増殖比	15.0 万 MWd/t　/　1.04（平衡期）
中間熱交換器	１次ポンプ組込/縦置無液面斜行流式直管型
１次主循環ポンプ	IHX 組込/単段片吸込み方式
蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面２重管式直管型
崩壊熱除去方式	DRACS×1 系統＋PRACS×2 系統（32MWt）
燃料貯蔵方式	EVST 貯蔵方式
原子炉建屋	水平免震建屋
プラント寿命	60 年

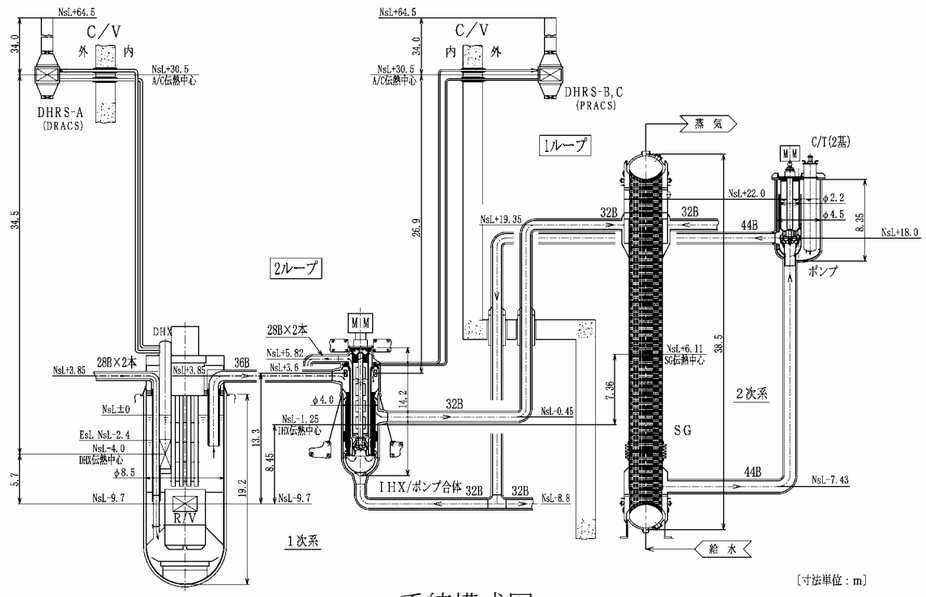
物量データ

（１モジュール分）

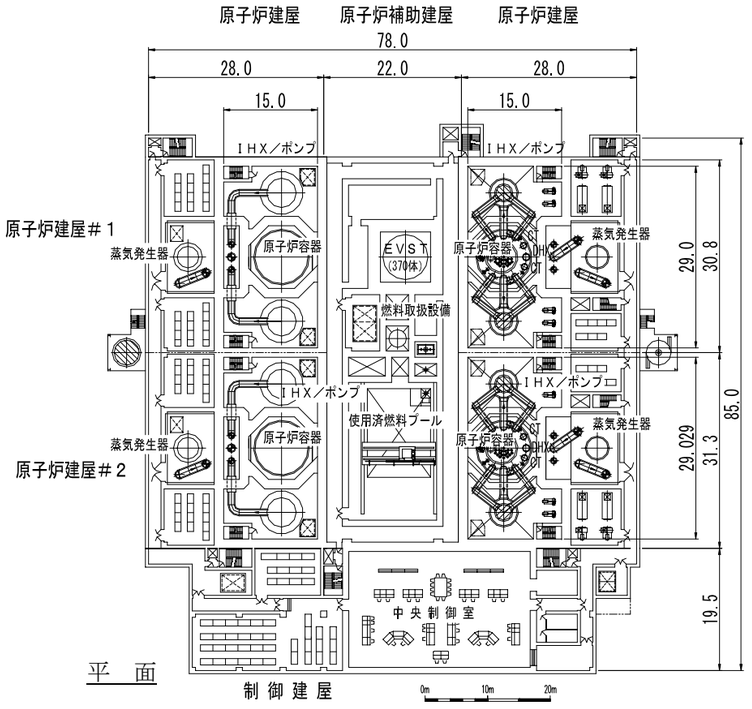
原子炉構造	719t	原子炉建屋	7.1 万 m^3
１次系	606t	タービン建屋	9.5 万 m^3
２次系	777t	建設期間	38 ヶ月
NSSS 物量合計	2102t	定検期間	36 日



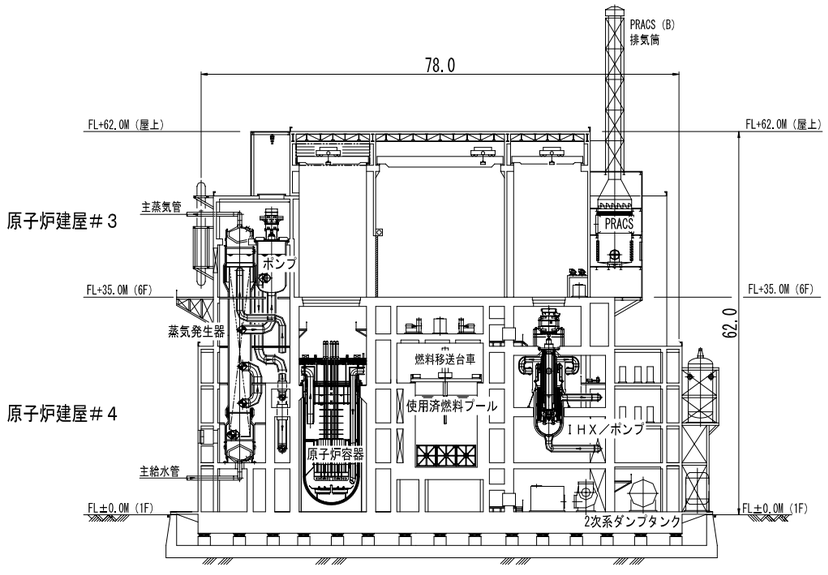
MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心構成



系統構成図



平　面



原子炉建屋概念

立　面

図 2.5.1.3　ナトリウム冷却中型シングル炉（MOX 燃料高内部転換型炉心）中型炉-S750MXH

プラント基本コンセプト

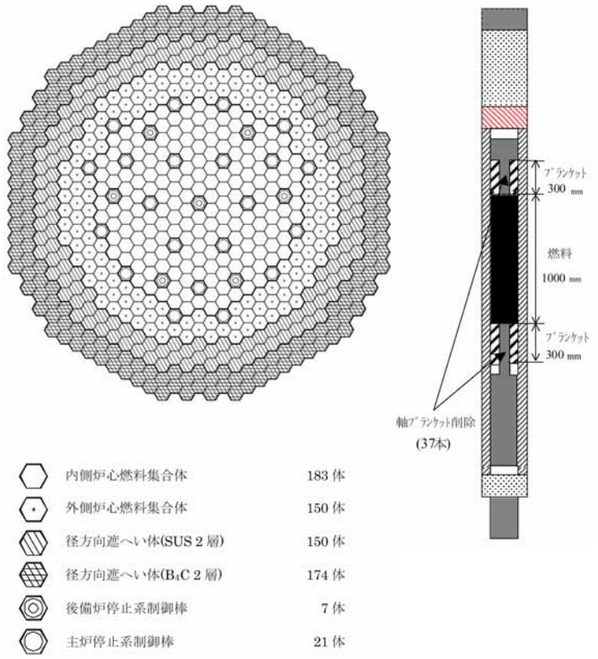
- 我国の技術的従来知見を極力反映したループ型炉
- 建設投資額を低減した中型炉単機プラント
- 径ブランケットを削除してサイクルコストを削減した均質２領域高内部転換型炉心
- ２ループ、φ８m 台の原子炉構造、１次系機器合体、12Cr 鋼Ｌ字配管により NSSS 物量の大幅削減
- ２重管 SG の採用によるＮａ-水反応の抑制
- 自然循環式崩壊熱除去系、非常用ガスタービンの採用による安全系の局限化

プラント基本仕様

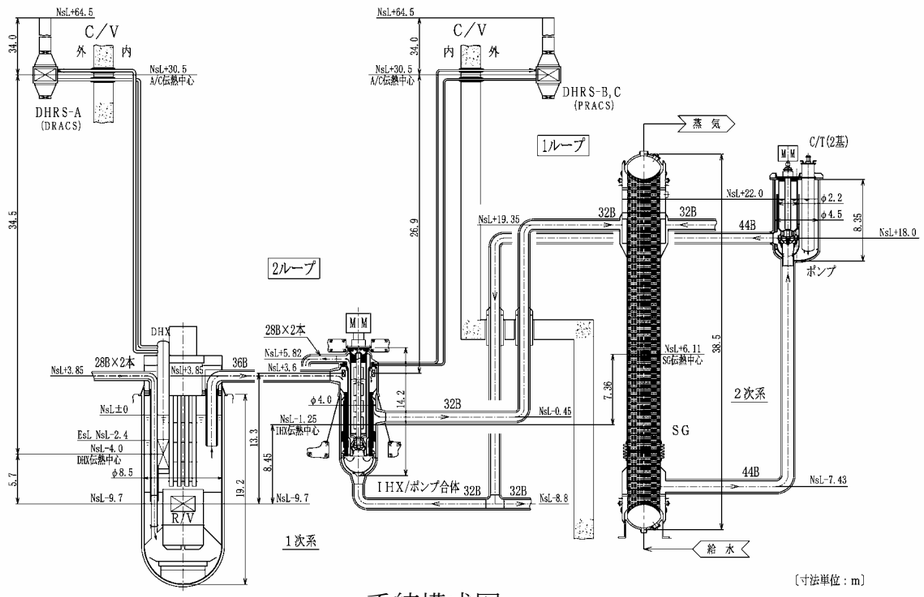
項目	基本仕様
原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉、シングルプラント
電気出力/熱出力	750MWe/1790MWt（プラント効率：42%）
ループ数	２ループ（２次系１ループ）
１次系/2 次系温度	HL:550℃、CL:395℃/HL:520℃、CL:335℃
主蒸気温度/圧力	495℃/16.67MPa
プラント稼働率	95.6%
運転サイクル期間	26 ヶ月　４バッチ
炉心燃料	混合酸化物（MOX）燃料
炉心形式	ABLE 型均質２領域炉心（高内部転換型）
燃焼度/増殖比	15.0 万 MWd/t　/　1.04（平衡期）
中間熱交換器	１次ポンプ組込/縦置無液面斜行流式直管型
１次主循環ポンプ	IHX 組込/単段片吸込み方式
蒸気発生器	一体貫流型縦置有液面２重管式直管型
崩壊熱除去方式	DRACS×1 系統＋PRACS×2 系統（32MWt）
燃料貯蔵方式	EVST 貯蔵方式
原子炉建屋	水平免震建屋
プラント寿命	60 年

物量データ

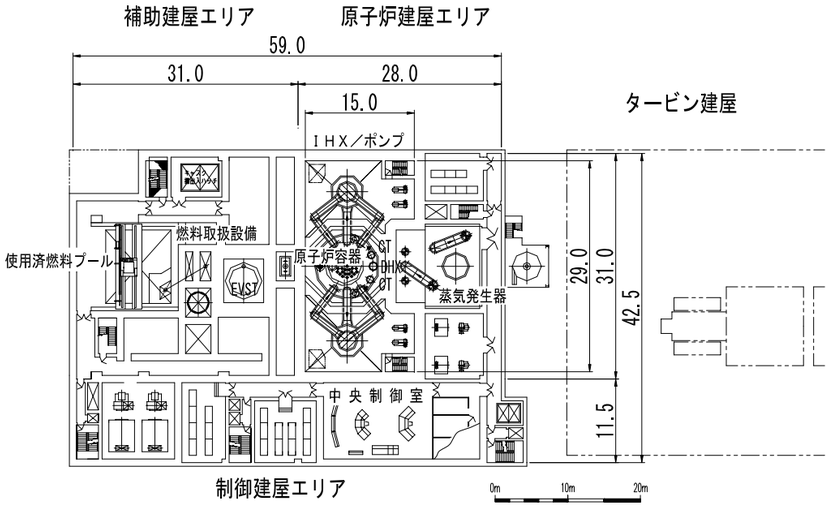
原子炉構造	719t	原子炉建屋	11.1 万 m^3
１次系	606t	タービン建屋	14.3 万 m^3
２次系	777t	建設期間	35 ヶ月
NSSS 物量合計	2102t	定検期間	36 日



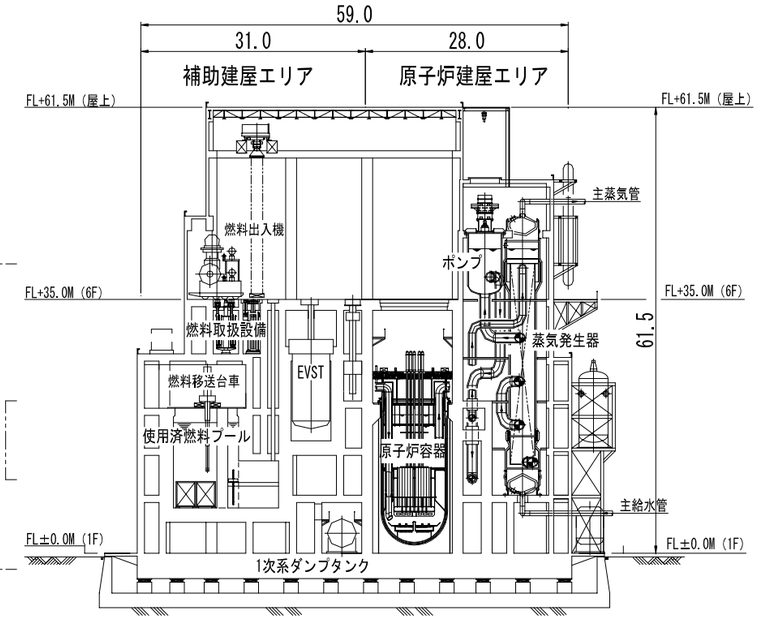
MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心構成



系統構成図



平　面



原子炉建屋概念　　立　面

2.5.2 ナトリウム冷却炉のセールスポイントの整理

2.5.2.1 高い熱効率

(1) 炉心燃料設計

(a) MOX 燃料炉心

MOX 燃料炉心では、前記 2.1.3 項に記載のとおり原子炉出口温度 550℃で設計成立の見通しを得ている。

(b) 金属燃料炉心

金属燃料炉心においては、前記 2.1.3 項に記載のとおりコンパクト型炉心は原子炉出口温度 505℃、高出口温度型炉心は原子炉出口温度 550℃で設計成立の見通しを得ている。

(2) プラント設計

表 2.5.2.1 に示すように、ナトリウムを冷却材として使用するシステムは高温・低圧系としての設計が可能であり、かつ、熱交換器の伝熱密度（単位体積当たりの熱交換量）を高くすることが可能という特長を有している。すなわち、図 2.5.2.1 に示すように、これらの特長を活かして、大径・薄肉の容器にコンパクトな伝熱構造を収めた大容量の熱交換器の設計が可能である。

また、高強度で熱伝導率の高い 12Cr 系鋼の採用により伝熱管のさらなる薄肉化が可能となり、大型管板の構造健全性も確保し易くなるため、熱交換器のさらなる大容量化が可能となる。

本概念では、製作性及び構造健全性の見通せる範囲で熱交換器の大容量化を図り、１ループ当たりの容量を増加させてループ数を削減した。すなわち、２ループ構成として冷却系統を大幅に簡素化した。さらに、12Cr 系鋼のもつ低膨張率と高強度という特性を活かし、大幅な配管短縮を図っている。たとえば、１次系ホットレグ配管はもんじゅに比べ、エルボ数は８個から１個に減り、配管長も約１／３になっている。

その結果、プラント全体がコンパクトになり、原子炉建屋容積は大幅に合理化されている。

以上の設計をふまえ、高発電効率（42%）を達成でき、燃料や冷却系機器の成立性を見通せる条件として、R/V 出口ナトリウム温度 550℃を選定している。

2.5.2.2　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上

(1) 炉心燃料設計

ナトリウム冷却炉は、MOX 燃料炉心、金属燃料炉心ともにドップラ係数が負であり、燃料、構造材、冷却材、炉心支持板の温度係数を含め、これらの反応度係数を総合した出力係数が負である（前記 2.1.3 項参照）。

(2) プラント設計

(i) 自己作動型炉停止機構の採用

異常時の原子炉停止機能を可能な限り高める。このため、主系及び後備系からなる独立２系統の制御棒による原子炉停止系を設置し、さらに、後備炉停止系の切り離し部には自己作動型炉停止機構（SASS）を採用する。ここで採用する SASS は、高温での温度感知合金の磁気特性変化によって、電磁石によって保持されている制御棒を受動的に切り離し炉心に挿入するものである。多様な検出信号を備え、かつ、多重化された安全保護系による作動信号に加えて、SASS の採用によって作動機構の多様化が図られるので、炉停止機能の信頼性が一層向上する。

(ii) 完全自然循環による崩壊熱除去

ナトリウム冷却炉では、万一のバウンダリ破損を想定してもガードベッセル等の静的機器により炉心冷却に必要な冷却材確保が可能である。このため、冷却材の循環、冷却を行う崩壊熱除去系の信頼性を高めることにより炉心損傷防止能力を向上させることができる。本原子炉の崩壊熱除去系は、動的機器であるポンプやブロアーに依存することなく、冷却材の自然循環によって安全に炉心冷却できるよう設計されており、多重性、多様性を有するその系統構成とあいまって高い信頼性が実現可能である。

表 2.5.2.1　ナトリウムの持つ特性の設計への活用

Na の基本的性質	設計上の特徴 （■：長所、□：短所）	設計への活用 （■長所の活用/□短所のカバー）
融点：約 100℃	□予熱設備要	－
沸点：約 900℃	■低圧系での運転可能	■機器の大型化・大容量化 （スケールメリットの追求）
	■バウンダリ破損時に冷却材は沸騰喪失せず、かつ漏えい流は低圧流体	■漏えい冷却材収納・格納施設の簡素化
	■沸騰までの温度余裕大	■冷却材の高温化可能
比熱：常温水の 1/3	□冷却材流量大	－
密度：常温水の約 0.8 倍、温度による密度変化大	□ポンプ駆動力小	－
	■自然循環能力大	■受動的な崩壊熱除去概念の採用
熱伝導率：常温水の約 100 倍	■伝熱能力大	■熱交換器の高性能化・コンパクト化
	□熱衝撃大	－
粘性係数：常温水の約 1/4	□ポンプ駆動力小	－
電気伝導度：高	■電磁流体	■静的な電磁ポンプを採用可
化学的性質：水や空気と激しく反応	□Na 火災対策設備が必要	□漏えい冷却材収納・格納施設の簡素化
	□Na－水反応対策が必要	□Na－水反応の排除可能なシステム構築 □Na 燃焼量の極限化
	□カバーガス系が必要	－
その他	□不透明	□ISI・補修技術の高度化

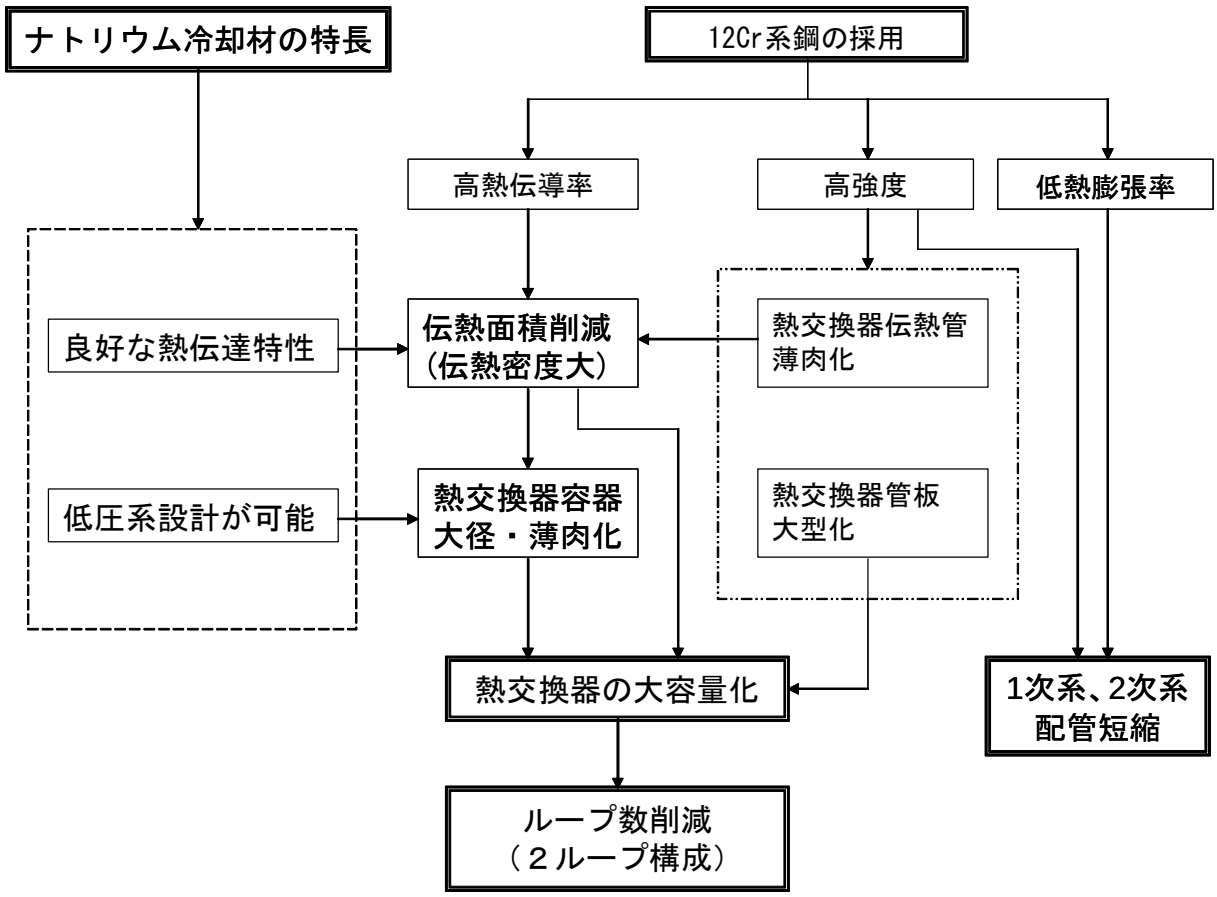

ナトリウム冷却材の特長
12Cr系鋼の採用
高熱伝導率
高強度
低熱膨張率
良好な熱伝達特性
伝熱面積削減
(伝熱密度大)
熱交換器伝熱管
薄肉化
低圧系設計が可能
熱交換器容器
大径・薄肉化
熱交換器管板
大型化
熱交換器の大容量化
1次系、2次系
配管短縮
ループ数削減
（２ループ構成）

図 2.5.2.1　　設計の特徴

2.5.3 更なる高度化の可能性（熱効率向上）

2.5.3.1 炉心燃料設計

(1) MOX 燃料炉心高温化

MOX 燃料炉心は、前記 2.2.2.1(1)(viii)項に記載のとおりグリッドスペーサの採用により原子炉出口温度を 560℃とすることが可能な見通しである。

(2) 金属燃料炉心高温化

金属燃料炉心は、前記 2.2.2.1(2)(ix)項に記載のとおりグリッドスペーサの採用によりコンパクト型炉心の場合には原子炉出口温度を 515℃とすることが、また高出口温度型炉心の場合には原子炉出口温度を 560℃とすることが可能な見通しである。

2.5.3.2 プラント設計

設計オプションとして、更なるプラントの高度化を図るとするとどのような設計が可能かを評価するため原子炉出口温度高温化、２次系簡素化及び２次系に電磁ポンプを採用したプラントについて検討した。

(1) 原子炉出口温度高温化への対応

FBR プラントの効率を向上させるためには、原子炉出口温度を高温化し、タービン蒸気条件を高温、高圧にすることが考えられる。また、復水器の廃熱として排出される温排水を利用して発電させ、効率を向上させることも考えられる。以下に、検討結果をまとめる。

(a) 原子炉出口温度高温化

中型炉-M750 のプラントコンセプト(12Cr 鋼を用いた L 字配管）を変更しない範囲で、原子炉出口温度の高温化の可能性を検討した。

１次系のホットレグ配管の構造健全性に着目して、原子炉出口温度の高温化の可能性を検討した。その結果、575℃までは成立見通しがあるが、水側条件の高圧化によるナトリウム－水反応の影響などを検討していく必要がある。この原子炉出口温度 575℃を用いて、タービン条件を 16.7MPa、538℃で SG 再熱方式を採用した場合の２次系のヒートバランスを検討した。その結果、蒸気発生器及び中間熱交換器の伝熱面積が最小にでき、２次系物量を小さくできる 560℃／360℃を選定した。プラントのヒートバランスを図 2.5.3.1 に示す。

(b) 高効率タービン

(a)項で検討された原子炉出口温度に適合するタービン蒸気条件を数ケース検討し、設備及びプラント効率への影響を検討した。比較結果を表

2.5.3.1 に示す。また、選定結果に基づき設定したタービン系統構成を図 2.5.3.2 に示す。再熱方式を湿分分離加熱器方式から SG 再熱方式に変更し、蒸気温度を向上させることにより、プラント効率(最大 11%)を向上させることができ、タービン物量も現状の設備に比べて低減できる見通しである。しかし、SG 再熱方式は、蒸気発生器の設備容量増大につながり不利な方向となる。

タービン条件をパラメータにしたプラント概念の経済性を概略評価した。その結果、タービン条件：16.7MPa、538℃で SG 再熱方式を採用した場合が、建設単価、発電単価ともに最小となったが、中型炉-M750 と比較すると建設単価で約 4%、発電単価で約 5%の上昇となり、経済性向上の見通しは得られなかった。

なお、現状の火力発電で使用される蒸気タービンは、超臨界圧・600℃以上の蒸気条件であり、(a)に記す温度条件では適用できない。

(c) 低温熱源利用サイクルの適用

原子炉出口温度の高温化ではなく、タービン設備の廃熱として発生する低温熱源を有効利用し、電気出力として取り出す方法を検討した。この方法のひとつとして、カリーナサイクルの成立性検討を行った。

カリーナサイクルでは、タービンからの廃熱を復水器の代わりに水蒸気タービン排気とアンモニア水との熱交換器（ボイラ）を設置してアンモニア・水蒸気を発生させ、この蒸気を用いてアンモニア・水蒸気タービン（カリーナタービン）を駆動し、発電するものである。水蒸気タービンと同様に出入口蒸気圧力差（エネルギー差）を利用する。このためタービンの入口状態が固定されている場合には、水蒸気サイクルと同様にタービン出口条件を支配する復液温度と復液器冷却水温度が低いほどカリーナサイクルの熱回収効率が向上する。カリーナサイクルを採用した場合の概略系統構成を通常の蒸気タービンの系統構成と比較して図 2.5.3.3 に示す。

その結果、取り出すことのできる電気出力は冷却水(海水)の温度に大きく依存し、一般的な温度条件下では電気出力が取り出せず成立しない結果となった。また、冷却水温度を低温条件で設定した場合には、約 60MW (1.7%)の電気出力が得られるが、そのためには大容量の設備が必要となり有効な手段ではないといえる。

従って、現状の知見では低温熱源の利用に対するカリーナサイクルの適用は成立しないものと考える。

(2) 2 次系簡素化

(i) フェーズⅠからの展開 [1]

ナトリウム冷却炉の経済性向上方策として、従来、二重管 SG（以下、従来型二重管 SG と称する）を採用した 2 次系削除に係る研究開発が進められてきた。従来型二重管 SG は、ナトリウムと水の境界である伝熱管を二重構造（密着、または、組網線入り）として、内外管間隙部でのリーク検出を可能としたもので、設計上、内外管の同時リーク、すなわち、ナトリウム-水反応事故の取扱が重要な課題に位置付けられる。製作・構造上、内外管分離の説明が困難であること、異なる伝熱管での内外管同時リークでもナトリウム-水反応につながること、酸化スケールに起因するき裂開口部の閉塞によりリーク検出性能が低下することなどを考慮すると、DBE としてナトリウム-水反応事故（同時リーク）を取扱わねばならない可能性を有している。また、上記に関連して、少なくとも BDBE として、想定外の流力振動などによる貫通破断を想定する必要があり、炉心安全防護のための設備対応や、解決すべき技術課題が多大なものになる。

一方、実用炉では、経済性以外に、ナトリウム-水反応事故対策などの更なる安全性向上を追求することが重要である。実用化戦略調査研究では、従来型二重管 SG に代えて、伝熱管破損時のナトリウム-水反応事故排除、または、ナトリウム-水反応影響緩和のポテンシャルを有する 2 次系簡素化概念を提案することとした。

このうち、フェーズⅠでは、不活性な中間熱媒体の使用、伝熱管型式などに着目して、以下の 8 種類の 2 次系簡素化概念を摘出した後、個別技術課題の検討や、経済性、安全性などの概略評価を行った。2 次系簡素化概念の摘出フローを図 2.5.3.4、上記 8 種類の 2 次系簡素化概念の特徴を図 2.5.3.5 に示す。

・案 1-1：鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG
・案 1-2：鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG
・案 2-1：鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG
・案 2-2：鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG
・案 2-3：鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG
・案 3-1：固体銅熱媒体 HIP 型 SG
・案 3-2：固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG
・案 4：一次系高圧化 SG

2 次系簡素化概念の比較評価（フェーズⅠ）を表 2.5.3.2 に示す。

上記概念のうち、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（案 1-2）および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG（案 2-3）の 2 概念が経済性、安全性などの要求条件を満足できる可能性を有している。

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG は、バブリングによる鉛ビスマス循環性能の強化方策を取込むことにより、2 次系を有する概念に対して 10%のコスト低減（ナトリウム冷却大型炉）を実現できる可能性を有している。また、伝熱管の分離・独立設置に伴い、同時リーク時のナトリウム-水反応事故排除のポテンシャルは最

大と考えられる。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG は、狭い空間内でナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を分離するため、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG よりもナトリウム-水反応規模の緩和効果は小さい。また、同心円状の伝熱管でアプリオリな貫通破断の想定を排除するために、内外管の振動特性が相違する伝熱管を開発する必要がある。ただし、2 次系を有する概念の約 0.68 倍とコスト低減効果が大きく（ナトリウム冷却大型炉)、伝熱管破損に伴うリーク鉛ビスマス量(最大値)も比較的小さい。

以上より、フェーズⅡにて、検討対象とすべき 2 次系簡素化概念として、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG を選択するとともに、成立性を判断するために重要な以下の検討課題をとりまとめた。

① 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（設計検討）
- 伝熱性能向上によるコンパクト化

② 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG（設計検討）
- 鉛ビスマス入り三重管仕様
- 伝熱管破損時の安全シナリオ対応
- 鉛ビスマスリーク対応

③ 伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク挙動（要素試験）

上記のうち、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG は、経済産業省の革新的実用原子力技術開発提案公募事業のうち「新型熱交換器（AIHX）に関する技術開発」の研究成果（平成 12～15 年度、大阪大学および三菱重工業）をプラント設計に取込むこととした。また、両概念に共通な鉛ビスマスリーク挙動について、要素試験を行い、基礎的なデータを取得することとした。

(ii) 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG

(a) 検討の進め方

革新的実用原子力技術開発の一環として、経済産業省の公募事業「新型熱交換器（AIHX）に関する技術開発」（平成 12～15 年度、大阪大学および三菱重工業）では、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（公募事業では AIHX と称しているが、本報告書では、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG と称する）の要素試験や、機器開発などが実施されている。

上記の研究成果をもとに、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG を使用したプラント概念を構築した。

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の検討条件は、以下のとおりである。

① 対象：ナトリウム冷却中型炉（75 万 kWe）

② 交換熱量：974MWt/基（2 基設置）

③ 定格温度

・ナトリウム側（入口/出口）：550℃/395℃
・水蒸気側（入口/出口）：210℃/453℃

④ 蒸気圧力：10.6MPa
⑤ 機器区分：第 1 種機器
⑥ 耐震クラス：As

(b) 公募研究での SG 概念の概要 [2]

公募研究で検討された鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の概念図を図 2.5.3.6 に示す。

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG は、φ5.7m×h34.2m の鉛ビスマス容器内に（下方はナトリウム容器)、下方に直管型ナトリウム伝熱管、上方にヘリカルコイル型水蒸気伝熱管を設置する。フェーズ I の研究成果と以下の項目が相違している。

・交換熱量、蒸気条件の緩和による SG 物量および鉛ビスマスインベントリの低減
・管内 1 次から管外 1 次流動への変更による、鉛ビスマスに対するナトリウム伝熱管の外圧座屈対応の強化
・SG 下方で 1 次ナトリウム配管と取合うことによる配管長および格納容積の低減
・鉛ビスマス循環方式について、研究開発ハードルの高いアルゴンガスのバブリングに代えて、伝熱管仕様などの工夫のみによる自然循環力強化（ただし、起動操作の容易化や、圧力損失の誤差対応を考慮して、小容量の気泡ポンプを設置）

(c) プラント概念の構築

公募研究成果をもとに、2 次系を有するプラントとの相違点に着目して、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG を使用したナトリウム冷却中型炉のプラント概念を構築した。

SG 基数に係る検討結果を表 2.5.3.3 に示す。SG 交換熱量増加に伴いスケールデメリットが発生するが、1 次系のサイホンブレーク対応や、SG 重量などの観点より、2 ループの 1 次系構成で、2 基の 1 次系ポンプおよび SG を設置する方式を選択した。

また、崩壊熱除去系構成について、万一の全ループサイホンブレーク発生時にも崩壊熱除去機能を確保する必要があるため､原子炉容器内に DRACS を設置する｡一方、DRACS は炉心上部冷却に伴い、系統一巡の自然循環を阻害する恐れを有するため、インターラッパフローの取込みが必須となる。よって、DRACS を 1 系統化して、除熱容量を低減するとともに､PRACS と比較して､経済性および自然循環性能の良い 2 系統の IRACS（2 次系は鉛ビスマス）を設置した。

プラント全体の系統構成を図 2.5.3.7 に示す。本プラントでは、2 次ナトリウム系を削除できる一方、鉛ビスマス純化系（鉛ビスマス気泡ポンプに酸素、または、水素と水蒸気の混合ガスを注入)、鉛ビスマス充填ドレン系などを新設する。ナトリウム伝熱管破損時の鉛ビスマスリークについて、リーク後の補修対応などを考慮すると、運転

上、サイホンブレーク対応などにより可能な範囲で鉛ビスマスリーク量を制限することが望ましい。鉛ビスマス液位計によりリーク検知を行い、サイホンブレークまでの漏えい鉛ビスマス（合計 20m³）を SG 下端に貯蔵できるようにした。また、サイホンブレーク後にも鉛ビスマスリークは継続するが、SG を含めて、ミドルレグ配管、1 次系ポンプ内で保持（100m³以下、ホットレグおよびコールドレグの水平配管よりも低位置）できるように配置を工夫した。

(iii) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG [3]

(a) 検討の進め方

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG について、成立性評価で重要な「鉛ビスマス入り三重管仕様」、「伝熱管破損時の安全シナリオ」、「鉛ビスマスリーク対応」に係る技術課題の検討を行い、SG およびプラント概念を構築した。また、並行して、三重管の試作および振動試験を行い、三重管仕様や、安全シナリオなど設計結果に反映した。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG の検討条件は、以下のとおりである。

① 対象：ナトリウム冷却大型炉（150 万 kWe）
② 交換熱量：1785MWt/基（1 基設置）
③ 定格温度
・ナトリウム側（入口/出口）：550℃/395℃
・水蒸気側（入口/出口）：240℃/498℃
④ 蒸気圧力：17.2MPa
⑤ 機器区分：第 1 種機器
⑥ 耐震クラス：As

(b) 技術課題の検討

1) 鉛ビスマス入り三重管仕様

鉛ビスマス入り三重管は、図 2.5.3.9 中に示すように 12Cr 系鋼製の内管、隔壁管、外管から構成される。各伝熱管の安全機能を整理することにより、以下の伝熱管仕様を設定した。

・内管：φ15.9mm×t1.6mm
・隔壁管：φ19.1mm×t1.0mm（内外管にリブ加工）
・外管：φ23.9mm×t1.9mm

上記のうち、隔壁管は圧力境界を有しない上下端開放構造であるため、内管破損時の水蒸気圧に対して、隔壁管にも必要肉厚を確保するが、設計上、内管破損時の受圧機能は外管に持たせることとした。また、上記の機能を担保するために、外管自体の検査に代えて、定期的にサーベランス管（内部に鉛ビスマスのみを充填した外管相当の伝熱管）の体積検査を行う考え方を採用した。鉛ビスマス入り三重管の安全機能と ISI 要求事項を表 2.5.3.4、伝熱管仕様設定の考え方を表 2.5.3.5 に示す。

上記の伝熱管仕様をもとに、隔壁管リブ形状などをパラメータとする三重管の試作を行い、12Cr 鋼で 0.4mm 高さのリブを加工可能であることや、らせんリブと比較して、直線リブの製作・検査が容易であることなどを明らかにした。[4]

2) 伝熱管破損時の安全シナリオ

同時リークと貫通破断に分けて、伝熱管破損時の安全シナリオを検討した。安全シナリオの検討結果を表 2.5.3.6 に示す。表中、参考のため、単管 SG、従来型二重管 SG も記載した。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG では、隔壁管の設置や、鉛ビスマス充填などにより、貫通破断以外の共通要因破損および従属破損を排除できる見通しである。一方、貫通破断の想定排除について、図 2.5.3.8 に示すように、鉛ビスマス入り三重管の振動解析や、振動試験（振動試験では鉛ビスマスの代わりに水を使用）を行ったが[5]、鉛ビスマスの流体連成により内外管は一体となって振動するため、隔壁管リブ仕様などを工夫しても内外管の発生応力比を拡大できず、従来型二重管 SG と比較して、内外管の破損時間差（内外管の発生応力および発生箇所の相違を利用して、片側伝熱管リーク発生後、残りの伝熱管リークまでに検知）を大幅に増大することが困難な見通しであることを明らかにした。

3) 鉛ビスマスリーク対応

伝熱管構造の工夫や、鉛ビスマスリーク検知後のドレン対応などにより、伝熱管破損時における 1 次ナトリウム系への鉛ビスマスリーク量を約 2 トン（破損孔φ1mm）に低減した。また、1 次ナトリウム系からの鉛ビスマス分離方法として、設備規模および運転費の増加が懸念されるが、蒸留分離法や、析出分離法と電気透析法の組み合せなどを摘出した。

(c) SG およびプラントの概念構築

上記の技術課題の検討結果をもとに、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG およびナトリウム冷却大型炉のプラント概念を構築した。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG の概念図を図 2.5.3.9 に示す。鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG は、φ5.01m×h32.3m の形状で、内部に合計 6613 本の三重管を配置した。

プラント全体の系統構成を図 2.5.3.10 に示す。ナトリウム冷却大型炉では、2 ループの 1 次系構成で、2 基の 1 次系ポンプおよび 1 基の SG を設置する方式を選択した。

(iv) 伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク挙動

(a) 検討の進め方

いずれの 2 次系簡素化概念も、鉛ビスマスが一重の伝熱管を介してナトリウムと接触しており、ナトリウム伝熱管破損時に、1 次ナトリウム側に侵入する。

ナトリウム伝熱管破損は、「運転時の異常な過渡変化」と同程度の発生頻度を想定しなければならない恐れを有している。大規模な化学反応は発生しないが、比較的発生

頻度の高い事象に対して、安全系のリーク検出系および鉛ビスマス分離設備の設置による炉心安全防護対応や、ハードルの高い研究開発への多大な投資が必要と判断された場合には、2 次系簡素化概念を検討する意義は小さい。よって、鉛ビスマスを使用する 2 次系簡素化概念が成立するには、「鉛ビスマスリーク量を制限するが、これらの対応は緊急を要するものでなく、多少遅れても安全上支障のないこと」および「安全系に相当するリーク検出系を設置する必要がなく、鉛ビスマスの分離設備などの新規設備も原則的に既往設備で対応可能なこと」の要求条件を満足する必要がある。

ナトリウムと鉛ビスマス反応に係る知見は少ないが、鉛ビスマスの比重が大きいことや、鉛-ナトリウム、ビスマス-ナトリウムの二元系状態図より、伝熱管破損時にも、図 2.5.3.11 に示す以下の鉛ビスマスリーク挙動に期待できる。

① 小規模リークでは、鉛ビスマスがナトリウム中に溶解し、炉心に侵入することがあっても炉心安全に影響を及ぼさない

② 大規模リークでも、ナトリウム中に溶解する鉛ビスマス量は小規模リークと同程度で、大部分は低所に堆積する。一旦、堆積した鉛ビスマスは、表面のナトリウム流により連行されない

③ いずれのリーク状況でも、炉心閉塞が懸念される金属間化合物は発生しない、または、発生しても低所に堆積する。

鉛ビスマスリークに係る考え方と設計および要素試験での対応方針を図 2.5.3.12 に示す。このうち、フェーズⅡの要素試験では、鉛ビスマス-ナトリウム物性試験（静的挙動）および鉛ビスマス移行挙動試験（動的挙動）を行い、基礎的なデータを取得することとした。

(b) 鉛ビスマス-ナトリウム物性試験 [6]

鉛-ナトリウム、ビスマス-ナトリウム二元系状態図と異なり、鉛ビスマス-ナトリウム三元系状態図の報告例はないため、静的条件下で鉛ビスマス-ナトリウムの反応挙動を調査する基礎的な混合試験を行った。

物性試験では、グローブボックス中の試験容器内に固体の鉛ビスマスおよびナトリウムを充填した後、電磁加熱装置により段階的に加熱・保持操作を行った。試験中、試験容器内に設置した多孔容器（φ1mm のメッシュ）を引き上げて、目視により金属間化合物の性状を確認した。

試験結果の一例（鉛ビスマス 60%、ナトリウム 40%）を図 2.5.3.13 に示す。加熱開始後、ナトリウム（98℃）、鉛ビスマス（125℃）の順番に溶解し、特に、鉛ビスマス溶解時には発熱を伴って固体状の金属間化合物を生成した。この金属間化合物は 750℃まで加熱することにより、溶融した。

鉛ビスマス-ナトリウム混合時における相状態の観察結果を図 2.5.3.14 に示す。鉛ビスマス混合割合とともに固相の存在域が拡大し、「固相＋液相」と「液相」の境界温度は、ビスマス-ナトリウム二元系状態図の液相線とほぼ一致した。また、金属間化合物の X 線回析を行い、主成分は $BiNa_3$、Pb_4Na_{15} であることを明らかにした。

(c) 鉛ビスマス移行挙動試験 [7]

動的条件での鉛ビスマスリーク挙動を明らかにするために、ナトリウム中への鉛ビスマス移行挙動試験を実施した。

試験条件および試験装置概要を図 2.5.3.15 に示す。試験装置本体は試験容器（2B 配管、高さ 550mm、1.1kg のナトリウム充填）と鉛ビスマス容器から構成される。鉛ビスマス移行挙動試験は 400℃の温度で、鉛ビスマス容器から鉛ビスマス液滴（φ1～2mm、合計 40g）を試験容器中に滴下することにより実施した。試験終了後、容器下端のサンプリングフィンガーへの堆積物質や、試験容器中ナトリウムの分析を行った。

鉛ビスマス移行挙動試験での温度挙動（試験容器中段）を図 2.5.3.16 に示す。鉛ビスマス滴下後、ナトリウムと鉛ビスマスの反応によって約 20℃の温度上昇が観察された。

サンプリングフィンガー中の堆積物の観察結果（SEM 観察など）を図 2.5.3.17 に示す。堆積物中に数 10μm 程度の微細な金属間化合物が凝集しており、主成分はビスマス、ナトリウムであることを確認した。一方、試験容器中ナトリウムを分析した結果、ビスマスの溶解量 0.1wt%未満に対して、鉛の溶解量は 0.6～1.0wt%と 2 桁以上大きかった。鉛ビスマス滴下中、局所的に鉛ビスマス混合割合の高い領域が発生し、ビスマス-ナトリウムの金属間化合物が生成したと想定される。

(d) 要素試験のまとめ

基礎的なデータを取得した段階であるが、鉛ビスマス-ナトリウム物性試験および鉛ビスマス移行挙動試験成果のうち、設計に反映可能な成果は、以下のとおりである。

① 鉛ビスマスリーク時における金属間化合物の生成条件は、ビスマス-ナトリウムの二元系状態図より推測可能（鉛は主に溶解）である。

② ただし、ナトリウム混合割合の高い微小な鉛ビスマスリークでも、局所的に鉛ビスマス混合割合の高い部分が存在するため、金属間化合物が生成し、かつ、一旦、生成すると、溶解しにくい傾向にある。

③ また、炉心側への鉛ビスマス移行量、確保すべき鉛ビスマス貯留部体積、1 次ナトリウム中での鉛ビスマス制限値などは不明で、今後の研究開発により明らかにする必要がある。

(v) 成立性評価

ナトリウム冷却中型炉（75 万 kWe×4 モジュール）を対象として、経済性、安全性などの観点より、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG の成立性評価を行った。

2 次系を有する概念は、「1 次系×2 ループ＋2 次系×1 ループ」の構成で、2 基のポンプ組込み型 IHX および 1 基の SG（1785MWt/基）を設置している。一方、いずれの 2 次系簡素化概念も、SG 設計へのスケールデメリットを有するが、1 次系のサイ

ホンブレーク対応や、SG 重量などの観点より、2 ループの 1 次系構成で、2 基の 1 次系ポンプおよび SG（原子炉の熱出力が同じであれば 892.5MWt/基）を設置した。

経済性評価結果を表 2.5.3.7 に示す。

鉛ビスマス熱媒体プール･伝熱管分離設置型 SG は、伝熱管仕様などを工夫しても、直管型二重管 SG より SG 自体のコストは 1.27 倍大きく、プラント全体コストも同程度である。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG は、直管型二重管 SG より SG 自体のコストで 0.93 倍、プラント全体コストで 0.95 倍小さく、経済性向上が可能である。ただし、三重管の構造上、鉛ビスマスの流体連成により内外管が一体となって振動するなど、従来型二重管 SG と比較して、振動特性の相違により内外管の貫通破断時間差が拡大すると言い難く、流力振動に起因する貫通破断排除シナリオの優位性を示すことが困難であった。

共通課題である鉛ビスマスリーク挙動について、静的条件ではビスマス-ナトリウム二元系状態図に沿って固体状の金属間化合物が生成することが明らかになった。ただし､動的条件ではナトリウム混合割合が高いケースでも金属間化合物が発生するため、炉心への侵入防止対応を実施しなければならない恐れを有している。

以上より、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG は経済性、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG は安全性の要求条件を満足できず、いずれの概念もフェーズⅡスタート段階における技術課題の解決が困難であることが明らかになった。ただし、2 次系簡素化概念では経済性向上を追求しないのであれば、鉛ビスマスリーク挙動などの研究開発成果によっては、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG を選択することも考えられる。

今後、経済性および安全性向上に期待できる新規概念が摘出された場合には、検討を継続することとする。

(3) 電磁ポンプを採用した２次系の検討

中型炉の２次主冷却系に電磁ポンプを採用した概念を構築し、ポンプ本体及び２次系全体の成立性を評価するとともに、電磁ポンプの特長（配置の自由度が高い、静的機器のためメンテナンス性に優れる等）を活かした建屋配置、定検期間、保守補修性等を検討した。

(a) ２次系全体構成

初めに、直管蒸気発生器(SG)及びヘリカル SG と電磁ポンプを組み合わせた場合の最適な系統構成を選定するため、ポンプ基数、ポンプ合体・分離、配置スペース、配管長さ、機器の補修性等により比較検討した。その結果、図 2.5.3.18 に示すシステム１（直管 SG と電磁ポンプの分離)、システム２（ヘリカル SG と電磁ポンプの合体）の２つの概念を選定し、それぞれの概念を具体化した。

システム１は直管 SG と電磁ポンプを分離配置し、コールドトラップ(CT)はナトリウム漏えいポテンシャル低減の観点から電磁ポンプに内蔵とした概念であり、システム２はヘリカル SG と電磁ポンプを合体し、電磁ポンプの中に CT を内蔵した概念である。いずれも Na 漏えい対策として、２次系機器及び配管はエンクロージャー付き構造とし、配管径はホットレグ(HL)：32B×２（流速 9.4m/s)、コールドレグ(CL)：44B（流速 9.0m/s）とした。

電磁ポンプは入口部での流速分布の不均一性が流動不安定の原因になるため、入口部での流速が以下となるように構造概念を具体化した。

・流れ方向流速分布が平均流速の±５％以内
・周方向旋回流速が、流れ方向平均流速の±５％以内

この検討の結果、システム１のポンプ入口部においては、流れ方向の流速分布が大きくなり、平均±５％以内を満足させるため入口部の直管部が８m を超える長さとなった。

電磁ポンプを採用した２次主冷却系配管の構造健全性では、熱荷重及び地震荷重に対する健全性を評価し、その結果、システム１及びシステム２ともに健全性の見通しを得た。また、システム１及びシステム２に対する安全設計要求として電源喪失時要求条件の検討を行った結果、外部電源喪失時に電磁ポンプ（２次系）のフローコーストダウンを考慮しなくとも、炉心燃料の健全性は確保できる見通しを得た。

(b) ２次系の物量等

前述の検討結果を基に建屋配置検討及び物量を算定した。図 2.5.3.19, 20 にシステム１及びシステム２の配置図を示す。

２次系全体の重量では SG のウエートが大きく、ヘリカル SG に対し直管 SG が軽量なため、システム１がシステム２に対し約 40ｔ軽い 526ｔと算定された。しかしながら部屋容積に関しては、システム１は直管 SG と電磁ポンプを分離しているため、配管及び機器の設置スペースが増大し、システム２の 3800m^3 に対し６割以上大きい

6300m^3 となった。また、機械式ポンプとの概略比較においては、重量においてはいずれも電磁ポンプを採用した方が有利であるが、部屋容積に関してはシステム２で同等、システム１では不利になる結果となった。

以上より経済性の観点から電磁ポンプを２次主冷却系に採用する場合は、ヘリカルSG との合体においてその有利性が現れるということがわかった。

参考文献

2.5.3　更なる合理化の可能性

2.5.3.2　プラント設計

[1] 一宮正和, 他, “FBR システム技術検討書 平成 12 年度報告”, JNC TY9400 2001-012, (2001)

[2] 大阪大学, 三菱重工業：“新型熱交換器（AIHX）に関する技術開発”, 平成 12～14 年度経済産業省革新的実用原子力技術開発提案公募事業, (2002)

[3] 堀徹, 他：“ナトリウム冷却炉の 2 次系簡素化概念に関する研究 －平成 12～13 年度の研究成果のまとめ－”, JNC TY9400 2002-018, (2002)

[4] 林田均, 他：“3 重伝熱管の製作性評価”, JNC TY9410 2002-005, (2002)

[5] 大平博昭, 他：“3 重伝熱管の振動特性評価”, JNC TY9400 2003-013, (2003)

[6] 平川康, 他：“鉛ビスマス共晶合金とナトリウムとの反応基礎実験”, JNC TY9400 2003-049, (2003)

[7] 斉藤淳一, 他：“鉛ビスマスのナトリウム中移行挙動予備試験”, JNC TY9400 2003-057, (2003)

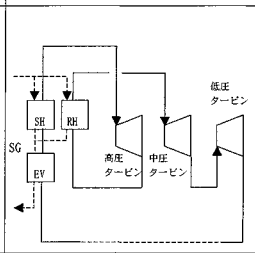
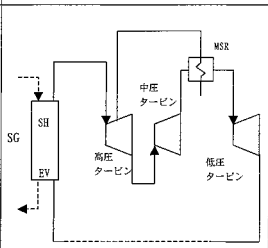
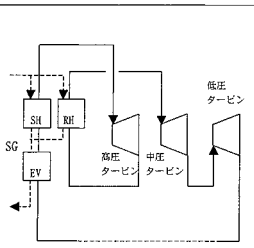
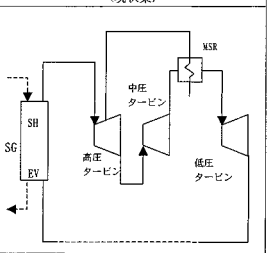
	ケースA：超臨界圧、SG再熱	ケースB：超臨界圧、MSR再熱	ケースC：亜臨界圧、SG再熱	ケースD：亜臨界圧、MSR再熱 （現状案）
系統構成 SG：蒸気発生器 MSR：湿分分離加熱器 SH：過熱器 RH：再熱器 EV：蒸発器				
蒸気条件				
主蒸気圧力	24.2 MPa	24.2 MPa	16.7 MPa	16.7 MPa
主蒸気温度	538 ℃	538 ℃	538 ℃	495 ℃
再熱蒸気温度	538 ℃	約280 ℃	538 ℃	278 ℃
給水温度	283 ℃	約280 ℃	283 ℃	233 ℃
プラント効率 （相対値）	46.6% （+11.0%）	約43% （+1～2%）	45.7% （+8.8%）	42% ベース
特徴・課題	・プラント効率向上幅が最も大きい。 ・主蒸気、給水系の設計圧力が高く、SG、給水加熱器チューブの肉厚増加。給水ポンプ動力の増加となる。 ・ナトリウム-水反応に対して現状より不利。 ・SGはEV,SH,RHの構成となり重量は増加するが、MSRは削除となる。 ・タービンがクロスコンパウンドとなり、タービン建屋体積が若干増加する。	・プラント効率向上幅が最も小さい。 ・主蒸気、給水系の設計圧力が高く、SG、給水加熱器チューブの肉厚増加。給水ポンプ動力の増加となる。 ・ナトリウム-水反応に対して現状より不利。 ・MSRは現状と同程度。 ・タービンがクロスコンパウンドとなり、タービン建屋体積が増加する。MSRの配置が困難である。	・プラント効率の上昇はケースAに比べてわずかに劣る。 ・主蒸気,給水系の設計圧力は現状と同程度。給水ポンプ動力は減少する。 ・SGはEV,SH,RHの構成となり重量は増加するが、MSRは削除となる。 ・タービン建屋配置は現状案とほぼ同等。	ベース
タービン建屋体積	1.3倍	1.6倍	ベースと同等	ベース （約19万m^3）
SG・IHX物量(%)	186	155	157	100
タービン設備物量(%)	90	102	87	100
タービン設備評価	○ プラント効率の上昇は最も大きいが、給水系機器の体格、駆動機容量が増大する。タービン建屋体積も大きい。	× プラント効率の上昇が最も小さい。給水系機器の体格、駆動機容量が増大する。機器配置が困難で、タービン建屋体積も大きい。	◎ プラント効率の上昇はケースAに比べてわずかに劣るが、機器配置が容易でタービン建屋を小さくできる。給水機器の体格増加を抑えられる。	－

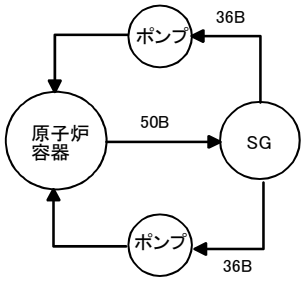
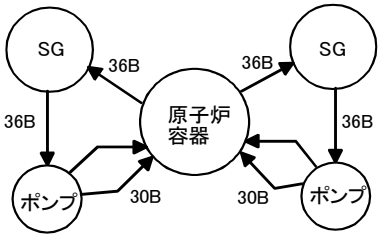
表 2.5.3.1　高効率タービン構成比較結果

表 2.5.3.2　2次系簡素化概念の比較評価（フェーズⅠ）

番号			案 1-1		案 1－2		案 2－1		案2－2		案 2－3		案 3－1		案 3－2		案4	
概念			液体金属を利用したﾌﾟｰﾙ型				液体金属を利用したチューブ型						固体媒体を利用				1次系高圧化SG	
			鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾌﾟｰﾙ・伝熱管近接設置型SG		鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾌﾟｰﾙ・伝熱管分離設置型SG		鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾁｭｰﾌﾞ・直管二重管型SG		鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾁｭｰﾌﾞ・密封ヘリカルコイル二重管型SG		鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾁｭｰﾌﾞ・三重管型SG		固体銅熱媒体HIP型SG		固体ｱﾙﾐﾆｳﾑ熱媒体鋳造型SG			
経済性	物量[2]	鋼材	1081	△	543	○	326	○上	558	○	582	○	730	△	1785	△	420	○上
	(ton)	中間媒体	6270		3900		70		160		277		（上記に含む）		（上記に含む）		0	
	ｺｽﾄ比[3]		128	△	90	○	45	○	75	○	68	○	118	△	133	△	（93、ﾌﾟﾗﾝﾄ全体）	○上
安全性	Na−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙ	共通要因破損の排除（構造・製作の分離）	・Na、水蒸気伝熱管は独立に設置	○	・同左	○	・間隙幅が狭く、構造分離の説明困難 ・内外管の組合せ状態で溶接、機械加工を実施	△	・間隙幅を拡大し、かつ、ﾘﾌﾞなどにより内外管の接触防止 ・内外管別々に製作も鉛ﾋﾞｽﾏｽ充填等のR&D必要	●	・ﾘﾌﾞ付き隔壁管を設置し、内外管を構造分離し、接触防止 ・内外管別々に製作	●	・HIP接合するが、き裂等は伝熱管に伝播しない見通し	●	・ｱﾙﾐﾆｳﾑを介して伝熱管を接合するが、ｱﾙﾐﾆｳﾑ塑性変形に期待	●	ー	−
		片側ﾘｰｸによる従属破損の排除	・近接設置に伴い、水蒸気伝熱管ﾎｲｯﾌﾟ時にNa伝熱管破損の恐れあり	△	・Na、水蒸気伝熱管は異なる空間に設置し、従属破損排除	○	・伝熱管破損時の負荷荷重を想定した肉厚設定により対応可能 ・蒸気損耗も小さい見通し	○	・同左	○	・伝熱管破損時の負荷荷重を想定した肉厚設定により対応可能 ・隔壁により蒸気損耗回避	○	・圧縮応力場で固体銅中のき裂進展速度低 ・Na、水蒸気による銅の腐食速度も低で、従属破損排除の見通し	●	・き裂進展に係る知見がなく、有効なﾘｰｸ検知手段なし ・水蒸気によるｱﾙﾐﾆｳﾑ腐食が懸念	△	−	−
		同時ﾘｰｸ発生頻度の低減	・ﾘｰｸ水領域に多数のNa伝熱管が存在するため、発生頻度の低減困難 ・鉛ﾋﾞｽﾏｽﾘｰｸ検知性能の向上必要	△	（同時ﾘｰｸ時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要小）	○	・鉛ﾋﾞｽﾏｽ充填効果は小さく、発生頻度の低減困難 ・鉛ﾋﾞｽﾏｽﾘｰｸ検知性能の向上必要	△	・各伝熱管で独立の鉛ﾋﾞｽﾏｽ空間を有しており、10^{-7}/炉年以下の同時ﾘｰｸ発生頻度の実現可	○	（同時ﾘｰｸ時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要小）	○	（同左）	○	（同左）	○	−	−
		同時ﾘｰｸ時のNa−水反応規模の緩和	・水蒸気側大ﾘｰｸ、Na側小ﾘｰｸで反応規模小 ・伝熱管ﾎｲｯﾌﾟ挙動より大ﾘｰｸの重ね合せを考慮せざるを得ない	△	・小径の蒸気泡がNa伝熱管空間に移行する程度で、同時ﾘｰｸを想定しても反応規模小の見通し（案2-3よりもﾎﾟﾃﾝｼｬﾙ高）	●上	・早期同時ﾘｰｸ検出により1DEG以下とできる見通し ・構造分離の説明困難で貫通破断想定の恐れ有り	△	・早期同時ﾘｰｸ検出により1DEG以下とできる見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動ﾓｰﾄﾞが相違する伝熱管の開発必要	●下	・外管表面への水ﾘｰｸ率は低く、同時ﾘｰｸを想定しても反応規模小の見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動ﾓｰﾄﾞが相違する伝熱管の開発必要	●	・三重の固体ﾊﾞﾘｱを介するため反応規模小の見通し	●	・同左	●	・1DEG想定時も伝熱管内のNa−水反応に制限され、炉心安全防護を確保できる見通し	●
	Na側ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘの破損対応	（1次Na系へのﾋﾞｽﾏｽﾘｰｸ）	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性を有するが、ﾘｰｸ量が多く、R&D必要	●	・同左	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1、1-2よりﾘｰｸ量小もR&D必要	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・R&D必要であるが、ﾘｰｸ量最小	●上	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1、1-2よりﾘｰｸ量小も、R&D必要	●	−	−	−	−	−	−
構造健全性			・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈に留意する必要あり ・鉛ﾋﾞｽﾏｽ腐食は酸素濃度制御により対応 ・免震に加え、適切な肉厚設定により耐震性確保	●	・同左	●	・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈に留意する必要あり ・鉛ﾋﾞｽﾏｽ腐食は酸素濃度制御により対応（滞留状態）	●	・熱過渡に対する構造健全性、内外管相互の磨耗対策に留意する必要あり ・鉛ﾋﾞｽﾏｽ腐食は酸素濃度制御により対応（密封滞留状態）	●	・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈、内外管相互の磨耗対策に留意する必要あり ・鉛ﾋﾞｽﾏｽ腐食は酸素濃度制御により対応（滞留状態）	●	・伝熱管および銅の材質、伝熱管配置を工夫して、熱膨張差による応力低減の可能性あるが、設計の自由度は限定	●下	・伝熱管との熱膨張差はｱﾙﾐﾆｳﾑの塑性変形で吸収 ・長期間の高温状態ではｱﾙﾐﾆｳﾑ拡散層がはく離し、接合強度低下の恐れ	△	・従来型SGと同じ	○
製作建設性			・鋼材重量が大きく、機器一体輸送が困難	△	・大きな課題なし	○	・間隙部（部分的組網線入り）への鉛ﾋﾞｽﾏｽ充填方法のR&D必要	△	・鉛ﾋﾞｽﾏｽ充填、ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ加工済み内外管の挿入性、内外管で振動ﾓｰﾄﾞの相違する伝熱管のR&D必要	●	・内外管で振動ﾓｰﾄﾞの相違する伝熱管のR&D必要	●	・材料ﾃﾞｰﾀ採取を含めて、HIPによる製作方法のR&D必要	●	・複雑な大型鋳造物に対して、均一、かつ、所定厚さのｱﾙﾐﾆｳﾑ拡散層の生成は困難	△	・従来型SGと同じ	○
運転・保守補修性			・Naおよび水蒸気伝熱管検査・補修のR&D必要	●	・同左	●	・内外管の検査・補修のR&D必要（ISIによる外管肉厚担保のﾊｰﾄﾞﾙ高）	●	・同左	●	・同左	●	・Na伝熱管検査・補修のR&D必要	●	・同左	●	・従来型SGと同じ	○
ﾌﾟﾗﾝﾄとの整合性			・ﾌﾟﾗﾝﾄ配置、Na系統条件等と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・ﾊﾟﾌﾟﾘﾝｸﾞ採用、Na配管取合工夫等により、配置への影響緩和 ・IRACS、一次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟとの合体可能	○	・ﾌﾟﾗﾝﾄ配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・ﾌﾟﾗﾝﾄ配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACS、1次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟとの合体可能	○	・ﾌﾟﾗﾝﾄ配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・ﾌﾟﾗﾝﾄ配置、Na系統条件と整合可能 ・機器合体には適合せず	○	・同左	○	・1次Na高圧化に対し、炉容器および配管の構造健全性、炉上部高圧化対応などの課題大	△
技術開発課題			・伝熱性能の向上 ・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管ﾊﾞｲﾌﾟﾎｲｯﾌﾟ対応		・ﾊﾟﾌﾟﾘﾝｸﾞによる自然循環性能の向上 ・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管破損対応（鉛ﾋﾞｽﾏｽ中ﾘｰｸ挙動）		・Na伝熱管破損対応 ・貫通破断排除のｼﾅﾘｵ構築		・Na伝熱管破損対応 ・貫通破断排除のｼﾅﾘｵ構築 ・伝熱管の製作技術		・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管破損対応（狭い空間内での内外管分離） ・貫通破断排除のｼﾅﾘｵ構築 ・伝熱管の製作技術		・構造健全性対応 ・製作技術、製造能力の拡大		・構造健全性対応 ・水蒸気伝熱管破損対応 ・製作技術		・伝熱管破損対応	
総合評価			・コスト大に加えて、Na−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙも小さく、候補概念に選定しない	△	・Na伝熱管破損対応の課題を有するが、2次系有り概念よりも経済性向上の見通しを有し、案2-3よりもNa−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙが高いため、検討対象概念に選定	◎	・物量最小であるが、従来型二重管SGと同様に構造・製作分離が困難で、かつ、Na−水反応の可能性に対する安全要求条件を満足できないため、候補概念に選定しない	△	・製作方法、同時ﾘｰｸ時のNa−水反応規模の課題を有するが、10^{-7}/年以下の発生頻度を実現でき、かつ、鉛ﾋﾞｽﾏｽﾘｰｸ量が最小であることを考慮して、案2-3を補完する形で検討	◎	・2次系有り概念よりも経済性向上の見通しを有し（案1-2より高）、リブ付き隔壁管設置によるNa−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙに期待して、検討対象概念に選定	◎	・Na−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙを有するが、将来のHIP技術進歩を考慮しても、経済性向上は困難である。また、構造健全性確保の可能性を有するが、設計自由度が限定されることを考慮して、候補概念に選定しない	△	・Na−水反応排除のﾎﾟﾃﾝｼｬﾙを有するが、ｺｽﾄ大。また、ｱﾙﾐﾆｳﾑ拡散層厚さの制御性、はく離防止対策などの技術開発のﾊｰﾄﾞﾙが高いため、候補概念に選定しない	△	・経済性および安全性は要求条件を満足できる見通しも、1次Na高圧化に伴い、ﾌﾟﾗﾝﾄ側への影響を先ず一義的に評価しなければならない	△

注1)記号の意味は以下のとおり。 ○：良し、 ●：現状良いと判断するが、R&Dによる確証必要、 △：悪い　　ただし、総合評価では◎（選定）、△（検討対象外）で記載
注2)1785MWt条件での物量、注3)1500MWeの二次系有りプラント100に対する相対値（1次主冷却系、2次主冷却系、2次補助系を対象）、ただし、案4はﾌﾟﾗﾝﾄ全体を対象　注4)灰色は総合評価を行う上での判断要素

表 2.5.3.3　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG 基数に係る検討

項目		SG 1基[1)]		SG 2基[1)]	
ｼｽﾃﾑ構成					
ｼｽﾃﾑ概念	1次系	1ﾙｰﾌﾟ（SG：1基、1次系ﾎﾟﾝﾌﾟ：2基）		1ﾙｰﾌﾟ（SG：2基、1次系ﾎﾟﾝﾌﾟ：2基）	
	DHRS	IRACS×1系統＋DRACS×2系統		IRACS×2系統＋DRACS×1系統	
物量	原子炉容器	φ9.4m×h19.7m 約360ton	○	φ8.76m×h19.4m 約340ton	○
	SG	φ6.0m×h27m、 約560ton （鉛ﾋﾞｽﾏｽ量：約3470ton）		φ4.45m×h24m 約300ton×2基 （鉛ﾋﾞｽﾏｽ量：約 1770ton×2基）	
	1次系配管	HL配管：50B CL配管：36B		HL配管：36B CL配管：30B	
	物量まとめ	SG物量は小さいが、DHXの追設およびHL配管径の拡大により、右記よりも原子炉容器径が増加		SG物量は若干増加するが、原子炉容器径は減少	
ﾌﾟﾗﾝﾄ成立性	安全性	1次系配管漏えいでｻｲﾎﾝﾌﾞﾚｰｸするため、運転状態ⅢでDRACSによるｲﾝﾀｰﾗｯﾊﾟﾌﾛｰを取込んだ除熱運転が必要	△	特に問題はない	○
	構造健全性	鉛ﾋﾞｽﾏｽを内包したSGの大型化に伴い、耐震設計への影響大		左記よりも機器が小さくなるため、成立の見通しは高い	
運転・保守性		SG伝熱管漏えいや、2次冷却材漏えいなど2次系機器の故障時に、水蒸気系およびIRACSによる除熱運転が制限	△	SG伝熱管漏えいや、2次冷却材漏えいなど2次系機器の故障時にも、健全ﾙｰﾌﾟの水蒸気系およびIRACSによる除熱運転が可能	○
製作性		大型機器の検討結果より製作可能と判断されるが、SG重量が500tonを超えるため、新たなｸﾚｰﾝ設備の増設が必要	△	特に問題はない	○
総合評価		選定：SG2基 SG1基の方がSG自体の物量低減が可能であるが、原子炉容器への影響、プラント成立性、運転性、製作性の観点で2基の方が有利である			

注1）鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾌﾟｰﾙ・伝熱管分離設置型SG

表 2.5.3.4　鉛ビスマス入り三重管の安全機能と ISI 要求事項

対象	安全機能[1]	安全クラス	機器区分	ISIに期待される機能	ISIへの具体的な要求事項[4]	ISI検査項目[4]
内管	・水蒸気バウンダリ	PS-3	第3種	・内管破損の検知（同時リーク発生頻度の低減） ・予想外の鉛ビスマス腐食による内管破損の防止（共通要因破損の防止） ・鉛ビスマス腐食等が進展した状態で、地震等の振動による内管破損の防止（共通要因破損の防止）	・リーク監視 ・内管の肉厚、クラックの検出 ・内管の減肉量を測定し、次回点検までの減肉量を予測 ・外管外側のバッフル板の位置確認	・湿分検出 ・内管の体積検査 ・外管外側のバッフル板存在確認
	・水漏えいの防止	PS-3	–			
外管	・原子炉冷却材バウンダリ	PS-1	第1種	・外管破損の検知（鉛ビスマスリーク対応、同時リーク発生頻度の低減） ・予想外の鉛ビスマス腐食による外管破損の防止（共通要因破損の防止） ・鉛ビスマス腐食等が進展した状態で、地震等の振動による外管破損の防止（共通要因破損の防止） ・鉛ビスマス腐食等が進展した状態で、内管破損時の水蒸気圧力による外管破損の防止（従属破損の防止）	・リーク監視 ・外管の肉厚、クラックの検出 ・外管の減肉量を測定し、次回点検までの減肉量を予測 ・外管外側のバッフル板の位置確認	・鉛ビスマス液位監視 ・サーベランス管の体積検査（肉厚、クラック）[5] ・外管の耐圧検査 ・外管外側のバッフル板存在確認
	・内管破損時のナトリウム－水反応事故の抑制（内管破損時の水蒸気圧力の負荷、パイプホイップの影響排除）[2]	MS-3	–			
隔壁管	–	–	–	・予想外の鉛ビスマス腐食による隔壁管破損の防止	・隔壁管の存在の有無の確認（クラック進展等が発生しても空間分離機能や、内管破損時の水蒸気ジェットなどの影響排除機能を維持できれば良し）	・隔壁管の存在確認検査（サーベランス管の体積検査）[5][6]
	・内管破損時のナトリウム－水反応事故の抑制（内外管の空間分離、内管破損時の水蒸気ジェットの影響排除）[3]	MS-3	第3種相当			

注1)各伝熱管の安全機能のうち、上段は従来のFBR、下段はナトリウム－水反応事故抑制からの安全機能
注2)内管破損時の荷重を事象Ⅲで評価（1.2Smを使用）
注3)内管破損時の荷重を事象Ⅳで評価（Syを使用）
注4)隔壁管により内管破損時の水蒸気圧力を受ける場合（内管ホイップ対応を含む）には、以下の変更となる
・外管：サーベランス管の体積検査が不要で、鉛ビスマス液位監視と耐圧検査により対応
・隔壁管：隔壁管の存在確認に代えて、サーベランス管の体積検査等により対応
注5)サーベランス検査では、サーベランス目的を絞り込み、かつ、研究開発により内管等の影響がないことを確証する必要あり
注6)基本的には、内管内側からのアクセスにより隔壁管の存在の有無を確認する程度で対応することが望ましいが、必要に応じてサーベランス検査を実施。また、サーベランス検査で対応する場合には、内管ホイップ時の影響排除機能を付加することも可能

表 2.5.3.5　安全機能などに基づく鉛ビスマス入り三重管仕様設定の考え方

対象	安全機能[1]	安全クラス	機器区分	内圧に対する必要肉厚	腐食しろ	磨耗しろ
内管	・水蒸気バウンダリ	PS-3	第3種	・蒸気圧力に対して、以下のように運転状態Ⅰで評価 ○肉厚＝P×D/(2×S_0＋0.8×P)	・内面：水蒸気腐食しろ ・外面：鉛ビスマス腐食しろ	・外面：フレッテフィング磨耗しろ
	・水漏えいの防止	PS-3	–			
外管	・原子炉冷却材バウンダリ	PS-1	第1種	・内管破損時の蒸気圧力に対して、以下のように運転状態Ⅲで評価[3] ○肉厚＝P×D/(2×1.2Sm＋0.8×P)	・内面：鉛ビスマス腐食しろ ・外面：ナトリウム腐食しろ	・内外面：フレッティング磨耗しろ
	・内管破損時のナトリウム－水反応事故の抑制（内管破損時の水蒸気圧力の負荷、内管ホイップの影響排除）	MS-3	–			
隔壁管	–	–	–	・内管破損時の蒸気圧力に対して、以下の2とおりの方法で評価し、いずれか大きい数値を採用[3] ○肉厚（運転状態Ⅲ） ＝(0.5×P)×D/(2×1.2Sm＋0.8×(0.5×P)) [2] ○肉厚（運転状態Ⅳ） ＝P×D/(2×Sy＋0.8×P)	・内外面：鉛ビスマス腐食しろ	・内外面ともリブのみが磨耗するため、肉厚には磨耗しろを見込まず
	・内管破損時のナトリウム－水反応事故の抑制（内外管の空間分離、内管破損時の水蒸気ジェットの影響排除）	MS-3	第3種相当			

注1)各伝熱管の安全機能のうち、上段は従来のFBR、下段はナトリウム－水反応事故抑制からの安全機能
注2)運転状態Ⅲのケースでは、鉛ビスマス下部プレナムでの内管破損を想定して、1/2倍の蒸気圧力を使用
注3)隔壁管により内管破損時の水蒸気圧力を受ける場合には、以下のように内圧に対する必要肉厚を計算
・外管：鉛ビスマス下部プレナムでの内管破損を想定し、1/2倍の蒸気圧力に対して、運転状態Ⅲで評価
肉厚＝(0.5×P)×D/(2×1.2Sm＋0.8×(0.5×P))
・隔壁管：内管破損を想定して、運転状態Ⅲ、または、Ⅳで評価し、いずれか大きい数値を採用
肉厚（運転状態Ⅲ）＝(0.5×P)×D/(2×1.2Sm＋0.8×(0.5×P))　（鉛ビスマス下部プレナムでの内管破損）
肉厚（運転状態Ⅳ）＝P×D/(2×2/3Su＋0.8×P)

表 2.5.3.6　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG　伝熱管破損時の安全シナリオ

項目			従来型SG	二重管SG（密着、または、組網線入り）	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG
バウンダリ構成	Naバウンダリ		・IHX伝熱管	・外管	・外管
	水蒸気バウンダリ		・SG伝熱管	・内管	・内管
	バウンダリ間の障壁		・2次Na	・なし	・隔壁管、鉛ビスマス（中間熱媒体）
片側リーク対応	外管リーク （IHX破損）		・1次側と2次側で同一流体を使用しているため、Na-水反応事故のような爆発的な化学反応は発生せず、IHX破損が発生しても炉心への影響なし ・液封効果（2次側の高圧維持）により、隔離弁を使用しなくても、格納バウンダリ外への放射性物質の流出抑制 ・早期リーク検出の必要性は小さく、SG内Na液位計や二次系放射能濃度計（いずれも非安全系）等を使用	・1次Na側に漏えいするHeガスは微量（Na中に溶解）で、炉心への影響なし ・Heガス検知系（安全系）を設置して、早期に外管リークを検出し、独立要因の重ね合せによる同時リーク発生頻度を低減	・1次Na側に鉛ビスマスが漏えいするが、密度差などに起因して下方に滞留するため、炉心安全防護上、緊急を要するものでなく、多少遅れても安全上支障のないことに期待 ・鉛ビスマス漏えい後の早期復旧を考慮して、外管リーク検知時間の短縮や、リーク検知後のドレン運転などにより、鉛ビスマス漏えい量を約2tonに低減
	内管リーク （SG破損）		・内管リークに伴い、Na－水反応事故が発生するが、二次Na系の設置により炉心側への影響なし ・伝熱管リークを早期に検出し、必要な防護動作（圧力開放系、水蒸気ブロー系などの設置）を行うことにより伝熱管の破損伝播防止 ・各リーク規模に対応したリーク検出系（安全系）の設置	・内管リークが発生しても、蒸気が間隙部に漏えいする程度で、炉心への影響なし ・内管リーク時の水蒸気圧力に対して、外管で受けるように肉厚設定 ・湿分検出系（安全系）を設置して、早期に内管リークを検出し、独立破損の重ね合せによる同時リーク発生頻度を低減	・内管リークに伴い、鉛ビスマス中に蒸気が移行するが、破損伝播は発生せず、炉心への影響もなし（圧力開放は必要） ・内管リーク時の水蒸気圧力に対して、外管で受けるように肉厚設定 ・湿分検出系を設置して、内管リークを検出するが、同時リーク時のNa-水反応規模が小さいため、リーク検知時間への要求緩和
同時リーク対応	共通要因破損	環境の分離	－	・間隙部に不活性なHeガスを充填	・隔壁管により内外管を空間分離するが、鉛ビスマス充填に伴い、内外管同時に腐食進展する恐れあり ・内管の体積検査により異常な減肉のないことを確認（内管が外管以上に腐食することを示す必要あり）
		構造の分離	－	・内外管は、組網線などを介して、全面にわたり接触しており、構造分離の説明困難 ・貫通破断の欄に記載のように、内外管の発生応力、発生箇所が相違することに着目して、片側の伝熱管リーク発生後、残りの伝熱管リークまでに検知して対応	・内外管は、隔壁管リブを介して、線接触する程度であるが、鉛ビスマスの流体連成により、同一モードで振動するため、構造分離の説明困難 ・左記と同様に、内外管の発生応力、発生箇所が相違することに着目して、片側の伝熱管リーク発生後、残りの伝熱管リークまでに検知して対応
		製作の分離	－	・内外管を組み合せた状態で機械加工、溶接を行うため、製作分離の説明困難 ・製作後検査を行うことにより共通要因による製作不良を排除	・内外管を別々に製作して、管板に挿入
	従属破損	き裂進展防止	－	・内外管は全面にわたり接触するが、界面にてき裂進展防止	・隔壁管の設置や、鉛ビスマスの充填により、き裂進展防止
		水蒸気圧力による外管破損防止	－	・水蒸気圧力の負荷を想定して、外管肉厚を設定 ・ただし、伝熱管検査により、外管肉厚を担保（内管内側からアクセスするため精度低）	・水蒸気圧力の負荷を想定して、外管肉厚を設定 ・サーベランス管の体積検査などにより外管肉厚を担保（サーベランス管の腐食量が保守的であることを示す必要あり）
		内管ホイップ等による外管破損防止	－	・内外管は、全面にわたり接触しており、想定不要	・間隙幅が狭く、内管ホイップによる影響小 ・外管により、内管ホイップ荷重を受けることを想定して、サーベランス管の体積検査などにより外管肉厚を担保
	独立要因の重ね合せによる同時破損		－	・早期に内外管リークを検出することにより、同時リーク発生頻度を低減（10^{-7}/炉年以下） ・リーク規模は小さいが、管板を介する他の伝熱管へのリーク水流込みを想定すると、リーク検知時間への要求が厳しくなる傾向	・隔壁管を使用して、Naと水蒸気伝熱管を空間分離することにより、同時リーク時のNa-水反応規模は小さく、リーク検知時間への要求緩和 ・ただし、伝熱管リークの重ね合せ範囲の限定や、外管リーク検知時間の短縮などにより、可能な範囲で同時リーク発生頻度を低減
	貫通破断		－	・内外管は全面にわたり接触しており、同一モードで振動 ・各貫通破断に至る事象に対して、内外管の発生応力、発生箇所が相違するため、片側の伝熱管リーク発生後、残りの伝熱管リークまでに検知して対応	・鉛ビスマスの流体連成によって、内外管は同一モードで振動 ・左記と同様に、内外管の発生応力、発生箇所が相違するため、片側の伝熱管リーク発生後、残りの伝熱管リークまでに検知して対応 ・隔壁管リブ仕様を工夫して、内外管の発生応力比の拡大をねらったが、内外管の破損時間差に対するメリットは主張できず

注1）灰色は、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SGの技術課題

表 2.5.3.7　　2 次系簡素化概念の経済性評価

項目		二次系簡素化概念		従来概念
		三重管型SG （平成13年度成果から外挿）	プール型SG （平成14年度成果）	直管型二重管SG （平成15年度成果）
SG仕様 （1モジュール）	除熱容量	892.5MWt×2基	974MWt×2基	1785MWt×1基
	伝熱面積[1)]	5775m^2×2基	Na側 3990m^2×2基 水蒸気側　3750m^2×2基	11520m^2
	物量	374ton×2基（鉛ﾋﾞｽﾏｽは385ton×2基）	630ton×2基（鉛ﾋﾞｽﾏｽは6065ton×2基）	615ton
コスト[2)]	SGのみ	93	127	100
	冷却系[3)]	72	97	100
	プラント全体	95	99	100

注1）三重管型SGおよび直管型二重管SGは、外管表面の伝熱面積
注2）従来概念（直管型二重管SG）に対する相対値
注3）1次主冷却系、2次主冷却系、SG、2次補助系

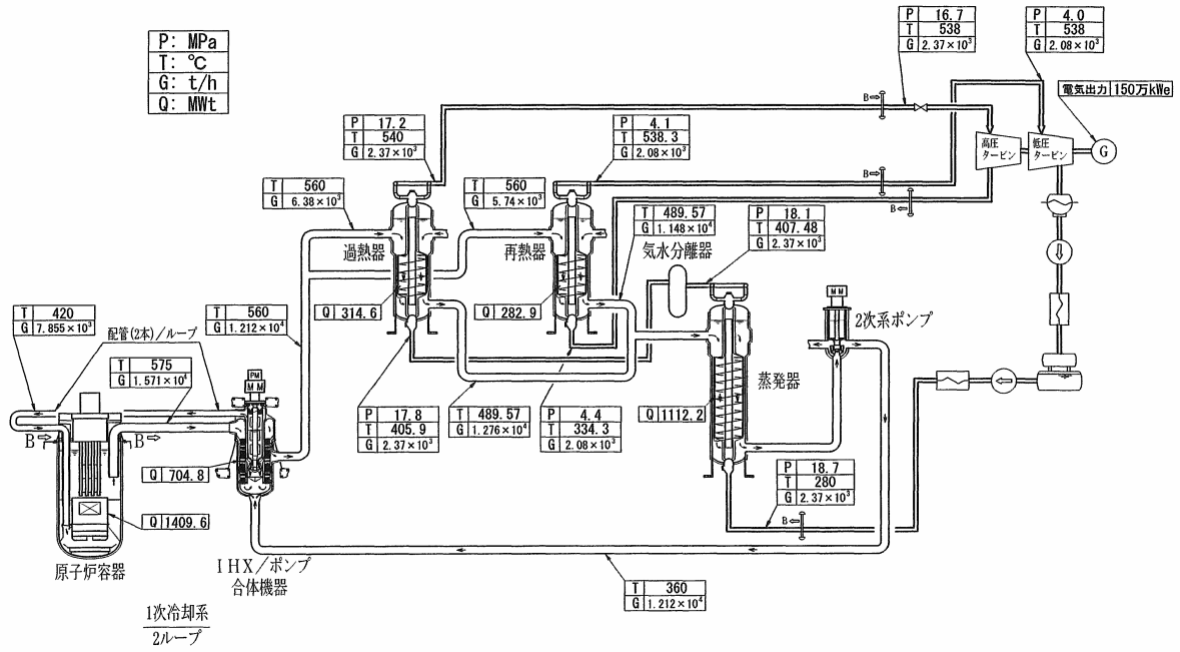


図 2.5.3.1　　高効率プラントのヒートバランス設定結果

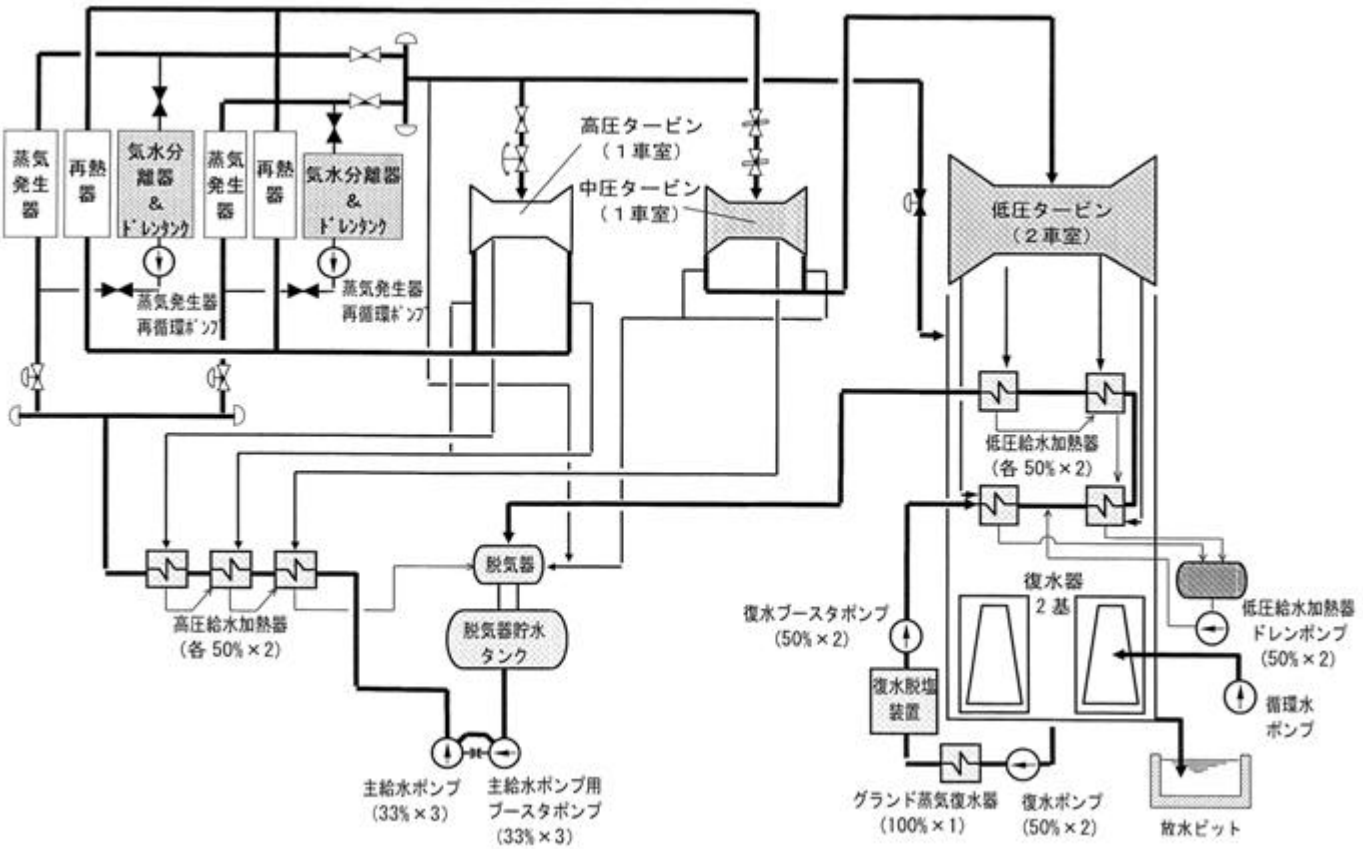
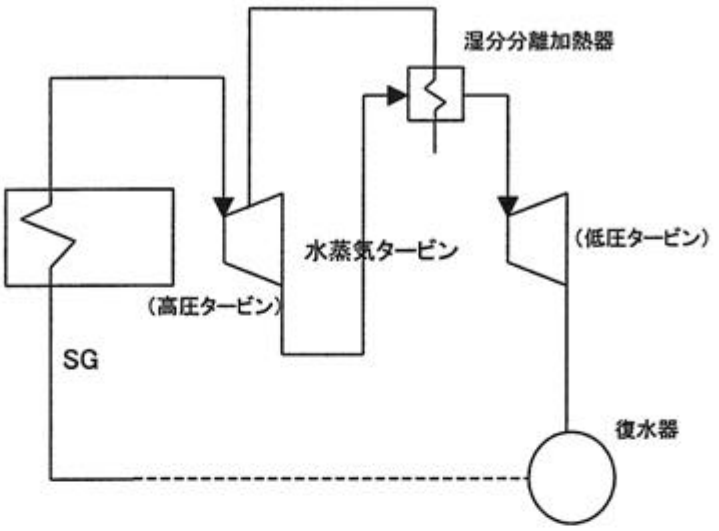


図 2.5.3.2　　高効率タービンの系統構成

(現状系統構成)



(カリーナサイクルを採用した場合の系統構成)

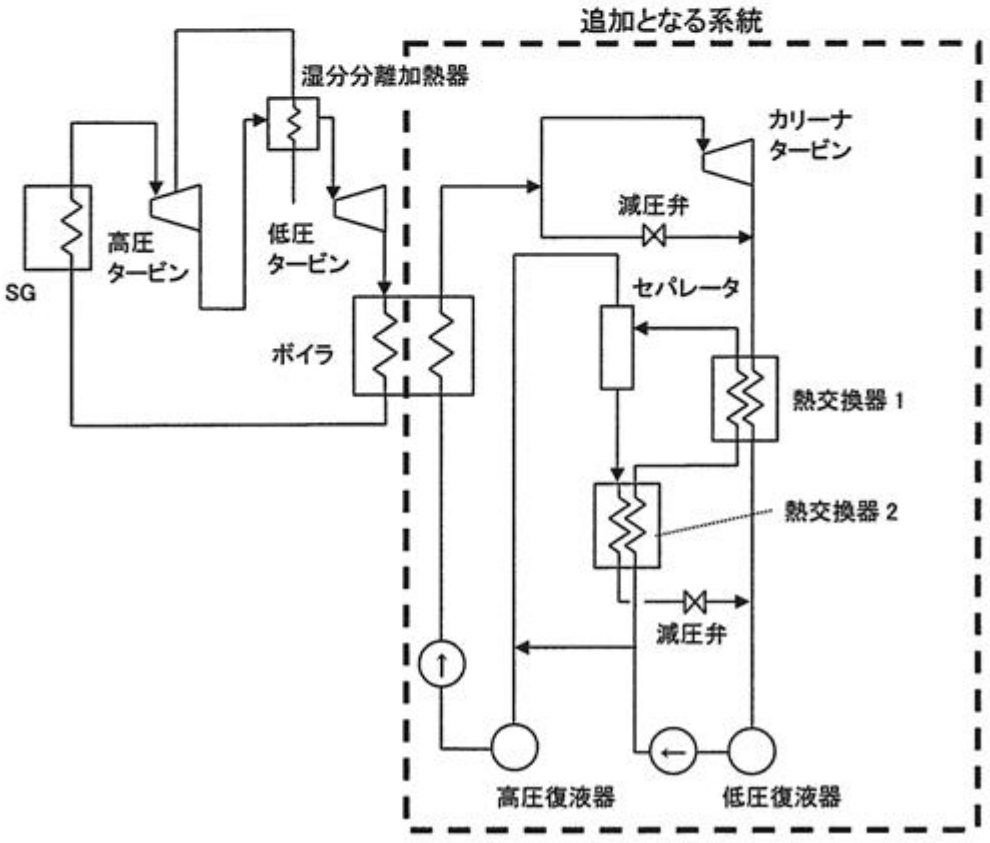
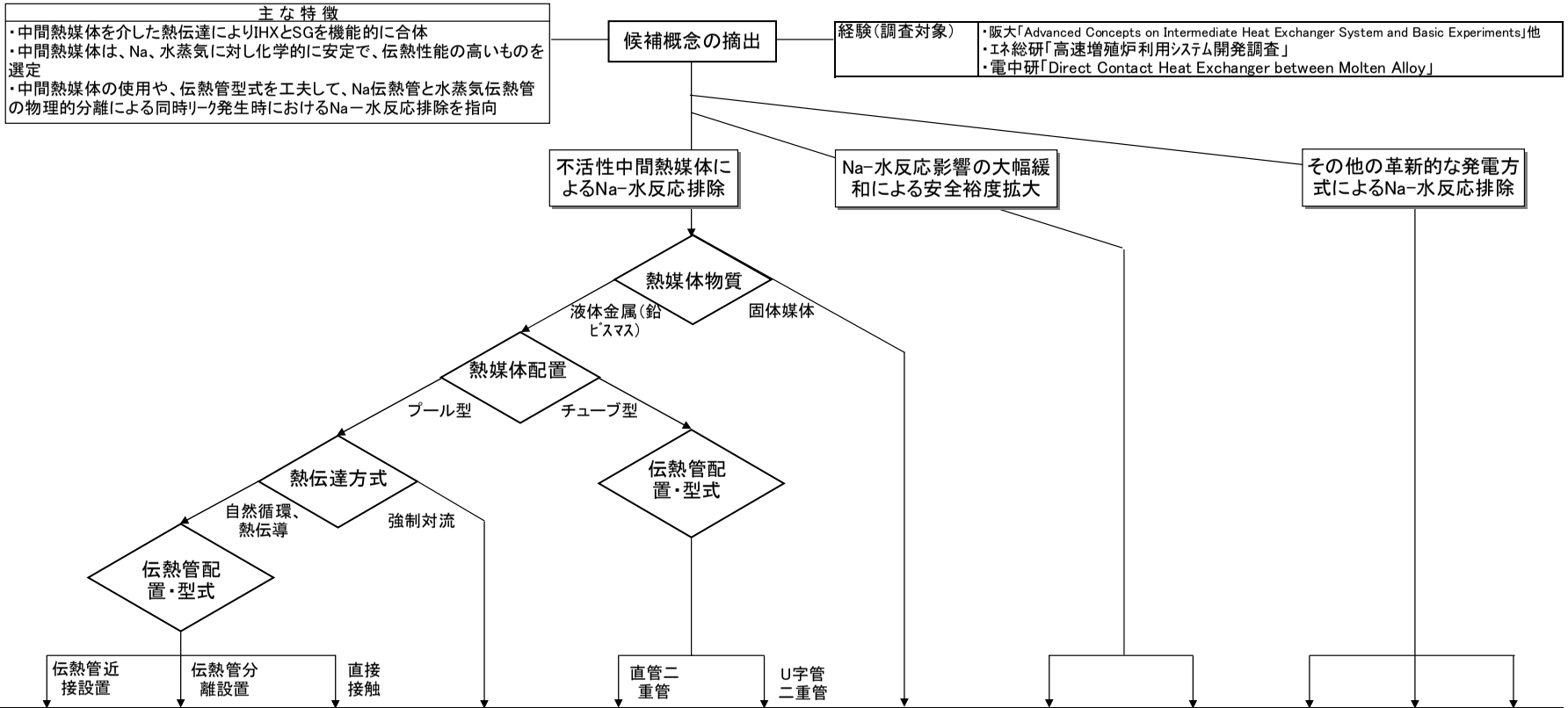


図 2.5.3.3　　カリーナサイクルを採用した場合の概略系統構成



名称	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置（自然対流）注1）	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型（自然対流）注1）	鉛ビスマス熱媒体水直接注入型	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型（強制対流）	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管型	鉛ビスマス熱媒体チューブ・U字管型	固体銅熱媒体型	1次系高圧化	二重管SG方式2次系削除	炭酸ガスタービン発電	液体金属自然循環MHD	熱電素子直接発電
中間熱媒体	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	銅	－	Heガス			
熱媒体配置	プール	プール	プール	プール	チューブ（二重管中間層）	チューブ（二重管中間層）	固体媒体（HIP）	－	チューブ			
熱伝達方式	局所自然対流	自然循環	自然循環	強制対流	熱伝導	熱伝導	熱伝導	（従来型SGと同じ）	熱伝導			
伝熱管配置	近接	分離	分離/直接接触	近接	二重管	二重管	近接	単管(Na高圧化）	二重管(密着、または、			
伝熱管型式（Na側/水蒸気側）	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル 直管/直管 直管/ヘリカルコイル	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル 直管/ヘリカルコイル	ヘリカルコイル/－	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル	直管	U字管	直管/直管 サーペンタイン/サーペンタイン 直管/サーペンタイン（ヘリカルコイル）	ヘリカルコイル	直管 ヘリカルコイル			

注1）大阪大学の発案に基づく2次系簡素化概念

図 2.5.3.4　2次系簡素化概念の摘出フロー（フェーズⅠ）

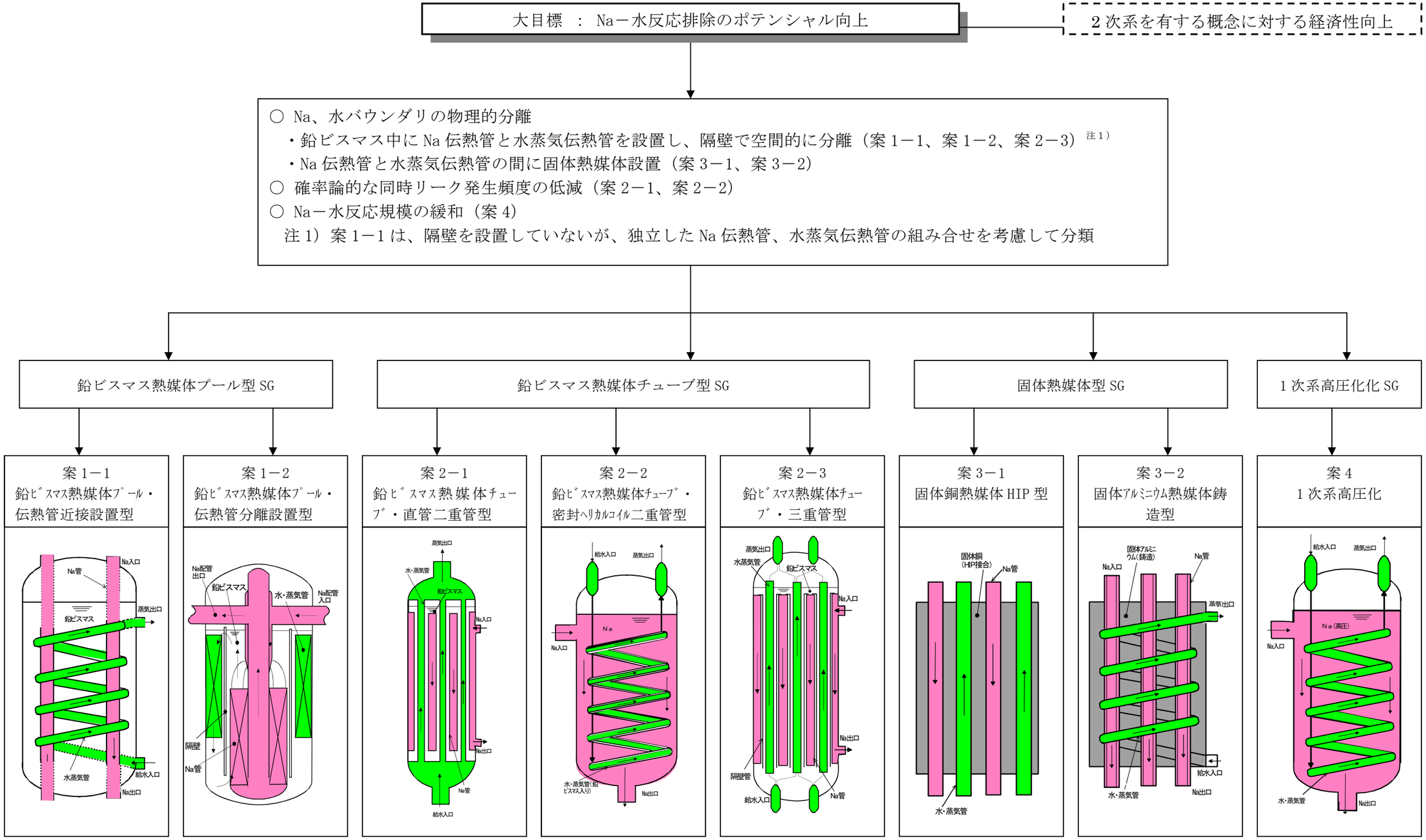


図 2.5.3.5　　有望な 2 次系簡素化候補概念の特徴整理（フェーズⅠ）

主要仕様

項目			単位	仕様
型式			–	一体貫流・鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾌﾟｰﾙ・伝熱管分離設置型SG
交換熱量			MWt/基	974
定格運転条件	温度	Na(入口/出口)	℃	550/395
		PbBi(入口/出口)	℃	320/500
		水蒸気(入口/出口)	℃	210/453
	流量	Na	ton/h	1.786×10^4
		鉛ﾋﾞｽﾏｽ	ton/h	1.334×10^5
		水蒸気	ton/h	1.499×10^3
	蒸気圧力		MPa	10.6
構造主要目	Na伝熱管	型式	–	直管型(管外Na流れ)
		外径/肉厚	mm	25.4/1.1
		本数	本	11898
		材質	–	12Cr系鋼
		配列ﾋﾟｯﾁ	mm	32(正三角形配列)
		有効伝熱管長	m	4.2
		伝熱面積	m^2	3990
	水蒸気伝熱管	型式	–	ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ型
		外径/肉厚	mm	31.8/2.2
		本数	本	721
		材質	–	12Cr系鋼
		配列ﾋﾟｯﾁ	mm	径方向65、軸方向50
		ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ径	m	最内層2.57、最外層5.3
		有効伝熱高さ	m	7.5
		伝熱面積	m^2	3750
	鉛ﾋﾞｽﾏｽ部	循環方式	–	自然循環方式(小容量の気泡ﾎﾟﾝﾌﾟ設置)
	伝熱中心差		m	14.7
	胴径		m	5.7
	全高		m	34.2

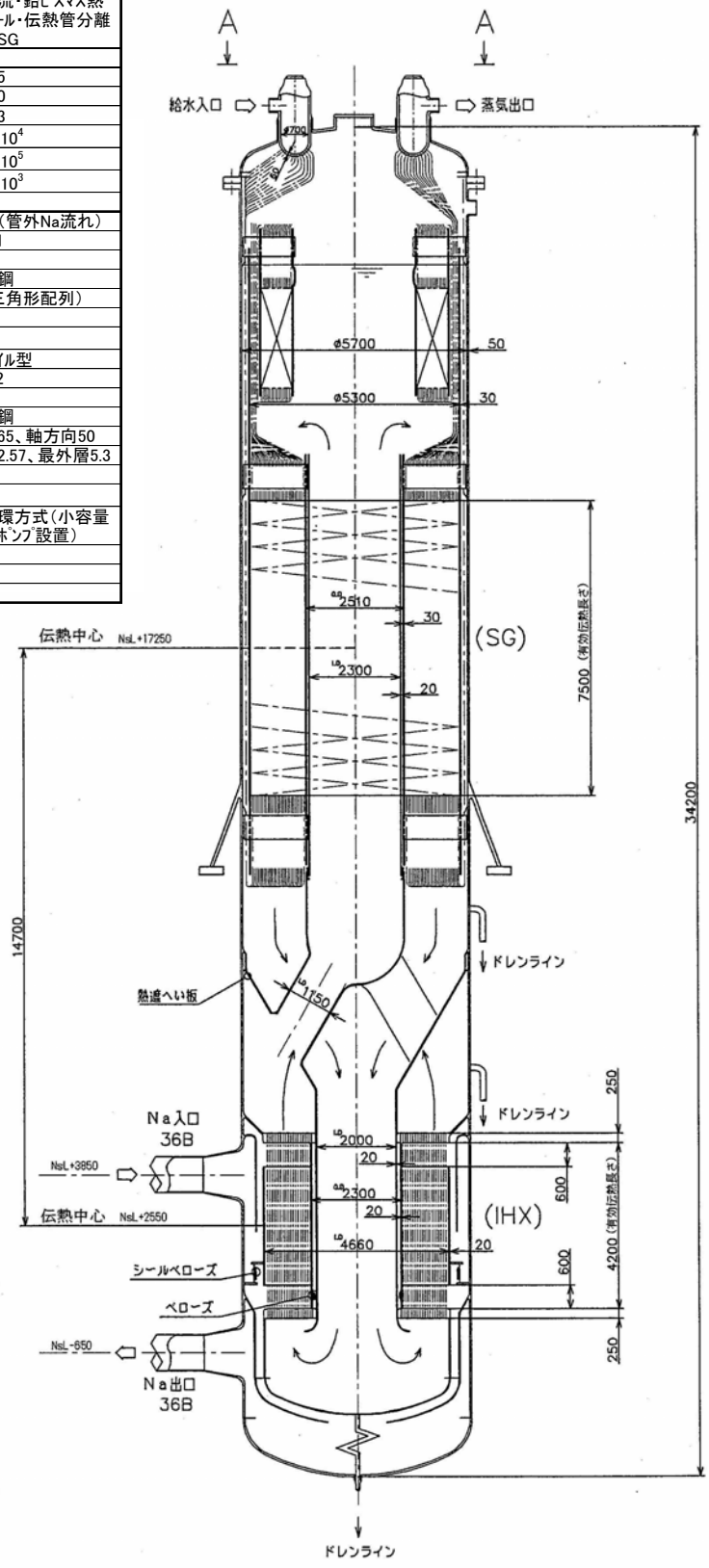


図 2.5.3.6　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG 構造概念図

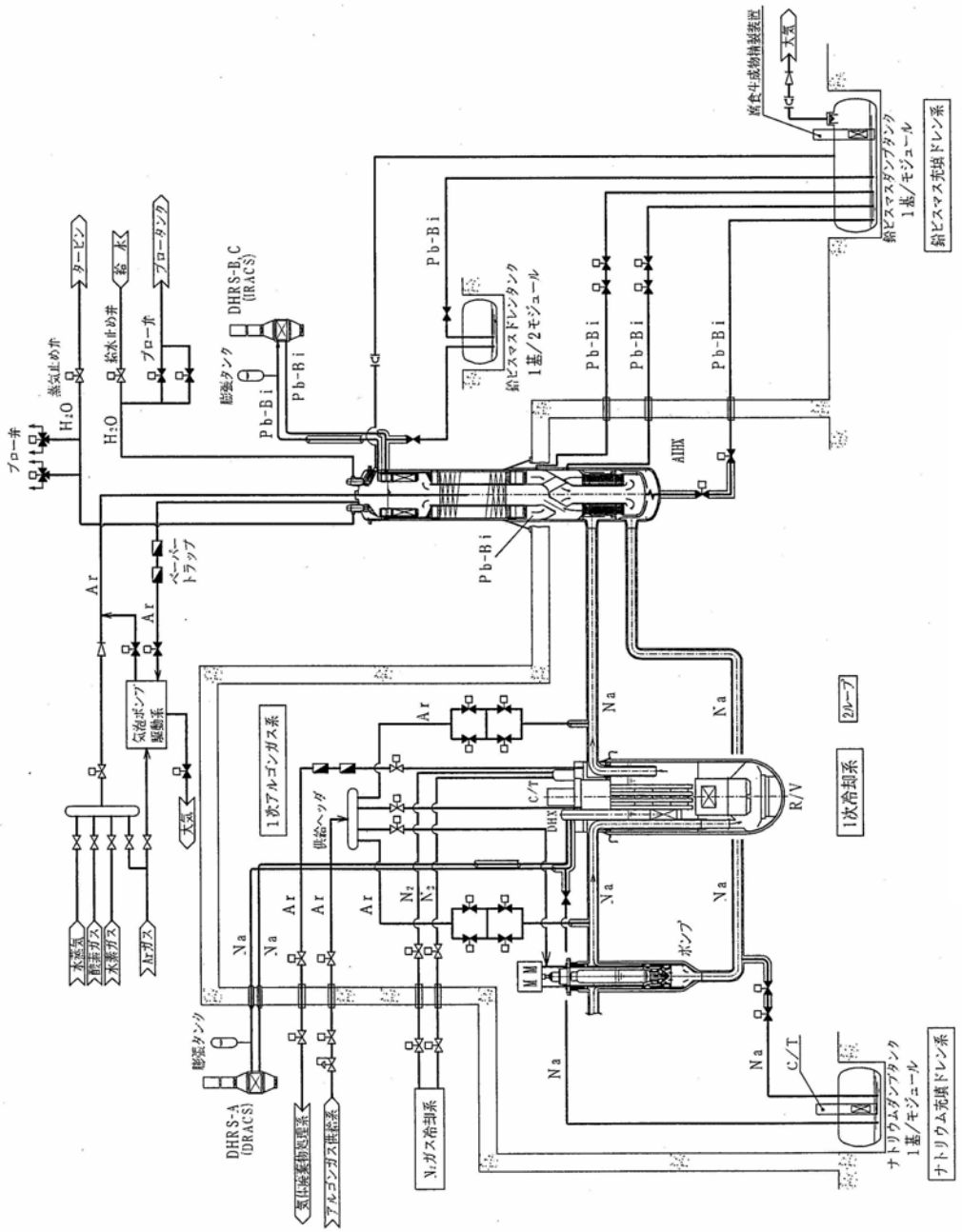


図 2.5.3.7　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG　系統図（ナトリウム冷却中型炉）

基本方針

・発生応力、破損箇所、破損到達時間の相違などに着目して、内外管破損の非同時性を明示

STEP 1　（従来型 SG と同じ）

・鉛ビスマス流体連成の影響を考慮して、従来型 SG と同様に、管内外流れに対して、流力振動対策を実施

検討のポイント

・バッフル板間隔（外管外側のサポート）は、管外ナトリウム流れによる流力振動対応（渦放出に対するロックイン回避）、伝熱管温度差による座屈防止、耐震性を考慮して、設定する必要有り（現状の伝熱管仕様では、1m のバッフル板間隔で、上記の条件を満足できる見通し）
・鉛ビスマスの充填に伴い、内外管が一体となって振動するモードが支配的であるため、隔壁管リブピッチを密としなくても、内管の固有振動数対応は可能な見通し（低次の振動モードの影響に留意する必要あり）

バッフル板が 1 枚欠落したバッフル板間隔 2m での固有値解析例（内管 φ15.9mm×t1.6mm、隔壁管 φ19.0mm×t1.0mm、外管 φ23.9mm×t1.9mm、螺旋リブ）

振動モード	固有振動数(Hz)	刺激係数
1次	15.1	-1.46E-10
2次	21.5	2.47E-04
3次	24.8	1.92E-02
4次	25.7	-1.22E-09
5次	30.0	2.58E-10
6次	30.1	4.07E-10
7次	40.5	9.21E-05
8次	42.6	-2.26E-03
9次	52.9	-8.36E-11
10次	59.7	-6.20E-11

注1）伝熱管長2m、伝熱管上下端固定条件
注2）3次では、内外管、隔壁管が一体となって振動

STEP 2　（従来型二重管 SG と同じ）

・各貫通破断に至る事象に対して、内外管の発生応力、発生箇所が相違するため、片側の伝熱管破損後、残りの伝熱管破損までにリーク検知

検討のポイント

・内管リークは、湿分検出計、音響計などの既往技術により早期検知が比較的容易
・一方、外管リークは、高性能の鉛ビスマスリーク検知器が未開発であるため、伝熱管構造を工夫して、液位計により可能な範囲で早期に検知する計画（φ1mm の破損孔に対して、数時間で検知）

検討内容　（平成 13 年度は実施せず）

・事象分析を行い、貫通破断に至る事象を摘出
・各事象に対して、き裂進展解析、摩擦磨耗解析などを行い、内外管の破損到達時間差とリーク検知性能などを比較して、上記方針の見通しを評価
・伝熱管仕様の工夫等により、破損時間差が拡大することを主張しなければ、二重管 SG と大きな差異なしと推測

STEP 3　（三重管 SG の優位性を生かす）

・間隙部に充填した鉛ビスマスの流体連成によって、内外管は一体となって振動
・螺旋状の隔壁管リブのケースでは、外力に対して、内外管が同一振幅で応答（二重管 SG と同じ）
・一方、節型の隔壁管リブのケースでは、バッフル板間隔に対し、隔壁管リブ間隔を適切に設定することにより、内外管の振幅が相違する可能性あり

検討のポイント

・節型リブ等の採用による内外管の発生応力差拡大の可能性と具体的な伝熱管仕様の提示

・隔壁管リブピッチ（節型リブピッチ）を変更しても、内外管の振幅は同一であるが、リブの接触状態によって、発生応力比は、伝熱管径比と異なる傾向
・隔壁管リブピッチの増加に対して、外管/内管の発生応力比は低下する傾向
・ただし、上記の発生応力比は 0.37 倍程度で、材料データの不確定幅や、節型リブの製作性を考慮すると、メリットになりにくい

ケース[1)]	節型リブ間隔 m	最大応答応力比[2)] (外管/内管)	最大応答変位比 (外管/内管)	伝熱管径比 (外管/内管)
1	0.5	1.64	1	1.77
		1.2		
2	1	0.65	1	1.77
		0.37		
3	2	0.4	1	1.77
		0.4		

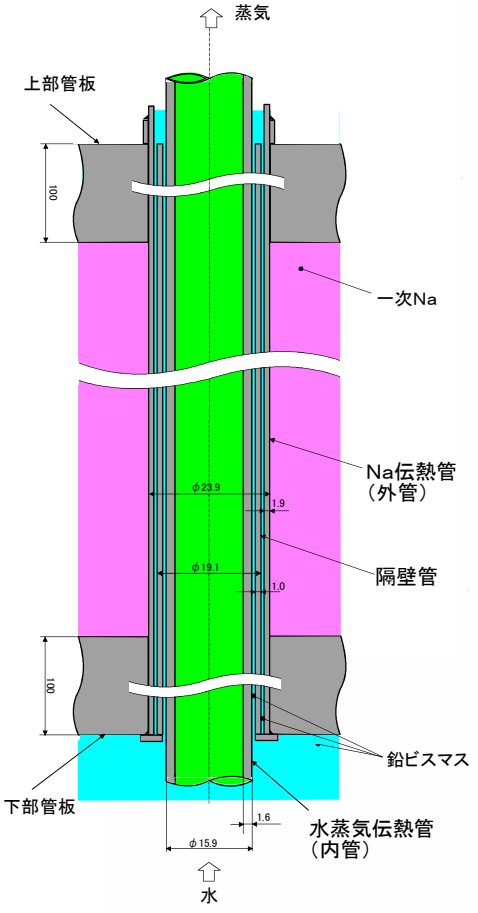
注1）伝熱管は図2.5.3.2(2)(iii)(c)-1中の仕様と異なり、発生応力比の拡大をねらって外管-隔壁管の間隙幅を拡大（内管φ15.9mm×t1.6mm、隔壁管φ22.9mm×t1.0mm、外管φ28.1mm×t2.1mm）
注2）上欄は上下端（バッフル板と同一位置）、下欄は中央部

従来型二重管 SG と比較して、振動特性の相違により貫通破断時間差が拡大すると言い難く、流力振動に起因する貫通破断排除シナリオの優位性を示すことは困難

図 2.5.3.8　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　振動解析に基づく貫通破断の想定排除に係る設計対応

主要仕様

項目			単位	仕様
型式			−	一体貫流・鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾁｭｰﾌﾞ・三重管型SG
交換熱量			MWt/基	1785
定格運転条件	温度	Na(入口/出口)	℃	550/395
		水蒸気(入口/出口)	℃	240/498
	流量	Na	ton/h	3.27×10^4
		水蒸気	ton/h	2.89×10^4
	蒸気圧力		MPa	17.2
構造主要目	伝熱管	型式	−	鉛ﾋﾞｽﾏｽ入り直管三重管(ﾘﾌﾞ付き隔壁管)
		外管 外径/肉厚	mm	23.9/1.9
		隔壁管 外径/肉厚	mm	19.1/1.0
		内管 外径/肉厚	mm	15.9/1.6
		本数	本	6613
		材質	−	12Cr系鋼
		配列ﾋﾟｯﾁ	mm	40(正三角形配列)
		有効伝熱長	m	23.3
		有効伝熱面積	m^2	11550
	胴径		m	3.89
	全高		m	32.3



鉛ビスマス入り三重管の構造図

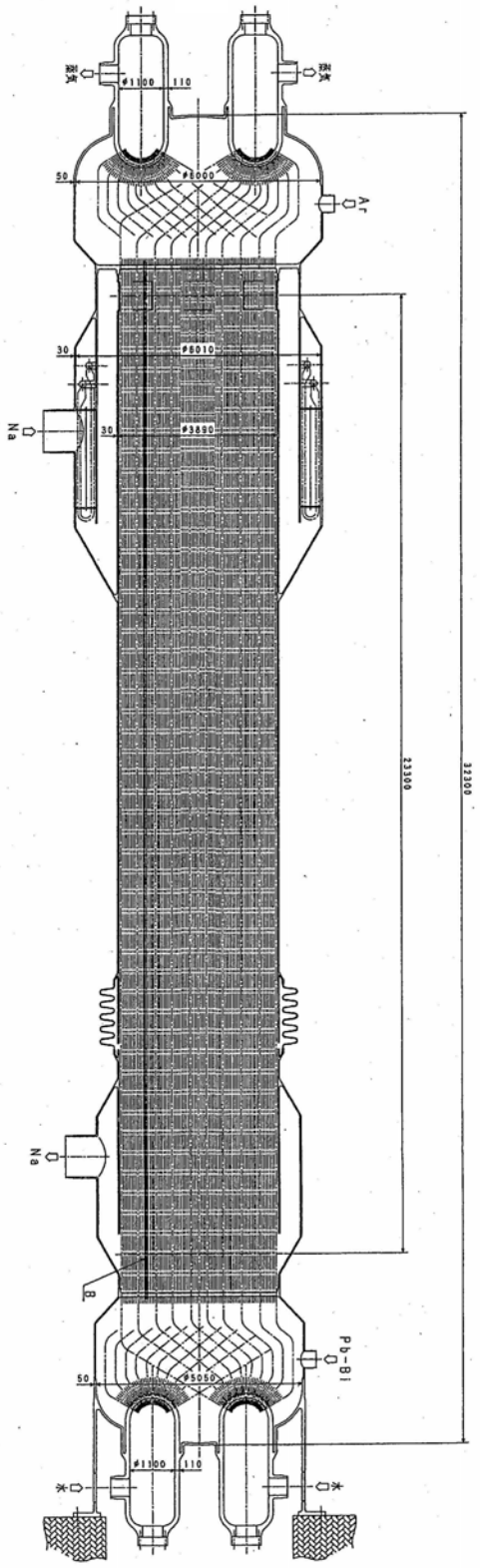


図 2.5.3.9　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 構造概念図

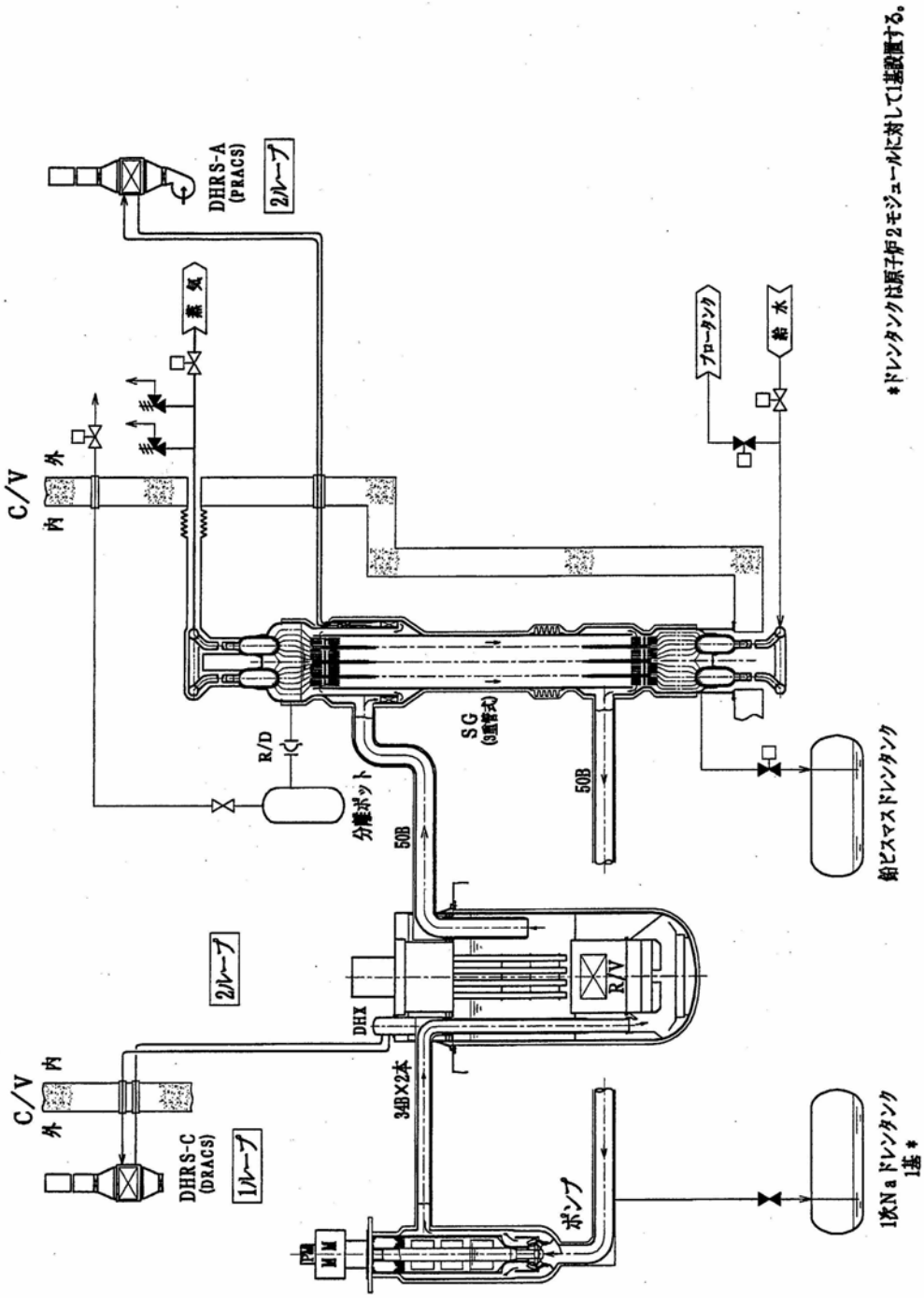
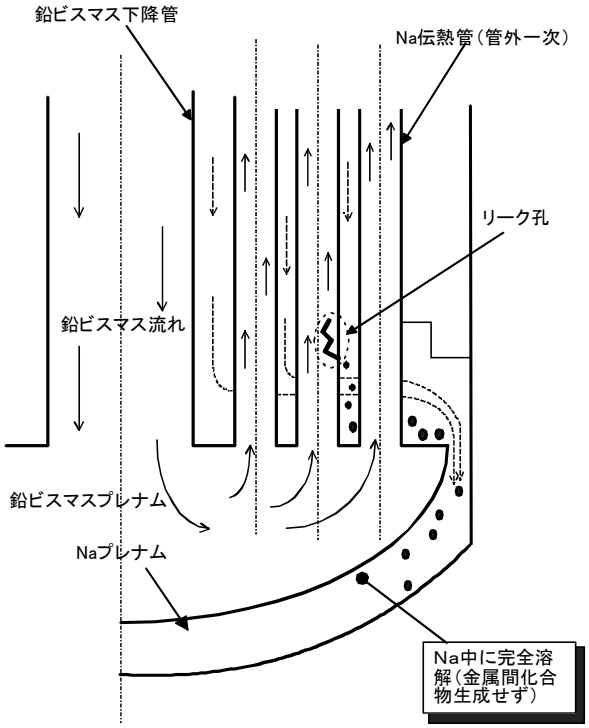
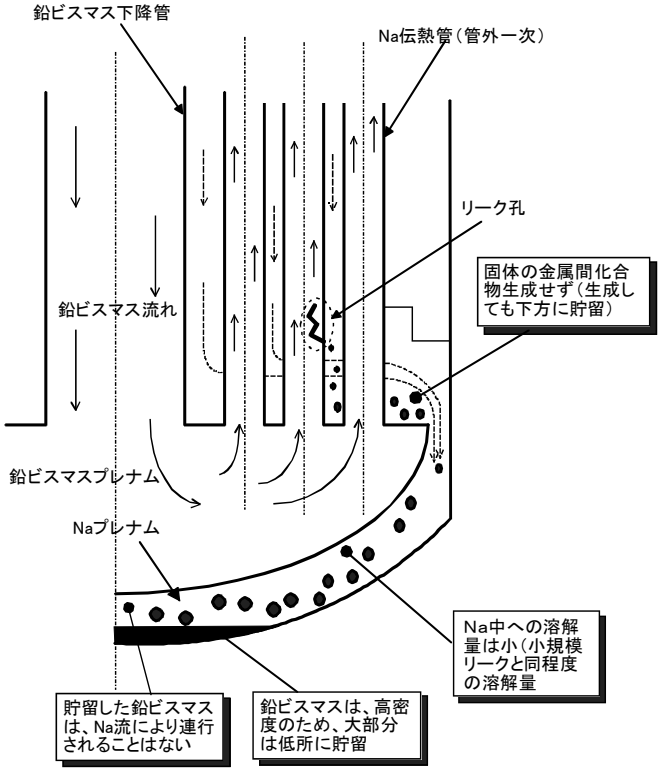


図 2.5.3.10　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　系統図（ナトリウム冷却大型炉）



小規模リーク



大規模リーク

図 2.5.3.11　期待される伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク挙動

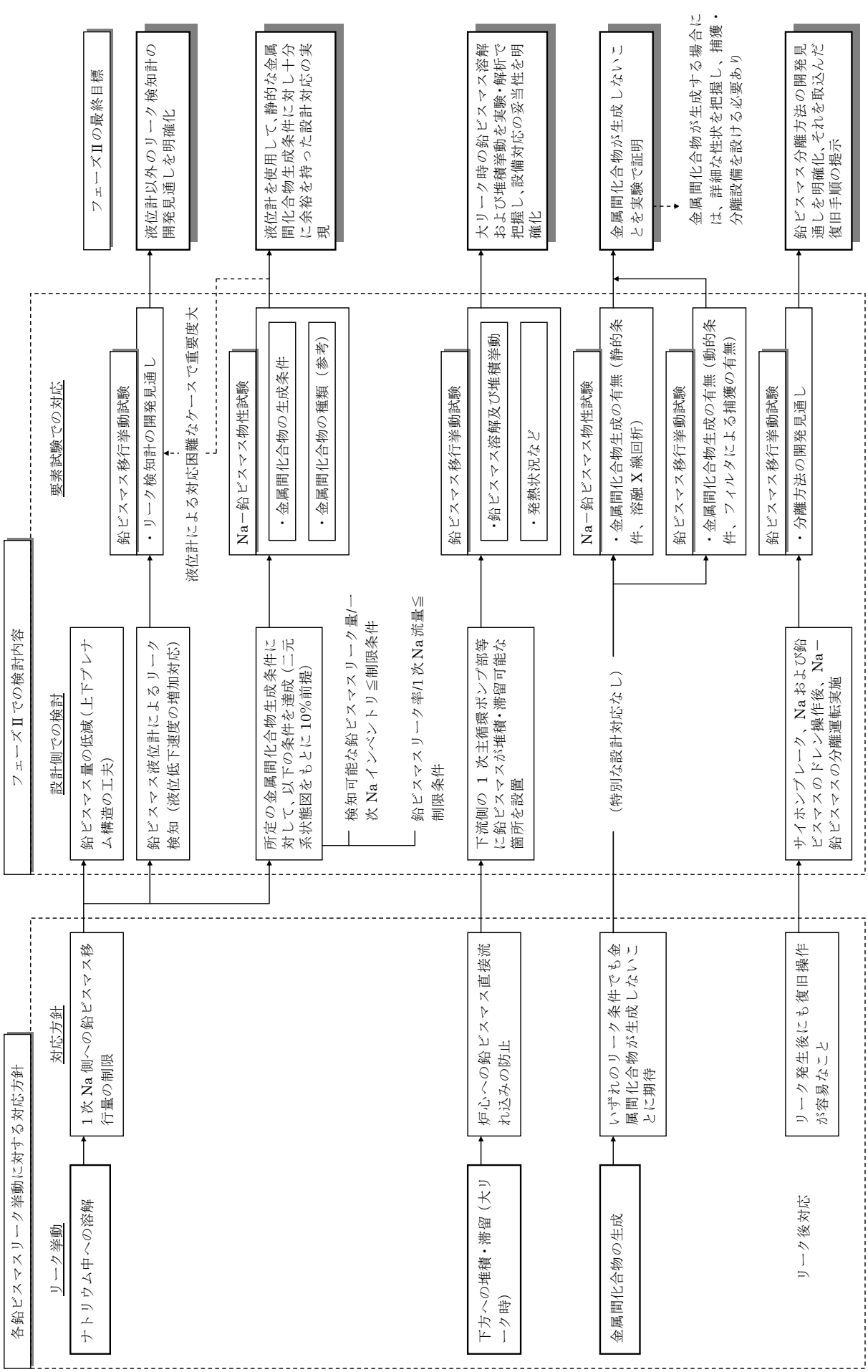
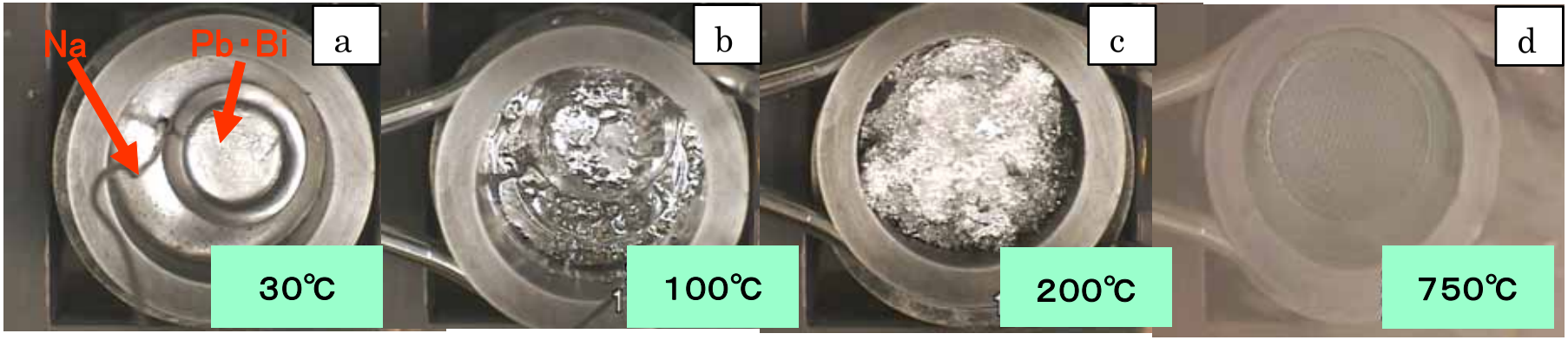
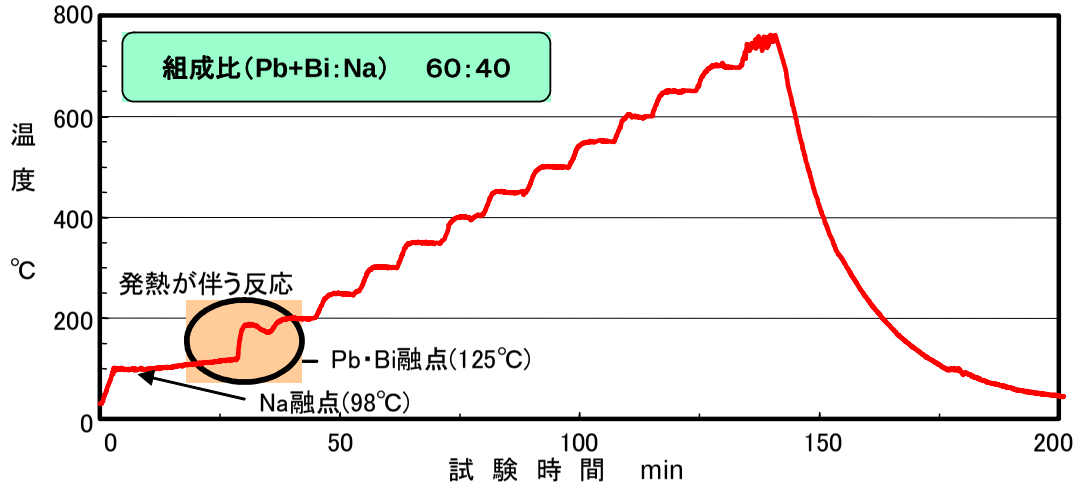


図 2.5.3.12 鉛ビスマスリークに係る考え方と設計および要素試験での対応方針

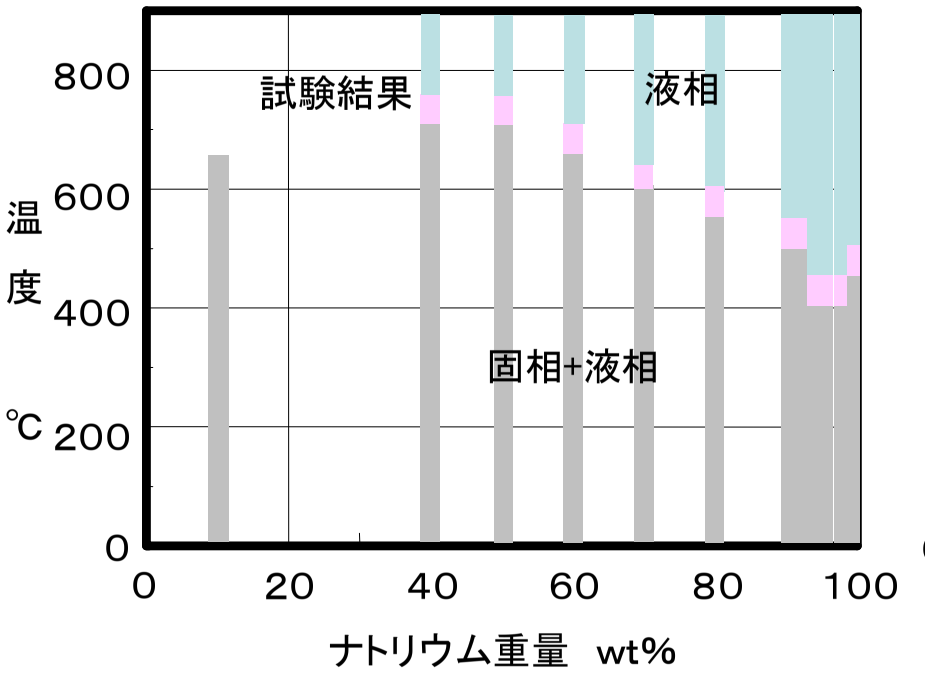


鉛ビスマス、ナトリウムの反応状況

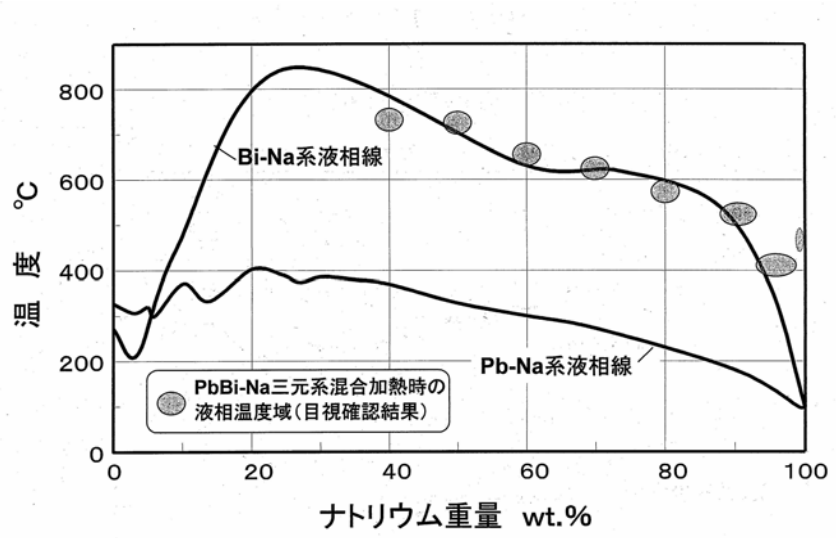


試験時の温度変化

図 2.5.3.13　　鉛ビスマス-ナトリウム物性試験結果の一例（PbBi：Na＝60%：40%）

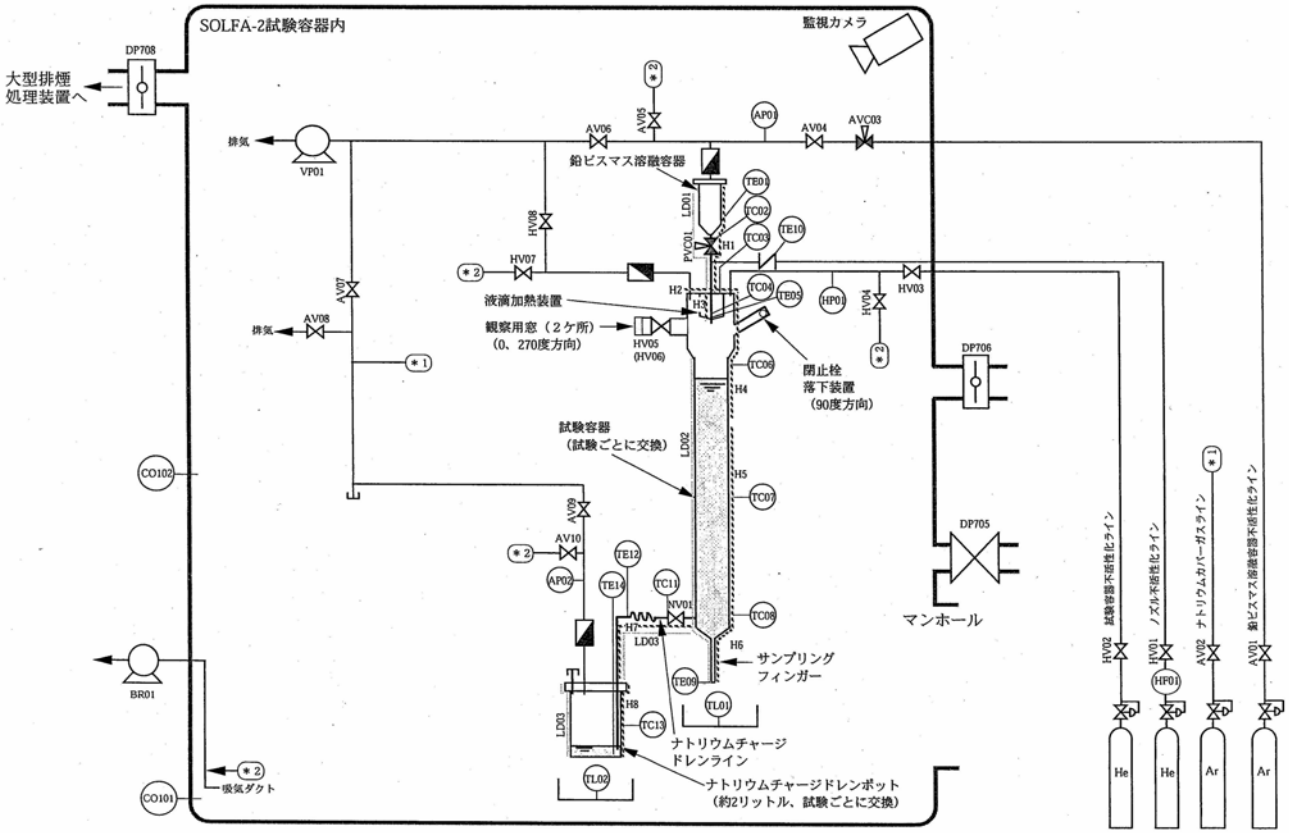


相状態の観察結果



二元系状態図と本試験での溶解温度域の比較

図 2.5.3.14　　鉛ビスマス-ナトリウム混合時における相状態の観察結果



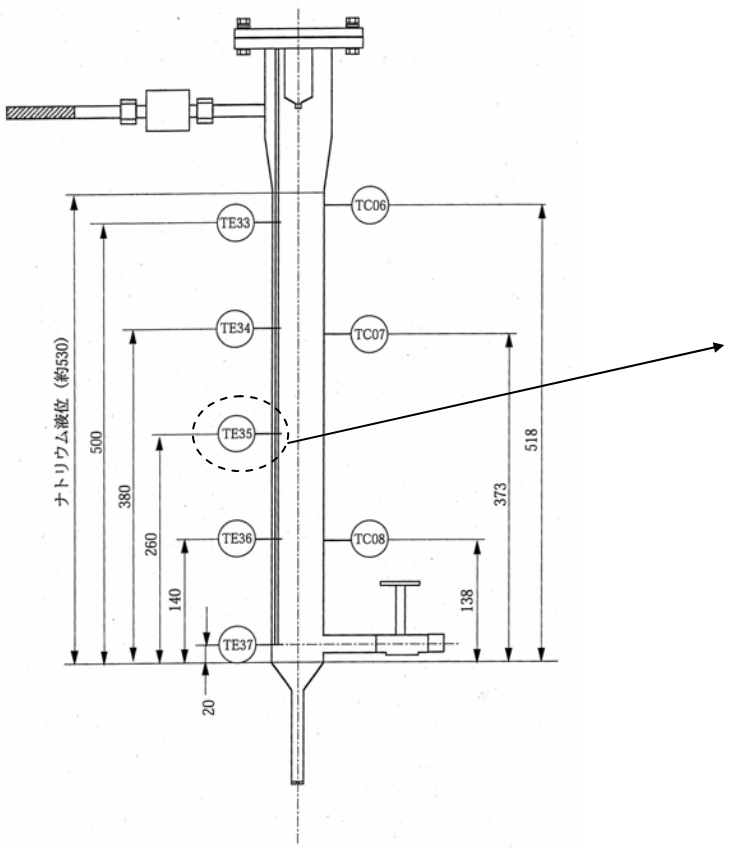
試験装置概要

試験条件

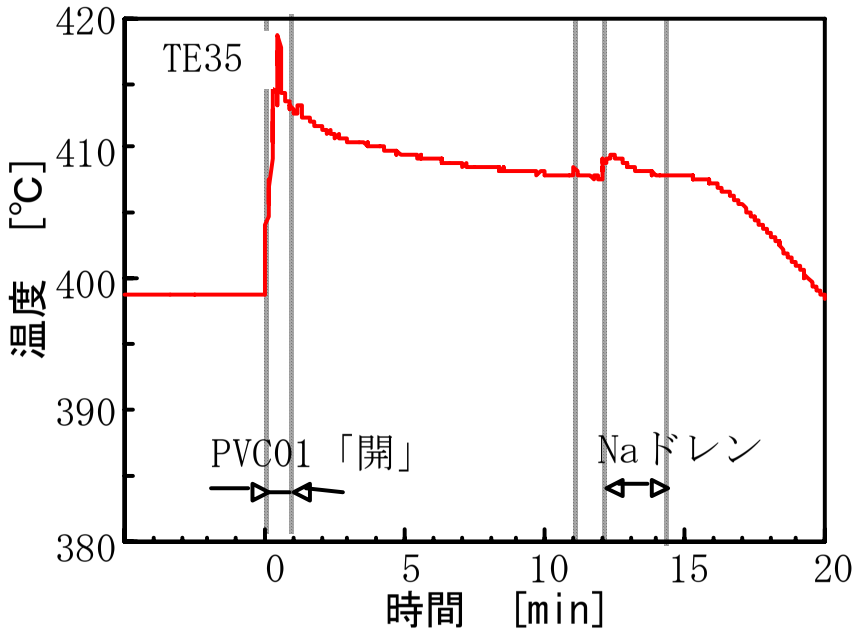
項目		内容
試験温度	ナトリウム	400℃
	鉛ビスマス	400℃
インベントリ	ナトリウム	1.1kg
	鉛ビスマス	40g[1)]
鉛ビスマス液滴径		約1～2mm[2)]
試験容器雰囲気		ヘリウムガス

注1)ナトリウム中鉛ビスマス濃度は約3.5wt.%
注2)内径φ4.35mm、φ0.5mmのオリフィス付きノズルを使用

図 2.5.3.15　鉛ビスマス移行挙動試験　試験条件および試験装置概要

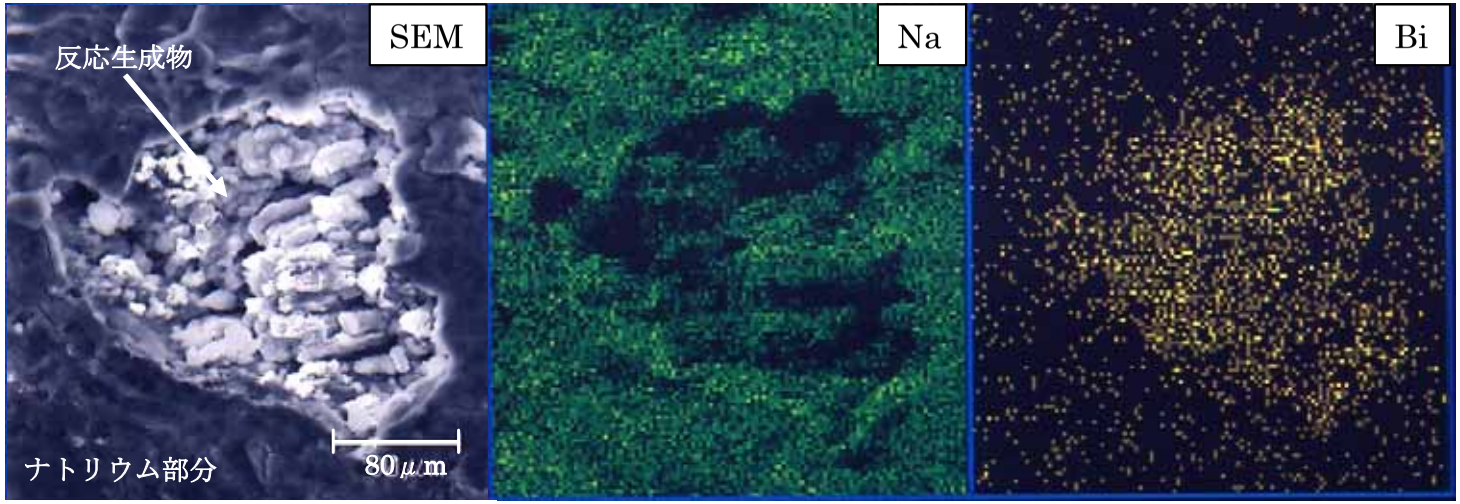


試験容器の温度測定位置

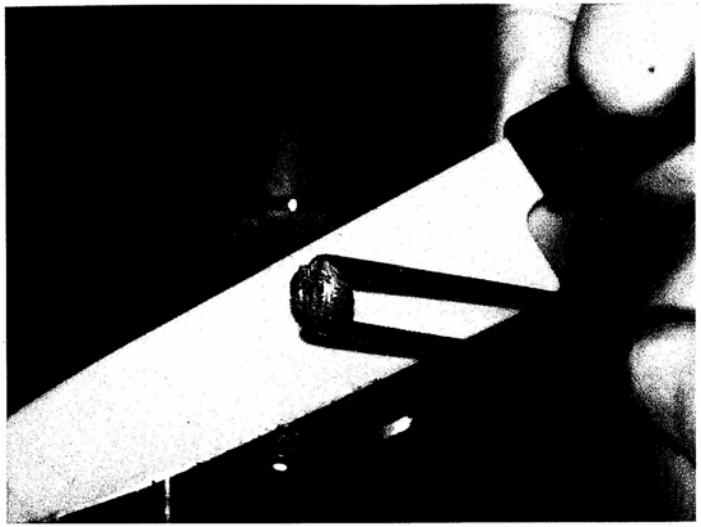


試験容器中段位置の温度挙動

図 2.5.3.16　鉛ビスマス移行挙動試験　試験容器中段での温度挙動例



堆積物の SEM 写真



サンプリングフィンガーから回収したナトリウム中の黒い粒

図 2.5.3.17　鉛ビスマス移行挙動試験　サンプリングフィンガー内の堆積物の観察結果

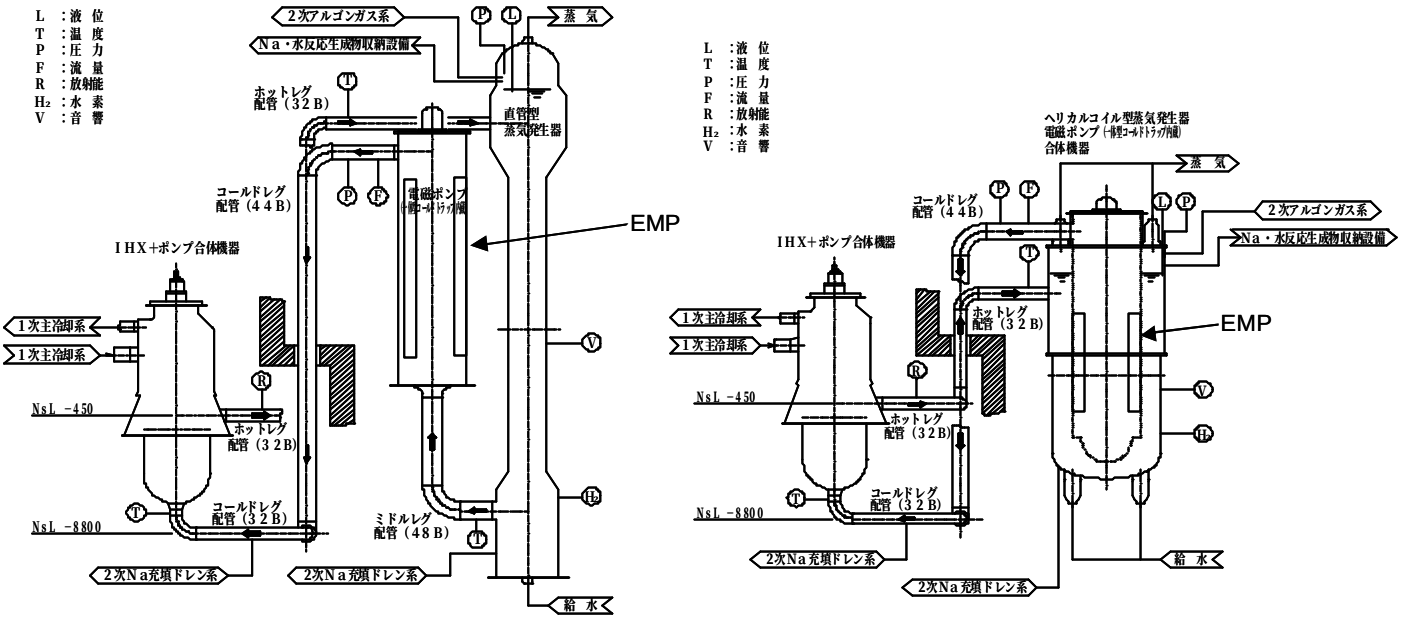


図 2.5.3.18　　電磁ポンプを適用した２次系概念

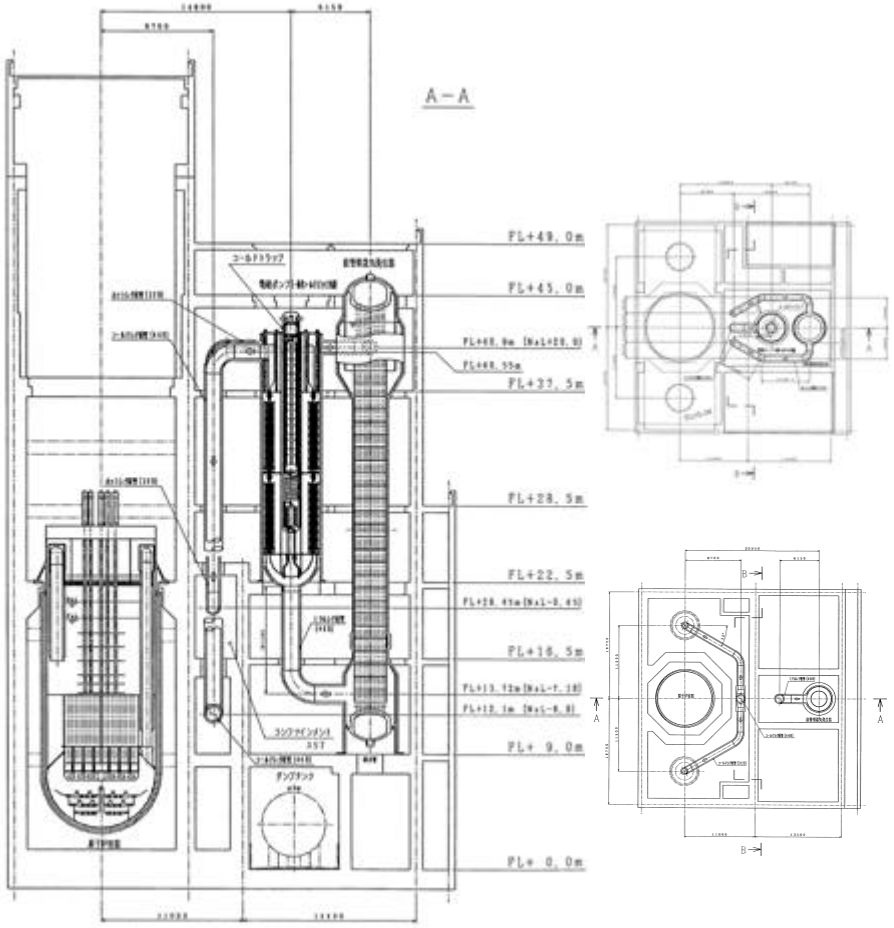


図 2.5.3.19　　システム１配置図

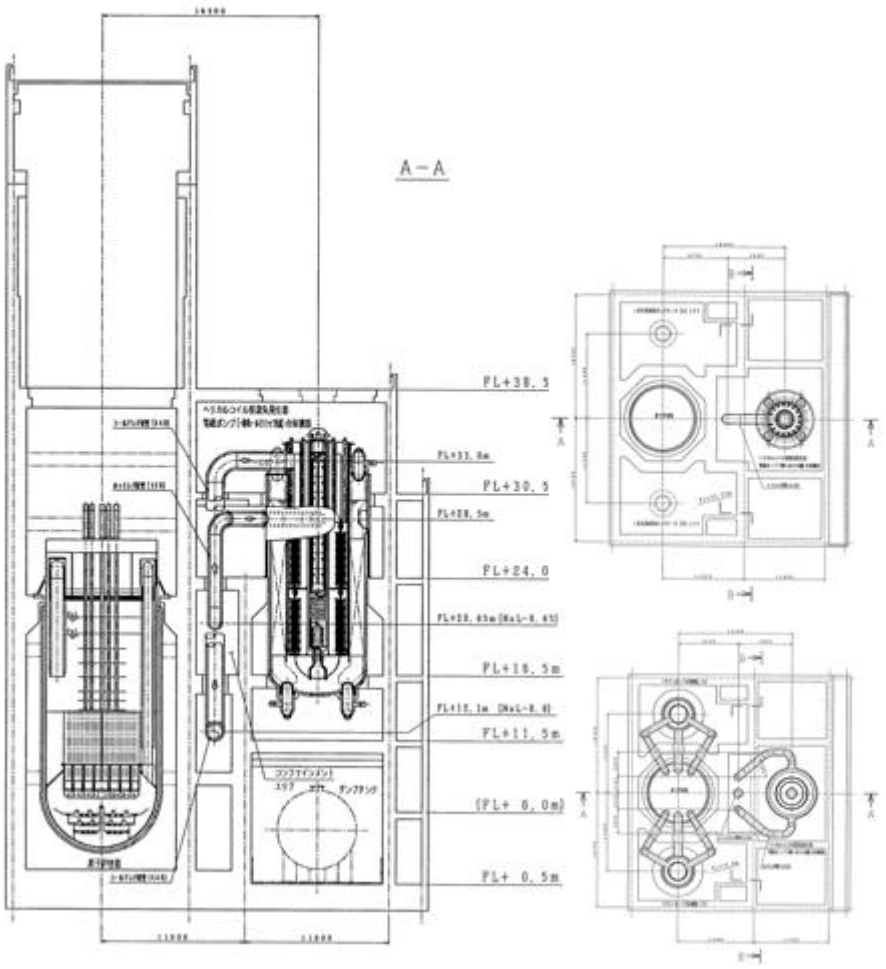


図 2.5.3.20　　システム２配置図

3. 鉛ビスマス冷却炉

3.1 鉛ビスマス冷却炉の概念の構築

3.1.1 鉛ビスマス冷却炉の持つ優れた性能とその追求

3.1.1.1 鉛ビスマス冷却炉の一般的特性

(1) 炉心燃料設計[1]

鉛および鉛ビスマスとナトリウムとの物性値を表 3.1.1.1 に比較して示す。鉛ビスマスは、ナトリウムと同等の融点であるが、沸点は 1670℃でナトリウム（約 880℃）より高く、冷却材が沸騰して、正の反応度が投入されるような事象に耐性があるという特徴がある。一方、炉心設計の観点から比熱、密度、熱伝導度、粘性がナトリウムより劣るため、ナトリウム冷却炉と同一除熱量、同一被覆管最高温度を仮定すると必要流量は多く、バンドル圧損は大きくなり、膜温度上昇も高くなる傾向がある。このため、ナトリウム冷却炉と同一バンドル圧損を設定すると、冷却材体積比を大きく、結果として燃料体積比を小さくする必要がある。

以下では、鉛ビスマスと同等の物性値を持つ鉛を冷却材とした炉心とナトリウムを冷却材とした炉心の設計例を比較する。

表 3.1.1.2 に鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の設計例における熱特性を比較して示す。鉛冷却炉はナトリウム冷却炉に比べて同一除熱量の条件下では必要流量が約 1 桁多くなっていることが分かる。

表 3.1.1.3 に鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の設計例における燃料仕様例（同一バンドル圧損）を示すが、鉛冷却炉は、ナトリウム冷却炉と比較し、P/D（燃料ピンピッチ／燃料ピン径）が大きく、集合体が大きくなり、燃焼体積比が小さくなっている。

この燃料仕様（酸化物燃料）に基づき、図 3.1.1.1 に示す炉心配置の両炉心の核特性を評価した結果を表 3.1.1.4 に示す。鉛冷却炉の方が炉心等価直径は大きく、燃料体積比が小さいため、Pu 富化度が高く、増殖比は小さくなり、燃焼反応度および、原子炉倍増時間が大きくなっている。また、鉛の減速能が小さく中性子スペクトルが硬い（図 3.1.1.1 参照）ため、冷却材体積比の増加にも関わらず高速中性子照射量（高速フルエンス）が増加している。

以上の結果、鉛ビスマスを冷却材として高速増殖炉に使用する場合には、その炉心性能はナトリウム冷却炉を凌駕することは難しいと考えられる。

なお、フェーズⅠ初期では、重金属冷却材として鉛を用い、ロシアでの先行設計例にて重金属冷却炉の特性把握を実施した。しかし、鉛は高融点（327℃）であり、凍結対策、高温センサーの開発、熱交換機の伝熱面積などにおいて不利な点があるため、フェーズⅠ後半およびフェーズⅡの検討ではナトリウムと同等の融点である鉛ビスマス(融点：125℃)を冷却材として選定して検討を進めた。

(2) プラント設計
鉛ビスマス冷却材の特性をナトリウムと比較して表 3.1.1.5 に示す。表から原子炉設計における留意点を以下のとおり摘出する。
(i) 冷却材重量
表 3.1.1.1 から密度がナトリウム比で 12 倍あり、その結果原子炉システムの重量も 10 倍以上となる。薄肉構造で構成する高温構造においては 10 倍以上の質量は設計に大きく影響することが考えられ、特に耐震性の観点で注意して構造設計を行う必要がある。
(ii) 冷却材流速
ナトリウム炉では冷却系システムコンパクト化を狙い 10m/s 程度の配管内流速をターゲットとしているが、鉛ビスマス冷却材ではエロージョン防止のために 2m/s 程度の流速に制限されるため、流路面積を広くとる設計が求められる。
(iii) 沸点
ナトリウムと同様に低圧でシステムを構成可能である。更に、沸点は 1670℃と構造材や被覆管材料の融点に比較しても高く、安全論理の上で冷却材沸騰によるボイド反応度挿入を考慮しなくてよい。
(iv) 自然循環熱輸送
表 3.1.1.1 よりナトリウムに比較して自然循環熱輸送容量はやや低いものの、低圧システムの特徴である自然循環除熱を活用可能であると考えられる。
(v) 水、空気との反応性
反応性は低く、水及び空気との接触は事象を拡大しないと考えられる。その結果、水との反応性が低いという観点では 2 次系を削除し、蒸気発生器を 1 次系に設置できる可能性がある。
(vi) 冷却材放射化
本件については別途 3.1.2.3 項で詳述する。
(vii) 構造材料腐食性
本件については別途 3.1.2.1 項で詳述する。
(viii) 資源量
ビスマスの地球上の資源量としてはナトリウムと比較すると少なく、コストも 3.2 倍程度になると予測している。しかしながら、原子炉では繰り返して利用可能であり、原子炉での利用の障害にはならないと考える。

3.1.1.2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開

(1)　炉心燃料設計

(ⅰ)　フェーズⅠ成果の概要[1]

(a)　鉛ビスマス冷却炉の燃料

鉛（鉛ビスマス）冷却炉での燃料を選定する上で、窒化物燃料、酸化物燃料を比較するため、冷却材および燃料形態の違いによる実効増倍率への影響を評価した。表 3.1.1.6 にその評価結果（Pu 富化度 14wt%一定条件）を示す。冷却材の相違の効果として、窒化物燃料を装荷した場合には鉛冷却炉はナトリウム冷却炉より高い実効増倍率を示し、燃料形態の相違の効果として、鉛冷却炉は、窒化物燃料を装荷すると酸化物燃料より 12.6%Δk/kk'大きな実効増倍率を示す結果が得られた。

この結果が示すように、鉛（鉛ビスマス）冷却炉の性能を引き出すには、燃料は窒化物燃料が非常に有効であり、ロシアでの先行設計例でも用いられていることから本研究の装荷燃料として窒化物燃料を選定した。

(b)　鉛ビスマス冷却炉の冷却材駆動方式

先行設計例では冷却材の比重が高く温度差がある場合の比重差が比較的大きいことを生かし自然循環による冷却方式を採用したものがある。フェーズⅠでは強制循環冷却と自然循環冷却方式を比較してその特徴とその相違を把握するとともに、プラント物量の観点から経済性に優れると考えられる冷却方式について炉心・燃料の詳細解析を実施し、鉛ビスマス冷却炉の代表的な概念としての特徴を評価した。

冷却材駆動方式選定のための炉心仕様サーベイ条件を表 3.1.1.7 に示す。選定の対象としたのは、以下の 3 方式である。

・強制循環冷却方式
・自然循環冷却方式
・リフトポンプ方式（強制的に駆動させる手段を気泡により行う）

検討条件としては、以下を設定した。

・良い炉心特性を引き出す可能性が大きい窒化物燃料とすること。
・腐食が大きいこと、腐食量の不確かさが大きいことを考慮して、被覆管最高温度を 650℃以下、燃料寿命を 11.5 年以下とすること。

なお、自然循環冷却方式に関しては、燃料寿命 15 年を許容した場合も検討した。

検討の結果を表 3.1.1.8 に示すが、燃料体積比が大きく、熱伝達率がよい強制循環冷却方式が炉心特性では最も優れているが、プラント側にて検討した NSSS 物量を比較すると、自然循環方式（燃料寿命を 15 年としたケース）が最も小さくなった。そこで、フェーズⅠでは経済性を重視して、NSSS 物量が最小で炉心性能の成立の見通しがある自然循環冷却方式を選定した。

(c) 鉛ビスマス冷却炉のフェーズⅠでの設定炉心

フェーズⅠにおける重金属冷却炉の検討においては、重金属炉設計に関する知見が乏しいため、ロシアでの研究実験などの先行例を調査し、プラント側検討による結果を参考にして、最適な電気出力 400MWe（熱出力 1053MWt）を設定して自然循環冷却方式の窒化物燃料炉心を主体に検討した。

フェーズⅠで設定した炉心の主要目を表 3.1.1.9 に、炉心配置図（2 領域均質炉心）を図 3.1.1.2 に、燃料軸方向概略図を図 3.1.1.3 に示す。

炉心は、炉心出口温度を可能な限り高くしつつ、被覆管最高温度 650℃を満足するように 67W/cm まで炉心部平均線出力を下げた。本設計では、装荷燃料集合体数は 426 体（炉心等価直径約 4.9m）であり、大型ナトリウム冷却炉並の体数となっている。炉心高さは低炉心圧損を実現する為に 70 ㎝と低く、直径 6.8 ㎜の細径ピンで、P/D を 1.48 と大きい仕様とした。また、燃料寿命は 15.8 年（10 バッチ、19 ヶ月運転）と長期化して炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を達成した。増殖比は 1.2 を達成しているが、ブランケット重金属装荷量は炉心の 2.5 倍以上である。また、Pu-fis 装荷量（電気出力 1GWe あたりの核分裂性 Pu 装荷量）が約 12.7t/GWe と大きく、FBR 導入シナリオの観点からも不利な結果となった。

なお、フェーズⅠでは自然循環冷却方式の炉心（以下、自然循環炉心と略記）を主体に検討を実施したが、フェーズⅡにおいては、強制循環冷却方式の炉心（以下、強制循環炉心と略記）の検討も実施して、より詳細に両者を比較する。

（ii） フェーズⅡ検討の展開

フェーズⅡの検討の展開の流れを図 3.1.1.4 に示す。

フェーズⅡにおいては、重金属装荷量および Pu-fis 装荷量を低減し、燃料サイクルコストを低減するとともに、導入シナリオに対する適応性を確保するような検討を実施し、より魅力ある鉛ビスマス冷却炉を提示する。なお、フェーズⅠにおいては、鉛ビスマス冷却中型炉の最適冷却方式は自然循環であるとしたが、良好な炉心特性を引き出し得る強制循環炉心も検討し、自然循環炉心と炉心特性、安全特性、プラントの経済性などを比較し、鉛ビスマス冷却炉として最適な冷却材駆動方式の評価を実施する。

次に、LLFP 核変換の検討においては、強制循環冷却方式および自然循環冷却方式を基に、LLFP 集合体を炉心周辺領域に装荷した炉心について、LLFP 集合体の健全性や熱特性の観点を踏まえた設計検討を行う。

更に、鉛ビスマス冷却炉の多様性・柔軟性の検討として、下記の項目を検討し、鉛ビスマス冷却炉の特徴を把握するとともに、FBR の炉型候補選定にあたり必要となるデータを整備する。

・酸化物燃料および金属燃料炉心

・低除染燃料の適用性

また、鉛ビスマス中の被覆管材料の腐食試験の結果から、現状の制限である被覆管最高温度 650℃を 570℃程度まで下げて設計する必要の可能性が出てきた。そこで、被覆管温度制限を現状の 650℃から 570℃へ変更した場合について予備検討を実施する。

(2) フェーズⅠでのプラント概念の絞り込み
高速炉実用化戦略調査研究ではフェーズⅠ及びフェーズⅡ研究で重金属冷却炉の既往研究を調査するとともに、種々のプラントシステムについて設計研究を実施した。設計研究では、原子炉システムコンセプト検討、機器概念検討、設計成立性評価、をそれぞれ実施し有望な原子炉コンセプト絞り込みに向けプラント設計の知見を蓄積した。
それらの調査研究の結果、図 3.1.1.5 に示すとおりの検討対象概念の絞り込みを行った。概念絞り込みの際の要目について以下に述べる。
(i) ループ型またはタンク型炉型の選択
ループ型炉とタンク型炉を比較し選択する際の因子である。ループ型炉では原子炉容器と熱交換器及びポンプの間に配管を必要とする。配管設計では熱膨張の吸収、配管サポート及びコンパクトな機器配置を満たすことが設計の要件となる。重金属冷却材は密度が高いため配管荷重が大きいことと、構造材料腐食性を持つため腐食抑制のための表面酸化皮膜を健全に保つ設計対応が必要なことが冷却材特有の課題である。これらの重金属冷却材特有の課題を解決する設計は困難であると考え、タンク型炉型を選択した。
(ii) 大型タンクまたは中小型タンクの選択
大型タンク型炉では冷却材重量により鋼製の独立したタンクは成立性が無いため、大型ポンド型タンク型炉または独立鋼製タンクによる中小型炉の選択となる。容器の物量を評価し比較した結果、大型ポンド型タンク型炉は物量が過大で建設コスト目標を満たす可能性が無いことを確認した。そこで、建設コスト目標を達成可能な中型タンク型炉とし、経済性向上のためにモジュール形式を選択した。
(iii) 鉛冷却材または鉛ビスマス冷却材の選択
鉛と鉛ビスマス冷却材の比較については 3.1.1.1 項に詳述したが、原子炉停止状態でのプラント温度がその融点を考慮して、鉛冷却炉では 400℃、鉛ビスマス冷却炉では 200℃程度が想定される。400℃条件でのプラントメンテナンスはISI機器及び方法の開発において大きな障害になると考え鉛ビスマス冷却材を選択した。

これらの検討の結果、「鉛ビスマス冷却タンク型中型モジュール炉」を基本要件としてフェーズ II の検討に臨んだ。

3.1.1.3 炉心性能の追求

(1) 設計方針・目標

(ｉ) 安全性

原子炉停止系の受動的な炉停止機能としてSASSの設置を考慮した炉心とする。

炉心損傷事象の起因過程における即発臨界回避については、ボイド反応度が 10＄程度以下を目安として設計する。なお現状では、再臨界回避方策は安全性基礎データがないため検討しないが、今後は安全性基礎データを蓄積していく。

(ii) 経済性

燃料費削減の観点から先進燃料サイクルへの適合性を考慮し、高燃焼度化を指向して設計を進める。

具体的な設計目標を以下に示す。

・炉心取出平均燃焼度　：150GWd/t 程度
・全炉心取出平均燃焼度：60GWd/t 程度以上
・運転サイクル長さ　　：18 ヶ月程度以上

なお、高い増殖性能（増殖比 1.1～1.2）が要求される FBR 導入期での投入を想定した炉心概念と、増殖性能に対する要求が緩和される FBR 平衡期での適用を想定し、ブランケット燃料も含めた全炉心平均燃焼度を高めて経済性を向上した炉心概念（ブランケット燃料の削減）を対象として検討を進める。

また、炉心材料は ODS 鋼および PNC-FMS 鋼と更なる高性能材料の適用を前提として設計する。前者の場合には、ODS 鋼および PNC-FMS 鋼の開発目標である高速中性子照射量の制限（5×10^{23} n/cm^2 程度）を満足してできる限り高燃焼度化を目標とする。後者の場合には、高性能材料の開発を前提条件として、高速中性子照射量の制限を課さずに炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を目標とする。

(iii) 環境負荷低減

(a) TRU 燃焼

低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計する。

燃料組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、LWR 使用済燃料組成（2 種類）について燃焼特性および炉特性への影響を検討する。

(b) LLFP 核変換による放射能低減

他の基幹電源候補炉心と同様に、^{129}I および ^{99}Tc を核変換の対象核種として、その実施可能性を検討する。この場合、元素分離を適用したマルチリサイクルによって、廃棄物となる LLFP を低減するシナリオを想定する。自己生成分の LLFP を変換すること、および LLFP 集合体取り出し時に 30%の変換率を達成することを目標として、LLFP 核変換対応能力を検討する。

(iv) 資源の有効利用

(a) 増殖性能

導入シナリオの検討結果に基づき下記の増殖性能を目標として設計する。

1) 導入期炉心

・増殖比 : 1.1～1.2 程度

2) 平衡期炉心

・増殖比 : 1.04 程度

なお、増殖性能評価は低除染・TRU 燃料の使用を前提とする。

また、LLFP 核変換を行う場合のサイクル・ロスを除いた増殖比の目標を 1.0 以上として設計する。

(b) TRU 燃焼

MA 核種を混入した低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計する。

燃料組成は高速炉多重リサイクルを基本とし、LWR 使用済燃料組成（2 種類）について燃焼特性および炉特性への影響を検討する。

(v) 核拡散抵抗性

低除染･TRU 燃料の使用を前提として設計する。

(2)設計条件

主要な炉心設計条件を表 3.1.1.10 に示す。以下に各項目について簡単に説明する。

(i) プラント仕様

フェーズⅠの重金属冷却中型炉の検討方針は、モジュール炉で S-PRISM(400MWe)、ロシア BREST(300MWe)を経済性と安全性などの観点から凌駕することであったが、フェーズⅡでは、フェーズⅠの検討結果を受け、経済性向上のためスケールアップ効果を追求して、以下の検討条件で炉心設計を実施した。

・炉出力

自然循環冷却方式：550MWe

強制循環冷却方式：750MWe（自然循環方式と同等の炉容器に収まる最大出力）

・炉心出入口温度

炉心特性、経済性を考慮して下記のように設定する。

自然循環冷却方式：出口 465℃/入口 285℃

（炉容器軸長短縮のため出入口温度差を出来るだけ大きくする）

強制循環冷却方式：出口 520℃/入口 352℃

（BREST 並を目安（出口 540℃/入口 420℃））

(ii) 炉心・燃料基本仕様

・燃料形態：窒化物
・炉心材料：ODS 鋼または PNC-FMS 鋼と更なる高性能材料
・燃料組成：FBR 多重リサイクル　TRU+随伴 FP

(iii)　制限条件

・燃料健全性：被覆管最高温度 650℃以下（570℃以下で予備検討)、
通常運転時の損傷寿命分数和（CDF）0.5 以下
なお、高速中性子照射量（E>0.1MeV）は炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t 程度の達成を目指す場合には制限を設けないが、照射量制限を設ける場合には 5×10^{23}n/cm^2 以下とする。
・冷却材流速：2m/s 以下
・増殖比：導入期 1.1～1.2 程度、平衡期 1.04 程度
・炉心部取出平均燃焼度：150GWd/t 程度
・ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度：60GWd/t 程度以上
・運転サイクル長さ：18 ヶ月程度以上

なお、冷却材ボイド反応度は 10$程度以下を目安とした。

(3)　設計結果

(ｉ)　炉心概念の検討

炉心型式は均質 2 領域炉心とし、冷却材駆動方式は、自然循環・強制循環の 2 方式を比較検討した。また、増殖性能については、高増殖が要求される FBR 導入期と、維持増殖を可能とする FBR 平衡期向けの炉心を検討した。

(ii)　炉心の構築

中性子照射に対する燃料健全性を確保するには、DDI（ダクト（ラッパ管）間相互作用）の回避と、BDI（高速中性子照射によるラッパ管および燃料ピンの膨れなどにより生ずるバンドル（燃料ピン束）－ダクト（ラッパ管）間相互作用）量を制限以内にする必要がある。

図 3.1.1.6 は、高速中性子照射量（E>0.1MeV）5×10^{23}n/cm^2 を考慮した場合のラッパ管肉厚と「ラッパ管肉厚×2＋ラッパ管膨れ量」の関係を示している。

DDI を回避するには、ラッパ管同士の中心間の距離を「ラッパ管内対面距離＋ラッパ管肉厚×2＋ラッパ管膨れ量」とする必要がある。燃料体積比を高くする観点からは、この距離が小さくなるような設計が望ましい。ラッパ管内対面距離を一定とした場合、ラッパ管同士の中心間の距離を小さくするには、「ラッパ管肉厚×2＋ラッパ管膨れ量」を小さくすればよい。ラッパ管が厚くなると膨れ量は減少するため、この値は極小値を持つ。そのときのラッパ管肉厚を設計に用いる。

ラッパ管肉厚を決めたとき、熱膨張および集合体変位によりラッパ管の外

壁が 1mm 移動すると考えて、DDI 回避のために「ラッパ管膨れ量＋1mm」を集合体間ギャップとして設計を行う。

図 3.1.1.6 より、高速中性子照射量（E>0.1MeV）5×10^{23}n/cm^2 を考慮した場合の強制循環炉心でのラッパ管肉厚は 5mm とし、集合体間ギャップは 4.5mm とする。同様に、自然循環炉心でのラッパ管肉厚は 3mm とし、集合体間ギャップは 4mm とする。

(a)　強制循環冷却方式

基準炉心として、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t 程度の高燃焼度炉心（導入期炉心および平衡期炉心）を 1)項で検討した。高燃焼度炉心は後述のように、高速中性子照射量制限（5×10^{23}n/cm^2 以下）を超えるため、照射量制限を満足する炉心について 2)項で検討した。

また、鉛ビスマス冷却炉に装荷する燃料形態としては、窒化物燃料を選定しているが、MOX および金属燃料を用いた時の影響を 3)項で評価した。さらに、低除染燃料の適用性の検討として、軽水炉使用済燃料の TRU 組成を用いた場合の炉心特性へ影響を 4)項で評価した。

一方、最近の鉛ビスマス中の被覆管材料の腐食試験の結果から、現状の制限である被覆管最高温度 650℃を 570℃程度まで下げて設計する必要の可能性が出てきた。そこで、被覆管温度制限を現状の 650℃から 570℃へ変更した場合について 5)項で概略評価した。

さらに、窒化物燃料を用いた場合について LLFP 核変換炉心を 6)項で検討した。

1)　高燃焼度炉心（窒化物燃料）*

フェーズⅠの検討結果を受け、自然循環炉心以上の炉心性能を目標に強制循環炉心を設定した。

炉心出力は、(2)設計条件の項にて記述したが、自然循環炉心と同等の炉容器に収まる範囲で最大出力を目指した。なお、FBR 導入初期を考慮して、Pu-fis 装荷量：7～8t/GWe を設計条件に追加した。

炉心仕様選定においては、安全性向上を主眼において、ドップラ係数をあまり変化させず、冷却材温度係数を改善するため下記の仕様を検討した。

○炉心高さの低減（低圧損）

炉心高さを低くすると中性子経済が悪化するので、炉心高さは、80 ㎝→70 ㎝へとの 10 ㎝短縮に抑えた。

○上部軸方向ブランケットの削除（冷却材温度係数改善）

---

*　強制循環冷却炉　窒化物燃料高燃焼度導入期炉心および窒化物燃料高燃焼度平衡期炉心は、技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：統合評価技術において、簡素化ペレット法による窒化物燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：ケース 16「資源重視型炉心」およびケース 17「経済性重視型炉心」と記載。

軸方向ブランケットを削除すると増殖比が減少するので、冷却材温度係数を改善する効果の大きい上部軸ブランケットのみを削除した。

○燃料ピン径の細径化（低圧損）

燃料ピン径を細くすると燃料体積比が減少するので、燃料ピン径：7.8 ㎜→7.3 ㎜と 0.5 ㎜の細径化に抑えた。

○炉心出口温度の低下（燃料健全性向上）

燃料健全性を考慮すると、炉心出口温度は低い方が良いが、プラント側の熱バランスから炉心出口温度を下げて、炉心出入口温度差を大きくすると SG は大きくなるが、ポンプは小さくでき、経済的に有利となる可能性があるため、炉心出口温度 540℃→520℃へ、炉心出入口温度差を 124℃→168℃へと変更した。（BREST：540℃/420℃）

本検討により得られた高燃焼度炉心の主要目（炉心・燃料仕様と核特性）を後述の照射量制限対応炉心と共に表 3.1.1.11 に、その炉心配置図を図 3.1.1.7 に示す。

炉出力は自然循環冷却方式での炉容器径と同等になる範囲の最大と設定したため、350MWe から 750MWe へと大幅に増加した。炉心出入口温度差を大きくしたこと、炉心高さを低くしたことなどにより、バンドル圧損に余裕ができ、その分を燃料体積比の増加に振り分けることができ、径方向ブランケットを装荷せずに導入期炉心では増殖比 1.15 と検討条件を満足している。平衡期炉心は、軸方向ブランケットを削減した炉心であり、維持増殖炉心（増殖比 1.04）を実現し、ブランケットを含む全炉心取出平均燃焼度は 112GWd/t と導入期炉心の 75 GWd/t を大幅に上回っている。ただし、本検討炉心は高速中性子照射量が 6.4×10^{23}n/cm^2（導入期炉心）、6.6×10^{23}n/cm^2（平衡期炉心）であり、照射量制限値（5×10^{23}n/cm^2）を越えている。これは、実績のない鉛ビスマス冷却窒化物燃料炉の実用化時期はナトリウム酸化物燃料炉と比較して遅くなると予想されるので、炉心材料の耐照射性能の向上を十分期待できるとの判断によるものである。

なお、プラントの設計検討結果を踏まえて強制循環冷却方式の高燃焼度炉心（窒化物燃料）を 2003 年中間評価用の代表炉心概念に選定した。

2）照射量制限対応炉心（窒化物燃料）の検討

本項では高燃焼度炉心をベースとして、高速中性子照射量制限を満たす照射量制限対応炉心を検討した。その主要目（炉心・燃料仕様と核特性）を高燃焼度炉心と共に表 3.1.1.11 に、その炉心配置図を図 3.1.1.7 に示す。中性子照射量を現行制限値に制約すると、炉心部取出平均燃焼度は 150GWd/t に達せず、約 130GWd/t 程度に止まることになる。

3) MOX および金属燃料炉心の検討

鉛ビスマス冷却炉の特性を引き出すには、窒化物燃料が最適であると考えられるが、その確認のため MOX および金属燃料炉心を装荷した場合を比較評価した。燃料仕様は、上記の窒化物燃料高燃焼度導入期炉心の仕様（燃料ピンは He ボンドで下部ガスプレナム方式）をベースとした。まず、同一の燃料仕様、炉心配置（図 3.1.1.7）を用いた場合の異なる燃料形態の 3 炉心の炉心特性の比較を表 3.1.1.12 に示す。増殖比については、窒化物燃料炉心（燃料スミア密度 80%）で 1.15、MOX 燃料炉心 （燃料スミア密度 82%）で 0.95、金属燃料炉心（燃料スミア密度 75%）で 1.10 となり、本条件では窒化物燃料が最も優れていることが確認できた。

MOX 燃料炉心は本炉心構成では増殖比が 1 を超えないが、3 種類の燃料形態で最も実績が多いので、炉心高さの増加、および径方向ブランケットの追加により増殖比を増加した炉心も検討した。MOX 燃料炉心の主要目（炉心・燃料仕様と核特性）を表 3.1.1.13 に、炉心構成図を図 3.1.1.8（導入期炉心）と図 3.1.1.9（平衡期炉心）に示す**。

金属燃料炉心は燃料ピンがナトリウムボンドであるため上部ガスプレナム方式となる。また窒化物燃料に比べて FP ガス放出率が高いために、ガスプレナム長がより長くなり同一圧損を確保するために燃料体積率が低くなる。このため、炉心性能は窒化物燃料炉心に比べて、上記検討結果（ガスプレナム長さを同一に設定）よりさらに劣ることになる。

4) 低除染燃料の適用性の検討

TRU 燃焼に関して、軽水炉使用済燃料をリサイクルして使用する場合、高速炉多重リサイクル想定時の組成より MA の添加割合が多くなることが予想され、その結果、炉心特性に影響を与えるものと考えられる。そこで、窒化物燃料高燃焼度導入期炉心について、軽水炉使用済燃料の代表的な再処理シナリオケースを想定し、その TRU 組成の変動による炉心特性への影響を評価することで、TRU 燃焼に関し柔軟な対応が可能であるか確認することとした。

また、軽水炉回収 TRU 燃料組成のケースとしては、「基準ケース」「代表ケース」の 2 ケースのシナリオを想定することとした。

[基準ケース]

LWR (45～49 GWd/t) から 4 年冷却後に回収した TRU 組成（MA 合計 10.4 wt.%)

$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am$

** 強制循環冷却炉 MOX 燃料導入期炉心および MOX 燃料平衡期炉心は、技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：統合評価技術において、簡素化ペレット法による MOX 燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：ケース 18「資源重視型炉心」およびケース 19「経済性重視型炉心」と記載。

/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm
= 2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 0.0 /1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0 (wt.%)

[代表ケース]

A-LWR（60 GWd/t）から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR (45～49 GWd/t) から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合（MA 合計 14.9 wt.%）

^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am /^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm
= 2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 0.0 /1.4 / 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0 (wt.%)

評価結果として、表 3.1.1.14 に 2 つのケースの軽水炉回収 TRU 組成による主要な炉心特性を FBR 多重リサイクル時の燃料組成の結果と比較して示した。ここで、各ケースの炉心ともサイクル長さ 18 ヶ月、燃焼度 150 GWd/t、増殖比 1.1～1.2 を概ね満足しており、燃料組成の影響も比較的小さいことが分かる。

以上、強制循環冷却炉の高燃焼度炉心は、想定されるいずれの軽水炉使用済燃料再処理シナリオケースの TRU 組成においても、炉心性能は設計目標を概ね達成しており、TRU の受入性に対して柔軟性を有していることが認められた。

なお、自然循環炉心でも同様の結果が得られると予想される。

5) 被覆管温度制限の変更による出入口温度への影響

鉛ビスマス中の被覆管材料の腐食試験の結果から、現状の制限である被覆管最高温度 650℃を 570℃程度まで下げて設計する必要がある可能性が出てきた。そこで、被覆管温度制限を現状の 650℃から 570℃へ変更した場合について、炉心入口温度が 285℃以上であることを目安とした予備検討を実施した。検討は、強制循環炉と自然循環炉の高燃焼度炉心の燃料仕様をベースとし、腐食評価式には現設計評価式を用いた。

主要な検討条件を以下に示す。

以下、自然循環炉心を（NC)、強制循環炉心を（FC）と略記する。

- 熱出力： 1450MWt(NC),1875MWt(FC)
- バンドル部圧損：0.015MPa(NC),0.23MPa(FC)
- 炉心部取出平均燃焼度：150GWd/t （NC,FC)
- 炉心高さ：70 ㎝ （NC,FC)
- 被覆管最高温度：570℃以下
- 炉心入口温度：285℃以上
- 被覆管腐食量：現設計の腐食評価式

・被覆管肉厚：現設計の肉厚評価式

肉厚＝0.025+腐食減肉量+0.26/9.5×d (mm)

（d:ピン径（mm））

ただし、肉厚評価が 350μm 以下となるので、肉厚を 350μm に固定した。

・被覆管最高温度（$Tclad^{HS}$）、炉心入口温度（Tin）評価式

$$Tclad^{HS}=Tin+\Delta T\times Fxy\times Fw\times HSF/(Wcore\times Worif\times Wred) + \Delta Tfilm\times HSF+\Delta Tclad(1/2)\times HSF$$

ここで、

ΔT：炉心出入口温度差

ΔTfilm：膜温度上昇

ΔTclad(1/2)：被覆管内温度変化の半分

HSF:工学的安全係数（1.14（NC)、1.25（FC））

Fxy:径方向出力ピーキングファクタ(1.26～1.29(NC),1.34(FC))

Fw：集合体内周辺流れ効果（1.0（NC）,1.05(FC))

Wcore：炉心部流量割合（0.96（NC）,0.93(FC))

Worif：流量配分効果（1.0（NC）,1.2（FC））

Wred：流量再配分効果（1.04～1.06（NC）,1.0(FC))

被覆管最高温度評価式から分かるように、被覆管最高温度を低下させるには、①ΔT の低減、②ΔTfilm の低減　の 2 ケースが考えられるが、①のケースは ΔT のみの変更で炉心燃料仕様への影響が小さいので、ここでは①のケースを検討する。

検討にあたっては、炉心出力とバンドル圧損（自然循環炉心では自然循環力）は一定となることを条件とした。評価手順としては、被覆管最高温度を設定し、炉心入口温度の制限目安を満たす炉心出入口温度差を求めた。炉心入口温度が低下すると蒸気発生器伝熱面積が増大し、タンク型の炉容器径が大きくなるので、過大な影響を避けるため、目安として炉心入口温度 285℃程度を下限と設定した。被覆管最高温度 570℃の設定は、鉛環境下の炉心材料腐食に関するサイクル機構とドイツの FZK にて実施している鉛ビスマス環境下の炉心材料腐食試験による最近の知見に基づくものである。

検討手順は以下の通りである。

ΔT を決める

→　バンドル流量を求める

→　バンドル部圧損が被覆管最高温度 650℃炉心と同等となる燃料仕様（燃焼ピンピッチ、集合体ピッチ）を選定する

→　被覆管最高温度 570℃となる炉心入口温度を求める。

本検討のサーベイ計算の集合体仕様を表 3.1.1.15 に示し、この集合体仕様

を基に算出した炉心冷却材温度の変化を図 3.1.1.10 と表 3.1.1.16 に示す。

本図より以下のことが分かる。

・自然循環炉心では、ΔT を 140℃程度（現設計から約 40℃の低下）へ下げると被覆管最高温度 570℃、炉心入口温度 285℃、炉心出口温度 430℃程度を実現する見通しである。ただし、ΔT を下げると自然循環力が低下するため、自然循環力を確保するためには現設計のプラント仕様を大幅に変更する必要がある。

・強制循環炉心では、ΔT を 160℃程度（現設計から約 10℃の低下）へ下げることにより、被覆管最高温度 570℃、炉心入口温度 285℃、炉心出口温度 450℃程度を実現する見通しがある。

6) LLFP 核変換炉心

a) 基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

前項 2）で仕様設定された強制循環冷却炉の照射量制限対応炉心に相当する炉心（出力 1875MWt/750MWe、燃焼度 120GWd/t 仕様）を基準炉心として、径方向遮へい体を LLFP 集合体に置き換えた LLFP 装荷炉心を設定し、その核変換特性、炉心特性及び LLFP 集合体の熱流動特性を評価した。また、鉛ビスマス強制循環冷却炉の LLFP 核変換能力について、大型ナトリウム冷却炉との比較を行った。

LLFP 化合物としては、前節のナトリウム冷却炉と同様、材料的成立性や設計検討に必要な物性値の整備状況を判断材料に、CuI、Tc（金属）を暫定した。中性子減速材には $ZrH_{1.65}$ を用いた。表 3.1.1.17 に LLFP 集合体の仕様を示す。CuI 集合体はナトリウム冷却炉での CuI 集合体の仕様を参考として、燃料集合体と同じラッパ管の中に収まるようピン径及びピンピッチを調整したものである。結果として、全ピン本数は 631 本でナトリウム冷却炉と同じとし、ピン径及びピンピッチが若干小さくなっている。必要な核変換量を得るために LLFP 装荷量を大きくする必要があり、LLFP スタック長は炉心部(70cm)＋軸ブランケット部(35cm)の計 105cm とした。

Tc 集合体については、燃料集合体と同一仕様とし、ピン本数は 331 本である。CuI 集合体及び Tc 集合体の Zr-H ピン数比率は、核変換率・量の観点から、それぞれ 20%、40%と設定した。

b) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr-H 要素の溶融、水素透過制限、及び被覆管の機械的健全性である。

Zr-H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.65 とし、減速材要素の炉内使用温度

範囲（下限 200℃）での相変化を防止するため、水素減損の制限値としてH/Zr 比の下限を 1.53 と暫定した。水素透過モデルなど、評価方法は大型ナトリウム冷却炉と同様であり、被覆管からの水素透過率は、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数の 1/10 の値を想定した[2]。

LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図 3.1.1.11、図 3.1.1.12 に示す。図中に示す「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

CuI 温度制限値	605℃
Tc 温度制限値	2170℃
Zr-H 温度制限値	900℃（相安定性の観点）
被覆管温度制限値	650℃
集合体出口温度差制限値	120℃（隣接集合体との出口温度差）
内圧制限値	11.8MPa(120atm)

CuI 集合体の総発熱量は 92kW であり、CuI の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。

Tc 集合体の総発熱量は 101kW であり、被覆管最高温度が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を決めるので、熱的成立性の見込める流量範囲内である 14kg/sec の流量を供給することにより、滞在期間を 60 年としても水素透過制限を満足できる見通しを得た。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算によって行った。群定数セットとして JENDL-3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000 を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 3.1.1.18 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性の評価結果を示す。本炉心の増殖比は 1.16 であり、元々径方向ブランケットを持たない本炉心は、LLFP 装荷時にも高い増殖比が得られた。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ドップラ係数やボイド反応度は僅かながら改善した。

c) LLFP 核変換特性

CuI 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向遮へい体領域の第一層目及びその外側の第二層目に装荷し、CuI ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体につい

ては、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、CuI 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 3.1.1.19 にまとめた。鉛ビスマス強制循環冷却炉では、70 体の CuI 集合体を 11 サイクル（約 17 年）装荷することにより取出変換率約 10%を達し、Tc 集合体については 55 体、22 サイクル（約 33 年）装荷で変換率約 15%となる結果を得た。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 480kg/GWt、^{99}Tc で約 1870kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉に比べてやや多くの装荷量が必要である。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は CuI 集合体で 13.0kg/sec、Tc 集合体で 14.5kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 1.1%、1.0%と、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉の 1.1%、1.3%とほぼ同程度の値となった。

(b)　自然循環冷却方式

1)　高燃焼度炉心（窒化物燃料）

フェーズⅠの検討結果を受け、炉心性能向上を目標に炉心燃料仕様を設定した。検討は、出力増加による建設コストの低減と、燃料仕様を見直すことにより燃料体積比を増加させ、重金属装荷量を低減させ、ブランケットを含めた取出平均燃焼度の増加と、FBR 導入期での適用を考慮し、Pu-fis 装荷量を低減させる方向で実施した。主な検討の方向を下記にまとめる。

- 炉心熱出力を 1053MWt→1450 MWt と増加させ、建設コスト低減を図る。
- 炉心槽を 12Cr 鋼から 9Cr-1 鋼へ変更し、B_4C 遮へい体を削除し、炉心外接円形を小さくする為に炉心の円形化を図る。（同一炉容器にて出力の増加）
- 炉心出口温度を 492℃→465℃へ低下させても熱効率は同じである（プラント側の検討）。このことにより、被覆管最高温度制限に対する余裕が増加し、線出力増加が図れる。
- 炉心性能向上の観点からバンドル圧損の 0.01MPa→0.015MPa への増加を許容する。このことにより、P/D を小さくでき燃料体積比が増加し、熱除去特性を向上して線出力を増加できる。
- 自然循環冷却方式およびグリッドスペーサに配慮し、工学的安全係数を見直す。なお、自然循環冷却方式のため、オリフィス公差による流量配分誤差は考慮しない、グリッドスペーサ採用によりワイヤコンタクト効果は考慮しないなどにより、工学的安全係数

は若干小さく設定できるので、被覆管最高温度制限に対し余裕が増加し、線出力増加が図れる。

本検討により得られた自然循環冷却方式の高燃焼度炉心の主要目（炉心・燃料仕様と核特性）を照射量制限対応炉心と共に表 3.1.1.20 に、炉心配置図を図 3.1.1.13 に示す。

本炉心は高速中性子照射量が 5.7×10^{23}n/cm^2（導入期炉心）、5.9×10^{23}n/cm^2（平衡期炉心）であり、制限値（5×10^{23}n/cm^2）をやや越えている。そこで、以下では本炉心をベースにして、高速中性子照射量制限を満足する炉心についても検討した。

2）照射量制限対応炉心（窒化物燃料）の検討

本項では高燃焼度炉心をベースとして、高速中性子照射量制限を満たす自然循環冷却炉の照射量制限対応炉心を検討した。その主要目（炉心・燃料仕様と核特性）を高燃焼度炉心と共に表 3.1.1.20 に、炉心配置図（高燃焼度炉心と同一）を図 3.1.1.13 に示す。中性子照射量を現行制限値に制約しても、炉心部取出平均燃焼度は 150GWd/t に近い値を達成できる。

3) LLFP 核変換炉心

a)　基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

前項 2）で仕様設定された自然循環冷却炉の照射量制限炉心に相当する炉心（1450MWt/550MWe、燃焼度 120GWd/t 仕様）を基準炉心として、径方向遮へい体を LLFP 集合体に置き換えた LLFP 装荷炉心を設定し、その核変換特性、炉心特性及び LLFP 集合体の熱流動特性を評価した。また、鉛ビスマス強制循環冷却炉の LLFP 核変換能力について、大型ナトリウム冷却炉との比較を行った。

LLFP 化合物としては、鉛ビスマス強制循環冷却炉と同様、材料的成立性や設計検討に必要な物性値の整備状況を判断材料に、CuI、Tc（金属）を暫定した。中性子減速材には $ZrH_{1.65}$ を用いた。表 3.1.1.21 に LLFP 集合体の仕様を示す。

CuI 集合体はナトリウム冷却炉での CuI 集合体の仕様（細径ピン）を参考として、P/D が燃料集合体と同じとなるようにピンピッチを調整したものである。Tc 集合体については、燃料集合体と同一仕様であり、ピン本数は 271 本とした。LLFP 集合体中の Zr-H ピン数比率はナトリウム冷却炉と同じとした。LLFP スタック長は炉心高さと同じ 70cm とした。

CuI 集合体及び Tc 集合体の Zr-H ピン数比率は、核変換率・量の観点から、それぞれ 60%、48%と設定した。

b) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr-H 要素の溶融、水素透過制限、及び被覆管の機械的健全性である。
Zr-H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.65 とし、減速材要素の炉内使用温度範囲（下限 200℃）での相変化を防止するため、水素減損の制限値として H/Zr 比の下限を 1.53 と暫定した。水素透過モデルなど、評価方法は大型ナトリウム冷却炉と同様であり、被覆管からの水素透過率は、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数の 1/10 の値を想定した。
LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図 3.1.1.14、図 3.1.1.15 に示す。図中に記載の「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

CuI 温度制限値	605℃
Tc 温度制限値	2170℃
Zr-H 温度制限値	900℃（相安定性の観点）
被覆管温度制限値	650℃
集合体出口温度差制限値	120℃（隣接集合体との出口温度差）
内圧制限値	11.8MPa(120atm)

CuI 集合体の総発熱量は 124kW であり、CuI の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。
Tc 集合体の総発熱量は 109kW であり、被覆管最高温度が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を定め、熱的成立性の見込める流量範囲内である 12kg/sec の流量を供給することにより、滞在期間を 60 年としても水素透過制限を満足できる見通しを得た。

本炉心は自然循環炉心であるため、LLFP 集合体に対して自然循環力で十分な冷却材流量が配分されることを確認するための概略評価を行った。
集合体平均出力と LLFP 集合体出力の比から LLFP 集合体の流量再配分係数を求め、各ターゲット集合体の発熱量から集合体流量を概算した結果、いずれの集合体も平均出力集合体の流量（132kg/s）の 40%程度以上が配分される結果となり、LLFP 要素の各制限を満たす必要流量を確保できる見通しが得られた。
また一般には、炉心燃料以外の出力が低い炉心構成要素では、炉心の圧力差（下部プレナム圧-上部プレナム圧）に釣り合うような圧損が生じる流量が確保できると考えられ、LLFP 集合体を燃料集合体と同等以下の圧損に設

定することで、上記の自然循環力以上のシステム流量が期待できる。実際にLLFP 集合体への必要流量から求められる集合体圧損は、炉心圧損0.015MPa に対して充分に小さく、LLFP 集合体の必要流量は自然循環冷却炉でも十分に確保できると考えられる。なお、LLFP 集合体の具体的な配置を考慮に入れた詳細な熱流動評価による確認が今後必要である。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算によって行った。群定数セットとして JENDL-3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000 を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 3.1.1.22 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性の評価結果を示す。本炉心の増殖比は 1.16 であり、元々径方向ブランケットを持たない本炉心は、LLFP 装荷時にも高い増殖比が得られた。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ドップラ係数やボイド反応度は僅かながら改善した。

c) LLFP 核変換特性

CuI 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向遮へい体領域の第一層目及びその外側の第二層目に装荷し、CuI ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体については、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、CuI 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 3.1.1.23 にまとめた。鉛ビスマス自然循環冷却炉では、68 体の CuI 集合体を 14 サイクル（約 21 年）装荷することにより目標の取出変換率に近い約 28%を達し、Tc 集合体については 44 体、20 サイクル（約 30 年）装荷で変換率約 21%となる結果を得た。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 210kg/GWt、^{99}Tc で約 1250kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉に比べて 30%以上少ない装荷量となった。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は、CuI 集合体で 14.0kg/sec、Tc 集合体で 12.4kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 1.7%、0.9%と、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉の 1.1%、1.3%とほぼ同等の値となった。

3.1.1.4 システム性能の追求

(1) プラント設計の設計制限因子の整理と設計方針の設定
鉛ビスマス冷却材は前節で述べたとおり、同じ液体金属であるナトリウムとは異なる特性を持つため、プラント設計における設計を制限する因子がナトリウム炉とは異なる。これまでの設計研究により得られた設計制限因子とその制限因子を満たすための設計方針について、以下に整理して述べる。

(i) 燃料ピン及び構造材表面の冷却材流速

(a) 制限値及びその考え方
・構造材表面流速：2m/s
冷却材による構造材料のエロージョンを防止するための条件である。制限値の設定根拠等は次項で述べる。
・ポンプインペラ周速度：20m/s
本制限値はロシアにおける既往研究で 2000 時間程度の試験が実施された際の速度であり、暫定的に設定したものである。

(b) これまでの設計研究で得られた知見と設計の考え方
フェーズⅠ及びフェーズⅡの設計研究で得られた知見と、その知見を活かした設計の考え方を以下に述べる。

1) 自然循環炉での冷却材流速制限
一般的に構造材表面流速が最も高くなるのは炉心燃料部である。自然循環炉では定常運転時の除熱に必要な循環流量を確保するために、強制循環炉に比較して１次系一巡の圧力損失を低くする必要がある。炉心設計における炉心ピンバンドル部の圧力損失目標値として、強制循環炉では 0.2MPa 程度とするのに対して、自然循環炉では 0.01MPa 程度である。この圧力損失目標をクリアするためには炉心での冷却材流速は制限値である 2m/s を大きく下回る数値となるため、本流速制限は設計制限因子とはならない。

2) 強制循環炉での冷却材流速制限
強制循環炉ではポンプの吐出圧をある程度自由に設定することができるため、自然循環炉に比較して炉心設計の自由度が高い。そのため、より炉心性能を向上させコンパクトな炉心を設計することが可能となる。
炉心性能向上のためには、可能な限り炉心の燃料体積比を向上させることと、良好な炉心の径/高さ比をもつことが要求される。これらの要件は炉心の流動を設計するにあたっては、冷却材流路面積を減少させることになるため、冷

却材流速及び圧力損失を増大させる方向に働く。冷却材流速 2m/s が炉心設計における設計制限因子となる。

3) 強制循環炉でのポンプインペラ周速度制限
鉛ビスマスを作動流体とするポンプに関して、我が国には運転経験がほとんど無く、ナトリウムを作動流体とするポンプ設計を参考に概念検討を行った。
１次冷却系統の設計では前項の炉心冷却材流速が設計制限因子の一つであり、炉心での冷却材流速が 2m/s となる炉心を想定し、さらにポンプスタンドパイプの流速が 2m/s 以下となるポンプ概念を検討した。その結果、ポンプインペラの周速度は 10m/s となり、暫定的な制限値である 20m/s を下回った。
ポンプの設計に関してもより高速回転として制限周速度に近い設計をとることも可能であるが、スタンドパイプ内の流速が流速制限を越えること、またポンプの駆動負荷が増大し所内負荷が増大すること、のデメリットがあるため、積極的に高速回転を狙う理由は無い。
これらの検討の結果、ポンプインペラの周速度に関しては設計制限因子とならないことがわかった。

(c) 設計方針
以上の検討の結果、強制循環炉では 2m/s の構造材表面流速を炉心の熱流動設計における制限因子として考慮する。

(ii) 構造材温度
(a) 制限値及びその考え方
次項に詳述するが、鉛ビスマス冷却材による構造材の腐食速度は、冷却材中の酸素濃度と温度が大きな因子となる。さらに、温度に関しては腐食メカニズムが変化し腐食速度が大幅に増大する閾値が存在し、その温度はおよそ 570℃程度と考えられている。
プラントの中で最も高温になるのは炉心燃料のホットスポットであり、金属被覆管を用いる炉心設計では本閾値は重要な設計制限因子となる。
一方、プラント設計においては前述の閾値を上回る温度になる部位は無いが、安全上重要な機器は腐食に対するリスクを可能な限り減少させ信頼性を向上させる、という考えの下で設計するものとする。
- 炉心荷重を伝達する構造である、炉心支持構造物及び原子炉容器を対象とする。
- 腐食速度が温度依存性を持つこと、及び酸素濃度制御の許容幅が温度の低い方が広く、腐食に対する裕度が大きくなること、から可能な限り低温環境を保持する。

・ 構造材防食のための酸素濃度制御システムは、酸素濃度をコントロールされた冷却材が冷却材の流れによりすべての部位に行き渡ることを前提としたシステムである。そのため、1 次系システム内はすべての部位に冷却材の流動と循環が必要である。

(b) これまでの設計研究で得られた知見と設計の考え方
炉心支持構造に関しては通常コールドレグに設置されるため、特に設計対応はない。原子炉容器の低温化・壁面循環流の確保に関しては、以下の設計対応候補が考えられる。

1) 2 重容器方式の評価
炉心槽を上部プレナム内まで延長し、2 重容器としてホットレグを内側容器に内包させる概念である。原子炉容器とのアニュラス部はコールドレグとする。
強制循環タンク型炉での設計例を図 3.1.1.16 に示す。本概念では 2 重容器以外にも、冷却材インベントリを最少化するため、炉容器内の各部の流路以外の空間に冷却材を排除するための充填物が設置されている。また、図 3.1.1.17 にタンク型の自然循環型炉の設計例を示す。本概念では原子炉容器のコンパクト化と流路の単純化を狙い、アニュラス部に原子炉容器を周回する大径の蒸気発生器伝熱管（原子炉容器一体型蒸気発生器）を設置した概念である。原子炉一体型蒸気発生器を持つ自然循環方式での 2 重容器方式は、ポンプが無いことから原子炉容器内の機器配置・流路構成は比較的単純で、整合性が高いと考えられる。ただし、従来概念の細径蒸気発生器を多数基設置する場合には炉内配管が必要となり、構造が複雑化する。一方、強制循環の 2 重容器方式のプラントでは、原子炉容器内部にホットレグ炉内配管等複雑な構造を内包する上、流路構成が複雑となり、原子炉容器のコンパクト化、構造健全性、保守・保守性、の面で課題が多い。

2) サーマルライナとアニュラス冷却流方式の評価
原子炉容器内側直近にサーマルライナを設置し、上部プレナムの高温冷却材から遮熱するとともに、サーマルライナと原子炉容器間の間隙には下部プレナムから低温冷却材を供給し上向きの冷却材流れを生じさせ、原子炉容器を冷却及び原子炉容器近傍の冷却材循環流を確保する。タンク型炉での本方式の検討例を図 3.1.1.18 に示す。
サーマルライナ方式は原子炉容器内の機器配置に大きな影響を与えないため、比較的コンパクトな原子炉容器設計を追求可能である。ただし、広い断面積を持つアニュラス部に均一な冷却材流れを確保するためには、設計の工夫が必要である。

(c) 設計方針
自然循環炉ではタンク型の2重容器方式が合理的な設計が可能であると考えられる。強制循環炉ではサーマルライナ方式が構造が単純な上、設計の自由度が大きくなることから、候補概念となる。

(iii) サイフォンブレーク防止のための配管引き回し高さ
(a) 制限値及びその考え方
常圧でも沸点が高く低圧でシステムが構築可能なことが鉛ビスマス冷却材を用いる重金属炉の特徴である。低圧（0.1MPa 以下程度のカバーガス圧）で高い密度を持つ鉛ビスマス冷却材を自由液面より高い位置で配管引き回しすると、トリチェリの真空が配管内で発生し配管機能が失われる。そのため、主循環配管を有するループ型炉型とする場合には、配管を自由液面から高い位置に引き回すことはできない。配管引き回しの自由度が低いことは、ループ型炉のプラントシステム構成検討に制約を加えることとなる。

(b) これまでの設計研究で得られた知見と設計の考え方
フェーズ I 及びフェーズ II を通じた設計研究において、ループ型炉について検討を行った。それらの設計研究を通じて得られた知見を以下に記す。
1) プラントコンセプトの抽出
配管の高所引き回しができないため、原子炉容器側部にノズルを持ち配管は原子炉容器から水平に引き回す形式（サイドエントリ型）となる。さらに、鉛ビスマス冷却材は構造材料に対する腐食性をもち、制御技術は存在するものの原子炉容器等冷却材バウンダリの信頼性を高くするためには、バウンダリの低温化（コールドレグ温度）を図るべきである。サイドエントリ型の原子炉容器で、かつ冷却材バウンダリ低温化を条件とした上で、コンパクトな NSSS を実現することを目標として概念検討を行った。
ループ型炉では配管及び容器の熱膨張をいかに吸収するかが設計の要点となる。熱膨張吸収に有望なコンセプトとしては、配管ベローズを用いることと、ポンプ等の冷却系機器をフローティングマウントとすることが考えられる。これらのループ型炉のプラント概念について述べる。

2) 配管ベローズを用いたプラント概念の評価
配管ベローズを用いたループ型プラント概念を図 3.1.1.19 に示す。配管ベローズを用いる以外に、本概念では冷却材バウンダリの材料・構造の信頼性を向上させるためにコールドレグとしていることと、建設コスト削減のために蒸気発生器と主循環ポンプを一体化した機器を用いることである。以下に本概念の評価の概要を記す。
・ 本プラント概念ではタンク型炉（容器の健全性確保の観点で原子炉容器

大型化が難しい）に比較して大出力化が容易であり、スケールメリットを活かした経済性の点でタンク型を上回る可能性を有することがわかった。
・ 主循環系の配管が 2 重配管となり、内管では熱膨張吸収のためにスライドジョイントを用いる。一方、鉛ビスマス冷却材中の構造材は表面に酸化皮膜が生成することが防食のために必要であり、構造材料同士が接触しながらスライドする構造は防食機構と整合しない。
・ 2 重容器及び 2 重配管構造はアクセス性が低く、保守・補修性の面で設計要求を満足できない可能性が高い。
・

3) 冷却系機器のフローティングマウントを用いたプラント概念の評価
配管熱膨張を吸収するため冷却系機器を機器・配管の熱膨張に応じて水平方向に移動の自由度を与えて設置するポンプフローティングマウントを用いたループ型プラント概念を図 3.1.1.20 に示す。本概念では蒸気発生器は原子炉容器内に設置し、ポンプのみを原子炉容器外に別置した概念である。評価を以下に記す。
・ 同程度の出力のタンク型炉と比較して NSSS の物量は少なくなり、経済性は高いと考えられる。
・ 原子炉容器下部側面にノズルを有するためノズル及び周辺構造へのアクセス性が低く、保守・補修性の面で設計要求を満足できない可能性が高い。

(c) 設計方針
以上の検討の結果から、ループ型炉は以下の理由で検討対象とせず、タンク型炉を候補概念とすることと判断した。
・ 配管の高所引き回しが不可能で、冷却材バウンダリのコールドレグ温度保持を設計条件とすると、前述の 2 概念のような複雑な配管構成となり、保守・保守性の観点で設計要求を満足しない。
・ 鉛ビスマスを冷却材とするプラントの NSSS では、中間系を必要とせず 1 次冷却系に直接蒸気発生器を設置することが技術的に可能である。これは、タンク型炉型を採った場合には液体金属冷却材は原子炉容器内だけに内包されることになり、冷却材バウンダリの最小化・単純化につながる。これは、構造材への腐食性を有する冷却材を用いるプラントとして、冷却材バウンダリの信頼性向上および保守・補修性の観点で有利であると考えられる。

(iv) 原子炉構造の耐震性
(a) 設計の制限およびその考え方

M7.1 相当の強地震に対応した耐震性を持つ。具体的な耐震性の基準についてはナトリウム冷却炉を参考にして、以下の通り定める。

1) 投入反応度：1$以下
地震時の制御棒引き抜きと炉心のコンパクションによる投入反応度を1$以下に制限する。

2) 原子炉容器座屈：DDS 座屈評価を満足すること

3) 集合体飛び出し防止：炉心の上下応答加速度 1G 以下
集合体保持のためのラッチスプリング強さと燃料交換機の引き抜き力を検討して暫定した制限値であり、物理的な限界ではない。

4) 燃料交換機の変位制限：S1 地震時に UIS と衝突しないこと
ナトリウム炉を参考にすると、切り欠き式 UIS の場合変位の制限値は30mm 程度となる。

5) 制御棒挿入性：UIS 下端と炉心槽頂部の水平方向相対変位 15mm 以下
制御棒と制御棒案内管の 3 点拘束によるスクラム途中でのスティックを防止するための条件である。条件設定ではナトリウム炉の実証炉での設計値を考慮して暫定した。

6）スロッシング：S1 地震時ルーフデッキ下面熱遮蔽層に液位が到達しない、S2 地震時ルーフデッキ底板が破損しないこと
S1 地震に関してはプラント再使用のため、ルーフデッキ下面の熱遮蔽層健全性を維持することで、S2 地震に関してはカバーガスバウンダリの気密確保が条件となっている。

(b) これまでの設計研究で得られた知見と設計の考え方

これまでに実施したタンク型自然循環炉及びタンク型強制循環炉の設計研究で得られた耐震性に関する知見を以下に記す。

1) 3 次元免震

フェーズ I の検討において、重金属冷却炉では冷却材重量の大きさから、耐震構造もしくは水平免震構造で地震時の原子炉構造の健全性を担保する設計が困難であることがわかっており、3 次元免震の導入が不可欠となる。

3 次元免震方式としては機器免震と建家免震が考えられるが、配置スペースが少なく建家のコスト低減に有効な建家 3 次元免震方式を採用する。また、免震性能に関しては現在研究開発が行われている 1Hz 程度の固有振動数を持つ免震装置を想定するが、免震装置そのものの経済性向上のためより高い固有振動数を持つ免震装置採用の可能性も追求することが重要である。

2) 原子炉構造

原子炉構造の型式を選定する際にはその耐震性が最も重要な制限因子となる。耐震性の観点で原子炉構造内の各構造を以下の検討によって選択した。

i) 原子炉容器

鉛ビスマス炉の原子炉容器は自重が大きく、その支持方法によって地震時の応答が異なる。原子炉容器の支持方法としては以下の設計方策が考えられる。

①上部フランジで支持する上吊り方式

原子炉構造の単純化、据え付け・交換の容易性では有利であるが、重心から離れた位置で支持するため、固有振動数が小さくなり地震時の応答が大きい。軸長 21m、内径 10.8m、の原子炉容器を想定して座屈を防止できる容器肉厚を検討した結果、60～70mm 程度と評価された。

②容器側部に支持用の Y ピースを設けて重心近くで支持する側部支持方式

重心近傍で支持するため、①と比較して固有振動数が高く耐震性で有利だが、据え付けフランジが胴側部にあるため構造が複雑で据え付け性・交換性の点で劣る。

軸長 21m、内径 10.8m、肉厚 50mm の容器について地震応答解析を実施した結果、座屈は防止できることがわかった。

ii) 炉上部構造（UIS)

UIS は原子炉容器上部蓋から垂下される長手構造物であることと、制御棒をガイドする機能を持ち安全上重要な機器である。その設計条件としては地震時の炉心との相対変位を 15mm 以下にすることが求められ、原子炉構造の耐震性の観点で最も留意すべき構造物である。これまでの検討では、鉛ビスマス炉では SG を原子炉容器に内包し軸長が長いことと密度の高い鉛ビスマスが付加質量として加わることから、ナトリウム炉と比較してより剛性が高いことが求められる。その結果、ナトリウム炉の UIS（現状の設計ではコラム型 UIS）とは異なる形式・設計が必要である。剛性の向上を考慮した UIS の構造には以下の設計方策が考えられる。

①コラム型 UIS＋高剛性制御棒案内管

コラム型 UIS ではあるが、剛性を高めるために制御棒案内管の肉厚を剛性が確保できるまで厚くし、耐震性を向上させた概念である。

②コラム型 UIS＋炉心との結合構造

コラム型 UIS で地震時の炉心との相対変位抑制のために、ランツェ構造により UIS 先端部と炉心とを結合する。本概念では、燃料交換時に炉心と UIS の結合を解除する必要があるため、UIS を昇降させる機構も必要となる。また、ランツェ部及びランツェからの応力を受ける各部位の構造健全性については考慮が必要となる。

③外胴付き UIS

外周部に円筒構造を持つ UIS であり、UIS 自体の剛性は外胴部で確保する。外胴を有する UIS では内部に冷却材が滞留しやすい構造となるが、腐食防止のための酸素濃度制御との整合性については考慮が必要となる。

④上部外胴付きコラム型 UIS
UIS の高さ方向に上半部に外胴を持ち、下半部はコラム型とした構造である。③の概念では外胴によって剛性は向上するものの、その特に下半部の重量によって地震時の応答が大きくなるデメリットも有する。そこで、剛性向上への寄与が大きい上半部については外胴付きとし、地震応答軽減への効果が大きい下半部は軽量なコラム型 UIS とした概念である。
これらの内、②を除く 3 つの UIS 概念について、同一の高さ、制御棒案内管肉厚、胴板厚で剛性を比較評価したところ、④上部外胴付きコラム型 UIS が最も剛性が高い構成であることがわかった。

iii) 炉心支持構造
各種の原子炉容器及び炉心支持構造についてモデル化し耐震解析を実施したところ、炉心支持構造への地震波入力条件が最も厳しくなると予想される 25m 程度の軸長を持つ NC 炉の原子炉容器の条件でも、炉心支持板の現実的な構造（板厚 100mm 程度で補強リブ付き）で十分な耐震性があるとの結果が得られた。この結果から推測し、炉心支持構造については原子炉構造選定に際しての制限条件とはならないと判断する。

iv) 燃料交換機
燃料交換機は UIS 同様ルーフデッキから垂下される片持ち梁構造のため、耐震性の面で成立性が厳しい機器である。予備的な解析において、NC 炉で約 25m 軸長の側部支持方式原子炉容器、FHM 円筒胴径 940mm・肉厚 10～100mm の条件で S1 地震波による応答を評価したところ、固有振動数はいずれの肉厚においても 1Hz 以下であり、円筒胴下端の変位は 300～800mm に達することが明らかとなった。この結果から、比較的軸長の長い重金属炉の体系では、ルーフデッキより単独で垂下される円筒形の胴を持つ燃料交換機は耐震性の面で成立しないことが予測できる。
燃料交換機の耐震性を向上のための設計対応として、UIS と燃料交換機円筒胴を機械的に結合し地震応答変位を減少させる方策について検討した。前項の UIS の設計案の中で最も剛性の高い概念である「上部外胴付きコラム型 UIS」と燃料交換機円筒胴下端を結合した体系について地震応答解析をした結果、円筒胴変位は 70mm 程度で結合がない場合の 1/7 程度に低減することがわかった。しかしながら、燃料交換アーム先端部の変位量は 100mm 程度と評価されており、制限値 30mm を上回る結果となっている。
これらの結果より、片持ち梁形式の切り込み式 UIS と燃料交換機の組み合わせでは、切り込み部に進入した燃料交換アームが地震時に UIS へ接触することを防止する設計は不可能であることがわかった。本組み合わせによる燃料交換システムを耐震性で成立させるためには、UIS の切り込み部にガイ

ドを設置し、燃料交換アームがガイドに支持されながら稼働する設計を採る必要があると考えられる。

v) その他の耐震性検討

①冷却材スロッシング

図 3.1.1.21 に示す強制循環炉を想定した体系と、図 3.1.1.22 に示す自然循環炉を想定した体系について、S1、S2、強地震条件でスロッシング解析を実施した。その結果、どちらの体系でもスロッシング波高は S1 地震時で 1.2m 以下、強地震時でも 1.5m 以下と評価された。液面と断熱層下面の距離とルーフデッキ底面の距離をそれぞれ 1.2、1.5m とする設計は十分に可能であり、冷却材スロッシングは設計の制限因子とならないと判断できる。

②投入反応度

地震時の燃料のコンパクションと制御棒引き抜きによる投入反応度は、S2 地震及び強地震条件でも 10¢ 前後であり、十分に制限条件を下回る。地震による投入反応度は設計の制限条件とならないと判断できる。

(c) 設計方針

1) 基本的な考え方

これまでの検討から原子炉構造の耐震性が設計を制限する大きな因子であることがわかった。一方、原子炉容器の大きさ、特に直径は建設コストに大きな影響を与える因子である。そこで、経済性向上を主眼として原子炉容器の小径化を狙って設計をしつつ、耐震性を成立させる概念を構築することとする。

2) 採用する設計方策

①3 次元免震方式：1Hz

②原子炉容器形式：側部支持方式原子炉容器

SG を内包するタンク型炉で原子炉容器を小径化するためには、伝熱面積を十分に確保するために SG は軸方向に長い構成を取らざるを得ないため、原子炉容器は鉛直方向に比較的長い構成となる。軸方向に長い原子炉容器は地震応答が大きくなる傾向を有するため、地震応答を緩和できる側部支持方式原子炉容器を採用する。

③UIS 形式：上部外胴付きコラム型 UIS

鉛ビスマスは構造材料に対する腐食性を有する冷却材であり、腐食を抑制・制御するために酸素濃度を制御する。酸素濃度制御が冷却材領域全体に効果するためには、冷却材の滞留部を極力減少させる必要がある。また、UIS は 1 次系システム内でも高温となる領域であり腐食速度は速くなることから、確実に酸素濃度制御を機能させる必要がある。そこで、鉛ビスマス冷却炉の

設計では冷却材滞留部を極力少なくできるコラム型 UIS を採用することが最良の選択である。
そこで、コラム型 UIS を本案として耐震性確保を狙うが、耐震性が十分に得られない場合は胴内冷却材滞留部の酸素濃度制御性確保を開発課題とした上で上部外胴を付加したコラム型 UIS を選択する。
④炉内燃料交換方式
炉内の燃料交換方式については、原子炉容器の小径化に効果がありナトリウム炉にも採用されている「単回転プラグ＋切り込み付き UIS＋パンタグラフ式燃料交換機」を選択する。燃料交換機はナトリウム炉に比較して軸長が長くなることから、耐震補強として UIS と燃料交換機外胴下端部で連結する。さらに、UIS との連結でも耐震条件を満足しないときには、UIS 切り込み部にガイドを設け燃料交換アームを UIS によって支持することにより地震時の UIS との衝突を防止する。

(v) 原子炉容器製作性に関わる直径の制限
(a) 設計の制限及びその考え方
原子炉容器は高い信頼性が要求される大型容器であり、現在の工業技術で製作するならばリング鍛造品を周溶接で接合する製作方法が最も適している。国内に現在あるリング鍛造品製造設備を考慮すると、直径 10m 台が製造限界になる。

(b) 設計方針
原子炉容器直径 10m 台は工学的な限界ではなく国内現有設備の限界と考えられ、これを越える直径の原子炉容器に関しても以下の方法により製作できる可能性はある。
・ 多額の投資は必要であるがより大きなリング鍛造品を製作可能な設備を作る
・ 縦溶接の信頼性向上に関する R&D を実施した上で、板材料を縦溶接することにより大型容器を製作する。
これらを考慮して、当初の設計では 10m 台の原子炉容器を目途として設計を進め、それを越える容器を設定する場合には上記の技術開発を見込んだ建設コスト上昇を考慮する。

(vi) 保守・補修性
(a) 設計の制限及びその考え方
鉛ビスマス冷却材は構造材料に対する腐食性を持つことは明らかとなっているが、腐食に関する条件を明らかとすることと、腐食制御技術を確立するためには今後の R&D によるデータ蓄積が必要である。そこで、現時点では

保守・補修性として明確な考え方を示すことはできない。そこで、設計条件として以下の 2 つの考え方を仮定して設計研究をすすめることとする。
①原子炉容器の開放、機器の引き抜き等を考慮しない条件
腐食制御技術が十分に信頼できた上、炉寿命中に腐食の影響を受けることが無いことが確認されたものとの条件とする。この場合は、原子炉構造へのアクセス性は考慮しない。結果として、経済性の面で最適化された考え方となる。
②原子炉容器の開放、機器の引き抜き等を考慮した条件
全ての原子炉構造内部へのアクセス性・補修交換性、機器の引き抜き交換性を有することを設計条件とする。結果として、保守・補修性を最大限に見込んだ考え方となる。

(b) 設計方針
前項で示した保守・補修性に関する 2 つの考え方は、経済性と保守補修性それぞれを優先した両極端な考え方である。しかしながら、現状では前項の 2 つの考え方の内どちらの考え方を採るか、または、その中間にある適切な考え方を確立する知見は無い。そこで、これらの 2 つの考え方を反映した設計研究を行い、保守・補修性に関しては設計の幅を確認することとする。
1) 経済性最適化設計
将来の R&D による材料・構造の健全性確保に期待して、保守・補修性を設計制限条件としない設計方針とする。

2) 保守・補修性最適化設計
保守･補修性を最大限に担保するための設計方針について､以下に検討した。
i) 検査の考え方
構造材の材料選定及び設計は炉寿命中健全性が確保できるよう行うが、腐食環境にあることから、腐食速度が高いことが想定される部位及び安全上重要な機能を有する部位に関しては、供用中にもその健全性を担保するために検査できることを基本的な考え方とする。
検査の方針
・ 腐食環境の強さに応じて検査精度、頻度を設定する。
・ 冷却材中での検査を基本とするが、必要に応じて冷却材を排除して直接検査が可能とする。

ii) 腐食に対する検査の対応
a) 検査頻度に関する考え方
コールドレグ温度の部位に関して腐食速度は十分に遅く、十分な腐食代をもうけておけば炉寿命中の腐食に対する健全性は確保できる。そのため、コー

ルドレグについては基本的には定期的な検査は行わない。ホットレグに関しては、腐食速度がコールドレグに対して速いため、定期的な検査の対象とする。ただし、ポンプに関しては構造材の制限表面流速を大幅に上回る速度で駆動されることから、コールド部位ではあるが定期的な検査の対象とする。

b) 検査手法

商用プラントとして現実的な稼働率を達成するためには、冷却材中で腐食及び材料欠陥等を検査する手法は必須となる。また、腐食条件が厳しい部位に関しては、引き抜き検査及び冷却材を排除しての目視及び体積検査が可能とする。

c) 検査対象部位の分類

検査頻度を決定するパラメータとしては、温度、表面流速、安全上の重要性があり、下記の通り整理できる。

「高温、高流速かつ高照射部位」

①炉心燃料

②炉心上部構造

「高温かつ高流速部位」

③SG 管束部

「高温部位」

④上部プレナム内構造（レダン、ポンプ及び SG シュラウド、サーマルライナ）

「高流速部位」

⑤ポンプ

⑥炉心流調機構

⑦炉内配管

「その他安全上重要な構造」

⑧炉心支持構造物（高圧プレナム及び炉心荷重伝達構造）

⑨原子炉容器

iii) 各部位毎の検査方針

前項で分類した各部位・機器に関して、具体的な設計対応を検討する。

a) 高温、高流速、かつ高照射部位

定期的（部位に応じて毎定検～１０年程度の頻度）に、詳細に材料表面の検査（直接目視及び体積検査を想定）が可能で、必要に応じて補修が可能とする。具体的には機器を引き抜いた上、検査・補修ピットで専用の機器を用いて検査・補修が可能となるよう設計対応する。

設計対応：

①炉心燃料：破損燃料検出で常時監視

（腐食を原因とする燃料被覆管破損に関しても検出可能である）

②炉心上部構造：定期的に引き抜き、検査・補修ピットで検査を行う。
b) 高温かつ高流速部位
定期的に材料の体積検査が可能とし、必要に応じて補修が可能とする。
設計対応：
③SG 管束部：定期的に伝熱管の体積検査を実施する。また、必要に応じて引き抜き補修ピットに移動した上で、検査・補修が可能とする。
c) 高温部位
ホットレグ温度になる部分については、炉寿命中健全性を確保可能な腐食代をもうけた設計とし定期的な補修は不要とするが、定期的な検査（１０～３０年程度の頻度）が可能な設計対応をする。検査の結果補修が必要になった場合には、仮設対応で補修が可能とする。
設計対応：
④上部プレナム内構造：上部プレナム内の冷却材をドレンし、表面の目視検査又は体積検査を可能とする。（原子炉容器下部には冷却材が残るが、鉛・ビスマスの不活性の特性を活かし、上部では検査を行う）
d) ポンプ
ポンプインペラ及び駆動軸に関しては、構造物の制限表面流速を大幅に上回る速度で駆動されていることから消耗品に近い位置づけの設計とする。定期的（毎定検～数年程度を想定）に詳細に材料表面の検査（目視及び体積検査を想定）が可能で、必要に応じて補修が可能とする。具体的には機器を引き抜いた上、検査・補修ピットで専用の機器を用いて検査・補修が可能となるよう設計対応する。
設計対応：
⑤ポンプ：定期的にインペラ及び駆動軸を引き抜き、検査・補修ピットで検査を行う。また、インペラ及び駆動軸については、炉寿命より短い設計寿命であることを許容し、容易に交換可能な設計とする。
e) ポンプ以外の低温かつ高流速部位
低温部位であることから腐食速度は十分に遅いと考えられるが、念のために定期的な検査が可能な設計対応をとる。補修に関しては仮設対応で取り出しが可能とする。
設計対応：
⑥炉心流調機構：流調オリフィス部は比較的高い流速となることから検査が可能な設計とする。検査は鉛・ビスマス中ビューワを用いた検査とする。検査手順としては、ＵＩＳの引き抜いた上でＵＩＳ孔に検査設備を設置し、１体の燃料を引き抜き、検査機器を流調機構部に挿入して検査する。検査設備で引き抜いた燃料の保持と引き抜いた炉心の形状保持を可能とする。
⑦炉内配管：ポンプを引き抜きポンプ孔に検査機器を設置し鉛・ビスマス中ビューワで検査を可能とする。

f) 炉心支持構造物

低温部位にあり、表面流速も十分に遅いことから定期的な検査は不要と考えられるが、比較的照射量が多い上、安全上重要な構造であることから検査が可能な設計対応をとる。補修に関しても仮設対応で取り出しが可能とする。

設計対応：

⑧炉心支持構造物：ポンプを引き抜いた後、ポンプ孔と炉内配管を経由して鉛・ビスマス中可視化装置を挿入し検査を行う。補修は仮設対応で取り替え可能とする。

g) 原子炉容器

原子炉容器に関しては、安全上重要な機器であることから以下の方針で設計する。

・ ガードベッセルにより想定外の冷却材漏洩による事故の拡大を防止する。
・ サーマルライナにより低温環境に保ち、腐食速度を遅くして十分な寿命を確保する。
・ サーマルライナと原子炉容器の間の流速は十分に低くし、腐食速度を低下させる。
・ 液面部には何らかの腐食防止（液面部での段付き防止）措置を講ずる（アイデア無し）。
・ ガードベッセルと炉容器の間に検査機器を挿入し、外面からの検査を可能とする。（内面からの検査は不要とする）

iv) 仮設での補修について

UIS、ポンプ、SG 以外の機器も仮設によりすべて取り出し可能な設計とする。手順としては以下のとおりとする。

i. 炉心燃料をプールに待避させる。（燃料は可能であれば再利用を想定する。←再利用の際は若干の水分が炉容器内に混入することが考えられるが、十分な純化運転により再利用が可能と考える）
ii. 引き抜き可能な機器（UIS、ポンプ、SG）はすべて引き抜く。UIS は検査・補修ピットへ、ポンプと SG については各１基は検査・補修ピット、残りは仮設の収納容器で保管。
iii. 上部プレナム内の冷却材はダンプタンク（サイトに１基設置）にドレンする。ドレンはくみ上げポンプをポンプ孔に挿入し、液面に追従させて下降させながらくみ上げ、配管によってダンプタンクに移送する。
iv. 上部プレナム以下のレベルの冷却材は他のプラント（サイト内残りの３基を停止させ対応）の原子炉容器の上部の余裕部、又は仮設のタンクにドレンする。
v. 炉上部の上蓋を開放し、仮設で保管する。その際は格納容器に仮開口部を設ける。

vi. 炉容器内の機器にアクセス可能。

(2) システム性能の追求したプラント要目の設定

フェーズ II での鉛ビスマス冷却炉検討では、以下の点を要点として概念検討を実施する。

・ 建設コストで競争力を有すること
・ 技術課題を摘出し解決への見通しを立てるとともに、見通しができない課題に対しては設計オプションを提示する

これらの考え方と、(2)項で述べた各課題に対する設計方針の検討により、設計の考え方が相反または R&D 知見が不足し設計判断ができない項目として以下の項目がある。

・ 建設コスト低減と保守･補修性向上
  建設コスト低減のためには原子炉容器径を縮小することが効果的であるが、機器の引き抜き性を確保することと、原子炉容器内の全機器の交換性を確保し、保守・補修性を向上させることは原子炉容器径を増大させる要因となり、これらは相反する設計要件となる。一方、保守・補修性としてプラントが備えるべき条件は今後の R&D により明らかとなる事項であり、現時点で確定できない。そこで、本検討では経済性を優先したコンセプトと保守・補修性を優先したコンセプトの両方を保守・補修性の設計レンジの上下限として、それぞれのプラント概念を構築することとする。
・ 強制循環と自然循環
  主循環系を自然循環または強制循環にするかは、種々のメリット・デメリットがあると考えられ、総合的な判断を要求される。
・ 炉心の最高温度
  炉心材料の最高使用温度（ホットスポット温度）として、腐食抑制の観点から 650℃とする、より保守的に 570℃する案がある。これについては、経済性向上の観点から 650℃を本案とするが、570℃のケースについてもプラント概念への影響と経済性を評価することとする。

これらを総合的に判断して、以下の 4 種類の設計についてプラント概念を設計研究し、候補概念判断に供することとする。これら 4 概念の概略仕様を以下に述べるとともに、表 3.1.1.24 に示す。

① 経済性最適化強制循環炉概念

・ 相反する建設コスト低減と保守補修性向上の要件の内、建設コスト低減を優先する概念とする。
・ 強制循環炉とする。
・ 被覆管最高使用温度を 650℃と想定する。

② 経済性最適化自然循環炉概念

・ 相反する建設コスト低減と保守補修性向上の要件の内、建設コスト低減を優先する概念とする。

・ 自然循環炉とする。
・ 被覆管最高使用温度を 650℃と想定する。

③ 保守補修性最適化強制循環炉概念
・ 相反する建設コスト低減と保守補修性向上の要件の内、保守補修性向上を優先する概念とする。
・ 強制循環炉とする。
・ 被覆管最高使用温度を 650℃と想定する。
・ 耐震成立性でクリティカル部位である炉上部構造について、腐食性制御の観点で有利なコラム型が成立する程度まで短尺化する。

④ 低温オプション影響調査
・ ③の概念のオプション概念として、燃料被覆管最高使用温度を 570℃とした場合のプラント概念の変化及び経済性を評価する。

(i) 経済性最適化強制循環炉概念

［プラントコンセプト］

現実的な機器設計を採った上で、最も建設コストの低い代表概念を創出することを主眼とし、概念を構築する。

［主な設計要目］

1) 原子炉システム形式

タンク型原子炉容器で水・蒸気系の熱交換器を原子炉容器に設置したシステムとする。1 次系冷却材を原子炉容器内だけに限定することと、配管、ノズル等の構造を無くすことを指向する。また、鉛ビスマス冷却材の水に対する低反応性を活かすことと、建設コスト低減に効果の高い、2 次系の無いシステムを指向する。

2) 原子炉容器

容器構造の信頼性が高く、かつ製造コストを低くすることが可能な直径 10m 台の容器とする。

3) 原子炉出力

原子炉容器の直径の中で最大限の出力を追求する。炉心径を大きくするために冷却系は可能な限り小径とする。原子炉容器内で最も体積の大きい冷却系機器は蒸気発生器（SG）であり、SG の径を小さくすることが建設コスト低減に最も有効な対策である。

4) 蒸気発生器

前述の通り、SG の直径を低減するために、以下の 2 つの機器概念を採る。

・ 伝熱部の軸長を長くとり、径方向のボリュームを低減する。
・ キドニー型断面の熱交換器として径を低減する。キドニー型断面とするために伝熱管構成はサーペンタイン型とする。キドニー型断面とすることによって引き抜き性が無くなることは許容する。また、サーペ

ンタイン型の伝熱管については、その伝熱管 ISI 手法は開発可能とする。

5) 主循環ポンプ

電磁式ポンプに比較して実現性が高く、小径のため経済性も優れる機械式ポンプとする。

6) 崩壊熱除去系

2 次系に鉛ビスマス冷却材を用いる完全自然循環方式（循環ポンプを持たない）の崩壊熱除去系とする。熱交換器（DHX）は原子炉容器径を縮小可能なことと、1 次系流路の循環流量により安定に炉心冷却可能な PRACS 方式とし、熱交換器は SG の上部に組込む。

7) 燃料交換機

燃料交換機はナトリウム炉の概念検討で原子炉容器径削減に効果的であると評価された、単回転プラグ、切込み型 UIS、一方向にグリッパを移動可能な燃料交換機、の組み合わせを基本概念とする。燃料交換機に関しては、マニプレータ型とパンタグラフ型が候補となるが、長尺でも剛性確保しやすい点を考慮してパンタグラフ形とする。

(ii) 経済性最適化自然循環炉概念

［プラントコンセプト］

主循環系統を自然循環で駆動することを前提として、最も建設コストの低い代表概念を創出することを主眼とし、概念を構築する。

［主な設計要目］

1) 原子炉システム形式

(i)の概念と同様の考えでタンク型、2 次系削除を指向する。

2) 原子炉容器

(i)と同様

3) 原子炉出力

(i)と同様

4) 蒸気発生器

SG の直径を短くすることに加え、SG 内部の冷却材の圧力損失を低減する設計が必要となる。これは、自然循環炉では炉心冷却に十分な 1 次系一巡流量を確保するためには、1 次系各部の圧力損失を十分に低くする必要があるためである。本概念では、圧力損失低減と、配置スペースの小径化を狙った熱交換器概念を考案することとする。

5) 崩壊熱除去系

(i)と同様

6) 燃料交換機

(i)と同様

(iii) 保守補修性最適化強制循環炉概念

［プラントコンセプト］

冷却材バウンダリ内の全機器を検査、補修、交換可能であることを設計条件とした上、経済性が優れたプラント概念を追求する。

［主な設計要目］

1) 原子炉システム形式

(i)と同様にタンク型原子炉容器で水・蒸気系の熱交換器を原子炉容器に設置したシステムとする。ただし、原子炉容器内機器の保守補修性確保の観点と、全機器の交換性を確保するために以下の点に留意する。

- 機器類
  ポンプ、熱交換器（SG、崩壊熱除去系冷却器）はフランジ接合でルーフデッキに設置し、容易に取り外し検査ができる。
- 炉上部構造
  炉上部構造を引き抜き検査・補修可能にするため、ルーフデッキ上に設置したキャスク内に UIS を引き抜ける構造とする。
- 検査孔
  検査のための機器を挿入可能な検査孔をルーフデッキに設ける。
- 原子炉容器内構造の交換
  原子炉容器内の全機器・構造を交換可能にするため、ルーフデッキ全体を開放可能な構造とする。
- 引き抜き機器のためのメンテナンススペース
  引き抜いた機器の検査・補修を行うピットを補助建家に備える。

2) 原子炉容器

保守・補修性を確保するために前項で設定した機器と UIS の引き抜き、及び検査孔設置を考慮すると、ルーフデッキ上の配置スペースは(i)の概念と同等の構成とした場合、概算で 3～4m 程度大きくなる。本概念で原子炉容器径を(i)の概念と同様に 10m 台とした場合には原子炉出力が大幅に小さくなり、経済性の面で目標を達成できないことは明らかである。そのため、本概念の検討においては原子炉容器の製造方法と構造信頼性向上方策は開発課題とした上で、直径 10m 台を上回る原子炉容器径を設定することとする。

3) 原子炉出力

原子炉出力については前述のとおり原子炉容器径増大を許容することから、水･蒸気系の経済性向上を考慮しナトリウム炉で検討されている 150 万 kWe のタービン設備を 2 基の原子炉で共用することを想定し、75 万 kWe 程度を暫定する。ただし、原子炉容器の耐震性の検討でより小さな炉心に制限される場合はそれを優先する。

4) 主循環ポンプ

(i)の概念と同様

5) 蒸気発生器（SG)
本概念の SG 形式選定では、SG を原子炉容器から引き抜き補修ピットで保守・補修が可能なことを設計条件としている。引き抜き性を確保には熱交換器は円形の断面形状をとる必要がある。そこで、本概念では円形断面の SG とする。
6) 崩壊熱除去系
(i)及び(ii)の概念では炉上部配置スペースの縮小のため SG の上部に崩壊熱除去系の熱交換器（DHX）を設置する PRACS 形式としている。このように SG と DHX が合体した熱交換器では引き抜きすることが困難となるため、本概念の設計条件に合致しない。そこで、本概念では SG とは独立した DHX として上部プレナム直接浸漬型冷却システム（DRACS）を候補概念とする。
7) 炉上部構造（UIS）
(4)項での検討のとおり、重金属を冷却材に用いる上でコラム型 UIS は冷却材滞留部が少ないことから適合性が高い。一方でコラム型 UIS は剛性が低く耐震性を確保しにくい特徴を持つ。本概念では技術的な適合性を優先し、コラム型 UIS 形式で耐震性を確保することを設計条件とする。即ち、コラム型 UIS で耐震性を確保できる程度の UIS 軸長とする。
8) 燃料交換機
(i)の概念と同様

iv) 低温化オプション検討
ここまでに設定したプラント概念は全て被覆管肉厚最高温度（ホットスポット温度）を 650℃で設定したものであり、経済性向上のためにシステム運転温度を可能な限り高くするという考えに基づいている。650℃は現在の R&D の見通しからは金属被覆管を使う場合の上限の温度と考えられる。
ホットスポット温度を低下させた場合には、以下の点でメリットが生じる。
・ 材料開発において温度に裕度があるため、R&D 負荷が低くなる。これにより、開発リスク低減、開発コスト低減につながる可能性がある。
・ 炉心設計における被覆管の「腐れ代」を薄くすることが可能で（650℃の設計では 100μm 以上)、炉心の稠密化及び構造材密度低下による核的性能の向上につなげることができる。
・ 系統温度も低下するため、保守･補修頻度の低減等、運転上のメリットが生じる。
一方、デメリットとしては以下が考えられる。
・ 炉心の入口/出口温度差が低下することにより冷却材流量が増大し、炉心の圧力損失を同等にするためには流路断面積を増やす必要があるため、結果として燃料体積比が低下する。
・ 系統温度低下によるプラント熱効率の低下。

・ 系統温度低下により蒸気発生器の必要伝熱面積が増大し、機器の大型化につながる。ただし、水･蒸気系の系統圧力も低下させるため、伝熱管の肉厚を減らす効果もある。

これらのメリットとデメリットを定量的に整理するために、iii)の概念を元に、650℃であった被覆管肉厚最高温度（ホットスポット温度）を 570℃とした場合のプラント概念を検討した上で評価を行う。570℃の設定根拠としては、3.1.2.1 項に示したとおり、材料の冷却材浸漬試験において材料表面の鉄酸化物形態が変化する温度点である。

表 3.1.1.1　各冷却材の物性比較

	鉛	鉛ビスマス	ナトリウム
原子番号	82	—	11
原子量	207.21	208.2	22.99
融点（K）	600	398	370.8
沸点（K）	2010	1943	1154
密度（kg/m^3）(a)	10415	10020	825
比熱（J/kgK）	145	146	1270
熱伝導度（W/mK）(a)	15.5	14.0	64.0
粘性係数（Ns/m^2）(a)	1.695×10^{-3}	1.19×10^{-3}	2.24×10^{-4}
蒸気圧（mm of Hg）	—	—	9.0
プラントル数	0.016	0.013	0.004

(a) 803K での値

（出展）S.Athmalingam, “Choice of coolant for secondary circuit of LMFBRs”, Proc. Liquid Metal Coolants in Nuclear Technologies, Obninsk, Russia, October, 1998

表 3.1.1.2　鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の設計例における熱特性比較

	鉛炉	ナトリウム炉
原子炉出入口温度（℃）	550 / 395	550 / 395
集合体出力（MW）	11.5	11.5
集合体流量（kg/s）	401～442	44.9
冷却材比熱（J/kgK）	145～160	1270
被覆管肉厚中心最高温度（ホットスポット：℃）	687	687
冷却材最高温度（ホットスポット：℃）	637	667
集合体平均冷却材温度上昇（℃）	178.8	201.0

表 3.1.1.3　鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の設計例の燃料仕様比較

	鉛冷却MOX燃料炉心			ナトリウム冷却MOX燃料炉心		
	炉心燃料		径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料	炉心燃料		径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料
	18ヶ月炉心	高増殖炉心		18ヶ月炉心	高増殖炉心	
炉心スタック (mm)	1200	800	-	1200	800	-
軸ブラ厚み(上/下;mm)	12/100	400/400	-	12/100	400/400	-
ガスプレナム長(上/下;mm)	298/1275	310/975	←	298/1275	310/975	←
燃料ピン全長(mm)	2975	←	←	2975	←	←
ピン本数 (本)	271	397	127	271	397	127
燃料スミヤ密度(%TD)	82	←	91	82	←	91.4
被覆管内径(mm)	8.5	6.9	14.2	8.5	6.9	14.98
被覆管肉厚(mm)	0.6	0.55	0.4	0.6	0.55	0.4
被覆管外径(mm)	9.7	8.0	15.0	9.7	8.0	15.0
ピン配列ピッチ(mm)	12.50	10.30	18.3	11.50	10.30	18.3
ワイヤ径／巻きピッチ(mm)	-	-	-	1.40/150	1.20/150	1.22/160
P／D	1.289	1.288	1.22	1.186	1.155	1.085
ラッパ管内対面間距離(mm)	207.0	207.0	←	186.4	←	←
ラッパ管肉厚(mm)	3	←	←	3	←	←
集合体間ギャップ(mm)	3	←	←	3	←	←
集合体配列ピッチ(mm)	216.0	←	←	195.4	←	←
集合体ピッチ面積 (cm^2)	404.1	←	←	330.6	←	←
実効燃料体積比(%)	31.21	30.13	45.29	38.14	36.82	55.40
集合体冷却材流量(kg/sec)	401	←	100	44.9	←	10
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	2.25	2.24	0.654	5.56	5.54	1.58
レイノルズ数	9.2×10^4	7.7×10^4	3.1×10^4	9.6×10^4	9.7×10^4	2.2×10^4
グリッド圧損 (7段;kg/cm^2)	0.77	0.76	0.065	-	-	-
バンドル部全圧損(kg/cm^2)	2.69	3.12	0.250	2.69	3.20	0.286

表 3.1.1.4　鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の設計例の炉心特性比較（酸化物燃料炉心）

	18ヶ月サイクル炉心		高増殖炉心	
	鉛炉心	Na炉心	鉛炉心	Na炉心
原子炉熱出力 (MW)	700	←	←	←
運転サイクル長さ (日)	540	←	365	←
燃料交換バッチ (炉心／ブランケット)	5/5	←	5/5	←
炉心燃料集合体数 (内側炉心／外側炉心)	30/54	←	30/54	←
径ブランケット集合体数	78	←	78	←
制御棒本数 (本)	7	←	7	←
炉心高さ (cm)	120	←	80	←
炉心等価直径 (cm)	216	196	216	196
炉心出力密度 (W/cm^3)	151	184	226	276
軸ブランケット厚 (cm)	1.2/ 10	←	40/40	←
集合体配列ピッチ (mm)	216.0	195.4	216.0	195.4
プルトニウム富化度 (wt%)	19.0 / 24.7	18.3 / 23.8	23.8 / 29.5	22.6 / 28.2
燃焼反応度損失 (%Δk/kk')	3.63	3.39	4.5	4.1
最大線出力 (2次元評価) (W/cm)	364	364	347	338
増殖比 (EOEC)	1.100	1.131	1.217	1.274
Pu-fissile インベントリ(EOEC) (ton)	1.821	1.798	1.468	1.452
原子炉倍増時間 (year)	69.1	50.3	27.7	20.5
ピーク高速フルエンス(n/cm^2, E>0.1 MeV)	5.21E+23	4.96E+23	4.53E+23	4.29E+23
ドップラー係数 (Tdk/dT)	0.0038	0.00569	0.00297	0.00461
炉心ボイド反応度 (%Δk/kk') (EOEC)				
(炉心／径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ／上部ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ)	2.294/-0.727/-1.035	2.443/-0.104/-0.304	-	-
合計 (%Δk/kk')	0.532(約1.5＄)	2.035(約5.8＄)		
炉心取出平均燃焼度 (MWd/t)	143,200	140,600	146,300	143,000

表 3.1.1.5 鉛ビスマスとナトリウムの物性値等の比較

着眼点	項 目	ナトリウム	鉛(45)／ビスマス(55)
運転温度範囲関連物性	融点／沸点 (℃)	98.0 ／ 882	124.0 ／ 1670
熱輸送に係る物性	密度 (kg/m^3)	849	10209
	比熱(kJ/(kg･K))	1.320	0.146
	熱輸送力 (密度×比熱)	1122.0	1490.5
自然循環に係る物性	体膨張率(1/℃)	2.91E-04	1.21E-04
	自然循環力 [(熱輸送力) × (膨張率)$^{0.5}$]	19.1	16.4
熱交換器サイズに係る物性	熱伝導度 (W/m･K)	70.8	13.9
炉心中性子経済に係る特性	吸収断面積 (barn) (高速炉スペクトル)	2.03E-03	4.28E-04
材料選定にかかわる事項	構造材との両立性	オーステナイト系ステンレス鋼及び高クロム鋼 (9Cr 又は 12Cr) に対して運転温度領域 (～800℃) で良好 (他の液体金属と比較する意味で同じ)	オーステナイト系ステンレス鋼及、低合金及び高クロム鋼に対して運転温度領域 (～800℃) では条件付き良。重金属炉の経験があるロシア情報では、オーステナイト系ステンレス鋼は Ni の溶解度が高く、適用範囲は限定されるが、フェライトマルテンサイト鋼に酸化防護被膜を用いた防食技術により約 650℃まで適用可能である。
燃料交換及びメンテナンス時の対応に関する特性 (冷却材漏洩対策に関連する特性)	空気,水との反応性	激しく反応	反応性が低い
	主要生成放射性核種(停止後 10 日の比放射能)) (Ci/g) [注]括弧内は半減期を示す	Na22(2.6019y) ：1.21E-5 Na24(14.959h) ：.72E-5	PO210 (138.376d) ：1.9E-2
	安定化処理の方法	機器に付着したナトリウムは、空気中にさらすと水分と反応するため、燃交時･補修時には機器に付着したナトリウムを洗浄する必要がある。洗浄方策としては水蒸気／アルコール／アンモニア／水／燃焼洗浄法等がある。安定形態は洗浄法により異なるが、水蒸気洗浄では NaOH となる。	鉛-ビスマスは空気中での反応性が低いためナトリウムのような対策は不要。ただし、1次系冷却材として使用した場合には、冷却在中に Po-210 が生成されるため対策が必要。冷却材を固化させ表面にラッカー等を塗り対策するとのロシア情報もある。
調達の容易さに関する情報	資源量	豊富	少ない
	単位重量コスト比 (工業用)	1.0	3.2
FBR の冷却材としての評価 (Na との比較)	一次冷却材としての評価	中性子吸収が少いため、炉心冷却材に適している。また、熱伝導度が高く伝熱面積を小さくできる、構造材との共存性があるなどの利点を有する。	2 次系が不要とでき簡素化が期待される。中性子吸収が少いため、炉心冷却材に適している。また、高沸点なので安全性が高い。
	二次冷却材としての評価	熱伝導度が高く伝熱面積を小さくできる、構造材との共存性があるなどの利点を有しているが、水蒸気系との激しい反応性があり、設備対応が必要。	水蒸気系との反応性が低く、熱伝導度は劣るが熱輸送力は良好であり、構造材との共存性もある程度あるため 2 次系削除の検討対象の候補

表 3.1.1.6　冷却材及び燃料種類の違いによる実効増倍率への影響（2 次元 R-Z 計算）

CITATION/Pu 富化度 14wt%一定条件

a.冷却材の効果 [窒化物燃料]	冷却材	実効増倍率(BOL)
	Pb	1.0028
	Na	0.9668
	差(%Δk/kk’)	3.6

b.冷却材の効果 [Pb 冷却材]	燃料	実効増倍率(BOL)
	窒化物燃料	1.0028
	酸化物燃料	0.8772
	差(%Δk/kk’)	12.6

表 3.1.1.7　鉛ビスマス冷却炉の冷却材駆動方式選定のための炉心仕様サーベイ条件（フェーズⅠ）

基本条件
【プラント側検討条件】 ・電気出力：350MWe（炉容器径≦10m となる最大出力暫定値） ・炉心出入口温度：炉心の成立性を考慮して設定する。 ・強制循環は BREST-300 並を目安として設定。 ・自然循環は炉容器軸長短縮のため出入口温度差を大きめにとる。 ・運転サイクル長さ：約 1.5 年（稼働率 90%以上確保） 【炉心側の目標、条件】 ・燃料形態：窒化物燃料（炉心性能目標達成） ・炉心部取出平均燃焼度：150GWd/t ・増殖比：1.0～1.2 ・被覆管最高温度目安：650℃（被覆管の腐食減肉抑制） ・燃料寿命目安：11.5 年(4200 日)（被覆管腐食量を 0.2mm 程度以下に抑制）(*1) ・被覆管寿命末期残存肉厚目安：0.4mm 程度（CDF≦0.5）

各冷却材循環方式でのプラント設計側からの制約条件と設計目標			
方式	強制循環	自然循環(*1)	リフトポンプ方式
圧損	2.3 kgf/cm^2 （流速 2m/s）	0.1 kgf/cm^2	0.2 kgf/cm^2 （ﾘﾌﾄﾎﾟﾝﾌﾟ負荷軽減）
冷却材温度	出口温度：540℃ ΔT：できるだけ大きくとる(>120℃)	出口温度を多少低くしてでもΔT を大きく取る（>180℃）(*1)	自然循環方式と同一の温度条件とする。
炉心等価直径	制限は特に設けない。	制限は特に設けない。	特に制限は設けない。

(*1) 自然循環冷却にて、より冷却材温度条件と核特性（増殖比 1.2 達成）を向上させるために、燃料寿命約 15 年（被覆管腐食量約 0.23mm）を許容したケースもサーベイした。この時に、プラント側にてなされた検討の結果、SG 物量低減の観点からΔT を 180℃とした。

表 3.1.1.8　冷却材駆動方式選定のための炉心概略仕様サーベイ結果(*1)

項目	強制循環	自然循環A	自然循環B	ﾘﾌﾄﾎﾟﾝﾌﾟ方式
原子炉熱出力 (MW) (熱効率)	833 (42%)	933 (37.5%)	933 (37.5%)	933 (37.5%)
出入口温度 (℃)	540 / 416	459 / 264	492/312	484/304
出入口温度差 (℃)	124	195	180	180
平均線出力 (W/cm)	150	100	75	100
炉心高さ (cm)	80	80	70	70
軸ブランケット厚さ (cm) 上下各	35	35	45	45
燃料ピン径 (mm)	7.8	6.5	6.5	6.5
P/D	1.26	1.60	1.48	1.45
燃料ピン長 (cm)	251	251	254	254
燃料ピン本数/SA	325	325	325	391
集合体配列ピッチ (mm)	194	205	190	203
炉心燃料集合体数 (体)	214	359	547	341
制御棒本数 (体)	18	36	36	30
炉心等価直径 (m)	3.1	4.3	4.8	4.1
運転サイクル長さ (月)	19.3	19.5	19.8	19.5
燃料交換バッチ数	7	7	9	7
燃料寿命 (年)	11.3	11.4	14.9	11.4
被覆管外面腐食量 (mm)	0.20	0.20	0.23	0.20
被覆管肉厚 (mm)	0.56	0.50	0.53	0.50
燃料体積比 (%)	35.2	21.3	24.1	26.0
構造材体積比 (%)	22.8	18.3	20.9	20.0
冷却材体積比 (%)	42.0	60.5	55.0	54.0
炉心重金属装荷量 (t)	21	24	31	24
バンドル部流速 (m/s)	1.8	0.4	0.4	0.5
バンドル圧損 (kgf/cm^2)	2.2	0.1	0.1	0.2
被覆管膜温度上昇 (℃)	26	57	34	40
被覆管HS最高温度 (℃)	650	650	650	650
Pu富化度 (wt%) IC/OC	17.2/21.2	24.3/30.0	24.6/30.3	自然循環B(左欄)より若干良好
燃焼反応度 (%Δk/kk')	1.7	3.4	2.4	
増殖比	1.31	1.06	1.15	
炉心性能の評価 (成立見通し)	○	△ (出口温度高温化、核特性向上が望まれる)	○	○
NSSS物量 (t) (*2)	995～1445(*3)	―	775	785+ガス系物量
所内負荷率	約2.7%	約3%	約4%	約4%

(*1) 窒化物燃料、炉心部取出平均燃焼度150GWd/t、電気出力35万kWe.

(*2) 原子炉容器、ガードベッセル、炉上部機構、炉内構造物、蒸気発生器、ポンプ。

(*3)　ポンプ型式 (機械、電磁)、およびSG型式 (ｻｰﾍﾟﾝﾀｲﾝ、ﾊﾞｲﾖﾈｯﾄ) により幅がある。

表 3.1.1.9　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の炉心主要目

	項　目	仕　様	備 考
基本条件・炉心構成	熱出力(MWt)	1,053	出入口温度差：180℃
	電気出力 (MWe)	400	
	炉心出口温度 (℃)	492	
	炉心入口温度 (℃)	312	
	運転サイクル長さ (月)	19	
	燃料交換バッチ （炉心／径ブランケット）	10 / 10	
	炉心型式	Pu富化度2領域炉心 (均質)	
	炉心高さ (cm)	70	
	軸ブランケット厚さ (cm) (上部／下部)	35 / 35	
	炉心等価直径 (cm)	493	
	燃料集合体数 (体) (内側炉心/外側炉心/径ブランケット)	252 / 174 / 132	
	制御棒本数 (本)　(主系/後備系)	30 / 6	
	径方向遮へい体数(体) (Pb-Bi 遮へい体／B_4C 遮へい体)	90 / 96	
炉心燃料仕様	燃料形態	Pu･U混合窒化物燃料	
	炉心材料 (被覆管／ラッパ管)	PNC-FMS(ODS)／PNC-FMS	
	燃料ピン外径 (mm)	6.5	
	被覆管肉厚 (mm)	0.54	
	燃料スミヤ密度 (%TD)	80	
	燃料ピンピッチ／燃料ピン外径 (P/D)	1.48	
	集合体当たり燃料ピン本数 (本)	469	
	ラッパ管内対面間距離 (mm)	210.4	
	ラッパ管肉厚 (mm)	3.0	
	集合体配列ピッチ (mm)	218.4	
炉心主要特性	Pu富化度 (wt%) (内側炉心／外側炉心) *1	22.1 / 27.3	*1) FP混入率2vol%, Pu組成は脚注。N-15：100%濃縮。 (*2) 3次元解析結果。(参考) 2次元RZ：103W/cm.
	炉心部取出平均燃焼度 (GWd/t)	153	
	燃焼反応度 (%Δk/kk')	1.6	
	最大線出力密度 (W/cm) (*2)	118	
	炉心部平均線出力密度 (W/cm) [平衡初期]	67	
	ピーク高速中性子束 ($\times10^{15}$ n/cm^{2}sec)	1.08	
	ピーク高速中性子フルエンス ($\times10^{23}$ n/cm^2)	5.5	
	増殖比 [平衡中期]	1.19	
	炉心部ドップラ係数 ($\times10^{-3}$ Tdk/dT)	-1.78	
	炉心冷却材ボイド反応度 ($)	6.5	

Pu同位体組成比：^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{243}Am/^{244}Cm = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0

表 3.1.1.10　鉛ビスマス冷却炉の主要な炉心設計条件

項　　目			強制循環炉	自然循環炉
プラント仕様	電気出力		750MWe	550MWe
	原子炉熱出力		1,875MWt	1,450MWt
	原子炉出口/入口温度		520 / 352 ℃	465 / 285 ℃
	1次系流量		26,700m^3/h	19,520m^3/h
炉心・燃料基本仕様	燃料形態		窒化物	←
	炉心型式		均質2領域	←
	再臨界回避方策		検討中	←
	燃料	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 ＊1	←
		FP混入率	2vol%	←
	炉心材料	被覆管	ODS鋼 ＊2	←
		ﾗｯﾊﾟ管	PNC-FMS鋼 ＊2	←
制限条件 安全要求	ﾎﾞｲﾄﾞ反応度		10＄程度以下	←
制限条件 燃料健全性	最大線出力		430W/cm 以下	←
	高速中性子照射量 ＊3		(5×10^{23}n/cm^2 以下)	←
	被覆管最高温度 ＊4		650°C 以下	←
	CDF (通常運転時)		0.5 以下	←
取合条件	炉心燃料ｽﾐｱ密度		80%TD	←
	遮へい体外接円径		5.5m 程度以下	←
	制御棒、SASS配置		切込み付きUIS対応	←
	燃料ﾊﾞﾝﾄﾞﾙ部圧損		0.23MPa 程度	0.015MPa 程度
	燃料ﾊﾞﾝﾄﾞﾙ部流速		2m/s以下	←
炉心性能目標	増殖比	導入期炉心	1.1～1.2	←
		平衡期炉心	1.04 程度	←
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間(導入期)		50年程度以下	←
	取出平均燃焼度	炉心部	150GWd/t 程度	←
		全炉心 ＊5	60GWd/t 程度以上	←
	運転ｻｲｸﾙ長さ		18ヶ月 以上	←

＊1 高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)
Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245
= 1.1/54.1/32.1/ 4.3/ 3.9/ 0.5/ 2.0/ 1.0/ 1.0/ 0.0

＊2 炉心材料組成 [炉心燃料設計用] (wt%)
Fe/Cr/Ni/Mo/Mn/W = 85.5/11.0/0.4/0.5/0.6/2.0

＊3 E ＞ 0.1MeV、基準炉心では炉心部取出平均燃焼度150GWd/t 程度を目指し、照射量制限は設けない。

＊4 肉厚中心、被覆最高温度570°C制限対応強制循環炉心 (1次系温度445 / 285 ℃) も予備検討する。

＊5 ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 3.1.1.11　鉛ビスマス強制循環冷却炉窒化物燃料炉心の主要目の比較

項目		高燃焼度炉心		照射量制限対応炉心	
		導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	1875 MWt (750 MWe)	←	←	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←	←	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)	←	20.5 ヶ月 (623.5 日)	20.0 ヶ月 (608.4 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	7/-バッチ	←	5/-バッチ	←
	炉心高さ	70 cm	←	←	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/35 cm	0/10 cm	0/35 cm	0/6 cm
	炉心等価直径	441 cm	←	←	←
	遮へい体外接円径	約 523 cm	←	←	←
炉心燃料仕様	燃料形態	窒化物	←	←	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←	←	←
	燃料ピン外径	7.3 mm	←	←	←
	被覆管肉厚	0.42 mm	←	←	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95/ - %TD	←	←	←
	スペーサ形式	グリッド支持	←	←	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←	←	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	15.2 / 18.2 wt.%	14.7 / 18.0 wt.%	15.0 / 17.7 wt.%	14.4 / 17.3 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	157 / 105 GWd/t	159 / 143 GWd/t	129/ 85 GWd/t	129 / 121 GWd/t
	燃焼反応度	0.90 %Δk/kk'	0.70 %Δk/kk'	0.75 %Δk/kk'	0.51 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.88 / 0.27 / - / 1.15	0.91 / 0.13 / - / 1.04	0.92 / 0.26 / - / 1.18	0.95 / 0.09 / - / 1.04
	最大線出力 (内側/外側)	195 / 196 W/cm	199 / 198 W/cm	202 / 202 W/cm	208 / 205 W/cm
	炉心平均出力密度	165 W/cm^3	167 W/cm^3	167 W/cm^3	170 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	6.4×10^{23} n/cm^2	6.6×10^{23} n/cm^2	5.4×10^{23} n/cm^2	5.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-3.0×10^{-3}	-3.1×10^{-3}	-3.2×10^{-3}	-3.4×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)*4	4.8 $*5	5.2 $*5	4.7 $*5	5.2 $*5
	複合システム倍増時間	48 年*6	-	42 年*6	-

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、

*5：実効遅発中性子割合 0.00326(高燃焼度・導入期炉心)、0.00325(高燃焼度・平衡期炉心)、0.00330(照射量制限対応・導入期炉心)、0.00328(照射量制限対応・平衡期炉心)、

*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮

表 3.1.1.12　燃料形態の違いによる鉛ビスマス強制循環冷却炉導入期炉心の主要目の比較（同一仕様）

項目		窒化物燃料	金属燃料	MOX 燃料
基本仕様	原子炉出力	1875 MWt (750 MWe)	←	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)	←	13.7 ヶ月 (418 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	7/-バッチ	←	6/-バッチ
	炉心高さ	70 cm	←	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/35 cm	←	←
	炉心等価直径	441 cm	←	←
	遮へい体外接円径	約 523 cm	←	←
炉心燃料仕様	燃料形態	窒化物	金属燃料	MOX
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←	←
	燃料ピン外径	7.3 mm	←	←
	被覆管肉厚	0.42 mm	←	0.52 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95/ - %TD	75 / 75/ - %TD	82 / 95/ - %TD
	スペーサ形式	グリッド支持	←	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	15.2 / 18.2 wt.%	13.0 / 16.4 wt.%	23.2 / 25.7 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	157 / 105 GWd/t	156 / 112 GWd/t	150 / 100 GWd/t
	燃焼反応度	0.90 %Δk/kk'	1.05 %Δk/kk'	2.80 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.88 / 0.27 / - / 1.15	0.84 / 0.26 / - / 1.10	0.72 / 0.24 / - / 0.95
	最大線出力 (内側/外側)	195 / 196 W/cm	191 / 192 W/cm	187 / 191 W/cm
	炉心平均出力密度	165 W/cm^3	163 W/cm^3	166 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	6.4×10^{23} n/cm^2	7.6×10^{23} n/cm^2	4.3×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-3.0×10^{-3}	-2.2×10^{-3}	-4.1×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)*4	4.8 $*5	4.3 $*5	4.1 $*5
	複合システム倍増時間	48 年*6	70 年*6	-

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00326(窒化物燃料)、0.00338(金属燃料)、0.00306(MOX 燃料)
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮

表 3.1.1.13　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心の主要目の比較

項目		導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	1875 MWt (750 MWe)	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	17.5 ヶ月 (532 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	6/6 バッチ	←
	炉心高さ	90 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/55 cm	0/35 cm
	炉心等価直径	441 cm	←
	遮へい体外接円径	約 557 cm	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	7.3 mm	←
	被覆管肉厚	0.52 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	82 / 95/ 95 %TD	←
	スペーサ形式	グリッド支持	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	20.5 / 23.8 wt.%	20.3 / 23.7 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	149 / 61 GWd/t	148 / 87 GWd/t
	燃焼反応度	2.4 %Δk/kk'	2.3 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.79 / 0.19 / 0.13 / 1.10	0.79 / 0.17 / 0.08 / 1.04
	最大線出力 (内側/外側)	152 / 157 W/cm	152 / 156 W/cm
	炉心平均出力密度	130 W/cm^3	129 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	4.7×10^{23} n/cm^2	4.7×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-3.7×10^{-3}	-3.7×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)*4	4.7 $*5	4.9 $*5
	複合システム倍増時間	80 年*6	-

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00311 (導入期炉心)、0.00309 (平衡期炉心)
*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮

表 3.1.1.14　燃料組成の違いによる鉛ビスマス強制循環冷却炉導入期炉心の主要目の比較

項目		高速炉多重リサイクル TRU[*1]	LWR からの回収 TRU(基準)[*2]	LWR からの回収 TRU(代表)[*3]
基本仕様	原子炉出力	1875 MWt (750 MWe)	←	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)	←	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	7/-バッチ	←	←
	炉心高さ	70 cm	←	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/35 cm	←	←
	炉心等価直径	441 cm	←	←
	遮へい体外接円径	約 523 cm	←	←
炉心燃料仕様	燃料形態	窒化物	←	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←	←
	燃料ピン外径	7.3 mm	←	←
	被覆管肉厚	0.42 mm	←	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95/ - %TD	←	←
	スペーサ形式	グリッド支持	←	←
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本	←	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)[*4]	15.2 / 18.2 wt.%	14.8 / 17.6 wt.%	14.7 / 17.6 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心[*5])	157 / 105 GWd/t	157 / 105 GWd/t	157 / 105 GWd/t
	燃焼反応度	0.90 %Δk/kk'	1.30 %Δk/kk'	0.70 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.88 / 0.27 / - / 1.15	0.85 / 0.27 / - / 1.11	0.86 / 0.27 / - / 1.14
	最大線出力 (内側/外側)	195 / 196 W/cm	195 / 195 W/cm	197 / 197 W/cm
	炉心平均出力密度	165 W/cm^3	165 W/cm^3	165 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*6]	6.4×10^{23} n/cm^2	6.4×10^{23} n/cm^2	6.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)[*7]	-3.0×10^{-3}	-2.8×10^{-3}	-2.6×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)[*7]	4.8 $[*5]	4.9 $[*8]	5.3 $[*8]
	複合システム倍増時間	48 年[*6]	60 年[*9]	49 年[*9]

*1 (^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm = 1.1 / 54.1 / 32.1 / 4.3 / 3.9 / 0.5 / 2.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0) + FP(2vol%)、

*2 (^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm = 2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0) + FP(2vol%)、

*3 (^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{243}Am/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm = 2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 1.4 / 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0) + FP(2vol%)、

*4：Pu/HM、*5：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*6：E > 0.1 MeV、*7：集合体内非均質効果考慮、

*8：実効遅発中性子割合 0.00326(高速炉多重リサイクル TRU)、0.00326(LWR からの回収 TRU(基準))、0.00314(LWR からの回収 TRU(代表))、

*9：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮

表 3.1.1.15　サーベイ計算の集合体仕様

	集合体内対面距離	燃料棒外径	燃料棒ピッチ	集合体内燃料棒数	燃料棒層数	最外周ピンとダクト間ギャップ	P/D	ΔT*	HM装荷量
	mm	mm	mm	本	層	mm	-	℃	t
自然循環	205.3	8.5	12.5	271	19	0.97	1.47	180	36
	203.3	8.28	12.4	271	19	0.86	1.50	180	36
	208.2	8.28	12.7	271	19	0.97	1.53	160	36
	214.4	8.28	13.1	271	19	0.96	1.58	140	36
	222.2	8.28	13.6	271	19	0.96	1.64	120	36
	231.6	8.28	14.2	271	19	0.98	1.71	100	36
	247.2	8.28	15.2	271	19	0.99	1.84	80	36
	269	8.28	16.6	271	19	0.98	2.00	60	36
強制循環	163	7.3	8.9	331	21	0.77	1.22	168	43.1
	161.2	7.16	8.8	331	21	0.81	1.23	168	43.1
	163	7.16	8.9	331	21	0.84	1.24	155	43.1

＊ ΔT：炉心出入口温度差

表 3.1.1.16　サーベイ結果のまとめ

自然循環検討結果

項目	単位	基準	ケース1 ΔT=180℃	ケース2 ΔT=140℃
熱出力	MWt	1450	1450	1450
被覆管制限温度	℃	650	570	570
炉心出入口温度差	℃	180	180	140
炉心出口温度	℃	465	416	428
炉心HM装荷量	t	36	36	36
運転サイクル	月	15.06	15.06	15.06
バッチ数		9	9	9
燃料炉内滞在時間	年	11.29	11.29	11.29
必要被覆管肉厚	μm	460	330	330
設定被覆管肉厚	μm	460	350	350
燃料ピン径	mm	8.5	8.28	8.28
平均線出力密度	W/cm	168.70	168.70	168.70
バンドル流量	kg/s	142.00	142.00	182.57
ピンピッチ	mm	12.50	12.40	13.10
P/D		1.47	1.50	1.58
集合体内対面距離	mm	205.3	203.3	214.4
炉心入口温度	℃	285	236	288
被覆管温度計算値	℃	616	570	570

強制循環検討結果

項目	単位	基準	ケース1 ΔT=168℃	ケース2 ΔT=160℃
熱出力	MWt	1875	1875	1875
被覆管制限温度	℃	650	570	570
炉心出入口温度差	℃	168	168	160
炉心出口温度	℃	520	445	450
炉心HM装荷量	t	43.1	43.1	43.1
運転サイクル	月	14.93	14.93	14.93
バッチ数		8	8	8
燃料炉内滞在時間	年	9.95	9.95	9.95
必要被覆管肉厚	μm	420	277	277
設定被覆管肉厚	μm	420	350	350
燃料ピン径	mm	7.3	7.16	7.16
平均線出力密度	W/cm	132.45	132.45	132.45
バンドル流量	kg/s	159.80	159.80	167.79
ピンピッチ	mm	8.90	8.80	8.85
P/D		1.22	1.23	1.24
集合体内対面距離	mm	163	161.2	162
炉心入口温度	℃	352	277	290
被覆管温度計算値	℃	643	570	570

表 3.1.1.17　鉛ビスマス強制循環冷却炉の装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		CuI 集合体	
充填材	材料		Tc	Zr-H	CuI	Zr-H
	形態		ペレット		ペレット	
	外径	[mm]	5.780	6.140	4.4	4.46
	充填材スミア密度	[%]	80	90	70	90
被覆管	材料		ODS 鋼			
	外径	[mm]	7.30		5.30	
	内径	[mm]	6.46		4.70	
	肉厚	[mm]	0.42		0.30	
要素	全長	[mm]	2905			
	直径ギャップ	[mm]	0.68	0.32	0.30	0.24
	ボンド材		He	Pb-Bi	He	Pb-Bi
	充填材スタック高さ	[mm]	1050			
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	730/410			
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		グリッド型			
	材料		PNC-ODS 鋼			
ラッパ管	材料		PNC-FMS			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	163.0			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	173.0			
	ラッパ管肉厚	[mm]	5.0			
集合体	バンドル規模	[本]	331		631	
	要素配列ピッチ	[mm]	8.9		6.46	
	P/D		1.22		1.22	
	集合体配列ピッチ	[mm]	177.5			

表 3.1.1.18　LLFP 集合体を装荷した鉛ビスマス強制循環炉の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	1875	1875
運転サイクル長さ	ヶ月	18	18
燃料交換バッチ数	-	5	5
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	288/246	288/246
径方向ブランケット体数	-	0	0
炉中心スティール集合体	-	1	1
制御棒本数（主/後備）	-	18/6	18/6
径方向遮へい体数（Pb-Bi）	-	186	61
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	55
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	70
炉心高さ	cm	70	70
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	0/35	0/35
Pu 富化度*(内側／外側炉心)	wt%	14.8/17.3	15.1/18.5
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	11.4	11.4
増殖比	-	1.20	1.16
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	0.49	0.83
ﾋﾟｰｸ高速中性子束	10^{15}n/cm^2･s	2.0	2.1
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量	10^{23}n/cm^2	4.7	4.9
ナトリウムボイド反応度	$	4.7	4.2
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-3.3	-3.4

＊ Pu 富化度＝Pu/HM　[wt%]

表 3.1.1.19　鉛ビスマス強制循環冷却炉の LLFP 核変換特性

		Pb-Bi強制循環炉		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		50%	80%	55%	80%
減速材比		20%	40%	20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		105	105	110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm) (下部/上部)		73/41	-	142/28.5	-
LLFP集合体数		70	55	86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	12.8	63.7	15.6	112.9
	全体	895	3502	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	478	1868	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	1.33%	0.74%	1.68%	0.76%
	第2層	0.50%	-	0.59%	-
	平均	0.89%	0.74%	1.10%	0.76%
取出変換率		9.6%	15.1%	13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	11.0	22.0	13.0	7.0
	year	16.5	33.0	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		809	2973	1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	7.8	24.1	14.3	44.5
	生成量	7.7	23.8	14.3	44.7
サポートファクタ		1.02	1.01	1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合体)		13.0	14.5	2.5	4.2
炉心流量比率(%)		1.1	1.0	1.1	1.3

表 3.1.1.20　鉛ビスマス自然循環冷却炉窒化物燃料炉心の主要目の比較

項目		高燃焼度炉心		照射量制限対応炉心	
		導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心
基本仕様	原子炉出力	1450MWt (550 MWe)	←	←	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←	←	←
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)	←	19.1 ヶ月 (580 日)	18.5 ヶ月 (562.7 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	8/-バッチ	←	7/-バッチ	←
	炉心高さ	70 cm	←	←	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30/30 cm	14/14 cm	30/30 cm	12/12 cm
	炉心等価直径	464 cm	←	←	←
	遮へい体外接円径	約 562 cm	←	←	←
炉心燃料仕様	燃料形態	窒化物	←	←	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←	←	←
	燃料ピン外径	8.5 mm	←	←	←
	被覆管肉厚	0.46 mm	←	←	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 90/ - %TD	←	←	←
	スペーサ形式	グリッド支持	←	←	←
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本	←	←	←
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	18.1 / 23.8 wt.%	17.6 / 23.5 wt.%	17.9 / 23.5 wt.%	17.3 / 23.1 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	156 / 89 GWd/t	160 / 122 GWd/t	146 / 83 GWd/t	146 / 114 GWd/t
	燃焼反応度	1.18 %Δk/kk'	1.14 %Δk/kk'	1.21 %Δk/kk'	1.13 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.74 / 0.43 / - / 1.17	0.77 / 0.28 / - / 1.04	0.75 / 0.43 / - / 1.18	0.79 / 0.25 / - / 1.04
	最大線出力 (内側/外側)	222 / 229 W/cm	229 / 233 W/cm	226 / 233 W/cm	234 / 238 W/cm
	炉心平均出力密度	109 W/cm^3	111 W/cm^3	110 W/cm^3	113 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	5.7×10^{23} n/cm^2	5.9×10^{23} n/cm^2	5.3×10^{23} n/cm^2	5.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-2.3×10^{-3}	-2.4×10^{-3}	-2.4×10^{-3}	-2.6×10^{-3}
	ボイド反応度 (平衡末期)*4	8.7 $*5	9.4 $*5	8.6 $*5	9.3 $*5
	複合システム倍増時間	51 年*6	-	48 年*6	-

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、

*5：実効遅発中性子割合 0.00304(高燃焼度・導入期炉心)、0.00305(高燃焼度・平衡期炉心)、0.00306(照射量制限・導入期炉心)、0.00308(照射量制限・平衡期炉心)、

*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮

表 3.1.1.21　鉛ビスマス自然循環冷却炉の装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		CuI 集合体	
充填材	材料		Tc	Zr-H	CuI	Zr-H
	形態		ペレット		ペレット	
	内径	[mm]	0.0			
	外径	[mm]	6.78	7.19	3.86	4.60
	充填材スミア密度	[%]	80	90	50	90
被覆管	材料		ODS 鋼			
	外径	[mm]	8.50		5.50	
	内径	[mm]	7.58		4.84	
	肉厚	[mm]	0.46		0.33	
要素	全長	[mm]	2540			
	直径ギャップ	[mm]	0.80	0.39	0.98	0.24
	ボンド材		He	Pb-Bi	He	Pb-Bi
	充填材スタック高さ	[mm]	700			
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	780/460			
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		グリッド型			
	材料		PNC-ODS 鋼			
ラッパ管	材料		PNC-FMS			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	211.3			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	205.3			
	ラッパ管肉厚	[mm]	3.0			
集合体	バンドル規模	[本]	271		631	
	要素配列ピッチ	[mm]	12.5		8.1	
	P/D		1.47		1.47	
	集合体配列ピッチ	[mm]	215.3			

表 3.1.1.22　LLFP 集合体を装荷した鉛ビスマス自然循環冷却炉の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	1450	1450
運転サイクル長さ	ヶ月	18	18
燃料交換バッチ数	-	6	6
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	252/144	316/278
径方向ブランケット体数	-	0	0
炉中心スティール集合体	-	1	1
制御棒本数（主/後備）	-	18/6	40/15
径方向遮へい体数（Pb-Bi）	-	162	50
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	44
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	68
炉心高さ	cm	70	70
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	30/30	30/30
Pu 富化度*(内側／外側炉心)	wt%	17.6/22.7	17.7/24.8
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	12.0	12.0
増殖比	-	1.21	1.16
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	1.04	1.28
ﾋﾟｰｸ高速中性子束	10^{15}n/cm^2･s	1.6	1.6
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量	10^{23}n/cm^2	4.4	4.6
ナトリウムボイド反応度	$	8.1	7.1
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-2.6	-2.7

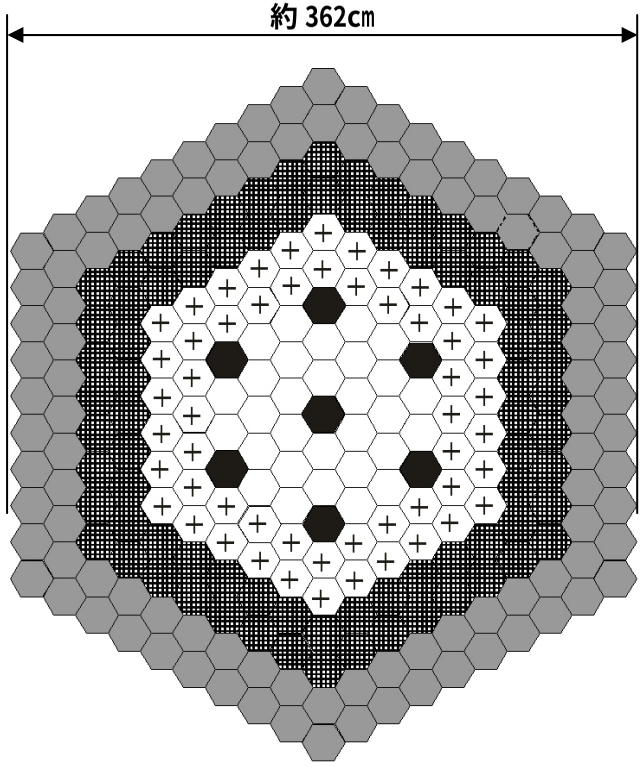
＊ Pu 富化度＝Pu/HM　[wt%]

表 3.1.1.23　鉛ビスマス自然循環冷却炉の LLFP 核変換特性

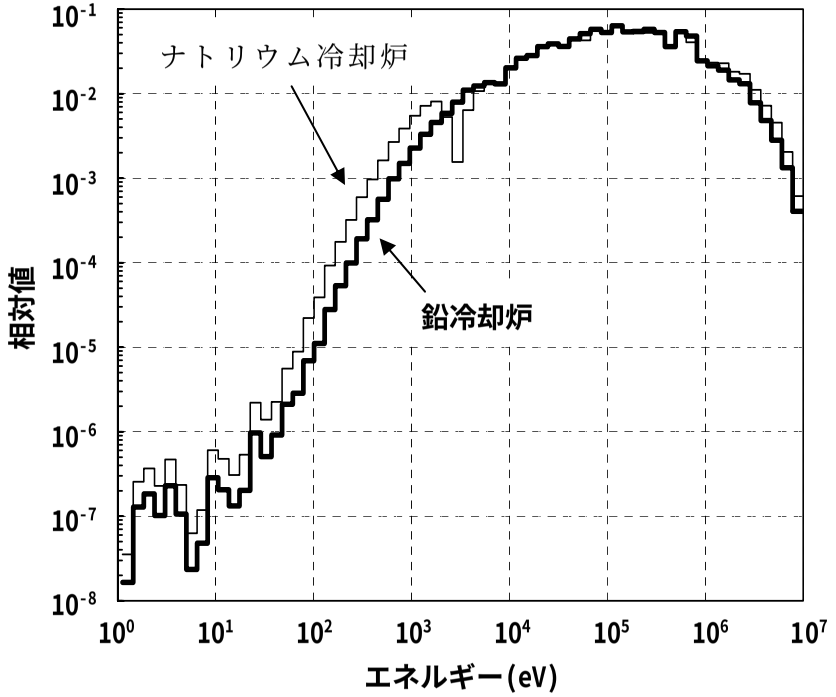
		Pb-Bi自然循環炉		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		50%	80%	55%	80%
減速材比		60%	48%	20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		70	70	110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm) (下部/上部)		108 / 76	-	142 / 28.5	-
LLFP集合体数		68	44	86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	4.5	41.2	15.6	112.9
	全体	304	1813	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	210	1250	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	3.25%	1.14%	1.68%	0.76%
	第2層	1.28%	-	0.59%	-
	平均	2.14%	1.14%	1.10%	0.76%
取出変換率		27.5%	20.5%	13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	14.0	20.0	13.0	7.0
	year	21.0	30.0	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		221	1441	1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	6.0	18.6	14.3	44.5
	生成量	5.9	18.4	14.3	44.7
サポートファクタ		1.01	1.01	1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合体)		14.0	12.4	2.5	4.2
炉心流量比率(%)		0.9	0.7	1.1	1.3

表 3.1.1.24 各プラント概念の概略仕様

	①経済性最適化強制循環炉	②経済性最適化自然循環炉	③保守補修性最適化強制循環炉	④保守補修性最適化強制循環炉(低温化オプション)
循環方式	強制循環	自然循環	強制循環	強制循環
ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度	650℃	650℃	650℃	570℃
崩壊熱除去	自然循環	自然循環	自然循環	自然循環
原子炉容器径	10m 台	10m 台	15m 以下	15m 以下
UIS 形式	上部外胴付コラム型	上部外胴付コラム型	引き抜き可能なコラム型	引き抜き可能なコラム型
SG 形式	原子炉容器径を最小化する形式	原子炉容器径を最小化する形式	ヘリカルコイル型（引き抜き可能）	ヘリカルコイル型（引き抜き可能）
ポンプ	機械式（引き抜き可能）	－	機械式（引き抜き可能）	機械式（引き抜き可能）
ルーフデッキ	開放不可	開放不可	開放可能	開放可能
冷却材ドレン性	無し	無し	有り	有り

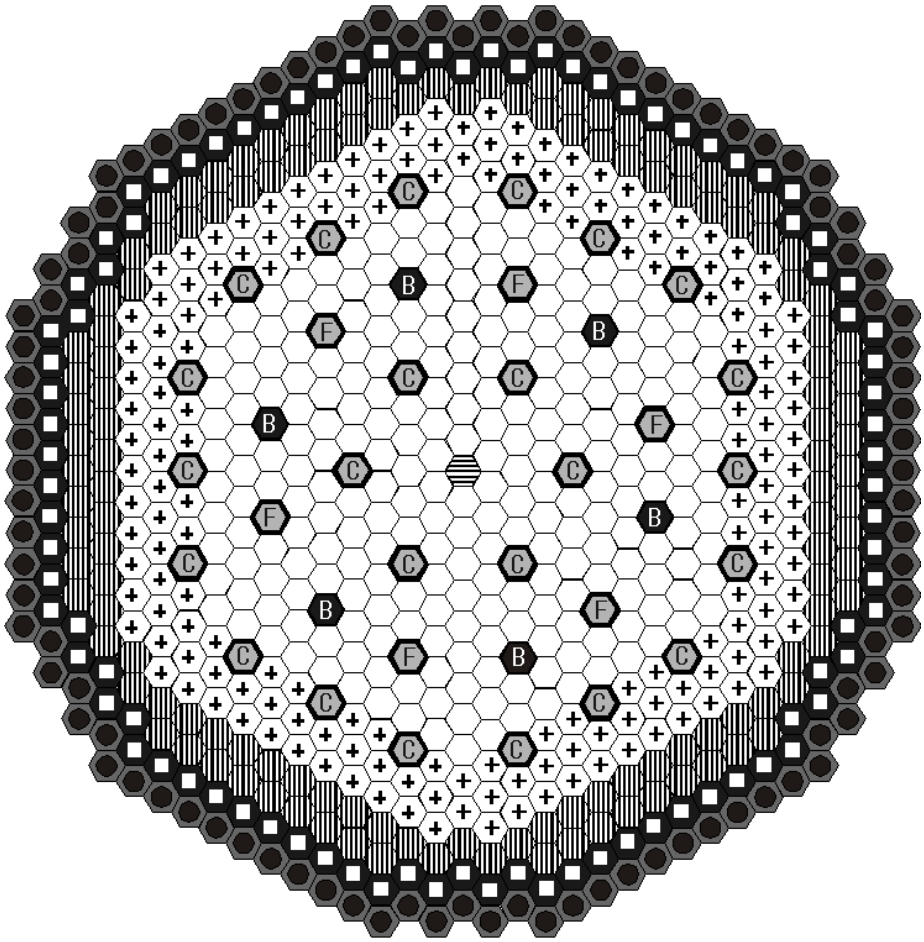


内側炉心燃料集合体	30 体
外側炉心燃料集合体	54 体
径ブランケット集合体	78 体
鉛遮へい体	102 体
制御棒	7 体
合　計	271 体



(炉心中心の中性子スペクトル：18 ヶ月サイクル炉心)

図 3.1.1.1　鉛冷却酸化物燃料炉心（700MWt）の炉心配置図と鉛及びナトリウム冷却酸化物燃料炉心（700MWt）の中性子スペクトルの比較



	内側炉心燃料集合体	252 体
	外側炉心燃料集合体	174 体
	径方向ブランケット	132 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	24 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	鉛ビスマス遮へい体	90 体
	B_4C 遮へい体	96 体
	合　計	781 体

図 3.1.1.2　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の炉心配置図

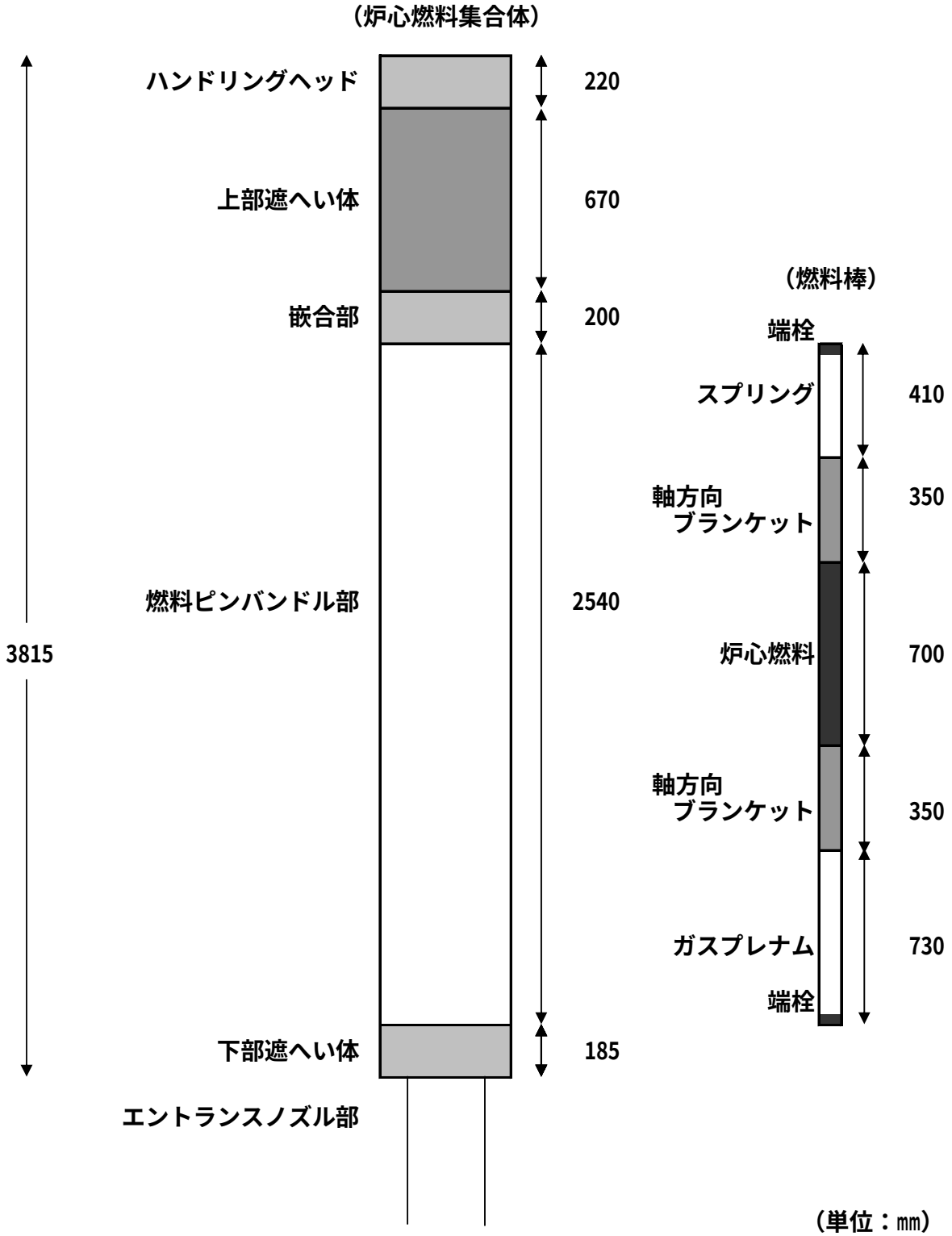


図 3.1.1.3　鉛ビスマス自然循環冷却炉（フェーズⅠ）の燃料軸方向概略図

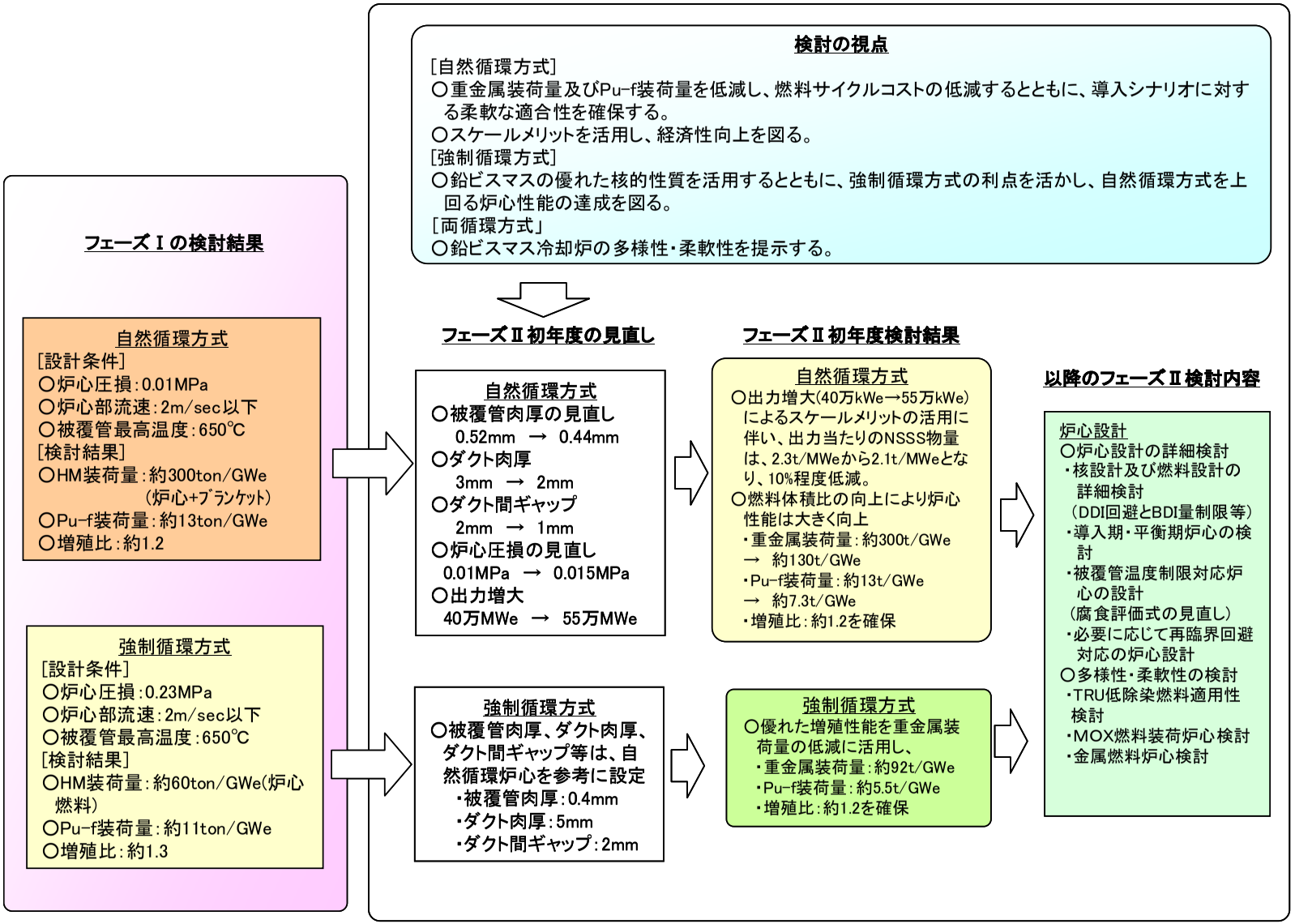


図 3.1.1.4　鉛ビスマス冷却炉のフェーズⅡ検討方向

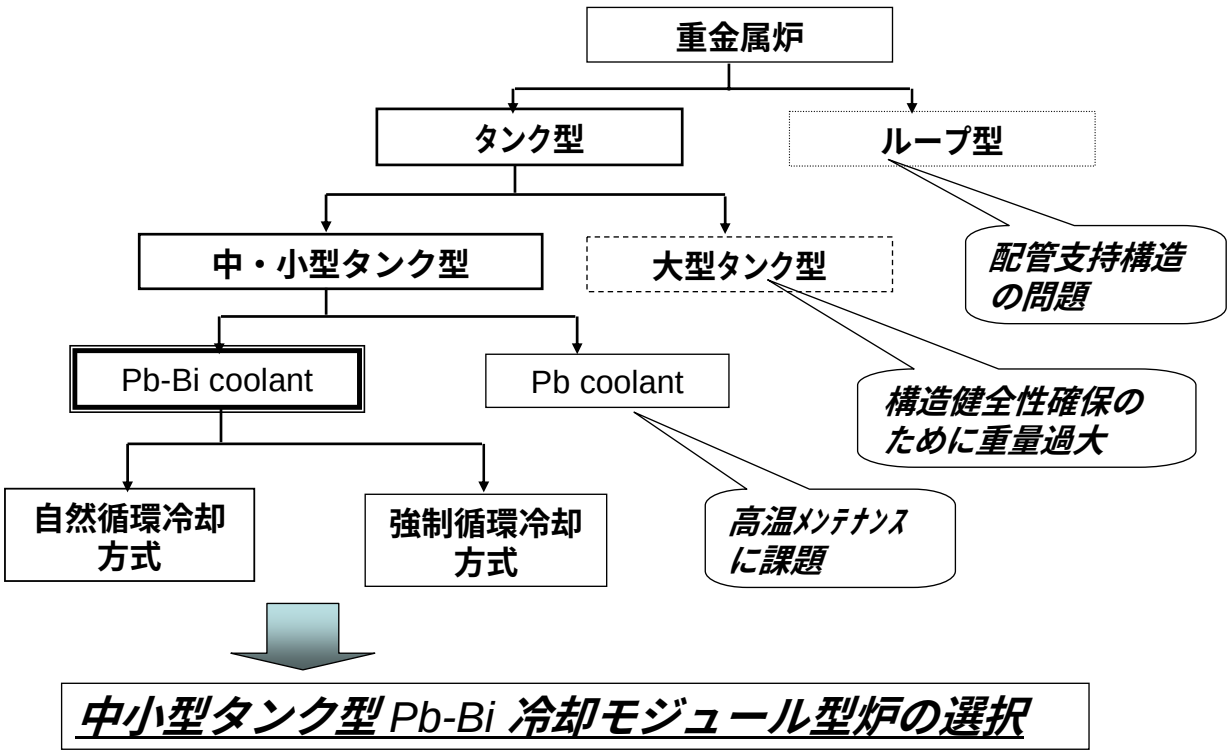


図 3.1.1.5 フェーズⅠ検討でのプラント概念の絞り込み

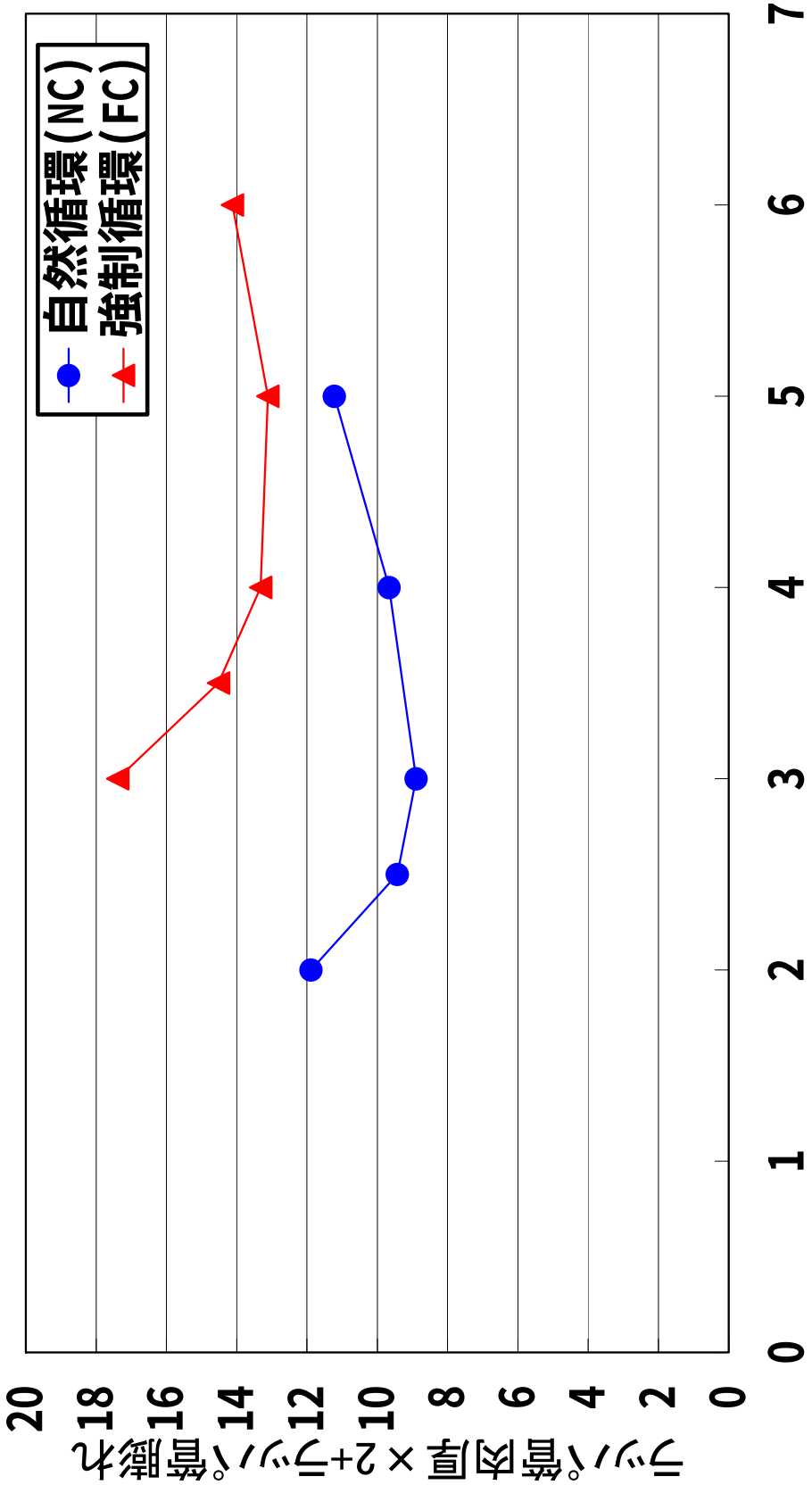
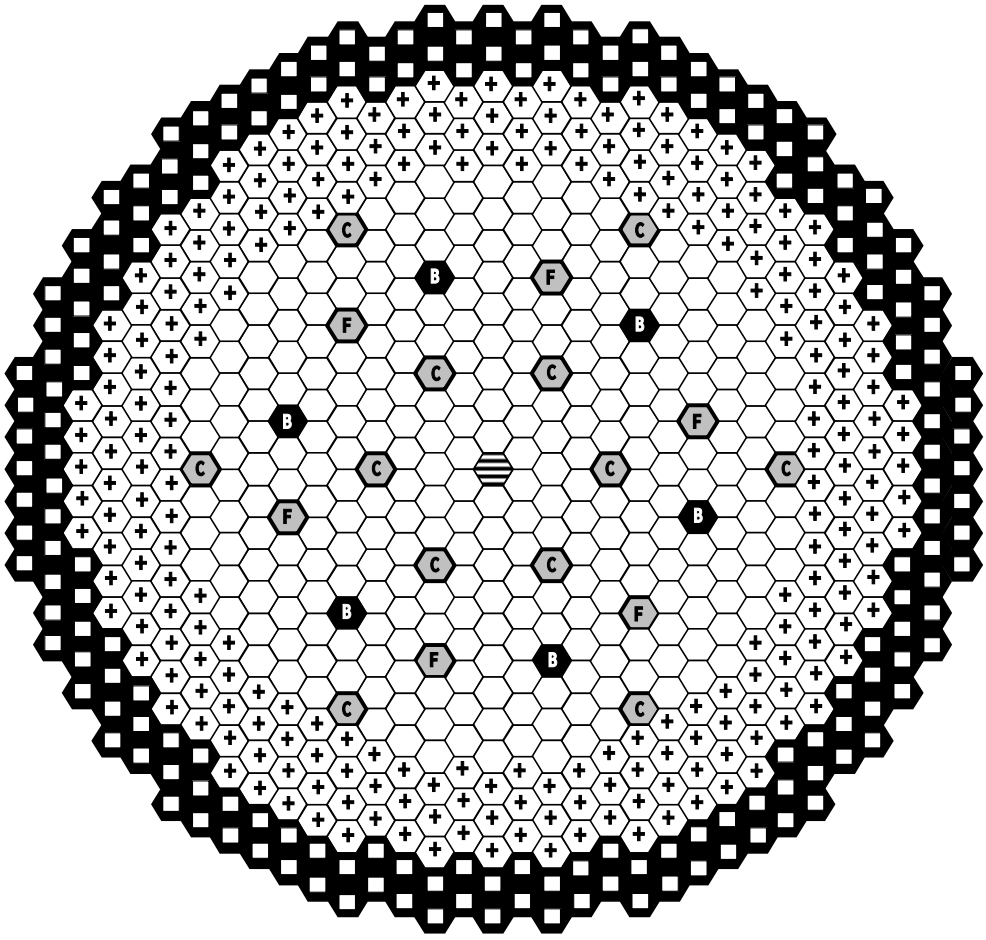


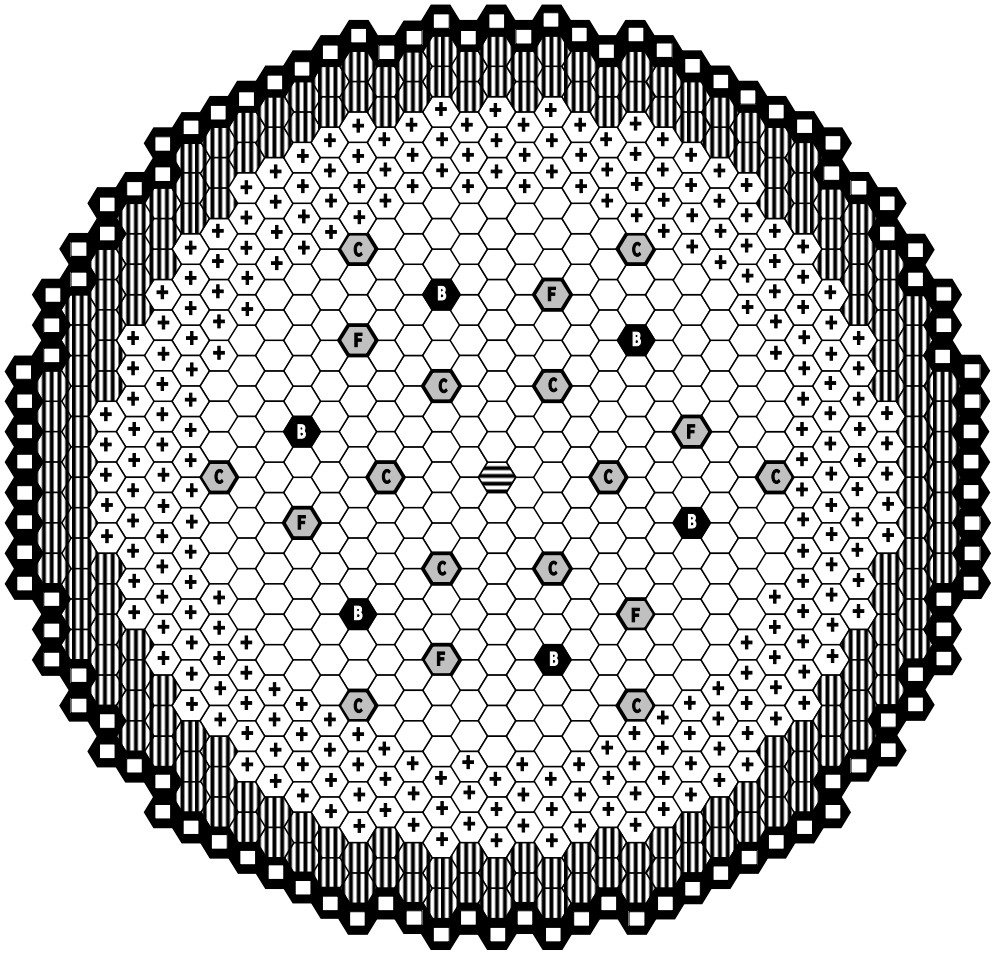
図 3.1.1.6　ラッパ管肉厚と必要「ラッパ管肉厚×2＋ラッパ管膨れ」の関係



	内側炉心燃料集合体	288 体
+	外側炉心燃料集合体	246 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	12 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	鉛ビスマス遮へい体	186 体
	合 計	745 体

	高燃焼度炉心		照射量制限対応炉心	
	導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心
集合体配列ピッチ（mm）	177.5	←	←	←
炉心構成要素外接円径（cm）	約523	←	←	←

図 3.1.1.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉窒化物燃料炉心の炉心配置図

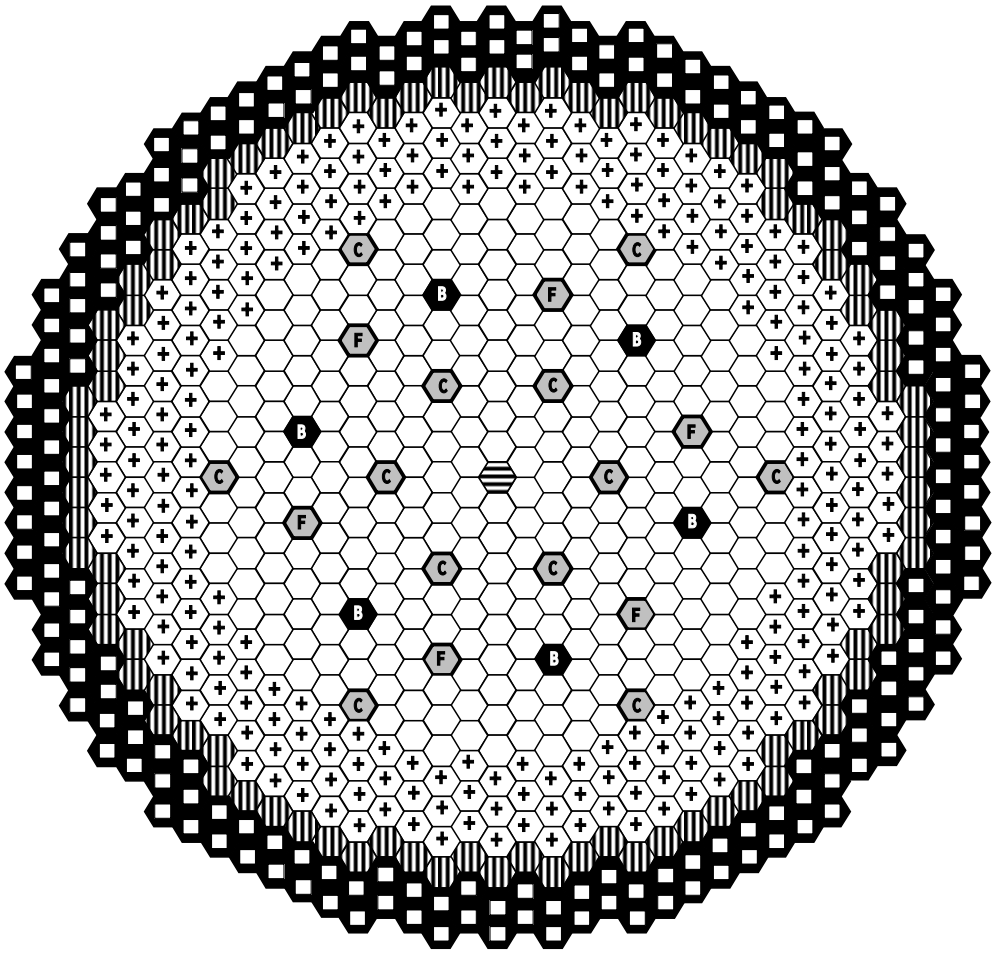


	内側炉心燃料集合体	288 体
	外側炉心燃料集合体	246 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	12 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	径方向ブランケット	186 体
	鉛ビスマス遮へい体	102 体
	合　計	847 体

・集合体配列ピッチ　177.5㎜

・遮へい体外接円径　約557㎝

図 3.1.1.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心（導入期）の炉心配置図



	内側炉心燃料集合体	288 体
+	外側炉心燃料集合体	246 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	12 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	径方向ブランケット	90 体
	鉛ビスマス遮へい体	198 体
	合 計	847 体

・集合体配列ピッチ　177.5㎜

・遮へい体外接円径　約557㎝

図 3.1.1.9　鉛ビスマス強制循環冷却炉 MOX 燃料炉心（平衡期）の炉心配置図

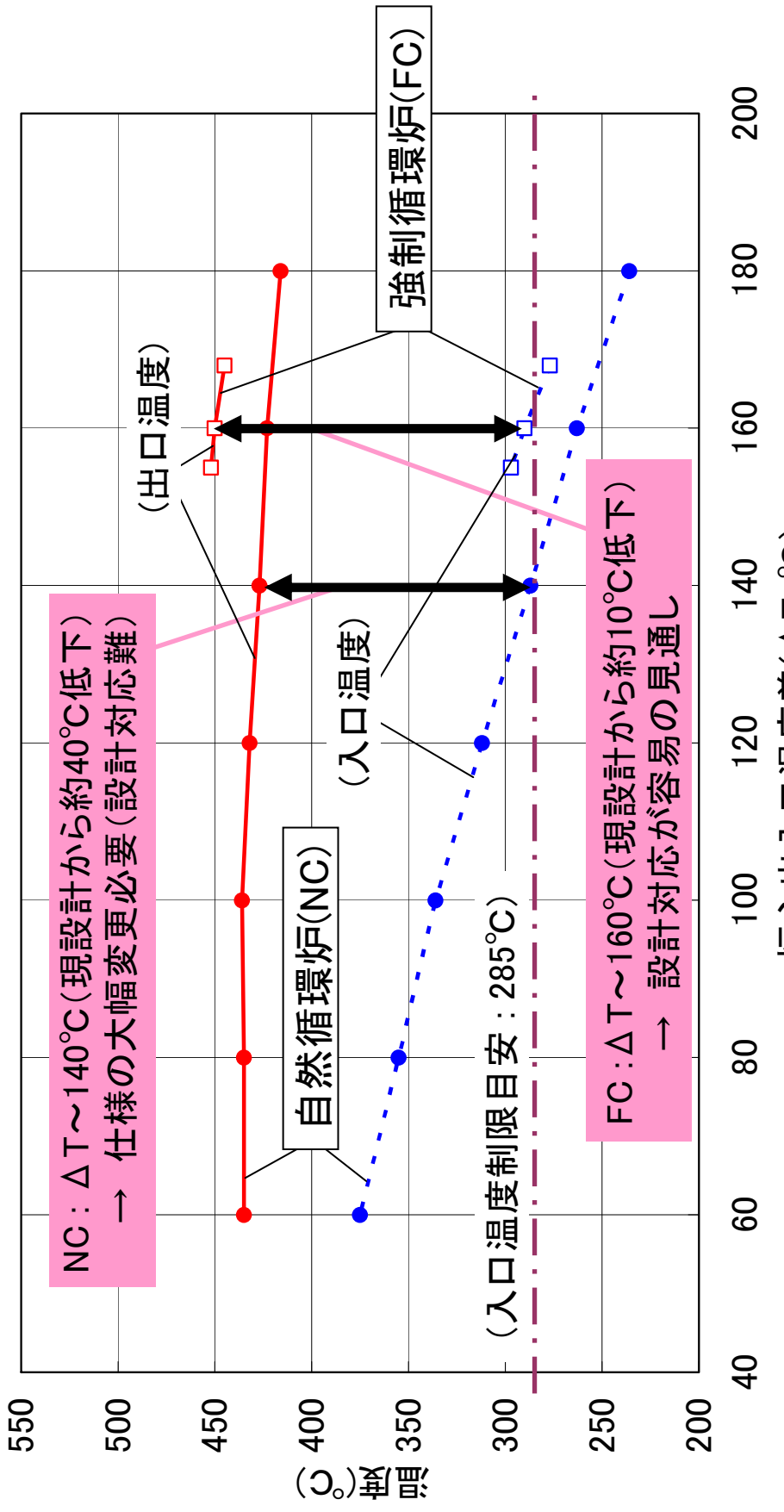


図 3.1.1.10　炉心出入口温度差（ΔT）と炉心出入口温度の関係

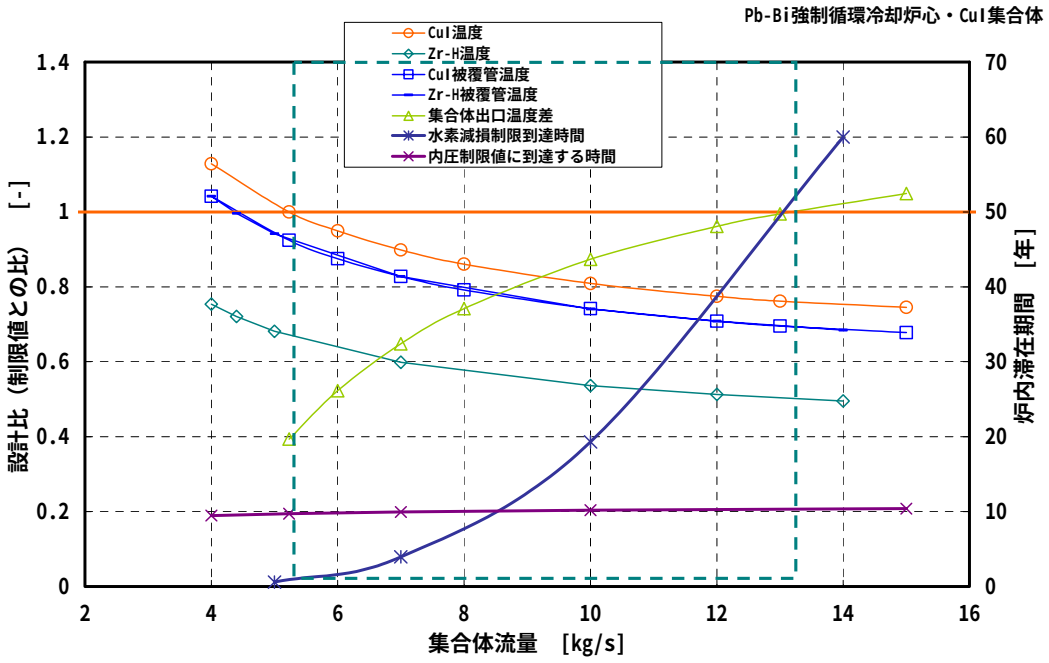


図 3.1.1.11　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

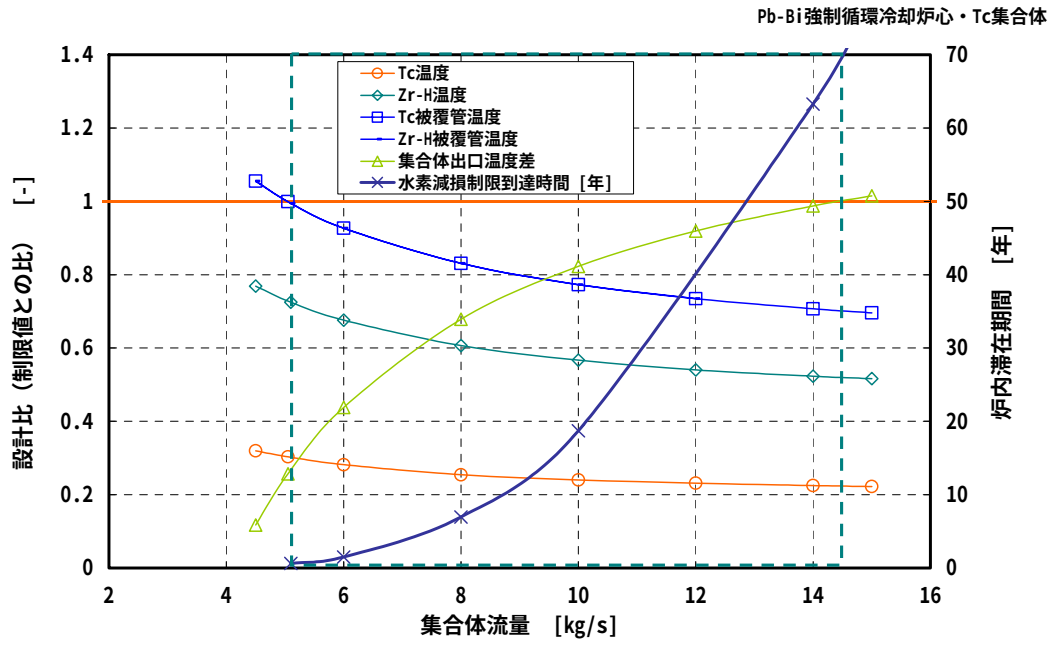
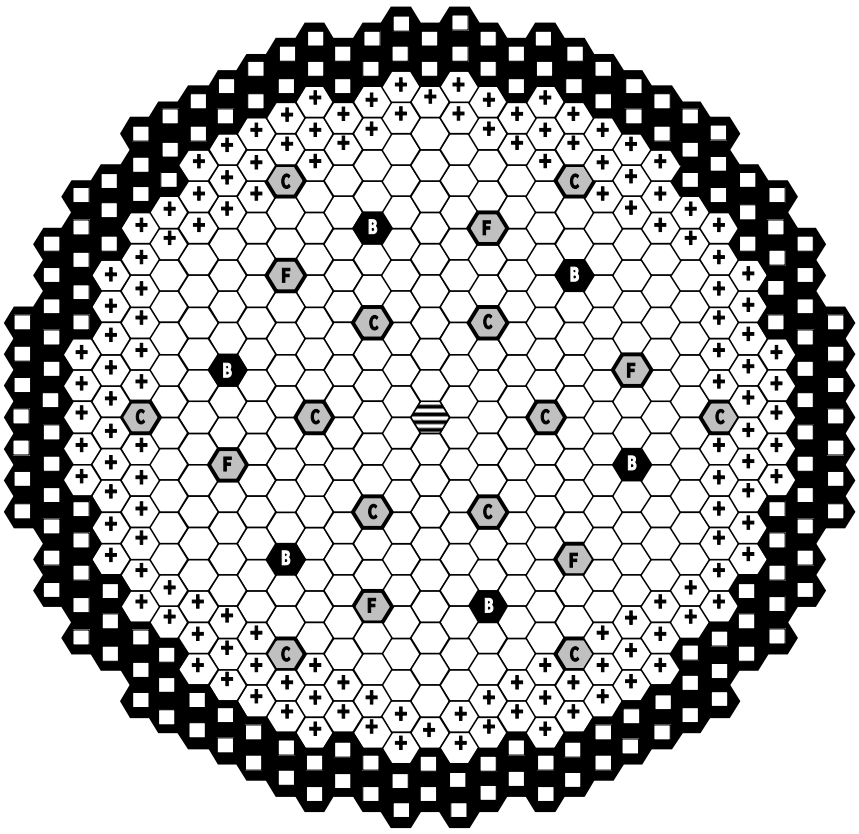


図 3.1.1.12　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係



	内側炉心燃料集合体	252 体
+	外側炉心燃料集合体	144 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	12 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	鉛ビスマス遮へい体	162 体
	合　計	583 体

	高燃焼度炉心		照射量制限対応炉心	
	導入期炉心	平衡期炉心	導入期炉心	平衡期炉心
集合体配列 ピッチ（mm）	215.3	←	←	←
遮へい体 外接円径（cm）	約562	←	←	←

図 3.1.1.13　鉛ビスマス自然循環冷却炉窒化物燃料炉心の炉心配置図

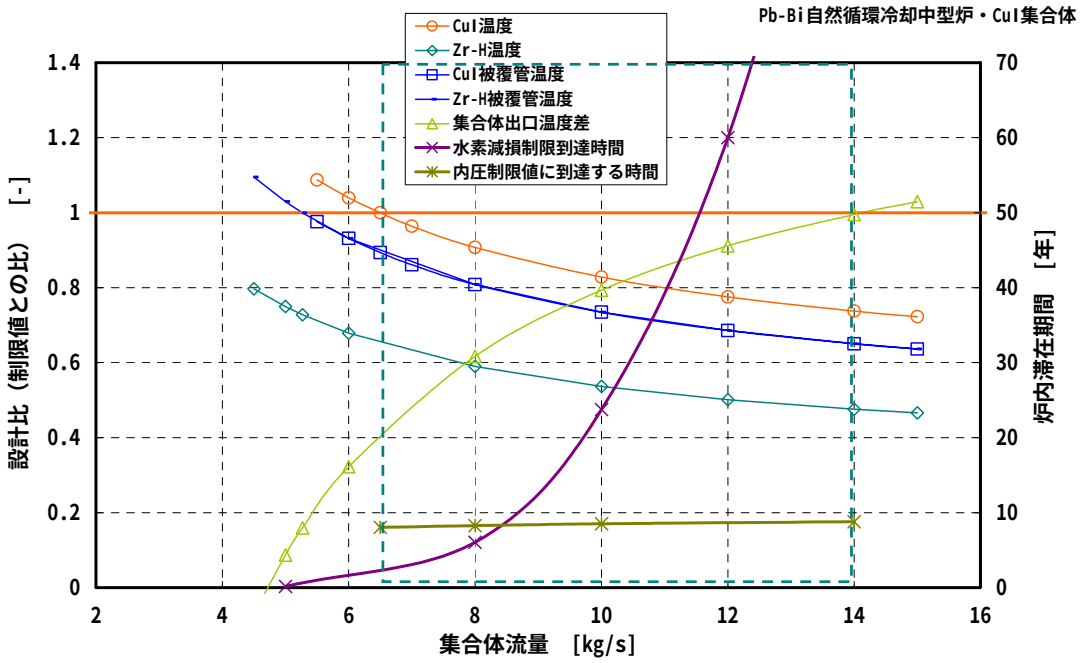


図 3.1.1.14　CuI 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

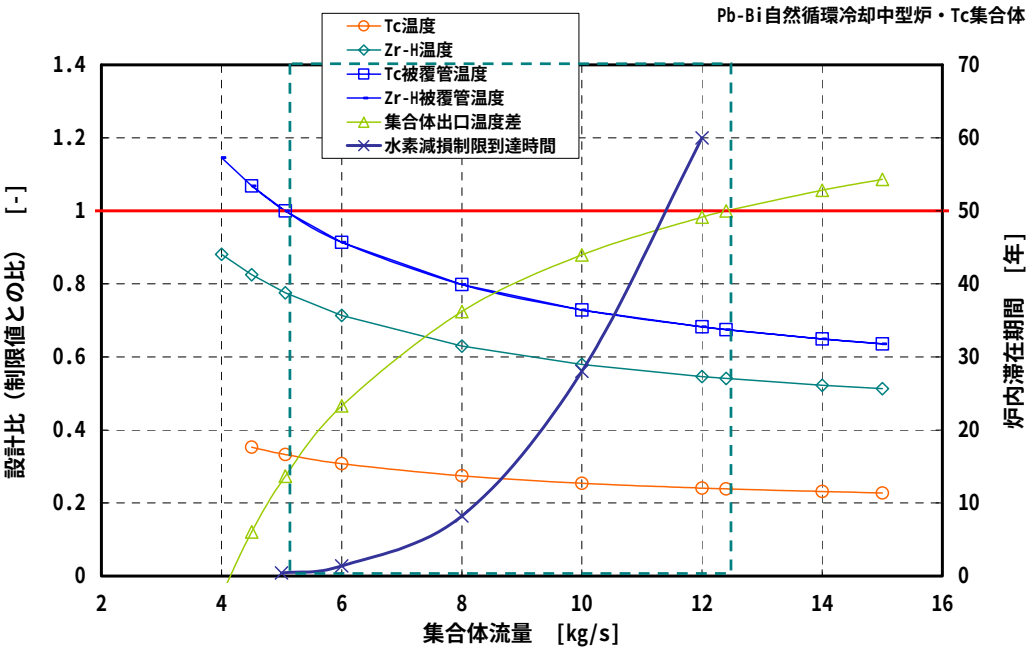


図 3.1.1.15　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

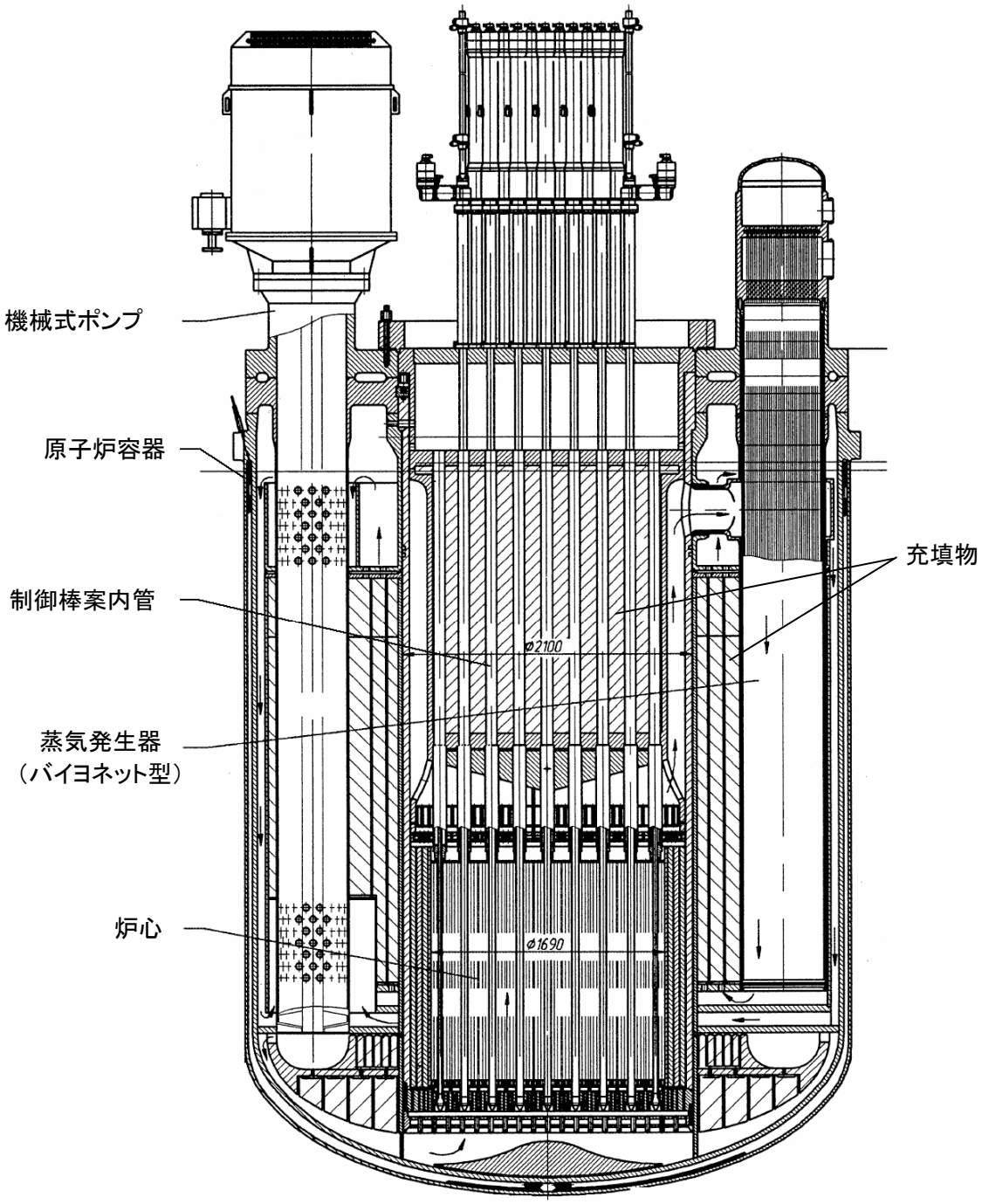


図 3.1.1.16　２重容器によるコールドベッセルタンク型炉概念（SVBR-75）

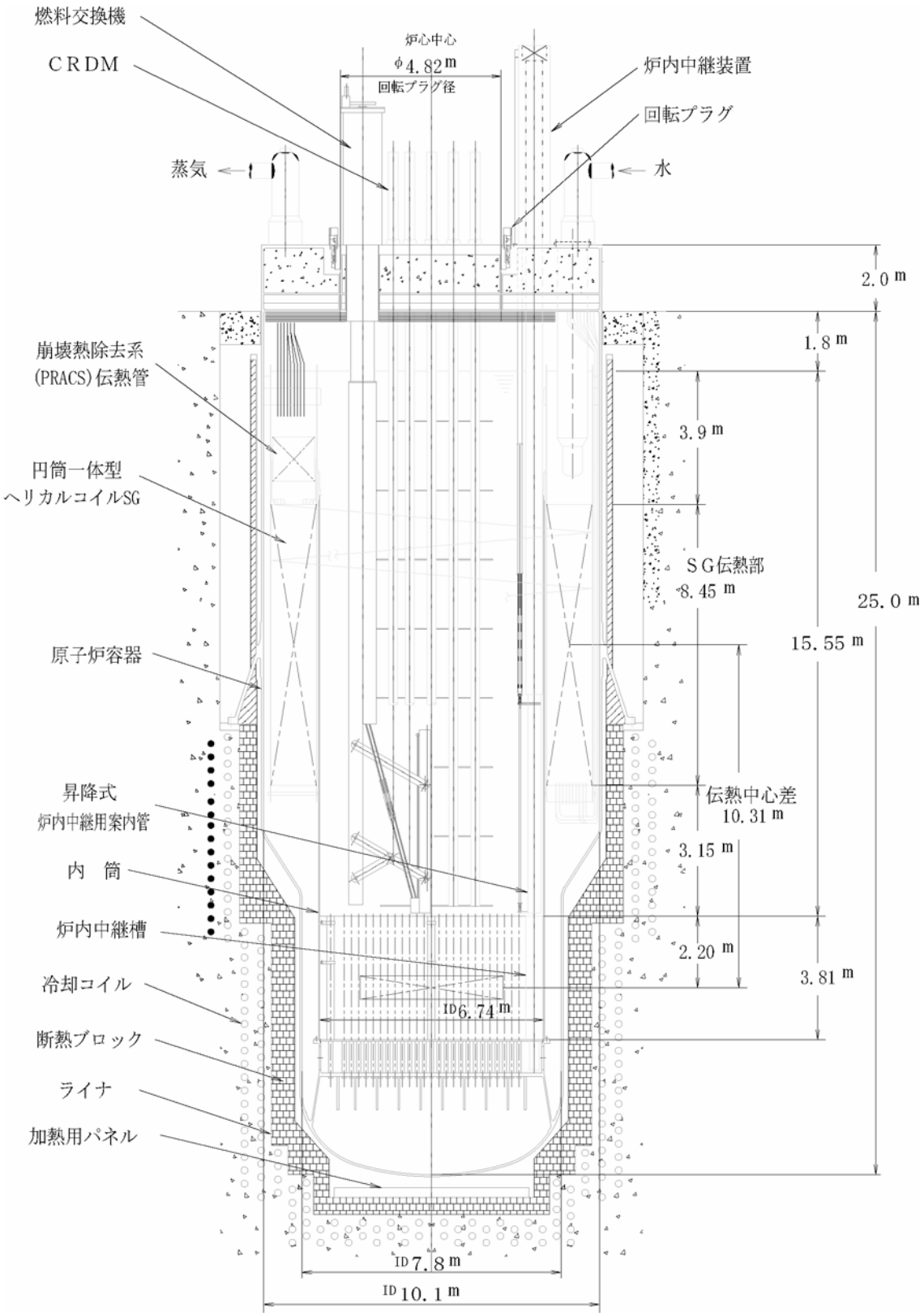


図 3.1.1.17　2 重容器方式自然循環冷却炉概念

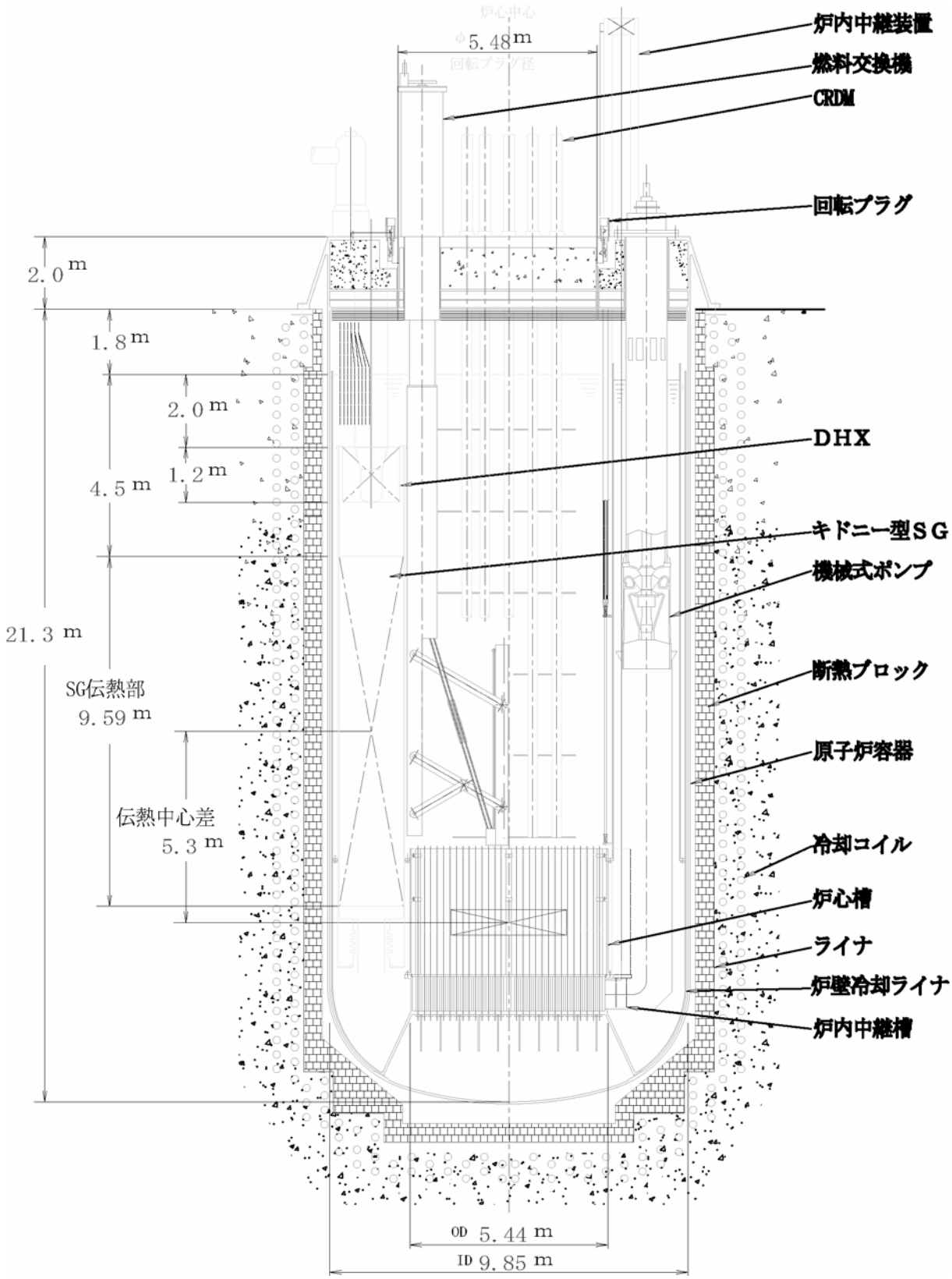


図 3.1.1.18　サーマルライナ方式強制循環タンク型炉概念

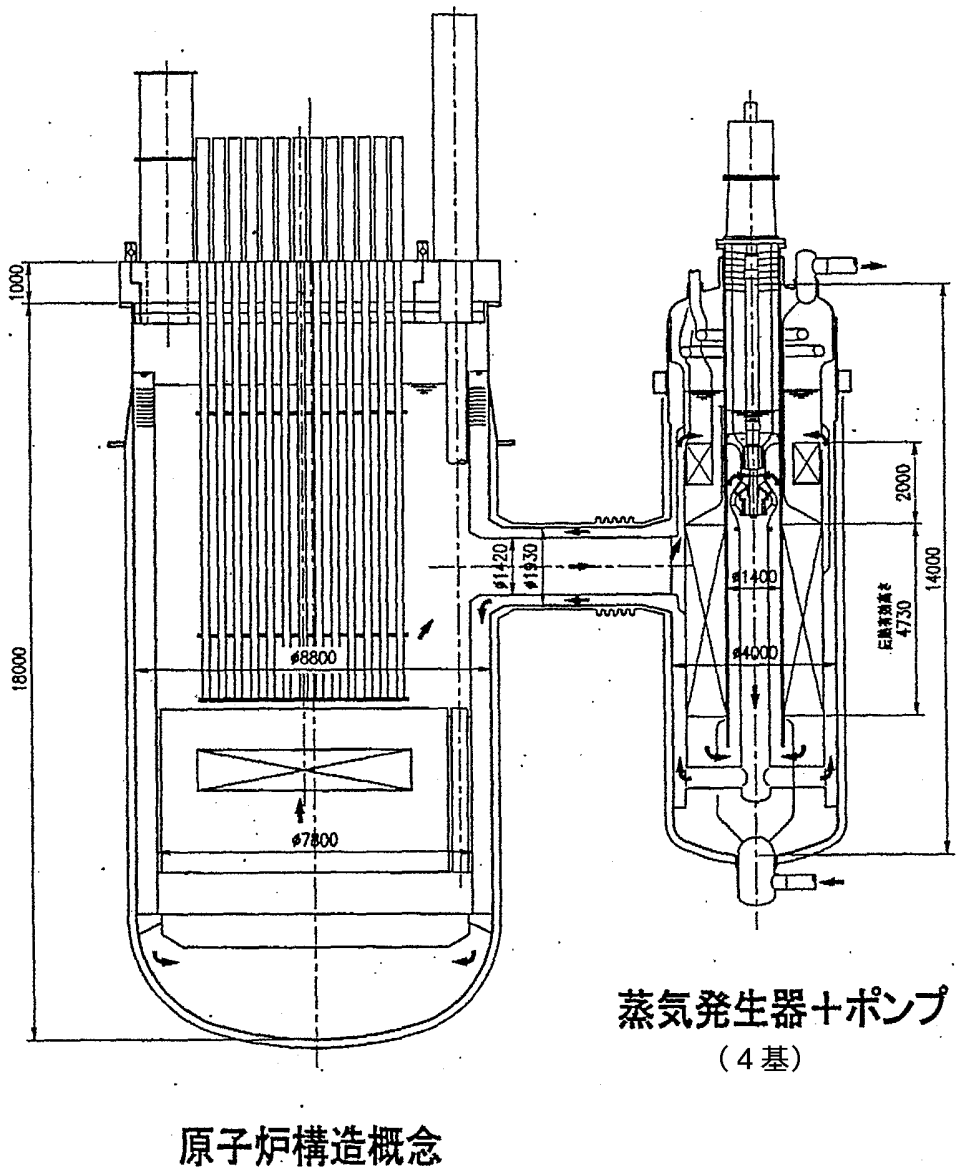


図 3.1.1.19　配管ベローズを用いたループ型重金属冷却炉概念

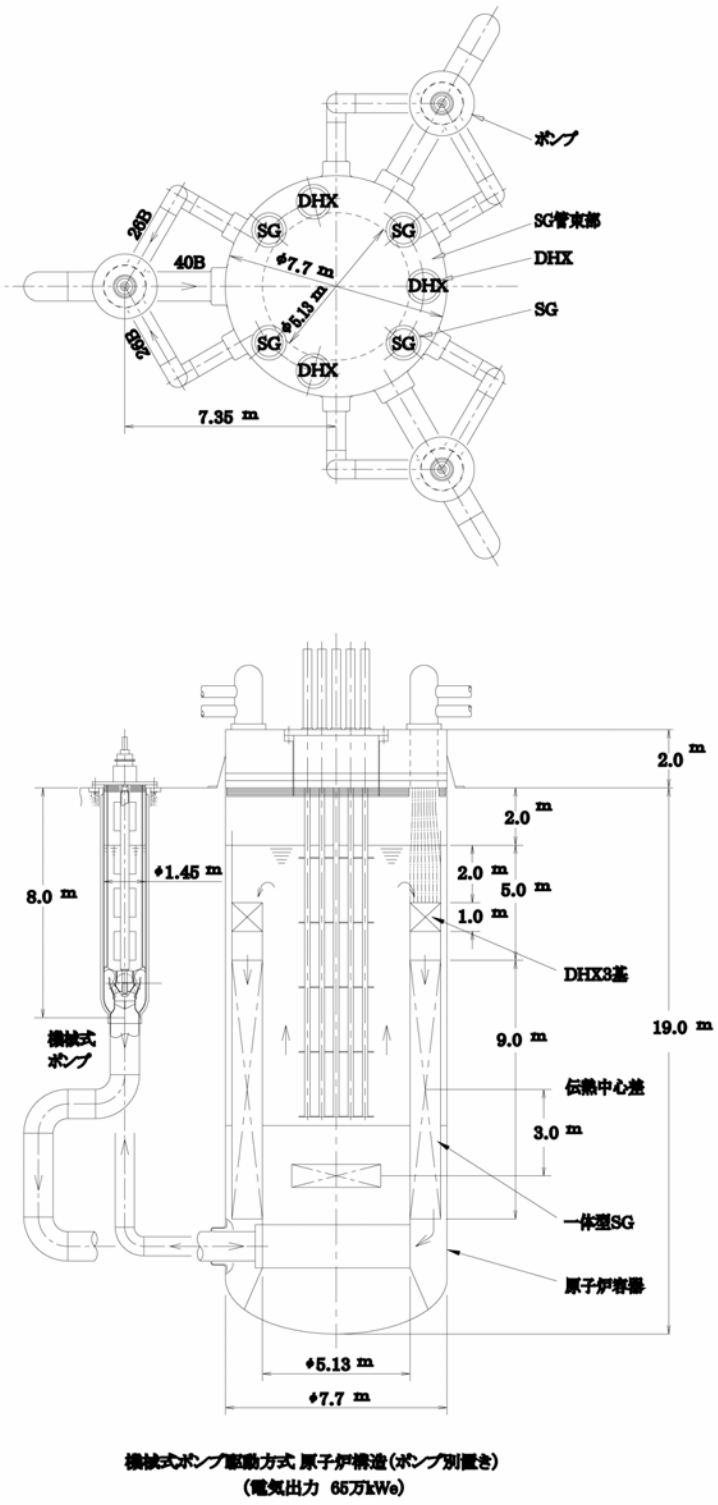


図 3.1.1.20　ポンプフローティングマウントを用いたループ型冷却炉概念

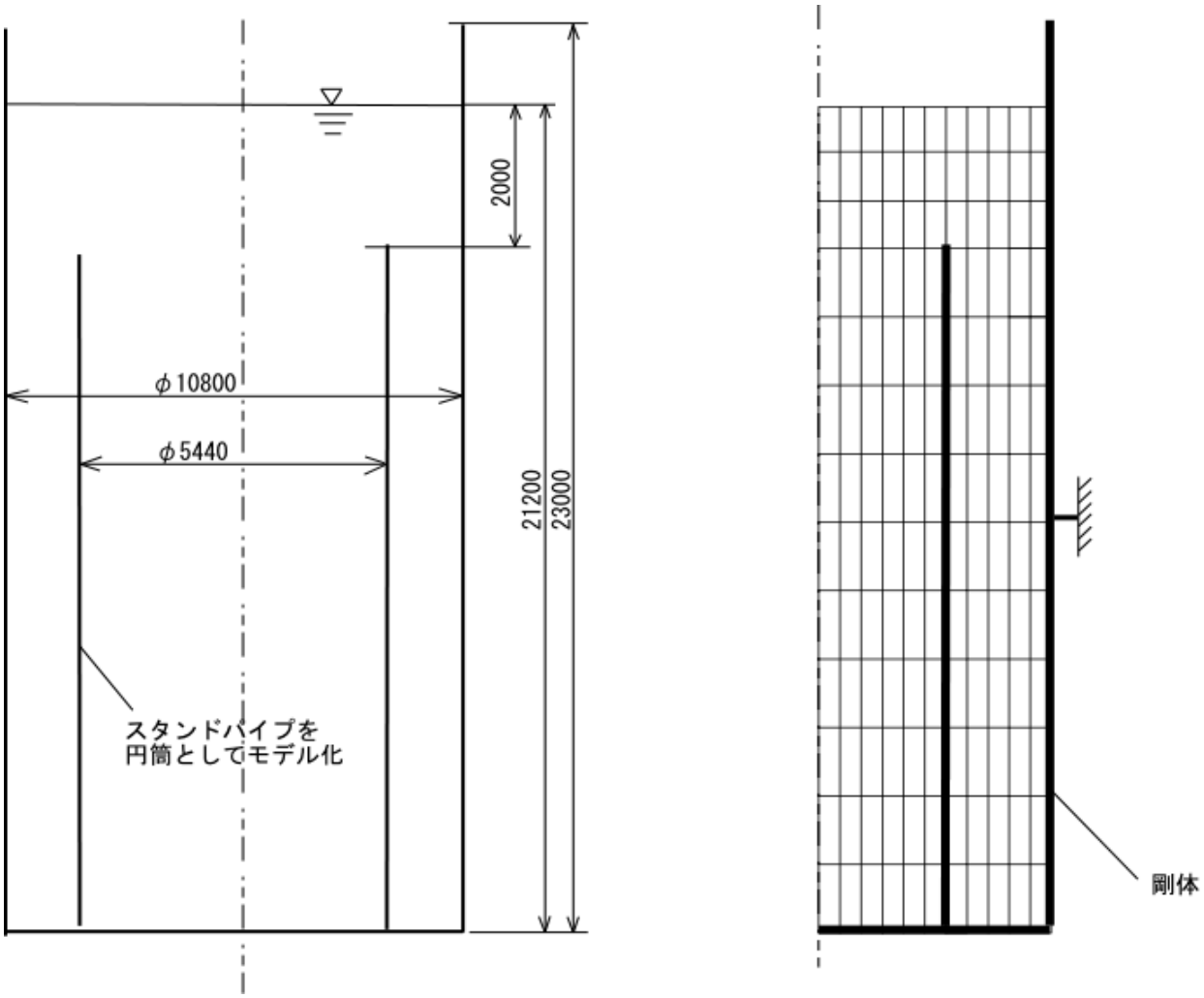


図 3.1.1.21　**スロッシング解析モデル（FC 炉）**

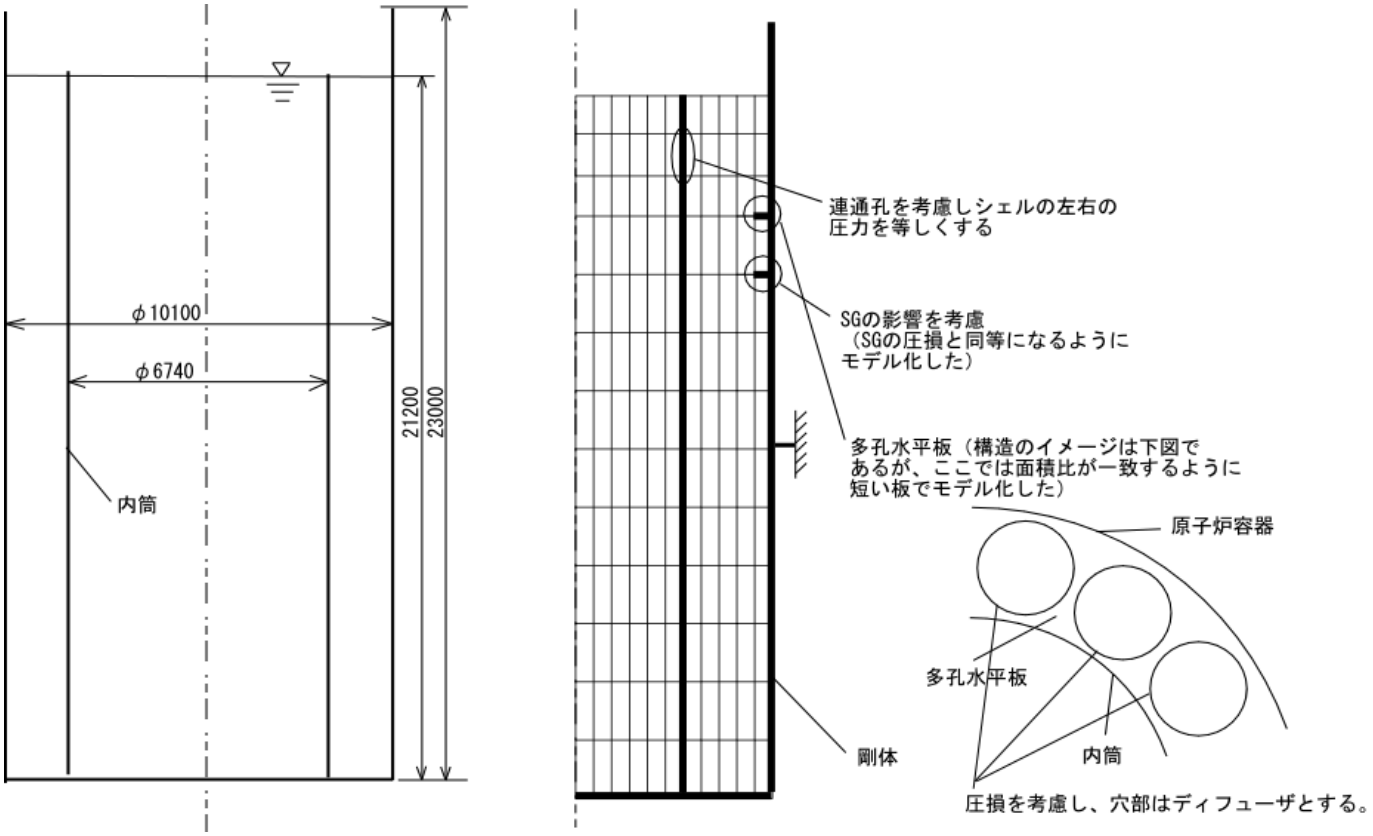


図 3.1.1.22　スロッシング解析モデル（NC 炉）

3.1.2 鉛ビスマス冷却炉固有の課題への対応方策の検討

3.1.2.1 材料腐食

鉛ビスマス冷却炉において材料腐食問題が取り上げられる背景には、鉛ビスマスへの鉄鋼材料主要構成元素の溶解度が大きいことがあげられる。この鉄鋼材料構成元素の鉛ビスマス中への溶出を抑制する手法として、鉛ビスマス中の酸素濃度を適切に制御して鉄鋼材料表面に緻密かつ密着性の良好な酸化皮膜を形成させることが提案されている。

本研究では、鉛ビスマス冷却炉の炉心・構造材料候補材である、酸化物分散強化型マルテンサイト鋼（ODS 鋼）、ASTM P122（12Cr 鋼）および高速炉構造用 316（316FR）の 3 鋼種について、酸素濃度を制御した停留および流動鉛ビスマス中で最長 10,000 時間の腐食試験を実施し、その腐食挙動を調べた[3]-[9]。また、実機プラントのように温度勾配を有する流動鉛ビスマス中における腐食の進行、いわゆる質量移行を評価していく上で必要となる酸素濃度を制御した鉛ビスマス中における鉄鋼材料構成元素の溶解度特性評価試験研究[10]-[14]、ならびにこれまでに運転経験のなかった高温鉛ビスマス流動技術に関する技術知見の整理を目的とした研究を実施した[15]-[16]。

ここでは、酸素濃度を制御した鉛ビスマス中における鉄鋼材料の腐食試験を通じて得られた知見の概要について報告する。

腐食試験条件を表 3.1.2.1 に示す。停留鉛ビスマス中腐食試験は、本研究分野で先行しているロシアが推奨する 10^{-6}wt%の鉛ビスマス中酸素濃度を中心に、酸素濃度、試験温度および試験時間を試験パラメータにした。流動鉛ビスマス中腐食試験は、550°C、10^{-6}wt%の酸素濃度とし、2m/s の流速下で ODS 鋼と 12Cr 鋼の 2 鋼種について浸漬時間をパラメータにした試験を実施している。

図 3.1.2.1 に 10^{-6}wt%の酸素濃度の 550°C 鉛ビスマス中に 2,000 時間浸漬した ODS 鋼の断面観察結果を示す。鉛ビスマス浸漬部では、母相上の最外層に形成される Fe-O（マグネタイト）層が鉛ビスマス中に溶解するものの、母相は Fe-Cr-O（スピネル）層によって鉛ビスマスによる腐食から保護されていた。この酸化の形態は 10,000 時間の浸漬後でも同様であり、また、その各層の厚さについても変化が認められなかった（図 3.1.2.2）。この様相は、ODS 鋼および 12Cr 鋼ともに、550°C 以下の 10^{-6}wt%の酸素濃度条件下では共通しており、酸化皮膜形成による腐食抑制効果が確認された。

図 3.1.2.3 に 600°C 以上の同一酸素濃度条件下における酸化・腐食状況の一例を示す。600°C の鉛ビスマスに浸漬した 12Cr 鋼の場合、鉛ビスマス接触部には酸化層がほとんど観察されず、5,000 時間以上の浸漬試料から液体金属腐食と称される、鉛ビスマスの侵入挙動が観察された。ODS 鋼についても、その酸化挙動はほぼ同様であり、一部分で液体金属腐食が観察された。このように、550°C 以下で良好であった酸化皮膜形成が 600°C 以上でほとんど認められず、耐食性の低下が懸念される挙動が観察された要因のひとつとして、570°C を境に鉄鋼材料の酸化形態が異なることが関連していると推定される。Fe-O 二元系平衡状態で 10^{-6}wt%の鉛ビスマス中酸素濃度に相当する酸素分圧下における安定酸化物を考えた場合、570°C 未満ではマグネタイト（Fe_3O_4）のみであるのに対し、570°C 以上では Fe-Fe_3O_4 間に、ウスタイト（'FeO'）が形成される。つまり、このウスタイトの形成が酸化層の密着性の低下に関与し、安定な保護皮膜を維持できない要因となっていると推定された。

従来知見に基づけば、低酸素濃度条件である 10^{-7}～10^{-8}wt%の鉛ビスマス中酸素濃度条件下では、鉄鋼材料表面に鉄系の安定酸化皮膜を形成できないことから、液体金属腐食を生じると予想された。現に、オーステナイト系ステンレス鋼である 316FR の 550°C 試験材からは、Ni の溶出とこれに起因する液体金属腐食が観察されている（図 3.1.2.4）。しかしながら、マルテンサイト組織を有する ODS 鋼および 12Cr 鋼では、表面に Cr を主成分とする薄い酸化皮膜が形成され、液体金属腐食がほとんど観察されない良好な結果が得られた（図 3.1.2.5）。この Cr を主成分とする酸化皮膜による腐食抑制効果は、上述の鉄系酸化皮膜形成による腐食抑制機構とは異なるものであり、今後十分な検討を必要とするが、アルミニウム溶射等による表面改質材料開発とともに、600°C 以上における腐食抑制効果が期待される新たな手法となる可能性が示された。

以上のこれまでに得られた結果を要約すると、推奨される 10^{-6}wt%の酸素濃度条件下においてマルテンサイト系鋼である ODS および 12Cr 鋼の腐食試験を実施した結果、550°C 以下では酸化皮膜形成による腐食抑制効果が確認された。しかしながら、600°C 以上では層状の酸化皮膜が形成されておらず、耐食性の低下が懸念された。また、10^{-7}～10^{-8}wt%の酸素濃度条件下における腐食試験から、600°C 以上でも耐食性に優れる Cr を主成分とする腐食抑制効果の可能性が示された。

3.1.2.2 鉛の毒性への対応

鉛は古代から使われてきた金属元素で、蓄電池、鉛製管板、無機薬品や半田に広く使用されている。しかし、鉛は毒性のあることが知られており、中毒に関する予防規則、環境に対する環境基準等が表 3.1.2.2 の通り制定され、各産業分野に適用されている。

(1) 作業者に対する対応

鉛を扱う作業者については「鉛中毒予防規則」（労働安全衛生法）が制定さ
れている。この規則は各種の鉛産業に従事する作業者を対象としたもので、本計画のように原子炉の冷却材として使用する場合にそのまま適用できるものではないが、精錬等への適用例が相当すると思われる。

この規則では、作業者を有害な環境に曝さないように、作業場の換気を十分に行うと共に、作業者が有害な物質を吸引しないようにマスク等の装着を義務づけ、さらに健康診断を義務づけて作業者の安全を図っている。この場合の管理濃度は、鉛 0.1mg／m^3（日本産業衛生学会の勧告）のレベルである。

精錬所での現実の防護方法を見ると、溶融鉛が流れる領域をカーテン等で区切り換気を行うと共に、作業者は防塵マスクと作業着を着用することで上記の条件を満足している。

本炉の場合も上記の規則を上回る対応を行う事になるが、原子炉冷却材の場合は放射性物質に対する防護があり、この防護を行えば上記以上の作業環境は維持されると考えられる。洗浄等の廃液処理等の管理も必要となるが、これらも従来の鉛産業の中での経験が多く、これらを参考に行うこととなる。

(2) 環境に対する対応

個々の取り扱いにおける環境保全は、上記の基準類を守ることで達成される。

鉛の総量から考えた環境への対応は以下の通りと考える。鉛の国内での消費量は図 3.1.2.6 に示すように年間約 30 万 ton 弱（約 28.5 万 ton：2001 年度）である。消費量として最も多いのは蓄電池であり、全体の約 75%を占めている。また、これらは図 3.1.2.7 に示す通りリサイクルを含めて利用されている。

本炉で使用する鉛の量は、1 プラント約 10 万 ton であり、鉛の総量を増やすものではない。鉛蓄電池は燃料電池等の開発に伴い減少することが予想され、この減少分と合わせると総量の増加は無いものと考えられる。

また、将来の廃炉に対応しては、新設の炉に再使用することを基本とする。再使用の場合は、鉛ビスマス中の放射化物を純化系で十分除去した後に使用する。純化の方法は、プラントの純化系を利用して行う。

なお、新設炉等が無く余剰となった場合は長期の保管が必要となる。この場合の保管方法については研究開発が必要であるが、放射性核種の分離や放射線強度を所定の値以下にし、長期保管が可能にした状態で、亜鉛鉱山等の鉛を採鉱していた鉱山跡に長期保管することも考えられる。

3.1.2.3 ポロニウム-210 対策

ビスマスおよび鉛は中性子を捕獲し、α線放出核であるポロニウム-210（以下ポロニウムと称す）を生成する。このポロニウムについて、冷却材鉛ビスマス中における生成量および飽和放射能濃度を推定するとともに、カバーガス系への移行によりカバーガス系内に蓄積される放射能濃度を推定した。また、平常時に格納容器内へ漏出するポロニウムの量を空間濃度として推定するとともに、放射線業務従事者への放射線被ばくの観点からの対策の必要性について検討した。

(1) ポロニウムの生成

ポロニウム-210 は、主にビスマスから生成され、この過程は以下の通りである。

$$^{209}\mathrm{Bi} + \mathrm{n} \rightarrow {}^{210g}\mathrm{Bi} \xrightarrow[5\mathrm{day}]{\beta^-} {}^{210}\mathrm{Po} \xrightarrow[138.4\mathrm{day}]{\alpha} {}^{206}\mathrm{Pb}$$

この反応以外に、鉛が中性子を吸収してビスマスとなり、このビスマスが上記の過程を経てポロニウムを生成する経路があるが、その量は微量である。ビスマスの高速中性子に対する断面積にはまだ不確定な面が多く、今後のデータ整備が必要である。

ポロニウムは融点 254℃、沸点 962℃で、化学的にはテルル、セレンに類似し、物理的にはビスマス、鉛と類似の挙動を示し、金属性電気伝導度を示す。また、鉛ビスマス中においてポロニウムは 99.8%が PbPo の形態を、0.2%が単体 Po の形態を取る。PbPo は約 325℃～400℃で形成され、600℃で分解、700℃で昇華、沸点は 1520℃の黒い結晶金属である。

(2) 冷却材への蓄積と、カバーガスへの移行

(ｉ) 冷却材中の飽和放射濃度

参考文献[17]では、原子炉冷却材中のポロニウムの放射能は 4～40×10^{10}Bq／kg 程度で飽和すると記載されている。

鉛ビスマス冷却炉の炉心設計計算で得た中性子束データを用いて簡易評価を行った。空間を 6 領域、中性子エネルギを 7 群にまとめて、各空間の中性子束を一様とみなし、各エネルギ群に対する吸収断面積を当該エネルギ群の中で一様として各領域のポロニウム放射能を計算した後、全領域についての平均濃度を推定した。その結果は 1.32×10^{11}Bq/kgとなった。なお、各領域の中性子束は最大の値で代表させることにより保守的な扱いとした。

(ii) カバーガス中への移行

ここではカバーガスと接触する冷却材温度を500℃として検討を行った。真空中での同温度における鉛ビスマスからのポロニウムの蒸発率(evaporation rate)として、図 3.1.2.8 を基に次の値を想定した。

Po 単体：8.0×10^{-2} (Ci/m²s) /(Ci/kg)

PbPo ：1.5×10^{-4} (Ci/m²s) /(Ci/kg)

さらに、参考文献[17]によれば、カバーガスのある場合の蒸発率は真空中の約1/1000 に低減することが示されているので、この低減効果を蒸発率に考慮した。このとき、ポロニウムの蒸発速度(σ＝(蒸発率)×(境界面積)×(放射能濃度)×(存在比))は以下となる。なお、強制循環炉の冷却材とカバーガスの境界面積は167m²(原子炉容器内径 14.6m)である。

Po 単体：3.5×10^{6} (Bq/s)

PbPo ：3.3×10^{6} (Bq/s)

合 計 ：6.8×10^{6} (Bq/s)

これより、σを崩壊定数λ＝5.8×10^{-8}/s で除すことにより、カバーガス系に蓄積れる放射能 Q を得た。

$Q=1.2\times10^{14}$ (Bq)

(3) カバーガス中でのポロニウムの形態

カバーガス中でのポロニウムの存在形態は、ポロニウムガス、エアロゾル、PoH_2 であり、これらの量は以下の通りと考えられる。

(i) カバーガス中に存在する揮発性ポロニウム(a^p)

ガス状のポロニウムは、200℃の飽和状態で存在するものとする。

$$a^p = \frac{m_0}{RT}\Sigma\left(a_0^k \cdot p_{sat}^k\right) \quad Bq/m^3$$

ここで、kには単体ポロニウムと PbPo とが考えられる。冷却材中の存在比は単体ポロニウム 0.002、PbPo 0.998 としたが、その存在比を考慮しても蒸発率への寄与は単体ポロニウムが大きく、カバーガス中での存在比等は明らかでない。従って、保守的にカバーガス中に存在する放射能のすべてを単体ポロニウムとして算出する。仮に両者が同等に存在するとしても PbPo の飽和蒸気圧が単体ポロニウムのそれより4桁も低いことから、PbPo が揮発性ガスとして存在することは無視できる。

$$a^p = \frac{m_0}{RT}\, a_L \cdot p_{sat,po} \quad Bq/m^3$$

但し、 m_0：208g/mol、R：8.31J/K/mol、T：473K、

a_L：1.32×10^{8}Bq/g、$P_{sat,po}$：8×10^{-3}Pa

$a^{p} = 5.6\times10^{4}$ Bq/m^3

(ⅱ) エアロゾルとして存在するポロニウム (a^{a})

冷却材からカバーガスへ移行するポロニウムの大部分は微粒子状と考えられ、カバーガス系の内壁へ堆積するものと考えられる。この微粒子状ポロニウムがカバーガスへ移行してからカバーガス系内壁へ堆積するまでの平均寿命を約 100s と仮定すると、カバーガス系内でエアロゾルとして存在するポロニウムの量は次のように推定できる。

$$a^{a} = \frac{\sigma_s \bullet \tau}{V} \quad \mathrm{Bq/m^3}$$

但し、σ_s：6.8×10^{6} Bq/s、τ：100s、V：300m^3

$a^{a} = 2.3\times10^{6}$ Bq/m^3

(ⅲ) カバーガス系内壁に堆積したエアロゾルの舞い上がり (a^{b})

一旦、カバーガス系の内壁に堆積したポロニウムが系内の気流によって再びカバーガス中へ舞い上がり浮遊する量を、舞い上がり係数 K を考慮した下記式を用いて推定する。

$$a^{b} = \frac{Q}{S}K \quad \mathrm{Bq/m^3}$$

この舞い上がり係数 K は、形状 (ガス系空間の体積とガス系の内表面積との関係) により変わる性質のものではないかと考えられるが、ここではロシアの事例によって、$K = 1\times10^{-4}\mathrm{m^{-1}}$ とする。

また、ガス系の内表面積の詳細積算データはないが、原子炉内に $10^{3}\mathrm{m^2}$ (SG 伝熱管のガス空間部約 $500\mathrm{m^2}$ を含む) 及び原子炉外にも同程度を見込むものとして $S = 2\times10^{3}\mathrm{m^2}$ とする。

$a^{b} = 6.0\times10^{6}$ Bq/m^3

(ⅳ) P_oH_2 のカバーガス中濃度 (a^{H})

昇華係数を 2×10^{-9} /s、平均寿命を 20min とすると、次式によって P_oH_2 のカバーガス中濃度 (a^{H}) が 1.6×10^{6} Bq/m^3 と計算された。

$a^{H} = Q \times$ (昇華係数) $\times$ (平均寿命) $\div V$

(ⅴ) カバーガス中の濃度の合計 (a^{gas})

以上の濃度を合計した値をカバーガス中の放射能濃度とする。

$a^{gas} = a^{p} + a^{a} + a^{b} + a^{H} = 1.0\times10^{7}$ Bq/m^3

図 3.1.2.9 に示したカバーガス中における放射能濃度の内訳によれば、エアロゾルが支配的である。なお、算定に用いる舞い上がり係数および平均寿命は空間の形態により変化すると考えられるもので、今後データを取得してゆく必要がある。

(4)　ポロニウム対策の必要性

ポロニウムの被ばくの可能性のあるのは、機器メンテナンス時、カバーガス漏洩時等の各種の場合があるが、ここでは平常時におけるカバーガス漏洩を想定した検討を行った。カバーガスから 0.1%/day(1.16×10^{-8}/s)の漏洩率で漏えいしたポロニウムエアロゾルは、平均寿命約 1000sec(約 20 分)で空間体積 8000m^3 を有する格納容器内空気雰囲気中に浮遊しているものとして、次の計算式によりポロニウム放射能濃度を推定したところ、約 4.4Bq/m^3(4.4×10^{-6}Bq/cm^3)となった。

$$a^{cv} = \frac{a^{gas} \bullet V}{V^{cv}} \times \gamma \times \tau$$

但し、a^{cv}：格納容器内 1m^3 当たりの放射能　Bq/m^3

a^{gas}：カバーガス中放射能濃度　Bq/m^3

V^{cv}：格納容器内空間体積　m^3

V：カバーガス空間体積　m^3

γ：カバーガスの漏えい率　1/s

τ：エアロゾル寿命 s

これは、放射線業務従事者の呼吸する空気中濃度限度の 8×10^{-6}Bq/cm^3 と比べて低い値である。しかしながら、本検討での推定値は多くの仮定や想定に基づく不確かさを有するため、過小評価または過大評価の可能性が残されている。このため、本検討結果のみから、ポロニウム対策の必要性について判断できない。

本検討における空気中のポロニウム放射能濃度の推定値について少なくとも過小評価でないことを示すためには、特に次の①～⑤の全ての想定値について実験データの取得によって過小評価でないことを示す必要がある。

① 高速中性子に対するビスマスの放射化断面積
② 鉛ビスマスからカバーガスへのポロニウムの蒸発率データ
③ カバーガス中へ蒸発したポロニウムがエアロゾルを形成する場合の平均寿命
④ 一旦カバーガス系内壁に付着したポロニウムが再びカバーガス中へ舞い上がる効果を表す舞い上がり係数
⑤ 格納容器内雰囲気へ漏洩したポロニウムがエアロゾルを形成する場合の平均寿命

本検討における空気中のポロニウム放射能濃度の推定値を今後低減するには、以下の方策が考えられる。

気相への移行量低減策

・炉心で放射化された原子炉冷却材の鉛ビスマスがカバーガスとの接触面へ到達する前に、純化設備等を設置によってポロニウムを除去する。

・カバーガスと冷却材との接触面積を低減する。

カバーガス空間でのエアロゾル平均寿命短縮策

・メッシュフィルタや衝突板等のエアロゾル吸着構造物でカバーガス空間の液面近傍を覆う。

カバーガスバウンダリ外への平常時漏洩の低減策

・カバーガスバウンダリのうちベーパートラップよりも上流のポロニウム濃度が高い領域についてのみ、負圧維持および浄化機能を持たせたコンファインメントで覆う。

3.1.2.4 供用期間中検査(ISI)と補修

鉛ビスマス炉の検査･補修においては、軽水炉と同等の安全性を確保した上で、鉛ビスマスの特徴を十分に活かし、より経済性向上に資する概念が要求される。しかし、現状、鉛ビスマスと構成材料の共存性に関して十分なデータが無く、健全性を阻害する課題が不明である。このため、供与期間中に行うべき検査内容を具体化するに至っていない。

このため、本項では、基本的な考え方をまとめた。

(1) 供用期間中検査

(ⅰ) 基本的考え方

鉛ビスマス炉の検査の検討にあたっては、まず、鉛ビスマスと構成材料の共存性について十分な研究を行い、これに基づき健全性や財産保護を守るための検査内容を明確にする。

現在、鉛ビスマスは比較的強い腐食性があり、これについて配慮する必要のあることが分かっているが、さらに応力が付加された状態や中性子照射環境下での効果を把握する必要が有る。

以上の現象把握とともに、実際に適用が行われている軽水炉の検査基準やナトリウム炉における考え方を把握し、これらと同等の信頼性をもった検査体系を検討してゆく。

現在は、耐食性のある材料を開発する段階にあり、不明な点が多いが、定性的に考え方を示す。

(ⅱ)鉛ビスマス炉の特徴とその反映

(a)鉛ビスマス炉の特徴

冷却材として使用する鉛ビスマスは広範囲の運転温度に対して飽和蒸気圧が非常に低いため、システムは低い圧力で運転される。また、鉛ビスマスを保持するシステムのバウンダリの構造材料は、使用する温度領域において十分に高い破壊強度が期待される。さらに、冷却材がナトリウムと同様に液体金属の鉛ビスマスであるために、これが系外に出た場合は、微量であっても検出することができる。

以上のことから、鉛ビスマス炉の ISI に関連する特徴として以下が挙げられる。このうち、ISI から有利と思われる項目は以下の通りである。

- 鉛ビスマスは沸点が高く、化学的にも爆発的な反応性がないため、バウンダリ破損により大きなエネルギー解放を伴わない。
- 外部への鉛ビスマス漏えいは、プラント運転中連続したいくつかの異なった実用的な方法により簡単かつ確実に検出できる。
- 炉心冷却材喪失に対して二重のバウンダリーを構成している。

逆に、不利となる点は以下の通りである。

- 鉛ビスマスは、比較的強い腐食性がある。現在は腐食に対し、鋼材の表面に酸化膜を形成し、保護する方式が考えられている。但し、この酸化膜は、高温での安定性が疑問視されている。なお、酸化膜形成による保護ではなく、コーティングや自然に形成される被膜による保護方式も検討されている。
- 高クロム鋼を使用した場合、応力負荷状態や中性子照射環境下による特性が十分に把握されていないことや、延性がステンレス鋼よりも低いことがあげられる。
- 鉛は毒性があり、また、ビスマスは中性子との反応によってポロニウム（α線放出核種）を生成する。

(iii) 軽水炉の考え方の適用

軽水炉では、系統の内圧が高いことから、壁厚非貫通状態の欠陥から急速な伝播型破断が生じる可能性に備え、これを防止するために、欠陥を早期に検出することを目的とした体積試験及び表面試験を中心としたISIを実施している。

使用する環境や材料特性が異なるため、軽水炉の検査規格をそのまま適用することは出来ないが、プラント維持等に関する基本的な考えや経験は反映してゆく。

(iv) 構成する機器設備への要求

米国ではNRC主導の下、Risk Informed Regulationの1項目としてRI-ISIの導入が検討されてきた。現状ではクラス1,2,3配管のRI-ISI手法が開発され実際に導入されつつある。

参考として、ナトリウム炉を参考にリスク概念に基ずく鉛ビスマス炉のISIの必要性について検討すると以下の通りである。

ISIの必要性は、安全性及び経済性確保の2つの観点から決定されることから、安全性あるいは経済性のリスク（破損が生じた場合の影響の大きさ×破損の生じやすさ）が大きい機器はISI実施の必要性が高いと判断される。

ナトリウム炉と鉛ビスマス炉は、機器設備及びその機能が類似している。このため、ナトリウム炉での、簡易的なリスク評価による安全性及び経済性リスクの高い機器の摘出、各機器に対する安全性の影響度の大きさ、経済性の影響の大きさを参考にすると、ISIの要求が高いとされる機器は以下と考えられる。

① 安全性要求が高い機器

原子炉容器、炉心支持構造、RVガードベッセル、UIS、

② 経済性要求が高い機器

原子炉容器、冷却材流路構成構造、SG管板･伝熱管

なお、鉛ビスマス炉は、冷却材が炉容器内に限定されること、二次系統が無いこ

とから、ナトリウム炉や軽水炉に比較してISIが要求される機器の数は少ない。

(2)補修

(ⅰ)基本的考え方

すべての機器は補修できることを前提とし、各機器の特性に応じて補修対応および補修に係る設備が必要となる。

(ⅱ)補修方針

(a) 主要機器の補修対応方針

各機器の機能を踏まえ、各破損形態に対して、補修技術を考慮した上で、機能回復が可能、かつ最も経済性向上に資する補修方法が必要となる。

(b) 補修に係る設備対応方針

鉛ビスマス炉として、最低でも以下が行えるように計画する。

① 引抜き補修が容易な設計:一次主循環ポンプ、純化系設備、CRD上部案内管、燃料交換機などは、補修及び交換が容易な設計とする必要がある。また、プラント運開時点で、アクセス孔、搬出入ルート(ハッチ、クレーン等)、補修スペースを設けるとともに、必要な補修設備(搬出入キャスク、機器洗浄設備、)を準備する。

② 引抜き補修が可能な設計:UIS、冷却路構成構造、SG 隔壁、SG伝熱管などは、インプレース補修ができない場合は引抜き補修が可能な設計とする。また、プラント運開時点で、アクセス孔、搬出入ルート(ハッチ、クレーン等)、補修スペース、引抜き機器の保管設備、鉛ビスマスドレン設備、炉心退避可能な燃取設備を設ける。補修設備については、仮設備で対応する。

③ 万一対応として引抜き補修を位置付ける設計:炉心支持構造、ルーフデッキ、受皿は、万一対応としていざとなれば引抜き補修が可能な設計とする。また、プラント運開時点で、インプレース補修のためのアクセスルート、搬出入ルート、炉心退避可能な燃取設備を設ける。補修設備については、仮設備で対応する。

なお、腐食性が強いことから上記に示す以上の対応を取る必要性も考えられ、この場合の検討も行っている。

表 3.1.2.1 鉛ビスマス中腐食試験条件

鉛ビスマス条件	材料	温度/℃	鉛ビスマス中酸素濃度/wt%[上段]、浸漬時間/h[下段]		
			10^{-4}	10^{-6}	10^{-8}
			800, 2,000, 5,000	800, 2,000, 5,000, 10,000	800, 2,000, 5,000
停留	316FR	500	-	○	-
		550	○	○	○
		600	-	○	-
	12Cr鋼	500	-	○	-
		550	○	○	○
		600	-	○	-
		650	○(10^{-5}wt%、～4,000h)	○(～4,000h)	○(10^{-7}wt%、2,000h)
	ODS鋼	500	-	○	-
		550	-	○	-
		600	-	○	-
		650	○	○	○
流動	12Cr鋼	550	-	○	-
	ODS鋼	550	-	○	-

表 3.1.2.2　鉛に関する規則及び基準

［日本］

規則	鉛中毒予防規則（労働省令第三十七号） ・ 鉛を扱う作業者に対する鉛中毒の防止を目的とする。 ・ 最近の改正(1996 年)では健康診断に関する条項を充実させている。
一般環境基準	大気汚染防止法＝ばい煙を排出する施設に対する排出規制 鉛・鉛化合物：**10～30mg／Nm^3**（施設の種類により異なる）
	公害対策基本法＝水質汚濁に係わる環境基準 鉛：**0.01mg／ｌ以下**（基準値）
	公害対策基本法＝土壌の汚染に係わる環境基準 鉛：**0.01mg／ｌ以下**
	水質汚濁防止法＝健康に係わる有害物質についての排出基準 鉛・鉛化合物：**0.1mg／ｌ**（許容限度）
	水道法＝水道水質基準 鉛：**0.01mg／ｌ**以下
	特定管理産業廃棄物＝特定有害産業廃棄物についての規定 鉛またはその化合物濃度で、以下を越えるものを管理対象 廃油・廃酸・廃アルカリ以外のもの（溶出値）：0.3ｍｇ/ｌ 廃酸・廃アルカリ：**1mg／ｌ**
	その他 食用金属缶の規格 鉛：0.4ppm（溶出の条件有り） 食品用器具・容器包装用ガラス・陶磁器・ホウロウ引きの規格 鉛：**2.5mg／ｌ**（浸出条件等有り）
労働環境基準	管理濃度＝作業環境管理の良否を判断する際の指標 鉛・鉛化合物：**0.1mg／m^3**
	許容濃度（日本産業衛生学会の勧告、1966 年） ＝労働者が 8 時間／日,40 時間／週程度、肉体的に激しくない労働強度で有害物質に暴露される場合に、当該有毒物質の平均暴露濃度がこの数値以下で有れば、殆どの全ての労働者に健康上の悪い影響が見られないと判断できる濃度。 鉛・鉛化合物（アルキル鉛は除く）：鉛 **0.1mg／m^3**
	生物学的許容値（日本産業衛生学会の勧告、1966 年） ＝生物学的モニタリング値がその勧告値の範囲内であれば、殆ど全ての労働者に健康上悪い影響が見られないと判断される濃度。 血中鉛：**40μｇ／100ml**

［米国の例(参考]]

規則、基準類は日本同様多数あるが、これ以外に高熱回収炉での鉛被曝低減のための方法が具体的に訓練ツールとして示されている。

指針	Secondary Lead Smelter eTool（U.S.Department of Labor） ＝鉛精錬所での従業員の鉛被曝低減方法を扱ったｅツール。原料加工、精錬、精製、鋳造、環境管理、保守等についてイラスト入りで具体的に説明され、取り扱いの訓練ツールとなっている。

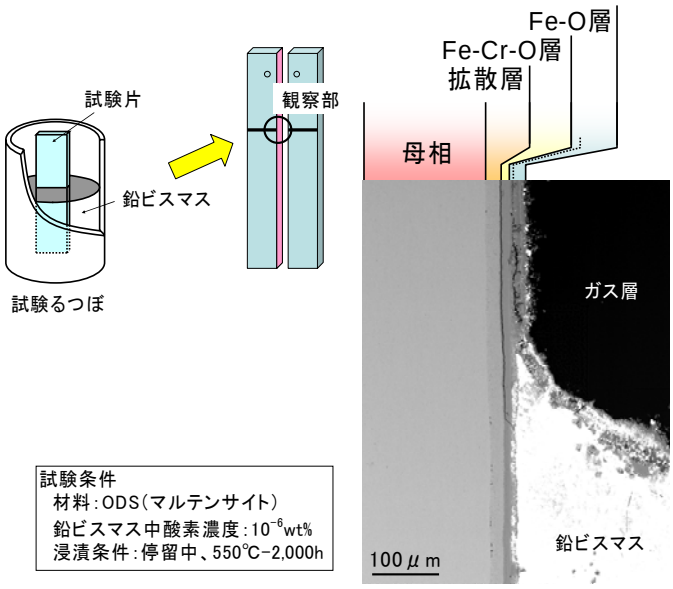


図 3.1.2.1　550°C-2,000 時間浸漬後の ODS 鋼の観察結果

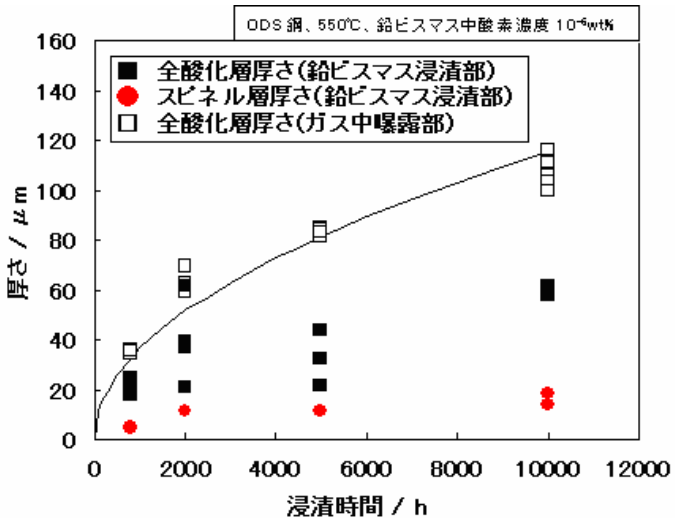
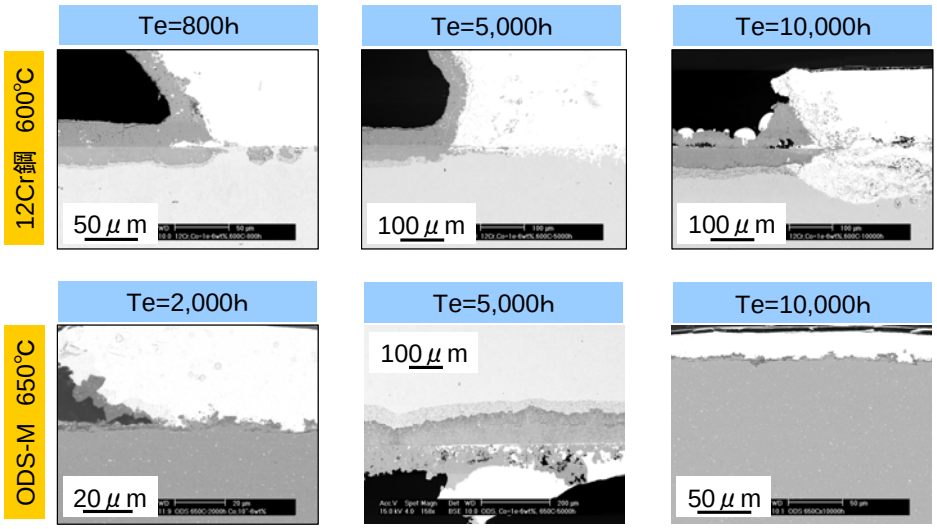


図 3.1.2.2　550°C における ODS 鋼の酸化物成長挙動



※図 3.1.2.1-1 と同様に、全て気液界面近傍を観察・撮影

図 3.1.2.3 高温鉛ビスマス(酸素濃度 10^{-6}wt%)浸漬後の ODS 鋼、12Cr 鋼の観察結果

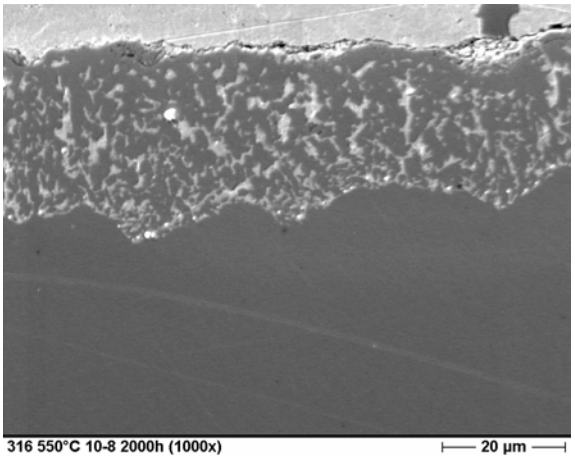


図 3.1.2.4 550°C-2,000 時間浸漬後の 316FR の観察結果
(鉛ビスマス中酸素濃度:10^{-8}wt%)

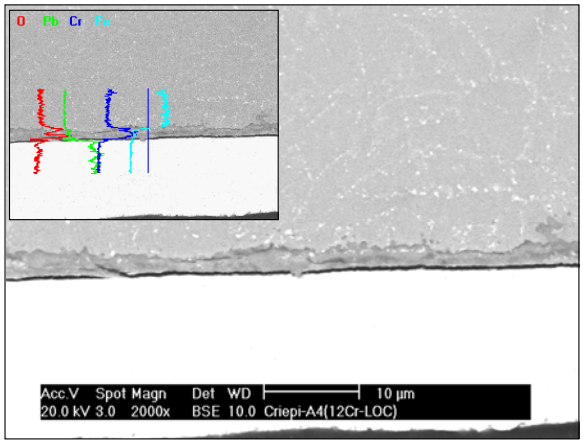


図 3.1.2.5 650°C-2,000 時間浸漬後の 12Cr 鋼の観察結果
（鉛ビスマス中酸素濃度：10^{-7}wt%）

	1997 年	1998 年	1999 年	2000 年	2001 年
蓄電池	236,475	224,798	211,724	218,681	212,312
無機薬品	38,418	32,325	33,139	38,302	29,325
半田	10,798	8,900	9,380	10,139	8,445
鉛管板	11,998	11,343	鉛管板は 1999 より「その他」に含む		0
電線	4,079	2,871	2,378	4,588	6,440
その他	28,167	27,570	32,716	29,366	28,289

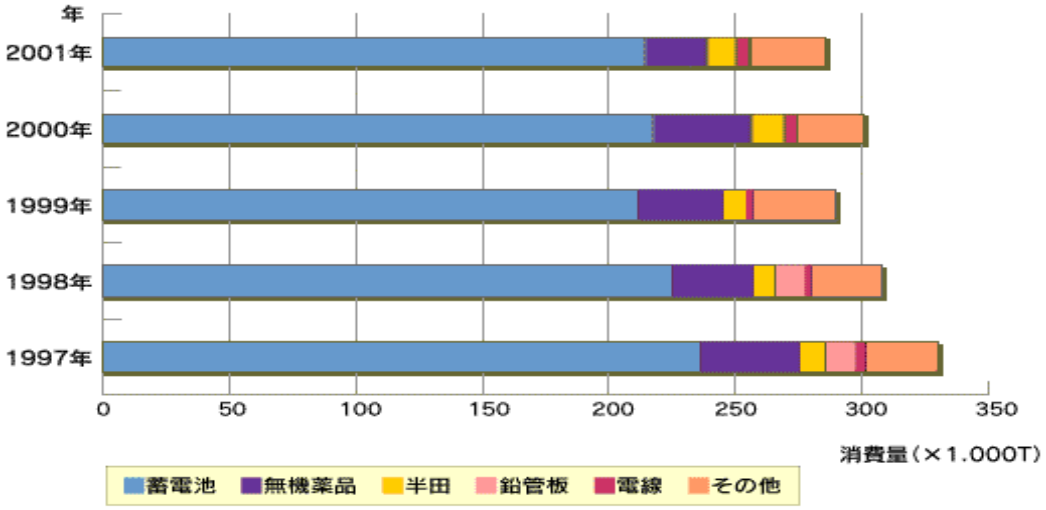


図 3.1.2.6　国内における電気鉛・再生鉛の消費量
（出典：資源統計年表 電気鉛・再生鉛の合計）［単位：トン］

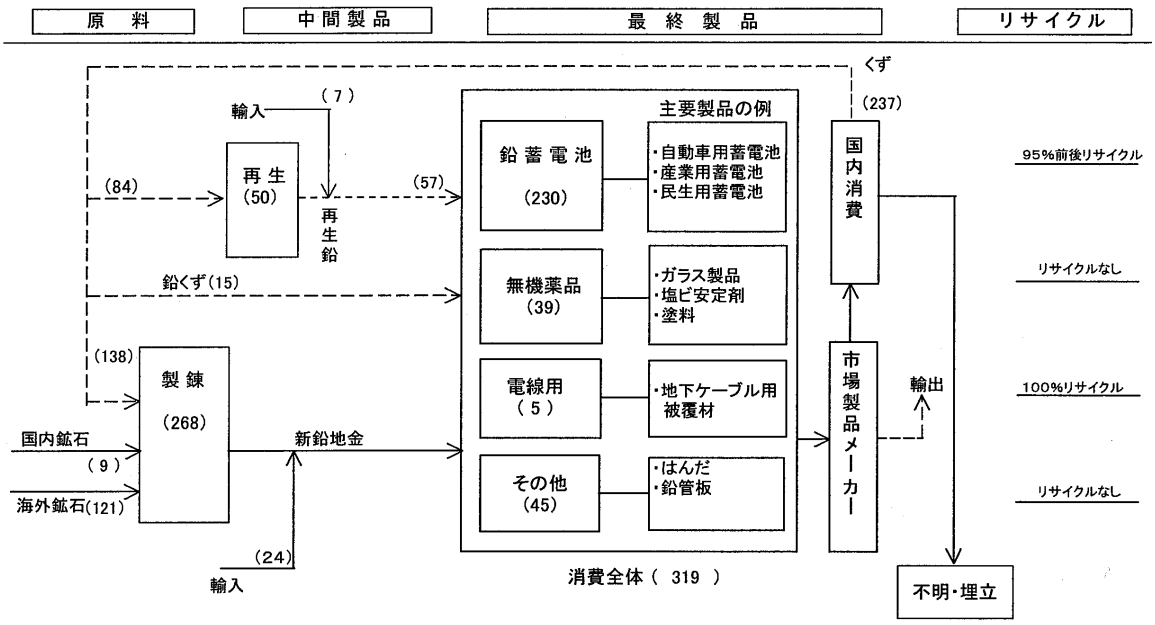


図　3.1.2.7　我国における鉛のマテリアルフロー（平成 12 年）
（出典：資源統計月報）

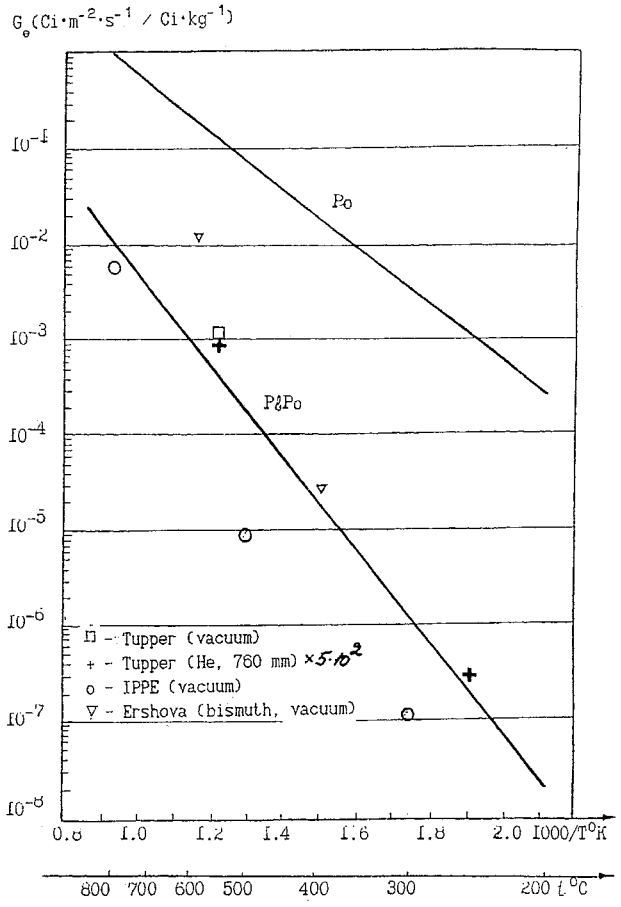


図 3.1.2.8　真空中での溶融鉛ビスマスからのポロニウムの蒸発率

出典：D.V. Pankratov, “Polonium Problem for the Nuclear Power Installations with Lead-Bismuth Coolant,” Book of presentations Japan-Russia LBE coolant workshop, RLNR, TITech, Tokyo, Japan, Feb. 22-23, 2001.

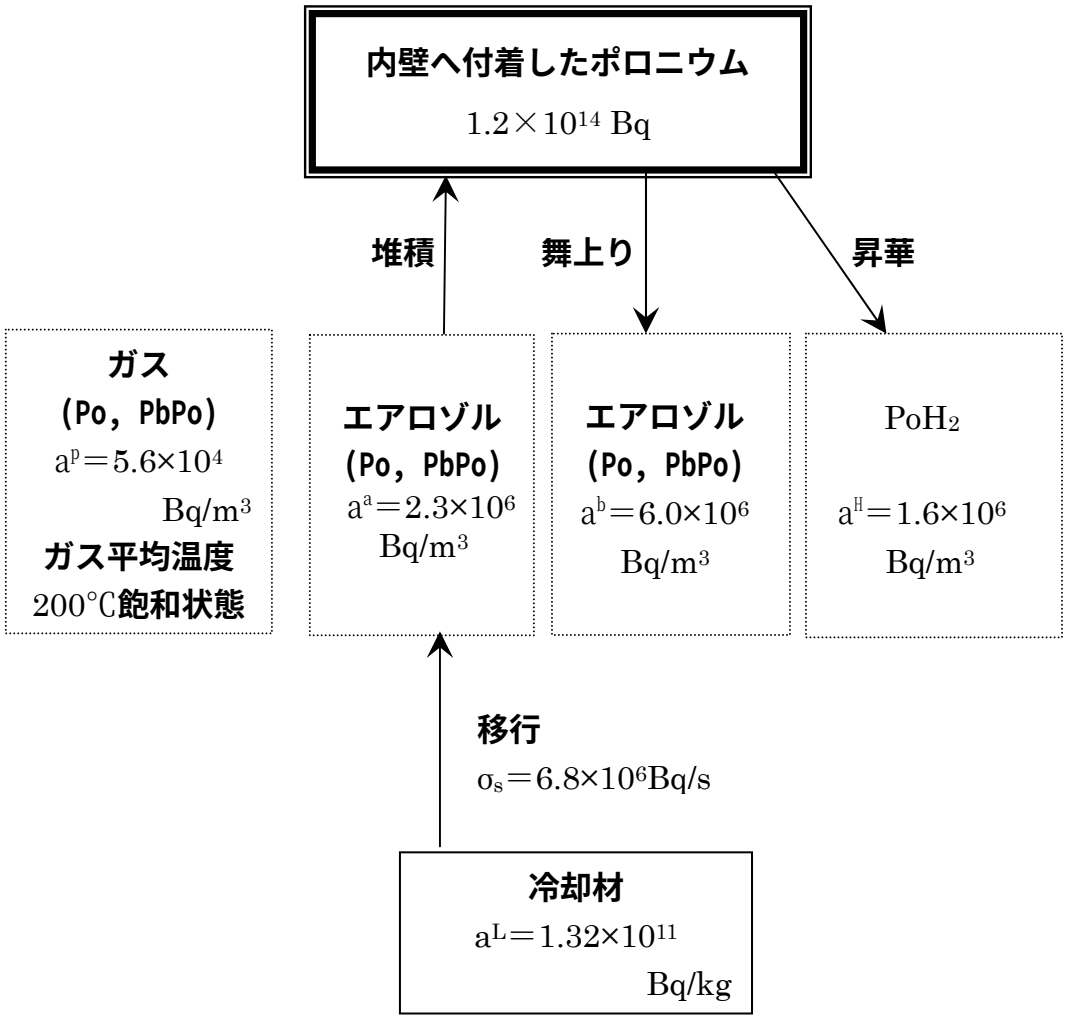


図 3.1.2.9　カバーガス中でのポロニウムの形態と量

3.1.3 代表概念の構築

前述のように、フェーズⅡの鉛ビスマス冷却炉の候補概念として下記の 4 概念が挙げられている。

①経済性最適化強制循環炉（750MWe）
②経済性最適化自然循環炉（550MWe）
③保守補修性最適化強制循環炉（750MWe）
④保守補修性最適化強制循環炉（低温化オプション）
（710MWe、被覆管最高温度 570℃）

本項では上記に対応する代表炉心について記載する。代表炉心としては、燃料費削減の観点から先進燃料サイクルへの適合性を考慮し、高燃焼度炉心（150GWd/t 程度）とする。また、高増殖性能（増殖比 1.1～1.2）が要求される FBR 導入期での投入を想定した炉心概念と、増殖性能に対する要求が緩和される FBR 平衡期での適用を想定し、ブランケット燃料も含めた全炉心平均燃焼度を高めて経済性を向上した炉心概念（ブランケット燃料の削減）を構築する。

なお、これらの炉心概念は、他の基幹電源と同様に炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を達成するためには、ODS 鋼および PNC-FMS 鋼の開発目標である高速中性子照射量（5×10^{23} n/cm^2 程度）の制限をやや越えることになるので、炉心材料は高性能材料の開発を前提条件とする。

3.1.3.1　強制循環方式

(1)　炉心燃料設計

(ⅰ)　代表概念の選定

代表概念は上記候補概念①③④に適用する高燃焼度炉心概念である。以下では主に①③（被覆管最高温度 650℃）に適用する代表炉心について(ⅱ)項で記載するが、④（被覆管最高温度 570℃）に適用する被覆管温度制限対応炉心ついても(ⅲ)項で概略評価結果について記載する。

(ⅱ)　代表炉心の設計評価

(a)　炉心特性

核特性評価の主要な手法（燃料組成を含む）を以下に示す。

・炉定数　：　統合炉定数 ADJ2000R
・燃焼計算　：　2 次元 RZ 体系拡散燃焼計算
・出力分布計算　：　3 次元拡散計算
・反応度係数計算　：　ドップラ係数　1 次近似摂動計算
（集合体内非均質効果は MOX の 1.05 を流用）
ボイド反応度　厳密摂動計算
（集合体内非均質効果は MOX の 0.90 を流用）

・制御棒価値計算　：３次元三角ﾒｯｼｭ拡散計算
計算値に以下の補正を施し、更に、9%の不確かさを考慮して評価
・群縮約効果　0.97
・メッシュ効果　0.90
・B_4C 吸収体マスランピング効果補正　0.87
・輸送理論補正　0.96

・燃料組成　：高速炉多重リサイクル時の TRU 燃料組成
$^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu$
$/^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am$
$/^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm$
= 1.1 / 54.1 / 32.1 /4.3 / 3.9
/ 0.5 / 2.0 / 0.0 / 0.0 /1.0
/ 0.0 / 0.0 /1.0 / 0.0 (wt.%)

鉛ビスマス強制循環冷却炉の代表炉心の炉心配置図を図 3.1.3.1 に、炉心燃料構成概略図を図 3.1.3.2 に示す。導入期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.1、表 3.1.3.2 および表 3.1.3.3 に示し、平衡期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.4、表 3.1.3.5 および表 3.1.3.6 に示す。これらの炉心は炉心設計目標を満足している。例えば、導入期炉心では運転サイクル長さ 18 ヶ月、炉心部取出平均燃焼度 157GWd/t、増殖比 1.15、また、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度 105GWd/t と、いずれも導入期炉心の設計目標を満足している。ただし、高速中性子照射量が 6.4×10^{23}n/cm^2（導入期炉心）、6.6×10^{23}n/cm^2（平衡期炉心）であり、ODS 鋼及び PNC-FMS 鋼の開発目標の制限値（5×10^{23}n/cm^2）を越えており、今後の高性能材料の開発が必要となる。

また、LLFP 核変換については、70 体の CuI 集合体を 11 サイクル（約 17 年）装荷することにより取出変換率約 10%を達し、Tc 集合体については 55 体、22 サイクル（約 33 年）装荷で変換率約 15%となる。サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 480kg/GWt、^{99}Tc で約 1870kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉に比べてやや多くの装荷量が必要である。LLFP 集合体への必要流量は、Zr-H 被覆管の水素透過抑制策を仮定することにより、全流量の約 2%程度と少ない。よって、鉛ビスマス強制循環冷却炉は LLFP 集合体を装荷しない炉心と同等の高い増殖比を保ちながら、大きな炉心設計対応なしに LLFP 集合体を受け入れられる可能性があると考えられる。

(b)燃料健全性
1)被覆管最高温度評価

平衡初期と平衡末期のそれぞれの期間において、内側炉心と外側炉心のそれぞれの領域で出力が最も高くなる集合体を対象として被覆管最高温度の履歴を算出した。全炉心で最大出力を発生する集合体は、平衡初期においては外側炉心、平衡末期においては内側炉心の集合体である。集合体への流量は、炉心出入口温度差 168℃、集合体総数 534 体より、127.7kg/s とし、最大出力集合体への流量は平均流量に対して 1.20 倍と仮定し、153.2 kg/s とした。評価対象となる集合体の出力および線出力履歴を基に、被覆管最高温度を算出するが、膜温度上昇におけるヌッセルト数は、下記の Sleicher 式を用いた。なお、工学的安全係数は 1.25 を使用した。

$$Nu = 6.3 + 0.0167 \cdot Pe^{0.85} \cdot Pr^{0.08}$$

Nu：ヌッセルト数　(–)
Pe：ペクレ数　(–)
Pr：プラントル数　(–)

評価の結果、被覆管最高温度（肉厚中心）は、650℃以下となっていることを確認できた。

2)被覆管クリープ累積損傷（CDF）評価

求めた被覆管最高温度履歴（各サイクル内での初期・末期の最高温度をサイクル中の温度として使用）および出力履歴より評価対象集合体のピン内圧および被覆管応力を求め、CDF を評価した。

評価に用いるクリープ破断強度（ODS 鋼）、被覆管内外腐食評価式を以下に示す。

・クリープ破断強度（ODS 鋼）

$$LMP = (T + 273.15)(35.12 + \log_{10}(3 \cdot t_R)) \times 10^{-3}$$
$$= 56.784 - 9.133 \cdot \log_{10} S_R$$

S_R：設計クリープ破断応力強さ　(MPa)
T：試験温度　(℃)
t_R：破断時間　(hr)

・被覆管内外腐食評価式

(外面腐食)

$$X = C_{Pb} \cdot t^{1/2}$$

$$C_{Pb} = 1.144 \times 10^{5} \exp\left(\frac{-11160}{T + 273.15}\right)$$

X：被覆管外面腐食量　(μm)
t：使用時間　(hr)
T：試験温度　(℃)

(内面腐食)

窒化物燃料において、He ボンドの場合は内面腐食なし。

なお、評価において下記を考慮している。

・出力誤差　　：1.033
・プレナム温度　　：被覆管（HSF 込み）と同等
・プレナム容積　　：自由空間容積として 90%
・被覆管肉厚寸法公差　：0.03 ㎜
・応力　　：設計応力強さ（St）ベース

CDF 評価の結果、内側炉心、外側炉心いずれも CDF 制限値 0.5 以下となっていることを確認できた。

(c)　制御棒反応度収支

鉛ビスマス強制循環冷却炉の反応度制御系としては、主炉停止系と後備炉停止系の独立 2 系統で構成された制御棒とする。主炉停止系は、粗調整棒と微調整棒で構成する。制御棒の B_4C 組成は、主炉停止系で ^{10}B 濃縮度 30%、後備炉停止系で ^{10}B 濃縮度 80%である。図 3.1.3.3 と図 3.1.3.4 に強制循環冷却炉の制御棒の縦断面概略図と横断面概略図を示す。吸収体上部のタングステンは、鉛ビスマス冷却材が高密度であることによる制御棒の浮き上がりを防止し、確実にスクラムさせる機能を有する。

制御すべき反応度としては、出力補償、燃焼補償、運転余裕、余剰反応度の不確かさなどであり、運転余裕、余剰反応度の不確かさは、先行ナトリウム冷却炉設計例を参考に設定した。本炉心は表 3.1.3.7 に示すように制御棒反応度収支を満足している。

なお、図 3.1.3.4 に示した制御棒構成では強制循環冷却炉のスクラム時間が数秒になる可能性があり、制御棒の挿入性、制御棒内の冷却材流体抵抗の低減によるスクラム時間短縮を狙って、^{10}B 装荷量を変えずに ^{10}B 濃縮度を 90%まで引き上げ、B_4C ペレットの径を小さくして保護管内の冷却材流路面積を広く採りうる制御棒仕様を検討した。図 3.1.3.5 に B_4C ペレットを細径化した場合の制御棒の横断面概略図を示す。この構造により、制御棒反応度収支を満足しつつ、スクラム時間が主炉停止系と後備炉停止系でそれぞれ 1 秒と 2.5 秒になると評価され、制御棒としての成立の見通しを得ている。

(d)　遮へい特性

遮へい性能が最も厳しいと考えられる炉心槽について拡散計算により遮へい特性を概略評価した。図 3.1.3.6 に高速中性子（E>0.1MeV）の累積照射量の径方向分布を示す。炉心槽はフェライト材料を想定しており、その照射量制限値 $4\times10^{22}n/cm^2$ を上回っている。一般に拡散計算は保守側の値を

与えるため、現段階では現設計の鉛ビスマス遮へい体 2 層では遮へい性能が不十分であると判断できないが、参考のため外側の鉛ビスマス遮へい体 1 層を B_4C 遮へい体に変更すると照射量制限値 $4\times10^{22}n/cm^2$ を下回ることが分かった。

(iii)　被覆管温度制限対応炉心の概略評価

熱出力 1875MWt（電気出力 710MWe）の鉛ビスマス強制循環炉を対象として、原子炉出入口温度 445/285℃の条件で被覆管最高温度が 570℃以下となる被覆管温度制限対応炉心を設計して、その性能を概略評価した。炉心の燃料仕様は 3.1.1.3(3)(ⅱ)(a)5)項の予備解析結果に基づき設定した。

鉛ビスマス強制循環冷却炉の被覆管温度制限対応炉心の炉心配置図を図 3.1.3.7 に、炉心燃料構成概略図を図 3.1.3.8 に示す。導入期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.8、表 3.1.3.9 および表 3.1.3.10 に示し、平衡期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.11、表 3.1.3.12 および表 3.1.3.13 に示す。これらの炉心は炉心設計目標を満足している。被覆管温度制限対応炉心は代表炉心とほぼ同じ炉心性能を有しており、例えば、導入期炉心では運転サイクル長さ 20.2 ヶ月、炉心部取出平均燃焼度 151GWd/t（代表炉心では 157GWd/t）、増殖比 1.17（代表炉心では 1.15）、また、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度 101GWd/t（代表炉心では 105GWd/t）と、いずれも導入期炉心の設計目標を満足している。

今回の評価では被覆管最高温度の低下の増殖比に与える影響が少ないという結果を得た。その理由は、下記の①と②の効果が相殺されたためである。

①出入口温度差が低下し、燃料ピンピッチを大きくするため燃料体積比は減少傾向となる。

②被覆管温度が低下し、被覆管腐食量が減少するので被覆管を薄くでき、燃料体積比は増加傾向となる。

ただし、鉛ビスマス中の被覆管の腐食量については、最近の知見では現設計で用いた被覆管腐食評価式は非安全側であるというデータが得られつつあり、この知見を踏まえると、増殖比は現設計の値より小さくなることが予想される。

(2) プラント設計

(i) プラントの概要

鉛ビスマス型強制循環炉は、冷却材である鉛ビスマスを強制循環させ、炉心の冷却と蒸気系への熱輸送するプラントで、冷却材の駆動は機械式ポンプで行う。プラントの概要を表 3.1.3.14 に、プラントの系統とプロットプランを、図 3.1.3.9、図 3.1.3.10 に示す。

鉛ビスマス炉は、冷却材の鉛ビスマスが水と反応しないため原子炉容器の中に蒸気発生器までを含み、原子炉容器から蒸気が供給される構成となっている。すなわち、鉛ビスマス冷却材は、崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。

原子炉容器内に設置された蒸気発生器からの蒸気は、原子炉容器ルーフデッキ部の蒸気ヘッダを通り蒸気系に送られる。蒸気系は、タービンと発電機等で構成される通常の発電システムである。

崩壊熱除去系は、蒸気発生器の上部に炉内熱交換部を置き、空気冷却器が冷却塔の下部に設置されている。これらの冷却塔は原子炉容器室の外側に配列されている。

原子炉建物全体は免震装置で支持され、機器への地震力を緩和している。鉛ビスマス炉は比重が大きいため全体重量が大きく、免震装置の配列が建物の底面積を決める要素となっている。

プラントの配置はモジュール炉であることから、電気出力 750MWe の炉を 4 基(2 基を 1 ユニットとし、これを 2 ユニット)設置し、プラント全体の電気出力は 3000MWe である。タービンは、各ユニットに対応して出力 1500MWe をプラント全体で 2 基設置している。

プラント配置は海側にタービン発電機を置き、原子炉建物の側部を開け、建物に接近しやすい配置としている。但し、プラント配置はこれに限るものではなく、敷地に合わせて変更が可能である。

(ii) 原子炉構造

強制循環炉の原子炉構造は蒸気発生器までを含み、鉛ビスマス冷却材は崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。この強制循環炉(出力 75 万 kWe)の原子炉構造を図 3.1.3.11、図 3.1.3.12 に、主要仕様を表 3.1.3.15 示す。

原子炉構造は、原子炉容器、炉内構造物、炉心上部機構、ルーフデッキ構造、燃料交換機、ガードベッセルで構成され、原子炉容器内に、蒸気発生器、機械式ポンプ、崩壊熱除去系熱交換器、冷却材純化系設備等を収納している。原子炉容器の径方向の大きさは炉心と蒸気発生器の大きさで、高さは炉心と蒸気発生器及び崩壊熱除去系熱交換器で決まっている。

原子炉構造を構成する設備と、その内容は以下の通りである。

(a) 原子炉容器
原子炉容器は円筒容器で、スカートによって建物から支持されるルーフデッキから吊下げられ、原子炉構造全体の重量を支持する。原子炉容器の耐震支持は、原子炉構造の重心位置に近い容器胴側部に設けられている。
原子炉容器の内壁には、容器壁の熱保護のため冷却用パスが設けられ、ここに下部プレナムから冷却材が流れている。この冷却材の量は、冷却材が停留しない程度の少ない量である。
(b) 炉心槽、炉心支持構造物
炉心槽は炉心構成集合体を内蔵し、炉内構造全体は原子炉容器底部からスカートで支持される。炉心構造物の内、中性子照射量の多い部分については、12Cr 系鋼よりも高い中性子照射を許容できる 9Cr 系鋼を使用する。
炉心支持構造物は下部に上下動を支持する補強リブを有し、集合体の浮き上がり防止対策としてラッチスプリングが連結管に固定されている。
(c) 炉心上部機構
炉心上部機構はルーフデッキから吊り下げられる構造で、炉停止機構通過部、温度計測設備、ＦＦＤＬ等の計測設備が設置されている。
(d) ルーフデッキ
　ルーフデッキは、固定プラグと回転プラグで構成される。固定プラグには蒸気発生器、機械式ポンプ、崩壊熱除去系熱交換器が設置され、水蒸気ヘッダが上面に出る。回転プラグは単回転プラグ構造で、炉心上部機構、制御棒駆動機構、燃料交換機、冷却材純化系設備等が設置されている。
(e) 燃料交換系設備
燃料交換方式は「単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM」とし、燃料出入方式は炉内中継槽を経由する方式を採用している。
(f) ガードベッセル構造
ガードベッセルはライナ型であり、建屋壁の内面にライナを貼り、ライナと原子炉容器との間に断熱ブロックを設けるとともにコンクリート内に冷却コイル(水冷却)を入れライナを低温に保つ。
また、定検時などにおける自然循環流確保のため、原子炉容器の下に加熱用パネルを設け、補助ボイラからの蒸気と必要に応じ加熱ガスを流せる構造になっている。
(g) 冷却系支持、流路構成構造
炉心で加熱された冷却材は上部プレナム内に流出し、内筒の上端で折り返して蒸気発生器内に入り、ここで熱交換した後、機械式ポンプによって循環力が与えられ、炉心下部に至る循環流を構成する。
蒸気発生器は一体貫流式のキドニー型蒸気発生器で、炉心槽と原子炉容器の間のアニュラス部に配置されている。崩壊熱の除去は、デッキから吊り下げられる３基の PRACS の熱交換器により行われる。

内筒上端の内フランジ上に、蒸気発生器外側シュラウドと一体形成する蒸気発生器内筒フランジを搭載しボルトで固定する。フランジ面間には、冷却材の漏洩抑止を図るためにシール材を入れている。図 3.1.3.13 にこの構造を示す。

(h) 炉停止機構

炉停止機構は、粗調整棒 12 基、 微調整棒 6 基、後備炉停止棒 6 基で構成される。

このうち、後備炉停止棒は自己作動型炉停止機構(SASS)を設置する。 この構造は、CRDM 駆動軸先端(下端)に電磁石コア、制御棒上端に吸着アーマチェアを設けた落下型制御棒である。主炉停止系・後備炉停止系(SASS)の概念、動作、基本寸法を図 3.1.3.14、図 3.1.3.15、図 3.1.3.16 に示す。制御棒切離し(デラッチ)時浮き上がり防止のために、吸収材上部に鉛ビスマスよりも比重の大きなタンタル構造材等を用いた。

(iii) 冷却系設備

(a) 蒸気発生器設備

蒸気発生器(SG)構造概念図を図 3.1.3.17 に示す。蒸気発生器はキドニー型で、炉心支持構造と炉容器壁の間に 2 基が設置されている。伝熱管はサーペンタイン型で、水平方向に折り重ねるように配置されている。

給水は上部の給水水室から伝熱管内に流入し、ダウンカマ管を通って SG の最下端部に至る。ここからUチューブで反転し、サーペンタイン伝熱管部を熱交換をしながら沸騰して蒸気となり上昇する。さらに上部の蒸気水室を通って過熱蒸気となって蒸気系に流出する。

鉛ビスマスは上部の流入孔から SG 内に流入し、崩壊熱除去系熱交換器を通ってサーペンタイン管束部に流れ込み、伝熱管内の水・蒸気と熱交換しながら流れ下る。

蒸気発生器の伝熱計算は表 3.1.3.16 により行い、この結果、伝熱管の本数は 544 本／基、伝熱管の口径はφ25.4mm、伝熱管配列ピッチ 45mm とした。これにより、伝熱管束部高さは 9585mm、管束部の幅は 1670mm、伝熱面積は 3351m^2／基となる。なお、ここで、伝熱管板厚は以下の通り設定した。

- 内圧による必要板厚：1.95mm
- 鉛ビスマス腐食代：0.022mm
- 水側腐食代：0.11mm
- 磨耗代：0.45mm
- 曲げ減肉代：2%

合計：1.95＋0.022＋0.11＋0.45=2.502/0.98=2.502mm

以上より、伝熱管は、φ25.4mm×2.6mmt とした。

蒸気発生器全体構造は、サーペンタイン型伝熱管側部を囲む形で流路形成

用のシュラウドを設け、このシュラウドから伝熱管の支持を支持板で行っている。ダウンカマ管と伝熱管の間には断熱材を設け、ダウンカマ部での温度上昇を防いでいる。シュラウド構造を挟んで大きな温度差が生ずるため、シュラウド構造は２層とし、熱応力の緩和を計っている。

(b) ポンプ

ポンプは機械式ポンプで、この構造概念図を図 3.1.3.18 に、主要仕様を表 3.1.3.17 に示す。

ポンプの構造は下吸い込み下吐き出しのポンプで、原子炉容器の周方向に 2 基を配置した。基本的に、各蒸気発生器に対して、ポンプが対応するようにした。

ポンプの基本仕様は、揚程約 5m、回転数 260rpm、流量 222.6m3/min とし、ポンプ本体径は 1.3m となった。

これらの検討については、ロシアでの重金属に対する機械式ポンプの経験や、ナトリウム機械式ポンプを参考としたが、鉛ビスマスはナトリウムに対して比重が約 10 倍であるとともに腐食性が強いことから、十分な R&D が必要な項目である。

(c)　崩壊熱除去系設備

崩壊熱除去系(PRACS)を運転する事象は、外部電源喪失、水系故障等の水・蒸気系による崩壊熱除去が出来ない場合であり、これに対応する崩壊熱除去系を図 3.1.3.19 に示す。

強制循環炉の場合、１次ポンプはあるが、これは常用電源に接続されており、外部電源喪失時には１次系は自然循環で PRACS による崩壊熱除去運転を行う。これから水・蒸気系による崩壊熱除去が出来ない事象として外部電源喪失を代表事象にし、これに単一故障を重ね合わせた場合を取り上げ、これに対応する崩壊熱除去系統の運転と必要所熱量の検討を行った。

単一故障との重ねあわせは、以下の考えで行い単一故障は崩壊熱除去系の除熱量が少なくなる空気冷却器(A/C)ダンパ１基開失敗を想定した。

なお、崩壊熱除去系の A/C ダンパは、50%×2 基の構成である。

- 事象Ⅲ＝事象Ⅱ(外部電源喪失)＋１つの単一故障
  外部電源喪失＋PRACS ダンパ１基開失敗（PRACS2.5 ループ運転）
- 事象Ⅳ＝事象Ⅲ（外部電源喪失）＋２つの単一故障
  外部電源喪失＋PRACS ダンパ２基開失敗（PRACS2 ループ運転）
- 事象Ⅳ＝事象Ⅲ（外部電源喪失）＋1 つの単一故障
  PRACS 配管破損＋ダンパ１基開失敗（PRACS1.5 ループ運転）

プラント出力 40 万 kWe の場合、除熱量は 6.6MWt／ループであることが求められており、この値を基本にした。除熱量の 6.6MWt は、事象Ⅳの PRACS が１ループで運転した場合のものなので、50%×2 の構成のダンパで

あれば、PRACS は２ループとしても事象Ⅳで１ループの PRACS 運転が可能である。しかし、PRACS が配管破損等で１ループ長期メンテナンス時に、PRACS の法定点検が重なると、もう１ループ必要になる。この状態で、何らかの原因で残り１ループの PRACS のダンパが１基閉止しても、除熱量が少なくなるが、炉心崩壊熱も少なくなることから崩壊熱除去は可能となる。

以上より、PRACS は３ループ構成とし「PRACS 配管破損＋ダンパ１基開失敗」を想定し、ループ当たりの除熱量は、熱出力増加に対応した値を 1.5 ループで除し 8MWt とした。

崩壊熱除去系設備は熱交換器と空気冷却器で構成され、各機器サイジング用のヒートバランスを図 3.1.3.20 に、構造および設計条件と主要目を、図 3.1.3.21、図 3.1.3.22 に示す。

(d)　鉛ビスマス系補助設備

鉛ビスマス系補助設備は、鉛ビスマス純化系、アルゴンガス系、鉛ビスマス予熱系、ＳＧ伝熱管破損対策設備で構成される。

1) 鉛ビスマス純化系

アルゴンガス系、鉛ビスマス予熱系を含めた純化装置の系統概念図を図 3.1.3.23 に示す。

鉛ビスマス中に発生する不純物は、酸素、水素、腐食生成物(Fe 等)がある。このため、鉛ビスマス純化系は、酸素濃度を管理する酸素濃度管理装置と腐食生成物を除去する腐食生成物精製装置で構成される。

酸素濃度管理装置は、酸素濃度を監視して、酸素又は水素を注入して酸素濃度を所定の濃度に制御する。目標酸素濃度は 0.0023ppm(200℃)～0.122ppm(285℃)である。鉛ビスマスの駆動は、アルゴンガスの吹き込みによるリフトアップポンプ方式とする。これに水素又は酸素を混合注入し、デミスターにより不純物を除去する。また、反応により生成される水蒸気はガス中で冷却して凝縮させる。

腐食生成物精製装置は、腐食生成物が 0.1ppm 以下となるように、コールド部より若干低い温度でデミスターを通して腐食生成物を除去する。デミスターの冷却は室内空気とし、空調設備のダクトに排出する。

2) アルゴンガス系

アルゴンガス系は、原子炉容器の鉛ビスマスを微正圧で覆うとともに、崩壊熱除去系の充填ドレン等のために設置する。鉛ビスマスは中性子照射でポロニウム(Po)が生成され、これがアルゴンガス中に移行する。カバーガス中の Po 濃度は、純化しないと高濃度になる。このため、通常運転時に閉サイクルで循環させベーパートラップで約 100℃まで冷却し純化する。

3) 鉛ビスマス予熱系

自然循環炉は、炉心崩壊熱が小さい時には崩壊熱除去設備から予熱ヒータ等で入熱しても炉容器内を十分に加熱できない可能性がある。このため、炉容

器下部に加熱パネルを設置し、炉容器内を予熱する。

4) ＳＧ伝熱管破損対策設備

ＳＧ伝熱管破損対策設備の系統概念図を、図 3.1.3.24 に示す。水蒸気系の急速ブローを行うブロー弁と鉛ビスマス中に流出した水蒸気を回収する水蒸気放出プールを設置する。水蒸気放出プールは、１DEG の水リーク率（10kg/s）で 100 秒放出された蒸気 1m３を回収する容量で、通常時５ｍ３の水保管（事故時は 6m３）とする。

(iv) タービン発電機設備

タービン発電機設備は、蒸気発生器で発生した主蒸気により、蒸気タービンを駆動して電気を発生する。強制循環炉は、１モジュールあたり 750MWe の出力を有し、３モジュールの原子炉を共用化する 1,500MWe タービン発電機設備とした。

(a) 設計条件

（ｉ） 主蒸気圧力： 15.20 MPa［abs］

（ii） 主蒸気温度： 450 ℃

(iii) 蒸気発生器給水温度： 240 ℃

(iv) 蒸気発生器給水流量： 6242 t/h

（１モジュールあたり 3121t/h）

(b) 系統構成と仕様

電気出力 1,500MWe のタービン発電機設備の系統構成を図 3.1.3.25 に示す。基本的には、ナトリウム炉の大型炉とほぼ同様の系統構成である。発電効率向上のため、再熱器を設けタービン効率約 38%を達成している。

蒸気タービンの外形図を図 3.1.3.26 に示す。型式は、くし型４車室６流排気再熱型で回転数は 1500rpm である。

高圧給水加熱器は、主蒸気の圧力、温度が低いので１段の抽気としている。また、低圧給水加熱器は、出力が同程度の軽水炉と同じ４段の抽気とした。

主給水ポンプは主蒸気圧力が高く高揚程となることからタービン駆動とし、３台設置する。

タービン設備の主要物量を表 3.1.3.18 に示す。

(v) 燃料取り扱い設備

(a) 燃料交換機

燃料交換機の構造を、図 3.1.3.27 に示す。また、この交換機を使用して行われる交換手順を図 3.1.3.28、図 3.1.3.29 に示す。

1) 基本構造：

設備の基本構造を図 3.1.3.27 に示す。本炉は、炉心燃料までの高さが高く、これに伴って燃料交換機、燃料出入設備の寸法が高くなる。プラント建屋の高さはこれらの機器の高さで決まるため、本燃料交換設備は短尺化を狙った構造とし、建物計画にもこの結果を反映した。

計画を進めるに当たり、燃料交換方式は「単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM」とした。

基本構成は、燃料交換機を上下 2 分割構造とし、アーム開閉駆動部とパンタグラフアーム作動部を分割構成とした。燃料出入設備は炉内中継用案内管、燃料集合体掴み装置（グリッパ）、昇降式案内管(馬蹄形状)で構成する取扱機を設置した。取扱機上部には巻上装置を配置し、昇降式案内管(取扱機側部 3 本配置)をボールネジ機構構造で繋いだ構造とし、反復上下操作(連結接続)を行い昇降駆動する。

2) 交換方法：

燃料交換の方式を図 3.1.3.28、図 3.1.3.29 に示す。燃料集合体交換作業は、前準備作業と燃料交換作業で構成される。

前準備作業は燃料交換に先立って準備を行うもので、炉上部ルーフデッキ上に案内筒、ドアバルブ A・B、取扱機を積層配置構成し、内部に吊り胴を介して、燃料交換機のパンタグラフアーム作動部とアーム開閉駆動部を回転プラグに搭載する。一方、燃料出入設備の前準備作業は炉上部ルーフデッキ上の炉内中継装置にドアバルブ A・B、取扱機を積層構成する。これらの前準備作業後、燃料交換作業に移行し燃料集合体の交換を行う。

前準備作業である燃料交換設備の炉上部搭載要領を、時系列的に燃料交換手順計画概念図(前準備作業)図 3.1.3.28 に示す。また、使用済燃料取出し、新燃料炉内装荷などの要領を、時系列的に燃料交換手順計画概念図(燃料交換作業)図 3.1.3.29 に示す。

建物の高さを削減するために分割方式の燃料交換機を採用したが、この方式は、従来のナトリウム炉では使用していない結合機構等が用いられている。これらを含め、構造の詳細化と要素の開発研究が必要である。

(b) 燃料取り扱い設備全体系統

燃料取り扱い系統と燃料移送フローを図 3.1.3.30 に示す。

燃料取り扱い設備は、鉛ビスマス冷却材の場合でもナトリウム冷却材と洗浄方法を除いては、大きな差はないと考えられ、これを基本に系統構成を設定した。このため、燃料移送フローもナトリウム炉とほぼ同様の方式となった。

鉛ビスマス冷却材の場合でナトリウムと異なる点は、水との反応が無いことで、これにより燃料の洗浄方式が変わる。鉛ビスマスに対する洗浄技術は半導体回路の分野では有るが、このような大型の構造物に対して適用できる

か否かは明確でなく、今後の研究開発が必要となる。現在考えられる方式は以下の通りである。なお、引き抜いた状態で大量の鉛ビスマスの付着がない場合は、洗浄は行わず、再処理側で鉛の処理を行う方式も考えられる。

① 水蒸気（高温）洗浄
② 不活性ガス（高温）ブロー洗浄
③ 真空吸引洗浄
④ 震動回転洗浄

燃料取り扱い設備の容量は、ナトリウム炉と同様の考え方で設定し、貯蔵プール等の寸法を決め、建物設計に反映した。

① 燃料取り出し時 崩壊熱量：15kW 程度（30 日）
② 使用済燃料 水プール容量：4 炉心分／1 プラント
③ IVS、EVST は設置しない。
④ 燃料出入機：モジュール間で共用。鉛洗浄が不要な場合は、移送中の冷却を水冷却で行う可能性もある。

(vi) BOP 設備

(a) 放射性廃棄物処理設備

放射性廃棄物処理設備は、気体、液体、固体の放射性廃棄物の処理を行う。

鉛ビスマス炉についての放射性廃棄物データ等が無いため、ここではナトリウム炉の設計データを参考にして設備構成、容量等を設定した。この処理容量を表 3.1.3.19 に示す。各廃棄物処理系は、以下の通りである。

1）気体廃棄物処理系

気体廃棄物処理系は、原子炉カバーガス系、燃料取扱い・洗浄設備から排出される排気アルゴンガス中の放射性ガス(FP 及びポロニウム)の濃度を低減させる。すなわち、系統内のフィルタにより放射性ポロニウムを含む鉛ビスマスミスト・ダスト除去を行い、圧縮機によりタンクに圧縮貯蔵された後、活性炭吸着塔ホールドアップ装置に移送され、希ガス成分（キセノン及びクリプトン）の吸着・保持により放射能を減衰する。（図 3.1.3.31 参照）本系統は 1 系統設置とするが、フィルタ及び圧縮機は予備機を含めた 2 基構成（100%×2）とした。

2）液体廃棄物処理系

液体廃棄物処理系は、放射線管理区域内から発生する廃液を濃縮及び脱塩して放射能濃度を低減し、処理水は再使用する。すなわち、共通補修洗浄設備、分析設備及び燃料取扱い設備などからの廃液や、機器（燃料プール水浄化設備、格納容器内空調設備など）ドレン水及び床ドレン水を収集タンクに集め、蒸発濃縮装置、次いで脱塩装置により放射性核種を除去する。上記系統は 1 系統設置とするが、収集タンクは予備機を含めた 2 基構成（100%×2）とした。

洗濯廃液は、専用のタンクに収集後、放射線モニタで監視しながら海洋に放出することとするが、処理する必要がある場合には上記の廃液収集タンクへと移送する。（図 3.1.3.32 参照）

3）固体廃棄物処理系

固体廃棄物処理系は、液体廃棄物処理系から移送される濃縮廃液をセメント固化する他、廃樹脂（液体廃棄物処理設備、燃料プール水浄化設備）の焼却及び雑固体物の減容を行う。これにより、濃縮廃液は貯槽に受け入れた後、インドラムミキシング式セメント固化装置で処理する。

各設備脱塩装置からの使用済樹脂は、貯槽に受け入れた後、焼却装置にて処理し、雑固体物は圧縮減容してドラム缶詰めとする。本系統は 1 系統設置とし、以上の処理済廃棄物は、サイト内の固体廃棄物貯蔵庫に保管する。（図 3.1.3.33 参照）

鉛ビスマス冷却材を使用する場合は、発生する放射性ポロニウムが鉛ビスマスと共に移行して、使用済燃料集合体や補修機器類の表面に付着すると考えられる点がナトリウム炉との違いである。今後、これらのデータを蓄積し、設計を進める必要がある。

(b)　換気空調設備

換気空調設備は、プラントの環境条件を維持する。本設備計画では、空調系統設備の設計風量の推算を、空調を必要とする設備と、換気のみでよい設備に区分し、ナトリウム炉の合理化検討を参考に算出した。これを、表 3.1.3.20 及び表 3.1.3.21 に示す。以上から、各建屋の換気空調系を以下の通りとした。

1）原子炉建屋関連系統

① 原子炉格納容器 空調系（参考：図 3.1.3.34）

原子炉容器室、ルーフデッキ冷却系及び原子炉容器上部室は 1 系統設置とした。

動的機器(空調ファン及びダンパ）は予備機を含めた 2 基構成（100％×2）とした。原子炉カバーガス系は、通常運転時、放射性ポロニウムを含むため、格納容器（CV）内設置とし、プラント運転停止後に従業員がメンテナンスのため CV 内に立ち入る際には、本空調系を運転して換気しポロニウム空間濃度の低減を図った。

② 原子炉建屋コンファインメントエリア換気系（参考：図 3.1.3.34）

ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50％×2）とする。事故時には負圧保持運転で、放射性物質(FP 及び放射性ポロニウム)の外部放散を抑制する。

③ 非常用ガス処理系（参考：図 3.1.3.34）

1 系統設置とするが、動的機器(排気ファン及びダンパ)は予備機を含めた 2 基構

成（100％×2）とする。原子炉カバーガス系配管破損により、CV 内にポロニウム及び FP が放出された場合には、本系統の循環運転によりコンファインメントエリア内の空間濃度を低減する。

④ 原子炉建屋　一般換気系

常用電気設備室空調系及び崩壊熱除去系（PRACS3 系統）室換気系を主対象とし、ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50％×2）とする。

2）原子炉補助建屋関連

① 原子炉建屋管理区域　換気系（参考：図 3.1.3.35）

放射性廃棄物処理系（気体、液体及び固体）エリア及び放射線管理室を主対象とし、ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50％×2）とする。なお、プラント運転停止後に従業員が 1 次系機器メンテナンスで CV 内に立ち入る際、原子炉カバーガス中の放射性ポロニウム濃度低減のためパージする必要が有る時には、カバーガス系設置のポロニウム捕集ベーパトラップを通して浄化後、気体廃棄物処理系を介して、本換気系により希釈して排気塔から大気放散する。

3） 制御建屋関連

① 中央制御室　空調系

ファン及び空調ユニットは、予備機を含め 2 系統設置（100％×2）とし、循環系内には浄化フィルタユニットを設置（100％）する。事故時には、運転員の居住性確保なため、循環系により室内の空調とともに浄化を行う。

② 非常用電気設備　空調系

ファン及び空調ユニットは、予備機を含め 2 系統設置(100％×2)とする。

③ ガスタービン発電機室　換気系

ガスタービン発電機室(A)及び(B)に対して、各々1 系統の独立設置とする。

4）タービン建屋関連

① タービン建屋　換気系

タービン建屋、タービン発電機励磁制御室、常用電気盤室及び電気計装関係設備室を対象に、外気取り入れフィルタ及び給気ファンは 4 系統（25％×4）とする。

5） 焼却炉建屋関連

① 焼却炉建屋　換気系

ファン、ダンパ及び排気フィルタユニットは、2 系統設置（50％×2）とする。

(c) 建物配置

強制循環炉の建屋計画は図 3.1.3.36 に示す通り、容積は表 3.1.3.22 に示す通りである。

建屋全体計画としての特徴は、プラントのモジュール化と大型ユニット工法採用による建設費低減である。この建物については、以下の特徴を有している。

① 小型化燃料交換機を採用し、建屋高さを低減し、建屋全体容積を削減した。
② 制御建屋側に配置されたモジュールについて、制御建屋内の通路、階段を利用することで階段室エリアを合理化した。
③ 建屋のオペフロ部分の高さは、炉上部室の階高で決めているが、燃料出し入れの案内筒の高さを削減し、建屋全体容積を削減している。
④ 建設工法上及び地震時のモジュール間の相互干渉を回避するため各モジュール間の建屋を一体化し、コンクリート物量を削減した。

原子炉建屋、原子炉補助建屋、制御建屋を含めた原子炉施設建屋の配置計画は以下の通りである。建屋計画を、図 3.1.3.36 に示す。

1) 原子炉建屋

① 原子炉建屋モジュールは、通路部の有無の差で各建屋毎に異なる建屋寸法となり、最大は 25m×31m×H57.5m である。1モジュールの原子炉建屋には、NSSS 系として SG を内蔵したタンク型の炉容器、PRACS 空気冷却器の 3 系統分と鉛ビスマスのダンプタンク 1 基並びに水・蒸気系の再循環ラインの気水分離器と再循環ポンプなどが配置される。
② 原子炉格納容器は、炉容器を支持する円筒形状の生体遮へい壁部分と炉上部室の八角形状の部屋を格納容器バウンダリとした鉄骨コンクリート製格納容器である。コンクリート内側には、気密性確保の鋼板製ライナを内貼りする。
③ PRACS の空気冷却器 3 基は、炉上部室に隣接して配置した。鉛ビスマスドレンタンク室は PRACS 空気冷却器 3 室の下階の部屋に配置し、比重の大きい鉛ビスマスの充填時の空気冷却器とのレベル差を極力小さくした。
④ 原子炉建屋部分の建屋容積は、4 モジュール全体で約 12.6 万 m^3 であり、1 ユニット(2 モジュール 150 万 kWe)分で 6.3 万 m^3 である。

2) 原子炉補助建屋

① 原子炉補助建屋は 20.5m×59m×H57.5m で、2 ユニットの原子炉建屋モジュールに挟まれた細長い建屋である。各モジュールで共有できるホット設備である燃料取扱い・貯蔵設備、廃棄物処理設備、補

修設備などを収容した。

② 燃料交換時の燃料移送は、燃料出入機がモジュールの間の燃料移送通路を経由して、各原子炉モジュールにアクセスできるように計画した。このため燃料交換時期を各モジュールでずらすことにより燃料出入機は、2 ユニット 4 モジュールで共用化が可能である。

③ 燃料移送通路の下部室には、各原子炉モジュールに必要な設備類の他に補助建屋と各モジュールを接続する配管類、ケーブル類の通路を確保した。

④ 本プラントは、モジュール化の特徴を生かし、ナトリウム中型炉と同様に建設工期短縮を図るため建屋躯体は、輸送の可能範囲内で建屋構造体並びに機器類を組み込んだ状態で工場製作し、設備類を組み込んだ大型ユニットとして一体で海上搬送され建設サイトに据え付けられるものとした。

⑤ 原子炉補助建屋の容積は、4 モジュール分の共有建屋で約 6.9 万 m^3、1 ユニット分(2 モジュール 150 万 kWe)とすると約 3.5 万 m^3 である。

3) 制御建屋（共有建屋）

① 制御建屋は 19.5m×61m×H26m で中央制御室、燃取操作室、電気計装設備、HVAC 設備、放射線管理室、出入り管理室、非常用発電機室などを配置した。

② 制御建屋もモジュールによるユニット工法で建設するが、建屋構造体としては、原子炉建屋及び補助建屋と上部基礎版を含め一体の免震建屋とした。

③ 制御建屋の容積は、4 モジュール分の共有建屋で約 3.1 万 m^3、1 ユニット（2 モジュール 150 万 kWe）分とすると約 1.6 万 m^3 である。

以上の結果、建屋容積は 2 ユニット（300 万 kWe）分で約 22.6 万 m^3、1 ユニット（150 万 kWe）分で約 11.3 万 m^3 となった。

（３）運転、保守、補修性

（ｉ）運転性

強制循環炉は冷却材を機械式ポンプで駆動し、冷却材も液体金属であることから基本的にナトリウム炉と同じであり、起動停止運転に関する具体的な検討は行っていない。今後、必要に応じこの検討を行い、具体的な運転手順を設定するものとする。

今後、基本的な運転条件と手順は、以下として計画を進める。

(a) 基本条件

・通水待機状態は、補助蒸気により SG 給水温度を約 200℃に調整し 1 次冷却材温度を約 200℃以上に保持する。この状態から制御棒引き抜き操作による核加熱を開始して、系統の昇温を約 15℃/h で行う。

・原子炉熱出力増加に従い SG 回り再循環系機器を運転し、飽和(湿り)蒸気から過熱(乾き)蒸気発生を経て、タービン起動に必要な過熱蒸気を得る。

・ タービン部分負荷 30%時のヒートバランス(SG 一体貫流運転方式による)状態にスムーズに運転を引き継ぐため、タービン起動操作を含む手動運転期間(NSSS 側プロセス諸量は一定)は 3h 程度とする。

(b) 起動停止運転の基本手順

基本的な手順は以下の通りである。

① 核加熱開始

一定の炉心熱出力と低流量が確保された状態を初期状態とし、SG への給水温度は補助蒸気による予熱にて約 200℃に保持する。一方 SG 出口飽和蒸気圧力は、水・蒸気系の起動用圧力調節弁にて制御される。再循環系への給水は主給水系バイパス注入系を使用して行い、その戻り分の飽和水は気水分離器ドレンタンクから脱気器へとドレンし熱回収を図る。

② 核加熱による昇温時

系統運用は上記①項と同じとし、昇温時における余剰の熱は、気水分離器ドレンタンクから復水器へとドレンする。

③ 温態待機時

SG 出口蒸気圧力が定格に達した状態で、起動用圧力調節弁にて制御する。

④ 過熱(乾き)蒸気発生開始時

SG 出口蒸気が乾き蒸気となった時点で、SG 再循環系の運転を停止し、SG 給水は主給水系側に接続する。一方 SG 出口過熱蒸気は主蒸気系を通り、タービンバイパス系から復水器へとダンプする。

なお、SG 給水温度は、高圧給水加熱器への蒸気供給により 180℃程度に保持する。

再循環ポンプ系はウォーミングのため、小流量の給水を逆流させて待機状態に保持しておく。

⑤ タービン起動前

系統運用は上記に同じであるが、さらに炉心熱出力が上昇し、SG出口蒸気がタービン起動用の通気が可能となる温度まで上げる。

(ⅱ) ISI 計画

供用期間中検査と補修（3.1.2.4 項）に示される考え方に従い、ISI 計画を検討した。

(a) 検査対象

鉛ビスマス冷却炉の試験対象は、ISI の要求が高いと評価された下記の機器・設備である。

① 安全上要求が高い機器

原子炉容器、炉心支持構造物、RV ガードベッセル、UIS、

② 経済性要求が高い機器

原子炉容器、冷却材流路構成構造、SG 管板、SG 伝熱管

(b) 試験方法

鉛ビスマスと構成材料の共存性についてのデータが十分でなく、試験方法を定めることは現時点ではできない。このため、基本的な考え方を以下に示す。

① 冷却材バウンダリ（中性子照射条件が低い部位）

鉛ビスマス炉では内圧が低く、バウンダリを基本的に 2 重構造としている。このため、バウンダリからの漏えいを防止するための試験は不要である。なお、予防的に漏洩を小規模に監視するための、連続漏洩監視が設けられることもある。

ただし、腐食性が高い場合は、腐食による減肉を試験する必要がある。さらに、高温・高応力等の条件により構造材の損傷が進行する場合は、対応する試験が要求される。

② 炉心支持構造物等（中性子照射量の高い部位）

軽水炉では、炉心領域の内部取付物の溶接継手に対しては、中性子照射による応力腐食割れ感受性や破壊靭性値への影響を考慮して試験が要求されている。

鉛ビスマス炉では、燃料と炉心槽の間に遮へい体があるため、炉心領域部についても軽水炉より検査要求レベルを緩和できる。可能性もあるが、腐食性、高温・高応力環境効果、中性子照射効果が構造材に有る場合は、これらについての試験を行う必要がある。

③ SG 伝熱管

SG 伝熱管は冷却材バウンダリを形成する部位で、亀裂等が発生した場合でも、水・蒸気側の圧力が高く冷却材は水蒸気系に出ない。

また、炉容器内への水・蒸気の漏洩による圧力上昇に対しては、ラプチャディスクを介して蒸気発生器伝熱管破損対策設備に排出され、外部に漏洩することはない。

ただし、この場合に炉心に水蒸気気泡の侵入の可能性があり、これにより影響のある場合には安全上の検査が必要となる。

④ 原子炉ガードベッセル

厳しい荷重が作用しないことから、異常の発生を漏えい率試験により定期的にチェックすることで 2 重破損は防止できると考えられる。試験検査方法は、漏えい率試験を基本とするが、圧力チェックが難しい場合は目視検査を行う。

⑤ 1 次カバーガスバウンダリ部位の試験方法

厳しい荷重が作用しないこと、内圧が低く欠陥が大きくなってもバーストの恐れが無い場合は、漏えい連続監視を適用する。

(c) 検査間隔

検査間隔は、一般的なものは軽水炉等を参考に 10 年間隔とするが、腐食や環境効果によるものは、その進行の度合いに応じて検査を定期的に行う。

(iii) 保守・補修

(a) 主要設備の保守計画

軽水炉及び、先行する液体金属冷却炉から、次の保守点検項目が要求される。これらの考え方は、以下の通りである。

1) 電気事業法による法定定期検査項目（点検区分Ａ）

電気事業法に基づく法定定期検査項目は，設置許可申請書，工認，技術基準に記載ある機能，性能に関する事項，及び使用前検査等の実績から定める。技術基準、及びナトリウム炉から、以下の検査項目が要求される。

i) 定期検査項目は設備の機能、性能に関し、設置許可、工認、技術基準の内容に基づき設定する。

ii) 常陽では、幅広く定期検査項目が設定されているが、これら先行炉の運転実績を反映して簡素化されると想定し、定期検査としては保守作業の最終段階のチェックである機能検査を主体として設定し、合理化を図る。

iii) タービンまわりの法定検査は、発電用火力発電所に関する技術基準を準用して定める。

2) 電気事業法以外の法規による法定定期検査項目（点検区分Ｂ）

消防法，労働安全衛生法などに規定される設備，機器は定期的に法定検査を行う必要がある。

3) 試験検査

試験検査は，原子炉施設の安全上重要な機器（冷却材バウンダリ，カバ

ーガスバウンダリ等）を対象とした構造健全性に関する計画的試験あるいは検査であって，安全上重要な機器の構造上の欠陥が進展・拡大する前に，その欠陥を検知してプラントの安全性が損なわれる事態に至ることを未然に防止しようとするものである。試験検査計画に基づき設定する。

4）自主点検

自主点検は，機器の信頼性確保のために自主的に実施する点検であり，主に，動的機器や計装品等について，過去の経験等（a：先行ＦＢＲの経験、b：部品寿命実績データ、汎用機器推奨データ等）の観点から点検項目，周期を定めて実施するものとする。

（b）主要機器の補修計画

主要機器に関する、補修計画の考え方を検討した。なお、ここでは、鉛ビスマスと構造材の環境効果は大きくなく、炉内構造物 UIS、流路構成構造等を炉外に取り出す必要のない場合について示している。

腐食性等が課題になる場合については、保守補修性を考慮したプラント計画（3.1.3.3 項）に示す。

（ｉ）SG 伝熱管

冷却材温度を 200℃程度に下げ、SG 入口水室及び出口水室よりイメージファイバ等にて伝熱管にアクセスし、補修必要箇所の同定を行う。同定された伝熱管について、インプレース補修を行う。

（ii）１次系ポンプ

インペラ等の内部品の補修が必要となった場合は、ポンプ本体を引抜いた上で鉛ビスマス洗浄、点検及び補修を行う。

(４) 定検・建設工程

(ｉ) 建設工程

1) 建設工程

建設は大型ユニット工法を採用し、全体工程は 35.5 ヶ月となった。なお、工場内での大型ユニット建設の先行期間を含めると、全体建設工程は 36.5 ヶ月となる。

建設工程を設定するに当たり、以下を条件とした。

(a) 建設時期

建設は 2030 年代を前提とし、その時点で開発の見通しのある技術、工法等を採用する。

(b) サイト条件

現時点では立地条件が具体化されていないため、立地点に依存する気象条件、地質条件及びサイト特有の条件等の建設計画を制約する特殊な条件はないものとした。

本検討では、季節や気象条件による稼働率の変化や水切り作業制限等の制約条件を考慮せず、一定条件のもとで建設が進められ、必要な時期に機器を搬入できるものとして計画した。

(c) 労働条件

建設工期の評価では、軽水炉プラントと同等の標準的な労働条件や工期とする。(4 週 6 休基準)　但し、クリティカルとなる作業(例えば燃料装荷作業等)は、必要に応じて条件の変更を行う。

(d) その他の条件

下記の諸設備については、必要な時期までに整備され使用可能とした。

① 港湾施設、荷揚岸壁及び荷揚設備

② ユーティリテイ設備(補助蒸気設備、淡水供給系、排水処理系、アルゴンガス供給系及び窒素ガス供給系等)

③ 送電線や開閉所等の外部電源設備

④ 下記の仮設備も同様に整備され使用可能な状態にあるものとする。

- 仮設用地（原子炉建屋周辺及び仮設加工場用用地等）
- 構内道路、電源設備
- 仮設用水供給設備及び仮設排水（処理設備含む）設備

⑤ クレーン取合いは、各設備の工事物量が明確でなく調整できないため、ここでは考慮せず、仮設揚重設備は必要な時期に必要な期間使用できるものとする。

⑥ 試験・検査工程については、現状の軽水炉に適用される法規、法令等に定められる試験・検査項目を基本に計画した。

(e) 大型ユニット工法を採用し、このための条件は以下の通りである。

① 原子炉建屋は、FL+0 からオペフロまでを１モジュール分一体輸送

する。
② 原子炉建屋内のコンクリートについては、全て現地で施工する。
③ 原子炉建屋内のライナ等の内装、配管、電気・計装等は可能な限り工場で施工しておく。
④ 主要機器（R/V、G/V 等）は、現地にて据付けるものとする。
⑤ 原子炉建屋（オペフロ以上）については現地にて施工する。
⑥ 制御建屋、補助建屋、タービン建屋も大型ユニット工法を採用。
⑦ 大型ユニットの海上輸送の必要期間は１ヶ月とする。
⑧ 大型ユニットの現地水切りから据付完了までの必要期間は、２ヶ月とする。

2）総合機能試験

総合機能試験として、以下を行うものとした。

① 格納容器漏えい率試験
② ＣＲＤ試験
③ 燃料取扱機試験
④ 予熱
⑤ 鉛ビスマス充填・純化
⑥ 鉛ビスマス中燃料取扱機試験
⑦ 鉛ビスマス中ＣＲＤ試験
⑧ 冷却系総合試験
⑨ 鉛ビスマス注入後格納容器漏えい率試験
⑩ 燃料装荷開始（性能試験へと続く）

以上の総合機能試験期間として 7 ヶ月とした。

3）性能試験

炉物理試験は最低限とし、出力試験は３回(30%,70%,100%)、プラント熱過渡試験は連続的に実施する。軽水炉での実績(230 日)も考慮し、8 ヶ月とした。

以上より、本炉のクリティカルパスは以下に示す通りである。

・ 建屋：13.5 ヶ月
・ 炉上部機器・ブランケット燃料体据付け：6 ヶ月
・ 総合機能試験：8 ヶ月
・ 性能試験：８ヶ月

(ii) 定期検査

強制循環炉の定検工程と期間を表 3.1.3.24 に示す。定検期間として必要な期間は 36.5 日となった。

定検に当たり設定した条件は、以下の通りである。

① 定検期間は、発電機解列から発電機併入までとする。
② 定検期間短縮のため、定検期間中は炉停止時のみ実施可能な原子炉構造、熱輸送系の点検を中心に行うものとし、格納施設外の燃料取扱設備、放射性廃棄物処理設備、共通保修設備などの定検は原子炉運転中に実施する。
③ 原子炉ホットプレナム温度は、炉停止後 1 日以降 200℃とし、ISI 開始時の温度は 250℃で、ISI 機器の高温化を想定している。
④ 海水系、補機冷却水系は、炉停止 24 時間以降に点検開始可能とする。
⑤ 原子炉容器溶接部は、VTM-2 による ISI 対象とする(異材継手部は体積検査による ISI 対象とする)。炉内構造物に対しては、VTM-3 の目視定検対象とする。
⑥ SG 伝熱管については、ISI として体積検査を毎定検全数実施する。
⑦ CRD 駆動部は 3 定検に 1 回分解点検を行う。CR 駆動速度は 1 本誤引抜き制限 0.03￠/s(暫定)と 1 本誤引き抜き反応度 2.2￠/cm から 0.14mm/s とする。
⑧ 燃料交換方式は、炉内中継が有り、炉外燃料貯蔵槽の無い方式とし、1 本当りの必要交換時間は 60 分とした。

燃料交換時は、以下の条件とした。

① 炉心燃料の交換は、崩壊熱の減衰を待ち炉停止後 10 日以降(集合体崩壊熱 10kW 以下)より開始とする。
② CRD は切離した状態とし、上限に停止。
③ コンファインメントバウンダリを確保する。
(燃料交換中のコンファインメントエリア内作業は不可)
④ コンファインメントエリアの非常用 HVAC は待機。
⑤ 燃料取扱設備に接続された 2 系統の非常用電源は待機。
⑥ 燃料移送経路のヒートシンクとなる HVAC 等、燃料取扱設備の運転に必要なサービス系が運転状態であること。
⑦ 非常用ガスタービンは、3 系統設置されるため 1 系統の点検中も常に 2 系統を待機状態に維持できるように、運転中に点検を行うこととする。(オンパワーメンテナンス化)。
⑧ HVAC 等諸設備は、燃料交換や他の点検に支障ない時期に運転を停止して点検する。
⑨ 仮置き、点検スペースは確保されているものとする。
⑩ 1 日の作業時間は、通常 8 時間、交替勤務時は 22 時間とする。

以上を基本とし、定検検査に要する期間を以下の通りとした。

モジュール炉のため、1 プラントで 3 モジュール＋1 タービンを有し、多数の定期点検組み合わせパターンが存在する。設備利用率の向上のためには、タービン定検中に 3 つの原子炉モジュールの定検を極力同時に行うのがよ

い。ただし燃料プールは１設備であるため、燃料交換については３モジュール並行で行えない。

ここでは、最も基本となる原子炉とタービンを同時に定期検査するケースについて検討した。策定した定検工程表（案）を表 3.1.3.24 に示す。必要な定検期間は 36.5 日である。

主なクリティカルパスは、１次主循環ポンプ点検→燃料交換→CRD スクラム試験→炉物理試験となる。なお、この場合、１次主循環ポンプ専用のメンテナンスクレーンを設置することとしている。

強制循環炉の場合、必要な定検期間は 36.5 日と自然循環炉の場合（表 3.1.3.24 参照）に比較して 5 日長くなる。この理由は以下の通りである。

- 燃料交換体数が 90 体（自然循環炉：50 体）と多く、2 日長くかかる。
- 制御棒体数が 36 本（自然循環炉：24 本）と多く、1.5 日長くかかる。
- 強制循環炉のクリティカルパスとなっている１次主循環ポンプの点検日数は 15 日と、自然循環炉のクリティカルパスである SG 伝熱管 ISI に要する日数 13.5 日に対して 1.5 日長い。

(5) 経済性評価

経済性評価に必要な、物量データ、所内負荷率、プラント稼働率を整備した。

(ⅰ) 主要機器物量

強制循環炉のプラント概念の主要物量及び建屋容積を、表 3.1.3.25 に示す。NSSS の主要鋼材重量は約 1459ton（炉心構成要素を除く）となり、原子炉建屋容積は約 5.7 万 m^3／基である。

(ⅱ) 所内負荷率

所内負荷率については、ナトリウム炉の検討結果を基に、推定を行った。その結果、所内負荷率は 3.3%となった。表 3.1.3.26 に各設備の負荷を示す。

(ⅲ) プラント稼働率

稼働率については、前項(4)(ⅱ)「定検期間」での検討結果を基に、推定した。前提条件とプラント稼働率をまとめて表 3.1.3.27 に示す。

なお、モジュール炉としての稼働率を向上させるため、次の考え方とし、プラント稼働率は最大で 93.3%と推定した。

- 燃料交換は各モジュールを連続的に実施する。
  （燃交装置はプラントとしては１台しか所有しないため）
- 工程的にモジュール間で重複可能なものは、タービンを含め極力、同時並行的に定検を実施とする。（表 3.1.3.28 参照）

3.1.3.2　自然循環冷却方式

(1) 炉心燃料設計

(ⅰ) 代表概念の選定

候補概念②の経済性最適化自然循環炉（550MWe）に適用する高燃焼度（150GWd/t）の炉心概念である。

(ⅱ) 代表炉心の設計評価

(a) 炉心特性

鉛ビスマス自然循環冷却炉の代表炉心の炉心配置図を図 3.1.3.37 に、炉心燃料構成概略図を図 3.1.3.38 に示す。導入期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.29、表 3.1.3.30 および表 3.1.3.31 に示し、平衡期炉心の主要目、主要な燃料仕様および主要な炉心特性を表 3.1.3.32、表 3.1.3.33 および表 3.1.3.34 に示す。これらの炉心は炉心設計目標を満足している。例えば、導入期炉心では運転サイクル長さ 18 ヶ月、炉心部取出平均燃焼度 156GWd/t、増殖比 1.17、また、ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度 89GWd/t と、いずれも導入期炉心の設計目標を満足している。ただし、高速中性子照射量が 5.7×10^{23}n/cm^2（導入期炉心）、5.9×10^{23}n/cm^2（平衡期炉心）であり、ODS 鋼及び PNC-FMS 鋼の開発目標の制限値（5×10^{23}n/cm^2）を越えており、今後の高性能材料の開発が必要となる。

また、LLFP 核変換については、68 体の CuI 集合体を 14 サイクル（約 21 年）装荷することにより目標の取出変換率に近い約 28%を達し、Tc 集合体については 44 体、20 サイクル（約 30 年）装荷で変換率約 21%となる結果を得た。サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 210kg/GWt、^{99}Tc で約 1250kg/GWt であり、大型 MOX 燃料ナトリウム冷却炉に比べて 30%以上少ない装荷量となった。LLFP 集合体への必要流量は、Zr-H 被覆管の水素透過抑制策を仮定することにより、全流量の約 2%程度と少ない。また自然循環冷却においても発熱の小さい LLFP 集合体へ十分な冷却材流量が確保されることについて、流量再配分係数の相関式や炉心上下プレナムの圧力差に関する考察を行い、その見通しを得た。よって、鉛ビスマス自然循環冷却炉は LLFP 集合体を装荷しない炉心と同等の高い増殖比を保ちながら、大きな炉心設計対応なしに LLFP 集合体を受け入れられる可能性があると考えられる。

(b) 燃料健全性

1) 被覆管最高温度評価

平衡初期と平衡末期のそれぞれの期間において、内側炉心と外側炉心のそれぞれの領域で出力が最も高くなる集合体を対象として被覆管最高温度の履歴を算出した。全炉心で最大出力を発生する集合体は、平衡初期において

は外側炉心、平衡末期においては内側炉心の集合体である。集合体への流量は、炉心出入口温度差 180℃、集合体総数 396 体より、平均流量は 134kg/s とした。自然循環冷却方式では、浮力により発熱の大きい燃料集合体への流量再配分効果が生じる。その流量再配分効果を簡易式により評価し平均流量にその効果を考慮して対象集合体の流量とする。

なお、流量再配分効果算出において、以下の条件を利用した。

- ループ一巡圧損　：0.0222MPa
- 炉心圧損　：0.015MPa
- 集合体平均出力　：3.66MW
- SG と炉心の伝熱中心間距離　：1031 ㎝
- 炉心高さ　：70cm
- 炉心中心-集合体出口間高さ　：220 ㎝
- 集合体出口からの非混合高さ　：100 ㎝

上記の条件で算出した簡易計算法による流量再配分係数を図 3.1.3.39 に示す。評価対象となる集合体の出力および線出力履歴を基に、被覆管最高温度を算出するが、膜温度上昇におけるヌッセルト数は、前述の Sleicher 式を用いた。

評価の結果、被覆管最高温度（肉厚中心）は、650℃以下となっていることが確認できた。

2) 損傷寿命分数和（CDF）評価

求めた被覆管最高温度履歴（各サイクル内での初期・末期の最高温度をサイクル中の温度として使用）および出力履歴より評価対象集合体のピン内圧および被覆管応力を求め、CDF を評価した。

評価上用いるクリープ破断強度（ODS 鋼）、被覆管内外腐食評価式は前述の強制循環冷却炉と同じである。

なお、評価において、以下を考慮している。

- 出力誤差　：1.033
- プレナム温度　：被覆管（HSF 込み）と同等
- プレナム容積　：自由空間容積として 90%
- 被覆管肉厚寸法公差　：0.03 ㎜
- 応力　：設計応力強さ（St）ベース

上記の条件による CDF 評価の結果、内側炉心、外側炉心いずれも CDF 制限値 0.5 以下となっていることが確認できた。

(c) 制御棒反応度収支

鉛ビスマス自然循環冷却炉の反応度制御系としては、強制循環冷却炉と同様に主炉停止系と後備炉停止系の独立 2 系統で構成された制御棒とする。主炉停止系は、粗調整棒と微調整棒で構成する。制御棒の B_4C 組成は、主炉停

止系、後備炉停止系ともに ^{10}B 濃縮度 50%である。図 3.1.3.40 と図 3.1.3.41 に自然循環冷却炉の制御棒の縦断面概略図と横断面概略図を示す。本炉心は表 3.1.3.35 に示すように制御棒反応度収支を満足している。

なお、図 3.1.3.41 の制御棒構成で自然循環冷却炉のスクラム時間が１秒程度になる。強制循環冷却炉に比べてスクラム時間が短いのはタングステンを充填するスペースが広いためである。制御棒の挿入性、制御棒内の冷却材流体抵抗の低減によるスクラム時間短縮を狙って、^{10}B 装荷量を変えずに ^{10}B 濃縮度を 90%まで引き上げ、B_4C ペレットの径を小さくして保護管内の冷却材流路面積を広く採りうる制御棒仕様を検討した。図 3.1.3.42 に強制循環冷却炉と同様に制御棒の挿入性とスクラム時間短縮を狙って B_4C ペレットを細径化した場合（^{10}B 装荷量を変えずに ^{10}B 濃縮度を 90%まで引き上げ）の制御棒の横断面概略図を示す。この構造により、制御棒反応度収支を満足しつつ、スクラム時間が 1 秒以下と評価され、制御棒としての成立の見通しを得ている。

(d) 遮へい特性

遮へい性能が最も厳しいと考えられる炉心槽について拡散計算により概略評価した。図 3.1.3.43 に高速中性子（E>0.1MeV）の累積照射量の径方向分布を示す。炉心槽はフェライト材料を想定しており、その照射量制限値 $4\times10^{22}n/cm^2$ を上回っている。一般に拡散計算は保守側の値を与えるため、現段階では現設計の鉛ビスマス遮へい体 2 層では遮へい性能が不十分であると判断できないが、参考のため外側の鉛ビスマス遮へい体 1 層を B_4C 遮へい体に変更すると照射量制限値 $4\times10^{22}n/cm^2$ を下回ることが分かった。

(2) プラント設計

(ⅰ) プラントの概要

鉛ビスマス型自然循環炉は、冷却材である鉛ビスマスを完全自然循環させ、炉心の冷却と蒸気系への熱輸送するプラントで、冷却材駆動用のポンプは無い。プラントの概要を表 3.1.3.36 に、プラントの系統とプロットプランを、図 3.1.3.44 と図 3.1.3.45 に示す。

鉛ビスマス炉は、冷却材の鉛ビスマスが爆発的に水と反応しないため原子炉容器の中に蒸気発生器までを含み、原子炉容器から蒸気が供給される構成となっている。すなわち、鉛ビスマス冷却材は、崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。

原子炉容器内に設置された蒸気発生器からの蒸気は、原子炉容器ルーフデッキ部の蒸気ヘッダを通り蒸気系に送られる。蒸気系は、タービンと発電機等で構成される通常の発電システムである。

崩壊熱除去系は、蒸気発生器の上部に炉内熱交換部を置き、空気冷却器が冷却塔の下部に設置されている。これらの冷却塔は原子炉容器室の外側に配列されている。

原子炉建物全体は免震装置で支持され、機器への地震力を緩和している。鉛ビスマス炉は比重が大きいため全体重量が大きく、免震装置の配列が建物の底面積を決める要素となっている。

プラントの配置はモジュール炉であることから、電気出力 550MWe の炉を 6 基(3 基を 1 ユニットとし、これを 2 ユニット)設置し、プラント全体の電気出力は 3300MWe である。タービンは、各ユニットに対応して出力 1650MWe を設置し、プラント全体で 2 基設置されている。

プラント配置は海側にタービン発電機を置き、原子炉建物の側部を開け、建物に接近しやすい配置としている。但し、プラント配置はこれに限るものではなく、敷地に合わせて変化卯が可能である。

(ⅱ) 原子炉構造

自然循環炉の原子炉構造は蒸気発生器までを含み、鉛ビスマス冷却材は崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。この自然循環炉(出力 55 万 kWe)の原子炉構造を図 3.1.3.46、図 3.1.3.47 に、主要仕様を表 3.1.3.37 示す。

原子炉構造は、原子炉容器、炉内構造物、炉心上部機構、ルーフデッキ構造、燃料交換機、ガードベッセルで構成され、原子炉容器内に、蒸気発生器、崩壊熱除去系熱交換器、冷却材純化系設備等を収納している。原子炉容器の径方向の大きさは炉心と蒸気発生器の大きさで、高さは炉心と蒸気発生器及び崩壊熱除去系熱交換器で決まっている。

原子炉構造を構成する設備と、その内容は以下の通りである。

(a) 原子炉容器

原子炉容器は円筒容器で、スカートによって建物から支持されるルーフデッキから吊下げられ、原子炉構造全体の重量を支持する。原子炉容器の耐震支持は、原子炉構造の重心位置に近い容器胴側部に設けられている。

(b) 炉心槽、炉心支持構造物

炉心槽は炉心構成集合体を内蔵し、炉内構造全体は原子炉容器底部からスカートで支持される。炉心構造物の内、中性子照射量の多い部分については、12Cr 系鋼よりも高い中性子照射を許容できる 9Cr 系鋼を使用する。

炉心支持構造物は下部に上下動を支持する補強リブを有し、集合体の浮き上がり防止対策としてラッチスプリングが連結管に固定されている。

(c) 炉心上部機構

炉心上部機構はルーフデッキから吊り下げられる構造で、炉停止機構通過部、温度計測設備、ＦＦＤＬ等の計測設備が設置されている。

(d) ルーフデッキ

ルーフデッキは、固定プラグと回転プラグで構成される。固定プラグには蒸気発生器と崩壊熱除去系熱交換器が設置され、水蒸気ヘッダが上面に出る。回転プラグは単回転プラグ構造で、炉心上部機構、制御棒駆動機構、燃料交換機、冷却材純化系設備等が設置されている。

(e) 燃料交換系設備

燃料交換方式は「単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM」とし、燃料出入方式は炉内中継槽を経由する方式を採用している。

(f) ガードベッセル構造

ガードベッセルはライナ型であり、建屋壁の内面にライナを貼り、ライナと原子炉容器との間に断熱ブロックを設けるとともにコンクリート内に冷却コイル(水冷却)を入れライナを低温に保つ。

また、定検時などにおける自然循環流確保のため、原子炉容器の下に加熱用パネルを設け、補助ボイラからの蒸気と必要に応じ加熱ガスを流せるようになっている。

(g) 冷却系支持、流路構成構造

炉心で加熱された冷却材は自然対流により上昇し、内筒の上端で折り返して蒸気発生器内に入り、ここで熱交換し炉心下部に戻る循環流を構成する。自然循環流を確保するため、炉心部を含めて圧損を小さくしている。

蒸気発生器は一体貫流式ヘリカルコイル型で、原子炉容器と内筒との間のアニュラス部にリング状に取り付けられる。崩壊熱の除去は、デッキから吊り下げられる３基の PRACS の熱交換器により行われる。

内筒上端の内フランジ上に蒸気発生器外側シュラウドと一体形成する蒸気発生器内筒フランジを搭載しボルトで固定する。フランジ面間には、冷却材の漏洩抑止を図るためにシール材を入れている。

この構造を図 3.1.3.48 に示す。

(h) 炉停止機構

炉停止機構は、粗調整棒 12 基、 微調整棒 6 基、後備炉停止棒 6 基で構成される。

このうち、後備炉停止棒は自己作動型炉停止機構(SASS)を設置する。 この構造は、CRDM 駆動軸先端(下端)に電磁石コア、制御棒上端に吸着アーマチェアを設けた落下型制御棒である。主炉停止系・後備炉停止系(SASS)の概念、動作、基本寸法を図 3.1.3.49、図 3.1.3.50、図 3.1.3.51 に示す。制御棒切離し(デラッチ)時浮き上がり防止のために、吸収材上部に鉛ビスマスよりも比重の大きなタンタル構造材等を用いた。

（iii） 冷却系設備

(a) 蒸気発生器設備

蒸気発生器(SG)構造概念図を図 3.1.3.52 に示す。蒸気発生器は、ダウンカマ付きヘリカルコイルで、原子炉容器とは内筒を介して炉心槽壁に固定されている。ヘリカルコイルは、８ヶ所伝熱管支持金具で支持される。

水は、上部の給水水室から伝熱管内に流入し、下降管を通って SG の最外側部(原子炉容器壁側)を下降し、Uチューブで反転してヘリカルコイル部に熱交換をしながら沸騰して蒸気となり上昇する。ヘリカルコイル部から上部の蒸気水室を通って過熱蒸気で流出する。

鉛ビスマスは、内筒上部の流入孔から SG 内に流入し、崩壊熱除去系熱交換器を通ってヘリカルコイル管束部に流れ込み、伝熱管内の水・蒸気と熱交換しながら流れ下る。

伝熱管の口径は、以下の条件でパラメータサーベイを行い設定した。伝熱管ピッチを軸方向は従来実績より 50mm とし、径方向は鉛ビスマス側の圧力損失が小さくなるように 85mm から 95mm をパラメータにして検討した。炉心槽径 6800mm を考慮し、内筒外径を 6900mm 以上にした。検討結果を表 3.1.3.38 に示す。

SG 重量が少さいのは伝熱管口径がφ25.4mm のケースであるが、口径がφ31.8mm と比べると重量が大きく低減されるわけでなく、伝熱管本数 1000 本と多くなるので、溶接・検査工数が多くなり、製作コストが増加するものと考えられる。

このため、φ31.8mm の伝熱管で、SG の重量が小さくなる伝熱管ピッチ 90mm を選定した。この場合、伝熱面積は 6614m2、ヘリカルコイル層数は 15 層である。

なお、ここで、伝熱管板厚は以下の通り設定した。

- 内圧による必要板厚：1.071mm
- 鉛ビスマス腐食代：0.022mm

・ 水側腐食代：0.11mm
・ 磨耗代：0.45mm
・ 曲げ減肉代：2%
合計：1.071＋0.022＋0.11＋0.45=1.653/0.98=1.687mm
以上より、伝熱管は、φ31.8mm×1.7mmt とした。

(b) 崩壊熱除去系設備

崩壊熱除去系設備(PRACS)は、外部電源喪失、水系故障等に崩壊熱除去を行うもので、この系統図を図 3.1.3.53 に示す。

自然循環炉では、1 次系ポンプが無く 1 ループ構成なので、1 ループ逆流の事象は無い。このため、水・蒸気系による崩壊熱除去ができない事象として外部電源喪失を代表事象とした。これに単一故障を重ねあわせた場合に対応できる崩壊熱除去系設備とした。

単一故障との重ねあわせは、以下の考えで行い単一故障は崩壊熱除去系の除熱量が少なくなる空気冷却器(A/C)ダンパ 1 基開失敗を想定した。なお、崩壊熱除去系の A/C ダンパは、50%×2 の構成である。

・事象Ⅲ＝事象Ⅱ(外部電源喪失)＋１つの単一故障
外部電源喪失＋PRACS ダンパ 1 基開失敗（PRACS2.5 ループ運転）
・事象Ⅳ＝事象Ⅲ(外部電源喪失)＋２つの単一故障
外部電源喪失＋PRACS ダンパ 2 基開失敗(PRACS2 ループ運転）
・事象Ⅳ＝事象Ⅲ(外部電源喪失)＋1 つの単一故障
PRACS 配管破損＋ダンパ 1 基開失敗(PRACS1.5 ループ運転）

プラント出力 40 万 kWe の評価では、除熱量として 6.6MWt／ループが求められており、ここではこれを基本にした。除熱量の 6.6MWt は、事象Ⅳの PRACS が 1 ループで運転した場合のものなので、50%×2 の構成のダンパであれば、PRACS は 2 ループとしても事象Ⅳで 1 ループの PRACS 運転が可能である。しかし、PRACS が配管破損等で 1 ループ長期メンテナンス時に、PRACS の法定点検が重なるともう 1 ループ必要になる。この状態で、何らかの原因で残り 1 ループの PRACS のダンパが 1 基閉止しても、除熱量が少なくなるが、炉心崩壊熱も少なくなることから崩壊熱除去は可能となる。

そこで、PRACS は 3 ループ構成とし「PRACS 配管破損＋ダンパ 1 基開失敗」を想定して容量を 6MWt とした。

機器サイジング用のヒートバランスを図 3.1.3.54 に示す。

崩壊熱除去系設備は熱交換器と空気冷却器で構成され、これら各機器の構造および設計条件と主要目を図 3.1.3.55、図 3.1.3.56 に示す。

(c) 鉛ビスマス系補助設備

鉛ビスマス系補助設備は、鉛ビスマス純化系、アルゴンガス系、鉛ビスマ

ス予熱系、ＳＧ伝熱管破損対策設備で構成される。

これらの設備構成は強制循環と同じであり、基本システム構成は下記の強制循環炉に示す通りである。

強制循環炉 鉛ビスマス系 補助設備：3.1.3.1(2)(iii)項
鉛ビスマス純化系 系統図：図 3.1.3.23
アルゴンガス系 系統図　：同上
ＳＧ伝熱管破損対策設備　：図 3.1.3.24

現状は鉛ビスマス冷却材について、酸素濃度制御方法等が明確でないため、自然循環炉に対する具体的な装置計画は作成できないが、強制循環型と比較した場合の特徴は、以下の通りである。

① 冷却材循環量が少なく、流速も小さいため、純化装置の設置箇所が増える可能性がある。
② 温度が低いため腐食生成物が少なく、捕獲物量等が少なくなる可能性がある。

(iv）タービン発電機設備

タービン発電機設備は、蒸気発生器で発生した主蒸気により、蒸気タービンを駆動して電気を発生する。自然循環炉は１モジュールあたり 550MWe の出力を有し、３モジュールを 1 ユニットとして出力 1,650MWe のタービン発電機設備とした。プラント全体としては 2 ユニット有り、タービン発電機も２基設置されている。

基本設計条件と系統構成は以下の通りである。

1）設計条件

① 主蒸気圧力：　5.98 MPa［abs］
② 主蒸気温度：　400 ℃
③ 蒸気発生器給水温度：　210 ℃
④ 蒸気発生器給水流量：　6861 t/h
（１モジュールあたり 2287t/h)

2）系統構成、仕様

タービン発電機設備（電気出力 1,650MWe）の系統構成を図 3.1.3.57 に示す。基本的にナトリウム炉の大型炉と同様の系統構成である。発電効率向上のため、再熱器を設けタービン効率約 38%を達成している。

蒸気タービンの外形図を図 3.1.3.58 に示す。型式は、くし型４車室６流排気再熱型で回転数は 1500rpm である。

高圧給水加熱器は、主蒸気の圧力・温度が低いので１段の抽気とした。また、低圧給水加熱器は、出力が同程度の軽水炉と同じ４段の抽気とした。主給水ポンプはモータ駆動とし、２台設置する。

タービン設備の主要物量を、表 3.1.3.39 に示す。

(ｖ) 燃料取り扱い設備

(a) 燃料交換機

燃料交換機の構造を、図 3.1.3.59 に示す。また、この交換機を使用して行われる交換手順を図 3.1.3.60、図 3.1.3.61 に示す。

1) 基本構造：

設備の基本構造を図 3.1.3.59 に示す。本炉は、炉心燃料までの高さが高く、これに伴って燃料交換機、燃料出入設備の寸法が高くなる。プラント建屋の高さはこれらの機器の高さで決まるため、本燃料交換設備は短尺化を狙った構造とし、建物計画にもこの結果を反映した。

計画を進めるに当たり、基本とした燃料交換方式は「単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM」とした。

基本構成は、燃料交換機を上下 2 分割構造とし、アーム開閉駆動部とパンタグラフアーム作動部を分割構成とした。燃料出入設備は炉内中継用案内管、燃料集合体掴み装置（グリッパ)、昇降式案内管(馬蹄形状)で構成する取扱機を設置した。取扱機上部には巻上装置を配置し、昇降式案内管(取扱機側部 3 本配置)をボールネジ機構構造で繋いだ構造とし、反復上下操作(連結接続)を行い昇降駆動する。

2) 交換方法：

燃料交換の方式を図 3.1.3.60、図 3.1.3.61 に示す。燃料集合体交換作業は、前準備作業と燃料交換作業で構成される。

前準備作業は燃料交換に先立って準備を行うもので、炉上部ルーフデッキ上に案内筒、ドアバルブ A・B、取扱機を積層配置構成し、内部に吊り胴を介して、燃料交換機のパンタグラフアーム作動部とアーム開閉駆動部を回転プラグに搭載する。一方、燃料出入設備の前準備作業は炉上部ルーフデッキ上の炉内中継装置にドアバルブ A・B、取扱機を積層構成する。これらの前準備作業後、燃料交換作業に移行し燃料集合体の交換を行う。

前準備作業である燃料交換設備の炉上部搭載手法などの要領を、時系列的に燃料交換手順計画概念図(前準備作業)図 3.1.3.60 に示す。また、使用済燃料取出し、新燃料炉内装荷などの要領を、時系列的に燃料交換手順計画概念図(燃料交換作業)図 3.1.3.61 に示す。

建物の高さを削減するために分割方式の燃料交換機を採用したが、この方式は、従来のナトリウム炉では使用していない結合機構等が用いられている。これらを含め、構造の詳細化と要素の開発研究が必要である。

(b) 燃料取り扱い設備全体系統

燃料取り扱い系統と燃料移送フローを図 3.1.3.62 に示す。

燃料取り扱い設備は、鉛ビスマス冷却材の場合でもナトリウム冷却材と洗浄方法を除いては、大きな差はないと考えられ、これを基本に系統構成を設定した。このため、燃料移送フローもナトリウム炉とほぼ同様の方式となった。

鉛ビスマス冷却材の場合でナトリウムと異なる点は、水との反応が無いことで、これにより燃料の洗浄方式が変わる。鉛ビスマスに対する洗浄技術は半導体回路の分野では有るが、このような大型の構造物に対して適用できるか否かは明確でなく、今後の研究開発が必要となる。現在考えられる方式は以下の通りである。なお、引き抜いた状態で大量の鉛ビスマスの付着がない場合は、洗浄は行わず、再処理側で鉛の処理を行い方式も考えられる。

① 水蒸気（高温）洗浄
② 不活性ガス（高温）ブロー洗浄
③ 真空吸引洗浄
④ 震動回転洗浄

燃料取り扱い設備の容量は、ナトリウム炉と同様の考え方で設定し、貯蔵プール等の寸法を決め、建物設計に反映した。

⑤ 燃料取り出し時 崩壊熱量：15kW 程度（30 日）
⑥ 使用済燃料 水プール容量：4 炉心分／1 プラント
⑦ IVS、EVST は設置しない。
⑧ 燃料出入機：モジュール間で共用。鉛洗浄が不要な場合は、移送中の冷却を水冷却で行う可能性もある。

(vi) BOP 設備

(a) 放射性廃棄物処理設備

放射性廃棄物処理設備は、気体、液体、固体の放射性廃棄物の処理を行う。

鉛ビスマス炉についての放射性廃棄物データ等が無いため、ここではナトリウム炉の設計データを参考にして設備構成、容量等を設定した。この処理容量を表 3.1.3.40 に示す。

各廃棄物処理系は、以下の通りである。

1）気体廃棄物処理系

気体廃棄物処理系は、原子炉カバーガス系、燃料取扱い・洗浄設備から排出される排気アルゴンガス中の放射性ガス(FP 及びポロニウム)の濃度を低減させる。即ち、系統内のフィルタにより放射性ポロニウムを含む鉛ビスマスミスト・ダスト除去を行い、圧縮機によりタンクに圧縮貯蔵された後、活性炭吸着塔ホールドアップ装置に移送され、希ガス成分（キセノン及びクリプトン）の吸着・保持により放射能を減衰する。（図 3.1.3.63 参照）本系統は 1 系統設置とするが、フィルタ及び圧縮機は予備機を含めた 2 基構成（100%×2）とした。

2）液体廃棄物処理系

液体廃棄物処理系は、放射線管理区域内から発生する廃液を濃縮及び脱塩して放射能濃度を低減し、処理水は再使用する。即ち、共通補修洗浄設備、分析設備及び燃料取扱い設備などからの廃液や、機器（燃料プール水浄化設備、格納容器内空調設備など）ドレン水及び床ドレン水を収集タンクに集め、蒸発濃縮装置、次いで脱塩装置により放射性核種を除去する。上記系統は1系統設置とするが、収集タンクは予備機を含めた2基構成（100%×2）とした。

洗濯廃液は、専用のタンクに収集後、放射線モニタで監視しながら海洋に放出することとするが、処理する必要がある場合には上記の廃液収集タンクへと移送する。（図 3.1.3.64 参照）

3）固体廃棄物処理系

固体廃棄物処理系は、液体廃棄物処理系から移送される濃縮廃液をセメント固化する他、廃樹脂（液体廃棄物処理設備、燃料プール水浄化設備）の焼却及び雑固体物の減容を行う。即ち、濃縮廃液は貯槽に受け入れた後、インドラムミキシング式セメント固化装置で処理する。

各設備脱塩装置からの使用済樹脂は、貯槽に受け入れた後、焼却装置にて処理し、雑固体物は圧縮減容してドラム缶詰めとする。本系統は1系統設置とし、以上の処理済廃棄物は、サイト内の固体廃棄物貯蔵庫に保管する。（図 3.1.3.65）

鉛ビスマス冷却材を使用する場合は、発生する放射性ポロニウムが鉛ビスマスと共に移行して、使用済燃料集合体や補修機器類の表面に付着すると考えられる点がナトリウム炉との違いである。今後、これらのデータを蓄積し、設計を進める必要がある。

(b) 換気空調設備

換気空調設備は、プラントの環境条件を維持する。本設備計画では、空調系統設備の設計風量の推算を、空調を必要とする設備と、換気のみでよい設備に区分し、ナトリウム炉の合理化検討を参考に算出した。これを、表 3.1.3.41 及び表 3.1.3.42 に示す。

以上から、各建屋の換気空調系を以下の通りとした。

1) 原子炉建屋関連系統

① 原子炉格納容器 空調系（参考：図 3.1.3.66）

原子炉容器室、ルーフデッキ冷却系及び原子炉容器上部室は1系統とした。動的機器(空調ファン及びダンパ）は予備機を含めた2基構成(100%×2）とした。

原子炉カバーガス系は、通常運転時、放射性ポロニウムを含むため、格納容器（CV）内設置とし、プラント運転停止後に従業員がメンテナンスのた

め CV 内に立ち入る際には、本空調系を運転して換気しポロニウム空間濃度の低減を図った。

② 原子炉建屋コンファインメントエリア 換気系(参考：図 3.1.3.66)

ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50%×2）とする。事故時には負圧保持運転で、放射性物質(FP 及び放射性ポロニウム)の外部放散を抑制する。

③ 非常用ガス処理系　（参考：図 3.1.3.66）

1 系統設置とするが、動的機器(排気ファン及びダンパ)は予備機を含めた 2 基構成（100%×2）とする。原子炉カバーガス系配管破損により、CV 内にポロニウム及び FP が放出された場合には、本系統の循環運転によりコンファインメントエリア内の空間濃度を低減する。

④ 原子炉建屋　一般換気系

常用電気設備室空調系及び崩壊熱除去系（PRACS3 系統）室換気系を主対象とし、ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50%×2）とする。

2) 原子炉補助建屋関連

① 原子炉建屋管理区域　換気系（参考：図 3.1.3.67）

放射性廃棄物処理系（気体、液体及び固体）エリア及び放射線管理室を主対象とし、ファン及びフィルタユニット構成は、2 系統設置（50%×2）とする。なお、プラント運転停止後に従業員が 1 次系機器メンテナンスで CV 内に立ち入る際、原子炉カバーガス中の放射性ポロニウム濃度低減のためパージする必要が有る時には、カバーガス系設置のポロニウム捕集ベーパトラップを通して浄化後、気体廃棄物処理系を介して、本換気系により希釈して排気塔から大気放散する。

3) 制御建屋関連

① 中央制御室

空調系ファン及び空調ユニットは、予備機を含め 2 系統設置（100%×2）とし、循環系内には浄化フィルタユニットを設置（100%）する。事故時には、運転員の居住性確保なため、循環系により室内の空調とともに浄化を行う。

② 非常用電気設備

空調系ファン及び空調ユニットは、予備機を含め 2 系統設置(100%×2)とする。

③ ガスタービン発電機室　換気系

ガスタービン発電機室(A)及び(B)に対して、各々1 系統の独立設置とする。

4) タービン建屋関連

① タービン建屋　換気系

タービン建屋、タービン発電機励磁制御室、常用電気盤室及び電気計装関係設備室を対象に、外気取り入れフィルタ及び給気ファンは 4 系統（25%×4）

とする。

5) 焼却炉建屋関連

① 焼却炉建屋　換気系

ファン、ダンパ及び排気フィルタユニットは、2 系統設置（50%×2）とする。

(c) 建物配置

自然循環炉の建屋計画は、図 3.1.3.68 に示す通りである。

建屋全体計画としての特徴は、プラントのモジュール化と大型ユニット工法採用による建設費低減である。ここの建物につては、以下の特徴がある。

① 小型化燃料交換機を採用し、建屋高さを低減し、建屋全体容積を削減した。

② 制御建屋側に配置されたモジュールは、制御建屋内の通路、階段を利用することで、階段室エリアを合理化した。

③ 建屋のオペフロ部分の高さは、炉上部室の階高で決めているが、燃料出し入れの案内筒の高さを削減し、建屋全体容積を削減している。

④ 建設工法上及び地震時のモジュール間の相互干渉を回避するため各モジュール間の建屋を一体化し、コンクリート物量を削減した。

原子炉建屋、原子炉補助建屋、制御建屋を含めた原子炉施設建屋の配置計画は以下の通りである。建屋計画を、図 3.1.3.68 に示す。

1) 原子炉建屋

① 原子炉建屋モジュールは、通路部の有無の差で各建屋毎に異なる建屋寸法となり、最大は 25m×31m×H64m である。1 モジュールの原子炉建屋には、NSSS 系として SG を内蔵したタンク型の炉容器、PRACS 空気冷却器の 3 系統分と鉛ビスマスのダンプタンク 1 基並びに水・蒸気系の再循環ラインの気水分離器と再循環ポンプなどが配置される。

② 原子炉格納容器は、炉容器を支持する円筒形状の生体遮へい壁部分と炉上部室の八角形状の部屋を格納容器バウンダリとした鉄骨コンクリート製格納容器である。コンクリート内側には、気密性確保の鋼板製ライナを内貼りする。

③ PRACS の空気冷却器 3 基は、炉上部室に隣接して配置した。鉛ビスマスドレンタンク室は PRACS 空気冷却器 3 室の下階の部屋に配置し、比重の大きい鉛ビスマスの充填時の空気冷却器とのレベル差を極力小さくした。

④ 原子炉建屋部分の建屋容積は、6 モジュール全体で約 21.6 万 m^3 であり、1 ユニット(3 モジュール 165 万 kWe)分で 10.8 万 m^3 である。

2) 原子炉補助建屋

① 原子炉補助建屋は 18m×70.5m×H64m で、2 ユニットの原子炉建屋モジ

ュールに挟まれた細長い建屋である。各モジュールで共有できるホット設備である燃料取扱い・貯蔵設備、廃棄物処理設備、補修設備などを収容した。

② 燃料交換時の燃料移送は、燃料出入機がユニット 1 と 2 の間の燃料移送通路を経由して、各原子炉モジュールにアクセスできるように計画した。このため燃料交換時期を各モジュールでずらすことにより燃料出入機は、２ユニット６モジュールで共用化が可能である。

③ 燃料移送通路の下部室には、各原子炉モジュールに必要な設備類の他に補助建屋と各モジュールを接続する配管類、ケーブル類の通路を確保した。

④ 本プラントは、モジュール化の特徴を生かし、ナトリウム中型炉と同様に建設工期短縮を図るため建屋躯体は、輸送の可能範囲内で建屋構造体並びに機器類を組み込んだ状態で工場製作し、設備類を組み込んだ大型ユニットとして一体で海上搬送され建設サイトに据え付けられるものとした。

⑤ 原子炉補助建屋の容積は、6 モジュール分の共有建屋で約 7.9 万 m^3、1 ユニット分(3 モジュール 165 万 kWe)とすると約 4 万 m^3 である。

3) 制御建屋（共有建屋）

① 制御建屋は 19.5m×65m×H26m で中央制御室、燃取操作室、電気計装設備、HVAC 設備、放射線管理室、出入り管理室、非常用発電機室などを配置した。

② 制御建屋もモジュールによるユニット工法で建設するが、建屋構造体としては、原子炉建屋及び補助建屋と上部基礎版を含め一体の免震建屋とした。

③ 制御建屋の容積は、6 モジュール分の共有建屋で約 3.5 万 m^3、1 ユニット（3 モジュール 165 万 kWe）分とすると約 1.8 万 m^3 である。

以上の結果、建屋容積は 2 ユニット(330 万 kWe)分で約 32.9 万 m^3、1 ユニット(165 万 kWe)分で約 16.5 万 m^3 となった。

(３) 運転、保守、補修性

(ｉ) 通常起動停止運転

自然循環炉のプラント運転サイクルを図 3.1.3.69 に、制御系統図を図 3.1.3.70 に示す。

プラントの通常起動は、プラントの通水待機状態(約 200℃)から核加熱による昇温過程(約 15℃/h)を経て、自動出力運転に至る。また、降温過程(約 20℃/h)によるプラント停止曲線を作成した。起動曲線を図 3.1.3.71 に、停止曲線を図 3.1.3.72 に示す。

(a) 設定条件

運転時の条件を以下に設定した。

・通水待機状態は、補助蒸気により SG 給水温度を約 200℃に調整し 1 次冷却材温度を約 200℃以上に保持する。この状態から制御棒引き抜き操作による核加熱を開始して、系統の昇温を約 15℃/h で行う。

・原子炉熱出力増加に従い SG 回り再循環系機器を運転し、飽和(湿り)蒸気から過熱(乾き)蒸気発生を経て、タービン起動に必要な過熱蒸気を得る。

・タービン部分負荷 30%時のヒートバランス(SG 一体貫流運転方式による)状態に運転を引き継ぐため、タービン起動操作を含む手動運転期間(NSSS 側プロセス諸量は一定)は 3h とする。

(b) 起動停止運転

上記の設定条件において、プラント起動停止曲線を作成した。起動曲線を図 3.1.3.71 に、停止曲線を図 3.1.3.72 に示す。核加熱開始(約 200℃)から定格出力状態までの所要時間は 24h である。また、定格出力状態から原子炉停止を経て通水待機状態(約 200℃)までの所要時間は 19h である。

ここで、プラント起動時の SG 回り水・蒸気系運転状態は以下の通りである。(なお、①～④は図 3.1.3.71 を参照。)

① 核加熱開始時

炉心熱出力は、2MWt で約 10%の流量が確保されている。SG への給水温度は補助蒸気による予熱にて 200℃が保持される。一方 SG 出口飽和蒸気圧力は、水・蒸気系の起動用圧力調節弁にて 1.6MPa に制御される。再循環系への給水は主給水系バイパスインジェクションラインを使用して行い、その戻り分の飽和水は気水分離器ドレンタンクから脱気器へとドレンし熱回収を図る。

② 核加熱による昇温時

系統運用は上記①項に同じであるが、昇温時における余剰の熱は、気水分離器ドレンタンクから復水器へとドレンする。なお、1 次冷却材の温度上昇に伴い、蒸気圧力は上昇し続ける。

③ 温態待機時

炉心熱出力が約 3%になると、SG 出口蒸気圧力が定格の 6.0MPa に達す

るので、起動用圧力調節弁にて以後一定に制御する。(276℃での温態待機状態)

④ 過熱(乾き)蒸気発生開始時

炉心熱出力が約 32%になると、SG 出口蒸気が乾き蒸気となる。この時点で、SG 再循環系の運転を停止し、SG 給水は主給水系に供給される。一方 SG 出口過熱蒸気は主蒸気系を通り、タービンバイパス系から復水器へとダンプされる。なお、SG 給水温度は、高圧給水加熱器への蒸気供給により 180℃に保持される。

再循環ポンプ系はウォーミングのため、小流量の給水を逆流させて待機状態に保持しておく。

⑤ タービン起動前

系統運用は上記と同じであるが、炉心熱出力が約 37%の状態になると、SG 出口蒸気が 373℃となりタービン起動用の通気が可能となる。

以上の起動停止について動特性解析モデルを作成し、安定に出力上昇することが確かめられた。

また、通常出力運転時の出力変更特性についても解析を行い、以下のステップ状出力変更、ランプ状出力変更安定に制御されることが示された。

(ステップ状出力変更)

・ 100%→90%：高出力時のステップ状出力指令値変更
・ 30% →40%：低出力時のステップ状出力指令値変更

(ランプ状出力変更)

・ 100%→30%：1.0／分のランプ状出力指令値変更

(ⅱ) 初回起動時運転

自然循環炉について、初回の機器予熱状態における冷却材充填から燃料装荷後の核加熱によるプラント昇温に至る運転手順を具体化した。自然循環炉においては、冷却材に循環駆動力を与える機器が無く、特に、冷却材充填後の初回起動時の冷却材循環起動に必要な機器構成と運転手順をまとめた。

(a) 初回循環駆動方式

自然循環炉は循環ポンプが無く、また初回起動時には炉心の崩壊熱もない。このため、炉容器内冷却材の自然対流による循環流を駆動するため、予熱設備である炉容器室内底部設置の加熱用パネルと高温窒素ガス加熱による入熱(約 1.45MWt)を使用する。更に、炉容器上部内蔵の崩壊熱用熱交換器または SG 伝熱部での冷却と組合せ、一巡の冷却材循環流を構成する。これにより約 9%流量を確保する見通しが得られ、この構成を図 3.1.3.73 に示す。

炉容器外面のガス予熱は、炉容器と外周断熱ブロックとのアニュラス間隙に高温窒素ガス配管開口部を設け、炉容器の底部に高温ガスを吹出し、炉容

器底部に沿ってガスを流す構造とした。ガスが上部に抜けないように、炉容器側部との間に仕切り機構を設け、一定の時間、高温ガスを炉容器底部に滞留させる構成とした。

(b) 初回の起動手順

基本的な手順は、原子炉容器内をアルゴンガス雰囲気とし予熱を行い、冷却材の鉛ビスマスを充填後、炉内設置機器表面付着の酸素除去のため純化運転を実施する。引き続き初回用の燃料を装荷して炉物理試験を実施し、核加熱による系統昇温を行う。主要手順を図 3.1.3.73 に示す。なお、検討に当たり高速増殖原型炉「もんじゅ」(*PNC TN2410 94-023「高速増殖原型炉もんじゅ－設計・建設・試運転の軌跡」）を参考とした。

この設備構成と手順は、従来の液体金属炉と同様のものである。ただし、加熱パネル等での炉容器への入熱挙動や、炉内での自然対流に依存する冷却材流動挙動は複雑であり、設計の進捗に合わせ、熱流動解析を実施して各時点での循環流量の確認を行う必要がある。

なお、本方法はプラントの長期メンテナンス後の再起動時で、崩壊熱が極めて小さい場合にも適用できる。

(iii) ISI 計画

自然循環炉の ISI 計画、及び保守・補修計画は、強制循環炉と基本的に同じである。（3.1.3.1 項参照）

自然循環炉と強制循環炉は基本的に同じと考えられるが、強制循環炉と比較した場合の自然循環炉の特徴を示す。

(a) 機器設備構成

自然循環炉の場合は、冷却材駆動用の機械式ポンプが無いため、対象となる機器が少なくなる。特に、ポンプは可動機器であり、内部に電子部品も有するため、対象箇所としての低減効果が大きい。

(b) 環境効果

自然循環炉の場合は、強制循環炉に比較して冷却材の流速が遅くなる。これにより、強制循環炉の場合問題となると考えられるエロージョンによる損耗は少なくなり、これに対応する検査は少なくなる。

ただし、循環流速が低いことにより、冷却材中の酸素濃度制御性、特定位置での冷却材滞留による酸素濃度制御性の悪化が考えられ、これらの部位に対しては、監視を充実させる必要が高くなる。

(４) 定検・建設工程

(ｉ) 建設工程

1) 建設工程

建設は大型ユニット工法を採用し、全体工程は 35.5 ヶ月となった。なお、工場内での大型ユニット建設の先行期間を含めると、全体建設工程は 36.5 ヶ月となる。

建設工程を設定するに当たり、以下を条件とした。

(a) 建設時期

建設は 2030 年代を前提とし、その時点で開発の見通しのある技術、工法等を採用する。

(b) サイト条件

現時点では立地条件が具体化されていないため、立地点に依存する気象条件、地質条件及びサイト特有の条件等の建設計画を制約する特殊な条件はないものとした。

本検討では、季節や気象条件による稼働率の変化や水切り作業制限等の制約条件を考慮せず、一定条件のもとで建設が進められ、必要な時期に機器を搬入できるものとして計画した。

(c) 労働条件

建設工期の評価では、軽水炉プラントと同等の標準的な労働条件や工期とする(4 週 6 休基準)。但し、クリティカルとなる作業(例えば燃料装荷作業等)は、必要に応じて条件の変更を行う。

(d) その他の条件

下記の諸設備については、必要な時期までに整備され使用可能とした。

① 港湾施設、荷揚岸壁及び荷揚設備

② ユーティリテイ設備(補助蒸気設備、淡水供給系、排水処理系、アルゴンガス供給系及び窒素ガス供給系等)

③ 送電線や開閉所等の外部電源設備

④ 下記の仮設備も同様に整備され使用可能な状態にあるものとする。

・仮設用地（原子炉建屋周辺及び仮設加工場用用地等）

・構内道路、電源設備

・仮設用水供給設備及び仮設排水（処理設備含む）設備

⑤ クレーン取合いは、各設備の工事物量が明確でなく調整できないため、ここでは考慮せず、仮設揚重設備は必要な時期に必要な期間使用できるものとする。

⑥ 試験・検査工程については、現状の軽水炉に適用される法規、法令等に定められる試験・検査項目を基本に計画した。

(e) 大型ユニット工法を採用し、このための条件は以下の通りである。

① 原子炉建屋は、FL+0 からオペフロまでを１モジュール分一体輸送

する。
② 原子炉建屋内のコンクリートについては、全て現地で施工する。
③ 原子炉建屋内のライナ等の内装、配管、電気・計装等は可能な限り工場で施工しておく。
④ 主要機器（R/V、G/V 等）は、現地にて据付けるものとする。
⑤ 原子炉建屋（オペフロ以上）については現地にて施工する。
⑥ 制御建屋、補助建屋、タービン建屋も大型ユニット工法を採用。
⑦ 大型ユニットの海上輸送の必要期間は１ヶ月とする。
⑧ 大型ユニットの現地水切りから据付完了までの必要期間は、２ヶ月とする。

2）総合機能試験

総合機能試験として、以下を行うものとした。

① 格納容器漏えい率試験
② ＣＲＤ試験
③ 燃料取扱機試験
④ 予熱
⑤ 鉛ビスマス充填・純化
⑥ 鉛ビスマス中燃料取扱機試験
⑦ 鉛ビスマス中ＣＲＤ試験
⑧ 冷却系総合試験
⑨ 鉛ビスマス注入後格納容器漏えい率試験
⑩ 燃料装荷開始（性能試験へと続く）

以上の総合機能試験期間として 7 ヶ月とした。

3）性能試験

炉物理試験は最低限とし、出力試験は３回(30%,70%,100%)、プラント熱過渡試験は連続的に実施する。軽水炉での実績(230 日)も考慮し、８ヶ月とした。

以上より、本炉のクリティカルパスは、以下となる。

・ 建屋：14.5 ヶ月
・ 炉上部機器・ブランケット燃料体据付け：6 ヶ月
・ 総合機能試験：7 ヶ月
・ 性能試験：８ヶ月

(ⅱ) 定期検査

自然循環炉の定検工程と期間を表 3.1.3.45 に示す。定検期間として必要な期間は 31.5 日(燃料プールより最も遠い位置のモジュールの場合、燃料交換期間の延長により 32 日)となった。

定検に当たり設定した条件は、以下の通りである。

① 定検期間は、発電機解列から発電機併入までとする。
② 定検期間短縮のため、定検期間中は炉停止時のみ実施可能な原子炉構造、熱輸送系の点検を中心に行うものとし、格納施設外の燃料取扱設備、放射性廃棄物処理設備、共通保修設備などの定検は原子炉運転中に実施する。
③ 原子炉ホットプレナム温度は、炉停止後 1 日以降 300℃とし、ISI 開始時の温度は 250℃で、ISI 機器の高温化を想定している。
④ 海水系、補機冷却水系は、炉停止 24 時間以降に点検開始可能とする。
⑤ 原子炉容器溶接部は、VTM-2 による ISI 対象とする(異材継手部は体積検査による ISI 対象とする)。炉内構造物に対しては、VTM-3 の目視定検対象とする。
⑥ SG 伝熱管については、ISI として体積検査を毎定検全数実施する。
⑦ CRD 駆動部は 3 定検に 1 回分解点検を行う。CR 駆動速度は 1 本誤引抜き制限 0.03￠/s(暫定)と 1 本誤引き抜き反応度 2.2￠/cm から 0.14mm/s とする。
⑧ 燃料交換方式は、炉内中継ありで炉外燃料貯蔵槽なしとし、1 本当りの必要交換時間は 60 分とした。

燃料交換時は、以下の条件とした。

① 炉心燃料の交換は、崩壊熱の減衰を待ち炉停止後 10 日以降(集合体崩壊熱 10kW 以下)より開始とする。
② CRD は切離した状態とし、上限に停止。
③ コンファインメントバウンダリを確保する。(燃料交換中のコンファインメントエリア内作業は不可)
④ コンファインメントエリアの非常用 HVAC は待機。
⑤ 燃料取扱設備に接続された 2 系統の非常用電源は待機。
⑥ 燃料移送経路のヒートシンクとなる HVAC 等、燃料取扱設備の運転に必要なサービス系が運転状態であること。
⑦ 非常用ガスタービンは、3 系統設置されるため 1 系統の点検中も常に
⑧ 2 系統を待機状態に維持できるため、運転中に点検を行うこととする。(オンパワーメンテナンス化)。
⑨ HVAC 等諸設備は、燃料交換や他の点検に支障ない時期に運転を停止して点検する。
⑩ 仮置き、点検スペースは確保されているものとする。
⑪ 1 日の作業時間は、通常 8 時間、交替勤務時は 22 時間とする。

以上を基本とし、定検検査に要する期間を以下の通りとした。

モジュール炉のため、１プラントで３モジュール＋１タービンを有し、多数の定期点検組み合わせパターンが存在する。設備利用率の向上のためには、タービン定検中に３つの原子炉モジュールの定検を極力同時に行うのがよい。ただし燃料プールは１設備であるため、燃料交換については３モジュール並行で行えない。

ここでは、最も基本となる原子炉とタービンを同時に定期検査するケースについて検討した。策定した定検工程表（案）を表 3.1.3.45 に示す。

必要な定検期間は 31.5 日である。

主なクリティカルパスは、SG 伝熱管 ISI→燃料交換→非常用ガスタービン自動起動試験→CRD スクラム試験→炉物理試験となる。ISI がクリティカルになる点が特徴であるが、これは、強制循環プラントでクリティカルパスとなる１次ポンプ点検が、自然循環炉では不要なためである。

（5）経済性評価

経済性評価に必要な、物量データ、所内負荷率、プラント稼働率を整備した。

（ｉ）主要機器物量

自然循環炉のプラント概念の主要物量及び建屋容積を、表 3.1.3.46 に示す。NSSS の主要鋼材重量は約 1245ton（炉心構成要素を除く）となり、原子炉建屋容積は約 5.5 万 m^3／基となった。なお、各設備についての詳細を表 3.1.3.46 に示す。

(ii) 所内負荷率

所内負荷率については、ナトリウム炉の検討結果を基に、推定を行った。その結果、所内負荷率は 2.7%となった。表 3.1.3.2(5)-2 に各設備の負荷を示す。

(iii) プラント稼働率

稼働率については、前項(4)(ii)「定検期間」での検討結果を基に、推定した。前提条件とプラント稼働率をまとめて表 3.1.3.47 に示す。

なお、モジュール炉としての稼働率を向上させるため、次の考え方とし、プラント稼働率は最大で 93.5%と推定した。

- 燃料交換は各モジュールを連続的に実施する。
  （燃交装置はプラントとしては１台しか所有しないため）
- 工程的にモジュール間で重複可能なものは、タービンを含め極力、同時並行的に定検を実施とする。（表 3.1.3.49 参照）

3.1.3.3　保守補修性を向上した鉛ビスマス冷却炉

(1) 炉心燃料設計

本概念に適用される炉心概念は 3.1.3.1 項での強制循環炉と同一の炉心を想定している。炉心とプラント概念は容器のサイズの面では整合しているが、安全性等を含めた最適化は未実施であるため、炉心とプラントを整合させた最適化設計は今後の課題である。

(2) プラント設計

(i) プラントの概要

ここでは保守補修性を向上したプラント概念として、本節では炉心最高温度（被覆管肉厚中心最高温度）を 650℃と想定したケースについてプラント概念の検討を行う。

保守補修性を向上した鉛ビスマス炉は強制循環炉を基本とし、保守補修性を向上させた炉である。冷却系は基本的に強制循環炉と同じで、鉛ビスマスを強制循環させ、炉心の冷却と蒸気系への熱輸送するプラントで、冷却材の駆動は機械式ポンプで行う。

プラントの特徴としては、炉上部構造、主循環ポンプ及び蒸気発生器の各機器を炉外に取り出せる構成としたことである。さらに、冷却材バウンダリ内部のより詳細な検査を可能とするため、冷却材の鉛ビスマスをドレンし炉外に貯蔵するためダンプタンクも設けている。

プラントの概要を表 3.1.3.50 に、系統を、図 3.1.3.74 に示す。

鉛ビスマス炉は、冷却材の鉛ビスマスが水と反応しないため原子炉容器の中に蒸気発生器までを含み、原子炉容器から蒸気が供給される構成となっている。すなわち、鉛ビスマス冷却材は、崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。

原子炉容器内に設置された蒸気発生器からの蒸気は、原子炉容器ルーフデッキ部の蒸気ヘッダを通り蒸気系に送られる。蒸気系は、タービンと発電機等で構成される通常の発電システムである。

水蒸気系のヒートバランスに関しては炉心最高温度を同一に設定した 3.1.3.1 の経済性を最適化した強制循環炉概念と同じである。

原子炉建物全体は免震装置で支持され、機器への地震力を緩和している。また、炉内機器の取り出し時に冷却材である鉛ビスマスを外部に貯蔵するため、原子炉建物に隣接してダンプタンク収納建物を設けている。

プラントの配置はモジュール炉であることから、電気出力 750MWe の炉を 4 基(2 基を 1 ユニットとし、これを 2 ユニット)設置し、プラント全体の電気出力は 3000MWe である。タービンは、各ユニットに対応して出力 1500MWe をプラント全体で 2 基設置している。

(ⅱ) 原子炉構造

強制循環炉の原子炉構造は蒸気発生器までを含み、鉛ビスマス冷却材は崩壊熱除去系を除き、全てが原子炉容器内に収納されている。この強制循環炉(出力 71 万 kWe)の原子炉構造を図 3.1.3.75、図 3.1.3.76 に、主要仕様を表 3.1.3.51 示す。

原子炉構造は、原子炉容器、炉内構造物、炉心上部機構、ルーフデッキ構造、燃料交換機、ガードベッセルで構成され、原子炉容器内に、蒸気発生器、機械式ポンプ、崩壊熱除去系熱交換器、冷却材純化系設備等を収納している。原子炉容器の径方向の大きさは炉心と蒸気発生器の大きさで、高さは炉心と蒸気発生器及び崩壊熱除去系熱交換器で決まっている。

原子炉構造を構成する設備と、その内容は以下の通りである。

各機器の基本的な構成は強制循環炉と同じであるが、保守補修性を向上させるために炉内の各機器が引き抜ける構造となっている。この変更に伴う影響を以下に示す。

(a) 原子炉容器

原子炉容器は円筒容器で、基本的な構成は強制循環炉と同じである。しかし、炉外に引き抜けるようにするため各機器に取り付け用フランジを設けたり、各機器間の間隔を従来よりも大きく取った。これに伴い、炉容器径が 14.6m となった。

容器径が 10m 程度までであればリング鍛造品が使用できるが、この大きさになると板を縦溶接で接続した構造となる。

(b) 炉心槽、炉心支持構造物

炉心槽、炉心支持構造物も基本構造は強制循環炉と同じであるが、外部に引き抜けるようにするため炉心槽と炉心支持構造の間に取り外し取り付けのための構造（フランジ）と空間を取った。

(c) その他の機器

炉心上部機構、ルーフデッキ、燃料交換系設備は、強制循環炉と同様の構成であるが、各機器とも引き抜きに対応して、フランジの設置や機器間隔を大きく取った。

ガードベッセルは炉容器の径が大きくなった分大きくなり、径で約 18m となる。

(d) 冷却系支持、流路構成構造

冷却材流路構成は強制循環炉と同じであるが、蒸気発生器の型式をヘリカル型とし、基数を 6 基としたことで流路の数は増加している。なお、蒸気発生器をヘリカル型としたのは、伝熱管の ISI を容易にするためである。蒸気発生器をヘリカル型としたことで、炉容器の径が大きくなるが、この影響を少なくするため、蒸気発生器の基数を多くし、蒸気発生器 1 基の占める径を少なくした。

(e) 炉停止機構

炉停止機構の構成は、強制循環炉と同じである。

(iii) 冷却系設備

(a) 蒸気発生器設備

蒸気発生器(SG)構造概念図を図 3.1.3.77 に、主要仕様を表 3.1.3.52 に示す。蒸気発生器はヘリカル型で、炉心支持構造と炉容器壁の間に 6 基が設置されている。

給水は上部の給水水室から伝熱管内に流入し、ダウンカマ管を通って SG の最下端部に至る。ここからUチューブで反転し、ヘリカル状伝熱管部を熱交換をしながら沸騰して蒸気となり上昇する。さらに上部の蒸気水室を通って過熱蒸気となって蒸気系に流出する。

鉛ビスマスは上部の流入孔から SG 内に流入し、崩壊熱除去系熱交換器を通ってヘリカル伝熱管管束部に流れ込み、伝熱管内の水・蒸気と熱交換しながら流れ下る。

蒸気発生器の伝熱管型式をヘリカル型としたのは、伝熱管の ISI を既存の技術を使用し容易に行うためである。なお、これに伴い原子炉容器の直径に与える影響も大きくなるが、基数を増やし蒸気発生器の胴径を小さくするように配慮した。

蒸気発生器の概念は、伝熱管の本数は 199 本／基、伝熱管の口径は φ25.4mm とした。これにより、伝熱管束部高さは 9.05m、伝熱面積は 1005m2／基となる。

蒸気発生器胴は、ヘリカル型とすることで円筒形となり、局部的な熱応力的が発生しにくい構造となっている。ただし、原子炉容器に対しては周方向に分布して配置されているため、原子炉容器に対して周方向温度分布の原因となることに注意する必要がある。(なお、原子炉容器は、炉壁冷却を行っているので、周方向温度分布が直接的に炉容器に影響を及ぼす事はないが。)

(b) ポンプ

ポンプは機械式ポンプで、この構造概念図を図 3.1.3.78 に、主要仕様を表 3.1.3.53 に示す。

ポンプの構造は下吸い込み下吐き出しのポンプで、原子炉容器の周方向に等間隔に 3 基を配置した。基本的に、蒸気発生器 2 基に対して、ポンプ 1 基が対応するようにした。

ポンプの基本仕様は、揚程約 4.8m、回転数 300rpm、流量 148.4m3/min とし、ポンプ本体径は 1.17m、ポンプ軸長は 8.8m となった。

これらの検討については、ロシアでの重金属に対する機械式ポンプの経験や、ナトリウム機械式ポンプを参考としたが、鉛ビスマスはナトリウムに対

して比重が約 10 倍であるとともに腐食性が強いことから、十分な R&D が必要な項目である。

(c) 建物配置

建屋・配置計画は、図 3.1.3.79(1/2)、図 3.1.3.79(2/2)に示す通りである。

基本的な構成や構造は、強制循環炉と同じであるが、保守補修を向上させた炉の場合の特徴を示す。

1) 原子炉建屋

原子炉容器の径が大きくなっており、これに伴い原子炉建物の大きさが大きくなり、縦 56.5m、横 96.5m となる。高さは、強制循環炉と同程度（約 60.0m）である。

2) 原子炉補助建屋

原子炉補助建物に隣接して、ダンプタンクを置く建物が設置される。本検討においては、ダンプタンク収納施設を補助建物と一体化し免震装置に搭載する構成としている。

なお、ダンプタンクは原子炉容器内機器の引き抜き時や、原子炉容器内面からのアクセスが必要となった場合に、原子炉容器内部の鉛ビスマス全量をドレンできる容量を確保するため、横置きダンプタンクを8基設置している。

3) 制御建屋（共有建屋）

制御建物に大きな変更はない。

以上の結果、建屋寸法は縦 97m、横 96.5m、建屋容積は、2 ユニット分(300 万 kWe)で約 76.5 万 m^3 となった。

(３) 運転、保守・補修性

(ⅰ) 運転性

保守補修を向上させた炉はポンプで冷却材を駆動する強制循環炉と同じ冷却システムであるため、基本的な運転法は強制循環炉と同じである。

運転温度が異なるため、タービン等への引継温度等の見直しは必要であるが、基本的な手順も同じである。

(ⅱ) 保守・補修性

この炉は、鉛ビスマスの腐食性が強いことを考慮し保守補修性を向上させている。この具体的な対応方策を示す。

(a) 対応方策

具体的な対応方策は、以下の通りである。

① 機器を引き抜き、外部に搬送可能な機器（ポンプ、熱交換器）については、必要に応じて引き抜いた上で外部に搬送し、検査を実施出来るようにする。

② 機器を引き抜き、外部に搬送ができない機器に関しては、鉛ビスマス中ビューワーによる検査を基本とする。

ただし、クラック等の材料欠陥を検査の対象とするナトリウムビューワーに対して、鉛ビスマス炉では表面腐食と材料欠陥が対象となる。その結果、鉛ビスマス中ビューワーだけでは十分な検査ができない可能性もある。この場合に対応して、以下の直接検査を設計に含める。

③ 直接検査は冷却材をドレンした上で検査機器を導入することによって原子炉構造および安全上重要な機器の構造材を直接検査することを想定する。検査頻度については、設計で十分な腐食代を確保することによって毎定検では行わず、10 年以上 30 年以内程度の間隔で実施することを想定する。

④ 検査対象とする機器・部位は、腐食が発生しやすいと考えられる高温・高流速部位、および安全上重要な機能を有する部位とする。

(b) 設計上の対応

以上の考え方に従い、具体的な対応を以下の通りとする。

ⅰ）引き抜き搬送し外部で検査が可能な機器

ポンプ、蒸気発生器を対象とする。これらの機器に対しても十分な腐食代の確保と ISI 等を行い、引き抜き検査は毎定検行うことは考えない。

ⅱ）直接検査が必要な機器

直接検査の対象とするのは、炉心支持構造（集合体保持部および原子炉容器への荷重支持構造部)、炉上部機構、炉内配管、(ポンプー高圧プレナム間の配管）とする。

なお、原子炉容器に関しては安全上重要な機器ではあるが、炉壁冷却構造を設け低温に保持されており外面からの非破壊検査が可能であることから、内面からの直接検査は行わないものとする。

直接検査に対応して、以下の設備対応を行う。

- 炉心燃料は全数を冷却池に退避させる。
- 冷却材のドレンはポンプを引き抜いた上で、ドレンポンプを液位に応じて降下させながら冷却材をポンプアップする。
- 鉛ビスマスドレンに対応して、移送配管、保管用ドレンタンクを準備する。ドレンタンクは原子炉容器１基分の容量を用意し、補助建物に隣接（又は同じ建物）に設置する。
- 炉上部機構については構造が複雑であることから、引き抜いた上、メンテナンスピットで検査を行う。このために必要なメンテナンスピット、キャスクを補助建物に用意する。
- 炉心支持構造等については、炉上部機構孔から検査機器を挿入し、この検査機器によって直接検査を行う。

（4）経済性評価

経済性評価に必要な、物量データを整備した。

保守補修性を向上させたプラントの主要物量及び建屋容積を、表 3.1.3.54 に示す。NSSS の主要鋼材重量は 1637ton（炉心構成要素を除く）となり、原子炉建屋容積は約 7.6 万 m^3／基である。

3.1.3.4 低温化プラントの検討

3.1.1.2 項で述べたとおり、系統温度を低温化するというオプション概念について検討を行った。ここでは保守･補修性最適化強制循環炉の概念を基準ケースとして、ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度を 570℃にした場合について、原子炉概念を検討した。以下に検討結果と評価を記す。

本検討における想定する炉心概念としては 3.1.3.1(1)項で検討された 710MWe の炉心を暫定的に設定した。今後、腐食特性評価試験データの反映と、炉心とプラントを最適化が課題である。

(1) 原子炉概念検討

(i) ヒートバランス

以下の考え方に基づきヒートバランスを検討した。

- 原子炉出口温度は 450℃近傍と考えられるので、水･蒸気系は中温サイクルプラントとなる。よって、3.1.3.2 項で検討した自然循環プラントの蒸気条件である 400℃/6.5MPa 程度とする。
- 炉心圧力損失低減、ポンプの直径小径化、ポンプ動力低減のために、炉心流量は極力増やさない。そのため、可能な限り炉心の出入口温度差を大きくとる。
- 耐震性確保の観点で原子炉容器軸長は延ばさない。蒸気発生器の高さが炉容器軸長の制限条件となっているため、伝熱管束部高さは元の設計の 9m 程度を上限とする。
- 蒸気発生器の直径は原子炉容器径増大につながるため、上記の条件を満たした上で可能な限り小径とする。

これらの条件と炉心設計を総合的に判断した結果、図 3.1.3.80 に示すヒートバランスが経済性へのインパクトが最も少ないと判断した。

図に示すとおり、発電機の電気出力は 142 万 kWe となり、プラント熱効率としては約 5%低下した。

(ii) 炉心

別途詳述されているが、炉心については 3.1.1.2 項で述べた「腐れ代」削減により炉心性能が向上する効果と、炉心流量増大による圧力損失を抑制するために冷却材流路面積を拡大する設計がそれぞれ同等の効果を持ち、結果的には炉心の核的な性能は基準ケースと同等であるという評価になっている。しかしながら、プラント概念と整合する炉心最適化設計は未実施であり、今後の課題である。

(iii) 機器仕様

表 3.1.3.55 に蒸気発生器の仕様を、表 3.1.3.56 に主循環ポンプの仕様を、それぞれ基本ケースと比較して示す。また、蒸気発生器の構造概念及び主循環ポンプの構造概念をそれぞれ図 3.1.3.81 及び図 3.1.3.82 に示す。

機器の主要目を比較すると、低温化によって経済性へのインパクトが大きいと考えられる項目は、蒸気発生器の直径が約 0.2m 大きくなっていることである。

(iv) 原子炉構造概念

前述したように、蒸気発生器の直径が増大することが原子炉容器径拡大につながり、基準ケースのφ14.6m がφ15m に増大した。その他の構造については基準ケースと同等である。原子炉構造概念を図 3.1.3.83 及び図 3.1.3.84 に示す。

(2) 経済性評価

表 3.5.2.57 に経済性評価に関わる各種の設計データをまとめて示す。また表 3.1.3.58 に物量評価結果を示す。

(3) 総合評価

原子炉概念検討及び建設コスト評価の結果から、ホットスポット温度を 570℃とした場合でも目標とする建設コストを満足することが明らかとなった。今後の検討により、R&D コスト低減、構造材の腐食に対する信頼性向上（検査の簡素化、低頻度化）、構造の簡素化に効果が大きいと判断できる場合には、低温化は選択肢として有力な候補になると考えられる。

表 3.1.3.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1875 MWt
	電気出力	750 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
	燃料交換バッチ数	7 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/35 cm
	炉心等価直径	440.7 cm
	遮へい体外接円径	約 523cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	288 / 246 / 534 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	186 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態*1	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	7.3 mm
	被覆管肉厚	0.42 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.22
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本
	ラッパ管外対面間距離	173.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	177.5 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*2 (内側/外側)	15.2 / 18.2 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	157 GWd/t
	全炉心平均燃焼度*3	105 GWd/t
	燃焼反応度	0.90 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	194.6 / 195.5 W/cm
	炉心平均出力密度	164.7 W/cm^3
	最大高速中性子束*4	1.94×10^{15} $n/cm^2 s$
	最大高速中性子照射量*4	6.4×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.15
	ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.00×10^{-3}
	ボイド反応度*5 (平衡末期)	4.83$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245
= 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)

*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV

*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00326

表 3.1.3.2　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径 (mm)		7.3		―
	被覆管内径 (mm)		6.46		―
	被覆管肉厚 (mm)		0.42		―
	燃料要素全長 (mm)		2190		―
	燃料スタック長 (mm)		700	0 / 350 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下) (mm)		410/730		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度 (%TD)		80	95	―
集合体	集合体全長 (mm)		3465		―
	燃料ピン本数 (本) (合計)		331		―
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		8.9		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.22		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		173.0		―
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		163.0		―
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0		―
	ラッパ管間ギャップ (mm)		4.5		―
	集合体配列ピッチ (mm)		177.5		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比 (%)	燃料 (実効)	39.76 (31.81)	← (37.77)	―
		構造材	21.68	←	―
		冷却材	38.56	←	―

表 3.1.3.3　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
燃料交換バッチ数	7 バッチ
Pu 富化度*1 (内側/外側)	15.2 / 18.2 wt.%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	157 / 18 GWd/t
全炉心平均燃焼度*2	105 GWd/t
燃焼反応度	0.90 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.15 0.88 / 0.27
最大線出力 (内側/外側)	194.6 / 195.5 W/cm
炉心平均出力密度	164.7 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.94 / 0.06
最大高速中性子束*3	1.94×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	6.4×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	42769 / 25910 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.61
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	5.8 t/GWe
原子炉倍増時間	44 年
複合システム倍増時間*4	48 年
ボイド反応度*5 (平衡末期)	4.83$
ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.00×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00326

表 3.1.3.4　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1875 MWt
	電気出力	750 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
	燃料交換バッチ数	7 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/10 cm
	炉心等価直径	440.7 cm
	遮へい体外接円径	約 523cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	288 / 246 / 534 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	186 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態*1	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	7.3 mm
	被覆管肉厚	0.42 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.22
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本
	ラッパ管外対面間距離	173.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	177.5 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*2 (内側/外側)	14.7 / 18.0 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	159 GWd/t
	全炉心平均燃焼度*3	143 GWd/t
	燃焼反応度	0.70 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	198.8 / 197.6 W/cm
	炉心平均出力密度	167.0 W/cm^3
	最大高速中性子束*4	1.98×10^{15} $n/cm^2 s$
	最大高速中性子照射量*4	6.6×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.04
	ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.11×10^{-3}
	ボイド反応度*5 (平衡末期)	5.25$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245
= 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)

*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV

*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00325

表 3.1.3.5　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径 (mm)		7.3		―
	被覆管内径 (mm)		6.46		―
	被覆管肉厚 (mm)		0.42		―
	燃料要素全長 (mm)		2190		―
	燃料スタック長 (mm)		700	0 / 100 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下) (mm)		410/980		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度 (%TD)		80	95	―
集合体	集合体全長 (mm)		3465		―
	燃料ピン本数 (本) (合計)		331		―
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		8.9		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.22		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		173.0		―
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		163.0		―
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0		―
	ラッパ管間ギャップ (mm)		4.5		―
	集合体配列ピッチ (mm)		177.5		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比 (%)	燃料 (実効)	39.76 (31.81)	← (37.77)	―
		構造材	21.68	←	―
		冷却材	38.56	←	―

表 3.1.3.6　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
燃料交換バッチ数	7 バッチ
Pu 富化度*1 (内側/外側)	14.7 / 18.0 wt.%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	159 / 50 GWd/t
全炉心平均燃焼度*2	143 GWd/t
燃焼反応度	0.70 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.04 0.91 / 0.13
最大線出力 (内側/外側)	198.8 / 197.6 W/cm
炉心平均出力密度	167.0 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.95 / 0.05
最大高速中性子束*3	1.98×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	6.6×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	42768 / 7403 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.17
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	5.6 t/GWe
原子炉倍増時間	―
複合システム倍増時間*4	―
ボイド反応度*5 (平衡末期)	5.25$
ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.11×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00325

表 3.1.3.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の制御棒反応度収支

(%△k/kk')

項目	主炉停止系（ワンロッドスタック）	後備炉停止系（ワンロッドスタック）	制御系		備考
			粗調整棒	微調整棒	
1．計画余剰反応度					
(1) 出力補償	0.5	0.5		0.5	
(2) 燃焼補償	1.1		1.1		
(3) 運転余裕	0.1			0.1	
計	1.7	0.5	1.1	0.6	
2．余剰反応度の不確かさ（2σ）					
(1) 臨界予測誤差	0				
(2) 出力補償予測誤差	0.1	0.1		0.1	不確かさ：20%
(3) 燃焼補償予測誤差	0.2		0.2		
(4) 燃料製作予測誤差	0.4		0.4		Na冷却炉設計例
(5) 燃料交換余裕	0.2		0.2		Na冷却炉設計例
計（2σ）	0.5	0.1	0.5	0.1	
3．必要制御反応度合計（1.+2.）	2.2	0.6 (0.75) ＊	1.6	0.7	
4．制御棒価値最小値	4.03	0.79	3.83	0.80	
5．反応度停止余裕（4.-3.）	1.83	0.19 (0.04*)			
反応度制御系の成立性	成立	成立	成立	成立	

＊事故時投入反応度として0.15%△k/kk'を考慮した場合。

表 3.1.3.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(導入期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1875 MWt
	電気出力	710 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.2 ヶ月 (614 日)
	燃料交換バッチ数	6 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/35 cm
	炉心等価直径	438.2 cm
	遮へい体外接円径	約 520cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	288 / 246 / 534 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	186 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態*1	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	7.16 mm
	被覆管肉厚	0.35 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.24
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本
	ラッパ管外対面間距離	172.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	176.5 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*2 (内側/外側)	14.7 / 17.8 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	151 GWd/t
	全炉心平均燃焼度*3	101 GWd/t
	燃焼反応度	0.79 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	198.3 / 198.2 W/cm
	炉心平均出力密度	167.0 W/cm^3
	最大高速中性子束*4	1.99×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*4	6.3×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.17
	ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.02×10^{-3}
	ボイド反応度*5 (平衡末期)	5.12$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245 = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)

*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV

*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00328

表 3.1.3.9　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(導入期炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径 (mm)		7.16		―
	被覆管内径 (mm)		6.46		―
	被覆管肉厚 (mm)		0.35		―
	燃料要素全長 (mm)		2190		―
	燃料スタック長 (mm)		700	0 / 350 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下) (mm)		410/730		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度 (%TD)		80	95	―
集合体	集合体全長 (mm)		3465		―
	燃料ピン本数 (本) (合計)		331		―
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		8.85		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.24		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		172.0		―
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		162.0		―
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0		―
	ラッパ管間ギャップ (mm)		4.5		―
	集合体配列ピッチ (mm)		176.5		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比 (%)	燃料 (実効)	40.21 (32.17)	← (38.20)	―
		構造材	19.91	←	―
		冷却材	39.88	←	―

表 3.1.3.10　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(導入期炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	20.2 ヶ月 (614 日)
燃料交換バッチ数	6 バッチ
Pu 富化度*1 (内側/外側)	14.7 / 17.8 wt.%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	151 / 17 GWd/t
全炉心平均燃焼度*2	101 GWd/t
燃焼反応度	0.79 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.17 0.90 / 0.27
最大線出力 (内側/外側)	198.3 / 198.2 W/cm
炉心平均出力密度	167.0 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.94 / 0.06
最大高速中性子束*3	1.99×10^{15} $n/cm^2\ s$
最大高速中性子照射量*3	6.3×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	42768 / 25910 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.61
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	5.9 t/GWe
原子炉倍増時間	38 年
複合システム倍増時間*4	42 年
ボイド反応度*5 (平衡末期)	5.12$
ドップラ係数[Tdk/dT]*5 (平衡末期)	-3.02×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E ＞ 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00328

表 3.1.3.11　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(平衡期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1875 MWt
	電気出力	710 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	19.7 ヶ月 (600 日)
	燃料交換バッチ数	6 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/7 cm
	炉心等価直径	438.2 cm
	遮へい体外接円径	約 520cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	288 / 246 / 534 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	186 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態[*1]	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	7.16 mm
	被覆管肉厚	0.35 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 95 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.24
	集合体当たり燃料ピン本数	331 本
	ラッパ管外対面間距離	172.0 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	176.5 mm
炉心主要特性	Pu 富化度[*2] (内側/外側)	14.1 / 17.5 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	151 GWd/t
	全炉心平均燃焼度[*3]	138 GWd/t
	燃焼反応度	0.55 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	204.1 / 201.4 W/cm
	炉心平均出力密度	170.3 W/cm^3
	最大高速中性子束[*4]	2.05×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量[*4]	6.4×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.04
	ドップラ係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-3.18×10^{-3}
	ボイド反応度[*5] (平衡末期)	5.54$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245 = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)

*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV

*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00329

表 3.1.3.12　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(平衡期炉心)の主要な燃料仕様

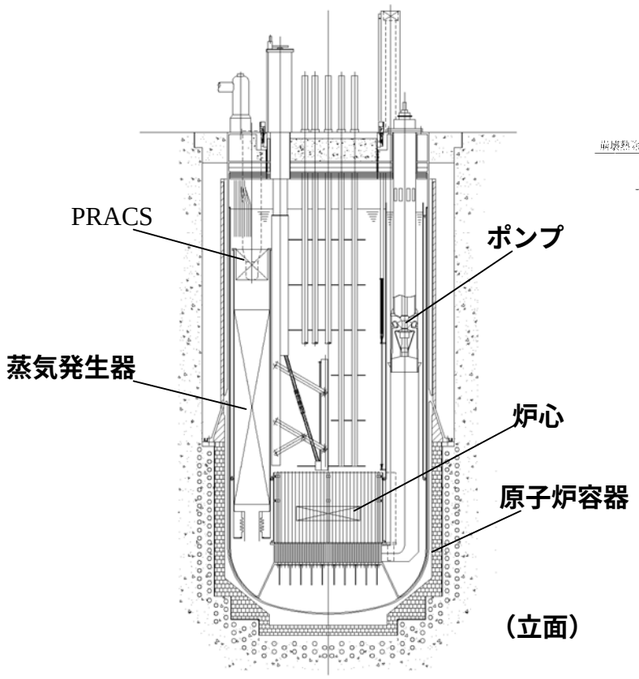
項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径（㎜）		7.16		―
	被覆管内径（㎜）		6.46		―
	被覆管肉厚（㎜）		0.35		―
	燃料要素全長（㎜）		2190		―
	燃料スタック長（㎜）		700	0 / 70 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下)（㎜）		410/1010		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度（%TD）		80	95	―
集合体	集合体全長（㎜）		3465		―
	燃料ピン本数（本）(合計)		331		―
	燃料ピン配列ピッチ（㎜）		8.85		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.24		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離（㎜）		172.0		―
	ラッパ管内対面間距離（㎜）		162.0		―
	ラッパ管肉厚（㎜）		5.0		―
	ラッパ管間ギャップ（㎜）		4.5		―
	集合体配列ピッチ（㎜）		176.5		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比（%）	燃料 (実効)	40.21 (32.17)	← (38.20)	―
		構造材	19.91	←	―
		冷却材	39.88	←	―

表 3.1.3.13　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心(平衡期炉心)の主要な炉心特性

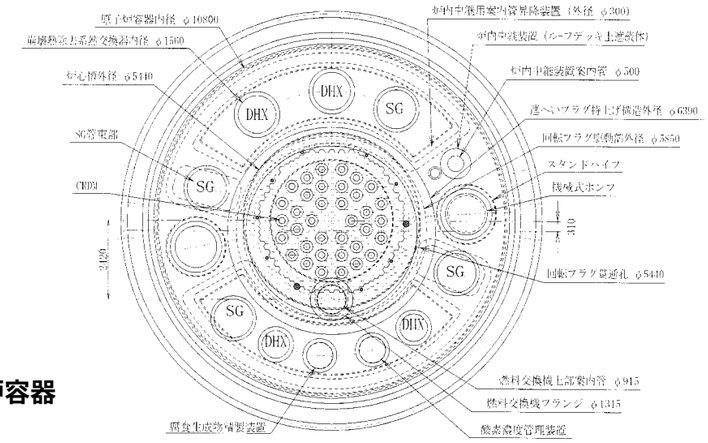
項目	設計値
運転サイクル長さ	19.7 ヶ月（600 日）
燃料交換バッチ数	6 バッチ
Pu 富化度[*1]（内側/外側）	14.1 / 17.5 wt.%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	151 / 50 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	138 GWd/t
燃焼反応度	0.55 %Δk/kk’
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.04 0.93 / 0.11
最大線出力（内側/外側）	204.1 / 201.4 W/cm
炉心平均出力密度	170.3 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.96 / 0.04
最大高速中性子束[*3]	2.05×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量[*3]	6.4×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	42768 / 5922 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.14
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	5.8 t/GWe
原子炉倍増時間	－
複合システム倍増時間[*4]	－
ボイド反応度[*5]（平衡末期）	5.54$
ドップラ係数[Tdk/dT][*5]（平衡末期）	-3.18×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00329

表 3.1.3.14　鉛ビスマス強制循環型プラントの概要

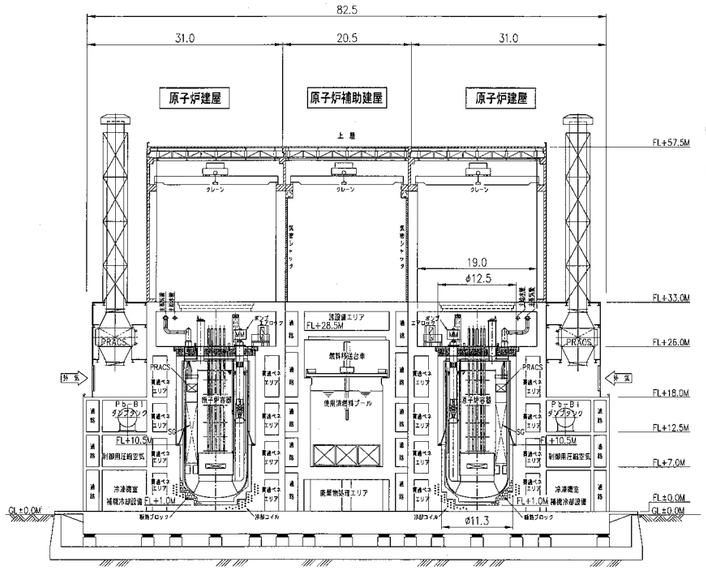


（立面）



（上面）

原子炉構造（１モジュール）



建屋内原子炉モジュール配置

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	（２次系削除）強制循環冷却タンク型
2	電気出力（発電端）	750MWｅ
3	熱出力	1875MWt
4	ループ数	－
5	１次系 PbBi 温度	520℃／352℃
6	１次系流量	2.75×10^5　ton/h（約 26700m³/h）
7	主蒸気温度／圧力	452.7 ℃ / 15.68 MPa
8	給水温度／流量	240 ℃／3121 ton/h
9	タービン発電機	蒸気タービン
10	プラント熱効率	40%
11	プラント稼動率	93.3%
12	炉心・燃料	窒化物（酸化物燃料対応可；要安全性確認）
13	遮蔽体外接円径	5270 mm
14	燃焼度	15 万 MWd/t（取出平均）
15	増殖比	1.19（窒化物燃料）
16	原子炉停止系	主炉停止系及び後備炉停止系
17	炉心安全性	①受動的炉停止方策 ： SASS 設置 ②CDA 防止強化型； 高熱伝導窒化物燃料＋高沸点 PbBi＋受動安全性
18	炉心支持方式	炉心下部支持方式
19	炉壁保護構造	炉壁冷却構造方式
20	炉心上部機構	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS
21	１次系配管方式	－（タンク型炉）
22	１次主循環ポンプ	縦置き機械式遠心ポンプ（２基）
23	蒸気発生器	一体貫流キドニー型（２基）
24	崩壊熱除去系	PRACS（３系統：完全自然循環方式）
25	漏えい対策	ライナ型ガードベッセル（断熱ブロック+ライナ）
26	原子炉格納施設	ライナ内張一体型コンクリート製格納容器 （炉上部矩形室ライナ ＋ 生体遮へいコンクリートライナ）
27	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	約１８ヶ月（EFPM）、７バッチ
28	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
29	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM
30	③炉内/外燃料移送	炉内貯蔵なし／直接取出し水プール保管
31	免震	3 次元免震
32	プラント寿命	40 年以上
33	モジュール構成	複数モジュール方式 （150 万 kWe×２ﾕﾆｯﾄ：２ﾓｼﾞｭｰﾙ／ﾕﾆｯﾄ×２ﾕﾆｯﾄ）
34	原子炉建屋	約 12.4 万 m3 / 150 万 kWe×1 ﾕﾆｯﾄ（約 6.2 万 m3／１ﾓｼﾞｭｰﾙ）

表 3.1.3.15　原子炉構造関連 主要仕様

炉心、冷却系設備除く

項　目	仕　様
＜全般＞	
型式	蒸気発生器内蔵タンク型
冷却材循環方式	機械式ポンプ駆動
冷却材温度	520℃／352℃
冷却材流量	2.75×10^{5}ton／h
支持方式	原子炉容器：側部支持、炉心：下部支持方式
＜原子炉容器＞	
支持方式	側部胴支持方式
炉壁保護方式	低温冷却材側部循環方式
材質	12Cr 系鋼
主要寸法	内径：10.8m、高さ：21.3m、 板厚：50mm
＜炉内構造物＞	
炉心槽	材質：9Cr 系鋼（耐中性子照射性を考慮）
炉心支持構造物	原子炉容器底部支持方式
＜炉心上部機構＞	
炉内上部機構	ルーフデッキ吊り下げ型
計測系設備	セレクターバルブ、温度計等
＜ルーフデッキ構造＞	
固定プラグ	水・蒸気ヘッダ、機械式ポンプ搭載
回転プラグ	単回転プラグ型 搭載装置：炉内中継機構、制御棒駆動機構、 炉心上部機構、冷却材純化装置等
＜燃料交換系＞	
燃料交換方式	「単回転プラグ+コラム型 UIS +パンタグラフ式 FHM」方式
＜ガードベッセル等＞	
ガードベッセル	ライナ型（断熱ブロック付き）
コンクリート冷却系	冷却コイル（コンクリート内に設置）
炉容器加熱設備	補助蒸気加熱パネル方式（炉容器室下部に設置）
＜炉停止機構＞	
主炉停止棒	30 基
後備炉停止棒	6 基、型式：自己作動型炉停止機構（SASS）

表 3.1.3.16　蒸気発生器伝熱計算条件

項　　目	条　　件	条件設定の考え方
1.伝熱管腐食代	①鉛ビスマス腐食代 $X=C_{Pb}\cdot t^{1/2}$ $C_{Pb}=1.144\times10^{5}\exp\{-11160/(273.15+T)\}$ ただし、 T：温度(℃) t ：使用時間(h) X：腐食量(μm) ②水側腐食量：0.11mm ③伝熱管曲げ減肉代：肉厚の２％ ④伝熱管支持部摩耗代：0.45mm	①燃料被覆管の評価と同じ評価式(12Ｃｒ 鋼 8000 時間試験結果を 1/2 乗則関数)とした。 ②火力ボイラのデータから類推 ③製作実績 ④1･1/2 鋼及び Mod.9Cr 鋼のデータから類推
2.使用熱伝達式	①鉛ビスマス側：Hoe の式 ②水・蒸気側 予熱域：Dittus-Boelter の式 核沸騰域：Jeans-Lottes の式 膜沸騰域：Dougall-Rohsenow の式 過熱域：Dittus-Boelter の式	①　ヘリカルコイル採用式 ②直管に用いられている式
3.材料強度	設計許容値 JNC-SMS-01-001「実用化戦略調査研究のための高温構造設計方針（暫定値）」*で HCM12A の伝熱管の S_0 値を用いた。	
4.伝熱面積余裕	①伝熱面積余裕：10% ②プラグ余裕：なし	①伝熱特性の不確定性を考慮。

表 3.1.3.17　ポンプ主要目

項　目	単　位	仕　様
形式	-	縦置き機械式遠心ポンプ
基数	基	2
運転温度／運転流量	℃	352℃／1.375×10^5 t/h
ポンプ流量	m^3/min	222.6
揚程	m	4.8
NPSHav	m	5
回転数	rpm	260
ﾎﾟﾝﾌﾟ本体径／ｽﾀﾝﾄﾞﾊﾟｲﾌﾟ径	m	1.3m／1.81m
出口配管径	B	48
重量	t/基	55

表 3.1.3.18　主要物量表（タービン設備）

項　　目	単　位	仕　様
1.　定格電気出力 （復水器上部圧力 -96.0kPa[gage]）	kW	1,500,000
2.　タービン		
(1)　型式	－	TC6F-49
(2)　数量	台	1
(3)　概略寸法（長さ×幅） ＊：発電機・励磁機を含む	m	66(*)×10
3.　発電機	台	1
4.　復水器	基(胴)	3
5.　低圧第１給水加熱器	基	3
6.　低圧第２給水加熱器	基	3
7.　低圧第３給水加熱器	基	3
8.　低圧第４給水加熱器	基	3
9.　高圧第６給水加熱器	基	2
10.　高圧第７給水加熱器	基	2
11.　脱気器	基	1
12. 湿分分離加熱器	基	2
13. 主給水ポンプ	台	3

表 3.1.3.19　放射性廃棄物処理系の設備容量

処理設備	種類	強制循環炉（750MWe） 4 モジュール炉 (2 ユニット）分
気体廃棄物	連続処理ガス容量 [m^3/h] 最大受入容量 [m^3/h]	6 7
液体廃棄物	廃液処理容量 [m^3/h] 洗濯廃液受入容量 [m^3/h]	1.2 2.6
固体廃棄物	濃縮廃液処理容量 [m^3/y] 廃樹脂処理容量 [m^3/y]	2.0 4.8

表 3.1.3.20　空調設備を必要とする系統

（設計風量　単位 m³/h）

対象エリア	設備名	強制循環炉(750MWe) 2 ﾓｼﾞｭｰﾙ炉(1 ﾕﾆｯﾄ分)
原子炉建屋 原子炉格納容器	原子炉格納容器空調系	280,000　(***)
制御建屋	中央制御室空調系	30,000 (**)
制御建屋	非常用電気設備空調系	27,000 (**)
合　計		337,000

[注記]

(*)　ナトリウム中型モジュール炉設計例（500MWe：3 モジュール炉）による。

(**)　モジュール炉の設置基数に比例。

(***)　ナトリウム中型炉(500MWe)ﾃﾞｰﾀより炉容器の放熱表面積及びﾓｼﾞｭｰﾙ炉の設置基数に比例。

表 3.1.3.21　換気設備のみでよい系統

（設計風量　単位 m³/h）

対象エリア	設備名	強制循環炉(M750) 2 ﾓｼﾞｭｰﾙ炉(1 ﾕﾆｯﾄ分)
原子炉建屋コンファインメントエリア	原子炉建屋コンファインメントエリア換気系	25,000　(**)
原子炉建屋コンファインメントエリア	非常用ガス処理系	2,000　(**)
原子炉建屋及び制御建屋	原子炉建屋一般換気系	200,000 (****)
原子炉補助建屋	原子炉建屋管理区域 換気系	40,000　(**)
制御建屋	ガスタービン発電機室 換気系	115,000　(*)
タービン建屋	タービン建屋換気系	160,000　(*)
焼却炉建屋	焼却炉建屋換気系	13,000　(*)
合　計		555,000

[注記]

(*)　ナトリウム冷却中型モジュール炉設計例（500MWe：3 モジュール炉）による。

(**)　モジュール炉の設置基数に比例。

(***)　ナトリウム冷却中型炉(500MWe)データから、SG 室自然通風換気系を除外。

(****)　上記数値を基に、モジュール炉の設置基数に比例。

表 3.1.3.22　建屋容積一覧

プラント形式	モジュール出力	1ユニット	1ユニット当たりの建屋容積	1モジュール当たりの建屋容積
強制循環炉 150 万 kWe	75 万 kWe	2 モジュール 150 万 kWe	11.3 万 m^3	5.7 万 m^3

表 3.1.3.23　全体建設工程表(案)

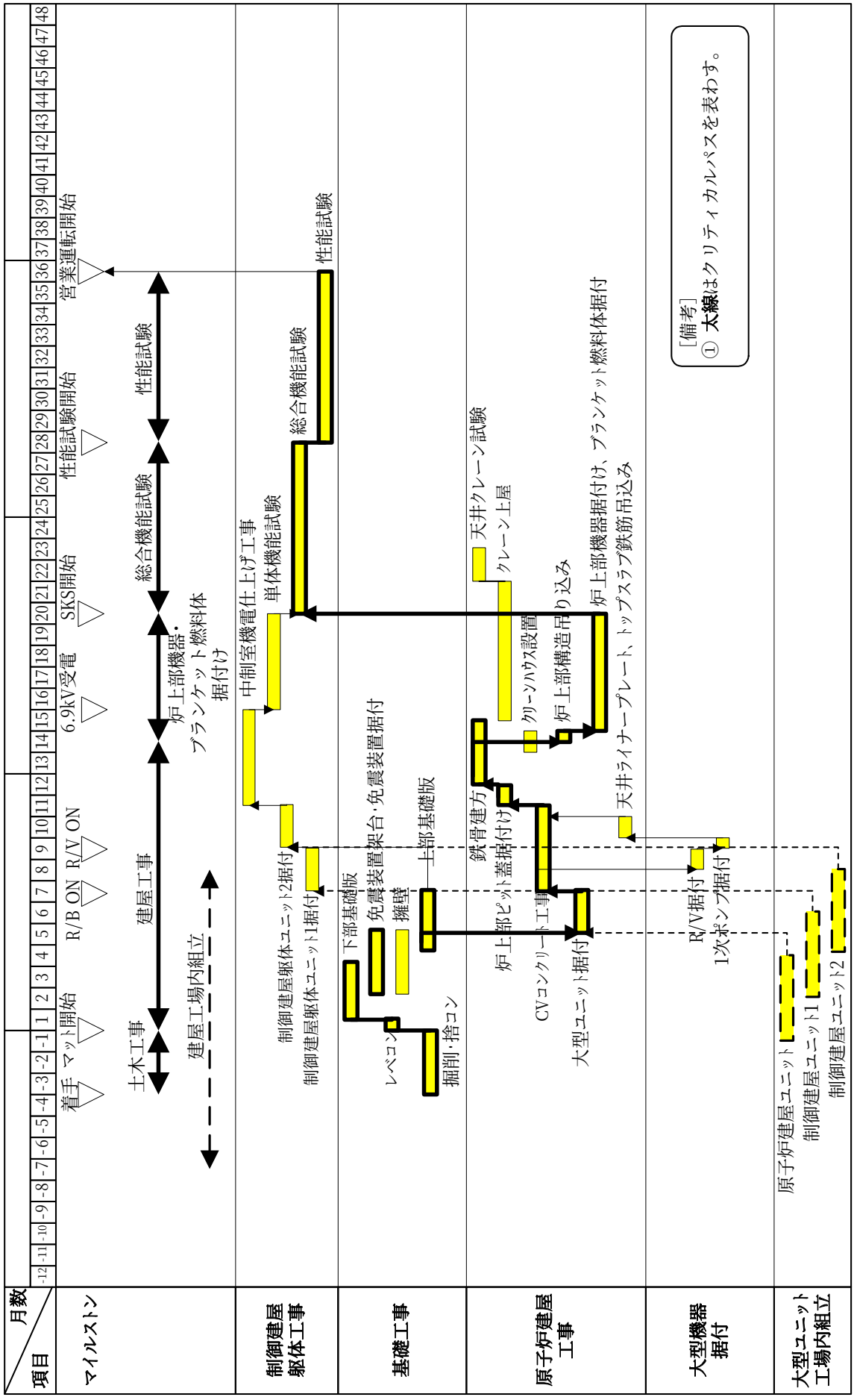


表3.1.3.24　定期検査工程表（案）（ﾎﾟｿﾌﾟ専用ﾒﾝﾃﾅﾝｽｶﾚﾝ設置）

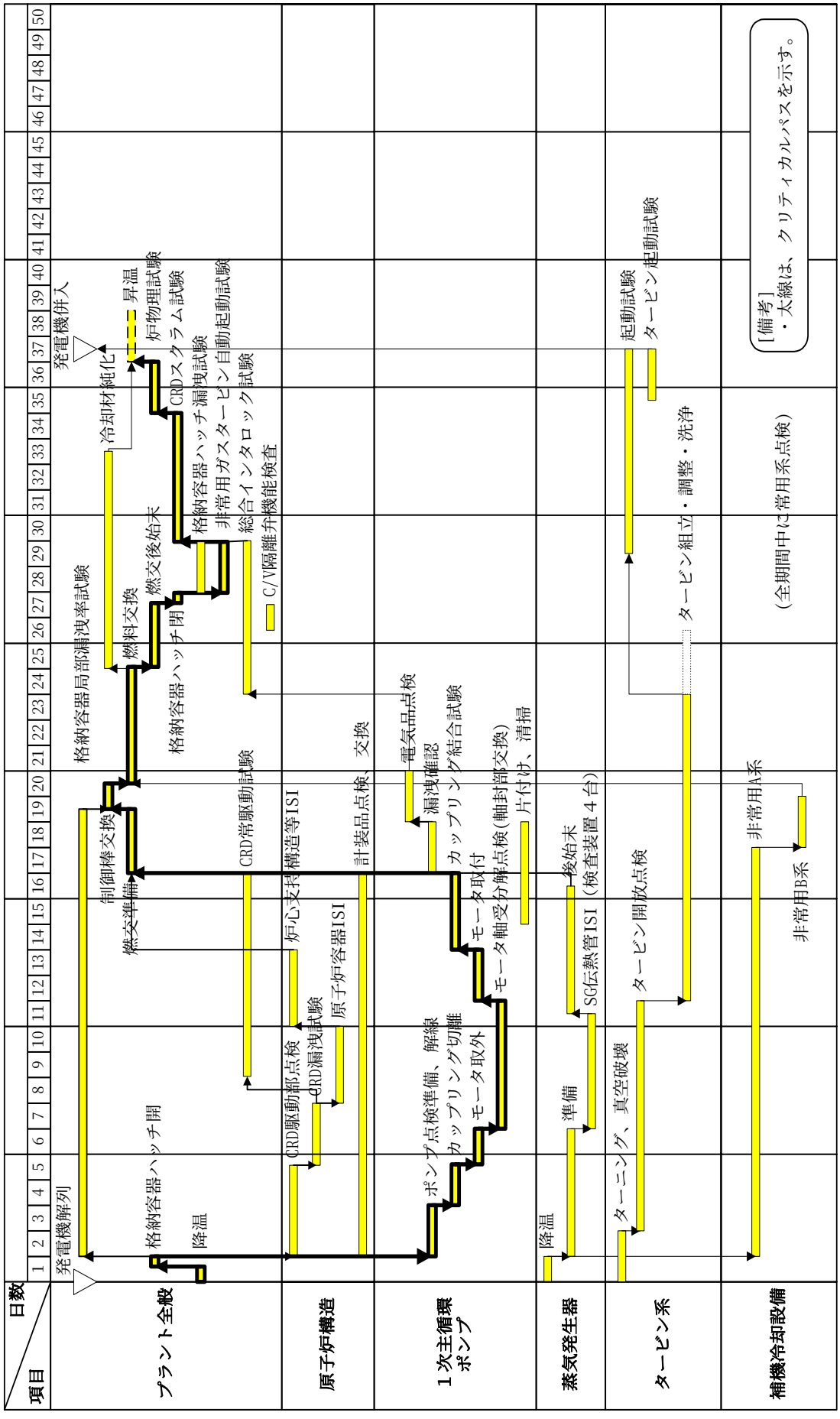


表3.1.3.25　強制循環炉　物量データ

大分類	設備・機器	単位	強制循環炉 (75万kWe×4)	備考
仕様	電気出力	万kWe	75	
	熱出力	万kWt	187.5	
	ループ数	ﾙｰﾌﾟ	2（ポンプ数）	
	ユニット数	ﾓｼﾞｭｰﾙ	4	
	冷却材	－	鉛ビスマス	
原子炉構造	原子炉容器	ton	460	
	炉内構造物	ton	180	炉心支持構造物,上部機構等
	炉上部構造	ton	265	ルーフデッキ,回転プラグ,CRDM等
	炉心構成要素	ton	75	遮へい体、CR等
	ガードベッセル	ton	70	
原子炉構造合計		ton	975	炉心構成要素を除く
1次系	蒸気発生器	ton	365	２基分
	１次ポンプ	ton	110	２基分
	１次系配管	ton	9	炉内配管
１次系合計		ton	484	
2次系	中間熱交換器	ton	－	
	２次系ポンプ	ton	－	
	２次系配管	ton	－	
２次系合計		ton	－	
ＮＳＳＳ物量合計		ton	1,459	
崩壊熱除去系		MWt	24 (8MWt×3系統)	
ﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備		ton/h	6242 （2ﾓｼﾞｭｰﾙ分）	
電気計装	ケーブル	km	220	１モジュール分
	非常用Ｇ／Ｔ	kW	6,200	１モジュール分
	計装設備	点	1,600	１モジュール分
	盤設備	m	330	１モジュール分
諸設備	補機冷却系	kW	5,500	１モジュール分
	換気空調系	m^3/h	446,000	１モジュール分
	気体廃棄物処理系	Nm^3/h	1.8	１モジュール分
	液体廃棄物処理系	m^3/h	0.95	１モジュール分
	固体廃棄物処理系	m^3/y	1.7	１モジュール分
	冷却材重量	ton	16,500	１モジュール分
建物構築物	原子炉建屋	m^3	57,000	１モジュール分
	タービン建屋	m^3	95,000	１モジュール分
	固体廃棄物貯蔵庫	m^3	7,000	１モジュール分
	土木工事	m^3	15,800	１モジュール分
建設期間		月	36.5	
定検期間		日	36.5	

表3.1.3.26　強制循環炉の所内負荷率推定
（75万ｋWe×2ﾓｼﾞｭｰﾙとして負荷を算出；100%出力運転時）

（単位:kWe）

No	系　統　名	強制循環炉	所内負荷率推定根拠
1	原子炉構造	53	制御棒本数比率で推定（36*2/30＝2.4） 制御棒が１ﾓｼﾞｭｰﾙ36本あり、2ﾓｼﾞｭｰﾙ分とする
2	１次主冷却系	11,636	ポンプ（11400kWe)は流量比、比重比、揚程比から推定
3	２次主冷却系	0	２次系削除によりなし
4	１次純化系	38	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
5	１次Ａｒガス系	7	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
6	２次Ａｒガス系	0	２次系削除によりなし
7	２次補助系	0	２次系削除によりなし
8	水漏えい検出系	0	固体電解質型水素系、酸素系の採用により削除
9	補機冷却系	2,822	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
10	タービン発電機設備	19,500	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
11	換気空調設備	7,618	原子炉建屋体積比率と2ﾓｼﾞｭｰﾙ出力比率で推定 0.65×2.24=1.46倍
12	廃棄物処理系	231	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
13	燃料取扱設備	280	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比1.12倍
14	炉外燃料貯蔵設備	0	EVST削除合理化により負荷削除
15	機器洗浄設備	1,187	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比1.12倍
16	使用済燃料プール	68	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比1.12倍
17	圧縮空気供給設備	526	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
18	直接炉心冷却系	0	ダンパのみ
19	予熱設備	609	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
20	計測制御電源	2,262	2ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.24倍
21	照明設備	803	原子炉建屋体積比率と2ﾓｼﾞｭｰﾙ出力比率で推定 0.65×2.24=1.46倍
22	総合管理建物電源	403	2ﾓｼﾞｭｰﾙ出力比率の2.24倍した値を1/2倍した。
23	電源損失	961	
24	発電機励磁用電源	0	ブラシレス励磁機の採用により送電端出力から容量を除外
所内負荷合計（kWe）		49,004	
定格電気出力（MWe）		1,500	
所内負荷率（%）		3.3	

表 3.1.3.27　プラント稼働率　検討条件と稼働率

項目	強制循環冷却方式	備考
モジュール数	4 モジュール	
タービン数	2 タービン	
燃料サイクル	18 ヶ月	
定検期間	36.5 日	*)燃料プールに最遠のモジュールの場合
燃料交換期間	10.5 日	
タービン定検期間	31 日	
プラント稼働率	93.3 %	

表3.1.3.28　強制循環炉　発電量評価（タービン定検31日 並行ベース）

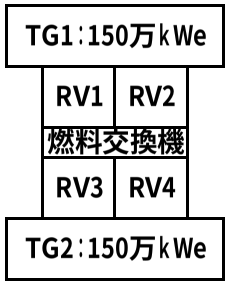
定検日数：36.5日／モジュール、31日／タービン

日数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50
RV1	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	←	—	—	—	—	→	○	○	○	○	○	○	○	○
RV2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○		×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○
TG1																																																		
稼動数	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.5	1	1	1	1	1	2	2	2

日数	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	75	76	77	78	79	80	81	82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100
RV3	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	←	—	—	—	—	→	○	○	○	○	○	○	○	○
RV4	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○		×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○
TG2																																																		
稼動数	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.5	1	1	1	1	1	2	2	2

○：運転中
×：停止中
…タービン定検(31日)
…原子炉定検
…燃料交換
←→…タービン定検に引きずられることによるロス

配置



単基出力：75万kWe

燃料サイクル	18	ヶ月
定検日数	36.5	日
RV基数	4	基
単基出力	75	万kWe

	出力	日数	発電量（万kWh）
1基停止	225	32	172,800
2基停止	150	62	223,200
3基停止	75	0	0
4基停止	0	0	0
100%出力	300	490	3,528,000
発電量(万kWh/月)			204,375
稼働率（%）			93.3

表 3.1.3.29　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1450 MWt
	電気出力	550 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
	燃料交換バッチ数	8 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30/30 cm
	炉心等価直径	463.9 cm
	遮へい体外接円径	約 562cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	252 / 144 / 396 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	162 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態[*1]	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	8.5 mm
	被覆管肉厚	0.46 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 90 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.47
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本
	ラッパ管外対面間距離	211.3 mm
	ラッパ管肉厚	3.0 mm
	集合体配列ピッチ	215.3 mm
炉心主要特性	Pu 富化度[*2] (内側/外側)	18.1 / 23.8 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	156 GWd/t
	全炉心平均燃焼度[*3]	89 GWd/t
	燃焼反応度	1.18 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	222.4 / 229.2 W/cm
	炉心平均出力密度	108.8 W/cm^3
	最大高速中性子束[*4]	1.50×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量[*4]	5.7×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.17
	ドップラ係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-2.33×10^{-3}
	ボイド反応度[*5] (平衡末期)	8.69$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245 = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)

*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV

*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00304

表 3.1.3.30　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径（mm）		8.5		―
	被覆管内径（mm）		7.58		―
	被覆管肉厚（mm）		0.46		―
	燃料要素全長（mm）		2380		―
	燃料スタック長（mm）		700	300 / 300 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下)（mm）		300/780		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度（%TD）		80	90	―
集合体	集合体全長（mm）		3655		―
	燃料ピン本数（本）(合計)		271		―
	燃料ピン配列ピッチ（mm）		12.5		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.47		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離（mm）		211.3		―
	ラッパ管内対面間距離（mm）		205.3		―
	ラッパ管肉厚（mm）		3.0		―
	ラッパ管間ギャップ（mm）		4.0		―
	集合体配列ピッチ（mm）		215.3		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比（%）	燃料 (実効)	30.46 (24.37)	← (27.41)	―
		構造材	13.24	←	―
		冷却材	56.30	←	―

表 3.1.3.31　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(導入期炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月（547.5 日）
燃料交換バッチ数	8 バッチ
Pu 富化度[*1]（内側/外側）	18.1 / 23.8 wt.%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	156 / 21 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	89 GWd/t
燃焼反応度	1.18 %Δk/kk’
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.17 0.74 / 0.43
最大線出力（内側/外側）	222.4 / 229.2 W/cm
炉心平均出力密度	108.8 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.89 / 0.11
最大高速中性子束[*3]	1.50×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量[*3]	5.7×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	35753 / 35177 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.98
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	8.0 t/GWe
原子炉倍増時間	49 年
複合システム倍増時間[*4]	51 年
ボイド反応度[*5]（平衡末期）	8.69$
ドップラ係数[Tdk/dT][*5]（平衡末期）	-2.33×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00304

表 3.1.3.32　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	1450 MWt
	電気出力	550 MWe
	炉心型式	均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	18 ヶ月 (547.5 日)
	燃料交換バッチ数	8 バッチ
	炉心高さ	70 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	14/14 cm
	炉心等価直径	463.9 cm
	遮へい体外接円径	約 562cm
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	252 / 144 / 396 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 6 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体)	162 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態[*1]	窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	8.5 mm
	被覆管肉厚	0.46 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	80 / 90 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.47
	集合体当たり燃料ピン本数	271 本
	ラッパ管外対面間距離	211.3 mm
	ラッパ管肉厚	3.0 mm
	集合体配列ピッチ	215.3 mm
炉心主要特性	Pu 富化度[*2] (内側/外側)	17.6 / 23.5 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	160 GWd/t
	全炉心平均燃焼度[*3]	122 GWd/t
	燃焼反応度	1.14 %Δk/kk'
	最大線出力 (内側/外側)	228.5 / 232.9 W/cm
	炉心平均出力密度	111.2 W/cm^3
	最大高速中性子束[*4]	1.55×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量[*4]	5.9×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.04
	ドップラ係数[Tdk/dT][*5] (平衡末期)	-2.45×10^{-3}
	ボイド反応度[*5] (平衡末期)	9.41$

*1：高速多重リサイクル TRU (Pu238/239/240/241/242/Np237/Am241/243/Cm244/245
= 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0/0.0) + FP(2vol%)
*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E > 0.1 MeV
*5：集合体内非均質効果考慮、*6：実効遅発中性子割合 β=0.00305

表 3.1.3.33　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		Pu･U 混合窒化物	U 窒化物	なし
	被覆管材料		ODS 鋼		―
	被覆管外径（mm）		8.5		―
	被覆管内径（mm）		7.58		―
	被覆管肉厚（mm）		0.46		―
	燃料要素全長（mm）		2380		―
	燃料スタック長（mm）		700	140 / 140 (上部/下部)	―
	ガスプレナム長さ(上/下)（mm）		460/940		―
	ボンド材		He		―
	燃料スミア密度（%TD）		80	90	―
集合体	集合体全長（mm）		3655		―
	燃料ピン本数（本）(合計)		271		―
	燃料ピン配列ピッチ（mm）		12.5		―
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.47		―
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼		―
	ラッパ管外対面間距離（mm）		211.3		―
	ラッパ管内対面間距離（mm）		205.3		―
	ラッパ管肉厚（mm）		3.0		―
	ラッパ管間ギャップ（mm）		4.0		―
	集合体配列ピッチ（mm）		215.3		―
	スペーサ形式		グリッド支持		―
	体積比（%）	燃料 (実効)	30.46 (24.37)	← (27.41)	―
		構造材	13.24	←	―
		冷却材	56.30	←	―

表 3.1.3.34　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心(平衡期炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	18 ヶ月（547.5 日）
燃料交換バッチ数	8 バッチ
Pu 富化度[*1]（内側/外側）	17.6 / 23.5 wt.%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	160 / 37 GWd/t
全炉心平均燃焼度[*2]	122 GWd/t
燃焼反応度	1.14 %Δk/kk’
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.04 0.77 / 0.28
最大線出力（内側/外側）	228.5 / 232.9 W/cm
炉心平均出力密度	111.2 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.91 / 0.09
最大高速中性子束[*3]	1.55×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量[*3]	5.9×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	35753 / 16416 kg
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	0.46
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	7.8 t/GWe
原子炉倍増時間	－
複合システム倍増時間[*4]	－
ボイド反応度[*5]（平衡末期）	9.41$
ドップラ係数[Tdk/dT][*5]（平衡末期）	-2.45×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日、炉外滞在中の Pu-241 崩壊を考慮
*5：集合体内非均質効果考慮
*6：実効遅発中性子割合 β=0.00305

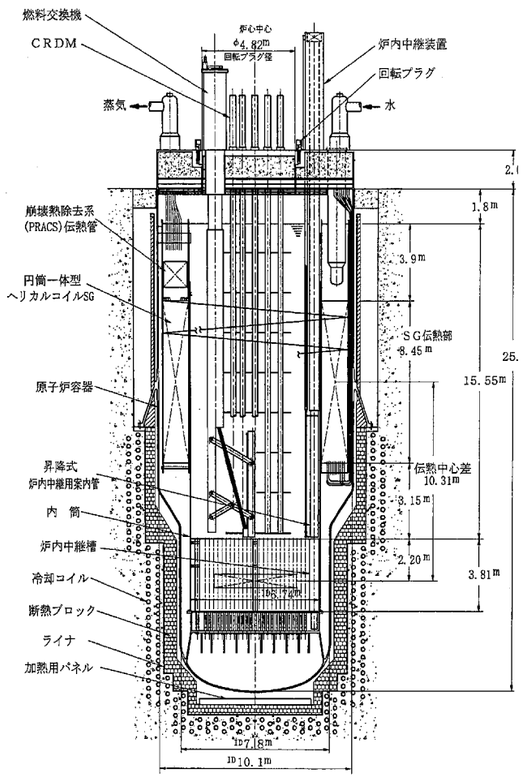
表 3.1.3.35　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の制御棒反応度収支

(%△k/kk')

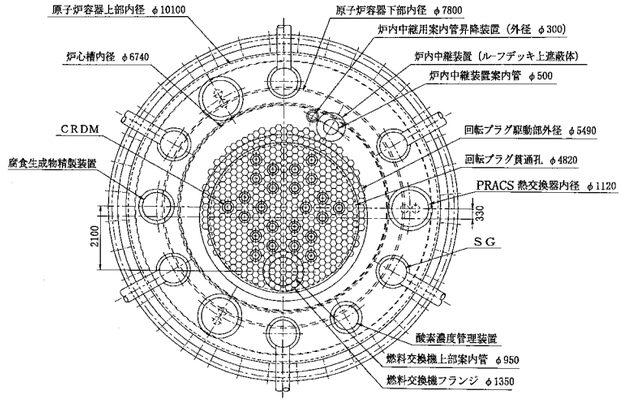
項目	主炉停止系（ワンロッドスタック）	後備炉停止系（ワンロッドスタック）	制御系		備考
			粗調整棒	微調整棒	
1. 計画余剰反応度					
(1) 出力補償	0.4	0.4		0.4	
(2) 燃焼補償	1.2	-	1.2		
(3) 運転余裕	0.2	-		0.2	
計	1.8	0.4	1.2	0.6	
2. 余剰反応度の不確かさ（2σ）					
(1) 臨界予測誤差	0	-			
(2) 出力補償予測誤差	0.08	0.08		0.08	不確かさ：20%
(3)燃焼補償予測誤差	0.2		0.2		
(4) 燃料製作予測誤差	0.4	-	0.4		Na冷却炉設計例
(5) 燃料交換余裕	0.2	-	0.2		Na冷却炉設計例
計（2σ）	0.5	0.1	0.5	0.1	
3. 必要制御反応度合計（1.+2.）	2.3	0.5 (0.7) ＊	1.7	0.7	
4. 制御棒価値最小値	3.06	1.00	2.56	1.42	
5. 反応度停止余裕（4.-3.）	0.76	0.5 (0.3) ＊			
反応度制御系の成立性	成立	成立	成立	成立	

＊事故時投入反応度として0.2%△k/kk'を考慮した場合。

表 3.1.3.36　鉛ビスマス自然循環型炉 プラントの概要

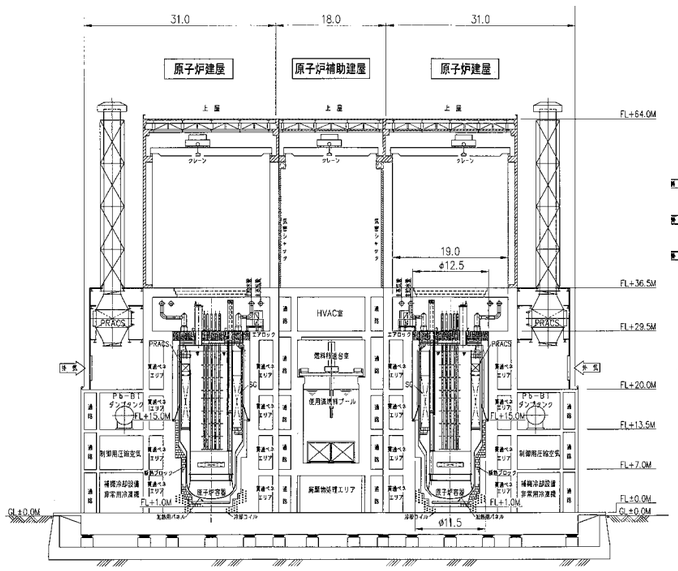


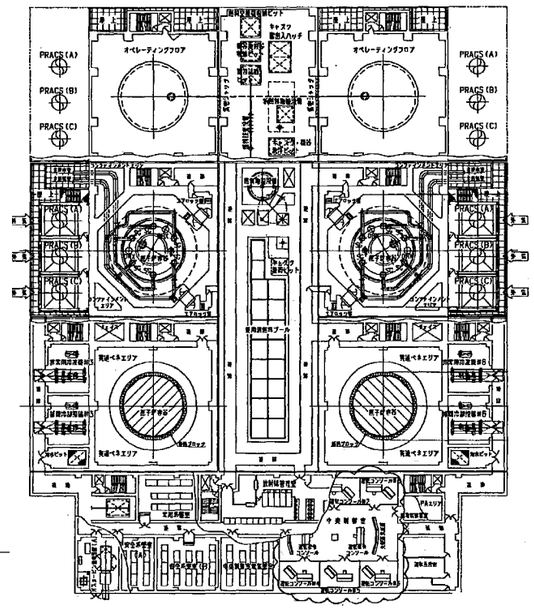
（立面）



（上面）

原子炉構造（１モジュール）





建屋内原子炉モジュール配置

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	（２次系削除）自然循環冷却タンク型
2	電気出力（発電端）	550MWｅ
3	熱出力	1450MWt
4	ループ数	－
5	１次系 PbBi 温度	465℃／285℃
6	１次系流量	1.984×10^5 t/h（約 19520 ㎥／h）
7	主蒸気温度／圧力	400 ℃ / 5.98 MPa
8	給水温度／流量	210 ℃／約 2287 ton/h
9	タービン発電機	蒸気タービン
10	プラント熱効率	38%
11	プラント稼動率	93.5%
12	炉心・燃料	窒化物（酸化物燃料対応可；増殖比低下有り）
13	遮蔽体外接円径	5490 mm
14	燃焼度	15 万 MWd/t（取出平均）
15	増殖比	1.22（窒化物燃料）
16	原子炉停止系	主炉停止系及び後備炉停止系
17	炉心安全性	①受動的炉停止方策 ： SASS 設置 ②耐 CDA 強化型:高熱伝導窒化物燃料＋高沸点 PbBi＋受動安全性
18	炉心支持方式	炉心下部支持方式
19	炉壁保護構造	ライナー構造方式　（*SG シュラウド壁兼用）
20	炉心上部機構	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS
21	１次系配管方式	－（タンク型炉）
22	１次主循環ポンプ	－（完全自然循環方式）
23	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル型（1 基）
24	崩壊熱除去系	PRACS（３系統：完全自然循環方式）
25	漏えい対策	ライナ型ガードベッセル（断熱ブロック+ライナ）
26	原子炉格納施設	ライナ内張一体型コンクリート製格納容器 （炉上部矩形室ライナ ＋ 生体遮へいコンクリートライナ）
27	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	約１８ヶ月（EFPM）、８バッチ
28	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
29	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM
30	③炉内/外燃料移送	炉内貯蔵なし／直接取出し水プール保管
31	免震	3 次元免震
32	プラント寿命	40 年以上
33	モジュール構成	複数モジュール方式 （165 万 kWe×２ﾕﾆｯﾄ：3 ﾓｼﾞｭｰﾙ／ﾕﾆｯﾄ×２ﾕﾆｯﾄ）
34	原子炉建屋	約 18.6 万 m3 / 165 万 kWe×1 ﾕﾆｯﾄ（約 6.2 万 m3／１ﾓｼﾞｭｰﾙ）

表 3.1.3.37　原子炉構造関連 主要仕様

炉心、冷却系設備除く

項　目	仕　様
＜全般＞	
型式	蒸気発生器内蔵タンク型
冷却材循環方式	完全自然循環
冷却材温度	465℃／285℃
冷却材流量	14350m^3／h
支持方式	原子炉容器：側部支持、炉心：下部支持方式
＜原子炉容器＞	
支持方式	側部胴支持方式
炉壁保護方式	低温冷却材側部循環方式
材質	12Cr 系鋼
主要寸法	内径：10.1m、高さ：25.0m、 板厚：50mm（上部胴）、40mm（下部）
＜炉内構造物＞	
炉心槽	材質：9Cr 系鋼（耐中性子照射性を考慮）
炉心支持構造物	原子炉容器底部支持方式
＜炉心上部機構＞	
炉内上部機構	ルーフデッキ吊り下げ型
計測系設備	セレクターバルブ、温度計等
＜ルーフデッキ構造＞	
固定プラグ	水・蒸気ヘッダ搭載
回転プラグ	単回転プラグ型 搭載装置：炉内中継機構、制御棒駆動機構、 炉心上部機構、冷却材純化装置等
＜燃料交換系＞	
燃料交換方式	「単回転プラグ+コラム型 UIS +パンタグラフ式 FHM」方式
＜ガードベッセル等＞	
ガードベッセル	ライナ型（断熱ブロック付き）
コンクリート冷却系	冷却コイル（コンクリート内に設置）
炉容器加熱設備	補助蒸気加熱パネル方式（炉容器室下部に設置）
＜炉停止機構＞	
粗調整棒	12 基
微調整棒	6 基
後備炉停止棒	6 基、型式：自己作動型炉停止機構（SASS）

表 3.1.3.38　蒸気発生器の検討

項　目	単位	φ31.8 ピッチ 85mm	φ31.8 ピッチ 90mm	φ31.8 ピッチ 95mm	φ25.4 ピッチ 75mm
タービン入口圧力	MPa	5.98	5.98	5.98	5.98
タービン入口温度	℃	400	400	400	400
タービン効率	%	38	38.0	38.0	38.0
炉心出力	MWt	1450	1450	1450	1450
炉心出口温度	℃	465	465	465	465
炉心出入口温度差	℃	180	180	180	180
炉心高さ	m	0.7	0.7	0.7	0.7
炉心部等価直径	m	4.53	4.53	4.53	4.53
炉心槽直径	m	6.80	6.80	6.80	6.80
炉心部圧損	MPa	0.0167	0.0167	0.0167	0.0167
給水入口温度	℃	210	210	210	210
鉛ビスマス流量	t/h	1.984×10^{5}	1.984×10^{5}	1.984×10^{5}	1.984×10^{5}
ＳＧ給水流量	t/h	2.287×10^{3}	2.287×10^{3}	2.287×10^{3}	2.287×10^{3}
ＳＧ伝熱管口径×肉厚	mm	31.8×1.7	31.8×1.7	31.8×1.7	31.8×1.7
ＳＧ伝熱管ピッチ（径×軸）	mm	85×50	90×50	95×50	75×45
ＳＧ伝熱管本数	本	792	690	609	999
ＳＧ伝熱面積	m^2	6477	6614	6939	6374
ＳＧ伝熱部高さ	m	7.63	8.45	9.52	7.6
ＳＧ圧損	MPa	5.4×10^{-3}	5.5×10^{-3}	5.7×10^{-3}	5.8×10^{-3}
ＳＧ内筒外径	m	7.055	6.93	6.935	6.975
ＳＧシュラウド内径	m	9.775	9.63	9.595	9.675
原子炉容器径	m	10.2	10.1	10.0	10.1
系統圧損	MPa	0.0221	0.0222	0.0224	0.0225
自然循環ヘッド	MPa	0.0221	0.0222	0.0224	0.0225
必要伝熱中心差	m	10.27	10.31	10.41	10.45
炉心中心からＳＧ上端	m	14.08	14.54	15.17	14.25
ＳＧ重量	t	390	380	400	370

表 3.1.3.39　主要物量表（タービン発電機設備）

項　　目	単　位	仕　様
1.　定格電気出力 （復水器上部圧力 -96.0kPa[gage]）	kW	1,650,000
2.　タービン ⑴　型式 ⑵　数量 ⑶　概略寸法（長さ×幅） ＊：発電機・励磁機を含む	 － 台 m	 TC6F-49 1 66(*)×10
3.　発電機	台	1
4.　復水器	基(胴)	3
5.　低圧第１給水加熱器	基	3
6.　低圧第２給水加熱器	基	3
7.　低圧第３給水加熱器	基	3
8.　低圧第４給水加熱器	基	3
9.　高圧第６給水加熱器	基	2
10.　脱気器	基	1
11.　再熱器	基	1
12.　主給水ポンプ	台	2

表 3.1.3.40　放射性廃棄物処理系の設備容量

処理設備	種類	自然循環炉（550MWe） 6 モジュール炉 (2 ユニット)分
気体廃棄物	連続処理ガス容量 [m^3/h] 最大受入容量 [m^3/h]	2.2 7.4
液体廃棄物	廃液処理容量 [m^3/h] 洗濯廃液受入容量 [m^3/h]	1.3 3.0
固体廃棄物	濃縮廃液処理容量 [m^3/y] 廃樹脂処理容量 [m^3/y]	2.8 5.3

表 3.1.3.41　空調設備を必要とする系統

（設計風量　単位 m³/h）

対象エリア	設備名	自然循環炉(550MWe) 3 ﾓｼﾞｭｰﾙ炉(1 ﾕﾆｯﾄ分)
原子炉建屋 原子炉格納容器	原子炉格納容器空調系	430,000　(***)
制御建屋	中央制御室空調系	45,000 (*)
制御建屋	非常用電気設備空調系	40,000 (*)
合　計		515,000

[注記]

(*)　ナトリウム中型モジュール炉の例（500MWe：3 モジュール炉）による。

(**)　モジュール炉の設置基数に比例。

(***)　ナトリウム中型炉(500MWe)ﾃﾞｰﾀより炉容器の放熱表面積及びﾓｼﾞｭｰﾙ炉の設置基数に比例。

表 3.1.3.42　換気設備のみでよい系統

（設計風量　単位 m³/h）

対象エリア	設備名	自然循環炉(550MWe) 3 ﾓｼﾞｭｰﾙ炉(1 ﾕﾆｯﾄ分)
原子炉建屋コンファインメントエリア	原子炉建屋コンファインメントエリア換気系	35,000　(*)
原子炉建屋コンファインメントエリア	非常用ガス処理系	3,000　(*)
原子炉建屋及び制御建屋	原子炉建屋一般換気系	300,000 (****)
原子炉補助建屋	原子炉建屋管理区域 換気系	60,000　(*)
制御建屋	ガスタービン発電機室 換気系	115,000　(*)
タービン建屋	タービン建屋換気系	160,000　(*)
焼却炉建屋	焼却炉建屋換気系	13,000　(*)
合　計		686,000

[注記]

(*)　ナトリウム冷却中型モジュール炉の例（500MWe：3 モジュール炉）による。

(**)　モジュール炉の設置基数に比例。

(***)　中型炉(500MWe)データから、SG 室自然通風換気系を除外。

(****)　上記数値を基に、モジュール炉の設置基数に比例。

表 3.1.3.43　建屋容積一覧

プラント形式	モジュール出力	1ユニット	1ユニット当たりの建屋容積	1モジュール当たりの建屋容積
自然循環炉 165 万 kWe	55 万 kWe	3 モジュール 165 万 kWe	16.5 万 m^3	5.5 万 m^3

表 3.1.3.44　全体建設工程表(案)

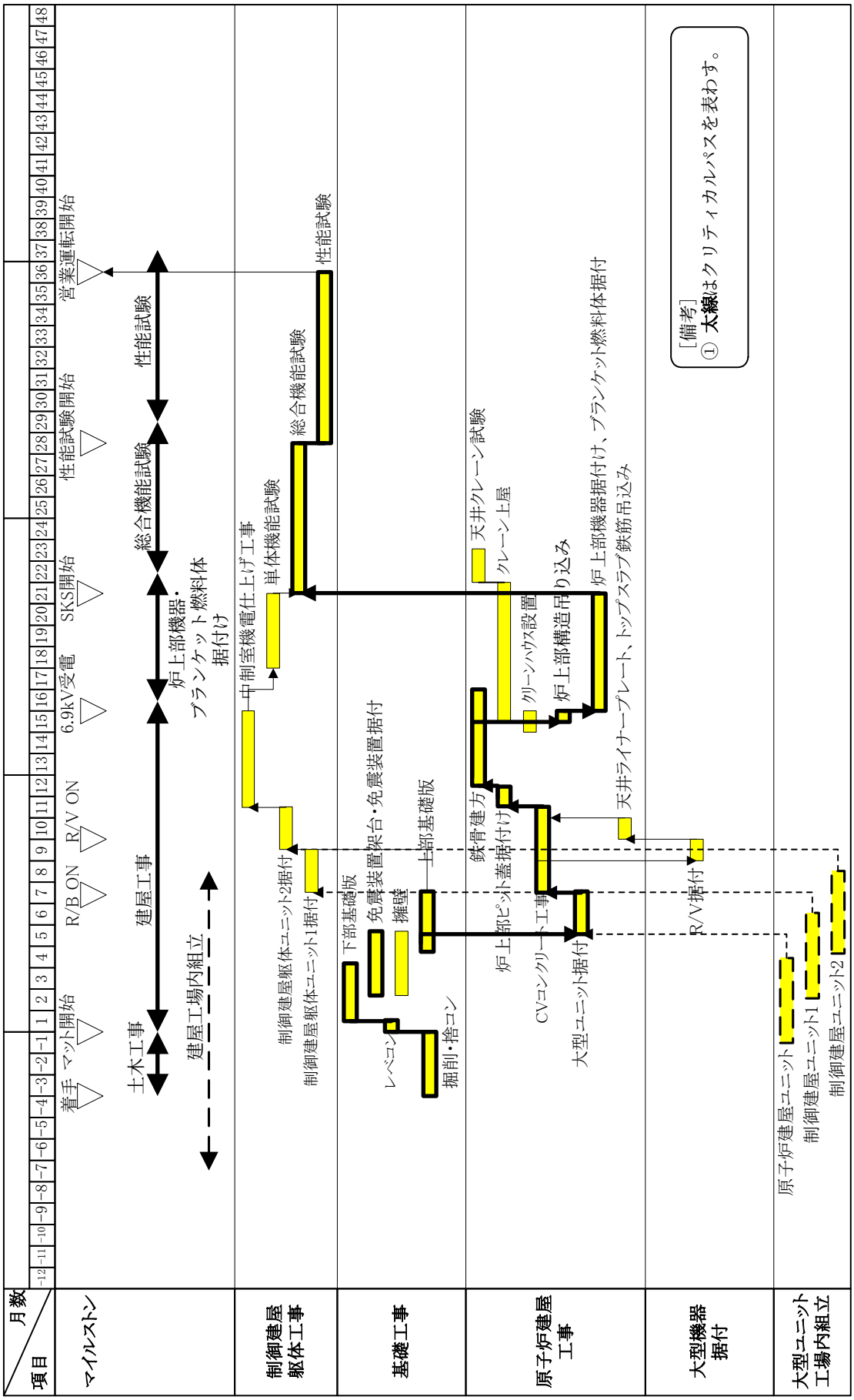


表 3.1.3.45　定期検査工程表（案）

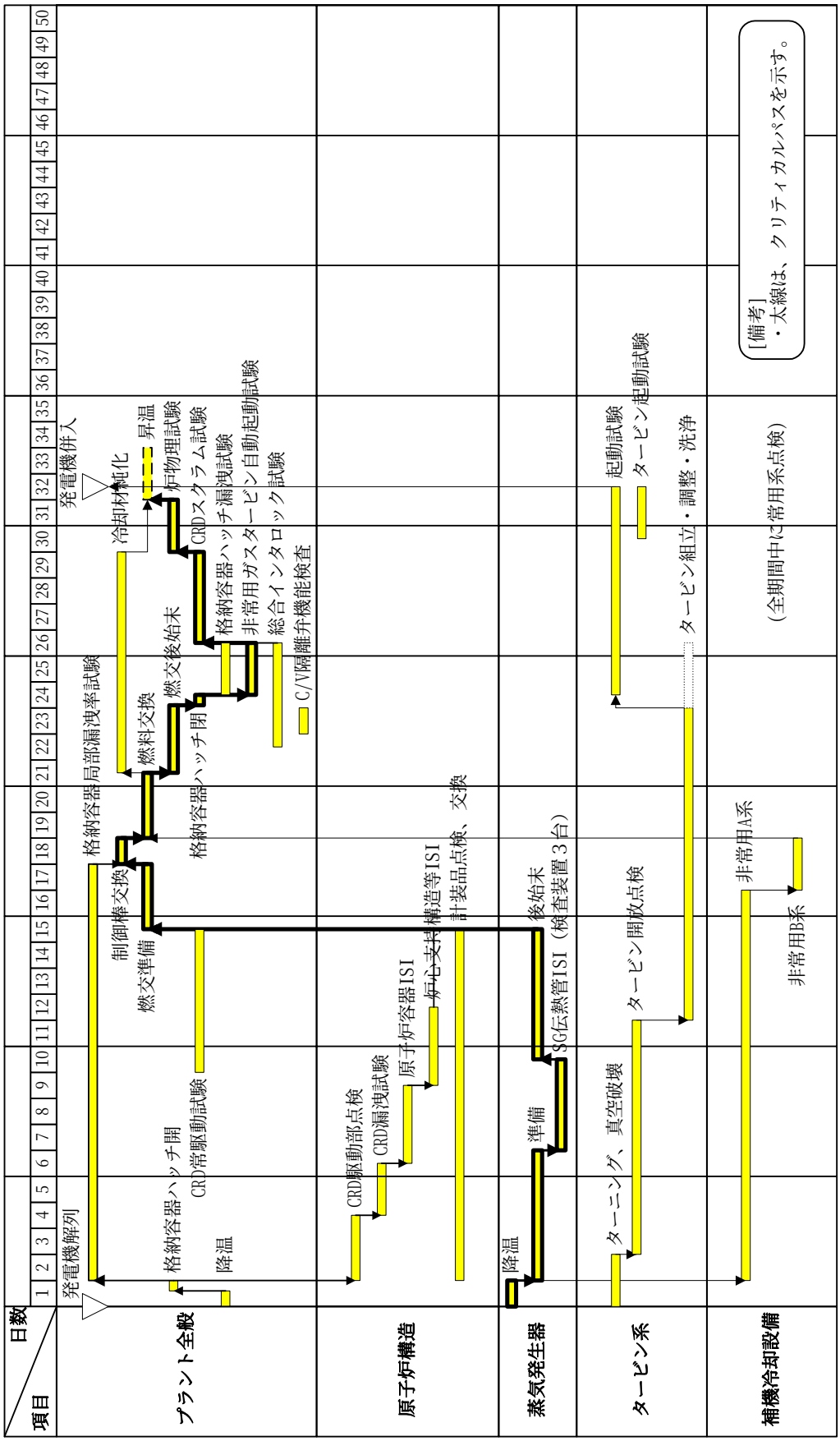


表3.1.3.46　自然循環炉　物量データ

大分類	設備・機器	単位	自然循環炉 （55万kWe×6）	備考
仕様	電気出力	万kWe	55	
	熱出力	万kWt	145	
	ループ数	ﾙｰﾌﾟ	―	
	ユニット数	ﾓｼﾞｭｰﾙ	6	
	冷却材	―	鉛ビスマス	
原子炉構造	原子炉容器	ton	335	
	炉内構造物	ton	180	炉心支持構造物,上部機構等
	炉上部構造	ton	265	ルーフデッキ、回転プラグ、CRDM等
	炉心構成要素	ton	50	遮へい体、CR等
	ガードベッセル	ton	85	
原子炉構造合計		ton	865	炉心構成要素を除く
1次系	蒸気発生器	ton	380	
	1次ポンプ	ton	―	
	1次系配管	ton	―	
1次系合計		ton	380	
2次系	中間熱交換器	ton	―	
	2次系ポンプ	ton	―	
	2次系配管	ton	―	
2次系合計		ton	―	
ＮＳＳＳ物量合計		ton	1245	
崩壊熱除去系		MWt	18 (6MWt×3系統)	
ﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備		ton/h	6861 （3ﾓｼﾞｭｰﾙ分）	
電気計装	ケーブル	km	220	1モジュール分
	非常用G／T	kW	4,950	1モジュール分
	計装設備	点	1,200	1モジュール分
	盤設備	m	200	1モジュール分
諸設備	補機冷却系	kW	4,500	1モジュール分
	換気空調系	m^3/h	400,000	1モジュール分
	気体廃棄物処理系	Nm^3/h	1.2	1モジュール分
	液体廃棄物処理系	m^3/h	0.72	1モジュール分
	固体廃棄物処理系	m^3/y	1.4	1モジュール分
	冷却材重量	ton	16,900	1モジュール分
建物構築物	原子炉建屋	m^3	55,000	1モジュール分
	タービン建屋	m^3	70,000	1モジュール分
	固体廃棄物貯蔵庫	m^3	5,100	1モジュール分
	土木工事	m^3	12,700	1モジュール分
建設期間		月	36.5	
定検期間		日	32	

表3.1.3.47　自然循環炉の所内負荷率推定
（55万ｋWe×3ﾓｼﾞｭｰﾙとして算出；100%出力運転時）

（単位:kWe）

No	系　統　名	自然循環炉	所内負荷率推定根拠
1	原子炉構造	**53**	制御棒本数比率で推定（24*3/30＝2.4） 制御棒は１ﾓｼﾞｭｰﾙ24本
2	１次主冷却系	**0**	自然循環の採用によりポンプ無し
3	２次主冷却系	**0**	２次系無し
4	１次純化系	**42**	出力比（2.46倍）
5	１次Ａｒガス系	**7**	3ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.46倍
6	２次Ａｒガス系	**0**	２次系無し
7	２次補助系	**0**	２次系無し
8	水漏えい検出系	**0**	固体電解質型水素系、酸素系の採用により削除
9	補機冷却系	**3,100**	出力比（2.46倍）
10	タービン発電機設備	**21,417**	出力比（2.46倍）
11	換気空調設備	**12,836**	原子炉建屋体積比率と出力比率で推定 1.0×2.46=2.46倍
12	廃棄物処理系	**253**	3ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比2.46倍
13	燃料取扱設備	**205**	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比0.82倍
14	炉外燃料貯蔵設備	**0**	EVST削除合理化により負荷削除
15	機器洗浄設備	**869**	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比0.82倍
16	使用済燃料プール	**50**	出力比率で推定、１炉分で共用 1ﾓｼﾞｭｰﾙの出力との比0.82倍
17	圧縮空気供給設備	**578**	出力比（2.46倍）
18	直接炉心冷却系	**0**	ダンパのみ
19	予熱設備	**669**	出力比（2.46倍）
20	計測制御電源	**2,485**	出力比（2.46倍）
21	照明設備	**1,353**	原子炉建屋体積比率と出力比率で推定 1.0×2.46=2.46倍
22	総合管理建物電源	**443**	出力比率（2.46倍）の1/2倍。（2.46×0.5倍）
23	電源損失	**887**	1～22項の合計の２%
24	発電機励磁用電源	**0**	ブラシレス励磁機の採用により送電端出力から容量を除外
所内負荷合計（kWe）		**45,247**	
定格電気出力（MWe）		**1,650**	
所内負荷率（%）		**2.7**	

表 3.1.3.48　プラント稼働率　検討条件と稼働率

項目	自然循環炉	備考
モジュール数	６ ﾓｼﾞｭｰﾙ	
タービン数	２ ﾀｰﾋﾞﾝ	
燃料サイクル	１８ヶ月	
定検期間	３２日	燃料プールに、最も遠いモジュールの場合
燃料交換期間	９ 日	
タービン定検期間	３１ 日	
プラント稼働率	９３.５％	

表3.1.3.49　自然循環炉　発電量評価(タービン定検31日 並行ベース)

定検日数:32日／モジュール、31日／タービン

日数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	53	54	55
RV1	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	←	―	―	―	―	―	―	―	→	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
RV2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
RV3	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	←	―	―	―	―	―	―	→	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○	○	○
TG1																																																								
稼動数	2	2	2	2	2	2	2	2	2	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	2	3	3	3	3	3

日数	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	75	76	77	78	79	80	81	82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100	101	102	103	104	105	106	107	108	109	110
RV4	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	←	―	―	―	―	―	―	―	→	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
RV5	○	○	○	○	○	○	○	○	○	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
RV6	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	←	―	―	―	―	―	―	→	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○	○	○	○	○
TG2																																																								
稼動数	2	2	2	2	2	2	2	2	2	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	2	3	3	3	3	3

○:運転中
×:停止中
…タービン定検(31日)
…原子炉定検
…燃料交換
←→ …タービン定検に引きずられることによるロス

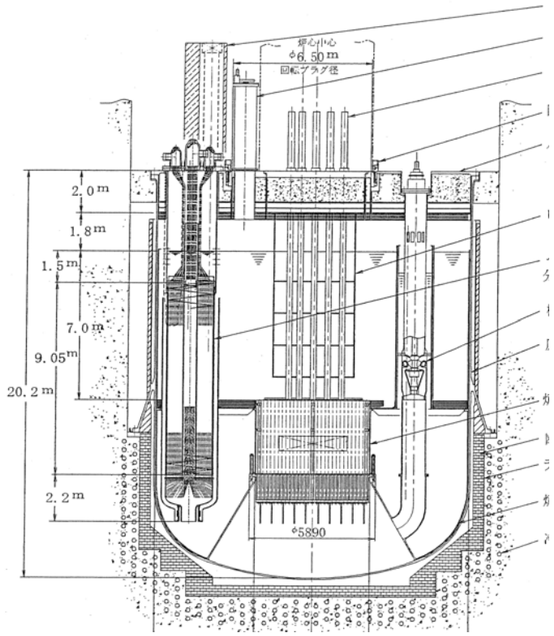
配置

TG1:165万kWe		
RV1	RV2	RV3
燃料交換機		
RV4	RV5	RV6
TG2:165万kWe		

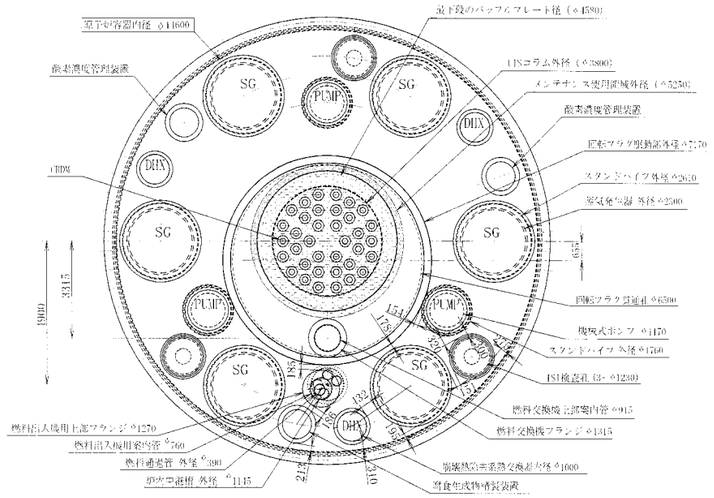
単基出力:55万kWe

燃料サイクル	18	ヶ月	
定検日数	32	日	
RV基数	6	基	
単基出力	55	万kWe	
	出力	日数	発電量(万kWh)
1基停止	275	36	237,600
2基停止	220	2	10,560
3基停止	165	62	245,520
4基停止	110	0	0
5基停止	55	0	0
6基停止	0	0	0
100%出力	330	480	3,797,640
発電量(万kWh/月)			225,242
稼働率(%)			93.5

表 3.1.3.50　保守補修性向上鉛ビスマス炉　プラントの概要

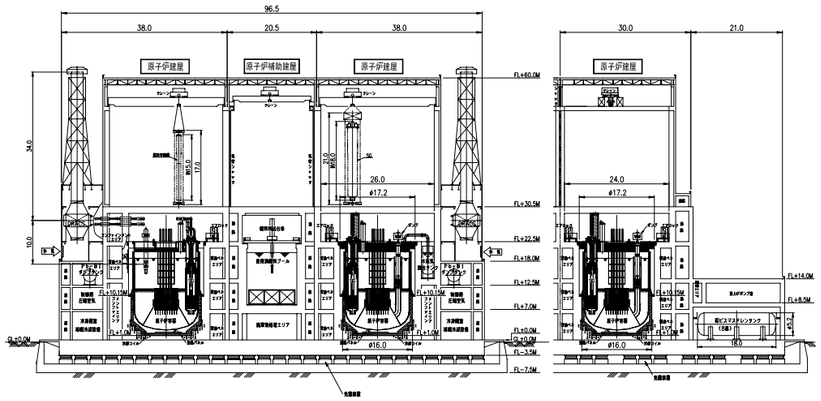


（立面）

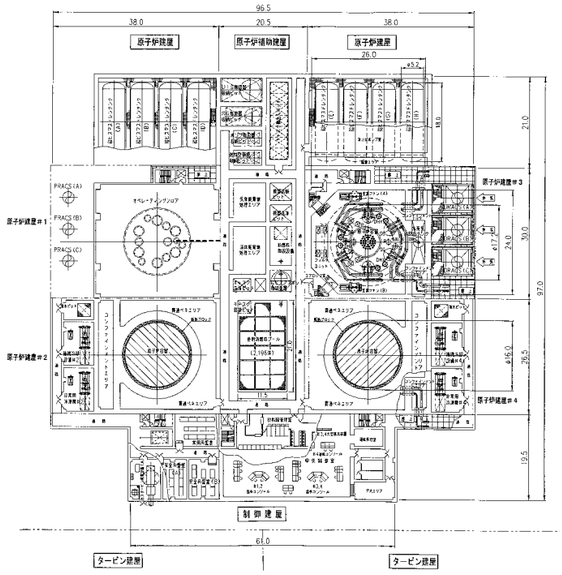


（上面）

原子炉構造（１モジュール）



（立面）



建屋内原子炉モジュール配置

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	（２次系削除）強制循環冷却タンク型
2	電気出力（発電端）	750MWｅ
3	熱出力	1875MWt
4	ループ数	3
5	１次系 PbBi 温度	520℃／352℃
6	１次系流量	約 2.75×10^5　ton/h（約 26700m^3/h）
7	主蒸気温度／圧力	452.7 ℃ / 15.68 MPa
8	給水温度／流量	240 ℃／3121 ton/h
9	タービン発電機	蒸気タービン
10	プラント熱効率	約 40%
11	プラント稼動率	93.3%
12	炉心・燃料	窒化物（酸化物燃料対応可；要安全性確認）
13	遮蔽体外接円径	5270 mm
14	燃焼度	15 万 MWd/t（取出平均）
15	増殖比	1.19（窒化物燃料）
16	原子炉停止系	主炉停止系及び後備炉停止系
17	炉心安全性	①受動的炉停止方策 ： SASS 設置 ②CDA 防止強化型； 高熱伝導窒化物燃料＋高沸点 PbBi＋受動安全性
18	炉心支持方式	炉心下部支持方式
19	炉壁保護構造	炉壁冷却構造方式
20	炉心上部機構	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS
21	１次系配管方式	－（タンク型炉）
22	１次主循環ポンプ	縦置き機械式遠心ポンプ（3 基）
23	蒸気発生器	一体貫流ヘリカル型（6 基）
24	崩壊熱除去系	DRACS（３系統：完全自然循環方式）
25	漏えい対策	ライナ型ガードベッセル（断熱ブロック+ライナ）
26	原子炉格納施設	ライナ内張一体型コンクリート製格納容器 （炉上部矩形室ライナ ＋ 生体遮へいコンクリートライナ）
27	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	約１８ヶ月（EFPM）、７バッチ
28	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
29	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM
30	③炉内/外燃料移送	炉内貯蔵なし／直接取出し水プール保管
31	免震	3 次元免震
32	プラント寿命	40 年以上
33	モジュール構成	複数モジュール方式 （150 万 kWe×２ﾕﾆｯﾄ：2 ﾓｼﾞｭｰﾙ／ﾕﾆｯﾄ×２ﾕﾆｯﾄ）
34	原子炉建屋	約 12.4 万 m3 / 150 万 kWe×1 ﾕﾆｯﾄ（約 6.2 万 m3／１ﾓｼﾞｭｰﾙ）

表 3.1.3.51　原子炉構造関連 主要仕様

炉心、冷却系設備除く

項　目	仕　様
＜全般＞	
型式	蒸気発生器内蔵タンク型
冷却材循環方式	機械式ポンプ駆動
冷却材温度	520℃／352℃
冷却材流量	26700m^3／h／3 基
支持方式	原子炉容器：側部支持、炉心：下部支持方式
＜原子炉容器＞	
支持方式	側部胴支持方式
炉壁保護方式	低温冷却材側部循環方式
材質	12Cr 系鋼
主要寸法	内径：14.6m、高さ：20.2m、 板厚：60mm
＜炉内構造物＞	
炉心槽	材質：9Cr 系鋼（耐中性子照射性を考慮）
炉心支持構造物	原子炉容器底部支持方式
＜炉心上部機構＞	
炉内上部機構	ルーフデッキ吊り下げ型
計測系設備	セレクターバルブ、温度計等
＜ルーフデッキ構造＞	
固定プラグ	水・蒸気ヘッダ、機械式ポンプ搭載
回転プラグ	単回転プラグ型 搭載装置：炉内中継機構、制御棒駆動機構、 炉心上部機構、冷却材純化装置等
＜燃料交換系＞	
燃料交換方式	「単回転プラグ+コラム型 UIS +パンタグラフ式 FHM」方式
＜ガードベッセル等＞	
ガードベッセル	ライナ型（断熱ブロック付き）
コンクリート冷却系	冷却コイル（コンクリート内に設置）
炉容器加熱設備	補助蒸気加熱パネル方式（炉容器室下部に設置）
＜炉停止機構＞	
主炉停止棒	30 基
後備炉停止棒	6 基、型式：自己作動型炉停止機構（SASS）

表 3.1.3.52　蒸気発生器　主要仕様

項目		単位	仕様又は数値
1.　SG 型式			分離ヘリカルコイル管型
2.　胴側流体			鉛ビスマス
3.　伝熱管内流体			水・蒸気
4.　設置基数		－	6
5.　交換熱量		MWt/基	312.5
6.　定格運転条件	（1 次側）		
	鉛ビスマス入口温度	℃	520
	鉛ビスマス出口温度	℃	352
	鉛ビスマス流量	kg/h/基	4.58×10^{7}
	（２次側）		
	出口蒸気温度/圧力	℃/MPa	453/15.7
	給水温度	℃	240
	給水流量	kg/h/基	5.30×10^{5}
7.　伝熱面積	10%余裕を含む。	m^2	1005
8.　伝熱管			材質：12Cr 系鋼
	外径	mm	25.4
	板厚	mm	2.6
	本数	－	199
	配列ピッチ（半径/軸）	mm	45/45
	層数	－	16
	有効伝熱管束部高さ	m	9.05
9.　圧力損失	鉛ビスマス側	kPa	107
	水・蒸気側	MPa	2.5
10. 本体寸法	胴外径：上部/下部	m	2.3/ 2.18
	全高さ	m	16.55
11. 主要構造材料			12Cr 系鋼
12.　概略重量		t /基	84

表 3.1.3.53　ポンプ　主要仕様

項目		単位	仕様又は数値
1.　ポンプ型式			縦置き機械式遠心型
2.　駆動流体			鉛ビスマス
3.　設置基数		－	3
4.　定格運転条件	鉛ビスマス温度 鉛ビスマス流量	℃ kg/h/基 m3/min	352 9.17×10^{7} 148.4
5.　ポンプ揚程		m	4.8
6.　吸込み揚程	NPSHav	m	5
7.　定格回転数		rpm	300
8.　羽根車径		m	0.86
9.　ポンプ本体径		m	1.17
10.　ポンプスタンド パイプ径		m	1.57
11.　ポンプ軸長		m	8.8
12.　ポンプ軸動力		kW/基	1500
13.　炉内配管接続用 ポンプ出口配管口径		B	40
14.　主要構造材料			Mod.9Cr-1Mo 鋼
15.　概略重量		t /基	**30**

表3.1.3.54　強制循環炉　物量データ

大分類	設備・機器	単位	強制循環炉 (75万kWe×4)	備考
仕様	電気出力	万kWe	75	炉心出口温度：520℃
	熱出力	万kWt	187.5	
	ループ数	ﾙｰﾌﾟ	3（ポンプ数）	
	ユニット数	ﾓｼﾞｭｰﾙ	4	
	冷却材	－	鉛ビスマス	
原子炉構造	原子炉容器	ton	735	容器径：14.6m
	炉内構造物	ton	315	炉心支持構造物,上部機構等
	炉上部構造	ton	467	ルーフデッキ,回転プラグ,CRDM等
	炉心構成要素	ton	75	遮へい体、CR等
	ガードベッセル	ton	120	
原子炉構造合計		ton	1637	炉心構成要素を除く
1次系	蒸気発生器	ton	504	６基分
	１次ポンプ	ton	90	３基分
	１次系配管	ton	13.4	炉内配管
１次系合計		ton	607	
2次系	中間熱交換器	ton	－	
	２次系ポンプ	ton	－	
	２次系配管	ton	－	
２次系合計		ton	－	
ＮＳＳＳ物量合計		ton	2,244	
崩壊熱除去系		MWt	24 (8MWt×3系統)	
ﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備		ton/h	6242 (2ﾓｼﾞｭｰﾙ分)	
電気計装	ケーブル	km	260	１モジュール分
	非常用Ｇ／Ｔ	kW	1,575	１モジュール分
	計装設備	点	1,600	１モジュール分
	盤設備	m	330	１モジュール分
諸設備	補機冷却系	kW	6,800	１モジュール分
	換気空調系	m^3/h	595,000	１モジュール分
	気体廃棄物処理系	Nm^3/h	4.0	１モジュール分
	液体廃棄物処理系	m^3/h	1.3	１モジュール分
	固体廃棄物処理系	m^3/y	2.3	１モジュール分
	冷却材重量	ton	24,900	１モジュール分
建物構築物	原子炉建屋	m^3	76,000	１モジュール分
	タービン建屋	m^3	95,000	１モジュール分
	固体廃棄物貯蔵庫	m^3	7,000	１モジュール分
	土木工事	m^3	128,000	１モジュール分
建設期間		月	36.5	
定検期間		日	36.5	

表 3.1.3.55 蒸気発生器主要目比較

項目	仕様	単位	基準ケース ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝650℃	低温プラント ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝570℃
1. SG 形式	ヘリカルコイル管型			
2. 胴側流体	鉛ビスマス			
3. 伝熱管内流体	水・水蒸気			
4. 基数		－	6	6
5. 交換熱量		MWt/基	312.5	312.5
6. 定格運転条件	（1 次側） 鉛ビスマス入口温度	℃	520	445
	鉛ビスマス出口温度	℃	352	285
	鉛ビスマス流量	kg/h/基	4.58×10^{7}	4.81×10^{7}
	（2 次側） 出口蒸気温度/圧力	℃/MPa	453/15.7	403.5/6.5
	給水温度	℃	240	210
	給水流量	kg/h/基	5.30×10^{5}	4.93×10^{5}
7. 伝熱面積	10%余裕を含む	m^2/基	1005	1230
8. 伝熱管	材料： 12Cr 鋼			
	外径	mm	25.4	25.4
	板厚	mm	2.6	1.7
	本数	/基	199	284
	配列ピッチ(半径/軸)	mm	45/45	45/45
	層数	－	16	18
	有効伝熱管束部高さ	m	9.05	9.1
9. 圧力損失	鉛ビスマス側	kPa	107	85
	水・蒸気側	MPa	2.5	1.2
10. 本体胴主要寸法	胴外径：上部/下部	m	2.3/2.18	2.5/2.38
	高さ	m	16.55	16.6
11. 主要構造材料	12Cr 鋼			
12. 概略重量		t/基	84	86

表 3.1.3.56 主循環ポンプ主要目比較

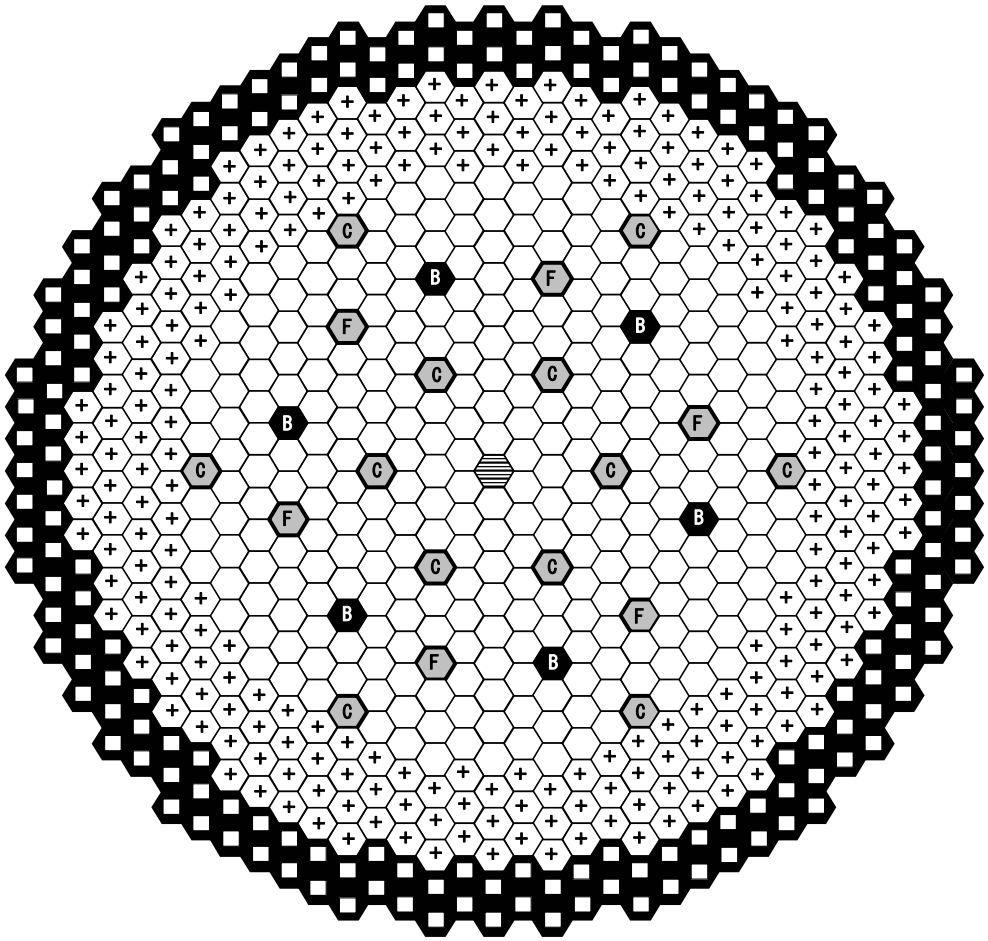
項目	仕様	単位	基準ケース ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝650℃	低温プラント ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝570℃
1. ポンプ形式	縦置き機械式遠心型		3	3
2. 駆動流体	鉛ビスマス			
3. 基数		－		
4. 定格運転条件	鉛ビスマス温度	℃	352	285
	鉛ビスマス流量	kg/h/基 m^3/min	9.17×10^7 148.4	9.62×10^7 156
5. ポンプ揚程		m	4.8	4.95
6. 吸込み揚程	NPSHav	m	5	5
7. 定格回転数		rpm	300	300
8. 羽根車径		m	0.86	0.87
9. ポンプ本体径		m	1.17	1.19
10. ポンプスタンドパイプ径		m	1.57	1.62
11. ポンプ軸長		m	8.8	8.8
12. ポンプ駆動力		kW/基	1500	1625
13. ポンプ出口配管口径		B	40	40
14. 主要構造材料	Mod.9Cr-1Mo 鋼			
15. 概略重量		t/基	30	30

表 3.1.3.57 経済性に影響する項目の比較

項目	単位	基準ケース ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝650℃	低温プラント ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度 ＝570℃
1. 原子炉出入口温度	℃	520/352	445/285
電気出力（2 モジュール）	MWe	1500	1420
比率	－	1.00	0.95
2. ポンプ流量	m3/min/基	148.4	156
ポンプ揚程	m	4.8	4.95
ポンプ駆動力	kW/基	1500	1625
比率	－	1.00	1.08
3. 蒸気発生器圧力外径	m	2.18	2.38
増分	m	－	0.2
4. ポンプスタンドパイプ径	m	1.57	1.62
増分	m	－	0.05
5. 原子炉容器径	m	14.6	15.0
増分	m	－	0.4
6. 原子炉容器軸長	m	18.2	18.7
増分	m	－	0.5
7. 原子炉構造物量	t	1637	1798
比率	－	1.00	1.10
8. ポンプ物量	t/基	30	30
蒸気発生器物量	t/基	84	86
冷却系機器トータル物量	t	594	606
比率	－	1.00	1.02

表 3.1.3.58 低温プラント物量データ

大分類	設備・機器	単位	物量	備考
仕様	電気出力	万 kWe	71	炉心出口温度：445℃
	熱出力	万 kWt	187.5	
	ループ数	ﾙｰﾌﾟ	3（ポンプ数）	
	ユニット数	ﾓｼﾞｭｰﾙ	4	
	冷却材	―	鉛ビスマス	
原子炉構造	原子炉容器	ton	840	容器径：15m
	炉内構造物	ton	331	炉心支持構造物,上部機構等
	炉上部構造	ton	502	ルーフデッキ,回転プラグ,CRDM 等
	炉心構成要素	ton	75	遮へい体、CR 等
	ガードベッセル	ton	125	
原子炉構造合計		ton	1798	炉心構成要素を除く
1次系	蒸気発生器	ton	516	６基分
	１次ポンプ	ton	90	３基分
	１次系配管	ton	13.4	炉内配管
１次系合計		ton	619.4	
2次系	中間熱交換器	ton	―	
	２次系ポンプ	ton	―	
	２次系配管	ton	―	
２次系合計		ton	―	
ＮＳＳＳ物量合計		ton	2,417	
崩壊熱除去系		MWt	24 (8MWt×3 系統)	
	遮へい体	ton		
燃料取扱系		ton	50	NC と同じとする。
ﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備		ton/h	5915 （2 ﾓｼﾞｭｰﾙ分）	
ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備		ton/h	―	
電気計装	ケーブル	km	260	１モジュール分
	非常用Ｇ／Ｔ	kW	1,520	１モジュール分
	計装設備	点	1,600	１モジュール分
	盤設備	m	310	１モジュール分
諸設備	補機冷却系	kW	5,500	１モジュール分
	換気空調系	m^3/h	599,000	１モジュール分
	気体廃棄物処理系	Nm^3/h	4.2	１モジュール分
	液体廃棄物処理系	m^3/h	1.3	１モジュール分
	固体廃棄物処理系	m^3/y	2.3	１モジュール分
	冷却材重量	ton	27,110	１モジュール分
建築物構	原子炉建屋	m^3	76,500	１モジュール分
	タービン建屋	m^3	90,000	１モジュール分
	固体廃棄物貯蔵庫	m^3	7,000	１モジュール分
	土木工事	m^3	124,000	１モジュール分
建設期間		月	36.5	
定検期間		日	36.5	



	内側炉心燃料集合体	288 体
+	外側炉心燃料集合体	246 体
	炉中心スチール集合体	1 体
C	制御棒（粗調整棒）	12 体
F	制御棒（微調整棒）	6 体
B	制御棒（後備炉停止系）	6 体
	鉛ビスマス遮へい体	186 体
	合　計	745 体

・集合体配列ピッチ　177.5mm

・遮へい体外接円径　約523cm

図 3.1.3.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の炉心配置図

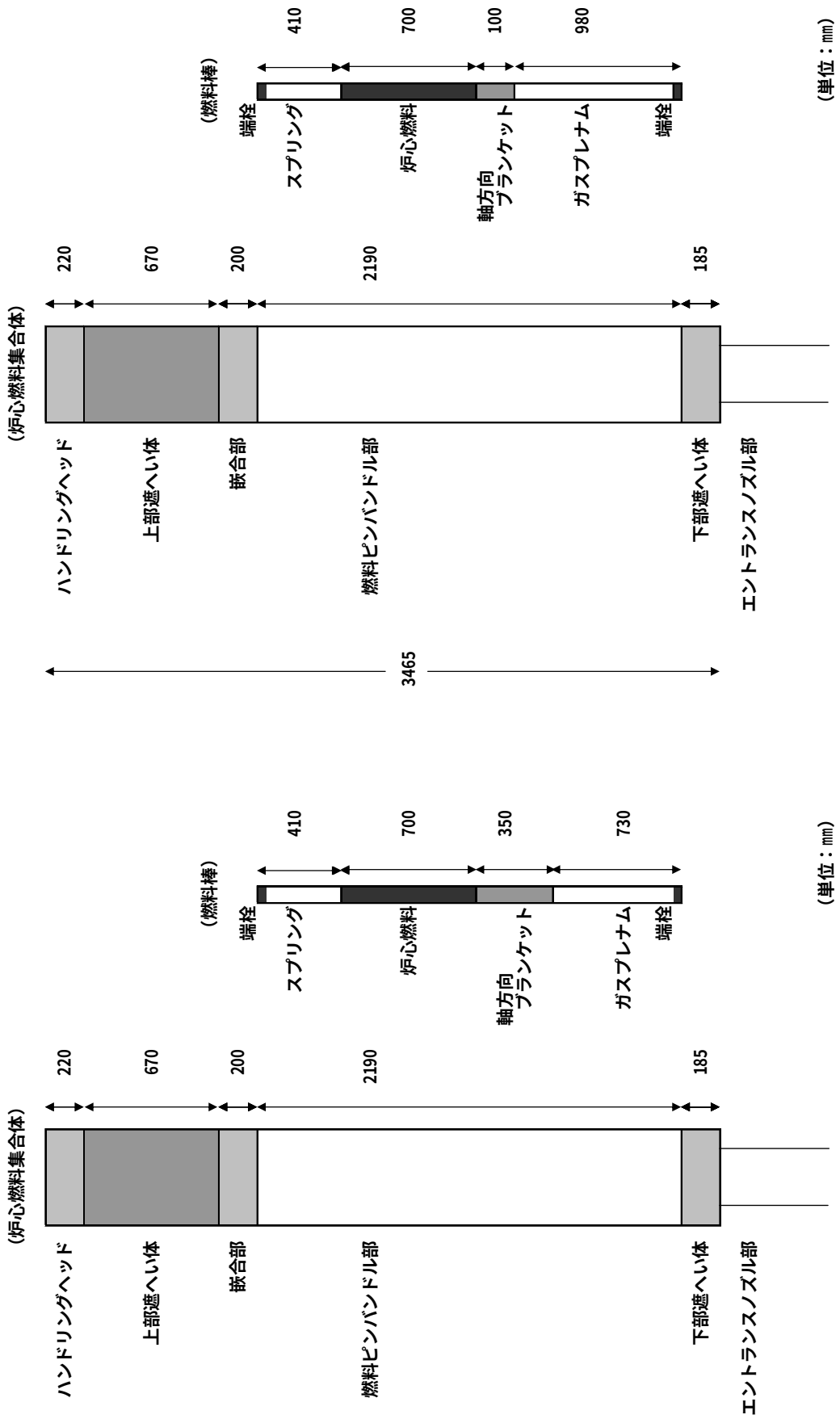


図 3.1.3.2　鉛ビスマス強制循環冷却炉代表炉心の炉心燃料構成概略図

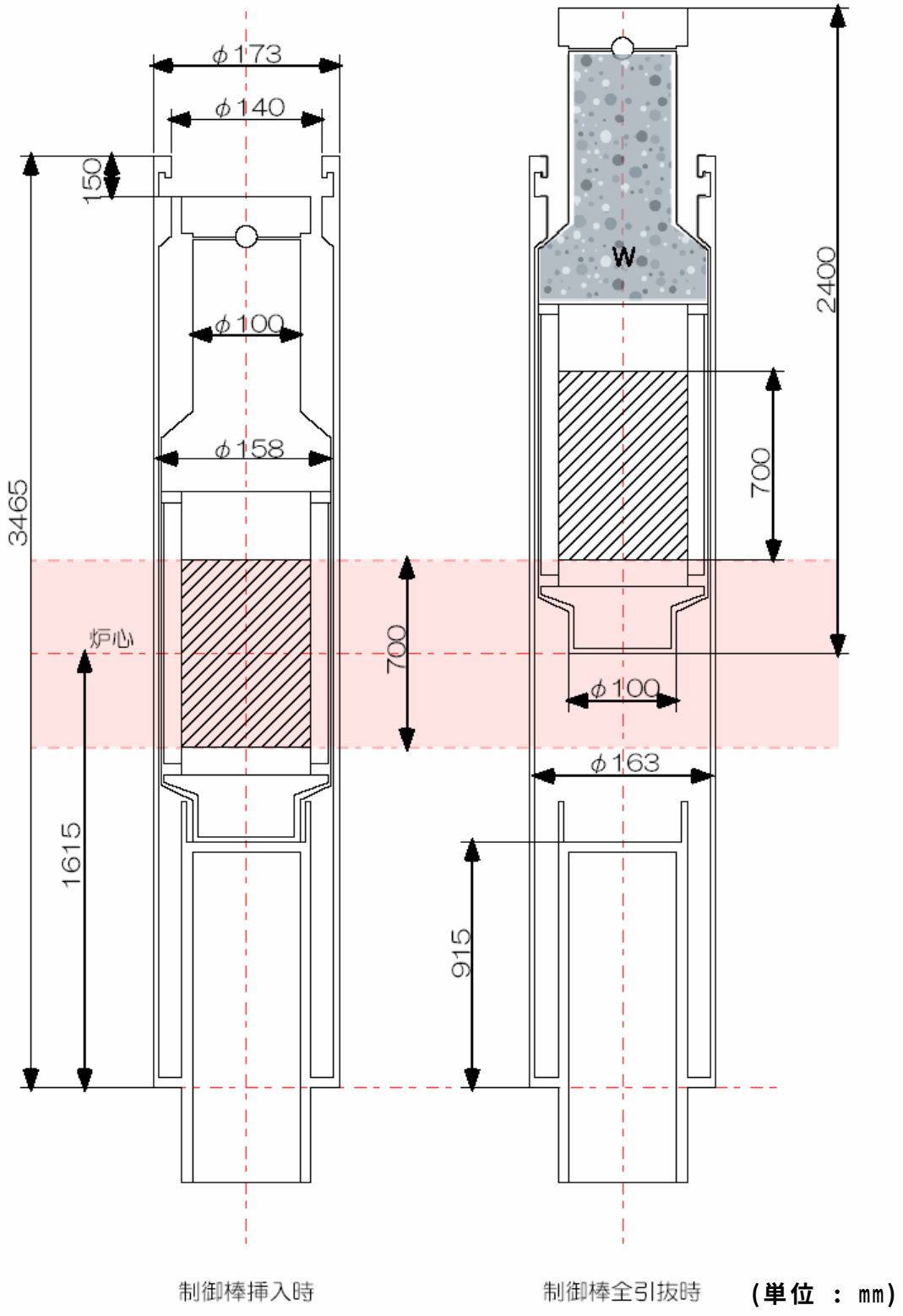


図 3.1.3.3　強制循環炉の制御棒の縦断面概略図

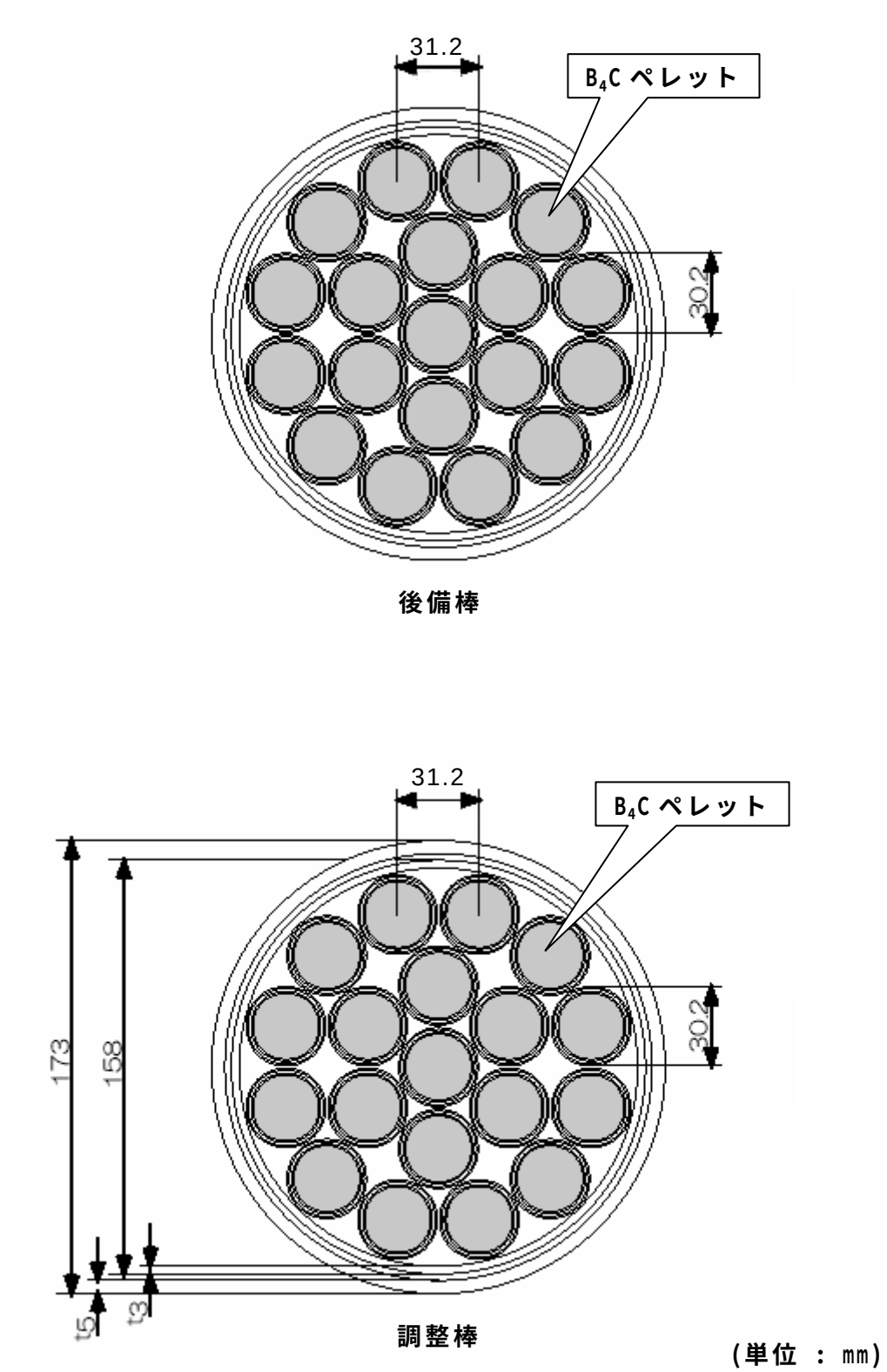
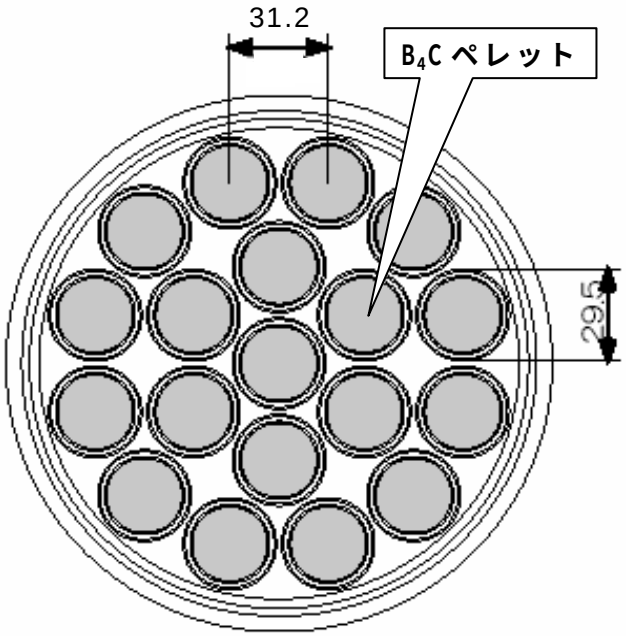
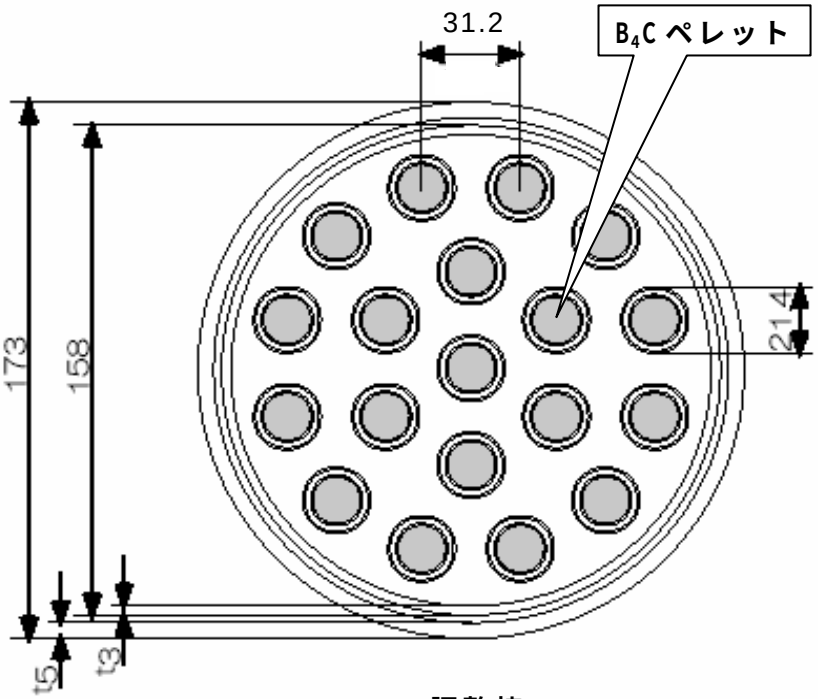


図 3.1.3.4　強制循環炉の制御棒の横断面概略図



後備棒



調整棒

(単位 : mm)

図 3.1.3.5　強制循環炉の B_4C ペレットを細径化した場合の制御棒の横断面概略図

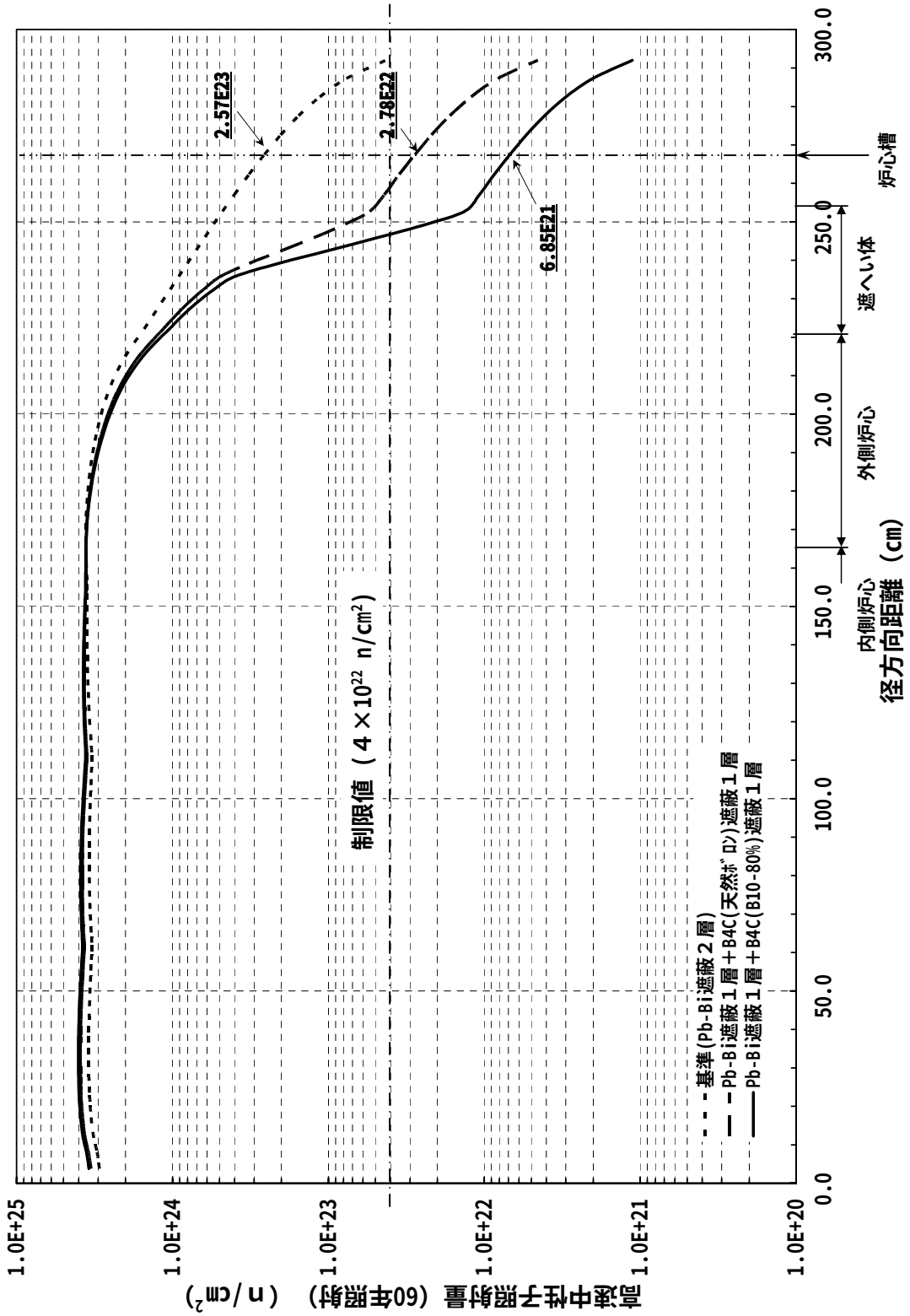
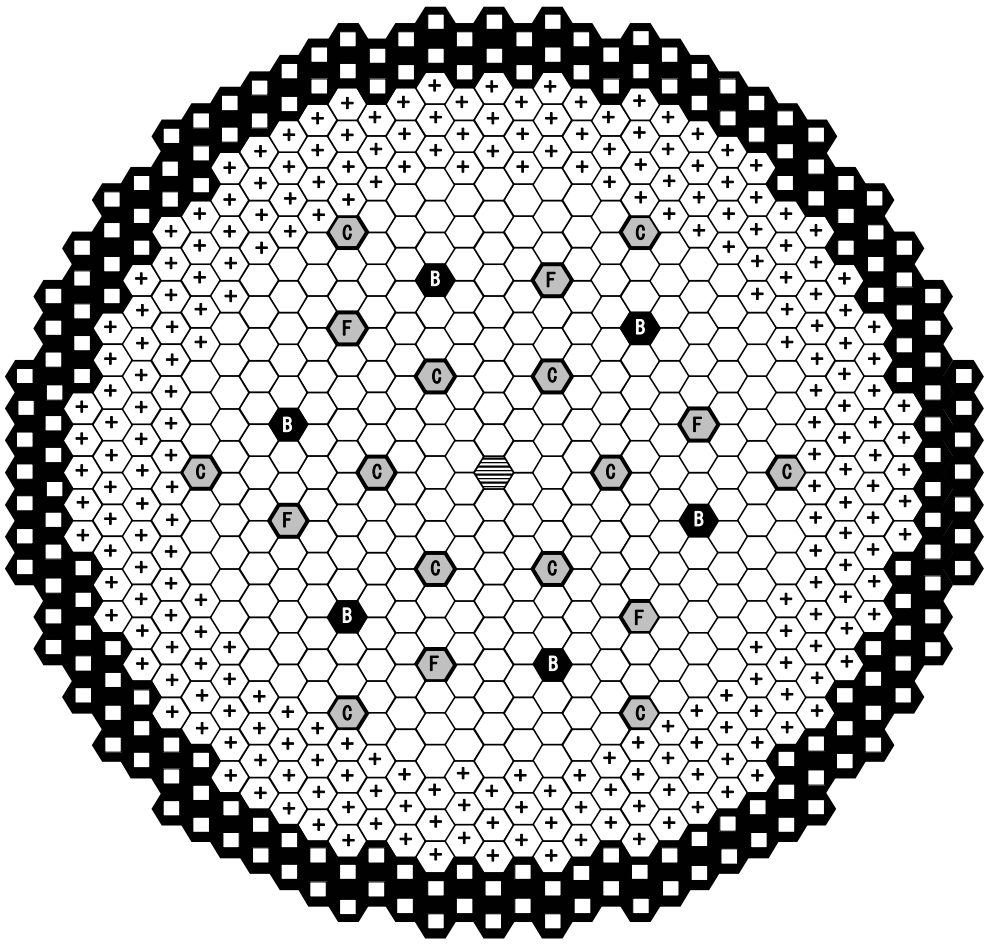


図 3.1.3.6　強制循環炉の高速中性子累積照射量の径方向分布



内側炉心燃料集合体	288	体
外側炉心燃料集合体	246	体
炉中心スチール集合体	1	体
制御棒（粗調整棒）	12	体
制御棒（微調整棒）	6	体
制御棒（後備炉停止系）	6	体
鉛ビスマス遮へい体	186	体
合　計	745	体

・集合体配列ピッチ　176.5mm

・遮へい体外接円径　約520cm

図 3.1.3.7　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心の炉心配置図

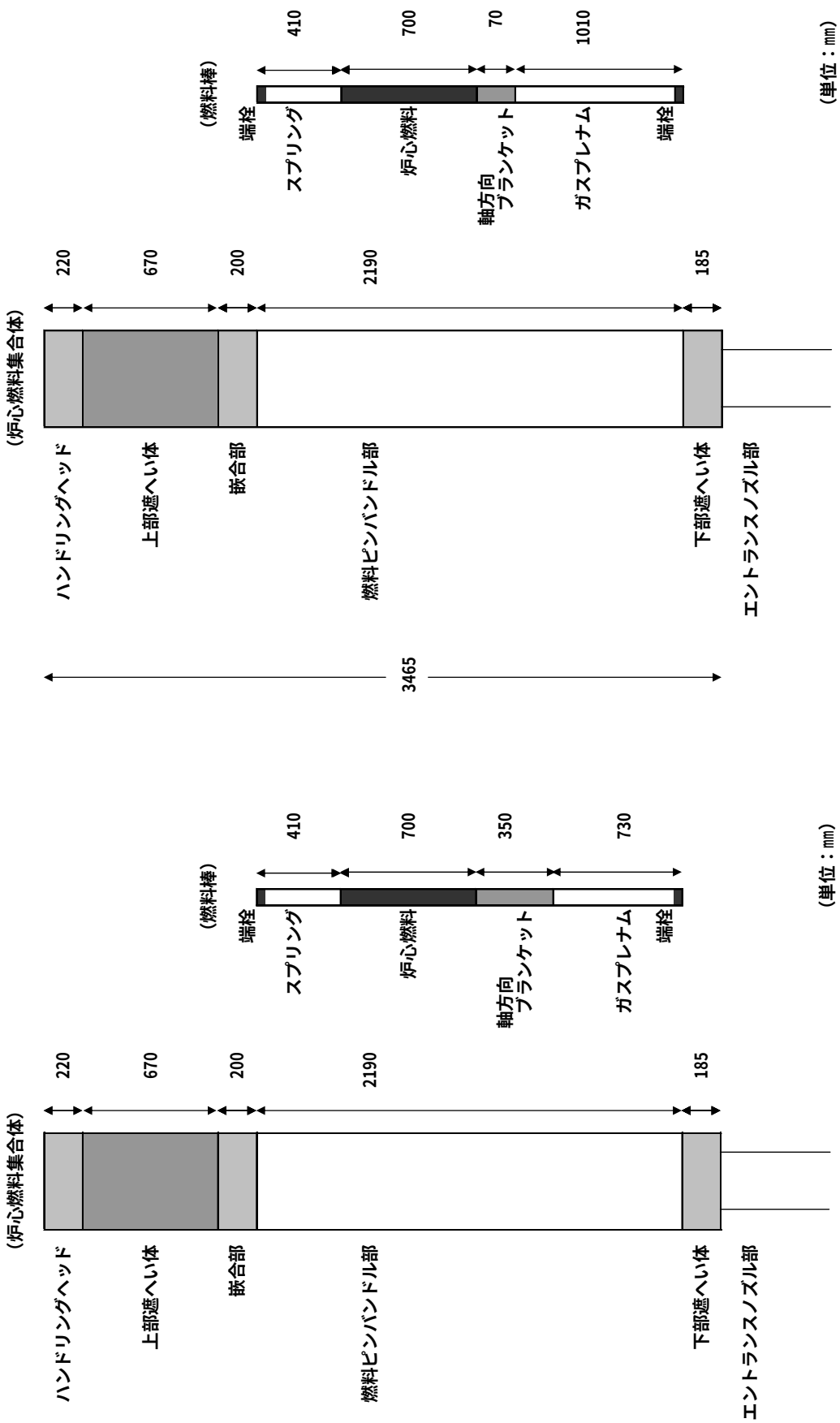


図 3.1.3.8　鉛ビスマス強制循環冷却炉被覆管温度制限対応炉心の炉心燃料構成概略図

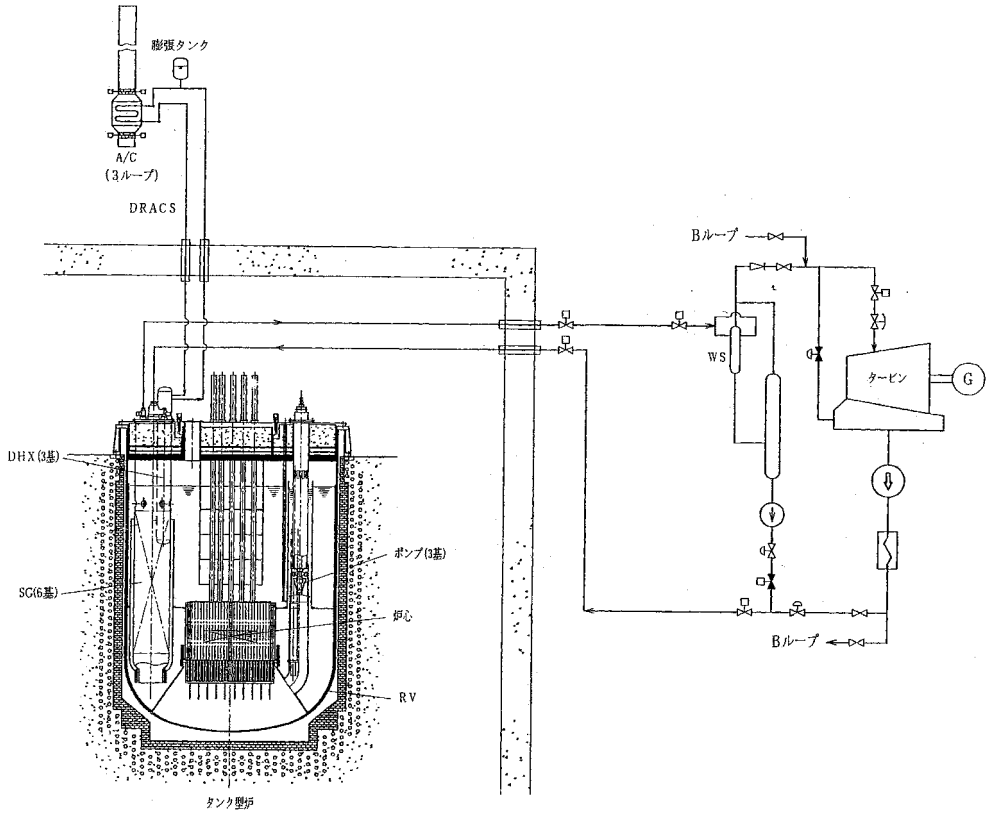


図 3.1.3.9　強制循環炉　プラント系統図

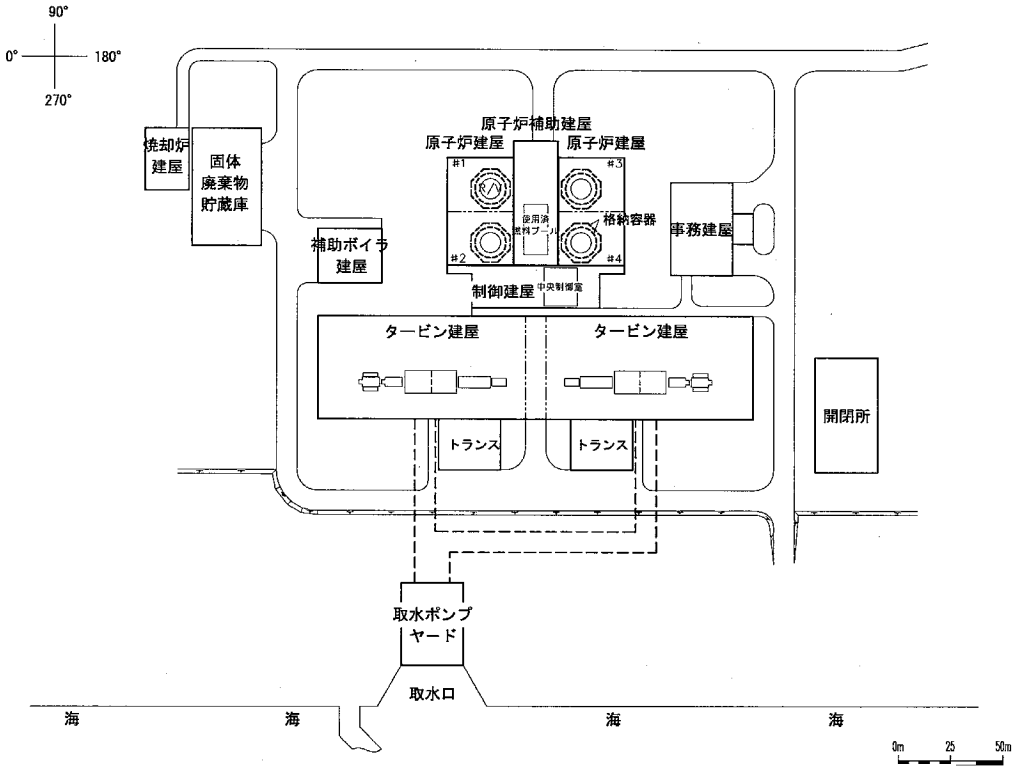


図 3.1.3.10　強制循環炉　プロットプラン

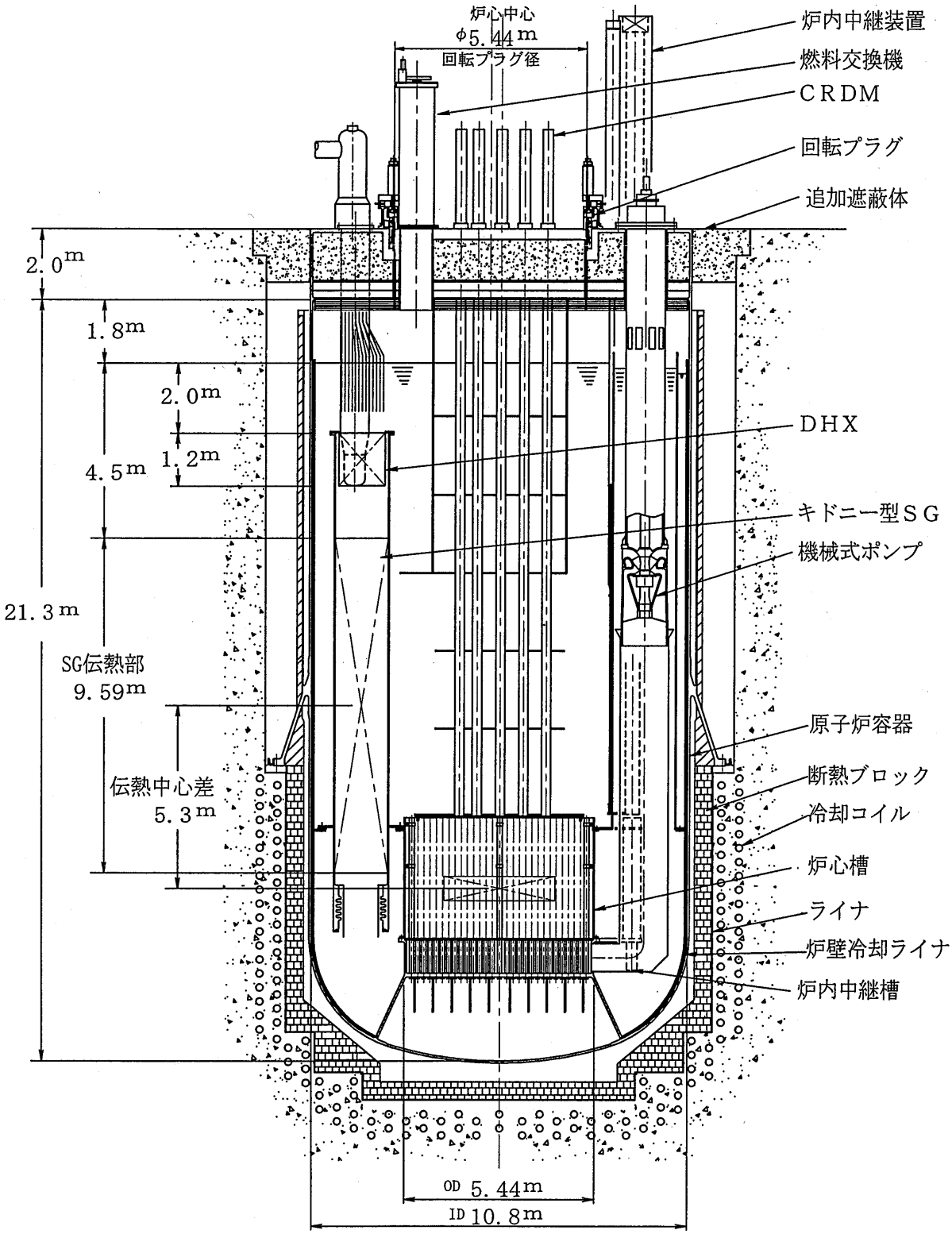


図 3.1.3.11　強制循環炉　原子炉構造概念図（立面図）

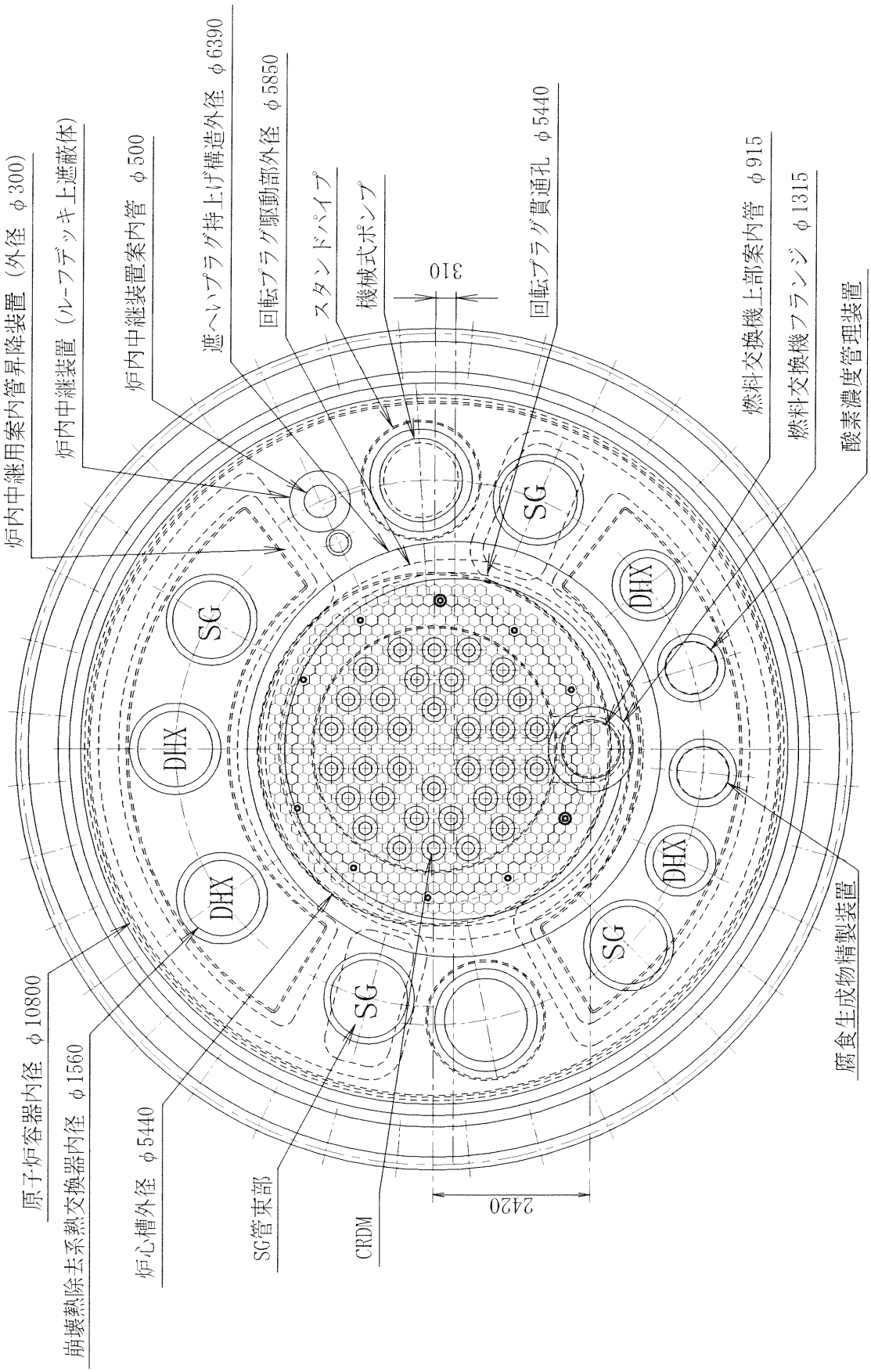


図 3.1.3.12　強制循環炉　原子炉構造概念図（平面図）

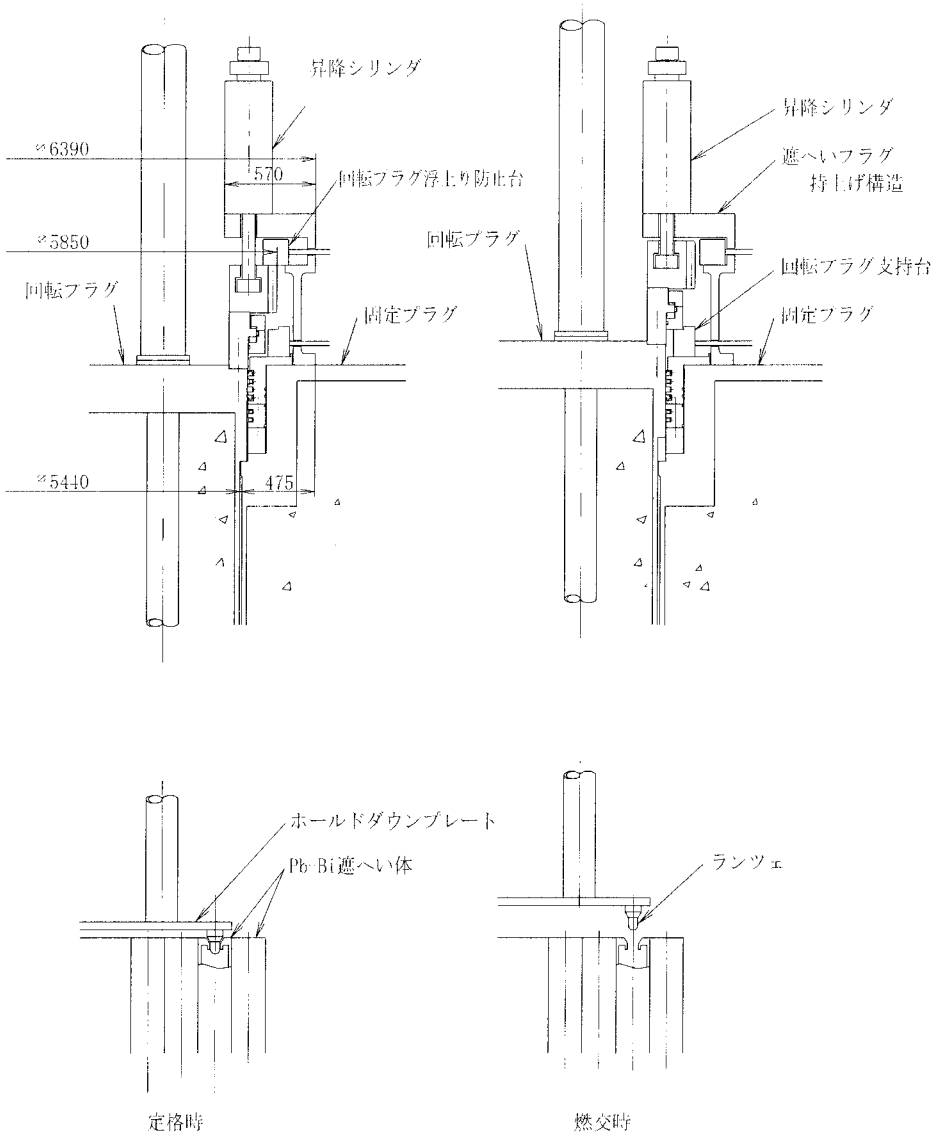


図 3.1.3.13
回転プラグジャッキアップ構造と UIS 下部ランツエ構造

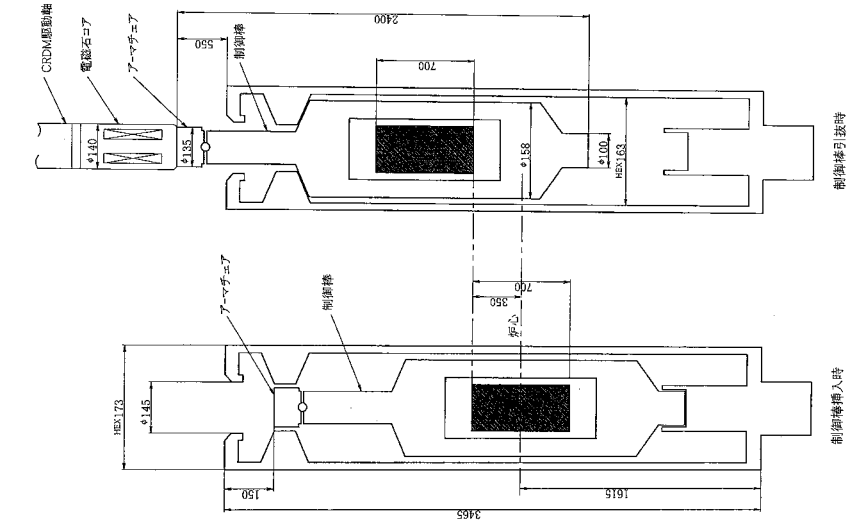


図 3.1.3.16
後備炉停止系(SASS)の概略寸法図

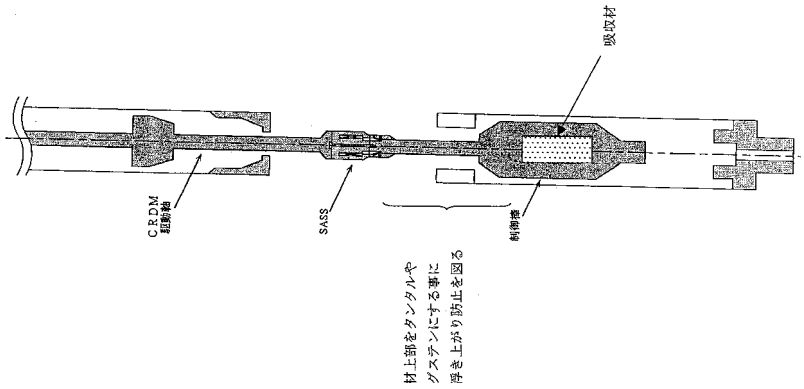


図 3.1.3.15
後備炉停止系(SASS)
の動作説明図

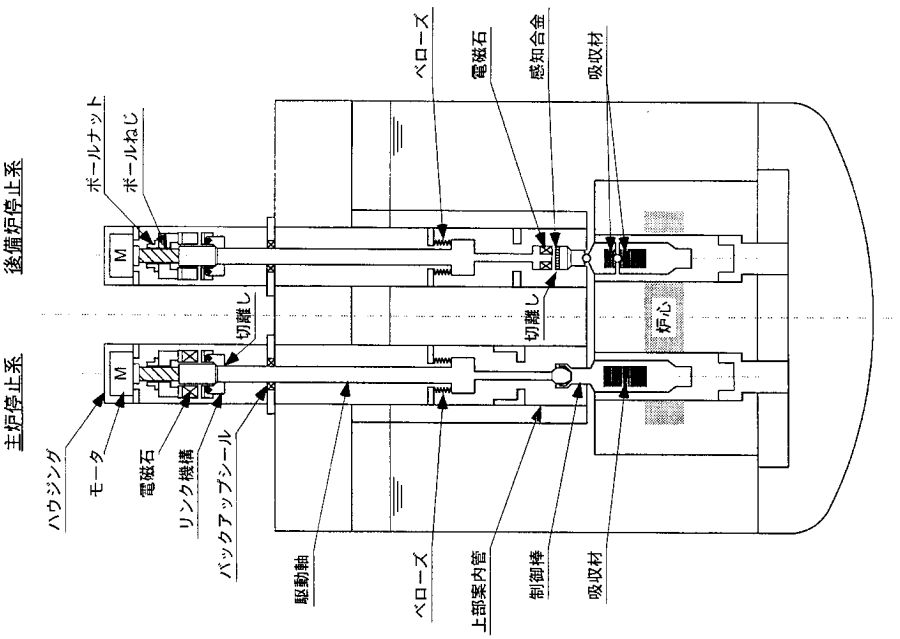


図 3.1.3.14
強制循環炉　主炉停止系・後備炉停止系
(SASS)の概念

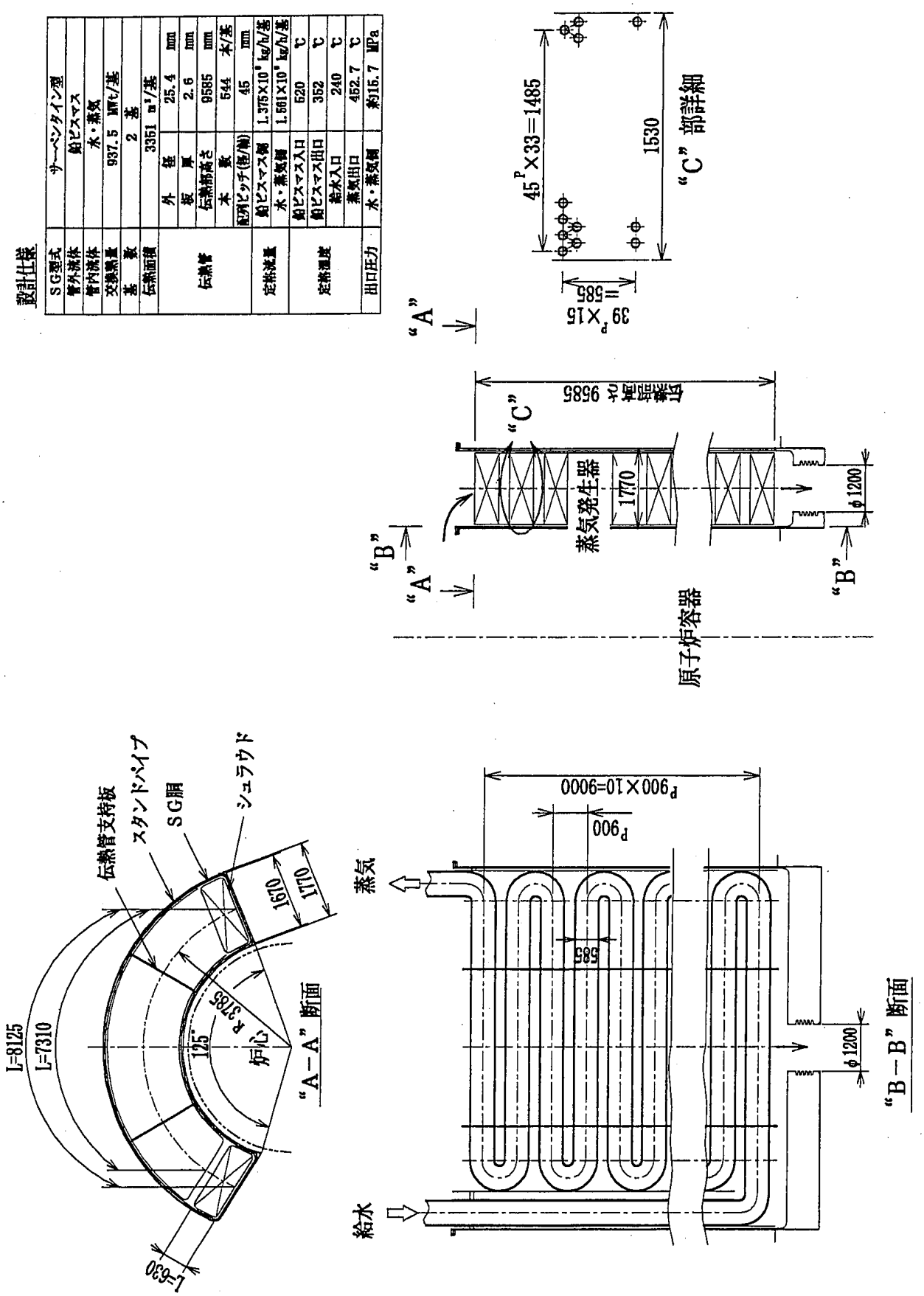


図3.1.3.17　キドニー型蒸気発生器概念図

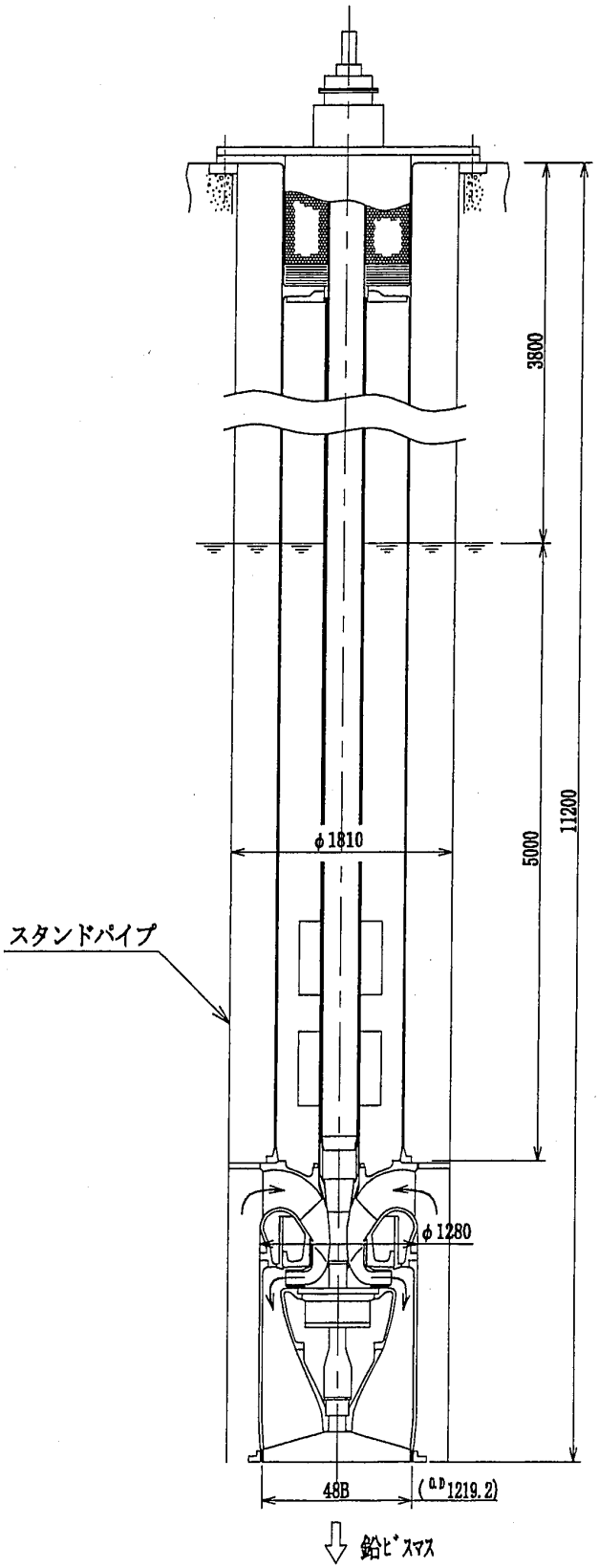


図 3.1.3.18　1次系ポンプ概念図

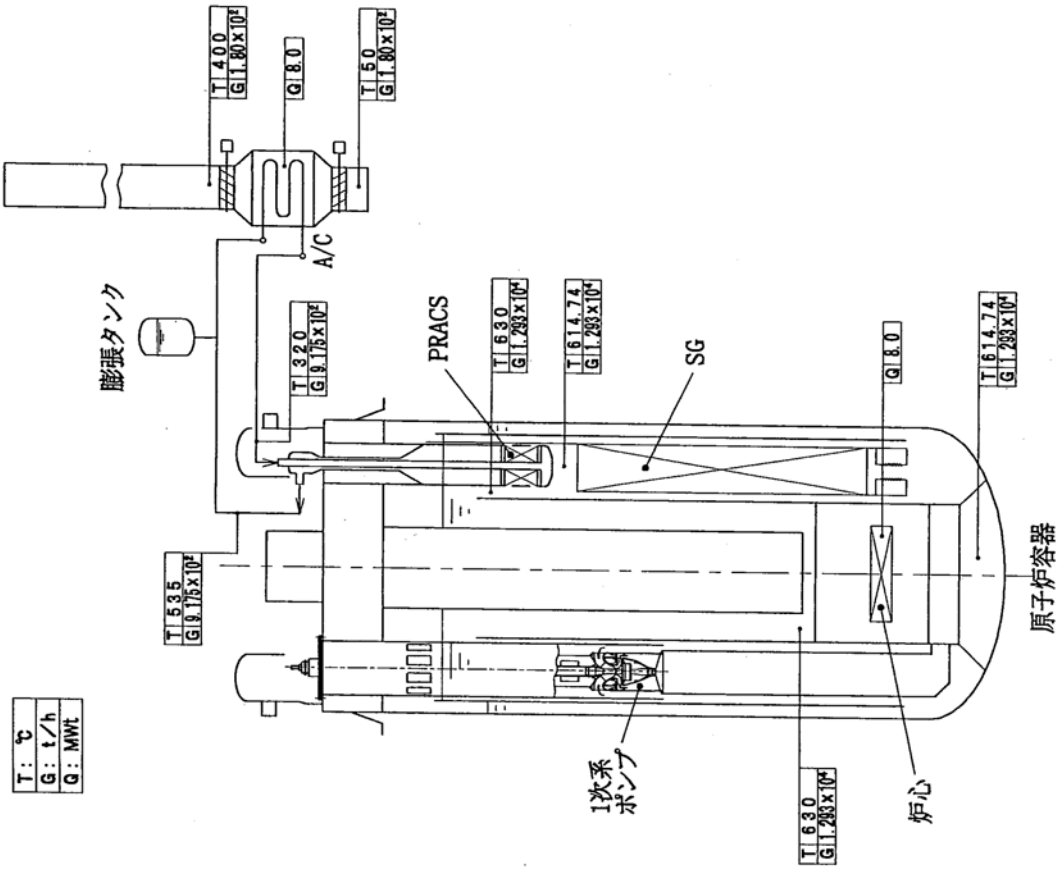


図3.1.3.20　機器サイジングヒートバランス

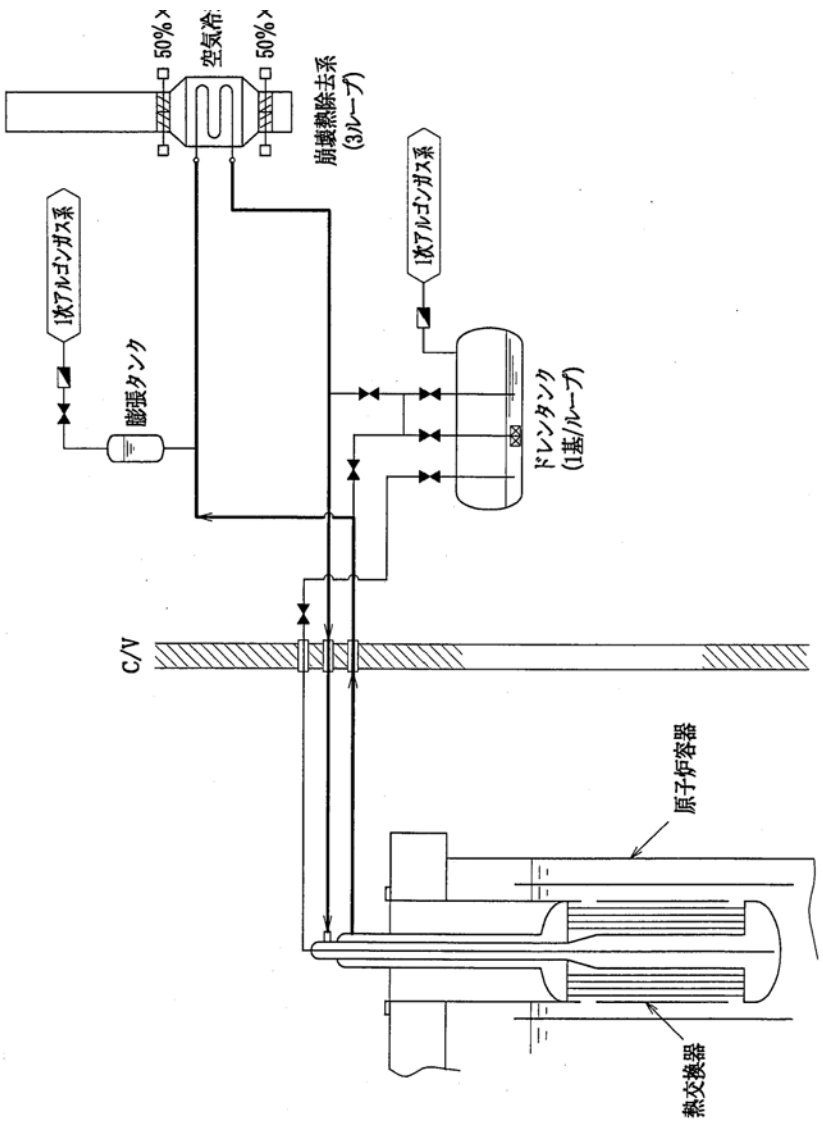


図3.1.3.19　崩壊熱除去系 系統概念図

設計仕様

型　式		平行流式直管型	
交換熱量		8　MWt	
基　数		3　基	
伝熱面積		30.9　m^2/基	
温　度	1次側(入口/出口)	630/608.45	℃
	2次側(入口/出口)	320/535	℃
流　量	1次側	1.293×10^7	kg/h
	2次側	9.175×10^6	kg/h
伝熱管	本　数	256	本
	材　質	12Cr	
	寸　法	φ31.8×t1.2	mm
	コイル高さ	1210	mm
	伝熱管配列	円周配列	
	配列ピッチ(径/周)	60mm/61mm	
圧力損失	管　内	2.7	kPa
	管　外	0.2	kPa

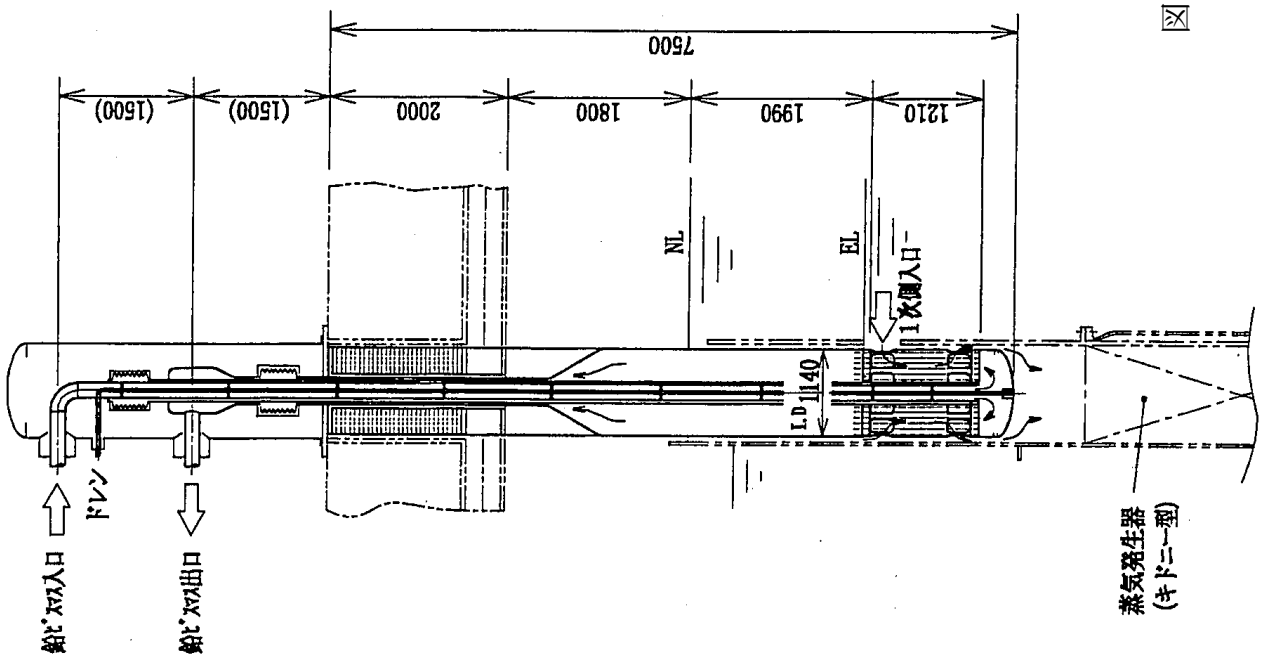


図3.1.3.21　崩壊熱除去系 熱交換器 構造概念図（強制循環炉）

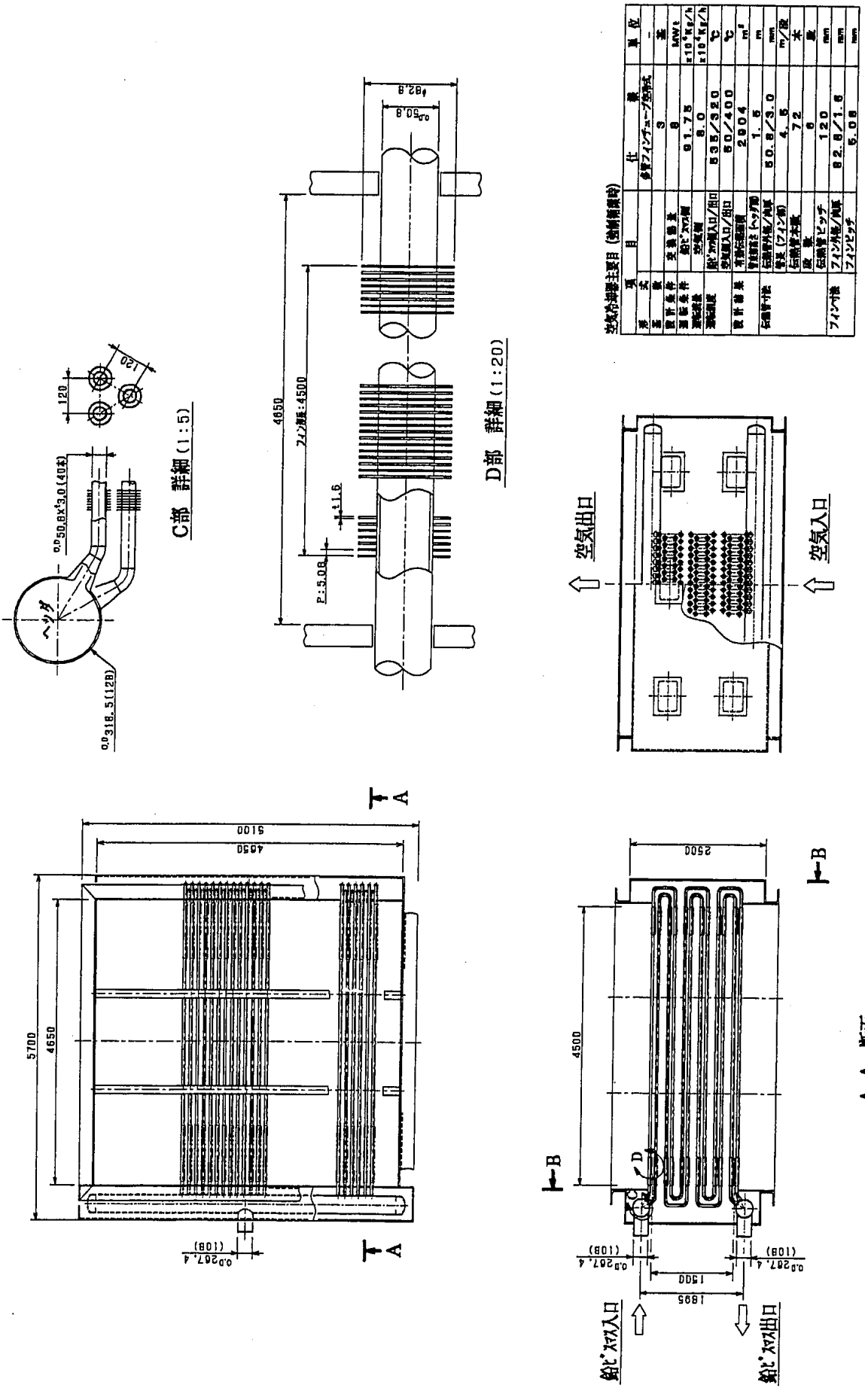


図3.1.3.22 崩壊熱除去系 空気冷却器 構造概念図（強制循環炉）

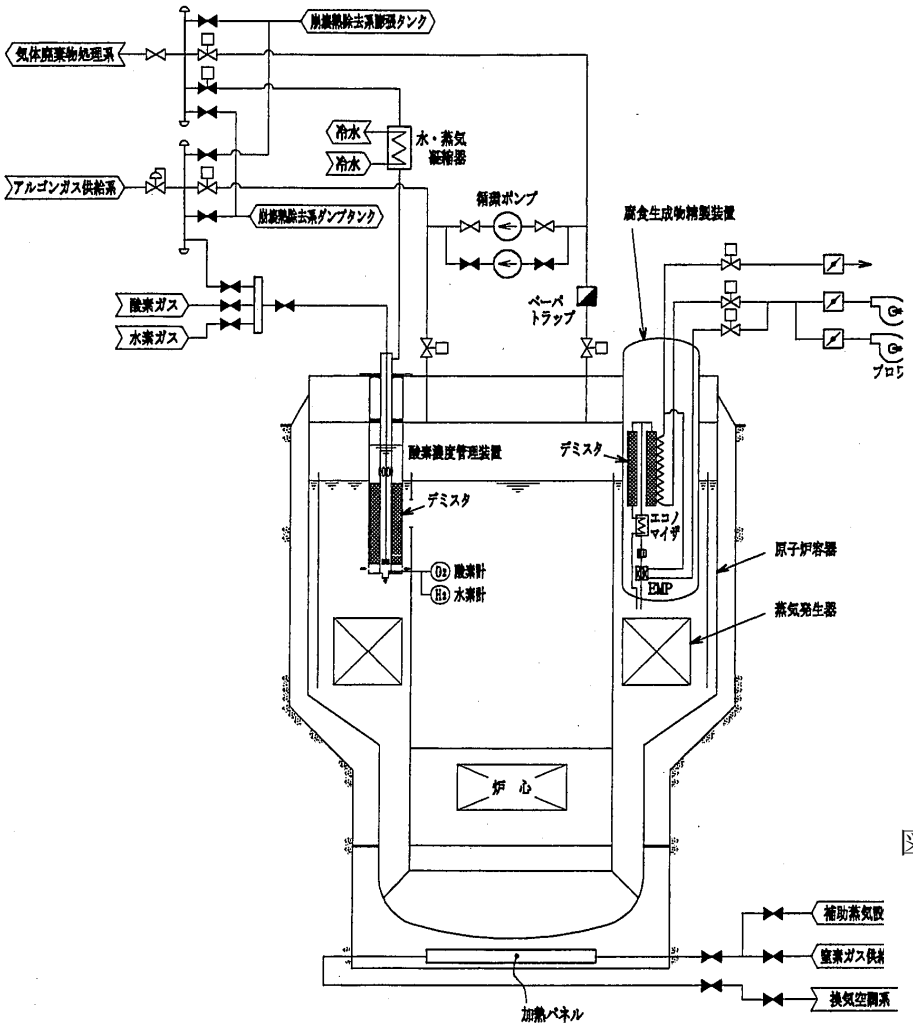


図 3.1.3.23
鉛ビスマス純化系統
系統概念図

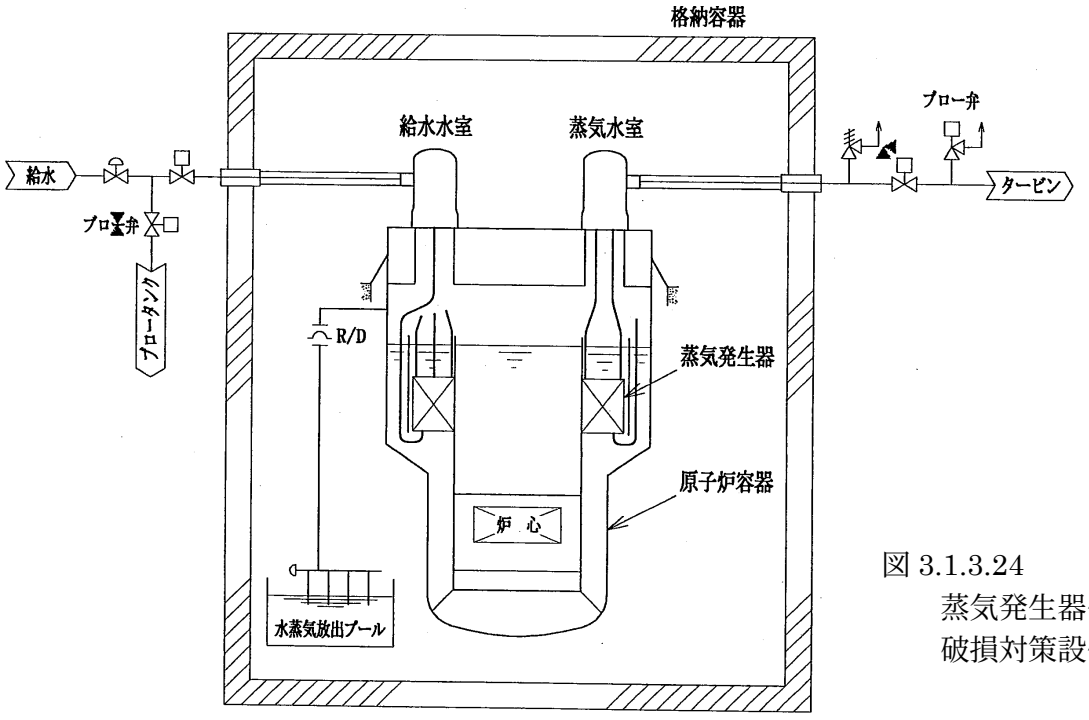


図 3.1.3.24
蒸気発生器伝熱管
破損対策設備系統図

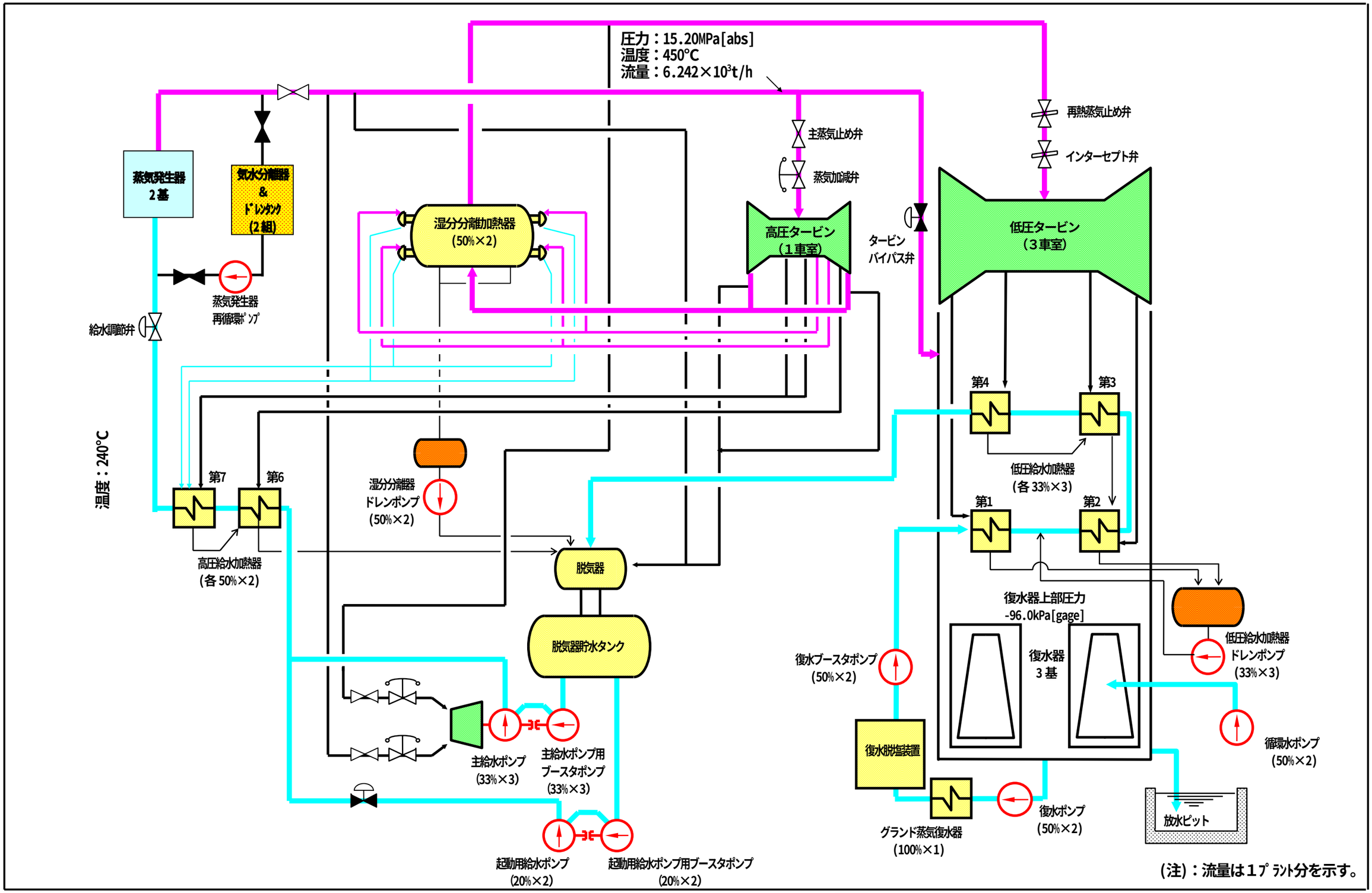
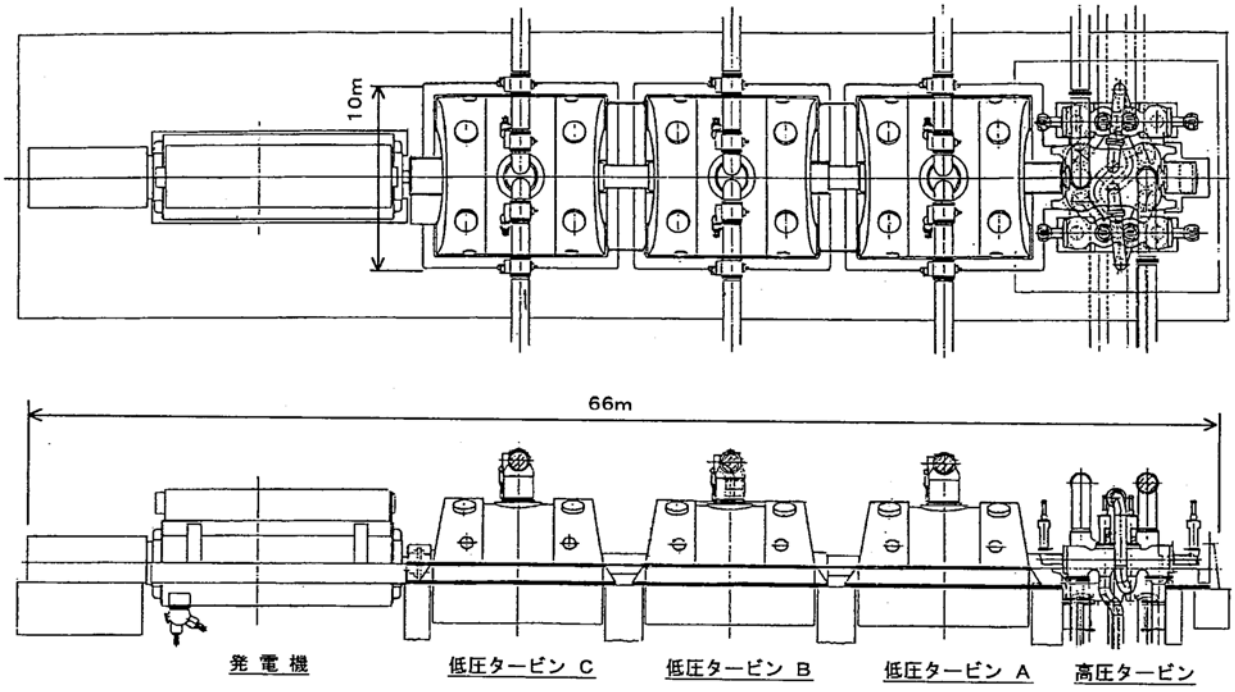


図 3.1.3.25　タービン発電機設備概念系統図



＜機器主要目＞

種　類	くし型４車室６流排気再熱型 ＴＣ６Ｆ－４９
数　量	１台
定格電気出力	1，500，000kWe
回転数	1，500rpm

図 3.1.3.26　蒸気タービン発電機 機器外形図

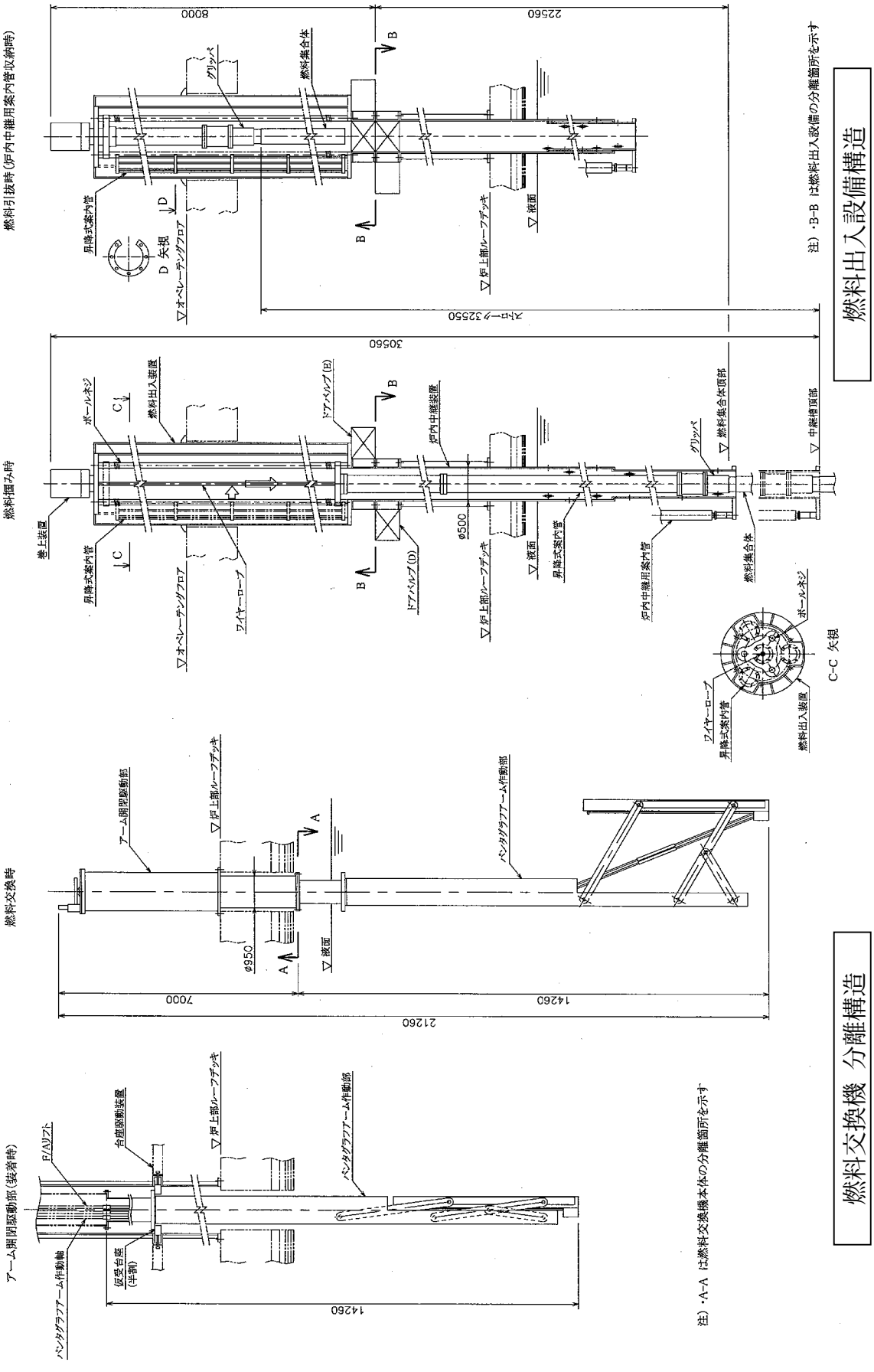


図 3.1.3.27 燃料交換機分割方式（分離型）

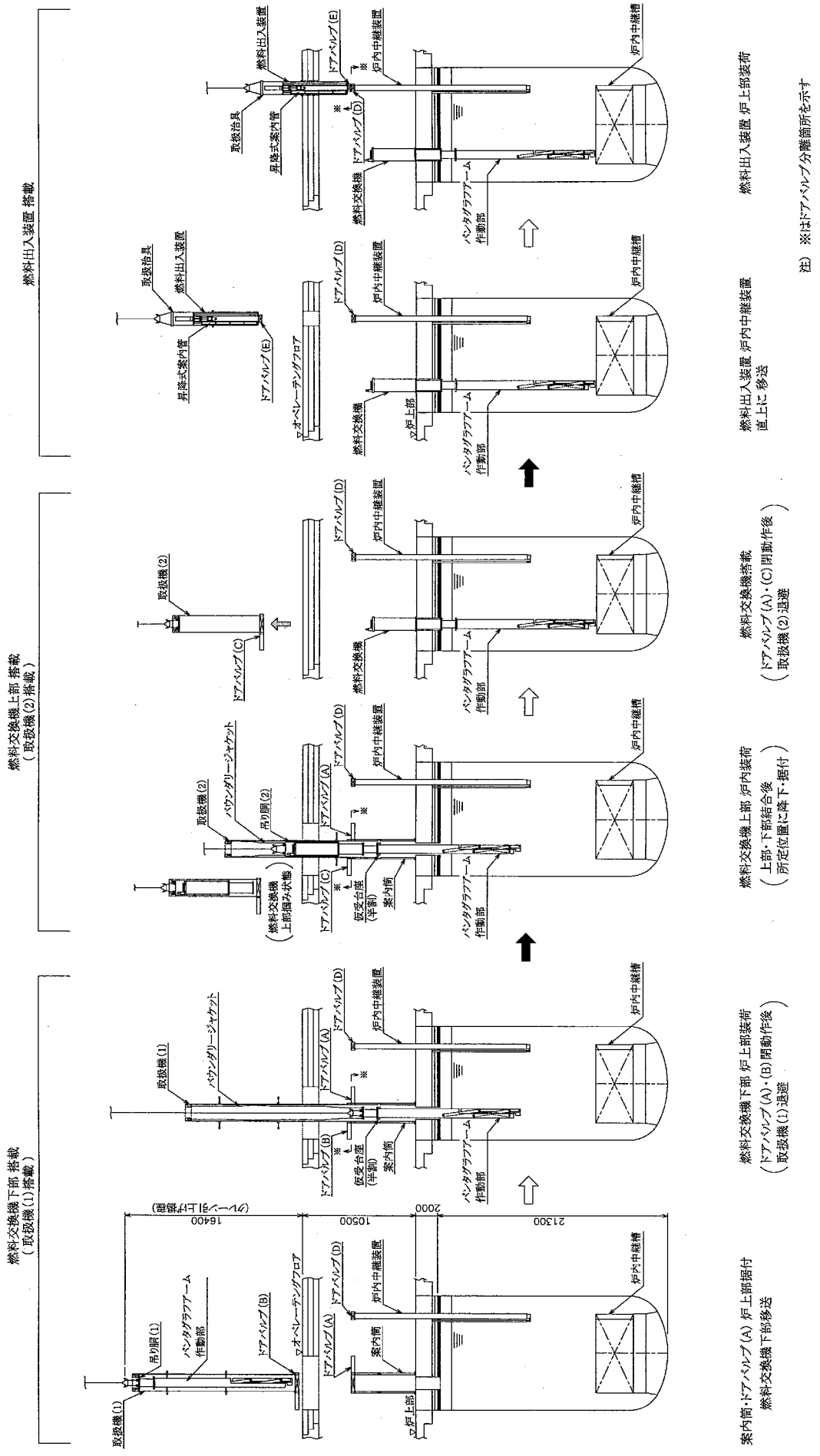


図 3.1.3.28　燃料交換手順 計画概念図（前準備作業）

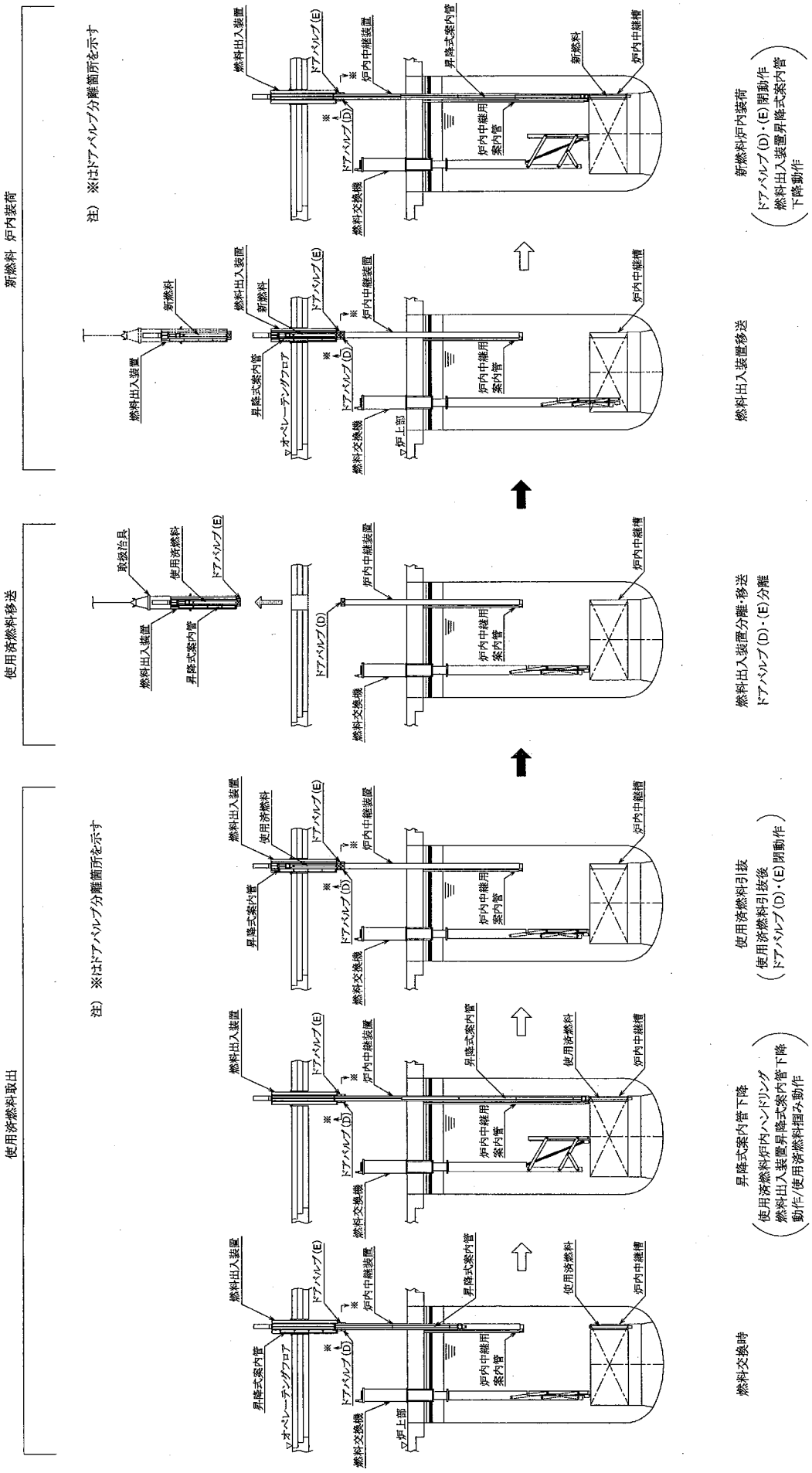


図 3.1.3.29 燃料交換手順 計画概念図（燃料交換作業）

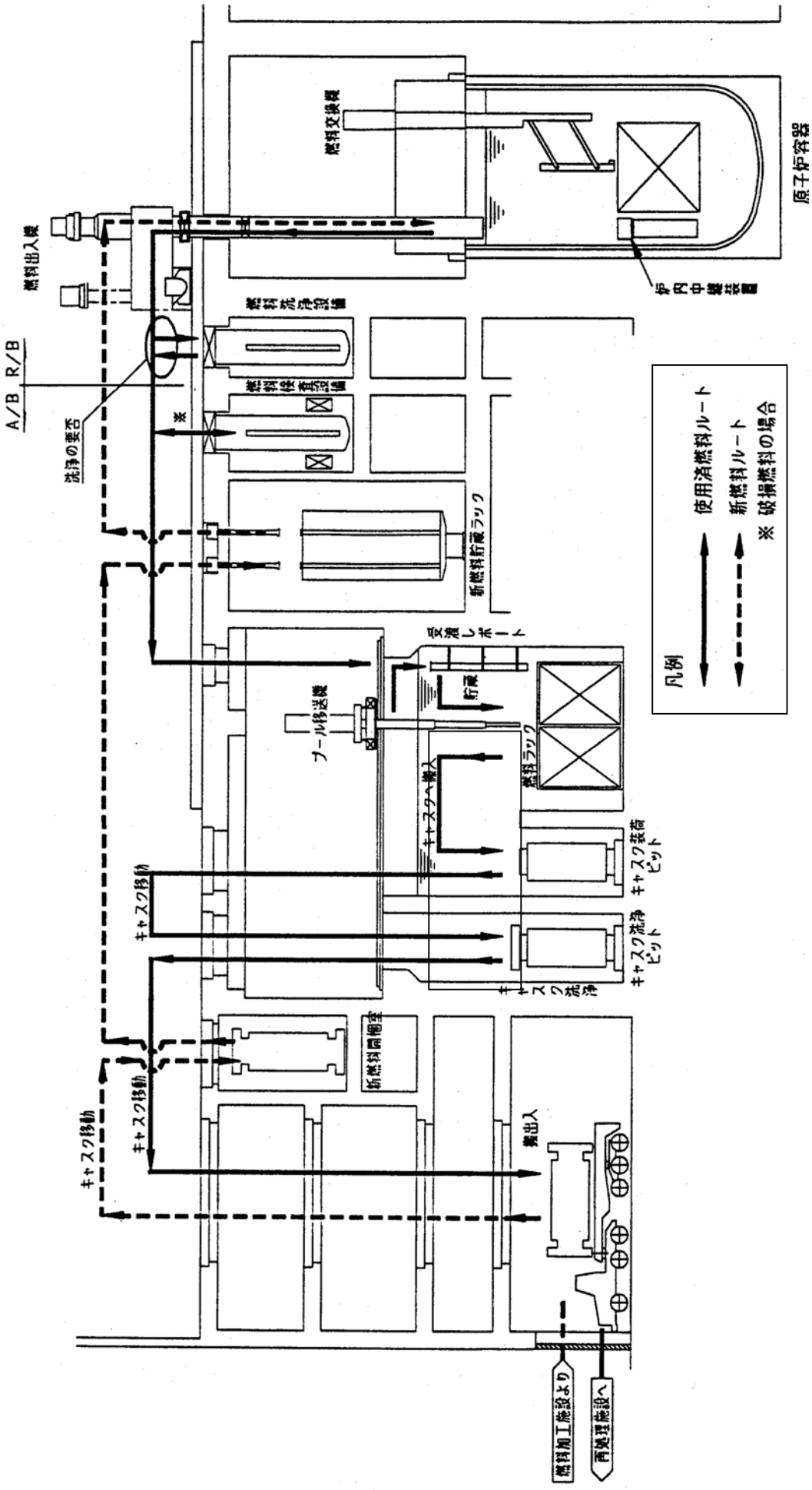


図 3.1.3.30　燃料取り扱い設備 燃料移送フロー

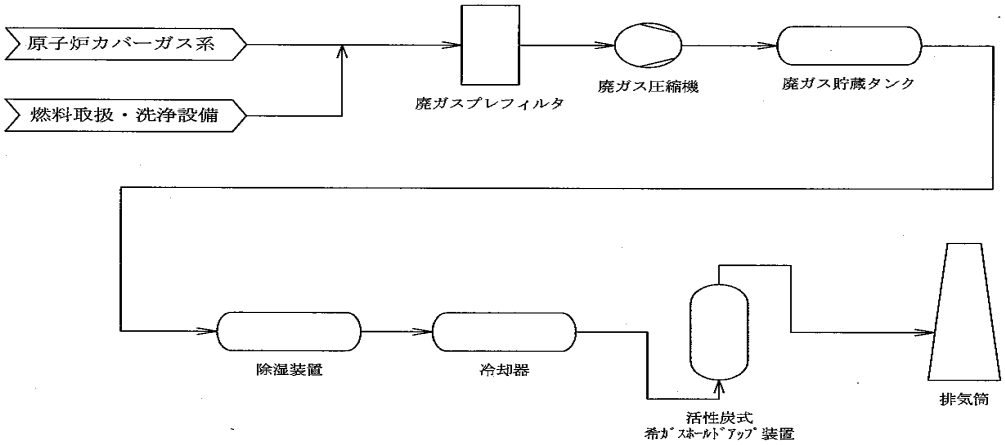


図 3.1.3.31　気体廃棄物処理設備 系統概念図

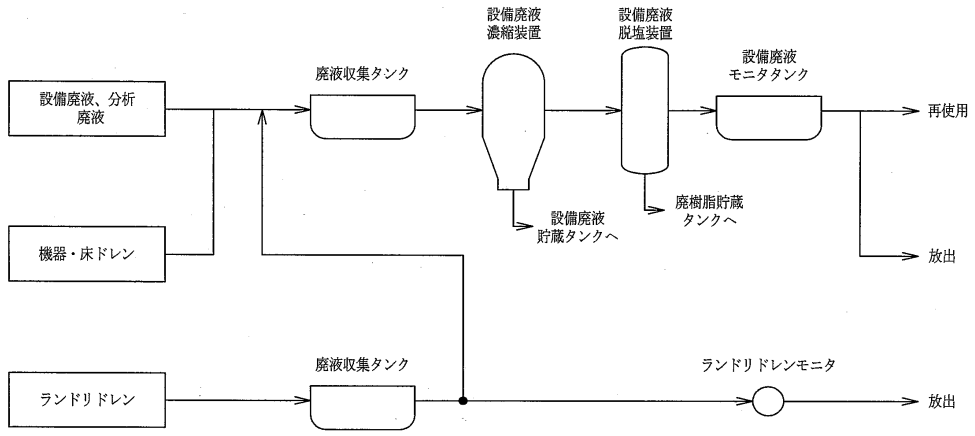


図 3.1.3.32　液体廃棄物処理設備 系統概念図

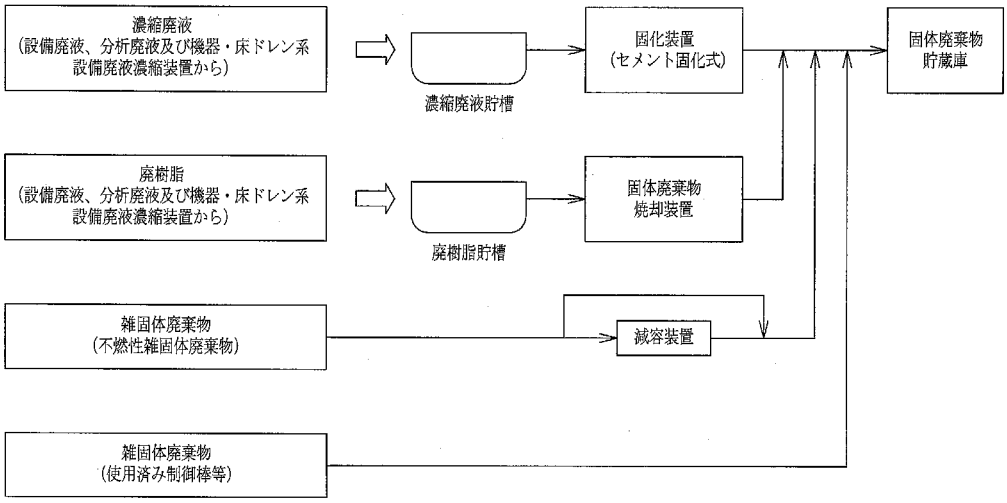


図 3.1.3.33　固体廃棄物処理設備 系統概念図

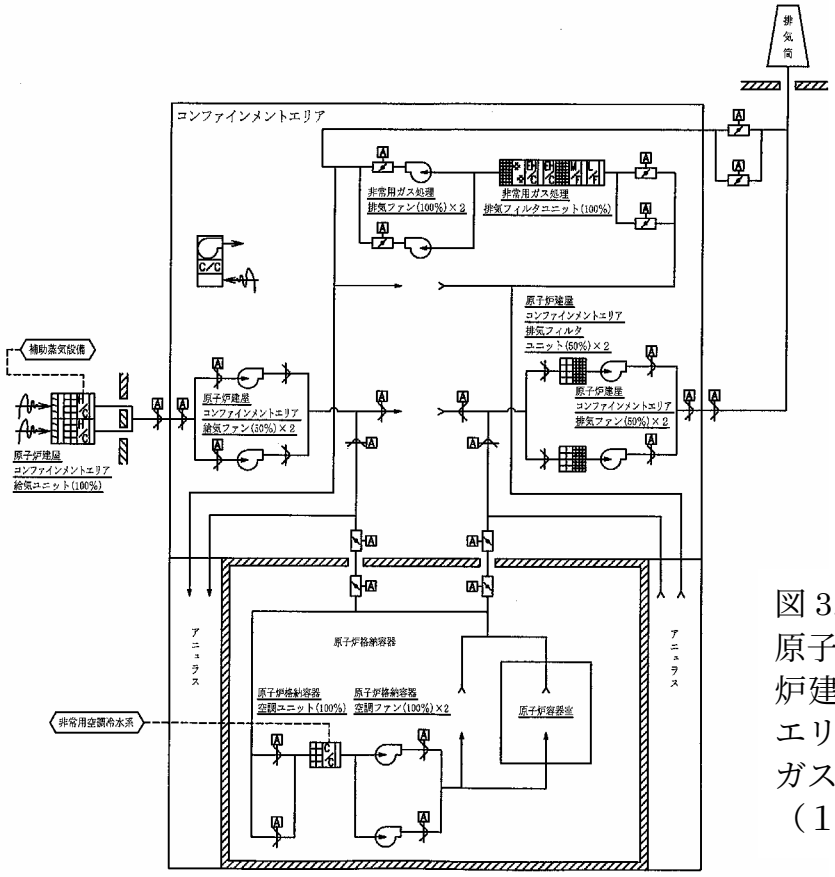


図 3.1.3.34
原子炉格納容器空調系、原子炉建物コンファインメントエリア換気系及び非常用ガス処理系 系統図
（１モジュール分を示す。）

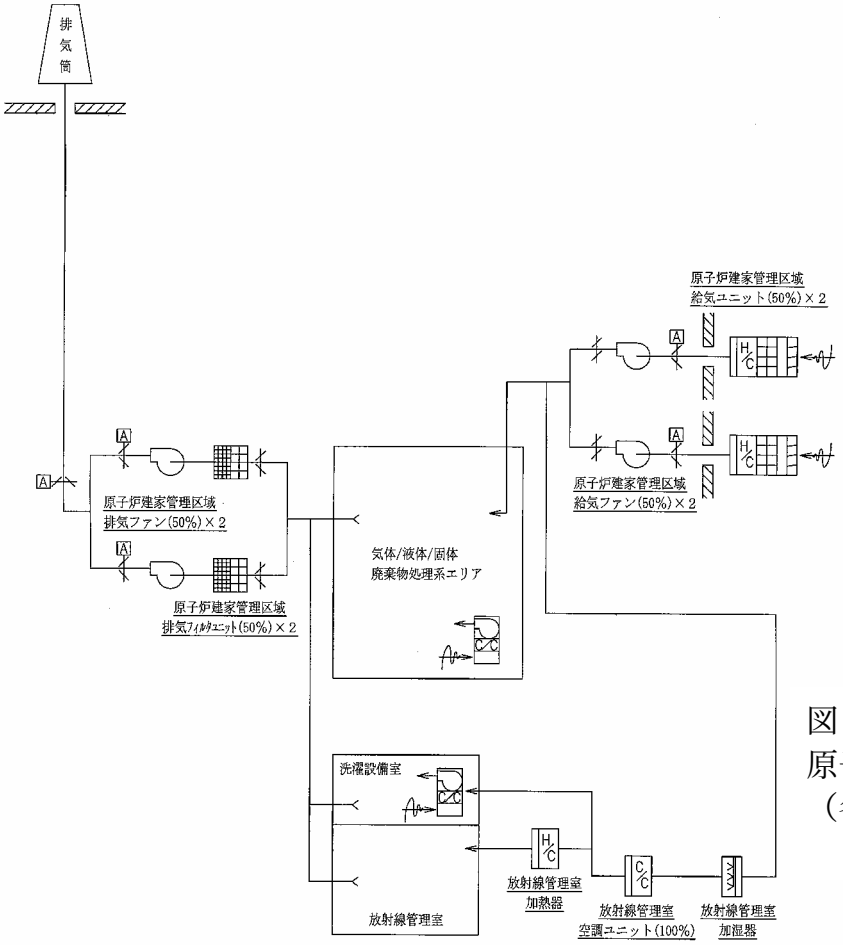


図 3.1.3.35
原子炉建物管理区域 系統図
（各モジュール共有）

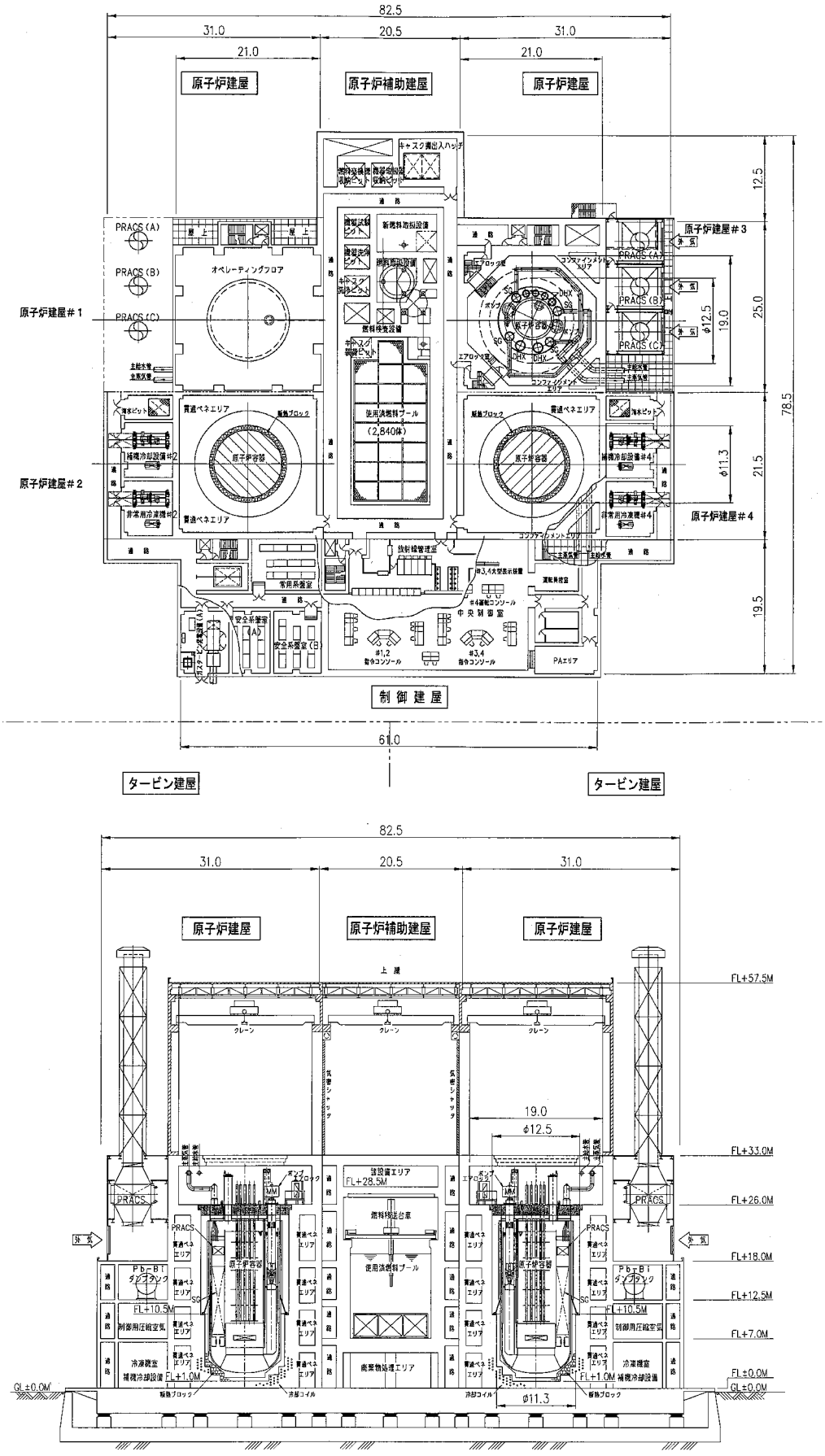
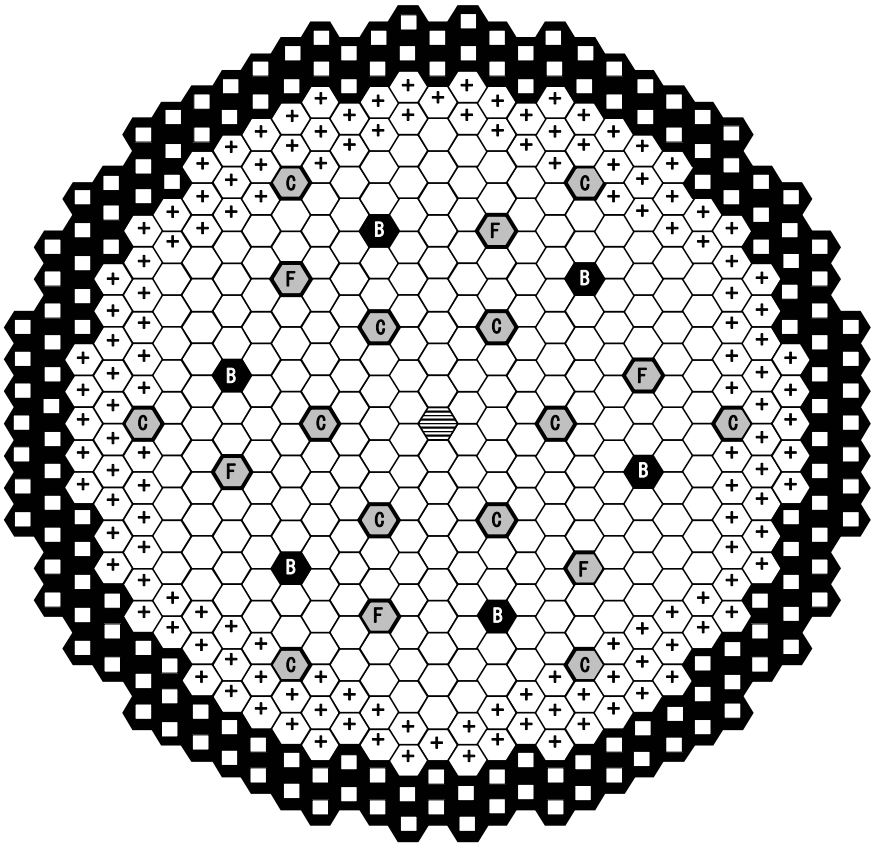


図 3.1.3.36　強制循環炉　配置図



内側炉心燃料集合体	252	体
外側炉心燃料集合体	144	体
炉中心スチール集合体	1	体
制御棒（粗調整棒）	12	体
制御棒（微調整棒）	6	体
制御棒（後備炉停止系）	6	体
鉛ビスマス遮へい体	162	体
合　計	583	体

・集合体配列ピッチ　215.3mm

・遮へい体外接円径　約562cm

図 3.1.3.37　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の炉心配置図

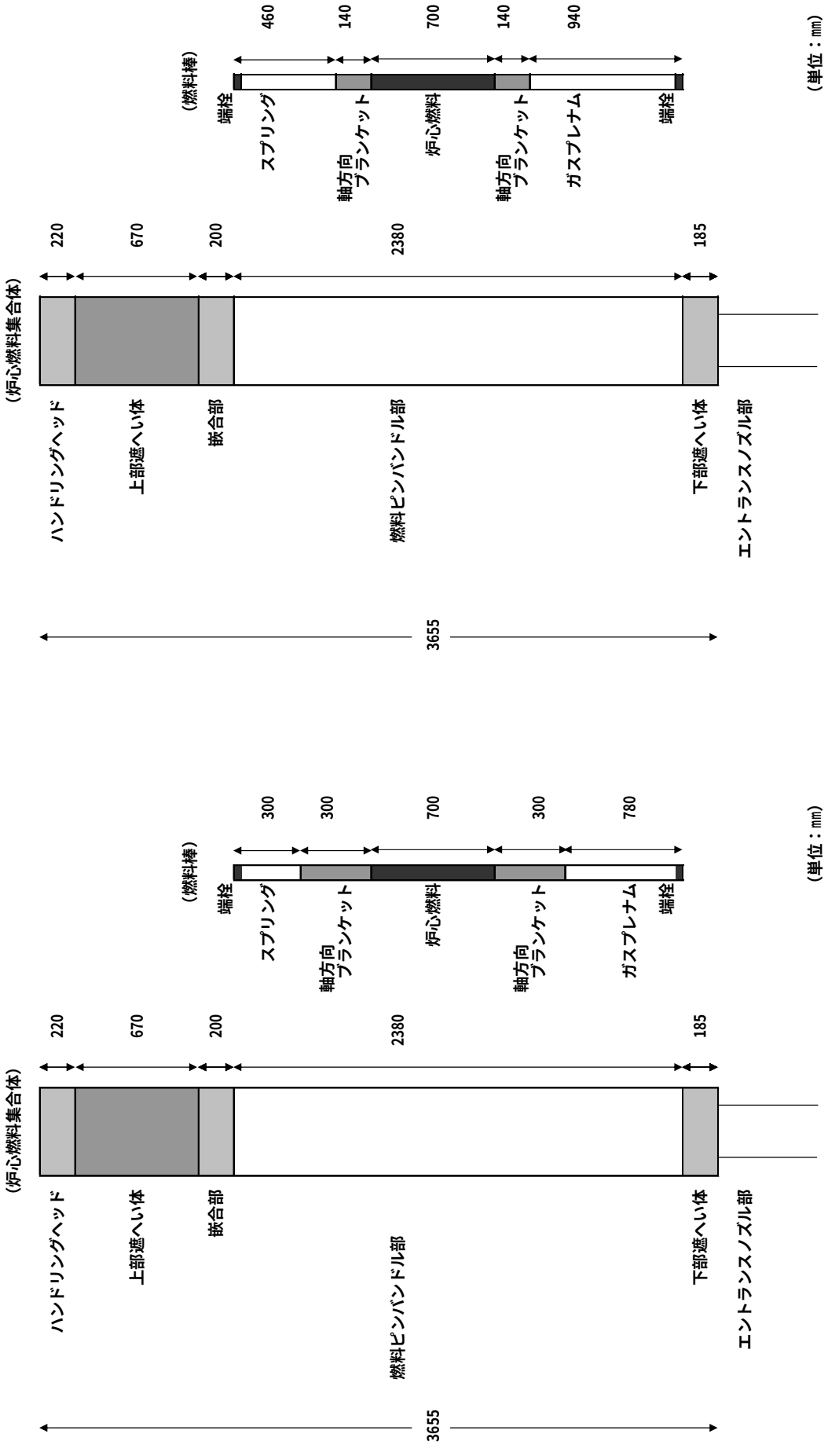


図 3.1.3.38　鉛ビスマス自然循環冷却炉代表炉心の炉心燃料構成概略図

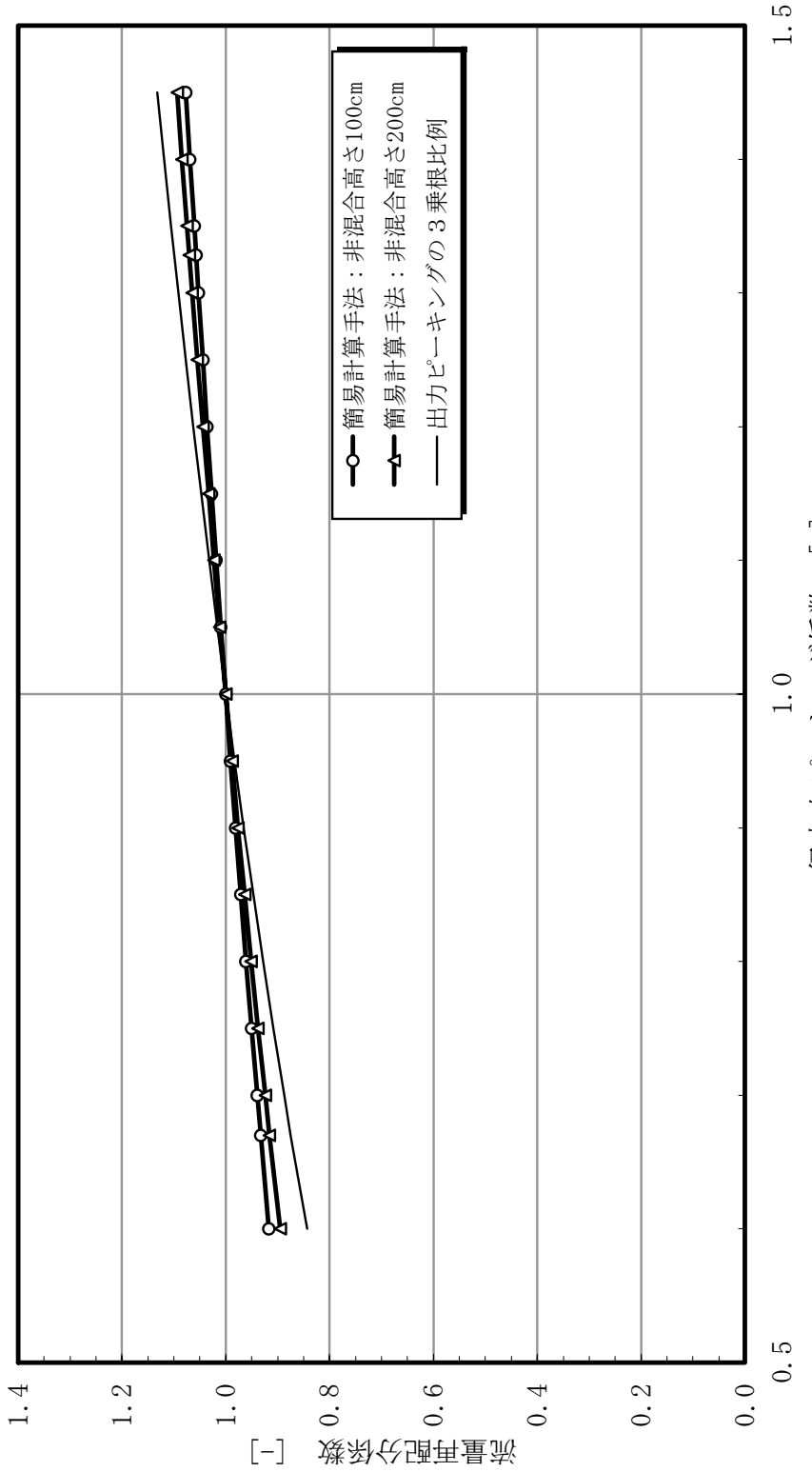


図 3.1.3.39　算出した流量再配分効果（係数）

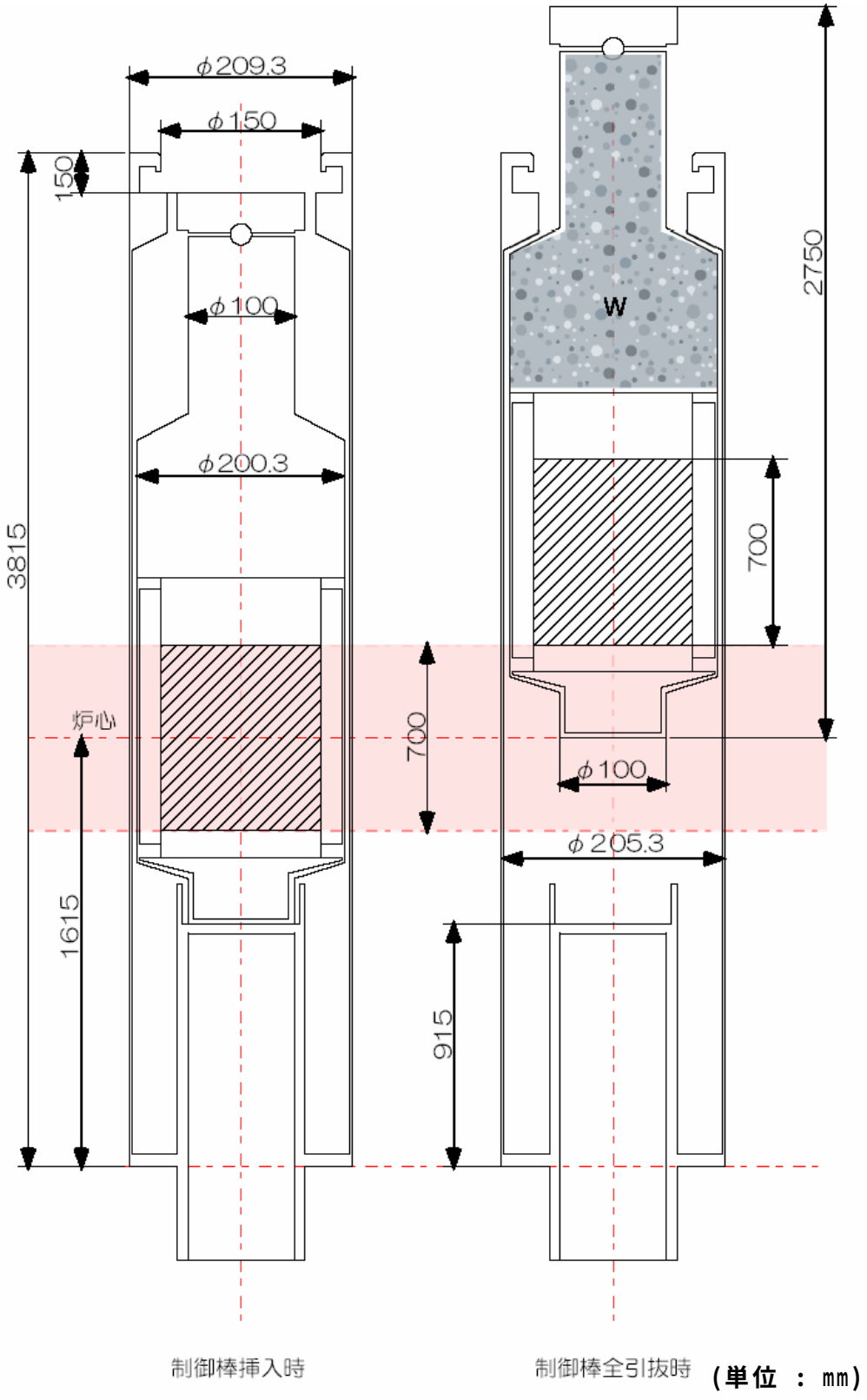


図 3.1.3.40　自然循環炉の制御棒の縦断面概略図

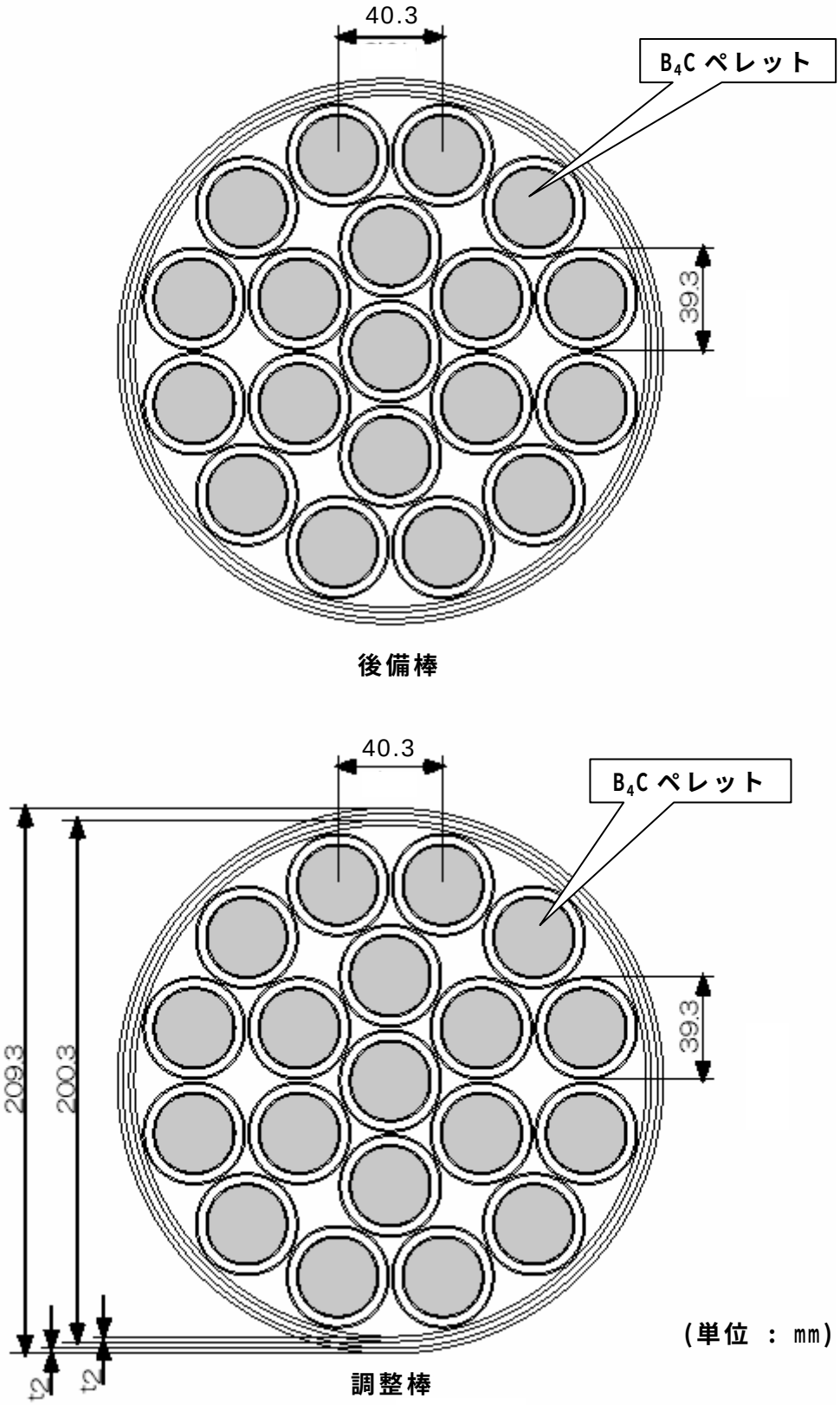


図 3.1.3.41　自然循環炉の制御棒の横断面概略図

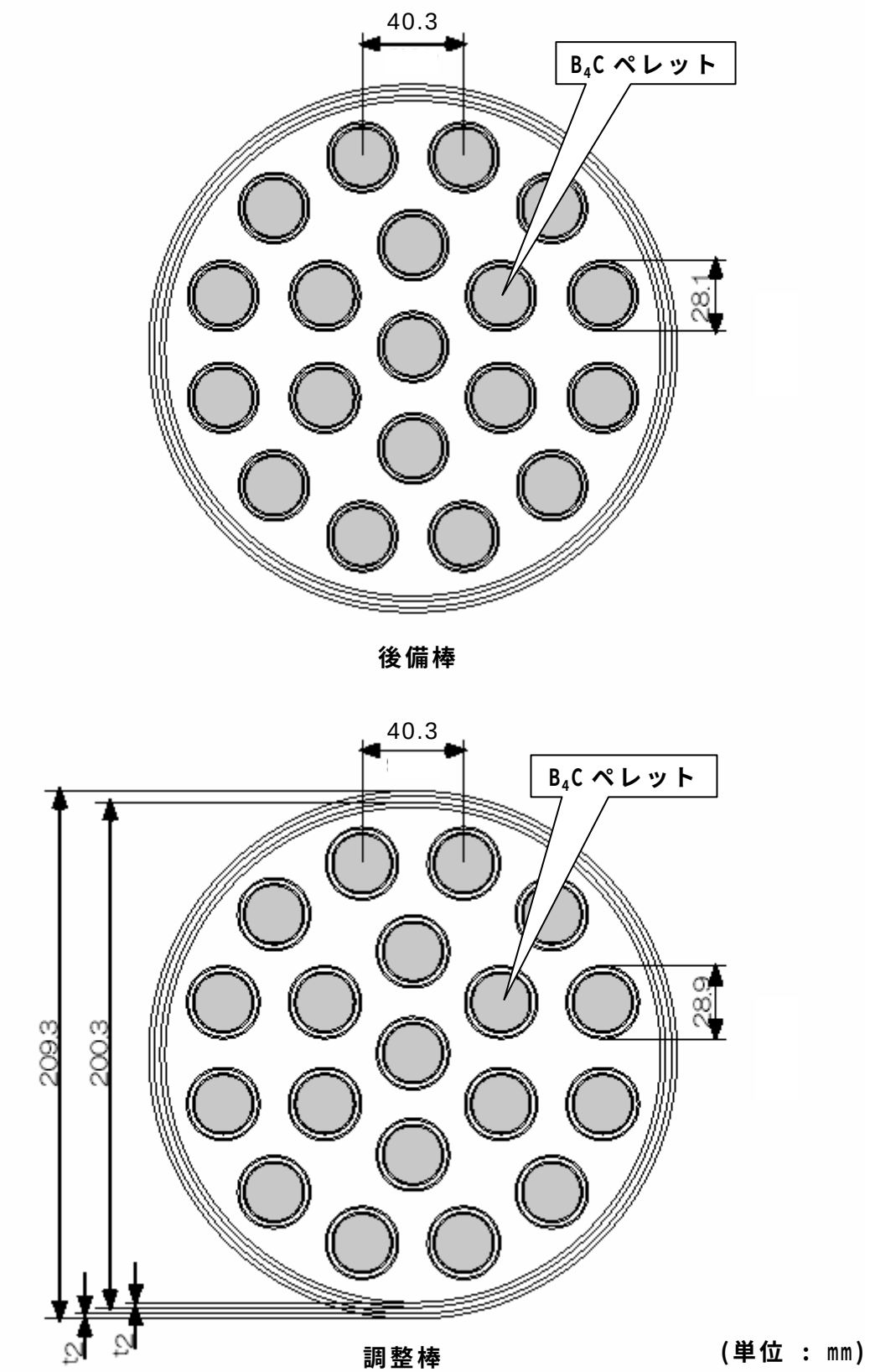


図 3.1.3.42　自然循環炉の B_4C ペレットを細径化した場合の制御棒の横断面概略図

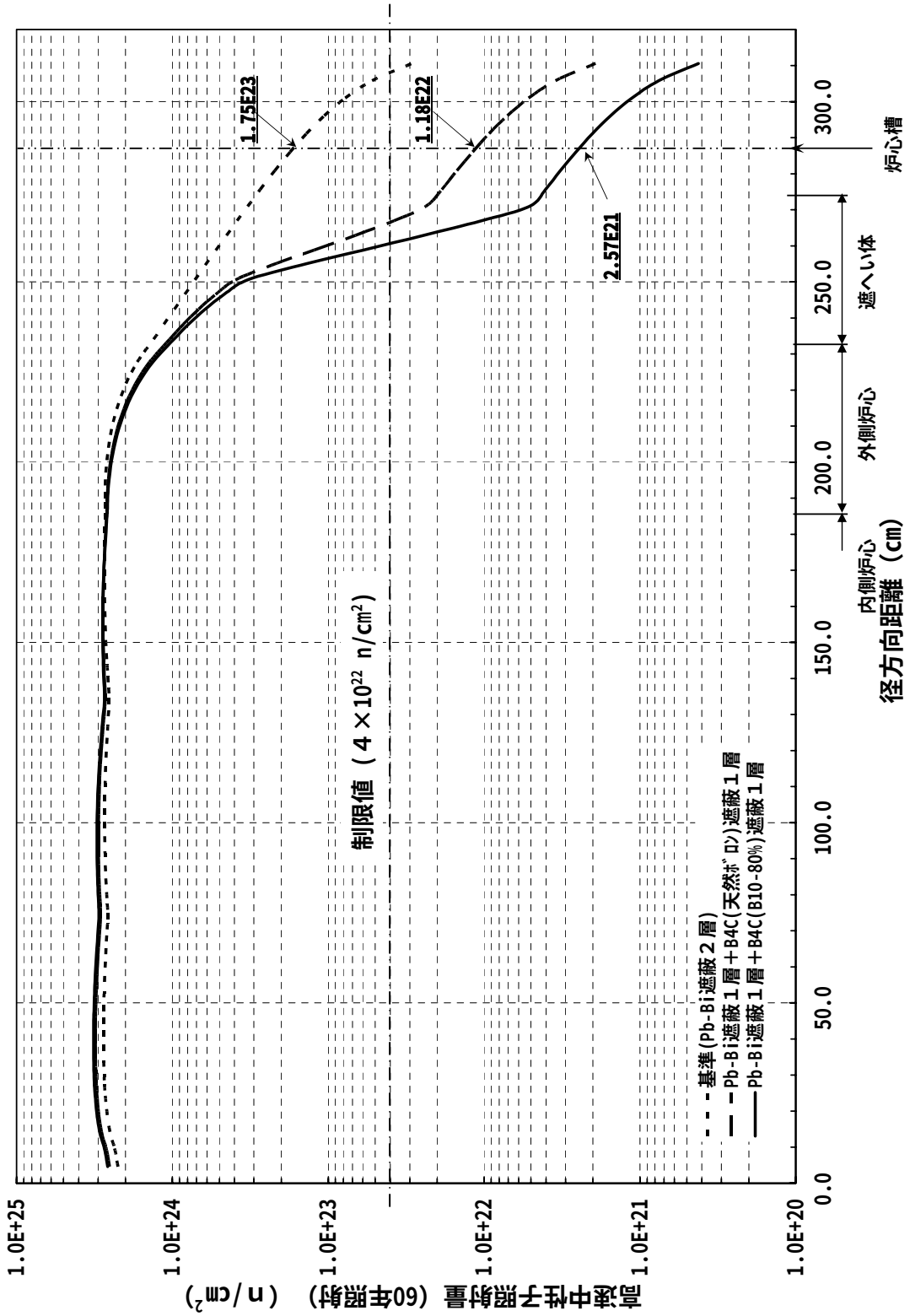


図 3.1.3.43　自然循環炉の高速中性子累積照射量の径方向分布

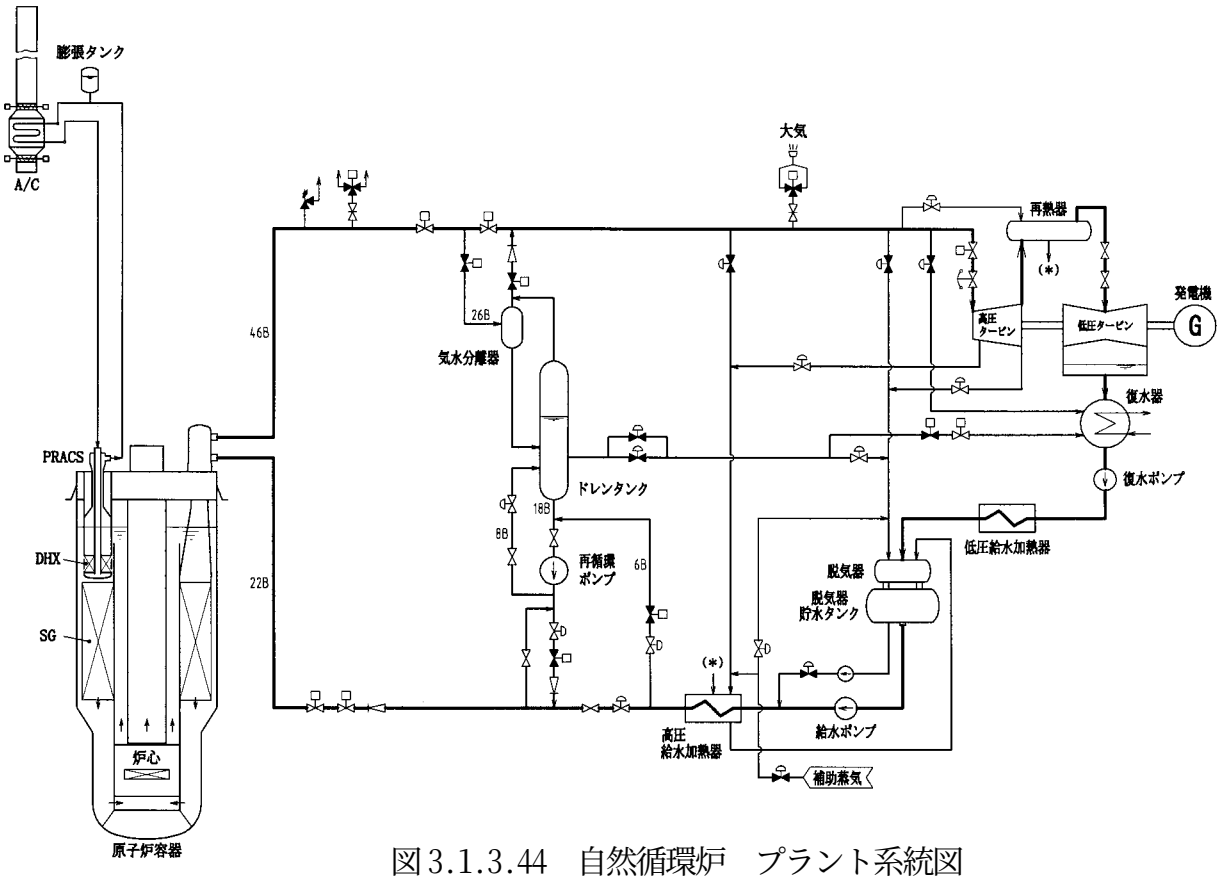


図3.1.3.44　自然循環炉　プラント系統図

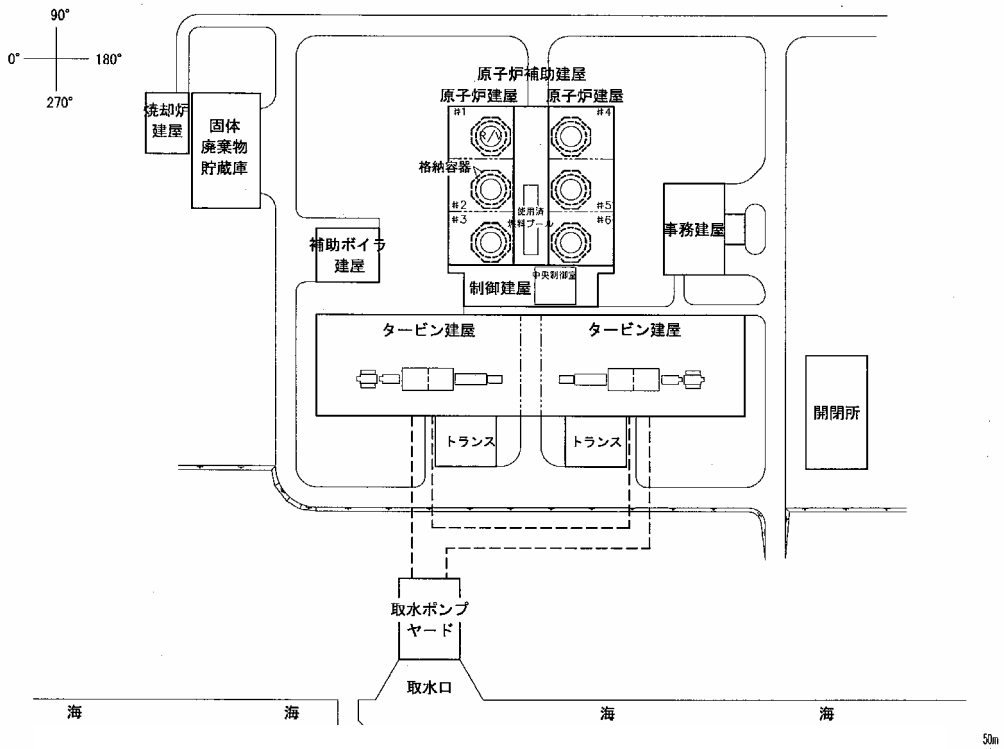


図3.1.3.45　自然循環炉　プロットプラン

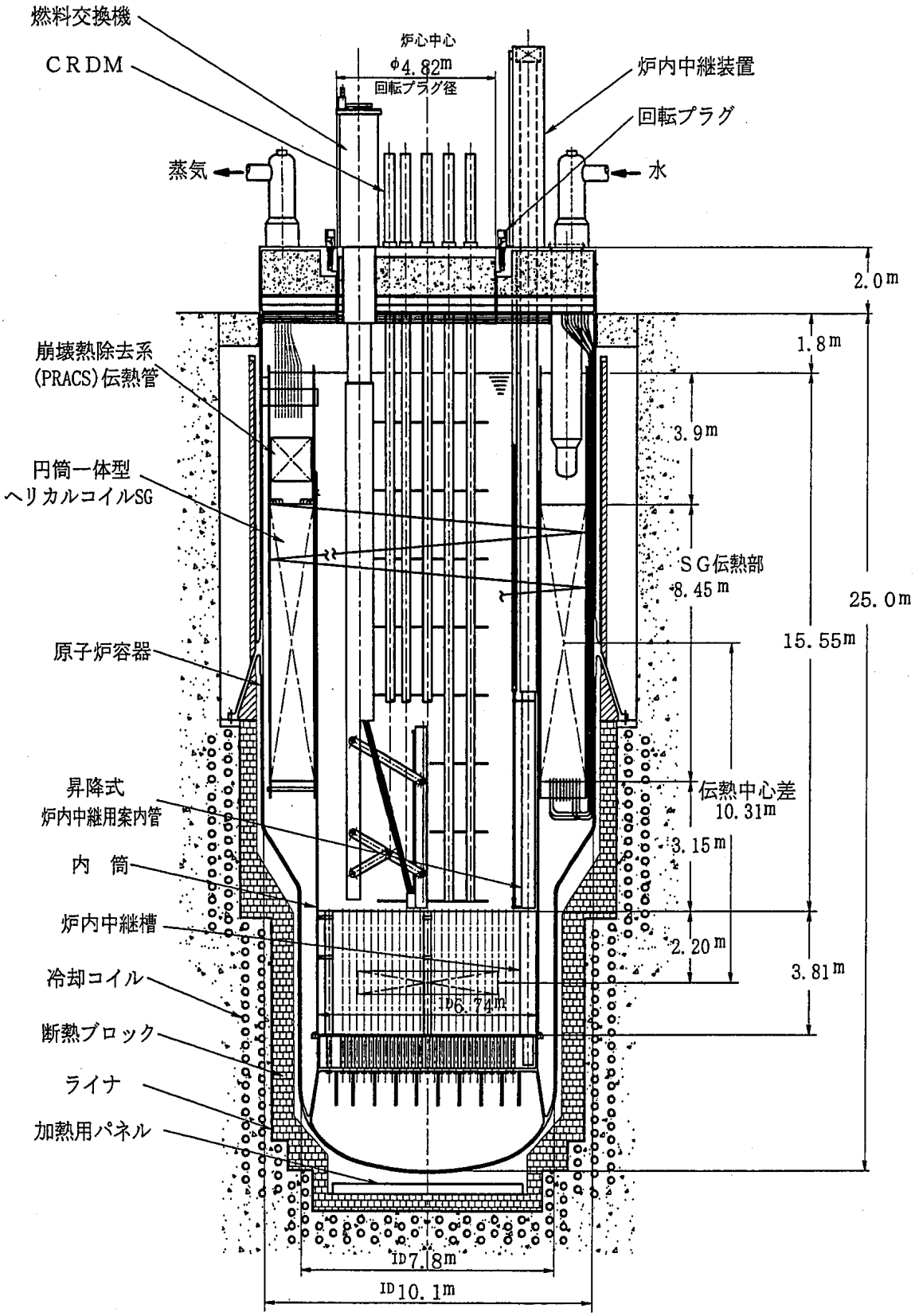


図 3.1.3.46　自然循環炉　原子炉構造概念図（立面図）

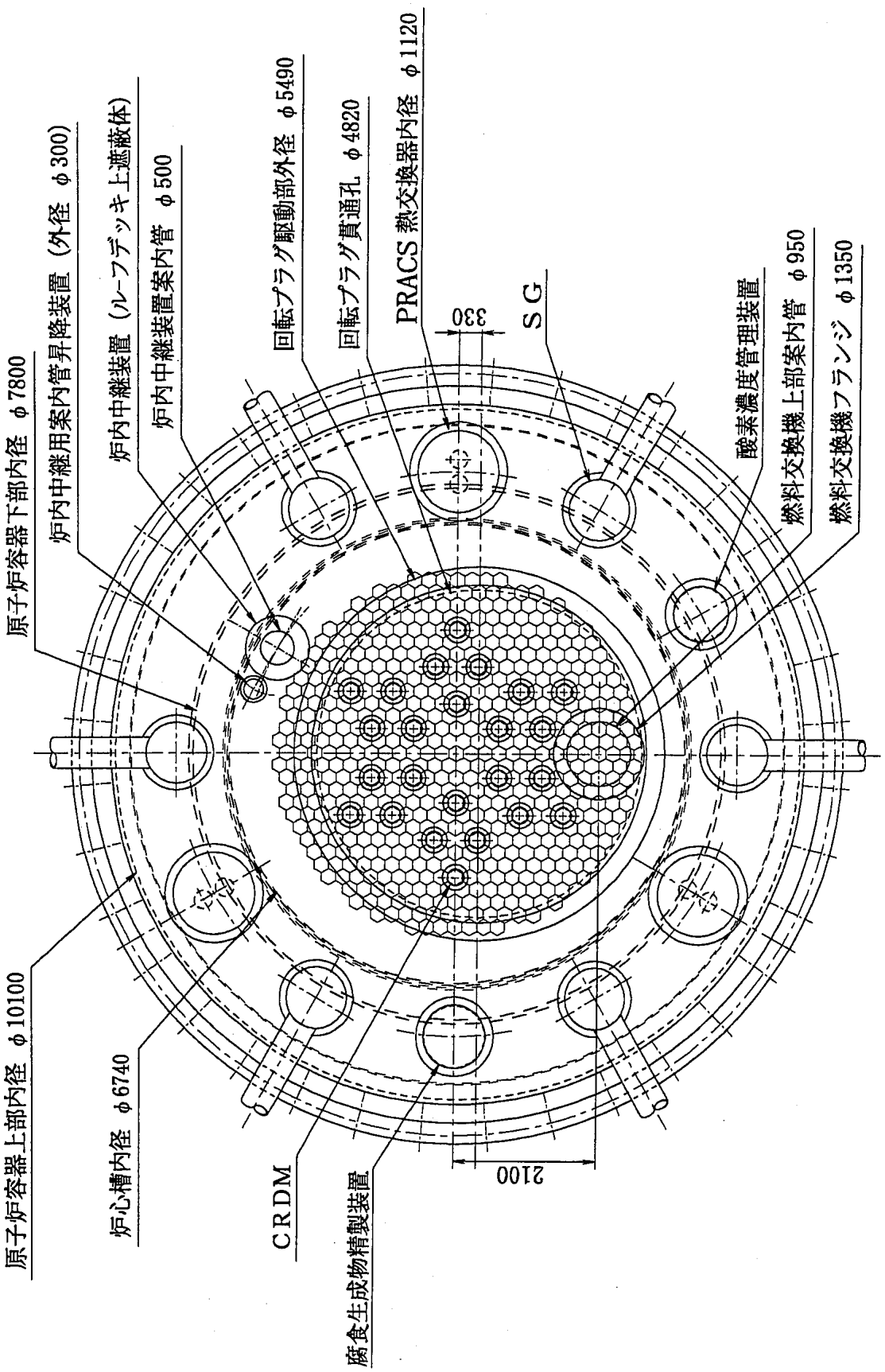


図 3.1.3.47　自然循環炉　原子炉構造概念図（平面図）

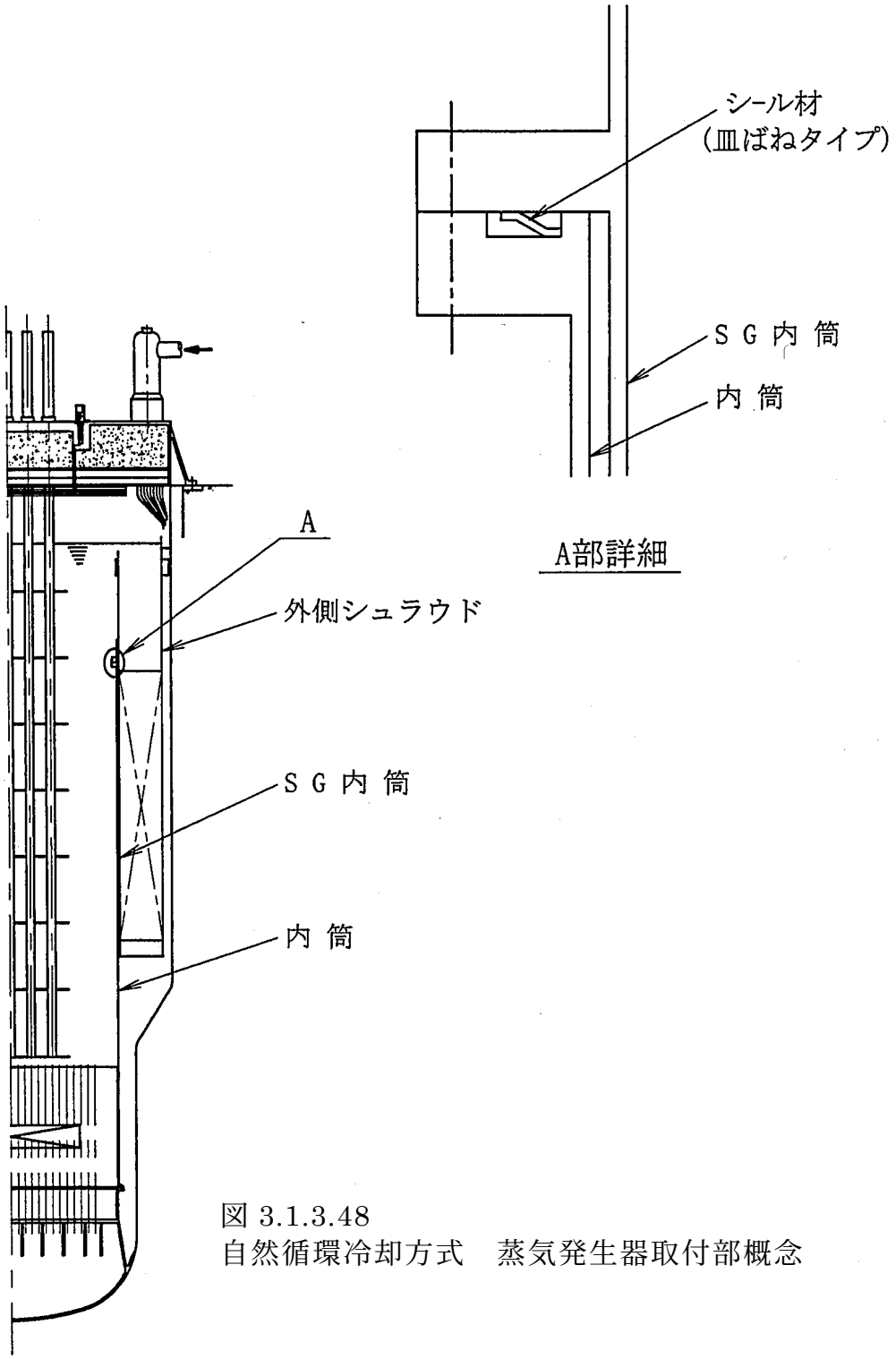


図 3.1.3.48
自然循環冷却方式　蒸気発生器取付部概念

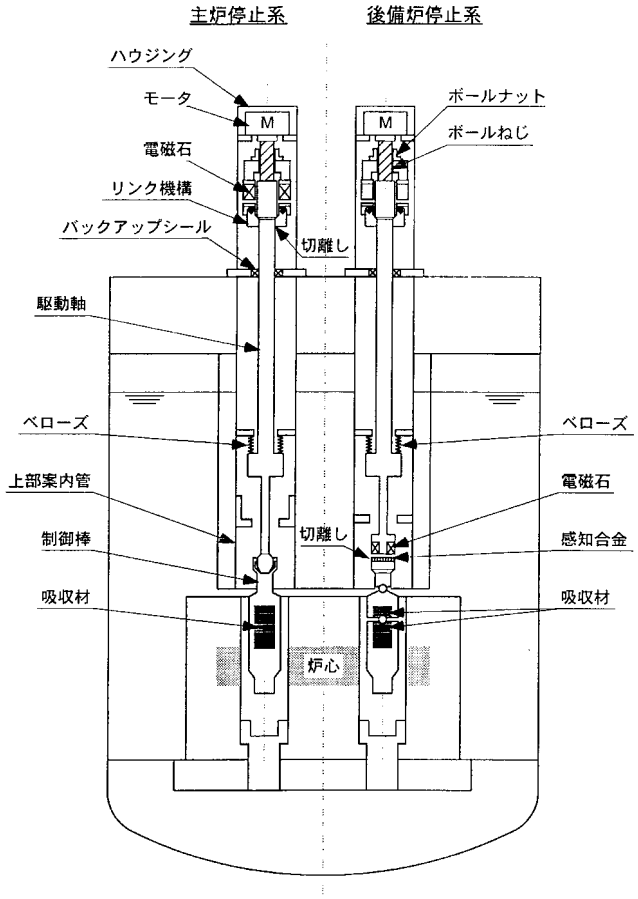


図 3.1.3.49　自然循環炉 主炉停止系・後備炉停止系(SASS)の概念

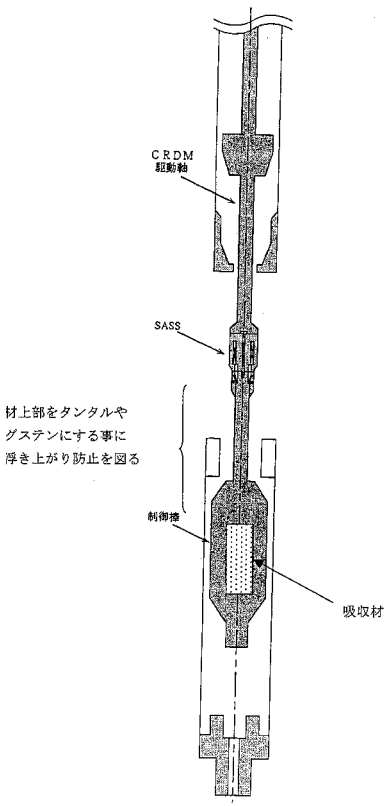


図 3.1.3.50
後備炉停止系(SASS)
の動作説明図

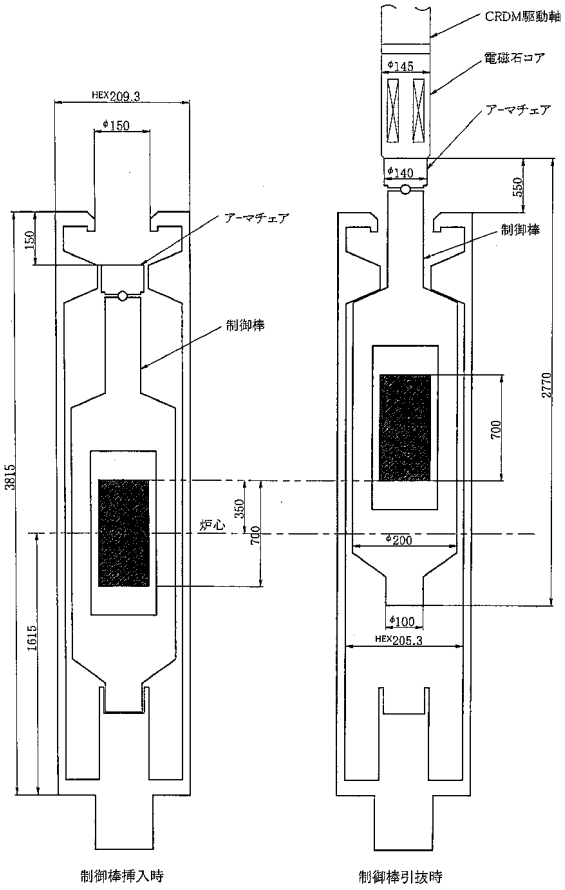
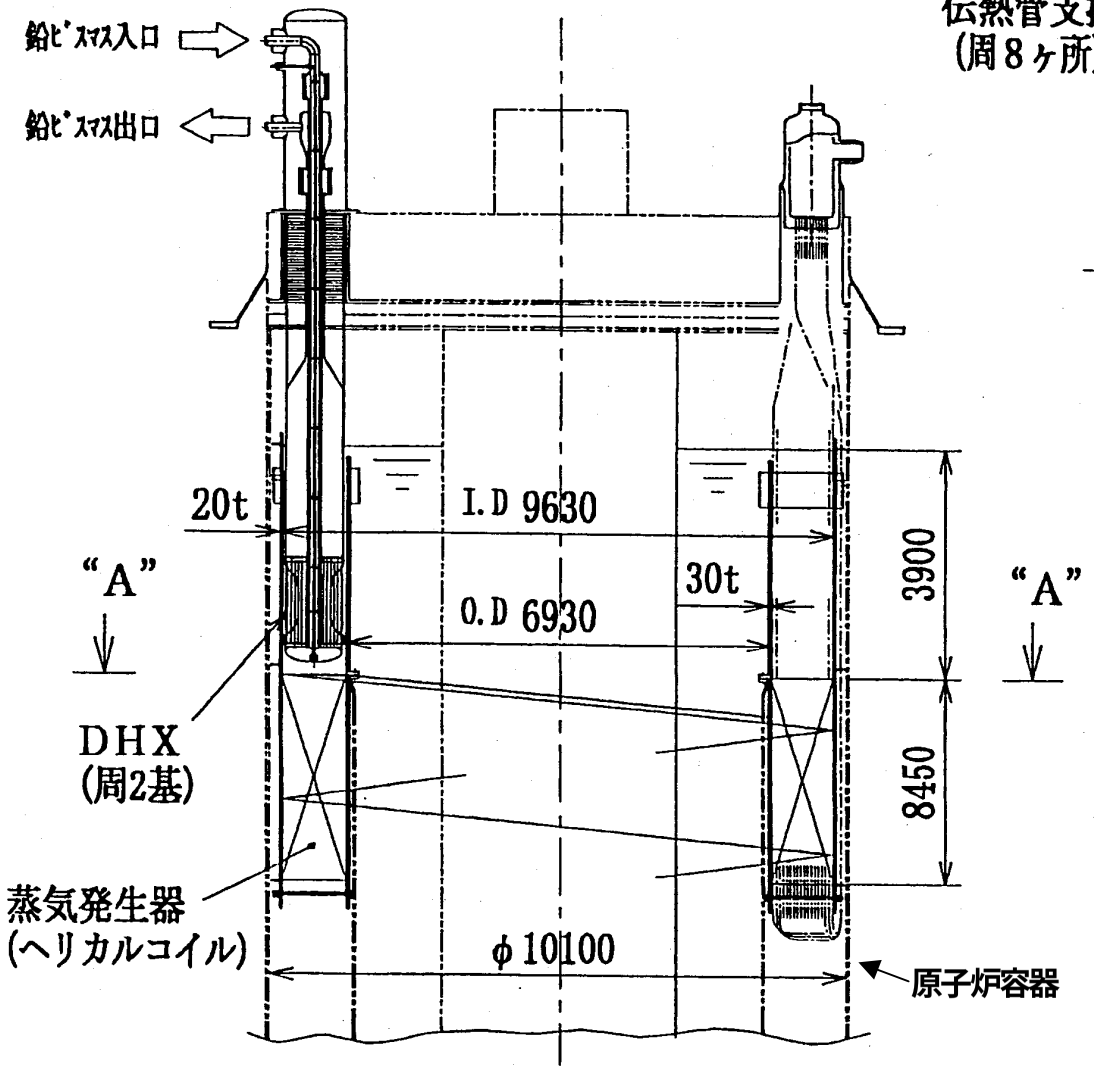
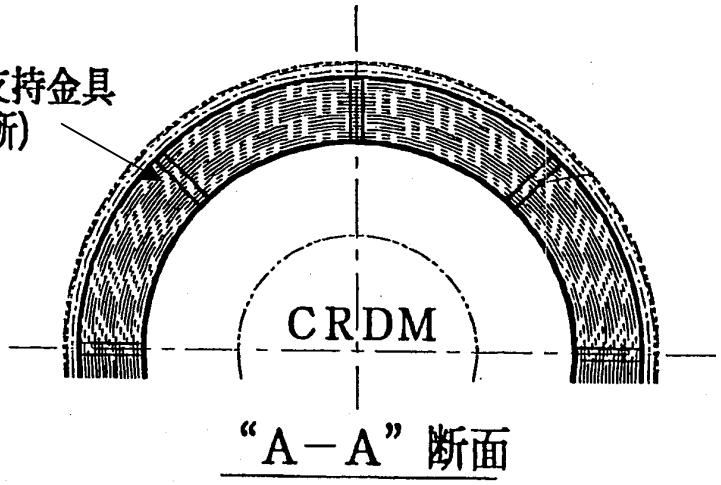


図 3.1.3.51　後備炉停止系(SASS)
の概略寸法図





設計仕様

SG型式	一体貫流ヘリカルコイル型	
管外流体	鉛ビスマス	
管内流体	水・蒸気	
交換熱量	1450 MWt	
基　数	1　基	
伝熱面積	6614 m²	
伝熱管	外　径	31.8 mm
	板　厚	1.7 mm
	伝熱部高さ	8450 mm
	本　数	690　本
	配列ピッチ(径/軸)	90 mm/ 50 mm
定格流量	鉛ビスマス側	1.984×10⁸ kg/h
	水・蒸気側	2.287×10⁶ kg/h
定格温度	鉛ビスマス入口	485　℃
	鉛ビスマス出口	295　℃
	給水入口	210　℃
	蒸気出口	403.5 ℃ (6.47MPa)
圧力損失	鉛ビスマス側	5.5　kPa
	水・蒸気側	1.58　MPa
伝熱管材質	12 Cr鋼	

図 3.1.3.52　自然循環炉　蒸気発生器構造概念図

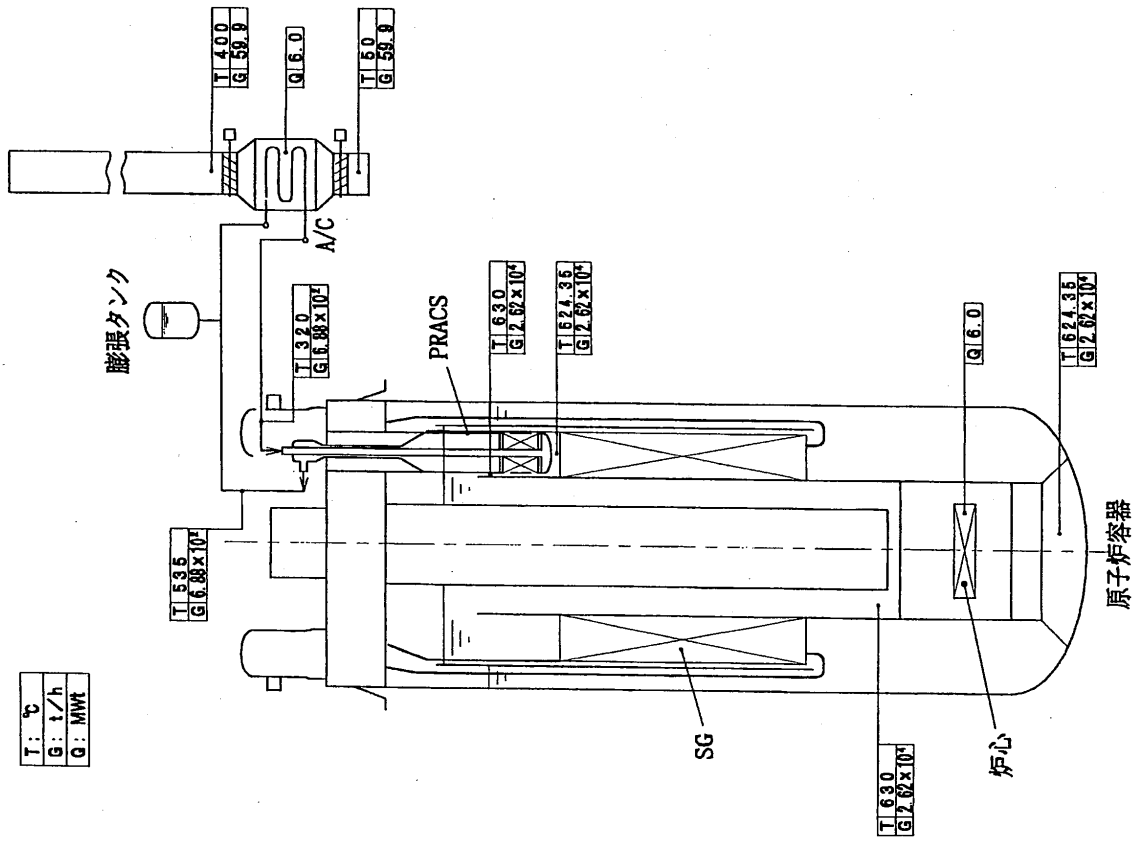


図3.1.3.54　機器サイジングヒートバランス

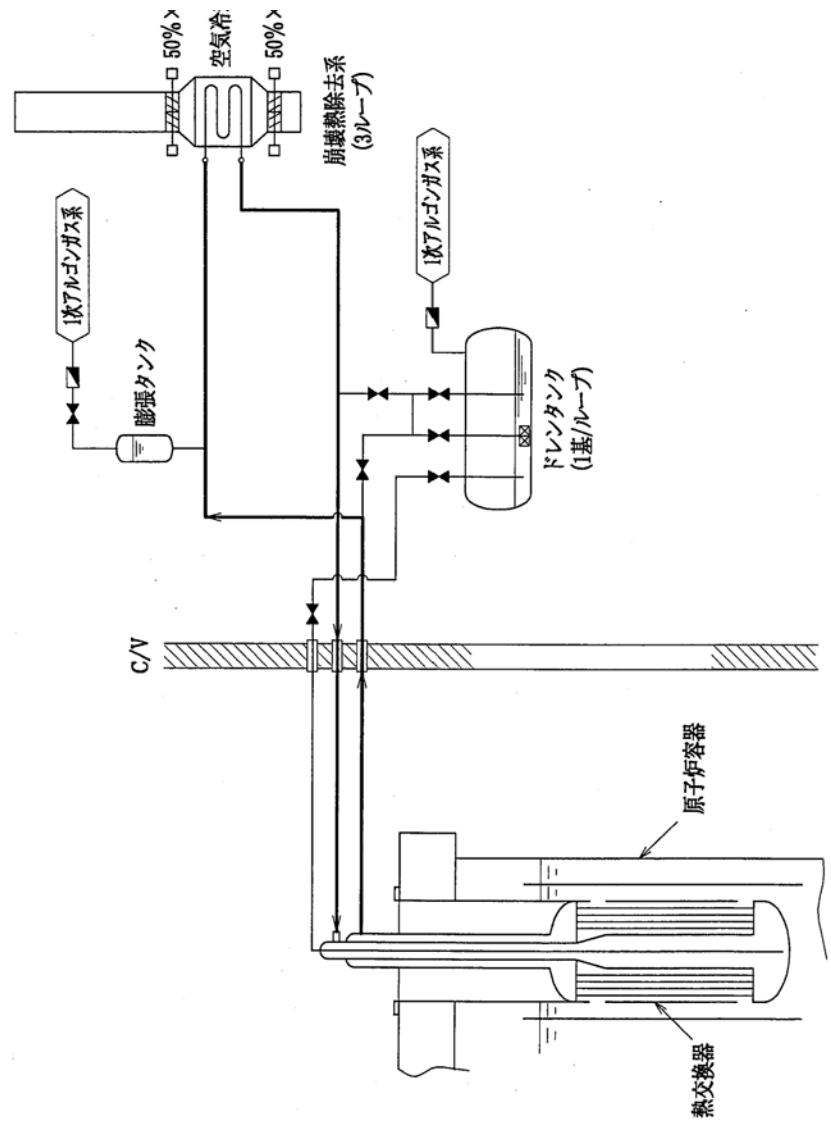
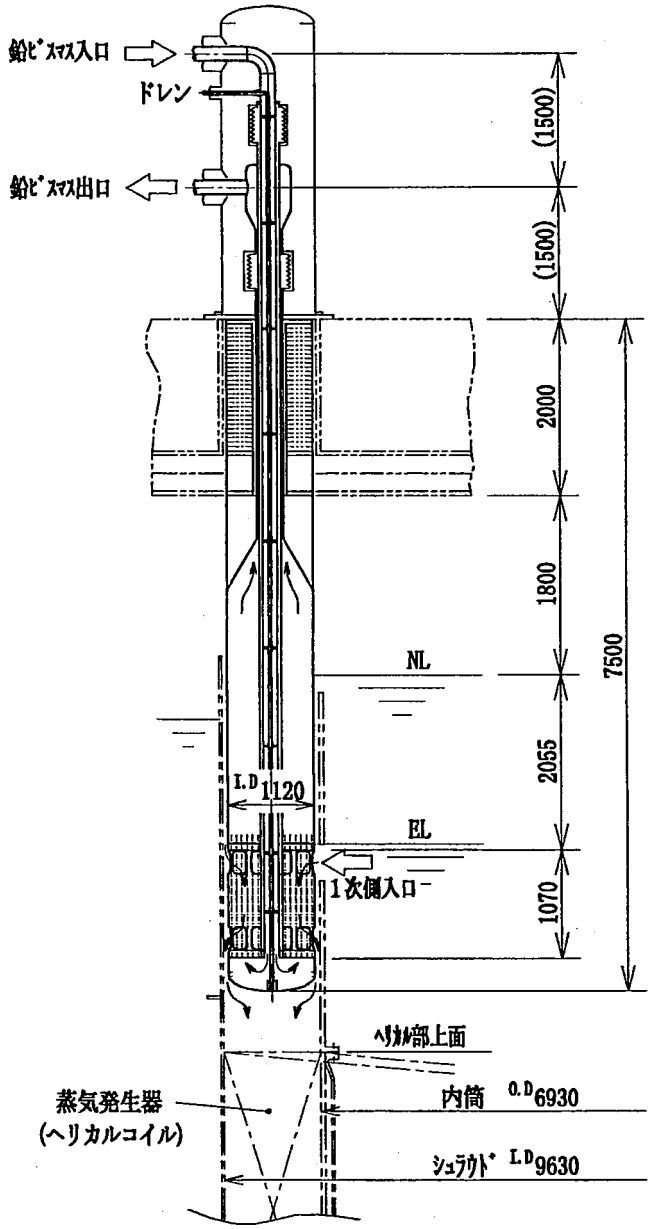


図3.1.3.53　崩壊熱除去系 系統概念図



設計仕様

型　式	平行流式直管型	
交換熱量	6　MWt/基	
基　数	3　基	
伝熱面積	19.6　m^2/基	
温　度	1次側(入口/出口)	630/624.35 ℃
	2次側(入口/出口)	320/535　℃
流　量	1次側	2.62×10^7 kg/h
	2次側	6.88×10^5 kg/h
伝熱管	本　数	183　本
	材　質	12Cr鋼
	寸　法	φ31.8×t1.2 mm
	コイル高さ	1220　mm
	伝熱管配列	円周配列
	配列ピッチ(径/周)	70mm/70mm
圧力損失	管　内	5.4　kPa
	管　外	0.5　kPa

図 3.1.3.55　崩壊熱除去系 熱交換器 構造概念図（自然循環炉）

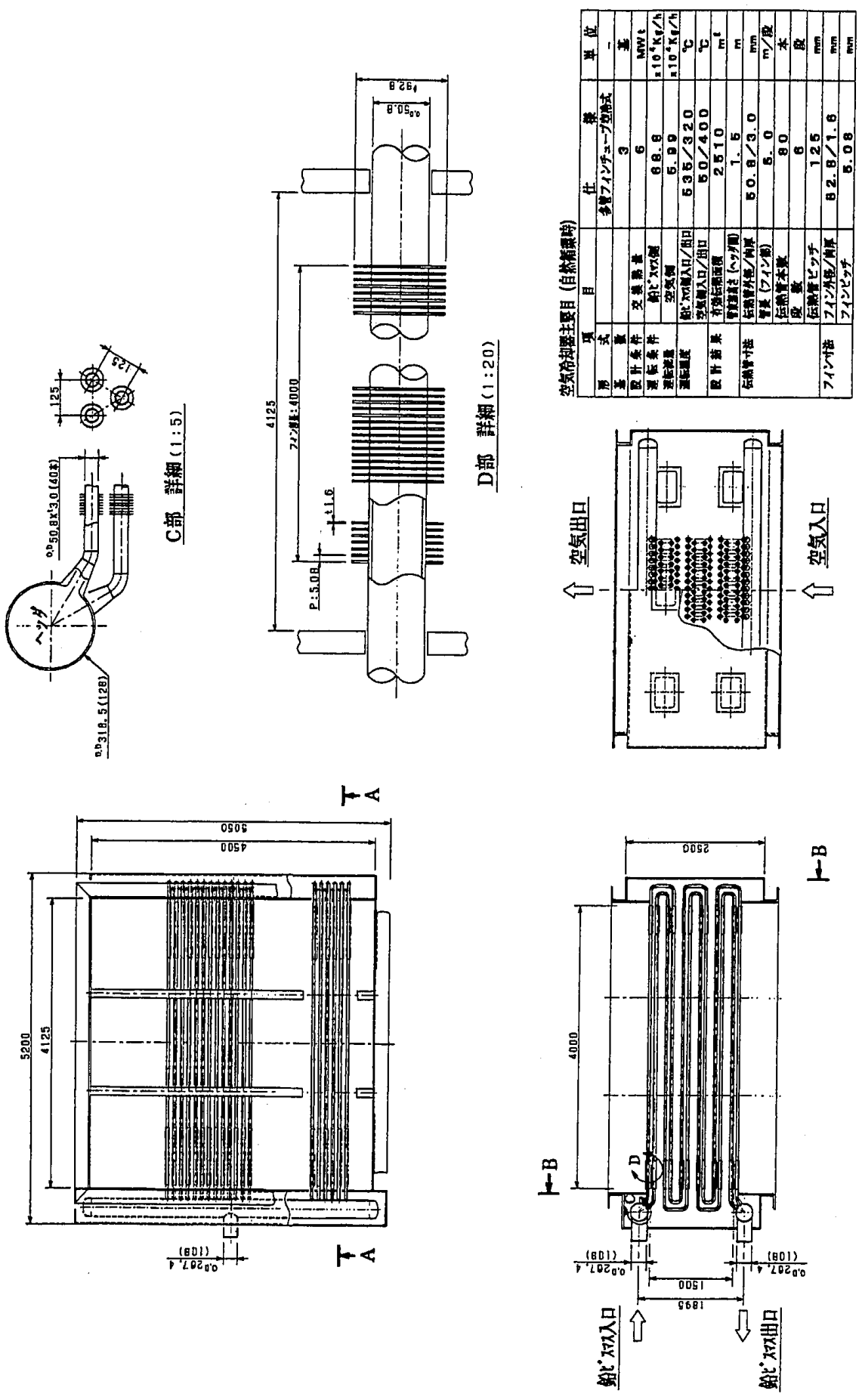


図3.1.3.56 崩壊熱除去系 空気冷却器 構造概念図（自然循環炉）

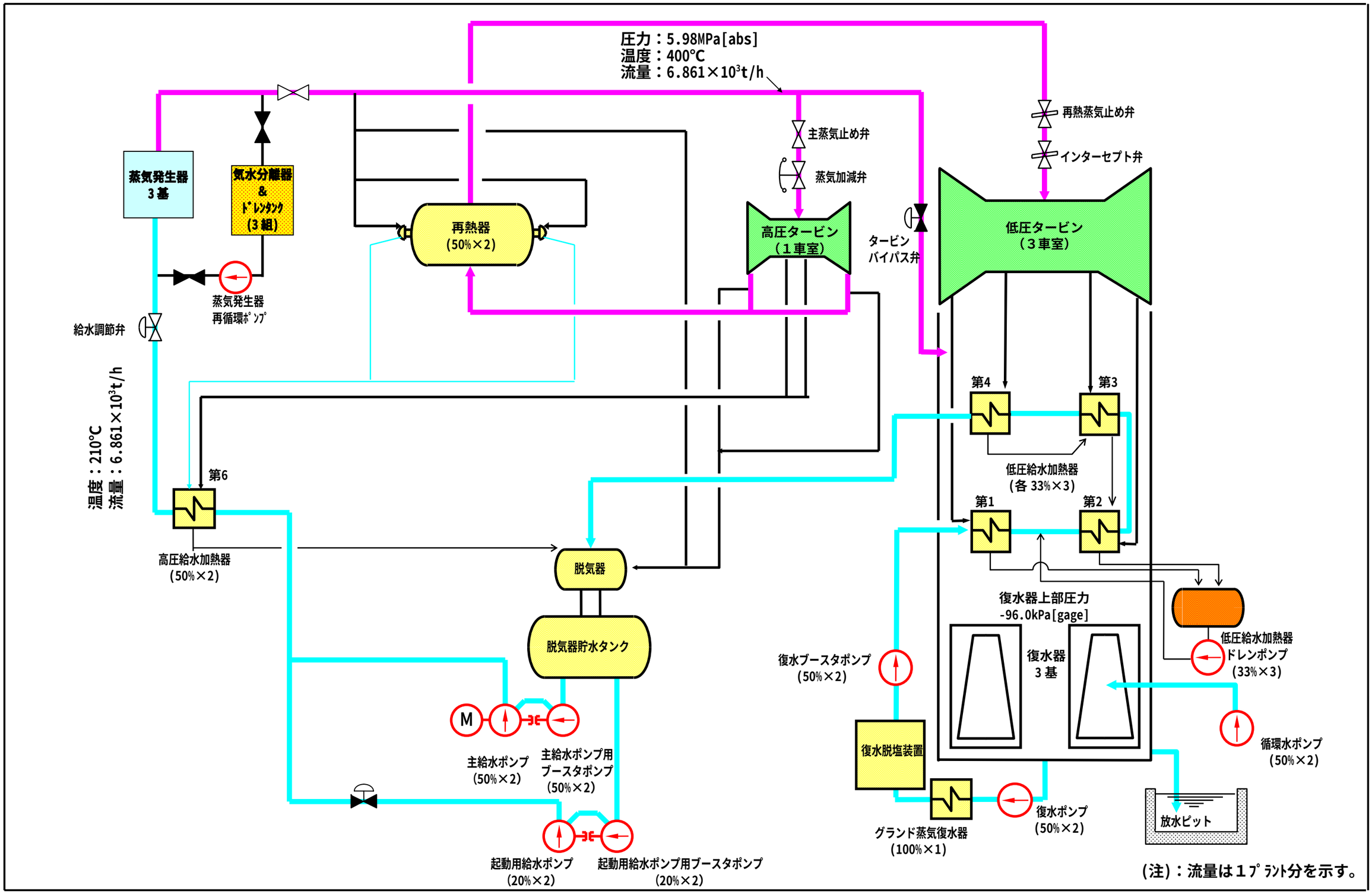
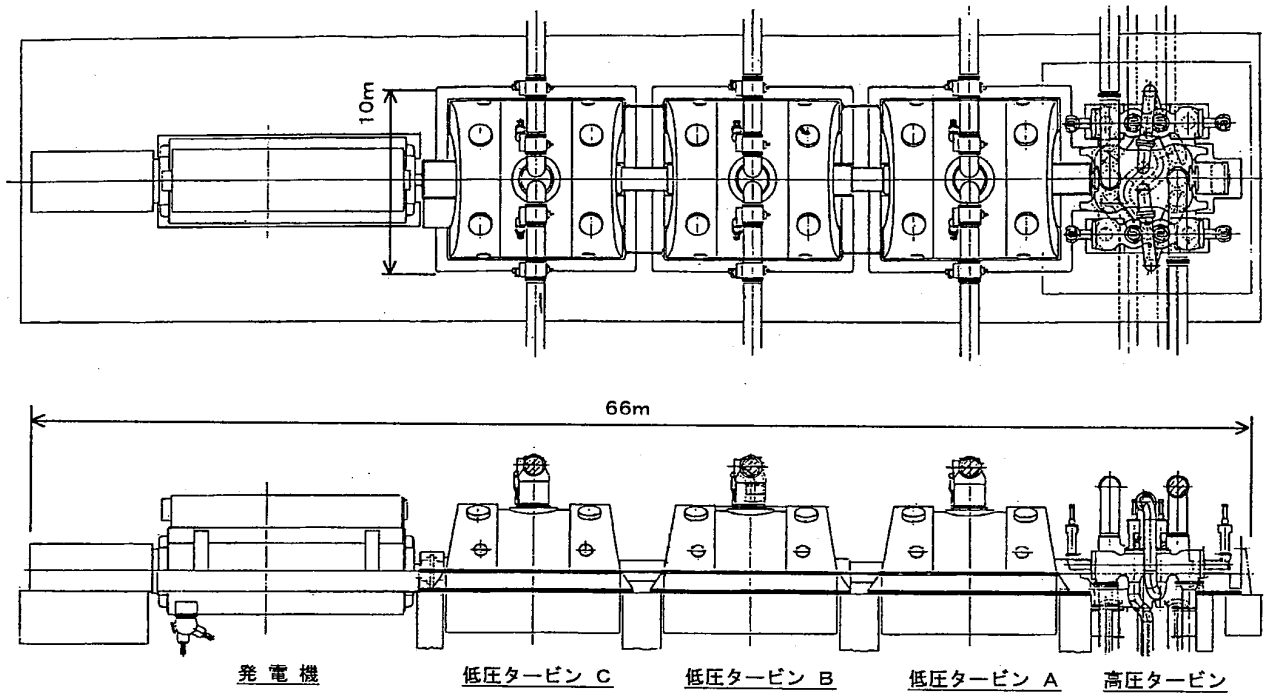


図 3.1.3.57　タービン発電機設備 概念系統図



＜機器主要目＞

種　類	くし型４車室６流排気再熱型 ＴＣ６Ｆ－４９
数　量	１台
定格電気出力	1，650，000kWe
回転数	1，500rpm

図 3.1.3.58　蒸気タービン発電機 機器外形図

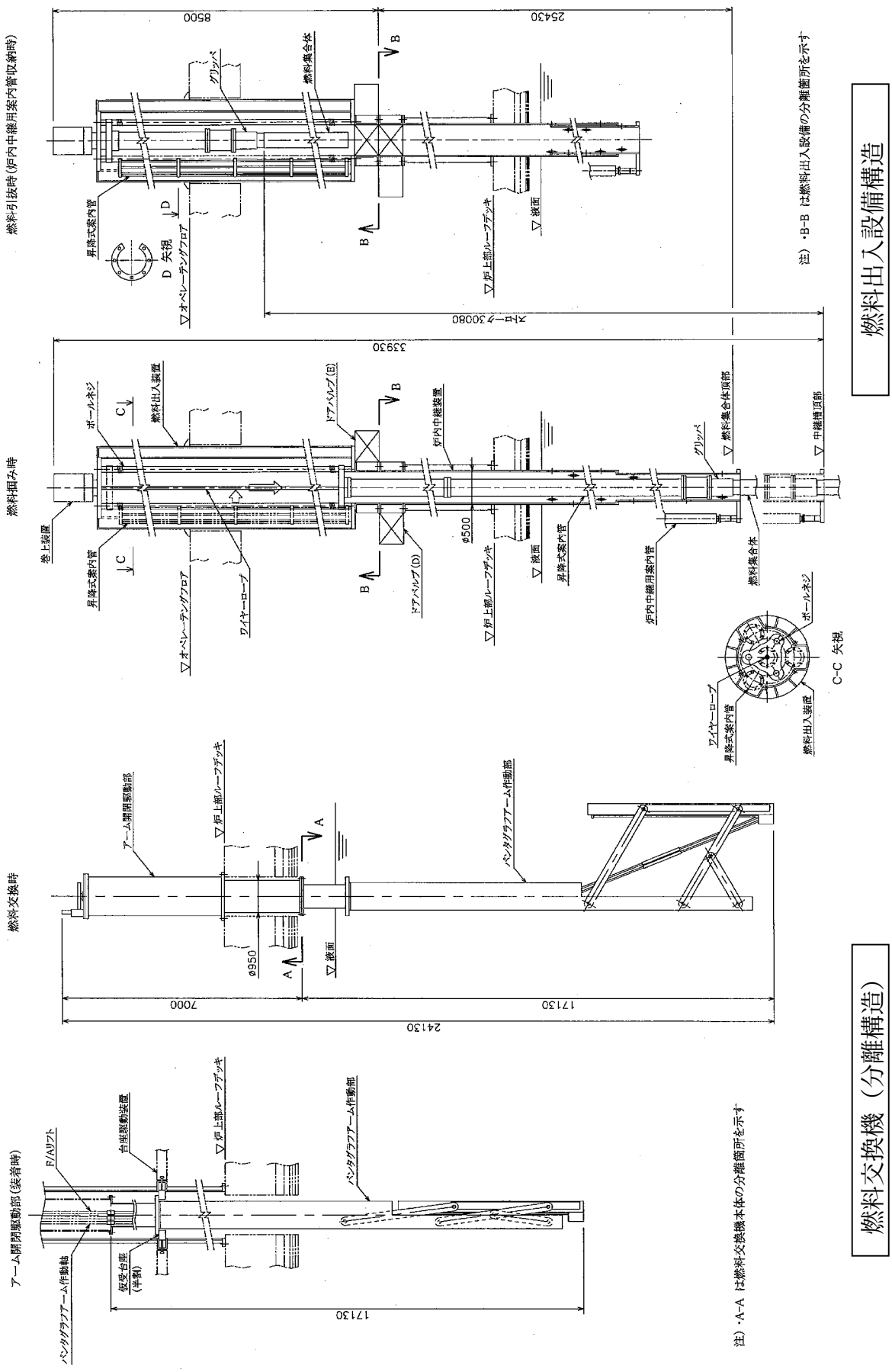


図 3.1.3.59　燃料交換機（分離型）　構造図

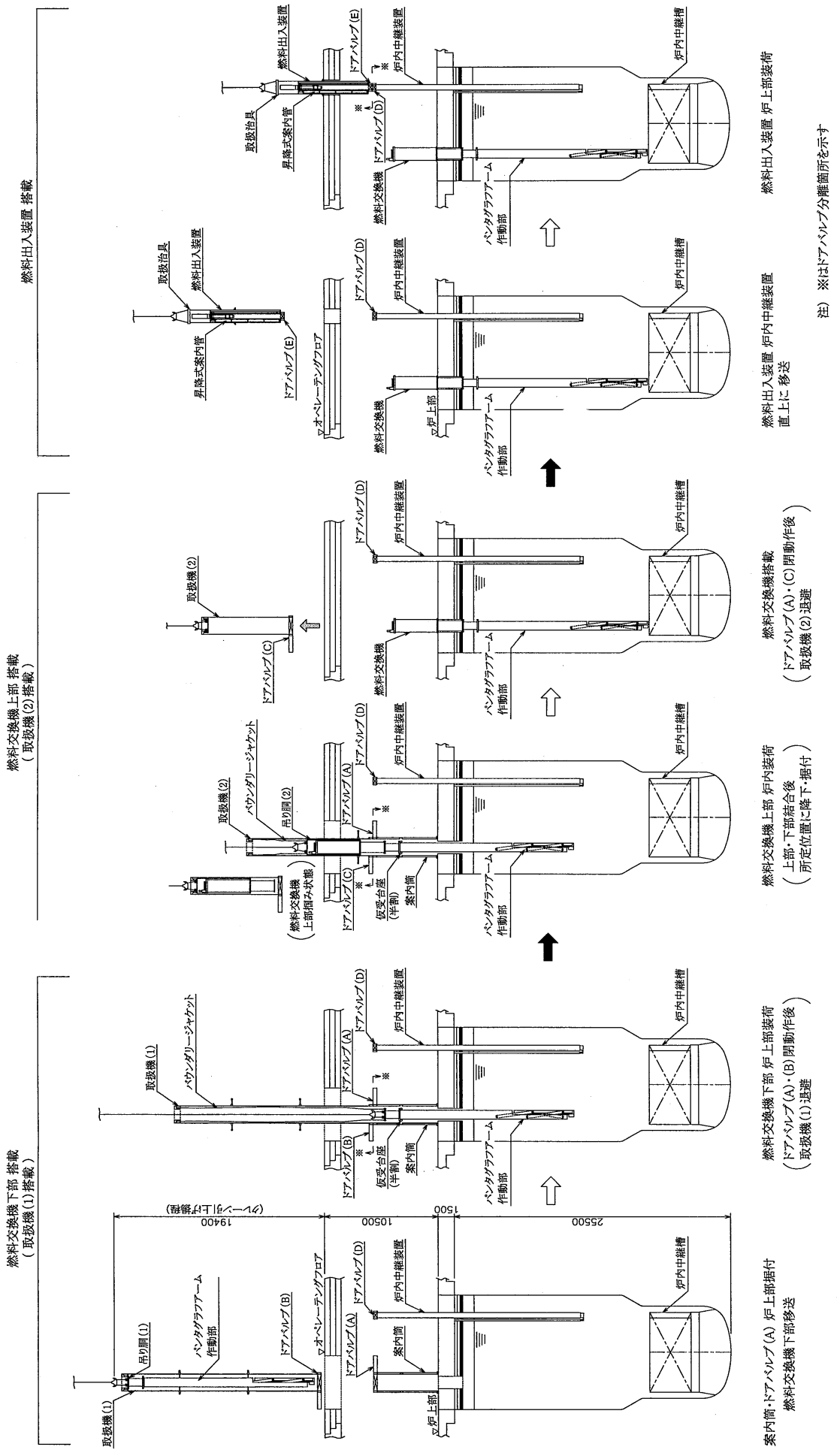


図 3.1.3.60 燃料交換手順 計画概念図（前準備作業１）

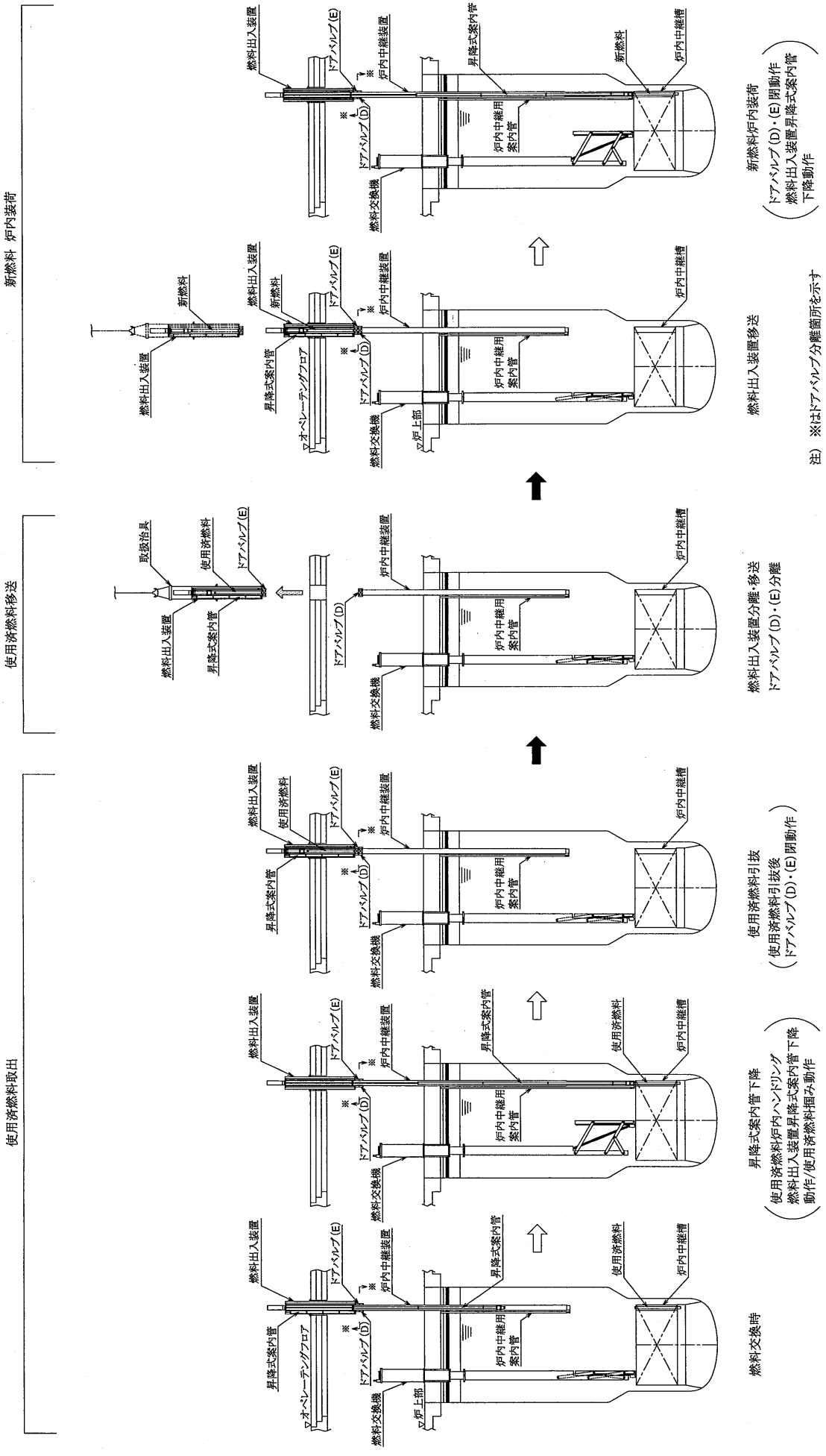


図 3.1.3.61 燃料交換手順 計画概念図（燃料交換作業２）

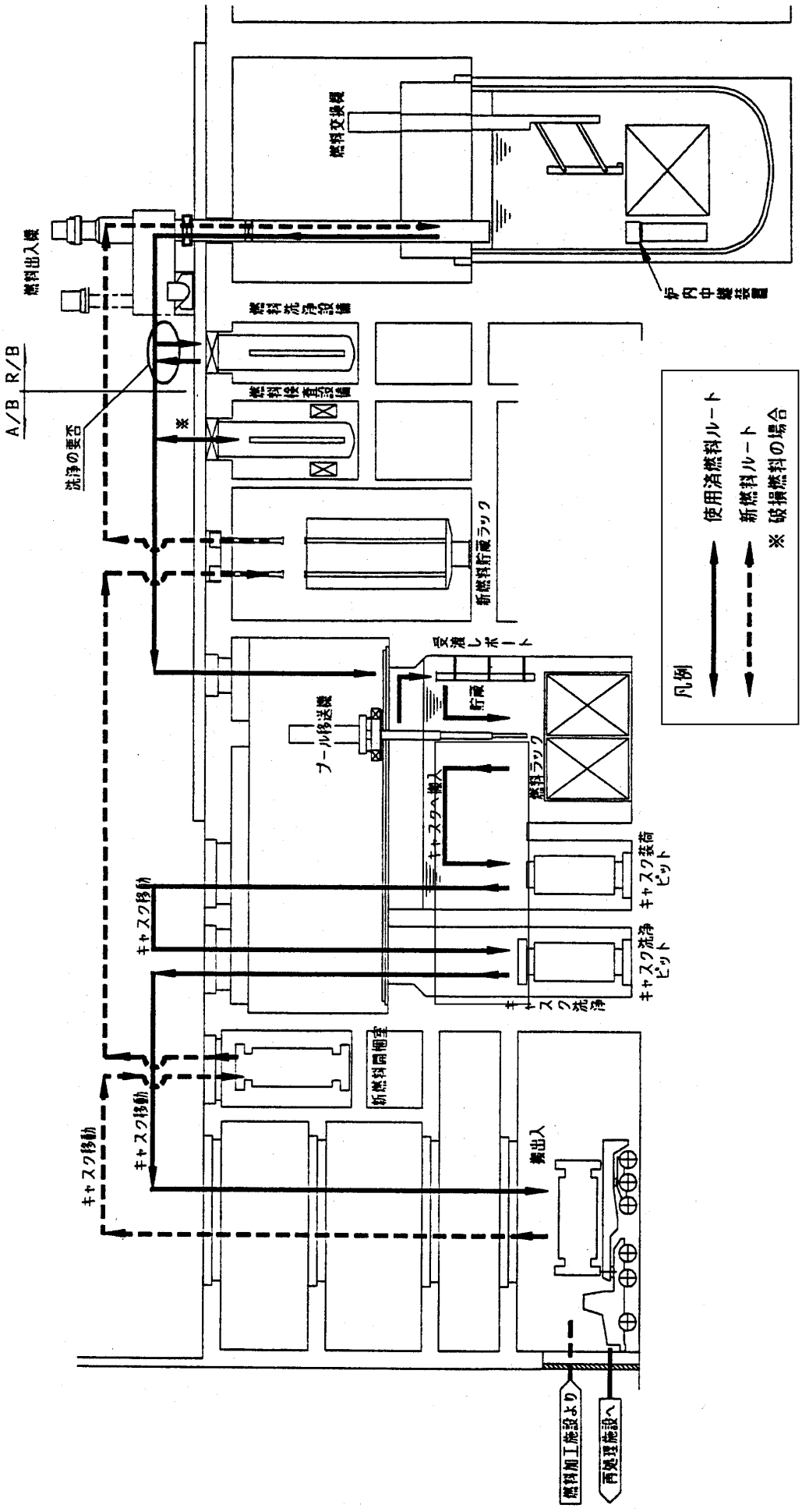


図 3.1.3.62　燃料取り扱い設備 燃料移送フロー

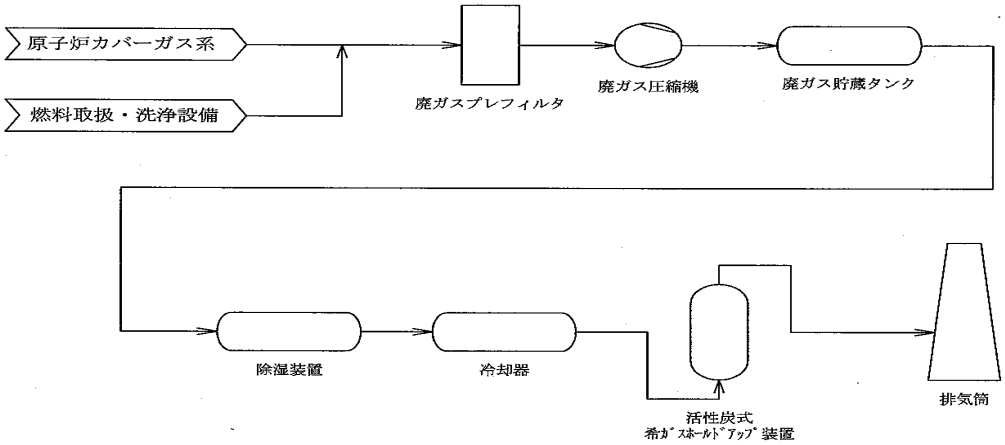


図 3.1.3.63　気体廃棄物処理設備 系統概念図

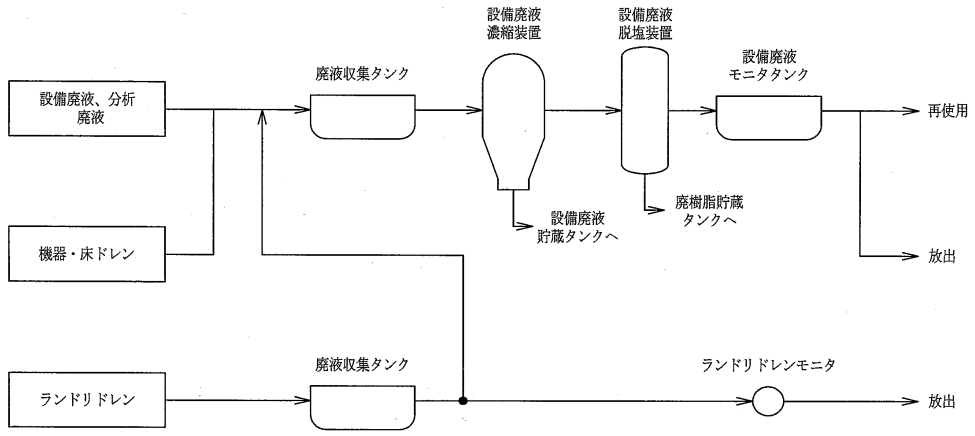


図 3.1.3.64　液体廃棄物処理設備 系統概念図

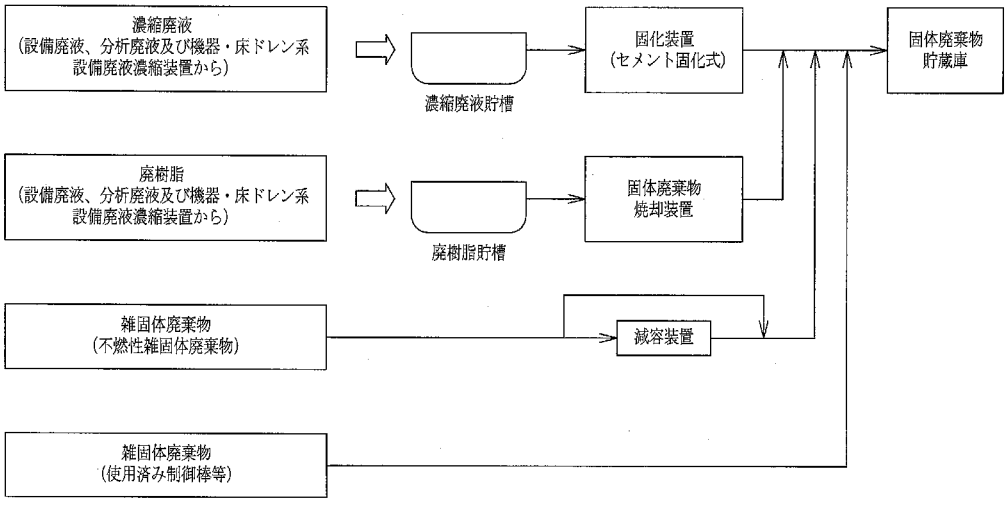


図 3.1.3.65　固体廃棄物処理設備 系統概念図

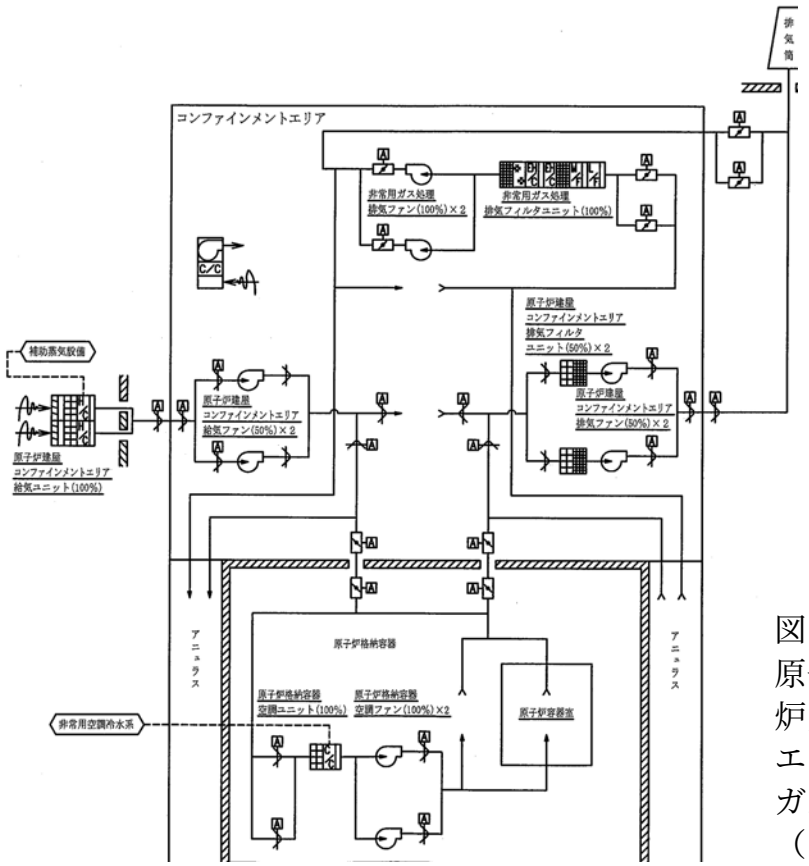


図 3.1.3.66
原子炉格納容器空調系、原子炉建物コンファインメントエリア換気系及び非常用ガス処理系 系統図
（１モジュール分を示す。）

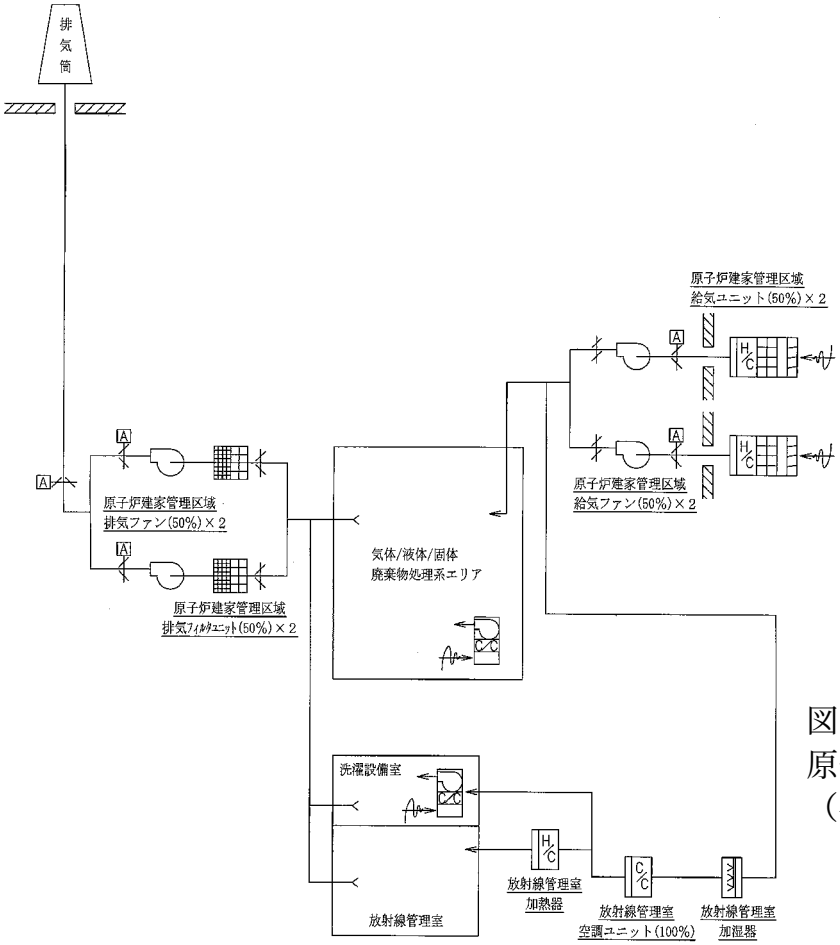
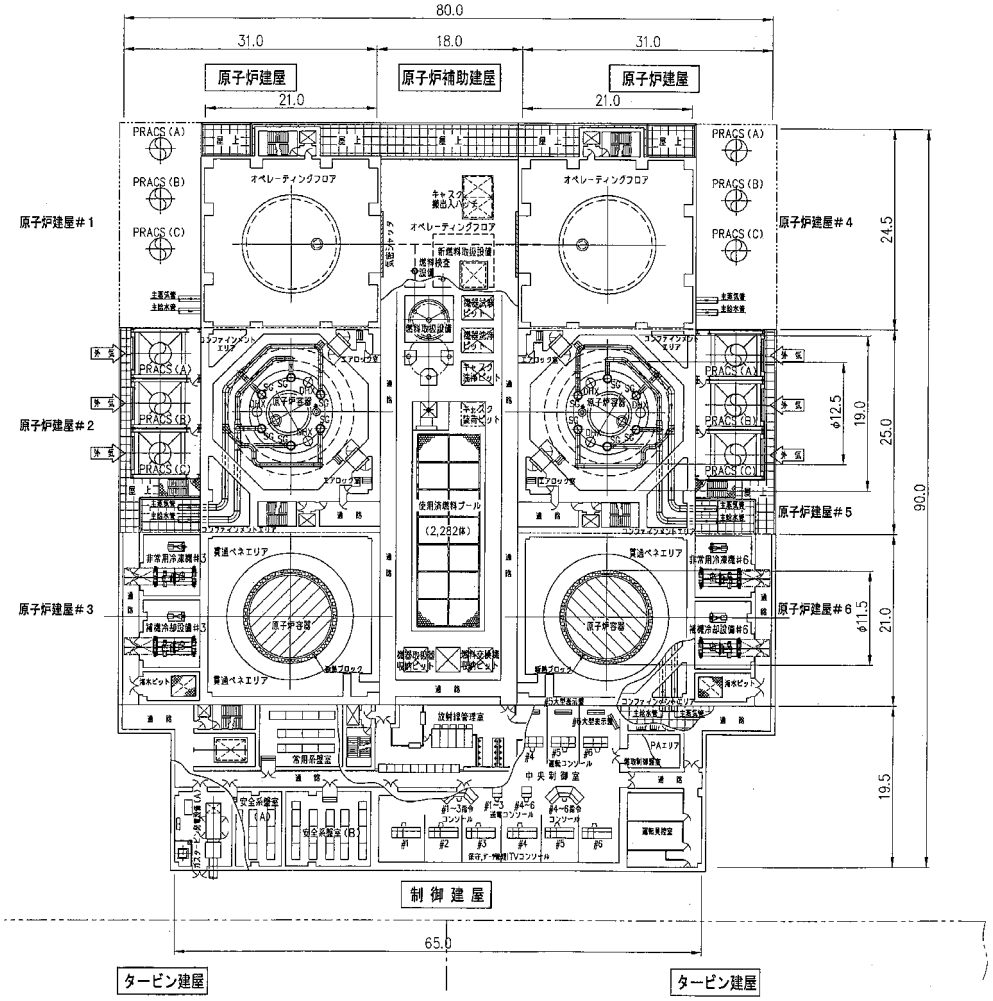


図 3.1.3.67
原子炉建物管理区域 系統図
（各モジュール共有）



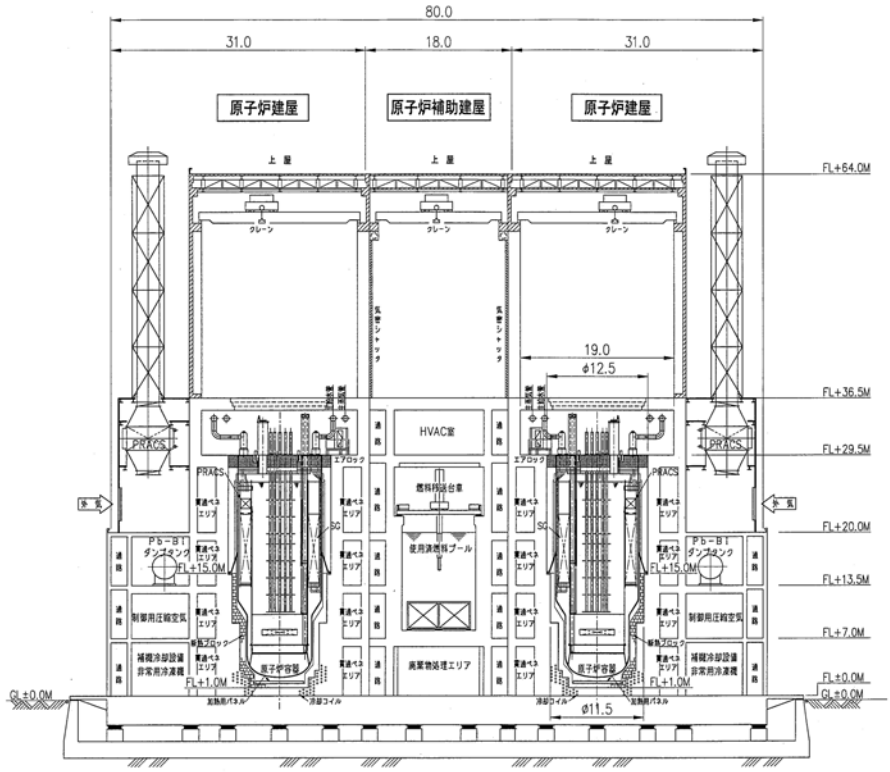


図 3.1.3.68　自然循環炉　配置図

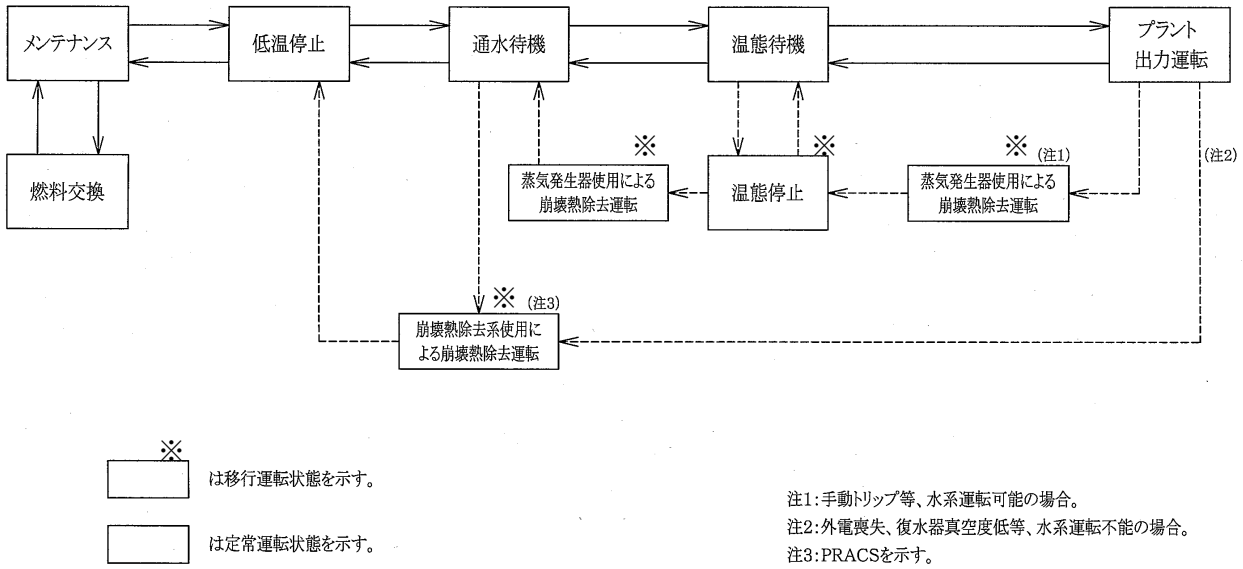


図 3.1.3.69　プラント運転サイクル

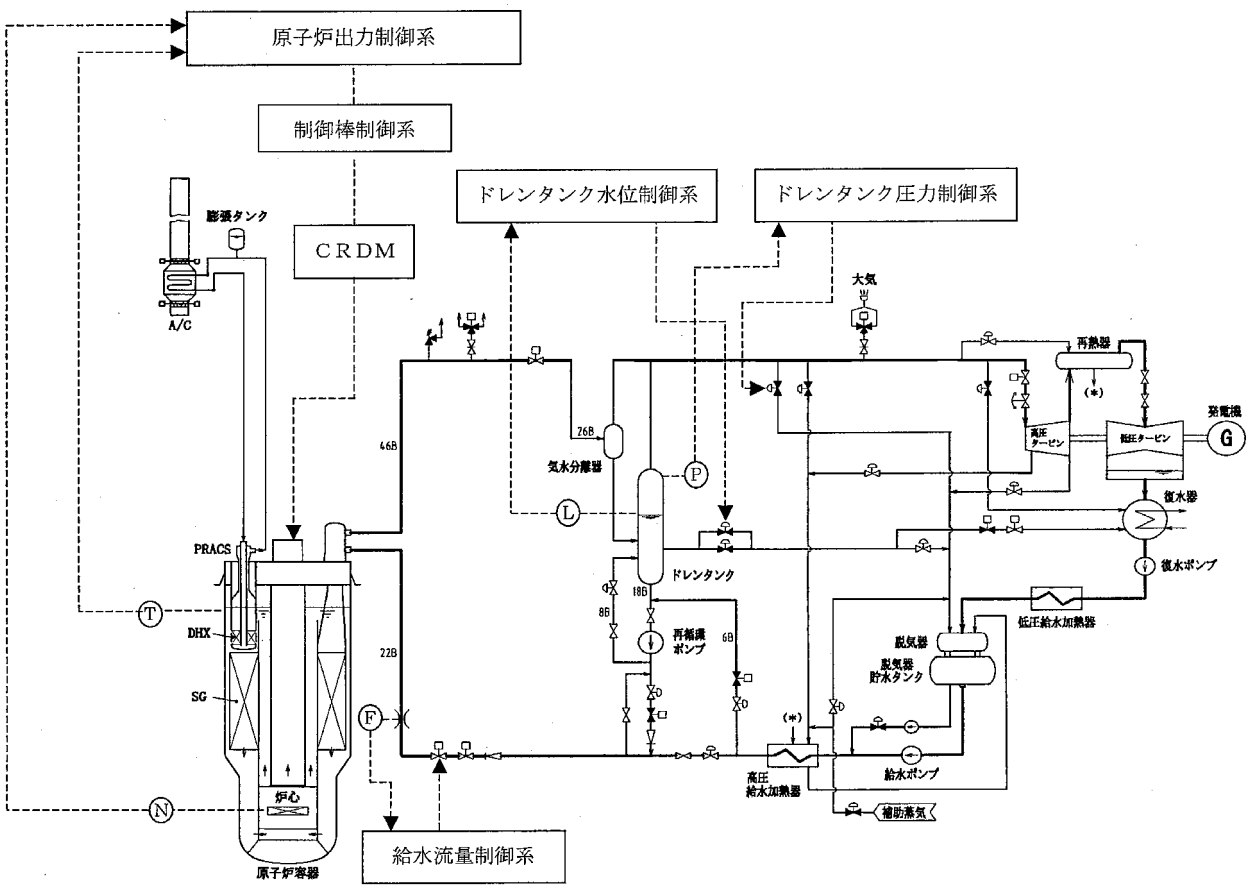


図 3.1.3.70　起動停止時 制御系統図

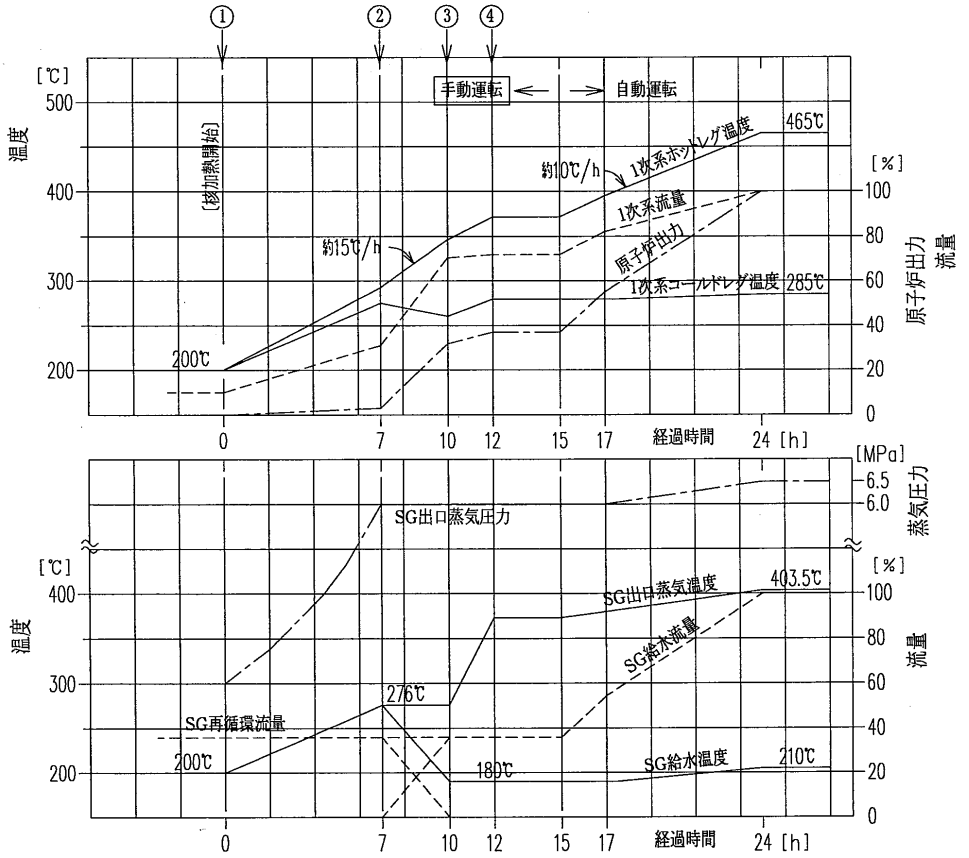


図 3.1.3.71　自然循環炉のプラント起動曲線(計画)

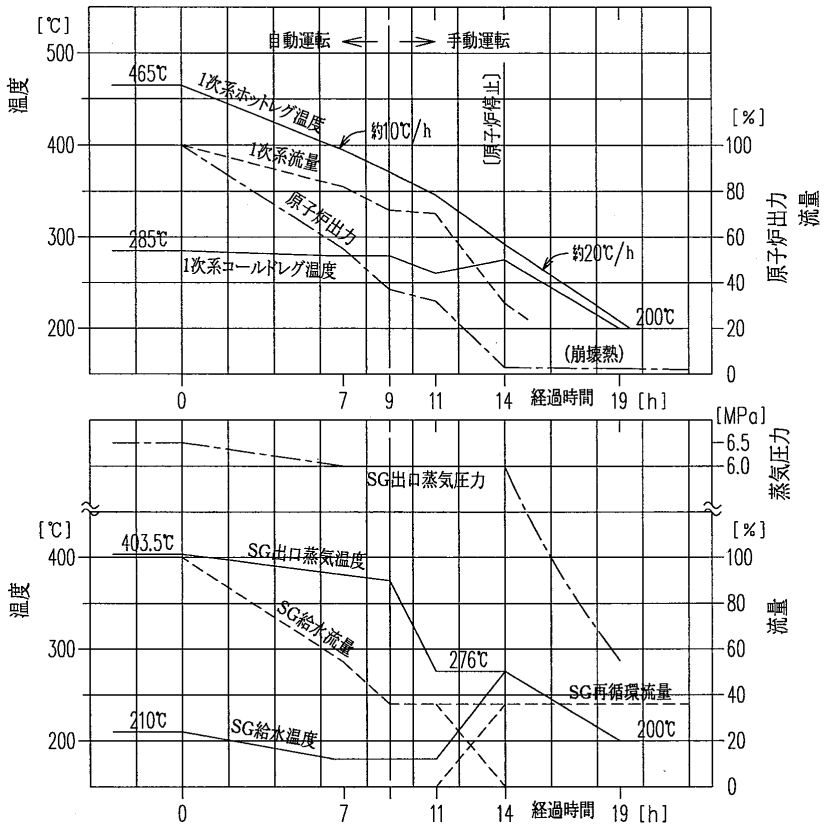
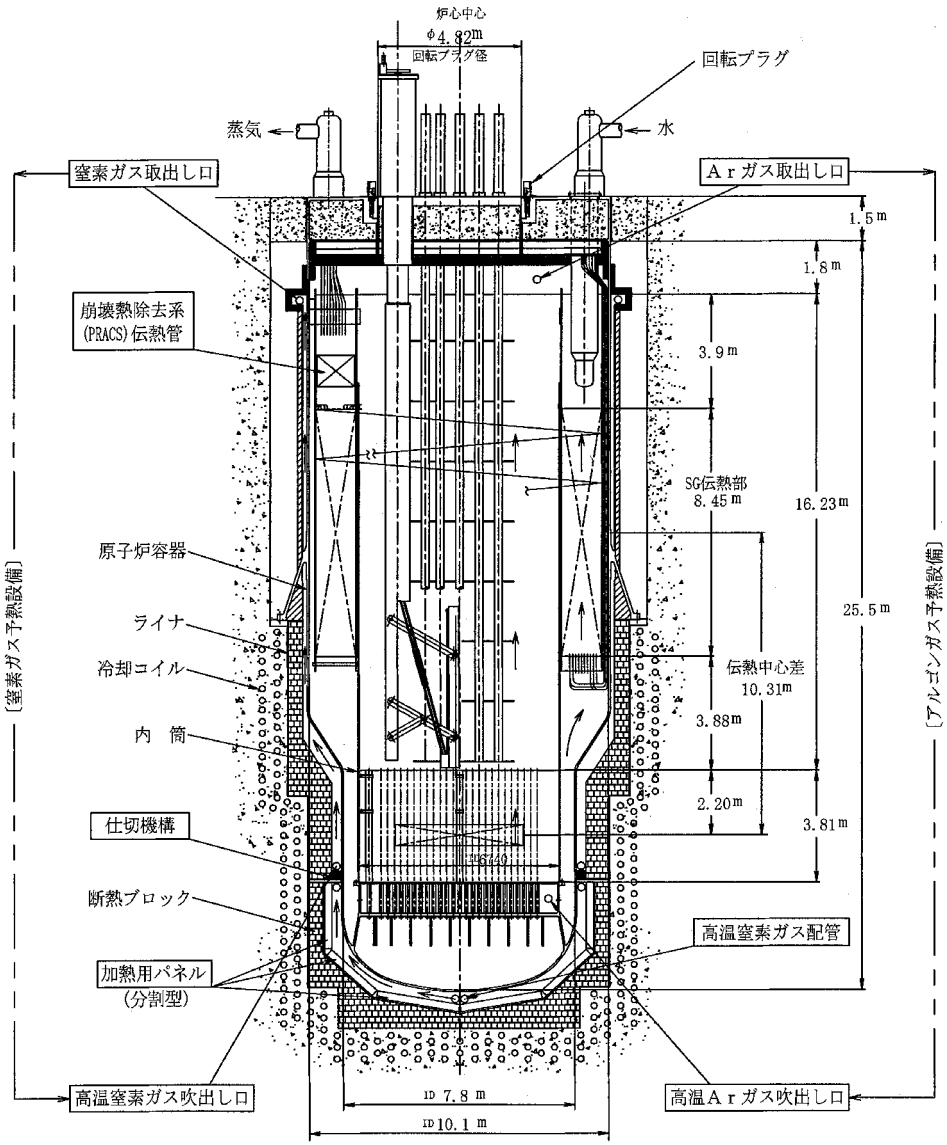
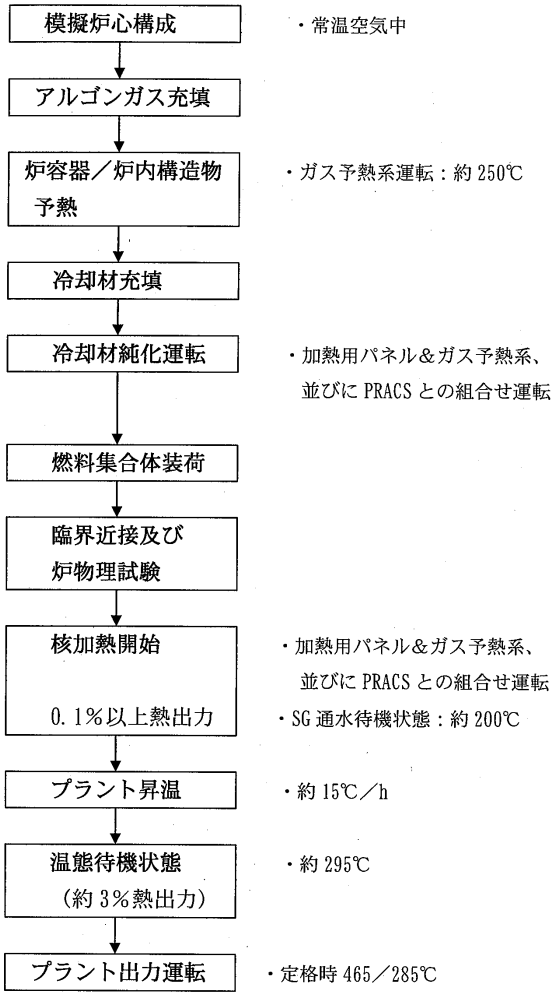


図 3.1.3.72　自然循環炉のプラント停止曲線(計画)





初回起動手順

図 3.1.3.73　加熱設備構成と初回起動手順

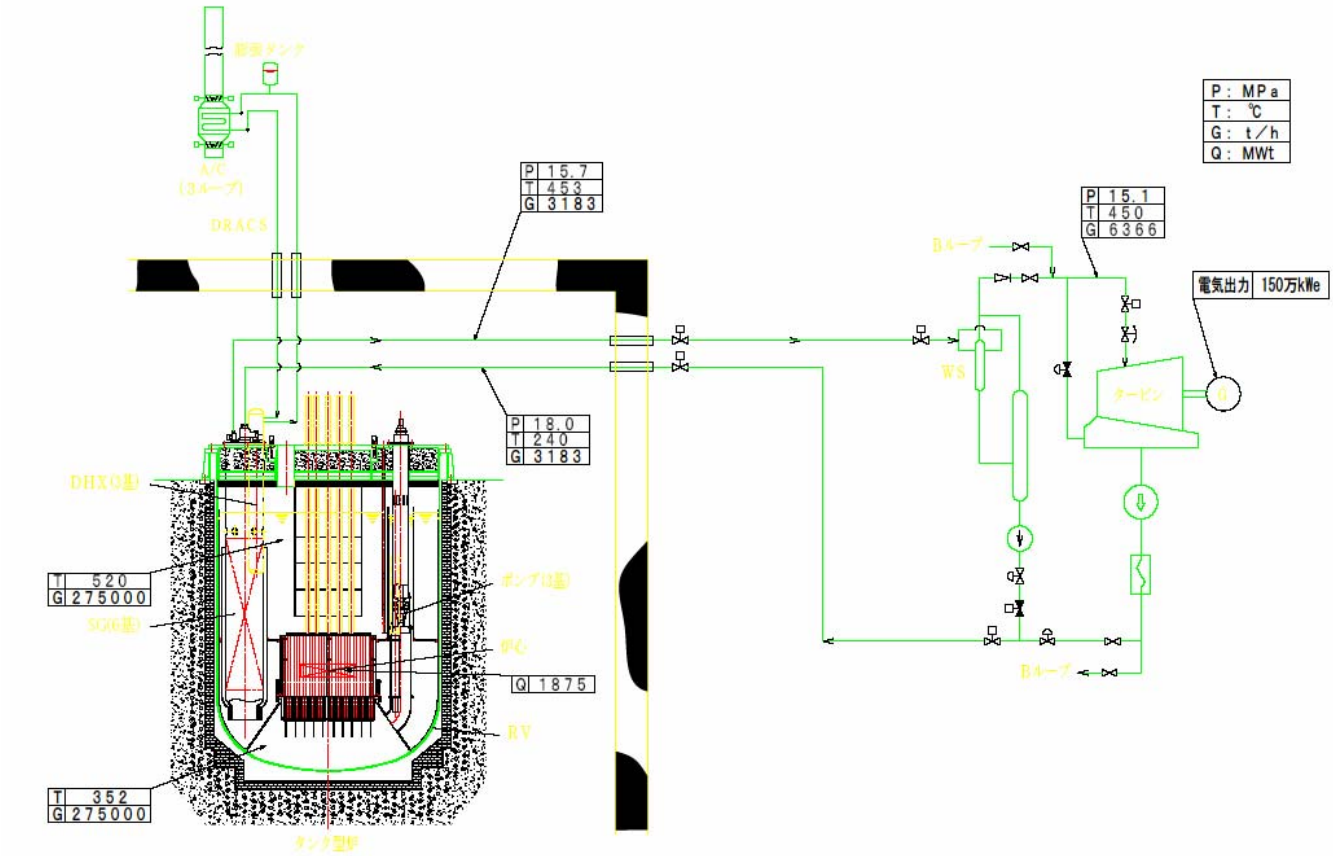


図 3.1.3.74　保守補修性を向上させた炉　プラント系統図及びヒートバランス

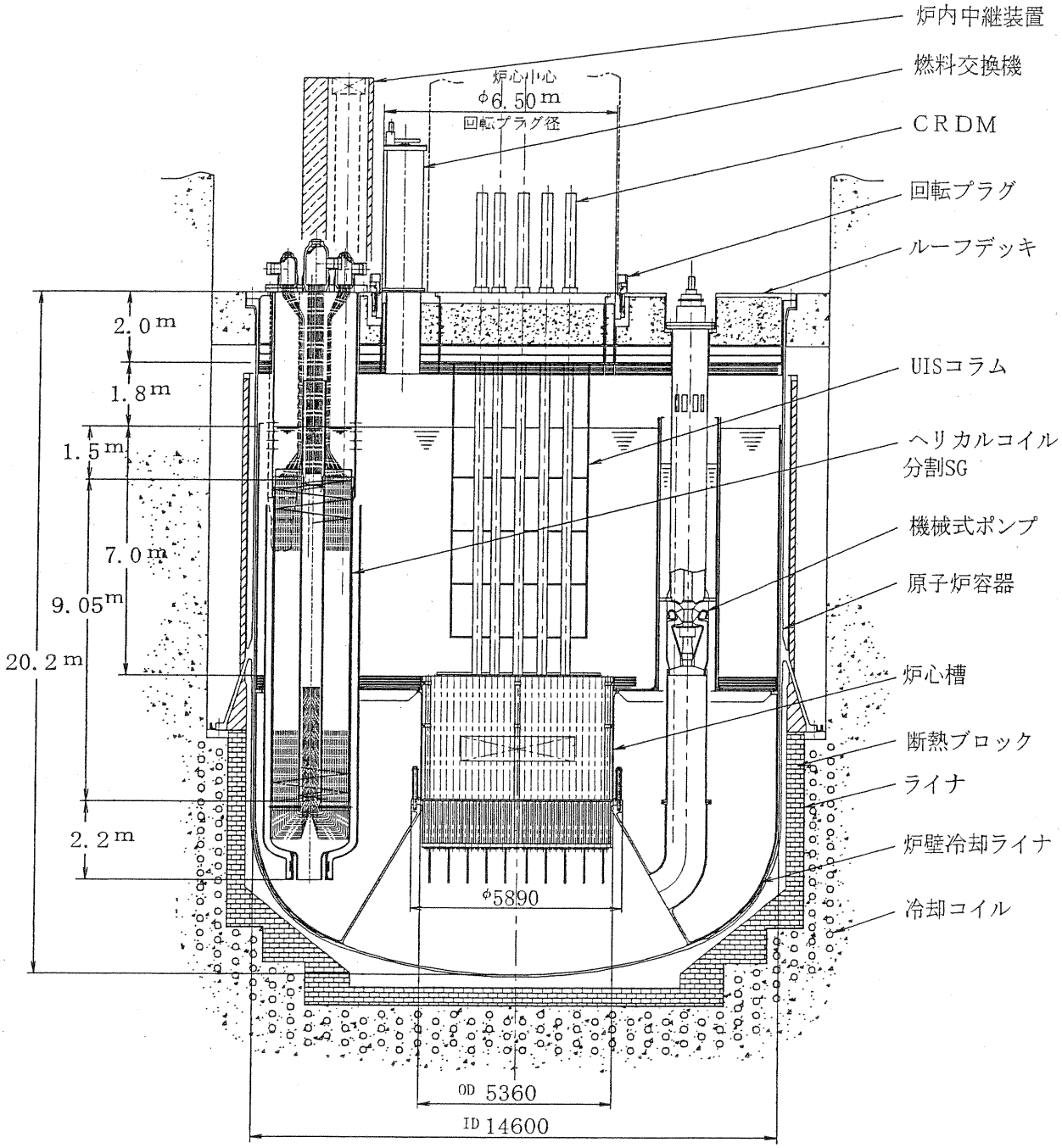


図 3.1.3.75　原子炉構造概念図（立面図）

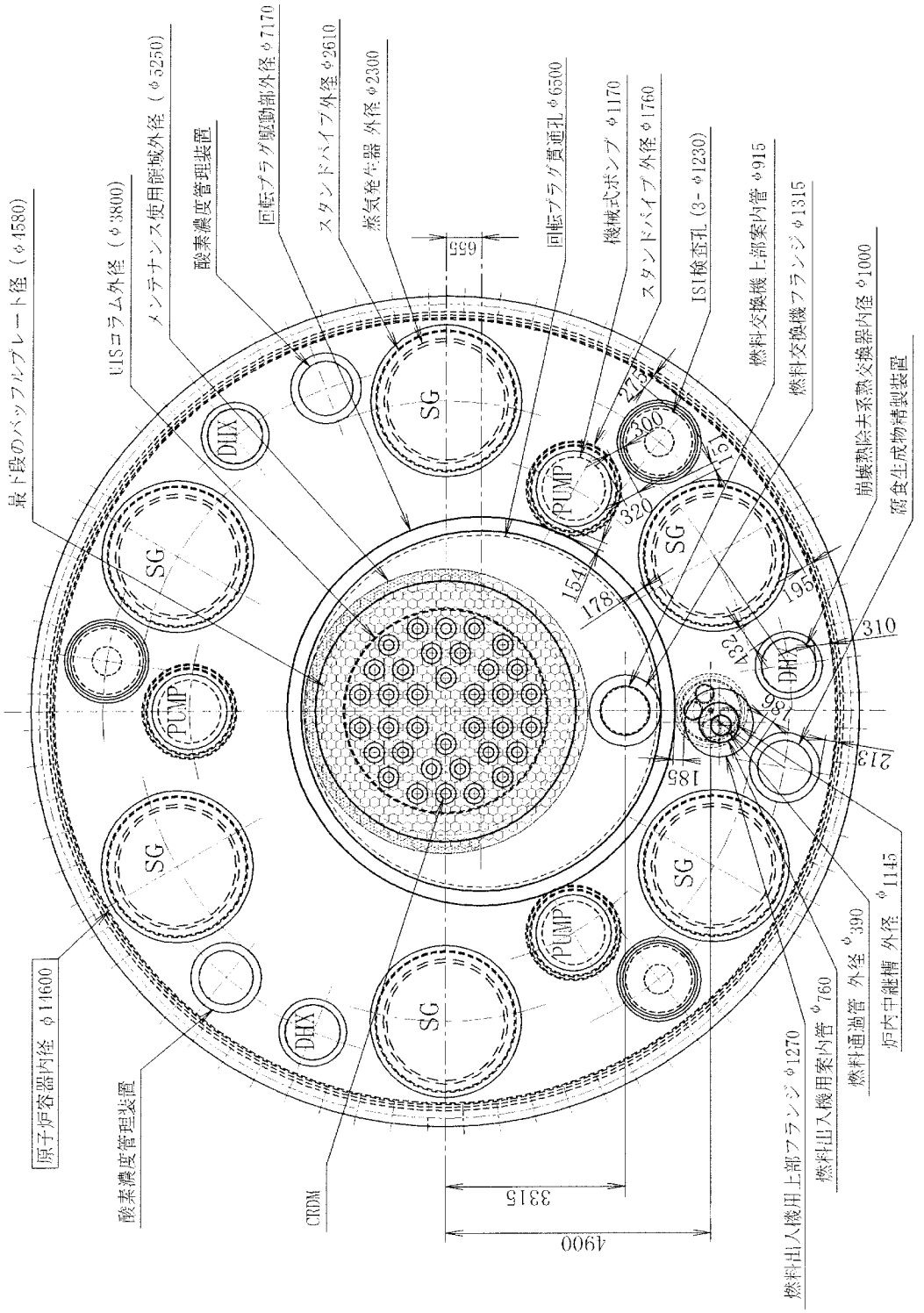
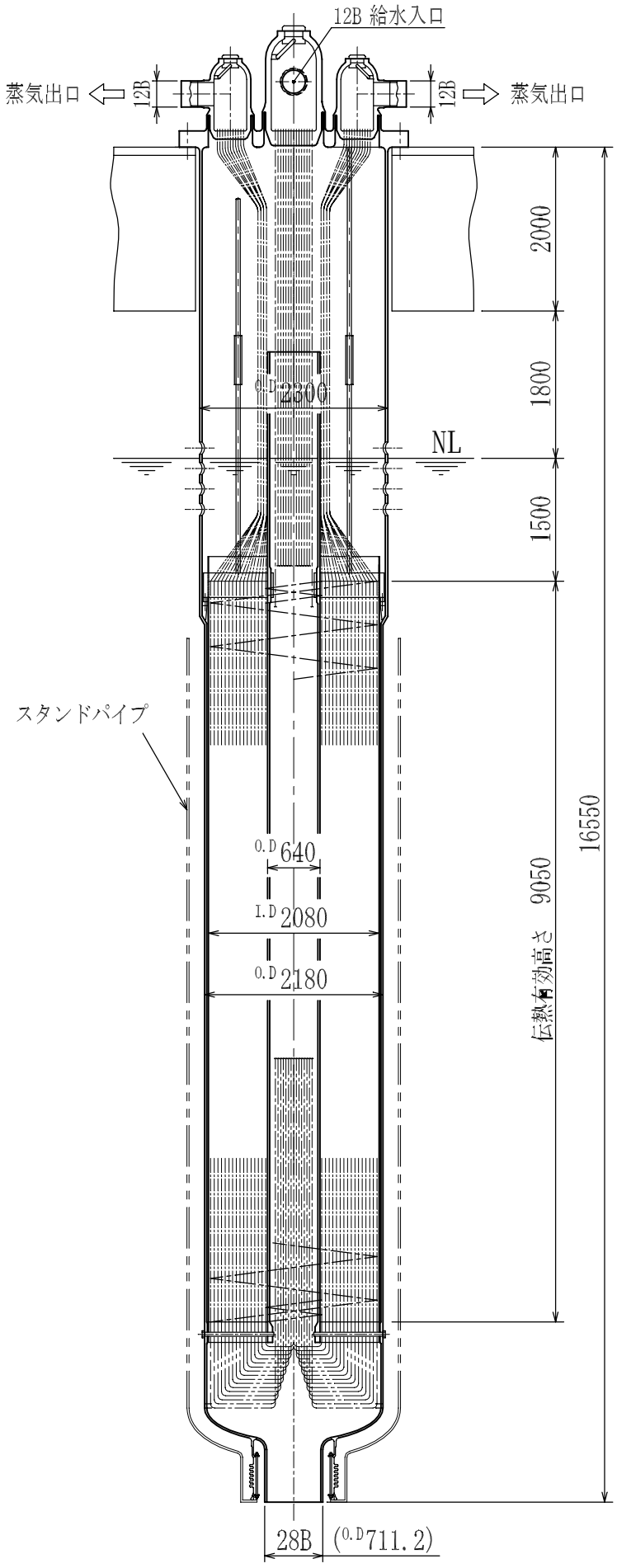


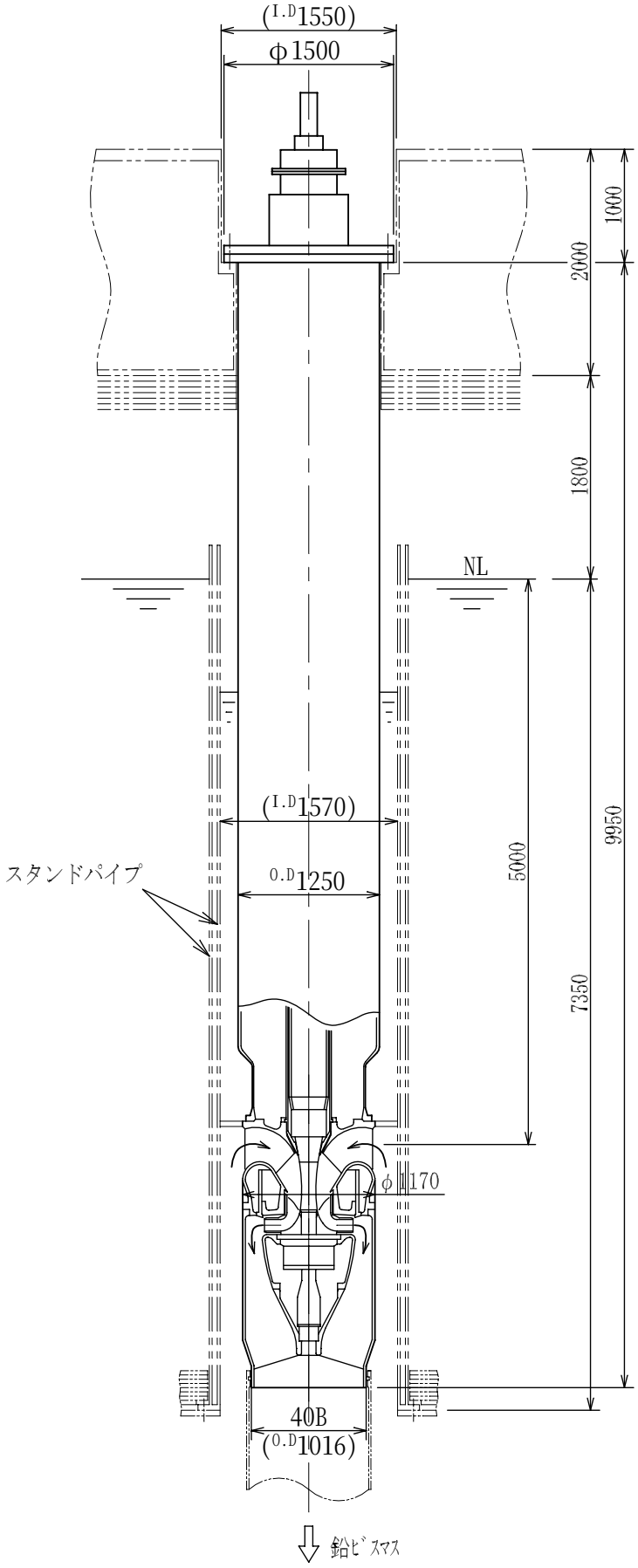
図 3.1.3.76　原子炉構造概念（平面図）



設計仕様

SG型式	分離ヘリカルコイル型	
管外流体	鉛ビスマス	
管内流体	水・蒸気	
交換熱量	312.5 MWt/基	
基数	6 基	
伝熱面積	1005 m^2	
伝熱管材質	12 Cr系鋼	
伝熱管	外径	25.4 mm
	板厚	2.6 mm
	伝熱部高さ	9.05 m
	本数	199 本
	配列ピッチ(径/軸)	45 mm/ 45 mm
	コイル層数	16 層
定格流量	鉛ビスマス側	4.58×10^{7} kg/h
	水・蒸気側	5.30×10^{5} kg/h
定格温度	鉛ビスマス入口	520 ℃
	鉛ビスマス出口	352 ℃
	給水入口	240 ℃
	蒸気出口	452.7℃(15.7MPa)
圧力損失	鉛ビスマス側	107 kPa
	水・蒸気側	2.5 MPa
概略重量	約 84 ton/基	

図 3.1.3.77　蒸気発生器構造概念図



ポンプ仕様

ポンプ形式	縦置き機械式遠心ポンプ
基　数	3 基
材　質	9Cr系鋼
運転温度	352 ℃
運転流量	9.17×10^{4} t／h
ポンプ流量	148.4 m^3／min
揚　程	4.8 m
$NPSH_{Av}$	5　m
回転数	300 rpm
軸動力	1500 kW/基
ポンプ本体径	1.17 m
スタンドパイプ径	1.57 m
出口配管径	40 B
概略重量	約 30 ton/基

図 3.1.3.78　ポンプ構造概念図

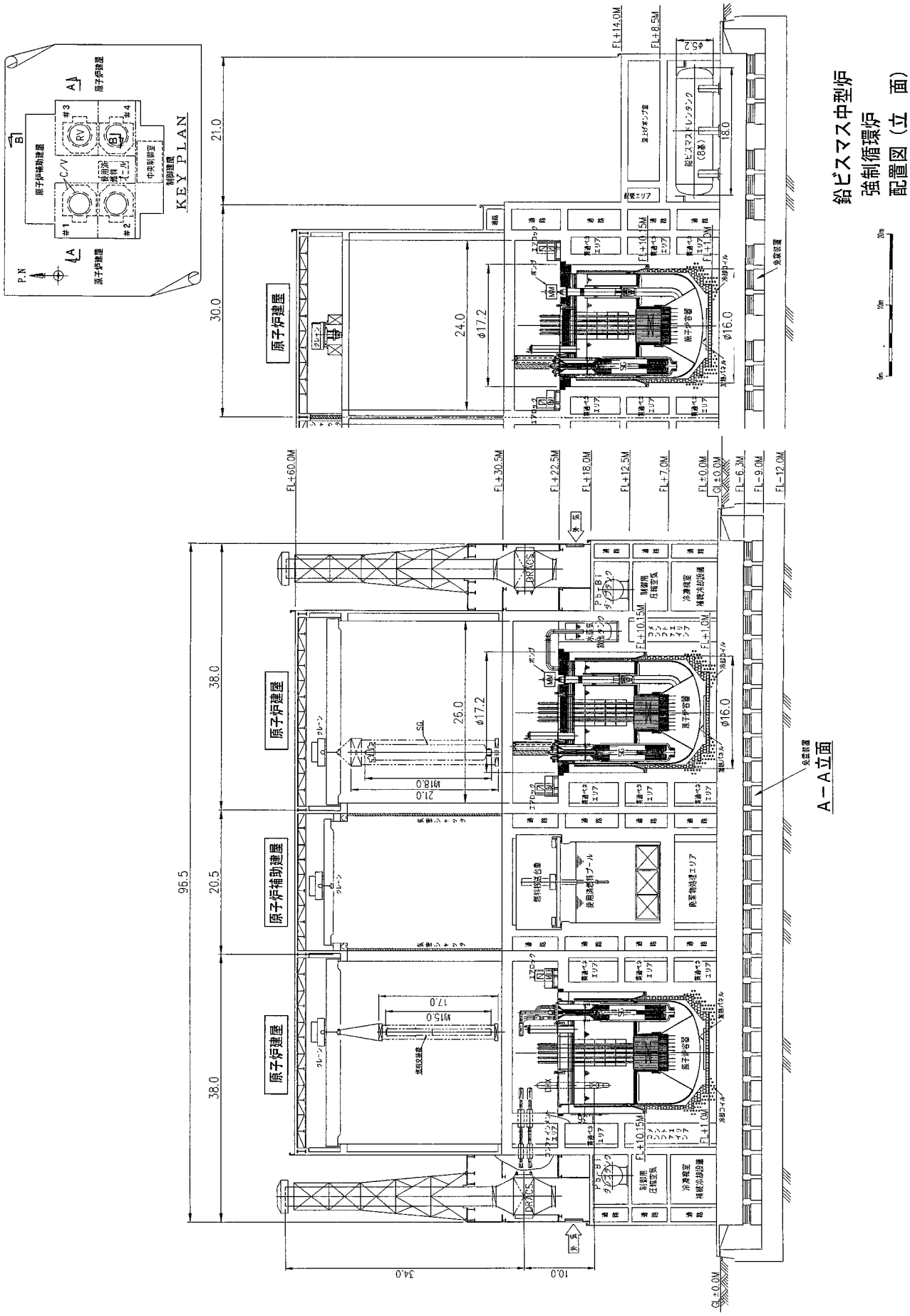


図 3.1.3.79(1/2)　建物・配置図　（立面図）

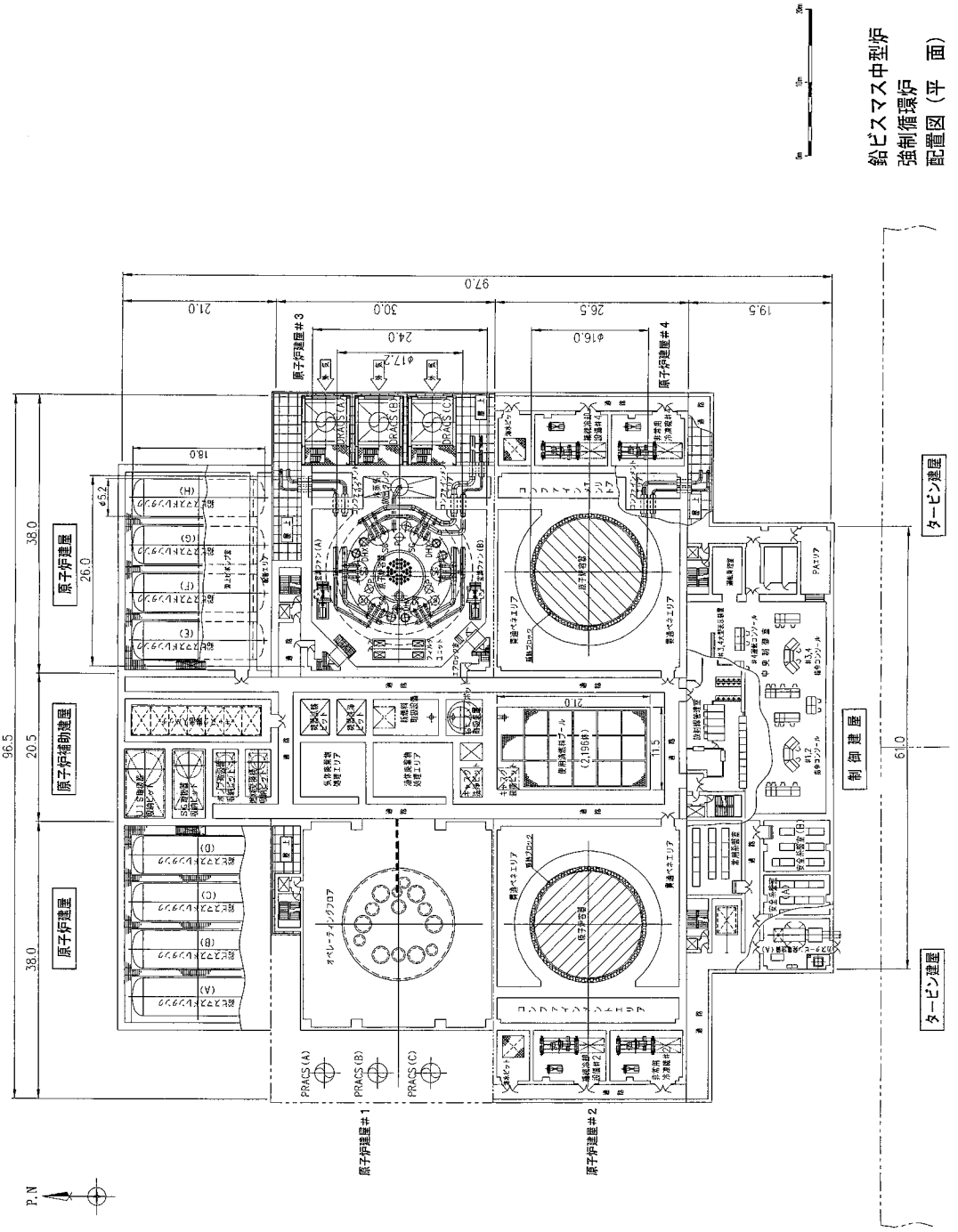


図 3.1.3.79(2/2)　建物・配置図　（平面図）

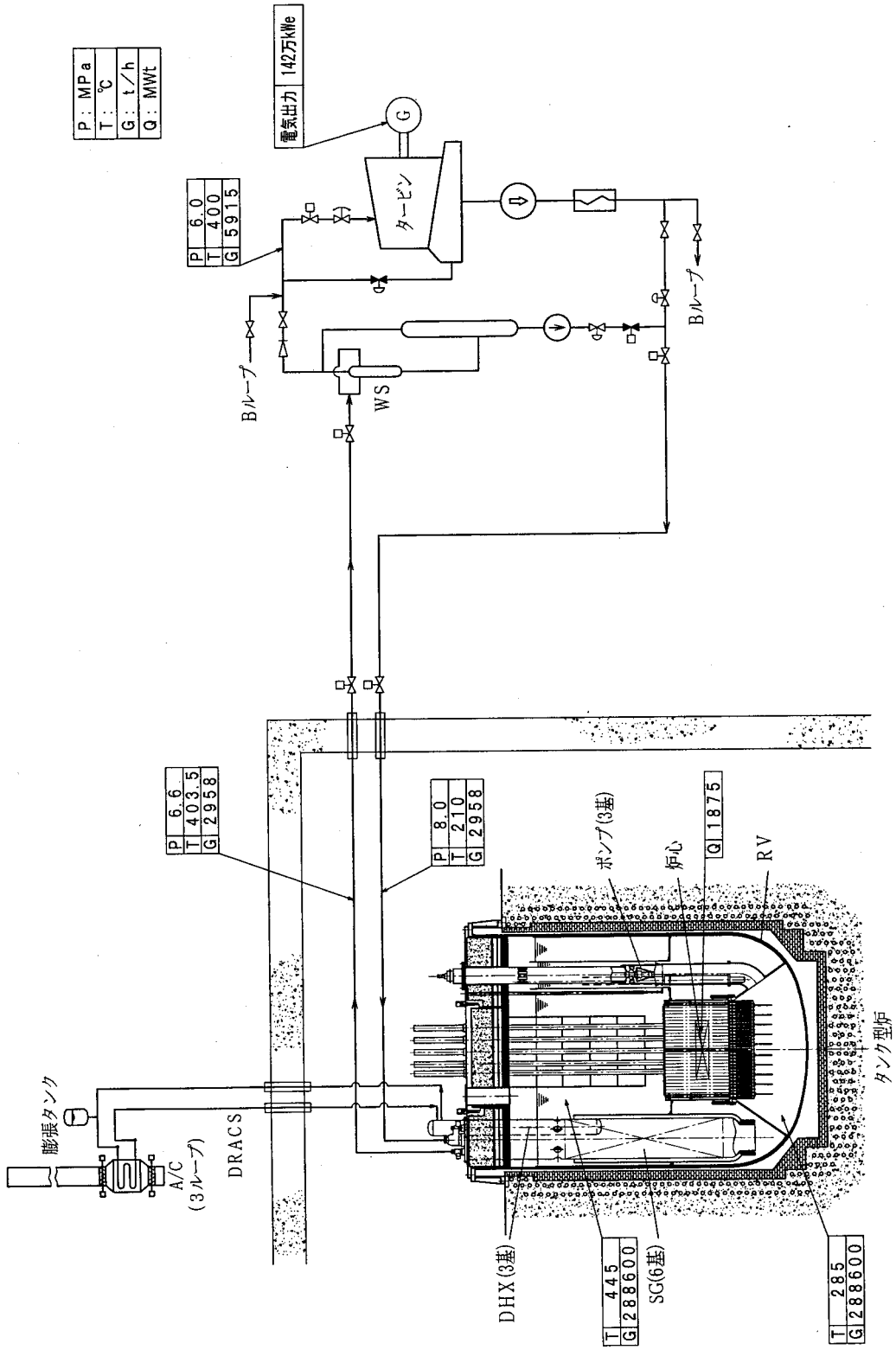
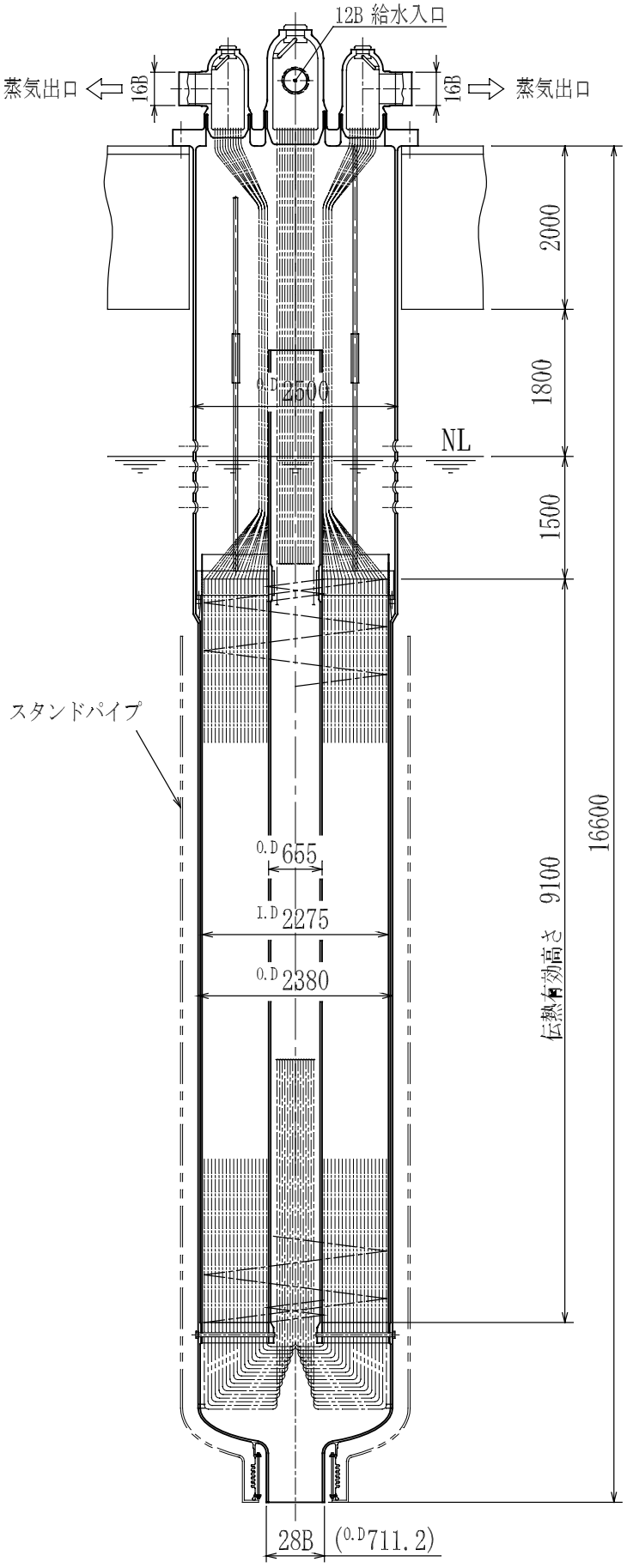


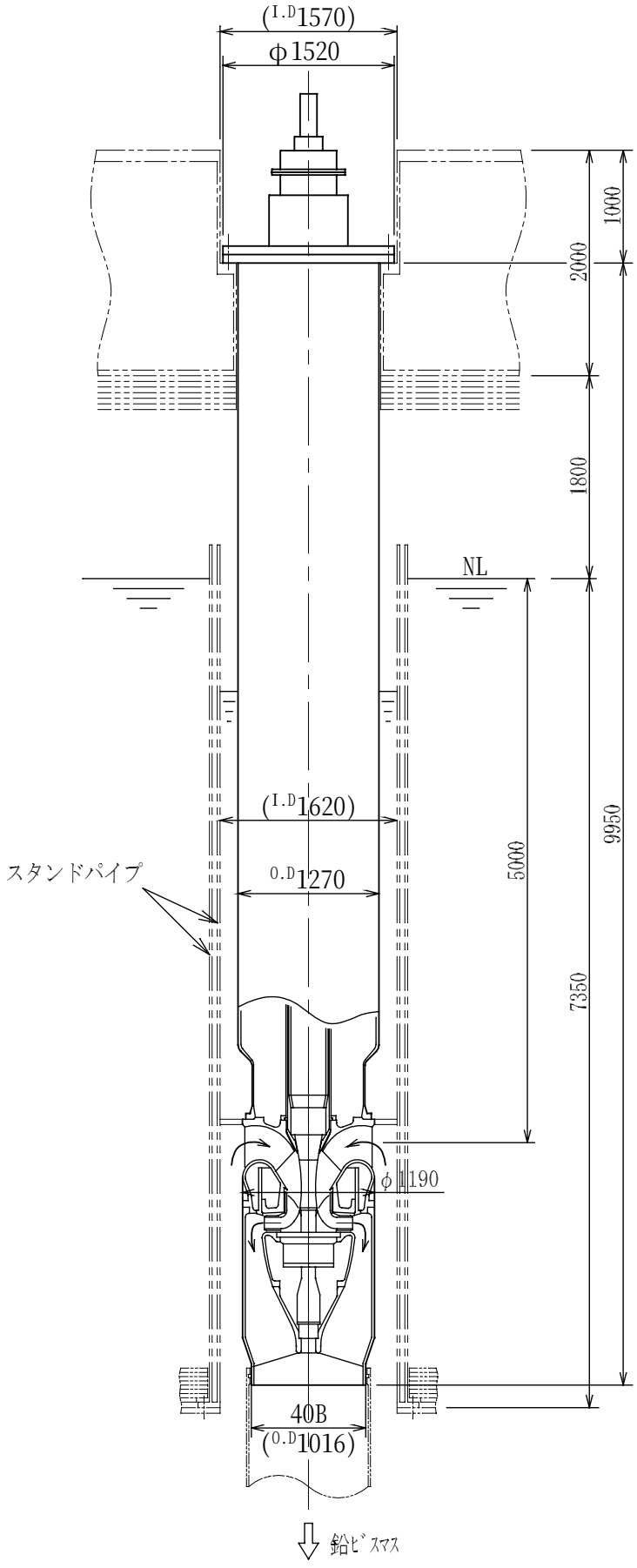
図 3.1.3.80　低温化プラント ヒートバランス



設計仕様

ＳＧ型式	分離ヘリカルコイル型	
管外流体	鉛ビスマス	
管内流体	水・蒸気	
交換熱量	312.5 MWt/基	
基　数	6 基	
伝熱面積	1230 m^2	
伝熱管材質	12 Cr系鋼	
伝熱管	外　径	25.4 mm
	板　厚	1.7 mm
	伝熱部高さ	9.1 m
	本　数	284 本
	配列ピッチ(径/軸)	45 mm/ 45 mm
	コイル層数	18 層
定格流量	鉛ビスマス側	4.81×10^{7} kg/h
	水・蒸気側	4.93×10^{6} kg/h
定格温度	鉛ビスマス入口	445 ℃
	鉛ビスマス出口	285 ℃
	給水入口	210 ℃
	蒸気出口	403.5℃ (6.5MPa)
圧力損失	鉛ビスマス側	85 kPa
	水・蒸気側	1.2 MPa
概略重量	約 86 ton/基	

図 3.1.3.81 低温化プラント 蒸気発生器構造概念図



ポンプ仕様

ポンプ形式	縦置き機械式遠心ポンプ
基　数	3 基
材　質	9Cr系鋼
運転温度	285 ℃
運転流量	9.62×10^{4} t／h
ポンプ流量	156.0 m^3／min
揚　程	4.95 m
$NPSH_{AV}$	5 m
回転数	300 rpm
軸動力	1625 kW/基
ポンプ本体径	1.19 m
スタンドパイプ径	1.62 m
出口配管径	40 B
概略重量	約 30 ton/基

図 3.1.3.82 低温化プラント 主循環ポンプ構造概念図

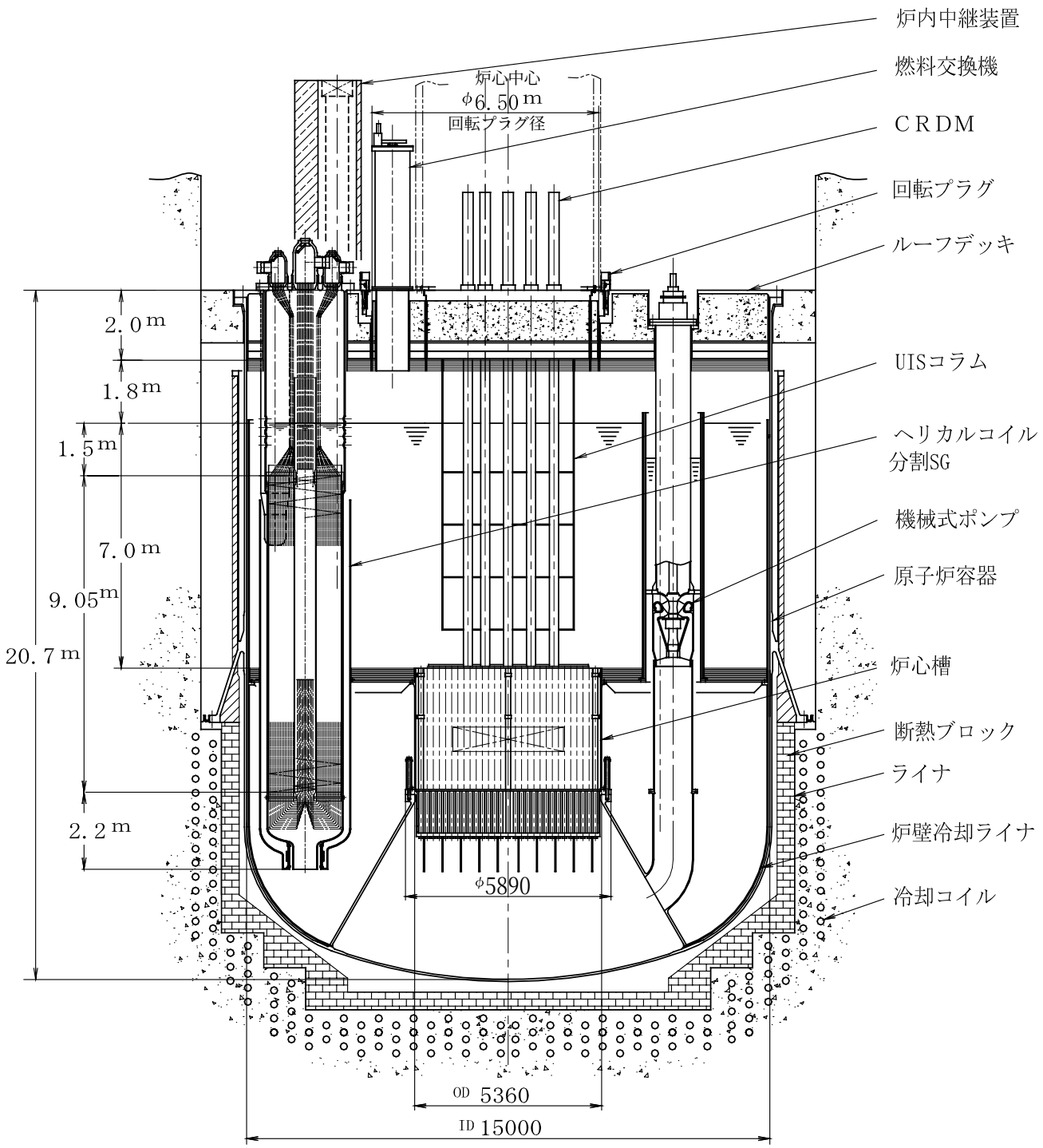


図 3.1.3.83 低温化プラント 原子炉構造概念図（立面図）

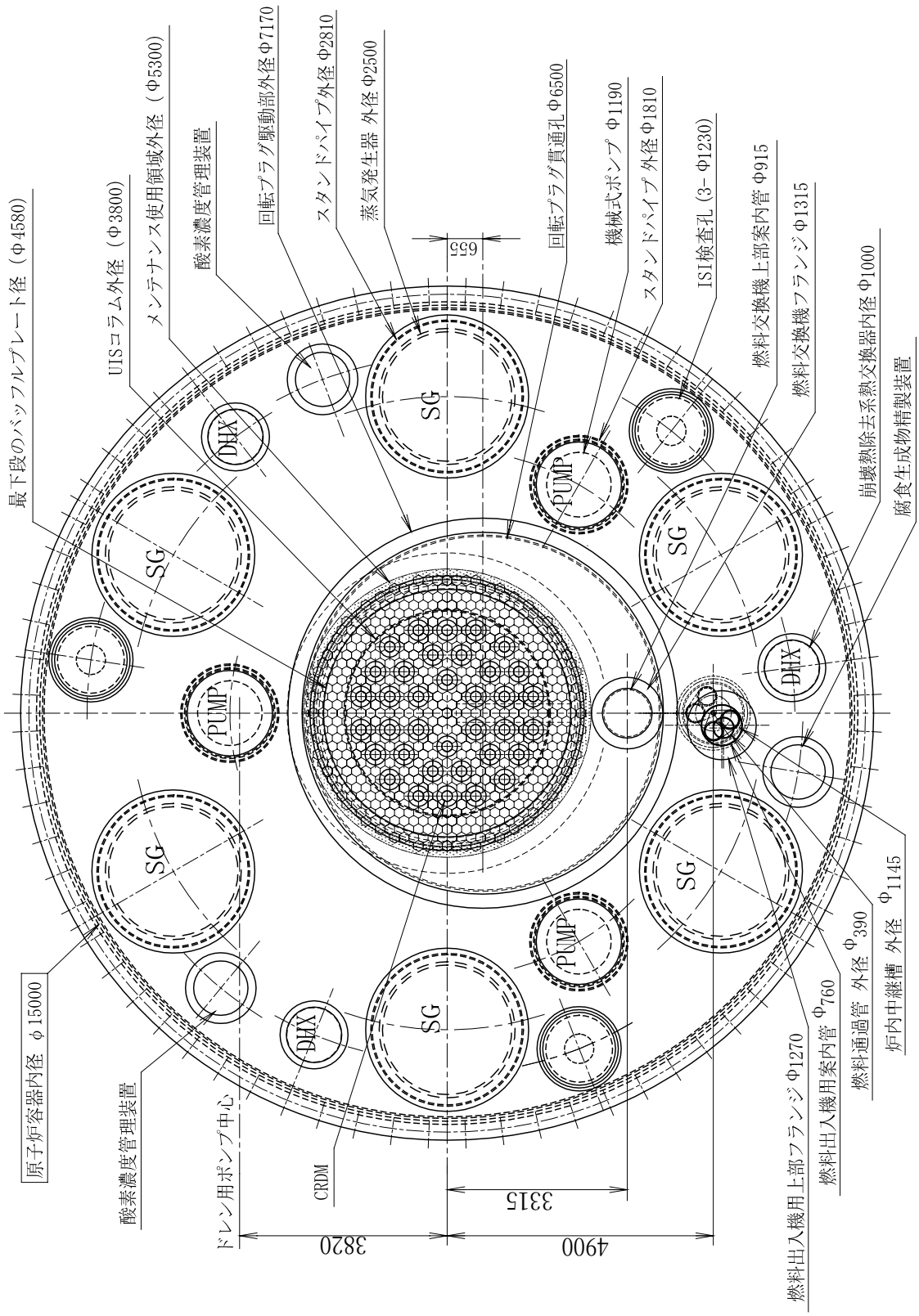


図 3.1.3.84 低温化プラント 原子炉構造概念図（平面図）

3.2　性能および技術的成立性の評価
3.2.1　設計要求への適合性評価
3.2.1.1 安全性

本プラントは、わが国では開発経験のない冷却材と燃料を組み合わせた検討途上の概念であり、プラント概念については成立性に関わる主要部分についてのみ検討が行われており、安全性に関する評価も予備的なものである。このため、現段階においては、安全性に関する設計要求への適合性を厳格に判断する必要は必ずしもなく、今後の研究開発による成果への期待も含めた上で適合可能性を評価した。評価の根拠となる安全評価の内容については、「3.2.2.4 安全評価」に記載した。

個別の安全設計要求に対する適合性評価を以下に示すが、総じて見れば適合性を否定する事項は現状では見出されておらず、今後の検討によって設計要求に適合した概念が構築できる可能性がある。

但し、鉛ビスマス環境下での防食技術の獲得とそれに関連する燃料被覆管および原子炉構造の健全性確保を実現することが不可欠であり、ここでの安全性の議論は、それを前提としていることに注意を要する。

また、再臨界回避方策については、その明確化のためには鉛ビスマス冷却条件における窒化物燃料破損挙動に関するデータ取得が不可欠である。

① 安全要求
(i)決定論的安全要求

主要な系統、機器については、ナトリウム炉の設計にならい多重化が図られており、この設計要求にそって安全設備の系統設計を具体化していくことは十分可能であると考えられる。

また、後述のごとく受動的安全機能の導入を図ることとしている。

炉心燃料の健全性確保の観点から代表的な設計基準事象を摘出し予備評価を実施し、外部電源喪失と単一故障を想定した条件においても炉心燃料の健全性が確保される見通しを得た。また、事故時ひばく評価についても、予備的な評価により成立性見通しを得た。
(ii)確率論的安全要求

簡易な確率論的安全評価を実施することにより、炉心損傷発生頻度を概算した結果、10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しを得た。

炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度については、明らかにできる段階にはなく、今後の研究によって、その見通しを示す必要がある。

② 安全設計の基本的原則の遵守

「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」(昭和 55

年 11 月 6 日原子力安全委員会決定）およびこれらに基づいて安全審査が実施された国内の既存軽水炉および先行ナトリウム冷却炉の設置許可申請書、さらには、高速増殖実証炉向けに検討された安全設計・評価方針を参考として、設計方針を暫定した。今後の検討により、これを満足できるよう概念を具体化することは可能と考えられる。

③ 原子炉停止機能への要求

主系と後備系の独立した２系統の制御棒による原子炉停止系を設置すると共に、後備系の切り離し部に、冷却材の温度上昇を感知して制御棒を切り離す自己作動型炉停止機構（SASS）を設置することを検討している。

本概念では、異常時の受動的な負の反応度投入機構として、制御棒駆動軸の熱膨張による制御棒挿入効果を取り入れることを検討している。この効果を実機の安全評価に取り入れるためには、鉛ビスマス流動下での過渡応答試験を実施し、その結果に基づいて効果を定量化する必要がある。

④ 崩壊熱除去機能への要求

強制循環炉、自然循環炉共に多重化を図った系統構成としている。各系統の２次系と空気冷却器は動的機器に期待しない自然循環による除熱が可能な設計としている。このような設計により、崩壊熱除去機能喪失による炉心損傷発生頻度の低減が図られると共に、全交流電源喪失を仮定しても、冷却材の自然循環による崩壊熱除去が可能な見通しである。

事故管理方策による機能回復可能性については現状では未検討であり、設計具体化のなかで検討していく必要がある。

⑤ 炉心損傷に対する格納機能の確保

本概念においては、冷却材沸点は構造材融点よりも高い。このため、冷却材ボイド反応度が投入される以前に構造材および燃料の移動反応度が投入されることとなり、即発臨界回避の観点からボイド反応度のみを制限しても意味をなさない。異常状態における炉停止失敗事象において炉心全体が高温化し被覆管がクリープ破損する場合に FP ガス放出によってボイド反応度が挿入されうるが、評価対象とした炉心では、これによる即発臨界は回避できる。

現状では鉛ビスマス冷却材内における窒化物燃料の破損および破損後挙動に関する実験データは皆無であり、定量的な評価を実施するためには、その取得が不可欠である。このため、現状では可能性のある事象推移を推定するに止まっている。構造材が溶融し拘束を失った燃料がどのようにふるまうかについては、不確かさは極めて大きいが、拘束されない状態では、容易に燃料分散するので再臨界となっても、むしろ分散駆動力として働き、厳しい再臨界とはなりがたい可能性がある。燃料が分散浮上する場合は、浮上先で未臨界性と冷却性を確保するための設計対応が必要とされる。燃料が炉心領域に留まる場合は再臨界が発生する可能性があり、事故影響の炉容器内

終息を実現するためには炉容器と炉心支持構造物を補強する必要が生じる可能性もある。しかし、仮に炉容器が破損した場合でも、ガードベッセルの機能を有する炉容器室内で、崩壊熱除去系やコンクリート冷却系などによる崩壊熱除去が可能であれば、事故影響の格納性という観点では炉容器内終息と同等と考えることができる。

⑥ 個別要求

鉛ビスマス漏洩の原因となるバウンダリ破損に対しては、バウンダリとなる配管構造を持たないタンク型とすることによって低減される。バウンダリとなる原子炉容器は信頼性の高い構造設計とし、さらに、確度の高い ISI 検査技術を適用することによって、漏洩が発生しがたい設計を目指している。万一の漏洩に対しても、原子炉容器内の冷却材液位確保が可能なように、原子炉キャビティにライナを内張りし、断熱ブロックを詰めることによって容積制限する設計としている。

蒸気発生器伝熱管破損時の水漏洩についても、信頼性向上を追求した構造設計や検査技術の適用によって発生頻度低減を目指すとともに、万一の漏洩時にも、炉心への蒸気流入が発生しがたい流路構成とするとともに、早期検出と保護動作によって漏洩の影響を局限することとしている。

これらの概念の実現により、鉛ビスマス漏洩および蒸気発生器伝熱管漏洩が安全上問題とならない見通しである。ただし、蒸気発生器伝熱管漏洩については、特に強制循環型について、1 次系内に侵入した蒸気が炉心に流入する可能性が否定できないので、その時の投入反応度が過大とならないこと、炉心燃料および原子炉構造材料の健全性への影響が問題とならないこと、速やかな復旧操作が可能であること（安全の問題ではないが）について確認する必要がある。

3.2.1.2　経済性評価

経済性評価結果を、表 3.2.1.1 に示す。

表から､鉛ビスマス冷却炉に関して､設計要求の参考値である建設単価については､､経済性最適化の強制循環型、自然循環型はともに目標値をほぼ下回り、経済性を達成したと言える。一方、保守・補修性最適化の強制循環型炉については、高温（被覆管最高温度 650℃）プラントに関してはほぼ経済性目標を達成していると評価できるが、材料適用性の観点でより現実的な低温化プラントは目標値を 8%上回る評価となった。

3.2.1.3　資源有効利用性

高速炉の優れた中性子経済により、強制･自然循環冷却炉とも増殖性能は要求を満足している。また、内部転換性能が優れているため、TRU 燃料を含む低除染燃料の受け入れ対応が可能であり、TRU 燃焼も可能である。表 3.2.1.2 に 2 種類の軽水炉回収 TRU 組成を用いた時の主要な炉心特性を FBR 多重リサイクル時の燃料組成の結果と比較して示す。各ケースの炉心ともサイクル長さ 18 ヶ月、燃焼度 150 GWd/t、増殖比 1.1～1.2 を概ね満足しており、燃料組成の影響も比較的小さいことが分かる。この様に、鉛ビスマス冷却炉は想定される何れの軽水炉使用済燃料再処理シナリオケースの TRU 組成においても、炉心性能は設計目標を概ね達成しており、TRU の受入性に対して柔軟性を有している。

3.2.1.4　環境負荷低減性

内部転換性能が優れているため、上述のように TRU 燃料を含む低除染燃料の受け入れ対応が可能である。

また、鉛ビスマス強制循環冷却炉および自然循環冷却炉は、達成できる核変換率に差はあるものの、いずれも平衡期炉心として要求される 1 以上の増殖比を維持しながら自己生成分の I 及び Tc を核変換できる見通しである。

強制･自然循環冷却炉の LLFP 変換特性を、表 3.2.1.3 に比較して示す。自然循環冷却炉では、^{129}I の取出変換率は約 28%と目標値の 30%に近い値を達成しており、^{99}Tc の変換率も約 21%と、強制循環冷却炉に比べて高い値を得ている。炉心周辺に LLFP 集合体を装荷する場合、LLFP の装荷量は炉心の大きさ（炉心径と高さ）に依存する。一方、LLFP 生成率は原子炉熱出力にほぼ比例するため、「径表面積/炉出力」が変換特性を表す一つの指標となる。自然循環冷却炉の炉心等価直径は強制循環冷却炉とほぼ同等の炉心径でありながら、出力は 1450MWt と 2 割以上小さいために、この「径方向表面積/出力」が大きいことが自然循環冷却炉の変換特性が優れる一つの理由と考えられる。

また、原子炉熱出力当りの ^{129}I 装荷量は、強制循環冷却炉で約 480kg/GWt に対し、自然循環冷却炉では約 210kg/GWt と半分以下であり、自然循環冷却炉ではガスプレナム長を長くとれるため内圧制限の観点からも有利となっている。

3.2.1.5　核拡散抵抗性

TRU 燃料を含む低除染燃料の受け入れ対応が可能であり、また径方向ブランケット（核兵器転用が容易な Pu を生成）を設けていないため、純粋な Pu に対する対策が軽減できる。

3.2.1.6 運転、保守・補修性

運転性及び保守補修性に関しては、①経済性最適化強制循環炉と②経済性最適化自然循環炉、③保守補修性最適化強制循環炉及びの 3 炉型について評価した。④保守補修性最適化強制循環炉低温化オプション概念は保守補修性については③と同一である。以下に評価結果を示す。

(1) 運転性

①経済性最適化強制循環炉

本概念は強制循環炉であり、ナトリウム炉と同様に通常時運転時の挙動については適切な制御系を構成することにより、運転性としての問題は発生しないと考える。

②経済性最適化自然循環炉

本概念は自然循環炉であり、主循環系統にポンプを持たず出力運転時にも主循環流量は成り行きとなり流量を独立してコントロールできないことが特徴である。3.1.3.2(3)項で自然循環炉特有の運転状態である初回起動時運転と代表的な運転操作である通常起動停止のプラント操作性について検討を行った。初回起動運転に関しては炉容器底部をガス予熱により加熱し冷却材循環を起動する方法によって可能であることが明らかとなった。また通常起動停止運転は起動操作に 24h、停止操作は 19h で完了可能であると評価された。これらの評価結果より、運転性については大きな問題は無いと見通した。

③保守補修性最適化強制循環炉

本概念は強制循環炉であり、ナトリウム炉と同様に通常時運転時の挙動については適切な制御系を構成することにより、運転性としての問題は発生しないと考える。

(2) 保守補修性

(i) 定期検査

定期検査については経済性最適化強制循環炉と経済性最適化自然循環炉について 3.1.3 節にて検討されている。検討結果をまとめて表 3.2.1.4 に示す。
結果より、プラント稼働率としては目標値の 93%を上回る見通しを得た。

(ii) 非定常保守及び補修性

ここでは毎定検時には実施しない冷却材バウンダリ内の炉内構造及び機器の検査性及び補修性について評価する。鉛ビスマス冷却材バウンダリ内の構造・機器に対して、どの程度の検査が必要かについては今後の冷却材による構造材腐食の R&D により明らかとなる事項であり、現時点で保守作業を具体的に決定することは困難である。本検討では「経済性最適化概念」として最低限の炉内構造監視を可能とすること、「保守補修性最適化概念」として主要機器の引き抜き検査及びより詳細な炉内構造検査が可能なことを条件として概念検討を行った。表 3.2.1.5 に各概念の保守補修性を整理するとともに、以下に各概念について評価を加える。

なお、評価の中で冷却材中遠隔検査機器（表 3.2.1.5 では遠隔検査機器と表記）とあるのは、冷却材中に浸漬したセンサから発する音波（超音波を含む）により構造の形状及び表面状態を検査する機器を想定している。また冷却材中直接検査機器（表

3.2.1.5 では直接検査機器と表記）とあるのは、冷却材中に浸漬したセンサを構造材料に直接接触させ、構造材料の表面状態及び欠陥を検出可能な機器を想定している。これらの検査機器についてはナトリウム炉の検査機器として概念検討が進められており、原理としては同様のものを鉛ビスマス冷却材にも使用可能（冷却材密度は異なるが、構造材料と冷却材の音響インピーダンスの差はともに大きいため同一原理の適用が可能）と考えている。

①経済性最適化強制循環炉

3.1.3 節に示された代表概念としては遠隔検査機器の挿入ルートが確保されていないが、原子炉容器をやや大きくすることによって直径 30cm 程度の検査孔を 3 カ所程度設置することは可能である。

表 3.2.1.5 よりサーペンタイン型 SG の伝熱管検査手法の開発は必要となるが、鉛ビスマス冷却材による構造材腐食挙動が明らかとなっているという前提に立てば、必要十分な保守補修性を有すると評価できる。

②経済性最適化自然循環炉

3.1.3 節に示された代表概念としては遠隔検査機器の挿入ルートが確保されていないが、原子炉容器をやや大きくすることによって直径 30cm 程度の検査孔を 3 カ所程度設置することは可能である。

表 3.2.1.5 より長半径ヘリカルコイル型 SG の伝熱管検査手法の開発は必要となるが、鉛ビスマス冷却材による構造材腐食挙動が明らかとなっているという前提に立てば、必要十分な保守補修性を有すると評価できる。また、ポンプそのものの検査が無いため保守補修必要部位が減少するという面ではメリットとなるが、下部プレナムへの検査機器挿入ルートが無いというデメリットも有する。

③保守補修性最適化強制循環炉

炉内全機器（ポンプ、SG、UIS）の引き抜き保守補修、及び冷却材ドレンとルーフデッキ開放による補修可能性、と液体金属冷却炉としては最大限の保守補修性を有すると評価できる。これは、鉛ビスマス冷却材が空気及び水分との反応性が低いため、原子炉容器の開放が可能になったためであり、鉛ビスマス冷却材の特徴を活かした設計となっている。

一方、鉛ビスマス冷却材による構造材腐食挙動が明らかとなり、腐食制御が高い信頼性を持って行えるという前提に立てば、保守補修性に関して過剰な性能を持ち、建設コストを大きくしている。具体的には、炉内機器の引き抜き性確保のために原子炉容器径が約 3m 大きくなること、UIS 及び SG の補修ピット確保、冷却材ドレンのためのダンプタンク確保、の点で建設コストを増大させている。

表 3.2.1.1　鉛ビスマス冷却炉の経済性評価結果

形式	炉型	建設単価（目標値を 100 とした相対値）
4 モジュール 2 タービン型プラント（3000MWe）	①経済性最適化強制循環炉（750MWe）	88
6 モジュール 2 タービン型プラント（3300MWe）	②経済性最適化自然循環炉（550MWe）	91
4 モジュール 2 タービン型プラント（3000MWe）	③保守補修性最適化強制循環炉　（750MWe）	100
4 モジュール 2 タービン型プラント（2820MWe）	④保守補修性最適化強制循環炉低温化オプション（710MWe）	108

表 3.2.1.2　TRU 組成の違いによる主要な炉心特性の比較（強制循環導入期炉心（窒化物燃料））

項目	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(45～49GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(45～49GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/ ^{237}Np/^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	1.1 / 54.1 / 32.1 / 4.3 / 3.9 / 0.5 / 2.0 / 0.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0	2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 0.0 / 1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0	2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 0.0 / 1.4/ 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0
取出平均燃焼度	157 GWd/t	157 GWd/t	157 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度[*1]	105 GWd/t	105 GWd/t	105 GWd/t
Pu 富化度[*2]（内側炉心 / 外側炉心）	15.2 / 18.2 wt.%	14.8 / 17.6 wt.%	14.7 / 17.6 wt.%
MA 混入率[*2]（平均）	0.8 wt.%	1.9 wt.%	2.8 wt.%
Fertile 含有率[*2]（平均）	89.6 wt%	89.4 wt%	89.8 wt%
燃焼反応度	0.9 %Δk/k'	1.3 %Δk/k'	0.7 %Δk/k'
増殖比（全体）	1.15	1.11	1.14
（炉心/軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ / 径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.88 / 0.27 / -	0.85 / 0.27 / -	0.86 / 0.27 / -
最大線出力（内側炉心 / 外側炉心）	195 / 196 W/cm	195 / 195 W/cm	197 / 197 W/cm
最大高速中性子束[*3]	1.9×10^{15} n/cm^2 s	1.9×10^{15} n/cm^2 s	1.9×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子フルエンス[*3]	6.4×10^{23} n/cm^2	6.4×10^{23} n/cm^2	6.4×10^{23} n/cm^2
初装荷核分裂性 Pu 重量	5.8 t/GWe	5.9 t/GWe	5.4 t/GWe
ボイド反応度[*4]	5.4 $[*5]	5.4 $[*5]	5.9 $[*5]
ドップラ係数[Tdk/dT][*4]	-2.9×10^{-3}	-2.7×10^{-3}	-2.5×10^{-3}
複合システム倍増時間[*6]	48 年	60 年	49 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM、MA/HM、Fertile/HM、*3：E > 0.1 MeV、*4：集合体内非均質効果考慮、
*5：実効遅発中性子割合 0.00326(高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成ケース、基準ケース)、0.00314(代表ケース)、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 39 日

表 3.2.1.3　鉛ビスマス強制循環冷却炉と自然循環冷却炉の LLFP 核変換特性

		Pb-Bi強制循環炉		Pb-Bi自然循環炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		50%	80%	50%	80%
減速材比		20%	40%	60%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		105	105	70	70
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)（下部/上部）		73 / 41	–	108 / 76	–
LLFP集合体数		70	55	68	44
LLFP装荷量(kg)	1集合体	12.8	63.7	4.5	41.2
	全体	895	3502	304	1813
出力当たり	kg/GWt	478	1868	210	1250
核変換率(%/cycle)	第1層	1.33%	0.74%	3.25%	1.14%
	第2層	0.50%	–	1.28%	–
	平均	0.89%	0.74%	2.14%	1.14%
取出変換率		9.6%	15.1%	27.5%	20.5%
滞在期間	cycle	11.0	22.0	14.0	20.0
	year	16.5	33.0	21.0	30.0
LLFP取出量(kg)		809	2973	221	1441
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	7.8	24.1	6.0	18.6
	生成量	7.7	23.8	5.9	18.4
サポートファクタ		1.02	1.01	1.01	1.01
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合体)		13.0	14.5	14.0	12.4
炉心流量比率(%)		1.1	1.0	0.9	0.7

表 3.2.1.4 定期検査期間

項目	強制循環 75 万 kWe	自然循環 55 万 kWe	備考
モジュール数	4	6	
タービン数	2	2	
燃料サイクル	18 ヶ月	18 ヶ月	
定検期間	36.5 日	32 日*	*燃料プールに最遠のモジュールの場合。それ以外は 31.5 日
燃料交換期間	10.5 日	9 日	
タービン定検期間	31 日	31 日	
プラント稼働率	93.3%	93.5%	稼働率にはタービン定検中に 1 モジュールがスタンバイ状態になる効果を含む

表 3.2.1.5　冷却材バウンダリ内各部の検査及び補修性の整理

	経済性最適化強制循環炉	経済性最適化自然循環炉	保守補修性最適化強制循環炉 75 万 kWe 概念 (MMPbBiFIR)
炉上部構造（UIS）	・遠隔検査機器による外観の検査は可能 ・制御棒案内管内表面からの検査は可能 ・UIS 内部は多数の制御棒案内管及び水平板で構成されるため、内部の検査は不可能 ・計装品の電気的な検査は可能	・（同左）	・引き抜きが可能で、補修ピットに移送し直接検査が可能。 ・計装品については電気的な検査に加え、外面の検査が可能
	・引き抜き補修は不可能	・（同左）	・補修ピットに移送の上、補修が可能
ポンプ	・引き抜きが可能で、補修ピットに移送し詳細な分解検査が可能		・引き抜きが可能で、補修ピットに移送し詳細な分解検査が可能
	・補修ピットに移送の上、補修が可能		・補修ピットに移送の上、補修が可能
蒸気発生器（SG）	・サーペンタイン型の伝熱管を用いるため、伝熱管検査方法の開発が必要 ・伝熱管施栓は可能	・長半径コイル型伝熱管で伝熱管長が非常に長いため、伝熱管検査方法の開発が必要。 ・伝熱管施栓は可能であるが、1 本の伝熱管の伝熱量が大きいため、施栓本数は制限される	・ヘリカルコイル型の伝熱管で実績のある形状のため、現状技術で伝熱管検査が可能 ・伝熱管施栓は可能 ・引き抜きが可能で、補修ピットに移送し詳細な分解検査も可能
	・引き抜き補修は不可能	・引き抜き補修は不可能	・引き抜き補修が可能 ・交換も容易
炉心支持構造	・遠隔検査機器による上面の外観検査は可能 ・内部についてはポンプを引き抜いた位置から遠隔検査機器の挿入は可能 ・冷却材ドレンができないため、全炉心荷重伝達構造の詳細な検査は不可能	・遠隔検査機器による上面の外観検査は可能 ・ポンプが無いため下部プレナムに検査機器を挿入するルートが無く、内部の検査は不可能 ・冷却材ドレンができないため、全炉心荷重伝達構造の詳細な検査は不可能	・遠隔検査機器による上面の外観検査は可能 ・内部についてはポンプを引き抜いた位置から遠隔検査機器の挿入は可能 ・冷却材をドレンし、炉心荷重伝達構造全体を詳細に直接検査可能（ただし、冷却材ドレン操作のみで 7 日以上が見込まれるため、長期停止は避けられない）
	・補修は不可能	・（同左）	・冷却材をドレンし、炉心支持構造のインプレース補修が可能 ・冷却材ドレンとルーフデッキ開放により、炉心支持構造の交換が可能
その他の炉内構造	・上部プレナム内構造、炉心槽、及びポンプスタンドパイプに関しては遠隔検査機器による外観検査は可能 ・SG シュラウドについては SG 引き抜きができないため検査不能	・上部プレナム内構造、炉心槽に関しては遠隔検査機器による外観検査は可能	・全ての部位の遠隔検査が可能（UIS 孔、ポンプ孔、または SG 孔からのアプローチが可能なため、検査装置移動の自由度が高い） ・冷却材ドレンによる詳細な直接検査が可能
	・補修は不可能	・補修は不可能	・冷却材をドレンし、炉心支持構造のインプレース補修が可能 ・冷却材ドレンとルーフデッキ開放により、炉心支持構造の交換が可能

各項目、上段は検査性、下段は補修性を整理した

3.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題

3.2.2.1　炉心設計

(1)　炉心燃料材料

（ｉ）窒化物燃料

鉛ビスマス冷却材と組み合せることにより、良好な炉心特性となる見通しは得られたが、高燃焼度における FP 放出率、スエリングなどの特性に関するデータが不足しており、その特性如何によっては炉心特性への影響も大きく、炉心燃料仕様変更および鉛ビスマス冷却炉の炉心特性評価の変更もありうる。今後、照射試験データの蓄積が必要である。

（ii）被覆管

被覆管材として ODS 鋼被覆材、FMS ラッパ管等を想定しているが、鉛ビスマス冷却材との共存性の把握が必要である。腐食量、腐食のメカニズム如何によっては、良好なる炉心特性を得ることが困難となる可能性もあるので、早急なる腐食特性把握が必要である。

本設計の鉛ビスマス冷却炉はナトリウム冷却炉に比べて入口温度が低いので、現状ではデータがほぼ皆無の 400℃以下の被覆管照射データの蓄積が必要である。

なお、鉛ビスマス中の被覆管の腐食量については、最近の知見では現設計で用いた被覆管腐食評価式は非安全側であるというデータが得られつつあり、今後は最新の知見を踏まえた炉心設計の見直しが必要になると考えられる。

(2)　燃料集合体開発

鉛ビスマス冷却炉における良好な炉心特性への一因として、グリッドスペーサの採用がある。工学的安全係数・周辺流れ効果の低減等の長所があるため、ワーヤスペーサと比較して熱特性を改善させる。

ただし、製造の容易性、コスト等の評価および実績が不足しているので詳細評価が必要である。

(3)　LLFP ターゲット集合体

LLFP 集合体装荷炉心についての現状の検討では、MOX 燃料炉心と同様に、物性値整備状況等から LLFP 化合物として CuI、Tc 金属を暫定的に想定しているが、今後は基礎物性、化学的安定性、核的特性、製造性そしてリサイクル性等の視点から、高速炉向けの LLFP 化合物形態として適切な物質を選定し、照射実験を含めた検討を行っていくことが必要である。

LLFP の核変換効率を改善するために必要な減速材物質については、高性能遮へい体として開発されている Zr-H が核的性能面を含め総合的に有望な物質と考えられるが、LLFP 集合体照射期間中の水素解離および被覆管からの透過による減損抑制が熱設計上の重要な因子となる。被覆管内面ライナー等の適用による水素透過抑制策の開発が、LLFP 核変換を実施する上で重要

な課題である。

(4) 自重落下型制御棒開発

鉛ビスマス冷却材は高比重であるため、ナトリウム冷却炉と同程度の制御棒仕様では自重では落下せず、浮き上がる可能性がある。そこで、タングステンを制御棒上部のディフューザ部分に装填し自重を高める工夫を施し、スクラム速度に配慮した設計としている。

ただし、今回の検討においては、自由落下を仮定しており、流動する冷却材中という環境下での検討は実施していない。今後、流動する鉛ビスマス冷却材中での制御棒挿入･落下性能の確認試験が必要である。

3.2.2.2 プラントシステム

鉛ビスマス冷却炉概念特有の設計課題について、各概念の成立性について検討する。

(1) SGTR

(i) 課題

2 次系の無いシステム構成であることから、SG 伝熱管破損時に水蒸気気泡が炉心を通過する可能性がある。炉心への気泡流入を抑制すると共に、万一流入した場合にも炉心健全性が確保できる概念とする必要がある。炉心への気泡流入量の制限やめすとして、即発臨界防止の観点から、投入反応度１＄相当未満とする。

①経済性最適化強制循環炉

本概念では伝熱管１本破断を想定した場合、破断直後に１次系内に放出される水蒸気の内５３％が炉心に流入すると炉心に流入すると印可反応度が1$となるため、炉心への流入は半分以下に抑制する必要がある。しかしながら、FC 炉ではポンプによる強制循環流がある上、十分に流速が下がる空間が少ないため、NC 炉に比較して条件が悪い。安全保護系の動作としては、カバーガス圧高の信号による原子炉トリップのシーケンスとなり、検出時間は約 12s、気泡の炉心到達までの時間は 90s と評価されていることから、安全シーケンス上は成立はしている。

②経済性最適化自然循環炉

本概念ではダウンカマ部の冷却材流速が低いため多くの気泡は液面へ上昇し、炉心に到達する気泡は少ないと考えられる。よって、NC 炉は将来気泡挙動の確認・評価をする必要はあるものの成立の見通しはあると判断できる。

③保守補修性最適化強制循環炉

①と同等の傾向になると予測している。

④保守補修性最適化強制循環炉低温化オプション

本概念では伝熱管１本から１次系内に放出される水蒸気の全量が炉心に流入しても印可反応度は１＄に満たないと評価された。①と比較して放出水蒸気量が少ないのは、原子炉出口温度が低いことに対応して水・蒸気系の系統圧力が低いからである。

(ii) 設計の現状

②自然循環炉に関しては将来の R&D によりダウンカマ部の気液分離挙動を確認することを前提として成立性はあると判断する。また、④低温オプション概念は、水蒸気全量が炉心に移行しても即発臨界に至らないことから、炉心安全の観点では高い安全性を持つと評価できる。

一方、①及び③の強制循環の 2 概念に関しては、将来の R&D により設計対応が必要（コールドプレナムの低流速化、コールドプレナムから CG へのガス抜き配管の追加、ポンプ吸い込み窓位置を下げる、等）であるとの前提で

概念を提示する。SG 伝熱管径半減もオプションである。
（iii）今後の課題
鉛ビスマス中の水蒸気挙動把握、各種相関式の確立、解析手法の開発。ただし、液体金属中のガス挙動は計測が著しく困難であるため、精度の高い実験は難しい。

(2) 免震装置の耐荷重
(i) 課題
現在 R&D が進められている 3 次元免震装置の耐荷重を元に、メンテナンススペースを確保しつつ建家下面に最大限配置することを想定して、経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉設計で約 15%面積が不足する。たの概念に関しても同様の傾向であると推測できる。
(ii) 設計の現状
将来の R&D により 3 次元免震装置の耐荷重が向上することを期待する。
(iii) 今後の課題
耐荷重の大きい 3 次元免震装置の開発。

(3) 自然循環時過渡特性
(i) 課題
①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
解析の結果本概念では原子炉トリップ時の自然循環への移行過程で（外部電源喪失事象)、数分間炉心流量が逆流（平均チャンネルで逆流）する時間帯があり、原子炉構造各部の熱過渡（特に燃料と炉心支持盤)、内部に不安定な 3 次元流動が発生する可能性があることを勘案すると、許容できない。根本的な原因は低圧損の炉心と冷却材の大きな慣性重量により、スクラム後の出力低下に比較して大きな流量が炉心を流れる、また、SG 側は瞬時断熱の想定により温度が上昇するため、温度分布が逆転し逆流を生じるメカニズムである。
②保守保守性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
本概念では DRACS を崩壊熱除去系として採用しており、鉛ビスマス冷却材と DRACS の組み合わせによる崩壊熱除去特性については未解析である。
(ii) 設計の現状
①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
SG ブロー除熱を評価することとブローのコントロールを想定することで、SG に強い下降流を発生させ、自然循環へスムースに移行させることに期待する。
②保守保守性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
DRACS による崩壊熱除去に関しては、ナトリウム炉では自然循環が成立し

た概念であること、低圧損炉心との適合性が高いこと、から成立性はあると考える。
(iii) 今後の課題
PRACS システムでは自然循環除熱への滑らかな移行が可能な 1 次系システム構成及び解析手法の検討。また、DRACS では詳細な崩壊熱除去特性について把握する必要がある

(4) UIS の耐震性
(i) 課題
①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
本概念では軸長の長い SG と PRACS の合体機器を原子炉容器内に納めるため、比較的軸長の長い UIS が必要となる。また、高密度の鉛ビスマス冷却材の付加マスが大きい。検討の結果、耐震条件を満足するためには上部外胴付きコラム型 UIS で炉心との結合が必須となった。UIS 外胴について、UIS 内部に冷却材滞留部が生じること、炉心との結合ではランツェに摺動部ができることが課題である。
②経済性最適化 55 万 kWe 自然循環炉
自然循環炉では自然循環ヘッド確保のため比較的軸長の長い UIS が必要となるため軸長の長い UIS が必要となる。また、高密度の鉛ビスマス冷却材の付加マスが大きい。検討の結果、耐震条件を満足するためには上部外胴付きコラム型 UIS で炉心との結合が必須となった。UIS 外胴について、UIS 内部に冷却材滞留部が生じること、炉心との結合ではランツェに摺動部ができることが課題である。
③保守補修性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
コラム型 UIS で耐震性を得るため軸長を短くする方策を採用した結果、コラム型 UIS 単独で耐震性が確保された。一方、UIS 軸長短縮化により、DHX と炉心の間の伝熱中心差が縮小している。
(ii) 設計の現状
①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
現状で耐震性については成立している。
②経済性最適化 55 万 kWe 自然循環炉
現状で耐震性については成立している。
③保守補修性最適化 75 万 kWe 強制循環炉
現状で耐震性については成立している。
(iii) 今後の課題
①及び②の概念では、UIS 内部に冷却材滞留部が生じること、炉心との結合ではランツェに摺動部ができることが課題となるが、これらを解消することは現状の UIS 軸長を採用する限り困難と考える。③の概念では崩壊熱除去

特性を把握することが課題である。

(5) 燃料交換機の耐震性

(i) 課題

①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉

本概念では原子炉容器径を小さくする効果の高い切り込み UIS＋薄型アーム燃料交換機を採用している。燃料交換機の円筒胴板厚を 100mm 程度以下では固有振動数は 1Hz 以下で地震応答は数百 mm となり、UIS 切り込み部との衝突防止の制限値である 30mm を大きく上回り成立性がない。

②経済性最適化 55 万 kWe 自然循環炉

①と同様の理由で耐震性を満足しない。

③保守補修性最適化 75 万 kWe 強制循環炉

燃料交換機アームの肉厚 50mm で本体胴の肉厚を 90mm とすることで耐震性は成立する。

(ii) 設計の現状

①経済性最適化 75 万 kWe 強制循環炉

100mm 以上の燃料交換機本体胴肉厚は製作性及び高温構造として成立性が無いと判断できる。そのため、設計対応案として UIS とリジッドなサポートをとる案と燃料交換機アームを UIS 切り込みから設置したレール状の構造で可動サポートをとる案が考えられる。UIS は前項の検討から炉心と結合しており、燃料交換時は結合を解除するために上部に移動することからリジッドサポートは不可能であり、可動サポートを採用することとする。具体的構造及び耐震性については未検討である。

②経済性最適化 55 万 kWe 自然循環炉

①と同様の方策を採る。

③保守補修性最適化 75 万 kWe 強制循環炉

現状で設計は成立している。

(iii) 今後の課題

①及び②の概念ついては、具体的なサポート構造の検討と耐震性評価が課題となる。③の概念については機器の肉厚低減のために炉上部の配置を見直して短アーム長とすることが可能な構造を検討する必要がある。

(6) 原子炉容器炉壁冷却構造

(i) 課題

炉壁を冷却して原子炉容器を低温に保つことは、制御棒軸伸びによる事故時の出力低下と腐食速度の抑制に効果があるため、現状の強制循環 2 概念では採用されている。サーマルライナと原子炉容器の間隙は冷却と腐食制御のために高圧プレナムをリークさせた冷却材を上昇させ、上部プレナムに流出さ

せる構造となっているが、面積が大きい流路であること、上部プレナムからの熱伝導による入熱があること、から 3 次元の複雑な流動が生じる可能性があり、安定した流速を確保できるかが課題である。
(ii) 当面の対応
設計は現状のままとし、評価は将来の課題とする。サーマルライナ削除も選択肢にはあるが、原子炉容器の腐食に対する信頼性向上の観点からは低温環境を保つべきと考える。
(iii) 今後の課題
アニュラス部流況の評価し最適構造を検討する必要がある。ただし、本アニュラス部は下部プレナムでの気液分離構造に付随するガス流出経路として利用する可能性もあり、併せて検討する必要がある。

(7) 側部支持原子炉容器
(i) 課題
原子炉容器耐震性向上の観点で、重心近傍で支持した方が地震時の応答が少なくなることから、3 概念全てで原子炉容器側部支持を選択している（UIS の耐震性がクリティカル)。側部支持では Y ピースが容器側部にあること、ガードベッセルが通常の連続容器とできないこと、据え付けのためのピット直径が大きくなることがデメリットとなる。その内、ガードベッセルの健全性確保と ISI 方法の開発が課題となる。
(ii) 当面の対応
設計は現状のままとし、開発課題とする。

(8) 保守・補修性
(i) 課題
3 概念全てで冷却材中ビューワを活用した保守を計画しているが、センサーそのものの成立性について現状では見通しは無い。
(ii) 当面の対応
検査機器についてはナトリウム炉の検査機器として概念検討が進められており、原理としては同様のものを鉛ビスマス冷却材にも使用可能（冷却材密度は異なるが、構造材料と冷却材の音響インピーダンスの差はともに大きいため同一原理の適用が可能）と考え、見通しはあると判断する。
(iii) 今後の課題
今後の開発課題とする。

3.2.2.3　構造健全性

（１）　耐震性の検討

原子炉構造の耐震性について、2.2.2.3(2)項に示される耐震評価用入力条件で検討を行った。特に、入力条件が厳しくなる場合を想定した検討用強地震条件と３次元免震装置（上下 1.5Hz）の適用を基本として検討を行った。検討対象は、原子炉構造の座屈、炉心の耐震性、炉内の各機器の耐震性である。

なお、本検討で対象としたのは、保守補修性を向上させた炉を基本(*)とした。

(*)最終調整を行った構造ではなく、最終構造寸法とは 2～3%の範囲で異なるが、結論に差はないと考えた。

ａ）原子炉構造の評価

原子炉構造の耐震評価に用いた床応答曲線（強地震評価用）を図 3.2.2.1 に、解析モデルを図 3.2.2.2 に示す。解析は、水平と上下について行った。

原子炉構造の固有振動数は、上下方向が 4.35Hz、水平方向が 4.15Hz であった。

炉心支持部の評価に必要な上下の応答結果を表 3.2.2.1 に、この評価結果を表 3.2.2.2 に示す。炉心支持板中心の上下応答加速度、反応度投入量とも制限値よりも十分小さいことが確認された。

原子炉容器の座屈評価は「高速増殖実証炉高温構造設計方針(案)」で定められている座屈評価式を適用した。原子炉容器の座屈評価を表 3.2.2.2 に示すが、制限値に対して余裕をもって成立することが示された。

これにより、原子炉容器の厚さは 60mm であればよいことが分かった。

ｂ）炉内機器の耐震性

炉上部機構は制御棒挿入性の観点から下端部変位の評価を、燃料交換機については S1 地震時での炉上部機構との衝突回避の観点から検討を行った。

炉上部機構の構造と解析モデルを図 3.2.2.3 に、下端部変位量を図 3.2.2.4 に示す。炉上部機能の CRD 案内管の厚さを 15mm にすれば、相対変位は許容値を満足することが分かり、案内管の厚さを 15mm で計画することとした。

燃料交換機の構造と解析モデルを図 3.2.2.5 に、炉上部機構との相対変位を図 3.2.2.6 に示す。燃料交換機のアーム一般部の厚さを 50mm、本体胴の板厚を 90mm とすれば、相対変位は許容値を満足すること、すなわち燃料交換機と炉上部機構との衝突が避けられることが分かり、構造設計へ反映した。

上記の評価から、炉上部機構について、特に下端部を支持しなくても耐震条件を満足した。

なお、耐震性については、入力地震条件と３次元免震装置の性能に依存するところが大きく、今後ともこれらの検討の進展に合わせて評価を見直して

ゆく。

(b) 熱的構造健全性

鉛ビスマス炉の耐熱性について、ナトリウム炉の解析結果を参考に定性的に評価した。対象としたのは、ナトリウム炉において厳しい条件となっている容器炉壁の液面近傍と、重金属炉の炉心出口近傍で生ずるサーマルストライピングである。

（ｉ）炉容器液面近傍の温度成層化に対する検討

ナトリウム冷却大型炉の解析結果を基に鉛ビスマス炉の原子炉容器液面部に発生する熱応力を推定した。この部分での主な発生応力は、起動時の大きな温度変化幅によるものと、熱成層通過時の温度差に起因するものがある。これらの結果を、表 3.2.2.3 と表 3.2.2.4 に示す。

起動時発生応力は、起動時の温度幅が少ないこと、また材料が 12Cr 鋼であることから、発生応力はナトリウム炉の場合に比較して約 1/5～1/3 の値となることが分かる。

熱成層通過時の発生応力は、成層部での温度差は大きいものの、成層部の温度勾配が小さく、材料の熱膨張率が小さいことから、発生応力はナトリウム炉の場合に比較して約 1/2 の値となることが分かる。なお、ここで、熱成層に関するデータは、図 3.2.2.7 に示す熱流動解析結果から取った。

起動時及び熱成層通過時の発生応力は、いずれも材料の熱膨張率が小さいことから、小さな応力となることが分かった。なお、以上は定性的な評価であるため、定量的な評価が必要な場合は、熱流動評価を含めた詳細な評価が必要である。

（ⅱ）炉心出口のサーマルストライピングに対する検討

炉心出口部では、燃料からの高温の冷却材と制御棒からの低温の冷却材が混合しサーマルストライピングが発生する。ナトリウム炉ではサーマルストライピングが厳しい場合はインコネル 718 を用いて対処するが、ニッケル基合金であるインコネル 718 は鉛ビスマス中で腐食しやすいため鉛ビスマス炉ではこれを用いることができない。そのため、ここではナトリウム炉のサーマルストライピング条件に基づいて鉛ビスマス炉の条件を推定し成立性を検討した。

ナトリウム冷却炉の検討結果を基に鉛ビスマス炉のサーマルストライピング条件を推定し、定性的な評価を行った。これを表 3.2.2.5 に示す。

鉛ビスマス炉ではナトリウム冷却大型炉に比べて炉心の出入口温度差が大きいため炉心出口部の流体の温度差が大きく、さらにそれらが混合しにくいため流体の温度差は大きくなる傾向にある。一方、鉛ビスマスの熱伝達率がナトリウムに比較して低めであるため温度差は構造には伝わりにくく、仕

様材料の 12Cr 鋼は熱膨張率が小さいため発生する熱ひずみは大幅に小さくなる傾向がある。

以上を総合すると、熱膨張率の差が大きいためナトリウム炉と比べてサーマルストライピングに対する成立性は幾らか良好と推定されるが、対策無しで成立するかどうかの判断は詳細検討を行う必要がある。

ナトリウム炉との比較で耐熱性を検討した。容器及び炉内機器について、基本的に 12Cr 鋼の熱膨張率が低いことから熱応力に対する耐熱性は良好と推定された。しかし、鉛ビスマスは腐食性があり、最終的には材料試験結果と合わせた耐熱性を検討する必要がある。また、この際には、入力条件となる熱流動評価を含めた詳細な解析と合わせて評価する必要がある。

3.2.2.4 安全評価

(1)安全設計方針の検討

炉の安全設計は、基本的には第１章に示されている設計要求とその対応方針に基づいて検討されており、それぞれの冷却材と燃料形態の組み合わせに応じた特長を活かすよう配慮されている。安全設計方針の根幹となるのは、深層防護の考え方であり、「異常の発生防止」「異常の拡大防止」および「事故影響の緩和」の段階ごとに適切な手立てを講じることにより、炉心損傷事象を設計基準外に位置づけ、さらに、設計基準を越える領域の事象についても炉心損傷防止と影響緩和の両面から対策を講じることとしている。この考え方は、各概念に共通して適用されている。

鉛ビスマス冷却炉において特徴的な事項を以下に列挙する。

①受動的炉停止能力の付与

本原子炉では、材料の腐食抑制の観点から燃料被覆管最高温度と冷却材流速をナトリウム冷却 MOX 燃料炉と比較して低く抑える必要がある。このため、炉心の出力密度と圧力損失が低く設定されており、熱伝導に優れた窒化物燃料が採用されていることとあいまって、スクラム失敗を伴う異常時の過渡挙動を緩慢にできる可能性を有している。ドップラー反応度に加えて、従来安全評価では考慮していなかった燃料軸方向膨張反応度、制御棒駆動軸の熱膨張による制御棒挿入効果等の負の反応度効果の取り入れを検討するとともに、UTOP 事象に対して想定される反応度挿入率と挿入量を抑制すべく、運転制御に支障をきたさない範囲で制御棒駆動速度を制限するとともに制御棒一体あたりの反応度価値を可能な限り低減する。これらの方策によって、ATWS に対する炉心損傷防止能力の向上を図る。

上記のような特徴から、代表的 ATWS 事象（ULOF、UTOP および ULOHS）に対しても炉心損傷が回避できる可能性があるが、現状では、制御棒駆動軸の熱膨張反応度等の不確かさが大きい。このため、制御棒による独立 2 系統の原子炉停止系に加えて、後備炉停止系の切り離し部に自己作動型炉停止機構（SASS）を設け、仮に安全保護系信号の不作動により原子炉停止に失敗するような事態を仮定しても、冷却材温度上昇によって受動的に後備炉停止系の制御棒が落下する設計を検討する。

②バウンダリ破損時の炉心冷却能力の確保

本原子炉は、１次系機器を原子炉容器内に収納したタンク型であり、バウンダリ機能を有する１次系配管はなく、冷却材漏洩可能性の低減に寄与している。原子炉容器を設置する原子炉キャビティ内には、ライナーを内張りするとともに断熱ブロックを敷設して自由空間容積を制限し、仮に原子炉容器からの冷却材漏洩が生じた場合にも炉心冷却に必要な冷却材液位を確保し、崩

壊熱除去系の機能とあいまって、炉心冷却を達成できる設計とする。

③崩壊熱除去能力
炉心と熱交換器の伝熱中心差を確保し、系統圧力損失を抑えた設計とすることにより、液体金属冷却の特徴を活かした完全自然循環型の崩壊熱除去系とする。本原子炉では、ポンプや送風機による冷却材の強制循環を必要とせず、想定される全ての運転モードに対して自然循環のみにより必要な除熱量を確保する。系統構成の多重化あるいは多様化を図り、送風機のベーン・ダンパーを多重化・多様化して、単一故障ではその機能を喪失しない設計とすることにより、信頼性の向上を図る。
本原子炉で冷却材として使用する鉛ビスマス合金の融点は 125℃であり、鉛の 327℃よりも低く、ナトリウムの 98℃と同程度といえる。鉛ビスマスを冷却材として用いることとあいまって、冷却材凍結による崩壊熱除去系機能喪失が生じがたい設計とする。

④再臨界回避方策
本原子炉では、熱伝導に優れた窒化物燃料と大気圧における沸点が 1670℃と高い鉛ビスマス冷却材を採用しており、さらに、冷却材による構造材腐食抑制の観点から低流量条件に適合した低出力、低圧力損失の設計が指向されていることから、炉心損傷に対する耐性が比較的高い特徴を有している。すなわち、被覆管が高温化して強度限界に達して燃料破損が生じうる状態においても冷却材は単相状態を維持しかつ燃料も低温に維持されるので、急激な出力上昇をもたらす正の反応度投入要因を排除するとともにインターラッパフローを含めた単相冷却材の循環により部分損傷段階での事象終息を追求する。
急激な正の反応度投入要因としては、炉心全体が過熱された状態での燃料ピンの同時的なクリープ破損に伴うプレナムガス放出、燃料被覆管の大規模溶融剥離等が考えられる。プレナムガス放出に対しては、その影響が問題とならないように炉心設計においてボイド反応度の抑制を図る。燃料被覆管の大規模溶融剥離については、炉心損傷事象推移評価の中でその発生可能性と影響を検討する。この検討においては、運転員操作を含む事故管理方策の適用を考慮するものとする。
さらに、事故管理方策による部分損傷段階での事象終息に失敗した場合にも、再臨界による有意な機械的エネルギー発生に至ることなく事象終息する可能性を追求する。

⑤格納施設
本原子炉の格納施設は、所定の耐圧・気密性能を有する格納容器と、これを

囲み事故時に負圧を維持するコンファインメントエリアから構成する。
１次冷却材として用いる鉛ビスマスは炉内の中性子場において放射化され、半減期 138 日のα放射核であるポロニウムが生成される。ポロニウムがひばく評価上有意な寄与とならないように、蒸気発生器伝熱管破損を含めた異常状態においても、ポロニウムの１次冷却材からカバーガスへの移行、格納容器内への漏洩、１次冷却材自身の格納容器内への漏洩が適切に抑制される設計とする。また、蒸気発生器伝熱管破損時には、１次系内へ流入する蒸気量を抑制するために、水・蒸気系側の減圧操作が必要となるが、この際にもポロニウムの環境放出を適切に抑制する設計とする。

⑥蒸気発生器伝熱管破損対策
本原子炉で冷却材として用いる鉛ビスマスは水、空気との反応性が低く、ナトリウム冷却炉に比べて１次冷却材漏洩対策設備を大幅に簡素化できる可能性を有している。この特長を活かすべく、本原子炉では２次主冷却系を設けず、原子炉容器内に蒸気発生器を設置した設計とする。
蒸気発生器伝熱管破損については、流力振動対策や伝熱管の腐食代を適切に考慮した設計として、その多数本同時破損を想定外とするとともに、高温環境下での検査、補修技術を開発、適用し、破損発生可能性を可能な限り低減する。水漏洩が生じた場合にも、発熱を伴う急激な化学反応が生じることはないので、破損が伝播、拡大する可能性は小さいが、微小漏洩段階より早期検出し、原子炉スクラムや水蒸気系の急速ブロー等の適切なプラント保護動作をとることによって事故影響の局限化を図ることとする。設計基準漏洩率としては、破損伝播が生じがたいことから伝熱管１本破断相当を暫定する。設計基準漏洩時に生じる圧力と１次冷却材流動状況への外乱に対し炉心燃料および原子炉構造の健全性が確保可能な設計とする。炉心中心部での冷却材ボイド反応度は正であることから、蒸気発生器伝熱管破損時に１次系内に流入する蒸気が炉心に流入しがたい設計とする。また、１次系内への継続的な蒸気流入による昇圧を緩和するため１次系から格納容器内への圧力開放機構を設けるとともに、格納容器内にて放出される蒸気を凝縮させるための設備を設ける。

3.1.3 節に示す強制循環型炉および自然循環型炉の概念は、この設計方針に沿った形で設備概念の具体化が図られている。

(2)評価事象、判断基準の検討
ここでは、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」（昭和 55 年 11 月 6 日原子力安全委員会決定）およびこれらに基づいて安全

審査が実施された国内の既存軽水炉および先行ナトリウム冷却炉の設置許可申請書、さらには、高速増殖実証炉向けに検討された安全設計・評価方針を参考として、本概念の安全性を評価するための事象を摘出、分類するとともに、合否判定の目安とすべき判断基準を設定した。
事象の摘出・分類、判断基準の設定の考え方は、2.2.2.4 節に記載されているナトリウム冷却炉の安全評価と同様である。選定された代表事象を表 3.2.2.6 に、判断基準を表 3.2.2.7 に示す。これらの事象のうち代表的なものについて解析、評価を実施する。
安全裕度確認のための設計基準を超える事象に対する評価については、長時間の全交流電源喪失時の炉心冷却性を評価する崩壊熱除去系の自然循環除熱解析を実施する。自己作動型炉停止機構（SASS）の有効性については、代表的な事象評価の結果等を踏まえて推察する。また、炉心損傷時の再臨界回避方策について検討する。

(3)安全特性評価
ここで評価対象としているのは、経済性最適化自然循環型および経済性最適化強制循環型である。保守補修性最適化強制循環型については、定量的な安全解析が実施されていないため、経済性最適化強制循環型炉の結果から類推される成立性見通しを示す。
(i)代表的な事象評価
本概念の安全設計上の成立性を見通す観点から、選定された安全評価事象のうち、システムの特徴や先行概念での検討結果を踏まえて、結果が比較的厳しくなると予想されるか、あるいは、本概念において特徴的な事象について、解析、評価を実施した。
炉心燃料の健全性確保の観点からクリティカルとなりうるのは、炉心に流入する1次冷却材流量が減少する流量減少型事象および炉心出力が上昇する過出力型事象であり、これらのカテゴリのうち、代表的な事象について解析を実施した。また、本概念において特徴的な事象として蒸気発生器伝熱管破損事象を評価した。

(a) 流量減少型事象
強制循環型では、１次ポンプ軸固着が代表的である。本事象では、原子炉の出力運転中に１ループの１次ポンプの軸が固着して瞬時停止し炉心流量が急激に減少することによって、炉心燃料の被覆管温度および冷却材温度上昇に至る。主要な解析条件と解析結果を表 3.2.2.8 および表 3.2.2.9 に示す。燃料被覆管の温度上昇は、40℃弱とわずかであり、判断条件を十分満足する結果となっている。
保守補修性最適化強制循環型では、１次冷却材インベントリや蒸気発生器仕

様が異なるため、炉心冷却材流量減少特性に多少違いが表れる可能性があるが、その影響は大きくなく、上記とほぼ同様の結果が予想される。
自然循環型では、冷却材の流れが自然循環により駆動されているため、給水管破断事故が炉心冷却材流量の低下を生じると共に炉心入口冷却材温度の上昇をもたらす。表 3.2.2.8 に主な解析条件を、表 3.2.2.10 に解析結果を示す。結果は判断条件を十分満足している。

(b)過出力型事象（制御棒誤引抜）
本事象では、原子炉の出力運転中に制御棒駆動機構の故障や運転員の誤操作により制御棒１本が連続して引き抜かれ、炉心に異常な正の反応度が挿入され、原子炉出力が上昇する。主要な解析条件と解析結果を表 3.2.2.8、表 3.2.2.9 および表 3.2.2.10 に示す。本概念では、制御棒駆動速度を制限した設計としていることから、想定される反応度挿入率は、0.02 セント／秒と小さく、事象推移は緩慢である。また、窒化物燃料を採用している本概念では燃料温度の上昇は大きくなく、燃料最高温度は厳しくならない。反応度係数の不確かさを出力が上がりにくくする方向に考慮した場合、スクラムするまでに要する時間が長くなり、その間にホッテストピンでは被覆管のクリープ損傷が大きくなる傾向にある。今回実施した解析では、スクラム条件を広域中性子束高とし、その設定値を 130%と高めに設定したことから、異常な過渡の判断条件を満足できない結果となっているが、広域中性子束高の設定値の引き下げや、代表集合体出口温度高信号等を考慮することにより、十分対応可能と判断する。保守補修性最適化強制循環型も同様である。
なお、(a)および(b)の解析では、原子炉停止後の崩壊熱除去過程に移行する段階において、一時的に１次冷却系の逆流が生じる結果となっている。これは、原子炉を停止直後に、安全系としての除熱機能のない SG を瞬時に断熱として取り扱った結果、一時的に自然循環駆動力が失われるために生じているものである。ここで用いた解析モデルは簡易なものであり、このような現象を正確に表現することはできていないが、その発生可能性を予測する結果となった。実際には、SG が瞬時断熱となることはあり得ないので、この逆流現象は、安全解析上の仮想的なものである可能性はあるが、水蒸気系の異常の影響が炉心におよびやすいという２次系を削除した本概念特有の課題である可能性があるので、安全解析上の取扱いを含めて今後の検討課題となる。

(c) 蒸気発生器伝熱管破損
本事象では、原子炉出力運転中に、蒸気発生器伝熱管が破損することにより、２次冷却材である水－蒸気が１次冷却材中へ漏洩することを想定する。伝熱管１本破断時の水リーク率は自然循環型が 11kg/s、強制循環型が 12kg/s である。リーク発生時の１次系内の圧力上昇は、両概念共に 0.2MPa 程度に止

まり、原子炉冷却材バウンダリ機能への影響は問題ない見通しである。簡易的な１次元非圧縮性流動モデルでの評価によれば、破断点から下方への蒸気侵入深さは両概念共に 1m 未満であり、事故チャンネルではリーク発生後数秒で逆流に転じる結果となる。
しかし、実際の現象としては、冷却材流速が相対的に早い強制循環炉では、蒸気は冷却材の流れにのって気液２相流として振る舞い、炉心に到達すると予想される。したがって、リーク発生時の鉛-ビスマス中での蒸気泡挙動に関する知見を獲得して、それに基づき蒸気流入量の定量化を図りつつ、対策概念の具体化を図る必要がある。自然循環炉では、冷却材流速が遅く、大部分の蒸気が冷却材流から分離されると予想されるが、これについても定量的な検討は今後の課題である。
蒸気泡の炉心への流入が予想される強制循環炉について、蒸気流入時の炉心反応度への影響を検討した。仮に、伝熱管破損直後に漏洩した蒸気の全量が炉心に流入するとした場合、リーク率数 6kg/s 以下程度であれば、蒸気通過に伴う印加反応度は１ドル未満となり、即発臨界となることはない。これを炉心損傷防止のひとつの目安とすると、経済性最適化強制循環炉では、伝熱管１本破断時のリーク率が 12kg/s であることから、半分程度の蒸気泡が炉心へ流入しないことを担保する必要がある。低温化オプションでは、水・蒸気系圧力が大幅に引き下げられていることから、伝熱管１本破断時に全量が炉心に流入してもめやすを満足する。
一方、水リーク時の炉心保護動作については、気泡通過による反応度投入が問題となるレベルのリーク率に対しては、自然循環炉、強制循環炉のいずれの概念も、カバーガスの圧力上昇検出を安全保護系信号とすることにより、蒸気泡が炉心を通過する前にスクラム可能な見通しである。
以上のごとく、いずれの概念についても、蒸気泡が炉心に流入することを想定した場合にも、水リーク発生を検知して、気泡が炉心に流入する以前にスクラムすることが可能な見通しであるので、安全評価の観点からは、成立見通しありと判断される。しかし、深層防護の観点からは、蒸気泡の炉心への流入抑制を図ることが重要であり、特に強制循環炉ではこの点が課題となる。

(ii)受動的炉停止能力評価
本概念においては、制御棒駆動軸の熱膨張による受動的な制御棒挿入効果を考慮した受動的炉停止達成の可能性と、受動的炉停止機構である SASS による炉停止能力の両面について検討を行った。本評価は設計基準外に位置づけられるため、ノミナルベースでの評価とした。
経済性最適化強制循環型についての評価結果を表 3.2.2.11 に示す。SASS については、ULOF について解析を実施しており、炉心損傷回避の見通しを示す結果が得られている。UTOP に対しては解析を実施していないが、上述の

過出力型事象の解析結果から、本事象では燃料被覆管温度上昇が緩慢であることが分かっており、SASS の切り離し温度を 600℃～650℃に設定することにより炉心損傷が回避できる見通しである。SASS を考慮せず、制御棒軸伸び反応度に期待した炉停止については、UTOP、ULOF の解析を実施し、炉心損傷回避可能な見通しを得ている。UTOP の解析では、制御棒駆動軸の温度応答遅れを考慮した解析は行っていないが、この事象では燃料被覆管温度上昇が緩慢であることから、応答遅れを考慮しても結果が大きく変わることはない。
保守補修性最適化強制循環型については、SASS については経済性最適化強制循環型と同様に適用可能と考えられる。低温化オプションについては、冷却材の炉心出入口温度が大幅に引き下げられているため、SASS 切り離し温度の見直しを含めた検討が必要である。制御棒軸伸び反応度については、経済性最適化に比べて原子炉上部プレナム高さが低減され、熱膨張に寄与する制御棒駆動軸の長さが短くなり、負の反応度投入率が小さくなるため、結果が厳しくなる方向であるが、現段階では適用性を否定するものではなく、今後の検討により適用性が見通せる可能性はあると判断する。
経済性最適化自然循環型についての評価結果を表 3.2.2.12 に示す。SASS については、解析を実施していないが、上述の流量減少型事象および過出力型事象の解析結果から、UTOP、ULOHS 共に燃料被覆管温度上昇が緩慢であることが分かっており、SASS の切り離し温度を 600℃～650℃に設定することにより炉心損傷が回避できる見通しである。但し、ホットチャンネルでは、被覆管のクリープ破損が生じる可能性があり、破損が生じる場合には、その冷却性確保が課題となる。SASS を考慮せず、制御棒軸伸び反応度に期待した炉停止については、UTOP、ULOHS の解析を実施し、炉心損傷回避可能な見通しを得ている。これらの解析では、制御棒駆動軸の温度応答遅れを考慮した解析は行っていないが、燃料被覆管温度上昇が緩慢であることから、応答遅れを考慮しても結果が大きく変わることはない。

(iii) 全交流電源喪失時の除熱能力評価
自然循環型では、出力運転時に１次系は自然循環状態にあり、全交流電源喪失時には自動スクラムと崩壊熱除去系ダンパー開操作によって完全自然循環による崩壊熱除去モードに切り替わる。崩壊熱除去系の２次側、空気冷却器側もポンプ、ブロアを持たない完全自然循環型であり、電源の有無に依存することなく崩壊熱除去が可能な設計となっている。
経済性最適化強制循環型においては、全交流電源喪失時には自動スクラムするとともに全系統２ループの１次ポンプがトリップし、３系統の崩壊熱除去系による自然循環除熱へと切り替わる。主要な解析結果を表 3.2.2.13 示す。燃料、冷却材バウンダリ共に健全性が確保される結果となっている。

保守補修性最適化強制循環型では、崩壊熱除去系の原子炉容器内熱交換器の設置位置が経済性最適化強制循環型と異なっており、その流動特性を把握するためには別途解析を実施する必要がある。

(iv)ひばく評価

ここでは、出力が大きく放射能インベントリの大きい強制循環型を対象として評価を実施した。

(a)事故評価

ひばく評価上結果が厳しくなるのは、異常状態において燃料破損が生じ、なおかつ１次系のバウンダリ破損が生じる事象であるが、本概念においては燃料健全性にとって厳しい結果を与えると考えられる１次ポンプ軸固着あるいは制御棒誤引抜においても燃料健全性は維持される。このため、格納容器内への有意な放射物質放出をもたらす事象は、設計基準事象の範囲では想定しがたい。このため、ここでは通常運転状態において偶発的要因によって一部燃料の破損がありうることを考慮して、１次冷却材中にソースタームを想定してひばく評価を実施した。対象としたのは原子炉カバーガス漏洩である。主な解析条件と結果を表 3.2.2.14 に示す。ここでは、通例ひばく評価の対象となるよう素と希ガスに加えて、冷却材中で生成されるポロニウムを放射線源として考慮した。鉛ビスマス中のよう素およびポロニウムの移行挙動についてはデータが乏しく、ここでは、よう素の移行率についてはパラメータとし、ポロニウムについては、現状得られる情報に基づき保守側の想定をした条件で評価した。結果は判断基準を十分下回っている。

(b)立地評価

軽水炉や先行ナトリウム炉の立地評価にならい仮想事故相当の評価を行った。主な解析条件と結果を表 3.2.2.14 に示す。判断基準を満足する結果が得られている。

(4) 確率論的安全評価（PSA）

(i)評価手法と判断基準

同じ液体金属を冷却材とするナトリウム冷却高速炉の PSA に関する既往研究を参考に、原子炉出力運転時における内的起因事象を引き金とする炉心損傷の発生頻度の点推定値を簡易なイベントツリーおよびフォールトツリーモデルを用いて見積もり、同点推定値が 10^{-6}／炉年未満であることを判断基準とした。

特に、炉心損傷事象は多重化された機器・配管の多重故障を想定しなければ発生し得ないため、多重故障確率を適切に評価することが不可欠である。本評価では同一設計仕様で同一の使用形態をとる動的機器については共通原因故障の発生を適切に考慮した。さらに、静的機器も含めて同種の多重化さ

れた機器・配管については、多重故障確率の評価において重要な故障確率の不確かさの同種機器間における相関性を考慮して点推定値を評価した。

(ii)原子炉停止失敗に伴う炉心損傷

原子炉停止失敗に伴う炉心損傷（ATWS&AWS：Anticipated Transient Without Scram & Accident Without Scram）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。

制御棒で構成される主系および後備系の独立２系統の炉停止系のいずれか１系統の作動で原子炉は安全に停止する。また、主系および後備系ともにワンロッドスタック条件が成立する。さらに、共通原因故障排除の観点から、主系と後備系の間では炉心への制御棒急速挿入機構について多様化が図られる。

一方、発生頻度および影響の観点から重要な起因事象に対しては、主系および後備系の各々に最低１種類ずつ原子炉トリップ信号が入力される。原子炉トリップ信号回路を構成する動的機器は、共通原因故障排除の観点から主系と後備系の間で多様化が図られる。

以上を基に ATWS&AWS の発生頻度を完全自然循環型炉と強制循環型炉について評価した結果を図 3.2.2.8 に示す。強制循環型炉と比べて故障要因の少ない完全自然循環型炉は起因事象発生頻度が低いため、ATWS&AWS の発生頻度が低い結果となった。いずれにしても、点推定値は高々10^{-8}／炉年のオーダーとなった。

(iii)原子炉液位確保失敗に伴う炉心損傷

原子炉液位確保失敗に伴う炉心損傷（LORL：Loss Of Reactor Level）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。

原子炉の冷却に必要な１次主冷却材は、ループ型の冷却系と異なって原子炉容器内のみに存在する。このため、原子炉容器が破損しないかぎり、原子炉液位が確保される。さらに、原子炉容器について、側面や底面での万一の冷却材漏えいを想定しても原子炉容器液位が確保されるよう原子炉容器には原子炉容器室ライナー内張り方式のガードベッセルが設けられている。すなわち、評価対象炉では、原子炉容器の側面または底面で冷却材漏洩が生じ、しかも原子炉容器室ライナー内張り方式のガードベッセルが同時に破損した場合にのみ原子炉容器液位確保に失敗する。しかしながら、ガードベッセルの強度はコンクリート構造物により維持されているため、たとえライナーに貫通亀裂が生じたとしても、冷却材が原子炉容器室外へ漏出し続けることは考えられない。ここでは、ナトリウム冷却炉の評価において適用したガードベッセルの非信頼度を上回ることは無いと判断して、同非信頼度値を丸めた値として約 6×10^{-6} をアプリオリに適用して LORL 発生頻度を定量化した。

その結果、LORL 発生頻度は約 3.2×10^{-11}／炉年となった。

(iv)崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷
崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷（PLOHS：Protected Loss Of Heat Sink）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。
崩壊熱除去系は PRACS 3 系統または DRACS 3 系統から構成される。本系統は、原子炉出口における冷却材の熱を 2 次冷却材鉛ビスマスが空気冷却器へ自然循環により輸送し、空気冷却器においては自然通風により 2 次冷却材の熱を大気へ輸送する役割を担う。また、任意の 1 系統が完全に使用不能となる起因事象に対して、残りの 2 系統の空気冷却器におけるダンパの単一故障を想定したとしても炉心崩壊熱を除去できる能力を有する。また、強制循環型における 1 次系循環ポンプの故障は原子炉スクラム頻度を増大させることを除いて、崩壊熱除去系の信頼度に何ら影響を与えないため、PLOHS 発生頻度の評価は完全自然循環型のみを対象として行った。
その結果 PLOHS 発生頻度の点推定値は約 2.1×10^{-8}／炉年となった。この中で支配的なシーケンスは、給水系の故障に起因する原子炉停止時に PRACS 3 系統（または DRACS）のダンパが共通原因開失敗となるシーケンスである。これが PLOHS 全体の約 70%を占めている。このほかに、蒸気発生器伝熱管破損や外部電源喪失等の蒸気発生器を介した除熱を不可能にする起因事象発生時に PRACS 3 系統（または DRACS）のダンパが共通原因開失敗となるシーケンスが上位を占めており、上位 3 個のシーケンスで PLOHS 発生頻度の約 98%を占める結果となった。

(v)評価のまとめ
SASS に期待しない場合の完全自然循環型炉および強制循環型炉を対象とした全炉心損傷発生頻度の点推定値の評価結果は各々約 3.8×10^{-8}／炉年および約 6.8×10^{-8}／炉年であり、共に判断基準を満足している。

(5)再臨界回避特性評価
リスク評価の観点からは、PSA 手法を適用し、発生頻度および事故影響の両面から系統的にリスク支配因子となる事象シーケンスを洗い出し、その事象推移の分析しつつ合理的に適用可能な影響緩和方策を検討することが望ましいが、本概念については、その概念構築段階にあり、かつ、採用している窒化物燃料の鉛ビスマス中での破損および破損後挙動に関する知見が乏しい。このため、ここでは、上記にて検討した炉心およびプラント特性を考慮して、炉心損傷の事象推移を定性的に推定し、炉心損傷影響緩和対策設備概念について検討した。

前述のように、炉心損傷事象の発生確率は 10^{-7}／炉年以下と極めて低頻度であるが、ここではあえて炉心損傷が発生すると仮定した場合の事象推移を議論する。鉛ビスマス冷却炉においては、冷却材の沸点が被覆管の融点よりも高く、炉心損傷事象の初期の段階で被覆管の破損と溶融浮上が冷却材の沸騰に先行する。まず、最も被覆管温度の高くなる炉心出口近傍で被覆管強度の低下によって被覆管が破損し、破損と同時にガスプレナム内の FP ガスが破損孔から放出される。強制循環炉では、放出されたガス気泡が主に上方向へ成長するため、ボイド反応度が挿入されることは無い。自然循環炉では炉心の圧損が小さいために、FP ガス気泡が炉心方向にも拡大してボイド反応度が挿入される。評価対象とされた自然循環炉の場合、炉心の燃料集合体の20%以上の同時破損を仮定すると即発臨界を超過するが、実際には炉心燃料集合体間の燃焼度と出力の分布によって、燃料破損の非同時性が確保され、即発臨界超過は回避できる見通しである。FP ガス放出に続き、被覆管の溶融浮上によって反応度が挿入される。平成 11 年設計の強制循環炉を対象とした評価結果ではこの反応度挿入率は高々1$/s 以下であり、即発臨界を超過することはない。事象進展に伴って燃料ペレット温度が 2000℃を超えるとスウェリングによって燃料ペレットが膨張し、冷却材中を浮上すると考えられる。燃料ペレットのスウェリングが生じる時点までに炉心上方の構造材は高温の冷却材流れによって溶融するか、機械的支持を失って浮上すると考えられるため、燃料ペレットは炉心から上部プレナム領域へ移行する。この過程で燃料ペレットが炉心上部構造物に集積して臨界形状となることを防ぐために、炉心上部構造物の水平補強板の位置と形状を考慮する必要がある。一方、燃料ペレットが冷却材液面まで浮上すると燃料ペレットが蓄積した層を下面から冷却する状況となり、崩壊熱除去が困難となって炉容器の液面近傍が破損する。したがって、炉心損傷事故の炉内終息を実現するには、炉容器の冷却材出口位置よりも低いレベルで燃料ペレットを受け止め、未臨界形状を維持しつつ冷却できることが必要となる。

燃料のスウェリングが十分でなく、燃料が炉心領域に残存する場合は、鉛ビスマスの沸騰による燃料配位の変化と反応度挿入によって、即発臨界を超過する可能性がある。即発臨界の超過とエネルギー発生の後、炉心内の圧力によって上部プレナム内の鉛ビスマスが上方向に加速され、原子炉容器に機械的負荷を与えるスラグインパクトが発生する。同一幾可形状と圧力源を想定したナトリウム冷却炉に比べると、冷却材の重量が大きくスラグインパクトによる機械的影響が緩和されるとの評価結果が得られているが、事故の炉容器内終息を達成するには、炉容器の耐衝撃評価で健全性が維持できること、およびその後の崩壊熱除去機能が確保できることを確認する必要がある。また、鉛ビスマス冷却炉では、炉容器内のスタンドパイプによりスラグインパクトが早まる可能性と下向き加重に対する炉心支持構造の健全性がナトリ

ウム冷却炉に比べて厳しくなる要因として考えられるが、必要に応じて補強を行うなどの対応によって成立性の問題とはならないと考えられる。なお、窒化物燃料は窒素と金属燃料成分に解離する可能性があるが、窒化物燃料の解離熱は溶融潜熱の約 5 倍程度と大きく、膨張空間が限定されている状況では、解離が飽和蒸気圧によって抑制されることが明らかとなっている。したがって、窒素ガス解離の影響は、即発臨界によって燃料が高温となる耐衝撃評価においてのみ考慮すれば良い。
鉛ビスマスはナトリウムに比べて化学的活性度が低く、炉容器が破損したとしても、冷却材とコンクリートとの反応は厳しくないと予想できる。鉛ビスマス冷却炉の炉容器室は、コンクリートに内貼りをして、耐火煉瓦を積んで容積制限をすることにより、冷却材流失時の液位を確保するというガードベッセルの機能を有しており、炉心損傷事故の結果として炉容器が破損しても、崩壊熱除去系による除熱機能は確保される。仮に、崩壊熱除去系による除熱機能が喪失した場合、以下の代替手段による崩壊熱の除去が、アクシデントマネージメントの手段とできる可能性があり、各代替手段の除熱能力の設定において考慮すべきである。
コンクリートの冷却系を介しての除熱
SG への水注入による冷却
自然循環炉の炉容器室底に設置されている加熱用パネルへの水注入による冷却
このように、仮に炉容器が破損した場合でも、炉容器室内で冷却材と燃料の保持・冷却が可能であれば、事故影響の格納性という観点では炉容器内終息と同等と考えることができる。

(6)研究開発課題と解決方策
ここで対象としている鉛ビスマス冷却炉は概念検討段階にあり、これを実現していくためには、設計の細部にわたって具体化していく必要があり、そのために必要となる基準類やデータベースを整備していく必要があることは論を待たない。安全設計については、設計方針の具体化と各設備への適用、広範で体系的な安全評価、さらには PSA を実施していく必要がある。ここでは、今後実施する必要がある全ての検討項目を網羅するのではなく、概念具体化のために必要となる主要な研究開発課題とその解決方策に絞って言及する。

(i)再臨界回避方策の具体化
現状では、サクセスパスの可能性を、推測を交えて検討している段階であり、今後本プラントの実現に向けてはデータに基づいた定量的な評価が必要となってくる。そのためには、鉛ビスマス冷却下での窒化物燃料の破損および

破損後挙動に関するデータ取得が不可欠である。

(ii)燃料破損限界データ取得
安全評価に用いるデータベースとして、評価対象とする燃料ピンの破損限界を把握する必要がある。これは、設計基準事象評価における燃料健全性判断基準の根拠として必要であり、炉外での被覆管の急速加熱試験、高温保持試験、炉内での過出力試験等を実施しデータ取得する必要がある。これらの試験では、過渡時の腐食挙動を把握する必要がある。

(iii)自己作動型炉停止機構信頼性確認
キュリー点感知電磁石方式の SASS については、ナトリウム炉のものが開発されているが、鉛ビスマス中での腐食特性等の本概念への適用性を確認するための試験が必要である。制御棒および制御棒駆動機構は本概念用のものを新たに開発する必要があり、それに SASS を組み込んだモックアップ試験等により信頼性を確認する必要がある。
制御棒駆動軸の熱膨張による制御棒挿入効果を受動的反応度抑制機構として期待する場合、鉛ビスマス中モックアップ試験等により制御棒駆動軸の過渡時伸長特性を定量化する必要がある。

(iv)崩壊熱除去系自然循環除熱特性の確認
自然循環を含めた鉛ビスマス冷却材の基礎的伝熱流動特性を把握するとともに、鉛ビスマスの取扱い、流量、温度、圧力等の計測技術の習得を図る必要がある。その上で実機の自然循環除熱特性を、模擬試験等を実施して評価する必要がある。

(v)蒸気発生器伝熱管破損に伴う鉛ビスマス-水反応特性確認
蒸気発生器伝熱管破損時の水リーク挙動（周辺伝熱管に与える影響、鉛ビスマスとの反応の有無)、流路内での蒸気泡の移行挙動、侵入した蒸気が構造材に与える影響等について試験データを得る必要がある。これらのデータに基づき伝熱管破損時影響評価手法を開発し、模擬試験等により検証し、実機評価に適用する必要がある。

(vi)ソースターム評価用基礎データ取得
鉛ビスマス中での核分裂生成物の保持特性、ポロニウムの生成、移行特性に関するデータを取得し、データに基づきソースターム評価手法を整備し、これを実機評価に適用する必要がある。

表 3.2.2.1　原子炉構造強地震条件における上下応答解析結果

項　　目	発生値
①炉心支持板の上下応答加速度	10.78m／s^2
②炉心支持板中心の上下応答変位	13mm
③炉心支持板の端部の上下応答変位	11mm
④炉心支持板の面外変形量（③―②）	2mm
燃料のコンパクションに伴う反応度投入量 （10¢／mm×④）	20¢
制御棒引抜きによる反応度投入量 （5.8¢／mm×②）	65¢

表 3.2.2.2　原子炉構造 耐震成立性評価

項目	発生値	制限値
炉心支持板中心の上下応答加速度	10.78m／s^2	32m／s^2
反応度投入量	20¢	1$(100¢)
原子炉容器の座屈	0.140	0.667

表 3.2.2.3　鉛ビスマス炉の原子炉容器液面部の起動時発生応力の推定

		ナトリウム大型炉	鉛ビスマス炉		応力の補正係数		備考
			自然循環炉	強制循環炉	自然循環炉	強制循環炉	
応力の影響因子	(1) RV 形状 (D×t)	9600×30 =288000	10100×50 =505000	15000×60 =900000	1.32	1.77	0.5 乗に比例
	(2)熱膨張係数 (mm/mm/℃)	2.06×10^{-5}	1.11×10^{-5}	1.13×10^{-5}	0.54	0.55	比例
	(3)熱伝導率 (W/m・K)	23.0	32.1	33.1	0.85	0.85	0.5 乗に逆比例
	(4)起動時温度変化幅(℃)	350℃	100℃[1] (300-200)	160℃[2] (360-200)	0.29	0.46	比例
補正係数		—	—	—	0.18	0.38	
発生応力：Sn(MPa)		229	41[3]	87[3]	—	—	

1) RV 壁内面に SG 給水管が通る層があるため、定格時温度は約 300℃である。
2) RV 壁内面に壁冷層があるため、定格時温度は約 360℃である。
3) 発生応力＝ナトリウム冷却大型炉の発生応力×補正係数

表 3.2.2.4　鉛ビスマス炉の原子炉容器の熱成層通過による発生応力の推定 [1]

		ナトリウム大型炉	鉛ビスマス炉		応力の補正係数		備考
			自然循環炉	強制循環炉	自然循環炉	強制循環炉	
応力の影響因子	(1) RV 形状 (D×t)	9600×30 =288000	10100×50 =505000	15000×60 =900000	1.32	1.77	0.5 乗に比例
	(2)熱膨張係数 (mm/mm/℃)	2.06×10^{-5}	1.11×10^{-5}	1.13×10^{-5}	0.54	0.55	比例
	(3)熱成層勾配 (℃/mm)	0.5 熱流動解析結果より	0.2 右と同じと仮定	0.2 熱流動解析結果より	0.40	0.40	比例
	(4)熱成層時の温度差(℃)	110 熱流動解析結果より	180 右と同じと仮定	180 熱流動解析結果より	1.64	1.64	
補正係数		—	—	—	0.47	0.64	
発生応力：Sn（MPa）		330	155[2]	211[2]	—	—	

1) 鉛ビスマス冷却炉の原子炉容器内面には SG 外シュラウド（自然循環炉）、炉壁冷却構造（強制循環炉）が設けられているため、発生応力はさらに低下する可能性がある。
2) 発生応力＝ナトリウム冷却大型炉の発生応力×補正係数

表 3.2.2.5　鉛ビスマス炉(炉心出口部)の耐サーマルストライピング性の検討

		ナトリウム炉	鉛ビスマス炉		補正係数		備考
			自然循環	強制循環	自然循環	強制循環	
歪みの影響因子	(1) 炉心出口部のΔT（℃）	117	117×180/155 ＝136	117×168/155 ＝126	1.16	1.08	炉心出入口温度差に比例
	(2) ΔT 解消のしにくさ (混合度合)	小 (解消容易)	大	中	＞1.0	＞1.0 自然循環より小	流速と熱伝導率が小さいほど解消し難い
	(3)構造へのΔTの伝わりやすさ	大	小	中	＜1.0	＜1.0 自然循環より大	流速と熱伝導率が大きいほど伝えやすい
	(4) 熱膨張率 (㎜/㎜/℃)	2.06E-5 SUS/550℃	1.24E-5 12Cr/465℃	1.26E-5 12Cr/520℃	0.60	0.61	比例
疲労強度	(5) 許容歪み範囲 炉心出口温度 & 10^6サイクル (㎜/㎜)	0.00129	0.00141	0.00132	1.09	1.02	比例

表 3.2.2.6　安全評価事象リスト

No.	事象区分	安全評価 事 象	炉	被
1	過　渡	未臨界状態からの制御棒の異常な	○	
2	過　渡	出力運転中の制御棒の異常な引抜	○	
3	過　渡	制御棒落下	○	
4	過　渡	１次冷却材流量増大[強制循環型]	○	
5	過　渡	１次冷却材流量減少[強制循環型]	○	
6	過　渡	外部電源喪失	○	
7	過　渡	給水流量増大	○	
8	過　渡	給水流量喪失	○	
9	過　渡	負荷の喪失	○	
10	過　渡	蒸気発生器伝熱管小漏えい	○	
1	事　故	未臨界からの制御棒急速引抜き	○	
2	事　故	出力運転中の制御棒急速引抜き	○	
3	事　故	気泡通過	○	
4	事　故	冷却材流路閉塞	○	
5	事　故	１次ポンプ軸固着[強制循環型]	○	
6	事　故	主給水ポンプ軸固着	○	
7	事　故	１次冷却系配管破損（炉内配管）	○	
8	事　故	主給水管破断	○	
9	事　故	主蒸気管破断	○	
10	事　故	燃料取替取扱事故		○
11	事　故	気体廃棄物処理設備の破損		○
12	事　故	１次アルゴンガス漏えい		○
13	事　故	蒸気発生器伝熱管破損	○	

（注）解析評価項目　炉：炉心安全解析、被：被ばく評価

表 3.2.2.7　安全性評価に適用する判断条件（鉛-ビスマス冷却炉）

燃料健全性(窒化物燃料スチール被覆管型)	
異常な過渡	燃料最高温度：2750℃以下 被覆管肉厚中心最高温度：830℃以下 被覆管クリープ分数和：0.1 以下
事故	燃料最高温度：2750℃以下 被覆管肉厚中心最高温度：900℃以下 被覆管クリープ分数和：0.3 以下
バウンダリ健全性	
異常な過渡	600℃および最高使用温度の 1.4 倍のいずれも超えないこと （最高使用温度は 530℃であり、600℃が制限値となる）
事故	650℃および最高使用温度の 1.6 倍のいずれも超えないこと （最高使用温度は 530℃であり、650℃が制限値となる）
ひばく評価	
事故	実効線量 5mSv 以下
立地評価	甲状腺（成人）に対して 3Sv 以下 全身に対して　0.25Sv 以下

表 3.2.2.8　主要解析条件（DBE 解析条件）

	単位	強制循環型	自然循環型
熱出力	MW	1913	1479
炉心出入口冷却材温度	℃	524 / 352	469 / 285
炉心冷却材流量	t/h	2.75×10^{5}	1.984×10^{5}
評価対象燃料ピン（初期値）			
最大線出力	W/cm	278	329
被覆管肉厚中心最高温度	℃	643	616
燃料最高温度	℃	761	777
反応度係数			
ドップラー係数	Tdk/dT	-2.19×10^{-3}	-1.79×10^{-3}
冷却材温度係数	Δk/kk’/℃	1.87×10^{-6}	3.36×10^{-6}
被覆管温度係数	Δk/kk’/℃	9.22×10^{-7}	8.42×10^{-7}
ラッパ管温度係数	Δk/kk’/℃	5.03×10^{-7}	2.08×10^{-7}
実効遅発中性子割合	－	3.27×10^{-3}	3.27×10^{-3}

表 3.2.2.9　代表的な事象評価結果（強制循環型）

評価事象	評価項目	判断基準	解析結果	判定
制御棒誤引抜（異常な過渡）	被覆管最高温度	830℃以下	800℃（注）	○
	被覆管クリープ損傷和	0.1 以下	-（注）	○
	燃料最高温度	2750℃以下	854℃	○
	バウンダリ最高温度	600℃以下	565℃	○
外部電源喪失（異常な過渡）	被覆管最高温度	830℃以下	650℃	○
	被覆管クリープ損傷和	0.1 以下	4.1×10^{-6}	○
	燃料最高温度	2750℃以下	762℃	○
	バウンダリ最高温度	600℃以下	556℃	○
給水流量減少（異常な過渡）	被覆管最高温度	830℃以下	663℃	○
	被覆管クリープ損傷和	0.1 以下	1.5×10^{-4}	○
	燃料最高温度	2750℃以下	780℃	○
	バウンダリ最高温度	600℃以下	580℃	○
1 次ポンプ軸固着（事 故）	被覆管最高温度	900℃以下	680℃	○
	被覆管クリープ損傷和	0.3 以下	2.0×10^{-6}	○
	燃料最高温度	2750℃以下	764℃	○
	バウンダリ最高温度	650℃以下	553℃	○

（注）：設定値 130%の出力領域中性子束高によるスクラムを想定した結果。被覆管クリープ損傷和は未評価であるが、この条件では判断条件を満足できない可能性がある。しかし、燃料集合体出口温度信号の導入や中性子束高信号の設定値を引き下げることにより対応可能と判断する。

表 3.2.2.10　代表的な事象評価結果（自然循環型）

評価事象	評価項目	判断基準	解析結果	判定
制御棒誤引抜（異常な過渡）	被覆管最高温度	830℃以下	890℃（注）	○
	被覆管クリープ損傷和	0.1 以下	-（注）	○
	燃料最高温度	2750℃以下	978℃	○
	バウンダリ最高温度	600℃以下	596℃	○
外部電源喪失（異常な過渡）	被覆管最高温度	830℃以下	616℃	○
	被覆管クリープ損傷和	0.1 以下	1.8×10^{-11}	○
	燃料最高温度	2750℃以下	777℃	○
	バウンダリ最高温度	600℃以下	519℃	○
給水管破断（事 故）	被覆管最高温度	900℃以下	789℃	○
	被覆管クリープ損傷和	0.3 以下	2.0×10^{-4}	○
	燃料最高温度	2750℃以下	971℃	○
	バウンダリ最高温度	650℃以下	542℃	○

（注）：設定値 130%の出力領域中性子束高によるスクラムを想定した結果。被覆管クリープ損傷和は未評価であるが、この条件では判断条件を満足できないと思われる。しかし、燃料集合体出口温度信号の導入や中性子束高信号の設定値を引き下げることにより対応可能と判断する。

表 3.2.2.11　強制循環型炉の受動的炉停止能力評価結果

	UTOP (1)	ULOF(2)	
SASS の有無／切り離し温度	なし	680℃	なし
制御棒軸伸びの有無／挿入率	31￠/s（応答遅れなし）	なし	31￠/s（応答遅れ 130 秒）
燃料最高温度	1073℃	1080℃	1087℃
被覆管最高温度	654℃	855℃	871℃
冷却材バウンダリ最高温度	563℃	560℃	660℃

(1)　制御棒誤引き抜きによる反応度挿入率 0.02￠/s
UTOP に対する SASS の有効性を評価する解析は実施していない。DBE 解析の結果から、本事象では燃料被覆管温度上昇が緩慢であることが分かっており、SASS の切り離し温度を 600℃～650℃に設定することにより炉心損傷が回避できる見通しである。

(2)　流量半減時間　10 秒、1 次系流量喪失と同時に SG 除熱喪失を想定
SASS 感知合金までの冷却材輸送遅れと感知合金の温度応答遅れの合計４秒を考慮。

表 3.2.2.12　自然循環型の受動的炉停止能力評価結果

	UTOP*	ULOHS
SASS の有無／ 切り離し温度	なし	なし
制御棒軸伸びの 有無／挿入率	28.5¢/s （応答遅れなし）	28.5¢/s （応答遅れなし）
燃料最高温度	1344℃	967℃
被覆管最高温度	764℃	668℃
冷却材バウンダリ 最高温度	525℃	578℃**

＊：制御棒誤引き抜きによる反応度挿入率 0.02¢/s

＊＊：崩壊熱除去系起動を考慮

SASS については、これを考慮した解析は実施していない。DBE 解析の結果から、これらの事象では燃料被覆管温度上昇が緩慢であることが分かっており、SASS の切り離し温度を 600℃～650℃に設定することにより炉心損傷が回避できる見通しである。但し、ホットチャンネルでの被覆管クリープ破損が生じる可能性がある。

表 3.2.2.13　設計基準外事象の評価結果（強制循環型）

評価事象	想定条件	解析結果
全交流電源喪失	１次ポンプ全数トリップ＋スクラム成功＋崩壊熱除去系３系統による自然循環除熱	被覆管最高温度　690℃ 被覆管損傷和　5.1×10^{-2} 冷却材バウンダリ最高温度　646℃

自然循環型は、動力電源に期待していないので厳しい結果とならない。

表 3.2.2.14　ひばく評価結果

<table>
<tr><td rowspan="4">事故評価</td><td rowspan="4">原子炉カバーガス漏えい</td><td colspan="2">主要解析条件</td><td colspan="4">燃料破損率：1.0%,燃料ギャップ FP 放出割合：100%（全核種）,1 次冷却材から原子炉カバーガスへの FP 移行割合：希ガス 100%,よう素 50%および 100%（アプリオリに設定）原子炉カバーガス内のポロニウム量：1.2×1014 Bq,隔離弁閉止までの 20 秒間放出,格納容器漏えい率：1%/d,
先行軽水炉の平均的な気象データを想定</td></tr>
<tr><td>評価項目</td><td>判断基準</td><td colspan="3">解析結果</td><td>判定</td></tr>
<tr><td>実効線量</td><td>5mSv 以下</td><td rowspan="2">1 次冷却材から原子炉カバーガスへのよう素移行割合</td><td>50%</td><td>5.14×10^{-2} mSv</td><td>○</td></tr>
<tr><td>100%</td><td>6.58×10^{-2} mSv</td><td>○</td></tr>
<tr><td rowspan="6">立地評価（仮想事故）</td><td rowspan="6">原子炉カバーガス漏えい</td><td colspan="2">主要解析条件</td><td colspan="4">格納容器内線源：炉内存在量比で希ガス 100%,よう素 50%,ポロニウムは事故評価使用値の 100 倍（アプリオリに設定）
格納容器漏えい率：1%/d,先行軽水炉の平均的な気象データを想定</td></tr>
<tr><td colspan="2">評価項目</td><td>判断基準</td><td colspan="2">解析結果</td><td>判定</td></tr>
<tr><td>希ガス</td><td>外部γ線による全身線量</td><td>0.25Sv 以下</td><td colspan="2">6.02×10^{-3} Sv</td><td>○</td></tr>
<tr><td>よう素</td><td>成人甲状腺線量</td><td>3Sv 以下</td><td colspan="2">1.21 Sv</td><td>○</td></tr>
<tr><td rowspan="2">ポロニウム</td><td>成人肺線量</td><td>3Sv 以下</td><td colspan="2">7.43×10^{-2} Sv</td><td>○</td></tr>
<tr><td>成人肝線量</td><td>5Sv 以下</td><td colspan="2">3.43×10^{-3} Sv</td><td>○</td></tr>
</table>

* 今回の評価には直接スカイシャイン線量は含まれていない。

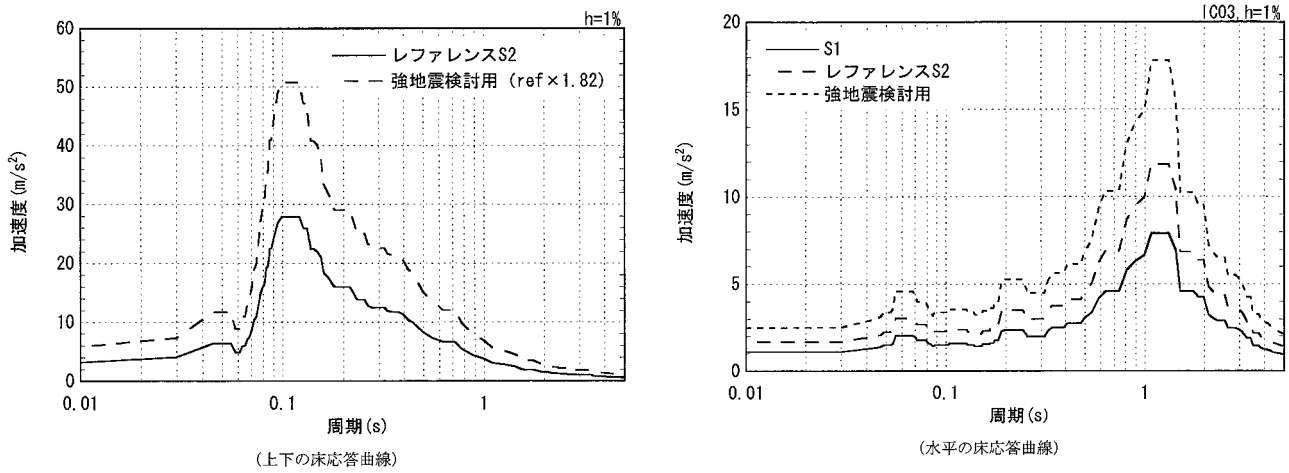


図 3.2.2.1　床応答曲線

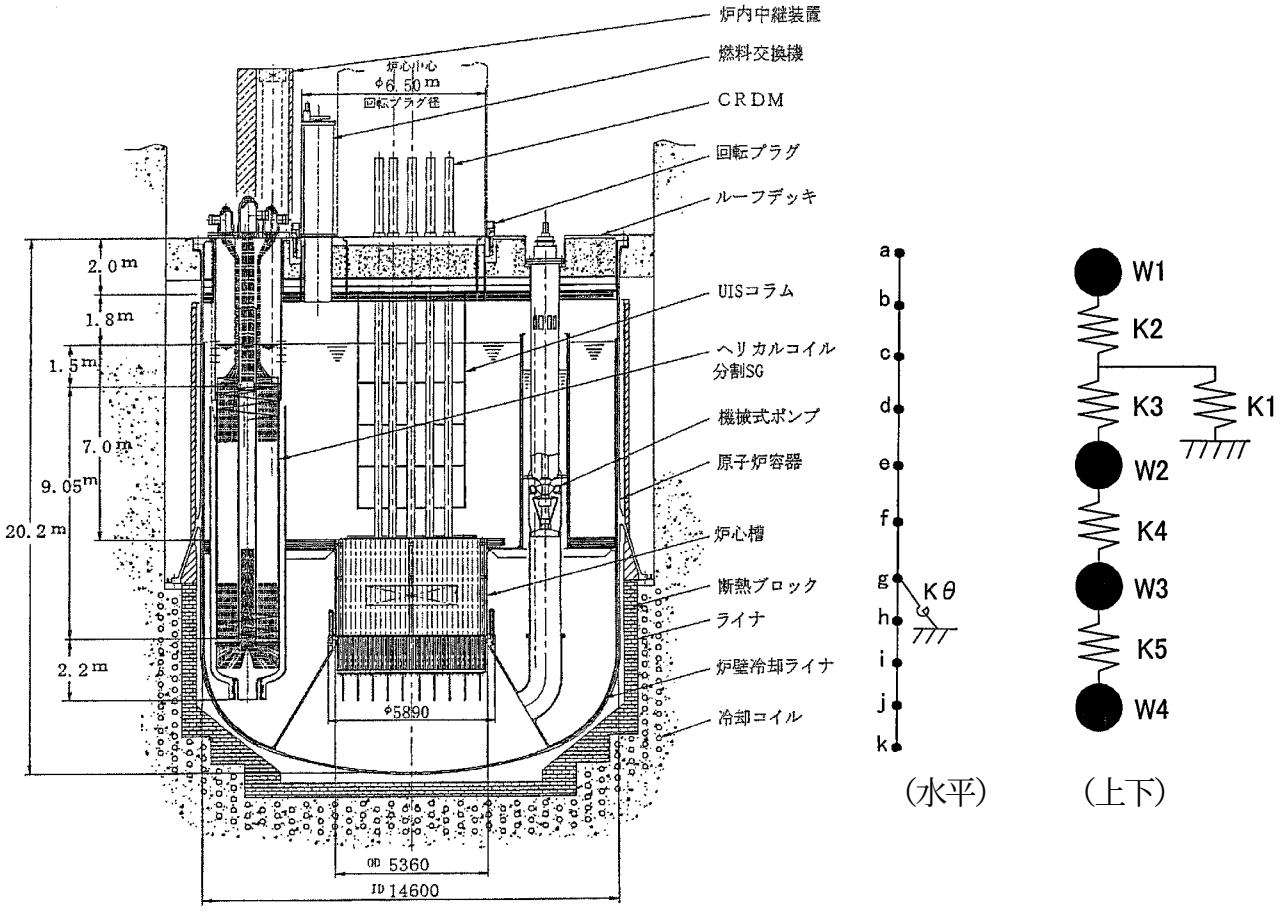


図 3.2.2.2　原子炉容器の応答解析モデル

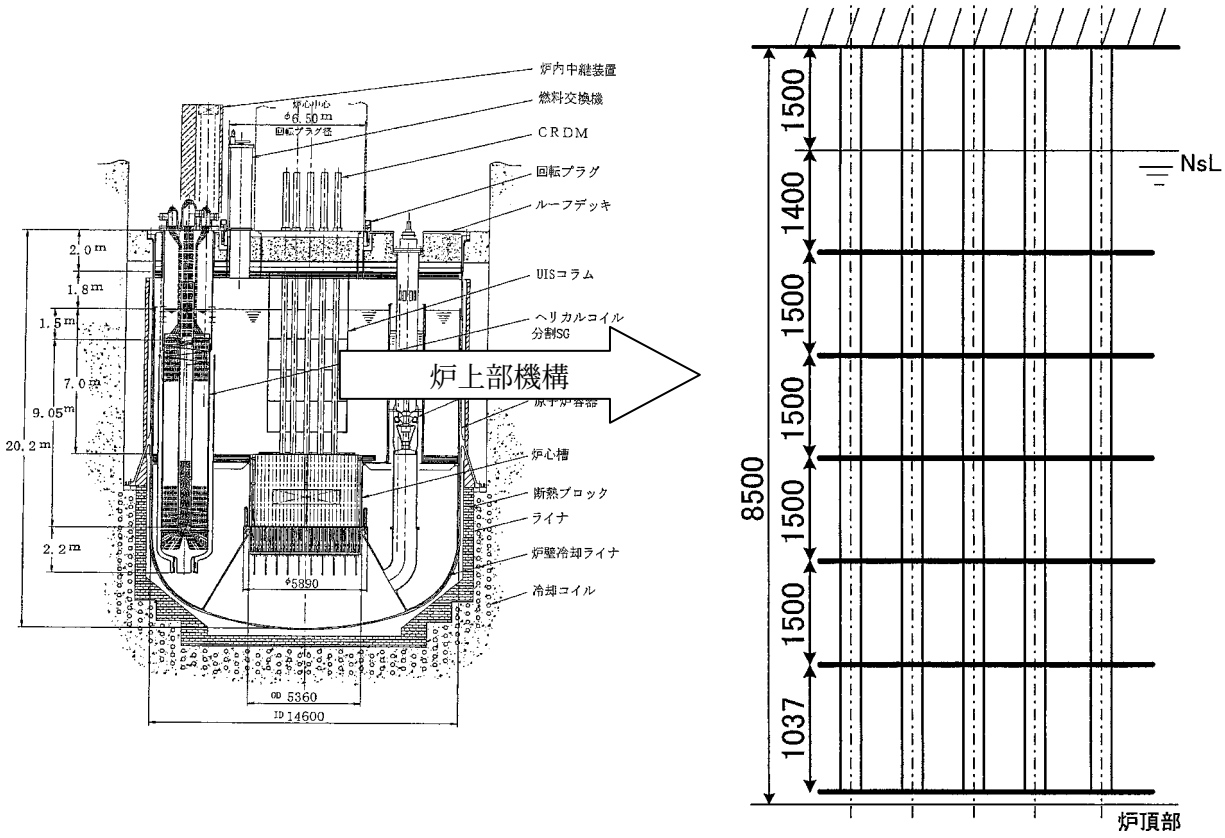


図 3.2.2.3　炉上部機構　構造とモデル化

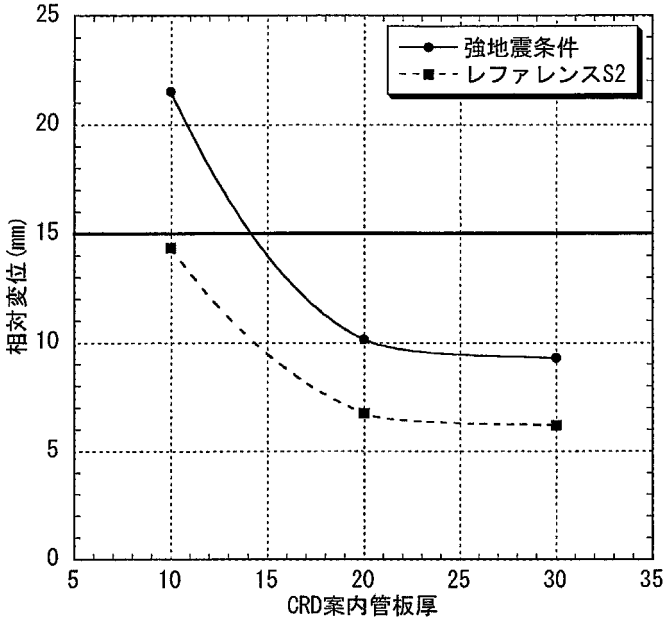


図 3.2.2.4　　炉上部機構の下端部変位量

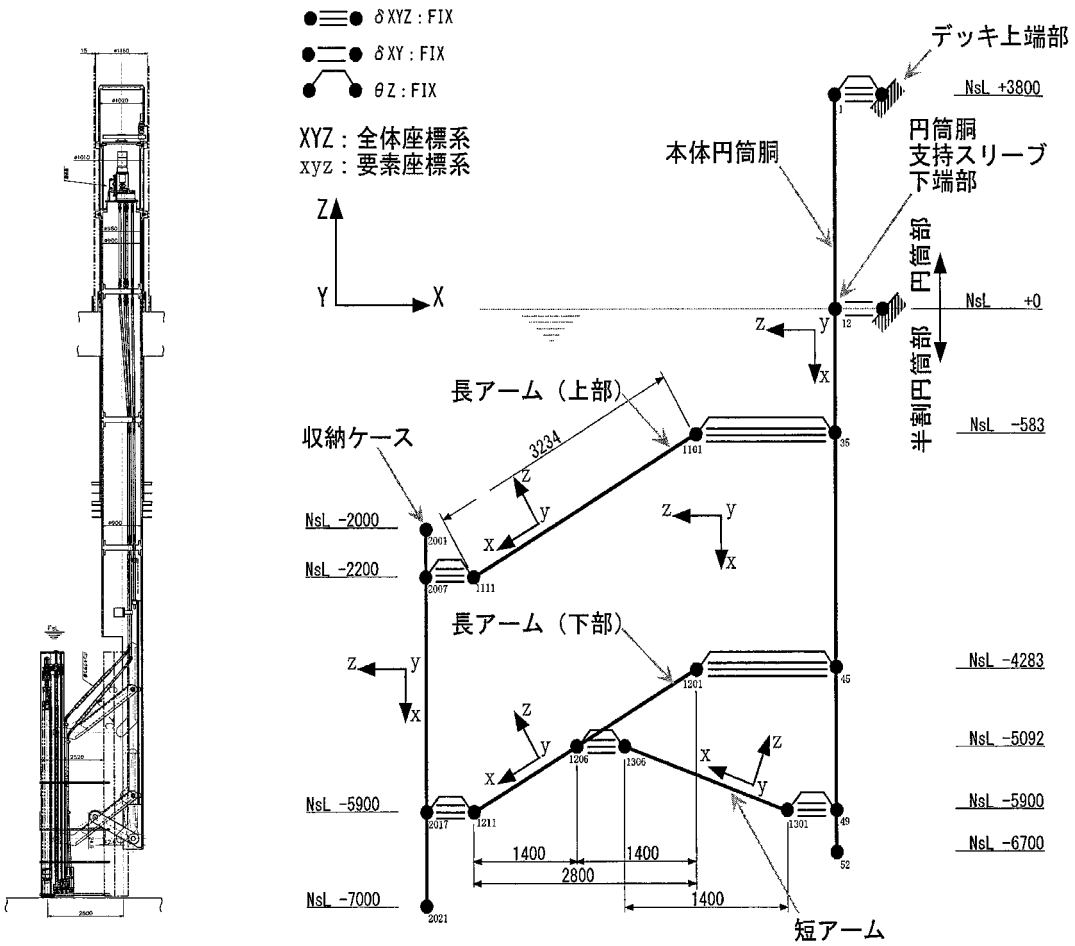


図 3.2.2.5　燃料交換機　構造と解析モデル

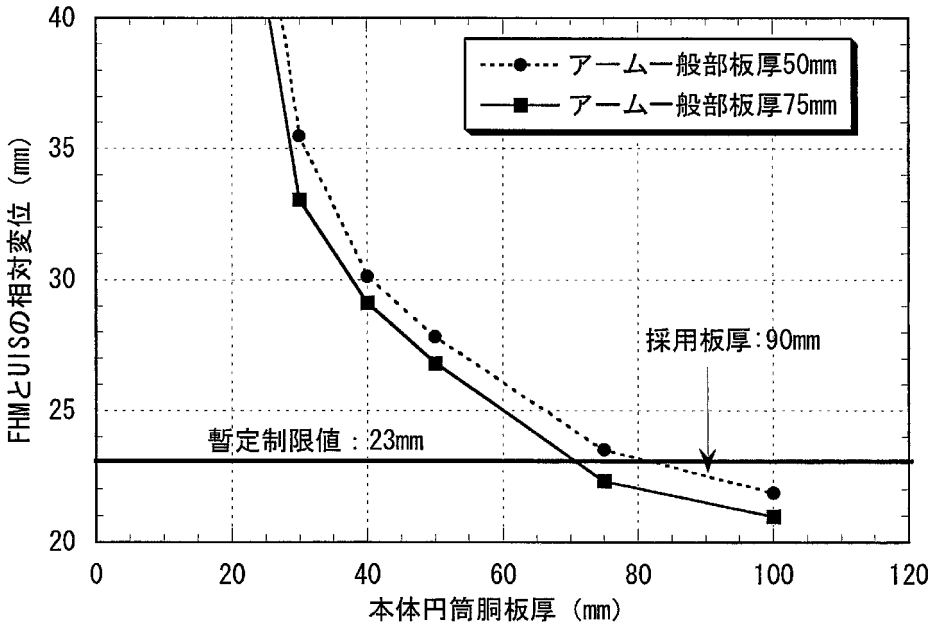
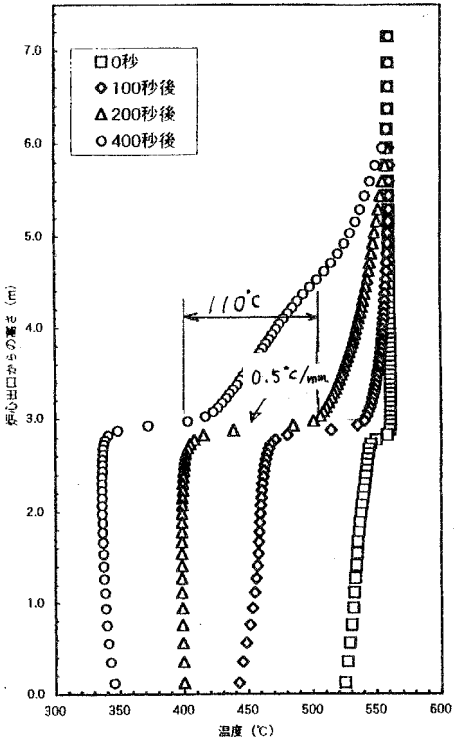
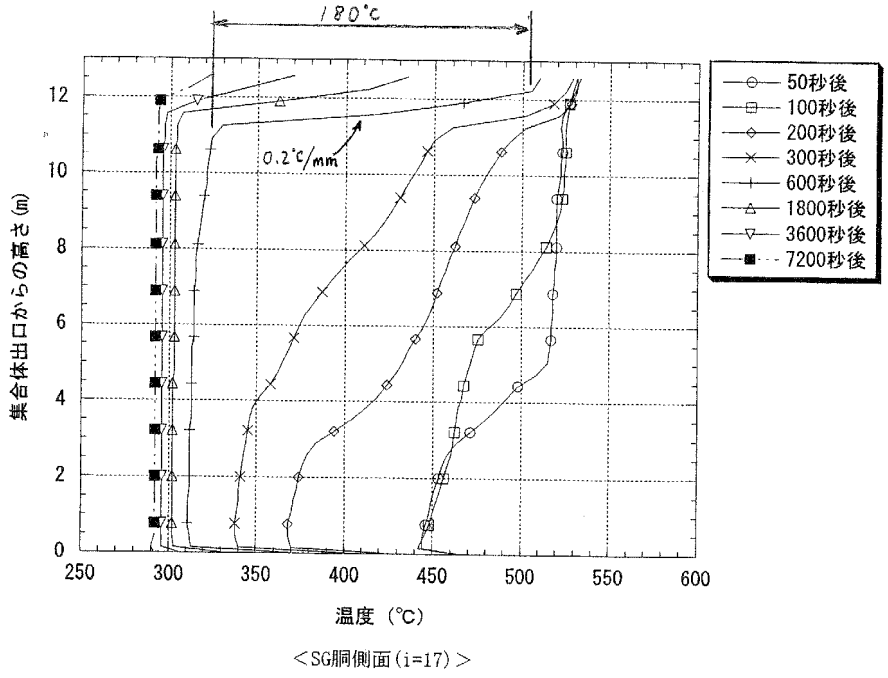


図 3.2.2.6　燃料交換機と炉上部機構の相対変位



大型ナトリウム炉 [1)]



鉛ビスマス炉 [2)]

出典

1) 「炉システムの概念検討　ナトリウム炉の概念に関する研究（その１）ループ型概念の検討」平成13年３月

2) 「Pb-Bi冷却中型炉に関する崩壊熱除去特性解析」平成14年３月

図 3.2.2.7　ナトリウム大型炉及び鉛ビスマス炉（自然循環炉）の熱成層条件

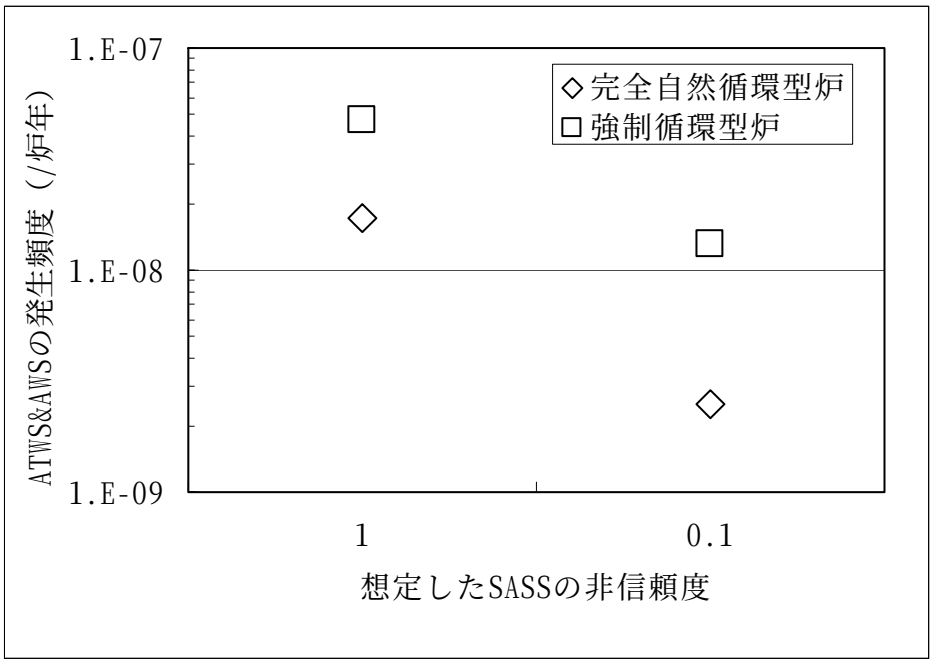


図 3.2.2.8 鉛ビスマス炉における ATWS&AWS の発生頻度の点推定値の比較

3.3 フェーズⅡの今後の進め方

3.3.1 炉心燃料設計

(1) フェーズⅡ上期の総括

フェーズⅡでは炉心概念として、窒化物燃料炉心を基準としてMOX燃料炉心も含めて幅広く検討した。強制循環冷却方式と自然循環冷却方式について、高燃焼度炉心（炉心部取出平均燃焼度150GWd/t程度）と照射量制限対応炉心（炉心部取出平均燃焼度130～150GWd/t程度）を検討し、それぞれについて導入期炉心（増殖比1.1～1.2）と平衡期炉心（増殖比1.04程度）を検討した。

代表炉心概念としては、強制循環冷却方式と自然循環冷却方式について、燃料費削減の観点から先進燃料サイクルへの適合性を考慮し、高燃焼度炉心（窒化物燃料）を選定した。また、鉛ビスマス中の被覆管材料の腐食試験の結果から、現状の制限である被覆管最高温度650℃を570℃程度まで下げて設計する必要の可能性があるため、被覆管温度制限を変更した炉心概念を予備設定した。

これらの炉心の中で代表的な４つの炉心は、総合評価用データとして用いられ、技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：統合評価技術において、下記のように記載されている。本報告書での対応炉心の名称と関連図表番号を下記に示す。なお、下記の(ⅰ)、(ⅱ)とLLFP核変換炉心の主要検討結果をまとめて表3.3.1.1に示す。

(ⅰ) 簡素化ペレット法による窒化物燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：
ケース16「資源重視型炉心」
・本報告書炉心名称：強制循環冷却炉　窒化物燃料高燃焼度導入期炉心
・関連図表：表3.1.3.1、表3.1.3.2、表3.1.3.3　図3.1.3.1、図3.1.3.2

(ⅱ) 簡素化ペレット法による窒化物燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：
ケース17「経済性重視型炉心」
・本報告書炉心名称：強制循環冷却炉　窒化物燃料高燃焼度平衡期炉心
・関連図表：表3.1.3.4、表3.1.3.5、表3.1.3.6　図3.1.3.1、図3.1.3.2

(ⅲ) 簡素化ペレット法によるMOX燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：
ケース18「資源重視型炉心」
・本報告書炉心名称：強制循環冷却炉　MOX燃料導入期炉心
・関連図表：表3.1.1.13　図3.1.1.8

(ⅳ) 簡素化ペレット法によるMOX燃料を用いた鉛ビスマス中型炉：
ケース19「経済性重視型炉心」
・本報告書炉心名称：強制循環冷却炉　MOX燃料平衡期炉心
・関連図表：表3.1.1.13　図3.1.1.9

(2) フェーズⅡの今後の進め方

フェーズⅡの今後の検討スケジュールを表 3.3.1.2 に示す。

現在、鉛ビスマス中での被覆管材料の材料腐食試験を実施中であり、この試験の被覆管腐食に関する新なる知見（腐食評価式の見直し）を反映した炉心設計を実施し、フェーズⅡまとめ作業を実施する予定である。

また、安全側からの炉心損傷防止シナリオの検討結果を受け、再臨界回避方策が具体化されれば、その回避策を炉心設計へ反映する。

3.3.2 プラント設計

3.3.2.1 フェーズ II の上期総括

プラント概念検討の対象とした 4 概念（①経済性最適化強制循環炉概念、②経済性最適化自然循環炉概念、③保守補修性最適化強制循環炉概念、④保守補修性最適化強制循環炉低温化オプション概念）について、前節までで個別の評価を実施した。ここではそれらの結果を比較評価し、代表概念を④保守補修性最適化強制循環炉低温化オプション概念と選定した。以下に選定の根拠を記すとともに図 3.3.2.1 のその流れを示す。。

(1) 技術的成立性の比較

(i) 材料腐食

- 3.2.2.1 節に示す研究の結果、高クロム系鋼材が鉛ビスマスによる腐食から表面の酸化皮膜により防止可能な上限温度は 570℃と推定されている。
- ロシアやドイツではアルミニウムを表面に溶着したオーステナイト系鋼では表面が腐食から防護されるという研究もなされている。しかし、炉心材料ではグリッドスペーサ等との機械的接触が想定され、表面コーティングの健全性確保は課題になると推定している。
- 現状で技術的に見通し可能な材料及び最高使用温度としては、高クロム系鋼で 570℃と判断できる。
- ロシア BREST 炉の設計最高温度（ﾎｯﾄｽﾎﾟｯﾄ温度）は 650℃となっているが、我々の知見ではそれを実現する想定材料は存在しない。

(ii) 耐震性

- 炉内の片持ち軸長手構造物（UIS,FHM,ポンプシュラウド,SG シュラウド）は耐震性の観点で厳しい条件となる。①及び②の概念では UIS と FHM について耐震評価を実施した結果、片持ち構造では単体の剛性を高める設計の工夫を行った（上部外胴付きコラム型 UIS の採用）、UIS では炉心との相対変位を、FHM では UIS との接触を防止することはできなかった。対応方策としては、①及び②の概念では UIS については炉心又は炉心槽との結合（ランツェ等で横方向に支持する）が、FHM は UIS 切り込み部に設けたガイドによるアームの接触支持を提案した（詳細は未検討）。

  しかし、冷却材内に構造材料の接触摺動部を設けることは、その健全性を担保することが難しくなること、また上部外胴付きコラム型 UIS では高温部分に冷却材滞留部が生じるため腐食制御の面で課題になること、が想定される。
- ②の自然循環炉では、UIS 及び原子炉容器の軸長が自然循環ヘッド確保のために必要であり、耐震成立性の面で改善が困難な概念と評価できる。
- ③及び④の概念では、コラム型 UIS で耐震性が成立しており、技術的整合性が高いと判断できる。

(iii) 保守・補修性

・ ナトリウムの保守・補修性検討においても 60 年間の健全性担保と万一の補修が必要となった場合に備え補修性を高める設計対応が採られている。また、軽水炉では炉内構造に関しても表面検査を実施し、炉内構造物の補修も実施している。
・ 構造材料腐食のポテンシャルを有するという面でナトリウムよりも健全性担保のために ISI 性を高くすることは、重金属炉では必要な要件であると考える。
・ 実用炉としては、万が一のトラブル、破損に対応できる補修性を持つことが財産保護の観点で必要であると考える。
・ 上記の考え方に立つと③及び④の概念が選定される。

(2) 安全性の比較

(i) 蒸気発生器伝熱管破損事象（SGTR)

・ 2 次主循環系を持たない重金属炉でシビアアクシデントに至る可能性を有する事象の 1 つとして蒸気発生器伝熱管破損事象（SGTR＋スクラム失敗）が想定できる。
・ 潜在的なリスクを減少させるためには、①、③の概念ではリークした水蒸気が炉心に到達する量を伝熱管 1 本分の半分以下に抑える必要がある。このためには、蒸気の炉心以降量が半分以下であることを実証する必要があり、何らかの気液分離構造を付加しなければならない可能性もある。②の概念では自然循環炉の特性である主循環流の低流速により分離される可能性が高く、課題は大きくはないと予測する。④の概念では全量炉心移行を想定しても即発臨界には至らず、リスクは小さいと判断できる。
・ 前項の検討により、開発課題が少なく、かつシビアアクシデントのリスクが相対的に小さい④の概念が選定できる。

(ii) 自然循環崩壊熱除去

・ ①及び②の概念については、3.2.2.4 の評価により低圧損炉心での不安定な流動が発生する可能性は有するものの PRACS により自然循環崩壊熱除去が可能であると見通せる。
・ ③及び④の概念に関しては崩壊熱除去システムが DRACS であり、評価解析は未実施である。ただし、DRACS による自然循環崩壊熱除去に関しては、ナトリウム炉での開発経験を有し、各種の炉心冷却促進策も開発されている。それらの知見からシステムの開発は十分に可能であると考える。

(3) 経済性

・ 3.2.1.2 項での評価により、4 概念は全て建設コスト目標を満足している。

(4) 開発課題の比較

(i) 材料開発

・ ①、②、③の概念はホットスポット温度に 650℃を想定しており既存の材料で耐食性を有する見通しのものがないため、これまで検討対象としなかった新たな材料を

開発する必要がある。
・ ④の概念については、高クロム系鋼をベースに開発可能と見通している。

(ii) 構造
・ ①及び②の概念では UIS が炉心との結合構造、FHM には UIS とのサポート構造が必要であり、冷却材中で機械的接触・摺動が必要となる。機械的接触部の腐食に対する健全性担保技術について開発の必要がある。

(iii) 安全性
・ 全ての概念で重金属中の水蒸気の挙動、鉛ビスマス-水蒸気 2 相流の流況を十分に把握する必要がある。
・ ①及び③の概念では SGTR 時の蒸気炉心移行について、移行量が制限値以下であることを実証する厳密な試験研究が必要となる。

3.3.2.2 フェーズ II の今後の進め方

前節に述べたとおり、原子炉概念検討としては収束の方向にあり、今後は成立性に関わる技術課題について、重点的に検討を進め早期に評価を行う必要がある。その観点で以下の技術課題検討を選定した。

(1) SG 伝熱管破断事象

SGTR の安全性確保については、DBE でもあることから必須の評価項目となる。設計対応については評価手法が整備されるまでは有効な方策をとれないことから、早期に R&D を実施して評価手法を整備することが重要である。

さらに、評価の結果、気液分離の設計対応が必要になった場合には、具体的な構造を検討し評価を行う。

(2) プラント動特性

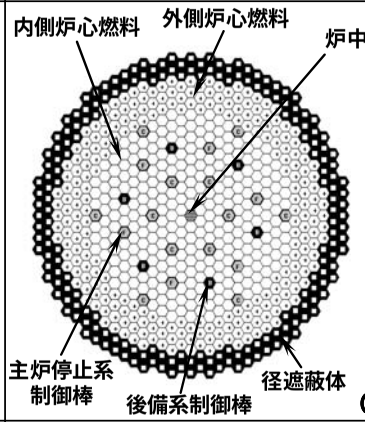
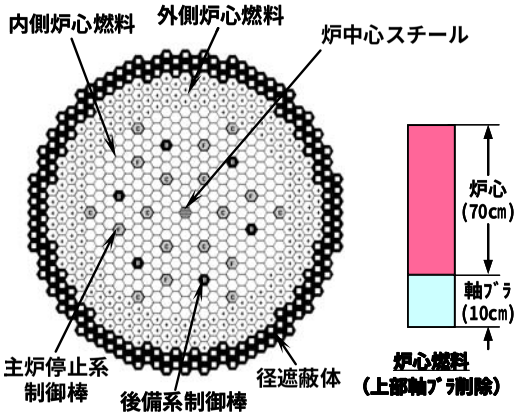
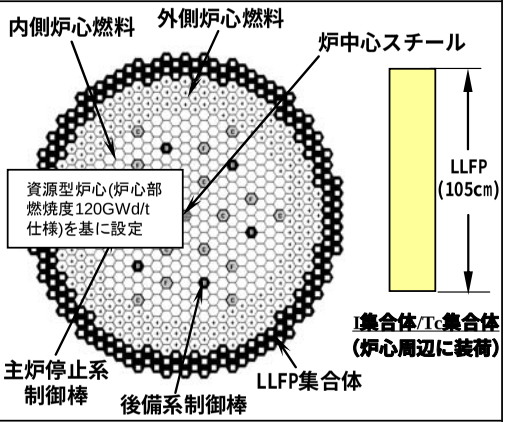
低圧損、高流体慣性、瞬時断熱想定の熱交換器（SG）が 1 次系に設置されること、が特徴の 1 次系システムについて動特性解析を実施し、特性を把握する。また、上部プレナム設置の DRACS システムの除熱特性を把握し、炉心の温度過渡を各種事象に対して評価する。

(3) 原子炉容器壁冷構造の評価

長周長、大流路面積、低流速、サーマルライナからの入熱、の条件を持つアニュラス部での流動を評価し、原子炉容器が安定に低温環境を保てるかについて解析・評価を実施する。

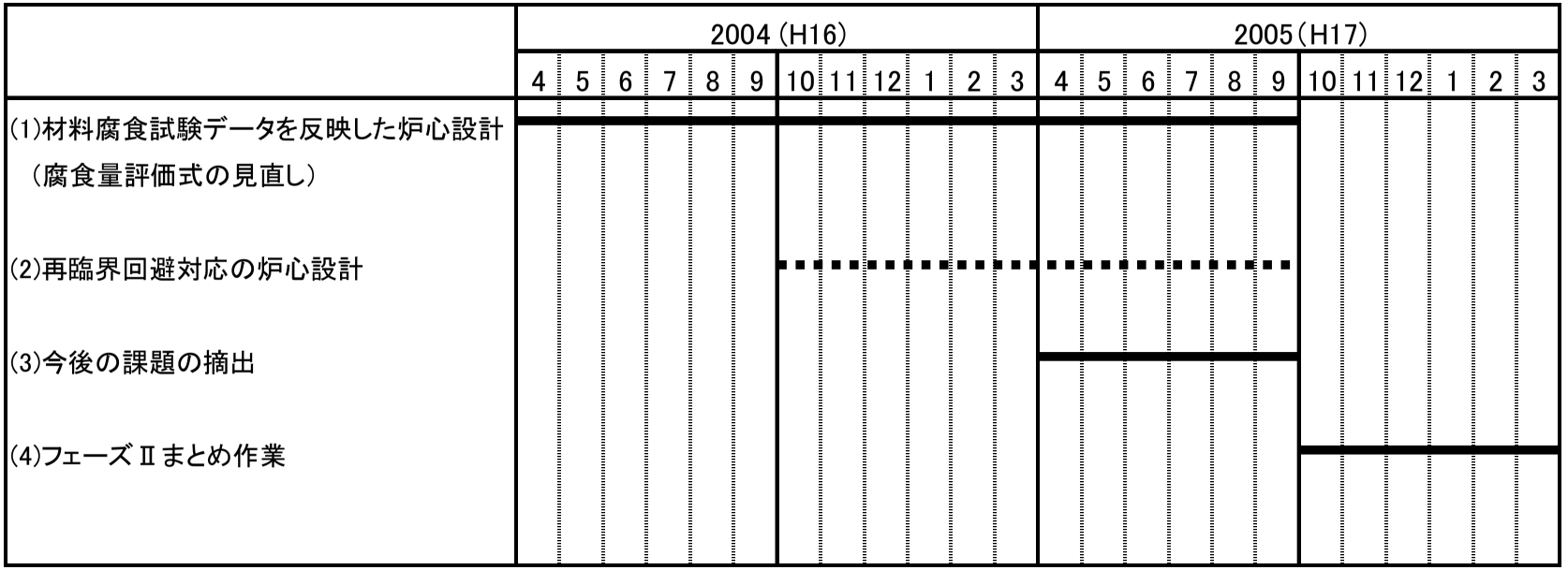
また、具体的な構造を検討する際には(1)項の気液分離構造と併せて最適構造を検討する。

表 3.3.1.1　鉛ビスマス強制循環冷却炉（窒化物燃料）の主要な炉心検討結果のまとめ

	資源型炉心 ［燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追及した炉心］	経済型炉心 ［燃料サイクル費の低減を追及した炉心］	LLFP核変換炉心 ［資源型炉心をベースとした核変換対応炉心（対象LLFPはIとTcの2元素）］
炉心概念図			
主要仕様	原子炉熱出力　1,875MWt 原子炉出入口温度　520/352°C 熱効率　40% 炉心等価直径　4.41m 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 燃料ﾋﾟﾝ外径　7.3mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/7ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　15.2/18.2wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　105GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　6.4×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-2.9×10^{-3}	原子炉熱出力　1,875MWt 原子炉出入口温度　520/352°C 熱効率　40% 炉心等価直径　4.41m 炉心材料[被覆管/ﾗｯﾊﾟ管]　ODS/PNC-FMS 燃料ﾋﾟﾝ外径　7.3mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/7ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　14.7/18.0wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　143GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　6.6×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-3.0×10^{-3}	（炉出力～燃料ﾋﾟﾝ径の値は資源型炉心に同じ） I集合体構成：　CuIﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ Tc集合体構成：　Tc金属ﾋﾟﾝ+Zr-H(減速材)ﾋﾟﾝ 集合体滞在期間(I/Tc)　11ｻｲｸﾙ/22ｻｲｸﾙ 取り出し時核変換率(I/Tc)　10%/15% 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　18ヶ月/6ﾊﾞｯﾁ Pu富化度＊1 [内側/外側]　15.1/18.5wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　75GWd/t 最大高速中性子照射量＊2　4.9×10^{23} n/cm^2 ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-3.4×10^{-3}
資源有効利用	増殖比　1.15 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　48年 初装荷Pu-f量　5.8t/GWe	増殖比　1.04 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　5.6t/GWe	増殖比　1.16 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　5.8 t/GWe
環境負荷低減	・高速炉MA均質ﾘｻｲｸﾙ平衡期のTRU組成に基づく燃料(MA含有率1wt%程度)による炉心燃料設計を実施 ・LWR使用済燃料から回収したTRU組成に基づく燃料(MA含有率最大4wt%程度)を使用した場合でも炉心特性への影響は小さく適用可能		・自己生成分のLLFP(I-129とTc-99)の核変換は可能性あり。 ・MA燃焼については左記に同じ

（注記）＊1 Pu/重金属；＊2 E>0.1MeV；ﾌﾞﾗ=ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ

表 3.3.1.2　鉛ビスマス冷却炉炉心燃料設計のフェーズⅡの今後のスケジュール



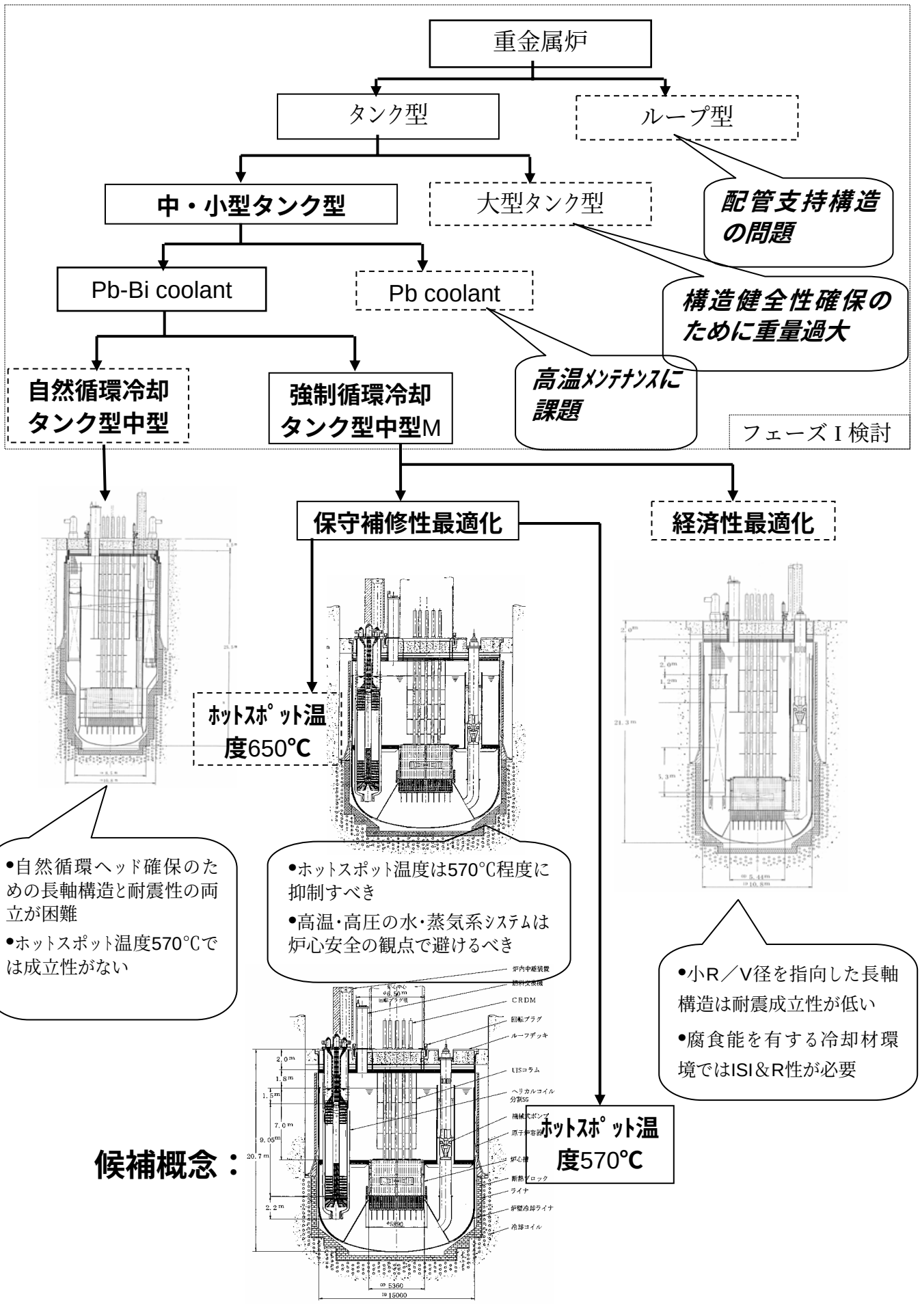


図 3.3.2.1 重金属冷却炉概念選定の流れ

3.4　実用化に向けた技術的実現性の評価

3.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋

3.4.1.1　炉心燃料設計

炉心燃料設計では、燃料・材料技術と炉心設計技術開発に大別される。

炉心設計技術については本質的にナトリウム冷却炉と同様であり、共通技術として必要に応じて開発を進めていく。

燃料・材料については、下記の項目が必要である。

（1）窒化物燃料の開発

高燃焼度における FP 放出率、スエリングなどの特性に関するデータが不足しており、「常陽」を用いた照射試験を実施する予定である（図 3.4.2.1）。

（2）被覆管材料の開発

被覆管材料として ODS 鋼被覆材等を想定している。これらの開発計画（常陽による照射等）は前述のナトリウム冷却炉と同様である（ナトリウム冷却炉参照）。ただし、鉛ビスマス冷却炉特有の項目として、鉛ビスマス冷却材との共存性の把握が必要であり、鉛ビスマス中での被覆管材料の耐腐食性確認試験による腐食量、腐食のメカニズムの把握と被覆管腐食評価式の見直しを実施する予定である（図 3.4.1.3 および図 3.4.1.4）。

（3）LLFP ターゲット集合体

これらの開発計画（LLFP 要素、減速材の照射試験等）は前述のナトリウム冷却炉と同様である（ナトリウム冷却炉参照）。

3.4.1.2　プラント設計

鉛ビスマス炉における技術課題を摘出し、課題解決への研究開発ステップを検討することにより、実用化技術体系の整備に至る道筋を明確化した。この結果を、機器開発について図 3.4.1.1 に、系統とシステム開発について図 3.4.1.2 に、これらをまとめたものを図 3.4.1.3 に示す。

（１）実用化への課題

鉛ビスマス炉の実用化に向けて課題の整理と、これまでの知見の整理を行った。この結果、最大の課題は、冷却材に使用する液体金属鉛ビスマスの冷却材としての経験が少ない事である。さらに、鉛ビスマスの構造材料に対する腐食性があげられる。

経験については、我国では小規模で短期間のループでの経験しかないこと、また海外でもロシアを除く国での経験は乏しく、近年ループの建設とデータの蓄積が始まった段階である。

耐食性のある材料についての腐食については、ロシアでのデータがあるのみで、各国とも耐食材料の開発に着手した段階である。また、鉛ビスマス中の、腐食に影響のあるといわれている酸素濃度の制御技術も開発が始まった段階にある。特に、材料開発に当たっては、腐食のメカニズムの把握を基本に開発を進める必要がある。さらに、プラントの構成材料としては、高温、高応力下で使用する事を考えた開発が必要となる。

研究開発計画は、以上を配慮し、現在までの経験（特にロシア）から、課題としてあげられている項目について、機器とシステムに分けて計画を立てた。

(２) 機器開発

機器の開発は、鉛ビスマスに対して耐食性のある材料開発の進捗に依存する。現在、国産材に対する耐腐食性確認試験が図 3.4.1.4 の通り進められており、ここである程度の見通しが得られたとして計画は立てた。

この見通しに基づき、耐食性のある材料の見通しと、腐食環境制御技術の基本が出来た時点が、ある程度の規模を持った機器開発試験の開始時点となる。

この開発は、実機の規模の数分の一の大きさを持ったもので、それまでに機器の要素開発を進め、機能に関する基本データを蓄積しておく。

鉛ビスマスは、化学的に安定で試験装置も容易に運転・管理できるため、各種の基礎試験を、各種の開発機関で平行して実施できるという特徴もある。

(３）系統・システム開発

鉛ビスマスの基本物性については体系的に取得されておらず、不純物管理がきちんと行われた基本ループを製作し、これで体系的に必要なデータ取得を行う必要がある。

基本的な特性はナトリウム等のこれまで経験のある液体金属と同じと考えられるが、プラント設計で使用する解析コードについて検証用の試験も必要となる。各種解析手法は、これらのデータを基本に、所定の精度を持ったものを開発する。安全評価も同様に進める。

システムは、特に鉛ビスマス冷却材の環境制御システムの開発が、腐食特性との関係から重要で、材料開発と連携して進めることとなる。実際のプラント規模で適用できる環境制御技術がなければ、腐食の問題は解決しない。これまで経験のない材料であることから、冷却材に接する全ての計測機器の開発や確認を行う必要となる。

免震システムは、実験炉基本設計までに確証試験を済ませ、基本設計に必要なデータをそろえる。特に、実用型鉛ビスマス炉は重量があり３次元免震が必要となり、この経験を積むためにも初号炉への適用を進める。

(４）全体計画

機器、系統・システムについての計画を図 3.4.1.3 にまとめたが、鉛ビスマスについての経験が非常に少ないことから、要素試験で基本データを取り、これに基づいて各機器、システムの開発を進める。特に、新しい冷却材であることから、広範囲に渡っての開発が必要となる点、また腐食性があることから、材料開発に重点が置かれた開発が必要となる。

但し、鉛ビスマスは化学的に安定であり、毒性に関しても一定の管理を行えば容易に扱えることから、広範囲の開発機関で、比較的安価に開発研究を実施できるという点も考慮して開発を進める必要がある。

図3.4.1.1　鉛ビスマス炉の要素技術開発（機器）

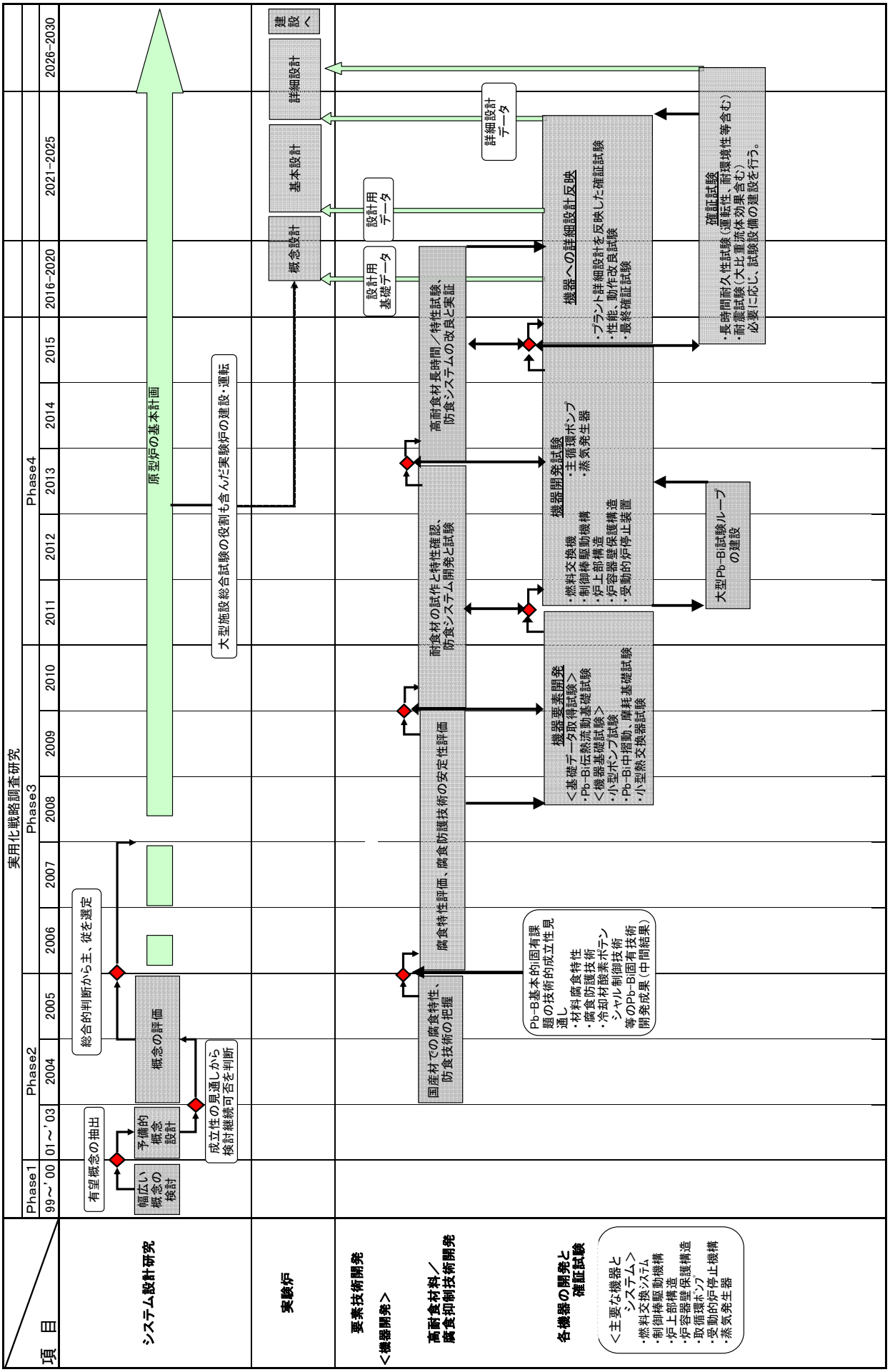


図3.4.1.2 鉛ビスマス炉の要素技術開発（系統・システム）

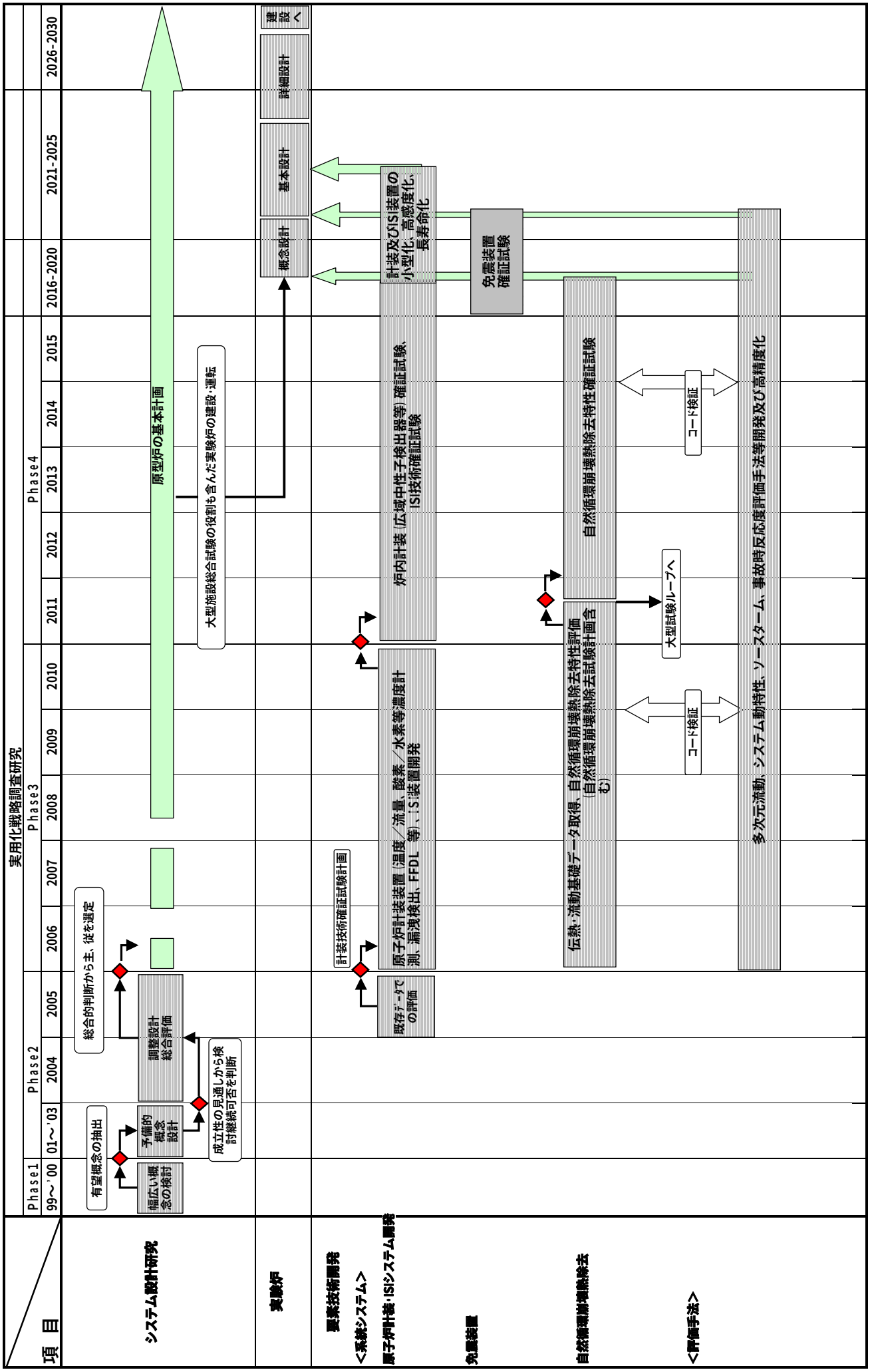


図3.4.1.3 鉛ビスマス炉の開発計画（まとめ）

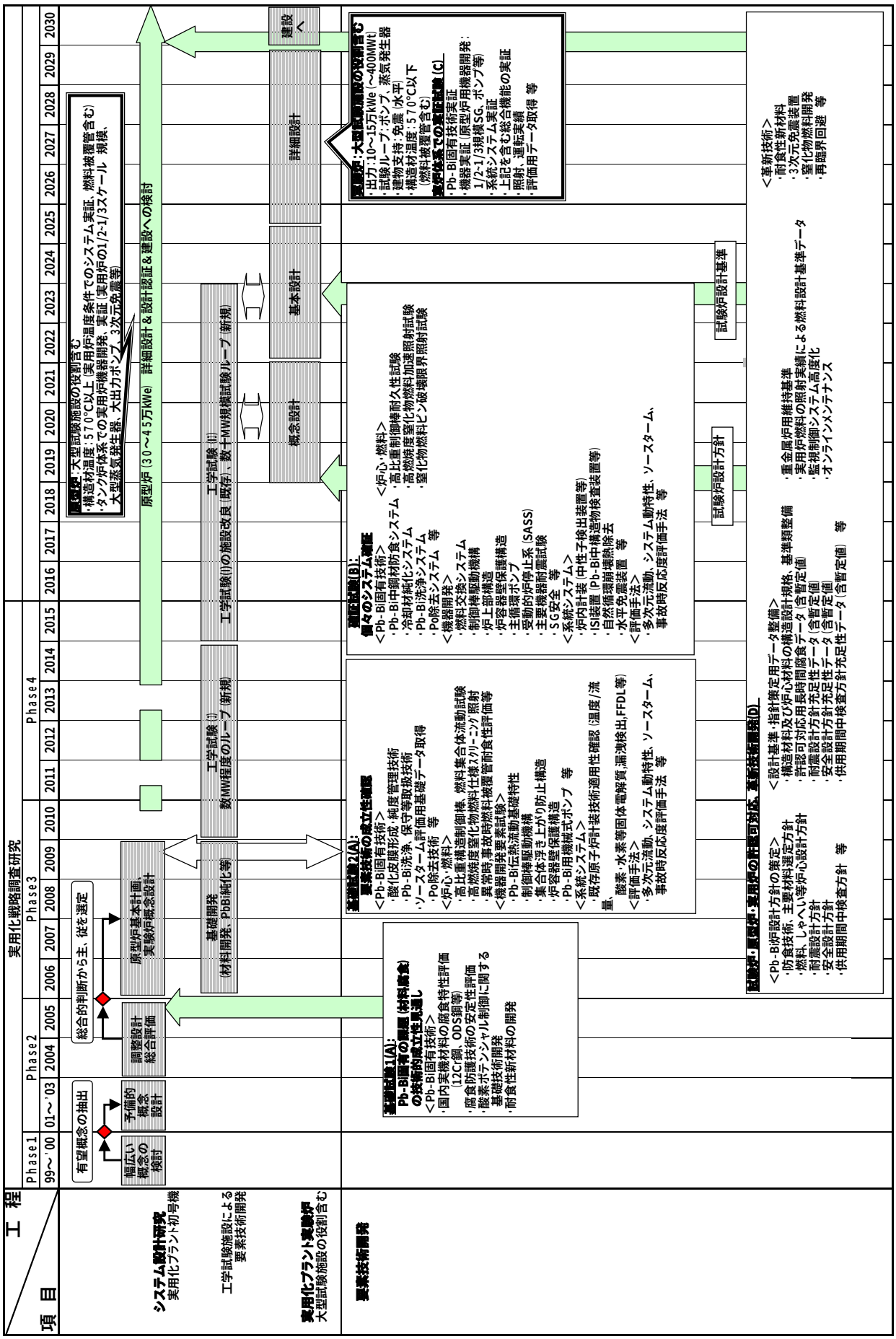
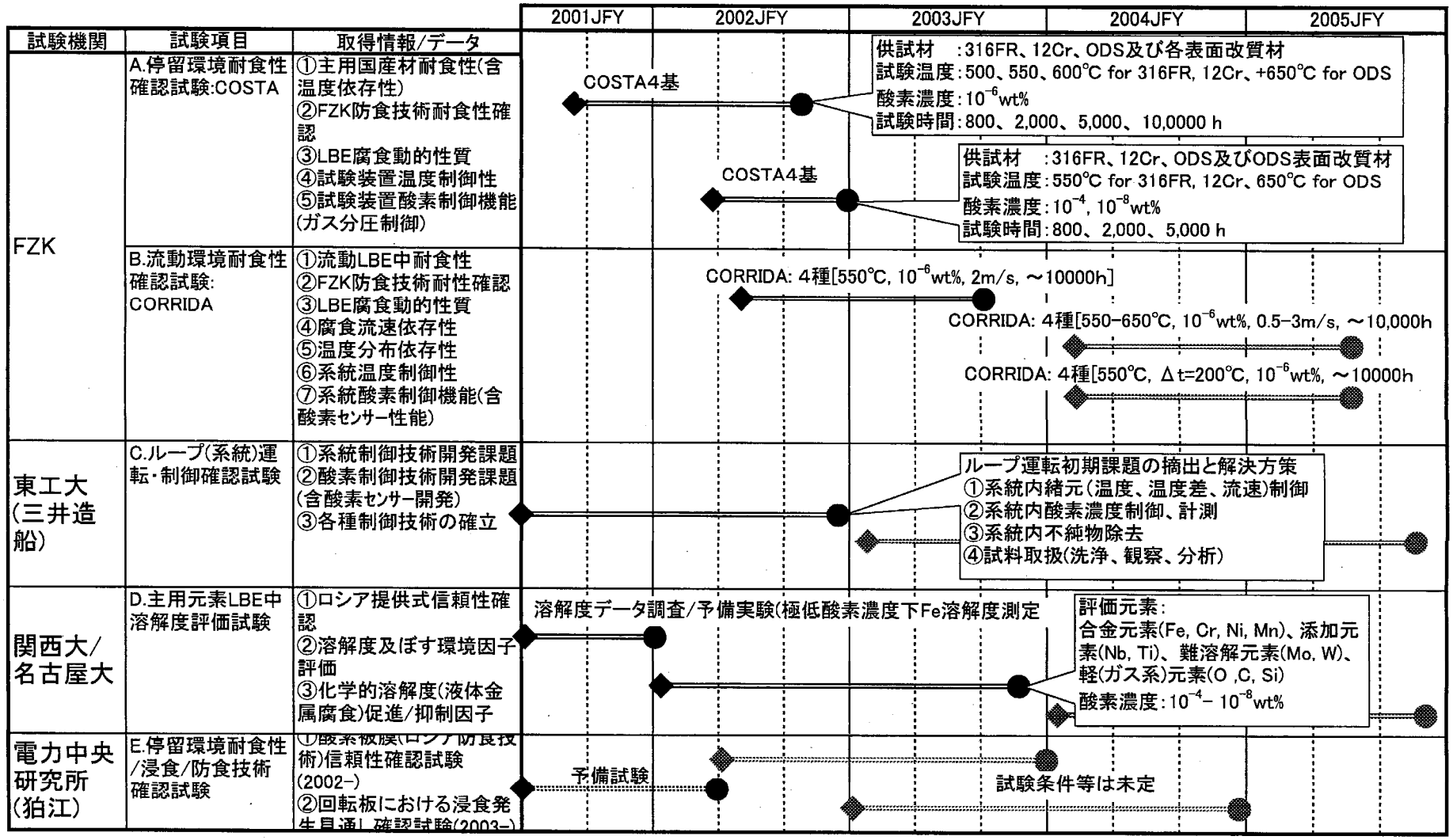


図 3.4.1.4　国産 FBR 材の鉛ビスマス中 耐腐食性確認試験



3.4.2　必要な開発資源・開発期間

鉛ビスマス炉の、機器及び系統システムについての開発計画を 3.4.1.2 項に示すが、これらをまとめると図 3.4.2.1 の工程となる。また、開発計画を基に開発費用の検討も行い、図 3.4.2.１に合わせて示した。

(１)　開発期間

鉛ビスマス炉の場合、腐食に対する材料の開発と、冷却材環境の制御が最も重要な課題である。他の開発テーマは、材料開発と同時並行的に進めるが、設計は材料の見通しが出来た段階でなければ進められない。

以上を考え、実験炉の概念設計開始は耐腐食性の有る材料の見通しと、環境制御技術の見通しが出来た 2018 年頃と設定した。これに引き続き、材料と環境制御技術が確立した段階で基本設計へと進む。他の開発項目は、材料開発や環境制御開発と同時に進めることとなり難しい面があるが、他方、鉛ビスマスの化学的安定性から研究開発が進めやすいという面もある。

なお、以上の工程は材料開発と環境制御技術が順調に進む場合を想定しているが、これが遅れる場合は実験炉の工程も遅れる。

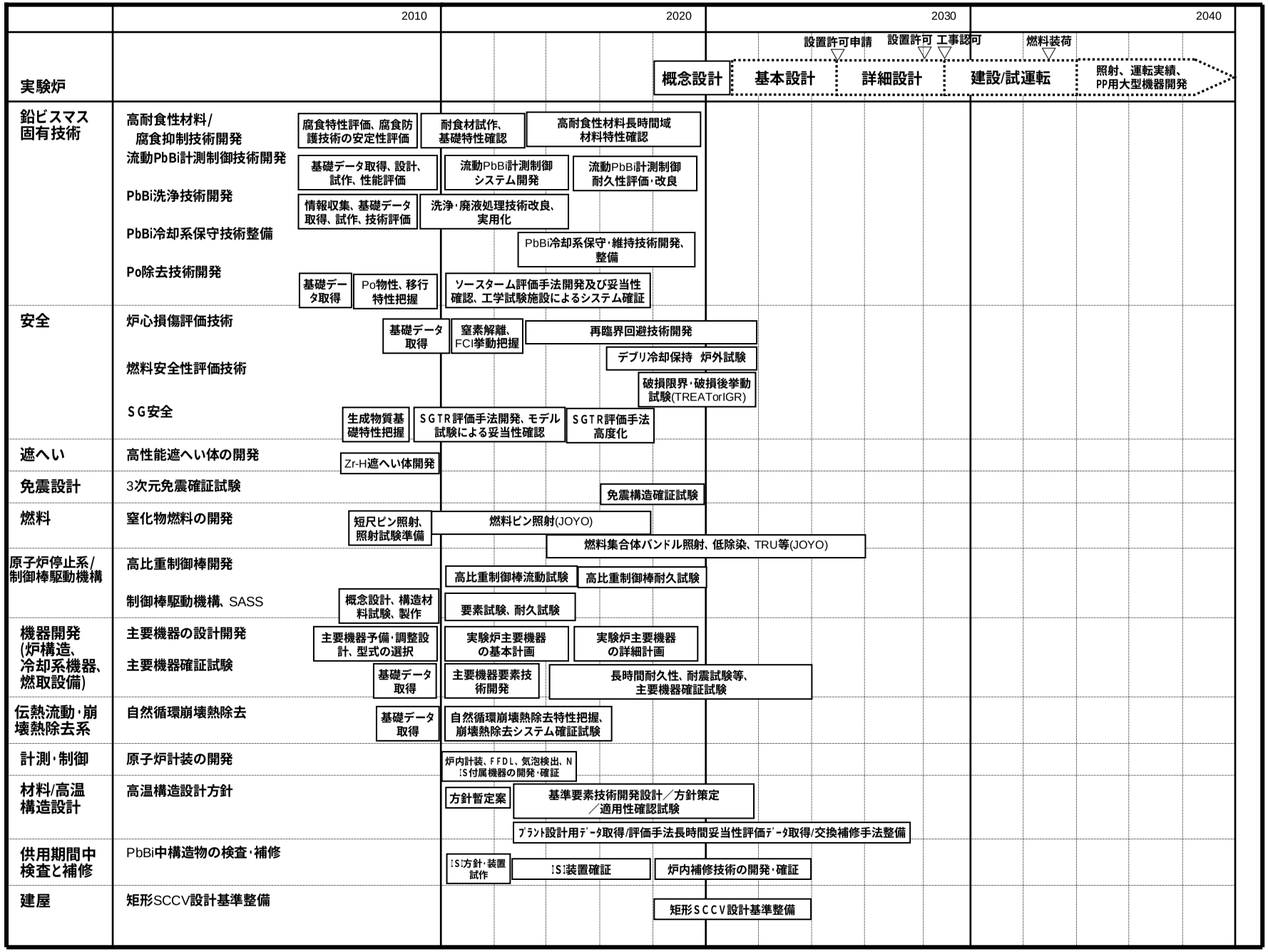
(２)　開発資源

プラント関連の機器、系統システムに関する開発費用を図 3.4.2.1 に示す項目を基本として検討した。この結果、全体として約 3400～3700 億円のレベルと考えられる。

費用的に大きな割合を占めるのは、主要機器の開発で、ここで機器の大型化、長時間耐久試験等を行う。鉛ビスマスの化学的安定性から、試験設備はナトリウムに比較すると大幅に安価に済むと考えられるが、大型の施設や機器を使用した試験となることから費用的にも大きくなる。

なお、ナトリウム炉と共通する開発テーマ（免震、建屋等）については、ナトリウム炉の開発費用を参考にした。

図3.4.2.1 鉛ビスマス冷却炉の研究開発 ー工程と費用ー



3.5 鉛ビスマス冷却炉の技術的総括

3.5.1 鉛ビスマス冷却炉の仕様とその根拠の整理

3.5.1.1 炉心燃料設計

表 3.5.1.1 に強制循環冷却炉と自然循環冷却炉の代表炉心の炉心基本仕様と設計根拠を示す。これらの炉心は前述の表 3.1.1.10 に示した設計条件を満足するが、炉心部取出平均燃焼度 150GWd/t を達成するためには、高速中性子照射量が ODS 鋼及び PNC-FMS 鋼の開発目標の制限値（5×10^{23}n/cm^2）をやや上回ることになる（特に強制循環冷却炉）。

また、鉛ビスマス中の被覆管の腐食量については、最近の知見では現設計で用いた被覆管腐食評価式は非安全側であるというデータが得られつつあり、今後は最新の知見を踏まえた炉心設計の見直しが必要になる。

3.5.1.2 プラント設計

表 3.5.1.2 に各炉型の仕様及びその設定根拠示す。

表 3.5.1.1　鉛ビスマス冷却炉の炉心基本仕様と設計根拠

No.	項　　目		強制循環炉		自然循環炉		根拠
1	電気出力(MWe)		750		550		直径10m台の原子炉容器に収まるプラント設計より設定
2	原子炉熱出力(MWt)		1,875		1,450		
3	原子炉出口/入口温度(℃)		520 / 352		465 / 285		
4	1次系流量(m^3/h)		26,700		19,520		
5	燃料形態		窒化物		←		鉛ビスマス炉で炉心高性能化を達成できること、先行例を参考にして設定(経済性の観点より径ブランケットは削除)
6	炉心型式		均質2領域(径ブラなし)		←		
7	炉心材料	被覆管	ODS鋼		←		高燃焼度化のため低スエリング材を適用
		ﾗｯﾊﾟ管	PNC-FMS鋼		←		
			導入期	平衡期	導入期	平衡期	
8	増殖比		1.15	1.04	1.17	1.04	FBR導入シナリオ検討より1.1～1.2(導入期)1.04 程度(平衡期)
9	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間(年)		48	－	51	－	FBR導入シナリオ検討より50年程度以下
10	取出平均燃焼度(GWd/t)	炉心部	157	159	156	160	経済性等の観点より他の基幹電源と共通の設定 取出平均燃焼度:炉心部150GWd/t 程度、 全炉心 60GWd/t 程度以上 運転ｻｲｸﾙ長さ:18ヶ月 以上
		全炉心 *1	105	143	89	122	
11	運転ｻｲｸﾙ長さ(ヶ月)		18	←	←	←	
12	ﾎﾞｲﾄﾞ反応度($)		4.8	5.2	8.7	9.4	安全性からの目安として10$程度以下
13	高速中性子照射量(n/cm^2) *2		6.4×10^{23}	6.6×10^{23}	5.7×10^{23}	5.9×10^{23}	(ODS鋼 等の開発目標として5×10^{23}n/cm^2 以下) *2
14	被覆管最高温度(℃) *3		650	←	←	←	先行例より650℃ 以下 *3
15	燃料ﾊﾞﾝﾄﾞﾙ部流速(m/s)		1.5	←	0.6	←	被覆管、構造材等の腐食抑制の観点より2m/s以下
16	遮へい体外接円径(m)		5.23	←	5.62	←	直径10m台の原子炉容器より5.5m 程度以下

＊1ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

＊2 E ＞ 0.1MeV、代表炉心では炉心部取出平均燃焼度150GWd/t 程度を目指し、照射量制限は設けない。

＊3 肉厚中心、最近の腐食試験の知見から被覆最高温度570℃制限対応強制循環炉心(1次系温度445 / 285 ℃)も予備検討実施

表 3.5.1.2　鉛ビスマス冷却炉のプラント基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	炉型 ①経済性最適化 強制循環炉	③保守補修性最適化 強制循環炉	④保守補修性最適化 強制循環炉 低温化オプション	②経済性最適化 自然循環炉	設　定　根　拠
1	原子炉型式	タンク型鉛ビスマス冷却強制循環炉			タンク型鉛ビスマス冷却自然循環炉	高密度冷却材のため構造健全性が厳しくなる配管が無いタンク型形式とした。強制循環と自然循環の特性比較のため 2 種類の循環方式を設定した。
2	電気出力	750MWe		710MWe	550MWe	①及び②については直径 10m 台の原子炉容器に納まる最大の炉心出力とした。③及び④に関しては原子炉容器の構造健全性の限界から原子炉容器が決まり、それに納まる最大の出力である。また、経済性向上のためモジュール効果・スケール効果を考慮し設定した。
3	熱出力	1875MWt			1450MWt	
4	モジュール数	4 モジュール(300 万 kWe)		4 モジュール (282 万 kWe)	6 モジュール (330 万 kWe)	
5	ループ数	2 ループ (2 次系 1 ループ)	3 ループ (2 次系 1 ループ)		―	①ではキドニー型 SG の採用により炉内の機器配置を効率化し、最小のループ数とした。②は円形断面の SG を 6 基配置するため 3 ループとなっている。
6	1 次系Ｎａ温度	520℃／352℃		445℃／285℃	465℃／285℃	プラント効率向上のために、炉心の被覆管最高温度 650℃以下とした上で最も高い原子炉出口温度を設定した。低温化オプション概念については被覆管最高温度 570℃以下で設定。
7	1 次系流量	14350 ㎥/h		28080 ㎥/h	約 14350 ㎥/h	
8	主蒸気温度／圧力	450 ℃／15.2 MPa		400 ℃／5.98 MPa	400 ℃／5.98 MPa	
9	給水温度／流量	240 ℃／約 3121 ton/h		210℃／ 493ton/h	210℃／2287 ton/h	
10	プラント熱効率	40%		38%	38%	
11	プラント稼働率	93.3%			93.5%	①、③及び④については定検期間 36.5 日、②については 32 日であり、それを基にタービン設備の運用を考慮して稼働率を設定した。なお、③及び④については大規模な検査は考慮していない。
12	炉心径 (遮蔽体外接円径)	5270 mm			5490 mm	炉心設計との取り合い条件
13	原子炉容器（寸法）	縦置円筒容器側部支持有液面式 (φ10.8m／h21.3m)	縦置円筒容器側部支持有液面式 (φ14.6m／h18.2m)	縦置円筒容器側部支持有液面式 (φ15.0m／h18.7m)	縦置円筒容器側部支持有液面式 (φ10.1m／25.5m)	・ ①及び②の容器径は製作性を考慮し 10m 台の径に制限。③及び④の径は耐震性により制限。 ・ ①、③及び④の高さは熱交換器高さが制限。その中で②は耐震性向上のため原子炉容器軸長短縮を指向。 ・ ②の高さは自然循環力確保が制限。
	・炉心支持方式	下部支持方式				ナトリウム炉と同様
	・炉壁保護構造	炉壁冷却構造				①、③及び④はコールド冷却材による冷却流路。②は SG のシュラウド壁を兼用している。
14	炉心上部機構	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS (炉心とのランツェ構造による結合)	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS（UIS 部キャスク内へ引き抜き可能）		単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS（炉心とのランツェ構造による結合）	・ ①及び②についてナトリウム炉と同様の形式であるが、耐震性確保の観点で炉心との結合が必須。③及び④は結合なしで耐震性成立。 ・ ③及び④は保守補修性向上のため、上部へ引き抜き可能な構造とした。
15	蒸気発生器	一体貫流キドニー形断面サーペンタイン型 (2 基)	一体貫流ヘリカルコイル型（6 基）		一体貫流ヘリカルコイル型（1 基）	・ ①及び②については原子炉容器径縮小の効果が大きい形式を選択した。 ・ ③及び④は引き抜き・交換性を確保するために円形断面のヘリカルコイル型を選択した。 ・ 伝熱管材料については、伝熱性能、強度の観点から 12Cr 鋼を選定している。
	・伝熱面積	6702 ㎡	6030 ㎡	7380 ㎡	6614 ㎡	
	・材質	12Cr 鋼				
16	崩壊熱除去系	PRACS（３系統：完全自然循環方式）	DRACS（３系統：完全自然循環方式）		PRACS（３系統：完全自然循環方式）	・ ①及び②では原子炉容器径へのインパクトが小さい SG 上部設置型の PRACS を選定。 ・ ③及び④では SG の引き抜き交換性確保のため DHX との合体はできないため、DRACS を選択。
17	1 次系冷却材漏えい対策	ライナ型ガードベッセル（断熱ブロック+ライナ）				原子炉容器が側部支持方式のため一体型のガードベッセル構造とできない。原子炉支持構造より下側はライナ張りの断熱ブロック、上側は鋼製の円筒構造とした。
18	原子炉格納施設	ライナ内張一体型コンクリート製格納容器 （炉上部矩形室ライナ + 生体遮へいコンクリートライナ）				格納容器は免震装置の採用とコンパクト化による経済性向上をねらい、建屋一体型矩形ライナ内張り鉄筋コンクリート製とした。
19	プラント運転サイクル	約１８ヶ月（EFPM）、７バッチ			約１８ヶ月（EFPM）、８バッチ	稼働率向上のため、18 ヶ月運転とした。
20	燃料取扱設備	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ ＋パンタグラフ式燃料交換機（①及び②は UIS による支持付き）				・ ①及び②では地震時に燃料交換アームが UIS 構造へ衝突することを防止するため、UIS と燃料交換機ケーシングを結合する、または UIS の切込み部にレール状のサポートを設け、アームを接触サポートする構造が必要。 ・ ③、④では①及び③に比較して軸長が短いため、ケーシングを厚肉構造(約 90㎜) にすることにより UIS によるサポート無しで耐震性を確保できる見込み。
	・炉内燃料交換	UIS とｹｰｼﾝｸﾞの結合、または UIS によるアーム支持構造により耐震性確保	厚肉ケーシングの燃料交換機による耐震性確保		UIS とｹｰｼﾝｸﾞの結合、または UIS によるアーム支持構造により耐震性確保	

表 3.5.1.2　鉛ビスマス冷却炉のプラント基本仕様とその設計根拠

No.	項　　目	炉型				設　定　根　拠
		①経済性最適化 強制循環炉	③保守補修性最適化 強制循環炉	④保守補修性最適化 強制循環炉 低温化オプション	②経済性最適化 自然循環炉	
	・燃料減衰待貯蔵	直接水プール貯蔵方式				水との反応性が低い鉛ビスマス冷却材の特徴を活用し、直接水プール貯蔵方式を採用する。
21	免震	建家 3 次元免震 (免震装置鉛直固有振動数：3Hz 以下)	建家 3 次元免震 (免震装置鉛直固有振動数：1.5Hz 以下)		建家 3 次元免震 (免震装置鉛直固有振動数：3Hz 以下)	・ 重金属冷却の中型以上の出力を持った炉では、原子炉容器の座屈防止の観点から 3 次元免震が必須となる。 ・ 建設コスト低減の観点から、3 炉型とも建家 3 次元免震を選択した。 ・ ③及び④の概念では原子炉容器直径が他の 2 概念より大きく、免震装置により柔らかい特性のものが必要となる。
22	プラント寿命	６０年				設計要求
23	原子炉建屋	原子炉建家容積 5.7 万 m^3 ($76m^3$/MWe)	原子炉建家容積 8.7 万 m^3 ($116m^3$/MWe)	原子炉建家容積 8.8 万 m^3 ($123m^3$/MWe)	原子炉建家容積 6.2 万 m^3 ($113m^3$/MWe)	設計結果

3.5.2 鉛ビスマス冷却炉のセールスポイントの整理

3.5.2.1 設計要求への高い適合性

設計要求に対する充足性を以下に要求事項と対比しながら評価する。

(i) 安全要求

［設計要求］

決定論的には、十分な多重・多様性を有した能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計とする。

さらに確率論的には、決定論的安全要求を補完する目的で、炉心損傷発生頻度の要求値として 10^{-6}/炉年未満を達成できる見通しを示すとともに、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く維持できる見通しを示す。

［評価］

工学的安全設備としては多重・多様性を有する能動的安全設備を備えている。受動的安全機能としては、自然循環崩壊熱除去系及び SASS を備え ATWS 等の設計基準外事象条件でも受動的な炉停止と炉心冷却が可能である。また、格納容器も備えており、炉心損傷後の冷却性については未評価ではあるが、冷却材の沸点がナトリウム炉よりも高いことを考慮すると、ナトリウム炉と同等以上の格納性能を持つと推測できる。

3.2.2.4 節で実施した確率論的な評価より、目標の炉心損傷発生頻度を下回るポテンシャルは十分に有すると判断した。

3.3.2.2 項で示す課題は有するものの将来の研究開発により解決可能と考え、安全要求を達成可能と判断した。

(ii) 安全設計の基本的原則の遵守

［設計要求］

原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にし、選定した冷却材、燃料及びプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

［評価］

軽水炉及びナトリウム炉で整備されている基準・指針に準じて概念検討を実施している。また、鉛ビスマス冷却材特有の課題としては鉛の毒性、Po-210 等があるものの、検討の結果、プラント概念は成立すると判断した。

(iii) 原子炉停止機能への要求

［設計要求］

原子炉停止系には受動的な炉停止能力(例えば、自動切離し型炉停止機構 Self Actuated Shut-down System、以下 SASS と記載)を付加するか、あるいは、事象進展緩和を可能とする受動的機構(例えば、ガス膨張モジュール Gas Expansion Module、GEM)を付加するとともに運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、軽水炉のように 1 時間程度の短時間で炉心損傷に至らないｼｽﾃﾑの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要

とすることができる。
［評価］
SASS を付加し、受動的な炉停止能力を確保した。また、その有効性について解析を実施し、成立性を見通した。
(iv) 崩壊熱除去機能への要求
［設計要求］
炉停止後の崩壊熱除去機能について、多重性あるいは多様性をもたせるとともに、全交流動力電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とする。また、事故管理方策により、その機能回復が図れる設計とする。
［評価］
多重な崩壊熱除去系統を構成するとともに、完全自然循環により崩壊熱を除去可能なシステムを構成した。自然循環への過渡時に炉心流量が不均一となる現象が解析されており今後の課題とはなっているが、水・蒸気系の運用方法の工夫等で解決可能と考える。検討の結果、プラント概念は成立すると判断した。
(v) 炉心損傷に対する格納機能の確保
［設計要求］
代表的な炉心損傷事象に対し、選定したプラント概念及び着目する事象の特徴を考慮して、以下の事項を含め、リスク低減の観点から期待できる合理的対策を講じることによって事故影響の局限化を図る。

- 高速炉の炉心燃料の特徴を踏まえて、炉心損傷の事象推移過程において再臨界に伴う有意な機械的エネルギー発生が防止できる対策を講ずる(再臨界回避)。
- さらに事故後の融体静定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納容器への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じこめ能力を確保することで、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計とする。

［評価］
再臨界回避については詳細な評価は行っておらず、今後の R&D 課題である。定性的には、沸点が高く炉心損傷過程でボイド反応度が入りにくいこと、冷却材密度が高く燃料分散がしやすいこと、炉心燃料のピン間ギャップが大きく燃料流出が比較的起こりやすいこと、から再臨界回避可能な設計が成立する可能性を有すると考えている。また、事故後の放射性物質の閉じこめに関しても今後の R&D 課題ではあるが、冷却材沸点と熱容量が高いことから、成立可能と考える。

(ii) 経済性
［設計要求］
設計目標値は以下のとおり。

- 建設コスト：20 万円/kWe
- 建設工期：モジュール型炉の場合 36 ヶ月
- プラント寿命：60 年

・ 稼働率：93%

［評価］

全ての項目で設計目標値をクリアしている。ただし、稼働率に関しては冷却材バウンダリ内構造の ISI の内容によっては目標値を下回る可能性もあるため、今後の R&D により可能な限り ISI 項目・内容を合理化する必要がある。

(iii) 環境負荷低減

［設計要求］

環境負荷低減の観点から、通常のプラント運転で発生する廃棄物及び廃炉時に発生する廃炉廃棄物については、冷却材を含め可能な限り再利用が図れる設計とする。運転・保守における放射性固体廃棄物の発生量の目標値を現行軽水炉の 1/10 以下とする。また、運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能に関する要求値を、単位発電量当たりの放出量を現行軽水炉の設置許可申請書記載値に対して同等以下とするとともに、これを更に低減する設計を目指す。廃止措置に伴い発生する放射性固体廃棄物発生量(体積)を極力低減する設計を目指す。なお、廃棄物発生量の評価については、国の検討動向を勘案した区分毎に評価する。

［評価］

ナトリウム炉設計研究で得られた知見を基に簡易評価をした結果、廃炉廃棄物は目標値を下回ることがわかった。また、運転に伴う放射性廃棄物量も目標値を下回ると評価された。

(iv) 核不拡散

［設計要求］

核拡散抵抗性向上の観点から、以下の項目について設計上配慮すること。

・ 燃料取扱設備は、核物質防護及び保障措置の対応を考慮した設計とすること。
・ プルトニウムを含む新燃料及び使用済燃料については、意図しない接近を制限できること。

［評価］

設計要求を反映した燃料取り扱い設備設計を実施しており、要求を満たしていると考える。

(v) 運転・保守補修性

［設計要求］

次の 3 項目を満足する設計とする。

・ 日負荷追従運転が可能であること。
・ 運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、検査及びメンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図ること。

・ 化学的活性や毒性、放射化等、冷却材の有する特性を考慮し、運転性、保守補修性の向上を図ったプラント設計とすること。

［評価］

以下のとおり検討し、強制循環炉は設計要求を満たす可能性を有すると評価した。一方、自然循環炉は日負荷追従運転が不可能である。

・ 日負荷追従について、強制循環炉については制御系により負荷追従可能と判断できる。一方、自然循環炉に関しては 40%から 100%への出力上昇及び低下に約 9 時間必要であり、日負荷追従に関しては不可能である。これは、炉心流量を直接制御できないため出力変動に対する追従性が低いためである。
・ 保守補修性に関しては将来の研究開発により ISI の必要性が明らかとなる前提で、2 つのオプションを提示した。

3.5.3　高度化の可能性

鉛ビスマスを冷却材として使用した場合の、更なる高度化の可能性について検討した。検討は、冷却材の特徴を把握し、この特長を生かす方策を考え評価した。この特性は、FBR 発電プラントとして鉛ビスマスを候補の一つとして選択した場合と同じであるが、さらに将来を見通して、この特長を生かす方法を検討した。

(a) 鉛ビスマスの特徴

鉛ビスマスの冷却材としての特徴を、参考文献[18]を参考に他の冷却材との対比で表 3.5.3.1 に示す。

ここから分かることは、液体冷却材としては、融点が低く沸点が高いことが分かる。他の特性は既にこれまで検討した自然循環炉、強制循環炉、保守補修性を向上した炉に採用されている。

なお、鉛ビスマスを高温で使用する場合は、材料との共存性が厳しくなる。

(b) 鉛ビスマスの高度化利用方策

鉛ビスマスの特徴である高沸点を生かす方策として、高温化プラントへの利用がある。大規模な高温発電プラントへの適用は、発電系を含む耐腐食材料を開発する必要があり、熱源としての高温利用が有効な利用方法と考えられる。

高温熱源として有効な利用方法として、水素製造プラントへの適用が有力視され、GENE-IV 等に STAR-H2[19]として提案されたり、米国内での水素製造プラントの候補概念[18]に上げられている。

これ以外の高温熱源としての利用は、近年は提案されていない。これは、原子力プラントであることによる初期コストの高さや、立地の難しさによると思われる。

(c) 高度化の可能性

鉛ビスマス冷却材の高温利用の可能性から、水素製造プラントの熱源としての候補にあげられ、参考文献[18]で評価が行われ、鉛ビスマス炉が有望な候補の一つであることが示されている。

課題とされた材料適合性と使用経験は、材料開発を進めることで得る事ができ、米国において高温で耐食性のあるセラミック材料の開発にも着手している。ただし、セラミック材料を含めた開発は時間と費用がかかるため、実用化までには相当の時間を必要とする。

表3.5.3.1　鉛ビスマスの冷却材としての特徴

出典：SAND2002-0513A n Assessment of Reactor Types for Thermochemical Hydrogen Production"Albert C.Marshaqll

冷却材	分子量	密度 (g/cc)	断面積 (b)	中性子 **活性化**	放射線 **分解性**	危険性 毒性	危険性 燃焼性	危険性 反応性	融点 (°C)	沸点 (°C)	蒸気圧力 (MPa)	熱的 輸送性	熱的安定 **限界(K)**	共存性 (@900°C)
水・重水														
H_2O	18	1	0.66	中	中	無し	無し	無し	0	100	13.7	良好	安定	有り
D_2O	20	1.1	0.001						0	101	13.7		安定	
有機材														
ジフェニル	154	0.86	0.33	低	低	無し	無し	無し	69	255	0.2	良	750	有り
アルカリ金属														
Li	7	0.53	71	高	安定	有り	有り	有り	181	1331	$<10^{-9}$	優	安定	有り (Nb合金は安定)
Na	23	0.82	0.525						98	881	5×10^{-6}			
NaK	ー	0.74	～5						-11	784	$\sim10^{-4}$			
K	39	0.7	2.07						64	761				
重金属														
Sn	118	6.5	0.625	高	安定	無し	**無し**	**無し**	232	2270	$<10^{-9}$	**優**	**安定**	**中 (冷却材に適用可能)**
Hg	200	13.6	380			高			-38.5	358	0.07			
Pb	207	11.4	0.17			有り			327	1740	$<10^{-9}$			
Bi	209	9.75	0.034			無し			271	1570	$<10^{-9}$			
PbBi	**ー**	**～10**	**～0.1**	**Po生成**		**有り**			**125**	**1670**	**$<10^{-9}$**			
気体														
H_2	2	0.00009	0.332	低	安定	無し	高	高	ー	ー	ー	劣る	安定	有り
He	4	0.00018	0.007	無し	安定	無し	無し	無し	ー	ー	ー		安定	無し
N_2	14	0.0013	1.88	無し	安定				ー	ー	ー		安定	有り
Ar	40	0.0018	0.66	有り	安定				ー	ー	ー		安定	無し
CO2	44	0.0015	0.0038	中					ー	ー	ー		＜850	有り
空気	ー	0.0013	～1.3	有り					ー	ー	ー		＜850	有り
蒸気	18	0.00056	0.66	中	中				0	100	ー		ー	高
溶融塩														
$2LiF\text{-}BeF_2$	ー	～2	ー	有り	安定	有り	無し	無し	457	1397	$<10^{-9}$	優	安定	中
液体炉心														
水溶液	ー	～1	ー	核分裂生成物	中	有り	無し	無し	ー	ー	～10	優	沈積有り	有り
液体金属	ー	～10	ー		安定	有り	有り	有り	～300	～1500	低		沈積有り	有り
溶融塩	ー	～2.5	ー	高	安定	有り	無し	無し	497		$<10^{-9}$		安定？	有り

参考文献

[1] 池上哲雄, 他：“炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書　－実用化戦略調査研究（フェーズ I）成果報告－”, JNC TY9400 2001-011, (2001)
[2] 井上賢紀, 他:“高速炉炉心構成要素用オーステナイト系およびフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価－SUS316 相当鋼と高強度フェライト/マルテンサイト鋼の水素透過係数測定－(研究報告）”, JNC TN9400 2002-056, (2002)
[3] Georg Müller, et al.：“Study on Pb/Bi Corrosion of Structural and Fuel Cladding Materials for Nuclear Applications, Part 1: Corrosion investigation of steels after 800 and 2,000 h exposure to stagnant liquid Pb/Bi at elevated temperatures”, JNC TY9400 2002-016, (2002)
[4] Georg Müller, et al.：“Study on Pb/Bi Corrosion of Structural and Fuel Cladding Materials for Nuclear Applications, Part 2: Corrosion investigation in stagnant liquid Pb-Bi at 500, 550, 600 and 650 °C after 5000h of exposure”, JNC TY9400 2002-023, (2002)
[5] Kazumi Aoto, et al.：“Compatibility of Japanese FBR Steels in High Temperature LBE”, ANS Transactions Vol.87 p.538-539, (2002)
[6] 青砥紀身, 他：“ 酸素濃度制御下停留鉛ビスマス中における国産鉄鋼材料の腐食特性 ”, 日本原子力学会「2003 年春の年会」予稿集 O60, (2003)
[7] Tomohiro Furukawa, et al.：“Corrosion Properties of Japanese FBR Materials in Stagnant Pb-Bi at Elevated Temperature”, Proceedings of the 11th International Conference on Nuclear Engineering, No. ICONE11-36183, (2003)
[8] 西義久, 他：“ 静止鉛ビスマス中での材料腐食試験 ”, 日本原子力学会「2003 年秋の大会」予稿集 H39, (2003)
[9] 古川智弘, 他：“ 酸素濃度制御下停留鉛ビスマス中における国産鉄鋼材料の腐食特性(2)－LBE 中酸素濃度、浸漬時間の影響－ ”, JNC TW9404 2003-033, (2003)
[10] 大石敏雄:“ 酸素濃度制御下 LBE 中溶解度特性評価に関する研究－平成 13 年度共同研究成果報告書－ ”, JNC TY9420 2002-001, (2002)
[11] 大石敏雄, 他：“ 酸素濃度制御下 LBE 中溶解度特性評価に関する研究－平成 14 年度共同研究成果報告書－ ”, JNC TY9400 2003-005, (2003)
[12] 佐野浩行、藤澤敏治：“ 極低酸素ポテンシャル下 LBE 中金属元素等の溶解度特性評価に関する研究－平成 13 年度共同研究成果報告書－ ”, JNC TY9400 2002-005, (2002)
[13] 佐野浩行, 他：“ 極低酸素ポテンシャル下 LBE 中金属元素等の溶解度特

性評価に関する研究－平成 14 年度共同研究成果報告書－ , JNC TY9400 2003-002, (2003)
[14] 内藤崇, 他 :酸化物平衡法による LBE 中の鉄溶解度測定 , 日本原子力学会「2003 年秋の大会」予稿集 H42, (2003)
[15] 高橋実、関本博 :流動鉛ビスマス共晶合金中腐食試験技術に関する研究－平成 13 年度共同研究成果報告書－ , JNC TY9400 2002-015, (2002)
[16] 高橋実、関本博 :流動鉛ビスマス共晶合金中腐食試験技術に関する研究－平成 14 年度共同研究成果報告書－ , JNC TY9400 2003-003, (2003)
[17] D.V. Pankratov : “Polonium Problem for the Nuclear Power Installations with Lead-Bismuth Coolant”, Book of presentations Japan-Russia LBE coolant workshop, RLNR, TITech, Tokyo, Japan, Feb. 22-23, 2001, (2001)
[18] Albert C. Marshall : “An Assessment of Reactor Type for Thermochemical Hydrogen Production”, SAND2002-0513, Feb. 2002, (2002)
[19] D.C.Wade, et al. : ” STAR-H2: The Secure Transportable Autonomous Reactor for Hydrogen Production and Desalinization”, ICONE-10, (2002)

4. ヘリウムガス冷却炉

4.1 ヘリウムガス冷却炉の概念の構築

4.1.1 ヘリウムガス冷却炉の持つ優れた性能とその追求

4.1.1.1 ガス冷却炉の一般的特性

ガス冷却炉の冷却材は、高温における安定性、取扱い性の観点から、熱中性子炉において実績がある炭酸ガス、ヘリウムガスが選定されている。その他のガスについて、一酸化炭素、水素、空気は化学的活性から、窒素は中性子反応断面積から、アルゴンは熱伝達性能から、ネオンは入手コストから、水蒸気は高温での腐食性から不適当と考えられる。冷却材としてガスを使用することによるガス冷却炉の特徴をナトリウム炉と比較し、表 4.1.1.1 に示す。

（1）核的性能

ガスの密度は炭酸ガスが 26kg/m^3、ヘリウムガスが 2.6kg/m^3 であり、ナトリウムの 820kg/m^3 に比較して小さいため、冷却材ガスの中性子減速効果が小さくなり、増殖性が向上するポテンシャルがある。また、ガスの沸点は炭酸ガスが約７℃（4.2MPa）、ヘリウムガスが-268℃（6MPa）と通常運転温度よりはるかに低く、事故時においても相変化がないことから、ナトリウムのようなボイド形成による炉心溶融に至るような過大な正の反応度印加要因がなく、事故時の事象推移が穏やかである。

（2）熱的性能

ナトリウムと比較してガスの熱伝達率は小さく、熱輸送力（ρCp；ρ：密度 kg/m^3、Cp：定圧比熱 kJ/kgK）も小さいという短所から、熱輸送力の向上および除熱性能確保のためには圧力を上げて密度を高める必要があり、高圧システムとなる。具体的には、炭酸ガスの熱輸送力は 31kJ/m^{3}K、ヘリウムガスは 13kJ/m^{3}K であり、ナトリウムの 1066kJ/m^{3}K と比べると、ガスの熱輸送力は 100 分の３程度であることがわかる。このため、炭酸ガス冷却炉は原子炉出口圧力が 4.2MPa、ヘリウムガス冷却炉が６MPa となり、ナトリウム炉の約 0.2MPa より高圧システムとなっている。

また、除熱性能が低いことから、燃料被覆管の健全性を確保するため、出力密度を小さくする必要があり、同じ出力を確保するためには炉心サイズが大型化する。除熱性能向上のために、ピン型燃料では伝熱促進体（粗面、フィン、リブ等）の採用が考えられるが、この場合は系統の圧力損失が大きくなりポンプ動力が増大する。

ただし、ガスは高温になっても相変化がないため、２相流などの流動の複雑さを考慮することなく、原子炉出口温度の高温化が可能であり、ヘリウムガス冷却炉は 850℃に設定している。このヘリウムガス冷却炉は原子炉出口温度の高温化に加え、高温化を阻む主たる要因である金属被覆の代わりにセラミックス等の耐熱材料を使用すること、および原子炉出口から直接ガスタービン発電を行うことにより、熱効率の向上が期待できる。一方、炭酸ガス冷却炉の原子炉出口温度は高温腐食を考慮して 530℃で

あり、ナトリウム炉の約 550℃と同程度に設定されている。

（3）構造健全性

ガス冷却材、特にヘリウムガスは高温でも化学的に安定であるため、構造材料との腐食などの化学反応がない。炭酸ガスの場合は、650℃までは英国の商用炉である改良型ガス冷却炉（AGR：Advanced Gas Cooled Reactor）での実績があるが、それ以上の温度では腐食の点で材料との共存性に問題がある可能性がある。また、ガスは熱伝達率と熱容量が小さいことにより、サーマルストライピングや過渡変化事象等による構造物への熱荷重が小さい。しかし、ガス冷却炉は熱的性能の向上を図るため圧力が高くなることにより､原子炉のコンクリート構造物あるいは鋼製容器が大型化する。

（4）保守・補修性

ガスは透明であるため、保守の際の点検や検査、補修および監視が容易である。また、純度管理を行えば、冷却材が放射化されないため冷却系機器などの保守・補修時の遮蔽等が合理化できるが、ストリーミング対策が必要となる。

（5）安全性

ガスは相変化がないため冷却材密度の変化による反応度変化が小さく、事故時に急激な出力の上昇には至らない。また、化学的に不活性であるため水や構造物、格納容器雰囲気との反応が小さいことから、事故時に急激な化学反応によるエネルギー放出はなく安全性が高い。炭酸ガス冷却炉の場合、ボイラ伝熱管破損事故時に原子炉系圧力がタービン系蒸気圧力より低いため蒸気流入事象となるが、この場合も負の反応度が投入されることから反応度事故にはならない。

ガス冷却炉はナトリウム炉と比べ自然循環による除熱能力が小さいため、特に減圧事故や全交流電源喪失事故に対しては炉心冷却性能が低い。

また、再臨界が発生したとしても、冷却材がガスであるため、ナトリウムのように発生した熱を機械的エネルギーに変換する流体がなく、原子炉容器に対する機械的負荷はナトリウム炉に比べ相対的に小さい。しかし、炉心溶融時における溶融燃料の冷却について、除熱能力の小さいガス冷却炉は、強制循環冷却機能の信頼性を確保する必要がある。

（6）経済性

ヘリウムガス冷却炉の場合、ナトリウム炉と異なり、中間熱輸送系である２次系がないためシステムが簡素化されており、さらに予熱系や燃料取扱系の洗浄系も削除できる。制御棒を下部からの挿入とし、パンタグラフ式燃料交換機を採用することにより、回転プラグ等の上部構造物が削除できるため、経済性の向上が期待できる。

しかし、炭酸ガス冷却炉の場合、ガス循環機の所内負荷が大きいこと、伝熱性能が悪いため熱交換器が大型化するというデメリットを評価する必要がある。

また、開発コストの観点から、炭酸ガス冷却炉はプラントシステムに AGR 技術が利用できるため、開発要素は比較的少ないが、ヘリウムガス冷却炉は経験や知見の蓄積が少ないことから、燃料・炉心構造や安全設備など概念の成立に係わる開発要素が多い。

(7) 環境負荷特性

ヘリウムや炭酸ガスは放射化されないので、放射化するナトリウムのように冷却系周りに遮蔽体が必要なく、ガス冷却材が保管管理の必要がある固体廃棄物となることもない。しかし、ナトリウムに比較して中性子反応断面積が小さいため、炉心周囲の高速中性子フルエンスが大きくなる可能性があるので、炉心周囲構造物の照射損傷を考慮した遮蔽体の設置が必要となる。

4.1.1.2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズⅡ検討の展開

（１）炉心燃料設計

（ｉ）概要

炉心燃料設計では、高速炉および熱中性子炉からなる過去のガス冷却炉設計研究、および熱中性子炉を主とする既存ガス冷却炉の設計を踏まえ、ガス冷却炉形態をヘリウムガス冷却炉と炭酸ガス冷却炉に大きく分類し、それぞれについて燃料組成・形態の選択と並行して炉心設計を実施した。

フェーズⅠでの設計選択の推移を以下に記す。なおガス冷却炉の検討においては、2000 年度終了時点で概念比較によるフェーズⅠとしての概念選定に至らなかったため、フェーズⅠ期間を１年延長した経緯を有する。すなわち、フェーズⅠ終了は 2001 年度終了時点であり、フェーズⅡは 2002 年度開始となっている。

ヘリウムガス冷却炉心の設計選択の推移 [1)]を、図 4.1.1.1 に示す。ヘリウム使用温度域は、熱効率を 40%以上とするために、炉心出口温度を 850℃とする必要がある。この時ホットスポットにおけるヘリウム温度は最高 1000℃程度になると想定される。金属燃料を用いた場合、その変態点・融点が 900～1100℃程度であることから、設計許容温度幅は極狭いものとならざるを得ず、設計の融通度・自由度の観点から酸化物燃料および窒化物燃料を候補として選定した [2)]。また燃料形態上高温に耐えることが必要であり、被覆粒子もしくは耐熱合金材料を用いたピンを有効な選択肢として選択した。なお酸化物燃料を被覆粒子で用いる組合せは、実用化戦略調査研究で要求する炉心性能を得ることは難しいと判断され、この時点で選定外とされている。

炭酸ガス冷却炉心の設計選択の推移を、図 4.1.1.2 に示す。炭酸ガス冷却炉では冷却材温度域が高々730℃程度とヘリウムより低いため、より開発課題を内包する被覆粒子形態ではなく、AGR 等で実績のあるピン形態が候補とされた。酸化物燃料、金属燃料、窒化物燃料を用いる概念を比較した場合、炭酸ガス使用温度域から金属燃料は設計範囲が狭く候補外となる。酸化物燃料、窒化物燃料に対し炉心設計を行い、増殖性能、システム倍増時間などの炉心性能の観点、および、開発課題比較から、窒化物燃料が優れると判断した。一方、酸化物燃料は窒化物燃料に対し、核特性上の優位点を見出すことができなかったものの、開発課題が少ないことから窒化物燃料の実用化が見通せるまでの最有力選択肢とされた [2)]。

フェーズⅡ開始にあたり、ガス炉としての特徴が生かせ、経済的に有利となり得るヘリウム冷却型直接サイクル・ガスタービン方式が炉システムとして選択された。

図 4.1.1.3 にフェーズⅡにおける設計検討の流れを記す。プラントシステ

ム概念に炉心形態を依存させない、という制約の下、検討を行う炉心形態に対し増殖性や重金属インベントリなどの炉心性能を追求するとともに、安全性については減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象に対する炉心の耐性を追求し、耐熱被覆ピン型燃料炉心と被覆粒子型燃料炉心について検討した。(なお本ガス炉検討においては、この苛酷事象を AWS：Accident Without Scram の代表事象とし、以後は単に AWS と記すこととする。)

被覆粒子形状を用いた場合、燃料はフェーズⅠ成果を踏まえて、窒化物燃料となる。一方、耐熱被覆ピン形状を用いた場合、窒化物燃料と酸化物燃料の概念が想定される。酸化物燃料は、燃料開発期間が短縮化しうる有力概念として、窒化物燃料との炉心性能の定量的な比較を行った。酸化物燃料と窒化物燃料は安全上共通の開発課題を有していること、炉心性能・安全特性を被覆粒子燃料と相互比較しヘリウムガス冷却炉の有望概念を見出すことから、耐熱被覆ピン形状概念の詳細設計を進める上では炉心特性上有利な窒化物概念を優先させることとした。

被覆粒子形状に対しては、冷却材流れ方向、燃料体形状の選択肢から概念検討・比較がなされ、またピン形状に対しては、被覆管材料の選択肢から概念検討・比較がなされているが、詳細は次節以降の解説に委ねる。

フェーズⅡ中間評価時点での概念比較・選定状況としては、被覆粒子型窒化物燃料を用いた横方向流冷却コンパートメント型燃料体および六角ブロック型燃料体が選出され、また耐熱被覆ピン型窒化物燃料を用いた金属間化合物被覆管概念が選出されており、フェーズⅡ最終評価に向けて各々の詳細検討が継続中である。なお現時点での相対評価としては、炉心性能と安全性を両立し得る横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子窒化物燃料概念をレファレンスとし、それより燃料製造上の開発課題は若干多いと考えられるものの、炉心性能により優れ、かつ同等以上の安全性を有し得る六角ブロック型をオプションとして位置づけた。耐熱被覆ピン型窒化物燃料概念は、横方向流冷却コンパートメント型やブロック型に比べて大変優れた炉心特性を示すものの、減圧事故後の除熱猶予時間が極短く安全性確保に今後の課題・検討を多く有するため、位置付けとしてはオプション扱いとした。

（ii）ピン型燃料炉心

高融点を有する必要から、金属間化合物のスクリーニングを行い Si_3Zr_5 被覆管、および、高融点ニオブ合金被覆管に対し、炉心設計を実施した。ピン型燃料の概念図を図 4.1.1.4 最上段に示した。

Si_3Zr_5 被覆管を用いたピン型燃料炉心では増殖比 1.27 程度と良好であり、これはヘリウムガスの中性子経済に対する良質な特性、すなわちミクロ・マクロ断面積上の吸収が少ない特性が生かされたものである。一方、冷却材体積比（炉心領域の全体積に占める冷却材の体積比率）が高く、かつ、除熱性に劣ることから、安全上は課題の多い概念となっている。すなわち、冷却材体積比が高いことは、減圧反応度が大きいことを意味し、またピン形状のため熱容量が低いことに加え、ガスの熱伝達は液体金属より 2 桁程度低くなっている。また被覆管材料・製造技術の開発も技術課題としてあげられる。

高融点ニオブ合金を用いた場合、炉心性能は Si_3Zr_5 炉心と比べて劣る一方で、安全性・燃料製造性において有利な点を見出すことはできなかった。一方、セラミック型被覆管材料の候補として、SiC/SiC 複合材料被覆管を用いる概念を、文部科学省・公募型研究として推進している。まとめれば、ヘリウムガス冷却炉概念設計としては、耐熱被覆ピン型燃料炉心は、オプションの位置づけで国内外での材料開発動向を注視する立場をとる。

なおピン型燃料炉心概念全般において、ピン自体の熱容量が低いことから苛酷事象時の炉心損傷を防止する機能を強化する必要があり、鉛反射体方式 GEM など即応性のある受動的炉停止機構の設置が必須となる。

（iii）被覆粒子型燃料炉心

被覆粒子型燃料炉心は、横方向流型と縦方向流型に大別される。前者は、被覆粒子自体に二重の被覆層を持たせて、粒子自体は積層構造とする概念である。一方後者は、被覆粒子は一重被覆としながら、粒子は保護性を有する固相材内部に分散添加する構造概念である。これらの構造は、被覆粒子燃料を用いた場合、被覆層破損時に被覆粒子内部の核燃料物質が直接一次冷却系へ拡散する可能性を内在する、という課題認識に基づくものである。すなわち、核燃料に関する多重防護機能を、被覆粒子自体の強化で図るか、被覆粒子を内包する燃料体に対しても持たせるか、の概念選択である。

（a）横方向流冷却概念

本概念は、横方向流冷却コンパートメント型燃料体を採用している。これは被覆粒子をアニュラー状セラミック管に層置した構造でヘリウムが横方向に流れ冷却する形態である。概念図を図 4.1.1.4 中段に示した。苛酷事象においても、固有安全特性や自然循環除熱特性により炉心損傷を防止する概念が成立し得る。増殖比は 1.17 で、炉心部取出燃焼度は 119GWd/t である。

被覆燃料粒子や横方向流冷却コンパートメント型燃料体の成立性、および、製造技術などが開発課題となる。苛酷事象時の圧損特性・流配特性の最適化を含む除熱成立性について、今後更なる検討が必要である。炉心性能と炉心安全性を両立しうる概念であり、開発目標に適合する設計を目指すべき概念、すなわちレファレンス概念とする。

（ｂ）縦方向流冷却概念

本概念は、六角ブロック型、板状要素型、球状要素（ペブルベッド）型燃料体に形態上分類される。

1)六角ブロック型

被覆粒子を、SiC よりなる固相マトリクス内に分散させた六角ブロック状の燃料体中を多数の冷却管が貫通する構造である。図 4.1.1.4 最下段に概念図を示した。ヘリウムは縦方向に流れる。増殖比 1.14 程度を達成する。減圧反応度が小さく炉心熱容量が大きいため、AWS 直後のピーク温度が抑えられ、長期除熱性に関しても温度制限目安超過まで７時間強を要し、アクシデントマネイジメントによる事象終息を期待し得る概念となる。緩慢型受動的炉停止機構により、一層のピーク温度低減が期待できる。通常運転時の燃料温度低減や出力ピーキング低減について、今後検討・最適化が必要である。またブロック型燃料体としての成立性、製造性などが開発課題となる。

核燃料物質に対する二重包蔵壁構造を持ち、炉心性能と安全性のバランスを取った概念を構築可能であり、オプションの位置づけで今後も検討を継続する。通常運転時の熱設計適正化、苛酷事象時の耐性・除熱性向上に向け、更なる検討が必要である。

なお仏国ＣＥＡでは、緩衝効果を担保するバッファ層を有しない強度層 1 層からなる被覆粒子を、SiC の固相マトリクス中に分散させた六角ブロック概念を検討している。海外での開発動向調査を継続的に実施することとする。

2)板状要素型

本概念で用いる燃料形態の概念図を図 4.1.1.5 左側に示した。炉心燃料制限目安 1600℃、事故時を想定した自然循環時の圧力損失特性として 60Pa を設計制約とした条件で、炉心除熱性および圧力損失特性をブロック型燃料体の場合と比較した。その結果、圧損特性に優れるものの除熱性が劣るため、縦方向概念としては検討を継続しないこととした。

3)球状要素（ペブルベット）型

本概念で用いる燃料形態の概念図を図 4.1.1.5 右側に示した。炉心燃料制限目安 1600℃、自然循環時の圧力損失特性として 60Pa を設計制約として課した場合の、炉心除熱性および圧力損失特性を、ブロック型燃料体の場合と比較した。その結果、伝熱特性は同等ながら圧力損失が高くなり除熱性に劣ることから、縦方向概念の検討概念としては採用しないこととした。

（2）プラント設計

（ｉ）フェーズⅠ成果の概要

ガス冷却炉の候補概念について、冷却材は炭酸ガスとヘリウムガス、燃料はピン型燃料と被覆粒子燃料、発電方式として蒸気タービン発電とガスタービン発電が考えられる。ガス冷却炉の候補と検討の進め方を図 4.1.1.6 に示す。

フェーズⅠでは、①ピン型燃料炭酸ガス冷却炉（蒸気タービン発電）、②ピン型燃料ヘリウムガス冷却炉（蒸気タービン発電、ガスタービン発電）、③被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉（ガスタービン発電）の３種類の候補概念を検討した。このうち、ヘリウムガスとピン型燃料（耐熱被覆管燃料）あるいは被覆粒子燃料との組合せは、冷却材と燃料の温度制限がともに従来の冷却材と燃料に比べ高くできることから、ヘリウムガスタービン直接サイクルの採用による高効率化の可能性が期待できる。

なお、候補概念にあげなかった炭酸ガスと直接ガスタービン発電の組合せについての検討は、4.1.1.3(3)項にて記載する。

本研究対象の炉型それぞれに以下のような着眼点がある [3)]。

（ａ）ピン型燃料炭酸ガス冷却炉

本炉型は､ガス冷却炉の特徴を活かし､AGR のプラント技術を利用することにより、新たな開発要素を少なくして現有技術の延長線上での性能向上と経済性の追求を目指した概念である。

基本仕様を表 4.1.1.2 に、原子炉構造概念図およびプラント配置図を図 4.1.1.7、図 4.1.1.8 に示す。

冷却材に炭酸ガスを使用する利点は、炭酸ガスは低価格であり、無限に製造が可能であり、貯蔵が容易である点があげられる。一方、短所としては、高温での炭酸ガスによる材料腐食の観点から、冷却材温度を 500℃程度にしか上げられず、ガスタービン発電に適さない点があげられる（4.1.1.3(3)項参照）。

本炉型の新たな着眼点は、炉心性能（高増殖率、高燃焼度）を向上した点、炉心崩壊事故（CDA：Core Disruptive Accident）対策としてコアキャッチャーを設置した点、電気出力を高めることによるスケールメリットや、プレストレストコンクリート原子炉容器（PCRV：Prestressed Concrete Reactor Vessel）のコンパクト化などプラント物量の低減により経済性の向上を目指した点にある。

（ｂ）ピン型燃料ヘリウムガス冷却炉

本炉型は、ピン型燃料を使用した蒸気タービン発電と、耐熱合金を燃料被覆管として使用し、ヘリウムガスの特徴を活かして原子炉出口温度を高温にしたガスタービン発電の２種類に分類される。

1）蒸気タービン発電

蒸気タービン発電のピン型燃料ヘリウムガス冷却炉は、欧州で検討されたガス増殖炉（GBR-4：Gas Breeder Reactor-4）の技術を利用することにより新たな開発要素を少なくし、ヘリウムガスを冷却材とすることによる性能向上と経済性の追求を目指した概念である。

この概念の新たな着眼点は、炭酸ガス冷却炉より冷却材を高圧化して冷却系機器をコンパクト化した点、電気出力規模を高めスケールメリットを図った点、および、ヘリカルコイル型蒸気発生器の採用により物量を低減し経済性の向上を目指した点にある。

2) ガスタービン発電

ガスタービン発電の耐熱合金被覆管ヘリウムガス冷却炉は、受動的な安全特性を強化して苛酷事象時にもCDAに至らない概念であるCDA防止機能強化型、および、炉心性能を向上させ、受動安全性は他の高速炉と同様として CDA 時の再臨界回避のための影響緩和対策を講じる概念である CDA 影響緩和型の概念に着目し、検討した。いずれの概念も、燃料をヘリウムガスで冷却し、中間熱輸送系を介さずに原子炉出口から直接ガスタービン発電を行い、高いプラント熱効率とプラントシステムの簡素化による経済性追求を目指した概念である。

CDA 影響緩和型の基本仕様を表 4.1.1.3 に、原子炉構造概念図およびプラント配置図を図 4.1.1.9、図 4.1.1.10 に示す。

本炉型の新たな着眼点は、高温まで化学的に安定なヘリウムガスの特性および耐熱合金被覆管の耐熱性を活かして、原子炉出口温度を高温化し、直接サイクルガスタービンを採用してプラント熱効率の向上を図る点である。また、直接ガスタービン発電により、中間熱輸送系やタービン建屋を削減することができ、プラント物量を低減することにより経済性の向上を図っている。

（c）被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉

本炉型は被覆粒子燃料をヘリウムガスで冷却し、中間熱輸送系を介さずに、原子炉出口から直接ガスタービン発電を行い、高いプラント熱効率とプラントシステムの簡素化による経済性追求を目指した概念である。

フェーズⅠ検討終了時の基本仕様を表 4.1.1.4 に、原子炉構造概念図およびプラント配置図を図 4.1.1.11、図 4.1.1.12 に示す。

本炉型の新たな着眼点は、高温まで化学的に安定なヘリウムガスの特性および被覆粒子燃料とセラミック複合材料で構成される燃料集合体の耐熱性を活かして、原子炉出口温度を高温化し、直接サイクルガスタービンを採用してプラント熱効率の向上を図ることである。また、被覆粒子燃料の優れた耐熱性や炉心の低圧損化による自然循環除熱特性を向上するとともに、受動的な炉停止機能および崩壊熱除去機能を強化するため炉心の出力密度を制限することにより、CDA 防止機能強化型概念を目指している。

さらに、直接ガスタービン発電により、中間熱輸送系やタービン建屋を削減することができ、プラント物量を低減することにより経済性の向上を図っている。

上述の３種類の候補概念を比較検討した結果、経済性、炉心性能、安全性等の観点から、“被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉”をガス冷却炉の有望な候補概念として選定した。詳細は 4.1.1.3 項に記載する。

（ii）フェーズⅡ検討の展開

フェーズⅡでは、フェーズⅠにおいてガス冷却炉の有望な概念として抽出した被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉のプラント概念について、技術的成立性の見通しを明らかにするために、プラント全般の予備的な概念設計等を実施した。また、ガス冷却炉特有の開発課題を抽出し、開発計画の検討を行った。

4.1.1.3　ヘリウムガス冷却炉と炭酸ガス冷却炉の比較

（１）炉心燃料設計

ガス冷却大型炉の選定では、冷却材としてヘリウムもしくは炭酸ガス、熱サイクルとしてブレイトンもしくはランキン、燃料形態として被覆粒子もしくはピン、燃料として窒化物、酸化物もしくは金属と、多種多様な炉心概念（2×2×2×3=24 通りの選択）が考えられる。実用化戦略調査研究では、実用化・商業化を踏まえた検討を行う観点から、フェーズⅠに先立つ既存ガス炉での経験、過去の設計研究例の調査、フェーズⅠにおける炉心性能評価と相互比較、および、概念選定、それに続くフェーズⅡにおける新規炉心概念の構築・詳細検討を鋭意進めている。

フェーズⅡにおける炉心概念検討ではヘリウムガス冷却炉に対して設計検討を進めており、炭酸ガス冷却による大型高速炉の検討はフェーズⅠにて終了している。炉心性能の観点からは上記炉心特性、特に炭酸ガス冷却・ピン型窒化物燃料炉心では、ヘリウムガス冷却炉と比較し成立性上不利となる点は見当たらない。むしろ安全性の観点で炭酸ガスはヘリウムガスより自然循環除熱に優れており、減圧反応度は両者とも正（ただしヘリウムガス冷却炉は炭酸ガス冷却炉より低い）であることを差し引いても、両者間で決定的な差異は認識されない。

次項以降では、ヘリウムガス冷却炉心および炭酸ガス炉心において検討された各種炉心概念について、順に列挙する。なお炉心設計においては、プラントシステム概念設計に対して、炉心形態・設計の種別を依存させない方針のもとで炉心設計を進めた。すなわち、ヘリウムガスの使用温度・圧力の選択および熱的条件としては、プラント設計側の要求条件に沿った設定を採用した。

（ｉ）ヘリウムガス冷却炉心

（ａ）横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心

１）［フェーズⅠ］炉心[4)]

フェーズⅠでは、被覆粒子の燃料核として窒化物と酸化物を選定し、窒化物と酸化物で同じ構成の炉心を用いた炉心性能比較により燃料を選定した。比較対照となった炉心の構成を図 4.1.1.13 に示す。横方向流冷却コンパートメント型燃料体および燃料の概念を図 4.1.1.14 に示す。均質２領域炉心であり、主・後備炉停止系に加え、受動的炉停止機構を設置している。

燃料形態としては横方向流冷却コンパートメント型燃料体を採用する。内側管をヘリウムが上昇し、円筒状の燃料層内をヘリウムは横方向に流れ、その後外側管をヘリウムが上昇して炉心出口にいたる。窒化物燃料炉心と酸化物燃料炉心の炉心性能比較を表 4.1.1.5 に示す。熱出力は 2400MWth、運転サイクル長さは窒化物燃料で 18.7 ヶ月、酸化物燃料で 18.0 ヶ月の７バッチ構成である。Pu 富化度を主たるパラメータとし上記設定を満たす仕様を求めた。結果としては、両者で燃焼度はほぼ同じとなるが、増殖比・複合倍増時間は窒化物が酸化物より優れる。またドップラ係数は負で同程度であり、減圧反応度は共に正で同程度となる。すなわち、被覆粒子燃料では窒化物燃料を用いることが望ましい。

２）［フェーズⅡ］炉心[5)]

窒化物を用いた被覆粒子燃料に対し、炉心設計を推進している。炉心構成を図 4.1.1.15 に示す。取出燃焼度は約 120GWd/t(119GWd/t)としているが、これは燃料サイクル費の低減は“熱効率×取出燃焼度”の向上により達成されることを反映している。すなわち他冷却材炉心概念（ナトリウム冷却炉や鉛ビスマス冷却炉で熱効率約 40%）の 150GWd/t に相当する実質的な電気出力を、ヘリウムガス冷却炉（熱効率約 47%）では 120GWd/t で達成することを意味している。

炉心設計上は、苛酷事象で固有安全性のみで炉心静定を実現しうる炉心を目指す。炉心性能を表 4.1.1.6 に示す。炉心平均出力密度は 51W/cm^3 とナトリウム冷却炉と比べ低いため、炉心寸法は等価直径で 564cm と大きい。増殖比は 1.17 を確保し、複合システム倍増時間は 73 年となる。安全確保上重要なドップラ係数は -10×10^{-3} TΔk/ΔT と（負値で）大きく、また減圧反応度は 1.15$と 1$を超えるものの比較的小さく、良好な安全特性を示すことが期待できる。

安全解析例として、AWS の解析結果を図 4.1.1.16 に示す。事象発生後の一次ピークは約 2100℃、2 次ピークは約 2050℃と制限目安温度 2,200℃以内に抑えられている。

またフェーズ II では、ヘリウムガス炉の有望炉心概念である横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心を基に、LLFP 集合体を径方向ブラ

ンケット領域に装荷した炉心ついて、LLFP 集合体の健全性や熱流力の観点を踏まえた設計検討を行った。その結果、増殖比１以上を達成しつつ自己生成分の ^{129}I と ^{99}Tc を核変換できる可能性があることを示した。

（ｂ）ブロック型被覆粒子燃料炉心 [5)]

フェーズⅡにて検討を開始した縦方向流冷却を用いた炉心・燃料形態である。SiC ブロックを固相マトリクスとして、その内部に被覆燃料粒子を分散・格納した燃料形態である。このような TiN 層と SiC マトリクスを用いた構造とすることにより、放射性物質に対して二重の異なる防護障壁を構成できる。また炉心設計上のねらいは、ブロックによる高い熱容量の確保と、TiN 被覆層の減肉化による燃料体積比（炉心領域の全体積に占める燃料の体積比率）の向上にある。さらに苛酷事象に対し、固有安全性を生かして、緩慢型受動的炉停止系のみで炉心静定を実現しうる炉心を目指す。

炉心構成を図 4.1.1.17 に示す。燃焼度 120GWd/t の均質２領域炉心であり、運転サイクル長さは 20.0 ヶ月である。ブロック型燃料体および燃料の概念を図 4.1.1.18 に示す。炉心性能を表 4.1.1.7 に示す。炉心出力密度は 81W/cm^3 と横方向流冷却コンパートメント型の 51W/cm^3 より高いものの、ナトリウム冷却炉（200~250W/cm^3）よりは低く、炉心等価直径は 594cm と寸法は大きくなる。増殖比は 1.142 であり、複合システム倍増時間は 85 年である。安全確保上重要なパラメータとなるドップラ係数=-10.4×10^{-3} $T\Delta k/\Delta T$ および減圧反応度=0.29$であり、非常に良好な値を示す。

苛酷事象として AWS を想定した安全解析の結果一例を図 4.1.1.19(1/2, 2/2)に示す。炉心熱容量が大きく減圧反応度も低いため、事象の初期進展が穏やかである。一方、長時間にわたる事象静定では、ドップラによる負の反応度と炉心除熱性を決める圧力損失の釣合が支配的となるため、炉心内流路が炉心高さ＋上下ブランケット高さと長くなるブロック型は、コンパートメント内管－外管間距離と短い横方向流冷却コンパートメント型と比較し、圧力損失特性上不利となる要因を有するものの、今後炉心高さ・形状の最適化による圧力損失低減およびトップラー係数改善により、より一層安全性が向上する可能性がある。

（ｃ）板状要素型被覆粒子燃料炉心 [5)]

フェーズⅡにおいて、縦方向流冷却を用いた被覆粒子燃料形態検討の一環として実施した概念である。

燃料構造概念は既に図 4.1.1.5 にて示している。板状燃料体は被覆燃料を含む SiC 製の板状燃料を組み合わせた構造となっている。検討では、板状燃料・球状燃料・ブロック状燃料の各燃料概念における圧力損失・燃料温度を比較した。すなわち、前者は減圧・自然循環時での除熱必要流量を確保する

特性を示し、後者はその条件での過渡・事故時の燃料温度に相当する。

パラメータサーベイ結果を図 4.1.1.20 に示す。特性評価結果を比較したものを表 4.1.1.8 に示す。同等な実効燃料体積率条件で板状燃料とブロック状燃料を比較してみる。例えば図中、実効燃料体積比が 8%となる条件では、板状燃料の炉心圧力損失~10Pa に対してブロック状燃料は~30Pa となり、成立範囲はグラフ左側となる。一方燃料温度は、板状の約 1880℃はブロック状の約 1300℃より高くなり、成立範囲はグラフ右側となる。すなわち、板状燃料は、圧力損失は低いものの伝熱面密度の低い特性を持った構造であり、熱的な成立性を確保するためには燃料体積比を適切に定める必要がある。他方ブロック状燃料は、炉心圧力損失はある程度に留めた上で除熱性を確保でき、燃料体積比は低く設定すれば熱的な成立性を確保できる特長を持つ。

（ｄ）球状要素（ペブルベット）型被覆粒子燃料炉心 [5)]

フェーズⅡにおいて、縦方向流冷却を用いた被覆粒子燃料形態検討の一環として実施した概念である。

燃料構造概念は既に図 4.1.1.5 にて示している。球状燃料体はいわゆるペブルベットの形態となる。検討では、球状燃料・ブロック状燃料概念における圧力損失・燃料温度を比較した。前者は減圧・自然循環時での除熱必要流量を確保する特性を示し、後者はその条件での過渡・事故時の燃料温度に相当する。

パラメータサーベイ結果を図 4.1.1.21 に示す。特性評価結果を比較したものは表 4.1.1.8 に示してある。同等な実効燃料体積率条件で球状燃料とブロック状燃料を比較する。例えば図中、実効燃料体積比で 8%の条件では、板状燃料の炉心圧力損失~50Pa に対してブロック状燃料は~30Pa となり、成立範囲はグラフ左側となる。一方燃料温度は、球状燃料で約 1480℃でブロック状燃料の約 1300℃より若干高くなり、成立範囲はグラフ右側となる。すなわち、球状燃料は、圧力損失は高いが伝熱面密度が高い特性を持った構造であり、熱的な成立性を確保するためには燃料体積比をある一定値以下に定める必要がある。

球状燃料をブロック状燃料と比較した場合、除熱性は良好なものの炉心圧力損失が高くなっている。これは、ペブルベット層内部での伝熱表面積が大きくとれるものの、流路構成が複雑になりすぎることが要因である。

ブロック状燃料、板状燃料、球状燃料の形態間で相対比較を行った場合、ブロック型燃料は除熱性が良好な一方で炉心圧力損失は中程度に留まっており、圧力損失と除熱性を両立させる概念となっている。よって、被覆粒子と SiC 構造材を組み合わせたブロック型燃料形態を縦方向流冷却概念の標準設計として選定する。

（ｅ）耐熱燃料ピン型炉心

１）被覆材選定検討炉心

フェーズⅠでは、ピン燃料概念に対する被覆材料選定を目的に、高融点金属と金属間化合物を対象に核特性の比較を行っている。ピン材料としては、高融点金属群に対して融点・中性子吸収断面積・資源量の観点からニオブ合金を選定した。また金属間化合物群に対して中性子吸収断面積・材料現実性の観点から Si_3Zr_5 を選定した。なおピン型燃料集合体および中空型窒化物燃料ペレットの概念図を図 4.1.1.22 に示す。

被覆材をニオブ合金と Si_3Zr_5 どちらに選定するか検討を行う炉心として、図 4.1.1.23 の炉心構成を仮定した。ここで、ピン型燃料炉心は燃料体積比を高く取れる可能性があるため、実効燃料体積比 30.8%に設定できるという仮定している。

表 4.1.1.9 にニオブ合金および Si_3Zr_5 を用いた場合の炉心仕様比較を示す。運転サイクル長さ 23.2ヶ月、炉心高さ 120cm、上下ブランケット厚さ 40cm、窒化物燃料、燃料被覆管外径等を共通仕様としている。必要 Pu 富化度(内側炉心/外側炉心)は、ニオブ合金被覆、Si_3Zr_5 被覆の順に 17.0/21.0wt%、11.1/15.5wt%であり、Si_3Zr_5 被覆が低くなる。燃焼反応度は共に約 130GWd/t である。増殖比は、順に 1.20 と 1.53 であり、Si_3Zr_5 が優れた特性を示す。また減圧反応度は、順に 3.0$、2.3$と共に高い値を示す。全体としてニオブ合金被覆は Si_3Zr_5 被覆と比較し、炉心性能が劣っているが、これはニオブによる中性子吸収によるものである。

以上の比較検討から、ピン燃料の被覆材として Si_3Zr_5 を選定する。なお本炉心の特性値は比較のための炉心構成・燃料構造を用いた結果である。安全特性上の要求性能を満足するようパラメータサーベイにより得られた炉心構成は、次項の“ピン型選定炉心”にて述べられる。

２）ピン型選定炉心（Si_3Zr_5被覆）[5)]

ピン型炉心として選定されたSi_3Zr_5被覆・窒化物燃料炉心に対し、安全上の特性を改善するため、外側炉心と径方向ブランケット間に鉛ビスマス(Pb–Bi)遮へい体を設置した概念を検討した。図 4.1.1.24 に炉心構成図を示す。表 4.1.1.10 に炉心特性を示す。均質２領域炉心であり、炉心平均出力密度は 84W/cm^{3}とナトリウム冷却炉より低く、等価炉心直径は 504cm と大型になるものの、被覆粒子燃料概念よりは小型化されている。炉心高さは 120cm と、横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心とブロック型被覆燃料炉心の中間となる。運転サイクル長さは 20.0 ヶ月の 6 バッチ交換炉心である。燃料は窒化物の中空ペレットを用いており、ピンは直径 9.9mm となっている。Pu 富化度は内側／外側炉心で順に 16.6／23.0wt%であり、炉心取出燃焼度は 141GWd/t となる。増殖率は 1.27 を達成し、複合システム倍増時間は 31 年となっている。全体として、被覆粒子燃料を用いる横方向流冷却コンパートメント型および六角ブロック型炉心より炉心特性は良好であり、ナトリウム冷却炉と同程度の特性を達成している。安全上重要なパラメータであるドップラ係数＝－1.7×10^{-3} TΔk/ΔT、減圧反応度＝1.7$であり、被覆粒子燃料概念と比較し大幅に劣った特性を有している。前者は、構造材が少なく、Si による中性子吸収が小さいことにより中性子束スペクトルが硬化しているためであり、後者は、ヘリウムの冷却材体積比が大きいことによる。

安全解析の結果を図 4.1.1.25 に示す。ピン型のため熱容量が小さく減圧反応度が大きいこと、ヘリウムガスの除熱性能が低いことから、除熱猶予期間が非常に短くなっている。そのため強制循環型崩壊熱除去系の設置が必須であり、かつ、その起動・作動に対しては超高温条件という厳しい環境下での高い信頼性が要求されることとなる。さらに長期間にわたる除熱を考えた場合、ドップラ係数が小さいことから、燃料温度および被覆管温度が高温となる条件が、反応度がバランスする状態（減圧による正の反応度とドップラによる負の反応度が釣合う条件）であり、材料の高温耐性を長期間にわたり確保することが要求される。

（ⅱ）炭酸ガス炉心

フェーズⅠにおける炭酸ガス冷却炉心の検討では、冷却材使用温度・圧力域に関しては、既存の熱中性子炉（AGR）を参考として設定された。すなわち温度 650℃以下、圧力 4.2MPa である。また燃料ピン材料としては、ステンレス鋼およびニッケルベース合金（PE16）などを選定している。

フェーズⅠにおける炭酸ガス冷却炉心の検討では、ピン型燃料を用いた炉心に対し、燃料を酸化物および窒化物とした場合の炉心性能評価を実施している。なお炉心は均質 2 領域で構成され、炉心高さ 1.2m、等価直径 590cm であり、制御系は主／後備炉停止系から構成されたものである。炭酸ガス温度は 530℃を制限とし、PE16 被覆管温度制限としては 730℃を用いている。

下記に酸化物／窒化物燃料炉心の概要を述べるが、それらの比較結果を先に述べれば、窒化物燃料炉心は酸化物燃料炉心と比較し、増殖比に優れ、また必要となる重金属インベントリが節約されることから、フェーズⅠでは窒化物燃料が炭酸ガス炉の燃料仕様として選択された。

（ａ）ピン型酸化物燃料炉心

酸化物燃料を用いたピン型炉心についてフェーズⅠでは検討された。本概念は酸化物燃料・金属製被覆管を用いることから、ガス炉として最も早期に導入可能な概念と想定されるため、径ブランケットを有する炉心構成（導入期[資源重視型]炉心）及び径ブランケットを有しない炉心構成（平衡期[経済性重視型]炉心）の 2 種類について比較・検討を行った。

ⅰ）導入期（資源重視型）炉心

資源有効利用の観点から増殖比 1.1 以上を目指した炉心設計を実施した。炉心構成を図 4.1.1.26 に、炉心特性を表 4.1.1.11 に示す。径ブランケットを有する構成の場合、炉心等価直径 590cm、炉心高さ 120cm となる。また炉心部のみの平均取出燃焼度 155GWd/t に対し、全炉心平均取出燃焼度 66GWd/t となる。また Pu 富化度は 19.8/28.0wt%で、燃焼欠損反応度 2.7%Δk/kk'、運転サイクル長さは 24.0 ヶ月で 5 バッチ構成となる。増殖比は 1.20 を達成し、複合システム倍増時間 53 年となる。

ⅱ）平衡期（経済性重視型）炉心

経済性重視型炉心として、径ブランケットを削除して炉心径を縮小するとともに、炉心平均燃焼度を高めた概念を構築した。炉心構成を図 4.1.1.27 に、炉心特性を表 4.1.1.11 に示す。この場合、炉心等価直径 516cm、炉心高さ 120cm となる。炉心部平均取出燃焼度 160GWd/t に対し、全炉心平均取出燃焼度 102GWd/t となる。Pu 富化度は 19.9/29.3wt%と殆ど変化せず、燃焼欠損反応度 3.0% Δk/kk'、運転サイクル長さ 24.0 ヶ月/5 バッチ構成とこれらも同等である。なお増殖比は 1.03 である。

（ｂ）ピン型窒化物燃料炉心

窒化物燃料を用いたピン型炉心についてフェーズⅠで検討された炉心構成を図 4.1.1.28 に示す。炉心構成は酸化物燃料炉心と同一とし、燃料ペレットのみを酸化物から窒化物に変更した構成となる。本概念では窒化物燃料を用いた場合の ^{15}N 同位対比の炉心特性に対する影響を評価するため、^{15}N100%および ^{14}N100%に対して比較を行った。

ⅰ）窒化物燃料（窒素同位体組成：^{15}N100%）炉心

評価された炉心特性を表 4.1.1.12 に示す。燃焼度 159GWd/t、Pu 富化度 13.3/21.0wt%、燃焼欠損反応度 0.7% Δk/kk'、増殖比 1.38、炉倍増時間 22 年と良好な特性を示す。

ⅱ）窒化物燃料（窒素同位体組成：^{14}N100%）炉心

評価された炉心特性を表 4.1.1.12 に示す。燃焼度 161GWd/t、Pu 富化度 15.9/23.7wt%、燃焼欠損反応度 2.1%、増殖比 1.28、炉倍増時間 38 年へと炉特性低下が見られるものの、前項にて示されている酸化物燃料炉心との比較においては依然良好な特性を示している。

（2）プラント設計

4.1.1.2 項で述べた３種類のガス冷却炉概念の中から有望な候補概念の選定を行うべく、ヘリウムガス冷却炉と炭酸ガス冷却炉の比較検討を行った。

ここで、ピン型燃料ヘリウムガス冷却炉（蒸気タービン発電）は、ピン型燃料炭酸ガス冷却炉と比べ、PCRV 物量が大きくなることや、高耐圧格納容器が必要になること、大型ヘリカルコイル型蒸気発生器の物量が大きくなると考えられることから、建設コストが増加すると考えられ、経済性においてピン型燃料炭酸ガス冷却炉を上回ることができないと考えられる。したがって、蒸気タービン発電方式では、炭酸ガス冷却炉のみを候補概念として比較検討を行った。ガス冷却炉抽出工程を図 4.1.1.29 に示す。

（ⅰ）開発目標への適合性

炉心性能（増殖性、複利システム倍増時間、重金属装荷量、TRU、LLFP 燃焼特性）、安全性（減圧事故対策、受動安全機能と CDA 対応方策）については、目標適合性の観点からはヘリウムガス冷却炉、炭酸ガス冷却炉両者同等の見込みである。

経済性については、建設単価は炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉共に目標値の 110%程度で同等であるが、所内負荷率（炭酸ガス冷却炉で約 14%、ヘリウムガスで約 3%）、熱効率（炭酸ガス冷却炉で約 42%、ヘリウムガスで約 47%）の点からはヘリウムガス冷却方式の方が有利である。

（ⅱ）炉型に特有な魅力・特長

ヘリウムガス冷却炉は、冷却材出口温度を 850℃と高温にし、高温化ポテンシャルを追及可能とした。具体的には、ガスタービン発電の採用による高熱効率の達成とシステムの簡素化である。また、水素製造などの高温ガスの多目的利用の可能性もある。なお、高温ガスの多目的利用については、4.1.1.3(3)項に具体例等を記載している。

(ⅲ) 開発リスク

ヘリウムガス冷却炉は、炉心燃料材料、ガスタービン技術等、長期の開発計画を必要とするものの、開発目標達成の見通しがある。

炭酸ガス冷却炉は、大容量ガス循環機、PCRV と SCCV の適用性等の開発課題があるものの、AGR のプラント技術を利用することで技術的成立性の見通しはヘリウムガス冷却炉よりも相対的に高い。

(ⅳ) 国際協力

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉では、フランス原子力庁（CEA）がヘリウムガス冷却高温ガス炉およびヘリウムガス冷却高速炉の研究開発を進めており、国際協力による研究開発の効率的推進の可能性もある。被覆粒子型燃料は、燃料核を用いる点で、CEA にて検討中の CERCER （Ceramic-Ceramic）、CERMET（Ceramic-Metal）燃料等の分散型燃料との類似性も有り、今後情報交換等を含め、研究開発の効率的推進の可能性もある。

ガス冷却炉の有望概念の選定について、ヘリウムガス冷却炉、炭酸ガス冷却炉のプラント設計に着目してまとめると、以下のとおりである。

① 炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉共に一部を除き開発目標を達成できる可能性がある。

② 建設単価は同程度であるが、所内負荷率、熱効率の点からはヘリウムガス冷却炉（ガスタービン発電方式）の方が炭酸ガス冷却炉（蒸気発電方式）に比べ有利と考えられる。さらに、ヘリウムガス冷却炉には高温熱利用という特長を活用できる利点がある。

以上より、ヘリウムガス冷却炉を選定した[6)]。

（3）炭酸ガス冷却炉・直接ガスタービンサイクルの検討

上述の冷却材と発電方式の選択では、炭酸ガス冷却炉・直接ガスタービン発電という組合せも考えられる。

炭酸ガスは、ヘリウムガスと比べて、

・冷却性能が高い（熱伝達容量が 2.7 倍大きい）
・価格が安い（単位重量あたり 24 倍安い）
・事故時の減圧率が 3.6 倍長い

などの利点がある。

そこで、炭酸ガス大型炉と炭酸ガスタービンを組み合わせた場合のヒートマスバランスを検討した。

目標の系統概念として、原子炉熱出力 3600MWt、直接発電の一次系は 4 ループ、原子炉出口条件 6MPa、530℃を基本に系統の圧力比を 3 としてヒートマスバランスを設定した。解析コードで実在気体として状態量の計算に圧力、温度依存性を考慮した結果、特に高圧圧縮機前後の状態が CO_2 の臨界点に比較的近く、比熱比が大きくなるため、圧縮機に必要な動力が大きくなり、理想気体近似を用いて算出した当初の計画値ほどの効率が出なかった。

高圧圧縮機前の状態が臨界点よりも低圧側にシフトするように、原子炉出口条件を 4MPa、530℃とし、系統各部圧力は 6MPa のヒートマスバランスの設定と同じになるように配分、温度初期値は 6MPa のヒートマスバランスと同じと暫定的に定常計算を実施した結果、発電端効率は 25%程度に改善される見通しである。

炭酸ガスをガスタービン発電の作動流体として用いた場合には、その物性値の温度依存性により、低温側で比熱比が大きくなり、結果として圧縮機の動力消費量が増大し、発電効率の低下を招くことがわかった。上述のような圧力条件では、炭酸ガス冷却炉・直接ガスタービンサイクルは発電効率が低く、開発目標のひとつである経済性の目標達成は困難であろうと判断した。

4.1.1.4　炉心性能の追求

フェーズⅡ候補として選定されてきた横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心、六角ブロック型被覆粒子燃料炉心、耐熱被覆ピン型燃料炉心の 3 種類の炉心概念に対し、窒化物燃料を用いた設計を実施し、設計要求に対する満足度の観点から相対的な比較を行う。

（１）横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心

（ｉ）設計要求

ガス冷却炉における設計要求および対応方針は、第１章の 1.1 にて述べられている。すなわちガス冷却炉における炉心設計は、異常な過渡変化及び事故時において炉心への正の反応度添加量を抑制させることとし、ドップラ反応度による負のフィードバック効果により、起因過程における炉心の全反応度を即発臨界に至らないレベルに抑え、再臨界を回避する。具体的には、制御棒誤引抜による反応度添加量を制限し、また減圧事故時におけるヘリウムの密度低下による正の反応度添加量を制限する。ガスタービン直接サイクル型プラントであり、一次系内部、特に炉心燃料集合体内部をヘリウムガスが高速に流れる概念であることから、炉心設計においてはヘリウム流速に対し工学的判断に基づく制限を設ける。既往のガス炉設計では流速 50~70m/s 程度のものがあり、具体的には 100m/s を制約として暫定する。この速度は、炉心部分でのヘリウム圧力・温度に対応した音速（1000～2000m/s）に対して十分低く、また動圧としても水（大気圧・常温）で～6m/s 相当であることから、既存の炉心・プラント設計範囲内にあると考えられ、この範囲の制約を設ける意味としては、浮遊可能性を持つ炉内構造物（以後、ルースパーツ）による系統構成要素の損傷防止の観点があげられる。燃料集合体下部及び原子炉容器下部に、破損燃料の流出を促進する機構を設置するとともに、炉心燃料の分散を促進する形状設計を行う。また流出した損傷炉心を保持するため原子炉容器の下部にコアキャッチャーを設置し、崩壊熱除去系の冷却水により冷却できる系統を設ける。

通常運転状態での炉心除熱確保に加え、AWS 時にも除熱できる炉心構成とする。安全確保上特に重要な炉心・燃料設計パラメータに関し、減圧反応度として 1$程度以下、ドップラ係数として$-10\times10^{-3}$ Tdk/dT オーダーを確保する炉心特性を設計目標とする。また、本設計目標を確保した上で、冷却材体積比と燃料熱容量の向上、炉心内流路圧力損失の低減による、事故・過渡・苛酷事象における冷却性増加を図った炉心構成・燃料設計を指向する。

（ii）設計方針・目標

炉心設計としては、資源有効利用と経済性向上を両立させる炉心概念に対しては、増殖比 1.1 以上および重金属インベントリ（特にブランケット部分）

量を削減することを目標とする。また経済性向上炉心を志向する炉心概念に対しては、増殖比 1.0 以上とした上で、径ブランケットなどの重金属インベントリを削減した炉心構成とする。

また苛酷事象として AWS を想定する。自然循環による十分な除熱確保を目指し、低流量時の炉心圧力損失を 60Pa 程度に抑えることを目標とする。

資源有効利用性の観点から、Pu 資源を有効に利用することを指向し、具体的には増殖比および重金属インベントリ量に着目した設計・評価を行う。

核拡散抵抗性に関しては、被覆粒子燃料では TiN 被覆層を用いており、これらは一般に高温での使用を前提とした化学的に安定な物質であるため、定性的には核拡散抵抗性は高いという認識のもと、炉心設計に対しては特に要求を課さないこととする。

さらに環境負荷低減を目指した炉心概念として、LLFP 核変換型炉心を構築する。ここでは、発電用原子炉として求められる安全要求及び性能要求を満たしつつ、対象となる FP 核種選定、装荷時の化学形態及び装荷位置を検討して、期待される核変換能力を把握し、高速炉炉心での核変換による環境負荷低減能力を評価する。

生成量、半減期、移行性等の観点で環境負荷ポテンシャルが高いとされる ^{129}I および ^{99}Tc については、代表的な炉心での核変換特性や炉心特性への影響評価を行い、炉心の LLFP 核変換対応能力を検討する。各 LLFP の化学形態については、炉心燃料設計の観点から現知見を基に適切な形態を選択する。使用済み燃料中の LLFP や、一定期間照射した LLFP 集合体に残存した LLFP は、元素分離によって回収した後、LLFP 集合体として加工し繰り返し原子炉へ装荷するマルチリサイクルを想定する。ナトリウム冷却炉と同様に、^{129}I（半減期：1600 万年）および ^{99}Tc（21 万年）核変換の対象核種として、その実施可能性を検討する。

LLFP 集合体は、基本的に燃料集合体と同様な寸法、構成とし、LLFP の化合物または金属スラグをステンレス鋼製の被覆管に内封した LLFP ピンと減速材ピンを適切な割合・配置にてラッパ管内に収納した構成とする。また燃料集合体の設計と同様、多重防護の考え方に基づき「溶融防止」、「破損防止」、「機能確保」を基本とし、実測値のない基礎データについては、現知見の範囲で物性値、制限条件等を暫定して設計を実施する。

元素分離を適用したマルチリサイクルによって、廃棄物となる LLFP を低減するシナリオを想定する。自己生成分の LLFP を変換すること、および LLFP 集合体取り出し時に 30%の変換率を達成することを目標として、LLFP 核変換対応能力を検討する。

（iii）設計条件

炉心設計上の各種仕様・制約条件（プラント仕様、炉心性能要求、炉心・

燃料基本仕様、制限条件、取合条件）を以下で説明する。また条件一覧を表4.1.1.13 左欄にまとめた。

（ａ）プラント仕様

原子炉の熱出力は 2400MWth、電気出力は 1120MWe であり、熱効率は48%である。原子炉運転圧力は 6MP とし、原子炉出入口温度は 460℃／850℃である。

（ｂ）炉心性能要求

増殖比は 1.1 以上を要求値、1.2 以上を目標値と定める。炉心取出平均燃焼度は 120GWd／t 程度を標準目標値とする。運転サイクル長さは 18.0 ヶ月以上とする。

（ｃ）炉心・燃料基本仕様

炉心材料としては、窒化物燃料核に TiN 被覆をバッファ内層および強度外層と重層化した被覆粒子燃料を、円筒形状の SiC 製フリットからなるコンパートメント内に積層させた燃料体を用いる。外管フリットは SiC 製支柱により支持される構造をとる。コンパートメント状燃料構造の概略図は図4.1.1.14 を参照のこと。

（ｄ）制限条件

通常運転時の燃料集合体部分でのヘリウム流速に対し 100m/s 以下を課す。安全性に関連する炉心特性として、減圧反応度およびドップラ係数が重要である。減圧反応度の設計目標として 1$程度（減圧条件：定格 6MPa→0MPa）を定めた。これは減圧事故の事象初期において生ずる１次ピークへの影響が大きい。設計上は、冷却材体積比を減ずることにより改善を図ることができる。またドップラ係数も重要となるが、窒化物燃料核と TiN 被覆を使用する被覆粒子燃料の組成自体の影響が支配的となるため大きな自由度は有しないが、（負に）大きな値となることが望ましい。

燃料健全性確保の観点から、燃料温度を制約として設定する。すなわち、通常運転時 1600℃以下、事故・過渡事象時 1600℃以下である。設計基準事象を超える過酷事象に対しては、燃料温度 2200℃以下を成立目安とする。これらは各種炉心性能比較のために暫定したものであり、今後の燃料・材料に関する知見・製造技術の進展に応じ、随時適切なものに見直してゆくべきものである。

（ｅ）取合条件

燃料製造との取り合いでは、窒化物燃料の密度として 95%を設定する。TiN 製被覆層としては、内部バッファ層／外部強度層それぞれの密度として、50%および 100%を設定する。被覆粒子の充填率は現状 60~63%としているものの、球状体理論充填率：対心立方格子(bcc)で 68.02%、面心立方格子で(fcc)74.05%（＝最密充填率）に対しては過剰に余裕ある値であり、今後稠密化を含めて検討する。

また燃料核の直径としては、製造実績が少ないことから炉心設計上は特に制限を設けないものの、熱中性子炉燃料における実績：φ～1mm 程度であることから、mm オーダーを最大値の目安とする。TiN 層の厚さは、SiC 被覆程度の強度を有するべきと仮定した暫定値：0.1mm 程度を目安とする。

フリットを構成する SiC の開孔率・ポロシティは、横方向流路形成のために必要となる内管・外管毎の圧力損失に応じて設定する。

なお高速中性子（E>0.1MeV）に対する照射制限値および健全性限界条件（例：ナトリウム冷却炉における CDF 値相当の指標）は、被覆材：TiN、構造材：SiC に対する使用実績が少ないことから、炉心設計に対して現時点では設定しない。また窒化物燃料における Pu 富化度制限についても、製造実績が少ないことから、炉心設計に対しては設定しない。

Pu 燃料組成としては、高速炉におけるマルチリサイクルを想定した MA・FP 混入率（ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉概念と同等）に設定する。

プラント設計上の取合条件としては、径遮蔽体を含む外接円径として 8m、軸方向ブランケットを含む炉心高さとして 5m、運転時／過渡時の炉心圧損として 0.06MPa／50Pa，減圧事故時背圧として 0.65MPa を用いた。

（iv）設計結果

（ａ）炉心概念の検討

炉心形式は均質炉心を基本とし、軸・径ブランケットを用いた設計とする。取出燃焼度は 120GWd/t とする。これは他冷却材炉心概念における実質的な電気出力換算で 150GWd/t 炉心に相当する。また苛酷事象を満たす炉心設計条件を見出すため、減圧反応度に影響を与える冷却材体積比、増殖比とドップラ係数に影響を与える燃料体積比、炉心圧力損失に影響を与える炉心高さ・冷却材体積比・内管フリット開口率およびポロシティを主変数とした設計条件サーベイを実施した。

なお詳細は次項より説明されることとなるが、検討を行った導入期(資源)型炉心、平衡期(経済)型炉心、LLFP 核変換炉心について、その特徴を表 4.1.1.14 にまとめた。

（ｂ）導入期（資源重視型）炉心の構築

FBR 導入期における Pu 増殖性能に比重を置いた炉心構築[1]をはかった。炉心構成を図 4.1.1.30 に、燃料体概念図を図 4.1.1.31 に示す。炉心高さは 180cmであり、上下ブランケット長さは 35cmとなる。炉心等価直径は 564cmとなる。燃料体積比は 16.2%である。主炉停止系を図 4.1.1.32(1/2, 2/2)に、後備炉停止系を図 4.1.1.33(1/2, 2/2)に示す。

[1] 技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：総合評価技術において、窒化物被覆粒子燃料を用いたヘリウムガス大型炉：ケース 20「資源重視型炉心」と記載。

炉心特性を表 4.1.1.15(1/3, 2/3, 3/3)に示す。炉心部中性子スペクトルを図 4.1.1.34 に示す。径・軸方向出力分布を図 4.1.1.35(1/2, 2/2)に示す。増殖比は 1.17、装荷時重金属インベントリーは 9.6t/GWe、複合システム倍増時間は 73 年となっている。

本炉心に対しては、想定される事故・過渡事象から、重要と考えられる代表的な事象（制御棒誤引抜き、タービン発電機負荷喪失、全電源喪失、減圧事故）を選定し、それらの事象に対して、各種反応度係数の核的な不確かさの積み重ねを考慮した上で、燃料温度制限 1,600℃以下を満足することを確認している。また苛酷事象：AWS、UTOP、ULOF に対しては、核的不確かさに関する感度解析を含めた解析を行い、SASS を用いずとも燃料温度制限目安 2,200℃以下を満たす炉心・安全系設計が可能であることを確認した。ここでの感度解析では、SASS 作動時間遅れ、減圧反応度の投入モデル（ヘリウムガス密度に対し圧力依存のみ考慮／圧力＋温度依存性を考慮）、DHX 及び空気冷却器の伝熱面積・容量、崩壊熱評価値、制御棒誤引抜き時の反応度投入速度などをパラメータとした解析を実施している。

（ｃ）経済性重視型炉心の構築

FBR 平衡期における経済性獲得を視野に入れた炉心構築[2]をはかった。炉心構成を図 4.1.1.36 に示す。導入期（資源重視型）炉心（図 4.1.1.30）から径方向ブランケットを除いた構成となっている。炉心特性を表 4.1.1.16 に示す。増殖比は 1.03 と 1.17 から低下するものの 1 以上を達成している。全炉心平均取出燃焼度は 80GWd/t と、58GWd/t から大幅に改善されている。

（ｄ）LLFP 核変換型炉心

1) 基準炉心および LLFP 核変換集合体の仕様

前節：導入期（資源重視型）炉心の構築で仕様設定された、横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料・ヘリウムガス冷却炉（2400MWt/1124MWe）を基準炉心とした LLFP 集合体装荷炉心について、その核変換特性、炉心特性及び LLFP 集合体の熱流動特性を評価した。また、ヘリウムガス冷却炉の LLFP 核変換能力について、大型ナトリウム冷却炉との比較を行った。

ヘリウムガス冷却炉での LLFP 集合体仕様は、2001 年度に検討を行った耐熱ピン型の燃料集合体を参考として設定した。構造材には耐高温材として SiC を想定した。

He ガス炉の冷却材出口温度は 850℃と高温であるため、ヨウ素化合物として CuI（融点：605℃）以外の候補化合物を検討した。CuI より融点が高

[2] 技術検討書第Ⅱ分冊：燃料システム技術、第Ⅲ分冊：総合評価技術において、窒化物被覆粒子燃料を用いたヘリウムガス大型炉:ケース 21「経済性重視型炉心」と記載。

いよう素化合物をリストアップし、物性や中性子吸収断面積及び中性子効率を整理して表 4.1.1.17 に示した。その結果、融点が約 1000℃と高いこと、かつ中性子効率や結晶構造安定性（斜方晶及び六方晶でない）の観点から、YI_3 を選定した。

中性子減速材については、ナトリウム冷却炉や鉛ビスマス冷却炉で用いた Zr-H では水素解離の観点から制限目標を満足できないことが予想されたため、ガス炉向けの代替減速材として Y-H を選定した。

表 4.1.1.18 に LLFP 集合体の仕様を示す。Tc 集合体の LLFP スタック長は、炉心高さと同じ 180cm とし、YI_3 集合体については Xe ガス放出による内圧上昇を系統圧(5.9MPa)以下とするためにガスプレナムを長くする必要があり、YI_3 スタック長を 54cm とした。

燃料集合体と同一仕様とし、CuI 集合体及び Tc 集合体のピン本数はそれぞれ 397 本、217 本であり、Zr–H ピン数比率は核変換率・量の観点から、それぞれ 20%、70%と設定した。

2) LLFP 集合体装荷炉心の核熱特性

LLFP 集合体内の熱解析は、発熱量の異なる 3 本の要素に囲まれた流路（サブチャンネル）に着目し、この流路を形成する各要素からの入熱を考慮して評価を行った。解析上着目した観点は、各被覆管の最高温度制限、LLFP や Zr–H 要素の溶融、水素透過制限、及び被覆管の機械的健全性である。

Y–H 減速材ピンの初期 Zr/H 比は 1.8 とした。水素透過モデル等、評価方法は大型ナトリウム炉と同様である。SiC 被覆管からの水素透過率は詳細不明ながらステンレス鋼より 5 桁程度低いとされており、本検討では、オーステナイト系ステンレス鋼の透過係数に 1×10^{-5} を乗じて評価した [11)]。

被覆管の温度評価に際しては、工学的安全係数値として米国 GA 社の GCFR 設計時に検討された値を暫定的に適用した。LLFP 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係を図 4.1.1.37、図 4.1.1.38 に示す。図中に示す「設計比」は下記の各制限値との比を表すものである。

YI_3 温度制限値	997℃
Tc 温度制限値	2170℃
Y-H 温度制限値	1000℃（相安定性の観点）
SiC 被覆管温度制限値	2200℃
集合体出口温度差制限値	150℃（隣接集合体との出口温度差、暫定値）
内圧制限値	5.9MPa(60atm)

内圧制限については、炉内滞在期間中に LLFP ピンの内圧が系統圧（外圧支配）を上回らないこととして制限値を設定した。

YI_3 集合体の総発熱量は 55kW であり、YI_3 の融点が制限因子となって下限流量が定まり、隣接集合体出口温度差が上限流量を定める。CuI 集合体滞

在期間は、水素透過制限ではなく内圧制限により律則される。

Tc 集合体の総発熱量は 166kW であり、減速材 Y–H の温度制限が下限流量を、隣接集合体出口温度差が上限流量を定めるが、出口温度差を 150℃以下にする現在の条件では、熱的制限を満たす流量範囲が存在しない。これについては今後、炉心直上部に炉上部構造物がないこと、或いはダクトを付帯しない炉心燃料集合体が隣接する等を勘案し、隣接集合体間温度差に関する制限の考え方および制限値の検討が必要である。

核変換特性の評価は 2 次元 7 群 RZ 拡散燃焼計算に基づいて行った。群定数セットとして JENDL–3.2 ベースの 70 群統合炉定数 ADJ2000 を用い、1 次元拡散燃焼計算によって 7 群に縮約した。また、物質組成の取り扱いは、LLFP 集合体を含めて、全て集合体平均の均質組成とした。

表 4.1.1.19 に LLFP 集合体装荷炉心の主要な核特性の評価結果を示す。径方向ブランケットを LLFP 集合体に置換することにより増殖比は 1.0 以下になったため、上下ブランケットを各々10cm 延長して 1.03 の増殖比を確保した。平衡期に必要な値をほぼ満足している。LLFP 集合体には減速材が含まれ、中性子スペクトルはやや軟化するため、ドップラー係数は僅かながら改善した。

3) LLFP 核変換特性

YI_3 集合体の装荷体数や滞在期間は、内圧制限下でサポートファクタが 1.0 以上となるよう調整した。また CuI 集合体については、径方向遮へい体領域の第一層目及びその外側の第二層目に装荷し、YI_3 ピンの内圧抑制のため、装荷期間中に第 1 層と第 2 層を置換するものとした。Tc 集合体については、Tc の中性子吸収によってその外側（第二層目）では効果的な核変換が期待できないため、YI_3 集合体を除いた第 1 層目のみに装荷するものとし、サポートファクタが 1.0 以上となるよう滞在期間を調整して取出変換率を算出した。

変換特性の評価結果を表 4.1.1.20 にまとめた。ヘリウムガス冷却炉心では、98 体の YI_3 集合体を 11 サイクル（約 18 年）装荷することにより取出変換率は約 16%を得た。Tc 集合体については 41 体、8 サイクル（約 13 年）装荷で変換率は約 8%が得られた。

サポートファクタを 1.0 とするのに必要な原子炉熱出力当りの LLFP 装荷量は、^{129}I で約 300kg/GWt、^{99}Tc で約 1370kg/GWt であり、MOX 燃料・ナトリウム冷却大型炉の 380kg/GWt、1680kg/GWt に比べてやや少ない装荷量となった。

LLFP 集合体 1 体当たりの必要流量は YI_3 集合体で 0.04kg/sec、Tc 集合体で 0.28kg/sec であり、炉心流量に占める全 LLFP 集合体の流量割合はそれぞれの集合体に対し 0.3%、1.0%と小さい。

（２）ブロック型被覆粒子燃料炉心

（ｉ）設計要求

横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心と同じである。4.1.1.4（１）節を参照のこと。

（ii）設計方針・目標

炉心設計方針・目標は、横方向流冷却コンパートメント型被覆燃料炉心概念と同様である。すなわち、炉心設計としては、資源有効利用と経済性向上を両立させるため、増殖比 1.1 以上および重金属インベントリ量、特にブランケット部分でのインベントリ量の削減を目標とする。

苛酷事象として AWS を想定し、自然循環による十分な除熱確保を目指し、低流量時の炉心圧力損失を 60Pa 程度に抑えることを目標とする。

資源有効利用性としては Pu 資源の有効利用の観点から、増殖比および重金属インベントリ量に着目する。

環境負荷低減性としては放射性廃棄物低減の観点から、供用期間および廃炉時における重金属／マイナーアクチナイド／核分裂生成物の総排出量に着目する。

核拡散抵抗性に対しては、被覆粒子燃料では TiN 被覆層／SiC 固相マトリクスを用いており、これらは一般に、高温での使用を前提としていることから化学的に安定な物質であり、定性的には核拡散抵抗性が高いという認識のもと、炉心設計に対しては特に要求を課さない。

（iii）設計条件

炉心設計上の各種仕様・制約条件（プラント仕様、炉心性能要求、炉心・燃料基本仕様、制限条件、取合条件）を以下で説明する。また条件一覧を表 4.1.1.13 中欄にまとめた。

（ａ）プラント仕様

原子炉の熱出力は 2400MWth、電気出力は 1120MWe であり、熱効率は 48%である。原子炉運転圧力は 6MP とし、原子炉出入口温度は 460℃／850℃である。

（ｂ）炉心性能要求

増殖比としては、1.1 以上を要求値として、1.2 以上を目標値と定める。炉心取出平均燃焼度は 150GWd／t 以上とする。運転サイクル長さは 18.0 ヶ月以上とする。なお今後 120GWd/t 炉心を構築し、横方向流冷却コンパートメント型炉心との比較を行う予定である。

（ｃ）炉心・燃料基本仕様

炉心材料としては、窒化物燃料核に TiN 被覆層を重層した被覆粒子燃料を、SiC 製固相マトリクスからなる六角ブロックに分散させた燃料体を用いる。

六角ブロック状燃料構造は図 4.1.1.18 にて示している。

（ｄ）制限条件

伝熱流動上の制約として、通常運転時、燃料集合体部分のヘリウム流速として 100m/s 以下を課す。安全性に関連する炉心特性として、減圧反応度およびドップラ係数が重要である。減圧反応度の設計目標として 1$程度（減圧条件：6MPa→0MPa）を定めた。これは減圧事故の事象初期において生ずる１次ピークへの影響が大きい。設計上は、冷却材体積比を減ずることにより改善を図ることができる。またドップラ係数も重要となるが、窒化物燃料核と TiN 被覆を使用する被覆粒子燃料の組成自体でほぼ決まり大きな自由度は有しないものの、（負に）大きな値となることが望ましい。

燃料健全性確保の観点から、冷却管温度（肉厚中心）を制約として設定する。すなわち、通常運転時 1600℃以下、事故・過渡事象時 1600℃以下である。これは被覆粒子が固相マトリクス内に分散し、さらにヘリウムと接する位置には冷却管が存在す構造であり、冷却管形態維持が内部の固相マトリクスおよび被覆粒子とヘリウムとの直接接触を防止する機能を有しているためである。また制限温度の値：1600℃は、各種炉心性能比較のために暫定したものであり、今後の燃料・材料に関する知見・製造技術の進展に応じ、随時適切なものに見直してゆくべきものである。

（ｅ）取合条件

燃料製造との取り合いでは、窒化物燃料および TiN の密度として 95%／50%を設定する。被覆粒子の充填率としては、SiC 固相マトリクスとの容積上の取合を考慮し、横方向流冷却コンパートメント型：60～63%より低い 50%程度を現状設定する。固相マトリクス・冷却管を構成する SiC のスミア密度は 50%とする。Pu 燃料組成としては、高速炉のマルチリサイクルを想定した MA・FP 混入率（ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉と同等）に設定している。

プラント設計上の取合条件としては、径遮蔽体を含む外接円径として 8m、軸方向ブランケットを含む炉心高さとして 3m、炉心圧損[運転／過渡時]として 0.06MPa／50Pa，減圧事故時背圧として 0.65MPa を用いた。

（iv）設計結果

（ａ）炉心概念の検討

炉心形式は均質２領域炉心とし､軸･径ブランケットを用いた設計とする。取出燃焼度は 120GWd/t である。また苛酷事象を満たす炉心設計条件を見出すため、減圧反応度に影響を与える冷却材体積比、増殖比とドップラ係数に影響を与える燃料体積比、炉心圧力損失に影響を与える炉心高さ・冷却材体積比・リブ形状を主変数として設計条件サーベイを実施した。

（ｂ）導入期（資源重視型）炉心の構築

炉心構成を図 4.1.1.39 に示す。燃料体構造を図 4.1.1.40 に、主炉停止系を図 4.1.1.41(1/2, 2/2)に、後備炉停止系を図 4.1.1.42 に示す。炉心高さは 90cm と低く、軸方向ブランケット長は上下 30cm となる。燃料体積比が 20%と横方向流冷却コンパートメント型より高く取れることが特長となる。炉心等価直径は 5.9m と設計上要件を満足する。

炉心特性を表 4.1.1.21 に示す。取出燃焼度は炉心部で 120GWd/t となり、炉心全平均では 55GWd/t となる。増殖比は 1.142 ながら、装荷時核分裂性 Pu 重量は電気出力当り 7.8t/GWe であり、複合システム倍増時間は 85 年となる。横方向流冷却コンパートメント型と比較し、増殖比は若干劣るものの、炉心高さが低いため Pu インベントリが相対的に少なく、結果的に複合システム倍増時間が抑えられている。

減圧反応度は 0.29$と大変低くなっているが、これは冷却材体積比の小さい構造によるものである。運転サイクル長さは 20.0 ヶ月と 18.0 ヶ月を上回る。炉心部中性子スペクトルを図 4.1.1.43 に、径・軸方向出力分布を図 4.1.1.44(1/2, 2/2)に示す。均質 2 領域からなる大型炉であるが、ピーキング係数は径方向：1.418、軸方向 1.16、局所 1.014 と低く収まり平坦化が達成されている。軸方向温度分布を図 4.1.1.45 に示す。

燃料ブロック体内部の 3 次元詳細温度解析条件および体系を、表 4.1.1.22 および図 4.1.1.46 に示す。解析結果を表 4.1.1.23 および図 4.1.1.47 に示す。内部温度層および周辺燃料層における温度差を、1 次元解析と比較することにより、多次元効果による工学的安全係数の導出が可能となる。これはすなわち、同心円筒体系を用いた 1 次元解析（均質な等価燃料セルでの熱計算）により求められる燃料最高温度と冷却管表面温度の差と、実際の六角ブロック形状（冷却管に対し異なる燃料領域形状をもったセルが複数存在）において生ずる燃料最高温度と冷却管表面温度の差の比を求めることに相当する。

本炉心に対しては、代表的な事故・過渡事象として減圧事故を選定し、各種反応度係数の核的な不確かさの積み重ねを考慮した上で冷却管温度制限 1,600℃以下を満足することを確認している。また苛酷事象：AWS、UTOP、ULOF に対しては、核的不確かさを考慮した解析を行い、SASS を用いずに UTOP および ULOF では冷却管温度制限目安 2,200℃以下を満たす炉心・安全系設計が可能であること、AWS では SASS を用いずとも制限温度到達まで約 26,000 秒（７時間強）の時間猶予がありアクシデント・マネイジメントによる事象終息に期待し得ることを確認している。

（３）耐熱被覆ピン型燃料炉心

（ｉ）設計要求

横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料炉心と同じである。4.1.1.4（１）節を参照のこと。

（ii）設計方針・目標

炉心設計方針・目標は、横方向流冷却コンパートメント型被覆燃料炉心概念と同様である。すなわち、資源有効利用と経済性向上を両立させるため、増殖比 1.1 以上および重金属インベントリ（特にブランケット部分）量を削減することを目標とする。

資源有効利用性としては Pu 資源の有効利用の観点から、増殖比および重金属インベントリ量に着目する。

環境負荷低減性としては放射性廃棄物低減の観点から、供用期間および廃炉時における重金属／マイナーアクチナイド／核分裂生成物の総排出量に着目する。

核拡散抵抗性に対しては、Si_3Zr_5 金属間化合物を用いており、これらは一般に高温での使用を前提としているため化学的に安定な物質であり、定性的には核拡散抵抗性が高いという認識のもと、炉心設計に対しては特に要求を課さない。

（iii）設計条件

炉心設計上の各種仕様・制約条件（プラント仕様、炉心性能要求、炉心・燃料基本仕様、制限条件、取合条件）を以下で説明する。また条件一覧を表 4.1.1.13 右欄にまとめた。

（ａ）プラント仕様

原子炉の熱出力は 2400MWth、電気出力は 1120MWe であり、熱効率は 48%である。原子炉運転圧力は 6MP とし、原子炉出入口温度は 460℃／850℃である。

（ｂ）炉心性能要求

増殖比としては、1.1 以上を要求値として、1.2 以上を目標値と定める。炉心取出平均燃焼度は 150GWd/t 以上とする。運転サイクル長さは 18.0 ヶ月以上とする。ただし今後 120GWd/t 炉心を構築し、横方向流冷却コンパートメント型炉心との比較を行う予定である。

（ｃ）炉心・燃料基本仕様

炉心材料は耐熱被覆ピン燃料であり、窒化物の燃料ペレット（中空ペレット形状を想定）、金属間化合物（Si_3Zr_5）製の被覆管および耐熱合金製のラッパー管より構成される。燃料集合体概念図は図 4.1.1.22 に示している。

（ｄ）制限条件

伝熱流動上の制約として燃料集合体部分でのヘリウム流速を 100m/s 以下とする。安全性に関連する炉心特性として、減圧反応度およびドップラ係数が重要である。減圧反応度の設計目標として 1$程度（減圧条件：6MPa→0MPa）を定めた。これは減圧事故の事象初期において生ずる１次ピークへの影響が大きい。設計上は、冷却材体積比を減ずることにより改善を図ることができる。またドップラ係数も重要となるが、窒化物燃料の組成自体でほぼ決まるため大きな自由度は有しないものの、（負に）大きな値となることが望ましい。

燃料健全性確保の観点から、燃料温度、被覆管温度を制約として設定する。すなわち燃料温度に対しては、通常運転時および事故・過渡事象時は 1730℃以下とし、苛酷事象時は 2650℃とする。前者は窒化物燃料から窒素が熱解離を開始する温度として報告されている温度に相当するが、実態としてはピン内密封による平衡状態にありこの温度で熱解離は発生しないと想定される。後者は窒化物燃料の融点とされる約 2780℃相当として定めたものである。被覆管温度に対しては、通常運転時は 1200℃以下を設計目安とし、事故・過渡事象時には 1500℃（ただし炉内圧力維持の場合は 1730℃）以下とした。苛酷事象時には、Si_3Zr_5 の変態点約 2180℃、融点約 2230℃に対応する値として、2000℃以下を成立性の目安とした。これらの温度は各種炉心性能比較のために暫定したものであり、今後の燃料・材料に関する知見・製造技術の進展に応じ、随時適切なものに見直してゆくべきものである。

（ｅ）取合条件

燃料製造上の取合条件としては、窒化物燃料および耐熱被覆材（Si_3Zr_5）の密度として、95%および 100%を想定した。Pu 燃料組成としては、高速炉のマルチリサイクルを想定した MA・FP 混入率（ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉概念と同等）に設定している。

プラント設計上の取合条件としては、径遮蔽体を含む外接円径として 6m、軸方向ブランケットを含む炉心高さとして 3m、運転時／過渡時の炉心圧損として 0.06MPa／50Pa，減圧事故時背圧として 0.65MPa を用いた。

（ⅳ）設計結果

（ａ）炉心概念の検討

炉心形式は均質炉心を基本とし、軸・径ブランケットを用いた設計とする。取出燃焼度は 120～150GWd/t を目標とした。この理由は、ピン型炉心は燃料体積比が高いため、横方向流冷却コンパートメント型や六角ブロック型と比べ核特性に優れ、取出燃焼度を高めることが、本概念の魅力追求となるためである。基準炉心では苛酷事象を満たす炉心設計条件を見出すため、減圧反応度に影響する冷却材体積比、増殖比・ドップラ係数に影響する燃料体積

比、炉心圧損に影響する炉心高さ・冷却材体積比・リブ形状を主変数とした、設計条件サーベイを実施した。

（ｂ）導入期（資源重視型）炉心の構築

炉心構成を図 4.1.1.48 に示す。炉心燃料集合体概念図を図 4.1.1.49 に、ブランケット燃料集合体概念図を図 4.1.1.50 に示す。主炉停止系制御棒を図 4.1.1.51 に、後備炉停止系制御棒を図 4.1.1.52 に示す。炉心高さは 120cm であり、軸方向ブランケット長は上下 40cm と長くなる。燃料体積比は 18.2% と横方向流冷却コンパートメント型より高く取れることが特長となる。炉心等価直径は 5.04m とヘリウム冷却炉の中では最も小さくなる。

炉心特性を表 4.1.1.24 に示す。炉心部中性子スペクトルを図 4.1.1.53 に示す。取出燃焼度は炉心部で 141GWd/t と比較的高く、炉心全平均でも 73GWd/t と良好である。運転サイクル長さは 20.0 ヶ月と 18.0 ヶ月を上回る。増殖比は 1.27 に達し、装荷時核分裂性 Pu 重量は電気出力当り 5.4t/GWe、複合システム倍増時間は 31 年と短くなる。これらの良好な核特性は、ヘリウムガスおよび窒化物燃料を Si_3Zr_5 被覆で用いるという、中性子経済に対し良好な特性をもつ燃料・材料を組み合わせたことによる。

多次元解析体系を模擬し、軸・径方向熱伝達による炉心冷却効果を定量的に評価するため、燃料集合体内対流・輻射・熱伝導複合解析を実施した。これは本炉心が、高温で用いられること、透明なガスがピン束中に存在することから輻射による熱移行が炉心温度の平坦化・低減化に寄与すると考えられるためである。解析体系・モデルを図 4.1.1.54 に示す。解析結果例として軸方向および径方向温度分布を図 4.1.1.55 に示す。多次元解析体系、径方向熱伝達による炉心冷却効果により、最大 50℃程度の温度低下を期待することができる一方で、径方向・軸方向の出力分布平坦化にはほとんど寄与しないことが判明した。

減圧反応度は 1.7$と比較的高くなっているが、これは冷却材体積比が大きいためである。ドップラ係数も -1.7×10^{-3} TΔk/ΔT と横方向流冷却コンパートメント型やブロック型の 1/5 程度になっている。これらの特性はそれ自体安全上厳しいことを示唆している。また、ピン型であるため燃料の熱容量が小さく、これも安全上厳しい特性となる。実際、苛酷事象（AWS および ULOF 解析を実施）においては、強制循環型崩壊熱除去系の起動や事象発生後直後（1 分程度以内）での即応型 SASS の起動が、燃料温度制限を満足するために必須となる結果が得られており、その意味で安全上解決すべき課題を有した概念といえる。

4.1.1.5　システム性能の追求

ヘリウムガス冷却炉に関連するフェーズⅡにおけるシステム側への設計要求[1.2 節参照]およびそれに対する対応方針を以下にまとめる。設計要求を満たすシステム性能が得られるように設計仕様を策定し、設計を進め、成立性及び経済性を評価する。設計および評価結果については、後述の 4.2.1 項に記載している。

また、プラントシステムにおいて、ヘリウムガス冷却炉がナトリウム冷却炉などと比較して有利な点について説明する。

（1）設計要求

（a）安全性

1) 安全要求

a) 決定論的安全要求

開発目標で掲げる高い安全性を実現するために、十分な多重・多様性を有した能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計とする。

b) 確率論的安全要求

決定論的安全要求を補完する目的で、炉心損傷発生頻度の要求値として 10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しを示すこと。さらに、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く維持できる見通しを示すこと。

2) 安全設計の基本的原則の遵守

原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にし、選定した冷却材、燃料及びプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

3) 原子炉停止機能への要求

原子炉停止系には受動的な炉停止能力(例えば、自己作動型炉停止機構(SASS))を付加するか、あるいは、事象進展緩和を可能とする受動的機構(例えば、ガス膨張機構(GEM))を付加するとともに運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、軽水炉のように 1 時間程度の短時間(基準値)で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

4) 崩壊熱除去機能への要求

炉停止後の崩壊熱除去機能について、多重性あるいは多様性をもたせるとともに、全交流動力電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とする。また、事故管理方策により、その機能回復が図れる設計とする。

5) 炉心損傷に対する格納機能の確保

代表的な炉心損傷事象に対し、選定したプラント概念及び着目する事象の特徴を考慮して、以下の事項を含め、リスク低減の観点から期待できる合理的な対策を講じることによって事故影響の局限化を図る。

① 高速炉の炉心燃料の特徴を踏まえて、炉心損傷の事象推移過程において再臨界に伴う有意な機械的エネルギー発生が防止できる対策を講ずる(再臨界回避)。

② さらに事故後の融体静定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納施設への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じこめ能力を確保することで、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計とする。

6) 個別要求

上記の要求に加えて、検討対象とする各概念の特徴に応じて以下の事項に留意した設計とする。

① 相変化に伴う急激な反応度投入が生じないガスの特長を生かし、出力密度低減あるいは高温耐性確保に配慮した炉心設計ならびに、十分な冷却材循環能力と除熱源の確保により、安全設備の機能とあいまって、減圧事故を含む事故時にも炉心冷却材性を確保出来る設計とすること。

② 炉心損傷時は、再臨界回避と損傷炉心の保持・冷却に加えて、冷却材による放射性物質の保持効果に期待出来ないことを考慮しても十分な格納機能が確保できる設計とすること。

(b) 経済性

FBR 本格実用化段階における経済性については、第一段階として発電単価の要求値である 4 円/kWh を達成できる見込みを有すること。また、第二段階として、海外における発電単価の動向を視野に入れ、経済性に関する国際的水準を達成する見通しを得ること。ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討すること。なお、燃料費については、適合する再処理及び燃料製造システムの検討結果との整合性を図ること。

以下に、経済性に関する要求値、目標値及び基準値を示す。

1) 要求値

[発電単価] 将来の軽水炉サイクルによる発電単価の試算値(4.3 円/kWh)を視野に入れ、発電単価の要求値を 4 円/kWh とする。

[プラント寿命] プラント寿命に関する国際的動向を勘案し、プラント寿命の要求値を 60 年とする。

2) 目標値

[建設工期] 軽水炉における建設工期短縮の動向を勘案し、大型炉の建設工期の目標値を 42 ヶ月とする。

また、建設工期の短縮が期待できる中型モジュール炉の建設工期の目標値を 36 ヶ月とする。

3) 基準値

[建設単価] 軽水炉における建設コスト低減を勘案し、建設単価の基準値を 20 万円/kWe とする。

[燃焼度] サイクルコスト及びバックエンド負荷軽減を図るため、ブランケ

ット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度の基準値を6万MWd/tとする。また、炉心性能における燃焼度の目安として、炉心取出燃料平均燃焼度の基準値を15万MWd/tとする。

[稼働率]　将来型軽水炉における検討状況を勘案し、稼働率の基準値を93%とする。

（c）環境負荷低減性

環境負荷低減の観点から、通常のプラント運転で発生する廃棄物及び廃炉時に発生する廃炉廃棄物については､冷却材を含め可能な限り再利用が図れる設計とすること。

運転･保守における放射性固体廃棄物の発生量の目標値を現行軽水炉の1/10以下とする。

また、運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能に関する要求値を、単位発電量当たりの放出量を現行軽水炉の設置許可申請書記載値に対して同等以下とするとともに、これを更に低減する設計目指すこと。

廃止措置に伴い発生する放射性固体廃棄物発生量(体積)を極力低減する設計を目指すこと。

なお､廃棄物発生量の評価については､国の検討動向を勘案した区分毎に評価すること。

（d）核拡散抵抗性

① 燃料取扱設備は、核物質防護及び保障措置の対応を考慮した設計とすること。

② プルトニウムを含む新燃料及び使用済燃料については、意図しない接近を制限できること。

（e）運転、保守・補修性

① 日負荷追従運転が可能であること。

② 運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、検査及びメンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図ること。

③ 化学的活性や毒性、放射化等、冷却材の有する特性を考慮し、運転性、保守補修性の向上を図ったプラント設計とすること。

（2）設計要求に対する対応方針

前項(1)の設計要求を満たすシステム性能が得られるようにプラント概念を構築し、概念の成立性及び設計要求への適合性を確認する。

以下に、プラント設計における設計要求に対する対応方針をまとめる。

（a）安全性に関する対応方針

1) 安全要求

a) 決定論的安全要求

十分な多重・多様性を有する能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息させる設計とする。

b) 確率論的安全要求

炉心損傷発生頻度を 10^{-6}/炉年未満に低減する。

2) 安全設計の基本的原則の遵守

基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に安全設計を進める。

3) 原子炉停止機能への要求

独立２系統の能動的炉停止系を設置するとともにSASSを採用して受動的炉停止機能を確保する。

4) 崩壊熱除去機能への要求

崩壊熱除去系は冗長性もしくは多様性を有する系統構成とし、送風機のベーン・ダンパーを多重化・多様化して、単一故障ではその機能を喪失しない設計とすることにより、信頼性の向上を図る。また、１次系内の流路切り替えのためのグラビティダンパには、受動的機構を取り入れるなど信頼性向上を図る。

強制循環による除熱に加えて、減圧状態において自然循環による除熱が可能な設計とする。このため、炉心を含めた系統圧損を小さくするとともに、炉心と熱交換器との間の伝熱中心差を大きくとった設計とする。

5)　炉心損傷に対する格納機能の確保

本概念は、減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱へ移行するという極めて苛酷な想定下においても著しい炉心損傷が回避される可能性を有している。したがって、スクラム失敗事象は炉心損傷の代表事象とならない可能性がある。一方で、炉停止後の除熱が失われた状態を想定すると、比較的短時間で炉心損傷に至る可能性を有している。このため、ここでは崩壊熱あるいは低出力レベルでの除熱喪失に伴う炉心溶融を対象として、定性的に事象推移を推定し、再臨界回避方策を含めた影響緩和方策のフィージビリティを検討する。

（b）経済性に関する対応方針

1) 要求値

[発電単価]　　建設単価、熱効率、稼働率、建設工期等の指標を満足させること

により、目標値達成を目指す。

[プラント寿命] 設計寿命を 60 年として設計する。

2) 目標値

[建設工期] フェーズⅠの時点で 46.5 ヶ月（大型炉）であったため、フェーズⅡにおいては、建設工法の簡素化検討等を進め、さらなる建設工期短縮を目指す。

3) 基準値

[建設単価] 20 万円/kWe 以下の建設単価達成を目指す。

[燃焼度] 高燃焼度化に伴い、使用済み燃料の崩壊熱量が増加するため、これを考慮した燃料取扱い系とする。

[稼働率] フェーズⅠの時点で基準値 93%を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいて、さらなる高稼働率を目指す。

（c）環境負荷低減性に関する対応方針

廃炉廃棄物については、炉容器室内に、高β、γ線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。また、廃棄物の再利用に関しても、その可能性を追求する。

運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能については、通常運転時の周辺公衆の線量当量を「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」に示される線量目標値の 50μSv/y を下回り、さらに現行軽水炉と同等以下とできる見通しを得る。

（d）核拡散抵抗性に関する対応方針

① 燃料取扱設備は管理区域とし、容易に外部から侵入できないよう考慮した設計とする。

② 燃料は常に燃料取扱機器内で扱われ、容易に接近できない設計とする。

（e）運転、保守・補修性に関する対応方針

① 日負荷追従運転が可能となるようプラント制御系の設計を検討する。

② 遮へい強化によるメンテナンスエリアの線量率低減化、保守作業の遠隔自動化などにより、保守作業員の被ばく低減を図る

③ ISI については、JEAC4205「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査」に合わせることを基本方針とし、ヘリウムガス炉特有の機器については個別に適合ロジックを設定する。

④ 保守補修については、炉内構造物などに破損が発生し、全炉内機器の引き抜きが必要になった場合も想定した原子炉構造設計を行う。

（3）システム性能の追求

ガス冷却炉の設計は、当初のフェーズⅠ終了時点（平成 12 年度）では建設コストに主眼をおいたために炉心特性は必ずしも最適なものにはなっていない。よって、フェーズⅠを１年延長し、炉心特性を追求した上でガス冷却炉の有望概念を選定した。また、フェーズⅡでは新燃料集合体概念の検討も行った。

ここで、炉心燃料設計とプラント設計の主な取合い点は、以下の２点である。

① 炉心出入口温度及び冷却材圧力、炉心（遮へいを含む）外接円半径に変更を加えることがない。

② 被覆粒子燃料の統計的破損等に起因する燃料ミート（Pu）１次系汚染に関する課題については、製造経験蓄積に伴う製造時欠陥信頼度の向上を見込めるものとし、炉心燃料、燃料製造側の課題として捉え、対応していく。

ヘリウムガス冷却炉は、ナトリウム冷却炉の炉心出口温度 550℃程度に対して、850℃であることから、ナトリウム冷却炉では実現できないような直接ガスタービン発電採用による高熱効率化、高温ガス多目的利用などの観点で有利であると考えられる。以下に詳細を示す。

また、高温ガス炉（熱中性子炉）分野では、小型炉（モジュール炉）の設計研究が盛んであることから、ヘリウムガス冷却炉の小型炉についても、安全性、経済性などに視点をおいた予備的な検討を行った。

（a）高熱効率の追求

発電効率については、ヘリウムガス冷却炉は炉心出口温度 850℃という高温ガスを利用して、直接ガスタービン発電を採用し、高い熱効率（約 47%）を得た。ナトリウム冷却炉・蒸気タービン発電の熱効率 43%程度と比べて、高熱効率となっている。

また、水素製造などの高温ガス多目的利用（高温熱利用）のポテンシャルもある。高温ガス多目的利用については、原子炉から得られた 850℃近傍の高温の熱を必要温度の高いプロセスから段階的に利用することにより、極めて効率の良い熱の使い方を可能とすることができる。例えば、水素製造等の高温プロセスに利用した後、一般工業、海水淡水化、地域暖房などに利用し、さらに下がったところで農業、漁業などに利用するなど、段階的に利用すると熱効率が飛躍的に高められる可能性がある。省資源、省エネルギーに役立ち、二酸化炭素排出削減にも貢献できると考えられる。

（b）中・小型プラントの検討

ガス冷却炉設計では、フェーズⅠでは大型炉の検討を行った。一方で、高温ガス炉（熱中性子炉）分野では、日本原子力研究所で検討されている GTHTR300 や南アフリカで導入が検討されている PBMR など、小型炉（モジュール炉）の設計研究が盛んである。フェーズⅡでは、ヘリウムガス冷却炉の 300WMe クラス小型炉について、安全性、経済性などに視点をおいた予備的な検討を行った。

1) 炉心燃料設計

４ループ型大型炉に対し１ループ構成の小出力炉（300MWe）とした炉心概念であり、横方向流冷却コンパートメント型被覆粒子燃料を採用している。炉心構成を図 4.1.1.56 に示す。燃焼度 100GWd/t の均質２領域炉心となっている。燃料体構造の概要を図 4.1.1.57 に示す。寸法事態は大型炉とほぼ同等である。炉心容積は、高さ 1.2m、等価直径 329cm と、大型炉の約 23%と出力に比例して小型化している。

炉心特性を表 4.1.1.25 に示す。反応度係数を大型炉と比較して表 4.1.1.26 に示す。炉特性上は大型炉と比較して、Pu 富化度、燃焼反応度、出力ピーキング係数が上昇している。増殖比は 1.236 と大型炉と同等を確保している。

2) プラント設計

ヘリウムガス冷却中型・小型炉の経済性における可能性を推定することを目的として、下のようにプラント出力を現状の大型炉からガスタービン１基当りの出力を変えずに基数を削減し、対応する原子炉出力に応じて炉心の等価直径を小さくして原子炉構造を定め、原子炉容器と GT 容器を配置可能な格納容器を設定する[図 4.1.1.58 の上図参照]等の簡易的な方法により評価を行った[7)]。なお、検討ケースの設定にあたって、原子炉容器の製作、輸送性の観点から原子炉容器径 10m 以下という寸法制限を考慮し、出力がレファレンスケースより大きい側については対象外とした。

2400MWt	ガスタービン４基（リファレンスケース）
1800MWt	ガスタービン３基（ケース１）
1200MWt	ガスタービン２基（ケース２）
600MWt	ガスタービン１基（ケース３）

建設単価の検討結果を図 4.1.1.58 の下表に示す。300MWe クラス小型炉の建設単価は、大型炉建設単価の 2.2 倍となった。大型炉建設単価目標値を 100 とした場合、小型炉建設単価目標値は 175 が目安とされているので、ガス冷却小型炉の概略建設単価は小型炉建設単価目標値を少なくとも２割程度上回ることがわかった。

一方で、GTHTR300、PBMR などのガス冷却小型熱中性子炉では、建設単価が大型炉建設単価目標値と同程度か、それ以下[8) 9)]と言われており、本検討の建設単価と差が出ている。これには以下のような理由が考えられる。

① 格納容器設置不要

GTHTR300、PBMR では、固有安全性の確実化（シビアアクシデントフリーの設計思想）により格納容器不要としている。ガス冷却小型炉では、0.69MPa 耐圧、内径 23.5m、高さ 54.5m、板厚 55mm 程度の格納容器および格納容器に付属する機器を設置する必要がある。

② 量産効果の考慮

GTHTR300 では、経済性評価にあたって量産効果を期待（GTHTR300 では、同サイトに４モジュール建設することを前提）している。

ガス冷却小型炉では、FOAK（First of a kind cost：初号機コスト）で算出しており、量産効果を考慮していない。なお、PBMR は FOAK で評価している。

PBMR では、上記の他に

③ 燃料以外の機器、部材の非原子力級化（火力プラント並）

また、南アフリカ特有の要因として、

④ 人件費（開発費、エンジニアリング費等）が安い。

⑤ 建設費等に税金や金利は含めていない（コスト算出方法に相違がある）。

というコストダウン方策をとっている。上の項目に加え、原子炉建屋も耐震性を考慮したものとは考えにくい。

これらは、ガス冷却小型炉では前提条件として考慮していないコストダウン方策であり、建設コストの差に影響を与えている要因と考えられる。ガス冷却小型炉とガス冷却小型熱中性子炉との建設単価には、上述のような設計仕様、前提条件の相違などを考慮すれば、大きな差はないと考えられる。

（c）多目的利用の活用

ヘリウムガス冷却炉は、850℃近傍の熱エネルギーを炉外に取り出すことが出来る。850℃もの高温の熱を取り出せると、高温ガスタービン発電以外に多くの分野での利用が可能になり、二酸化炭素排出削減にも貢献できると考えられる。さらに、原子炉から得られた高温の熱を必要温度の高いプロセスから段階的に利用することにより、極めて効率の良い熱の使い方を可能とすることができる。熱供給が必要な産業およびその主要製品の代表的製造プロセスを表 4.1.1.27 に、各種工業プロセスの温度条件を図 4.1.1.59 に示す。

ヘリウムガス冷却炉から供給される核熱は 850℃近傍であるため、核熱利用の対象となる工業プロセスは 850℃以下の熱エネルギーを利用するプロセスとなるが、核熱利用効率の観点からは、850℃に近い温度を利用するのが望ましい。温度下限を 600℃程度と仮定すると、ヘリウムガス冷却炉からの核熱を有効に利用可能なプロセスは表 4.1.1.28 のようになる。石油・石炭製品製造業では水素製造（石炭ガス化法、水蒸気改質法）。化学工業ではスチレン、塩化ビニル、ホルムアルデヒド、無水酢酸、水素製造（熱化学法）。鉄鋼業では銑鉄などがあげられる。

表 4.1.1.28 にあがっている候補プロセスで必要熱量も考慮すると[10]、ヘリウムガス冷却炉に接続するシステムとしては、水素製造、銑鉄が適していると考えられる。

参考文献

1) 核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社 :高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究　フェーズⅠ報告書 , JNC TN1400 2001-006, (2001)
2) 池上哲雄、他 :炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書―実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）成果報告― , JNC TY9400 2001-011, (2001)
3) 一宮正和, 他 :▪ FBR システム技術検討書－平成 12 年度報告－ , JNC TY9400 2001-012, P.523～524, (2001)
4) 木曽芳広, 他 :被覆粒子燃料ヘリウム　ガス冷却高速増殖炉の検討 、JNC TN9400 20019-073, (2001)
5) 永沼政行, 他 :ヘリウムガス冷却高速増殖炉の炉心・燃料設計検討（被覆粒子型燃料炉・ピン型燃料炉）―2001 年度報告― , JNC TN9400 2002-074, (2002)
6) 森部剛志, 他 :ガス炉の概念に関する研究　 , JNC TY9400 2002-008, P.138～139, (2002)
7) 森部剛志, 他 :ガス炉のプラント　概念に関する研究 , JNC TY9400 2003-007, P.151～159, (2003)
8) 国富一彦, 他 高温ガス炉ガスター　ビン発電システム (GTHTR300) の設計研究 , 日本原子力学会和文論文誌　Vol.1, No.4, (2002)
9) 土江保男 高温ガス炉ガスタービンシステム　の概要と予備的経済性評価 , 日本原子力学会誌　Vol.42, No.10, (2000)
10) 西原哲夫, 他 :実用高温ガス炉水素製　造システムの検討 , JAERI-Tech2000-046, P.14～15, (2000)
11) 井上賢紀, 他 高速炉炉心構成要素用オーステナ　イト系およびフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価－SUS316 相当鋼と高強度フェライト／マルテンサイト鋼の水素透過係数測定－(研究報告) ▪, zJNC TN9400 2002-056, (2002)

表 4.1.1.1　ガス炉の特徴

	ナトリウム冷却炉	炭酸ガス冷却炉	ヘリウムガス冷却炉
冷却材状態	液体単相	気体単相	気体単相
冷却材の特徴	・化学的に活性、２次系設置 ・低圧による構造薄肉化、静的機器による冷却材確保可能 ・予熱設備が必要	・化学的に安定、２次系不要 ・除熱性能向上のため加圧設備が必要 ・高温腐食に留意が必要	・化学的に安定、２次系不要 ・除熱性能向上のため加圧設備が必要 ・高温腐食がないため高温高効率発電、すなわちガスタービン直接発電が可能
融　点 沸　点	約 100℃ 約 1020℃ （約 0.2MPa）	－ 約 7℃ （約 4.2MPa）	－ 約-268℃ （約 6MPa）
核的特性 マクロ吸収断面積 減速能*1	・冷却材減圧反応度正（中、大型炉） ・中性子吸収小、減速効果小 $4\times10^{-5}cm^{-1}$ $9\times10^{-3}cm^{-1}$	・正のボイド反応度小 ・中性子吸収小、減速効果小 $1\times10^{-6}cm^{-1}$ $8\times10^{-4}cm^{-1}$	・正の減圧反応度小 ・中性子吸収小、減速効果小 ～$0cm^{-1}$ $3\times10^{-4}cm^{-1}$
原子炉出口圧力	約 0.2MPa	約 4.2MPa	約 6MPa
原子炉出口温度	約 550℃	約 530℃	約 850℃
冷却材比熱 C_p	1.3kJ/kg･K	1.2kJ/kg･K	5.2kJ/kg･K
冷却材密度 ρ	820kg/m^3	26kg/m^3	2.6kg/m^3
相対的熱輸送力*2	1 （1066kJ/m^3･K） （約 0.2MPa）	0.030 （31kJ/m^3･K） （約 4.2MPa）	0.0130 （13kJ/m^3･K） （約 6MPa）
相対的熱伝達率*3	1	0.0019	0.0014
自然循環除熱能力 体積膨張率β（1/K） 密度変化率 ρβ	 2.9×10^{-4} 0.24	 1.3×10^{-3} 0.034	 9.1×10^{-4} 0.0024

＊１　Σｓ・ξ：減速材の特性を表す量。ここで、Σｓはマクロ散乱断面積、ξは対数エネルギー損失を示す。

＊２　ρ・C_P：単位体積、単位温度の冷却材が運ぶ熱量。ここで、ρは密度、C_P は定圧比熱を示す。

＊３　$\lambda^{0.6}\cdot\rho^{0.8}\cdot(C_P/\eta)^{0.4}$：同一配管、同一流速での熱伝達率。ここで、λは熱伝導率、ηは粘性係数を示す。

表 4.1.1.2　基本仕様　ピン型燃料炭酸ガス炉（フェーズⅠ終了時）

No	項　　目	仕　　様
1	原子炉形式	ピン型燃料炭酸ガス冷却高速増殖炉
2	電気出力（発電端）	1509 MWe
3	熱出力	3600 MWt
4	ループ数	4 ループ
5	１次系 CO_2 温度	266℃/530℃（入口/出口温度）
6	１次系流量	11956 kg/s
7	１次系圧力	4.2 MPa
8	主蒸気条件	140℃/490℃/18.5 MPa（入口/出口温度/圧力）
9	給水流量	1415 kg/s
10	タービン発電機	蒸気タービン
11	プラント熱効率	約 42 %
12	所内負荷率	205 MW (13.6%)
13	プラント稼働率	94 %
14	炉心・燃料	均質炉心、混合酸化物燃料
15	炉心の径／高さ	5.9m/1.2m
16	軸／径ブランケット	上下 0.4m/左右 0.45m
17	燃料形態	被覆管型
18	燃焼度	155 GWd/t
19	増殖比	1.20
20	炉心平均出力密度	110 W/cc(制御カラムを含む炉心体積当たり)
21	燃料集合体形式	ラッパ管付密封型三角格子ピン燃料
22	原子炉容器形式	PCRV
23	炉壁保護構造	断熱材＋ライナ設置＋水冷
24	１次系配管方式	なし（シングルキャビティ方式）
25	１次主循環ポンプ	8 基（ガス循環機）
26	蒸気発生器	12 基（蛇行コイル貫流型／矩形ケーシング）
27	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒 33 本）
28	炉心安全	(1)受動的炉停止方策： SASS（ガス循環機電源からの制御棒給電方式） (2)全電源喪失対応方策：ボイラへの重力落下給水 (3)再臨界回避方策：下部軸ブランケット一部削除
29	炉心上部機構	なし（制御棒下部駆動、上部燃料交換）
30	崩壊熱除去系	独立 4 系統
31	原子炉格納施設	一次格納：SCCV　二次格納：矩形コンクリート建屋
32	燃料取扱方式	プラント運転サイクル約 24 ヶ月 5 バッチ方式
33	・燃料減衰待貯蔵	水中貯蔵
34	・炉内燃料交換	マニプレータ式燃料交換機
35	・炉内／外燃料移送	オペレーションフロア走行式燃料出入機によるガス中移送
36	・燃料搬出入形態	水キャスク搬出
37	免震	不要
38	プラント寿命	60 年以上

表 4.1.1.3　基本仕様　ピン型燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）

No	項　　目	仕　　様
1	原子炉型式	耐熱合金ピン型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉
2	電気出力（発電端）	1169 MWe
3	熱出力	2400 MWt
4	ループ数	4 ループ
5	１次系 He 温度	460℃/850℃（入口/出口温度）
6	１次系流量	4267 ton/h
7	１次系圧力	6 MPa
8	２次系温度、流量	—
9	水／蒸気温度	—
10	タービン発電機	ヘリウムガスタービン：4 基/プラント
11	プラント熱効率	約 49%
12	所内負荷率	27 MW (2.3%)
13	プラント稼動率	93%
14	炉心・燃料	窒化物燃料/Si_3Zr_5被覆管
15	炉心の径/高さ	5.04m/1.2m
16	軸/径ブランケット	軸上下：0.4m/0.4m、径ブランケット集合体 162 体
17	燃料形態	耐熱合金（Si_3Zr_5）被覆管ピン型燃料
18	燃焼度	150 GWd/t
19	増殖比	1.06
20	炉心平均出力密度	100 W/cc(制御カラムを含む炉心体積当たり)
21	燃料集合体型式	ピン型燃料収納耐熱合金（Si_3Zr_5）製ラッパ管
22	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器
23	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置 主炉停止系、後備炉停止系（SASS を兼ねる）／ 炉心燃料外側に鉛反射体１層（72 体）
24	炉心安全	鋼製容器内にポット型コアキャッチャー設置
25	炉心上部機構	無し(制御棒下部駆動、上部燃料交換)
26	１次系接続容器	二重管方式
27	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却:50%×4 系統
28	原子炉格納施設	高圧鋼製原子炉格納容器
29	燃料取扱方式	プラント運転サイクル 20 ヶ月 6 バッチ方式
30	・燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式(水冷却)
31	・炉内燃料交換	マニプレータ式燃料交換機
32	・炉外燃料移送	台車方式
33	・燃料搬出入形態	—
34	免震	２次元免震
35	プラント寿命	40 年

表 4.1.1.4　基本仕様　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）

No	項　　目	仕　　様
1	原子炉型式	被覆粒子型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉
2	電気出力（発電端）	1124 MWe
3	熱出力	2400 MWt
4	ループ数	4 ループ
5	１次系 He 温度	460℃/850℃（入口/出口温度）
6	１次系流量	4262 ton/h
7	１次系圧力	6 MPa
8	２次系温度、流量	—
9	水／蒸気温度	—
10	タービン発電機	ヘリウムガスタービン：4 基/プラント
11	プラント熱効率	約 47%
12	所内負荷率	27 MW (2.4%)
13	プラント稼動率	93%
14	炉心・燃料	被覆粒子型窒化物燃料
15	炉心の径/高さ	5.64m/1.8m
16	軸/径ブランケット	上下各 0.4m/0.42m
17	被覆粒子燃料	外径 1.94mm，燃料核径 1.5mm、 第１層低密度 TiN:120μm，第２層高密度 TiN:100μm
18	燃焼度	96 GWd/t
19	増殖比	1.21
20	炉心平均出力密度	53 W/cc(制御カラムを含む炉心体積当たり)
21	燃料集合体型式	被覆粒子燃料内蔵集合体
22	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器
23	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置
24	炉心安全	AWS（＊1）時に SASS なしで 2200℃以下の可能性有り 漏洩流量制限機構設置（50cm^2 以下の漏洩面積制限）
25	炉心上部機構	無し（制御棒下部駆動，上部燃料交換）
26	１次系接続容器	二重管方式
27	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却：50%×4 系統
28	原子炉格納施設	鋼製原子炉格納容器
29	燃料取扱方式	プラント運転サイクル約 19 ヶ月 7 バッチ方式
30	・燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式（水冷却）
31	・炉内燃料交換	パンタグラフ式燃料交換機
32	・炉外燃料移送	台車方式
33	・燃料搬出入形態	—
34	免震	２次元免震
35	プラント寿命	40 年

＊１：減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象

表 4.1.1.5　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料および酸化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心の主要特性の比較

項目		窒化物燃料炉心	酸化物燃料炉心
基本仕様	原子炉出力	2400 MWt (1124 MWe)	←
	炉心型式	均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18.7 ヶ月（561 日）	18.0 ヶ月（540 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	7/7 バッチ	←
	炉心高さ	320 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40 / 40 cm	←
	炉心等価直径	562 cm	←
	遮へい体外接円径	約 7.7 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	被覆粒子(MN 燃料核)	被覆粒子(MOX 燃料核)
	炉心材料（被覆層/ラッパ管）	TiN 被覆層 / SiC	PyC-SiC 被覆層 / SiC
	被覆粒子燃料核外径（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.5 / 1.7 / 1.7	←
	被覆粒子外径（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.94 / 1.98 / 1.98	2.08 / 2.00 / 2.00
	被覆層肉厚（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.22 / 0.14 / 0.14	0.29 / 0.15 / 0.15
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	95 / 95 / 95 %TD	←
	被覆粒子充填率	60 / 60 / 60 %	←
炉心主要特性	Pu 富化度（内側/外側)*1	20.3 / 26.7 wt%	23.4 / 30.7 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部）	95 GWd/t	102 GWd/t
	燃焼反応度	1.1 %Δk/kk'	1.6 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.68 / 0.28 / 0.14 / 1.09	0.64 / 0.22 / 0.13 / 1.00
	炉心平均出力密度	28.2 W/cm^3	←
	最大高速中性子照射量*2	2.5×10^{23} n/cm^2	1.8×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）	-9.2×10^{-3}	-12.8×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	2.5 $*3	1.8 $*4
	複合システム倍増時間	117 年*5	875 年*5

*1：Pu/HM、*2：E > 0.1 MeV、*3：実効遅発中性子割合 0.0033、*4：実効遅発中性子割合 0.0035
*5：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.6　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント型燃料体概念炉心の主要特性

項目		導入期・資源有効利用炉心	平衡期・経済性重視炉心
基本仕様	原子炉出力	2400 MWt (1124 MWe)	←
	炉心型式	均質 4 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）	19.3 ヶ月（579 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	8/8 バッチ	←
	炉心高さ	180 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	35 / 35 cm	←
	炉心等価直径	564 cm	←
	遮へい体外接円径	約 7.2 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	被覆粒子(MN 燃料核)	←
	炉心材料（被覆層/ラッパ管）	TiN 被覆層 / SiC	←
	被覆粒子燃料核外径（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.5 / 1.7 / 1.7	←
	被覆粒子外径（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.94 / 1.98 / 1.98	←
	被覆層肉厚（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.22 / 0.14 / 0.14	←
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	95 / 95 / 95 %TD	←
	被覆粒子充填率	60 / 60 / 60 %	←
炉心主要特性	Pu 富化度[*1]（内側：中央部 / 上下部） （外側：中央部 / 上下部）	16.9 / 22.4 wt% 21.1 / 27.6 wt%	←
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心[*2]）	119 / 58 GWd/t	119 / 80 GWd/t
	燃焼反応度	0.8 %Δk/kk'	←
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.78 / 0.22 / 0.17 / 1.17	0.78 / 0.25 / － / 1.03
	炉心平均出力密度	51 W/cm^3	52 W/cm^3
	最大高速中性子照射量[*3]	3.5×10^{23} n/cm^2	3.5×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）	-10.0×10^{-3}	-10×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	1.15 $[*4]	1.15 $[*5]
	複合システム倍増時間	73 年[*6]	－

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：実効遅発中性子割合 0.00344
*5：導入期・資源有効炉心と同等と仮定、*6：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.7　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心の主要特性

項目		導入期・資源有効利用炉心
基本仕様	原子炉出力	2400 MWt (1124 MWe)
	炉心型式	ブロック型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月 (599 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	6/6 バッチ
	炉心高さ	90 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	30 / 30 cm
	炉心等価直径	594 cm
	遮へい体外接円径	約 8.2 m
炉心燃料仕様	燃料形態	被覆粒子(MN 燃料核)
	炉心材料 (被覆層/固相マトリクス/ラッパ管)	TiN 被覆層 / SiC / SiC
	被覆粒子燃料核外径 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.86 / 0.93 / 0.93
	被覆粒子外径 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.00 / 1.00 / 1.00
	被覆層肉厚 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.07 / 0.035 / 0.035
	燃料密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	95 / 95 / 95 %TD
	被覆粒子充填率	50 / 50 / 50 %
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側/外側)*1	22.9 / 24.4 wt%
	取出平均燃焼度 (炉心部)	120 GWd/t
	燃焼反応度	2.0 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	0.708 / 0.313 / 0.121 / 1.142
	炉心平均出力密度	81 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*2	2.7×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT] (平衡末期)	-10.4×10^{-3}
	減圧反応度 (平衡末期)	0.29 $*3
	複合システム倍増時間	85 年*4

*1：Pu//HM、*2：E > 0.1 MeV、*3：実効遅発中性子割合 0.002951

*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.8　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却 新概念燃料体の特性比較

	圧損特性	除熱性
・板状要素型	優	劣
・ブロック型	良	良
・球状要素型	劣	良

冷却材の流路構成が複雑で、冷却材の速度ベクトル変化が大きく、圧力損失が増加。

体積あたりの伝熱面積が小さい（熱伝達率が相対的に低い）ため、冷却材－燃料表面間の温度差が大。

設計制約条件を概念間で同一とした条件で、
　炉心除熱性を満足する燃料体積比の最大値を評価

設計制約（暫定・目安条件）
- 燃料制限温度（暫定）：1,600℃ (定格時)
- 炉心圧力損失（目安）：60Pa (自然循環時)

球状要素型　＜　板状要素型　＜　ブロック型

表 4.1.1.9　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料（ニオブ合金被覆管／Si_3Zr_5被覆管型燃料集合体）概念炉心の主要特性

項目		ニオブ合金被覆管	Si_3Zr_5被覆管
基本仕様	原子炉出力	2400 MWt (1124 MWe)	←
	炉心型式	ピンバンドル型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	23.2 ヶ月（696 日）	←
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	6/6 バッチ	←
	炉心高さ	120 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm	←
	炉心等価直径	489 cm	←
	遮へい体外接円径	約 6.9 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MN (^{15}N 100%濃縮)	←
	炉心材料（被覆管）	ニオブ合金（Nb-1%Zr-C）	Si_3Zr_5
	燃料ピン外径 / 燃料ピンピッチ	11.0 / 13.31 mm	←
	被覆管肉厚	0.50 mm	←
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	94 / 94 / 94 %TD	←
	燃料スミア密度	75 / 90 / 90 %TD	←
	燃料ピンリブ領域長さ / 高さ / 幅 / 間隔	1200 / 0.15 / 0.30 / 1.5 mm	←
	燃料ピン支持方式	グリッドスペーサ	←
	集合体当たり燃料ピン本数	214 本	←
炉心主要特性	Pu 富化度（内側/外側）*1	16.9 / 20.8 wt%	11.0 / 15.4 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*2）	136 / 60 GWd/t	128 / 55 GWd/t
	燃焼反応度	-1.9 %Δk/kk'	-1.3 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.76 / 0.30 / 0.14 / 1.20	0.92 / 0.39 / 0.21 / 1.53
	最大線出力	434 W/cm	384 W/cm
	最大高速中性子照射量*3	5.5×10^{23} n/cm^2	5.1×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）*4	-1.2×10^{-3}	-2.9×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）*5	3.0 $*6	2.3 $*6
	複合システム倍増時間	50 年*7	-

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：ADJ2000 核定数使用の場合、*5：実効遅発中性子割合 0.0035 を仮定
*6：制御棒フォロアー効果相当分(3.26$)を加算した推算値、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.10　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料（Si_3Zr_5被覆管燃料集合体）概念・導入期炉心の主要特性

項目		導入期炉心
基本仕様	原子炉出力	2400 MWt (1124 MWe)
	炉心型式	ピンバンドル型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	6/6 バッチ
	炉心高さ	120 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm
	炉心等価直径	504 cm
	遮へい体外接円径	約 7.9 m
炉心燃料仕様	燃料形態	窒化物中空ペレット(^{15}N 100%濃縮)
	炉心材料（被覆管/ラッパ管）	Si_3Zr_5 / Si_3Zr_5
	燃料ピン外径	9.9 mm
	被覆管肉厚	0.45 mm
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	75 / 90 / 90 %TD
	グリッドスペーサ（流路閉塞率 / 段数）	0.10 / 12
	集合体当たり燃料ピン本数	214 本
炉心主要特性	Pu 富化度（内側/外側）*1	16.5 / 22.8 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*2）	141 / 73 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.70 / 0.39 / 0.18 / 1.27
	最大線出力（内側/外側）	371 / 345 W/cm
	炉心平均出力密度	84 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	6.1×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）	-1.7×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	1.7 $*4
	複合システム倍増時間	31 年*5

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：実効遅発中性子割合 0.0035 を想定して算出
*5：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.11　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型酸化物燃料炉心(導入期資源有効利用型炉心・平衡期経済性重視型炉心)の主要特性比較

項目		導入期資源有効利用型炉心	平衡期経済性重視型炉心
基本仕様	原子炉出力	3600 MWt (1440 MWe)	←
	炉心型式	ピンバンドル型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	24.3 ヶ月（730 日）	←
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	5 / 5 バッチ	5 / － バッチ
	炉心高さ	120 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm	←
	炉心等価直径	590 cm	←
	遮へい体外接円径	約 8.7 m	約 7.7 m
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX	←
	炉心材料（被覆管）	PE16	←
	燃料ピン外径　（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	7.3 / 7.3 / 9.0 mm	7.3 / 7.3 / － mm
	被覆管肉厚（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.42 / 0.42 / 0.50mm	0.42 / 0.42 / － mm
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	82 / 91 / 91 %TD	82 / 91 / －　%TD
	スペーサ/被覆管形態	グリッド型/粗表面型	←
	集合体当たり燃料ピン本数	397	←
炉心主要特性	Pu 富化度（内側/外側）*1	19.6 / 27.6 wt%	19.7 / 28.9 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*2）	155 / 66 GWd/t	160 / 102 GWd/t
	燃焼反応度	2.7 %Δk/kk'	3.0 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.72 / 0.30 / 0.18 / 1.20	0.73 / 0.30 / － / 1.03
	最大線出力（内側/外側）	130 / 137 W/cm	135 / 146 W/cm
	炉心平均出力密度	98 W/cm^3	101 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	5.1×10^{23} n/cm^2	5.4×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）	-5.0×10^{-3}	
	減圧反応度（平衡末期）	1.2 $*4	
	複合システム倍増時間	53 年*5	

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、*4：実効遅発中性子割合 0.00355
*5：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.12　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・ピン型窒化物燃料(^{15}N100%および ^{14}N100%)炉心の主要特性

項目		窒化物(^{15}N100%)燃料炉心	窒化物(^{14}N100%)燃料炉心
基本仕様	原子炉出力	3600 MWt (1440 MWe)	←
	炉心型式	ピンバンドル型均質 2 領域炉心	←
	運転サイクル長さ	34.5 ヶ月（1034 日）	←
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	5 / 5 バッチ	←
	炉心高さ	120 cm	←
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm	←
	炉心等価直径	590 cm	←
	遮へい体外接円径	約 8.7 m	←
炉心燃料仕様	燃料形態	MN	←
	炉心材料（被覆管）	PE16	←
	燃料ピン外径　（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	7.3 / 7.3 / 9.0 mm	←
	被覆管肉厚（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.42 / 0.42 / 0.50 mm	←
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	80 / 90 / 90 %TD	←
	スペーサ/被覆管形態	グリッド型/粗表面型	←
	集合体当たり燃料ピン本数	397	←
炉心主要特性	Pu 富化度（内側/外側）*1	13.2 / 20.8 wt%	15.8 / 23.4 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*2）	159 / 69 GWd/t	161 / 69 GWd/t
	燃焼反応度	0.7 %Δk/kk'	2.1 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.85 / 0.33 / 0.20 / 1.38	0.79 / 0.31 / 0.18 / 1.28
	最大線出力（内側/外側）	133 / 161 W/cm	133 / 157 W/cm
	炉心平均出力密度	98 W/cm^3	97 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	6.7×10^{23} n/cm^2	
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]		
	減圧反応度		
	複合システム倍増時間	22 年*4	38 年*4

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.13　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉 炉心設計上の各種仕様・制約条件　一覧表

炉心・燃料・冷却形態分類				被覆粒子型燃料炉心		耐熱被覆ピン型燃料炉心
				コンパートメント型 横方向流冷却概念	六角ブロック型 縦方向流冷却概念	ピン型縦方向流冷却概念 Si_3Zr_5被覆管
プラント仕様		電気出力		1124MWe	←	←
		原子炉熱出力		2400MWth	←	←
		原子炉出口/入口温度		850 / 460 ℃	←	←
		1次系流量		1185kg/s	←	←
炉心・燃料基本仕様		燃料形態		窒化物燃料核	←	窒化物ペレット
		炉心型式		均質4領域	均質2領域	←
		燃料	組成	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 *1	←	←
			FP混入率	2Vol%	←	←
		炉心材料	被覆材／被覆管	被覆材：TiN	←	被覆管：Si_3Zr_5
			構造材	ﾌﾘｯﾄ・支柱：SiC	固相ﾏﾄﾘｸｽ・冷却管：SiC	ﾗｯﾊﾟ管：Si_3Zr_5
制限条件	安全要求	減圧反応度		～1＄以下	←	←
		炉心高さ(上下軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄを含		～5m以下	～3m以下	～3m以下
	燃料健全性	高速中性子照射量 *2		現時点で制限設けず	←	←
		燃料／被覆管最高温度		燃料核：1600℃ 以下	冷却管内面：1600℃ 以下	被覆管*3：1200℃ 以下
		CDF（通常運転時）		現時点で制限設けず	←	←
取合条件		炉心燃料ｽﾐｱ密度		95%TD	←	75%TD
		遮へい体外接円径		～8m以下	←	～6m以下
		制御棒、SASS配置		配置間隔：2S/A*4以上	←	←
		ヘリウム流速（燃料集合体部分）		100m/s以下	←	←
		炉心圧力損失（運転時／過渡時）		～0.06MPa/～50Pa以下	←	←
		格納容器背圧（減圧事故時）		0.65MPa	←	←
炉心性能目標		増殖比	導入期炉心	1.1以上	←	←
			平衡期炉心	1.04 程度		
		複合ｼｽﾃﾑ倍増時間(導入期炉心)		50～100年以下	←	←
		取出平均燃焼度	炉心部	120GWd/t程度	←	←
			全炉心 *5	～50GWd/t以上	←	←
		運転ｻｲｸﾙ長さ		18ヶ月 以上	←	←

*1 高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ組成 (wt%)

Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Np237/Am241/Am243/Cm244/Cm245

= 1.1/54.1/32.1/ 4.3/ 3.9/ 0.5/ 2.0/ 1.0/ 1.0/ 0.0

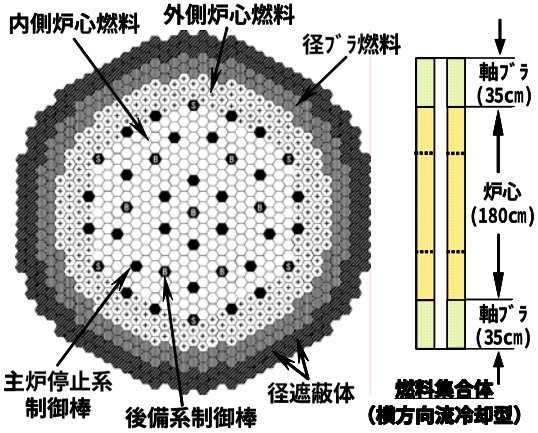
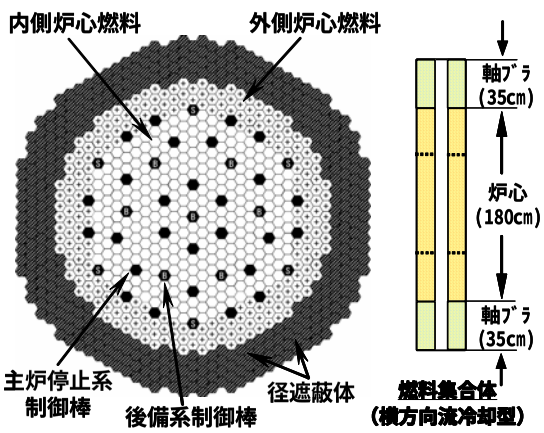
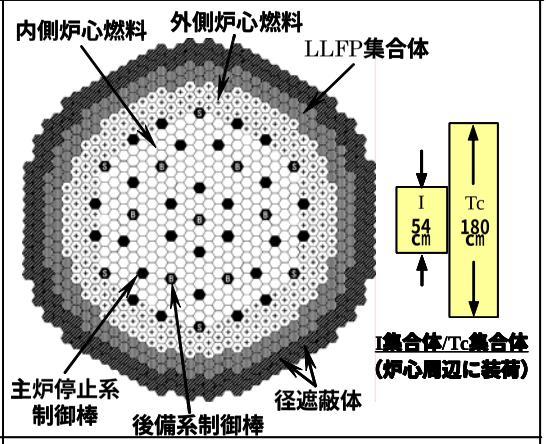
*2 E ＞ 0.1MeV

*3 肉厚中心

*4 S/A : Sub-assembly（燃料集合体）

*5 ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全炉心取出平均燃焼度

表 4.1.1.14　ヘリウムガス冷却炉心の検討結果　(窒化物被覆粒子燃料大型炉)

	資源型炉心 [燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心]	経済型炉心 [燃料サイクル費の低減を追求した炉心]	LLFP核変換炉心 [資源型炉心をベースとした核変換対応炉心 (対象LLFPはIとTcの2元素)]
炉心概念図			
主要仕様	原子炉熱出力　2,400MWt 原子炉出入口温度　460/850°C 熱効率　47% 炉心等価直径　5.64m 炉心材料[円筒状ﾌﾘｯﾄ/支柱]　SiC 被覆粒子燃料外径　1.94mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　20ヶ月/8ﾊﾞｯﾁ Pu富化度*1[内側:中央部/上下部]16.9/22.4wt% [外側:中央部/上下部]21.1/27.6wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　58GWd/t ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-10×10^{-3}	原子炉熱出力　2,400MWt 原子炉出入口温度　460/850°C 熱効率　47% 炉心等価直径　5.64m 炉心材料[円筒状ﾌﾘｯﾄ/支柱]　SiC 被覆粒子燃料外径　1.94mm 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　19ヶ月/8ﾊﾞｯﾁ Pu富化度*1[内側:中央部/上下部]16.9/22.4wt% [外側:中央部/上下部]21.1/27.6wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　80GWd/t ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]*2　-10×10^{-3}	(炉出力～燃料粒子径の値は資源型炉心に同じ) Ⅰ集合体構成　：　YI_3ﾋﾟﾝ+Y-H(減速材)ﾋﾟﾝ Tc集合体構成　：　Tc金属ﾋﾟﾝ+Y-H(減速材)ﾋﾟﾝ 集合体滞在期間(I/Tc)　11ｻｲｸﾙ/30ｻｲｸﾙ 取り出し時核変換率(I/Tc)　17%/30% 運転ｻｲｸﾙ長さ/ﾊﾞｯﾁ数　20ヶ月/8ﾊﾞｯﾁ Pu富化度*1[内側:中央部/上下部]17.0/22.9wt% [外側:中央部/上下部]22.8/29.6wt% 取出平均燃焼度[ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ含む]　87GWd/t ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数[Tdk/dT]　-10×10^{-3}
資源有効利用	増殖比　1.17 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　73年 初装荷Pu-f量　9.6t/GWe	増殖比　1.03 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　9.6t/GWe	増殖比　1.00 複合ｼｽﾃﾑ倍増時間　－ 初装荷Pu-f量　10.1t/GWe
環境負荷低減	・高速炉MA均質ﾘｻｲｸﾙ平衡期のTRU組成に基づく燃料(MA含有率1wt%程度)による炉心燃料設計を実施 ・LWR使用済燃料から回収したTRU組成に基づく燃料(MA含有率最大4wt%程度)を使用した場合でも炉心特性への影響は小さく適用可能		・自己生成分のLLFP(I-129とTc-99)の核変換は可能性あり。 ・MA燃焼については左記に同じ

(注記) *1 Pu/重金属; *2 資源型炉心と同程度と推算; ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ

表 4.1.1.15(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要特性

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	2400 MWt
	電気出力	1124 MWe
	炉心型式	均質 4 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	8/8 バッチ
	炉心高さ	180 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	35/35 cm
	炉心等価直径	564 cm
	遮へい体外接円径	約 7.2 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	303 / 240 / 543 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	186 体（2 層）
	制御棒本数（主系/後備系/受動的 炉停止系）	27 / 7 / 6 体
	径方向遮へい体数（SiC/B_4C 遮へい体）	102/108 体（各 1 層）
炉心燃料仕様	被覆粒子燃料形態	MN 核（^{15}N 100%濃縮） TiN バッファ層(^{15}N 100%濃縮) TiN 強度層(^{15}N 100%濃縮)
	炉心材料（フリット円筒管および支持柱）	SiC/SiC 複合材料
	被覆粒子直径（核 / バッファ層 / 強度層）	1.50 / 1.74 / 1.94 mm
	被覆粒子充填率	60 %
	密度(燃料核 / ﾊﾞｯﾌｧ層 / 強度層 / 支持柱)	95 / 50 / 100 / 100 %TD
	フリット内管（内径 / 外径 / 肉厚）	84 / 92 / 4 mm
	フリット外管（内径 / 外径 / 肉厚）	201 / 209 / 4 mm
	ポロシティー（フリット内管 / フリット外管）	5.0 / 40.0
	燃料コンパートメント配列ピッチ	222.3 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1　(内側：中央部 / 上下部) (外側：中央部 / 上下部)	16.9 / 22.4 wt% 21.1 / 27.6 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	119 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	58 GWd/t
	燃焼反応度	0.8 %Δk/kk’
	コンパートメント出力（最大/平均）	5.26 / 4.23 MWt
	炉心平均比出力	24.9 kW/kg-MN
	炉心平均出力密度	51 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	0.85×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	3.5×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.17
	ドップラ係数[TΔk/ΔT]（平衡末期）	-10.0×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	1.15 $*4

*1：Pu/HM、炉心燃料部分、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：実効遅発中性子割合 0.00344

表 4.1.1.15(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	被覆粒子燃料形態		(U,TRU)N 核 TiN ﾊﾞｯﾌｧ層 TiN 強度層	UN 核 ← ←	← ← ←
	燃料核外径		1.50 mm	1.70 mm	←
	バッファ層外径		1.74 mm	1.82 mm	←
	バッファ層肉厚		0.012 mm	0.006 mm	←
	強度層外径		1.94 mm	1.98 mm	←
	強度層肉厚		0.010 mm	0.008 mm	←
	被覆粒子充填率		60%	←	←
	密度(燃料核/ﾊﾞｯﾌｧ層/強度層)		95 / 50 / 100 %TD	←	←
	燃料要素全長		2500 mm		←
	燃料スタック長		1800mm	350 / 350mm (上部/下部)	2500mm
集合体	集合体全長		4830 mm		←
	コンパートメント燃料体形態		SiC 内管・外管フリット SiC 支持柱		← ←
	フリット内管（内径/外径/肉厚)		84 / 92 / 4 mm		58 / 66 / 4 mm
	フリット外管（内径/外径/肉厚)		201 / 209 / 4 mm		206 / 214 / 4 mm
	ポロシティ（内管/外管)		5.0/ 40%	(上部) 4.0/60% (下部) 4.0/40%	←
	密度（支持柱)		100 %TD		←
	集合体配列ピッチ		223.0 mm		←
	体積比	燃料 (実効)	16.3% (15.4%)	22.3% (21.1%)	26.6% (25.3%)
		構造材	27.5%	21.5%	23.4%
		冷却材	56.2%	56.2%	50.0%

*1 暫定設定値

表 4.1.1.15(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）
燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	8/8 バッチ
Pu 富化度*1　(内側：中央部 / 上下部) (外側：中央部 / 上下部)	16.9 / 22.4 wt% 21.1 / 27.6 wt%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	119 / 18 / 7 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	58 GWd/t
燃焼反応度	0.8 %Δk/kk’
増殖比（全体） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.17 0.78 / 0.22 / 0.17
炉心平均比出力	24.9 kW/kg-MN
コンパートメント出力（最大/平均）	5.26 / 4.23 MWt
炉心平均出力密度	51 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.88 / 0.07 / 0.05
最大高速中性子束*3	0.85×10^{15} $n/cm^2 s$
最大高速中性子照射量*3	3.5×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	85.5 / 46.5 / 67.9 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.4
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	9.6 t/GWe
原子炉倍増時間	71 年
複合システム倍増時間*4	73 年
減圧反応度（平衡末期）	1.15 $*5
ドップラ係数[TΔk/ΔT]（平衡末期）	-10.0×10^{-3}

*1：Pu/HM、炉心燃料部分
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%
*5：実効遅発中性子割合 0.00344

表 4.1.1.16(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要特性

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	2400 MWt
	電気出力	1124 MWe
	炉心型式	均質 4 領域炉心
	運転サイクル長さ	19.3 ヶ月（579 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	8/8 バッチ
	炉心高さ	180 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm
	炉心等価直径	564 cm
	遮へい体外接円径	約 7.2 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	303 / 240 / 543 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	―
	制御棒本数（主系/後備系/受動的 炉停止系）	27 / 7 / 6 体
	径方向遮へい体数（SiC/B_4C 遮へい体）	288 体(3 層) / 108 体(1 層)
炉心燃料仕様	被覆粒子燃料形態	MN 核（^{15}N 100%濃縮） TiN バッファ層(^{15}N 100%濃縮) TiN 強度層(^{15}N 100%濃縮)
	炉心材料（フリット円筒管および支持柱）	SiC/SiC 複合材料
	被覆粒子直径（核 / バッファ層 / 強度層）	1.50 / 1.74 / 1.94 mm
	被覆粒子充填率	60 %
	密度(燃料核 / ﾊﾞｯﾌｧ層 / 強度層 / 支持柱)	95 / 50 / 100 / 100 %TD
	フリット内管（内径 / 外径 / 肉厚）	84 / 92 / 4 mm
	フリット外管（内径 / 外径 / 肉厚）	201 / 209 / 4 mm
	ポロシティー（フリット内管 / フリット外管）	5.0 / 40.0
	燃料コンパートメント配列ピッチ	222.3 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1　(内側：中央部 / 上下部) (外側：中央部 / 上下部)	16.9 / 22.4 wt% 21.1 / 27.6 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	119 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	80 GWd/t
	燃焼反応度	0.8 %Δk/kk’
	コンパートメント出力（最大/平均）	5.5 / 4.4 MWt
	炉心平均比出力	26 kW/kg-MN
	炉心平均出力密度	52 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	0.88×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	3.5×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.03
	ドップラ係数[TΔk/ΔT]（平衡末期）	-10×10^{-3} *4
	減圧反応度（平衡末期）	1.15 $ *4

*1：Pu/HM、炉心燃料部分、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：資源重視型炉心と同等と仮定

表 4.1.1.16(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	被覆粒子燃料形態		(U,TRU)N 核 TiN ﾊﾞｯﾌｧ層 TiN 強度層	UN 核 ← ←	
	燃料核外径		1.50 mm	1.70 mm	
	バッファ層外径		1.74 mm	1.82 mm	
	バッファ層肉厚		0.012 mm	0.006 mm	
	強度層外径		1.94 mm	1.98 mm	
	強度層肉厚		0.010 mm	0.008 mm	
	被覆粒子充填率		60%	←	
	密度(燃料核/ﾊﾞｯﾌｧ層/強度層)		95 / 50 / 100%TD	←	
	燃料要素全長		2600mm		
	燃料スタック長		1800mm	400 / 400mm (上部/下部)	
集合体	集合体全長		4930mm		
	コンパートメント燃料体形態		SiC 内管・外管フリット SiC 支持柱		
	フリット内管（内径/外径/肉厚)		84 / 92 / 4 mm		
	フリット外管（内径/外径/肉厚)		201 / 209 / 4 mm		
	ポロシティ（内管/外管)		5.0/ 40.0%	(上部) 4.0/60% (下部) 4.0/40%	
	密度（支持柱)		100%TD		
	集合体配列ピッチ		223.0 mm		
	体積比	燃料 (実効)	16.3% (15.4%)	22.3% (21.1%)	
		構造材	27.5%	21.5%	
		冷却材	56.2%	56.2%	

表 4.1.1.16(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心(平衡期経済性重視型炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	19.3 ヶ月（579 日）
燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	8/8 バッチ
Pu 富化度*1　(内側：中央部 / 上下部) (外側：中央部 / 上下部)	16.9 / 22.4 wt% 21.1 / 27.6 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	119 / 18 / ― GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	80 GWd/t
燃焼反応度	0.8 %Δk/kk’
増殖比（全体） (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.03 0.78 / 0.25 / ―
炉心平均比出力	26 kW/kg-MN
コンパートメント出力（最大/平均）	5.5 / 4.4 MWt
炉心平均出力密度	52 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.92 / 0.08 / ―
最大高速中性子束*3	0.88×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	3.5×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	85.5 / 53.1 / ― t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 0.62
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	9.6 t/GWe
原子炉倍増時間	―
複合システム倍増時間	―
減圧反応度（平衡末期）	1.15 $*4
ドップラ係数[TΔk/ΔT]（平衡末期）	-10×10^{-3} *4

*1：Pu/HM、炉心燃料部分
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：資源重視型炉心と同等と仮定

表 4.1.1.17　よう素化合物の特性比較

物質	融点[1]（℃）	中性子吸収反応断面積[2](barn)	中性子効率	備考
NaI	651	0.053	63.6%	立方晶
MgI_2	650	0.003	65.3%	六方晶
KI	680	0.200	59.2%	
CaI_2	740	0.020	64.7%	^{41}Ca生成：$T_{1/2}=1.03\times10^5$y
ScI_3	945	0.515	51.5%	
VI_2	850(昇華)	0.239	58.1%	
CrI_2	790	0.253	57.7%	
MnI_2	613	0.762	46.7%	
NiI_2	797	0.233	58.3%	
CuI	605	0.409	53.8%	
YI_3	997	0.033	64.3%	BiI_3型構造（六方晶系）
CsI	626	10.041	10.4%	
BaI_2	740	0.191	59.4%	
LaI_3	778	0.276	57.1%	
CeI_3	725	0.015	64.9%	斜方晶
^{127}I	-	4.440	-	
^{129}I	-	1.458	-	

1)　無機化合物・錯体辞典　講談社（1997）
2)　JENDL-Data/Code 99-003 JENDL-3.2に基づくORIGEN2用ライブラリー：ORLIBJ32（1999）

中性子効率の定義は次のとおり。

$$\frac{\iint(N_{129}\sigma_{129}\phi)dEdV}{\iint(N_{129}\sigma_{129}\phi)dEdV+\iint(N_{127}\sigma_{127}\phi)dEdV+\iint(N_i\sigma_i\phi)dEdV}$$

ここで、

N_{129}、N_{127}、N_i：それぞれ、^{129}I、^{127}I、Ｉに化合している核種の原子数密度
σ_{129}、σ_{127}、σ_i：それぞれ、^{129}I、^{127}I、Ｉに化合している核種の微視的断面積
ϕ：中性子束

表 4.1.1.18　He ガス冷却炉装荷用 LLFP 集合体の仕様

集合体			Tc 集合体		YI_3 集合体	
充填材	材料		Tc	Y-H	YI_3	Y-H
	形態		ペレット		ペレット	
	外径	[mm]	8.77	9.30	5.30	6.36
	充填材スミア密度	[%]	80	90	50	90
被覆管	材料		SiC			
	外径	[mm]	11.8		8.7	
	内径	[mm]	9.8		6.7	
	肉厚	[mm]	1.0		1.0	
要素	全長	[mm]	2600			
	直径ギャップ	[mm]	1.03	0.50	1.40	0.34
	ボンド材		He			
	充填材スタック高さ	[mm]	1800		540	
	ガスプレナム長(下/上)	[mm]	350/350		980/980	
	初期封入ガス		He			
	初期封入ガス圧	[MPa]	0.1			
スペーサ	形式		グリッド型			
	材料		SiC			
タイロッド	タイロッド直径	[mm]	11.8		8.7	
	タイロッド本数		3			
ラッパ管	材料		SiC			
	ラッパ管外対面間距離	[mm]	215.9			
	ラッパ管内対面間距離	[mm]	211.6			
	ラッパ管肉厚	[mm]	2.2			
集合体	バンドル規模	[本]	217		397	
	要素配列ピッチ	[mm]	14.24		10.55	
	P/D		1.21		1.21	
	集合体配列ピッチ	[mm]	222.3			

表 4.1.1.19　LLFP 集合体を装荷した He ガス炉心の主要な核特性

項目	単位	基準炉心	LLFP 核変換炉心
炉心			
原子炉熱出力	MWt	2400	2400
運転サイクル長さ	EFPM	19.7	19.7
燃料交換バッチ数	-	8	8
炉心燃料集合体数（内側/外側炉心）	-	303/240	303/240
径方向ブランケット体数	-	181	0
制御棒本数（主/後備/SASS）	-	30/6/4	30/6/4
可動反射体数（SiC）	-	212	254
LLFP（Tc）集合体数（炉外）	-	-	41
LLFP（I）集合体数（炉外）	-	-	98
炉心高さ	cm	180	180
軸方向ブランケット厚（上部/下部）	cm	35/35	45/45[*2]
Pu 富化度[*1](内側炉心:中央部/上下部)	w/o	16.9/22.4	17.0/22.8
(外側炉心:中央部/上下部)	w/o	21.1/27.6	22.9/29.6
主要炉心特性			
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	12.0	12.4
増殖比	-	1.17	1.03[*2]
燃焼欠損反応度	%Δk/kk'	0.82	1.0
ﾋﾟｰｸ高速中性子束	10^{15}n/cm^2・s	0.85	0.90
ﾋﾟｰｸ高速中性子照射量	10^{23}n/cm^2	3.5	3.7
減圧反応度	$	1.2	1.2
ドップラ係数	10^{-3}Tdk/dT	-10	-11

*1 Pu 富化度＝Pu/HM [w/o]

*2 軸方向ブランケットを上下 10cm づつ延ばすことで増殖比を 1.03 とした。

表 4.1.1.20　LLFP 核変換特性
（He ガス冷却炉：LLFP 集合体中の減速材を Zr-H とした場合）

		Heガス炉		大型MOX燃料Na炉	
LLFP集合体		I	Tc	I	Tc
ｽﾐｱ密度		40%	80%	55%	80%
減速材比		20%	70%	20%	48%
LLFPｽﾀｯｸ長(cm)		54	180	110	150
ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長(cm)（下部/上部）		98/98	－	142/28.5	－
LLFP集合体数		98	41	86	53
LLFP装荷量(kg)	1集合体	7.3	80.0	15.6	112.9
	全体	717	3282	1343	5983
出力当たり	kg/GWt	299	1367	376	1676
核変換率(%/cycle)	第1層	1.86%	1.05%	1.68%	0.76%
	第2層	1.38%	－	0.59%	－
	平均	1.61%	1.05%	1.10%	0.76%
取出変換率		16.4%	8.1%	13.8%	5.2%
滞在期間	cycle	11.0	8.0	13.0	7.0
	year	18.1	13.1	19.5	10.5
LLFP取出量(kg)		599	3017	1158	5672
LLFP量(kg/cycle)	核変換量	10.7	33.2	14.3	44.5
	生成量	10.7	33.3	14.3	44.7
サポートファクタ		1.00	1.00	1.00	1.00
LLFP集合体への必要流量(kg/sec/集合		0.04	0.28	2.5	4.2
炉心流量比率(%)		0.3	1.0	1.1	1.3

表 4.1.1.21(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要特性

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	2400 MWt
	電気出力	1124 MWe
	炉心型式	ブロック型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（599 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	6/6 バッチ
	炉心高さ	90 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	30/30 cm
	炉心等価直径	594 cm
	遮へい体外接円径	約 8.2 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	264 / 228 / 492 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	174 体（2 層）
	制御棒本数（主炉停止系/後備炉停止系）	30 / 7 体
	径方向遮へい体数（SiC 遮へい体）	198 体（2 層）
炉心燃料仕様	被覆粒子燃料形態	MN 核（^{15}N 100%濃縮） TiN バッファ層(^{15}N 100%濃縮)
	炉心材料（固相マトリクス/冷却管）	SiC / SiC
	被覆粒子径（核 / バッファ層）	0.86 / 1.0 mm
	被覆粒子充填率	50 %
	ｽﾐｱ密度(燃料核/ﾊﾞｯﾌｧ層/固相ﾏﾄﾘｸｽ/冷却管)	95 / 50 / 100 / 100 %TD
	冷却管内径	15.0 mm
	冷却管肉厚	0.75 mm
	冷却管配列/冷却管内径（P/D）	1.96
	集合体当たり冷却管本数	61 本
	ラッパ管外対面間距離	239.0 mm
	ラッパ管肉厚	3.0 mm
	燃料ブロック配列ピッチ	243.0 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1 (内側/外側)	22.9 / 24.4 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	120 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	55 GWd/t
	燃焼反応度	2.0 %Δk/kk’
	集合体最大出力（BOC/EOC）	6.74 / 6.48 MWth
	炉心平均出力密度	81 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	0.8×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	2.7×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.142
	ドップラ係数[TΔk/ΔT] (平衡末期)	-10.4×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	0.29 $*4

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：実効遅発中性子割合 0.002951

表 4.1.1.21(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ*1
燃料要素	被覆粒子燃料形態		(U, TRU)N 核 TiN ﾊﾞｯﾌｧ層	UN 核 ←	← ←
	燃料核外径		0.86 mm	0.93 mm	←
	バッファ層外径		1.0 mm		←
	バッファ層肉厚		0.07 mm	0.035 mm	←
	被覆粒子充填率（%）		50 %		←
	スミア密度（燃料核/ﾊﾞｯﾌｧ層）		95 / 50 %TD		←
	ブロック燃料体形態		SiC 固相ﾏﾄﾘｸｽ / SiC 冷却管		←
	固相ﾏﾄﾘｸｽ充填率		50 %		←
	冷却管内径		15.0 mm		←
	冷却管外径		16.5 mm		←
	冷却管肉厚		0.75 mm		←
	スミア密度（固相ﾏﾄﾘｸｽ/冷却管）		100 / 100 % TD		←
	燃料要素全長		1500 mm		←
	燃料スタック長		900 mm	300 / 300 mm (上部/下部)	1500 mm
集合体	集合体全長		4670 mm		←
	冷却管本数		61 本		←
	冷却管配列ピッチ		29.4 mm		←
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.96		←
	ラッパ管材料		SiC		←
	ラッパ管外対面間距離		239.0 mm		←
	ラッパ管内対面間距離		233.0 mm		←
	ラッパ管肉厚		3.0 mm		←
	ラッパ管間ギャップ		4.0 mm		←
	集合体配列ピッチ		243.0 mm		←
	体積比	燃料 (実効)	21.3 % (20.2 %)	27.1 % (25.7 %)	← (←)
		被覆材	12.0 %	6.2 %	←
		構造材	42.4 %	←	←
		冷却材	24.3 %	←	←

表 4.1.1.21(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心(導入期資源重視型炉心)の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	20.0 ヶ月 (599 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	6/6 バッチ
Pu 富化度*1 (内側/外側)	22.9 / 24.4 wt%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	120 / 22 / 5 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	55 GWd/t
燃焼反応度	2.0 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.142 0.708 / 0.313 / 0.121
集合体最大出力 (BOC/EOC)	6.74 / 6.48 MWth
炉心平均出力密度	81 W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	0.839 / 0.136 / 0.025
最大高速中性子束*3	0.8×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	2.7×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	60.3 / 52.2 / 46.2 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.6
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	7.8 t/GWe
原子炉倍増時間	76 年
複合システム倍増時間*4	85 年
減圧反応度 (平衡末期)	0.29 $*5
ドップラ係数[TΔk/ΔT] (平衡末期)	-10.4×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%
*5：実効遅発中性子割合 0.002951

表 4.1.1.22　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心 燃料集合体内部温度分布　詳細解析条件

項目	単位	使用条件	備考
燃料層体積発熱率	W/cc	161	
燃料層等価熱伝導率	W/m/K	48	
燃料層-冷却管接触熱通過率	W/m/K	38826	
冷却管熱伝導率	W/m/K	20	未照射の SiC とした
燃料層-冷却管接触抵抗を考慮した冷却管等価熱伝導率	W/m/K	12	
冷却管内面熱伝達率	$W/m^2/K$	9273	
冷却材温度	℃	850	

表 4.1.1.23　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
燃料集合体内部温度分布　詳細解析結果

	単位	内部燃料層		周辺燃料層	
		詳細解析	1次元計算	詳細解析	1次元計算
燃料層最高温度	℃	1237	1226	1278	1226
燃料層の冷却管接触部温度	℃	1133	1132	1141	1132
冷却管温度	℃	1082	1061	1088	1061
燃料層ピーキング係数	—	—	1.12	—	1.56
燃料接触端-冷却管温度差ピーキング係数	—	—	1.01	—	1.12

表 4.1.1.24(1/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要特性

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	2400 MWt
	電気出力	1124 MWe
	炉心型式	ピンバンドル型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	6/6 バッチ
	炉心高さ	120 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40/40 cm
	炉心等価直径	504 cm
	遮へい体外接円径	約 7.9 m
	炉心燃料集合体数（内側/外側/合計）	192 / 126 / 318 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	162 体（2 層）
	制御棒本数（主炉停止系/後備炉停止系）	30 / 7 体
	径方向遮へい体数（GEM 機能付 PbBi 反射体） （SUS 遮へい体） （ZrH 遮へい体）	72 体（1 層） 90 体（1 層） 96 体（1 層）
炉心燃料仕様	燃料形態	MN（^{15}N 100%濃縮）
	炉心材料（被覆管/ラッパ管）	Si_3Zr_5 / Si_3Zr_5
	燃料ピン外径	9.9 mm
	被覆管肉厚	0.45 mm
	燃料密度（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	75 / 90/ 90 %TD
	グリッドスペーサ 流路閉塞比	0.1
	グリッドスペーサ 段数	12
	燃料ピン配列/燃料ピン外径（P/D）	1.65
	集合体当たり燃料ピン本数	214 本
	ラッパ管外対面間距離	248.6 mm
	ラッパ管肉厚	2.0 mm
	集合体配列ピッチ	254.6 mm
炉心主要特性	Pu 富化度*1 (内側/外側)	16.5 / 22.8 wt%
	炉心部取出平均燃焼度	141 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	73 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk’
	最大線出力（内側/外側）	371 / 345 W/cm
	炉心平均比出力	41.5 kW/kg-MN
	炉心平均出力密度	84 W/cm^3
	最大高速中性子束*3	1.9×10^{15} $n/cm^2\,s$
	最大高速中性子照射量*3	6.1×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.27
	ドップラ係数[TΔk/ΔT]（平衡末期）	-1.7×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	1.7 $*4

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV
*4：実効遅発中性子割合 0.0035 として算出

表 4.1.1.24(2/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要な燃料仕様

項目			仕様		
			炉心	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
燃料要素	燃料形態		(U,TRU)N	UN	←
	被覆管材料		Si_3Zr_5		←
	被覆管外径（mm）		9.9		←
	被覆管内径（mm）		9.0		←
	被覆管肉厚（mm）		0.45		←
	燃料要素全長（mm）		3200		－
	燃料スタック長（mm）		1200	400 / 400 (上部/下部)	2000
	ガスプレナム長さ（上/下）(mm)		0 / 1050		0 / 1050
	ボンド材		He		He
	燃料密度（%TD）		75	90	90
集合体	集合体全長（mm）		6000		←
	燃料ピン本数（本）(合計) タイロッド（本）		214 3		214 3
	燃料ピン配列ピッチ（mm）		1.63		←
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比（P/D）		1.65		←
	ラッパ管材料		Si_3Zr_5		←
	ラッパ管外対面間距離（mm）		248.6		←
	ラッパ管内対面間距離（mm）		244.6		←
	ラッパ管肉厚（mm）		2.0		←
	ラッパ管間ギャップ（mm）		6.0		←
	集合体配列ピッチ（mm）		254.6		←
	グリッドスペーサ 流路閉塞比		0.1		←
	グリッドスペーサ 段数		12		←
	体積比（%）	燃料 (実効)	24.3 (18.2)	← (←)	← (21.8)
		構造材	9.1	←	←
		冷却材	66.6	←	←

表 4.1.24(3/3) フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（資源有効利用型炉心）の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	20.0 ヶ月（600 日）
燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	6/6 バッチ
Pu 富化度*1 (内側/外側)	16.5 / 22.8 wt%
取出平均燃焼度 （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	141 / 31 / 4 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	73 GWd/t
燃焼反応度	1.2 %Δk/kk’
増殖比（全体） （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	1.27 0.70 / 0.39 / 0.18
炉心平均比出力	41.5 kW/kg-MN
最大線出力（内側/外側）	371 / 345 W/cm
炉心平均出力密度	84 W/cm^3
出力分担率（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	0.84 / 0.14 / 0.02
最大高速中性子束*3	1.9×10^{15} $n/cm^2\,s$
最大高速中性子照射量*3	6.1×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ （炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	50.8 / 42.0 / 5.4 t
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	約 1.9
装荷時核分裂性 Pu 重量（出力当たり）	5.4 t/GWe
原子炉倍増時間	28 年
複合システム倍増時間*4	31 年
減圧反応度（平衡末期）	1.7 $*6
ドップラ係数[TΔk/ΔT] (平衡末期)	-1.7×10^{-3}

*1：Pu/HM
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%
*5：実効遅発中性子割合 0.0035 を想定して算出

表 4.1.1.25　フェーズⅡ設計：１ループ型 300MWe 級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却 コンパートメント燃料体概念炉心の主要特性および大型炉（４ループ・1124MWe）との比較

項目		300MWe クラス小型炉 （1 ループ／炉心取出燃焼度 100GWd/t）	1100MWe クラス大型炉 （1 ループ／炉心取出燃焼度 100GWd/t）
基本仕様	原子炉出力	600 MWt (280 MWe)	2400 MWt (1124 MWe)
	炉心型式	均質４領域炉心	←
	運転サイクル長さ	18.7 ヶ月（560 日）	←
	燃料交換バッチ数（炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ）	7 / 7 バッチ	←
	炉心高さ	120 cm	180 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ（上部/下部）	40 / 40 cm	40 / 40 cm
	炉心等価直径	329 cm	564 cm
	遮へい体外接円径	約 5.2 m	約 7.7 m
炉心燃料仕様	燃料形態	被覆粒子(MN 燃料核)	←
	炉心材料（被覆層/ラッパ管）	TiN 被覆層 / SiC	←
	被覆粒子外径（燃料核/被覆強度層）	1.50 / 1.94 mm	←
	被覆粒子充填率	60 %	←
	コンパートメント形状（外管外径 / 内管内径）	21.4 / 7.45 cm	20.9 / 8.20 cm
	組成体積比（燃料/被覆材/構造材/ヘリウム冷却材）	18.24 / 21.16 / 8.0 / 52.6 %	16.24 / 18.85 / 8.0 / 56.95 %
炉心主要特性[*1]	Pu 富化度（内側/外側）*2	21.2 / 29.6 wt%	17.8 / 22.1 wt%
	初装荷 Puf インベントリ	3.3 t	10.3 t
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*3）	96 / 32 GWd/t	101 / 48 GWd/t
	燃焼反応度	1.30 %Δk/kk'	0.87 %Δk/kk'
	増殖比（炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体）	0.64 / 0.30 / 0.30 / 1.24	0.82 / 0.17 / 0.22 / 1.21
	炉心平均比出力	26.3 kW/kg-MN	24.8 W/kg-MN
	炉心平均出力密度	55.5 W/cm^3	52.0 W/cm^3
	最大高速中性子照射量*4	2.8×10^{23} n/cm^2	3.2×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [TΔk/ΔT]（平衡末期）	-6.9×10^{-3}	-9.4×10^{-3}
	減圧反応度（平衡末期）	0.9 $*5	1.07 $*6
	複合システム倍増時間	73 年*7	57 年*7

*1：核データ[ADJ2000]による計算値、*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：E＞0.1 MeV、*5：実効遅発中性子割合 0.00340、*6：実効遅発中性子割合 0.00331、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日、炉外核分裂物質損失率 2%

表 4.1.1.26 フェーズⅡ設計:1ループ型300MWe級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心の主要な炉心反応度特性および大型炉（4ループ・1124MWe）との比較

項目			小型炉 （1ループ／300MWe クラス） (炉心取出燃焼度 100GWd/t 相当)	← 相対比較 → (小型炉の大型炉に対する大小)	大型炉 （4ループ／1100MWe クラス） （炉心取出燃焼度 100GWd/t）
基本・炉心燃料仕様[*1]	原子炉出力		600 MWt (280 MWe)		2400 MWt (1124 MWe)
	炉心型式		均質4領域炉心		←
	燃料形態		被覆粒子(窒化物燃料核)		←
	炉心材料（被覆層/ラッパ管）		TiN 被覆層 / SiC		←
	コンパートメント形状（外管外径 / 内管内径）		21.4 / 7.45 cm		20.9 / 8.20 cm
	組成体積比（燃料/被覆材/構造材/冷却材）		18.24 / 21.16 / 8.0 / 52.6 %		16.24 / 18.85 / 8.0 / 56.95 %
	Pu 富化度（内側/外側)*2		21.2 / 29.6 wt%		17.8 / 22.1 wt%
	取出平均燃焼度（炉心部/全炉心*3）		96 / 32 GWd/t		101 / 48 GWd/t
	燃焼反応度		1.30 %Δk/kk'		0.87 %Δk/kk'
炉心反応度主要特性[*1]	実効遅発中性子割合（平衡末期）		-3.43×10^{-3}	(同等)	-3.46×10^{-3}
	ドップラ係数（平衡末期）[TΔk/ΔT]		-6.9×10^{-3}	＞ (絶対値で小)	$-11.\times10^{-3}$
	減圧反応度（平衡末期）*4 [$]		0.87	＜ (小)	1.2
	密度係数 (平衡末期)	燃料 [Δk/kk'/(Δρ/ρ)]	3.3×10^{-1}	＞ (大)	2.6×10^{-1}
		構造材 [Δk/kk'/(Δρ/ρ)]	-6.6×10^{-2}	＞ (絶対値で小)	-8.8×10^{-2}
		冷却材 [Δk/kk'/(Δρ/ρ)]	-2.6×10^{-3}	＞ (絶対値で小)	-3.6×10^{-3}
	形状係数 (平衡末期)	軸方向 [Δk/kk'/(Δz/z)]	1.2×10^{-1}	(同等)	1.2×10^{-1}
		径方向 [Δk/kk'/(Δr/r)]	6.3×10^{-2}	＞ (ほぼ同程度)	5.7×10^{-2}
	温度係数 (平衡末期・定格時)	ドップラ効果 [Δk/°C]	-6.7×10^{-6}	＞ (絶対値で小)	$-10.\times10^{-6}$
		燃料膨張係数 [Δk/°C]	-1.9×10^{-6}	＜ (絶対値で大)	-1.3×10^{-6}
		冷却材膨張係数 [Δk/°C]	2.8×10^{-6}	＜ (小)	3.6×10^{-6}
		構造材膨張係数 [Δk/°C]	0.66×10^{-6}	＜ (小)	0.88×10^{-6}
		炉心支持板膨張係数 [Δk/°C]	-8.5×10^{-6}	＜ (絶対値で大)	-5.2×10^{-6}

*1：核データ[ADJ2000]による計算値、*2：Pu/HM、*3：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*4：輸送補正係数として1.1倍を用いた値

表 4.1.1.27　熱供給が必要な産業および主な製造プロセス

産　業	主な製造プロセス
石油・石炭製品製造業	水素（合成ガス）、石炭の乾留、石炭の液化、 石油精製（脱硫）
化学工業	エチレン、プロピレン、ブテン、エタノール、 スチレン、ブタジエン、塩化ビニル、 ホルムアルデヒド、無水酢酸、水素
窯業・土石製品製造業	ガラス、生石灰、セメント、カーボンブラック
鉄鋼業	銑鉄
非鉄金属製造業	酸化アルミニウム
その他	海水の淡水化、地域暖房

表 4.1.1.28　高温核熱利用可能プロセス

産　業	高温核熱利用可能プロセス
石油・石炭製品製造業	・水素（合成ガス）：石炭ガス化法 ・水素（合成ガス）：水蒸気改質法
化学工業	・スチレン：脱水素法 ・塩化ビニル：熱分解（脱塩化水素）法 ・ホルムアルデヒド：脱水素法 ・無水酢酸：Wacker 法　酢酸分解 ・水素：熱化学法
窯業・土石製品製造業	なし
鉄鋼業	・銑鉄：直接還元法
非鉄金属製造業	なし
その他	なし

注）ここで、石炭の低温乾留および脱水素法によるブタジエンの製造については、温度条件的には核熱の適用が可能であるが、現在工業的にはほとんど行われていないので除外した。また、硝酸および硫酸の製造は発熱反応であり、熱供給の必要性がないことから除外。

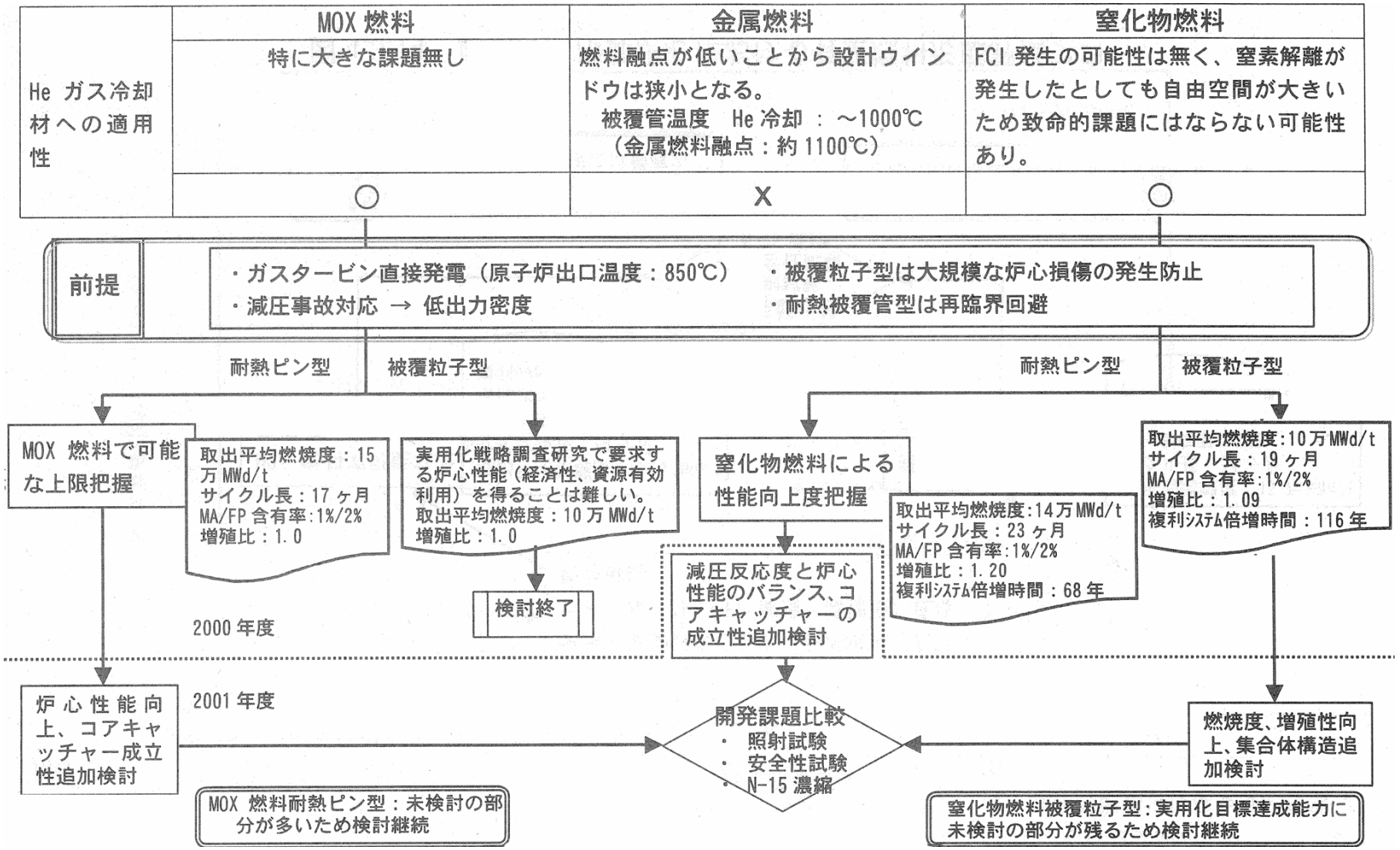


図 4.1.1.1　フェーズⅠ検討の成果：ヘリウムガス冷却炉心・燃料形態の選択

	MOX 燃料	金属燃料	窒化物燃料
炭酸ガス冷却材への適用性	特に大きな課題無し	被覆管の共晶制限により設計ウインドウは狭小となる。 被覆管温度　CO_2 冷却 ： 730℃ （金属燃料上限被覆管温度：670℃）	FCI 発生の可能性は無く、窒素解離が発生したとしても自由空間が大きいため致命的課題にはならない可能性あり。
	○	X	○

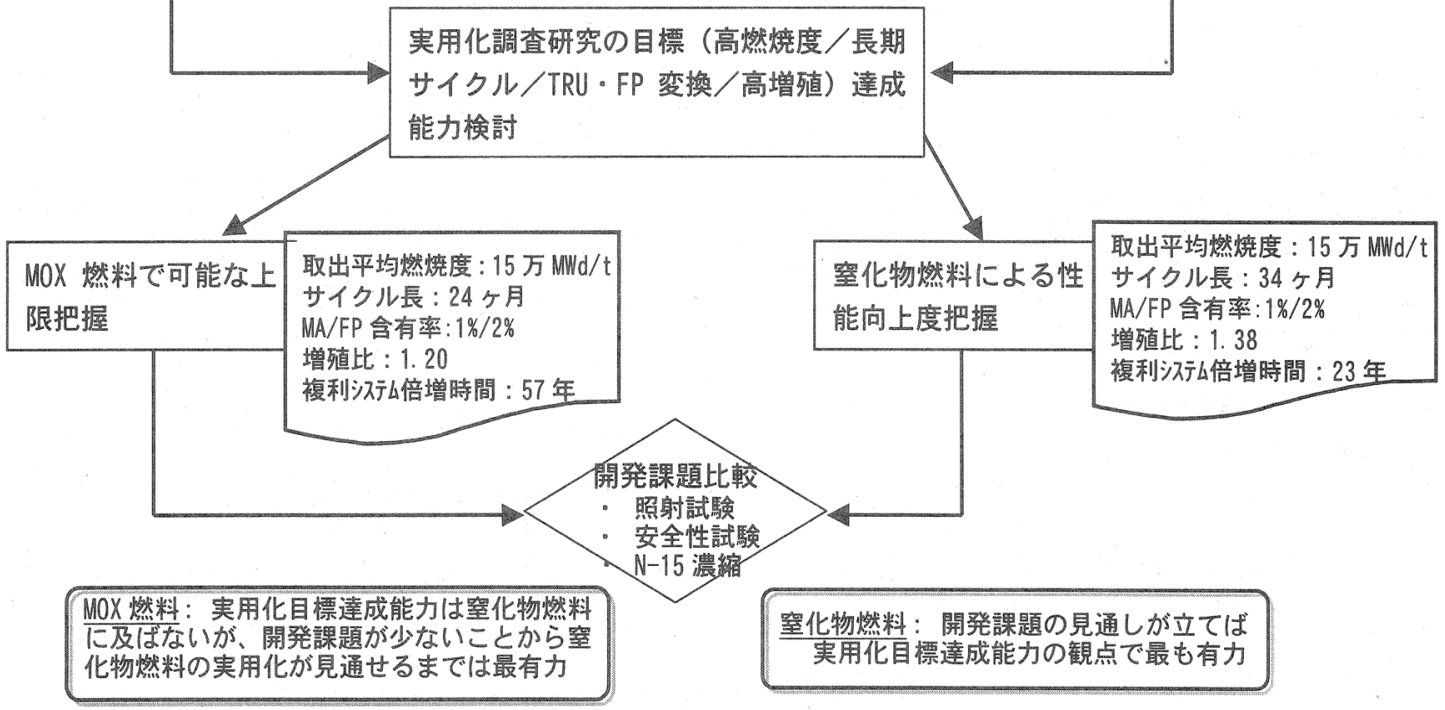


図 4.1.1.2　フェーズⅠ検討の成果：炭酸ガス冷却炉心・燃料形態の選択

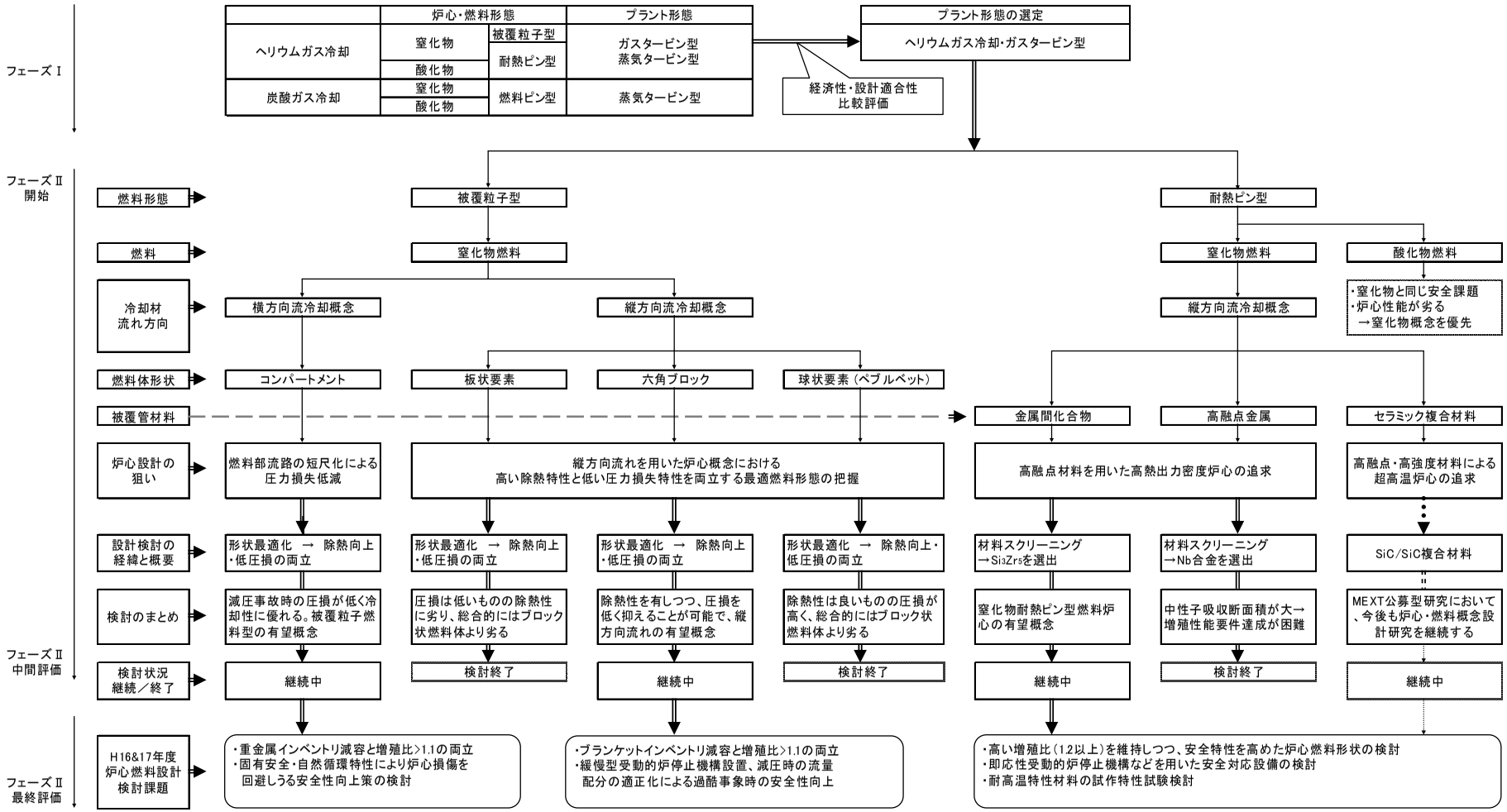


図 4.1.1.3　フェーズⅡ検討の展開：ヘリウムガス冷却炉心概念の検討範囲と選択の推移

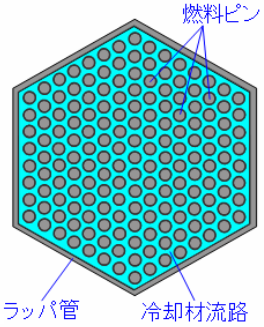
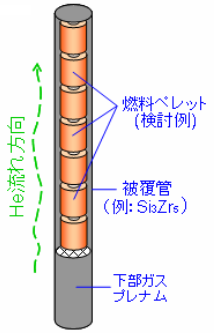
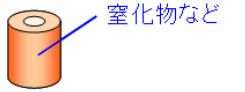
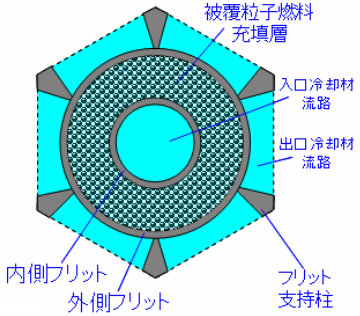
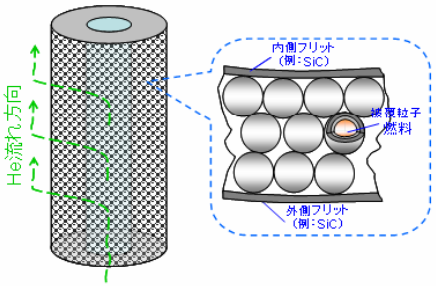
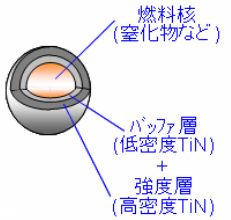
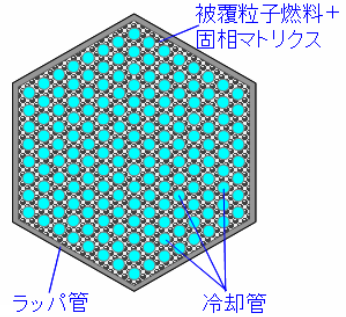
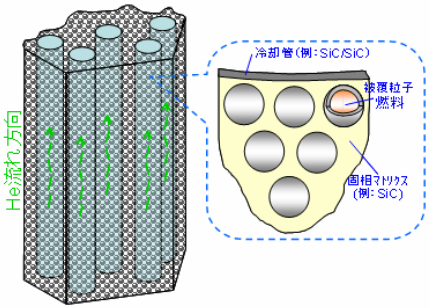
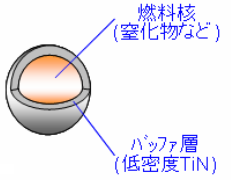
		燃料体	燃料体構成要素	燃料
耐熱被覆ピン型	ピン型 縦方向流冷却 概念	ピン(密封)型燃料集合体 	燃料ピン（被覆管＋燃料） 	燃料ペレット (現状検討例：中空構造) 
被覆粒子型	コンパート メント型 横方向流冷却 概念	コンパートメント型燃料体 	内外フリット(直円筒形状)＋被覆粒子燃料 	被覆粒子燃料 (現状検討例：核＋２層構造) 
	六角ブロック型 縦方向流冷却 概念	六角ブロック型燃料体 	固相マトリクス＋被覆粒子燃料 	被覆粒子燃料 (現状検討例：核＋１層構造) 

図 4.1.1.4　フェーズⅡ検討の展開：ヘリウムガス冷却炉の炉心燃料形態（概略図）

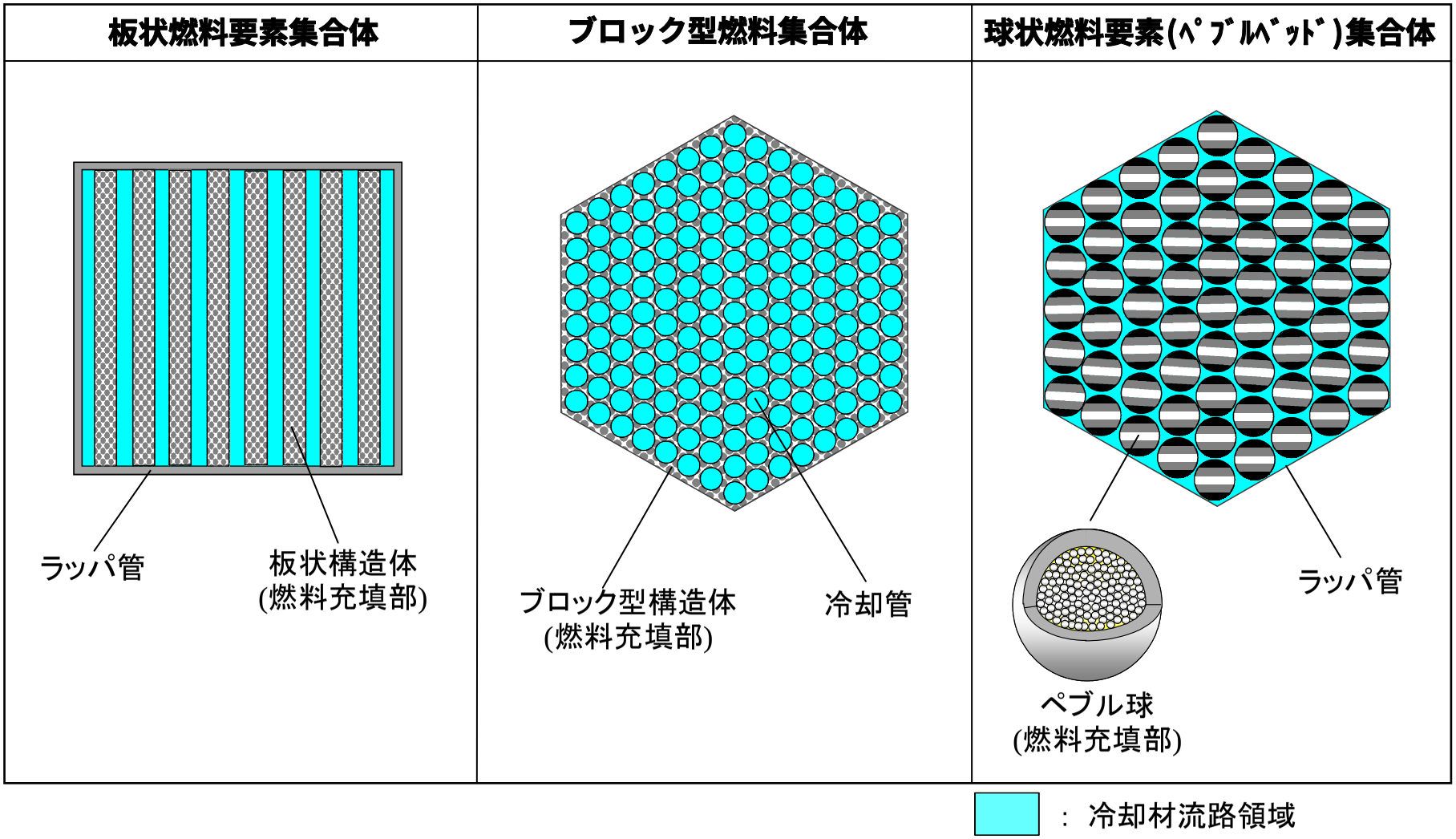


図 4.1.1.5　フェーズⅡ検討の展開：
ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却概念における各種燃料体概念図

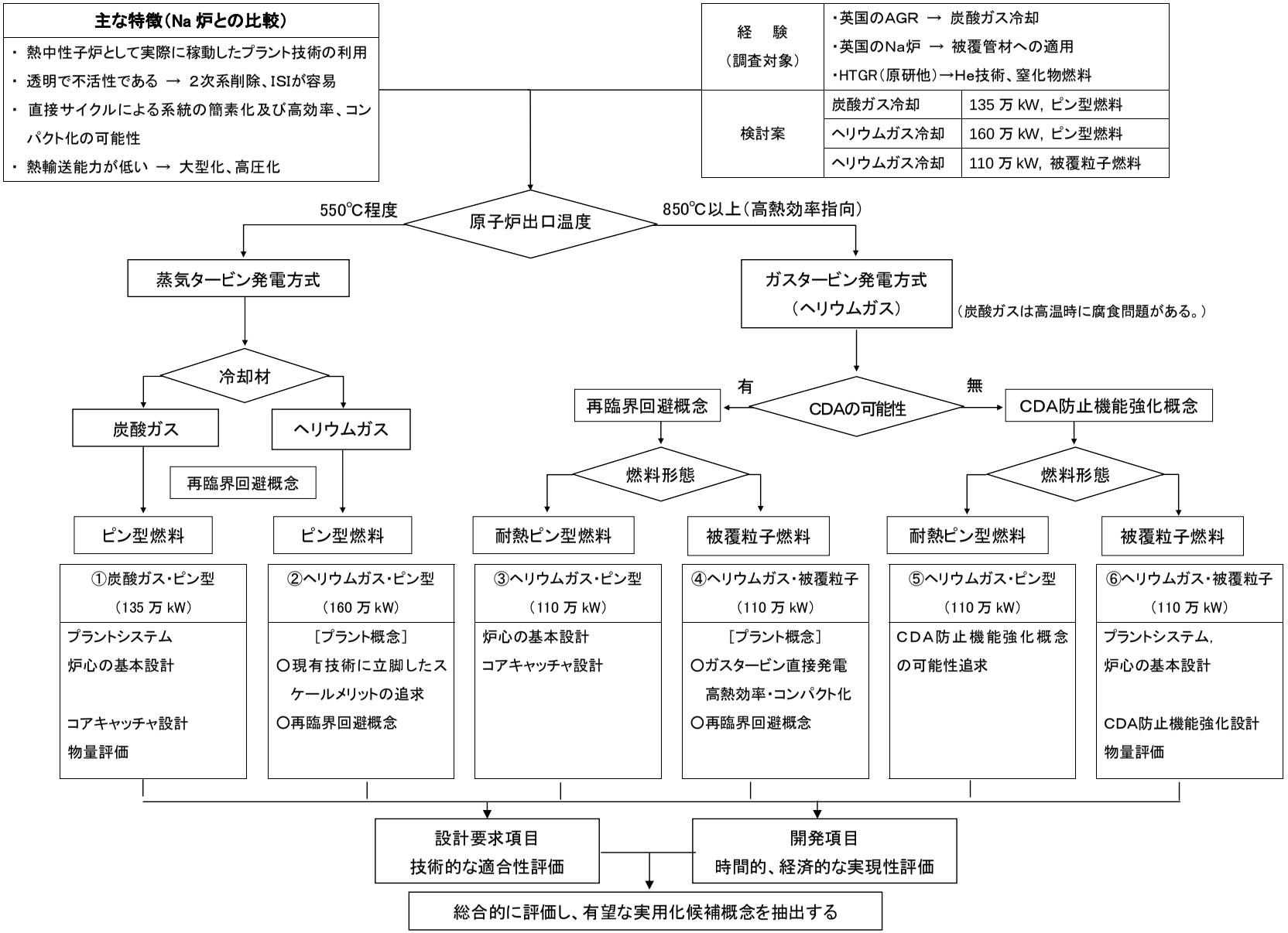


図4.1.1.6　ガス冷却炉の候補と検討の進め方

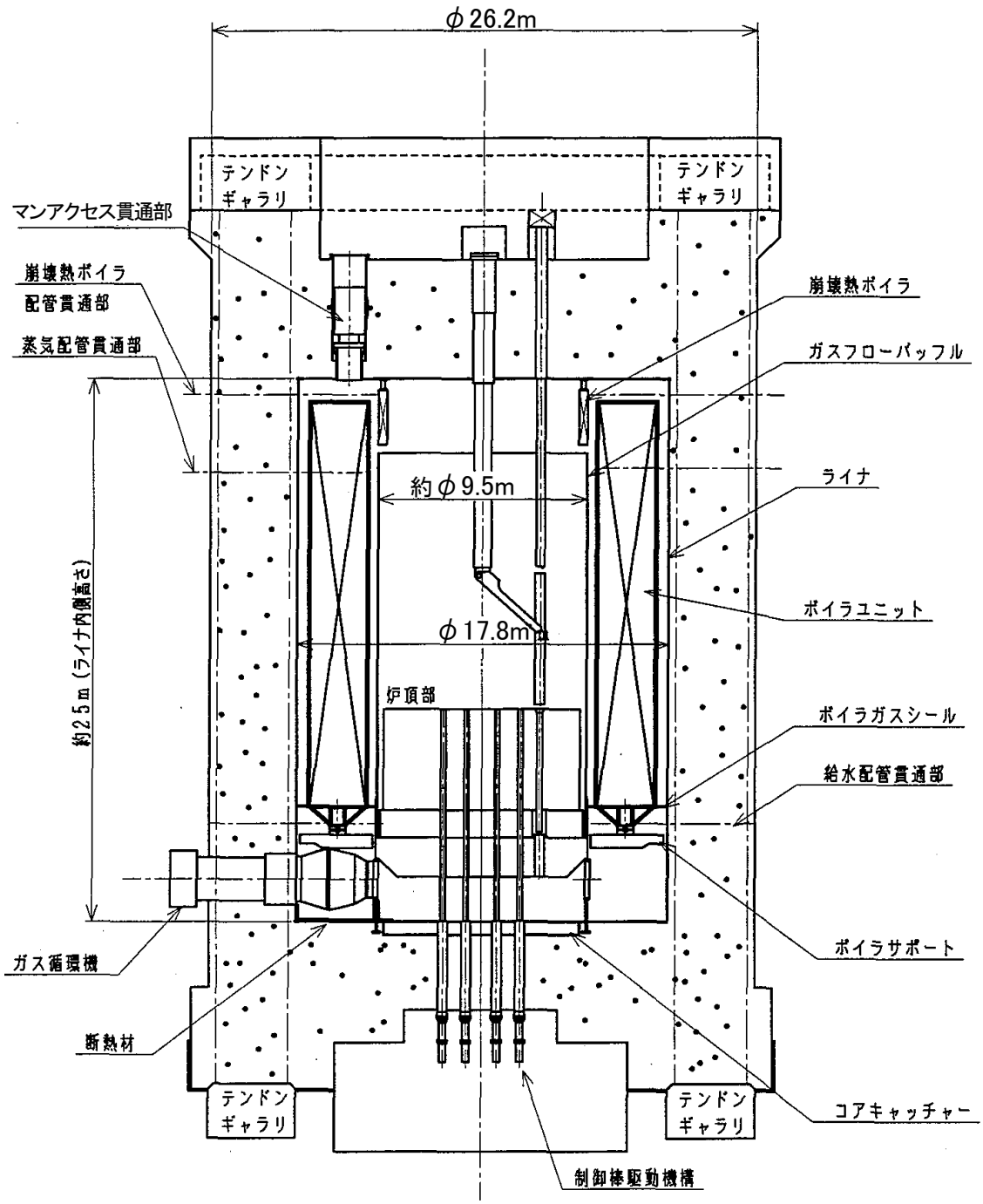
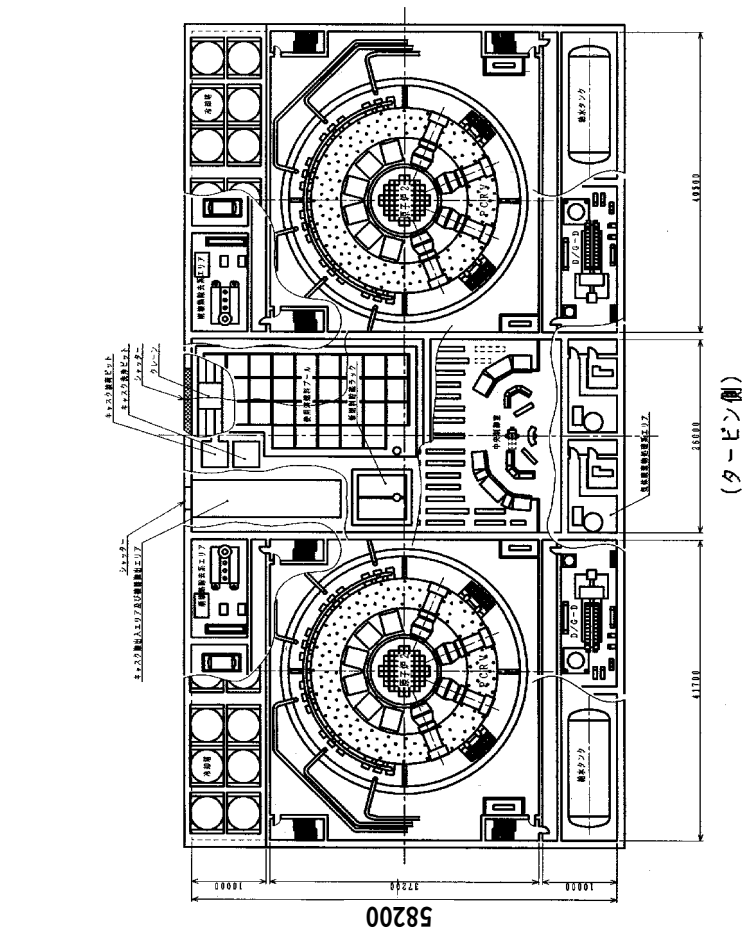
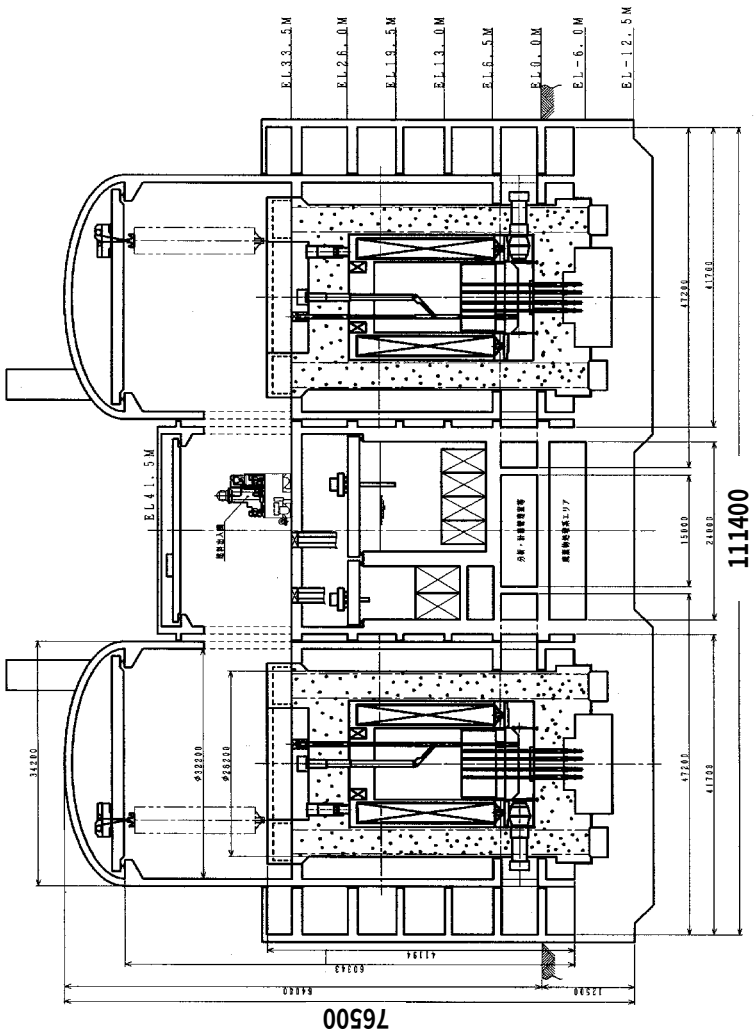


図 4.1.1.7　原子炉構造図　ピン型燃料炭酸ガス炉
（フェーズⅠ終了時）



(平面)



(立面)

原子炉建屋容積＝12 万 m^3 （１プラントあたり）
格納容器内容積＝5.2 万 m^3×２基

図 4.1.1.8　プラント配置概念図　ピン型燃料炭酸ガス炉（フェーズⅠ終了時）

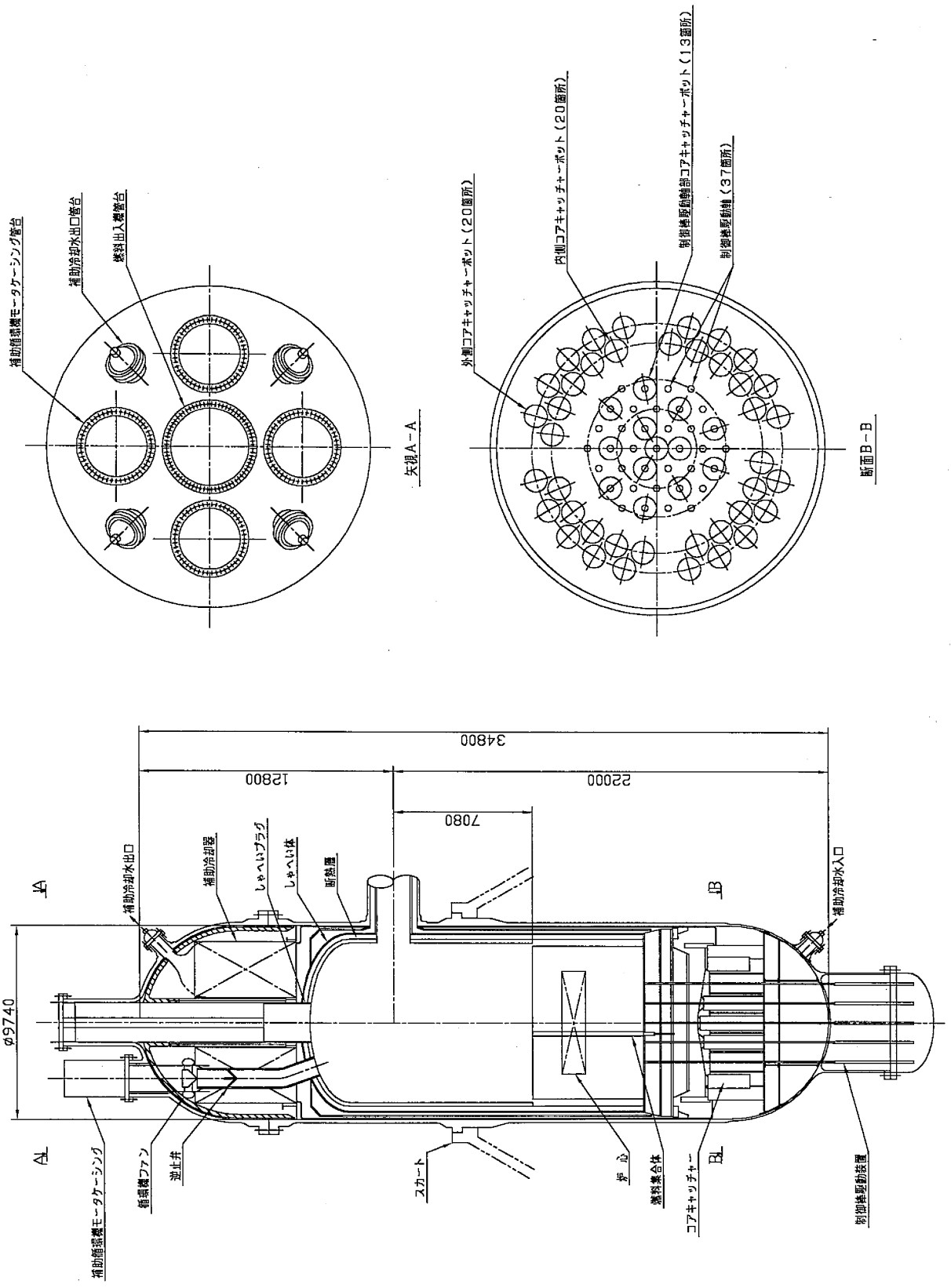
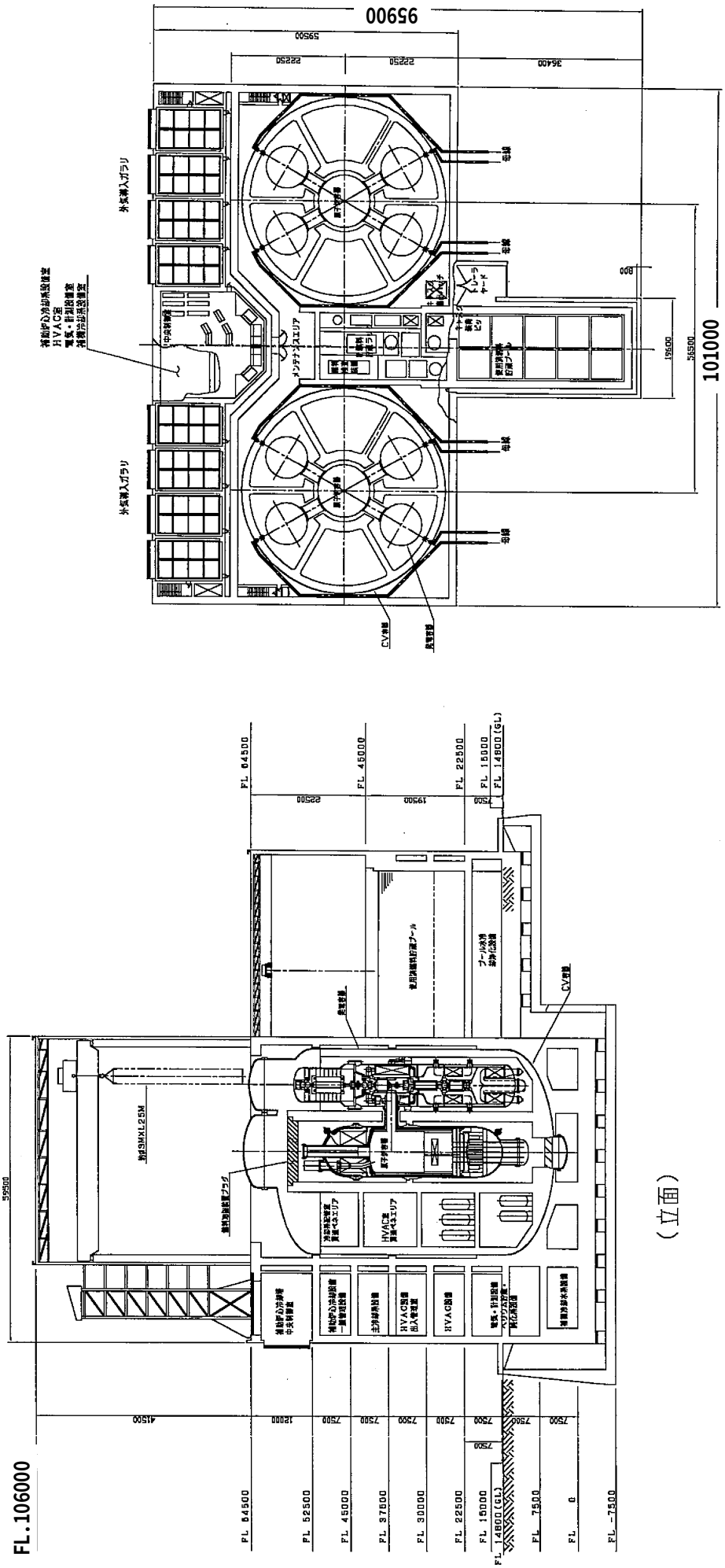


図 4.1.1.9　原子炉構造図　ピン型燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）



原子炉建屋容積＝30 万 m^3 （１プラントあたり）
格納容器内容積＝6.4 万 m^3×2 基

図 4.1.1.10　プラント配置概念図　ピン型燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）

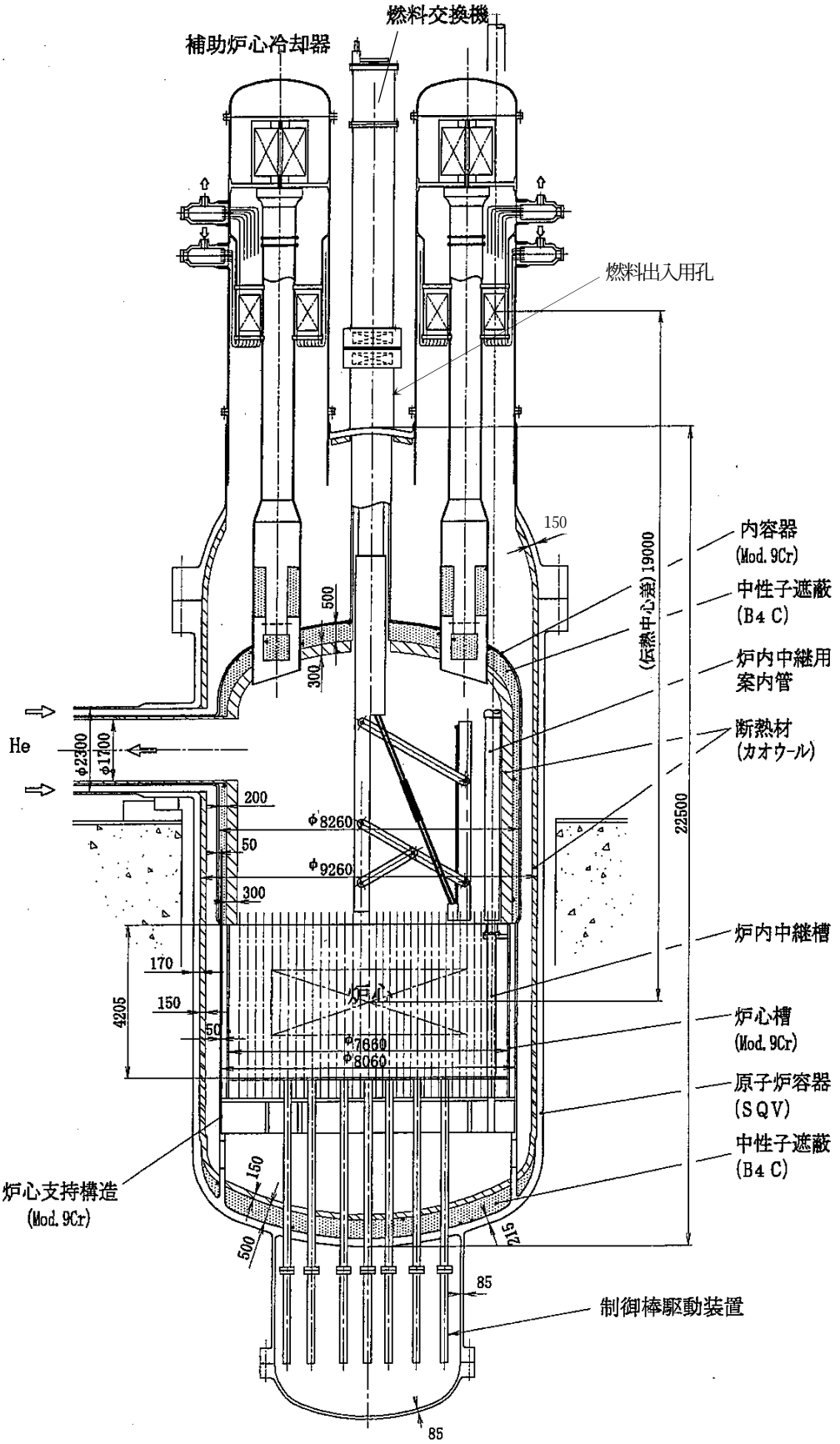
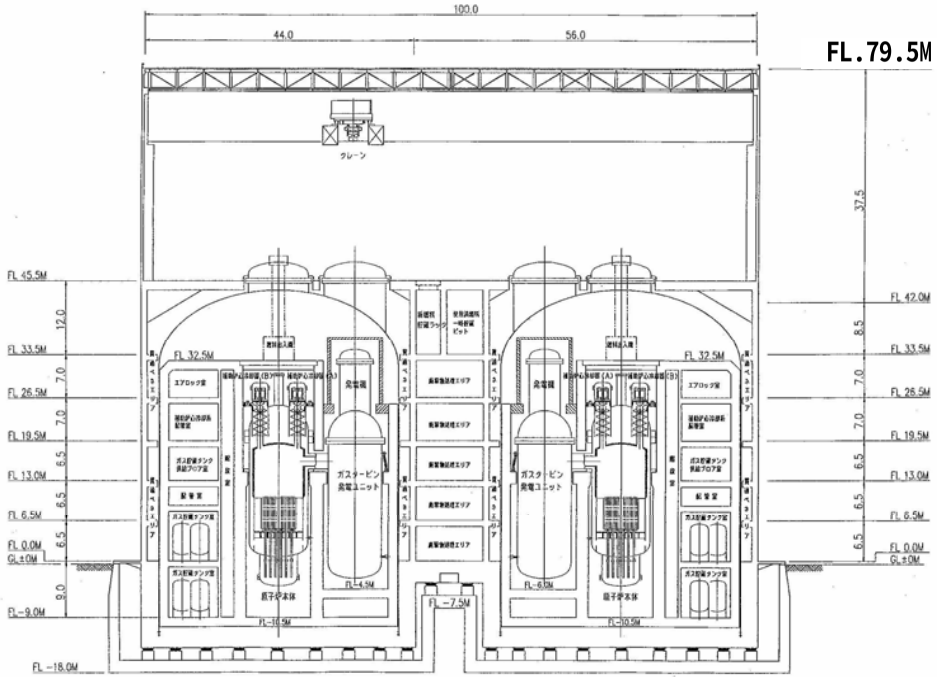
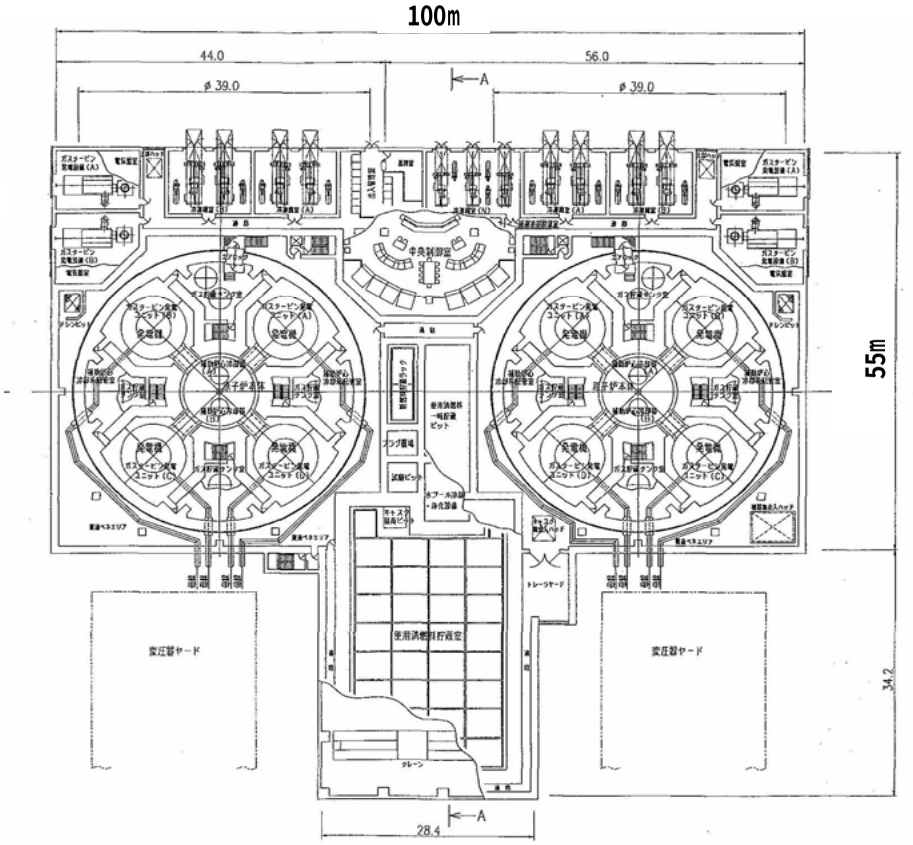


図 4.1.1.11　原子炉構造図　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉
（フェーズⅠ終了時）



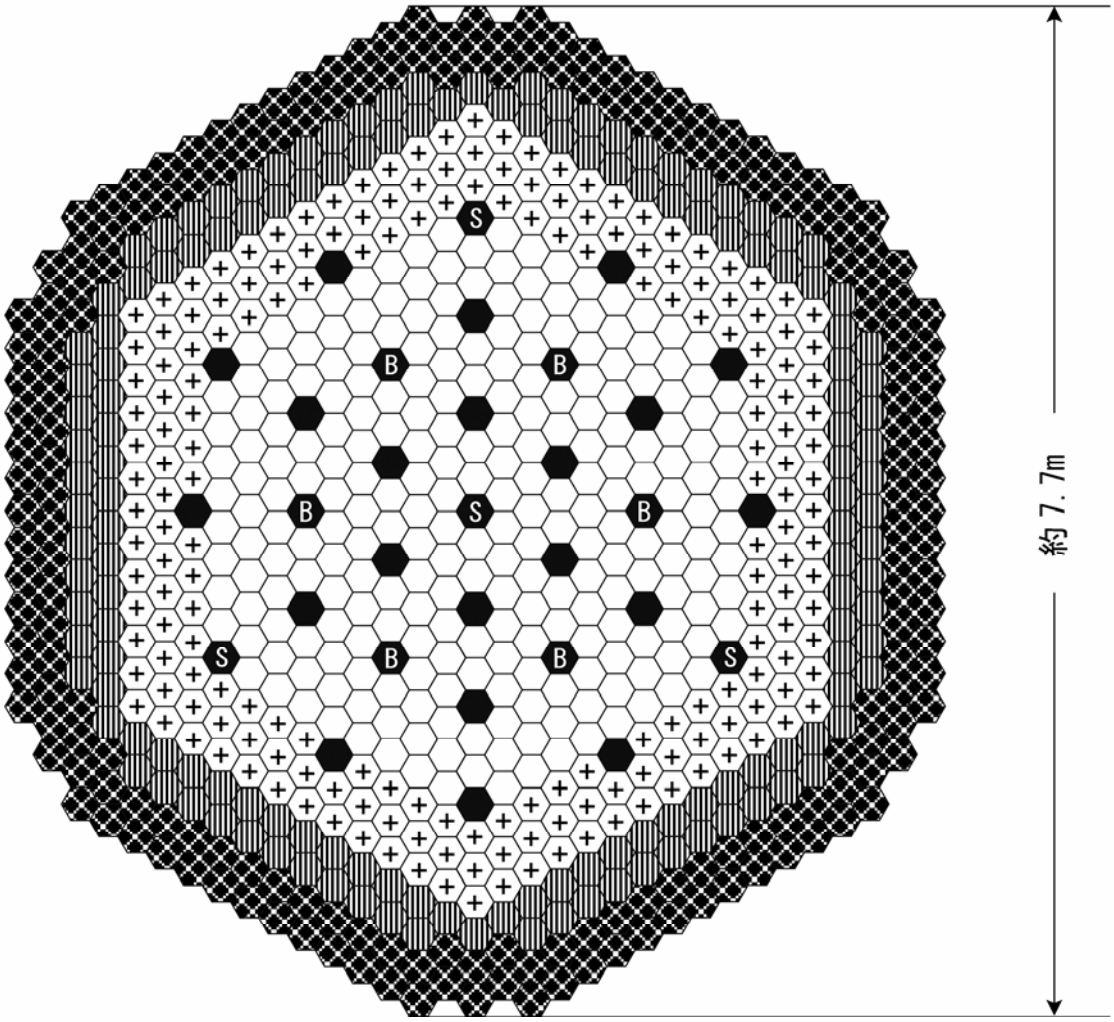
（立面）



（平面）

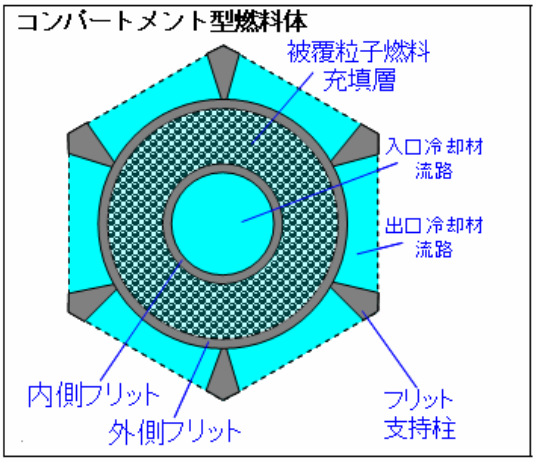
原子炉建屋容積＝22 万 m^3 （１プラントあたり）
格納容器内容積＝5.8 万 m^3×2 基

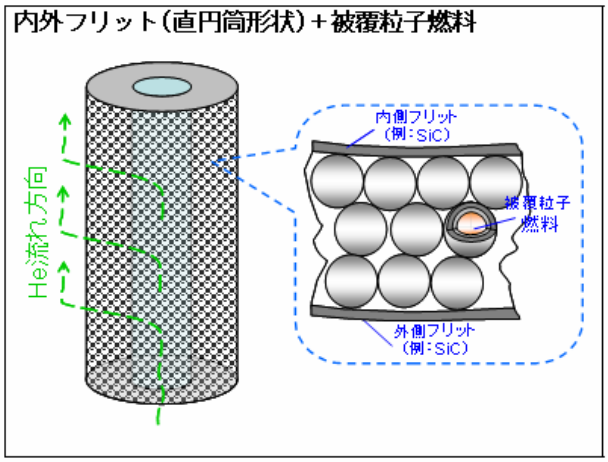
図 4.1.1.12　プラント配置概念図　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅠ終了時）



内側炉心燃料集合体	２４６体
外側炉心燃料集合体	１９２体
径ブランケット燃料集合体	１４４体
主系制御棒	２１体
後備系制御棒	６体
制御棒（受動的炉停止系）	４体
黒鉛遮へい体	１８６体
合計	７９９体

図 4.1.1.13　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型窒化物燃料および酸化物燃料・
横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心





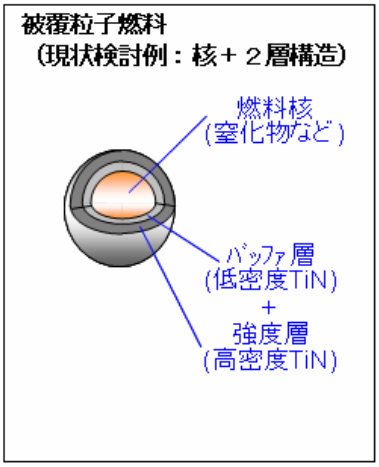
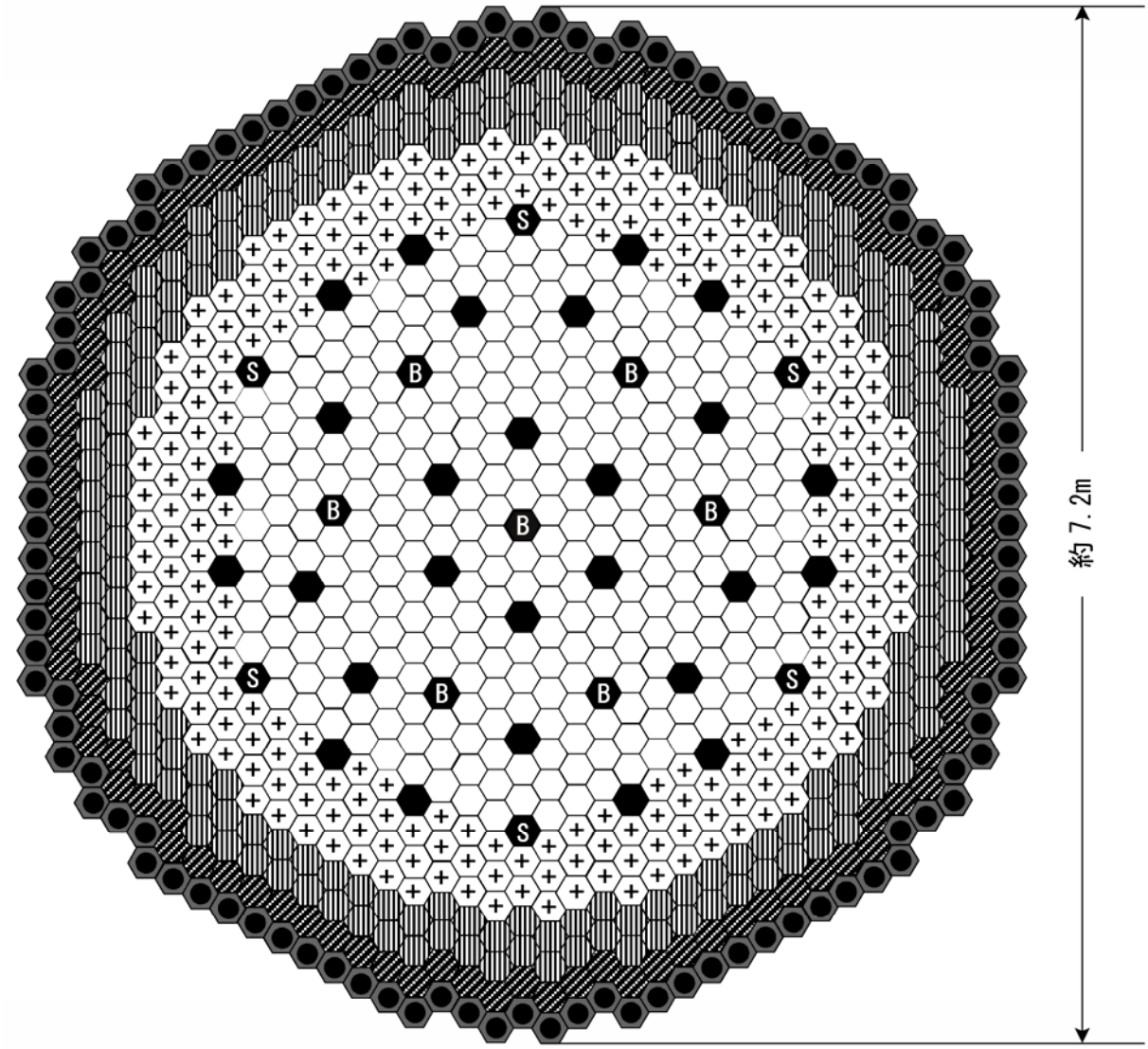


図 4.1.1.14　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型・横方向流冷却コンパートメント燃料体・
燃料構成要素および燃料概念図



	内側炉心燃料集合体	３０３体
+	外側炉心燃料集合体	２４０体
	径方向ブランケット燃料集合体	１８６体
	SiC遮へい体	１０２体
	B_4C遮へい体	１０８体
	主系制御棒	２７体
B	後備系制御棒	７体
S	制御棒（受動的炉停止系）	６体
	合　　計	９７９体

図 4.1.1.15　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心

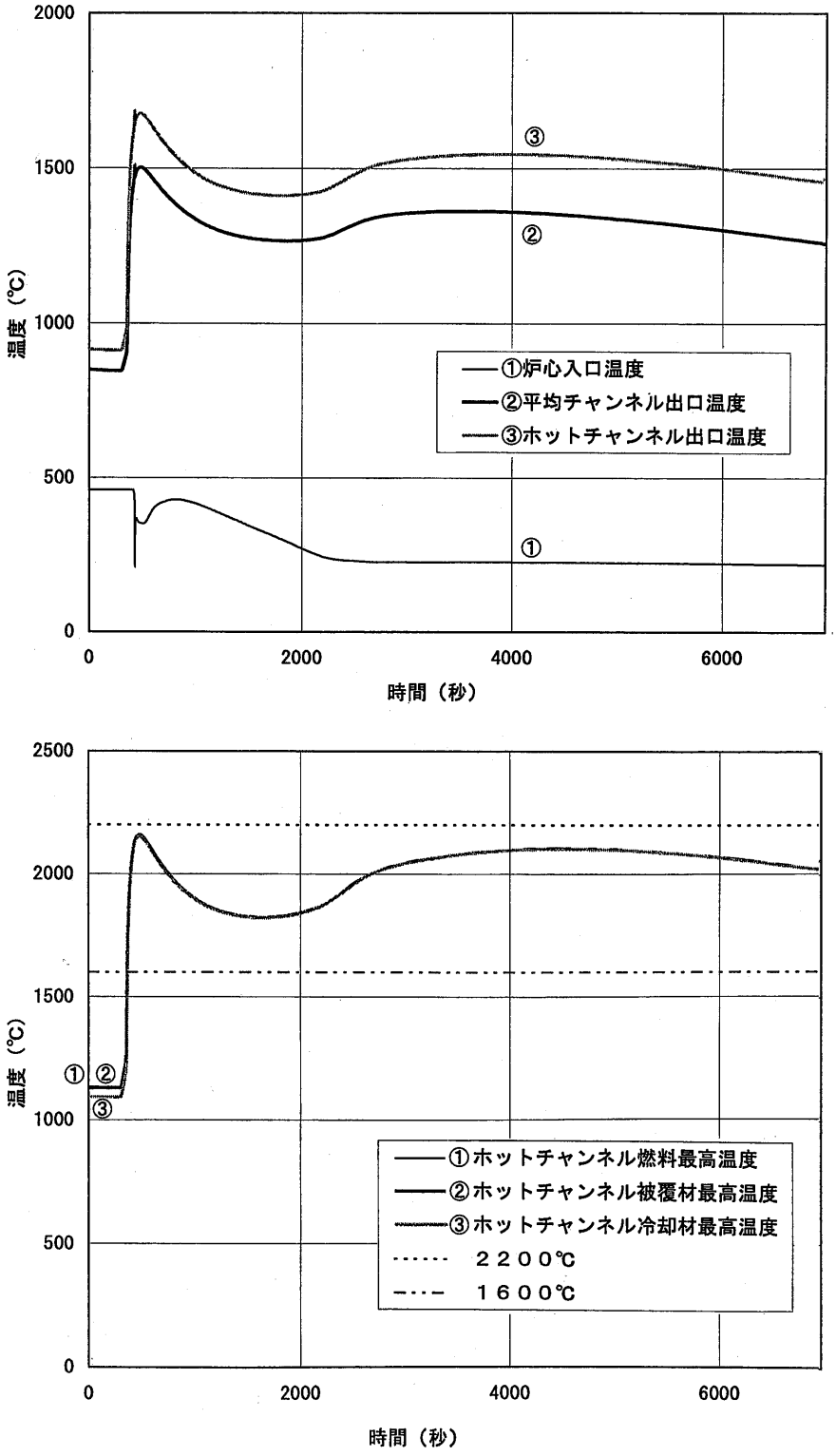
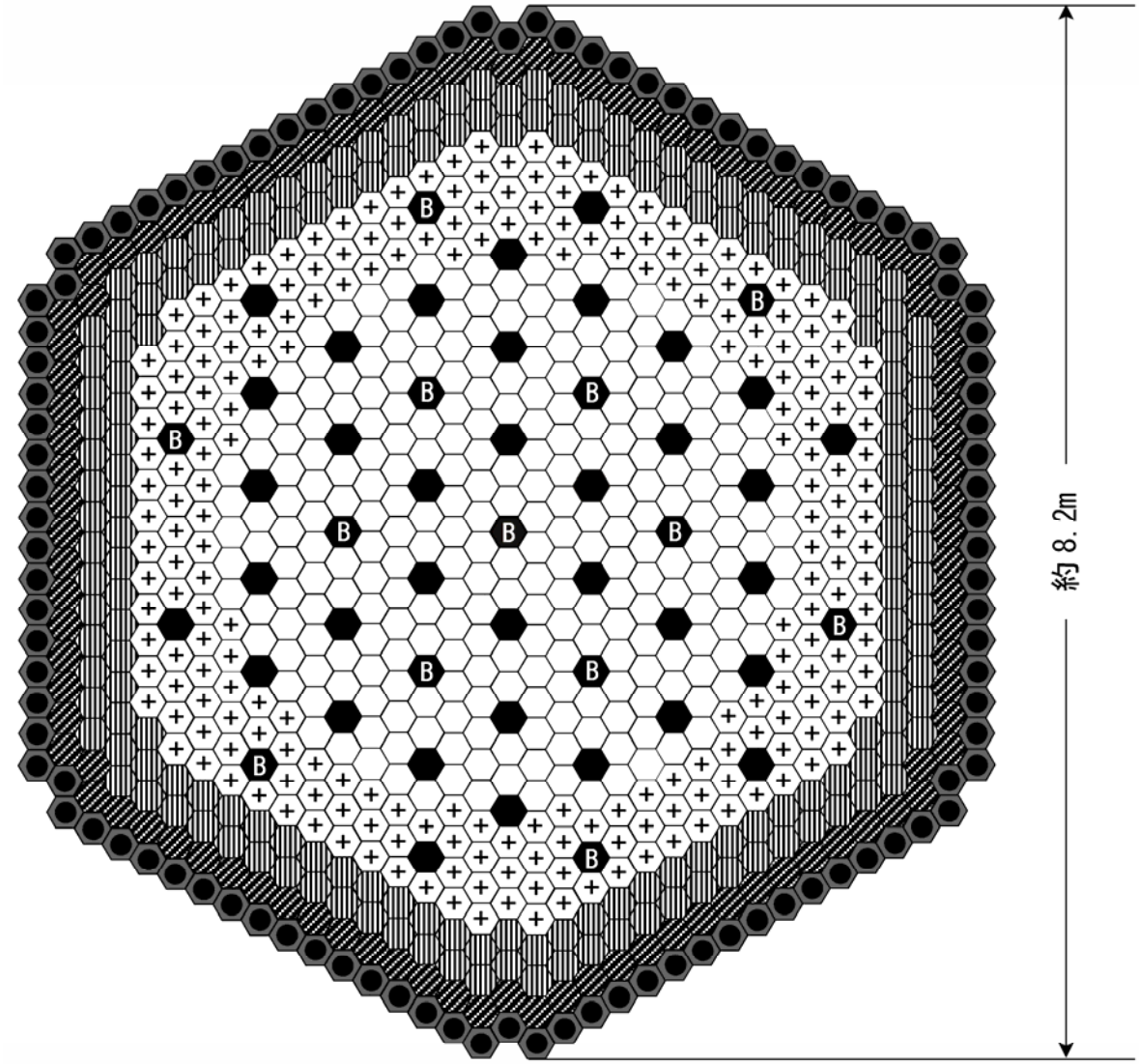


図 4.1.1.16　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント型燃料体概念炉心
安全解析結果（AWS）



内側炉心燃料集合体	２６４体
外側炉心燃料集合体	２２８体
径方向ブランケット燃料集合体	１７４体
SiC遮へい体	９６体
B_4C遮へい体	１０２体
主炉停止系制御棒	３６体
後備炉停止系制御棒	１３体
合　　計	９１３体

図 4.1.1.17　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子窒化物燃料・縦方向冷却六角ブロック燃料体概念炉心

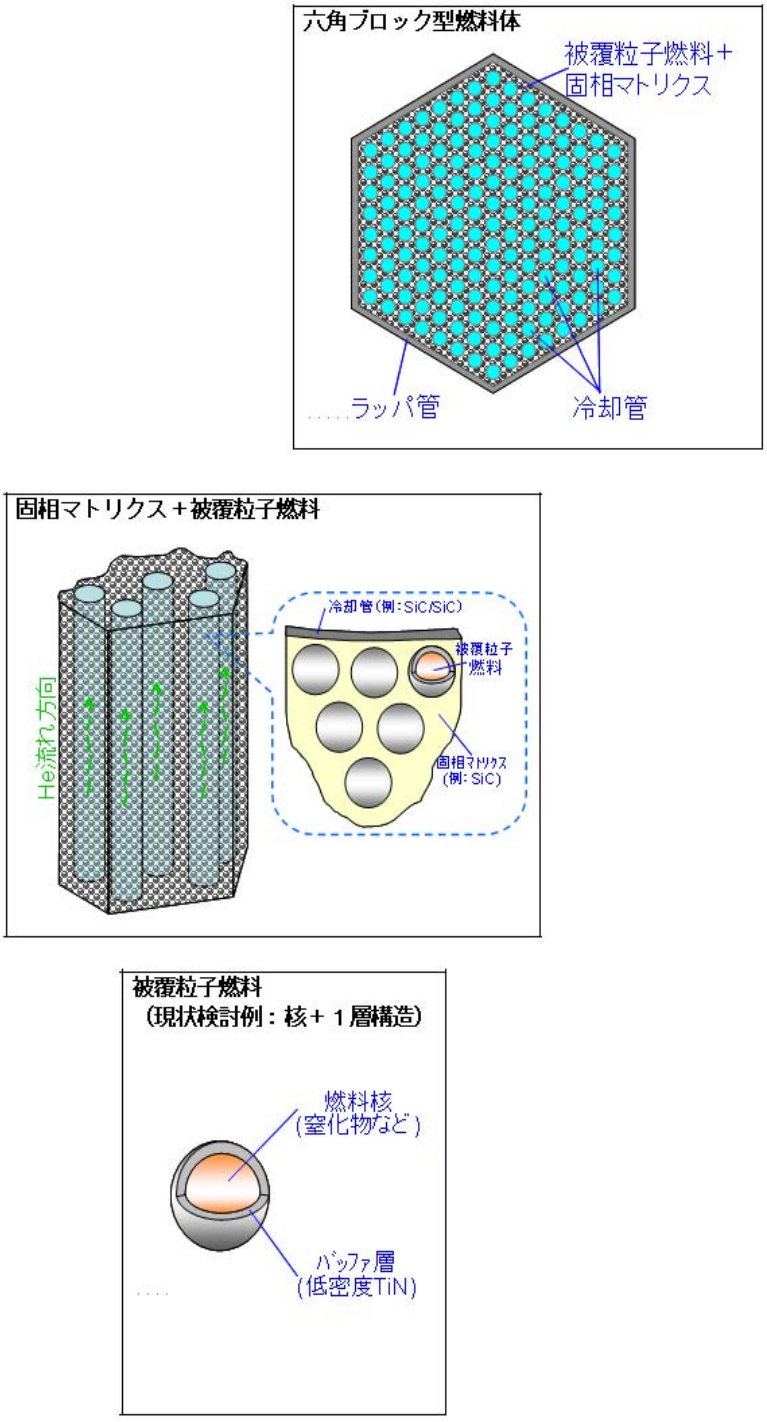
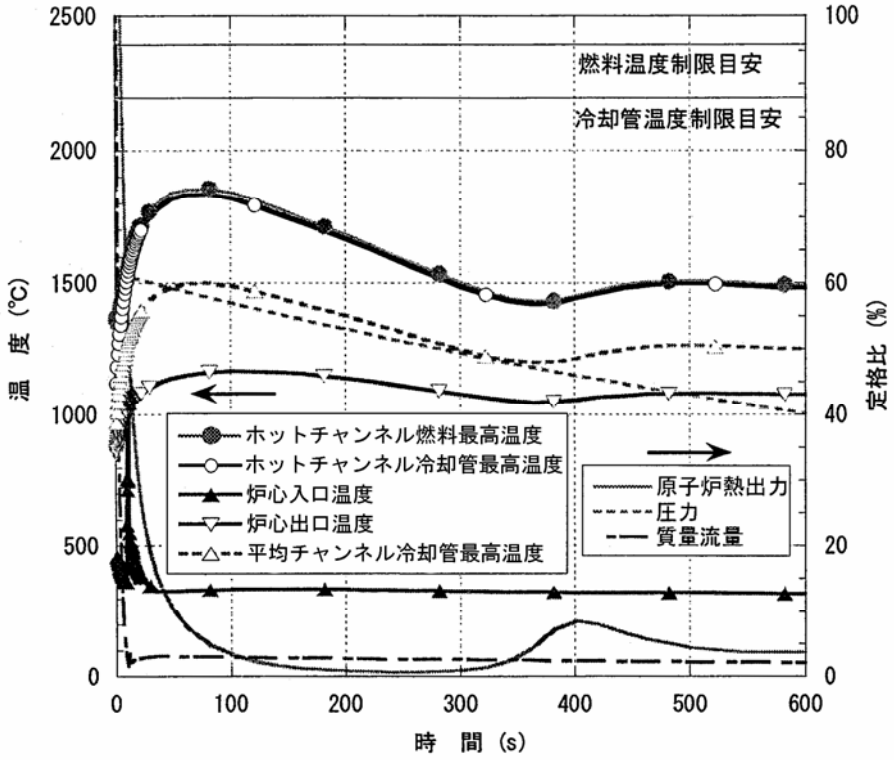
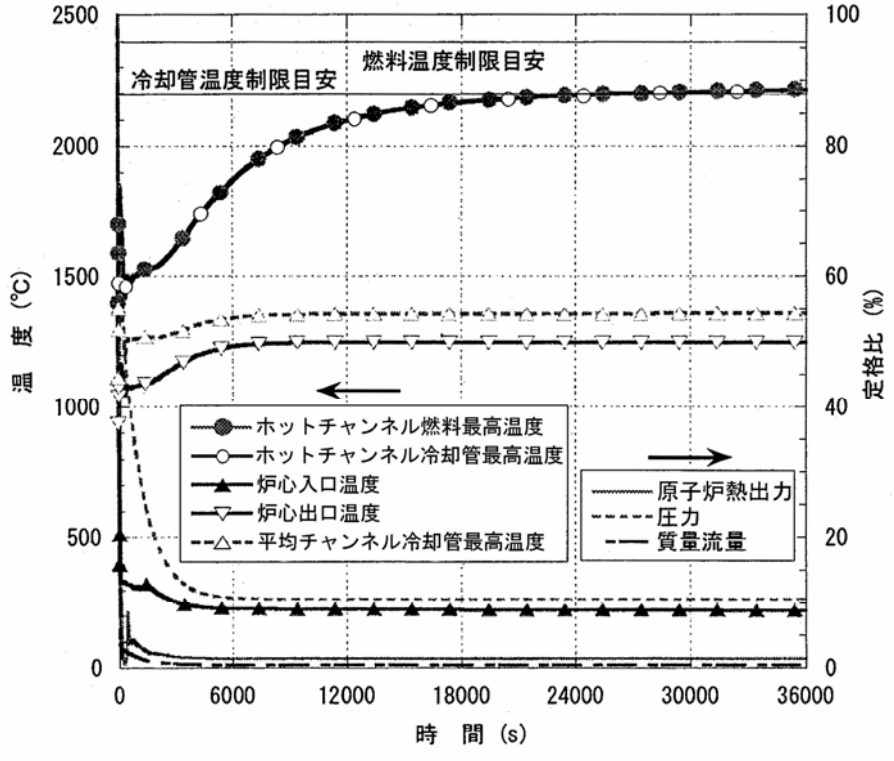


図 4.1.1.18　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体・
燃料構成要素および燃料概念図

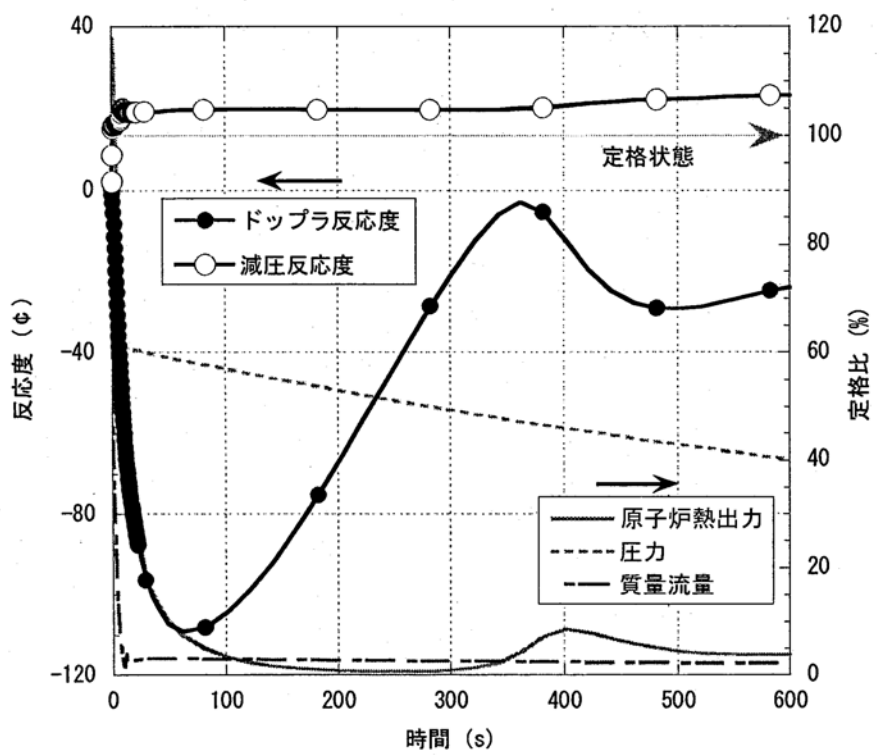


(a) 短期挙動

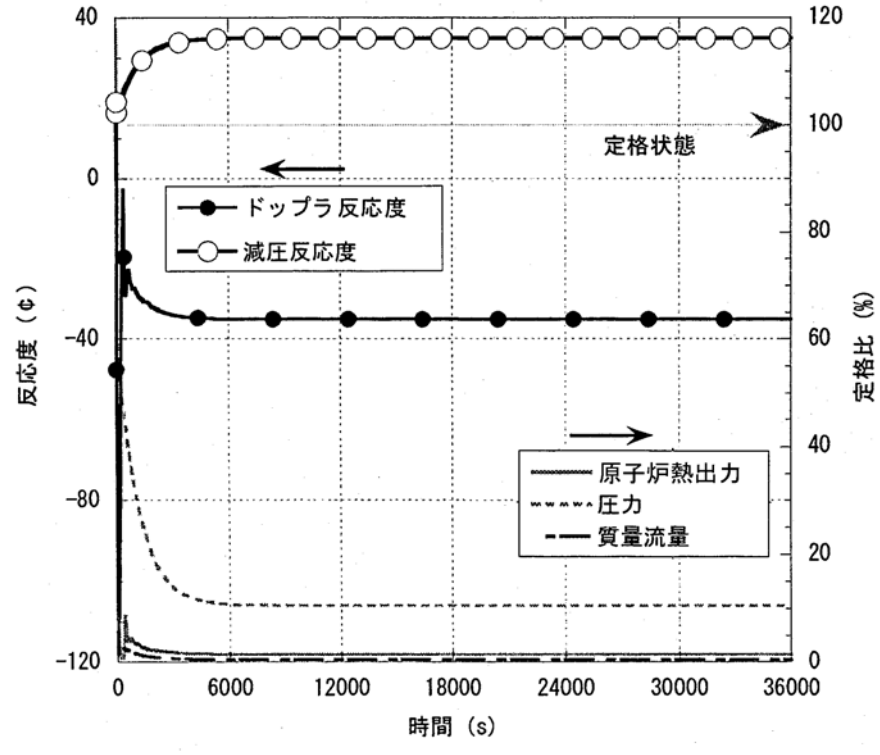


(b) 長期挙動

図 4.1.1.19(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
安全解析結果（AWS＋SASS 作動無し）

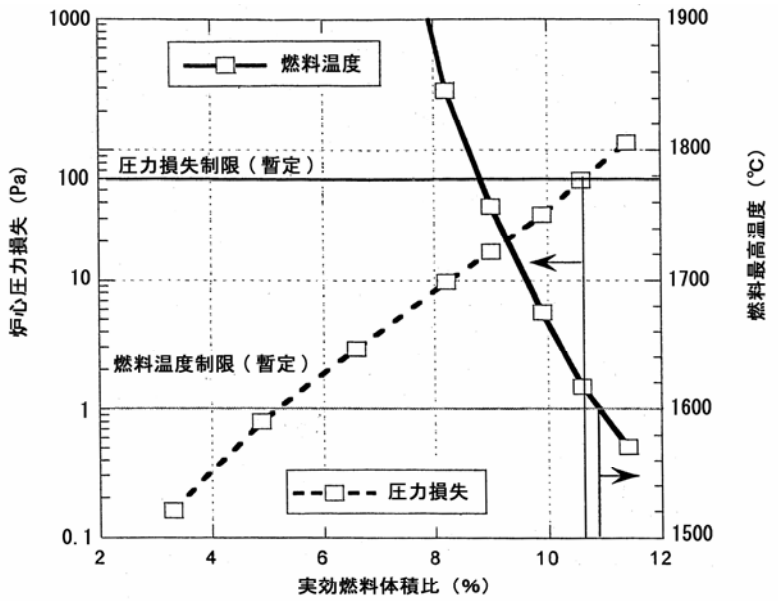


(a) 短期挙動



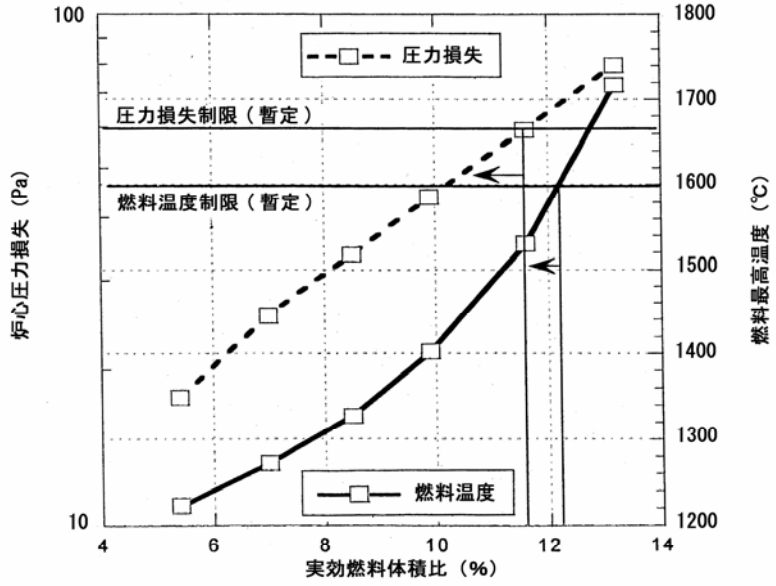
(b) 長期挙動

図 4.1.1.19(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
ブロック型被覆粒子（窒化物）燃料炉心
安全解析結果（AWS＋SASS 作動無し）



減少 ← 充填層幅 → 増加
増加 ← 充填層ピッチ幅 → 減少

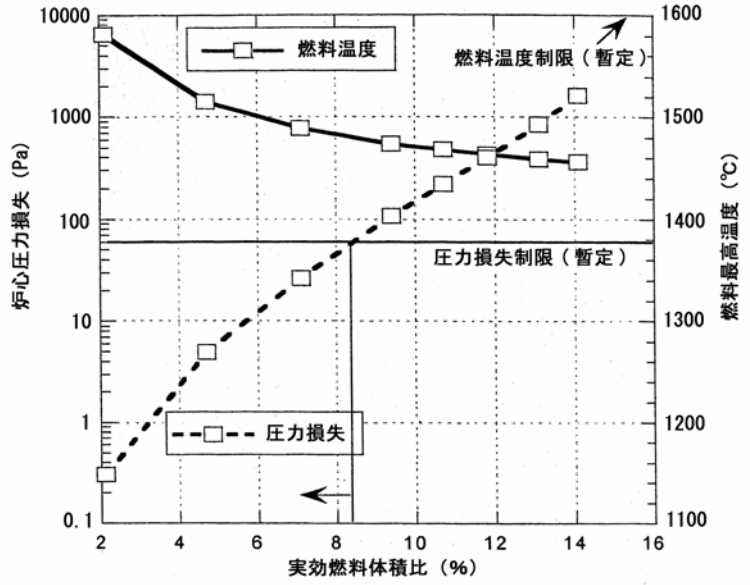
板状集合体における除熱性・圧力損失特性
（板状構造体幅(=充填層幅) 9mm の場合）



増加 ← 冷却管径 → 減少
減少 ← 冷却管ピッチ → 増加

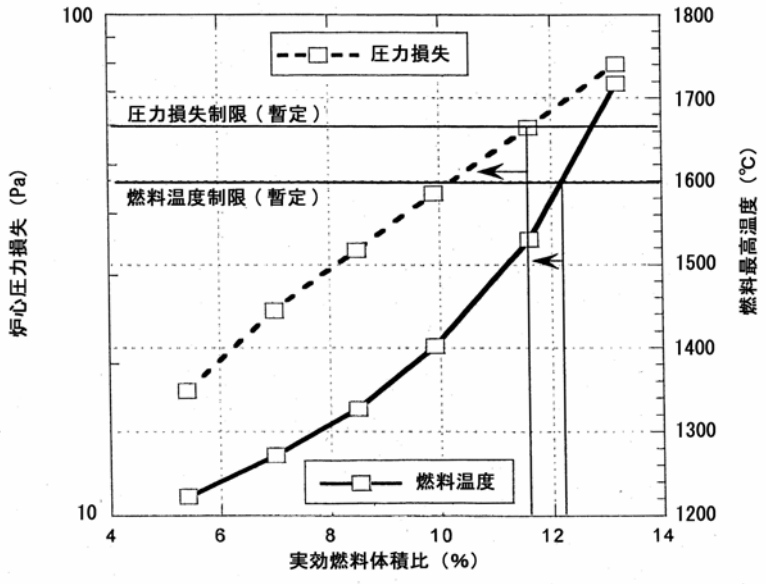
ブロック型集合体における除熱性・圧力損失特性
（冷却管内径 14mm における成立範囲）

図 4.1.1.20　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却 各種燃料体概念炉心
設計可能範囲の検討結果（その１）



増加 ← ペブル球径 → 減少
減少 ← ペブル球充填率 → 増加

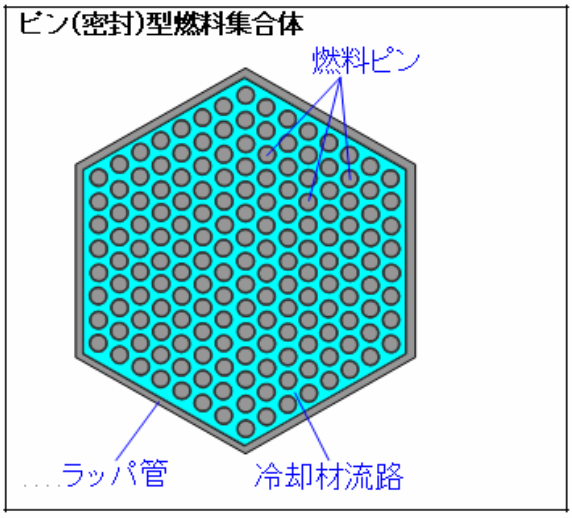
球状（ペブルベッド型）集合体における除熱性・圧力損失特性
（ペブル球内径 16mm における成立範囲）

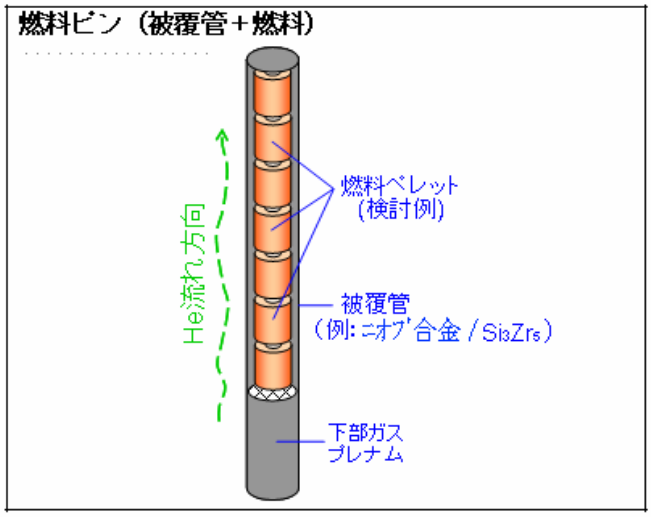


増加 ← 冷却管径 → 減少
減少 ← 冷却管ピッチ → 増加

ブロック型集合体における除熱性・圧力損失特性
（冷却管内径 14mm における成立範囲）

図 4.1.1.21　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却 各種燃料体概念炉心
設計可能範囲の検討結果（その２）





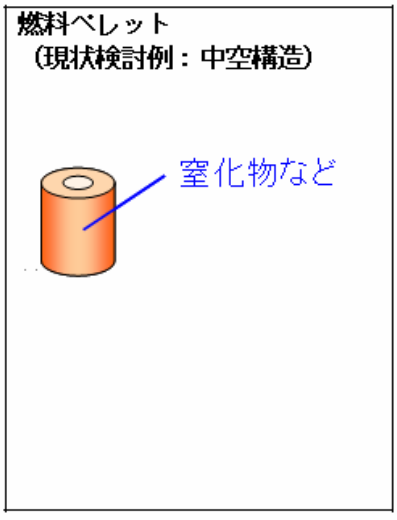
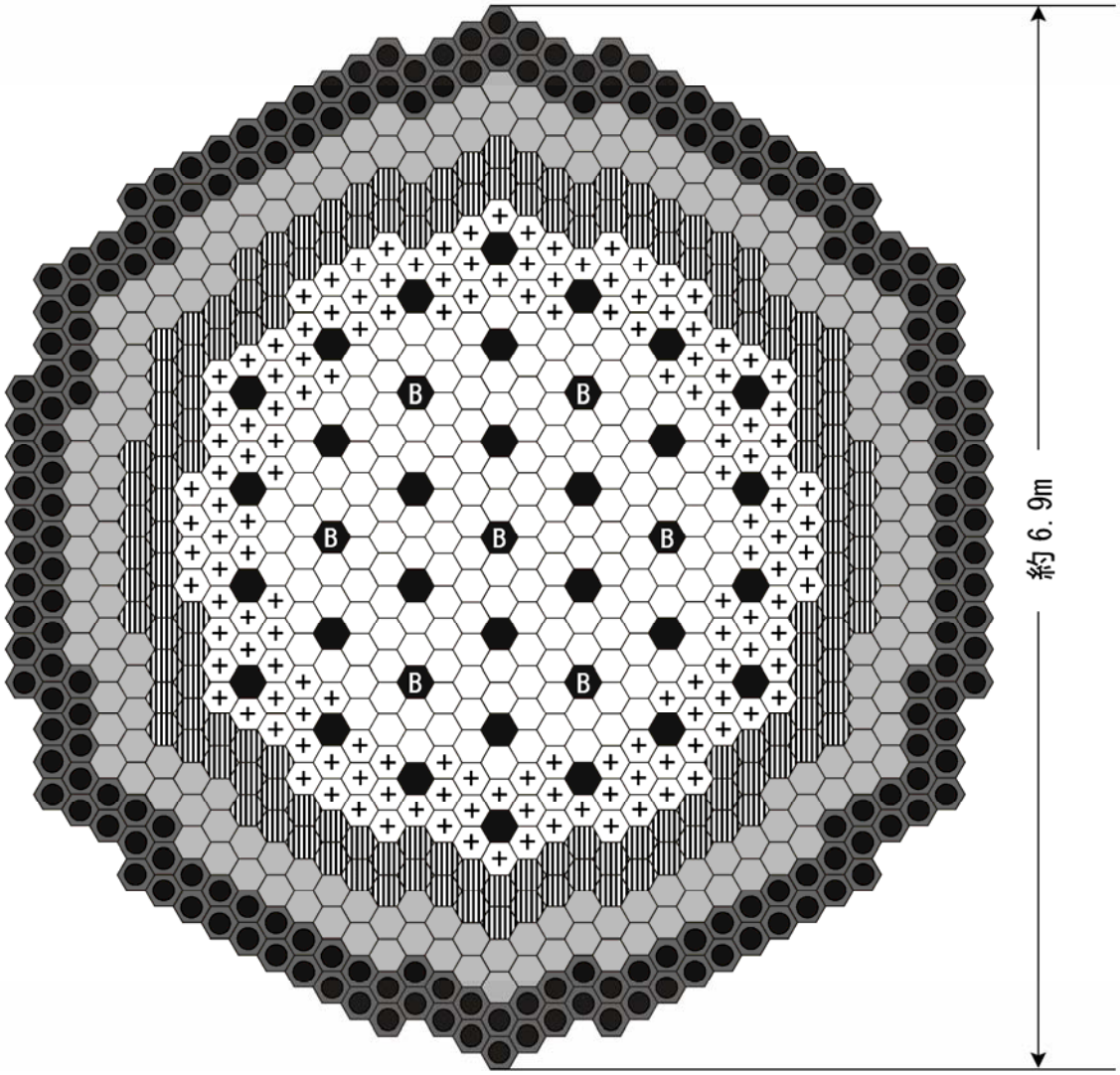
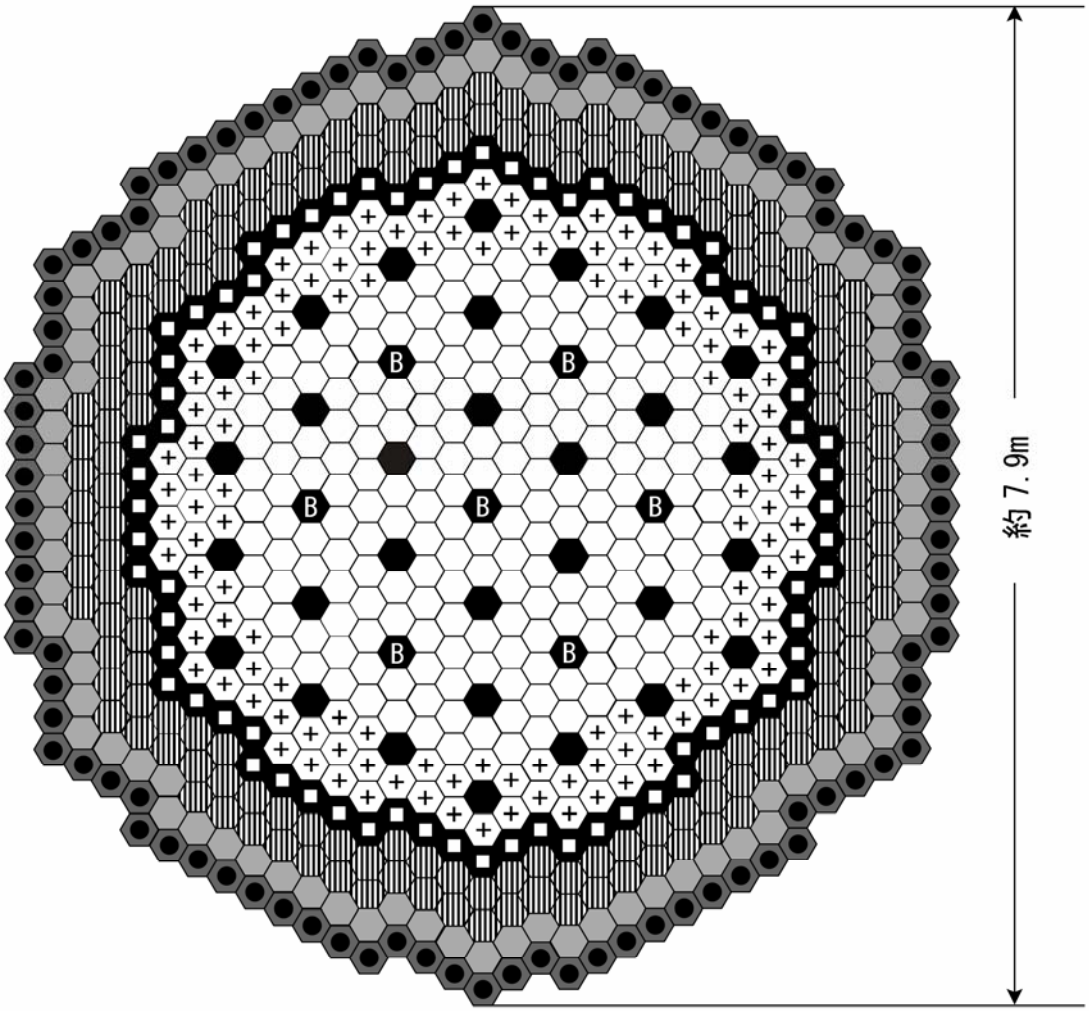


図 4.1.1.22　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
耐熱ピン型燃料縦方向冷却燃料集合体・燃料構成要素および燃料概念図



内側炉心燃料集合体	１６８体
外側炉心燃料集合体	１５０体
径ブランケット集合体	１５０体
主系制御棒	３０体
後備系制御棒	７体
SUS遮へい体	１７４体
B_4C遮へい体	１９８体
合　　計	８７７体

図 4.1.1.23　フェーズⅠ設計：ヘリウムガス冷却炉・
耐熱ピン型窒化物燃料（ニオブ合金被覆管／Si_3Zr_5被覆管型燃料集合体）
概念炉心



⬡	内側炉心燃料集合体	１９２体
⊕	外側炉心燃料集合体	１２６体
▨	径方向ブランケット燃料集合体	１６２体
⬢	Pb-Bi遮へい体	７２体
⬢	SUS遮へい体	９０体
⬢	B_4C遮へい体	９６体
⬢	主系制御棒	３０体
Ⓑ	後備系制御棒	７体
	合　　計	７７５体

図 4.1.1.24　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
耐熱ピン型窒化物燃料（Si_3Zr_5被覆管型燃料集合体）概念炉心

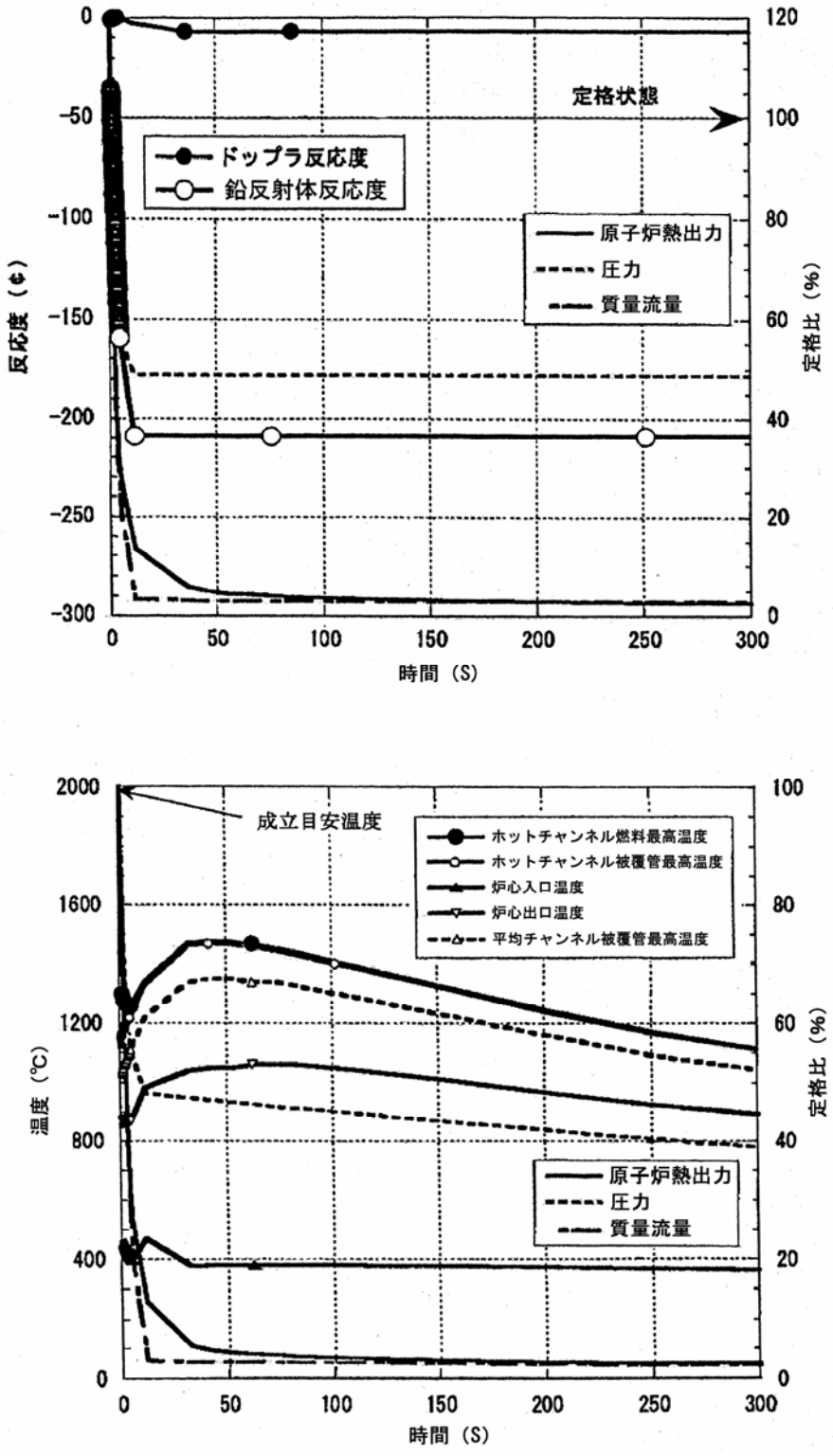
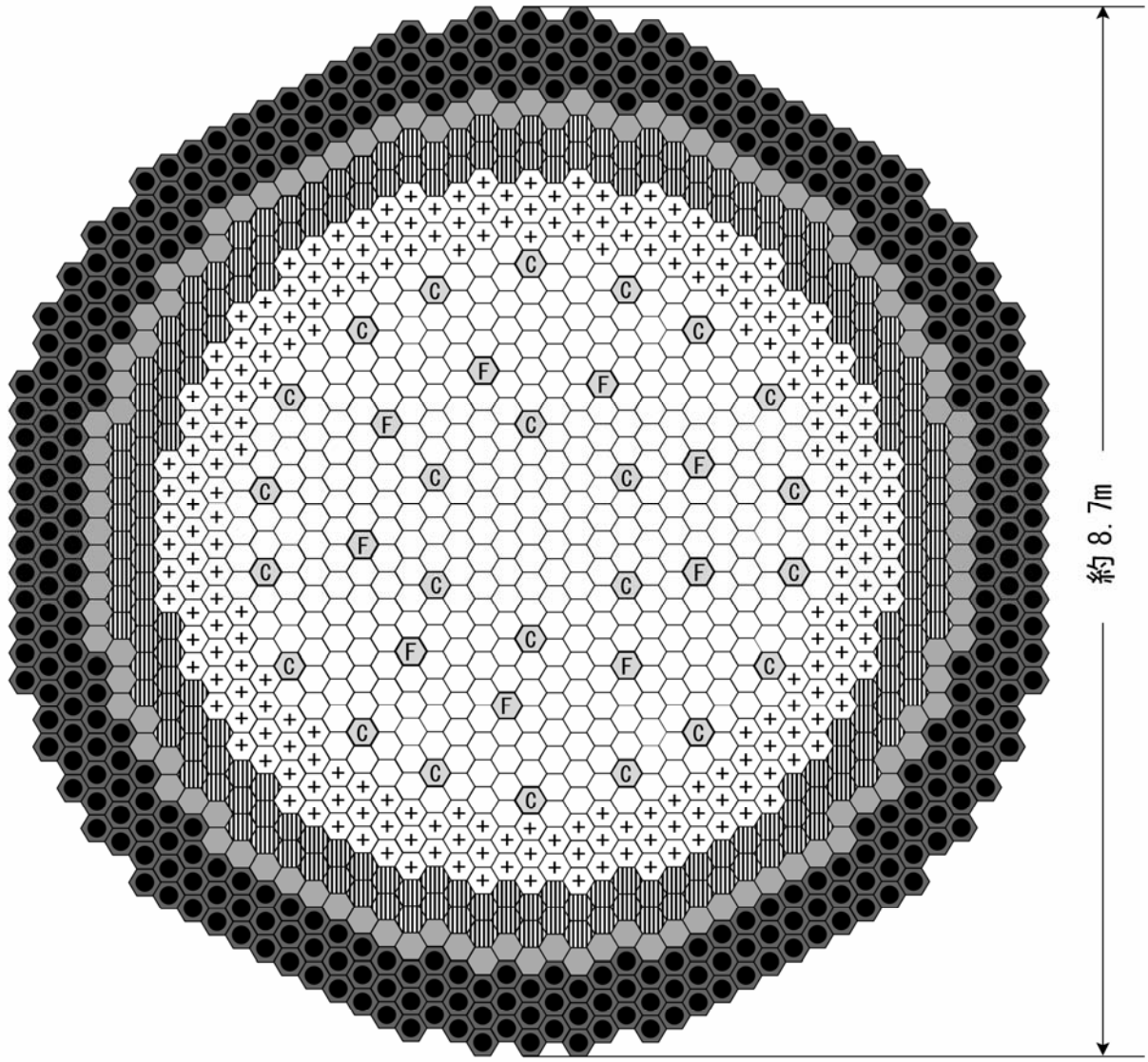
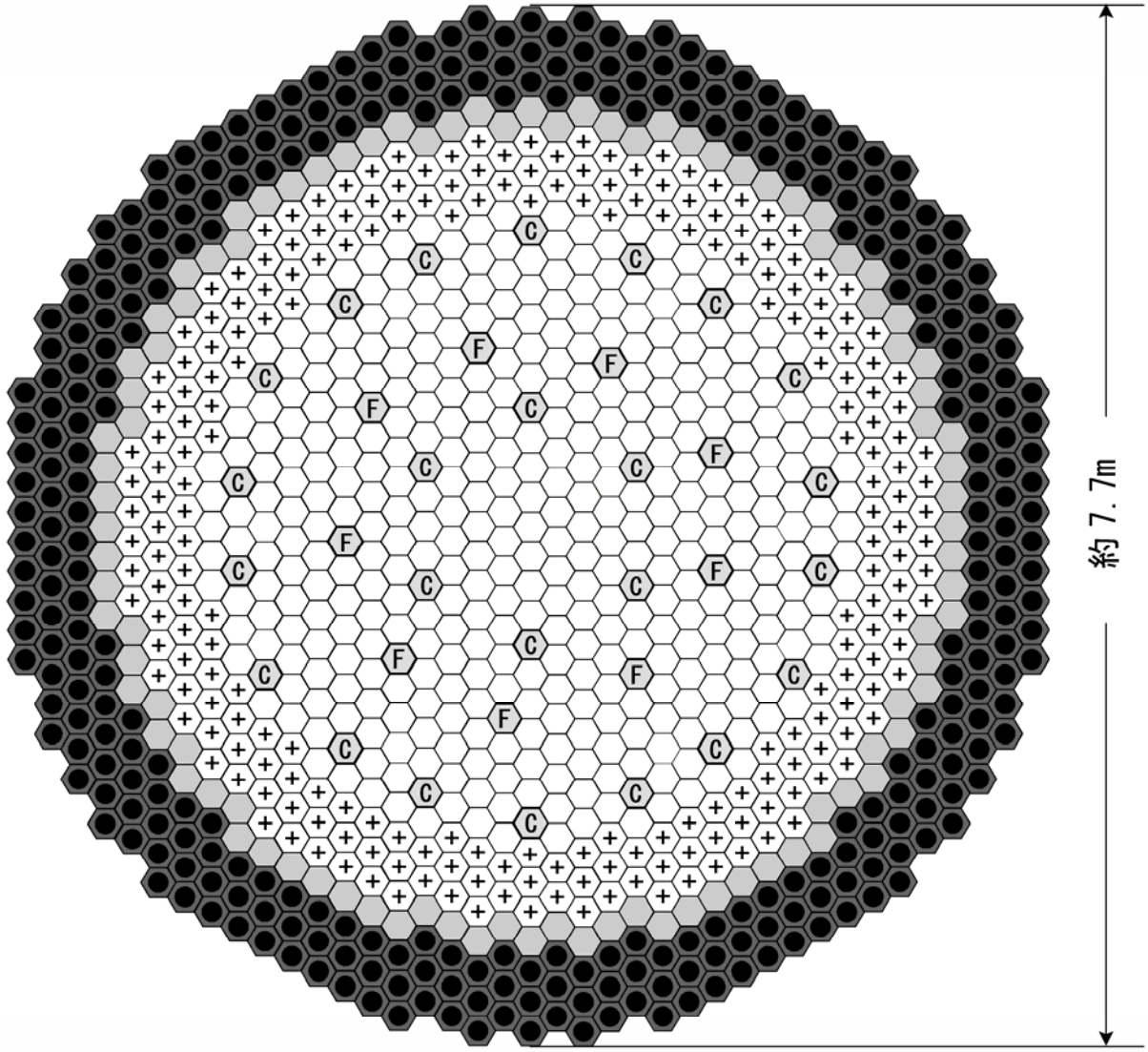


図 4.1.1.25　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン型窒化物燃料（Si_3Zr_5 被覆管型燃料集合体）概念炉心安全解析結果（ULOF＋即応型 SASS 作動有り）



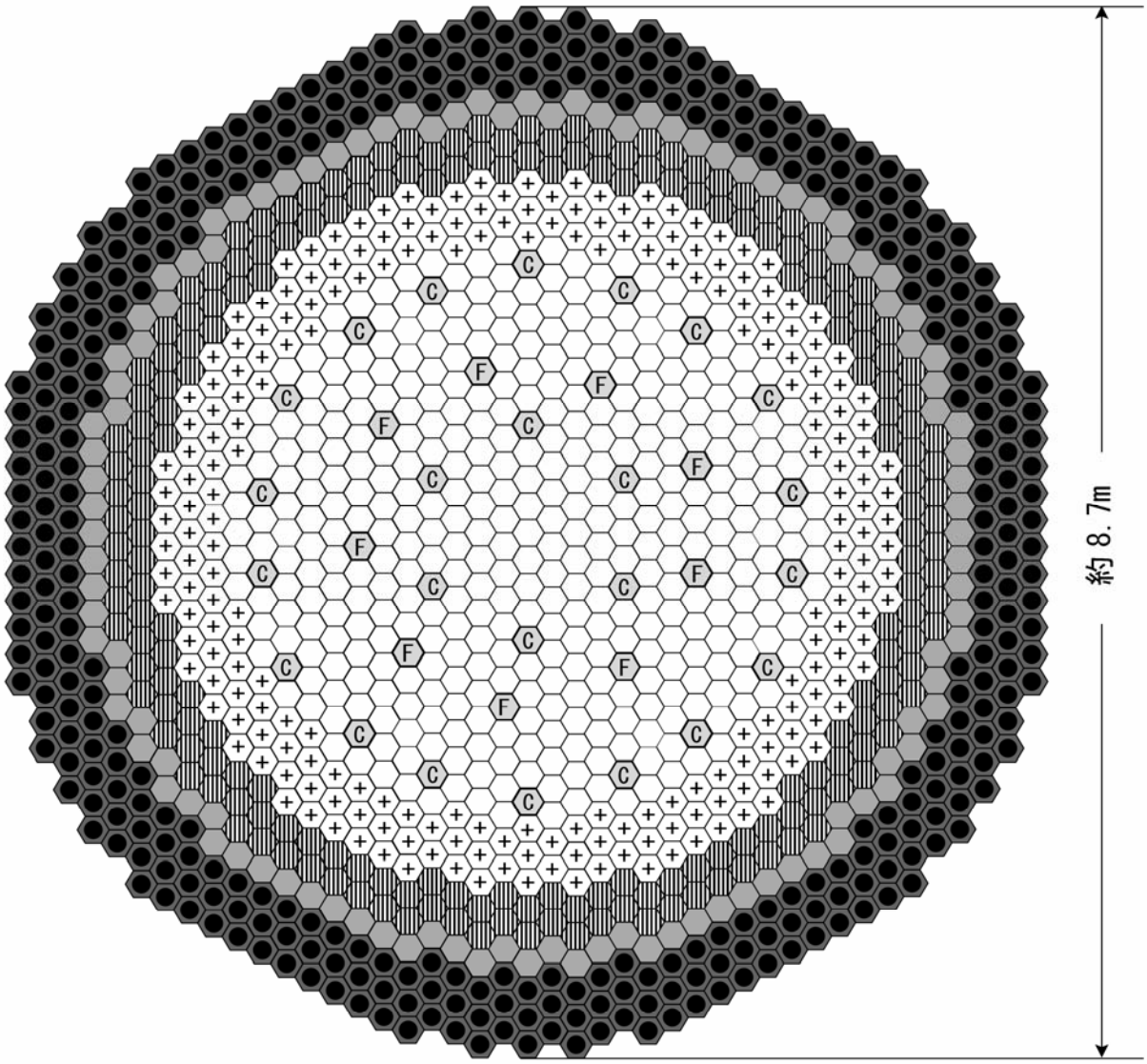
内側炉心燃料集合体	３８８体
外側炉心燃料集合体	２２８体
径方向ブランケット燃料集合体	１９８体
SUS遮へい体	１０８体
B_4C遮へい体	３６０体
粗調整棒	２４体
微調整棒	９体
合　　計	１３１５体

図 4.1.1.26　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・
ピン型酸化物燃料・導入期資源有効利用型炉心



内側炉心燃料集合体	３８８体
外側炉心燃料集合体	２２８体
SUS遮へい体	９６体
B_4C遮へい体	３２４体
粗調整棒	２４体
微調整棒	９体
合　　計	１０６９体

図 4.1.1.27　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・
ピン型酸化物燃料・平衡期経済性重視型炉心



内側炉心燃料集合体	３８８体
外側炉心燃料集合体	２２８体
径方向ブランケット燃料集合体	１９８体
SUS遮へい体	１０８体
B_4C遮へい体	３６０体
粗調整棒	２４体
微調整棒	９体
合　　計	１３１５体

図 4.1.1.28　フェーズⅠ設計：炭酸ガス冷却炉・
ピン型窒化物燃料（^{15}N100%および ^{14}N100%）
平衡期経済性重視型炉心

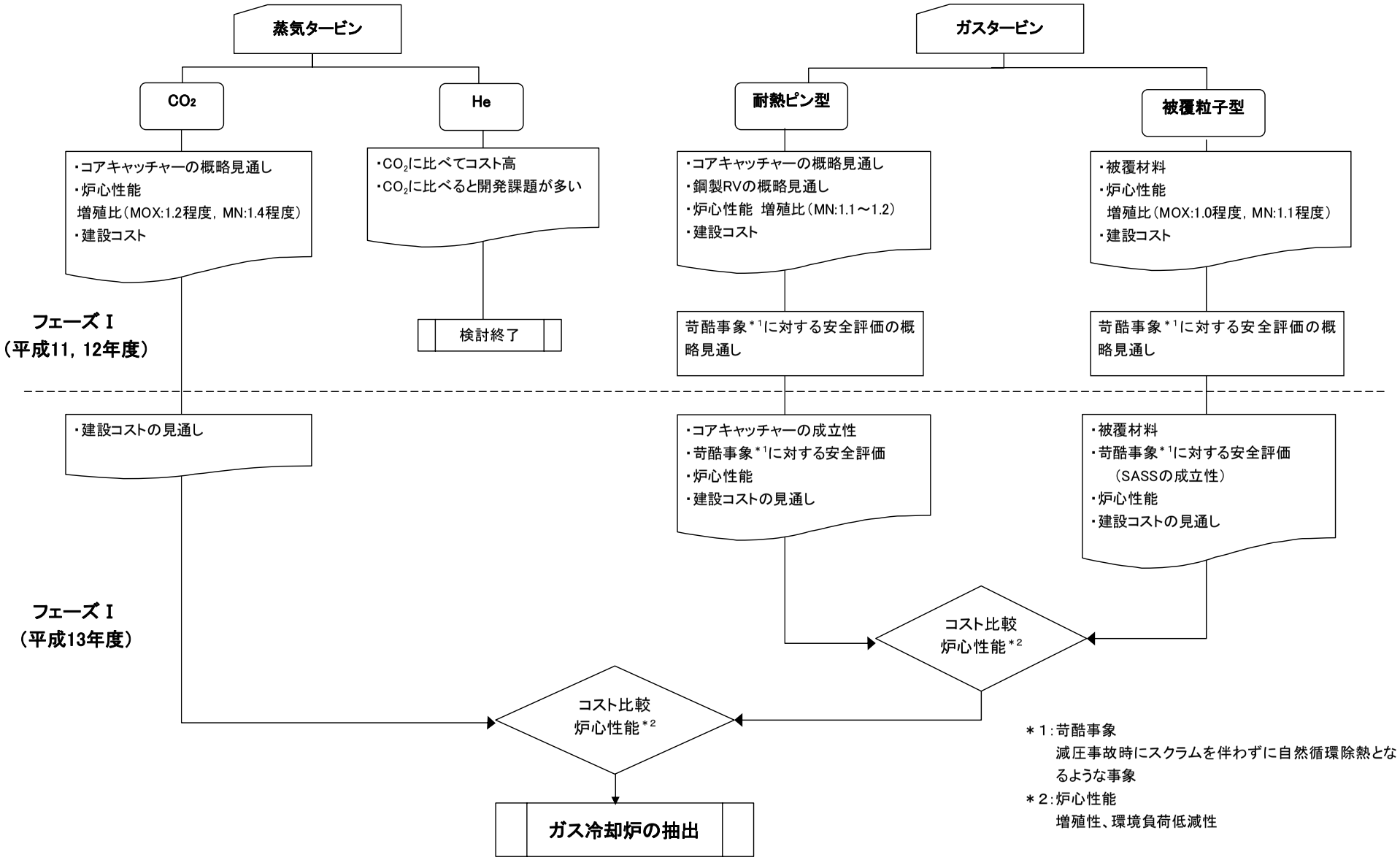
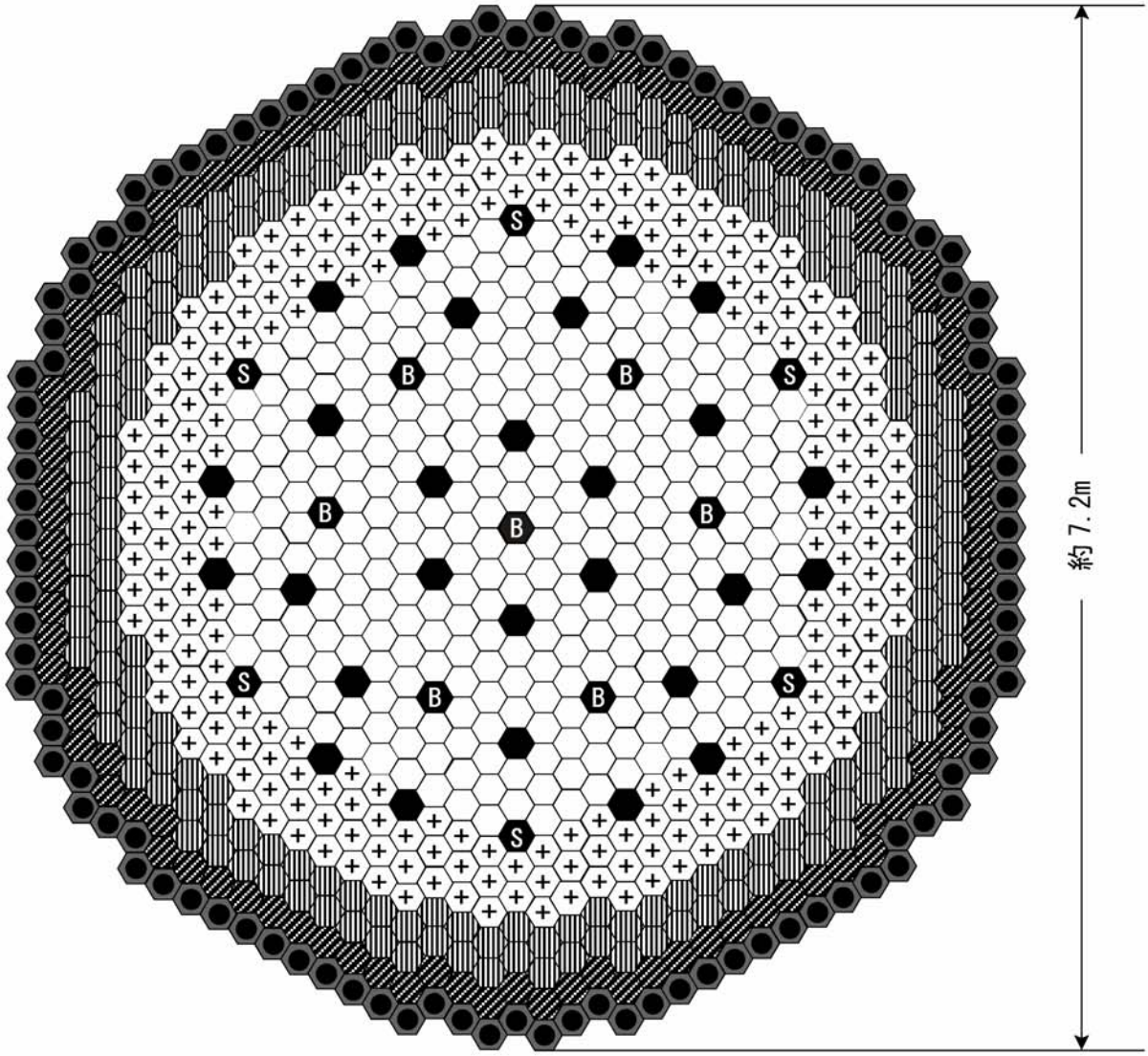


図 4.1.1.29　ガス冷却炉抽出工程



	内側炉心燃料集合体	３０３体
+	外側炉心燃料集合体	２４０体
	径方向ブランケット燃料集合体	１８６体
	SiC遮へい体	１０２体
	B_4C遮へい体	１０８体
	主系制御棒	２７体
B	後備系制御棒	７体
S	制御棒（受動的炉停止系）	６体
	合　　計	９７９体

図 4.1.1.30　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・
被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体・
導入期資源有効利用型炉心

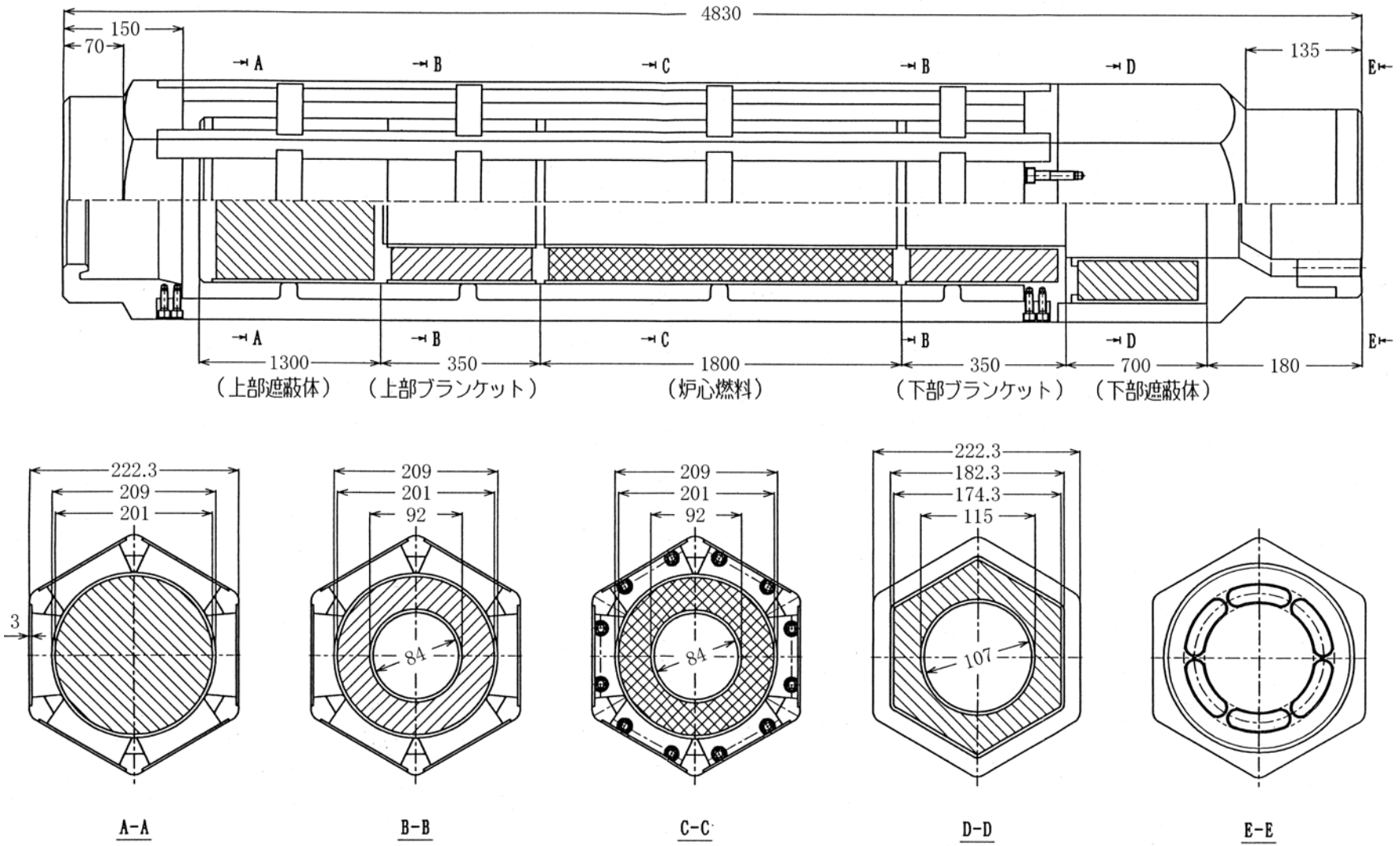


図 4.1.1.31　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念図　（非実尺縮図）

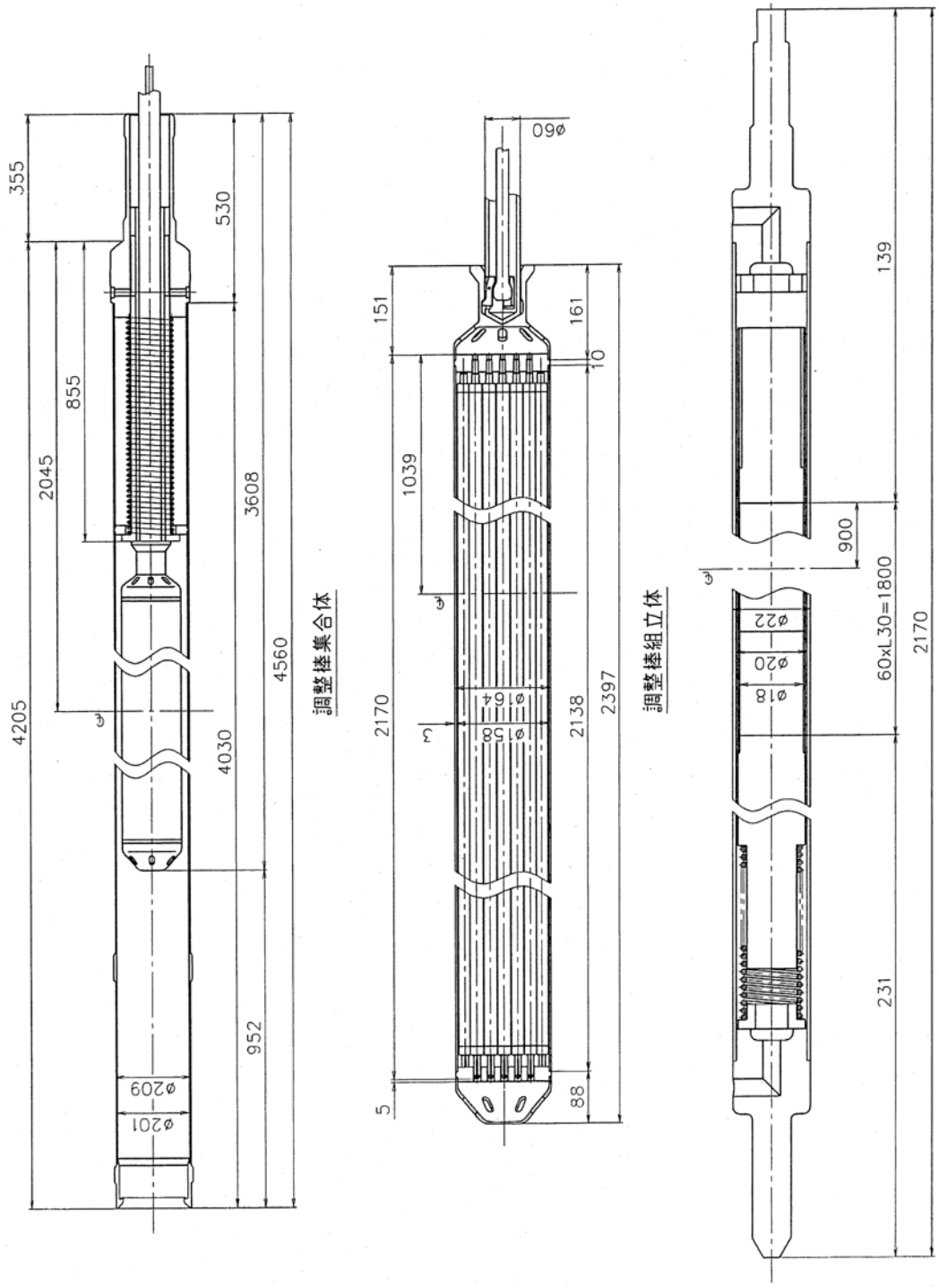


図 4.1.1.32（1/2）　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　主炉停止系制御棒概念図

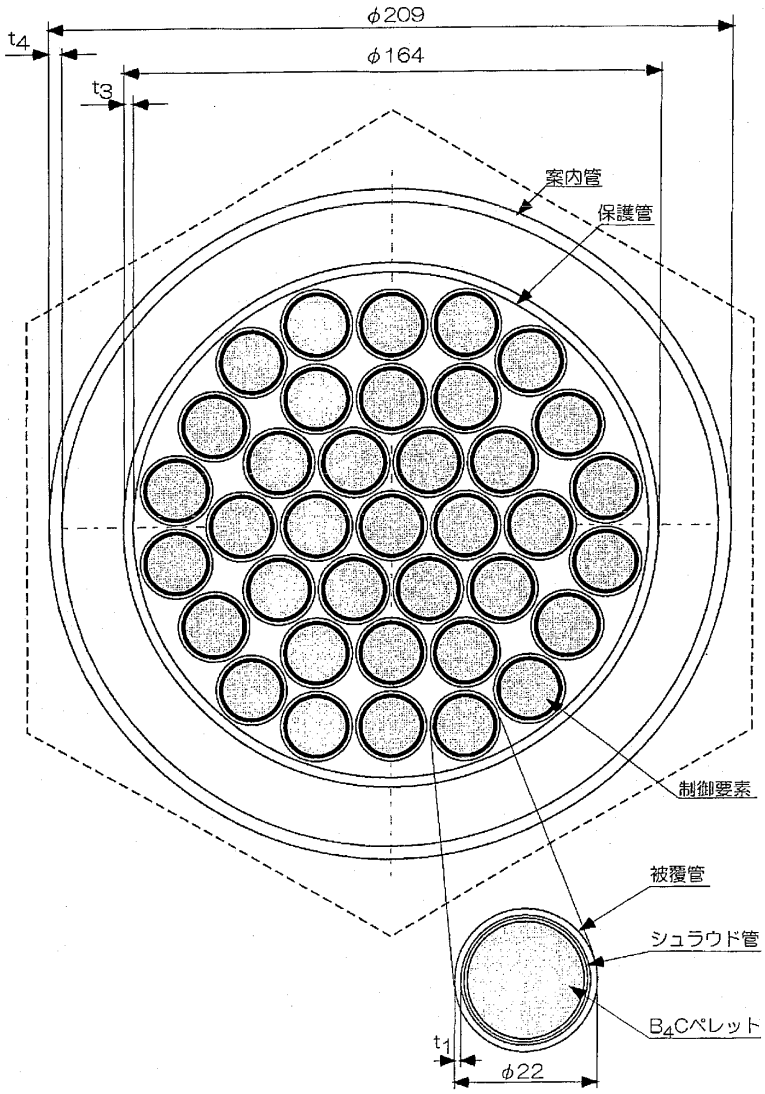


図 4.1.1.32（2/2）　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　主炉停止系制御棒概念図

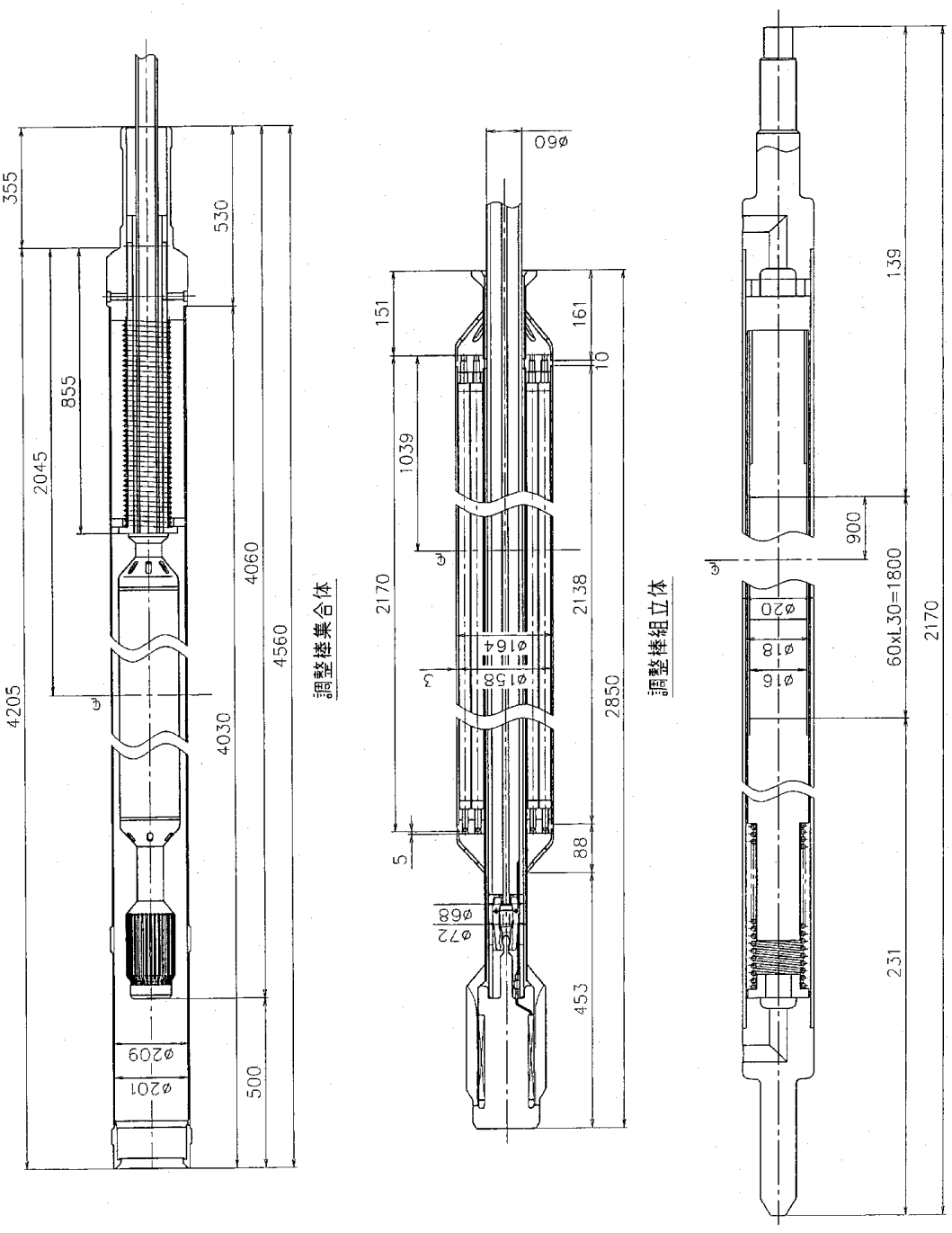


図 4.1.1.33（1／2）　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　後備炉停止系制御棒概念図

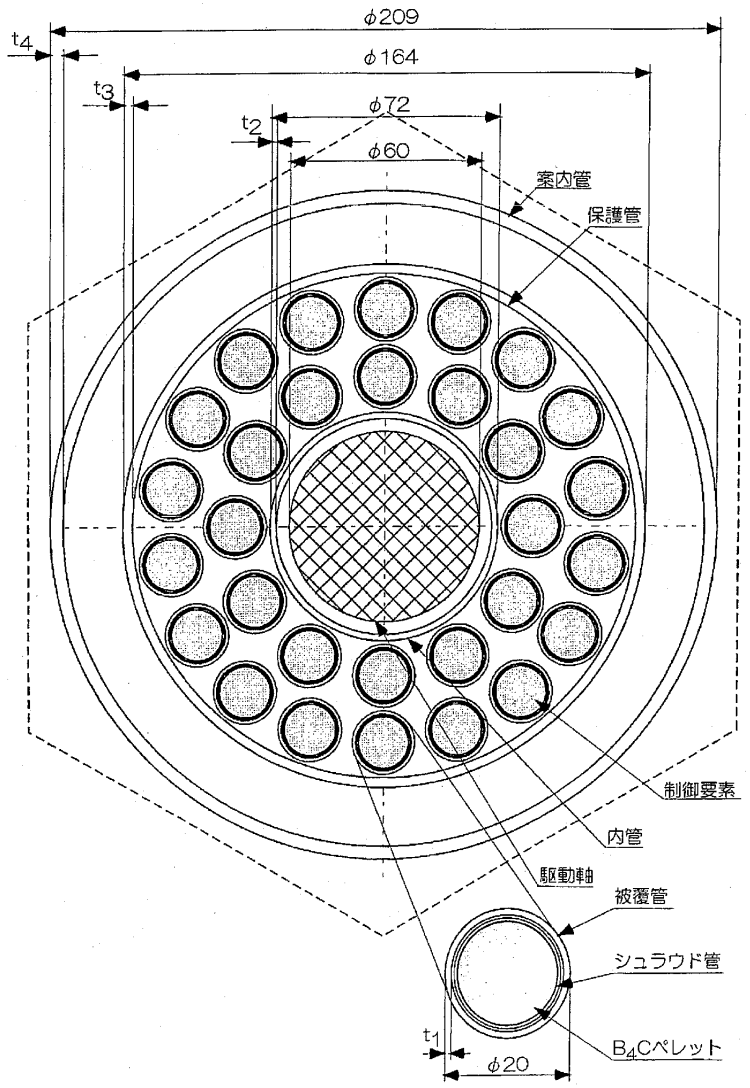


図 4.1.1.33（2／2）　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心　後備炉停止系制御棒概念図

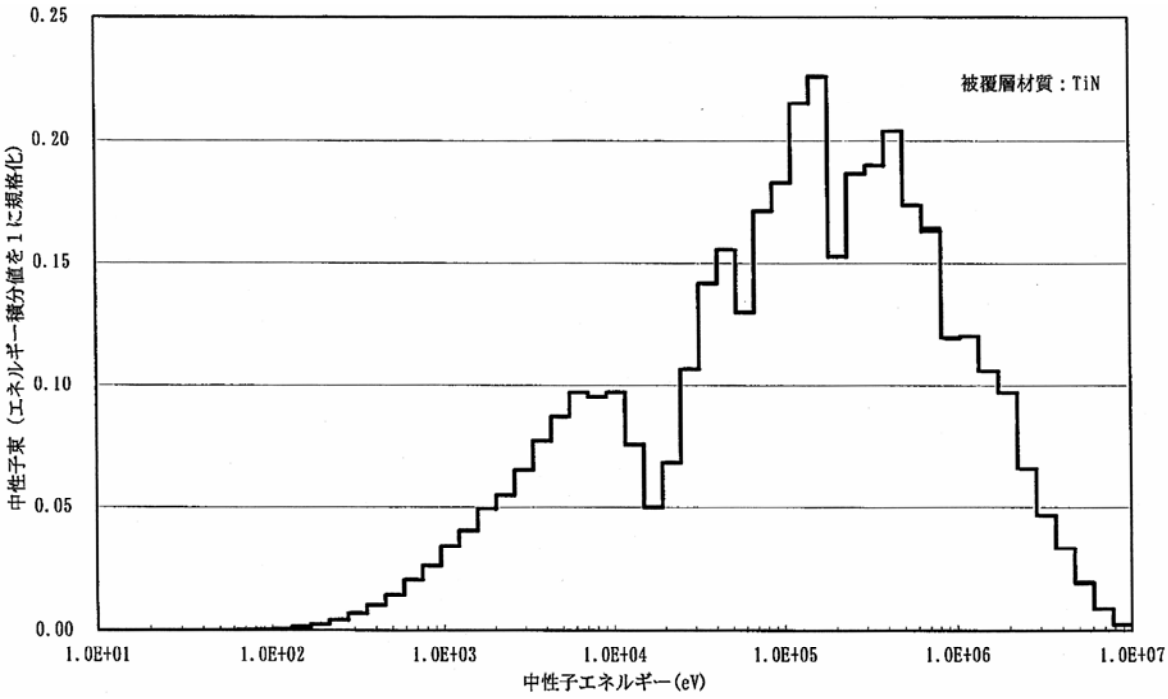


図 4.1.1.34　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却 コンパートメント燃料体概念炉心
炉心部中性子エネルギースペクトル

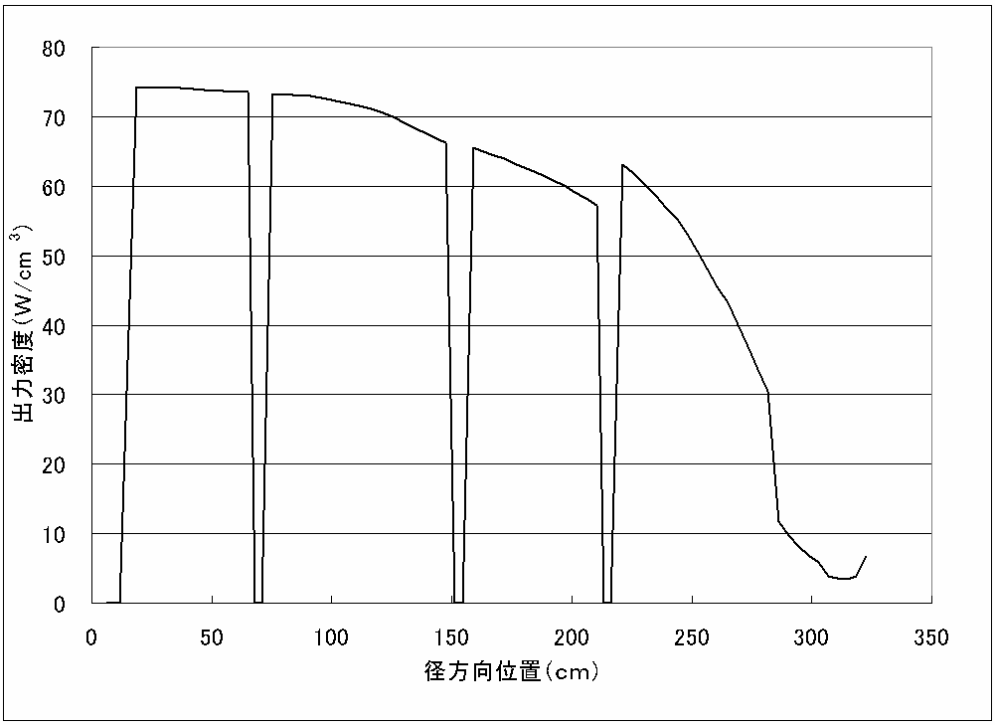


図 4.1.1.35（1/2）フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心 径方向出力分布

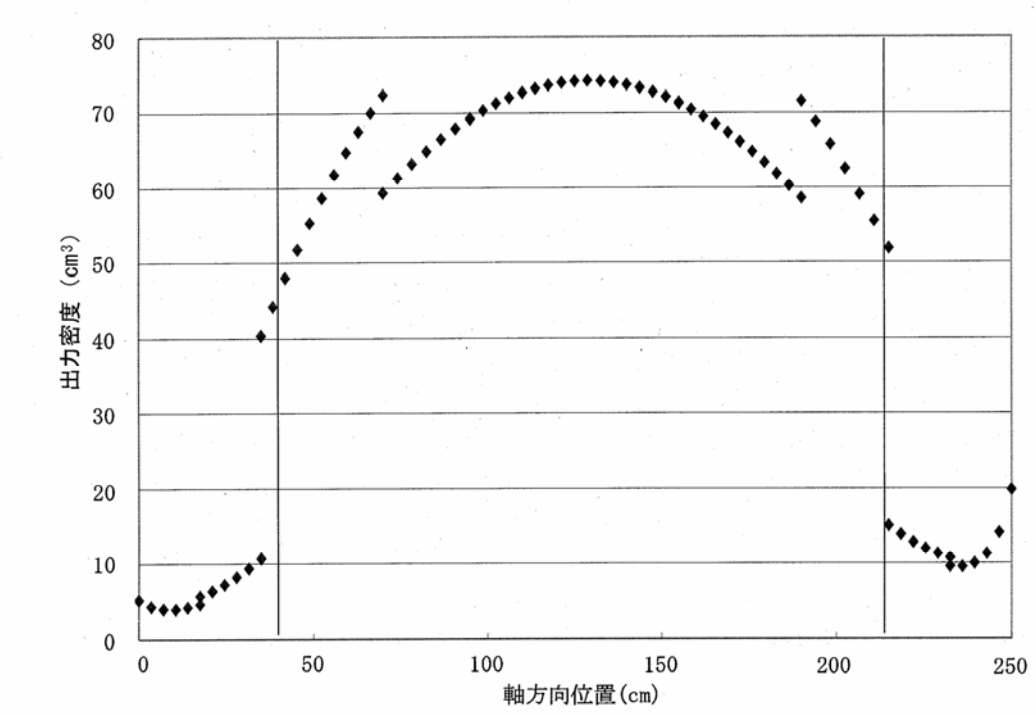
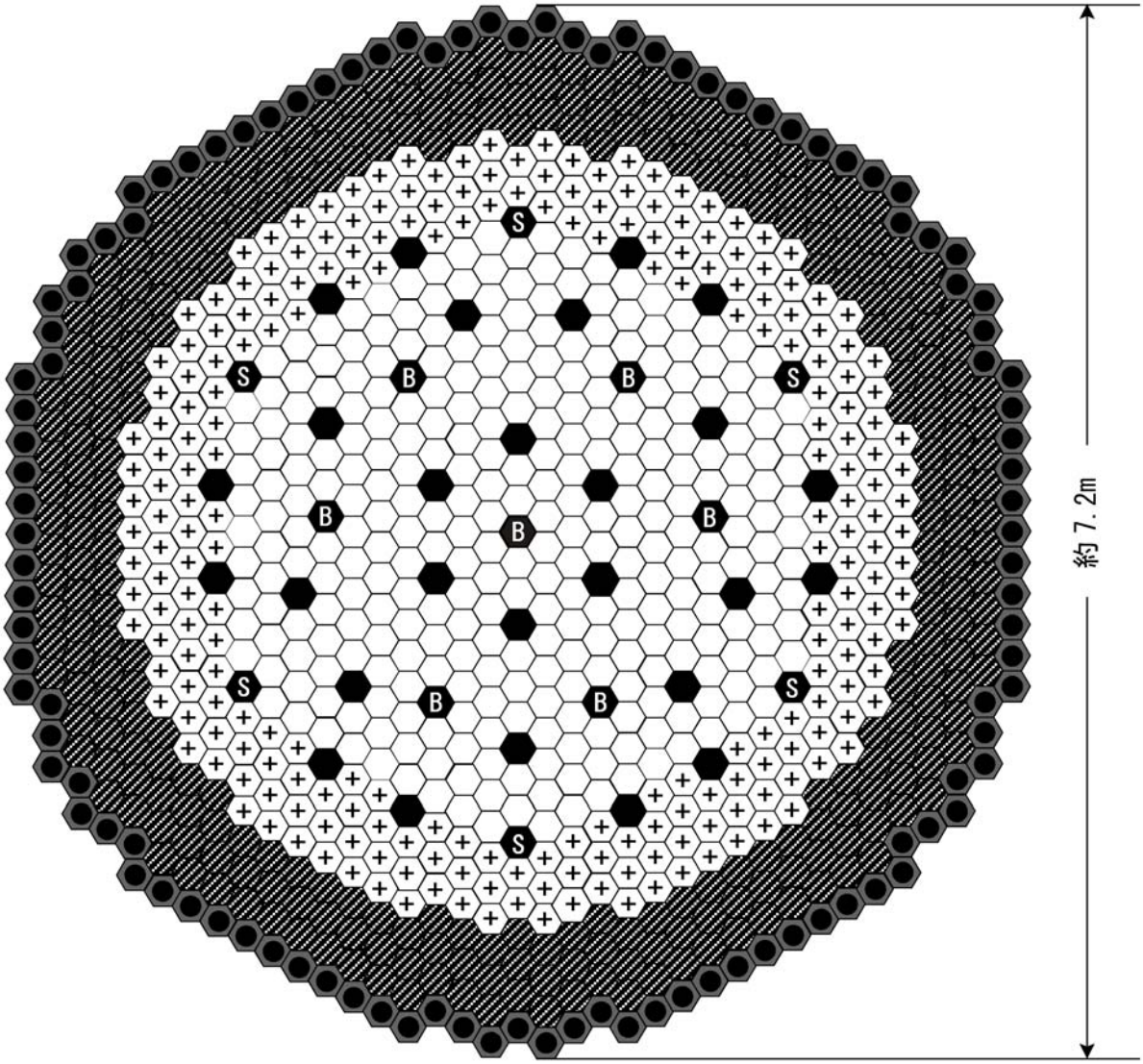


図 4.1.1.35（2/2）フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心 軸方向出力分布



⬡	内側炉心燃料集合体	３０３体
⊕	外側炉心燃料集合体	２４０体
▨	SiC遮へい体	２８８体
●	B_4C遮へい体	１０８体
⬢	主系制御棒	２７体
B	後備系制御棒	７体
S	制御棒（受動的炉停止系）	６体
	合　　計	９７９体

図 4.1.1.36　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心
（平衡期経済性重視型炉心）

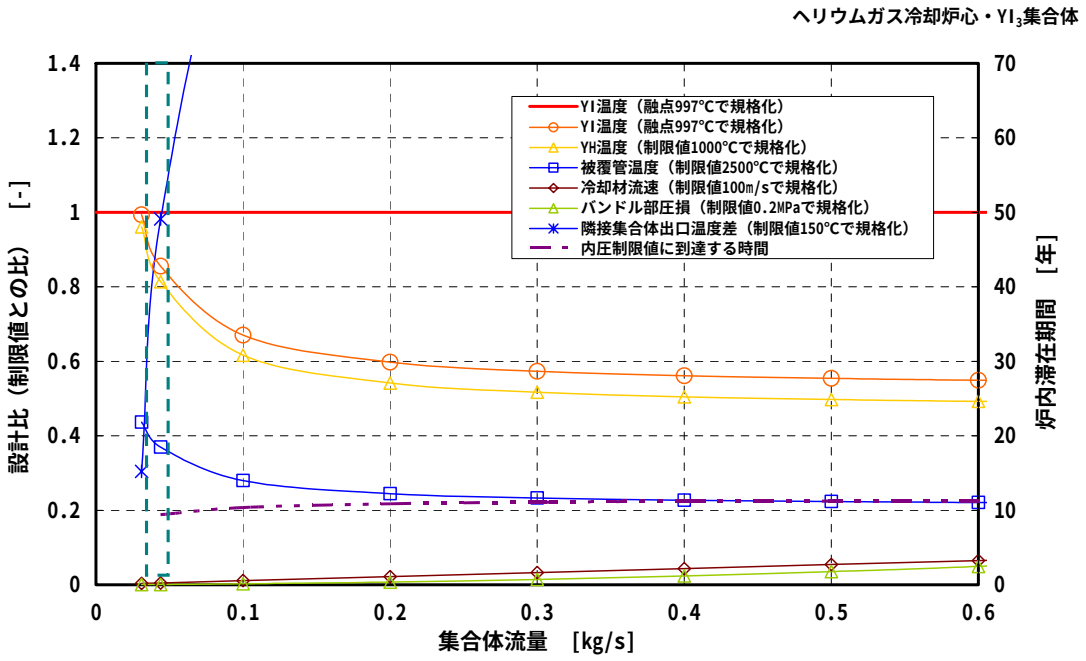


図 4.1.1.37　YI_3 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係

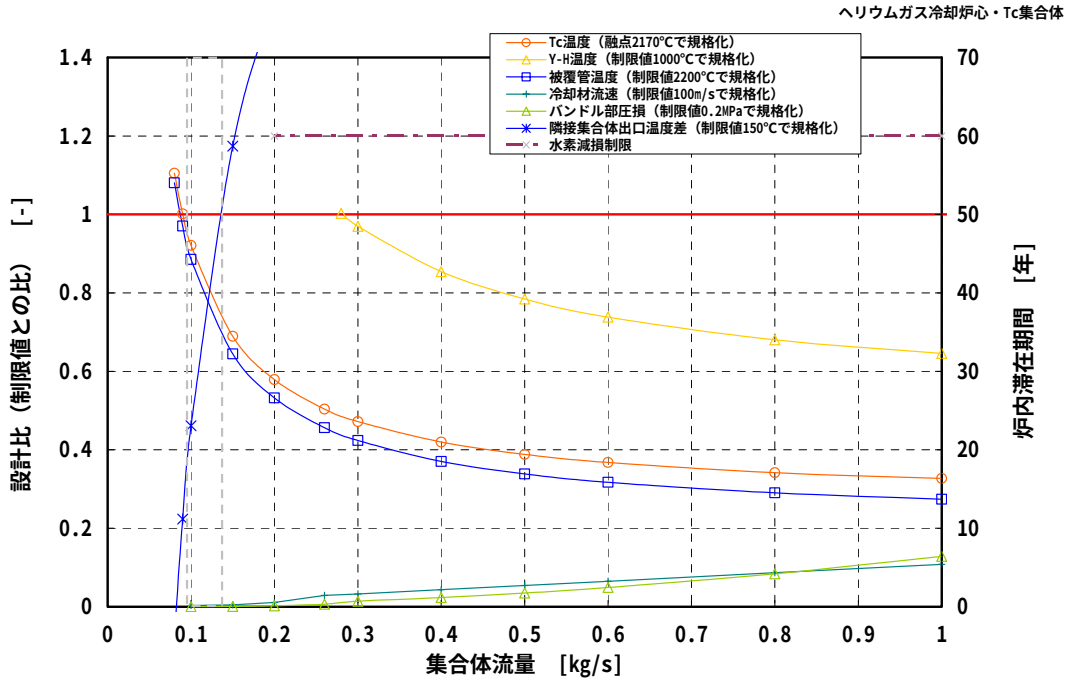
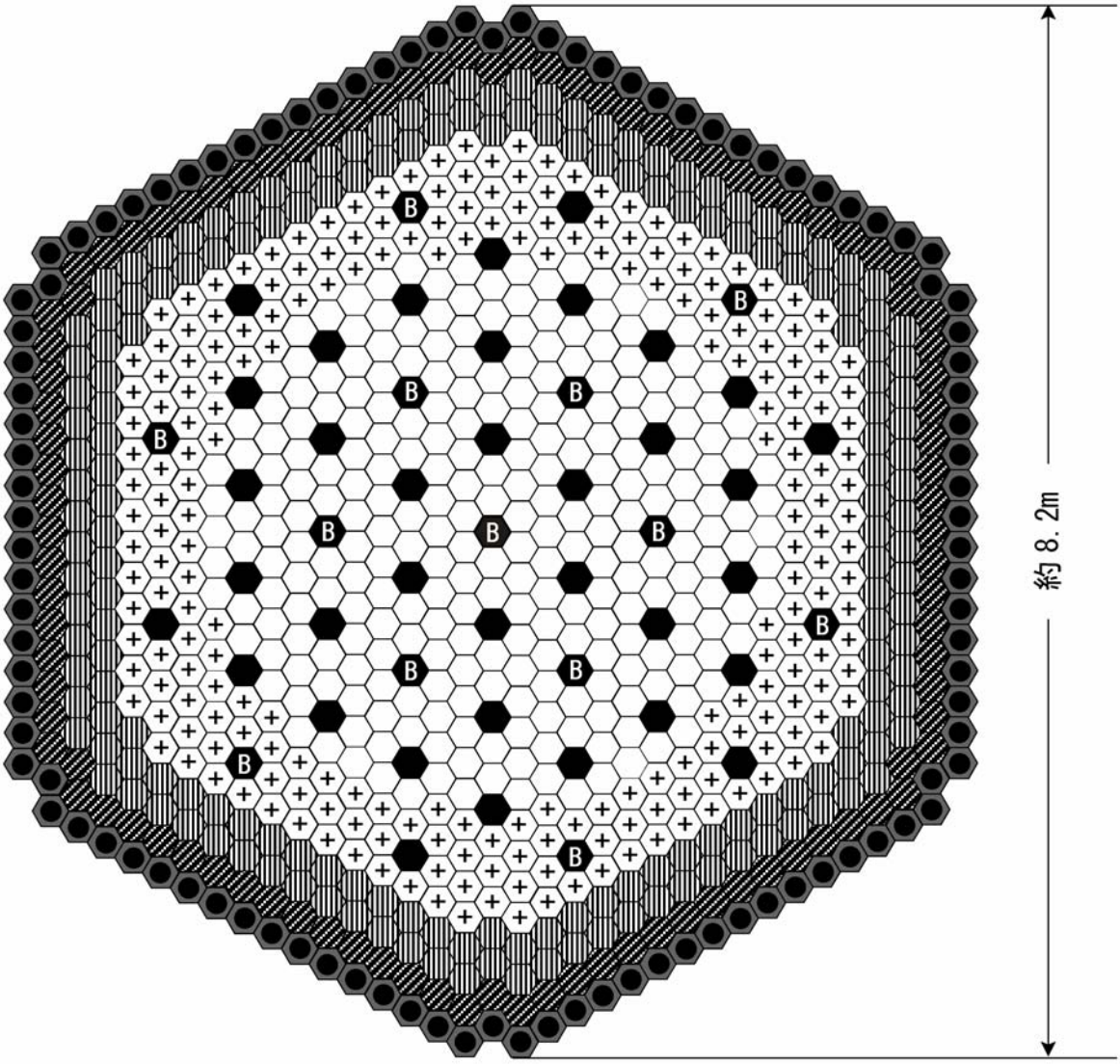


図 4.1.1.38　Tc 集合体の設計制限因子を満たす集合体流量と炉内滞在期間の関係



内側炉心燃料集合体	２６４体
外側炉心燃料集合体	２２８体
径方向ブランケット燃料集合体	１７４体
SiC遮へい体	９６体
B_4C遮へい体	１０２体
主炉停止系制御棒	３６体
後備炉停止系制御棒	１３体
合　　計	９１３体

図 4.1.1.39　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心（導入期資源有効利用型炉心）

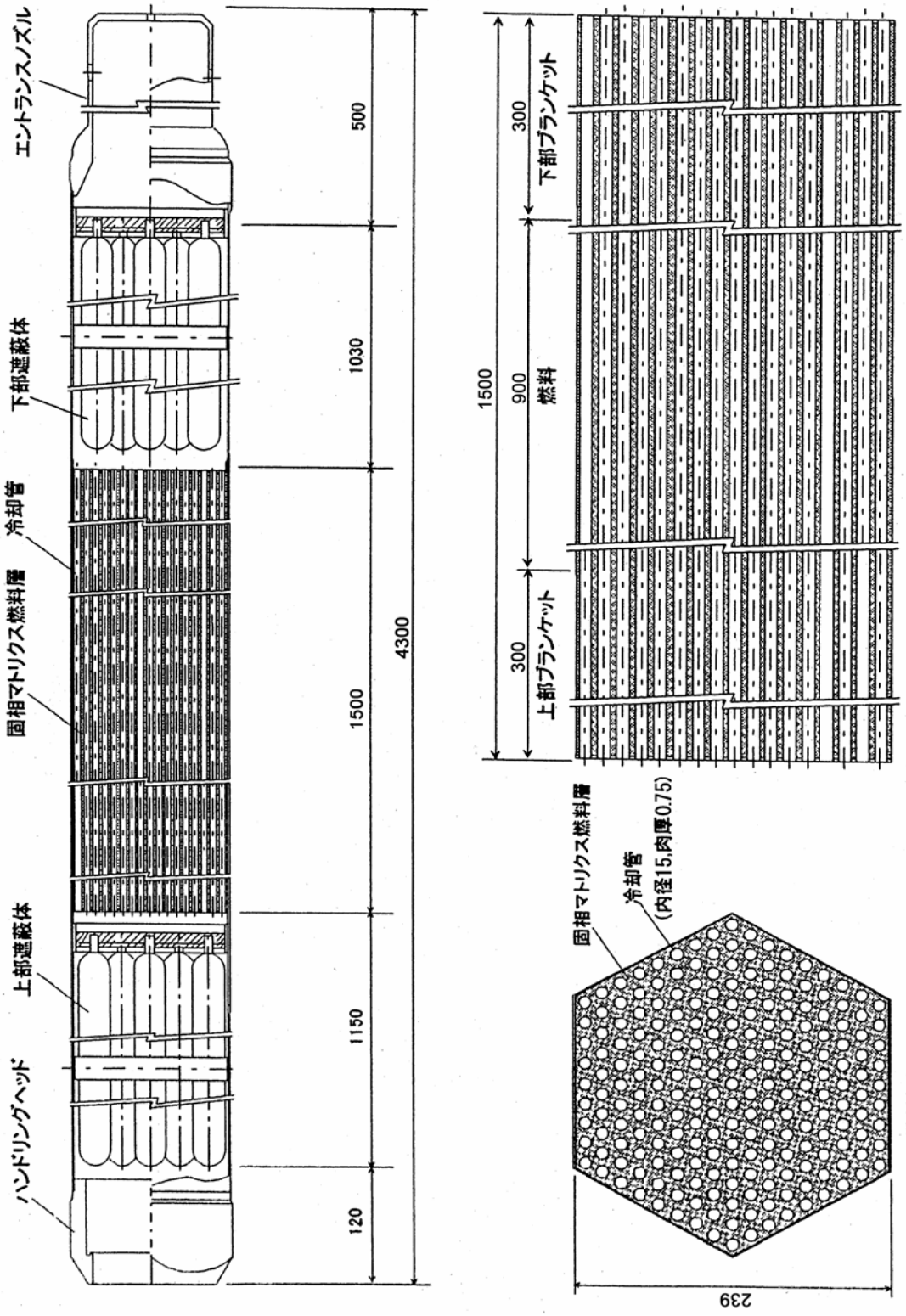


図 4.1.1.40　フェーズII設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体　概念図

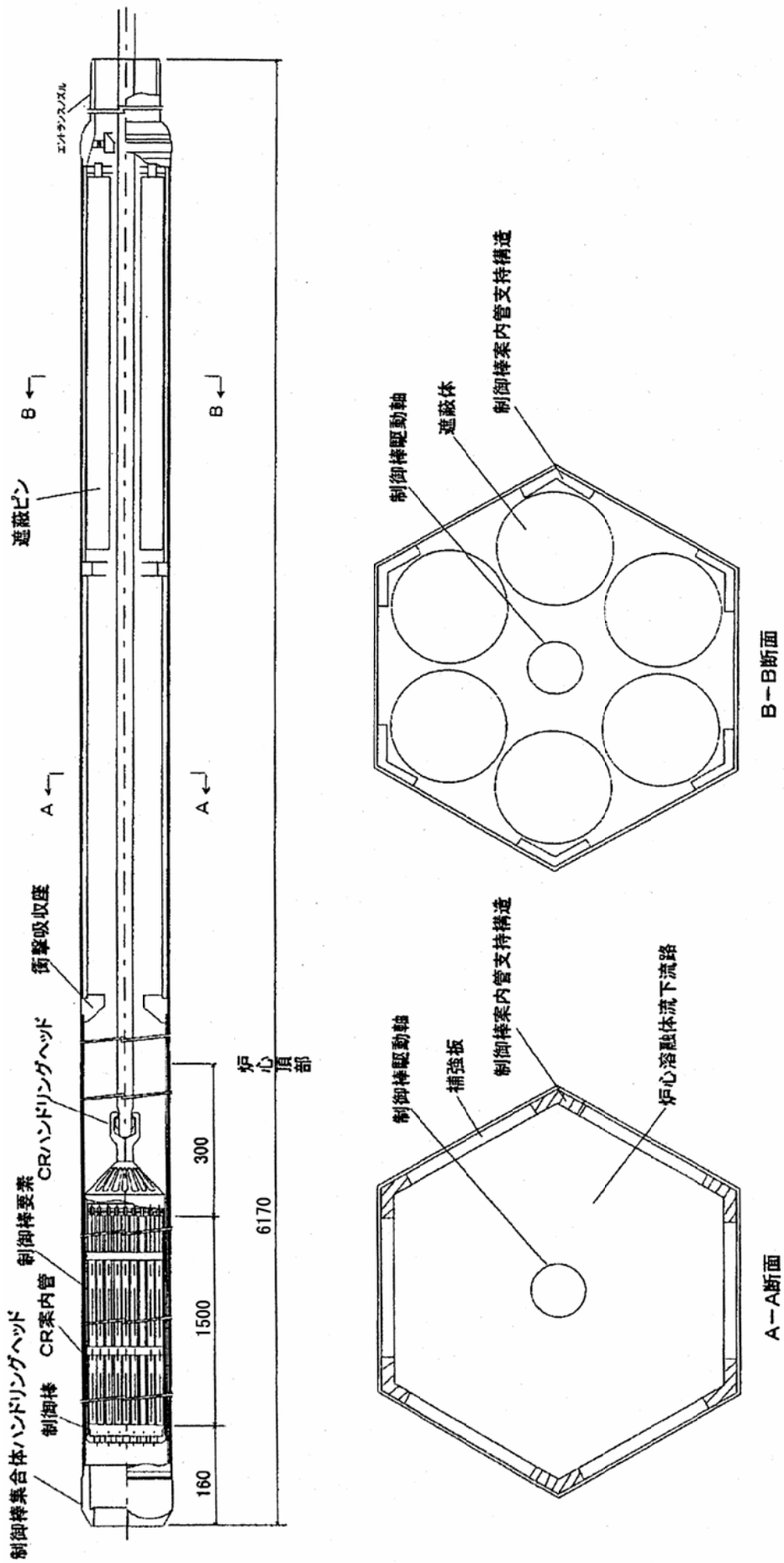


図 4.1.1.41(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　主炉停止系集合体概念図

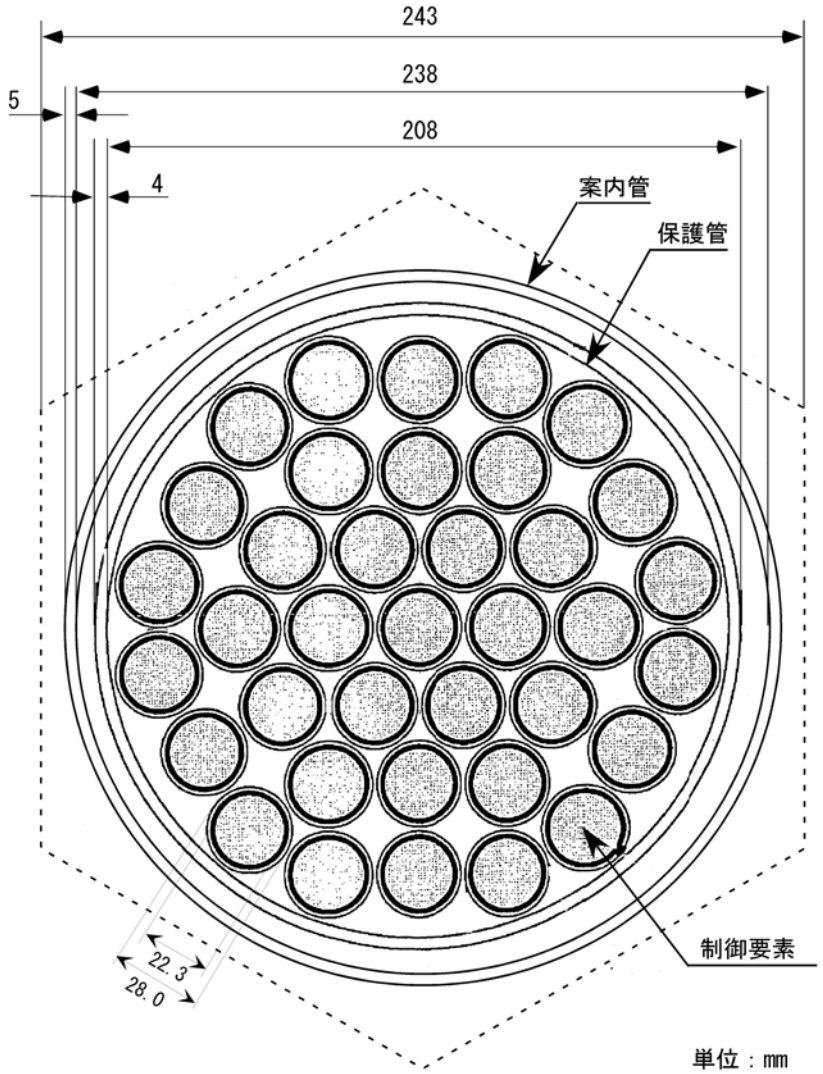
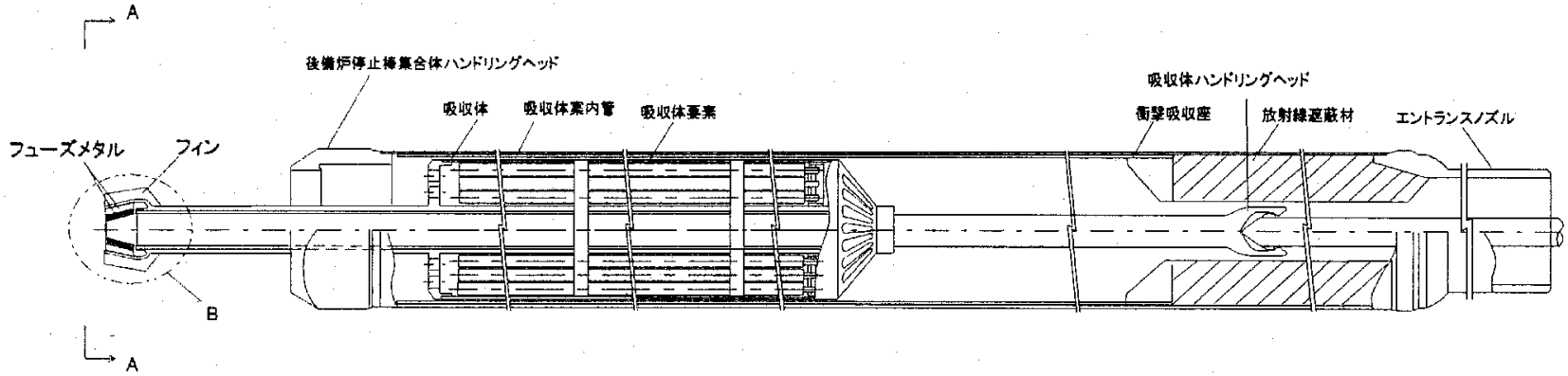
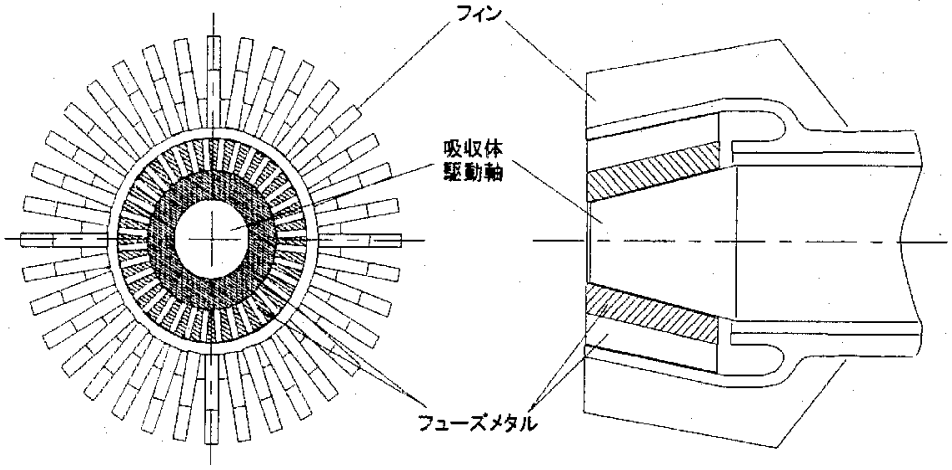
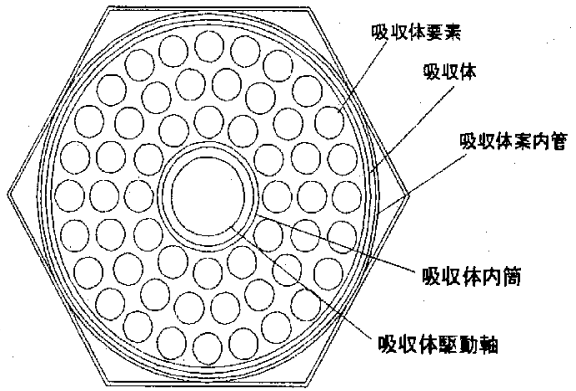


図 4.1.1.41(2/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　主炉停止系集合体概念　横方向断面図





A−A矢視　　B部拡大図



吸収体断面

図 4.1.1.42　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心　後備炉停止系集合体概念図

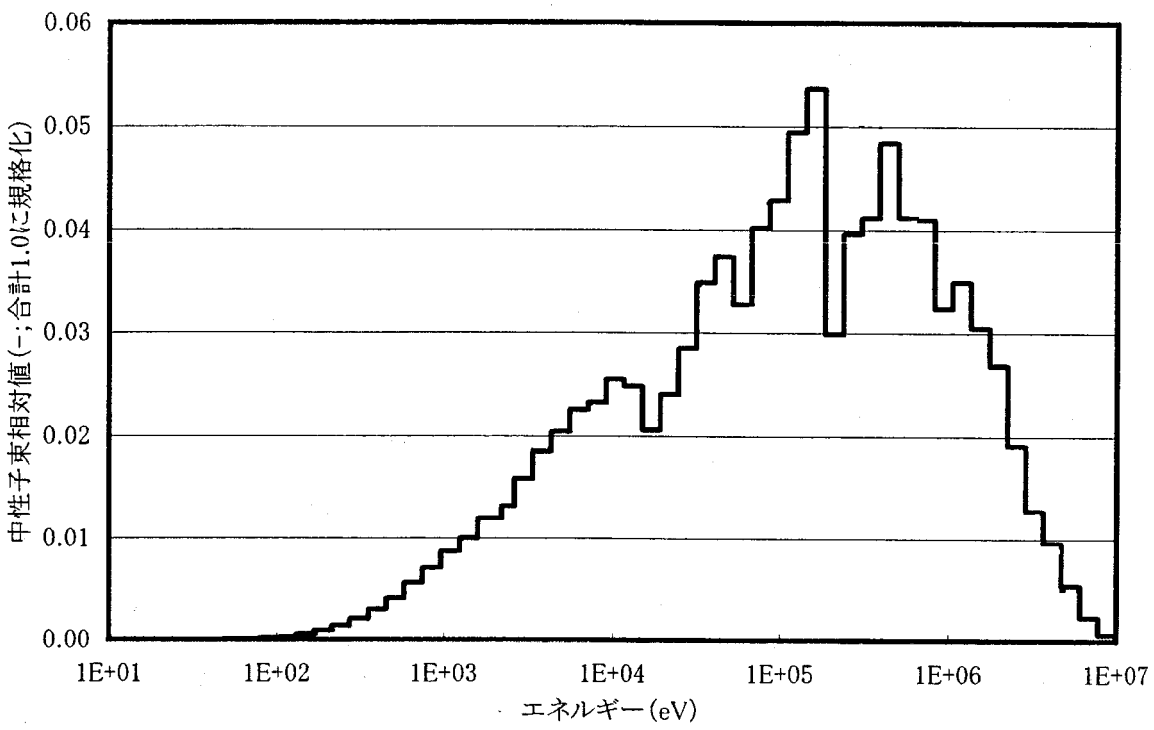


図 4.1.1.43　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心中性子エネルギースペクトル

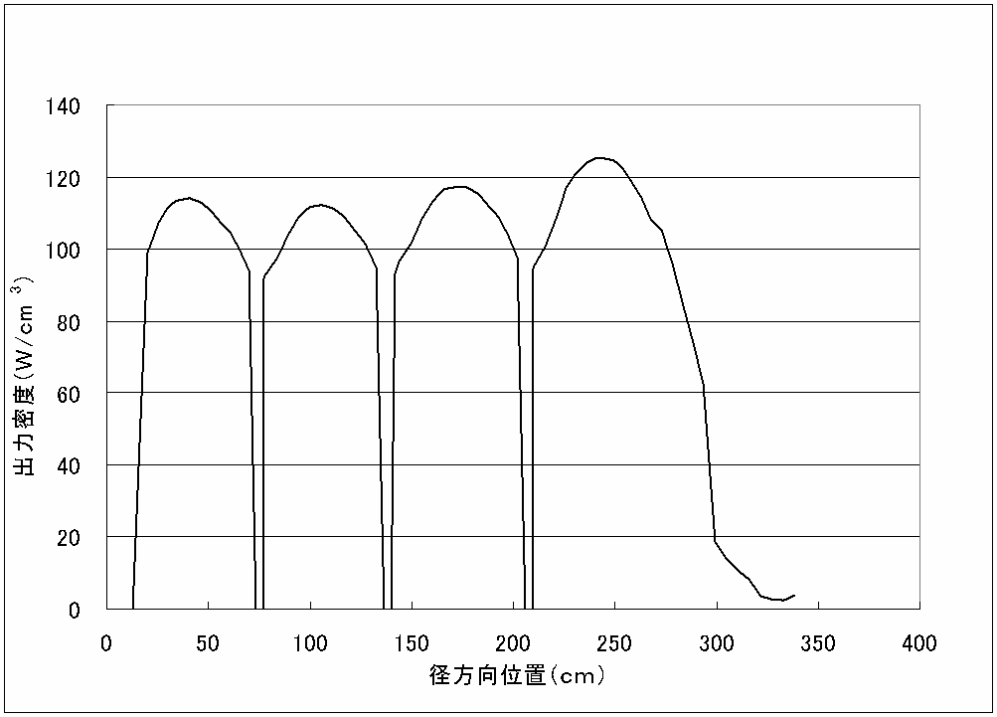


図 4.1.1.44(1/2)　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
径方向出力分布

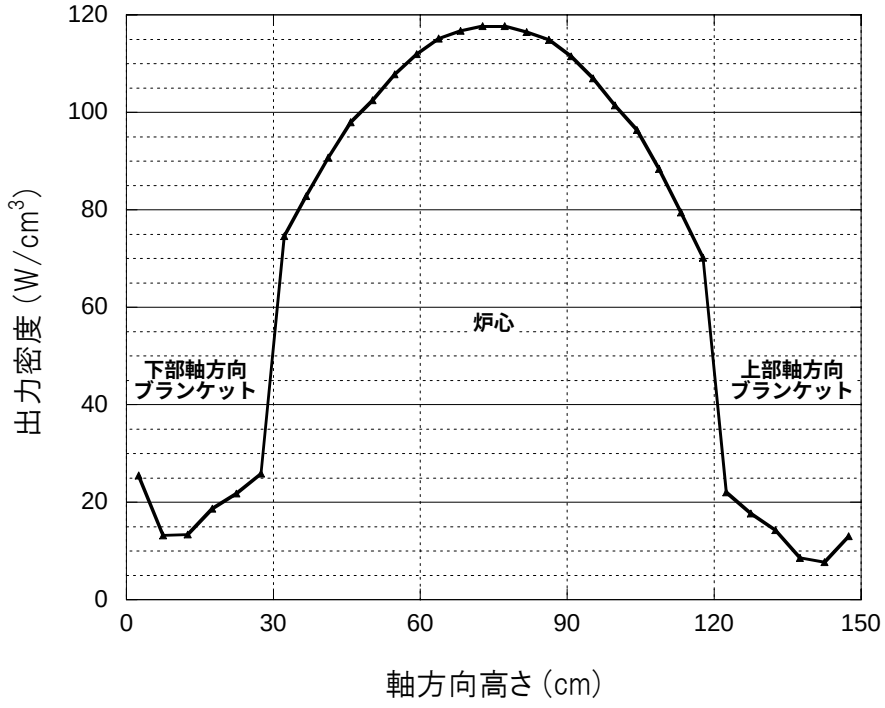


図 4.1.1.44(2/2)フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
軸方向出力分布

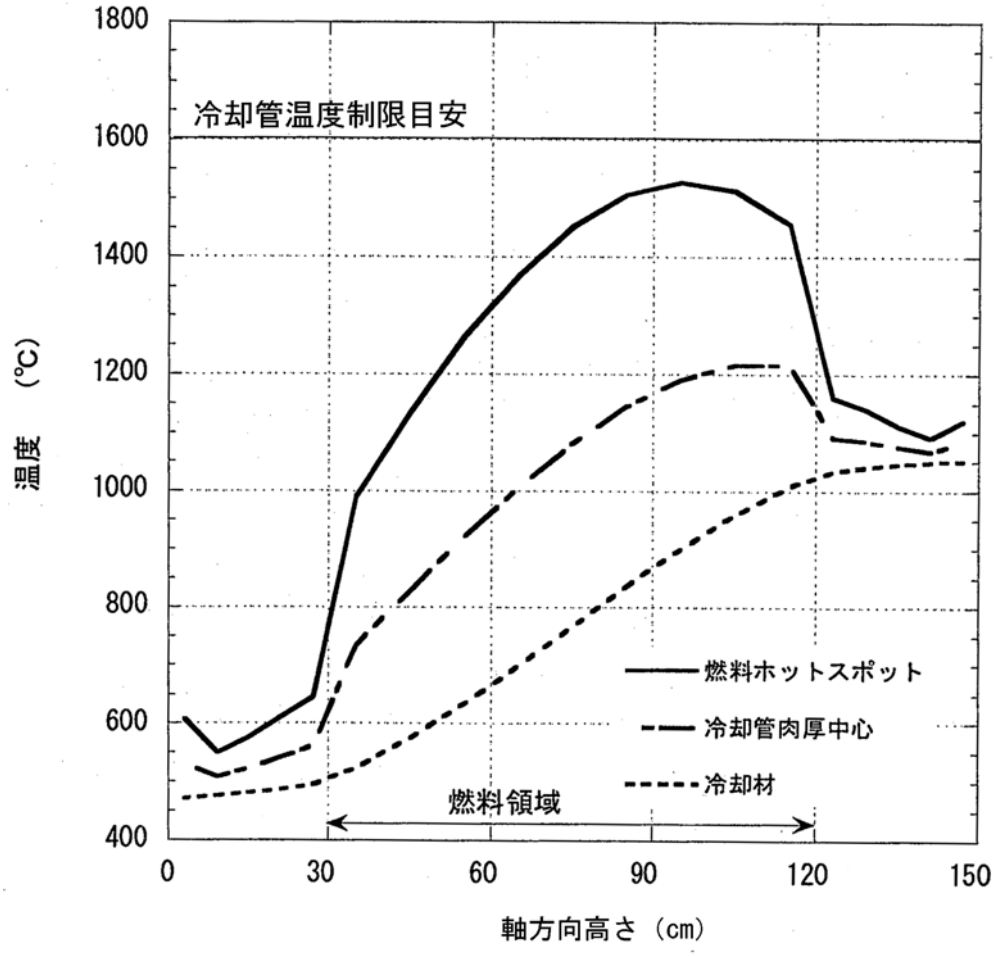


図 4.1.1.45　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心

軸方向温度分布

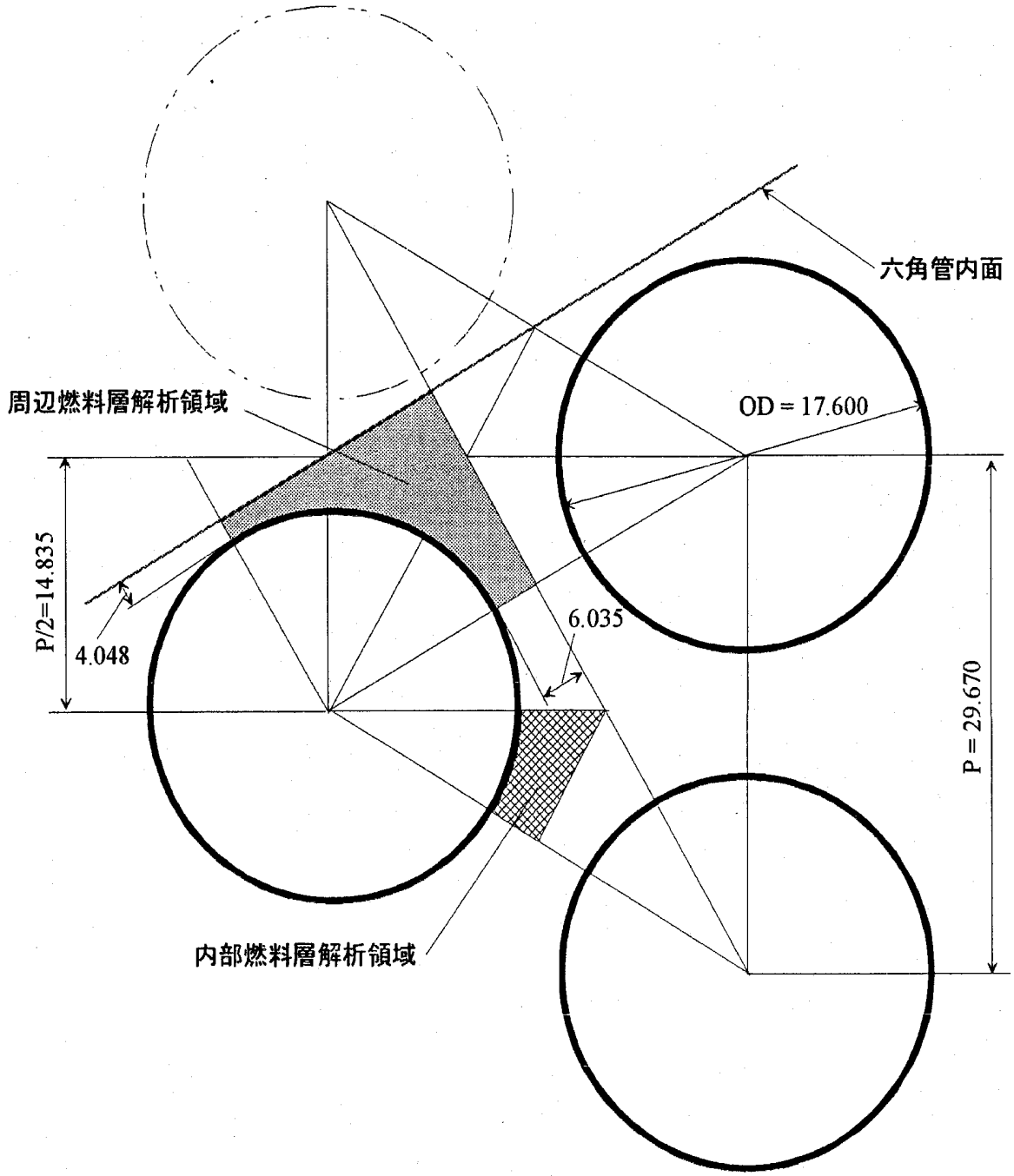
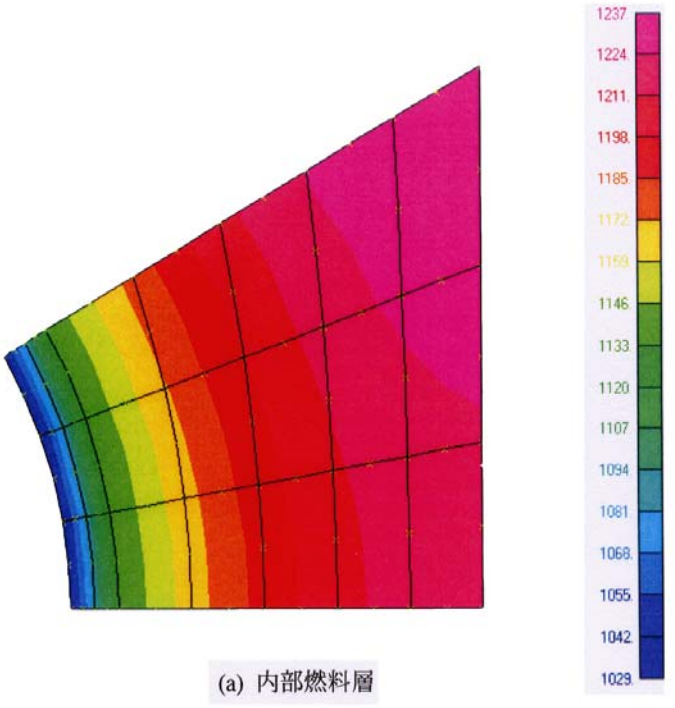


図 4.1.1.46　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
燃料集合体内部温度分布　詳細解析体系



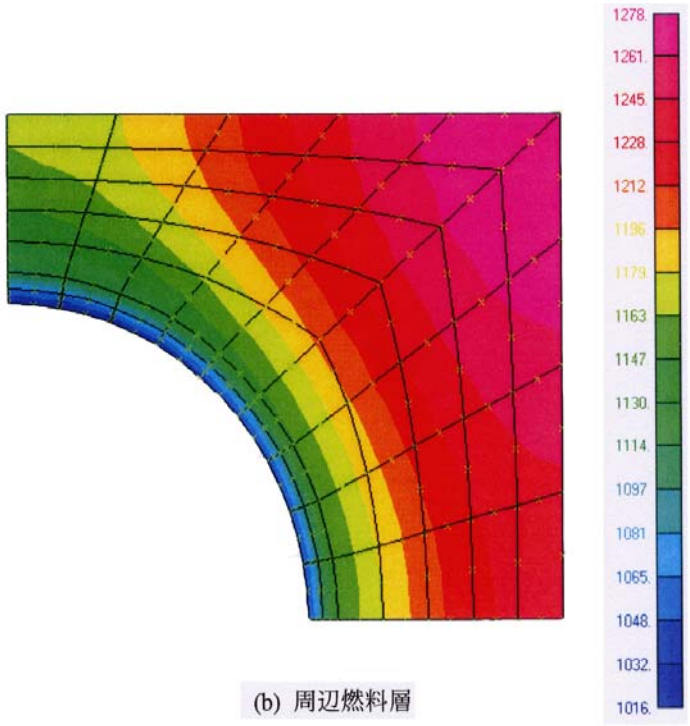
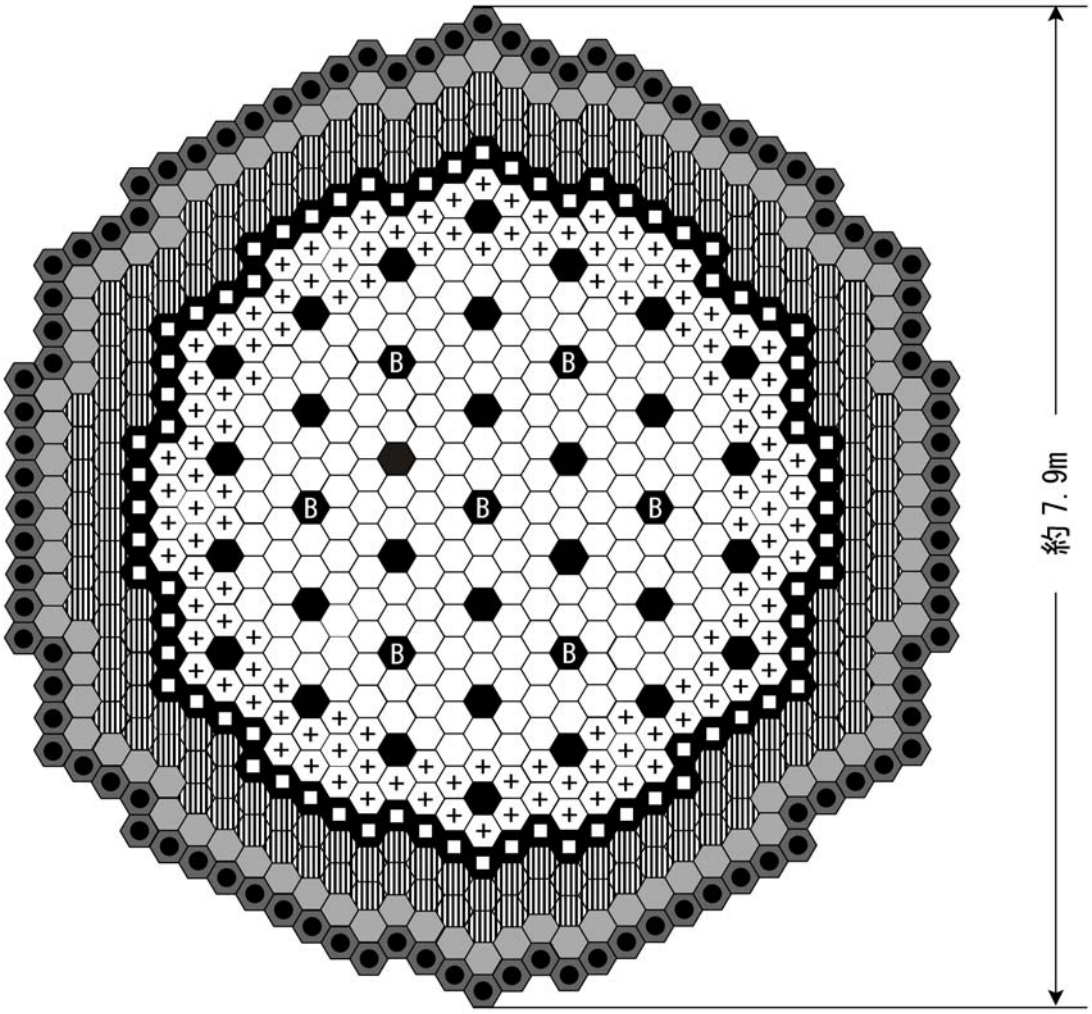


図 4.1.1.47　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型
窒化物燃料・縦方向流冷却六角ブロック燃料体概念炉心
燃料集合体内部温度分布　詳細解析結果
（内部温度分布／周辺温度分布）



	内側炉心燃料集合体	１９２体
	外側炉心燃料集合体	１２６体
	径方向ブランケット燃料集合体	１６２体
	Pb-Bi遮へい体	７２体
	SUS遮へい体	９０体
	B_4C遮へい体	９６体
	主系制御棒	３０体
B	後備系制御棒	７体
	合　　計	７７５体

図 4.1.1.48　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5被覆管)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心（導入期資源有効利用型炉心）構成図

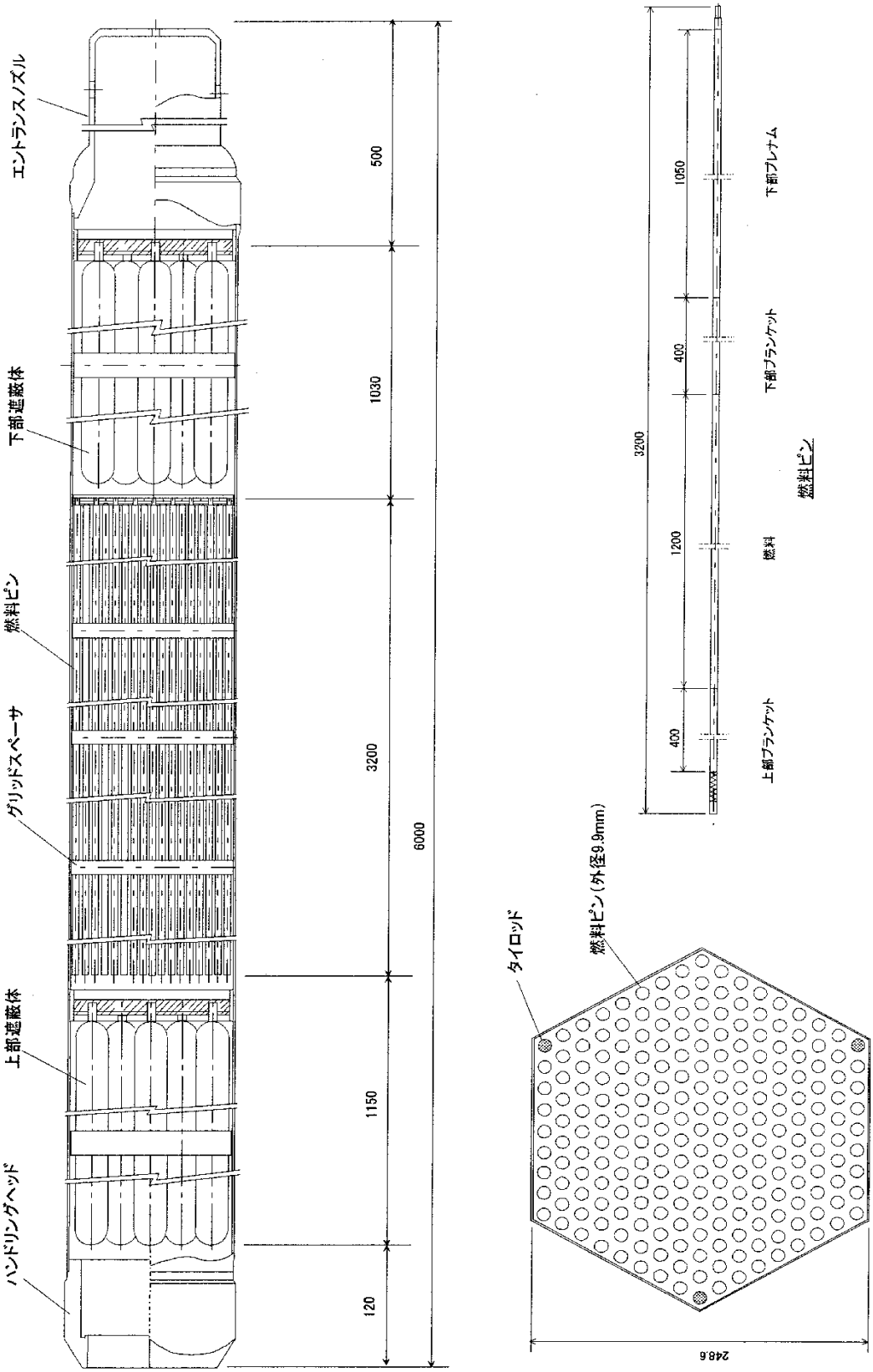


図 4.1.1.49　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5 被覆管)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心 燃料集合体

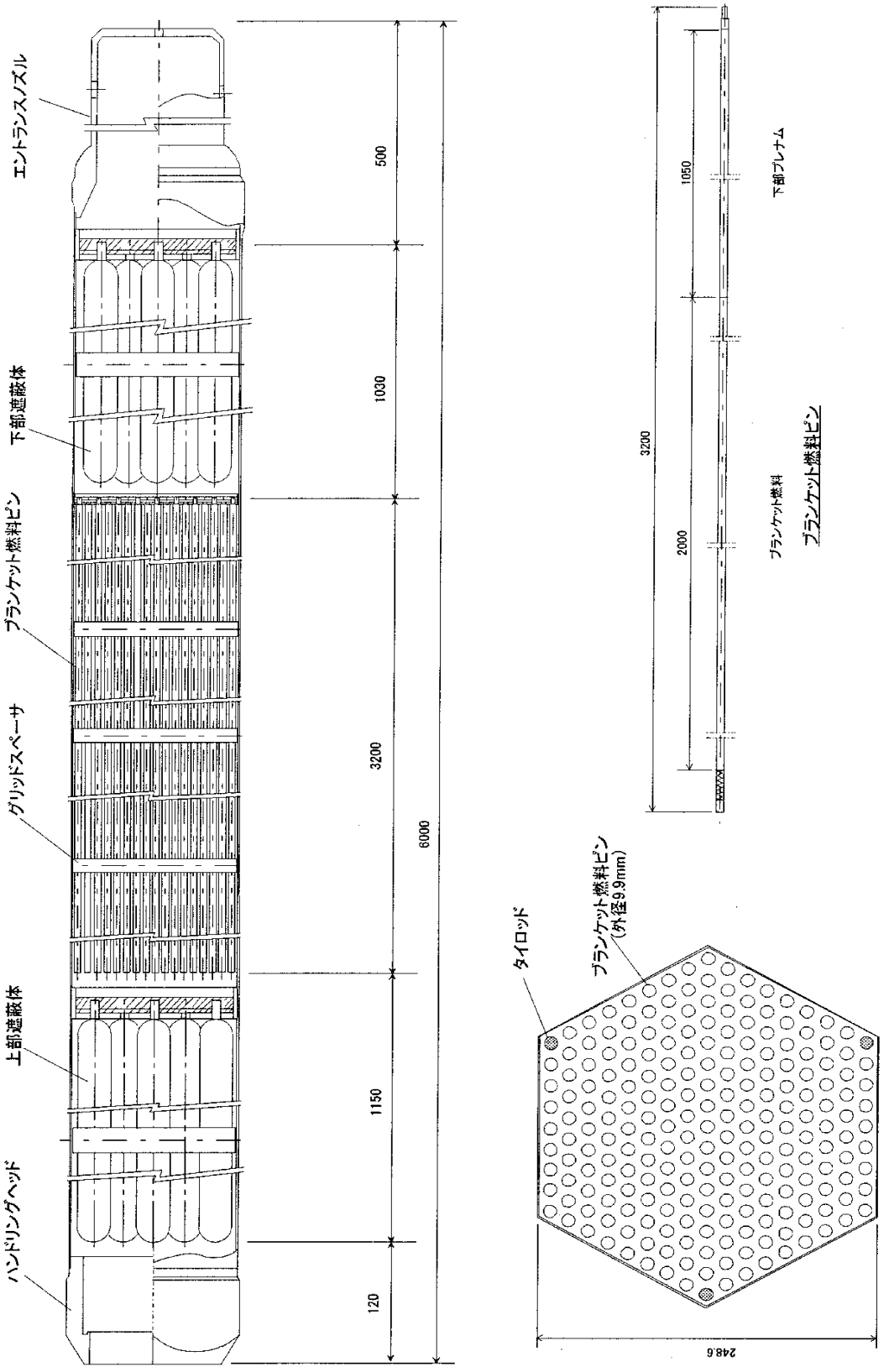


図 4.1.1.50　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5 被覆管)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心 ブランケット燃料集合体

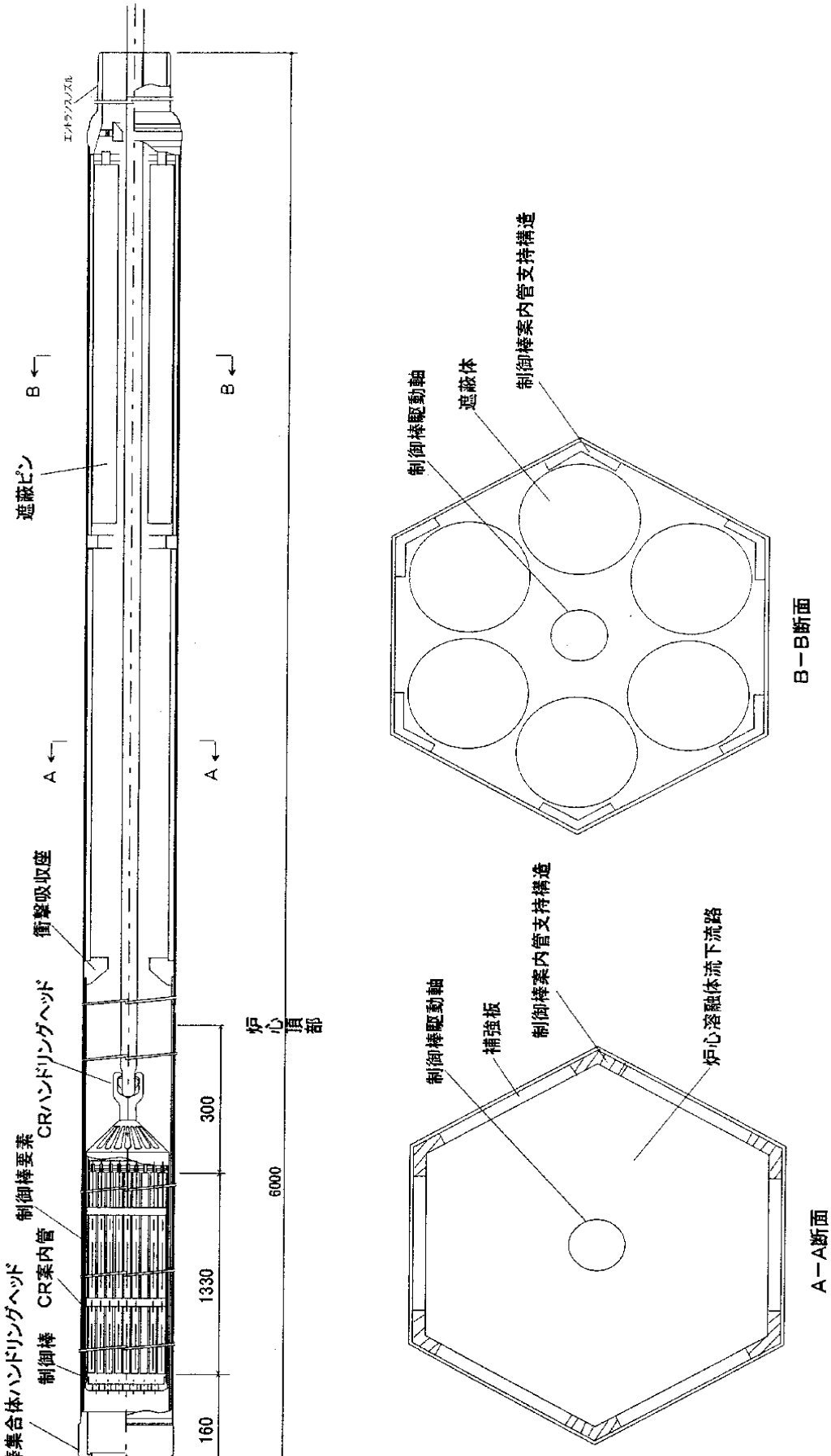


図 4.1.1.51　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5 被覆管)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心　主制御棒集合体

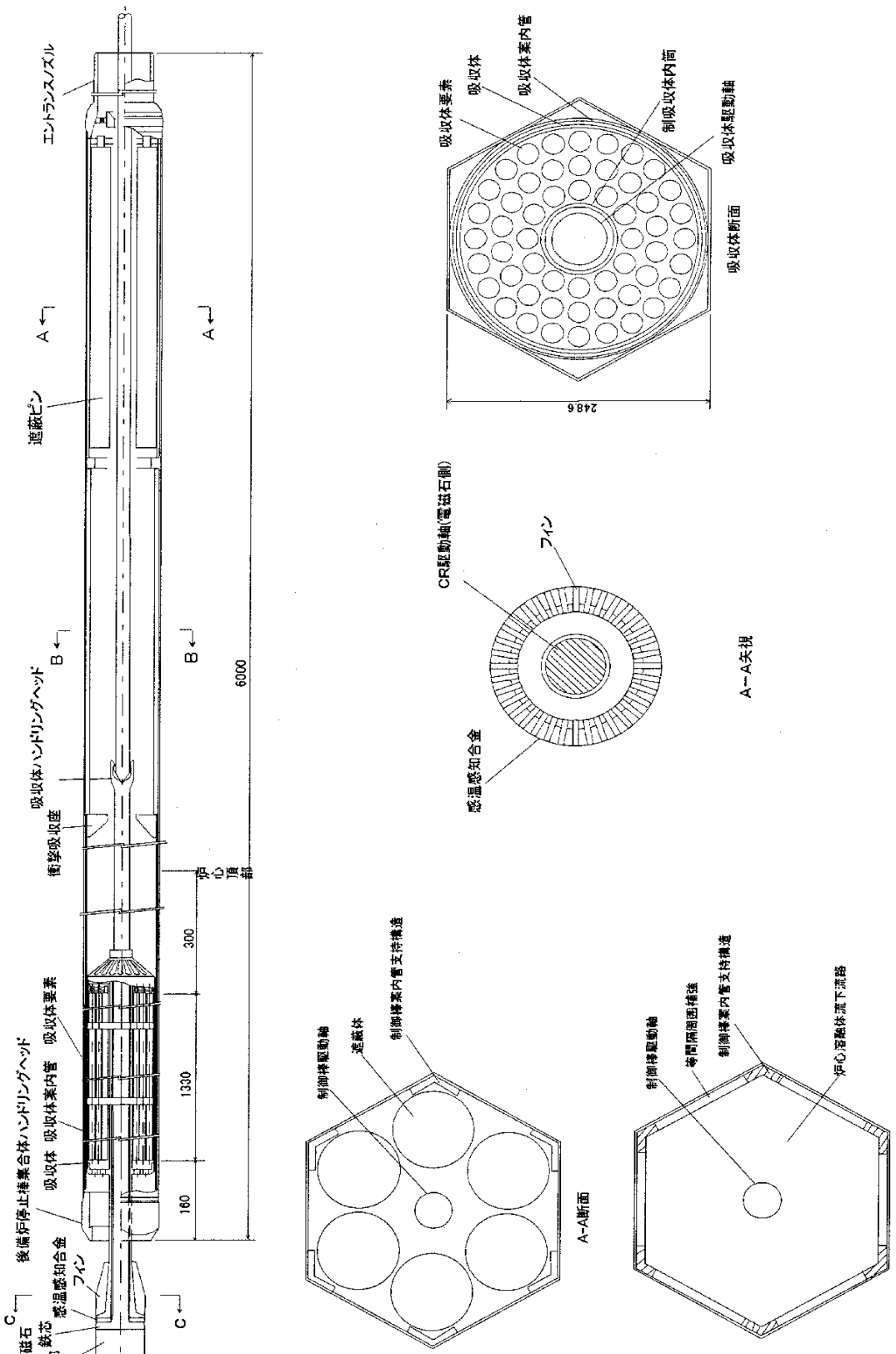


図 4.1.1.52　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5被覆管)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心 後備炉停止系制御棒集合体

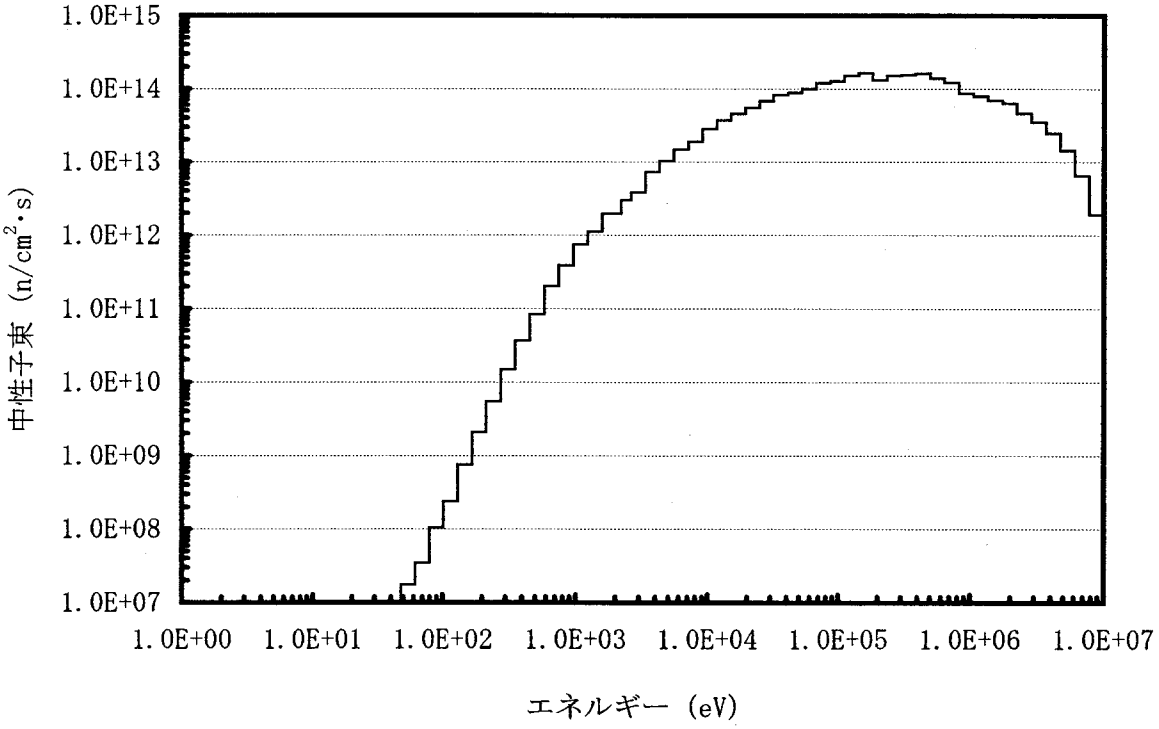


図 4.1.1.53　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心
中性子エネルギースペクトル

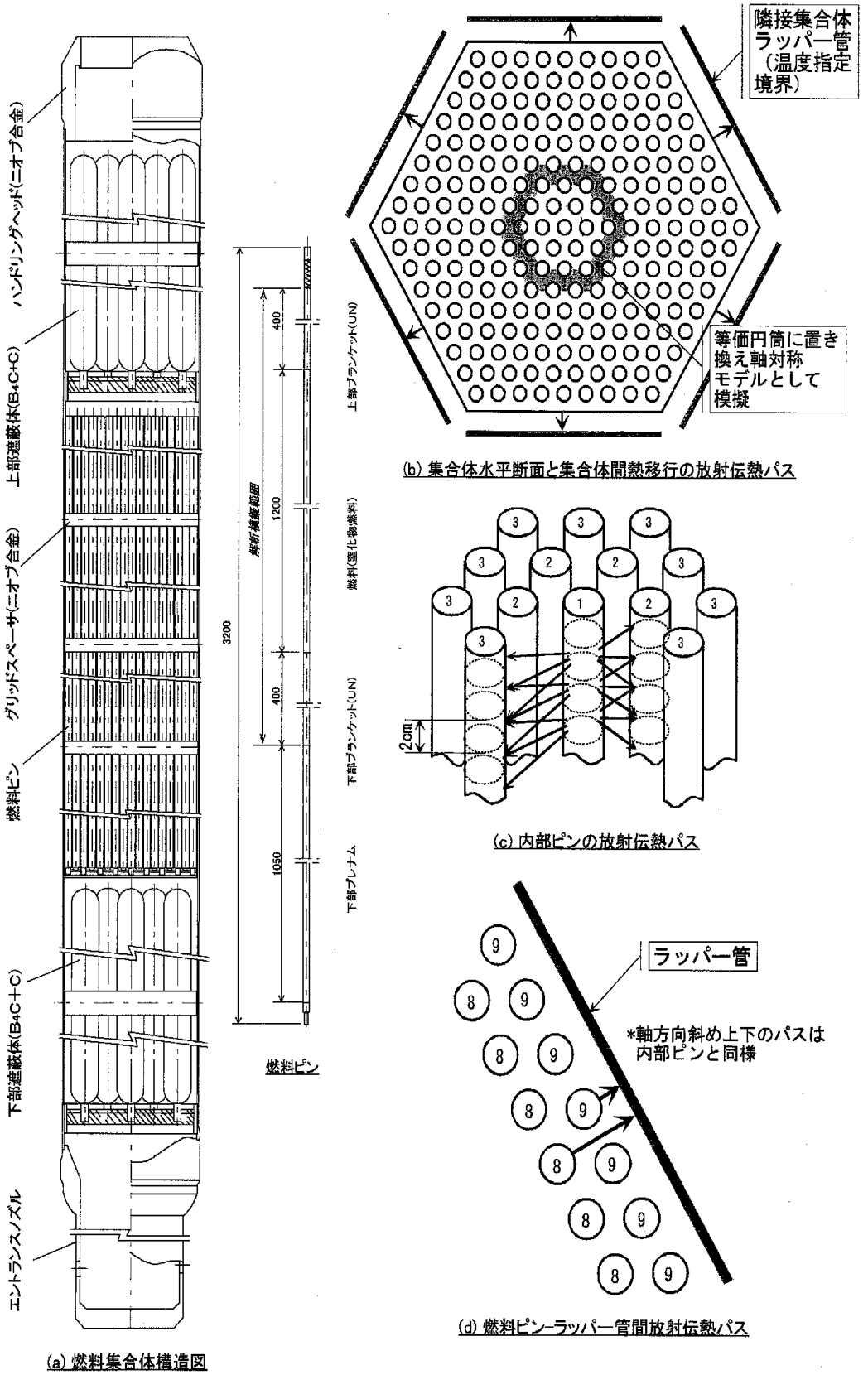


図 4.1.1.54　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型
窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心
燃料集合体内部輻射・対流伝熱特性解析体系

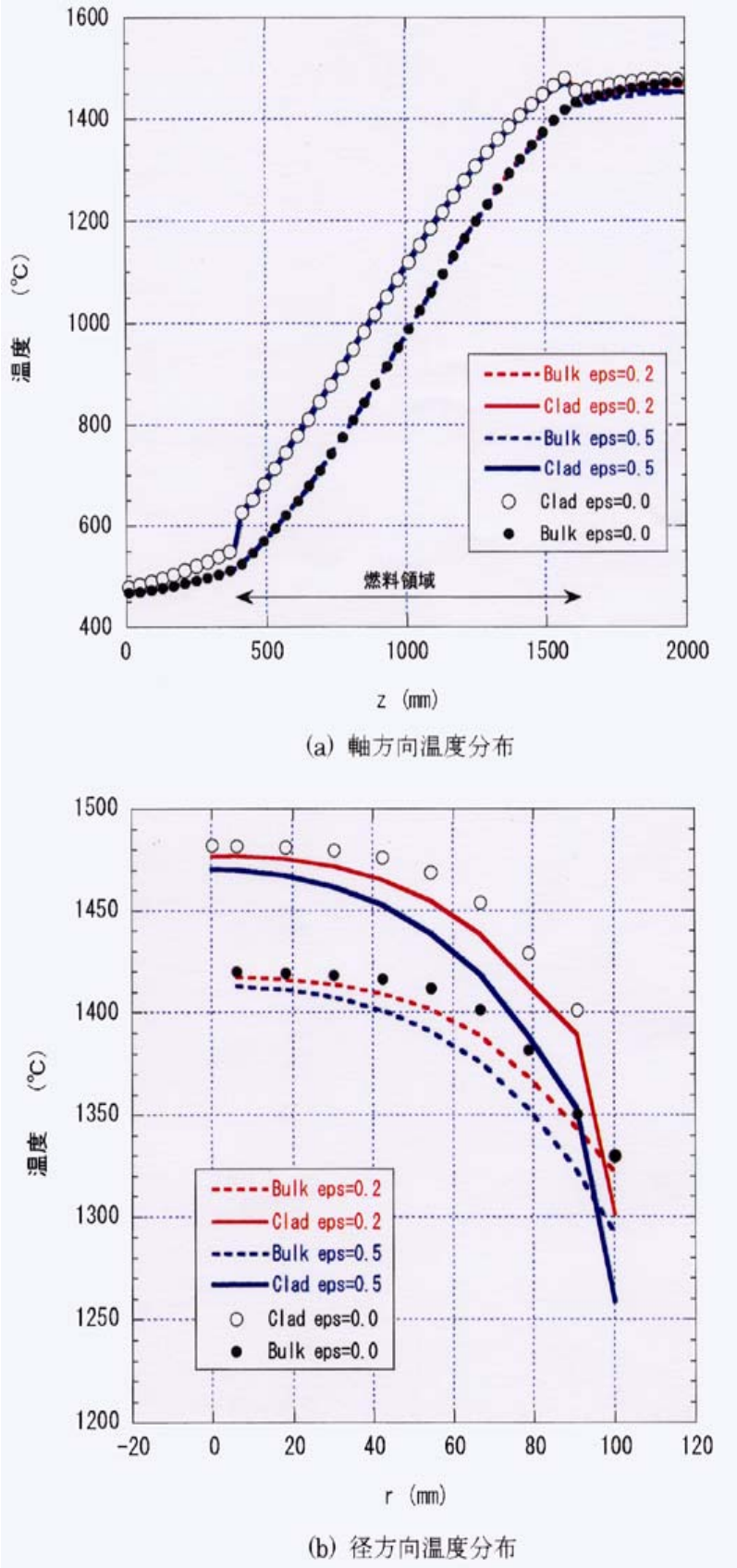
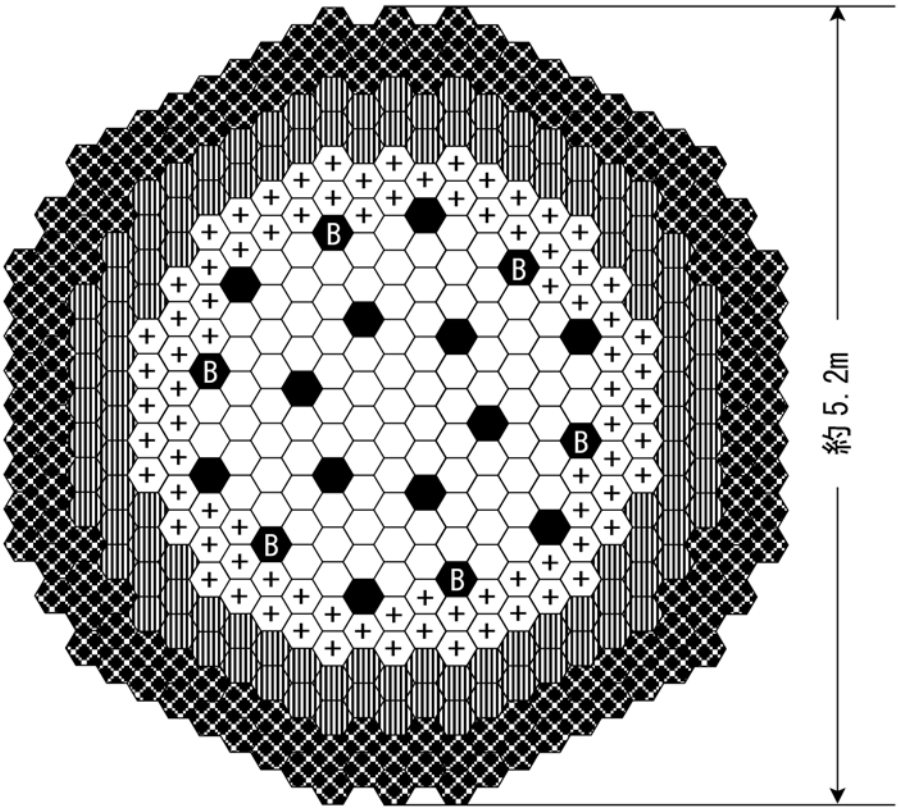


図 4.1.1.55 フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉・耐熱ピン(Si_3Zr_5)型
窒化物燃料・縦方向冷却概念炉心
燃料集合体内部輻射・対流伝熱特性解析結果



内側炉心燃料集合体	９７体
外側炉心燃料集合体	８４体
径方向ブランケット燃料集合体	１１４体
黒鉛遮へい体	１３８体
主系制御棒	１２体
後備系制御棒	６体
合　計	４５１体

図 4.1.1.56 フェーズⅡ設計：１ループ型 300MWe 級
ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却
コンパートメント燃料体概念炉心構成図

■燃料集合体：炉心・軸方向ブランケット部

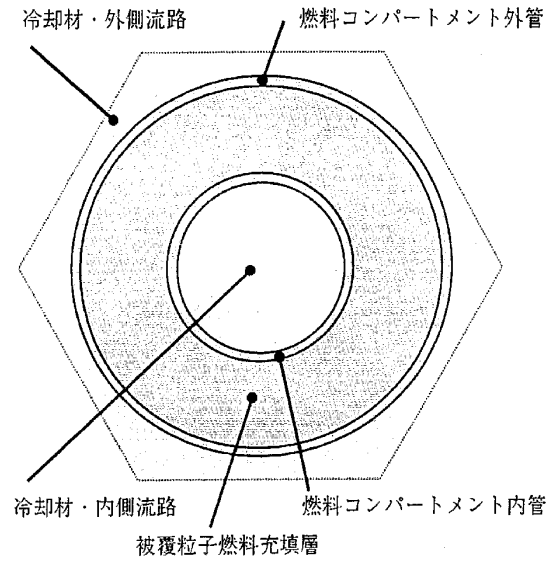


図　燃料集合体：炉心・軸方向ブランケット部断面(模式図)

■設定値			1200MWe (炉心部)	300MWe (炉心部)
集合体配列ピッチ		cm	22.23	22.23
SiC構造体(外管)	外径	cm	20.90	21.44
SiC構造体(外管)	内径	cm	20.10	20.64
SiC構造体(内管)	外径	cm	9.20	8.25
SiC構造体(内管)	内径	cm	8.40	7.45
燃料核	外径	cm	0.075	0.075
被覆層(内)低密度TiN	外径	cm	0.087	0.087
被覆層(外)高密度TiN	外径	cm	0.097	0.097
被覆粒子の充填率			0.600	0.600

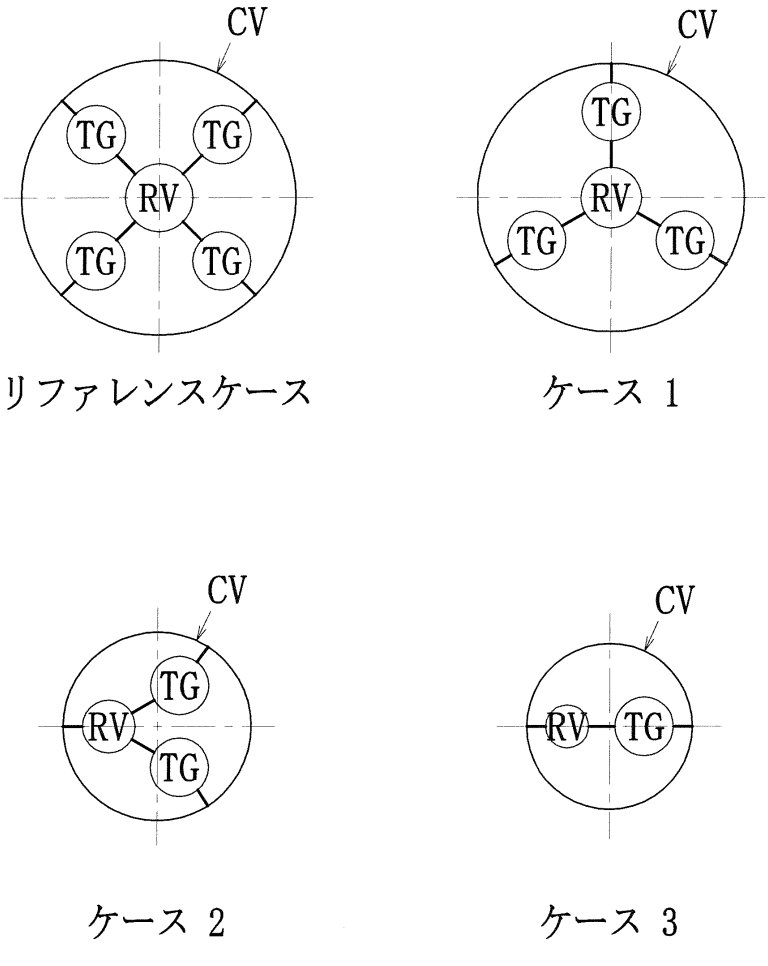
■面積			
冷却材・外側流路	cm^2	84.9	66.8
SiC構造体(外管)	cm^2	25.8	26.4
被覆粒子燃料充填層	cm^2	250.8	281.2
SiC構造体(内管)	cm^2	11.1	9.9
冷却材・内側流路	cm^2	55.4	43.6
集合体	cm^2	428.0	428.0

■体積			
燃料核	cm^3	1.767E-03	1.767E-03
被覆層(内)低密度TiN	cm^3	9.912E-04	9.912E-04
被覆層(外)高密度TiN	cm^3	1.065E-03	1.065E-03

■体積比			
被覆粒子燃料充填層		0.586	0.657
被覆粒子燃料		0.352	0.394
燃料核	Vf	0.163	0.182
被覆材	Vs	0.189	0.212
SiC構造体	Vs'	0.086	0.085
冷却材	Vc	0.562	0.521

■その他			
冷却材・流路比（外側/内側）		1.532	1.532
コンパートメント間ギャップ	cm	1.33	0.79
SiC構造体(外管) 厚み	cm	0.40	0.40
SiC構造体(内管) 厚み	cm	0.40	0.40
冷却材内側流路	Vc-i	0.129	0.102
冷却材外側流路	Vc-o	0.198	0.156

図 4.1.1.57　フェーズⅡ設計：1ループ型300MWe級ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念図



原子炉容器とガスタービン容器の配置の考え方

建設単価比

	リファレンスケース	ケース１	ケース２	ケース３
原子炉出力 (MWt)	2400	1800	1200	600
発電出力 (MWe)	1120	840	560	280
建設単価比 (－)	1	1.2	1.5	2.2

図 4.1.1.58　原子炉容器とガスタービン容器の配置の考え方と建設単価比

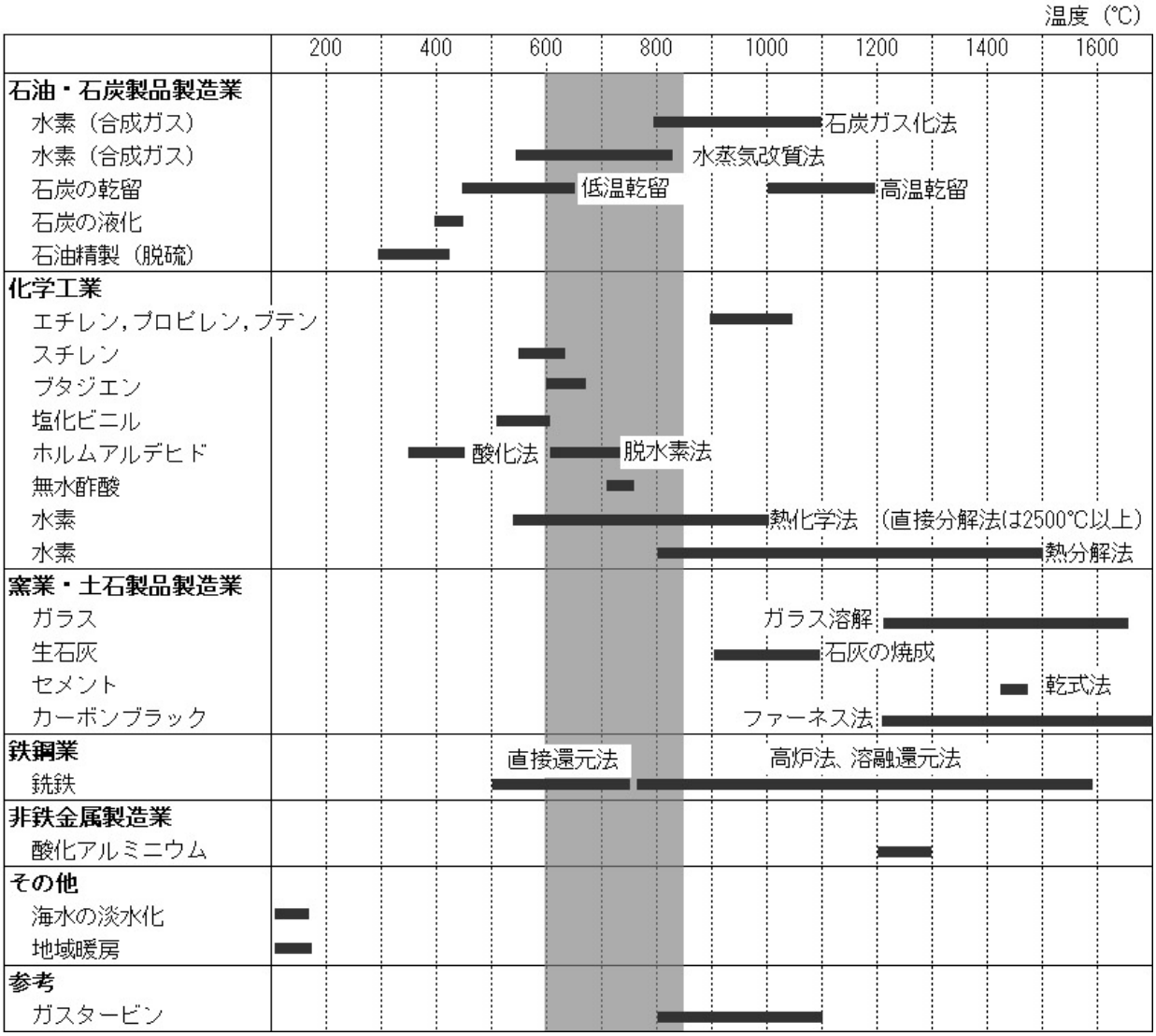


図 4.1.1.59　各種産業で利用される熱エネルギーの温度条件

参考文献

西原哲夫，他：“ 実用高温ガス炉水素製造システムの検討 ”，JAERI-Tech2000-046

4.1.2　ヘリウムガス冷却炉固有の課題への対応方策の検討

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉は、高温の出口温度、固有の安全性など他炉にはない特長をもっているが、それらを達成するための課題を有している。その課題と対策について、以下に示す。

4.1.2.1　減圧事故対策

ヘリウムガス冷却炉の特徴として、ヘリウムガス密度が小さいため、熱輸送性能が低くなることから、システムを高圧にして冷却材としての密度を高めている。したがって、ヘリウムガス冷却炉の安全性においては、減圧事故による炉心冷却性能の低下が問題となる。

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉では、安全性についての設計要求を満足することに加えて、AWS に対しても CDA に至らない安全性を目指している。このような苛酷事象を想定し、冷却性能について安全解析した結果、一次系配管破断時の漏洩面積を 50cm^2 以下に制限することにより、受動的炉停止機構を考慮せず、補助炉心冷却系による自然循環除熱のみで炉心溶融を回避できる可能性があることがわかった。

漏洩流量制限機構は、安全解析の条件である一次系配管破断時の漏洩面積 50cm^2 以下の要求を満たすための構造である。漏洩流量制限機構の構造概念を図 4.1.2.1 に示す。断面積 50cm^2 以上の一次系配管は、原子炉容器と動力変換容器を接続する主配管（二重管）および動力変換容器に接続するバイパス制御用配管である。ここでは、代表部位として主配管について記述する。

漏洩流量制限機構は、主配管（二重管）の外側にガードパイプを設置する構造で、ガードパイプは軸方向の熱変形に追従が可能なようにベローズ構造とし、容器ノズル部に溶接してリークタイト構造とし、主配管部破断の際にも漏洩を防止するものとしている。周方向に亀裂が入り破断する場合には管の剛性により、また、縦方向に亀裂が入る場合にはガードパイプと主配管外管の 40cm 程度の隙間により、ガードパイプに干渉して破損することがないようにしている。ガードパイプにはガードパイプ内目視検査用の点検口を設けている。なお、ガードパイプは、原子炉容器支持部を兼ねている。

バイパス制御用配管についても同様に多重管構造とする予定である。

4.1.2.2　事故時の炉心冷却対策

減圧事故対策で述べたように､本概念では AWS に対しても CDA に至らない、高い炉心損傷防止能力を追求している。一方で、安全設計要求への適合性の観点から炉心損傷時の影響緩和についても、設備負担が過大とならない合理的な方策を検討する必要がある。本概念において使用を想定している窒化物燃料については、燃料破損および破損後挙動に関する情報が乏しく、炉心損傷の事象推移を定量的に分析評価することは現状ではできないが、既存の情報を頼りに概念の特徴を考慮して可能性のある事象推移の推定を行うとともに、厳しい再臨界を回避しつつ損傷炉心の長期的な保持冷却を達成するための設備概念について検討した。

本概念では、高温耐性に優れた被覆粒子燃料を想定していることから、比較的大きなドップラー反応度とあいまって、異常時のスクラム失敗を想定しても短時間のうちに炉停止できる可能性が高い。一方で、冷却材としてガスを用いていることから、その流量喪失あるいは圧力の著しい減少は、短時間のうちに炉心損傷に至りうる。このような概念の特徴を踏まえて、炉停止状態からの崩壊熱除去機能喪失（あるいは低下）による炉心損傷に着目し、可能性のある炉心損傷事象推移の概要を検討した。

崩壊熱レベルでは、燃料核のみが極端に過熱されることはなく、被覆材および構造材もほぼ同じ温度で上昇するものと考えられる。燃料融点（窒化物: 約 2800℃）および被覆材融点（TiN: 約 2950℃）と比較して構造材 SiC の分解温度は 2300～2700℃と低いので、燃料集合体温度が 2300℃程度となった時点から構造材が強度を失い始め集合体の崩壊が進行し、燃料が未溶融の段階から、冷却材の入口流路を通じた炉心外への流出が始まるものと推定される。

炉心から流出した燃料は、原子炉容器底部に堆積する。ここで、燃料を保持冷却するためには原子炉容器底部にコアキャッチャー構造を設置する必要があるが、燃料を未臨界形状に維持しつつ保持冷却するためには複雑な構造を原子炉容器内に設置する必要があり、原子炉構造設計への影響が大きく、かつ、運転、保守性への影響も懸念される。ガス炉では、冷却材による FP の保持効果に期待できず、かつ、高圧系であるが故にバウンダリ破損に伴う格納容器内への冷却材漏洩を想定する必要があることから、炉心損傷の原子炉容器内終息には格納機能上のメリットはあまりないと考えられる。よって、ここでは損傷炉心の保持冷却手段として炉外コアキャッチャーを選択した。

4.1.2.3　燃料被覆層の破損に対する対策

被覆粒子燃料に対しては、機能の異なる被覆層を多層構造で用いる手法を採用し、破損に対する多重の防護策を講じることとする。窒化物核の周囲には、第 1 層として TiN バッファ層を設け、これにより FP ガス溜とするとともに、燃料核のスウェリング膨張を吸収する。第 2 層として TiN の強度層を設け、構造保持・機械的保護、バッファ層の応力緩和・破損防止、FP 閉じ込めを担うこととする。

燃料被覆層の厚さ・層数に関しては、材料強度・照射特性試験の進展とあわせ、炉心特性を損じない範囲で厚肉化・多層化することが必要である。

4.1.2.4　燃料製造性・再処理性

窒化物被覆粒子燃料の製造性については、技術検討書第 2 分冊燃料サイクルシステムの第 1 編燃料製造システムにおいて詳しく説明され、再処理性に関しては、同第 2 編再処理システムにおいて詳しく説明されるため、本節においては技術的課題例を簡単に述べるに止めることとする。

被覆粒子燃料の製造は、Pu 富化度調整済溶液を湿式ゲル化法により燃料核粒子を生成し、洗浄・乾燥・焙焼・還元工程を経て出来た酸化物燃料を、炭素熱還元法により窒化物燃料に転換し、更に再還元、焼結工程の後、燃料核周囲に TiN 被覆層を蒸着等により生成させて行うものである。この際、製造工程中途で様々な廃棄物が生じ、その同定は現時点では困難であるとともに、ゲル化工程でのシリコンオイル廃棄物の発生など、従来の知見では見通し難い事項もあり、新たな廃棄物処理技術の構築が必要となる。

再処理性については、高硬度で耐衝撃性、化学的安定性にも優れた TiN に関し、フッ化による脱被覆が原理的には可能であり、その後の再処理についてはこれまで開発された、あるいは開発中の再処理技術が適用可能と考えられる。なお被覆粒子の中心核には窒化物燃料が用いられることから、経済性を有する ^{15}N 回収技術の開発が必要となる。

ここで現在進行中の TiN 被覆の製造試験および特性試験の概要について、図 4.1.2.2 にまとめると共に、以下簡単にレビューを行う [1) 2)]。まず製造試験の一環として、現設計で想定している～100μm 程度の厚膜化の可能性を把握するため、厚膜蒸着特性試験が行われ、蒸着法(PVD：物理気相蒸着法、CVD：化学気相蒸着法)の適用性、および柱状晶形成の有無等が検討されている。続いて、現設計検討で想定している SiC 被覆相当の強度レベル(40 kgf/mm^2)を達成する可能性を把握するため、曲げ強度試験が行われ、ワイブル係数(強度のバラツキに関する係数)が評価されている。さらに過酷事象時に流路閉塞を導く顕著な形状変化に関する知見を得るために高温加熱試験が行われ、～2,000℃までの高温状態下における被覆状態が観測・評価されている。またフッ化物揮発法が再処理時の TiN 脱被覆法として適用可能かどうかを視野に TiN フッ化挙動特性試験が行われ、フッ化反応が有意に進む温度条件の評価が行われている。

参考文献

1) 永沼正行，水野朋保：“ 高速炉用被覆粒子型燃料の被覆層材特性に関する検討（その１）”，JNC TN9400 2002-032，(2002)
2) 永沼正行，水野朋保：“ 高速炉用被覆粒子型燃料の被覆層材特性に関する検討（その２）―TiN の高温特性・厚膜化検討― ”，JNC TN9400 2002-051，(2002)

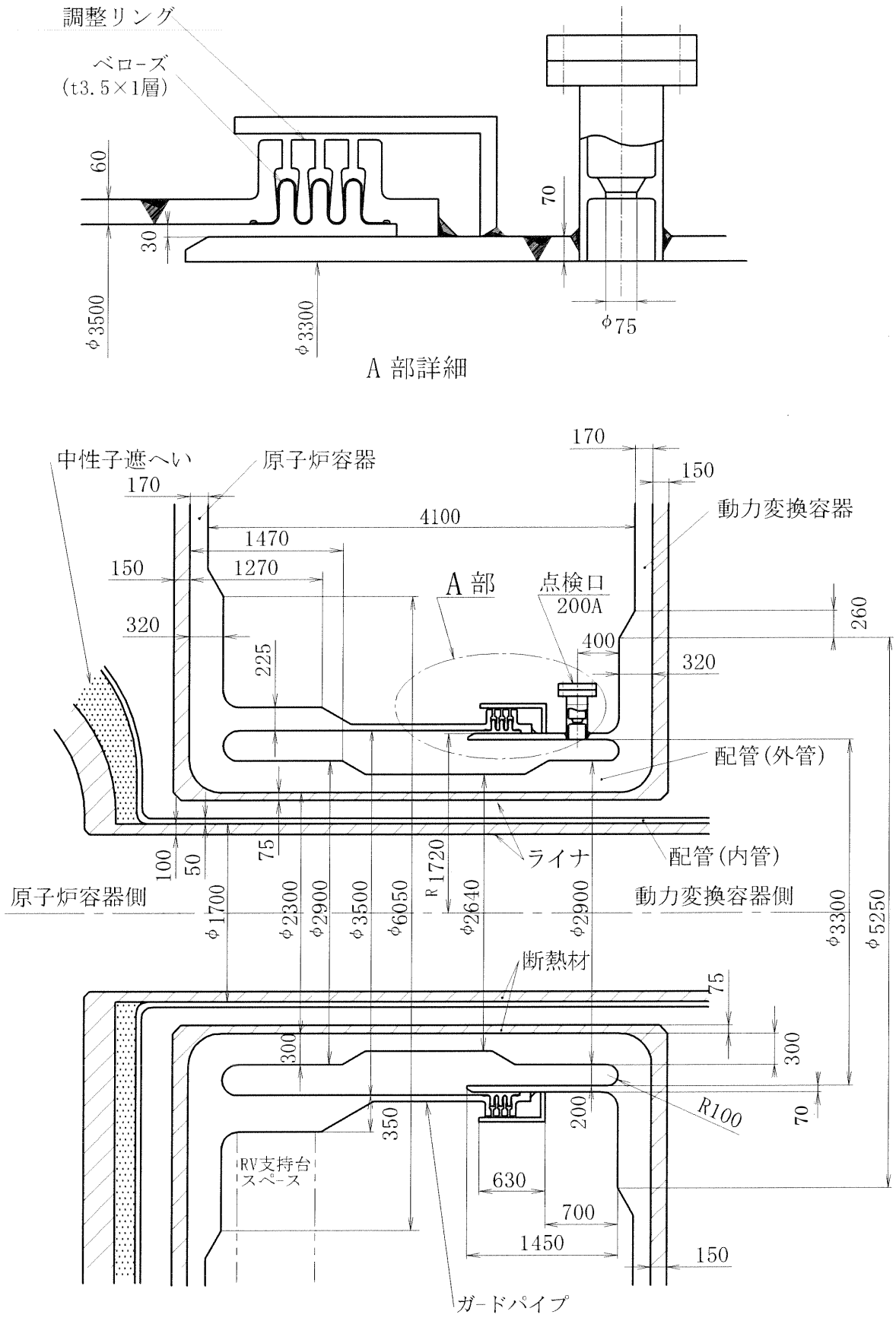


図 4.1.2.1　漏洩流量制限機構構造図

目的：ヘリウムガス冷却炉検討のうち被覆粒子燃料概念については、TiN被覆や粒子燃料充填層の伝熱流動に関し多くの開発課題を有している。
そこで、これらの課題のうち、TiN被覆について蒸着・強度・高温・再処理に関する特性、伝熱流動について粒子充填層等の圧力損失に関する基礎試験を実施し、現状想定している仕様・条件の成立見通しに関する第1次的な評価を行った。

[試験項目]

●TiN被覆特性試験

・厚膜蒸着特性試験
[目的] 現設計で想定している～100μm程度までの厚膜化の可能性把握
[着眼点] 蒸着法(PVD・CVD*)の適用性、柱状晶形成の有無等

・曲げ強度試験
[目的] 現設計検討で想定しているSiC被覆相当の強度レベル(40 kgf/mm^2)について可能性把握
[着眼点] ワイブル係数(強度のﾊﾞﾗﾂｷに関する係数)の評価等

・高温加熱試験
[目的] ～2,200℃(暫定目標値)までの被覆状態の把握
[着眼点] 過酷事象時に流路閉塞を導く顕著な形状変化の有無

・TiNフッ化挙動特性試験
[目的] 再処理時のTiN被覆の脱被覆法として、フッ化物揮発法の適用可能性の把握
[着眼点] フッ化反応が有意に進む温度条件、反応の同定等

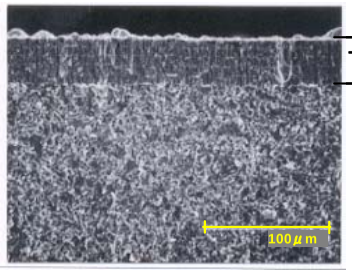
*PVD：物理気相蒸着法、CVD：化学気相蒸着法

●伝熱流動特性試験

・粒子充填層等の圧力損失特性試験
[目的] 現設計で想定しているErgun式について適用性の把握
[着眼点] 粒子充填層・(円筒状外側ﾌﾘｯﾄの)低ﾎﾟﾛｼﾃｨ多孔質層の圧力損失相関式等

[代表的な試験結果(例)]

・厚膜蒸着試験
- PVD：内部応力緩和のためTiNに僅かなTi(金属)を付加し積層蒸着することで被覆を形成

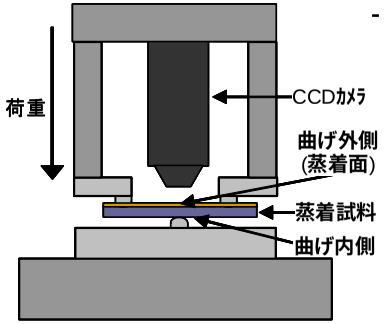


TiN被覆

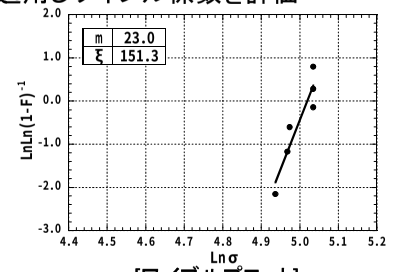
30μm程度の膜厚まで健全な状態で被覆形成

本方法により、更なる厚膜形成の可能性有する

・曲げ強度試験
- PVDによる薄膜被覆(10μm)について、室温条件で強度を測定
- 測定結果について確率論的評価法を適用しワイブル係数を評価



[測定装置概略]



[ワイブルプロット]

ワイブル係数：～23、破損確率10^{-4}、強度：～100 kgf/mm^2

→ 高ワイブル係数を有し、優れた強度特性が期待できる

図 4.1.2.2　ヘリウムガス冷却炉の開発課題
被覆材［TiN］・伝熱流動［粒子充填層等］に関する調査

4.1.3 代表概念の構築

4.1.3.1 炉心燃料設計

フェーズⅡにて主に検討を行った 3 種類の炉心概念の比較検討結果を表 4.1.3.1 に示す。また各炉心概念の設計位置付けと、それぞれの概念の今後の展開・展望について、図 4.1.3.1 にまとめた。

代表概念としては、中間報告段階で横方向流冷却コンパートメント型被覆燃料炉心を暫定する。横方向流冷却集合体概念の検討経緯および結果を図 4.1.3.2 にまとめた。選定理由としては、苛酷事象に対し受動的安全機構を必要とせずに静定にいたる可能性があり、ガス冷却炉のもつポテンシャルを生かし得る炉心であることによる。同時に、横方向流冷却コンパートメント型炉心は他 2 概念比較して、核特性では増殖比 1.17 となるものの Pu インベントリが 9.6t/GWe と大きい。また AWS 時燃料温度が 1 次ピーク、2 次ピーク共に高くなっており、より一層の安全特性の向上は炉心特性の劣化を必然的に伴うことになると考えられる。

縦方向流冷却ブロック型炉心は次代表候補概念として位置づけられる。ヘリウムガス冷却炉・改良型炉心概念の検討経緯および結果を図 4.1.3.3 にまとめた。縦方向流ブロック型炉心は、炉心特性は増殖比で 1.142 だが Pu インベントリは 7.8t/GWe と比較的抑えられており、また AWS 時の被覆管温度制限目安値到達まで約 27,000 秒（7 時間強）を要し、アクシデントマネイジメントを期待し得る時間猶予が有る。今後の検討により、炉心特性の向上と減圧・自然循環時の除熱性向上を目指した炉心・燃料形態の最適化を図る余地が多く、フェーズⅡ終了まで炉心・燃料設計を推進する。

また、ピン型炉心はオプションの位置づけとする。この炉心では、即応型受動的炉停止機構が必要となるが、被覆材料として SiC/SiC 複合材料などセラミック系材料の採用も考えられ、国内外の材料開発を注視して行くともに、SiC/SiC 被覆管燃料炉心を文部科学省・公募型研究において検討してゆく。

設計検討を行った3種類のヘリウムガス冷却炉心の中性子エネルギースペクトルを図 4.1.3.4(1/2, 2/2)に示す。図中、ナトリウム冷却大型ＭＯＸ炉および炭酸ガス冷却ピン型ＭＯＸ炉との比較も記載している。

ピン型は最もスペクトルが硬く、ヘリウムガスの中性子吸収に対する透明性が現れており、炉特性としては優れたものとなる可能性を有していることが分かる。安全性の問題を常に評価しながら、この特長を生かした炉心設計を今後も継続すべきである。

横方向流冷却コンパートメント型と六角ブロック型は、スペクトル上はほぼ同一の傾向を示し、何れもナトリウム冷却ＭＯＸ炉より軟化した傾向を示す。これは、核燃料を高温に耐える被覆材・構造材に包み込む必要があることから、燃料体積比の低下・構造材体積比の上昇を招き、結果としてヘリウ

ムガスの中性子吸収に対する透明性を生かせない構造となっていることを意味する。ＦＳにおける検討では中性子吸収が少なく、かつ、高温に耐えうる材料のスクリーニングを積極的に行い、ＳｉＣの他、ＴｉＮ、金属間化合物、あるいは、Ｎｂ基合金などに可能性を見出すに至っている。しかしながら、現状、燃料体積比 15~20%程度の設計に、構造的な制約および安全性からの制約により留まっている。これの打開には、材料設計・燃料製造上の経験の蓄積を積んだ上で、可能な限りの合理化、例えば構造材物量の削減や冷却材体積比の合理化など、が必要であり、その意味で中長期的な R&D が現状では不可欠と判断される。

代表概念炉心として暫定選出した横方向流冷却コンパートメント型炉心について、以下に詳細を記す。

炉心構成を図 4.1.1.30 に示す。均質 2 領域炉心であり、内側炉心 303 体、外側炉心 240 体からなる。周囲は径ブランケット：186 体および SiC 製可動反射体：210 体が、各々2 層に取り巻く。制御棒系は主炉停止系が 27 体、後備炉停止系が 7 体、受動的炉停止系が 6 体からなる。炉心高さ／等価直径は、180cm／564cm となる。

炉特性を表 4.1.1.15 に示す。熱出力 2400MWth、電気出力 1120MWe であり、運転サイクル長さ 20.0 ヶ月、燃料交換バッチ数８となる。Pu 富化度は内側で 17.9/22.7wt%、外側で 21.2/27.8wt%であり、燃焼反応度欠損 0.80%dk/kk'である。出力密度はピークで 74 W/cc、平均で 51W/cc となる。炉心平均取出燃焼度は 119GWd/t、炉心全体平均で 58GWd/t である。増殖比は 1.17 を確保している。安全解析上のパラメータは、ドップラ係数 -10.0×10^{-3} TΔk/ΔT、減圧反応度で 1.15$となる。

初装荷時および廃炉時炉内総量／平衡サイクル装荷燃料および取出燃料の重金属重量を表 4.1.3.2 に示す。全炉心重金属重量は 195t で、ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉と比較し重金属インベントリ量が多いが、これは燃料体積比が低くかつ炉心出力密度が低いことに要因がある。前者は、燃料が高温に耐えるよう被覆材を多く用いる必要が有るためであり、後者は、炉心除熱性能が低いため炉心体積が大きくなることによる。

本概念では、遮蔽体に SiC 製六角ブロックを採用している。SiC は固相マトリクスもしくはコンポジットとしての形態をとるが、これらは近年、核融合炉壁材料の候補材として有力視されており、開発が進められ、海外では製品化されている例が見受けられる。また大学、原研などにおいては、精力的に照射試験も行われている。

英国においては高温ガス炉への適用を意図して燃料・燃料集合体構造物が試作された実績があり、各種形状・大きさの被覆管、リブ付管、グリッドス

ペーサ等が、精密な加工精度を有して製造されている。米国においては、例えば、Bayside Material 社により SiC 製の配管やファンが製造・商品化されている。国内でも、例えば、日本カーボン社において異型円筒形状を有するカラム型容器が製作されている。また原研においては、SiC を固相マトリクスとし、多数の貫通管を有するブロック形状に成型した上で多数接合する技術があり、既に試作・基礎性能試験が実施されている[1) 2) 3)]。

SiC 製遮蔽体の成立性という観点では、製作性について基本的な問題はなく、また高温での使用もしくは照射場での使用自体に問題はないと考えられる。同時に、高温・高速中性子照射場で長期使用した場合の構造的な寿命については、同条件下での実験・経験の蓄積が必要であり、中長期的な R&D 項目と認識される。

本検討においては、SiC 遮蔽体の炉特性・遮蔽特性に着目した性能評価の観点から、SiC 遮蔽体を用いた炉心設計・遮蔽設計を実施した。運転供用期間 60 年無交換を目指した設計を採用する。寿命・遮蔽能力の評価結果によれば、黒鉛遮蔽体と比較して同層数での遮蔽が可能で、本検討の場合 SiC 遮蔽体を 3 層用いることとなる。

4.1.3.2　プラント設計

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉は、次の観点から経済性および安全性を追求したプラント概念である。

① 被覆粒子燃料、セラミックス炉心構成要素による高温化で、高効率の直接ガスタービン発電を可能として経済性を追求する。

② ドップラー効果の改善および自然循環冷却能力の強化により、AWS 時にもCDA を回避することを追求する。さらに、コアキャッチャーの設置により、CDA想定時の影響（損傷炉心燃料および FP の分散、放出）を原子炉格納容器内に収納することを追及する。

③ モジュール化、ツインプラント化等の合理的なプラント設計および大型化により経済性を追求する。

次項以降にプラント設計について説明する。

(1) プラント概要

プラント概念配置図、系統概念図および基本仕様をそれぞれ図 4.1.3.5、図 4.1.3.6、表 4.1.3.3 に示す。

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉は、熱出力 2400MWt、電気出力 112 万 kWe（発電端）のプラントである。プラントは、鋼製耐圧格納容器中に原子炉容器、動力変換容器等を収納したものである。炉心燃料は窒化物被覆粒子燃料で、これをヘリウムガスで冷却して、中間熱輸送系を介さずに、直接ガスタービン発電を行う直接サイクル発電プラントである。

本プラントでは、被覆粒子燃料を高温ガス熱中性子炉のようにマトリックス中に分散させず、直接冷却することにより冷却性の向上、燃料体積比の向上等を図った。また、炉心出入口温度の高温化（850℃／460℃）により、ヘリウムガスタービン直接発電との組み合わせでプラント熱効率を向上させた。

ナトリウム冷却炉と比較すると、本プラントでは一次系のみの系統とすることにより中間熱輸送系を、パンタグラフ式燃料交換機の採用により回転プラグ等の複雑な上部構造物を不要とし、設備物量を低減した。また、ガスタービン設備を動力変換容器に内蔵してモジュール・ユニット化することにより、工場製作、現地据付性を向上させた。さらに、ツインプラント化することにより、天井クレーン、燃料取扱設備等を共用させて経済性を向上させた。

ヘリウムガスは化学的に不活性であり、他の冷却材では達成できない高温領域まで、燃料、構造材との共存性が良く、放射化されない。また、ナトリウムと水との反応を排除できるとともに、冷却材は透明であるため目視検査・監視が可能である。

被覆粒子燃料は、SiC/SiC 複合材料製コンパートメントに保持されており、一般のピン型燃料の金属被覆と比較して許容温度が非常に高い。また、ナトリウムのように大きなボイド反応度がないこと、ドップラー効果による負の反応度フィードバックとあいまって、減圧時にも自然循環除熱が可能な設計である。

(2) 原子炉構造

(ⅰ) 原子炉構造

原子炉構造概念図を図 4.1.3.7 に示す。

原子炉は、一次冷却材圧力バウンダリを構成する原子炉容器と、その内側に炉心出入口の冷却材流路を形成する内容器との二重容器構造となっている。冷却材は主配管外管から流入し、原子炉容器と内容器との間の流路を通って下降し、炉心下部から炉心に流入して、主配管内管からガスタービンへ流出する。

原子炉容器は、ガスタービン等を内蔵する動力変換容器と主配管（二重管）で接続され、上鏡部には補助炉心冷却系、燃料出入用孔および燃料取替用孔が、下鏡部には制御棒駆動装置が設置されている。原子炉容器は、主配管レベルで 90°対象の４箇所で原子炉容器から張り出したノズル部により支持されている。原子炉容器材料には、軽水炉で使用実績のある Mn-Mo 鋼（SQV 材）を使用している。原子炉容器は、内面に断熱材を設置し、外面を空調施設により冷却している。原子炉容器は、開発要素を排除し、現有設備をわずかに改良して製作、輸送が可能な、軽水炉より多少大きな寸法（内径約 10m）に制限した設計としている。

内容器には改良 9Cr 鋼を採用している。内容器内側には、内容器温度低減のために断熱材を、中性子遮へいのために B_4C 遮へい体を設置している。断熱材には、HTTR（高温工学試験研究炉）で使用実績がある繊維状断熱材・カオウール（Al_2O_3 と SiO_2 等の繊維）を検討している。断熱材および中性子遮へい体は、断熱材ライナとともにスタッドボルトにより内容器内側に取り付ける［図 4.1.3.8 参照］。

炉内構造物は、引抜き補修を行う場合の引抜き性、再組立て性などを考慮し、原子炉容器フランジ部から内容器を介して吊り下げる構造とした。炉心支持構造物の下部にあるスカートは、炉心支持構造物振れ止めの役割を果たす。

(ⅱ) 遮へい構造

ヘリウムガス冷却炉の構造材には、経済性などを考慮し、コンベンショナルな材料を採用している。ヘリウムガス冷却炉の高温雰囲気、高速炉環境でコンベンショナルな材料を使用するため、原子炉容器内面に断熱材、内容器内面に断熱材および中性子遮へい体を設置することで、耐高温性、耐照射性を確保している。

炉内構造物の累積高速中性子照射量低減および炉停止時に立ち入る場所の放射化による線量率低減の観点から、炉心周囲には次のような遮へい体を設置する。

径方向は､径方向ブランケットの外側に 2 層の SiC 可動反射体とその外側に B_4C 遮へい体を設置する。上部方向は、補助炉心冷却系のメンテナンスを考慮して上部軸遮へい体（SiC および B_4C）、内容器内側遮へい体（B_4C）を設置する。下部方向は、制御棒駆動装置のメンテナンスを考慮して、下部軸遮へい体（SiC および B_4C）、原子炉容器内側遮へい体（B_4C）を設置する。なお、内容器内面や補助炉心冷却系熱交換器入口、燃料出入孔および取替用孔入口には、炉心からのストリーミング等の遮へい目的で中性子遮へい体 B_4C を設置する。

累積高速中性子照射量については、中性子束の計算ノミナル値に補正係数を乗じ、照射時間 60 年、稼働率 93%を考慮したものとするが、原子炉容器、炉心槽、炉心支持板での構造健全性から設定される高速中性子累積照射量制限値を下回る結果となった。メンテナンスで立ち入るエリア（制御棒駆動装置、動力変換容器の主配管付近、補助炉心冷却器）の中性子束については、各エリアの放射化による線量率が高く、メンテナンス性に影響を与える可能性がある。さらなる炉心周りの遮へい強化、あるいは、メンテナンス手法の見直しが必要であると考えられる。

(iii) 漏洩流量制限機構

漏洩流量制限機構の構造概念案を図 4.1.2.1 に示す。

漏洩流量制限機構は、安全解析から要求される一次系配管破断時の漏洩面積 50cm^2 以下を満たすための構造である。断面積 50cm^2 以上の一次系配管は、原子炉容器と動力変換容器を接続する主配管および、動力変換容器に接続するバイパス制御用配管である。

主配管部は、主配管外管の外側にガードパイプを設置する構造で、ガードパイプは軸方向の熱変形に追従が可能なようにベローズ構造を有し、容器ノズル部に溶接してリークタイト構造とし、主配管外管破断の際にも漏洩を防止するものとしている。周方向に亀裂が入り破断する場合には管の剛性により、また、縦方向に亀裂が入る場合にはガードパイプと主配管外管の 40cm 程度の隙間により、ガードパイプが破損することはないと考えられる。

バイパス制御用配管についても、同様に多重管構造とする予定である。

(３) 炉停止系

炉停止系は、主炉停止系と後備炉停止系で構成されている。さらに、受動的炉停止装置が設置されている。

(ｉ) 主炉停止系、後備炉停止系

炉心出口側は高温になるため構造物を極力設置しないこと、原子炉容器上部には補助炉心冷却系熱交換器や燃料出入用孔があり、制御棒設置スペースが上鏡部にないこと、の２つの観点から、制御棒駆動軸は原子炉容器下部から挿入する。なお、制御棒はフェールセーフの観点より炉心上方から重力落下させる方式とした。

主炉停止系の作動概念を図 4.1.3.9 に示す。制御棒は、通常運転時にはモータ駆動のボールねじにより挿入度調整が行われる。制御棒スクラム時には、主炉停止系は、駆動部において分割型ボールナットを用いた制御棒駆動軸切り離し操作により制御棒を重力落下させる。後備炉停止系は、受動的炉停止系と構造原理はほぼ同一であり、制御棒駆動軸と制御棒が電磁石で接続されており、スクラム時には電流を遮断することにより電磁石の磁力がなくなり制御棒を重力落下させるものである。炉停止系はスクラムに関して多様性を有している。

なお、制御棒の交換は、制御棒駆動軸のグリッパを開放することにより制御棒駆動軸と分離され、燃料交換機等により炉上部側から交換される。

(ⅱ) 受動的炉停止装置

本ヘリウムガス冷却炉では、AWS 時にも、漏洩面積 50cm^2 の条件では、自己作動型炉停止機構（SASS：Self Actuated Shutdown System）無しでも、安全性判断目安温度 2200℃を下回り、安全性が成立する結果となっている。しかし、安全性判断目安温度は、文献調査を基に燃料集合体の構造材 SiC が構造を維持出来うる温度として設定した暫定値であり、不確定幅が大きい可能性もある。そのため、受動的炉停止装置の検討を進める必要があると判断した。

本ヘリウムガス冷却炉に適した SASS 方式について、作動後のリセット性、スクラム検査性、フェールセーフ、通常スクラム（通常炉停止系と共用）、対象事象、応答性の観点から比較検討した。SASS 方式の選定検討結果を表 4.1.3.4 に示す。検討の結果、高温域での温度感知合金の材料磁気特性の成立性について課題はあるものの、作動後のリセット性、スクラム検査性、等の選定条件の対応状況からキュリー点電磁石方式を第１候補として選定した。なお、SASS 作動温度は暫定的に 950℃としている。

キュリー点電磁石方式 SASS 作動概念図を図 4.1.3.10 に、構造概念図を図 4.1.3.11 に示す。通常運転時、制御棒重量は電磁石コアと温度感知合金との間で電磁石の磁力によって保持される。感温部が作動温度になると、温度感知合金の磁力が失われ、電流の遮断によらず、電磁石コアと温度感知合金との間で切り離れ、制御棒は重力落下する。

温度感知合金は三元合金（Fe，Ni，Co）で、文献上では、暫定した SASS 作動温度近傍であれば、磁気特性条件を満足する組成は存在する可能性はあるが、Co が 80～90%組成の合金で成立組成範囲はごく狭い領域に限られており、成立性を見極めるためには R&D が必要である。また、温度感知合金部は、上部プレナムに突き出た形になっているが、感知部昇温のためには、周囲の燃料チャンネル冷却材による伝熱、電磁石への給電方法などについて検討する必要がある。

(４) 主冷却系（ガスタービン）

ガスタービン発電設備とヒートマスバランス図を図 4.1.3.12 に、系統の仕様を表 4.1.3.5 に示す。

ガスタービン発電設備は、発電機、タービン、低圧圧縮機、高圧圧縮機、再生熱交換器、前置冷却器、中間冷却器で構成され、高さ 43m の動力変換容器中に収納されている。４つの動力変換容器は、主配管により原子炉容器に接続されている。各容器は主配管レベルで支持され、熱膨張に対して水平方向にスライドして変位を吸収する構造であり、動力変換容器側はフローティングサポートである。

ガスタービンでは、炉心を流れ出た高温冷却材により、直接タービンを回転して発電を行う。タービンを出て、減圧、温度低下した冷却材ヘリウムは、再生熱交換器で熱交換され、更に前置冷却器で冷却されて低圧圧縮機に入り、そこで昇圧される。昇圧により昇温したヘリウムは、中間冷却器で冷却され、高圧圧縮機により所定の圧力まで昇圧され、さらに再生熱交換器で所定の温度まで昇温されて原子炉入口へ送られ

る。プラント熱効率は約 47%を達成した。

ガスタービン設備は、上から順に、発電機、ガスタービン、圧縮機が一軸で連結された縦置き型である。ターボ系軸受はヘリウム雰囲気であることを考慮し、磁気軸受としている。再生熱交換器はプレートフィン型の高効率コンパクト熱交換器としている。

(5) 補助炉心冷却系

補助炉心冷却系の系統概念、熱交換器概念およびグラビティダンパの構造概念を図 4.1.3.13 に、系統仕様を表 4.1.3.6 に示す。

補助炉心冷却系は、原子炉トリップ後の崩壊熱除去、低温停止時、燃料交換時等の通常運転時および事故時の除熱を行う。また、設計基準外事象時、外部電源喪失時のすべての非常用ガスタービン発電設備起動失敗による強制循環喪失時には、自然循環により除熱を行う。

補助炉心冷却系運転時には、タービン側のトリップによって、補助炉心冷却系流路の入口側に設置された差圧自動駆動のグラビティダンパが差圧の低下によって開となり、炉心上部から補助炉心冷却系熱交換器を通って、原子炉容器と内容器間の間を下降し、下部プレナムより炉心に流入する流路が形成される。

原子炉容器上鏡部に設置された補助炉心冷却系熱交換器の２次側流体は加圧水である。２次側伝熱管は、原子炉格納施設を貫通して、格納施設外に設置された空気冷却器で冷却される。ポンプによる強制循環および自然循環冷却が可能である。

補助炉心冷却系は４系統から構成され、２系統の非常用ガスタービン発電設備からサポートされている。また、補助炉心冷却系１系統の冷却能力は 0.65MPa までの一次系減圧を想定した条件下で 50%の強制循環冷却容量を有している一方で、5MPa への一次系微減圧を伴い補助炉心冷却系の１系統が使用不能になるような DHX 伝熱管破損を想定した場合では、補助炉心冷却系１系統のみによる強制循環冷却で十分に炉心冷却できる見通しが得られている。このため、設計基準事象に対しては、外部電源喪失および非常用ガスタービン発電設備の単一故障を想定しても、補助炉心冷却系の強制循環冷却によって十分な炉心冷却が行われる見込みである。

(6) コアキャッチャー

炉心崩壊の想定シナリオ［4.1.2.2 項参照］に基づく、コアキャッチャー冷却系の基本概念は次のとおりである。

① 再臨界を防止するキャッチパン構造とする。

② CRDM 容器の下にコアキャッチャー容器を設け、燃料堆積物を分散して収納して再臨界を防止し、容器胴の外側から冷却を行う。

外置容器外部冷却方式のコアキャッチャー概念図およびコアキャッチャー冷却系概念図を図 4.1.3.14 に示す。

コアキャッチャーは耐熱材（グラファイト）、B_4C および鉛ビスマスの各層で構成

される。溶融燃料は、耐熱材の上に落下し、鉛ビスマス中に設けられた冷却水管を通る冷却水にて冷却される。鉛ビスマスは、通常は固化しているが、溶融燃料により加熱されて融解し、溶融燃料の保有熱を冷却水に伝える熱媒体としての役割を果たす(ここでは、暫定的に鉛ビスマスを熱媒体としたが、鉛ビスマスより熱伝導率が大きく、鋼材との共存性も良いグラファイトの使用も考えられる)。

冷却水は補助炉心冷却系と共用とし、炉心溶融が生じた場合に遠隔手動操作によりコアキャッチャー冷却系に通水する。なお、炉容器内に残留した燃料の冷却のため、炉容器下部の外表面に冷却水ジャケットを敷設するものとする。

(7) 原子炉格納容器

本プラントでは、円筒鋼製格納容器を採用している。

原子炉格納容器については、減圧時事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象時にあっても、深層防護の立場から、その耐圧格納機能を要求するものとし、炉心流出冷却材と原子炉格納容器雰囲気とが混合するという簡易解析（ただし、炉心流出冷却材の保有熱のコンクリート壁などへの吸収は考慮する)に基づき、最高使用温度 150℃、最高使用圧力 0.69MPa(abs)とした。

皿型鏡板・鋼製格納容器形式の耐圧力性の改善、内径縮小の観点から、上部鏡板は半だ円型を採用し、原子炉格納容器肉厚を概算して以下のような必要肉厚となった。材料は、物量削減の観点から高張力鋼に近い強度を持ち、溶接性が良い溶接構造用高降伏点鋼板 SHY685N（JIS G3128）とした。

胴部（内径 39m）：約 55mm
上部半だ円鏡板　：約 51mm
下部平板　　：6mm ライナ構造

鋼製原子炉格納容器の場合、溶接部の厚さが 38mm を超える場合には、「電気工作物の溶接に関する技術基準を定める省令」（省令 81 号）の規定により溶接後熱処理が必要となる。

ヘリウムガス冷却炉の原子炉格納容器の溶接部厚さは 38mm を超えるが、現地にて溶接後熱処理を実施することは実際上困難であることから、溶接後熱処理の免除に関する特別認可申請を行う必要がある。この申請を行うには、靭性、溶接性の双方を向上させた SHY685N 材の開発、改良した SHY685N 材の材料データ取得、および、板厚 55mm 程度で溶接後熱処理が省略可能な溶接施工法の確立などが必要である。

なお、軽水炉ではヘリウムガス冷却炉の使用材料とは異なるが、SGV480 鋼板で肉厚 44.5mm まで溶接後熱処理を実施しない特殊な方法による溶接に対して認可がなされており、現在 55mm まで溶接後熱処理の免除に関する開発[4)]が進められている。

(8) 燃料取扱設備

燃料交換時の原子炉断面図および昇降型炉内中継用案内管を図 4.1.3.15 に、燃料取扱設備全体概念図を図 4.1.3.16 に示す。

使用済み燃料は、燃料出入用孔から挿入されるパンタグラフ式燃料交換機により炉内中継槽（燃料移送ポット）に移送される。炉内中継槽に移送された使用済み燃料は、燃料取替用孔から挿入される昇降型炉内中継用案内管を通って、燃料出入機により炉外に取り出される。使用済み燃料を内部に取り込んだ燃料出入機は、天井クレーンにより炉上部から使用済燃料貯蔵プールの各貯蔵ラック（ヘリウム雰囲気で密封した容器）まで移動される。使用済み燃料は、貯蔵ラック内に保管される。使用済み燃料の冷却は、炉内では補助炉心冷却系、燃料出入機内では外部から空気の強制循環、使用済燃料貯蔵プールでは貯蔵ラック周囲のプール水により行われる。

新燃料は、新燃料貯蔵ラックから燃料出入機および天井クレーンにより炉上部へ移送され、使用済み燃料取り出しと逆の手順で炉内に装荷される。

核拡散抵抗性向上の観点から、原子炉建屋内での新燃料および使用済み燃料の取扱いは、常に燃料取扱設備内（新燃料保管は新燃料貯蔵ピット、使用済み燃料保管は使用済燃料貯蔵プール、各燃料移送は燃料出入機）で扱われ、容易に接近できない設計としている。

(９) 計装設備

(ⅰ) 中性子計装

中性子計装は、事象Ⅱの出力運転時の制御棒１本誤引抜きを除く出力上昇事象を評価基準内に終息させることのできる機能を独立かつ多様に設ける。

中性子計装用検出器は、原子炉停止状態（原子炉定格出力の 10^{-8}%）から原子炉定格出力の 125%までの中性子束を測定する広領域系と、原子炉定格出力の 1%から125％までの中性子束を測定する出力領域系の２系統からなる。出力領域および広域中性子検出器の仕様をそれぞれ表 4.1.3.7、表 4.1.3.8 に示す。

定格原子炉出力時の中性子束分布、ガンマ線束分布に基づき、広領域系および出力領域系中性子検出器は、原子炉容器外の炉心側部に各４個ずつ設置する。中性子検出器の取付位置を図 4.1.3.17 に示す。

(ⅱ) 安全保護計装

原子炉トリップ信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果を表 4.1.3.9 に、工学的安全施設作動信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果を表 4.1.3.10 に示す。

各検出器について、出力領域中性子検出器、広域中性子検出器および原子炉冷却材流量計装検出器を除き、軽水炉、もんじゅ、HTTR 等の適用品が使用できると考えられる。

(１０) 全体配置

プラント概念配置図を図 4.1.3.5 に、プロットプランを図 4.1.3.18 に示す。

ツインプラントでの原子炉建屋寸法は、108m×57m×高さ 83.5m であり、建屋容積としては 43.6 万m^3で、１プラント容積に換算すると 21.8 万m^3である。

本ヘリウムガス冷却炉プラントの特徴は、次の項目である。

① ツインプラント化

ツインプラントとして、天井クレーン、燃料取扱設備等の共用化により物量の削減を図っている。

② タービン建屋が不要

ヘリウムガス冷却炉プラントは、ガスタービン発電ユニットを直接原子炉に接続して発電するシステムであり、蒸気タービンサイクルのようなタービン建屋は不要である。

③ 建屋免震

ヘリウムガス冷却炉では、建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、免震建屋構造としている。

燃料集合体構造材の SiC は耐衝撃性に劣るため、地震時に浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須で、３次元免震装置[5)]を設置することとした。建屋水平免震と機器上下免震の組み合わせという選択肢もあるが、機器上下免震装置設置には、コモンデッキ、補助遮へい体等の追加設備が必要になり、さらに原子炉格納容器径も増大するため、大きな物量増加が見込まれる。よって選定より外した。

なお、補助建屋には、補助炉心冷却系二次側冷却塔、燃料貯蔵取扱設備、廃棄物処理設備、メンテナンス設備、中央制御室を含む電気計測制御設備、換気空調設備、その他共用化の可能な補機設備関係および放射線管理関係設備等が配置されている。基礎一体として建屋全体が免震構造である。

(１１) 定期点検

定期検査工程を図 4.1.3.19 に示す。

図中の太線で示すものがクリティカルパスである。クリティカルパスでは、ガスタービン、補助炉心冷却系による一次系の除熱を実施しながら、一次系内部を減圧し、所定の圧力に達したところで、動力変換容器の蓋を開放して、ガスタービンのターボ系の交換が行われる。その後、十分に燃料の崩壊熱が減衰した後、燃料交換を実施し、格納容器ハッチ漏洩試験、制御棒性能試験、炉物理試験の後に昇温を開始する。

定検期間短縮のため、タービン予備機を１基用意して点検時に予備機と交換する方式を採用した。１回の定検での交換燃料集合体数は 132 体（燃料 68 体、ブランケット 24 体、制御棒 40 体）であり、燃料取扱い時間を１体につき 60 分とした場合の定検期間は 43 日となった。なお、格納容器全体漏洩率試験を実施する標準外点検（48 日）は、図に示した標準点検（43 日）２回に対して１回のサイクルで実施されるため、平均の定検日数は 45 日である。

ガスタービンの点検では、タービン翼の目視および浸透探傷試験、軸受の目視点検を実施する。ガスタービンは、現在の軽水炉の蒸気タービンでは、25 ヶ月に 1 回の点検が義務化されているが、本検討では将来の規制緩和をにらみ、定検あたり４基のうち１基の点検を実施することとしている。

(１２) 建設工程

建設工程を図 4.1.3.20 に示す。

建設工期は 46.5 ヶ月である。図中の太線で示すものがクリティカルパスである。クリティカルパスでは、土木工事に続いて、原子炉格納容器建設、ガスタービン・原子炉本体等の据付、単体機能試験、総合機能試験を経て性能試験が実施される。このクリティカルパスのほとんどの期間が、原子炉格納容器建設に要する期間である。

参考文献

1) 日本カーボン社パンフレット：“ 炭素繊維強化炭素材料 ”,（2002）
2) P. Kennedy and J. V. Shennan：“ Engineering Application of REFEL Silicon Carbide ”, International Conference on Silicon Carbide, Miami Beach, U.S.A., (1973)
3) 米国 Bayside Materials 社パンフレット,（2002）
4) 渡邊望, 他：“ 原子炉格納容器用 SGV480 鋼の溶接後熱処理及び余熱省略施工工法の確立 ”, 三菱重工技報　Vol.37, No.4,（2000）
5) 森下正樹, 他：“ 3 次元免震構造に関する研究［平成 14 年度共同研究報告書］”, JNC TY9400 2003-009,（2003）

表 4.1.3.1　フェーズⅡ設計：ヘリウムガス冷却炉の炉心形態相互比較（コンパートメント型／六角ブロック型／耐熱被覆ピン型窒化物燃料炉心）

		被覆粒子型燃料炉心		耐熱被覆ピン型燃料炉心
		コンパートメント型 横方向流冷却概念	六角ブロック型 縦方向流冷却概念	ピン型縦方向流冷却概念 Si_3Zr_5被覆管
主要炉心特性	燃料体積比	16.3%	21.3%	18.2%
	冷却材体積比	57.0%	24.3%	66.6%
	炉心出力密度	約 51W/cm³	約 81W/cm³	約 84W/cm³
	炉心高さ	炉心 180cm ＋ 軸ブラ 35cm×2	炉心 90cm ＋ 軸ブラ 30cm×2	炉心 120cm ＋ 軸ブラ 40cm×2
	等価炉心径	5.64m	5.94m	5.04m
	燃焼反応度	0.80%Δk/kk’	2.0%Δk/kk’	1.2%Δk/kk’
	増殖比	1.17	1.14	1.27
	取出平均燃焼度	119GWd/t	120GWd/t	141GWd/t
	初装荷 Pu	9.6 t/GWe	7.8 t/GWe	5.4 t/GWe
	複合ｼｽﾃﾑ倍増時間	73 年	85 年	31 年
	ﾄﾞｯﾌﾟﾗ係数	-10.0x10⁻³ TΔk/ΔT	-10.4 x10⁻³ TΔk/ΔT	-1.7 x10⁻³ TΔk/ΔT
	減圧反応度	1.15$	0.29$	約 1.7$
資源有効利用性		・増殖比：1.17 程度 ・実効平均燃焼度：約 58GWd/t	・増殖比：1.14 程度 ・実効平均燃焼度：約 55GWd/t	・増殖比：1.27 程度 ・実効平均燃焼度：約 73GWd/t
前提条件 課題		・被覆粒子・燃料体製造技術 ・高温・照射下の燃料健全性 ・燃料充填層内温度勾配下での対 MN ｱﾒｰﾊﾞ効果健全性	・熱設計適正化(燃料最高温度と固相ﾏﾄﾘｸｽ内熱応力低減) ・六角ﾌﾞﾛｯｸ内温度勾配下での対 MN ｱﾒｰﾊﾞ効果健全性	・Si_3Zr_5被覆管製造技術 ・高温・照射下の燃料健全性
安全性		・DBE（含減圧事故） 燃料最高温度＜約 1600℃ ・苛酷事象(AWS：減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となる事象) 固有安全＆自然循環除熱により燃料最高温度＜2200℃ ・反応度係数不確かさの定量的裏付、圧力損失・流動特性適正化方策による更なる除熱性確保、ガスタービン－炉心連動特性モデルの適正化が今後必要	・DBE：評価予定（成立性上大きな問題は無い見込み） ・苛酷事象(AWS：減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となる事象) 固有安全＆自然循環除熱および事象発生後約 2400 秒以内の負の反応度投入(緩慢応答型 SASS 等)により、燃料最高温度＜2200℃ ・縦方向流冷却概念のため、He 高温（粘性増加）時の長期的な除熱確保確認が必要	・DBE（含減圧事故） 燃料被覆最高温度＜約 1700℃ ・苛酷事象(AWS：減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となる事象) 炉心熱容量が相対的に小さく、固有安全＆自然循環除熱のみでは冷却形態維持が困難であり、即応型受動的炉停止機構等の設計対応策が不可欠 ・縦方向流冷却概念のため、He 高温（粘性増加）時の長期的な除熱確保確認が必要
前提条件 課題		・被覆粒子・ｺﾝﾊﾟｰﾄﾒﾝﾄ型燃料体の耐高温・耐照射性 ・ｺﾝﾊﾟｰﾄﾒﾝﾄ多孔板製造技術 ・主配管三重管ﾍﾞﾛｰｽﾞ方式による配管ｷﾞﾛﾁﾝ破断時の漏洩率制限(開口面積 50cm² 相当)有効性 ・破損被覆層からの FP・燃料ﾐｰﾄ放出挙動評価法確立、系統汚染への影響評価	・被覆粒子・ﾌﾞﾛｯｸ型燃料体の耐高温・耐照射性 ・緩慢応答型受動的炉停止機構等の信頼性 ・主配管三重管ﾍﾞﾛｰｽﾞ方式による配管ｷﾞﾛﾁﾝ破断時の漏洩率制限の有効性 ・固相ﾏﾄﾘｸｽによる FP 密封性	・被覆管材料の耐高温・耐照射性 ・即応型受動的炉停止機構等の信頼性 ・主配管三重管ﾍﾞﾛｰｽﾞ方式による配管ｷﾞﾛﾁﾝ破断時の漏洩率制限の有効性
環境負荷低減		・廃棄物：残留 TRU を伴う低ﾚﾍﾞﾙ廃棄物削減のため、被覆層ﾘｻｲｸﾙが不可欠 ・TRU 燃焼：核的には問題なし ・LLFP 核変換：減速材との混載、炉心外延部への局所的装荷により可能。核的に問題なし	・廃棄物：残留 TRU を伴う低ﾚﾍﾞﾙ廃棄物削減のため、被覆層ﾘｻｲｸﾙが不可欠 ・TRU 燃焼：核的には問題なし ・LLFP 核変換：減速材との混載、炉心外延部への局所的装荷により可能。核的に問題なし	・廃棄物：残留 TRU を伴う低ﾚﾍﾞﾙ廃棄物削減のため、被覆層ﾘｻｲｸﾙが不可欠 ・TRU 燃焼：核的には問題なし ・LLFP 核変換：減速材との混載、炉心外延部への局所的装荷により可能。核的に問題なし
前提条件、課題		・被覆層・被覆管再処理技術 ・TRU 含有被覆粒子燃料製造技術 ・耐高温性 LLFP 照射用燃料体		
核拡散抵抗性		・核拡散上、特に問題となるガス炉特有の課題は無い		

表 4.1.3.2(1/2)　物質収支：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心［導入期資源有効利用型炉心］

装荷燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	14.4	10.7	25.1	17.4	25.4	42.9	68.0
U236	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
U238	4782.4	3569.0	8351.4	5789.8	8457.5	14247.3	22598.6
U合計	4796.7	3579.7	8376.5	5807.2	8483.0	14290.2	22666.6
Pu238	12.9	12.6	25.5	0.0	0.0	0.0	25.5
Pu239	632.2	619.6	1251.9	0.0	0.0	0.0	1251.9
Pu240	375.1	367.7	742.8	0.0	0.0	0.0	742.8
Pu241	50.2	49.2	99.5	0.0	0.0	0.0	99.5
Pu242	45.6	44.7	90.3	0.0	0.0	0.0	90.3
Pu合計	1116.1	1093.9	2209.9	0.0	0.0	0.0	2209.9
Np237	5.8	5.7	11.6	0.0	0.0	0.0	11.6
Np合計	5.8	5.7	11.6	0.0	0.0	0.0	11.6
Am241	23.4	22.9	46.3	0.0	0.0	0.0	46.3
Am242m	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Am243	11.7	11.5	23.1	0.0	0.0	0.0	23.1
Am合計	35.1	34.4	69.4	0.0	0.0	0.0	69.4
Cm242	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm243	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm244	11.7	11.5	23.1	0.0	0.0	0.0	23.1
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm合計	11.7	11.5	23.1	0.0	0.0	0.0	23.1
合計	5965.4	4725.1	10690.5	5807.2	8483.0	14290.2	24980.7
ﾗﾝﾌﾟ化FP	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
随伴FP	64.5	51.1	115.6	0.0	0.0	0.0	115.6
FP 合計	64.5	51.1	115.6	0.0	0.0	0.0	115.6

取出燃料、1バッチ当たりの燃料重量 [kg]

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	3.9	4.7	8.6	9.5	17.7	27.2	35.9
U236	2.0	1.2	3.1	1.8	1.8	3.6	6.8
U238	4009.3	3190.0	7199.4	5443.5	8197.3	13640.8	20840.1
U合計	4015.2	3195.9	7211.1	5454.8	8216.8	13671.6	20882.8
Pu238	18.4	17.4	35.8	0.3	0.1	0.4	36.2
Pu239	561.9	507.9	1069.8	225.0	192.2	417.2	1487.0
Pu240	386.6	366.2	752.8	24.3	14.9	39.1	791.9
Pu241	55.2	45.3	100.5	4.8	2.6	7.4	107.9
Pu242	45.4	43.7	89.1	0.4	0.1	0.5	89.6
Pu合計	1067.5	980.5	2048.0	254.7	210.0	464.7	2512.6
Np237	3.6	3.9	7.5	0.6	0.4	1.0	8.5
Np合計	3.6	3.9	7.5	0.6	0.4	1.0	8.5
Am241	27.8	32.4	60.2	0.7	0.4	1.2	61.4
Am242m	1.9	1.6	3.5	0.0	0.0	0.0	3.6
Am243	12.8	12.0	24.8	0.1	0.0	0.1	24.9
Am合計	42.5	46.1	88.6	0.8	0.4	1.3	89.8
Cm242	0.9	0.7	1.6	0.0	0.0	0.0	1.6
Cm243	0.1	0.1	0.2	0.0	0.0	0.0	0.2
Cm244	10.4	8.9	19.3	0.0	0.0	0.0	19.3
Cm245	2.2	1.5	3.7	0.0	0.0	0.0	3.7
Cm合計	13.5	11.1	24.7	0.1	0.0	0.1	24.7
合計	5142.3	4237.5	9379.8	5711.0	8427.7	14138.7	23518.5
ﾗﾝﾌﾟ化FP	823.1	487.6	1310.7	96.1	55.3	151.5	1462.2
随伴FP	64.5	51.1	115.6	0.0	0.0	0.0	115.6
FP 合計	887.6	538.7	1426.4	96.1	55.3	151.5	1577.8

表 4.1.3.2(2/2)　物質収支：ヘリウムガス冷却炉・被覆粒子型窒化物燃料・横方向流冷却コンパートメント燃料体概念炉心［導入期資源有効利用型炉心］

平衡初期（BOEC）の燃料重量［kg］

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	69.4	61.6	131.0	108.1	174.7	282.7	413.7
U236	9.3	5.1	14.4	7.4	7.0	14.5	28.8
U238	35463.6	27202.3	62665.9	45083.9	66738.9	111822.8	174488.7
U合計	35542.3	27269.0	62811.3	45199.4	66920.6	112120.0	174931.3
Pu238	123.1	116.4	239.5	0.5	0.2	0.7	240.3
Pu239	4837.7	4535.0	9372.7	912.1	744.2	1656.2	11028.9
Pu240	3059.7	2951.8	6011.4	63.6	36.9	100.6	6112.0
Pu241	424.2	377.0	801.2	9.7	4.9	14.6	815.8
Pu242	362.7	353.6	716.4	0.6	0.2	0.8	717.1
Pu合計	8807.4	8333.8	17141.2	986.5	786.4	1772.9	18914.1
Np237	37.2	38.6	75.8	2.3	1.5	3.8	79.6
Np合計	37.2	38.6	75.8	2.3	1.5	3.8	79.6
Am241	203.6	222.2	425.8	1.1	0.6	1.7	427.4
Am242m	8.4	6.5	14.9	0.0	0.0	0.0	14.9
Am243	97.6	93.9	191.5	0.1	0.0	0.1	191.5
Am合計	309.5	322.6	632.1	1.2	0.6	1.8	633.9
Cm242	5.8	4.0	9.8	0.0	0.0	0.0	9.9
Cm243	0.5	0.2	0.7	0.0	0.0	0.0	0.7
Cm244	87.3	81.0	168.4	0.0	0.0	0.0	168.4
Cm245	10.0	6.7	16.6	0.0	0.0	0.0	16.6
Cm合計	103.6	91.9	195.5	0.1	0.0	0.1	195.6
合計	44800.1	36055.8	80855.8	46189.5	67709.1	113898.6	194754.4
ﾗﾝﾌﾟ化FP	2923.1	1745.4	4668.4	267.8	154.8	422.7	5091.1
随伴FP	516.2	408.9	925.1	0.0	0.0	0.0	925.1
FP 合計	3439.3	2154.2	5593.5	267.8	154.8	422.7	6016.2

平衡末期（EOEC）の燃料重量［kg］

ELEMENT	内側炉心	外側炉心	炉心合計	軸ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ合計	合計
U235	59.0	55.6	114.6	100.2	166.9	267.1	381.7
U236	11.2	6.3	17.5	9.2	8.9	18.1	35.6
U238	34696.1	26825.5	61521.6	44733.2	66473.1	111206.3	172727.9
U合計	34766.3	26887.4	61653.7	44842.6	66648.9	111491.5	173145.2
Pu238	128.7	121.2	249.8	0.8	0.3	1.1	251.0
Pu239	4767.8	4423.8	9191.6	1139.0	940.2	2079.2	11270.8
Pu240	3070.7	2950.4	6021.2	88.1	52.0	140.1	6161.3
Pu241	428.9	373.1	802.0	14.4	7.5	21.9	823.8
Pu242	362.5	352.6	715.1	1.0	0.3	1.3	716.4
Pu合計	8758.5	8221.1	16979.6	1243.4	1000.3	2243.6	19223.2
Np237	35.0	36.7	71.7	3.0	1.9	4.9	76.6
Np合計	35.0	36.7	71.7	3.0	1.9	4.9	76.6
Am241	208.2	231.7	439.8	1.8	1.0	2.8	442.6
Am242m	10.2	8.2	18.4	0.1	0.0	0.1	18.5
Am243	98.6	94.5	193.1	0.1	0.0	0.2	193.3
Am合計	317.0	334.3	651.3	2.0	1.0	3.0	654.3
Cm242	6.7	4.6	11.4	0.1	0.0	0.1	11.5
Cm243	0.6	0.3	0.9	0.0	0.0	0.0	0.9
Cm244	86.0	78.5	164.5	0.0	0.0	0.0	164.5
Cm245	12.1	8.2	20.3	0.0	0.0	0.0	20.3
Cm合計	105.4	91.6	196.9	0.1	0.0	0.1	197.1
合計	43982.2	35571.1	79553.3	46091.0	67652.2	113743.2	193296.5
ﾗﾝﾌﾟ化FP	3741.0	2230.0	5971.0	366.3	211.7	578.1	6549.0
随伴FP	516.2	408.9	925.1	0.0	0.0	0.0	925.1
FP 合計	4257.2	2638.9	6896.1	366.3	211.7	578.1	7474.1

表 4.1.3.3　基本仕様 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）

No	項　　目	仕　　様
1	原子炉型式	被覆粒子型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉
2	電気出力（発電端）	1124 MWe
3	熱出力	2400 MWt
4	ループ数	4 ループ
5	１次系 He 温度	460℃/850℃（入口/出口温度）
6	１次系流量	4262 ton/h
7	１次系圧力	6 MPa
8	２次系温度、流量	—
9	水／蒸気温度	—
10	タービン発電機	4 基/プラント
11	プラント熱効率	約 47%
12	所内負荷率	31.6 MW (2.8 %)
13	プラント稼動率	93 %
14	炉心・燃料	被覆粒子型窒化物燃料
15	炉心の径/高さ	5.64 m / 1.8 m
16	軸/径ブランケット	上下各 0.35 m / 0.42 m
17	被覆粒子燃料	外径 1.94 mm，燃料核径 1.5 mm、 第１層低密度 TiN:120μm，第２層高密度 TiN:100μm
18	燃焼度	119 GWd/t
19	増殖比	1.17
20	炉心平均出力密度	51 W/cc（炉心体積当たり）
21	燃料集合体型式	被覆粒子燃料内蔵集合体
22	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器
23	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置
24	炉心安全	AWS（＊1）時に SASS なしで 2200℃以下の可能性有り 漏洩流量制限機構設置（50㎠以下の漏洩面積制限）
25	炉心上部機構	無し（制御棒下部駆動，上部燃料交換）
26	１次系接続容器	二重管方式
27	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却：50%×4 系統
28	原子炉格納施設	鋼製原子炉格納容器
29	燃料取扱方式	プラント運転サイクル 20 ヶ月 8 バッチ方式
30	・燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式（水冷却）
31	・炉内燃料交換	パンタグラフ式燃料交換機
32	・炉外燃料移送	燃料出入機＋天井クレーン
33	・燃料搬出入形態	—
34	免震	３次元免震
35	プラント寿命	60 年

＊１：減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象

表 4.1.3.4　SASS 方式の比較

方　式	キュリー点 電磁石方式	熱膨張差方式	熱イオン方式	液体圧方式	溶融金属方式	圧力検知方式
作動原理	磁路にキュリー点材を用いて、温度上昇により磁路を遮断してスクラムする。	熱膨張の異なる材料を用いて、温度上昇による熱膨張差を利用した切離し機構によりスクラムする。	高温で導通性を発現するダイオードを用いて、温度上昇により電磁石への供給電流を迂回させる。	流体圧力により制御棒を浮かせ、流量減少（圧力小）によりスクラムする。	溶融金属で吸収材を保持しておき、温度上昇により溶融し吸収材を落下させる。	スクラム用電磁石の回路に圧力スイッチを組込んでおき、圧力減で電流を遮断してスクラムする。
作動信号	温 度	温 度	温 度	圧 力	温 度	圧 力
作動後の リセット性	有	(有)	有	有	無	有
スクラム検査性	有	(有)	有	有	無	有
フェールセーフ	○	×	× (迂回回路の断線)	○	○	○
通常スクラム (通常炉停止系と共用)	可 能	不 可	可 能	不 可	不 可	可 能
対象事象	ULOF、UTOP	ULOF、UTOP	ULOF、UTOP	ULOF	ULOF、UTOP	ULOF（減圧事故）
応答性	○	△	○	○	○	○
評　価	○	×	×	×	×	△ 対象事象が 限定される

表 4.1.3.5　ガスタービン仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

1　ガスタービン仕様一覧

項目		仕様
型　式		軸　流
基　数		1基／ループ
流体名		ヘリウム
流　量		296kg/s
出入口温度	入口	850 ℃
	出口	478 ℃
出入口圧力	入口	6．0MPa
	出口	2．0MPa
圧力比		3．0
断熱効率		93．5%
タービン出力		573MWt
段　数		8 段
ロータ内径		2．3m
翼　長		0．08～0．17m
ロータ長		1．7m
ディスク材質		Inconel 706

2　圧縮機仕様一覧

項目		仕様（低圧圧縮機）	仕様（高圧圧縮機）
型　式		軸　流	軸　流
基　数		1基／ループ	1基／ループ
流体名		ヘリウム	ヘリウム
流　量		296kg/s	296kg/s
出入口温度	入口	35 ℃	35 ℃
	出口	128 ℃	128 ℃
出入口圧力	入口	1．91MPa	3．47MPa
	出口	3．48MPa	6．35MPa
圧力比		1．8	1．8
断熱効率		90%	90%
段　数		16 段	17 段
ロータ内径		1．6m	1．6m
翼　長		0．1m	0．1m
ロータ長		2．1m	1．3m
ディスク材質		Ni-Cr-Mo-V鋼	Ni-Cr-Mo-V鋼

3　発電機仕様一覧

項目	仕様
型　式	3相交流同期型
基　数	1基／ループ
容　量	310MVA
冷却方式	ヘリウム冷却
発電機効率	98．5%
ロータ内径	1．1m
発電機外径	3．9m
発電機長さ	14．3m

4　再生熱交換器仕様一覧

項目		仕様
型　式		プレートフィン型
基　数		6基／ループ
交換熱量		85MW／基
流体名（高圧側／低圧側）		ヘリウム／ヘリウム
流　量（高圧側／低圧側）		49.3kg/s／49.3kg/s
出入口温度	入口	128 ℃／478 ℃
（高圧側／低圧側）	出口	460 ℃／146 ℃
対数平均温度差		18℃
温度効率		95%
入口圧力（高圧側／低圧側）		6．35MPa／2．0MPa
フィンピッチ（高圧側／低圧側）		1．1mm／1．5mm
プレート厚さ（高圧側／低圧側）		0．5mm／0．5mm
伝熱部幅		0．89m
伝熱部長さ		0．94m
伝熱部高さ		7．2m
伝熱部材質		SUS316

5　前置冷却器仕様一覧

項目		仕様
型　式		ヘリカルコイル水冷型
基　数		1基／ループ
交換熱量		171MW／基
流体名（管側／胴側）		冷却水／ヘリウム
流　量（管側／胴側）		1773kg/s／296kg/s
出入口温度	入口	27 ℃／146 ℃
（管側／胴側）	出口	50 ℃／35 ℃
対数平均温度差		35．4℃
入口圧力（管側／胴側）		0．5MPa／1．96MPa
伝熱管外径		25．4mm
伝熱管本数		3802本
伝熱管長さ		16m／本
ヘリカルコイル層数		52層
最内周コイル径		1．7m
最外周コイル径		6．4m
伝熱部高さ		4．0m
容器材質		低合金鋼（SQV）
伝熱管材質		SUS316

6　中間冷却器仕様一覧

項目		仕様
型　式		ヘリカルコイル水冷型
基　数		1基／ループ
交換熱量		143MW／基
流体名（管側／胴側）		冷却水／ヘリウム
流　量（管側／胴側）		1485kg/s／296kg/s
出入口温度	入口	27 ℃／128 ℃
（管側／胴側）	出口	50 ℃／35 ℃
対数平均温度差		30．7℃
入口圧力（管側／胴側）		0．5MPa／3．48MPa
伝熱管外径		25．4mm
伝熱管本数		2568本
伝熱管長さ		18．5m／本
ヘリカルコイル層数		38層
最内周コイル径		3．4m
最外周コイル径		6．4m
伝熱部高さ		3．5m
容器材質		低合金鋼（SQV）
伝熱管材質		SUS316

表 4.1.3.6　補助炉心冷却系仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

項　目		減圧事故時 強制循環	減圧事故時 自然循環
１系統当たり交換熱量（MW）		54.6	33.0
ＤＨＸ運転基数		2	4
ＤＨＸ１基当たり交換熱量（MW）		27.3	8.25
１系統当たりヘリウム流量（ton/h）		48	16
流　量 (ton/h)	ヘリウム	24	4
	冷却水	235	71
入口／出口温度 (℃)	ヘリウム	1250／460	1750／320
	冷却水	150／250	150／250
圧　力 (MPa[gauge])	ヘリウム	0.5	0.5
	冷却水	8.5	8.5

表 4.1.3.7　出力領域検出器の開発仕様

項　　目	要 求 仕 様	根　　拠　　等
検出器型式	ガンマ線補償型電離箱	核分裂計数管・電離箱とは原理の異なるもので主に黒鉛反射体によるガンマ線の影響を排除でき、かつ、出力領域に使用できる検出器とする。
計測範囲	定格原子炉出力の約１～125%	下限値は可能な限り0近傍、計測範囲上限は少なくとも出力領域中性子束高（高設定）設定値までとする。 上限を例えば定格原子炉出力の200%にしないで出力領域中性子束高(高設定)設定値とするのは、計測上限を必要最小限として計測精度を高く維持するためである。
中性子感度	9×10^{-14} A/nv	出力領域系に用いるガンマ線補償型電離箱の感度面での一つの開発限界である。
直線及び再現性(含､ガンマ線の影響)	定格原子炉出力の±1.5%以下	原子炉の安全が確保できるよう､ハードウェアの性能の限界値とする。 ただし、ガンマ線の影響が無視できること(ガンマ線による電流と中性子による電流の比が0.1%以内)であること。また、定格原子炉出力時の中性子束による電流が1μA以上得られることを条件とする。
温度条件、寿命	65℃、４年	温度条件には､コンクリートの設計温度を適用する｡寿命は運転費抑制､廃棄物発生量抑制を狙い、実現可能な上限と考えられる４年とする。

表 4.1.3.8　広域検出器の開発仕様

項　　目	要 求 仕 様	根　　拠　　等
検出器型式	核分裂計数管・電離箱	10桁の計測範囲を持ち、かつ、出力領域に使用できる検出器とする。
計測範囲	定格原子炉出力の約10^{-8}～125%	可能ならば第１サイクル起動時から少なくとも広域中性子束高（高設定）設定値まで計測できるようにする。 ただし、定格原子炉出力の10^{-8}出力時の中性子レベルがSN比2以上で1nv以上確保できることを条件とする。 計測範囲上限を例えば定格原子炉出力の200%にしないで広域中性子束高（高設定）設定値とするのは、計測上限値を必要最小限の値として計測精度を高く維持するためである。
パルスモード中性子感度	0.5cps／nv	広域系に用いる高温用核分裂計数管・電離箱の感度面での一つの開発限界である。
電流モード直線及び再現性(含､ガンマ線の影響)	定格原子炉出力の±4%以下（但し、定格原子炉出力の近傍）	原子炉の安全が確保できるよう、ハードウェアの性能の限界値とする。 ただし、ガンマ線による電流と中性子による電流の比は2%以内であることを条件とする。
温度条件、寿命	通常時 ：590℃、4年間 事故時 ：650℃、24時間	温度条件は「計装技術の改良開発」における開発仕様を暫定する。 寿命は運転費抑制、廃棄物発生量抑制、共通要因故障への耐性強化を狙い、実現可能な上限と考えられる４年とする。 事故時の使命期間は「短期」とする。

表 4.1.3.9　原子炉トリップ信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果

信号名称	検出器				備　考
	タイプ	数量	取付場所	開発	
線源領域中性子束高	BF3 比例計数管	4	原子炉圧力容器　側部	不要	もんじゅ適用品が使用できるものと想定
広域中性子束高 ・低設定 ・高設定	核分裂計数管電離箱	4	原子炉圧力容器　側部	要	炉心長寿命化に対応して特に長寿命化を狙いとした改良開発が望まれる。
出力領域中性子束高 ・低設定 ・高設定	ガンマ線補償型電離箱	4	原子炉圧力容器　側部	要	炉心長寿命化に対応して特に長寿命化を狙いとした改良開発が望まれる。
制御棒位置偏差大	電磁ピックアップ／エンコーダ	4×30 ×2 炉停止系	制御棒駆動装置内	不要	主炉停止系、後備炉停止系間で多様性を持つものとする。HTTR 適用品及び実証炉向け開発品が使用できるものと想定。
原子炉冷却材放射能高	電離箱	4	原子炉格納容器内、原子炉冷却材純化系	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
炉心差圧低	差圧伝送器	4	導圧管開口部：原子炉圧力容器内、炉心入口及び出口 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
原子炉冷却材流量低	オリフィス、 差圧伝送器 圧力伝送器 K 熱電対	4×4 ループ	オリフィス、K 熱電対、導圧管開口部： 動力変換容器内再生熱交換器高圧側出口リングヘッダ出口配管 差圧伝送器、圧力伝送器：原子炉格納容器内	要	前後の直管長さを十分確保できない場合、実流校正が必要。極端に前後の直管長さが短い場合には偏流を抑制するために配管内に整流板を設置する必要がある。
原子炉冷却材圧力高／低	圧力伝送器	4	導圧管開口部：原子炉圧力容器内 圧力伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
原子炉出口冷却材温度高	K 熱電対	4×4 ループ	原子炉出口配管（内管）	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
原子炉入口冷却材温度高	K 熱電対	(4×4 ループ)	動力容器内再生熱交換器高圧側出口リングヘッダ出口配管	不要	原子炉冷却材流量温度補正信号用と共用を想定
原子炉冷却材・補助炉心冷却器冷却水差圧低	差圧伝送器	4×4	導圧管開口部：原子炉圧力容器内及び補助炉心冷却器冷却水配管内 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
原子炉冷却材・前置冷却器冷却水差圧低	差圧伝送器	4	導圧管開口部：動力容器内及び前置冷却器冷却水配管内 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
原子炉冷却材・中間冷却器冷却水差圧低	差圧伝送器	4	導圧管開口部：動力容器内及び中間冷却器冷却水配管内 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
タービンバイパス弁開	リミットスイッチ	4	タービンバイパス弁	不要	HTTR 原子炉格納容器隔離弁適用品が使用できるものと想定
地震加速度大 ・水平方向 ・垂直方向	制御用地震計	4×2 方向 ×2 炉停止系	補助建物内	不要	主炉停止系及び後備炉停止系に設置。軽水炉適用品が使用できるものと想定。
手動	（操作スイッチ）	2×2 組 ×2 炉停止系	中央制御盤（２カ所に２個ずつ設置）	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。操作スイッチ１個で４チャンネルを構成。

表 4.1.3.10　工学的安全施設作動信号検出器の概略仕様と開発要否評価結果

種　類	信号名称	検出器				備　考
		タイプ	数量	取付場所	開発	
補助炉心冷却設備起動	主炉停止系原子炉トリップしゃ断器開	気中しゃ断器補助接点	1/しゃ断器	主炉停止系原子炉トリップしゃ断器盤内	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。
	後備炉停止系原子炉トリップしゃ断器開	気中しゃ断器(電磁接触器)補助接点	1/しゃ断器	後備炉停止系原子炉トリップしゃ断器盤内	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。
	手動起動	操作スイッチ	2×2	中央制御盤 (１カ所に４個(2 out of 2×2)設置)	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。操作スイッチ１個で４トレンを構成。
原子炉格納容器隔離	原子炉格納容器圧力高	差圧伝送器	4	原子炉格納容器外、原子炉格納容器近傍	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定。
	原子炉格納容器エリア放射線量率高	GM 管	4	原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定
	手動隔離	操作スイッチ	2×2	中央制御盤 (１カ所に４個(2 out of 2×2)設置)	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。操作スイッチ１個で４トレンを構成。
補助冷却器冷却水隔離	補助冷却器冷却水・原子炉冷却材差圧低	差圧伝送器	4/冷却器	導圧管開口部：原子炉圧力容器内及び補助炉心冷却器出口冷却水配管 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定。
	手動隔離	操作スイッチ	2×2×4	中央制御盤 (１カ所に４個(2 out of 2×2)設置)	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。操作スイッチ１個で４トレンを構成。
前置／中間冷却器冷却水隔離	前置／中間冷却器冷却水・原子炉冷却材差圧低	差圧伝送器	4/冷却器	導圧管開口部：動力変換容器内及び前置／中間冷却器出口冷却水配管 差圧伝送器：原子炉格納容器内	不要	HTTR 適用品が使用できるものと想定。
	手動隔離	操作スイッチ	2×2×2	中央制御盤 (１カ所に４個(2 out of 2×2)設置)	不要	軽水炉適用品が使用できるものと想定。操作スイッチ１個で４トレンを構成。

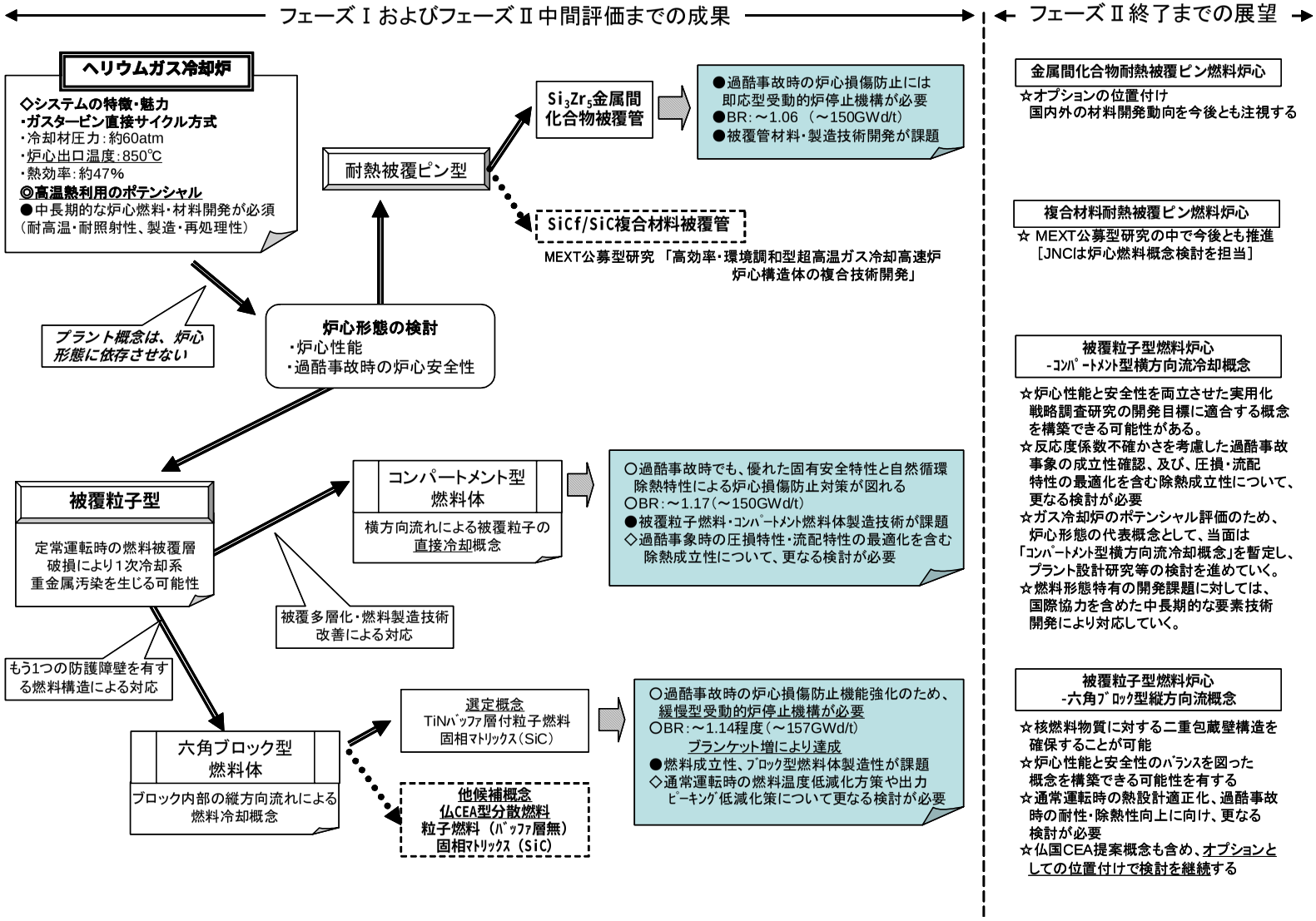


図 4.1.3.1　フェーズⅡ：ヘリウムガス冷却炉 代表炉心選定の流れとフェーズⅡ終了までの展望

目的：被覆粒子燃料を直接冷却することにより、ガス冷却の弱点である低い熱伝達特性を補い、かつ、流路長の短い横方向流れにより圧力損失を低減させ、自然循環特性と除熱特性を向上させることをねらいとした「横方向流冷却」集合体概念を検討し、炉心性能や安全特性の観点から技術的成立性を整理する。ここでは、横方向流冷却集合体概念における除熱性・圧力損失の概要と、設計検討の流れとの関係をまとめる。

[燃料集合体構造概念決定の論理チャート]

◇ システムの特徴・魅力

- ・ガスタービン直接サイクル
- ・ヘリウム圧力：6MPa
- ・炉心出口温度：850℃
- ◇高温熱利用のポテンシャル
- ◆炉心燃料・材料開発に中長期R&Dが必須（耐高温性、耐照射性、製造性、再処理性）

◇炉心・燃料形態の検討
- ・炉心性能（増殖比、Pu富化度、初装荷Pu-f量）
- ・安全性（過酷事故への耐性、ドップラ係数、減圧反応度）

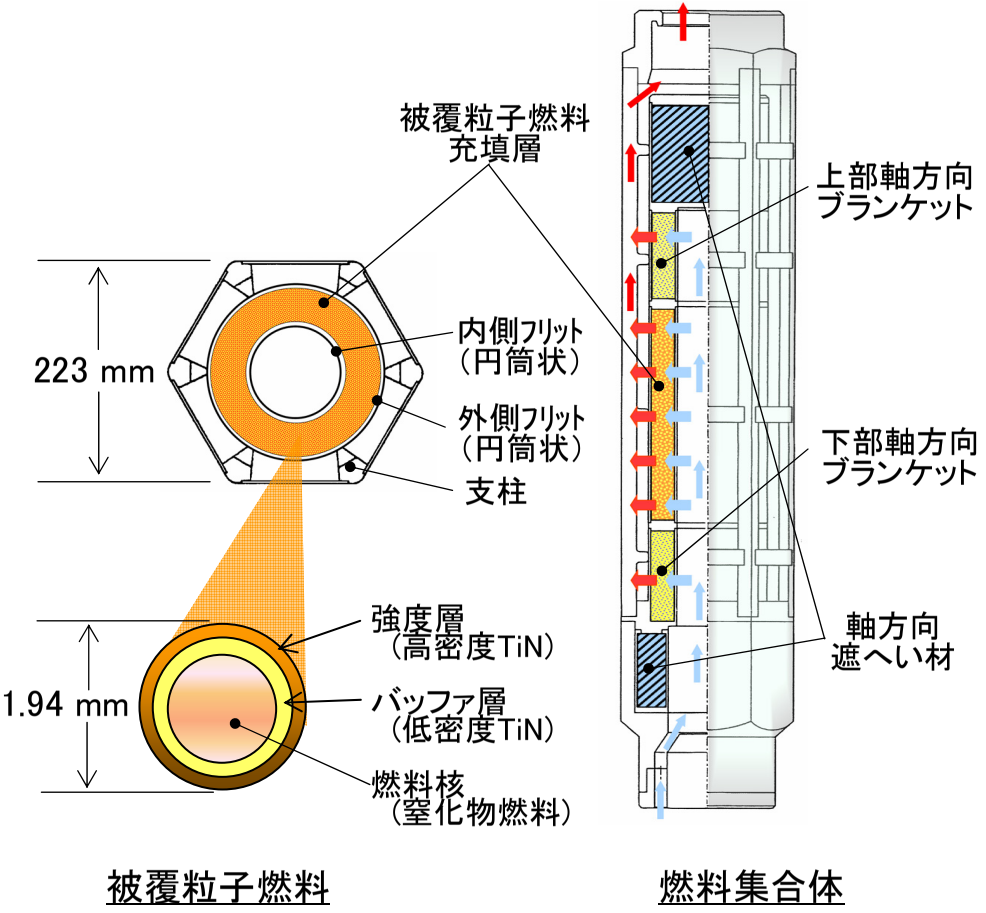
被覆粒子型
- ・炉心・燃料熱容量 高，粒子単体発熱量 低 ⇒ **安全性能（除熱特性）の追求**
- ・**耐熱被覆層(TiN)**：重金属・FPガスの保持

耐熱被覆ピン型
- ・燃料体積比 高 ⇒ 炉心性能の追求
- ・耐熱性被覆管材料 (Si_3Zr_5, SiC/SiC)

◆燃料被覆層破損⇒1次冷却系重金属汚染の可能性

横方向流冷却集合体概念
- ・破損可能性への対応 ： 燃料製造技術改善（二層化）など
- ・冷却方式：横方向流による直接冷却
- ・中空円筒形状の燃料充填層 ＝ 圧力損失の低減
  低・高温ヘリウムの分離、燃料部分の流路長短尺化など、

改良型炉心・燃料概念
- ・燃料被覆層外側にもう1種の障壁設置

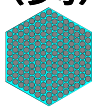
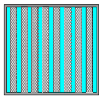
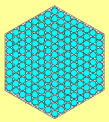
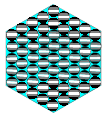


- ・横方向流冷却集合体概念炉心はヘリウムガス冷却炉の有望概念
  炉心部の取出平均燃焼度119GWd/t、運転サイクル長さ20ヶ月、増殖比1.17（内部転換比0.78）を達成できる見通し。
- ・過酷事象（減圧事故で制御棒が挿入されず炉心が自然循環除熱される状態）でも、制限目安2,200℃を超過しない見通し

図 4.1.3.2　ヘリウム冷却炉・横方向流冷却集合体概念の検討経緯および結果

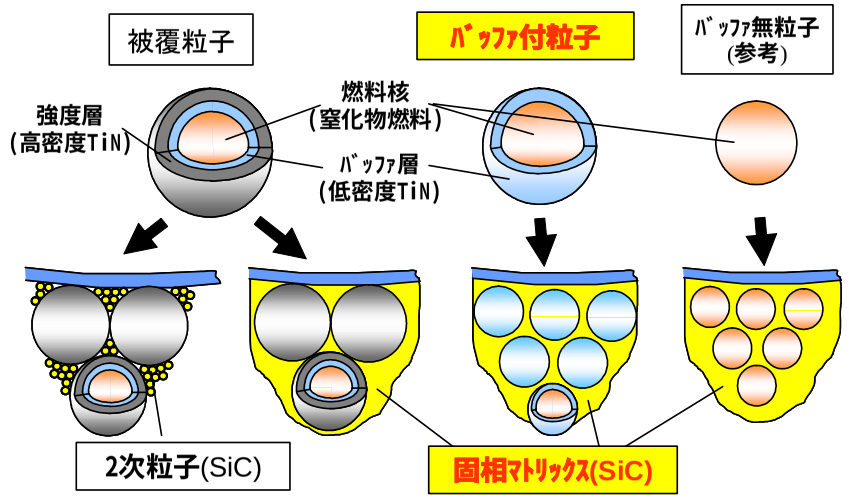
目的:「横方向流冷却集合体」において、製造時の被覆欠陥等により核燃料物質が1次系へ放出されやすい問題が指摘されている。そのため、核燃料物質の内包性を改善すべく、被覆の外側に第2のバウンダリを有し、間接的に冷却を行う「改良型集合体」について検討を行う。ここでは、主要な集合体概念について除熱性・圧力損失に関する特性を整理し、核特性上、燃料体積比を大きく取れる有望概念を選定する。

燃料集合体

ピン型（参考） 	・ﾋﾟﾝ配列ﾋﾟｯﾁ縮小 → 燃料体積比・表面熱伝達率向上。一方で、炉心圧力損失増大。 ・焼結ﾍﾟﾚｯﾄ採用 → 燃料内熱伝導良好 ・実効燃料体積比：17～20%程度
板状 	・充填層ﾋﾟｯﾁ(流路幅)縮小 → 燃料体積比・表面熱伝達率向上。一方で、炉心圧力損失増大。 ・燃料層の等価熱伝導率:ﾍﾟﾚｯﾄの1/3以下と小 ・実効燃料体積比：10.5%程度*(燃料層厚9㎜程度)
ﾌﾞﾛｯｸ型 	・冷却管配列ﾋﾟｯﾁ拡大 → 被覆粒子燃料充填層の厚み増 → 燃料体積比向上 ・一方で、燃料最高温度上昇、冷却管総本数(流路面積)減少 → 圧力損失増大 ・実効燃料体積比：11.5%程度*（候補概念中最高）
球状 	・球殻充填率上昇 → 燃料体積比向上 ・流れ分布が複雑 → 他の概念より圧力損失高 ・圧力損失が律速因子 → 高充填率達成は困難。 ・実効燃料体積比：8.5%程度以下*

*:燃料層形態について、被覆粒子＋2次粒子型想定

燃料層



ﾊﾞｯﾌｧ付粒子＋固相ﾏﾄﾘｯｸｽ

- ﾊﾞｯﾌｧ層でFPガスを蓄積し、固相ﾏﾄﾘｯｸｽ、及び、外殻(ラッパ管等)が核燃料物質に対する二重のバウンダリを形成。
- 2次粒子型より熱伝導度に優れ、被覆粒子より高燃料体積比が望める。ﾌﾞﾛｯｸ型では、実効燃料体積比(20 %程度)を達成可能。
- ﾌﾞﾛｯｸ型では、冷却材流速・炉心等価直径の目標を達成可能。

・ﾌﾞﾛｯｸ型燃料(ﾊﾞｯﾌｧ付粒子＋固相ﾏﾄﾘｯｸｽ)集合体を有望改良概念に選定
改良型炉心では、炉心部の取出平均燃焼度120GWd/t、運転ｻｲｸﾙ長さ20ヶ月、増殖比1.14を達成できる見通し
横方向流冷却炉心と比べ、内部転換比0.71と小さいが、炉心・軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄが短尺で初装荷Pu-f量を7.8t/GWeに抑制可能
・過酷事象（減圧事故で制御棒が挿入されず、炉心が自然循環除熱される状態）でも、制限目安2,200℃の超過までに5時間程度の時間的猶予を有し、緩慢応答型受動的安全機器（SASS等）の作動により事象終息が可能となる見通し

図 4.1.3.3　ヘリウムガス冷却炉の改良型炉心概念の検討経緯および結果

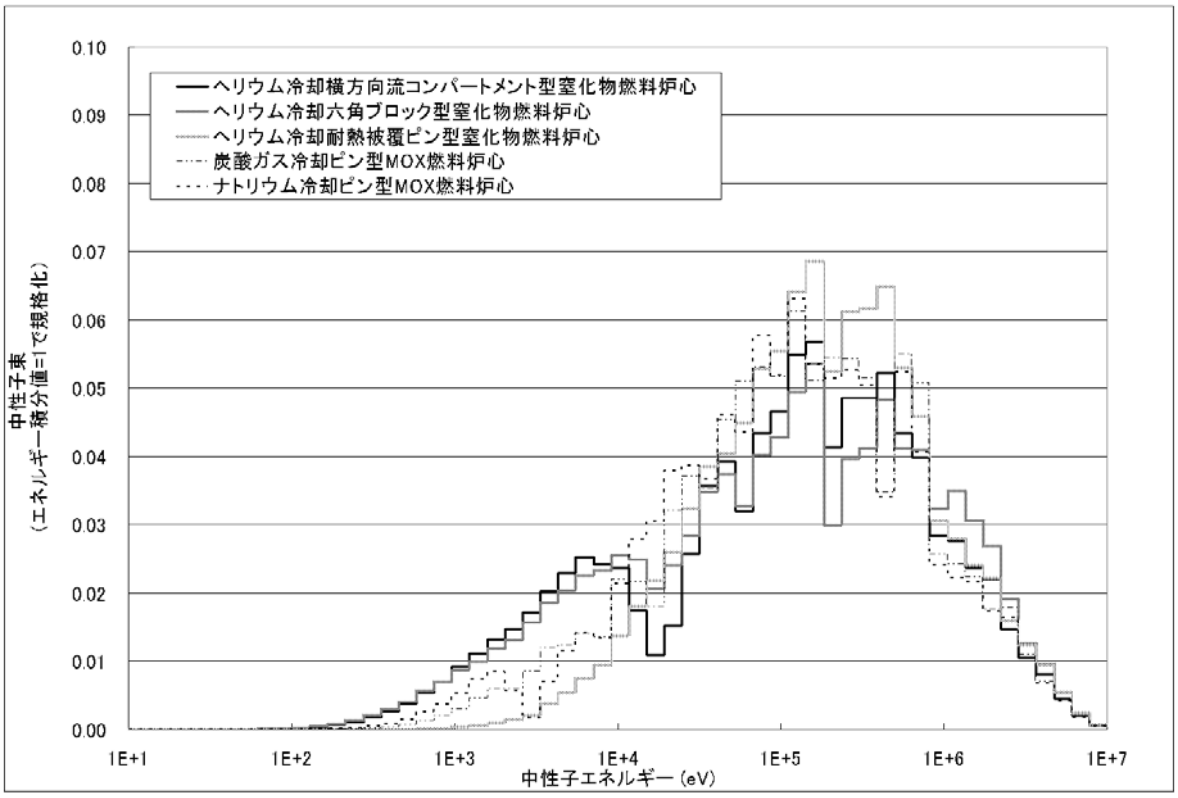


図 4.1.3.4(1/2)　各種ガス冷却炉の中性子束エネルギースペクトル比較図
（その１：線形スケール）

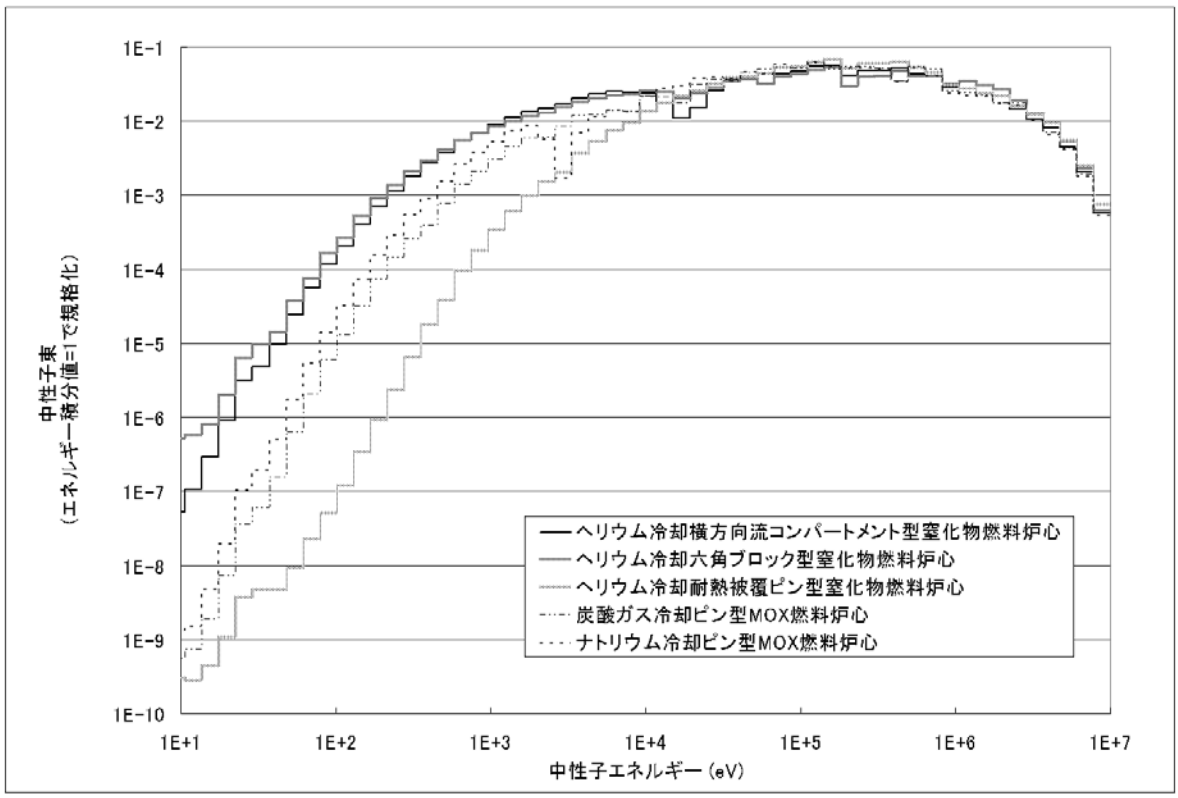
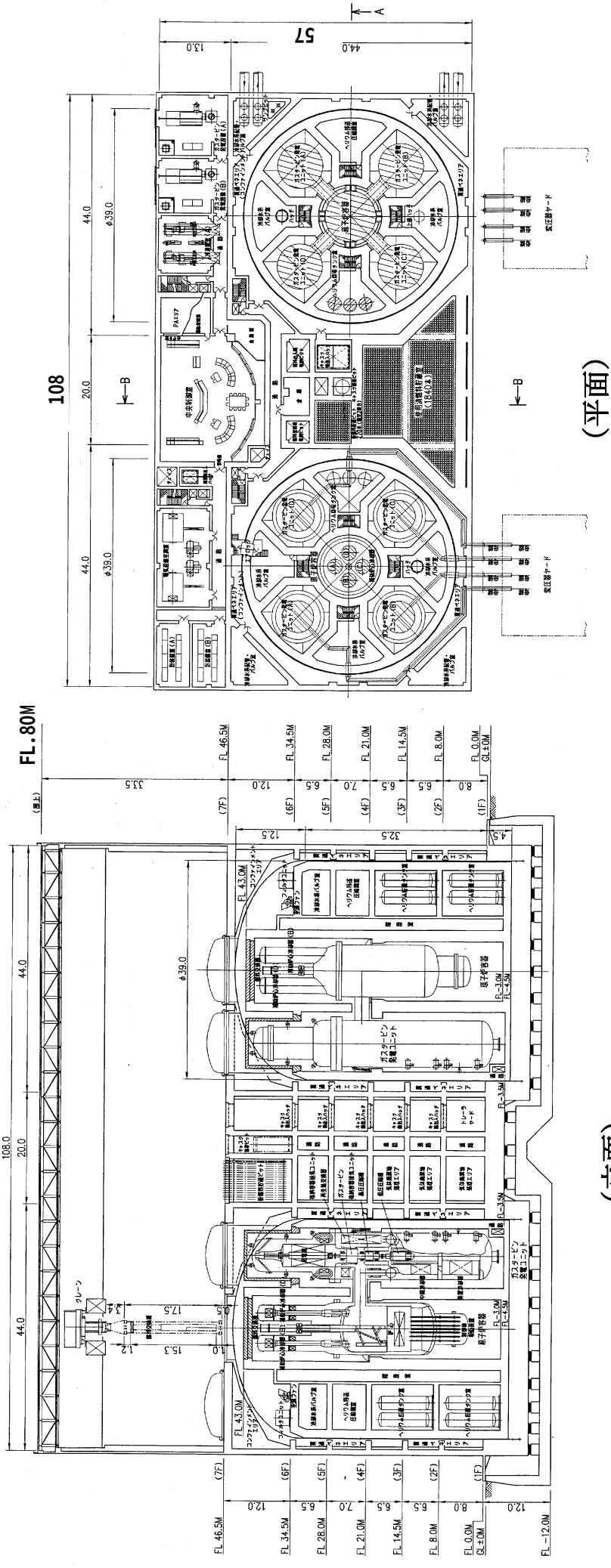


図 4.1.3.4(2/2)　各種ガス冷却炉の中性子束エネルギースペクトル比較図
（その２：対数スケール）



原子炉建屋容積＝21.8 万m^3（１プラントあたり）
格納容器内容積＝5.3 万m^3×２基

図 4.1.3.5　プラント概念配置図（フェーズⅡ中間とりまとめ時）

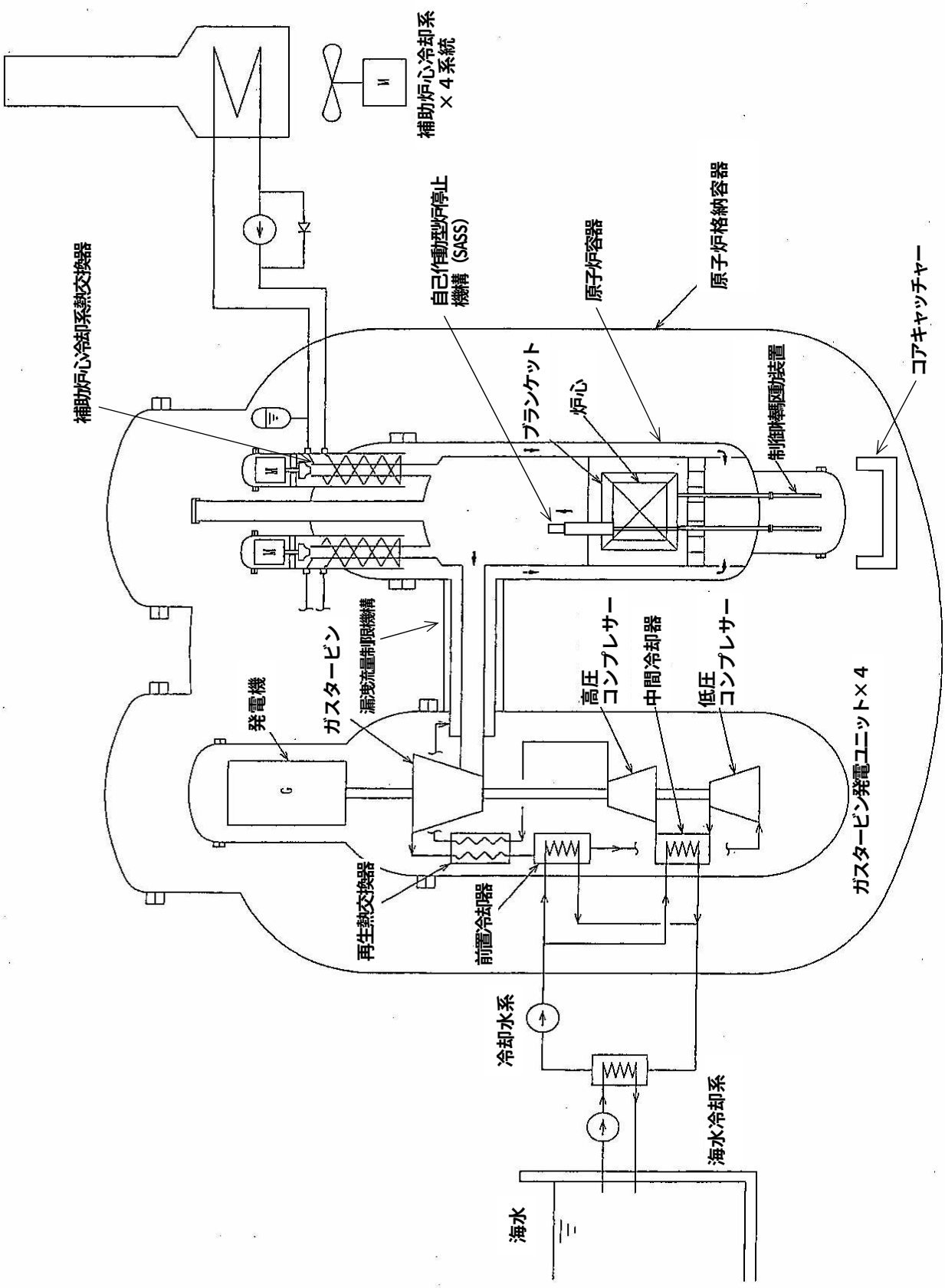


図 4.1.3.6　プラント系統概念図

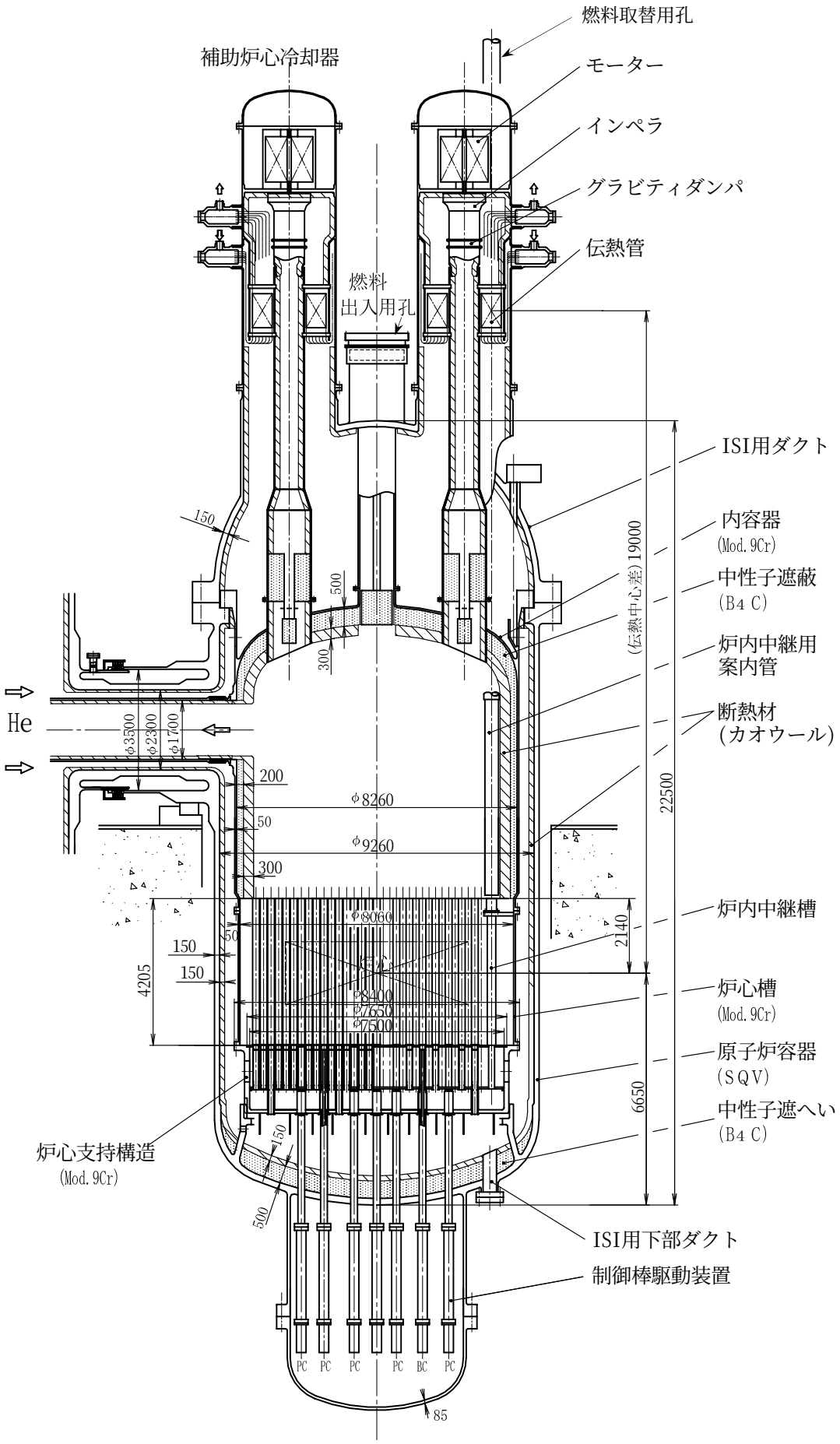


図 4.1.3.7　原子炉構造概念図（フェーズⅡ中間とりまとめ時）

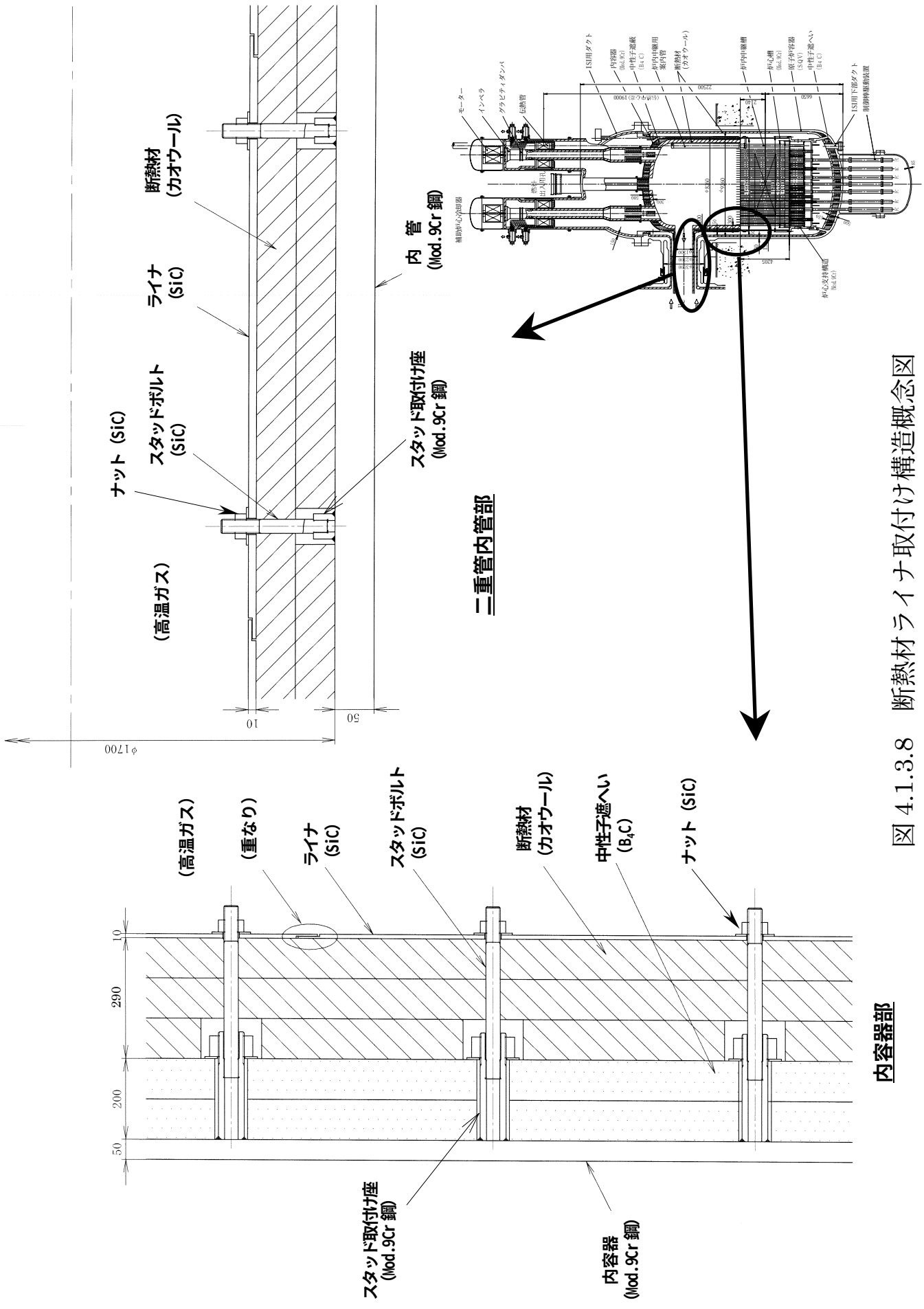


図 4.1.3.8　断熱材ライナ取付け構造概念図

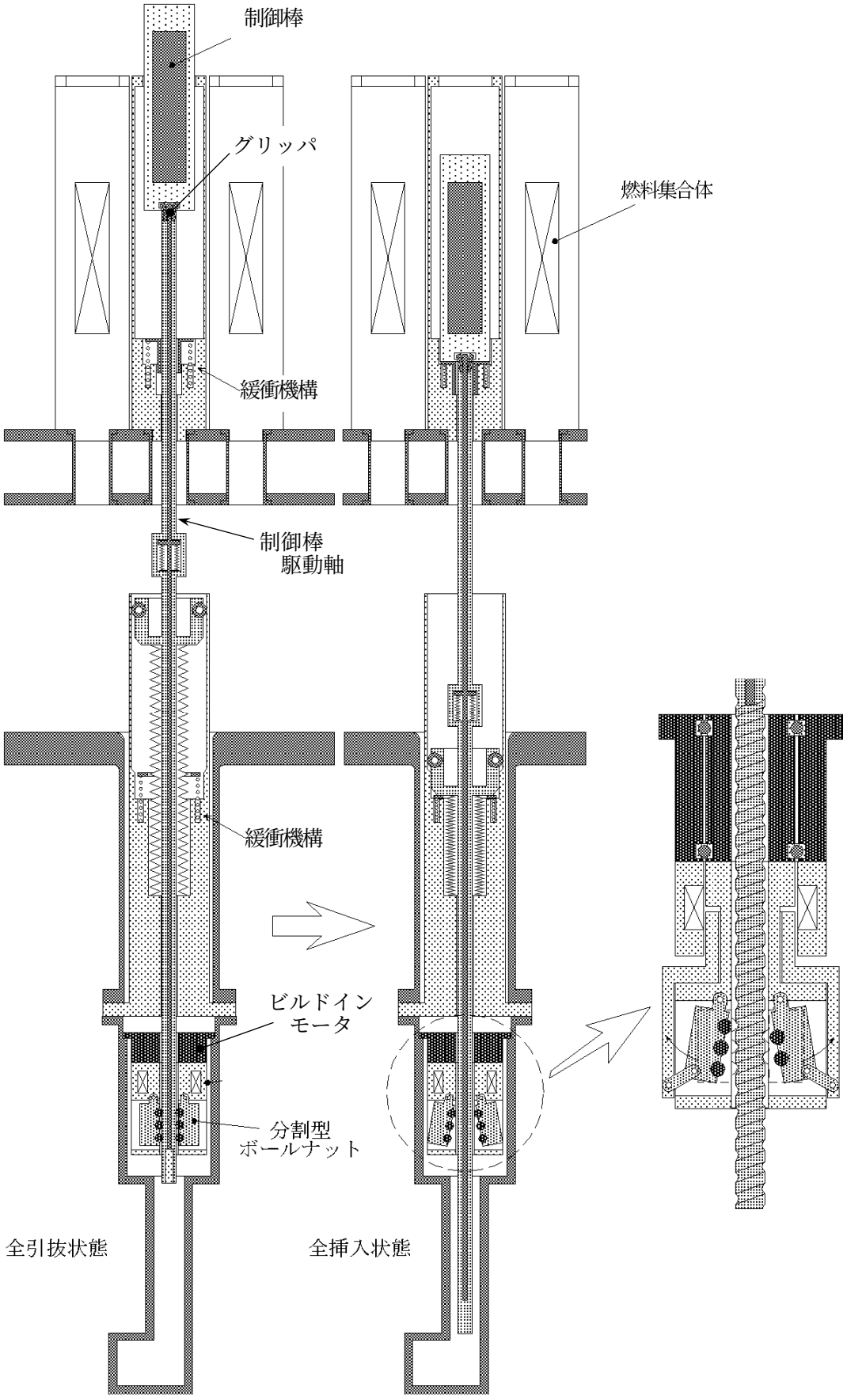


図 4.1.3.9　主炉停止系の作動概念

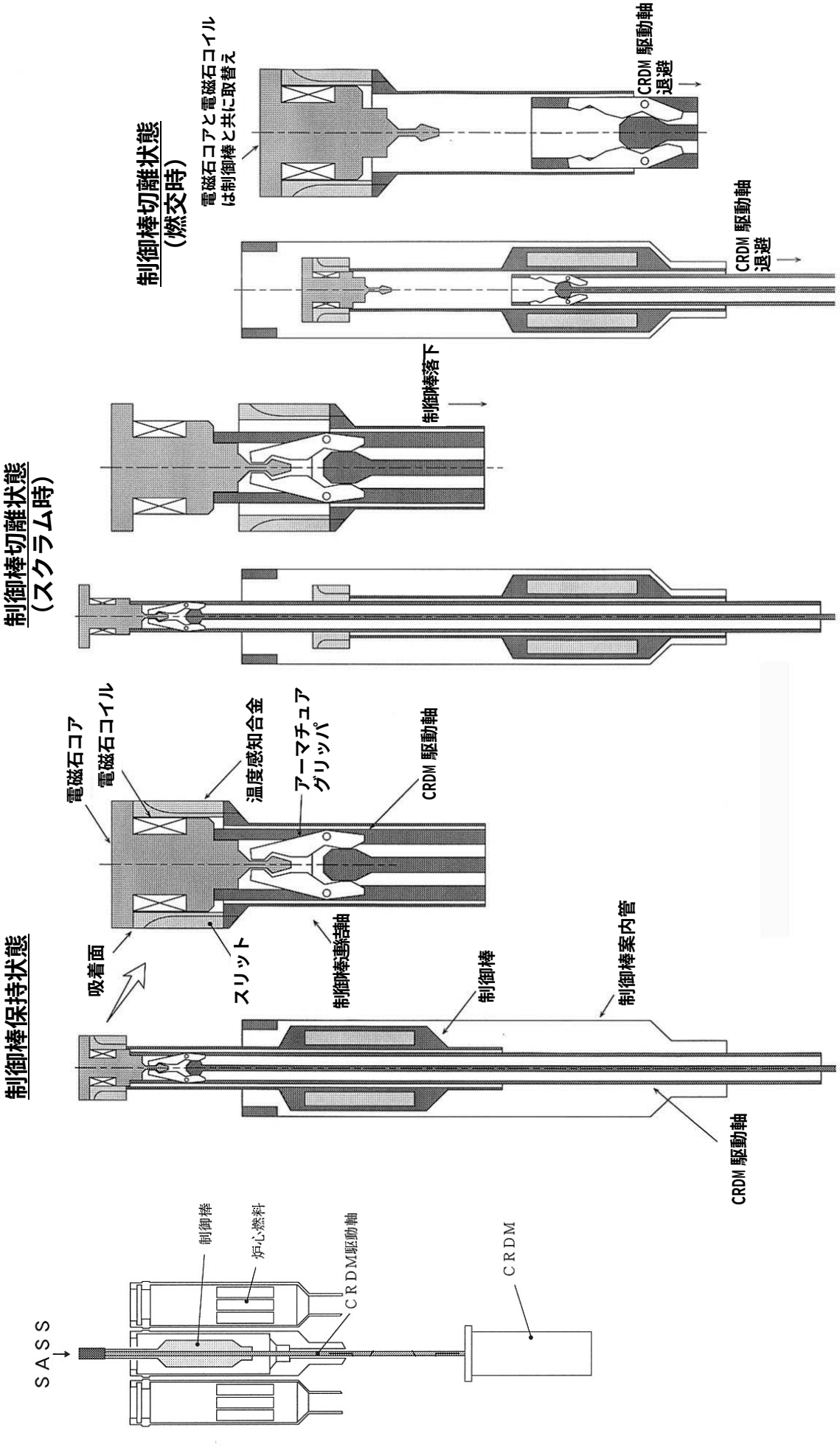
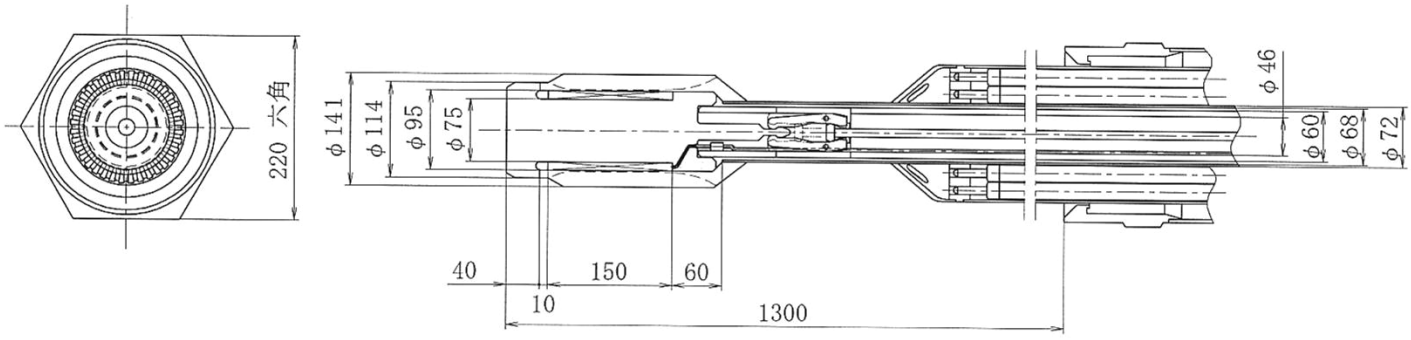
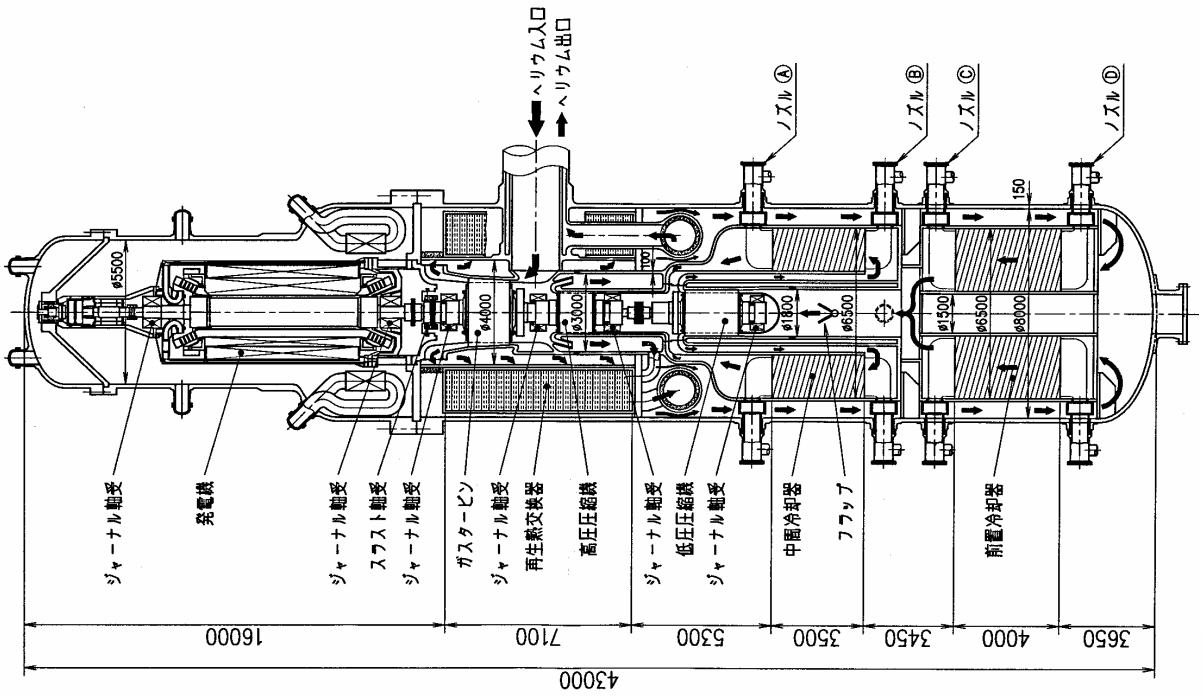


図 4.1.3.10　キュリー点電磁石方式 SASS 概念図

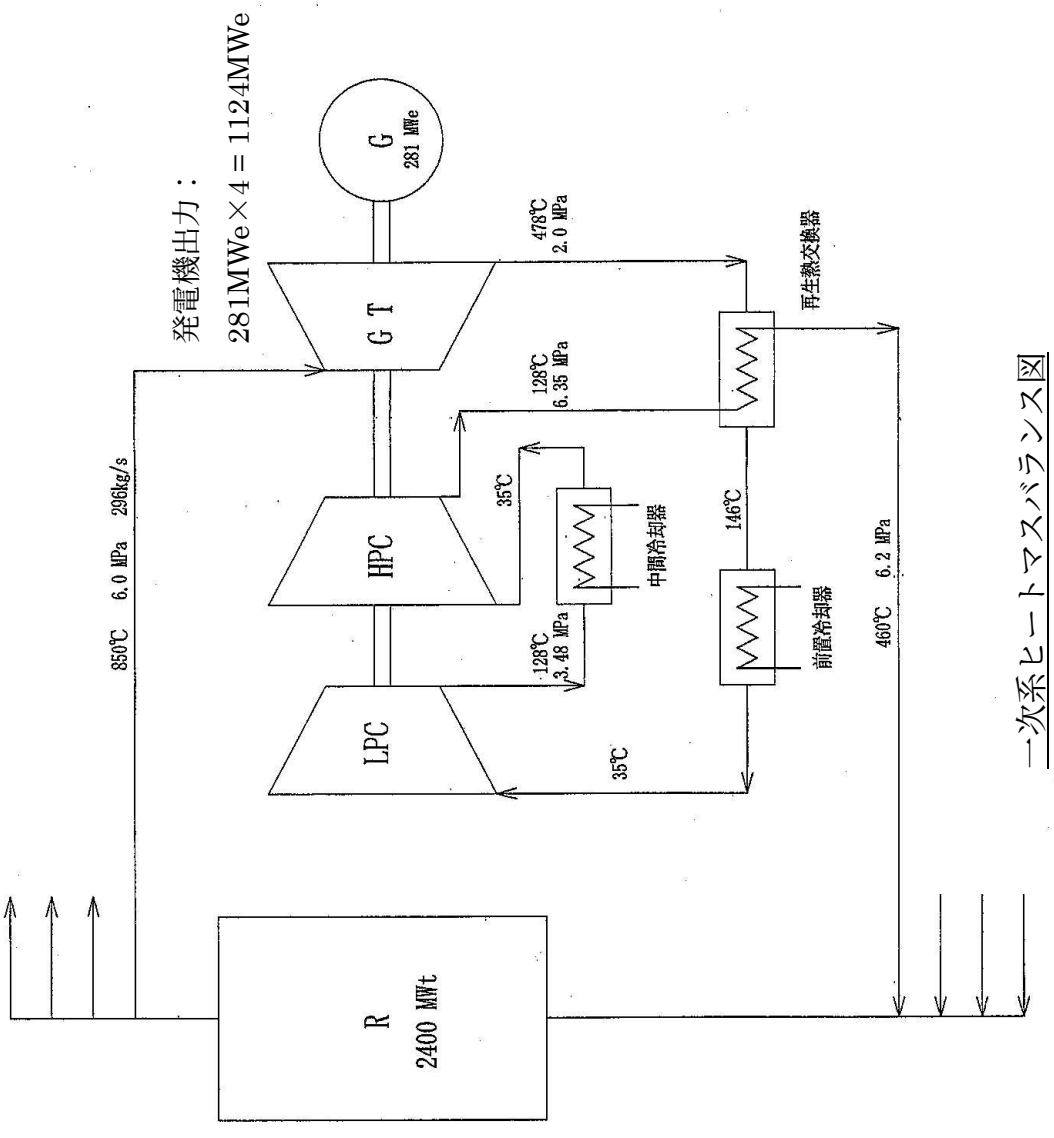


	項　　目	ヘリウムガス冷却炉向け SASS の仕様
要求スペック	誤落下防止温度	890℃（暫定）
	切り離し温度	950℃（暫定）
	制御棒重量	60 kg（暫定）
	誤落下防止保持力条件	1200 N 以上（Na 実証炉条件より内挿）
	切り離し保持力条件	500 N 以下（暫定）
	温度応答時定数	300 sec 以内
設計スペック	方式	キュリー点電磁石式
	電磁石、アーマチュア直径	φ140㎜
	温度感知合金	Co-Fe 合金（暫定）
	鉄心材	Co-Fe 合金（暫定）
	コイル	ＭＩケーブル（暫定）
	誤落下防止温度保持力	評価値 約 1300 N
	切離温度保持力	評価値 約 450 N
	温度応答時定数	評価値 約 200 sec

図 4.1.3.11　キュリー点電磁石方式 SASS 構造概念図

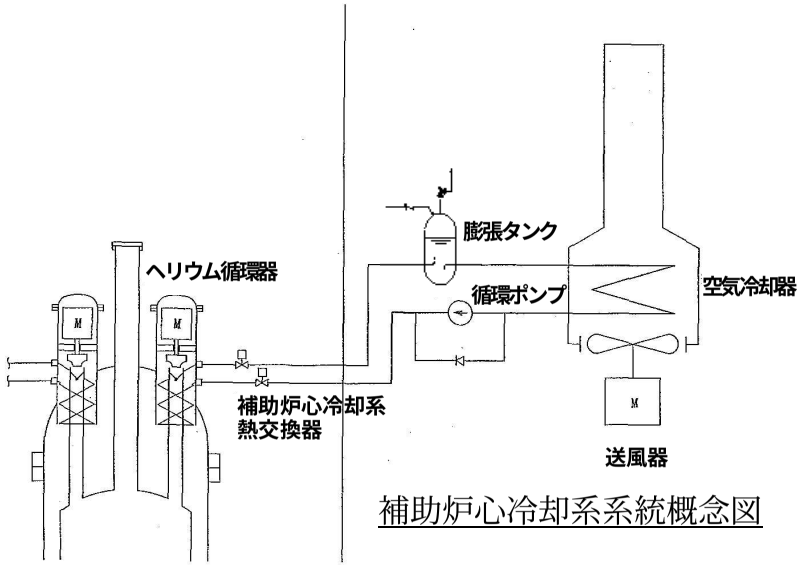


動力変換容器縦断面図
（ヘリウムガスタービン発電設備）

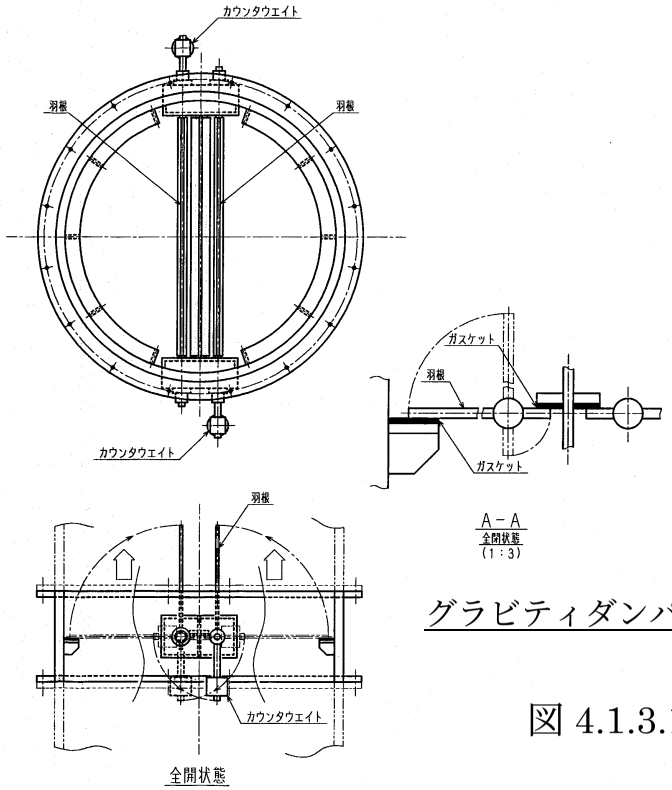


一次系ヒートマスバランス図

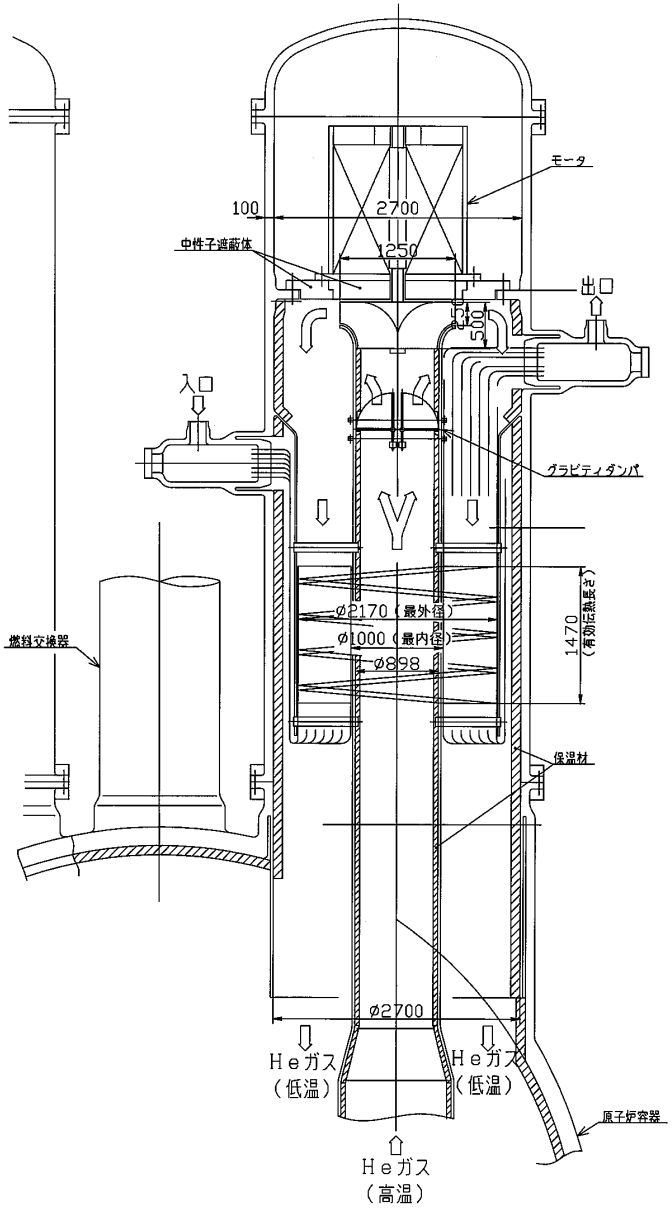
図 4.1.3.12　一次系冷却器とヒートマスバランス図



補助炉心冷却系系統概念図

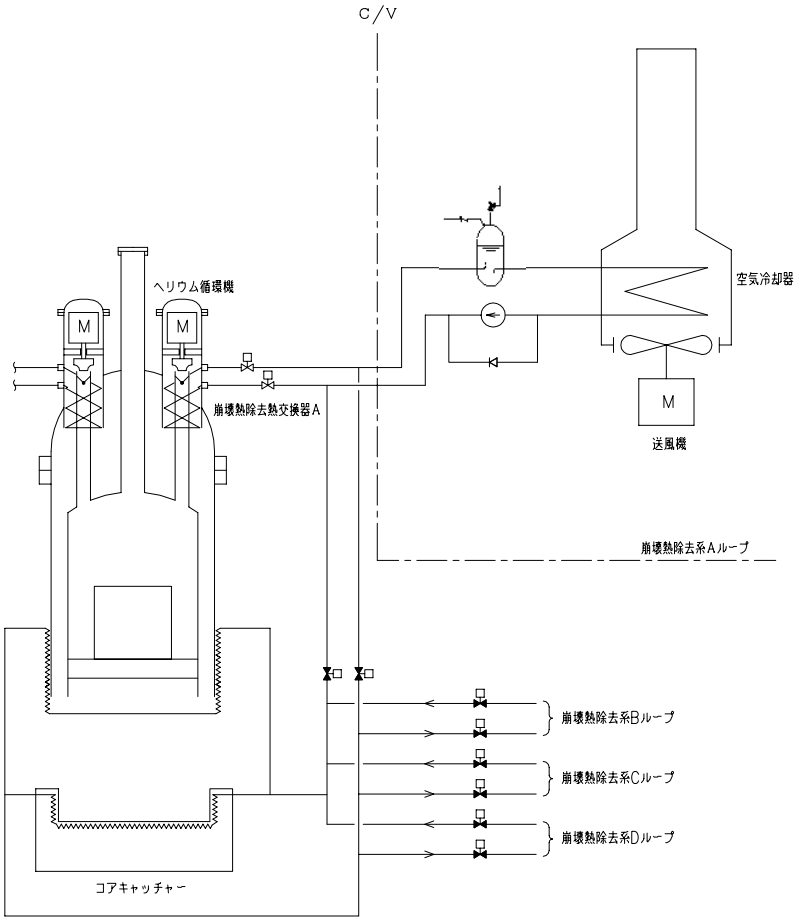


グラビティダンパー

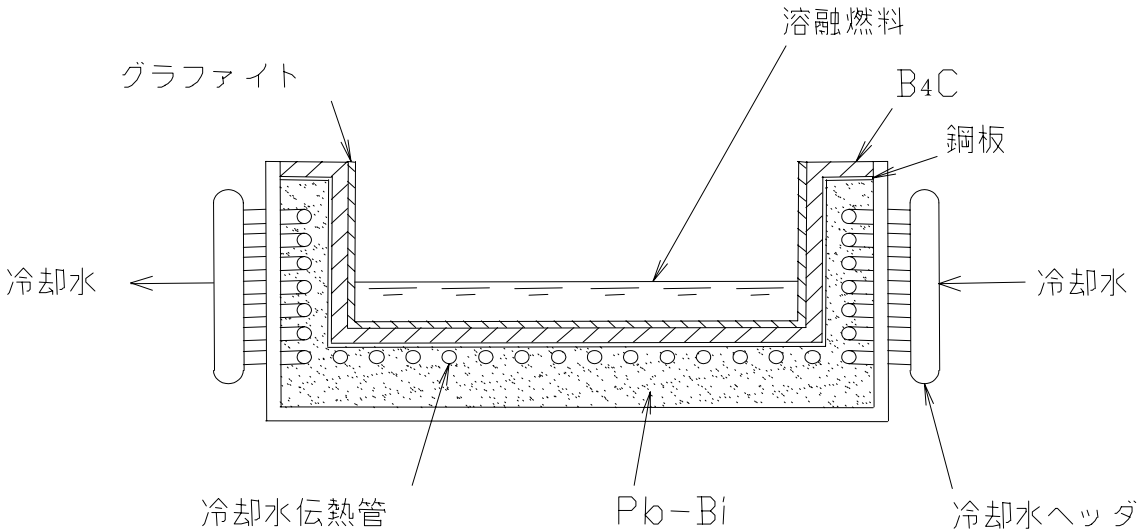


補助炉心冷却系熱交換器

図 4.1.3.13　補助炉心冷却系概念図



コアキャッチャー冷却系概念図



コアキャッチャー構造概念図

図 4.1.3.14　コアキャッチャー概念図

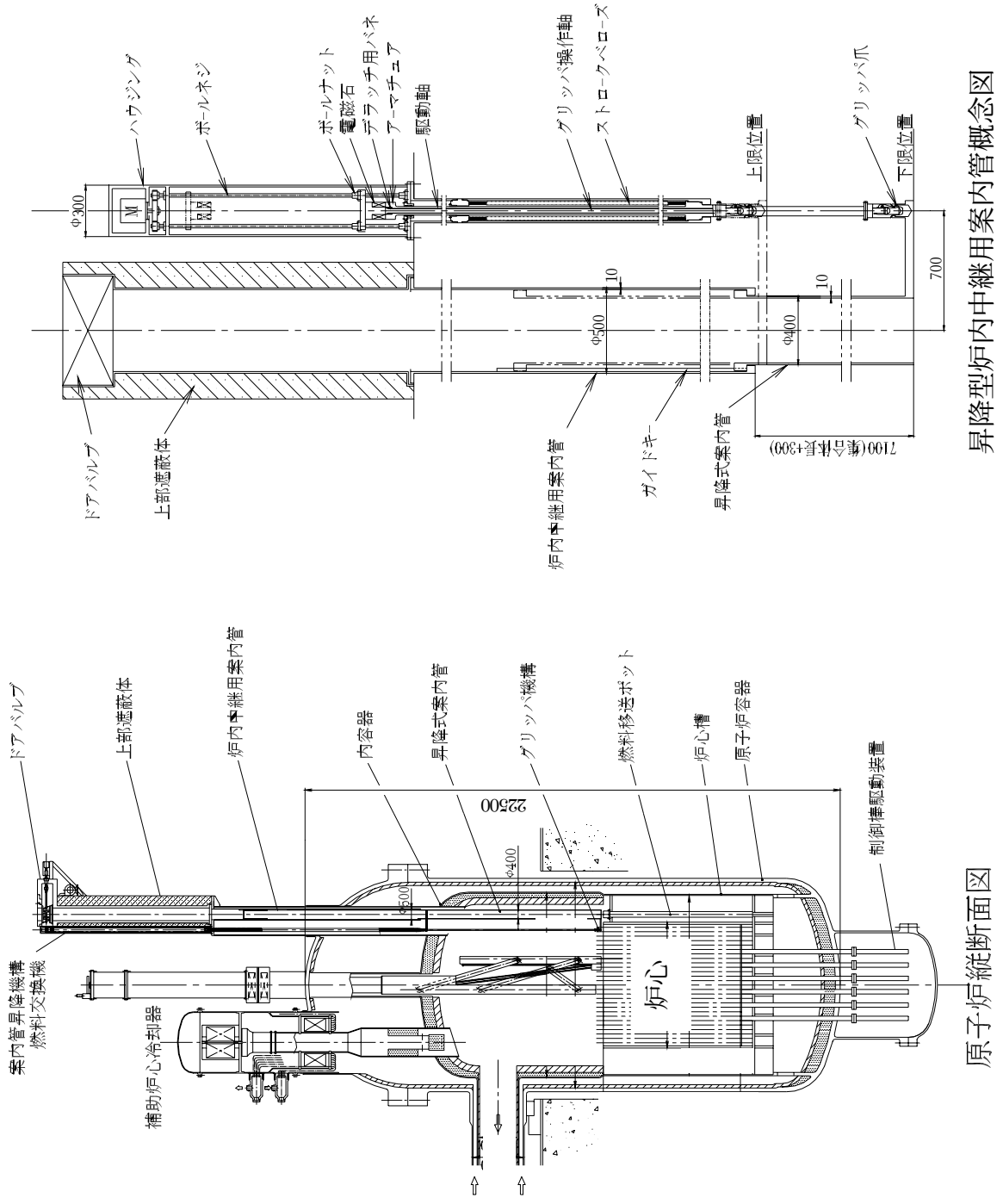
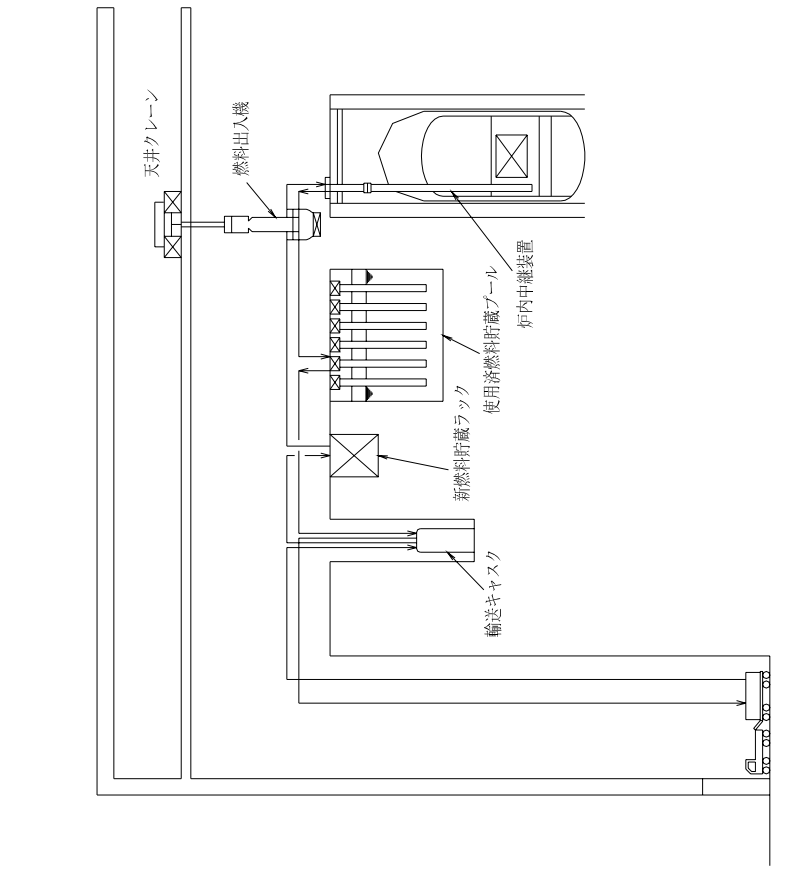


図 4.1.3.15　燃料交換概念図



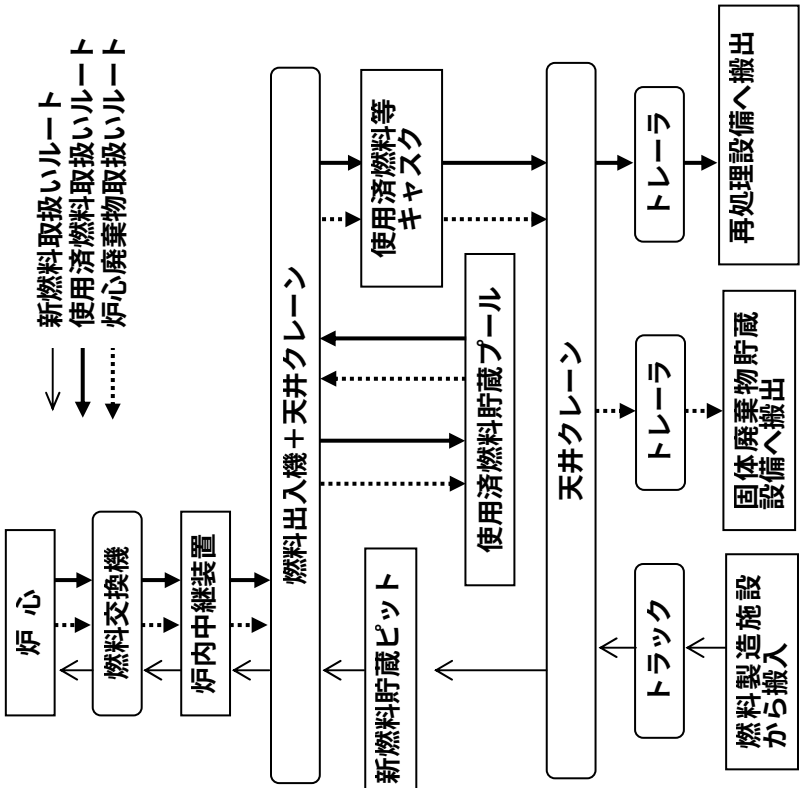


図 4.1.3.16　燃料取扱概念図

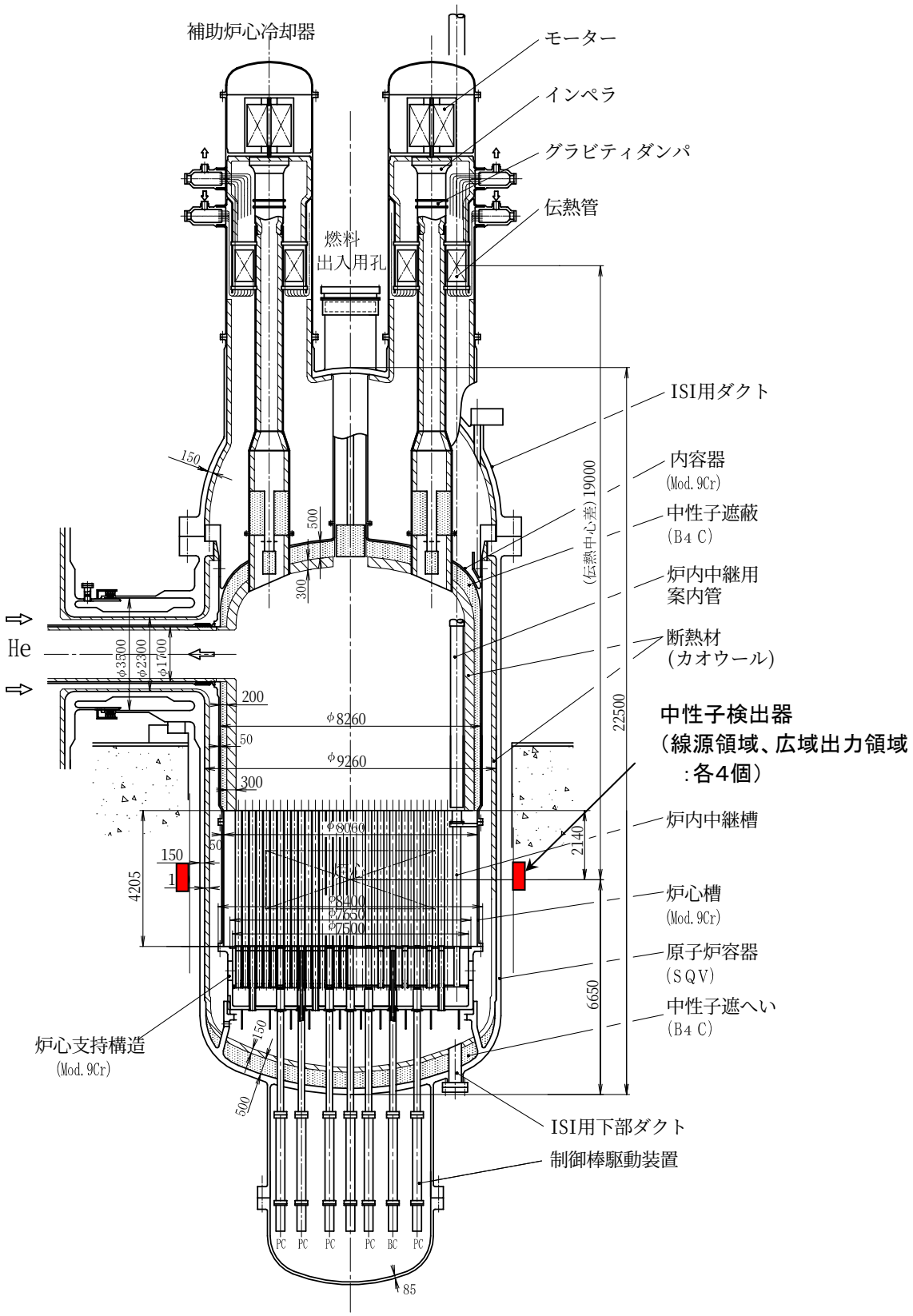


図 4.1.3.17　中性子検出器の設置位置

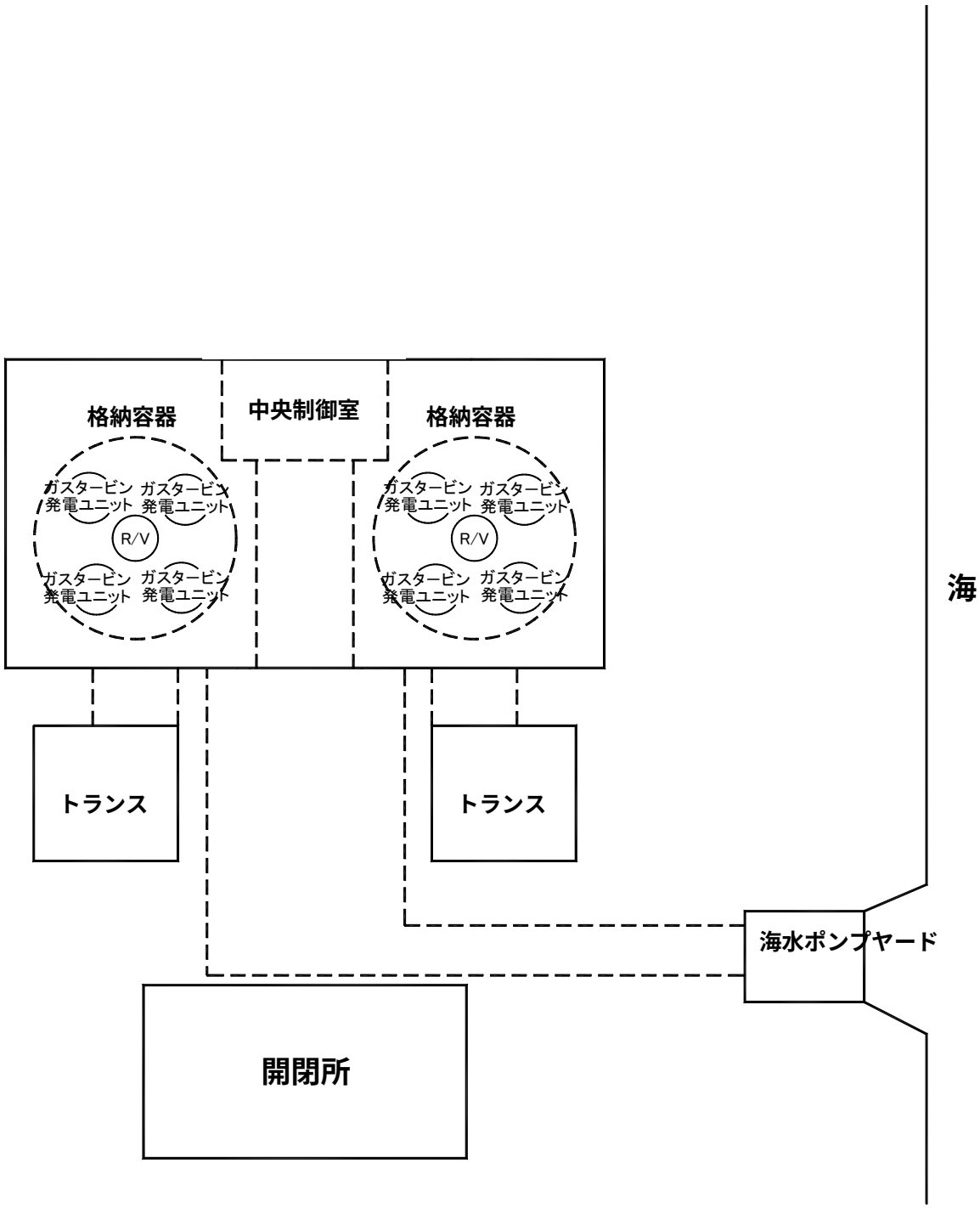


図 4.1.3.18　プロットプラン

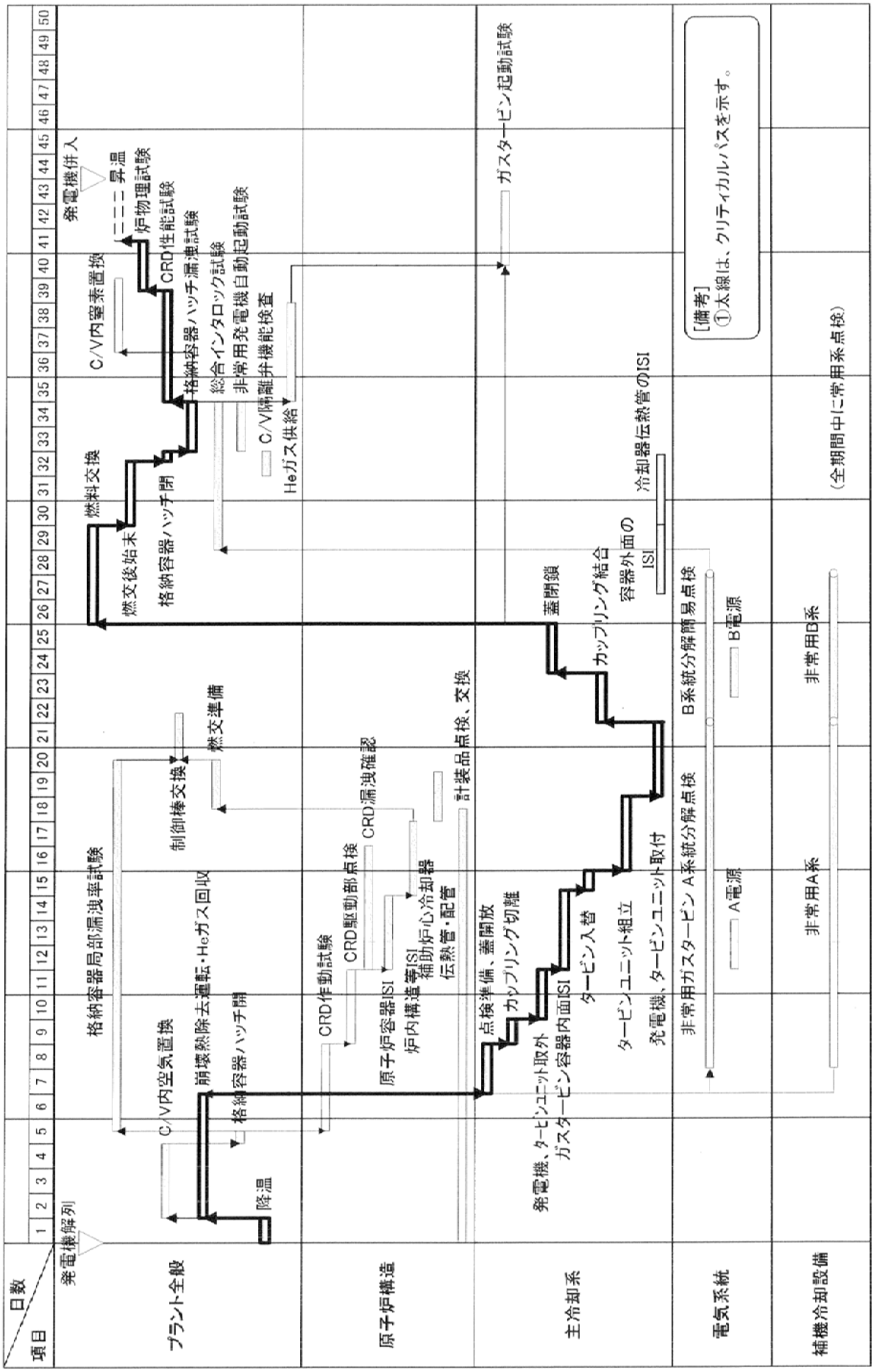


図 4.1.3.19　定期点検工程

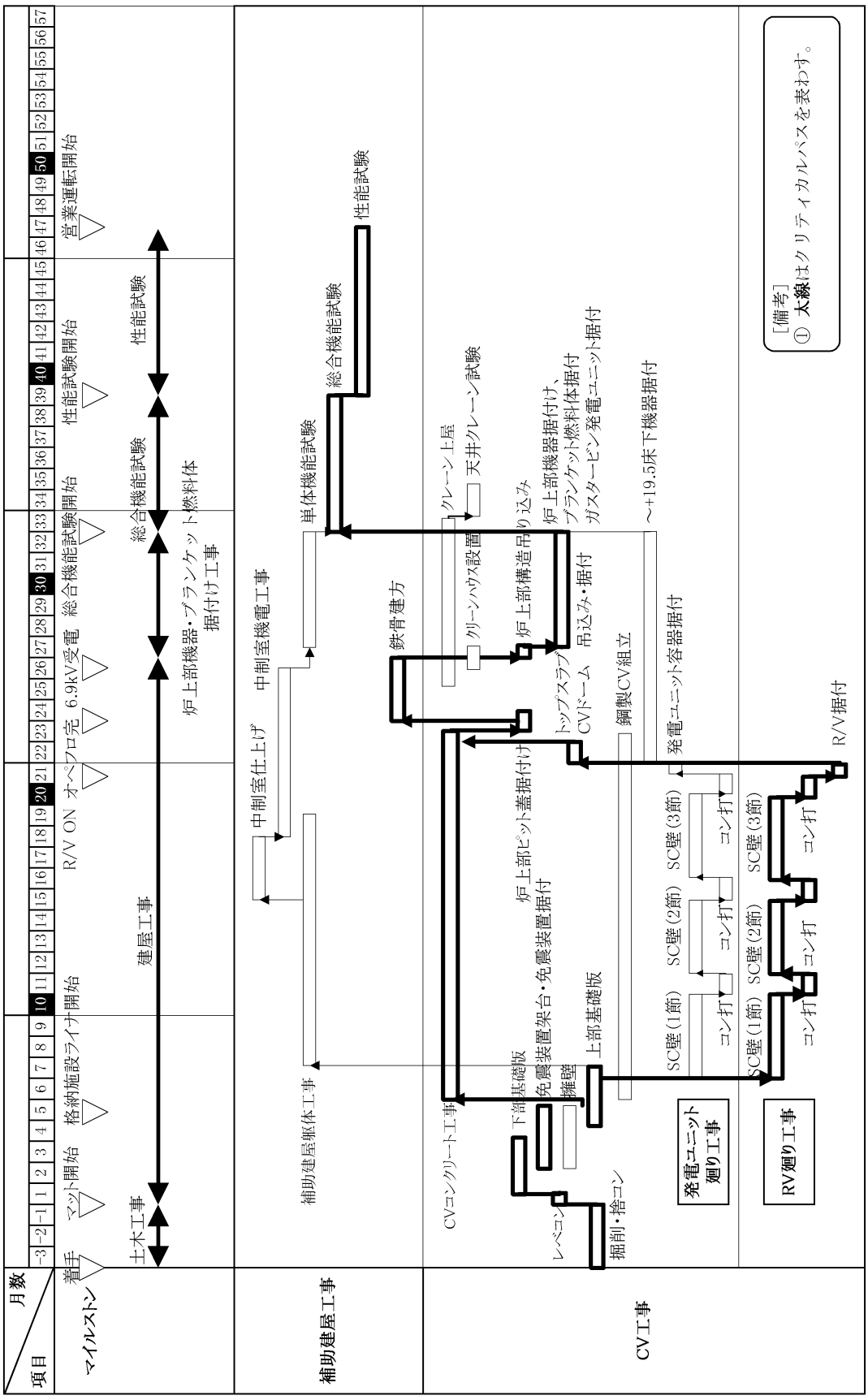

月数
項目
-3 -2 -1 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57
マイルストン
着手
マット開始
格納施設ライナ開始
R/V ON
オペフロ完
6.9kV受電
総合機能試験開始
性能試験開始
営業運転開始
土木工事
建屋工事
総合機能試験
性能試験
炉上部機器・ブランケット燃料体
据付け工事
補助建屋工事
中制室仕上げ
中制室機電工事
単体機能試験
総合機能試験
性能試験
補助建屋躯体工事
CV工事
鉄骨建方
クレーン上屋
天井クレーン試験
クリーンハウス設置
炉上部構造吊り込み
炉上部機器据付け、
ブランケット燃料体据付
ガスタービン発電ユニット据付
CVコンクリート工事
炉上部ピット蓋据付け
トップスラブ
CVドーム　吊込み・据付
～+19.5床下機器据付
下部基礎版
免震装置架台・免震装置据付
擁壁
鋼製CV組立
レベコン
上部基礎版
発電ユニット容器据付
掘削・捨コン
SC壁(1節)
SC壁(2節)
SC壁(3節)
コン打
発電ユニット
廻り工事
RV廻り工事
R/V据付
[備考]
① 太線はクリティカルパスを表わす。

図 4.1.3.20　建設工程

4.2　性能および技術的成立性の評価

4.2.1　設計要求への適合性評価

1.2 節に記載されている設計要求に対し、設計要求への適合性を整理した。プラント設計における設計結果のまとめを表 4.2.1.1 に示す。

以下、設計要求項目ごとに、適合性評価結果をまとめる。

4.2.1.1　安全性

本プラントは、世界的に見て先行例のない検討途上の概念であり、プラント概念については成立性に関わる主要部分についてのみ検討が行われており、安全性に関する評価も予備的なものである。このため、現段階においては、安全性に関する設計要求への適合性を厳格に判断する必要は必ずしもなく、今後の研究開発による成果への期待も含めた上で適合可能性を評価した。評価の根拠となる安全評価の内容については、「4.2.2.4 安全評価」に記載した。

個別の安全設計要求に対する適合性評価を以下に示すが、総じて見れば適合性を否定する事項は現状では見出されておらず、今後の検討によって設計要求に適合した概念が構築できる可能性がある。

但し、本概念で想定している燃料集合体は SiC 製の透過性 2 重円管内に被覆粒子燃料を充填し、これを横方向の冷却材流れによって冷却する革新的概念である。また、原子炉をガスタービンと直結しており、ガスタービンユニットそのものも開発経験のない大型かつコンプレッサと同軸の縦置きタイプである。これらの革新的概念を具体化するためには相応の開発努力が必要となるが、ここでの安全性の議論は、これらの成立性を前提としていることに注意を要する。

また、再臨界回避方策については、その明確化のためにはヘリウムガス冷却条件における被覆粒子窒化物燃料破損挙動に関するデータ取得が不可欠である。

① 安全要求

(ⅰ) 決定論的安全要求

主要な系統、機器については、ナトリウム炉の設計にならい多重化が図られており、この設計要求に沿って安全設備の系統設計を具体化していくことは十分可能であると考えられる。

また、後述のごとく受動的安全機能の導入を図ることとしている。

炉心燃料の健全性確保の観点から代表的な設計基準事象を摘出し予備評価を実施し、炉心燃料の健全性が確保される見通しを得た。また、事故時ひばく評価についても、予備的な評価により成立性見通しを得た。

(ⅱ) 確率論的安全要求

簡易な確率論的安全評価の実施により炉心損傷発生頻度を概算した結果、10^{-6}／炉年未満を達成するためには、 (a)補助炉心冷却系のグラビティダンパの動的故障の排除または同設計の多様化により共通原因故障を排除することが必須であり、加えて (b)減圧状態での４系統による自然循環除熱および加圧状態での３系統による自然循環除熱で炉心損傷を防止できること、または (c)高温環境でのヘリウム循環機の運転実績を蓄積すること等により同機器が国内軽水炉のポンプ並みの信頼度を有することを示すことのいずれか一方が必要であることを確認した。

炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度については、明らかにできる段階にはなく、今後の研究によって、その見通しを示す必要がある。

② 安全設計の基本的原則の遵守

「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」(平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)、およびこれらに基づいて安全審査が実施された国内の既存軽水炉および先行ヘリウムガス冷却炉の設置許可申請書等を参考として、設計方針を暫定した。今後の検討により、これを満足できるよう概念を具体化することは可能と考えられる。

③ 原子炉停止機能への要求

主系と後備系の独立した 2 系統の制御棒による原子炉停止系を設置するとともに、後備系の切り離し部に、冷却材の温度上昇を感知して制御棒を切り離す自己作動型炉停止機構（SASS）を設置することを検討している。その有効性については予備的な評価により見通しを得ている。

④ 崩壊熱除去機能への要求

多重化を図った系統構成としている。各系統の 2 次系と空気冷却器には循環ポンプとブロアを装備するが、これら動的機器に期待しない場合にも自然循環による除熱が可能な設計としている。このような設計により、崩壊熱除去機能喪失による炉心損傷確率の低減が図られるとともに、全交流電源喪失を仮定しても、冷却材の自然循環による崩壊熱除去が可能な見通しである。さらに、減圧事故時の自然循環による崩壊熱除去を想定しても、炉心損傷回避できる可能性を有する。

本概念では、崩壊熱除去系以外の代替除熱手段が確保されないので、４系統の崩壊熱除去系の共通要因故障等による機能喪失確率を低減するための設計上の工夫を設計具体化の中で検討する必要がある。

事故管理方策による機能回復可能性については現状では未検討であり、設計具体化のなかで検討していく必要がある。

⑤ 炉心損傷に対する格納機能の確保

本概念については、炉心損傷挙動に関する実験的知見がなく、限られた情報を頼りに推測も交えて可能性のあるサクセスシナリオを検討し、これに適用可能な原子炉構造上の工夫と炉外コアキャッチャー概念の検討を行っている。炉外コアキャッチャーを選択しており原子炉容器内終息は達成できないが、この炉外コアキャッチャーによって損傷炉心を有効に保持・冷却可能であれば格納機能は確保されるので、放射性物質の大規模放出は防止できる可能性がある。

いずれにしても、現状ではヘリウム冷却材内における被覆粒子窒化物燃料の破損および破損後挙動に関する実験データは皆無であり、定量的な評価を実施するためには、その取得が不可欠である。事故後の冷却に関しても同様である。

⑥ 個別要求

ガス冷却高速炉においては、体系の減圧によって、冷却材の除熱能力が低下するとともに、冷却材の密度低下による正の反応度が投入されるため、炉心燃料の健全性にとって過酷な条件となる。本概念では、このような過酷条件においても炉心冷却が確保されるよう配慮した設計がなされている。

4.2.1.2　経済性

(1) 要求値

(a) 発電単価

建設単価、熱効率、稼働率、建設工期等の指標を満足させることにより、発電単価要求値達成を目指している。

稼働率については後述の通り指標を満足しており、熱効率についても約 47%と高効率となっている。一方、建設単価、建設工期については指標を満足していないため、さらなる検討の必要がある。

(b) プラント寿命

動的機器、計装機器、制御盤などについて、その機器毎に設計寿命を設定し、適宜交換することにより、プラント寿命の要求値 60 年を達成可能な見込みがある。

(2) 目標値

(a) 建設工期

建設工期は 46.5 ヶ月である。建設工期目標値 42 ヶ月（大型炉）に向け、さらなる検討の必要がある。

(3) 基準値

(a) 建設単価

ヘリウムガス冷却炉（1124MWe×2）の建設単価評価値は 110.4（建設単価基準値を 100 とした場合の相対値）である。

(b) 燃焼度

高燃焼度化に伴い、使用済み燃料の崩壊熱量が増加する。燃料交換時の使用済み燃料の冷却は、炉内では補助炉心冷却系、燃料出入機内では外部から空気の強制循環、使用済燃料貯蔵プール内では貯蔵ラック周囲のプール水により行われ、使用済み燃料の冷却性を確保する。

(c) 稼働率

平均定検日数 45 日（標準 43 日、標準外 48 日の平均)、プラント運転サイクル 20 ヶ月より、稼働率は 93%である。

フェーズⅠと比べ、平均定検日数は増加したが、プラント運転サイクルが長期化したことにより、稼働率の基準値 93%を達成可能な見通しを得た。

4.2.1.3　資源有効利用性

増殖性能、実効燃焼度、炉内インベントリ、技術的課題について、フェーズ II にて検討を行った 3 炉心を比較する。

横方向流冷却コンパートメント型は、増殖比 1.17／炉心取出燃焼度 58GWd/t／複合システム倍増時間 73 年程度ながら、仮想的な苛酷事象に対しても受動的炉停止機構を有せずに成立し得る概念である。一方、被覆粒子燃料・燃料体製作技術・高温・照射条件下での燃料健全性確保、SiC 製フリットを用いたコンパートメントの製造性が課題となる。

縦方向流冷却六角ブロック型は、増殖比 1.142／炉心取出燃焼度 55GWd/t／複合システム倍増時間 85 年と横方向流冷却コンパートメント型とほぼ同等の特性を示す。また安全性の観点からは減圧反応度が 0.29$と大変小さく、今後の検討により緩慢型受動的炉停止系も必要としない安全上も優れた概念となり得る。この概念では、被覆粒子燃料・燃料体製作技術・高温・照射条件下での燃料健全性確保が課題となる。

縦方向流冷却耐熱被覆ピン型は、増殖比 1.27／炉心取出燃焼度 73GWd/t／複合システム倍増時間 31 年と、ヘリウムガスのもつ優れた炉心特性を引き出した概念であるが、即応型受動的炉停止機構が必須なるなど安全上解決すべき課題を有する。また金属間化合物を用いた被覆管製造技術、高温・照射条件下での燃料健全性確保など、燃料製造を含めて課題になる点が多い。

4.2.1.4　環境負荷低減性

(1) LLFP 核変換

ヘリウムガス冷却炉は、平衡期炉心として要求される 1 以上の増殖比を維持しながら自己生成分の I 及び Tc を核変換できる可能性がある。但し、高温に耐える SiC 被覆管や、融点の高い Y-H 減速材等、ガス炉特有の革新材料開発の課題がある。

ガス炉は炉心高さが 1.8m と高く、変換性能に関係する「径方向表面積/出力」は大きいが、I ピン内圧制限より YI_3 要素のスタック長を短くする必要があるため、I 装荷量を多くできず、現在の設計制約条件下では高い変換性能を達成できていない。

(2) TRU 燃焼

ヘリウムガス冷却炉における多様な TRU 受け入れ可能性について検討した。代表炉心の構築においては、高速炉多重リサイクルを想定した Pu 同位体組成比に対し、MA を 1%含有する燃料を標準組成として炉心・燃料設計を行った（標準ケース)。これに対し軽水炉（平均取出燃焼度：45~49GWd/t）の使用済み燃料を 4 年間冷却した後に回収した TRU 組成を有する燃料（基準ケース)、改良型軽水炉（平均取出燃焼度：60GWd/t）の使用済み燃料を 4 年間冷却した後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した軽水炉(平均取出燃焼度：45~49GWd/t）から回収した TRU を 5:5 の割合で混合した TRU 燃料（代表ケース）を用いた場合の炉心特性変化を評価した。

特性評価に際しては、標準組成燃料を用いた炉心と同じ熱出力、炉心構成、運転サイクル長、炉心部平均取出燃焼度（119GWd/t）を有するよう Pu 富化度を調整している。表 4.2.1.2 に、標準ケースと基準ケース、代表ケースを比較した結果を示す。

Pu 富化度、増殖比（約 1.17)、初装化 Puf インベントリ（約 9.6t/GWe)、減圧反応度（約 1.15$)、ドップラ係数（約$-10\times10^{-3}$ TΔk/ΔT）については、3 ケースにおいてほぼ同等の値となり、TRU 組成の影響は殆ど見られない。燃焼反応度（約 0.8%Δk/k')、複合システム倍増時間（80 年前後）については、標準ケースと代表ケースでほぼ同等の値を示すが、基準ケースにおいては燃焼反応度（1.2%Δk/k')、複合システム倍増時間（約 100 年）と特性として若干劣った結果を示した。これは Pu-fissile として換算される ^{241}Pu の組成比が若干高いことが、Pu 燃焼に伴う反応度減少量の増加と、それに伴う臨界性の低下を核分裂性 Pu インベントリ増加で補う設計変更に反映されたためである。

これら若干の仕様・特性変更は生じるものの、基本的に Pu 富化度調整などにより同等の取出平均燃焼度、運転サイクル期間が達成可能であることから、想定される TRU 燃料の組成変化に対し、炉心として受け入れ・対応可

能と結論できる。

(３) 廃棄物

環境負荷に関するガス炉特有の事項として、被覆粒子燃料および燃料集合体の構成部材自体が廃棄物となり得ることを考慮する必要がある。ガス炉においては、高温条件での使用を前提とし、化学的に安定な耐高温性セラミック材料：SiC、TiN を部材として想定している。これは同時に、再処理あるいは部材再利用を行う場合には技術的課題を内包することを意味しており、金属製被覆管を用いたナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉、水炉での相対的に容易な再処理・再利用方策とは異なったものである。実際、現行のガス熱中性子炉の運用では、燃料を１回のみ使用しその後は貯蔵・処分とするワンススルー方策を用いる例が多い。

横方向流冷却コンパートメント型燃料集合体には、１体当たり SiC が 400kg、TiN が 120kg 含まれているため、1 バッチ（18.0 ヶ月）当り SiC=36t、TiN=11t の再処理もしくは貯蔵・処分を行う必要が生じることとなる。

(４) 運転廃棄物／廃炉廃棄物

(ａ) 廃棄物物量の算定

廃炉廃棄物発生量の算定手順を図 4.2.1.1 に示す。

ヘリウムガス冷却炉の原子炉周りの機器・コンクリートの放射化評価を行い、放射能レベル区分（高βγ廃棄物、低レベル廃棄物、極低レベル廃棄物）毎に廃棄物物量を算出した（廃棄物物量の算定は、基本的に平成 13 年度の物量データ（質量）に依拠しつつ、密度を考慮して体積を求めた。算定が困難な機器については、HTTR、軽水炉などの例を参考に推定した）。さらに除染効果を推定し、除染後の廃棄物物量を算出し、まとめた。

ヘリウムガス冷却炉の廃炉廃棄物発生量および参考として軽水炉の廃炉廃棄物発生量をあわせて表 4.2.1.3 に示す。また、中間評価用の廃棄物量データのまとめを表 4.2.1.4、表 4.2.1.5 に示す。

(ｂ) 廃棄物発生量の評価

ヘリウムガス冷却炉の廃炉廃棄物発生量は、軽水炉と比較し、同程度になる可能性があるという見通しを得た。

4.2.1.5　核拡散抵抗性

核拡散抵抗性は核物質防護および保障措置の２つの観点から、再処理などを通じた燃料からの核物質抽出に関する難易性、および燃料物質への接近や入手に対する監視の難易性について、ヘリウムガス冷却炉（横方向流冷却コンパートメント型窒化物被覆粒子燃料概念）に対する認識を記す。

まず核物質自体に関しては、高速炉 MA 均質リサイクル平衡期の TRU 組成に基づく窒化物(MA 含有率 1wt%程度)を被覆粒子･耐熱ピン形態で用いることから、単体プルトニウムが純粋な状態で存在することがなく、ガス炉特有の課題は特にないと考えられる。さらに被覆粒子燃料・耐熱被覆ピンという、再処理・熱分解の困難な材料とともに用いられることから、ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉などの金属被覆管炉心概念と比較した場合、定性的には、核物質抽出に対し難度が高いと考えられる。

燃料物質への接近や入手に関しては、ヘリウムガス冷却炉内部に燃料が存在する限り、高圧ヘリウムからなる圧力バウンダリ中に存在するため、困難と考えられる。一方、燃料交換後の冷却期間中における、被覆粒子燃料の一部抜き出しおよび非核物質（ダミー被覆粒子）への置換を防止する体制が必要と考えられるものの、現行のガス冷却熱中性子炉あるいは高速炉における保障措置体制（計量性、検知性、瞬時性）や核物質防護体制（物理的防護性、監視性、警備性）を参考とし、それと同様の監視システム（例えば監視カメラの設置、使用済燃料集合体ボルト部の封印など）を用いることにより、正確な在庫量を常に把握するとともに対外的な透明感を確保することが可能と考えられる。

4.2.1.6　運転、保守・補修性

(1) 運転

日負荷追従運転については、ヘリウムガス冷却炉ではタービンバイパス弁で出力制御することになるが、タービンバイパス弁制御による出力の追随性は良好であり、日負荷追従運転は対応可能な見通しがあると考えられる。

(2) 供用期間中検査（ISI）

本項および以下(3)項にて、ISI および保守・補修方法を検討した結果、ヘリウムガス冷却炉において、軽水炉と同程度の ISI、保守・補修性を得られる可能性があることがわかった。

(ⅰ) 供用期間中検査（ISI）方針

ヘリウムガス冷却炉では、軽水炉の ISI 基準である JEAC-4205(2000)「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査」（日本電気協会）に合わせることを基本方針とし、ヘリウムガス冷却炉の特徴を考慮した ISI 方針を策定する。ヘリウムガス冷却炉１次系まわり機器に対する試験方法を表 4.2.1.6 に示す。

試験方法設定の考え方は以下の通りである。

(a)　耐圧設計を主体とする点では軽水炉とヘリウムガス冷却炉は同じであるので、JEAC に合わせることを基本方針とした。

(b)　軽水炉では、破損しても冷却材の補充が効く小口径管は、１次系の耐圧部であっても第１種機器の範囲から外している。これは、バックアップがある場合は破損を許容する（検査を要求しない）考え方によるものと考えられる。

ヘリウムガス炉でバックアップを設けているのは１次系主配管のガードパイプと CRDM 群の覆い構造である。したがって、バックアップ構造でカバーされている構造については JEAC より低い内容の試験内容とした。なお、これらのバックアップ構造は第３種機器となるので、JEAC に定める第３種機器の試験内容を適用する。

(c)　非バウンダリの炉内機器で軽水炉には存在しないヘリウムガス冷却炉固有の機器（主配管の内管など）については、軽水炉の炉心支持構造（炉心領域外の内部取付物）の試験方法に合わせて目視試験 VT-3 試験(*1)を行うものとした。また、バウンダリ内の断熱構造についても VT-3 試験を行うものとした。

これらの非バウンダリ機器は、比較的大きなき裂や少数の取り付けボルトの脱落などが生じても、機能喪失までに余裕を有する設計（例えば、取付ボルトの本数に余裕を確保するなど）とするため、VT-1 試験(*2)は必要なく、VT-3 試験でも安全性は保たれるものとした。

*1：VT-3 試験は、機器の変形、心合せ不良、傾き、隙間の異常、ボルト締め付け部の緩み、部品の破損、脱落および機器表面における異常を検出するために行う目視試験。

*2：VT-1 試験は、機器表面について、磨耗、き裂、腐食、浸食等の強度に影響

を与える恐れのある異常を検出するために行う目視試験。

(ⅱ) 供用期間中検査（ISI）手法

各機器（部位）へのアクセス方法を検討した結果、炉内アクセスを可能とするため、あるいは検査性の向上を図るために、原子炉容器上鏡部および下鏡部に検査孔を設けることとした。検査性・補修性向上のための原子炉構造見直しの結果を図 4.2.1.2 に示す。また、見直した原子炉構造における ISI アクセスルートの検討結果を図 4.2.1.3 に示す。

検討の結果、全領域へのアクセス性が確保できる見通しがあることがわかった。この中で炉心槽内面、炉心支持構造の側部内面へのアクセスは、検査部の燃料を抜くことが前提条件となる。

なお、ISI 装置については、軽水炉および Na 炉（もんじゅなど）で開発されたものが使用できる見込みである。だたし、冷却材がガスのため、搬送装置（検査対象箇所へアクセスするための装置）の開発は今後の課題である。

(３) 保守・補修性

炉内構造物などに破損が発生し、全炉内機器の引き抜きが必要になった場合を想定して、その手順を検討した。図 4.2.1.4 に示す。取付けは、引抜き手順の逆で実施する。

＜炉内構造引抜き手順＞

① 炉心退避、ダミー集合体装荷後に、補助炉心冷却器モータを取り外す。
② 補助炉心冷却器を取り外す。
③ 原子炉容器上鏡を取り外す。
④ ガスタービン容器側から主配管内管を取り外す（注)。
補助炉心冷却器流路管および燃料交換機用案内管を取り外す。
⑤ 内容器および炉心支持構造を一体で取り外す。
（注）事前にガスタービン４基全てのタービン軸を引抜く必要がある。

ガスタービン引抜き手順を図 4.2.1.5 に示す。取付けは、引抜き手順の逆で実施する。

＜タービン内部構造引抜き手順＞

① 動力変換容器上鏡を取外し、発電機上部の支持構造物を取り外す。動力変換容器のフランジを開放して、動力変換容器上部胴（発電機収納部）を上方へ取り出す。
② 発電機下部のケーシングを開き、発電機軸とタービン軸との間のカップリングを開放して、発電機をケーシングごと上方へ取り出す。
③ ターボマシンをケーシングごと上方へ引抜き、取り出す。

（注)タービン引抜き保守に関しては、系統内の放射能の影響が考えられるため、ヘリウムガスの流出を防止するための簡易キャスクなどが必要となる可能

性がある。

なお、制御棒駆動装置などのメンテナンスエリアの線量率が高いため[4.2.2.3(4)項参照]、軸遮へい体厚さ増加などの炉心周り遮へいの強化によるメンテナンスエリアの線量率低減化、保守作業の遠隔自動化などにより、保守作業員の被ばく低減を図る必要がある。

表 4.2.1.1(1/2)　プラント設計の設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ（1/2）

	設計要求に対する対応方針	設計結果
安全性	(a) 安全要求 決定論的には、十分な多重・多様性を有する能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息させる設計とする。 確率論的には、炉心損傷発生頻度を 10^{-6}/炉年未満に低減する。	・主要な系統、機器については、ナトリウム炉の設計にならい多重化が図られており、この設計要求に沿って安全設備の系統設計を具体化していくことは十分可能であると考えられる。 ・炉心燃料の健全性確保の観点から代表的な設計基準事象を摘出し予備評価を実施し、炉心燃料の健全性が確保される見通しを得た。また、事故時ひばく評価についても、予備的な評価により成立性見通しを得た。 ・炉心損傷発生頻度を概算し、崩壊熱除去系の共通要因故障排除等を前提として、10^{-6}/炉年未満の達成見通しを得ている。
	(b) 安全設計の基本的原則の遵守 基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に安全設計を進める。	既往の設計基準類を基に設計基準・方針類を暫定し、安全設計を実施している。成立性上の問題点は特に見出されていない。
	(c) 原子炉停止機能への要求 独立２系統の能動的炉停止系を設置するとともに SASS を採用して受動的炉停止機能を確保する。	主系と後備系の独立した２系統の制御棒による原子炉停止系を設置するとともに、後備系の切り離し部に、冷却材の温度上昇を感知して制御棒を切り離す自己作動型炉停止機構（SASS）を設置することを検討している。その有効性については予備的な評価により見通しを得ている。
	(d) 崩壊熱除去機能への要求 崩壊熱除去系は冗長性もしくは多様性を有する系統構成とし、送風機のベーン・ダンパーを多重化・多様化して、単一故障ではその機能を喪失しない設計とすることにより、信頼性の向上を図る。また、１次系内の流路切り替えのためのグラビティダンパには、受動的機構を取り入れるなど信頼性向上を図る。 強制循環による除熱に加えて、減圧状態において自然循環による除熱が可能な設計とする。このため、炉心を含めた系統圧損を小さくするとともに、炉心と熱交換器との間の伝熱中心差を大きくとった設計とする。	・多重化を図った系統構成としている。各系統の２次系と空気冷却器には循環ポンプとブロアを装備するが、これら動的機器に期待しない場合にも自然循環による除熱が可能な設計としている。このような設計により、崩壊熱除去機能喪失による炉心損傷確率の低減が図られるとともに、全交流電源喪失を仮定しても、冷却材の自然循環による崩壊熱除去が可能な見通しである。さらに、減圧事故時の自然循環による崩壊熱除去を想定しても、炉心損傷回避できる可能性を有する。 ・本概念では、崩壊熱除去系以外の代替除熱手段が確保されないので、４系統の崩壊熱除去系の共通要因故障等による機能喪失確率を低減するための設計上の工夫を設計具体化の中で検討する必要がある。 ・事故管理方策による機能回復可能性については現状では未検討であり、設計具体化のなかで検討していく必要がある。
	(e) 炉心損傷に対する格納機能の確保 本概念は、減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱へ移行するという極めて苛酷な想定下においても著しい炉心損傷が回避される可能性を有している。したがって、スクラム失敗事象は炉心損傷の代表事象とならない可能性がある。一方で、炉停止後の除熱が失われた状態を想定すると、比較的短時間で炉心損傷に至る可能性を有している。このため、ここでは崩壊熱あるいは低出力レベルでの除熱喪失に伴う炉心溶融を対象として、定性的に事象推移を推定し、再臨界回避方策を含めた影響緩和方策のフィージビリティを検討する。	・本概念については、炉心損傷挙動に関する実験的知見がなく、限られた情報を頼りに推測も交えて可能性のあるサクセスシナリオを検討し、これに適用可能な原子炉構造上の工夫と炉外コアキャッチャー概念の検討を行っている。炉外コアキャッチャーを選択しており原子炉容器内終息は達成できないが、この炉外コアキャッチャーによって損傷炉心を有効に保持・冷却可能であれば格納機能は確保されるので、放射性物質の大規模放出は防止できる可能性がある。 ・いずれにしても、現状ではヘリウム冷却材内における被覆粒子窒化物燃料の破損および破損後挙動に関する実験データは皆無であり、定量的な評価を実施するためには、その取得が不可欠である。事故後の冷却に関しても同様である。
経済性	(a) 要求値 [発電単価]：建設単価、熱効率、稼働率、建設工期等の指標を満足させることにより、目標値達成を目指す。 [プラント寿命]：設計寿命を 60 年として設計する。	・稼働率については指標を満足しており、熱効率についても約 47%と高効率となっている。一方、建設単価、建設工期については指標を満足していない。 ・動的機器、計装機器、制御盤などについて、その機器毎に設計寿命を設定し、適宜交換することにより、プラント寿命の要求値 60 年を達成可能な見込みがある。
	(b) 目標値 [建設工期]：フェーズⅠの時点で 46.5 ヶ月（大型炉）であったため、フェーズⅡにおいては、建設工法の簡素化検討等を進め、さらなる建設工期短縮を目指す。	・建設工期は 46.5 ヶ月（大型炉）となった。
	(c) 基準値 [建設単価]：20 万円/kWe 以下の建設単価達成を目指す。 [燃焼度]：高燃焼度化に伴い、使用済み燃料の崩壊熱量が増加するため、これを考慮した燃料取扱い系とする。 [稼働率]：フェーズⅠの時点で基準値 93%を達成可能な見通しを得ている。フェーズⅡにおいて、さらなる高稼働率を目指す。	・建設単価評価値は 110.4（建設単価基準値を 100 とした場合の相対値）となった。 ・高燃焼度化に対応した燃料取扱系を設計した。 ・稼働率は 93%を達成可能な見通しを得た。

表 4.2.1.1(2/2)　プラント設計の設計要求に対する対応方針と設計結果のまとめ（2/2）

	設計要求に対する対応方針	設計結果
環境負荷低減性	(a) 運転廃棄物／廃炉廃棄物 ・廃炉廃棄物については、炉容器室内に、高β、γ線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。また、廃棄物の再利用に関しても、その可能性を追求する。 ・運転に伴う放射性気体及び液体廃棄物の環境への放出放射能については、通常運転時の周辺公衆の線量当量を「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」に示される線量目標値の 50μSv/y を下回り、さらに現行軽水炉と同等以下とできる見通しを得る。	・ヘリウムガス冷却炉の廃炉廃棄物発生量は、軽水炉と比較し、同程度になる可能性があるという見通しを得た。 ・放射性気体廃棄物による線量当量については、先行炉の評価例を参考とした予備評価により、現行軽水炉並とできる見通しを得た。液体廃棄物については、現状では発生量を見積もることはできないが、軽水炉以下に低減することは可能と判断している。
核拡散抵抗性	・燃料取扱設備は管理区域とし、容易に外部から侵入できないよう考慮した設計とする。 ・燃料は常に燃料取扱機器内で扱われ、容易に接近できない設計とする。	・燃料取扱設備は管理区域とし、原子炉建屋内での新燃料および使用済み燃料の取扱いは、常に燃料取扱設備内（新燃料保管は新燃料貯蔵ピット、使用済み燃料保管は使用済燃料貯蔵プール、各燃料移送は燃料出入機）で扱われ、容易に接近できない設計とした。
運転・保守補修性	・日負荷追従運転が可能となるようプラント制御系の設計を検討する。	・ヘリウムガス冷却炉ではタービンバイパス弁で出力制御することになるが、タービンバイパス弁制御による出力の追随性は良好であり、日負荷追従運転は対応可能な見通しがあると考えられる。
	・遮へい強化によるメンテナンスエリアの線量率低減化、保守作業の遠隔自動化などにより、保守作業員の被ばく低減を図る。	・メンテナンスエリアの線量率が高いため、上下軸遮へい体厚さ増加などの炉心周り遮へいの強化によるメンテナンスエリアの線量率低減化、保守作業の遠隔自動化などにより、保守作業員の被ばく低減を図る必要がある。
	・ISI については、JEAC4205「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査」に合わせることを基本方針とし、ヘリウムガス炉特有の機器については個別に適合ロジックを設定する。 ・保守補修については、炉内構造物などに破損が発生し、全炉内機器の引き抜きが必要になった場合も想定した原子炉構造設計を行う。	・ISI については、JEAC4205 に合わせることを基本方針とし、ヘリウムガス炉特有の機器（断熱材の内側、バックアップ機能がある溶接継手）については個別に適合ロジックを設定した。 ・保守補修については、全炉内機器の引き抜きが出来るように、原子炉構造設計の見直しを行った。 ・これらの対応により、軽水炉と同等程度の ISI、保守補修性が得られる可能性があると考えられる。

表 4.2.1.2　各 TRU シナリオケースにおける主要な炉心特性の比較 (大型・窒化物被覆粒子燃料・横方向流冷却概念) (導入期炉心)

項目	高速炉多重ﾘｻｲｸﾙ 組成ケース	LWR からの回収 TRU 組成ケース	
		基準ケース LWR(45~49GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成	代表ケース A-LWR(60GWd/t)から 4 年冷却後に回収した TRU 組成と 40 年間中間貯蔵した LWR(45~49GWd/t)から回収した TRU 組成を 5：5 の割合で混合
燃料組成 ^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu/^{237}Np/ ^{241}Am/^{242m}Am/^{242}Am/^{243}Am/ ^{242}Cm/^{243}Cm/^{244}Cm/^{245}Cm	1.1 / 54.1 / 32.1 / 4.3 / 3.9 / 0.5 / 2.0 / 0.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0 / 0.0 / 1.0 / 0.0	2.2 / 47.0 / 23.2 / 10.7 / 6.5 / 5.6 / 3.1 / 0.0 / 0.0 / 1.3 / 0.0 / 0.0 / 0.4 / 0.0	2.1 / 46.8 / 23.3 / 6.1 / 6.7 / 6.4 / 6.8 / 0.0 / 0.0 / 1.4 / 0.0 / 0.0 / 0.3 / 0.0
取出平均燃焼度	119 GWd/t	119 GWd/t	119 GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*1	58 GWd/t	58 GWd/t	58 GWd/t
Pu 富化度*2 (内側：中央部/上下部)	16.9 / 22.4 wt%	16.4 / 21.7 wt%	16.5 / 22.0 wt%
(外側：中央部/上下部)	21.1 / 27.6 wt%	20.5 / 26.8 wt%	20.7 / 27.1 wt%
MA 混入率*2 (平均)	1.0 wt%	2.3 wt%	3.6 wt%
Fertile 含有率*2 (平均)	87.1 wt%	86.9 wt%	87.1 wt%
燃焼反応度	0.8 %Δk/k'	1.2 %Δk/k'	0.7 %Δk/k'
増殖比 (全体)	1.17	1.16	1.17
(炉心/軸ﾌﾞﾗ/径ﾌﾞﾗ) *3	0.78 / 0.22 / 0.17	0.77 / 0.22 / 0.17	0.78 / 0.22 / 0.17
初装荷 Pu-fｲﾝﾍﾞﾝﾄﾘ	9.6 t/GWe	9.8 t/GWe	9.6 t/GWe
減圧反応度*4	1.15 $*5	1.14 $*6	1.16 $*6
ドップラ係数[Tdk/dT]	-10.×10^{-3}	-9.9×10^{-3}	-8.3×10^{-3}
複合システム倍増時間*7	73 年	103 年	86 年

*1：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*2：Pu/HM、MA/HM、Fertile/HM、*3：軸ﾌﾞﾗ：軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ、径ﾌﾞﾗ：経方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ、
*4： 6MPa→0MPa、*5：実効遅発中性子割合:0.00344、*6：実効遅発中性子割合:0.00344 を仮定、*7：燃料炉外滞在期間 5 年、燃交・定検期間 45 日

表 4.2.1.3　廃炉廃棄物発生量の軽水炉などとの比較

№	廃棄物区分	ガス炉-1100		BWR（1100MW級）		PWR（1100MW級）		炭酸ガス炉（160MW級）	
		質量(万ﾄﾝ)	概略%	質量(万ﾄﾝ)	概略%	質量(万ﾄﾝ)	概略%	質量(万ﾄﾝ)	概略%
1	高β・γ廃棄物	0.08	0.2	0.01	0.02	0.02	0.04	0.3	2
2	低レベル廃棄物	0.1	0.3	0.2	0.4	0.3	1	1.2	8
3	極低レベル廃棄物	2	4	1	2	0.3	1	1	5
4	放射性廃棄物として扱う必要のない廃棄物	41	96	53	98	49	99	13	85
合　計		42	100	54	100	50	100	15	100

参考資料

原子力環境整備センター「放射性廃棄物データブック」（原子力発電所の解体廃棄物の発生量の試算例）

表 4.2.1.4　中間評価用の運転廃棄物量データのまとめ

No.	種類	発生量 (m^3)	放射能レベル	備考
1	使用済み樹脂	10	低	
2	濃縮廃液	2	低	
3	雑固体廃棄物	20	低	
4	使用済みフィルタ	50	低	
5	使用済み制御棒	5	高	
6	可動反射体	3	高	

（注）
放射能レベルは、「原子力発電施設から発生する放射性廃棄物の処分方針等について（総合エネルギー調査会原子力部会中間報告 －商業用原子力発電施設解体廃棄物の処理処分に向けて－ 平成 11 年 5 月 18 日　資料 2)」に基づく定性的な区分とした。

表 4.2.1.5　中間評価用の廃棄物量データのまとめ

No.	標題	単位	データ	備考
41,42	FBRプラント廃止措置費詳細計算テーブル			
	安全貯蔵期間	y	5	
(1)	高βγ廃棄物(金属)	t	811	廃棄物自体の重さ
(2)	低レベル廃棄物(金属)	t	870	同上。
(3)	低レベル廃棄物(コンクリート)	t	515	同上。
(4)	極低レベル廃棄物(金属)	t	7,297	同上。
(5)	極低レベル廃棄物(コンクリート)	t	5,161	同上。
(6)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋除く)	t	61,023	同上。ｸﾘｱﾗﾝｽﾚﾍﾞﾙ含む。
(7)	非放射性廃棄物(金属、タービン建屋)	t	－	同上。
(8)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋除く)	t	347,463	同上。
(9)	非放射性廃棄物(コンクリート、タービン建屋)	t	－	同上。
	№(1)～(9)小計	t	423,141	
	放射性廃棄物(除染前)	m^3	21,197	処分体の体積
(10)	高βγ廃棄物	m^3	1,957	〃
(11)	低レベル廃棄物	m^3	1,488	〃
(12)	極低レベル廃棄物	m^3	14,005	〃
	№(10)～(12)小計	m^3	17,450	〃
53,54	FBRプラント固体廃棄物発生量テーブル			
	高βγ廃棄物	m^3/y	8	運転廃棄物
	低レベル廃棄物	m^3/y	262	運転廃棄物
	極低レベル廃棄物	m^3/y	－	運転廃棄物

表 4.2.1.6(1/3)　JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器(1/3)

	機器 (軽水炉)	部　　位	試験方法	試験範囲	ヘリウムガス冷却炉の対象機器
炉心支持構造物	炉心支持構造	炉心領域内の内部取付け物	VT-1	接近可能な 溶接継手	・炉心槽（溶接継手）
		炉心領域外の内部取付け物	VT-3	接近可能な 溶接継手	・内容器（溶接継手）
		炉心支持構造物 （RV から取出し可能）	VT-3	接近可能な表面	・炉心支持構造本体（外面、底面）
第1種機器	容器	耐圧部分の溶接継手	体積	溶接継手	・原子炉容器（耐圧部の溶接継手） ・ガスタービン容器(耐圧部の溶接継手)
		耐圧部分の異材継手	体積及び 表面	溶接継手	・該当機器なし
		胴とフランジとの溶接継手	体積	溶接継手	・原子炉容器（銅とフランジとの溶接継手） ・ガスタービン容器（銅とフランジとの溶接継手）
		管台と容器との溶接継手	体積	溶接継手	・原子炉容器（各管台と容器との溶接継手） ・ガスタービン容器（各管台と容器との溶接継手）
		管台内面の丸みの部分	体積又は 表面	管台	・原子炉容器（各管台内面の丸みの部分） ・ガスタービン容器（各管台内面の丸みの部分）
		管台とセーフエンドの同種金属溶接継手			
		呼び径 100A(φ114.3)以上	体積	溶接継手	・原子炉容器 （主配管の管台とセーフエンドの溶接継手） （補助炉心冷却器取付け部の円筒胴の管台とセーフエンドの溶接継手） （燃料交換機取付け部の円筒胴の管台とセーフエンドの溶接継手） （炉内中継用案内管取付け部の円筒胴の管台とセーフエンドの溶接継手） （ISI 検査孔の管台とセーフエンドの溶接継手） （CRDM 取付け部の管台とセーフエンドの溶接継手） ・ガスタービン容器 （主配管の管台とセーフエンドの溶接継手） （冷却器用等の各ノズル部の管台とセーフエンドの溶接継手）
		呼び径 100A 未満	表面	溶接継手	・該当機器なし
		ソケット溶接継手	表面	溶接継手	・該当機器なし
		CRDM ハウジング	体積又は 表面	溶接継手	・CRDM ハウジング
		容器の支持部材の容器への取付け溶接継手	表面	溶接継手	・該当機器なし （スカートによる容器の支持構造なし）
		原子炉容器内部	VT-3	内部(内容物を除去した状態で接近可能な炉心上部及び下部)	－　（容器内面の断熱材の取外し不可）
		ポンプケーシング内表面	VT-3	内表面	・該当機器なし
		SG（1 次側）の管板と容器との溶接継手	体積	溶接継手	・原子炉容器（補助炉心冷却器の管板と容器の溶接継手) ・ガスタービン容器（各冷却器の管板と容器の溶接継手)
	配管	呼び径 100A 以上の溶接継手	体積		・主配管(外管)の溶接継手
		呼び径 100A 未満の溶接継手	表面		・該当機器なし
		ソケット溶接継手	表面		・該当機器なし
		耐圧部分への支持部材の溶接継手	表面		・該当機器なし

出展：JEAC-4205「軽水型原子力発電所用機器の供用機器中検査」（日本電気協会）

表 4.2.1.6(2/3)　JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器(2/3)

	機器 (軽水炉)	部　　位	試験方法	試験範囲	ヘリウムガス冷却炉の対象機器
炉心支持構造物	弁	呼び径 100A 以上の弁類の溶接継手	体積又は表面	溶接継手	・該当機器なし
		呼び径 100A 未満の弁類の溶接継手	表面	溶接継手	・該当機器なし
第1種機器	伝熱管	U チューブタイプの SG 伝熱管	体積	ホットレグ側 Uベンド部	・原子炉容器内の補助炉心冷却器の伝熱管 ・ガスタービン容器内の各冷却器の伝熱管
	圧力保持用ボルト締め付け部	直径＞50mm			
		原子炉容器上蓋用			・原子炉容器（上鏡と胴のボルト締付部）
		ナット	VT-1		
		ボルト	体積		
		フランジネジ穴のネジ部	体積		
		ワッシャ、ブッシング	VT-1		
		SG、ポンプ、配管等用			・ガスタービン容器 （本体胴フランジ部のボルト締付部）
		ボルト	体積		
		フランジ表面	VT-1		
		ナット、ブッシング	VT-1		
		ワッシャ	VT-1		
		直径≦50mm			・原子炉容器 （補助炉心冷却器上下の円筒胴フランジ部のボルト締付部） （燃料交換器取付け部のプラグのボルト締付部） （ISI 検査孔のプラグのボルト締付部） （CRDM ハウジングのボルト締付部） ・ガスタービン容器（上鏡用ボルト締付部）
		ボルト、ナット	VT-1		
	全ての耐圧機器	圧力保持範囲	系の漏えい試験 VT-2		・1 次系の圧力保持範囲
第2種容器(鋼製)	格納容器	耐圧バウンダリ（接近可能範囲）	VT-4	表面	・格納容器（耐圧バウンダリ(接近可能範囲)）
		貫通部溶接継手	VT-4	溶接継手	・格納容器（貫通部溶接継手）
		圧力保持用ボルト締付部	VT-4		・格納容器（圧力保持用ボルト締付部）
		耐圧バウンダリ	全体漏えい率試験	圧力保持範囲	・格納容器（耐圧バウンダリ）
		ベローズ、エアロック、二重シール部	局部漏えい率試験	圧力保持範囲	・格納容器（ベローズ、エアロック、二重シール部）
第3種機器	容器	耐圧部分の溶接継手			
		胴の周継手	体積	構造不連続部の溶接継手	・補助炉心冷却系の原子炉容器に接続された水室部の周継手 ・CRDM 群の覆い構造の胴の周継手
		胴と鏡板との溶接継手	体積	溶接継手	・補助炉心冷却系の原子炉容器に接続された水室部の胴と鏡板との溶接継手 ・CRDM 群の覆い構造の胴の鏡板との継手
		胴と管板との溶接継手	体積	溶接継手	・該当機器なし
		容器（公称肉厚≫12.7mm）と管台の耐圧部分の溶接継手			
		管台と胴との溶接継手	体積及び表面	配管系の終端部の管台	・補助炉心冷却系の原子炉容器に接続された水室部と管台の溶接継手
		呼び径 300A を超える管台内面の丸みの部分	体積	配管系の終端部の管台	・該当機器なし

出展：JEAC-4205「軽水型原子力発電所用機器の供用機器中検査」（日本電気協会）

表 4.2.1.6(3/3)　JEAC-4205 に定める軽水炉の ISI 項目とヘリウムガス冷却炉の対象機器(3/3)

	機器（軽水炉）	部　　位	試験方法	試験範囲	ヘリウムガス冷却炉の対象機器
第4種機器	容器、配管、ポンプの支持部	支持部材取付け溶接継手	体積	溶接継手	・該当機器なし
	圧力保持用ボルト (直径>50mm)	ボルト及びスタッド	体積	ボルト及びスタッド	・CRDM 群の覆い構造のボルト
	配管	呼び径　100A、公称肉厚＞9.5mm	体積又は表面	溶接継手（周、長手）	・主配管ガードパイプの溶接継手 ・補助炉心冷却系（水系）配管の溶接継手
		100A≧呼び径≧50A、公称肉厚＞5mm（耐圧部分）	表面	溶接継手（周、長手）	・該当機器なし
	ポンプ	ケーシング	表面	溶接継手	・補助炉心冷却系（水系）ポンプ
	弁	本体	表面	溶接継手	・補助炉心冷却系及びガスタービン側の冷却系（水系）配管の CV 隔離弁
	全ての耐圧機器	圧力保持範囲	系の漏えい試験 VT-2	圧力保持範囲	・主配管ガードパイプ ・補助炉心冷却系（水系）
第4種機器	圧力容器、配管	耐圧部分への支持部材取付け溶接継手	VT-3	溶接継手	・ガスタービン側の冷却系配管（耐圧部分への支持部材取付け溶接継手）
		圧力保持範囲	系の漏えい試験 VT-2	圧力保持範囲	・ガスタービン側の冷却系配管
支持構造物	第 1 種管の支持構造物		VT-3		・該当機器なし
	第 3 種及び第 4 種管の支持構造物（耐震クラス A 及び As のもの）		VT-3		・補助炉心冷却系配管の支持構造物 ・ガスタービン側の冷却系配管の支持構造物
	第 1 種容器、弁、ポンプの支持構造物		VT-3		・原子炉容器支持部 ・ガスタービン容器支持構造
	第 2 種容器の支持構造物		VT-3		・該当機器なし
	第 3 種容器、弁、ポンプの支持構造物（耐震クラス A 及び As のもの）		VT-3		・該当機器なし
	第 4 種容器の支持構造物（耐震クラス A 及び As のもの）		VT-3		・該当機器なし

出展：JEAC-4205「軽水型原子力発電所用機器の供用機器中検査」（日本電気協会）

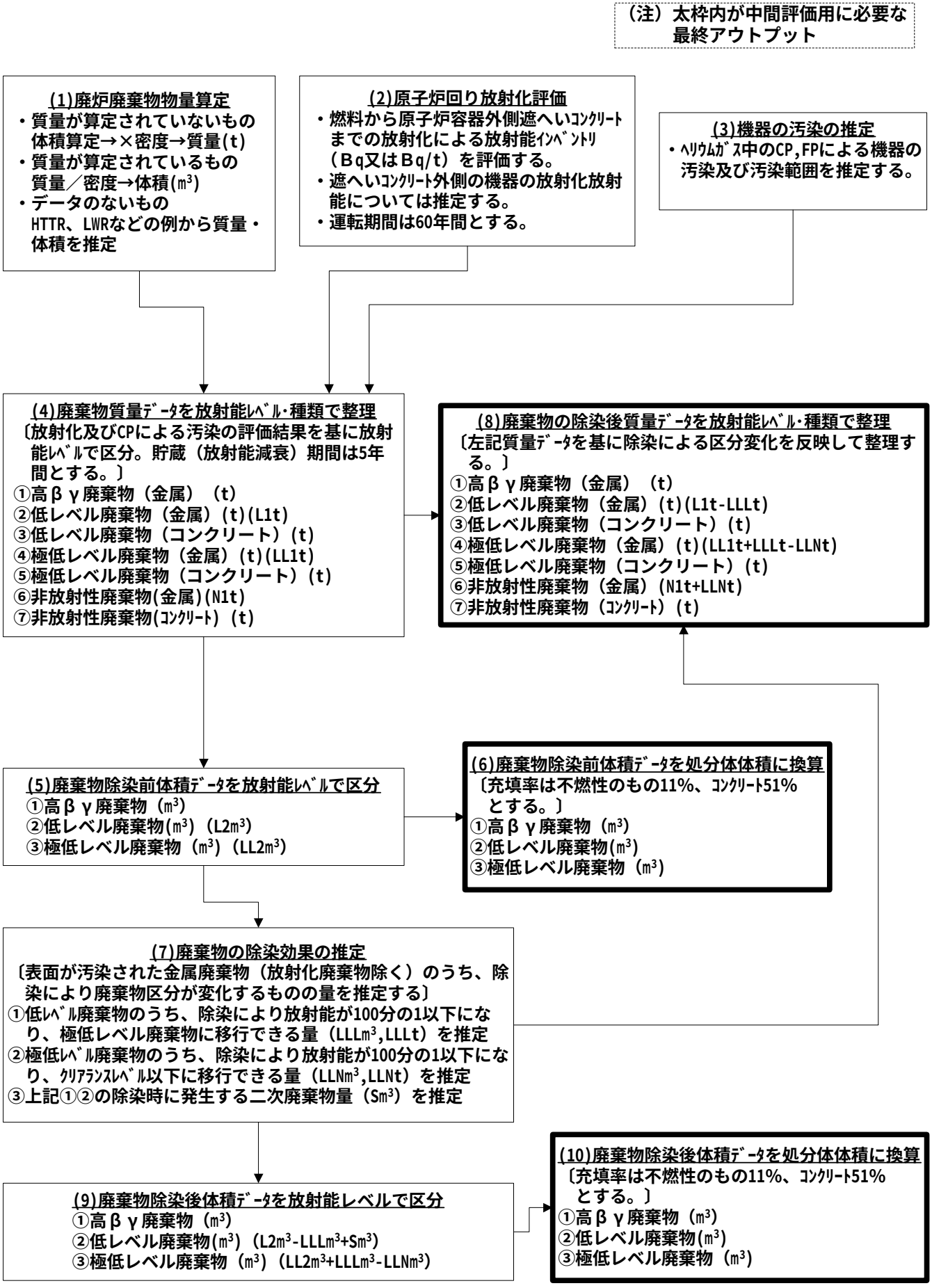


図 4.2.1.1　廃炉廃棄物発生量算定手順

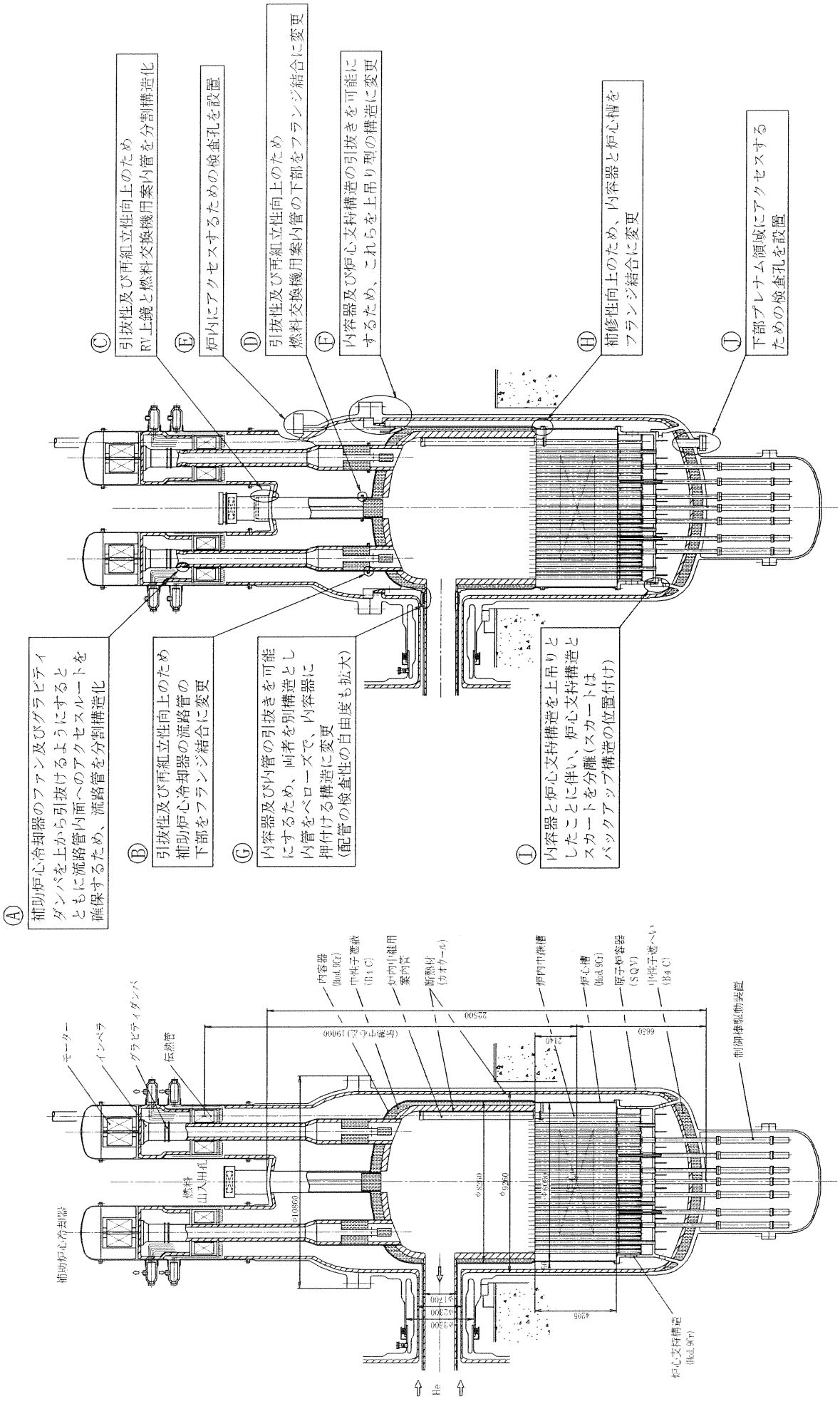


図 4.2.1.2　検査性・補修性向上のための原子炉構造の見直し

1次系機器廻りの主な ISI 用アクセスルート

機器			アクセス方法
原子炉容器	外面	一般部	外面からアクセス
		CRDM 取付部まわり	CRDM 群の下の鏡蓋を外してアクセス
	内面（断熱材表面）	上鏡部	検査孔①からアクセス
		補助炉心冷却器周り	耐圧部ごと取外して検査
		円筒胴部	検査孔②からアクセス
		下部鏡部	検査孔③からアクセス
炉内機器	内容器	上面・上部フランジ	検査孔①からアクセス
		円筒胴外面	検査孔②からアクセス
		内面（断熱材表面）	燃料交換器用案内管④又は炉内中継槽用案内管⑤からアクセス
	炉心槽	外面	検査孔②からアクセス
	炉心支持構造（連結管群の外面の皿構造部）	側部外面	検査孔②からアクセス
		下面	検査孔③からアクセス
	補助炉心冷却器	伝熱管	水室⑥の蓋を外してアクセス
	（補助炉心冷却器）流路管	外面	補助炉心冷却器とその廻りの耐圧部を取り外してアクセス
		内面（断熱材表面）	補助炉心冷却器とその廻りの耐圧部を取り外してアクセス
主配管	外管	外面	検査孔⑦からアクセス
		内面（断熱材表面）	検査孔②又はガスタービン容器側（内部構造物を引抜いた後）からアクセス（内管をガスタービン容器側から引抜く方法もある）
	内管	外面	検査孔②又はガスタービン容器側（内部構造物を引抜いた後）からアクセス（内管をガスタービン容器側から引抜く方法もある）
		内面（断熱材表面）	④、⑤又はガスタービン容器側（内部構造物を引抜いた後）からアクセス（内管をガスタービン側から引抜く方法もある）
ガスタービン容器	外面		外面からアクセス
	内面（断熱材表面）		内部構造物を引抜いてアクセス
	伝熱管		水室の蓋を外してアクセス

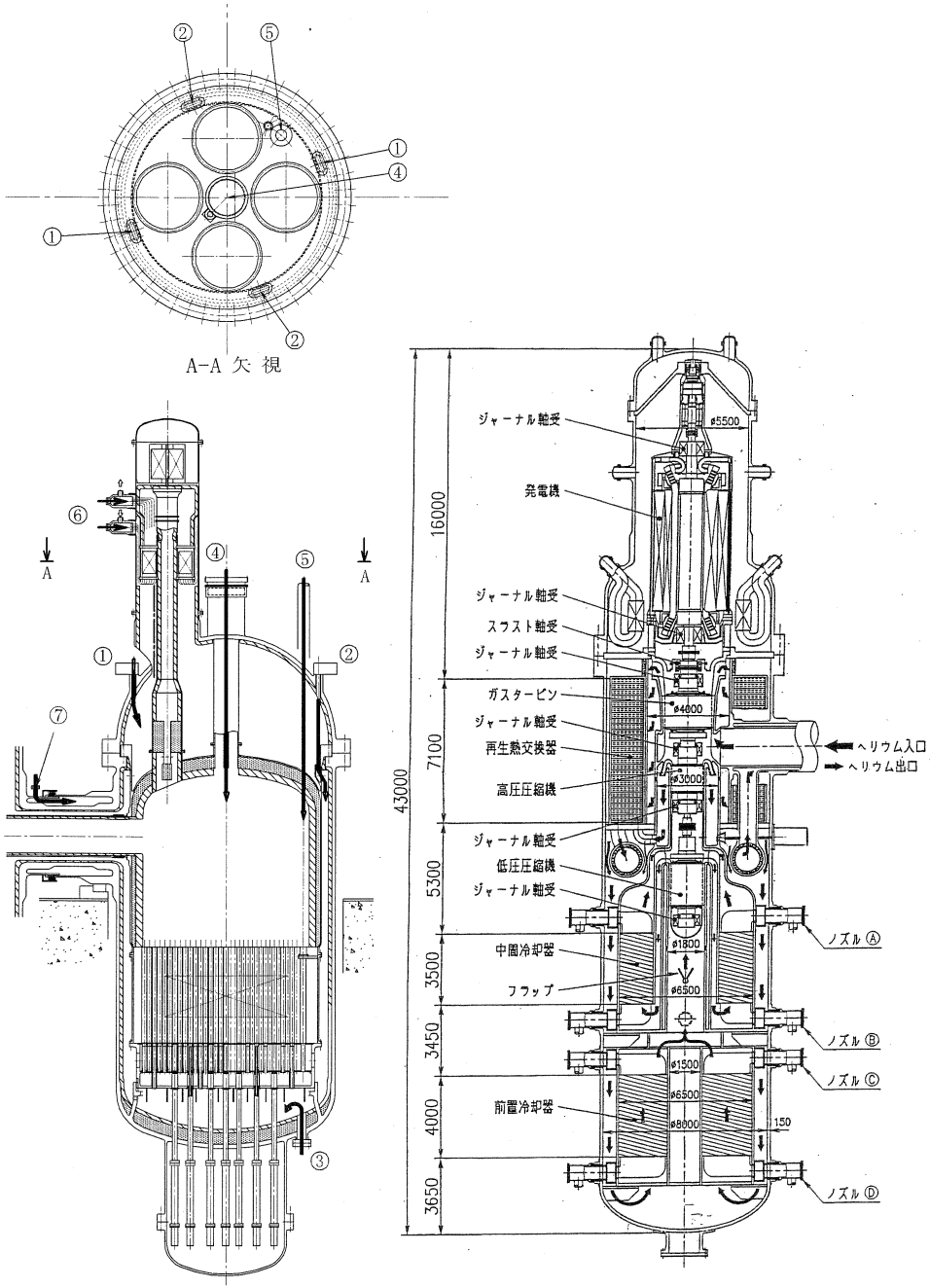
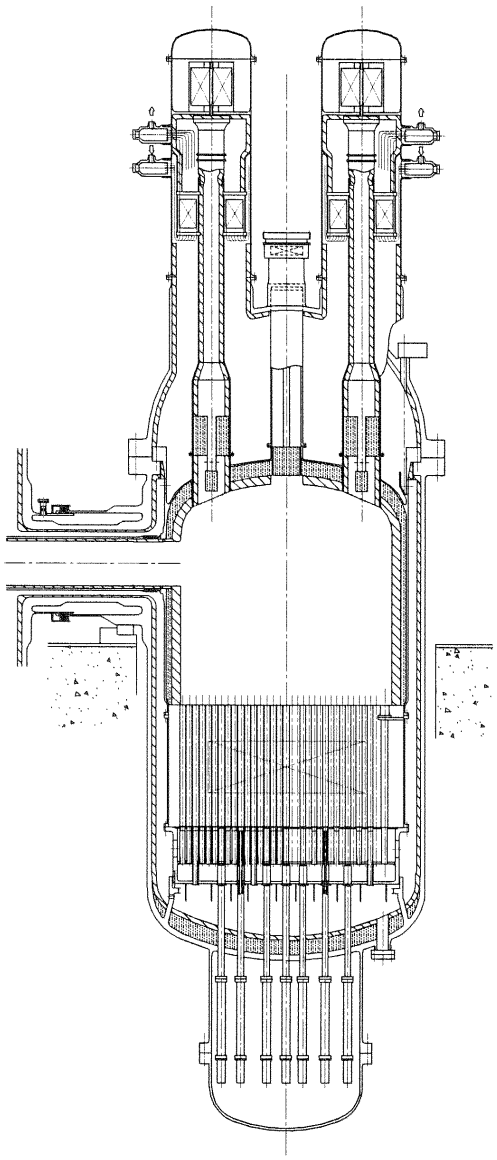
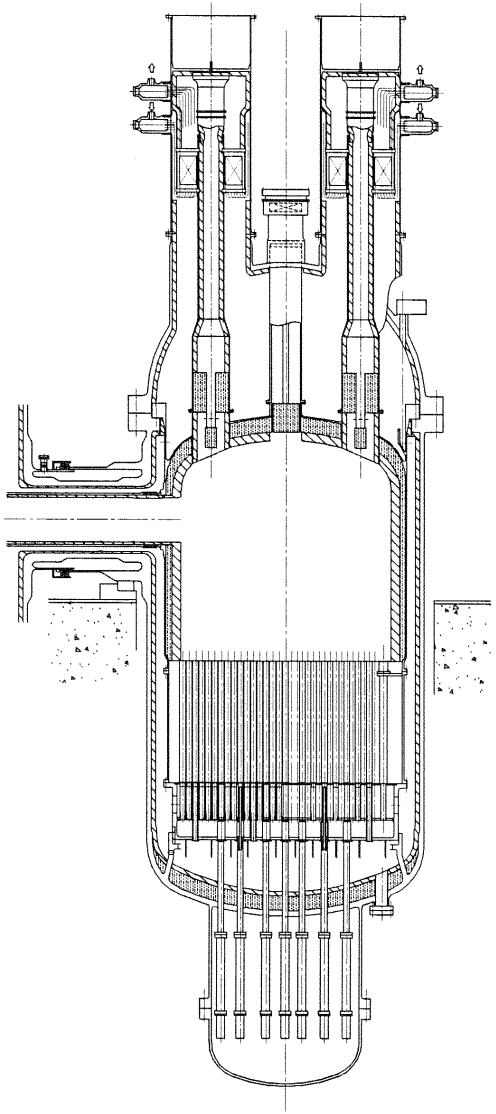


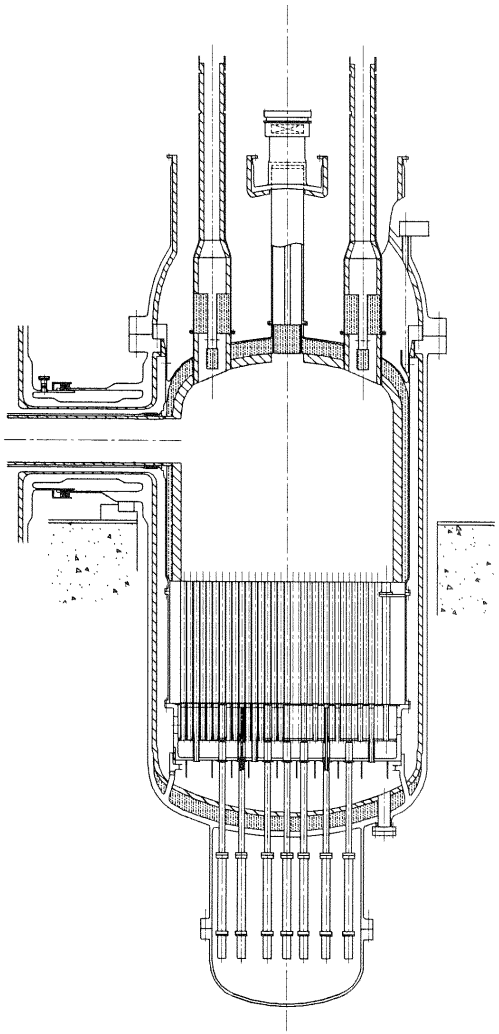
図 4.2.1.3　ISI アクセスルート



① 定格出力時

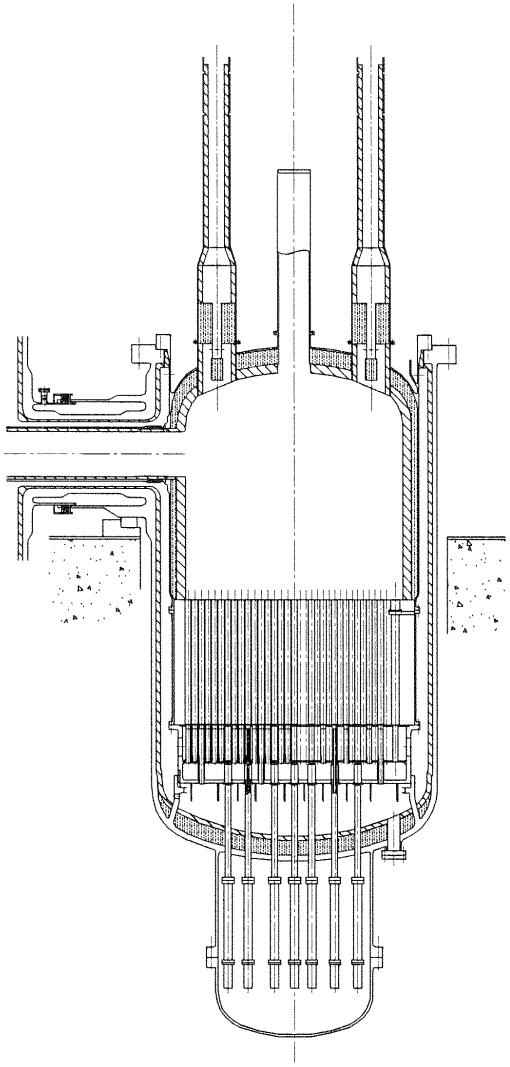


② 炉心退避・ダミー集合体装荷後に
補助炉心冷却器モータ取外し

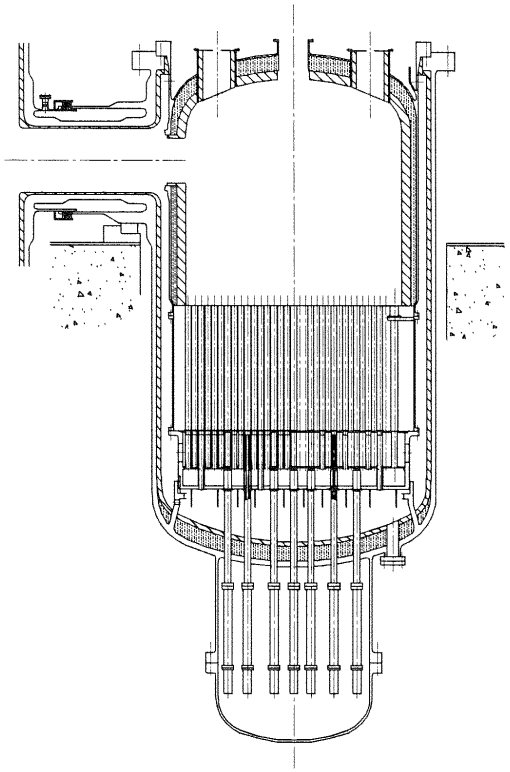


③ 補助炉心冷却器取外し

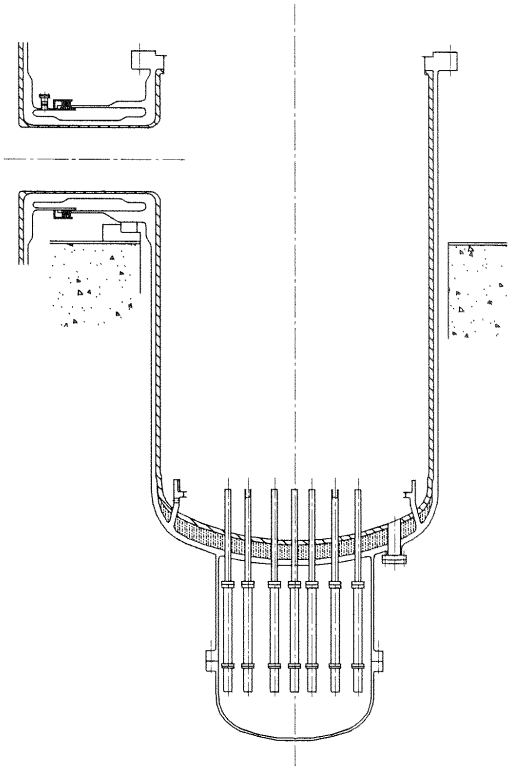
図 4.2.1.4(1/2)　炉内構造引抜き手順図(1/2)



④ 原子炉容器上鏡取外し



⑤ ガスタービン容器側から配管(内管)取外し
補助炉心冷却器流路管及び燃料交換機用案内管取外し



⑥ 内容器及び炉心支持構造を一体で取外し

図 4.2.1.4(2/2)　炉内構造引抜き手順図(2/2)

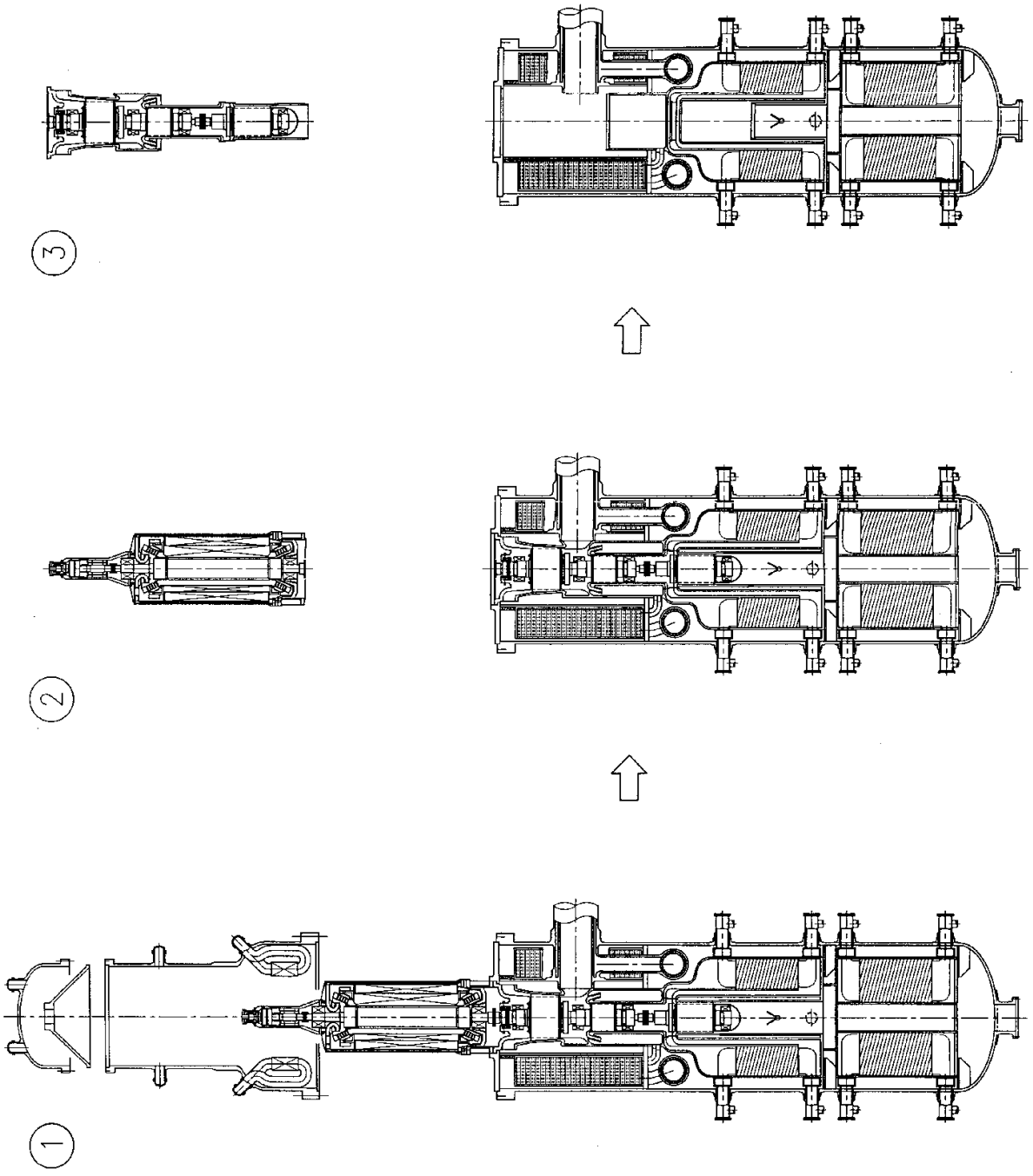


図 4.2.1.5　タービン内部構造引抜き手順

4.2.2 技術的成立性の評価と今後の課題

4.2.2.1 炉心設計

（１）選定炉心の設計値と制約および限界

炉心性能を向上させるためには燃料体積比を大きくすることが望ましいが、被覆粒子燃料においては核燃料物質の多層防護を用いる燃料構造としているため、構造材体積比が大きくなる構造にある。燃料体積比は、横方向流冷却コンパートメント型で 16%、ブロック型で 19%、ピン型で 18%となっており、ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉概念（例：ナトリウム冷却小型炉 34%）と比べて低い。なおこれは炉心での熱容量を大きくすることにも役立ち、安全上好ましい特性にも結びつく。

安全性を向上させるには、減圧事故時の自然循環特性を向上させることが必要となる。ガス炉の設計においては、定常運転時の除熱限界から炉心熱出力密度・比出力の限界が定まるというよりむしろ、減圧事故時の除熱限界により達成しうる熱出力および密度が決定される。

（２）設計制約に関する今後の検討課題

（ｉ）苛酷事象設定に関する合理化

本検討では、苛酷事象の代表例として AWS：減圧事故において強制スクラムが作動せず自然循環のみで除熱される事象を想定し、その時の燃料制限温度が満たされる範囲で、炉心特性・安全設備容量が決定されている。経済性評価の観点から炉心特性上重要なのは出力密度であり、これが炉心、炉容器、格納容器など全体容積を決定する主要因の一つであることから建設費への影響し、また電気出力あたりの Puf 量へ直接影響することから燃料サイクル費へも影響も大きい。

ヘリウムガス冷却炉の定格運転では、高温の原子炉・プラントにおいて冷却性に劣るガスを加圧状態で用いることから、苛酷事象としては、事故事象に対して強制スクラムが作動しない状態を想定してきた。他方、ナトリウム冷却および鉛ビスマス冷却高速炉では、苛酷事象として ATWS（Anticipated Transient Without Scram：過渡事象に加えて強制スクラムが伴わない事象）が想定され、具体的には UTOP、ULOF、ULOHS における原子炉・プラント挙動が評価されている。

苛酷事象は、DBE（設計基準事象）を超え、かつ複数の安全機構が全く機能しない仮想状態であり、高速炉概念の相互比較（冷却材の選択）においては同等の条件で実施することが考えられる。“ 同等 ”条件の設定においては、ヘリウムガス冷却炉特有の条件は当然考慮されるべきであり、フェーズⅡ後半ではその具体的条件設定、事象設定を含めて検討課題となる。

（ⅱ）事故時の温度制限

事故・過渡時の燃料健全性を保つ指標として、現在は燃料温度 1600℃を

採用している。これは先行炉での設定値をいわばそのまま用いた値であるが、炉心燃料・材料が異なることから、熱物性試験、機械特性試験、照射試験を通じた物性データ蓄積を通じ、今後大きく改善される可能性が残されている。

（iii）自然循環時の圧力損失特性

減圧事故時の安全性向上策として、自然循環時の圧力損失を低減させることを目的に、冷却材流路長を短くする、流路断面積を増加させる、伝熱促進と同時に圧力損失増加をもたらす伝熱面リブ化などを採用しない、減圧事故時の背圧を高く保つなどの方策が採用しうる。またヘリウムの高温条件下における熱物性、伝熱特性（Flow Regime：伝熱・圧力損失特性）については不明な点が多く、流動試験を通じた基礎試験・流通試験が必要である。

（iv）核的不確かさ

事故・過渡さらには苛酷事象を対象とした安全解析時に、保守性をもって見込む核的な不確かさについては､現状ではドップラ係数で 15%(2σ相当)、減圧反応度で 40～50￠相当と考えられている。安全特性を向上すべく減圧反応度などの炉心特性を改善し、例えばガス炉固有の安全性を生かすべく即発臨界未満（0$～1$未満）に設計したとしても、これは核的不確かさと同程度であり、安全解析ではその分を取り込んだ評価を行うこととなる。炉心領域内部にガス領域（制御棒フォロワ部など）を多数有する体系における核計算精度の検証を、ベンチマーク計算などを通じて確認する必要がある。

（ｖ）材料・冷却材の熱物性

SiC、TiN、ヘリウムなど、高温条件下で用いる材料・冷却材の熱物性、照射特性については、照射場の確保、試験施設の維持など、長期的な展望に立った継続的な実施が必要となる。

（vi）LLFP ターゲット集合体

ヘリウムガス炉は冷却材出入り口温度が高いために、LLFP ターゲット集合体材料として、被覆管には SiC、LLFP 化合物として YI_3、そして減速材に Y–H を用いることを想定して検討を行っている。

SiC 被覆管については、まず製造性可能性を見極め、物性、水素透過率等の測定を行う必要がある。ヨウ素化合物 YI_3 については、物性値取得、製造性・再処理性の確認、そして照射挙動の確認が必要である。減速材-Y-H は、融点が高く、中性子減速能に優れかつ放射化生成物もない特徴を有するため、高性能遮蔽体としての期待もあるが、Y が高価であるためリサイクル使用が必須と考えられる。Y–H の製造性・再処理性を確認した上で、その照射挙動を調べていく必要がある。

ガス炉に装荷された LLFP 集合体は、ダクトを付帯しない隣接する炉心燃料集合体からの高温ガスの吹き付けがあるため、これを考慮した熱解析を実施するとともに、冷却材の隣接集合体間出口温度差の制限の考え方を再整理する必要がある。

4.2.2.2　プラントシステム

(1) 耐高温材料

(ⅰ) 断熱材ライナ

ヘリウムガス冷却炉は、通常運転時に原子炉出口ガス温度 850℃、減圧事故時（自然循環冷却）にガス温度 1550℃程度の高温雰囲気となる。一方で、ヘリウムガス冷却炉の構造材には、経済性などを考慮し、コンベンショナルな材料を採用している。そのため、内容器、主配管内管などの高温ガスと接する領域では、構造材を保護するために断熱材を設置し、それを断熱材ライナおよびスタッドボルトで固定することとした。

断熱材ライナ材には、事故時を含む温度に耐え、比較的高い強度を有し、工業ベースでの生産が可能な材料として SiC を第１候補とした。これは燃料集合体構造材に SiC を用いるため、そこで開発される多くの成果が適用できると考えたためである。構造の信頼性という点では SiC などより金属材料の方が優れているが、現実的な金属材料の中で最も高温強度に優れているタングステンにおいても、高温強度が不足する可能性があり、加工性に難もあることから、SiC の代案に留めた。

断熱材ライナ材として SiC を用いる場合、燃料集合体構造材としての SiC 材料データの他に、プラント寿命 60 年間無交換目標に対応するライナ材として SiC を用いた例はないため、必要な経年変化特性を有する SiC の開発およびその製作性の確認とともに、断熱構造システムとしての成立性を確認する必要がある。

(ⅱ) 制御棒

ヘリウムガス冷却炉の制御棒には、構造材に SiC、中性子吸収材にナトリウム冷却炉で実績のある B_4C を用いることとしている。

前項の断熱材ライナと同様に、燃料集合体構造材 SiC 材で開発される多くの成果が適用できると考えているが、制御棒が動的機器であることから、燃料集合体と異なる構造となっており、製作性、高温での耐衝撃性などの構造健全性を確認しておく必要である。

また、制御棒寿命を１サイクル以上確保する必要があり、B_4C ペレットのリロケーションを抑制するための高温用シュラウド管を開発する必要がある。

(2) 補助炉心冷却系

補助炉心冷却系は直接炉心冷却方式であり、原子炉容器上部に４基設置され、炉停止時、事故時の冷却を行う。電源喪失時にも自然循環にて冷却可能な必要がある。

この炉心冷却方式はガス冷却炉では実績がないため、補助炉心冷却系作動時の１次系の冷却特性を確認する必要がある。また、補助炉心冷却器の要素技術としてグラビティダンパーの開発が必要である。

(3) ガスタービン

ヘリウムガス冷却炉では、ヘリウムガスタービンによる直接発電方式を採用してい

る。さらに原子炉格納容器容積低減による物量低減を狙って発電機、ガスタービン、コンプレッサーを１軸で結んだ１軸縦置きガスタービンとしている。オープンサイクル・横置き型空気燃焼ガスタービン方式では 300MWe 級のガスタービンの実績はあるが、クローズサイクル・１軸縦置き型ヘリウムガスタービンはこれまでに実績のない方式である。

したがって、ガスタービン発電設備を構成する各機器（磁気軸受、コンプレッサー、等）の開発から着手する必要がある。あわせてガスタービン発電システムとしての総合機能試験が必要である。

現在、国内外で設計が進められているガス冷却熱中性子炉（高温ガス炉、PBMR 等）におけるガスタービンの開発成果が部分的に反映できる余地はある。

(4) コアキャッチャー

ヘリウムガス冷却炉では、万が一の炉心溶融事故に対する設備対策としてコアキャッチャーを設けている。コアキャッチャーは、溶融燃料を原子炉容器の外部に設けた容器（キャッチパン）で受けて冷却する設備である。

コアキャッチャーを設計するにあたり、溶融燃料の挙動を確認する必要がある。被覆粒子燃料の炉心内での溶融、コアキャッチャーまでの移行過程詳細を試験的に把握する。また、炉外コアキャッチャーに燃料が流入した場合の構造健全性、冷却性能、再臨界回避性能等を確認するために、実機コアキャッチャーを模擬した試験装置によって、コアキャッチャーの機能確認を行う。

(5) 流量調節機構

炉心支持構造物の主要機能は、反応度体系の維持および冷却体系の維持であり、冷却体系を維持するために、燃料集合体には流量調節機構を設ける必要がある。

炉心の熱特性評価に基づき、燃料集合体の冷却材計画流量が定められ、計画流量通りの冷却材を供給するための流量調節機構として、炉心入口側流路に、連結管スリットと集合体エントランスノズルに設けたオリフィスとの組合せによる横流入方式の流量調節機構を設置する設計としている。

精度良い流量配分を達成するために、流量調節機構の仕様設定には、流動試験で流動特性を確認する必要がある。

(6) 受動的炉停止機構

受動的炉停止装置として、ナトリウム炉で採用が計画されているキュリー点電磁石方式 SASS が高温のヘリウムガス冷却炉にも適用できる可能性がある。

この適用性を評価するためには、高温用温度感知合金（キュリー点材）の磁気特性を把握する必要がある。温度感知合金の成立性が確認できた後、SASS 要素の基本特性（保持力、応答特性等）を試験により把握し、SASS の成立性を確証する。

(7) 下部挿入型制御棒駆動装置

ヘリウムガス冷却炉では、炉心出口側は高温になるため構造物を極力設置しないこと、原子炉圧力容器上部には補助炉心冷却系熱交換器や燃料出入用孔があり制御棒設置スペースが上鏡部にないこと、の２つの観点から、制御棒駆動装置（CRDM）の駆動軸が原子炉下部から挿入される方式としている。また、フェールセーフの観点から制御棒は炉心上方から重力落下させる方式とした。

挿入路変形時の制御棒挿入特性、繰り返し作動特性の他に CRDM 駆動軸が炉心部を貫通するので高温健全性確認試験が必要である。

(8) 供用期間中検査装置

ヘリウムガス冷却炉では、冷却材が透明なガスであるため、ナトリウム冷却炉等に比べ冷却材バウンダリの目視検査は容易であると考えられる。また、軽水炉および Na 炉（もんじゅなど）で開発された ISI 装置が使用出来る見込みである。ただし、ガス雰囲気のため、マニプレータ方式搬送装置などの開発が必要である。

炉内構造物等の目視検査性の確認、および、漏洩流量制限機構で覆われた部分などの構造が複雑な部位に関する検査手法の信頼性確認試験が必要である。

(9) 原子炉格納容器

ヘリウムガス冷却炉では、万が一の減圧事故時に放出される原子炉冷却材（ヘリウムガス）中に含まれる放射性物質を環境中に放出させないこと、および、減圧事故時に崩壊熱除去系の強制循環機能が喪失した場合でもヘリウムガスの自然循環での炉心冷却能力を確保するために、ヘリウムガスの圧力を確保することを目的として、軽水炉と同様の耐圧式の原子炉格納容器を設ける設計としている。

強度、物量等の観点から円筒鋼製格納容器を採用したが、鋼製原子炉格納容器の場合、溶接部厚さが38mmを超える場合には、「電気工作物の溶接に関する技術基準を定める省令」（省令81号）の規定により溶接後熱処理が必要となる。

ヘリウムガス冷却炉の原子炉格納容器板厚は、高張力鋼に近い強度を持つ SHY685N 材を使用したとしても 55mm 程度となり、溶接部厚さ 38mm を超えるが、一方で現地にて溶接後熱処理を実施することは実際上困難であることから、溶接後熱処理の免除に関する特別認可申請を行う必要がある。

この申請を行うには、靭性、溶接性の双方を向上させた SHY685N 材の開発、改良した SHY685N 材の材料データ取得、および、板厚 55mm 程度で溶接後熱処理が省略可能な溶接施工法の確立などが必要である。また、原子炉格納容器貫通部の耐圧性の確認を行う必要がある。なお、先行軽水炉では SGV480 鋼鈑で板厚 44.5mm まで特別認可申請し、実用化した実績がある。

(10) 中性子計装

通常運転時、運転時の異常な過渡変化時および事故時において、予想される範囲の

炉心中性子束レベルを監視するため、広領域および出力領域の中性子検出器を設置する必要がある。

ヘリウムガス冷却炉では、広領域および出力領域の中性子検出器とも原子炉容器外・炉心側部に設置することを検討している。広領域、出力領域ともに従来以上の高感度および長寿命要求があると想定されるため、これらの要求に対して具体的な開発目標を設定し、安全保護系計装および事故後監視計器（PAM）に適合する高温高感度長寿命型核分裂計数管電離箱および高感度長寿命型γ線補償型電離箱を開発する必要がある。

(１１) １次主冷却系流量計装

安全保護系へ信号を送るプロセス計装として、原子炉冷却材の流量低下事象の検出ならびにプラントの主要制御および監視のため、炉心流量に相当する流量を計測する必要がある。

ヘリウムガス冷却炉の場合、動力変換容器内再生熱交換器高圧側出口のリングヘッダと水平２重管を接続する単管部が計測位置の第一候補と考えられる。単管であることから流量検出器として一般的なオリフィス、差圧伝送器タイプを使用できるが、この配管はタービンシステムの構造上の制約からオリフィスの前後に十分な直管長さ持つことができず、較正試験が必要となる可能性がある。また、安全保護系４チャンネルの差圧計測値特性を一致させるために整流機構を設けることが必要になる可能性がある。さらに導圧管の周囲は再生熱交換器低圧側出口の雰囲気（定格時 146℃）であり、かつ、動力変換容器を貫通させる必要があることから、導圧管部での精度低下を来さない工夫が必要になる可能性がある。

そこで精度の維持、向上対策の効果の確認を小規模総合試験装置、安全保護系として耐環境実証を耐環境試験装置、流量較正・検定を大規模総合試験装置により行う計画とする。

(１２) 中央制御盤

軽水炉最新プラントでは中央監視設備（新型中央制御盤）は当直長１名、運転員１名での運転管理体制にて行う計画としている。これはデジタル技術を適用し、運転支援システム、警報表示システムの改善、運転ガイダンスの適用、プラント起動・停止の自動化、監視操作の統合等によりヒューマンインタフェースを改善し、運転員のワークロードを低減することにより実現することが可能である。

軽水炉最新プラントの動向を踏まえ、ヘリウムガス冷却炉のプラント（タービン・発電機系と原子炉系統の運転・監視を同時に行う）に合致した高度監視制御システムを開発する必要がある。また、デジタル技術の特徴を活かしたガス冷却炉の保全方法を最適化した保守支援システムを構築する。

(１３) 電気施設

(ⅰ) ガスタービン発電機（発電機冷却方式）

一般的な発電機冷却方式として実績があるのは、回転子、固定子とも水素冷却、あるいは水素冷却／水冷却等を使用する方式である。

ヘリウムガス冷却炉においても、水素冷却を採用すると原子炉格納容器さらには一次冷却材圧力バウンダリに可燃性の水素を持ち込むことになる。可燃性ガスである水素を原子炉格納容器に持ち込まないようにするため、ヘリウムガス冷却方式発電機を検討し、新規開発する必要がある。

(ⅱ) 電気ペネトレーション

以下の３項目を満たす電気ペネトレーションの開発が必要である。

(ａ) 一次冷却材圧力バウンダリ機能の確保

発電機側は動力変換容器内にあるが、従来タイプの相分離母線では耐圧構造は不可能で、一次冷却材圧力バウンダリ機能の確保が出来ない。動力変換容器内から送電する場合、電気ペネトレーションは、一次冷却材圧力バウンダリから外す設計とすることができないので、一次冷却材圧力バウンダリ機能を持つ電気ペネトレーションを新規開発する必要がある。

(ｂ) 原子炉格納容器バウンダリ機能の確保

前項(ａ)と同様に、従来タイプの相分離母線では、隔離弁設置は困難である。バウンダリ機能を持つ電気ペネを新規開発する必要がある。

(ｃ) 大電流電気ペネトレーション

電気ペネトレーションを使うとすると、低電圧、大電流を流す電気ペネトレーションが必要である。30 万 kWe を流すということは、普通の 20kV 程度の発電機端子電圧だと 26000A 程度の電流を流すことになるが、このような大電流電気ペネは実績がない。PWR プラントにおける電気ペネは最大定格で電圧 6.6kV、電流約 500A（250mm^2 電線相当）までであり、20kV、26000A の電気ペネは実績がない。PWR とヘリウムガス冷却炉では電気、温度、圧力および放射線条件にも差異があり、これらの諸条件の違いから当該設備を新規開発する必要がある。

(１４) 漏洩流量制限機構

ヘリウムガス冷却炉では、原子炉容器と動力変換容器を結ぶ主配管は二重管となっており、さらにヘリウムの漏洩を抑制するためガードパイプ（漏洩流量制限機構）を設けている。二重管そのものについては特段の開発項目はなく、また漏洩流量制限機構についても、実機プラントでの据付スペース確保に留意する必要があるが、製作上の特段の課題はないと考えられる。

(１５) ３次元免震装置

ヘリウムガス冷却炉では、建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から､免震建屋構造を採用することとしている。

燃料集合体構造材の SiC は耐衝撃性に劣るため、地震時に浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須で、３次元免震装置を設置することとしている。原子炉建屋と補助建屋は基礎一体として、建屋全体を免震構造とする。

３次元免震装置は、「ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置」などが検討されている。一方で、ヘリウムガス冷却炉は、二次系が無く建屋面積が小さいため免震装置の配置性に支障を生じる可能性がある。平成 15 年度のローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置の仕様から配置性を検討した結果、建屋面積内に３次元免震装置の配置が納まらず、基礎版を建屋外側に数m～10m 程度広げる、あるいは、３次元免震装置の支持荷重を２～３割程度増強するなどの対策が必要である。

今後、３次元免震装置以外に配置の必要がある装置（ロッキング抑制装置、上下方向減衰装置など）を考慮した詳細な配置性の検討を行い、上述の配置性の対応方針を策定するとともに、３次元免震装置単品の特性データ取得によるシステム成立性の確認、大型振動台による確証試験などが必要である。

4.2.2.3　構造健全性

(1) 高温構造設計

ヘリウムガス冷却炉は、通常運転時に原子炉出口ガス温度 850℃、減圧事故時（自然循環冷却）にガス温度 1550℃程度の高温雰囲気となる。一方で、ヘリウムガス冷却炉の構造材には、経済性などを考慮し、コンベンショナルな材料を採用している。そのため、内容器、主配管内管などの高温ガスと接する領域では、構造材を保護するために断熱材を設置する。断熱材には、HTTR で使用実績があり、ヘリウムとの共存性の良いカオウールの採用を検討している。

断熱材表面をライナで覆い、それらを構造材に固定する必要があるが、ライナや取付部材は高温ヘリウムガスと直に接するため、耐熱性の優れた材料を用いる必要がある。減圧事故時を含む温度に耐え、比較的高い強度を有し、工業ベースでの生産が可能な材料として SiC を選定した。SiC は燃料集合体構造材に用いるため、そこで開発される多くの成果が断熱材ライナにも適用できると考えている。

断熱材ライナの構造概念を図 4.1.3.8 に示す。設定の考え方を以下に述べる。

① 構造材内面にスタッドボルトを設置した後に、断熱材やライナを取付け、ナットで固定する構造とする。

② 主配管内管の例では、配管内面に配管と同材質の Mod.9Cr 鋼製スタッド取付け座を溶接で取付け、それに SiC 製スタッドボルトをねじ込んで取り付ける。

③ 内容器の例では、断熱材だけではなく、中性子遮へい体も容器内面に取り付ける。これらを全てスタッドボルトで支持するのはスタッドボルトにかかる荷重が大きいと考え、スタッド取付け座の円筒を長めにして、スタッド取付け座で中性子遮へい体の重量を支持させ、スタッドボルトは断熱材とライナのみを支持する構造とする。

④ 内容器や主配管内管とライナとの熱膨張差を吸収するため、ライナの端部に重なりを持たせ、ライナ同士がスライド可能な構造とする。

(2) 熱過渡設計

ヘリウムガス冷却炉では、熱過渡緩和方策として前項で設定した断熱材構造を設けている。本断熱材構造について、運転状態Ⅲおよび運転状態Ⅳの熱過渡事象時の有効性検討を行った結果、断熱材で重要な部位である上部プレナム部（内容器内側）では、断熱材（カオウール）の厚さが 200mm あれば、熱過渡条件に対して十分に制限値を満足できる見通しのあることがわかった。詳細を以下に示す。

断熱材で重要な部位は、炉心出口側ガス温度（定格出力時 850℃）にさらされている部分である。この部分は原子炉の上部プレナム部（内容器内側）の断熱材と上部プレナム部よりガスタービンに通じる主配管内管の断熱材である。ただし、主配管内管はタービントリップをすればヘリウムガスの流動が停止してしまうため、検討対象部位は上部プレナム部の断熱材とする。

熱過渡条件は、断熱材の温度が上昇するのは炉心出口のガス温度が高くなる場合、

あるいは構造材表面の低温側のガス流量が小さくなる場合である。したがって、ここでは運転状態Ⅲと運転状態Ⅳの高温側の炉心出口のガス温度が高くなる事象および低温側のガス流量が小さくなる事象を対象とする。選定した条件は以下とする。

（対象事象）

・運転状態Ⅲ：原子炉トリップまたはタービントリップ
（→ 50%×2 系統 ACCS・強制循環除熱）

・運転状態Ⅳ：全電源喪失

・運転状態Ⅳ：減圧事故＋50%×２系統 ACCS・強制循環除熱

解析モデルを図 4.2.2.1 に示す。図に示すように内側から外側に向かってヘリウムガス、ライナ、カオウール、内容器、ヘリウムガスが並んだ１次元モデルを用いる。カオウールと内容器の間の中性子遮へい体は保守的に無視する。解析には汎用 FEM 解析コード FINAS を用いる。

設計検討用の目安制限値は以下とする。

・定格出力時：内容器の温度が 470℃以下（改良 9Cr 鋼の内容器が十分に健全性を保つことができる温度）

・運転状態Ⅲ：550℃以下（比較的短時間であれば顕著なクリープ損傷を生じない温度）

・運転状態Ⅳ：800℃以下（流路を維持するための目安制限値）

解析結果を図 4.2.2.2 と図 4.2.2.3 に示す。各事象における内容器の最大温度は、定格出力時で 463℃、運転状態Ⅲで 479℃、運転状態Ⅳで 527℃となり、解析の結果、内容器の温度上昇は少なく、各事象において制限値を十分に満足しており、熱過渡事象時における断熱材の有効性が確認できた。

本解析で、断熱材で重要な部位である上部プレナム部（内容器内側）では、カオウール厚さが 200mm あれば、熱過渡条件に対して十分に制限値を満足できる見通しのあることがわかった。カオウールとしては 200mm 厚さであれば成立するが、スタッドボルト等を通しての熱伝導効果を考慮して断熱材構造としての厚さは 300mm とする。

(３) 耐震設計

ヘリウムガス冷却炉は、高圧システムのため一次冷却材圧力バウンダリ（原子炉圧力容器、動力変換容器など）は厚肉構造となっている。そのため、一次冷却材圧力バウンダリで耐震強度上問題となる点はほとんどないと考えられる。一方で、一次冷却材圧力バウンダリ支持構造や炉内構造などについては、耐震強度検討が必要である。ヘリウムガス冷却炉の耐震上の課題を表 4.2.2.1 に示す。

地震条件は、将来的に従来よりも厳しい地震条件を適用しなければならない可能性を考慮し、強地震動（従来条件であるリファレンス S2 地震動に対し、水平方向地震動を 1.5 倍、上下方向地震動を 1.25 倍した地震動）[1] として耐震検討を行った。

検討手法は、原子炉容器、炉内構造物等をバネマスモデル化し、簡易的な耐震解析

を実施し [2]、耐震上課題となる部位の強度を確認し、耐震性の見通しを立てた。結果を表 4.2.2.2 に、結果内容を以下に示す。

(ⅰ) 原子炉容器

ヘリウムガス冷却炉は高圧システムのため、一次冷却材圧力バウンダリは厚肉構造となっている。一次冷却材圧力バウンダリの必要強度は内圧強度が支配的であり、原子炉容器本体で耐震強度上問題となる点はないと考えられる。

原子炉容器の支持については、PWR と同様に自重支持方式としているため、原子炉容器の飛び上がりや回転（転倒）が生じると、その落下時の衝撃力による破損あるいは強制変位による主配管外管の破断が懸念される。これらに関しては、建屋３次元免震の採用によって上下応答加速度を１G 以下にし、原子炉容器の飛び上がりや回転などを防止することで耐震性は確保できる見通しである。

なお、補助炉心冷却器が入る細径容器は、長尺構造であるが軽量なので座屈変形などの問題はないと考えられる。

(ⅱ) 炉内構造物

(ａ) 燃料集合体

燃料集合体の飛び上がりによる破損については、建屋３次元免震の採用によって上下応答加速度を１G 以下にすることで、燃料集合体の飛び上がりは生じず、飛び上がりによる破損はない見通しである。

燃料集合体の群振動については、建屋３次元免震の採用により水平応答加速度も小さいが、衝突時には SiC の破壊靱性値が不明であり、成立性の見通しは得られていないので、試験により確認が必要であると考えられる。圧縮時には燃料集合体上端の剛性が高いハンドリングヘッド近傍にパッドを設け、圧縮力を受ける構造物を設けることにより、健全性を保つことが出来ると考えられる。

(ｂ) 制御棒

炉心部の水平変位による制御棒挿入性への影響については、構造の剛性が高いため相対変位は小さく（5mm 程度以下に収まると推定)、制御棒挿入性への障害は生じない見通しである。ただし、制御棒の構造材は SiC としているため、制御棒の衝撃の緩和、吸収方法の検討が必要である。

(ｃ) 内容器・主配管内管

内容器は、炉心および炉心支持構造物の重量を原子炉容器フランジ部から吊り下げている強度部材であるが、板厚 50mm という厚肉であるので、耐震強度上、特に問題はない見通しである。

内容器の水平変位による主配管内管の座屈変形は、内容器の板厚、支持方法から内容器変位は十分小さいと考えられ、主配管内管の座屈は問題ないと考えられる。

(ⅲ) 動力変換容器

動力変換容器本体については、原子炉容器本体と同様の理由で耐震性は確保される見通しである。動力変換容器の水平・回転変位については、主配管に対する変位制限のため、容器の上下２箇所に各 1.5×10^{6}N 程度の振止めを設置する必要がある。

フローティング用支持ロッドの座屈変形については、建屋３次元免震の採用により上下加速度が小さいため、生じない見通しである。

(iv) ガスタービン

建屋３次元免震の採用によって耐震強度条件が軽減されるため、耐震上の課題（地震時のガスタービン回転維持など）は特に無いと推測するが、今後、ガスタービン詳細設計時に解析による耐震検討､磁気軸受などの要素開発時に耐震試験などを実施し、耐震性を確認していく必要がある。

(ⅴ) 建屋免震

建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、免震建屋構造としている。

ヘリウムガス冷却炉の燃料集合体構造材 SiC は耐衝撃性に劣るといわれているので、地震時の燃料集合体浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須であり、建屋全体に３次元免震装置を設置することとした。

平成 15 年度３次元免震装置仕様（ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置）において配置性を確認すると、建屋面積内に３次元免震装置の配置が納まらず、基礎版を建屋外側に数m～10m 程度広げる、あるいは、３次元免震装置の支持荷重を平成 15 年度仕様からさらに２～３割程度増強するなどの対策が必要である。

(４) 遮へい設計

ヘリウムガス冷却炉の構造材には、経済性などを考慮し、コンベンショナルな材料を採用している。ヘリウムガス冷却炉の高温、高速炉環境でコンベンショナルな材料を使用するため、原子炉容器内面に断熱材、内容器内面に断熱材および中性子遮へい体を設置することで、耐高温性、耐照射性を確保している。

炉内構造物の累積高速中性子照射量低減および炉停止時に立ち入る場所の放射化による線量率低減の観点から、炉心周囲には次のような遮へい体を設置する。

① 径方向の遮へい

径方向ブランケットの外側に２層の SiC 可動反射体とその外側に約 40cm 厚の B_4C 遮へい体を設置する。

② 上部方向の遮へい

補助炉心冷却系のメンテナンスを考慮して、原子炉容器、補助炉心冷却器内モータ等の放射化を抑える目的で以下の遮へい体を設置する。

・上部軸遮へい体　SiC 30cm＋B_4C 40cm

・内容器内側上部　B_4C 50cm（内容器側部は 20cm）

③ 下部方向の遮へい

制御棒駆動装置のメンテナンスを考慮して、原子炉容器、制御棒駆動装置の放射化を抑える目的で以下の遮へい体を設置する。

・下部軸遮へい体　SiC 30cm＋B_4C 40cm

・原子炉容器内側　B_4C 50cm

なお、内容器内面、補助炉心冷却器入口、燃料出入孔および取替用孔入口には、炉心からのストリーミング等の遮へい目的で中性子遮へい体（B_4C）を設置している。

累積高速中性子照射量については、中性子束の計算ノミナル値に補正係数を乗じ、照射時間 60 年、稼働率 93%を考慮したものとする。この数値は、原子炉容器、炉心槽､炉心支持板での構造健全性から設定される高速中性子累積照射量制限値を下回る。

メンテナンスで立ち入るエリア（制御棒駆動装置、ガスタービン室入口、補助炉心冷却器）の中性子束については、１次冷却材中を循環している FP が機器に沈着するなどの影響により、各エリアの放射化による線量率が高く、保守作業員の被ばく低減性､メンテナンス性に影響を与える可能性がある｡さらなる炉心周りの遮へい強化（上下軸遮へい体厚さの増加など)、あるいは、メンテナンス手法の見直し（保守作業の遠隔自動化など）が必要である。

4.2.2.4　安全評価

本節では、最初にヘリウムガス冷却炉の安全性を確保するための安全設計方針について述べた後、同炉が十分な安全性を有するかどうかの評価を決定論的安全評価の視点から第 2 項および第 3 項で説明するとともに、第 4 項において確率論的安全評価の視点から述べる。さらに、第 5 項で炉心損傷時の再臨界回避方策の検討について触れた後、第 6 項で概念具体化のために必要となる主要な研究開発課題とその解決方策に言及する。

(1) 安全設計方針の検討

炉の安全設計は、基本的には第 1 章に示されている設計要求とその対応方針に基づいて検討されており、それぞれの冷却材と燃料形態の組み合わせに応じた特長を活かすよう配慮されている。安全設計方針の根幹となるのは、深層防護の考え方であり、「異常の発生防止」「異常の拡大防止」および「事故影響の緩和」の段階ごとに適切な手立てを講じることにより、炉心損傷事象を設計基準外に位置づけ、さらに、設計基準を超える領域の事象についても炉心損傷防止と影響緩和の両面から対策を講じることとしている。この考え方は、各概念に共通して適用されている。

ヘリウムガス冷却炉において特徴的な事項を以下に列挙する。

①炉心特性

本概念では、冷却媒体としてのガスの弱点を克服すべく、高温耐性に優れた被覆粒子燃料を低出力で使用するとともに、冷却材の流動圧力損失を抑えた炉心設計とする。さらに、炉心内の冷却材体積割合を低減することによって減圧に伴って投入される正の反応度を抑制する。このような設計対応に加えて、本炉心では燃料被覆層および炉心構造材の中性子減速効果によってドップラー係数が比較的大きくなっている。このような炉心設計上の特徴から、本原子炉では減圧事故を含めた異常時の過渡挙動が比較的緩慢である。

原子炉を、同軸のガスタービン発電機とコンプレッサに直結させた本概念では、ガスタービンやコンプレッサの異常に伴う外乱が直接炉心冷却に影響することになるが、上記のごとくの炉心特性とすることによって異常時の燃料健全性を確保する。

②受動的炉停止能力の付与

上記のような特徴から、代表的な ATWS 事象（ULOF、UTOP および ULOHS）に対しても炉心損傷が回避できる可能性があるが、現状では、ここで想定している被覆粒子燃料概念の高温での破損限界の不確かさが大きい。このため、制御棒による独立 2 系統の原子炉停止系に加えて、後備炉停止系の切り離し部に自己作動型炉停止機構（SASS）を設け、仮に安全保護系信号の不作動により原子炉スクラムに失敗するような事態を仮定しても、冷却材温度上昇によって受動的に後備炉停止系の制御棒が落下する設計を

検討する。
③バウンダリ破損時の炉心冷却能力の確保
冷却材圧力バウンダリ破損後短時間での冷却能力の低減を抑制するため、冷却材圧力バウンダリ破損時の破損面積を制限する（50cm^{2}以下とする）。このため、大口径配管（50cm^{2}以上）に対しては外管を設置し、万一破損が生じた場合にも冷却材の格納容器内への流出を抑制する。
長時間に亘る炉心冷却能力を確保する観点から、格納容器に背圧維持機能を持たせる。
④崩壊熱除去（補助炉心冷却系）
崩壊熱除去系は冗長性もしくは多様性を有する系統構成とし、送風機のベーン・ダンパーを多重化・多様化して、単一故障ではその機能を喪失しない設計とすることにより、信頼性の向上を図る。また、１次系内の流路切り替えのためのグラビティダンパには、受動的機構を取り入れるなど信頼性向上を図る。
強制循環による除熱に加えて、減圧状態において自然循環による除熱が可能な設計とする。このため、炉心を含めた系統圧損を小さくするとともに、炉心と熱交換器との間の伝熱中心差を大きくとった設計とする。
⑤再臨界回避方策
本概念は、減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱へ移行するという極めて苛酷な想定下においても著しい炉心損傷が回避される可能性を有している。したがって、スクラム失敗事象は炉心損傷の代表事象とならない可能性がある。一方で、炉停止後の除熱が失われた状態を想定すると、比較的短時間で炉心損傷に至る可能性を有している。このため、ここでは崩壊熱あるいは低出力レベルでの除熱喪失に伴う炉心溶融を対象として、定性的に事象推移を推定し、再臨界回避方策を含めた影響緩和方策のフィージビリティを検討する。
⑥格納施設
本原子炉の格納施設は、所定の耐圧・機密性能を有する格納容器と、これを囲み事故時に負圧を維持するコンファインメントエリアから構成する。
冷却材圧力バウンダリ破損事故時に格納容器に漏出するヘリウムガス等を閉じ込めるとともに、減圧事故時の炉心冷却性を確保するため、所定の圧力を維持する設計とする。
4.1.3.1 節に示す炉心概念および 4.1.3.2 節に示すプラントシステム概念は、この設計方針に沿った形で設備概念の具体化が図られている。

(２) 評価事象、判断基準の検討
ここでは、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定）、「高速増殖炉の安全性の評価の考え

方」（昭和 55 年 11 月 6 日原子力安全委員会決定）およびこれらに基づいて安全審査が実施された国内の既存軽水炉、先行ナトリウム冷却炉および HTTR（高温工学試験研究炉）の設置許可申請書、さらには、高速増殖実証炉向けに検討された安全設計・評価方針を参考として、本概念の安全設計の妥当性を評価するための安全設計評価において想定すべき設計基準事象の候補を摘出し、分類するとともに、合否判定のめやすにすべき判断基準を設定した。

事象の摘出・分類、判断基準の設定の考え方は、2.2.2.4 節に記載されているナトリウム炉の安全評価と同様である。選定された設計基準事象を表 4.2.2.3 に示し、安全設計評価の判断基準を表 4.2.2.4 に示す。なお、燃料健全性の判断基準として暫定している燃料最高温度 1600℃は、本概念とは異なる被覆材料を使用した HTTR に適用されているものを参照しており、今後の開発努力によって、HTTR 燃料と同等の高温耐性が確保されることに期待している。

安全設計評価にあたっては、ナトリウム炉と同様に、各種の解析条件について結果を厳しくするように不確かさを考慮した。

以上に述べた安全設計評価に加えて、設計基準を超える幾つかの設計基準外事象に対しても評価対象炉が高い炉心損傷回避能力を有することを確認する目的で、自己作動型炉停止機構（SASS）の有効性を評価する ATWS 解析、長時間の全交流電源喪失時の炉心冷却性を評価する崩壊熱除去系の自然循環除熱解析、および減圧事故にスクラム失敗と崩壊熱除去系の強制循環機能喪失を重ねた苛酷事象についての過渡解析を実施した。解析の目的に照らして、評価の判断基準を著しい炉心損傷の回避とし、そのめやすとして燃料最高温度を 2200℃以下と暫定した（表 4.2.2.4 参照）。また、立地評価についても仮想事故相当の評価のみ実施した。判断基準については、表 4.2.2.4 に示している。

(３) 安全特性評価

(ｉ) 設計基準事象評価

本概念の安全設計上の成立性を見通す観点から、選定された設計基準事象のうち、システムの特徴や先行概念での検討結果を踏まえて、結果が比較的厳しくなると予想される事象について、解析、評価を実施した。炉心燃料の健全性確保の観点からクリティカルとなりうるのは、炉心に流入する 1 次冷却材流量が減少する流量減少型事象および炉心出力が上昇する過出力型事象および流量の減少と系統圧力の減少が重畳する減圧型事象であり、これらのカテゴリのうち、代表的な事象について解析を実施した。流量減少型事象については、選定された事象のうち、最も流量減少が急激なタービン発電機負荷喪失を対象とした。過出力型事象では、制御棒誤引抜事象を、減圧型事

象についてはバウンダリ破損に伴う 1 次冷却材漏洩を対象とした。

(ａ) 流量減少型事象（タービン発電機負荷喪失）

本事象では、原子炉の出力運転中に送電系統の故障によりタービン発電機の負荷が喪失し全系統 4 ループのターボシステムがトリップすることを想定する。ターボシステムトリップによりタービンバイパス弁が急開して圧縮機回りにショートサーキットが形成され、炉心流量および圧力が急減する。この結果、除熱が不足し、かつ、減圧に伴う正の冷却材反応度が投入されて燃料温度が上昇する。主要な解析条件と解析結果を表 4.2.2.5 および表 4.2.2.6 に示す。解析は事象発生４秒後にスクラムする条件で行っており、この場合燃料最高温度は、判断条件を下回る。本概念についての安全保護系の設計は検討の途上にあるが、事象発生時点で原子炉出力を始めとして種々のプロセス量に異常が現れるので十分設計対応可能と判断される。

(ｂ) 過出力型事象（制御棒誤引抜）

本事象では、原子炉の出力運転中に制御棒駆動機構の故障や運転員の誤操作により制御棒 1 本が連続して引き抜かれるか、あるいは、複数の制御棒がシーケンシャルに誤引抜されることによって、炉心に異常な正の反応度が挿入され、原子炉出力および燃料温度等が上昇する。主要な解析条件と解析結果を表 4.2.2.5 および表 4.2.2.6 に示す。制御棒誤引き抜きによる反応度挿入率として 0.1¢/s と 3¢/s を想定し、挿入反応度は両ケースとも約 70¢として解析を行った。原子炉平均出力が約 130%到達時点までにスクラムすれば判断基準を満足できる結果となった。出力検出系のスクラム設定点を 130%以下とすることは今後の設計対応で十分可能と考えられる。

(ｃ) 減圧型事象（１次冷却材漏洩）

本事象では、原子炉出力運転中に、冷却材圧力バウンダリが破損することにより 1 次冷却材が格納容器内へ漏洩することを想定する。主要な解析条件と解析結果を表 4.2.2.5 および表 4.2.2.6 に示す。この事象についても、適切な安全保護系の設計により判断基準を十分満足できる見通しである。

(ⅱ) 設計基準外事象評価

(ａ) 自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価

受動的炉停止機構である SASS の有効性見通しを確認する観点から、２タイプの ATWS、すなわち UTOP、ULOF それぞれについて典型的な異常状態を想定して解析を行った。主な解析条件と結果を表 4.2.2.5 および表 4.2.2.7 に示す。本評価は設計基準外に位置づけられるため、ノミナルベースでの評価とした。本概念を対象とした SASS については、今後開発を進める必要があるが、暫定的に設定した切り離し温度 950℃とナトリウム炉用 SASS の伝熱応答特性から類推される応答遅れを適用した結果、燃料最高温度 2200℃を下回る結果となり、判断基準を満足している。

(ｂ) 全交流電源喪失時の除熱能力評価

全交流電源喪失時には自動スクラムするとともに全系統４ループのタービンがトリップし、４系統の崩壊熱除去系による自然循環除熱へと切り替わる。本事象においては、タービントリップ時に１次系内が均圧化するため、炉心部での冷却材圧力は、約 3.7MPa に低下するが、この圧力状態にて自然循環による除熱機能が維持され安全な崩壊熱除去が可能な結果となっている。燃料最高温度は 1600℃を下回る結果となり、設計基準事象に対する判断基準をも満足している。

(ｃ) 苛酷事象の評価

本概念においては冷却材漏洩によって冷却不全と正反応度投入が重畳し、かつ、その程度が最も大きい減圧型事象（1 次冷却材漏洩）が炉心燃料健全性に与える影響が大きく、本概念の代表的安全評価事象と見なせる。本概念の炉心損傷に対する安全裕度を評価する観点から、１次冷却材漏洩にスクラム失敗と崩壊熱除去系の強制循環機能喪失を重畳した苛酷事象を想定し評価した。主な解析条件と結果を表 4.2.2.5 および表 4.2.2.8 に示す。炉心冷却形状維持のめやすを燃料最高温度 2200℃とすれば、このような苛酷な条件下でも炉心損傷は防止されることとなる。ただし、2200℃は燃料集合体の構造材料である SiC の高温健全性確保の観点から暫定している値であり、燃料被覆層を含めた健全性あるいは冷却性が確保されるかどうかについて判断するためには今後試験データ取得を含めた検討が必要である。

１次冷却材漏洩は発生頻度としては「事故」の範疇であり、確率的にはスクラム失敗の重ね合せを考慮する必要はないと考えられ、SASS に対する設計要求として本事象を考慮する必要は必ずしもない。ただし、本節(ii)で想定した応答特性を有する SASS であれば、本事象に対しても結果を緩和する効果を有する。

一方、崩壊熱除去機能については、本概念では、蒸気タービン発電方式とは異なり、代替除熱手段として水蒸気系を活用することができないため、原子炉停止後の崩壊熱除去失敗に起因する炉心損傷発生頻度低減の観点から崩壊熱除去系の信頼度を可能な限り高める必要がある。除熱容量については、減圧状態での自然循環除熱が可能であることが炉心損傷発生頻度についての目標達成見通しを得るために必須であることが、本節(4)の予備的 PSA 評価の結果示されている。本事象ではスクラム失敗をも課していることから、崩壊熱除去系の除熱容量を設定する上ではやや保守的な条件ではあるが、本事象において炉心損傷防止可能性を見通すことによって、崩壊熱除去系除熱容量が妥当であることのめやすにできる。

(iii) 被ばく評価

(ａ) 事故評価

被ばく評価上結果が厳しくなるのは、異常状態において燃料破損が生じ、なおかつ１次系のバウンダリ破損が生じる事象であるが、本概念においては

燃料健全性にとって厳しい結果を与えると考えられる１次冷却材漏洩においても燃料健全性は維持される。このため、格納容器内への有意な放射物質放出をもたらす事象は、設計基準事象の範囲では想定しがたい。このため、ここでは通常運転状態において偶発的要因によって一部燃料の破損がありうることを考慮して、１次冷却材中にソースタームを想定して被ばく評価を実施した。対象としたのは１次冷却材漏洩である。主な解析条件と結果を表 4.2.2.9 に示す。判断基準を十分満足できる見通しである。

(ｂ) 仮想事故評価

軽水炉や先行ガス炉の立地評価にならい仮想事故相当の評価を行った。主な解析条件と結果を表 4.2.2.9 に示す。判断基準を十分満足できる見通しである。

(４) 確率論的安全評価（PSA）

原子炉出力運転時における内的起因事象に焦点を当てた確率論的安全評価を実施した[3)]。

(ｉ) 評価手法と判断基準

この評価においては、炉心損傷の発生頻度の点推定値を簡易なイベントツリーおよびフォールトツリーモデルを用いて見積もり、同点推定値が 10^{-6}/炉年未満であることを判断基準として、設計要求への充足性を評価した。

特に、炉心損傷事象は多重化された機器・配管の多重故障を想定しなければ発生し得ないため、多重故障確率を適切に評価することが不可欠である。本評価では同一設計仕様で同一の使用形態をとる動的機器については共通原因故障の発生を適切に考慮した。

(ⅱ) 原子炉スクラム失敗に伴う炉心損傷

原子炉スクラム失敗に伴う炉心損傷（ATWS&AWS：Anticipated Transient Without Scram & Accident Without Scram）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴は次のとおりである。

制御棒で構成される主および後備の独立２系統の炉停止系のいずれか１系統の作動で原子炉は安全に停止する。また、主系および後備系ともにワンロッドスタック条件が成立する。さらに、共通原因故障排除の観点から、主系と後備系の間では炉心への制御棒急速挿入機構について多様化が図られる。なお、制御棒駆動機構は、原子炉の下部に設置され、原子炉スクラムにあたっては、炉心上部から炉心へ制御棒を落下挿入することにより原子炉を未臨界にする方式であるため、制御棒の挿入にあたって駆動装置が干渉しないように設計されるものとした。

一方、発生頻度および影響の観点から重要な起因事象に対しては、主系および後備系の各々に最低１種類ずつ原子炉トリップ信号が入力される。原子炉トリップ信号回路を構成する動的機器は、共通原因故障排除の観点から主

系と後備系の間で多様化が図られる。

以上を基に ATWS&AWS の発生頻度を評価したところ、SASS に期待しない場合の評価値は、約 6.8×10^{-8}/炉年であり、SASS の非信頼度として一律約 0.1 を見込んだ評価値は約 3.4×10^{-8}/炉年である。

(iii) 原子炉冷却材密度維持失敗に伴う炉心損傷

原子炉冷却材密度維持失敗に伴う炉心損傷（LOCD：Loss Of Coolant Density）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴はつぎのとおりである。

1 次冷却系における冷却材漏洩（減圧事故）時に原子炉停止後の炉心崩壊熱を適切に除去するためには、所定の原子炉冷却材密度を維持することが必要である。このために原子炉格納容器で背圧を維持するよう設計されている。また、1 次冷却系配管でのギロチン破断を想定した場合、炉心部における急激な炉心冷却材密度減少に起因する炉心流量減少によって炉心が著しく損傷する恐れがあるため、炉心損傷防止対策として大口径の配管については冷却材漏洩流量制限機構としてベローズ付の外管を設けている。

さらに、設計の詳細検討において確認が必要であるが、1 次冷却材漏洩時における原子炉冷却材密度確保対策として、以下が実施されるものと想定した。

- 補助炉心冷却系 DHX 伝熱管の破損時には、当該 DHX の水側を自動的に隔離すること。仮に隔離に失敗しても、加圧水のバウンダリが破損しない限り、原子炉冷却系内圧を崩壊熱除去が可能な圧力に維持すること。
- ガスタービン発電ユニットにおける前置冷却器および中間冷却器の伝熱管破損時には冷却水系を自動的に隔離すること。仮に隔離に失敗しても、冷却水系のバウンダリが破損しない限り、原子炉冷却系内圧を崩壊熱除去が可能な圧力に維持すること。

以上を基に LOCD の発生頻度の点推定値を評価した結果、約 1.0×10^{-7}/炉年となった。内訳としては、原子炉格納容器内に配置された原子炉冷却材ヘリウムを内包する小口径（50cm^2 以下）配管（例：ヘリウム純化系、補給系などの補助系配管）の破損発生時に、原子炉格納容器の内圧維持機能喪失が偶発的に重なる事象シーケンスが、発生頻度全体の 99.9%以上を占めている。

(iv) 崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷

崩壊熱除去失敗に伴う炉心損傷（PLOHS：Protected Loss Of Heat Sink）の発生頻度を評価するにあたって重要な安全設計の特徴は次のとおりである。

原子炉停止後の崩壊熱は原子炉容器上部に設置されたガス循環機および熱交換器を含む 4 系統の補助炉心冷却系によって大気へ除去される。図 4.1.3.13 に補助炉心冷却系の概念図を示す。原子炉の定格運転時には、原子

炉出入口圧力差相当の圧力がグラビティダンパの上から加わっているため、グラビティダンパは完全に閉止状態を維持する。しかし、コンプレッサが停止するか、あるいは原子炉冷却材の漏洩により原子炉冷却系内の圧力が減少すると、原子炉出入口圧力差が減少するため、グラビティダンパのカウンタウェイトの力によって全開状態へ移行する。このとき、４系統中２系統以上のヘリウム循環機が起動されると、ヘリウムの強制循環流により炉心が冷却される。また、ヘリウム循環機が必要台数起動しなくても冷却材漏洩が生じていない状況下では少なくとも４系統のヘリウムの自然循環流により炉心が冷却される。

なお、強制循環除熱に関連して、タービントリップのために急開が必要なタービンバイパス弁の再閉機能は、設計の中で特に安全機能と位置づけられていない。このため、本評価にあたっては、原子炉緊急停止に伴うタービン停止のために一旦開かれたタービンバイパス弁が開状態を維持した状態でも、２系統の補助炉心冷却系による強制循環運転が行われれば、炉心領域において強制循環除熱に必要な冷却材流量が確保できるものと想定した。

さらに、補助炉心冷却系のヘリウム循環機および加圧水循環ポンプの運転には電源およびモータ冷却用の補機冷却系が必要とみなしているが、これらのサポート系は、補助炉心冷却系の１系統が使用不能となる起因事象（例：補助炉心冷却系 DHX 伝熱管破損）時に、サポート系の単一故障を想定しても補助炉心冷却系２系統による強制循環除熱が可能なように適切に設備の系統分離（例：母線の４系統化）および多重化が図られるものと想定した。

また、自然循環除熱についての能力（成功基準）は不確定性が大きいので、本評価では、次の２点が同時に達成される場合も検討した。

①原子炉緊急停止成功時、加圧状態（DHX 伝熱管破損程度の冷却材喪失を許容）において、補助炉心冷却系３系統以上による自然循環除熱によって炉心健全性の維持が可能であること。

②原子炉緊急停止成功時、減圧状態（0.5MPa 以上）において、補助炉心冷却系４系統による自然循環除熱によって炉心健全性の維持が可能であること。

さらに、今後の設計に委ねられる項目の中で強制循環除熱の信頼度向上につながると考えられる項目として以下についても PLOHS 発生頻度低減への影響を検討した。

③ガスタービン発電ユニットおよび冷却水系が起因事象により従属的に機能喪失していない場合には、同設備による崩壊熱除去を積極的に行うような設計とすること。

④ヘリウム循環機の起動および継続運転について、軽水炉の水用ポンプ並みの信頼度を確保する。また、この信頼度を示すべく、例えば、高温環境下での類似機器の大量の使用実績を蓄積・収集すること。

このほかに、崩壊熱除去機能を喪失させる共通要因として、炉心入口流路の冠水による閉塞が懸念される。具体的には、原子炉圧力容器上部に設置された補助炉心冷却系 DHX の伝熱管が破損した場合に、加圧水が原子炉圧力容器底部に位置する炉心入口流路近傍へ侵入するとともに、加圧下で沸騰せずに同部位へ貯留すると考えられるため、系統内の加圧水保有量によっては、炉心入口における冷却材ヘリウムガス流路の全てが同時に冠水により塞がる可能性である。本懸念事項への対応は、その必要性の検討も含めて今後の設計に委ねられるため、本評価にあたっては、炉心入口冠水防止のために以下のいずれかが実施されるものと想定した。

－　破損部位の加圧水系からの隔離に失敗した場合に水侵入により原子炉冷却材ヘリウム流路の冠水が生じないように補助炉心冷却系加圧水の１系統当たりの保有量を制限すること。

－　補助炉心冷却系 DHX 隔離弁を２重化すること。

以上を基に PLOHS 発生頻度の点推定値を図 4.2.2.4 にまとめた。上記①から④までの検討事項に加えて

⑤グラビティダンパの共通原因故障を排除した場合

を検討した。その結果、PLOHS 発生頻度を 10^{-6}/炉年未満とするには⑤は必須であること、加えて③、④または①および②の組合せのいずれかを実施することが不可欠であることも明らかとなった。これ以外の組合せとして①②③も PLOHS 発生頻度を 10^{-6}/炉年未満とするが、全炉心損傷発生頻度についての判断基準を満たさない。

(ｖ) 評価のまとめ

全炉心損傷発生頻度の点推定値が判断基準を満たすか否かは、崩壊熱除去機能に関する詳細な設計に依存することが明らかとなった。

(５) 再臨界回避特性の検討

リスク評価の観点からは、PSA 手法を適用し、発生頻度および事故影響の両面から系統的にリスク支配因子となる事象シーケンスを洗い出し、その事象推移の分析しつつ合理的に適用可能な影響緩和方策を検討することが望ましいが、本概念については、その概念構築段階にあり、かつ、採用している被覆粒子型窒化物燃料の破損および破損後挙動に関する知見が乏しい。このため、ここでは、上記にて検討した炉心およびプラント特性を考慮して、炉心損傷の事象推移を定性的に推定し、コアキャッチャーに代表される炉心損傷影響緩和対策設備概念について検討した。

炉心損傷の起因となる事象としては様々なものが考えられるが、ここでは、それを特定せず、異常状態において核的停止しやすい本概念の特徴を踏まえて、炉停止状態での除熱喪失を想定した崩壊熱による炉心損傷過程を取り上げ検討した。炉心部、原子炉容器下部および格納容器内原子炉キャビティの

それぞれの場所について、燃料が溶融し移行する過程における臨界性と冷却性について検討し、再臨界を回避しつつ損傷炉心の長期安定冷却達成が可能なサクセスシナリオが描ける見通しの有無とコアキャッチャー等の対策設備概念について検討した。（図 4.2.2.5 参照）

(ｉ) 炉心崩壊過程の検討（炉心部での燃料移行）

崩壊熱レベルでは、燃料核のみが極端に過熱されることはなく、被覆材および構造材もほぼ同じ温度で上昇するものと考えられる。燃料融点（窒化物: 約 2800℃）および被覆材融点（TiN: 約 2950℃）と比較して構造材 SiC の分解温度は 2300～2700℃と低いので、燃料集合体温度が 2300℃程度となった時点から構造材が強度を失い始め集合体の崩壊が進行し、燃料が未溶融の段階から、冷却材流路を通じて炉心下方への流出が始まるものと推定される。また、燃料が効果的に流出する場合、燃料到達温度は融点近傍に止まり燃料の解離はほとんど進行しないものと推定される。以上を踏まえ、簡易熱計算による炉心溶融挙動の検討と臨界性の検討を実施した。この結果、炉心中心より徐々に燃料溶融が進行し、未臨界を維持しつつ炉心外へ燃料排出されるシナリオが考えられる。

(ａ) 崩壊熱レベルでの炉心溶融挙動の検討

簡易的な２次元熱伝導モデルを用いて炉心部に一様に崩壊熱を与え、融点に達した部分は炉心外へ排出されると想定して炉心の過渡温度分布を計算した。その結果、炉心の軸方向中心側から温度が上昇し、全燃料が溶融して炉心外へ排出されるまでに１時間程度かかるという計算結果が得られた。径方向の集合体列毎の溶融時間には 10 分程度の時間差がある。また、この間、原子炉容器の温度上昇は見られず、原子炉容器内面の断熱材により保護されることが分かった。

(ｂ) 臨界性の検討

連続エネルギーモンテカルロコード MVP を用いて解析した。炉心残留燃料が健全な場合、炉心中心部の 30%が流出した時点で未臨界となることが分かった。全炉心が崩壊して軸方向に充填率 100%で堆積した状態を想定した場合、未臨界とするには 60%以上の排出が必要となるが、上記結果から全炉心が一様に軸方向につぶれることはなく、内側から除々につぶれていき炉心外へ排出されると推定されることから、再臨界が回避される可能性があることが分かった。

(ｃ) 燃料解離の影響

窒化物燃料は高温で解離することが知られているが、ここで想定している条件における解離挙動とその燃料排出挙動に及ぼす影響については評価に足る定量的なデータがないのが現状である。ここでは、燃料解離が原子炉容器および格納容器に及ぼす影響の推定として炉心燃料の全量が解離した場合の圧力上昇を評価した。この結果、全燃料が解離した場合にも、原子炉冷

却材バウンダリ健全とした場合の内圧上昇は約 0.25MPa(原子炉容器設計圧力約７MPa)、バウンダリ破損時の格納容器内圧上昇は約 0.02MPa(格納容器設計圧力約 0.6MPa)であり、バウンダリの健全性評価上問題となることはない見通しが得られた。なお、現状推定されている窒化物燃料の解離窒素分圧曲線によれば、燃料温度 3000Ｋ未満では窒素分圧は 0.001MPa 未満であり、再臨界には至らず燃料温度が融点近傍に止まる場合には、解離はほとんど進行しない。

(ⅱ) 原子炉容器下部での臨界性と流出性の検討

原子炉容器下部への溶融燃料落下を想定し臨界性を検討した。この結果、溶融燃料のみが炉心と同じ直径で 100％の充填率で平板状に堆積した場合、全燃料の 50％で臨界に達することが分かった。炉心から落下してくる燃料は、被覆材を伴っており、直ちに燃料のみが凝集することは考えにくいが、長時間経過後には全燃料が落下するため、原子炉容器下部において除熱手段が確保されなければ燃料が溶融しプール状態となって原子炉容器下部鏡に堆積する可能性を否定できない。したがって、設計対策なしでは原子炉容器下部で再臨界を回避しつつ長期間安定に保持冷却することは困難な見通しである。後述のごとく、原子炉容器内にコアキャッチャーを設置することは、合理的な設計とならないと考えられることから、ここでは、原子炉容器内での損傷炉心保持には期待しない方策を検討する。原子炉容器底部に堆積した燃料は除熱ができないためやがて溶融して昇温し、原子炉容器底部の熱的に弱い部分を破って原子炉容器下部に落下することになる。原子炉容器底部には、ＩＳＩ検査口を設置することが検討されており、予備的な計算結果によれば、溶融燃料が当該部分に接触してから３０分程度で溶融貫通する可能性がある。溶融貫通後の流出挙動は、燃料の性状特に窒化物燃料のままなのか解離して金属となるかに依存するため、試験を実施して、その挙動を把握する必要がある。

燃料が原子炉容器底部に堆積してから流出するまでの間、溶融燃料の凝集による再臨界を防止する必要がある。このための方策としては、燃料溶融が生じた場合に、燃料プール高さが臨界厚さを超えることがないように、多段構造の耐熱構造材を原子炉容器底部に設置すること等が考えられる。その材料選定、構造具体化は今後の課題である。

(ⅲ) 格納容器内コアキャッチャー概念の検討

ガス炉では、もともと冷却材に FP 保持効果がなく、かつ、高圧系であるために1次冷却系バウンダリ破損を起因とする冷却喪失による炉心損傷が重要となる。このため、炉心の大規模溶融を想定する場合、放射性物質の格納機能は基本的には格納容器が負うところとなる。また、前述のごとく冷却材の持つ除熱能力に乏しいガス炉では、原子炉容器下部での損傷炉心の保持冷却はナトリウム炉と比較して難しい。このため、設備合理化の観点から原子

炉構造と切り離して検討可能であること、格納容器機能の強化につながることから、炉外コアキャッチャー概念を検討した。ここで検討した概念はドイツKWU設計によるGCFRのものと同様の周囲に冷却水コイルを敷設した円筒形状のキャッチパン状のものである（図4.1.3.14）。GCFRでは金属被覆管とPCVRを採用している関係上、炉停止後比較的短時間でのコアキャッチャーへの燃料落下が想定されている。このため、コアキャッチャーからの輻射による熱放出抑制と核的希釈の観点からコアキャッチャー内にサクリフィス材を敷き詰める設計としていた。本概念では、燃料がコアキャッチャー上に移行するまでに原子炉容器貫通過程を経るため崩壊熱減衰に期待でき、サクリフィス材を不要とできる可能性があることが分かった。収納可能とする燃料体積、除熱に必要な伝熱面積、未臨界確保を考慮して必要寸法を内直径10m、深さ１mに設定した。

(６)研究開発課題と解決方策

ここで対象としているヘリウムガス冷却炉は概念検討段階にあり、これを実現していくためには、設計の細部にわたって具体化していく必要があり、そのために必要となる基準類やデータベースを整備していく必要があることは論を待たない。安全設計については、設計方針の具体化と各設備への適用、広範で体系的な安全評価、さらにはPSAを実施していく必要がある。ここでは、今後実施する必要がある全ての検討項目を網羅するのではなく、概念具体化のために必要となる主要な研究開発課題とその解決方策に絞って言及する。

(ⅰ) 再臨界回避方策の具体化

現状では、サクセスパスの可能性を、推測を交えて検討している段階であり、今後本プラントの実現に向けてはデータに基づいた定量的な評価が必要となってくる。そのためには、ヘリウムガス冷却下での被覆粒子窒化物燃料の破損および破損後挙動に関するデータ取得が不可欠である。コアチャッチャー上に堆積した燃料の除熱特性について模擬試験等により確認する必要がある。

(ⅱ) 燃料破損限界データ取得

安全評価に用いるデータベースとして、評価対象とする燃料の破損限界を把握する必要がある。これは、設計基準事象評価における燃料健全性判断基準の根拠として必要であり、炉外での急速過熱試験、高温保持試験、炉内での過出力試験等を実施し、データ取得する必要がある。

(ⅲ) 自己作動型炉停止機構信頼性確認

キュリー点感知電磁石方式のSASSについては、ナトリウム炉のものが開発されているが、本概念への適用性を確認するための試験が必要である。ナトリウム炉と比較して通常運転状態および切り離し温度は共にはるかに高

いので、本概念用として合金の選定を含めて新たに検討する必要がある。制御棒および制御棒駆動機構は本概念用のものを新たに開発する必要があり、それにSASSを組み込んだモックアップ試験等により信頼性を確認する必要がある。

(iv) 崩壊熱除去系自然循環除熱特性の確認

高温域における自然循環を含めたヘリウム冷却材の基礎的伝熱流動特性を把握する必要がある。その上で実機の自然循環除熱特性を、模擬試験等を実施して評価する必要がある。

参考文献

1) 森部剛志，他：“ ガス炉のプラント概念に関する研究 ”，JNC TY9400 2003-007, P.57～58,（2003）
2) 森部剛志，他：“ ガス炉のプラント概念に関する研究 ”，JNC TY9400 2003-007, P.59～110,（2003）
3) 栗坂健一：“ 被覆粒子型窒化物燃料ヘリウム冷却大型高速炉のレベル１ＰＳＡ－出力運転時における内的事象に対する予備評価－（研究報告書）”, JNC TN9400 2003-051,（2003）

表 4.2.2.1　耐震上の課題

課題となるモード	成立性見通し	検討項目
１．　原子炉構造		
1) 原子炉容器の飛び上がり →落下時の衝撃力による破損 →強制変位による配管の破損	上下免震により上下の応答加速度を 1G 以下とすれば、飛び上がりは生じない。	○
2) 原子炉容器の回転変位 →原子炉容器の転倒 →強制変位による配管の破損	回転は生じないと予想するが確認は必要	○
3) 燃料集合体の飛び上がり →落下時の衝撃力による破損 →パッド外れによる CR 挿入性への障害	上下免震により上下の応答加速度が 1G 以下になる見通しなので飛び上がりは生じない	
4) 燃料集合体の群振動時に生じる圧縮力・衝突力	水平免震により加速度は小さいが、衝突及び圧縮時の SiC の強度の確認が必要	○
5) 炉心部の上下変位及びコンパクションによる反応度投入	構造の剛性が高いため変位や変形が小さく反応度投入量は十分に 1＄以下に収まる	
6) 炉心部の水平変位による CR 挿入性への障害	構造の剛性が高いため相対変位は小さく（5㎜ 程度以下に収まると推定）CR 挿入性への障害は生じない見通し（Na 炉の制限値 15㎜ を準用）	
7) 補助炉心冷却器が入る細径容器の座屈変形	長尺構造であるが軽量なので成立する見通し	
8) コアキャッチャノズル部の座屈変形	長尺構造であるが軽量なので成立する見通し	
２．　配管・ノズル		
1) 原子炉容器と動力変換容器の相対変位による外管・ノズルの座屈変形	動力変換容器に振止めが必要。配管の変位吸収能力も小さいため健全性確認が必要	○
３．　動力変換容器およびガスタービン		
1) 動力変換容器の水平・回転変位	配管に対する変位制限のため振止めを設置する必要あり	○
2) フローティング用支持ロッドの座屈変形	上下免震により加速度が小さいため成立する見通し	
3) 磁気軸受の耐震性	地震力に耐えられる軸受の設計が必要	○(*1)
４．　建　屋		
1) 免震装置の配置性	２次系が無く建屋面積が小さいため配置に支障が生じる可能性あり	○

*1：詳細設計未検討のため、今後の課題である。解析、耐震試験などを実施し、耐震性を確認する必要がある。

表 4.2.2.2(1/2)　耐震性検討結果(1/2)

項　　目	評価指標	発生値		制限条件	成立性
原子炉容器の飛び上がり	原子炉容器据付位置での上下応答加速度	レファレンス S2	1.4 m/s^2	9.8 m/s^2	○
		強地震	1.7 m/s^2		○
原子炉容器の回転変位	原子炉容器の転倒モーメント	レファレンス S2	7.3×10^7 N･m	1.2×10^8 N･m（復元モーメント）	○
		強地震	1.1×10^8 N･m		○
炉心支持スカートの健全性	炉心支持板上端での水平せん断力	レファレンス S2	3.0×10^5 N	4.1×10^7 N（座屈に対するせん断耐力）	○
		強地震	4.1×10^5 N		○
原子炉容器と動力変換容器の相対変位による外管、ノズルの座屈防止	原子炉容器と動力変換容器間に発生する上下変位	レファレンス S2	0.9 mm	5.0 mm	○
		強地震	1.1 mm		○

表 4.2.2.2(2/2)　耐震性検討結果(2/2)

項　　目	検討結果			
燃料集合体の群振動時の健全性	群振動時の圧縮	集合体の上端の剛性の高いハンドリングヘッド近傍にパッドを設けることにより健全性を保つことができると考えられる。		
	群振動時の衝突	SiC の破壊靭性値が不明であることから成立性の見通しは不明。衝突時の健全性については試験による確認が必要。		
動力変換容器の 振止め構造の容量	レファレンス S2 時の水平力：約 3.0×10^6 N → 上下２箇所に振止めを設ける。１レベル当たり 1.5×10^6 N 以上の容量の振止めが必要			
免震装置の配置性 （建屋全体３次元免震）	ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置	必要面積 7525㎥	建屋面積 6156㎥	基礎版を建屋外側に数 m～10m 程度広げる、あるいは、３次元免震装置の支持荷重を２～３割程度増強する必要がある。

表 4.2.2.3　ヘリウムガス冷却炉の設計基準事象

設　計　基　準　事　象	評価上の着眼点	解析対象
1．　異常な過渡変化		
(1)正又は負の反応度挿入		
（炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化）		
ａ．未臨界からの制御棒の異常な引抜き	正の反応度挿入	
ｂ．出力運転中の制御棒の異常な引抜き	正の反応度挿入	○
ｃ．制御棒の落下又は不整合	正又は負の反応度挿入	
(2)炉心流量の減少又は増大		
（炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化）		
ａ．タービン発電機負荷喪失	炉心流量減少	○
ｂ．前置／中間冷却器冷却機能喪失	炉心入口温度上昇	
ｃ．前置／中間冷却器過冷却	炉心入口温度低下	
(3)炉心圧力の減少又は増大		
ａ．ヘリウム貯蔵・供給設備制御失敗	冷却材ｲﾝﾍﾞﾝﾄﾘ異常	
2．　事故		
(1)正又は負の反応度挿入		
（炉心内の反応度又は出力分布の変化）		
ａ．未臨界からの制御棒の急速引抜事故	正の反応度挿入	
ｂ．出力運転中の制御棒の急速引抜事故	正の反応度挿入	
(2)炉心流量の減少又は増大		
（炉心内の熱発生又は熱除去の変化）		
ａ．炉心領域流路閉塞事故	炉心流量減少	
(3)炉心圧力の減少又は増大		
ａ．ヘリウムバウンダリ漏洩事故	冷却材ｲﾝﾍﾞﾝﾄﾘ喪失	○
(4)炉心周囲への酸素侵入		
ａ．ヘリウムバウンダリ漏洩事故	炉心領域酸化	
(5)炉心周囲への水蒸気侵入		
ａ．ＤＨＸ伝熱管破損事故	炉心領域酸化	
ｂ．前置／中間冷却器伝熱管破損事故	炉心領域酸化	

表 4.2.2.4　評価の種類および項目別に整理した安全性評価の判断基準一覧

評価の種類		安全設計評価		安全設計の深みの評価	立地評価
想定事象の分類		設計基準事象		設計基準外事象	仮想事故
		異常な過渡	事故		
評価の項目	燃料健全性	炉心燃料最高温度が1600℃以下であること（被覆粒子型窒化物燃料の暫定値）	同左	炉心が著しく損傷しないこと： めやすとして、炉心燃料最高温度が2200℃以下であること（被覆粒子型窒化物燃料の暫定値）	
	原子炉冷却材圧力バウンダリ健全性	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の1.1倍以下であること（暫定値）	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の1.2倍以下であること（暫定値）		
	周辺公衆の放射線被ばく		周辺の公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと： めやすとして、実効線量当量が5mSv以下であること		周辺の公衆に著しい放射線災害を与えないこと： めやすとして、①甲状腺（成人）に対する線量が3Sv以下、かつ ②全身に対する線量が0.25Sv以下であること

表 4.2.2.5　主要解析条件

プラント主要目			
熱出力	MW	2400	
炉心出入口冷却材温度	℃	850 / 460	
炉心冷却材流量	kg/s	1.19×10^{3}	
炉心出口冷却材圧力	MPa	6	
		設計基準事象 評価用条件	設計基準外事象 評価用条件
評価対象燃料ピン（初期値）			
被覆層最高温度	℃	1287	1131
最大発熱集合体出力	kW	6.21	5.26
最大発熱集合体流量	kg/s	2.2	2.2
反応度係数(EOEC)			
ドップラー係数	Δk/kk'／ (ΔT/T)	-8.5×10^{-3}	-1.0×10^{-2}
冷却材密度係数 （減圧なし､燃料層部）	Δk/kk'／ (Δρ/ρ)	-2.3×10^{-3}	-1.5×10^{-3}
冷却材密度係数 （減圧時、燃料層部）	Δk/kk'／ (Δρ/ρ)	-2.4×10^{-3}	-1.6×10^{-3}
実効遅発中性子割合	－	3.44×10^{-3}	3.44×10^{-3}

表 4.2.2.6　代表的な設計基準事象の評価結果

評価事象	評価項目	判断基準	解析結果	判定
タービン発電機負荷喪失（異常な過渡）	燃料最高温度	1600℃以下	1520℃	○
	バウンダリ最高圧力	7.5MPa 以下	6MPa	○
制御棒誤引抜（1 本引抜、異常な過渡）	燃料最高温度	1600℃以下	1530℃	○
	バウンダリ最高圧力	7.5MPa 以下	6MPa	○
1 次冷却材漏洩（事故）	燃料最高温度	1600℃以下	1560℃	○
	バウンダリ最高圧力	8.18MPa 以下	6MPa	○

表 4.2.2.7　自己作動型炉停止機構（SASS）有効性評価結果

	SASS 切り離し温度	判断基準	燃料最高温度	判定
UTOP	950℃	2200℃以下	1450℃	○
ULOF	950℃	2200℃以下	1860℃	○

SASS 感知合金の温度応答遅れとして、UTOP では 5 秒、ULOF では 90 秒を考慮。

表 4.2.2.8　設計基準外事象の評価結果

評価事象	想定条件	判断基準	解析結果	判定
全交流 電源喪失	タービン発電機全数トリップ＋スクラム成功＋崩壊熱除去系４系統による自然循環除熱	2200℃以下	燃料最高温度 1520℃	○
苛酷事象	減圧事故（相当開口面積 50cm^2）+スクラム失敗＋崩壊熱除去系 4 系統による自然循環除熱（循環器、ブロア起動失敗）	2200℃以下	燃料最高温度 2100℃程度	○

表 4.2.2.9　被ばく評価結果

1 次 冷却材 漏洩事故	主要解析条件		燃料破損率：1.0%（破損燃料中のＦＰは 100%冷却材中へ放出）、格納容器漏洩率：0.2%/d、先行軽水炉の平均的な気象データを想定	
	評価項目	判断基準	解析結果	判定
	実効線量	5mSv 以下	2.76×10^{-1}mSv	○
立地評価 (仮想事故)	主要解析条件		格納容器内線源：希ガス 100%、よう素 100%、格納容器漏洩率：0.2%/d、先行軽水炉の平均的な気象データを想定	
	評価項目	判断基準	解析結果	判定
	外部γ線による全身線量	0.25Sv 以下	1.54×10^{-3}Sv	○
	成人甲状腺線量	3Sv 以下	5.92×10^{-1}Sv	○

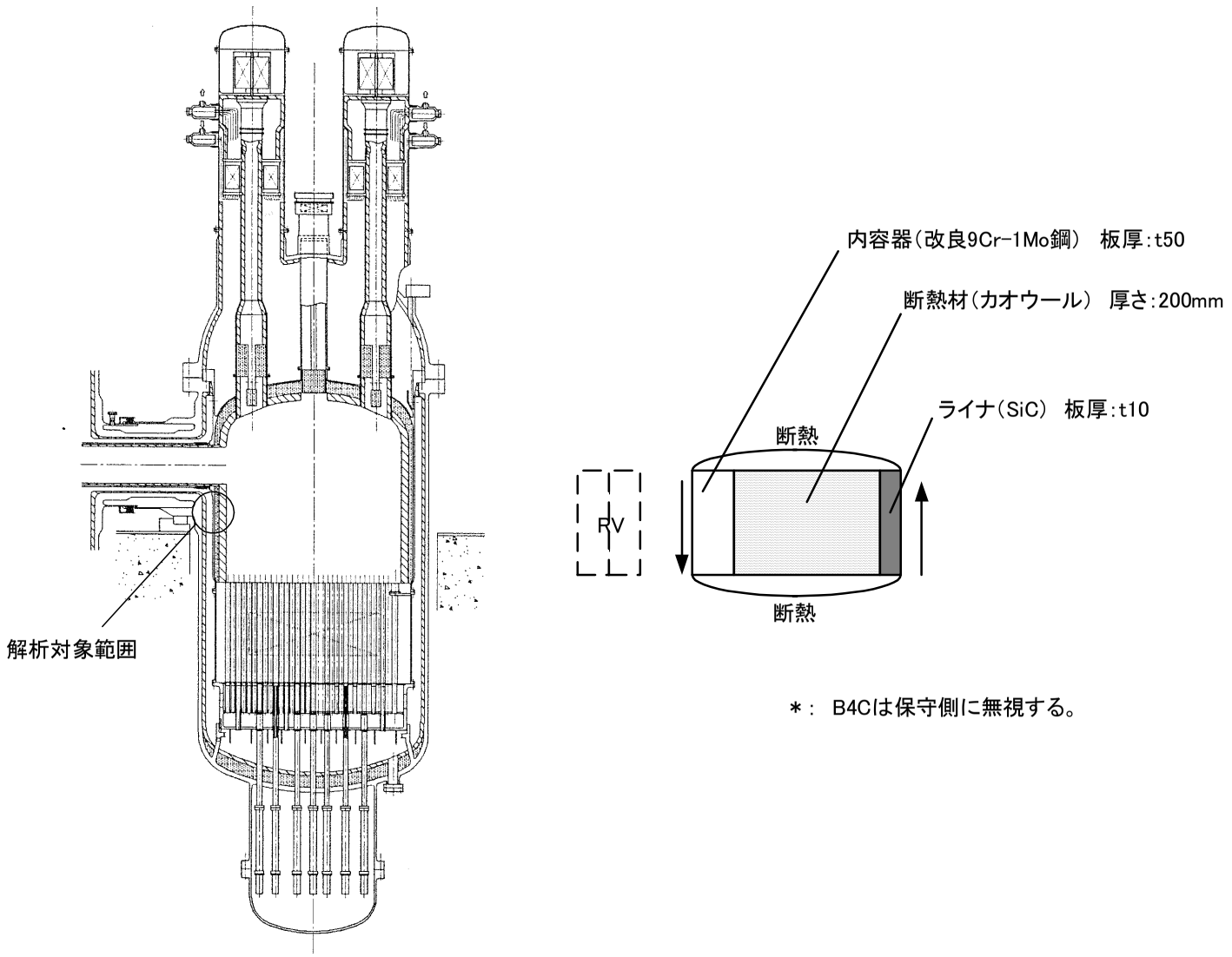
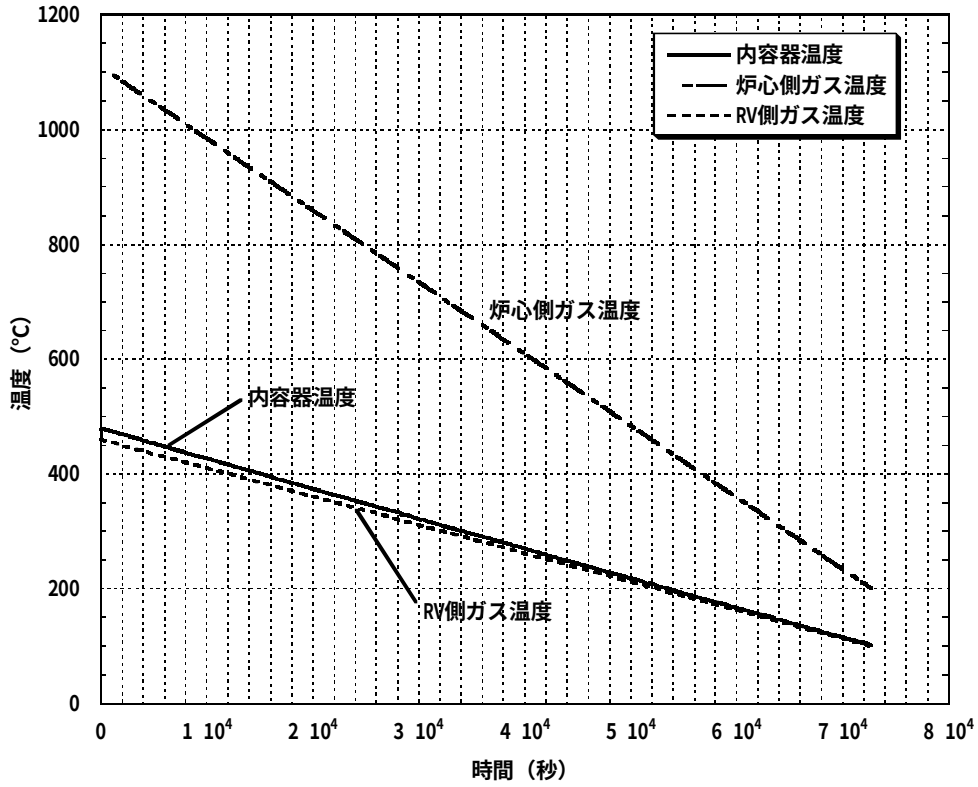
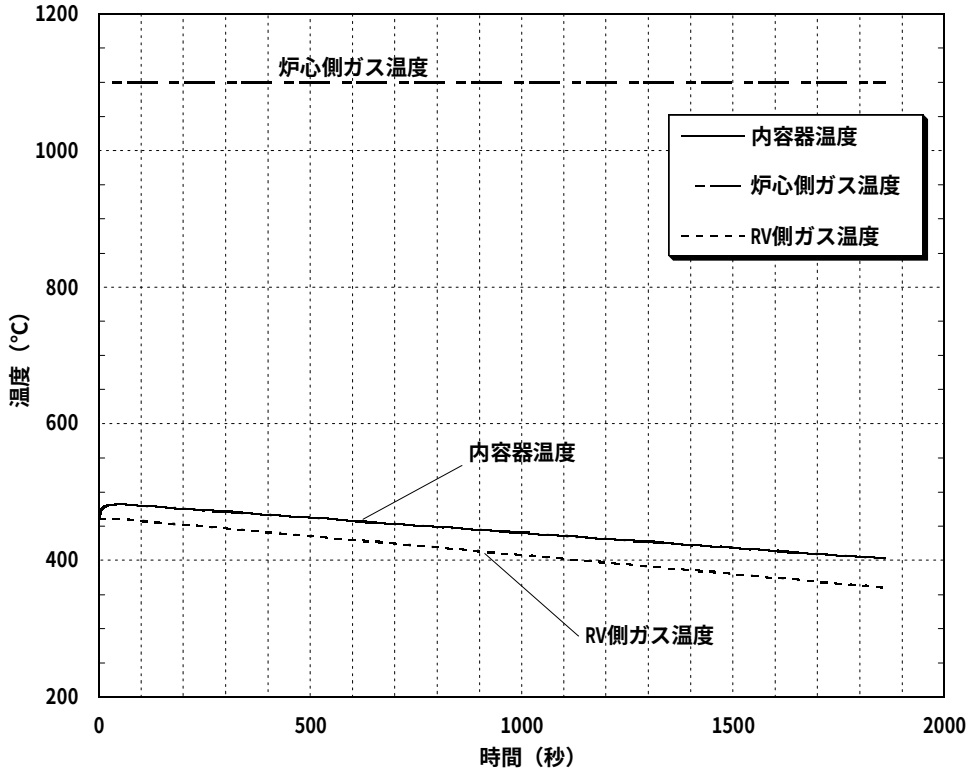


図 4.2.2.1　熱過渡解析モデル

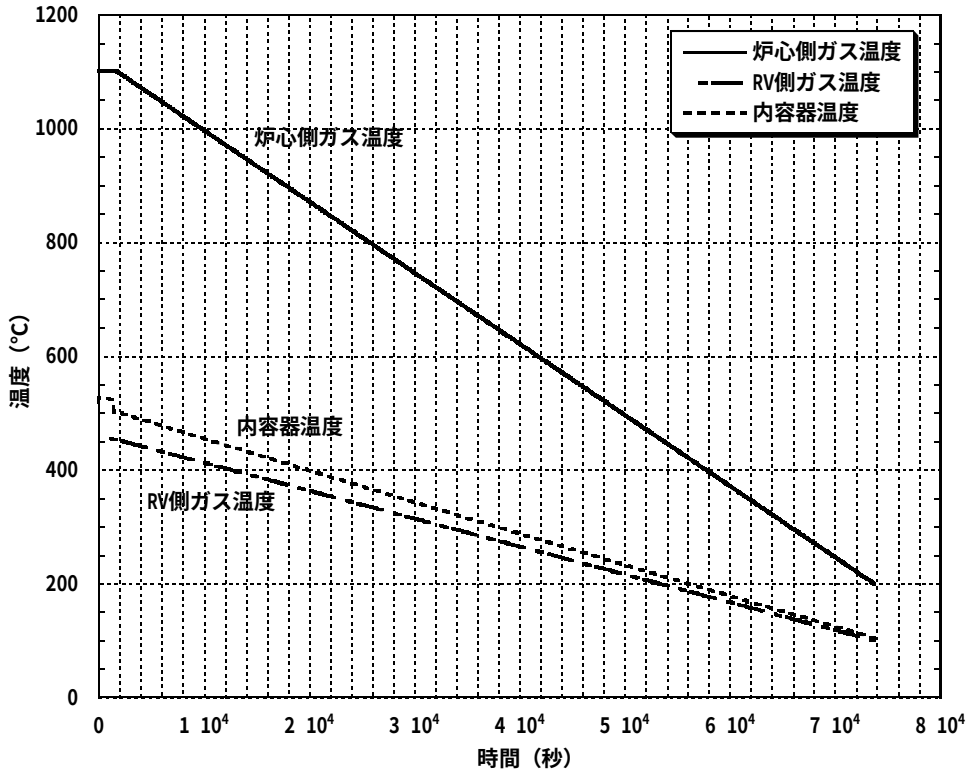


（原子炉トリップ又はタービントリップ）

図 4.2.2.2　熱過渡解析結果（運転状態Ⅲ）



（全電源喪失）



（減圧事故＋50%×２系統 ACCS・強制循環除熱）

図 4.2.2.3　熱過渡解析結果（運転状態Ⅳ）

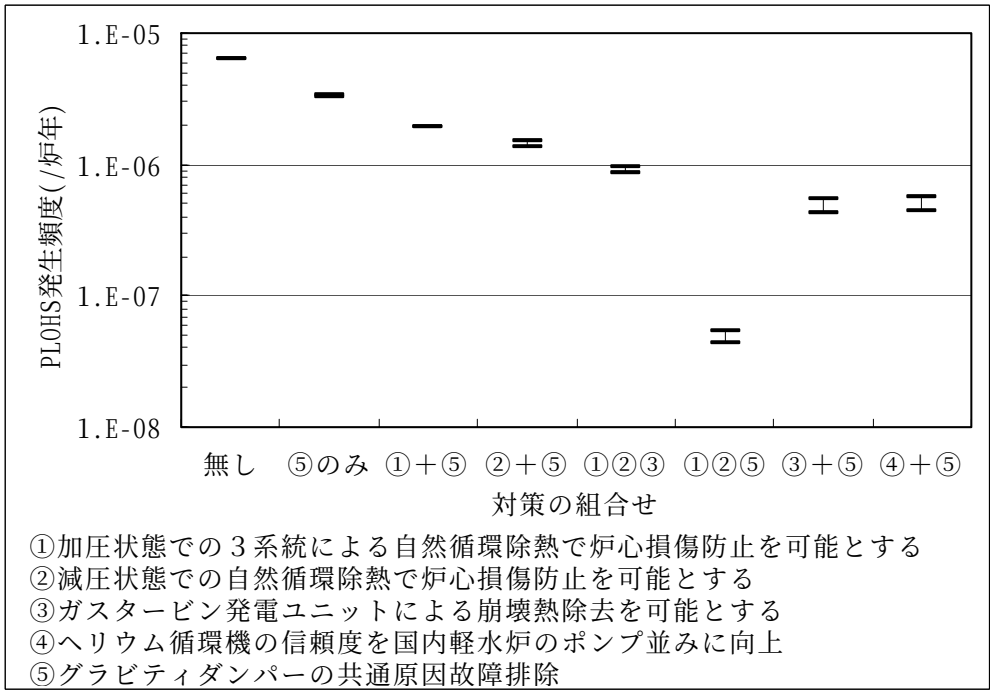


図 4.2.2.4　ヘリウムガス冷却炉における PLOHS の発生頻度の点推定値の比較

[注]: 炉心部での燃料溶融進展についてのみ、被覆粒子直接冷却横方向流概念と6角ブロック型概念(バッファ層付燃料核+固体マトリックス)の両者について検討した。その他については、被覆粒子直接冷却横方向流概念を対象としている。

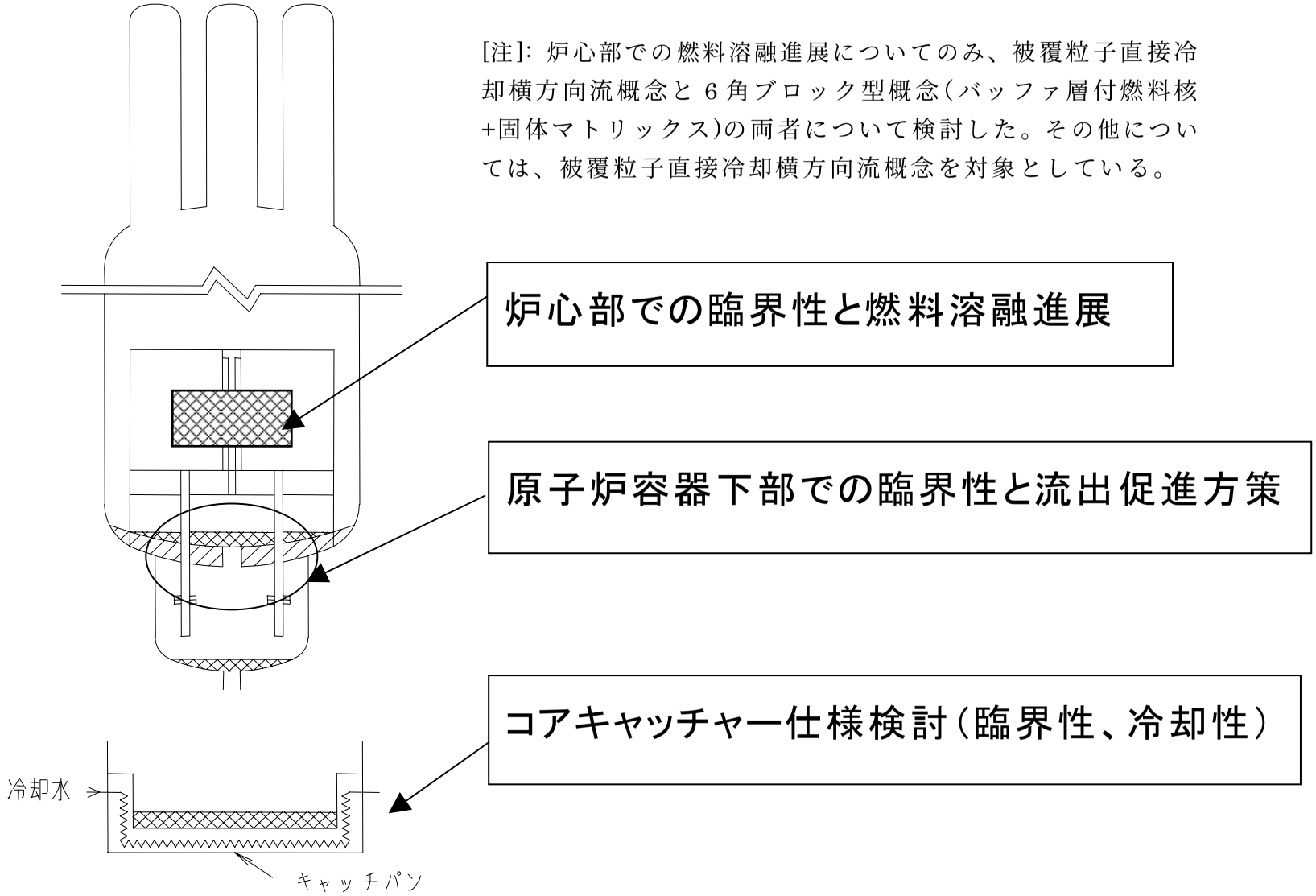


図 4.2.2.5 コアキャッチャー概念検討の概要

4.3 フェーズⅡの今後の進め方

4.3.1 炉心燃料設計

ここでは H16、H17 年度計画と期待される成果について解説する。

4.3.1.1 被覆粒子型燃料炉心設計

横方向流冷却コンパートメント型燃料炉心概念の高度化を図る観点からは、燃料体内部での流動特性、特に横方向流れの軸方向分布に対し、定常運転時での除熱性を目標としたものから、減圧・自然循環時での除熱性を最適化する方策とすることが考えられる。しかしながら、Puf 富化度分布を径方向に加え軸方向にも設けた設計、コンパートメント内管フリットの圧力損失の適正化を図った設計は実施済みであること、炉心内部重金属量（9.6t/GWe）の削減方策を別途考案する必要があること、など、より一層の炉心性能向上に際しては課題も多い。

一方、六角ブロック型燃料炉心概念においては、炉心形状の最適化や圧力損失特性の改善により、減圧・自然循環時での除熱性を高めることが可能と考えられる。例えば炉心の扁平化や異方化、高出力部の高さ低減、軸方向への Puf 富化度分布設定による出力分布の平坦化などを取り入れた炉心設計が実施可能である。除熱性の向上は出力密度の向上に繋がるため、炉心内部重金属量（7.3t/GWe）削減も期待し得る。

苛酷事象については、具体的な事象・条件設定を含めて検討した上で、評価を行うこととする。この際重要な点は、苛酷事象の設定合理化が炉心特性・安全性に与える影響を定量的に把握し、経済性評価およびサイクル統合評価へ反映させることである。

4.3.1.2 耐熱被覆ピン型燃料炉心設計

耐熱被覆材料を用いた場合でも、苛酷事象時には即応型受動的炉停止機構を必要としているため、さらなる高温耐性材料の開発・採用が、炉心健全性維持上望まれる。被覆材料の有力な候補としては、SiC/SiC などセラミック系材料の開発が国内外で進展しており、その採用を視野に入れ材料開発動向に注視する。同時に、炉心・安全特性上の可能性・限界について把握することを目的に、材料開発動向を反映した炉心設計の実施を視野に入れる。

4.3.2　プラント設計

フェーズⅡにおける中間評価までの検討において、ガスタービン直接サイクルによるヘリウムガス炉プラントの概略設計と開発課題の摘出、課題に対する必要技術等の開発計画の策定を行っており、現状の炉心燃料側との取合条件である炉心出入口温度及び冷却材圧力、炉心（遮蔽を含む）外接円半径に変更を加えることがない限り、換言するとプラントコンセプトに大きな変更がない限り、これらの結果に大きな影響を与えるものはなく、2004～2005 年度のプラント側作業としてはフェーズⅡ最終評価に向け、炉心燃料側の検討の成果を中間評価で得られた結果に適宜反映していくものとなる。

4.4　実用化に向けた技術的実現性の評価

4.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋

4.4.1.1　炉心燃料設計

炉心燃料設計では、燃料・材料技術開発と炉心設計技術開発に大別される。燃料・材料技術開発は、燃料自体の製造技術に密接に関連しており、これらは技術検討書・分冊２「燃料サイクルシステム技術検討書」にて詳しく記載される。よって本節では、燃料・材料設計上の課題を簡単に述べるにとどめる。炉心設計技術開発については、燃料・材料技術の進展が、設計限界の更新や炉心設計手法の高度化に反映されてゆく、という観点で実用化技術体系設備の道筋を示す。

（１）燃料・材料技術開発

燃料・材料技術上の課題を以下簡単に述べる。

（ｉ）燃料開発

高温耐性、耐照射性を有する被覆材料を選定する必要が有り、これには物性試験、照射実験を通じた材料スクリーニングが必要となる。また構造安定性を確保でき、かつ、均一で製造誤差の少ない被層化技術確立が必要である。

（ii）材料開発

高温耐性、耐照射性を有する構造材料を選定する必要が有り、これには材料物性試験、照射実験を行う必要が有る。また溶接技術を含む製造技術を開発する必要が有る。また部材に対する基礎熱水力試験や燃料体部分流動試験を行う必要が有る。

（iii）照射試験・燃料体試験

燃料・材料開発の後、模擬粒子燃料の製造および照射を実施し、その後、被覆粒子燃料の照射および照射後試験を順に実施する。同時に、燃料体の製造試験、燃料体の流動試験を順に行う。その後、燃料体の部分照射試験、全照射試験を順に実施する。

（２）炉心設計技術開発

炉心設計は、燃料・材料開発を通じて明らかとなる熱物性・構造特性や照射量制限、強制対流除熱限界に関する設計制約因子を反映しつつ、予備概念の設計、炉心・プラント概念の評価および最適化、炉心の詳細設計を順に実施してゆく必要が有る。

またガス冷却高速炉は、軽水炉・ナトリウム冷却炉と比較し、設計技術上の経験蓄積が限られていること、これらの設計を進めると同時に各種計算手法や評価方法の整備および改良を継続的に実施してゆく必要がある。技術開発を有する項目を分野として列挙すれば、核計算手法および核データ、燃料および材料の挙動解析手法、安全性・制御性解析手法、事故影響評価（PSA）

手法などがある。

以下に技術開発を有する各分野について、その内容項目を説明する。

（ｉ）核データおよび核計算手法 1)

本炉心は中性子に対する吸収・散乱性が少ないヘリウムガスを用いている。これは、例えば制御棒フォロアー（制御棒が引き抜かれた後に残される冷却材バルク空間）への中性子漏えいが大きくなることを意味しており、輸送補正などを含む拡散計算などに対して誤差を生じさせる要因となっている。すなわち、原子炉の臨界性、減圧反応度、燃焼特性の評価精度自体を検証する必要が有り、これは臨界実験に対するベンチマーク評価、あるいは、より厳密な輸送計算・モンテカルロ計算による炉心燃焼解析手法の確立を促すものである。また本炉心は SiC や TiN など新概念材料のインベントリが多く、中性子吸収・減速に対する影響を生じているため、それら材料の核データ自体の精度も確認しておく必要が有る。

（ii）燃料・材料の挙動解析手法

本炉心は窒化物燃料に加え、SiC や TiN などの新材料を用いており、それらの照射場における特性変化について、基礎的な照射試験を重ねることにより照射挙動を定量的に把握する必要が有る。特に高温な高速中性子照射場であることから、窒化物燃料のスウェリング挙動およびリロケーション、TiN 被覆と窒化物燃料界面での固体相互拡散、核分裂生成ガスの被覆層内拡散挙動、球状 TiN の耐変形限界について、定量的な評価式を得ておく必要が有る。

（iii）安全性・制御性解析手法

本プラントは、高温でガスタービンを用いる高速炉である。本原子炉の安全性・制御性を評価する場合、高温であること自体は HTTR などの先行熱中性子炉と同等であり、技術開発上の大きな課題は有しない。しかし熱中性子炉と比較し出力密度が高いことから、苛酷事象（減圧事故時に自然循環により炉心崩壊熱を除去する事象）などで加速層流化や混合対流化の現象が生じないよう炉心設計を行う必要から、ヘリウムガスの流動様式評価を含む基礎・基盤研究が必要となる。ここで加速層流化とは冷却流路を流れるヘリウムガスがある一定以上の加熱を受けた場合に、熱物性的な変化により例えば乱流強制対流から層流強制対流へ遷移する現象で、除熱性能を実質的に低下させる要因となる。また混合対流化とは、ヘリウムガスが加熱面から熱を多量受ける場合、その面近傍で浮力が卓越することにより流動分布が変化し、強制対流から混合対流（強制対流と自然対流が共存する対流）へと変化する現象であり、このとき例えば熱伝達率は最大半分に低下することが知られている。現象の発生有無を判別する流動マップを評価するためには、高温ヘリウムガスを用いた熱流動伝熱試験を着実に行うことが望ましい。ガスタービンの定格・過渡状態での流量・揚程特性、圧縮性能などについても、流動モデル試験を通じた実データ取得が必要である。

（ⅳ）事故影響評価（PSA）手法

確率論的な安全評価をヘリウムガス冷却炉に適用する場合、各種機器の故障確立、ソースターム項の評価、安全系制御ロジックの設計および合理化を含めた検討を行ってゆく必要が有る。ヘリウムガスによる高温環境に炉内機器・タービン機器が置かれるため、制御棒引抜成功確率、ガスタービンバイパス弁の誤作動確率、被覆燃料粒子の定常運転中の破損確率および被覆層離脱確率など、基本的な故障（成功）確率を他産業での使用実績、先行高速炉（もんじゅ、常陽）での実績を踏まえて調査および定量的導出を行う必要が有る。

4.4.1.2　プラント設計

本プラント概念の研究開発計画を策定するにあたり、既設炉の実績等を踏まえた上で開発の要否を判断する必要がある。ここで、ヘリウムガス冷却炉と比較的近い機器、技術が使われていると考えられる HTTR と比較検討した。具体的には、HTTR の設置許可申請書・添付八に記載されている機器項目を参考に、検討項目漏れがないかの確認をしつつ、開発計画項目の抽出を行った。HTTR 機器との比較および開発要否を表 4.4.1.1 に示す。

検討の結果、ヘリウムガス冷却炉プラントでは以下のような開発項目を抽出した。

(1) 耐高温材料
　① 断熱材ライナ
　② 制御棒
(2) 補助炉心冷却系
(3) ガスタービン
(4) コアキャッチャー（溶融燃料挙動）
(5) 流量調整機構
(6) 受動的炉停止機構
(7) 下部挿入型制御棒駆動装置
(8) 供用期間中検査装置
(9) 原子炉格納容器
(10) 中性子計装
(11) １次主冷却系流量計装
(12) 中央制御盤
(13) 電気施設
　① 縦置型ヘリウムガス冷却発電機
　② 電気ペネトレーション
(14) ３次元免震装置

次要以降に研究開発計画の内容を記載する。

(1) 耐高温材料

① 断熱材ライナ

(ⅰ) 目的

ヘリウムガス冷却炉は、通常運転時に原子炉出口ガス温度 850℃、減圧事故時（自然循環冷却）にガス温度 1550℃程度の高温雰囲気となる。一方で、ヘリウムガス冷却炉の構造材には、経済性などを考慮し、コンベンショナルな材料を採用している。そのため、内容器、主配管内管などの高温ガスと接する領域では、構造材を保護するために断熱材を設置する。断熱材には、HTTR で使用実績があり、ヘリウムとの共存性の良いカオウールの採用を検討している。

断熱材表面をライナで覆い、それらを構造材に固定する必要があるが、ライナや取付部材は高温ヘリウムガスと直に接するため、耐熱性の優れた材料を用いる必要がある。減圧事故時を含む温度に耐え、比較的高い強度を有し、工業ベースでの生産が可能な材料として SiC を選定した。SiC は燃料集合体構造材に用いるため、そこで開発される多くの成果が断熱材ライナにも適用できると考えている。ただし、60 年の寿命のライナ材として SiC を用いた例はないため、ここでは必要な経年変化特性を有する SiC 材の開発、製作性の確認、および、断熱構造システムとしての成立性を確認することを目的として試験を実施する。

なお、本開発計画は、必要な強度と耐熱性を有する SiC の開発およびその耐放射線特性の確認は燃料集合体の開発計画の過程で行われることを前提としている。

(ⅱ) 期待される成果

- 長寿命に耐える経年変化特性の小さい SiC 材の開発
- 1m×1m 角程度のライナ材の製作技術の開発
- 断熱構造システムとしての断熱性能および耐久性の確認

(ⅲ) 試験内容

(a) 予備試験

燃料集合体用に開発された SiC を基に、経年変化特性に優れる（経年変化が小さい）SiC 材開発計画の具体化、予備試験を行い、開発の方向性の見通しを得る。

(b) 構造用材料開発

燃料集合体用に開発された SiC 材を永久構造物に適用できるように経年変化特性の向上を図る。材料含有成分などの見直しを行って試験片を製作し、数ヶ月から１年程度の加速試験を行って見通しのある材料を開発する。

1m×1m 角サイズの SiC（焼結体）は、現状では製作実績はないが、技術的には製作可能な見通しはある。開発された材料での製作性の確認は、断熱性確認試験用の試験体製作の中で行うものとする。

(c) 断熱性能確認試験

内容器用の断熱構造の部分試験を行う。

試験装置を製作し、この過程において SiC 製ライナの製作性を合わせて確認する。ライナや断熱材（カオウール）の切れ目の効果を確認する必要があるため、ライナを

縦および横に少なくとも２枚ずつ並べた構造とする。

試験は、ヒータ過熱したヘリウムガス中で行い、裏面からは空気で冷却する。内容器模擬体の温度分布を測定し、断熱構造としての性能を確認する。

(ｄ) 高温耐久性試験

断熱構造としての高温耐久試験を行う。一方で、材料の経年変化を確認するため、開発した材料を対象に３年間程度の経年変化確認試験を行う。

② 制御棒

(ｉ) 目的

ヘリウムガス冷却炉の制御棒には、構造材に SiC、中性子吸収材にナトリウム冷却炉で実績のある B_4C を用いることとしている。

断熱材ライナと同様に、燃料集合体構造材 SiC 材で開発される多くの成果が適用できると考えているが、制御棒が動的機器であることから、燃料集合体と異なる構造となっており、製作性、高温での耐衝撃性などの構造健全性を確認しておく必要である。

また、制御棒寿命を１サイクル以上確保する必要があり、このためには B_4C ペレットのリロケーションを抑制するための高温用シュラウド管を開発する必要がある。

(ⅱ) 期待される成果

- 制御棒（主および後備炉停止系）製作性
- 構造材料（SiC）特性
- 下部挿入型 CRDM 機能確証試験用制御棒試験体の供給
- 制御棒詳細仕様
- 高温シュラウド管の開発

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 製作性検討

燃料集合体と異なる制御棒構造（案内管、保護管、被覆管、ダッシュラム等）を対象として、部品加工を行い、加工性を確認する。また、これら部品を用いて部分組立（接合、接着等）を行い、組立性を確認する。

(ｂ) 構造材料試験

制御棒構造を考慮した材料試験片を製作し、実機環境条件を模擬した条件で引張試験、衝撃試験等を実施し、機械的性質、耐衝撃性を確認する。

(ｃ) 制御棒試作

主および後備炉停止系制御棒の製作性実証、および、下部挿入型 CRDM 機能確証試験に供する目的で、制御棒各１体を実尺で試作する。制御棒の耐熱試験等は、後述の下部挿入型制御棒駆動装置と組み合わせて行う。

(ｄ) 高温シュラウド管の開発

材料の選定（場合によっては開発）を行い、実機環境条件を模擬した条件での機械的性質を確認する。

(２) 補助炉心冷却系

(ⅰ) 目的

補助炉心冷却系は直接炉心冷却方式であり、原子炉容器上部に４基設置され、炉停止時、事故時の冷却を行う。この炉心冷却方式は、ガス冷却炉では実績がないため、補助炉心冷却系作動時の１次系の冷却特性を確認する必要がある。炉心燃料の流動特性は、炉心・燃料試験で確認され、流動特性相関式が得られる予定である。本試験では、原子炉内の補助炉心冷却系作動時の流路を構成する各要素の特性試験と、システムのスケールモデルにより全体特性を把握する。この結果は各部の伝熱流動相関式を組み込んだ解析コードに反映し、実機条件での全炉心の流量配分、冷却特性を確認する。

(ⅱ) 期待される成果

- 補助炉心冷却系除熱特性の把握
- 実機条件を模擬する原子炉内強制循環、自然循環解析モデルの作成
- 解析による補助冷却系作動時の炉内流量配分、冷却特性の確認

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 要素試験

以下に示す項目については要素試験を実施し、成立の見通しを得る。

1) グラビティダンパ軸受・シール材の開発

グラビティダンパ軸受およびシール材として選定された材料を高温雰囲気で使用し、単体としての耐熱性を確認する。軸受については高温雰囲気での回転繰り返し試験を行う。

2) グラビティダンパの試作・試験

グラビティダンパの設計結果に基づき、試作する。グラビティダンパは補助炉心冷却系において重要な部位であることから、高温のガスによる長時間の作動試験を実施し、グラビティダンパ単体機能の健全性を確認する。

(ｂ) 伝熱流動試験

補助冷却系の冷却特性を確認するため、ヘリウムループを用い、自然循環時および強制循環時の伝熱流動試験を実施する。試験ループは１／３スケール程度とする。試験部に設置したヒータによりヘリウムを加熱し、自然循環（強制循環試験の場合は、補助炉心冷却系インペラによりヘリウムを循環）させ、冷却特性の確認を行う。また、グラビティダンパ等が問題なく作動することを確認する。

(ｃ) 解析・評価

原子炉内の補助炉心冷却系作動時の流路を構成する各要素の特性試験とシステムのスケールモデルにより全体特性を把握する。この結果は各部の伝熱流動相関式を組み込んだ解析コードに反映し、実機条件での全炉心の流量配分、冷却特性を確認する。

(3) ガスタービン

(ⅰ) 目的

ヘリウムガス冷却炉では、ヘリウムガスタービンによる直接発電方式を採用している。さらに原子炉格納容器容積低減による物量低減を狙って発電機、ガスタービン、コンプレッサーを１軸で結んだ１軸縦置きガスタービンとしている。これまでに、火力での開放サイクルの空気燃焼ガスタービン技術は確立されているが、このような閉サイクルヘリウムガスタービンの実績はない。原研、南ア（PBMR）、ロシア（GT-MHR）等で同様の閉サイクルヘリウムガスタービン概念設計が進行中であるが、いずれも実機開発が実施されるという保証はなく、現設計の１軸縦置きの構造に合致するのはGT-MHR のみであることも考慮し、開発計画が必要である。

(ⅱ) 期待される成果

- ガスタービン発電設備を構成する各機器の開発（再生熱交換器、タービン、コンプレッサー、磁気軸受、バックアップ軸受、ローター引抜き用シール等）、耐震応答性
- ガスタービン発電システムの開発
- ガスタービン制御方法の確立
- ガスタービン保守・補修法の確立

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 各機器の開発・試験

表 4.4.1.2 に各機器の試験内容を示す。

(ｂ) 小規模総合試験

試験装置は１／３スケール程度のスケールモデルとし、タービンシステムの運転特性および機器性能を把握する。冷却器および再生熱交換器はコンベンショナルで低圧の機器とする。

(ｃ) 大規模総合試験

試験装置は実機スケールとし、高温運転での耐熱性を確認する（圧力はできるだけ低くする）。LPC（低圧圧縮機）、HPC（高圧圧縮機）、タービンは実規模相当として、冷却器、再生熱交換器等はコンベンショナルで低圧の機器とする。

(4) コアキャッチャー（溶融燃料挙動確認）

(ⅰ) 目的

ヘリウムガス冷却炉では、万が一の炉心溶融事故に対する設備対策としてコアキャッチャーを設けている。コアキャッチャーは、溶融燃料を原子炉容器の外部に設けた容器（キャッチパン）で受けて冷却する設備である。

コアキャッチャーを設計するにあたり、溶融燃料の挙動を確認する必要がある。被覆粒子燃料の炉心内での溶融、コアキャッチャーまでの移行過程詳細を試験的に把握する。また、炉外コアキャッチャーに燃料が流入した場合の構造健全性、冷却性能、再臨界回避性能等を確認するために、実機コアキャッチャーを模擬した試験装置に

よって、コアキャッチャーの機能確認を行う

(ⅱ) 期待される成果

- 被覆粒子燃料破損後の燃料挙動評価
- 炉心崩壊過程評価
- 炉心下部での容器貫通を含む燃料移行挙動およびコアキャッチャーでの保持・冷却性評価
- コアキャッチャーの耐熱性の確認
- コアキャッチャー内に高温燃料が流入した場合の熱応力、熱衝撃に対する健全性の確認
- コアキャッチャーでの溶融燃料冷却性能の確認
- 原子炉容器からの溶融燃料排出挙動の把握および実機適用性の確認

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 燃料要素破損挙動試験

被覆粒子燃料破損後の燃料挙動を試験的に把握する。

(ｂ) 燃料集合体損傷挙動試験

崩壊熱レベル相当の低出力状態を模擬し、炉心崩壊過程を試験的に把握する。

(ｃ) コアキャッチャー部分機能確認試験

崩壊熱レベル相当の低出力状態を模擬し、円筒空間の中に溶融燃料、サクリフィス材（必要に応じ）、断熱材、構造材、冷却管とコアキャッチャーの縦断面を模擬した状態を作り出し、コアキャッチャーでの保持・冷却挙動を試験的に把握する。炉心下部での容器貫通を含む移行挙動についても同様に模擬して試験を行う。

(ｄ) 炉外コアキャッチャー機能確認試験

試験装置はスケールモデルとし、コアキャッチャーシステムの機器性能を把握する。機器は 1／10 スケール程度で、原子炉容器下部、コアキャッチャーのキャッチパン、冷却システムなどを模擬する。模擬溶融燃料温度は約 3000℃、模擬溶融燃料は溶融燃料の粘性、密度などを可能な限り模擬できる材料とする。

(５) 流量調節機構

(ⅰ) 目的

炉心支持構造物の主要機能は、反応度体系の維持および冷却体系の維持であり、冷却体系を維持するために、燃料集合体には流量調節機構を設ける必要がある。

炉心の熱特性評価に基づき、燃料集合体の冷却材計画流量が定められ、計画流量通りの冷却材を供給するための流量調節機構として、炉心入口側流路に、連結管スリットと集合体エントランスノズルに設けたオリフィスとの組合せによる横流入方式の流量調節機構を設置する設計としている。

精度良い流量配分を達成するために、流量調節機構の仕様設定には、流動試験で流動特性を確認する必要がある。

(ⅱ) 期待される成果

・ 基本流動特性
・ 高温流動特性、耐久性
・ 許認可データ
・ エントランスノズル、連結管仕様

(iii) 試験内容

(a) 基本流動特性試験

実機の流量調節機構部は直径 200mm 以下、長さ 1m 以下と小型であり、局部の流況を見ることを考えれば試験体を縮尺モデルとする利点はないことから実尺アクリル製とする。冷却材流量（Re 数）をパラメータとして流量領域の圧力損失特性と流況を調べる。

(b) 高温流動特性試験

実機条件を忠実に模擬し、Re 数と各部流速を実機に合わせる観点から、試験体は実尺ステンレス製とする。試験体（装置）は、ヘリウムループに接続する。エントランスノズルオリフィス仕様、冷却材流量（Re 数）をパラメータとして、圧力損失特性を把握し、炉内流量配分上最適なエントランスノズルオリフィス仕様を定める。

(6) 受動的炉停止装置

(i) 目的

受動的炉停止装置としては、ナトリウム冷却炉で採用が計画されているキュリー点電磁石方式 SASS を高温のヘリウムガス冷却炉にも適用できる可能性がある。

この適用性を評価するためには、まず高温用の温度感知合金（キュリー点材）の磁気特性を把握する必要がある。温度感知合金の成立性が確認できた後、SASS 要素の基本特性（保持力、応答特性等）を試験により把握し、SASS の成立性を確証する。

(ii) 期待される成果

・ 高温用温度感知合金の開発
・ 材料試験（温度感知合金、コイル）
・ SASS 保持力、応答特性、耐熱・耐久性の確認
・ 許認可データ
・ SASS 仕様

(iii) 試験内容

(a) 温度感知合金の開発

３元合金（Co、Ni、Fe）の成分をパラメータとして温度感知合金を試作し、磁気特性（キュリー点、B-H 特性）を計測し、ヘリウムガス冷却炉の条件（誤落下防止温度 900℃、切り離れ温度 950℃：共に暫定値）に適合する温度感知合金成分を定める。B-H 特性を調べるために必要となる試験用耐熱コイルの開発も合わせて実施する。

(b) 材料特性試験（温度感知合金、コイル）

1) B-H、VSM 試験

前項で定めた温度感知合金を対象として、温度をパラメータとして B-H、VSM

試験を実施し、磁気特性を把握する。

2) 強度試験

前項で定めた温度感知合金を対象として、常温、高温で引張試験を実施し、機械的特性を把握する。

3) 感知合金熱時効試験

前項で定めた温度感知合金を対象として、高温で約 20,000 時間まで保持し、保持時間をパラメータとして B-H 試験を実施し、熱時効による磁気特性への影響を把握する。

4) コイル耐熱試験

電磁石用コイル（MI ケーブル）を対象として、高温で約 20,000 時間まで保持し、保持時間をパラメータにコイルの素線抵抗、絶縁抵抗を測定して、耐熱性を評価する。

(ｃ) SASS 要素試験

実機の SASS は直径約 150mm、長さ約 300mm と小型であり、実証性を考えれば試験体を縮尺モデルとする利点は無いことから実尺とする。なお、SASS 試験体（装置）はヘリウムループに接続して使用する。

保持力特性試験として、雰囲気温度をパラメータに電磁石の保持力を測定し、保持力特性を評価する。応答特性試験として冷却材温度を上昇させ、切り離れまでの応答時間を測定し、応答特性を評価する。耐熱試験として高温での約 20,000 時間保持前後で保持力、応答特性試験を実施し、特性変化がないこと（耐熱性があること）を確認する。

(7) 下部挿入型制御棒駆動装置

(ⅰ) 目的

本プラントでは、炉心出口側は高温になるため構造物を極力設置しないこと、原子炉容器上部には補助炉心冷却系熱交換器や燃料出入用孔があり、制御棒設置スペースが上鏡部にないこと、の２つの観点から、制御棒駆動装置（CRDM）駆動軸が原子炉下部から挿入される方式としている。

挿入路変形時の制御棒挿入特性、繰り返し作動特性の他に CRDM 駆動軸が炉心部を貫通するので高温健全性確認試験が必要である。

(ⅱ) 期待される成果

- 制御棒の挿入性、高温耐久性の確認
- 許認可データ

(ⅲ) 試験内容

(ａ) CRDM 試験体、試験装置の製作

主および後備炉停止系 CRDM 試験体、および、これら試験体を組込む試験装置を製作する。なお、本試験装置はヘリウムループに接続して使用する。

(ｂ) 機能試験

CRDM（炉停止系）は安全上の最重要機器の一つであり、かつ多数の機械、電気部品で構成される長尺の集合体で、しかも動的機器である。このため、CRDM の機能確認、実証を行うためには各部品は実機を忠実に模擬する必要があり、CRDM 試験体は実尺で製作する。CRDM の基本動作である制御棒の常駆動（引抜き、挿入）、スクラム、燃料交換時（制御棒切離し、つかみ）動作等を行い、動作時間、動作時荷重等を計測して基本機能を確認する。

(ｃ) 加振試験

基本機能確認後、加振機により制御棒案内管、模擬炉心支持板、案内管、CRDM 駆動部据付部を実機加振条件で加振し､許認可に用いるスクラム時間データを取得する。加振後再度機能試験を実施し、異常の有無を確認する。

(ｄ) 高温耐久試験

CRDM の基本動作である制御棒の常駆動、スクラム、燃料交換時動作等を行い、実機と同等の高温ヘリウム中環境下での基本機能を実証するとともに、実機作動予想回数の２倍以上の動作を行い、耐久性も確認する。また、許認可に用いるスクラム時間データを取得する。

(８) 供用期間中検査設備

(ｉ) 目的

ヘリウムガス冷却炉で計画している供用期間中検査（ISI）方針は、基本的には軽水炉の ISI 方針である JEAC-4205 に準拠した内容となっている。

ヘリウムガス冷却炉の ISI の条件に関する特徴を以下に示す。

・　容器の外側は低温であるが、容器内は高温（炉心出口約 200℃、炉心入口約 100℃）雰囲気で ISI を行う。

・　検査員が直に近付くのは難しいため遠隔で ISI を行う。

・　ガス雰囲気なので目視検査は行いやすい（見えやすい)。一方で、体積検査は液体が無く高温雰囲気であるためカプラントを用いない方法（EMAT）となる。

・　ガス雰囲気なのでマニプレータ方式の搬送装置となる。

以上からヘリウムガス冷却炉の ISI 装置は以下のようになると考えられる。

・目視検査装置：ナトリウム炉で採用している冷却装置付き CCD カメラ
・容器などの体積検査装置：ナトリウム炉で採用している EMAT 装置
・伝熱管の体積検査装置　：ナトリウム炉で採用している ECT 装置
・搬送装置：アニュラス部：ナトリウム炉で採用している自走式
　　容器外面　　：レール式
　　広い空間、配管内：マニプレータ式など

これらの多くは、ナトリウム炉（もんじゅ）で開発済み、あるいはもんじゅと同程度の仕様であり、ガス炉の装置の設計はもんじゅの装置のマイナーチェンジで済むと考えられ、特に大きな開発課題は無いと予想される。

一方、従来の軽水炉やナトリウム炉で開発されていないのは、内容器内の空間、原

子炉容器下部鏡内の空間、配管（内管）内、ガスタービン容器内の空間のように、ガス雰囲気の広い空間を任意に移動できるマニプレータ式などの搬送装置である。これを開発することがヘリウムガス冷却炉の ISI 装置開発の目的となる。

(ⅱ) 期待される成果

・　広い高温ガス空間を自由に移動できて場所の認識が可能なマニプレータ式などの搬送装置

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 搬送装置の試作・改良・試験

容器・配管内の目視検査用の搬送装置は次の４パターンに分類される。

1) 広い空間に上からアクセス（原子炉容器と内容器の間の空間、内容器内の空間、ガスタービン容器内の空間）
2) パイプが林立する広い空間に下からアクセス（原子炉容器下部鏡内の空間）
3) 上から入ってから横に曲がってアクセス（1 次系配管内管の中）
4) アニュラスを下ってから横の狭いアニュラスに曲がってアクセス（１次系配管の内管と外管の隙間）

これら４パターンの搬送装置の主要部分を設計・試作し、室温の空気中での作動性や位置認識などの基本機能確認試験を行う。また、試験結果により必要に応じ改良を図る。

(ｂ) 実機模擬試験

試作・改良結果を反映して上記４パターンの ISI 装置（目視装置＋搬送装置）の詳細設計を行い、装置全体の模擬体を製作する。また、実機の容器配管形状を模擬した試験装置を製作する。高温雰囲気でこれらを用いて検査装置と組合せた４パターンの ISI 装置の総合機能試験を行い、必要に応じ改良を図る。

(９) 原子炉格納容器

(ｉ) 目的

ヘリウムガス冷却炉では、万が一の減圧事故時に放出される原子炉冷却材（ヘリウムガス）中に含まれる放射性物質を環境中に放出させないこと、および、減圧事故時に崩壊熱除去系の強制循環機能が喪失した場合でもヘリウムガスの自然循環での炉心冷却能力を確保するために、原子炉冷却材の圧力を確保することを目的として、軽水炉と同様の耐圧式の原子炉格納容器を設ける設計としている。

軽水炉の原子炉格納容器の事故時内圧が約 0.4MPa であるのに対し、本ガス炉においては、減圧事故時の原子炉格納容器の内圧は 0.65MPa 程度と大きくなり、この圧力での原子炉格納容器の板厚は、高張力鋼（SHY685N）を使用した場合でも 55mm 程度となる。鋼製原子炉格納容器の場合、溶接部の厚さが 38mm を超える場合には、「電気工作物の溶接に関する技術基準を定める省令」（省令 81 号）の規定により溶接後熱処理が必要となるが、本ガス炉では現地にて溶接後熱処理を実施することは実際上困難であることから､溶接後熱処理の免除に関する特別認可申請を行う必要がある。

この申請を行うには、靭性、溶接性の双方を向上させたSHY685N材の開発、改良したSHY685N材の材料データ取得、および、板厚55mm程度で溶接後熱処理が省略可能な溶接施工法の確立などが必要である。

また、原子炉格納容器の貫通部設計についても、実績のないものとなる。

本開発計画の目的は、これらの問題を解決するために、原子炉格納容器に使用予定の材料での材料確認試験などを実施して適用性を確認し、また、原子炉格納容器貫通部の高耐圧性の確認を行うものである。

(ⅱ) 期待される成果

- 高張力鋼の機械的性質の取得
- 高張力鋼での溶接性確認
- 原子炉格納容器貫通部の耐圧機能確認

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 原子炉格納容器に要求される機能の摘出

減圧事故時における原子炉格納容器内の圧力および温度について、解析・評価を行う。

(ｂ) 材料適用性評価試験

靭性、溶接性の双方を向上させたSHY685N材を開発し、改良したSHY685N材の材料データ（母材の機械的性質、溶接割れ特性、溶接継手部の機械的性質、溶接継手部の靭性など）を取得する。また、溶接後熱処理あり／なしの条件で材料データを取得することにより、板厚55mm程度で溶接後熱処理が省略可能な溶接施工法を確立する。

(ｃ) 原子炉格納容器貫通部耐圧性確認試験

減圧事故時の原子炉格納容器内圧に対して、原子炉格納容器貫通部の健全性が確保できることを確認する。貫通部を模擬した試験装置により、耐圧性を確認する。

(１０) 中性子計装

(ｉ) 目的

通常運転時、運転時の異常な過渡変化時および事故時において、予想される範囲の炉心中性子束レベルを監視するため、広領域および出力領域の中性子検出器を設置する必要がある。

広領域、出力領域ともに従来以上の高感度および長寿命要求があると想定されるため、これらの要求に対して具体的な開発目標を設定し、安全保護系計装および事故後監視計器（PAM）に適合する高温高感度長寿命型核分裂計数管電離箱および高感度長寿命型γ線補償型電離箱を開発する。

(ⅱ) 期待される成果

- 高温高感度長寿命型核分裂計数管電離箱および高感度長寿命型γ線補償型電離箱の開発
- 安全保護系計装、事故後監視計器として要求される中性子検出性能の実証

・　炉心、安全、原子炉構造等の成立性とあいまってガス冷却炉プラント概念の妥当性が示される。

(iii) 試験内容

(ａ) 検出器試験体の設計・製作、基本性能確認試験

1) 検出器試験体の設計・製作

従来以上の高温、高感度および長寿命要求を満足する核分裂計数管電離箱およびγ線補償型電離箱検出器試験体の設計、製作を、高温熱膨張対策、電離ガス消耗対策、高温条件における構造材の機械的強度向上対策、中性子検出感度向上対策、S／N 比向上対策を念頭において実施する。

2) 基本性能確認試験

試作した検出器試験体が、開発目標に定められた基本性能を有し、次に実施する長期高温耐久性試験に適合し得るものであることを確認するため、電気特性（信号電極、高圧電極、シールド間の絶縁抵抗、静電容量、リーク電流、PBN 特性等）の温度依存性特性および中性子感度測定試験を実施する。

また、実機相当規模の試験装置を用いて、検出器の案内管への挿入・引抜特性を確認する。

(ｂ) 高温耐久性試験

試作した検出器試験体が長期高温耐久性能を有することを確認するために、高温耐久性試験を実施し、電気特性（信号電極、高圧電極、シールド間の絶縁抵抗、静電容量、リーク電流、PBN 特性等）および中性子感度の変化を測定する。高温耐久性試験では、事故時の温度条件における高温耐久性能を、温度加速試験により確認する。

(ｃ) 照射実証試験

照射炉において、実機プラントでの試用期間に相当する照射量を照射し、検出性能に有意な変化が見られないことを確認する。

(１１) １次主冷却系流量計装

(ｉ) 目的

安全保護系へ信号を送るプロセス計装として、原子炉冷却材の流量低下事象の検出ならびにプラントの主要制御および監視のため、炉心流量に相当する流量を計測する必要がある。ヘリウムガス冷却炉の場合、動力変換容器内再生熱交換器高圧側出口のリングヘッダと水平２重管を接続する単管部が計測位置の第一候補と考えられる。単管であることから流量検出器として一般的なオリフィス、差圧伝送器タイプを使用できるが、この配管はタービンシステムの構造上の制約からオリフィスの前後に十分な直管長さ持つことができず、較正試験が必要となる可能性がある。また、安全保護系４チャンネルの差圧計測値特性を一致させるために整流機構を設けることが必要になる可能性がある。更に導圧管の周囲は再生熱交換器低圧側出口の雰囲気（定格時146℃）であり、かつ、動力変換容器を貫通させる必要があることから、導圧管部での精度低下を来さない工夫が必要になる可能性がある。

そこで、精度の維持、向上対策の効果の確認を小規模総合試験装置、安全保護系として耐環境実証を耐環境試験装置、流量較正・検定を大規模総合試験装置により行う計画とする。これにより、安全保護系のプロセス計装に要求される冷却材流量の計測精度を確保するとともにプラントの監視・制御に用いる場合の計測精度を合わせて確認する。

(ⅱ) 期待される成果

・　ガス冷却大型炉のシステムに適合する原子炉冷却材流量計の開発
・　安全保護系のプロセス計装に要求される原子炉冷却材流量計の計測精度の確保
・　プラント監視・制御として要求される計測精度の確保

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 小規模総合試験での流量計開発試験

小規模総合試験装置に基準流量計オリフィス、基準流量計配管並びに開発流量計および精度向上対策装置を取り付け、両者の流量指示を比較することにより動力変換容器内で要求精度にて計測できる見通しを得る。また、耐環境試験等を実施し、安全保護系としての成立性を確認する。

(ｂ) 耐環境試験

差圧伝送器について安全保護系として備えるべき耐温度、耐放射線、耐震性能について確認する。

(ｃ) 大規模総合試験での流量計較正試験

小規模総合試験装置（スケールモデル）により開発した流量計の較正・検定試験を大規模総合試験装置により行う。また、過渡流動状態における流量計測の影響についても試験を実施し、評価する。

(１２) 中央制御盤

(ｉ) 目的

軽水炉最新プラントでは、中央監視設備（新型中央制御盤）は当直長１名、運転員１名での運転管理体制にて行う計画としている。これはデジタル技術を適用し、運転支援システム、警報表示システムの改善、運転ガイダンスの適用、プラント起動・停止の自動化、監視操作の統合等によりヒューマンインタフェースを改善し、運転員のワークロードを低減することにより実現することが可能である。軽水炉最新プラントの動向を踏まえ、ヘリウムガス冷却炉のプラント（タービン・発電機系と原子炉系統の運転・監視を同時に行う）に合致した高度監視制御システムを開発する。また、デジタル技術の特徴を活かしたガス冷却炉の保全方法を最適化した保守支援システムを構築する。

これまでガス炉での最新デジタル技術を用いた監視制御システムはなく、ガス冷却炉プラント実機への適用にあたっては以下のような技術開発が必要である。

・　静的および動的検証用プロトタイプ中央制御設備（プラントシミュレータ機能を含む）の開発

・　静的および動的警報抑制ロジックシステムの構築
・　監視操作統合画面の構築
・　大型表示画面の構築
・　運転支援システムの構築
・　上記に示す監視制御システム機能検証
・　HTTR 保全内容の調査、保全高度化ニーズの調査を踏まえた保守支援システムの構築

(ⅱ) 期待される成果
・　当直長１名、運転員１名での運転体制で可能な運転監視制御システムの実証
・　ガス冷却炉プラントでの運転操作の特徴であるタービン・発電機系統と原子炉冷却系統の同時監視操作性の実証
・　プラント運転訓練用シミュレータへの展開

(ⅲ) 試験内容
(ａ) 検証用中央制御監視システムの設計・製作
1) 静的および動的検証用プロトタイプ中央制御設備の製作
中央制御盤検証に系統システム、プラント動特性を処理可能なシミュレータを開発する（本ソフトウエアは将来のプラント運転訓練用シミュレータに展開する)。
2) 監視操作統合画面、大型画面の構築
整備した通常運転時操作手順書、異常時操作手順書とプラント設計資料により検証用監視操作統合画面、大型画面を構築する。
3) 運転支援システムの構築
上記 2)項の情報により運転支援システムロジックと情報提供形態を構築する。
4) 保守支援システムの構築
HTTR 保守情報の調査、保守に関する設計情報を調査し、保守支援システムを構築する。

(ｂ) 監視制御システムの検証
HTTR／FBR／軽水炉運転員、安全設計者、システム設計者によりプロトタイプ中央制御盤による動的検証（ワークロードの計測を含む)。課題抽出、仕様確定の検証サイクルを実行し、監視制御システム仕様を確定させる。

(１３) 電気施設
① 縦置型ヘリウムガス冷却タービン発電機
(ｉ) 目的
本プラントでは閉サイクルのヘリウム冷却によるガスタービン発電機を採用している。タービン発電機は、コンプレッサー、タービン、熱交換器と共に動力変換容器中に縦置きに配置されている。通常、タービン発電機は水平に配置されており、縦置きでの適用実績はない。また、水冷却／水素冷却／空気冷却のタービン発電機技術は確立されているが、冷却媒体にヘリウムガスを用いた発電機については技術開発の実

績もない。縦置型ヘリウムガス冷却タービン発電機の開発が必要である。

(ⅱ) 期待される成果

・　縦置型タービン発電機の開発と設計技術の確立

・　ヘリウム冷却タービン発電機の開発と設計技術の確立

(ⅲ) 試験内容

(ａ) 部分モデル検証試験

縦置型ヘリウムガス冷却タービン発電機の設計を行い、懸念される部位については、部分モデル検証を行う。

・固定子コアの支持構造用部分モデルによる製作検証

・高気圧ヘリウムガス雰囲気下での絶縁特性検証

(ｂ) 横置型実物大モデルによるヘリウム冷却発電機の検証試験

横置型のヘリウム冷却発電機の実物大モデルを製作して、発電機の性能、運転特性を検証する。

(ｃ) 縦置型実物大モデル発電機による検証試験

上記(b)項の横置型実物大モデル機を縦置型に改造し、大規模総合試験で使用するタービンと直結・駆動させて、軸系全体の軸振動特性を検証する。

② 電気ペネトレーション

(ｉ) 目的

本プラントでは、動力変換器容器に設置されたガスタービン発電機により発電を行う設計である。このため、発電機主回路は動力変換器容器および原子炉格納容器を貫通することになる。それぞれの貫通部については、バウンダリ機能を持ち、かつ、大電流／高電圧仕様の電気ペネトレーションが必要となる。表 4.4.1.3 に示すように、これらの電気ペネトレーションは従来 PWR の電気ペネトレーション(表 4.4.1.4 参照)と比べて電気（電圧／電流)、圧力、雰囲気条件、線量について実績のない仕様となるため、当該設備を新規開発する必要がある。

(ⅱ) 期待される成果

・　鋼製の動力変換器容器および原子炉格納容器を構成する電気ペネトレーションの開発

(ⅲ) 試験内容

今回開発するヘリウムガス冷却炉用電気ペネトレーションは、従来の PWR の電気ペネトレーションと比べて電気（電圧／電流)、圧力、線量について実績のない仕様となる。しかし，高電圧／大電流の仕様に対しては、例えば、タービン発電機の出力端子で約 30kV／30kA の実績がある。これら実績のある既存の技術をベースに電気ペネトレーションの設計・試作を行うことができると考えられる。また、試験としては単体での特性試験、寿命試験および実機相当の総合試験を行うことで電気ペネトレーションの健全性を確認する。

(ａ) 単体試験

特性試験（電圧に対する絶縁特性、大電流に対する温度上昇試験、耐圧力試験、放射線照射試験、等）および寿命試験を行い、設計値に対する評価、健全性の確認を行う。

(ｂ) 総合試験

実機相当の電気ペネトレーションを製作し、大規模システムに組み込んでの実環境での性能確認試験を行う。

(１４) ３次元免震装置

(ｉ) 目的

ヘリウムガス冷却炉では、建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、免震建屋構造としている。ヘリウムガス冷却炉の燃料集合体構造材 SiC は耐衝撃性に劣るといわれているので、地震時の燃料集合体浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須であり、３次元免震装置を設置することとした。

３次元免震装置の特性データ取得によるシステム成立性の確認、大型振動台による確証試験などが必要である。

(ii) 期待される成果

- ３次元免震装置要素特性データの取得
- システム成立性、信頼性の確認
- ３次元免震装置技術体系の確立
- ３次元免震設計方針の整備

(iii) 試験内容

(ａ) 要素開発試験

３次元免震装置の設計、製作を行い、各要素特性データを取得する。また、性能および各種信頼性を確認する。

(ｂ) 大型振動台による確証試験

大型振動台を用い、３次元免震装置群の技術確証を行う。

(ｃ) ３次元免震設計方針の整備

上記(a)項，(b)項の試験と並行して、３次元免震設計方針の整備を行う。

参考文献

1) 杉野和輝：“ ガス冷却高速炉の炉心核特性の非均質効果・輸送効果の評価 ”, JNC TN9400 2002-050, (2002)

表 4.4.1.1(1/3)　被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否(1/3)

	参考：HTTR（添八より）	被覆粒子燃料 ヘリウムガス冷却炉	開発の要否
原子炉及び炉心	燃料	燃料	[要] 被覆粒子燃料、SiC 製燃料集合体の開発が必要。
	制御棒案内ブロック	制御棒案内管	反応度制御設備の欄に記載。
	可動反射体ブロック	径方向遮へい体	[否] SiC 遮へい体を想定している。SiC については製作性及び照射特性の把握という課題があるが、燃料集合体における開発要素と同一であり、径方向遮へい体として特有の開発課題はない。
	炉内構造物	炉内構造物	[要] ヘリウムガス冷却材の流量調節機構については、これまでに実績経験がなく、試験体による流動特性試験を実施し、流量配分特性を把握する必要がある。
	反応度制御設備	制御棒集合体	[要] 従来にない SiC 製制御棒集合体であり、試作試験が必要である。また、B4C 吸収材と被覆管との干渉を緩和させるシュラウド管についてガス炉では温度レベルが高いため、高温シュラウド管の開発が必要となる。 本ガス炉では受動的炉停止装置としてキュリー点電磁石方式の SASS を後備系制御棒の一部に採用する。温度感知合金の高温雰囲気下での性能確認等を含む材料開発、SASS 作動システムの機能確認等の開発試験が必要である。
		制御棒駆動機構	[要] 既存のガス炉では実績のない下部挿入型 CRDM を採用しており、機能確認試験が必要。
1次冷却設備	原子炉圧力容器	原子炉圧力容器	[要] 高温のヘリウムガスから原子炉容器を保護するための断熱材ライナーの開発が必要である。断熱材ライナーの材質として SiC を想定しており、その高温耐久試験､機能確認試験が必要となる。 また、所定の定検期間内で炉内構造物等の ISI を可能にすべく、ガス炉用の ISI 装置を開発する必要がある。
	１次ヘリウム循環機	ガスタービン設備	[要] ヘリウムガスタービンによる直接発電方式を採用している。さらに建屋容積低減を狙って１軸縦置きガスタービンとしており、これまでに実績のない概念である。よって、ガスタービン発電設備を構成する各機器の開発、並びにガスタービン発電システムとしての総合機能試験が必要である。 なお、開発中のガス炉（高温ガス炉、PBMR 等）におけるガスタービンの開発成果が一部反映できる余地はある。 発電機については電気系統施設の欄に別途記載。
	中間熱交換器		
	１次加圧水冷却器		
	１次ヘリウム配管	主配管	[否] 原子炉容器と動力変換容器を結ぶ主配管は二重管となっており、さらにヘリウムの漏洩を抑制するためガードパイプ（漏洩流量制限構造）を設けている。二重管そのものについては特段の開発項目はなく、また漏洩流量制限構造についても、実機プラントでの据付スペース確保に留意する必要があるが、開発項目とするには及ばない。
	弁類	弁類	[否] 特段の開発要素はない。
	スタンドパイプ	燃料出入孔	[否] 特段の開発要素はない。
	支持構造物	支持構造物	[否] 特段の開発要素はない。
2次冷却設備	２次ヘリウム循環機	なし	
	２次加圧水冷却器		
	２次ヘリウム配管		
	弁類		
	支持構造物		

表 4.4.1.1(2/3)　被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否(2/3)

	参考：HTTR（添八より）	被覆粒子燃料 ヘリウムガス冷却炉	開発の要否
加圧水冷却設備	加圧水循環ポンプ	なし	
	加圧水空気冷却器		
	加圧水加圧器		
	加圧水配管		
	弁類		
工学的安全施設	補助冷却設備	補助炉心冷却設備	[要] 補助炉心冷却系は冷却器を炉容器に挿入した直接炉心冷却方式であり、これまでのガス炉では実績のない冷却方式である。したがって、試験装置を用いて、補助炉心冷却系作動時の炉内流動特性を把握する必要がある。また、要素技術としてグラビティダンパーの開発が必要である。
	炉容器冷却設備	空調設備	[否] 特段の開発要素はない。
	原子炉格納施設	原子炉格納容器	[要] 本ガス炉では、鋼製格納容器を採用している。原子炉格納容器の溶接部の厚さが 38 ㎜ を超える場合は、省令 81 号の規定により溶接後熱処理（SR）が必要となるが、現地にて溶接後熱処理を実施することは実際上困難であるので、溶接後熱処理の免除に関する特別認可申請を行う必要がある。特認申請に際して、材料試験、溶接性試験などを実施して適用性を確認する必要がある。
	非常用空気浄化設備	非常用空気浄化設備	[否] 特段の開発要素はない。
		コアキャッチャ	[要] 本ガス炉では万が一の炉心溶融事故に対する設備対策としてコアキャッチャを設けている。溶融燃料を炉容器の外に設けた炉外コアキャッチャで受けて冷却する概念を採用しており、その冷却性能を模擬試験装置により確認する必要がある。
原子炉補助施設	残留熱除去設備	ガスタービン及び 補助炉心冷却設備	ガスタービン設備及び補助炉心冷却設備の欄に記載する。
	１次ヘリウム純化設備	ヘリウム純化設備	[否] HTTR での実績が反映可能であり、特段の開発要素はない。
	１次ヘリウム 貯蔵供給設備	ヘリウム貯蔵供給設備	[否] 特段の開発要素はない。
	２次ヘリウム純化設備	なし	
	２次ヘリウム 貯蔵供給設備	なし	
	燃料取扱及び貯蔵設備	燃料取扱及び貯蔵設備	[否] ガス炉の使用済燃料取扱設備は再処理施設へ搬出するまで、全てガス雰囲気中で取扱い、崩壊熱が高い段階では移送中の冷却が必要となる。移送中の冷却に関してはナトリウム炉で検討されているガス中移送設備概念と同様に既存技術での対応が可能と考えられ、冷却機能の確証試験が必要ではあるが、概念構築に係わる特段の開発課題はないと考える。 また、燃料取扱機器（グリッパ、昇降機、支持装置）に関しても、燃取設備側での取扱いに充分耐え得る燃料集合体構造とすることで、特段の開発課題はないと考える。
	試料採取設備	サンプリング装置	[否] 特段の開発要素はない。

表 4.4.1.1(3/3)　被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の開発項目および開発要否(3/3)

	参考：HTTR（添八より）	被覆粒子燃料 ヘリウムガス冷却炉	開発の要否
計測制御系統設備	原子炉計装	中性子計装	[要] 従来以上の高感度長寿命γ線補償型電離箱及び核分裂計数管・電離箱の開発が必要なものと想定する。
		制御棒位置計装	[否] 検出器は、制御棒駆動機構ハウジングの中に納める計画で、設計上厳しい雰囲気条件は温度である。検出器には一般的な電磁ピックアップ、シャフトエンコーダ等、一般的なものが使用でき、検出器設計温度条件を満足するよう必要があれば適宜熱遮へいを設けることで対応する。
		炉心差圧計装	[否] 温度、耐放射線面で制約のある検出器（差圧伝送器）は、HTTR と同様に原子炉容器の外、原子炉格納容器内の条件の比較的良いところに設置する計画である。原子炉容器内の圧力取り出し管開口部位置の設定及びパイプの引き回しが課題であると考えている。
		高温プレナム部温度計装	[否] 高温プレナム部温度計装そのものの要否についての判断が必要であるが、Ｋ熱電対又はＮ熱電対が使用できる。原子炉容器内ウェルの引き回しが課題である。
		燃料破損検出計装	[否] 検出破損規模（感度）要求、応答要求によっては種々の工夫が必要になるものと考えているが、開発を要する課題ではないと考えている。 安全保護系以外の燃料破損検出装置は、要否についての判断が必要であるが、安全保護系の燃料破損検出システムと同様、HTTR のシステムが活用できるものと考えている。原子炉容器内サンプリング管の引き回しが課題であると考えている。
	プロセス計装	１次主冷却系流量計装	[要] 主冷却系流量計（ピトー管を想定）について前後に十分な直管長さが確保できないため、実規模での流量校正、検定が必要であるものと想定する。 他の計装については軽水炉用が活用できるものと想定する。
		その他の計装	[否] タービン・発電機まわり計装については、必要に応じてタービン及び発電機補機冷却機能を活用することで対応できるものと想定している。
	原子炉制御設備	原子炉制御設備	[否] 特段の高機能、高精度、高速応答、高信頼度要求はないと考えられるので、開発項目はないと判断する。
	原子炉保護設備	原子炉保護設備	[否] 特段の高機能、高精度、高速応答、高信頼度要求はないと考えられるので、開発項目はないと判断する。
	工学的安全施設 作動設備	工学的安全施設作動設備	[否] 特段の高機能、高精度、高速応答、高信頼度要求はないと考えられるので、開発項目はないと判断する。
	制御室	中央制御盤	[要] 運転実績がないことから、制御盤を中心とする運転監視制御システムの操作性検証、高度化開発が必要である。
		中央制御室外 原子炉停止装置	[否] 運転操作性の検証は、中央制御盤の検証の成果を活用して設計の中で行えるものと考えている。
電気設備	電気施設	電気施設	[要]（実績のない下記設備について必要） １．発電機設備 ガス冷却 FBR に適合する発電機設備を実現するため、実績がないことから次のシステムを開発する必要がある。 ① 大容量縦型磁気軸受システム ② 発電機ヘリウム冷却システム ③ 大容量発電機起動システム ２．発電機回路用動力容器ペネ及び原子炉格納容器ペネ 実績がないことから高電圧、大電流用を開発する必要がある。
廃棄物処理設備	気体廃棄物処理施設	気体廃棄物処理施設	[否] 特段の開発要素はない。
	液体廃棄物処理施設	液体廃棄物処理施設	[否] 特段の開発要素はない。
	固体廃棄物処理施設	固体廃棄物処理施設	[否] 特段の開発要素はない。

表 4.4.1.2　ガスタービン　各機器の要素試験

開発項目	試験規模	試験条件	試験内容
(1) 縦置タービン・圧縮器の開発	コンプレッサーに重点をおいた試験として、1/3 スケールで段数は、10段程度の部分モデルとする。	コンプレッサー 入口圧力:2.0MPa コンプレッサー 入口温度:35℃	コンプレッサーの性能曲線、サージマージン等の試験を行う。
(2) 縦置き発電機の開発	縦置発電機の設計を行い、クリティカルとなる点を洗い出して、部分モデル試験を行う。	縦置発電機の設計結果から設定する。	固定子支持構造、通風冷却方法について試験を行う想定
(3) 磁気軸受の開発	実規模のスラスト磁気軸受を操作して単体性能試験を行う。	実機のスラスト荷重と回転数条件	・大容量磁気軸受の試作（実機規模） ・単体の性能試験
(4) 再生熱交換器の開発	実機で操作する際の１ブロック寸法（幅×奥行×高さ：1m×1m×0.2m）程度で試作	高圧側と低圧側の実機条件の温度差，圧力差を与える。	・プレートフィン構造の試作（切断・ろう付け状態の確認用、耐圧試験用に最低各２ブロック必要） ・温度差と圧力差を与えたプレートフィン構造健全性試験
(5) 前置冷却器・中間冷却器の開発	実機寸法のフィン付ヘリカルコイルの試作（複数体の試作）	—	・製造方法を変えたヘリカルコイル試作 ・製品の耐圧，漏洩及び寸法検査
(6) 軸系振動の確認	1/3 スケールでの模擬荷重を用いた軸系総合試験	実機と同じ回転数	・軸系総合振動特性試験 ・磁気軸受の振動制御試験
(7) ピストンリングシールの開発	実規模ピストンリングの製作 単体性能試験	実機条件での差圧を考える。	・ピストンリングの試作 ・シールリーク性能試験

表 4.4.1.3　ヘリウムガス冷却炉：電気ペネトレーション仕様

	電 圧	電 流	圧 力	雰囲気温度	線量率
動力変換器容器貫通部	15kV	12kA	6.0MPa	35℃（He ガス）	0.4 Rad/h
原子炉格納容器貫通部	15kV	12kA	0.65MPa＊1	55℃（空気）	7.2E+7 Rad/h＊2

(注)＊1.事故時の値を示す。
　　＊2.事故時の線量率。総線量は×30 日とする。

表 4.4.1.4　PWR：電気ペネトレーション仕様

	電 圧	電 流	圧 力	雰囲気温度	線量率
原子炉格納容器貫通部	6.6kV	約 210A	0.41MPa＊1	55℃（空気）	2.0E+8 Rad＊2

(注)＊1.事故時の値を示す。
　　＊2.事故時１回を含む 40 年間の総線量。

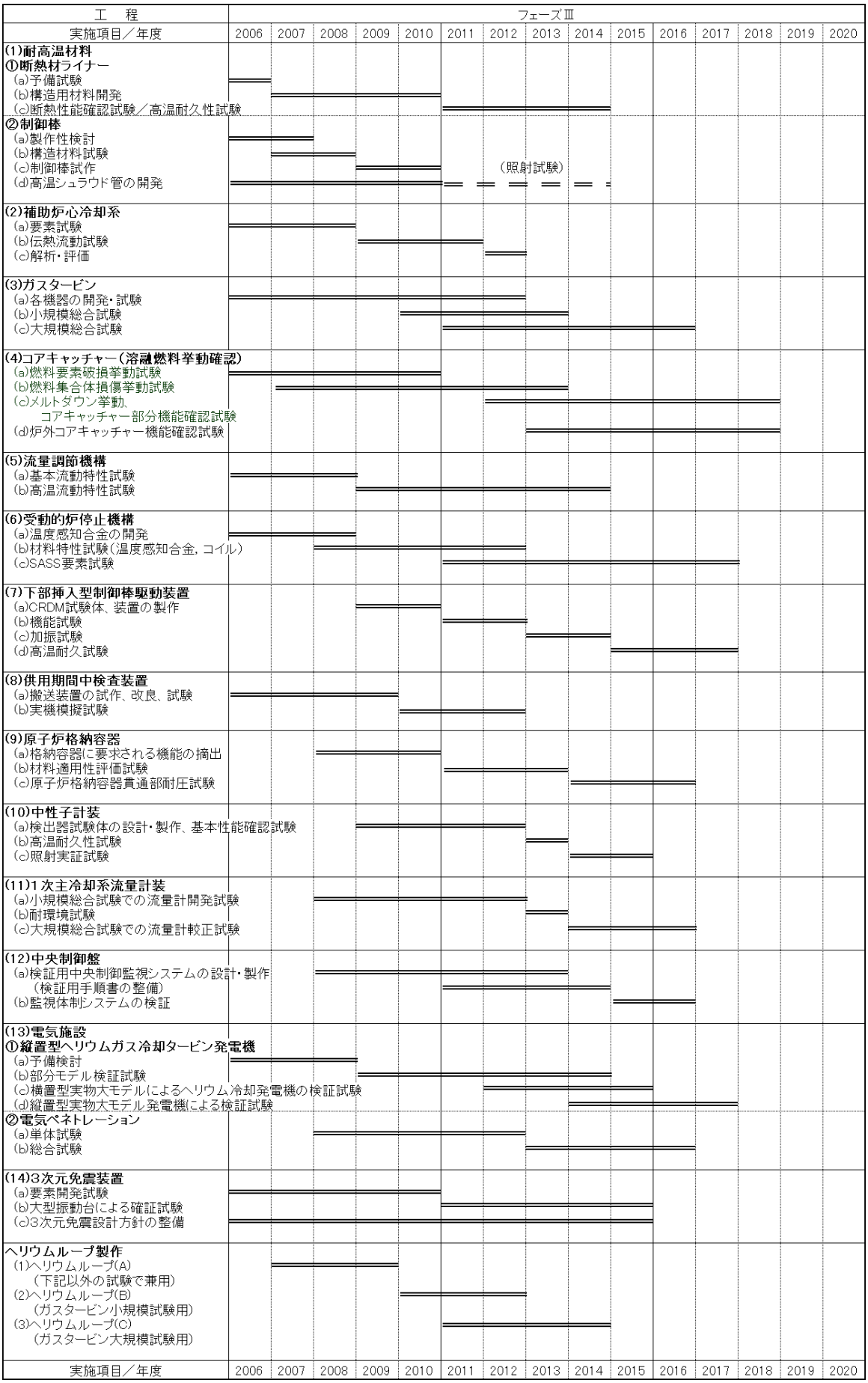


図 4.4.1.1　研究開発計画（プラント関連）

4.4.2　必要な開発資源・開発期間

4.4.2.1　炉心燃料設計

前節と同様に炉心燃料設計は、燃料・材料技術開発と炉心設計技術開発に大別される。燃料・材料技術開発は、燃料製造技術そのものであり、これらは技術検討書・分冊２「燃料サイクルシステム技術検討書」にて詳しく記載される。よって本節では、照射試験に要する資源・期間について簡単に述べるにとどめる。炉心設計技術開発については、前節の実用化技術体系設備の道筋で記載された各項目で必要となる開発資源および開発期間を示す。

（１）燃料・材料技術開発

燃料・材料の照射試験に要する資源・期間について、以下簡単に述べる。これらの試験は、燃料・材料の製造技術の確立後に実施することとなる。

模擬粒子燃料の照射試験では、燃料核に重金属窒化物の模擬材料を使用しTiN被覆を有する被覆粒子単体を高速中性子照射場（常陽など）にて、のべ5年間程度照射する。被覆粒子単体（φ2mm）はペレットなどと異なり、重金属を用いても重量上極微量であることから、許認可上の制約要因は少ないと想定される。体積的にも小さいことから、いくつかの単体粒子を別個に平行して照射することも可能であり、照射後試験としては既存施設などで5年間程度を見込む。なおヘリウム冷却炉内温度条件の照射プラグでの実現可能性については、PhaseⅢにおいて判断するものとする。

模擬粒子燃料の照射試験を通じ、一定照射量までの被覆層健全性あるいは限界が確認された段階で、被覆粒子燃料試験を実施する。ここではFPガス発生に対する被覆健全性を確認しつつ、バッチ毎に順次照射を行う。燃料の健全性確認のため、燃料核に重金属窒化物の模擬材料を使用しTiN被覆を有する被覆粒子単体を高速中性子照射場（常陽など）にてのべ5年間程度照射する。被覆粒子単体（φ2mm）はペレットなどと異なり、重金属を用いても重量上極微量であることから、許認可上の制約要因は少ないと想定される。被覆粒子単体は体積的にも小さいことから、いくつかの単体粒子を別個に平行して照射することも可能であり、照射後試験としては既存施設などで5年間程度を見込む。

燃料体部分照射試験では、SiC材料自体の照射特性、SiC－SiCおよびSiC－金属溶接部の照射健全性および限界を確認することとなる。照射場として常陽を想定した場合、部材容積上の問題、許認可上の問題は少ないと考えられる。照射期間としては、これまでの材料照射実績を踏まえて5～10年間程度は必要となる。なお燃料体照射試験には、高速中性子照射場自体の整備が

必要となる。高速中性子フルエンスおよび実験用炉内空間を得られる照射場としては、高速原型炉（もんじゅなど）が想定できるが、複数体の照射を行う必要を考えた場合、～10 年オーダーの期間が必要にある。なお、許認可に要する期間（計画開始から 3~5 年）を別途考慮する必要がある。

（２）炉心設計技術開発

以下に技術開発を有する各分野について、その開発必要資源を記す。なお設計技術は前述の燃料・材料開発の進展を反映し平衡して進展する形態のため、炉心設計技術開発は、燃料・材料開発期間にわたり必要となる。

（ｉ）核データおよび核計算手法

既存の核計算コード・核データをベンチマーク解析などにより検証する必要から、その実施要員が必要となる。臨界計算精度検証のため、高速臨界実験施設などでの実験を行う場合、試験計画・実施を含め５年程度が必要と考えられる。

（ii）燃料・材料の挙動解析手法

本手法の開発は、被覆粒子燃料などの照射後試験を反映しつつ実施することになり、その実施要員が必要となる。

（iii）安全性・制御性解析手法

本手法の開発は、ガスタービン特性試験などを反映しつつ実施することとなり、その実施要員が必要となる。また高温ヘリウムガスを用いた熱流動伝熱試験施設が必要であり、その計画・着工・試験・評価を含めて 10 年程度を要する。

（iv）事故影響評価（PSA）手法

本手法の開発は、故障確率などの調査および定量的導出を行うと共に、ヘリウムガスタービンの運用実績を反映することが必要となり、その実施要員が必要となる。

4.4.2.2　プラント設計

前項で列挙した枢要技術の課題解決に向けた研究開発計画を整理した。

開発期間を図 4.4.1.1 に示す。本工程表は、各年度の予算配分などは考慮せず、各研究開発を最短で完遂させるために並行して開発を進めた場合のものである。期間としてプラント関連で最も開発に時間がかかると考えられるのは、コアキャッチャー（燃料破損挙動、燃料集合体破損挙動、コアキャッチャー機能確認試験）の約 14 年であった。

ヘリウムガス冷却炉の実用炉１号機建設に必要とされるプラント関連 R&D 費用の総額は、3500 億円～3800 億円（燃料・再処理関連含まず）となった。

4.5　ヘリウムガス冷却炉の技術的総括

ヘリウムガス冷却炉は、ナトリウム冷却炉など他炉型にはない、高い熱効率、固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上、などの特有な特長があり、炉心性能と安全性とのバランスを追求した概念の検討を行ってきた。

また、本研究では、実用化戦略調査研究以前の従来のヘリウムガス冷却炉に対して、次のような特色のある設計検討を行った。

炉心燃料設計においては、

① 窒化物被覆粒子燃料の採用

高炉心出口温度条件で用いる高速炉燃料として、炉心特性が良好な窒化物燃料を粒子核とし、物理・化学的特性（耐高温特性、窒化物燃料との共存性）および核特性（中性子吸収・減速が少ない）に優れる窒化物系セラッミクス：TiN を被覆層として用いた被覆粒子燃料を用いる。

② 横方向流冷却（コンパートメント型）燃料集合体の採用

中空円筒形状に被覆粒子を充填し、ヘリウムの横方向流により粒子を直接冷却する形態とすることにより、ガス冷却の弱点となる低い熱伝達特性を補い、かつ充填部での流路長の短尺化と充填粒子の大径化(直径約 2mm)により、炉内圧力損失を低減させている。

③ 黒鉛材料の排除

従来の熱中性子ガス炉において、燃料被覆層、燃料コンパクト、減速材および遮へい材として多用されている黒鉛材料を、構成材料として排除することにより、空気進入事故などにおける火災発生の可能性を排除する。

プラント設計においては、

① 高温構造設計としてライナ構造の採用

高温ガスと接する構造材を保護するために断熱材を設置し、それを SiC 製断熱材ライナおよびスタッドボルトで固定する構造とした。

② 減圧事故時の開口面積の制限

断面積 50cm^2 以上の一次系配管の外側にガードパイプを設置し、リークタイト構造とすることにより、仮に当該配管が破断した場合にも冷却材漏えいを防止する。

③ 流路切り替えにグラビティダンパーの採用

事故時などに原子炉出入口圧力差が減少すると、補助炉心冷却系流路の入口側に設置された差圧自動駆動グラビティダンパーが全開状態となり、冷却流路が形成される。

4.5.1　ヘリウムガス冷却炉の仕様とその根拠

被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉の基本仕様を図 4.5.1.1 に、その根拠を表 4.5.1.1 に示す。

以下に、各基本仕様の根拠を説明する。

1）原子炉型式：被覆粒子型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉

ヘリウムガス冷却高速増殖炉の燃料形態として、被覆粒子型とピン型を比較し、炉心特性と厳しい事象時の炉心除熱性の両立に優れる被覆粒子型を、レファレンス設計に選定した。ピン型は燃料体積比を高くできるため、優れた炉心特性とすることが可能であるが、金属若しくは耐熱材料被覆管を用いた設計検討から、厳しい事象での除熱性確保には高信頼性を有する即応型受動的炉停止機構が必枢となる結論を得ており、オプション設計に位置付けることとした。

2) 電気出力（発電端）：1124MWe

下記に示す条件でヒートバランスを評価した結果。

3) 熱出力：2400MWt

原子炉の出力規模を決める要素として、ガスタービンユニットの出力規模が重要となる。現行技術延長上で実現可能な最大容量を 600MWt/基（高温ガス熱中性子炉にて開発中のものと同規模）とした場合、大型原子炉においてはガスタービンユニット基数＝ループ数の増加により、その出力規模を実現することとなる。

ガス炉は高圧システムであり、バウンダリ部材は厚肉で物量増加が懸念される。大型炉にすることでその影響を小さくし、経済性を向上させる。一方で、製作性の観点から原子炉容器内径を 10m 以下にする必要があり、新たな開発課題を作らないためにも炉心サイズの制限、すなわち熱出力の制限をする必要がある。これらの経済性、熱出力上限などの条件を踏まえて、電気出力 1100MWe 級となる熱出力 2400MWt、４ループを設定した。

4) ループ数：４ループ

上記 3)項に含む。

5) １次系 He 温度：460℃/850℃（入口/出口温度）

高温化によるガスタービンの熱効率向上を目指し、あわせて安全上、原子炉構造上問題とならない範囲で１次系出口温度を高温化する観点から、既存ヘリウム高温ガス炉（熱中性子炉：原研 HTTR など）で達成されている 850℃と設定した。

なお熱中性子炉では炉心出力分布平坦化等により、出口最高温度増加の抑制と出口平均高温化 950～1000℃の両立を目指している。一方、高速炉では出力平坦化と増殖性能維持を両立する必要があり、炉心・燃料設計上の開発課題を増加させる要因となる。大型高速炉では、単なる高温化より、高速炉特性を活かした長期運転・高燃焼度により、(ワンス･スルーではなく)燃料サイクル中での総合的な技術開発を主眼とし、850℃に選定する。

6) １次系流量：4262 ton/h

炉心熱出力 2400MWt を、炉心入口・出口におけるヘリウムガス平均温度・圧力により決まる炉心出入口エンタルピ差で割ることにより求められる。

7) １次系圧力：6 MPa

ヘリウムガスは、熱伝達率は小さく、熱輸送力が小さいという短所から、熱輸送力の向上および除熱性能確保のためには１次系冷却材の圧力を上げて密度を高める必要がある。その一方で、減圧事故時の正の反応度投入をできるだけ抑制する観点から、圧力は低めの設定にするのが好ましい。これらにプラント熱効率を考慮に入れ、本プラントでは海外プラント設計例より少し低めの 6MPa と設定している。ちなみに、海外のプラント設計例では、GT-MHR が 7.1MPa、PBMR が 7MPa としている。

8) ２次系温度、流量：－（該当なし）

9) 水／蒸気温度：－（該当なし）

10) タービン発電機：4 基/プラント

熱中性子炉の高温ガス炉で出力規模 600MWt/基のガスタービンユニットが開発されようとしている。また、既存の開放サイクル・横置きガスタービンでは、300MWe/基程度の実績がある。本概念では、閉サイクル、かつ配置性の観点から縦置きを志向しており、各部の要素開発、発電システムの確証が必要だが、開発できる見通しを有する。

11) プラント熱効率：約 47%

ガスタービンサイクル効率は、原子炉出入口温度、原子炉出口圧力、コンプレッサーの断熱効率等で決まる。原子炉出入口温度及び原子炉出口圧力を上記の値とし、

・タービン断熱効率 93.5%
・コンプレッサー断熱効率 90%
・再生熱交換機温度効率 95%
・発電機効率 98.5%

としたときのヒートバランスから、タービンサイクル効率 46.8%を得ている。また、原子炉入口温度および原子炉出口圧力がガスタービンサイクル効率へ与える影響についてサーベイしており、原子炉入口温度を 500℃まで上げた場合でも 0.3%の効率向上にとどまること、一方、原子炉出口圧力を 1MPa 下げると 1%程度効率低下となることから、安全上成立するならば圧力は高い方が良いということで、レファレンス条件として設定している原子炉出入口温度、原子炉出口圧力、タービンサイクル効率がほぼ妥当なものと判断している。

12) 所内負荷率：31.6 MW (2.8%)

ナトリウム実証炉（フェーズ２）の所内負荷率を元に、出力比率、原子炉建屋容積比率などを用いて、ヘリウムガス冷却炉を算出した。ガスタービン発電機設備および換気空調設備の負荷が、所内負荷合計の７割以上を占める。

13) プラント稼動率：93%

プラント運転サイクル 20 ヶ月、平均定検日数 45 日より算出。

14）炉心・燃料：被覆粒子型窒化物燃料

燃料組成としては、窒化物燃料、酸化物燃料、金属燃料を比較し、窒化物燃料を選定した。これは窒化物燃料は、酸化物燃料に比較して炉心特性に優れることが第一要因である。酸化物燃料は実現性は高いが増殖性など必要炉特性確保が難しく、金属燃料は物性上の観点から高温ヘリウム条件では使用し難い。

被覆粒子の充填率としては、球状体理論充填率：対心立方格子(bcc)で 68.02%、面心立方格子で(fcc)74.05%（＝最密充填率）に対して余裕ある値として、工学的判断により 60.0%と暫定設定した。今後稠密化の限界を含めて検討する余地がある。

燃料製造との取り合いでは、窒化物燃料の密度としては、現状の技術として実現可能な最大限として 95%理論密度を設定する。TiN 製被覆層としては、内部バッファ層／外部強度層それぞれの密度として、50%および 100%理論密度を設定する。これは内部層には FP ガス溜としての機能を持たせるための暫定値であり、外部層は理想的な結晶構造が実現した場合の最大値とした。フリットを構成する SiC の開孔率（ポロシティ）は、横方向流路形成のために必要となる内管・外管毎の圧力損失に応じたサーベイ計算から、炉心部分で内管 5%、外管 40%、下部軸方向ブランケットで内管 4%、外管 40%、上部軸方向ブランケットで内管 4%、外管 60%と設定した。

Pu 燃料組成としては、高速炉におけるマルチリサイクルを想定した MA・FP 混入率（ナトリウム冷却炉・鉛ビスマス冷却炉概念と同等）に設定した。

15）炉心の径/高さ：5.64m / 1.8m

炉心の径としては、炉容器内径（遮蔽体を含む炉心外接円相当）が 8m を超えないこと、遮蔽体厚が２層（50cm 相当）必要なこと、増殖比 1.15 程度を満たすため径方向ブランケットが２層（50cm 相当）必要なこと、制御棒が延べ断面積で炉心の１割弱必要なこと、から炉心直径は 5～6m 程度になる。

炉心高さとしては、定格運転条件においてヘリウム流速の上限目安を満たした上で炉心除熱性が確保できること、苛酷事象において自然循環による圧力損失特性と出力密度および炉心特性（減圧反応度など）を有すること、なる実要件を満たす炉心設計サーベイから炉心高さ 180cm となる。

16）軸/径ブランケット：上下各 0.35m / 0.42m

除熱性確保のため炉心容積が大きく中性子漏えいが少ないこと、燃料体積比が低く、また燃料体積比に比べて構造材体積比が高い被覆粒子型炉心では中性子吸収量が増加すること、からブランケット容量は大きくなる。増殖比 1.15 以上を目標とした場合、上下軸方向ブランケットは 35cm 以上、径方向ブランケットは２層以上必要となる。

17）被覆粒子燃料：外径 1.94mm，燃料核径 1.5mm、第１層低密度 TiN:120μm，第２層高密度 TiN:100μm について

被覆粒子は直接冷却されるため、圧力損失低減の観点から外径 2mm の大粒径を選

択。TiN 材は、高温安定性、窒化物燃料との共存性、再処理前処理技術の可能性から選択。被覆層厚さは、FP ガス留め機能、強度層応力を考慮し暫定設定した。

18）燃焼度：119 GWd/t

取出燃焼度は、燃料・材料の健全性および安全性を確保した上で可能な限り高めることが望ましい。これまでの設計検討を通じ、炉心平均燃焼度 100GWd/t となる概念においては、炉心特性と AWS 時除熱性確保を両立し得る見通しは得られたものの、150GWd/t となる概念では、燃料形態や除熱性確保の観点で課題を多く残す結果となった。よって中間報告時点においては、取出燃焼度としては 120GWd/t 程度を目標とし、炉心設計・除熱性検討を行うこととした。

ヘリウム冷却炉における 120GWd/t なる燃焼度に関し、燃料サイクル上の意味づけを考えた場合、熱効率及び燃焼度の観点から他冷却材概念（ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉）と比較することが考えられる。すなわち、ヘリウムガス冷却炉では熱効率が約 47%と他冷却材概念の約 40%と比較して約 2 割高い。原子炉熱出力で定義される燃焼度に対し、燃料サイクル費で比較を行う場合に重要となる“熱効率×燃焼度”を比較すれば、ヘリウムガス冷却炉の取出燃焼度 120GWd/t(119GWd/t)は、他冷却材概念の 150GWd/t に相当することとなる。

19）増殖比：1.17

増殖比 1.15 以上を目安とすることにより、複合システム倍増時間で 50～70 年程度を実現する。

20）炉心平均出力密度：51 W/cm^3（炉心体積当たり）

炉心平均出力密度は、定格運転状態での最適除熱設計から導かれるものではなく、AWS（減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象）事象でも崩壊熱除去により炉心溶融を回避できる可能性を示す、という概念検討上の目標をここで採用している燃料概念で満足するよう炉心燃料仕様を設定した結果として得られた値である。

21）燃料集合体型式：被覆粒子燃料内蔵集合体

被覆粒子燃料の内蔵形状に応じて、横方向流冷却コンパートメント型、六角ブロック型、板状型、球状（ペブルベッド）型の集合体概念を比較した。横方向流冷却型は、圧力損失が少なく、被覆粒子を直接冷却するため除熱性能に優れ、レファレンスに暫定される。六角ブロック型は被覆粒子燃料を間接的に冷却するが、熱容量高・減圧反応度低により安全上の特徴に優れる面があり、オプション設計となる。板状型・球状（ペブルベット）型は形状安定性や圧力損失特性などの観点で除熱性に劣るため、選定外とされる。

22) 原子炉容器型式：鋼製原子炉容器

原子炉圧力容器材料は、経済性を考慮して、軽水炉で使用実績のある Mn-Mo 鋼（SQV 材）を使用。原子炉圧力容器は、内面に断熱材を設置し、外面を空調施設により冷却している。さらに、原子炉圧力容器は、開発要素を排除し、現有設備をわずか

に改良して製作、輸送が可能な、軽水炉より多少大きな寸法（内径約 10m）に制限した設計としている。

23) 原子炉停止系：制御棒駆動装置下部設置

原子炉圧力容器上部には、補助炉心冷却系の熱交換器や燃料交換用孔がある。制御棒設置スペースが上鏡部にないこと、および、高温雰囲気を避ける目的で、制御棒駆動軸は下部から挿入する。なお、フェイルセーフの観点から制御棒は炉心上方から重力落下させる方式とした。

24）炉心安全：AWS 時に SASS 無しで 2200℃以下となる可能性を有すること

漏洩流量制限機構設置（50cm^2 以下の漏洩面積制限）に関しては、炉心損傷防止の観点から極めて卓越した安全性を確保するために、減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象（AWS：Accident Without Scram）に受動的安全機能である自己作動型炉停止機構(SASS)の不作動を重畳しても、炉心の著しい損傷に至らないような炉心設計を追求した。これを実現すべく、炉心特性として、ドップラー効果の改善を図るとともに、炉心圧損の低減を図った。

一方、炉心流量が短時間に著しく減少する場合、原子炉スクラムを伴わなければ除熱不足により炉心が著しく損傷する。これを防止する目的で、配管のギロチン破断を想定しても、炉心流量が短時間に著しく減少しないように漏洩面積を 50cm^2 以下に制限することとした。そのための具体的手段として、大口径配管に漏洩流量制限機構を設置することとした。以上の設計の結果、炉心燃料最高温度はノミナル条件で 2200℃以下となる見込みがあることを過渡解析により確認した。

なお、炉心冷却形状維持の観点から、著しい炉心損傷の防止の判断の目安として暫定した 2200℃という値は、燃料集合体の構造材料である SiC の高温健全性確保の観点から暫定している値であり、燃料被覆層を含めた健全性あるいは冷却性が確保されるか否かについて判断するためには今後試験データ取得を含めた検討が必要である。

25) 炉心上部機構：無し（制御棒下部駆動，上部燃料交換）

炉心上部は炉心出口側にあたり、冷却材が高温（出口温度 850℃）となるため、極力構造物を設置しないこととしている。

26) １次系接続容器：２重管方式

冷却材は二重管外管から流入し、原子炉圧力容器と内容器との間の流路を通って下降し、炉心下部より炉心に流入して、二重管内管からガスタービンへ流出する。

27）補助炉心冷却系：原子炉本体上部設置型 直接炉心冷却：50%×4 系統

補助炉心冷却系は、原子炉トリップ後の崩壊熱除去、低温停止時、燃料交換時等の通常運転時および事故時の除熱を行う。また、設計基準外事象時、外部電源喪失時の、すべての非常用ガスタービン発電設備起動失敗による強制循環喪失時には、自然循環により除熱を行う。

補助炉心冷却系は 4 系統から構成され、2 系統の非常用ガスタービン発電設備からサポートされている。また、補助炉心冷却系 1 系統の冷却能力は 0.65MPa までの一

次系減圧を想定した条件下で 50%の強制循環冷却容量を有している一方で、5MPa への一次系微減圧を伴い補助炉心冷却系の 1 系統が使用不能になるような DHX 伝熱管破損を想定した場合では、補助炉心冷却系 1 系統のみによる強制循環冷却で十分に炉心冷却できる見通しが得られている。このため、設計基準事象に対しては、外部電源喪失および非常用ガスタービン発電設備の単一故障を想定しても、補助炉心冷却系の強制循環冷却によって十分な炉心冷却が行われる見込みである。

28) 原子炉格納施設：鋼製原子炉格納容器

円筒小型 PCCV は強度的に厳しく、円筒ドーム型 PCCV は物量の増加につながることから、円筒鋼製格納容器を採用した。格納容器については、深層防護の立場から耐圧格納機能を要求するものとし、最高使用温度 150℃、最高使用圧力 0.69MPa(abs)とした。

皿型鏡板・鋼製格納容器形式の耐圧力性の改善、内径縮小の観点から、上部鏡板は半楕円型を採用した。格納容器胴部肉厚は約 55mm（溶接構造用高降伏点鋼板 JIS G3128 SHY685N を採用）。

29) 燃料取扱方式：プラント運転サイクル 20 ヶ月 8 バッチ方式

運転サイクル長さ 18 ヶ月以上を目標に、取出燃焼度 120GWd/t を満たす Pu 富化度調整・バッチ数増減サーベイを実施し、燃焼反応度 0.8%Δk/kk’、8 バッチ方式にて設計条件を見出す。

30) 燃料減衰待貯蔵：炉外燃料貯蔵方式（水冷却）

HTTR と同様に、使用済み燃料は収納管（貯蔵ラック）の中にヘリウム雰囲気で貯蔵され、その収納管の外側を水冷却する方式とする。

31) 炉内燃料交換：パンタグラフ式燃料交換機

使用済み燃料は、燃料出し入れ用孔から挿入されるパンタグラフ式燃料交換機により炉内中継槽（燃料移送ポット）に移送される。炉内中継槽に移送された燃料は、燃料出入機用孔から挿入される昇降型炉内中継用案内管を通って、燃料出入機により炉外に取り出される。

燃料交換機にマニプレータを採用することにより、回転プラグ等の上部構造物が削除できる。

32) 炉外燃料移送：燃料出入機＋天井クレーン

原子炉からの使用済み燃料は、燃料出入機を介して使用済燃料貯蔵プールの各貯蔵ラックへ直接移送するため、ナトリウム炉のような台車方式では対応が困難である。したがって、HTTR と同様に天井クレーンを用いて燃料出入機を移動させる方式とする。

33) 燃料搬出入形態：－ （該当なし）

34) 免震：３次元免震

建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、免震建屋構造とする。燃料集合体構造材の SiC は耐衝撃性に劣るた

め、地震時に浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須であり、建屋全体３次元免震を採用することとした。

35) プラント寿命：60 年

軽水炉の将来目標値である 60 年を採用。なお、動的機器、計装機器、制御盤などについては、その機器毎に設計寿命を設定し、適宜交換するものとする。

表 4.5.1.1(1/3)　基本仕様根拠　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）(1/3)

No	項　　目	仕　　様	根　　拠
1	原子炉型式	被覆粒子型燃料 ヘリウムガス冷却 高速増殖炉	ヘリウムガス冷却高速増殖炉の燃料形態として、被覆粒子型とピン型を比較し、炉心特性と厳しい事象時の炉心除熱性の両立に優れる被覆粒子型を、レファレンス設計に選定した。ピン型は燃料体積比を高くできるため、優れた炉心特性とすることが可能であるが、金属若しくは耐熱材料被覆管を用いた設計検討から、厳しい事象での除熱性確保には高信頼性を有する即応型受動的炉停止機構が必枢となる結論を得ており、オプション設計に位置付けることとした。
2	電気出力(発電端)	1124 MWe	下記の条件でヒートバランスを評価した結果。
3	熱出力	2400 MWt	原子炉の出力規模を決める要素として、ガスタービンユニットの出力規模が重要となる。現行技術延長上で実現可能な最大容量を 600MWt/基（高温ガス熱中性子炉にて開発中のものと同規模）とした場合、大型原子炉においてはガスタービンユニット基数＝ループ数の増加により、その出力規模を実現することとなる。 ガス炉は高圧システムであり、バウンダリ部材は厚肉で物量増加が懸念される。大型炉にすることでその影響を小さくし、経済性を向上させる。一方で、製作性の観点から原子炉容器内径を 10m 以下にする必要があり、新たな開発課題を作らないためにも炉心サイズの制限、すなわち熱出力の制限をする必要がある。これらの経済性、熱出力上限などの条件を踏まえて、電気出力 1100MWe 級となる熱出力 2400MWt、４ループを設定した。
4	ループ数	4 ループ	
5	１次系 He 温度	460℃/850℃ （入口/出口温度）	高温化によるガスタービンの熱効率向上を目指し、あわせて安全上、原子炉構造上問題とならない範囲で１次系出口温度を高温化する観点から、既存ヘリウム高温ガス炉（熱中性子炉：原研 HTTR など）で達成されている 850℃と設定した。 なお熱中性子炉では炉心出力分布平坦化等により、出口最高温度増加の抑制と出口平均高温化 950～1000℃の両立を目指している。一方、高速炉では出力平坦化と増殖性能維持を両立する必要があり、炉心・燃料設計上の開発課題を増加させる要因となる。大型高速炉では、単なる高温化より、高速炉特性を活かした長期運転・高燃焼度により、（ワンス・スルーではなく）燃料サイクル中での総合的な技術開発を主眼とし、850℃に選定する。
6	１次系流量	4262 ton/h	炉心熱出力 2400MWt を、炉心入口・出口におけるヘリウムガス平均温度・圧力により決まる炉心出入口エンタルピ差で割ることにより求められる。
7	１次系圧力	6 MPa	ヘリウムガスは、熱伝達率は小さく、熱輸送力が小さいという短所から、熱輸送力の向上および除熱性能確保のためには１次系冷却材の圧力を上げて密度を高める必要がある。その一方で、減圧事故時の正の反応度投入をできるだけ抑制する観点から、圧力は低めの設定にするのが好ましい。これらにプラント熱効率を考慮に入れ、本プラントでは海外プラント設計例より少し低めの 6MPa と設定している。ちなみに、海外のプラント設計例では、GT-MHR が 7.1MPa、PBMR が 7MPa としている。
8	２次系温度、流量	―	―
9	水／蒸気温度	―	―
10	タービン発電機	4 基/プラント	熱中性子炉の高温ガス炉で出力規模 600MWt/基のガスタービンユニットが開発されようとしている。また、既存の開放サイクル・横置きガスタービンでは、300MWe/基程度の実績がある。本概念では、閉サイクル、かつ配置性の観点から縦置きを志向しており、各部の要素開発、発電システムの確証が必要だが、開発できる見通しを有する。
11	プラント熱効率	約 47%	ガスタービンサイクル効率は、原子炉出入口温度、原子炉出口圧力、コンプレッサーの断熱効率等で決まる。原子炉出入口温度及び原子炉出口圧力を上記の値とし、 ・タービン断熱効率 93.5% ・コンプレッサー断熱効率 90% ・再生熱交換機温度効率 95% ・発電機効率 98.5% としたときのヒートバランスから、タービンサイクル効率 46.8%を得ている。 また、原子炉入口温度および原子炉出口圧力がガスタービンサイクル効率へ与える影響についてサーベイしており、原子炉入口温度を 500℃まで上げた場合でも 0.3%の効率向上にとどまること、一方、原子炉出口圧力を 1MPa 下げると 1%程度効率低下となることから、安全上成立するならば圧力は高い方が良いということで、レファレンス条件として設定している原子炉出入口温度、原子炉出口圧力、タービンサイクル効率がほぼ妥当なものと判断している。
12	所内負荷率	31.6 MW (2.8%)	ナトリウム実証炉（フェーズ２）の所内負荷率を元に、出力比率、原子炉建屋容積比率などを用いて、ヘリウムガス冷却炉を算出した。ガスタービン発電機設備および換気空調設備の負荷が、所内負荷合計の７割以上を占める。
13	プラント稼動率	93%	プラント運転サイクル 20 ヶ月、平均定検日数 45 日より算出。

表 4.5.1.1(2/3)　基本仕様根拠　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）(2/3)

No	項　　目	仕　　様	根　　拠
14	炉心・燃料	被覆粒子型窒化物燃料	燃料形状：上記１項内の被覆粒子型燃料に関する記述を参照。 燃料組成：窒化物燃料、酸化物燃料、金属燃料を比較し、窒化物燃料を選定。窒化物燃料は、酸化物燃料に比較して炉心特性に優れる。酸化物燃料は、実現性は高いが増殖性など必要炉特性確保が難しい。金属燃料は、物性上の観点から高温ヘリウム条件では使用し難い。 粒子の充填密度：球状体理論充填率［対心立方格子 68.02%、面心立方格子 74.05%］に対し余裕ある値として、工学的判断により 60.0%と暫定。 燃料・材料密度：窒化物燃料は現状技術で実現可能な最大値として 95%理論密度を設定。TiN 製被覆層は、FP ガス溜としての機能を持つ内部バッファ層は 50%理論密度、外部強度層は理想的な結晶構造を有するとした場合の 100%理論密度を設定。 フリット開孔率（ポロシティ）：横方向流路形成のために必要となる内管・外管毎の圧力損失に応じたサーベイ計算から、炉心部分で内管 5%、外管 40%、下部軸方向ブランケットで内管 4%、外管 40%、上部軸方向ブランケットで内管 4%、外管 60%と設定。 Pu 燃料組成：高速炉マルチリサイクルを想定した MA・FP 混入率に設定。
15	炉心の径/高さ	5.64m / 1.8m	炉心の径：炉容器内径（遮蔽体を含む炉心外接円相当）が 8m を超えないこと、遮蔽体厚が２層（50cm 相当）必要なこと、増殖比 1.15 程度を満たすため径方向ブランケットが２層（50cm 相当）必要なこと、制御棒が延べ断面積で炉心の１割弱必要なこと、から炉心直径は 5～6m 程度になる。 炉心高さ：定格運転条件においてヘリウム流速の上限目安を満たした上で炉心除熱性が確保できること、苛酷事象において自然循環による圧力損失特性と出力密度および炉心特性（減圧反応度など）を有すること、なる実要件を満たす炉心設計サーベイから炉心高さ 180cm となる。
16	軸/径 ブランケット	上下各 0.35m / 0.42m	除熱性確保のため炉心容積が大きく中性子漏えいが少ないこと、燃料体積比が低く、また燃料体積比に比べて構造材体積比が高い被覆粒子型炉心では中性子吸収量が増加すること、からブランケット容量は大きくなる。増殖比 1.15 以上を目標とした場合、上下軸方向ブランケットは 35cm 以上、径方向ブランケットは２層以上必要となる。
17	被覆粒子燃料	外径 1.94mm 燃料核径 1.5mm 第１層低密度 TiN:120μm 第２層高密度 TiN:100μm	被覆粒子は直接冷却されるため、圧力損失低減の観点から外径 2mm の大粒径を選択。TiN 材は、高温安定性、窒化物燃料との共存性、再処理前処理技術の可能性から選択。被覆層厚さは、FP ガス留め機能、強度層応力を考慮し暫定した。
18	燃焼度	119 GWd/t	取出燃焼度は、燃料・材料の健全性および安全性を確保した上で可能な限り高めることが望ましい。これまでの設計検討を通じ、炉心平均燃焼度 100GWd/t となる概念においては、炉心特性と AWS 時除熱性確保を両立し得る見通しは得られたものの、150GWd/t となる概念では、燃料形態や除熱性確保の観点で課題を多く残す結果となった。よって中間報告時点においては、取出燃焼度としては 120GWd/t 程度を目標とし、炉心設計・除熱性検討を行うこととした。 ヘリウム冷却炉における 120GWd/t なる燃焼度に関し、燃料サイクル上の意味づけを考えた場合、熱効率及び燃焼度の観点から他冷却材概念（ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉）と比較することが考えられる。すなわち、ヘリウムガス冷却炉では熱効率が約 47%と他冷却材概念の約 40%と比較して約 2 割高い。原子炉熱出力で定義される燃焼度に対し、燃料サイクル費で比較を行う場合に重要となる“熱効率×燃焼度”を比較すれば、ヘリウムガス冷却炉の取出燃焼度 120GWd/t(119GWd/t)は、他冷却材概念の 150GWd/t に相当することとなる。
19	増殖比	1.17	増殖比 1.15 以上を目安とすることにより、複合システム倍増時間で 50～70 年程度を実現する。
20	炉心平均出力密度	51 W/cc （炉心体積当たり）	炉心平均出力密度は、定格運転状態での最適除熱設計から導かれるものではなく、AWS（減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象）事象でも崩壊熱除去により炉心溶融を回避できる可能性を示す、という概念検討上の目標をここで採用している燃料概念で満足するよう炉心燃料仕様を設定した結果として得られた値。
21	燃料集合体型式	被覆粒子燃料内蔵集合体	被覆粒子燃料の内蔵形状に応じて、横方向流冷却コンパートメント型、六角ブロック型、板状型、球状（ペブルベッド）型の集合体概念を比較した。横方向流冷却型は、圧力損失が少なく、被覆粒子を直接冷却するため除熱性能に優れ、レファレンスに暫定される。六角ブロック型は被覆粒子燃料を間接的に冷却するが、熱容量高・減圧反応度低により安全上の特徴に優れる面があり、オプション設計となる。板状型・球状（ペブルベット）型は形状安定性や圧力損失特性などの観点で除熱性に劣るため、選定外とされる。
22	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器	原子炉圧力容器材料は、経済性を考慮して、軽水炉で使用実績のある Mn-Mo 鋼（SQV 材）を使用。原子炉圧力容器は、内面に断熱材を設置し、外面を空調施設により冷却している。さらに、原子炉圧力容器は、開発要素を排除し、現有設備をわずかに改良して製作、輸送が可能な、軽水炉より多少大きな寸法（内径約 10m）に制限した設計としている。

表 4.5.1.1(3/3)　基本仕様根拠　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉（フェーズⅡ中間まとめ時）(3/3)

No	項　　目	仕　　様	根　　拠
23	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置	原子炉圧力容器上部には、補助炉心冷却系の熱交換器や燃料交換用孔がある。制御棒設置スペースが上鏡部にないこと、および、高温雰囲気を避ける目的で、制御棒駆動軸は下部から挿入する。なお、フェイルセーフの観点から制御棒は炉心上方から重力落下させる方式とした。
24	炉心安全	AWS 時に SASS 無しで 2200℃以下の可能性有り。漏洩流量制限機構設置（50㎠ 以下の漏洩面積制限）	炉心損傷防止の観点から極めて卓越した安全性を確保するために、減圧事故時にスクラムを伴わずに自然循環除熱となるような苛酷事象（AWS：Accident Without Scram）に受動的安全機能である自己作動型炉停止機構(SASS)の不作動を重畳しても、炉心の著しい損傷に至らないような炉心設計を追及した。これを実現すべく、炉心特性として、ドップラー効果の改善を図るとともに、炉心圧損の低減を図った。 一方、炉心流量が短時間に著しく減少する場合、原子炉スクラムを伴わなければ除熱不足により炉心が著しく損傷する。これを防止する目的で、配管のギロチン破断を想定しても、炉心流量が短時間に著しく減少しないように漏洩面積を 50㎠ 以下に制限することとした。そのための具体的手段として、大口径配管に漏洩流量制限機構を設置することとした。以上の設計の結果、炉心燃料最高温度はノミナル条件で 2200℃以下となる見込みがあることを過渡解析により確認した。 なお、炉心冷却形状維持の観点から、著しい炉心損傷の防止の判断の目安として暫定した 2200℃という値は、燃料集合体の構造材料である SiC の高温健全性確保の観点から暫定している値であり、燃料被覆層を含めた健全性あるいは冷却性が確保されるか否かについて判断するためには今後試験データ取得を含めた検討が必要である。
25	炉心上部機構	無し（制御棒下部駆動，上部燃料交換）	炉心上部は炉心出口側にあたり、冷却材が高温（出口温度 850℃）となるため、極力構造物を設置しないこととしている。
26	１次系接続容器	２重管方式	冷却材は二重管外管から流入し、原子炉圧力容器と内容器との間の流路を通って下降し、炉心下部より炉心に流入して、二重管内管からガスタービンへ流出する。
27	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型 直接炉心冷却 :50%×4 系統	補助炉心冷却系は、原子炉トリップ後の崩壊熱除去、低温停止時、燃料交換時等の通常運転時および事故時の除熱を行う。また、設計基準外事象時、外部電源喪失時の、すべての非常用ガスタービン発電設備起動失敗による強制循環喪失時には、自然循環により除熱を行う。 補助炉心冷却系は 4 系統から構成され、2 系統の非常用ガスタービン発電設備からサポートされている。また、補助炉心冷却系 1 系統の冷却能力は 0.65MPa までの一次系減圧を想定した条件下で 50%の強制循環冷却容量を有している一方で、5MPa への一次系微減圧を伴い補助炉心冷却系の 1 系統が使用不能になるような DHX 伝熱管破損を想定した場合では、補助炉心冷却系 1 系統のみによる強制循環冷却で十分に炉心冷却できる見通しが得られている。このため、設計基準事象に対しては、外部電源喪失および非常用ガスタービン発電設備の単一故障を想定しても、補助炉心冷却系の強制循環冷却によって十分な炉心冷却が行われる見込みである。
28	原子炉格納施設	鋼製原子炉格納容器	円筒小型PCCVは強度的に厳しく、円筒ドーム型PCCVは物量の増加につながることから、円筒鋼製格納容器を採用した。格納容器については、深層防護の立場から耐圧格納機能を要求するものとし、最高使用温度150℃、最高使用圧力0.69MPa(abs)とした。 皿型鏡板・鋼製格納容器形式の耐圧力性の改善、内径縮小の観点から、上部鏡板は半楕円型を採用した。格納容器胴部肉厚は約 55㎜（溶接構造用高降伏点鋼板 JIS G3128 SHY685N を採用）。
29	燃料取扱方式	プラント運転サイクル 20 ヶ月 8 バッチ方式	運転サイクル長さ 18 ヶ月以上を目標に、取出燃焼度 120GWd/t を満たす Pu 富化度調整・バッチ数増減サーベイを実施し、燃焼反応度 0.8%Δk/kk'、8 バッチ方式にて設計条件を見出す。
30	燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式 （水冷却）	HTTR と同様に、使用済み燃料は収納管（貯蔵ラック）の中にヘリウム雰囲気で貯蔵され、その収納管の外側を水冷却する方式とする。
31	炉内燃料交換	パンタグラフ式 燃料交換機	使用済み燃料は、燃料出し入れ用孔から挿入されるパンタグラフ式燃料交換機により炉内中継槽（燃料移送ポット）に移送される。炉内中継槽に移送された燃料は、燃料出入機用孔から挿入される昇降型炉内中継用案内管を通って、燃料出入機により炉外に取り出される。 燃料交換機にマニプレータを採用することにより、回転プラグ等の上部構造物が削除できる。
32	炉外燃料移送	燃料出入機 ＋天井クレーン	原子炉からの使用済み燃料は、燃料出入機を介して使用済燃料貯蔵プールの各貯蔵ラックへ直接移送するため、ナトリウム炉のような台車方式では対応が困難である。したがって、HTTR と同様に天井クレーンを用いて燃料出入機を移動させる方式とする。
33	燃料搬出入形態	—	—
34	免震	３次元免震	建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、免震建屋構造とする。燃料集合体構造材の SiC は耐衝撃性に劣るため、地震時に浮き上がりによる破損を防止する必要がある。その対策として上下免震要素が必須であり、建屋全体３次元免震を採用することとした。
35	プラント寿命	60 年	軽水炉の将来目標値である 60 年を採用。なお、動的機器、計装機器、制御盤などについては、その機器毎に設計寿命を設定し、適宜交換するものとする。

図 4.5.1.1　被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却炉

プラント基本コンセプト

・冷却材ヘリウムガスの化学的安定性及び被覆粒子燃料の耐熱性を活かして、炉心出口温度を高温にし、原子炉出口から直接ガスタービン発電を行うことにより、高いプラント熱効率とシステム簡素化による経済性を追求した概念。
・小さな減圧反応度（1$程度）、大きなドップラー効果、自然循環冷却により、仮想的な苛酷な事象でも炉心溶融を原理的に排除しうる安全性を追求。

プラント基本仕様

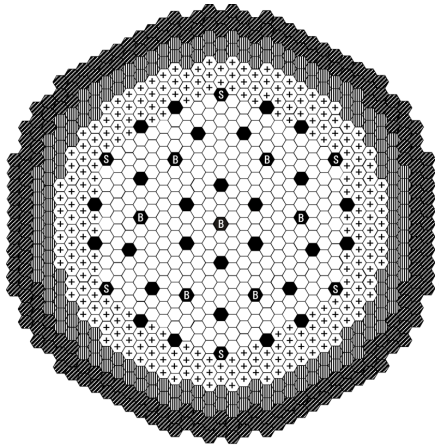
項目	基本仕様
原子炉型式	被覆粒子型燃料ヘリウムガス冷却炉 ツインプラント
電気出力/熱出力	1124 MWe／2400 MWt（プラント効率：47%）
ループ数	4 ループ
1 次系温度	460℃/850℃（入口/出口温度）
1 次系圧力	6 MPa
プラント稼働率	93%
運転サイクル期間	20 ヶ月　8 バッチ
炉心燃料	被覆粒子型窒化物燃料／ コンパートメント型燃料集合体
炉心形式	均質 4 領域炉心
燃焼度/増殖比	119 GWd/t ／ 1.17
中間熱交換器	なし
1 次主循環ポンプ	高圧／低圧コンプレッサー
蒸気発生器	なし
崩壊熱除去方式	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却： 50%×4 系統
燃料貯蔵方式	炉外燃料貯蔵方式（水冷却）
原子炉建屋	3 次元免震建屋
プラント寿命	60 年

物量データ

（1 プラント分）

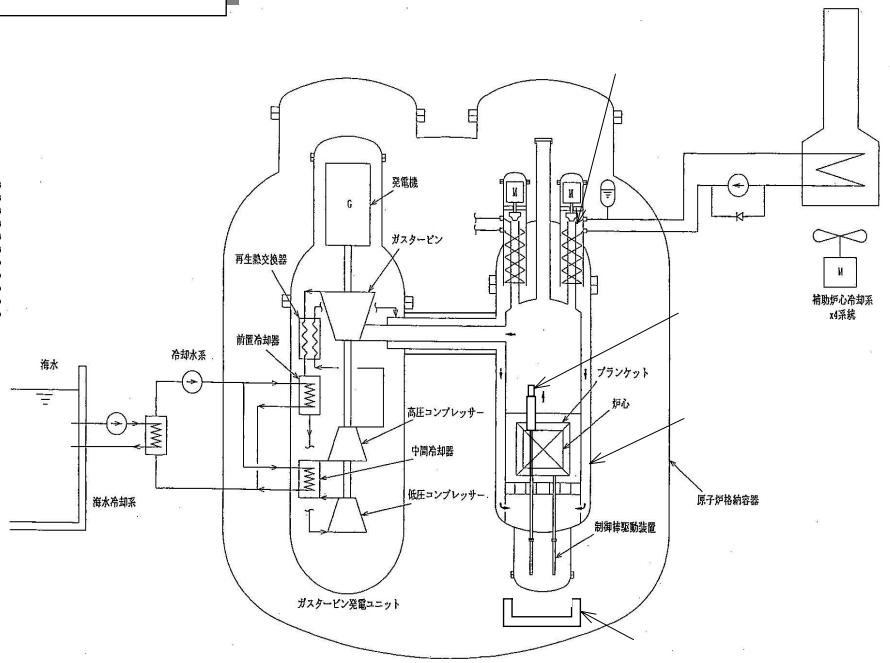
原子炉構造	1754 t	原子炉建屋	21.8 万 m^3
1 次系(*1)	4978 t	タービン建屋	なし
2 次系	なし	建設期間	46.5 日
NSSS 物量合計	6732 t	定検期間	43 日

*1：動力変換容器および動力変換容器内臓物含む

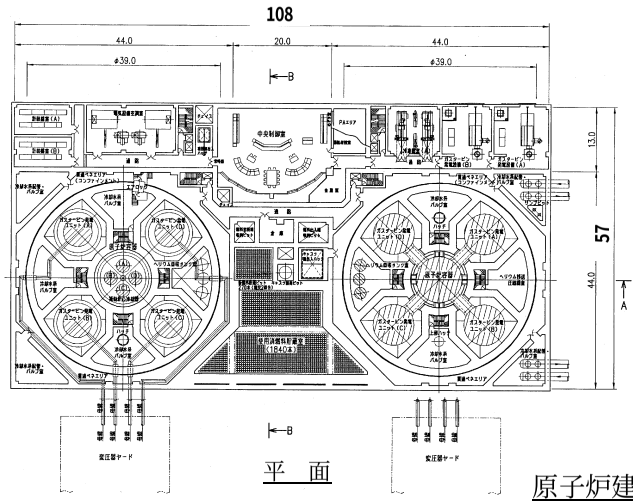


内側炉心燃料集合体	３０３体
外側炉心燃料集合体	２４０体
径方向ブランケット燃料集合体	１８６体
SiC遮へい体	２１０体
主系制御棒	２７体
後備系制御棒	７体
制御棒（受動的炉停止系）	６体
合　計	９７９体

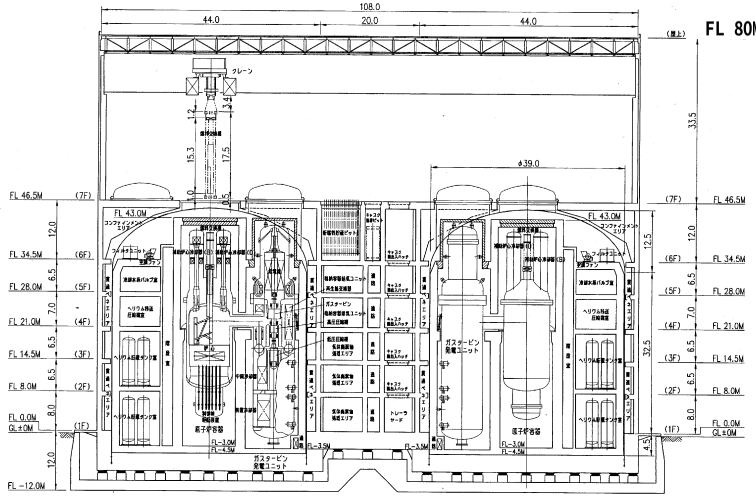
炉心構成



系統構成図



平　面



原子炉建屋概念

立　面

4.5.2　ヘリウムガス冷却炉のセールスポイントの整理

4.5.2.1　高い熱効率

発電効率については、ヘリウムガス冷却炉は炉心出口温度 850℃という高温ガスを利用して、直接ガスタービン発電を採用し、高い熱効率（約 47%）を得た。ナトリウム冷却炉・蒸気タービン発電の熱効率 43%程度と比べて、高熱効率となっている。

また、水素製造などの高温ガス多目的利用（高温熱利用）のポテンシャルもある。高温ガス多目的利用については、原子炉から得られた 850℃近傍の高温の熱を必要温度の高いプロセスから段階的に利用することにより、極めて効率の良い熱の使い方を可能とすることができる。例えば、水素製造等の高温プロセスに利用した後、一般工業、海水淡水化、地域暖房などに利用し、さらに下がったところで農業、漁業などに利用するなど、段階的に利用すると熱効率が飛躍的に高められる可能性がある。省資源、省エネルギーに役立ち、二酸化炭素排出削減にも貢献できると考えられる。

4.5.2.2　固有の安全特性による炉心損傷防止能力の向上

(1) 炉心燃料設計

本概念では、冷却媒体としてのガスの弱点を克服すべく、高温耐性に優れた被覆粒子燃料を低出力で使用するとともに、冷却材の流動圧力損失を抑えた炉心設計としている。さらに、炉心内の冷却材体積割合を低減することによって減圧に伴って投入される正反応度の抑制を図っている。このような設計対応に加えて、本炉心では燃料被覆層および炉心構造材の中性子減速効果によってドップラー係数が比較的大きくなっている。このような炉心設計上の特徴から、代表的事故事象である減圧事故を含む異常状態においてもドップラー反応度フィードバックによる出力抑制効果が有効に働くとともに、炉心冷却に必要な冷却材の流れが確保される。

このような炉心設計によって、減圧事故にスクラム失敗と崩壊熱除去系の強制循環機能喪失を重畳した苛酷な条件においても著しい燃料破損に至らない高い炉心損傷防止能力を追求している。

(2) プラント設計

(ⅰ) 自己作動型炉停止機構の採用

異常時の原子炉停止機能を可能な限り高める。このため、主系および後備系からなる独立２系統の制御棒による原子炉停止系を設置し、さらに、後備炉停止系の切り離し部には自己作動型炉停止機構（SASS）を採用する。ここで採用する SASS は、高温での温度感知合金の磁気特性変化によって、電磁石によって保持されている制御棒を受動的に切り離し炉心に挿入するものである。多様な検出信号を備え、かつ、多重化された安全保護系による作動信号に加えて、SASS の採用によって作動機構の多様化が図られるので、炉停止機能の信頼性が一層向上する。

(ⅱ) 完全自然循環による崩壊熱除去

ヘリウムガス冷却炉では、バウンダリ破損を想定した場合、冷却材漏洩により１次

系の圧力が低下し炉心冷却能力が大きく低下する。このような状況を想定しても安全な炉心冷却が可能となるよう崩壊熱除去系の信頼性を高める。本原子炉の崩壊熱除去系は、動的機器であるポンプやブロアーを駆動させた強制循環による除熱機能に加えて、減圧状態において動的機器不作動を想定しても冷却材の自然循環によって炉心冷却できるよう設計しており、冗長性のある系統構成に受動的な流路切り替え機構であるグラビティダンパの採用することと併せて高い信頼性確保を目指している。

5.水冷却炉

5.1　水冷却炉の概念の構築

5.1.1　水冷却炉の優れた性能とその追求

5.1.1.1　水冷却炉の一般的特性

水冷却炉の最大の特徴は、水が原子炉の冷却材として非常に取り扱いやすい物質であるとともに、その使用実績が他の冷却材に比べて格段に多いことである。軽水炉による原子力発電は我が国において 40 年程度の運転実績を有し、総発電量の３割強を担うまでなっている。軽水炉は、現在の原子力発電の主流であり、その経済性と信頼性が十分実証された技術であるといえる。

水冷却炉は、現行軽水炉プラントをベースに、炉心部分に混合酸化物(MOX)を燃料とした高速炉心を導入して U-238 から Pu-239 への転換を促進して、増殖性を得ようとするものである。炉心部分以外は、基本的に現行軽水炉と同じシステムの構成および機器が利用できるのが特徴であり、軽水炉の知見を十分に活用できるため、実用化のための開発コストおよび開発リスクは他の冷却材を用いる炉型に比べて小さいと考えられ、早期に実用化できる点が大きなメリットである。

一方、水は中性子を減速させる効果が大きく、また、軽水では、中性子の吸収も少なくないことから、U-238 を Pu-239 に効率よく転換する観点からは、これらの効果を低減する必要がある。即ち、このためには、炉心における水の存在割合をできる限り少なくすることが不可欠となる。したがって、軽水炉においては、冷却材である軽水は、核分裂で発生した高速中性子を熱中性子に減速させる減速材の役目を果たしているが、水冷却増殖炉では、軽水炉に比べ燃料棒を稠密に配置するなどして、中性子を減速させる水の割合を燃料棒の除熱が可能な限界まで減らすことによって、高速炉に近い中性子スペクトルを実現させ、U-238 から Pu-239 への転換を増大させることを基本的な考え方としている。

ところで、水冷却炉の経済性を高めるためには、高燃焼度の達成が重要な課題であるが、高燃焼度化のために核分裂性プルトニウムの富化度を高めると、転換比（増殖比)、冷却材ボイド反応度係数は悪化する傾向がある。また、安全上の観点から現行軽水炉と同様に負の冷却材ボイド反応度係数を達成することが求められるが、転換比向上のために水の割合を減らしていくと、中性子の共鳴吸収の増大により、核分裂性プルトニウムの富化度を高める必要があり、その結果ボイド反応度係数が悪化することになる。この様に水冷却炉の設計においては、燃焼度，転換比およびボイド反応度係数の間にはトレードオフの関係が存在する。

以上のように、水冷却炉は、現行軽水炉の成熟した技術基盤の延長上にあるものであるが、その炉心性能は燃焼度、転換比、ボイド反応度係数、除熱性能などのバランスへの対応により影響されるため、炉心核熱特性を見極め

て炉心の設計を行うことが重要なポイントである。

フェーズIの調査[1)]では、日本原子力研究所（以下、原研という。）、東京大学などで積極的に行われていた将来型水冷却炉の研究[2,3)]を中心に、水冷却増殖炉概念として、沸騰水型炉（BWR）、加圧水型炉（PWR）および超臨界圧水炉（SCWR）からの発展型を取り上げている。これらの炉型では、増殖性を得るため、すなわち、中性子エネルギーを現行軽水炉より高くする（中性子スペクトルを硬くする）ために、炉心の減速材（水）対燃料体積比（Vm/Vf）を小さくする等して中性子の減速を抑制している。これらの炉型で採られている中性子スペクトル硬化の手段を以下にまとめる。

①全ての炉型に共通の対策として、三角格子の採用により、燃料ピンの間隔を詰め、狭ピッチの燃料集合体とすることにより、水対燃料体積比を減少させ、炉心部の燃料体積を増加させる。
②BWR型炉では、気相領域（ボイド領域）を増やし、単位体積あたりに含まれる水分子中の水素と酸素原子の数を減少させ、高速中性子が減速される機会を減少させる。
③PWR型炉では、軽水ではなく重水を冷却材とし、重水が軽水に比べ中性子の減速能が低いことを利用する。
④SCWR炉では、水を超臨界状態（高温高圧）として液体と気体の双方の性質を併せ持つ状態で使用することにより、単位体積あたりに含まれる水素原子の数を減少させ、熱中性子への減速を回避する。

以下には、フェーズIで取り上げた炉型について、設計上の工夫および代表的炉心について、炉心核熱特性を中心に紹介する。なお、水冷却炉については、原研において各種の詳細な検討が進められていることから、それらの情報を共通のベースとして活用し、実用化戦略調査研究の枠組みの中でその観点から原研と協力して検討・評価を実施している。さらに、原研での検討と並行して、原研からの設計情報を基に、サイクル機構において、低除染再処理条件を想定した炉心特性，炉心損傷事故時挙動，導入シナリオ，経済性等の検討も実施している。また以下においては、水冷却増殖炉として、PWR型炉心に比べて有望であると判断されたBWR型炉心については、その詳細を記述し、PWR型炉心に関しては、その設計上の工夫の特徴のみを述べるにとどめた。

（１）BWR 型炉概念

BWR をベースにした水冷却増殖炉（BWR 型水冷却高速炉）は、燃料集合体を従来軽水炉の正方格子から三角格子に変更し、燃料棒を稠密に配置させ

ると同時に、平均ボイド率を高くすることにより、単位体積あたりの減速材の量をさらに減少させ、実効的な水対燃料体積比（Vm/Vf）を 0.2 以下とすることを可能とし、1.0 を上回る転換比（増殖）を実現している。また、負のボイド反応度係数を達成するために、二重扁平炉心と呼ばれる軸方向非均質炉心を採用している。この概念は、約 20cm 厚の扁平な上下 MOX 燃料部の間に劣化ウランの内部ブランケット部を挟み、さらにその上下に上下ブランケットを配置しており、軸方向５領域からなる非均質構造を有している。本概念では、出力上昇に伴うボイド増加時において、MOX 燃料部から軸方向へ中性子を逃しやすい構造になっており、軸方向に漏れた中性子を内部ブランケットあるいは上下ブランケットに吸収させること、さらには炉外へ中性子を逃すことにより、ボイド反応度係数の悪化を防止している。また、内部および上下ブランケットは、通常運転時においては MOX 燃料部から漏れてきた中性子を吸収してプルトニウムを生成しており、増殖性能を高めるのに重要な役割を果たしている。なお、炉心は、内部ブランケットおよび上下ブランケットを有した単一の燃料集合体から構成されており、径ブランケットは有していない。

フェーズⅠにおいては、当時原研において検討が進められていた BWR 型水冷却高速炉に対する設計研究の成果[2)]に基づいて検討を実施した。具体的には、先ず、現行軽水炉以上を当初の目標として、電気出力、連続運転期間、取出平均燃焼度について、それぞれ、1,100MWe、14 ヶ月、45GWd/t とした 1,100MWe の炉心概念[2)]が構築されていた。これを基にした上でさらに経済性の向上を目指して、ABWR のプラント設計相当の 1,356MWe の電気出力への増大を図るとともに、燃焼度、サイクル長の増大を図った炉心概念[4)]を構築した。本概念は ABWR とのコスト比較を考え、熱出力 3,926MWt、電気出力 1,356MWe とし、燃焼度 60GWd/t、連続運転期間 24 ヶ月を達成している。ループ構成は同出力の ABWR と同じ主蒸気 4 ループ、給水 2 ループとしている。プラントシステムは ABWR とほぼ同一のシステムを使用するため、原子炉出口温度、原子炉運転圧力とも ABWR と同一の 560K および 7.2MPa であり、発電効率も約 35%程度である。本概念は後述のように、負のボイド反応度係数を維持したまま、1.05 程度の増殖性を有するとともに、94%程度の高いプラント稼働率を有することに特徴がある。

これらの炉心の主要諸元と炉心特性を、ABWR 炉心のそれらと比較して、表 5.1.1.1 にまとめた。ここでは、現在広く用いられている再処理方式による高除染燃料を用いて炉心を構成した場合（以下「高除染炉心」という）の炉心特性を記している。本炉心は、燃料ピン間隔を 1.3mm と狭くし、平均ボイド率を 70%と大きくすることによって燃料/冷却材密度比を上げ、増殖性能を持たせた炉心である。

燃料棒径を 1,100MWe 炉心概念における 14.5mm から、1,356MWe 炉心

概念においては 13.7mm と細径化するとともに、本炉心概念は、炉心圧力損失が 0.03～0.04MPa と自然循環でも炉心冷却が可能となる特性を有することから、1,356MWe 炉心ではインターナルポンプを排し、それが占有していた空間を利用することにより炉心出力を増大した。燃焼度および連続運転期間に関しては、1,100MWe 炉心における 45GWd/t および 14 ヶ月から、1,356MWe 炉心においては、それぞれ 60GWd/t および 24 ヶ月へと増大が可能であることが明らかになった。ここでは、燃焼度を増加させる方策として、燃料部の Pu 富化度を増大させずに、燃料部の高さを増加させた。燃料部の高さの増加により、ボイド反応度係数は悪化するが、上部ブランケットの高さを 10cm 程度短くして、ボイド増加時の炉外への中性子漏れを増加させることにより、負のボイド反応度係数を達成している。上部ブランケットの短尺化に伴う転換比（Pu 残存比）の低下は、0.01 とごく小さいものに留まり、転換比は 1.05 を確保している。被覆管は肉厚 0.87mm のジルカロイとしている。

以下に、1,356MWe 炉心の炉心および集合体構成の概略について述べる。図 5.1.1.1 に、炉心断面を示す。燃料集合体数は ABWR とほぼ等しい 900 体であり、燃料集合体 3 体に 1 本の割合で燃料集合体の間隙に 283 本の Y 字型制御棒が挿入される。図 5.1.1.2 に燃料集合体と制御棒の軸方向位置関係を示す。制御棒は下方から挿入され、その先端部には、制御棒を引き抜いたときに水を排除できるようにフォロアを設けている。図 5.1.1.3 に、燃料集合体断面を示す。燃料集合体のピッチは、制御棒がある方向で 236.9mm、制御棒がない方向で 228.4mm である。

（２）PWR 型炉概念

加圧水型軽水炉をベースにした水冷却増殖炉（PWR 型水冷却高速炉）[2)]は、燃料集合体を PWR の正方格子から三角格子に変更し、燃料棒を稠密に配置させると同時に、冷却材として軽水より吸収が少なく、減速能が低い重水を用いることにより、減速効果を低減させ、1.0 を上回る転換比（増殖）を実現している。また、負の冷却材ボイド反応度係数を達成するために、内部ブランケットを有する燃料集合体、内部ブランケットの無い燃料集合体、これら両者に比べ短尺化した径ブランケット集合体を互い違いに配置している。炉心概念の概略を図 5.1.1.4 に示す。本概念では、出力上昇に伴うボイド増加時において、燃料部から漏れる中性子を内部ブランケットや隣接する径ブランケット集合体に吸収させること、さらには内部ブランケットあり燃料集合体や内部ブランケットなし燃料集合体の燃料部と短尺化したブランケット集合体の軸方向長さの差から炉外へ中性子を逃すことにより、ボイド反応度係数の悪化を防止した概念としている。

5.1.1.2　フェーズⅠ成果の概要とフェーズII検討の展開

（１）水冷却炉概念

フェーズⅠにおいては、当時原研で検討を進めていた水冷却炉に対する設計研究の成果を得て、それに基づいた検討を実施した。具体的には、後述する様に、原研で検討を進めていた水冷却炉概念の中で、BWR型およびPWR型炉に対して最も高い増殖比が期待できる炉心概念を選択し、その設計情報に基づいて低除染燃料に対する炉心特性，安全性，プラントシステム、導入シナリオ等に関する検討を進めた[1)]。

原研においては、1980 年代を中心に実施した高転換軽水炉の研究経験を活かして、平成９年度以降、水冷却炉でありながら増殖が可能な水冷却炉心概念の構築に着手するとともに、それらの概念に対する検討の詳細化を進めていた[2)]。炉心概念の構築にあたっては、原子炉として多くの実績を有する軽水炉の経験を十分に活用するとの基本方針の下に、BWR および PWR の概念をベースとして、炉心を稠密化することによりU-238からPu-239への転換比を高める方策とした。また、現行軽水炉ではボイド反応度係数を負とする設計となっており、この炉心特性が軽水炉の安全性の考え方において重要な役割を持っていることから、軽水炉の延長線上に位置づけられる水冷却炉心の構築においても、これを基本的な設計目標として設定した。すなわち、1.0 を超える転換比と負のボイド反応度係数を同時に達成することを２大設計目標として炉心概念の構築を実施し、他の炉心特性である燃焼度，連続運転期間等については、その２大設計目標を満たした上で可能な限り良い特性を目指す方針とした。

当時原研では３種類の BWR 型炉心概念と２種類の PWR 型炉心概念の設計研究を行っていた。実用化戦略調査研究は増殖比 1.2 を目標の一つとして概念設計を進めており、本水冷却炉においても増殖比をできるだけ大きくすることが目的となった。そのため、原研において設計研究されていた上記炉心の中から、BWR 型炉心としては、上述の扁平二重炉心構成を特徴とする高転換比の炉心概念を検討対象に選択し、PWR 型炉心としては、重水冷却を特徴とする高転換比の炉心概念を選択した。選択したBWR型水冷却高速炉心の増殖比は、核分裂性Pu（Puf）残存比で1.05であり、PWR型水冷却高速炉心では、1.07と評価した。

フェーズⅠにおける検討の内容は、（ｉ）低除染燃料に対する炉心特性、（ii）安全性、（iii）プラントシステム、（iv）導入シナリオの４つの大きな項目に分かれる。以下に、それらの検討内容について、BWR 型水冷却高速炉心を例にその概略を示す。

（ｉ） 低除染燃料に対する炉心特性

燃料のリサイクルにおいては、簡素化された再処理法の導入や環境負荷低減の目的により、燃料にマイナー・アクチニド（MA）や核分裂生成物（FP）

が含まれる低除染燃料の使用が想定されているため、それらが炉心性能に与える影響を評価する必要がある。本評価にあたっては、MA や FP が含まれる５ケースの低除染燃料を使用した場合の検討を実施したが、その内容については、5.1.1.3(2)で述べているため、ここではその主要な結果を述べるに留める。

MA や FP の混入により、炉心特性においては、反応度の低下，増殖比の低下およびボイド反応度係数の悪化を余儀なくされる。特に MA の存在により、ボイド反応度係数が悪化する影響が大きい。このため、上下軸ブランケットの長さを短くすることで炉心からの中性子漏洩を増大させ、ボイド反応度係数を負に保つように設計の調整を行ったが、一方、上下軸ブランケット長さを短くすることによって、増殖性の低下を余儀なくされた。その結果、BWR 型水冷却高速炉心においては、想定したどのケースにおいても、軸方向の各領域の長さを調整することにより、設計目標として設定した負のボイド反応度係数を確保しつつ、1.0 を超える転換比を達成可能ではあるものの、その最大値は 1.05 程度となることを確認した。

（ii） 安全性

安全性に関しては、設計基準事象の評価、BWR 型炉心安定性および設計基準外事象の評価を行った。

設計基準事象の評価に関しては、評価に用いる稠密炉心用限界出力相関式の保守性について確認されるとともに、異常な過渡変化および事故の事象のうちの主要なものに関する評価を実施した。これらの内容に関しては、5.1.2.1 において詳しく記述されるので、ここでは、その結果のみを述べるに止める。

まず、BWR 型水冷却高速炉の最小限界出力比（MCPR）評価には、稠密格子炉心用に改良された修正 CISE 式を用いているが、その妥当性をベティス原子力研究所（BAPL）の稠密格子実験と比較することで確認された。また、代表的な異常な過渡変化および事故の事象に関しては、5.1.1.4 においても述べる様に、原研で評価が実施されていた[5)]ので、その結果に基づいて評価し、設計基準事象である運転時の異常な過渡変化および事故の事象に対して十分な安全性を有する見通しを得た。

次に、炉心安定性の評価について述べる。

ＢＷＲの冷却水は炉心入口で水単相状態であるが、炉心中で沸騰を開始し、二相状態で炉心を出る。このような系に外乱が入ると、単相流部では外乱の伝播に位相遅れがないのに対して二相流部はボイドの生成、消滅などによって位相が遅れて振動的な状況が発生する可能性がある。このため、密度波振動の一種であるチャンネル安定性事象を評価する必要がある。

これらに関して、5.1.2.1 に記述する様に、原研で評価を実施し[5)]、定格運

転時のチャンネル安定性減幅比を評価した結果、ABWR と同程度であるとともに安定性上の問題はないことを確認した。炉心安定性減幅比を評価した結果は、炉心安定性に与える影響の大きいボイド反応度係数の絶対値が ABWR と比べて遙かに小さく、核的フィードバックの効果が小さいため大きな安定性を示し、同様な理由から領域安定性も問題とならないと判断された。

設計基準外事象の評価に関しては、水冷却炉ではあっても、Na 冷却 FBR と同程度の Pu 富化度の高い MOX 燃料を使用する場合には、設計基準外事象によって炉心損傷が生じたと仮定した場合の再臨界性の検討が必要であると考えられる。このため、先ず簡単な再臨界マップを作成してその特性を検討した。その結果、炉心長の大きな PWR 型炉心では、炉心損傷時に臨界高さを大きく超えるとの結果を得たが、炉心長の短い扁平二重炉心構成の BWR 型炉心では、損傷炉心高さが臨界高さと同程度となるとの結果を得た。

次に、上の BWR 型炉心を対象として、再臨界に至る炉心損傷事象の進展を検討した。この結果、起因事象としては、炉心の冷却材が喪失して炉心が長時間露出し、徐々に炉心の崩壊に進展することが想定された。具体的に、過渡時の ATWS を対象として、事象の進展を評価し、炉心損傷に至るまでには 5,000 秒以上の長時間を要することを示した。また、この状況で炉心損傷に至り再臨界が生じたとしても、炉心内には作動流体が存在しないことから大きな機械的エネルギー発生の可能性が小さいと推定された。さらに、事象が進展して、原子炉圧力容器下部さらにはその外部のドライウエルで再臨界を発生する可能性も定性的なレベルで検討し、時間的な観点から有効なアクシデント・マネージメント（AM）の可能性についても検討した。

（iii） プラントシステム

プラント構成および仕様に関しては、基本的に軽水炉と同様なものとして考えることが可能であり、それが水冷却炉の利点にもなっている。変更となる点については、BWR 型炉では原子炉圧力容器の直径の増加や制御棒本数の増加が主要な点となる。また、PWR 型炉においては、重水，ホウ酸およびトリチウム取扱装置に関する追加や削除に加え、冷却材ポンプの揚程の増加が主要な点となる。

BWR 型炉を対象として検討した場合の結果としては、原子炉圧力容器の直径は 1.8m 増加するものの、高さ方向には 1.6m 短尺化でき、インターナル・ポンプの削除により、格納容器は横方向に 0.5m の増加に留まるとともに、縦方向には 1.7m 削減した設計が可能である事を示した。また、制御棒本数は、ABWR の場合の 205 本に対して、283 本に増加したが、定格運転時には全引抜き状態で使用される制御棒を水圧駆動方式のものとすることにより、コストの抑制を図ることが可能である。これらの点を含めてプラントの建設費を評価したところ、ABWR ツインプラントに比べ約３％低下でき

るとの評価結果を得た。

（iv） 導入シナリオ

実用化戦略調査研究では増殖比 1.2 程度が目標となっているが、検討した水冷却炉の増殖比は高除染燃料を使用した場合において 1.05～1.07 程度であり、このような増殖比の炉について、導入条件を探ることを目的に水冷却炉の導入シナリオの検討を実施した。本検討では、電力需要が低位（最大 70GWe 一定）および高位（最大 120GWe 一定）それぞれの場合について、

① 水冷却増殖炉のみを導入する場合
② 水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、水冷却増殖炉を主体的に、ナトリウム冷却炉を補完的に使う場合
③ 水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、ナトリウム冷却炉主体的に、水冷却炉増殖炉を補完的に使う場合

の合計 6 種類について行った。

①の水冷却増殖炉のみを導入する場合に対しては、炉心に装荷される核分裂性 Pu の量が、ナトリウム冷却炉に比べて 3 倍程度多く、一方、炉の導入の速さは、炉心の核分裂性 Pu 装荷量と増殖比によって制限されるため、現行軽水炉が水冷却増殖炉と完全に置換されるのは、2200 年頃となる。したがって、天然ウランの累積使用量は増加し続け、電力需要が低位の場合でウランの究極資源量の 6%程度、高位の場合で 10%程度となる。また、炉心の核分裂性 Pu 装荷量が多いことから、発電量あたりの再処理量や燃料加工量が多くなる。

②および③の水冷却増殖炉とナトリウム冷却増殖炉を併用した場合には、炉心に装荷される核分裂性 Pu 量が少なく高増殖比のナトリウム冷却炉を用いることによって、導入の速さを上げることができ、①の場合より軽水炉から増殖炉への置換を早期に完了することが可能である。したがって、天然ウランの累積使用量を①の場合より低く押さえることができ、電力需要が低位の場合、高位の場合とも約 5%程度に抑えることが可能である。

これらの検討結果により、以下の様にフェーズ I での評価を行った[1)]。すなわち、検討した炉心概念により、増殖比は最大でも 1.05 程度であることがわかった。燃焼度においては開発目標に比べて小さく、開発目標を達成している他の炉心概念に比べ燃料サイクルコストの増加が見込まれる。また、プラントシステムの観点からは、軽水炉と同等の経済性が期待できるとともに、保守・補修性についても軽水炉と同等と見込まれる。安全性については、既存の軽水炉と同程度の確保ができると考えられるが、稠密炉心での除熱特性の確認と炉心損傷時の再臨界に関する検討の継続が必要である。

上記の結果を受け、フェーズ II においては、炉心性能の向上，稠密炉心

での除熱特性の確認，炉心損傷時の再臨界に関する検討等を中心として検討を展開して来た。加えて、導入シナリオ・戦略の検討を進めるとともに、高速中性子照射環境での燃料被覆管材料の健全性にも重要な課題として着目した。

並行して、原研では、炉心概念に関する検討を進め、高燃焼度化を中心とした炉心性能の向上を図るとともに、扁平二重炉心における制御棒計画や起動シーケンスおよび低除染湿式再処理条件下におけるリサイクル炉心特性等の詳細な検討を進めた[7,8]。前者に関しては、引き続く 5.1.1.3(1)に述べるとともに、後者に関しては、各々5.1.3.1、5.1.2.4 および 5.1.1.3(2)に述べる。また、稠密炉心での除熱特性の確認に関して、７本ロッドテスト部を用いた限界出力実験を含めた検討[9]を進めるとともに、炉心損傷時の再臨界に関する検討や高速中性子照射環境での使用が見込まれている燃料被覆管材料の健全性に関する検討[10]を実施した。これらに関しては、5.1.2.1，5.1.2.2 および 5.1.2.3 において各々具体的に述べる。

尚、原研では、MA の混入率が低く、FP の除染係数も 10^5 程度と比較的高い独自の簡素化した Purex 法を提案しており、それを用いたプルトニウムの多重リサイクルが水冷却炉の導入に適したものとして提案している。本再処理をベースとした水冷却炉の原研独自の検討については、本報告書の付録においてまとめて述べることとした。

（２）超臨界圧軽水冷却高速増殖炉概念

超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR）は、超臨界圧水の利用によって、減速材としての水の密度を小さくし転換比１を超える増殖炉心とするとともに、現行軽水炉の発展型では到達が難しい 40%以上の熱効率を達成する概念である。

フェーズⅠの検討[1]では、まず第一に、転換比１を上回る増殖炉を達成することである。ただし、原子炉システムは現行炉のものを用いることを基本とするため、安全上の観点から現行軽水炉と同様に負のボイド係数・反応度の達成を前提とする。取出平均燃焼度、サイクル長、電気出力等については、現行軽水炉以上を目標とする。

水冷却により増殖性を確保するには、冷却材としての役割を持つ水を炉心から極力排除する必要があることから、核的に増殖炉心が成立するだけでなく、過渡・事故時においても炉心冷却性が確保されている必要がある。また、高速中性子を用いることになるため、ナトリウム冷却炉と同様に炉心体系が最大臨界形状にない。このため、設計基準事象を超えた炉心損傷事故の影響についても注意が必要である。

このような観点を踏まえ、実用化目標の４視点（安全性を前提に、軽水炉と比肩する経済性、資源の有効利用、環境負荷低減、核不拡散性強化）およ

び技術的成立性（構造健全性（含耐震性）、安全性、製作建設性、運転保守性、特有の開発課題）についての評価検討を行った。その結果、1.2 を超える高増殖比の達成は困難であるものの、その他の項目については炉心除熱性の確認を除くと、大きな問題点を見出さなかった。
なお、検討に際しては、SCFBR についてはサイクル機構には研究実績はなく、東京大学での研究実績に基づく必要があることから、公開文献を基に情報を収集し、可能な限り評価を行った。並行して、公募型研究において高速炉としての大出力化の検討を実施し[11]、超臨界圧水冷却においては、出力密度の高い高速炉の方が熱中性子炉に比べて出力増大という面からは有利で、経済性向上の可能性があることがわかった。

（ｉ）低除染燃料の利用について

使用済み燃料の再処理・燃料製造方法について多様な検討がなされているため、特に、低除染燃料の利用に対する核特性への影響を把握しておく必要がある。ただし、再処理して装荷される燃料への MA・FP の混入率および組成については、出所の炉心特性や再処理方法等に依存するため、一元的に定義することはできない。したがって、ここでの検討は MA を 5wt%、FP を 3.2wt%（4vol%）それぞれ混入させ、増殖比（残存比）、ボイド反応度、燃焼反応度の変化を把握するに止める。

検討の結果、増殖比の低減は混入比にほぼ比例していることが分かった。よって、設計要求である MA(5 wt%)、FP(2 wt%)が例え同時に混入したとしても、増殖性を維持できる可能性を有することが分かった。ただし、ボイド反応度は正になることから、増殖性を確保しつつ、ボイド反応度を負とする炉心設計の最適化が必要である。

（ii）設計基準事象における過渡特性[12,13,14]

超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFR）において、代表的な過渡事象および事故事象解析が実施されており、それらを参考に SCFBR の設計基準事象に対する成立性を評価した。

SCFR の解析結果では、貫流システムの特色として流量減少事象に対する結果が厳しいが、全て判断基準を満たしている。流量減少事象の結果に対して感度が大きいのは、冷却材密度係数、炉心流路断面積、ポンプのコーストダウン時間、補助給水系の容量および主給水ポンプトリップ時間遅れである。冷却材密度係数は、高速増殖炉とした場合でも同程度である。炉心流路断面積については､燃料棒径の太径化によって 1.2 倍程度増加しているが､当然、設計上の制約条件を満たすよう炉心流量も変更されている。つまり、過渡・事故の基準も満たす可能性はある。また、ポンプのコーストダウン時間、補助給水系の容量および主給水ポンプトリップ時間遅れといったシステム仕

様の対応によっても基準を満たすことは可能と考えられる。よって、最終的には解析によって確認しなければならないものの、SCFBR は超臨界圧炉として新たに設定した過渡・事故基準を満たすことが可能と判断できる。また、熱中性子炉を対象とした冷却材喪失事故（LOCA）解析が実施され、基準を満たすことが示されているが[15]、出力密度の増加する高速炉での解析も実施し、成立性を確認することは必要である。

（iii）プラントシステムの検討[11]

SCFBR は貫流型システムであり、制御棒を上部挿入とするため、原子炉圧力容器の形状は 2 ループ PWR のものに類似したものとなる。垂直断面を図 5.1.1.7 に、水平断面を図 5.1.1.8 に示す。

炉容器内面は全て給水冷却材にて冷却され、炉容器上蓋もダウンカマからの冷却材の噴出によって冷却される。ただし、出口配管接合部にはサーマルスリーブを設ける。材料は現行軽水炉と同じ原子炉用低合金鋼 SFVQ1A を使用できると考えられる。炉容器は厚さの異なる下部胴体部、胴体部、上蓋フランジより構成される。

一次系仕様については、現行の PWR に比べて必要炉心流量が少ないことから、給水系を 2 系統で構成することができる。これは、超臨界流体を用いた貫流型直接サイクルのプラントであるため、単位質量あたりの炉内での冷却材エンタルピ上昇量を大きくできるためである。

非常用炉心冷却システム（ECCS）は、自動減圧および蓄圧注水系と低圧注水系を 1 区分とした 3 区分の注水系で構成する。冷却材喪失事故時には、圧力／流量の異常低下あるいは格納容器の圧力上昇を起動信号として、自動減圧弁開放による圧力低下とそれに対応した蓄圧注水系およびモータ駆動の低圧注水系からの冷却水注入によって炉心損傷を防止する。なお、この低圧注水系は、長期的に崩壊熱を除去する機能を合わせ持つ。残留熱除去系は、3 基の熱交換器、3 台のポンプによる 3 系統構成である。熱交換容量は、事故時冷却機能と原子炉停止時冷却機能の両者を満たすよう設定する。さらに、事故時は、単一故障を想定することから、2 系統で事故時冷却を行う能力が必要とされる。ポンプは、非常用炉心冷却系の低圧注水ポンプを共用する。

原子炉格納容器および原子炉建屋の検討においては、超臨界圧軽水冷却型の特色である貫流型直接サイクルを最大限に活かし、システムの簡素化、コンパクト化を図り、可能な限り物量を削減することを基本方針とし、ABWR プラントをベースとして検討を行った。検討の結果、原子炉建屋容積を現行 ABWR に対して 13 万 m3／プラント削減できる見通しが得られた。

以上検討した概念について、経済性、安全性、構造健全性、製作健全性、運転保守補修性について予備評価を行った。

建設費については、ABWR の各系統のコスト比率を考慮すると、SCFBR ツインプラントの単位電気出力あたりの建設費は、出力 135 万 KWe 級の ABWR ツインプラントの約 76%となる見込みであり、経済性目標を達成できる可能性を有すると考えられる。

安全性については、安全要求を満足できる見通しがあるが、炉心除熱性や再冠水挙動についての試験データの充実が望まれる。

構造健全性については、基本的には問題はない。機器の耐高圧化、熱応力を考慮した湿分分離加熱器の開発、超臨界圧水の放射線環境下での化学的挙動および水質管理技術の確立等は今後の課題である。

製作建設性についても、現行軽水炉プラント技術の延長上で検討しており、基本的に問題はないと考えられる。

運転・保守補修性についても、現行軽水炉プラント技術の延長上で検討しており、基本的に問題はないと考えられる。貫流型直接サイクルのため、16N および炉内での放射化腐食生成物がタービン系へ移行し、これらが通常運転時および定検時の被ばく増加要因となる可能性はあるが、対応することも可能と考えられる。

以上の評価において、特に今後の研究開発に依存する項目について、以下にまとめる。

①放射線環境下での超臨界水の化学的挙動の把握および原子炉条件に適した防食技術の確立

②BDBE に対する事故シーケンスの詳細評価および、炉心損傷時の溶融物質移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討

5.1.1.3　炉心性能の追求

（１）高燃焼度化の追求

フェーズⅡに入って、原研において、さらなる経済性の向上を目指して、上述のフェーズⅠにおける 1,356MWe 炉心（以下「高除染炉心」という。）を基にさらなる高燃焼度化を図った。この際には、付録に記載した原研で検討を進めている、抜本的にプロセスの簡素化を図って経済性の向上を目指した簡素化湿式再処理を用いた多重リサイクル平衡状態において、炉心概念を構築している。ここでは、炉心から排出される使用済み燃料中の MA は、Np のみ除染係数 100 で混入し、FP は、約 10^5 の除染係数（Tc は 10^3、Ru と Rh は 10^4 の除染係数）で混入するものとしている。なお、本再処理については、除染係数がまだかなり高く、高除染炉心と類似の TRU 組成となっている。

高燃焼度化にあたっては、フェーズⅠで検討した高除染炉心の炉心仕様をほぼそのまま用いて、各部の軸方向高さの調整のみで高燃焼度化の対応を図った。炉心および集合体形状は、図 5.1.1.1 および図 5.1.1.3 に既に示された

とおりである。図 5.1.1.5 に燃料集合体と制御棒の軸方向位置関係を示す。高燃焼度化炉心の主要諸元と炉心特性を、高除染炉心のそれらと比較して、表 5.1.1.2 にまとめた。燃焼度を増加させるために、燃料部の高さを約 15%増加させた結果、上下ブランケットを除く炉心部の平均取出燃焼度に関しては、高除染炉心における 60GWd/t から 65GWd/t へと増大し、また、上下ブランケットを含む全炉心の平均取出燃焼度に関しては、高除染炉心における 45GWd/t から 50GWd/t へと増大した。

燃料部高さ増大に伴う転換比（Pu 残存比）の低下については、内部ブランケットを約 30%（約 10cm）増加させて対応し、転換比の低下を約 0.01 とごく小さいものに留め、転換比 1.04 を確保することが可能であった。また、内部ブランケット増加に伴い、燃料部高さ増大に伴うボイド反応度係数の悪化はほぼ緩和されるが、さらに下部ブランケットを 1cm 短くすることにより、負のボイド反応度係数を達成した。なお、高燃焼度化のために、燃料取り替えバッチ数を、高除染炉心における 3.4 から 6.8 と増加させているため、サイクル長は 9 ヶ月減少して 15 ヶ月となった。

以上のように、本炉心概念は、各部分の軸方向高さの調整により、炉心性能を調整することが可能な概念であることがわかる。

（２）環境負荷低減性の追求

実用化戦略調査研究においては、経済性の向上や環境負荷の低減のため低除染再処理を対象として検討を行っている。この場合、マイナー・アクチニド（MA）や核分裂生成物（FP）を含む燃料となる。本節においては、フェーズⅠで実施した BWR 型炉心の低除染燃料への適応性の検討結果について概略を示す。また、フェーズ II においては、現在 FBR サイクルにおいて検討されている低除染湿式再処理を用いた場合の BWR 型炉心の多重リサイクル平衡時における炉心特性に対する詳細な検討を原研で実施したので、その結果について述べる。なお、フェーズ II で新たに検討されている軽水炉取出燃料の中間貯蔵を考慮した導入シナリオに基づく TRU 組成に対しては、まだ解析計算等により炉心特性への影響を詳細に評価しておらず、今後検討を実施する。したがって、現時点での検討は、フェーズⅠで得られた結果を基に、おおよその推定を試みる範囲に限られる。本考察については、5.2.1.3 および 5.2.1.4 に記述する。

フェーズⅠにおいては、高除染燃料を用いた場合の高除染炉心を基に、低除染燃料を用いた場合の炉心特性の検討を行った。本検討にあたっては、図 5.1.1.6 に示す燃料の流れ･再処理方法と MA および FP の取扱い方法を想定した。ここでは、BWR 型水冷却高速炉の導入時期に使用される燃料は、現行軽水炉の使用済み燃料を再処理したもので、導入後は自らの使用済み燃料を再処理する多重リサイクルに移行して行くと考えた。図中の各ケースの説

明を以下に記す。

高除染ケースは、BWR の UO_2 使用済み燃料を現行の Purex 再処理法により高除染再処理したもので、上述した高除染炉心の組成である。MA ケースは、再処理時に MA を除去せず 100%Pu に同伴させるという想定である。ここでは、通常の UO_2 燃料と将来のプルサーマル炉から出される MOX 燃料の両者を検討対象とした。これらの組成を表 5.1.1.3 に示す。それぞれ、MA１組成、MA２組成と称することとする。なお、MA の効果を独立に評価するため、このケースでは FP の混入はないものとした。FP ケースは、低除染再処理を想定したもので、再処理方式は、湿式再処理と乾式再処理の中から、それぞれ最も FP の含まれる量の多い Purex+Setfics+IE 法［FP１ケース］と酸化物電解法（RIAR 法）［FP２ケース］を選定した。なお、FP の効果のみを独立に評価するため、このケースでは MA の混入はないものとした。最後の多重リサイクルケースは、BWR 型水冷却高速炉による自己リサイクルで、再処理法は最も多く FP が混入する酸化物電解法（RIAR 法）を想定する。このケースでは、MA と FP 両方の混入を想定した。さらに、フェーズⅡにおいて、低除染湿式再処理法（JNC 法）を想定した多重リサイクルケースについても検討が追加されている。

全てのケースにおいて、転換比 1.0 を超える増殖性と負のボイド反応度係数の両立を達成するために炉心の設計調整を行ったが、炉心形状・寸法および燃料集合体の横方向の形状は、高除染炉心から変えずに対応することとした。各ケースについての概要を以下に述べるとともに、得られた炉心仕様を表 5.1.1.4 にまとめて示す。炉心および集合体形状は、高除染炉心から変更せずに、図 5.1.1.1 および図 5.1.1.3 に既に示されたとおりである。MA２ケースに関しては、MOX 部の Puf 富化度の変更を加えるが、MOX 燃料部、ブランケット部の軸方向高さ、燃料装荷パターンの調整変更のみにより、炉心の構築を図っている。MA、FP の混入により、反応度低下，増殖比の低下およびボイド反応度係数の悪化を余儀なくされる。各ケースに関する検討内容は、概略以下の通りである。

（ｉ）MA を含む低除染燃料を使用した場合

高除染炉心の構成にそのまま MA を含む燃料を装荷すると、一般的に冷却材ボイド反応度は正側に大きくなる傾向を持つ。そこで、上下軸ブランケット長さを短くすることで炉心からの中性子漏洩を増大させ、冷却材ボイド反応度係数を負に保てるように設計の調整を行った。また、上下軸ブランケット長さを短くすることで低下する増殖性を補うために、内部ブランケット長さを増加させる調整を行った。これらの設計調整により、MA１組成（BWR UO_2 燃料）および MA２組成（BWR MOX 燃料）ともに、1.0 を超える増殖比を確保可能であるとの結果を得た。MA１組成では、燃料に含まれる MA の量は 3.9wt%であり、MA２組成では、4.5wt%であった。なお、MA２ケー

スにおいては、現行軽水炉の MOX 燃料の再処理を想定しており、Pu 中の核分裂性プルトニウムの割合は、高除染炉心での 58.1wt%に較べて 41.4wt%と小さいため、MOX 燃料中の Pu 富化度は高除染炉心での 31wt%に較べて逆に 39wt%と高くなる。

（ii）FP を含む低除染燃料を使用した場合

FP を含む低除染燃料を装荷すると、一般的に実効増倍率が低下することから、MOX 長さを増加させる必要が生じる。Purex+Setfics+IE 法を用いて再処理した燃料［FP１ケース］を用いた場合、燃料に含まれる FP の量が 0.5wt%であるため、高除染炉心とほぼ同等の特性を有する設計が可能である。一方、実用化戦略調査研究で検討されている低除染再処理の中で、最も FP が混入する RIAR 法を用いて再処理した燃料［FP２ケース］を用いた場合、燃料に含まれる FP の量は 1.1wt%であり、ボイド反応度係数を若干正に導く傾向を持つため、上下軸ブランケット長さを短くする必要がある。そのため、増殖性は確保しているが、FP１ケースに比べて増殖比が若干低下した。

（iii）低除染乾式再処理下で多重リサイクルした場合

MA を除去せず、RIAR 法で再処理をした燃料が供給されると想定し、多重リサイクルが可能かどうか評価した。多重リサイクル時の燃料組成は、高除染 Pu 組成に比べて核分裂性 Pu の割合が減少するとともに、MA、FP が同伴するため、ボイド反応度係数を正にする傾向を持つ。そこで、MA ケースと同様に上下軸ブランケット長さを短くするとともに、内部ブランケット長さと MOX 長さを増加させる設計調整を行って、1.0 を超える増殖比を達成することが可能であった。なお、燃料に含まれる MA および FP の量は、各々2.2wt%および 1.3wt%であった。

（iv）低除染湿式再処理下で多重リサイクルした場合

また、現在 FBR サイクルにおいて有望なオプションの一つとして検討している低除染湿式再処理を用いて、MA や FP を含む燃料組成による多重リサイクル平衡時に対する炉心が、5.1.3.1 で詳述するように原研において構築された。ここでは、炉心から排出される使用済み燃料中の MA は Pu に 100%同伴すると仮定するとともに、FP の混入は、表 5.1.1.5 に与えられる除染係数に基づくものとし、上述のＦＰ１ケースと同じである。燃料部の Pu 富化度は変更せず、各部の軸方向高さの調整により、炉心概念の構築が図られた。

混入した MA および FP の量は、湿式再処理を用いたリサイクル炉心では、2.1wt%および 0.04wt%であり、RIAR 法を用いたリサイクル炉心では、2.2wt%および 1.3wt%であった。混入した MA、FP などによる反応度の低下を補償するため燃料部は高除染炉心より 3.5cm 長くなっているが、RIAR 法を用いた場合のリサイクル炉心に比べると、FP の量が少ないため、2cm

短くなった。混入した MA、FP などによるボイド反応度係数の悪化を改善するため、炉心上部から中性子を逃す方策として上部ブランケットの短尺化を図るが、RIAR 法を用いた場合のリサイクル炉心では、高除染炉心に比べて上部ブランケットを 14cm 短くしているが、湿式再処理を用いたリサイクル炉心では、MOX 部が短尺化されていることから、高除染炉心に比べると、上部ブランケットを 7cm 短くするのみにとどめることができ、結果的に RIAR 法を用いた場合のリサイクル炉心に比べて、同等の炉心部燃焼度に対して転換比を 0.02 増加させることができている。サイクル長は、本実用化戦略調査研究での標準設定である 18 ヶ月であり、燃焼度は高除染炉心に比べ若干低下するものの 54GWd/t であり、転換比は 1.03 である。

上述の様に、フェーズ II では、新たに軽水炉取出燃料の中間貯蔵を考慮した導入シナリオに基づく４種類の TRU 組成を設定し、それについての検討が進められている。すなわち、
①（基準）として、45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したもの、
②（代表）として、60GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと４０年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から回収したものを 5:5 で混合したもの、
③（極端）として、60GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと１００年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼のプルサーマル取出燃料から回収したものを 5:5 で混合したもの、
④（参考）として、45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと４０年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼のプルサーマル取出燃料から回収したものを 9:1 で混合したもの、
の４種類の TRU 組成が設定されており、さらに FP の添加率として 2vol%の混入を考慮するとしている。表 5.1.1.6 に上記４種類の TRU 組成と水冷却炉で考慮した TRU 組成をまとめて示す。

これまで水冷却炉の低除染燃料への適用性については、上記項目（ii）で述べた MA2 ケースを除き、Puf 富化度は 18wt%に固定して、MOX 部やブランケット部の軸方向長さの調整をして、1.0 を超える転換比と負のボイド反応度係数を達成する前提でその対応を図ってきた。ここで、上記４種類の TRU 組成に対しても、同様に 18wt%の Puf 富化度で固定して対応可能であると仮定した場合には、それぞれのケースに対する MA の混入率は、表 5.1.1.6 に示す様に、①（基準）3.2wt%、②（代表）5.1wt%、③（極端）7.2wt%、④（参考）3.8wt%となる。これらのケースに対する検討は、5.2.1.3 および 5.2.1.4 に記述する。

5.1.1.4　システム性能の追求

水冷却炉においては、炉心以外のシステムに関して、軽水炉システムに準拠したものとしている。これは、水冷却炉心を用いる場合においても、従来の軽水炉システムで十分に整合性を保つことが可能であると見込まれるとともに、これまで蓄積されてきた軽水炉技術を最大限に活用することが可能になると期待出来ることに依っている。これによる開発上の負担の軽減効果は大きく、早期実現にも貢献することが期待できる。また、特に、運転・保守性における利点は、具体的な数値等の形では現れにくいものの、実際の原子炉の運転上では非常に大きな利点となると見込まれる重要なポイントである。加えて、水冷却炉が導入される状況においても、100 年オーダーの長期間に亘って軽水炉と共存しながら徐々に移行して行く見込みであることから、今後も継続して使用されると予想される軽水炉における将来のさらなる改良等を反映させることも期待できる。

以下に、扁平二重炉心構成の BWR 型炉心を対象として、異常な過渡変化および事故の主要な事象に対して、現行の ABWR システムに準拠したシステムで安全性が十分に満足できることを原研での強制循環冷却炉検討 [2,5]も含めて示す。本炉心では、ボイド率の高い条件を設定していることから、冷却水流量を除熱可能な限界近くまで減少させている。このため、炉心の圧力損失が 0.04MPa 程度となり、自然循環冷却も可能な設計値となっている。そこで、ABWR と同様にインターナルポンプを用いる強制循環冷却の設計と、インターナルポンプを用いずに自然循環冷却を行う設計の両方に関して、主要な過渡変化および事故時の挙動を解析した。ここで、圧力容器外のシステム部分に関しては、ABWR と同様の構成を仮定したが、検討の時期の違いから、前者においては、出力 1,100MWe のシステムを対象とし、後者においては、出力 1,356MWe のシステムを対象とした（表 5.1.1.1 参照）。

強制循環冷却の設計に対する解析結果 [2]を表 5.1.1.7 および表 5.1.1.8 に示す。選択した主要な過渡事象は、ボイド反応度係数の絶対値が小さいことから本炉心で最も厳しい事象となると予想される①再循環ポンプの故障、ABWR では最も厳しい事象と予想されている②給水加熱喪失、圧力の増加および減少事象となる③負荷の喪失および④圧力制御装置の故障、水位の増加および減少事象となる⑤給水制御系の故障および⑥全給水流量の喪失である。また、事故事象としては、①再循環ポンプ全台トリップ、②高圧炉心給水系配管破断および③主蒸気管破断を選定した。解析結果は、出力 1,356MWe の ABWR の場合と比較して示してあるが、過渡事象では、予想されたとおり、給水加熱喪失に代わって再循環ポンプの故障が最も厳しい結果を与えている。また、厳しさの程度を表すΔMCPR の値では、ABWR の場合よりやや小さい値を与えている。事故事象においては、いずれの場合でも、事故直後の再循環ポンプトリップによって炉心流量が急減し、燃料棒表

面最高温度が上昇する結果を与えているが、その差は最大で 151 度であるとともに、安全上の許容温度である 1473K（1200℃）に比べて十分な余裕を有している。なお、高温となる期間中でも 873 K（600℃）以上となる時間は５秒以内である。

自然循環冷却の設計に対する解析結果[5)]を表 5.1.1.9 に示す。選択した主要な過渡事象としては、強制循環冷却の場合に最も厳しい事象であった再循環ポンプの故障が存在しないためそれを除外し、①給水加熱喪失、②負荷の喪失および③圧力制御装置の故障、④給水制御系の故障、⑤全給水流量の喪失に加え、反応度事故のうち⑥出力運転中の制御棒の異常な引き抜きを選定した。また、事故事象としては、再循環ポンプ全台トリップを除外して、①高圧炉心給水系配管破断および②主蒸気管破断を選定した。過渡解析の結果は、出力 1,356MWe の ABWR の場合と比較して示してあるが、過渡事象では、再循環ポンプの故障が存在しないことから、出力運転中の制御棒の異常な引き抜きが最も厳しい結果を与えて結果となっているが、ΔMCPR の値で 0.11 と云う小さな値に留まっている。事故事象においては、再循環ポンプを有する強制循環方式では、事故直後の再循環ポンプトリップ時に炉心流量が急減して燃料棒温度が上昇したが、自然循環冷却炉では事故直後の炉心流量の減少が穏やかで、炉心出力もスクラムによって低下したためヒートアップせず、いずれの場合でも燃料棒表面温度は初期値を上回らなかった。

参考文献

1) 三原隆嗣，他： FBRシステム技術検討書 平成１２年度報告， JNC TY9400 2001-012(2001).
2) 将来型炉研究グループ，他：低減速 スペクトル炉心の研究 平成１０～１１年度報告書， JAERI-Research 2000-035(2000).
3) Y.Oka,: "Physics of Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors", Frederic Joint Summer School, CEA, Cadarache, France, Aug.17-26, 1998(FJSS'98).
4) 中塚亨，石川信行，岩村公道（編）：第４回低減速スペクトル炉に 関する研究会報告書， JAERI-Conf 2001-013(2001).
5) 大久保 努，竹田練三，岩村公道 :高転換比 BWR型低減速スペクトル炉の安全性および炉心改良の検討 ，JAERI-Research 2001-021(2001).
6) 立松研二，他 :低減速スペクトル炉の導入効果に関する分析 ， JAERI-Research 2000-025(2000).
7) 中野佳洋，他（編）：第５回低減速 スペクトル炉に関する研究会報告書， JAERI-Conf 2002-012(2002).
8) T,Okubo, et al.: "Design Study on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) Core for Plutonium Multiple Recycling", Proc. GENES4/ANP2003, #1145, Sept.15-19, 2003, Kyoto, Japan(2003).
9) W. Liu, et al.: "Critical Power Characteristics of Tight Lattice Bundles", Proc. ICONE-11, ICONE11-36099(2003).
10) 木内清，他 :高性能燃料被覆管材質の研究 ， JAERI-Research 2002-008(2002)
11) 越塚誠一 :超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の検討 ，JNC TJ9400 2000-011（2000）.
12) 木藤和明 :超臨界圧軽水冷却炉の安全解析 ，PhD thesis，東京大学（1998）.
13) K. Kitoh, et. al.: "Refinement of Transient Criteria and Safty Analysis for a High Temperature Reactor by Supercritical Water", Proc. of 7th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-7), Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.
14) 木藤和明, 他超臨界圧軽水炉における過渡事象判断基準の高度化と安全解析 ， UTNL-R-0391，新型炉研究会第 9 回報告書（2000）
15) J. H. Lee, et al.: "Development of a LOCA Analysis Code for the Surpercritical-Pressure Light Water Reactors", Ann. Nucl. Energy, Vol. 25, No. 16, pp. 1314 - 1361(1998).

表 5.1.1.1　BWR 型水冷却高速炉心の主要諸元と炉心特性

項　目		1,100MWe 炉心	1,356MWe 炉心	ABWR
電気出力	MWe	1,100	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,188	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.6	3.8	2.7
燃料集合体数		924	900	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	45	60	45
炉心部高さ	m	0.68	0.695	3.71
炉心流量	10^4t/h	1.3	1.7	5.2
出口クォリティ	%	55	53	14.5
平均ボイド率	%	70	70	43
燃料スミア密度	%TD	91/92	91/92	
MOX 部 Pu 富化度	wt%/HM	31.3	31.3	
炉心部 Puf 富化度	wt%/HM	10.2	10.4	3.8(ウラン濃縮度)
Puf 装荷量	t	12.1	14.1	－
Puf 残存比		1.06	1.05	－
最大線出力密度	kW/ft	17	17	12
MCPR		1.3	1.3	1.3
ﾎﾞｲﾄﾞ反応度係数	10^{-4} Δk/k/%void	-1.0	-0.5	-8
連続運転期間	Month	14	24	13
軸方向５領域の Puf 富化度分布および高さ	DU cm / w/o cm / DU cm / w/o cm / DU cm	DU 33.0 / 18 18.5 / DU 29.5 / 18 20.0 / DU 20.0	DU 22.0 / 18 19.5 / DU 29.5 / 18 20.5 / DU 19.0	

表 5.1.1.2　BWR 型水冷却高速炉心の高燃焼度化炉心の主要諸元と炉心特性

項　　目			高除染炉心		高燃焼度化炉心	
電気出力	MWe		1,356		1,356	
熱出力	MWt		3,926		3,926	
原子炉圧力	MPa		7.2		7.2	
炉心外接半径	m		3.8		3.8	
燃料集合体数			900		900	
炉心部取出燃焼度	GWd/t		60		65	
炉心部高さ	m		0.695		0.855	
炉心流量	10^4t/h		1.7		1.8	
出口クォリティ	%		53		51	
平均ボイド率	%		70		70	
燃料スミア密度	%TD		91/92		91/92	
MOX 部 Pu 富化度	wt%/HM		31.3		31.3	
炉心部 Puf 富化度	wt%/HM		10.4		9.6	
Puf 装荷量	t		14.1		16.1	
Puf 残存比			1.05		1.04	
最大線出力密度	kW/ft		17		16	
MCPR			1.3		1.3	
ﾎﾞｲﾄﾞ反応度係数	$10^{-4}\Delta$k/k/%void		-0.5		-0.5	
連続運転期間	Month		24		15	
軸方向５領域の Puf 富化度分布および高さ	DU	cm	DU	22.0	DU	22.0
	w/o	cm	18	19.5	18	22.5
	DU	cm	DU	29.5	DU	40.0
	w/o	cm	18	20.5	18	23.0
	DU	cm	DU	19.0	DU	18.0

表 5.1.1.3　軽水炉燃料の再処理の際に MA を除去しなかった場合の燃料組成

ＴＲＵ核種	UO_2燃料の場合 （ＭＡ１組成）	MOX 燃料の場合 （ＭＡ２組成）
^{237}Np	5.6	0.6
^{238}Pu	2.4	3.6
^{239}Pu	42.9	27.1
^{240}Pu	27.2	34.2
^{241}Pu	8.6	9.9
^{242}Pu	7.6	14.6
^{241}Am	3.9	5.9
^{242m}Am	0.1	0.3
^{243}Am	1.3	2.7
^{244}Cm	0.4	1.0
^{245}Cm	0.0	0.1
合計	100.0	100.0

［単位：wt%］

表 5.1.1.4　低除染燃料を用いた場合の BWR 型炉心性能

項　　目		高除染炉心	MA1 炉心	MA2 炉心	FP1 炉心	FP2 炉心	RIAR 法多重リサイクル炉心	低除染湿式多重リサイクル炉心	簡素化湿式多重リサイクル炉心(高燃焼度化)
電気出力	MWe	1,356	1,356	1,356	1,356	1,356	1,356	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926	3,926	3,926	3,926	3,926	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8
燃料集合体数		900	900	900	900	900	900	900	900
炉心部取出燃焼度	GWd/t	60	45	55	60	60	55	54	65
炉心流量	10^4t/h	1.7	1.7	1.9	1.7	1.7	1.7	1.8	1.8
出口クォリティ	%	53	51	51	55	51	53	51	51
平均ボイド率	%	70	70	70	71	69	70	69	70
燃料スミア密度	%TD	91/92	91/92	91/92	91/92	91/92	91/92	91/92	91/92
MOX 部 Pu 富化度	wt%/HM	31.3	31.0	38.7	31.3	31.0	32.9	32.0	31.3
Puf 残存比		1.05	1.01	1.03	1.04	1.02	1.01	1.03	1.04
最大線出力密度	kW/ft	17	17	17	16	15	17	16	16
MCPR		1.3	1.3	1.3	1.3	1.3	1.3	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10^{-4} Δk/k/%void	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5
連続運転期間	Month	24	16	19	21	21	19	18	15
軸方向５領域の Puf 富化度分布および高さ	DU cm	DU 22.0	DU 11.0	DU 5.0	DU 21.0	DU 16.0	DU 8.0	DU 15.0	DU 22.0
	w/o cm	18 19.5	18 21.5	16 21.5	18 21.0	18 23.0	18 22.5	18 21.5	18 22.5
	DU cm	DU 29.5	DU 40.0	DU 40.0	DU 40.0	DU 40.0	DU 40.0	DU 41.0	DU 40.0
	w/o cm	18 20.5	18 22.5	16 21.5	18 23.0	18 24.0	18 23.0	18 22.0	18 23.0
	DU cm	DU 19.0	DU 14.0	DU 14.0	DU 17.0	DU 16.0	DU 14.0	DU 15.0	DU 18.0
ＭＡ混入量	wt%	0.3	3.9	4.5	0.3	0.1	2.2	2.1	0.1
ＦＰ混入量	wt%	0.0	0.0	0.0	0.5	1.1	1.3	0.04	0.0

表 5.1.1.5　低除染湿式再処理における FP の除染係数

元素	除染係数
Cs	1000
Rb	1000
Sr	1000
Ba	1000
Y	10
La	1000
Ce	1000
Pr	1000
Nd	1000
Pm	100
Sm	33
Eu	14
Gd	10
Tb	10
Dy	10
Ho	10
Er	10
Se	1000
Te	1000
I	1000
Br	1000
Zr	1000
Cd	1000
Ge	1000
As	1000
Nb	∞
Mo	1000
Tc	1000
Ru	1000
Rh	1000
Pd	1000
Ag	1000
In	1000
Sn	1000
Sb	1000
Kr	∞
Xe	∞

表 5.1.1.6　低除染再処理で用いた TRU 組成および燃料に関する炉心特性評価結果

ケース名 / 組成比	高速炉多重リサイクル	基準	代表	極端	参考	水炉高除染	MA1	MA2	FP1	FP2	水炉多重リサイクル（乾式）	水炉多重リサイクル（湿式）	水炉多重リサイクル（簡素化湿式）
Pu-238	1.1	2.2	2.1	2.2	2.2	2.7	2.4	3.6	2.7	2.2	2.7	2.6	0.9
Pu-239	54.1	47.0	46.8	37.7	45.3	47.9	42.9	27.1	47.9	52.2	47.0	48.4	52.5
Pu-240	32.1	23.2	23.3	27.9	24.1	30.3	27.2	34.2	30.3	31.5	35.7	34.5	37.8
Pu-241	4.3	10.7	6.1	5.4	9.8	9.6	8.6	9.9	9.6	5.9	4.3	4.3	5.0
Pu-242	3.9	6.5	6.7	9.9	7.1	8.5	7.6	14.6	8.5	7.9	4.1	4.0	3.5
Np-237	0.5	5.6	6.4	4.6	5.2	0	5.6	0.6	0	0	0.4	0.5	0
Am-241	2.0	3.1	6.8	9.6	4.3	1.0	3.9	5.9	1.0	0.3	3.7	3.6	0.3
Am-242m	0	0	0	0	0	0	0.1	0.3	0	0	0.2	0.2	0
Am-242	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Am-243	1.0	1.3	1.4	2.6	1.6	0	1.3	2.7	0	0	1.0	1.0	0
Cm-242	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Cm-243	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Cm-244	1.0	0.4	0.3	0.3	0.4	0	0.4	1.0	0	0	0.7	0.7	0
Cm-245	0	0	0	0.1	0	0	0	0.1	0	0	0.2	0.2	0
Pu/TRU	95.5	89.6	85.0	83.1	88.5	99.0	88.7	89.4	99.0	99.7	93.8	93.8	99.7
Puf/TRU	58.4	57.7	52.9	43.1	55.1	57.5	51.5	37	57.5	58.1	51.3	52.7	57.5
MA/TRU	4.5	10.4	14.9	17.2	11.5	1.0	11.3	10.6	1.0	0.3	6.2	6.2	0.3
Pu/HM	29.4	28.0	28.9	34.7	28.9	31.0	31.0	38.7	31.0	30.9	32.9	32.0	31.2
Puf/HM	18.0*	18.0*	18.0*	18.0*	18.0*	18.0	18.0	16.0	18.0	18.0	18.0	18.0	18.0
TRU/HM	30.8	31.2	34.0	41.9	32.7	31.3	35.0	43.2	31.3	31.0	35.1	34.2	31.3
MA/HM	1.4	3.2	5.1	7.2	3.8	0.3	3.9	4.6	0.3	0.1	2.2	2.1	0.1
Pu-241/Puf	7.4	18.5	11.5	12.5	17.8	16.7	16.7	26.8	16.7	10.2	8.4	8.2	8.7

*:フェーズ II での検討が進められている TRU 組成に対しては、それらの組成が炉心特性に及ぼす影響を推定するために暫定的に設定した値。

表 5.1.1.7　強制循環冷却炉の主要な過渡事象に於けるΔMCPR 評価結果

過渡事象	BWR 型水冷却高速炉	ABWR
再循環ポンプの故障	0.12	0.08
給水加熱喪失	0.04	0.15
負荷の喪失	0.01	0.11
圧力制御装置の故障	0.08	0.00
給水制御系の故障	0.01	0.07
全給水流量の喪失	0.00	0.00

表 5.1.1.8　強制循環冷却炉の主要な事故事象に於ける燃料棒表面最高温度評価結果

過渡事象	BWR 型水冷却高速炉	ABWR
再循環ポンプ全台トリップ	963 K	812 K
HPCF 配管破断	935 K	828 K
主蒸気管破断	951 K	782 K

表 5.1.1.9　自然循環冷却炉の主要な過渡事象に於けるΔMCPR 評価結果

過渡事象	BWR 型水冷却高速炉	ABWR
給水加熱喪失	0.0	0.15
負荷の喪失	0.0	0.11
圧力制御装置の故障	0.01	0.00
給水制御系の故障	0.01	0.07
全給水流量の喪失	0.04	0.00
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	0.11	0.13

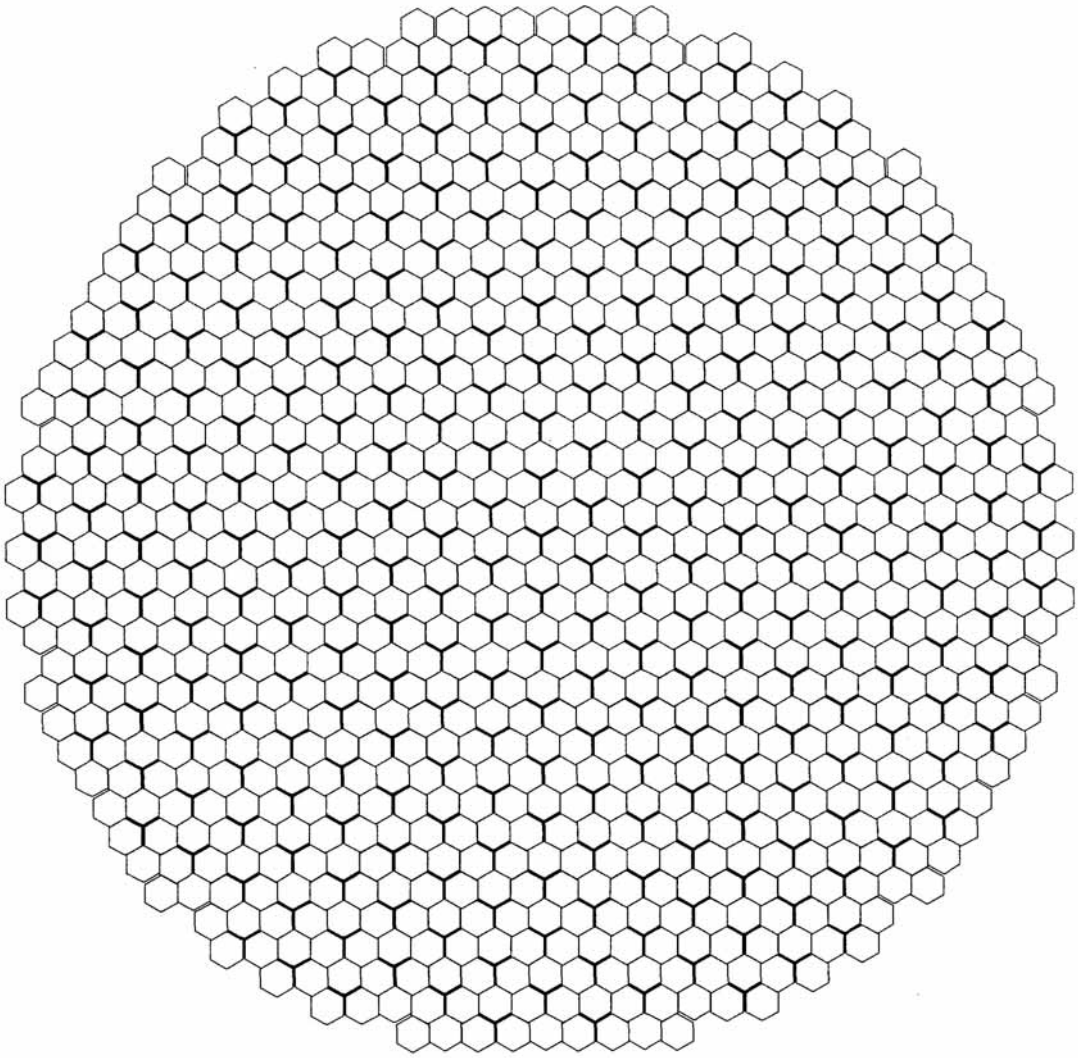


図 5.1.1.1　BWR 型炉心の断面図

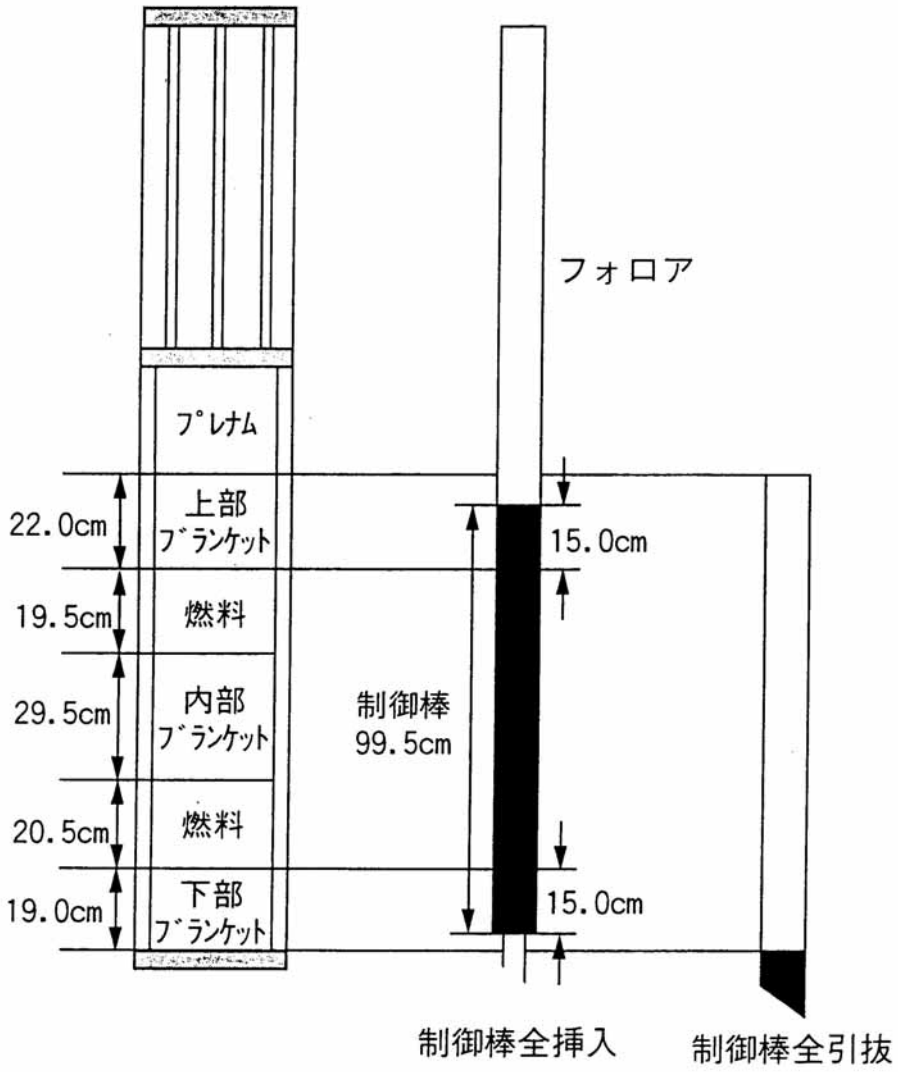


図 5.1.1.2　BWR 型炉心の制御棒と集合体の軸方向の関係

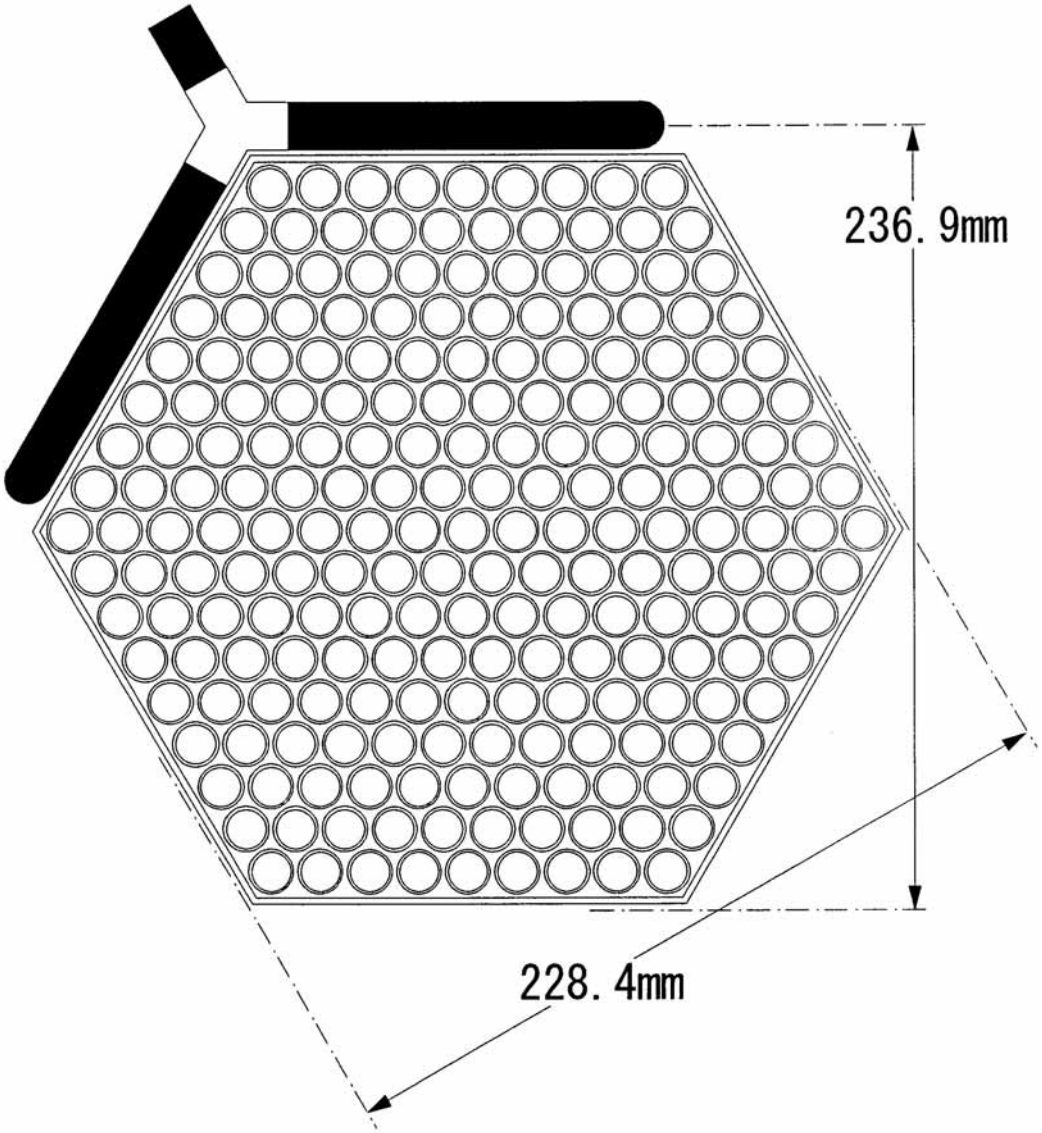
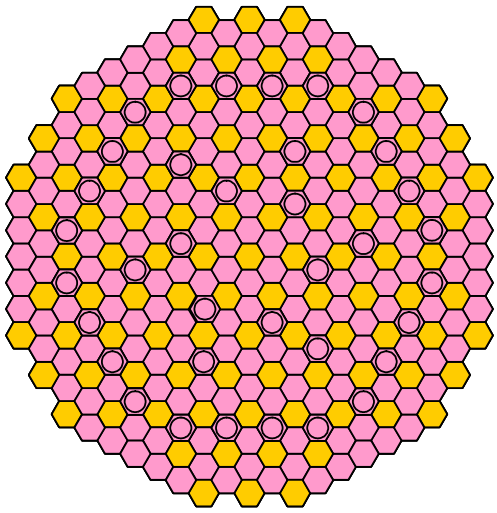


図 5.1.1.3　BWR 型炉心の集合体断面図

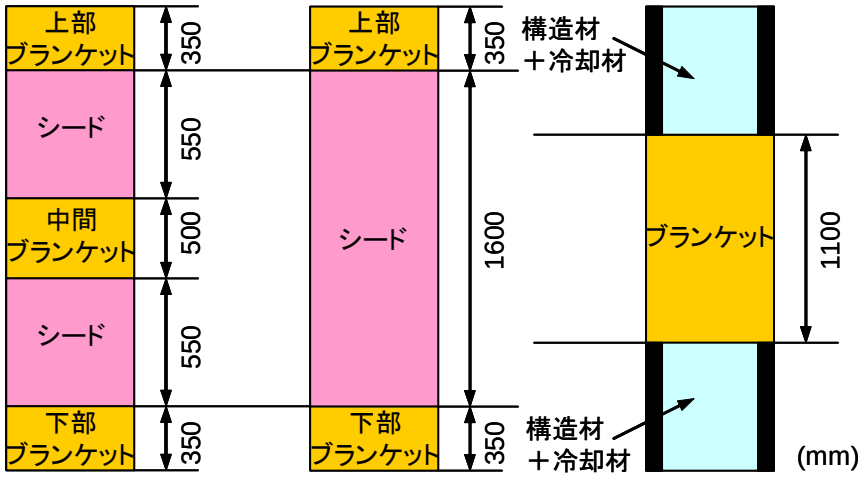


中間ブランケットありシード燃料集合体（174体）

中間ブランケットなしシード燃料集合体（36体）

ブランケット燃料集合体（103体）

炉心断面図



(a) 中間ブランケットありシード燃料集合体　(b) 中間ブランケットなしシード燃料集合体　(c) ブランケット燃料集合体

炉心立面図

図 5.1.1.4　重水冷却 PWR 型炉心の概念図

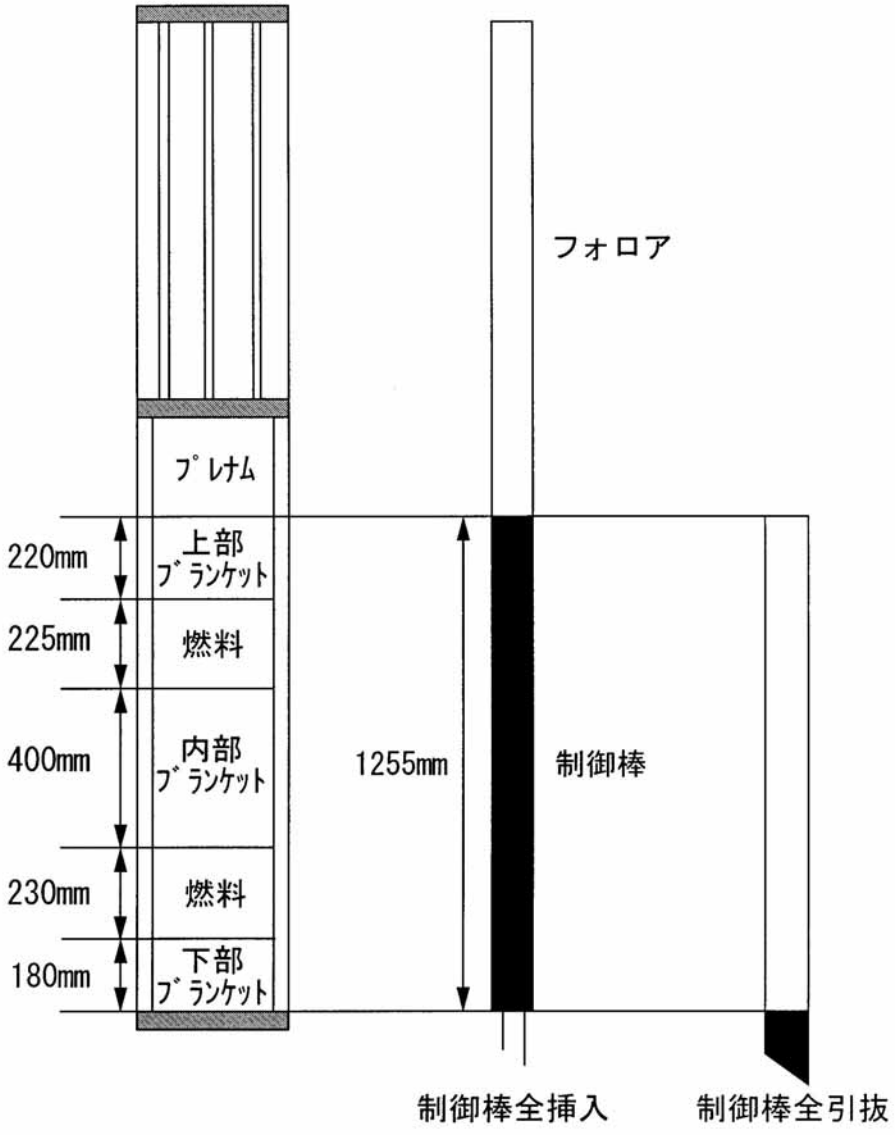


図 5.1.1.5　高燃焼度化炉心の制御棒と集合体の軸方向の関係

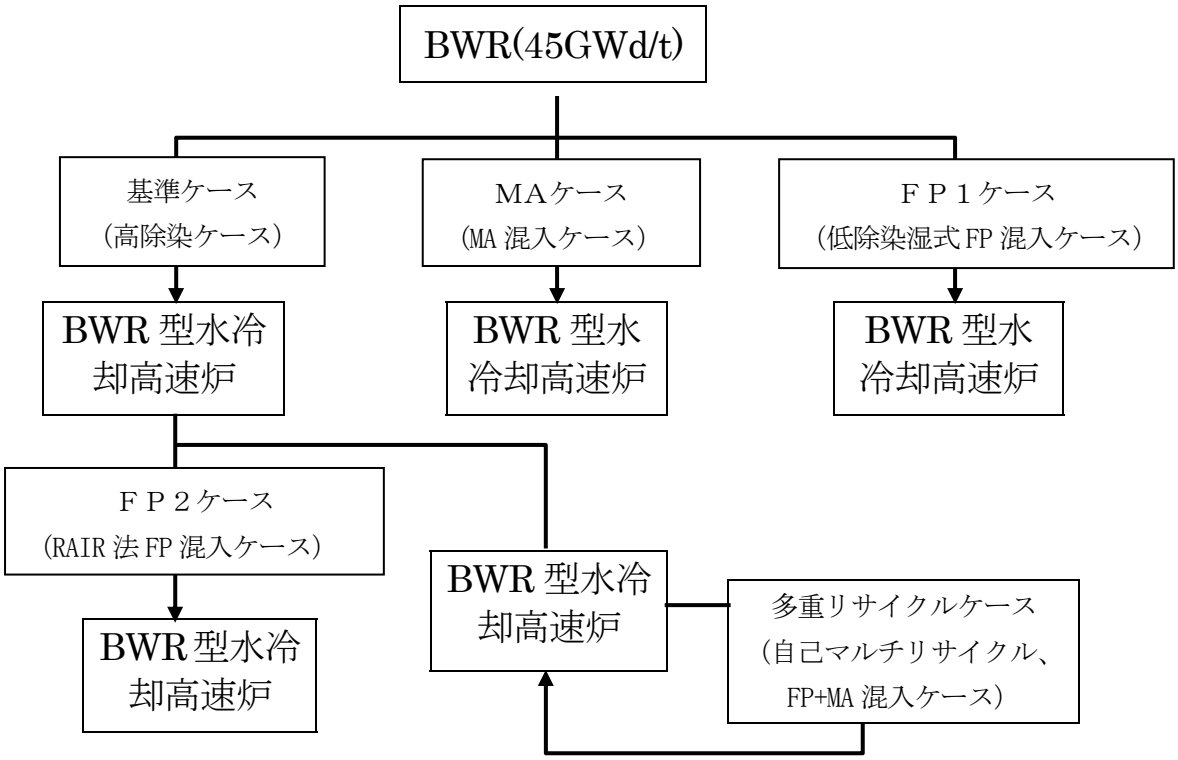


図 5.1.1.6　解析ケースと燃料の取扱条件の関係

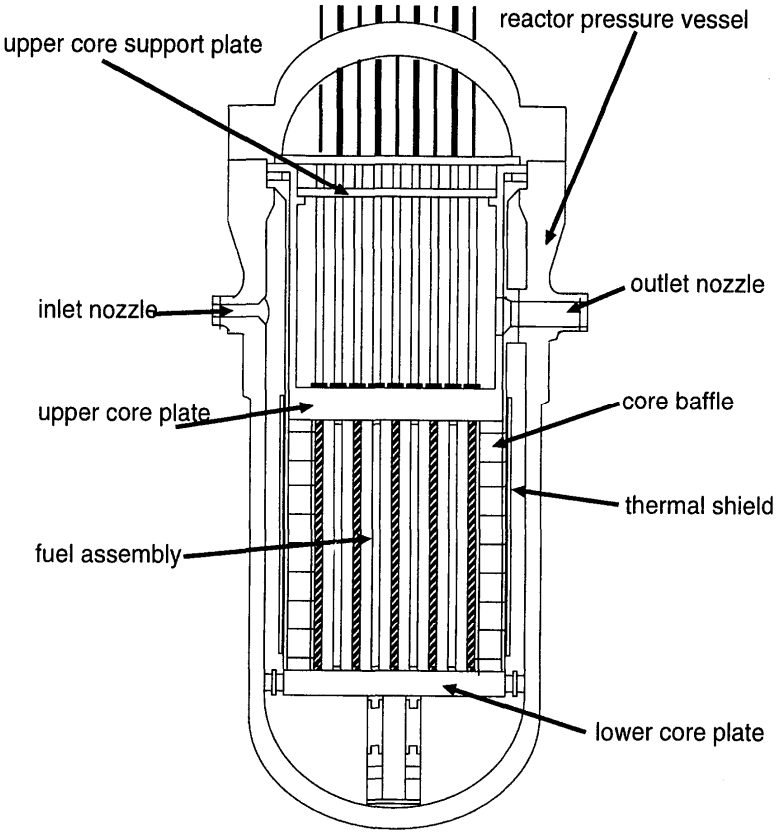


図 5.1.1.7　原子炉圧力容器垂直断面図

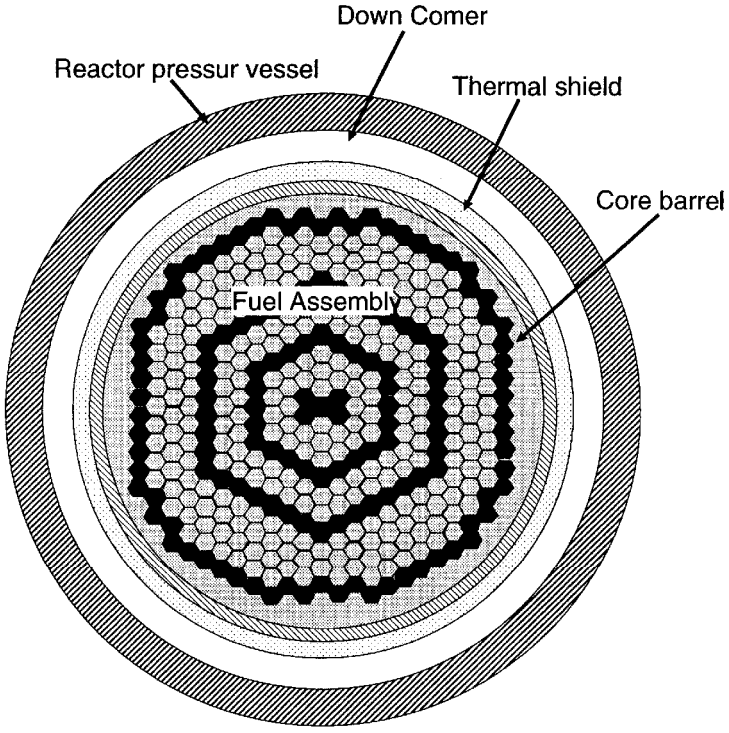


図 5.1.1.8　原子炉圧力容器水平断面図

5.1.2　水冷却炉固有の課題への対応方策の検討

5.1.2.1　通常時・異常時の稠密炉心冷却

水冷却炉では核分裂で発生する高速中性子の「減速」を抑えるため、減速効果を有する「軽水」の割合を燃料棒の除熱が達成可能な限界まで少なくした稠密炉心概念を設計の基本としている。そのため、通常時並びに事故時の除熱性能の確証が大きな課題の一つであり、実験的並びに解析的な検討を早くから行ってきた。[1-5)] 本節では除熱性能に関する現在までの研究をまとめるとともに、今後の対応方策について述べる。

（１）熱的成立性の評価と限界出力相関式の開発

現行 BWR では限界出力相関式として GEXL 相関式を用いて、最小限界出力比 MCPR（Minimum Critical Power Ratio：冷却限界出力／設計出力）を制限している。GEXL 相関式は、従来、実規模試験データに基づいて作成されており、その予測精度は実規模試験の試験条件範囲に対して限定的に確認されている。そのため、水冷却炉は現行 BWR と下記にその違いをまとめるように炉心形状等にいくつか相違があり、GEXL 相関式を検証なしに適用することはできない。

項　目	水冷却炉	ABWR
燃料棒配列	三角格子稠密配列	四角格子正方配列
燃料棒間隔 (mm)	1.3	3.2
加熱長 (m)	約 1.1	約 3.7
軸方向出力分布	2 領域 （軸方向ﾋﾟｰｷﾝｸﾞ係数 2 程度）	1 領域コサイン分布 （1.4 程度）
炉心流量 (10^4t/h)	1.7	5.2
炉心出口ｸｵﾘﾃｨ (%)	53	14.5
炉心平均ﾎﾞｲﾄﾞ率 (%)	70	38

限界出力相関式の開発は上述したように、従来、実規模試験データの取得により行われているが、水冷却炉に対しても同様の手法を取ることは二つの理由により困難であった。一つは現行 BWR の炉心体系を大きく変更するため、熱的成立性自体がはっきりせず、最初から大きな投資を行うことが困難

であること、もう一つは水冷却炉の燃料集合体一体が 200 本程度の燃料棒を束ねており、フルスケールの限界出力試験を行える電源容量を容易には確保できないからであった。そのため、当面の設計で使用する限界出力相関式の既存データによる適用性の評価を先行させるとともに、投資規模を抑え、熱的成立性に見通しを得るための7本規模の基礎的な限界出力試験を計画した。さらに、7 本規模の試験結果を実規模体系へ拡張する場合、流路壁の影響を別途評価する必要がある。そこで、37 本規模の大型限界出力試験とサブチャンネル解析手法とを組み合せて流路壁の影響の定量的評価やスケール効果の評価を行い、7 本限界出力試験の実規模への拡張性評価と実規模体系での限界出力評価を行うこととした [6]。図 5.1.2.1.1 に実規模体系での限界出力の評価を行う計画をロードマップの形式で示す。

実用化戦略調査研究フェーズ I では、限界出力相関式に関しては、修正 CISE 式の適用性をベティス原子力研究所（BAPL: Bettis Atomic Power Lab.）の稠密格子実験 [7]により評価した [2]。BAPL の実験は燃料棒間隙幅（0.38、1.5、2.3mm）や発熱長さ（約 1.4、2.3m）等、水冷却炉と比較していくつか相違する点はあるものの、三角配列の稠密体系という特徴を有した最大規模のものである。図 5.1.2.1.2 に BAPL 実験の試験体形状と条件を示す。

図 5.1.2.1.3 に修正 CISE 式と BAPL の限界出力の値を比較して示す。この図（左側）から、燃料棒間隙 1.5、2.3mm においては、計算値と測定値はよく一致しており（標準偏差 8%)、修正 CISE 式は間隙 1.5mm までは十分適用範囲内であるといえる。また、右側の図にあるように、間隙 0.38mm の場合においても、局所出力ピーキング 1.0（水冷却炉 1.05）の場合には、修正 CISE 式が限界出力を保守側に評価することがわかる。水冷却炉は燃料棒間隙 1.3mm 程度を基準としており、BAPL の体系と同じではないものの、それを挟む体系で適用性のあることが示された。このことから、修正 CISE 式を設計式として採用することを妥当であると判断した。この評価結果を受けて、後述する過渡解析では修正 CISE 式を限界出力相関式として使用した。

2001 年度から、原研において水冷却炉の概念設計を参考に、7 本模擬燃料集合体による限界出力試験を行った。テスト部としては 2 種類作成した。一方は、外径 12.3mm および発熱有効長 1.8m の模擬燃料棒を間隔 1.0mm で配列して軸方向出力を一様分布としたもので（テスト部１）[4]、もう一方は、図 5.1.2.1.4 に示す外径 13mm および発熱有効長 1.26m の模擬燃料棒を間隔 1.3mm で配列して実際の設計概念に基づいた二重炉心型の軸方向出力分布とした（テスト部２）[5]。スペーサは厚さ 0.3mm のハニカム型のものとした。

テスト部１に対して、Arai の限界出力相関式 [8]による予測計算値と実験値を比較したものを図 5.1.2.1.5 に示す。Arai 式は上述した BAPL のデータに基づいて導出された公開の相関式であり、修正 CISE 式と同程度の予測値を

与えることは別途確かめている。定格流量範囲を含む広い流量範囲に渡って相関式は実験値に比べて低い限界出力を与えている。Arai 式は設計に使用している式とほぼ同等であり、設計の妥当性を示す結果ではあるが、実験値とは流量依存性に大きな差があるとともに、実験値との一致と云う観点からは、相関式の改良の余地も大きいと考えられる。

また、Arai 式は最近東芝で行われた稠密 7 本体系での限界出力を良く予測すると報告されている[9]。東芝の実験パラメータはテスト部１をほとんど包含しているが、出力分布を除くとシュラウド形状が異なり、模擬燃料棒で囲まれた中心領域の流路面積と最外周のシュラウドと模擬燃料棒で囲まれた流路面積との相対的な割合が異なる。テスト部１では集合体内部の状況を模擬するため各燃料棒は単位燃料セルを模擬した 6 角柱の集合として考え、シュラウド壁も図 5.1.2.1.4 に示すように燃料棒に沿って六角形を形成して折れ曲がっている。それに対し、東芝でのシュラウドは円管に詰め物をしたものであり、最外周の流路面積の中心領域に対する割合は東芝の方が大きい。流路面積が広い場合、流動損失の観点から狭い場合よりも二相流量は多くなり、東芝の実験における出力の高い中心領域を流れる流量はテスト部１でのそれより相対的に低下することが考えられる。そのため、東芝のテスト部は原研でのテスト部１より除熱性能が劣化するものと思われる。この流路面積の相対的な違いによる影響が東芝のテスト部に対して良い予測を与える Arai 式が原研のテスト部１に対しては大きな保守性を持っていることの原因の一つと考えられるが、この推論をはっきりさせるためには流路面積の相対的な違いによる影響を定量的に評価できるようにする必要がある。

次にテスト部２に対して、Arai の限界出力相関式による予測計算値と実験値を比較したものを図 5.1.2.1.6 に示す。本結果では、図 5.1.2.1.5 に示した結果と比較して、相関式による予測値の保守性が小さくなっている。ホットチャンネルの定格流量付近（$G=400kg/m^2s$）ではほぼ予測値と実験値は一致している。実際の設計では予測値にマージンを 30%程度考慮して出力を設定しており、保守性が小さいとはいえ成立性に影響を与えるほどのものではない。しかしテスト部１での結果と同様に、流量依存性を適切に表現できておらず改良する必要がある。保守性が小さくなったのは、液膜が薄くなる出口付近に出力の大きな領域が存在しているためと推測される。この様に、軸方向出力分布の影響の適切な評価も流量依存性とともに今後の大きな課題の一つである。

ここまでに示した 7 本限界出力試験に対する Arai 式の適用性評価の結果から、①水冷却炉概念設計の熱的成立性に問題のないこと、②予測精度の高い限界出力相関式を得るためには、流量依存性、シュラウド壁近傍の流路面積の影響、軸方向出力分布の影響を適切に評価する必要のあることがわかった。これらの課題は次に述べる大規模限界出力試験とサブチャンネル解析手

法の開発の中で引き続き取り組んで解明を目指していく。

集合体１体あたり 200 本程度の燃料棒を束ねる実炉の設計を行う上では、先に述べたように 37 本規模の限界出力試験とサブチャンネル解析手法とを組み合せたスケール効果の評価が不可欠である。原研では 37 本限界出力試験については 2003 年度から試験データの取得を開始した[6)]。サブチャンネル解析手法の開発では物理モデルの評価／改良／検証が最も重要であり、沸騰遷移に影響を与える環状噴霧流、流路間流体混合、スペーサ効果に対する物理モデルの妥当性を基礎的なモデル実験と３次元二相流解析の機構論的な検討も交えながら、7 本や 37 本の限界出力試験データにより検証していく予定である。（図 5.1.2.1.1 参照）

（２）異常な過渡変化および事故事象評価

水冷却炉は、ABWR と同様に負のボイド反応度係数を有するとともに、システムのほとんどは ABWR と同一のものを採用することとしている。しかしながら、①負のボイド反応度係数の絶対値が ABWR に比して小さい、②再循環ポンプを有していない、という ABWR と異なった特徴も有している。

現在までのところ、ABWR の設計基準事象を参考に、水冷却炉の特徴および事象の包絡性を考慮した上で、対象とする設計基準事象を選定し評価を行ってきた[1,2)]。なお、水冷却炉においては、MOX 燃料の使用に起因して実効遅発中性子割合βeff や中性子寿命等の動特性パラメータが軽水炉の場合と異なるものが有り、具体的にβeff および即発中性子寿命は、各々0.0037 および 1μs である。また、評価に使用した限界出力相関式としては前節で述べた修正 CISE 式であり、その他の熱流動挙動の予測は ABWR に適用されている REDY コードで行った。判断基準は現行軽水炉の指針類を用いた。その結果、下記にまとめるように、設計基準事象に対して十分な安全性を有する見通しを得ている。今後、前節で述べたようなスケール効果に対しても検証された新限界出力相関式を開発し、再度過渡変化および事故事象評価を行う予定である。また、圧力損失やボイド率に対する相関式の妥当性も試験データにより検証していく予定である。

（ｉ）運転時の異常な過渡変化

表 5.1.2.1.1 に示すような考え方に基づき、①出力運転時の制御棒の異常な引き抜き、②給水加熱喪失、③負荷の喪失、④給水制御系の故障、⑤原子炉圧力制御系の故障、⑥給水流量の全喪失、について評価した。解析結果を表 5.1.2.1.2 に示す。これらの結果から、水冷却炉が運転時の異常な過渡変化に対して十分な安全性を有する見通しを得た。

（ii）事故

表 5.1.2.1.3 に示すような考え方に基づき、①原子炉冷却材喪失、②主蒸気管破断、について評価することとした。評価結果を表 5.1.2.1.4 および図 5.1.2.1.7 に示す。再循環ポンプを有しない自然循環炉のため、事故直後の再循環ポンプトリップの想定による炉心流量低下の影響を受けにくく、被覆管温度の上昇は見られない。この結果から、水冷却炉が事故事象に対して十分な安全性を有する見通しを得た。

（iii）仮想事故（立地評価における被ばく線量に対する Pu の寄与）

立地評価において、被ばく線量に対する Pu の寄与が現行の LWR とは大きく異なることがひとつの懸念材料として考えられる。現行の被曝線量評価方法を適用すると、いわゆる「プルトニウムめやす線量」を超えるため、仮想事故解析において、1%インベントリーのプルトニウムが格納容器へ瞬時に放出されることを仮定する必要がある。この場合の環境への放出量（ソースターム）の評価手法は、もんじゅやふげんに適用された現行の評価手法が適用できると考えられる。もんじゅ等での検討結果を見れば、全被曝線量に対するプルトニウムの寄与は小さく、このことが立地を制限する支配因子になるとは考え難い。

（３）安定性について

水冷却炉は、現行 BWR と同様に密度波振動に起因する安定性事象を評価する必要がある。現在までのところ、BWR に対し適用性が検証されている周波数領域解析手法により評価した。その結果、下記に述べるように安定性上の問題はないことが示された [1)]。

定格運転時のチャンネル安定性減幅比を評価した結果、水冷却炉心は 0.07 であり、ABWR と同程度であるとともにその制限値 0.5 より遙かに小さく、安定性上の問題はなかった。炉心安定性減幅比を評価した結果は、0.01 未満と小さな値となった。これは、炉心安定性に与える影響の大きいボイド反応度係数の絶対値が ABWR と比べて小さく、核的フィードバックの効果が小さいためである。領域安定性も炉心安定性と同じく核フィードバックの影響が大きいが、炉心安定性が 0.01 未満であるので問題ないと判断される。

今後、時間領域での解析を行い、安定性上の課題のないことを再度確認するが、自然循環炉では駆動力を増すために上部プレナムチムニーが存在する。チムニー部の等価直径は大きく、既存のボイド率相関式の適用性を検証する必要があるため、検証データを 5.1.2.1(1) 節で述べた 37 本限界出力試験において模擬炉心上部に大口径管を設け取得する予定である。

参考文献

1) 大久保 努, 竹田練三, 岩村公道 :“ 高転換比 BWR 型低減速スペクトル炉の安全性および炉心改良の検討 ”, JAERI-Research 2001-021(2001).
2) 水炉検討会 :“ 水炉検討会 2000 年度報告書 ”, JNC TY9400 2001-018(2001).
3) T. Iwamura et al.: “Development of Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) for Sustainable Energy Supply”, Proc. of the 13th Pacific Basin Nuclear Conference(2002).
4) 呉田昌俊, 秋本 肇 :“ 軸方向一様発熱稠密バンドルの限界出力 ”, 日本機械学会論文集(B 編), 69, 682, 1469-1476(2003).
5) W. Liu et al.: “Critical Power Characteristics of Tight Lattice Bundles”, Proc. of the 11th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE11-36099(2003).
6) 大貫 晃, 他 :“ 高稠密格子水冷却炉心の除熱技術の開発(1)-全体計画- ”, 機械学会 2003 年度年次大会講演論文集 Vol.Ⅲ, 247-248(2003).
7) B.W. Letourneau et al.: “Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 0.25- and 0.28- Inch Diameter Rods”, WAPD-TM-1013(1975).
8) K. Arai et al.: “Critical Power Characteristics of a High Conversion Boiling Water Reactor”, IAEA Technical Committee on Technical and Economical Aspects of High Converters(1990).
9) 山本 泰, 他 :“ 稠密バンドル燃料の限界出力 ”, 日本原子力学会和文論文誌, 1, 3, 282-288(2002).

表 5.1.2.1.1　水冷却炉における安全評価対象事象・異常な過渡変化

分類	代表させる事象	評価の有無	理由
炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化	制御棒起動時における制御棒の異常な引き抜き	×	ABWR と同様に炉周期短信号で制御棒引抜を阻止するため、燃料エンタルピの基準を満たすことが明らかなため。
	出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	○	再循環ポンプを有さない高転換比 BWR 型炉では、ΔMCPR が比較的大きくなる事象として選定
炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化	冷却材流量の部分喪失	×	再循環ポンプの部分停止を想定した事象であり、高転換比ＢＷＲは再循環ポンプを有さないため除外
	外部電源喪失	×	加圧事象であり、その影響は負荷の喪失に包絡される
	給水加熱喪失	○	ABWR ではすべての過渡事象の中で最も厳しい事象
	原子炉冷却材流量制御系の誤起動	×	再循環流ポンプの異常を想定した事象であり、高転換比ＢＷＲは再循環ポンプを有さないため除外
環境への放射性物質の異常な放出	負荷の喪失	○	加圧事象の代表として選定
	主蒸気隔離弁の誤閉止	×	加圧事象であり、その影響は負荷の喪失に包絡される
	給水制御系の故障	○	水位上昇事象の代表として選定
	原子炉圧力制御系の故障	○	減圧事象の代表として選定
	給水流量の全喪失	○	水位減少事象代表として選定

表 5.1.2.1.2　水冷却炉における異常な過渡変化評価結果

事象	結果			
	MCPR	表面熱流束最大値	原子炉圧力	燃料エンタルピ
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	1.19	112%	わずかに上昇	－
給水加熱喪失	初期値以上	115%	わずかに上昇	－
負荷の喪失	初期値以上	初期値以下	8.3	－
給水制御系の故障	1.29	103%	8.0	－
原子炉圧力制御系の故障	1.29	103%	8.0	－
給水流量の全喪失	1.27	初期値以下	初期値以下	－

＊成立性判断のめやす：MCPR＞1.07 以上、表面熱流束最大値＜約 130%、原子炉圧力＜約 9.5MPa

表 5.1.2.1.3　水冷却炉における安全評価対象事象・事故

分類	代表させる事象	評価の有無	理由
原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	原子炉冷却材喪失（HPCF 破断）	○	HPCF 破断、給水配管破断等の解析に基づき、HPCF 破断を選択。
	冷却材流量の喪失	×	冷却材流量喪失の原因となる再循環ポンプを有さないため。
反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	制御棒落下	×	BWR に比べ制御棒本数が増加したため、制御棒価値が小さく、制御棒落下速度制限器の適切な設計により、燃料エンタルピの基準を満足することが明らかなため。
環境への放射性物質の異常な放出	放射性気体廃棄物処理施設の破損	×	ABWR と同様の設備であるため、ABWR に比べて厳しくなる要因がないため。
	主蒸気管破断	○	
	燃料集合体の落下	×	BWR と異なり燃料集合体頂部に燃料棒がなく、落下集合体のみに破損燃料が限られるため、ＢＷＲに比べて破損燃料が少なく、被ばくの基準を満足することが明らかなため。
	原子炉冷却材喪失	×	前出
	制御棒落下	×	前出
原子炉格納容器内圧力、雰囲気の異常な変化	原子炉冷却材喪失	×	前出

表 5.1.2.1.4　水冷却炉における事故評価結果

	判断基準	充足性
原子炉冷却材喪失	炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること	燃料被覆管の温度は初期値を上回ることはなく、破裂の発生する燃料棒はない。
	燃料被覆の温度の計算値は 1200℃以下であること（ECCS 設計基準）	
	燃料被覆の化学量的酸化量の計算値は、酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの 15%以下であること。（ECCS 設計基準）	酸化量は 15%以下である。
	炉心で燃料被覆及び構造材が水と反応するに伴い発生する水素の量は、格納容器の健全性確保の見地から、十分低い値であること。（ECCS 設計基準）	全被覆管のジルコニウム-水反応割合は無視しうる程度であるため、反応に伴い発生する水素の量は格納容器の健全性確保の見地から十分低い。
	燃料の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長時間にわたって行われることが可能であること。（ECCS 設計基準）	長期間にわたっての崩壊熱の除去は、原子炉隔離時冷却系を除く ECCS のうちいずれか 1 台のポンプが作動すれば確保される。
主蒸気管破断	新たに燃料棒の破損が生じないこと	本事故により破裂の発生する燃料棒はない。また、燃料被覆管の最高温度は初期値を上回ることなく 1200℃以下であり、燃料被覆管の酸化層厚みの増加量は、酸化反応が著しくなる前の燃料被覆管厚さの 15%以下であるので、冷却可能な形状を維持し、冷却能力が失われることはない。したがって、本事故により新たな燃料棒の破損は生じない。
	周辺公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと。	燃料棒はすべて健全であり、また、格納容器等の構成が ABWR と同じであり、影響は ABWR 程度であり問題とならない。

相関式の開発	～H14	H15～H18	H19～H20
検証データの取得 (定常／過渡時、形状効果)	• 小規模バンドル(7本)定常限界出力試験 • 小規模バンドル(7本/19本)流動試験	• 大規模バンドル(37本) 定常／過渡限界出力試験（流動特性も併せて取得） – パラメータ:ギャップ幅、燃料棒曲がり • モデル実験 （大規模で取得困難な流量分布/局所ボイド率取得）	• 最終設計形状での限界出力試験
解析手法の開発／適用	• 解析コード群の開発／整備 – サブチャンネル – 機構論的手法	• 解析コード群の検証／適用 – 設計用相関式のフルバンドルへの拡張性検定 – 実機解析(熱余裕の実証)	

ターゲット
許認可対応
フルﾊﾞﾝﾄﾞﾙ用
限界出力／
流動相関式

図 5.1.2.1.1　フルバンドル用限界出力／流動相関式の開発計画

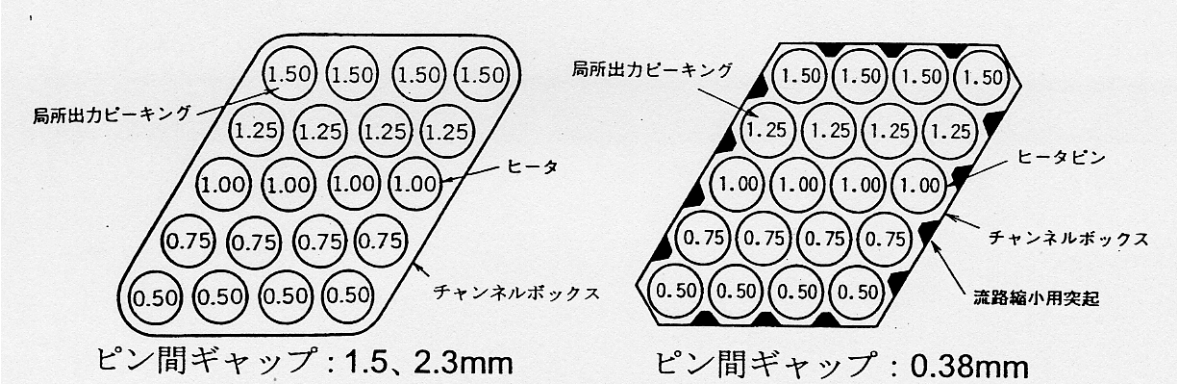


図 5.1.2.1.2　BAPL 限界出力試験試験体形状と局所出力分布

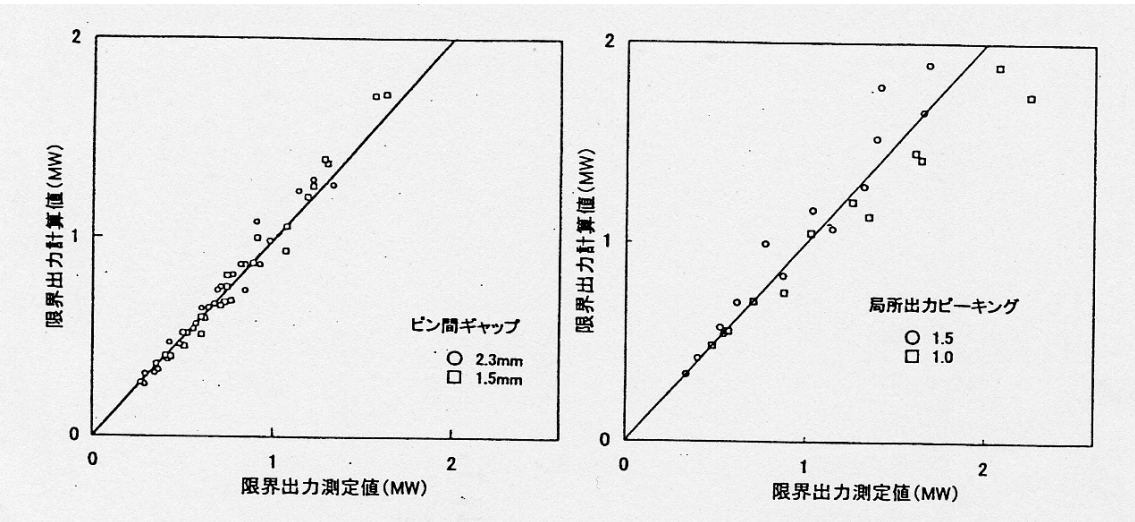


図 5.1.2.1.3　修正 CISE 式の検証結果

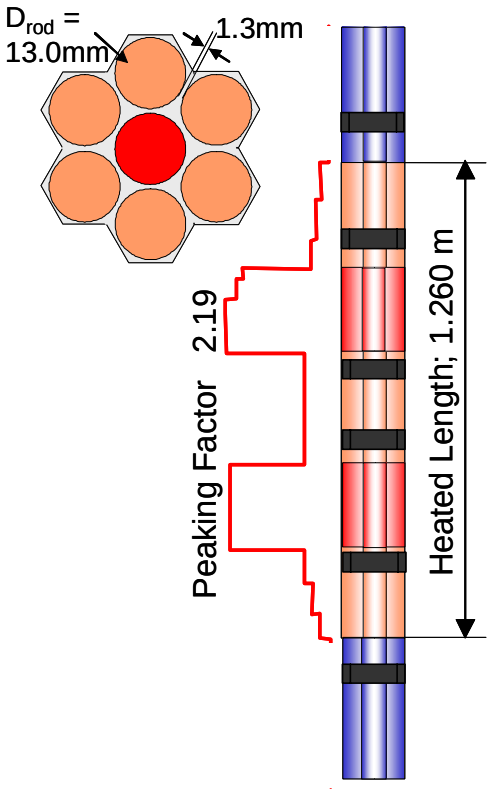


図 5.1.2.1.4　7 本ロッドバンドル限界出力試験テスト部の概要

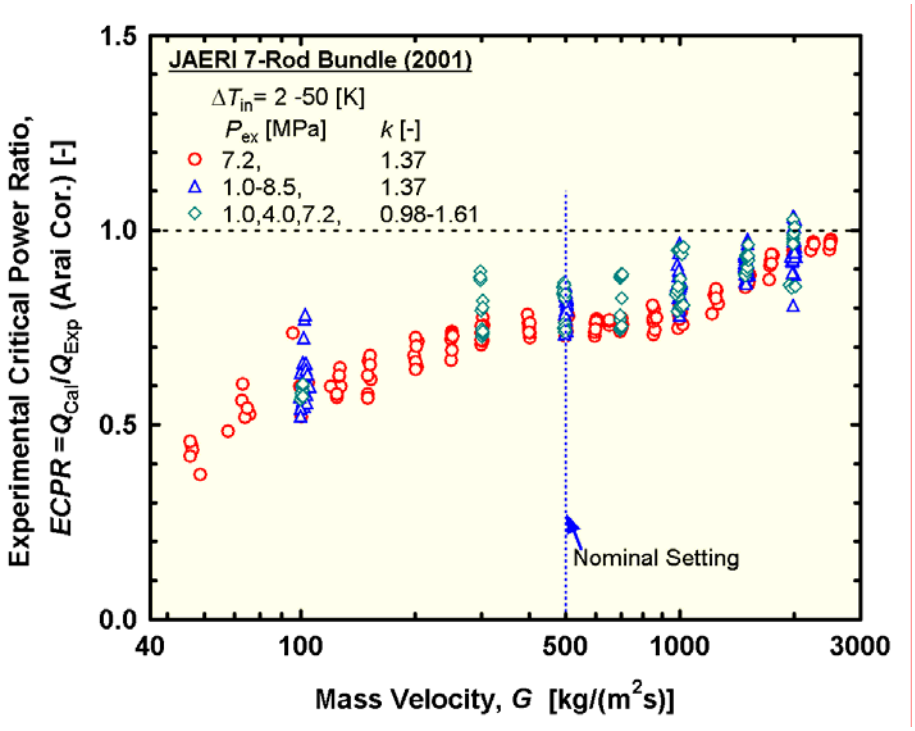


図 5.1.2.1.5　7 本限界出力試験テスト部 1 に対する Arai 式の評価

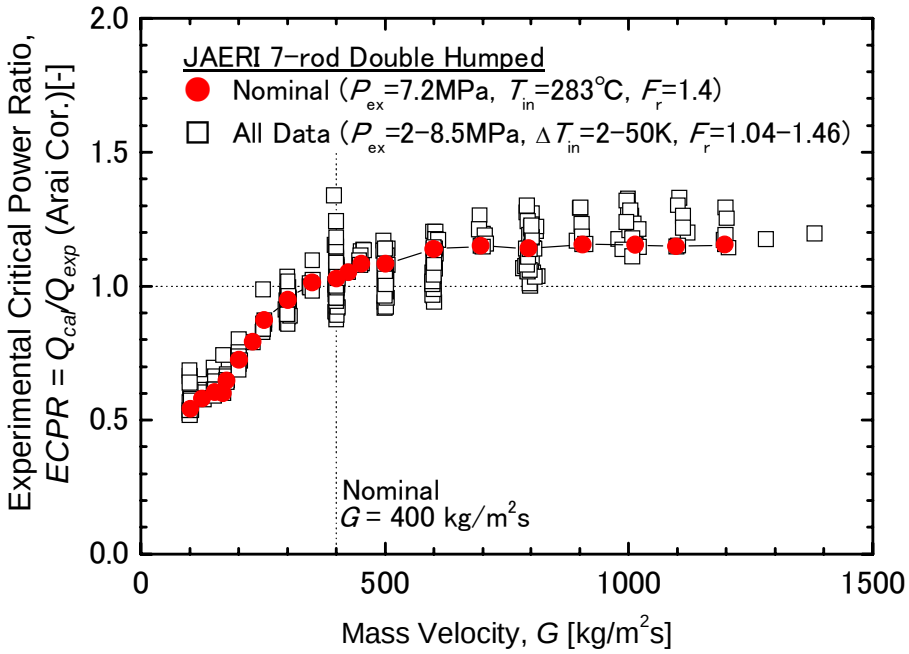


図 5.1.2.1.6　7 本限界出力試験テスト部 2 に対する Arai 式の評価

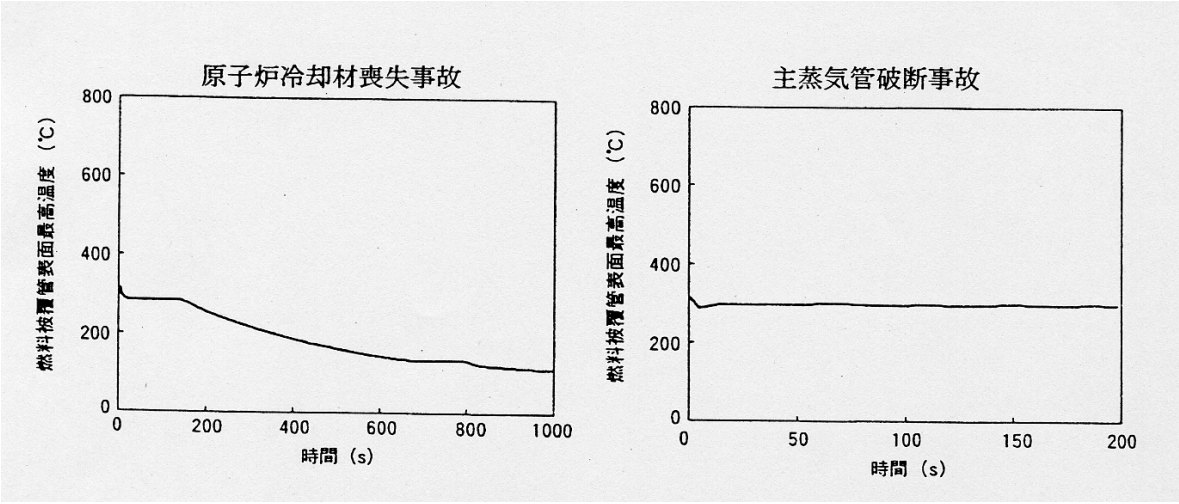


図 5.1.2.1.7　事故時における燃料被覆管最高温度

5.1.2.2　炉心崩壊事故対策

（１）現行軽水炉と比較した水冷却炉の炉心崩壊事故挙動の特徴

現行軽水炉の炉心崩壊事故（CDA）に関する研究は、８０年代以降各国で精力的に進められた。その成果を用いて、米国等では、安全審査においてリスク評価等の観点から CDA の影響評価が実施されている。我が国においても近年、CDA 対応を含むアクシデントマネジメント策の有効性の判断のために全発電所のリスク評価が産業界により実施され、国も結果の妥当性評価のための解析を実施している。これらに示されるように、少なくとも現行軽水炉の安全性を評価する上では、CDA の影響評価技術は実用レベルにあり、それに基づき、CDA に対する対策が整備されていると言える。

CDA に関し本炉が現行軽水炉と異なる最大の特徴は最小臨界体系ではないことにある。このため、ナトリウム冷却 FBR がそうであるように、再臨界の可能性を検討する必要があると考えられる。また、再臨界により大量の熱が発生し温度条件が過酷になる可能性のある蒸気爆発等 CDA 挙動に対する影響も検討する必要がある。さらに、現在の軽水炉の CDA に関する知見の大部分は、ジルコニウム合金被覆燃料に対するものであることから、必要に応じて、ステンレス被覆燃料の CDA 時の挙動に関する知見を深めることが重要である。

以下では CDA に関する主要な技術課題を抽出し、対応方策をまとめる。

（２）CDA 時の事象推移シナリオと技術課題

CDA 時に破損した燃料は、炉心、下部プレナム、格納容器底部の順に移行していく可能性があることから、以下では、これまでの検討成果を用いてそれぞれの場所での事象推移シナリオを概観し対応方策を簡単にまとめる。

（ｉ）炉心

炉心において、評価すべき項目は、（ａ）再臨界性、（ｂ）再臨界時に発生する衝撃力と構造体への影響、（ｃ）下部プレナムでの挙動検討のために必要な生成される溶融物質の状態（温度、混合状態、酸化度等）である。

（ａ）再臨界性

燃料が崩壊する前に制御棒や被覆管が溶融落下することにより、燃料と被覆管が分離し再臨界状態になる可能性が考えられている[1)]。再臨界性の検討には、被覆が落下した燃料領域の空間的および時間的変化を把握する必要がある。挙動に影響する因子は、出力分布、溶融被覆管の落下挙動（キャンドリング）、輻射や対流による冷却効果、融点に強く影響する被覆管酸化度、酸化度に影響する水蒸気量の分布等である。特にステンレス被覆を使用する場合、被覆管融点が燃料融点よりかなり低いことから、再臨界

が生じる可能性はジルコニウム合金被覆燃料と比較し高い。この検討のためには、現行軽水炉用に整備された解析コードが適用可能であるが、ステンレス被覆燃料の溶融挙動に関する知見は少ないため、必要に応じて、データや解析手法を整備する必要がある。

これまでジルコニウム合金被覆の場合の炉心再臨界性を SIMMER コードを用いて検討している[1)]。この解析ではジルコニウム合金の酸化による融点上昇の効果は含まれていないため、ジルコニウム合金は燃料が健全な段階で溶融落下し、中央部炉心の 3/4 の被覆管が溶融落下すると、再臨界が生じることが示された。一方、被覆管の酸化を考慮できる MELCOR コードを用いた検討では、少なくとも中央領域では被覆管はその表面が一部溶融落下するものの、崩壊するまでに燃料と被覆管が完全に分離することは計算されなかった[2)]。

（ｂ）再臨界時に発生する衝撃力の構造体への影響と対策

再臨界により発生する衝撃力の炉容器や格納容器健全性に対する影響を評価するためには、発生した熱が機械エネルギーに変換される過程を検討することが重要である。このため変換効率の支配因子である水の分布を把握することが必要である。崩壊熱レベルでは、水に覆われた燃料の冷却は維持されることから、燃料が溶融する際、その場所より高い位置には水は存在しない。扁平炉心を使用するため下部炉心より下側に流体が存在できる体積が小さいこと、再臨界が生じる前に被覆管が溶融落下し下部に蓄積した水を蒸発させること、過熱部から輻射熱伝達があること、等を考慮し、再臨界が生じるときの炉内の水存在量を把握することが変換効率を評価する上で重要な課題となる。

これまでの検討では、炉心中央部が溶融崩壊する段階では、炉心内に水が存在しないこと、および、被覆管の溶融落下による再臨界時に発生するエネルギー密度は、現行軽水炉の反応度事故時の場合の値を大きく上回るものではないことが示されており、このような場合、構造物健全性に対する影響は大きくないことが推測される[1,2)]。

（ｃ）生成される溶融物質の熱的条件、混合状態、酸化度

水冷却炉特有の現象の検討という観点から、下部プレナムでの蒸気爆発現象や溶融デブリ混合挙動に対する炉心での再臨界の影響を検討することが重要である。この検討では、再臨界時の熱発生量、溶融燃料の移動による負のフィードバック効果、冷却効果、酸化挙動、支持構造物との熱的な作用等を考慮する必要がある。一般に現象が複雑であることから、MELCOR 等システムコードによる全体的な解析と一部重要挙動に関する個別計算を組み合せ、状態量の範囲を設定することが必要である。

これまで行なった検討では、ジルコニウム合金被覆がジルコニウム金属単体の融点で溶融落下すると仮定し、燃料温度が比較的低い状態で再臨界状態になるため、出力ピーク発生直後に燃料平均温度は融点以下の 1900K 程度であり、以後、継続する核発熱のため燃料は融点に達し、その後、燃料の落下による負のフィードバックにより発熱量が低下した[1)]。今後、NSRR 等を用いた実験的検討も含め、再臨界時の溶融物質の状態の検討を行なう。

（ii）下部プレナム

溶融物が下部プレナムに移行した場合に評価すべき事象は、（a）下部プレナム落下直後の再臨界性、（b）水蒸気爆発、（c）溶融物の炉容器内保持の可能性、（d）デブリベッド溶融後の再臨界性である。

（a）下部プレナム落下直後の再臨界性

下部プレナムでの再臨界性の検討では、燃料デブリとその他物質特に被覆管デブリの混合挙動の検討が重要である。炉心での溶融物質の混合状態に関して十分な精度での検討が難しい場合には、完全に分離して落下するといった保守的仮定を用いる必要がある。一般に、現行 BWR では、炉心から下部プレナムに溶融物が移行する際は、複数の位置からジェット状に落下することが考えられている。このジェットが下部プレナムに蓄積した水中に落下する際の粒形デブリ生成挙動、水流による粒形デブリの攪拌挙動、下部プレナム底部へのデブリの蓄積挙動等は、再臨界性に強く影響する。落下開始直後においては、BWR 型システムでは制御棒駆動機構ハウジング等の構造体が存在するため、核的検討ではこの効果を考慮する必要がある。

粒状デブリの生成の際の混合効果により再臨界が防止できることを確証することが困難な場合には、再臨界を防止する手段を検討する必要がある。対策は炉心の場合より簡単で、制御棒駆動機構ハウジング等を利用し、その周辺に中性子吸収材を設置することが考えられる。

これまでの検討では、デブリベッド生成時に燃料と被覆管材料が良く混合する場合、再臨界状態にならないことを MVP コードによる核計算で確認している[2)]。又、中性子吸収材設置の有効性については、ハフニウム等の材料を用いて、制御棒駆動機構ハウジングの周囲に、現実的な厚みの中性子吸収材を設置することにより、再臨界を防止できることを確認している[2)]。

（b）水蒸気爆発

現行軽水炉では、下部プレナムでの水蒸気爆発はほとんどリスクに影響

しないとされているが、その理由のひとつは溶融燃料の過熱度が小さくデブリが固化し易いことにある。再臨界により溶融燃料の温度が高くなる場合、水蒸気爆発がより過酷なものになる可能性がある。溶融燃料の熱的条件をパラメータにし水蒸気爆発で発生する機械エネルギー量を評価し、炉容器や格納容器構造材強度の健全性を評価する必要がある。

水蒸気爆発の機械エネルギー発生量の検討に関し、実験的検討が従来より多くあること、溶融燃料の量が水に対して過大な場合水欠乏により変換効率が下がること、溶融燃料の移行に時間がかかるため粗混合状態の溶融物量が制限されること、下部プレナムへの溶融燃料の移行量は炉心の出力分布や冷却分布に影響を受けること等の議論が現行軽水炉に対して実施されている。これら議論を参考にし、圧力容器および格納容器に対する衝撃力を今後評価する。

（ｃ）溶融物の炉容器内保持の可能性

近年、特に中小型炉においては、炉容器外面冷却等による溶融物質の炉容器内保持に関する検討が進み、米国では AP600 炉の安全審査の際に、有効性の判断がなされるほどに、解析評価技術や実験データベースは整備されている。我が国でも、解析手法の検討は進み、NUPEC では大型軽水炉について詳細な検討を行なっている。溶融物の炉容器内保持が実現すれば、格納容器底部での溶融燃料・コンクリート反応のような複雑な現象の重要性が低下することから、リスクを低減するとともにリスク解析の信頼度を高めることができる。したがって、水冷却炉においても、再臨界の問題が無い場合には、採用することが適切と考えられる。

（ｄ）デブリベッド溶融後の再臨界性

下部プレナムに蓄積した粒状デブリの蓄積物（デブリベッド）において、十分に燃料デブリと被覆管デブリが混合して再臨界が防止される場合でも、冷却が不十分で再溶融すると、比重の違いから金属相と酸化物相が分離することが知られている。これにより燃料成分の密度が高まり再臨界が生じる可能性がある。

このような再臨界性の検討には、炉容器内壁周囲に生成されるデブリが固化した領域（クラスタ領域）の大きさ等の検討が必要である。又、再臨界防止対策としては、中性子吸収材として、溶融した状態でも、溶融燃料と良く混ざる物質を選定することが重要である。

再溶融後の燃料挙動に関しては、これまで検討は行なっていないが、現行軽水炉に関して整備された解析ツールを用いることが可能である。中性子吸収材の候補としては、ハフニウムが有力である。ハフニウムは化学的性質がジルコニウムと極めて近いということが知られている。酸化ハフニ

ウムも酸化ジルコニウムと同様な性質ならば、酸化ジルコニウムの場合と同様に、溶融燃料と良好な混合が期待でき、溶融後も未臨界状態を継続して維持できる。中性子吸収材の材料の選定、取り付け方法等については、実証的な試験も含め検討を実施していく。

（iii）格納容器

格納容器底部に溶融物質が移行した後の水冷却炉特有の評価すべき事象は（ａ）水蒸気爆発と（ｂ）再臨界性である。

（ａ）水蒸気爆発

先述の炉心での再臨界に関連した下部プレナムでの水蒸気爆発の可能性と同様に、下部プレナムで再臨界が生じた後に、溶融物質が格納容器底部の蓄積水に落下し蒸気爆発が生じる場合には、現行軽水炉より激しい蒸気爆発が生じる可能性がある。機械的衝撃力の評価を行い必要に応じて構造材強度の増強等の対応策を検討する。

（ｂ）再臨界性

下部プレナムの場合と同様に、再臨界が生じる可能性があるが、下部プレナムの場合よりも、水源が豊富にあり、デブリベッドの再溶融は生じ難いことやアクシデントマネジメント（AM）策が取りやすいなどの特徴がある。再溶融が生じ無い状態では、中性子吸収材としてはボロン水等も有効である可能性がある。今後このようなAM策の有効性の検討を実施する。

（３）まとめ

以上の議論を図 5.1.2.2.1 にまとめて示す。図では、炉心での再臨界性の検討から始めて、それぞれの項目で事故進展状況を分岐させ、状況が現行軽水炉と同様になる場合にそれ以上の検討は不用ということで、検討の分岐を止めている。現行軽水炉と比べて、再臨界の可能性およびその影響の検討が重要であることが水冷却炉の特徴であるが、再臨界の影響評価の不確定性を小さくするもっとも確実と考えられる対策は、溶融状態で燃料と良く混合する性質を有する中性子吸収材を下部プレナムに設置することである。この対策が有効な場合は、下部プレナムでの蒸気爆発の問題を除いて、水冷却炉のCDA は現行軽水炉の場合とほぼ同様になる。しかし、この対策はコストに影響することから、下部プレナムでデブリベッドが生成する際の受動的な物質の混合メカニズムにより、下部プレナムでの再臨界性を否定できる可能性の検討も極めて重要である。

参考文献

1) 三原隆嗣，他：ＦＢＲシステム技　術検討書－平成１２年度報告－，JNC TY9400 2001-012，1442-1445 (2001).

2) 日本原子力研究所，日本原子力発電，日立製作所，東京工業大学：平成１４年度　革新的実用原子力技術開発公募事業　受動的安全性を具備した低減速軽水炉に関する技術開発成果報告書，平成１５年３月 (2003).

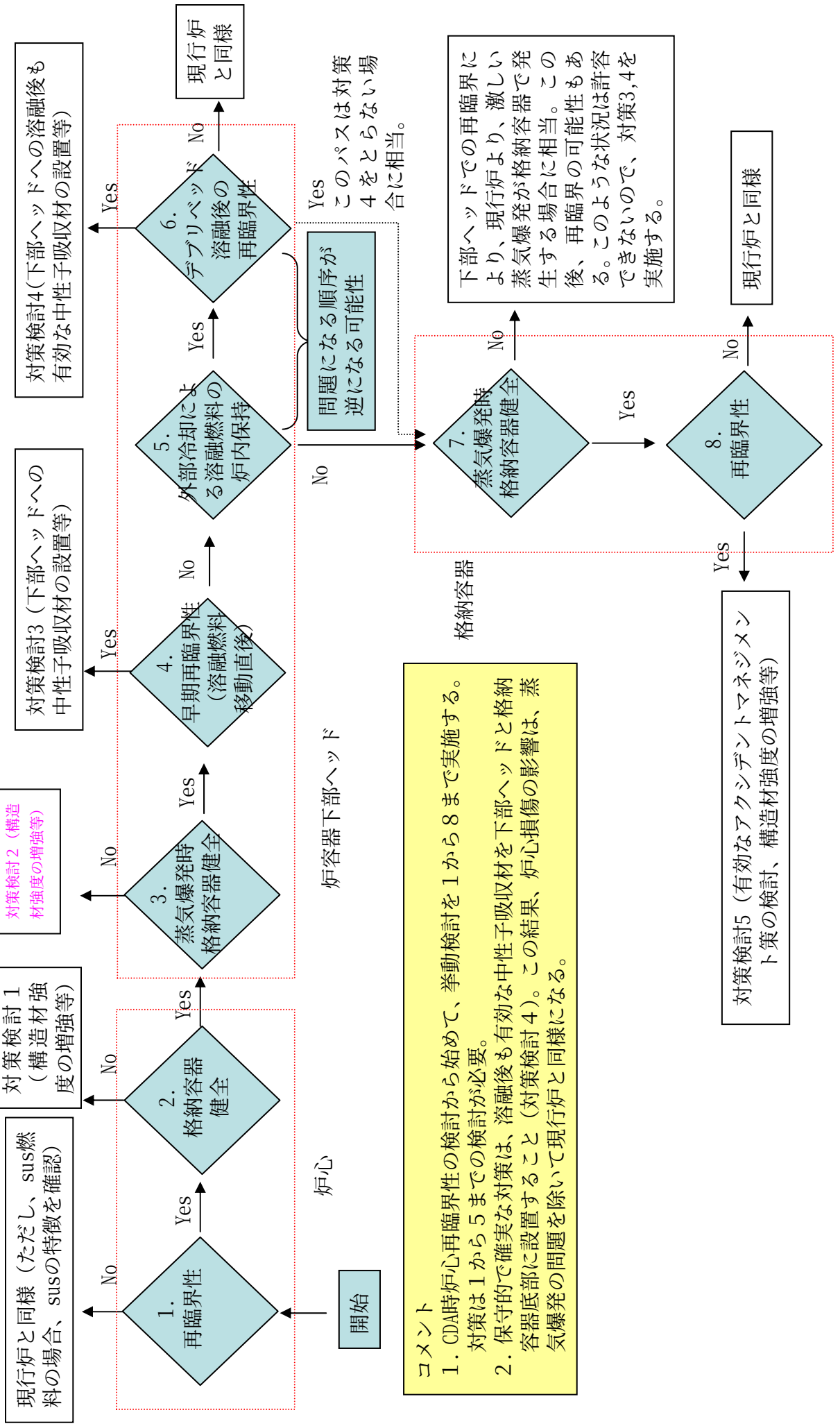


図 5.1.2.2.1　炉心損傷事故シナリオと技術検討課題

5.1.2.3　燃料被覆管

（１）被覆管材料の要求特性

水冷却炉は、核燃料サイクルに対応した増殖炉としての性能を低減速スペクトル化により達成するため、従来軽水炉と異なり稠密な扁平炉心構造を有する。燃料棒は、高 Pu 富化度 MOX/UO_2ブランケット積層構造を有し、軸方向の非均質度が大きい。水冷却炉用被覆管材料への要求仕様および課題を以下に示す。

①被覆管間隙が狭い条件（1.3mm）での除熱性能

燃料中心温度の低減および限界熱流束確保のために伝熱阻害要因の排除が必要。

a. 低熱伝導性の酸化膜成長抑制；高耐食性材
b. 放射性クラッドの堆積防止；水管理の最適化と共に高耐食性材
c. 局所塑性変形の抑制； MOX 部の熱疲労−クリープ変形抵抗性の高い高強度材

②LMFBR と同等の高速中性子照射条件

a. 耐照射性;MOX 部の弾き出し損傷速度が ABWR の約５倍となるため、照射成長、照射クリープ、ボイドスウエリング等による変形や体積変化が生じにくい材料

③高ボイド率および間隙の狭い条件でのチャンネルボックスおよびスペーサーとの両立性

a. 照射クリープや照射成長等の照射誘起変形が生じにくいと共に、フレッティング腐食やエロージョン、コロージョンに対する抵抗性の優れた高強度材
b. デブリの除去対策と併せて摩耗や局所的損傷を受けにくい耐摩耗性材
c. 流体振動および拘束条件に関わる機械的振動の観点から高疲労強度材

④MOX 部の最高燃焼度 100GWd/t 以上に対応

a. 有効肉厚低下；酸化膜成長と共に酸素・水素吸蔵に伴う延性低下、水素化物析出や内部酸化等の材質変化部を含む全減肉が許容腐食代以下
b. PCCI；I、Cs に対する SCC 感受性が低く、ライナー性能の長期間保持、必要により、ライナーに燃料側トリチウムのトラップ機能を付加
c. PCMI；高燃焼度側のボイドスウエリングによる燃料膨張や割れ破砕片による局所的変形や割れ抵抗性に優れた母材およびライナー材
d. 切り欠き係数が小さく、経年材質変化が生じにくい高破壊靱性材

⑤扁平二重炉心の制御条件や自然循環の熱流動条件での過渡時安全性

a. TOP 型の制御の過渡変化に伴う高出力時健全性（割れ抵抗性）；
経年材質変化が生じにくく、疲労―クリープ抵抗性および破壊靱性の優れた材料

⑥事故時の安全性

a. RIA 時の安全裕度；高燃焼度側でも酸素・水素吸蔵等による材質変化および脆化が生じにくく、破損しきいエンタルピーの高い、破壊抵抗性の高い材料

b. LOCA 時の安全裕度；高温水蒸気との化学反応性の低い被覆材およびライナー材。中高温急速変形時の延性・割れ抵抗性の高い材料

（２）被覆管材料の現状と課題

水冷却炉燃料のふるまいを評価検討するために、解析コード FEMAXI–RM[1)]の開発を原研で進めている。FEMAXI–RM は、軽水炉燃料解析コード FEMAXI–V[2)]をベースとしてそのモデル改良等により水冷却炉の MOX 燃料解析用コードとして開発を進めているものである。本コードを用いて現在の炉心設計で設定しているジルカロイ２被覆管を使用した燃料のふるまいを解析した結果の一例について以下に概略を示す[1)]。

本解析においては、FEMAXI-RM コードの入力として燃料の仕様、線出力履歴などを与えて、通常運転時における MOX 燃料の熱的および力学的ふるまいである燃料の温度上昇に起因する現象、すなわちペレットからの FP ガス放出とそれによる燃料棒内圧の上昇、ペレットスエリングと熱膨張による被覆管の変形（PCMI）を中心に解析した。変形解析は、①燃料棒全長、②１ペレット長の局所 PCMI および③MOX 燃料とブランケットの境界部の被覆管の変形の３種を解析対象に含めた。なお、従来の物性値やモデルが燃焼度や Pu 濃度などの点で適用範囲外にある場合でも、基本的に従来モデルを適用し、必要な場合は外挿を行った。

具体的には、炉心中で End-of-Life において最高燃焼度となる１本の燃料棒を対象とし、軸方向の出力分布，Pu 富化度分布，ペレット種類，軸方向の線出力分布などを入力してその全照射履歴をたどった。E>1MeV の高速中性子束と中性子照射量は、それぞれ最大 2.1×10^{18} $m^{-2}s^{-1}$、3.9×10^{26} m^{-2} である。被覆管外表面（酸化膜表面）温度は、冷却水の飽和温度（288℃）+21℃ =309℃に固定した。また、MOX 燃料においても UO_2 燃料と同様に、燃焼度の伸長に伴い燃料伝導率が低下すると予想されることから、本解析では、熱伝導率低下に関与する諸要素を詳しく考慮している Baron モデル [3)]と熱伝導率低下を考慮していない MATPRO-11 モデル [4)]での計算結果を比較検討した。FP ガス放出については、FEMAXI-V のモデルをそのまま用い、ペレットスエリングには、Studsvik モデル [5)]を用いた。以下に主要な解析結果と考察を示す。

（ｉ）燃料温度

図 5.1.2.3.1 にペレット中心温度を示す。○と△印は、MOX 燃料最高出力部の温度であり、●印はブランケット部の中心温度である。Baron モデルの

熱伝導率が燃焼度とともに急速に低下するのに伴い、MATPRO-11 モデルでの温度との差は急速に増大していく。ただし、最高でも 2130℃（2400K）程度であり、融点に対しては大きな余裕がある。また、一方、Pu 富化度が30%程度の MOX 燃料では、燃焼度伸長による熱伝導率の低下に関する実測データがないことをふまえ、Baron モデルの保守性を UO_2 燃料のデータと比較することにより確認している。

（ii）FP ガス放出と内圧上昇

FP ガスの放出による内圧の上昇を図 5.1.2.3.2 に示す。Baron モデルによって計算された FP ガス放出(FGR)は最大で 50%弱という高い値であるが、内圧値は最大 6.2MPa 程度であり、冷却材圧力 7.2MPa を超えない。これは、被覆管が内圧によってクリープアウトする、いわゆる Lift-Off は生ぜず、被覆管の健全性は保たれることを意味する。

（iii）燃料棒の直径変化

被覆管は、照射初期にはペレットの焼きしまりで生じたギャップに対してクリープダウンするが、その後ペレットのスエリングに押されてクリープアウトに転じる。この変形は燃料棒の健全性にとり重要であるので、変形解析は以下の３通りで実施した。即ち、図 5.1.2.3.3 に結果を示す全長解析による被覆管直径変化，図 5.1.2.3.4 に結果を示す局所解析 A による MOX 燃料部の被覆管リッジング部の変形解析および図 5.1.2.3.5 に結果を示す MOX－ブランケット境界部をまたぐ局所解析 B による変形解析（燃焼度が進むと MOX 燃料とブランケットペレットの発熱やスエリングの差による段差が増大する）である。これらの結果を比較すると、解析モデルによる被覆管の直径増加（歪み）の計算値に有意差はなく、また歪み値は最大 1%程度であり、このとき算出された相当応力は 40～80MPa 程度であって、照射ジルカロイの 300℃付近における降伏応力 400～600MPa[4)]に比較して十分に低い。したがって、このような変形によっても燃料健全性は保持されると期待される。

一方、局所解析 B の結果、境界部のペレット段差をまたぐ部分の被覆管の軸方向歪みは 4%程度に達する。この時の当該部における応力は 80MPa である。ジルカロイの場合、水側酸化膜にも母相金属の歪みが伝わるので、酸化膜の保護性は低下する可能性がある。その場合、局所的な水素吸収や酸化速度の増加と、これによる被覆管の局所的延性低下につながり、燃料健全性への懸念要因となる。この被覆管の歪みは、境界部の MOX 燃料に接する１個の UO_2 ブランケットペレットの直径を少し大きくする等の工夫により減少すると考えられるが、健全性に影響のないレベルまで歪みを減少させる可能性は未確認であり、照射試験による実証を待つ必要がある。また、解析に用いた MOX ペレットのクリープ速度は UO_2 ペレットより 1.6 倍ほど大きく[4)]、リッジングのような局所 PCMI は UO_2 燃料の場合よりは緩和されていると言える。さらに、被覆管のクリープ速度は速中性子束への依存性が強いこと

から、中性子スペクトルが軽水炉より硬い RMWR 環境は、リッジングのような局所 PCMI に関しては、それを緩和する要因の一つとなると言える。

（iv）被覆管の水側酸化

計算された酸化膜厚みは最大 70μm に達したが、被覆管の健全性に直ちに影響する程度ではない。しかし、解析に用いた EPRI の酸化モデル[6]は水冷却炉条件では未検証であり、また、高速中性子の照射量の増加による酸化促進の可能性も懸念されることから、ジルカロイの健全性が保たれる可能性は未確認である。さらにジルカロイの酸化に伴う水素吸蔵などによる延性低下を考えると、今後は急速な過渡時の PCMI における被覆管健全性の評価が必要となる。

以上の様に、FEMAXI–RM の解析では、ジルカロイ２被覆管を使用した燃料でも高燃焼度において健全性を有するという予測結果を与えている[1]。また一方、改良ステンレス鋼被覆管燃料に対する同様な解析も実施し、高燃焼度における健全性を示す予測結果を得ている。しかしながら、現時点では水冷却炉条件下での照射データは乏しく、特に燃焼度の増加に対して従来の知見の外挿性が検証されてはおらず、今後確認すべき種々の懸念事項も指摘されている。以下に、現行軽水炉で通常使用されているジルカロイ等の Zr 系合金および一部使用されたステンレス鋼等の実用被覆管材料に関して、現状と課題を整理する。

（ａ）耐照射性

ジルカロイは結晶学的異方性の大きな稠密六方晶を持ち、低照射量でも異方性変形が生じ、被覆管の長手方向に伸びる特性を持つ。軽水炉条件での照射成長は、従来は 10^{26} m^{-2} までの照射量で評価されている。「のび」に関しては、E>1MeV の高速中性子に対して 1.2×10^{26} m^{-2} の照射量で、0.4～１％ΔL/L 程度となっており、その場合はあまり大きな値ではなく、軸方向の成長に伴う半径方向の寸法変化は PCMI や外圧クリープダウンに比べて無視できるほどであった。また、フランスの高速実験炉フェニックス炉によるジルカロイ照射試験では、最大 20dpa（4×10^{26} m^{-2}、E＞0.1MeV、水冷却炉の目標値の約 1/3）まで照射され、安定性に優れるβ焼入れ材では長手方向の伸びは 0.5%程度となっている。しかし、高速中性子照射量が 10^{26} m^{-2} 以上になると、照射成長が急速に増加するという Mahmood らのデータ[7]が出されており（図 5.1.2.3.6)、高照射量となるとさらに伸びが増加すること、照射量の増加によってブレイクアウェイに至り、伸びが急速になる可能性もある。

以上のように、ジルカロイ等の Zr 系合金では、現行軽水炉用材料であるために、高速中性子束が高い高照射量における評価データおよび使用経験が殆どないため、100GWd/t を想定した場合、後述の酸化膜成長、水素吸蔵も

含めて、高照射条件での照射データの取得が必要である。

ステンレス鋼製燃料被覆管材は、350℃以上の高温条件ではボイドスウエリングが生じ易くなり、照射クリープが重要な評価因子となるが、それ以下となる軽水炉の温度条件ではブラックドットやフランクループ等の２次欠陥の生成が主体であり、照射クリープが生じにくい一方照射硬化による延性低下が重要となる。オーステナイト相安定性の優れた合金設計材では、それらの抑制が可能である。

なお、ステンレス鋼（SUS316）の既存データを用いた燃料棒の軸方向に沿った周方向歪み分布の数値解析では、MOX 燃料のボイドスエリングによる体積変化が生じても、クリープ強度の優れたステンレス鋼では、燃料健全性が担保される 1%の範囲内に周方向歪みが維持できる結果となっている。

（ｂ）一次冷却材との両立性

長期健全性の確保として、金属の溶解や酸化膜成長等の腐食による有効肉厚の低下および水素・酸素の吸蔵に起因した延性低下、水素脆性や SCC 等の環境割れに関わる感受性増大等の経年材質変化の抑制が必要である。表面材質変化は、高速中性子照射量と金属表面温度および被覆管材料特性に依存する。

図 5.1.2.3.7 にジルカロイ-2 の酸化膜厚さに関して NUPEC の高燃焼度化確証試験で得られているデータを示す。燃料棒平均で 51GWd/t（ペレット最高で 61GWd/t；５サイクル；１MeV を超える高速中性子照射量で最大 1.2×10^{26} m^{-2} までの照射結果では、（α＋β）焼き入れ処理による Fe や Ni の金属間化合物の分散化の効果により、ノジュラー腐食が抑制されるとともに一様腐食の酸化膜厚さも 20μm 程度以下に抑制されている。Zr 系合金は、酸素キャリアー型固体電解質の N 型半導体酸化膜を形成すること、金属中の水素・酸素の溶解度が大きく、低温で水素化物を形成し易い等の本質的性質を有するため、水冷却炉で想定する高照射条件下でのデータの蓄積が必要である。

また、BWR、PWR のジルカロイ被覆管の腐食傾向や低速電子励起酸素による腐食試験から、励起酸素が作用する重照射場の沸騰伝熱面では、照射量に依存して酸化膜成長が促進されるという傾向が指摘されており、高照射量および高燃焼度においてこれまでのデータ範囲より大きな領域で急激な上昇に転じる可能性も否定できず、データによる確認が必要である

ステンレス鋼では、蒸気および高温水の各条件共に Cr 添加量に依存した酸化被膜の保護性が得られ、照射効果も小さく、低速電子励起酸素による基礎試験では腐食促進効果が殆ど見られず、耐食性上の課題は少ない。

水冷却炉に使用する改良ステンレス鋼には、十分な IASCC（照射誘起応力腐食割れ）防止対策を採用しており、イオン照射試験により、その有効性

を確認しているが、さらに、水冷却研究炉を用いた中性子照射下試験および高速中性子炉を用いた照射後試験により、重照射後の健全性を確認する。

（ｃ）MOX 燃料との両立性

PCCI では燃料側からの I、Cs による応力腐食割れ等の環境割れ抑制対策が重要となる。現用ジルカロイ被覆管の PCCI 抑制対策には、金属 Zr ライナーが使用されている。水冷却炉では線出力密度や高速中性子束が高いので、現行材より以上に高燃焼度側におけるライナー材の有効性の評価が重要となる。

ステンレス鋼の場合、軽水炉条件では、LMFBR のように高温にならないので、それらの環境割れに対する抵抗性は高く、PCCI 対策としてのライナーの必要性は低い。一方で環境安全基準に依存するが、燃料側のトリチウム透過による一次冷却系への放射性ガス放出の課題がある。水素化物生成型の Zr 系合金と比較して、水素固溶型のステンレス鋼では実用温度でも水素透過能が大きい。その抑制には、PCMI 対策を兼ねた適切な水素ゲッター用ライナーが必要となる。

（ｄ）過渡時を含む定常運転での安全裕度

定常運転における出力変動は、燃料温度の過渡的な上昇に伴う FP ガスの放出・体積変化やペレットの細片化により局所応力を発生させる。被覆管には経年材質変化後も破壊に対する吸収エネルギーが十分に高く脆性割れを生じにくいことや、環境割れ抵抗性の高いことが要求される。特に、水冷却炉では、定常運転における負荷変動が積層燃料特有の拘束条件等に大きく関係するので、熱流動・熱応力の変動条件下の疲労－クリープ相互作用に伴う力学的特性を定量的に評価することが必要である。

ジルカロイ等 Zr 系合金では、水素・酸素の吸蔵が生じ、吸蔵量の高まる高燃焼度側や溶解度の低下する低温側で水素化物が生成して、破壊に対する吸収エネルギーが低下するほか、環境割れに対する感受性が増大する可能性がある。図 5.1.2.3.8 に示す被覆管中の水素濃度に関するデータの傾向では、高燃焼度の領域で水素吸収率が急激に増加する懸念が存在する。この増加は酸化量が大きく変化しないのにもかかわらず生じている。図 5.1.2.3.9 には、周方向伸びの照射量依存性を示す。最新のジルカロイ材料においても、水素吸蔵量の多い高燃焼度側で周伸びが大きく減少している。中性子照射量の増大と共に水素吸収量が増大し、被覆管脆化の主因となることから、高燃焼度条件での水素吸蔵－脆化の詳細な機構解明をおこない、安全性上の敷居条件を明確にする必要がある。

SUS304L や SUS316L 等の準安定オーステナイトステンレス鋼は、オーステナイト相安定性が低下する運転温度の中低温域で 2 次照射欠陥の成長

や粗大すべり変形が生じ易く、破壊に対する抵抗性、延性および耐食性が大きく低下する領域が存在する（図 5.1.2.3.10)。水冷却炉の実照射条件では、照射脆化に対してより厳しい温度域となるために、合金成分調整、超高純度化や微細粒化等の金属組織制御を適切に図り、オーステナイト相安定性を高めることが、耐照射性、機械的性質および IASCC 抵抗性等の改善に不可欠である。

（ｅ）環境割れ抵抗性

ジルカロイ等 Zr 系合金では、高速中性子束および燃焼度の高い条件では酸化膜自体の保護性が低下し、水素・酸素の吸蔵脆化や水素化物を生じた表面での環境割れに対する抵抗性の低下に対する対応が課題となる。燃料側でも、リコイルによる酸素やトリチウムの侵入や I、Cs 等による応力腐食割れ抵抗性の低下が金属 Zr ライナーの健全性と関連して重要となる。

ステンレス鋼の経年材質変化では、照射硬化による延性低下と IASCC に関わる結晶粒界における Cr 欠乏や不純物の濃縮が重要となる。しかし、それらの傾向は 10dpa 程度で飽和する傾向にあり、合金成分調整、高純度鋼溶製および金属組織制御等の材料対策により抑制が可能であると考えられる。また、低炭素の原子力仕様の SUS304L や SUS316L 鋼の制御棒等に、IGSCC や IASCC が経験されてきている。それには、浸漬の高温水腐食条件にある炉心材料と伝熱沸騰の蒸気条件にある被覆管の水環境条件の違いも関係しているが、適切な材料対策を講じることが必要となる。SUS304 や SUS316 鋼では、約 1×10^{25} m^{-2} から IASCC 感受性が現れる（図 5.1.2.3.11)。また、近年に経験されてきた SUS304L や SUS316L 鋼の低炭素ステンレス鋼製の再循環系配管やシュラウドの割れでは、熱時効を受けた材料表面加工層に IGSCC および、割れ内部で IGSCC の分岐成長が見出されている。それらの傾向は、前述の準安定オーステナイトステンレス鋼の使用温度におけるオーステナイト自体の相安定性低下に起因した材質変化と励起酸素等を生じる放射線場の隙間界面における酸化剤の生成を伴う高酸化電位の腐食等の機構が関係していると推察される。そのために、被覆管材料対策では、不働態－過不働態の高酸化電位域での IGSCC にも対応できる材料対策が必要であり、高 Cr 化による酸化皮膜形成能の増大と照射誘起偏析の防止対策が重要となる。

（ｆ）過渡時、事故時の健全性

過渡時出力変動 TOP や反応度事故 RIA に対する被覆管側の健全性では、短時間の高出力変動に伴う FP ガス放出による内圧変変化および燃料ペレットスエリングに対応した、大きな歪み速度を生じる負荷への十分な変形抵抗と延性が要求される。

ジルカロイ等 Zr 系合金では腐食に伴う水素・酸素吸蔵を生じた表面層および燃料側の破壊靱性の低下が重要となるほか、高温側では急速な機械的強度の低下により、低応力で変形が促進されることへの対応も課題となる。

ステンレス鋼では照射硬化に伴う延性低下域が運転温度から500℃の領域に存在するので、延性低下度と照射誘起偏析による結晶粒界の変形抵抗の低下度が重要となる。ステンレス鋼は、Zr 系合金よりも中高温の機械的強度が大きいので、変形抵抗性が高い。ステンレス鋼に関しては材質変化と関連した SCC の課題があるが、その発生は水処理とも関係するが、運転温度を含む中低温側に発生領域があると考えられ、鋭敏化のような大きな材質変化が生じていない限り、過渡時・事故時の燃料安全裕度への影響は小さいものと考えられる。

（３）被覆管材料の課題に対する対応方針

（ｉ）ジルカロイ－２等の Zr 系合金

ジルカロイ－２等の Zr 系合金は、現行軽水炉の燃料被覆材料として多年の実績があり、この間数々の課題を克服してきた結果、工学的に信頼性の高い被覆管材料となっているが、高速中性子環境下での照射知見は乏しい状況にある。水冷却炉特有の高速中性子照射量の増加や実用化段階で要求される高燃焼度 MOX 条件での適応性について今後実績データで確認していく必要はあるものの、現在までのデータからは、水冷却炉の被覆管材料として不適切と判断する直接的なデータは見出せない。また、取出平均燃焼度 70GWd/t を想定した現行軽水炉の高燃焼度燃料用材料として、高 Fe ジルカロイ等の改良 Zr 合金の開発が進められており [8]、今後とも燃焼度、照射量に関する適用範囲についての拡大と照射実績データの蓄積が期待できる。さらに、水冷却炉の早期導入という観点からは、ジルカロイ被覆管に対する燃料安全の設計基準がすでに確立している点も考慮する必要がある。

以上の観点から、ジルカロイ－２等の Zr 系合金については、水冷却炉の導入段階において、今後の改良 Zr 合金開発の進展や照射実績データをもとにその採否を判断することとし、今後とも水冷却炉被覆管材料の候補として考えることとする。

（ii）ステンレス鋼

被覆管用ステンレス鋼の開発では、実用温度における照射効果として IASCC と延性低下を最重要課題として、それらの抑制対策として、複合的手段を採用した技術開発（図 5.1.2.3.12）を推進していく。

①被覆管材料

主要成分調整；オーステナイト相安定性と耐食性の確保に十分な Cr および Ni 量と微量の固溶不純物の固定化用スカベ

ンジャー元素に Ti を添加。改良 SUS 候補組成に 25Cr-35Ni-0.2Ti 鋼を選定。

超高純度鋼塊(UHP)溶製法；真空溶解（VAR）とコールドハース電子ビーム溶解（EB-CHR）の複合溶製法によりインゴットの組成均一度、清浄化度を大幅改善。O,C,N の主要不純物量を 100appm 以下に制御。

金属組織の改良；SAR 処理と称する歪時効および中高温再結晶からなる加工熱処理法により微細析出物が均一分散した微細粒焼鈍組織に改善。

②PCI 抑制ライナー材

ライナー材は、Zr 系合金のような PCCI 感受性を持たないステンレス鋼被覆管に対しても、PCMI 対策とトリチウム透過の抑制用として高燃焼度化を図る上で重要である。ステンレス鋼被覆管用ライナーの候補材には、過去に検討されている Ti、Cu のほかに Nb が考えられる。その中で、燃料との両立性に優れた高融点金属であり、低温でも水素化物を形成せずに多量の水素を固溶状態で保持できること、ステンレス鋼との動的拡散接合性能に優れていること、最新の材料製造技術による材料特性等を総合的に検討・評価して、Nb を選定した。さらに、高温水や水蒸気に対する耐食性改善のための二元合金を検討して、延性と耐食性の双方の観点から最適な Nb-Mo 合金を選定した。

今後の被覆管材料の長期健全性担保のために確認すべき項目は、以下の通りである。

a. 熱膨張率などの熱的特性、引張強度・延性等の機械的特性という基本的特性。
b. 耐 PCMI 性：照射クリープ強度の把握、急激な内圧と温度上昇（高歪み速度）に対する耐破損性（RIA や過渡出力上昇での耐破損性)。
c. 燃料棒端栓溶接箇所の強度と耐食性。
d. 高温高圧水中の引張応力下での耐 SCC 性、クラッド付着挙動。
e. 繰り返し出力変動に対する疲労強度。
f. MOX ペレットの水分による過酸化反応・体積膨張速度。
g. RIA 時における投入エンタルピーに対する被覆管健全性の維持。

が必要である。

このために被覆管独自の照射試験、照射済み被覆管を用いた NSRR パルス照射試験とともに、燃料棒に組み立てた状態での照射試験および炉外試験を行い、燃料ペレットとの相互作用を通じた特性を観察測定し、照射済み材料の耐破損性を確認する。特に過渡出力時に被覆管の健全性が維持される周方向歪みの限界値が１％以上あること、またペレットのスエリングによる被覆

管の漸進的直径歪みにおいて燃料健全性が維持される限界値を見極めること、ペレットのスエリングによる被覆管との PCMI の程度、高歪み速度条件での破断歪み、ボンディング層の発達程度を十分観測し、設計に反映させることが必要である。これらは燃料照射試験によって確認される。

参考文献

1) M. Suzuki, H. Saitou, T. Iwamura: " Analysis of MOX Fuel Behavior in Reduced-Moderation Water Reactor by Fuel Performance Code FEMAXI-RM", Nucl. Eng. Design 227, 19-27(2004).
2) M. Suzuki: "Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-V (ver.1)", JAERI-Date/Code 2000-030(2000).
3) D.Baron, and J.C.Couty: "A Proposal for a Unified Fuel Thermal Conductivity Model Available for UO_2, $(U\text{-}PuO)_2$, and $UO_2\text{-}Gd_2O_3$ PWR Fuel", Proc. IAEA TCM on Water Reactor Fuel Element Modelling at High Burnup and its Experimental Support, Windermere, U.K.(1994).
4) D.L.Hagrman and G.A.Reyman: "MATPRO-Version11, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.3(1979).
5) D.Schrire, A.Kindlund, P.Ekberg: "Solid Swelling of LWR UO_2 Fuel", HPR-349/22, Enlarged HPG Meeting, Lillehammer, Norway(1998).
6) F.Gazarolli, A.M.Garde, et al.: "Waterside Corrosion of Zircaloy Fuel Rods", EPRI-NP 2789(1982).
7) S.T.Mahmood, D.M.Farkas, R.B.Adamson, Y.Etoh: "Post-Irradiation Characterization of Ultra-High-Fluence Zircaloy-2 Plate", ASTM STP 1354, 139-169(2000).
8) 久保田修，他："高燃焼度 BWR 燃料用材料の開発(1)～(4)"，日本原子力学会「2003 年秋の大会」予稿集，J11～14，2003 年 9 月 24～26 日，静岡大学(2003).

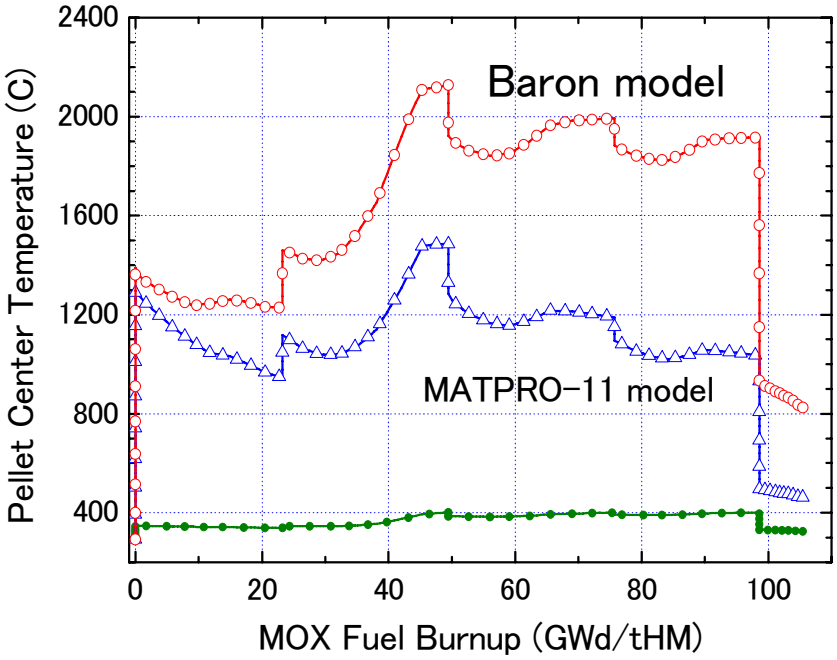


図 5.1.2.3.1　燃料棒中心温度
（MOX 燃料部の最高出力点の温度を○及び△で示す。）

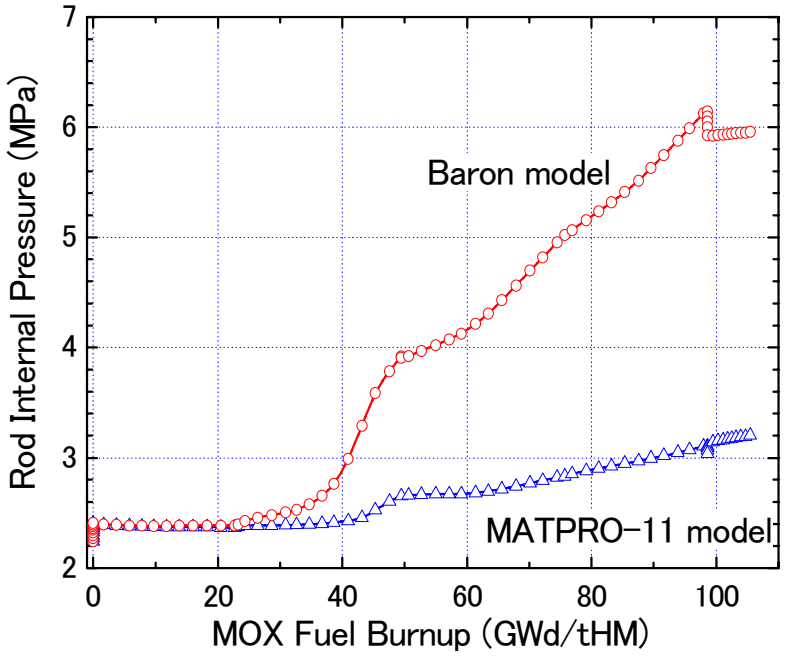


図 5.1.2.3.2　燃料棒内部のガス圧力変化

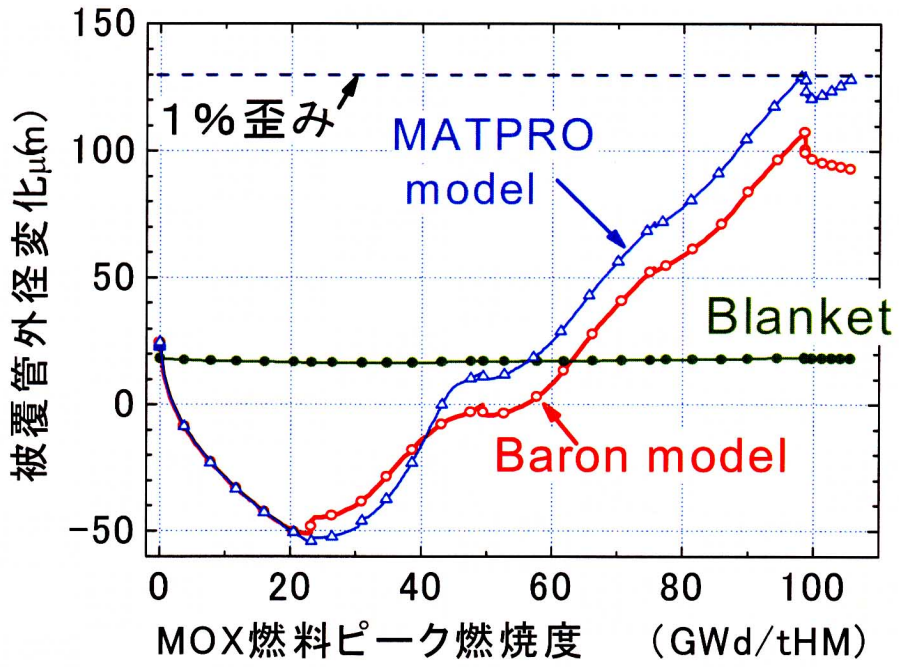


図 5.1.2.3.3　全長力学解析による被覆管の外径変化量
（MOX 燃料部の最高出力点での値を○及び△で示す。）

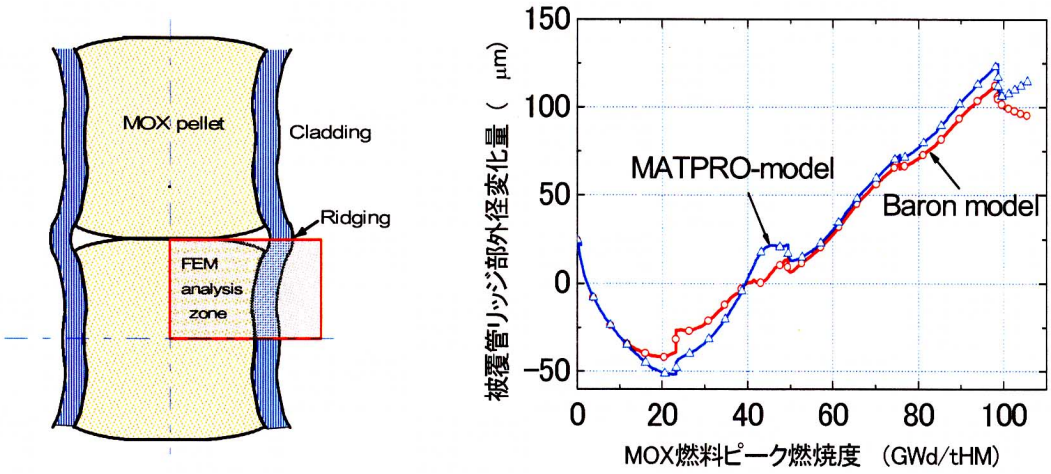


図 5.1.2.3.4　局所力学解析 A の解析体系（左）と被覆管のリッジング変形量（右）

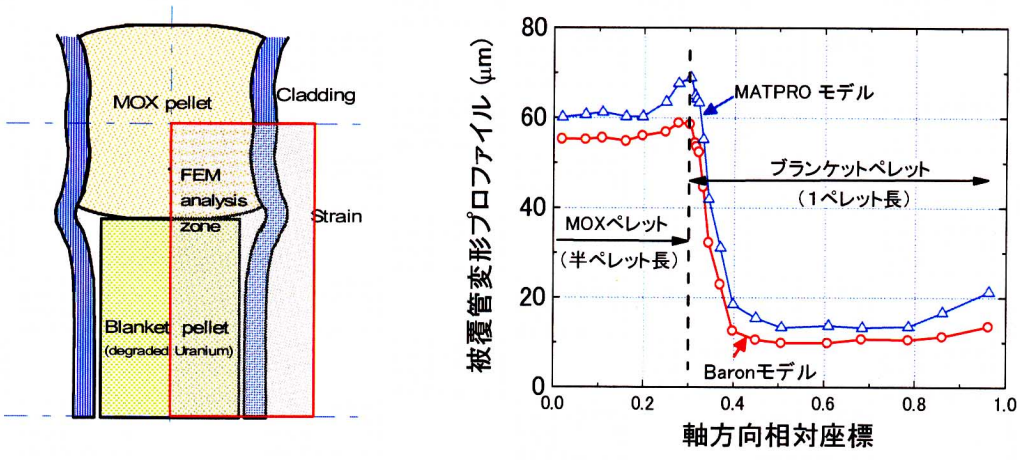


図 5.1.2.3.5　境界部局所力学解析 B の解析体系（左）と被覆管の変形プロファイル（右）

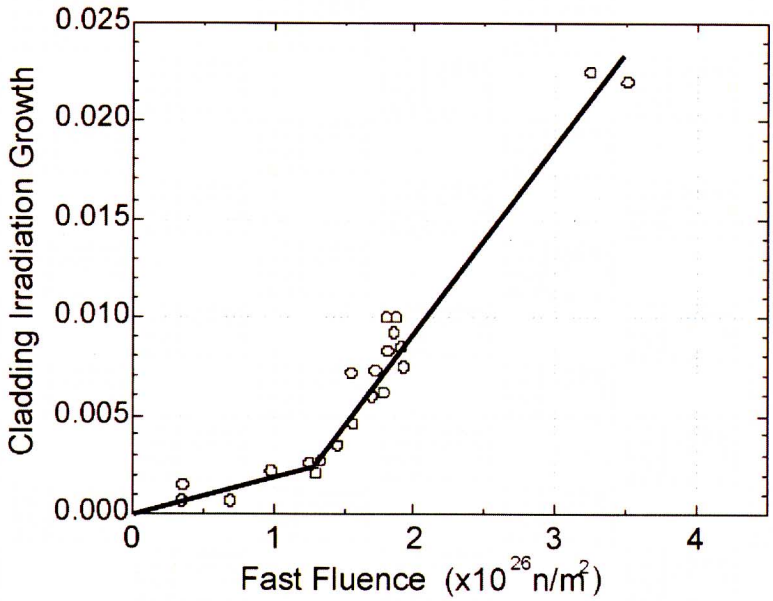


図 5.1.2.3.6　高照射量の領域における Zircaloy-2 板材の照射成長データ [7]
S.Mahmood(GE); ASTM STP 1354　(2000) 139-169

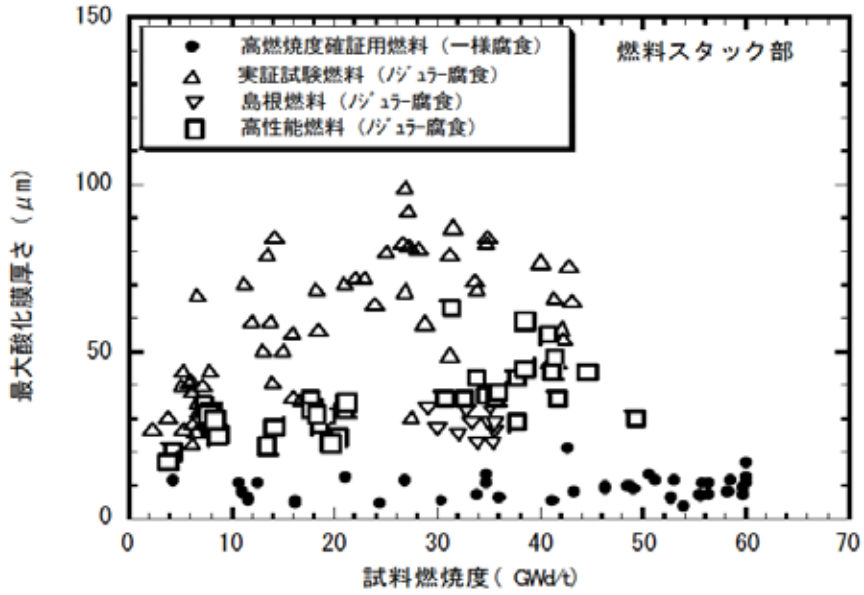


図 5.1.2.3.7　酸化膜厚さの燃焼度依存性

出典；NUPEC データ；(財) 原子力発電技術機構；平成１３年度高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書

(BWR 高燃焼度燃料　総合報告編)　　平成１４年３月

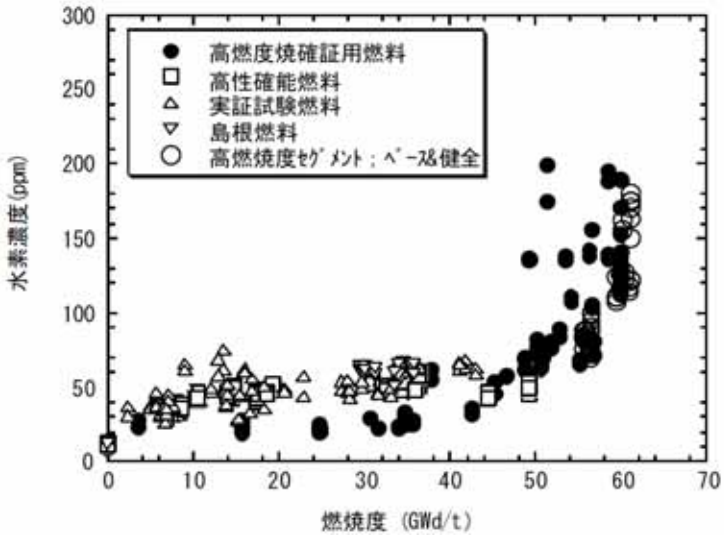


図 5.1.2.3.8　Zry-2 の被覆管中水素濃度の燃焼度変化（ガス分析）

出典；NUPEC データ；(財) 原子力発電技術機構；平成１３年度高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書

(BWR 高燃焼度燃料　総合報告編)　　平成１４年３月

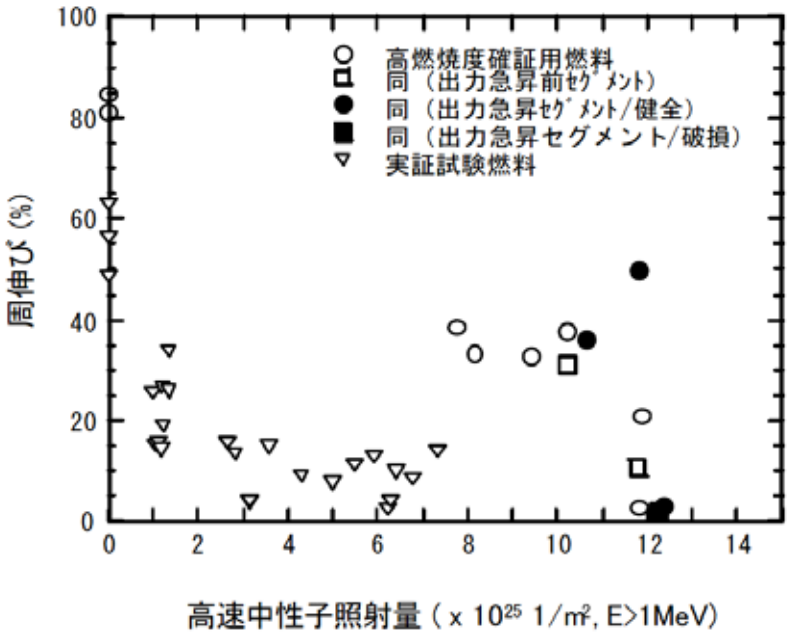


図 5.1.2.3.9　Zry-2 の周方向伸びの照射量依存性（300℃）【内圧破裂試験】

出典；NUPEC データ；（財）原子力発電技術機構；平成１３年度高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書

（BWR 高燃焼度燃料　総合報告編）　　平成１４年３月

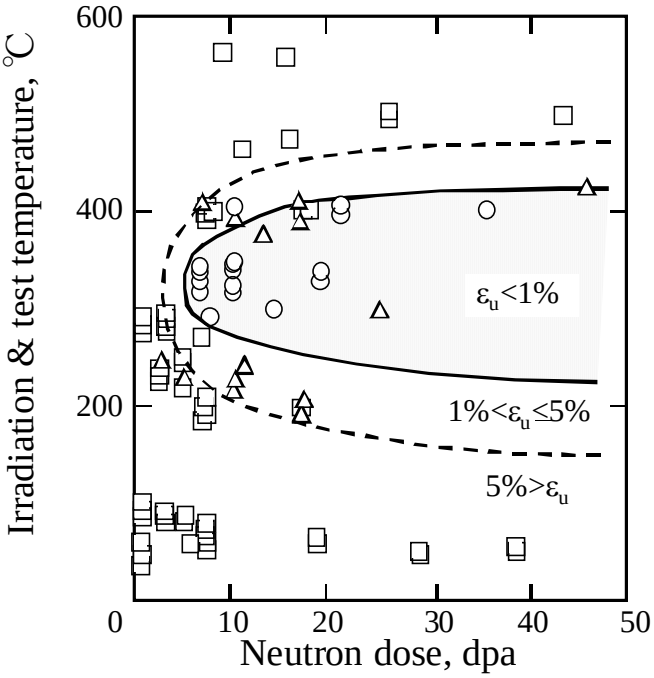
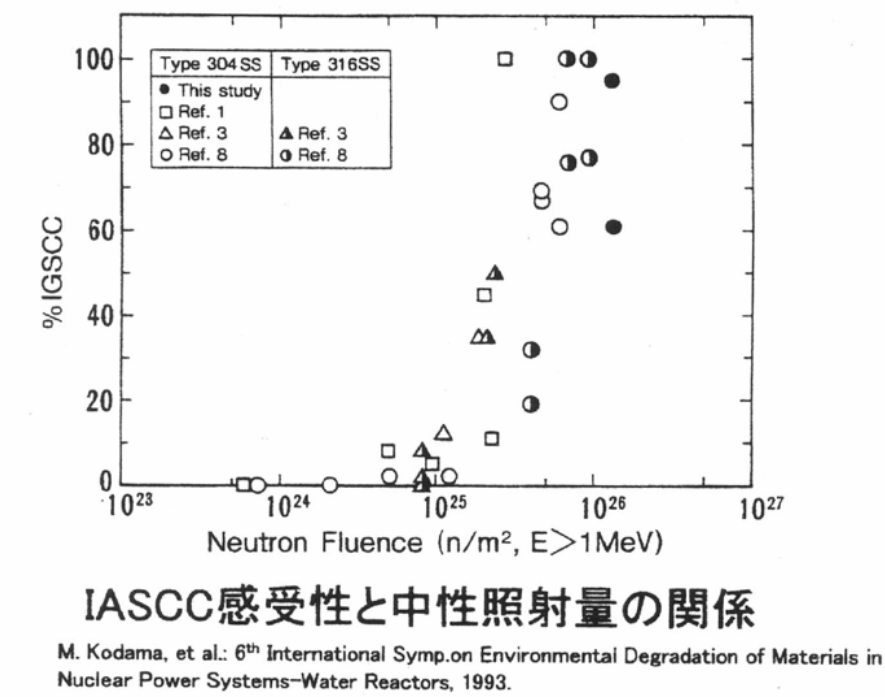


図 5.1.2.3.10　SUS300 系準安定オーステナイトステンレス鋼の延性低下度と中性子照射量及び試験温度の相関性



IASCC感受性と中性照射量の関係

M. Kodama, et al.: 6th International Symp.on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, 1993.

図 5.1.2.3.11　IASCC 感受性と中性子照射量の関係

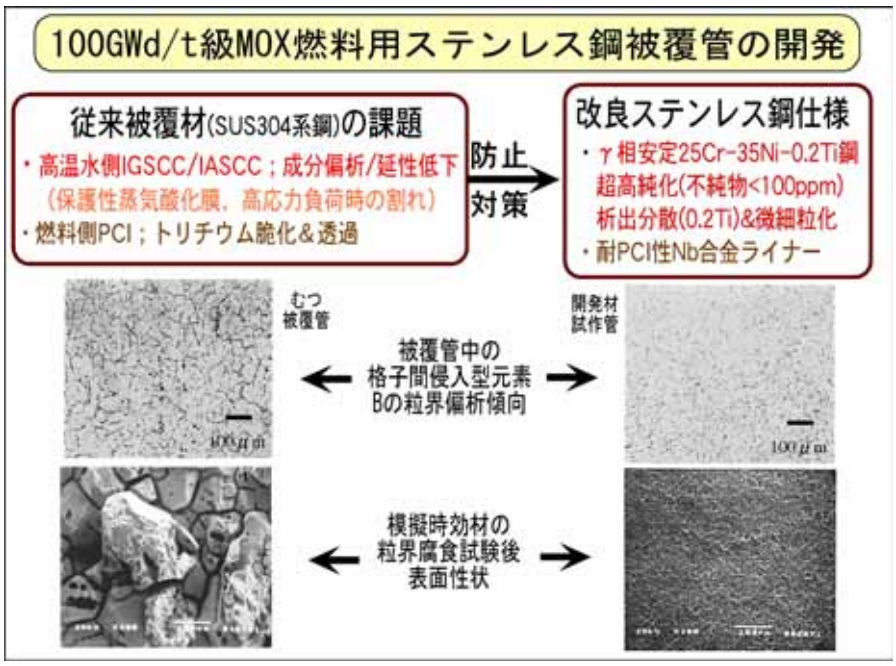


図 5.1.2.3.12　従来材ステンレス鋼被覆材の課題の比較と改良 SUS に採用した材料対策

5.1.2.4　起動時の運転制御性

本検討で対象としている水冷却炉心は、扁平二重型の炉心構成をしており、現行 BWR 炉心と比較して低質量流速、高ボイド率で運転されるという特徴を有する。また、炉心 MOX 部が中間ブランケットを介して分離されているため、二重ピークの軸方向出力分布をしていることも、この炉心のひとつの特徴である。扁平構成のため、炉心形状としては外接径が 7.6m と ABWR より 2m ほど大きくなっている。対象炉心の電気出力は ABWR と同等の 1,356MWe であるが、炉心流量は ABWR の 1/3 程度であり、そのため、炉心の平均ボイド率は ABWR より高い 70%となっている。炉心流量が低いため、炉心圧損は低く 0.043MPa と評価されている。そのため、燃料棒が稠密に配置された炉心であるが、自然循環の達成を可能とする要件を備えた炉心となっている。本節ではこのような特徴をもつ水冷却炉について、自然循環方式による運転制御に関して、これまでに検討してきた事項とともに、課題として想定される事柄とその解決の見通しについて述べる。

水冷却炉の起動時の運転制御性の検討として、5.1.1 に記載されている電気出力 1,100MWe の炉心を対象にして、冷温停止状態から全出力状態に至る起動シーケンスを立案した [1)]。そして、詳細な 3 次元核熱結合解析の結果、適切な制御棒の操作を施すことで出力分布を平坦に保ちつつ、限界出力比などの制約条件を満足した起動が達成できることを確認した。制御棒の引き抜きの過程で、MOX 部が中間ブランケットで分離されていることに起因した核的デカップリングを生ずることなく、起動が可能なことを示した [1,2)]。立案した起動シーケンスによる起動曲線を図 5.1.2.4.1 に示す。約 20 時間かけて冷温停止状態から全出力状態まで移行させる。図 5.1.2.4.1 において、a 点は臨界達成点、b 点は定格圧力到達点、c 点は運転制御棒の操作開始点、d 点は定格出力到達点をそれぞれ表している。自然循環方式を採用する水冷却炉の起動手順は、基本的には、すでに実用化されたオランダの Dodewaard[3)] やこれまで米国、日本等で検討されてきた SBWR と同様の方法により達成できると考えており、ここで述べる起動シーケンスもそれに基づくものである。具体的には、以下の手順に従う。

①真空ポンプを起動して脱気する。
②電気ヒータ、または、崩壊熱除去系を停止して炉水を加熱する。
③下部プレナムの温度成層化を防止するため、冷却材浄化系を起動する。
④制御棒を引き抜き臨界にする。
⑤炉水温度変化率一定条件で制御棒を引き抜き定格圧力にする。
⑥さらに制御棒を引き抜いて出力を増加させ、タービンを併入する。
⑦出力変化率一定条件で制御棒を引き抜き、定格出力にする。

起動の過程における炉心流量と原子炉出力の関係を図 5.1.2.4.2 に、また、炉心流量と炉心部平均ボイド率の関係を図 5.1.2.4.3 に示す。臨界達成時の出力は極めて小さいため、その時点での炉心平均ボイド率は、ほとんどゼロの状態にある。

次に、前述した起動の過程における制御棒の引き抜き操作について述べる。起動シーケンスの検討対象とした電気出力 1,100MWe の炉心には、295 本の制御棒があり、燃料集合体 3 体にほぼ 1 体の割合で制御棒が配置された構成となっている。295 本の制御棒のうち、234 本を起動に用い、残りの 61 本は起動における原子炉出力約 40%以降の出力上昇および全出力運転中の操作を行う運転用制御棒として使用する。起動用の 234 本の制御棒は、全出力状態に達する前に全引き抜き状態となる。炉心における制御棒の配置を図 5.1.2.4.4 に示す。制御棒は３つのグループに分割している。第１グループから第３グループの配置を図 5.1.2.4.5～図 5.1.2.4.7 に示す。第１グループは、さらに 1A、1B、1C のサブグループに分割している。第２グループも同様に、３つのサブグループ（2A、2B、2C）に分割している。第３グループは、運転用制御棒を含んでおり、起動用の制御棒については、同様に３つのサブグループ（3A、3B、3C）に分割している。起動時の制御棒の操作は、先ず、第１グループから行い、1A、1B、および１C の順に順次全引き抜きとする。続く第２グループについては、先ず、２A を途中まで引き抜き、次に２B、その後２C を同じ位置まで引き抜き、再び、２A を引き抜くという要領で、比較的均質に制御棒を引き抜く手順として、できるだけ出力分布が変化しないようにした。

冷温臨界（a 点）は、1B の引き抜きの途中で達成された。図 5.1.2.4.8 は、そのときの制御棒挿入パターンを示す。各制御棒の位置に示されている数字は、各々の制御棒の挿入状態を示している。全挿入状態を 48 ステップとし、各制御棒のそれに対する挿入ステップ数を示している。冷温臨界達成後は、炉水温度変化率が一定となるような条件で制御棒を引き抜き、定格圧力までの上昇を図る。図 5.1.2.4.9 に定格圧力達成時の制御棒挿入パターンを示す。引き続きさらに制御棒を引き抜き、原子炉出力を上昇させる。起動用の制御棒が全て引き抜かれ、運転用制御棒のみが全挿入された点が、図 5.1.2.4.1 における c 点である。この点での原子炉出力は約 40%となっている。さらにその後、運転用制御棒の引き抜き操作を行い、原子炉出力を定格値まで増加させる。図 5.1.2.4.10 に定格出力到達点における運転制御棒挿入パターンを示す。出力分布の様子を見るため、図 5.1.2.4.11 に点 c（起動用制御棒全引き抜き状態）および点 d（全出力状態）での径方向出力分布、図 5.1.2.4.12 に同じ点における軸方向出力分布を示す。図 5.1.2.4.12 において、c 点と d 点での軸方向出力分布は同等であり、中間ブランケットの存在により核的デカップリングが生じていないことを示しているといえる。

起動の過程において、冷却材は単相状態から炉心平均ボイド率 70%の二相状態へ移行していくので、それに伴い、核的特性も徐々にではあるが変化していく。そのため、起動時の制御棒操作における反応度価値も、その過程で徐々に変化していくものと考えられるが、現行軽水炉と同様に原子炉出力上昇率（炉周期）を監視して適正な反応度が添加されるような運転をする。

BWR は炉心冷却材が二相流の状態で運転されるため、二相流の密度波振動に関わる安定性として、燃料集合体流量の安定性（チャンネル安定性）、流量振動に起因するボイド率振動と核動特性がカップリングしたときの原子炉出力の安定性（炉心安定性）が評価事項となっている。そのため現行BWR では、安定性の解析評価（5.1.2.1(3)参照のこと）を行うとともに、安定性試験を実施している。安定性試験では、BWR 運転特性図における自然循環曲線上の特性を把握するため、再循環ポンプを停止させた自然循環状態で出力を上昇させる試験を行っている。これまでの試験、運転、解析を通して得られた BWR の知見によれば、上述の安定性は自然循環曲線上の出力が最も大きい点で一番厳しくなることがわかっている。したがって、自然循環方式を採用した水冷却炉においては、チャンネル安定性および炉心安定性が最も厳しくなるのは、定格運転時であるといえる。5.1.2.1(3)の安定性についての項で述べられている周波数領域解析手法による評価では、定格運転時のチャンネル安定性減幅比、炉心安定性減幅比は共に制限値より遥かに小さく、十分な安定性をもつことが確認されており、起動時において密度波振動に関する安定性が問題となる可能性は低いと考えている。また別途、時間領域解析として、熱流動解析コード TRAC-BF1[4)]と 3 次元核動特性コード MOSRA-LIGHT[5)]を結合したコードシステムである TRAC-BF1/MLK3D を用いて、定格運転状態近傍における応答特性解析を実施しており、十分な安定性が確保されていることを確認している[6)]。

自然循環炉については、密度波振動に関する安定性の他に、起動初期の低出力・低圧力状態で問題となるチムニー部でのフラッシングに起因する流動安定性やサブクール水中での気泡の凝縮に起因する流動振動現象であるガイセリングの検討がなされている。SBWR 等の自然循環炉の設計検討においては、TRACG コードにより起動時の解析評価を実施しており、起動の過程でフラッシングやガイセリングによる不安定性が生じないことを示している[7,8)]。また、自然循環炉であるオランダの Dodewaard では、30 年間に亘る運転を通して起動時に不安定現象が生じていないことからも、起動時に安定性上の問題が生じる可能性が極めて低いといえる。フラッシングに起因する不安定性に関しては、自然循環方式の水冷却炉では、Dodewaard や SBWR に比べてボイド率が高いことにより循環駆動力を稼ぐためのチムニー高さが短くてすむため、その発生可能性は低くなるといえる。起動時におけるガイセリング発生の防止策の検討は、電気出力が 330MWe で炉心径が約 4m の

小型水冷却炉を対象とした一連の設計検討において実施している[6)]。そこで提案している方法は、起動においては先ず出力を抑えた状態で系圧力を上昇させ、その後に出力上昇操作を行うというものであり、ここで述べた起動方式もこれに即したものとなっている。自然循環方式を採用した水冷却炉の設計では、これらの知見を有効に活用できるものと考えている。

水冷却炉の特徴として、炉心が径方向に大きな形状になっていることは前述したが、そのことが、各燃料集合体の流量配分に影響を与えるものではないと考えている。これは、水冷却炉は前述したように、炉心の質量流速が現行 BWR に比べて低く、且つ、自然循環方式においては、下部プレナム部での流れの偏りが生じにくいため、全集合体で入口圧力、出口圧力が共通であると見なし得るということに基づくものである。上述の安定性も含め、炉心径が大きいことにより、流動の観点で運転上何らかの問題が生じる可能性は小さいといえる。

今後は、SBWR、ESBWR 等での検討事項を水冷却炉の特徴を考慮した上で詳細に吟味するとともに、TRAC-BF1/MLK3D コード等を用いた解析を実施して特性の確認を行い、得られた知見を詳細設計の段階で反映できるようにしていく予定である。

参考文献

1) 石川信行，他：“ 低減速軽水炉の研究(44) －自然循環運転方式の低減速軽水炉の起動シーケンス－ ”，日本原子力学会「2004 年春の年会」予稿集，O18，2004 年 3 月 29～31 日，岡山大学(2004).
2) 大久保努：”2.2 低減速炉心の設計研究”，第 5 回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書，JAERI-Conf 2002-012, pp.17-32(2002).
3) W. H. M. Nissen, J. Van der Voet, and J. Karuza: “The Startup of the Dodewaard Natural Circulation Boiling Water Reactor –Experiences”, Nucl. Technol. 107, 93(1993).
4) J. A. Borkowski, et al.: “TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best-Estimate Computer Program for BWR Accident Analysis”, NUREG/CR-4356(1992).
5) 奥村啓介：“MOSRA-Light：ベクトル計算機のための高速 3 次元中性子拡散ノード法コード”，JAERI-Date/Code98-025(1998).
6) 日本原子力研究所，日本原子力発電，日立製作所，東京工業大学：“ 平成 14 年度　革新的実用原子力技術開発公募事業　受動的安全性を具備した低減速軽水炉に関する技術開発成果報告書 ”，平成 15 年 3 月(2003).
7) J. H. Lin, R. L. Huang, and C. D. Sawyer: “SBWR Core Thermal Hydraulic Analysis during Startup”, Proc. ASME/JSME Nuclear Engineering Conference Vol.1(1993).
8) Y. K. Cheung and A. S. Rao: “Startup Simulation of a Natural Circulation Plant – ESBWR”, Proc. Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE 8)(2000).

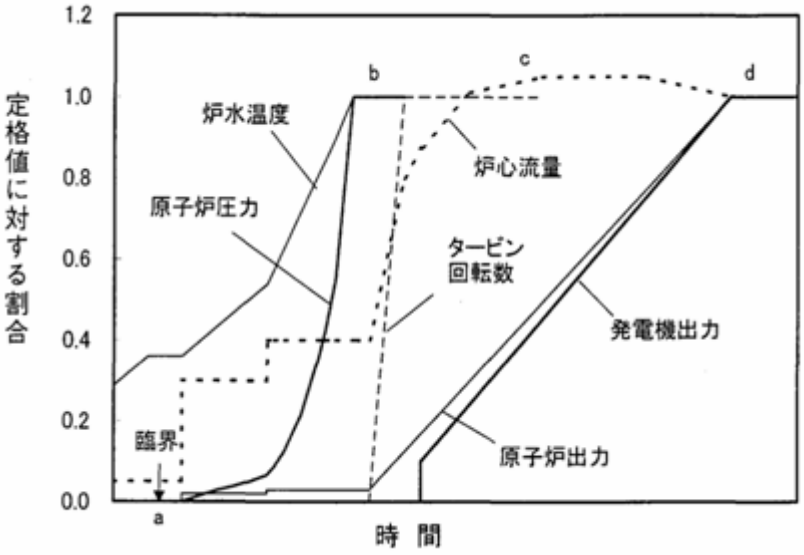


図 5.1.2.4.1　自然循環運転方式の起動曲線

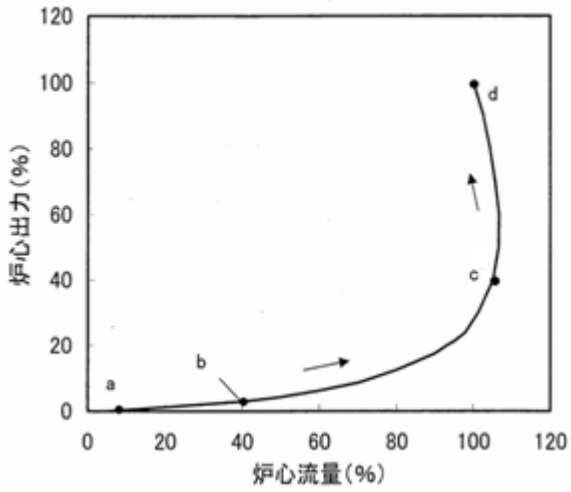


図 5.1.2.4.2　流量－出力曲線

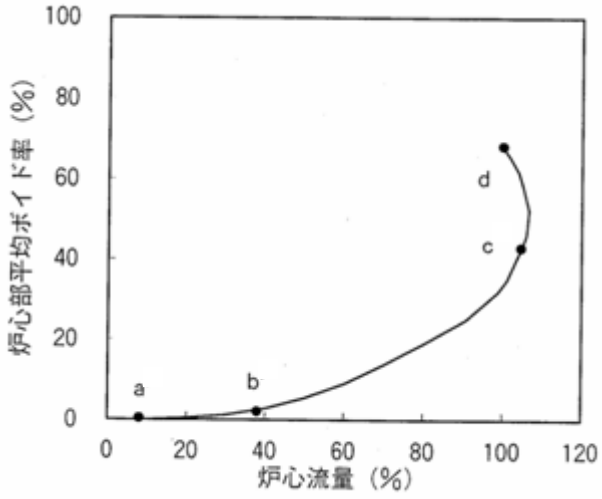


図 5.1.2.4.3　流量－ボイド率曲線

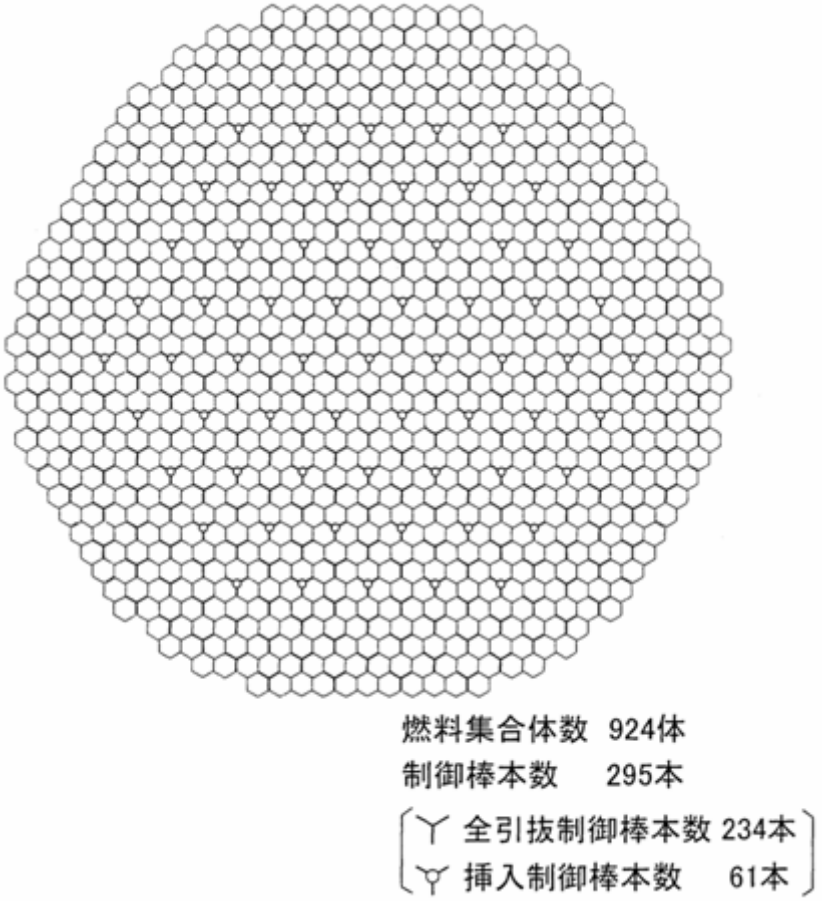


図 5.1.2.4.4　制御棒の配置

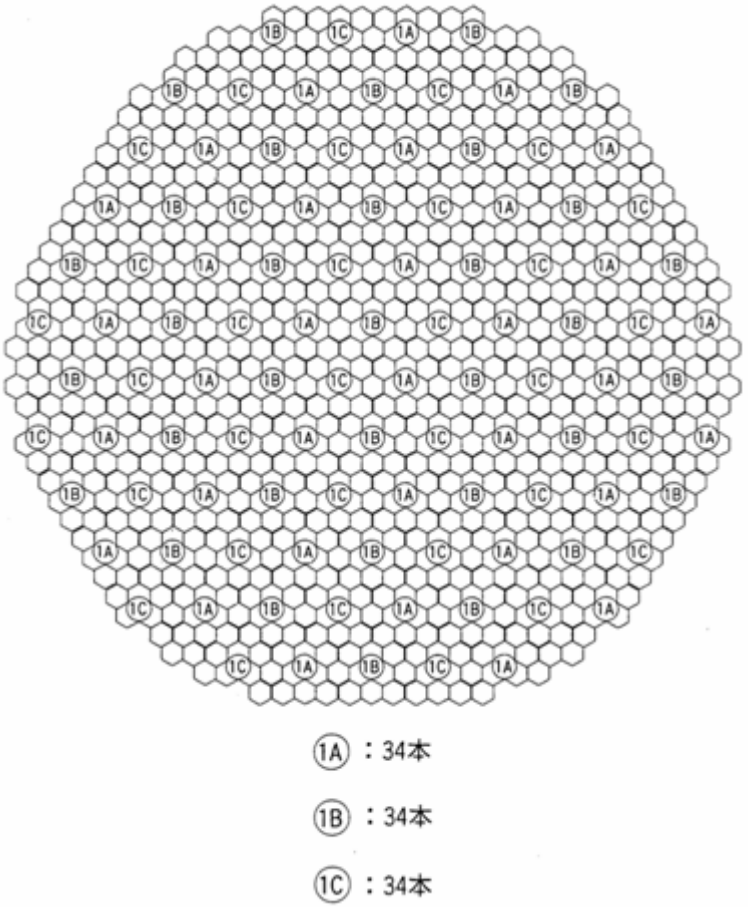


図 5.1.2.4.5　制御棒（第１グループ）

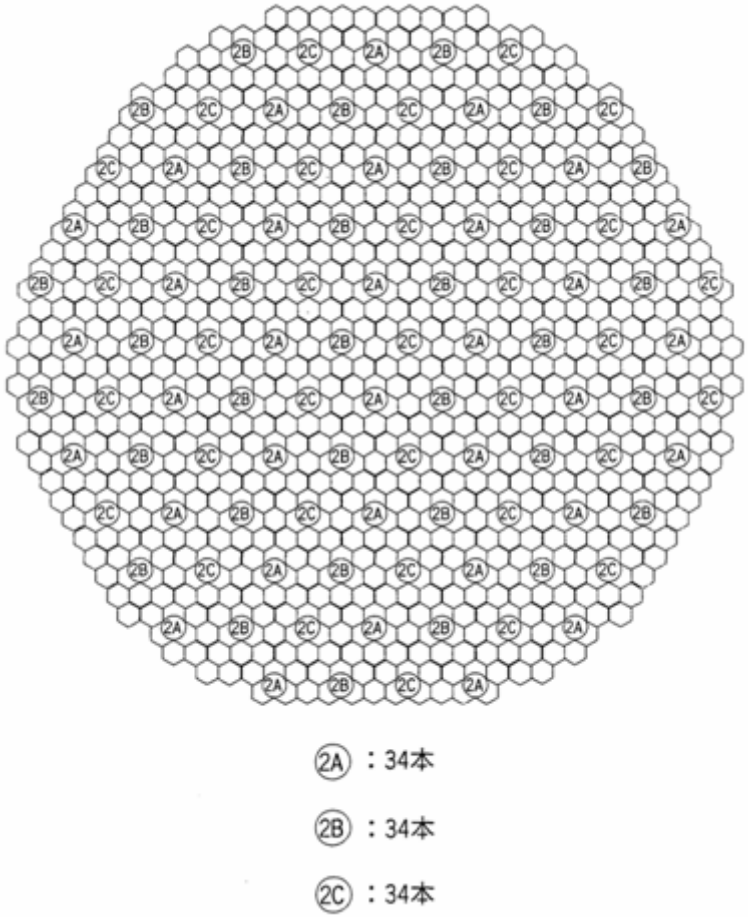


図 5.1.2.4.6　制御棒（第２グループ）

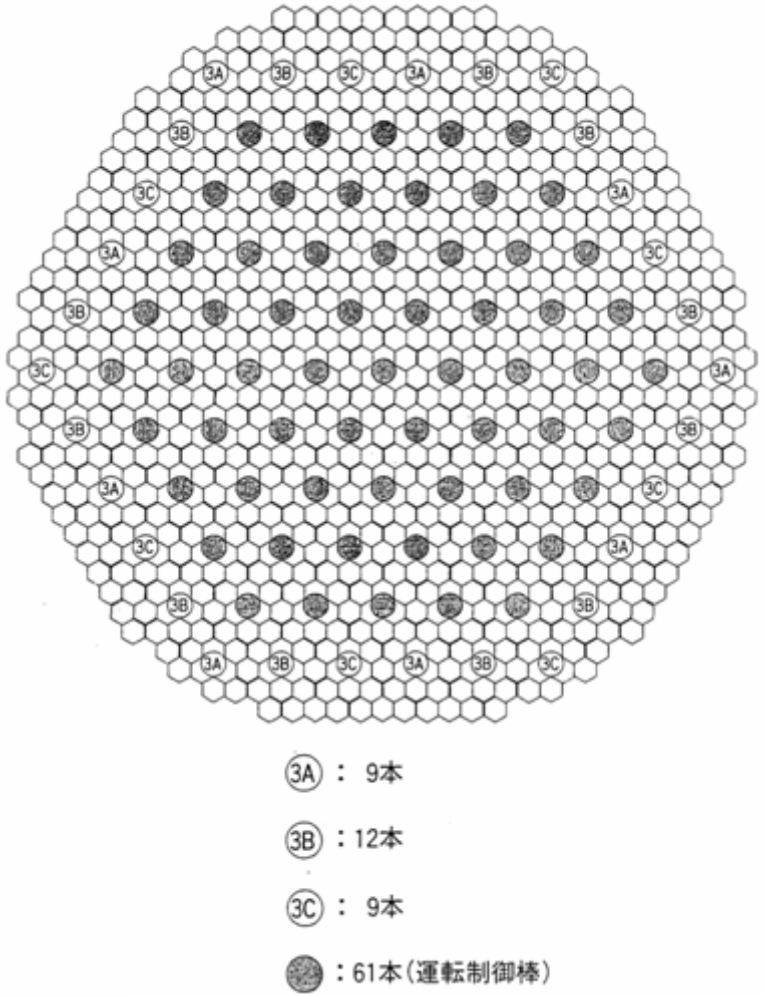


図 5.1.2.4.7　制御棒（第３グループ）

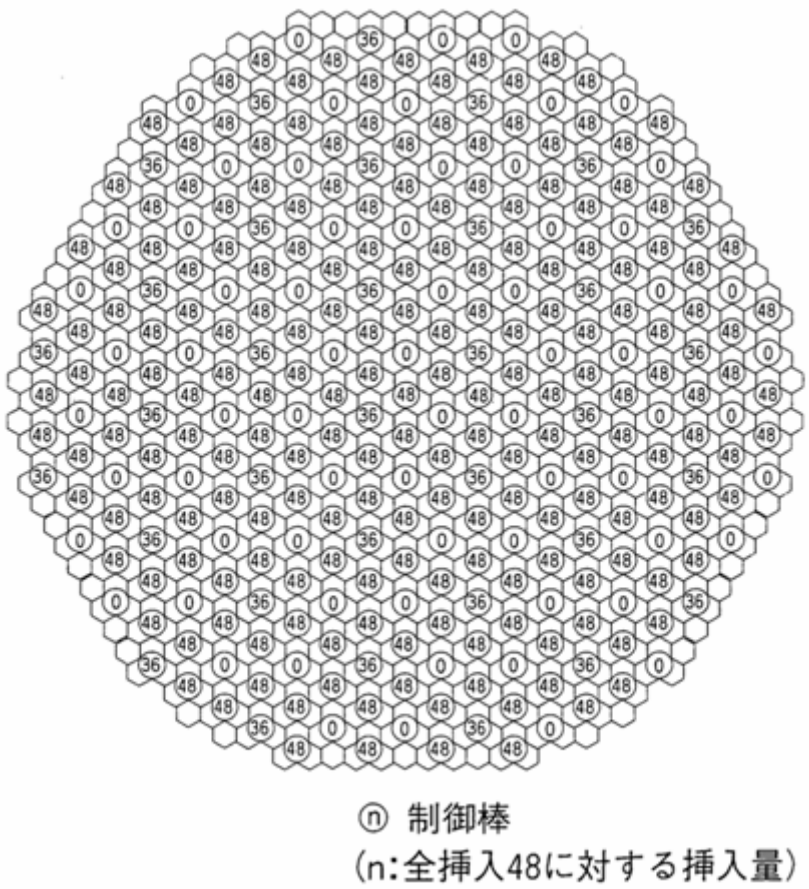


図 5.1.2.4.8　制御棒挿入パターン（冷温臨界：a）

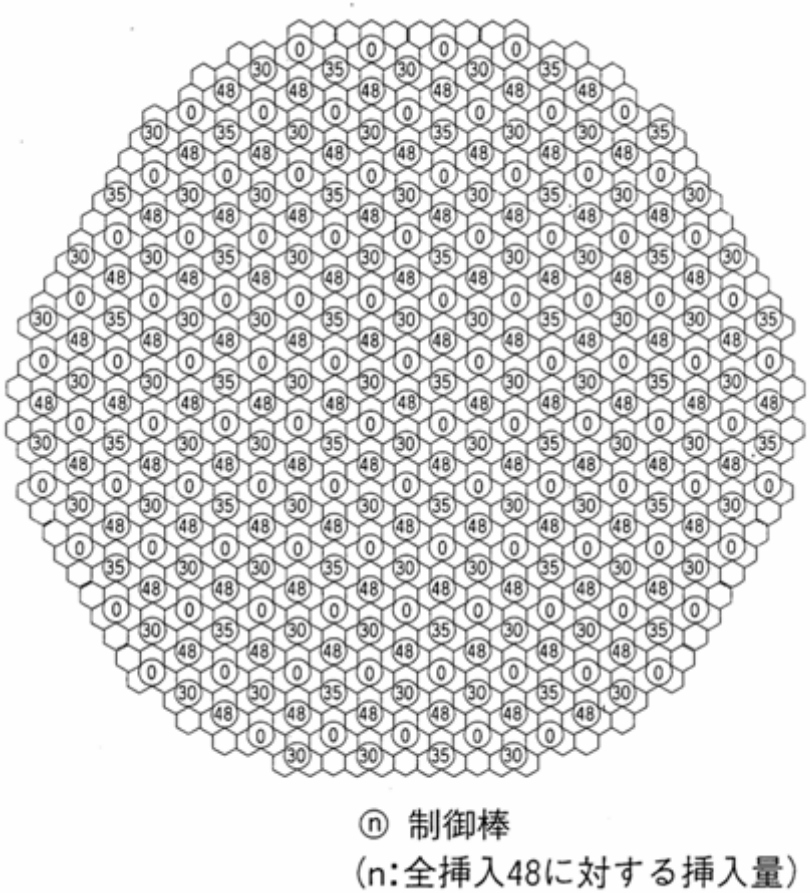


図 5.1.2.4.9　制御棒挿入パターン（定格圧力：b）

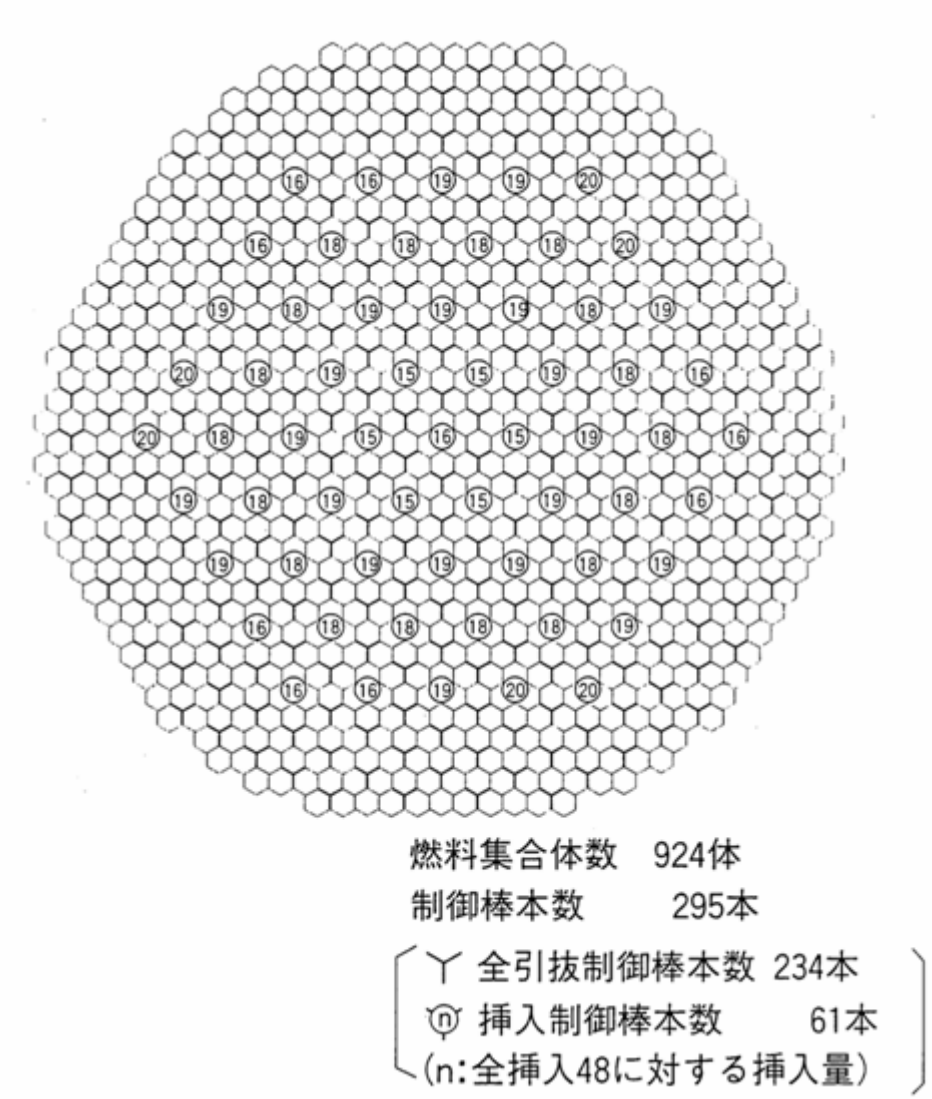


図 5.1.2.4.10　制御棒挿入パターン（定格出力：d）

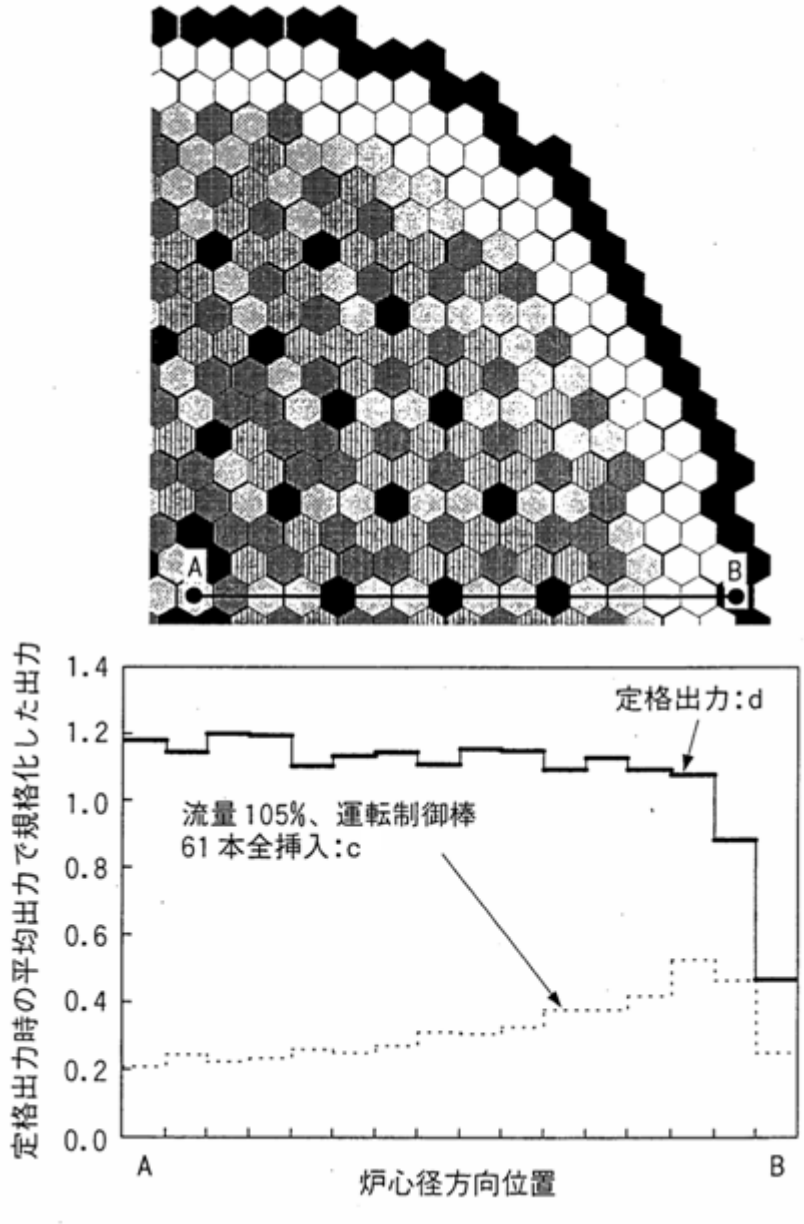


図 5.1.2.4.11　径方向出力分布

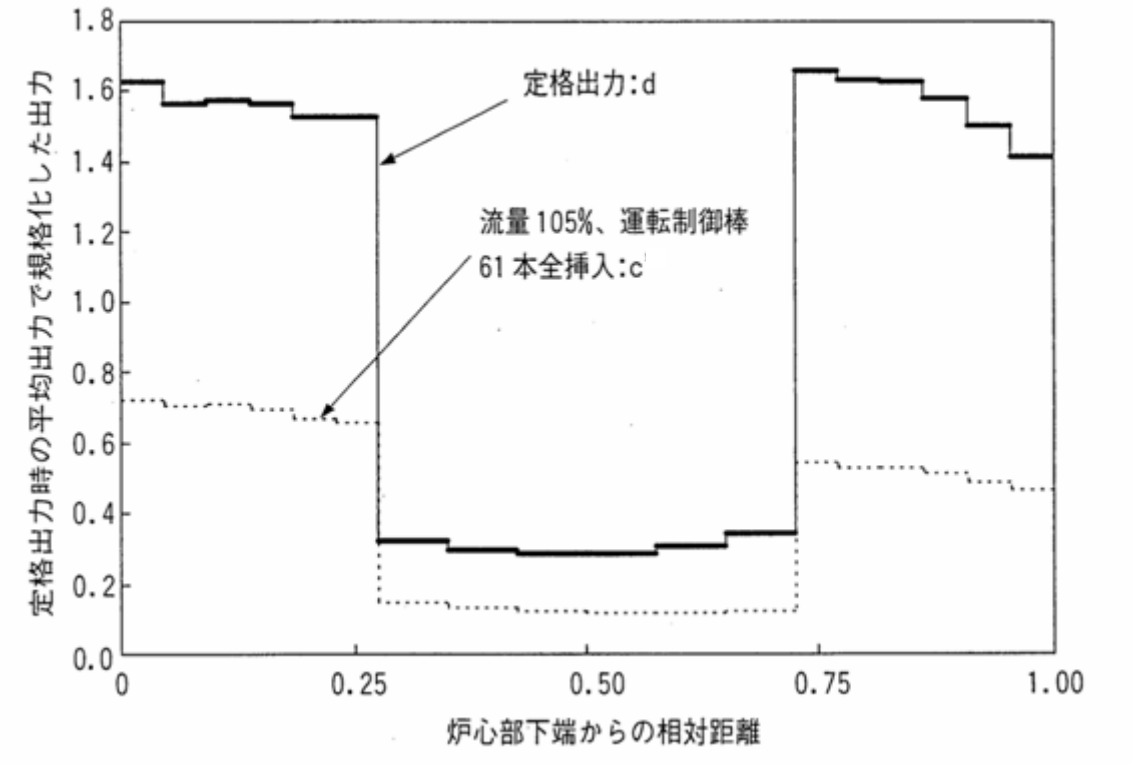


図 5.1.2.4.12　軸方向出力分布

5.1.3　代表概念の構築

5.1.3.1　水冷却炉

5.1.1 で述べた様に、水冷却炉の炉心概念の検討では、1.0 を超える転換比と負のボイド反応度係数を同時に達成すると云う 2 大設計目標を同時に満足する炉心概念として、3 種類の BWR 型炉心概念と 2 種類の PWR 型炉心概念を構築し、さらにそれらの燃焼度等の炉心特性の検討を実施した。これらの H13 年度までの検討結果に基づいて、それら 5 種類の概念の中から基準炉型を絞り、扁平二重炉心構成の BWR 型水冷却高速炉心を選択した[1)]。

その経緯を簡単に述べると、先ず炉心性能としては、BWR 型炉心も PWR 型炉心も、上記 2 大設計目標を満足する炉心性能の達成が可能との結果を与えた。ただし、PWR 型炉心では、冷却水中にボイドが存在しない事から転換比を高めるために燃料棒間隔を 1mm とする稠密度の高い設計とせざるを得ず、それと関連してボイド係数対策が設計上の最大の課題であり、そのために大量の軸および径方向のブランケットを複雑に使用することによりボイド係数を負としている。その結果、高燃焼度化の達成が難しく、ブランケットのインベントリも大きな設計となっている。また、転換比の観点からは、重水を使用する必要があり、この場合 1.07 程度の達成は可能となるものの、重水の使用に関連する設備の追加等が必要となる。さらに、稠密度の高い炉心における再冠水時の冷却も大きな課題として懸念される。これらの点から、まず BWR 型炉心概念を選択した。

次に、BWR 型炉心においては、構築された 3 種類の炉心概念の中で、扁平二重炉心構成の BWR 型水冷却高速炉心概念が基準炉型として選択された。その理由としては、転換比の観点からは低除染再処理を使用したプルトニウムの多重リサイクルに対応可能な設計であるとともに、60GWd/t 程度の炉心部燃焼度も達成可能であり、また、ボイド反応度係数対策も炉心の扁平化のみで達成していることから炉心の構成が他の概念に比べて単純で、注目する炉心性能をバランス良く達成でき、開発要素も他の概念に比較して少ないと考えられるからである。

代表とする概念については、既に 5.1.1.3(2)においてその炉心に関して一部触れているが、以下に具体的にその概念に関して記述する。本概念は、5.1.1.1 で述べた 1,356MWe 炉心をベースに検討して構築したもので、低除染湿式再処理を想定した多重リサイクル平衡時において、増殖が可能でかつ負のボイド反応度係数を達成可能な炉心を有する概念として設計したものである。また、設計にあたっては、できるだけ燃焼度を高くすることとしたが、燃焼度は転換比とトレードオフの関係にあるため、本設計においては 1.03 以上の Puf 残存比を実現する範囲で炉心を設計し、Pu-241 の崩壊やサイクル工程ロス等が存在しても十分に持続可能な多重リサイクルが実現可

能であると考えた。

想定した低除染湿式再処理では、炉心から排出される使用済み燃料中のMAは100%回収されて燃料にリサイクルされると仮定するとともに、FPの混入は、表5.1.1.5に与えられる除染係数に基づくものとした。炉心の設計においては、これまでの設計をベースとして、新たに考慮するリサイクル燃料組成に対応した炉心とするために、MOX部の平均Pu富化度は変更せず、軸方向高さの調整を図って、多重リサイクル平衡時の炉心概念の構築を行った。表5.1.3.1.1に三次元炉心解析によってリサイクルを繰り返して平衡状態に達するまで評価した本炉心の多重リサイクル平衡時の主要諸元と核特性をまとめた。また、その時の燃料のTRU組成を表5.1.3.1.2に示す。多重リサイクルにより、Puの組成としては、Pu-239およびPu-240が増加し、Pu-241およびPu-242が減少すると云う一般的な傾向を有するが、Pu中の核分裂性Puの割合は56.2%で、TRU中の核分裂性Puの割合としては52.7%である。MAに関しては、Np-237が0.5%，AmおよびCmが各々全体で4.8および0.9%含まれており、MOX燃料中の含有率としては、全体で2.1wt%であり、FPの含有率は0.04 wt%である。主として、これらの混入したMAによるボイド反応度係数の悪化のため、上下ブランケットを短尺化するとともに、それによる転換比の低下を補償するため中間ブランケットを長くする設計調整を行った。

この結果、増殖比は1.05であり、負のボイド反応度係数を有する炉心を構築できた。内部ブランケットを含めた炉心部燃焼度は54GWd/tで、上下ブランケットを含めた全炉心燃焼度は45GWd/tである。連続運転期間は18ヶ月で、核分裂性Pu装荷量は15.4ｔである。

炉心の全体構成を図5.1.3.1.1に示す。六角形の燃料集合体900体から構成され、炉心外接半径は3.8mである。また、燃料集合体の間には、燃料集合体3体にほぼ1体の割合でY字型の制御棒が配置されており、全部で283体である。制御棒は、制御材として濃縮B_4Cを用いたもので、BWRと同様に下方から挿入される。本炉心では中性子スペクトルが硬くなるため、B-10による反応度制御効果が減少する。その対応策として、90%濃縮ボロンを用いることとし、余剰反応度が最も大きいサイクル初期においても炉停止余裕は1.0%Δk以上を確保している。制御棒の上部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようフォロア部を設けている。フォロアは、破損時の水侵入抑制と中性子吸収減少のため黒鉛をSUSで被覆した構成とした。燃料集合体と制御棒の軸方向の位置関係を図5.1.3.1.2に示す。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部ブランケット41cmの上下に、平均核分裂性Pu富化度18wt%で厚さがそれぞれ21.5cmおよび22cmのMOX燃料部を設けた炉心部と、さらにその上下にそれぞれ15cmの劣化ウランのブランケットが付設された軸方向非均質となっており、炉心全体の高さは

114.5cm である。

燃料集合体断面を図 5.1.3.1.3 に示す。燃料集合体の格子間隔は、制御棒がある方向が 236.9mm で、制御棒がない側が 228.4mm である。燃料集合体の外周を構成するチャンネルボックスの外辺間距離は 227.6mm で、肉厚は２mm である。制御棒翼の厚さは 14.4mm で、制御棒翼とチャンネルボックスの間隙は 1.6mm であり、制御棒のないところのチャンネルボックス間隙は 0.8mm である。増殖性を達成するためには水対燃料実効体積比を大幅に低減する必要があり、約 0.17 になるよう設計した。燃料棒間隙は実炉運転時の影響（初期曲がりおよびクリープ、流力振動、PCMI 等による照射期間中の曲がり）と除熱能力とを考慮して 1.3mm とし、外径 13.7mm の太径燃料棒とし、被覆管は肉厚 0.87mm のジルカロイとした。燃料集合体あたり 217 本の燃料棒を三角格子状に配列した燃料集合体構成である。チャンネルボックスと外周部の燃料棒の間隙は 1.05mm とした。

図 5.1.3.1.4 に燃料集合体内のプルトニウム富化度分布を示す。フォロアにより局所的に減速材が集中しないようにしており、５種類のプルトニウム富化度を用いて燃焼中の局所出力ピーキングを 1.05 以下にできた。最大の核分裂性 Pu 富化度は 18.8wt%であり、表 5.1.3.1.2 に示す TRU 組成から、最大 Pu 富化度は 33.5wt%となる。図 5.1.3.1.5 に炉内燃料装荷パターンを示す。炉心全体として 1/3 対象性を有している。バッチ数は 4.76 で、炉心外縁部には、５サイクル目の燃料集合体を配置するとともに、新燃料は、その内側の２層に渡って配置した。さらに、２～４サイクル目の燃料集合体を適切に配置することにより、径方向の出力分布の平坦化を図った。その結果、図 5.1.3.1.6 に示す様に、炉心径方向の燃料集合体出力分布は、1.2 程度の出力ピーキングで平坦化されている。それに対応する炉心径方向の燃料集合体流量分布を図 5.1.3.1.7 に示す。前図に示された様に、最外周部の集合体の出力は平均の 1/3 程度になることから、最外周部の流量のみを 1/2 程度に絞る設計としている。

図 5.1.3.1.8 にサイクル末期の炉心部軸方向の出力およびボイド率の分布を示す。サイクル末期で制御棒が完全に引き抜かれているため、冷却水ボイド率の低い下部 MOX 部の出力が高目になっているものの、炉心部でのピーキングは 1.7 程度である。また、中間ブランケットにおいても出力が比較的大きく、0.4 程度の出力となっている。炉心冷却水流量は ABWR の約 1/3 であるため、若干サブクールの状態で炉心入口に入り、出口では 54%のクオリテイになっている。炉心平均ボイド率は 70%であるが、MOX 部下端で既にボイド率は 30%程度になっており、下部 MOX 部の上端で 65%程度まで上昇している。冷却水流量が小さいことから、炉心部の圧力損失は 0.043MPa と評価される低い値であり、自然循環冷却が可能である。図 5.1.3.1.9 に取出燃料体平均および炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。炉心から取り出さ

れる燃料集合体の最高燃焼度は 90 GWd/t を超えるが、中間ブランケットを含めた炉心部の平均燃焼度は 54GWd/t である。

本炉においては、炉心以外は基本的に ABWR と同じシステムが利用可能であるが、再循環ポンプを用いない自然循環冷却の設計としているため、十分な自然循環力を確保するための圧力容器の高さを適切に設定する必要がある。本炉の場合は、ダウンカマ水位として 8.6m程度必要であり、その結果、圧力容器高さが 19.5m程度になると見込まれる。

最後に、「設計要求」への本炉の達成度に関して述べる。

① 発電単価：設計要求値は 4 円/kWh であるが、定量的な検討はまだ終了していない。資本費に関しては、今後の建設費の 30%低減等を考慮して 1.5 円/kWh 程度への削減が期待される。また、最近の情報として、国の総合エネルギー調査会電気事業分科会のコスト等小委員会の報告書において、80%設備利用率での軽水炉の発電単価として 5.3 円/kWh と云う数値が報告されているが、設備利用率は発電単価に大きな影響を与え、本炉で想定している 93%設備利用率の場合には 4.6 円/kWh 程度まで下がる。2001 年および 2002 年の米国での平均設備利用率は、各々90.7 および 91.5%であり、我が国でも近い将来においてこの程度の値を達成可能であると考えられる。また、同じく米国の実績データとして、燃料コストを含めた運転・保守コストが、2001 年および 2002 年で各々1.70 および 1.71 セント/kWh と云う値が達成されており、これらの実績や経験は軽水炉技術をベースとする本炉においても有効に反映できる。

② 連続運転期間：設計要求値は 13 ヶ月であるが、それを上回る 18 ヶ月を達成している。

③ 建設工期：設計要求値は 42 ヶ月であるが、次世代軽水炉並の 48 ヶ月以下の達成が期待される。

④ 増殖性能：低除染燃料を想定した場合の増殖比は、設計要求値 1.0 以上となり増殖比 1.05 を達成している。また、複利システム倍増時間については、要求値である 30 年以下は達成できず、100 年以上となる。

⑤ TRU 燃焼：低除染 TRU 燃料を想定したリサイクルは可能であると考えられるが、MA や FP の含有量の増加に対して燃焼度の低下が予想される。定量的な評価については、まだ終了していない。

⑥ 放出放射能：基本的に現行軽水炉システムを使用できるので、現行軽水炉と同等以下の達成が可能と考えられる。

⑦ 安全性：基本的に現行軽水炉システムを使用できるので、炉心損傷頻度に関しては現行軽水炉と同等以下で 10^{-6}/炉年未満の達成が可能と考えられる。また、再臨界回避に関しては、これまでの検討から可能と予想さ

れるものの、まだ検討は終了していない段階である。

参考文献

1) 岩村公道, 大久保 努 低減速スペクトル炉の研究 (33) －研究の現状－ ▪,z
日本原子力学会「2002 年秋の大会」予稿集, M25, p.401(2002).

表 5.1.3.1.1　代表炉心概念の主要な諸元と炉心特性

項　　目		低除染先進湿式多重リサイクル平衡炉心	ABWR
電気出力	MWe	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.8	2.7
燃料集合体数		900	872
炉心部取出燃焼度*	GWd/t	54	45
炉心取出燃焼度**	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.845	3.71
炉心流量	10^4t/h	1.8	5.2
出口クォリティ	%	51	14.5
炉心部平均ボイド率	%	69	43
炉心圧損	MPa	0.043	0.18
MOX 部 Pu 富化度	wt%/HM	32.0	－
炉心部 Puf 富化度	wt%/HM	9.3	3.8(ウラン濃縮度)
Puf 装荷量	t	15.4	－
増殖比		1.05	－
最大線出力密度	kW/ft	16	12
MCPR		1.3	1.3
ボイド反応度係数	$10^{-4}\Delta$ k/k/%void	-0.5	-8
連続運転期間	Month	18	13
MOX 部 MA 含有率	wt%/HM	2.1	－
MOX 部 FP 含有率	wt%/HM	0.04	－
軸方向５領域の Puf 富化度分布および高さ	DU / cm	DU / 15.0	
	wt% / cm	18 / 21.5	
	DU / cm	DU / 41.0	
	wt% / cm	18 / 22.0	
	DU / cm	DU / 15.0	

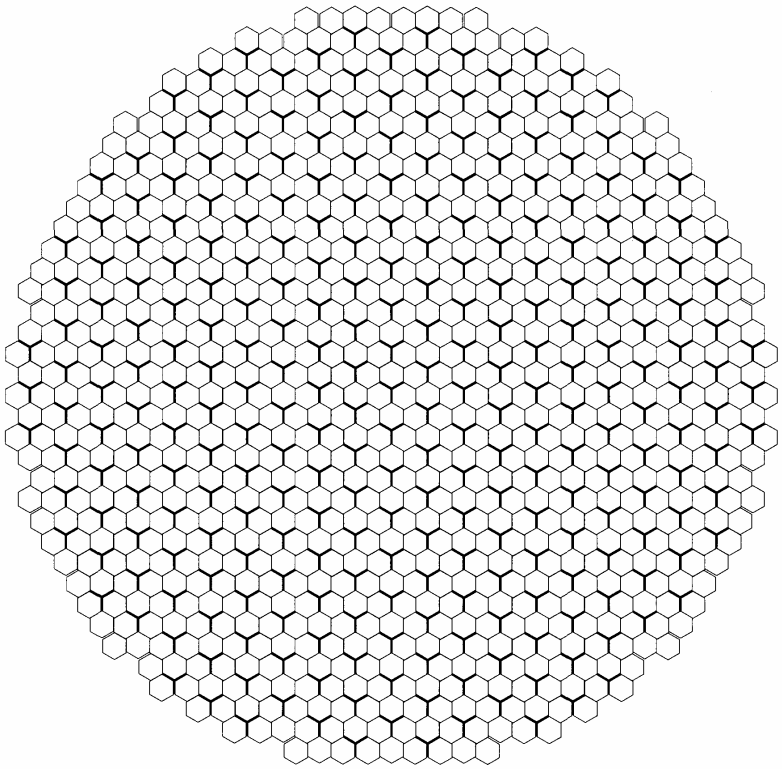
*　：MOX 部＋内部ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄの平均燃焼度

**：MOX 部＋全ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄの平均燃焼度

表 5.1.3.1.2　多重リサイクル平衡時の TRU 組成

前提条件	発生炉心	高転換比BWR型炉心
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	45(炉心)
	取出→再処理までの冷却期間(年)	2(炉外期間)
	再処理→装荷までの炉外期間(年)	1
＊ TRU組成比 (wt%)	^{237}Np	0.5
	^{238}Pu	2.6[2.8]
	^{239}Pu	48.4[51.6]
	^{240}Pu	34.5[36.8]
	^{241}Pu	4.3[4.6]
	^{242}Pu	4.0[4.2]
	^{241}Am	3.6
	^{242m}Am	0.2
	^{243}Am	1.0
	^{244}Cm	0.7
	^{245}Cm	0.2
	合計	100.0

＊[ ]内の値はプルトニウムのみの重量割合を示す



燃料集合体数　900体
炉心外接半径　380cm
制御棒本数　283本

図 5.1.3.1.1　炉心全体構成（断面図）

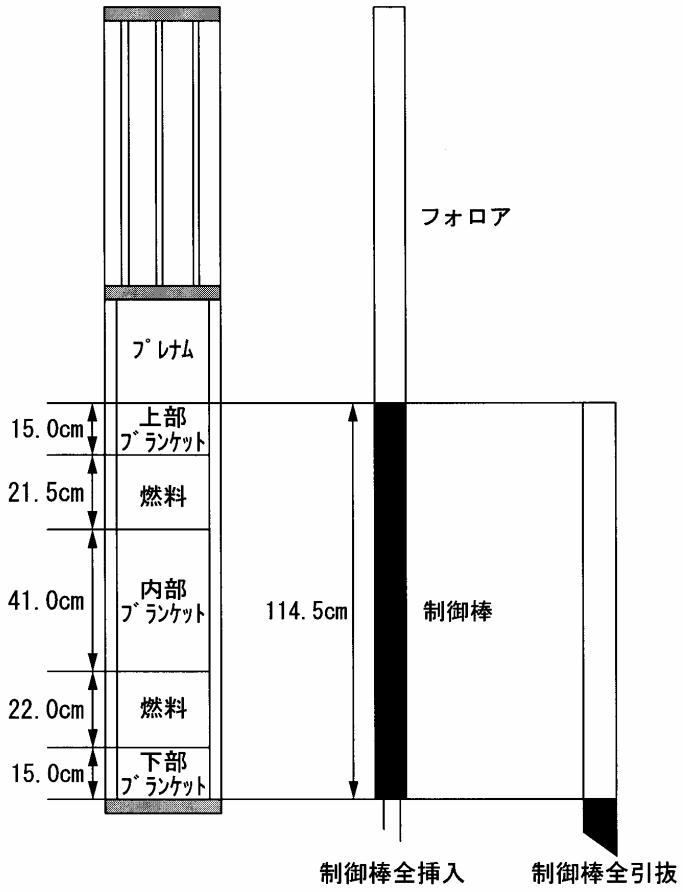


図 5.1.3.1.2　燃料集合体と制御棒の軸方向位地の関係

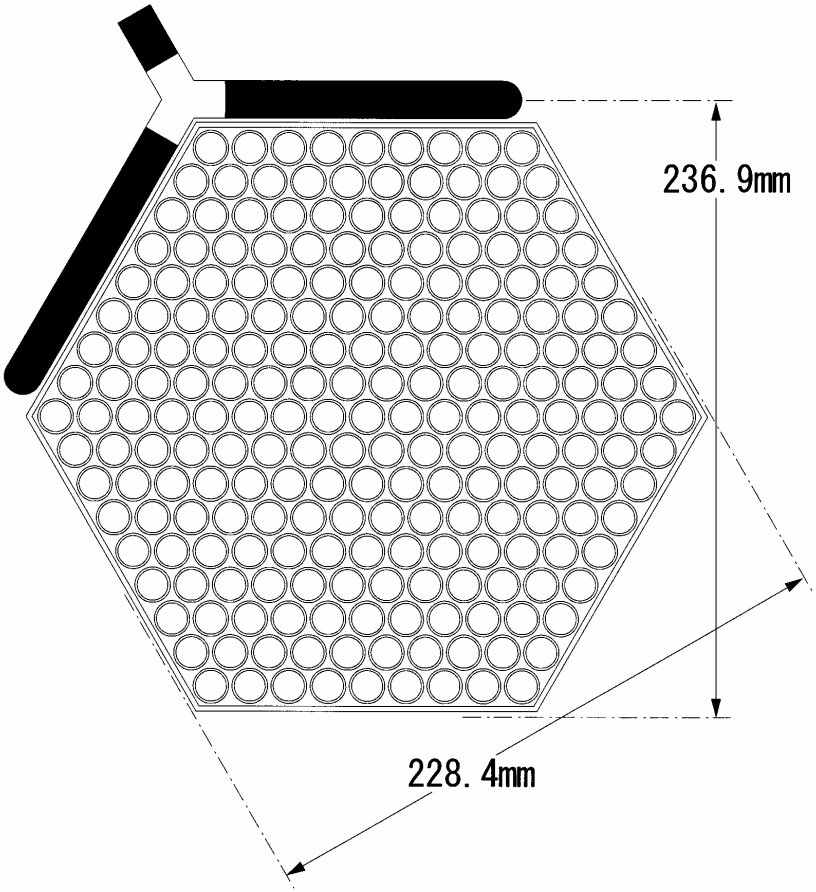


図 5.1.3.1.3　燃料集合体構成（断面図）

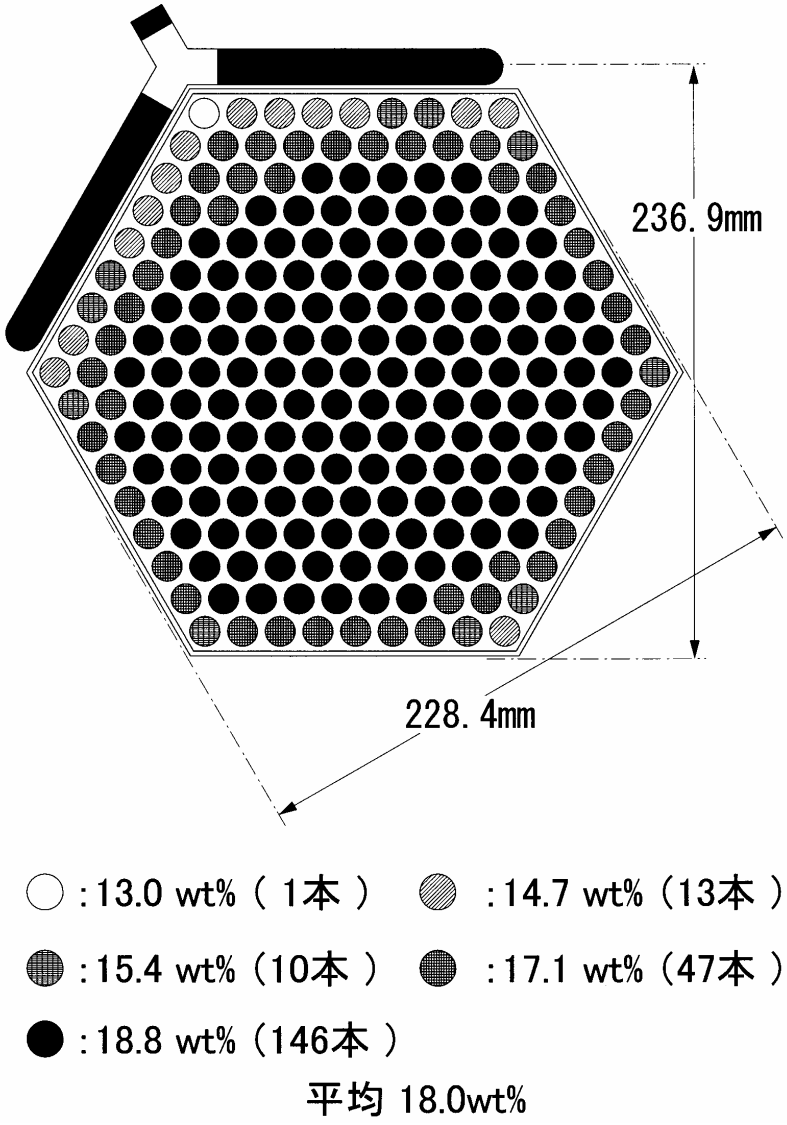


図 5.1.3.1.4　燃料集合体 MOX 部の Pu 富化度分布

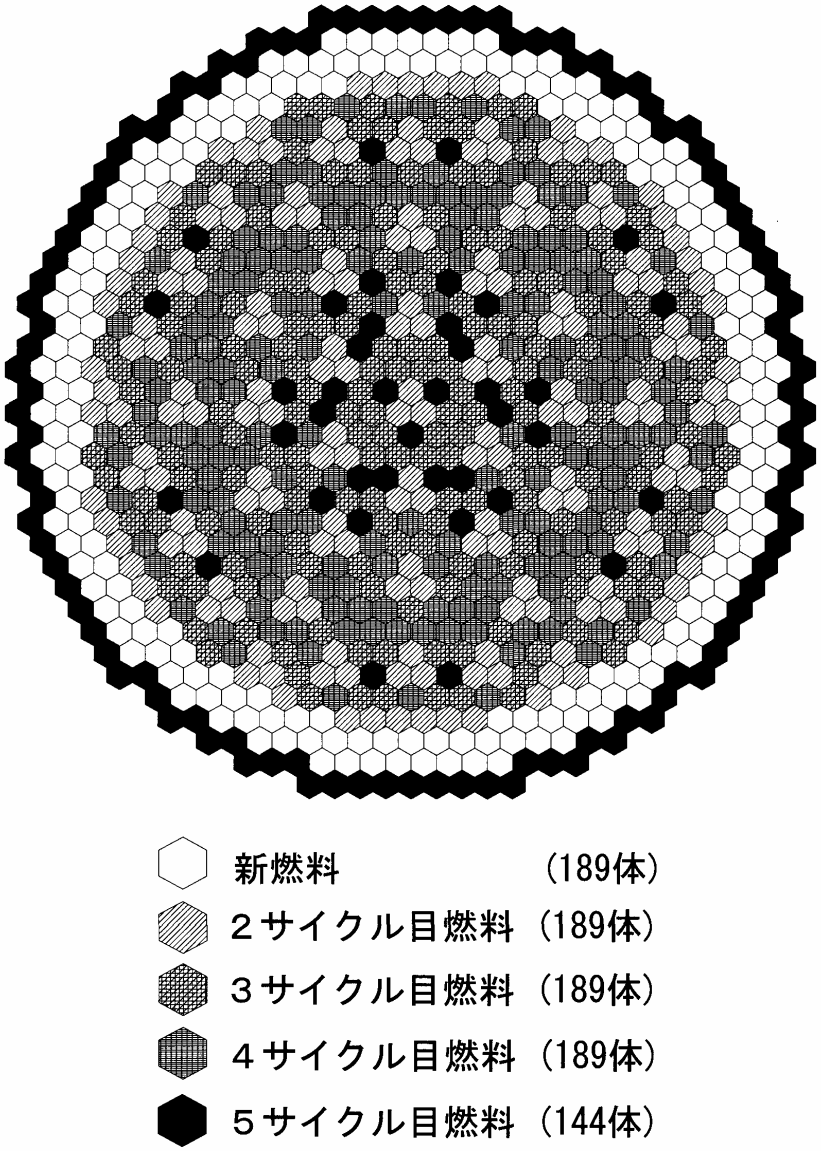


図 5.1.3.1.5　燃料装荷パターン

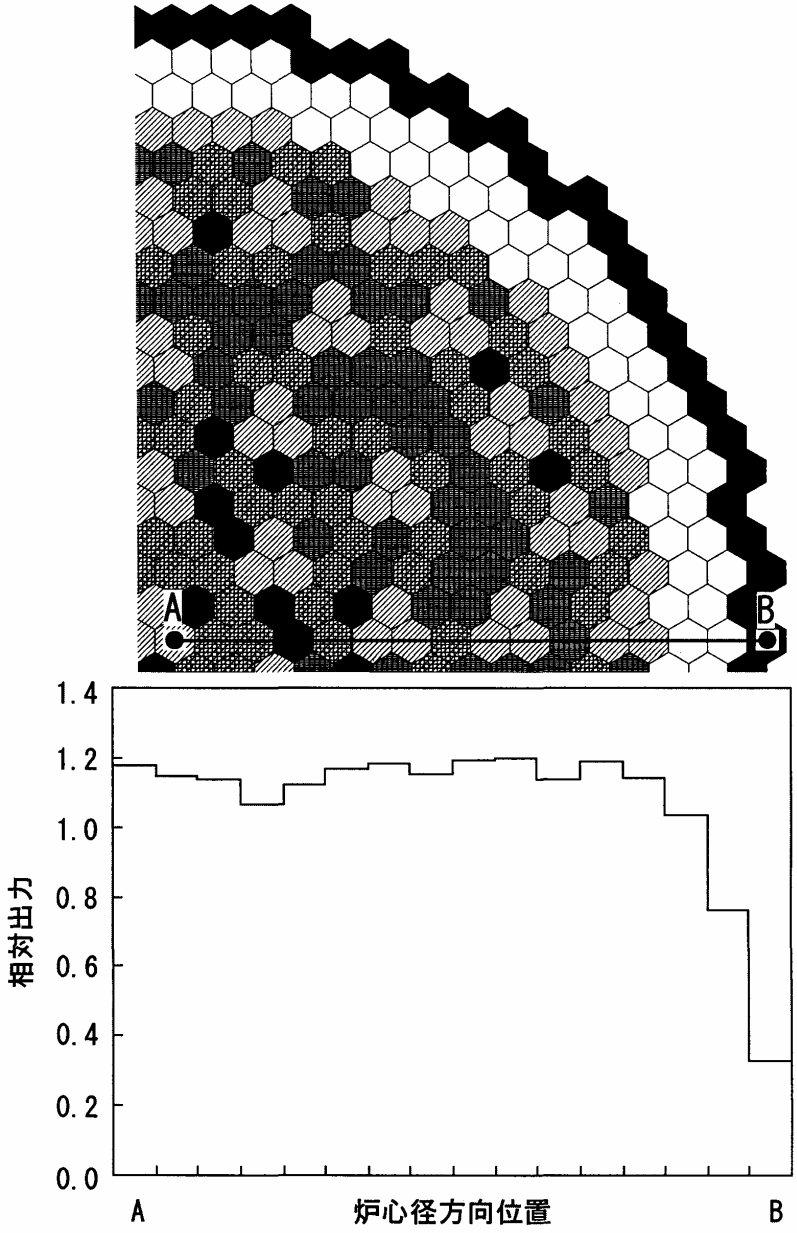


図 5.1.3.1.6　炉心径方向の燃料集合体出力分布

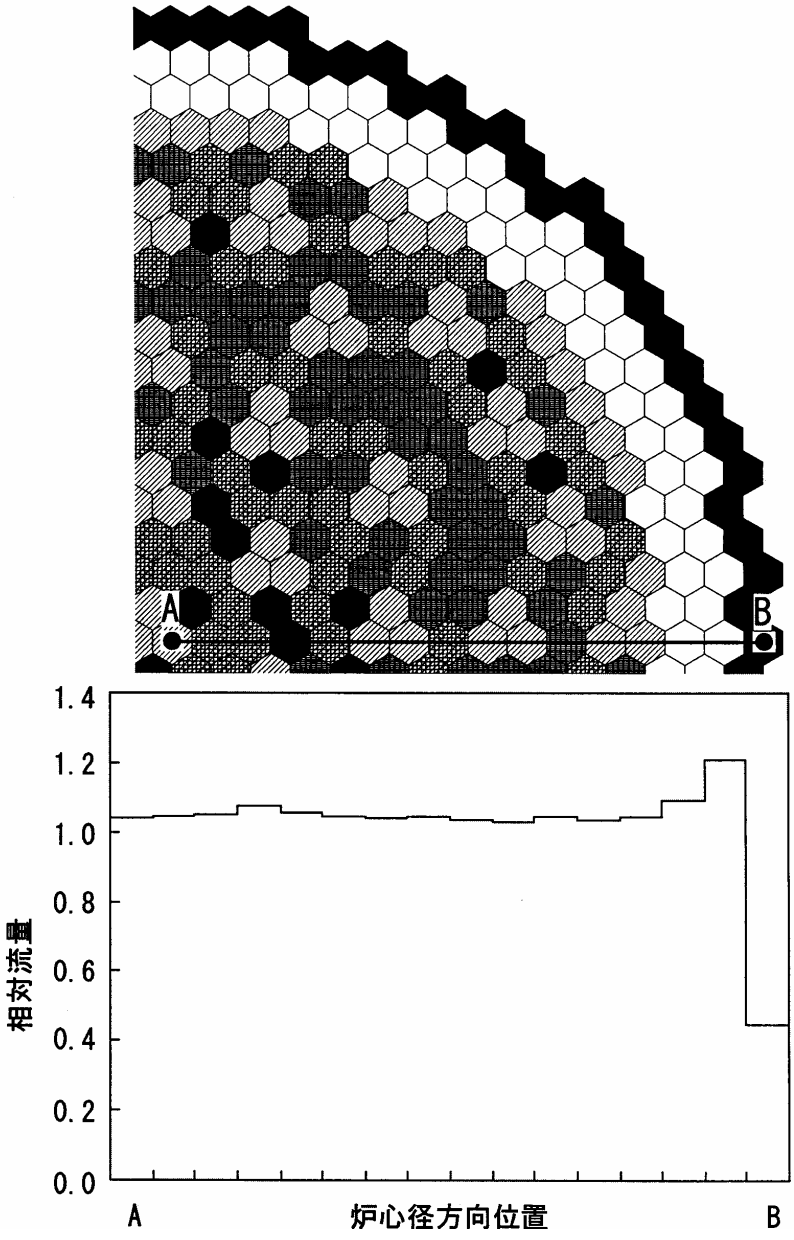


図 5.1.3.1.7　炉心径方向の燃料集合体流量分布

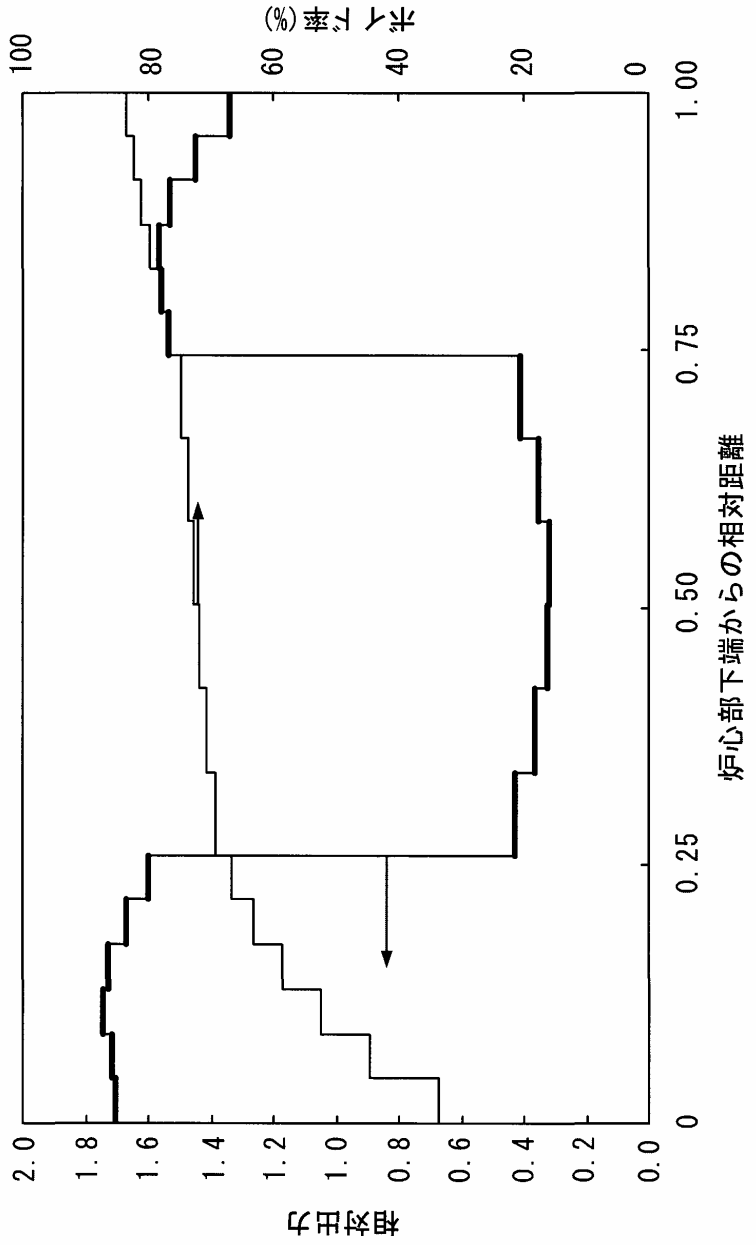


図 5.1.3.1.8　炉心部軸方向の出力及びボイド率分布

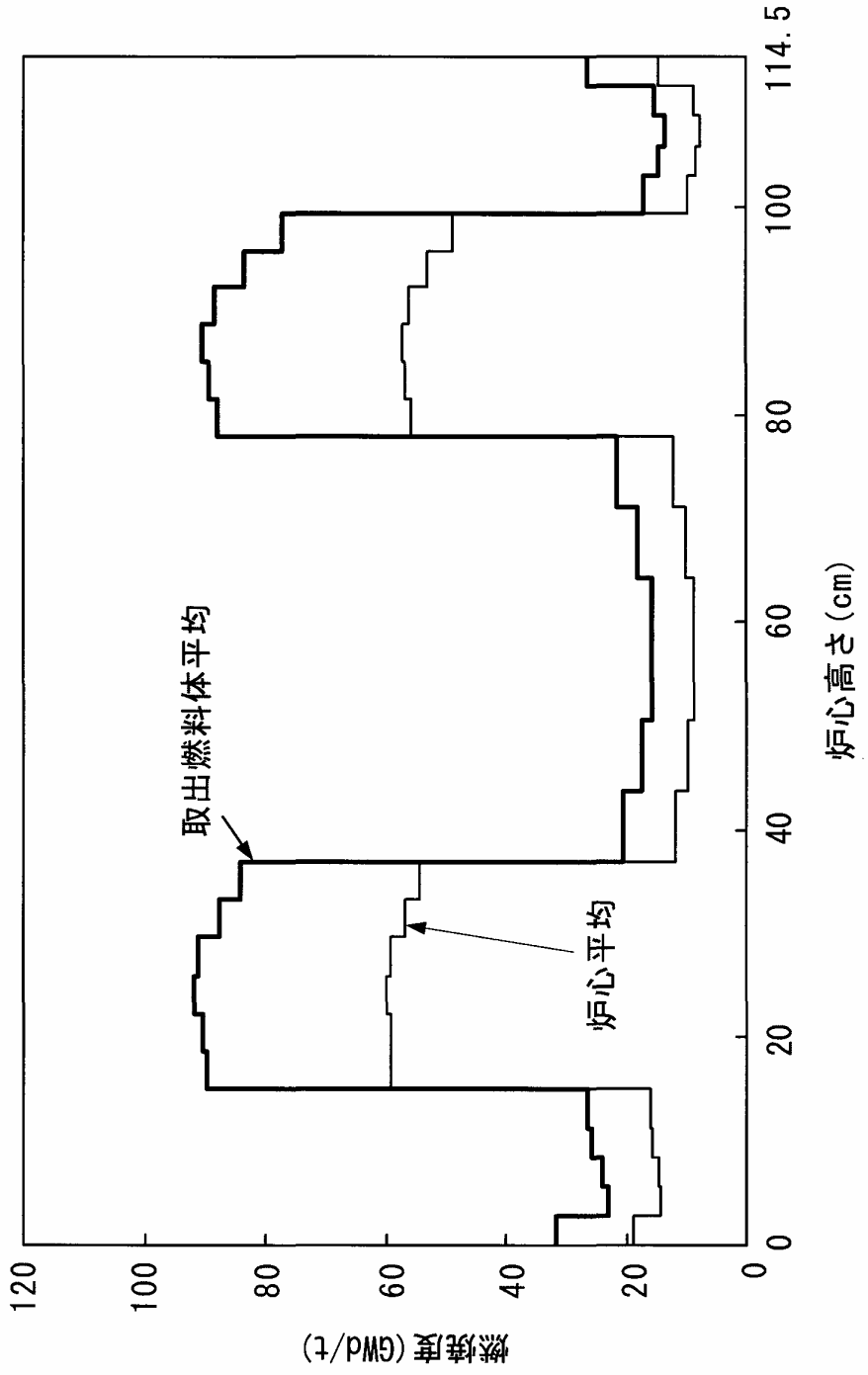


図 5.1.3.1.9　取出し燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布

5.2　性能および技術的成立性の評価
5.2.1　設計要求への適合性評価の整理
5.2.1.1　安全性
（１）安全要求
（ｉ）決定論的安全要求

本要求を満足させるために、現行軽水炉における実績並びに受動的安全系やシビアアクシデントに関連する研究成果に基づく設計を行なう。現行軽水炉においては、ポンプ等を用いた能動的安全設備に関する設計、製作、設置、維持、管理等についての十分な実績があり、その性能を評価する手法も大規模な実験等により実証されている。又、蓄圧注入系、隔離時冷却系等の受動的安全機器についても、能動的安全設備と同様な経験がある。これらの実績に加えて、近年、受動的安全設備やシビアアクシデントに関する研究が進み、システムを合理的に設計するとともに事故時の影響を評価する手法が確立されている。

このような実績に基づくため、本炉の安全性に関する検討項目は、再臨界性など、現行軽水炉と異なる本炉の特徴的な挙動の検討に限定され、かつ、現行軽水炉解析用に開発されたツールの大部分がこの検討に使用可能である。これまでの検討では、炉心で再臨界状態になる可能性は否定されていないが、万一炉心で再臨界状態になっても、構造物の健全性に影響するような機械エネルギーは発生しないと考えられている。又、その後、溶融燃料が下方に移行し下部プレナム等で再臨界になる可能性については、デブリベッドが生成される際の混合効果など、再臨界を固有のメカニズムで防止できる可能性がある。この効果が確証できない場合は、下部プレナムに中性子吸収物質を設置することにより、再臨界の防止が基本的に可能であることを確認している。中性子吸収材としては、ジルコニウムと化学的性質が同様のハフニウムを第１候補としている。これらの検討・対策により再臨界によるリスクがリスク全体の中で相対的に小さいということを示すことは可能という見通しを得ている。この場合、シビアアクシデント挙動は現行軽水炉とほぼ同様ということができ、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計は可能である。

（ⅱ）確率論的安全要求

近年、原子力安全委員会の推奨により国内全プラントに対し、アクシデントマネジメント（AM）策の整備がなされたが、その際、AM 策の有効性を評価するために、確率論的安全評価が、産業界および国により実施された。安全解析所の ABWR に対する炉心損傷発生頻度の評価結果は、AM 実施前で 1.5×10^{-7}/炉年で、AM 実施により 2.5×10^{-8}/炉年であった[1)]。炉心溶融が生じる以前の挙動は本炉と ABWR で同様であることから、炉心

損傷発生頻度を 10^{-6}/炉年未満とすることは可能と考えられる。

炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を現行軽水炉と同様に十分低く維持できることは、前述のように本炉特有の現象の格納容器健全性に対する影響が、相対的に大きくないことを示すことにより可能であると考えている。

（２）安全設計の基本的原則の遵守

水冷却炉は現行軽水炉と同様な特徴を有するために、現行軽水炉と同様な基準、指針類を参考にすることが可能である。再臨界等については、「もんじゅ」に対して行なわれた規制、指針を参考にする。さらに、安全委員会が検討を進めている安全目標、および、これを評価するために必要な確率論的安全評価手法に関連し整備されるであろう基準や指針類についても、状況に応じて柔軟に参考にする。これらを参考にし水炉の特徴を考慮した安全設計とする。

（３）原子炉停止機能への要求

水冷却炉の原子炉停止機能は現行軽水炉の制御棒駆動機構による炉停止機能の優れた実績に基づいている。現行軽水炉では、制御棒駆動機構の信頼性は極めて高く、そのため、炉停止失敗に起因するリスクは、全リスクと比べて極めて小さい。又、ボロン水注入による原理の異なる停止機構についても、性能評価、設計、製作、維持管理に関して十分な実績がある。異常発生から１時間程度の時間余裕があり、運転員の介在により炉心損傷が防止できるため、安全確保だけの目的のためには、受動的な炉停止機能は不用といえる。

（４）崩壊熱除去機能への要求

現行軽水炉における多重性あるいは多様性を有する崩壊熱除去系の実績を利用する。格納容器のみならず、PWR では蓄圧注入系、BWR では、一部、Emergency Condenser（緊急凝縮系）等が使用されるなど、受動的（要素が強い）システムについての実績が十分にある。これとともに 80 年代以降広く世界で実施された受動安全炉に関する研究開発成果を利用することも可能であることから、全交流動力電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とすることは容易である。さらに、現行軽水炉に対して行なわれた AM 策の検討をベースに、適切な事故管理方策を整備し崩壊熱除去系の機能回復を図ることは容易と考えられる。

（５）炉心損傷に対する格納機能の確保

軽水炉特有のメカニズムにより、炉心で再臨界が生じる場合には水が存在

しないことから、構造物の健全性に影響するような機械的エネルギー発生は生じ難いことがこれまでの検討で示されている。溶融燃料が下部プレナムに移行する場合、デブリベッドが生成される過程で、燃料と他物質がよく混合され、かつ、平坦に蓄積する場合には、下部プレナムでは再臨界は生じない。より長期的には、デブリベッドの再溶融が生じ、圧力容器が破損する前に溶融金属と燃料が分離し十分な量の溶融燃料が集まることになれば、再臨界が生じる可能性はあるものの制御棒駆動機構からの水注入等、デブリベッドの再溶融を防ぐ AM が可能である。デブリベッド生成時の混合による再臨界の防止が確証できない場合には、下部プレナムに中性子吸収材を設置し、再臨界を防止する。

格納容器底部における再臨界性については、ホウ酸水注入、デブリが広がりやすい形状の採用、デブリ落下以前に水を張っておく等のさまざま AM 対応により、格納容器内で再臨界を防止することが可能である。

現行軽水炉 AM 策をベースにし、事故後の融体静定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納施設への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じ込め能力を確保することで、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計が可能である。

（６）個別要求

シビアアクシデントに対して蓄積された豊富な知見を活用して効果的に拡大防止と影響緩和を図れる設計とする。

炉心燃料の富化度が高いことを考慮し、炉心損傷時の再臨界性について、その発生要因と影響分析を踏まえて、これらの発生防止あるいは影響を軽減できる設計とする。

事故時および炉心損傷時の炉心冷却能力については、簡素で高い信頼性を確保するために、受動的機構の導入方策について検討を行なう。

参考文献

1) 原子力発電技術機構原子力安全解析所：“BWR プラントのレベル１PSA 手法の整備 =AM 策を反映したレベル１PSA(BWR4,3 型および ABWR 型プラント)=”，IMS/M00-10，平成１３年３月(2001).

5.2.1.2　経済性

炉システムの経済性に関係する主要な因子は建設費、運転維持費、設備利用率に大別される。建設費については、実用化戦略調査研究フェーズⅠにおいて、プラントの基本仕様と機器構成の違いをベースに、同一出力規模のABWRプラントとの比較検討を行い、プラントの建設単価はABWRプラントの約97%になると評価した。

なお、この検討は建設費の中でサイト工事と機器の製造等に係る直接費を比較したものである。間接経費と、建中利子に関する検討は行っていないが、両プラントが同一出力規模で、且つ構造的に類似していることから、プラントの建設管理サービスの所要量に有意な違いが発生するとは考えがたいので、直接費に比例すると仮定して差し支えないと判断される。その後、フェーズⅡにおいては建設費に関する追加的な検討は行っていないが、上記フェーズⅠの検討で得られた結果を現時点の評価値とすることが妥当であるが、現在国内電力会社の目標として進められている 30%程度の建設コスト低減効果を将来的には反映可能と判断される。

運転維持費は、運転、点検、補修等に係る人件費とユーティリティ、補修用資材の費用等で構成される。本プラント をABWRプラントとの比較した場合に、原子炉プラントの運転、点検、補修等のための所要人員、ユーティリティ（水、補助燃料、その他消耗品等）および補修用資材の所要量に有意な違いが生じる要因は特に見あたらない。したがって、同一出力規模のABWRプラントと比較して同等の運転維持費になるものと判断されるが、建設費と同様に今後の軽水炉における低減効果を反映可能と期待できる。尚、米国の実績データとして、燃料コストを含めた運転・保守コストが、2001年および2002年で各々1.70および1.71セント/kWhと云う値が達成されており、これらの実績や経験は軽水炉技術をベースとする本炉においても有効に反映できる。

設備利用率は定格出力で一定期間内に運転した場合の供給電力量に対して、実際に供給した電力量の割合で表される。原子力発電所の操業においては、燃料の交換と機器の定期点検のために一定の連続運転期間ごとにプラントを停止（計画停止）させるので、運転期間の長さと検査停止期間の長さに応じて年平均の設備利用率が決まる。現在、ABWRでは13ヶ月運転＋定期検査期間（2ヶ月弱）を標準的な操業モードとしている。将来的には、連続運転期間を延長し（ABWR-IIの目標は18ヶ月）、検査停止期間を短縮して設備利用率をさらに上昇させることが計画されている。

これに対して、本炉では現在の設計において18ヶ月の連続運転と検査停止期間41日を想定し、約93%の設備利用率が確保されることを目指している。したがって、将来的に濃縮ウラン軽水炉の設備利用率が現在よりも上昇した場合においても、少なくともプラント設計値の上では、本炉はこれにま

ったく遜色ない設備利用率を確保できるものと見込まれる。現実的に、2001年および2002年の米国での平均設備利用率は、各々90.7および91.5%であり、我が国でも近い将来においてこの程度の値を達成可能であると考えられる。

5.2.1.3　資源有効利用性

既に 5.1.1.3(2)に述べた様に、本炉概念は、低除染湿式再処理条件を想定したTRU多重リサイクルに対応可能であり、また、低除染乾式再処理条件を想定したTRU多重リサイクルに対しても、軸方向の燃料領域長さを多少調整することによって、設計目標とする1.0を超える転換比と負のボイド反応度係数を達成できる炉心が構築可能である見通しを得た。また、軽水炉あるいはプルサーマル炉の使用済み燃料に含まれる MA を付加的に混入させた燃料組成を想定したTRU資源有効利用性に対しても検討し、1.0を上回る転換比を有する炉心の構築が可能である見通しをフェーズⅠにおいて得た。

前述の様に、さらにフェーズ II では、新たに軽水炉取出燃料の中間貯蔵を考慮した導入シナリオに基づく４種類の TRU 組成を設定し、それらについての検討が進められている。すなわち、

①（基準）として、45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したもの、

②（代表）として、60GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと４０年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から回収したものを 5:5 で混合したもの、

③（極端）として、60GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと１００年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼のプルサーマル取出燃料から回収したものを 5:5 で混合したもの、

④（参考）として、45～49GWd/t 燃焼の軽水炉取出燃料から４年冷却後に回収したものと４０年間中間貯蔵した 45～49GWd/t 燃焼のプルサーマル取出燃料から回収したものを 9:1 で混合したもの、

の４ケースの TRU 組成が設定されており、さらに FP の添加率として 2vol%（1.3wt%相当）の混入を考慮するとしている。これらの TRU 組成は、表 5.1.1.6 にまとめて示されている。これらの４ケースに対しては、まだ解析計算等により炉心特性への影響を詳細に評価しておらず、今後検討を実施する。したがって、現時点では、以下に示すように、フェーズⅠで得られた結果を基にしておおよその推定を試みる範囲に限って検討を実施したが、ここでは資源有効利用性の観点から、MA の混入を対象にした検討を行った。

既に、5.1.1.3(2)の項目（ｉ）で述べた MA1 ケースは、上記の（基準）および（参考）ケースの TRU 組成に比べると、ほぼ同等の組成となっている。それらのケースにおいても 18wt%の Puf 富化度を仮定すると、それぞれの

ケースに対する MA の混入率は、表 5.1.1.6 に示す様に、(基準) ケースで 3.2wt%および (参考) ケースで 3.8wt%となる。MA1 ケースの MA の混入率は 3.9wt%であり、(基準) および (参考) ケースよりも MA の混入率は多少大きいとともに Np および Am の割合もほぼ同等であることから、(基準) および (参考) ケースでの MA による影響は MA1 ケースに包含されているといえる。また、同様に 18wt%の Puf 富化度を仮定すると、(代表) および (極端) ケースでの TRU 組成に対する MA の混入率は、それぞれ 5.1wt%および 7.2wt%となり、その内訳は、MA1 ケース (Np および Am とも MOX 中の約 2wt%混入) と比べて、Np はほぼ同等で、Am が各々おおよそ 1 および 3wt%多く混入している状況になる。

一般的な傾向として、これらの Np や Am の混入により、炉心のボイド反応度特性が悪化する。そこで、負のボイド反応度を達成するために、主として上・下のブランケット領域を短縮する方向で設計の調整を行うが、それに伴って、転換比の低下を余儀なくされることになる。なお、燃焼度の増加もボイド反応度特性を悪化させると云うトレード・オフの関係が同時に存在するため、燃焼度を低下させた設計とすればボイド反応度特性の悪化を緩和できることから、結果的に転換比の低下を緩和した設計をする事も可能である。この様に、炉心の設計調整には、転換比と燃焼度の設定に対してある程度の幅が存在し、一般的にはそれらのバランスを考慮しながら設計を行う自由度が存在している。

そこで、5.1.1.3(2)の項目 (ⅱ) で述べた FP2 ケースと (ⅲ) で述べた低除染乾式再処理条件下での多重リサイクルケースとを比較すると、表 5.1.1.4 および表 5.1.1.6 に示す様に、MA の混入率を除いて両者の炉心構成は非常に類似している。MA 混入率の差は約 2wt%でその大半は Am であり、その結果、炉心性能における差は、転換比で 0.01 および燃焼度で 5GWd/t となっている。また、多重リサイクル組成時において、簡素化湿式再処理条件下の MA をほとんど混入していない場合と、先進湿式再処理条件下の Am が約 2wt%混入した用いた場合の比較からも、約 2wt%の Am が混入した場合の効果がある程度推測できる。約 2wt%の Am の混入につき、設計値の上では燃焼度で 10GWd/t の低下、転換比で 0.01 の低下を招いているが、一方では運転期間が 15 ヶ月から 18 ヶ月へと延長されている効果が含まれているので、燃焼度の違いを若干割り引いて考慮する必要がある。なお、プルサーマル炉心より回収した MA が 4.5wt%混入した TRU 組成を用いた上記の項目 (ⅰ) の MA2 の場合と、(ⅲ) の MA が 2.1wt%混入した先進湿式再処理を用いた場合を比較すると、転換比、燃焼度、運転期間ともほぼ同じ性能を有しているが、これは、TRU 組成の高次化が進んだ場合や Pu-241 の含有量が多い場合にはそれらの効果が加わることにより、MA の混入の効果が薄れていくことがわかる。

これらの結果から単純な推定を試みると、約 2wt%の Am の混入により、転換比で 0.01 および燃焼度で 5GWd/t 程度の炉心性能の低下になると推測されることから、(代表)および(極端)ケースの TRU 組成に対しても 5～10 GWd/t 程度の燃焼度の低下とひきかえに 1.0 を超える転換比の達成が可能と予想されるものの、今後の検討によって定量的に明らかにする。

5.2.1.4　環境負荷低減性

5.1.1.3(2)で述べたとおり、環境負荷低減性の観点から有効な乾式(RIAR 法)および先進湿式再処理条件下に対する多重リサイクル炉心概念が構築可能である。本炉心概念では、軸方向高さの調整のみにより負のボイド係数を確保しつつ 1.01～1.03 の転換比を達成できる能力を有することが確認できたが、乾式および先進湿式再処理に対する多重リサイクル平衡時の燃料組成においては、各々2.2 および 2.1wt%の MA と 1.3 および 0.04wt%の FP の混入が見込まれている。また、軽水炉の使用済み燃料に含まれる MA や FP を添加した燃料組成に対してもフェーズⅠにおいて検討し、MA については最大 4.5wt%まで、FP については最大 1.1wt%まで混入した条件においても、負のボイド反応度係数と 1.0 を上回る転換比を有する炉心の構築が可能である見通しを得た。以上のように、本炉概念では、4.5wt%までの MA の混入に対して対応可能であるとともに、2.2wt%の MA と 1.3wt%の FP の同時混入状態での多重リサイクルに対して対応可能であることが明らかにされた。

次に、フェーズⅡにおいて検討対象として設定された４ケースに対しては、既に述べた様にまだ解析計算等により炉心特性への影響を詳細に評価しておらず、今後検討を実施するが、前項目の資源有効利用性の検討の場合と同様に、現時点では、以下に示すように、フェーズⅠで得られた結果を基にしておおよその推定を試みる。ここでは環境負荷低減性の観点から、MA と FP の同時混入を対象にした検討を行った。

5.1.1.3(2)で述べたように、対象とする４ケースにおいては、約 1.3wt%の FP に加えて、3.2～7.2 wt%程度の MA の同時混入が予想されている。一方、上述の様に、乾式低除染再処理下での多重リサイクル時においては、混入する MA および FP の量が、それぞれ 2.2wt%および 1.3wt%であったことから、この条件に比べて今回検討対象とする(基準)、(代表)、(極端)および(参考)の各ケースにおいては、さらに MA のみが 1.0, 2.9, 5.0 および 1.6wt%多い組成となっている。したがって、前項目の資源有効利用性の検討の場合と同様に単純な推定を試みると、約 2wt%の Am の混入により、転換比で 0.01 および燃焼度で 5GWd/t 程度の炉心性能の低下になると推測されることから、(基準)および(参考)の各ケースに対しては 5GWd/t 程度の燃焼度の低下、(代表)および(極端)ケースに対しては 10～20 GWd/t 程度の燃焼度の低下とひきかえに 1.0 を超える転換比の達成が可能と予測されるものの、具体

的には今後の検討によって定量的に明らかにする。

これらの推定は、大量の MA の混入を想定して設計検討を行ったものではないフェーズⅠでの結果を基としたものであり、また、MA と FP の重畳の複合的な効果についての詳細な知見等を持たずに行ったものであることから、まだ具体的な解析による結果を持たない現時点における一つの大まかな目安と考えるべきものである。

最後に、運転・保守および廃止措置に伴う廃棄物量は、現行軽水炉並みと考えられる。

5.2.1.5　核拡散抵抗性

水冷却炉は、径方向ブランケットを有しないため、集合体単位ではブランケット単独再処理による高品位プルトニウムの生産はできず、核不拡散抵抗性に優れている。

また、水冷却炉では低除染燃料のマルチリサイクルが可能であり、この場合、核分裂性プルトニウムの同位体組成割合が減少し、さらに MA・FP が混入するため、抵抗性を増大させることができる。

5.2.1.6　運転・保守補修性

水冷却炉は、現行軽水炉プラントをベースとしているため、現行軽水炉と同等の高い運転・保守性を実現可能である。

以上の評価の結果を纏めると以下の通りである。

（１）安全性

a.炉心損傷事故時の炉心での再臨界性は明確ではないものの再臨界が生じるとした場合でも、冷却水が存在しないため、その機械的エネルギーへの変換量は小さく、その影響を炉容器内に限定することは容易。崩壊炉心が下部プレナムに落下した後の再臨界は固有のメカニズムにより防止できる可能性があるが、その効果が確証できない場合でも、下部プレナムに中性子吸収物質を設置することにより、再臨界の発生防止が基本的に可能。これらより、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納施設内で終息させる設計が可能。

b.炉心溶融が生じる以前の挙動は水冷却炉と ABWR で同様であり、また、ABWR で推定されている炉心損傷発生頻度が 10^{-7} 乗オーダーであることから、炉心損傷発生頻度を 10^{-6}/炉年未満にすることは容易である。

c.原子炉停止機能は優れた実績のある現行軽水炉と同等なシステムを用いることで、安全目標に対応可能。

d.崩壊熱除去機能については、現行軽水炉における多重性あるいは多様性を有する崩壊熱除去系で対応が可能。
e.現行軽水炉の AM 策の検討に基づき、事故後の融体静止、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り炉容器内で達成し、格納施設への熱・機械的負荷を大幅に緩和することにより、炉心損傷の影響を周辺環境に有意に及ぼさない設計が可能。

（２）経済性
a.プラントの建設単価はABWRプラントの約97%になると評価しており、現在国内電力会社の目標として進められている 30%程度の将来の建設コスト低減効果を反映すれば､建設単価は 18 万円/kWe の見込みとなり、20 万円/kWe の達成は可能であると考えられる。さらに、セパレータ・ドライアーの簡素化・削除等の効果も期待できる。
b.連続運転期間 18 ヶ月を実現する炉心設計が実現されており、検査停止期間 41 日を想定すれば、約 93%の設備利用率が確保される。

（３）資源有効利用性
a.低除染湿式再処理下で多重リサイクルした場合、増殖比 1.05 を達成。
b.軽水炉取出燃料の中間貯蔵を考慮したシナリオに基づく TRU 組成に対しては、燃焼度の低下とひきかえに 1.0 を超える転換比の達成が可能と予想されるものの、今後、定量的な検討を進める予定である。

（４）環境負荷低減性
a.低除染乾式再処理下で多重リサイクルした場合、2.2wt%の MA の混入 1.3wt%の FP の混入に対して対応可能である。
b.軽水炉取出燃料の中間貯蔵を考慮したシナリオに基づく TRU 組成に対しては、燃焼度の低下とひきかえに MA 3.2～7.2wt%と FP 1.3wt%（2vol%相当）の同時混入に対応可能と予想されるものの、今後、定量的な検討を進める予定である。
c.運転、保守および廃止措置に伴う廃棄物量は、現行軽水炉プラントをベースとしているため、現行軽水炉並みと考えられる。

（５）核拡散抵抗性
a.燃料集合体単位ではブランケット単独再処理による高品位プルトニウムの生産はできず、核拡散抵抗性に優れている。

5.2.2　技術的成立性の評価と今後の課題

5.2.2.1　炉心設計

（１）燃料被覆管 [1~4)]

前述の材料技術的課題に対応した対策を施した被覆管候補材の25Cr-35Ni-0.2Ti系安定オーステナイトステンレス鋼（改良SUS）に関しては、被覆管、端栓溶接、ライナー等の実用被覆管製造に必要な技術開発と、被覆管の機械的特性、耐久性、耐食性、環境割れ抵抗性、摩耗腐食抵抗性および、それらに関係する耐照射性等、許認可に必要な材料特性の評価試験を進めている。併せて、燃料安全の観点から水冷却炉の燃料ふるまい評価用計算コード FEMAXI-RM の開発・改良、環境割れの観点からの耐久性評価システムの構築等念頭において、高温水蒸気下の耐食性評価試験、高燃焼度化に伴う燃料の体積膨張が関係した形状変化等の燃料ふるまい等の特性評価による技術的成立性評価を実施してきている。

稠密炉心に対応した燃料集合体に関しては、詳細設計に必要な技術情報として、扁平二重炉心特有の積層型燃料に関わる健全性評価試験、および、高照射量での環境割れが課題となる耐摩耗性部材の材料技術的検討を進めてきている。そのために、最も重要となるMOX燃料部/UO_2ブランケット部の積層境界部の変形挙動評価用のクリープ疲労試験装置および高温水中摩耗試験装置を整備しており、それらの評価データを取得する計画である。最大均一歪みに関する数値解析結果から、現用ジルカロイと比較して、クリープ強度の優れたステンレス鋼では、燃料とのボンディングが生じにくく、現行の燃料設計条件である塑性歪み 1%を満足できる燃焼度限界や設計裕度の高いことを評価している。被覆管の製造技術では、BWR の実用被覆管の現行製造工程に、改良 SUS の特殊仕様を組み入れた製管技術開発を行い、現用ジルカロイ被覆管と同等以上の受け入れ検査性能を持つ実用被覆管が十分に製造可能なことを確認し、実尺被覆管の製造技術を確立している（図5.2.2.1.1)。端栓溶接に関しては TIG、レーザー溶接、電子ビーム溶接のいずれを用いても安定オーステナイトステンレス鋼の課題であった溶接割れ感受性が、超高純度化を図った改良 SUS では大幅に改善されていることを確認しており、溶接継手を含む試験片の一部については、研究炉照射試験を実施している。また、原子力船｀むつ｀を含めて軽水炉用ステンレス鋼被覆管では照射量が低く薄肉で残留歪みの小さい端栓溶接部で環境割れが生じたとする報告は見当たらないが、耐 IASCC 性を一層高める観点から、溶接熱影響部を狭くするために、現行の TIG のほかに、レーザー溶接、電子ビーム溶接を含めた溶接施工技術の評価選定試験を実施している。ライナー技術に関しては、高温水や高温水蒸気との両立性を評価して選定した Nb-Mo 系合金の候補材について、被覆管の製管工程への組み込みが容易で実用性の高い動的拡散法を用いた最適な接合条件の選定を進めている。

開発した被覆管材料の特性評価試験から、全ての溶体化処理した実用ステンレス鋼が粒界腐食を示す Coriou 試験においても、改良 SUS 開発管には粒界腐食が生じず、また、酸素飽和高温水の SSRT 法を用いた SCC 感受性評価試験により熱履歴をうけても IGSCC 感受性が示さないことを、確認している。開発材の機械的特性は、微細粒焼鈍組織化による Hall-Petch 効果と真直度を得るための冷間加工度の調整により、超高純度材でありながら高炭素ステンレス鋼と同程度の 0.2%耐力および UTS を保持できること、同一応力でジルカロイよりも一桁低い定常クリープ歪速度を示し、従来のステンレス鋼被覆管の機械的特性が満足出来ること等を確認した（図 5.2.2.1.2)。

耐照射性では、軽水炉 ABWR の中性子スペクトル照射条件を模擬して Ni イオンによる弾き出し損傷、核変換生成元素の He および H の効果をイオン注入により模擬した３重イオンビーム照射試験により 50dpa 迄の照射特性（50dpa、核変換水素（1500appm)、He（150appm）迄の条件）を評価した。照射材の損傷組織の STEM 観察から、従来被覆管材の SUS304 ステンレス鋼では、２次照射欠陥のフランクループが照射量と共に成長するが、改良 SUS では数密度は同程度でも、その成長が起こらないことを見出した。特に、延性低下に関わる照射硬化は照射欠陥分布と密接に関係しており、２次照射欠陥が成長しにくい改良 SUS では照射量に依存した照射硬化の増大傾向が見られなかった(図 5.2.2.1.3)。併せて、IASCC 抑制効果の観点から、照射材の測定方向に垂直な大傾角結晶粒界における合金成分分析を STEM/EDX を用いて行い、照射誘起偏析（RIS）に伴う結晶粒界の Cr 濃度の低下度が、約 10dpa 以上では照射量やステンレス鋼の組成に依存せず母材中の Cr 濃度に対して 7～8%の Cr 濃度低下率で飽和し、開発材では RIS を生じても 15%以上の Cr 量が結晶粒界に保持できることが明らかになった（図 5.2.2.1.4)。また、原研高崎研 TIARA を用いたトリプルイオンビーム照射試験から、高 Cr 系安定オーステナイトの成分調整、電子ビーム(EB)溶製法による超高純度化および SAR 加工熱処理が、結晶粒界への Si,B,P,S 等の偏析防止、耐食性に必要な結晶粒界 Cr 濃度の確保、および二次照射欠陥の成長抑制に有効であり、延性低下や IASCC 感受性の抑制目的が達成可能なことを確認した。今後は、さらに高速中性子スペクトル照射試験による耐照射性の段階的評価が必要である。そのために、適切な被覆管温度での高速中性子照射が可能なロシアの BOR-60 等を用いて、被覆管材の照射クリープやスウエリング等の評価試験、照射後試験による機械的特性や環境割れ抵抗性の評価データを取得する。当該照射条件、照射後試験法、および照射後試験片の輸送等に関しては、ロシア RIAR との調整を進めている。

（２）燃料棒と燃料安全

ブランケット（UO_2）/MOX 部の境界における被覆管の PCMI 変形や力学

的負荷の集中の可能性については､解析コード FEMAXI-RM を用いた PCMI 解析、および ARGUS を用いた応力歪み解析がなされ、それぞれ、境界部におけるペレットの形状の工夫による負荷集中の回避方法が検討されている。

燃料照射試験については、通常運転を模擬した高燃焼度までの燃料の定常照射試験と、RIA を模擬した NSRR パルス照射試験の両者を実施する。定常照射試験は、ロシア RIAR の SM 炉の水ループを用いて小規模バンドル燃料体での試験を実施する方向で検討中であり、照射済み試験燃料の PIE も RIAR で行う予定である。

また NSRR でのパルス照射を用いて BOR-60 にて照射済み被覆管の RIA 破損抵抗性を調べる試験を行う計画であり、許認可に必要な基盤データを整備する計画である。

また、集合体中の燃料棒の間隔をパラメータとして燃料設計の成立性を検討評価することは重要なプロセスである。しかし、燃料棒間隔は、集合体の機械設計（強度、構造)、熱水力、および炉物理設計とも密接に関係するため、以下に示す集合体設計、熱水力および炉物理設計の成果を前提とせざるを得ず、このため、当面の解析・評価は特定の間隔を前提とした場合の燃料棒の構造とサイズについてなされる。

（３）稠密炉心の熱流動

5.1.2.1 において除熱性能に関する現在までの研究のまとめと今後の対応方策を述べた。本節では、それをベースに、通常時の熱的成立性、および異常な過渡および事故事象における安全性に関する要点／課題を抽出して、炉心設計の最適化に反映させる。

（ｉ）通常時の熱的成立性評価

最小限界出力比 MCPR（Minimum Critical Power Ratio：冷却限界出力／設計出力）により通常時の熱的成立性を評価するために、新たに、水冷却炉の稠密炉心体系を模擬した 7 本ロッドバンドルの限界出力試験を行い、限界出力設計式の妥当性を評価した。その結果、定格運転条件での成立性に問題のないことを確認した。実験値と対応させるには、流量依存性、シュラウド壁近傍の流路面積や軸方向出力分布の影響等を適切に評価することが必要である。それらの課題は、以下の大規模限界出力試験とサブチャンネル解析手法開発の中で実施する。

200 本程度の燃料棒を束ねた実炉の燃料集合体の詳細設計を行うには、集合体のスケール効果を定量的に評価することが必要となる。このために、37 本規模の限界出力試験とサブチャンネル解析手法を組み合せて､スケール効果の評価を実施する。37 本の限界出力試験については 2003 年度から試験データの取得を開始した。燃料棒間隙 1.3mm の試験部による定常／

過渡時の限界出力、圧力損失等の熱特性データの取得を進めた。サブチャンネル解析手法の開発では物理モデルの評価／改良／検証が最も重要であり、沸騰遷移に影響を与える環状噴霧流、流路間流体混合、スペーサー効果等に対する物理モデルの妥当性に関して、基礎的モデル実験による 7 本や 37 本の限界出力試験データと 3 次元二相流解析の機構論的な検討を行い、検証する。

（ii）異常な過渡および事故時の安全性評価

ABWR の設計基準事象を参考に、水冷却炉の特徴および事象の包絡性を考慮して、対象とする設計基準事象を選定・評価した。判断基準は現行軽水炉の指針類を用いた。その結果、被覆管の温度上昇はわずかで、設計基準事象に対して十分な安全性を有する見通しが得られた。今後、上述した燃料集合体のスケール効果に対しても検証された新限界出力相関式を開発し、再度過渡変化および事故事象評価を行う予定である。また、圧力損失やボイド率に対する相関式の妥当性も試験データにより検証する。

（４）燃料集合体、制御棒

燃料集合体の燃料棒間、燃料－チャンネルボックス間、チャンネルボックス間の各間隙およびスペーサーの拘束条件等は、扁平二重炉心の定常運転や想定される TOP 等の過渡変化における熱流動や出力変動を想定しても、燃料中心温度や塑性歪の制限条件に対して十分な安全余裕を確保できることが必要である。また、重照射に伴う照射クリープおよび積層燃料の温度変化に伴う熱疲労等により、線出力密度の高い MOX 燃料部および固定端における局所変形や全体的なボウイングの変形の観点から、材料間の局所的接触を生じないことが必要である。許認可においては、実寸大集合体による流動試験等の構造試験が必要と考えられる。

スクラム条件等の制御性能を評価するため、高温水ループ中の制御棒挿入試験により、許認可申請の実績データを取得する必要がある。

燃料棒および集合体の成立性については、上記の課題に対応した開発要素があるが、以下の評価試験およびコード解析の結果を設計および運転方式に反映させることにより技術的成立性を評価する。

（ｉ）燃料要素拘束試験

MOX/UO_2 ブランケットの積層構造をもつ燃料棒に関して、熱膨張、熱流体による振動等を考慮したスペーサーの拘束のための最適な圧下力条件や形状を、数値解析および模擬試験等により評価する。燃料棒の軸方向の熱膨張や塑性歪等の変形挙動を、材料の機械的性質や物性値、熱流動条件および照射効果（燃料のスエリング特性や、被覆管直径増加による燃料

棒間ギャップ減少、すなわち、高燃焼度では燃料ペレットのスウエリング（FP ガスバブル成長に伴う体積膨張により被覆管が外向きにクリープ変形し、直径が増大する可能性がある。）熱流体側のボイド率等に依存した振動条件を解析して、適切な圧下力およびクラッド堆積等の生じにくい形状等を数値解析により評価する。模擬試験では、MOX/UO_2 ブランケットの積層構造およびスペーサーの位置や圧下力をパラメータとして、想定熱負荷条件での熱疲労挙動を評価して、局所的な変形が生じにくい最適なスペーサーの位置および圧下力等を選定して、詳細仕様を確定し、許認可に必要なデータを整備する。

（ii）ボウイング解析・評価

ボウイングは炉内で燃料棒に曲げモーメントが加わり、これがクリープにより永久変形されたものである。曲げモーメントの発生原因としては、下記のものが主である。

①被覆管の不均一温度分布
②PCI に基づく不均一応力
③グリッドの拘束力に基づく圧縮応力と初期の湾曲
④被覆管の偏肉および偏心

現行軽水炉では、初期の湾曲とスペーサースプリングの拘束力の相乗効果が変形の主要因と考えている。燃料集合体の構造（初期湾曲、スペーサー拘束力)、冷却材流動条件、温度分布および高速中性子束分布等の諸条件を勘案して、照射クリープを有限要素法解析コードに組み込み、燃焼度 100GWd/t における燃料集合体および燃料棒の形状変化を評価する。併せて、小型模擬燃料集合体を用いた高温水ループ中照射試験で得られる形状変化情報により検証および評価コード改良を行い、許認可に必要なデータを整備する。

（iii）クリープ疲労試験

集合体の燃料被覆管は寿命期間中に、炉の起動停止や負荷変動による応力サイクルがかかり、熱応力、内圧差、接触圧が変化し、これらの繰り返し応力によって疲労が蓄積される。燃料棒のヘリウム加圧は、外圧の一部を相殺するが、ペレット膨張やペレットのスエリングにより、運転時には被覆管は照射クリープ変形を生じる。燃料棒の MOX 部とブランケット部の境界では燃焼が進むにつれ、ペレットのスエリングや熱膨張の差により外径の差が大きくなるので、軸方向に段差が生じる可能性がある。この段差に対し、ペレットスタックに密着している被覆管においては、クリープ

によって段差を跨ぐ軸方向歪みが局所的に大きくなる。そのために、燃料被覆管の疲労解析に用いられている線形累積損傷則や、Langer-O'Donnell による設計疲労曲線と同等の疲労データを取得する。水冷却炉の燃料棒のように軸方向での燃焼度や燃焼温度が大きく異なる事例に関する評価データはなく、運転条件を仮定したクリープ疲労試験を実施して評価する。

（ⅳ）耐磨耗性評価試験

被覆管とスペーサーの間にはフレッティング腐食を起こす可能性がある。当該腐食は、スペーサースプリングの拘束力および変動幅による運動量に依存する。スペーサーの拘束力は、その材料自体のクリープによる緩和現象により照射が進むにつれ低下するが、クリープ速度は発生応力に依存するので、ある程度の応力以下になるとクリープがほぼ停止して変形量が飽和する。このような拘束力の飽和は、現行軽水炉で照射された集合体からの燃料棒引き抜き力（スペーサーと燃料棒の摩擦力）の測定結果により確認されている。一般に、照射 1 サイクルで半減し、2 サイクル以降は殆ど変化しない。それらの観点から、改良 SUS 製燃料被覆管と Ni 基合金製スペーサーおよびチャンネルボックス等の相互間の接触摩耗抵抗を評価して、燃料集合体の寿命末期においてもフレッティング腐食が安全上問題ないことを確認する。なお、冷却材の流れによる燃料棒の流力振動については、実物大の模擬燃料集合体を用いた評価試験を行い、燃料棒の振幅が現行軽水炉のそれの同等以下であることを確認する。

（ⅴ）集合体流動試験

燃料集合体内の冷却材の流れは、沸騰による乱れを生じており、それによる複雑な流れにより燃料棒に振動が誘起される。また、スペーサーとの接点での摩耗も考慮すべき項目である。単相流でも、グリッド支持構造の形状や実験装置の形状により共通性の高い結果を得ることが困難であり、ボイド率の高い二相流の BWR では流力実験により設計式を導出して、この問題に対処している。GE 社で行われた流力振動振幅の直接実験の結果から導出した設計式を用いると、流力振動の振動数、最大振幅が評価できる。そのために、設計で絞り込んだ模擬集合体の流動試験を実施して、揚力、ポンプ起動／停止の影響、圧力損失、振動および振巾、スプリング力の影響を調査する。また、実炉の流速を模擬した流動試験と実炉を模擬した高温高圧のループ試験を実施して、振動および振巾、タイプレートやスペーサースプリング、燃料棒の摩耗損傷および各種材料の耐食性等を調べて、健全性を評価する。模擬燃料棒、タイプレートおよびグリッドスペーサーの形状、スプリングの形状と強度等について組み合わせた模擬集合体

を用いた流動試験を実施する。得られた結果をもとに現行軽水炉と同様な安全評価を実施する。

さらに、複数の燃料集合体で模擬した小型炉心に制御棒を挿入した場合の流動試験を実施する。流動試験は実炉の流速を模擬して行う。流動解析手法を用いた設計および流動試験で形状や取り付け条件を絞り込み、１種類の模擬集合体について高温高圧ループ流動試験を実施する。

（vi）集合体落下試験

現行軽水炉では、燃料集合体取り扱い中および輸送中に発生する荷重または加速度（軸方向と横方向）を考慮して強度評価を実施している。すなわち、各部材について、これらの荷重を考慮した強度試験を実施して健全性を確認している。なお、PWR の強度評価結果の例では、ウラン燃料に比べ発熱量が大きい MOX 燃料集合体では、使用温度を考慮した評価が不可欠となる。当該観点から、燃料集合体の各構成部材について、温度を考慮した基準値を取得するとともに詳細な応力解析を実施して、健全性を確認する。

また、燃料集合体を取扱装置の故障、破損等により、操作上の最高位置から落下するものとして、落下時の最大破損本数を推定する。さらに、破損状態を評価して、放射性物質放出量の解析に反映させる。

（vii）制御棒挿入試験

当該炉では、現行 BWR と比較してＹ字型の制御棒および狭いチャンネルボックス間隔であることから、燃料集合体の上部支持構造を含め制御棒引き上げ部の構造が現行 BWR と大きく異なっている。そのために、プロトタイプの燃料集合体を用いて、運転時の変形、照射クリープによるチャンネルボックスの膨れ等、チャンネルボックス間隔を考慮して、制御棒の挿入試験を実施する。これにより制御棒－チャンネルボックス間の摩擦係数を含む挿入抵抗を求め、スクラム等の緊急炉停止に対して十分な裕度のあることを確認する。

（５）Pu 富化度

本炉心の設計においては、Pu 富化度が比較的高い設計となっており、MOX 燃料部での核分裂性 Pu の富化度を平均で 18wt%としている。集合体内では局所出力分布を抑制するために富化度分布をつけているが、本炉心の高除染炉心設計での最大の核分裂性 Pu の富化度は 19wt%程度である。したがって、Pu 中の核分裂性割合が 58.1%の高除染燃料組成においては、MOX 燃料の Pu 富化度は 33wt%程度となる。一方、再処理における MOX ペレットの溶解性の観点から、富化度 36wt%までの完全溶解性は期待できるものの、

32wt%以上の富化度では、溶解性が低下して行くとの検討結果があり、溶解時間が増加する懸念も生じる。

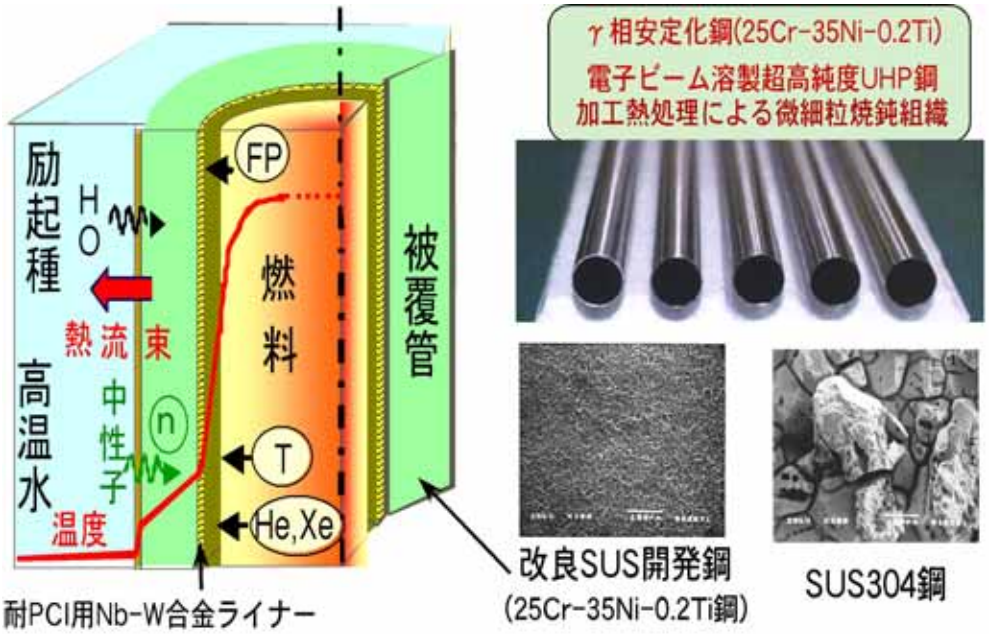
一方、低除染再処理条件下でMAの混入によって核分裂性Pu割合が低下した燃料組成においては、所定の核分裂性Puの富化度を得るためには、Pu富化度を高除染炉心設計の場合より増加させなければならなくなる。5.1.1.3(2)に示したケースにおいては、プルサーマルMOX使用済み燃料をベースとしてMAの混入を想定した場合が最大のPu富化度を与え、その値は、Pu中の核分裂性Pu割合が41.4wt%まで低下したことにより、39%であった。したがって、この富化度に対する再処理時の溶解性に対しては、その技術的難易度に関して今後の検討による確認が必要である。また、5.1.3.1に示した様に、低除染湿式再処理条件下での多重リサイクルを想定した場合には、Pu中の核分裂性Pu割合が56.2wt%であることにより、最大Pu富化度は33.5%であり、大きな技術的な問題は生じない程度であると考えられる。

（６）水冷却炉心の炉物理特性

水冷却炉心の炉物理特性を詳細に検討するため、原研の高速炉臨界実験装置（FCA）を用いて、MOX燃料体系で水冷却増殖炉の炉心中性子スペクトルを摸擬した体系での臨界実験を実施し、臨界性、増殖性、反応度係数など主要核特性に関する実験データを取得している。2004年度までに、ボイド率を系統的に変えた体系での実験を継続実施する計画であり、2003年度は、基準炉心体系での実験に加え、ボイド率を減じた体系での実験を開始して実験データを取得中であり、2004年度は、ボイド率を増加させた体系での実験を実施する予定である。実験の実施に引き続き、基準炉心体系の実験解析を進めるとともに、上記臨界実験の実機適用性評価を行うために感度解析コードを整備し、炉心模擬性指標の理論的検討を進めた。

参考文献

1) K.kiuchi, I.Ioka, M.Takizawa and S.Wada: “Development of Advanced Cladding Material for Burnup Extension”, IAEA-TECDOC-1299, 112-125(2002).
2) K.Kiuchi, H.Ogawa, I.Ioka, Y.Kuroda and T.Anegawa: " Development of new cladding materials applied for advanced LWR aiming at ultra-high burn-up and fast neutron spectrum", International Congress on Advanced Nuclear Power Plants, June 9-13, Florida, paper1065(2002).
3) I.Ioka, K.Kiuchi, Y.Kuroda and T.Anegawa: "Evaluation of new Fe-Cr-Ni alloy for ultra high burnup fuel cladding tube", International Congress on Advanced Nuclear Power Plants, June 9-13, Florida, paper1066(2002).
4) 木内，井岡，他：“高性能燃料被覆管材質の研究”, JAERI-Research 2002-008(2002).



開発鋼の試作被覆管の概観と高酸化電位腐食試験後の表面性状の違い
成型加工能や製品性状はZr系合金と同等以上。開発材では過不態腐食でも無粒界型

図 5.2.2.1.1　改良 SUS 製被覆管の構成図及び試作管の表面性状と金属組織の違い

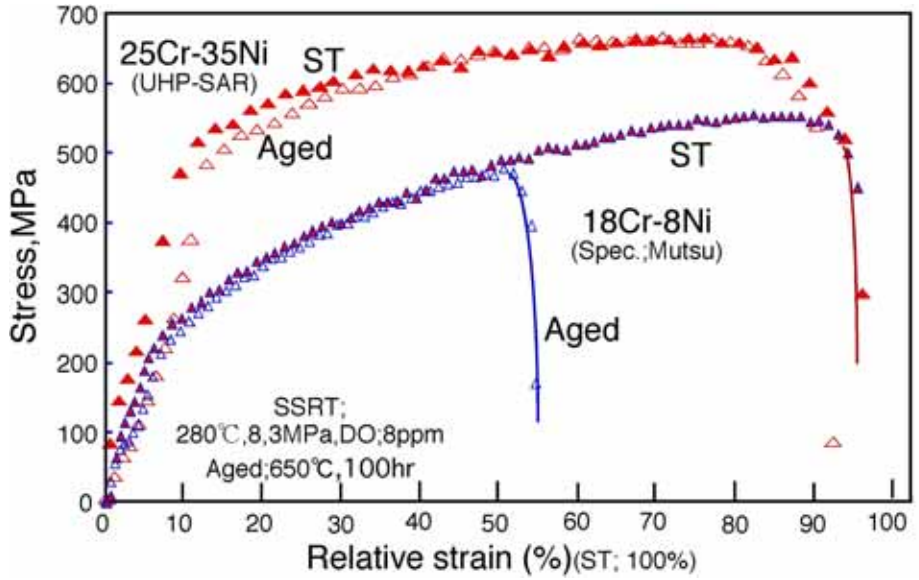
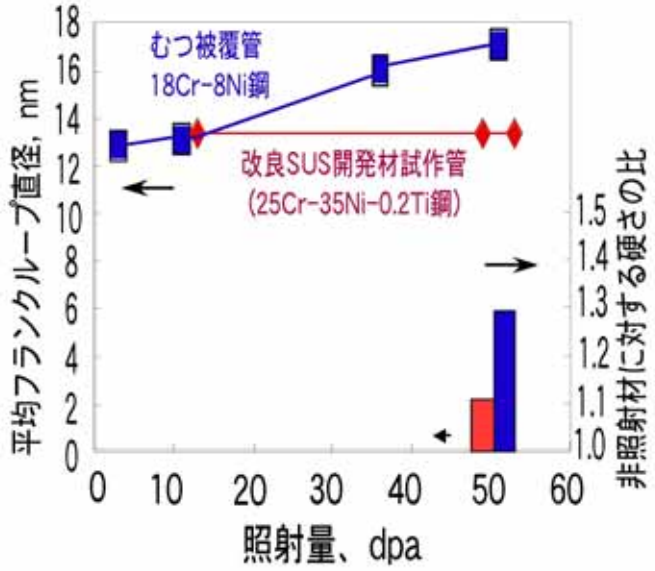
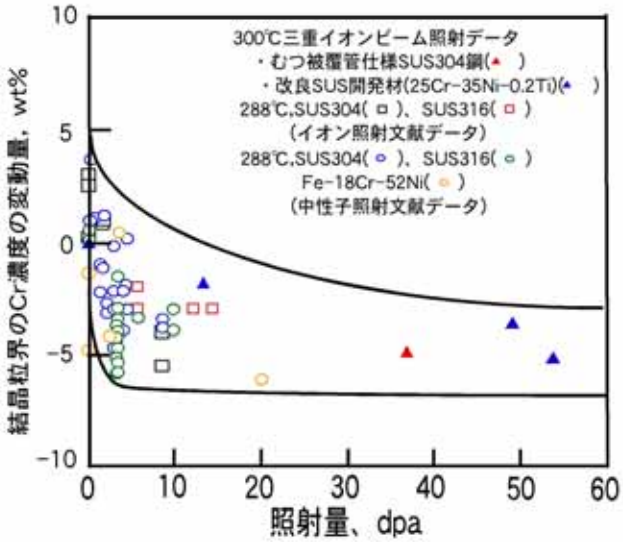


図 5.2.2.1.2　改良 SUS 及び SUS304 の熱鋭敏化材と ST 材の酸素飽和高温水中での SSRT 試験結果



被覆管材の二次照射欠陥の成長挙動の照射量依存性；オーステナイト相安定性を高めた開発材の試作管では平均フランクループ径が照射量に略一定で二次欠陥成長を抑制。それに対応して照射硬化の程度も小。

図 5.2.2.1.3　トリプルイオン照射材の２次照射欠陥成長の照射量依存性と照射硬化度



照射誘起偏析に伴う結晶粒界のCr濃度低下量の照射量依存性；Cr濃度の低下傾向はオーステナイトステンレス鋼の種類や照射量に依存せず、母相中Cr濃度に対して10%以内の低下量で飽和。25%Crを含む開発材では、重照射後も粒界腐食抑制に十分な結晶粒界Cr濃度を保持可能。

図 5.2.2.1.4　改良 SUS を含むステンレス鋼の結晶粒界での Cr 濃度変動量の照射量依存性

5.2.2.2　プラントシステム

（１）水冷却炉

まず、自然循環方式の水冷却炉の成立性について述べる。水冷却炉では炉心を高ボイド率状態にするため低い質量流速で運転される。そのため、炉心圧損は 40kPa 程度であり現行 BWR 炉心に比べて極めて低い炉心圧損になっている。また、ボイド率が高いため、自然循環駆動力も稼ぎやすい、という利点もある。よって、既存技術による自然循環は可能であると考える。ただし、大きな口径を有するチムニー部でのボイド率評価や起動時を含む状態における自然循環特性の解析の必要性はある。

原子炉水位制御については、水位がチムニー上端よりも上にくるような運転を想定しているため、ダウンカマ上下部間の差圧（単相部の差圧）計測によりダウンカマ水位を測定して水位制御を行うことが可能である。制御方式は、現行 BWR で採用されている三要素制御（水位、主蒸気流量、給水流量の測定値を用いた制御）採用する。

ちなみに、本炉の炉心出口の蒸気重量割合（クオリティ）は 50%程度（現行 BWR では 14%）と高いため、セパレータ・ドライヤの気水分離性の点で優れている。また、同出力の現行 BWR に比べて炉心流量が 1/4 程度であり、それに伴い流速が低くなるのでキャリーオーバーは抑制される。

負荷追従運転を行う際には、自然循環特性から決まる“炉出力－流量”曲線状で運転を行うことになる。そのため、部分負荷運転においては、ボイド率が低下して中性子スペクトルが軟化する。部分負荷運転において安全上の問題が生じることはないが、実際の運用においては増殖性等の炉心性能との関連で部分負荷運転を行うか否かが決められることになる。

以上のように、水冷却炉のプラントシステムは大きな変更なしに LWR のそれを適用できると考える。

5.2.2.3　構造健全性

水冷却炉では、実証済の軽水炉プラント技術が活用でき、5.2.2.1 の炉心設計の項で言及した燃料、燃料集合体や制御棒等の水冷却炉特有の部分以外では構造健全性の検討を要する点はない。

5.2.2.4　安全評価

ここでは、これまで実施した水冷却炉の安全評価に関連した検討のうち、CDA 時の安全評価に関する検討結果をまとめ、運転時の異常過渡や設計基準事故に対する評価については、5.2.2.1 の炉心設計に関するところにまとめた。CDA の検討に際しては、再臨界性の検討が現行軽水炉の CDA 挙動と比較し、もっとも重要である。これまで水冷却炉の再臨界の可能性に関して、SIMMER コードを用いた検討を行い、

①シビアアクシデント時に被覆管が溶融落下する際、炉心において再臨界が生じる可能性がある。
②その際、炉心には水が存在しないため構造体の健全性に影響するような機械エネルギーは発生しない。
点を示した[1)]。この解析では、多くの簡易的なモデルが使用されており、さらに検討する余地はあるものの、水冷却炉の再臨界に関するはじめての重要な検討といえる。以下の検討では、再臨界問題の全体的把握を早期に行なうため、炉心での再臨界性のより詳細な検討は将来実施することにし、下記３項目の検討を行なう。

a．事故時冷却材分布
b．炉心溶融挙動
c．下部プレナムでの再臨界挙動に関する熱的および核的検討

上記 a．では、炉心での再臨界では顕著な機械エネルギーが発生しないという上記の結果の確認を行なう。b.では、炉心および下部プレナムでの再臨界挙動の検討に関して重要な被覆管溶融落下挙動の把握を行なう。c.では、b.の結果と従来の知見を用いたデブリベッド生成挙動の検討と核計算コードを用いた下部プレナムでの再臨界性の検討を行なう。

（１）事故時の炉心内冷却材分布
（ｉ）検討方法

RELAP5 コード[2)]を用いて、炉心が溶融する直前までの挙動を解析し、典型的なシナリオにおける冷却材分布を検討する。本コードは、現行軽水炉の事故時熱水力挙動解析のために米国原子力規制委員会 NRC によって開発されたコードであり、世界中で広く性能評価がなされ現行軽水炉の熱水力挙動の予測や安全系の性能評価に関しては十分な性能を有すると認識されている。本炉には稠密炉心やチムニーの採用といった現行軽水炉に無い特徴があるが、これらについては多くの機関において稠密炉心に関する実験やチムニーに関する検討がなされている。これらの検討結果から、安全性の確証や精度の高い定量的把握を行なうためにはさらなる検討が必要であるものの、基本的挙動の把握には本コードは適用可能と考えられる。

解析では図 5.2.2.4.1 に示すように本炉をモデル化した。チムニーに関しては、いくつか設計案があるがここでは分割型とし、炉心とともに３チャンネルに分割している。それぞれの炉心チャンネルのピーキングファクターは 1.37, 1, 0.35 である。事故条件としては、炉心溶融が低圧で生じる代表的シナリオとして主蒸気管破断と、高圧で生じる代表的シナリオとして減圧系の作動が失敗する過渡事象を検討した。両シナリオとも安全注入系は不作動とする。

（ii）高圧シナリオ検討結果

この解析では、時刻ゼロに異常が発生し、ただちに給水停止、主蒸気隔離、スクラムが生じることを仮定している。燃料棒被覆管温度の計算には、コードに内蔵されているジルコニウム－水反応モデルを使用する。輻射伝熱モデルはコードには内蔵されているが、ここでは簡単のため使用しない。

計算された圧力は、異常発生直後に 8 MPa にまで上昇し安全弁が作動し、以後、一定に保たれた。安全弁から流出する蒸気により炉容器内の水位は時間とともに低下し、11,300 秒には上部ブランケット上端にまで低下した（図 5.2.2.4.2 参照）。以後、水位の低下とともにドライアウト領域は増大し、12,500 秒には上部炉心が、14,100 秒には中間ブランケットが、15,100 秒には下部炉心において温度上昇が開始した（図 5.2.2.4.3 参照）。

上部炉心が 2,100K にまで上昇した時点では、下部ブランケット領域にわずかに水が残っていたが、下記理由により、さらに温度上昇が進み燃料棒が破損するころには、ほぼこの水も蒸発すると考えられる。その理由のひとつは、本解析では輻射冷却は考慮されていないため、1,500K 程度から燃料棒温度は急激に上昇しているが、後述する MELCOR 計算では、輻射冷却や被覆管の一部溶融による除熱効果により、被覆管温度が 2,000K を超えてから燃料棒が崩壊するまでに少なくともさらに 1,000 秒以上要したことである。計算された水位の減少速度から、さらに 1,000 秒の時間が経過すれば下部ブランケット領域の残存水は完全に蒸発すると考えられる。また、燃料棒が溶融する前に制御棒およびその被覆管が溶融落下することも後述する計算や従来のシビアアクシデント研究で示されている。制御棒が溶融落下すれば当然、下部ブランケット領域にある水を蒸発させることになる。これらから、本シナリオのように崩壊熱による沸騰だけで原子炉水位が減少する場合でも、被覆管が溶融落下する時点では、炉心内に冷却水はほとんど存在しないと考えられる。

（iii）低圧シナリオ検討結果

主蒸気管大破断では、破断口からのエネルギー放出により原子炉は急激に減圧される。一般に現行 BWR では信頼性の高い自動減圧系(ADS)を使用することから、事故や異常時に原子炉が高圧状態に保たれることは少なく、シビアアクシデントは確率的には大部分低圧で生じる。高圧シナリオと比較し減圧沸騰による水位低下効果があることから、本シナリオでは計算するまでも無く高圧シナリオの場合より水位が低下すると考えられる。

圧力挙動、ダウンカマー水位、炉心ボイド率、各チャンネルの炉心温度を図 5.2.2.4.4～9 に示す。炉心水量は、伝熱と減圧沸騰により振動的に減少し、全チャンネルがほぼ同じ時刻（約 1,300 秒）で空になり、その後被

覆管温度が上昇することが示された。すなわち、減圧沸騰の効果が期待できる低圧シナリオでは、炉心で被覆管が溶融落下を開始するはるか以前に、炉内に水は残っていない。下部プレナムの水量は、溶融燃料が下部プレナムに落下する挙動を検討する際に重要であるが、図 5.2.2.4.5 に示されるように炉心下端より約 50cm 下のところに保たれており、ほぼ満水状態である。

（iv）まとめ

燃料棒被覆管が溶融落下する時に、仮に再臨界を生じたとしても炉内に水が存在しないため、圧力容器の健全性に影響するような機械エネルギーは生じ得ないという SIMMER コードを用いたの検討結果を、高圧および低圧の代表的な事故シナリオにおいて、軽水炉の熱水力解析で実績のある RELAP5 コードを用いて確認した。

（２）MELCOR コードを用いた炉心損傷挙動解析

（ｉ）MELCOR コード [3)]

本検討では、シビアアクシデント挙動解析コード MELCOR を用いる。このコードは NRC で開発された軽水炉シビアアクシデント解析用コードで、世界中で広く使用されている。シビアアクシデント解析コードの中では、本コードは簡易解析コードとして位置付けられており、計算所要時間が比較的少ないという特徴がある。一般にシビアアクシデント時の挙動は、熱水力だけではなく、構造強度、化学など様々な分野の複合した複雑な現象を扱うことから、解析結果の不確定性は大きい。したがって、コードの限界を知り、それを十分考慮した上で検討を行なうことが重要である。

本コードは二相流解析や炉心溶融挙動解析等の種々の機能を有するパッケージが複合されたコードである。二相流解析パッケージ（CVH パッケージ）では各計算体積（ボリューム）の気液二相の質量、ボイド率、水位、エネルギーが計算される。ボイド率や水位の計算にはドリフト速度や気液界面摩擦等のモデルが必要であるが、本コードでは水面下の気相速度を一定値とする簡易モデルが使用されている。炉心が溶融する時点では、通常、流れはほぼ停滞しているため、このような簡易モデルでも大きな問題はない。燃料温度に適切な初期値を設定できないという問題はあるが、一般に、スクラム直後の十数秒間に十分な冷却がある場合は、燃料温度は流体温度付近にまで低下するため、本解析のような長時間の解析を行なう場合には、初期温度は重要でない。

炉心溶融挙動の解析パッケージ（COR パッケージ）では、炉心および下部プレナム領域について、流体解析ボリュームをさらに分割することが可能である。それぞれのボリュームでは、燃料、被覆管、集合体壁、制御棒、

支持板等の構造材を構成する物質（UO_2およびジルコニウム、ステンレス、B_4Cとそれらの酸化物）と、これらが崩壊することにより生じる粒子状デブリについて、質量、エネルギー、位置等を、各ボリュームごとの集中定数として計算することができる。ジルコニウム－水反応やB_4C－ステンレス鋼間の共晶反応等の主要な化学反応は考慮されている。混合物の物性値は混合物の各成分の物性値を原子数で重みをとり平均することにより求められる。デブリとして取り扱えるのは基本的にボリューム内で一種類だけであるため、例えば、固化したデブリが再溶融により酸化物と金属に分離するような挙動は解析できない。

健全な燃料棒は被覆管温度がある設定値を超えると、その位置より上の燃料が崩壊しデブリになるというモデルを使用している。本解析では設定値は標準値の 2,500K を用いている。この値は、照射燃料を用いた実験の結果に基づくもので、新燃料の場合はこれより高い温度になると考えられている[4)]。チャンネルボックス等は、金属の厚みがある設定値以下になるとデブリになるとしている。本解析では、この設定値として標準の値の 0.1mm を使用する。

生成されたデブリは、炉心および下部プレナムでは、その位置の下側のボリュームに十分な空間があれば下方に移動する。水平方向にもデブリ蓄積領域の高さを同一にするように、設定された時定数に基づき移動する。デブリ温度が融点より低下する場合はその位置で再度固化する。デブリが下部支持板の上にある場合は、支持板が健全である限りそこに存在し、延性破壊、クリープ破壊等により健全性が喪失すると下部プレナムに落下する。

本コードでは、MOX 燃料の物性値が用意されていない。一般に MOX の物性値は、UO_2と PuO_2の物性値を原子数の比で内挿する[4)]。例えば、融点はUO_2で 3,120K で、PuO_2のモル分率 20%の MOX 燃料では 3,041K である等、両者の物性値は大きく異なるものではない。そこで、本解析では、MOX をUO_2の物性値を用いて取り扱うことにする。

（ii）解析方法・条件

二相流挙動解析用のボリューム分割を図 5.2.2.4.10 に示す。炉心は径方向に 6 分割しバイパスは 1 流路で代表させている。本解析では、もっとも内側のチャンネルをリング 1 と呼び、もっとも外側をリング 6 と呼ぶ。各リングと模擬する集合体の関係を図 5.2.2.4.11 に示す。チムニーは分割型で、各炉心に対応し 6 チャンネルで模擬している。炉心溶融挙動の計算には、流体解析と基本的に同じボリューム分割を用いるが、下部プレナム領域は水平方向により詳細に分割している。

解析条件は前節の RELAP5 計算と同様に主蒸気配管の破断を模擬した。

安全系は不作動で、破断と同時に、スクラム、給水停止、主蒸気ライン隔離弁閉鎖が生じることを仮定した。

本コードは、溶融炉心の下部プレナムへの移行、格納容器への移行、さらには、環境への放射能放出挙動の解析機能を有するコードであるが、本解析では、炉心が崩壊し、炉心下部支持板に蓄積するところまでの検討を主に行なう。

（iii）解析結果

図 5.2.2.4.12 に、炉心のリング１領域のブランケットおよび炉心の燃料平均温度挙動を示す。炉心冷却水は約 300 秒で無くなりこれに対応し、炉心温度が上昇を開始した。被覆管温度は、崩壊熱レベルでは熱流束があまり大きくないことから燃料棒温度とほぼ同様である。ジルコニウム－水反応は、被覆管温度が 1,000K を超えるころに開始し、特に 1,300K を超えるころから急激に増大し、被覆管温度の上昇速度に影響した。上部炉心では約 1,500 秒に温度上昇速度が低下しているが、下部炉心においては同様な挙動は見られず、2,200K 付近まで連続的に増大している。これは、下部炉心においては、ジルコニウム－水反応がある程度継続するのに対し、上部炉心では 1,500 秒付近で水蒸気がほとんど存在しなくなるためである。

ブランケット温度を見ると、1,300 秒以降、中間ブランケット温度が、上部ブランケットより高くなるのは、前者が上下炉心からの輻射により加熱されることによる。又、2,000 秒頃まで上部および中間ブランケット温度が下部ブランケットより高いのは高温気体によりブランケットが加熱されるためである。

1,800 秒ごろから燃料棒被覆管は溶融を開始し、溶融ジルコニウムが燃料棒にそって落下するキャンドリングと呼ばれる現象が計算されている。同様に約 2,000 秒ごろから制御棒被覆管で溶融が開始し、2,200 秒頃には下部炉心下端高さより上の制御棒が崩壊する。約 2,700 秒には、下部炉心高さより上のチャンネルボックスが崩壊しデブリとなっている。

下部炉心では温度が 2,300K を超えるあたりから上昇速度が低下している。3,250 秒に下部炉心の被覆管温度が設定値 2,500K に到達し、燃料棒は崩壊した。温度がゼロになっているのは健全な燃料が崩壊しデブリに変わったことを意味している。デブリは、下部炉心支持板からの中間ブランケット高さにまで蓄積した。

図 5.2.2.4.13～17 に、炉心領域リング２から６までの炉心温度挙動を示す。リング１で下部炉心下端高さより上部の燃料棒が 3,250 秒に崩壊した後、3,350 秒にリング２、3,700 秒にリング３が崩壊した。4,000 秒までの時間範囲では、リング４より外側の燃料は崩壊していない。制御棒に関しては、Ring1 で燃料棒が崩壊する 3,250 秒以前に Ring1 から Ring5 までが

崩壊した。

（iv）炉心での再臨界に関する考察

前述のように SIMMER コードを用いた解析では被覆が溶融落下する際に再臨界が生じることが示された。本解析との計算条件の違いとして、SIMMER コードを用いた計算では 100 万キロワット級の大型炉心を対象としていること、および、径方向に４分割しているものの中央部領域の直径が約４ｍと大きいことが上げられる[1)]。このため、被覆管の溶融落下はこの領域で同時に生じることになり、比較的に大きな反応度が同時に印加されることになる。本検討では、Ring1 と Ring2 の燃料棒の崩壊時刻には約 100 秒程度の差があるが、これは、それぞれの領域の発熱量が約 3%異なることによっている。すなわち、実際の現象では出力の違いに対応し、中心部から外周部に燃料棒の崩壊挙動は時間的に順次生じることを解析結果は示している。この 100 秒という時間差は、過渡変化全体の時間スケールから見れば非常に短いが、核的な影響を検討する上では大きな差である。

径方向の燃料崩壊の時間差を考慮した再臨界性の検討で重要な因子は、被覆管が溶融落下した後の燃料ペレットの状態である。溶融被覆の落下とともに燃料が崩壊するなら燃料と被覆材は混合したままなので、この解析で示されたよう状況では、再臨界は生じにくくなる。不確定要素はあるが、少なくともジルコニウム被覆管に関しては、二酸化ジルコニウムの融点と MOX 燃料の融点がどちらも 3,000K 程度であり燃料と被覆材の分離が生じ難いことから、本解析結果は炉心では再臨界は生じ難いことを示唆していると言える。一方、被覆管にステンレスを用いる場合には、MOX との融点の違いが大きいことから、径方向の燃料崩壊の時間差の影響は、再臨界性に大きく影響はしない可能性がある。いずれにしろ、今後、これらのことを考慮し、炉心での再臨界性を検討する。

（ｖ）従来の研究と本解析結果から推測される下部プレナムへのデブリ移行挙動

炉心から下部プレナムへのデブリの移行挙動については、従来２通りのパスが考えられている。TMI 事故では炉心中央部より上の領域に、溶融燃料プールが生成したことが知られている。溶融プール領域は時間とともに径方向と下向き方向に拡大するが、先に炉心バレルに接触し、溶融貫通口からダウンカマを通り下部プレナムにいたるというパスを通り溶融燃料は排出されたと推定されている。このパスの場合、一旦プールに大量に蓄積された溶融燃料が排出されることから、その流量は比較的に大きいと考えられている。一方、BWR では燃料集合体周囲にバイパス領域があり、

かつ、制御棒が溶融落下しやすいことから、溶融燃料はチャンネルボックスを溶かした後、バンドル間のバイパス領域を落下し、炉心支持板に蓄積し、支持板を破壊し下部プレナムに落下するというパスが生じ易いことが言われている。このようなプロセスでは、出力密度の高い中央部から径方向に順に溶融燃料の落下が生じることになるので、比較的に緩やかに溶融燃料が排出される。ただし、現行 BWR でも、初めは、シュラウドを貫通し溶融燃料の一部が落下した後、炉心下部支持版からの落下が始まるという考え方が多いようである [5]。

さて、本炉心の場合、扁平であることから、出力最大の下部炉心部と炉心支持板の距離は短く、下部炉心が溶融する場合、溶融燃料は支持板から極めて近い位置に存在することになる。MELCOR を用いた本解析においても、炉心中央部が溶融した段階で、周辺部は健全であった。したがって、溶融燃料は、炉心支持板を貫通するパスを通り、下部プレナムに移行することが考えられる。又、現行軽水炉であまり考えられていないパスとして、下部ブランケット領域を溶融し、燃料集合体の真下、すなわち、燃料棒案内管領域に落下するようなパスもあると考えられる。

下部プレナムでの再臨界性を考える時、急激な燃料の排出により短時間であっても落下地点に局所的に蓄積し山状になることは好ましくないので、シュラウド貫通による急激な溶融燃料の放出が無いことを示すことは重要であり、今後、より詳細な検討を行なう。

（vi）まとめ

a. MELCOR の計算結果は、炉心が半径方向に中心から周辺部への順に崩壊していくことを示した。燃料棒崩壊時刻は熱出力に依存し、3% の出力差により約 100 秒程度の時間差が生じている。この結果は、炉心での再臨界の検討には、半径方向炉心分割を十分細かくとり、被覆管落下による反応度印加の同時性を検討することが重要であることを示している。燃料棒の崩壊分布と被覆管が溶融した後の燃料ペレットの状態を考慮した検討を実施することが重要である。

b. MELCOR による解析結果より、溶融炉心の下部プレナムへの移行に関して、TMI 事故で見られたような炉心上部に大きな溶融プールが形成され、それがシュラウドを貫通し、ダウンカマ領域を落下するという挙動は、本炉のような扁平炉心では、生じ難いことが示された。炉心溶融物は炉心支持板もしくは、集合体底部を貫通し、下部プレナムにジェット状に落下することが示唆された。このような溶融燃料の移行は、シュラウドを貫通する場合と比べて比較的に緩やかであり、下部プレナムにデブリが局所的に蓄積する可能性が少ない移行形態

と考えられる。

（３）下部プレナムでの臨界性の検討

（ｉ）下部プレナムでのデブリベッド生成挙動に関する従来の研究と再臨界性の検討

従来より蒸気爆発の影響評価や溶融燃料の炉容器内保持可能性に関して、デブリが下部プレナムに落下し蓄積する挙動の研究が多くなされている[例えば 6)]。一般にデブリジェットの温度は、水の最小膜沸騰維持温度よりはるかに高いため、デブリジェットが水中に流入すると、ジェットの周囲にはただちに蒸気膜が生成され、膜沸騰状態になると考えられている。蒸気膜では毎秒数 m オーダーの速度で蒸気が流れ、このため、ジェット表面が波立ち小径の粒子状のデブリが生成する。従来の実験では 2 mmから 4 mm 口径の粒子が観測されている[6)]。生成された粒子は温度が高い間は蒸気で覆われているものの数百 K 程度にまで低下すると水と接触し、ほぼ水温にまで冷却される。MELCOR の解析結果によると、デブリのジェット状の落下は炉心中央部から開始し半径方向に時間の進展とともに広がっていく。溶融粒子が小径であること、ジェット周囲の蒸気流速が早いこと、下部プレナムには当初５メートル程度の水深があること、デブリジェットの流入は一箇所で起こらず複数の場所で起こること等の理由から、デブリは下部ヘッドに蓄積する前に攪拌され、比較的一様に下部ヘッドに蓄積すると考えられる。蒸発による下部プレナム水位の低下とともに、デブリジェットの冷却は十分でなくなるため、一部の溶融デブリは直接下部プレナム底部付近まで達するようになるが、制御棒案内管に水が蓄積されている間は、内部の水の蒸発効果により、そのようなデブリを固化することが可能であると考えられている[6)]。デブリの落下が開始してから約１時間経過すると、制御棒案内管内の水も無くなり、制御棒駆動機構ハウジングおよび制御棒案内管も崩壊する。デブリ粒子の温度は増大し、蓄積したデブリの中央部で再度溶融が開始する。この再溶融の過程では、融点が低く密度の軽い金属類の層が酸化物デブリの上に生成されていく。やがて下部ヘッドは溶融し溶融物が格納容器下部ドライウェルに放出される。Suh 等の検討では、水が無くなってから下部ヘッドが局所的に溶融し貫通口が生成するまでの典型的な時間は約 1 時間である[6)]。一方、下部プレナムの貫通口がデブリにより加熱される場合は、より早い時間で破損するということも考えられる。

以上の挙動からデブリベッドでの再臨界性の検討では、デブリベッドが再溶融する前と再溶融後の挙動を分けて考えることが適切である。デブリジェットから生成されたデブリ粒子が蓄積していく段階では、溶融燃料や溶融した被覆管等が炉心で仮によく混合されていなくとも、前述のメカニズムで均一に蓄積していくことになり、再臨界が生じ難いことが推測される。この状

態での再臨界性は次節で検討する。

その後、デブリベッドが再溶融する過程においては、金属相と溶融酸化物相が時間とともに分離し再臨界が生じやすい方向に現象が推移していくことから、この段階の再臨界の検討が重要である。特に、溶融金属酸化物と溶融酸化物燃料は分離し難いことから、この段階での溶融金属の酸化量の把握が重要である。

（ii）MVP コードを用いたデブリベッドの再臨界性の検討

（a）解析方法

核計算コード MVP[7]を用いて、下部プレナムでの再臨界の可能性について検討した。MVP コードは原研において開発されたコードで、連続エネルギーモンテカルロ法を用いている。この手法は、エネルギー依存性や幾何形状の表現に近似がほとんどなく複雑な形状の体系も厳密に取り扱えるため、現在最も精度の高い核計算手法である。また、ベクトル計算機を用いて計算の高速化を図っていることも本コードの特徴である。本解析では核データライブラリーとして JENDL-3.2 を使用した。

（b）検討条件

本検討では、前述の下部プレナム内デブリベッド生成挙動のうち、再溶融以前の状態、すなわち、固化したデブリが下部プレナムに蓄積し、制御棒駆動機構ハウジング等の下部プレナム内構造物が健全である段階での再臨界性を検討した。溶融デブリの形状としては、下部ヘッド形状の底面に沿って高さ一様にデブリが蓄積したレンズ形状と、シュラウドと等しい径を有する円盤形状の２つの場合を検討した。図 5.2.2.4.18 に解析体系の垂直方向および水平方向の断面図を示す。この図では、レンズ形状の解析体系を示している。

溶融燃料の量は、炉心全体が溶融した場合に相当し、体積は、制御棒駆動機構ハウジングの影響を考慮している。さらに、粒状デブリが蓄積する場合の空孔率およびその中の水ボイド率は、従来の実験値を参考にパラメトリックに設定した[6]。デブリ構成物質は、上部炉心、下部炉心、中間ブランケット、下部ブランケットの燃料と ZrO_2 が均一に混合したものを検討した。この場合のフィッサイル富化度は、7.8%である。これは、下部炉心より上の部分が崩壊し炉心支持板の上に蓄積し、崩壊時に未溶融であったブランケットも溶融した後、支持板を貫通し、下部プレナムにジェット状に流入する場合に対応している。ここで制御棒構成物質の混合に関しては、溶融後、燃料棒案内管に落下する可能性が高いため考慮していない。

計算ケースを下記表に示す。ケース２は、デブリベッド中の空孔率および空孔内のボイド率の影響を見るもので、空孔率を 0.26 から 0.53 の範囲

で、又、ボイド率を 0 から 100%の範囲で変化させた。

解析条件

	Case 1	Case 2		
空孔率		0.26	0.4	0.53
円盤（高さ）	0.69m	-	-	-
レンズ* (蓄積高さ)	0.91m	1.06m	1.18m	1.34m
1.円盤：シュラウド径と同じ直径の円柱。 2.レンズ：下部が下部ヘッダーに沿い上面が水平な形状				

（ｃ）結果：

下記表に前述のケース１の場合の実効増倍率を示す。円盤､レンズ両形状において未臨界状態が保たれている。

条件ケース１における実効増倍率

体系	実効増倍率(k-eff)
円盤	0.9013±0.03%
レンズ	0.9061±0.04%

下記表に前述のケース２の場合の実効増倍率を示す。いずれの場合も未臨界が保たれている。全体にボイド率が小さいほど増倍率は大きく、空孔率が少ないほど増倍率は大きい（空孔率 0.53､ボイド率 0%は例外）が、ボイド率が小さくなると増倍率の空孔率依存性は小さくなるという傾向が見られた。

条件ケース２における実効増倍率

形状	空孔体積割合	ボイド率		
		0%	50%	100%
レンズ	0.26	0.9306 ±0.03%	0.9280 ±0.03%	0.8637 ±0.04%
	0.4	0.9287 ±0.03%	0.9112 ±0.03%	0.8330 ±0.05%
	0.53	0.9534 ±0.03%	0.9031 ±0.03%	0.7986 ±0.05%

これらの結果は、少なくとも、デブリベッドが再溶融する以前においては、下部プレナムで再臨界が生じにくいことを示している。

これらの検討に加えて、中性子吸収剤設置による対策可能性の検討を行なった。この検討では、デブリ成分として被覆管を含まない、上下炉心と中間および下部ブランケットの混合物を考え、形状は球とレンズ形状を想定した。球形状は前述の検討により技術的にありえない条件であるが、極めて厳しい条件でもなにがしかの対策は可能であることを示すために条件として設定した。中性子吸収材の設置方法は、制御棒駆動機構ハウジングに吸収材を巻く場合を検討した。計算では実効増倍率を 0.95 にするために必要な吸収剤厚みを求めた。

結果は下記のとおりであり非現実的な厚みになることなく未臨界を保つことが可能であることが示された。尚、この検討は原理的に未臨界に保つことが可能であることを示すものであり、その必要性や、このような場所での取り付け可能性、交換可能性等については今後検討する必要がある。

中性子吸収剤を CRD ハウジングに取り付ける場合に未臨界維持に必要な厚み

吸収材	球		レンズ状	
	厚み (mm)	実効増倍率	厚み (mm)	実効増倍率
B_4C(天然)*	14.0	0.9488 ±0.04%	6.0	0.9448 ±0.06%
B_4C(90%B-10)*	6.0	0.9462 ±0.04%	2.0	0.9418 ±0.06%
Hf	21.0	0.9468 ±0.05%	10.0	0.9463 ±0.06%

*：B_4C の場合は吸収材の外側にさらに厚さ 1.5mm のステンレススチール被覆有り

（d）まとめ

a. 従来のデブリベッド生成に関する研究から、下部プレナムでの再臨界性の検討では、デブリベッドが再溶融する以前の状態と再溶融後の状態を分けて検討することが重要である。

b. デブリベッドが再溶融する以前の状態では、デブリジェットが水に流入する際の粒子化により、燃料、ブランケット、被覆管等の物質が良く混合された状態になると考えられる。

c. デブリベッド再溶融以前の状態で、炉心デブリと被覆管デブリが混合する場合には、再臨界が生じないことを核計算コード MVP を用いて明確にした。

d. MVP コードを用いて現実的な形状の中性子吸収材を制御棒ハウジングに取り付けることにより下部プレナムでの再臨界を防止できるこ

とを確認した。

e. デブリベッドが再溶融する過程では金属相と酸化物（セラミック）相に分離すると考えられている。この挙動には、金属の酸化量や物質間の各種化学反応、炉容器の外部冷却状態、崩壊までの時間等が影響する。これらを考慮した再臨界性の検討が今後必要である。

（４）今後の課題

技術課題は現行軽水炉と比べた水冷却炉特有の現象である、１）再臨界（炉心、下部プレナム、格納容器）、２）ステンレス被覆管の溶融挙動、３）再臨界が生じることにより現行炉と異なる条件で生じる蒸気爆発等シビアアクシデント挙動、に関する課題に限定される。

より具体的な課題は下記のようにまとめられる。

①シビアアクシデント時の全体的な挙動解析手法の整備
②炉心での再臨界性
③ステンレス被覆燃料の崩壊挙動の把握
④デブリベッド生成挙動
⑤炉心での再臨界後の溶融燃料温度の評価および蒸気爆発の影響評価
⑥下部ヘッドでのデブリベッド再溶融および炉容器外部冷却による溶融燃料保持
⑦再臨界防止のための下部ヘッド中性子吸収材の検討
⑧確率論的安全解析のためのモデル

ここで①の「全体挙動の把握」は、全体挙動を把握し、確率論的評価やAM 策の検討に用いるためのものである。②の「炉心での再臨界性」は、シビアアクシデント解析コードを用いて半径方向に十分に細かく分割した炉心モデルの解析を行い被覆管の分離挙動を評価し、その結果を用いて核計算コードで炉心での再臨界性を検討するものである。③の「ステンレス被覆燃料の崩壊挙動の確認」は、これまで実験データはあまりないことから水蒸気雰囲気下で燃料を溶かし、特徴的な現象の把握を目的とする。④の「デブリベッドの生成挙動」は、溶融燃料とその他物質デブリの混合挙動を把握することを狙いとしている。同様な検討は蒸気爆発の前段階としての粗混合に関する研究として従来広く行なわれていることから、これらの研究成果も参照することができる。⑤は、現行軽水炉で想定される場合よりも蒸気爆発が過酷な状況で生じるかどうか、又、生じる場合の影響を検討するものである。⑥は、デブリベッド再溶融後の再臨界の可能性を考慮し溶融燃料の炉容器内保持を検討する。⑦では、特に、溶融した場合でも溶融燃料とよく混合する中性子吸収材とその設置方法の検討に関す

るもので、主に化学的な検討を行なう。⑧は、特に、再臨界性を考慮した格納容器イベントツリーの分岐確率、および、ソースターム解析手法の整備を狙うものである。

これらの検討には、軽水炉および高速炉用に開発された下記に列挙するコードをベースにする。

①シビアアクシデント解析コード
MELCOR, RELAP/SCDAP, SIMMER 等
②核計算コード
MVP（連続エネルギーモンテカルロ核計算コード）
③溶融燃料の核-熱流動結合挙動解析
SIMMER
④水中への溶融ジェット落下時の粗混合およびデブリベッド生成挙動、蒸気爆発による圧力波解析
JASMINE 等
⑤下部ヘッドでのデブリ冷却
CAMP 等
⑥確率論的リスク評価用各種モデル整備

実験データベースとしては、下記装置を用いた検討を計画している。
①NSRR
急激に反応度が投入される際の燃料挙動
ステンレス被覆燃料の溶融挙動
②ALPHA-FCI
溶融ジェット落下時粒状デブリ生成および蓄積挙動
③各種ホット取扱い施設
中性子吸収材とウランの混合挙動

参考文献

1) 三原隆嗣，他：“ＦＢＲシステム技術検討書－平成１２年度報告－”，JNC TY9400 2001-012，1442-1445(2001).
2) The RELAP5 Development Team: “RELAP5/MOD3 Code Manual”, NUREG/CR-5535(1995).
3) R. O. Gauntt et al.: “MELCOR Computer Code Manuals”, NUREG/CR-6119(2000).
4) C. M. Allison et al.: “SCDAP/RELAP5/MOD3.1 Code Manual, Volume IV: MATPRO – A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis”, NUREG/CR-6150(1993).
5) G. Bandini: “Status of Degraded Core Issues”, NEA/CSNI/R(2001), 5(2001).
6) K. Y. Suh and R. E. Henry: “Debris Interactions in Reactor Vessel Lower Plena during a Severe Accident II. Integral analysis”, Nucl. Eng. Des. 166, 165-178(1996).
7) 森貴正，他：“MVP/GMVP 連続エネルギー法および多群法に基づく汎用中性子/光子輸送計算モンテカルロコード”，JAERI-Data/Code 94-007(1994).

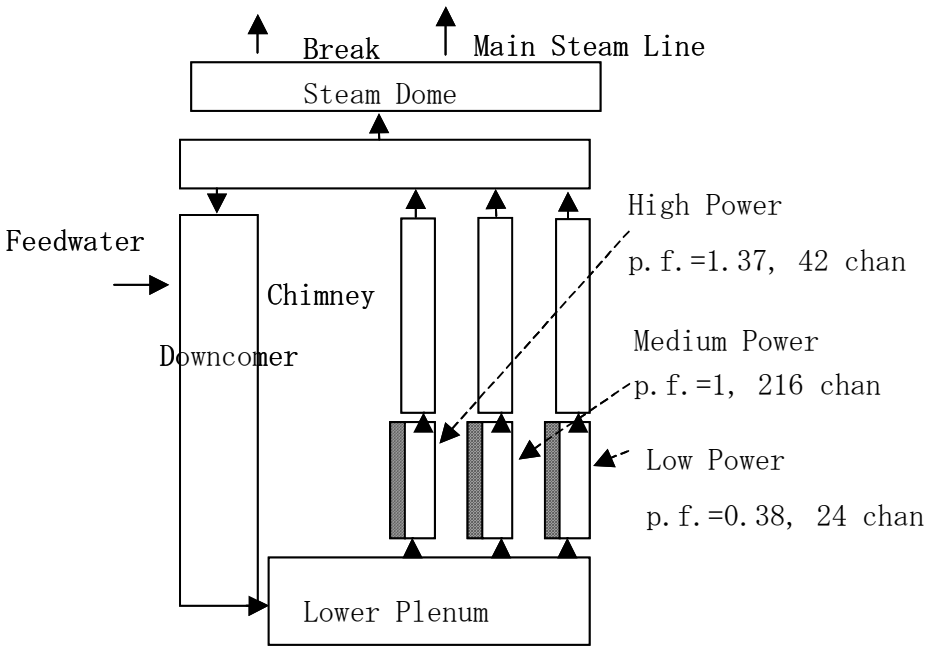


図 5.2.2.4.1　RELAP5 解析のためのボリューム分割図

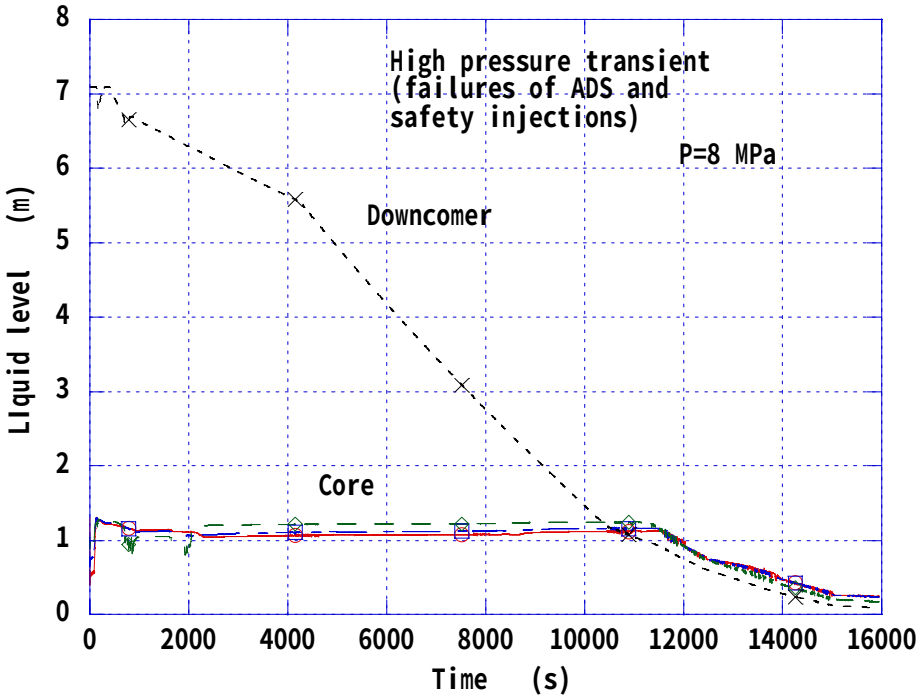


図 5.2.2.4.2　減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時のダウンカマおよび炉心水位（縦軸のゼロは下部ブランケット領域下端に相当する）

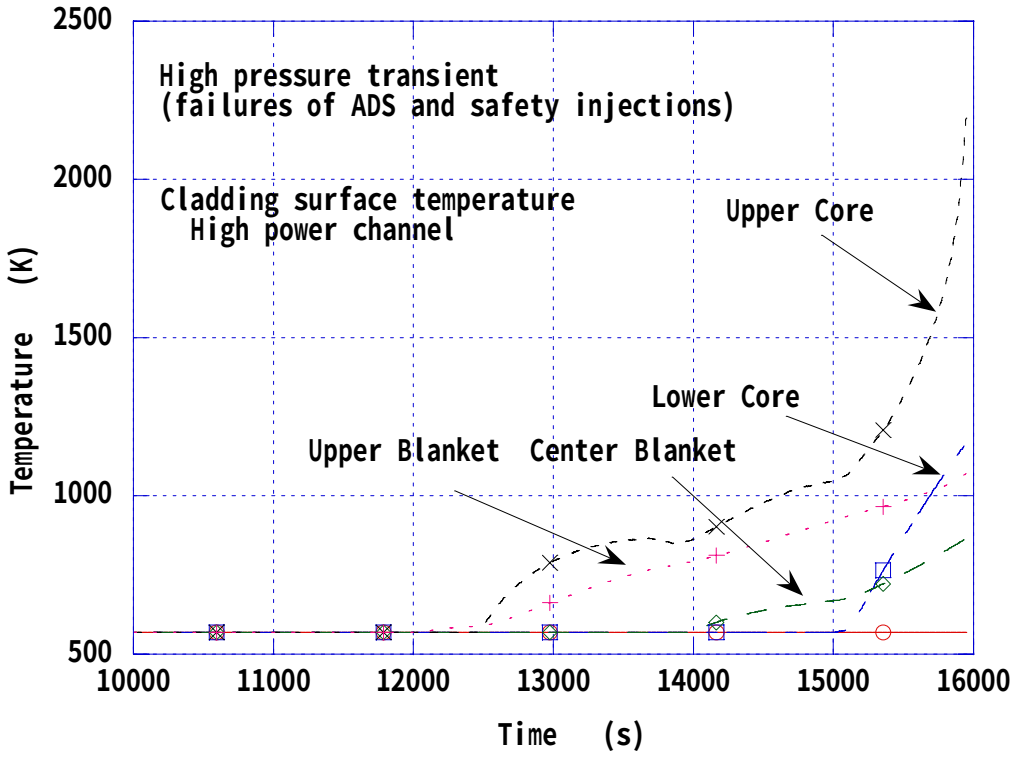


図 5.2.2.4.3　減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時の高出力チャンネル炉心における被覆管温度

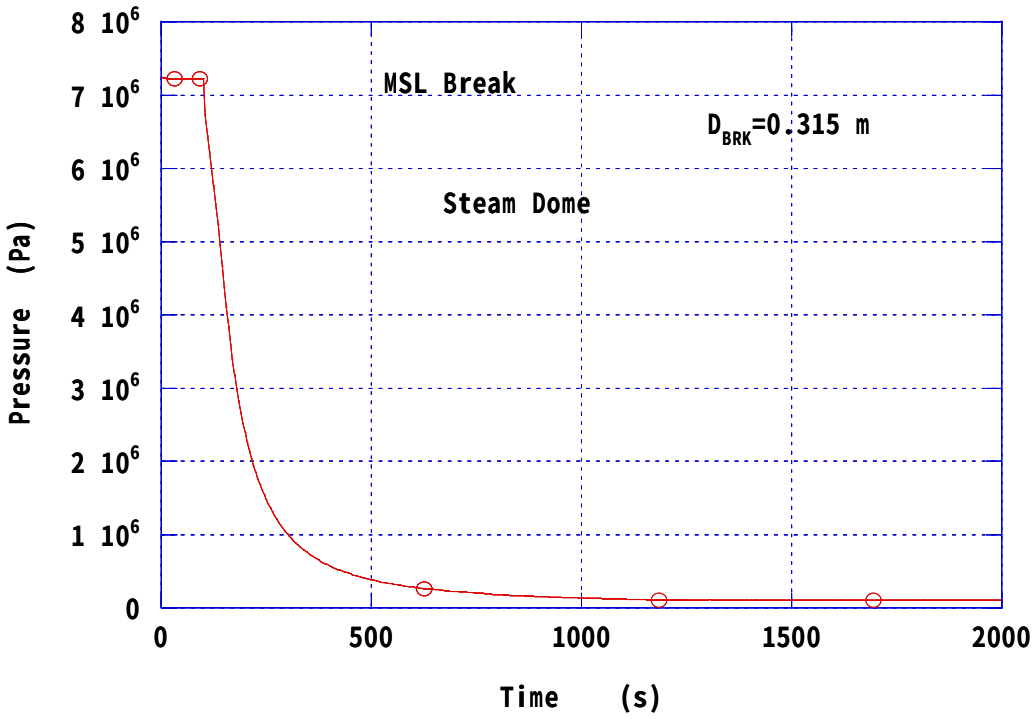


図 5.2.2.4.4　主蒸気管大破断事故時圧力挙動

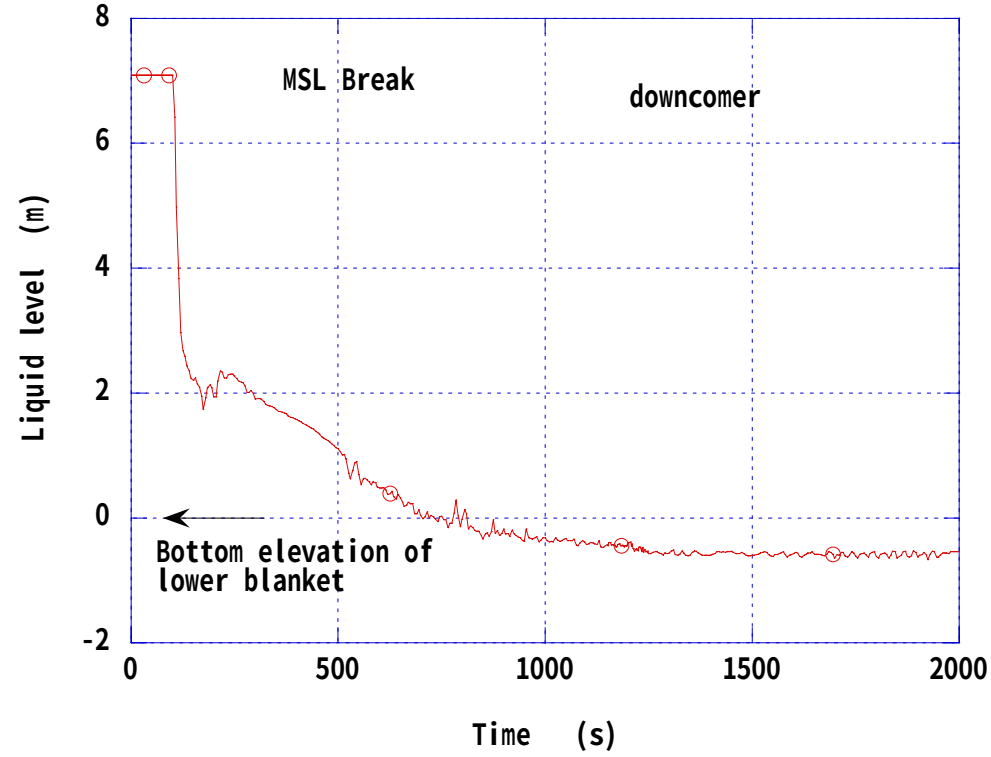


図 5.2.2.4.5　主蒸気管大破断事故時ダウンカマー水位

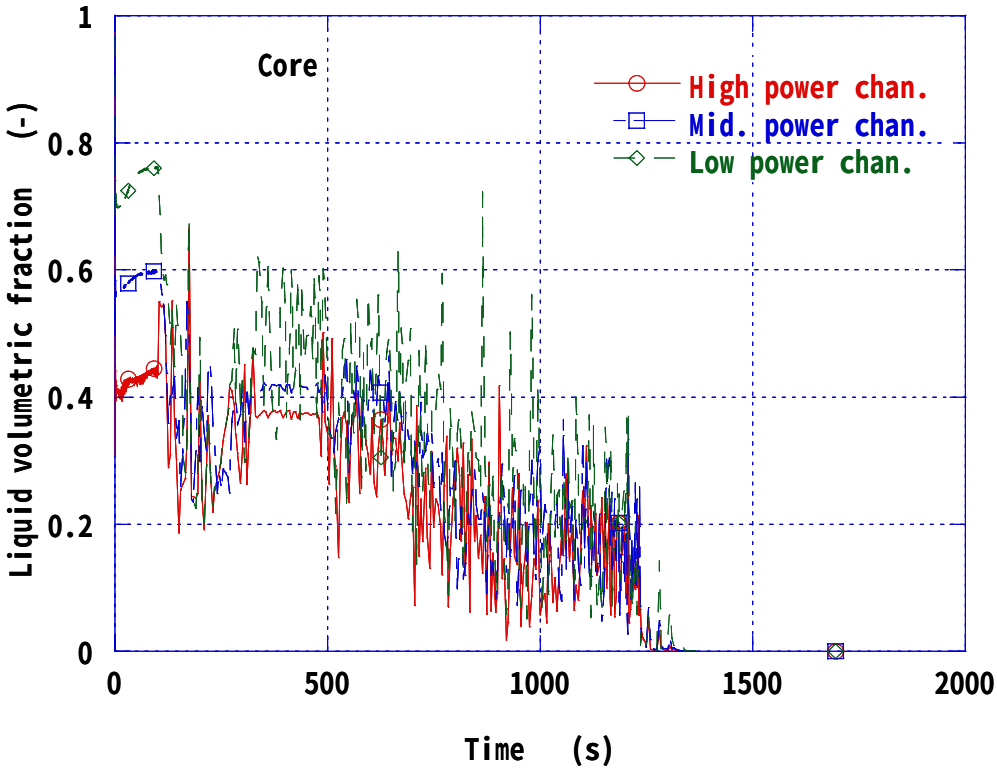


図 5.2.2.4.6　主蒸気管大破断事故時炉心ボイド率

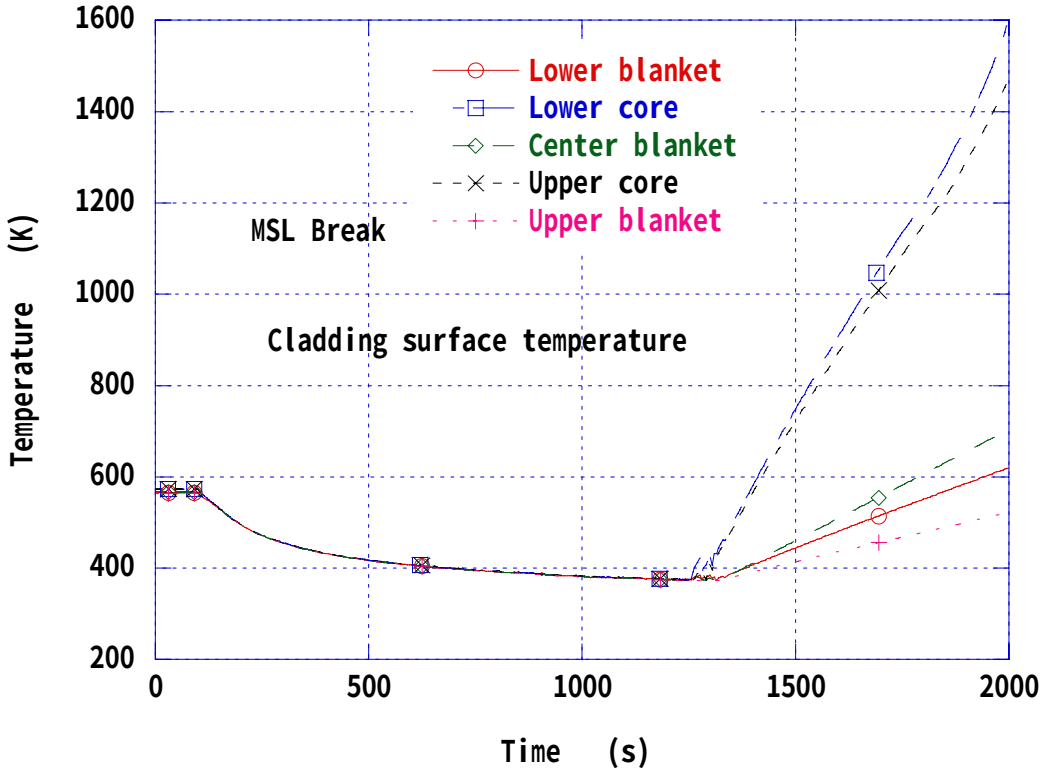


図 5.2.2.4.7　主蒸気管大破断事故時高出力チャンネルの被覆管温度

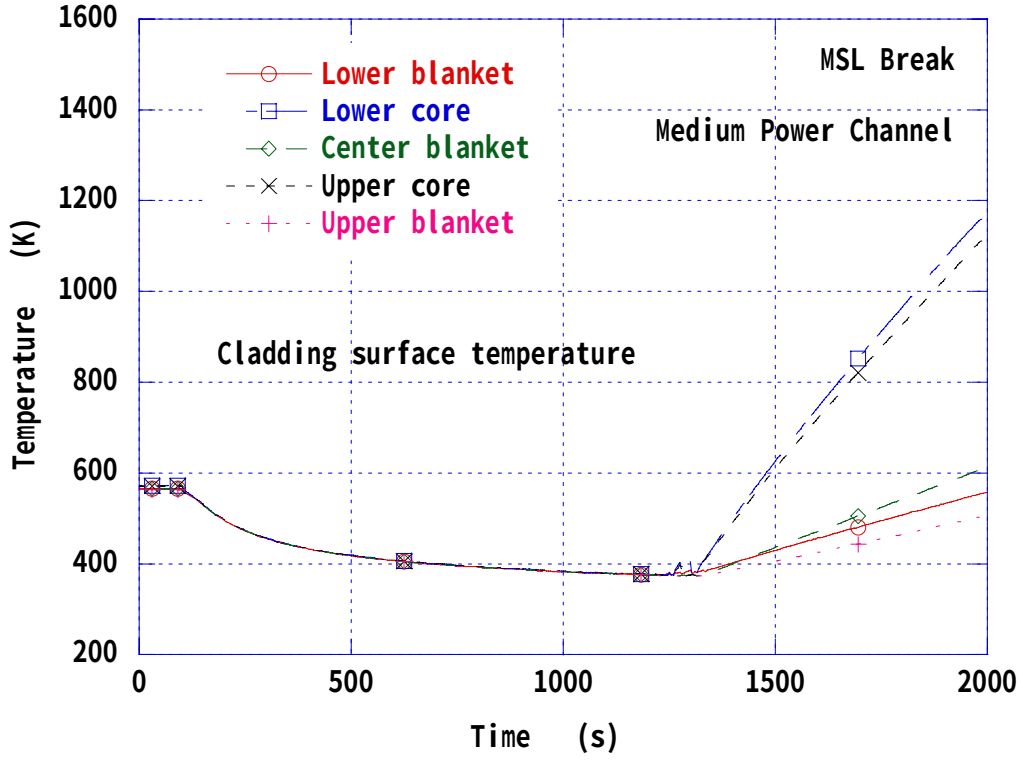


図 5.2.2.4.8　主蒸気管大破断事故時平均出力チャンネルの被覆管温度

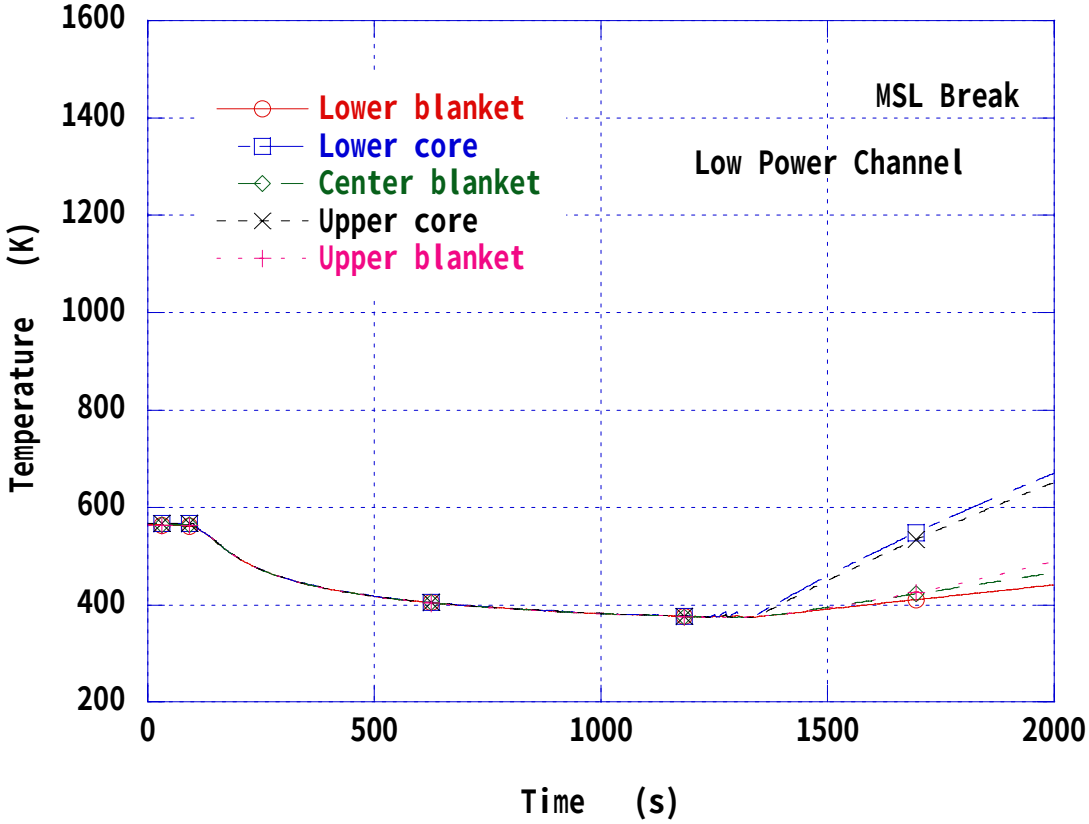


図 5.2.2.4.9　主蒸気管大破断事故時低出力チャンネルの被覆管温度

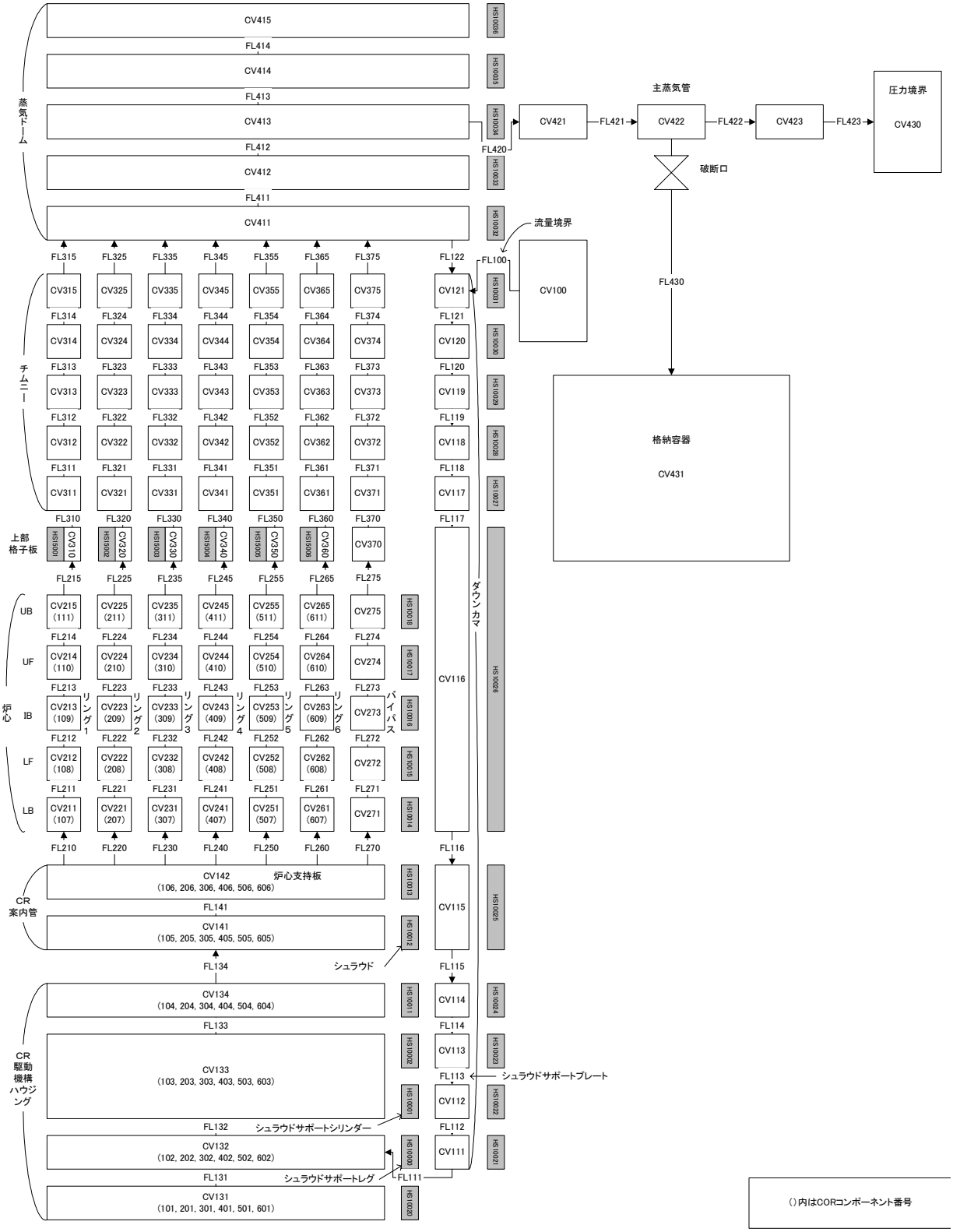
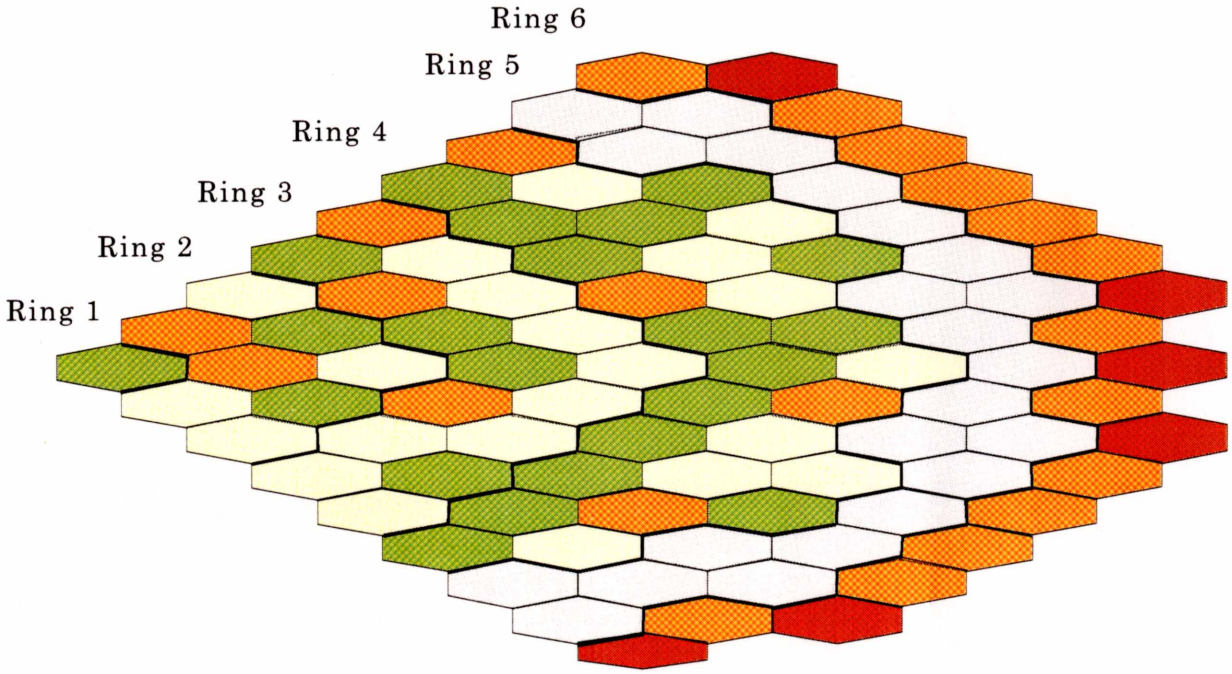


図 5.2.2.4.10　MELCOR 解析のための流体解析用ボリューム分割



	ピーキングファクター	集合体数
RING1	1.38	3
RING2	1.335	24
RING3	1.301	48
RING4	1.164	84
RING5	0.919	66
RING6	0.439	57

図 5.2.2.4.11　MELCOR 解析のための炉心分割図
（全炉心の 1/3 を表示している）

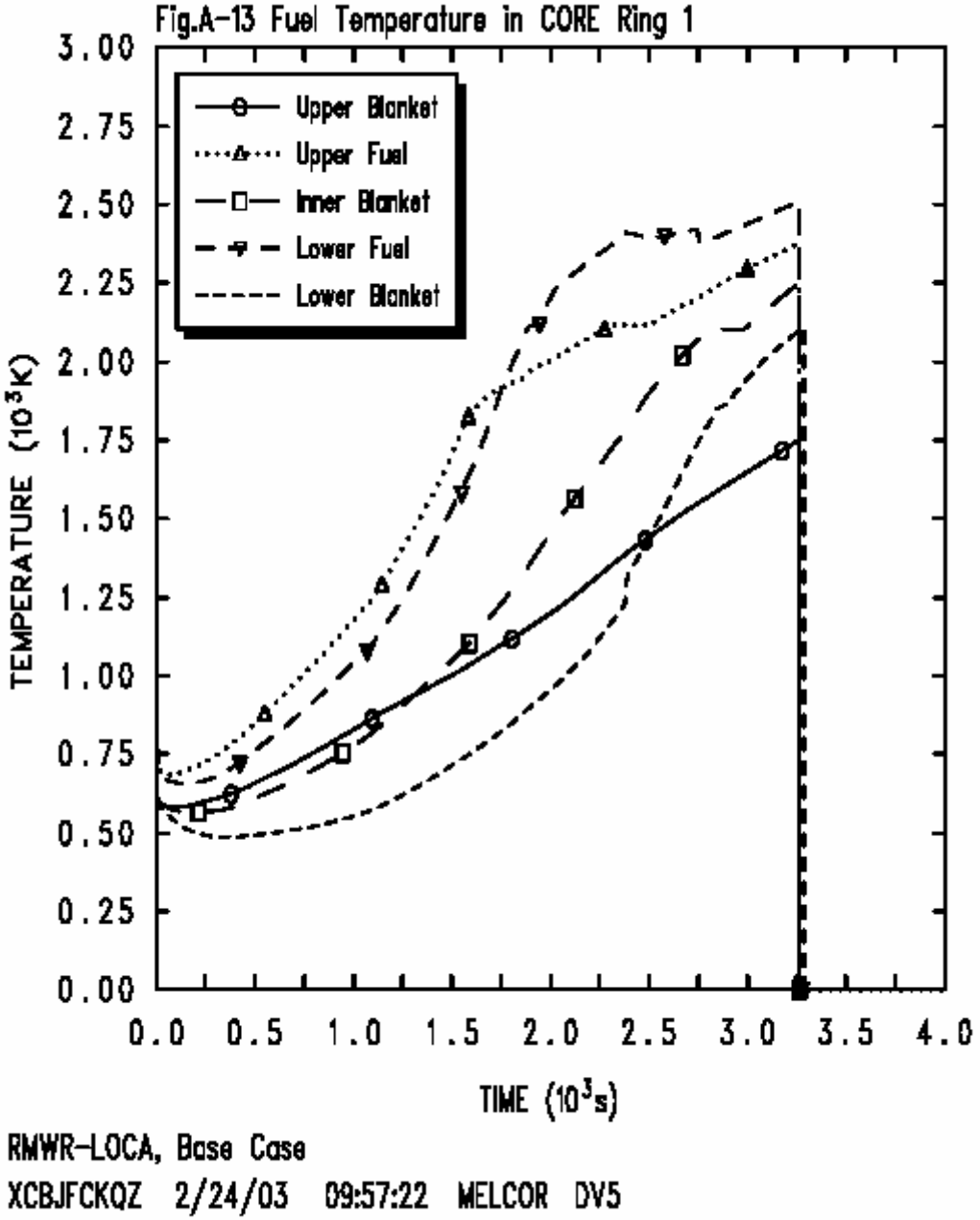


図 5.2.2.4.12　炉心リング１領域　燃料平均温度

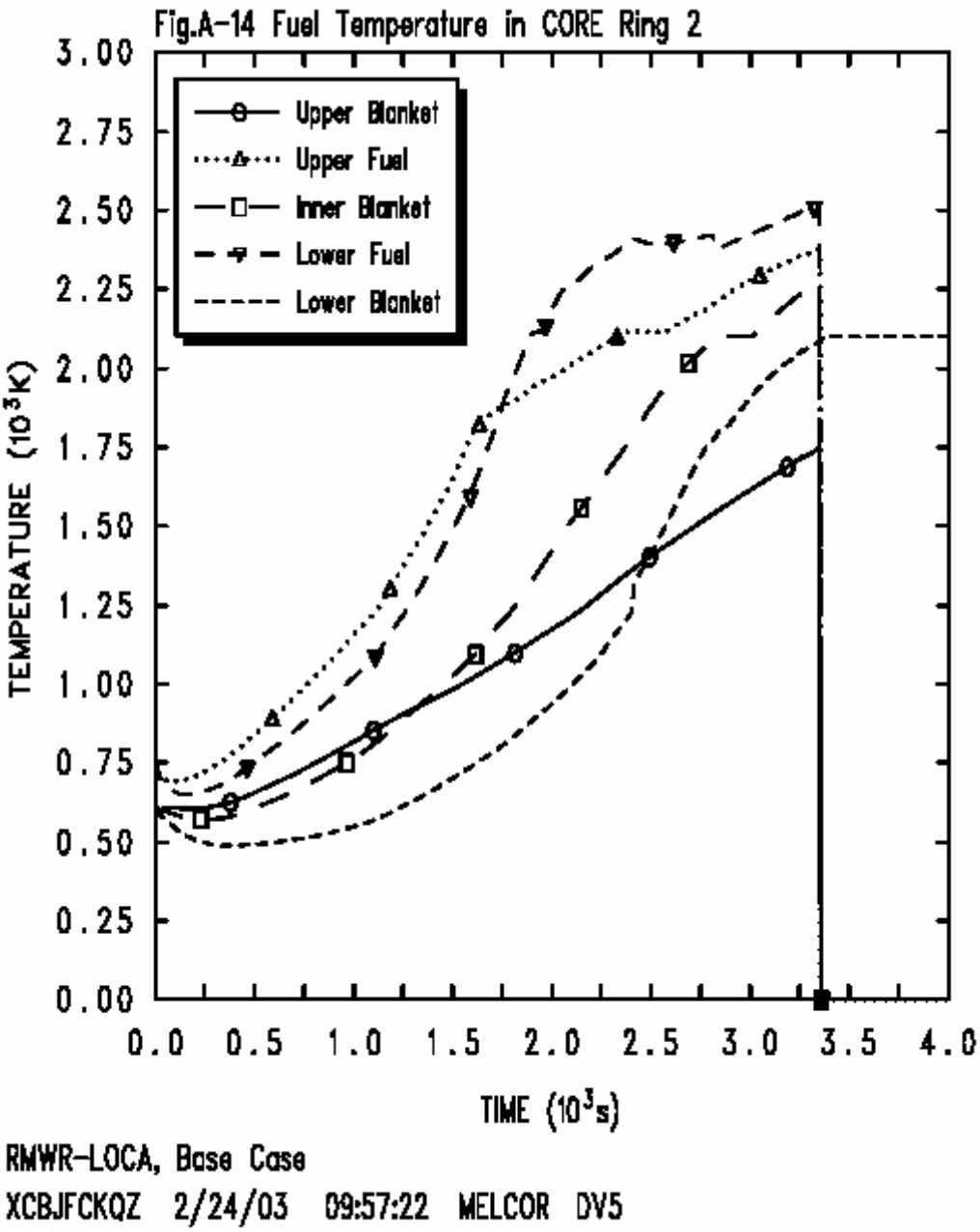


図 5.2.2.4.13　炉心リング２領域　燃料平均温度

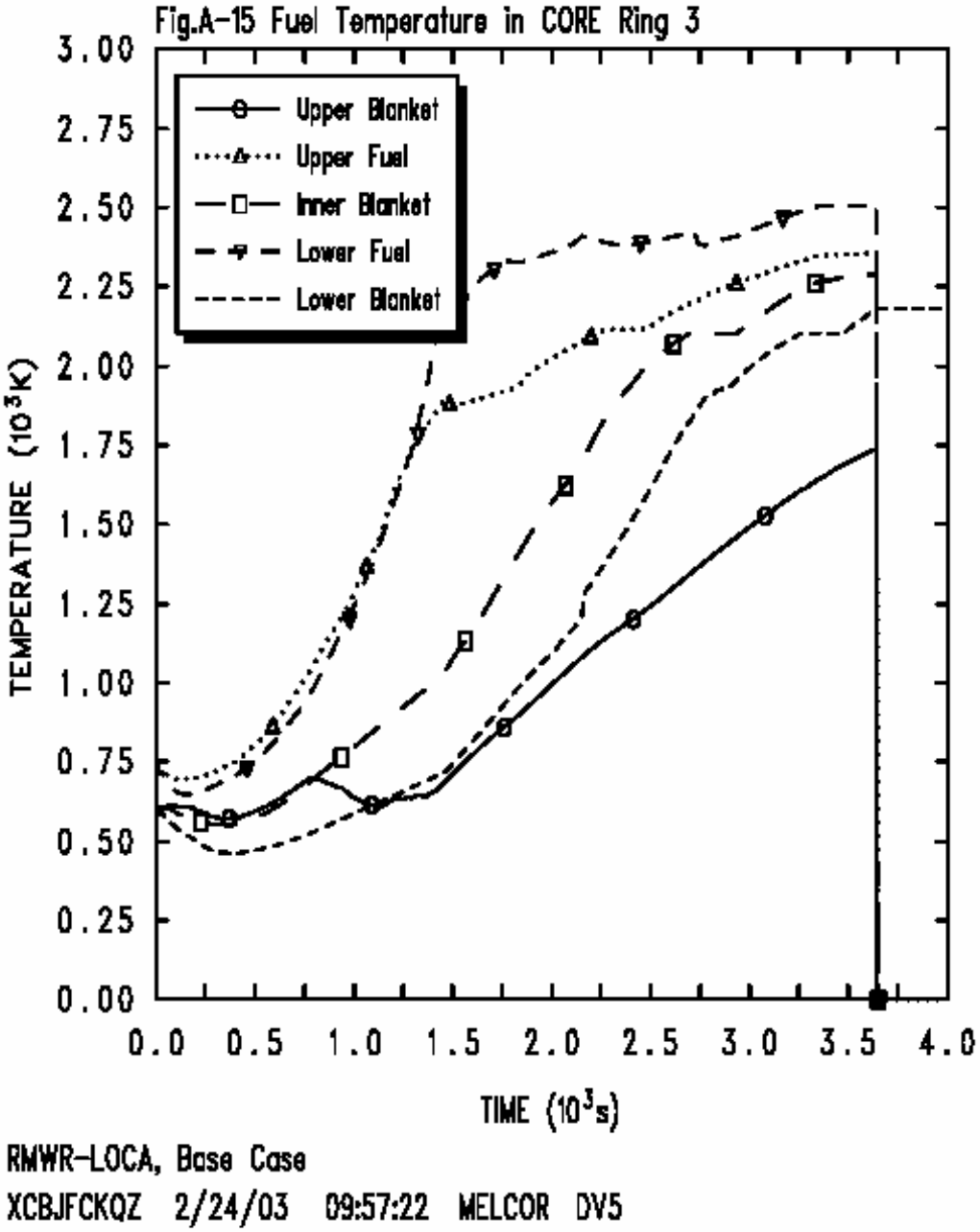


図 5.2.2.4.14　炉心リング３領域　燃料平均温度

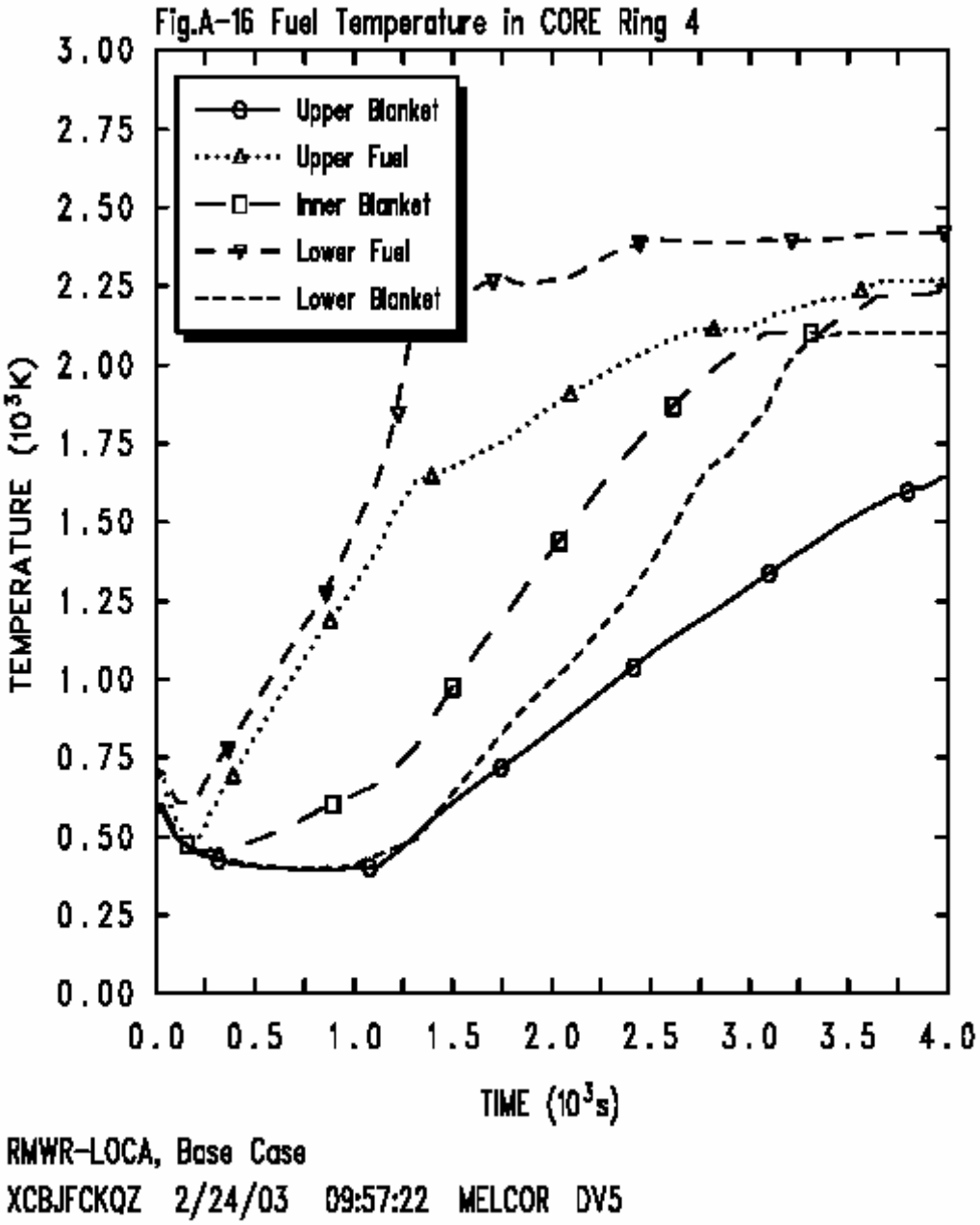


図 5.2.2.4.15　炉心リング４領域　燃料平均温度

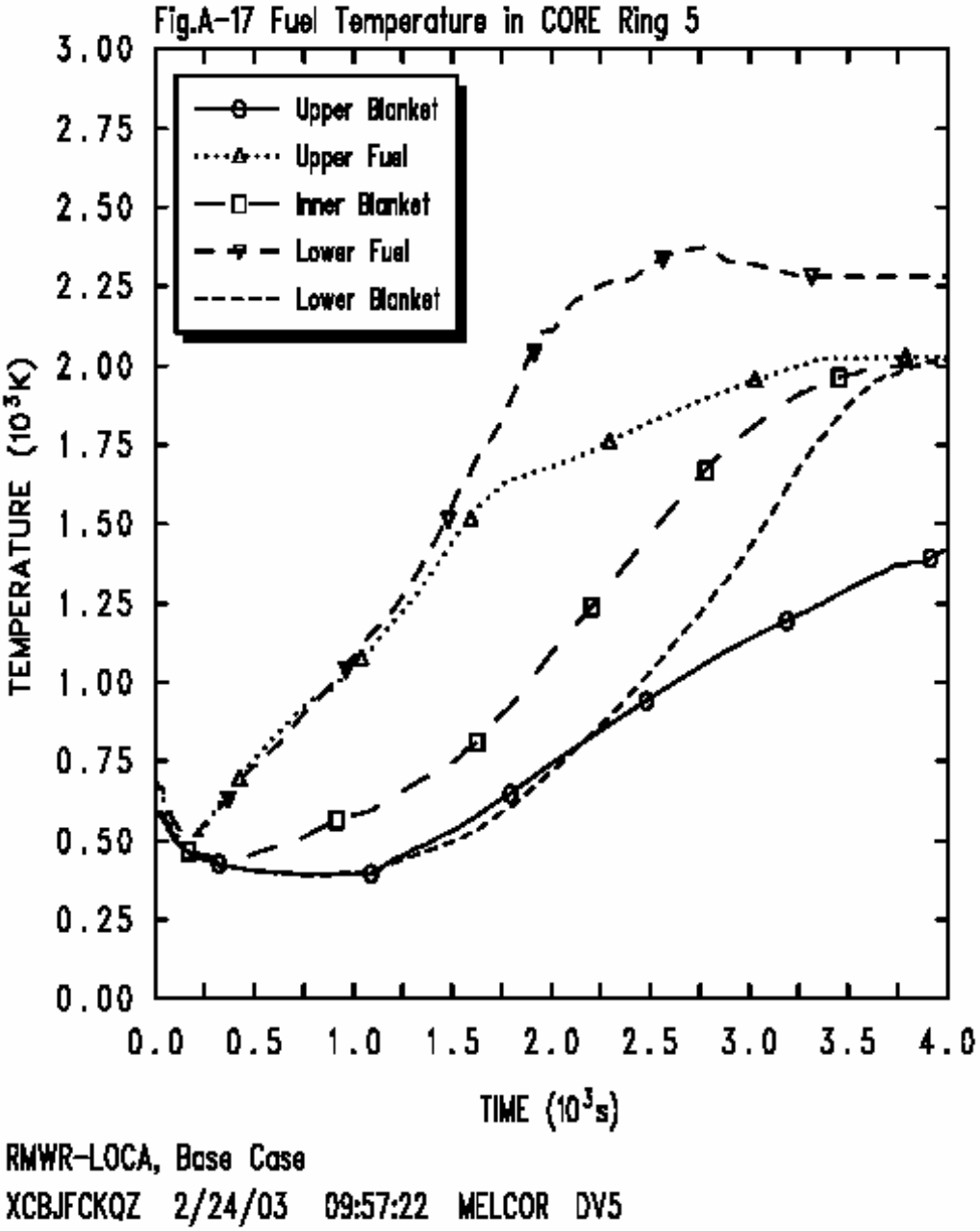


図 5.2.2.4.16　炉心リング５領域　燃料平均温度

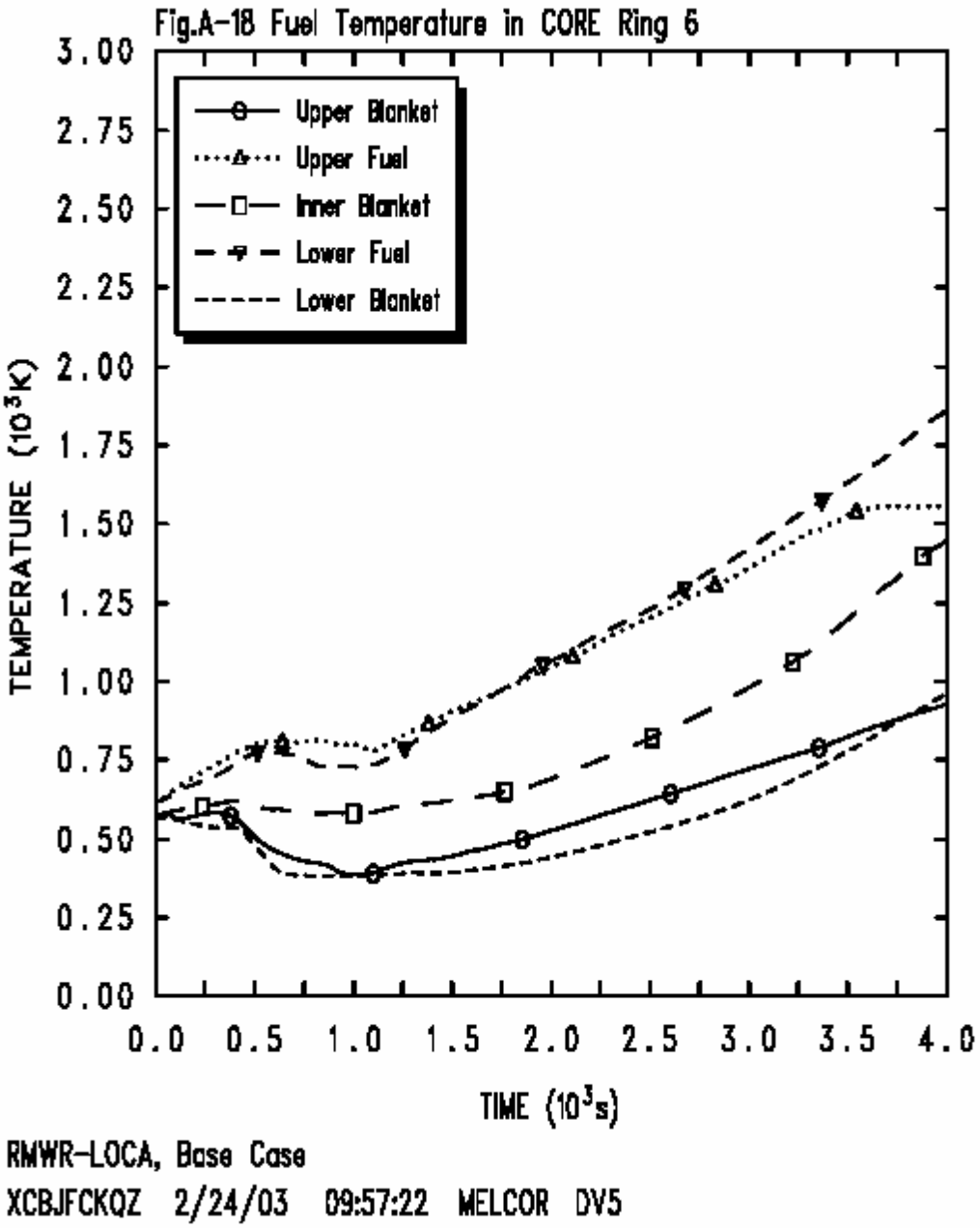
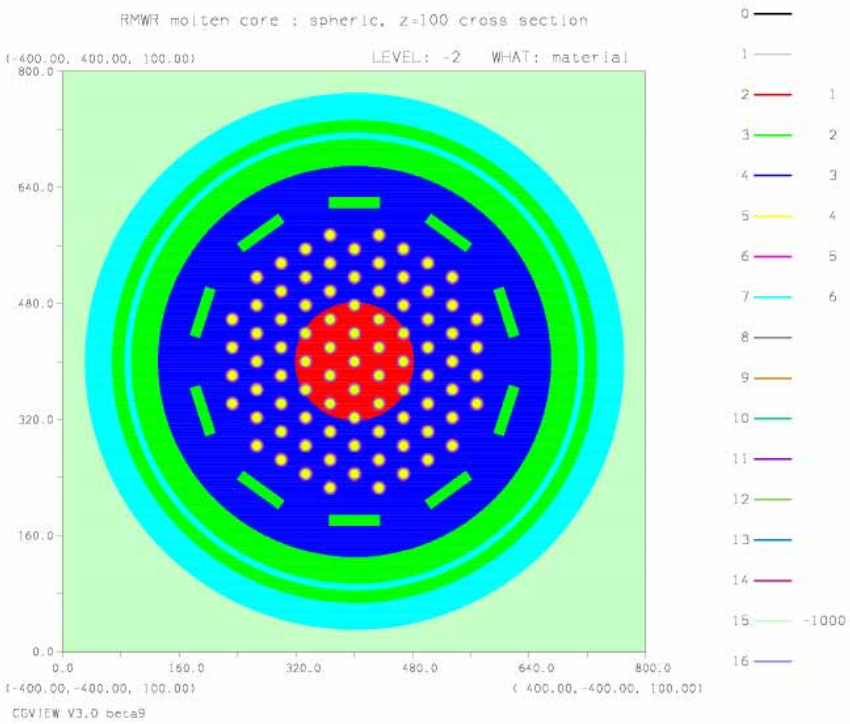
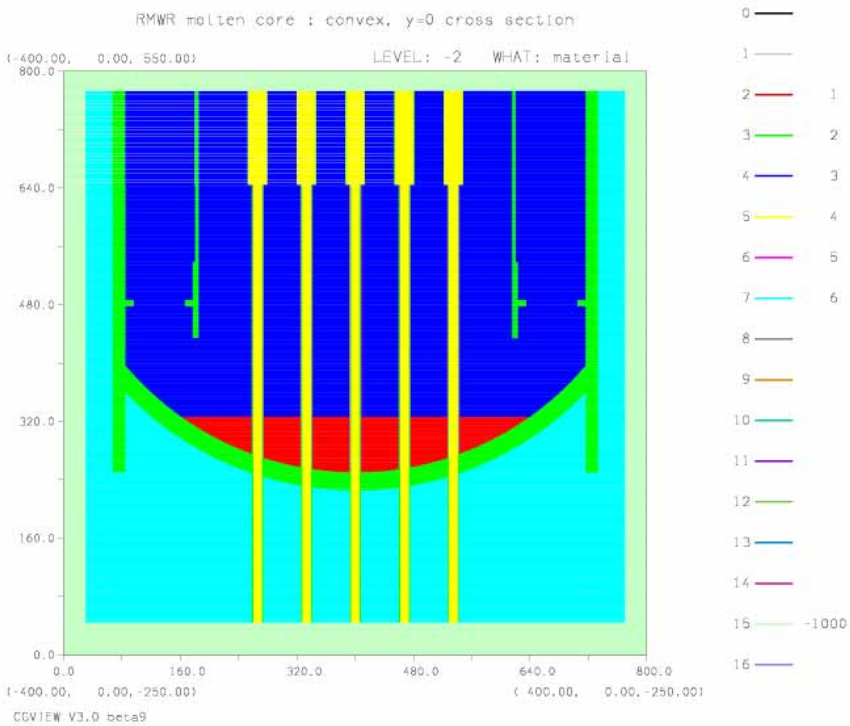


図 5.2.2.4.17　炉心リング６領域　燃料平均温度



(a)　水平断面



(b)　垂直断面

図 5.2.2.4.18　MVP 解析のための下部プレナムモデル

5.3　フェーズⅡの今後の進め方

水冷却炉の技術的成立性確認と実用化計画の詳細化を目指して、次の項目について重点的に研究開発を実施する。

（1）稠密炉心の熱水力特性に関する研究開発

37本大規模ロッド体系での除熱限界に関する実験を進め、稠密炉心での限界出力予測手法を確立するとともに、燃料棒間隔や燃料棒曲がり等の除熱性能への影響についてのデータを取得し、稠密格子炉心の除熱性能を検証する。また、熱流動設計技術として、サブチャンネル解析手法および3次元二相流解析手法の高度化を進める。

（2）水冷却炉心の炉物理特性に関する研究開発

原研の高速臨界実験装置（FCA）を用いて水冷却炉の炉心中性子スペクトルを模擬した体系での臨界実験を実施し、臨界性、反応率、反応度係数等の実験データの取得し、核設計手法の検証を実施する。

（3）被覆管材料に関する研究開発

25Cr－35Ni－0.2Ti系オーステナイトステンレス鋼（改良SUS材）について、基礎照射試験や特性評価試験により材料改良技術の有効性を確認するとともに、実際の高速中性子照射下での耐照射性評価試験計画の具体化検討を進める。また、現行軽水炉で使用されているジルカロイ被覆材や開発が進められている改良Zr合金の水冷却炉への適用性検討を並行して進める。

（4）安全技術開発

システム解析コード、事故解析コードの整備改良を進めるとともに、炉心損傷事故時の再臨界性の解析と事故影響緩和対策の検討を行い、許認可取得のための実証試験項目の摘出も含めた合理的な開発計画を明確化する。

（5）技術実証炉の設計研究

水冷却炉技術を総合的に実証するための技術実証炉の仕様明確化と許認可申請に向けた技術要件の抽出を目的として、技術実証炉の設計研究を継続する。

5.4　実用化に向けた技術的実現性の評価

5.4.1　実用化技術体系の整備までの道筋

2020 年代の実用化に向けた水冷却炉のロードマップを表 5.4.1.1 に示す。開発計画全体の基本的考え方は、水冷却炉技術の早期実証と、実用炉燃料の段階的高燃焼度化である。

水冷却炉は軽水炉技術に立脚しているものの、高富化度プルトニウムを使用した MOX 燃料棒を稠密に配列した燃料集合体から構成されるこれまでに経験のない炉心構成であり、実用炉で想定される高速中性子スペクトルおよび中性子束密度でかつ高温高圧沸騰水環境を同時に模擬した条件下での燃料棒および燃料集合体の照射経験はこれまでに存在しない。したがって、その成立性の実証のためには、実機照射条件下での稠密燃料集合体の総合的な健全性の確認が不可欠である。このための小型原子炉（技術実証炉）を 2010 年代前半に建設する。

技術実証炉の役割は、水冷却炉固有の中性子照射場・熱水力環境を構築し、稠密格子 MOX 燃料集合体の健全性・安全性を確認することと、実用炉向け燃料の高燃焼度化のための技術開発とその照射データの取得である。

水冷却炉固有の中性子照射場・熱水力環境を早期に構築するために、技術実証炉の運転開始段階の炉心燃料については、燃料被覆管は実績のあるジルカロイ－２被覆管とするとともに、取出燃焼度や中性子照射量を現在までの軽水炉における実績ベースで許認可を取得できる範囲に設定し、稠密格子炉心における高ボイド率運転という水冷却炉の基本技術を確立する。

一方、実用炉での経済性向上の観点から、技術実証炉を先行使用燃料体の照射炉として活用して照射実績データを取得し、実用炉で使用する燃料の高燃焼度化技術を確立する。具体的には、技術実証炉の運転開始当初から燃焼度伸長のための先行使用燃料集合体を技術実証炉に少数体装荷し、約 5 年ないし 8 年間炉内に滞在させて、MOX 部平均燃焼度で各々 45GWd/t、70GWd/t まで照射し、燃料棒および燃料集合体各部の健全性を確認する。この時点で MOX 部平均燃焼度 45GWd/t、70GWd/t の実用炉向け燃料の基本技術を確立できるとともに、先行使用燃料体と同一設計の燃料を技術実証炉の取替燃料として装荷用可能となる。技術実証炉に先行使用燃料集合体を装荷するための許認可用データは、技術実証炉の建設に先行して、ロシア RIAR 等の照射炉にて水冷却炉環境を模擬した燃料棒少数本照射で取得する計画である。

また、先行使用燃料体の照射と並行して、高富化度 MOX 燃料棒について燃焼度 100GWd/t までの照射をおこない、健全性を確認するとともに、MOX 部平均燃焼度 90GWd/t の実用炉燃料の許認可用データを取得する。表 5.4.1.1 に示した計画では、2025 年までに実用炉対応の高燃焼度燃料の開発と照射データの取得を完了する予定である。

技術実証炉と水冷却炉実用炉の炉心構成および燃料要素は基本的には変

らず、実用炉の炉心部以外のシステムには ABWR で確立された技術を採用することから、技術実証炉で炉心燃料の開発の見通しを立った段階で実用炉への展開は可能となるため、2020 年代から水冷却炉の実用化が実現できる。

水冷却炉を実用化するための技術開発として、①稠密格子炉心燃料の機械的・熱水力的成立性の確認、②炉心損傷事故対応を含む安全性の検討と技術実証炉の安全審査に向けた準備、③技術実証炉の初期炉心および先行使用燃料照射のための高富化度MOX燃料および改良SUS被覆管の照射挙動等のデータの取得とそれらによる安全性の確認、等が必要となる。表5.4.1.2に実用化のための研究開発計画の概要をまとめた。

5.4.2　必要な開発資源・開発期間

（１）要素技術開発

表 5.4.2.1 に、水冷却炉要素技術開発の評価項目と成果の反映先を纏めた。要素技術開発は 2010 年の技術実証炉の許認可申請を目標に進めることにしている。燃料要素・材料開発については、技術実証炉の許認可対応の技術開発・データ取得のほかに、技術実証炉への先行使用燃料装荷のための照射データの取得もおこなうため、2014 年まで計画となっている。要素技術開発のための費用は約 100 億円を想定している。

（２）技術実証炉建設

技術実証炉は、実用炉規模での炉心特性が実現可能な最小炉心サイズという観点から、ブランケットも含む炉心高さは実用炉規模の約 1.5m、炉心直径は約 1.8m で、熱出力約 180MW規模の小型炉を計画している。発電設備も具備した場合の試験炉の設計・建設の総費用概算として、約 500 億円と見積もっている。

（３）高燃焼度燃料技術開発

表 5.4.2.2 に、高燃焼度燃料開発の評価項目と成果の反映先を纏めた。先行使用燃料集合体および燃料棒の照射試験は、技術実証炉の運転開始予定の 2015 年から 2025 年までを想定しており、技術開発に要する費用は約 33 億円と見積もっている。

表 5.4.1.1　水冷却炉の実用化ロードマップ

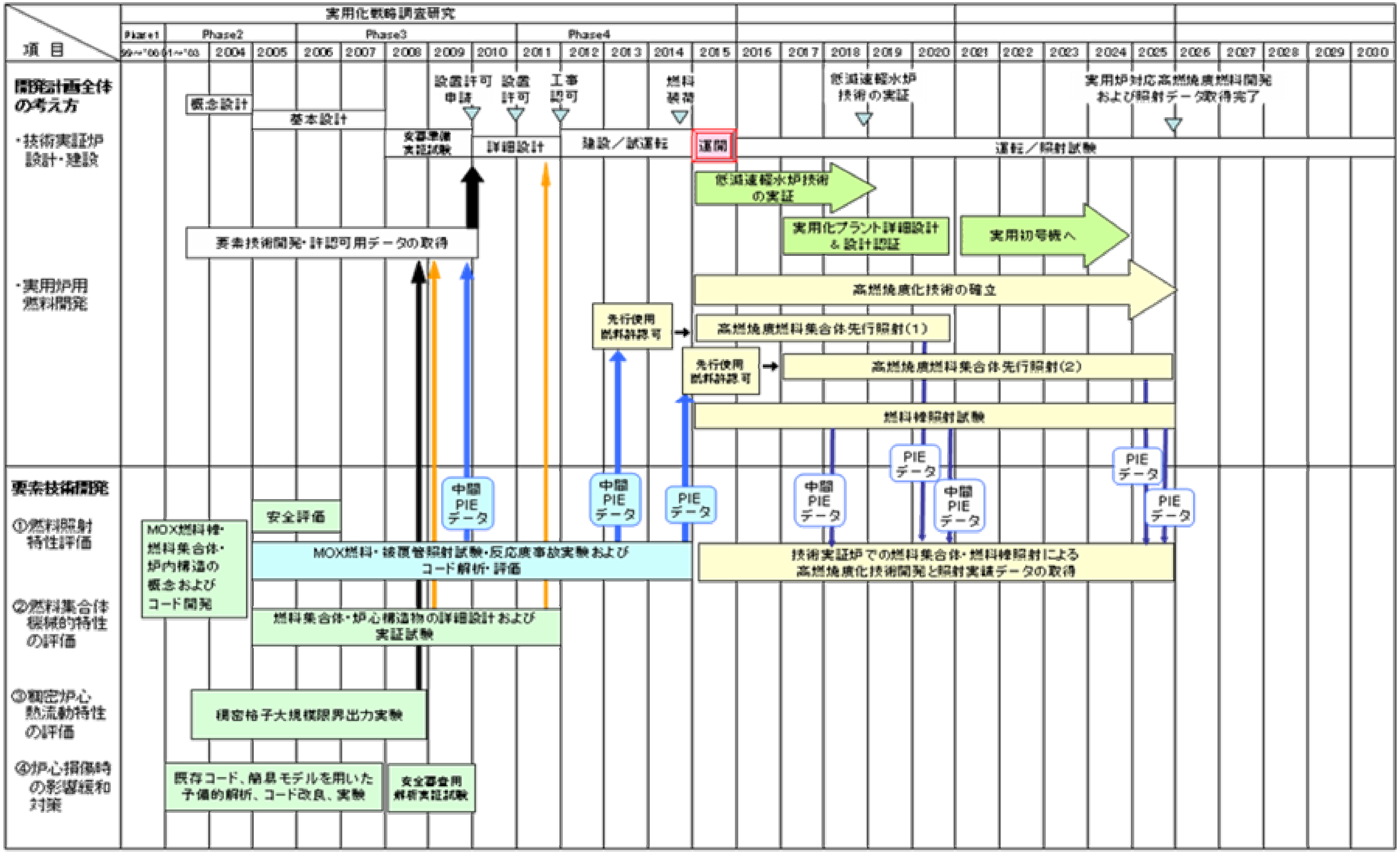


表 5.4.1.2　水冷却炉実用化の研究開発計画

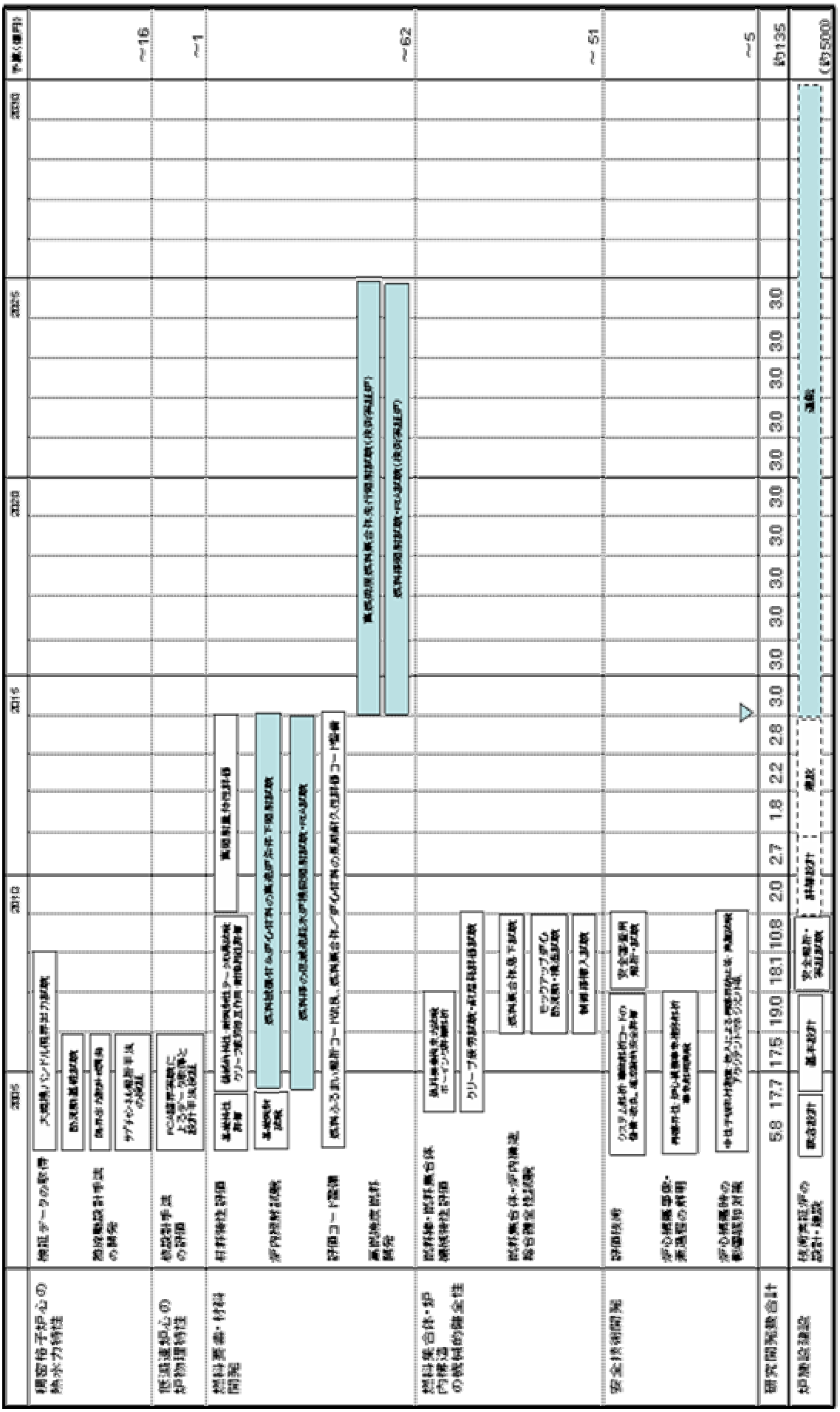


表 5.4.2.1　水冷却炉要素技術開発に関する評価項目と成果の反映

年度	評価項目	判断材料 （アウトプットイメージ）	反映先：
2006E	・SUS 被覆管健全性 ・燃料の熱的、機械的ふるまい評価	・予備的材料照射試験 ・燃料照射試験	・成立性評価 ・基本設計 ・安全性確認
	・燃料要素拘束条件の評価 ・ボウイング評価	・スペーサ位置、圧下力条件をパラメータとした解析、試験 ・照射にともなう燃料集合体、燃料棒の形状変化挙動の評価	
	・熱工学的成立性、熱流動設計手法の評価	・大規模限界出力試験	
2007E	・過渡出力変動時の燃料ふるまい評価	・燃料照射試験	・安全審査準備作業
	・炉心損傷事故時挙動の予備的評価	・既存モデルによる解析評価及び予備的実験	
2008E	・RIA 時の燃料健全性評価	・NSRR による耐破損性試験	・設置許可申請（2010）
	・安全審査対応の熱流動設計手法の検証	・大規模限界出力試験（最終基本設計形状）	
2009E	・照射による燃料の形状変化、FP ガス放出ふるまいの評価	・PIE による燃料のスエリング量、FP ガス放出量の測定試験	・設置許可申請（2010）
	・燃料集合体の健全性確認	・集合体落下試験	
	・炉心損傷事故時の安全評価	・安全審査用解析、実証試験	
2009E	・流動による燃料集合体の機械的振動の影響評価	・高温高圧試験ループにおいて試験体の、振動、グリッドスペーサや燃料棒の磨耗を測定	・詳細設計
	・制御棒挿入特性の評価	・制御棒挿入試験で制御棒とチャンネルボックスの摩擦係数を評価	

表 5.4.2.2　水冷却炉の高燃焼度燃料開発の評価項目と成果の反映

年度	評価項目	判断材料 (アウトプットイメージ)	反映先：
2018	技術実証炉使用済み燃料集合体の照射健全性確認	・ 外観検査 ・ 照射後試験データ	・実用炉燃料の許認可取得
2020	先行使用燃料集合体（MOX部 45GWd/t）の照射健全性確認	・ 外観検査 ・ 照射後試験データ	・実用炉燃料の許認可取得 ・技術実証炉の取替燃料
2020	高富化度ＭＯＸ燃料棒（～50GWd/t）の照射健全性確認	・ 外観検査 ・ 照射後試験データ ・ＲＩＡ試験データ	・実用炉燃料の許認可取得
2025	先行使用燃料集合体（MOX部 70GWd/t）の照射健全性確認	・ 外観検査 ・ 照射後試験データ	・実用炉燃料の許認可取得
2025	高富化度ＭＯＸ燃料棒（～100GWd/t）の照射健全性確認	・ 外観検査 ・ 照射後試験データ ・ＲＩＡ試験データ	・実用炉燃料の許認可取得

5.5　水冷却炉の技術的総括

5.5.1　水冷却炉の仕様とその根拠

5.1.3.1 の項で述べたように、水冷却炉の代表概念として、高い炉心性能の達成が可能な扁平二重炉心構成の BWR 型水冷却高速炉心を選択した。その理由は、転換比の観点からは低除染再処理を使用したプルトニウムの多重リサイクルに対応可能な設計であるとともに、60GWd/t 程度の炉心部燃焼度も達成可能であり、また、ボイド反応度係数対策も炉心の超扁平化のみで達成していることから炉心の構成が単純で、開発要素が他の炉心概念と比較して少ないと考えられることである。本概念では、電気出力を ABWR と同等の 1,356MWe とし、低圧損炉心であるため、再循環ポンプを用いない自然循環冷却の設計としている。フェーズⅡでは、FBR サイクルにおいて検討されている低除染湿式再処理を想定した多重リサイクル平衡時において、増殖比が 1.05、負のボイド反応度係数、内部ブランケットを含めた炉心部燃焼度が 54GWd/t、連続運転期間が 18 ヶ月、を実現する炉心概念を構築した。

本炉においては、炉心以外は基本的に ABWR と同じシステムが利用可能である。

5.5.2　水冷却炉のセールスポイントの整理

水冷却炉の最大の特徴は、原子炉の冷却材としてその使用実績が他の冷却材に比べて格段に多いことである。軽水炉による原子力発電は我が国において 40 年程度の運転実績を有し、総発電量の３割強を担うまでなっており、その経済性と信頼性は十分実証された技術であるといえる。

水冷却炉は、この実証済の軽水炉プラント技術が活用でき、新たに行うべき研究開発は水冷却炉の特徴部分である炉心・燃料分野に絞られるため、早期に導入できる可能性を有しており、少ない投資で所期の目標を達成することが期待できる。

研究開発課題である稠密格子炉心の除熱性能の確認や安全技術開発については早期に技術成立性の見通しを立てることが可能であり、また、高燃焼度燃料の開発については、燃料棒の照射試験や先行使用燃料照射等、期間を要する面があるが、現行軽水炉での高燃焼度燃料の開発と同様に段階的に高燃焼度化を進めていくことができる。

技術実証炉による水冷却炉技術の総合的実証は、運転開始から 5 年後の 2010 年代後半には実現可能である。技術実証炉と水冷却炉実用炉の炉心構成および燃料要素は基本的には変らず、また実用炉の炉心部以外のシステムには ABWR で確立された技術を採用することから、技術実証炉での炉心燃料開発の見通しが得られた時点で実用炉への展開は可能となるため、2020 年代から水冷却炉の導入が実現できる。

6. フェーズ II の中間評価

フェーズ II の中間とりまとめとして、FBR システムの候補概念について、安全性、経済性、資源有効利用性、環境負荷低減性等の主要な設計要求に対する達成度を表 6.1 に示す。

ここで、ナトリウム冷却炉（MOX、金属）については、2.1.1.3 項で説明した炉心候補概念を、MOX 燃料炉心は「資源型」「経済型」、金属燃料炉心は「資源型」「高出口温度型」の代表概念に設定して比較を行うこととした。具体的には、MOX 燃料の「資源型」は、2.1.1.3 項で説明した「コンパクト型導入期炉心（大型・中型）」、MOX 燃料の「経済型」は「高内部転換型平衡期炉心（大型・中型）」、金属燃料の「資源型」は「コンパクト型導入期炉心（大型・中型）」、金属燃料の「高出口温度型」は「高出口温度型平衡期炉心（大型・中型）」に対応している。

※下記の数値は現時点での概略推定値

表6.1 各炉の設計要求達成度（1/2）

設計要求					ナトリウム炉 / 中型ﾓｼﾞｭｰﾙ(750MWe)～大型（1,500MWe）				He炉 (1,124MWe) 窒化物	Pb-Bi炉 (710MWe) 窒化物	水炉 (1,356MWe) MOX
					MOX		金属				
項目				基準値	資源型 燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心	経済型 燃料サイクル費の低減を追求した炉心	資源型 燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心	高出口温度型 熱効率の向上と燃料サイクル費の低減を追求した炉心			
炉心毎	経	燃焼度	炉心平均	150GWd/t	148GWd/t(大)～150GWd/t(中)	145GWd/t(中)～149GWd/t(大)	153GWd/t(大)～154GWd/t(中)	146GWd/t(中)～152GWd/t(大)	119 GWd/t	157 GWd/t	54 GWd/t
			全体平均	60GWd/t	55GWd/t(中)～63GWd/t(大)	101GWd/t(中)～110GWd/t(大)	63GWd/t(中)～72GWd/t(大)	131GWd/t(大)～146GWd/t(中)	58 GWd/t	105 GWd/t	45 GWd/t
		連続運転期間		18ヶ月	18ヶ月	26ヶ月	20ヶ月(大)～ 21ヶ月(中)	22ヶ月(大)～28ヶ月(中)	20ヶ月	18ヶ月	18ヶ月
		燃焼反応度		－	3.2%Δk/kk'(大)～3.7%Δk/kk'(中)	2.4%Δk/kk'(大)～2.9%Δk/kk'(中)	2.2%Δk/kk'(大)～2.8%Δk/kk'(中)	0.5%Δk/kk'(中)～1.5%Δk/kk'(大)	0.8Δk/kk'	0.9%Δk/kk'	検討中
		稼働率		93%	93%程度	96%程度	93%程度	96%程度	93%程度	93%程度	93%程度
		出口温度		-	550℃	550℃	505℃	550℃	850℃	445℃	273℃
		熱効率/所内負荷率		-	42% / 4%	42% / 4%	40% / 5%	42% / 4%	47% / 3%	38% / 3%	35% / 3%
	資・環	増殖比		(目標1.2)	1.15(中)～1.16(大)	1.04(中、大)	1.16(大)～1.17(中)	1.03(中)～1.04(大)	1.17	1.15	1.03
		複利ｼｽﾃﾑ倍増時間		(目標30年)	46年	－	39年	－	73年	48年	－
		Pu-f量		－	4.4t/GWe(大)～4.7t/GWe(中)	5.9t/GWe(大)～6.0t/GWe(中)	4.0t/GWe(大)～4.4t/GWe(中)	4.8t/GWe(大)～6.9t/GWe(中)	9.6t/GWe	5.8t/GWe	11t/GWe程度
		MA燃焼		－	可*	可*	可*	可*	可*	可*	－
		FP核変換		－	可能性あり**	可能性あり**	可能性あり**	可能性あり**	可能性あり**	可能性あり**	－
炉心によらず共通	経	建設単価		20万円/kWe	相対値:91%(大)～96%(中)				相対値:110%	相対値:108%	次世代軽水炉と同等
		建設工期		目標 42ヶ月(大型) 36ヶ月(中型)	38ヶ月(中)～46ヶ月(大)				46.5ヶ月	36.5ヶ月	次世代軽水炉と同等
	環	運転・廃炉廃棄物		－	現行軽水炉の設置許可申請書と同程度である見通し						次世代軽水炉と同等
	運	運転・保守補修性		－	日負荷追従運転が可能である見通し 低圧システムの特長を活かし、Naの化学的反応を考慮して二重管、ガードベッセル等多重化した設計				日負荷追従運転が可能である見通し Heガスが透明である特長や高圧システムを考慮した設計	日負荷追従運転が可能である見通し PbBiの腐食性が強いことを考慮した設計	現行軽水炉と同等
			平均定期検査日数		36日(中)～47日(大)				45日	37日	41日

* 高速炉MA均質ﾘｻｲｸﾙ平衡期組成(MA含有率1wt%程度)、LWR使用済燃料組成(MA含有率最大4wt%程度)のいずれにも対応可能。
** 自己生成分のLLFP(I-129とTc-99)の核変換は可能性あり。

経:経済性 資:資源有効利用 環:環境負荷低減
運:運転･保守補修性 (大)大型Na炉 、(中)中型Na炉

※下記の数値は現時点での概略推定値

表6.1 各炉の設計要求達成度（2/2）

設計要求					ナトリウム炉 / 中型ﾓｼﾞｭｰﾙ(750MWe)～大型（1,500MWe）				He炉 (1,124MWe) 窒化物	Pb-Bi炉 (710MWe) 窒化物	水炉 (1,356MWe) MOX
					MOX		金属				
項目				基準値	資源型（燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心）	経済型（燃料サイクル費の低減を追求した炉心）	資源型（燃焼度の基準値を満足しつつ、増殖性能を追求した炉心）	高出口温度型（熱効率の向上と燃料サイクル費の低減を追求した炉心）			
炉心によらず共通	安	設計基準事象	安全評価	－	各システムに代表的な事象について、安全解析により主要な安全設備設計実現の見通しを得た。						
		設計基準外事象	炉心損傷防止	受動的安全方策	自然循環崩壊熱除去＋SASS(炉外・炉内試験実施中)				自然循環崩壊熱除去＋高温型SASS	自然循環崩壊熱除去＋SASS	自然循環崩壊熱除去SASSは不要(時定数が大きくAM期待可能)
			影響緩和 機械エネルギー発生防止	－	ボイド反応度を６ドル程度に制限溶融燃料の早期流出が可能な集合体(炉外・炉内試験実施中)	ボイド反応度を８ドル程度に制限溶融燃料の早期流出を可能とするために下部軸ブラの短尺化			カゴ型集合体では早期燃料排出が可能な見込み	燃料損傷時に燃料が浮上し再臨界を回避できる可能性ありと推定	下部プレナム部には中性子吸収材設置を検討中
			影響緩和 安定冷却と閉じ込め	－	炉容器下部プレナム体積増加、多段の受け皿によるコアキャッチャの設置				炉外コアキャッチャの設置	炉容器室壁面の冷却機能強化により保持可能性あり	炉容器内で保持可能。炉容器破損時にも格納容器内AMで対応可能。
		リスク評価	炉心損傷発生頻度	10^{-6}／炉年未満	炉心損傷発生頻度10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しを得た。						
	不	核不拡散抵抗性		－	ナトリウム原型炉等での経験が活用可能 炉固有の問題は特に無い				先行熱中性子炉の経験が活用可能、炉固有の問題は特に無い	ナトリウム炉の経験が活用可能、炉固有の問題は特に無い	次世代軽水炉と同等
	技	主な開発課題		－	・ＯＤＳ鋼 ・１２Cr系鋼 ・蒸気発生器 ・ＩＳＩ＆Ｒ				・被覆粒子燃料(再処理/製造技術含) ・単軸縦型タービン ・３次元免震 ・安全技術開発(ｺｱｷｬｯﾁｬ等)	・防食技術(耐食性材料含) ・保守補修技術 ・窒化物燃料 ・３次元免震 ・安全技術開発(燃料挙動等)	・被覆管材料 ・安全技術開発(燃料挙動等)

安：安全性　**不**：核不拡散抵抗性　**技**：技術的実現性

6.1 安全性

安全性確保はプラント概念検討上の大前提であるため、各概念について、安全性について掲げた設計要求を満足しうる可能性が認められるか否かのみを評価の視点とし、安全解析等の評価結果に基づいた概念間の相対比較は行わない。

安全性に係わる評価項目は表 6.1 に示すように設計基準事象（安全設計方針を含む)、設計基準外事象、リスク評価の３つに大別され、さらに設計基準外事象については、炉心損傷の防止、影響緩和（機械的エネルギー発生防止、安定冷却と閉じ込め）に分類される。

いずれの概念も検討の途上にあり、全ての設計要求への適合性について、定量的評価に基づき判断できる状況にはない。しかしながら、いずれの概念についても、開発目標に掲げるとおり、深層防護の考え方を基本とし、異常の発生と拡大の防止を最優先とした方針に則った設計となっており、設計要求への適合性を明確に否定する要素はなく、今後の研究開発による成果の活用を前提として、将来的に設計要求を満足しうる。

以下では評価項目毎に各概念の要求達成度の概略を述べる。

(1) 設計基準事象

いずれの概念においても、深層防護の考え方を基本として、安全設計要求に沿った安全設計設備方針案を作成した。さらに、システムの特徴を考慮して選定された異常事象のうち代表的なものについて予備的な安全解析を実施し、主要な安全設備設計実現の見通しを得た。

(2) 設計基準外事象：炉心損傷の防止

ナトリウム冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛ビスマス冷却炉については、炉心損傷の防止のため、受動的な炉心冷却方策として自然循環による崩壊熱除去を可能とし、また受動的な炉停止方策として SASS を備えている。水冷却炉については自然循環による崩壊熱除去を可能としているが、炉停止方策については、アクシデントマネジメント（AM）のための十分な時間余裕があることから SASS は不要としている。

(3) 設計基準外事象：炉心損傷の影響緩和

ナトリウム冷却炉では燃料形態に応じて適切な値にボイド反応度を制限するとともに、溶融燃料の早期流出が可能な集合体形状を採用することによって、機械的エネルギー発生を伴う厳しい再臨界が発生しないようにしている。(再臨界の回避）また冷却と閉じ込めのために炉容器下部プレナム体積を増加し、多段の受け皿によるコアキャッチャを設置している。

ヘリウムガス冷却炉では、被覆粒子窒化物燃料の破損挙動に関するデータが欠如しているが、横方向流冷却型燃料集合体では炉心損傷時にも早期燃料排出によって再臨界の回避が可能な見込みである。また、炉外コアキ

ャッチャを設置して格納容器内で冷却と閉じ込めを図っている。

鉛ビスマス冷却炉では炉心損傷時の燃料挙動については不明な点が多いが、燃料が冷却材中を浮上するものと考えられ、再臨界を回避できるものと推定した。炉容器液面近傍の昇温、破損が想定されるが、炉容器室壁面の冷却機能強化により保持可能性ありと推定している。

水冷却炉については炉容器底部での再臨界を回避するために中性子吸収材の設置が検討されている。再臨界が回避されれば、適切な AM によって、炉容器内、もしくは炉容器破損時にも格納容器内で燃料デブリの冷却・閉じ込めが可能であると推定される。

(4) リスク評価

概念設計の段階ではあるが、ナトリウム冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛ビスマス冷却炉に対してレベル 1 PSA（炉心損傷発生頻度の評価）を行うことにより、目標値である 10^{-6}/炉年未満を達成できるとの見通しを得るとともに、そのために必要な設計上の留意点を整理した。

ナトリウム冷却大型炉で単管蒸気発生器を採用した場合、原子炉停止後 24 時間以降 DRACS 単独での崩壊熱除去が可能であること、ならびに DRACS および IRACS エンクロージャ内への冷却材漏洩時に当該系統の冷却材循環機能を少なくとも 24 時間維持できることを今後の設計検討の中で確認する必要がある。

ヘリウムガス冷却炉では崩壊熱除去系以外の代替除熱手段が確保されないので、４系統の崩壊熱除去系の共通要因故障等による機能喪失確率を低減するための設計上の工夫を設計具体化の中で検討する必要がある。

水冷却炉についてはレベル 1 PSA を実施してはいないが、ABWR と類似のシステムであることから、ABWR と同様に炉心損傷発生頻度 10^{-6}／炉年未満を達成できる見通しである

なお、いずれの概念においても、炉心損傷あたりの格納容器破損確率については、事象推移の明確化とともに、今後評価していく必要がある。

6.2 経済性

6.2.1 炉心燃料設計

炉心燃料の経済性は、炉心燃料設計の観点からは高燃焼度化による経済性目標の達成とさらなる改善を図っている。燃焼度については、実用化戦略調査研究フェーズⅠの結果などに基づき、炉心燃料の取出平均燃焼度として150GWd/tを目標とするとともにブランケットも含めた全体の取出平均燃焼度を 55GWd/t 程度とすることで燃料サイクル側の処理・製造単価目標の達成と合わせて燃料サイクル費の目標を達成できるように条件設定を行っている。

ここに挙げた目標値である炉心燃料取出平均燃焼度：150GWd/t、ブランケットを含む全体取出平均燃焼度：55GWd/t 程度は、熱効率 40%程度のナトリウム冷却炉について設定した値であり、熱効率に優れるヘリウム冷却ガスタービン直接発電炉ではより低い燃焼度で目標が達成できることになる。一方、水冷却炉のように熱効率が低い概念では、より高い燃焼度の達成が要求される。

表 6.1 に各冷却材選択肢の代表的な炉心概念について設計研究の結果から得られている燃焼度計算値を示している。ブランケットを含む全体の取出平均燃焼度は水冷却炉を除いて目標を達成している。水冷却炉については、燃料サイクル費や発電単価の評価まで行い、目標達成の可否について検討していく必要がある。

ナトリウム冷却炉について相互の比較を行うと、目標が達成できている中で以下のようなことが分かる。すなわち、

・「資源型」と標記している炉心より「経済型」あるいは「高出口温度型」と標記している炉心の方がブランケットを含む全体の取出平均燃焼度が高く経済性上は有利となっている。酸化物燃料炉心では上述の目標値の２倍の燃焼度となっており、単純な概算では燃料サイクル費を目標よりさらに半分程度まで抑制できる可能性を示唆している。「資源型」は高速炉の導入期に利用し天然 U 資源需要量の抑制を図って U 資源の有効利用により貢献することをねらった概念であり、「経済型」「高出口温度型」は高速炉の導入が進み高い増殖比が必要となくなる時期に燃料サイクル費を抑制することをねらった概念であるが、この結果から「経済型」「高出口温度型」炉心が適用できる状況となれば著しく経済性上有利となると考えられる。

・金属燃料炉心では、酸化物燃料炉心に比較してブランケットを含む全体の取出平均燃焼度が高い。これは、この表では炉心燃料取出平均燃焼度を両者で同等とする設計例を挙げているので、金属燃料は重金属元素の充填密度が

高いため炉心の内部転換比を高くでき同程度の増殖比を達成するのに必要なブランケット量を酸化物燃料炉心より少なくできる特長が燃焼度の値に現れたものである。ただし、金属燃料炉心は高速中性子照射量が高くなるので、同一の炉心燃料取出平均燃焼度を達成するためには酸化物燃料炉心より30%-60%高い照射量に耐える炉心材料を開発する必要があり、実現に向けた開発負荷・開発リスクは酸化物燃料炉心に比較して大きい。炉心材料の高速中性子照射量と増殖比を同一とした場合のブランケットを含む全体の取出平均燃焼度は酸化物燃料炉心と金属燃料炉心とでほぼ同等であり、大きな差はない。従って、燃焼度の観点から経済性を論ずる場合には、将来の開発リスクや開発期間の長期化などを容認するのであれば金属燃料炉心の方がより有利なポテンシャルを有すると言える。

ヘリウム冷却炉心では、ナトリウム冷却炉に比較してブランケットを含む全体の取出平均燃焼度が低い傾向にあるが、ヘリウム冷却炉心は今後さらに検討を重ねることにより、より高い燃焼度の核熱設計仕様を設定できる可能性があるので、今回の結果はヘリウム冷却炉心の燃焼度の限界を示している訳ではない。

鉛ビスマス冷却炉心では、窒化物燃料を適用した燃料ピン概念を採用して、ブランケットを含む全体の取出平均燃焼度が高く増殖比も高い炉心の核熱設計結果を得ている。ただし、窒化物燃料炉心はナトリウム冷却金属燃料炉心に類似しており、同一の炉心燃料取出平均燃焼度を達成するためにはナトリウム冷却酸化物燃料炉心より 30%程度高い照射量に耐える炉心材料を開発する必要があり、さらにここでの核熱設計結果で得られている性能を実現するためには経済的な ^{15}N 濃縮技術の開発、ピーク燃焼度 200-250GWd/t を達成できる窒化物燃料ピン概念の開発、鉛ビスマスと被覆管・グリッドスペーサとの化学的相互作用に関連する健全性の確認など、開発負荷・開発リスクが大きい課題がある。

以上に述べたように、水冷却炉以外ではいづれの概念もブランケットを含む全体取出平均燃焼度の目標を達成する炉心設計を行っており、いづれも経済性目標の取り合い条件を満足していると判断される。これらの中では、ナトリウム冷却炉の酸化物燃料炉心が開発課題の解決見通しに優れる概念で従来検討より高い性能も期待できる。さらに経済性に優れる可能性を有する概念もあるが、開発負荷・開発リスクを伴うので、これらを十分に考慮した選択が重要と考えられる。

6.2.2 プラント設計

6.2.2.1 はじめに

評価に当たっては、付録 F.経済性評価手法で説明してある手法により、各種プラント概念の設計物量データから修正 NUS 勘定項目毎にコストを算定した。

以下、評価の前提、評価結果、評価結果の検討、まとめの順に記載する。

6.2.2.2 評価の前提

・所有者費用は建設費（直接費と建中利子及び所有者費用を除く間接費の合計）の１０％とした。
・建中利子算定の入力となる資金需要は建設費（直接費、総係費［＝所有者費用］を含む間接費［建中利子は除く］）全額借入とし、期間は現地工事期間を基に想定したプロジェクト期間とした。資金需要カーブは想定したパターンを仮定。借入金利は年利３％とした。
・プラントは、ツインプラント（ナトリウム冷却中型シングルプラントを除く)、且つ、リプレースを想定しており、土地取得費は無しとなっている。また、建物に直接関係しない、既に整備されている港湾設備等の土木工事は算入しない。

6.2.2.3 評価結果

評価結果の提示においては、グラフ表記の都合上、各プラント概念設計例を以下の略号で示すこととする。

尚、◎を付したプラント概念が各冷却材を代表するレファレンスプラントである。

◎ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉　：LNaC
ＭＯＸ燃料高内部転換炉心大型ナトリウム冷却炉　：LNaH
金属燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉[原子炉出口温度 505℃]
：LNaM
◎ＭＯＸ燃料高内部転換炉心中型モジュールナトリウム冷却炉：MMNaH
ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心中型モジュールナトリウム冷却：MMNaC
炉（ナトリウム冷却炉は、全て二重管ＳＧ採用を前提とする。）
◎大型ヘリウムガス冷却炉　：LHe
◎冷却材原子炉出口温度 445℃及び保守補修性を考慮した
中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉　：MMPBFL

中型モジュール鉛ビスマス冷却自然循環型炉　：MMPBN
中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉　：MMPBF
保守補修性を考慮した
中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉　：MMPBF’
中型シングルナトリウム冷却炉　：MMNaHS

建設単価（発電端）と勘定科目内訳を図 6.2.2.1 に示す。

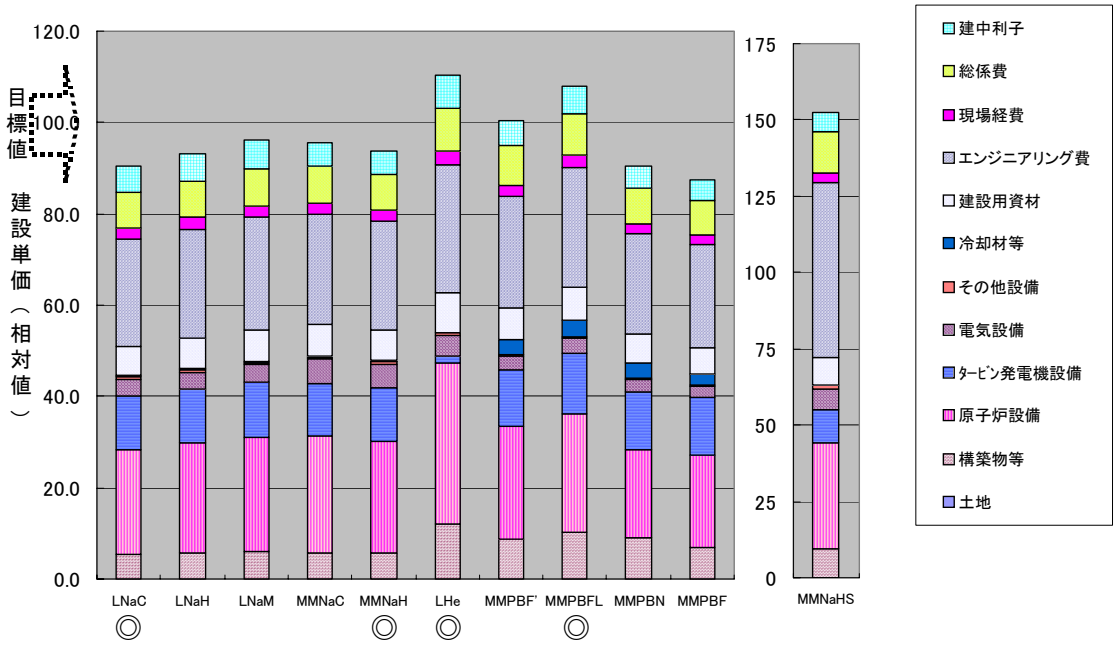


図 6.2.2.1 経済性評価結果

図 6.2.2.1 より

① 冷却材を代表するレファレンスプラントに関しては、ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心ナトリウム冷却大型炉（LNaC）が９０．５とスケール効果を最大限に活かして最も建設単価が低く最も経済性に優れており、次いで中型モジュールナトリウム冷却炉（MMNaH）が９３．８と低くいずれも目標建設単価を下回り優れた経済性を有す。一方、冷却材原子炉出口温度 445℃及び保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFL）及び大型ヘリウムガス冷却炉（LHe）は１０７．８及び１１０．４と目標建設単価を上回る結果となった。

② 大型ナトリウム冷却炉は、MOX 燃料コンパクト型炉心プラント（LNaC）９０．５、MOX 燃料高転換炉心プラント（LNaH）９３．１、金属燃料プラント(LNaM)９６．２の順に建設コストが高くなっている。これは、炉心径の差他に起因する原子炉設備・建屋の物量の差に因る。尚、金属燃料プラントはタービン建屋・TG 設備物量の物量差も要因に加わる。

③ 中型モジュールナトリウム冷却炉は、大型炉に対するスケールデメリットをモジュール効果や建設工期短縮等の方策により克服しようとしたが、結局、大型ナトリウム冷却炉より建設単価が割高という結果となった。中型モジュール炉に関しては、MOX 燃料コンパクト型炉心プラント(MMNaC)９５．６が MOX 燃料高転換炉心プラント（MMNaH）９３．８より建設コストが高くなっているが、これは、原子炉径を高転換炉心に一致させたことによる帰結である。

④ 鉛ビスマス冷却炉は、レファレンスとなった冷却材原子炉出口温度 445℃及び保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFL）が１０７．８と最も建設コストが高く、以下保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBF’）が１００．３、中型モジュール鉛ビスマス冷却自然循環型炉（MMPBNC）が９０．５、中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFC）が８７．６と評価された。

6.2.2.4 評価結果の検討

まず、比較対照プラント概念全体の概略比較検討を行い、それ以降にコマンドコストコード入力データを念頭においた詳細比較検討を実施する。

(1)概略比較検討（図 6.2.2.1，2，3 参照）

①比較概念中最も高額と評価されたヘリウム冷却炉はナトリウム大型炉や他の炉型に比べ、建屋構築物等の建設費が高くなっている。これは、直接ガスタービン設備を原子炉格納容器内に収納している為に単価の高い原子炉建屋体積が電気出力当りナトリウム大型炉の 2.4 倍と大であることに因る。また、原子炉設備においても、直接発電であることから BOP 関連設備が殆ど無く物量は少ないものの、この有利さを打ち消してしまう程の高圧系や原子炉冷却系である４基のガスタービン発電機等に由来する原子炉構造と一次系の合計物量がナトリウム大型炉に比べ 3.5 倍強という多さにより建設単価が大きくなってしまっている。（図 6.2.2.3）また、他の３概念のツインプラント電気出力 300 万ｋＷｅに対して 225 万ｋＷｅと小さいことから建設単価としては割高となってしまい、結果として経済的に優位と考えられる直接発電であるにも拘らずナトリウム冷却炉より建設単価としては２割程度高いという結果となった。尚、150 万ｋＷｅへの出力増大を考える場合、検討していないので、種々の技術的な課題が存在する可能性が大きく、そういった課題や課題解決の為の設備対応に要するコスト増加を無視して、単純なスケール則を適用して計算結果は、102.7（0.75 乗則）、100.3（2/3 乗則）、91.8（0.36 乗則）といった数値となる。但し、特に 150 万ｋＷｅへの出力増大に伴い原子炉炉心径が増大し、タービン側も径或いは／及び軸長の増大し、これらは、原子炉機器のコスト増大も招くばかりか、単価の高い原子炉格納容器及び原子炉建屋等のコスト増大も伴うこと等を勘案すると単純なスケール則による計算結果が妥当との見通しは得られない。あえて意味をもたせるとすると到達し得る最下限という程度であろう。

②次に高額と評価された鉛ビスマス冷却中型モジュール炉レファレンスプラントは、二次系を有しない簡素な構成とはいえ原子炉物量はヘリウムガス炉より少ないもののナトリウム炉と比べ大きく、出力当りの原子炉建屋体積も大きい為（図 6.2.2.2，3 参照）建設単価が高くなってしまっている。しかし、レファレンスプラントはナトリウム炉の燃料被覆管材料として想定して

いるＯＤＳ鋼を想定し原子炉出口温度 445℃（被覆管最高温度５７０℃）であるのに対し、現在想定候補材はないが原子炉出口温度５２０℃において冷却材による燃料被覆管腐食の問題がない材料（６５０℃）を開発出来ることを前提として保守補修性を考慮する場合は、若干原子炉物量が減少し、建設単価はほぼ目標値と同等となる。更に、冷却材による原子炉構造腐食の問題が他の冷却材以下で保守補修性を考慮しない場合を想定すると、自然循環型、強制循環型は各々レファレンスに比べ２６％、２９％低く、建設単価目標値を十分達成するばかりか、自然循環型ではレファレンスプラント中経済性で最も優れているナトリウム大型炉と同等で、強制循環型では、更に３％強低いものになる。

③中型モジュールナトリウム冷却炉は、原子炉建屋体積がモジュール構成により大型ナトリウム冷却炉に比べ１割程度大きく、原子炉物量も１．５倍弱と大きく習熟効果や他の合理化方策等を考慮し、建設コストで約４％弱高い（MMNaHv.s.LNaC）という結論となった。また、MOX 燃料コンパクト型炉心プラントが MOX 燃料高転換炉心プラントより建設コストが高くなっているが、これは、原子炉径を高転換炉心に一致させたことによる帰結である。

④大型ナトリウム冷却炉は、MOX 燃料コンパクト型炉心プラント、MOX 燃料高内部転換炉心プラント、金属燃料コンパクト型炉心プラントの順に建設単価が増加している。これは、MOX 燃料高内部転換炉心では、MOX 燃料コンパクト炉心型プラントに比べ、炉心径の増大により原子炉容器径が１割程度増加し、且つ、原子炉建屋体積が増加していること等に因り建設単価３％増となっている。一方、金属燃料コンパクト型炉心プラントは、MOX 燃料コンパクト型炉心プラントに比べ、原子炉出口冷却材温度が 550℃から 505℃と低下することに伴い、同出力を得る為に冷却材の熱交換器伝熱面積を増加する必要があることからﾎﾟﾝﾌﾟ組込み型 IHX 径及び蒸気発生器径が１割弱増大し、且つ、MOX 燃料に比べ低い燃焼度制限による燃料取替本数の増加等に因り建設単価６％程度増となった。

⑤中型ナトリウム冷却シングル炉は、ツインプラントによる共用設備の合理化が無いことやスケールデメリットにより電気出力当りの建屋体積及び原子炉物量でおよそ１．５倍程度、ユニット間習熟効果が無いため建設単価としては、大型ナトリウム炉の１．７倍弱となった。

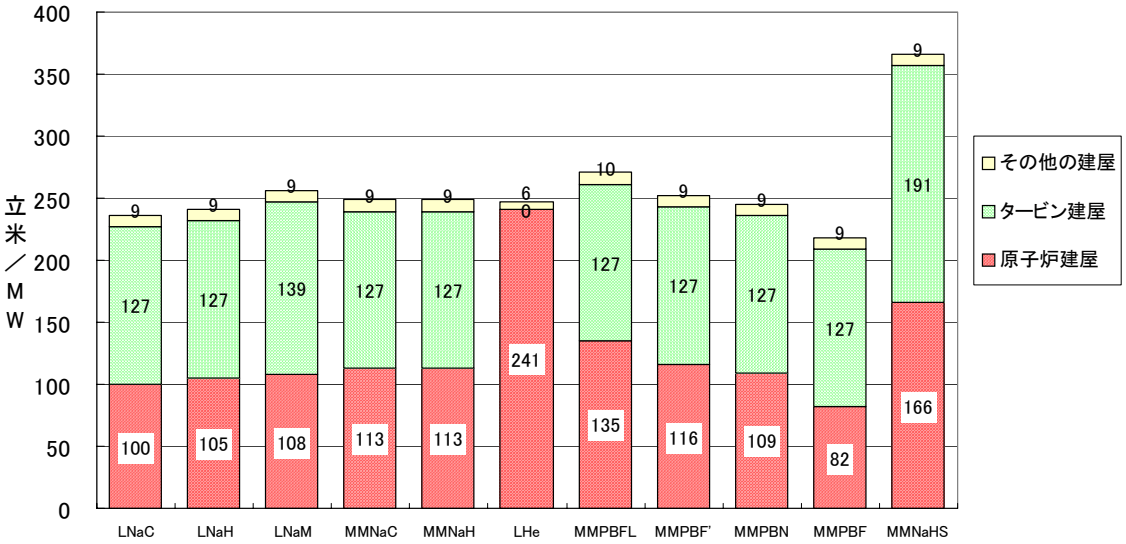


図 6.2.2.2 電気出力当りの建屋体積

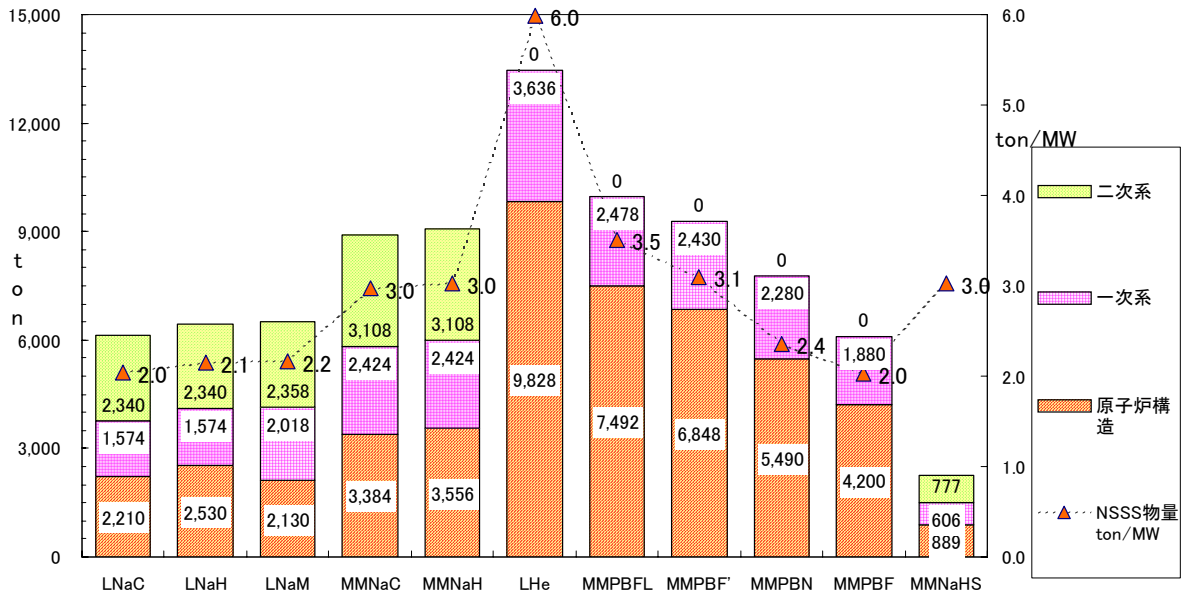


図 6.2.2.3 主要重量

(2)詳細比較検討

(i)異種冷却材プラントの比較

異種冷却材の比較として、各冷却材毎のレファレンスプラントであるＭＯＸ燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉(LNaC)、ＭＯＸ燃料高内部転換炉心中型モジュールナトリウム冷却炉（MMNaH)、大型ヘリウムガス冷却炉（LHe)、冷却材原子炉出口温度 445℃及び保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFL）の４プラント概念

を比較する。比較にあたっては、ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉を基準１００pt（ポイント）として他３プラントとの比較を以下に述べる。

(a) 大型ヘリウムガス冷却炉（LHe）

1)総建設単価(図 6.2.2.1 参照)

LHe の総建設単価は、LNaC の 100pt に対し 122pt となる。総建設単価は直接費単価と間接費単価との合計であり、間接費単価を構成する勘定項目は、建築用資材、エンジニアリング費、現場経費、総係費、建中利子であるが、何れも直接費単価との相関が大きいので、(2)詳細比較検討では、直接費単価についての分析から開始する。尚、この間接費単価を構成する勘定項目のうち、建中利子については、直接費単価や建中利子の除く間接費単価の総額と建設期間の２つの入力により決まるもので、建中利子に関して建設期間について記載すべき事項は本節に述べる。

2)直接費単価(図 6.2.2.4，5 参照)

直接費単価の差[絶対値]の９７％は、原子炉設備で+13.4pt（ポイント）、構築物等で+7.4pt、タービン発電機設備で-11.1pt となる。また、LHe の場合、例えば、原子炉設備の費用の絶対額では、NaL より 15%弱多いにも拘らず、その電気出力が単基当り 112 万ｋW と 150 万ｋW に比べ 25%強小さく、結果として、KW 当りの比較では、38.7pt と NaL の 25.3pt に比べ、50%強多いという大きな差となっている。ＬＨｅの場合、出力の小さいスケールデメリットが、全ての勘定項目について作用している。

以下に前記差への寄与が大きな勘定項目を分析する。

i)構築物等(図 6.2.2.6，7 参照)

構築物の差+7.4pt は原子炉格納施設で+2.1pt、原子炉建屋で、+6.4pt、タービン建屋は無いので、-1.2pt である。まず、格納施設容積が、NaL19,900m^3 に対し、LHe52,734m^3 と約 2.65 倍であること、原子炉建屋で、NaL260,000m^3 に対し、LHe436,000m^3 と約 1.7 倍であること等による。タービンは、耐震クラス等が低く建屋単価も低い為、有無の差は 1.2pt 程度となる。この格納容器が NaL に比べ大きいのはタービン発電機４基を内包している為である。加えて、NaL の垂直要素付加２次元免震（純粋２次元免震装置に対し、単価が１．７倍程度）に対してコストが３倍弱となる３次元免震を LHe では採用していることに因る。

ii)原子炉設備(図 6.2.2.8，9 参照)

原子炉設備の差+13.4pt は原子炉機器で+7.5pt、主冷却設備で、-7.2pt、他原子炉プラント設備で+10.1pt、補助炉心冷却設備+3.7pt である。これら４項目で、差の 95%となる。

a)原子炉機器(図 6.2.2.10 参照)

原子炉機器については、原子炉容器等と固定/可動遮蔽体、原子炉構造の

差の寄与が差全体 7.7pt の 89%と大きい。

原子炉容器等については LNaC の原子炉容器がφ9.7×20m に対して LHe の原子炉容器がφ9.6×22.5m とほぼ同じであるが、重量を比較すると容器板厚が 30mm に対し 150mm と 5 倍であることや上鏡部有無等の要因から、炉容器重量 LNaC195t に対し LHe 約 4250t と 20 倍以上であり、熱遮蔽板・支持台等を考慮しても約 17.8 倍となり、コストとして LNaC の 0.51ｐｔに対して LHe は、5.71pt と 11 倍強であり、差は+5.21pt となっている。これは直接費の差 10.3pt の約半分を占めている。

固定/可動遮蔽体については LNaC99ｔに対し LHe449ｔと遮蔽体の重量で LHe は LNaC の約４．５倍であり、その結果、0.5pt に対して 2.7pt と差は+2.2pt となる。これは、直接費の差 10.3pt の約 1/4 弱であり、理由としては、①出力密度の小さい LHe の大きい炉心（LNaCφ5.6×0.8m に対して LHeφ6.5×1.8m と容積で 2.6 倍）に対し遮蔽をする必要があること、②高温に耐える材料で遮蔽を構成する必要があること等がある。何れも高温のガス冷却高速炉特有の理由と考えられる。

原子炉構造については、炉心上部機構及び炉内構造物の重量は LHe は炉内下部構造のみで 500t 弱となり、LNaC の炉心上部機構及び炉内下部構造、炉心支持構造他合計 320t の約 1.5 倍強であり、その結果、1.3pt に対して 2.53pt と差は+1.2pt となる。

b)主冷却設備(図 6.2.2.11 参照)

LHe は、LNaC に比べ蒸気発生器が無い為、一次主冷却配管の二重管等他の要因を考慮した上で、LNaC の 11.5pt に対して、LHe は、4.3pt と差は－7.2pt となる。

c)他原子炉プラント設備(図 6.2.2.12 参照)

差+10.1pt の 80%以上が冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の差で、LHe の当該設備は、最大圧力では原子炉容器の使用圧力を超える１２MP の一次冷却材であるＨｅガスを貯蔵する原子炉容器容積の 59%の一次系機器であり、しかも出力低下・停止時には、原子炉を循環している放射性物質を含有する He ガスを貯蔵することにもなる。この容器及びこの原子炉容器への注入或いは原子炉容器からの抽出を繰り返す圧縮機装置等から構成されるもので、設備規模や特に耐圧能力の観点においてナトリウム炉とは極めて異なるものとなり、妥当なコスト差と言える。勘定項目中最大の差である。

d)補助炉心冷却設備(図 6.2.2.8 参照)

補助炉心冷却設備については+3.7pt の差があり、ガス炉 DHX の電気出力当りの容量が Na 炉と比べて格段に大きい事に因る。この要因については、単純に Na とヘリウムの熱容量の差と考えられる。因みに高温ガス炉では炉内に大量にあるグラファイトの熱容量が効いて最大除熱必要量に対し DHX の容量は小さくなっているが、ガス FBR ではグラファイトも無いため最大

除熱必要量を DHX 除熱量で賄わなければならず、DHX の容量が大きくならざるを得ないことになる。

(b) 冷却材原子炉出口温度 445℃及び保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFL）

1)総建設単価(図 6.2.2.1 参照)

MMPBFL の総建設単価は、LNaC の 100pt に対し 119pt となる。尚、MMPBFL の建設期間は 39 ヶ月と LNaC の 46 ヶ月に比べ 22%弱短く、借入額が多いにも拘らず件中利子は-0.1pt となっている。

2)直接費単価(図 6.2.2.4，5 参照)

直接費の差[絶対値]の 96%は、構築物等で+5.2pt、冷却材等で+3.6pt、原子炉設備で+3.5pt、タービン発電機設備で+1.5pt ある。

また、MMPBFC の場合、例えば、構築物の費用の絶対額では、NaL より 75%強多いにも拘らず、その電気出力が単基当り 142 万ｋW と 150 万ｋW に比べ 5%強小さく結果として、KW 当りの比較では、13.5 と NaL の 6.1 に比べ、85%強多いという差となっている。PB の場合、LHe 程ではないが、出力の小さいスケールデメリットが、全ての勘定項目について作用している。

以下に前記差への寄与が大きな勘定項目を分析する。

i)構築物等(図 6.2.2.6，7 参照)

構築物の差は原子炉建屋が+5.2pt で差[絶対値]の９７%である。これは、NaL の原子炉建屋が 3.5pt に対し、PB が 8.7pt と 2.5 倍にもなっていることに因るものであるが、それは、原子炉建屋容積が、NaL260,000m^3 に対し、PB349,200m^3 と約 1.4 倍であること、強地震に耐えるという設計条件により NaL の垂直要素付加２次元免震（純粋２次元免震装置に対し、単価が１．７倍程度）に対し単価で５倍弱となる３次元免震装置の採用等による。（LHe では３倍弱となる３次元免震装置。LHe と MMPBFL との差はプラント原子炉側重量の差に因る。）

ii)原子炉設備(図 6.2.2.8，9 参照)

原子炉設備の差は、原子炉機器で+7.7pt、主冷却設備で-6.8pt、計測制御設備で+1.4pt でこれら３項目で差の 87%[絶対値]である。結果の差を符合付で考えた場合、これら３項目で+2.3pt この３項目以外の寄与が、補助炉心冷却系で+0.9、燃料貯蔵設備で-0.5、他原子炉プラント設備で+0.9 で最終的には原子炉設備で+3.5pt となっている。以下差が大である 3 項目について分析する。

a)原子炉機器(図 6.2.2.10 参照)

原子炉機器では、原子炉容器等で+4.7pt、原子炉構造で+1.8pt、炉上部構造で+1.3pt、固定/可動遮蔽体で-0.4pt となり、これら４項目で原子炉機器の差の 97%となる。

原子炉容器等であるが、原子炉容器の大きさは LNaC の 150 万 kWe 当りφ9.7×20m に対して MMPBFL は 75 万 kWe 当りφ15×20m と径が 1.5 倍強の容器が 2 基であり、重量では、LNaC の 195t に対して、２モジュール 150 万 kWe で 1360t と 7.0 倍弱であり、板厚も 30mm に対し 50mm で、材質は SUS に対して高 Cr 材で加工費等の観点も加味され、0.5pt に対し 5.2pt と比で約 10 倍、+4.7pt の差となっている。

原子炉構造は、炉容器径が大である為に炉心上部機構及び炉内構造物の重量について MMPBFL は炉内構造物のみで 150 万 kWe 換算で 630t 弱となり、LNaC の炉心上部機構及び炉内下部構造、炉心支持構造他合計 321ｔの約 2 倍弱であり、その結果、材質の相異他の要因も含め 1.32pt に対して 3.15pt と差は 1.83pt となっている。

炉上部構造は、炉容器径が大である為に上部デッキ及び回転プラグ構造材重量計が、LNaC の 248ｔに対し MMPBFL は 934t となり、コストは 0.9pt に対し 2.1pt と比で 2.5 倍となり、差は 1.3pt 弱となっている。

固定/可動遮蔽体は、遮蔽体重量合計が LNaC の 99t に対し約 27t と 1/4 強となっており、且つ LNaC で使用されている単価の高い ZrH 遮蔽体も使用していない為、コストは、LNaC の 0.46pt に対し 0.06pt と比で 1/8、差で-0.4pt となっている。

b)主冷却設備(図 6.2.2.11 参照)

MMPBFL は、LNaC に比べ、まず 2 次系を有しておらず、且つタンク型炉であることから、勘定項目のうち、1 次主冷却配管等及び 2 次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ等、2 次主冷却配管等は 0pt である。この結果、LNaC の 11.5pt に対して、MMPBFL は 4.7pt と差は-6.8pt となる。この差の約 88%は蒸気発生器と一次主循環ポンプである。

まず、蒸気発生器について LNaC は 7.73pt、MMPBFL が 3.77pt と-3.95pt と比で 49%、ポイントでは半分以下となっている。伝熱面積では、MMPBFL は 139m²/ユニットと LNaC の 520m²/ユニットの 1/4 強となっているが、MMPBFL の SG は単管ヘリカル型であり、同一出力で二重管直管型が単管ヘリカル型の 2 倍程度のコストであることを考慮すると約 1/2 との評価は妥当である。

次に一次主循環ポンプについて LNaC は 2.65pt に対し MMPBFL が 0.65pt と差で-2.00pt ポイントで 1/4 以下となっている。これは、①LNaC については、一次主循環ポンプは、ポンプ組込み型 IHX ということで中間熱交換器としての機能も含まれていること、②LNaC の 9,300kWe のポンプ 2 台(1500MWe 当り)に対して MMPBFL の 1,625kWe のポンプ 3 台(750MWe 当り)とポンプの容量が異なること③モジュール効果の理由に因る。

c)計測制御設備(図 6.2.2.13 参照)

計測制御設備では、ﾌﾟﾗﾝﾄ制御設備及び安全保護系で+0.83pt、炉内計装設備で+0.28pt、蒸気発生器計測制御設備で+0.21pt、主冷却系計測制御設備で+0.16pt となり、この 4 項目で、計測制御系の差[絶対値]の 95%である。

安全保護系は制御棒本数比例であり、150 万 kWe 当り LNaC は 55 本に対して MMPBFL は 72 本、プラント制御設備は、モジュール数比例即ち 2 倍である。ﾌﾟﾗﾝﾄ制御設備及び安全保護系はこれら 2 項目の合計であり、習熟効果・スケールデメリットと相俟って LNaC1.54pt に対して MMPBFL2.37pt と 1.5 倍強となっている。

一方、炉内計装設備モジュール数比例即ち 2 倍の処が習熟効果・スケールデメリットで LNaC0.33pt に対して MMPBFL0.58pt と約 1.8 倍強となっている。

また、蒸気発生器計測制御設備は、蒸気発生器基数比例（2 基対 12 基）と習熟効果・スケールデメリットで、主冷却系計測制御設備は、ループ数（3 ループ対 2 ループ）と習熟効果・スケールデメリットで各々、LNaC0.04pt、0.09pt に対して MMPBFL0.25pt、0.25pt と約 6 倍弱、2 倍弱となっている。

iii)タービン発電機設備(図 6.2.2.4 参照)

MMPBFL は原子炉出口温度が 445℃と LNaC の 550℃に比べ低い為,主蒸気温度も低くこの為、復水設備、給水加熱設備等の設備容量が増加する為にコストが LNaC の 12.9pt に対して 14.4pt と差で+1.5pt となっている。

iv)冷却材等

冷却材については、インベントリが LNaC の 4,520ｔに対し、MMPBFC は 99,600ｔと２２倍であり、重量単価は約３／４ではあるが、スケールデメリットも含めた結果として NaL の 0.2pt 強に対し 3.9pt 弱と１桁以上の差となった。

(b) ＭＯＸ燃料高内部転換炉心中型モジュールナトリウム冷却炉（MMNaH）

1)総建設単価(図 6.2.2.1 参照)

MMPBFL の総建設単価は、LNaC の 100pt に対し 103.7pt となる。即ち、+4%程度の差である。尚、MMPBFL の建設期間は 35 ヶ月と LNaC の 46 ヶ月に比べ 24%程短く、借入額が多いにも拘らず建中利子は LNaC の 6.5pt に対し MMNaH は 5.6pt と-0.9pt となっている。

2)直接費単価(図 6.2.2.4，5 参照)

直接費の差は、3.6pt で、差[絶対値]の 97%は、電気設備で+1.7pt、原子炉設備で+1.7ｐｔ、構築物等で+0.2pt の３項目である。

以下に前記差への寄与が大きなこれら勘定項目を分析する。

i)構築物等(図 6.2.2.6，7 参照)

構築物の差は原子炉格納施設で+0.14pt、原子炉建屋で+0.09pt で差の

９９％である。これは、NaLC の原子炉格納施設が 0.93pt に対し MMNaH が 1.07pt に、LNaC の原子炉建屋が 3.48pt に対し MMNaH が 3.57pt になっていることに因るものであるが、これは、原子炉格納施設容積が、NaLC19,900m³ に対し、MMNaH１モジュール 13,400m³ と 150 万 kWe 当りでは、約 1.35 倍であること、しかし乍習熟効果によりコスト低減が計られていること、原子炉建屋容積が、NaLC260,000ｍ³ に対し、MMNaH284,000m³ と約 1.1 倍弱であること、しかし乍習熟効果によりコスト低減が計られていること等に因る。

ii)原子炉設備(図 6.2.2.8, 9 参照)

原子炉設備の差は、他原子炉プラント設備で+1.8pt、主冷却設備で-1.6pt、原子炉機器で+1.0pt、計測制御設備で+0.8pt であり、これら４項目で差の 94%[絶対値]である。以下にこれら４項目について分析する。

a)他原子炉プラント設備(図 6.2.2.12 参照)

原子炉設備の差の 47%と最も差に対する大きな寄与を占めるこの他プラント原子炉設備に分類されている詳細勘定項目の中では、保守・補修設備、原子炉設備補助冷却設備、冷却材受入・貯蔵・充填及び純化設備の３項目で差の 94%となっている。以下分析する。

保守・補修設備は、LNaC1.35pt に対し MMNaH が 2.22pt と差+0.87pt となっている。保守・補修設備は、「ナトリウム除去及び除染装置」と「保守・補修及び検査設備」の合計であり、このうち、前者は、洗浄槽容積比例であり、洗浄槽は LNaC ではプラント全体で 60m³×２槽に対し MMNaH ではプランと全体で 30m³×4 槽と合計容量は同じであるが、習熟効果等を考慮している。一方後者はモジュール数に比例し、LNaC の２式に対し MMNaH は４式。但し、習熟効果等を更に考慮している。以上から 2 倍にはならないものの 1.64 倍となった。

原子炉設備補助冷却設備については、LNaC0.35pt に対して MMNaH0.88pt と差+0.53pt となっている。LNaC は、冷却水流量 1500MWe 当り 1000m³ に対して MMNaH が 2600m³ と２．６倍であり、配管長は 500m に対し 1000m と２倍となっており、この物量差と習熟効果を考慮してコストは、2.5 倍となっている。

冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備については、LNaC0.58pt に対して 0.91pt と差+0.33pt となっている。150 万 kWe 当りで配管長は LNaC で 500m に対して MMNaH1000m と２倍、貯蔵タンク重量では 40t に対して 60t と 1.5 倍、電磁ポンプ流量で 0.1m³/分/基が１基に対して２基、一次系炉内コールドトラップ 0.03m³/分/基が２基に対して 0.04m³/分/基が４基、一次系炉外コールドトラップは、ツインプラント 300 万 kWe 当りで 0.03m³/分/基が１基に対して 0.04m³/分/基が１基、EVST 冷却系はループ数が倍、Na-Na 伝面積が 2.6 倍、Na-空気伝面積が 1.9 倍、Na 配管長が倍、純化系ループ数

が倍、炉内コールドトラップが倍、弁数が倍という物量入力と習熟効果等を見込んだコストの比が 1.6 倍となった。物量においてモジュール炉特有のデメリットが顕著な項目である。

b)主冷却設備(図 6.2.2.11 参照)

MMNaH は、LNaC の 11.5pt に対して、9.9pt と差は－1.6pt となる。この差は、蒸気発生器と一次主循環ポンプで差[絶対値]の 88%となっている。

蒸気発生器について LNa は 7.73pt、MMNa が 6.15pt で-1.58pt と 80%となっていることによる。これは、モジュール炉については、モジュール間で習熟効果を見ており、LNa の SG１基のコストを C、第１基目と第２基目のコスト比を a、第２基目と第３基目のコスト比をｂ（a,b＜１）とするとツインプラントのコストでは LNa は(2+2a)C に対し MMNa は$(1+a+ab+ab^2)$C との計算手法の結果として齎されるものである。ここで計算方法の是非の議論は行わない。

次に一次主循環ポンプについて LNaC は 2.65pt、MMNaH が 2.45pt と-0.20pt と 92%となっていることによる。ポンプ単体のコストを CL,CM とすると、ポンプモータの定格から考えて、CM<CL<2CM は自明であるが、加えて SG 同様に LNa は(2+2a)CL に対し、MMNa は$(1+a+ab+ab^2)\times$2CM であり、結果としてコスト比は、92%となっている。

c)原子炉機器(図 6.2.2.10 参照)

原子炉機器では、固定/可動遮蔽体で 0.8pt、制御棒駆動機構で-0.7pt、炉上部構造で+0.3pt、原子炉構造物で+0.3pt、となり、これら４項目で原子炉機器の差の 88%となる。

固定/可動遮蔽体では、150 万 kWe 換算で LNaC の遮蔽体重量合計が 99t に対し MMNaH が 305t 弱と遮蔽体の重量合計が LNa の 3．1 倍弱となっているも、

モジュール型炉のコスト計算手法によりコストでは、LNaC0.46pt に対して MMNaH1.26pt と 2.75 倍、+0.8pt となっており、原子炉機器での差［絶対値］の１／３強、符号を考えると増加額の８割はこの遮蔽体の差と言える。この結果は、大型炉と比較した場合にモジュールの数の炉心各々に遮蔽体を設置しなければならず、大型炉と比較した場合のモジュール炉固有の物量増と考えられる。

制御棒駆動機構では、150 万 kWe 換算当りでは、主炉停止棒駆動機構基数が LNaC で 40 基に対して MMNaH が 42 基、後備炉停止棒駆動機構基数は 15 基に対して 14 基と LNaC の方が合計基数では、１基少ないが、主冷却系の蒸気発生器や一次主循環ポンプと同様に習熟効果をモジュール間でみるという計算方式によりモジュール型炉の制御棒駆動機構のコストが、約-20%低い評価となる。

炉上部構造では、150 万 kWe 換算当りでは、上部デッキ及び回転プラグ

構造材重量計は、NaL の 248ｔに対し MMNa 396 と 1.6 倍となるが、モジュール効果によりコスト比で LNaC0.85pt に対して MMNaH1.15pt と 1.36 倍となり、差は 0.3pt 強となる。

原子炉構造物では、炉心上部機構及び炉内構造物の重量は MMNa は炉内構造物のみで 150 万 kWe 換算で 472t となり、LNaC の炉心上部機構及び炉内下部構造、炉心支持構造他合計 321ｔの約 1.5 倍弱であり、その結果、モジュール効果も含め 1.32pt に対して 1.61pt と差は 0.3pt 弱 1.2 倍強となる。

b)計測制御設備(図 6.2.2.13 参照)

計測制御設備では、ﾌﾟﾗﾝﾄ制御設備及び安全保護系で+0.51pt、炉内計装設備で+0.24pt となり、この 2 項目で、計測制御系の差[絶対値]の 94%である。

安全保護系は制御棒本数比例であり、150 万 kWe 当り LNaC は 55 本に対して MMPBFL は 56 本、プラント制御設備は、モジュール数比例即ち 2 倍である。ﾌﾟﾗﾝﾄ制御設備及び安全保護系はこれら 2 項目の合計であり、習熟効果と相俟って LNaC1.54pt に対して MMPBFL2.05pt と 1.3 倍強となっている。一方、炉内計装設備モジュール数比例即ち 2 倍の処が習熟効果で LNaC0.33pt に対して MMPBFL0.58pt と約 1.7 倍強となっている。

iii)電気設備(図 6.2.2.14 参照)

電気設備+1.7pt は、配電盤が LNa2.03pt に対し、MMNa3.47pt と、+1.44pt の差があり、コスト比で 1.7 倍であり、電気設備の差の約８割がこの配電盤の差である。配電盤は、制御盤と補助電力及び信号盤の合計であり、各々は、制御盤盤数が LNaC290 面に対して MMNaH500 面と 1.7 倍、補助電力及び信号盤盤数が LNaC590 面に対して MMNaH1000 面と 1.7 となっており、盤数に比例した結果となっている。これは、大型炉と比べ、機器数の合計は、モジュール間共用にも限界があり多くなる為に生じていると解釈され、モジュール炉固有の物量増と考えられる。

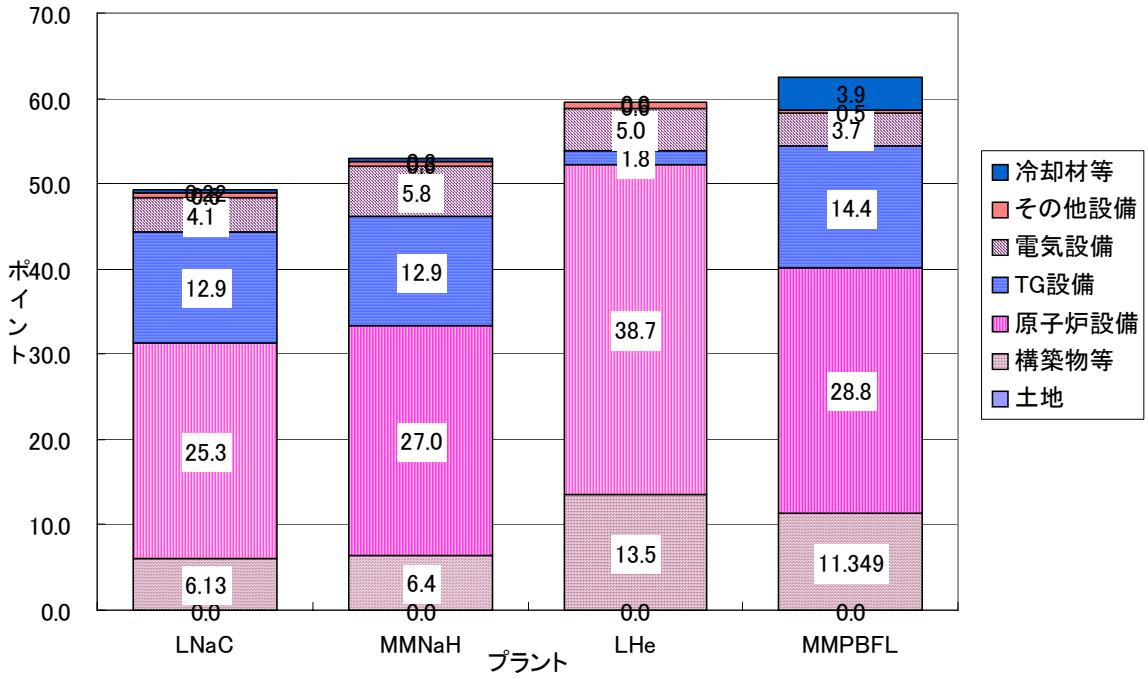


図 6.2.2.4 直接費比較

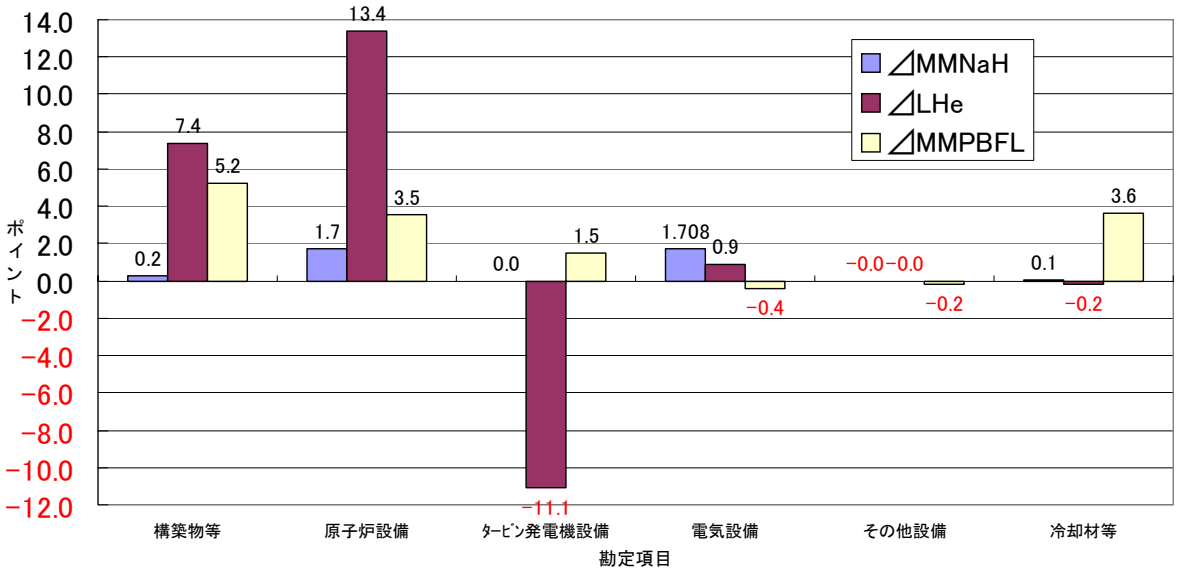


図 6.2.2.5 最上位勘定項目毎の差異

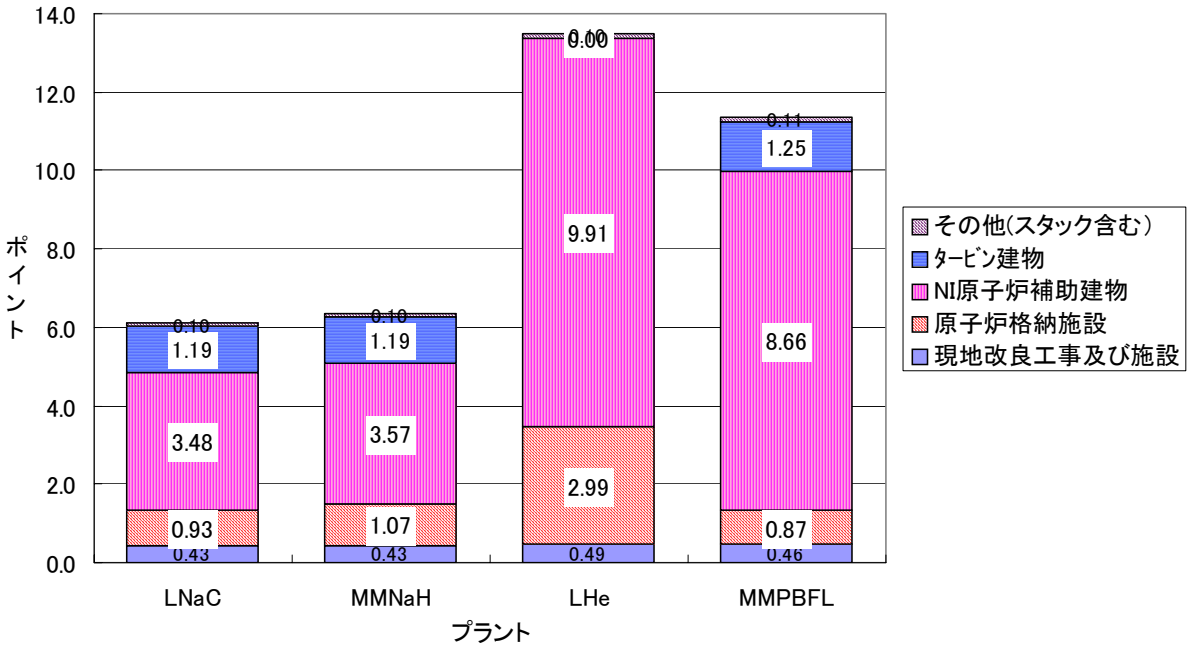


図 6.2.2.6 構築物等比較

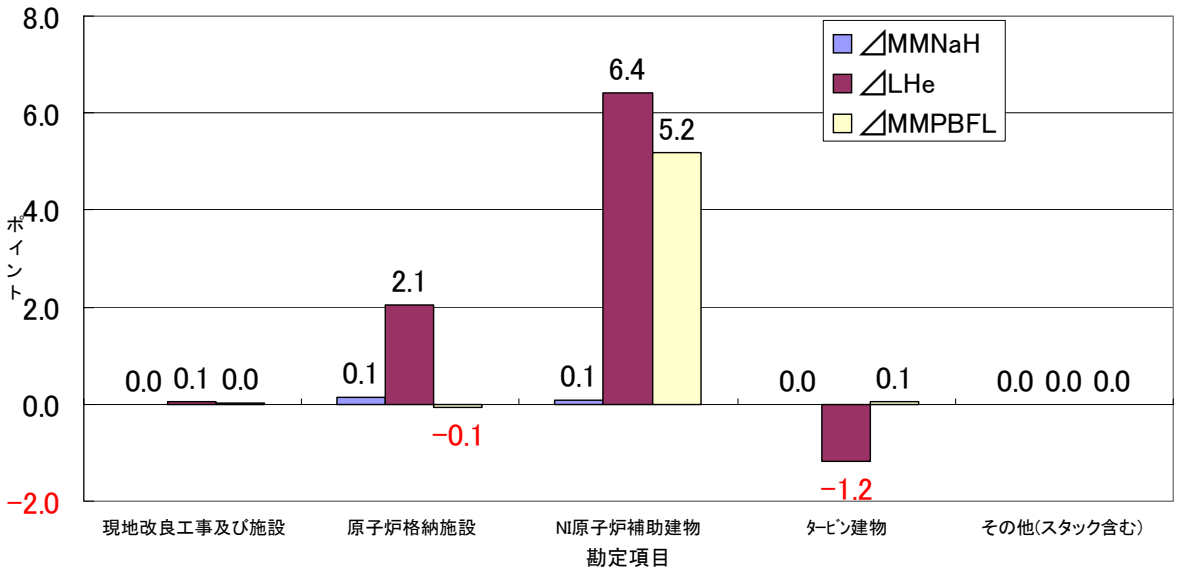


図 6.2.2.7 構築物等勘定項目毎の差異

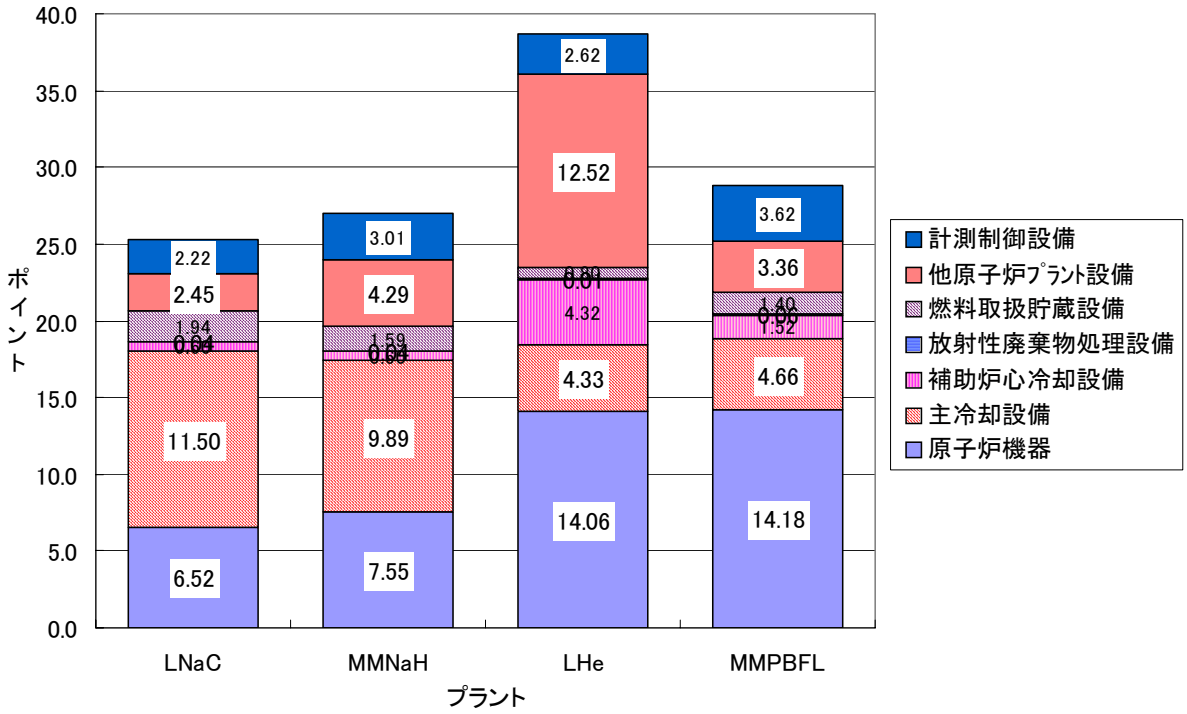


図 6.2.2.8 原子炉設備比較

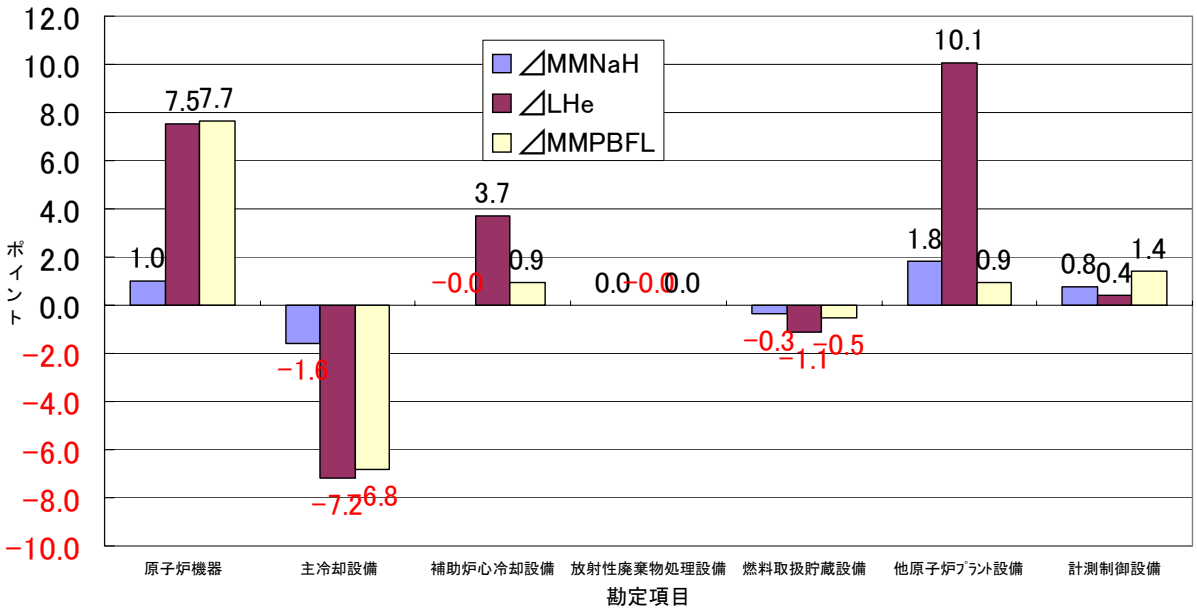


図 6.2.2.9 原子炉設備勘定項目毎の差異

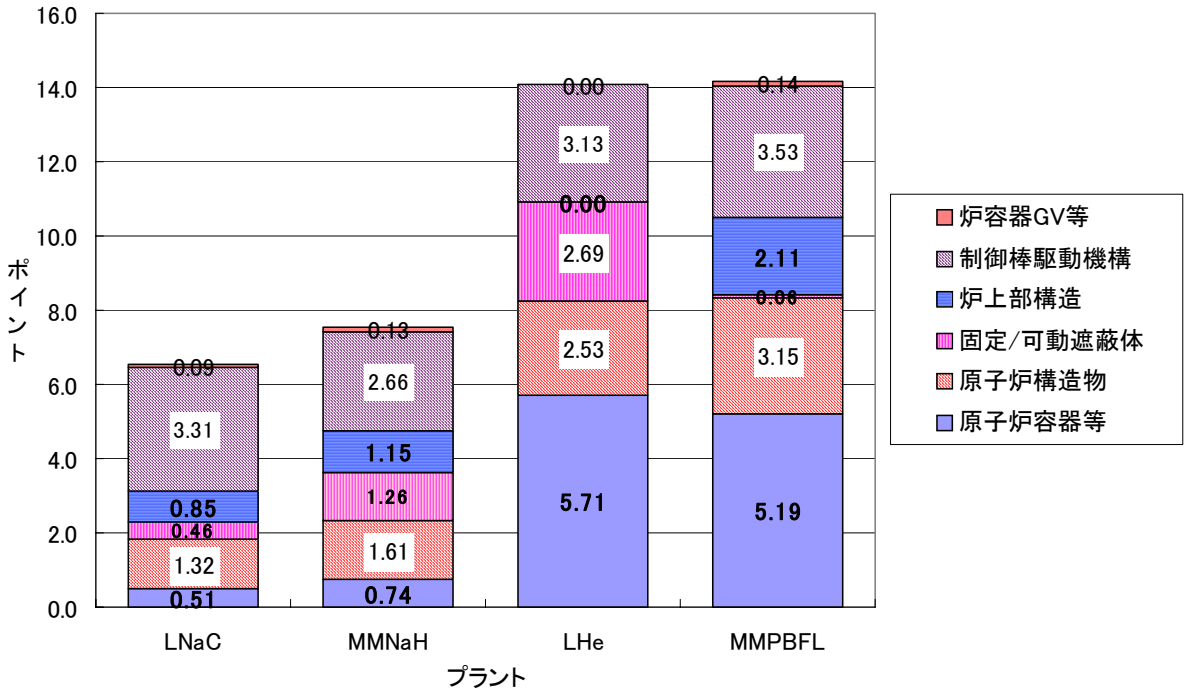


図 6.2.2.10 原子炉機器比較

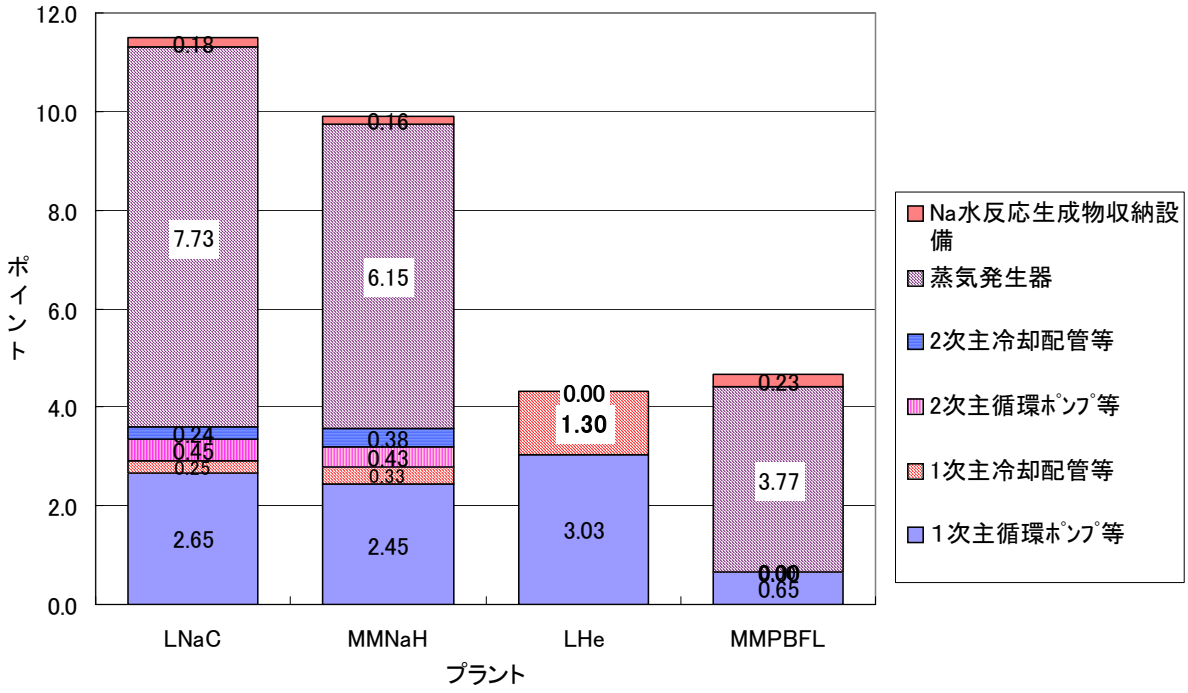


図 6.2.2.11 主冷却設備比較

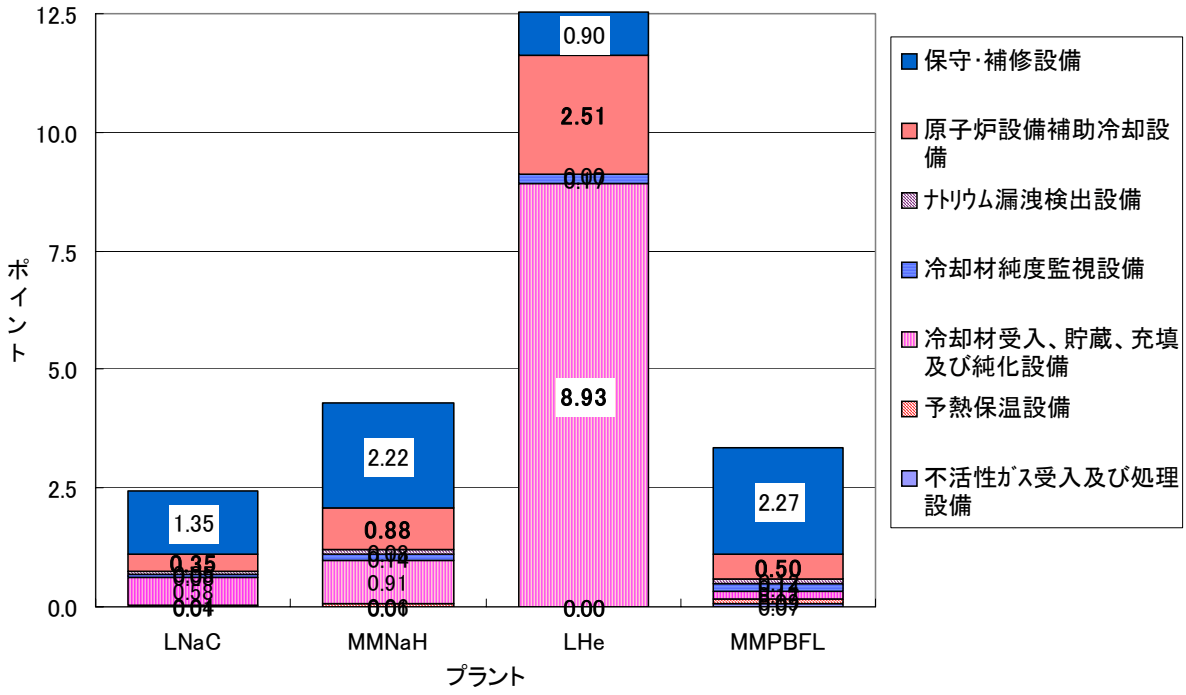


図 6.2.2.12 他プラント原子炉設備比較

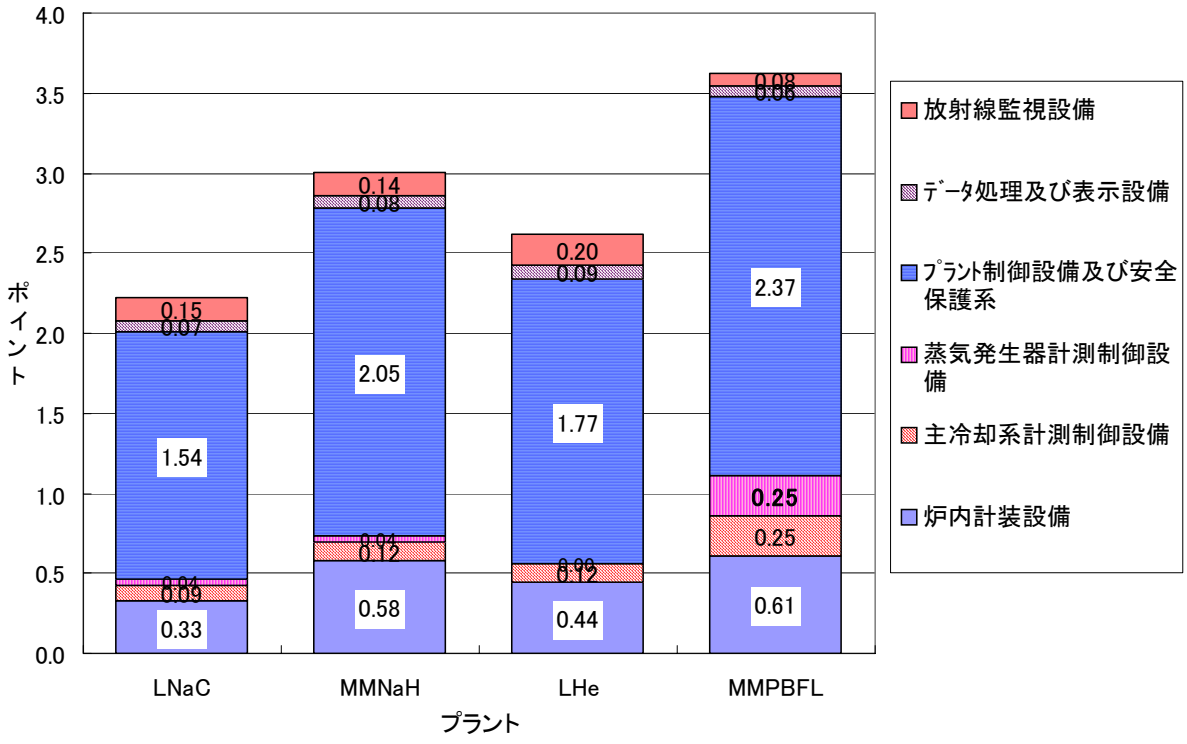


図 6.2.2.13 計測制御設備比較

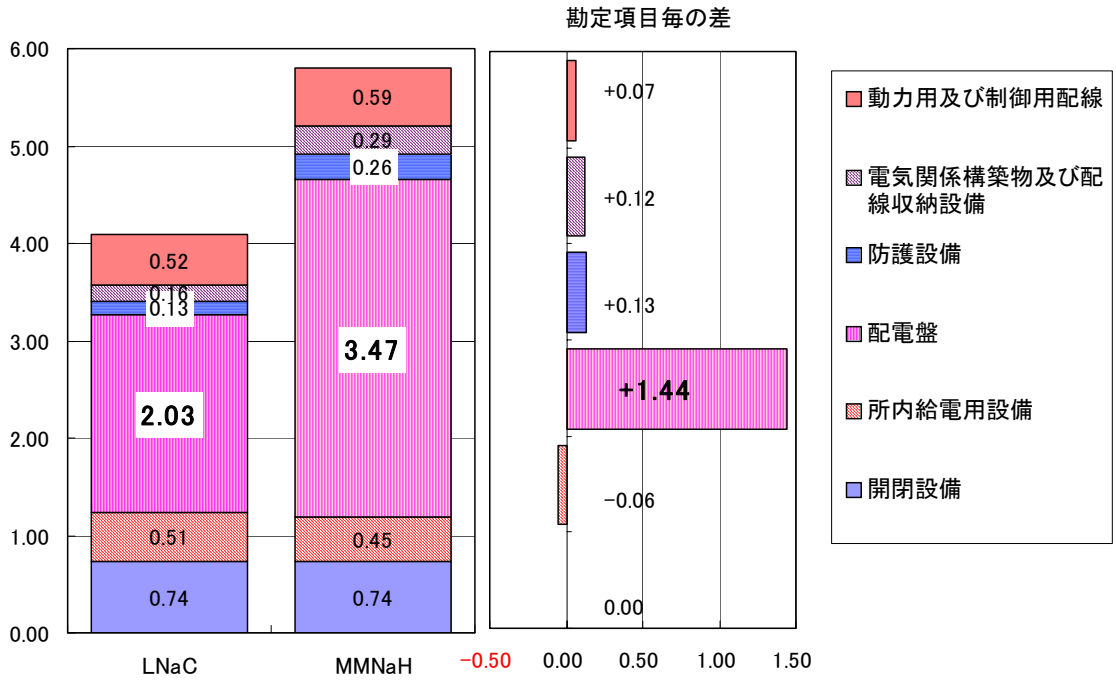


図 6.2.2.14 電気設備比較

(ii)同一冷却材プラントの比較

同一冷却材プラントとしては、ナトリウム冷却炉では大型炉３概念及び中型モジュール炉２概念、鉛ビスマス冷却炉では中型モジュール炉４概念がある。以下、ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却中型モジュール炉の順に比較を行う。

(a)ナトリウム冷却炉

ナトリウム冷却炉大型及び中型の比較においては、比較プラント相互の差異が相対的に小であることと、その差も基本的には勘定項目毎の評価式は同一で入力物量データ数値の大小の相異に因るものであること、更にその数値の差異の理由も明確に把握出来ていることから、総建設単価の評価結果を報告し、その理由と最も詳細な勘定項目毎のコスト差を総括整理することにする。

1)ナトリウム冷却大型炉

比較するのはレファレンスであるＭＯＸ燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉（LNaC）とＭＯＸ燃料高内部転換炉心大型ナトリウム冷却炉（LNaH)及び金属燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉[原子炉出口温度 505℃]（LNaM）を比較する。

i)総建設単価

建設目標単価を 100ﾎﾟｲﾝﾄとすると
ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉(LNaC)　：90.5
ＭＯＸ燃料高内部転換炉心大型ナトリウム冷却炉(LNaH)　：93.1
金属燃料コンパクト型炉心大型ナトリウム冷却炉(LNaM)　：96.2
となっている。（図 6.2.2.1 参照）

ii)分析

異種冷却材プラント比較と同様に直接費単価についての分析とする。直接費単価では、LNaH は LNaC に比べ+1.5ﾎﾟｲﾝﾄ弱、LNaM は、+3.2ﾎﾟｲﾝﾄの増加となった。尚、建設期間は比較プラント間で差異は無い。（図 6.2.2.15, 16 参照）

a)高転換型

高内部転換型炉心の採用に伴い、炉心径が増加し、その結果、原子炉容器径が 9.7m から 10.6m と 0.9m 増加したこと（高さは、20.0m から 19.75m と 0.25m 減少)、また、燃料集合体寸法及び未臨界性確保の為の集合体間隔等の差異から炉外燃料貯蔵槽（EVST）径が 0.24m 増加していること等から原子炉配置に影響を与え原子炉格納容器及び原子炉建屋のコスト増加を齎した。原子炉建屋容積では、LNaC に比べ 5%の増加となっている。また、原子炉設備の下位勘定項目である主に原子炉機器の物量増加、即ちコスト増加という結果となった。また、制御棒体数が主・後備系合計でモジュール当り５５体から６４体に増加していることもコスト増加に寄与している。(表 6.2.2.1，2 参照)

b)金属燃料

まず、コスト影響要因として、金属燃料炉心の採用に伴い、炉心径が増加し、その結果、原子炉容器径が 9.7m から 9.9m と 0.2m 増加したことと高さが 20.0m から 20.8m と 0.8m 増加したこと、また、バッチ数の相異等から炉外燃料貯蔵槽（EVST）収納体数が 459 体から 535 体と大幅に増加し、槽の径が 0.64m 増加していることがある。次に LNaC の原子炉出口温度５５０℃と比べ LNaM は５０５℃と低くなっている為、熱輸送量を確保するには熱交換器伝熱面積を増加させる必要があり、結果としてポンプ組込型 IHX 及び蒸気発生器の径及び高さが増加したことがある。これらの要因から原子炉配置に影響を与え原子炉格納容器及び原子炉建屋のコスト増加を齎した。原子炉建屋容積では、LNaC に比べ 8%の増加となっており、加えて原子炉設備の下位勘定項目である前述の機器の属する主冷却設備の物量増加、即ちコスト増加という結果となった。また、タービン発電機側設備には主蒸気低温化による給水加熱設備物量や復水・循環水設備物量の増加 、即ち、コスト増加を齎すと同時にこれら設備の大型化に伴い、タービン建屋容積の増加(LNaC に比べ+10%)という結果となった。(表 6.2.2.1，3 参照)

表 6.2.2.1 主要原子炉機器寸法等比較

項目	LNaC	LNaH	LNaM
原子炉容器径(m)×高さ(m)	φ9.7×20.0	φ10.6×19.75	φ9.9×20.8
IHX/ポンプ径(m)×高さ(m)	φ8.8×14.96	←	φ9.59×15.47
蒸気発生器径(m)×高さ(m)	φ5.9×21.8	←	φ6.47×20.0
炉外貯蔵槽(EVST)径(m)×高さ(m)	φ7.49×12.35	φ7.73×12.35	φ8.13×12.35
EVST 収納体数(体)	459	424	535

表 6.2.2.2 LNaH の差異のある勘定項目と説明

勘定項目		ﾎﾟｲﾝﾄ	差異の理由
構築物等	原子炉建屋 原子炉格納施設 その他	+0.3	原子炉容器径増加に伴い、原子炉建屋は縦 2m 横 1m 増加、(高さは 0.5m 減少)26.0 万m^3→27.8 万 m^3
原子炉設備	原子炉機器 制御棒駆動機構 固定遮蔽体及び可動遮蔽体 原子炉構造物／炉上部構造等	+1.4	制御棒本数の増加(55→64:モジュール当り) 原子炉容器径増加等
	燃料取扱及び貯蔵設備	−0.3	貯蔵体数減少
	その他	+0.1	原子炉容器径増加
その他		+0.0	一次冷却材重量増加他

表 6.2.2.3 LNaM の差異のある勘定項目と説明

勘定項目		ﾎﾟｲﾝﾄ	差異の理由
構築物等	原子炉建屋 原子炉格納施設 タービン建屋 その他	+0.5	原子炉容器径/高さと SG 径、IHX 径、EVST 径増加に伴い、原子炉建屋は縦横高さ1.5m 増加、26.0 万m^3→28.0 万 m^3, タービン発電機設備大型化に伴い、タービン建屋は 19.0 万m^3→20.9 万 m^3
原子炉設備	原子炉機器 制御棒駆動機構他 固定遮蔽体及び可動遮蔽体他	−0.24 −0.33 +0.09	 制御棒本数の減少(55→49:モジュール当り) 原子炉容器径増加等
	主冷却系	**+0.77**	ポンプ組込型 IHX/SG の径及び高さ増加他
	直接炉心冷却系	+0.32	一次冷却材温度が低く大気との熱落差が小であり、除熱量確保の為伝熱面積を2倍以上とした。
	燃料取扱及び貯蔵設備	**+1.5**	貯蔵体数増加(4バッチ→3バッチ)
	その他	−0.05	制御棒本数減少他
タービン発電機設備		+0.35	・給水流量増加(5670t/h→6248t/h)他 ・復水流量増加(3440t/h→3790t/h)他 ・循環水流量増加(27 万 m^3/h→29.4m^3/h)
その他		+0.05	一次/二次冷却材重量増加他

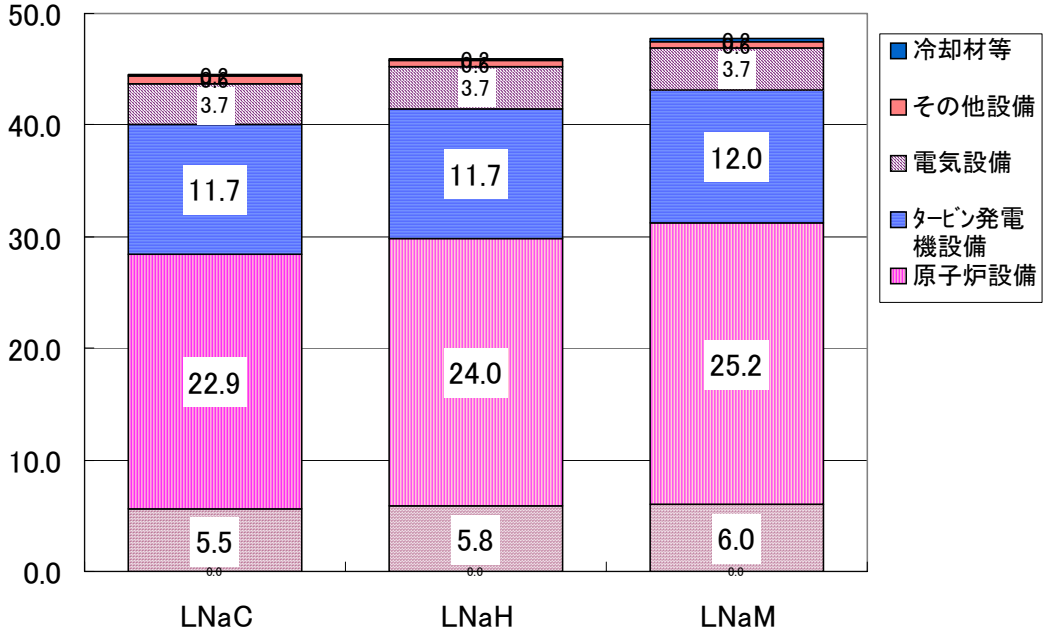


図 6.2.2.15 大型 Na 炉直接費比較

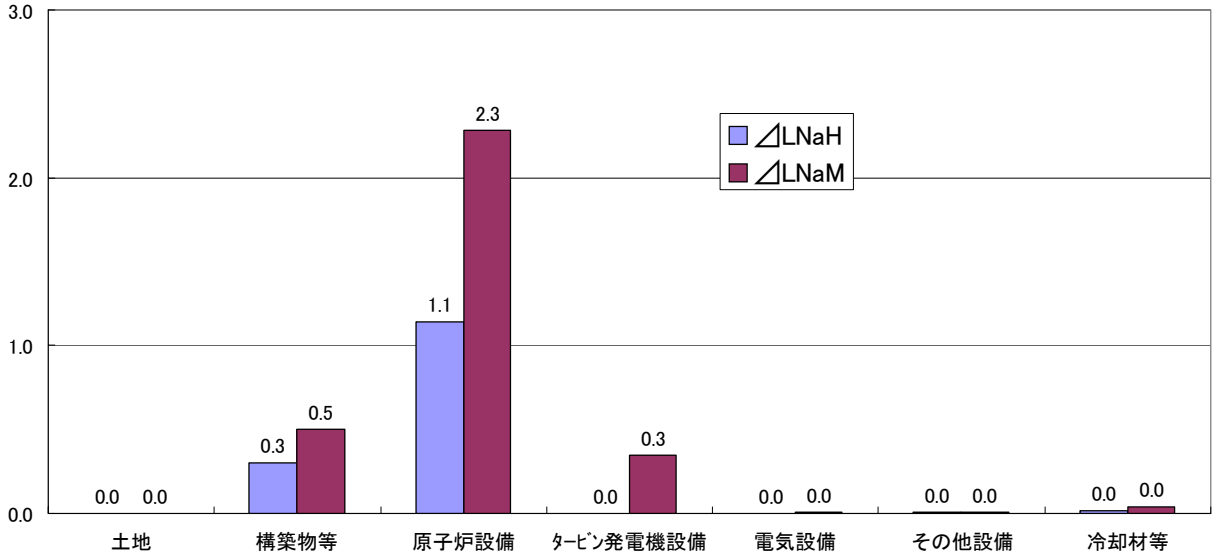


図 6.2.2.16 大型 Na 炉最上位勘定項目毎の差異

2)中型モジュールナトリウム冷却炉

比較するのはレファレンスであるＭＯＸ燃料高内部転換炉心中型モジュールナトリウム冷却炉(MMNaH)とＭＯＸ燃料コンパクト型炉心中型モジュールナトリウム冷却炉(MMNaC）である。

i)建設費総額

建設目標単価を 100 ﾎﾟｲﾝﾄとすると

ＭＯＸ燃料コンパクト型炉心中型モジュールナトリウム冷却炉(MMNaC)　　：95.6
ＭＯＸ燃料高内部転換炉心中型モジュールナトリウム冷却炉(MMNaH)：93.8となっている。（図 6.2.2.1 参照）
ii)分析

異種冷却材プラント比較と同様に直接費単価についての分析とする。直接単価では、MMNaC は MMNaH に比べ+1.1 ﾎﾟｲﾝﾄ弱の増加となった。尚、建設期間は比較プラント間で差異は無い。（図 6.2.2.17 参照）

まず、この MMNaC と MMNaH については、炉容器径を 8.5m で同一にすることを前提条件とした。この為、大型炉で述べた建屋等への影響はなく、また、差は原子炉設備に限定された。

この勘定項目原子炉設備の中では、下位勘定項目である原子炉機器の制御棒駆動機構のコスト増加及び同じく下位項目である遮蔽体のコスト低減、燃料貯蔵体数要求の差に因る燃料取扱及び貯蔵設備のコスト増加が主な要因である。何れも炉心設計の結果から齎される結果となっている。（表 6.2.2.4 参照）尚、この炉心側設計は必ずしもコンパクト炉心と高転換型炉心に特有のものではない為、及び炉容器径を同一とする条件下での比較である為、今回の結果をコンパクト炉心と高転換型炉心の比較の一般論に敷衍することは難しいと言えよう。

表 6.2.2.4 MMNaC の差異のある勘定項目と説明

勘定項目		ﾎﾟｲﾝﾄ	差異の理由
原子炉設備	原子炉機器	+0.45	
	制御棒駆動機構		制御棒本数の増加(28→35:ﾓｼﾞｭｰﾙ当り)
	固定遮蔽体及び可動遮蔽体		鋼製遮蔽 91.5t→45.4t と減少 B_4C 遮蔽体 60.9t→57.7t と減少
	その他		炉心の差による。
	燃料取扱及び貯蔵設備	+0.47	貯蔵体数増加 (EVST370 体→509 体，水ﾌﾟｰﾙ 1301 体→2745 体)
	その他	+0.16	制御棒本数の増加(28→35:ﾓｼﾞｭｰﾙ当り)他

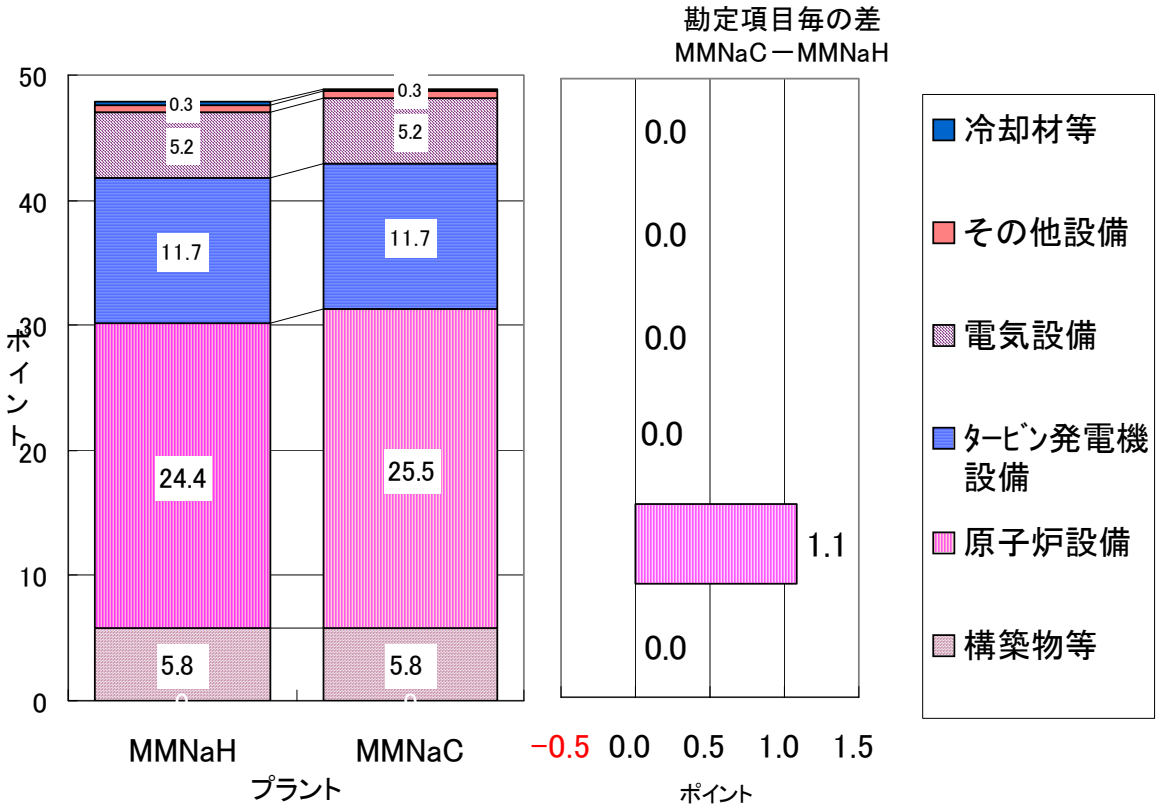


図 6.2.2.17 中型 Na 炉直接費比較

(b)中型モジュール鉛ビスマス冷却炉

鉛ビスマス炉の現状のレファレンスプラント「冷却材原子炉出口温度445℃及び保守補修性を考慮した鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBFL)」は、２０１５年に実用化の為の基礎技術の整備が完了するという観点から構築したものであり、即ち、現状のフェライト系燃料被覆材の最高温度制限５７０℃を前提として、原子炉出口冷却材温度を４４５℃としたものである。この為、現時点で１モジュール当りの出力７１万 kWe 相当と設定した。但し、炉心最適化は未検討であり、実用化戦略調査研究フェーズⅡ後半においてこの７１万 kWe 相当という出力の向上の可能性は残っている。

これに対し、被覆材料開発により前述の燃料被覆材の最高温度制限を６５０℃とすることが可能として、原子炉出口温度を５２０℃に上昇した場合のプラントを想定したのが、「保守補修性を考慮した中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBF')」である。

一方、更に構造材料等の開発によりその腐食等による ISI 等を考慮しなくとも十分実用炉足り得るとし、機器引抜きスペース等削除等の究極の合理化を図った姿が「中型モジュール鉛ビスマス冷却強制循環型炉（MMPBF)」

である。

また、鉛ビスマス炉の研究の時系列から言うと、強制循環型と自然循環型の比較選定の過程で検討し、MMPBF との対比の為に構築されたのが、「中型モジュール鉛ビスマス冷却自然循環型炉（MMPBN)」であり、MMPBF'と同様に機器引抜きスペース等削除等の究極の合理化を図った姿である。

この様に大型・中型ナトリウム冷却プラントの比較と異なり並立し得る４概念ではないことと、評価に必要な３００点以上にも及ぶプラント物量の妥当性検討等の深さという点で前述のナトリウム冷却プラント概念と横並びには論じられないことから、以下に総建設費単価及び直接費単価の評価結果とその差の説明として主な入力物量差等の理由を略述するに留める。

1)MMPBF'と MMPBFL

i)建設費総額

建設目標単価を 100 ﾎﾟｲﾝﾄとすると

MMPBF' ：100.3（総建設単価)、52.6（直接費単価）

MMPBFL ：107.8（ 〃)、56.6（ 〃 ）

となっている。(図 6.2.2.1, 18 参照)

ii)分析

MMPBF'と MMPBFL との総建設単価の差の最大要因は、殆ど総建設費が同じ（約 1.7%程 MMPBFL は建設費高）である 2 プラント概念の出力が原子炉出口温度の低温化により 300 万ｋWe に対して 284 万 kWe と 5%強も小さいことである。総建設費の差 1.7%の約 56%が直接費の差であり、MMPBF'の直接費の 1.8%に当たる。この差は 99.99%が NI 補助建物のコスト差であり、MMPBFL の NI 補助建物容積が 349,200m^3 と MMPBF'の 304,000m^3 に対して 15%弱も大きいことに因る。

2)MMPBF と MMPBF'

建設目標単価を 100 ﾎﾟｲﾝﾄとすると

MMPBF ： 87.6（総建設単価)、44.9（直接費単価）

MMPBF' ：100.3（ 〃)、52.6（ 〃 ）

となっている。(図 6.2.2.1, 18 参照)

ii)分析

MMPBF と MMPBF'との直接費単価の差は 7.5 ﾎﾟｲﾝﾄであり、差の 56%が原子炉設備であり、差の 26%は構築物等で生じている。原子炉設備では、原子炉機器が最も差が大きく、特に原子炉構造物と炉容器・支持台の差でその 83%強を占める。入力でみると原子炉容器が 460t から 680t と 1.5 倍弱となっている。これは、2 次系ループ数の 2 から 3 への増加及び 1 ループ当り SG 1 基から 2 基への増加等に伴い、タンク型炉故に SG を原子炉容器内に設置してあることから原子炉容器径が 1.5 倍程度になったこと等に因るものである。この原子炉容器径の大きな増大が原子炉格納施設、NI 補助建物等の容

積増を招来し、構築物等のコスト増加を齎すことになった。
3)MMPBN と MMPBF
建設目標単価を 100ﾎﾟｲﾝﾄとすると
MMPBN：90.5（総建設単価)、47.2（直接費単価）
MMPBF：87.6（　〃　)、44.9（　〃　）
となっている。(図 6.2.2.1，18 参照)
ii)分析
MMPBN と MMPBF との直接費単価の差は 2.3 ポイントであり、差の内訳は NI 補助建物、一次冷却材等がタービン本体、保守補修及び検査設備、炉上部構造、原子炉構造物等が＋側の要因の主な勘定項目であり、一次主循環ポンプ等や蒸気発生器の主冷却系ヘビーコンポーネントや制御棒駆動機構、炉容器・熱遮蔽板及び支持台、燃料受入貯蔵及び搬出設備等が－側の要因となる主な勘定項目である。即ち、モジュール当りの 2 次系ループ数が 1 に対して 2 と、1 モジュール当りの出力が 55 万 kWe 相当に対し 75 万 kWe と異なり、1 ユニット当りのモジュール数も 3 に対して 2 と、更にはツインプラント出力も 330 万 kWe に対して 300 万 kWe となっており、ツインプラント共通設備の建屋等は容積に比例するが、ユニット共用設備やモジュール設備は異なる冷却材プラント比較で述べた様にスケール効果とモジュール効果の鬩ぎ合いとなる上、kWe 単価に換算する際の出力も異なり一概に入力物量差で単純に説明は出来ないことになる。敢えて、数値の大きな勘定項目のみに注目すれば NI 補助建物の差で 2.1 ポイント弱、一次系冷却材で 0.8 ポイントと直接費の差を説明出来、後は結局＋－で同程度との結論とすることは可能と考える。

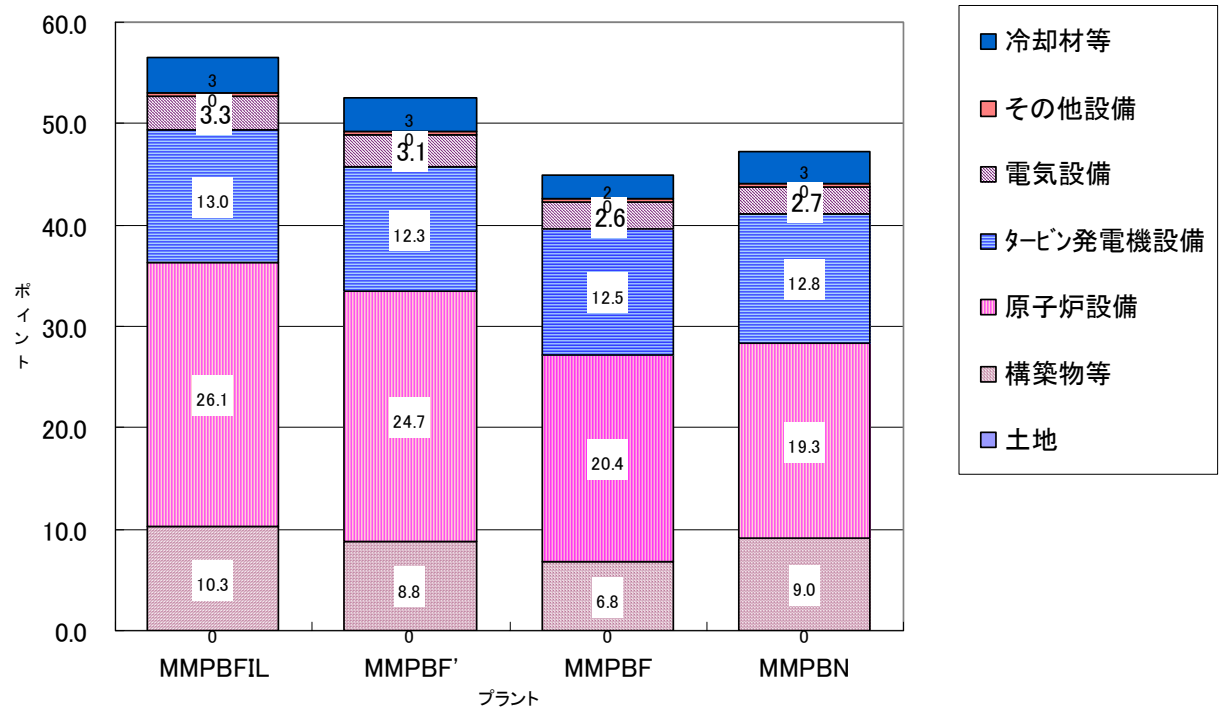


図 6.2.2.18 鉛ビスマス炉直接費比較

6.2.2.5 まとめ

物量や各炉概念の特徴との定性的な比較結果等からも、概ね妥当な評価値が算定出来たと思われる。

6.2.3　各冷却材プラントの運転維持費（修繕費等）

各冷却材プラントの経済性は、最終的に発電コストで比較・評価される。発電コストは、資本費、運転維持費および燃料サイクルコストで構成されており、修繕費は運転維持費の主要な構成要素のひとつである。

新規運開の 130 万 kWe 級の軽水炉原子力発電プラント（以下、標準軽水炉とする）の発電単価試算（原価償却期間 40 年、稼働率 80%）として、平成 11 年度の資源エネルギー庁総合エネルギー調査会 原子力部会は、5.9 円／kWh（資本費（減価償却、固定資産税、廃炉費用等）：2.3 円、運転維持費（修繕費、一般管理費、事業税等）：1.9 円、燃料費（核燃料サイクルコスト）：1.7 円）と評価し、それが公表されている。サイクル機構の分析結果から、この軽水炉の修繕費率は建設コストの約 2%／年程度と推定されている。

実用化戦略調査研究フェーズ II 中間評価の発電コスト評価のデータを得ることを目的に、標準軽水炉の発電単価試算結果と現在検討を進めている各プラントの定検工程データから修繕費を評価した。

6.2.3.1　修繕費率

(1) 評価の前提条件

(i) 標準的な軽水炉の修繕費率は、標準軽水炉の発電単価試算についてのサイクル機構の分析結果から、2%とする。

(ii) プラントの修繕費は、定期点検により発生するとする。上記の標準軽水炉の修繕費率は、毎定検時タービン開放点検を行う場合の年平均と考える。標準軽水炉の運転サイクル長さは、現行電気事業法の規定に従い 13 ヶ月とし、平均定検期間長さは、標準軽水炉の発電単価試算で設備利用率 80%としているので、13／0.8×0.2 3 ヶ月となる。

(iii) タービン系の開放点検の周期は、現行電気事業法の規定に対し、実用化戦略調査研究の運転サイクル長さの設計目標をカバーできる程度まで延長されているものとする。この条件は、蒸気タービン発電を採用しているすべてのプラントに適用する。

(iv) 1 炉当たりのプラント定検期間は、平均点検期間で代表する。

(2)　修繕費の算出法

(i) 標準軽水炉の定検費用

プラントの修繕費は、定期点検の費用として発生するとしたので、標準軽水炉の場合、運転サイクル長さ（13 ヶ月）＋定検期間（3 ヶ月）の期間に発生したことになり、年平均では修繕費／（13＋3）×12 となり、これが建設コスト×修繕費率に等しくなる。

修繕費の内訳は、原子炉関連設備等の点検費用とタービン関連設備の点検費用に大

別されるものとする。原子炉関連設備等の点検費用が修繕費全体に占める割合を Y とすれば、修繕費×Y を定検期間 3 ヶ月に相当する原子炉関連設備等の点検費用とする。一方、出力 130 万 kWe のタービン関連設備の定検費用は、修繕費×（1−Y）となる。

修繕費に占める原子炉関連設備等の割合 Y は、標準軽水炉発電単価試算データからは不明であるため、建設コストに占める原子炉関連設備およびタービン関連設備の比率により修繕費を配分し、Y を求めた。原子炉関連設備とタービン関連設備の比率は、実用化戦略調査研究フェーズ I で検討した水冷却高速炉建設コストのサイクル機構算出値等を参考に決定した。この場合の比率は、原子炉関連設備 7 に対して、タービン関連設備 4 程度である。従って、Y は 0.64 と設定した。

以上により、標準軽水炉の原子炉設備等の定検費用およびタービン設備の定検費用が求められる。

(ii) 各冷却材プラントの定検費用算出法

以下の条件を仮定して定検費用を算出する。

(a) 原子炉設備の定期点検により発生する費用は、定期点検に要する日数に比例して増減するものとする。定期点検に要する日数には、炉型や冷却材の違いによる点検項目の差異、点検に要する工数等の差異が反映されているものと考える。

(b) タービン設備の定検に要する費用はタービン発電機の電気出力に比例するとする。蒸気タービンとガスタービンとでは同出力でも費用に差があると考えられるが、今回はこの差を考慮しない。

上の条件から、電気出力 S kWe、標準定検日数 D 日のプラントの原子炉設備等の定検費用およびタービン設備の定検費用は、それぞれ次のように算出される。

原子炉設備等の定検費用

0.64×標準軽水炉修繕費×D÷(標準軽水炉定検日数)

タービン設備の点検費用

0.36×標準軽水炉修繕費×S÷標準軽水炉電気出力

(iii) 実用化戦略調査研究プラントの修繕費率の算出例

大型炉及び中型モジュール炉について、修繕費率の算出法を説明する。

電気出力 150 万 kWe、平均定検日数 43 日、運転サイクル長さ 540 日の大型炉の運転パターン例を下に示す。

原子炉設備	定検	原子炉運転	定検	原子炉運転
タービン	点検	100%出力	点検	100%出力

大型炉の場合、原子炉設備の定期点検とタービン設備の定期点検は対になっており、

ある定検からその次の定検までが運転の 1 パターンと考えることができる。

この期間内に発生する修繕費は、原子炉設備で

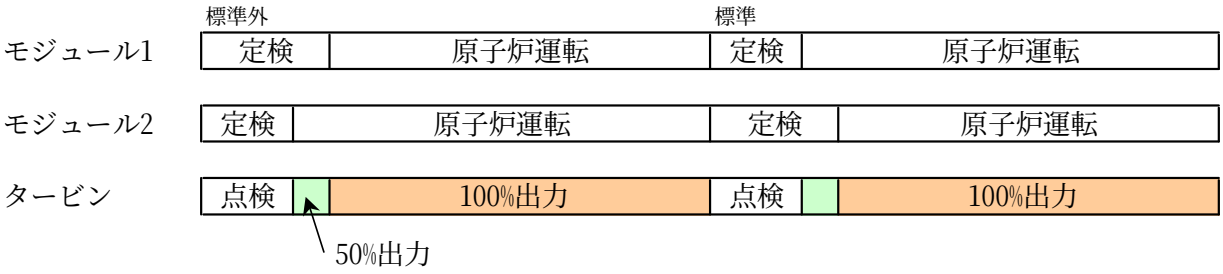
0.64× 標準軽水炉修繕費×（43（日）／（3（ヶ月）×30（日／月））×1

タービン設備で、

0.36×標準軽水炉修繕費／130（万 kWe）×150（万 kWe）

となる。これらの合計費用が、（43＋540）／30（月）の期間中に発生したことになるので、年間の修繕費（修繕費率）を求めることができる。

2 モジュール炉、電気出力 150 万 kWe、運転サイクル長さ 540 日のモジュール型炉の運転パターン例を下図にしめす。



この例では、原子炉設備の標準定検と標準外定検が交互に行われる。また、タービンに関しては、点検後 50%出力運転期間がある。原子炉設備の標準定検と標準外定検の期間から平均定検期間が求められ、Na 冷却炉では 36 日と評価されている。

平均定検期間 36 日を使用して修繕費を求めると、上図の運転パターン 1 サイクル中に原子炉関連設備の定検は 2 回あり、その費用は、

0.64× 標準軽水炉修繕費×（36（日）／（3（ヶ月）×30（日／月））×2

である。タービン関連設備の定検は 1 回で、その費用は、

0.36×標準軽水炉修繕費／130（万 kWe）×150（万 kWe）

である。

運転パターン 1 サイクルの長さは、（540+36）／30 ヶ月として、年平均の修繕費は、

{(0.64×標準軽水炉修繕費×（36（日）／（3（ヶ月）×30（日／月））×2)
+(0.36×標準軽水炉修繕費／130(万 kWe)×150(万 kWe))）／((540+36)
／30)）×12

となり、これを別途コマンドコストコードで評価される建設コストで割ることにより修繕費率を求めることができる。

(3) 修繕費算出結果

上記の方法により求めた修繕費率を表 6.2.3.1 に示す。

表中、被覆粒子燃料 He 冷却炉の修繕費率が他と比べて小さいのは、このプラントが原子炉 1 基に対し、ガスタービン発電設備を 4 系統有し、1 定検に 1 系統のガスタ

ービン設備を予備機と交換・点検することとしているため、タービン設備の点検費用が少ないこと、及び修繕費率を算出するための分母となる建設コストが相対的に高いためである。ナトリウム冷却中型シングル炉の修繕費率が他に比べて小さいのは、このプラントの建設コストが高いためである。

モジュール炉に関しては、大型炉に比べてモジュールが多い分原子炉関連設備定検費用が増加する。原子炉関連設備の運転パターン 1 サイクル内での原子炉関連設備の定検回数は、モジュールの運転サイクル長さとタービン関連設備の定検周期の関連で決まる。ナトリウム冷却大型ループ型炉の年間修繕費を基準にすると、これとほぼ同じ運転サイクル長のナトリウム冷却中型モジュール炉の年間修繕費は約 1.2 倍、重金属冷却炉で約 1.2~1.5 倍の結果となっている。

6.2.3.2　人員数

人件費率に関しては、標準軽水炉に対するサイクル機構分析では、人員数 133 人と推定されるため、これを基準に算定した。ナトリウム冷却大型炉の場合、標準軽水炉と同人数とし、モジュール型炉では原子炉 1 モジュールにつき原子炉運転要員 1 名、補機関係 2 モジュールにつき補機運転要員 1 名が各直毎に余分に必要として人員数を推定した。ナトリウム冷却中型炉シングルプラントに関しては、標準軽水炉の人員数をもとに出力に比例するとして算定した。

算出結果を表 6.2.3.1 に示す。

6.2.3.3　諸費率

諸費率については、実用化戦略調査研究フェーズ I の評価の場合と同様に、各プラントとも標準軽水炉と同率とした。諸費率の値は 1.5%としている。

表 6.2.3.1　各冷却材プラントの運転維持費関連データ

プラント名	運転ﾊﾟﾀｰﾝ長 （月）	定検期間 （日）	原子炉設備 定検回数	修繕費率 (%/年)	運転要員数 （人）	諸費率 (%)
Na 冷却大型ﾙｰﾌﾟ型炉 コンパクト型炉心	19.4	43	1	1.65	133	1.5
Na 冷却大型ﾙｰﾌﾟ型炉 高内部転換型炉心	27.6	47	1	1.17	133	1.5
Na 冷却大型ﾙｰﾌﾟ型炉 金属燃料コンパクト型炉心	19.5	44	1	1.56	133	1.5
Na 冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙﾙｰﾌﾟ炉 コンパクト型炉心	19.2	36	2	2.03	138	1.5
Na 冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙﾙｰﾌﾟ炉 高内部転換型炉心	27.2	36	2	1.46	138	1.5
Na 冷却中型ﾙｰﾌﾟ炉ｼﾝｸﾞﾙﾌﾟﾗﾝﾄ 高内部転換型炉心	27.2	36	1	0.90	77	1.5
被覆粒子燃料 He 冷却炉	21.6	43	1	0.87	133	1.5
Pb-Bi 冷却炉(ﾓｼﾞｭｰﾙ)強制循環	20.4	36.5	2	2.10	138	1.5
Pb-Bi 冷却炉(ﾓｼﾞｭｰﾙ)自然循環	20.1	32	3	2.29	148	1.5
Pb-Bi 冷却炉(ﾓｼﾞｭｰﾙ)強制循環 保守・補修性考慮	20.4	36.5	2	1.83	138	1.5
Pb-Bi 冷却炉(ﾓｼﾞｭｰﾙ)強制循環 冷却材低温化	20.4	36.5	2	1.76	138	1.5

6.3 環境負荷低減性

6.3.1 炉心燃料設計

炉心燃料検討における環境負荷低減については、MA 含有燃料の受容・燃焼特性の観点と LLFP 核変換特性の観点の２つから論じられることが多いので、ここではこの２つについて述べる。

(1)MA 燃焼特性

MA 含有燃料の燃焼特性については、軽水炉使用済燃料から Pu と MA を均質リサイクルすることを前提として炉心特性への影響を評価した結果、水冷却概念以外のいづれの冷却材選択肢についても炉心特性上許容できない大きな変化はなく、5%MA/HM 程度までの MA を含有する燃料を受け入れ燃焼することは核熱特性上可能と考えられる。また、その燃焼特性は冷却材が変わっても大きな変化がないことはフェーズⅠにおける核特性解析により示した。これは、MA 核種がより核分裂し易い傾向にある中性子スペクトルを有する炉心では Pu 富化度と MA 装荷量が少なくても臨界となるため、均質リサイクルを想定する場合には、結果として炉心内で燃焼する MA の量は中性子スペクトルによって大きくは変わらないと説明できた。従って、MA 燃焼特性に環境負荷低減上の意義を仮定したとしても、ここで検討している範囲では冷却材選択肢・燃料種別に核特性上の大きな差はないと言える。今後は、燃料製造上許容できる MA 含有率が燃料種別によって大きく異なるかどうか評価・確認していく必要があると考えられるが、これに大きな差がなければ MA 燃焼特性には顕著な差はないと結論づけることができる。

(2)LLFP 核変換特性

LLFP 核変換特性については、水冷却概念以外で炉心径方向周辺部(径方向ブランケット位置)に LLFP 核種である ^{129}I と ^{99}Tc を搭載した LLFP 核変換集合体を配置し核変換特性を評価した。今回の検討では、従来と異なり、現状技術で評価できる範囲で LLFP 核変換要素や集合体の健全性を簡易評価し、また、炉心燃料と組み合わせた熱設計の成立性を考慮した上で核変換特性を評価した。評価の結果、いづれの冷却材選択肢においても炉心燃料やブランケット部分で燃焼に伴い生成される量と同量の ^{129}I と ^{99}Tc を核変換集合体内で核変換できる可能性があることが分かった。ただし、このような設計検討はより最適な LLFP 核変換集合体の仕様や配置を試みる余地があり、冷却材選択肢間の LLFP 核変換性能の差の有無を明らかにするにいたっていない。今後は、LLFP 核変換と炉心性能とのバランスを維持してより核変換性能に優れる概念を検討して、核変換性能に優れる設計を試みると共に、その結果から冷却材選択肢間の LLFP 核変換性能の差の有無を検討する必

要がある。

6.3.2　プラント設計

ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉とも、実証炉での検討結果を基にした運転廃棄物、廃炉廃棄物量の推定を行い、現行軽水炉の設置許可申請書記載値と同程度であることを見通した。

以上のように、各冷却材プラントとも、環境負荷低減性に関する設計要求を満たす見通しである。

6.4 資源有効利用性

実用化戦略調査研究フェーズⅠの総合評価の結果に基づくと、炉心については日本の原子力発電体系における天然ウランの需要量を適切なレベルに留めることができることをもって資源有効利用性を判断できる。フェーズⅠでの種々の炉心についての導入シナリオ解析結果に基づくと、初装荷炉心の核分裂性 Pu インベントリが 7t/GWe 程度以下であれば天然ウランの需要量を適切なレベルに留めることができると判断される。

表 6.1(1/2)には核分裂性 Pu インベントリを記載しているが、ヘリウムガス冷却炉と水冷却炉以外では核分裂性 Pu インベントリは 7t/GWe を下回っておりいづれも資源有効利用性上の目標を達成できていると言える。また、ヘリウムガス冷却炉については、代表概念として表 6.1(1/2)に掲載した炉心では核分裂性 Pu インベントリが大きいが、現在までの設計研究で蓄積した経験から 7t/GWe を下回る核分裂性 Pu インベントリの炉心を設計できる見通しがあることが分かっている。従って、水冷却炉を除く概念ではいづれも資源有効利用性に優れる炉心概念が構築できると判断される。

6.5 核拡散抵抗性

核拡散抵抗性については、実用化戦略調査研究のフェーズⅠにおいて以下の判断をしている。すなわち、

(1)実用化戦略調査研究で検討対象としている低除染MA均質リサイクル燃料を用いる場合には、燃料の製造時や使用前の燃料が核拡散抵抗性上問題となることはない。

(2)径方向ブランケットは照射後にPuが生成されているが、同時に使用中の核分裂によるFPなどにより非常に高い放射能を有しており、使用済径方向ブランケット集合体への接近はできないので、特殊な場合を除いて核拡散抵抗性上問題となることはない。

炉心燃料設計検討では、フェーズⅡにおいてもこの判断を踏襲し、設計検討において核拡散抵抗性上の特別な配慮・検討をしていない。ここで検討している炉心燃料概念は核拡散抵抗性上問題とはならないし、概念間で核拡散抵抗性上の特徴に著しい相違がある訳ではないと考えている。

なお、一部にはブランケットを配置せず炉心部だけで増殖比1.0以上を達成する概念とブランケットを有する概念とを比較する議論があるが、日本国内での利用を考えるとIAEAの査察を含めた完全な透明性を有する対応とPu単離のない燃料サイクルプロセスを想定しており、それで十分に核拡散抵抗性は確保されると考えられること、導入シナリオ評価と資源有効利用性を考えると高速炉の適切な導入にはブランケットを配置し1.0を十分に上回る増殖比の炉心が必要と考えられることから、核拡散抵抗性の観点からブランケットのない炉心を検討することに大きな意義はないと考えられる。

6.6 運転、保守・補修性

ナトリウム冷却炉、鉛ビスマス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、水冷却炉について、連続運転期間、日負荷追従運転、定期検査等の運転、保守・補修性を概略評価した。

6.6.1　ナトリウム冷却炉の運転、保守・補修性

(1)　運転

ナトリウム大型炉（MOX 燃料コンパクト型）は、電気出力 1,500MWe、原子炉熱出力 3,570MWt、プラント熱効率約 42%のツインプラントでプラント電気出力は3,000MWe と設計されている。また、中型モジュール炉（高内部転換型）は、電気出力 750MWe、原子炉熱出力 1,785MWt、プラント熱効率約 42%の 4 モジュールプラントでプラント全体電気出力は大型炉と同じ 3,000MWe である。

設計要求の連続運転期間については、ナトリウム大型炉が 18 ヶ月、中型モジュール炉が 26 ヶ月となり、両炉とも設計要求基準値の 18 ヶ月を満足する見通しを得た。また、定期検査期間については、大型炉が 43 日、中型モジュール炉が 36 日となり、運転期間と定期検査期間から算定されるプラント稼働率は、大型炉が約 93%、中型モジュール炉が約 96%となり、設計要求基準値の 93%を満足する見通しを得た。

設計要求の日負荷追従運転については、ナトリウム大型炉および中型モジュール炉とも、タービン主、原子炉従のプラント制御系の構成により、日負荷追従運転が可能な見通しを得た。

また、中型モジュール炉の厳しい事象に対する運転性として、定格運転時における95%の大幅な負荷喪失後の所内単独運転移行と原子炉１基のトリップ事象時の健全モジュール側運転継続に関しても運転が維持できる見通しである。なお、大型炉は大幅な負荷喪失事象が対象となるが、過渡特性は中型モジュール炉と系統、制御系構成が同等であることから、負荷喪失事象の運転性に特段の問題はない。

(2)　保守・補修性

(i) 定期検査

大型炉の標準定期検査では、1 次系主循環ポンプの分解点検、燃料交換作業およびＣＲＤ性能試験等がクリティカル工程となり定期検査期間は 37 日となる。また、3 回に 1 度の標準外定期検査では、回転プラグ分解点検期間 10 日と格納容器全体漏えい試験 5 日を考慮して 54 日となる。これらより、3 回の平均定期検査期間は 43 日となる。

また、中型モジュール炉の標準定期検査では、タービン点検がクリティカル工程となり、定期検査期間は 31 日となる。標準外定期検査では、回転プラグ分解点検、燃料交換作業、格納容器全体漏えい試験等がクリティカル工程となり、定期検査期間は41 日となる。中型モジュール炉ではタービン 1 基に対して原子炉 2 基の構成となっているため、原子炉が 1 基定期検査中であっても他の原子炉での出力 50%運転が可能である。タービン 1 基と原子炉 2 基をシリーズで定期検査するケースにおいて、プラントの出力停止期間が最短となり、平均定期検査期間は 36 日となる。

(ii) ISI

ナトリウム冷却炉では、軽水炉と同等の安全性を確保したうえで、ナトリウムの特徴（冷却材：低圧、低腐食性等、設計：２重管、ガードベッセル等）を考慮した検査方針としている。

冷却材として使用するナトリウムは広範囲の運転温度に対して飽和蒸気圧が非常に低いため、システムは比較的低い圧力で運転される。また、ナトリウムを保持するシステムのバウンダリの構造材料は、使用する温度領域において十分に高い破壊強度に設計され、ナトリウムが系外に出た場合は、空気と反応するため微量であっても検出することができる。これらから、ナトリウムを保持するシステムバウンダリの ISI は、ナトリウム漏えいの連続監視を基本とした。

大型炉および中型モジュール炉の検査対象は、軽水炉と同様に、第 1 種機器、第 2 種容器、第 3 種機器、第 4 種機器およびその支持構造物、炉心支持構造物とし、検査間隔は 10 年に設定した。

(iii)　保守

保守方針としては、予防保全と事後保全を適切に組み合わせることや運転中保守（オンラインメンテナンス）の導入による定期検査期間の短縮により、費用の極小化を図った。この方針に基づき、大型炉および中型モジュール炉について、電気事業法やそれ以外の法規による定期検査項目、自主点検項目を整理し、保全周期や保全内容を設定した。

(iv)　補修

すべての機器が補修できることを前提とし、機器の機能や破損形態を考慮して、引き抜き補修が容易な設計、引き抜き補修が可能な設計、万一対応として引き抜き補修を位置づける設計の３段階の設計対応とすることにより、最も経済性向上に資する補修方法を策定した。

(v)　プラント設計への反映方策

ISI、保守、補修計画を実現するためには、原子炉容器、ポンプ組込型 IHX、蒸気発生器の検査用アクセス孔および炉内構造物の検査装置アクセス孔や引抜補修対応等の設計対応が必要である。また、軽水炉で導入されつつある Risk Informed ISI および き裂進展解析に基づく検査手法の高度化や冷却材中遠隔検査機器や冷却材中直接検査機器の開発を検討する必要がある。

6.6.2 鉛ビスマス冷却炉の運転、保守・補修性

(1) 運転

鉛ビスマス冷却炉（保守補修性向上型強制循環炉低温化オプション）は、電気出力 710MWe、原子炉熱出力 1,875MWt、プラント熱効率約 38%の４モジュールプラントでプラント全体電気出力は 2,840MWe である。

本概念の連続運転期間は約 18 ヶ月となり、設計要求の基準値 18 ヶ月を満足する見通しを得た。また、定期検査期間は 37 日となり、運転期間と定期検査期間からプラ

ント稼働率は約 93%となり設計要求の基準値 93%を満足する見通しを得た。日負荷追従運転については、強制循環炉であることおよび通常運転時は適切な制御系を構成していることにより、日負荷追従運転が可能な見通しを得た。

(2) 保守・補修性

(i) 定期検査

タービン１基に対して原子炉２基の構成となっており、原子炉とタービンを同時に定期検査する場合、1 次系主循環ポンプの分解点検、燃料交換作業およびＣＲＤ性能試験等がクリティカル工程となり定期検査期間は 36.5 日となる。

(ii) 保守・補修性

本概念は、鉛ビスマスの腐食性が強いことを考慮し保守補修性を向上させている。

(a) 対応方針

① 機器を引き抜き、外部に搬送可能な機器（ポンプ、熱交換器）は、必要に応じて引き抜いた上で外部に搬送し、検査を実施できるようにしている。なお、引き抜き搬送し外部で検査が可能なポンプ、蒸気発生器に対しては十分な腐食代の確保と ISI 等を行うことにより、引き抜き検査は毎定検行う必要はない。

② 機器を引き抜き、外部に搬送ができない機器は、鉛ビスマス中ビューワーによる検査を基本とする。ただし、クラック等の材料欠陥を検査の対象とするナトリウムビューワーに対して、鉛ビスマス炉では表面腐食と材料欠陥が対象となるため、鉛ビスマス中ビューワーだけでは十分な検査ができない可能性があり、この場合は以下の直接検査で対応する。

③ 直接検査は冷却材をドレンしたあと検査機器を挿入することにより、原子炉構造および安全上重要な機器の構造材を直接検査する。この直接検査が必要な機器は、炉心支持構造（集合体保持部および原子炉容器への荷重支持構造部）、炉上部機構、炉内配管、（ポンプと高圧プレナム間の配管）とする。原子炉容器は安全上重要な機器ではあるが、炉壁冷却構造を設け低温に保持されており外面からの非破壊検査が可能であることから、内面からの直接検査は行わない。また、検査頻度については、設計で十分な腐食代を確保することにより、10 年以上 30 年以内程度の間隔で実施する。

④ 検査対象とする機器・部位は、腐食が発生しやすいと考えられる高温・高流速部位および安全上重要な機能を有する部位とする。

(b) 直接検査の対応

・炉心燃料は全数を冷却池に退避させる。
・冷却材のドレンはポンプを引き抜いたあとドレンポンプを液位に応じて降下させながら冷却材をポンプアップする。
・鉛ビスマスドレンに対応して、移送配管、保管用ドレンタンクを準備する。ドレンタンクは原子炉容器１基分の容量を準備し、補助建物に隣接（又は同じ建物）に設置する。

・炉上部機構については構造が複雑であることから、引き抜いたあとメンテナンスピットで検査を行う。このために必要なメンテナンスピット、キャスクを補助建物に準備する。
・炉心支持構造等については、炉上部機構孔から検査機器を挿入し直接検査を行う。

6.6.3　ヘリウムガス冷却炉の運転、保守・補修性

(1) 運転

ヘリウムガス冷却炉（被覆粒子燃料型）は、電気出力 1,124MWe、原子炉熱出力 2,400MWt、プラント熱効率約 47%のツインプラントでプラント全体電気出力は 2,250MWe である。

本概念の連続運転期間は約 20 ヶ月となり、設計要求の基準値 18 ヶ月を満足している。また、定期検査期間は 45 日となり、運転期間と定期検査期間からプラント稼働率は約 93%となり設計要求の基準値 93%を満足する見通しを得た。

日負荷追従運転については、タービンバイパス弁で出力制御することにより出力の追随性が可能であり、日負荷追従運転は対応可能な見通しである。

運転制御等については、中央監視設備にデジタル技術を適用し、運転支援システムや警報表示システムの改善、運転ガイダンスの適用、プラント起動・停止の自動化、監視操作の統合等によりヒューマンインタフェースを改善し、運転員のワークロード低減の実現を目指している。このためには、タービン・発電機系と原子炉系統の運転・監視を同時に行う高度監視制御システムを開発する必要がある。

(2) 保守･補修

(i) 定期検査

本概念のクリティカル工程は、ガスタービン、燃料交換、格納容器ハッチ漏洩試験、制御棒性能試験、炉物理試験等であり、標準点検の定期検査期間は 43 日となった。また､格納容器全体漏洩率試験を実施する標準外点検の定期検査期間は 48 日となり、標準点検 2 回に対して標準外点検 1 回のサイクルで実施されるため、3 回の平均定期検査日数は 45 日となる。

なお、定期検査期間短縮のため、タービン予備機を 1 基準備して点検時に予備機と交換する方式を採用している。また、ガスタービンは、現在の軽水炉の蒸気タービンでは、25 ヶ月に 1 回の点検が義務化されているが、本検討では将来の規制緩和により定期検査あたり 4 基のガスタービンうち 1 基の点検を実施することとしている。

(ii) 保守・補修性

本概念の特徴を考慮した ISI 試験方法等により、軽水炉並の保守・補修性が可能な見通しである。

(a)　耐圧設計を主体とする点では軽水炉とヘリウムガス冷却炉は同じであるので、JEAC-4205(2000)「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査」を基本としている。

(b)　1 次系バウンダリの 1 次系主配管と CRDM は、ガードパイプやバックアップ構

造でカバーしているため第１種機器の範囲から除外した。なお、バックアップ構造は、第３種機器の検査を適用する。
(c)　軽水炉には存在しない非バウンダリの炉内機器（主配管の内管など）については、軽水炉の炉心支持構造（炉心領域外の内部取付物）と同等の検査を行う。
(d)　炉内アクセスと検査性の向上を図るために、原子炉容器上鏡部および下鏡部に検査孔を設けた。なお、炉心槽内面、炉心支持構造の側部内面へのアクセスは、一部の燃料を抜くことが必要となる。また、検査対象箇所へアクセスできる装置の開発は今後の課題である。
(e) 炉内機器やタービンに万一破損が発生した場合、炉内構造およびガスタービンの引抜き補修が可能である。

6.6.4　水冷却炉の運転、保守・補修性
(1) 運転
水冷却炉は低減速軽水炉（高転換比 BWR 型炉）であり、電気出力 1,356MWe、原子炉熱出力 3,926MWt、プラント熱効率約 35%のツインプラントでプラント全体電気出力は 2,700MWe である。
本概念の連続運転期間は 18 ヶ月となり、設計要求の基準値 18 ヶ月を満足する見通しである。また、定期検査期間は 41 日となり、運転期間と定期検査期間からプラント稼働率は約 93%となり設計要求の基準値 93%を満足する見通しである。日負荷追従運転については、現行軽水炉プラントと同等の運転性を有している。

(2) 保守･補修
本概念は、現行軽水炉プラントをベースとしているため、現行軽水炉と同等の保守・補修性を実現可能である。

6.6.5　冷却材の特性
6.6.5.1 構造材料との共存性
ナトリウムは、鉄基材に対して還元雰囲気にあること、Ni 等の微量元素の溶解度が極めて小さく 60 年という供用期間では問題にならないことから、エロージョン・コロージョンを考える必要がない。また、酸素濃度の管理も上限管理でよく、設定した酸素濃度以下に管理すれば、還元雰囲気であるために腐食は問題とならない。ただし、高温ナトリウムと低温ナトリウムとが合流する部位については、熱疲労による構造材の割れに注意する必要がある。これについては、十分な経験があり設計対応することが可能であり、また割れが発生しても、ISI あるいは多重構造の採用等により、大規模破損に至る前に修復可能であることから、大きな問題ではない。
ヘリウムガスも充填ガスの純度管理を行うことにより構造材料との共存性は良好であると予想される。ただし、実際の運転では 100%純度管理は不可能であり、微量の酸素等の不純物の混入は避けられない。高温化での構造材料へのこれら不純物の影

響を検討する必要はある。また、850℃という高温に耐え得る材料の開発が必要である。

鉛ビスマスはエロージョン・コロージョンの問題がある。特に Ni 等の金属元素の溶解度が大きく、構造材料成分が冷却材中に溶融することが懸念されるため、構造材料表面に防護酸化皮膜を形成することで耐腐食性を改善していく必要がある。ただし、冷却材中の酸素濃度が高くなると冷却材中に酸化物が生成され流路閉塞の要因となるため、酸化皮膜が形成可能な酸素濃度を下限とし、冷却材中の酸化物が生成しない酸素濃度を上限とした繊細な酸素濃度制御が必要である。現状、鉛ビスマスの腐食に耐性を持った鉄基構造材料は未開発である。

また、酸素濃度の上限と下限とを適切に制御する技術も未開発である。特に、高温冷却材が循環する上部プレナムおよび蒸気発生器入口までの複雑な構造物全体にわたり、酸素濃度の上下限を制御する技術、万一腐食生成物が発生した場合にはそれを除去する技術、系統の腐食の程度を把握する技術はいずれも未開発である。これらの技術の進捗度によっては、鉛ビスマス冷却材ではある程度「成り行き」制御を許容せざるを得ないということになる。

水はコロージョンの問題がある。水質管理が確立されてきてはいるものの、微量の不純物の影響は無視できず、このような環境下でのピン間ギャップ 1mm の運転経験はない。ふげんで、一部のピン間ギャップが 1mm となる燃料バンドルを使用している。しかし、三角配列ではなく、またすべてのピン間ギャップが 1 mm でもなく、燃料棒の外径も 14.4mm あり、冷却材サブチャンネル流路断面積が大きく、この知見を持ってコロージョンの問題を解決できたとは言えない。さらに、ステンレス鋼の応力腐食割れ（SCC）の問題もある。

構造材料との共存性という観点からは、ナトリウムそしておそらくヘリウムが良好であり、水、鉛ビスマスは劣るということになる。

6.6.5.2 ISI

ナトリウムの欠点の一つは冷却材そのものが不可視であることである。この点は鉛ビスマスも同様であり、密度が 10 倍あることからナトリウムよりもさらに可視化技術は難しいと言える。一方、ヘリウムガスや水は冷却材そのものが透明であり、ナトリウムに比べて ISI ははるかに容易である。

問題は供用期間中に本当に必要な ISI がどの程度発生するかということになる。前節で述べたように、ナトリウムは鉄基材に対して還元雰囲気にあるため、化学的な反応あるいは溶解により欠陥が発生することは少ない。また、常圧に近い所で使用するため、圧力による欠陥の発生も少ない。つまり、供用期間中に必要な ISI の機会は高圧系の冷却材に比べて少なくなることが期待できる。この点について、「常陽」の 1 次系機器交換作業により取出された機器等の材料検査を行うことで明確な事実を得られるものと考えている。

さらに、可視光線ではないが超音波を利用して可視化する技術、あるいは内部線源

を利用して可視化する技術も開発が進んでいる。このような点から、ISI が決定的にナトリウムの経済性を悪化させる要因とはならないと考えられる。

6.6.5.3 冷却材の化学的活性

(1) 冷却材の漏えい

水、ヘリウムは空気雰囲気中に漏えいしても酸素と化学反応を起こさない。また、鉛ビスマスはゆっくりと酸素と反応するため､反応自体は問題とはならない｡さらに、鉛ビスマスでは中間系を持たず蒸気発生器を原子炉容器内に設置できるため、漏えい部位を原子炉容器に限定することが可能である。ナトリウムは空気雰囲気中に漏えいすると、酸素と化学反応を起こして白煙を生じる。

冷却材漏えいの原因の一つとなる冷却材圧力の点からは、ナトリウムは常圧で使用され構造材との共存性も良いため、高圧系の配管で考えるような配管のギロチン破断を考える必要がない。さらに、LBB を期待できる材料を採用している点からもカタストロフィックな破断を想定する必要がない。したがって、慎重に設計されていれば、ナトリウムの漏洩は短時間で終息させることができる。また、空気雰囲気での反応は急激には起こらないので、漏洩の検出の点でも有利である。

高圧系の冷却材であるヘリウムの場合には、完全に系統内に閉じ込めることは工学的に不可能である。系統からある程度の微小リークを許容する「常時リーク」を前提とした設計となっており、このリークと機器等の損傷から生じたリークとを明確に弁別する方策が必要である。微小リークの拡大の検知という予防保全の観点から重要な点であるがこれは容易ではない。

一方、漏洩後の修復は漏洩の規模にもよるがガスや水は容易であるのに対し、ナトリウムおよび鉛ビスマスはこれらほど容易ではない。これは高圧系のガスや水に比べて、低圧系であるものの空気との化学反応に対する対策を必要とするからである。しかし、低圧系のため急激な漏洩は起らず、漏洩挙動そのものは穏やかであるため、対策を取ることができる。この対策としては配管をカセット方式で換える方法、漏洩が拡大する前に検知し修復部位を局限する方法、内管と外管との間隙を区画化する方法等があり、これらを導入する必要がある。この結果、配管漏洩に対し、事故原因・材料手配・許認可対応に要する時間を無視すると、軽水炉配管では 3 週間程度、ナトリウム炉配管でも上記区画化で漏洩影響部位を限定できるため軽水炉配管と同程度となる。したがって、冷却材の漏洩に関しては軽水炉並とすることができる。

(2) 冷却材・水反応

鉛ビスマスは水とは反応せず、水中の溶存酸素と反応して酸化物を生成する。しかし、この生成量を概算してみると、系統に影響を与えるほどの反応生成物は生成しない見通しが得られている。

ナトリウムでは蒸気発生器における冷却材・水反応がある。これは、鉛ビスマス、ガス、水では考慮する必要のない事項である。

ナトリウムでは、まず、ナトリウム・水反応の原因となる伝熱管の損傷を防止する必要がある。このためには、伝熱管を2重管化することにより、ナトリウムあるいは水それぞれの漏洩の早期検出を行い、ナトリウム・水反応を生じないようにすることができる。

一方、万一ナトリウム・水反応が生じた場合には、特に反応生成物による伝熱管の損傷が問題となる。ナトリウム炉を運用面で他の炉と近付けるためには、ナトリウム・水反応を破損伝熱管1本に局限できることが重要である。これは、多数本の伝熱管が破損することで、事故そのものの影響が大きくなることと、事故後の修復の手間が大きくなることとを避けるためである。このためには、高感度の水素計による破損の早期検出や水側の早期ブローダウン方策が重要であり、一部研究開発が必要なものの、現状技術で可能な範囲である。ナトリウムの場合、他の冷却材と異なり化学反応のある分修復にも時間がかかる。例えば、蒸気発生器での水リークに対して、事故原因・材料手配・許認可対応に要する時間を無視すると、軽水炉の蒸気発生器では 10 週間程度、ナトリウム炉の蒸気発生器では2次系ナトリウムの純化を除くと 17 週間程度となる。したがって、蒸気発生器での水漏洩に対しては、軽水炉の2倍弱の時間を要することになるが、先に述べた水漏洩防止方策を施すことにより、軽水炉並以上の稼働率を挙げることができるものと考えている。

表 6.6.1 運転、保守・補修性

	ナトリウム冷却大型炉	ナトリウム冷却中型モジュール炉	鉛ビスマス冷却炉	ヘリウムガス冷却炉	水冷却炉（低減速軽水炉）
型　式	MOX 燃料コンパクト型	MOX 燃料高内部転換型	保守補修性向上型強制循環炉低温化オプション	被覆粒子燃料型	高転換比 BWR 型
電気出力（MWe）	1,500	750	710	1,124	1,356
原子炉熱出力（MWt）	3,570	1,785	1875	2,400	3,926
モジュール数	2	4	4	2	2
タービン数	2	2	2	8	2
プラント電気出力（MWe）	3,000	3,000	2,840	2,250	2,700
プラント熱効率	約 42%	約 42%	約 38%	約 47%	約 35%
プラント運転サイクル	18 ヶ月 4 バッチ	26 ヶ月 4 バッチ	18 ヶ月 7 バッチ	20 ヶ月 8 バッチ	18 ヶ月
定期検査期間	43 日	36 日	37 日	45 日	41 日
プラント稼働率	約 93%	約 96%	約 93%	約 93%	約 93%

7. 小型炉

7.1 小型炉に対するニーズと設計要求および対応方針

実用化戦略調査研究では、経済性、安全性など開発目標達成の見通しを有する高速増殖炉概念の構築に向けて、冷却材種類（ナトリウム、重金属、ガス、水など）や、出力規模（大型炉、中型炉、小型炉）をパラメータに、各炉型の特徴を最大限活用することを目指した検討を行っている。[1－9]

基幹電源として使用する大型炉および中型炉では、2.項「ナトリウム冷却炉」などに示すように、革新技術の導入、スケールメリット効果および共用化・量産効果の活用により、経済性の目標である建設単価 20 万円/kWe（発電単価 4 円/kWh）を達成できる見通しを得た。

一方、小型炉（一般に 300MWe 以下）では、スケールデメリットにより建設単価が増加するが、上記のように電力需要への柔軟な対応や、投資リスクが小さいなどの特徴を有しているため、分散電源および電源以外の多目的利用を想定して、固有の安全特性、受動的安全性などの特徴を活用した概念検討を行う必要がある。

フェーズⅠ（平成 12 年度）では、小型炉の導入ニーズなどの検討をもとに、経済性、安全性、炉心寿命などに係る基本方針を設定するとともに、安全性および長寿命炉心などの要求条件を達成できる小型炉概念として、図 7.1.1 に示すようにナトリウムおよび鉛ビスマス冷却小型炉を摘出した。

本項では、フェーズⅠでのマーケットニーズに係る調査結果をもとに、小型炉の設計要求および対応方針や、マーケットニーズ対応の具体化方策をとりまとめた。

7.1.1 マーケットニーズ調査

近年、電力自由化への対応や、エネルギー需要との整合性の観点より、電力需要に柔軟に対応でき、投資リスクの小さい分散電源の導入が重要視されている。また、原子力シェアの維持、拡大をねらって、原子力による水素製造、熱供給などの多目的利用が注目されており、スケールメリットを指向した大型炉に代えて、小型炉の検討が進められている。

フェーズⅠでは、小型炉の建設実績、TMI－2 および Chernobyl 事故以降の小型炉分野の状況、米国で実施中の 21 世紀における原子力利用のあるべき姿を模索する NERI 計画などの調査を行い、以下のように小型炉の導入ニーズをとりまとめた。

① 今後、導入されるべき新エネルギーシステムは、環境保全に配慮するとともに、高効率（省エネルギー）および既存の発電システムと競合できる経済性を達成する必要がある。

② 発電のみでなく、蒸気および熱を積極的に利用して、高効率を達成するコジェネレーションの分野が拡大すると予想される。その動力シ

ステムとして有力な燃料電池およびガスタービン（天然ガス）と比較すると、原子炉は、少ない燃料で長期間運転可能な特徴を主張すべきである。また、大型炉と比較して、設置数の増加が予測されるため、定期検査時における運転員負担の軽減や、燃料サイクル設備との燃料輸送回数の低減などの観点より、燃料交換頻度を低くすることが望ましい。この観点では、熱中性子炉よりも液体金属冷却高速炉のほうが燃料交換サイクルの長期化に適合している。

③ 発電と異なり、熱供給は長距離輸送への対応が困難であるため、需要地に近接して供給源を設置する必要がある。また、日常生活で必要な供給温度は100℃程度であるが、産業分野で使用する場合には、高温ほど使用範囲が拡大する傾向にある。よって、軽水炉よりも、液体金属冷却炉、更には高温ガス炉の方が高温の蒸気および熱を供給することが可能で、適用範囲が拡大する。

④ 需要地に近接して原子炉を設置する場合には、固有の安全特性、受動的安全性を備えて、自然現象によるプロセスで異常事象が終息することが実証され、社会に広く受容されることが必要である。

⑤ 燃料交換サイクル長期化の必要性について、設置場所へのアクセス条件によって様々なパターンが考えられる。毎年の燃料交換から、寿命中燃料交換不要までを選択肢として、経済性、安全性、核不拡散性などの観点より検討する必要がある。

これらの調査結果を参考にすると、小型炉の導入ニーズとして、以下の項目が考えられる。

（国内向け）

・送電ロス、送電コストの低減（島嶼部、電力需要都市への近接立地）
・投資リスクの縮小
・多目的利用（燃料電池自動車への高純度水素の供給、発電と合せた熱供給）

（輸出向け）

・分散電源
・投資リスクの縮小
・多目的利用（海水淡水化、寒冷地の熱供給など）

7.1.2　設計要求と対応方針

上記のマーケットニーズ調査を受けて、分散電源への使用（発電）を前提に、安全性、経済性、環境負荷低減、資源有効利用、核不拡散性、運転・保守補修性の観点より、以下に示す小型炉の設計要求と対応方針を設定した。このうち、安全性について、(a)項「基本方針」以外は、基幹電源（大型炉および中型炉）と同じである。

(1) 安全性

（ｉ）設計要求

(a) 基本方針

小型炉の有する固有の安全特性、受動的安全性を極力活用し、事故の防止、影響緩和方策を図った設計とする。

(b) 安全要求

（決定論的安全要求）

開発目標で掲げる高い安全性を実現するために、多重・多様化を強化した能動的安全設備に加え、必要に応じて受動的安全機能を導入するとともに、仮想的な炉心損傷時の影響を原子炉容器内あるいは格納容器内で終息させる設計とする。

（確率論的安全要求）

決定論的安全要求を補完する目的で、炉心損傷発生頻度の要求値である10^{-6}/炉年未満を達成できる見通しを示す。更に、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を十分低く維持できる見通しを示す。

(c) 安全設計の原則

原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類および高速増殖原型炉「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考にして、選定した冷却材、燃料およびプラント概念の特徴を考慮した設計とする。

(d) 原子炉停止機能への要求

原子炉停止系には受動的な炉停止能力（SASS など）、または、事象進展緩和を可能とする受動的機構（GEM など）を付加するとともに、運転員の介在による事象終息が可能な設計とする。なお、1 時間程度の短時間（基準値）で炉心損傷に至らないシステムの場合には、受動的な炉停止機能を不要とすることが可能である。

(e) 崩壊熱除去機能への要求

炉停止後の崩壊熱除去機能について、多重性あるいは多様性を持たせるとともに、全交流電源の喪失を想定しても炉心冷却が可能な設計とする。また、事故管理方策により、機能回復が図れる設計とする。

(f) 炉心損傷に対する格納機能の確保

代表的な炉心損傷事象に対し、選定したプラント概念および着目する事象

の特徴を考慮して、合理的にリスク低減を図れるように以下の対策を講じることにより事故影響を局限化する。

・炉心損傷の事象推移過程において再臨界に伴う有意な機械的エネルギー発生を防止可能な対策を講じる。（再臨界防止）

・更に、事故後の融体整定、熱除去、放射性物質の閉じ込めを可能な限り原子炉容器内で達成し、格納施設への熱・機械的負荷を大幅に緩和して放射性物質の閉じ込め能力を確保することにより、炉心損傷の有意な影響を周辺環境に及ぼさない設計とする。

(g) 個別要求

ナトリウムおよび鉛ビスマス冷却炉の冷却材の差異に基づく、個別要求は以下のとおりである。

（ナトリウム冷却小型炉）

・低圧系の特徴を活かして、漏えいの原因となる異常を極力排除する。漏えいを仮定しても静的機器により冷却材を確保して炉心冷却が可能な設計にするとともに、漏えいの影響を局限化する。

・SG では、伝熱管破損に伴う水リークが炉心の安全性を損なわないように、発生防止および発生時の拡大防止の両面から十分な対策を施す。また、異常の早期検出と水系の減圧操作により異常の拡大を防止する。

・炉心損傷の影響について、ナトリウムの高い伝熱特性を活かして原子炉容器内で終息を図る。

（鉛ビスマス冷却炉）

・低圧系の特徴を活かして、漏えいの原因となる異常を極力排除する。漏えいを仮定しても静的機器により冷却材を確保して炉心冷却が可能な設計にする。

・腐食性が高く、比重が大きい重金属の特徴に配慮した構造設計、耐震設計を行う。

・SG 伝熱管破損時にも 1 次系への蒸気侵入の影響が炉心の安全特性を損なわない設計とする。

・炉心損傷の影響について、重金属の高い伝熱特性を活かして原子炉容器内で終息を図る。

（ii）対応方針

(a) 基本方針

低線出力密度、低冷却材密度係数、ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度など負の反応度フィードバック、自然循環性能などを活用する。ただし、炉心小型化の観点より、基幹電源と同程度の冷却材密度係数を許容する選択肢もあり得る。

(b) 安全要求

（決定論的安全要求）

多重・多様性を考慮した能動的安全設備に加えて、受動的安全機能（SASS、RVACS など）を導入するとともに、コアキャッチャーなどを設置して、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息させる設計とする。

（確率論的安全要求）

基幹電源の設計対応を視野に入れて、炉心損傷発生頻度の低減や、炉心損傷あたりの格納機能の非信頼度を低く抑えるために、プラント設計の中で適切な設計対応を取込む。

(c) 安全設計の原則

基幹電源と同じである。

(d) 原子炉停止機能への要求

独立 2 系統の能動的炉停止系を設置するとともに、緩慢な事象推移の特徴を利用することにより、軽水炉のように 1 時間程度の短時間で炉心損傷に至らないシステムを目指して、SASS を使用しなくても運転員の介在により炉心損傷を防止する。

(e) 崩壊熱除去機能への要求

能動的冷却機能および安全系局限化をねらって、全交流動力電源の喪失に対応可能な完全自然循環の崩壊熱除去系の構成を検討する。特に、自然循環性能に関連して、低線出力および低圧力損失の炉心とする。

崩壊熱除去系は、10^{-6}/炉年未満の炉心損傷頻度を達成するために、必要に応じて、ナトリウム配管が不要で、原子炉を直接冷却する RVACS を有効利用する。

(f) 炉心損傷に対する格納機能の確保

炉心構造の工夫などにより炉心損傷の発生を想定しても、再臨界を回避し、原子炉容器内にて炉心損傷の影響を終息できる設計対応とする。

(g) 個別要求

（ナトリウム冷却小型炉）

- 基幹電源と同様に、すべてのナトリウムバウンダリをガードベッセル、外管などで格納し、漏えいを仮定しても上記の静的機器により冷却材を保持して炉心冷却や、漏えい影響の局限化が可能な設計とする。
- SG 伝熱管破損について、基幹電源と同様に 2 重管 SG（2 次系設置）を採用し、DBE での水リーク発生防止を目指す。
- 炉心損傷の影響について、軸方向ブランケットのない燃料の特徴を活用して、炉心槽下端のコアキャッチャーにより溶融燃料を保持・冷却できるようにする。

（鉛ビスマス冷却小型炉）

- 原子炉容器内に冷却系機器を集約することにより、冷却材バウンダリ面積を縮小する。
- 原子炉容器内に鉛ビスマス純化系などを設置し、腐食対応を図る。

・SG は炉心槽上部に設置し、伝熱管破損時の水蒸気の廻り込みを防止する。

(2) 経済性

（ｉ）設計要求

各利用分野における他のエネルギー源と競合可能な経済性を確保する。分散電源として利用する場合には、送電経費など削除可能なコストを考慮して、要求値を設定する。また、電熱供給など多目的利用を促進することにより、エネルギー効率を向上したシステムを構築する。

経済性に係る要求値、目標値、基準値は、以下のとおりである。

(a) 要求値

・発電単価：5.5 円/kWh（分散電源として利用）
・燃料交換間隔：10 年以上
・プラント寿命：60 年

(b) 目標値

・建設工期：20 か月以内
・燃料交換間隔：30 年以上

(c) 基準値

・建設単価：35 万円/kWe
・稼働率：95%以上

（ii）対応方針

(a) 要求値

1) 発電単価

建設単価、燃料交換間隔、稼働率などの指標を満足させることにより、達成する。

2) 燃料交換間隔

高速炉特有の高い内部転換性能を活用して、10 年以上の長寿命炉心を構築する。

3) プラント寿命

基幹電源と同様に、炉心槽および原子炉容器の中性子照射量、熱交換器伝熱管の腐食しろ、熱過渡事象の想定回数など、60 年寿命に相当する数値を使用する。

(b) 目標値

1) 建設工期

建設単価低減に関連して、出力規模の小さい特徴を活用することにより、機器数の低減および機器の小型化などの設計対応を取込む。また、工場製作範囲の拡大、大型ユニット工法および船殻構造の適用により、建設工期の短縮を図る。

2) 燃料交換間隔

10 年以上の要求値に対して、炉心性能、経済性などとのバランスを考慮して、適切な燃料交換間隔を設定する。

(c) 基準値

1) 建設単価

炉心性能の向上や、システム簡素化（ループ数低減、機器合体、BOP 簡素化）などを取込むとともに、安全性および長寿命炉心の許容する範囲で、出力を増加し、スケールメリット効果を利用する。また、多数基設置に伴う BOP 設備の共用化および習熟効果により、更なる建設単価の低減を追求する。

2) 稼働率

機器数の低減および機器の小型化、燃料交換頻度の低減、機械式ポンプに代えて電磁ポンプを採用するなどの対応により、定期検査工程を短縮し、95%以上の稼働率を達成する。

(3) 環境負荷低減

（ｉ）設計要求

低除染燃料を装荷可能として、サイクルを通じて環境負荷低減を図るが、FP 核変換までは要求しない。

また、運転廃棄物および廃炉廃棄物は、冷却材を含めて、可能な限り再利用できる設計とする。（具体的な設計要求は、基幹電源と同じ）

（ii）対応方針

燃料体積比や、炉心構成の調整などにより、低除染燃料を使用して、所定の安全性を確保し、10 年以上の長寿命炉心を構築する。

また、運転廃棄物は、燃料交換頻度の低減に加えて、基幹電源を参考に、廃棄物量を低減する。廃炉廃棄物は、基幹電源と同様に、原子炉容器室内に、高 β、γ 線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで、解体性の確保を目指す。

(4) 資源有効利用

（ｉ）設計要求

増殖比よりも、高速中性子炉心の有する高い内部転換機能を利用して、炉心の長寿命化を優先する。また、(3)項に記載したように、MA 核種を混入した低除染燃料を経済的に燃焼可能とする。

（ii）対応方針

(3)項に記載したように、燃料体積比や、炉心構成の調整などにより、低除染燃料を使用して、10 年以上の長寿命炉心を構築する。

(5) 核拡散抵抗性

（ｉ）設計要求

燃料取扱設備は、核物質防護および保障措置の対応を考慮した設計とする。特に、新燃料および使用済燃料に対して、意図しない接近を制限可能なように設計対応を行う。

また、プラント概念に応じて、長寿命炉心の利点を活用した燃料交換間隔の長期化、炉心燃料一括方式、炉容器/燃料のパッケージ交換方式など燃料への接近機会の制限方策の適用性も検討対象とする。

（ii）対応方針

長寿命炉心の特徴を活用して、10 年以上の燃料無交換を目指す。具体的には、新燃料および使用済燃料は、UIS を引抜かない、または、燃料出入機などを設置しない限り、原子炉容器から取り出せないように設計する。また、原子炉容器外では、キャスクなどを利用して、作業員が直接アクセスできないようにする。

燃料サイクル設備（サイト外設置）との燃料輸送は、検討対象外とする。

(6) 運転・保守補修性

（ｉ）設計要求

幅広い利用と多様なユーザの導入意識を向上するために、以下の目標に向けたシステム概念の構築を目指す。

- 運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、検査および保守補修が容易な設計を取込むことにより、ヒューマンエラーの防止、保守補修作業量の低減、保守補修作業員の被ばく低減を図る。
- 化学的活性および毒性、放射化など冷却材の個別特徴を考慮して、運転・保守補修性を向上したプラント設計とすること。

（ii）対応方針

基幹電源と比較して、単位出力あたりの運転・保守補修作業が煩雑化する傾向にあるが、系統機器の簡素化が可能な小型炉の特徴を活用して、運転・保守補修対象機器数の低減、定期検査期間の短縮による稼働率の向上（95%以上)、作業簡素化により、基幹電源と同程度の運転費を目指す。プラント概念の検討と並行して、小型炉の運転・保守補修の考え方を明示するとともに、それに適合する概念を検討する。

冷却材の個別特徴に関連して、ナトリウム冷却炉では、ナトリウム漏えい対策およびナトリウム－水反応対策を強化し、事故影響の局限化や、事故後の早期復旧および再起動を可能とする。また、鉛ビスマス冷却炉は、鉛およびポロニウム毒性の調査結果を反映し、かつ、化学的に不活性な冷却材の特徴を活用して、運転・保守補修性を向上した概念を構築する。

また、発電以外のニーズとして、水素製造、海水淡水化、熱供給などの多目的利用が考えられ、分散電源の設計要求および対応方針と異なる場合があり得る。このうち、水素製造は、燃料電池自動車向けの高純度水素の供給を目指して、17 円/Nm^3 以下の水素製造単価（設定根拠は、7.6 項「FBR 小型炉の多目的利用」参照）を達成する。

7.1.3　マーケットニーズ対応の具体化

7.1.2 項「設計要求と対応方針」に基づき、小型炉の有望なマーケットニーズである発電および多目的利用について、フェーズⅡでの検討方針をとりまとめた。

(1) マーケットニーズ分析

（ｉ）発電（分散電源）

「都市近郊での発電」および「離島などの限定された地域での発電（特定規模電気事業)」に分けて、マーケットニーズに対する考え方を整理した結果を表 7.1.3.1 に示す。[10]

「都市近郊での発電」は、中小規模の基幹電源に類似した概念であり、電力自由化の影響で投資リスクの小さいことが重要視されつつあるが、基幹電源として売り込むためには、発電単価の低減が最も重要で、これの達成度により出力規模が決定される。

一方、「離島などの限定された地域での発電」は、発電ニーズによって出力規模が決定される。離島などの僻地に建設するため、発電単価の低減よりも、少ない運転員でも対応できるように、安全対応の容易化、核拡散抵抗性の向上（燃料供給頻度少)、運転・保守補修性の簡素化が重要と考えられる。

各概念で重要度の選定理由が相違するが、安全対応の容易化、核不拡散性の向上、運転・保守補修の簡素化など対応方針は類似しており、マーケットニーズごとに概念を区別する必要性は小さい。

（ii）多目的利用

燃料電池自動車への高純度水素の供給（国内)、限定地域への低温熱供給（国内外)、水不足地域での淡水生産（国外）を想定して、マーケットニーズに対する考え方を整理した結果を表 7.1.3.2 に示す。ただし、上記のうち、熱供給と海水淡水化は、プラントの BOP 設備に追加する程度で対応でき、プラント仕様への影響は小さい。

水素製造では、水素製造単価の達成度とニーズにより熱出力規模が決定される。競合相手が多く、水素製造単価（資本費、運転費など）の低減が重要である一方、全国各地に建設するため、少ない運転員でも対応できるように、安全対応の容易化、運転・保守補修の簡素化、核不拡散性の向上（燃料供給頻度少）が重要と考えられる。すなわち、発電と同様のマーケットニーズが要求される。

熱供給および海水淡水化も、水素製造と同じであるが、要求条件の達成度は、プラントの他の部分で決定されるため、熱供給および海水淡水化部分への設計要求はない。

(2) フェーズⅡでの検討方針

（ｉ）発電（分散電源）

「都市近郊での発電」､「離島などの限定された地域での発電」のいずれも、魅力ある概念を追求し、かつ、早期に建設を開始できることを目標とする。

出力について、150MWe 以上のケースで 5.5 円/kWh 以下の発電単価を達成できる見通しを有することや、現状の特定規模電気事業者の電気容量（20～100MWe）をもとに、フェーズⅡでは、150MWe までの小型炉概念を検討対象とする。

炉心およびプラント概念の検討では、資本費低減以外に、安全性、運転・保守補修性、核拡散抵抗性などの向上も重要視する。

（ii）多目的利用

水素製造、熱供給、海水淡水化のいずれも、発電と同様に、早期に建設を開始できることを目標とする。

また、表 7.1.3.2 に記載のように、マーケットニーズに対する考え方は、いずれの多目的利用も同じであるが、このうち、熱供給および海水淡水化プラントは、既に実用化済みで、BOP 設備に追設するのみで対応できるため、プラント仕様への影響は小さい。

よって、フェーズⅡでは、多目的利用の代表概念の位置付けで、水素製造を取込んだ小型炉概念を検討対象とする。出力規模は、将来の燃料電池自動車のニーズ、水素製造単価の達成度、水蒸気改質器の物量などの観点より、395MWt（150MWe 相当）を検討対象とする。[11、12]

また、水素製造を効率的に行うために、金属燃料炉心でも MOX 燃料と同程度の炉心出口温度（550℃）を目指すとともに、ナトリウム温度の有効利用や、プラント基本構成の容易性（炉心出口温度を含めて、既往知見ベースのヒートマスバランスで対応可能）を考慮して、発電と併用とする。

（iii）検討方針のまとめ

マーケットニーズの検討に基づく、フェーズⅡでの検討対象は、以下のとおりである。

（発電）

- 用途 ： 都市近郊や、離島など限定された地域での発電
- 出力 ： 150MWe 級および 50MWe 級
- 燃料種類 ： 金属燃料、窒化物燃料
- 建設時期 ： 2010 年以降に建設開始（火力代替需要は主に 2020 年以降に発生）

（多目的利用）

- 用途 ： 水素分離膜を使用した水蒸気改質法や、低温熱化学法による水素製造
- 出力 ： 395MWt（発電と併用）

・燃料種類 ： 金属燃料
・建設時期 ： 2010 年以降に建設開始

表 7.1.3.1　発電用小型炉のマーケットニーズに対する考え方

項目			都市近郊での発電		離島などの限定された地域での発電（特定規模電気事業を想定）	
経営	安定した電力供給		・ネットワーク間の電力融通によって、重要度小	△[1)]	・系統連結を想定するが、基幹電源よりも重要度大（負荷変動対応を含む）	◎[1)]
	投資リスク小		・電力自由化に合せて重要視されており、基本的に低出力が望ましい（出力規模は、発電単価の達成度によって決定）	◎	・ニーズに対して、融通性をもって対応できれば良い（ニーズがあれば投資リスクなし。特定規模電気事業用発電として、20～100MWeが届け出済み。また、人口30万人以上の中核都市で250MWeが適切と推定）	○
経済性	発電単価低	資本費（建設単価など）低	・35万円/kWe（5.5円/kWhに対応）の要求に対して、150MWe以上の出力必要 ・50MWeの出力では、共用化および習熟効果により、上記要求達成の可能性有り	◎	・低資本費が望ましいが、ニーズによって出力決定	○
		運転費低	・大型、中型炉と同程度の単位出力あたりの運転費を達成するには運転簡素化（低燃焼反応度による運転維持作業の簡素化など）必要	◎	・少ない運転員対応（低燃焼反応度による運転維持作業の簡素化など）が運転費の低減につながれば良い	○
安全性			・運転費低減以外に、需要地近接に伴い、固有の安全特性、受動的安全性を活用して、、安全に炉停止や、崩壊熱除去できる特性のアピールは重要	○	・都市近郊立地や、運転員の少ない僻地などでは、固有の安全特性、受動的安全性を活用して、安全に炉停止や、崩壊熱除去できる特性は重要	◎
環境負荷低減			・大型、中型炉と同程度の環境負荷低減を達成すれば良い（FP消滅などは、受注者側の要求により採用）	△	・同左	△
資源有効利用			・大型、中型炉と同程度の資源有効利用を達成すれば良い（増殖比などは受注者側の要求により採用）	△	・同左	△
核拡散抵抗性			・大型、中型炉と同程度の核拡散抵抗性を達成すれば良い ・ただし、長寿命炉心の採用に伴い、資本費、または、運転費の低減が核拡散抵抗性につながることが望ましい	○	・各地に建設するのであれば重要 ・核拡散抵抗性の向上（長寿命炉心）により、燃交不要を目指す（火力は燃料供給が大変）	◎
運転・保守補修性			・運転・保守補修性の向上（簡素化）により、運転費低減を目指す	○	・運転・保守補修性の向上（簡素化）により、少ない運転員による対応を目指す	◎

注1）記号の意味は以下のとおりである。◎：特に重要なニーズ、○：重要であるが2次的なニーズ、△：受注者側の要求で決定すれば良い項目

・いずれのマーケットニーズも、重要度の選定理由は相違するが、安全対応の容易化、核不拡散性の向上、運転・保守補修の簡素化などの対応方針は類似しており、マーケットニーズごとに概念を区別する必要性は小さい

表 7.1.3.2　多目的利用小型炉のマーケットニーズに対する考え方

項目			水素製造（水素分離膜を使用した水蒸気改質法、低温熱化学法）		熱供給		海水淡水化	
（具体的利用形態）			ガソリンに代えて、燃料電池自動車への高純度水素の供給（国内）→ 水素製造によって、プラント全体像が変更		限定地域への低温熱供給（国内外）→ プラントのBOPに追設するのみ		水不足地域での海水淡水化（国外）→ プラントのBOPに追設するのみ。電気を使用する方法（逆浸透膜法）では、影響なし	
経営	安定した供給		・水素ガス輸送を考慮すると、限定地域への供給形態となり得るため重要度大（安定供給できないと車の使用不可）	○[1]	・限定地域への供給となるが、供給停止時にも別途の手段有り	△[1]	・限定地域への供給となるが、水素、熱と異なり備蓄可能	△[1]
	投資リスク小		・電力自由化と同様に投資リスクの小さい低出力が望ましい ・ただし、熱出力は、多目的利用単価[2]の達成度とニーズ（全国規模の設置を想定して水素単独で140～510MWt、発電併用で350～1300MWtと推定）より決定	◎	・同左 ・ただし、熱出力は、多目的利用単価の達成度とニーズ（現状の熱供給事業では最大25万kWt）より決定	◎	・ニーズに対して、融通性を持って対応できれば良い ・ただし、熱出力は、多目的利用単価の達成度とニーズ（現状の国外淡水化プラントでは、最大10万m^3/day、逆浸透膜法で35MWeの電気出力に相当）より決定	◎
経済性	供給単価低	資本費（建設単価など）低	・競合相手が多いため、出力増加や、水素製造の効率化（高温）などによる資本費低減は重要 （水素単独で20MWt以上、発電併用で130MWt以上の熱出力により、ガソリンと競合できる多目的利用単価（17円/Nm^3）達成の可能性有り）	◎	・競合相手が多いため、出力増加などによる資本費低減は重要 ・ただし、原子炉側で達成すれば良く、多目的利用の影響小	（◎）	・同左	（◎）
		運転費低	・上記の多目的利用単価を満足できる運転費を達成するには運転簡素化、水蒸気改質器の保修頻度低減など必要	◎	・上記の多目的利用単価を満足できる運転費を達成するには運転簡素化が必要 ・ただし、原子炉側で達成すれば良く、多目的利用の影響小	（◎）	・同左	（◎）
安全性			・各地に建設するため、安全に炉停止や、崩壊熱除去できる特性は重要（水素に対して、原子力の潜在的危険性を目立たせない）	◎	・各地に建設するため、安全に炉停止や、崩壊熱除去できる特性は重要 ・ただし、原子炉側で達成すれば良く、多目的利用と直接関係せず	（◎）	・同左	（◎）
環境負荷低減			・CO_2発生の欠点を有するが、メタンガス燃焼より発生量小（本来、CO_2を放出しないことが重要） ・上記以外は、原子炉側で達成すれば良く、水素製造と直接関係せず	○	・原子炉側で達成すれば良く、多目的利用と直接関係せず	（△）	・同左	（△）
資源有効利用			・水素エネルギー利用の可能性拡大（水素製造効率増加） ・上記以外は、原子炉側で達成すれば良く、多目的利用と直接関係せず	△	・原子炉側で達成すれば良く、多目的利用と直接関係せず	（△）	・同左	（△）
核拡散抵抗性			・各地に建設するため、核拡散抵抗性（長寿命炉心）は重要 ・上記の対応に伴い、運転費の低減が核拡散抵抗性につながることが望ましい	◎	・同左	（◎）	・同左	（◎）
運転・保守 補修性			・運転・保守補修性の向上（簡素化）により、水素製造単価低減を目指す	◎	・運転・保守補修性の向上（簡素化）により、供給熱単価低減を目指す	◎	・運転・保守補修性の向上（簡素化）により、淡水単価低減や、少ない（未教育）運転員による対応を目指す	◎
他用途との 組み合せ			・発電との併用により、ナトリウム温度範囲を有効に利用でき、プラント構成が比較的容易（現状知見ベースのヒートマスバランスで対応可能） ・熱供給、海水淡水化との組み合せも可能		・プラント仕様を変更せずに、他利用との組み合せ容易		・同左	

注1）記号の意味は以下のとおりである。◎：特に重要なニーズ、○：重要であるが2次的なニーズ、△：受注者側の要求で決定すれば良い項目。　主に原子炉側への要求条件となり得る項目はかっこ内に記載
注2）多目的利用単価は、水素製造単価、供給熱単価、淡水単価を示す。

・いずれも、多目的利用単価の達成とマーケットニーズ対応が重要

・いずれも実用化済みの技術で、多目的利用を追加しても、プラント仕様への影響小
・要求条件の達成度は原子炉側で決定

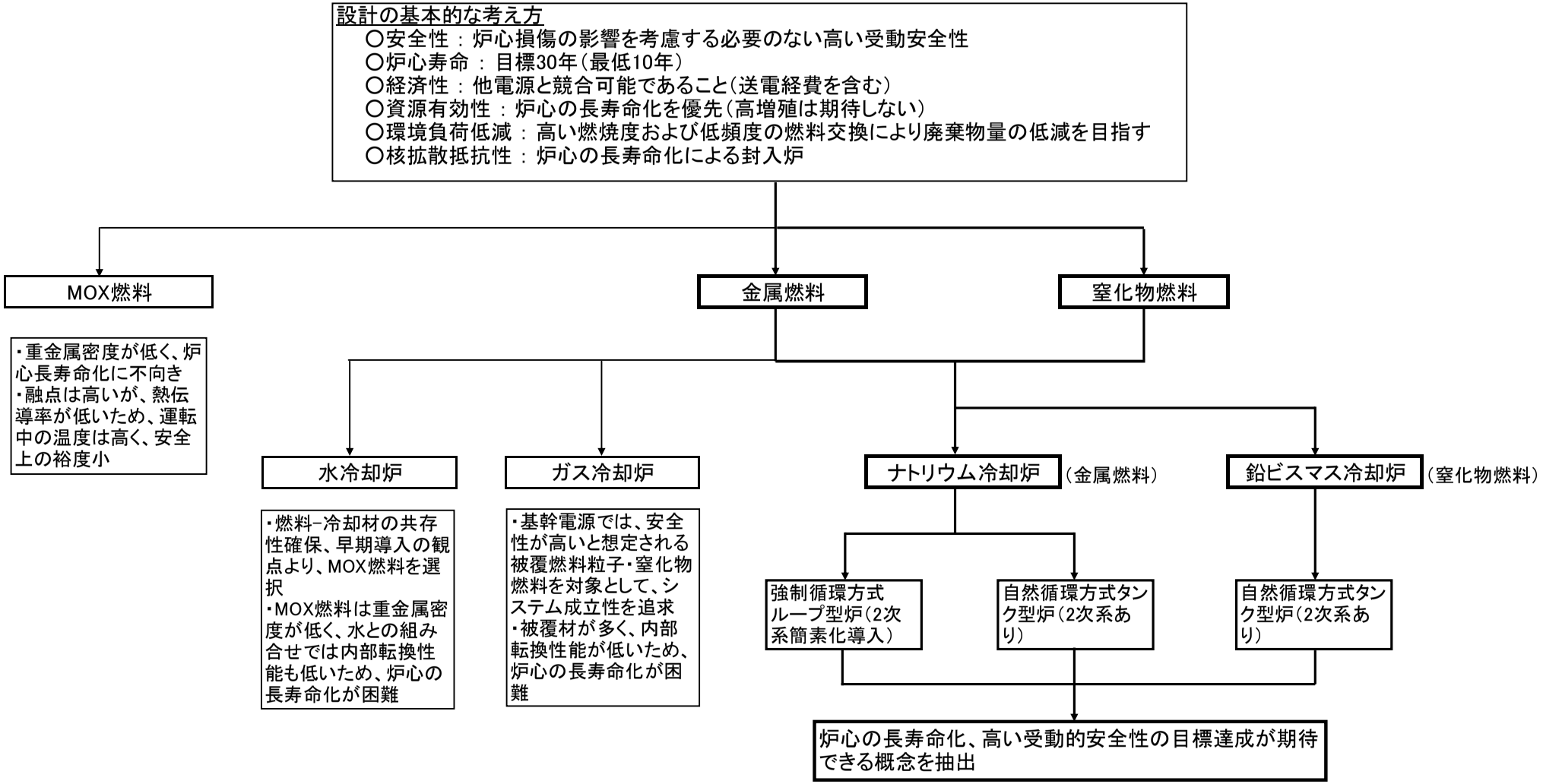


図 7.1.1　　実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）での小型炉概念の摘出フロー

7.2　小型炉の特性追求

7.2.1　フェーズⅡの検討経緯

フェーズⅠおよびⅡ（平成 12 から 15 年度）では、分散電源および電源以外の多目的利用を想定して、他電源と経済性の競合が可能で、高い受動安全性と長寿命炉心の特徴を有する小型炉概念の検討を行った。

このうち、フェーズⅠでは、電力中央研究所の 4S 炉をスタート条件（出力、温度条件、炉心長寿命化の考え方など）として[13、14]、出力 50MWe 級、金属燃料のナトリウム冷却小型炉および窒化物燃料の鉛ビスマス冷却小型炉の概念検討を行った。ただし、4S 炉の細長形状炉心と異なり、炉心等価直径と高さを同程度として、長尺燃料の欠点を解消するとともに、正の冷却材ボイド反応度を有するが、低線出力密度、負の反応度フィードバック、自然循環性能など固有の安全特性および受動的安全性を活用することにより、高い安全性を追求した。また、プルトニウム高富化度差 2 領域炉心を採用して、炉心外側から中央に順次燃焼させることにより、炉心の長寿命化を図った。

ただし、ナトリウム、鉛ビスマス冷却小型炉のいずれも、長寿命炉心および安全性の要求条件を満足できる見通しであるが、50MWe 級の低出力では、スケールデメリットを克服できず、経済性の要求条件（建設単価の目標値：35 万円/kWe）を達成できなかった。[1、4]

よって、フェーズⅡでは、長寿命炉心と高い受動安全性を確保することを前提として、以下のように検討を進めることにした。また、電源以外に、ナトリウム冷却小型炉を使用した水素製造プラントの概念検討を行った。小型炉の全体検討フローを図 7.2.1.1、主要な検討条件の推移を表 7.2.1.1 に示す。

- ナトリウム冷却小型炉：出力増加による経済性向上
- 鉛ビスマス冷却小型炉：中型炉の進捗を視野に入れて、同一の出力条件（50MWe 級）で炉心設計の充実
- 多目的利用：ナトリウム冷却小型炉を使用した水素製造プラント概念の明示

(1) ナトリウム冷却小型炉（7.4 項）

フェーズⅡの 3 年間では、「経済性改善の検討（フェーズⅡ－1、平成 13 年度）」、「冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2、平成 14 年度）」、「更なる魅力を追求した炉心およびプラントの検討（フェーズⅡ－3、平成 15 年度）」の検討を実施した。

フェーズⅡ－1（平成 13 年度）には、出力を 50MWe 級から 150MWe 級に増加して、経済性の向上を目指した。炉心側では、回字型炉心の採用や、線出力密度の増加などにより、燃料ピン径 9.5mm、10 年寿命の小型炉心を構築した。プラント側では、4S 炉と同じヒートマスバランス、反射体制御・

強制循環方式の条件で、タンク型炉（環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置）およびループ型炉（炉外の冷却系容器内に冷却系機器を集約）の概念検討を行った。上記の検討をもとに、タンク型炉は原子炉容器の小型化が可能で、建設単価最小の可能性を有することや、反射体制御方式は不明確な部分が多く、成立性の詳細評価を行う必要があることを明らかにした。[2、5]

フェーズⅡ－2（平成 14 年度）には、冷却材循環方式や、反応度制御方式などの主要仕様を選定するために、反射体制御・強制循環方式、制御棒制御・強制循環方式、制御棒制御・自然循環方式の 3 種類の小型炉概念を検討した。炉心側では、直近許認可性確保の観点より燃料ピン径を 8.5mm 以下として、ATWS 発生時に SASS に期待しないで高温整定するために、冷却材ボイド反応度および炉心圧力損失を制限した扁平炉心（径方向 2 領域炉心）を構築した。プラント側では、いずれの概念も、経済性向上や、安全性確保の観点より、4S 炉のヒートマスバランスのうち、1 次ナトリウム温度を変更した。また、ISI 向上をねらって、環状型 IHX および電磁ポンプを径方向にオフセット配置したタンク型炉の概念検討を行ったが、電磁ポンプ取出しの必要性が小さいことや、物量への影響を考慮して、最終的に、環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置を選定した。炉内機器構成以外に、経済性や、研究開発のハードル高さなどの観点より、制御棒制御・強制循環方式を採用した。（主要仕様の選定結果は、7.3 項「小型炉固有の課題への対応方策の検討」参照）[3、6]

フェーズⅡ－3（平成 15 年度）には、更なる経済性向上を目指して、冷却材ボイド反応度の緩和により、炉心を小型化するとともに、ATWS 時の高温整定や、20 年の長寿命炉心を満足する小型炉概念を検討した。炉心側では、燃料ピン径 15mm の条件で、出力変動の小さい Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心の採用により、金属燃料で 550℃の炉心出口温度を達成した。プラント側では、上記の炉心を内包するタンク型炉の概念構築を行い、安全上、制御棒軸伸び反応度を有効活用するために、RVACS 削除などの設計工夫を取込むとともに、小型炉の特徴を活用した ISI 方針を検討した。

(2) 鉛ビスマス冷却小型炉（7.5 項）

フェーズⅡの 3 年間では、「経済性改善の検討（フェーズⅡ－1、平成 13 年度）」、「更なる経済性改善の検討（フェーズⅡ－2、平成 14 および 15 年度）」の検討を実施した。

フェーズⅡ－1（平成 13 年度）には、原子炉構造の物量を低減するために、フェーズⅠと同じ出力 50MWe 級、自然循環方式の条件で、燃料一体型炉心に代えて、燃料集合体構造による小型炉概念を検討した。炉心側では、燃料体積比の低減を抑制するために、燃料ピン径 15mm、ダクトレス構造、30 年寿命の制御棒内包型燃料を使用した炉心を構築した。プラント側では、炉

心出入口温度などをパラメータとする物量検討をもとに、建設単価最小のヒートマスバランスを選定し、原子炉容器などの概念構築を行った。上記の検討より、燃料集合体構造への変更に伴い、炉心槽径が若干増加するが、長寿命炉心および安全性の要求条件を満足できることや、炉上部構造の簡素化など物量低減効果を明らかにした。[2、7]

フェーズⅡ－2（平成 14 および 15 年度）には、制御棒仕様を重視して、炉心等価直径は若干増加するが、制御棒本数を最適化した 20 年および 30 年寿命の炉心概念を構築するとともに、鉛ビスマス中でも落下可能なように制御棒構造を具体化した。プラント側では、上記の炉心を内包する原子炉容器などの概念構築を行った。[8]

(3) FBR 小型炉の多目的利用（7.6 項）

フェーズⅡの 3 年間では、電力以外の多目的利用のうち、高速炉に特有な技術開発が必要な水素製造について、ナトリウム冷却小型炉を使用した水蒸気改質法および低温熱化学法による水素製造プラントの概念検討を実施した。いずれも、約 500℃のナトリウムを使用する方式で、このうち、低温熱化学法は、水素製造量が若干低いが、二酸化炭素の発生を排除可能なプロセスである。[5、9]

表 7.2.1.1　実用化戦略調査研究における主要な検討条件の推移

ナトリウム冷却小型炉

項目[1)2)]			長寿命・高安全性炉心およびプラントの基礎検討（フェーズⅠ）			経済性改善の検討（フェーズⅡ-1）		冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ-2）			更なる魅力を追求した炉心およびプラントの検討（フェーズⅡ-3）	
			制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント（炉心1）	反射体制御・強制循環方式ループ型プラント（炉心2）	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心3）	反射体制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心4）	反射体制御・強制循環方式ループ型プラント（炉心4）	反射体制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心5）	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心6）	制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント（炉心7）	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心9）	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント（炉心10）
基本仕様	出力		50MWe/125MWt	同左	同左	150MWe/375MWt	同左	同左	同左	同左	165MWe/395MWt	同左
	系統条件	1次Na温度	510℃/355℃	同左	同左	同左	同左	510℃/375℃	同左	515℃/365℃	550℃/395℃	同左
		2次Na温度	475℃/310℃	475℃/310℃（鉛ビスマス）	475℃/310℃	同左	同左	475℃/320℃	同左	同左	520℃/335℃	同左
		蒸気条件	453℃、10.5MPa	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	498℃、17.2MPa	同左
		給水温度	210℃	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	240℃	同左
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差2領域（径方向2領域均質炉心）	同左	同左	Pu高富化度差2領域（回字型炉心）	同左	Pu高富化度差　径方向2領域均質炉心	同左	同左	Zr含有率3領域単一Pu富化度炉心	同左
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-10%Zr）	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
	燃料ピン径		φ15mm	同左	同左	φ9.5mm	同左	φ8.5mm	同左	同左	φ15mm	同左
	燃焼期間		30年（1バッチ）	同左	同左	10年（1バッチ）	同左	同左	同左	同左	20年（1バッチ）	同左
	冷却材ボイド反応度[3)]		3.7$	4.7$	1.9$	1.5$	同左	1.6$	1.2$	8$	6.1$	7.9$
プラント	炉型		タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次系簡素化）	タンク型炉（2次Na系有り）	タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次Na系有り）	タンク型炉（2次Na系有り）	同左	同左	同左	同左
	冷却材循環方式		自然循環方式	強制循環方式	同左	同左	同左	同左	同左	自然循環方式	強制循環方式	同左
	反応度制御方式		制御棒制御方式	反射体制御方式	制御棒制御方式	反射体制御方式	同左	同左	制御棒制御方式	同左	同左	同左
	冷却系機器配置		環状型IHX	鉛ビスマスを使用した2次系簡素化概念（炉外）	（炉心設計のみ実施）	環状型IHXと電磁ポンプの直列配置	冷却系容器内に集約（炉外）	環状型IHXと電磁ポンプのオフセット配置	同左	環状型IHX	環状型IHXと電磁ポンプの直列配置	同左
	崩壊熱除去系構成		PRACS+RVACS	同左	（炉心設計のみ実施）	PRACS×2系統＋RVACS	同左	同左	同左	同左	PRACS×2系統＋IRACS	同左

鉛ビスマス冷却小型炉

項目[1)2)]			長寿命炉心およびプラントの基礎検討（フェーズⅠ）	経済性改善の検討（フェーズⅡ-1）	更なる経済性改善の検討（フェーズⅡ-2）	
基本仕様	出力		50MWe/132MWt	同左	同左	同左
	系統条件	PbBi温度	492℃/312℃	503℃/335℃	同左	同左
		蒸気条件	400℃、5.98MPa	403.5℃/6.5MPa	同左	同左
		給水温度	220℃	同左	同左	同左
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差2領域（径方向2領域均質炉心）	同左	同左	同左
			燃料一体型炉心	燃料集合体構造の炉心（各燃料は制御棒内包）	燃料集合体構造の炉心（各燃料は制御棒内包せず）	同左
	燃料種類		窒化物燃料（Pu・U混合窒化物）	同左	同左	同左
	燃料ピン径		φ15mm	同左	同左	同左
	燃焼期間		30年（1バッチ）	同左	同左	20年（1バッチ）
プラント	炉型		タンク型炉	同左	同左	同左
	冷却材循環方式		自然循環方式	同左	同左	同左
	反応度制御方式		制御棒制御方式	同左	同左	同左
	崩壊熱除去系構成		PRACS×2系統+RVACS	PRACS＋RVACS	同左	同左

注1）ナトリウム冷却小型炉は表7.4.1.1-8、表7.4.1.2-9、鉛ビスマス冷却小型炉は表7.5.1.1-2、表7.5.1.1-4、表7.5.1.1-10、表7.5.1.2-1、表7.5.1.2-2、表7.5.1.2-4参照
注2）表中、灰色部分は代表概念を示す
注3）冷却材ボイド反応度のうち、「更なる魅力を追求した炉心およびプラント概念の検討（フェーズⅡ-3）」のみは炉心部のみの数値。他の概念は上部ガスプレナムを含んだ数値。

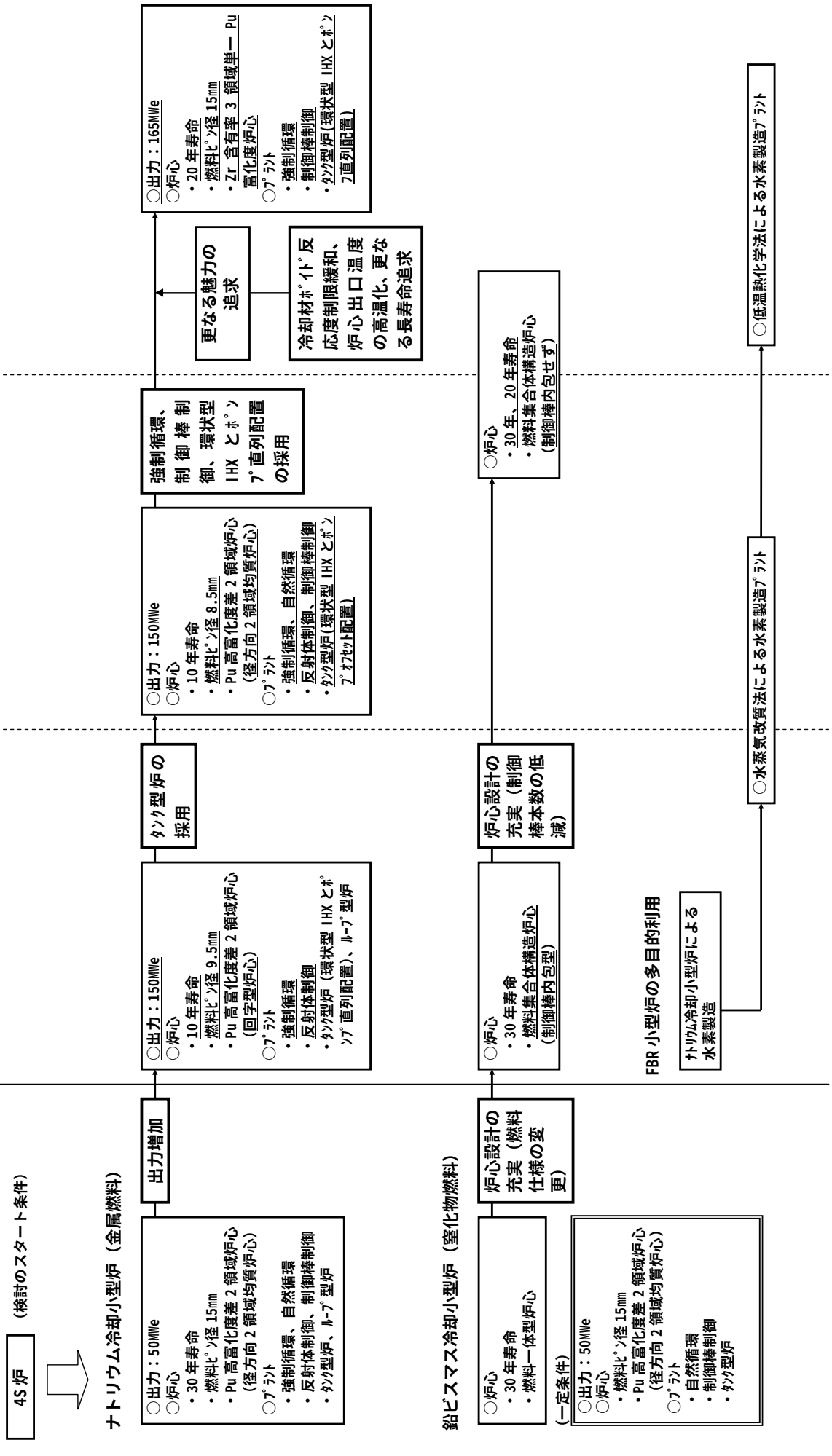


図 7.2.1.1 実用化戦略調査研究における小型炉の検討フロー

7.2.2　炉心性能

7.2.2.1　長期運転サイクルの追求

(1) 設計方針・目標

高速炉特有の性質を活かした小型炉とするため、高速炉の高い内部転換性能（燃焼による反応度劣化小）を活用して長期間燃料無交換で運転でき、かつその期間の燃焼反応度を小さく抑え反応度制御を簡素化できる炉心概念を追求する。高い内部転換性能を得るため、ナトリウム冷却金属燃料炉心と鉛ビスマス冷却窒化物燃料炉心を主な検討対象とする。基本的には、両炉心概念の設計方針・目標は同じであるので、ナトリウム冷却炉心についてより詳細に検討する。

本検討では燃料無交換運転期間は 10 年から 30 年を目標として、小型高速炉の有望炉心概念の知見を得るため、炉出力、冷却材循環方式、反応度制御方式、冷却材ボイド反応度等をパラメータとして検討を進める。

(2) 設計対応の方向性

小型高速炉については、約 10 年前から電力中央研究所で検討が進められてきた 4S 炉（ナトリウム冷却炉）があるが[13、14]、長尺燃料を用いているため、その成立性に多くの課題がある。4S 炉では長尺炉心の周囲を取り巻く反射体を下から上に移動させることにより、出力分布の中心高さを変えながら長期間の反応度を維持する概念である。これに対して、フェーズⅠで検討した長寿命炉心は、外部からの制御によらず、炉心外側から内側へ自然に出力分布が移動することで長寿命化と燃焼反応度の極小化を図る概念である[15]。同時に、炉心平均燃焼度の向上と燃焼の均質化を図る炉心概念となることも特徴である。図 7.2.2.1 に 4S 炉との比較による本検討の炉心の特徴と長期燃焼方式の考え方を示す。

フェーズⅡの検討でも、フェーズⅡ－1、2 ではこの考え方に従って炉心設計を進める。フェーズⅡ－3 では多目的利用への活用のための高温プラント適合型の出口温度高温化炉心について、Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念を検討する（鉛ビスマス炉では未実施）。この概念は、高速炉の高い内部転換性能（燃焼による反応度劣化小）を活用して、低 Pu 富化度 1 種類で径方向（例えば 3 領域）に燃料重量割合を変えて出力分布の空間的・時間的変化を小さくして、大型炉および中型炉のナトリウム MOX 燃料炉心並みの高温条件に適合する炉心概念である。この炉心概念について当初はピン径を領域ごとの3種類としてナトリウム冷却中型炉金属燃料炉心でその実現の可能性を示したが[16]、本検討ではピン径・Pu 富化度 1 種類で領域ごとに金属燃料（U－Pu－Zr3 元合金）の Zr 含有率を変えることにより、同様の効果をねらったものである。

ナトリウム冷却小型炉と鉛ビスマス冷却小型炉の各フェーズの主要な炉

心設計条件を表 7.2.2.1 にまとめて示す。ナトリウム冷却小型炉の金属燃料炉心は幅広く検討したが、鉛ビスマス冷却小型炉の窒化物燃料炉心は50MWe 級自然循環炉（ダクトレス燃料集合体）に絞って検討を進めた。

ナトリウム冷却小型炉の炉心設計条件とその考え方を以下に示す。

- 出力：熱出力 125MWt（50MWe 級)、395MWt（150MWe 級）
- 炉心燃料： U－Pu－Zr3 元合金燃料（通常 Zr 含有率は 10wt%であるが、フェーズⅡ－3 では Zr 含有率の異なる燃料も検討）
- ピン径：8.5～15mm（直近許認可性確保の観点からは 8.5mm 以下、製造実績があり今後の照射試験で達成見通しのある観点からは 15mm 以下）
- 冷却材循環方式：自然循環、強制循環(低圧損型) （強制循環型は異常時の固有安全性の強化のために低圧損型炉(ポンプ停止時にも自然循環により 20～30%の流量確保に期待）を検討）
- 反応度制御方式：反射体制御、制御棒制御（反射体制御は小型炉の大きな中性子漏えい特性を活用）
- 炉心型式：高富化度差 2 領域均質炉心、高富化度差回字型炉心（径・軸方向 2 領域炉心)、Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心（出力変動が小さく出口温度高温化を指向した炉心）
- 炉心寿命：10 年～30 年（1 バッチ）
- 取出平均燃焼度：ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度は基幹電源候補炉心の基準値並の 60 GWd/t 程度を目安
- 燃料集合体型式：ダクト付き燃料集合体（ワイヤスペーサ型）
- 原子炉出口温度：510℃～550℃（550℃は MOX 燃料並みの高温条件で多目的利用への活用を期待)
- 炉心部圧力損失：自然循環 0.001MPa、強制循環 0.05MPa、0.075MPa（低圧損型炉はポンプ停止時に自然循環によって 20～30%の流量の確保を期待）
- ボイド反応度：1～8$程度（ボイド反応度が大きくなると安全性は低下するが、炉容器の小型化により経済性は向上するので、最大は基幹電源と同程度の 8$程度まで許容）
- 燃焼反応度：1～2%⊿k/kk'程度以下（燃焼期間中の最大と最少の差）
- 燃料組成：^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu= 66.0/27.0/2.0/5.0wt%(軽水炉取出し 30 年冷却後の組成)、^{238}Pu/^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu /^{237}Np/^{241}Am/^{243}Am/^{244}Cm=1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/0.5/2.0/1.0/1.0wt% (高速炉多重サイクルの組成)

7.2.2.2 サイクルコストの低減

(1) 設計方針・目標

ブランケット燃料を含む全炉心取出平均燃焼度は基幹電源候補炉心の基準値並の 60 GWd/t 程度を目安とする。

(2) 設計対応の方向性

本検討の小型炉では長期運転サイクルの追求により、炉心部ではある程度高い取出燃焼度が得られる。そこで、内部転換比は 1 程度としてブランケットを削除した炉心概念を構築して、全炉心取出平均燃焼度を高める。

7.2.2.3 固有の安全性の追求

(1) 設計方針・目標

ATWS 時に、固有の安全特性および受動的安全性を極力活用し、事故の防止、影響緩和対策を図った設計とする。具体的には、ATWS 時に SASS を用いないで事象整定が成立することを目標とする。

(2) 設計対応の方向性

小型炉の特徴である低線出力密度、低冷却材密度係数、ドップラ反応度および制御棒軸伸び反応度などの負の反応度フィードバック、自然循環性能などを活用する。ただし、炉心小径化の観点より、基幹電源と同程度の冷却材密度係数を許容する選択肢も検討する。

なお、制御棒軸伸び反応度は炉容器が長尺の小型炉特有の受動的安全性である。また、自然循環冷却方式では LOF 事象が原理的に排除できる。強制循環冷却方式では異常時の固有安全性が見込める低圧損型炉心（ポンプ停止時に自然循環によって 20～30%の流量を確保）を検討対象とする。

表 7.2.2.1　ナトリウム冷却小型炉と鉛ビスマス冷却小型炉の主要な炉心設計条件

炉型	ナトリウム冷却小型炉				鉛ビスマス冷却小型炉		
実用化戦略フェーズ	Ⅰ	Ⅱ-1	Ⅱ-2	Ⅱ-3	Ⅰ	Ⅱ-1	Ⅱ-2
検討年度	H12	H13	H14	H15	H12	H13、14	H15
プラント仕様							
・原子炉出力（MWe/MWt）	50/125	150/375	50/132 150/395	165/395	50/132	←	←
・原子炉出入口温度(℃)	510/335	←	510/375(FC) 515/365(NC)	550/395	492/312	503/335	←
・冷却方式*1	NC、FC	FC	NC、FC	FC	NC	←	←
炉心・燃料仕様							
・燃料形態	金属燃料	←	←	←	窒化物燃料	←	←
・燃料ピン径（mm）	≦15	≦10	≦8.5	≦15	←	←	←
・燃料ピン間ギャップ（mm）	—	—	—	≧1	—	—	—
・燃料組成*2	LWR取出	←	←	FBR多重	LWR取出	FBR多重 LWR取出	FBR多重
・集合体型式	ダクト付	←	←	←	ダクトレス	←	←
・炉心型式	高富化度差 2領域均質炉心	高富化度差 回字型炉心	高富化度差 2領域均質炉心	Zr含有率3領域 単一Pu富化度 均質炉心	高富化度差 2領域均質炉心	←	←
・軸・径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	なし	←	←	←	←	←	←
・制御方式	制御棒制御 反射体制御	反射体制御	制御棒制御 反射体制御	制御棒制御	←	←	←
・炉心部圧損(MPa)	≦0.001(NC) ≦0.05(FC)	≦0.075(FC)	≦0.001(NC) ≦0.075(FC)	≦0.075(FC)	≦0.01(NC)	←	←
炉心性能目標							
・炉心寿命（年）	～30	～10	←	～20	～30	～30	20～30
・取出平均燃焼度（MWd/t）	～60	←	←	←	←	←	←
・燃焼反応度(%Δk/kk')	≦～1	←	←	≦～2	≦～1	←	←
・ボイド反応度($)	≦8	≦2	≦8(NC) ≦2(FC)	≦8	≦10	←	←

*1　NC：自然循環方式、FC：強制循環方式　*2　LWR取出：LWR取出30年冷却TRU、FBR多重：FBR多重リサイクルTRU

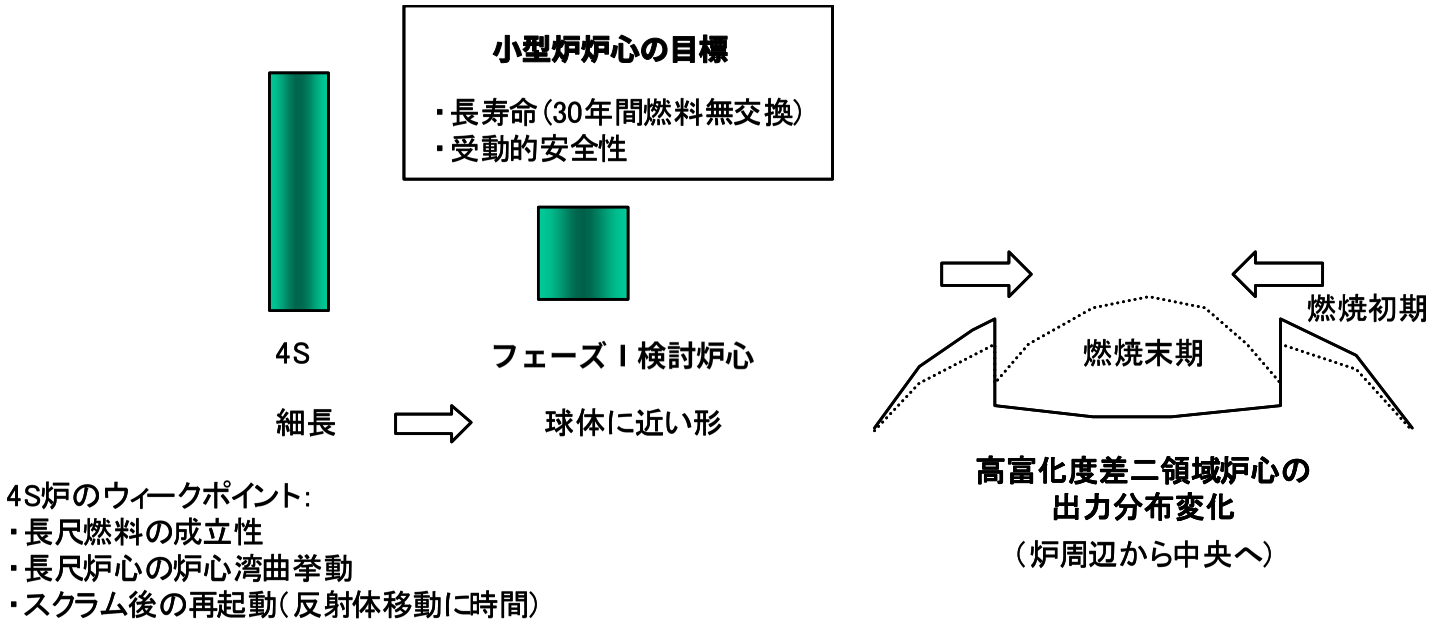


図 7.2.2.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心の特徴と長期燃焼方式の考え方（フェーズⅠ）

7.2.3　システム性能

7.2.3.1　システムの簡素化

(1) 設計方針・目標

経済性の指標である発電単価について、基幹電源（大型炉および中型炉）の 4 円/kWh に対し、小型炉では、近接立地などに伴い送電経費などを削減できるため、基幹電源よりも若干高い 5.5 円/kWh を許容している。発電単価のうち、資本費（建設単価）はスケールデメリットを考慮して、基幹電源の約 1.75 倍に相当する 35 万円/kWe を目標とするが、運転費および燃料費は基幹電源と同程度とすることにより、上記の発電単価を達成する。

発電単価のうち、資本費（建設単価）を低減するために、出力規模の小さい特徴を活用して、以下に示す「ループ数低減」、「機器合体」、「BOP 簡素化」を追求する。[5]　資本費以外の項目のうち、運転費は 7.2.3.2 項「運転・保守補修の簡素化」、燃料費は 7.2.2.2 項「サイクルコストの低減」に設計対応を記載した。

また、本項では、ナトリウム冷却炉をベースに記載するが、鉛ビスマス冷却炉も基本的に共通な部分が多い。

（ｉ）ループ数低減

安全系を原子炉容器廻りに限定し、主冷却系機器およびループ数を 1 系統化（必要に応じて動的機器は多重化）する。ただし、崩壊熱除去系熱交換器の設置に伴い、原子炉容器が大きくなる場合には、その限りでない。

（ii）機器合体

ループ数低減を含めて、原子炉構造および冷却系簡素化の考え方を図 7.2.3.1 に示す。タンク型炉では、2 次系のループ数および SG 基数を低減するとともに、炉内空間利用率の向上をねらって、環状型 IHX および電磁ポンプの合体機器を採用する。この環状型 IHX および電磁ポンプの合体機器は、IHX 伝熱管配列や、電磁ポンプ製作性などの観点より小径の原子炉容器に適用可能な小型炉特有の概念である。

ループ型炉では、1 次系のループ数を低減して、炉外設置の冷却系容器内に IHX、SG、1 次および 2 次電磁ポンプを集約する。冷却系容器が過大となり、合理化に期待できない場合には、別途の方法を取込むこととする。また、フェーズⅠでは、鉛ビスマス中間熱媒体を使用した 2 次系簡素化概念を検討したが、2.5.3.2(2)項「2 次系簡素化」に記載したように、伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク対応など研究開発課題が多く、必ずしも安全上の優位性を主張できないことや、伝熱面積が大きく、コスト低減が困難な見通しを有するため、フェーズⅡでは採用しないことにした。

RVACS はガードベッセル外面の空気自然冷却を利用した崩壊熱除去系であり、格納容積を縮小可能で、2 次ナトリウム冷却系を必要としないため、システム簡素化に期待できる。「冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ

－2)」まで PRACS と RVACS を組み合せて崩壊熱除去系を構成したが、図 7.2.3.2 に示すように出力 150MWe 級のプラントでは、RVACS 単独で必要な除熱量（事象Ⅳの制限温度であるホットレグ 650℃以下）を確保できないこと、RVACS 採用時には原子炉容器温度が上昇し、これの熱膨張により制御棒軸伸び反応度が減少する傾向にあること、金属燃料の溶融挙動が不明確で、許認可上、原子炉容器に近接する格納容器（ガードベッセル）への影響を否定できないことから、「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」では RVACS を採用しないこととした。

（ⅲ）BOP 簡素化

小出力規模に伴う系統機器数の低減、安全系局限化、長寿命炉心の採用などを活用して、以下のように BOP 簡素化を目指す。

- 冷却材補助設備：冷却材インベントリ低減、運転・監視の省力化（純度監視の容易化）
- 原子炉格納施設：格納容積の低減
- タービン設備：軽水炉技術の取込み
- 計測制御設備：対象機器数の低減、安全系局限化に伴う簡素化
- 電気設備：安全系局限化（非常用ガスタービンの削除、または、大幅な容量低減）
- 燃料取扱設備：長寿命炉心（低燃料交換頻度）に伴う簡素化
- 換気空調系：系統機器数の低減（合体を含む)、安全系局限化に伴う容量低減

(2) 設計対応の方向性

フェーズⅡでは、出力、炉心燃料種類、炉心出口温度、冷却材循環方式、反応度制御方式、炉心寿命などをパラメータとして、小型炉概念を構築してきたが、本項では、以下に示す「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」の設計条件をもとに、システムの基本構成や、経済性達成の考え方を検討した。

- 出力：パラメータ（50～300MWe）
- 冷却材種類：ナトリウム
- 炉心燃料種類：U-Pu-Zr 合金燃料、Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心
- 原子炉型式：パラメータ（表 7.2.3.1 参照）
- 冷却材循環方式：強制循環方式
- 反応度制御方式：制御棒制御方式
- 系統条件　1 次ナトリウム温度（炉心出口/入口、以下省略）：550℃/395℃、2 次ナトリウム温度（IHX 出口/入口、以下省略）：520℃/335℃、給水/蒸気温度：240℃/498℃、蒸気圧力：17.2MPa

・炉心寿命：20 年

（ｉ）システムの基本構成

検討対象のシステム構成案を表 7.2.3.1 に示す。各システム構成案は図 7.2.3. 1 に基づき、タンク型炉、ループ型炉に分けて摘出した。タンク型炉 1 および 2 は環状型 IHX および電磁ポンプの合体機器を採用した概念で、このうち、図 7.2.3.3 に示すようにタンク型炉 1 では環状型 IHX および電磁ポンプを直列配置、タンク型炉 2 では保守補修性の向上をねらって、径方向にオフセット配置した。また、ループ型炉 1 は冷却系容器内に主要な機器を集約、ループ型炉 2 および 3 は電磁ポンプを使用したポンプ組込型 IHX と SG を組み合せた概念で、このうち、ループ型炉 2 ではポンプ組込型 IHX を 1 基（ただし、電磁ポンプは直列に 2 基設置)、ループ型炉 3 ではナトリウム冷却中型炉と同様に 2 基設置した。

出力 150MWe 級（165MWe）における概念検討および経済性評価結果を表 7.2.3. 2 に示す。

タンク型炉 1 の原子炉容器（φ5.32m×h25.35m）に対して、タンク型炉 2 では、環状型 IHX および電磁ポンプのオフセット配置に伴い、原子炉容器の上方を約 1m 拡大しなければならず、物量が約 175ton 増加する。また、タンク型炉 3 では楕円型 IHX の採用、ループ型炉 1～3 では冷却系の炉外設置により、原子炉容器軸長の低減が可能である。ただし、原子炉容器径が 0.57～1.57m 拡大することに加えて、ループ型炉では格納容積が増加する短所を有している。

表中、建設単価の評価結果も記載した。BOP 設備のコスト比率が約 60%と高いため（表 7.2.3.2 参照)、システム構成の相違が建設単価に及ぼす影響は小さいが、タンク型炉では、環状型 IHX および電磁ポンプを直列配置したタンク型炉 1 の建設単価が最小である。ループ型炉では、炉外冷却系を合体したループ型炉 1 よりも、1 基のポンプ組込型 IHX と SG を組み合せたループ型炉 2 の建設単価が小さいが、タンク型炉 1 と同程度の自然循環性能を確保する場合には、建設単価が増加する。

以上より、タンク型炉 1 は原子炉容器の小型化が可能であり、長尺容器に係る技術課題を解決すれば、建設単価最小の可能性を有している。また、7.4.1.1(5)項「代表炉心概念」に記載するように、長尺容器の採用に伴い、安全上、制御棒軸伸び反応度の有効活用に期待できることなどを考慮して、環状型 IHX および電磁ポンプの合体機器を直列配置したタンク型炉 1 を選定した。

（ⅱ）出力と経済性

タンク型炉 1 を対象とする出力と建設単価の関係を図 7.2.3.4 に示す。建設単価は FOAK（初号機）および NOAK（N 基め）を対象として、35 万円/kWe の基準値に対する相対値とした。(経済性評価手法や、分析評価は、7.5.3

項「設計要求への適合性評価の整理」参照）

出力増加に伴い、建設単価は低減する傾向にある。小型炉では、ループ数低減や、機器合体などの設計工夫を取り込んだが、50～300MWe の出力範囲では、FOAK の建設単価は高く、目標値を満足していない。

一方、量産効果に期待できる小型炉の建設単価は、本来、NOAK で評価すべきである。NOAK では、設計標準化や、習熟効果などにより建設単価が FOAK の 60%以下と大幅に低減でき、150MWe 以上の出力で基準値を満足することが可能である。

以上より、発電単価の要求値 5.5 円/kWh に対応した建設単価 35 万円/kWe を達成するには、150MWe 以上の出力とすることが望ましく、フェーズⅡ以降、150MWe 級の出力を検討対象とした。

7.2.3.2　運転・保守補修の簡素化

(1) 設計方針・目標

運転費は直接費（人件費、修繕費など）および間接費（業務分担費、事業税）の合計で、資本費および燃料費と合せて電気出力、稼働率などの積で除することにより、発電単価に換算される。

運転自動化の進められている基幹電源よりも単位出力あたりの作業員数を低減することは困難と考えられるため、小型炉の特徴を活用した運転員の負担低減および保守補修作業の簡素化を追求する。

稼働率の向上は資本費および燃料費の低減にも関連するが、本項では、95%以上の稼働率達成をねらって、保守補修作業の簡素化に伴う定期検査期間短縮の可能性を検討した。

また、基幹電源では、2.1.2.3 項「供用期間中検査と補修」などに記載のように、定期検査ごとに炉内 ISI を行う計画である。一方、小型炉では、燃料交換頻度の低減に伴い、原子炉容器を長期間開放しなくて良い特徴を有している。よって、基幹電源の ISI 方針に適合し、かつ、小型炉の特徴を活用した ISI 方針を検討した。

上記いずれの検討も、「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」でのプラント概念を対象とした。

(2) 設計対応の方向性

（ｉ）運転員の負担低減

基幹電源と同様に、運転自動化による運転員数の低減を図ることに加えて、以下のように通常運転および事故対応を簡素化することにより、運転員の負担を軽減する。特に、事故時には運転員による緊急な対応がなくても、事象終息するような設計を目指す。

（通常運転対応）

・低燃焼反応度の特徴を活用した制御棒作動回数の低減

（事故対応）

・ATWS 時に、固有の安全特性および受動的安全性を有効活用して、SASS 挿入に期待しなくても炉心損傷を防止

・非常用ガスタービンの削除

・ナトリウム漏えいおよび SG 伝熱管破損時のナトリウム－水反応の排除、または、影響緩和

上記のうち、制御棒作動回数の低減は、7.4.2.1 項「性能評価」に記載する。

ATWS 対応は小型炉のアピールポイントのひとつで、低線出力密度、自然循環性能、ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度など固有の負の反応度フィードバックなどを有効活用できるプラント概念を検討した。7.4.1.1 項「炉心燃料設計」に具体的な検討内容を記載するが、冷却材ボイド反応度について、「冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2)」までは最大 2$程度（炉心部のみ）に制限していたが、「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」では基幹電源と同様の 6～8$を許容し、他の反応度フィードバックとの組み合せにより所定の安全性を確保し、かつ、原子炉容器の小型化を図ることとした。

また、ナトリウム漏えいおよびナトリウム－水反応対応は基幹電源の設計方針と同じであるが、以下のように可能な限り運転員によるリーク監視や、リーク後の緊急対応の必要性を排除可能な設計とした。

（ナトリウム漏えい対応）

・タンク型炉の採用に加えて、ループ数低減、機器合体などの設計対応により、ナトリウムバウンダリ面積を縮小する。

・ポンプ圧力計の削除、配管外面での温度測定、ナトリウム配管の枝管は膨張タンクおよびドレンタンクへの接続系に限定するなど、漏えいの可能性を有する小口径枝管および計装ウェルを削除する。

・2 重構造のナトリウム容器および配管を採用することにより、早期にナトリウム漏えいを検知しなくても、ナトリウム燃焼火災範囲をエンクロージャ内などに限定し、事象終息を図る。

・崩壊熱除去系・空気冷却器では、2 重伝熱管を採用して、片側伝熱管破損時のナトリウム燃焼火災を排除する。

（ナトリウム-水反応対応）

・溝なし密着 2 重管は内外管の同時リークを想定しても、破損箇所が離れていれば、間隙部の圧力損失により水リーク率を限定できる特徴を有している。ナトリウム冷却中型炉と同様に、直管型密着 2 重管 SG（溝なし）を採用することにより、運転時の内外管リーク監視でなく、

定期検査時の ISI により伝熱管の健全性を確保する。

（ii）保守補修の簡素化

(a) 定期検査期間の短縮

基幹電源では、ポンプ分解点検、燃料交換、タービン点検などが定期検査工程のクリティカルパスを構成し、所要日数はナトリウム冷却大型炉で 37 日、ナトリウム冷却中型炉で 31 日（いずれも標準工程）と評価されている。

一方、小型炉では、以下の設計対応により、通常の定期検査工程を大幅に短縮できる可能性を有している。

- 長寿命炉心の採用に伴い、燃料交換は 10～30 年に 1 回の頻度で実施すれば良い。
- 機械式ポンプに代えて、電磁ポンプの採用により、モータ本体および軸封部の分解点検を削除でき、ポンプ点検日数を 20 日から 5 日に短縮可能な見通しである。
- 設備の小型化により、格納容器局部漏えい率試験、制御棒駆動機構点検、SG 伝熱管検査に必要な期間を短縮することが可能である。
- 炉内 ISI について、設備が小型で、原子炉構造が簡素な特徴を活用して、10～30 年に 1 回の燃料交換時にまとめて実施する。((iii)項「ISI 対応」参照)

ナトリウム冷却小型炉の定期検査工程を図 7.2.3.5 に示す。上記の設計対応を取込むことにより、通常の定期検査（タービン点検を除く）を約 15 日で完了できる見通しである。

また、燃料取扱設備の簡素化に伴い、新燃料と使用済燃料の効率的な受渡し作業が困難で、燃料交換期間が増加する傾向にあるが、燃料交換頻度が 10～30 年に 1 回と低いため、以下のように稼働率は約 96.2%と、目標値を達成することが可能である。

- 通常の定期検査：15 日（タービン点検時は 25 日）×27 回
- 燃料交換：100 日×3 回（20 年に 1 回の燃料交換）
- 60 年のうち、検査日数の合計：840 日
- 稼働率：96.2%

(b) 機器別の保守補修対応

ナトリウム冷却小型炉では、環状型 IHX とポンプの直列配置など機器合体および原子炉容器の小型化により、逆に炉内機器のインプレース補修や、取出しが困難となる恐れを有している。

基幹電源と同様に、炉内設置の IHX および PRACS 熱交換器は、2 次系圧力を高くするなどの工夫により、伝熱管破損時にも緊急の対応を不要とする。また、万一の故障発生などを想定して、容易に炉外取出し可能な構造とすることにより、炉外で伝熱管検査および補修作業を実施する。

電磁ポンプは電圧、電流、絶縁抵抗などの測定により、ポンプ性能の確認

や、運転状態の監視を行うことを基本とする。寿命中、熱および照射により絶縁抵抗の低下は発生しないと考えられるが、IHX などと同様に炉外取出しが容易な構造とする。

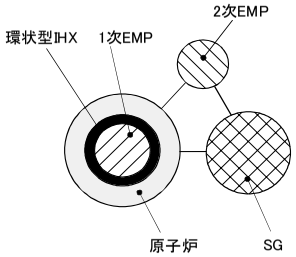
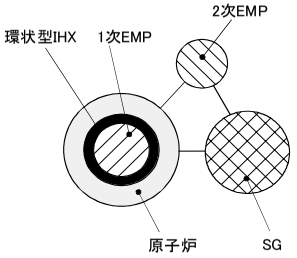
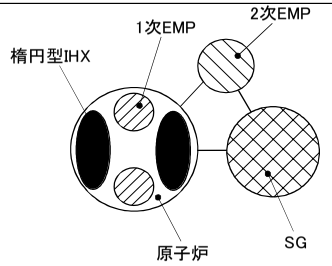
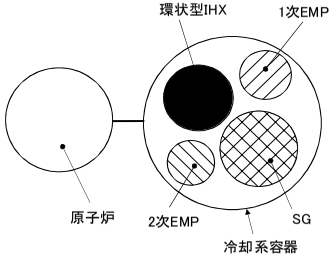
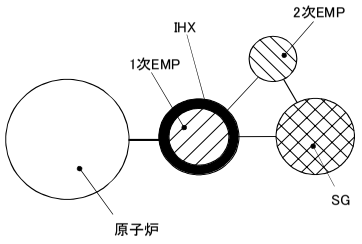
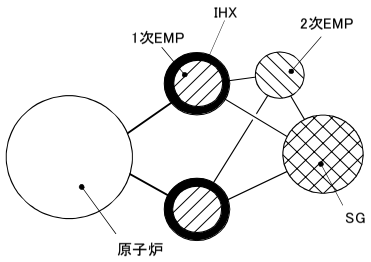
(c) ISI 対応

基幹電源では、冷却材の特質や、軽水炉の最新動向を考慮することにより、2.1.2.3 項「供用期間中検査と補修」、2.1.3.1(2)(ⅱ)項および 2.1.3.2(2)(iv)項「運転、保守・補修性」に示す ISI 方針に基づき、定期検査時に炉内 ISI を順次実施する計画である。

一方、小型炉では、低燃料交換頻度の特徴をアピールするためにも、原子炉容器の開放につながる炉内 ISI の実施頻度を可能な限り低減した方が望ましく、以下のように炉内 ISI を行うことにした。

- 設備が小型で、かつ、原子炉構造が簡素である特徴を活用して、20 年に 1 回の燃料交換時に全炉内 ISI を行う。(定期検査時に順次実施する方式は採用しない)
- ISI 実施時には、環状型 IHX および電磁ポンプを炉外に引抜き、検査が容易な状態とする。
- 現状、10 年に 1 回の頻度で標準検査を行う必要があるが、炉壁の低温化による原子炉容器発生応力の低減、炉心支持に係る荷重伝達経路の多重化、定期的な原子炉容器外面からの体積検査により、原子炉容器近傍の支持構造物の健全性を確認して、20 年に 1 回の炉内 ISI 頻度を許容する。
- また、長尺な原子炉容器では、炉心槽などから UIS を支持することにより、制御棒挿入性を確保する計画である。この特徴を利用して、原子炉容器外側からの検査が困難な炉心槽および炉心槽近傍の支持構造物は、UIS 変位を測定するなどの方法により、大規模な変形のないことを確認する。

表 7.2.3.1　検討対象のナトリウム冷却小型炉のシステム構成

	名称		タンク型炉1	タンク型炉2	タンク型炉3
タンク型炉	原子炉容器内	機器構成	・環状型IHX ・環状型1次EMP（IHX下方に直列配置） ・PRACS熱交換器	・環状型IHX ・環状型1次EMP（IHX下方に径方向位置を変えてオフセット配置） ・PRACS熱交換器	・楕円型IHX ・円筒型1次EMP ・PRACS熱交換器
		保守補修方式	・一括取出し	・機器単体取出し	・同左
	原子炉容器外	ループ数	・2次Na系×1ループ	・同左	・同左
		機器構成	・直管2重管型SG ・2次EMP（SGと別置）[1)] ・IRACS熱交換器	・同左	・同左
	概念図				
	名称		ループ型炉1	ループ型炉2	ループ型炉3
ループ型炉	原子炉容器内	機器構成	・DRACS熱交換器	・同左	・同左
		保守補修方式	・機器単体取出し	・同左	・同左
	原子炉容器外	ループ数	・1次Na系×1ループ＋2次Na系×1ループ（冷却系容器内設置）	・1次Na系×1ループ＋2次Na系×1ループ	・1次Na系×2ループ＋2次Na系×1ループ
		機器構成	・IHX、ヘリカルコイル2重管型SG、1次および2次EMP、PRACS熱交換器の合体機器（同一冷却系容器内に収納）	・IHXおよび1次EMPの合体機器 ・直管2重管型SG ・2次EMP（SGと別置） ・PRACS熱交換器	・同左[2)]
	概念図				

注1）図7.2.3.1-1では、SGと合体しているが、本検討では直管型二重管SGの採用に伴い、別置き
注2）ポンプ型式は相違するが、ナトリウム冷却中型炉と同一の構成

表 7.2.3.2　検討対象のナトリウム冷却小型炉の概念検討および経済性評価

名称			タンク型炉1	タンク型炉2	タンク型炉3
原子炉構造	原子炉容器形状[1]		φ5.32m×h25.35m	φ6.32m/φ5.32m×h25.35m	φ6.89m×h19.1m
	原子炉容器内物量[2]		630ton	805ton	690ton
	自然循環ヘッド(炉心-IHXの伝熱中心差)		9m	同左	4.15m
1次主冷却系	ループ数		タンク内流動	同左	同左
	IHX	型式	環状・縦置シェルアンドチューブ・直管型	環状・縦置シェルアンドチューブ・直管型(電磁ポンプと径方向にオフセット配置)	楕円・縦置シェルアンドチューブ・直管型
		基数	1基	同左	2基
		設置位置	原子炉容器内	同左	同左
2次主冷却系	ループ数		1ループ	同左	同左
	SG	型式	直管2重管型	同左	同左
		基数	1基	同左	同左
		設置位置	原子炉容器外	同左	同左
建屋	格納容積		1200m^3	1410m^3	1410m^3
建設単価(相対値)[3]			100	103.7	100.5
名称			ループ型炉1	ループ型炉2	ループ型炉3
原子炉構造	原子炉容器形状[1]		φ5.89m×h19.1m	同左	同左
	原子炉容器内物量		415ton	同左	同左
	自然循環ヘッド(炉心-IHXの伝熱中心差)		4.15m	同左	同左
1次主冷却系	ループ数		1ループ	同左	2ループ
	IHX	型式	縦置シェルアンドチューブ・直管型	縦置シェルアンドチューブ・直管型(内部に2基の電磁ポンプを組込み)	縦置シェルアンドチューブ・直管型(内部に1基の電磁ポンプを組込み)
		基数	1基	1基	2基
		設置位置	冷却系容器内	原子炉容器外	同左
2次主冷却系	ループ数		タンク内流動	1ループ	同左
	SG	型式	ヘリカルコイル2重管型	直管2重管型	同左
		基数	1基	1基	同左
		設置位置	冷却系容器内	原子炉容器外	同左
建屋	格納容積		4480m^3	2990m^3	4270m^3
建設単価(相対値)[3]			102.3	100.2(101.4)	102.9

注1)原子炉容器高さは、ルーフデッキ上面から原子炉容器下端までの長さ　注2)タンク型炉は、炉内設置のIHXなどの機器を含む
注3)タンク型炉1を基準とする相対値。かっこ内はタンク型炉1と同程度の1次系自然循環性能を確保するために、原子炉容器軸長を伸ばした場合の数値

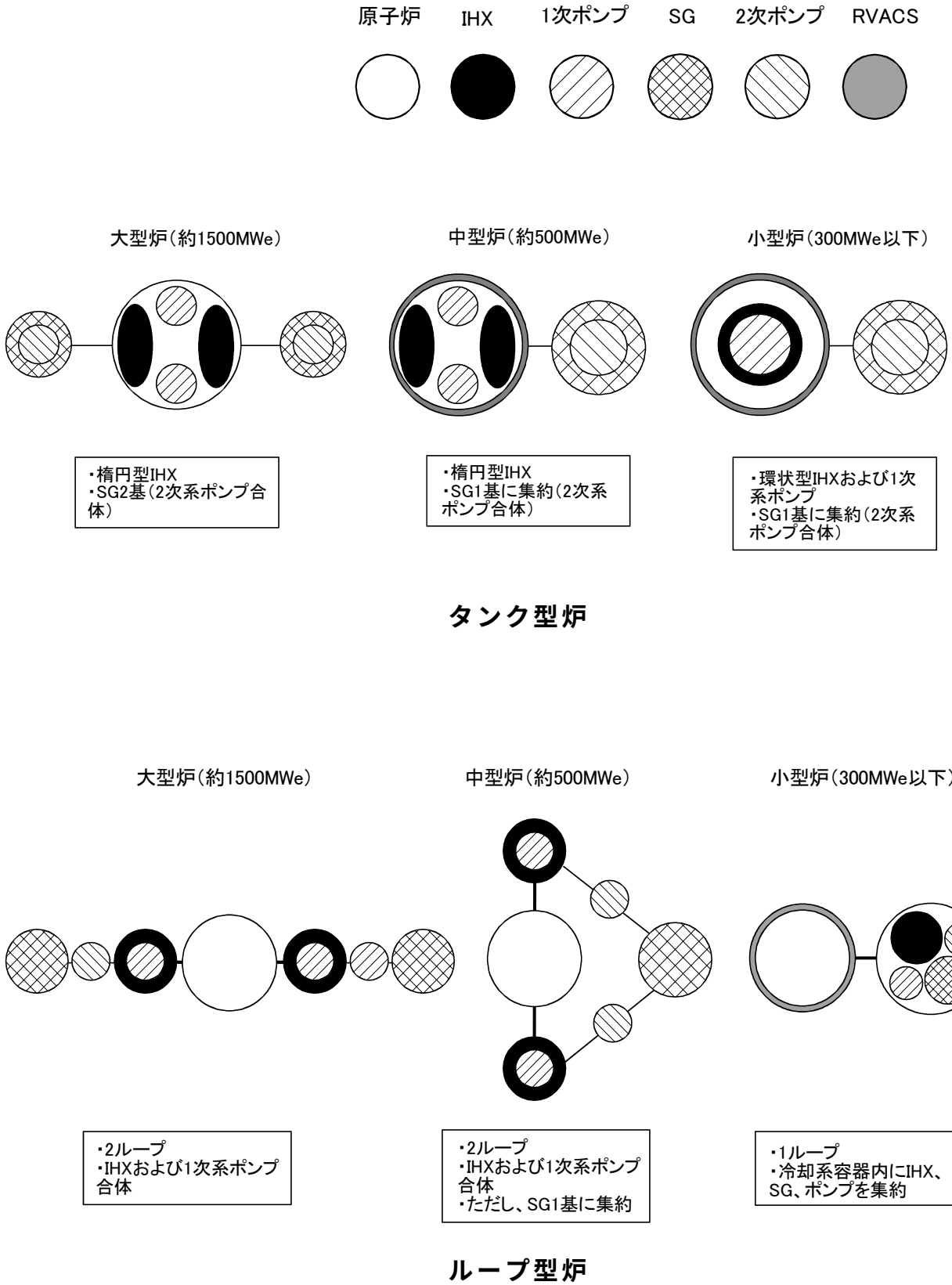
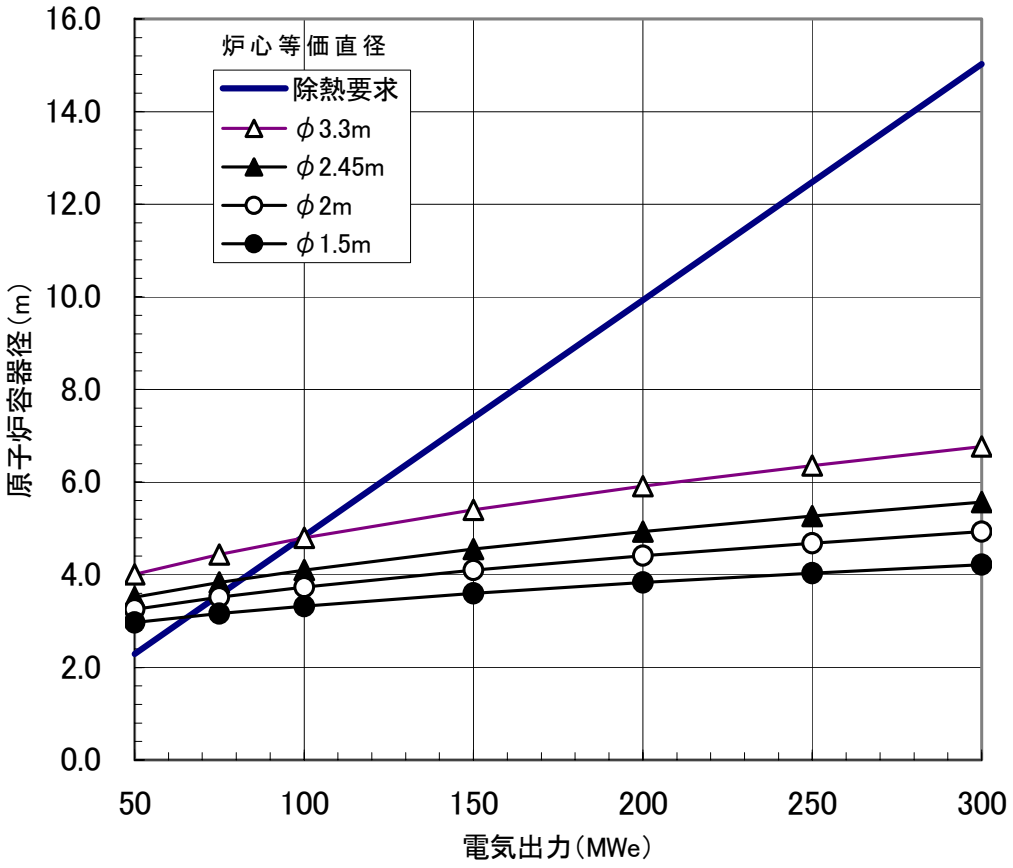
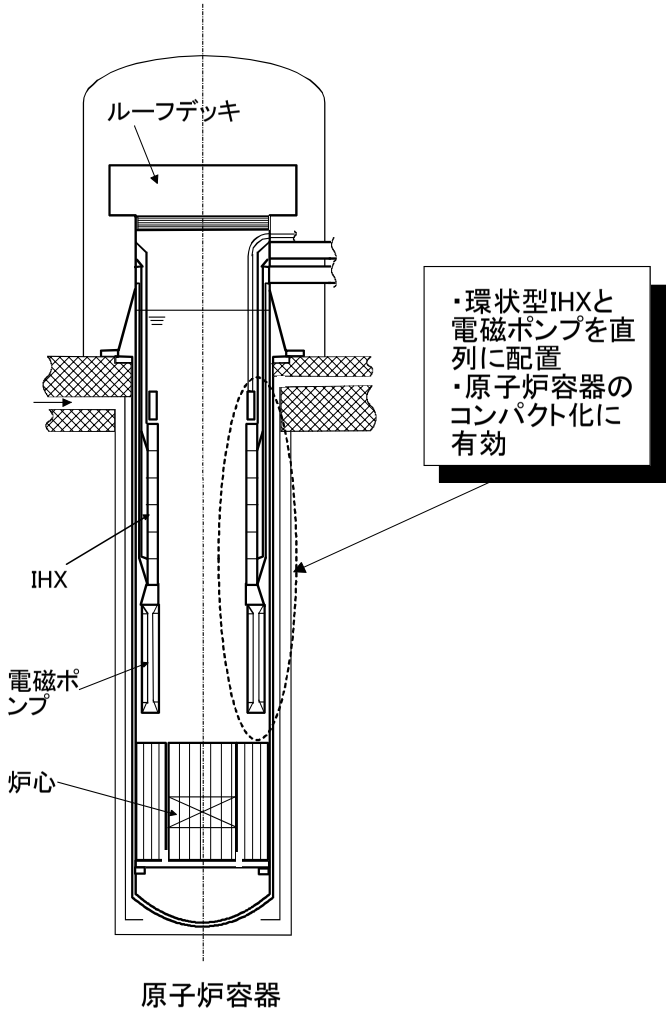


図 7.2.3.1 ナトリウム冷却小型炉の原子炉構造および冷却系簡素化の考え方

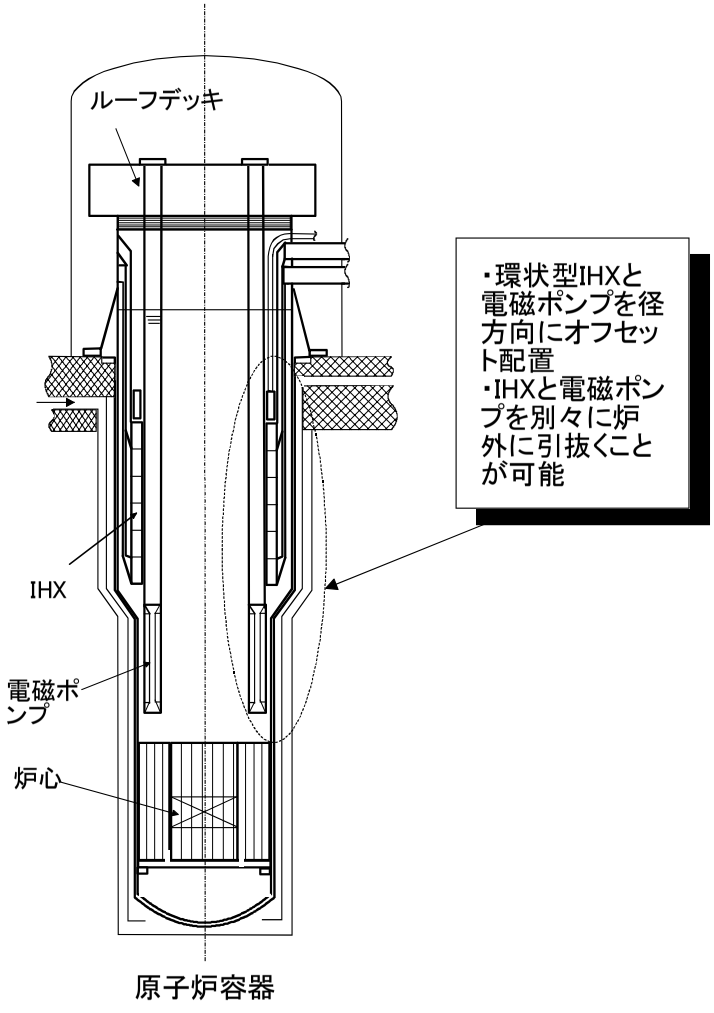


・崩壊熱除去系での除熱容量（定格熱出力の 0.8%）
　＝RVACS の伝熱面積×9.6kW/m^2
・RVACS 伝熱面積
　＝π×ガードベッセル外径×13.75m（ガードベッセル外径は炉心等価直径＋2.36m）
・数値はいずれも「経済性改善の検討（フェーズⅡ-1）」に基づく

図 7.2.3.2　RVACS 除熱要求

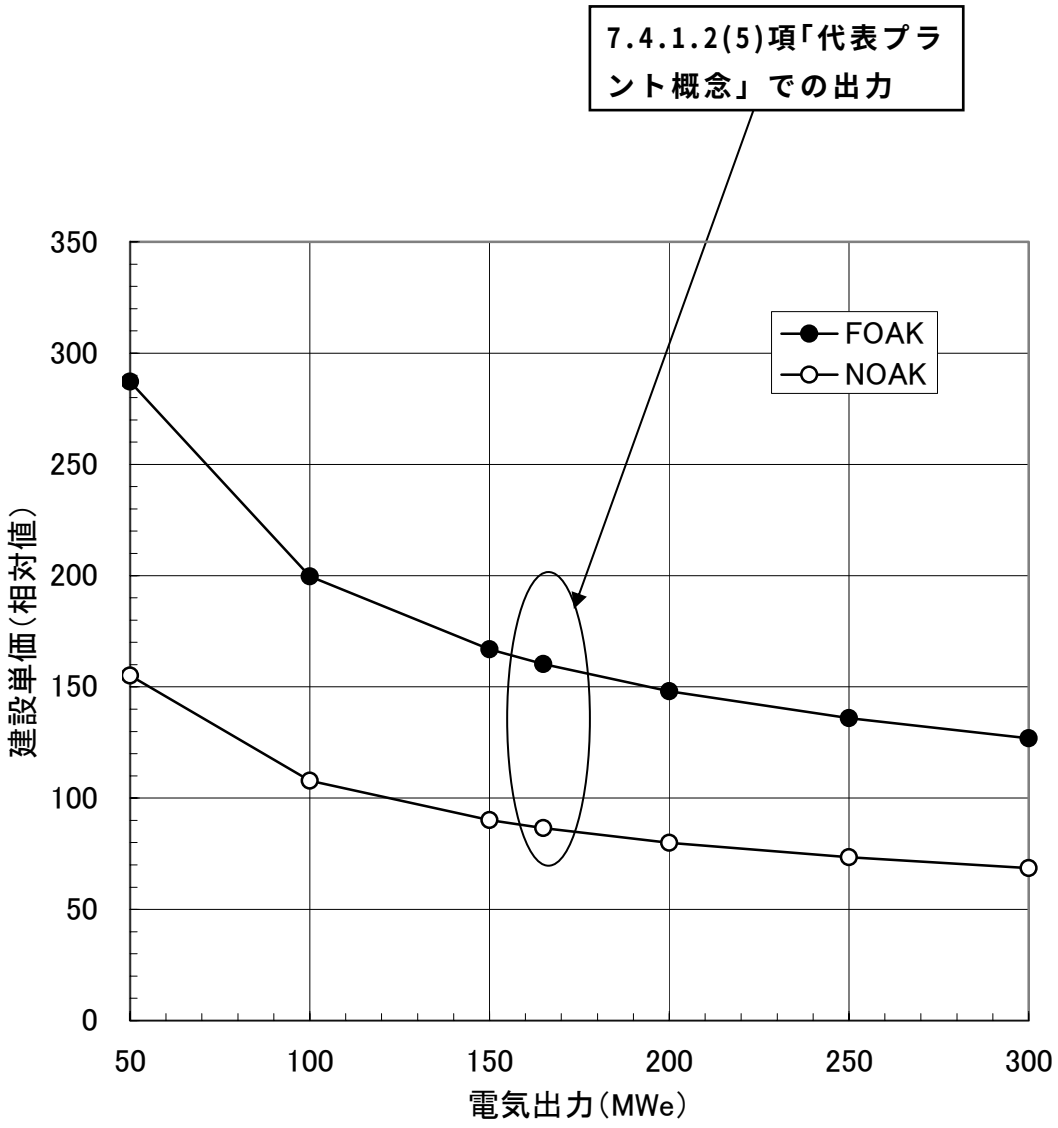


環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置（タンク型炉 1）



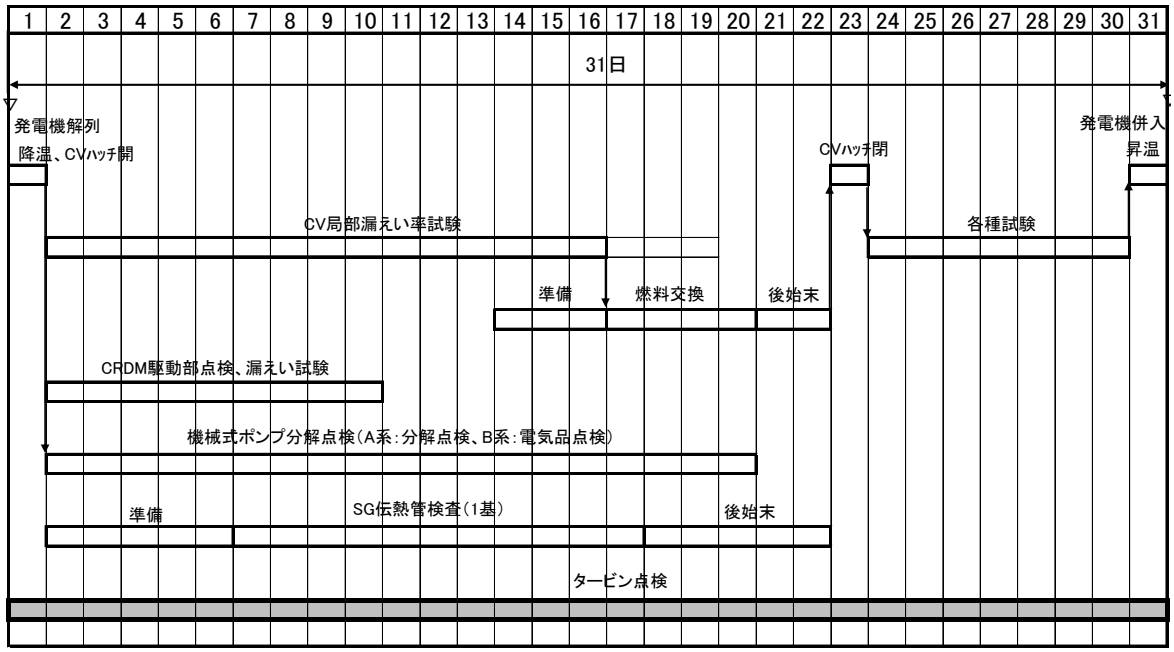
環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置（タンク型炉 2）

図 7.2.3.3　タンク型炉の原子炉容器内構成（環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置、オフセット配置）

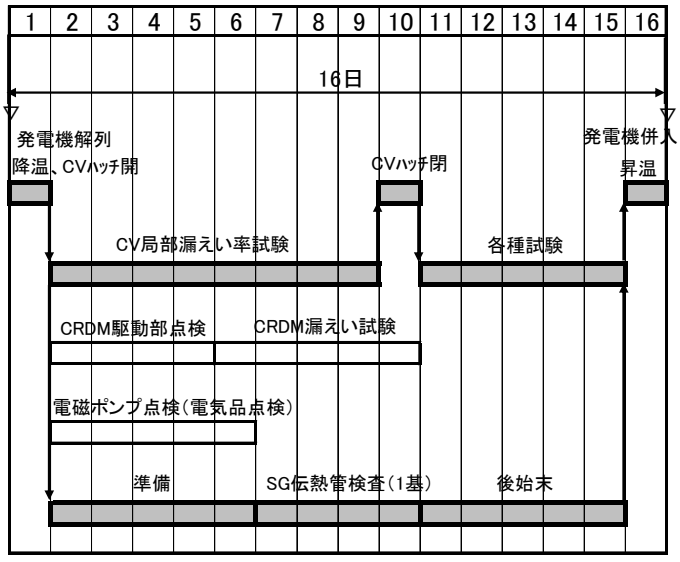


・建設単価は目標値（100）に対する相対値で示す

図 7.2.3.4　ナトリウム冷却小型炉の出力と建設単価の関係



基幹電源（ナトリウム冷却中型炉）



・燃料交換および炉内 ISI は、20 年に 1 回の頻度で実施
・小型炉では、電磁ポンプの採用に伴い、電気品検査が中心で軸封分解点検などは不要。また、小交換熱量のため、SG 伝熱管本数は少なく、定期検査工程内で実施可能な見通し
・左記の定期検査工程は、タービン点検をしない標準的なケースに相当。タービン定検（25 日）は 2 定期検査に 1 回の頻度で実施

小型炉（ナトリウム冷却小型炉）

図 7.2.3.5　ナトリウム冷却小型炉の定期検査工程

7.3　小型炉固有の課題への対応方策の検討

小型炉の経済性、安全性、長寿命炉心に係る要求条件のうち、7.2 項「小型炉の特性追求」にて、固有の安全特性および受動的安全性を活用した長寿命炉心や、システム簡素化によるスケールデメリット克服方策などの検討結果を記載した。

一方、既往設計では、反射体制御方式や、自然循環方式を採用した小型炉など多くの概念が提案されている。本項では、ナトリウム冷却小型炉を対象として、概念絞込みのポイントとなる冷却材循環方式（強制循環と自然循環）、反応度制御方式（反射体制御と制御棒制御）、炉内電磁ポンプ配置方式（直列配置とオフセット配置）に係る比較評価結果をとりまとめた。[6]

7.3.1　冷却材循環方式

「冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2)」で構築した小型炉概念（環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置）を対象として、物量、安全性、運転性、保守補修性などの観点より、1 次系の冷却材循環方式の比較評価を行った。

強制循環方式と自然循環方式の比較評価を表 7.3.1.1 に示す。

いずれの小型炉概念も、制御棒制御方式を前提とした。また、自然循環方式では、2 次系電磁ポンプも削除する方式が考えられる。ただし、1 次系、2 次系のいずれも自然循環方式とするには、プラント制御が極めて困難と考えられることや、1 次系電磁ポンプの削除のみでも、保守補修上、十分に長所を有していると判断して、本項では、1 次系に限定して自然循環方式を採用した。

(1) 経済性

自然循環方式は圧力損失低減のために燃料ピンの P/D（燃料ピンピッチ/燃料ピン外径）を増加する必要があり、炉心等価直径がφ3.78m と大きい。その結果、原子炉容器径はφ6.66m と増加するが、電磁ポンプが不要で上方の原子炉容器径を膨らませる必要がないなどの長所を有しており、物量は環状 IHX と電磁ポンプのオフセット配置を採用した強制循環方式の約 0.82 倍と小さい。

一方、強制循環方式では、冷却材ボイド反応度の緩和および電磁ポンプ流量半減時間延長による炉心の小型化や、IHX および電磁ポンプの直列配置の取込みにより、更なる合理化が可能で、自然循環方式よりも物量を小さくすることが可能（直列配置の取込みのみで 0.93 倍）である。

(2) 安全性

ATWS 対応について、自然循環方式では、原理的に ULOF を排除している。

一方、強制循環方式では、信頼性の高い電磁ポンプ電源構成を使用して、

原子炉トリップの有無に係らず、同一の流量半減時間を適用することにより、流量喪失時の炉心安全および構造健全性を満足することが可能と考えられる。また、強制循環方式でも、電磁ポンプ停止時に定格流量の約 20%を確保するなどの ULOF 対応により、安全上、大きな差異が生じると考えにくい。

上記以外の留意事項として、自然循環方式では、保守性の取込みにより必ずしも実際の自然循環流動を模擬できなくなるため、設計裕度の考え方を明らかにする必要がある。

(3) 運転性

強制循環方式では、基幹電源と同様に、「タービン主、原子炉従」の制御方式を採用することにより、発電出力を自動的に制御することが可能である。一方、自然循環方式では、冷却材流量の応答遅れが大きいことを考慮して、「原子炉主、タービン従」の制御方式を採用することにより、基本的に負荷追従運転を実施しないこととした。

また、起動および停止対応について、自然循環方式では、炉内に起動用電磁ポンプを設置しなくても、強制循環方式と同等の時間（起動 22 時間、停止 16 時間）で運転することが可能である。ただし、運転初期および燃料交換後には、炉心に崩壊熱がない状態で 1 次系流量を確保するために、原子炉容器とガードベッセル間に高温窒素ガスを循環するなどの設備を追加する必要がある。

(4) 保守補修性

強制循環方式と自然循環方式では、1 次系ポンプ（電磁ポンプ）の有無のみが相違する。電磁ポンプは回転部分のない誘導モータと同じで、保守点検のために定期的に炉外に取出す必要性は小さく、異常時にのみ取出し可能であれば良い。

ただし、燃料交換時（「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」では 20 年に 1 回）には、炉内機器を炉外に取出して、炉内 ISI を行う計画である。自然循環方式でも、IHX を取出す必要があるため、電磁ポンプ有無の影響は小さい。（7.2.3.2 項「運転・保守補修性の簡素化」、7.3.3 項「炉内電磁ポンプ配置方式」参照）

(5) 冷却材循環方式の選定

自然循環方式に対して、強制循環方式は、更なる炉心の小型化や、炉内構成の工夫により経済性向上が可能である。また、電磁ポンプ流量半減時間延長などにより ULOF 対応が比較的容易であることや、自然循環方式に係る研究開発のハードル高さを考慮して、強制循環方式を選定した。

表 7.3.1.1　強制循環方式と自然循環方式の比較評価

項目				強制循環方式[1)]（図7.4.1.21参照）		自然循環方式[1)]（図7.4.1.22参照）	
経済性	比較の基準	原子炉容器形状		φ5.56m（下方）/φ6.54m(上方）×h30.7m	△	φ6.66m×h28.2m（10%の圧力損失誤差を考慮）	○
		原子炉容器内物量		905 ton		740 ton	
	直列配置に変更[2)]	原子炉容器形状		φ5.56m×h30.7m	◎	－	－
		原子炉容器内物量		685 ton			
安全性	設計裕度の考え方			・事故時およびBDBE時にて、自然循環に期待する程度であり、事象を特定することによりノミナルベースで評価可能	○	・通常時にも自然循環を利用するが、保守性の取込みにより、必ずしも実際の自然循環流動を模擬していないことが懸念	△
	自然循環性能の確保			・通常時は電磁ポンプにより流量を保証するため、自然循環に期待すべき異常事象を限定可能	○	・炉上部プレナム流動などに起因して、通常時に所定の除熱性能が低下する恐れ有り ・あらゆる異常事象に対して、所定の自然循環性能が確保されていることを示す必要有り	△
	ATWS対応	UTOP[3)]	燃料中心温度（ピーク）	1008℃	△	1017℃	△[4)]
			燃料被覆管温度（ピーク）	887℃		912℃	
			CDF	0.36		0.74	
		ULOF[5)]	燃料中心温度（ピーク）	845℃	○	・原理的に排除	◎
			燃料被覆管温度（ピーク）	810℃			
			CDF	0.051			
			備考	（電磁ポンプ停止時の自然循環性能が高く、自然循環方式との差異は小。ただし、安全上、電磁ポンプ流量半減時間を担保することが重要）			
運転性	運転制御の考え方	（負荷変動対応）		・「タービン主、原子炉従」の制御方式を採用することにより、負荷変動対応可能	○	・冷却材流量の応答遅れが大きいことや、安全上、原子炉出力の変化率を制限している特徴を考慮して、「原子炉主、タービン従」の制御方式を採用することにより、負荷変動対応せず	△
	計装制御			・電磁ポンプの電圧・電流監視や、流量計装を実施	○	・電磁ポンプの電圧・電流監視は不要であるが、運転状態監視のために、流量計装を実施する計画	○
	起動および停止対応	設備対応		（比較の基準）	○	・運転初期および燃交後には、炉心に崩壊熱がない状態で一次ナトリウム流量を確保するために、原子炉容器-ガードベッセル間に高温窒素ガスを循環するなどの追加設備対応必要	△
		起動時間		約22時間	○	約22時間（起動ポンプなし）	○
		停止時間		約16時間		約16時間（起動ポンプなし）	
保守補修性	炉内電磁ポンプの保守補修対応			・実績は少ないが、静的機器のため、定期的に炉外に取出して保守補修する必要性は小さく、異常時にのみ取出し可能であれば良い	○	・原子炉容器内に電磁ポンプが存在せず、保守補修不要	◎
	炉内ISI対応			・燃料交換時にはIHXと電磁ポンプを引抜いて炉内ISIを実施	○	・燃料交換時にはIHXを引抜いて炉内ISIを行うため、電磁ポンプ取出し不要のメリットは小さい	○
まとめ				・フェーズⅡ-2では、自然循環方式よりも物量が大きいが、炉心コンパクト化や、炉内構成の工夫により、経済性向上は可能である。また、電磁ポンプ停止時の高自然循環性能や、電磁ポンプ流量半減時間延長などの活用によりULOF対応も可能である。 ・以上より、経済性向上の可能性、ATWS対応、研究開発ハードルの高さなどの観点より、強制循環方式を選定する。	採用	・フェーズⅡ-2では、強制循環方式よりも物量が小さいが、経済性向上の可能性は少ない。 ・原理的にULOFを排除でき、炉内起動用ポンプなしで起動および停止対応が可能で（追加設備必要）、保守補修上のメリットを有する一方、負荷変動対応が困難で、研究開発課題が多い。	－

注1）記号の説明は以下のとおりである。　○：良い、または、技術的に成立、△：技術的に成立すると考えられるが、研究開発必要、×：悪い、または、技術的に成立せず
注2）強制循環方式は、冷却材ボイド反応度の緩和や、流量半減時間の延長などにより、炉心等価直径を低減できる可能性を有する
注3）いずれの方式も、反応度投入量40￠、反応度投入率0.4￠/sec、反応度はノミナル値を使用。炉心径方向膨張反応度および炉心支持板反応度は考慮せず。原子炉容器の熱膨張を含まない制御棒軸伸び反応度を想定
（出力歪みは、強制循環方式で1.1、自然循環方式で1.2）
注4）上記条件ではCDFが0.5以上で、炉心損傷発生。ただし、反応度投入率0.1￠/secの条件で成立
注5）電磁ポンプ流量半減時間は15秒で、反応度はノミナル値を使用。炉心径方向膨張反応度および炉心支持板反応度は考慮せず。制御棒軸伸び反応度は原子炉容器の熱膨張を考慮。

7.3.2 反応度制御方式

冷却材循環方式と同様に、「冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2)」で構築した小型炉概念（環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置）を対象として、出力 150MWe 級、固有の安全特性および受動的安全性を重視した扁平炉心への適用を前提に、炉心性能、安全性、原子炉構造への影響、長寿命対応などの観点より、反応度制御方式の比較評価を行った。

反射体制御方式と制御棒制御方式の比較評価を表 7.3.2.1 に示す。いずれの小型炉概念も、強制循環方式を前提とした。

(1) 炉心性能

反射体制御方式では、燃料体積比の確保や、UIS 簡素化などの観点より、反射体のみの構成が最も望ましい。出力 150MWe 級、固有の安全特性および受動的安全性を重視した扁平炉心（冷却材ボイド反応度 2$以下）では、炉心等価直径がφ3.3m と大きく、表 7.3.2.2 に示すように必要な反射体価値を確保できないため、反射体と制御棒を組み合せて、反射体で燃焼補償、制御棒で出力制御を行う方式を採用した。

すなわち、本検討条件では、反射体の長所を追求した炉心を構築できず、魅力のアピールに乏しいと考えられる。

(2) 安全性

フェーズⅡ－2 の炉心では、反応度制御方式によって、安全性に大きな差異がない。

一方、小型炉では、ATWS 発生時に、ドップラー反応度、制御棒軸伸び反応度などの負の反応度フィードバックにより、SASS に期待せずに高温整定することを目指している。このうち、制御棒軸伸び反応度は、制御棒固有の現象で、反射体制御方式には本来期待できない。

よって、固有の安全特性および受動的安全性の観点より、制御棒軸伸び反応度フィードバックに期待する場合には、制御棒制御方式の方が適合すると判断できる。

(3) 原子炉構造への影響

原子炉容器形状について、反射体制御方式では、反射体の設置および炉心槽取付けスペースの確保（中性子照射量の高い炉心槽の交換対応）に伴い、原子炉容器径が増加する傾向にある。一方、制御棒制御方式では、遮へい体上方への電磁ポンプのオーバラップ配置により、同一の炉心等価直径に対して、原子炉容器径で約 0.82m、原子炉容器廻り物量で約 80ton の低減が可能である。

また、反射体制御方式では、炉心槽（炉心燃料の中間パッド部）の中性子照射量が制限目安を超えるため、中間支持枠を削除して、燃料頂部位置で燃料から炉心槽を介して原子炉容器に荷重を伝達する方式とした。この炉心支持方式は、炉心拘束条件の単純化に伴い、変形解析を簡素化できる可能性を

有する一方、高温状態にて熱および照射変形した燃料個別の挙動に不明確な部分が多く、今後、詳細な解析および実験により、過渡時などの炉心変形挙動を明確にすることが重要である。

(4) 長寿命対応

上記のように反射体制御方式では、炉心槽の中性子照射量が高い課題を有するが、反射体自体(改良 9Cr－1Mo 鋼を使用)は長寿命対応が容易である。制御棒制御方式では、一般に ACMI による制御棒寿命の低下が懸念されるが、燃焼度が低いため、^{10}B 濃縮度の低減や、制御棒運用の工夫などにより、長寿命対応は可能と考えられる。

(5) 反射体の構造成立性

反射体制御方式では、炉心槽周囲に多重積層板型の反射体を設置しており、反射体－内外側ガイド間での必要隙間の確保や、反射体冷却方法の工夫などにより、プラント寿命中、内外側ガイドへの接触回避や、構造成立性を確保できる可能性を有する。ただし、炉心支持方式と同様に、反射体構造が複雑であるため、今後、詳細な解析および実験により、高温および高中性子照射量の条件での構造健全性を確証する必要がある。

また、10ton/基の重量物を昇降しなければならず、円滑な作動性を確保可能なように駆動機構などの設計に留意する必要がある。

(6) 反応度制御方式の選択

反射体制御方式では、小型炉心に対して、反射体のみによる反応度制御が成立し、魅力ある概念を提案できる可能性を有する。ただし、中間支持枠の削除を許容する必要性に加えて、出力 150MWe 級、固有の安全特性および受動的安全性を重視した炉心では、炉心等価直径がφ3.3m と大きいため、必要な反射体価値を確保できず、制御棒と組み合せる方式を選択した。

以上より、経済性、ATWS 対応（制御棒軸伸び反応度の有効活用)、炉心変形挙動および反射体構造健全性に係る研究開発のハードル高さなどの観点より、制御棒制御方式を選定した。

表 7.3.2.1　反射体制御方式と制御棒制御方式の比較評価

項目			反射体制御方式[1)]（図7.4.1.18参照）		制御棒制御方式[1)]（図7.4.1.21参照）	
炉心性能	炉心形状		φ3.3m×h0.62m	○	φ3.3m×h0.6m	○
	取出平均燃焼度		48GWd/t		51GWd/t	
	燃焼反応度		0.32%△k/kk`		1.04%△k/kk`	
	冷却材ボイド反応度（炉心＋上部プレナム）		約1.6$		約1.2$	
	反応度制御系構成		反射体（6分割）＋制御棒（4体）		制御棒（13体）	
安全性	UTOP[2)]	燃料中心温度（ピーク）	902℃	○	1008℃	△[3)]
		燃料被覆管温度（ピーク）	806℃		887℃	
		CDF	0.02		0.36	
	ULOF[4)]	燃料中心温度（ピーク）	880℃	○	845℃	○
		燃料被覆管温度（ピーク）	865℃		810℃	
		CDF	0.086		0.051	
	炉心−制御棒相対変位反応度の利用		・利用可能（ただし、全反射体方式では、利用不可）	○	・利用可能	○
原子炉容器構造への影響	当初の検討結果	原子炉容器形状	φ6.05m（下方）/φ7m（上方）×h23.7m	○	φ5.56m（下方）/φ6.54m（上方）×h30.7m	×
		原子炉容器内物量	575 ton		905 ton	
	構造の見直し結果[5)]	原子炉容器形状	φ6.05m（下方）/φ7m（上方）×h23.7m	○	φ5.23m（下方）/6.18m（上方）×h23.7m	◎
		原子炉容器内物量	575 ton		495 ton	
	炉心支持方法		・炉心槽の中性子照射量が制限値を超えるため、中間支持枠を削除して、燃料頂部位置で燃料から炉心槽を介して原子炉容器に荷重伝達 ・炉心燃料部が拘束されていないため、高温状態にて熱および照射変形した燃料個別の挙動に不明確な部分が多く、今後、詳細な解析および実験により炉心変形挙動を明確にする必要有り	△	・従来のナトリウム冷却炉と同様に、燃料頂部および中間位置で炉心を拘束し、原子炉容器に荷重伝達	○
長寿命対応（反射体と制御棒）			・反射体は改良9Cr−1Mo鋼の使用に伴い、長寿命対応が容易 ・出力制御用の制御棒を使用するが、燃焼度が低く、長寿命対応は可能（全反射体方式では問題なし）	○	・ACMIによる制御棒寿命の低下が懸念されるが、燃焼度が低く、長寿命対応は可能	○
構造健全性	反射体、または、制御棒自体の構造成立性		・炉心槽周囲に多重積層板型の反射体を設置するが、内外側ガイドとの必要隙間の確保や、反射体冷却方法の工夫により、円滑な作動性や、構造成立性を確保できる見通し ・ただし、構造が複雑のため、今度、詳細な解析および実験により成立性を確証する必要有り	△	・従来のナトリウム冷却炉と同じで、課題なし	○
	キャビティ破損対応		・キャビティ破損時には5セントの反応度投入が発生するが、安全要求条件を満足 ・キャビティ内に希ガスを封入するなど破損検知を行うとともに、万一の破損時には破損キャビティの同定や、交換する必要有り	△	−	−
まとめ			・出力150MWe、固有の安全特性および受動的安全性を重視した扁平炉心では、反射体のみで必要な反射体価値を満足できず、制御棒と組み合せざるを得ない。 ・低出力で、炉心径方向膨張反応度を取り込んだ条件では、反射体のみによる反応度制御方式が成立し、特徴ある概念を提案できる可能性を有するが、中間支持枠を削除した炉心支持方式や、多重積層板型の反射体について、今後、詳細な解析および実験により、成立性を確証する必要がある。	−	・長寿命化対応の課題を有するが、同一形状の炉心に対して、原子炉容器内物量で約80tonの低減が可能で、また、ATWS発生時に比較的検証容易な制御棒・炉心相対変位反応度を利用できるメリットを有している。 ・以上より、経済性、ATWS対応、研究開発ハードルの高さなどの観点より、制御棒制御方式を選定する。	採用

注1）記号の説明は以下のとおりである。　○：良い、または、技術的に成立、△：技術的に成立すると考えられるが、研究開発など必要、×：悪い、または、技術的に成立せず

注2）反射体制御方式では、反応度投入量15￠、反応度投入率0.2￠/sec、出力歪み1.3で、原子炉容器軸伸びを含めた制御棒・炉心相対変位反応度を想定。制御棒制御方式では、反応度投入量40￠、反応度投入率0.4￠/sec、出力歪み1.1で、原子炉容器軸伸びを含まない制御棒・炉心相対変位反応度を想定。ただし、いずれの方式も、反応度はノミナル値を使用。炉心径方向膨張反応度および炉心支持板反応度は考慮せず。

注3）制御棒制御方式の方が、反応度投入量および反応度投入率が大きいため、UTOP解析結果が厳しい傾向にある。制御棒設計や、運用方法は、未確定の状況で、今後の検討によっては、大きな差異は発生しないとも考えられる。

注4）いずれの方式も、電磁ポンプ流量半減時間は15秒で、反応度はノミナル値を使用。炉心径方向膨張反応度および炉心支持板反応度は考慮せず。制御棒・炉心相対変位反応度は原子炉容器側の軸伸び考慮。

注5）反射体制御棒方式を基準とする数値

表 7.3.2.2　反射体制御方式の反射体反応度収支

（単位：%Δk/kk'）

制御方式		反射体のみ		反射体+炉停止棒1本		反射体+制御棒
反射体系統数		2		2		1
各反射体系統機能		主炉停止系	後備炉停止系	主炉停止系	出力制御（緊急時炉停止機能不要）	燃焼補償（緊急時炉停止機能不要）
計画余剰反応度	(1)計画余剰反応度					
	1.出力補償	**0.30**	**0.20**	**0.30**	**0.20**	-
	2.燃焼補償	**0.32**	-	**0.32**	-	**0.32**
	3.運転余裕	**0.20**	-	**0.20**	-	**0.20**
	4.核計算不確かさ補償(統計処理)	**0.20**	-	**0.20**	-	**0.20**
	①燃焼補償予測誤差	0.20	-	0.20	-	0.20
	合計	**1.02**	**0.20**	**1.02**	**0.20**	**0.72**
不確かさ	(2)余剰反応度不確かさ					
	5.不確かさ(統計処理)	**0.45**	**0.04**	**0.45**	**0.04**	**0.45**
	①燃料製作公差(2σ)	0.40	-	0.40	-	0.40
	②出力補償予測誤差(2σ)	0.06	0.04	0.06	0.04	-
	③燃料交換余裕(2σ)	0.20	-	0.20	-	0.20
	6.事故時投入反応度	-	0.30	-	-	-
	合計	**0.45**	**0.34**	**0.45**	**0.04**	**0.45**
反応度収支	(3)必要反射体反応度価値					
	系統別	**1.47**	**0.54**	**1.47**	**0.24**	**1.17**
	系統合計	**2.01**		**1.71**		**1.17**
	(4)反射体反応度価値(系統合計)	**1.26**				
	反射体反応度収支(系統合計)	不成立		不成立		成立

7.3.3 炉内電磁ポンプ配置方式

「更なる魅力を追求したプラント概念の検討（フェーズⅡ－3)」で構築した小型炉概念（環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置）をベースに、経済性、取出し作業性、保守点検の必要性の観点より、炉内電磁ポンプの配置方式の比較評価を行った。

環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置とオフセット配置の比較評価を表 7.3.3.1 に示す。いずれの小型炉概念も、制御棒制御・強制循環方式を前提とした。

(1) 経済性

環状型 IHX と電磁ポンプの直列配置は上方の原子炉容器径の低減や、電磁ポンプ支持構造物の削除により、オフセット配置と比較して、物量が約 175ton 小さい。

(2) 電磁ポンプ取出しの作業性

環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置では、IHX、電磁ポンプを別々に取扱うが、電磁ポンプ支持構造物の重量が大きいこともあって、直列配置の取扱重量よりも大幅に小さくならない。また、取扱対象の軸長は同程度であるため、機器の取扱性に大きな差異はない。

ただし、電磁ポンプ取出し時に 2 次ナトリウム配管を切断する必要がないため、電磁ポンプを単独で取出す作業では、準備および後始末作業の大幅な短縮が可能で、かつ、2 次ナトリウム配管切断に伴う設工認を受けなくて良い長所を有している。

(3) 電磁ポンプ保守点検の必要性

電磁ポンプの使用実績は少ないが、アレーニウス則に基づく評価では、プラント寿命中、熱および照射によりコイル絶縁抵抗が劣化しないため、設計上、定期的な交換は不要である。また、コイル絶縁抵抗の劣化診断など電磁ポンプ運転状況の常時監視や、ファイバースコープを使用したステータ外観検査により、炉外引抜きの可能性は小さい。

ただし、7.3.1 項「冷却材循環方式」に記載したように、燃料交換時（20 年に 1 回）には、炉内機器を炉外に取出して、炉内 ISI を行う計画である。環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置でも、2 次ナトリウム配管を切断して、IHX の炉外引抜きを実施する必要がある。

(4) 炉内電磁ポンプ配置方式の選択

電磁ポンプは、静的機器の特徴を活用して、万一の故障時にのみ炉外取出しが可能であれば十分であり、経済性を大きく犠牲にして電磁ポンプ保守点検のために単独取出しを追求する必要性は小さい。また、炉内 ISI は、20 年に 1 回の燃料交換時に、IHX および電磁ポンプを引抜いた後、効率的に行う方式を計画しているため、電磁ポンプ単独で取出し可能な構造とする必要性は小さい。よって、経済性、炉内 ISI 方針との整合性の観点より、環状型

IHX と電磁ポンプの直列配置を選定した。

表 7.3.3.1　炉内電磁ポンプ配置方式の比較評価

項目		環状型IHXと電磁ポンプの直列配置（図7.4.1.23参照）		環状型IHXと電磁ポンプのオフセット配置	
経済性	炉内構成	・IHXと電磁ポンプの直列配置	○	・IHXと電磁ポンプの径方向オフセット配置	△
	原子炉容器形状	φ5.32m×h25.35m		φ5.32m（下方）/φ6.32m（上方）×h25.35m	
	原子炉容器内物量	630ton		805 ton	
電磁ポンプ取出し	機器の取扱性	・IHXと電磁ポンプを一体で取扱うが、取扱形状は右記と同程度で、重量は230tonと大きな差異なし	○	・IHX器と電磁ポンプは別々に取扱うことが可能であるが、支持構造物の重量が大きく、IHX220ton、電磁ポンプ140tonと左記より若干小さい程度	○
	取出し手順	・2次ナトリウム配管の切断に伴い、準備および後始末期間が大幅に増加する恐れ有り	△	・2次ナトリウム配管の切断不要で、準備および後始末期間の大幅な短縮可能 ・2次ナトリウム切断に伴う設工認不要	○
電磁ポンプ保守点検	コイル絶縁劣化の監視	・実績は少ないが、プラント寿命中、熱および照射による絶縁抵抗の劣化は発生せず、設計上、定期的な交換不要 ・原子炉運転中、炉外別置の端子ボックスで絶縁抵抗および耐電圧を測定することにより、絶縁抵抗の劣化状況を診断でき、炉外に取出して判断する必要性なし	○	・絶縁抵抗劣化時に、コイル交換容易	○
	定期的な保守点検作業	・炉外設置の端子ボックスや、ファイバースコープにより、炉内据付状態での保守点検作業が可能で、定期的に炉外に取出す必要性なし	○	・炉外取出し後、絶縁抵抗および耐電圧の測定、ステータ外観検査を実施	○
	炉内ISI対応	・燃料交換時にはIHXと電磁ポンプを引抜いて、炉内ISIを実施	○	・燃料交換時にはIHXを引抜いて炉内ISIを行うため、電磁ポンプ単独取出しのメリットは小さい	○
まとめ		・電磁ポンプは、炉内据付状態での監視および保守点検が可能であり、静的機器の特徴を利用して、万一の故障時や、炉内ISI実施時にのみ取出しが可能であれば良い。 ・よって、取出し頻度の低い特徴を活用して、経済性向上のメリットを有するIHXおよび電磁ポンプの直列配置概念を選定する。	採用	・電磁ポンプ取出し時に、2次ナトリウム配管を切断不要のメリットを有するが、中間熱交換器および電磁ポンプのオフセット配置に伴い、物量、建設単価が増加する。 ・また、電磁ポンプの特性や、炉内ISI対応を考慮すると、電磁ポンプ単独取出しのメリットは小さい。	－

7.4 ナトリウム冷却小型炉システム概念の提示

7.4.1 システム設計概念とその特長

7.4.1.1 炉心燃料設計

ナトリウム冷却小型炉心は、平成 12 年度（フェーズ I）から平成 15 年度まで設計研究を継続してきた。平成 12 年度から 15 年度に至るまでの検討経緯を図 7.4.1.1 に示す。

フェーズ I では、電力中央研究所で検討が進められてきた 4S 炉の考え方を参考にして、長寿命・受動安全を目標として、出力 50MWe 級の 30 年燃料無交換の自然循環および強制循環炉心を検討した。フェーズⅡでは、経済性向上を視野に入れて、出力を 150MWe 級に増大して 10 年燃料無交換炉心を検討した。次に、冷却・制御・安全確保等について種々の方法を比較して、各種概念の利害得失を比較した。更に、これまでの検討結果を踏まえて小型炉の魅力を更に追求して、燃料無交換期間を 20 年に延長し、多目的利用も視野に入れて出口温度高温化を指向した 150MWe 級強制循環炉心（Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念）を検討し、中間とりまとめの代表炉心を提示した。

(1) 長寿命・高安全性炉心の基礎検討（フェーズ I）[1]

（ｉ）目標

30 年間燃料無交換長期運転と高い受動的安全性の同時達成を目標とする。

（ii）炉心設計の考え方

上述のように電力中央研究所で検討されてきた 4S 炉の考え方を参考にして、Pu 富化度が極端に異なる径方向 2 領域炉心とし、燃焼に伴い富化度の高い外側炉心から低い内側炉心へ出力分布が自然に移動することで長期運転を可能にする。

（iii）検討結果

制御方式・冷却方式の異なる下記の 3 炉心を対象として検討した。

- 50MWe 級の制御棒制御型・自然循環炉
- 50MWe 級の反射体制御型・強制循環炉
- 50MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉

主要な設計条件を表 7.2.2.1 に示すが、本炉心の強制循環炉は低圧損型の仕様とし、ポンプ停止時には自然循環によって 20～30%の流量を確保し、安全特性を高める方針で設計した。また、図 7.4.1.2 に 3 炉心の検討フローを示す。

検討した 3 炉心の炉心構成図、主要目、安全解析結果のまとめを図 7.4.1.3、表 7.4.1.1 および 2 に示す。

本検討により得られた主な知見は以下のとおりである。

① いずれの炉心も内部転換比はほぼ 1 であり、30 年間燃料無交換運転

可能である。

② ATWS 時に SASS を用いないで事象整定できるとともに、AWS 時にも炉心損傷を回避できる受動安全強化型炉心として成立する可能性がある。

③ プラント建設単価は、スケールデメリットを克服できず、小型軽水炉などの競合相手を大幅に超える見通しである。

以上の結果、次のフェーズⅡの第 1 ステップ（フェーズⅡ－１）として、炉心サイズを大きくせずに経済性を向上するため、炉心寿命を 1/3（10 年）、出力を 3 倍（150MWe 級）とした炉心を検討することにした。

(2) 経済性改善の検討（フェーズⅡ－１）[2]

（ⅰ）目標

フェーズ I 検討炉心に対して経済性改善を視野に入れて、150MWe 級炉心で 10 年間燃料無交換長期運転と高い受動的安全性の同時達成を目標とする。

（ⅱ）炉心設計の考え方

フェーズ I 検討炉心と同じ考え方であるが、経済性改善を視野に入れた設計(炉心寿命を 1/3（10 年）、出力を 3 倍（150MWe 級)とする。

（ⅲ）検討結果

150MWe 級の反射体制御型・強制循環炉心を対象として検討した。

主要な設計条件を表 7.2.2.1 に示すが、フェーズ I の検討炉心に対して出力（50→150MWe)、炉心寿命（30→10 年)、ピン径（15→10mm）等を変更している。

検討した炉心の炉心構成図、主要目、安全解析結果のまとめを図 7.4.1.4、表 7.4.1.3 および 4 に示す。

本検討により得られた主な知見は以下のとおりである。

① 10 年間以上燃料無交換運転が可能である。

② 電磁ポンプの流量半減時間を適切に確保する工夫を施すことで、制御棒軸伸び反応度等の反応度フィードバック効果が有効に機能し、ULOF、UTOP 時において事象整定に至る見通しである。

③ 燃焼補償、出力補償を機能分離した反射体制御方式（中心制御棒併用）を考案し、反応度収支が成立する見通しである。

以上の結果、150MWe 級の反射体制御型・強制循環炉の炉心成立の見通しが得られたが、中心制御棒を併用する必要があり、かつ反射体構造健全性に関わる課題が多いなどの観点より、次のフェーズⅡの第 2 ステップ（フェーズⅡ－2）として、本炉心に対して更に幅広く方式の異なる各種概念を検討して、これらを比較することにした。

(3) 冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2）[3]

（ｉ）目標

10 年間燃料無交換長期運転と高い受動的安全性の同時達成を目標として、フェーズⅡ－1 検討炉心に対して更に幅広く方式の異なる各種概念を検討して、これらの利害得失を比較する。

（ii）炉心設計の考え方

フェーズⅡ－1 検討炉心と同じ考え方であるが、冷却・制御・安全確保等について種々の方法を比較する。なお、直近許認可性確保の観点から金属燃料のピン径を 8.5mm 以下とする。

（iii）検討結果

制御方式・冷却方式および炉出力の異なる下記の４炉心を対象として検討した。

・150MWe 級の反射体制御型・強制循環炉心
・150MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉心
・150MWe 級の制御棒制御型・自然循環炉心
・50MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉心

主要な設計条件を表 7.2.2.1 に示すが、フェーズ I の検討炉心に対して出力（50→150MWe)、炉心寿命（30→10 年)、ピン径（15→8.5mm）等を変更している。

検討した炉心の炉心構成図、主要目、安全解析結果のまとめを図 7.4.1.5、表 7.4.1.5 および 6 に示す。

本検討により得られた主な知見は以下のとおりである。

（a）150MWe 級の強制循環炉心

① 炉心が扁平化して、等価直径が 3.3m と大きくなり、原子炉容器廻りの物量が増大する。
② 燃料ピン間ギャップは 0.64mm と小さくなり製造性に課題がある。
③ 制御棒制御炉心と反射体制御炉心は、等価直径および炉心特性は同程度であるが、反射体制御炉心は反射体構造などに課題が多い。
④ 安全性については、反射体制御（制御棒併用）炉心と制御棒制御炉心で同等の受動的安全性を確保できる可能性がある。
⑤ 制御棒制御炉心は、吸収ペレットと被覆管の機械的相互作用（ACMI）の観点より、制御棒を 10 年間の運転期間中無交換で利用できる見通しがある。

（b）150MWe 級の自然循環炉心

① 炉心圧損低減のために炉心等価径が 3.8m 程度と更に大きくなり、原子炉容器廻りの物量が増大する。
② 燃焼度は 36GWd/t 程度と低い。
③ 安全特性については、自然循環冷却のため ULOF 事象を過酷事故に

含む必要がないことが特徴であり、他の ATWS 時挙動は強制循環炉とほぼ同等である。

④ 増殖比が 1.053(MOC)と高いため、運転期間を 15 年に延長し、燃焼度を 54GWd/t 程度とできる見通しである。

（c）50MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉心

① ピン間ギャップ 1mm 以上を確保しながらも冷却材ボイド反応度制限（2$以下）を満たす見通しがある。

② 燃焼度は約 35GWd/t と低い。

③ 小型炉心構成が可能である。

以上の結果、次のフェーズⅡの第 3 ステップ（フェーズⅡ－3）として、中間とりまとめの候補炉心として実現性が高く、経済性の見通しもある 150MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉心について、炉心を出来るだけ小径化して、小型炉の魅力を更に追求した炉心を検討することにした。

(4) 更なる魅力を追求した炉心の検討（フェーズⅡ－3）

（ⅰ）目標

20 年間燃料無交換長期運転と高い受動的安全性の同時達成を目標として、フェーズⅡ－2 検討炉心を参考に魅力ある小型炉心として中間とりまとめの候補炉心を提示する。

（ⅱ）炉心設計の考え方

これまでの検討結果を踏まえて小型炉の魅力を更に追求して、燃料無交換期間を 20 年に延長し、多目的利用も視野に入れて出口温度高温化を指向する。経済性向上の観点から 150MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉で小型炉心を検討する。なお、金属燃料のピン径は太径化し、製造実績があり今後の照射試験で成立性が見出し得る 15mm 以下とする。

（ⅲ）検討結果

150MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉心を対象として検討した。

主要な設計条件を表 7.2.2.1 に示すが、フェーズⅡ－1 および 2 の検討炉心に対して炉心寿命を 20 年に延長し、出口温度高温化を指向するとともに、小径化炉心（炉心高さを増大、等価直径を減少）の設計を可能とするため冷却材ボイド反応度条件を緩和した。

なお、金属燃料を用いて出口温度高温化を指向するため、中型金属燃料炉心の検討からその実現の可能性が見通せる Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念を採用する。

また、燃料組成として、基幹電源炉心での基準の高速炉多重サイクルの TRU 組成を用いたが、基幹電源炉心の検討結果から軽水炉取り出し 30 年冷却後の組成を用いた場合と比較すると両者の核特性に大きな差はないと考える。

検討した 150MWe 級の制御棒制御型・強制循環炉の高温化炉心（冷却材ボイド反応度 6$程度）と高温小径化炉心（冷却材ボイド反応度 8$程度））の炉心構成図、主要目のまとめを図 7.4.1.6、表 7.4.1.7 に示す。

得られた主な知見は以下のとおりである。

① 炉心は小径化して、等価直径が高温化炉心で 2.9m、高温小径化炉心でより小径の 2.6m となる。

② 燃料ピン間ギャップは 1mm 以上となり製造上の課題はない。

③ 燃焼反応度は比較的小さく、高温化炉心で 1.2%Δk/kk'、高温小径化炉心で 1.5%Δk/kk'であり、取出平均燃焼度はいずれも 80GWd/t 程度である。

④ ACMI の観点からは、制御棒を 20 年間の運転期間中交換なしで利用できる見通しがある。

⑤ 経済性の観点からに高温化炉心と高温小径化炉心は大差がない。

⑥ 高温化炉心は、ATWS 時に SASS を用いないで事象整定する見通しを有する。一方、高温小径化炉心は、ULOF 時に 120 秒の電磁ポンプ流量半減時間を想定しても、高温整定が困難である。

以上の結果、経済性の観点から大差ないので、後述のように安全性の観点から優れている高温化炉心（冷却材ボイド反応度 6$程度）を代表炉心に選定することにした。

(5) 代表炉心概念

これまで検討してきた各炉心の特徴をまとめて表 7.4.1.8 に示す。本表において、安全性評価と経済性評価の結果を踏まえて、フェーズⅡ－3 の 150MWe 級の制御棒制御型･強制循環炉の高温化炉心を中間まとめの代表炉心概念に選定した。

代表炉心概念は、これまでの検討結果を踏まえて小型炉の魅力を更に追求して、燃料無交換期間を 20 年で、経済性向上の観点から 150MWe 級の制御棒制御型・強制循環冷却方式であり、多目的利用も視野に入れて出口温度高温化を指向する炉心概念である。

以下に、150MWe 級の制御棒制御型・強制循環方式の代表炉心概念（高温化炉心）の炉心設計の詳細について説明する。

フェーズⅡ－2 の 150MWe 級の制御棒制御型･強制循環炉心の検討条件に対して、小径化炉心（炉心高さを増大、等価直径を減少）の設計を可能とするため冷却材ボイド反応度条件を緩和（増大）している。

本炉心の設計条件は表 7.2.2.1 に示したが、フェーズⅡ－2 と下記の設計条件が異なる。

① 研究開発前提で達成見通しを考慮して金属燃料のピン径を 15mm 以下まで太径化

② 必要に応じてSASSも想定する観点から冷却材ボイド反応度を6$程度まで許容
③ 高速炉の特徴を活用する観点から燃料無交換運転を20年間と長期化し、原子炉出口温度を550℃まで高温化
④ 燃料ピン間ギャップは製造上の観点から1mm程度以上まで増加
⑤ 出口温度高温化を指向するためZr含有率3領域単一Pu富化度炉心概念を採用

本検討では20年間燃料無交換運転の達成を目標として、上記の設計条件の下で炉心小径化の観点から幅広くサーベイ計算を実施した。なお、フェーズⅡ－2の検討から、制御棒反応度収支を満足させるため、燃焼反応度は2%Δk/kk'程度以下を目安とした。

フェーズⅡ－3におけるナトリウム冷却小型炉の検討フローを図7.4.1.7に示す。2次元RZ体系でのサーベイ結果（燃料ピン間ギャップは1mm、燃焼反応度は2%Δk/kk'程度）の一例を図7.4.1.8に示す。一般に太径ピンの方が燃料体積率が高く炉心小径化のポテンシャルが高いが、高温化炉心の場合にはピン径15mm（制限条件の最大）を採用しても、燃料ピン間ギャップ1mmを確保して炉心圧損条件を満足しつつ小径化の可能性が見通せることが分かった。そこで、この燃料仕様（ピン径15mm、燃料ピン間ギャップ1mm）に基づき高温化炉心を設計した。

ピン径15mm、燃料ピン間ギャップ1mm、バンドル内ピン本数127本、91本、61本の条件で、制御棒配置を含む3次元体系によるサーベイ計算結果を表7.4.1.9に示す。成立の見通しがあるケース（ケース3～7）のうち、等価直径が小さくて制御棒体数も少なく、燃焼反応度が小さいケース4の燃料仕様を選定し、この燃料仕様に基づいて代表炉心概念の炉心設計を実施した。

代表炉心概念の炉心配置図を図7.4.1.9、代表炉心概念の主要目、主要な燃料仕様、炉心特性を表7.4.1.10～12に示す。本炉心は20年間燃料無交換運転を達成し、炉心等価直径は約2.9mである。

制御棒反応度収支は表7.4.1.13に示すように満足している。本表において、燃焼補償分は、燃焼反応度不確かさ（0.2%Δk/kk'）と燃料照射スエリングによる軸方向伸長（7%ΔL/L）の効果を考慮している。代表炉心概念の燃料照射スエリングを考慮（ANLの照射実績に基づき4および7%ΔL/Lを設定）した場合の反応度（①（燃焼による反応度変化）＋②（燃料スエリングによる軸方向伸びによる反応度変化））の燃焼度依存性を図7.4.1.10に示す。また、主炉停止系の吸収体は天然ボロンを使用して軸方向の^{10}B濃縮度を均一とした仕様を想定しており、制御棒の寿命を支配するACMI発生に対する制限に関して評価した。評価では運転中の制御棒の挿入位置を詳細に考慮して、ACMIの観点から制御棒寿命20年を達成（制限目安：^{10}Bの中性子吸収量2

×10^{22}n/cm^3以下）の見通しを得た。

次に、代表炉心概念（ガスプレナム長は炉心高さと同等の 127cm に設定）の熱・燃料設計（流量配分、CDF、照射末期フープ応力）を実施した。流量配分計画では内側炉心、中間炉心、外側炉心について各リング毎に流量領域を設定し、各流量領域における被覆管内面最高温度評価して、いずれの領域も制限目安の 650℃以下を満足して、流量配分計画が成立することを確認した。また、出力履歴・被覆管温度履歴から被覆管直管部クリープ損傷寿命分数和（直管部では疲労の効果が小さいことから、本検討では以下 CDF と称する）を評価した結果、被覆管 CDF の最大値は 0.29 であり、制限目安の 0.5 以下を満足していることを確認した。照射末期フープ応力は CDF よりは健全性上厳しい傾向を示すが、最大値が 118MPa となり制限目安の 120MPa 以下を満足していることを確認した。

また、代表炉心概念（炉心に隣接して径方向遮へい体 SUS 遮へい体１層、Zr－H 遮へい体１層を装荷）の遮へい設計として、遮へい設計上最も厳しい炉心槽での成立性を概略検討した。炉心軸方向中心面でのプラント寿命 60 年に対応する高速中性子照射量（E≧0.1MeV）の径方向分布を図 7.4.1.11 に示す。炉心槽はフェライト材料を想定しており、その照射量制限(4×10^{22}n/cm^2)[6]を十分下回り、遮へい設計成立の見通しを得た。

本炉心概念は、図 7.4.1.10 に示したように、炉心反応度は燃焼による変化が小さく、時間的に変動する。この特性を活かして、「制御棒の微調整を要しない長期運転」が可能となる運用概念が構築できれば、ナトリウム冷却小型炉の魅力の１つとなる。そこで、炉出力 90%低下まで許容した場合の制御棒微調整なしでの連続運転可能期間を概略評価した。図 7.4.1.10 から分かるように、反応度変化率は運転開始 20 年後（平均燃焼度 77GWd/t）に最大となり、この時の反応度変化率から見積もると制御棒微調整なしでの連続運転期間は約 47 日（炉心流量は炉出力比例を想定）以上となる。なお、運転開始 4～９年後（平均燃焼度 15～35GWd/t）は、制御棒微調整なしでは炉出力が上昇する期間であり、この場合には炉出力を一度 90%まで低下させた後に制御棒微調整なしの連続運転を開始すると想定する。この時には、反応度変化率は運転開始 5.5 年後（平均燃焼度 20GWd/t）で最大となり、この時の反応度変化率から見積もると制御棒微調整なしでの連続運転期間は約 90 日（炉心流量は炉出力比例を想定）以上となる。

今後、炉出力変動の許容範囲や数々の炉運転制御方式を考察してこの運用概念の可能性を更に検討する必要がある。

7.4.1.2　プラント設計

7.2.3.1 項「システムの簡素化」に示したように、低出力条件で炉内に環状型 IHX および電磁ポンプを設置したタンク型炉は、原子炉容器の小型化が可能であり、他概念と比較して、建設単価を低減できる見通しを有している。本プラント概念は原子炉容器軸長が増加し、地震時の制御棒挿入性、燃料取扱性などの技術課題を解決しなければならない一方、制御棒軸伸び反応度の有効活用や、炉上部のナトリウムインベントリが大きく、電磁ポンプ流量半減時間を延長しても IHX 管板部の熱過渡応力を緩和できる長所を有している。

フェーズⅡでは、炉心燃料設計の進捗に合せて、上記のタンク型炉を中心に、プラント概念の設計研究を行った。平成 12 年度（フェーズⅠ）を含めてフェーズⅡの検討経緯を図 7.4.1.12 に示す。

以下では、炉心燃料設計と同様に、長寿命・高安全性プラントの基礎検討（平成 12 年度、フェーズⅡ）、経済性改善の検討（平成 13 年度、フェーズⅡ－1)、冷却・制御方式等の比較検討（平成 14 年度、フェーズⅡ－2)、更なる魅力を追求したプラントの検討（平成 15 年度、フェーズⅡ－3）に分けて、技術課題の検討や、主要なプラント概念の構築結果を記載した。

(1) 長寿命・高安全性炉心に対応するプラントの基礎検討（フェーズⅠ）[4]

（ⅰ）目標

30 年間の長寿命炉心（燃料無交換）と高い受動的安全性を同時に達成するプラント概念の構築を目標とする。

（ⅱ）プラント設計の考え方

電力中央研究所で検討されてきた 4S 炉をもとに、冷却材循環方式や、反応度制御方式をパラメータとして、30 年の長寿命および高安全性炉心を内包する電気出力 50MWe 級のプラント概念を検討する。

（ⅲ）検討結果

炉心燃料設計に合せて、以下のプラント概念を検討対象とする。制御棒制御・強制循環炉心は炉心燃料設計のみに限定し、プラント設計は対象外とした。

・50MWe 級 制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント
・50MWe 級 反射体制御・強制循環方式ループ型プラント

主要な検討条件は、以下のとおりである。

・出力：50MWe/125MWt
・炉心燃料：U-Pu-Zr 合金燃料、Pu 高富化度差 2 領域炉心（径方向 2 領域均質炉心）
・原子炉型式：タンク型炉およびループ型炉
・冷却材循環方式：自然循環方式（タンク型炉）および強制循環方式（ル

ープ型炉）
・反応度制御方式：制御棒制御方式（タンク型炉）および反射体制御方式（ループ型炉）
・系統条件　1 次ナトリウム温度：510℃/355℃、2 次ナトリウム温度、または、鉛ビスマス温度：475℃/310℃、給水/蒸気温度：210℃/453℃、蒸気圧力：10.5MPa

プラント概念の主要仕様を表 7.4.1.14、原子炉容器の構造図を図 7.4.1.13 に示す。

制御棒制御・自然循環方式タンク型プラントでは、原子炉容器内に環状型 IHX および起動用電磁ポンプを設置した。反射体制御・強制循環方式ループ型炉では、炉外に鉛ビスマス中間熱媒体を使用した 2 次系簡素化概念を設置し（電磁ポンプのみ炉内設置）、1 系統の 1 次ナトリウム配管と接続した。いずれのプラント概念も、PRACS と RVACS を組み合せた崩壊熱除去系を採用した。

上記のプラント概念は、長寿命炉心および安全性の要求条件を満足できる見通しであるが、50MWe 級の低出力では、スケールデメリットを克服できず、小型軽水炉など競合相手の建設単価を大幅に超える恐れを有することを明らかにした。

(2) 経済性改善の検討（フェーズⅡ－1）[5]

（ｉ）目標

フェーズⅠの検討結果をもとに、電気出力および炉心寿命条件を変更することにより、長寿命炉心と高い受動的安全性以外に、建設単価の低減に有効なプラント概念の構築を目標とする。

（ii）プラント設計の考え方

建設単価の低減をねらって、10 年の長寿命および高安全性炉心を内包する電気出力 150MWe 級のプラント概念（フェーズⅠに対して、炉心寿命 1/3、出力 3 倍）を検討する。

（iii）検討結果

炉心燃料設計に合せて、以下のプラント概念を検討対象とする。

・150MWe 級 反射体制御・強制循環方式タンク型プラント
・150MWe 級 反射体制御・強制循環方式ループ型プラント

同一の炉心燃料仕様に対して、冷却系機器を原子炉容器内（タンク型炉）、または、炉外の冷却系容器内（ループ型炉）に集約した 2 種類のプラント概念を検討した。また、いずれのプラント概念も原子炉容器の小型化に有効な強制循環方式を採用した。

主要な検討条件は、以下のとおりである。

・出力：150MWe/ 375MWt

・炉心燃料：U-Pu-Zr 合金燃料、Pu 高富化度差 2 領域炉心（回字型炉心）
・原子炉型式：タンク型炉およびループ型炉
・冷却材循環方式：強制循環方式
・反応度制御方式：反射体制御方式
・系統条件　1 次ナトリウム温度：510℃/355℃、2 次ナトリウム温度：475℃/310℃、給水/蒸気温度：210℃/453℃、蒸気圧力：10.5MPa

(a) 反射体制御・強制循環方式タンク型プラント

プラント概念の主要仕様を表 7.4.1.15、原子炉容器の構造図を図 7.4.1.14 に示す。表中、ループ型プラントの主要仕様も示した。

原子炉容器内への環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置や、回転プラグを削除した UIS 引抜きによる燃料交換システムの採用により軸長が若干増加するが、小型の原子炉容器（φ4m×h22m）を構築した。

SG は 10MPa の蒸気圧力で水側流動安定性を確保するために、ヘリカルコイル型 2 重管 SG を採用し、原子炉容器と 1 系統の 2 次ナトリウム配管で接続した。

崩壊熱除去系は原子炉容器廻りに安全系を集中可能な PRACS および RVACS を組み合せた自然循環方式を採用した。崩壊熱除去系構成の検討結果を表 7.4.1.16 に示す。RVACS の除熱性能により構成は相違するが、7.2.3.1(1)項「設計方針・目標」に記載したように RVACS のみで必要な除熱条件を満足できないため、PRACS×2 系統＋RVACS の組み合せ方式（自然循環）を選択した。また、RVACS 作動時における原子炉容器内流動パスを図 7.4.1.15 に示す。原子炉容器壁部には、通常運転時に上向き、RVACS 作動時に下向きにナトリウムが流れるようにフローダイオード（通常運転時に 10%の流量が壁面を上昇するように圧力損失を設定）を取り付けた。事故時には、原子炉容器壁部のナトリウム流れが逆転するが、除熱上、問題のない見通しである。

(b) 反射体制御・強制循環方式ループ型プラント

原子炉容器および冷却系容器の構造図を図 7.4.1.16、17 に示す。主要仕様は表 7.4.1.15 中に示した。

冷却系容器の設置や、回転プラグを削除した UIS 引抜きによる燃料交換システムの採用により、格納容積が増加するが、タンク型プラントよりも小型の原子炉容器（φ4m×h18.8m）を構築した。

冷却系容器は中央下方に IHX、周辺上方に SG を設置し、1 次ナトリウム、水蒸気のいずれも容器上端でアクセス可能なようにした。ただし、電磁ポンプを含めて、冷却系機器を集約したため、原子炉容器と同程度の冷却系容器（φ3.48m×h22m）を設置する必要がある。

崩壊熱除去系はタンク型プラントと同様に PRACS×2 系統＋RVACS の組

み合せ方式（自然循環）を選択した。崩壊熱除去系の起動時には、原子炉容器内で一巡の冷却パスを確保できるように、原子炉容器壁構造や、フローダイオード設置などの工夫を取り込んだ。

(c) 検討のまとめ

タンク型炉では、電気出力 150MWe 級、反射体制御方式の条件で、回字型炉心の採用や、線出力密度の増加などにより炉心を小型化して、フェーズⅠの制御棒制御・自然循環方式タンク型プラントと同じ原子炉容器径で、3倍の出力を確保可能な見通しを得た。ただし、反射体の反応度収支および構造健全性に不明確な部分が多く、成立性の詳細評価を行う必要がある。

また、ループ型炉では、炉外の冷却系容器に主要な機器を集約した概念を検討したが、原子炉容器と同程度の冷却系容器が必要なことや、格納容積の増大により、タンク型炉と比較して、建設単価が約 3%増加する。以上より、環状型 IHX と電磁ポンプを直列配置したタンク型炉は、原子炉容器を小型にでき、建設単価最小の可能性を有することを明らかにした。（7.2.3.1(2)(ⅰ)項「システムの基本構成」参照）

(3) 冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ－2）[6]

（ⅰ）目標

冷却材循環方式、反応度制御方式など概念絞込みのポイントとなる技術課題の検討を行うとともに、フェーズⅡ－1 と同一の電気出力および炉心寿命条件で、固有の安全特性および受動的安全性を重視したプラント概念の構築を目標とする。

（ⅱ）プラント設計の考え方

原子炉容器の小型化や、制御棒軸伸び反応度などの有効活用に期待できるタンク型プラントを対象とする。冷却材循環方式や、反応度制御方式をパラメータとして、10 年の長寿命および扁平形状の高安全性炉心を内包する電気出力 150MWe 級のプラント概念を検討する。特に、安全性に関連して、冷却材ボイド反応度、炉心圧力損失などを定量的に制限した固有の安全特性および受動的安全性の強化概念の構築を目指す。

（ⅲ）検討結果

炉心燃料設計に合せて、冷却材循環方式、反応度制御方式をパラメータとする以下のプラント概念を検討対象とする。

- 150MWe 級 反射体制御・強制循環方式タンク型プラント
- 150MWe 級 制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント
- 150MWe 級 制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント

冷却材循環方式、反応度制御方式に対応した扁平形状の炉心概念ごとにプラント概念を検討した。プラント概念の構築では、炉内電磁ポンプを単独で引抜けるように、環状型 IHX および電磁ポンプを径方向にオフセット配置

する方式を対象とした。(最終的には、7.3.3 項「炉内電磁ポンプ配置方式」に記載したように、経済性、保守補修性の観点より、環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置を選定)

主要な検討条件は、以下のとおりである。

・出力：150MWe/395MWt
・炉心燃料：U-Pu-Zr 合金燃料、Pu 高富化度差 2 領域炉心（径方向 2 領域均質炉心）
・原子炉型式：タンク型炉
・冷却材循環方式：強制循環方式および自然循環方式
・反応度制御方式：反射体制御方式および制御棒制御方式
・系統条件

強制循環　1 次ナトリウム温度：510℃/375℃、2 次ナトリウム温度：475℃/320℃、給水/蒸気温度：210℃/453℃、蒸気圧力：10.5MPa

自然循環　1 次ナトリウム温度：515℃/365℃、2 次ナトリウム温度：475℃/320℃、給水/蒸気温度：210℃/453℃、蒸気圧力：10.5MPa

系統条件について、強制循環、自然循環のいずれの方式も、経済性への影響や、ULOF 時の安全性確保（強制循環方式のみ）を考慮することにより、4S 炉のヒートマスバランスから 1 次ナトリウム温度などを変更した。また、熱効率の見直しに伴い、同一の電気出力に対して、熱出力を 375MWt から 395MWt に増加した。

(a) 反射体制御・強制循環方式タンク型プラント

1) 原子炉構造

原子炉容器の構造図を図 7.4.1.18 に示す。原子炉容器内には、炉心槽周囲に反射体、更にその周囲上方に環状型 IHX および電磁ポンプを設置した。IHX および電磁ポンプのオフセット配置により、原子炉容器はφ6.05m（下方）/φ7m（上方）×h23.7m と、上方の原子炉容器径が増加するが、2 次ナトリウム配管を切断せずに電磁ポンプ単独で取出すことが可能である。

反応度制御方式は反射体（周方向 6 分割）と制御棒（4 体）の組み合せにより対応する。制御棒設置に伴い、炉心槽上部にコラム型 UIS を設置し、10 年に 1 回の燃料交換時には、UIS を引抜き、代わりに燃料交換機を据付け可能な構造とした。

また、炉心槽下方に 2 段のコアキャッチャーを設置して、万一の炉心損傷時にも再臨界を防止することが可能である。

2) 反射体構造

反応度制御方式のうち、炉心槽周囲に設置する反射体は、図 7.4.1.19 に示すように、反射体価値が高く、構造成立性の見通しを有する縦積方式の多重

積層板型を採用した。多重積層板上方には、反射体駆動に伴い中性子漏えい量が変化するようにアルゴンガスを充填した鋼製の構造物（以下、キャビティと称する）を設置した。反射体駆動装置はルーフデッキ上に設置する。起動時には油圧シリンダおよびホイスティングロッドを使用して、駆動軸に連結したホイスティングプレートを上昇する。通常運転時（燃焼補償時）には多段サイクロ減速機を使用して、0.25mm/日の微速度で徐々に引抜き作業を行うようにした。

反射体制御方式の採用に伴い、反射体ガイドを兼用する炉心槽の中性子照射量が高くなる傾向にある。反射体制御方式における炉心支持方法の検討結果を図 7.4.1.20 に示す。炉心槽は耐中性子照射特性の有効な改良 9Cr－1Mo 鋼を使用するが、炉心燃料の中間パッド部での中性子照射量は 2.3×10^{23}n/cm^2 と制限目安を超える。よって、中間支持枠を削除することにより、中性子照射量の低い炉心燃料頂部位置で、水平方向の荷重伝達を行うとともに、万一の交換が可能なように炉心槽にフランジを取付け、ボルトで吊り下げる構造とした。炉心頂部位置で荷重伝達する炉心支持方式は、欧州、ロシアなどの高速炉で類似概念を採用しており、炉心拘束条件の単純化に伴い、変形解析を簡素化できる可能性を有する。一方、炉内湾曲量の増加に伴い、高温状態にて熱および照射変形した燃料個別の挙動を精度良く予測する必要があり、今後、詳細な解析および実験により、過渡時などの炉心変形挙動を明確にすることが重要である。

製作据付誤差の検討や、熱および照射変形解析に基づく反射体－内外側ガイドの必要隙間を表 7.4.1.17 に示す。反射体は炉心中心側に 10mm、原子炉容器側に 6mm の隙間を確保すれば、寿命中、内外側ガイドとの干渉を回避可能である。また、反射体本体はナトリウムにより冷却するが、径方向に冷却孔ピッチを変更するなどの工夫により、ナトリウム温度差を低減することが可能で、構造健全性を確保できる見通しである。ただし、反射体構造が複雑であるため、炉心支持方式と同様に、詳細な解析および実験により、構造成立性を確証する必要がある。

また、反射体上部のキャビティ破損時には 5¢ の反応度投入が発生する。上記の数値は安全要求条件を満足するが、キャビティ内に希ガスを封入するなどして破損検知をとともに、万一の破損時には 1 分割分の反射体を引抜き、破損キャビティの同定や、キャビティの交換を行う必要がある。

3) 冷却系

原子炉容器内に環状型 IHX と 1 次系電磁ポンプ、原子炉容器外に SG と 2 次電磁ポンプを設置し、原子炉容器と SG は 1 系統の 2 次ナトリウム配管により接続した。

1 次系電磁ポンプは、環状のシングルステータ ALIP 型で、IHX 下方に直列に 2 基設置した。オフセット配置の採用に伴い、2 次ナトリウム配管を切

断せずに炉外へ単独取出しできるが、アレーニウス則による絶縁破壊時間は1000 年以上と、プラント寿命中、熱および照射によるコイル絶縁抵抗の劣化を無視することが可能で、設計上、定期的な交換は不要である。電磁ポンプは回転部分のない誘導モータと同じで、炉外別置の端子ボックスで絶縁抵抗および耐電圧を測定し、交流漏れ電流の経時変化データにより絶縁抵抗の劣化状況を診断することが可能である。[17]　また、電磁ポンプのコイルは窒素ガス雰囲気の容器内に組み込まれているため、内部に異物が混入する可能性は小さく、炉内据付状態でファイバースコープを使用したステータ外観検査を行うことにより、炉外取出しと同等の保守点検作業を実施できるなど炉外引抜きに対する要求は小さい。

SG は 10MPa の蒸気圧力で水側流動安定性を確保するために、ヘリカルコイル型 2 重管 SG を採用した。

また、崩壊熱除去系は RVACS 単独で所定の除熱条件を満足できないため、フェーズⅡ－1 と同様に、PRACS×2 系統＋RVACS の組み合せ方式（自然循環）を選択した。

4) プラント全体

プラント概念の主要仕様を表 7.4.1.18 に示す。格納容器は RVACS の使用に伴い、トップドームおよびガードベッセルにより構成する。長尺の原子炉容器に対して、岩盤内に炉容器室のみを埋込む構造を採用した。また、UIS 引抜き時には、建屋を開放することにより、建屋高さを低減した。

(b) 制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント

1) 原子炉構造

原子炉容器の構造図を図 7.4.1.21 に示す。原子炉容器内には、反応度制御用の反射体を設置しないが、反射体制御・強制循環方式と同様に、炉心槽周囲上方に環状型 IHX および電磁ポンプを設置した。IHX および電磁ポンプのオフセット配置により、原子炉容器はφ5.56m（下方）/φ6.54m（上方）×h30.7m と、上方の原子炉容器径が増加するが、2 次ナトリウム配管を切断せずに電磁ポンプ単独で取出すことが可能である。

反応度制御方式は 13 体の制御棒により対応し、炉心槽上部には引抜き可能なコラム型 UIS を設置した。また、炉心槽下方に 2 段のコアキャッチャーを設置して、万一の炉心損傷時にも再臨界を防止可能な構造とした。

2) 冷却系

原子炉容器内に環状型 IHX と 1 次系電磁ポンプ、原子炉容器外に SG などを設置し、原子炉容器と SG は、1 系統の 2 次ナトリウム配管により接続した。

SG は 10MPa の蒸気圧力で水側流動安定性を確保するために、ヘリカルコイル型 2 重管 SG を採用した。

また、崩壊熱除去系は RVACS 単独で所定の除熱条件を満足できないため、

フェーズⅡ－1 と同様に、PRACS×2 系統＋RVACS の組み合せ方式（自然循環）を選択した。

3) プラント全体

主要仕様を表 7.4.1.19 に示す。反射体制御・強制循環方式タンク型プラントと同様に、格納容器はトップドームおよびガードベッセルから構成し、かつ、岩盤内に炉容器室を埋込む構造とした。ただし、建屋内で UIS 引抜き作業を行うため、約 53m（グランドレベル）の原子炉建屋高さを確保した。

(c) 制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント

1) 原子炉構造

原子炉容器の構造図を図 7.4.1.22 に示す。自然循環方式の採用に伴い電磁ポンプが不要なため、炉心槽周囲上方に環状型 IHX のみを設置した。原子炉容器はφ6.66m×h28.2m の単純な円筒構造で、炉心槽上方に引抜き可能なコラム型 UIS（制御棒 13 体）、下方に 2 段のコアキャッチャーを取付けている。

2) 冷却系

原子炉容器内に環状型 IHX、原子炉容器外に SG などを設置し、原子炉容器と SG は 1 系統の 2 次ナトリウム配管により接続した。1 次系は自然循環方式を採用するが、プラント制御上、2 次系は強制循環方式とした。

IHX は伝熱管を短尺化することにより（強制循環方式で 4.5m、自然循環方式で 1.95m）、伝熱面積は増加するが、圧力損失の低減を図った。

SG は 10MPa の蒸気圧力で水側流動安定性を確保するために、ヘリカルコイル型 2 重管 SG を採用した。

また、崩壊熱除去系は RVACS 単独で所定の除熱条件を満足できないため、フェーズⅡ－1 と同様に、PRACS×2 系統＋RVACS の組み合せ方式（自然循環）を選択した。

3) 運転制御

冷却材流量の応答遅れが大きいことや、安全上、原子炉出力の変化率を制限している自然循環方式の特徴を考慮して、「原子炉主、タービン従」の制御方式を選択した。

また、起動および停止時間は強制循環方式と同じである。炉内起動ポンプは不要であるが、初期および燃料交換後には崩壊熱がないため、原子炉容器-ガードベッセル間で高温窒素ガスを循環するなどの設備対応を取込むこととした。

4) プラント全体

主要仕様を表 7.4.1.20 に示す。制御棒制御・強制循環方式タンク型プラントと同様に、格納容器はトップドームおよびガードベッセルから構成し、かつ、岩盤内に炉容器室を埋込む構造とした。

(d) 検討のまとめ

電気出力 150MWe 級の条件で、冷却材循環方式、反応度制御方式の異なる合計 3 種類のプラント概念を構築した。冷却材ボイド反応度および炉心圧力損失を制限した扁平炉心の採用に伴い、フェーズⅡ－1 と比較して、炉心等価直径および原子炉容器径が増加した。特に、強制循環方式のプラント概念では、環状型 IHX と電磁ポンプのオフセット配置に伴い、上方の原子炉容器径が約 1m 増加し、物量に大きく影響した。電磁ポンプは使用実績が少ないが、設計上、コイル絶縁劣化などに起因する定期的な交換は不要である。よって、経済性や、炉内 ISI 対応などの観点より、環状型 IHX と電磁ポンプを直列配置するほうが望ましい。また、各プラントで炉内機器補修の考え方などが異なるため、物量を直接比較できないが、経済性や、研究開発のハードル高さなどの観点より、以下のように冷却材循環方式および反応度制御方式を選定した。（7.3 項「小型炉固有の課題への対応方策の検討」参照）

・冷却材循環方式：強制循環方式
・反応度制御方式：制御棒制御方式

(4) 更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3）

（ⅰ）目標

炉心燃料と合せて、中間とりまとめの魅力あるプラント候補概念を提示する。具体的には、冷却材ボイド反応度制限を緩和して、原子炉容器の小型化により建設単価を低減するとともに、競合相手の小型軽水炉を凌駕する 20 年間の長寿命炉心と高い受動的安全性を同時に達成するプラント概念を構築する。

（ⅱ）プラント設計の考え方

原子炉容器の小型化や、制御棒軸伸び反応度などの有効活用に期待できるタンク型プラントを対象とする。20 年の長寿命および冷却材ボイド反応度制限を緩和した小型の高安全性炉心を内包する電気出力 150MWe 級（電気出力は 165MWe とフェーズⅡ－2 より若干大きいが、熱出力は 395MWt と同じ）のプラント概念を検討する。冷却材循環方式、反射体制御方式などの主要仕様はフェーズⅡ－2 の検討結果を反映するが、炉心出口温度は、熱効率の向上や、水素製造プラントへの適用性を考慮して、MOX 燃料と同じ 550℃とする。

（ⅲ）検討結果

炉心燃料設計に合せて、高温化炉心（SASS 挿入に期待しなくても高温整定可能な冷却材ボイド反応度 6$の炉心）を内包する以下のプラント概念を検討対象とする。

・150MWe 級（165MWe） 制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント

また、フェーズⅡ－2の検討結果をもとに、経済性向上の長所を有する環状型IHXおよび電磁ポンプの直列配置を採用した。

主要な検討条件は、以下のとおりである。

・出力：150MWe級（165MWe）/395MWt（フェーズⅡ－2と炉心および原子炉容器形状を比較するために、熱出力は変更せず、150MWeから165MWeへ電気出力を見直し）
・炉心燃料：U-Pu-Zr合金燃料、Zr含有率3領域単一Pu富化度炉心
・原子炉型式：タンク型炉
・冷却材循環方式：強制循環方式
・反応度制御方式：制御棒制御方式
・系統条件　1次ナトリウム温度：550℃/395℃、2次ナトリウム温度：520℃/335℃、給水/蒸気温度：240℃/498℃、蒸気圧力：17.2MPa（MOX燃料を使用した基幹電源と同一）

プラント概念の主要仕様を表7.4.1.21、原子炉容器の構造図、プラント系統概念図、建屋配置図を図7.4.1.23～25に示す。以下では概要のみを示すこととし、系統機器の具体的な検討は(5)項「代表プラント概念」に記載した。

原子炉容器内への環状型IHXおよび電磁ポンプの直列配置や、回転プラグを削除したUIS引抜きによる燃料交換システムの採用により軸長は若干増加するが、20年の長寿命炉心であるにもかかわらず、小型の原子炉容器（φ5.32m×h25.2m）を構築した。

SGは蒸気圧力の増加に対して、ナトリウム冷却中型炉で検討した直管型密着2重管SGを採用し、原子炉容器と1系統の2次ナトリウム配管で接続した。

崩壊熱除去系について、RVACSでは単独で必要な除熱量を確保できないことに加えて、原子炉容器が高温となり、熱膨張するため、安全上、制御棒軸伸び反応度を有効活用できないことや、金属燃料の溶融挙動が不明確で、許認可上、原子炉容器に近接する格納容器への影響を否定できないなどの短所を有している。よって、RVACSを使用せずに、PRACS×2系統＋IRACSの組み合せ方式（自然循環）を採用した。

また、高温小径化炉心（冷却材ボイド反応度8$の炉心）に対応したプラント概念では、更なる原子炉容器の小型化（φ4.85m×h26.45m）が可能で、原子炉容器内の物量を約9%低減できる見通しである。

(5) 代表プラント概念

実用化戦略調査研究で検討したプラント概念の特徴を表7.4.1.22に示す。炉心燃料設計と合せて、(4)項「更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ－3)」に記載した150MWe級（165MWe）制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント（高温化炉心）を中間まとめの代表プラント概念に選定

した。

上記のプラント概念では、ナトリウム冷却小型炉の魅力を追求するため、長寿命炉心の採用や、炉心出口温度の高温化以外に、フェーズⅡ－2から以下の設計変更を行った。

・経済性および安全性の追求：炉心の小型化に有効な冷却材ボイド反応度制限の緩和に対して、ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度の利用や、電磁ポンプ流量半減時間の延長により、ATWS 発生時にもSASS 挿入に期待しなくても高温整定を目指す。
・長尺な原子炉容器の課題克服：制御棒挿入性や、燃料取扱性など長尺な原子炉容器の技術課題を摘出し、課題解決を図る。
・検証の容易な固有安全特性の利用：制御棒軸伸び反応度について、原子炉容器の長尺化以外に、UIS 構造の工夫や、RVACS を使用しない崩壊熱除去系構成の見直しにより、有効利用可能なようにする。
・ISI 方針への適合性：ナトリウム冷却中型炉の検討結果をもとに、低燃料交換頻度の小型炉概念に適合する ISI 方針を構築する。

また、系統機器の主要な検討結果は、以下のとおりである。

（ｉ）原子炉構造

図 7.4.1.23 に示したように､環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置や、UIS 引抜き方式の採用により、φ5.32m×h25.2m の小型の原子炉容器を構築した。

原子炉容器壁近傍の構造図を図 7.4.1.26 に示す。RVACS を採用しない特徴を活用して、2 液面制御となるが、原子炉容器－IHX 外胴の隙間にアルゴンガスを封入することにより、IHX 胴フランジ位置を下げて、原子炉容器軸長を低減した。原子炉容器－IHX 外胴間のアルゴンガス空間は、締め切り状態で運用するが、万一、IHX 胴フランジからガスリークが発生した場合も、ナトリウム液面異常を検知することにより､IHX 胴フランジがナトリウムに浸漬する恐れはない。

炉心槽上方には、25 体の制御棒案内管などを支持するコラム型 UIS を設置した。(iii)項に記載するように、長尺の UIS（φ3.69m×h18m）を引抜いて、燃料交換を実施する。制御棒挿入性を担保するために、UIS の水平バッフル板（下端から 2 枚めのみ）を拡大して上部プレナム内筒により変位を制限した。また、水平バッフル板には、制御棒設置領域を中心に流路穴を拡大して、炉心からのナトリウムが主に制御棒案内管廻りを流れるように工夫することにより、炉心温度上昇時に制御棒駆動軸が短い応答時間で熱膨張するようにした。

炉心槽はタンク型炉の採用に伴い、圧力損失の低減に有効な縦方向リブ形状の炉心支持構造を採用した。また、20 年寿命に伴い、炉内の燃料インベントリは増加するが、フェーズⅡ－2 と同様に、炉心槽下方に 2 段のコアキ

ャッチャーを設置して、万一の炉心損傷時にも再臨界を防止可能な構造とした。

ISI について、設備が小型で、かつ、原子炉構造が簡素である特徴を活用して、20 年に 1 回の燃料交換時に、IHX および電磁ポンプを炉外に引抜き、検査が容易な状態で全炉内 ISI を行う。

現状、10 年に 1 回の頻度で標準検査を実施する必要があるが、以下の設計対応を取込むことにより、20 年に 1 回の炉内 ISI 頻度を許容する。

- 炉壁の低温化に伴い、原子炉容器の発生応力を低減する。
- 縦方向リブ形状の炉心支持方式の採用により、一部のリブ破損時にも炉心支持機能の喪失を防止する。また、炉心支持部の検査箇所を原子炉容器近傍に設置して、原子炉容器外面からの体積検査により構造健全性をある程度確認できるようにする。
- 原子炉容器外面からの体積検査が困難な炉心槽および炉心槽近傍の支持構造物について、UIS 変位を測定するなどの方法により大規模な変形のないことを確認する。

（ii）冷却系

図 7.4.1.24 に示したように、原子炉容器内に環状型 IHX と 1 次系電磁ポンプ、原子炉容器外に SG と 2 次系電磁ポンプなどを設置し、原子炉容器と SG は 1 系統の 2 次ナトリウム配管により接続した。

環状型 IHX の構造図を図 7.4.1.27 に示す。IHX は管内 1 次のシェルアンドチューブ直管型（φ21.7mm×L4.12m×4500 本）で、原子炉容器上部から2次ナトリウム流路を構成するコーン状支持構造物により吊り下げられる。IHX 伝熱面積が過大に増加しない範囲で、伝熱管長を低減した。

1 次系電磁ポンプは環状のシングルステータ ALIP 型で、IHX 下方に直列に 2 基設置した。電磁ポンプの内外側に、非接触構造シールを取り付けることにより、炉外取出しが可能な構造としている。電磁ポンプの電源構成を図 7.4.1.28 に示す。外部電源に対して、電磁ポンプとフライホイール付き同期モータを並列に設置した。外部電源喪失などの異常時には、上方のしゃ断器を開放して、同期モータの慣性力により電磁ポンプに電力を供給し、安全上必要な約 40 秒の流量半減時間を確保する。

SG の構造図を図 7.4.1.29 に示す。蒸気圧力の増加に伴い、ナトリウム冷却中型炉と同様に、直管型密着 2 重管 SG（φ19mm/φ16.2mm×L21.32m×2293 本、溝なし）を採用した。溝なし密着 2 重管は内外管の同時リークを想定しても、破損箇所が 0.12m 程度離れていれば、間隙部の圧力損失により 0.1g/sec 以下の水リーク率に限定可能な特徴を有している。要素技術開発や、安全ロジックの確立が必要であるが、この 2 重管の採用により、運転時の内外管リーク検知でなく、定期検査時の ISI により伝熱管の健全性を確保することにした。

（iii）燃料取扱系

原子炉容器の小型化に伴い、回転プラグがなく、かつ、炉心槽周囲に燃料受渡し位置を確保することが困難なため、UIS 引抜き後、燃料交換を行う方式を選定した。燃料取扱設備の概念図を図 7.4.1.30 に示す。使用済燃料は UIS 引抜き後、燃料交換機、炉内中継装置、燃料出入機を介して、キャスクに装荷し、サイト内の使用済燃料貯蔵建屋に移送する計画である。燃料取扱設備のうち、燃料交換機および炉内中継装置の構造図を図 7.4.1.31 に示す。

UIS は、専用キャスクに収納して引抜き、原子炉建屋外の貯蔵スペースに保管する。長尺・大重量の構造物（キャスクを含めて約 380ton）であるが、建屋外設置のクレーンにより吊り下げることが可能である。また、UIS 表面に最大 250kg のナトリウムが付着するが、アルゴンガスブローや、清浄なガス雰囲気で保管するなどの対応により、再装荷にも、ナトリウム純度や、制御棒作動性などにインパクトを与えないと考えられる。

（iv）プラント全体

プラント概念の主要仕様を表 7.4.1.21、建屋配置図を図 7.4.1.25 に示した。格納容器は RVACS の削除に伴い、トップドームおよびライナー張り矩形コンクリートにより構成する。長尺の原子炉容器に対して、岩盤内に炉容器室のみを埋込むとともに、UIS 引抜き時には、建屋を開放することにより、建屋高さを約 14.5m 低減し、約 24300m^3 の建屋体積を達成した。

表 7.4.1.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅠ）

	項　　目	自然循環炉心	強制炉心-1	強制炉心-2
基本条件・炉心構成	熱出力（MWt）	125	同左	同左
	電気出力（MWe）	50	同左	同左
	運転サイクル長さ（年）	30	同左	同左
	炉心型式	高富化度差 二領域均質炉心	高富化度差 二領域均質炉心	高富化度差 二領域均質炉心
	炉心高さ（cm）	100	150	90
	炉心等価直径（cm）	252	142	238
	燃料集合体数（体）　（内側／外側／径ブラ）	78(48/38/-)	18(6/12/-)	78(48/38/-)
	制御棒(炉停止棒）本数（本）	7	1	7
炉心燃料仕様	燃料材料	３元合金燃料	３元合金燃料	３元合金燃料
	燃料ピン外径（mm）	15	15	15
	被覆管肉厚（mm）	0.8	0.9	0.8
	燃料スミヤ密度（%TD）	75	75	75
	燃料ピンピッチ／燃料ピン外径（P/D）	1.13	1.09	1.07
	集合体当たり燃料ピン本数（本）	217	331	217
	ラッパ管肉厚（mm）	2	2	2
	集合体配列ピッチ（mm）	260	308	246
炉心主要特性	Pu 富化度（wt%）（内側炉心／外側炉心）*1	11.5/17.0	8.1/16.3	9.3/18.4
	炉心部取出平均燃焼度（GWd/t）	58	87	60
	燃焼反応度（%⊿/kk’）	0.4	0.9	0.5
	最大線出力密度（W/cm）	150	250	167
	炉心部平均出力密度（W/cc）（平衡中期）	25	53	31
	ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$ n/cm^{2}sec）	0.3	0.5	0.3
	ピーク高速中性子フルエンス（$\times 10^{23}$ n/cm^2）	3	4	3
	増殖比（平衡中期）	1.01	0.98	1.04
	炉心部ドップラ係数（$\times 10^{-3}$ Tdk/dT）	-5	-3.8	-3.9
	炉心ナトリウムボイド反応度（$）（上部プレナム含）	3.7	4.7	1.9

*1)Pu 組成比：^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu = 66/27/2/5

表 7.4.1.2　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅠ）

	事象	自然循環炉心	強制循環炉心-1	強制循環炉心-2
想定事象（ATWS）	ATWS-ULOF	原理的排除	外部電源喪失により EMP2 基フローコーストダウンあり＋スクラム失敗	同左
	ATWS-ULOHS	SG 除熱機能瞬時喪失、30 分後 PRACS 起動	同左	同左
	ATWS-UTOP	出力制御棒 1 本の引き抜き	反射体 3 セグメントの引き抜き	出力制御棒 1 本の引き抜き
想定事象（AWS）	AWS-ULOF	原理的排除	EMP1 基瞬時停止＋EMP1 基フローコーストダウンあり＋スクラム失敗	同左
	AWS-UTOP	出力制御棒 1 本の引き抜き＋径方向膨張効果無し ＋高反応度挿入率：3¢/sec	反射体 3 セグメントの引き抜き＋径方向膨張効果無し ＋高反応度挿入率：3¢/sec 又は、反射体 6 セグメントの仮想的な連動操作	出力制御棒 1 本の引き抜き＋径方向膨張効果無し ＋高反応度挿入率：3¢/sec
安全性達成条件		ホットチャンネルの冷却材バルク温度：900℃以下 燃料ペレット中心最高温度：1000℃以下 ホットプレナム温度：　650℃以下(炉容器の健全性の観点から設定)		
解析結果・考察（ATWS）	ATWS-ULOF	原理的排除	成立の見通し AWS-ULOF に包絡される	成立の見通し AWS-ULOF に包絡される
	ATWS-ULOHS	成立の見通し	成立の見通し AWS-ULOF に包絡される	成立の見通し AWS-ULOF に包絡される
	ATWS-UTOP	成立の見通し AWS-UTOP に包絡される	成立の見通し 径方向膨張ありの場合、印加反応度 20¢以下で成立の見通し	成立の見通し AWS-UTOP に包絡される
解析結果・考察（AWS）	AWS-ULOF	原理的排除	径方向膨張を考慮する場合、流量半減時間 14 秒で成立の見通し 径方向膨張を考慮なしで、200 秒間 40%流量保持により成立の見通し	径方向膨張を考慮なしで、流量半減時間 24 秒で成立の見通し
	AWS-UTOP	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 20¢以下で成立の見通し	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 10¢以下で成立の見通し 6 本の連動操作は燃焼制御装置で行われるため反応度挿入率は極めて小さく、対応可能。	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 17¢以下で成立の見通し
受動安全性強化の達成 （AWS 時の CDA 回避可能性）		達成見通しあり ATWS は SASS 無しで整定 LOF 型事象を原理的に排除。 出力制御用粗調整棒の価値は 20¢以下に設定されており、径方向膨張無しでも UTOP 時安全条件を満足。	達成見通しあり ATWS は SASS 無しで整定 200 秒間 40%流量保持できれば、径方向膨張を考慮なしで、ULOF 時安全条件を満足。 反射体制御のため、誤引き抜き時の投入反応度は負であり、径方向膨張を考慮なしで、UTOP 時安全条件を満足。	達成見通しあり ATWS は SASS 無しで整定 流量半減時間を 24 秒以上とすることにより、ポンプ 1 基瞬停、径方向膨張を考慮なしで、ULOF 時安全条件を満足。 出力制御棒の価値は 17¢/本以下に設定されており、径方向膨張を考慮なしで、UTOP 時安全条件を満足。

表 7.4.1.3　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ-1）

	項　　目	反射体制御・循環炉心 （4%伸び考慮）	同左 （4%伸び未考慮）
基本条件・炉心構成	熱出力（MWt）	375	同左
	電気出力（MWe）	150	同左
	運転サイクル長さ（年）	10	同左
	炉心型式	回字型炉心	同左
	炉心高さ（cm）	83.2	80
	炉心等価直径（cm）（炉心／径ブラ）	214	同左
	遮蔽体外接円径（cm）	276	同左
	燃料集合体数（体）　（内側／外側／径ブラ）	84(54/30/-)	同左
	制御棒(炉停止棒)本数（本）	1	同左
炉心燃料仕様	燃料形態	３元合金燃料	３元合金燃料
	燃料ピン外径（mm）	9.5	同左
	被覆管肉厚（mm）	0.6	同左
	燃料スミヤ密度（%TD）	75	同左
	燃料ピンピッチ／燃料ピン外径（P/D）	1.12	同左
	集合体当たり燃料ピン本数（本）	397	同左
	ラッパ管肉厚（mm）	2	同左
	集合体配列ピッチ（mm）	221	同左
炉心主要特性	Pu 富化度（wt%）（内側炉心／外側炉心）*1	10.1/18.0	10.0/17.7
	炉心部取出平均燃焼度（GWd/t）	80	同左
	燃焼反応度（%⊿/kk’）	1.7	1.2
	最大線出力密度（W/cm）	279	250
	炉心部平均出力密度（W/cc）（平衡中期）	125	130
	ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$ n/cm^{2}sec）	－	－
	ピーク高速中性子フルエンス（$\times 10^{23}$ n/cm^2）	－	－
	増殖比（平衡中期）	0.92	同左
	炉心部ドップラ係数（$\times 10^{-3}$ Tdk/dT）	-3.9	同左
	炉心ナトリウムボイド反応度（$）（上部プレナム含）	1.5	同左

*1)Pu 組成比：^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu = 66/27/2/5

表 7.4.1.4　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅡ-1）

	事象	反射体制御・強制循環炉心
想定事象 (ATWS)	ATWS- ULOF	外部電源喪失により EMP2 基フローコーストダウンあり＋スクラム失敗
	ATWS-ULOHS	SG 除熱機能瞬時喪失、30 分後 PRACS 起動
	ATWS- UTOP	反射体 3 セグメントの引き抜き
安全性達成条件		ホットチャンネルの冷却材バルク温度：900℃以下 燃料ペレット中心最高温度：1000℃以下 ホットプレナム温度：　650℃以下(炉容器の健全性の観点から設定)
解析結果・考察 (ATWS)	ATWS- ULOF	径方向膨張を考慮なしで、流量半減時間 20 秒で成立。電磁ポンプのフローダウンの工夫により、流量半減時間 15 秒で成立の見通し。
	ATWS-ULOHS	成立の見通し
	ATWS- UTOP	径方向膨張を考慮なしで､印加反応度 15￠で成立の見通し。
受動安全性強化の達成		達成見通しあり ATWS は SASS 無しで整定

*ATWS：異常な過渡変化＋スクラム失敗

表 7.4.1.5　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ-2）

	項　　目	150MWe 反射体制御 強制循環炉心	150MWe 制御棒制御 強制循環炉心	150MWe 制御棒制御 自然循環炉心	50MWe 制御棒制御 強制循環炉心
基本条件・炉心構成	熱出力（MWt）	395	同左	同左	132
	電気出力（MWe）	150	同左	同左	50
	運転サイクル長さ（年）	10	同左	同左	同左
	炉心型式	回字型炉心	二領域均質炉心	二領域均質炉心	二領域均質炉心
	炉心高さ（cm）	62	60	83	73
	炉心等価直径（cm）（炉心／径ブラ）	330	同左	378	214
	燃料集合体数（体） （内側／外側／径ブラ）	321(213/108/-)	312(204/108/-)	318(156/162/-)	123(87/36/-)
	制御棒(炉停止棒)本数（本）	4	13	同左	4
炉心燃料仕様	燃料形態	３元合金燃料	３元合金燃料	３元合金燃料	３元合金燃料
	燃料ピン外径（mm）	8.5	同左	同左	同左
	被覆管肉厚（mm）	0.5	同左	同左	同左
	燃料スミヤ密度（%TD）	75	同左	同左	同左
	燃料ピンピッチ／燃料ピン外径（P/D）	1.08	同左	1.22	1.13
	集合体当たり燃料ピン本数（本）	331	同左	同左	同左
	ラッパ管肉厚（mm）	2	同左	2.3	2.1
	集合体配列ピッチ（mm）	174	同左	197	181
炉心主要特性	Pu 富化度（wt%）（内側炉心／外側炉心）*1	11.4/16.6	12.3/15.7	11.9/14.5	12.7/18.1
	炉心部取出平均燃焼度（GWd/t）	48	51	36	35
	燃焼反応度（%Δk/kk’）	0.32	1.04	0.15	1.32
	最大線出力密度（W/cm）	96	－	－	55
	炉心部平均出力密度（W/cc）（平衡中期）	76	64	42	50
	ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$ n/cm^{2}sec）	1.0	1.0	0.6	0.67
	ピーク高速中性子フルエンス （$\times 10^{23}$ n/cm^2）	3.1	3.1	1.9	2.1
	増殖比（平衡中期）	1.04	1.00	1.01	0.96
	炉心部ドップラ係数（$\times 10^{-3}$ Tdk/dT）	-3.9	－	－	-4.3
	炉心ナトリウムボイド反応度（$） （上部プレナム含）	1.6	1.2	8	1.4

*1)Pu 組成比：^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu = 66/27/2/5

表 7.4.1.6　ナトリウム冷却小型炉　安全解析のまとめ（フェーズⅡ-2）

	事象*	150MWe 反射体制御 強制循環炉心	150MWe 制御棒制御 強制循環炉心	150MWe 制御棒制御 自然循環炉心
想定事象 (ATWS)	ATWS-ULOF	外部電源喪失により EMP2 基フローコーストダウンあり＋スクラム失敗	同左	原理的排除
	ATWS-ULOHS	SG 除熱機能瞬時喪失、30 分後 PRACS 起動	同左	同左
	ATWS-UTOP	反射体 3 セグメントの引き抜き	出力制御棒 1 本の引き抜き	同左
安全性達成条件		ホットチャンネルの冷却材バルク温度：900℃以下 燃料ペレット中心最高温度：1000℃以下 ホットプレナム温度：　650℃以下(炉容器の健全性の観点から設定)		
解析結果・ 考察 (ATWS)	ATWS-ULOF	径方向膨張を考慮なしで、流量半減時間 15 秒で成立の見通し。 反応度係数の不確かさ、各種膨張反応度、流量半減時間に対する感度解析実施	径方向膨張を考慮なしで、流量半減時間 15 秒で成立の見通し。	未実施
	ATWS-ULOHS	成立の見通し。	成立の見通し。 但し、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制する設計方策が必要	成立の見通し。 感度解析実施。
	ATWS-UTOP	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 15￠で成立。 反応度係数の不確かさ、各種膨張反応度、反応度挿入量、反応度挿入率、出力歪に対する感度解析を実施	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 40￠で成立の見通し。 但し、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制する設計方策が必要	径方向膨張を考慮なしで、印加反応度 40￠で成立の見通し。 感度解析実施。
受動安全性強化の達成		達成見通しあり ATWS は SASS 無しで整定	同左	同左

ATWS：異常な過渡変化＋スクラム失敗

＊50MWe・制御棒制御・強制循環炉心の安全解析は未実施

表 7.4.1.7　ナトリウム冷却小型炉　炉心主要目（フェーズⅡ-3）

項目		高温化炉心	高温小径化炉心
基本仕様	原子炉出力	395 MWt (165 MWe)	←
	炉心形式	Zr 密度 3 領域単一 Pu 富化度均質炉心	←
	運転サイクル長さ	20 年 (7300 日)	←
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/一バッチ	←
	炉心高さ	127 cm	164 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/0 cm	←
	炉心等価直径	293 cm	260 cm
	遮へい体外接円径	約 390cm	約 334cm
炉心燃料仕様	燃料形態	３元合金燃料	←
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼	←
	燃料ピン外径	15 mm	←
	被覆管肉厚	0.89 mm	←
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 /一/一 %TD	←
	ワイア径	0.95 mm	1.36 mm
	集合体当たり燃料ピン本数	91 本	61 本
炉心主要特性	Pu 富化度 (3 領域一定)*1 、 Zr 含有率 (内側／中間／外側)	13.3 wt.% 18.2／14.3／10.0 wt.%	13.3 wt.% 18.2／14.3／10.0 wt.%
	取出平均燃焼度 (炉心部/全炉心*2)	77 /77 GWd/t	80/ 80 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'	1.5 %Δk/kk'
	増殖比 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/全体)	1.06/一/一/	1.07/一/一/
	最大線出力 (内側／中間／外側)	220/212/202 W/cm	253/244/214 W/cm
	炉心平均出力密度	46.2W/cm^3	45.5W/cm^3
	最大高速中性子照射量*3	4.9×10^{23} n/cm^2	5.5×10^{23} n/cm^2
	ドップラ係数 [Tdk/dT] (平衡末期)*4	-3.7×10^{-3}	-3.8×10^{-3}
	炉心部ボイド反応度 (平衡末期)*4	6.1 $*5	7.9 $*5

*1：Pu/(HM)、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、

*4：集合体内非均質効果考慮、ボイド反応度は上部ガスプレナム部を含むと、6$炉心と 8$炉心は夫々5.8 $と 7.7 $、

*5：実効遅発中性子割合 β=0.00342(6$炉心)、0.00338(8$炉心)

表 7.4.1.8　ナトリウム冷却小型炉 炉心設計結果のまとめ

実用化戦略	フェーズⅠ			フェーズⅡ						
検討年度	平成12年度			平成13年度 （フェーズⅡ-1）	平成14年度（フェーズⅡ-2）				平成15年度（フェーズⅡ-3）	
年度目標と 設計のねらい	・高速炉の特性を活かした小型炉概念のポテンシャル提示 （超長寿命・固有安全性）			・経済性を高めた概念提示	・フェーズII中間まとめに必要な特性・設計データ取得 （各種概念の比較）				・有望概念絞込みと具体化像提示	
炉心名 （主な特徴）	炉心1 （50MWe級 30年寿命 自然循環）	炉心2 （50MWe級 30年寿命 反射体制御）	炉心3 （50MWe級 30年寿命 強制循環）	炉心4 （150MWe級 10年寿命 反射体制御）	炉心5 （150MWe級 反射体制御 （φ8.5）	炉心6 （150MWe級 強制循環 （φ8.5）	炉心7 （150MWe級 自然循環 （φ8.5）	炉心8 （50MWe級 強制循環 （φ8.5）	炉心9 （150MWe級 20年寿命 高温化）	炉心10 （150MWe級 20年寿命 高温小径化）
設計条件										
・寿命	30年以上	←	←	10年以上	←	←	←	←	20年以上	←
・燃料ピン径	15mm以下	←	←	10mm以下	8.5mm以下	←	←	←	15mm以下	←
・ボイド反応度	8～10$以下	←	←	2$以下	←	←	8$以下	2$以下	～6$	8$以下
・炉心部圧損	≦0.001MPa	≦0.05MPa	←	≦0.075MPa	←	←	≦0.001MPa	≦0.075MPa	←	←
・炉心出口温度	510℃	←	←	←	←	←	515℃	510℃	550℃	←
熱出力	125MWt	←	←	375MWt	395MWt	←	←	125MWt	395MWt	←
制御方式	制御棒制御	反射体制御 （停止棒有）	制御棒制御	反射体制御 （停止棒有）	反射体制御 （停止棒有）	制御棒制御	←	←	←	←
冷却方式	自然循環	強制循環 （低圧損）	←	←	←	強制循環 （低圧損）	自然循環	強制循環 （低圧損）	←	←
運転サイクル長さ	30年 （1バッチ）	←	←	10年 （1バッチ）	←	←	←	←	20年 （1バッチ）	←
炉心型式	高富化度差 2領域均質炉心	←	←	高富化度差 回字型炉心	高富化度差 2領域均質炉心	←	←	←	Zr含有率3領域単一 Pu富化度均質炉心	←
燃料ピン径	15mm	←	←	9.5mm	8.5mm	←	←	←	15mm	15mm
炉心高さ	100cm	150cm	90cm	80cm	62cm	60cm	83cm	73cm	127cm	164cm
炉心等価直径	252cm	142cm	238cm	214cm	330cm	330cm	378cm	214cm	293cm	260cm
炉心部ボイド反応度*	3.7$	4.7$	1.9$	1.5$	1.6$	1.2$	8$	1.4$	6.1$	7.9$
燃焼反応度	0.4%Δk/kk'	0.9%Δk/kk'	0.5%Δk/kk'	1.2%Δk/kk'	0.3%Δk/kk'	1.0%Δk/kk'	0.2%Δk/kk'	1.3%Δk/kk'	1.2%Δk/kk'	1.5%Δk/kk'
取出平均燃焼度	58GWd/t	87GWd/t	60GWd/t	80GWd/t	48GWd/t	51GWd/t	36GWd/t	35GWd/t	77GWd/t	80GWd/t
主要成果	・いずれも安全性・寿命の目標を満足 ・プラント建設コスト高 →　次フェーズより高出力化の検討			・プラント建設コスト目標達成の見通し ・反射体制御は課題多	・各種概念の利害得失の比較 ・炉心6[150MWe級・強制循環・制御棒制御] が有望概念候補				・基準炉心絞込、具体化及び課題摘出 （多目的利用のため出口温度高温化） ・炉心9を代表炉心に選定	

＊ 炉心1～8：上部ガスプレナム部含む　　炉心9、10において上部ガスプレナム部含むと各々5.8$、7.7$

表 7.4.1.9　ナトリウム冷却小型炉　高温化炉心の３次元体系によるサーベイ計算結果（フェーズⅡ-3）

項目	ケース１	ケース２	ケース３	ケース４	ケース５	ケース６	ケース７
バンドル内ピン本数（本）	127	127	91	91	61	61	61
Pu富化度（wt%）	13.0	13.1	13.9	13.3	13.4	13.4	13.4
炉心部ボイド反応度（$）	6.0	6.0	6.0	6.2	6.2	6.2	6.4
炉心圧損(kg/cm2)	0.74	0.57	0.53	0.55	0.58	0.58	0.66
燃焼反応度（Δk/kk’）	1.6	1.3	2.0	1.2	1.1	1.1	1.3
燃料体積率（%）	38.9	38.9	37.7	37.7	36.2	36.2	36.2
集合体ピッチ（mm）	197	197	169	169	142	142	142
集合体数（内側/中間/外側）	34/39/84	30/48/102	66/66/114	66/66/114	78/90/192	78/90/192	78/90/192
制御棒体数（体）	12	19	25	25	31	37	37
炉心高さ(cm)	122	115	121	127	131	133	143
炉心等価直径(cm)	269	292	293	293	294	296	285
制御棒収支の成立性*	×	△	○	○	○	○	○
制御棒寿命の成立性*	×	×	△	△	○	○	○

＊ ○：成立　△：成立見通し（詳細評価の確認必要）　×：不成立

表 7.4.1.10　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	395 MWt
	電気出力	165 MWe
	炉心型式	Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度均質炉心
	運転サイクル長さ	20 年 (7300 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/一バッチ
	炉心高さ	127 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/0 cm
	炉心等価直径	293 cm
	遮へい体外接円径	約 390cm
	炉心燃料集合体数 (内側/中間/外側/合計)	66 /66 /114/ 246 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 7 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体) (ZrH 遮へい体)	60 体 (1 層) 66 体 (1 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	３元合金燃料
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	15 mm
	被覆管肉厚	0.89 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 /一/一 %TD
	ワイア径	0.95 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.07
	集合体当たり燃料ピン本数	91 本
	ラッパ管外対面間距離	165.6 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	169.4 mm
炉心主要特性	Pu 富化度 (3 領域一定)*1 、 Zr 含有率 (内側／中間／外側)	13.3 wt.% 18.2／14.3／10.0 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	77 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	77 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'
	最大線出力	212 W/cm
	炉心平均出力密度	46.2W/cm^3
	最大高速中性子束*3	0.77×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	4.9×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.06
	ドップラ係数[Tdk/dT]*4 (平衡末期)	-3.7×10^{-3}
	炉心部ボイド反応度*4 (平衡末期)	6.1 $*5

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E ＞ 0.1 MeV、
*4：集合体内非均質効果考慮、ボイド反応度は上部ガスプレナム部を含むと 5.8 $、
*5：実効遅発中性子割合 β=0.00342

表 7.4.1.11　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要な燃料仕様

項目			仕様
			炉心（内側、中間、外側）
燃料要素	燃料形態		Pu-U-Zr
	被覆管材料		ODS 鋼
	被覆管外径 (mm)		15.0
	被覆管内径 (mm)		13.22
	被覆管肉厚 (mm)		0.89
	燃料要素全長 (mm)		2640
	燃料スタック長 (mm)		1270
	ガスプレナム長さ(上/下) (mm)		1270/0
	ボンド材		Na
	燃料スミア密度 (%TD)		75
集合体	集合体全長 (mm)		4890*
	燃料ピン本数（本）（合計）		91
	燃料ピン配列ピッチ (mm)		16.0
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)		1.07
	ラッパ管材料		PNC-FMS 鋼
	ラッパ管外対面間距離 (mm)		165.6
	ラッパ管内対面間距離 (mm)		155.6
	ラッパ管肉厚 (mm)		5.0
	ラッパ管間ギャップ (mm)		3.8
	集合体配列ピッチ (mm)		169.4
	ワイヤ径 (mm)		0.95
	ワイヤ巻き付けピッチ (mm)		200.0
	体積比 (%)	燃料（実効）	50.3 (37.7)
		構造材	25.6
		冷却材	24.1

*上部遮へい体（ハンドリングヘッド含む）750mm、下部遮へい体 1150mm
エントランスノズル 350mm を想定

表 7.4.1.12　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要な炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長さ	20 年 (7300 日)
燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/ー バッチ
Pu 富化度 (3 領域一定)*1 、 Zr 含有率 (内側／中間／外側)	13.3 wt.% 18.2／14.3／10.0 wt.%
取出平均燃焼度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	77 /ー/ー GWd/t
全炉心取出平均燃焼度*2	77GWd/t
燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'
増殖比 (全体) (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1.06 1.06/ー/ー
炉心平均比出力	10.5kW/kg-HM
最大線出力 (内側／中間／外側)	220/212/202W/cm
炉心平均出力密度	46.2W/cm^3
出力分担率 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/ー/ー
最大高速中性子束*3	0.77×10^{15} n/cm^2 s
最大高速中性子照射量*3	4.9×10^{23} n/cm^2
装荷時重金属インベントリ (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	37.4/ー/ーt
ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/炉心重金属重量比	ー
装荷時核分裂性 Pu 重量 (出力当たり)	20.3t/GWe
ボイド反応度*4 (平衡末期)	6.1 $*5
ドップラ係数[Tdk/dT]*4 (平衡末期)	-3.7×10^{-3}

*1：Pu/(HM)
*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度
*3：E > 0.1 MeV
*4：集合体内非均質効果考慮
*5：実効遅発中性子割合 β=0.00342

表 7.4.1.13　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の制御反応度収支　（単位：％Δk/kk’）

項目	主炉停止系（ワンロッドスタック）	後備炉停止系	
		ワンロッドスタック	全数挿入
(1)計画余剰反応度	2.0	0.3	0.4
a.出力補償*1	(0.4)	(0.3)	(0.4)
b.燃焼補償*2	(1.4)	-	-
c.運転余裕	(0.2)	-	-
(2)余剰反応度の不確かさ(2σ)	0.5	0.1	0.1
a.臨界性予測誤差	(0)	-	-
b.出力補償予測誤差	(0.09)	(0.06)	(0.09)
c.燃料製作公差*3	(0.38)	-	-
d.燃料交換余裕	-	-	-
(3)事故時投入反応度	-	0.3	0.3
(4)必要制御反応度[(1)+(2)+(3)]	2.5	0.7	0.8
(5)制御棒価値	5.5	2.0	2.7
(6)反応度停止余裕[(5)−(4)]	3.0	1.3	1.9

*1:　平成14年度「高温出口温度対応金属燃料Na冷却中型炉心」の解析に基づき暫定
*2:　燃焼反応度不確かさ(0.2%Δk/kk')　および　燃料照射による軸方向伸長(7%ΔL/L)　の影響を考慮
*3:　金属燃料・Pu富化度製造公差(±1wt%HM＝3σ相当)から、Pu富化度(+0.66wt%HM＝2σ相当)時の反応度増加から導出

表 7.4.1.14　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（フェーズⅠ）

項目			制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント	反射体制御・強制循環方式ループ型プラント
基本仕様	型式		タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次系簡素化）
	出力		50MWe/125MWt	同左
	系統条件	1次Na温度	510℃/355℃	同左
		2次Na温度	475℃/310℃	同左（鉛ビスマス）
		蒸気条件	453℃、10.5MPa	同左
		給水温度	210℃	同左
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差2領域（径方向2領域均質炉心）	同左
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-10%Zr）	同左
	燃焼期間		30年（1バッチ）	同左
	取出平均燃焼度		58GWd/t	87GWd/t
原子炉停止系	型式		制御棒（7本）	反射体（6分割）＋制御棒（1本）
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、円筒胴型	同左
	原子炉容器形状		φ4.0m×h18.2m（原子炉容器下端からルーフデッキ上面まで）	φ3.34m×h17.5m（原子炉容器下端からルーフデッキ上面まで）
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド	同左
	炉心上部機構		コラム型	同左
	再臨界防止対応		（コアキャッチャー設置せず）	同左
1次主冷却系	冷却方式		自然循環方式	強制循環方式
	IHX	型式	環状縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）	ヘリカルコイル型（管内1次）
		基数	1基	1基（IHX-SG一体）
		交換熱量	125MWt	125MWt
		伝熱面積	470m^2	747m^2
	1次主循環ポンプ	型式	（完全自然循環、起動電磁ポンプ有り）	ALIP（ダブルステータ、炉内設置）
		基数		1基
		流量		48m^3/min
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管	ヘリカルコイル型
		基数	1基	1基（IHX-SG一体）
		交換熱量	125MWt	125MWt
		伝熱面積	665m^2	580m^2
	2次主循環ポンプ	型式	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）	SG内蔵リフトポンプ
		基数	1基	1基
		流量	40m^3/min	30m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS＋RVACS	同左
	冷却方式		自然循環方式	同左
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式	同左
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル	上部建屋矩形ライナー＋ガードベッセル
免震	型式		3次元免震	同左
プラント寿命			40年以上	同左

表 7.4.1.15　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念の主要仕様
（フェーズⅡ-1）

項目			反射体制御・強制循環方式タンク型プラント	反射体制御・強制循環方式ループ型炉
基本仕様	型式		タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次Na系有り）
	出力		150MWe/375MWt	同左
	系統条件	1次Na温度	510℃/355℃	同左
		2次Na温度	475℃/310℃	同左
		蒸気条件	453℃、10.5MPa	同左
		給水温度	210℃	同左
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差2領域（回字型炉心）	同左
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-10%Zr）	同左
	燃焼期間		10年（1バッチ）	同左
	取出平均燃焼度		80GWd/t	同左
原子炉停止系	型式		反射体（8分割）＋制御棒（1本）	同左
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、円筒胴型	同左
	原子炉容器形状		φ4.0m×h22.0m（原子炉容器下端からルーフデッキ上面まで）	φ4.0m×h18.8m（原子炉容器下端からルーフデッキ上面まで）
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド	同左
	炉心上部機構		コラム型	同左
	再臨界防止対応		（コアキャッチャー設置せず）	同左
1次主冷却系	冷却方式		強制循環方式	同左
	IHX	型式	環状縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）	縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）
		基数	1基	1基（冷却系容器内）
		交換熱量	375MWt	同左
		伝熱面積	1050m^2	1080m^2
	1次主循環ポンプ	型式	ALIP（シングルステータ、炉内設置）	ALIP（ダブルステータ）
		基数	2基（直列配置）	同左
		流量	132m^3/min	同左
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管	同左
		基数	1基	1基（冷却系容器内）
		交換熱量	375MWt	同左
		伝熱面積	1985m^2	1990m^2
	2次主循環ポンプ	型式	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）	ALIP（ダブルステータ、冷却系容器内）
		基数	1基	同左
		流量	123m^3/min	130m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS×2系統＋RVACS	同左
	冷却方式		自然循環方式	同左
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式	同左
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル	同左
免震	型式		3次元免震	同左
プラント寿命			60年	同左

表 7.4.1.16　ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系構成

ｹｰｽ1 ： 1×PRACS＋RVACS			PRACS[1)]		RVACS[1)]	備考
Ⅱ	Ⅱ-1	外電喪失	○		○	
Ⅲ	Ⅲ-1	外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	△		○	
Ⅳ	Ⅳ-1	PRACS1系統機能喪失＋外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×		△	
	Ⅳ-2	PRACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋RVACSﾀﾞﾝﾊﾟ2基誤動作	×		△	RVACSﾀﾞﾝﾊﾟ2基の誤動作でも、空気系を2重化してRVACSの除熱性を確保する(ﾀﾞﾝﾊﾟ2基/系統×空気系2系統)などの設計対応必要。崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い
	Ⅳ-3	RVACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋PRACS1系統機能喪失＋RVACSﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×		△	RVACSがﾒﾝﾃﾅﾝｽ中にﾀﾞﾝﾊﾟ1基の誤動作が発生しても、RVACS単独で除熱性を確保できること。崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い

ｹｰｽ2 ： 2×PRACS＋RVACS(ﾀﾞﾝﾊﾟ2重)			PRACS A系[1)]	PRACS B系[1)]	RVACS[1)]	備考
Ⅱ	Ⅱ-1	外電喪失	○	○	○	
Ⅲ	Ⅲ-1	外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	△	○	○	
Ⅳ	Ⅳ-1	PRACS1系統機能喪失＋外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	△	○	
	Ⅳ-2	PRACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋PRACS1系統機能失敗＋RVACSﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	×	△	崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い
	Ⅳ-3	RVACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋PRACS1系統機能喪失＋PRACSﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	△	×	崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い

ｹｰｽ3 ： 2×PRACS＋RVACS(ﾀﾞﾝﾊﾟ1重)			PRACS A系[1)]	PRACS B系[1)]	RVACS[1)]	備考
Ⅱ	Ⅱ-1	外電喪失	○	○	○	
Ⅲ	Ⅲ-1	外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	△	○	○	
Ⅳ	Ⅳ-1	PRACS1系統機能喪失＋外電喪失＋ﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	×	○	
	Ⅳ-2	PRACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋PRACS1系統機能失敗＋RVACSﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	×	△*	崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い(*:RVACSはﾀﾞﾝﾊﾟ2重化が必要)
	Ⅳ-3	RVACSﾒﾝﾃﾅﾝｽ中＋PRACS1系統機能喪失＋PRACSﾀﾞﾝﾊﾟ1基誤動作	×	×	△**	崩壊熱ﾚﾍﾞﾙが低下していることを考慮しても良い(**:RVACSはﾒﾝﾃﾅﾝｽ中でも異常時に使用可能とできることが必要)

注1)記号の意味は以下のとおりである。 ○:使用可能、△:条件付きで使用可能、×:使用不可

表 7.4.1.17　確保すべき反射体と内外側ガイドの隙間（反射体の径方向隙間）

項目			反射体と内外側ガイドの隙間（mm）		備考
			炉心中心側	原子炉容器側	
製作・据付誤差	反射体と内外側ガイドの芯ずれ	反射体駆動軸と炉上部プラグ中心間の公差	0.20	0.00	・機械仕上げで±0.2mmの精度可能
		炉上部プラグと炉心支持板中心間の公差	1.00	0.00	
		炉心支持板と内外側ガイド中心間の公差	0.20	0.00	
		熱膨張評価誤差	1.00	0.00	・ノミナル値の20%、炉上部プラグの温度換算で100℃を想定（反射体と内外側ガイドは定格運転時に中心が一致するように、定格運転までの温度上昇より、5.2mmオフセット）
	反射体初期曲がり	反射体駆動軸	2.00	0.00	・φ0.3m×h8mの配管で初期曲がり1mm以下。反射体駆動軸長15mより外挿
		反射体本体	0.50	0.00	・上記データをもとに、反射体長4mより外挿
	内外側ガイド幅の公差		0.50	0.50	
	小計		5.40	0.50	
反射体の熱および照射変形	熱および照射変形（径方向）		3.00	2.50	・反射体の径方向温度差30℃の条件での解析結果
反射体の熱および照射膨張	熱膨張（径方向）		0.32	0.29	・反射体の熱膨張解析結果
	照射膨張（径方向）		0.40	0.40	・ピークスエリング温度(414℃)での照射ひずみ0.17%より算出
	小計		0.72	0.69	
内外側ガイドの熱および照射変形	熱変形		0.13	0.00	・内側ガイドの熱変形解析結果、熱ひずみ0.18%
	照射変形		0.13	0.00	・ピークスエリング温度(414℃)での照射ひずみ0.17%より算出
	小計		0.26	0.00	
合計			9.38	3.69	
設計値			10	6	

表 7.4.1.18　ナトリウム冷却小型炉冷却　反射体制御・強制循環方式タンク型プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ-2）

項目			内容
基本仕様	型式		タンク型炉
	出力		150MWe/395MWt
	系統条件	1次ナトリウム温度	510℃/375℃
		2次ナトリウム温度	475℃/320℃
		蒸気条件	453℃、10.5MPa
		給水温度	210℃
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差　径方向2領域均質炉心
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-10%Zr）
	燃焼期間		10年（1バッチ）
	取出平均燃焼度		48GWd/t
原子炉停止系	型式		反射体（6分割）＋制御棒（4本）
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、IHX/電磁ポンプオフセット配置
	原子炉容器形状		φ6.05m（下方）/φ7m（上方）×h23.7m
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド
	炉心上部機構		コラム型
	再臨界防止対応		コアキャッチャー設置
1次主冷却系	冷却方式		強制循環方式
	IHX	型式	縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	1005m^2
	1次主循環ポンプ	型式	ALIP（シングルステータ、炉内設置）
		基数	2基（直列）
		流量	165m^3/min
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	1875m^2
	2次主循環ポンプ	型式	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）
		基数	1基
		流量	140m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS×2系統＋RVACS
	冷却方式		自然循環方式
	PRACS　炉内熱交換器	型式	ヘリカルコイル型
		交換熱量	4.5MW×2系統
		伝熱面積	22m^2×2系統
	PRACS　空気冷却器	型式	ヘリカルコイル型2重管
		交換熱量	4.5MW×2系統
		伝熱面積	898m^2
	RVACS	型式	ガードベッセル外面空冷方式
		交換熱量	2.7MW
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル
免震	型式		3次元免震
プラント寿命			60年

表 7.4.1.19　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ-2）

項目			内容
基本仕様	型式		タンク型炉
	出力		150MWe/395MWt
	系統条件	1次ナトリウム温度	510℃/375℃
		2次ナトリウム温度	475℃/320℃
		蒸気条件	453℃、10.5MPa
		給水温度	210℃
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差 径方向2領域均質炉心
	燃料種類		金属燃料(U-Pu-10%Zr)
	燃焼期間		10年(1バッチ)
	取出平均燃焼度		51GWd/t
原子炉停止系	型式		制御棒(主炉停止系9本、後備炉停止系4本の合計13本)
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、IHX/電磁ポンプオフセット配置
	原子炉容器形状		φ5.56m(下方)/φ6.54m(上方)×h30.7m
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド
	炉心上部機構		コラム型
	再臨界防止対応		コアキャッチャー設置
1次主冷却系	冷却方式		強制循環方式
	IHX	型式	縦置シェルアンドチューブ直管型(管内1次)
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	1010m^2
	1次主循環ポンプ	型式	ALIP(シングルステータ、炉内設置)
		基数	2基(直列)
		流量	165m^3/min
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	2440m^2
	2次主循環ポンプ	型式	機械式ポンプ
		基数	1基
		流量	140m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS×2系統＋RVACS
	冷却方式		自然循環方式
	PRACS 炉内熱交換器	型式	ヘリカルコイル型
		交換熱量	4.5MW×2系統
		伝熱面積	20m^2×2系統
	PRACS 空気冷却器	型式	ヘリカルコイル型2重管
		交換熱量	4.5MW×2系統
	RVACS	型式	ガードベッセル外面空冷方式
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル
免震	型式		3次元免震
プラント寿命			60年

表 7.4.1.20　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ-2）

項目			内容
基本仕様	型式		タンク型炉
	出力		150MWe/395MWt
	系統条件	1次ナトリウム温度	515℃/365℃
		2次ナトリウム温度	475℃/320℃
		蒸気条件	453℃、10.5MPa
		給水温度	210℃
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差　径方向2領域均質炉心
	燃料種類		金属燃料(U-Pu-10%Zr)
	燃焼期間		10年(1バッチ)
	取出平均燃焼度		36GWd/t
原子炉停止系	型式		制御棒(主炉停止系9本、後備炉停止系4本の合計13本)
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、円筒胴型
	原子炉容器形状		φ6.66×h28.2m
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド
	炉心上部機構		コラム型
	再臨界防止対応		コアキャッチャー設置
1次主冷却系	冷却方式		自然循環方式
	IHX	型式	縦置シェルアンドチューブ直管型(管内1次)
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	1560m^2
	1次主循環ポンプ	型式	なし(自然循環方式の採用)
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	2440m^2
	2次主循環ポンプ	型式	機械式ポンプ
		基数	1基
		流量	140m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS×2系統＋RVACS
	冷却方式		自然循環方式
	PRACS　炉内熱交換器	型式	ヘリカルコイル型
		交換熱量	4.5MW×2系統
		伝熱面積	27m^2×2系統
	PRACS　空気冷却器	型式	ヘリカルコイル型2重管
		交換熱量	4.5MW×2系統
	RVACS	型式	ガードベッセル外面空冷方式
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル
免震	型式		3次元免震
プラント寿命			60年

表 7.4.1.21 ナトリウム冷却小型炉 制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ-3）

項目			内容
基本仕様	型式		タンク型炉
	出力		165MWe/395MWt
	系統条件	1次ナトリウム温度	550℃/395℃
		2次ナトリウム温度	520℃/335℃
		蒸気条件	498℃、17.2MPa
		給水温度	240℃
炉心燃料	炉心型式		Zr含有率3領域単一Pu富化度炉心
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-Zr）
	燃焼期間		20年（1バッチ）
	取出平均燃焼度		77GWd/t
原子炉停止系	型式		制御棒（主炉停止系18本、後備炉停止系7本の合計25本）
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、円筒胴型
	原子炉容器形状		φ5.32m×h25.35m
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材は常時コールド（RVACS使用せず）
	炉心上部機構		コラム型（上部プレナム内筒により変位制限）
	再臨界防止対応		コアキャッチャー設置
1次主冷却系	冷却方式		強制循環方式
	IHX	型式	縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	1260m^2
	1次主循環ポンプ	型式	ALIP（シングルステータ、炉内設置）
		基数	2基（直列）
		流量	141m^3/min
2次主冷却系	蒸気発生器	型式	直管密着2重管（溝なし）
		基数	1基
		交換熱量	395MWt
		伝熱面積	2919m^2
	2次主循環ポンプ	型式	ALIP（ダブルステータ、SG別置）
		基数	1基
		流量	115m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS×2系統＋IRACS
	冷却方式		自然循環方式
	PRACS 炉内熱交換器	型式	ヘリカルコイル型
		交換熱量	3MW×2系統
		伝熱面積	14m^2×2系統
	PRACS 空気冷却器	型式	ヘリカルコイル型2重管
		交換熱量	3MW×2系統
	IRACS SG内熱交換器	型式	ヘリカルコイル型
		交換熱量	3WM
	IRACS 空気冷却器	型式	ヘリカルコイル型2重管
		交換熱量	3MW
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式
格納容器	型式		トップドーム＋ライナー張り矩形コンクリート
免震	型式		3次元免震
プラント寿命			60年

表 7.4.1.22　ナトリウム冷却小型炉　プラント設計結果のまとめ

項目			長寿命・高安全性プラントの基礎検討（フェーズⅠ）		経済性改善の検討（フェーズⅡ-1）		冷却・制御方式等の比較検討（フェーズⅡ-2）			更なる魅力を追求したプラントの検討（フェーズⅡ-3）
			制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント	反射体制御・強制循環方式ループ型プラント	反射体制御・強制循環方式タンク型プラント	反射体制御・強制循環方式ループ型プラント	反射体制御・強制循環方式タンク型プラント	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント	制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント	制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント
基本仕様	型式		タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次系簡素化）	タンク型炉（2次Na系有り）	ループ型炉（2次Na系有り）	タンク型炉	タンク型炉	タンク型炉	タンク型炉
	出力		50MWe/125MWt	同左	150MWe/375MWt	同左	同左	同左	同左	165MWe/395MWt
	系統条件	1次Na温度	510℃/355℃	同左	同左	同左	510℃/375℃	同左	515℃/365℃	550℃/395℃
		2次Na温度	475℃/310℃	475℃/310℃（鉛ビスマス）	475℃/310℃	同左	475℃/320℃	同左	同左	520℃/335℃
		蒸気条件	453℃、10.5MPa	同左	同左	同左	同左	同左	同左	498℃、17.2MPa
		給水温度	210℃	同左	同左	同左	同左	同左	同左	240℃
炉心燃料	炉心型式		Pu高富化度差2領域（径方向2領域均質炉心）	同左	Pu高富化度差2領域（回字型炉心）	同左	Pu高富化度差　径方向2領域均質炉心	同左	同左	Zr含有率3領域単一Pu富化度炉心
	燃料種類		金属燃料（U-Pu-10%Zr）	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
	燃焼期間		30年（1バッチ）	同左	10年（1バッチ）	同左	同左	同左	同左	20年（1バッチ）
	取出平均燃焼度		58GWd/t	87GWd/t	80GWd/t	同左	48GWd/t	51GWd/t	36GWd/t	77GWd/t
原子炉停止系	型式		制御棒（7本）	反射体（6分割）＋制御棒（1本）	反射体（8分割）＋制御棒（1本）	同左	反射体（6分割）＋制御棒（4本）	制御棒（13本）	制御棒（13本）	制御棒（25本）
原子炉構造	型式		原子炉容器上部支持、円筒胴型	同左	同左	同左	原子炉容器上部支持、IHX/電磁ポンプオフセット配置	同左	原子炉容器上部支持、円筒胴型	原子炉容器上部支持、円筒胴型
	原子炉容器形状		φ4.0m×h18.2m	φ3.34m×h17.5m	φ4.0m×h22.0m	φ4.0m×h18.8m	φ6.05m（下方）/φ7m（上方）×h23.7m	φ5.56m（下方）/φ6.54m（上方）×h30.7m	φ6.66×h28.2m	φ5.32m×h25.35m
	炉壁保護構造		炉壁側の冷却材はコールド	同左	同左	同左	同左	同左	同左	炉壁側の冷却材はコールド（RVACS使用せず）
	炉心上部機構		コラム型	同左	同左	同左	同左	同左	同左	コラム型（上部プレナム内筒により変位制限）
	再臨界防止対応		（コアキャッチャー設置せず）	同左	同左	同左	コアキャッチャー設置	同左	同左	同左
1次主冷却系	冷却方式		自然循環方式	強制循環方式	同左	同左	同左	同左	自然循環方式	強制循環方式
	IHX	型式	環状縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）	ヘリカルコイル型（管内1次）	環状縦置シェルアンドチューブ直管型（管内1次）	同左	同左	同左	同左	同左
		基数	1基	1基（IHX-SG一体）	1基	1基（冷却系容器内）	1基	同左	同左	同左
		交換熱量	125MWt	同左	375MWt	同左	395MWt	同左	同左	同左
		伝熱面積	470m^2	747m^2	1050m^2	1080m^2	1005m^2	1010m^2	1560m^2	1260m^2
	1次主循環ポンプ	型式	（完全自然循環、起動電磁ポンプ有り）	ALIP（ダブルステータ、炉内設置）	ALIP（シングルステータ、炉内設置）	ALIP（ダブルステータ）	ALIP（シングルステータ、炉内設置）	同左	なし（自然循環方式の採用）	ALIP（シングルステータ、炉内設置）
		基数		1基	2基（直列）	同左	同左	同左		2基（直列）
		流量		48m^3/min	132m^3/min	同左	165m^3/min	同左		141m^3/min
2次主冷却系	SG	型式	ヘリカルコイル型2重管	ヘリカルコイル型	ヘリカルコイル型2重管	同左	同左	同左	同左	直管密着2重管（溝なし）
		基数	1基	1基（IHX-SG一体）	1基	1基（冷却系容器内）	1基	同左	同左	同左
		交換熱量	125MWt	同左	375MWt	同左	同左	同左	同左	同左
		伝熱面積	665m^2	580m^2	1985m^2	1990m^2	1875m^2	2440m^2	同左	2919m^2
	2次主循環ポンプ	型式	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）	SG内蔵リフトポンプ	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）	ALIP（ダブルステータ、冷却系容器内）	ALIP（ダブルステータ、SG内蔵）	機械式ポンプ	同左	ALIP（ダブルステータ、SG別置）
		基数	1基	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
		流量	40m^3/min	30m^3/min	123m^3/min	130m^3/min	140m^3/min	同左	同左	115m^3/min
崩壊熱除去系	型式		PRACS＋RVACS	同左	PRACS×2系統＋RVACS	同左	同左	同左	同左	PRACS×2系統＋IRACS
	冷却方式		自然循環方式	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
燃料取扱系	型式		UIS引抜き方式	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
格納容器	型式		トップドーム＋ガードベッセル	上部建屋矩形ライナー＋ガードベッセル	トップドーム＋ガードベッセル	同左	同左	同左	同左	トップドーム＋ライナー張り矩形コンクリート
免震	型式		3次元免震	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左
プラント寿命			40年以上	同左	60年	同左	60年	同左	同左	同左

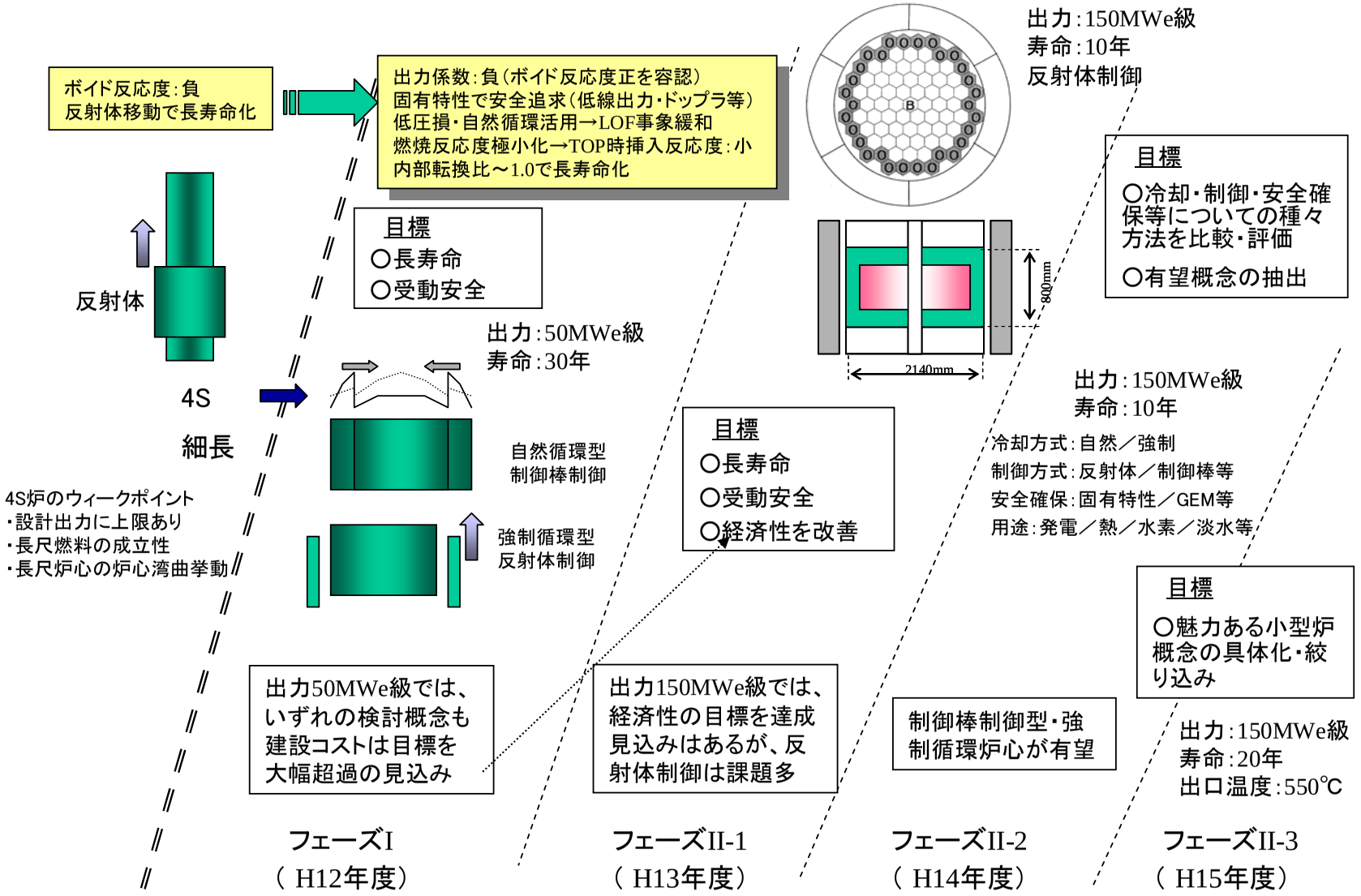


図 7.4.1.1　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討の経緯

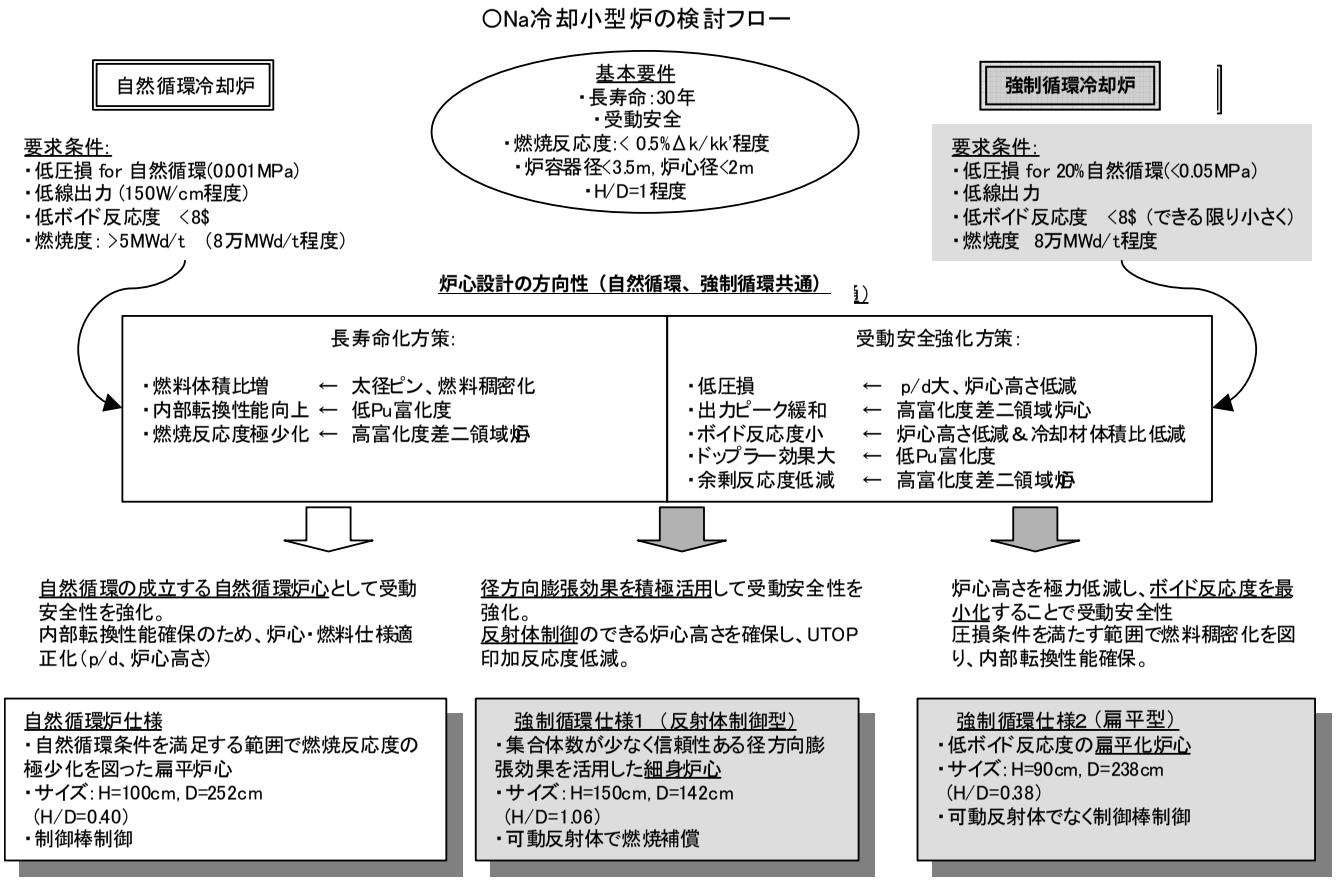
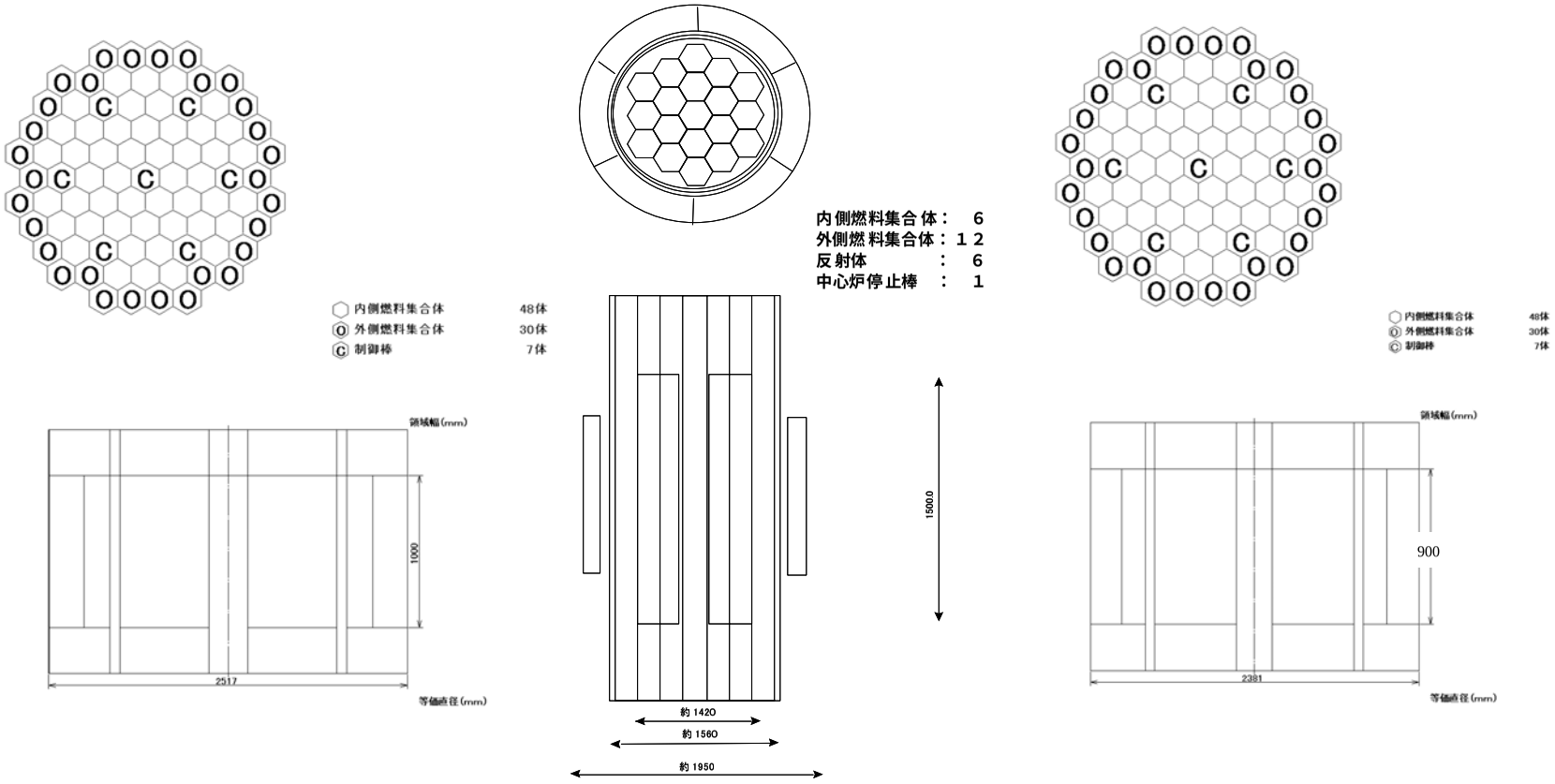


図 7.4.1.2　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討フロー（フェーズⅠ）



(a) 自然循環型炉心

(b) 低圧損型強制循環炉心-1
（反射体制御炉心）

(c) 低圧損型強制循環炉心-2
（扁平化炉心）

図 7.4.1.3　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅠ）

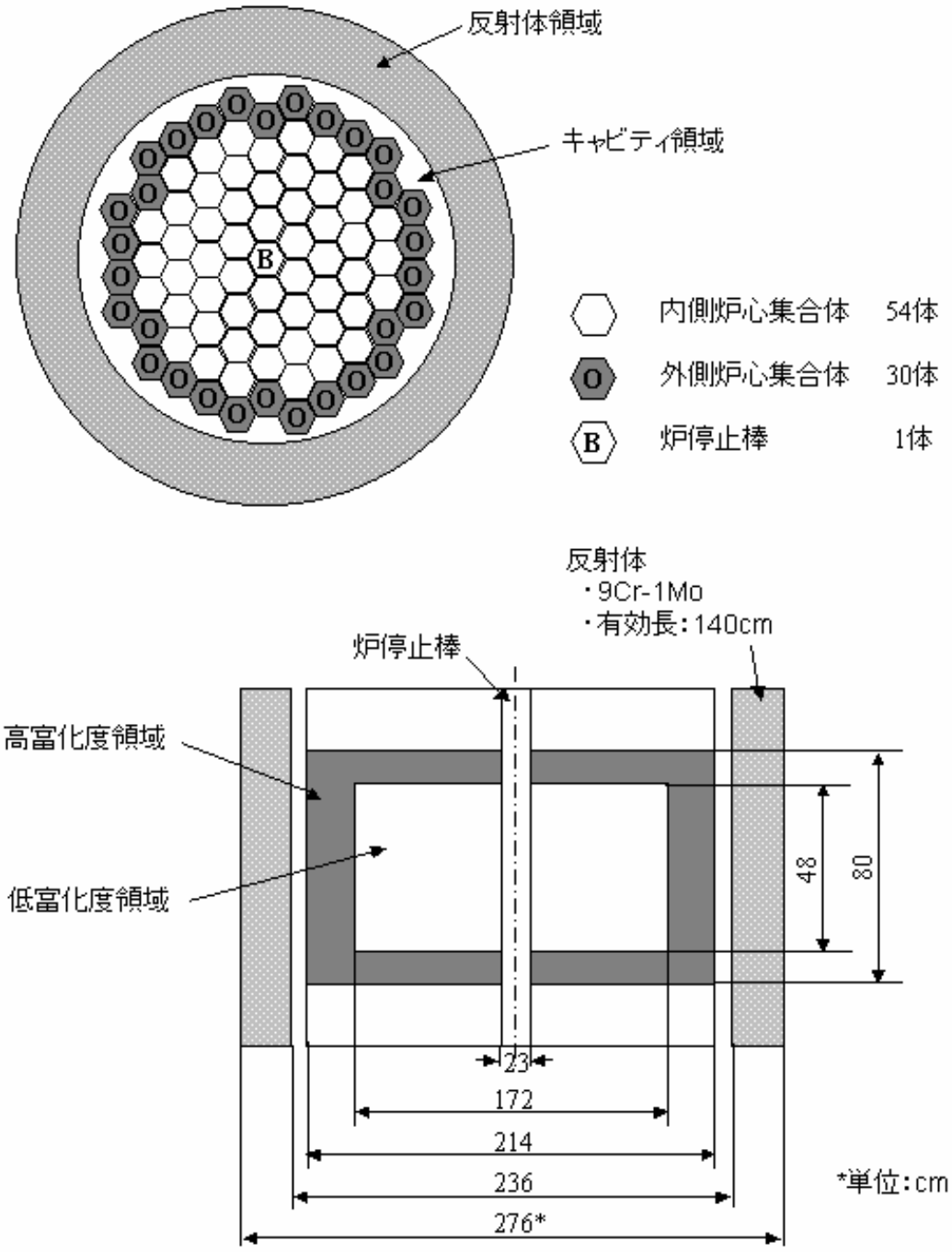
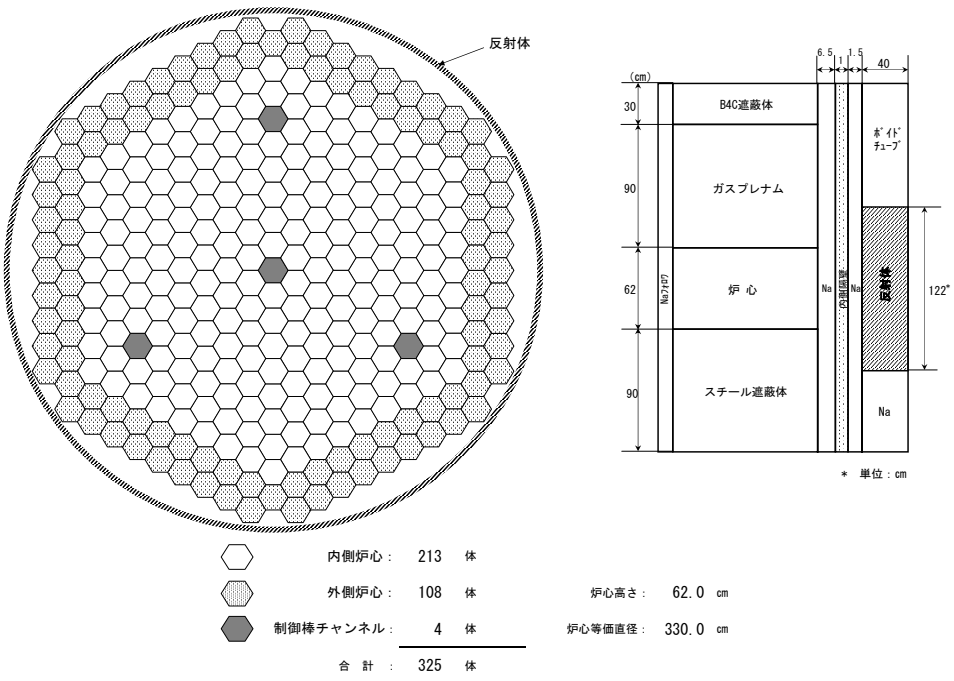
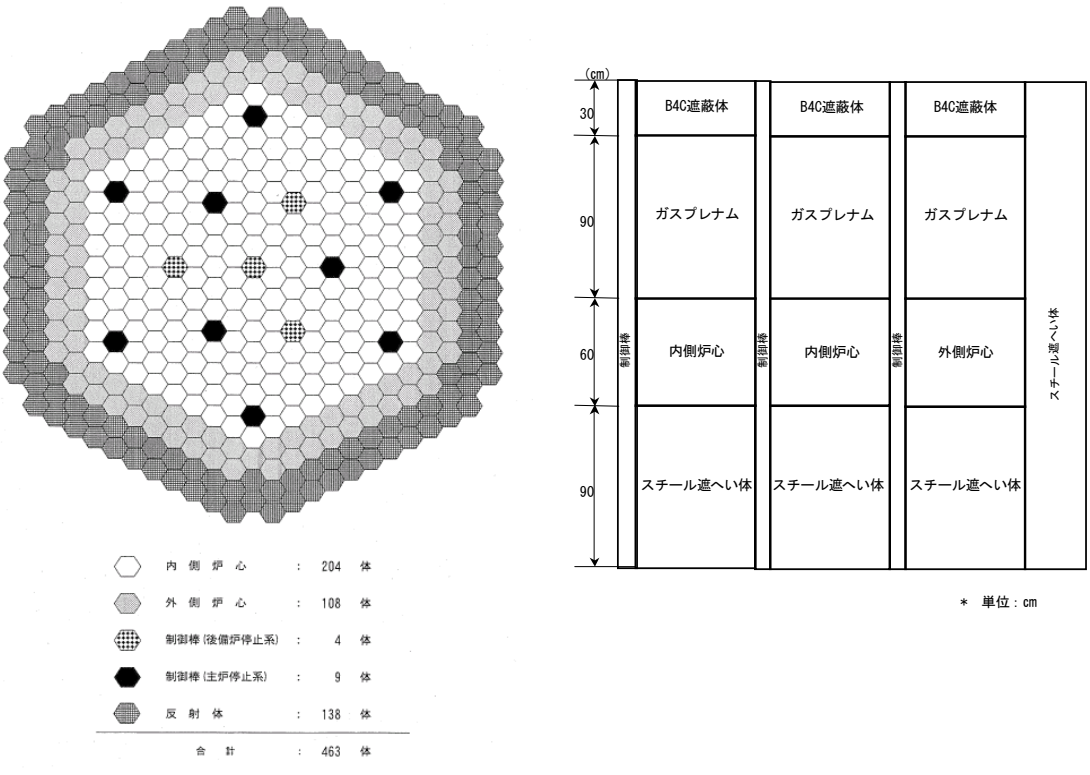


図 7.4.1.4　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ-1）

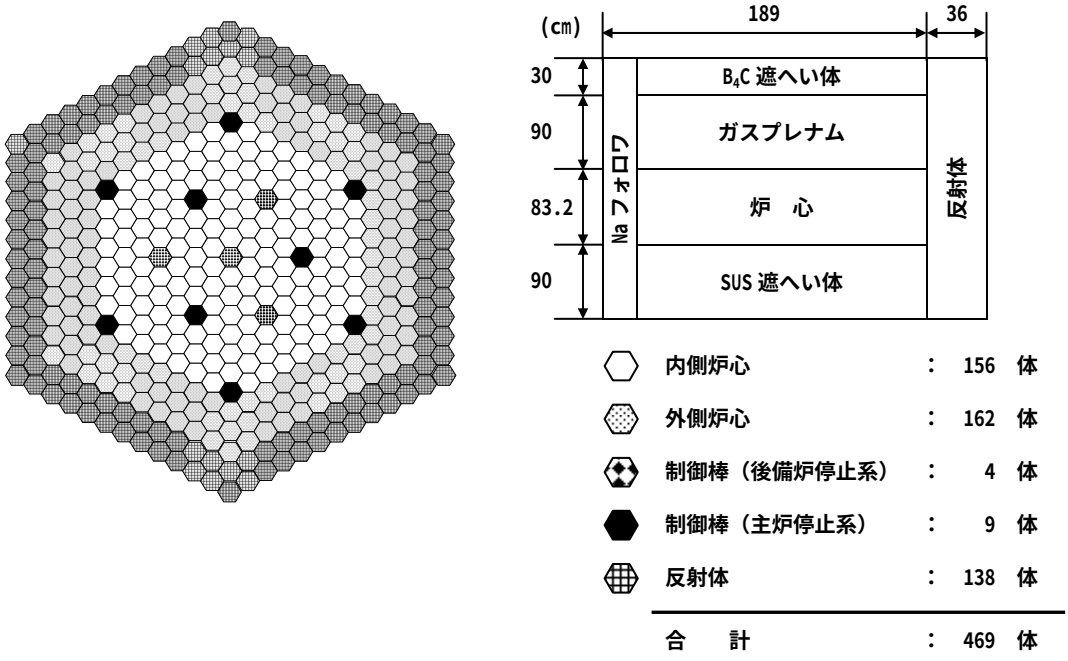


(a) 150MWe 級反射体制御型・強制循環炉心

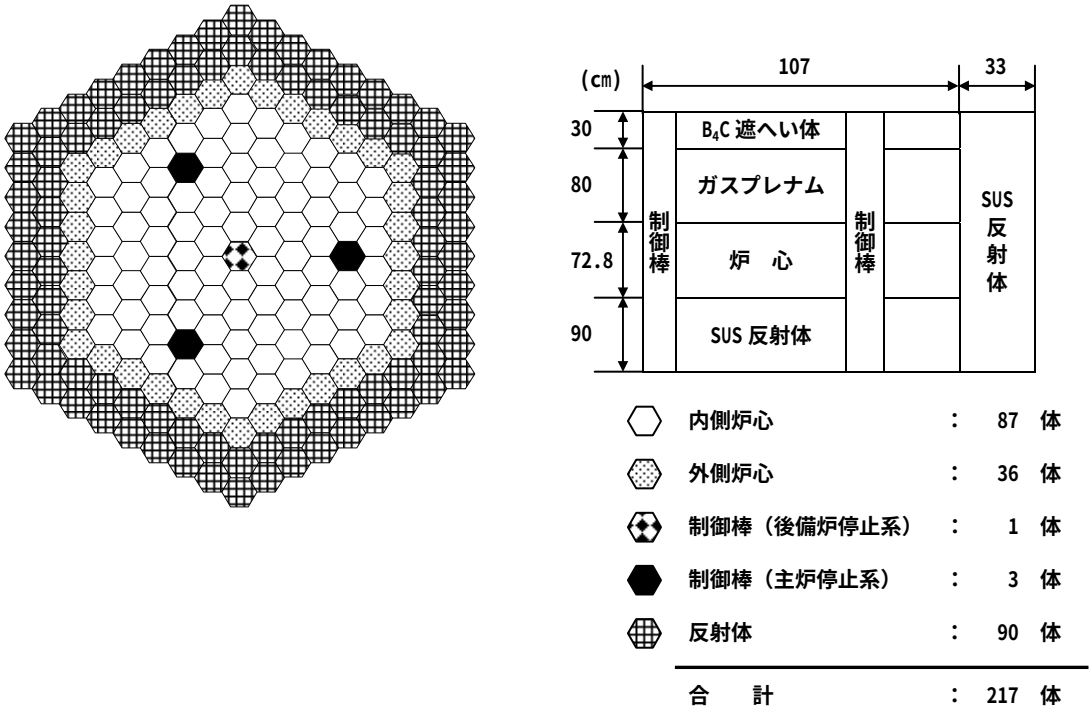


(b) 150MWe 級 制御棒制御型・強制循環炉心

図 7.4.1.5(1/2) ナトリウム冷却小型炉 炉心構成図（フェーズⅡ-2）

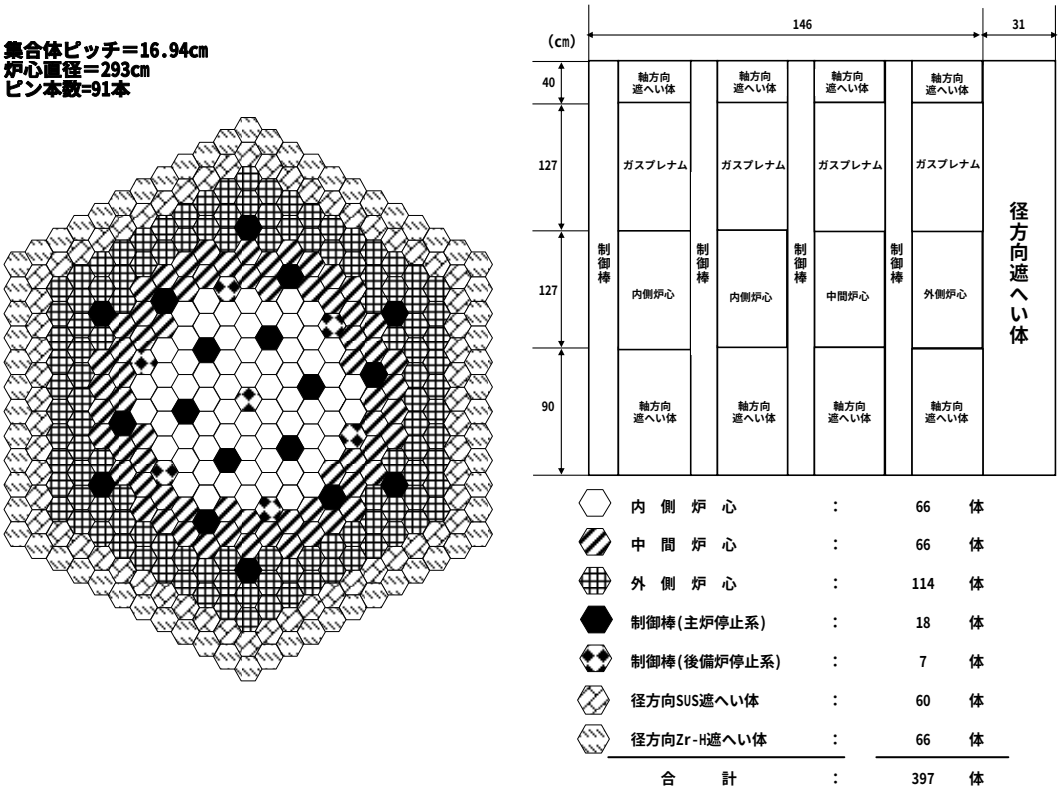


(c) 150MWe 級 制御棒制御型・自然循環炉心

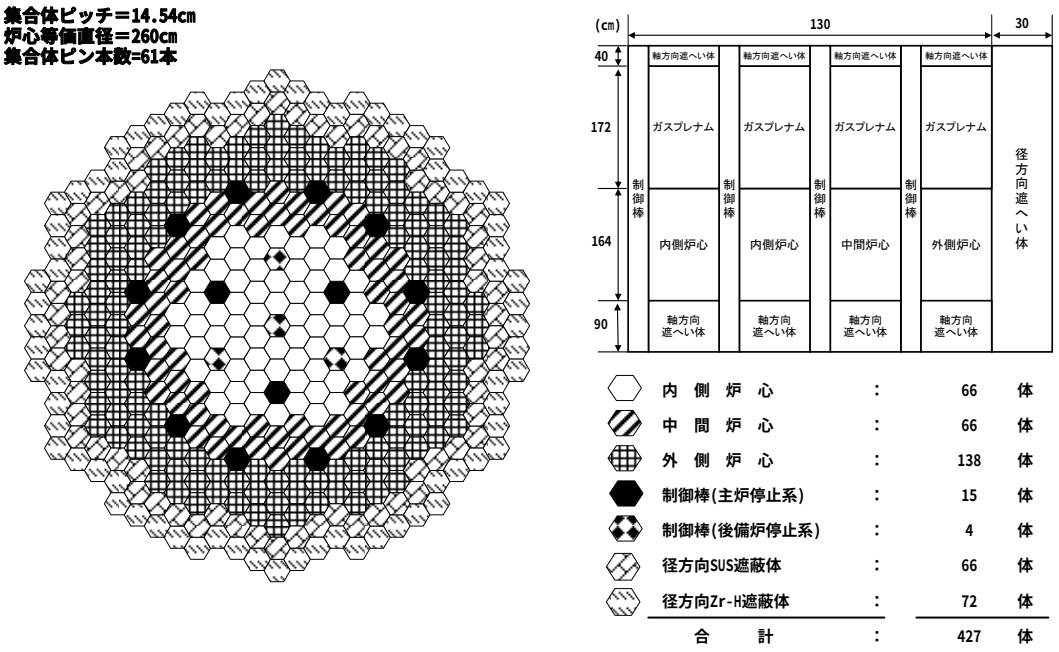


(d) 50MWe 級 制御棒制御型・強制循環炉心

図 7.4.1.5(2/2)　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ-2）



(a) 高温化炉心



(b) 高温小径化炉心

図 7.4.1.6　ナトリウム冷却小型炉　炉心構成図（フェーズⅡ-3）

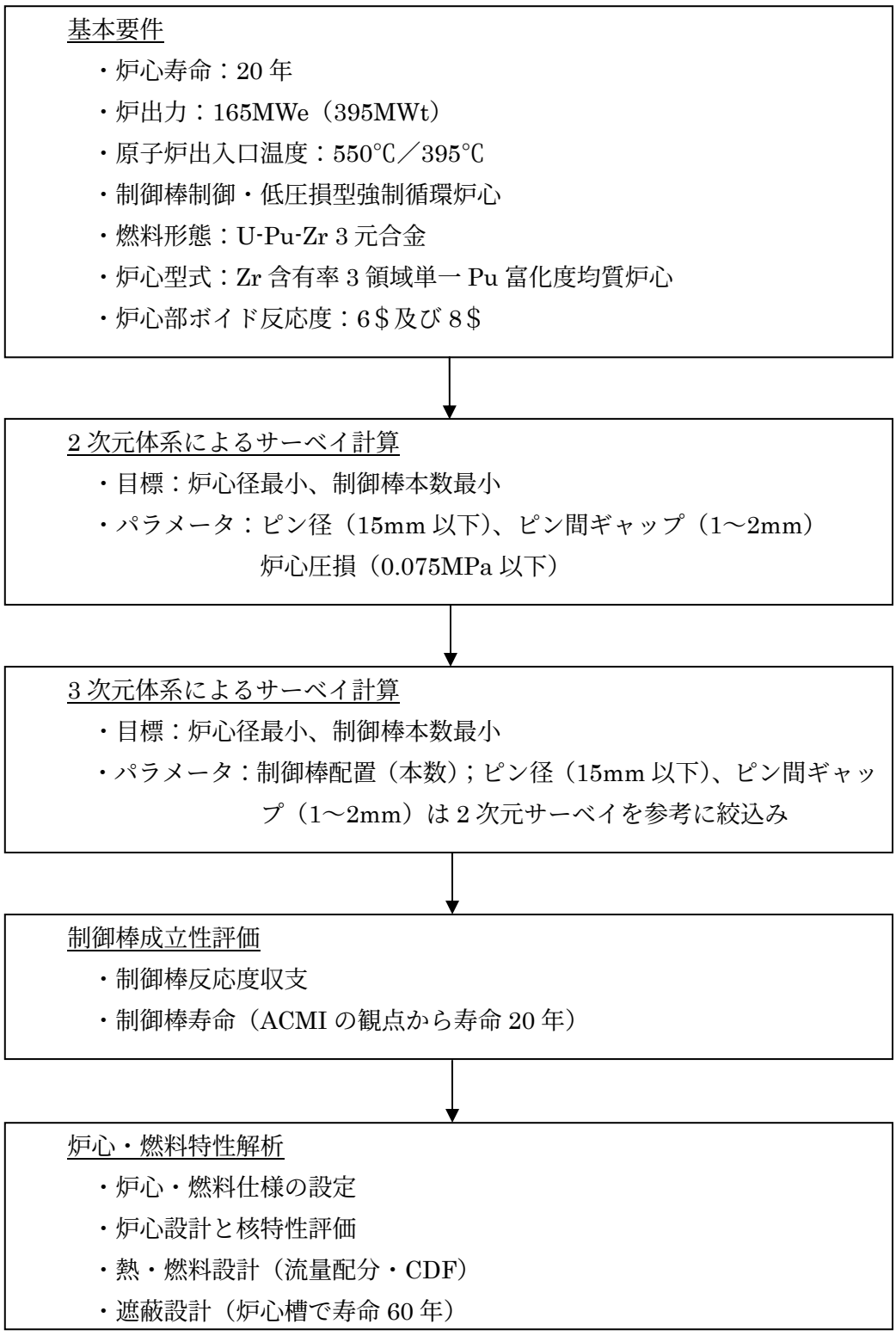


図 7.4.1.7　ナトリウム冷却小型炉　炉心検討フロー（フェーズⅡ-3）

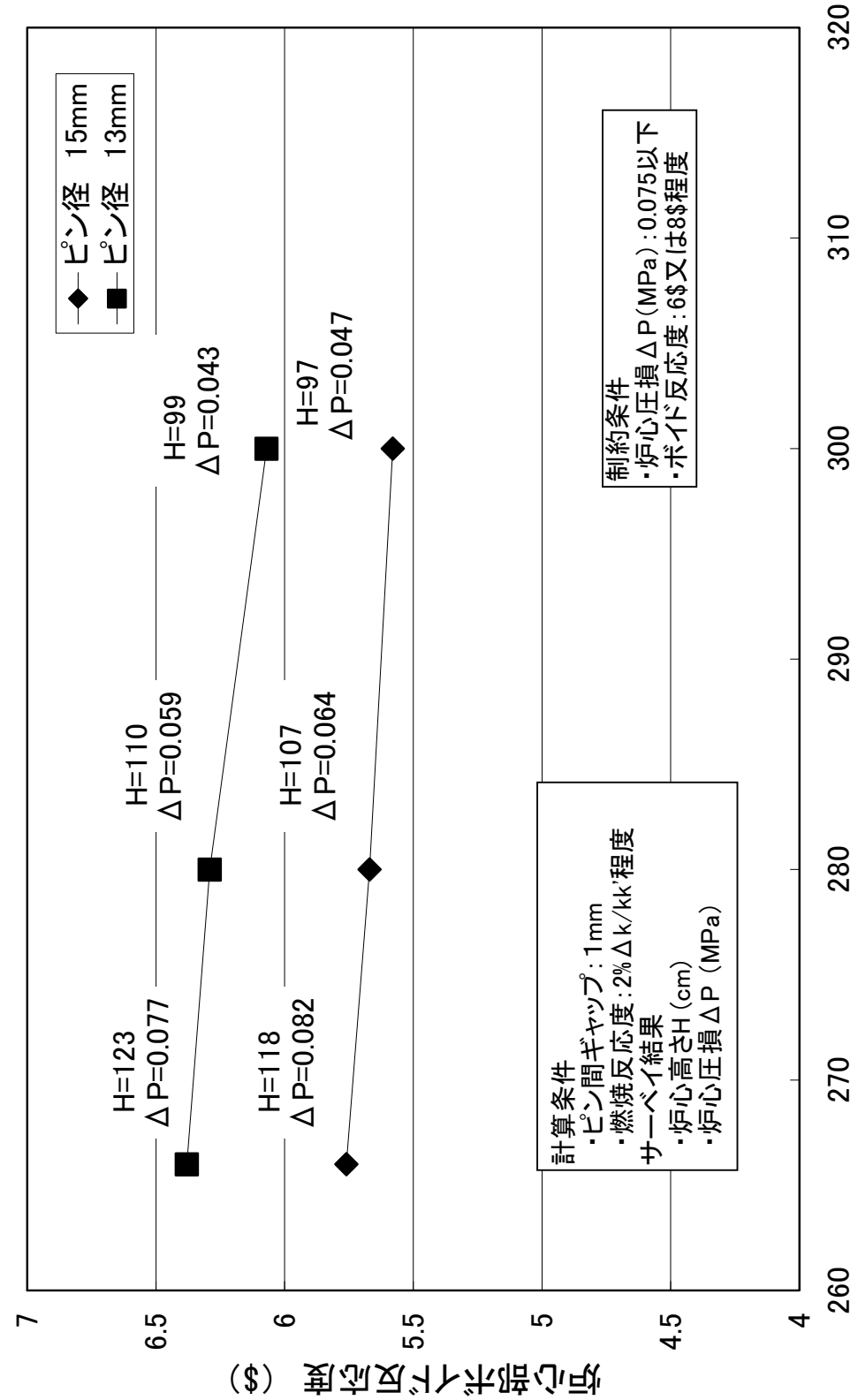


図 7.4.1.8　ナトリウム冷却小型炉　サーベイ計算結果（フェーズⅡ-3）

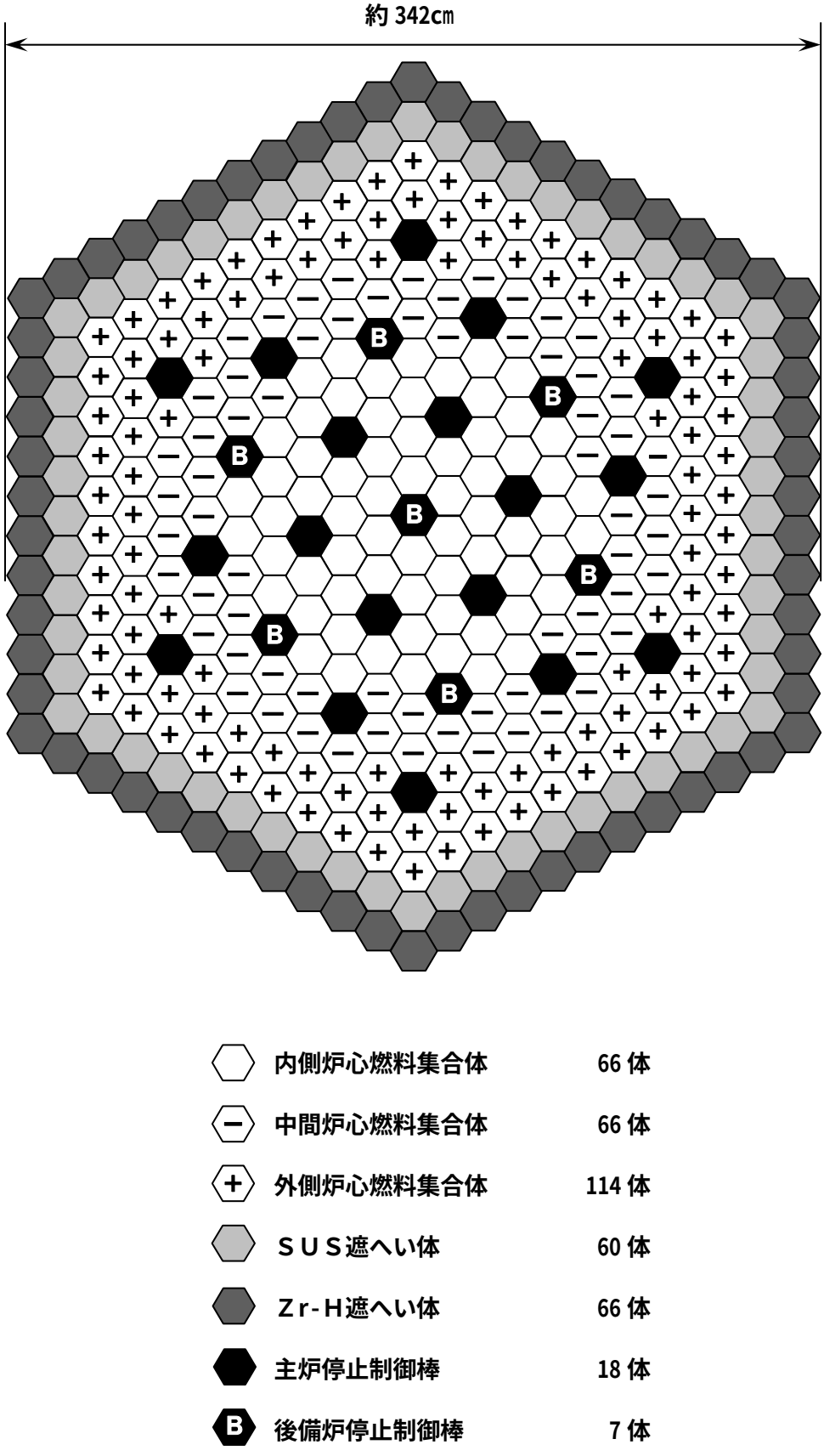


図 7.4.1.9　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図

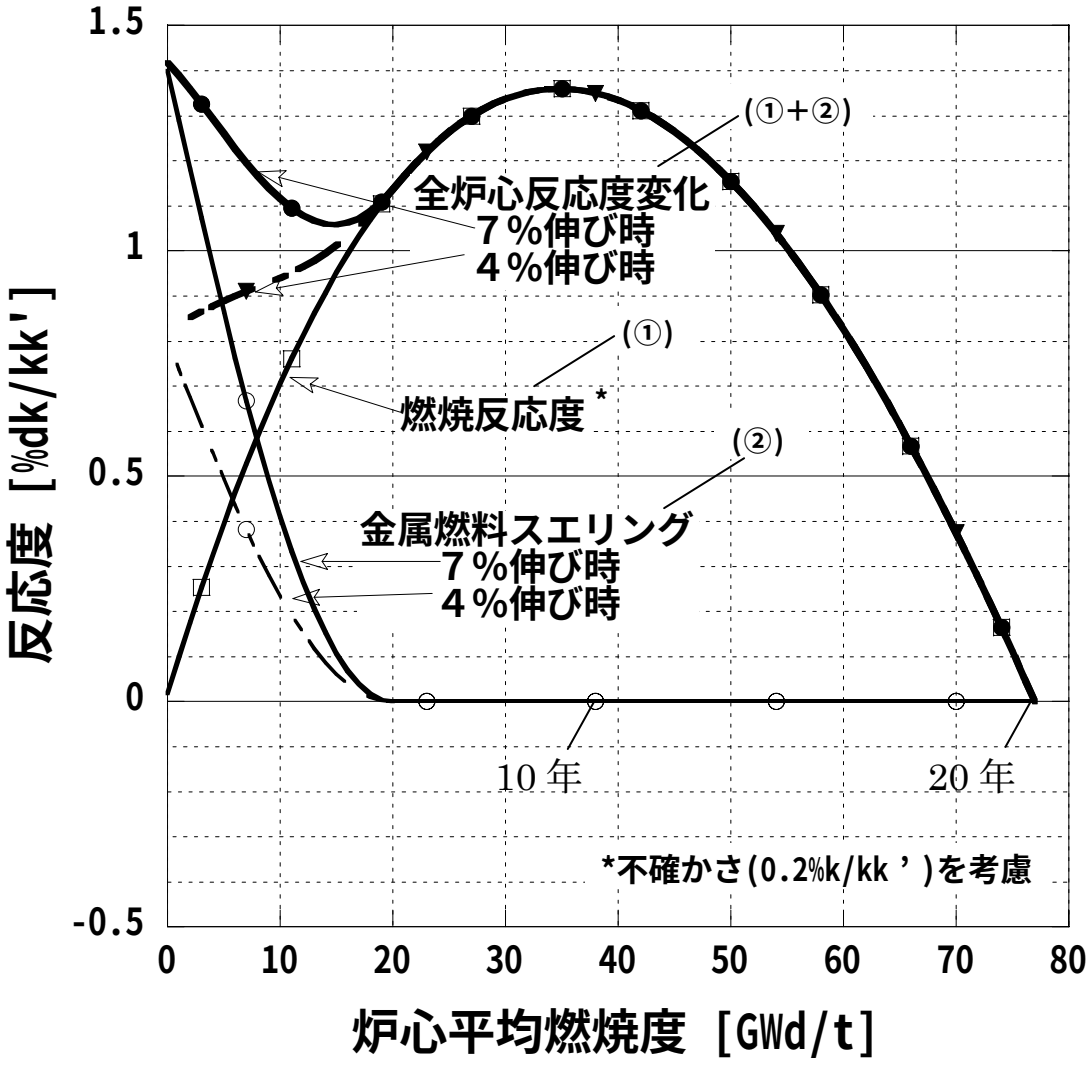


図 7.4.1.10 ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の反応度の燃焼度依存性

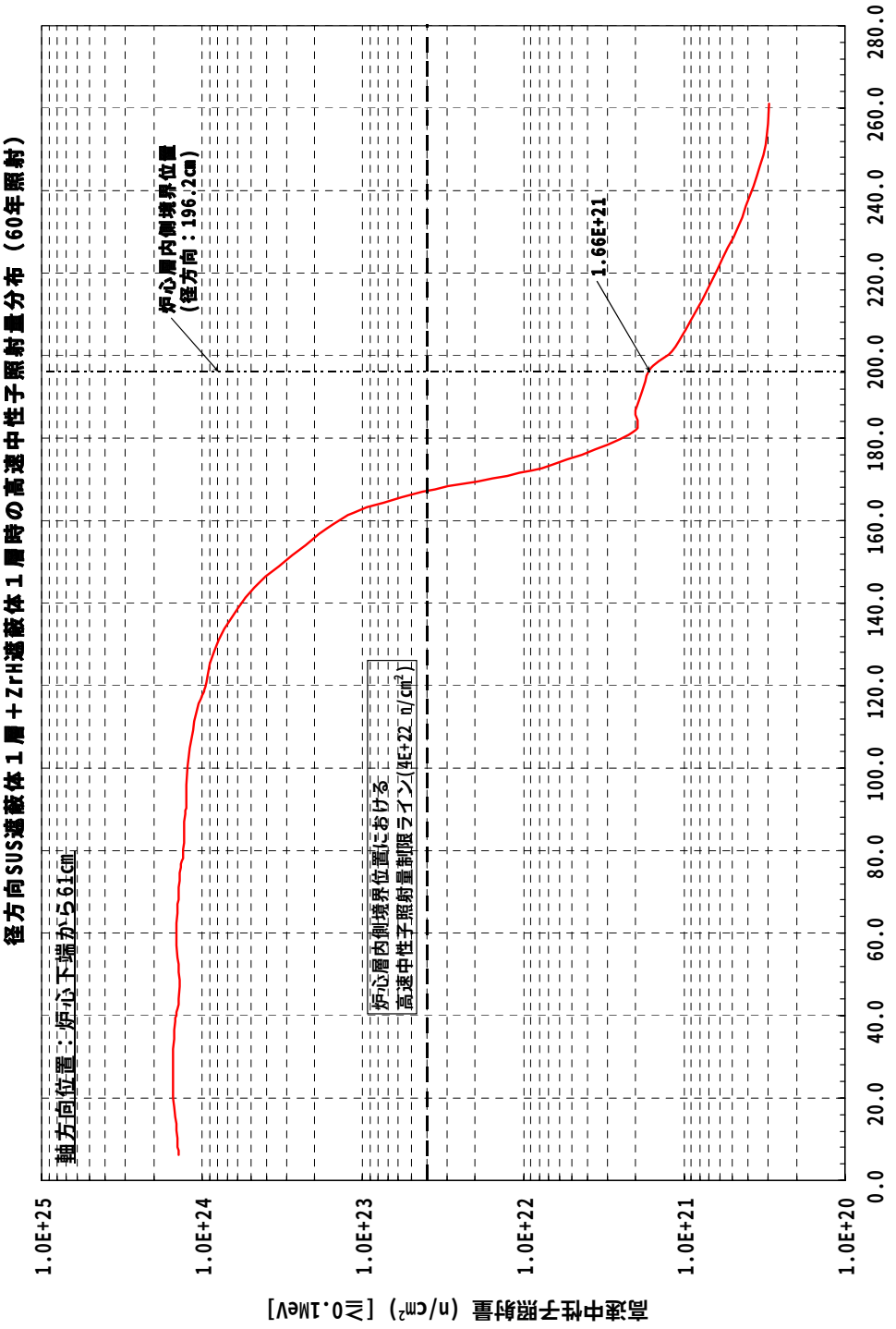


図 7.4.1.11 ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の高速中性子照射量の径方向分布

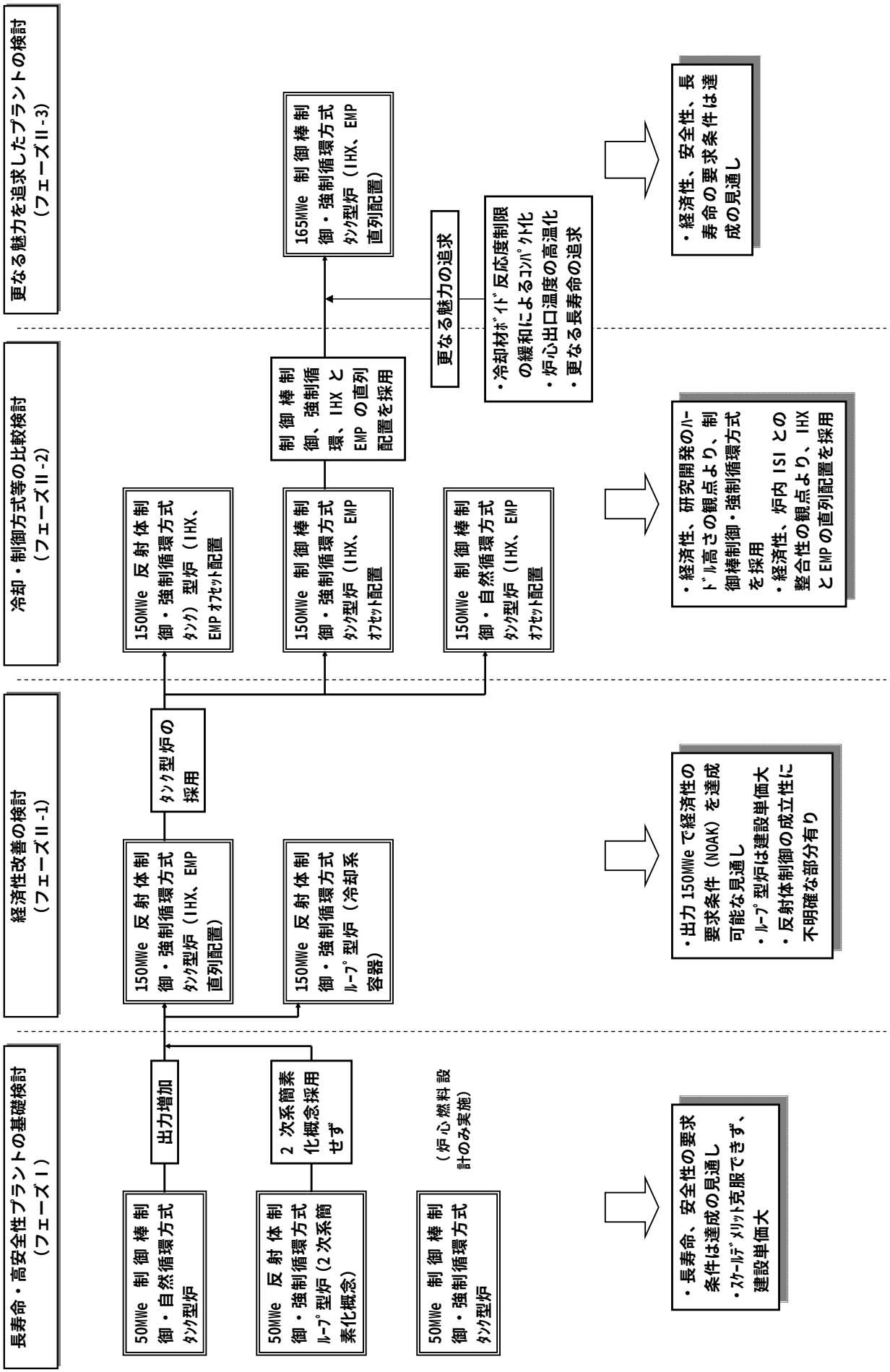


図 7.4.1.12 ナトリウム冷却小型炉 プラント検討の経緯

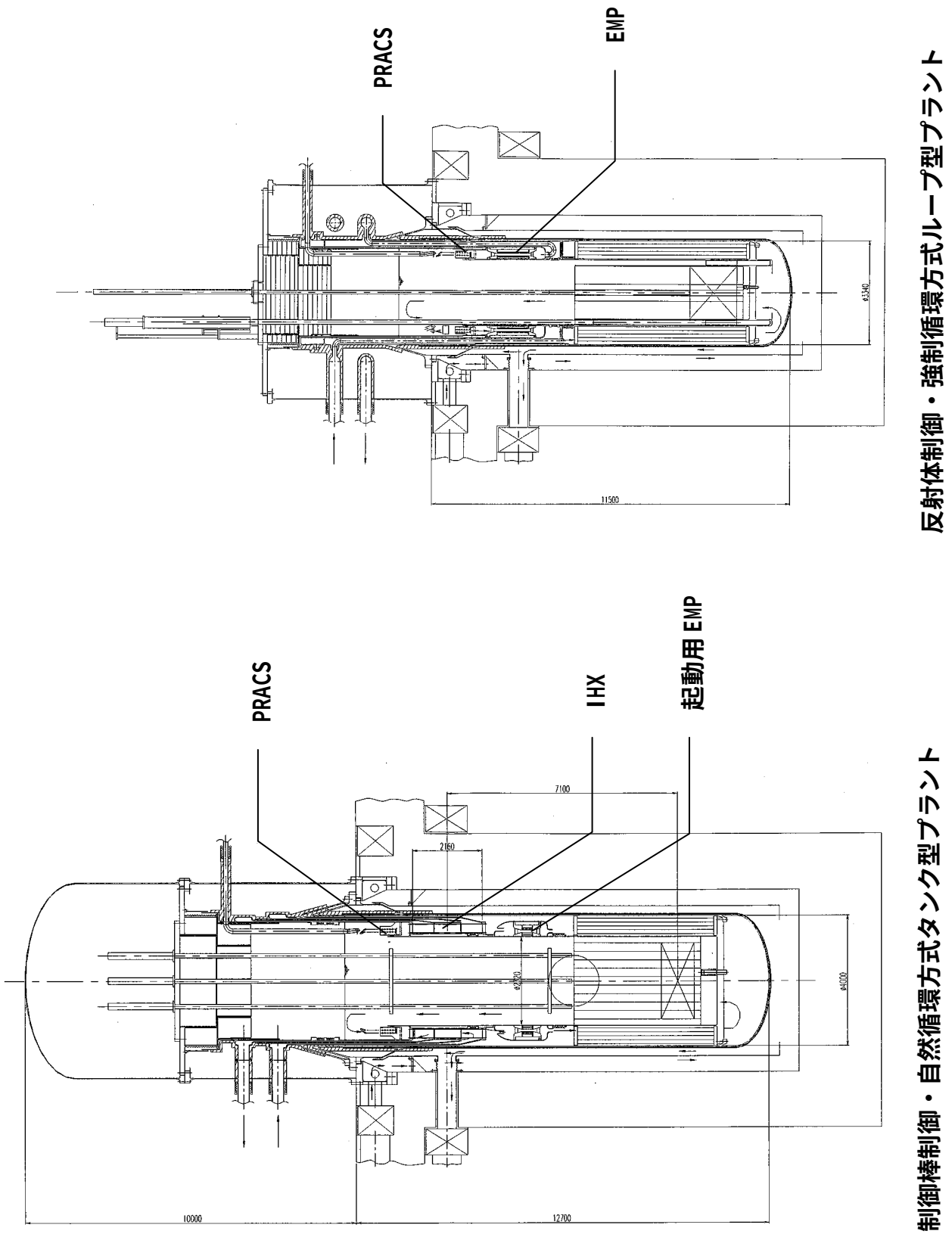


図 7.4.1.13　ナトリウム冷却小型炉　原子炉容器の構造図（フェーズⅠ）

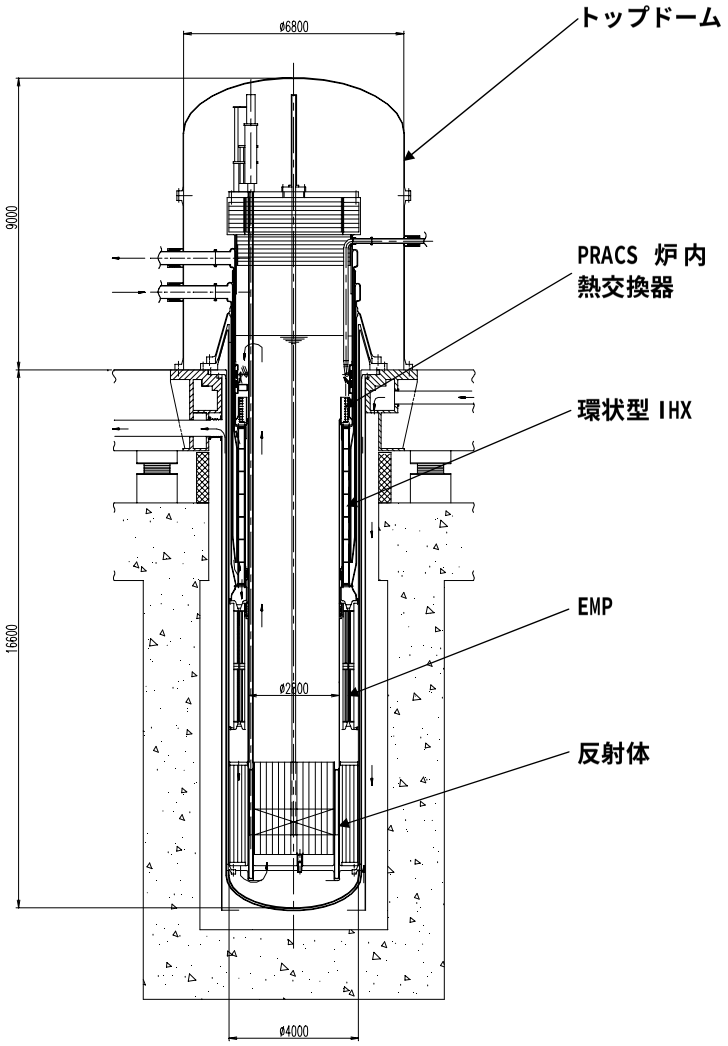


図 7.4.1.14　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式
タンク型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-1）

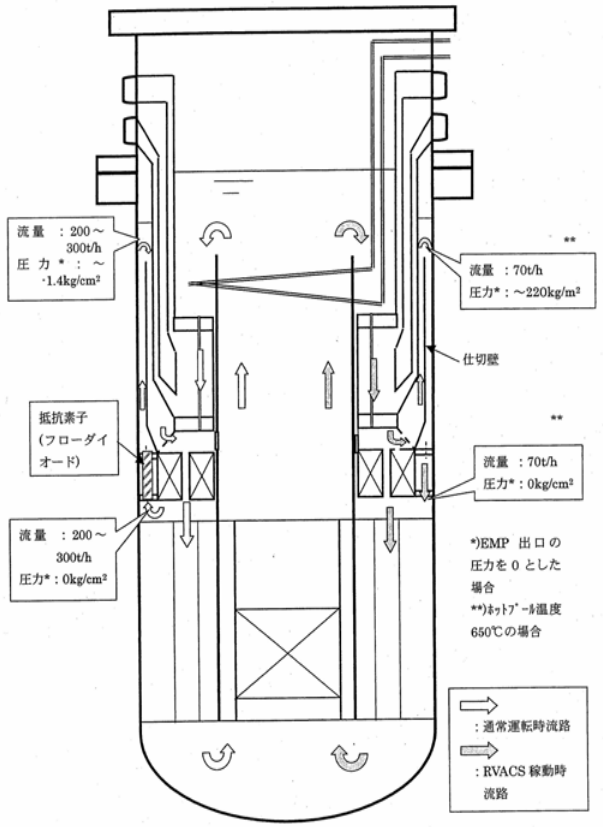


図 7.4.1.15　RVACS 作動時における原子炉容器内流動
パス（反射体制御・強制循環方式　タンク型プラント）

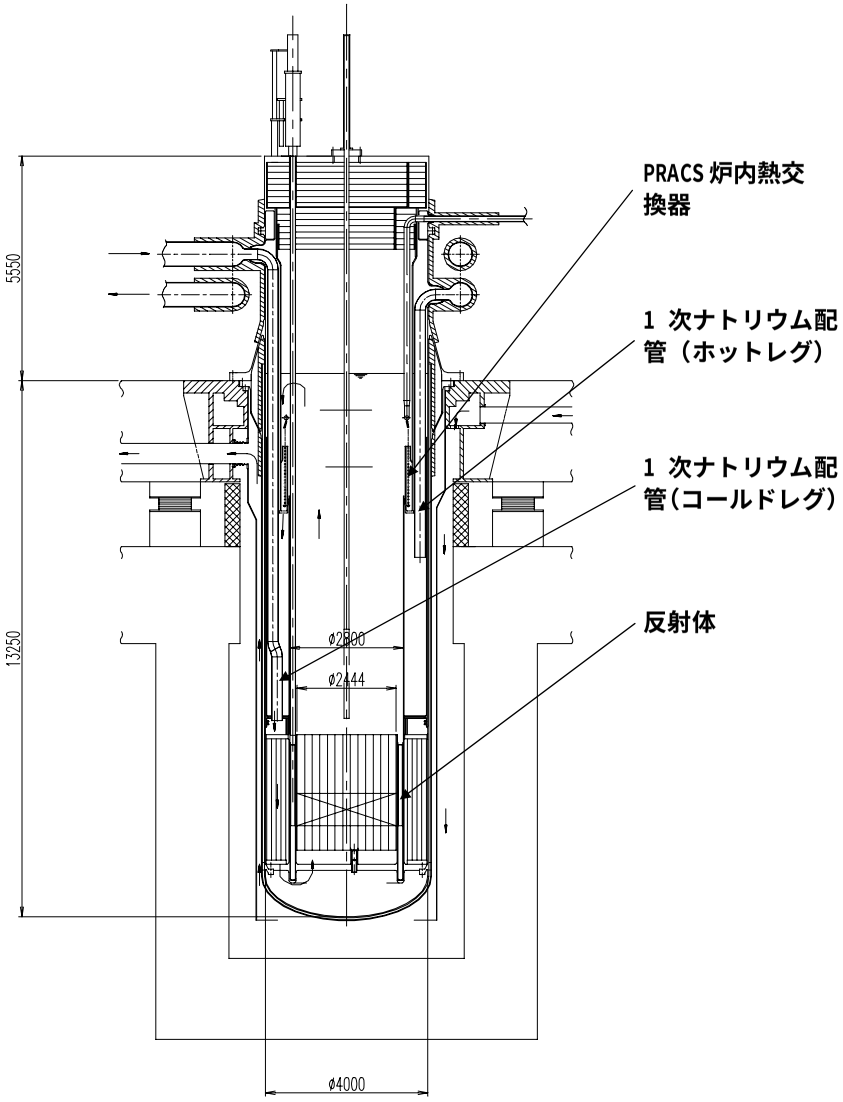


図 7.4.1.16　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式
ループ型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-1）

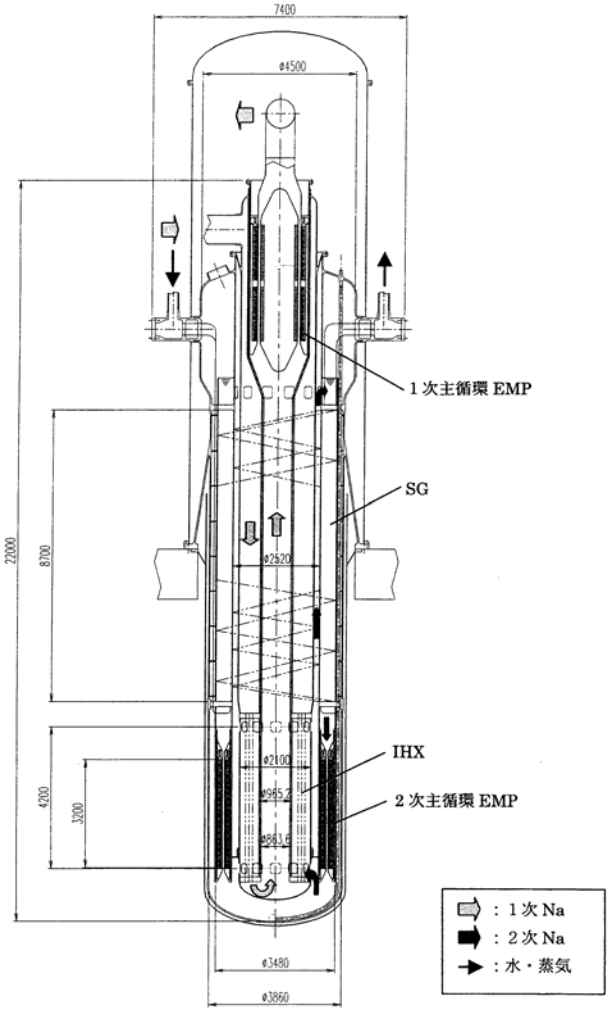


図 7.4.1.17　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式
ループ型プラント　冷却系容器の構造図（フェーズⅡ-1）

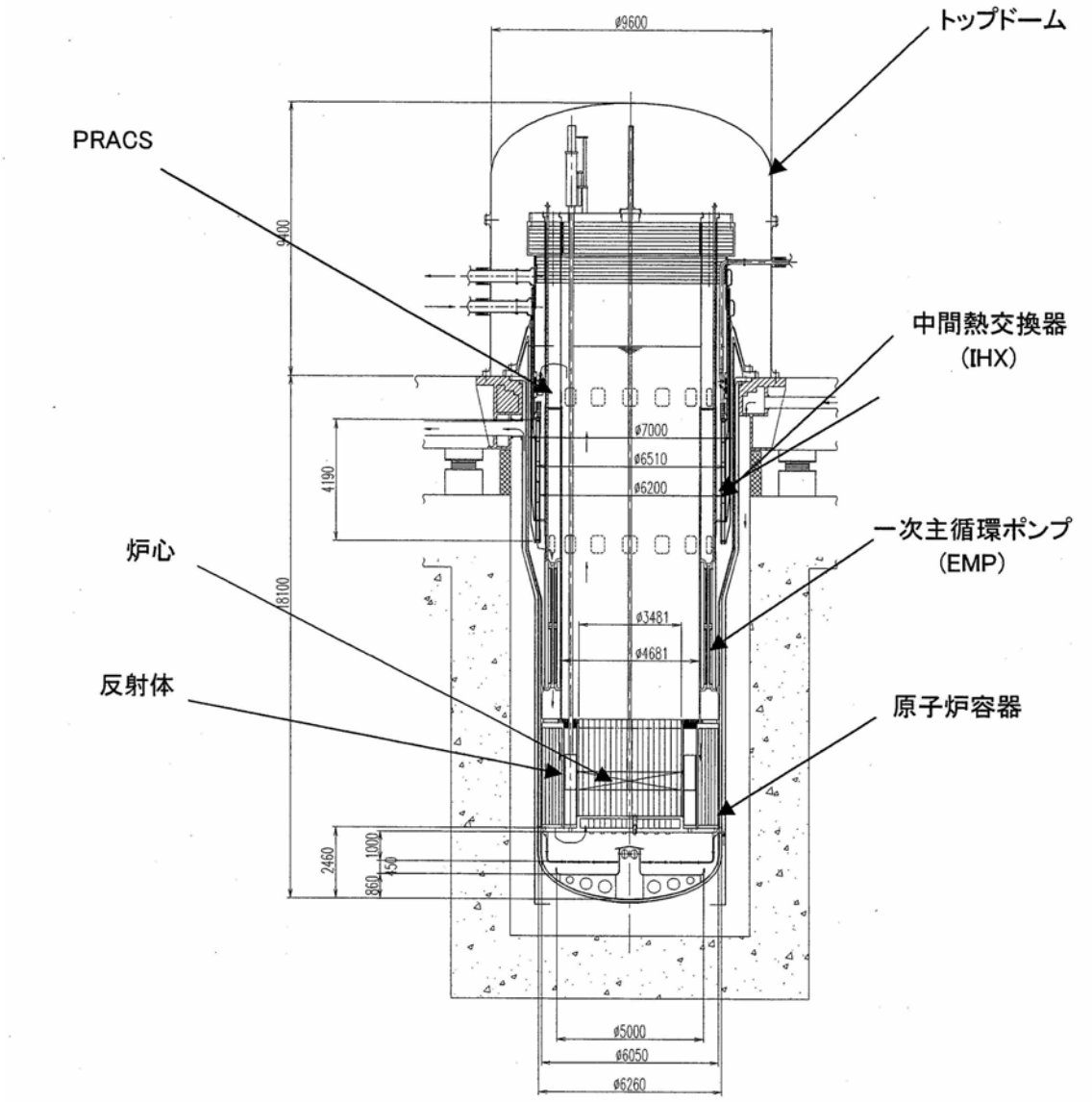


図 7.4.1.18　ナトリウム冷却小型炉　反射体制御・強制循環方式タンク型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-2）

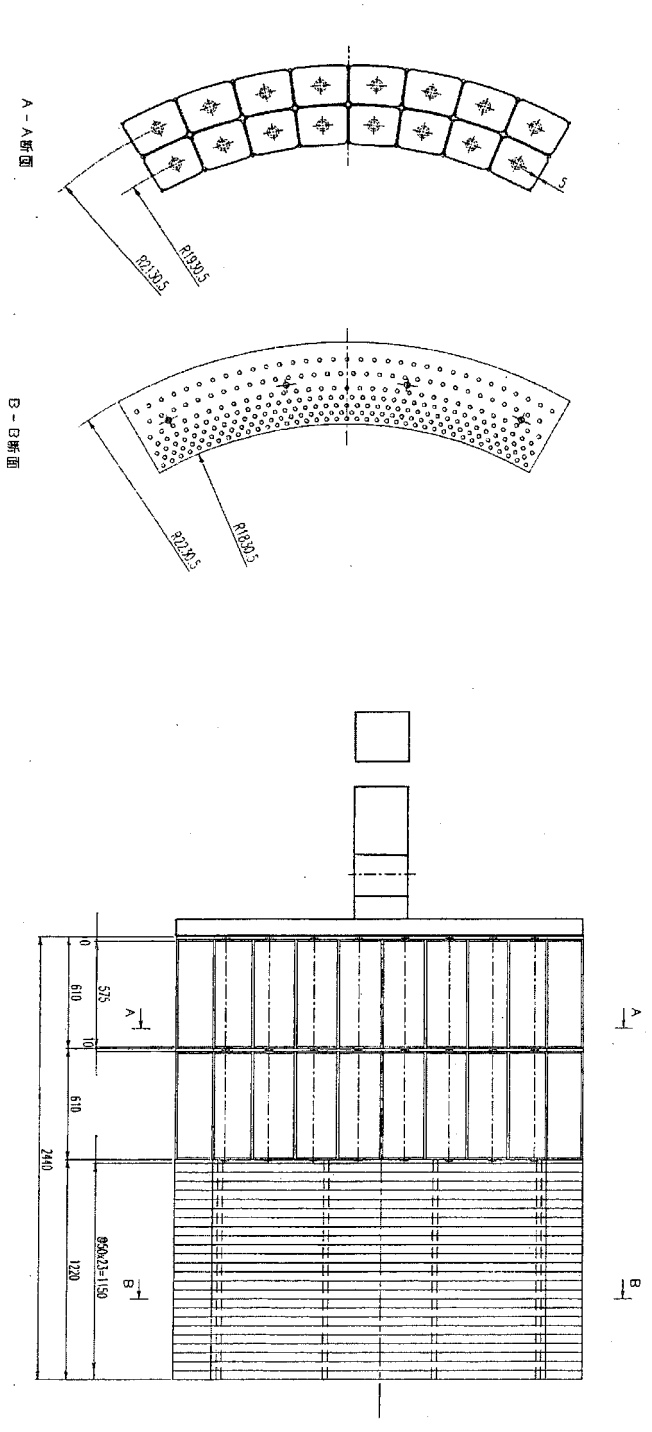


図 7.4.1.19　反射体制御方式における反射体の構造図

炉心槽廻りの中性子照射量（炉心寿命 10 年、プラント寿命 60 年）

対象	中性子束[1]	中性子照射量[2)3)]	交換間隔[4]	備考
	(n/cm^2s)	(n/cm^2)	（年）	
炉心槽（炉心中心）	約2.5×10^{14}	約3.9×10^{23}	約6年	
	約1.8×10^{14}		約3.5年	
炉心槽	約1.4×10^{14}	約2.3×10^{23}	約10年	中間パッド位置
（炉心上端より約0.1m上）	約1.1×10^{14}		約5年	
燃料上下端	約1.4×10^{13}以下	約2.2×10^{22}以下	約60年以上	頂部パッド位置
	約1.1×10^{13}以下		約60年以上	

注1）上段がBOC、下段がEOCでの数値
注2）プラント寿命60年、稼働率95%
注3）炉心寿命30年のケースでは、中性子照射量は上記の約1/3
注4）改良9Cr-1Mo鋼の使用に対して、上段が母材（制限目安4×10^{22} n/cm^2）、下段が溶接部（$2\times10^{22}n/cm^2$）の交換間隔

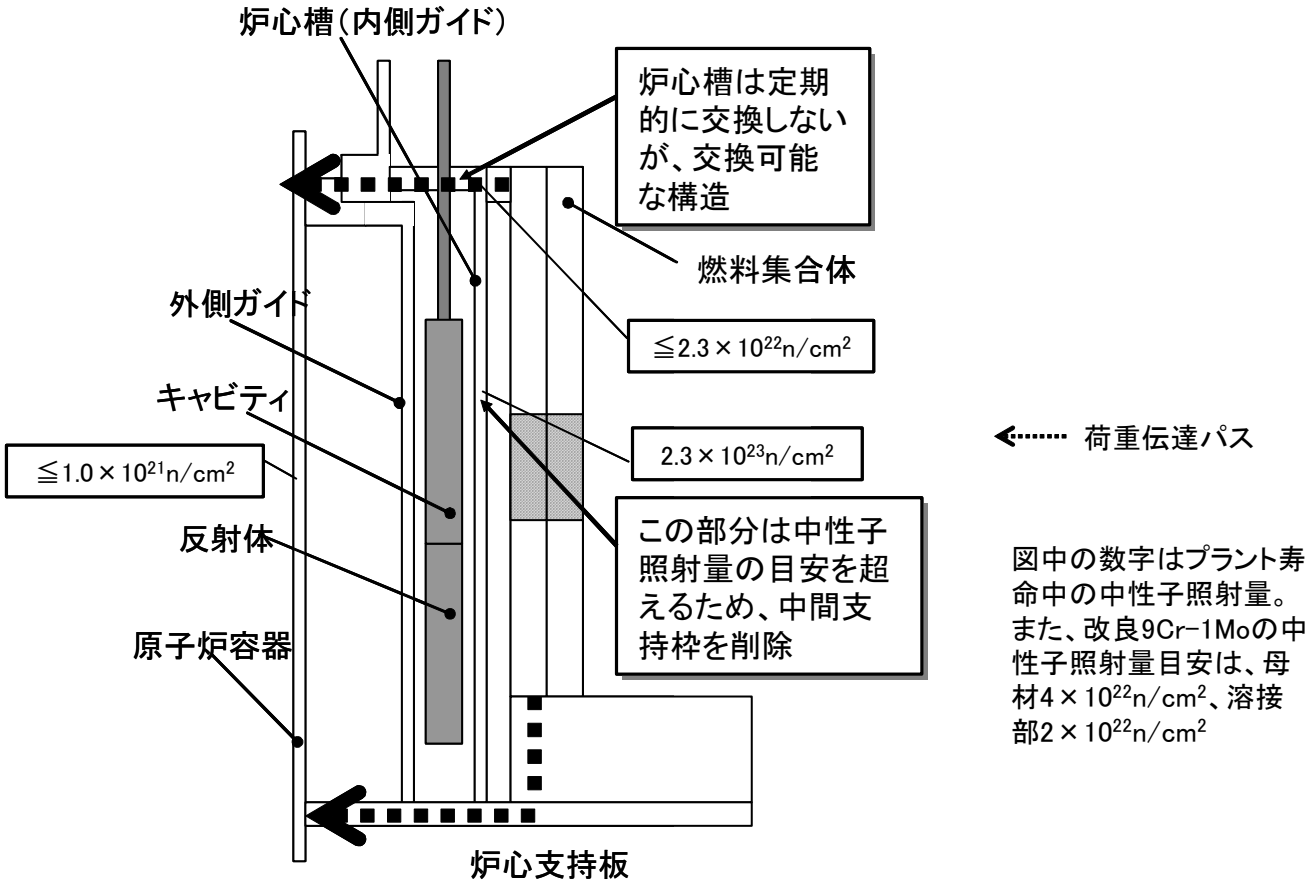


図 7.4.1.20　反射体制御方式における炉心支持方法

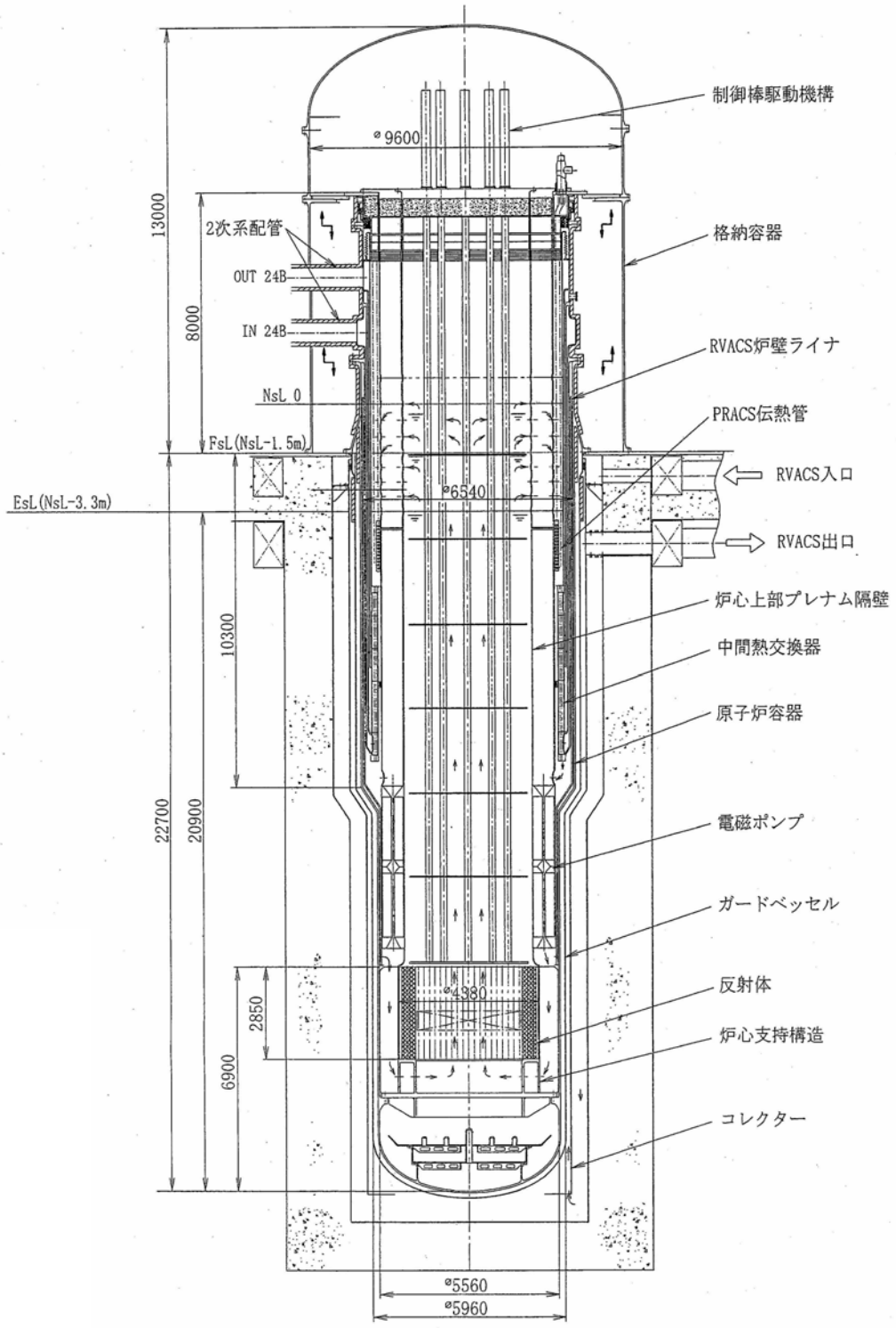


図 7.4.1.21　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-2）

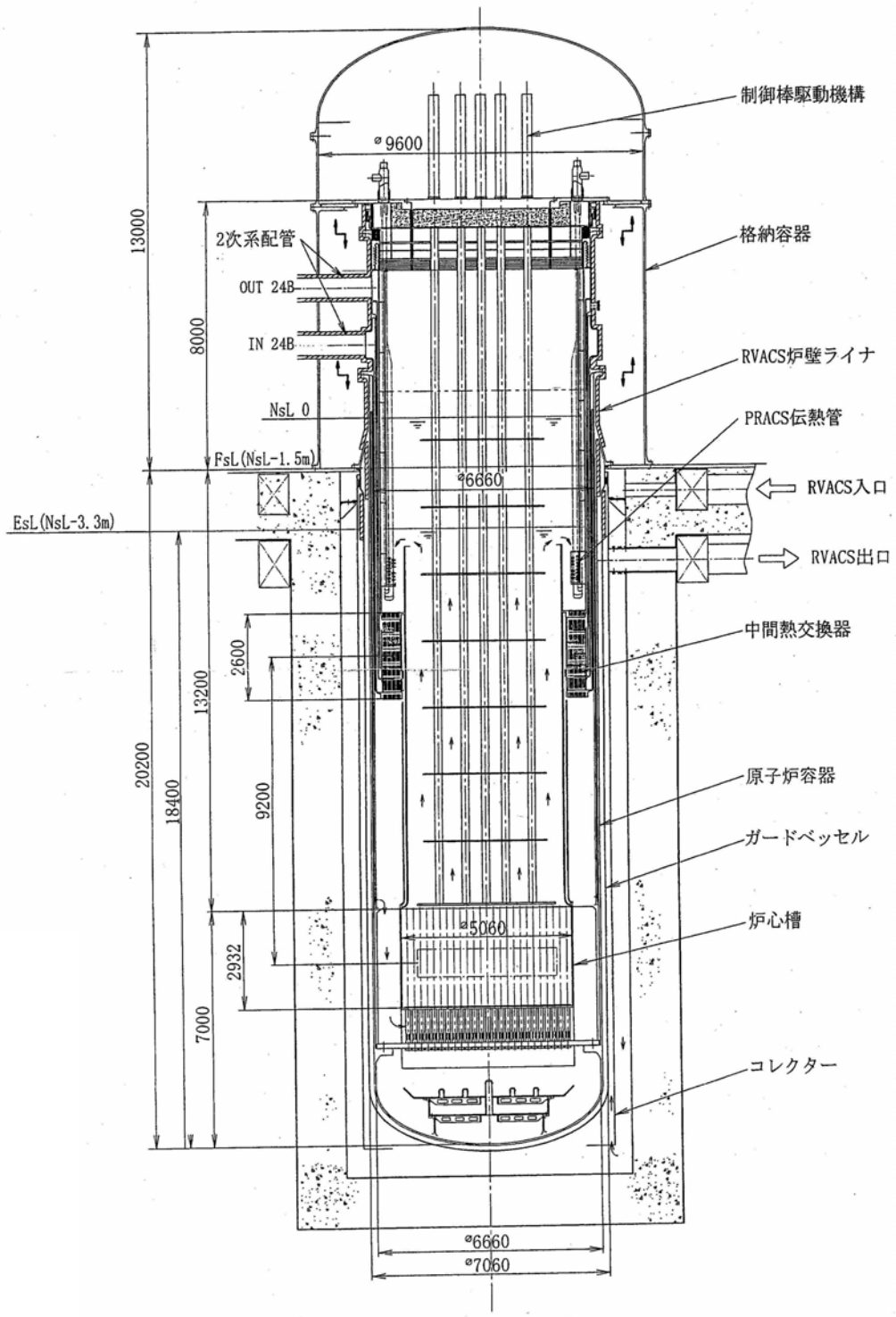


図 7.4.1.22　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・自然循環方式タンク型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-2）

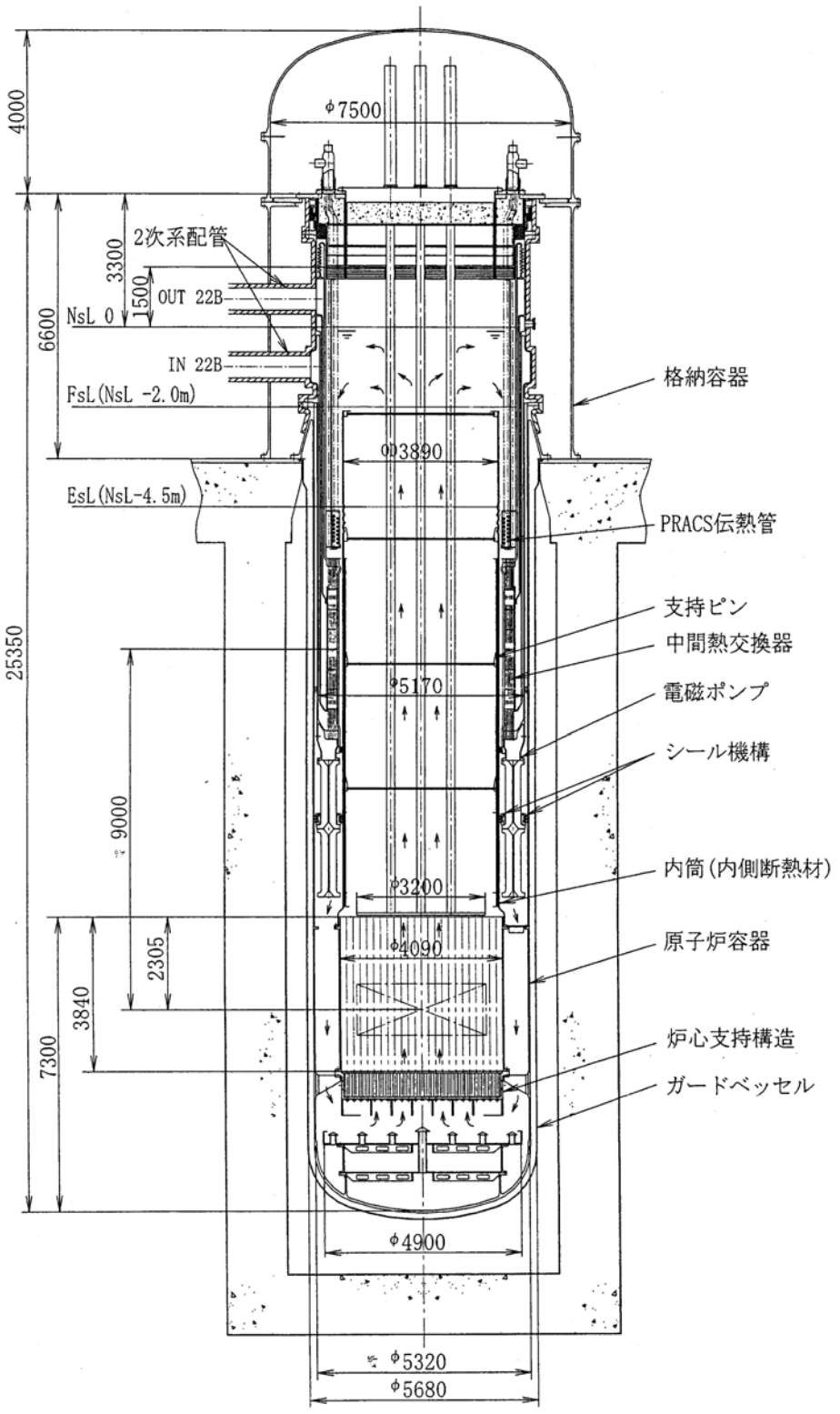


図 7.4.1.23　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　原子炉容器の構造図（フェーズⅡ-3）

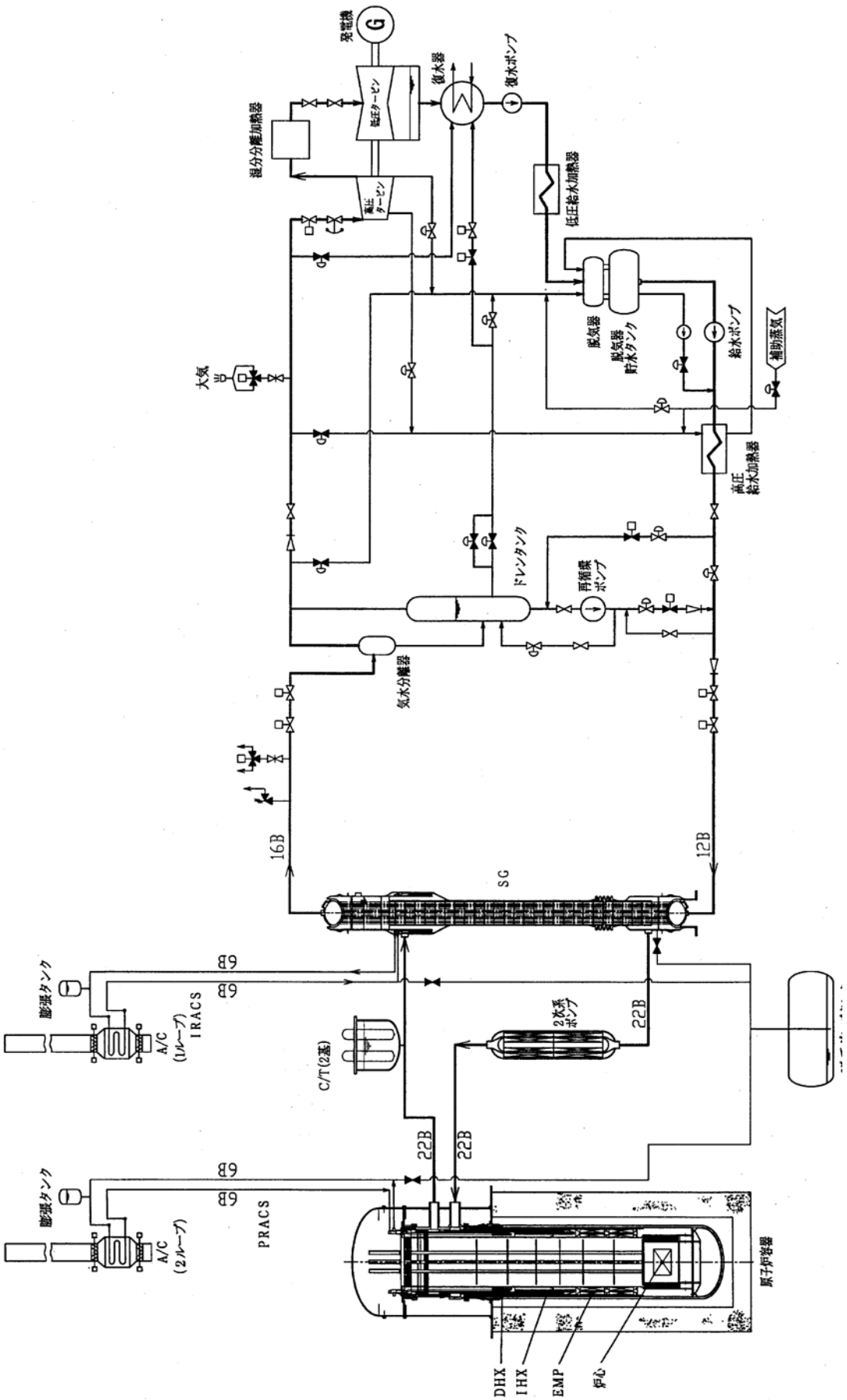
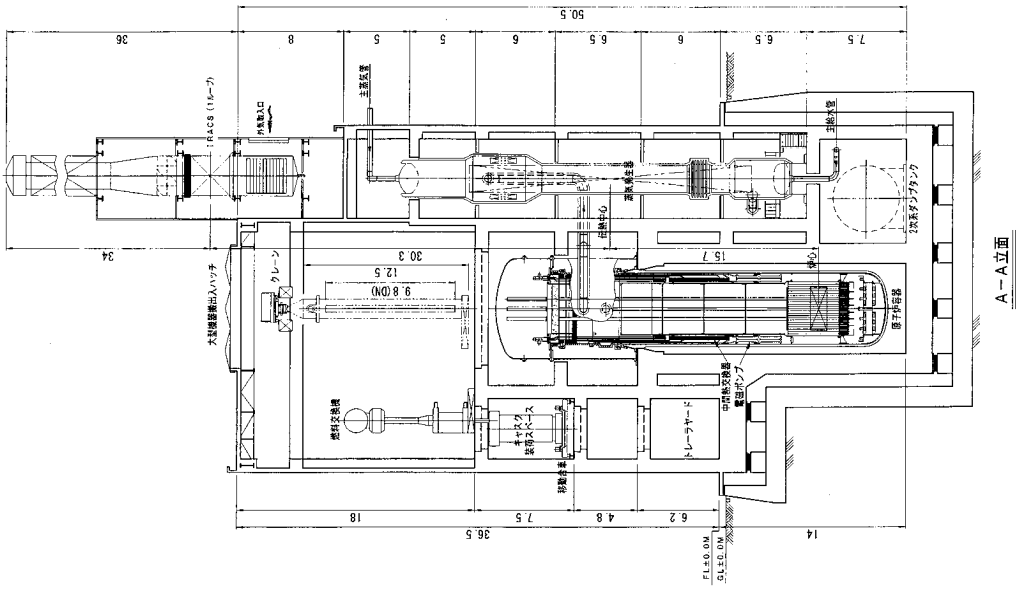


図 7.4.1.24　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　プラント系統概念図（フェーズⅡ-3）



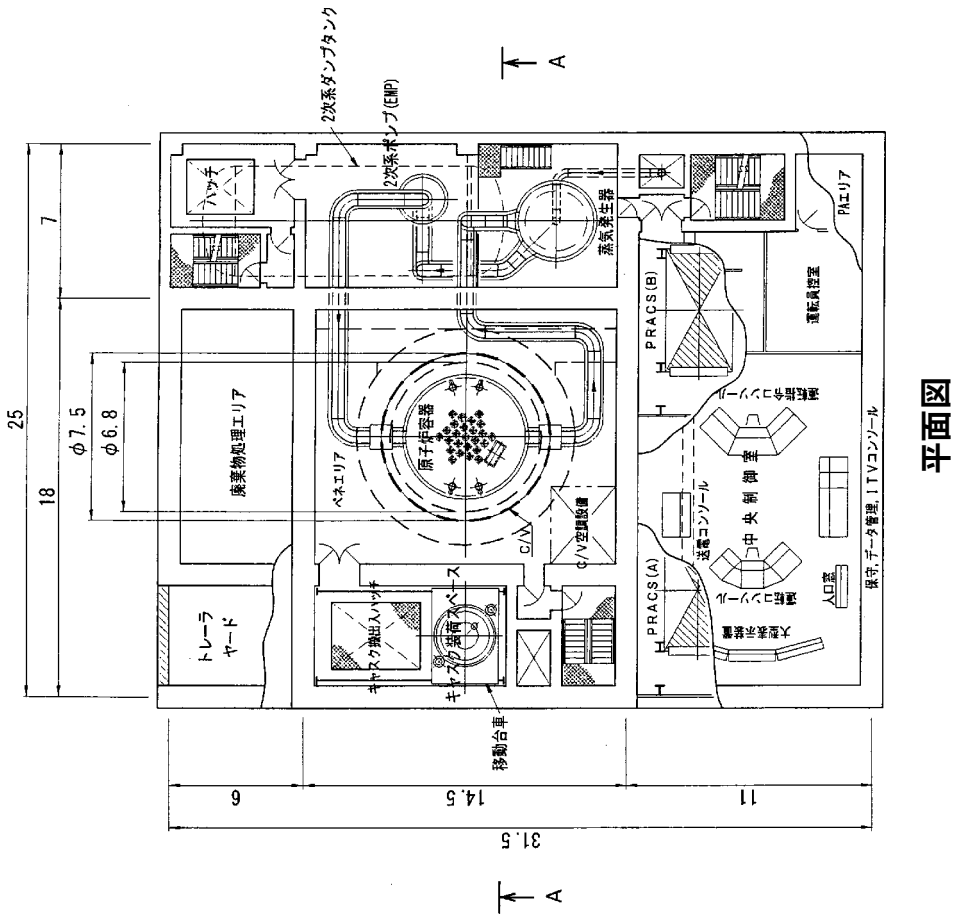


図 7.4.1.25　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　建屋配置図（フェーズⅡ-3）

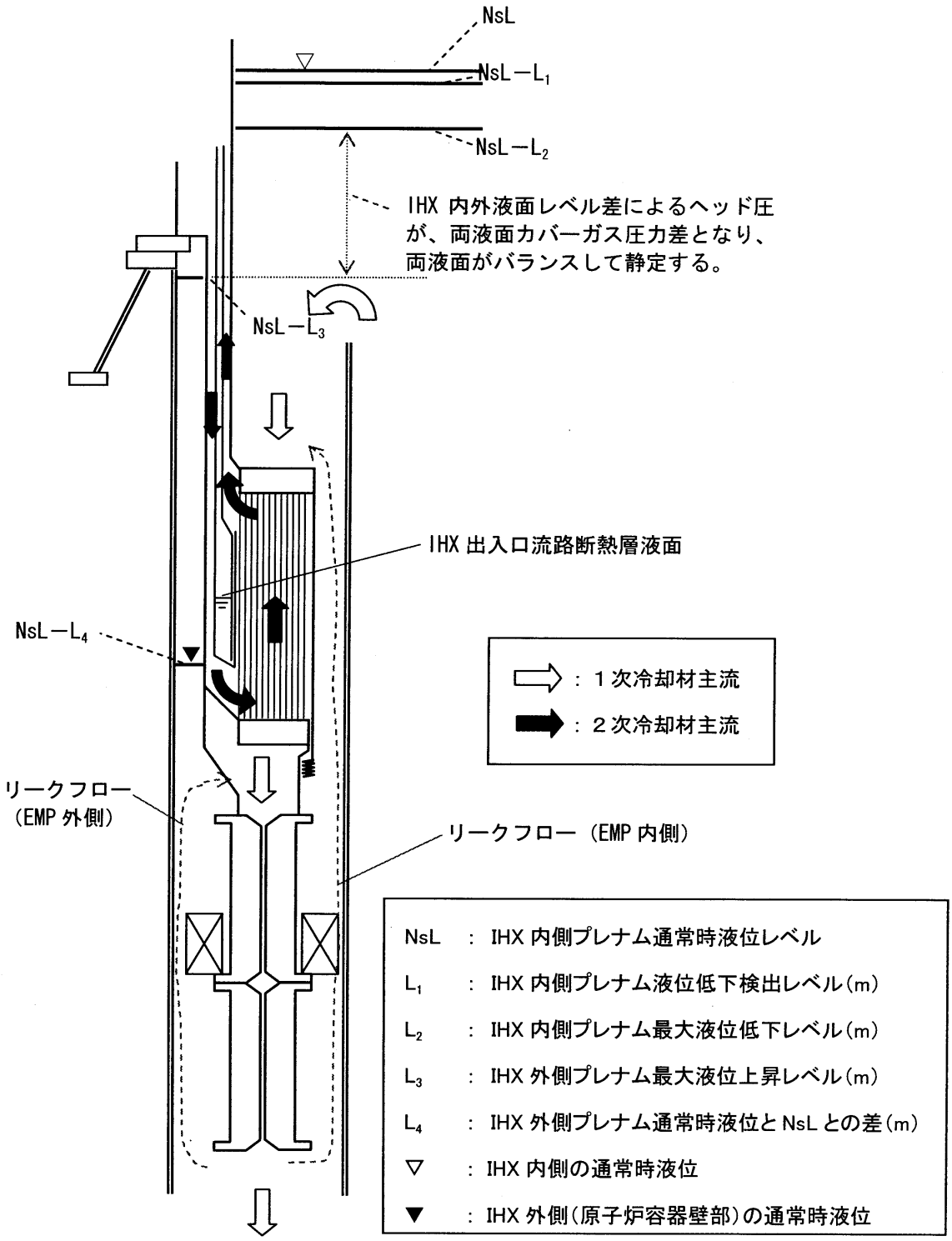
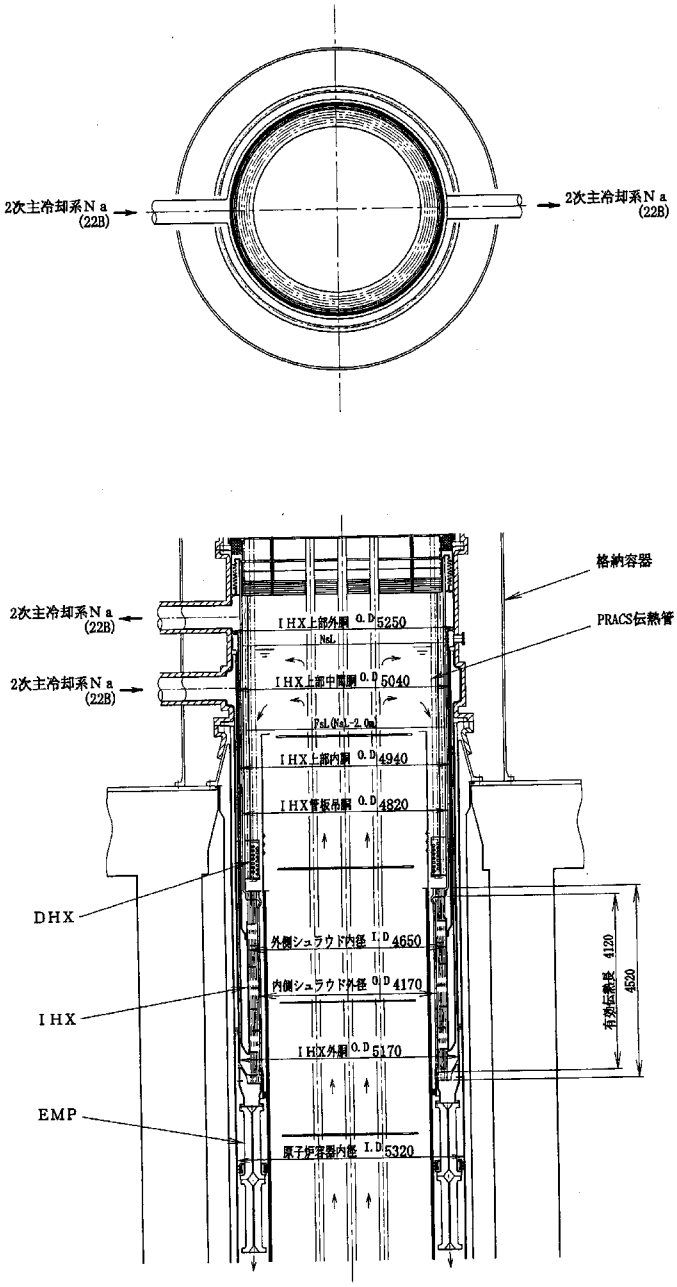


図 7.4.1.26　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　原子炉容器壁近傍の概念図（フェーズⅡ-3）



設計仕様

ＩHX型式	直管型平行内流式（環状管板）	
管外流体	2次Ｎａ	
管内流体	1次Ｎａ	
交換熱量	395 MWt/基	
基　数	1 基	
伝熱面積	1260 m²	
伝熱管	材　質	SUS316
	外　径	21.7 mm
	板　厚	1.0(t₁,t₂) mm
	伝熱部高さ	4.12 m
	本　数	4500 本
	配列パターン	正三角形
	配列ピッチ	27.4 mm
定格流量	1次側	7.243×10^{6} kg/h
	2次側	6.03×10^{6} kg/h
定格温度	1次系入口	550 ℃
	1次系出口	395 ℃
	2次系入口	335 ℃
	2次系出口	520 ℃
圧力損失	1次系	8 kPa
概略重量	約 190 ton	

図 7.4.1.27　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　環状型 IHX の構造図（フェーズⅡ-3）

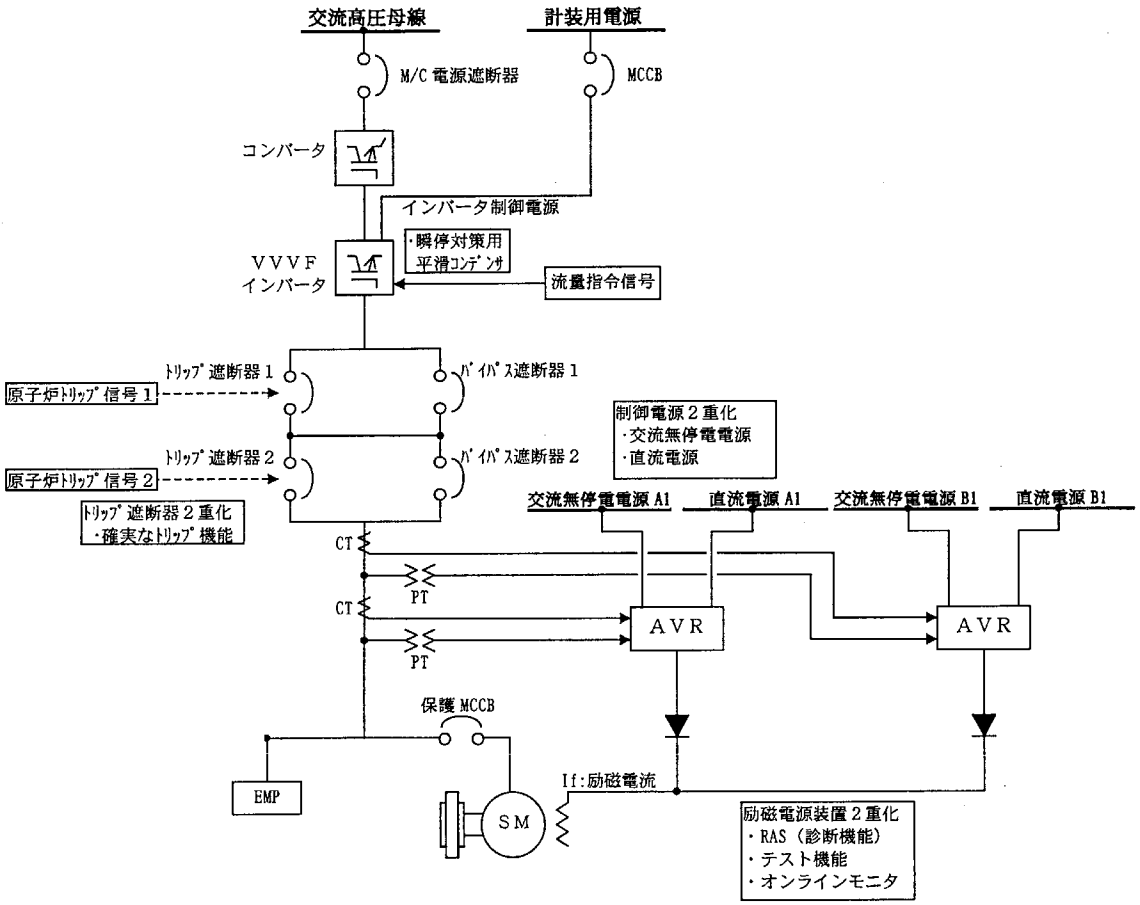
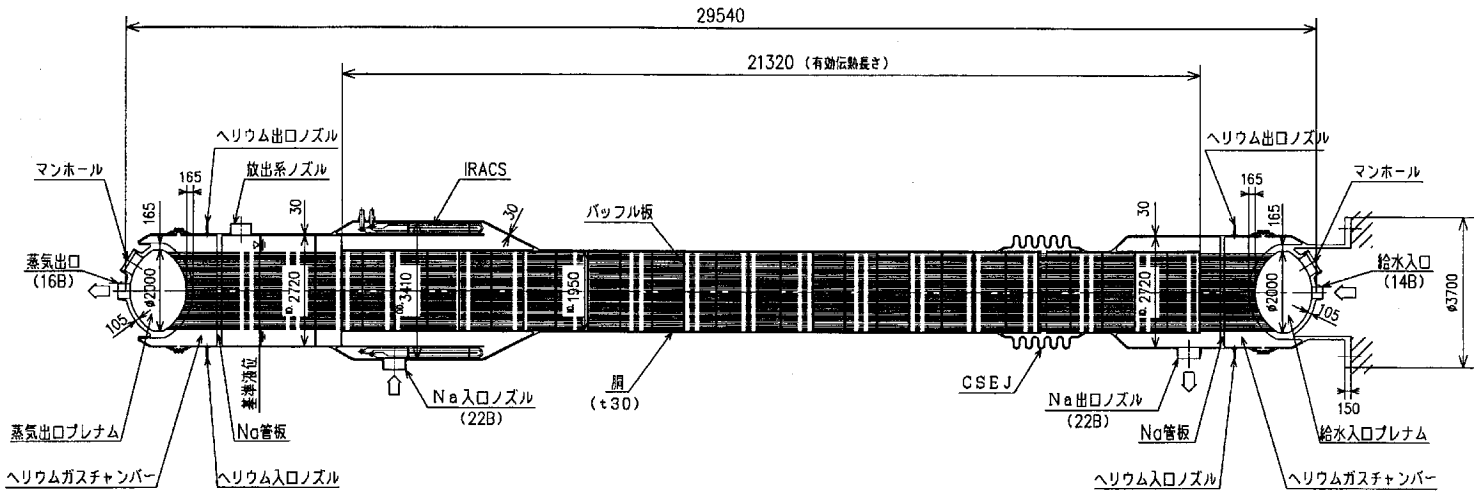
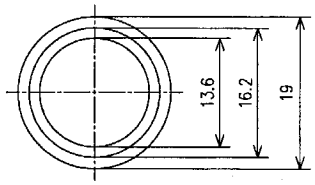


図 7.4.1.28　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　電磁ポンプの電源構成（フェーズⅡ-3）





伝熱管断面図

SG仕様

形　式	縦置有効面直管型	
管内流体	水・蒸気	
管外流体	ナトリウム	
交換熱量	395MWt	
伝熱面積	2919m²	
伝熱管	外径（内管／外管）	16.2／19mm
	肉厚（内管／外管）	1.3／1.4mm
	有効伝熱管平均長さ	21.32m
	本　数	2293本
	管ピッチ	38mm
定格流量	水・蒸気側	6.29X10⁵kg/hr
	ナトリウム側	6.03X10⁵kg/hr
定格温度	給水入口	233℃
	蒸気出口	497℃(17.2MPa)
	ナトリウム入口	520℃
	ナトリウム出口	335℃
材　質	12Cr鋼	
概略重量	200ton	

図 7.4.1.29　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　直管型２重管 SG の構造図（フェーズⅡ-3）

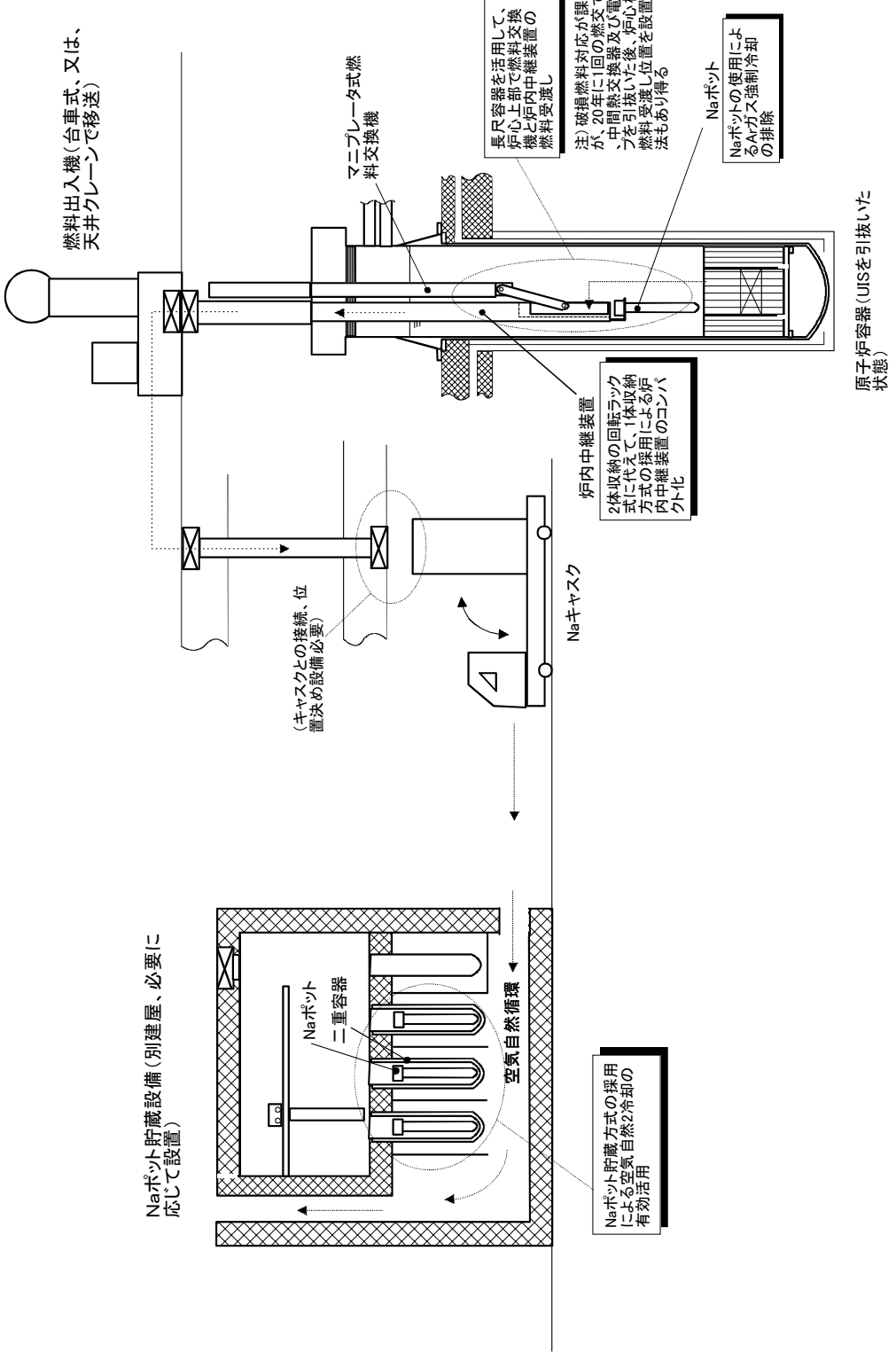


図 7.4.1.30　ナトリウム冷却小型炉　制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント　燃料取扱設備の概念図（フェーズⅡ-3）

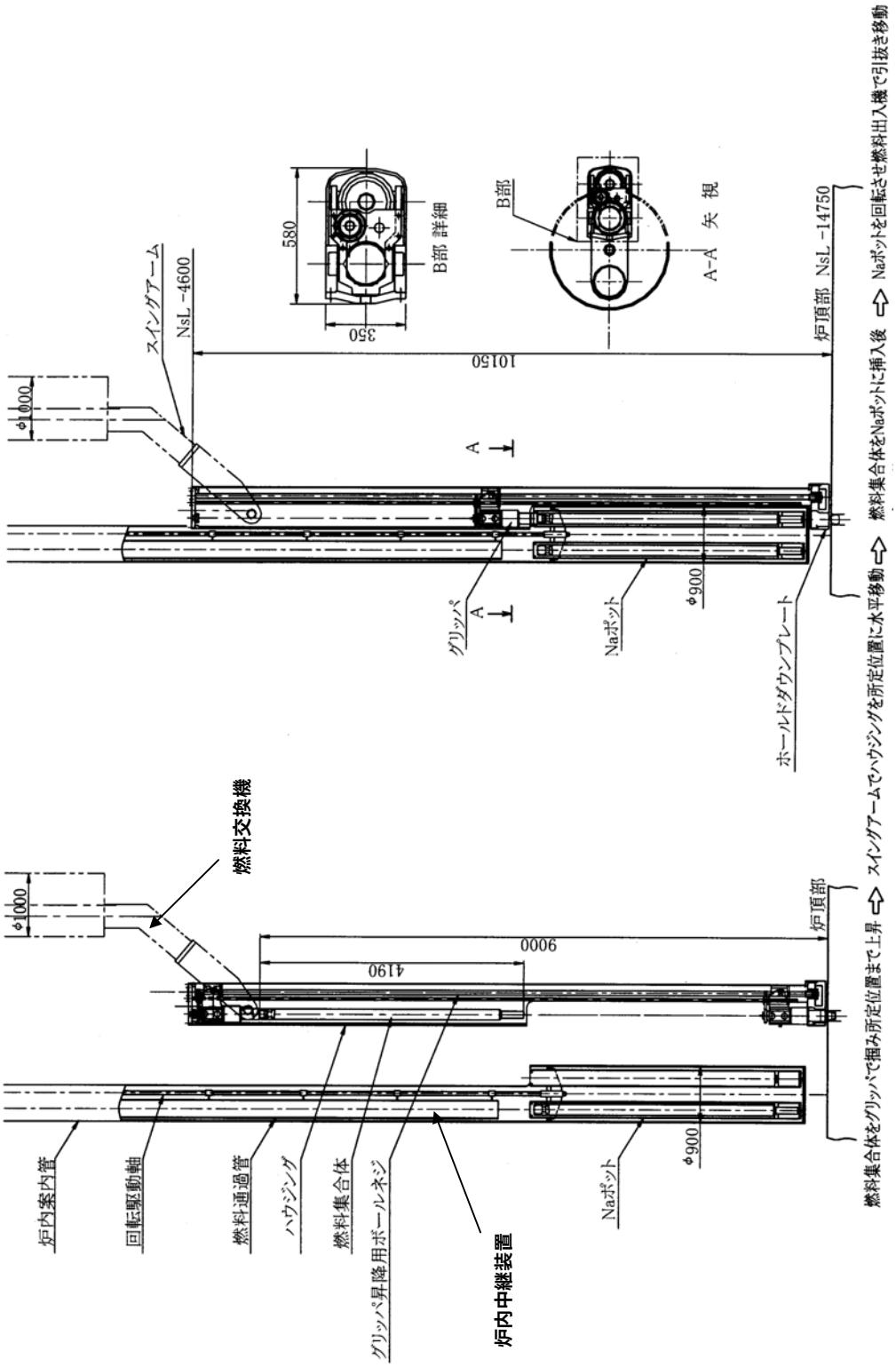


図 7.4.1.31 ナトリウム冷却小型炉 制御棒制御・強制循環方式タンク型プラント 燃料交換機および炉内中継装置の構造図
（フェーズⅡ-3）

7.4.2　技術的成立性の評価

7.4.2.1　炉心性能の評価

中間まとめの代表炉心概念として、経済性向上（炉心小径化）と受動的安全性の観点から 150MWe 級の制御棒制御型・強制循環(低圧損型)の高温化炉心を選定し、その核熱設計、遮へい設計を実施して技術的成立性を示した。

代表炉心概念の炉心配置図と主要目を図 7.4.2.1、表 7.4.2.1 に示す。本炉心概念では熱出力 395MWt、20 年間燃料無交換運転、取出平均燃焼度 77GWd/t、燃焼反応度 1.2%Δk/kk'であり、設定した設計条件を満足している。また、ブランケット燃料を装荷しないで増殖比 1.06 を達成し、炉心等価直径は約 2.9m と小径化炉心である。本概念では、プラント寿命 60 年（遮へい設計)、炉心寿命 20 年、制御棒寿命 20 年を達成し、Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度金属燃料炉心を用いてナトリウム冷却 MOX 燃料並みの出口温度 550℃が達成できる見通しであり、プラント熱効率が高く多目的利用への活用も期待できる。

今後、実用化に向けて炉心が成立する上での技術的課題としては、太径金属燃料ピンの開発、高性能炉心燃料材料の開発、Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念の実証、高性能遮へい体（Zr－H）の開発、長寿命制御棒の開発などが挙げられる。

7.4.2.2　構造健全性の評価

原子炉容器は環状型 IHX および電磁ポンプの採用に伴い、小径長尺な構造であるため、耐震成立性が懸念される。また、信頼性向上の観点より、ATWS 以外に、原子炉トリップ時にも、同一の電磁ポンプ流量半減時間を適用する計画であり、熱過渡に対する構造健全性を評価する必要がある。

本項では、上記のように本プラント概念で固有な項目を対象として、構造健全性の評価結果をとりまとめた。

(1) 原子炉容器の耐震性

316FR 製の原子炉容器はφ5.32m×h25.35m（ナトリウム冷却中型炉でφ8.5m×h23.55m、ルーフデッキ上面から原子炉容器下端まで）と小径の長尺容器であるが、重量が小さいため、強地震検討用水平動に対して、原子炉容器据付け部で曲げ方向に 40.7MPa、せん断方向に 15.1MPa の応力が発生する程度である。

また、座屈限界に対する安全率も 4.03（制限値 1.5）と高く、地震時の構造健全性を満足している。(小型炉では､3 次元免震を使用する計画であるが､暫定的にナトリウム冷却大型炉と同様に、水平免震のみで、同じ床応答スペクトルを使用）

(2) 電磁ポンプ流量半減時間延長に対する熱過渡応力

ATWS 対応に関連して、ULOF 時に電磁ポンプ流量半減時間を延長して、SASS 挿入に期待しなくても高温整定することを目指している。7.4.2.3 項「安全設計・安全評価」に記載するように、電磁ポンプ流量半減時間 40 秒の条件で CDF が 0.5 以下と炉心損傷を防止できる可能性を有するが、確実な原子炉トリップの検出方法が困難であることや、電気回路の信頼性向上の観点より、原子炉トリップ時にも同じ流量半減時間を適用することが望ましい。よって、流量半減時間をパラメータとして、過大な熱応力の発生が想定される IHX 上部管板の構造健全性を評価した。

原子炉トリップ時における構造健全性の解析結果を図 7.4.2.2 に示す。流量半減時間の延長により、ホットショックが大きくなり、IHX 上部管板で発生する熱応力は 3Sm の制限値（294MPa）を超える恐れを有する。ただし、上部プレナム部のナトリウムインベントリが大きく（単位出力あたりのインベントリはナトリウム冷却中型炉の約 1.7 倍)、熱過渡曲線が緩和される傾向にあるため、流量半減時間が 40 秒のケースでも、クリープ疲労損傷解析に基づく手動トリップの許容回数は 650 回以上と、ナトリウム冷却炉の想定回数（事象Ⅱの合計で 450 回）以上であり、構造健全性を確保できる見通しである。

7.4.2.3　安全評価

本プラント概念では、原子炉停止系として、既往知見より十分に適用性を見通すことの可能な SASS を設置する。また、原子炉容器の小型化に伴い、冷却材ボイド反応度が 6$と大きいが、低線出力密度に加えて、負の反応度フィードバック（ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度)、自然循環性能（電磁ポンプ流量半減時間の延長）により、ATWS 時に、SASS 挿入に期待しなくても高温整定する高い炉心損傷防止能力を目指した。

このうち、制御棒軸伸び反応度は燃焼に伴い変化するが、UTOP 時における反応度挿入量の制限や、温度振動防止の観点より、成立範囲が制限される。また、長寿命炉心の採用に伴い、制御棒の ^{10}B 濃縮度を制限しなければならず、制御棒本数が増加するなど炉心設計上の拘束を受ける。

本項では、7.4.1.1(5)項「代表炉心概念」での高温化炉心（冷却材ボイド反応度 6$）を対象として、ATWS 解析を行うとともに、長尺容器に対する制御棒挿入性、電磁ポンプ電源構成の信頼性（流量半減時間延長を使用することの妥当性）に係る評価結果をとりまとめた。

(1) ATWS 対応

高温化炉心を対象として、AWTS 解析を行い、固有の安全特性および受動的安全性の有効活用による炉心損傷防止の可能性を評価した。

UTOP、ULOF、ULOHS に係る ATWS 解析結果を表 7.4.2.2 に示す。いずれも設計基準外事象で、かつ、SASS を設置することもあり、反応度はノミナル値を使用した。また、崩壊熱除去系は事象開始から 3600 秒後に起動するとともに、不確かさの大きい炉心径方向膨張反応度および炉心支持板膨張反応度を考慮しなかった。炉心損傷防止の判断条件は、以下のとおりである。

・燃料被覆管 CDF：Sr ベースで 0.5 以下（ODS 鋼の暫定評価式を使用）
・冷却材バウンダリ温度：750℃以下（100 時間以内）
・アクシデントマネージメントに必要な時間：3600 秒

（ｉ）UTOP

制御棒 1 本の誤引抜き（反応度挿入量 25￠、反応度挿入率 0.02￠/sec）を想定しても、出力および温度変動は発生せず、かつ、制御棒軸伸び反応度の負の反応度フィードバックにより、燃料被覆管 CDF は 7.4×10^{-5} と小さく、炉心損傷を防止できる見通しである。

上記のように制御棒1本の完全な誤引抜き時にも炉心損傷を防止可能なため、反応度挿入量を制限する機械的ロッドストップを設置する必要はない。また、制御棒の連続誤引抜きについては、低燃焼反応度に伴う制御棒操作頻度の少ない特徴を活用して、電気回路中に機械的な手動インターロックスイッチを設置し、運転操作を行う制御棒のみの電源を接続することにより、制御系異常が発生しても他の制御棒の駆動を防止することが可能と考えられる。

（ii）ULOF

制御棒軸伸び反応度の低い条件（5.7￠/cm）でも、ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度など負の反応度フィードバックや、40 秒の電磁ポンプ流量半減時間を確保することにより、燃料被覆管 CDF は 0.25 と小さく、炉心損傷を防止できる見通しである。

崩壊熱除去系が起動しないため、高温化に伴い冷却材バウンダリ温度が高くなる傾向にあるが、3600 秒後に 750℃以下と判断基準を満足する。

（iii）ULOHS

制御棒軸伸び反応度の低い条件（5.7￠/cm）でも、ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度など負の反応度フィードバックにより、初期段階の温度上昇を抑制する。

崩壊熱除去系が起動しないため、高温化に伴い冷却材バウンダリ温度が高くなる傾向にあるが、3600 秒後に 750℃以下と判断基準を満足する。

（iv）フィードバック反応度の妥当性

制御棒軸伸び反応度を決定する制御棒微分反応度価値は、燃焼時期により 5.7～20￠/cm と相違するが、最小の数値でも ATWS 時に高温整定することが可能である。（制御棒誤引抜き反応度は制御棒挿入深度を考慮して、最大

の反応度挿入量に対応する 20¢/cm を使用）

過渡時の炉心変形挙動が不明確なため、安全解析上、炉心径方向膨張反応度の精度向上は困難である。一方、制御棒軸伸び反応度は、制御棒駆動軸が下端フリーの単純構造であることや、炉壁の低温化に伴い、ATWS 時に原子炉容器の熱膨張が極めて小さいなどの特徴を有するため、定量的な検証が比較的容易と考えられる。また、制御棒案内管を介した熱伝達でも、制御棒構造を工夫すれば約 50 秒の応答時間を確保可能で、かつ、炉心からのナトリウムが制御棒案内管廻りを流れるような UIS 構造を採用することにより、ATWS 時にも制御棒軸伸び効果に期待できる見通しである。

これに対して、冷却材ボイド反応度の更に大きい高温小径化炉心（冷却材ボイド反応度 8$）では、UTOP 時に炉心損傷を回避できる見通しであるが、ULOF 時に 120 秒の電磁ポンプ流量半減時間を想定しても、燃料被覆管 CDF は 0.5 以上と大きく、高温整定を目指すことは困難と判断した。

(2) 制御棒挿入性

原子炉容器の長尺化に伴い、地震時の UIS 下端変位が増加するため、制御棒挿入性への影響が懸念される。制御棒挿入性に係る要求条件は、以下のとおりである。

$$\delta_1 + \delta_2 + \delta_3 + \delta_4 < 60\text{mm}$$

$$\delta_2 < 37\text{mm}$$

ここで、

δ_1：据付誤差（上部プレナム内筒で UIS 変位を制限する場合には 10mm 以下と小さく、本評価では δ_2 に含める）

δ_2：水平地震時の炉心と UIS の相対変位

δ_3：炉心総偏り（炉心燃料のパッド間ギャップ 0.7mm×23＝17mm）

δ_4：UIS 熱変位（6 ㎜）

UIS 水平バッフル板と上部プレナム内筒の結合の有無をパラメータとして、固有値解析およびスペクトルモーダル解析（強地震検討用水平動）を実施した。振動モードおよび炉心－制御棒の相対変位を図 7.4.2.3 に示す。制御棒案内管は約 18m と長いが（ナトリウム冷却中型炉で約 13.2m)、小重量で、かつ、ルーフデッキ下面から上端のバッフル板までの距離が短いため、炉心－制御棒の相対変位は、UIS 水平バッフル板と上部プレナムを結合するケースで 8.8mm、結合しないケースで 13.4mm と小さく、20mm の据付け誤差を考慮しても、上記の要求条件を満足する。

本プラント概念では、据付け精度を保証する位置付けで、下端から 2 枚めのみの水平バッフル板を拡大して、上部プレナム内筒と結合可能な構造とするが、20mm の隙間を確保することにより、通常時には接触しないように工

夫した。

(3) 電磁ポンプ電源構成の信頼性

電磁ポンプは、機械式ポンプと異なり、電気回路により所定の流量半減時間を確保するため、電気回路の故障率が高ければ、流量半減時間の延長対応に信頼をおくことができない。

電磁ポンプ電源構成の信頼度を把握するために、図 7.4.1.28 に示す電気回路の確率論的信頼性評価を行った。機器別の故障率データ[18]およびフォルトツリーによる評価結果を図 7.4.2.4 に示す。図中、同期モータ 1 基の条件で「電磁ポンプ 1 基の故障＋残り 1 基のフローコーストダウン失敗」による炉心損傷確率（流量半減時間 120 秒を想定）を示した。

上記の電源構成では、しゃ断器を開放する必要はあるが、インバータ制御を使用せずに所定のフローコーストダウンを確保でき、同期モータを 2 重化すれば、9.58×10^{-10}/炉年の非常に低い信頼度を達成可能な見通しである。

他の電磁ポンプの電源構成として、MG セットや、蓄電池を使用したシステムが考えられるが、同期モータと組み合せた電源構成では、インバータ制御が不要の利点を有しており、同期モータの 2 重化などの設計対応により、所定の信頼度を確保することが可能と判断した。

7.4.2.4 枢要技術の成立性見通し

(1) 炉心燃料設計

燃料、炉心、制御棒に分けて、枢要技術の成立性見通しをとりまとめた。

（ｉ）太径金属燃料ピンの開発

U－Pu－Zr3 元合金燃料は、米国 EBR－Ⅱおよび FFTF において照射試験が行われ、その照射本数は約 600 本に至っている。照射試験では、被覆管温度、線出力、スミア密度、燃料ピンの仕様や照射条件などを様々に変えて行われている。これらの試験条件のうち被覆管温度と線出力は、実用炉で期待されるよりやや低い範囲にとどまっているものの、20 万 MWd/t に近い実用上十分な高燃焼度が達成されている。

燃料ピンの仕様については、燃料要素外径 8.5mm が標準的であり、本炉心で採用した 15mm の太径燃料ピンについては、本質的な問題はなく照射試験による実証等を実施すればその成立性が見通せると考える。また、U－Pu－Zr3 元合金燃料の Zr 含有率は 10wt%が標準であり、本炉心で採用した Zr 含有率 20wt%程度の合金燃料はその物性値の測定も必要と考える。

（ｉ）太径金属燃料ピンの開発

基幹電源のナトリウム冷却炉の金属燃料炉心と同様に被覆材として ODS 鋼を選定しているが、開発リスク回避のために代替材を設定する必要がある。金属燃料の場合、液相形成挙動の観点から Ni を多く含む材料の採用は困難であり、PNC－FMS 鋼・HT－9 鋼等のフェライト／マルテンサイト鋼を選

定することにしている。

また、金属燃料においては、燃料スラグと被覆材の液相形成挙動により炉心出口温度が制限される。その改善の方策の１つとして、被覆材の内面にバリア機構を有するライナを付設して、U－Pu－Zr3 元合金と被覆材の接触を防ぐ方法が考えられる。ただし、ライナ付被覆管は、実用化に向けて開発課題が大きいことに留意する必要がある。

これらの詳細については、2.2.2.1(2) 項の基幹電源のナトリウム冷却炉の金属燃料の「技術的成立性の評価と今後の課題」に記載している。

（iii）Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念の実証

Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念はナトリウム冷却中型炉で提案した概念であり、炉心概念として本質的な問題はないが、核特性について臨界実験等による実証が望ましい。また、ワイヤスペーサ型集合体を装荷した金属燃料炉心で、MOX 燃料炉心並みの高温化の見通しを得ているが、熱設計については設計裕度が小さく、今後熱設計手法の高度化や合理化が必要と考える。

なお、本炉心で採用した Zr 含有率 20wt%程度の合金燃料については、上述したようにその物性値の測定や照射試験が必要と考える。

（iv）高性能遮へい体（Zr－H）の開発

本検討では高性能遮へい体として、Zr－H 遮へい体の導入を考えている。2.2.2.1(1)、(2) 項の基幹電源のナトリウム冷却炉の「技術的成立性の評価と今後の課題」で記載したように、Zr－H 遮へい体は成立の見通しを有するものと考える。

今後の課題として、Zr－H の照射挙動、Zr と被覆管の共存性等の検討が必要と考える。

（ｖ）長寿命制御棒の開発

本検討では、炉心寿命 20 年間使用可能な長寿命制御棒の実現の可能性を示した。ただし、制御棒の寿命を支配する ACMI 発生に対する制限（制限目安値：^{10}B の中性子吸収量 2×10^{22}n/cm^3 以下）を評価した結果、運転中の制御棒の挿入位置を詳細に考慮して制限値を満足していることを確認したが、設計裕度が少ない。

本設計の吸収体は軸方向の ^{10}B 濃縮度を均一とした仕様を想定しているが、吸収体下端の燃焼度ピーク低減のために吸収体下端領域の ^{10}B 濃縮度を下げた軸方向非均質型にすれば設計裕度を増すことができる。今後の設計に柔軟に対応するため軸方向非均質型の長寿命制御棒の開発も必要と考える。

(2) プラント設計

原子炉構造、冷却系機器、その他の設備に分けて、枢要技術の成立性見通しをとりまとめた。

（ｉ）原子炉構造

原子炉容器は小径の長尺容器であるが、耐震性に係る課題はない。地震時の制御棒下端変位も小さいが、制御棒案内管が約 18m と長く（ナトリウム冷却中型炉で 13.2m)、据付誤差が増加するため、制御棒挿入性に係る要求条件を満足しない恐れを有している。据付け誤差を保証する位置付けで、UIS の水平バッフル板を径方向に拡大して、上部プレナム内筒で変位制限するが、約 20mm の嵌合部隙間に対して、UIS 引抜き・挿入性を確認する必要がある。

コラム型 UIS は基幹電源と比較して、ナトリウム流速が 0.36m/sec と遅く（ナトリウム冷却中型炉の約 0.45 倍、1 次ナトリウム流量を炉心等価直径に相当する流路面積で除した数値)、かつ、燃料交換機アクセス用の切込み部を設置しないため、上部プレナム流動に係る課題はない。制御棒軸伸び反応度の有効活用に伴い、原子炉容器に対する相対的な軸膨張量や、応答時間を把握する必要はあるが、UIS 構造が比較的単純で検証は容易と考えられる。

炉内 ISI に係る技術課題は基幹電源と同じである。ただし、炉内へのアクセス頻度を低減するために、原子炉容器外側からの炉心支持構造物の体積検査や、UIS 変位などにより炉心槽の大規模な変形のないことを確認する計画であり、検査方法、検査性能などを確証する必要がある。

また、金属燃料の溶融挙動の把握や、これに伴う設備対応を明確にしなければならないが、その成立性の見通しは基幹電源の金属燃料炉心と同じである。

（ii）冷却系機器

既往設計のタンク型炉と比較して、環状型 IHX および電磁ポンプの直列配置により原子炉容器の小型化を図っている。環状型 IHX の 2 次ナトリウム系は一方向から炉内に流入した後、伝熱管に到達するまでに周方向流速分布を均一にする必要がある。基幹電源における IHX 入口部の 1 次ナトリウム系でも、せきを設けるなどの設計工夫により流速分布の均一化を図っており、本概念にも適用可能である。

電磁ポンプはナトリウム浸漬型で、流量は 141 m^3/min と米国 ETEC での試験流量 160m^3/min と同程度である。ただし、環状流路径が約 4.6m と大きく、電磁流動解析に基づく周方向流動均一性の確証や、製作性の確認試験などを実施することが望ましい。

直管型密着 2 重管 SG および自然循環方式の崩壊熱除去系はナトリウム冷却中型炉と同じであり、2.2.2 項「技術的成立性の評価と今後の課題」に成立性の見通しを記載した。

（iii）その他の設備

UIS 引抜き方式の燃料取扱設備では、UIS の長尺化に伴い、建屋外クレーンにより UIS（キャスクを含む）を取扱う計画である。燃料交換頻度は 20

年に１回と低いが、UIS 表面に付着したナトリウムの影響などを把握する必要がある。また、UIS 引抜き後、原子炉容器内に燃料交換機および炉内中継装置を設置して燃料交換を行うが、上部プレナム内で燃料受渡しを行うなど、基幹電源と機器構造が大幅に相違しており、新たな機器開発が必要である。

7.4.2.5 実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価

基幹電源と相違して、開発スケジュールなどの検討は実施されていない。ここでは、7.4.2.4 項「枢要技術の成立性見通し」に基づく、小型炉特有の主要な技術課題について記載する。

(1) 炉心燃料設計

実用化のための主な技術課題は以下のとおりである。

・太径金属燃料ピンの開発
・高性能炉心燃料材料の開発
・Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心概念の実証
・高性能遮へい体（Zr－H）の開発
・長寿命制御棒の開発

これらのうち、太径金属燃料ピンの開発は、ナトリウム冷却大型・中型炉心では検討されていないが、標準的な外径 8.5mm から外挿して本炉心で採用した 15mm の太径燃料ピンについては本質的な問題はなく、照射試験による実証等を実施すればその成立性が見通せると考える。ただし、照射試験施設は限定されているので、早急に照射計画を立案する必要がある。その他の項目の開発はナトリウム冷却大型・中型炉心でも検討中であり、大型・中型炉心と平行して開発を進める。

(2) プラント設計

基幹電源と相違して、開発スケジュールなどの検討は実施されていない。7.4.2.4 項「枢要技術の成立性見通し」に基づく、小型炉特有の主要な技術課題は以下のとおりである。

（原子炉構造）

・嵌合構造の追加に伴う UIS 引抜き・挿入性の確認
・制御棒軸伸び反応度の検証（相対的な軸膨張量や、応答時間の把握）
・ISI 手法の開発（炉心支持構造物および炉心槽の検査方法、検査手法の確証）
・再臨界防止に係る設備対応（コアキャッチャー構造など）の明確化

（冷却系）

・環状型 IHX における流動均一性の確証
・環状型電磁ポンプにおける周方向流動均一性の確証、製作性の確認試験

（その他の設備）

・燃料取扱設備機器の開発

このうち、電磁ポンプおよび燃料取扱設備以外は基幹電源の延長技術で、これらの開発期間内に成立性の評価が可能で、開発リスクも小さいと考えられる。

一方、電磁ポンプは米国 ETEC での試験実績を有するが、形状が相違するため、電磁流体解析によるポンプ性能の確証、または、解析による性能確証が不可能な場合には、ナトリウム性能試験の実施が必要である。

また、燃料取扱設備は基幹電源で実施する要素試験を適用可能であるが、それ以外に、UIS 引抜き・挿入による影響把握や、主要機器のモックアップ試験を実施しなければならない。

表 7.4.2.1　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	395 MWt
	電気出力	165 MWe
	炉心型式	Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度均質炉心
	運転サイクル長さ	20 年 (7300 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/一バッチ
	炉心高さ	127 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/0 cm
	炉心等価直径	293 cm
	遮へい体外接円径	約 390cm
	炉心燃料集合体数 (内側/中間/外側/合計)	66 /66 /114/ 246 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	18 / 7 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体) (ZrH 遮へい体)	60 体 (1 層) 66 体 (1 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	３元合金燃料
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	15 mm
	被覆管肉厚	0.89 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	75 /一/一 %TD
	ワイア径	0.95 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.07
	集合体当たり燃料ピン本数	91 本
	ラッパ管外対面間距離	165.6 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	169.4 mm
炉心主要特性	Pu 富化度 (3 領域一定)*1 、 Zr 含有率 (内側／中間／外側)	13.3 wt.% 18.2／14.3／10.0 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	77 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度*2	77 GWd/t
	燃焼反応度	1.2 %Δk/kk'
	最大線出力	212 W/cm
	炉心平均出力密度	46.2W/cm^3
	最大高速中性子束*3	0.77×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量*3	4.9×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.06
	ドップラ係数[Tdk/dT]*4 (平衡末期)	-3.7×10^{-3}
	炉心部ボイド反応度*4 (平衡末期)	6.1 $*5

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E ＞ 0.1 MeV、
*4：集合体内非均質効果考慮、ボイド反応度は上部ガスプレナム部を含むと 5.8 $、
*5：実効遅発中性子割合 β=0.00342

表 7.4.2.2　ナトリウム冷却小型炉の ATWS 解析結果

UTOP安全解析

ケース[1]	解析条件				解析結果					評価[5]
	誤引き抜き反応度		制御棒軸伸び反応度[3]		最高温度			冷却材	被覆管	
	挿入量	挿入率[2]	微分反応度[4]	時定数	燃料中心	被覆管内面	冷却材	バウンダリ	CDF	
	¢	¢/sec	¢/cm	sec	℃	℃	℃	℃	−	
UTOP-1*	25	0.02	20	50	831	676	661	587	7.4×10^{-5}	○
UTOP-2	25	1	20	50	984	790	770	625	2.2×10^{-2}	○

ULOF安全解析

ケース	解析条件			解析結果					評価[5]
	流量半減	制御棒軸伸び反応度[3]		最高温度			冷却材	被覆管	
	時間	微分反応度[4]	時定数	燃料中心	被覆管内面	冷却材	バウンダリ	CDF	
	sec	¢/cm	sec	℃	℃	℃	℃	−	
ULOF-1	120	5.7	50	820	762	754	673	8.5×10^{-3}	○
ULOF-2	60	5.7	50	858	810	802	675	0.12	○
ULOF-3*	40	5.7	50	891	842	834	681	0.25	○
ULOF-4	30	5.7	50	921	875	867	683	0.83	×

ULOHS安全解析

ケース	解析条件				解析結果					評価[5]
	蒸気発生器	崩壊熱除去	制御棒軸伸び反応度[3]		最高温度			冷却材	被覆管	
	断熱開始	開始時間	微分反応度[4]	時定数	燃料中心	被覆管内面	冷却材	バウンダリ	CDF	
	sec	sec	¢/cm	sec	℃	℃	℃	℃	−	
ULOHS-1*	100	3600	5.7	50	793	708	707	706	3.1×10^{-3}	○

注1）レファレンスケースに*の記号を付記　　注2）制御棒駆動速度の最大値に相当
注3）RVACS削除による炉壁の低温化や、炉心槽高さ位置での熱遮へい板設置により、原子炉容器は熱膨張しないと想定
注4）プラント寿命中の制御棒の微分反応度は5.7～20 ¢/cm、各事象で制御棒挿入深度を想定して、適切な微分反応度を設定
注5）○：炉心損傷回避の見通しあり、×：なし

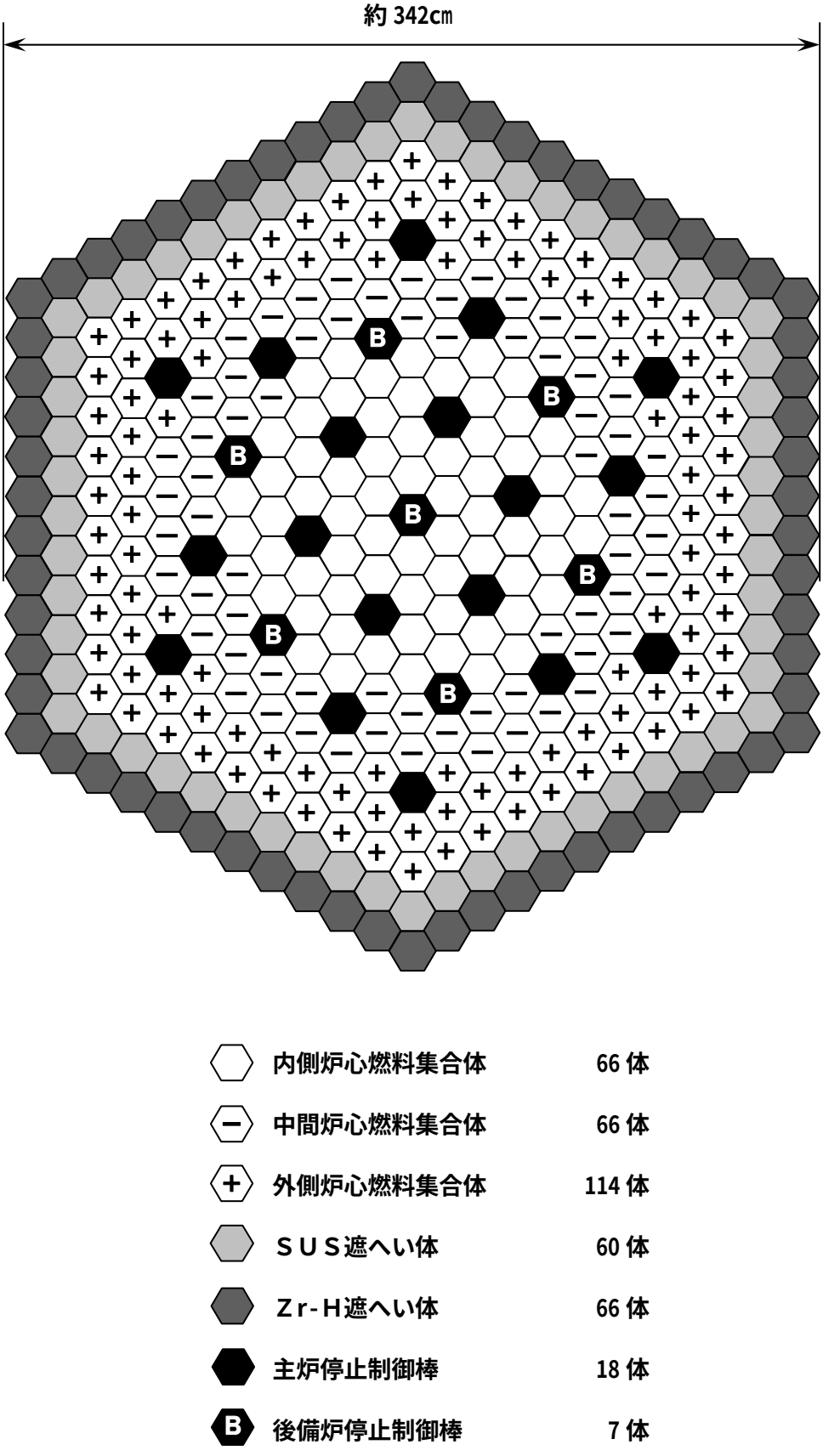
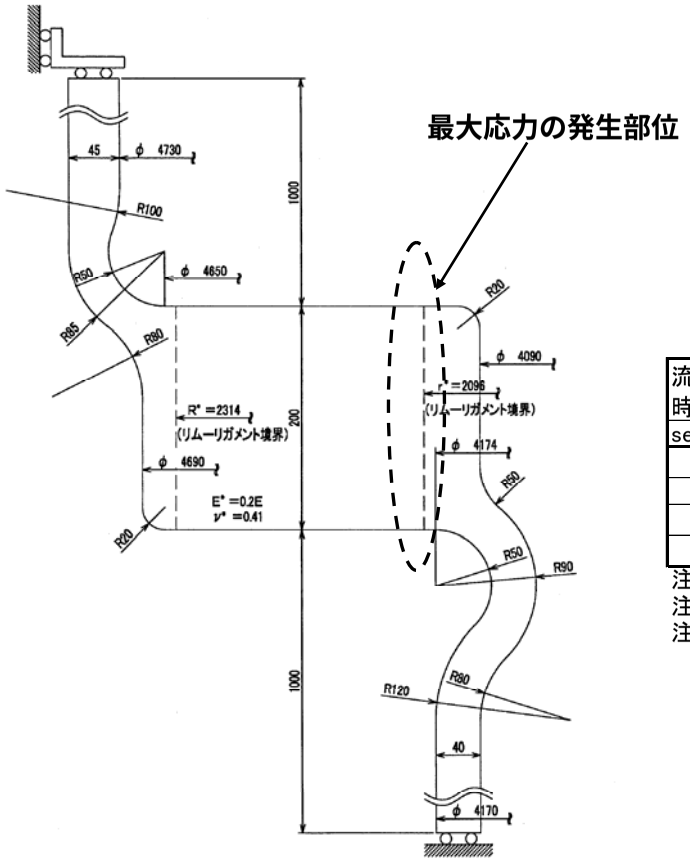


図 7.4.2.1　ナトリウム冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図



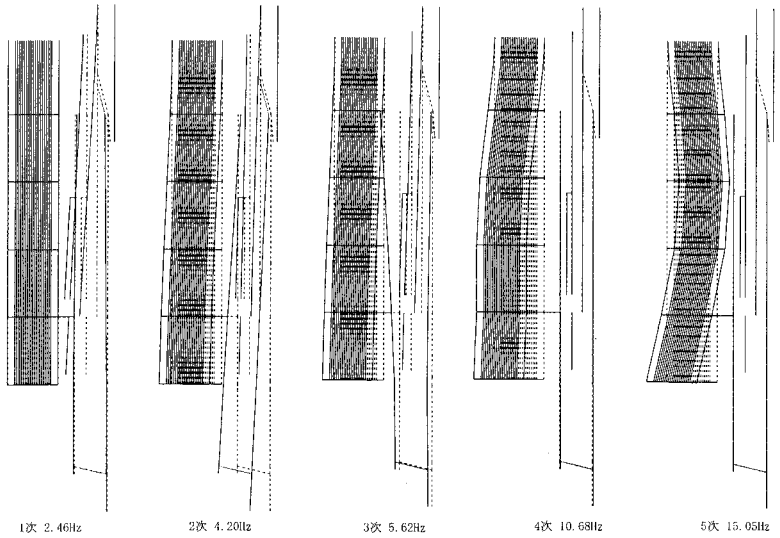
解析対象の IHX 上部管板部の詳細

手動トリップ許容回数に係る評価

流量半減時間[1]	最大応力[2]		ひずみ範囲	クリープ疲労損傷評価			許容回数[3]	評価
	Sn	発生時間		Df	Dc	Df＋Dc		
sec	MPa	sec	−	−	−	−	回	−
30	284	278	2.0×10^{-3}	2.13×10^{-5}	1.08×10^{-3}	1.10×10^{-3}	1311	○
40	306	−	−	−	−	−	650	○
60	426	102	3.8×10^{-3}	3.12×10^{-4}	2.39×10^{-2}	2.42×10^{-2}	37	×
120	629	100	6.3×10^{-3}	2.65×10^{-3}	5.87×10^{-2}	6.14×10^{-2}	14	×

注1)流量半減時間40秒のケースは、詳細評価に基づく熱過渡条件の緩和を視野に入れて、他の解析結果から推測
注2）3Sm＝294MPa
注3）手動トリップ想定回数は450回（事象Ⅱの合計）

図 7.4.2.2　原子炉トリップ時における構造健全性の解析結果

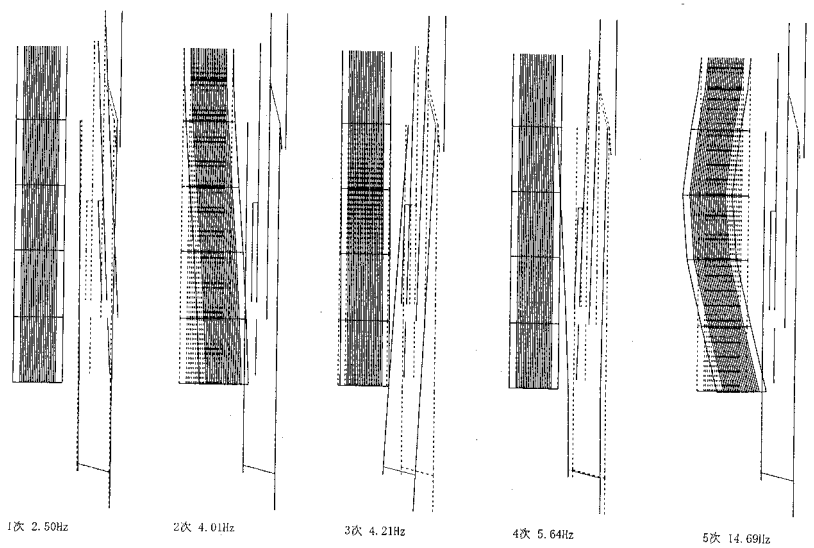


主要な振動モード

炉心-制御棒の相対変位

部位	変位(mm)
UIS下端	5.7
炉心槽上端	6.7
炉心-制御棒の相対変位	8.8

UIS 水平バッフル板と上部プレナム内筒を結合するケース



主要な振動モード

炉心-制御棒の相対変位

部位	変位(mm)
UIS下端	11.7
炉心槽上端	6.6
炉心-制御棒の相対変位	13.4

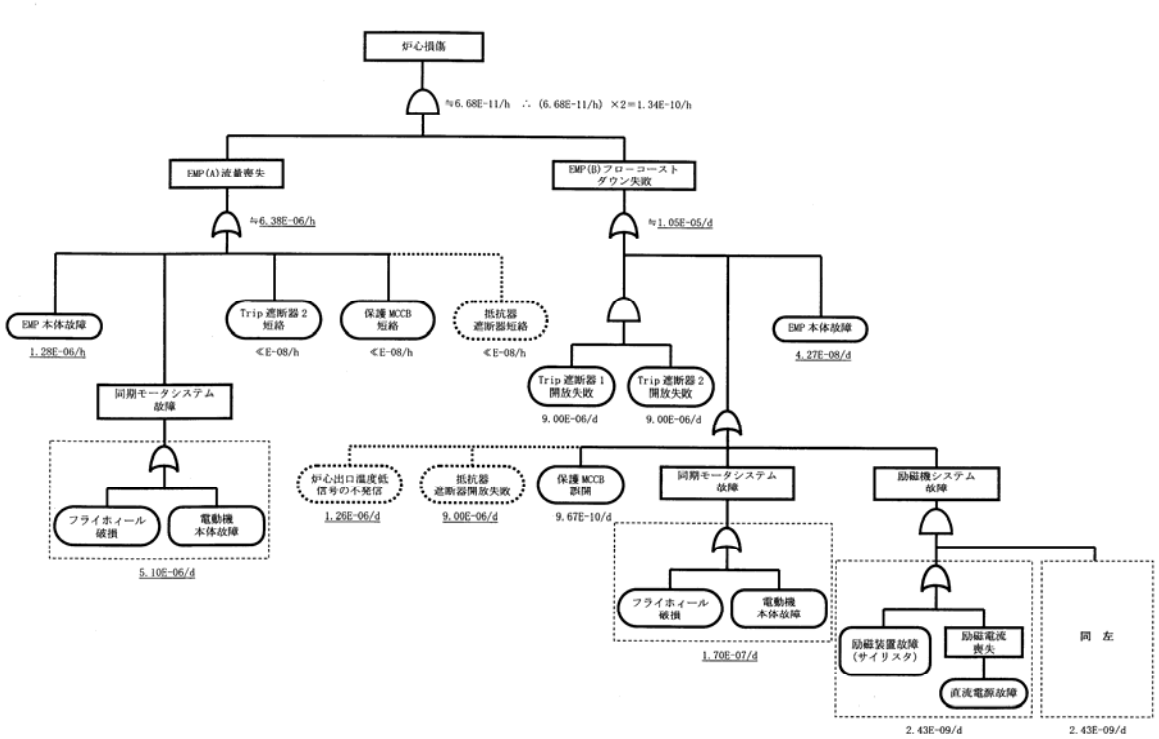
UIS 水平バッフル板と上部プレナム内筒を結合しないケース

図 7.4.2.3　ナトリウム冷却小型炉の制御棒挿入性に係る検討結果

故障率データと発生確率

機器故障モード	故障率(/h)[1)]	発生確率(/d)[2)]
電磁ポンプ運転失敗	1.28E-06	4.27E-08
同期モータ故障	5.10E-06	1.70E-07
しゃ断器などの開放失敗	2.50E-08	9.00E-06
しゃ断器などの誤開	2.90E-08	9.67E-10
励磁システムなどの計装用電源故障	7.30E-08	2.43E-09
トリップ信号不発信	3.50E-09	1.26E-06

注1)故障確率は参考文献[18]に基づく
注2)使命時間などを考慮して、機器別に故障率から発生確率に変換



電磁ポンプ１基の故障＋残り１基のフローコーストダウン失敗による炉心損傷確率

電磁ポンプ電源構成の非信頼度(/炉年)

事象	同期モータ2基	同期モータ1基(参考)
電磁ポンプ1基の故障＋残りの1基のフローコーストダウン失敗	9.58E-10	2.38E-08
外部電源喪失＋電磁ポンプ2基のフローコーストダウン失敗	1.39E-16	3.44E-15

図 7.4.2.4　電磁ポンプ電源構成に係る機器別の故障率データおよびフォルトツリーによる確率論的信頼性評価結果

7.4.3　設計要求への適合性評価の整理

「更なる魅力を追求した炉心およびプラントの検討（フェーズⅡ－3)」で構築した小型炉概念を対象として、安全性、経済性、環境負荷低減性、資源有効利用性、核拡散抵抗性、運転・保守補修性の観点より、設計要求への適合性評価を整理した。設計要求への対応方針と設計結果を表 7.4.3.1 に示す。

7.4.3.1　安全性

7.1.2 項「設計要求と対応方針」に記載した安全性の要求条件のうち、炉心およびプラント概念を構築する上で重要な ATWS 対応､崩壊熱除去機能、炉心損傷に対する格納機能、ナトリウム漏えいおよびナトリウム-水反応対応に係る達成度を評価した。

(1) ATWS 対応

原子炉停止系として、既往知見より十分に適用性を見通すことの可能な SASS を設置した。

また、炉心の冷却材ボイド反応度が 6$と高いが、ATWS 発生時にも、低線出力密度に加えて、負の反応度フィードバック（ドップラー反応度、制御棒軸伸び反応度)、自然循環性能（電磁ポンプ流量半減時間の延長）など固有の安全特性および受動的安全性の活用により、SASS 挿入に期待しなくても高温整定し、炉心損傷を防止できる見通しを明らかにした。

(2) 崩壊熱除去機能

RVACS を使用せずに､自然循環方式の PRACS×2 系統＋IRACS の崩壊熱除去系構成を選定した。

基幹電源と系統構成は類似しており、同等の信頼性や、自然循環能力に期待できると判断した。

今後、信頼性評価が必要であるが、自然循環方式の採用に伴い、動的機器は空気冷却器のダンパ程度と少ないため、1 系統機能喪失＋単一故障を想定しても、崩壊熱除去が可能である。また、タンク型炉で、PRACS 熱交換器を炉内に設置するため、炉外の主冷却系配管破断時にも、崩壊熱除去機能を喪失しない。

(3) 炉心損傷に対する格納機能

RVACS の削除に伴い、原子炉容器上方ではトップドーム、下方ではガードベッセル外側のライナー張り矩形コンクリートにより格納容器を構成する。ガードベッセルによる構成と相違して、基幹電源と類似の構成で、許認可対応が容易と考えられる。

本概念では、SASS を含めて、固有の安全特性および受動的安全性の活用により炉心損傷を防止した。ただし、万一、炉心損傷が発生した場合にも、ナトリウム冷却大型炉（金属燃料炉心）と同様に冷却材ボイド反応度を 8$以下に制限することにより起因過程での即発臨界を回避する。また、炉心燃料

は軸方向ブランケットがなく、遷移過程での燃料流出に対応でき、かつ、炉心槽下方に設置した 2 段のコアキャッチャーにより溶融燃料を保持して、原子炉容器内で終息する計画である。ただし、長寿命炉心の採用に伴い、出力比に対して、重金属インベントリがナトリウム冷却中型炉の約 0.67 倍と大きいため、全炉心燃料が上段のコアキャッチャーに堆積し、下段に流れない場合に、臨界に到達する恐れを有する。MOX 燃料と異なり、溶融した金属燃料の性状に不明確な部分が多いため、金属燃料の溶融挙動を把握して、コアキャッチャー構造の妥当性や、格納容器の健全性に影響しないことの確証が必要である。

(4) ナトリウム漏えいおよびナトリウム-水反応対応

ナトリウム配管廻りへの窒素ガス雰囲気のエンクロージャ設置や、直管型 2 重管 SG の採用など、基幹電源と同様のナトリウム漏えいおよびナトリウム－水反応対応を取込んでおり、安全上の差異はない。

7.4.3.2　経済性

基幹電源と異なり、運転費および燃料費の具体的な検討を実施していないために、7.1.2 項「設計要求と対応方針」に記載した経済性評価指標のうち、建設単価と稼働率を中心に経済性に係る達成度を評価した。

(1) 建設単価

小型炉の建設単価を表 7.4.3.2 に示す。勘定項目のうち、NSSS のコストは基幹電源と同様に、付録 D.「経済性評価手法」で説明したコードにより計算した。BOP 設備は出力の近いナトリウム冷却中型炉（シングルプラント）の評価結果をもとに、出力の 0.6 乗に比例すると想定した。表中、50MWe 級のナトリウム冷却小型炉およびナトリウム冷却中型炉（シングルプラント、6.2 項「経済性評価」参照）のコスト内訳なども記載した。

出力 150MWe 級（165MWe）のナトリウム冷却小型炉の建設単価（基準値を 100 とした相対値）は、以下のとおりである。

・FOAK ： 160.1
・NOAK ： 86.5

小型炉では、ループ数低減や、環状型 IHX および電磁ポンプの機器合体などの採用によりシステム簡素化を目指したが、FOAK では、スケールデメリットを克服できず、建設単価の基準値を満足していない。ナトリウム冷却中型炉と比較して、原子炉構造、制御棒駆動機構、燃料取扱設備のコスト割合が高く、特に、制御棒駆動機構の出力あたりの基数が約 4 倍と、大幅に増加している。建設単価を低減するには、核熱特性への影響を考慮して、制御棒本数の低減や、低燃料交換頻度に適合した燃料取扱方式の構築が重要である。また、BOP 設備のコストは全体の約 60%を占めている。現状、具体的な検討を実施していないため、ナトリウム冷却中型炉のコストから推測した

が、系統機器数の低減や、安全系局限化などの特徴を最大限に活用すれば、コスト低減の可能性を有していると考えられる。

一方、NOAK では、設計標準化や、習熟効果などにより建設単価が FOAK の 60%以下と大幅に低減できるため、建設単価の基準値を満足することが可能である。

以上より、出力 150MWe 級（165MWe）のナトリウム冷却小型炉の建設単価は FOAK で基準値の約 1.6 倍と高いが、NOAK で約 0.87 倍と、基準値を満足できる見通しである。今後、制御棒本数の低減を視野に入れた炉心概念の検討、低燃料交換頻度に適合した燃料取扱設備の構築、BOP 設備の具体化検討により、更なる建設単価の低減を追求して、小型軽水炉など競合相手に対する魅力を引き出すことが重要である。

(2) 稼働率

ナトリウム冷却小型炉では、長寿命化に伴う燃料交換頻度の低減、回転部分の分解点検が不要な電磁ポンプの採用、燃料交換に合せた炉内 ISI の実施などにより、基幹電源における定期検査工程のクリティカルパスとなる作業を排除でき、通常の定期検査を約 15 日で完了できる見通しである。（定期検査工程は図 7.2.3.5 に記載）

定期検査時には、制御棒駆動機構の点検および検査、SG 伝熱管検査などを実施するが、小出力規模の特徴を活用して、以下のように所定の期間内に実施可能である。

- 制御棒駆動機構の点検および検査：予備機と交換 4 日＋漏えい試験 5 日＋性能試験 2 日＝11 日[注 1)]
- SG 伝熱管検査：検査（8 分/本×2293 本）/（60 分×22 時間）/4 基＋準備および後始末 10 日＝14 日[注 2)]

上記の定期検査期間をもとに、タービン点検頻度をパラメータとして、稼働率の検討を行った。通常の定期検査よりも、タービン点検期間は約 25 日間と長い。通常の定期検査とタービン点検を繰り返し実施すれば（4 年に 1 回タービン点検を許容）、稼働率は 96.2%まで上昇するが、通常の定期検査時に実施しても、稼働率は 95.6%と基準値を満足している。

また、燃料交換は、UIS 引抜き方式の採用や、キャスクによる建屋外燃料貯蔵設備との取合を考慮して、100 日間（3 体/日、20 年に 1 回の頻度）で実施することを想定した。炉内 ISI との調整が必要であるが、燃料取扱設備を工夫して、50 日間の燃料交換工程を達成できれば、稼働率を 96.9%まで増加する可能性を有している。

注 1）25 本の制御棒のうち、約 1/3 に相当する 10 本を予備機と交換。また、性能試験（常駆動試験、スクラム試験）は交換した 10 本で 3 回、残りの 15 本で 1 回のみ実施

注 2）位置決めを含めた検査時間は 8 分/体で、4 本同時に探傷

(3) その他の経済性評価指標

経済性指標のうち、燃料交換間隔およびプラント寿命の要求値は達成済みである。

発電単価のうち、運転費および燃料費の検討は実施していない。このうち、運転費について、運転・保守補修の簡素化対応により基幹電源と同程度を目指している。また、ブランケット燃料を使用しないため、炉心平均燃焼度は77GWd/t と比較的高く、基幹電源より若干低い程度（ナトリウム冷却中型炉の従来型炉心で導入期 55GWd/t、平衡期 75GWd/t、高内部転換型炉心で導入期 81GWd/t、平衡期 101GWd/t）である。一般に燃料費は燃焼度に反比例するため、燃料仕様が相違するが、基幹電源と同程度の数値が期待される。

以上より、NOAK の建設単価は基準値を満足しているため、基幹電源と同程度の運転費、燃料費を実現できれば、発電単価の要求条件を満足できると考えられる。

7.4.3.3　資源有効利用性

高速炉の優れた中性子経済は、増殖性能ではなく、炉心の長寿命化に振り向けられているが、増殖比（内部転換比）は 1 以上（1.05 程度）を確保している。また、内部転換性能に優れているため、TRU 燃料を含めた低除染燃料の受入対応が可能である。

7.4.3.4　環境負荷低減性

内部転換性能が優れているため、TRU 燃料を含めた低除染燃料の受入対応が可能である。また、長期運転のため長期間廃棄物が発生しない（長期炉内保管）の長所も有している。

7.4.3.5　核拡散抵抗性

長期間燃料交換不要のため、核拡散抵抗性が高いと判断できる。また、TRU 燃料を含めた低除染燃料の受入対応が可能であり、ブランケット燃料を設置していないため、純粋な Pu に対する対策が不要である。

7.4.3.6　運転・保守補修性

7.1.2 項「設計要求と対応方針」に記載した運転・保守補修性の要求条件のうち、運転員の負担低減および保守補修の簡素化に着目して、定性的に運転・保守補修性に係る達成度を評価した。また、稼働率については、7.4.3.2 項「経済性」に記載した。

(1) 運転員の負担低減

基幹電源と同様に、運転自動化による運転員数の低減を行う。また、プラ

ント制御方法に依存するが、低燃焼反応度の特徴を活用することにより、10%程度の出力変動を許容すれば、粗調整棒（燃焼補償用）の操作頻度は 10 日から 50 日に 1 回に低減できる可能性を有している。

炉心の冷却材ボイド反応度が約 6$と高いが、ATWS 発生時にも、固有の安全特性および受動的安全性の活用によりSASS挿入に期待しなくても高温整定し、炉心損傷を防止できる可能性を有している。ナトリウム漏えいおよびナトリウム－水反応対応について、エンクロージャの追設や、直管型密着 2 重管 SG（溝なし）の採用などにより、リーク監視の必要性を緩和し、リーク後の緊急対応が不要な設計としている。

以上より、基幹電源に対して、更なる運転員数の低減は困難であるが、通常運転および事故対応への要求緩和により、運転性簡素化への寄与度は大きいと考えられる。

(2) 保守補修の簡素化

ナトリウム冷却小型炉の機器別の保守補修対応を表 7.4.3.3 に示す。機械式ポンプに代えて、電磁ポンプを採用することにより、定期検査工程のクリティカルパスを構成するモータ本体および軸封部の分解点検を削除した。また、小型のタンク型炉の採用に伴い、据付状態でのインプレース補修が困難であることや、小出力規模の特徴を活用して、20 年に 1 回の燃料交換時に、環状型 IHX と電磁ポンプ、PRACS 炉内熱交換器、UIS などの炉内構造物を引抜き、比較的容易に保守点検および炉内 ISI を実施できるようにした。

ナトリウム付着機器の取扱性や、2 次ナトリウム配管切断の作業性によっては、逆に保守補修性の低下が懸念されるが、小型炉の保守補修方法として、妥当な選択肢と考える。

表 7.4.3.1　ナトリウム冷却小型炉の設計要求に対する達成度

項目			設計要求への対応方針	設計結果
安全性	基本方針		・低線出力密度、低冷却材密度係数、負の反応度フィードバック(ドップラー反応度、制御棒軸伸び反応度)、自然循環性能(電磁ポンプ流量半減時間延長など)など、固有の安全特性および受動的安全性を極力活用した事故の防止、影響緩和方策の	・冷却材ボイド反応度は6.1$と大きいが、左記の固有の安全特性、受動的安全性の活用により、ATWS時に、SASSに期待しなくても高温整定可能な見通し(下記参照)
	安全要求 (決定論的要求)		・多重・多様化を強化した能動的安全設備に加えて、受動的安全機能(SASS、RVACSなど)を導入 ・コアキャッチャーの設置により、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息	・能動的安全設備として、独立2系統の原子炉停止系を設置 ・後備炉停止系にSASSを使用 ・ただし、RVACSは、165MWeの原子炉で所定の除熱性を確保できないこと、原子炉側の熱膨張抑制(制御棒軸伸び反応度の有効活用)、金属燃料の溶融挙動が不明確なことを考慮して、採用せず ・炉心槽下方にコアキャッチャーを設置(下記参照)
	(確率論的安全要求)		・炉心損傷頻度の要求値 10^{-6}/炉年未満を達成(決定論的安全要求の補完)	・基幹電源の設計対応を視野に入れて、系統の多重性を図るなどプラント設計の中で適切に対応
	安全設計の原則		・基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に、安全設計を実施	(具体的な検討は未実施)
	原子炉停止機能への要求		・独立2系統の能動的炉停止系を設置 ・緩慢な事象推移の特徴を利用することにより、1時間程度で炉心損傷に至らないシシテムを目指して、SASSを使用しなくても運転員の介在により炉心損傷を防止	・独立2系統の原子炉停止系を設置(主炉停止系18本、後備炉停止系7本) ・固有の安全特性、受動的安全性のうち、制御棒軸伸び反応度の有効活用や、電磁ポンプ流量半減時間の延長(約40秒)により、ATWS時に、SASSに期待しなくても高温整定可能な見通し ・特に、RVACS削除に伴う炉壁の低温化や、炉内流動の工夫
	崩壊熱除去機能への要求		・全交流電源喪失に対応可能な完全自然循環の崩壊熱除去系の採用 ・特に、自然循環性能に関連して、低線出力および低圧力損失の炉心を目指す ・必要に応じて、ナトリウム配管が不要で、原子炉直接冷却のRVACSを採用	・自然循環方式のPRACS×2系統＋IRACSの崩壊熱除去系を設置 ・炉心等価直径がφ2.93mと若干大きいが、最大線出力212W/cm、圧力損失0.75kg/cm^{2}以下の炉心を構築 ・RVACSは、上記の理由により採用せず
	炉心損傷に対する格納性の確保		・炉心構造の工夫などにより炉心損傷の発生を想定しても、再臨界を防止し、原子炉容器内にて炉心損傷の影響を終息させる設計の採用	・炉心分の冷却材ボイド反応度は6.1$と、即発臨界防止の制限値以下 ・金属燃料の溶融挙動が不明も、軸方向ブランケットがなく、燃料排出に有効 ・炉心槽下方に2段のコアキャッチャー設置 ・トップドーム＋ライナー張り矩形コンクリート(ガードベッセル外側)による格納容器の構築
	その他		・低圧系の特徴を活用して、ナトリウムバウンダリをガードベッセル、外管などで格納し、漏えいを仮定しても上記の静的機器より冷却材を保持して、炉心冷却や、漏えい影響を局限化	・タンク型炉の採用や、ループ数低減によりナトリウムバウンダリ面積を低減 ・基幹電源と同様に、漏えいの可能性を有する小口径枝管および計装ウェルを可能な範囲で削除するとともに、窒素ガス雰囲気のガードベッセル、外管(エンクロージャ)の設置により、ナトリウム燃焼火災の影響を緩和
			・SG伝熱管破損について、基幹電源と同様に2重管SG(2次系設置)を採用し、DBEでの水リーク発生を目指す	・基幹電源と同様に、直管型密着2重管SG(溝なし)を採用
経済性	要求値	発電単価	・建設単価、燃料交換間隔、稼働率などの指標を満足させることにより、5.5円/kWhを達成	(発電単価の評価は未実施)
		燃料交換間隔	・高速炉特有の高い内部転換性能を活用して、10年以上の燃料交換間隔を達成	・金属燃料を使用したZr含有率3領域単一Pu富化度炉心の採用により、20年の燃料交換間隔を達成(30年も対応可能)
		プラント寿命	・炉心槽などの中性子照射量、熱交換器伝熱管の腐食しろ、熱過渡事象の想定回数など、60年寿命に相当する数値を使用	・プラント設計の中で対応
	目標値	建設工期	・出力規模の小さい特徴を活用して、機器数の低減、機器小型化などの設計対応により、20か月以内を達成 ・また、工場製作範囲の拡大、大型ユニット工法及び船殻構造の適用を考慮	(建設工期の検討は未実施)
		燃料交換間隔	・30年以上を目標とするが、炉心性能、経済性などのバランスを考慮して、適切な数値を設定	・原子炉容器径増加による経済性への影響を抑制するために、20年の燃料交換間隔で概念検討
	基準値	建設単価	・炉心性能の向上や、システム簡素化などを取込むとともに、安全性などの許容範囲で出力を増加することにより、35万円/kWe以下を達成 ・また、多数基設置の伴うBOP共用化及び習熟効果の利用を考慮	・165MWeの出力で、冷却材ボイド反応度制限の緩和による炉心コンパクト化に加えて、ループ数低減、機器合体、BOP簡素化の工夫を取込み、NOAKで基準値以下(相対値86.5)の建設単価達成の見通し
		稼働率	・燃料交換頻度の低減や、電磁ポンプを採用して定期検査工程を短縮することにより、95%以上を達	・20年に1回の燃料交換実施などにより、96%の稼働率達成の見通し
環境負荷低減	低除染燃料		・燃料体積比や、炉心構成の調整により、低除染燃料を使用して、所定の安全性を確保し、かつ、10年以上の長寿命炉心を構築	・高い内部転換性能を活用して、低除染燃料の受入対応が可能なことを確認
	運転廃棄物及び廃炉廃棄物		・運転廃棄物は、燃料交換頻度の低減に加えて、基幹電源を参考に廃棄物量を低減 ・廃炉廃棄物は、基幹電源と同様に、適切な材料の使用による解体性確保を目指す	・20年に1回の低燃料交換頻度を達成 (上記以外の具体的な検討は未実施)
資源有効利用			・燃料体積比や、炉心構成の調整などにより、10年以上の長寿命炉心を構築(増殖比よりも長寿命炉心を優先)	・金属燃料を使用したZr含有率3領域単一Pu富化度炉心の採用により、20年の長寿命炉心を構築 ・増殖比は要求されていないが、1.05の内部転換比を達成
核拡散抵抗性	基本方針		・燃料はUISを引抜かない、または、燃料出入機などを設置しない限り、取出すことの不可能な核物質防護および保障措置の対応を考慮した設計の採	・低燃料交換頻度の特徴を活用して、UIS引抜き方式による燃料取扱方式を採用
	長寿命炉心対応		・10年以上の燃料無交換を目指すが、物量への影響の大きい炉心燃料一括方式などは採用せず	–
運転・保守補修性	基本方針		・小型炉の特徴を活用して、運転・保守補修対応機器数の低減、定期検査期間の短縮、作業簡素化により、基幹電源と同程度の運転費を目指す	・基幹電源と同じ部分が多いが、低燃焼反応度を活用した制御棒作動回数の低減や、小型炉の炉内ISIの考え方などをとりまとめ
	冷却材の特性対応		・ナトリウム漏えいおよびナトリウム−水反応対策を強化し、事故後の早期復旧、再起動を可能	・窒素ガス雰囲気のガードベッセルおよび外管、直管型密着2重管を採用(上記参照)

表 7.4.3.2　ナトリウム冷却小型炉の建設単価

項目			小型炉(検討対象、150MWe級)[1]			小型炉(50MWe)[2]			中型炉(750MWe)[3]	
			主要仕様	コスト割合(%)[4]	基準値への到達度[5]	主要仕様	コスト割合(%)[4]	基準値への到達度[5]	主要仕様	コスト割合(%)[4]
構築物および土地改良工事				11.0	17.6		15.0	43.1		14.8
原子炉設備	原子炉機器	原子炉構造	φ5.32m×h25.35m	11.7	18.8	φ4m×h25.35m	13.8	39.7	φ8.5m×h23.55m	9.2
		制御棒駆動機構	制御棒使用(25本)	12.6	20.2	制御棒使用(8本)	7.4	21.3	制御棒使用(28本)	5.7
		ガードベッセル	φ5.68m×h18.93m	0.4	0.6	φ4.36m×h18.93m	0.6	1.6	φ8.86m×h19.38m	0.2
	主冷却系	1次主冷却設備	強制循環、炉内環状型IHXとEMP	2.3	3.7	強制循環、炉内環状型IHXとEMP	1.3	3.7	2ﾙｰﾌﾟ強制循環、ﾎﾟﾝﾌﾟ組込みIHX(2基)	5.9
		2次主冷却設備	1ﾙｰﾌﾟ強制循環、EMP	0.8	1.3	1ﾙｰﾌﾟ強制循環、EMP	1.1	3.1	1ループ強制循環、機械式ﾎﾟﾝﾌﾟ	1.7
		蒸気発生器設備	直管型2重管SG(1	8.1	13.0	直管型2重管SG(1	4.7	13.4	直管型2重管SG(1	13.3
	崩壊熱除去系		PRACS×2系統+IRACS(自然循環)	1.6	2.6	PRACS×2系統+IRACS(自然循環)	0.9	2.6	PRACS×2系統+DRACS(自然循環)	1.1
	放射性廃棄物処理設備			0.1	0.2		0.1	0.4		0.1
	燃料取扱設備		UIS引抜き方式、貯蔵設備なし	9.5	15.2	UIS引抜き方式、貯蔵設備なし	17.4	50.1	回転ﾌﾟﾗｸﾞあり、EVST＋水ﾌﾟｰﾙ	6.0
	その他設備[6]			7.5	11.9		6.7	19.3		7.5
	計測制御設備			4.7	7.5		4.2	12.1		4.7
タービン設備				16.6	26.6		15.0	43.0		16.7
電気設備				11.1	17.7		10.0	28.6		11.1
発電用雑設備				1.6	2.6		1.4	4.1		1.6
材料			ナトリウム	0.4	0.6	ナトリウム	0.4	1.2	ナトリウム	0.4
建設単価	FOAK			100.0	160.1		100.0	287.3		100.0
	NOAK			−	86.5		−	155.1		−

注1)出力165MWeに相当。構築物および土地改良工事、原子炉設備のうち、原子炉機器、主冷却系、崩壊熱除去系、燃料取扱設備、材料のコストは、付録D.で説明したコードにより計算。それ以外は、中型炉コストに対して、出力の0.6乗に比例すると想定

注2)150MWe級の小型炉と同一の手法でコスト評価。ただし、原子炉機器、冷却系などの主要仕様は150MWe級の検討結果より推定

注3)中型炉(シングルプラント)のコストで、付録D.で説明したコードにより計算(6.2項「経済性評価」参照)

注4)概念ごとの直接費全体に占めるコスト割合　　)建設単価の基準値(35万円/kWe)を100とするコスト相対値

注6)Na補助系、ガス系、補機冷却系、保守・補修設備等

表 7.4.3.3　ナトリウム冷却小型炉の機器別保守補修対応

番号	系統機器		主要仕様	点検項目	点検時期	小型炉での特徴	中型炉での検査内容など
1.	プラント全般			原子炉停止余裕検査	毎定期検査	・中型炉と差異はないが、炉心長寿命化に伴い、検査間隔の増大が望ましい	・小型炉と同じ
				過剰反応度測定検査			
				総合負荷検査			
2.	原子炉構造	原子炉容器		漏えい連続監視	常時	・低温・低応力の特徴を活かして、定期的な体積検査の削除を目指す	・異材継手および液面近傍の溶接継手の体積検査
		ガードベッセル		耐圧漏えい検査	毎定期検査		・小型炉と同じ
		炉内構造物		目視検査（炉内直接）	20年に1回（燃交時）	・燃料交換時に、IHX、電磁ポンプ、UISなどを引き抜いた後に実施	・10年で100%の頻度で実施
				体積検査（原子炉容器外面より）	毎定期検査	・目視検査頻度緩和のための対応（原子炉容器近傍の炉心支持構造）	・異材継手および液面近傍の溶接継手の体積検査として実施
				UIS下端変位測定検査	毎定期検査	・同上（炉心槽近傍の炉心支持構造）	
				UISの目視検査	20年に1回（燃交時）	・燃料交換時に、引抜いて実施	・10年で100%の頻度で実施
		炉上部構造物	回転プラグ削除	デッキ支持構造等の目視検査	毎定期検査	・回転プラグ削除に伴う点検項目の低減	・小型炉と同じ
				漏えい連続監視	常時		
		制御棒駆動機構	25本	機能検査	毎定期検査	・制御棒本数低減に伴う点検期間短縮	・小型炉と同じ
				電気品検査			
				加速ガスシール交換			
3.	1次冷却系	1次主循環ポンプ	電磁ポンプ	機能検査			
				目視検査	20年に1回（燃交時）	・電磁ポンプの採用により、モータ本体および軸封部の分解検査不要	・機械式ポンプでは、モータおよび軸封部の分解点検、電気品および潤滑油系検査の実施
				ケーブル貫通部点検	毎定期検査		
				電気品検査	毎定期検査		
		IHX	環状縦置シェルアンドチューブ直管型（炉内）	連続漏えい監視	常時		・小型炉と同じ
				ベローズなどの目視および体積検査	20年に1回（燃交時）	・燃料交換時に、引抜いて実施	・1次主循環ポンプを引抜いた後、ベローズなどの目視および体積検査を実施することは可能
4.	2次冷却系	2次主循環ポンプ	電磁ポンプ	機能検査	毎定期検査		
				目視検査	必要に応じて実施	・1次主循環ポンプと同じ	・1次主循環ポンプと同じ
				ケーブル貫通部点検	毎定期検査		
				電気品検査	毎定期検査		
		SG	直管2重管型	伝熱管の体積検査	毎定期検査	・伝熱管本数低減に伴う点検期間短縮	・小型炉と同じ
				SG胴などの耐圧漏えいおよび目視検査	毎定期検査		
				ラプチャーディスク交換	毎定期検査		
		2次主冷却系配管		目視および体積検査	毎定期検査		・原子炉型式が相違するが、小型炉と同じ
5.	崩壊熱除去系	全体	PRACS×2系統＋IRACS	自動起動検査	毎定期検査		・小型炉と同じ
		炉内熱交換器		連続漏えい監視	常時		
				目視検査	20年に1回（燃交時）	・燃料交換時に、引抜いて実施	・炉内から引抜くことは可能
		空気冷却器、ダンパなど		開放、または、分解点検	毎定期検査		・小型炉と同じ
		2次冷却系配管		目視および体積検査	毎定期検査		
6.	燃料取扱設備		UIS引抜き方式	機能検査	燃料交換頻度を考慮して、設定	・燃料交換頻度低減に伴い、検査頻度の低減を目指す	・毎定期検査に実施
				分解点検			

7.5 鉛ビスマス冷却小型炉システム概念の提示

7.5.1 システム設計概念とその特徴

7.5.1.1 炉心燃料設計

鉛ビスマス冷却小型炉は、ナトリウム冷却小型炉と同様に高い受動的安全性と長期間燃料無交換運転を目指した。これを踏まえた鉛ビスマス冷却小型炉の炉心設計条件を表 7.5.1.1 に示す。表中、ナトリウム冷却小型炉の炉心設計条件も記載した。

電気出力は 50MWe（熱出力 132MWt）で、燃料は、鉛ビスマス冷却材と相性がよく、炉心性能向上が図れる窒化物燃料とした。炉心構成は、1 領域、2 領域、径・軸方向 2 領域を対象にサーベイし最適構成を選択した。また、炉心の長寿命化の観点から燃料体積比を大きく取れるように太径燃料ピン（15 ㎜）を採用し、高増殖性・高燃焼度は特に追求せず、経済性の観点で炉心小径化とブランケットなしを目指した。冷却材駆動方式は、小型炉の安全性目標である受動的安全性追求の観点から自然循環方式を採用した。運転期間は、長期運転を目指して 30 年とし、燃料交換バッチは 1 バッチとし、サイクル中の燃料反応度変化を抑え反応度制御を簡素化できるように検討した。

なお、本検討では 1 バッチ燃料交換により集合体形状保持のためのダクトの必要性が薄れることと、沸騰による空間的広がりの可能性が低いことによりダクトレス集合体を採用した。これは、鉛ビスマス冷却炉では、ナトリウム冷却炉と比較すると比重が大きく、必要流量が増加し、バンドル圧損が増加する傾向にあるため、燃料体積比を大きく設定できないが、ダクトレス集合体を採用することにより燃料体積比向上が図れるためである。それでも、ナトリウム冷却自然循環小型炉（フェーズⅠ）での燃料体積比が 50%以上確保されているのに対して、鉛ビスマス小型炉においては 43%（フェーズⅠ）と少ない。

鉛ビスマス冷却小型炉心におけるフェーズⅠ～Ⅱの検討経緯を図 7.5.1.1 に示す。主に、フェーズⅠでは炉心基本特性の把握、フェーズⅡでは経済性向上を検討した。

(1) 長寿命炉心の基礎検討（フェーズⅠ）[1]

（ⅰ）目標

30 年間燃料無交換長寿命運転と高い受動的安全性の同時達成を目標とする。

（ⅱ）炉心設計の考え方

ナトリウム冷却小型炉（フェーズⅠ）と同様に、高富化度差 2 領域均質炉心とし、燃焼に伴い富化度の高い外側炉心から低い内側炉心へ出力分布が自然に移動することで長期運転を可能にする。

また、燃料体積比向上および炉心をより円形にして炉心構成上の無駄を省くことや燃料交換方法の簡素化をねらって、炉心全体を１つの燃料集合体とした燃料一体型炉心を想定した。制御棒は、燃料要素７本を６角集合体と見なして、1 体の制御棒とし、合計 25 体を想定した。

（iii）検討結果

表 7.5.1.1 の炉心設計条件に基づく検討結果を以下に記載する。

炉心構成を選定する上で、30 年サイクルで低燃焼反応度（1％Δk/kk’以下）と被覆管最高温度 650℃の目安として径方向ピーキング係数 1.5 以下、ボイド反応度 8～10＄以下を条件に、1 領域、2 領域、径・軸方向 2 領域炉心（回字型炉心）での特性を比較検討し、以下の知見を得た。

・1 領域炉心では、燃焼反応度を小さく保ちながら 30 年の寿命は達成できるが、径方向ピーキングが高く、条件を満足できないと判断した。
・径方向 2 領域炉心では、燃焼反応度を小さく保ちながら 30 年の寿命は達成でき、更に内側・外側炉心での Pu 富化度差を適当に大きくすれば（8%程度）出力ピークを生じる集合体が外側炉心から内側炉心へ移動する為、径方向ピーキング変化幅を抑えることができる。径方向ピーキング係数のサイクル中変化を図 7.5.1.2 に示す。
・回字型炉心（径・軸方向 2 領域炉心）は、上述の径方向 2 領域炉心の上下 30 ㎝を外側炉心と同一の Pu 富化度としたもので、Pu 富化度を 10%/17%（内/外）とした場合、燃焼反応度 0.1％Δ k/kk’、ピーキング係数 1.5 以下が得られた。

以上の結果、回字型炉心と径方向 2 領域炉心では、ほぼ同等の特性が得られたので、形状が単純で、燃料製造の複雑さも少ない径方向 2 領域炉心を鉛ビスマス冷却炉として選定した。

フェーズⅠにおける鉛ビスマス小型炉の主要目を表 7.5.1.2、想定した炉心構成を図 7.5.1.3 に示す。

なお、上記の炉心仕様を受け、自然循環冷却特有の炉内流量再配分効果を考慮した熱流動特性解析を実施した。解析体系は 3 次元円筒(R-θ-Z)、炉心 1/12 セクタ対象のポーラスモデルで、定常自然循環力による流量を炉心槽外側より流入した定常状態を解析した。

燃焼初期、末期の冷却材温度分布と流量分布を図 7.5.1.4 に示す。出力分布の移動に伴い、冷却材温度と流速の分布も変動し流量の再配分が行われている様子が分かる。この効果を定量化するため、鉛－ビスマス冷却材物性値の温度依存性がない場合との比較を行った結果、自然循環時の流量再配分によって冷却材最高温度は 40℃低下することが分かった。

また、この冷却材温度を用いて被覆管肉厚中心最高温度を評価したところ、寿命初期、末期ともに被覆管制限温度である 650℃を 50℃程度の余裕

を持って満足していることを確認した。

鉛ビスマス冷却小型炉心の設計では、自然循環冷却方式における流量再配分効果を取り込んでいるが、フェーズⅠでは保守的にダクトをもつ集合体での流量再配分効果で代用した。

(2) 経済性改善の検討（フェーズⅡ－1）[3]

（ⅰ）目標

フェーズⅠにおける燃料一体型炉心は、炉心特性として十分満足できるものであったが、一括燃料交換方式のため、案内筒等の構造物が必要となり、炉内構造物の物量増加を招く評価となった。そこで、燃料集合体仕様を見直して経済性改善を目標とする。

（ⅱ）炉心設計の考え方

炉構造の軽量化を目指して燃料集合体を炉心燃料一体型から、燃料棒を40～330本程度をまとめた集合体構造に変更した。

燃料集合体仕様を設定する際には、極力燃料体積比の減少を抑え、炉心外接円形の増加を抑えるようにした。検討した集合体内燃料ピン本数と装荷集合体数の組み合せによる燃料体積比と炉心等価直径の関係を図7.5.1.5に示す。フェーズⅠと同等の装荷燃料棒本数で、同等の炉心等価直径となり、燃料体積比の減少も極力抑える装荷燃料集合体数と集合体内燃料ピン数の組み合せは、集合体37体、集合体内燃料ピン271本が適切であると判断した。

なお、UTOP事象に対応するための安全設計条件から制御棒の誤引抜き反応度を40¢以下とする必要があり、制御棒1体あたりの制御棒価値を大きくとることができない。一方、制御棒は2系統ワンロッドスタックの条件では最低6体必要であるが、制御棒6体では、制御棒1体あたりの制御棒価値を大きくする必要がある。その結果、1体あたりの制御棒価値が大きくなり、小型炉の検討目標である受動的安全性の観点より不利となる。そこで、制御棒集合体を設定せずに、各集合体の中心部燃料ピン19本分を制御棒として、制御棒内包型集合体を設定した。

（ⅲ）検討結果

炉心の検討条件は表7.5.1.1に記載したフェーズⅠの条件と基本的に同じであるが、下記3項目が異なる。

- 炉心構成：2領域炉心（フェーズⅠ検討結果の反映）
- 炉心出入口温度：最適設定を検討（炉心特性、安全特性（反応度係数）、NSSS物量などをもとに総合的に判断）
- 燃料組成：軽水炉取り出し30年冷却後の組成と、高速炉多重リサイクル時のTRU燃料組成の2ケース

炉心構成を図7.5.1.6に示す。炉心は燃料体積比の減少、炉心外接円径

の増加を極力抑えた仕様としているが、図に示したように、6 角集合体型を採用すると無駄空間が生じ、炉心外接円径は等価直径以上に増加している。

ダクトレス集合体の概念図を図 7.5.1.7 に示す。集合体に内包されている制御棒の吸収体は鉛ビスマス（密度 10.1g/cm^3）より高密度である Ta（密度 16.7 g/cm^3）を想定し、鉛ビスマス冷却材中でも自重落下可能としている。

燃料ピンの軸方向概念図を図 7.5.1.8 に示す。燃料要素ピン数がフェーズⅠの 9290 本から 9102 本へと減少するので、HM 装荷量を同等とするために、炉心高さを 125 ㎝から 130 ㎝とした。また、その分ガスプレナムを炉心高さ変化分長くしている。

なお、炉心出口温度、入口温度、出入口温度差は、炉心出入口温度差、バンドル圧損をパラメータとして、炉心核特性、安全特性（反応度係数）およびプラント側の検討（NSSS 物量）等を考慮し、原子炉容器+SG 重量の最小ケースを選定した。サーベイ結果を表 7.5.1.3 に示す。

フェーズⅡ－1 における鉛ビスマス冷却小型炉心の炉心燃料仕様を表 7.5.1.4、炉心特性のまとめを表 7.5.1.5 に示す。炉心平均取出燃焼度 85GWd/t 程度、燃料反応度 0.45%Δk/kk'程度となる 30 年サイクル炉心を設定できた。なお、資源有効利用の観点から、TRU 組成として BWR 取り出し 30 年冷却後と高速炉多重リサイクル時の TRU 燃料組成を用いた結果を表 7.5.1.5 中に示したが、TRU 組成差による炉心特性の差は大きくないことが分かる。

(3) 更なる経済性改善の検討（フェーズⅡ－2）[8]

（ⅰ）目標

フェーズⅡ－1 検討炉心の炉心特性も十分満足できるものあり、制御棒内包型集合体としたことにより、燃料一体型炉心よりは物量が減少した。しかし、制御棒体数（37 体）が多く、制御棒駆動機構の増加によるコスト増大が懸念される。そこで、コスト増加が懸念される制御棒体数（37 本）を削減して更なる経済性改善を目標とする。

なお、30 年間燃料無交換長寿命運転のみならず、ナトリウム冷却小型炉心における検討と同様に、20 年間燃料無交換長寿命運転に対する検討も実施する。

（ⅱ）炉心設計の考え方

コスト削減のために、出力を増加させスケールメリットを利用してコスト低減を図ることが考えられるが、それらの効果は、ナトリウム冷却小型炉心や、鉛ビスマス冷却中型炉心の検討などから推定される。そこで、鉛ビスマス冷却小型炉心の中間評価に向けては、炉心仕様を見直し、制御棒

内包型集合体を見直し、燃料集合体と制御棒集合体に分離した制御棒体数削減炉心による炉心特性評価を実施することとした。

フェーズⅡ－1 における燃料仕様は、自然循環方式で期待される流量再配分効果を考慮しているが、ダクトがある場合の流量再配分効果を流用していた。しかし、鉛ビスマス冷却小型炉のダクトレスの場合、その効果が半分程度に小さくなると評価されている[19]。そこで、この評価をもとに、ダクトレス集合体での流量再配分効果をダクト（ラッパ管）付集合体の半分と暫定して燃料仕様設定を実施した。

（iii）検討結果

炉心の検討条件は表 7.5.1.1 に記載したフェーズⅠの条件と基本的に同じであるが、下記 3 項目が異なる。

・炉心構成：2 領域炉心（フェーズⅠ検討結果の反映）
・炉心出入口温度：505℃/335℃（フェーズⅡ-1 検討結果の反映）
・燃料組成：高速炉多重リサイクル時の TRU 燃料組成

注目すべきは制御棒の体数であるが、受動的安全性確保のためには制御棒誤引抜反応度を 40¢以下にする必要がある。制御棒 1 体の価値が 40¢に制限されると、主炉停止系で炉停止させるのに必要な制御棒価値 1.5%Δk/kk'以上（フェーズⅡ－1 検討）を確保するには主炉停止系だけで 11 体程度は必要となる。ただし、制御棒誤引抜は、全挿入の制御棒ではなく、部分挿入の制御棒からの誤引抜であることを考慮すると、より高い制御棒価値が許容されるので、制御棒体数は、後備炉停止系をあわせて 13 体とした。

(a) 30 年炉心

燃料ピン径 15 ㎜、燃料ピンピッチ 18.4 ㎜を固定して、燃料体積比（制御棒 13 体を考慮した炉心全体での燃料体積比）が最大となる燃料集合体仕様をサーベイし、燃料集合体数 174 体、集合体内燃料ピン数（58 本+3 本タイロッド）を選定した。集合体内燃料ピン数と炉心の燃料体積比の関係を図 7.5.1.9 に示す。

なお、取出燃焼度が低いことを考慮して、燃料スミア密度を 80%から 84%へ変更した。つまり、燃料スミア密度は、窒化物燃料のスエリングによる PCMI 量が厳しくならないように設定したものであるが、炉心平均取出燃焼度 150GWd/t（中型炉）を想定して設定していた。この燃焼度に対する想定を小型炉における 85GWd/t 程度へ見直した場合、上記の被覆管内面スミア密度の変更が可能となる。

1) 下部プレナム長の見直し

鉛ビスマス小型炉心の出力運転時サイクル末期での CDF 値が 0.5 に対し余裕があること、および過渡時の CDF 評価用の初期被覆管応力

98.9MPa は中型炉心の値を利用していることを考慮し、フェーズⅡ－2 検討では下部プレナム長さ短縮の方向で見直した。下部プレナム長さと寿命末期の燃料ピン内圧力とその燃料ピンにおけるフープ応力を表 7.5.1.6、下部プレナム長さと寿命末期の燃料ピンにおけるフープ応力の関係を図 7.5.1.10 に示す。

図に示すように、燃料寿命中の被覆管温度を 650℃と仮定した保守側評価において、下部プレナム長さ 40 ㎝までは、過渡時の CDF 評価用の初期被覆管応力 98.9MPa 設定値を超えないため、本検討における下部プレナムをフェーズⅠの 91 ㎝から 40 ㎝へと短縮することにした。

2) 燃料仕様の変更

燃料仕様の変更後の 30 年炉心の炉心燃料仕様を表 7.5.1.7 に示す。燃料集合体断面概念図を図 7.5.1.11、炉心構成図を図 7.5.1.12、燃料集合体軸方向概念図を図 7.5.1.13 に示す。フェーズⅡ－1 検討炉心と比較して、本検討の 30 年炉心の炉心特性を表 7.5.1.8 に示す。

本検討においては、制御棒内包型集合体から燃料集合体、制御棒集合体分離型としたことにより、燃料体積比の減少が懸念されたが、下部プレナム長の適正化によりフェーズⅡ－１検討と同等の燃料体積比となり、燃料スミア密度を増加させた分、増殖比はやや改善されている。

3) 鉛ビスマス冷却炉心用制御棒仕様

フェーズⅡ－１での検討においては、制御棒の吸収体材料をタンタルとしたが、制御棒体数削減の観点からより吸収効果の大きい B_4C（^{10}B 濃縮度 50%）のペレットを想定した。高密度である鉛ビスマス冷却材中における自重落下型とするために、制御棒上部に高密度であるタングステン(密度 19.3 g/cm^3）を使用した。制御棒集合体の縦断面概念図を図 7.5.1.14、横断面概念図を図 7.5.1.15 に示す。

(b) 20 年炉心

20 年炉心における燃料仕様を、燃料被覆管最高温度 650℃、バンドル部圧力損失一定を条件として、炉心等価直径短縮、および炉心平均取出燃焼度を高くすることで燃料ピン径をパラメータとして検討した。炉心の出入口温度は 30 年炉心と同じとした。

20 年炉心の炉心構成図を図 7.5.1.16、炉心燃料仕様を表 7.5.1.9、20 年炉心と比較した炉心特性を表 7.5.1.10 に示す。運転サイクルの短縮による被覆管腐食量減少により、20 年炉心において若干燃料体積比は増加し、炉心等価直径が減少するが、炉心平均取出燃焼度の減少を招いている。なお、運転期間 30 年を 20 年に短縮しているため、出力増加などの条件変更がなければ、燃料ピン径を細く（13mm）しても、被覆管温度制限などにより、燃焼度は 30 年炉心を越えないことが分かる。

(4) 代表炉心概念

これまで検討してきた各炉心の特徴をまとめて表 7.5.1.11 に示す。フェーズⅠ検討炉心は物量が多く、また、フェーズⅡ－1 炉心は制御棒数が多いことを考慮して、フェーズⅡ－2 の検討でより長寿命の 30 年炉心を中間まとめの代表概念とすることにした。

代表炉心概念(フェーズⅡ－2 検討 30 年炉心)の炉心燃料仕様をもとに、主要目を整理した結果を表 7.5.1.12 に示す。燃料集合体断面概念図を図 7.5.1.11、炉心配置図を図 7.5.1.12、燃料集合体軸方向概念図を図 7.5.1.13 に示した。

以下では、被覆管最高温度および CDF 評価、制御棒反応度収支、遮へい設計の結果を示す。

（ⅰ）被覆管最高温度および CDF 評価

被覆管最高温度履歴の評価結果を表 7.5.1.13 に示す。この結果から被覆管最高温度はサイクル通じて 650℃以下であることが確認できた。

次に、評価した被覆管最高温度履歴と出力分布から、サイクル末期における CDF 値を評価して下記の結果を得て、サイクルを通じて CDF 値は 0.5 を超えないことを確認した。

・サイクル初期において最大出力となる集合体（外側炉心）
CDF 値：7.0×10^{-6}、燃料ピン内圧：8.7MPa
被覆管応力：79.1MPa

・サイクル末期において最大出力となる集合体（内側炉心）
CDF 値：3.1×10^{-5}、燃料ピン内圧：7.6MPa
被覆管応力：64.6MPa

（ⅱ）制御棒反応度収支

制御棒反応度収支を表 7.5.1.14 に示す。表に示すように、十分な炉停止余裕を確保している。なお、制御棒の寿命を支配する ACMI 発生に対する制限として、単位体積あたり 30 年間の ^{10}B による中性子吸収量を評価した結果、サイクル中の制御棒挿入位置を考慮して約 $2\times10^{22}n/cm^3$ と評価された。ACMI 発生の目安が $2\times10^{22}n/cm^3$ 以下であるので、制御棒寿命 30 年を確保できる可能性が示された。

（ⅲ）遮へい設計

本炉心では、鉛ビスマス遮へい体 1 層、B_4C 遮へい体 1 層を装荷している。炉心軸方向中心面でのプラント寿命 60 年に対応する高速中性子照射量（E>0.1MeV）の径方向分布を図 7.5.1.17 に示す。炉心槽はフェライト鋼の使用を想定しており、その照射量制限 $4\times10^{22}n/cm^2$ を十分下回っており、最も厳しいと考えられる炉心槽でのその遮へい性能が確認できた。

7.5.1.2　プラント設計

鉛ビスマス冷却小型炉のプラント設計では、鉛ビスマス冷却材の特徴を活かしてシステムの簡素化を指向し、2 次系を削除して SG を原子炉容器に配置するタンク型炉を検討した。

検討の経緯を図 7.5.1.18 に示す。フェーズⅠでは燃料体積比向上をねらった一体型炉心に対して、プラント設計ではこの炉心に適合する、一括燃料交換方式自然循環タンク型炉を検討した。一体型燃料交換に伴い案内筒等の構造物を原子炉容器内に配置することにより、原子炉構造物量が増加することが明らかとなったため、フェーズⅡ－1 では集合体燃料交換方式を採用した検討を行った。フェーズⅡ－2 では、フェーズⅡ－1 で検討した概念を中心に、炉心仕様変更に伴う原子炉構造の見直しを行い、代表プラント概念の設定を行った。

(1) 長寿命炉心に対応するプラントの基礎検討（フェーズ I）[4]

（ｉ）目標

フェーズⅠでは、鉛ビスマス冷却小型炉のプラント概念として、一体型炉心に適合する原子炉容器構造概念と鉛ビスマス冷却小型炉の特徴を活かした簡素なプラント概念設計を目標とした。

（ii）プラント設計の考え方

鉛ビスマス冷却小型炉の特徴を活かした概念として、SG を原子炉容器内部に配置した自然循環タンク型炉を対象とした。また、燃料体積比向上をねらった一体型炉心に適合する燃料交換方式として、一括燃料交換方式を採用した原子炉構造を検討した。

（iii）検討結果

プラント基本仕様を表 7.5.1.15、原子炉構造概念図を図 7.5.1.19 および 20、系統概念図を図 7.5.1.21 に示す。崩壊熱除去系としては小型炉の特徴を活かして RVACS を採用し、RVACS+PRACS×2 系統を設置する構成とした。また、SG 伝熱管が破損した場合を想定して、水蒸気放出用タンク設置している。

一括燃料交換方式、SG の原子炉容器内設置、自然循環方式の採用によりシステム簡素化を目指したが、一括燃料交換に必要な構造物として案内筒等を原子炉容器内に設置するため、原子炉容器物量が増加した。

(2) 経済性改善の検討（フェーズⅡ－1）[7]

（ｉ）目標

フェーズⅡ－1 では、フェーズⅠの検討結果を受けて原子炉容器物量削減を目標とした検討を実施した。

（ii）プラント設計の考え方

フェーズⅠでは一括燃料交換方式を採用に伴い、原子炉容器に燃料交換用の構造物を設置したため原子炉容器物量が増大した。フェーズⅡ－1では集合体燃料交換方式を採用して、原子炉容器の物量削減を検討した。

（iii）検討結果

プラント基本仕様を表 7.5.1.16 に、原子炉構造概念図を図 7.5.1.22～24、系統概念図を図 7.5.1.25 に示す。崩壊熱除去系は RVACS および PRACS の空気冷却器のダンパを多重化することにより、PRACS 系統を削減し、RVACS+PRACS×1 系統とした。

フェーズⅠとフェーズⅡ－1における原子炉容器寸法の比較を図 7.5.1.26 に示す。フェーズⅡ－1では、集合体燃料交換方式の採用により一括燃料交換のための案内筒等を削除したが、集合体方式の採用に伴い、炉心外接円径が増加した。また、引抜き可能なように炉心槽内に B_4C 遮へい体を設置したため炉心槽径が増加し、原子炉容器径は、フェーズⅠの 3.7m から 3.85m に増加した。ただし、集合体燃料交換方式では、一括燃料交換で必要な案内筒等を削減することが可能なため、原子炉構造は簡素化し原子炉構造物量は 324ton から 259ton に低減できた。

(3) 更なる経済性改善の検討（フェーズⅡ－2）[8]

（ⅰ）目標

フェーズⅡ－1で検討した集合体燃料交換方式の自然循環タンク型炉に対して、フェーズⅡ－2では、更なる経済性改善を行うことを目標とした。

（ii）プラント設計の考え方

制御棒本数の合理化および原子炉寸法低減検討を実施し、フェーズⅡ中間評価に向けた候補概念の抽出を行った。

（iii）検討結果

炉心性能向上および原子炉容器軸長縮小をねらって、強制循環方式の採用を検討したが、小型炉の条件ではポンプ軸固有振動数とポンプ回転数の共振回避の観点から、ポンプ軸径が増大することが明らかとなった。自然循環と強制循環の原子炉容器径の比較を図 7.5.1.27、原子炉容器物量の比較を表 7.5.1.17 に示す。強制循環方式では出力密度向上による炉心径低減および原子炉容器軸長縮小の効果が期待できるが、ポンプ配置のために原子炉容器径が増加し、原子炉容器物量は自然循環方式と同等となった。強制循環の場合、この他にポンプ本体およびシュラウド等の物量が増加するため、自然循環と比較して経済性の向上は期待できないことがわかった。

また、自然循環タンク型プラントに対しては、フェーズⅡ－1で検討した概念を中心に、炉心仕様変更に伴う原子炉構造の見直しを行い代表プラント概念の設定を行った。

(4) 代表プラント概念

フェーズⅡ中間評価に向けて選定した鉛ビスマス冷却小型炉の代表概念の基本仕様を表 7.5.1.18 に示す。原子炉型式は鉛ビスマス冷却自然循環タンク型炉、電気出力は 50MWe としている。

原子炉容器構造概念図を図 7.5.1.28 および 29 に示す。鉛ビスマスが化学的に不活性であることを利用して、SG は原子炉容器内に配置して 2 次系を削除した。冷却材の循環方式は自然循環を採用しているため、炉心と SG の伝熱中心差として 8.1m を確保している。また、SG 伝熱管破損対策として、原子炉容器にラプチャディスクを設置し、原子炉容器に進入した蒸気を水蒸気放出タンクに放出する。

崩壊熱除去系に関しては、原子炉出力が小さいことを利用して、RVACS を採用し、自然循環方式の RVACS+PRACS×1 系統の構成とした。PRACS の系統概念図を図 7.5.1.30、機器高低の関係を図 7.5.1.31、PRACS の炉内熱交換器概念図を図 7.5.1.32 に示す。

BOP 設備に関しては、鉛ビスマス冷却中型炉の検討を参考に、概略設計のみを実施した。鉛ビスマス冷却材は腐食性が高いため、酸素濃度制御による腐食抑制を行う必要があり、酸素濃度は 0.1～0.4ppm の範囲で管理する（詳細は鉛ビスマス冷却中型炉検討 3.1.12 項を参照）。鉛ビスマス純化系の系統概念図を図 7.5.1.33、酸素濃度管理装置構造概念図および腐食生成物精製装置構造概念図を図 7.5.1.34、35 に示す。初期純化および燃料交換時には大量の酸素が混入するため、仮設の酸素トラップ、原子炉容器内の酸素濃度管理装置の酸素トラップ交換により冷却材純化を行うが、逆に、通常運転時には SG からの透過水素ガス混入により、酸素濃度が不足することが懸念される。ただし、酸素ガス供給による酸素濃度管理を行うため、酸素トラップの交換は運転期間中不要な見通しである。

原子炉格納バウンダリ概念図を図 7.5.1.36 に示す。ガードベッセルと炉容器上部のトップドームからなる簡素な構成となっている。

燃料交換時の原子炉容器概念図を図 7.5.1.37、燃料交換準備手順および燃料交換作業の概念図を図 7.5.1.38、39 に示す。燃料交換時は炉心上部機構を引抜き、仮設のパンタグラフ式燃料交換機および燃料出入装置を設置する。使用済燃料と新燃料の交換は燃料出入装置をクレーンで移送することにより実施する。

全体配置平面図および立面図を図 7.5.1.40～42 に示す。炉容器室の一部を岩盤内に埋め込み、建屋重心を低くしている。また、燃料交換は長期運転サイクル概念であることを考慮して、仮設の建屋およびクレーンで対応する計画とした。

表 7.5.1.1　鉛ビスマス冷却小型炉の主要な炉心設計条件

炉型	鉛ビスマス冷却小型炉			ナトリウム冷却小型炉			
実用化戦略フェーズ	Ⅰ	Ⅱ-1	Ⅱ-2	Ⅰ	Ⅱ-1	Ⅱ-2	Ⅱ-3
検討年度	H12	H13、14	H15	H12	H13	H14	H15
プラント仕様							
・原子炉出力（MWe/MWt）	50/132	←	←	50/125	150/375	50/132 150/395	165/395
・原子炉出入口温度(℃)	492/312	503/335	←	510/335	←	510/375(FC) 515/365(NC)	550/395
・冷却方式*1	NC	←	←	NC、FC	FC	NC、FC	FC
炉心・燃料仕様							
・燃料形態	窒化物燃料	←	←	金属燃料	←	←	←
・燃料ピン径（㎜）	≦15	←	←	←	≦10	≦8.5	≦15
・燃料ピン間ギャップ（㎜）	—	—	—	—	—	—	≧1
・燃料組成*2	LWR取出	FBR多重 LWR取出	FBR多重	LWR取出	←	←	FBR多重
・集合体型式	ダクトレス	←	←	ダクト付	←	←	←
・炉心型式	高富化度差 2領域均質炉心	←	←	←	高富化度差 回字型炉心	高富化度差 2領域均質炉心	Zr含有率3領域 単一Pu富化度 均質炉心
・軸・径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ	なし	←	←	←	←	←	←
・制御方式	制御棒制御	←	←	制御棒制御 反射体制御	反射体制御	制御棒制御 反射体制御	制御棒制御
・炉心部圧損(MPa)	≦0.01(NC)	←	←	≦0.001(NC) ≦0.05(FC)	≦0.075(FC)	≦0.001(NC) ≦0.075(FC)	≦0.075(FC)
炉心性能目標							
・炉心寿命（年）	～30	～30	20～30	～30	～10	←	～20
・取出平均燃焼度（MWd/t）	～60	←	←	←	←	←	←
・燃焼反応度(%Δk/kk')	≦～1	←	←	←	←	←	≦～2
・ボイド反応度($)	≦10	←	←	≦8	≦2	≦8(NC) ≦2(FC)	≦8

*1　NC：自然循環方式、FC：強制循環方式　*2　LWR取出：LWR取出30年冷却TRU、FBR多重：FBR多重リサイクルTRU

表 7.5.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉の主要目（フェーズⅠ）

項目		仕様/特性
原子炉熱出力（MWt）		132
運転サイクル長さ(年)		30
燃料交換バッチ（炉心）		1
Pu富化度（wt%：内側炉心/外側炉心）		9.6/17.6
炉心部取出し平均燃焼度（GWd/t）		83.3
燃焼反応度（%Δk/kk'）		0.6
増殖比（内側炉心/外側炉心/合計）	燃焼初期	0.55/0.49/1.05
	15年	0.59/0.41/1.00
	30年	0.59/0.37/0.96
炉心平均出力密度（W/cm³；燃焼30年）		35.4
炉心部平均線出力密度（W/cm；燃料30年）		114
最大線出力密度（W/cm；内側炉心/外側炉心）	燃焼初期	132/217
	15年	173/181
	30年	210/161
出力分担率（%；内側炉心/外側炉心）	燃焼初期	37/63
	15年	50/50
	30年	56/44
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}sec）		0.55
ピーク高速中性子フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2）		5.2
核分裂性Pu重量（kg；内側炉心/外側炉心/合計）	燃焼初期	543/1081/1624
	15年	652/988/1640
	30年	695/923/1618
年間核分裂性Pu利得（kg/年；燃焼初期～15年/15年～30年）		1.07/-0.07
原子炉増倍時間（年）		-
複合システム増倍時間（年）		-
炉心部ボイド反応度（$：初期/30年）		6.0/7.7
炉心部ドップラ係数（$\times 10^{-3}$Tdk/dT：初期/30年）		-4.26/-3.25
ピン径(mm)		15
ピンピッチ(mm)		18.9
炉心高さ(cm)		125
燃料集合体形式		一体型ダクトレス燃料
燃料棒本数	燃料ピン	9290
	制御棒ピン	400
	タイロッド	
燃料体積比(%)		43

表 7.5.1.3　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心出入口温度・バンドル圧損検討結果（フェーズⅡ-1）

項目			ケース１	ケース２	ケース３	ケース４	ケース５	ケース６
炉心燃料仕様 主要 パラメータ	炉心部圧損(MPa)		0.0123 以下			0.0183 以下		
	炉心出口温度(℃)		506	500	494	510	507	498
	炉心入口温度(℃)		336	320	304	340	337	308
	炉心出入口温度差(℃)		170	180	190	170	170	190
	炉心高さ(cm)		130					
	炉心等価直径(cm)		200	198	197	194	185	191
	燃料ピン径(mm)		15	15	15	15	14	15
	ピン配列ピッチ/燃料ピン径比		1.26	1.25	1.24	1.22	1.25	1.20
	燃焼度(MWd/t)		8.51E+04			8.51E+04	9.85E+04	8.51E+04
	重金属装荷量(t)		17.0			17.0	14.7	17.0
	燃料体積比(%)		41.5	42.2	42.8	44.1	41.8	45.5
核特性 評価結果	内側/外側炉心の Pu 富化度(%)		9.6/19.7	9.6/19.7	9.6/19.7	9.6/19.6	9.6/19.7	9.6/19.5
	反応度スイング(0.6%Δk 以下)		0.43	0.42	0.43	0.44	0.97	0.44
	径方向ピーキング係数(1.6 以下)		1.60	1.60	1.60	1.59	1.56	1.59
	評価		○	○	○	○	×	○
反応度特性 評価結果 （燃焼末期）	冷却材 温度係数 (Δk/kk’/℃)	炉心部	2.00E-06	1.97E-06	1.93E-06	1.86E-06	－	1.74E-06
		上下 ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ部	-1.28E-06	-1.25E-06	-1.21E-06	-1.17E-06	－	-1.13E-06
		径方向 遮へい体部	-1.99E-06	-1.99E-06	-1.99E-06	-1.97E-06	－	-1.95E-06
	ドップラー係数(Tdk/dT)		-3.43E-03	-3.40E-03	-3.37E-03	-3.34E-03	－	-3.30E-03
RV+SG 重量(t)			313	314	320	332	－	327
総合評価			◎	○	△	△	－	△

表 7.5.1.4　鉛ビスマス冷却小型炉の炉心燃料仕様（フェーズⅡ-1）

項目	単位	仕様	備考
炉型	-	小型鉛ビスマス冷却自然循環冷却方式モジュール炉	
炉心出力	MWe	約50（熱出力132MWt)	熱効率約38%
冷却材		Pb-Bi	
炉心出入口温度	℃	505/335	
炉心出入口温度差	℃	170	
炉心形式	-	二領域炉心	
燃料	-	Pu・U混合窒化物	^{15}N ：100%濃縮
内側炉心燃料	体	19	
外側炉心燃料	体	18	
集合体ピッチ	mm	313	
ペレット密度	%	80	被覆管内面スミア密度
燃料要素数	本/集合体	246	燃料要素総本数9102本
被覆管外径	mm	15	
被覆管肉厚	mm	0.99	
被覆管内径	mm	13.02	
燃料ペレット径	mm	13.02	被覆管内面スミア密度80%として評価する。また、燃料のボンド材はヘリウムとする。
燃料要素配列ピッチ	mm	18.9	
p/d	-	1.26	
スペーサ形式	-	グリッド支持	
タイロッド	本/集合体	6	燃料要素6本分
燃料集合体	-	ダクトレス	
ブランケット	-	なし	
炉心高さ	cm	130	
炉心等価直径	cm	約200	
炉心取出し平均燃焼度	万MWd/t	約8.5	
運転サイクル長さ	年	30	
燃料交換バッチ数	-	1	
制御棒	本/集合体	1	燃料要素19本分
案内管外対面距離	mm	81	グリッド内側ストラップ厚0.4mmを考慮すると81.8mm
案内管肉厚	mm	2	
案内管内対面距離	mm	77	
吸収体被覆管外径	mm	58.5	
吸収体被覆管肉厚	mm	3	
吸収体被覆管内径	mm	52.5	
吸収体径	mm	52.5	被覆管内面スミア密度90%として評価する。
吸収体材料	-	Ta	密度16.6g/cm^3
燃料体積比	%	41.5	
構造材体積比	%	16.9	タイロッド、グリッド考慮
冷却材体積比	%	41.6	

表 7.5.1.5　鉛ビスマス冷却小型炉の炉心特性のまとめ（フェーズⅡ-1）

燃料組成		高速炉多重リサイクル時のTRU	軽水炉燃料 取出後30年後
原子炉熱出力（MWｔ）		132	←
運転サイクル長さ(年)		30	←
燃料交換バッチ（炉心）		1	←
Pu富化度 （wt%：内側炉心/外側炉心）		10.7/21.0	9.8/19.6
炉心部取出し平均燃焼度（MWd/t）		8.65×10^4	8.48×10^4
燃焼反応度（%Δk/kk'）		0.45	0.45
増殖比 (内側炉心/外側炉心/合計)	燃焼初期	0.56/0.42/0.98	0.59/0.44/1.02
	15年	0.63/0.36/0.99	0.63/0.36/0.99
	30年	0.63/0.32/0.95	0.63/0.32/0.94
炉心平均出力密度 （W/cm^3：燃焼30年）		32.3	←
炉心部平均線出力密度 （W/cm：燃焼30年）		111.6	←
最大線出力密度 (W/cm：内側炉心/外側炉心)	燃焼初期	130/227	129/228
	15年	163/178	161/183
	30年	204/155	203/158
出力分担率 (%：内側炉心/外側炉心)	燃焼初期	38/62	38/62
	15年	52/48	52/48
	30年	59/41	59/41
ピーク高速中性子束 （$\times10^{15}$n/cm^{2}sec）		0.52	0.52
ピーク高速中性子束フルエンス （$\times10^{23}$n/cm^2）		4.9	4.9
核分裂性Pu重量 (kg：内側炉心/外側炉心/合計)	燃焼初期	561/1044/1605	583/1105/1688
	15年	680/925/1606	710/989/1699
	30年	733/854/1591	766/911/1677
年間核分裂性Pu利得 （kg/年：燃焼初期から15年/15年から30年）		0.07/-1.00	0.73/-1.46

表 7.5.1.6　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心の下部プレナム長さサーベイ（フェーズⅡ-2）

			下部プレナム長					
			91cm	45.5cm	40cm	35cm	30cm	20cm
被覆管ノミナル温度使用	ピン内圧（MPa）	内側炉心	4.1	6.9	-	8.2	8.9	11.1
		外側炉心	4.7	7.8	8.4	9.2	10.1	12.5
	フープ応力（MPa）	内側炉心	33.6	56.4	-	67.2	73.6	91.9
		外側炉心	42.5	70.5	76.8	83.8	91.7	113.9
被覆管温度650℃使用	ピン内圧（MPa）	内側炉心	-	-	-	-	-	-
		外側炉心	-	7.9	8.7	9.5	-	-
	フープ応力（MPa）	内側炉心	-	-	-	-	-	-
		外側炉心	-	89.8	97.9	107.1	-	-

表 7.5.1.7　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の炉心燃料仕様
（フェーズⅡ-2）

項目	単位	仕様	備考
炉型	-	小型鉛ビスマス冷却自然循環冷却方式モジュール炉	
炉心出力	MWe	約50（熱出力132MWt)	熱効率約38%
冷却材		Pb-Bi	
炉心出入口温度	℃	505/335	
炉心出入口温度差	℃	170	
炉心形式	-	二領域炉心	
燃料	-	Pu・U混合窒化物	^{15}N ：100%濃縮
内側炉心燃料	体	84	
外側炉心燃料	体	90	
集合体ピッチ	mm	146	
ペレット密度	%	84	被覆管内面スミア密度
燃料要素数	本/集合体	58	燃料要素総本数10092本
被覆管外径	mm	15.0	
被覆管肉厚	mm	0.99	
被覆管内径	mm	13.02	
燃料ペレット径	mm	13.02	被覆管内面スミア密度84%として評価する。また、燃料のボンド材はヘリウムとする。
燃料要素配列ピッチ	mm	18.4	
p/d	-	1.23	
スペーサ形式	-	グリッド支持	
タイロッド	本/集合体	3	燃料要素3本分
燃料集合体	-	ダクトレス	
ブランケット	-	なし	
炉心高さ	cm	124	
炉心等価直径	cm	約210	
炉心取出し平均燃焼度	万MWd/t	約7.8	
運転サイクル長さ	年	30	
燃料交換バッチ数	-	1	
制御棒	体	13（6/4/3）	粗調整/微調整/後備
制御棒要素数	本/集合体	7	
吸収体材料	-	B_4C	ペレット密度比95%
燃料体積比	%	41.8	
構造材体積比	%	14.4	タイロッド、グリッド考慮
冷却材体積比	%	43.8	

表 7.5.1.8　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心の炉心特性のまとめ（フェーズⅡ）

検討炉心		フェーズⅡ-2	フェーズⅡ-1
原子炉熱出力（MWt）		132	←
運転サイクル長さ(年)		30	←
燃料交換バッチ（炉心）		1	←
Pu富化度 （wt%：内側炉心/外側炉心）		10.5/18.2	10.7/21.0
炉心部取出し平均燃焼度（MWd/t）		7.83×10^4	8.65×10^4
燃焼反応度（%Δk/kk'）		0.93	0.45
炉心平均出力密度 （W/cm^3：燃焼30年）		30.7	32.3
炉心部平均線出力密度 （W/cm：燃焼30年）		105.5	111.6
最大線出力密度 （W/cm：内側炉心/外側炉心）	燃焼初期	119/198	130/227
	30年	187/145	204/155
ピーク高速中性子束 （$\times10^{15}$n/cm^{2}sec）		0.49	0.52
ピーク高速中性子束フルエンス （$\times10^{23}$n/cm^2）		4.6	4.9

表 7.5.1.9　鉛ビスマス冷却小型炉　20 年炉心の炉心燃料仕様（フェーズⅡ-2）

項目	単位	仕様	備考
炉型	-	小型鉛ビスマス冷却自然循環冷却方式モジュール炉	
炉心出力	MWe	約50（熱出力132MWt)	熱効率約38%
冷却材		Pb-Bi	
炉心出入口温度	℃	505/335	
炉心出入口温度差	℃	170	
炉心形式	-	二領域炉心	
燃料	-	Pu・U混合窒化物	^{15}N ：100%濃縮
内側炉心燃料	体	96	
外側炉心燃料	体	90	
集合体ピッチ	mm	132.4	
ペレット密度	%	84	被覆管内面スミア密度
燃料要素数	本/集合体	58	燃料要素総本数10788本
被覆管外径	mm	13	
被覆管肉厚	mm	0.88	
被覆管内径	mm	11.24	
燃料ペレット径	mm	11.24	被覆管内面スミア密度84%として評価する。また、燃料のボンド材はヘリウムとする。
燃料要素配列ピッチ	mm	16.75	
p/d	-	1.29	
スペーサ形式	-	グリッド支持	
タイロッド	本/集合体	3	燃料要素3本分
燃料集合体	-	ダクトレス	
ブランケット	-	なし	
炉心高さ	cm	130	
炉心等価直径	cm	約196	
炉心取出し平均燃焼度	万MWd/t	約6.3	
運転サイクル長さ	年	30	
燃料交換バッチ数	-	1	
制御棒	体	13（6/4/3）	粗調整/微調整/後備
制御棒要素数	本/集合体	7	
吸収体材料	-	B_4C	ペレット密度比95%
燃料体積比	%	37.9	
構造材体積比	%	13.5	タイロッド、グリッド考慮
冷却材体積比	%	48.6	

表 7.5.1.10　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心と 20 年炉心の炉心性能まとめ
（フェーズⅡ-2）

炉心名	30年炉心	20年炉心
熱出力（MWt）	132	←
電気出力（MWe）	50	←
炉心型式	高富化度差二領域均質炉心	←
運転サイクル長さ(年)	30	20
燃料交換バッチ（炉心）	1	←
炉心高さ（cm）	124	130
炉心等価直径（cm）	210	196
燃料集合体数（体）　(内側／外側)	174（84/90）	186（96/90）
燃料形態	Pu・U混合窒化物	←
制御棒本数（本）	13	13
燃料ピン径（mm）	15	13
被覆管肉厚（mm）	0.99	0.88
燃料スミア密度（%TD)	84	84
燃料ピンピッチ/燃料ピン外径（P/D)	1.23	1.29
集合体当たり燃料ピン本数(本)	58	58
燃料体積比（%）	41.8	37.9
集合体配列ピッチ(mm)	146	132.4
Pu富化度（wt%）　（内側炉心/外側炉心）	10.5/18.2	13.0/18.2
炉心部取出平均燃焼度（GWd/t)	78	63
燃焼反応度（%Δk/kk')	0.93	0.54
最大線出力密度(W/cm)	198	178
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}sec)	0.5	0.6
ピーク高速中性子フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2)	4.6	3.8
増殖比（平衡中期）	1.03	0.99
炉心部ドップラ係数($\times 10^{-3}$Tdk/dT)	-3.64	-3.52
炉心冷却材ボイド反応度($)	6.3	5.9

表 7.5.1.11　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心設計結果のまとめ

検討炉心	フェーズⅠ 30年炉心	フェーズⅡ-1 30年炉心	フェーズⅡ-2 30年炉心	フェーズⅡ-2 20年炉心
熱出力（MWt）	132	←	←	←
電気出力（MWe）	50	←	←	←
炉心形式	高富化度差 二領域均質 炉心	←	←	←
運転サイクル長さ(年)	30	←	←	20
燃料交換バッチ（炉心）	1	←	←	←
炉心高さ（cm）	125	130	124	130
炉心等価直径（cm）	195	200	210	196
燃料集合体数（体）　(内側／外側)	燃料炉心一体型	37（19/18）	174（84/90）	186（96/90）
燃料形態	Pu・U混合窒化物	Pu・U混合窒化物	Pu・U混合窒化物	Pu・U混合窒化物
制御棒体数（体）	25	37	13	13
燃料ピン径（mm）	15	15	15	13
被覆管肉厚（mm）	0.99	0.99	0.99	0.88
燃料スミア密度（%TD）	80	80	84	84
燃料ピンピッチ/燃料ピン外径（P/D）	1.26	1.26	1.23	1.29
集合体当たり燃料ピン本数(本)	-	246	58	58
燃料体積比（%）*	43	41.5	41.8	37.9
全炉心の燃料ピン本数(本)	9290	9102	10092	10788
集合体配列ピッチ(mm)	313	313	146	132.4
Pu富化度（wt%）　(内側炉心/外側炉心)	9.6/17.6	10.7/21.0	10.5/18.2	13.0/18.2
炉心部取出平均燃焼度（GWd/t）	83	87	78	63
燃焼反応度（%Δk/kk'）	0.6	0.45	0.93	0.54
最大線出力密度(W/cm)	217	227	198	178
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}sec）	0.5	0.5	0.5	0.6
ピーク高速中性子フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2）	5.2	4.9	4.6	3.8
増殖比（平衡中期）	1.00	0.99	1.03	0.99
炉心部ドップラ係数($\times 10^{-3}$Tdk/dT)	-3.25	-3.18	-3.64	-3.52
炉心冷却材ボイド反応度($)（平衡末期）	7.7	5.8	6.3	5.9
主要成果	・30年寿命炉心の成立性確認 ・燃料一体型炉心による炉構造物量大	・燃料集合体(制御棒内包）に分割して物量削減	・燃料･制御棒を分離して制御棒体数削減 (30年寿命)	・燃料･制御棒を分離して制御棒体数削減 (20年寿命)

＊：制御棒を除いた場合

表 7.5.1.12　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	132 MWt
	電気出力	50 MWe
	炉心型式	高富化度差 2 領域均質炉心
	運転サイクル長さ	30 年 (10950 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/－バッチ
	炉心高さ	124 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/0 cm
	炉心等価直径	210 cm
	遮へい体外接円径	約 291cm
	炉心燃料集合体数 (内側/中間/外側/合計)	84 /－ /90 /174 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	10 / 3 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体) (B_4C 遮へい体)	84 体 (1 層) 126 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	Pu･U 混合窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/ －
	燃料ピン外径	15 mm
	被覆管肉厚	0.99 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	84 /－/－ %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列ピッチ/燃料ピン外径 (P/D)	1.23
	集合体当たり燃料ピン本数	58 本
	ラッパ管外対面間距離	－
	ラッパ管肉厚	－
	集合体配列ピッチ	146 mm
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側／外側)[*1]	10.5／18.2 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	78 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度[*2]	78 GWd/t
	燃焼反応度	0.93 %Δk/kk’
	最大線出力	198 W/cm
	炉心平均出力密度	30.7 W/cm^3
	最大高速中性子束[*3]	0.49×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量[*3]	4.6×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.03
	ドップラ係数[Tdk/dT][*4] (平衡末期)	-3.6×10^{-3}
	炉心部ボイド反応度[*4] (平衡末期)	6.3 $[*5]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、
*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 β=0.00336

表 7.5.1.13　鉛ビスマス小型炉　30 年炉心（代表炉心）の被覆管最高温度
（フェーズⅡ-2）

燃焼年数	ノミナル値		ホットスポット値 (HSF=1.25)	
年	内側炉心	外側炉心	内側炉心	外側炉心
0	457.7	595.5	476.1	634.6
10	506.0	573.0	531.7	608.7
20	551.3	554.8	583.7	587.8
30	582.2	542.7	619.2	573.9

内側炉心は平衡末期で最大出力発生させる集合体
外側炉心は平衡初期で最大出力発生させる集合体

表 7.5.1.14　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒反応度収支

（単位 ： %Δk/kk'）

項目	主炉停止系 （ワンロッドスタック）	後備炉停止系	備考
１．計画余剰反応度			
（１）出力補償	0.45	0.45	フェーズⅡ-1と同じ
（２）燃焼補償	1.2		燃焼反応度
（３）運転余裕	0.1		先行ナトリウム例より設定
計	1.8	0.5	
２．余剰反応度の不確かさ（2σ）			
（１）臨界余裕	0		
（２）出力補償予測誤差	0	0.09	出力補償反応度の20%
（３）燃焼補償予測誤差	0.2		
（４）燃料製造予測誤差	0.2		もんじゅ実績
（５）燃料交換余裕			
計（2σ）	0.3	0.1	
３．必要制御棒反応度合計（１．+２．）	2.1	0.6	
４．制御棒価値最小値	3.9	0.7	
５．反応度停止余裕（４．－３．）	1.8	0.1	

表 7.5.1.15　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様（フェーズⅠ）

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	タンク型（1 次系鉛ビスマス；2 次系削除）
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	132MWt
4	ループ数	水蒸気系１ループ
5	1 次冷却材温度	492／312℃
6	2 次冷却材温度	－
7	1 次系流量	1.71×10^{4}t/h
8	2 次系流量	－
9	主蒸気温度／圧力	400℃／5.98MPa
10	給水温度／流量	220℃／2.12×10^{5}kg/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 38%
13	プラント稼働率	95%以上（目標）
14	炉心・燃料	Pu・U 混合窒化物燃料
15	反応度制御方式	制御棒方式
16	燃焼度	約 8.3 万 MWd/t
17	増殖比	0.94～1.02
18	原子炉停止系	主および後備炉停止棒
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化策：高熱伝導度の窒化物燃料＋低出力密度＋自然循環力強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	なし
22	炉心上部機構	一体型コラム方式
23	1 次系配管方式	無（タンク型）
24	中間熱交換器	－
25	1 次主循環ポンプ	なし（100%自然循環）
26	蒸気発生器	一体貫流環状ヘリカルコイル型×１基（12Cr 鋼）
27	2 次主循環ポンプ	－
28	崩壊熱除去方式	PRACS 2 系統＋RVACS 1 系統
29	漏えい対策	GV、原子炉容器貫通部無し
30	原子炉格納施設	GV 兼用格納容器＋鋼製格納容器（非常用ガス処理系）
31	プラント運転サイクル	30 年、1 バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	炉心寿命 30 年で一括交換搬出
33	②炉内燃料交換	同上
34	③炉内/外燃料移送	輸送キャスクに収納
35	免震	三次元免震
36	プラント寿命	40 年以上
37	原子炉建屋	免震建屋、原子炉建屋容積：約 8700m^3

表 7.5.1.16　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様（フェーズⅡ-1）

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	タンク型（1 次系鉛ビスマス；2 次系削除）
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	132MWt
4	ループ数	水蒸気系１ループ
5	1 次冷却材温度	505／335℃
6	2 次冷却材温度	－
7	1 次系流量	1.92×10^{4}t/h
8	2 次系流量	－
9	主蒸気温度／圧力	403.5℃／6.5MPa
10	給水温度／流量	220℃／2.12×10^{5}kg/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 38%
13	プラント稼働率	95%以上（目標）
14	炉心・燃料	Pu・U 混合窒化物燃料
15	反応度制御方式	制御棒方式
16	燃焼度	約 8.48 万 MWd/t
17	増殖比	0.94
18	原子炉停止系	主および後備炉停止棒
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化策：高熱伝導度の窒化物燃料＋低出力密度＋自然循環力強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	なし
22	炉心上部機構	一体型コラム方式
23	1 次系配管方式	無（タンク型）
24	中間熱交換器	－
25	1 次主循環ポンプ	なし（100%自然循環）
26	蒸気発生器	一体貫流環状ヘリカルコイル型×１基（12Cr 鋼）
27	2 次主循環ポンプ	－
28	崩壊熱除去方式	PRACS 1 系統＋RVACS 1 系統
29	漏えい対策	GV、原子炉容器貫通部無し
30	原子炉格納施設	GV 兼用格納容器＋鋼製格納容器（非常用ガス処理系）
31	プラント運転サイクル	30 年、1 バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	炉心寿命 30 年で一括交換搬出
33	②炉内燃料交換	同上
34	③炉内/外燃料移送	輸送キャスクに収納
35	免震	三次元免震
36	プラント寿命	60 年以上
37	原子炉建屋	三次元免震建屋、原子炉建屋容積：約 9800m^3

表 7.5.1.17　鉛ビスマス冷却小型炉　炉容器径比較

項目	単位	自然循環	強制循環	備考
炉心等価直径	m	2.000	1.136	*1
B4C 遮へい	m	0.220	0.210	
鉛ビスマス遮へい	m	0.210	0.120	
炉心槽内径	m	2.860	1.796	
炉心槽肉厚	m	0.030	0.030	
炉心槽外径	m	2.920	1.856	
蒸気発生器配置スペース	m	0.465	−	
ポンプ配置スペース	m	−	1.340	*2
炉容器内径	m	3.850	4.536	
炉容器高さ	m	18.500	15.700	*3
炉容器重量比	−	1	1.00	

*1：強制循環小型炉心外接円径=強制循環中型炉炉心外接円径 4.4m×(132MWt/1875MWt)^2

*2：ポンプ配置スペース=スタンドパイプ径+0.4m

*3：炉心から蒸気発生器の伝熱中心差、自然循環 8.1m（H13 設計）、強制循環 5.3m（中型炉と同等）

表 7.5.1.18　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の主要仕様（代表プラント概念）

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	タンク型（1 次系鉛ビスマス；2 次系削除）
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	132MWt
4	ループ数	水蒸気系１ループ
5	1 次冷却材温度	503／335℃
6	2 次冷却材温度	－
7	1 次系流量	1.92×10^{4}t/h
8	2 次系流量	－
9	主蒸気温度／圧力	403.5℃／6.5MPa
10	給水温度／流量	220℃／2.12×10^{5}kg/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 38%
13	プラント稼働率	95%以上（目標）
14	炉心・燃料	Pu・U 混合窒化物燃料
15	反応度制御方式	制御棒方式
16	燃焼度	約 7.8 万 MWd/t
17	増殖比	1.03
18	原子炉停止系	主および後備炉停止棒
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化策：高熱伝導度の窒化物燃料＋低出力密度＋自然循環力強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	なし
22	炉心上部機構	一体型コラム方式
23	1 次系配管方式	無（タンク型）
24	中間熱交換器	－
25	1 次主循環ポンプ	なし（100%自然循環）
26	蒸気発生器	一体貫流環状ヘリカルコイル型×１基（12Cr 鋼）
27	2 次主循環ポンプ	－
28	崩壊熱除去方式	PRACS 1 系統＋RVACS 1 系統
29	漏えい対策	GV、原子炉容器貫通部無し
30	原子炉格納施設	GV 兼用格納容器＋鋼製格納容器（非常用ガス処理系）
31	プラント運転サイクル	30 年、1 バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	炉心寿命 30 年で一括交換搬出
33	②炉内燃料交換	同上
34	③炉内/外燃料移送	輸送キャスクに収納
35	免震	三次元免震
36	プラント寿命	60 年以上
37	原子炉建屋	三次元免震建屋、原子炉建屋容積：約 9800m^3

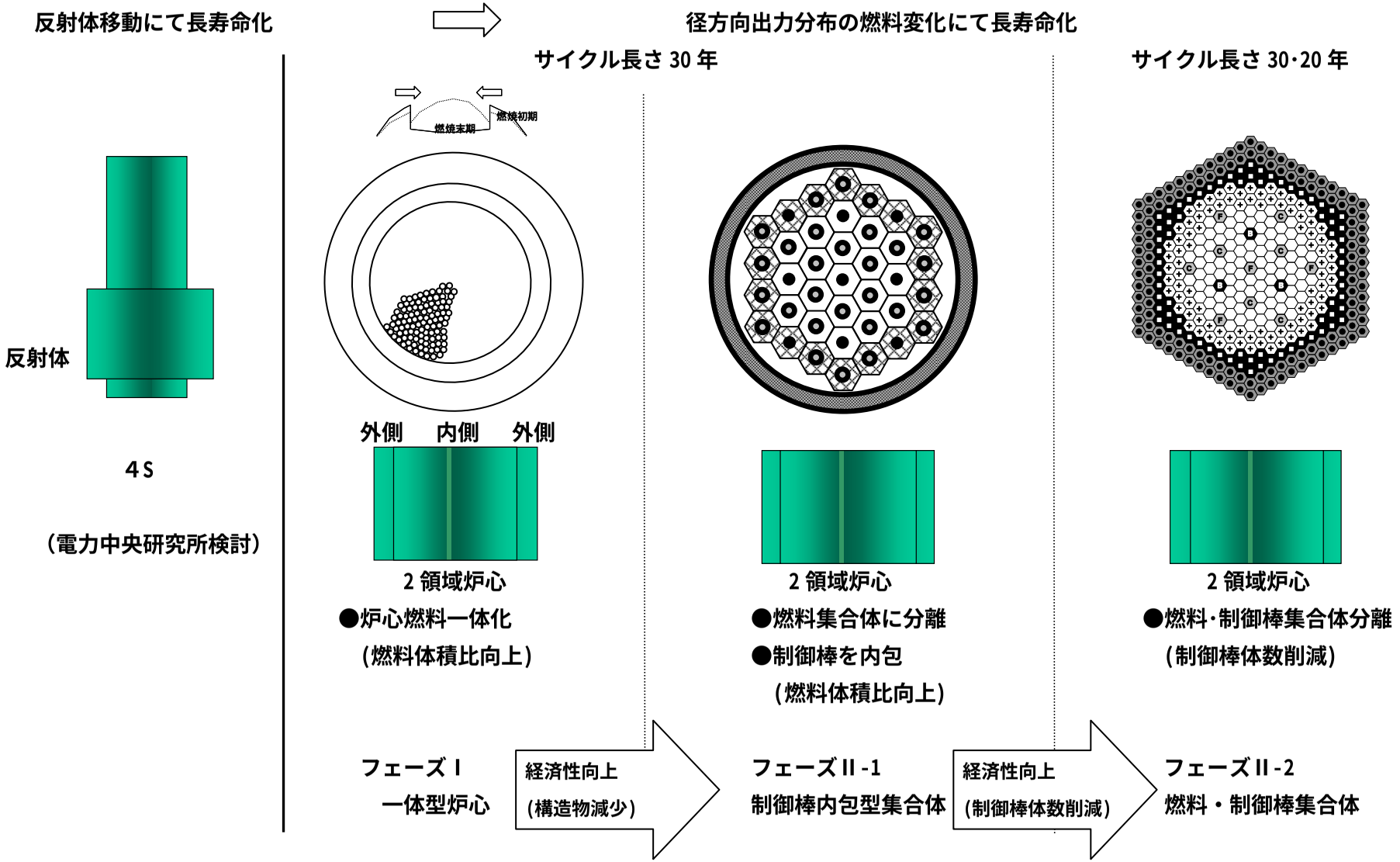


図 7.5.1.1　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心検討の経緯

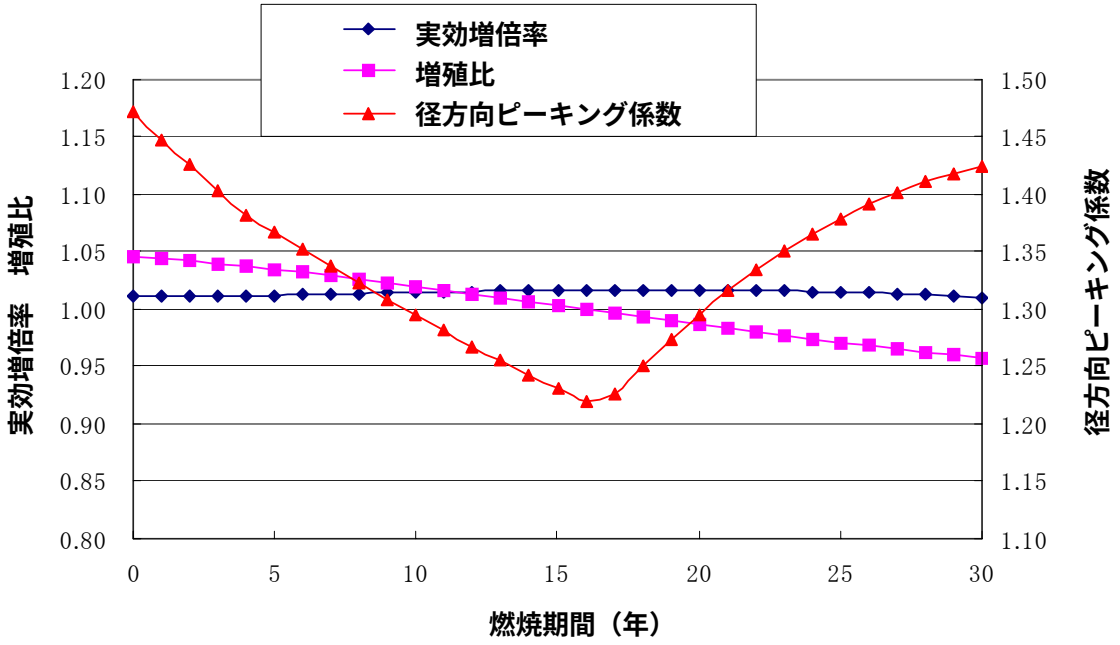


図 7.5.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉　一体型炉心の燃焼特性（フェーズⅠ）

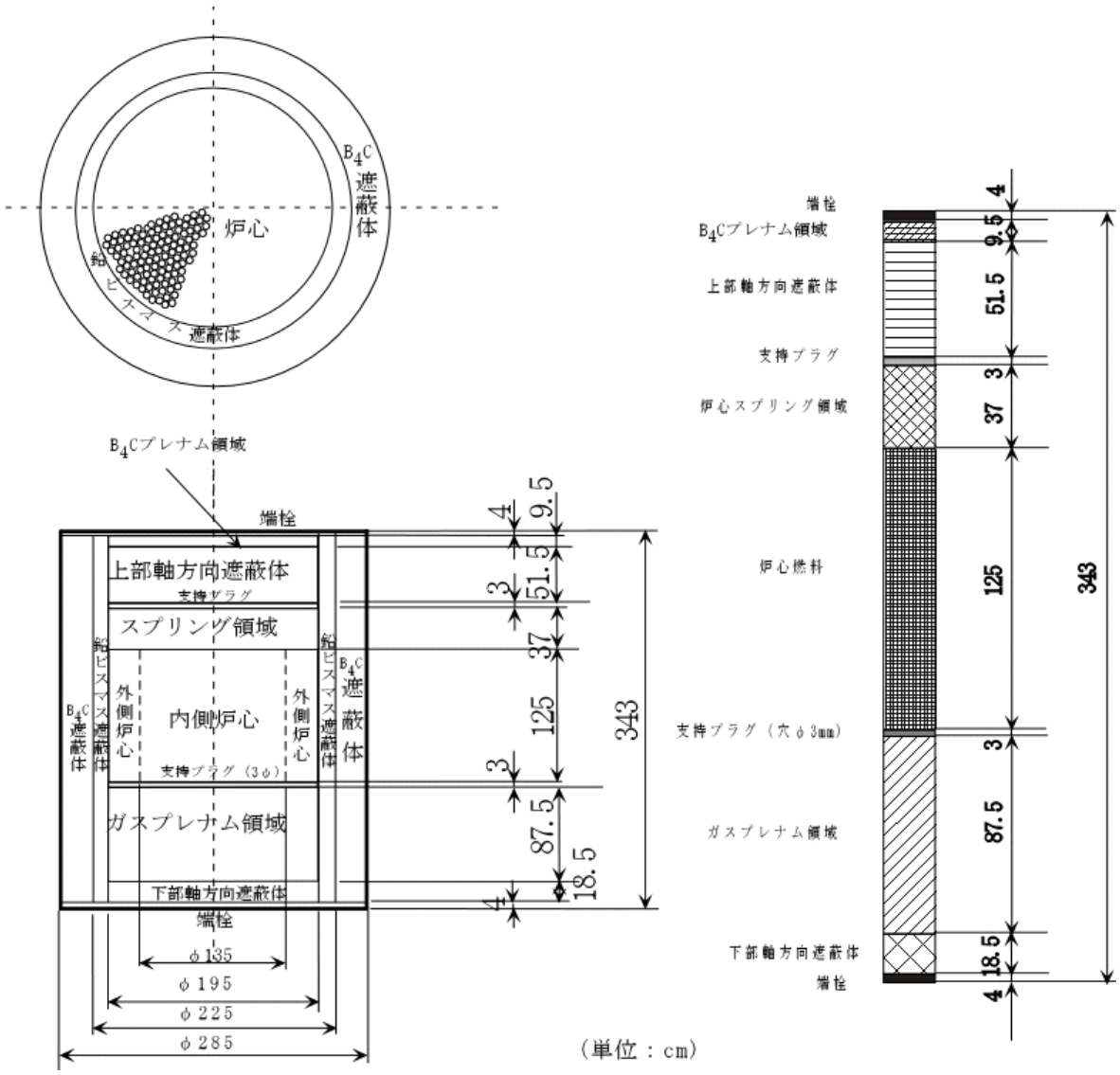


図 7.5.1.3　鉛ビスマス冷却小型炉　一体型炉心の炉心構成と燃料要素軸方向概念図
（フェーズⅠ）

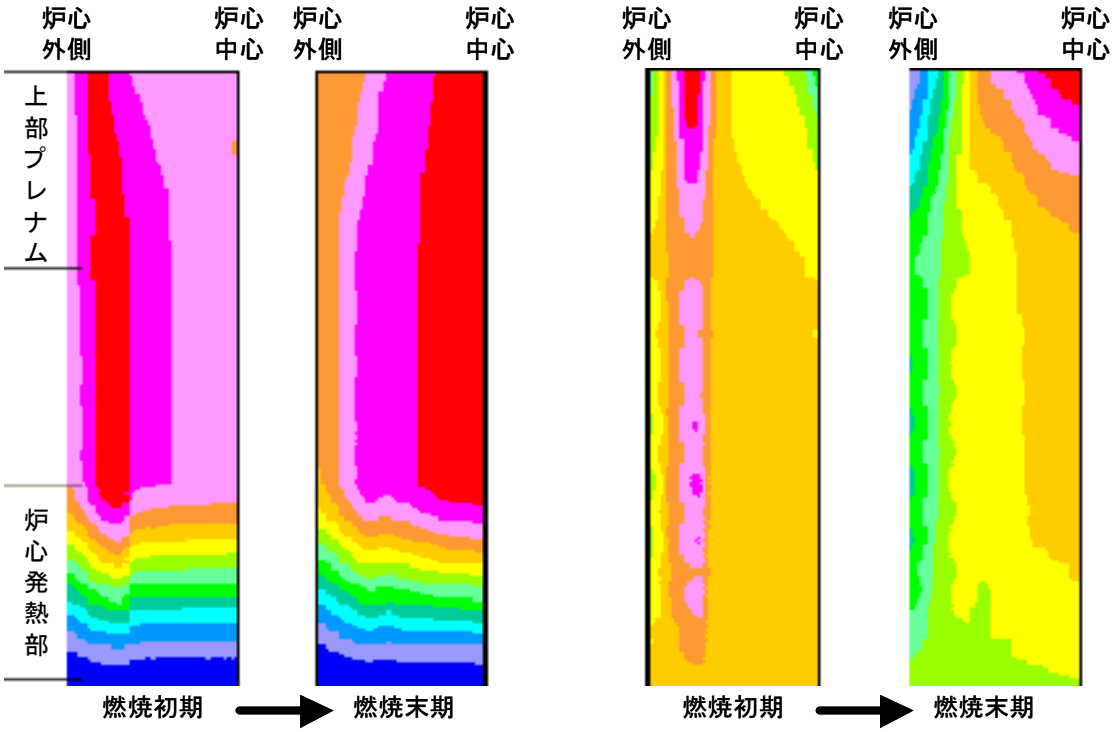


図 7.5.1.4　鉛ビスマス冷却小型炉　冷却材の温度分布と流量分布の推移（燃焼初期・末期）（フェーズⅠ）

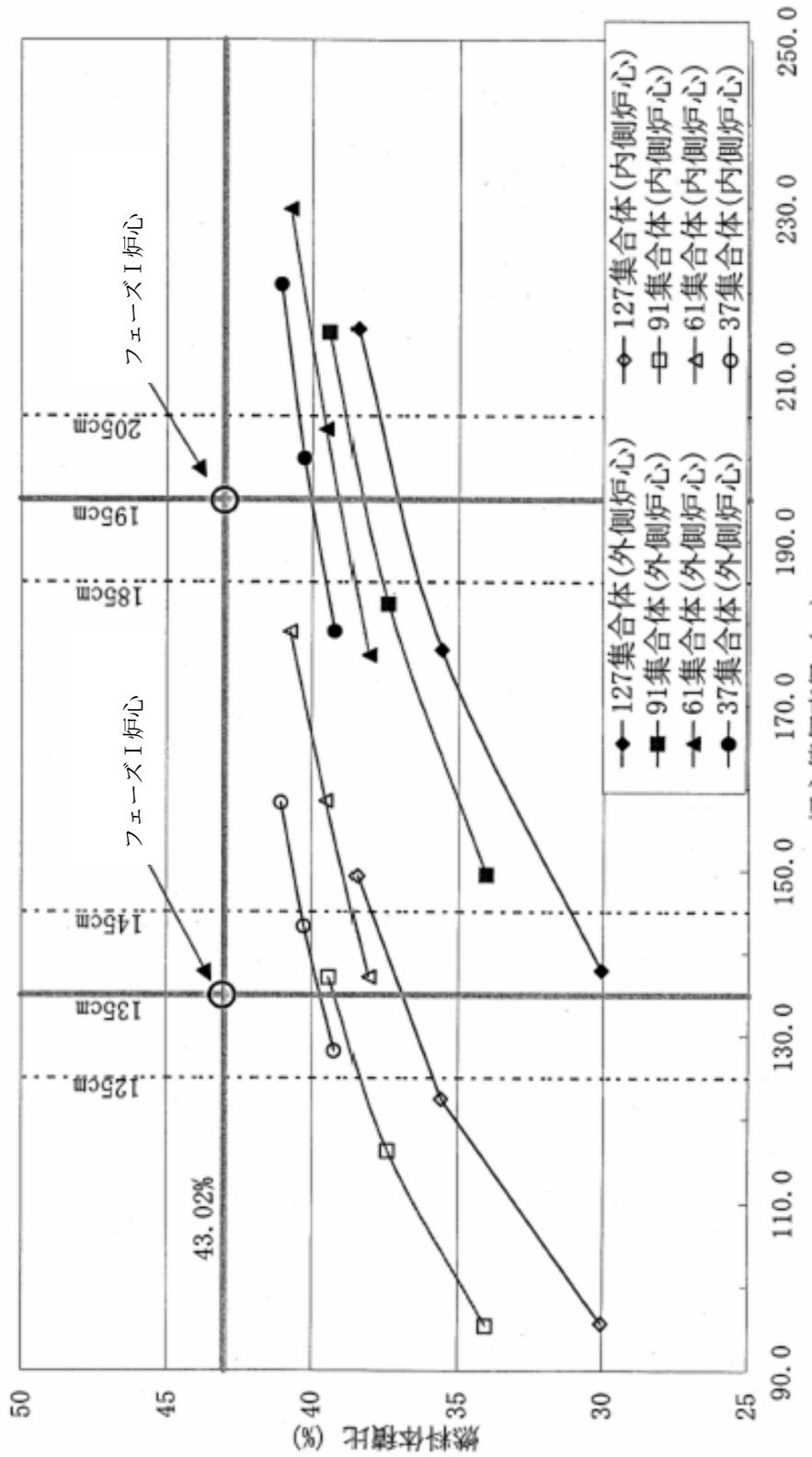
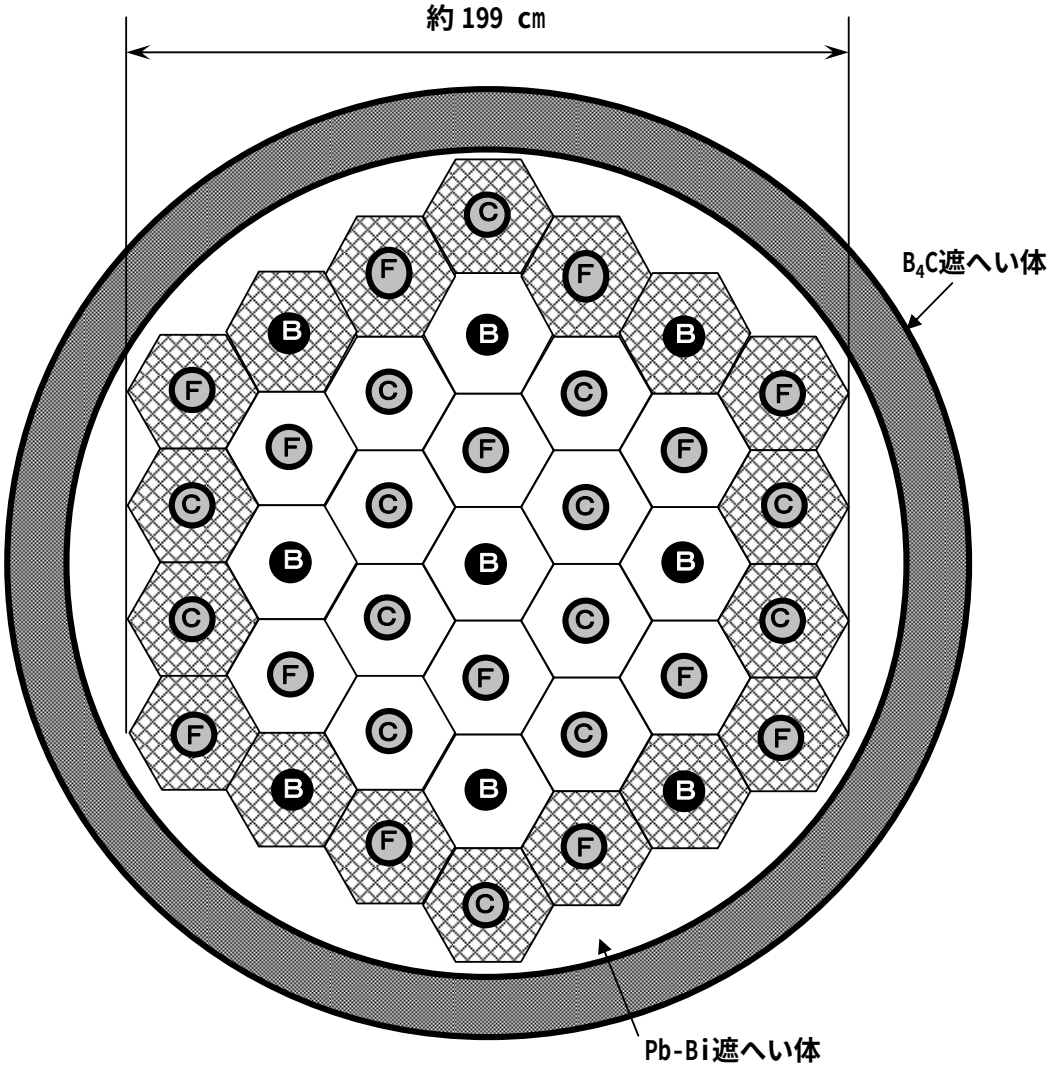


図 7.5.1.5　鉛ビスマス冷却小型炉　制御棒内包型炉心の燃料集合体数と炉心等価直径（フェーズⅡ-1）



	内側炉心燃料集合体	19 体
	外側炉心燃料集合体	18 体
	計	37 体

C	制御棒(疎調整棒)	:	14体
F	制御棒(微調整棒)	:	14体
B	制御棒（後備炉停止系）	:	9体

図 7.5.1.6　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心配置図(フェーズⅡ-1)

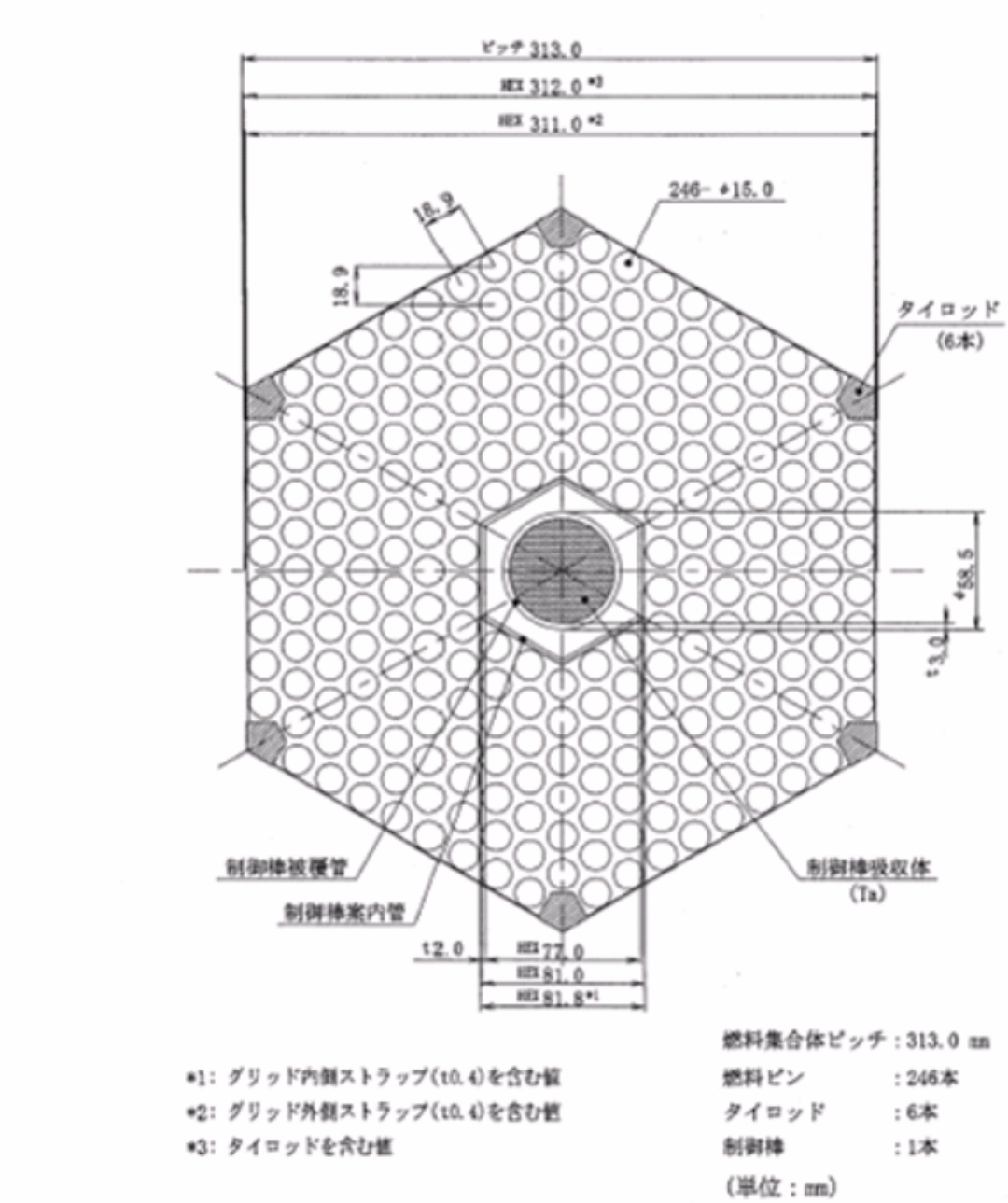


図 7.5.1.7　鉛ビスマス冷却小型炉　ダクトレス燃料集合体概念図（フェーズⅡ-1）

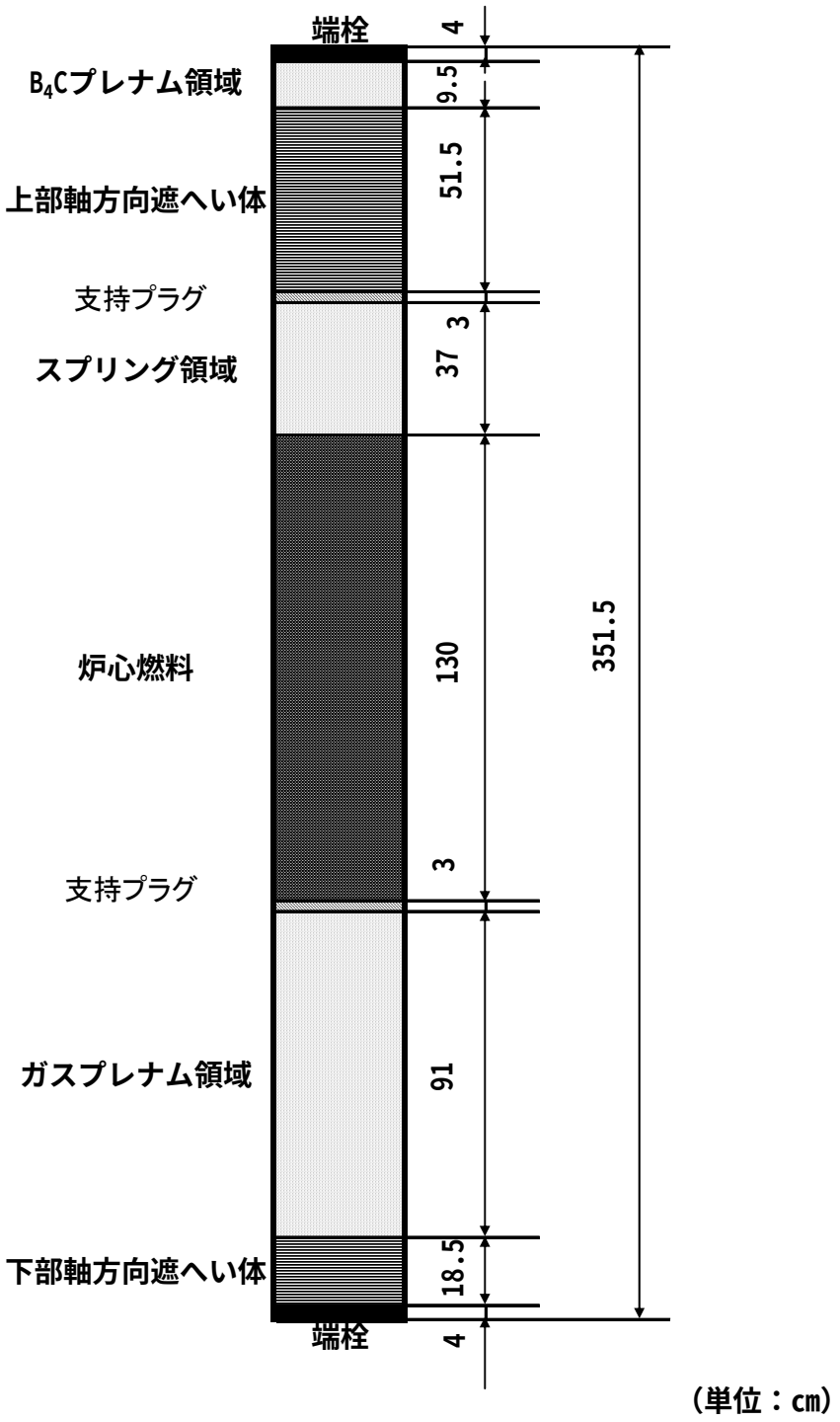


図 7.5.1.8　鉛ビスマス冷却小型炉　燃料集合体軸方向概念図(フェーズⅡ-1)

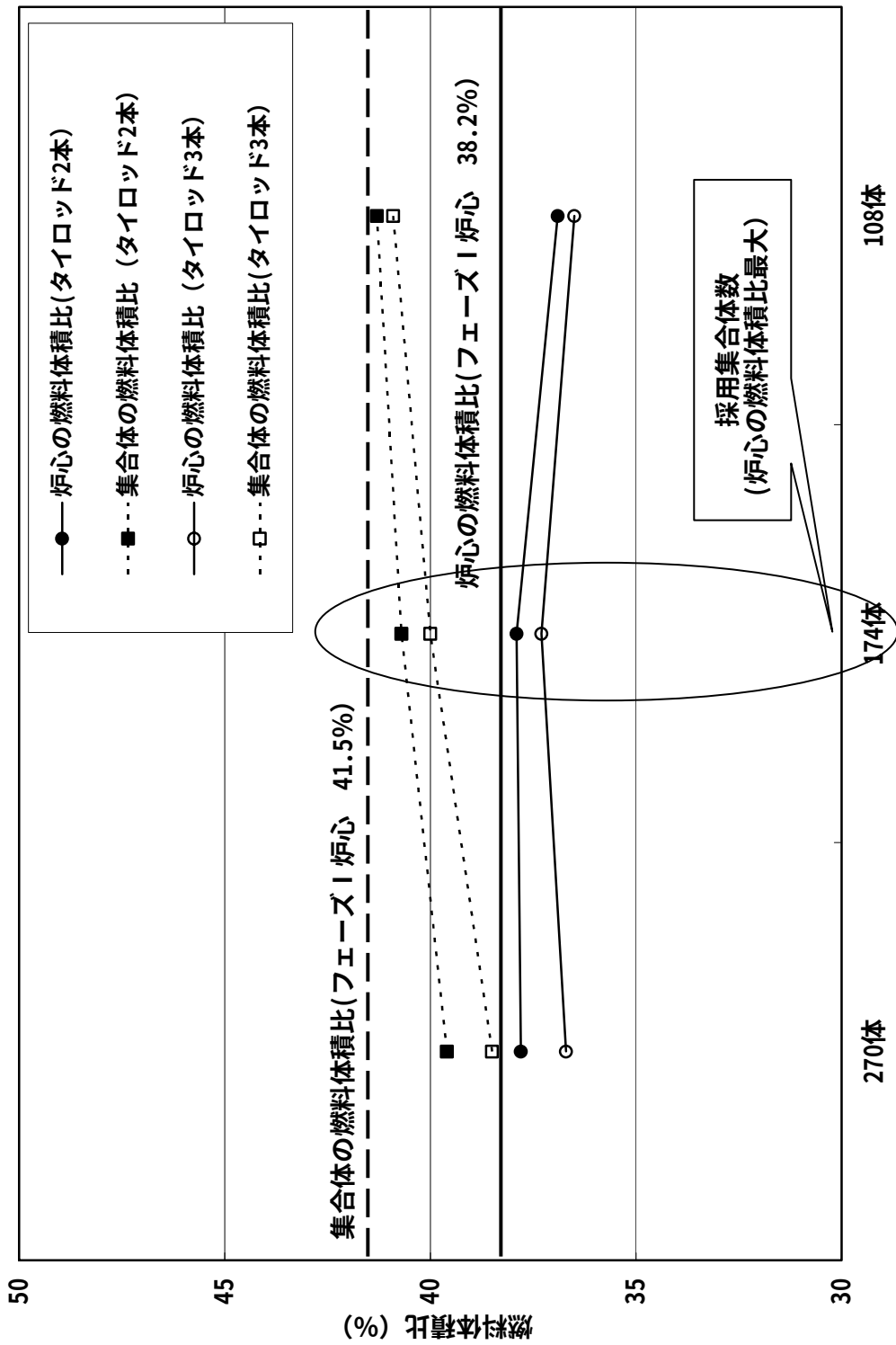


図 7.5.1.9　鉛ビスマス冷却小型炉　燃料集合体のタイロッドを２本、３本とした場合の燃料集合体数と燃料体積比（フェーズⅡ-2）

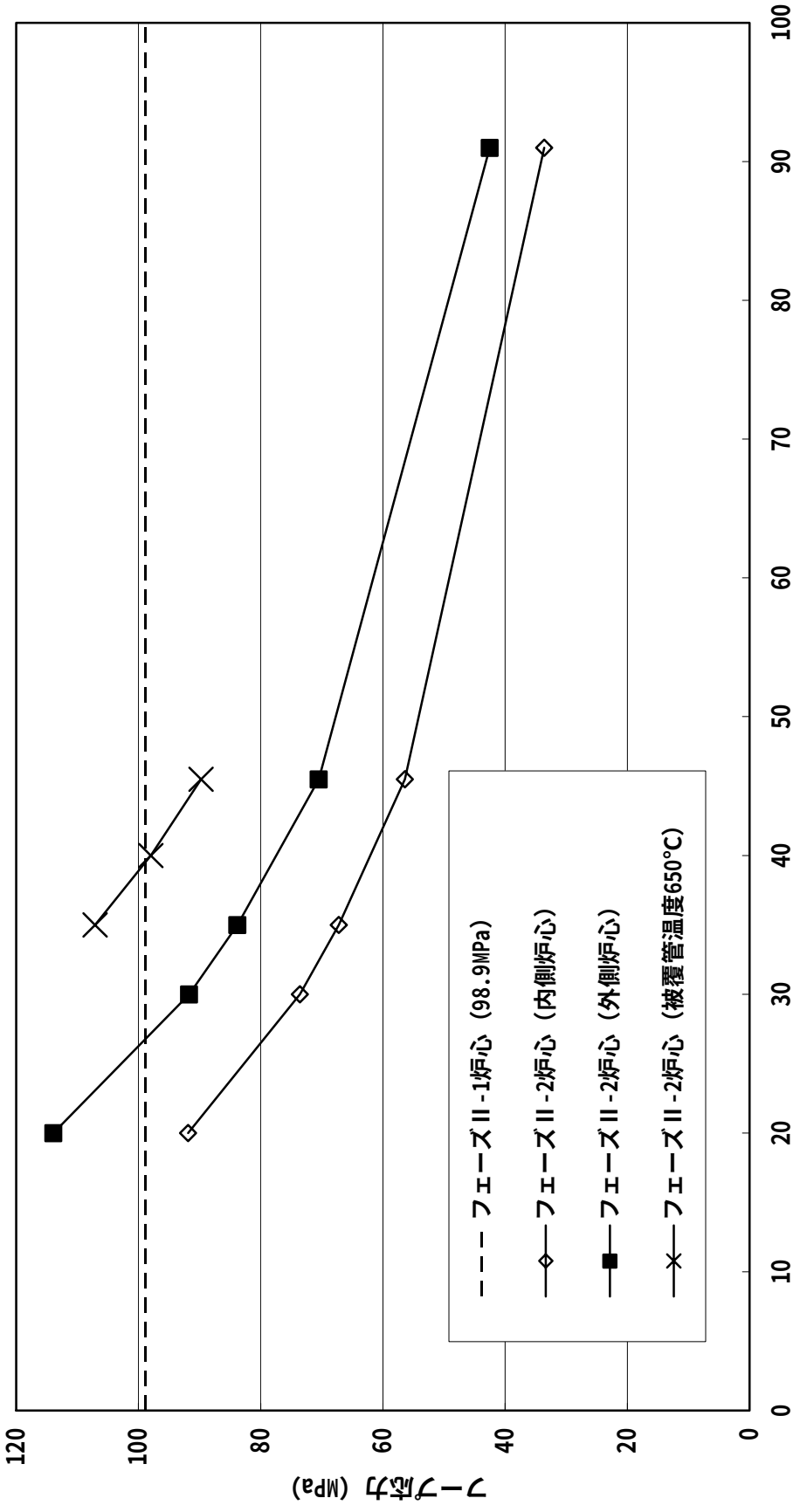
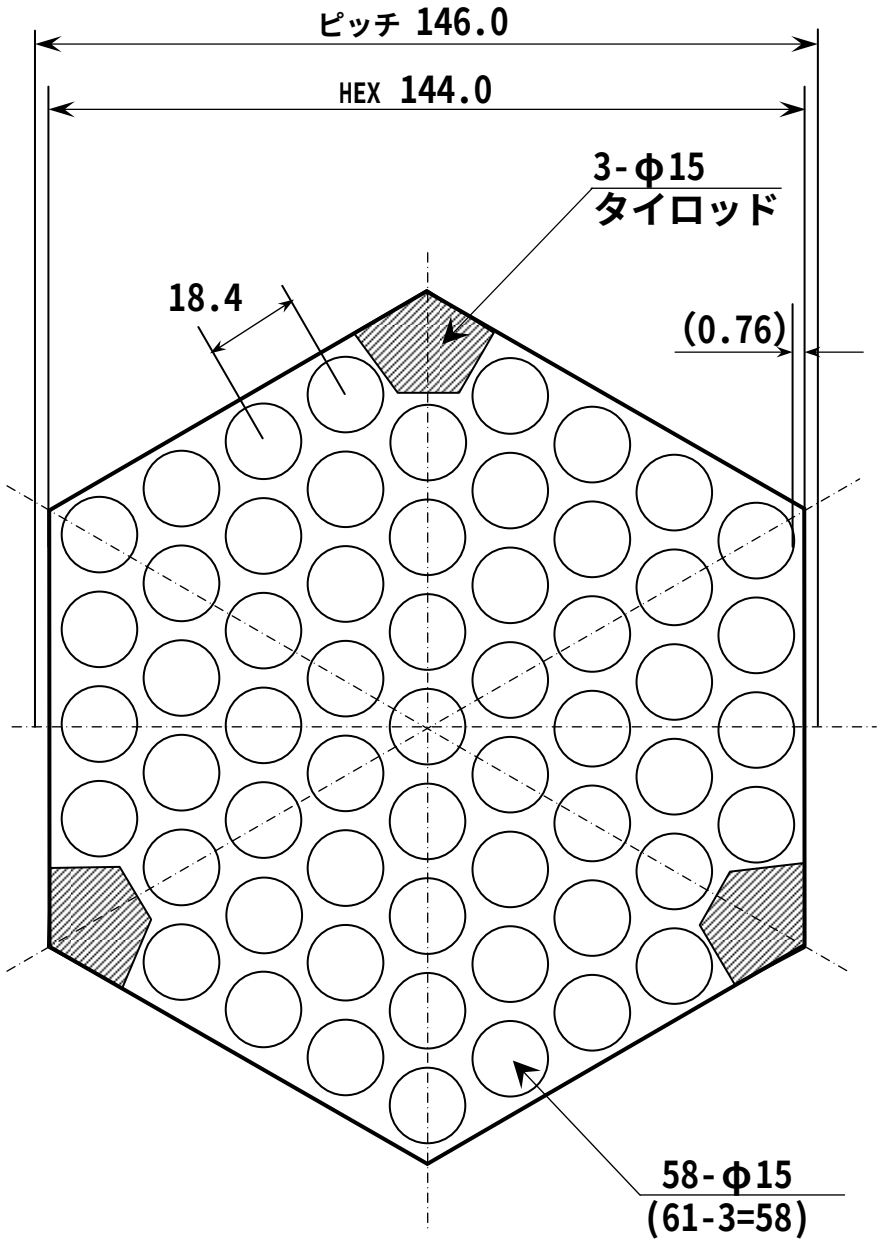


図 7.5.1.10　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心下部プレナム長さと寿命末期のフープ応力(フェーズⅡ-2)



（単位：mm）

燃料集合体ピッチ：	146.0	mm
燃料ピン	： 58	本
タイロッド	： 3	本

図 7.5.1.11　鉛ビスマス小型冷却炉　30 年炉心のダクトレス燃料集合体概念図（フェーズⅡ-2）

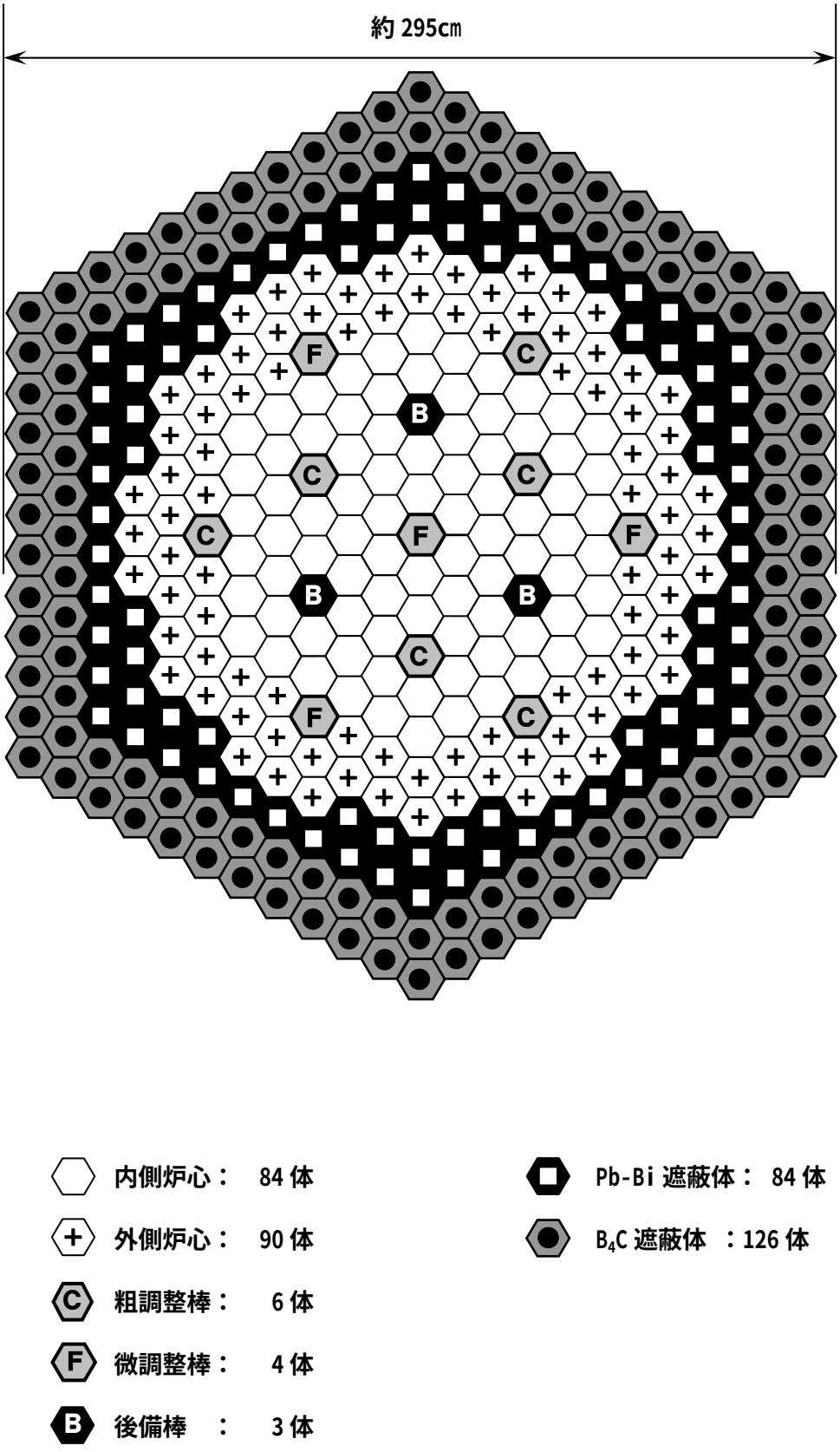


図 7.5.1.12　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の炉心配置図
（フェーズⅡ-2）

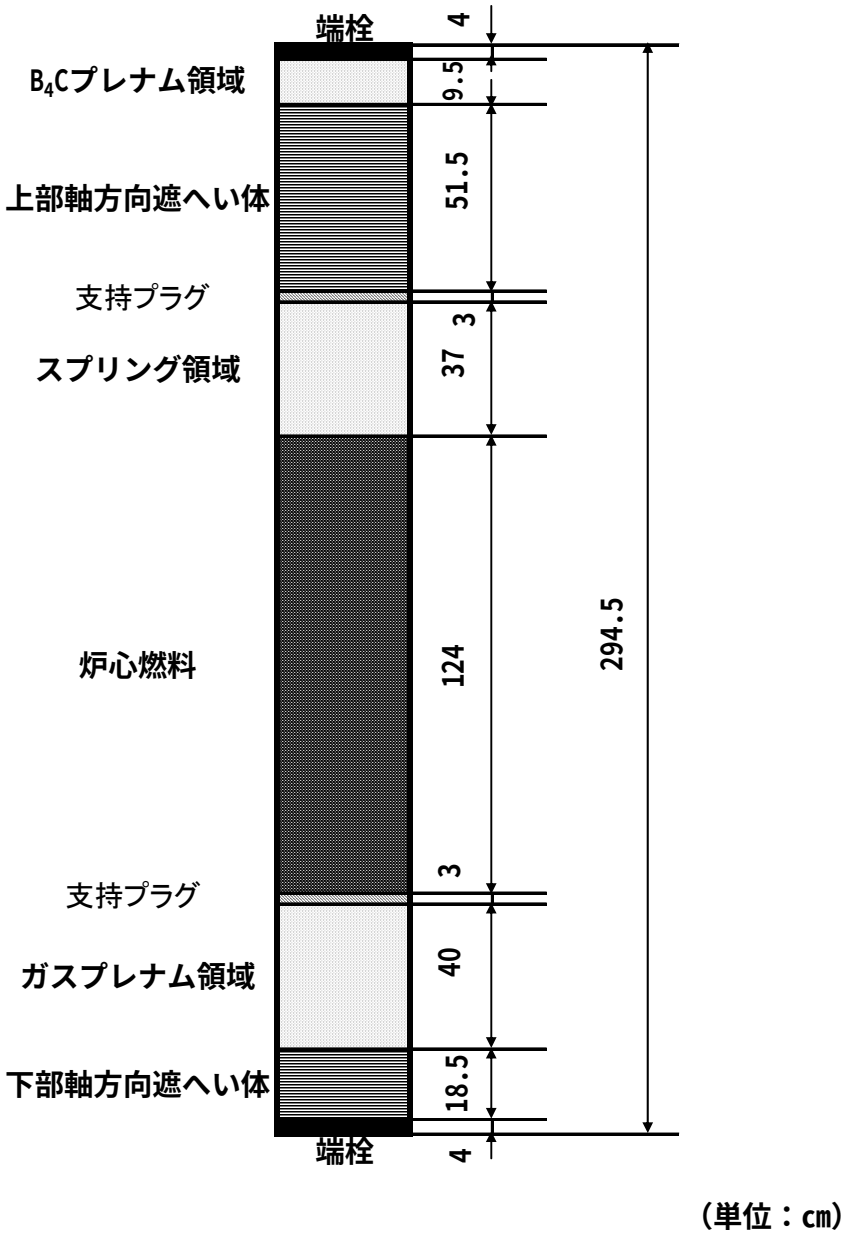


図 7.5.1.13　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の燃料集合体軸方向概念図(フェーズⅡ-2)

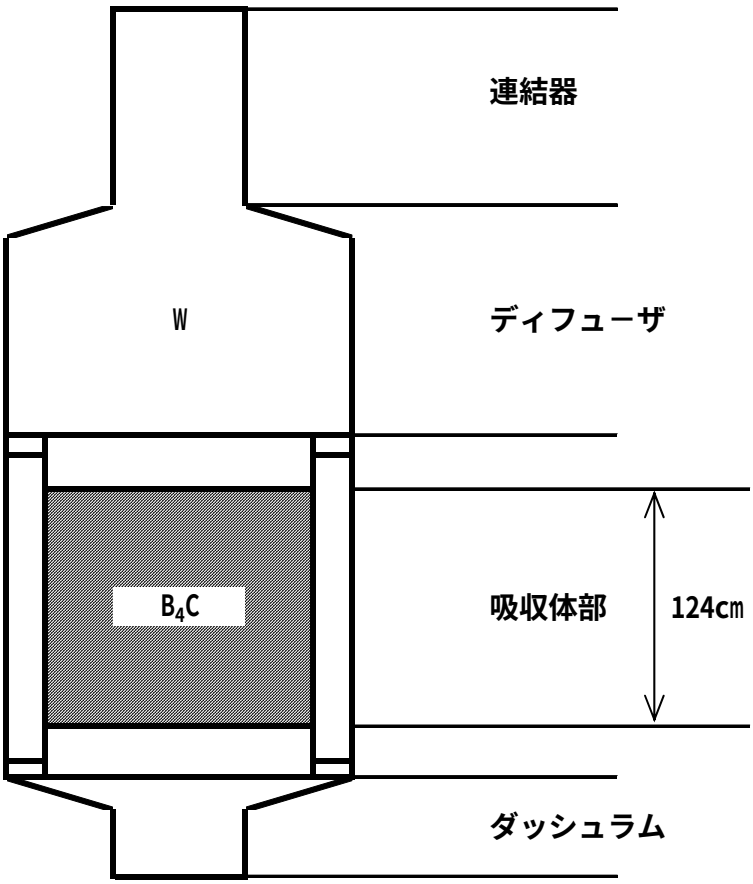
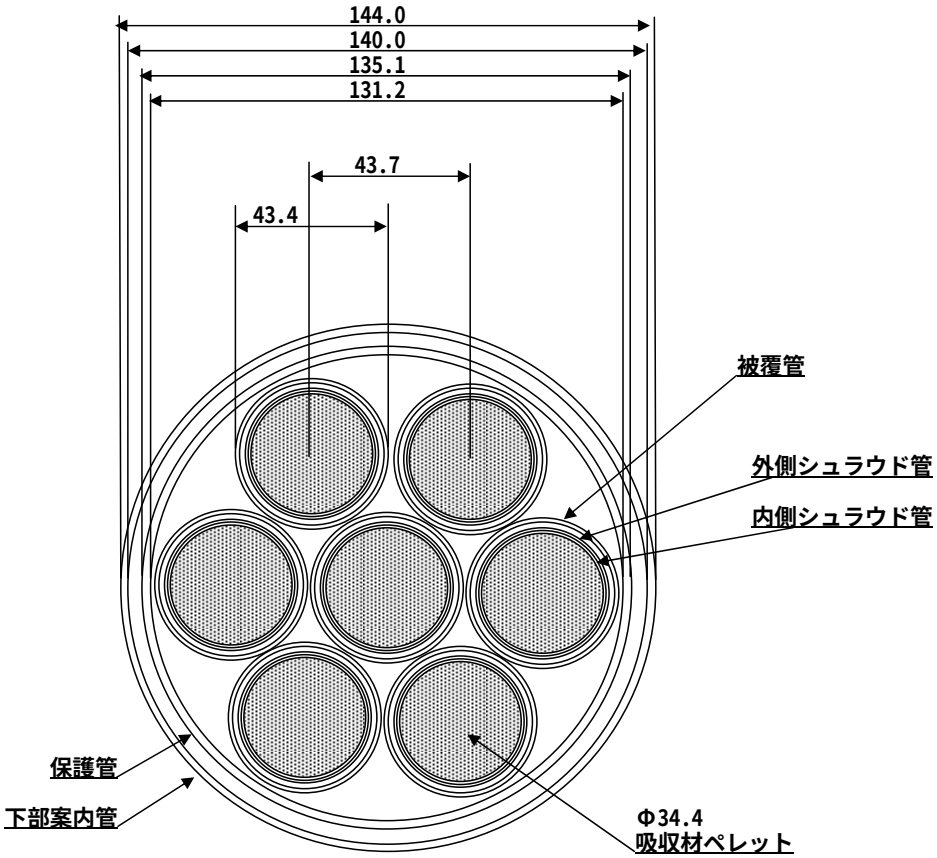


図 7.5.1.14　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒集合体の縦断面概念図（フェーズⅡ-2）



被覆管　　：43.4×41.5
外側シュラウド管　：38.4×36.5
内側シュラウド管　：36.4×34.5

単位：mm

組成	体積比
構造材	0.222
吸収材ペレット	0.352
冷却材	0.426

制御棒引抜時（構造材体積比：0.047）

図 7.5.1.15　鉛ビスマス冷却小型炉　30 年炉心（代表炉心）の制御棒集合体の横断面概念図（フェーズⅡ-2）

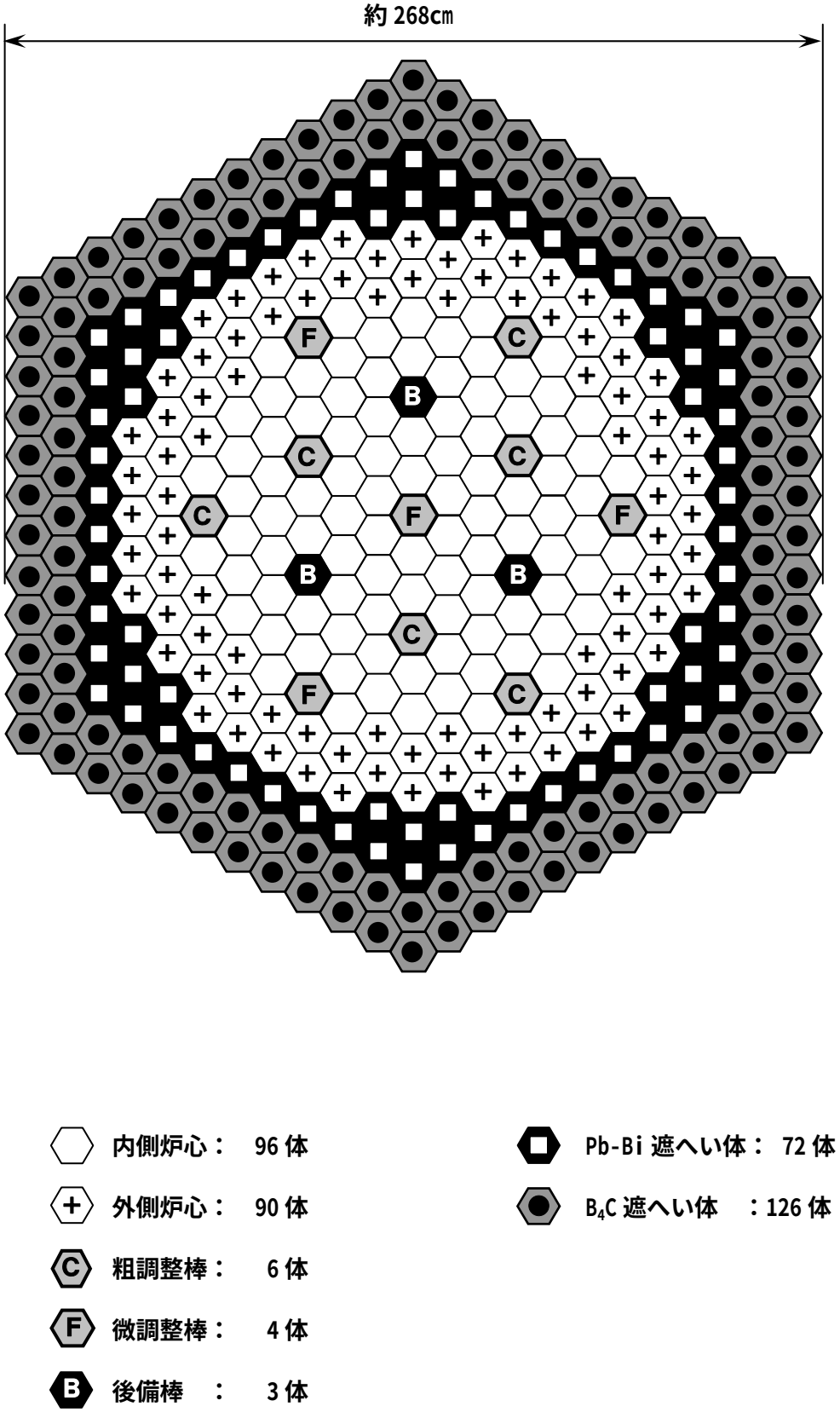


図 7.5.1.16　鉛ビスマス冷却小型炉　20 年炉心の炉心配置図（フェーズⅡ-2）

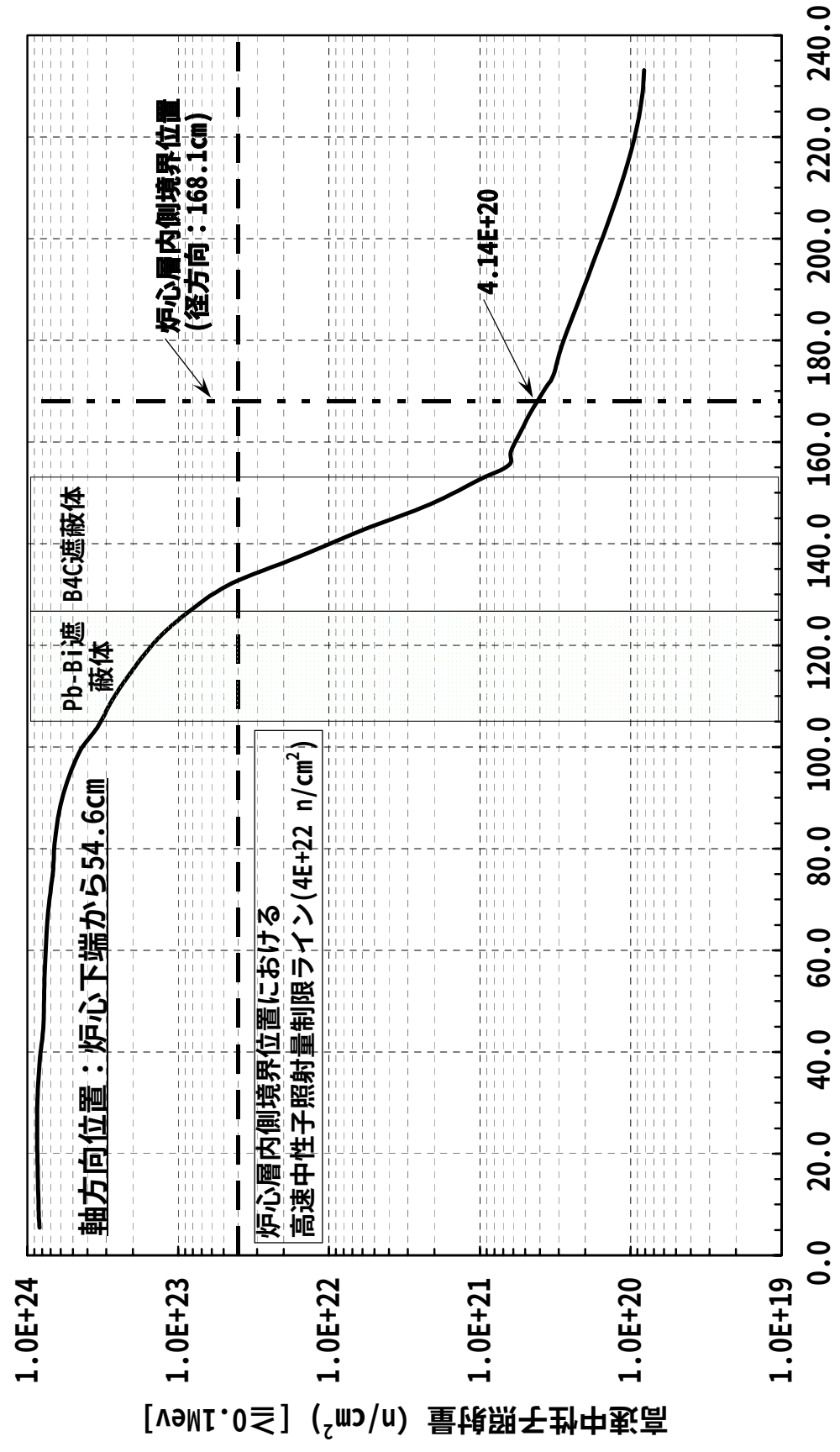


図 7.5.1.17　鉛ビスマス冷却小型炉 30 年炉心(代表炉心)の高速中性子照射量の径方向分布（60 年照射後）

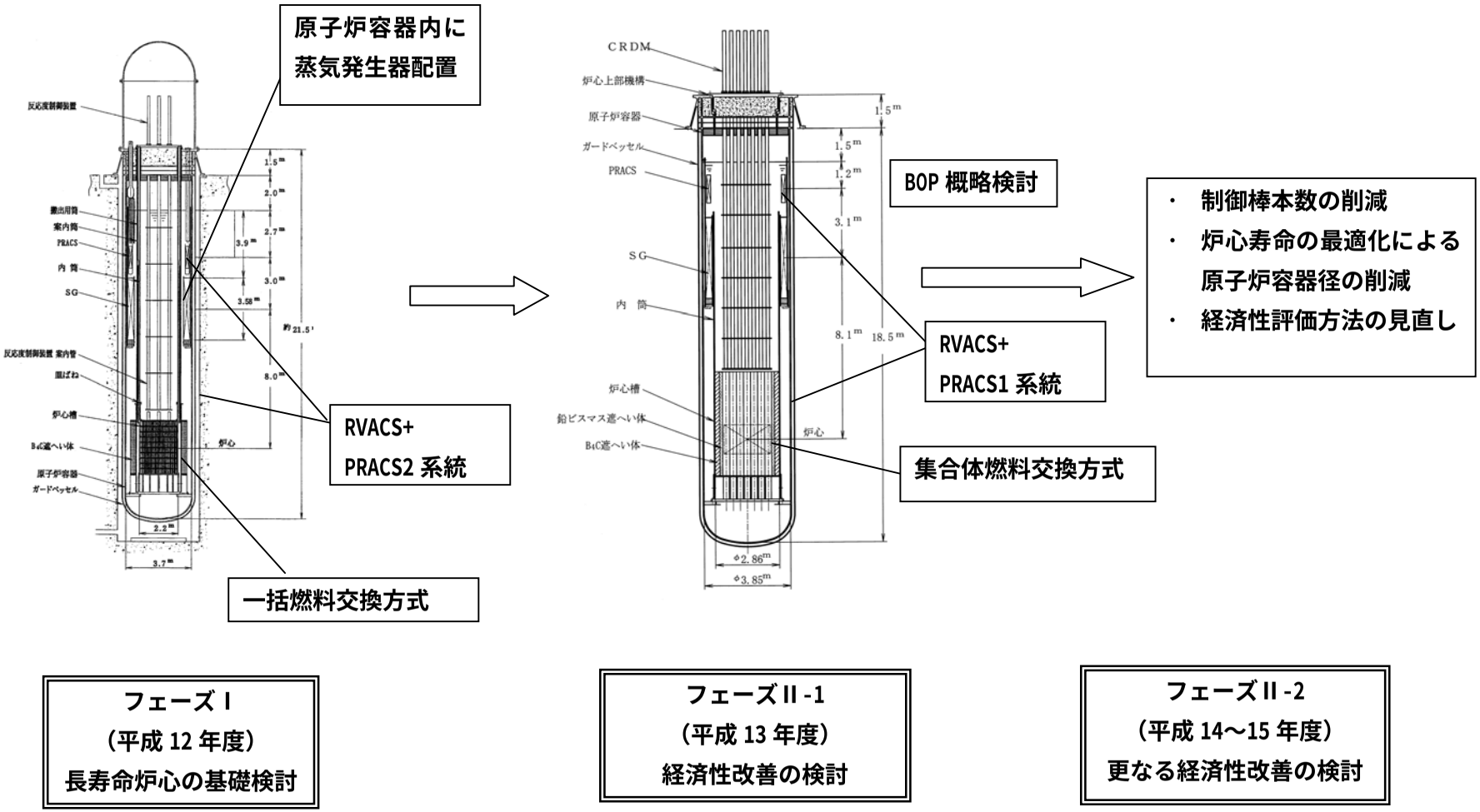


図 7.5.1.18　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念の検討経緯

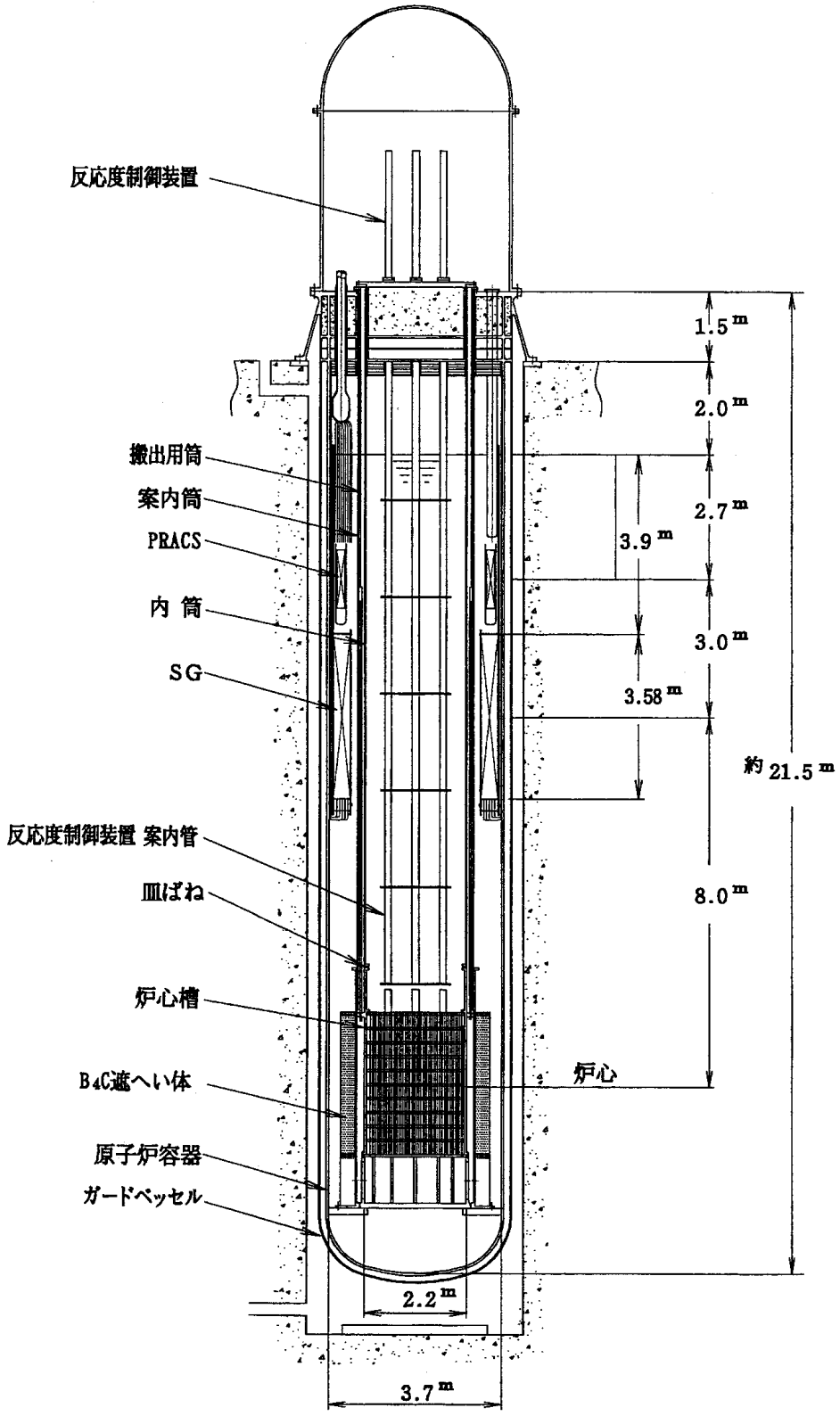
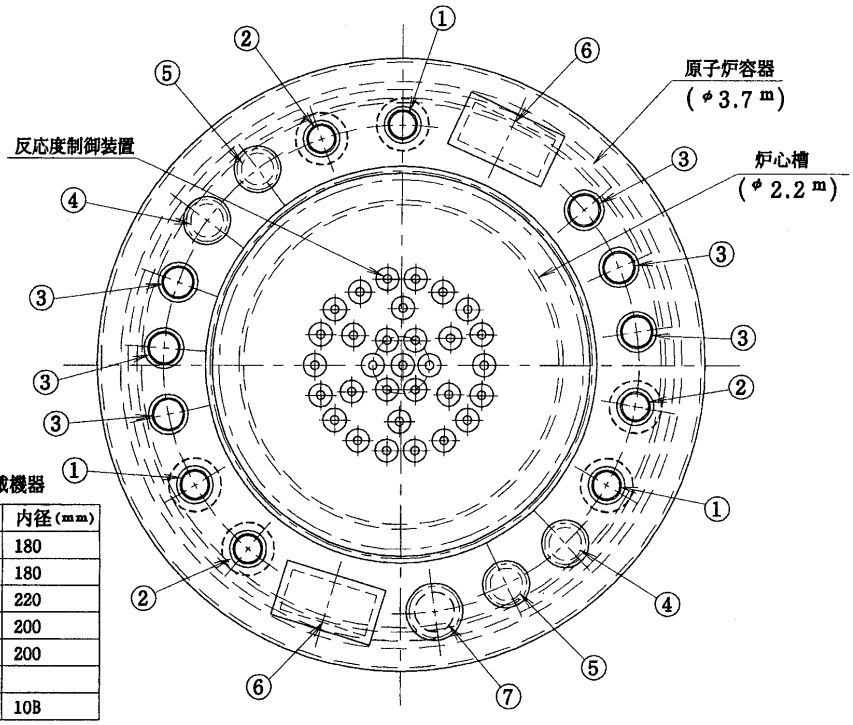


図 7.5.1.19　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図（フェーズⅠ）



原子炉構造上部搭載機器

符号	名　称	員数	内径(mm)
①	SG給水	3	180
②	SG蒸気	3	180
③	PRACS	6	220
④	酸素濃度管理装置	2	200
⑤	腐食生成物管理装置	2	200
⑥	メンテナンスホール	2	
⑦	水蒸気放出ライン	1	10B

図 7.5.1.20　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念平面図（フェーズⅠ）

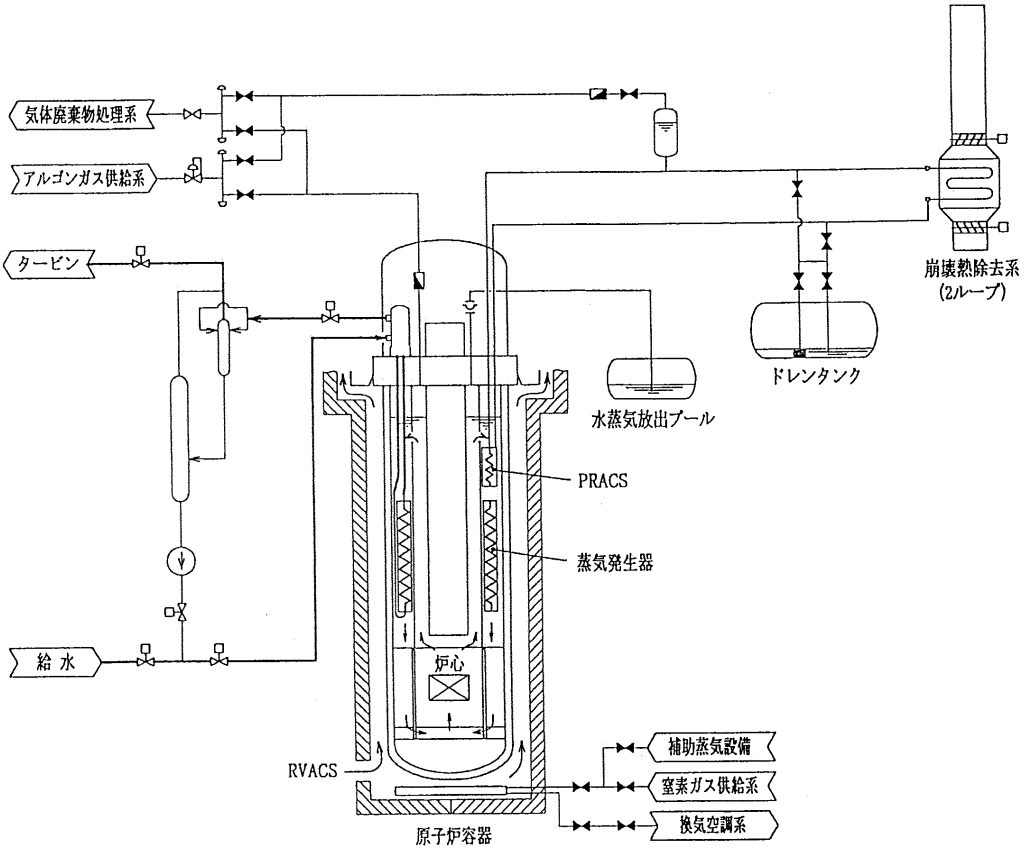


図 7.5.1.21　鉛ビスマス冷却小型炉　系統概念図（フェーズⅠ）

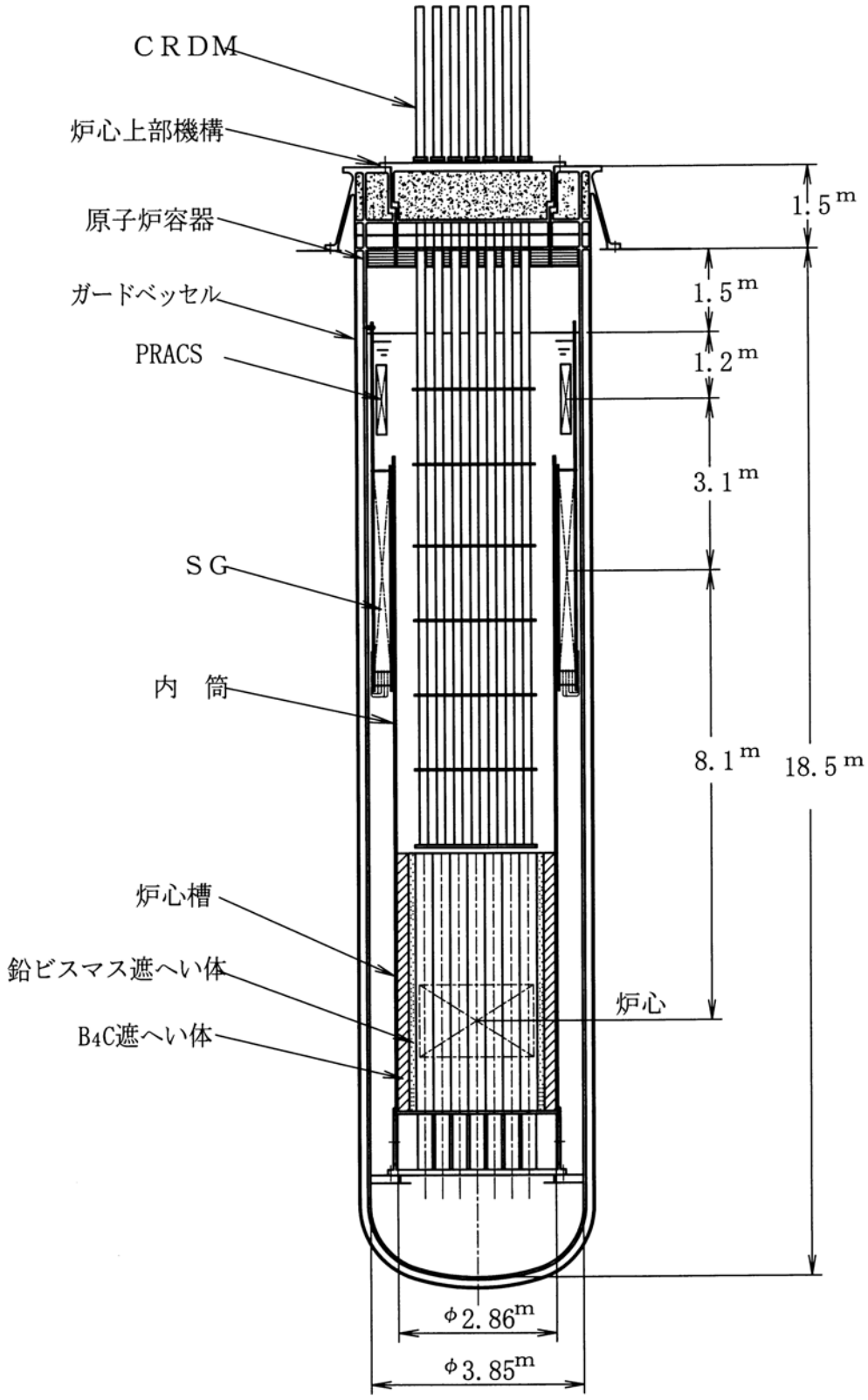
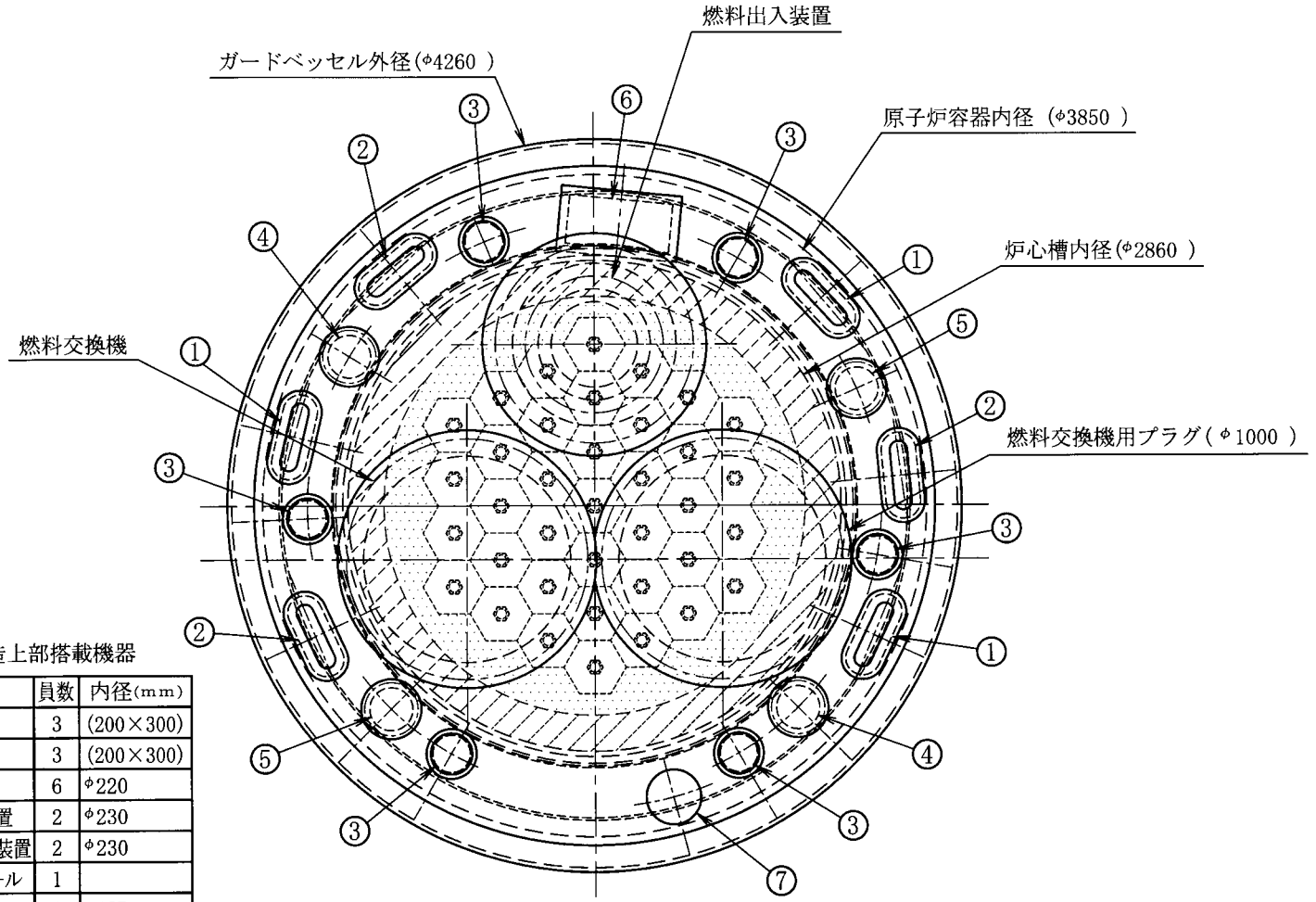


図 7.5.1.22　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図（フェーズⅡ-1）



原子炉構造上部搭載機器

符号	名　称	員数	内径(mm)
①	ＳＧ給水	3	(200×300)
②	ＳＧ蒸気	3	(200×300)
③	PRACS	6	φ220
④	酸素濃度管理装置	2	φ230
⑤	腐食生成物管理装置	2	φ230
⑥	メンテナンスホール	1	
⑦	水蒸気放出ライン	1	12B

図 7.5.1.23　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造平面図（フェーズⅡ-1）

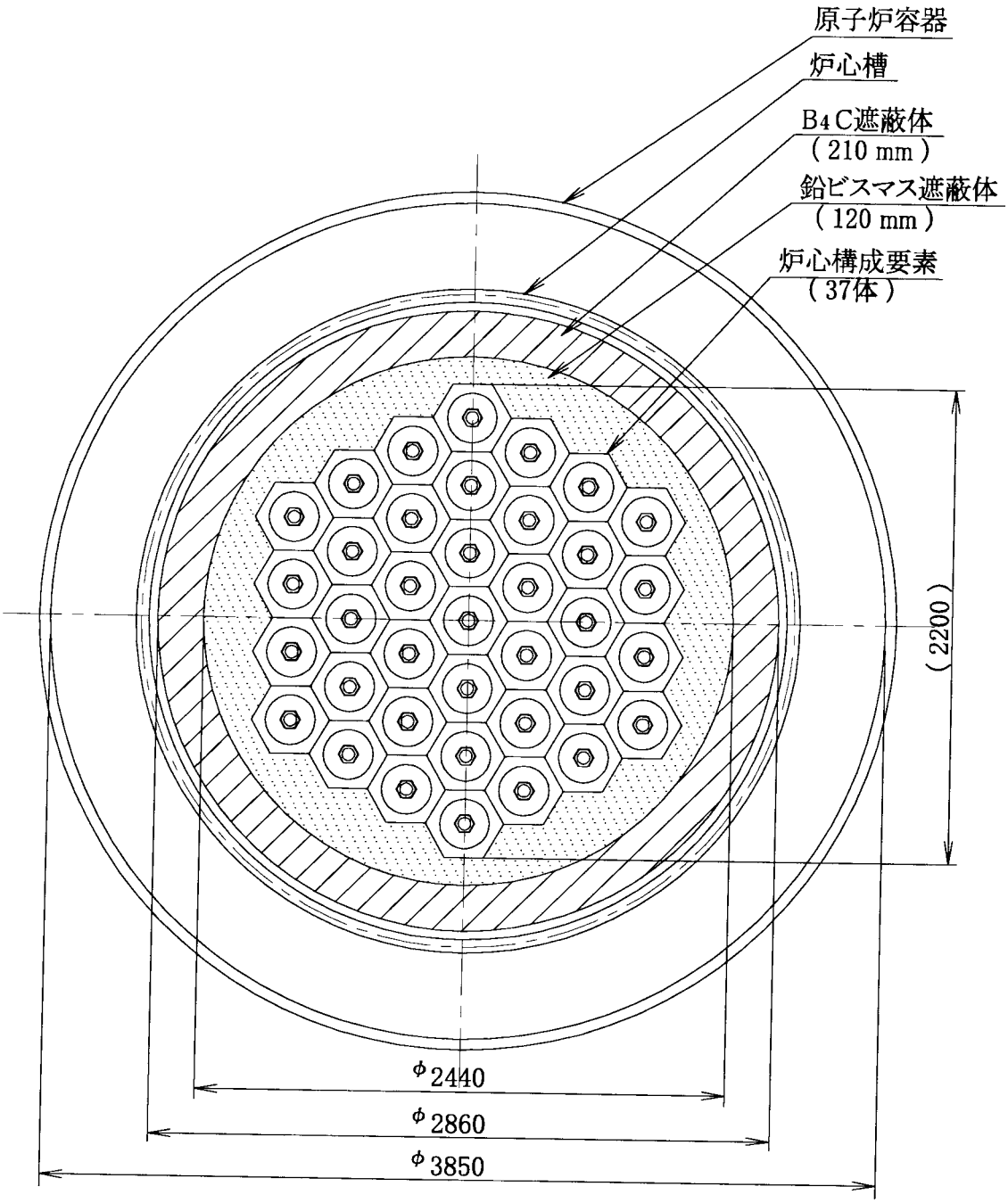


図 7.5.1.24　鉛ビスマス冷却小型炉　炉心構成要素平面配置（フェーズⅡ-1）

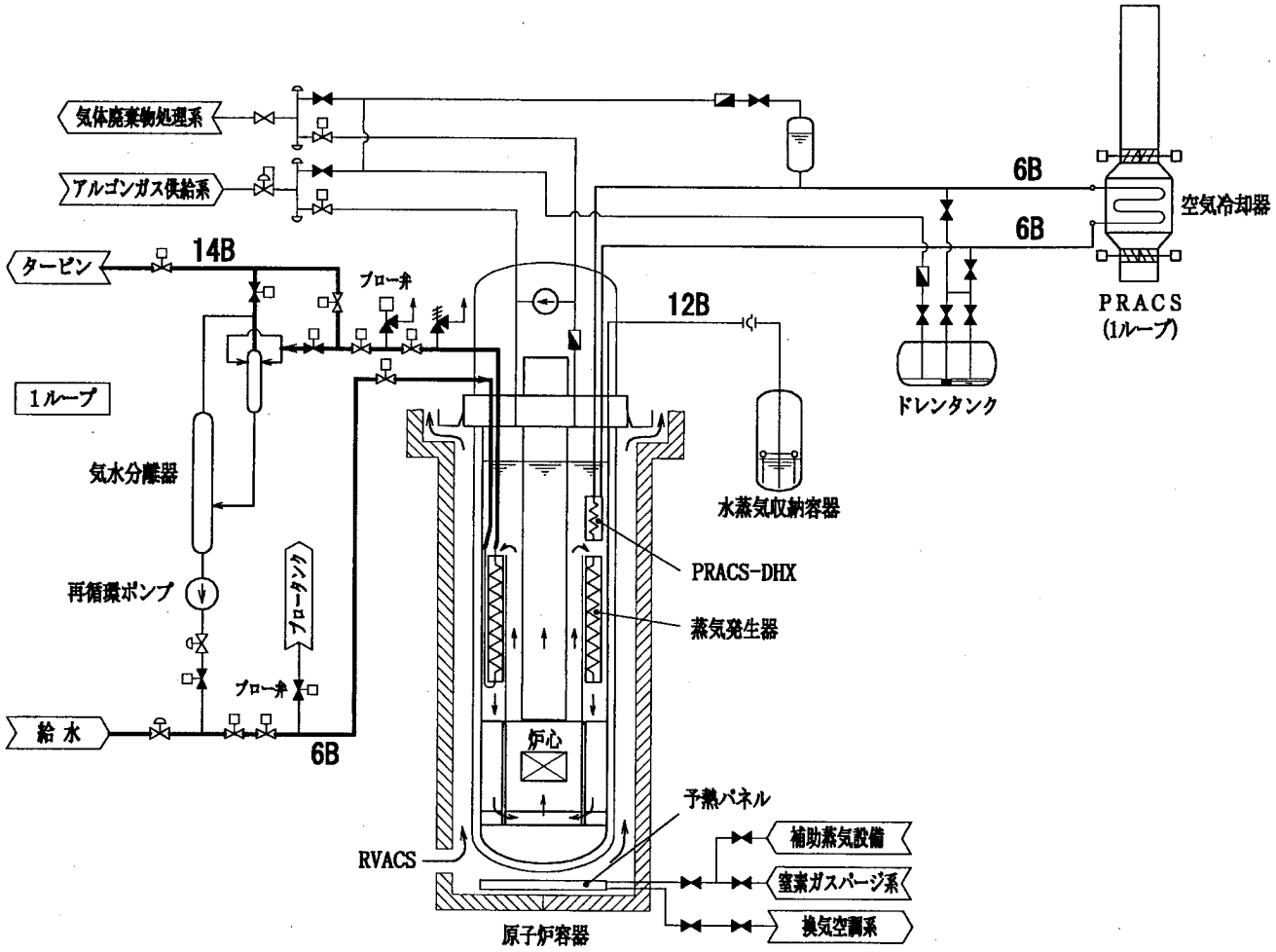


図 7.5.1.25　鉛ビスマス冷却小型炉　系統概念図（フェーズⅡ-1）

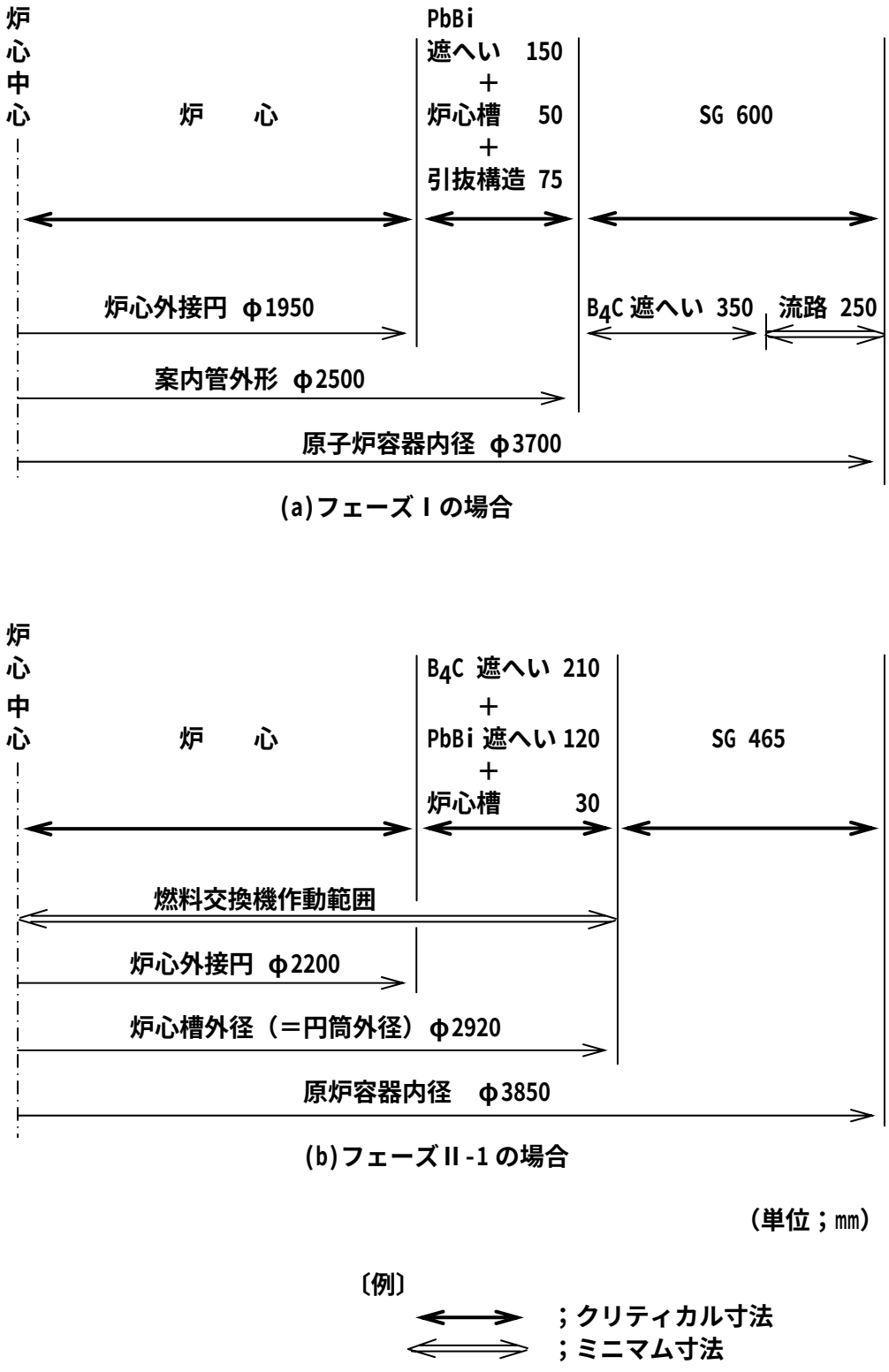
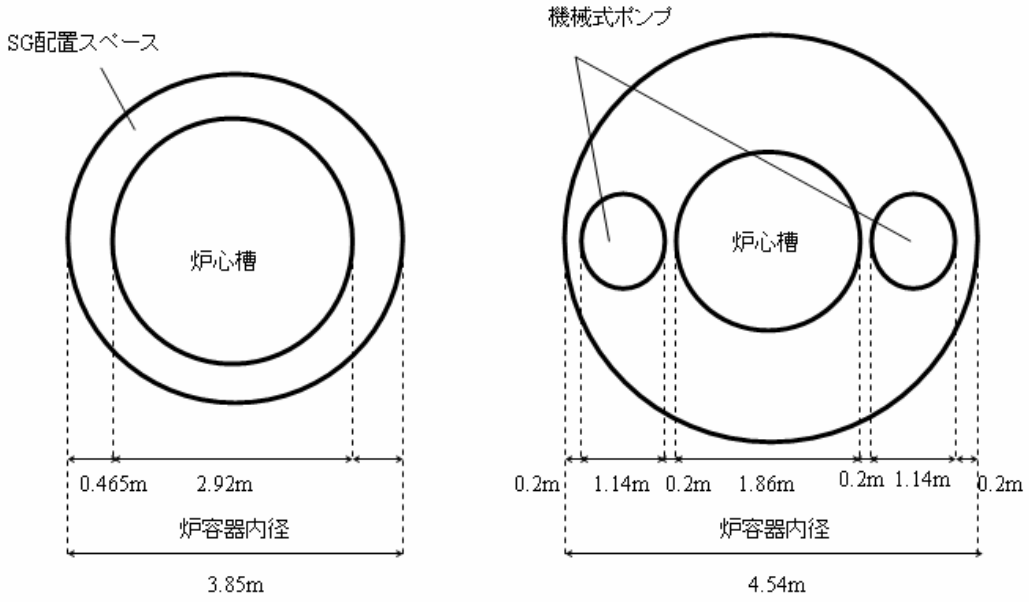


図 7.5.1.26　フェーズⅠとフェーズⅡ-1の原子炉容器径の支配因子比較図



自然循環　　強制循環

図 7.5.1.27　鉛ビスマス冷却小型炉　炉容器径寸法比較

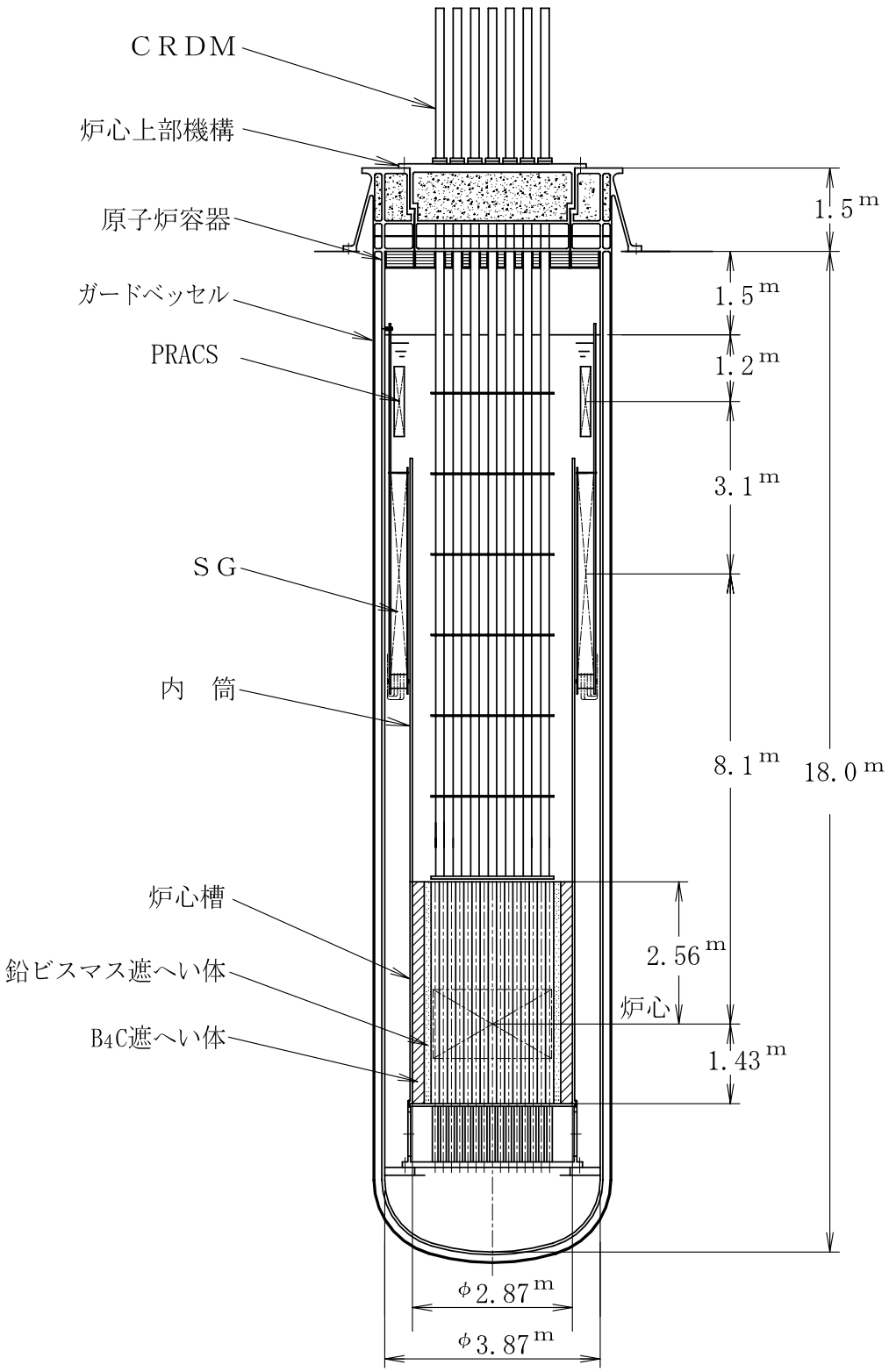
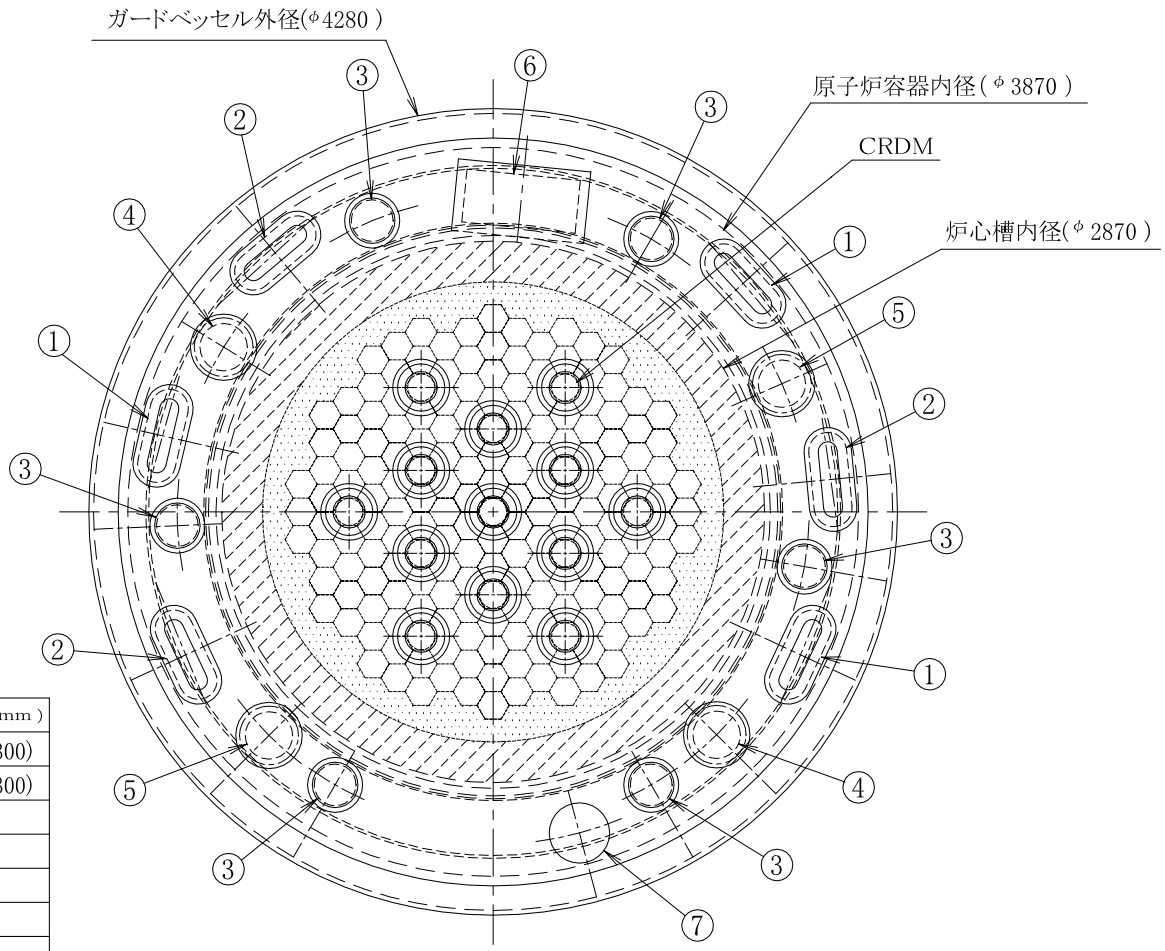


図 7.5.1.28　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念立面図（フェーズⅡ-2）



原子炉構造上部搭載機器

符号	名　称	員数	内径(mm)
①	SG　給水	3	(200×300)
②	SG　蒸気	3	(200×300)
③	PRACS	6	φ220
④	酸素濃度管理装置	2	φ230
⑤	腐食生成物管理装置	2	φ230
⑥	メンテナンスホール	1	
⑦	水蒸気放出ライン	1	12B

図 7.5.1.29　鉛ビスマス冷却小型炉　原子炉構造概念平面図（フェーズⅡ-2）

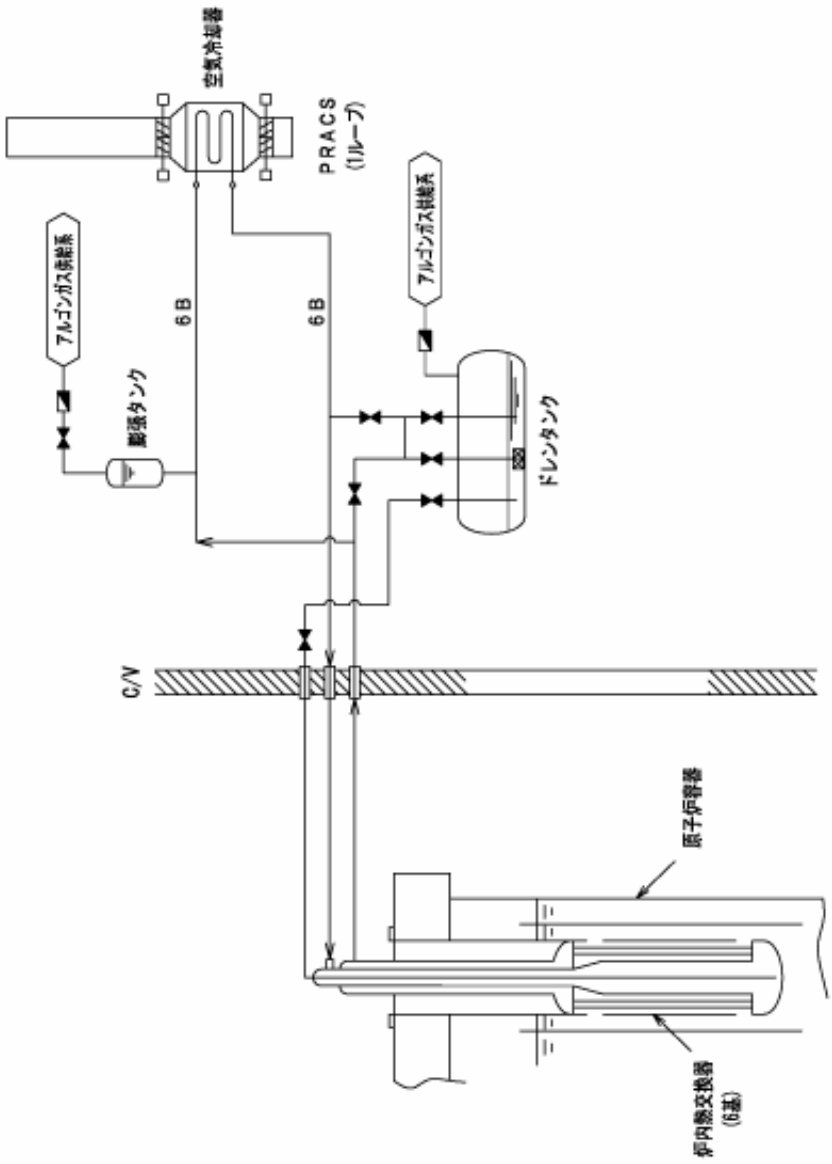


図 7.5.1.30　鉛ビスマス冷却小型炉　PRACS 系統概念図

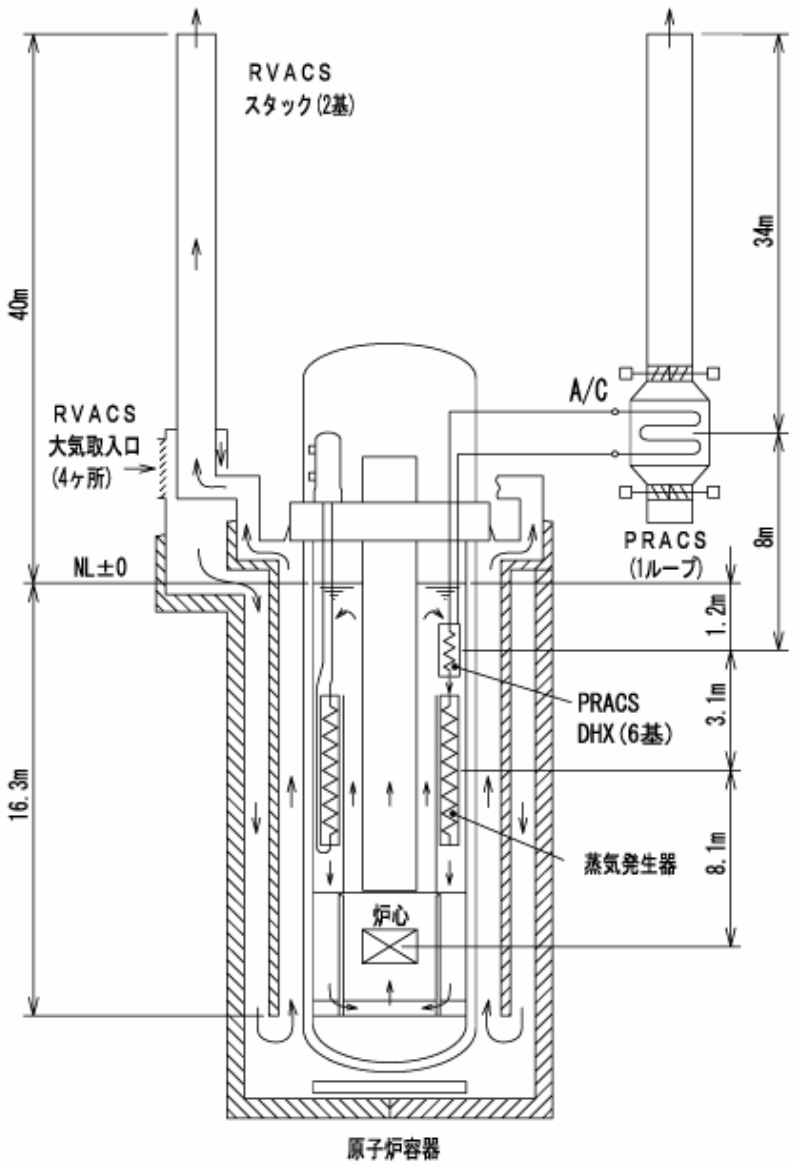
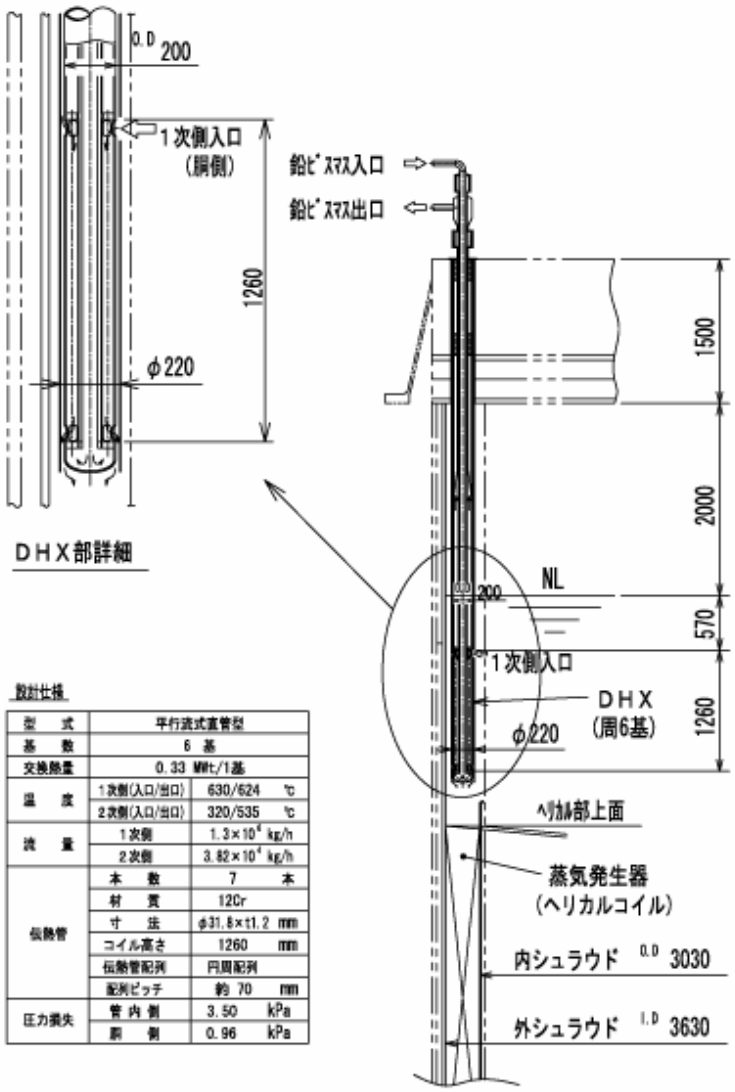


図 7.5.1.31　鉛ビスマス冷却小型炉　機器高低関係図



設計仕様

型　式		平行流式直管型	
基　数		6 基	
交換熱量		0.33 MWt/1基	
温　度	1次側(入口/出口)	630/624	℃
	2次側(入口/出口)	320/535	℃
流　量	1次側	1.3×10^4	kg/h
	2次側	3.82×10^4	kg/h
伝熱管	本　数	7	本
	材　質	12Cr	
	寸　法	φ31.8×t1.2	mm
	コイル高さ	1260	mm
	伝熱管配列	円周配列	
	配列ピッチ	約 70	mm
圧力損失	管内側	3.50	kPa
	胴　側	0.96	kPa

図 7.5.1.32　鉛ビスマス冷却小型炉　崩壊熱除去系炉内熱交換器　構造概念図

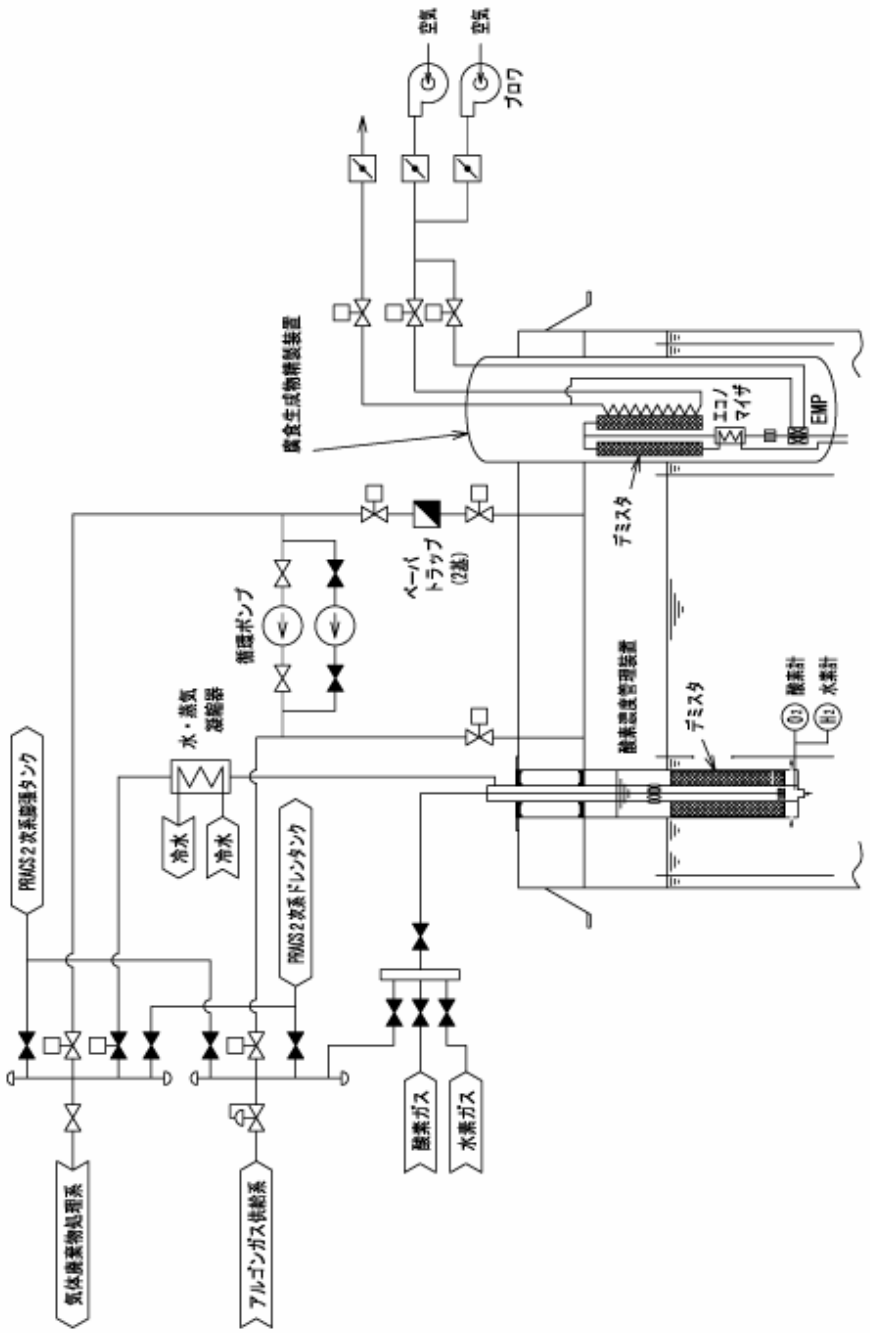


図 7.5.1.33　鉛ビスマス冷却小型炉　純化系系統概念図

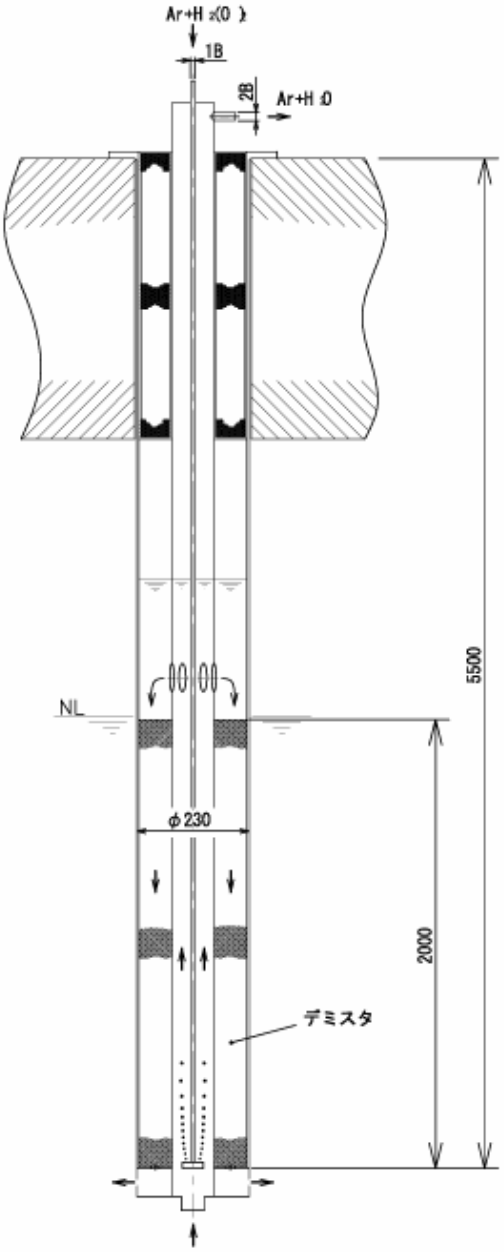


図 7.5.1.34　鉛ビスマス冷却小型炉　酸素濃度管理装置　構造概念図

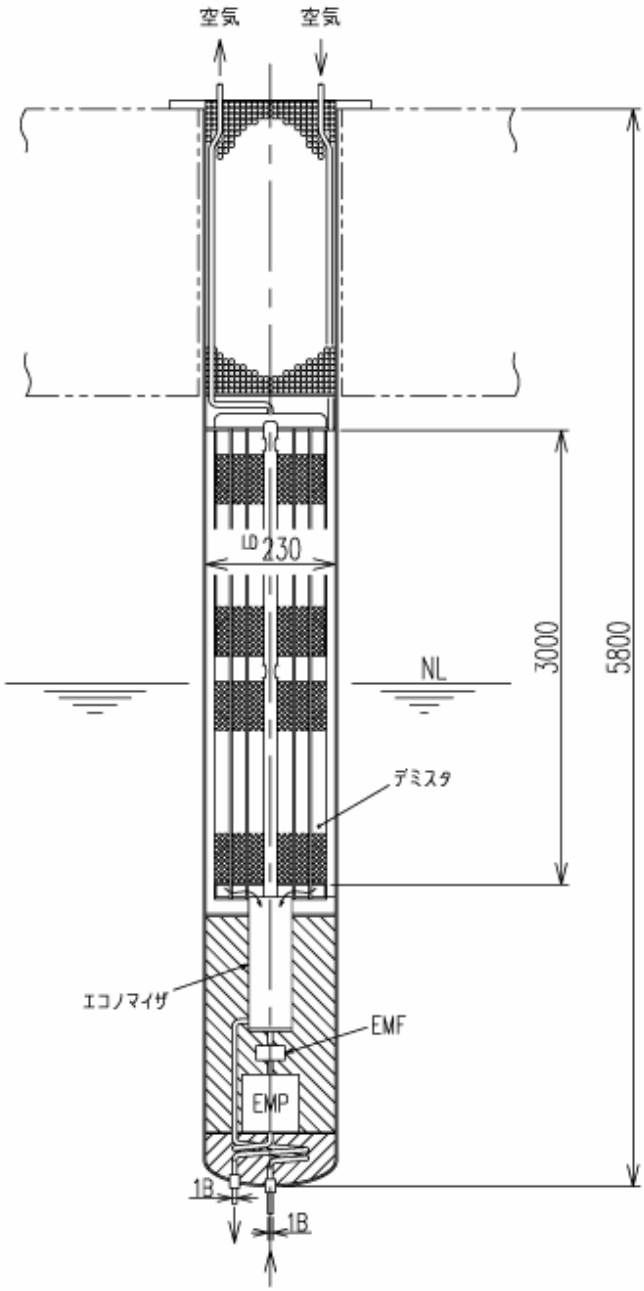


図 7.5.1.35　鉛ビスマス冷却小型炉　腐食生成物精製装置　構造概念図

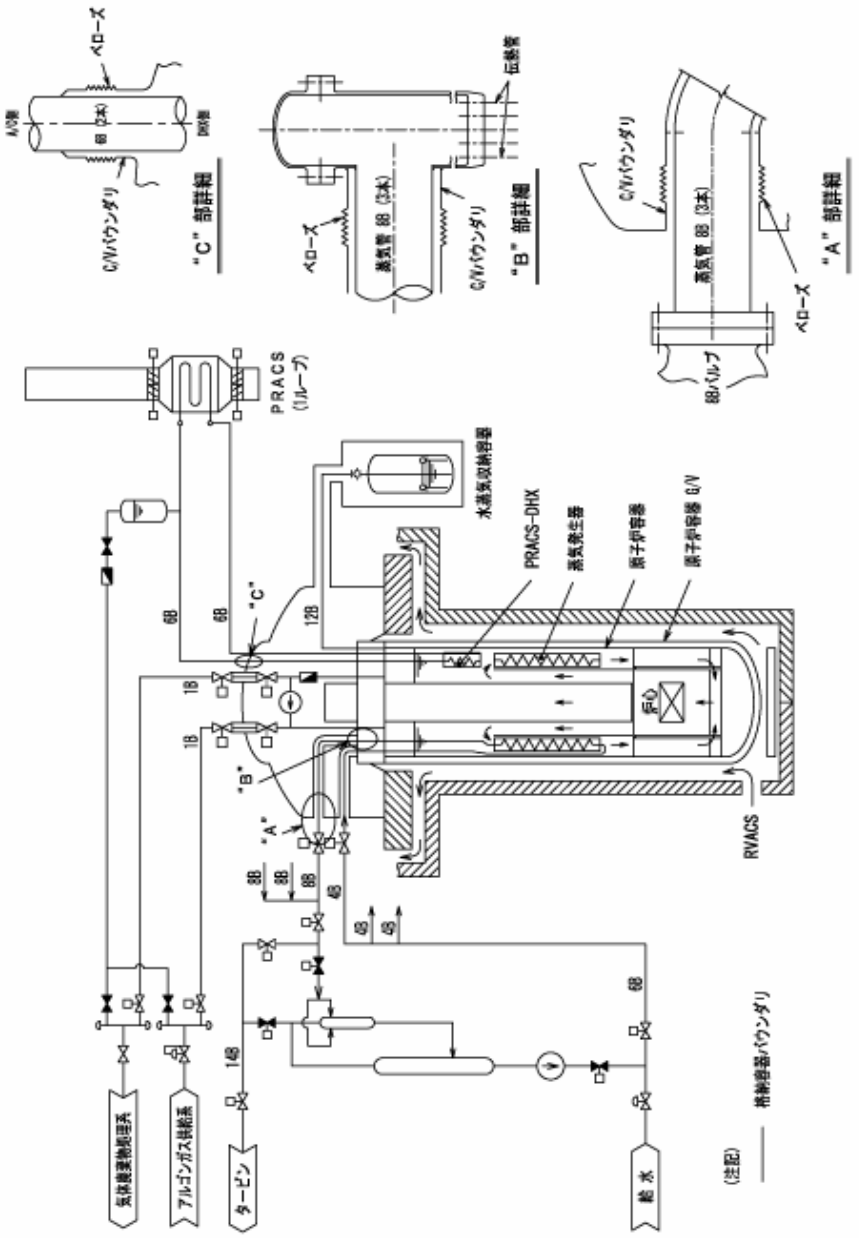


図 7.5.1.36　鉛ビスマス冷却小型炉　格納容器バウンダリ概念図

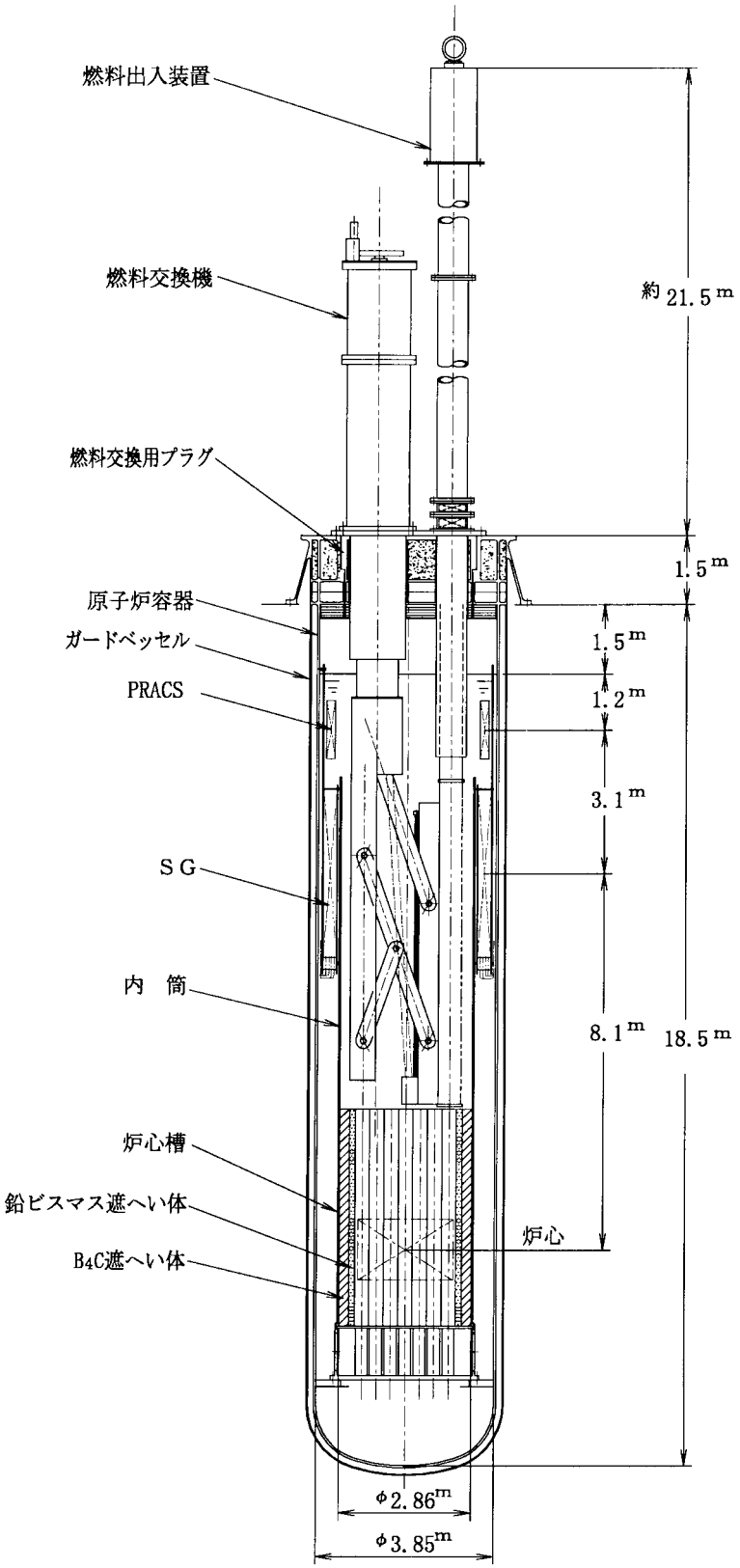


図 7.5.1.37　燃料交換時の原子炉容器内機器配置図

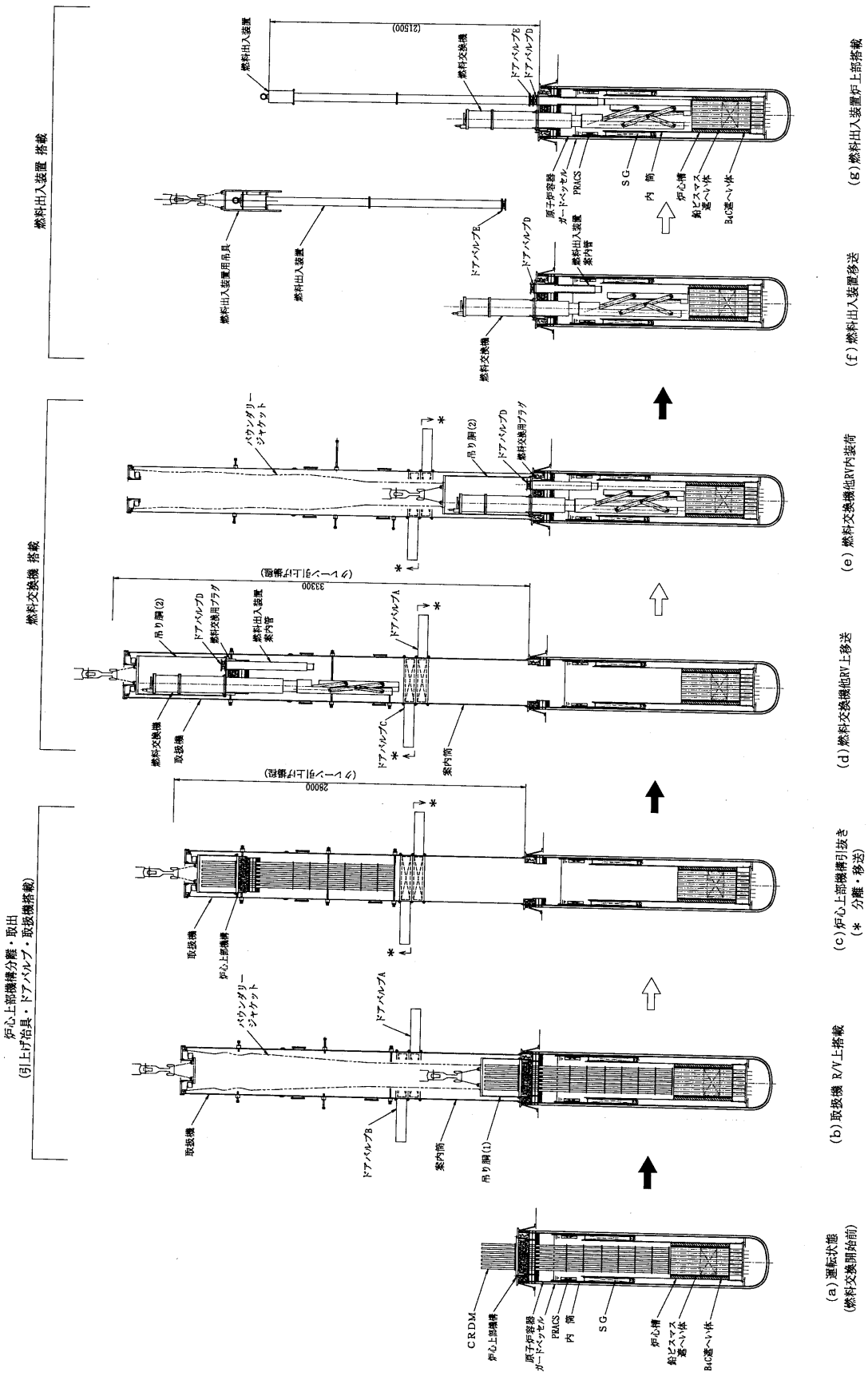


図 7.5.1.38　燃料交換手順図(手順1/前準備作業)

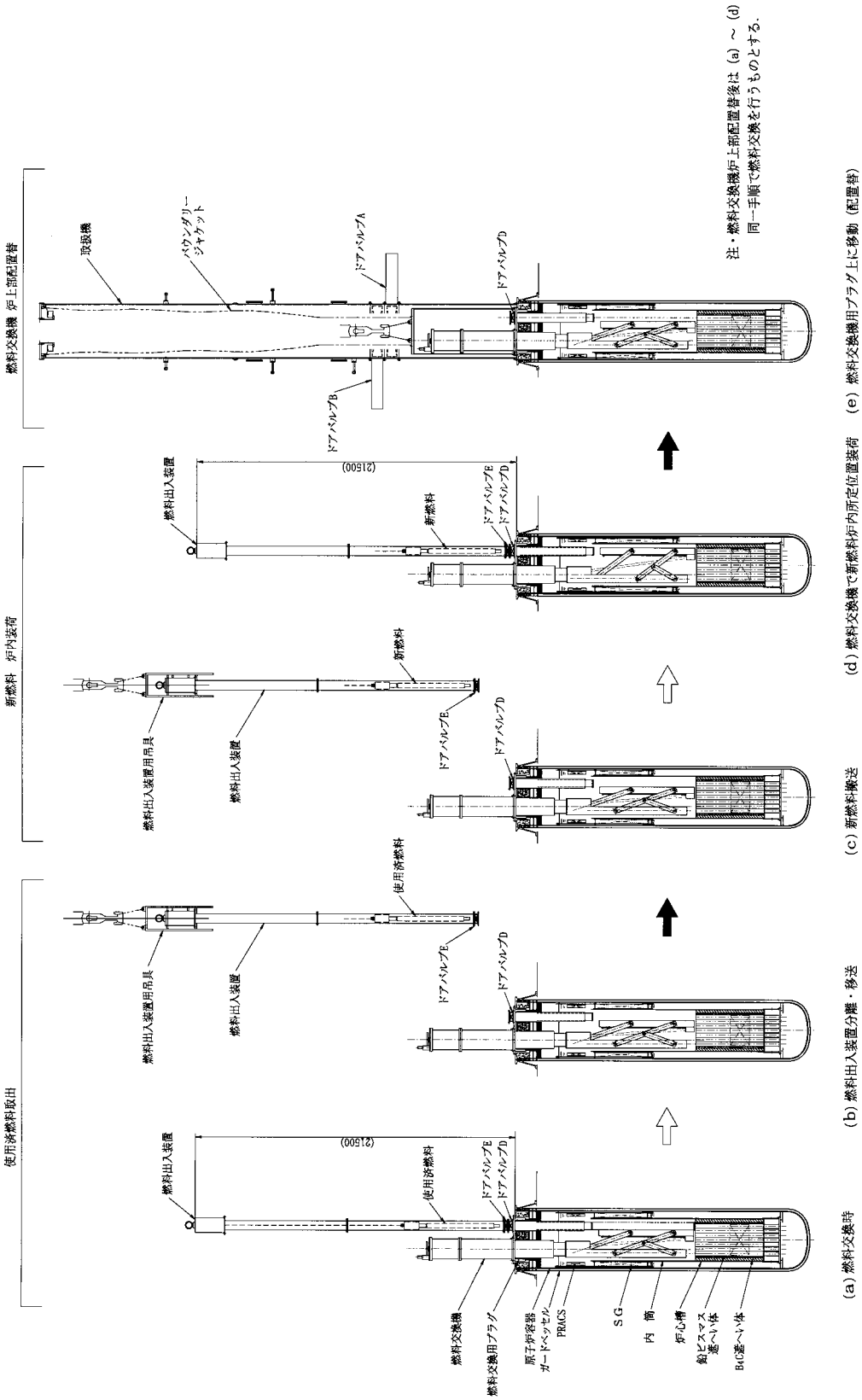


図 7.5.1.39　燃料交換手順図(手順 2 /燃料交換作業)

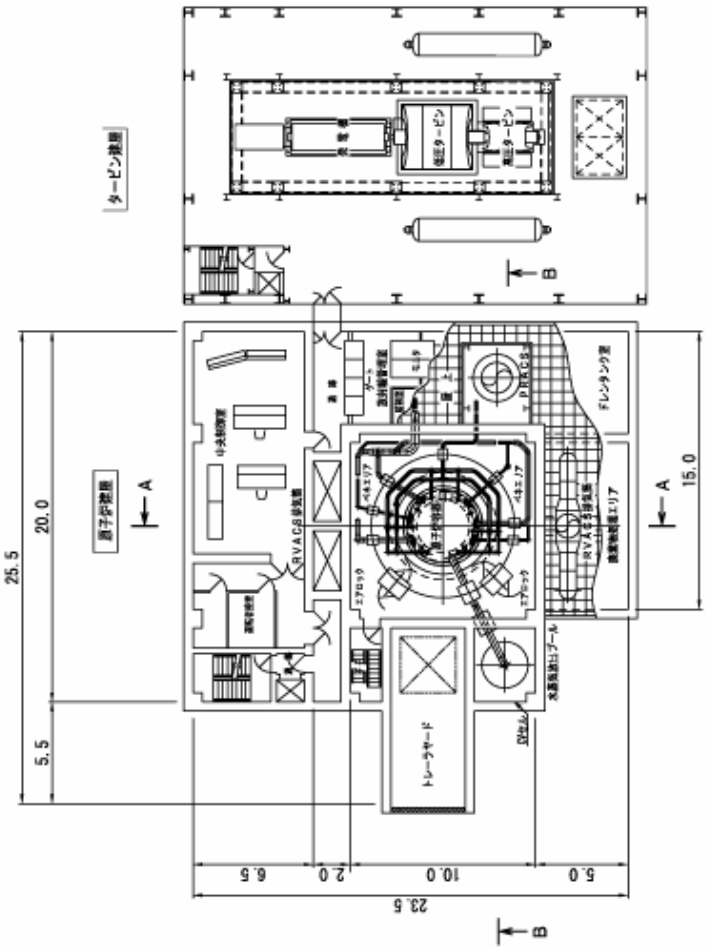


図 7.5.1.40　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図（平面）

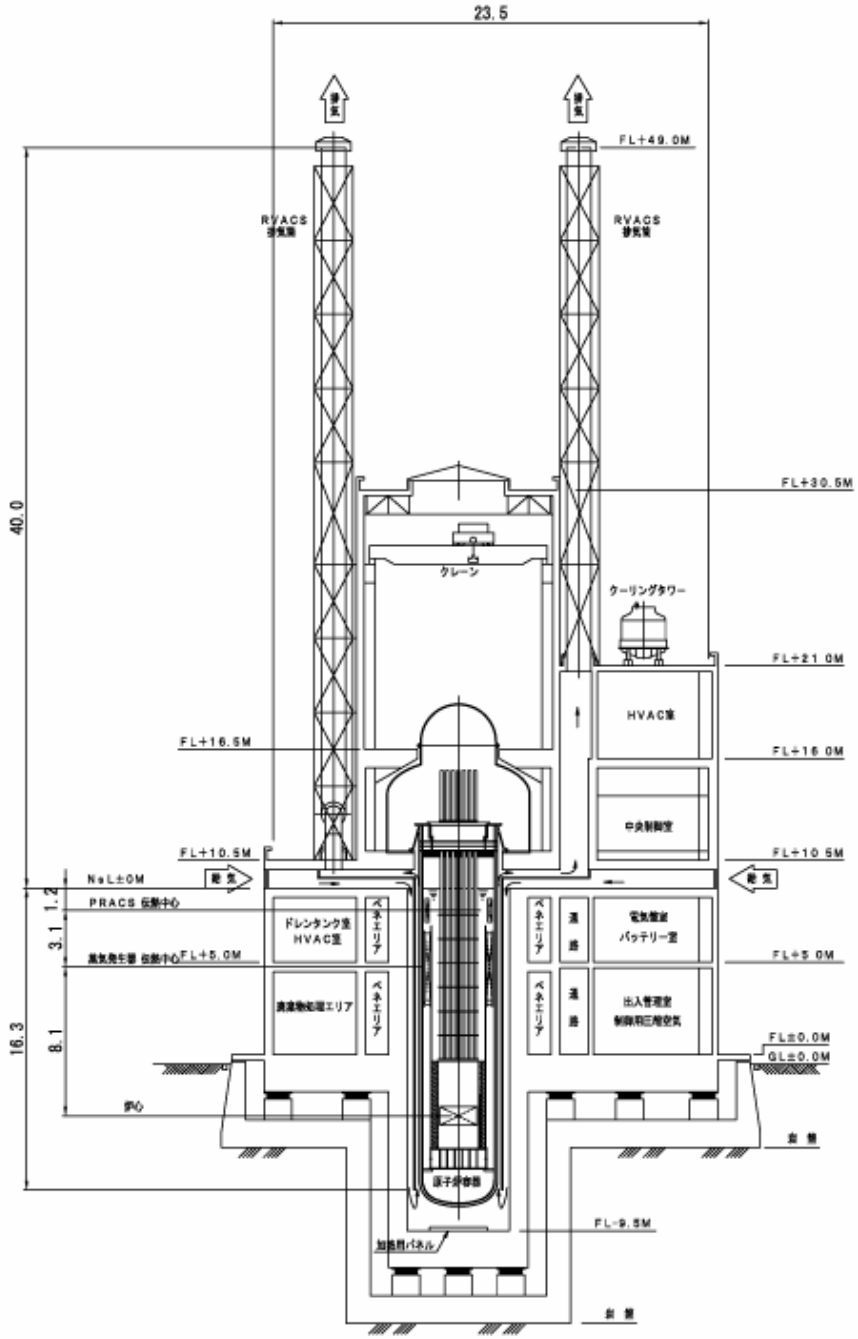


図 7.5.1.41　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図（立面 A-A）

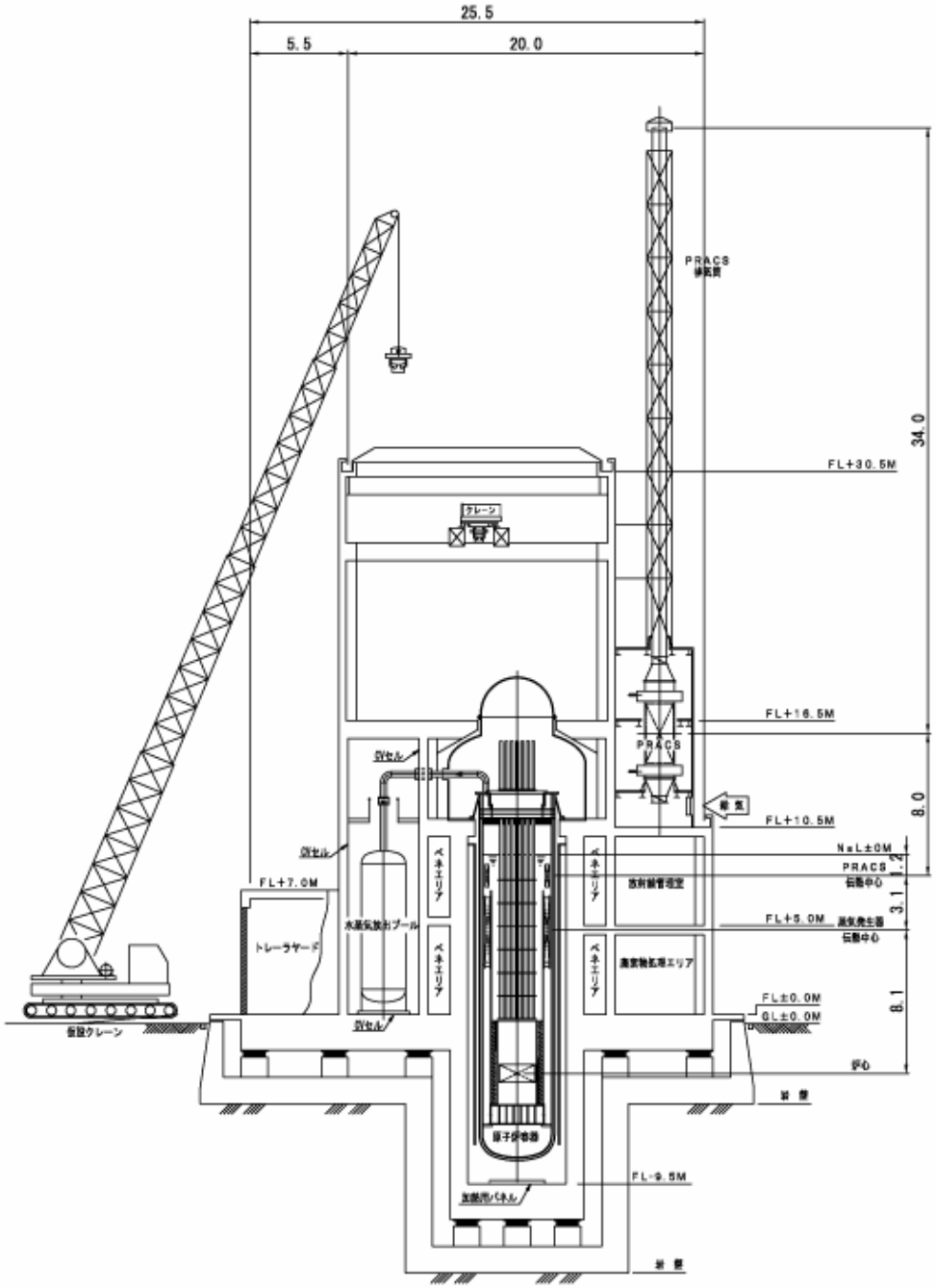


図 7.5.1.42　鉛ビスマス冷却小型炉　全体配置概念図（立面 B-B）

7.5.2 技術的成立性の評価

7.5.2.1 炉心性能の評価

中間まとめの代表炉心概念として、経済性向上と受動的安全性の観点から 50MWe 級の制御棒制御型・自然循環炉心（ナトリウム冷却小型炉と同様に燃料と制御棒を分離）を選定し、その核熱設計、遮へい設計を実施して技術的成立性を示した。

代表炉心概念の炉心配置図および主要目を図 7.5.2.1、表 7.5.2.1 に示す。本炉心概念では熱出力 132MWt、30 年間燃料無交換運転、取出平均燃焼度は 78GWd/t、燃焼反応度 0.93%Δk/kk'であり、設定した検討条件を満足している。また、ブランケット燃料を装荷しないで増殖比 1.03 を達成し、炉心等価直径も約 2.1m と小径化炉心である。

今後、実用化に向けて炉心が成立する上での技術的課題としては構造材腐食特性の把握、窒化物燃料特性把握、熱流動特性の把握、自重落下型制御棒の開発などが挙げられる。

7.5.2.2 構造健全性の評価

自然循環型の鉛ビスマス冷却中型炉の炉容器液面近傍の耐熱性評価では、起動時発生応力はナトリウム冷却炉と比較して 1/5～1/3、熱成層通過時の発生応力は 1/2 である。鉛ビスマス冷却小型炉では定量的な評価を実施していないが、原子炉容器および炉内機器は低熱膨張率の 12Cr 系鋼を使用しているため、自然循環型の鉛ビスマス冷却中型炉と比較して、大きな差異はないと考えられる。

自然循環型の鉛ビスマス冷却炉では、自然循環力を確保するため炉上部構造が長尺となっており、地震時に炉上部構造と炉心の相対変位が発生することによる制御棒挿入性が懸念される。ただし、鉛ビスマス中型炉の耐震性評価では、炉上部構造と炉心槽を結合することにより制御棒挿入性を確保可能な見通しである。鉛ビスマス冷却小型炉では定量的な評価は実施していないが、同等の設計対応を行うことにより制御棒挿入性を確保可能と考えられる。

7.5.2.3 安全評価

鉛ビスマス冷却小型炉は、ATWS 時の炉心の炉心損傷回避のため、後備炉停止系に SASS を設置している。更に、SASS による短時間の炉停止に失敗した場合でも、炉心の受動安全特性により高温整定することを目指した設計を行っている。

UTOP および ULOHS の過渡解析を行った。期待する反応度としてはドップラー反応度、冷却材温度反応度、燃料軸方向膨張反応度、制御棒軸伸び反応度を考慮している。炉心径方向膨張反応度および支持板膨張反応度

については、温度上昇時に負の反応度が投入されることを立証することが困難であると考え保守的に無視した。反応度不確かさについては、考慮していない。炉心損傷回避の判断条件としては、以下を想定している。

・冷却材温度：1700℃以下
・被覆管 CDF：Sr ベース 0.5 以下
・冷却材バウンダリ温度：650℃以下（短時間は 750℃を許容）
・アクシデントマネージメント時間：3600 秒

UTOP および ULOHS に係る ATWS 解析結果を表 7.5.2.2 に示す。

このうち、UTOP では、制御棒誤引抜き反応度は炉心燃焼中最大となる 78￠、反応度印加率 0.02￠/sec、制御棒軸伸び反応度は制御棒の挿入深度を考慮して 20.5￠/cm とした。燃料被覆管の CDF が 0.5 を超える時間は 3900 秒、冷却材バウンダリ温度が 750℃を超える時間が 3600 秒となり、アクシデントマネージメント行うのに十分な時間があると考えられる。

また、ULOHS では、起因事象は蒸気発生器断熱、崩壊熱除去系の起動は無いものとした。制御棒軸伸び反応度は全制御棒が炉心上端にパークされていると仮定して 6.5￠/cm とした。解析結果は、6000 秒の時点で被覆管温度 701℃、冷却材バウンダリ温度 699℃となっており、アクシデントマネージメントを行うのに十分な時間があると考えられる。

7.5.2.4　枢要技術の成立性見通し

(1) 炉心燃料設計

燃料（材料を含む）、制御棒に分けて、枢要技術の成立性見通しをとりまとめた。

（ｉ）高耐食性材料（防食技術など）の開発

現状では、鉛ビスマス冷却材環境下における被覆管腐食が大きく、被覆管腐食量を制限するために被覆管最高温度を 650℃以下で炉心燃料を設計している。その結果、鉛ビスマスの高沸点等の利点を活用した高温設計（高炉心出口温度設計）ができていない。

炉心の高温化を図るためには、鉛ビスマス冷却材環境下における高耐食性材料および防食技術の開発が必要である。

また、現状想定している被覆管材の ODS 鋼に関する、鉛ビスマス冷却材中の腐食速度の知見も不十分であり、腐食量評価もロシア文献から外挿し、評価式としている。被覆管の肉厚設定により、炉心特性も影響を受けるため、鉛ビスマス冷却炉の特性を評価する上でも、ODS 鋼の鉛ビスマスによる腐食メカニズム（腐食速度等）の把握が急務である。

（ii）窒化物燃料の開発

窒化物燃料は、環境負荷低減の観点から ^{14}C 発生回避と炉心性能向上のため必要な ^{15}N 濃縮の経済性が見通せないこと、CDA 時の FCI 発生や熱

解離窒素による圧力上昇の可能性があること、照射実績が希少であること等、MOX、金属燃料と比べて開発課題が最も多い難点がある。窒化物燃料は基幹電源のヘリウムガス冷却炉や鉛ビスマス冷却炉でも採用の予定であり、今後、燃料の物性や安全に関わる基礎データや照射データの取得と共に、経済性に優れた ^{15}N 濃縮技術の開発が必要である。

（iii）自重落下型制御棒の開発

本検討では、制御棒上部にタングステンを設置することにより、制御棒が鉛ビスマス冷却材中でも自重にて落下する可能性を示したが、流動する鉛ビスマス中における落下およびスクラム時間に関して検討を進める必要がある。また、制御棒仕様の設定にあたっては、タングステンの照射データの取得なども必要である。

(2) プラント設計

枢要技術の成立性について、鉛ビスマス冷却中型炉では、以下のように材料腐食、鉛の毒性への対応、ポロニウム対策の検討が行われている。鉛ビスマス冷却小型炉もこれと同様な評価が得られると予想される。

（ｉ）材料腐食

材料腐食に関しては、550℃以下の温度では鉛ビスマス中の酸素濃度を 10^{-6}wt%に管理することにより、酸化皮膜が形成され腐食が抑制されることが、実験的に示された。ただし、600℃以上の温度については、酸素濃度 10^{-6}wt%では、酸化皮膜が観察されず、今後の実験結果によって腐食が生じない条件を確認する必要がある。

（ii）鉛の毒性への対応

鉛を扱う作業者については「鉛中毒予防規則」（労働安全衛生法）が制定されており、鉛精錬所等では防護対策が設けられている。ただし、原子炉冷却材の場合は放射性物質に対する防護があり、この防護を行えば「鉛中毒予防規則」で想定される以上の作業環境は維持されると考えられる。また、環境に対する影響について、本プラントを国内に導入したとしても、国内の鉛使用量が従来と比較して飛躍的に増大することは無いことが調査により示された。

（iii）ポロニウム対策

鉛ビスマス冷却炉では、冷却材が放射化し、ポロニウムを発生するためこれによる被ばくを防護する対策が必要である。鉛ビスマス冷却中型炉では、冷却材中からカバーガスを通して格納容器に移行するポロニウム濃度を評価した。ガス系からの漏洩率 0.1%/day とした場合、格納容器内空気中濃度は 0.73 Bq/m^3 となり、浄化等を期待しないで従業員に対する規制値を満足する見通しが得られている。

7.5.2.5　実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクの評価

(1) 炉心燃料設計

鉛ビスマス冷却窒化物燃料炉心の実用化に必要な開発資源・開発期間・開発リスクは中型炉心と同等である。なお、小型炉においては、ダクトレス集合体を採用しているので、自然循環方式におけるダクトレス集合体での熱流動特性の把握が必要となる。

実用化のための主な技術課題は以下のとおりであり、鉛ビスマス冷却中型炉心と平行して開発を進める。

・高耐食性材料の開発
・窒化物燃料の開発（^{15}N 濃縮技術の開発も含む）
・自重落下型制御棒の開発

(2)　プラント設計

プラント設計に関して実用化に必要な開発資源・開発期限・開発リスクの評価は自然循環型鉛ビスマス冷却中型炉と同等である。鉛ビスマスについての経験が少ないため、要素試験で基本データを取り、それに基づいて各機器、システム開発を進める。また、腐食性を有することから、材料開発に重点が置かれた開発が必要である。

表 7.5.2.1　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	132 MWt
	電気出力	50 MWe
	炉心型式	高富化度差 2 領域均質炉心
	運転サイクル長さ	30 年 (10950 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	1/－バッチ
	炉心高さ	124 cm
	軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ厚さ (上部/下部)	0/0 cm
	炉心等価直径	210 cm
	遮へい体外接円径	約 291cm
	炉心燃料集合体数 (内側/中間/外側/合計)	84 /－ /90 /174 体
	径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	10 / 3 体
	径方向遮へい体数 (Pb-Bi 遮へい体) (B_4C 遮へい体)	84 体 (1 層) 126 体 (2 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	Pu･U 混合窒化物
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/ －
	燃料ピン外径	15 mm
	被覆管肉厚	0.99 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ/径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ)	84 /－/－ %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列ピッチ/燃料ピン外径 (P/D)	1.23
	集合体当たり燃料ピン本数	58 本
	ラッパ管外対面間距離	－
	ラッパ管肉厚	－
	集合体配列ピッチ	146 mm
炉心主要特性	Pu 富化度 (内側／外側)[*1]	10.5／18.2 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	78 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度[*2]	78 GWd/t
	燃焼反応度	0.93 %Δk/kk’
	最大線出力	198 W/cm
	炉心平均出力密度	30.7 W/cm^3
	最大高速中性子束[*3]	0.49×10^{15} n/cm^2 s
	最大高速中性子照射量[*3]	4.6×10^{23} n/cm^2
	増殖比	1.03
	ドップラ係数[Tdk/dT][*4] (平衡末期)	-3.6×10^{-3}
	炉心部ボイド反応度[*4] (平衡末期)	6.3 $[*5]

*1：Pu/HM、*2：ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3：E > 0.1 MeV、
*4：集合体内非均質効果考慮、*5：実効遅発中性子割合 β=0.00336

表 7.5.2.2　　鉛ビスマス冷却小型炉のATWS安全解析

UTOP安全解析

項目	単位	値
外乱反応度印加率	¢/sec	0.02
外乱反応度印加量	¢	78
出力歪み	−	1.08
制御棒軸伸び反応度	¢/cm	20.5
炉心支持板膨張反応度	%	0
制御棒軸伸び遅れ時定数	sec	130
出力ピーク	%	147
燃料最高温度	℃	1127
被覆管最高温度	℃	850
冷却材最高温度	℃	832
ホットレグ最高温度	℃	773
コールドレグ最高温度	℃	541
6000秒におけるCDF	−	−
CDF0.5を超える時間	sec	3900
ホットレグ温度が750℃を超える時間	sec	3600

ULOHS安全解析

項目	単位	値
SG断熱開始時間	¢/sec	100
PRACS起動	¢	なし
制御棒軸伸び反応度	¢/cm	6.5
炉心支持板膨張反応度	%	0
制御棒軸伸び遅れ時定数	sec	130
出力ピーク	%	100
燃料最高温度	℃	787
被覆管最高温度	℃	701
冷却材最高温度	℃	701
ホットレグ最高温度	℃	699
コールドレグ最高温度	℃	686
6000秒におけるCDF	−	0.002
CDF0.5を超える時間	sec	−
ホットレグ温度が750℃を超える時間	sec	−

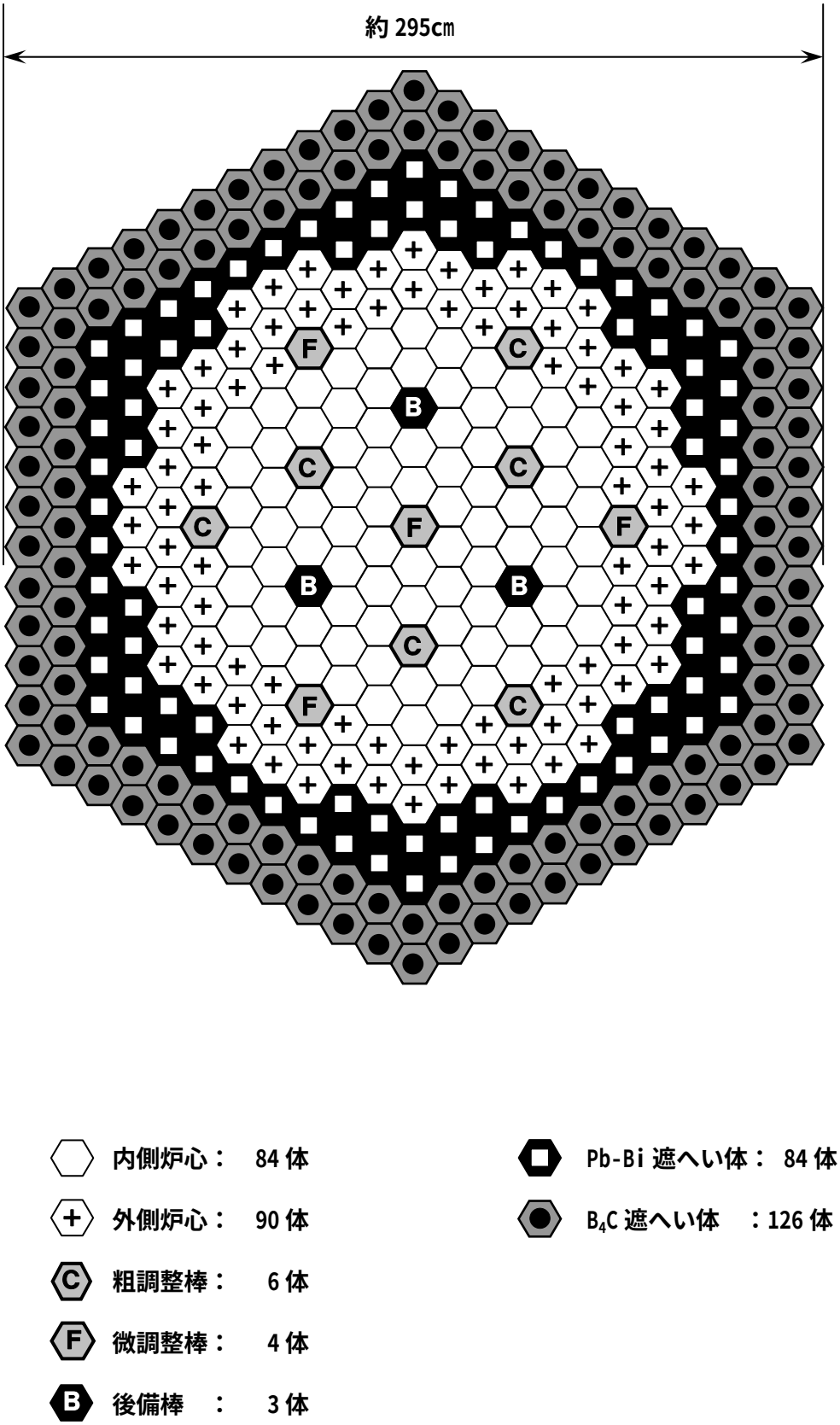


図 7.5.2.1　鉛ビスマス冷却小型炉　代表炉心の炉心配置図

7.5.3　設計要求への適合性評価の整理

「更なる魅力を追求した炉心およびプラントの検討（フェーズⅡ－3)」で構築した小型炉概念を対象として、安全性、経済性、環境負荷低減性、資源有効利用性、核拡散抵抗性、運転・保守補修性の観点より、設計要求への適合性評価を整理した。設計要求への対応方針と設計結果を表 7.5.3.1 に示す。

7.5.3.1　安全性

(1) ATWS 対応

鉛ビスマス冷却小型炉は自然循環を採用しているため、流量喪失事象が生じない。また、後備炉停止系に SASS を設置して、ATWS 時に受動的に炉停止することにより炉心損傷回避の可能性を向上している。更に、SASS が短時間で作動しない場合でも、UTOP および ULOHS 時に、固有の安全特性および受動的安全性により 3600 秒は炉心損傷防止および冷却材バウンダリ維持が可能な見通し（反応度係数はノミナル）である。3600 秒の時間内に SASS の作動またはアクシデントマネージメントで対応できる可能性は十分大きいと考えられ、ATWS 時の炉心損傷確率は十分低減可能と考えられる。

(2) 崩壊熱除去機能

自然循環方式の RVACS+PRACS×1 系統の崩壊熱除去系構成を選定した。空気流路およびダンパを多重化することにより、1 系統機能喪失+単一故障を想定しても崩壊熱除去が可能である。ただし、RVACS の採用については 7.2.3.1(1)項「設計方針・目標」に記載したように、ガードベッセルによる格納容器を構成することの妥当性を今後検討する必要がある。

(3) 蒸気発生器伝熱管破損対応

鉛ビスマス冷却炉では、蒸気発生器伝熱管破損時に鉛ビスマスと水蒸気の高温の化学反応は生じない。ただし、本概念では蒸気発生器が炉容器内に設置されているため、高温高圧の蒸気が炉容器内に放出されることになり、対策設備が必要である。

蒸気発生器伝熱管破損について、水リーク率が小さいケースでは、原子炉カバーガス中の湿分濃度およびカバーガス圧の上昇で検出した後、蒸気発生器出口および入口の弁を閉止し、原子炉を停止する。水リーク率が大きいケースでは、水蒸気放出ラインに設置したラプチャディスクにより対応可能な見通しである。また、蒸気発生器伝熱管破損時は水蒸気気泡が炉心部に侵入することにより、反応度印加があることが懸念されるが、鉛ビスマス冷却中型炉の検討結果（3.2.2.2(1)参照）から、自然循環炉において

は冷却材流速が低いため、炉心に到達する気泡は少ないと考えられ、安全性の問題はないと考えられる。

7.5.3.2　経済性

経済性のうち建設単価（基準値を 100 とした相対値）は以下のとおりである

・FORK：303.1

・NORK：163.7

上記のように FOAK、NOAK いずれも、大幅に基準値を超過した。長寿命炉心の設計に重点を置いた概念を追求したため、小出力に対し、炉心径が大きくなったためと考えられる。

7.5.3.3 資源有効利用性

高速炉の優れた中性子経済は、増殖性能ではなく、炉心の長寿命化に振り向けられているが、増殖比（内部転換比）は 1 以上（1.05 程度）を確保している。また、内部転換性能が優れているため、TRU 燃料を含めた低除染燃料の受入対応が可能であり、TRU 燃焼も可能である。

7.5.3.4 環境負荷低減性

内部転換性能が優れているため、TRU 燃料を含む低除染燃料の受け入れ対応が可能である。また、長期運転のため長期間廃棄物が発生しない（長期炉内保管）という長所も有している。

7.5.3.5 核拡散抵抗性

長期間燃料交換不要のため、核拡散抵抗性が高いと判断できる。また、TRU 燃料を含めた低除染燃料の受入対応が可能であり、ブランケット燃料を設置していないため、純粋な Pu に対する対策が不要である。

7.5.3.6　運転・保守補修性

運転性について、本概念は自然循環炉であり、流量を独立に制御できないという特徴がある。自然循環型鉛ビスマス冷却中型炉において、初回起動時及び通常起動停止のプラント操作性の検討が行われたが（3.1.3.2(3)参照）、運転性について大きな問題はない見通しが得られた。鉛ビスマス冷却小型炉についても、大きな差異はないと考えられる。

保守補修性については、本概念は長寿命炉心を採用しているため、同様に長寿命炉心を採用しているナトリウム冷却小型炉の検討を参考に稼働率の評価を行った。2 年ごとに通常の定検（15 日）とタービン定検（25 日）を交互に行い、30 年に 1 回燃料交換（100 日）を実施すると仮定する

と、稼働率として 96.5%と評価される。

表 7.5.3.1　鉛ビスマス冷却小型炉の設計要求に対する達成度

項目			設計要求への対応方針	設計結果
安全性	基本方針		・低線出力密度、低冷却材密度係数、負の反応度フィードバック(ドップラー反応度、制御棒軸伸び反応度)、自然循環性能など、固有の安全特性および受動的安全性を極力活用した事故の防止、影響緩和方策の採用	・冷却材ボイド反応度は7.0$と大きいが、左記の固有の安全特性、受動的安全性の活用により、ATWS時に、SASSに期待しなくても高温整定可能な見通し(下記参照) ・特に、自然循環方式の採用により、原理的にULOFを排除
	安全要求 (決定論的要求)		・多重・多様化を強化した能動的安全設備に加えて、受動的安全機能(SASS、RVACSなど)を導入 ・コアキャッチャーの設置により、仮想的な炉心損傷時の影響をプラント内で終息	・能動的安全設備として、独立2系統の原子炉停止系を設置 ・受動的安全機能に期待して、SASS(後備炉停止系)およびRVACSを採用 (データが少なく、コアキャッチャーの設置など具体的な検討は未実施)
	(確率論的安全要求)		・炉心損傷頻度の要求値 10^{-6}/炉年未満を達成(決定論的安全要求の補完)	・基幹電源の設計対応を視野に入れて、系統の多重性を図るなどプラント設計の中で適切に対応
	安全設計の原則		・基本的に既往の基準、指針類、高速増殖実証炉の設計研究における考え方を参考に、安全設計を実施	(具体的な検討は未実施)
	原子炉停止機能への要求		・独立2系統の能動的炉停止系を設置 ・緩慢な事象推移の特徴を利用することにより、1時間程度で炉心損傷に至らないシステムを目指して、SASSを使用しなくても運転員の介在により炉心損傷を防止	・独立2系統の原子炉停止系を設置(主炉停止系10本、後備炉停止系3本) ・UTOPおよびULOHSについて、ドップラー反応度、制御棒軸伸び反応度の有効活用などにより、ATWS時に、SASSに期待しなくても高温整定可能な見通し。特に、ULOHS時には、炉心出口温度の初期値が低いことや、熱出力/熱容量の比が大きい特徴を活用 (ナトリウム冷却小型炉のように、制御棒軸伸び反応度を活用するための具体的な設計対応は未実施)
	崩壊熱除去機能への要求		・全交流電源喪失に対応可能な完全自然循環の崩壊熱除去系の採用 ・特に、自然循環性能に関連して、低線出力および低圧力損失の炉心を目指す ・必要に応じて、ナトリウム配管が不要で、原子炉直接冷却のRVACSを採用	・自然循環方式のPRACS＋RVACSの崩壊熱除去系を設置 ・炉心等価直径がφ2.1mと若干大きいが、最大線出力198W/cm、圧力損失0.125kg/cm^2以下の炉心を構築 ・出力が50MWeと低く、RVACSのみで事象Ⅳの制限温度を満足できるため、技術課題を有するが、上記のようにRVACSを採用
	炉心損傷に対する格納性の確保		・炉心構造の工夫などにより炉心損傷の発生を想定しても、再臨界を防止し、原子炉容器内にて炉心損傷の影響を終息させる設計の採用	・トップドーム＋ガードベッセルによる格納容器の構築 (上記以外の炉心損傷時の格納性に係る対応は、データが少なく、具体的な対応は未実施)
	その他		・原子炉容器内に冷却系機器を集約することにより、冷却材バウンダリ面積を低減	・崩壊熱除去系(PRACS)の2次鉛ビスマス系を設置しているが、原子炉容器内にSGを設置するなど、冷却系機器の集約を達成
			・原子炉容器内への鉛ビスマス純化系などの設置による腐食対応の実施	・原子炉容器内に酸素濃度管理装置および腐食生成物精製装置を設置し、鉛ビスマス中の酸素濃度を制御
			・SGは炉心槽上部に設置し、伝熱管破損時の水蒸気の廻り込みを防止	・SG伝熱管破損時には原子炉容器内に水蒸気が侵入するが、自然循環方式の採用に伴い、鉛ビスマス流速が遅く、比較的対応は容易
経済性	要求値	発電単価	・建設単価、燃料交換間隔、稼働率などの指標を満足させることにより、5.5円/kWhを達成	(発電単価の評価は未実施)
		燃料交換間隔	・高速炉特有の高い内部転換性能を活用して、10年以上の燃料交換間隔を達成	・窒化物燃料を使用したPu高富化度差2領域炉心の採用により、30年の燃料交換間隔を達成
		プラント寿命	・炉心槽などの中性子照射量、熱交換器伝熱管の腐食しろ、熱過渡事象の想定回数など、60年寿命に相当する数値を使用	・プラント設計の中で対応
	目標値	建設工期	・出力規模の小さい特徴を活用して、機器数の低減、機器小型化などの設計対応により、20か月以内を達成 ・また、工場製作範囲の拡大、大型ユニット工法及び船殻構造の適用を考慮	(建設工期の検討は未実施)
		燃料交換間隔	・30年以上を目標とするが、炉心性能、経済性などのバランスを考慮して、適切な数値を設定	・窒化物燃料を使用したPu高富化度差2領域炉心の採用により、30年の燃料交換間隔を達成
	基準値	建設単価	・炉心性能の向上や、システム簡素化などを取込むとともに、安全性などの許容範囲で出力を増加することにより、35万円/kWe以下を達成 ・また、多数基設置の伴うBOP共用化及び習熟効果の利用を考慮	・原子炉容器内への冷却系集約などの設計対応を取込んでいるが、50MWeの低出力のため、NOAKでも基準値以下の建設単価を達成不可(相対値163.7) ・ただし、150MWe以上の出力では、ナトリウム冷却小型炉と同様に、NOAKで基準値達成の見通し
		稼働率	・燃料交換頻度の低減や、電磁ポンプを採用して定期検査工程を短縮することにより、95%以上を達	・30年に1回の燃料交換実施などにより、96%の稼働率達成の見通し
環境負荷低減	低除染燃料		・燃料体積比や、炉心構成の調整により、低除染燃料を使用して、所定の安全性を確保し、かつ、10年以上の長寿命炉心を構築	・高い内部転換性能を活用して、低除染燃料の受入対応が可能なことを確認
	運転廃棄物及び廃炉廃棄物		・運転廃棄物は、燃料交換頻度の低減に加えて、基幹電源を参考に廃棄物量を低減 ・廃炉廃棄物は、基幹電源と同様に、適切な材料の使用による解体性確保を目指す	・30年に1回の低燃料交換頻度を達成 (上記以外の具体的な検討は未実施)
資源有効利用			・燃料体積比や、炉心構成の調整などにより、10年以上の長寿命炉心を構築(増殖比よりも長寿命炉心を優先)	・Pu高富化度差2領域炉心の採用により、30年の長寿命炉心を構築 ・増殖比は要求されていないが、1.03の内部転換比を達成
核拡散抵抗性	基本方針		・燃料はUISを引抜かない、または、燃料出入機などを設置しない限り、取出すことの不可能な核物質防護および保障措置の対応を考慮した設計の採	・低燃料交換頻度の特徴を活用して、UIS引抜き方式による燃料取扱方式を採用
	長寿命炉心対応		・10年以上の燃料無交換を目指すが、物量への影響の大きい炉心燃料一括方式などは採用せず	–
運転・保守補修性	基本方針		・小型炉の特徴を活用して、運転・保守補修対応機器数の低減、定期検査期間の短縮、作業簡素化により、基幹電源と同程度の運転費を目指す	(具体的な検討は未実施)
	冷却材の特性対応		・鉛およびポロニウム毒性の調査結果を反映し、かつ、化学的に不活性な冷却材の特徴を活用にて、運転・保守補修性向上の概念を構築	(具体的な検討は未実施も、基幹電源と同様の設計対応が可能)

7.6　FBR 小型炉の多目的利用

原子力利用の拡大をねらって、電力供給以外に水素製造、熱供給、海水淡水化などの原子炉の多目的利用が重視されている。

フェーズⅠでは、FBR 小型炉の多目的利用に関して、文献調査を実施し、電力供給以外に水素製造、熱供給、海水淡水化など市場に対して比較的小型の熱源が有望であることを明らかにした[4]。

フェーズⅡでは、平成 13 年度にフェーズⅠでの調査結果をもとに高速炉による水素製造、熱供給、海水淡水化の検討を実施したが、熱供給と海水淡水化に関しては軽水炉によっても供給可能な温度領域の熱利用であるため、高速炉に特有な技術開発が必要ないと判断し、平成 14 年度以降の検討対象から除外した[5]。

水素製造に関しては、ナトリウム冷却炉の炉心出口温度に相当する 500℃付近の温度領域を利用する水素製造法を調査し[20]、ナトリウム冷却小型炉を用いた水蒸気改質法および低温熱化学法水素製造プラントの概念検討を実施した。

7.6.1　水素分離改質法による水素製造プラントの検討

7.6.1.1　検討方針

水素製造法の一つとして以下の化学式に基づく、メタンの水蒸気による改質法がある[20]。

$$CH_4 + 2H_2O = 4H_2 + CO_2 - 165kJ/mol$$

この反応は触媒下において 800℃で進む平衡反応である。ただし、水素分離膜を用いて反応室の水素分圧を低下させた場合は、500℃程度でも反応が進行する。水素分離膜を利用した水素分離改質器による長時間の水素製造が黒田ら[21]により成功している。

ここでは、ナトリウム冷却小型炉の 2 次冷却系を熱源として、水素分離改質器を用いた水素製造プラントの原子炉冷却系以降の概念設計を実施した。原子炉熱出力は小型炉の 395MWt、ヒートマスバランスを実用化戦略調査研究における発電用ナトリウム冷却炉と同等とし、原子炉出口温度は 550℃以下を想定した。

7.6.1.2　プラント設計

ナトリウム冷却炉の 2 次冷却系に水素分離改質器を設置した場合の水素製造プラント基本仕様を検討した。水素分離膜は 500℃以下では性能が低下するため、2 次冷却系の 500℃以上の熱を水素分離改質器に供給し、残りの熱で発電を行う構成とした。

原子炉出口温度を 580℃に高温化し、原子炉出力全体で水素製造を行うことも可能であるが[22]、原子炉出口温度高温化による技術課題が多く、飛躍

的な経済性向上が期待できないため、実用化戦略調査研究の発電用ナトリウム冷却炉の原子炉出口温度 550℃の範囲で、水素製造による熱利用割合が可能な範囲で大きくなる仕様を選定した[9]。選定した基本仕様を表 7.6.1.1 に示す。水素製造量は 74000Nm^3/h となっており原子炉熱出力の 25%が水素製造に用いられている。

原子炉冷却系の系統概念図を図 7.6.1.1 に示す。蒸気発生器で加熱された 500℃、16.7MPa の蒸気は発電用と水素製造用に配分される。水素製造用の蒸気は、水素分離膜の圧力制限のため、2MPa まで減圧されメタンと混合される。その後、減圧とメタン混合によって低下した温度を予備改質器により 500℃に再加熱し、水素分離改質器に供給する。

水素分離改質器構造概念図を図 7.6.1.2 に示す。直管 2 重管型の熱交換器となっており、内管が水素分離管、外管がナトリウム管となっている。内管と外管の間に触媒が充填されており、生成した水素は内管を透過することで触媒層から除去される。

水素製造プラントの鳥瞰図を図 7.6.1.3 に示す。原子力に水素製造プラントにおいては原子炉と水素製造設備の隔離の問題があるが[23]、現状では詳細な検討を実施していないため、建屋隔壁によって対策することを想定して原子炉と改質器を近接して配置している。建屋体積は原子炉建屋（改質器室を含む）が 54800m^3、タービン建屋 1600m^3 となっており、その他の水素製造設備は野外に設置する構成となっている。

7.6.1.3　設計要求への適合性評価の整理

(1)　安全性

（ｉ）水素および原料ガスの漏えい対策

水素および原料ガスが漏えいして引火した場合、爆発および火災の原子炉への影響が懸念される。このため日本原子力研究所等で原子力水素プラントにおける原子炉と水素製造設備の離隔距離の検討等が行われたが[23]、原子炉に近接して水素製造設備を設置する場合の安全基準の議論は結論に達していない。現状の水素製造プラントの配置検討は原子炉と水素製造設備の近接配置が法規制上認められることを前提とした。

（ii）改質器伝熱管破損時の影響評価[9]

改質器における伝熱管破損は、発電用ナトリウム冷却炉の蒸気発生器伝熱管破損と同様に、伝熱管破損の伝播による 2 次冷却系に与える影響が懸念される。改質器において伝熱管破損が発生した場合の影響を発電用ナトリウム冷却炉の蒸気発生器伝熱管破損の従来知見を参考に概略評価した。

改質ガスの成分がすべて蒸気であると仮定した場合、隣接伝熱管はナトリウム－水反応生成物のジェットによりウェステージされ、改質器における伝熱管破損の伝播を回避することが困難だが、音響等の検出系を設置すること

により、改質器伝熱管破損時においても 1 次ナトリウムバウンダリ健全性、および高温ラプチャ発生防止は確保可能な見通である。ただし、実際は、改質ガスはメタンおよび二酸化炭素を含むため、伝熱管ウェステージが緩和される可能性があり、今後ナトリウム－改質ガス反応基礎試験で確認する必要がある。

（iii）水素およびトリチウムの透過影響評価[9]

2 次冷却系に改質器を設置した場合、改質器から製造水素の原子炉への移行と、製造水素へ原子炉で発生したトリチウムが混入することが懸念される。

水素製造系から原子炉冷却系への水素移行を概略評価した結果を表 7.6.1.2 に示す。1 次冷却系コールドトラップ流量 0.3t/h、2 次冷却系コールドトラップ流量 66.3t/h とすることにより、1 次冷却系および 2 次冷却系のナトリウム冷却材の純度が保たれ、かつ 1 次冷却系コールドトラップに関しては交換不要と評価された。2 次冷却系のコールドトラップ容量は大きいが設計対応可能な範囲であると考えられる。

製造水素へのトリチウム移行に関しては、本概念における製造水素中のトリチウム濃度は 3×10^{-4}Bq/g となり、HTTR の場合の 10.9Bq/g[24]と比較して十分少ないと評価された。HTTR 等のヘリウムガス冷却炉では燃料 FP の他に黒鉛減速材中の Li、^{10}B、He 冷却材中の ^{3}He がトリチウム源となって存在するため、製造水素中の水素濃度が高くなると考えられる。

(2) 経済性[9]

水素分離改質法により製造した水素は、水素分離膜を通して得られるため純度が高く、燃料電池自動車の燃料として使用することが可能である。ここでは、自動車の燃料としてガソリンと価格的に競争可能な水素製造単価を 17 円/Nm^3 と評価して、本概念による水素製造単価の目標値とした。

本概念における水素製造単価は二酸化炭素固定費を考慮して約 21 円/Nm^3、二酸化炭素固定費を考慮しない場合は 16 円/Nm^3 と評価された。水素製造単価のうち 8.3 円/Nm^3 は水素製造設備建設費が占めている。本概念は二酸化炭素の固定費を考慮しない場合は、水素製造単価の目標値を満足するが、水素分離膜の性能向上による改質器物量低減等により、二酸化炭素固定費を考慮しても目標単価を達成することを今後検討する。

(3) 運転・保守補修性

水素製造プラントでは原子炉とは別に水素製造系の保守補修性を考慮した設計が必要である。ここでは水素分離改質器の保守を考慮した定期検査工程を検討した。

水素分離膜および水蒸気改質に用いる触媒は定期的に保守する必要があり、現状の性能目標では 3～4 年に一回の交換が想定されている。水素分離

改質器の保守工程概念図を図 7.6.1.4、定期検査工程を表 7.6.1.3 に示す。原子炉に長寿命炉心を想定して燃料交換を通常の定期検査で行わない場合、通常の定期検査は水蒸気改質器保守がクリティカルパスとなり、定期検査は 38 日となる。

表 7.6.1.1　水素分離改質器を利用した水素製造・発電併用プラント基本仕様

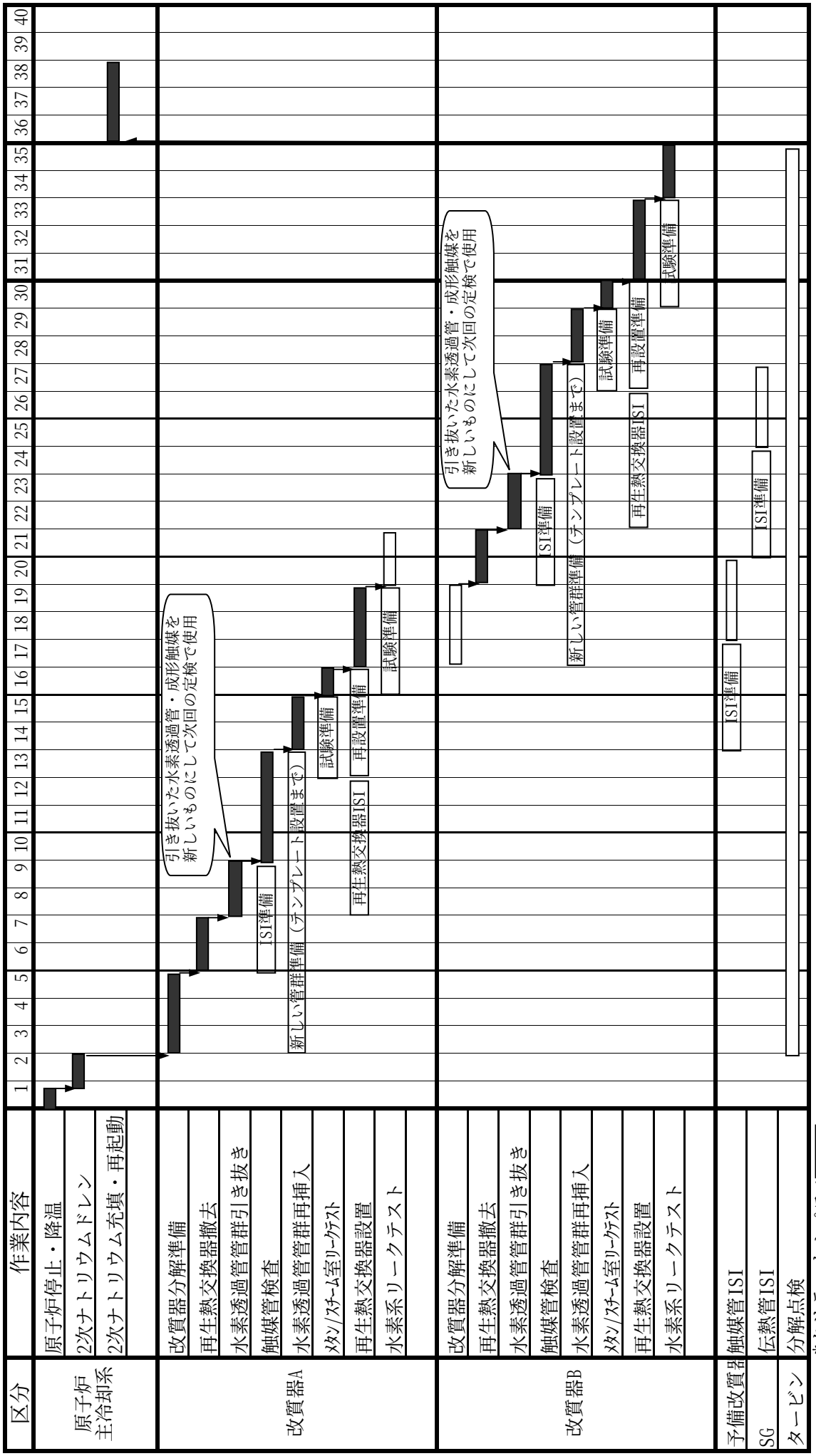
項目	基本仕様
型式	水素製造・発電併用プラント
水素製造熱利用割合	25%
水素製造量	74000Nm^3
発電量	120MWe
熱出力	395MWt
ループ数	1 ループ
1 次系 Na 温度	550／395℃
2 次系 Na 温度	540／335℃
1 次系流量	7242t/h
2 次系流量	5449t/h
タービン	蒸気タービン
主蒸気温度／圧力	500℃／16.7MPa
給水温度	220℃
熱効率	40%
水素製造法	水素分離改質法
改質温度／圧力	500℃／2MPa
転化率	50%

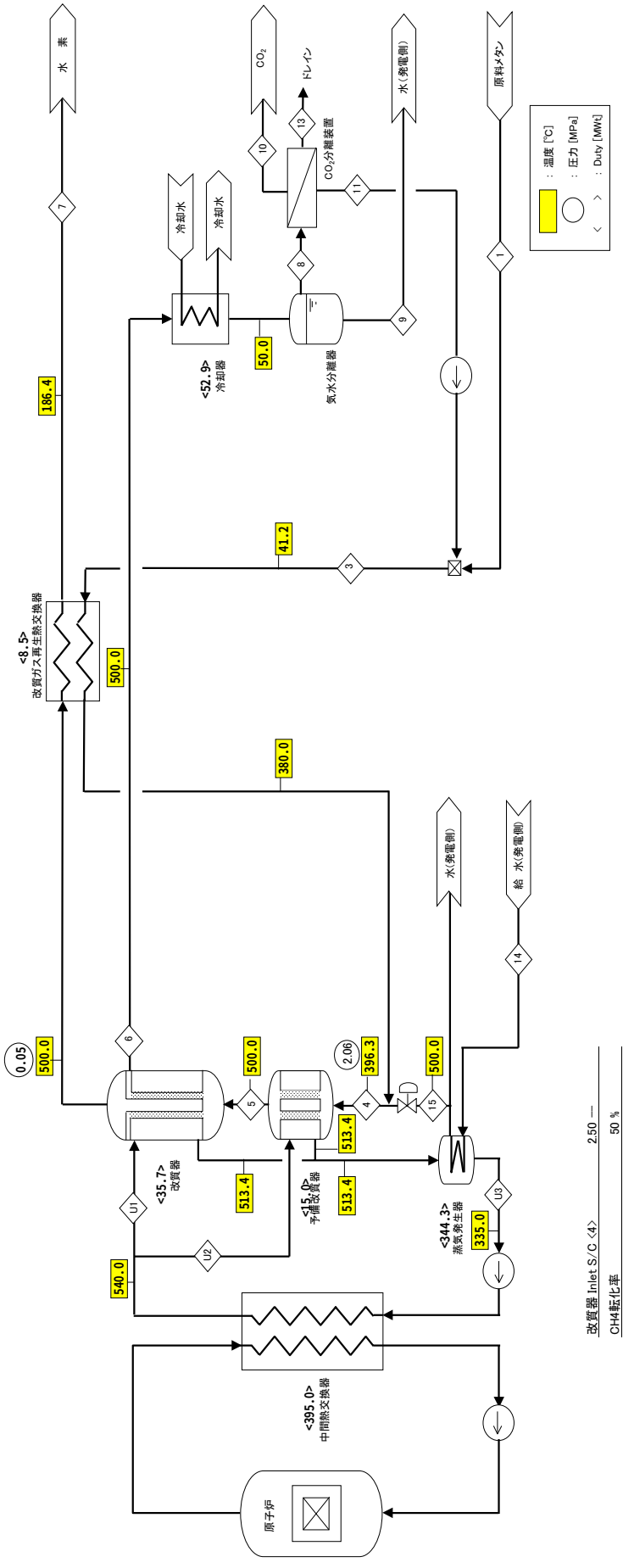
表 7.6.1.2　原子炉冷却系および製造水素中のトリチウム濃度評価

項目	記号	単位	値
炉心からのトリチウム放出率	Q_R	Bq/s	2.78E+06
アボガドロ数	N_A		6.02E+23
トリチウムの崩壊定数	λ		1.80E-09
トリチウム(HT)の質量数	M		4
トリチウムの比放射能=λ・N_A/M×1000	A	Bq/kg	2.71E+17
炉心からのトリチウム放出量=Q_R/A	Qc	kg/s	1.03E-11
1次Na純化流量		t/h	0.34
1次Na純化流量	W_{1OT}	kg/s	0.094
2次Na純化流量		t/h	66.3
2次Na純化流量	W_{2OT}	kg/s	18.4
1次Na純化系水素捕獲効率	η_{1H}		0.8
1次Na純化系トリチウム捕獲効率	η_{1T}		0.3
1次Na中水素濃度	C_{1H}	ppm	0.092
1次Na中飽和水素濃度	C_{1S}	ppm	0.055
2次Na純化系水素捕獲効率	η_{2H}		0.8
2次Na純化系トリチウム捕獲効率	η_{2T}		0.3
2次Na中水素濃度	C_{2H}	ppm	0.125
2次Na中飽和水素濃度	C_{2S}	ppm	0.055
1次Na純化系水素捕獲量	R_{1H}	g/h	0.010
2次Na純化系水素捕獲量	R_{2H}	g/h	3.701
IHX伝熱管厚さ	t_{IHX}	m	0.001
IHX透過面積	S_{IHX}	m^2	2516
IHX1次Na入口温度		℃	550
IHX1次Na出口温度		℃	395
IHX2次Na入口温度		℃	540
IHX2次Na出口温度		℃	335
IHX伝熱管平均温度	T_{IHX}	℃	455
IHX水素拡散係数	D_{IHX}	m^2/s	4.2E-11
IHXトリチウム拡散係数(水素の1/($3^{0.5}$))	$D_{IHXT}/(3^{0.5})$	m^2/s	2.4E-11
蒸気発生器伝熱管厚さ	t_{SG}	m	0.0036
蒸気発生器透過面積	S_{SG}	m^2	866
蒸気発生器Na入口温度		℃	520
蒸気発生器Na出口温度		℃	335
蒸気発生器伝熱管平均温度	T_{SG}	℃	427.5
蒸気発生器トリチウム透過係数	$k_{SG}/(3^{0.5})$	cm^3[normal]・cm/(s・cm^2・$atm^{0.5}$)	1.8E-06
蒸気発生器シーベルト定数	K_{SG}		4.8515
水素分離改質器触媒管厚さ	t_{RF}	m	0.0029
水素分離改質器触媒管外径		m	0.0603
水素分離改質器触媒管長さ		m	8.2
水素分離改質器触媒管本数(2基分)			7306
水素分離改質器透過面積	S_{RF}	m^2	11349
水素分離改質器Na入口温度		℃	540
水素分離改質器Na出口温度		℃	513.4
水素分離改質器触媒管平均温度	T_{RF}	℃	526.7
水素分離改質器トリチウム透過係数	$k_{RF}/(3^{0.5})$	cm^3[normal]・cm/(s・cm^2・$atm^{0.5}$)	4.4E-06
水素分離改質器シーベルト定数	K_{RF}		5.0988
予備改質器伝熱管厚さ	t_{RF1}	m	0.0029
予備改質器透過面積	S_{RF1}	m^2	4754
予備改質器Na入口温度		℃	540
予備改質器Na出口温度		℃	513.4
予備改質器伝熱管平均温度	T_{RF1}	℃	526.7
予備改質器トリチウム透過係数	$k_{RF1}/(3^{0.5})$	cm^3[normal]・cm/(s・cm^2・$atm^{0.5}$)	4.4E-06
予備改質器シーベルト定数	K_{RF1}		5.0988
1次Na中トリチウム濃度	C_{1T}	ppm	1.2E-04
2次Na中トリチウム濃度	C_{2T}	ppm	5.5E-07
炉心からのトリチウム放出量	Qc	g/h	3.69E-05
IHXトリチウム透過量	Q_{IHXT}	g/h	2.10E-05
トリチウム密度	ρ_{TH}	kg/cm^3[normal]	1.786E-07
蒸気発生器伝熱管トリチウム透過量	Q_{SGT}	g/h	1.38E-13
水素分離改質器トリチウム透過量	Q_{RFT}	g/h	5.30E-12
予備改質器トリチウム透過量	Q_{RF1T}	g/h	2.22E-12
2次系からのトリチウム透過量の合計	Q_T	g/h	7.66E-12
1次Na純化系トリチウム捕獲量	R_{1T}	g/h	1.59E-05
2次Na純化系トリチウム捕獲量	R_{2T}	g/h	2.10E-05

製品水素流量	W_H	g/h	6.34E+06
製品水素中の透過トリチウムの濃度	C_T	g/g	1.21E-18
製品水素中の透過トリチウムの放射能濃度	R_T	Bq/g	3.28E-04

表7.6.1.3　水素分離改質法による水素製造プラントの定期検査工程表





改質器 Inlet S/C <4> 2.50 —
CH4転化率 50 %

ストリームデータ

Stream No.		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	U1	U2	U3
Stream Name		S1		S5	S21	S15	S19	S20	S26	S27	S9	S23		S24	S13	S22	S34	S35	S2
Stream Description																			
Phase		Vapor		Mixed	Vapor	Vapor	Vapor	Vapor	Vapor	Liquid	Vapor	Vapor		Liquid	Liquid	Vapor	Liquid	Liquid	Liquid
Temperature	°C	30.0		41.2	396.3	500.0	500.0	186.4	48.7	48.7	40.0	48.7		48.7	220.0	500.0	540.0	540.0	335.0
Pressure	MPa	2.45		2.45	2.16	2.06	2.06	0.05	1.47	1.47	0.10	1.47		1.47	16.70	16.68	0.49	0.49	0.42
Total Flowrate	KG-MOL/HR	828		2072	6261	6539	4605	3312	2074	2530	823	1243		8	29577	4189	166182	69788	235969
Total Molar Comp. Rates																			
CO	KG-MOL/HR	0		24	24	8	24	0	24	0	0	24		0	0	0	0	0	0
CO_2	KG-MOL/HR	0		0	0	155	828	0	823	5	823	0		0	0	0	0	0	0
CH_4	KG-MOL/HR	828		1680	1680	1540	852	0	851	0	0	851		0	0	0	0	0	0
H_2O	KG-MOL/HR	0		10	4199	3904	2543	0	18	2525	0	10		8	29577	4189	0	0	0
H_2	KG-MOL/HR	0		358	358	931	358	3312	358	0	0	358		0	0	0	0	0	0
Na	KG-MOL/HR	—		—	—	—	—	—	—	—	—	—		—	—	—	166182	69788	235969

図7.6.1.1 水素分離改質法による水素製造系ヒートマスバランス

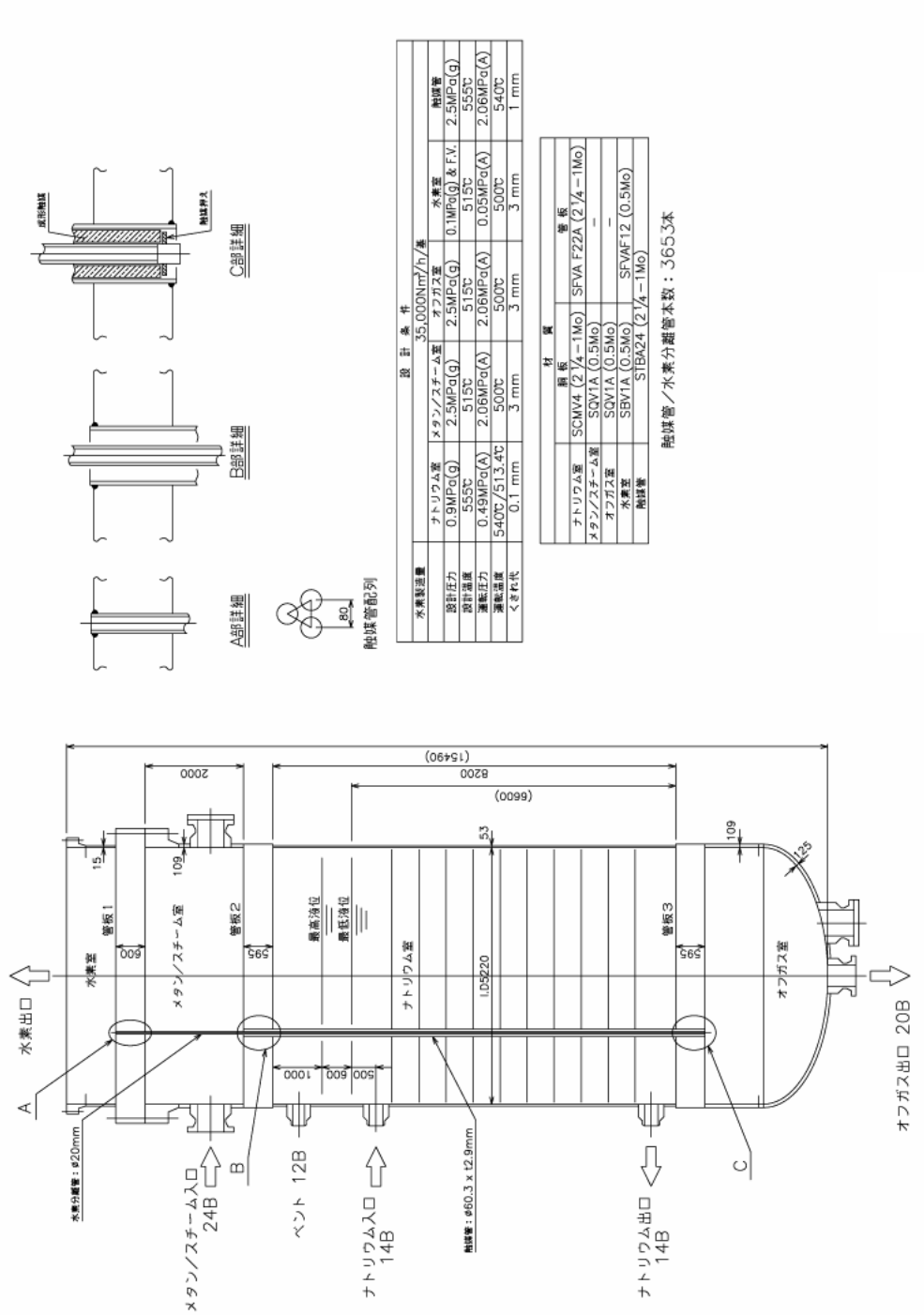


図 7.6.1.2　水素分離改質器　構造概念図

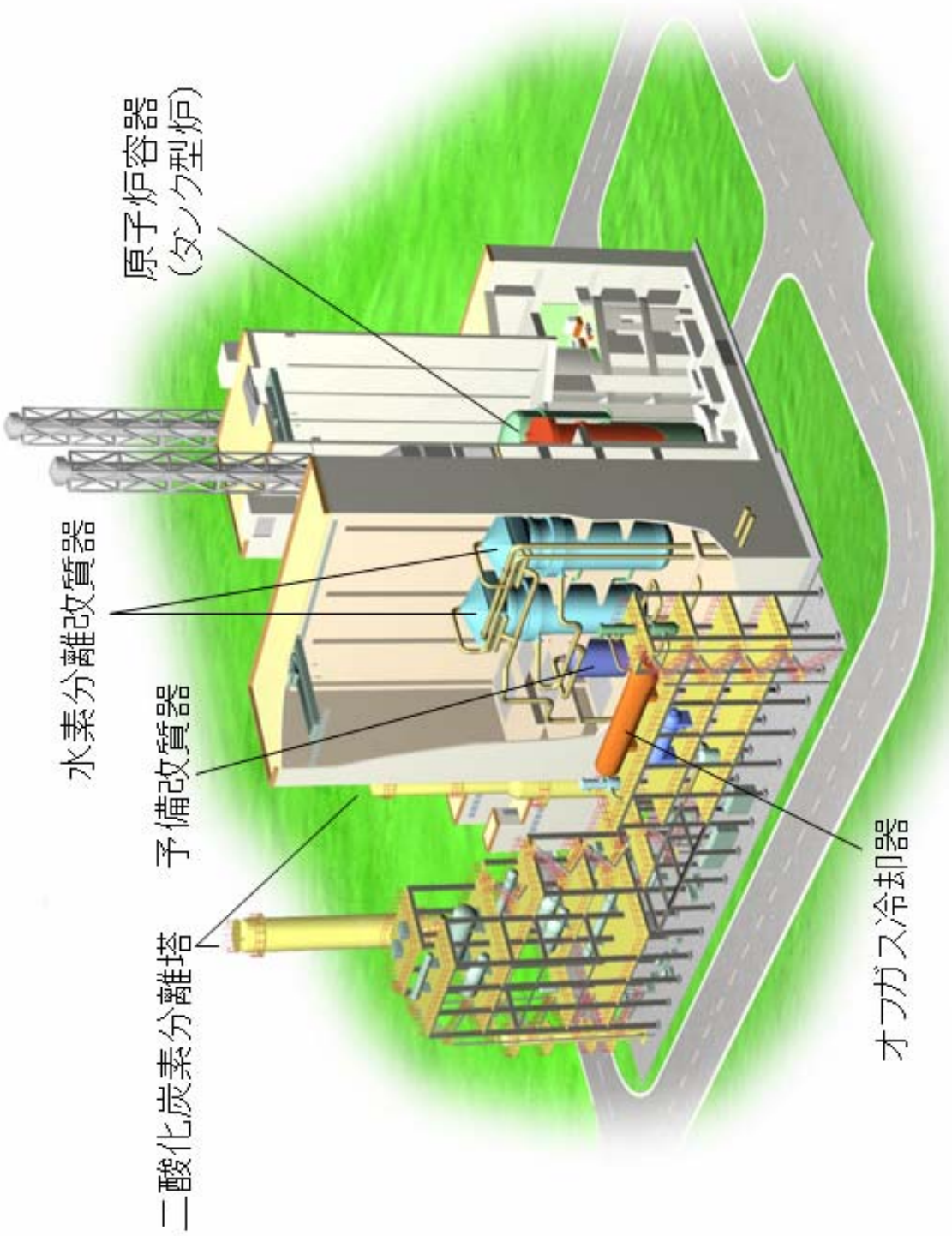


図 7.6.1.3　水素分離改質法による水素製造プラント　鳥瞰図

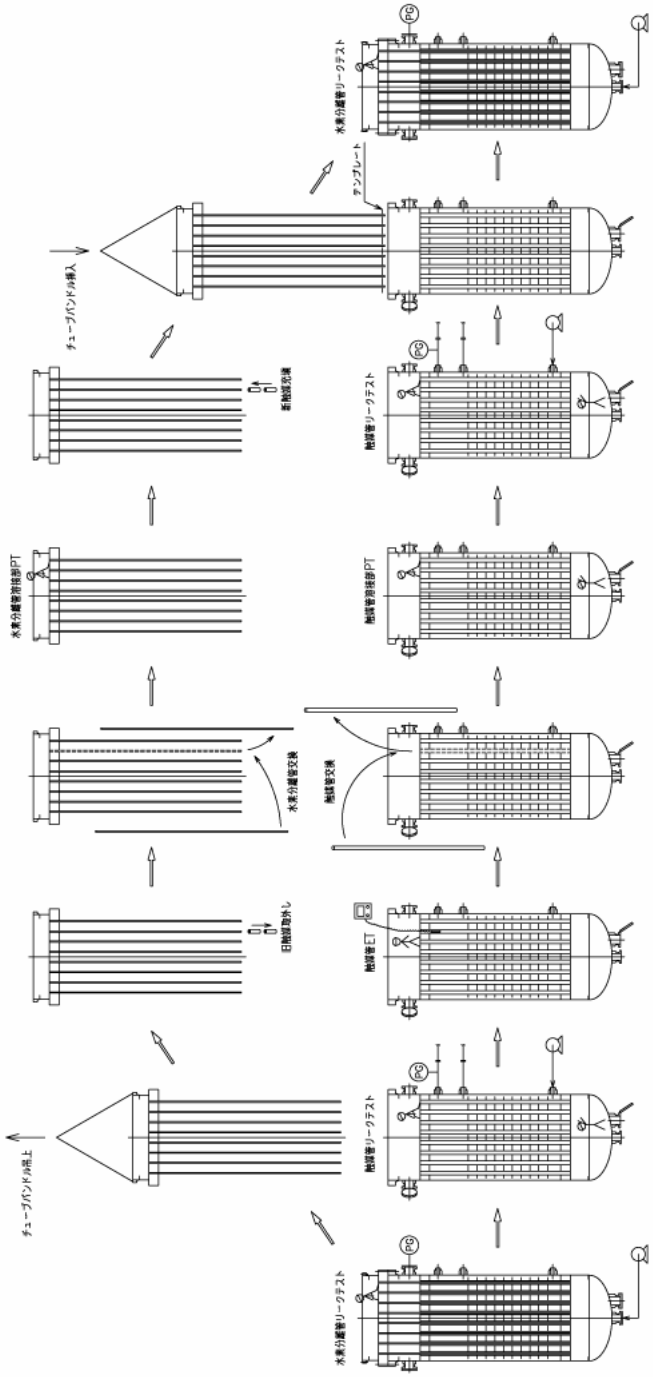


図 7.6.1.4　水素分離改質器　補修方法概念図

7.6.2　低温熱化学法による水素製造プラントの検討

7.6.2.1　検討方針

熱化学法を使用した水素生成プロセスは硫酸系、硫酸－ヨウ素系、硫酸－臭素系によるものがあるが、いずれも 800～1000℃の温度を必要とするプロセスである。これに対し、低温熱化学法は熱化学法に電気分解法を組み合わせることにより 500～550℃の温度範囲で水素を生成するプロセスである[20]。

ここでは、ナトリウム冷却高速炉を低温熱化学法に利用し、水素製造を行うプラントの概念設計を実施した。ただし、水素製造プロセスで使用する熱は 500℃以上の高温領域であるため、2 次ナトリウム冷却系の 500℃以下の領域の熱で発電することにより、水素製造プロセスで利用する電気分解電力を原子炉の熱出力から生成する構成とした。

7.6.2.2　プラント設計

水素製造プラントの基本仕様を表 7.6.2.1、系統概念図を図 7.6.2.1 に示す。本プロセスは硫酸を利用した閉じたプロセスであり、硫酸蒸発器で蒸発した SO_3 を電気分解して SO_2 を生成し、更に SO_2 溶液を電気分解して硫酸に戻す過程で水素を製造する。ナトリウムの熱を利用するために、2 次ナトリウム系に SO_3 電気分解器および SO_3 加熱器を直列に接続した。また、SO_3 および SO_2 の電気分解電力は蒸気タービンから供給する構成とした。水素製造量は約 47000Nm^3/h、水素製造効率は 42%（製造水素の燃焼熱／原子炉熱出力）と評価され、常温水電気分解の場合の 38%（＝発電効率 42%×電気分解効率 90%）と比較して高い効率が得られた。

ただし、本検討では、表中に示したように高い電気分解効率を仮定しており、要素試験結果によっては、各電気分解器の物量が増加する恐れを有している。今後、要素試験結果をもとに、SO_3 電気分解器および SO_2 溶液電気分解器を具体化して、物量および効率の観点から最適な仕様を検討する必要がある。

表 7.6.2.1　低温熱化学法による水素製造プラント基本仕様

項目	基本仕様
熱出力	395MWt
原子炉型式	ナトリウム冷却高速炉
水素製造法	低温熱化学法
１次系温度	550／395℃
２次系温度	540／350℃
水素製造量	47000Nm^3/h
電気出力	82MWe
硫酸濃度	95w%
SO_3 電気分解効率	85%
H_2O 電気分解効率	90%
水素製造効率	42%

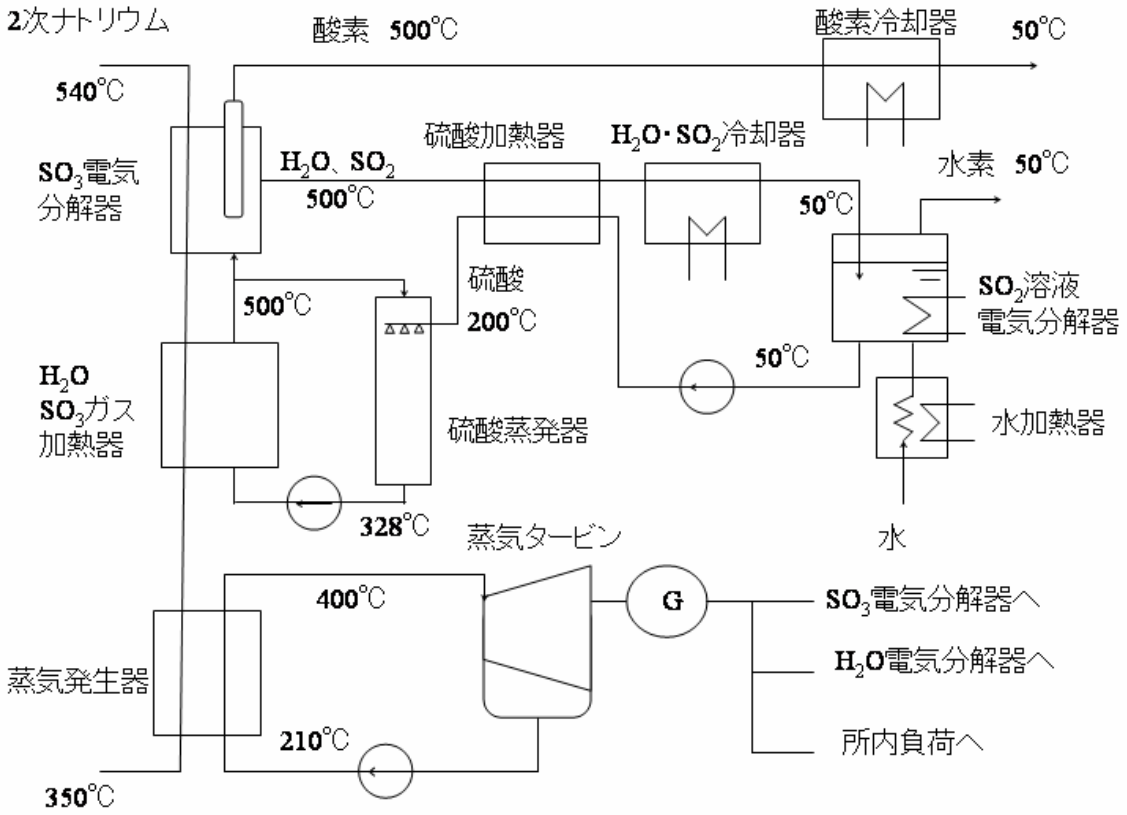


図 7.6.2.1　低温熱化学法による水素製造プラント系統概念図

7.6.3　水素製造プラントのまとめ

ナトリウム冷却小型炉の多目的利用について、水素分離改質法および低温熱化学法を使用した水素製造プラントの概念検討を実施した。

水素分離改質法を使用した水素製造プラントでは、水素製造コストは 21 円/Nm^3（二酸化炭素固定費込み）と、目標値 17 円/Nm^3 を約 2 割上回った。水素分離改質器の仕様は水素分離膜の水素透過性能から決定される。プラントコストのうち、水素分離改質器の占める割合は大きく、これの合理化により水素製造コストの低減が期待される。今後、高性能水素分離膜の開発が重要になると考えられる。

また、低温熱化学法を使用した水素製造プラントでは、他の熱化学法と比較して低温であるため、硫酸腐食の課題を有するが、系統構成の工夫により鋼鉄系の材料を使用することが可能である。高効率の SO_3 電気分解器および SO_2 溶液電気分解器を仮定すれば、42%以上の水素製造効率を達成することが可能である。今後、高効率の SO_3 電気分解器および SO_2 溶液電気分解器の開発が重要になると考えられる。

7.7　小型炉の技術的総括

7.7.1　炉心燃料概念

燃料無交換長期運転と高い受動的安全性の同時達成を目標として、ナトリウム冷却金属燃料炉心と鉛ビスマス冷却窒化物燃料炉心を検討した。検討の経緯と炉心設計の結果をまとめて、表 7.7.1.1（ナトリウム冷却小型炉）および表 7.7.1.2（鉛ビスマス冷却小型炉）に示す。

フェーズⅠでは、50MWe 級小型炉を対象として、下記の各種炉心を検討した。制御方式として反射体制御と制御棒制御、冷却材循環方式として自然循環と強制循環の各種炉心を対象とした。このうち、強制循環方式は、ポンプ停止時に自然循環力によって 20～30%の流量を確保できる低圧損型（炉心部圧損 0.075MPa 以下）とした。

・ナトリウム冷却・制御棒制御型自然循環炉心
・ナトリウム冷却・制御棒制御型強制循環炉心
・ナトリウム冷却・反射体制御型強制循環炉心
・鉛ビスマス冷却・制御棒制御型自然循環炉心

いずれの炉心も、ブランケットなしで約 1 の増殖比を達成し、燃焼反応度 1%Δk/kk’程度まで小さく抑えながら、30 年間の長期運転が可能であることを示した。平均取出燃焼度は 60～90GWd/t である。また、ATWS 時に SASS なしで事象整定する見通しが得られた。

ただし、プラント建設コストは、FOAK で基準値の約 3 倍と高く、フェーズⅡのナトリウム冷却小型炉では経済性向上のため、150MWe 級小型炉を検討対象とした。なお、鉛ビスマス冷却小型炉については、50MWe 級小型炉を対象として検討を進めたが、炉出力増大の効果はナトリウム冷却炉である程度類推することが可能と考える。（経済性評価は、7.7.2 項「プラント概念」参照）

フェーズⅡのナトリウム冷却小型炉では、150MWe 級ナトリウム冷却小型炉を対象として検討を進め、まず、炉心寿命を 10 年で、安全性の観点から冷却材ボイド反応度は 2$程度以下として、制御方式と冷却材循環方式が異なる種々の炉心を検討した。炉心設計を実施した結果、受動安全性を確保でき、燃料ピン径が 10mm 程度では経済性目標達成の見通しが得られた。ただし、直近許認可性確保の観点から燃料ピン径 8.5mm 以下とすると、炉心等価径が大きくなり、経済性の観点から目標の達成は難しいことが判明した。この傾向は自然循環炉心の方が強制循環炉心より厳しくなる。

そこで、これまでの検討結果を踏まえて小型炉の魅力を更に追求して、燃料無交換期間を 20 年に延長し、多目的利用も視野に入れて出口温度高温化を指向する方針とした。経済性向上の観点から 150MWe 級の強制循環炉で小型炉心を検討した。なお、金属燃料のピン径は太径化し、製造実績があり今後の照射試験で成立性が見出し得る 15mm 以下とし、冷却材ボイド反応度

はナトリウム冷却大型・中型炉炉心と同様に、8$以下とした。炉心型式は、ナトリウム冷却大型・中型炉炉心でも検討されているピン径1種類の Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心を採用した。代表炉心概念は、20 年間燃料無交換運転を達成し、ブラッケット燃料を装荷しないで増殖比 1.06、取出し平均燃焼度 77GWd/t であり、炉心等価直径は約 2.9m と小径の炉心である。

一方、フェーズⅡの鉛ビスマス冷却小型炉については、50MWe 級小型炉を対象として検討を進め、当初検討した一体型炉心や制御棒内包型集合体は原子炉廻り物量や制御棒体数が増加することが分かったので、通常の制御棒集合体を有する高富化度差 2 領域均質炉心を検討し、代表炉心概念とした。代表炉心概念は、ブランケットを装荷しないで増殖比ほぼ 1 で、燃焼反応度を 1%Δk/kk'程度まで小さく抑えながら、30 年間の長期運転が可能であることを示した。平均取出燃焼度は 78GWd/t であり、炉心等価直径も約 2.1m と小径の炉心である。

表 7.7.1.1　ナトリウム冷却小型炉 炉心設計結果のまとめ

実用化戦略	フェーズⅠ			フェーズⅡ						
検討年度	平成12年度			平成13年度 (フェーズⅡ-1)	平成14年度(フェーズⅡ-2)				平成15年度(フェーズⅡ-3)	
年度目標と 設計のねらい	・高速炉の特性を活かした小型炉概念のポテンシャル提示 （超長寿命・固有安全性）			・経済性を高めた概念提示	・フェーズⅡ中間まとめに必要な特性・設計データ取得 （各種概念の比較）				・有望概念絞込みと具体化像提示	
炉心名 （主な特徴）	炉心1 （50MWe級 30年寿命 自然循環）	炉心2 （50MWe級 30年寿命 反射体制御）	炉心3 （50MWe級 30年寿命 強制循環）	炉心4 （150MWe級 10年寿命 反射体制御）	炉心5 （150MWe級 反射体制御 (φ8.5)）	炉心6 （150MWe級 強制循環 (φ8.5)）	炉心7 （150MWe級 自然循環 (φ8.5)）	炉心8 （50MWe級 強制循環 (φ8.5)）	炉心9 （150MWe級 20年寿命 高温化）	炉心10 （150MWe級 20年寿命 高温小径化）
設計条件										
・寿命	30年以上	←	←	10年以上	←	←	←	←	20年以上	←
・燃料ピン径	15mm以下	←	←	10mm以下	8.5mm以下	←	←	←	15mm以下	←
・ボイド反応度	8～10$以下	←	←	2$以下	←	←	8$以下	2$以下	～6$	8$以下
・炉心部圧損	≦0.001MPa	≦0.05MPa	←	≦0.075MPa	←	←	≦0.001MPa	≦0.075MPa	←	←
・炉心出口温度	510℃	←	←	←	←	←	515℃	510℃	550℃	←
熱出力	125MWt	←	←	375MWt	395MWt	←	←	125MWt	395MWt	←
制御方式	制御棒制御	反射体制御 (停止棒有)	制御棒制御	反射体制御 (停止棒有)	反射体制御 (停止棒有)	制御棒制御	←	←	←	←
冷却方式	自然循環	強制循環 (低圧損)	←	←	←	強制循環 (低圧損)	自然循環	強制循環 (低圧損)	←	←
運転サイクル長さ	30年 (1バッチ)	←	←	10年 (1バッチ)	←	←	←	←	20年 (1バッチ)	←
炉心型式	高富化度差 2領域均質炉心	←	←	高富化度差 回字型炉心	高富化度差 2領域均質炉心	←	←	←	Zr含有率3領域単一 Pu富化度均質炉心	←
燃料ピン径	15mm	←	←	9.5mm	8.5mm	←	←	←	15mm	15mm
炉心高さ	100cm	150cm	90cm	80cm	62cm	60cm	83cm	73cm	127cm	164cm
炉心等価直径	252cm	142cm	238cm	214cm	330cm	330cm	378cm	214cm	293cm	260cm
炉心部ボイド反応度*	3.7$	4.7$	1.9$	1.5$	1.6$	1.2$	8$	1.4$	6.1$	7.9$
燃焼反応度	0.4%Δk/kk'	0.9%Δk/kk'	0.5%Δk/kk'	1.2%Δk/kk'	0.3%Δk/kk'	1.0%Δk/kk'	0.2%Δk/kk'	1.3%Δk/kk'	1.2%Δk/kk'	1.5%Δk/kk'
取出平均燃焼度	58GWd/t	87GWd/t	60GWd/t	80GWd/t	48GWd/t	51GWd/t	36GWd/t	35GWd/t	77GWd/t	80GWd/t
主要成果	・いずれも安全性・寿命の目標を満足 ・プラント建設コスト高 →　次フェーズより高出力化の検討			・プラント建設コスト目標達成の見通し ・反射体制御は課題多	・各種概念の利害得失の比較 ・炉心6[150MWe級・強制循環・制御棒制御] が有望概念候補				・基準炉心絞込、具体化及び課題摘出 （多目的利用のため出口温度高温化） ・炉心9を代表炉心に選定	

* 炉心1～8：上部ガスプレナム部含む　　炉心9、10において上部ガスプレナム部含むと各々5.8$、7.7$

表 7.7.1.2　鉛ビスマス冷却小型炉 炉心設計結果のまとめ

実用化戦略	フェーズⅠ	フェーズⅡ		
検討年度	平成12年度	平成13、14年度（ﾌｪｰｽﾞⅡ-1）	平成15年度（ﾌｪｰｽﾞⅡ-2）	
年度目標と設計のねらい	・高速炉の特性を活かした小型炉概念のポテンシャル提示（超長寿命・固有安全性）	・経済性を高めた概念の提示（1）	・経済性を高めた概念の提示（2）と有望概念の提示	
炉心名	燃料一体型炉心	制御棒内包型燃料集合体を装荷した炉心	燃料と制御棒を分離した30年寿命炉心	燃料と制御棒を分離した20年寿命炉心
設計条件				
・寿命	30年以上	←	←	20年以上
・燃料ピン径	15㎜以下	←	←	←
・ボイド反応度	10$程度以下	←	←	←
・炉心部圧損	≦0.01MPa	←	←	←
・炉心出口温度	500℃程度	←	←	←
熱出力	132MWt	←	←	←
制御方式	制御棒制御	←	←	←
冷却方式	自然循環	←	←	←
運転サイクル長さ	30年(1バッチ)	←	←	20年(1バッチ)
炉心型式	高富化度差2領域均質炉心	←	←	←
燃料形態	窒化物燃料	←	←	←
燃料ピン径	15㎜	←	←	13㎜
炉心高さ	125㎝	130㎝	124㎝	130㎝
炉心等価直径	195㎝	200㎝	210㎝	196㎝
炉心部ボイド反応度	7.7$	5.8$	6.3$	5.9$
燃焼反応度	0.6%Δk/kk'	0.5%Δk/kk'	0.9%Δk/kk'	0.5%Δk/kk'
取出平均燃焼度	83GWd/t	87GWd/t	78GWd/t	63GWd/t
主要成果	・30年寿命炉心の成立性確認 ・燃料一体型炉心による炉構造物量大	・燃料集合体(制御棒内包）に分割して物量削減	・燃料と制御棒を分離して制御棒体数削減 ・30年寿命炉心を代表炉心に選定	

7.7.2　プラント概念

(1) プラント概要

ナトリウムおよび鉛ビスマス冷却小型炉のプラント概念のまとめを図7.7.2.1および2に示す。

ナトリウム冷却小型炉は、出力150MWe級（165MWe)、炉心寿命20年の強制循環方式タンク型プラントで、炉外に直管型2重管SGを設置した。原子炉容器内への環状型IHXおよび電磁ポンプの直列配置や、炉外ナトリウム系の1ループ化などシステム簡素化に係る設計工夫を採用した。

一方、鉛ビスマス冷却小型炉は、出力50MWe級、炉心寿命30年の自然循環方式タンク型プラントで、原子炉容器内にヘリカルコイル型SGを設置した。

また、上記以外に、ナトリウム冷却小型炉の多目的利用について、水素分離改質法および低温熱化学法を使用した水素製造プラントの概念検討を実施した。

以下では、安全性、経済性、運転・保守補修性の観点より、ナトリウムおよび鉛ビスマス冷却小型炉の特徴を比較整理し、プラント概念の総括を行った。

(2) 安全性

ATWSを中心とする安全性の比較評価を表7.7.2.1に示す。

いずれのプラントも、原子炉停止系として、既往知見より十分に適用性の見通しが可能なSASSを設置した。また、炉心部の冷却材ボイド反応度は高いが（ナトリウム冷却小型炉6.1$、鉛ビスマス冷却小型炉7.0$)、低線出力密度、負の反応度フィードバック係数（ドップラー反応度および制御棒軸伸び反応度)、自然循環性能の有効活用により、SASSに期待しなくても高温整定し、炉心損傷を防止できる可能性を有している。

ナトリウム冷却小型炉は、UTOP時に制御棒1本の完全な誤引抜きを想定しても炉心損傷を防止可能な見通しである。強制循環方式を採用しているが、電磁ポンプ流量半減時間を40秒に延長して、ULOF時の自然循環性能を確保した。原子炉トリップ時にも上記の流量半減時間を適用するため、IHX上部管板に大きな熱応力が発生するが、上部プレナム部のナトリウムインベントリが大きく、熱過渡曲線が緩和される傾向にあるため、構造健全性は成立する見通しである。

鉛ビスマス冷却小型炉は、自然循環方式の採用により、原理的にULOFを排除している。ナトリウム冷却小型炉と比較して、UTOP時には、制御棒誤引抜きによる反応度挿入量が大きく[注1)]、冷却材バウンダリ温度が高くなるが、炉心損傷防止の判断条件を満足する。ULOHS時には、炉心出口温度の初期値が低いことや、熱出力/熱容量の比が大きいため、冷却材バウンダリ温度が低くなる傾向にある。不活性な鉛ビスマスの使用により、冷却材漏え

い事故対応は容易であるが、原子炉容器内 SG の伝熱管破損時にも、炉心への蒸気泡の侵入を防止する必要がある。鉛ビスマス冷却炉の中で 3.2.2.2 項「プラントシステム」に記載のように、自然循環方式では鉛ビスマス流速が遅く、比較的対応は容易であるが、伝熱管破損時の詳細な蒸気泡挙動などを把握することが重要である。

注 1）いずれのプラントも制御棒微分価値は同程度であるが、窒化物燃料では熱膨張率が小さいため、制御棒誤引抜き時の反応度挿入量が増加する。

(3) 経済性

建設単価の比較評価を表 7.7.2.2 に示す。各小型炉概念の建設単価（基準値を 100 とした相対値）は、以下のとおりである。

・150MWe 級（165MWe）のナトリウム冷却小型炉：FOAK 160.1、NOAK 86.5

・50MWe 級の鉛ビスマス冷却小型炉：FOAK 303.1、 NOAK 163.7

（50MWe 級のナトリウム冷却小型炉：FOAK 287.3、 NOAK 155.1）

出力 150MWe 以上、NOAK の条件で、ナトリウム冷却小型炉の建設単価は、基準値を達成可能な見通しである。

表中、出力 50MWe 級の条件で、ナトリウムおよび鉛ビスマス冷却小型炉の比較評価も記載した。鉛ビスマス冷却小型炉は、鉛ビスマスの使用に伴い、原子炉容器本体や、その他設備（純化系）のコストが増加するが、2 次冷却系の削除や、原子炉容器内への SG 設置に伴い、建屋関連および主冷却系の大幅な合理化が可能である。ただし、BOP コストの占める割合が約 75%と大きいため、建設単価はナトリウム冷却小型炉と同程度である。また、50MWe 級での比較検討より、鉛ビスマス冷却小型炉でも、出力 150MWe 以上、NOAK の条件で、建設単価の基準値を達成可能と考えられる。

運転費および燃料費は具体的な検討を実施しておらず、不明である。ただし、ナトリウム、鉛ビスマス冷却小型炉のいずれも、出力 150MWe 以上、NOAK の条件で、基幹電源と同程度の運転費および燃料費を達成できれば、発電単価の要求値（5.5 円/kWh）を達成することが可能である。

(4) 運転・保守補修性

ナトリウム、鉛ビスマス冷却小型炉のいずれも、低燃焼反応度の特徴を活用して、燃焼補償用の制御棒操作頻度を低減できる可能性を有している。ATWS を含めて事故発生時にも、緊急に対応すべき作業は少なく、運転員への負担は軽減されていると判断した。

また、電磁ポンプ（または、自然循環）の採用により、基幹電源と比較して、保守補修対象機器が少ない。小交換熱量のため、炉内機器の引抜きによる保守補修対応が比較的容易で、特に、鉛ビスマス冷却小型炉では、腐食対応に有効と考えられる。

表 7.7.2.1　小型炉の安全性評価のまとめ

対象		ナトリウム冷却小型炉	鉛ビスマス冷却小型炉
ATWS対応	基本方針	・原子炉停止系として、SASS設置	・同左
		・低線出力密度、負の反応度フィードバック係数、自然循環性能の有効利用により、SASSに期待しなくても高温整定	・同左
	UTOP	・制御棒1本の誤引抜きを想定しても、炉心損傷を防止可能な見通し	・同左（ただし、燃料種類の相違に起因して、ナトリウム冷却炉より反応度挿入量が大きく、温度上昇の傾向）
	ULOF	・40秒以上の電磁ポンプ流量半減時間を確保することにより、炉心損傷を防止可能な見通し	・原理的に排除
	ULOHS	・事象進展が遅く、崩壊熱除去系起動前には、炉心損傷を防止可能な見通し	・同左（ただし、炉心出口温度の初期値が低く、かつ、熱出力/熱容量比が大きいため、温度低下の傾向）
崩壊熱除去機能		・PRACS×2系統＋IRACS(PRACSは炉内設置） ・基幹電源と系統構成は類似しており、同等の信頼性や、自然循環性能に期待することが可能	・PRACS＋RVACS ・2系統しかないが、空気冷却系の多重化により、信頼性や、自然循環性能に期待
炉心損傷に対する格納機能	格納容器構成	・トップドーム＋ライナー張り矩形コンクリート（ガードベッセル外側）	・トップドーム＋ガードベッセル
	起因過程	・冷却材ボイド反応度が6.1$と制限値以下で、即発臨界防止	（データが少なく、具体的な対応は未実施）
	遷移過程	・金属燃料の溶融挙動が不明も、軸方向ブランケットがなく、燃料排出に有効	（データが少なく、具体的な対応は未実施）
	長期冷却	・金属燃料の溶融挙動が不明も、炉心槽下端に、2段のコアキャッチャー設置	（データが少なく、具体的な対応は未実施）
冷却材漏えい関連	配管等の破損	・ナトリウムバウンダリ面積低減、漏えいの可能性を有する小口径枝管および計装ウェルの削除	・鉛ビスマスバウンダリ面積低減
		・窒素ガス雰囲気のエンクロージャの設置により、ナトリウム燃焼火災の影響を緩和	・不活性な鉛ビスマスの採用に伴い、漏えい対応は容易化
	蒸気発生器伝熱管破損	・直管型密着2重管SGの採用により、定期検査時のISIにより伝熱管の健全性確保 ・上記の2重管の採用により、DBEでナトリウム-水反応事故（水リーク率0.1g/sec以上）の排除を目指す	・不活性な鉛ビスマスの採用に伴い、化学反応による圧力は発生せず ・原子炉容器内に蒸気泡が侵入するが、鉛ビスマス流速が遅く、比較的対応は容易

表 7.7.2.2　小型炉の建設単価のまとめ

項目			ナトリウム冷却小型炉（検討対象、150MWe級）[1]			ナトリウム冷却小型炉（50MWe）[2]			鉛ビスマス冷却小型炉（検討対象、50MWe）[3]		
			主要仕様	コスト割合（%）[4]	基準値への到達度[5]	主要仕様	コスト割合（%）[4]	基準値への到達度[5]	主要仕様	コスト割合（%）[4]	基準値への到達度[5]
構築物および土地改良工事				11.0	17.6		15.0	43.1		12.6	38.3
原子炉設備	原子炉機器	原子炉構造	φ5.32m×h25.35m	11.7	18.8	φ4m×h25.35m	13.8	39.7	φ3.85m×h19.5m	10.5	31.8
		制御棒駆動機構	制御棒使用（25本）	12.6	20.2	制御棒使用（8本）	7.4	21.3	制御棒使用（13本）	11.2	33.8
		ガードベッセル	φ5.68m×h18.93m	0.4	0.6	φ4.36m×h18.93m	0.6	1.6	φ4.21m×h19.68m	0.5	1.4
	主冷却系	1次主冷却設備	強制循環、炉内環状型IHXとEMP	2.3	3.7	強制循環、炉内環状型IHXとEMP	1.3	3.7	−	0.0	0.0
		2次主冷却設備	1ループ強制循環、	0.8	1.3	1ループ強制循環、	1.1	3.1	−	0.0	0.0
		蒸気発生器設備	直管型2重管SG（1基）	8.1	13.0	直管型2重管SG（1基）	4.7	13.4	ヘリカルコイル型単管SG（1基）	1.7	5.3
	崩壊熱除去系		PRACS×2系統+IRACS（自然循環）	1.6	2.6	PRACS×2系統+IRACS（自然循環）	0.9	2.6	PRACS+RVACS（自然循環）	1.4	4.1
	放射性廃棄物処理設備			0.1	0.2		0.1	0.4		0.1	0.4
	燃料取扱設備		UIS引抜き方式、貯蔵設備なし	9.5	15.2	UIS引抜き方式、貯蔵設備なし	17.4	50.1	UIS引抜き方式、貯蔵設備なし	16.5	50.0
	その他設備[6]			7.5	11.9		6.7	19.3		9.2	28.0
	計測制御設備			4.7	7.5		4.2	12.1		8.1	24.6
タービン設備				16.6	26.6		15.0	43.0		16.3	49.3
電気設備				11.1	17.7		10.0	28.6		8.5	25.9
発電用雑設備				1.6	2.6		1.4	4.1		1.8	5.4
材料			ナトリウム	0.4	0.6	ナトリウム	0.4	1.2	鉛ビスマス	1.6	4.8
建設単価	FOAK			100.0	160.1		100.0	287.3		100.0	303.1
	NOAK			−	86.5		−	155.1		−	163.7

注1）出力165MWeに相当。構築物および土地改良工事、原子炉設備のうち、原子炉機器、主冷却系、崩壊熱除去系、燃料取扱設備、材料のコストは、付録D.で説明したコードにより計算。それ以外は、ナトリウム冷却中型炉コストに対して、出力の0.6乗に比例すると想定

注2）150MWe級のナトリウム冷却小型炉と同一の手法でコスト評価。ただし、原子炉機器、冷却系などの主要仕様は150MWe級の検討結果より推定

注3）150MWe級のナトリウム冷却小型炉と同一の手法でコスト評価。ただし、BOP設備は、鉛ビスマス中型炉コスト（550MWe×6モジュール）に対して、出力の0.6乗則や、モジュールとシングルプラントの差異などを考慮して推定

注4）概念ごとの直接費全体に占めるコスト割合　　注5）建設単価の基準値（35万円/kWe）を100とするコスト相対値

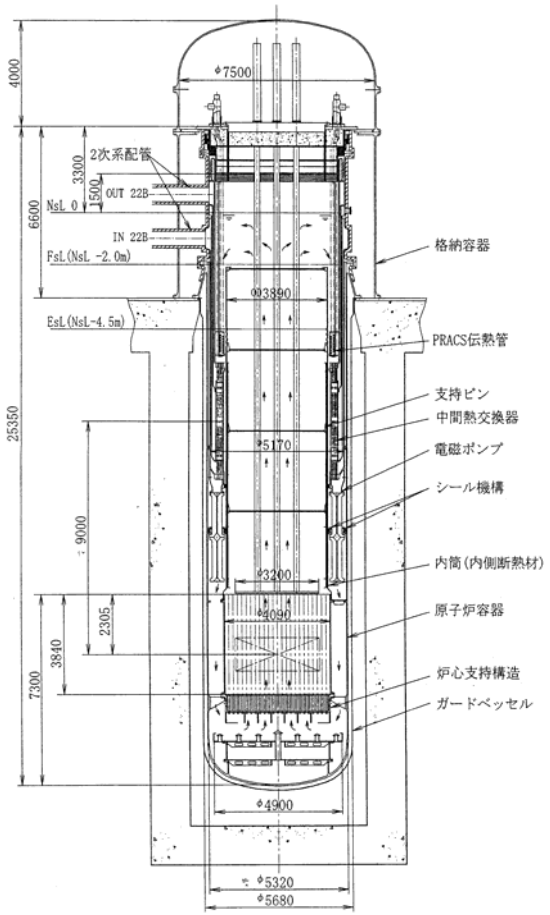
注6）補助系、ガス系、補機冷却系、保守・補修設備等

プラント基本コンセプト

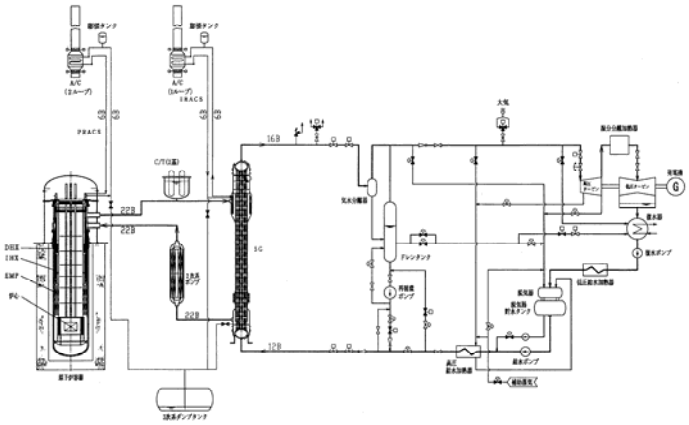
- 金属燃料を使用した Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心の採用により、炉心出口温度 550℃および 20 年以上の長寿命炉心の達成
- ATWS 発生時にも、炉心部の冷却材ボイド反応度は高いが、固有の安全特性および受動的安全性の活用により、SASS に期待しなくても、高温整定し、炉心損傷防止の可能性を追求
- 原子炉容器内への機器集約（環状型 IHX および電磁ポンプの機器合体）、ループ数の低減により、システムを簡素化
- 運転員への負荷低減や、電磁ポンプの採用、低燃料交換頻度、小交換熱量の特徴を活用した炉内機器の引抜きなどによる保守補修の簡素化

プラント基本仕様

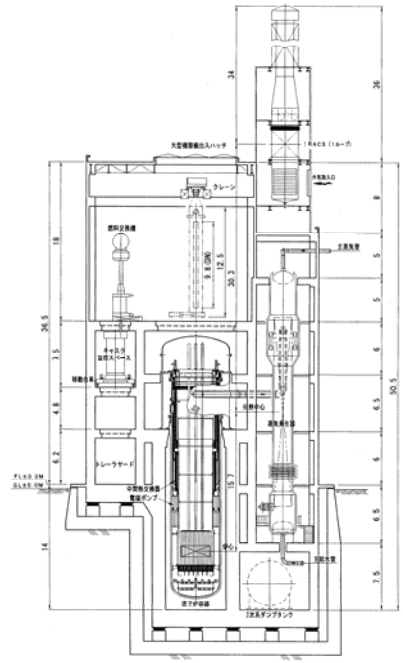
項目		内容
基本仕様	原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
	電気出力/熱出力	165MWe/395MWt (ﾌﾟﾗﾝﾄ効率42%)
	ﾙｰﾌﾟ数	1次系:ﾀﾝｸ内流動 2次系:1ﾙｰﾌﾟ
	冷却材循環方式	強制循環方式
	1次系/2次系温度	1次 HL:550℃、CL:395℃ 2次 HL:520℃、CL:335℃
	蒸気条件	498℃/17.2MPa
	ﾌﾟﾗﾝﾄ稼働率	96.2%
	運転ｻｲｸﾙ期間	20年、1ﾊﾞｯﾁ
ﾌﾟﾗﾝﾄ仕様	原子炉容器	φ5.32m×h25.35m、 原子炉容器上部支持
	原子炉停止系	制御棒制御方式(25本)
	IHX	縦型ｼｪﾙｱﾝﾄﾞﾁｭｰﾌﾞ直管型
	1次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ	ALIP型電磁ﾎﾟﾝﾌﾟ (ｼﾝｸﾞﾙｽﾃｰﾀ)
	SG	直管型密着2重管
	崩壊熱除去方式	PRACS×2系統+IRACS
	燃料取扱方式	UIS引抜き方式
	原子炉建屋	3次元免震
	ﾌﾟﾗﾝﾄ寿命	60年



原子炉容器構造図



プラント系統図



建屋配置図

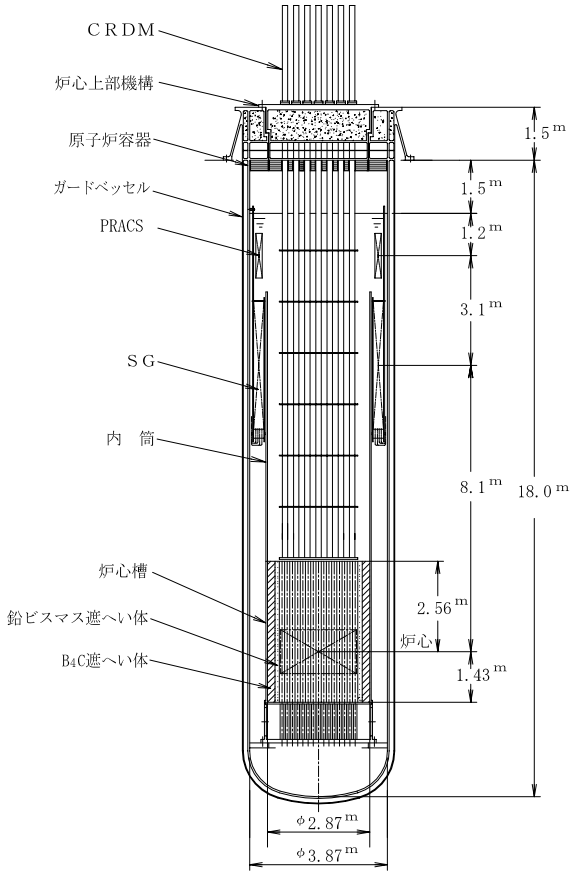
図 7.7.2.1　ナトリウム冷却小型炉　プラント概念設計結果のまとめ

プラント基本コンセプト

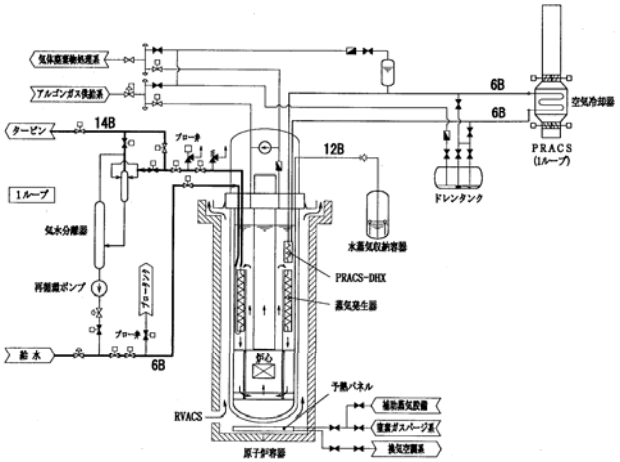
- 窒化物燃料、ダクトレス集合体を使用した炉心の採用により、30 年以上の長寿命炉心の達成
- ATWS 発生時にも、炉心部の冷却材ボイド反応度は高いが、固有の安全特性および受動的安全性の活用により、高温整定し、炉心損傷防止の可能性を追求
- 自然循環方式の採用や、化学的不活性な鉛ビスマスの特性を活用して原子炉容器内への SG 設置によるシステム簡素化

プラント基本仕様

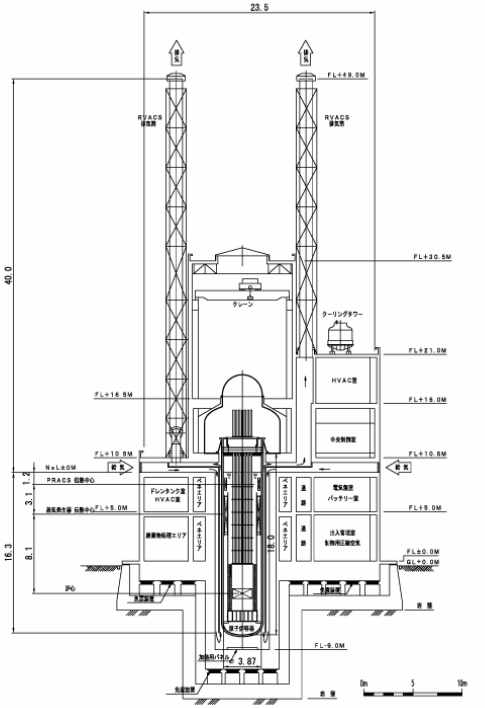
項目		内容
基本仕様	原子炉型式	鉛ﾋﾞｽﾏｽ冷却ﾀﾝｸ型炉
	電気出力/熱出力	50MWe/132MWt (ﾌﾟﾗﾝﾄ効率38%)
	ﾙｰﾌﾟ数	ﾀﾝｸ内流動
	冷却材循環方式	自然循環方式
	系統温度	HL:505℃、CL:335℃
	蒸気条件	403.5℃/6.5MPa
	ﾌﾟﾗﾝﾄ稼働率	96.5%
	運転ｻｲｸﾙ期間	30年、1ﾊﾞｯﾁ
ﾌﾟﾗﾝﾄ仕様	原子炉容器	φ3.85m×h18m、 原子炉容器上部支持
	原子炉停止系	制御棒制御方式(13本)
	主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ	なし(自然循環方式)
	SG	ヘリカルコイル型
	崩壊熱除去方式	PRACS＋RVACS
	燃料取扱方式	UIS引抜き方式
	原子炉建屋	3次元免震
	ﾌﾟﾗﾝﾄ寿命	60年



原子炉容器構造図



プラント系統図



建屋配置図

図 7.7.2.2　鉛ビスマス冷却小型炉　プラント概念設計結果のまとめ

7.7.3　フェーズⅡの今後の方向性

基幹電源と異なり詳細な評価を実施していないが、7.4.3 項および 7.5.3 項「設計要求への適合性評価の整理」に記載したように、ナトリウム冷却小型炉、鉛ビスマス冷却小型炉のいずれの代表概念も、安全性、経済性、運転・保守補修性などの設計要求を満足する見通しである。（鉛ビスマス冷却小型炉は、建設単価を低減するために出力を増加する必要あり）

ただし、固有の安全特性および受動的安全性の活用や、炉心の長寿命化に伴い、小出力であるにもかかわらず、炉心等価直径が大きく、小型軽水炉などの競合相手と比較して、建設単価が増加する傾向にある。

すなわち、ATWS 発生時にも SASS を挿入しないで炉心損傷を防止できることや、長寿命炉心などの特徴を有しているが、ニーズが不明確で、経済性の観点より、必ずしも魅力ある概念と言えない。

よって、ナトリウム冷却小型炉では、更なる魅力追求を目指すために、今後、以下の検討を行うことが考えられる。

① 平成 15 年度概念の見直し ： 安全性の考え方や、炉心寿命は同一の条件で、冷却系構成や、燃料取扱設備など炉上部構造の合理化検討を行う。

② SASS の有効活用による原子炉容器コンパクト化 ： 小型炉特有の固有の安全特性および受動的安全性にこだわらず、基幹電源と同様に SASS の有効活用や、燃料交換頻度の増加を許容することにより、炉心および原子炉容器のコンパクト化検討を行う。必要に応じて、出力増加対応（300MWe）も取込む。

③ 超小型炉の検討 ： 出力 500MWe 以下の条件で、自然循環方式や、超長寿命炉心など抜本的な小型炉概念を追求する。建設単価の要求を満足できないが、初期投資額の低減を図る。

また、鉛ビスマス冷却小型炉では、鉛ビスマス腐食試験結果より、低温化による腐食抑制や、腐食しろ増加などの設計対応を取込む必要性が高い。特に、自然循環方式では、原子炉容器形状や、SG 伝熱面積の増加による経済性の低下が懸念されるため、鉛ビスマス中型炉の検討動向を確認した上で、必要に応じて検討を実施する。

参考文献

[1] 池上哲雄, 他：“炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書　－実用化戦略調査研究（フェーズⅠ）成果報告－”, JNC TY9400 2001-011, (2001)
[2] 高木直行, 宇都成明：“小型高速炉の炉心・燃料設計研究”, JNC TN9400 2002-053, (2002)
[3] 高木直行, 他:“小型高速炉の炉心･燃料設計研究(その 2)”, JNC TN9400 2003-066, (2003)
[4] 三原隆嗣：“FBR システム技術検討書　－平成 12 年度報告－”, JNC TY9400 2001-012, (2001)
[5] 近澤佳隆, 他:“Na 小型炉のシステム設計研究　－平成 13 年度成果のまとめ－”, JNC TN9400 2002-055, (2002)
[6] 堀徹, 他:“Na 小型炉のシステム設計研究　－平成 14 年度成果のまとめ－”, JNC TY9400 2003-013, (2003)
[7] 近澤佳隆, 他：“PbBi 小型炉のシステム設計研究　－平成 13 年度成果のまとめ－”, JNC TN9400 2002-052, (2002)
[8] 近澤佳隆, 他：“PbBi 小型炉のシステム設計研究　－平成 14 年度成果のまとめ－”, JNC TN9400 2003-072, (2003)
[9] 近澤佳隆, 他：“原子力水素プラントのシステム設計研究　－平成 14 年度成果のまとめ－”, JNC TN9400 2003-048, (2003)
[10] 大滝明, 他：“FBR サイクル導入シナリオの検討（Ⅱ）　－エネルギー需給形態の多様化と原子力の共生に関する考察－”, JNC TY9400 2002-033, (2002)
[11] 新エネルギー・産業技術総合開発機構：“水素利用国際クリーンエネルギー技術（we-net）　第Ⅱ期研究開発報告書”, NEDO-WE-NET-0001, (2000)
[12] 経済産業省燃料電池実用化戦略研究会：“燃料電池実用化戦略研究会報告書”, (2001)
[13] S.An:“Study on the Application of Nuclear Energy to Human Welfare and Safety-4S(Super, Safe, Small, and Simple) LMR”, Proc. of 4th Annual Scientific and Technical Conference of Nuclear Society, NE'93, Russia, June 28-July 2, 1993, (1993)
[14] 服部禎男：“超安全単純炉の意義と設計概要”, 原子力 eye, 第 44 巻 第 10 号, (1998)
[15] H.Sekimoto and Z.Su'ud : “Design Study on Lead and Lead-Bismuth-Cooled Small Long-Life Nuclear Power Reactors Using Metallic and Nitride Fuel”, Nucl.Technol., 109-3, (1995)
[16] 山舘恵, 他：“原子炉出口温度高温化に適合するナトリウム冷却金属燃

料炉心の検討”, サイクル機構技報, No.18, (2003)
[17] 伊藤哲夫, 他：“マイカ・アルミナ複合絶縁材の高温下における絶縁寿命の検討”, 電気学会 DEI-97-14, (1997)
[18] （財）原子力安全研究協会：“PSA 用故障率データに関する調査”, (1997)
[19] 堺公明, 岩崎隆：“LBE 冷却自然循環炉の熱流動特性解析”, 2003 年度機械学会年次大会, (2003)
[20] 中桐俊男：“水素技術に関する調査”, JNC TN9420 2002-002, (2002)
[21] 黒田健之助, 他：“都市ガスを利用したメンブレンリアクタ型水素発生装置”, 三菱重工技報, Vol.33 No.5, (1996)
[22] M.Tashimo and M.Hori：“A Feasibility Study of Fast Reactor Membrane Reformer” , ANS2001 winter meeting, Reno, (2001)
[23] 西原哲夫, 他：“高温ガス炉水素製造システムの可燃性蒸気雲爆発に対する離隔距離の検討”, 日本原子力学会「2001 年秋の大会」, (2001)
[24] 西原哲夫, 他：“高温ガス炉水素製造システムの製品水素へのトリチウム移行量の評価”, 日本原子力学会誌, Vol.41 No.5, (1999)

おわりに

実用化戦略調査研究はそのフェーズIにおいて、FBRプラントシステムを構成する冷却材と燃料の種類との組合わせを網羅的に検討した。これまでに蓄積された国内外の技術情報によって、技術的成立性及び経済的成立性について評価したものである。その結果、実用化候補概念を実現し得る冷却材として、ナトリウム、鉛ビスマス、ヘリウム、水を選択した。

本報告書の対象であるフェーズII中間まとめでは、実用化戦略調査研究を開始してから得た冷却材ごとの要素技術開発の結果を利用して設計を行った。フェーズIが原子力平和利用以来、蓄積されてきた知見に基づいて設計研究を行ったのに対し、フェーズIIでは実用化戦略調査研究独自の研究開発成果を利用している。

フェーズII中間まとめまでに得た重要な知見は、本文にも記したナトリウム炉における上部プレナム流動挙動及び鉛ビスマス炉における冷却材と鉄基材との腐食挙動である。特に鉛ビスマスの腐食挙動に関する知見は、鉛ビスマスを高温条件で冷却材として使用することの難しさを認識させた。

フェーズIで選択した冷却材のうち、炉心性能の観点からは、水以外の冷却材は高速増殖炉に期待される性能を十分発揮することが可能である。したがって、この観点からナトリウム、鉛ビスマス及びヘリウムが冷却材の候補となる。

プラントを成立させるためには、供用期間中、構造材料が冷却材と共存すること、すなわち冷却材の腐食能力を顕在化させない技術が必要である。鉛ビスマスは、低温で使用し十分な酸素濃度制御ができれば、腐食を顕在化させずに冷却材として使用できることは知られていた。しかし、前述の要素技術試験研究の結果から、高温化できないために、熱効率の点でナトリウム及びヘリウムに劣ることとなった。さらに本文に記したように耐震性の観点から原子炉容器の大きさに上限があり、このため炉心の大きさにも上限が存在し、原子炉出力が制限されることも明確になった。このため、鉛ビスマスでは、2次系が不要であると言う利点を取り入れても、経済性を満足することができなかった。

ヘリウムは、プラントシステムとしては直接サイクルを採用しているため、最も簡素な構成となった。しかし、高圧系のシステムであり、かつ格納容器にも1次系の減圧事故時には背圧を維持する機能が要求されるため容器物量が大きく、最も簡素な構成かつ高熱効率という利点を反映させても、建設単価目標を満足することができなかった。

最後に残ったナトリウムは、熱伝導の良さ及び低圧系で使用できることから、結果として他の冷却材よりも良い経済性を達成できることがわかった。しかし、ナトリウムには水との化学反応という課題があり、実用化するためにはこの点に対する十分な対策をとる必要がある。ただし、この対策のための技術は現状知られており、今後、2015年頃までに経済性を満足させつつ対策をとることは十分可能であると考えている。

以上から、2015年頃に高速増殖炉技術を実用化するためには、ナトリウムを冷却材として選択することが合理的である。ただし、今後の基礎基盤的な研究開発の進展、特に材料に関する研究開発により、現状の知見で困難と判断した項目について、課題が克服された場合には、高速増殖炉の冷却材として再考すべきことは言うまでもない。

謝辞

実用化戦略調査研究における炉システムの概念検討を進めるにあたり御協力いただいた三菱重工業（株）、新型炉技術開発（株）、（株）東芝、（株）日立製作所、富士電機システムズ（株）、川崎重工業（株）および（株）ＮＥＳＩ　に深く感謝致します。

本書の構成等にご指導いただいたＦＢＲサイクル開発推進部の方々、また本書の作成にあたり記述方針、内容の整合性等の検討を詳細に行っていただいた技術検討書検討ＷＧの小野清氏（リーダー）、木田正則氏（サブリーダー）、堀切守人氏（事務局）、大木繁夫氏、栗坂健一氏、岡野靖氏、小沢正基氏、井上賢紀氏、井上明氏、鈴木嘉浩氏及び杉野和輝氏に深く感謝致します。

付録

A. 金属燃料設計制限因子

金属燃料を採用した場合の設計制限因子として、定常時の温度制限については燃料スラグと被覆管の液相形成による被覆管温度制限、定常時の燃料ピン健全性については短時間強度の制限、最大線出力に関する制限が考えられる。以下に各項目について概略を紹介する。

(1) 定常時の温度制限

定常時の温度制限に関して、燃料スラグと被覆管の接触による液相形成挙動について概略を紹介する。金属燃料では、高温の条件において燃料スラグ周辺部で大きなポアを含む液相含有領域が形成される結果が観察されており、この液相の形成により被覆管内面の侵食が助長される結果も得られている[1]。液相形成挙動に関する試験として、EBR-Ⅱで ～110 GWd/t 程度まで照射された金属燃料から採取した試料について、高温で一定期間保持させる高温加熱試験が実施されており[1]、液相形成挙動について以下のようなメカニズムが考えられている。

- 定常運転中に、燃料と被覆管の相互作用の結果、被覆管成分の Fe・Cr・Ni 等が燃料中に拡散し、低融点の相を形成する。また、燃焼が進んだ燃料では核分裂生成物中のランタノイド系の FP (Ce, Nd, Pd, Sm, La) が被覆管中へ移動し Fe と低融点の相を形成する。
- 過渡事象により温度が上昇し燃料-被覆管界面の温度が上昇すると、共晶点を持つ相では共晶温度を超える場合液相が形成されるとともに、その液相形成によりさらに被覆管との相互作用が助長される。

燃料設計評価上は、健全性に関し液相形成開始温度が重要であることから、上記の高温加熱試験の結果に基づき液相含有領域面積について温度と時間の関係を整理し、その結果を図 A.1・図 A.2 に示した。ここでは、被覆材としてフェライト/マルテンサイト鋼である HT-9 鋼を使用した燃料からのデータをプロットしており、図 A.1 は約 50 GWd/t までの中燃焼度領域、図 A.2 は約 50～100 GWd/t の高燃焼度領域のデータである。これらの図より液相は 650℃以上の領域でのみ観察され、同一時間では温度が高くなるほど、同一温度では時間が長くなるほど液相含有領域面積割合は増加する傾向にあることがわかる。液相形成面積割合の温度-時間依存性は燃焼度によって異なり、中燃焼度の燃料に比べ高燃焼度の燃料の方が、低い温度・短い時間で液相含有領域面積は大きくなる傾向にあることがわかる。このように、被覆材としてフェライト/マルテンサイト鋼を使用した燃料では、650℃以下の温度条件であれば、高燃焼度で長時間側まで液相が形成されないことが認められた（ただし、オーステナイト鋼の様な Ni を含む材料では、液相形成の開始温度が低下する特性が知られており[2]、この液相形成開始温度は材料に依存する温度である点に留意する必要がある)。また、Pu 富化度の依存性に関しては、参考文献[3][4]に Pu/(Pu+U)比をパラメータとして Fe との共晶反応試験を行った結果が示されているが、Pu の割合が増加するにつれて液

相形成開始温度は低下し、Pu を含有しない U-Zr 燃料の共晶温度 725℃から Pu 割合が 0.25 程度で 650℃まで低下する傾向が認められている。そのため、Pu 富化度が低い燃料については液相開始温度を 650℃から増加できる可能性も推測される。しかし、Pu 濃度が低い試料について長時間側の加熱試験データが乏しく、長時間側で高 Pu 濃度相が形成され液相形成を導く可能性も排除できないことから、フェーズⅡ中間まとめの設計評価においては Pu 富化度の依存性は考慮せず、金属燃料の液相形成開始温度として 650℃を設定することとした。

また、液相形成挙動により、スラグ中に液相含有領域が生じるだけでなく、被覆材内面の減肉を助長する挙動も得られている。高温加熱試験の結果[1]から、温度・加熱時間と被覆管液相侵食量の関係を図 A.3 に示した。この液相形成による被覆管減肉挙動は短時間で生じるため、過渡事象時にはこの減肉効果を考慮する必要があり健全性評価上重要であることに留意する必要がある。

(2) 定常時の燃料ピン健全性

定常時の燃料ピン健全性に関して、通常 MOX 燃料では判断因子として CDF が制限となるが、金属燃料炉心では MOX 燃料と比べ低温条件となることから（上記の被覆管温度制限による)、ODS 鋼を採用した場合、CDF は小さく抑えられる傾向にあり、むしろ照射末期のフープ応力が制限となることがフェーズⅡの検討の結果判明した。仮に CDF が制限条件の 0.5 となる仕様を設定すると、その場合、照射末期の被覆管フープ応力は 200 MPa を超える値となり、過渡・事故時には短時間強度の観点から健全性に懸念が生じるものと考えられる。そこで、フェーズⅡの設計検討においては、照射末期フープ応力の制限目安値として、暫定的に MOX 燃料炉心の事故時制限温度 900℃に相当する照射末期フープ応力（事故初期フープ応力）を設定することとした。図 A.4 に ODS 鋼のクリープ強度式から評価した事故時到達温度と CDF が S_R ベースで 1 となる事故初期フープ応力の関係を示したが、ここで、900℃に工学的余裕を見込み 950℃を想定した場合に破損が生じる応力値は 120 MPa と見積もられ、フェーズⅡ検討ではこの値を制限目安値に設定した。

ただし、この値はあくまで暫定的な目安値であり、今後、工学的余裕・評価上の保守性（温度上昇率 8 ℃/s）等が合理化できれば改善は可能と考えられる。

(3) 定常時の最大線出力

定常時の最大線出力については、従来設計検討例[5]・照射実績を参考に 500 W/cm を暫定しているが、現状、金属燃料の温度評価モデルについては検討を行っている段階であり、今後、詳細な検討が必要になるものと考えられる。

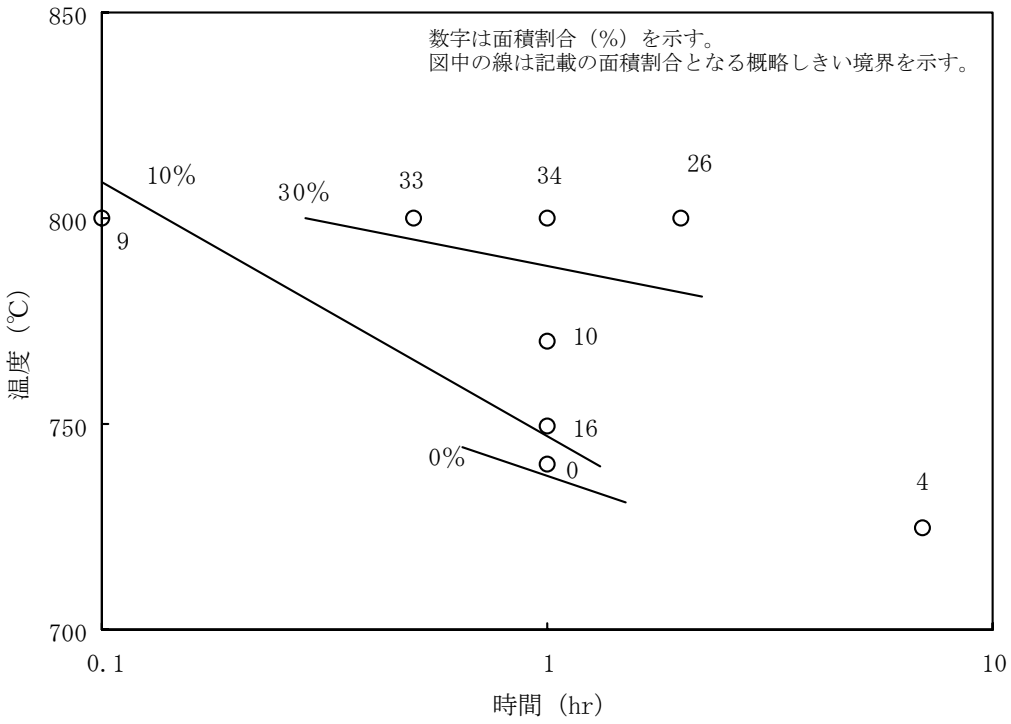


図 A.1　中燃焼度(約 5 at%)燃料における液相含有領域面積割合

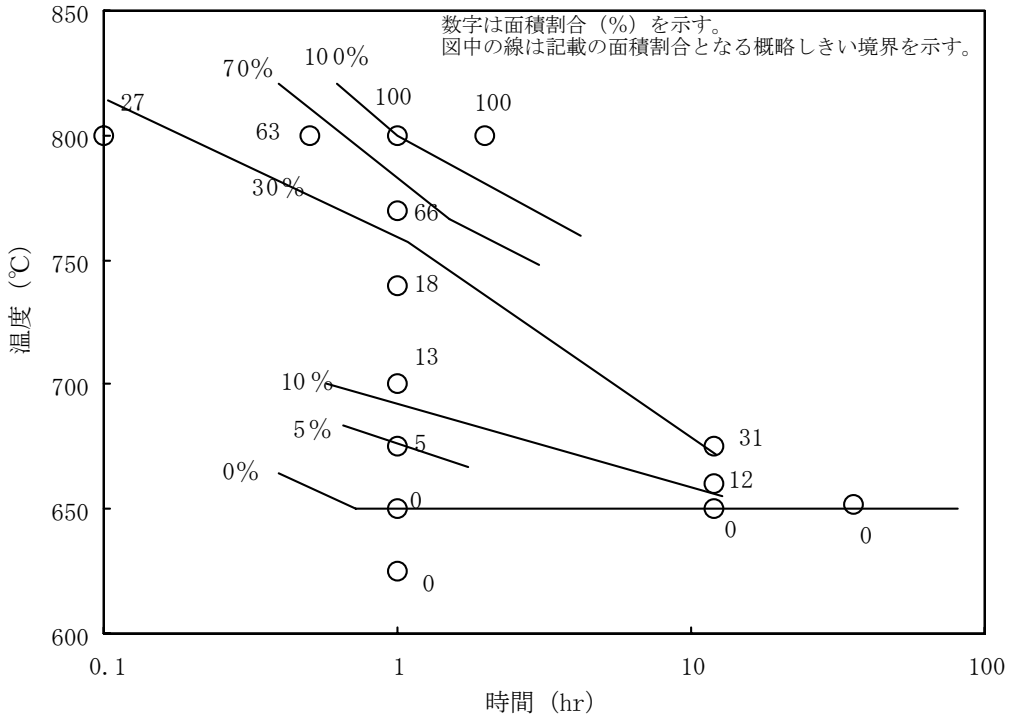


図 A.2　高燃焼度(約 10 at%)燃料における液相含有領域面積割合

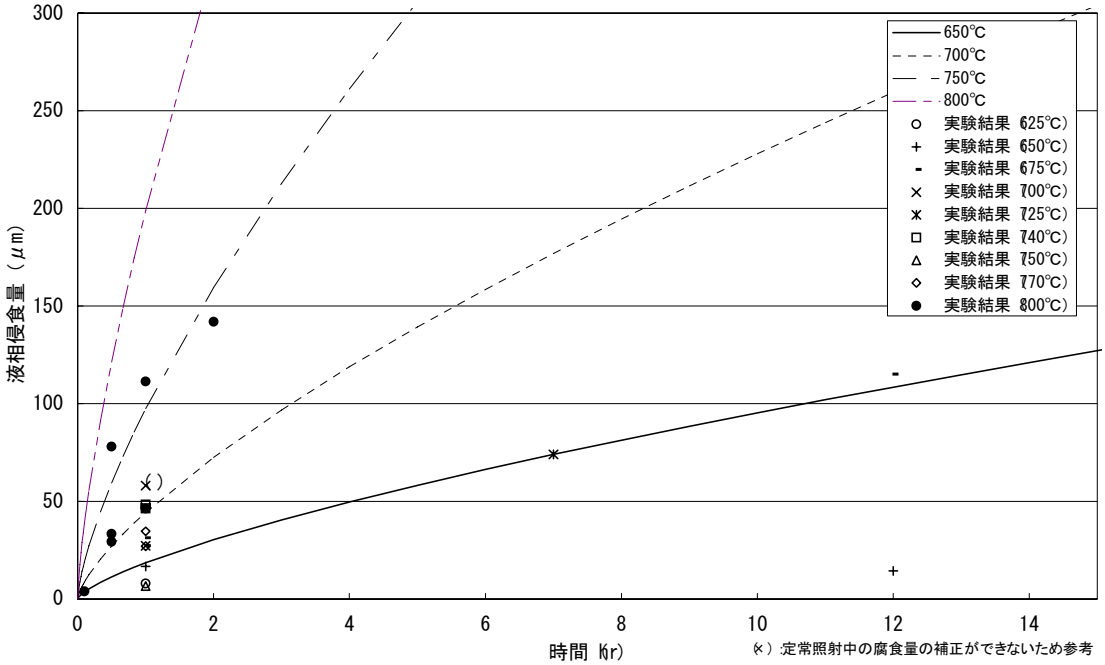


図 A.3　金属燃料の被覆管内面腐食評価式と測定結果の比較

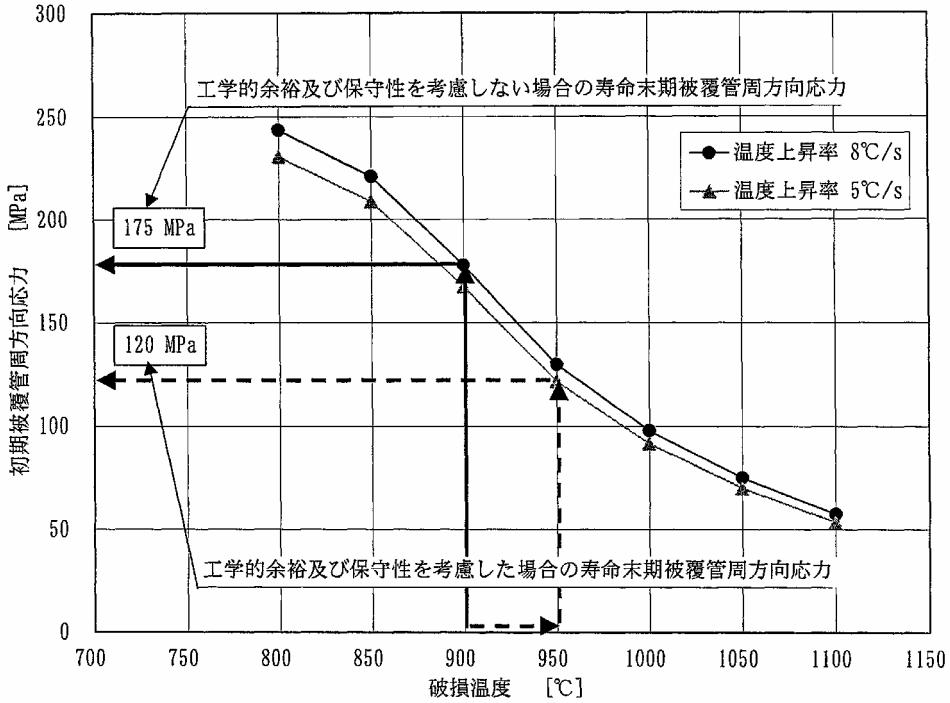


図 A.4　ODS 鋼のクリープ強度評価式から求めた被覆管周方向応力と破損温度の関係

付録 B　低比出力密度太径燃料を採用した炉心への安全性に関する推奨事項の検討

ULOF 起因過程における即発臨界防止の観点から、従来より炉心設計におけるボイド反応度の目安として、MOX 燃料炉心では 6 ドル以下とすることを設定している[1]。炉心の内部転換比を高めることを狙い、外径 10ｍｍを越え、フィッサイル長 120cm となる太径長尺燃料ピンを採用した概念では、燃料の比出力が低く、起因過程の出力上昇抑制機構として重要な燃料分散反応度挿入が抑制される傾向にある。SAS4A コードを用いた炉心設計パラメータに関するサーベイ検討の結果、ボイド反応度の目安に加えて、即発臨界防止の観点から以下の制約を考慮する必要があることが分かった。

- 炉心燃料平均比出力密度を 40kW/kg-MOX 以上とすること。
- 炉心長を 1m までに制限すること。

これらの条件を考慮した中型の高内部転換 MOX 炉心について SAS4A コードを用いた ULOF 起因過程解析を実施し、即発臨界が回避されるとの結果を得た。

(i) 推奨事項検討のためのパラメータサーベイ

(a) 概要

ナトリウム冷却混合酸化物燃料高速炉のカテゴリーでは高内部転換型炉心の設計検討が進められている。その一つとして平成 13 年度に炉心概念が検討された上部ナトリウムプレナム付き炉心(UPL120 と略記)は、炉心の燃料体積割合を増加して高内部転換比を達成すべく、直径 11.1mm の太径燃料を採用した炉心長 1.2m の中型炉(熱出力 1190 MW)である[2]。表 B.1 にこの炉心の設計仕様を既往設計炉心(FS80 等)と比較した。UPL120 炉心のナトリウムボイド反応度ワースは炉心部が 6$、上部ナトリウムプレナムが-1$であり、後者の負のボイド反応度効果が保証されるとすれば、正味-5$となり、再臨界回避のための安全設計要件であるボイドワース制限 5$～6$以下、を満たしている。ULP120 炉心の炉心損傷事象(CDA)想定時の安全特性を、代表起因事象として炉心冷却材流量減少時スクラム失敗事象(ULOF)を選定し、起因過程解析コード SAS4A(図 B.1)を適用して検討した[3]。

表 B.2 に、UPL120 炉心の ULOF 起因過程(炉心流量半減時間 5 秒)の基準ケース及びパラメータケースの解析結果を示す。表には比較のために既往設計大型炉(FS80)の ULOF 解析結果を併記した。UPL120 炉心の ULOF 起因過程は、ノミナル評価条件(基準ケース)の下で全反応度最大値が即発臨界(1$)を僅かに超過する出力バーストとなった(図 B.2)。そのため、評価条件の不確かさを考慮すると、この炉心の ULOF 起因過程は大きなエネルギー放出を伴う可能性がある。同表に示した「上部ナトリウムプレナムの負のボ

イド反応度効果を無視したケース(UPL Void=0)」はその一例で、全反応度は即発臨界を大きく超過し、大きなエネルギー放出を伴っている。そのため再臨界回避を目指す安全設計の観点からは受け入れられない炉心概念とした。

UPL120 炉心の ULOF 起因過程がこのように厳しくなった原因は二つある。

1) 太径燃料ピンの採用により、燃料の平均比出力密度(31 kW/kg-MOX)が従来大型炉心(ピン径約 8.5mm, 約 60 kW/kg)の約 1/2 に低下したため、異常出力上昇時の負の即応的フィードバック反応度(ドップラー及び燃料軸方向膨張反応度)による出力上昇の抑制が従来炉心に比べて弱くなる。即ち、断熱条件下では燃料の即応的フィードバック反応度挿入率 $\delta\rho/\delta t$ ($/s)は近似的に次式で評価できる。

$$\delta\rho/\delta t = -|KDop+KFuel|[PoP(t)/(MoCp)]$$
$$= -|KDop+KFuel|[(Po/Mo)/Cp]\times P(t) \qquad (1)$$

ここで、

|KDop+Kfuel|: ドップラー及び燃料軸方向膨張反応度温度係数の和の絶対値($/K)。(本 SAS4A 解析では後者はドップラー温度係数の概略 1/2 の大きさとなる)。

P(t) : 規格化過渡炉出力(Po)、Po×P(t)は過渡炉出力絶対値 (W)

Po : 初期炉心出力(定格出力とする)(W) P(t=0)=1 とする。

MoCp : 炉心燃料(質量 Mo(kg))の全熱容量(J/K)、Cp:燃料比熱 (J/kg/K)。

[PoP(t)/(MoCp)]: 燃料が断熱状態にあるとき過渡出力 PoP(t)での炉心平均燃料温度上昇速度(K/s)。(Po/Mo)が炉心平均燃料比出力密度(kW/kg-MOX)である。

ULOF 過渡時の即応的負の反応度挿入率を UPL120 と FS80 炉心で比較して図 B.3 に示した。

2) 炉心長(1.2m)が従来大型炉心の 1m に比べて長尺であり、そのため炉心上端部の線出力が低くなり(図 B.5 参照)、その結果、比出力密度が低いことも重畳して、ボイド化燃料集合体の燃料破損後の軸方向燃料分散負反応度の挿入タイミングが短尺炉心に比べて遅れることであり(図 B.4)、そのため、未・部分沸騰燃料集合体の燃料破損に起因する速いボイド反応度挿入により即発臨界超過を起こした。

表 B.2 に示したパラメータ解析ケース「UPL100」(UPL120 の炉心長を 1m に短尺化。但し、ピーク燃焼度を保存)及びドップラー定数をノミナル値の

1.3 倍とした「1.3*Doppler」ケースの解析結果は、比出力密度、炉心長、ドップラー効果が即発臨界超過を回避する上で重要なパラメータであることを示している。

(b) まとめ

これらの分析・検討結果に基づき高転換型炉心の設計検討に対して、安全設計の観点から以下の 2 点を提言した。高内部転換比を達成すべく太径燃料を採用する炉心設計では、ULOF 起因過程における過度のエネルギー放出を防止すべく、(1) 炉心燃料平均比出力密度を UPL120 の値(31 kW/kg-MOX)よりも 20%以上増加させ 40kW/kg-MOX 以上とすること、また、(2) 炉心長を従来炉心の 1m までに制限すること。

(ii) 中型高内部転換型炉心の評価

(a) 概要

上部ナトリウムプレナム付き炉心(UPL120)の ULOF 起因過程解析の結果を踏まえて、比出力密度及び炉心長を、UPL 炉心のそれぞれ 31 kW/kg 及び 1.2m から、約 43 kW/kg まで増加し、炉心長を 1m 及び 0.8m に短尺化した二つの中型高転換型炉心 Fsm100(炉心ボイドワース 5.7$)及び Fsm80(炉心ボイドワースを Fsm100 よりも低減して 4.9$)が提案された(平成 14 年度)。これらの炉心の ULOF 起因過程の挙動を SAS4A コードを使用して解析した[3]。

Fsm100 及び Fsm80 炉心の燃料ピン直径は、UPL120 の 11.1mm より少し細く約 10.4mm である。炉心の設計仕様は前出の表 B.1 に併記した。図 B.5 に炉心長が 1.2m(UPL120)、1m(Fsm100)、及び 0.8m(Fsm80, FS80)の炉心の規格化軸方向出力密度分布を比較した。軸方向出力ピーキングファクターは炉心長が大きいほど大きくなり、前述のように、ピーキングの小さな炉心に比べて、負の燃料分散反応度挿入に時間遅れを生ずる要因となる。

Fsm100 及び Fsm80 炉心の ULOF 起因過程解析結果を、上述の UPL120 炉心ケースとともに表 B.3 に示した。ノミナル解析条件に基づく基準ケースの、ULOF 時全反応度と炉出力の過渡変化を図 B.6 に、前述の UPL120 炉心ケースと比較した。Fsm100 及び Fsm80 炉心の基準ケース起因過程は、全反応度及び炉出力の最大値が、それぞれ 0.97$弱、及び 150Po～160Po (Po:定格出力)となり、UPL120 炉心ケースに比べてマイルドな出力バーストの後、遷移過程へ移行する。図 B.7、図 B.8 にこれらの中型炉の即応的燃料温度反応度挿入率、及び炉出力と燃料分散反応度挿入挙動を、UPL120 及び FS80 炉心ケースと比較した。

また、Fsm100/Fsm80 炉心では、ボイドワースまたはドップラー定数の 2σ不確かさを保守側に考慮しても、ULOF 起因過程は即発臨界未満のマイル

ドな出力バーストの後、遷移過程へ移行する。しかし、両炉心の比出力密度を基準ケース(43 kW/kg)から 34 kW/kg まで(約 20%)下げると ULOF 起因過程は即発臨界超過の出力バーストとなる(表 B.3 の Pinit=0.8*Po ケース)。

(b) まとめ

これらの結果から、炉心燃料の平均比出力密度は ULOF 起因過程の安全特性に影響する重要な設計パラメータであり、太径燃料の採用により炉心の比出力密度が低くなる特徴がある高転換型炉心の設計では、これらの結果を踏まえた炉心仕様に基づく検討が必要である。具体的には、(1) 炉心燃料の平均比出力密度は 40 kW/kg-MOX を下回らないこと、(2) 炉心長は既往設計炉心の標準である 1m に抑えること、が必要である。今後概念検討が進められる大型の高転換型炉心の設計では、これらの安全設計要件を考慮した検討が必要である。

[引用文献]

[1] ＦＢＲシステム技術検討書　－平成１２年度報告－、2/2 分冊、JNC TY9400 2000-012、2001 年 6 月.

[2] ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討　－酸化物燃料炉心－、JNC TN9400 2002-065、2002 年 12 月.

[3] 石田政義　他、高転換型ナトリウム冷却 MOX 燃料中型高速炉の炉心損傷事象(ULOF)起因過程の特徴 －太径燃料ピン採用による低比出力密度炉心特性が ULOF 時の炉心挙動へ与える影響、JNC TN9400 2003-059 (July 2003).

表 B.1　高転換型中型炉と既往設計炉心の設計仕様比較

設計仕様 ＼ 炉心概念	120cm中型炉/FS (上部Naプレナム付) (UPL120)	120cm/FS大型炉 (FS120)	80cm/FS大型炉 (FS80)	実証炉 (Low burnup core) DFBR	100cm中型炉/FS (炉心短尺化、比出力増) (Fsm100)	80cm中型炉/FS (炉心短尺化、ボイドワース減) (Fsm80)
熱出力 (MWt)	1190	3800	3800	1600	1785	1785
冷却材入口/出口温度 (C)	395/550	395/550	395/550	395/550	395/550	395/550
平均プルトニウム富化度 Pu/(U+Pu) (%)	IC: 17.0/OC: 21.1	17.1/19.4	22.2/27.7	19.8	19.3/23.0	21.1/25.3
平均取出燃焼度 (MWd/kgHM)	152	150	150	89	149	149
炉心燃料インベントリー (MOX) (ton)	38	72	58	26	41.4	40.8
平均増殖比: 炉心/炉心+ブランケット	0.919 / 1.006	1.05	1.03	1.16	0.822 / 1.038	0.754 / 1.035
炉心平均出力密度 (W/cc of core vol.)	124	192	233	226	165	168
平均炉心燃料比出力密度 (kW/kg-MOX)	31.3	52.8	65.5	61.5	43.1	43.8
平均線出力密度 (kW/m)	21.3	27.3	26.9	25.0	24.7	25.6
炉心等価直径 (m)	3.2	4.6	5.1	3	3.7	4.1
炉心高さ (cm)	120	120	80	100	100	80
軸方向ブランケット厚さ: 上部/下部 (cm)	0/20	10/1.2	40/40	35/35	30/30	30/30
燃料ピン直径 (mm)	11.1	9.7	8.8	8.5	10.4	10.5
炉心組成体積割合 (%)						
燃料	40.6	37.2	36.7	39	39.6	40
全スチール	25.3	20.7	25.4	22.8	26.5	26.66
(被覆管+ワイヤースペーサ)	14.5	13	14.5	12.6	16.3	16.46
全ナトリウム	28.2	36.3	32.1	32.9	27.7	27
(燃料ピン束部のナトリウム)	23.7	27.8	23.2	25.7	23.4	22.75
ギャップ(燃料/被覆管ギャップ+中心孔)	5.9	5.8	5.8	5.3	6.5	6.34
ラッパー管内空間の燃料 + スチール体積割合 (-)	0.65	0.60	0.64	0.62	0.65	0.66
全炉心燃料集合体数	276	462	576	295	333	402
(内側炉心/外側炉心)	162/114	252/210	378/198	199/96	183/150	246/156
集合体あたりの燃料ピン数	169	234/271	294/331	217	217	217
内部ダクトの有無 (内側炉心/外側炉心)	None	Yes/No	Yes/No	None	None	None
制御棒本数	19	36	48	30	28	37
内部ブランケットの有無	None	None	None	None	None	None
炉心物質の反応度価値 (密度係数) ($)						
燃料	83	69	100	93	96	99
全スチール	-24	-18	-19	-19	-23	-21
被覆管	-14	-11	-11	-11	-14	-13
燃料ピン束部ナトリウムボイド反応度ワース	6.0 (UPL= -1.0)	7.3	5.0	3.5	5.7	4.8
最大正ボイド反応度ワース	6.0	7.4	5.2	3.7	5.7	4.9
炉心部燃料のドプラー定数 Tdk/dT						
健全炉心	-6.85E-03	-6.09E-03	-5.47E-03	-8.62E-03	-5.34E-03	-4.80E-03
冷却材ボイド化炉心	-5.12E-03	-4.44E-03	-4.04E-03	-6.85E-03	-4.23E-03	-3.90E-03
遅発中性子割合 β eff	3.31E-03	3.45E-03	3.36E-03	3.55E-03	3.29E-03	3.29E-03
即発中性子寿命 (s)	4.258E-07	5.018E-07	3.980E-07	3.850E-07	3.606E-07	3.490E-07

表 B.2　上部ナトリウムプレナム炉心(UPL120)ULOF 起因過程出力バースト規模の炉心出力密度依存性のパラメータ解析

Case ID	ケース概要	平均比出力密度 (kW/kg-MOX)	初期炉心燃料平均温度/MOX燃料重量 (K, ton)	到達最大全反応度 ($)	到達最大炉出力 (P initial)	過渡時最大炉心燃料平均温度 Tfavmax (K)	等価燃料溶融割合 (wt%) (注1)
(a) 上部ナトリウムプレナム炉心(UPL120)基準ケース及びパラメータケース							
基準ケース(炉心34チャンネルモデル)	ノミナル条件ケース (ボイドワース: 炉心= 6$, 上部Naプレナム= -1$)	31	1232 / 37.7	1.006	937	3016	36
UPL Void=0	上部Naプレナムボイド反応度 = 0 (負のボイド反応度効果を無視)	31	1232 / 37.7	1.053	4200	3120	303
1.3*Doppler	Doppler定数を1.3倍	31	1232 / 37.7	0.939	108	2938	-164
UPL100	炉心長を1mに短尺化	37	1310 / 31.4	0.982	385	3009	18
基準ケース(炉心59チャンネルモデル)	ノミナル条件ケース (炉心59チャンネルモデル)	31	1232/37.7	1.005	937	3016	36
(b) 比較用の他の炉心ケース							
FS80(FAIDUS)炉心基準ケース	ノミナル条件ケース(炉心ボイドワース= 5.2$)	66	1313 / 55.6	0.971	140	2840	-415

(注1) [0, 100] 範囲外の数値は、出力バーストの穏やかさ又は厳しさを示す。
等価燃料溶融割合 = (Tfavmax - Tfsol)/(Tfliq - Tfsol) * 100
Tfavmax: 過渡時最大炉心燃料平均温度
Tfsol:　燃料固相融点 = 3002 K
Tfliq:　燃料液相融点 = 3041 K

表 B.3　Fsm100 及び Fsm80 炉心の ULOF 解析ケースと結果

Fsm100 & Fsm80炉心/ULOF起因過程計算結果：出力バースト規模のパラメータ解析

(Run with SAS4A/Ref01R2p)

Case ID	ケース概要	平均比出力密度 (kW/kg-MOX)	初期炉心燃料平均温度/MOX燃料重量 (K, ton)	到達最大全反応度 ($)	到達最大炉出力 (P initial)	過渡時最大炉心燃料平均温度 Tfavmax(K)	等価燃料溶融割合 (wt%) (注1)
(a) Fsm100炉心基準ケース及びパラメータケース							
基準ケース(43 channelモデル)	ノミナル条件ケース (ボイドワース: 炉心= 5.7$)	43	1302K/41.4 ton	0.969	146	2887	-295
Pinit = 0.8*Po (43 chm)	初期炉出力・流量20%減	34	1207K/41.4 ton	1.047	5325	3348	887
Void=1.2*Ref=6.7$ (43 chm)	炉心ボイドワース= 20%増	43	1302K/41.4 ton	0.976	213	2843	-408
Dop=0.8*Ref	Doppler係数Tdk/dT20%減	43	1302K/41.4 ton	0.977	206	>2630 (rising)	(途中停止)
基準ケース(78 channelモデル)	ノミナル条件ケース (78 channel model)	43	1312K/41.4 ton	0.97	156	2846	-400
Pinit = 0.8*Po (78 chm)	初期炉出力・流量20%減 (78 channel model)	34	1216/41.4 ton	1.016	2465	3040	97
Void=1.2*Ref=6.7$ (78 chm)	炉心ボイドワース= 20%増 (78 channel model)	43	1312K/41.4 ton	0.979	260	2877	-321
Void=1.5*Ref=8.4$ (78 chm)	炉心ボイドワース= 50%増 (78 channel model)	43	1312K/41.4 ton	1.04	2835	3023	54
(b) Fsm80炉心基準ケース及びパラメータケース							
基準ケース(47 channelモデル)	ノミナル条件ケース (ボイドワース: 炉心= 4.8$)	44	1290K/40.7 ton	0.968	163	2921	-208
Pinit = 0.8*Po (47 chm)	初期炉出力・流量20%減	35	1196K/40.7 ton	1.017	1674	3038	92
Void=1.2*Ref=5.9$ (47 chm)	炉心ボイドワース= 20%増	44	1290K/40.7 ton	0.986	299	2887	-295
Void=1.5*Ref=7.35$ (47 chm)	炉心ボイドワース= 50%増	44	1290K/40.7 ton	0.987	304	2884	-303
Void=1.75*Ref=8.6$ (47 chm)	炉心ボイドワース= 75%増	44	1290K/40.7 ton	1.02	1260	3008	15
Dop=0.8*Ref	Doppler係数Tdk/dT20%減	44	1290K/40.7 ton	0.98	238	2930	-185
基準ケース(68 channelモデル)	ノミナル条件ケース (68 channel model)	43	1301K/40.7 ton	0.967	167	2893	-279
Pinit = 0.8*Po (68 chm)	初期炉出力・流量20%減 (68 channel model)	34	1210K/40.7 ton	0.978	346	2958	-113
Void=1.2*Ref=5.9$ (68 chm)	炉心ボイドワース= 20%増 (68 channel model)	43	1301K/40.7 ton	1.022	861	3003	3
(c) 比較用の他の炉心ケース							
UPL120基準ケース(34 channelモデル)	ノミナル条件ケース (ボイドワース: 炉心= 6$, 上部Naプレナム= -1$)	31	1232K / 37.7ton	1.006	937	3016	36
UPL120基準ケース(59 channelモデル)	ノミナル条件ケース (59 channel model)	31	1232K / 37.7ton	1.005	937	3016	36
FS80 (FAIDUS) 基準ケース	ノミナル条件ケース(炉心ボイドワース= 5.2$)	66	1313K / 55.6ton	0.971	140	2840	-415

(注1) [0, 100] 範囲外の数値は、出力バーストの穏やかさ又は厳しさを示す。
等価燃料溶融割合 = (Tfavmax - Tfsol)/(Tfliq - Tfsol) * 100
Tfavmax: 過渡時最大炉心燃料平均温度
Tfsol:　燃料固相融点 = 3002 K
Tfliq:　燃料液相融点 = 3041 K

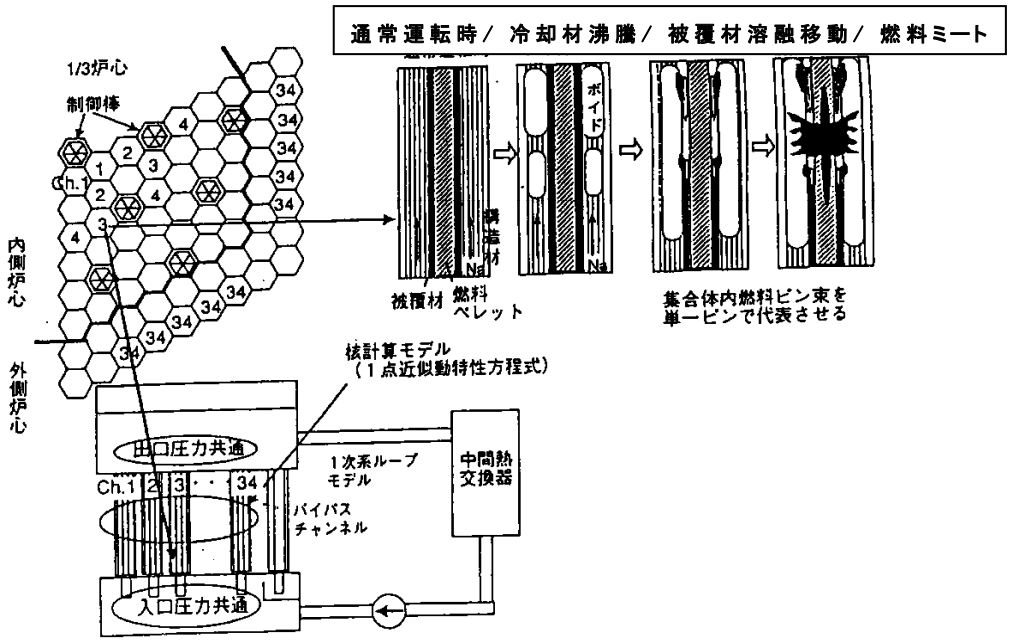


図 B.1 炉心多チャンネル事故解析コード SAS4A モデルの概念

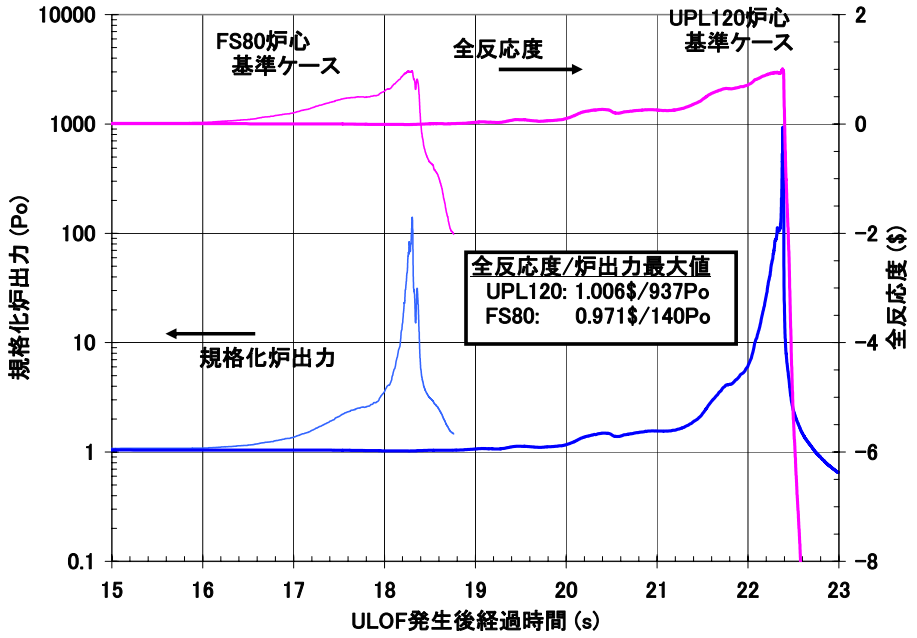


図 B.2 UPL120 炉心と FS80 炉心の ULOF 起因過程比較:炉出力と全反応度

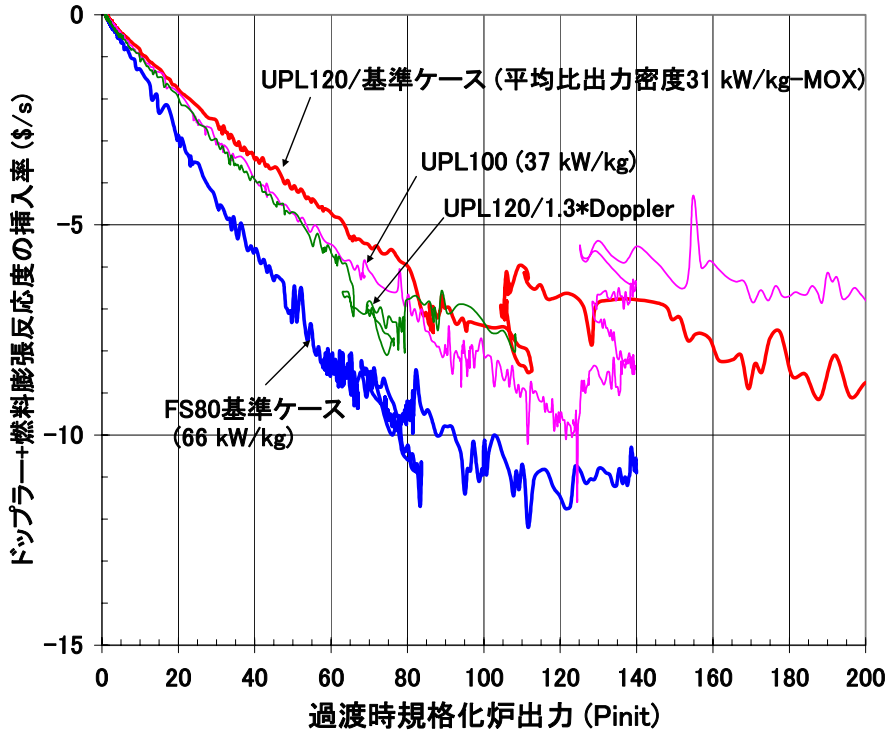


図 B.3 即応的燃料フィードバック反応度挿入率の比出力密度依存性
（即応的燃料反応度 = ドップラー効果+燃料軸方向膨張反応度）

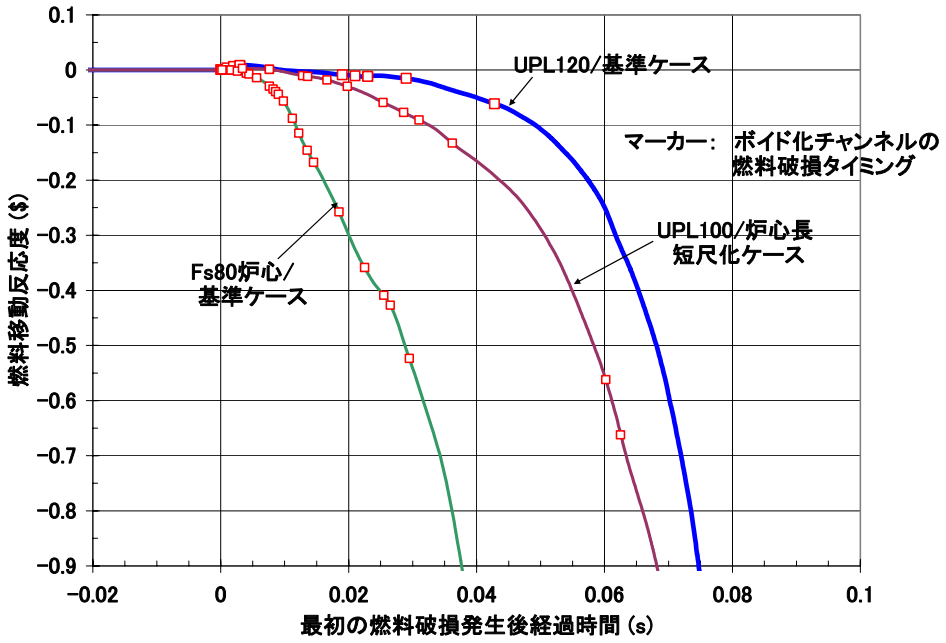


図 B.4 燃料分散反応度挿入挙動の比較

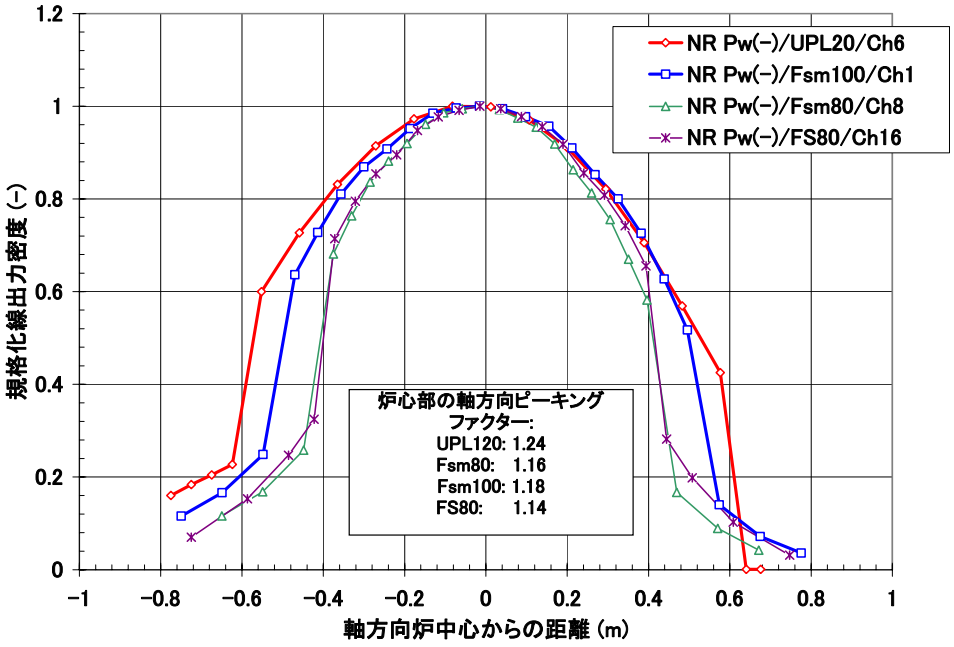


図 B.5 規格化軸方向線出力分布の炉心間比較（ULOF 時最初の破損燃料）
Fsm100, Fsm80, UPL120, and Fs80

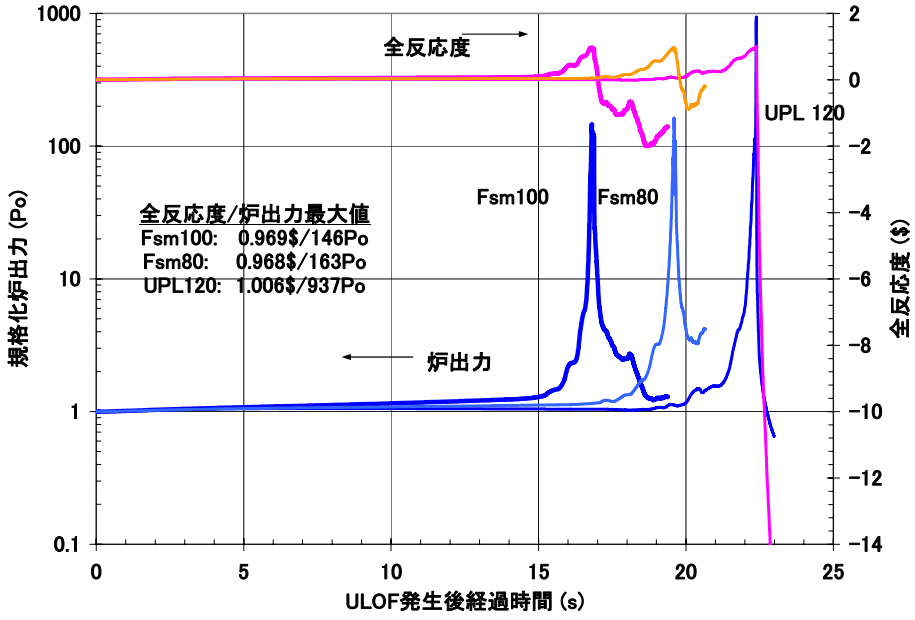


図 B.6 Fsm80, Fsm100 と UPL120 炉心の ULOF 比較
炉出力と全反応度（基準ケース）

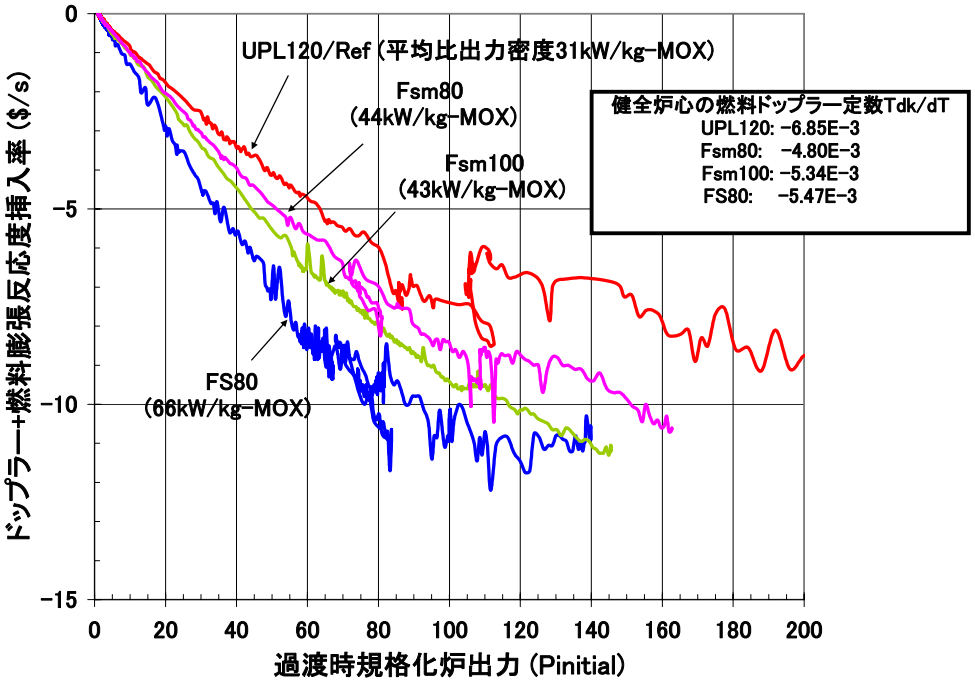


図 B.7 即応的燃料フィードバック反応度挿入率の比出力密度依存性
（即応的燃料反応度 = ドップラー効果+燃料軸方向膨張反応度）

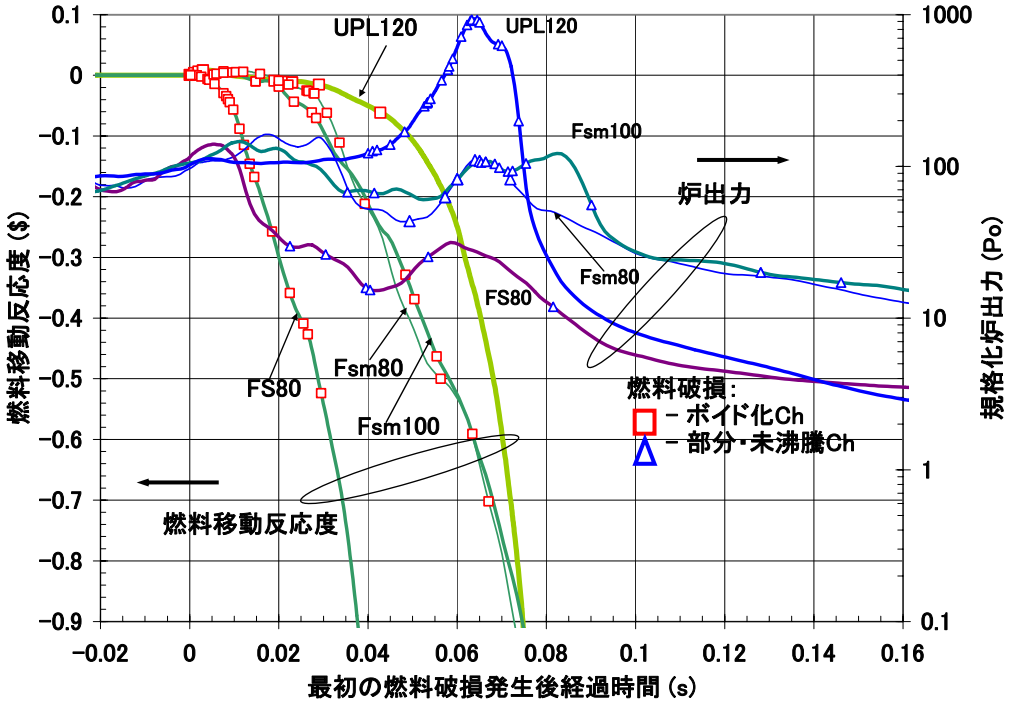


図 B.8 過渡末期の炉出力と燃料移動反応度挿入挙動の比較
（燃料分散反応度挿入挙動の比出力密度依存性の比較）

付録 C　水冷却炉における高除染燃料使用

１．はじめに

水冷却炉の最大の特長は、我が国においても 30 年を超えるこれまでの原子力発電の実績において培われてきた軽水炉の技術と豊富な経験に立脚しているとともに、研究開発課題は炉心・燃料関連に限定されており、運転・保守性に優れ、また、技術的実現性の高い点にある。この点に関しては、一般的な炉心性能等の様に単純な数値の形で表わす事の出来るものとは質を異にする特長ではあるが、建設後 40～60 年程度の長期間に亘って種々の厳しい技術的及び社会的要求の下に原子炉を安全にかつ高稼働率で運転・維持して行く現実的な状況を考えると、実際上極めて意義の大きな特長と言える。この観点から、水冷却炉は、他の FBR 候補概念とは異なり、これまで蓄積されてきた軽水炉及び関連する燃料サイクル等の技術とそれらの豊富な経験を最大限に活用することを前提として、今後の新たな研究開発を極力抑えた範囲でプルトニウムの有効利用と長期間に亘るその多重リサイクルが可能な炉心概念の可能性を検討し、既存の軽水炉システムと高い適合性を持った水冷却炉心概念を提案することを基本的な考え方としている。また、将来高速増殖炉が導入された場合でも、100 年程度の期間に亘って、軽水炉と共存しながら順次置き換わって行く事実も考慮すべき点である。従って、今後の軽水炉に対して期待されるさらなる技術上及び経済性上の向上と運転・使用経験の蓄積もまた水冷却炉において有効に活かされる点に関しても、水冷却炉の利点と考えることができる。

水冷却炉は一方で、中性子を減速する能力が大きな水を冷却材としていることにより、増殖炉の最大の特長である高い増殖比の達成と云う観点においては、そもそも自ずと限界を持った炉心概念である。この点から、水冷却炉に対しては、増殖性能を中心に考えた導入・利用の仕方が最適とは言い難い点も有り、水冷却炉の特長を最大限に引き出す導入・利用の仕方を検討する視点が必要である。この点において、高速増殖炉として一般的に高い増殖比をセールスポイントする他の概念とは異なる位置づけが有り得る事を考慮に入れて、炉と対を成す燃料サイクルも含めてその様な視点からの検討をする必要がある。

この様に水冷却炉の特長を最大限に活用する観点から、原研では水冷却炉に対しては燃料サイクルに関しても既存の技術を最大限活用して新たな開発要素を出来る限り少なくした技術として、簡素化ピューレックス（PUREX）再処理法を採用して得られる高除染燃料を MOX ペレットに加工して使用する導入シナリオが有効であると考えて検討を進めている。本付録はその概要を纏めたものである。ここで想定している燃料サイクル全体の概要を図 C.1 に示す。現行軽水炉から排出された使用済燃料（SF）は、現行の PUREX 再処理プラントによって再処理し、その結果得られる高除染（除染係数：DF～10^7）のプルトニウムを原料として、現行の高速炉用 MOX 燃料加工施設と同様な施設概念の MOX 燃料加工工場において MOX ペレット燃料を製造し、それを用いて水冷却炉（低減速軽水炉：RMWR）の導入を開始する。水冷却

炉自身から排出される使用済みMOX燃料は、簡素化PUREX再処理法により処理し、現行PUREX再処理に比べると除染係数は低いものの低除染再処理法（DF～10^3）に比べると遙かに高い 10^5 程度の比較的高い除染係数を有するプルトニウムを回収し、上記のMOX燃料加工工場においてＭＯＸ燃料に加工してリサイクルを進める。この燃料サイクルの特長は、水冷却炉の概念と同様に、再処理およびMOX燃料加工においても既存の技術及び経験をベースとしていることにより、今後の開発課題が少なく、また運転・保守性に優れ、技術的実現性の見通しがつき易い点である。

以下に、これらについてその概要を述べる。

２．高除染燃料使用シナリオ

実用化戦略調査研究においては、高速増速炉の最大の特長である1.2程度の高い増殖比を活用して、資源有効利用性や環境負荷低減性の利点を重要とする観点から、積極的にMAやFPを含む低除染燃料の使用を行うことを基本方針とし、その枠組みで炉心性能の検討を実施するとともに、燃料サイクルの検討が行われているが、そのためには燃料サイクルにおいても多くの今後の研究開発を必要としている。従って、軽水炉技術等の既存の技術をベースとすることによる優れた運転・保守性と高い技術的実現性を最大の特長とする水冷却炉に対して、この様な今後の多くの研究開発を必要とする低除染燃料サイクルと組み合わせることは必ずしも適切ではない。また、本文において炉心性能について述べた様に、水冷却炉の増殖比はおおよそ1.05程度であり、他の高速増殖炉概念と比較してもそれらより低い値となっている。また、実用化戦略調査研究において想定しているMAやFPを多く含む低除染燃料を使用すると、一般的に炉心性能を悪化させる傾向を示し、設計においては燃焼度または増殖比のいずれかの低下を余儀なくされる。この様に、炉心性能の観点からも、低除染燃料の使用は、水冷却炉が有する特長を十分に発揮させるものとは言えない。以上の観点から、水冷却炉に対しては、以下に述べる現行技術をベースとした燃料サイクルと組み合わせることによって得られる高除染燃料を使用するシナリオを基本とし、将来的には低除染燃料にも柔軟に対応できるとの観点から、低除染燃料も受け入れ可能な炉心設計を実施することが適切と考えられる。

低除染燃料使用の場合においても、水冷却炉を徐々に導入して行く期間となる、最初の100年程度の軽水炉との共存期間には、MAは水冷却炉でのリサイクルは行わずに貯蔵し、水冷却炉の導入の促進に努める。その間に、のちのMAリサイクルのためのTRU回収技術やTRU燃料製造技術を確立するための十分な開発を実施することも可能である。また、環境負荷低減の観点から別途研究開発が進められているＡＤＳの様な分離・核変換のための各種システムを活用することも可能であり、水冷却炉でのMAリサイクルシナリオのみに限定することなく、それらの選択肢も含めてトータルなシステムとして考えることが可能である。いずれにしても、水冷却炉でのMAリサイクルを行う場合には、軽水炉が水冷却炉に十分に世代交代してPuバランス上からの転換比への要求が低い状況になってから開始するのが適切である。

３．高除染燃料使用シナリオにおける燃料サイクル技術概念

水冷却炉の最大の特長である既存の軽水炉技術の最大限の活用と云う観点を、燃料サイクルにおいても考慮することは、水冷却炉の利用シナリオにおいて重要な観点である。一方、実用化戦略調査研究において標準的に設定されている低除染燃料の使用に関しては、これまでの燃料サイクル技術によって実証された経験豊富な技術とは言い難く、今後実施すべき研究開発要素が多いことから、それらの実用化においては、今後も膨大な研究開発と長期間に亘ってその実績・経験の蓄積を要するものである。従って、再処理及び燃料加工の技術においても、既存の実証された技術及び豊富な経験を有する技術をできる限り活用した技術を導入することにより、プルトニウム・リサイクルの実現性及びその運転・保守性に対して十分な見通しを持つことができる燃料サイクル技術を選定することが、水冷却炉の利用シナリオにおいて有用である。

再処理に関しては、軽水炉で使用された酸化物燃料の PUREX 法による再処理が世界的にも商業上規模で実施されており、既に実証された技術として豊富な実績を有している。我が国においても、サイクル機構の東海再処理工場において、年間最大 100t 弱の規模で 1977 年以来累積 1,030t 余の軽水炉及び「ふげん」の使用済み燃料の処理実績を有しており、その実績を踏まえて年間処理量 800t 規模の六ヶ所再処理工場が建設され、2006 年に操業を開始する予定である。また、Pu 燃料の製造については、1968 年以来サイクル機構東海事業所の Pu 燃料工場において、最高 Pu 富化度で 30%程度までの高除染 MOX 燃料製造の実績（累計 170t）を有し、それらの燃料は「ふげん」,「常陽」及び「もんじゅ」等の燃料として既に炉内でも使用されている。さらに、年間 130t の規模のプルサーマル用 MOX 燃料加工施設（JMOX）が 2009 年 4 月頃の操業開始を目指して六ヶ所再処理工場に隣接して建設される予定である。この様に、酸化物燃料に関しては、使用済燃料再処理及び MOX 燃料加工において国内でも多くの実績と経験を有していることから、これらを有効に活用した燃料サイクルを水冷却炉とともに使用する燃料サイクル概念を原研では提案している。

具体的に、再処理に関しては、従来の PUREX 法をベースとしつつ、その大幅な経済性向上を目指して、簡素化 PUREX 法を提案している[1]。また、本再処理法では、グローブボックス対応の現行 MOX 燃料加工技術が適用できる 10^5 程度の除染係数を達成することを目指している。この概念の概要を現行の PUREX 法と比較して図 C.2 に示す。現行の PUREX 法では、図の左半分に示す様に、使用済み燃料の硝酸溶解液から FP を取り除く共除染工程と、その後 Pu と U を分離する分配工程を経て、分離された Pu と U のそれぞれからさらに FP や Np を取り除く精製工程が設置されており、最終的に FP を 1／10^7 程度まで除去している。即ち、FP の除染係数（DF）として 10^7 程度と云う非常に高い値を達成している。これに対して、原研で提案している簡素化 PUREX 法は、図の右半分に示す様に、精製工程を削除することによる機器設備の大幅な簡素化によって経済性の向上を目指す方式である[1]。精製工程を削除することによる除染係数の大幅な低下を防ぐため、共除染工程を現行より強化して Np 及び FP の分離が行えるものとしている。この結果として、精製工程無しでも FP を

1／10^5程度まで除去することを可能とし、即ち、FP の DF として 10^5程度（Tc は、10^3，Ru 及び Rh は 10^4）と云う、現行の値に比べると低いものの絶対値としてはまだかなり高い値を達成している。また、Np に対しても、現行の PUREX 法と同様な 10^2程度の DF を達成可能である。試算によれば、本簡素化 PUREX 法による施設の建設費は、現行 PUREX 法による施設の約４割と評価されており[1]、今後の軽水炉燃料再処理法として活用すれば、大幅な経済性の向上が期待できる。

共除染工程の強化による Np 及び FP の分離の内容について以下に概要を述べる。再処理溶液中では、Np は Np(Ⅳ)，Np(Ⅴ)，Np(Ⅵ)の３つの原子価状態をとりうる。図 C.3 に示す様に、このうち、Np(Ⅵ)の TBP への分配比は U（Ⅵ）や Pu(Ⅳ)と同様に大きく、TBP に抽出されるが、還元されて Np(Ⅴ)になると分配比は小さくなって抽出されなくなる。共除染工程においては、Np は硝酸によって酸化されて Np(Ⅵ)となり、U（Ⅵ）や Pu(Ⅳ)とともに TBP に抽出される。そこで、U を U（Ⅵ）に、また、Pu を Pu(Ⅳ)に維持したまま、Np の原子価を Np(Ⅵ)から Np(Ⅴ)に選択的に還元することにより、Np だけを有機溶媒相から水溶液相に移行させて分離し、U 及び Pu から洗浄する工程を従来の共除染工程に引き続く形で付加している。Np の還元には、n－ブチルアルデヒドを用いる有機試薬還元法を用いるとともに、硝酸水溶液を洗浄液として用いるが、これに関してはこれまでに原研において PARC プロセスと名付けた湿式再処理技術の一部として研究を進めてきた技術であり、使用済燃料を用いた試験も実施している[1]。また、上記の Np 洗浄工程に引き続き、さらに硝酸水溶液による洗浄を行うことにより、Tc や Ru 等の FP に対する洗浄効果を得ることができる。なお、硝酸水溶液中の n－ブチルアルデヒドは、加温，空気撹拌によって 95%以上が分解することを確認しており、二次廃棄物の発生とならない。

一方、MOX 燃料加工施設においては、これまでに現行 PUREX 再処理レベルの高除染燃料をグローブボックス方式で製造する技術が確立されているとともに、さらなる経済性向上を目指して、工程設備の高度化や「ショートプロセス」によるプロセスの合理化等の技術開発が進められている。従って、上述の簡素化 PUREX 法によって得られる 10^5程度と云う比較的高い除染係数を活用して、これら既存のグローブボックス方式をベースとした MOX 燃料製造施設概念を構築するとともに、水冷却炉及び簡素化 PUREX 再処理法と組み合わせて燃料サイクルを構成することにより、これら３者のいずれにおいても既存の確立された技術をベースとした、運転・保守性に優れ、技術的実現性の高い技術概念を実現できると言える。

４．水冷却炉の代表候補概念

本炉の代表となる炉心概念に関しては、既に本文の 5.1.3.1 節に述べた水冷却炉に対する代表概念と基本的に同じ炉心概念に基づくものである。ただし、既に本文の 5.1.1.3 節の(1)で言及した様に、使用する燃料として、上述の簡素化 PUREX 再処理を用いた 10^5 程度と比較的高い FP 除染係数で得られる燃料を想定して、それによる多重リサイクル平衡状態における炉心概念を構築した。ここでは、炉心から排出される使用済み燃料中の MA は 10^7 程度の除染係数で殆ど除去され、Np のみ除染係数 100 程度で燃料に混入するとともに、FP は 10^5 の除染係数（Tc は 10^3、Ru と Rh は 10^4 の除染係数）で混入するものと想定している。なお、本再処理については、除染係数が比較的高く、表 C.1 に示す様に現行 PUREX 再処理による高除染燃料と同様に MA の混入が殆ど無い TRU 組成となっているが、多重リサイクルにより、Pu の組成としては、Pu-239 および Pu-240 が増加し、Pu-241 および Pu-242 が減少すると云う一般的な傾向を有する。しかし、核分裂性 Pu の割合はともに 57.5%となっている。

表 C.2 に三次元核熱結合炉心解析によってリサイクルを繰り返して平衡状態に達するまで評価した本炉心概念の主要諸元と炉心特性を示す。代表的な炉心特性値としては、炉出力：1,356MWe，Puf 残存比（リサイクル平衡時）：1.04，炉心部燃焼度：65GWd/t，全炉心燃焼度：50GWd/t，連続運転期間：15 ヶ月であり、高転換比と高燃焼度の両立に重点を置いた設計としてまとめた概念である。

本炉心概念は、1.0 を超える転換比と負のボイド反応度係数を同時に達成すると云う水冷却炉の２大設計目標を同時に満足する炉心概念として構築された基本概念をベースにさらなる経済性の向上を目指し、一層の高燃焼度化を図って設計を進めたものである。炉心概念においては、上述の様に基本的に既に本文で述べたものと大きくは異ならないが、燃料のリサイクルによる多重リサイクル平衡時において、前節に述べた抜本的なプロセスの簡素化を図ることによる経済性の向上を目指して原研で検討中の簡素化 PUREX 再処理を用いた多重リサイクル平衡状態を想定して、そこから得られる高除染燃料を使用する炉心概念を構築している。

高燃焼度化に当たっては、現行 PUREX 再処理による高除染炉心の基本設計を踏襲しつつ、燃料各部の軸方向高さの調整のみで高燃焼度化の対応を図った。炉心および集合体形状は、図 C.5 および 6 に示すおりである。炉心全体は、六角形の燃料集合体 900 体から構成され、炉心外接半径は 3.8m である。また、燃料集合体の間には、燃料集合体３体にほぼ１体の割合で Y 字型の制御棒が全部で 283 体配置されている。制御棒は、制御材として濃縮 B_4C を用いたもので、ＢＷＲと同様に下方から挿入される。本炉心では中性子スペクトルが硬くなるため、B-10 による反応度制御効果が減少する。その対応策として、90%濃縮ボロンを用いることとし、余剰反応度が最も大きいサイクル初期においても炉停止余裕は１％Δk 以上を確保している。制御棒の上部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようフォロア部を設けている。フォロアは、破損時の水侵入抑制と中性子吸収減少のため黒鉛をＳＵＳで被覆した構成とした。

燃料集合体の格子間隔は、制御棒がある方向が 236.9mm で、制御棒がない側が 228.4mm である。燃料集合体の外周を構成するチャンネルボックスの外辺間距離は 227.6mm で、肉厚は２mm である。制御棒翼の厚さは 14.4mm で、制御棒翼とチャンネルボックスの間隙は 1.6mm であり、制御棒のないところのチャンネルボックス間隙は 0.8mm である。増殖性を達成するためには水対燃料実効体積比を大幅に低減する必要があり、約 0.17 になるよう設計した。燃料棒間隙は実炉運転時の影響（初期曲がりおよびクリープ、流力振動、ＰＣＭＩ等による照射期間中の曲がり）と除熱能力とを考慮して 1.3mm とし、外径 13.7mm の太径燃料棒とするとともに、被覆管は肉厚 0.87mm のジルカロイとした。燃料集合体当たり 217 本の燃料棒を三角格子状に配列した燃料集合体構成である。チャンネルボックスと外周部の燃料棒の間隙は 1.05mm とした。フォロアにより局所的に減速材が集中しないようにしており、燃料としては５種類のプルトニウム富化度を用いて燃焼中の局所出力ピーキングを 1.05 以下にできる。最大の核分裂性 Pu 富化度は 19.2wt%であり、最大 Pu 富化度は 31.2wt%となる。核分裂性 Pu 装荷量は 16.1ｔである。

また、図 C.7 に燃料集合体と制御棒の軸方向位置関係を示す。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部ブランケット 40cm の上下に、平均核分裂性 Pu 富化度 18wt%で厚さがそれぞれ 22.5cm および 23cm のＭＯＸ燃料部を設けた炉心部と、さらにその上下にそれぞれ 22cm および 18cm の劣化ウランのブランケットが付設された軸方向非均質の扁平二重炉心構成となっており、炉心全体の高さは 125.5cm である。表 C.1 に基本設計炉心と比較して示した様に、燃焼度を増加させるために、燃料部の高さを約 15%増加させた結果、上下ブランケットを除く炉心部の平均取出燃焼度に関しては、基本設計炉心における 60GWd/t から 65GWd/t へと増大し、また、上下ブランケットを含む全炉心の平均取出燃焼度に関しては、基本設計炉心における 45GWd/t から 50GWd/t へと増大した。燃料部高さ増大に伴う転換比（Pu 残存比）の低下については、内部ブランケットを約 30%（約 10cm）増加させて対応し、転換比の低下を約 0.01 とごく小さいものに留め、Puf 残存比で 1.04 を確保することが可能である。また、内部ブランケット増加に伴い、燃料部高さ増大に伴うボイド反応度係数の悪化も緩和されるが、さらに下部ブランケットを 1cm 短くすることにより、負のボイド反応度係数を達成した。以上の様に、本炉心概念は、各部分の軸方向高さの調整により、炉心性能を調整することが可能な柔軟性を持つ概念である。本代表概念は高転換比と高燃焼度の両立に重点を置いた設計としてまとめたものであるが、別途、より高燃焼度化に重点を置いて転換比を下げた設計を達成することも可能と考えている。

図 C.8 に炉内燃料装荷パターンを示す。炉心全体として 1/3 対象性を有している。高燃焼度化のために、燃料取り替えバッチ数を 6.8 に増加させ、その結果サイクル長は 15 ヶ月となった。7 サイクル目の燃料集合体を炉心中心部と外縁部とに配置するとともに、新燃料は外側の２層に渡って配置した。さらに、3～6 サイクル目の燃料集合体を適切に配置することにより、径方向の出力分布の平坦化を図った。その結果、

図 C.9 に示す様に、炉心径方向の燃料集合体出力分布は、1.2 程度以下の出力ピーキングで平坦化されている。それに対応する炉心径方向の燃料集合体流量分布を図 C.10 に示す。前図に示された様に、最外周部の集合体の出力は平均の 1/3 程度になることから、最外周部の集合体流量のみを 1/2 程度に絞る設計としている。

図 C.11 にサイクル末期の炉心部軸方向の出力およびボイド率の分布を示す。サイクル末期で制御棒が完全に引き抜かれているため、冷却水ボイド率の低い下部ＭＯＸ部の出力が高目になっているものの、炉心部でのピーキングは 1.7 程度である。また、中間ブランケットにおいても出力が比較的大きく、0.4 程度の出力となっている。炉心冷却水流量はＡＢＷＲの約 1/3 であるため、若干サブクールの状態で炉心入口に入り、出口では 51%のクォリテイになっている。炉心部平均ボイド率は 70%であるが、ＭＯＸ部下端で既にボイド率は 30%程度になっており、下部ＭＯＸ部の上端で 65%程度まで上昇している。冷却水流量が小さいことから、炉心部の圧力損失は 0.043MPa と評価される低い値であり、自然循環冷却が可能である。図 C.12 に取出燃料集合体平均および炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。炉心から取り出される燃料集合体の最高燃焼度は 100 GWd/t を超えるが、中間ブランケットを含めた炉心部の平均燃焼度は 65GWd/t である。

尚、本炉においては、研究開発課題は炉心・燃料関連に限定されており、原子炉圧力容器の外側では基本的にＡＢＷＲと同じシステムが利用可能である。圧力容器の内側でも、燃料集合体等の形状の差は有るものの、機器等の役割や操作原理には共通している。また、本炉では再循環ポンプを用いない自然循環冷却の設計としているため、十分な自然循環力を確保するための圧力容器高さを適切に設定する必要がある。本炉の場合は、ダウンカマ水位として 8.6m程度必要であり、その結果、圧力容器高さが 19.5m程度になると見込まれる。

参考文献

1. 内山 軍蔵他、「使用済燃料の革新的再処理プロセス技術の開発」，第８回動力・エネルギー技術シンポジウム講演論文集，P23-12，pp.483－488 (2002).

表 C.1　多重リサイクル平衡時における TRU 組成

ＴＲＵ核種	簡素化 PUREX 再処理組成	現行 PUREX 再処理組成
^{237}Np	0.0	0.0
^{238}Pu	0.9	2.7
^{239}Pu	52.5	47.9
^{240}Pu	37.8	30.3
^{241}Pu	5.0	9.6
^{242}Pu	3.5	8.5
^{241}Am	0.3	1.0
^{242m}Am	0.0	0.0
^{243}Am	0.0	0.0
^{244}Cm	0.0	0.0
^{245}Cm	0.0	0.0
合計	100.0	100.0

表 C.2　代表炉心概念の主要諸元と炉心特性

項　　目		代表炉心	基本設計炉心
電気出力	MWe	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.8	3.8
燃料集合体数		900	900
炉心部取出燃焼度	GWd/t	65	60
炉心部高さ	m	0.855	0.695
炉心流量	10^4t/h	1.8	1.7
出口クォリティ	%	51	53
平均ボイド率	%	70	70
燃料スミア密度	%TD	91/92	91/92
MOX 部 Pu 富化度	wt%/HM	31.2	32.0
炉心部 Puf 富化度	wt%/HM	9.6	10.4
Puf 装荷量	t	16.1	14.1
Puf 残存比		1.04	1.05
最大線出力密度	kW/ft	16	17
MCPR		1.3	1.3
ﾎﾞｲﾄﾞ反応度係数	$10^{-4}\Delta$k/k/%void	-0.5	-0.5
連続運転期間	Month	15	24
軸方向５領域の Puf 富化度分布および高さ	DU cm w/o cm DU cm w/o cm DU cm	DU 22.0 18 22.5 DU 40.0 18 23.0 DU 18.0	DU 22.0 18 19.5 DU 29.5 18 20.5 DU 19.0

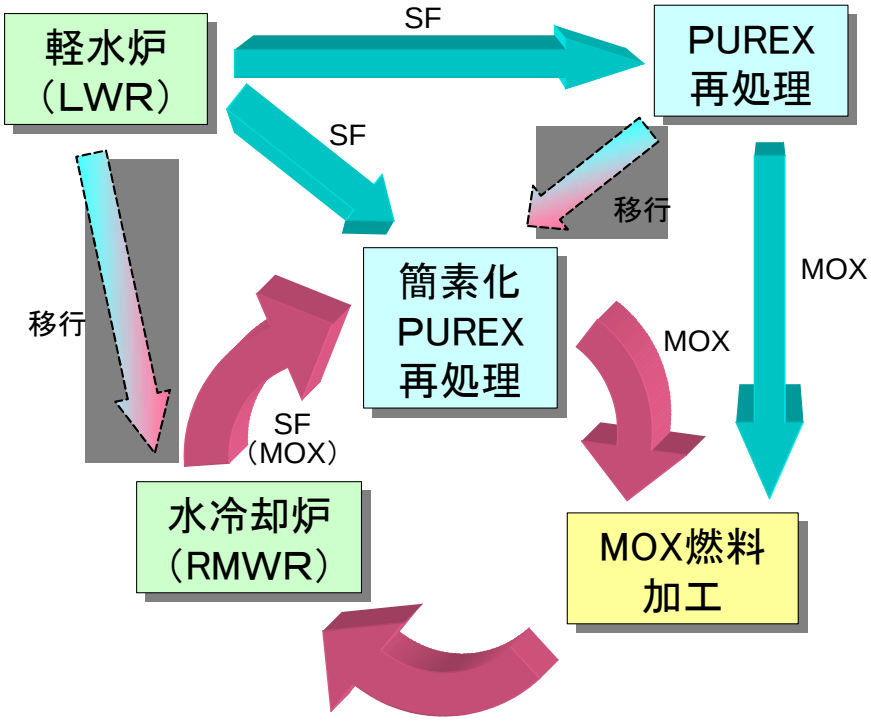


図 C.1　高除染燃料使用による水冷却炉導入における燃料サイクル概念図

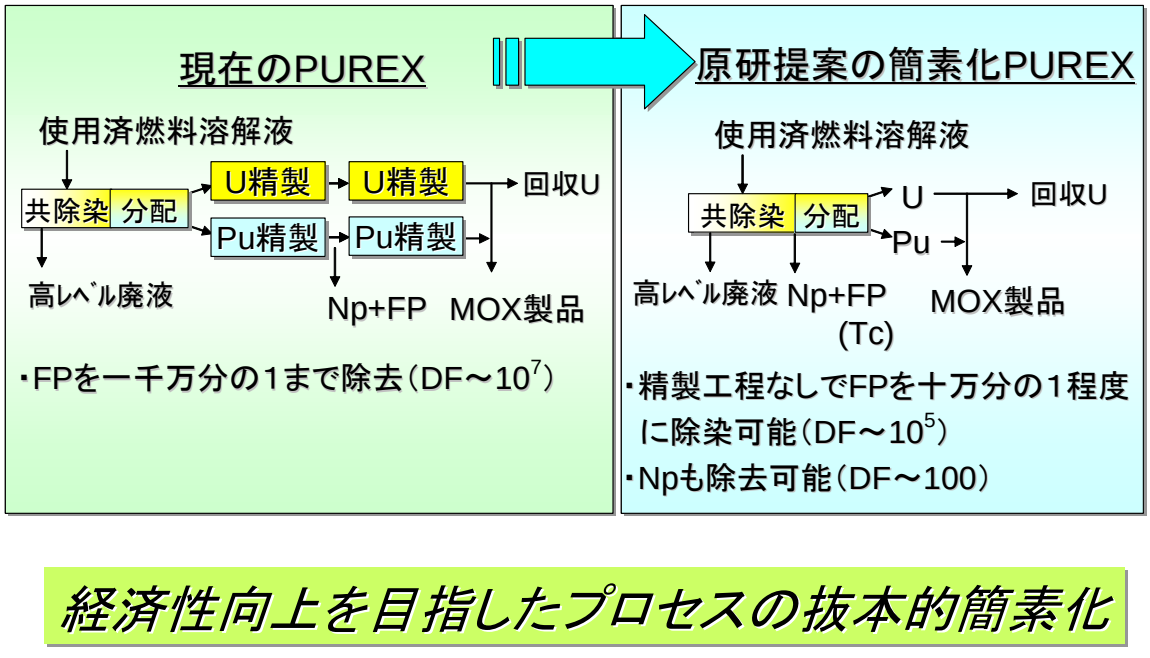


図 C.2　簡素化 PUREX 再処理法の概念図

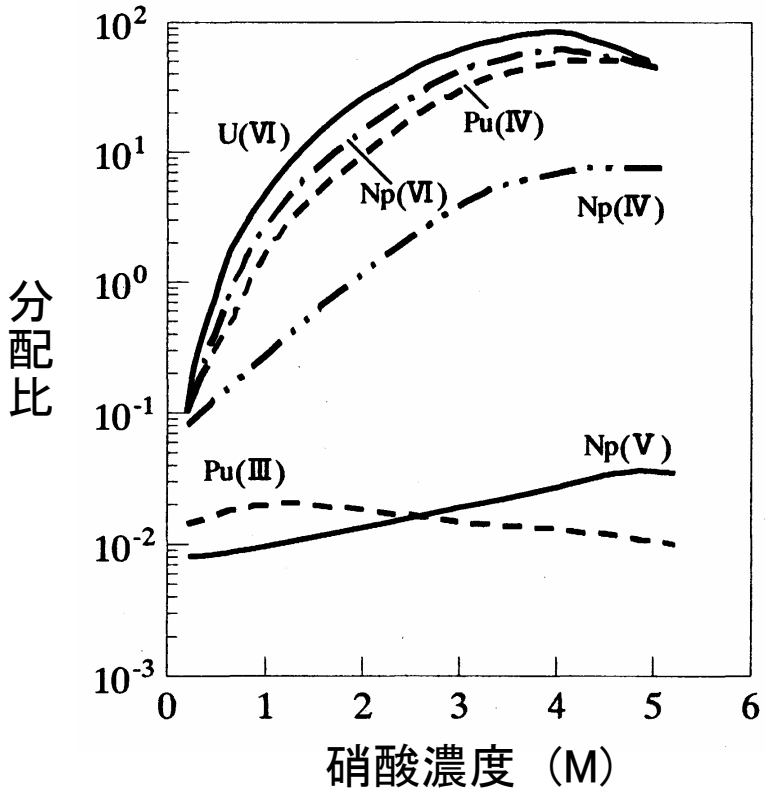


図 C.3　硝酸溶液中の U，Pu 及び Np の TBP に対する分配比

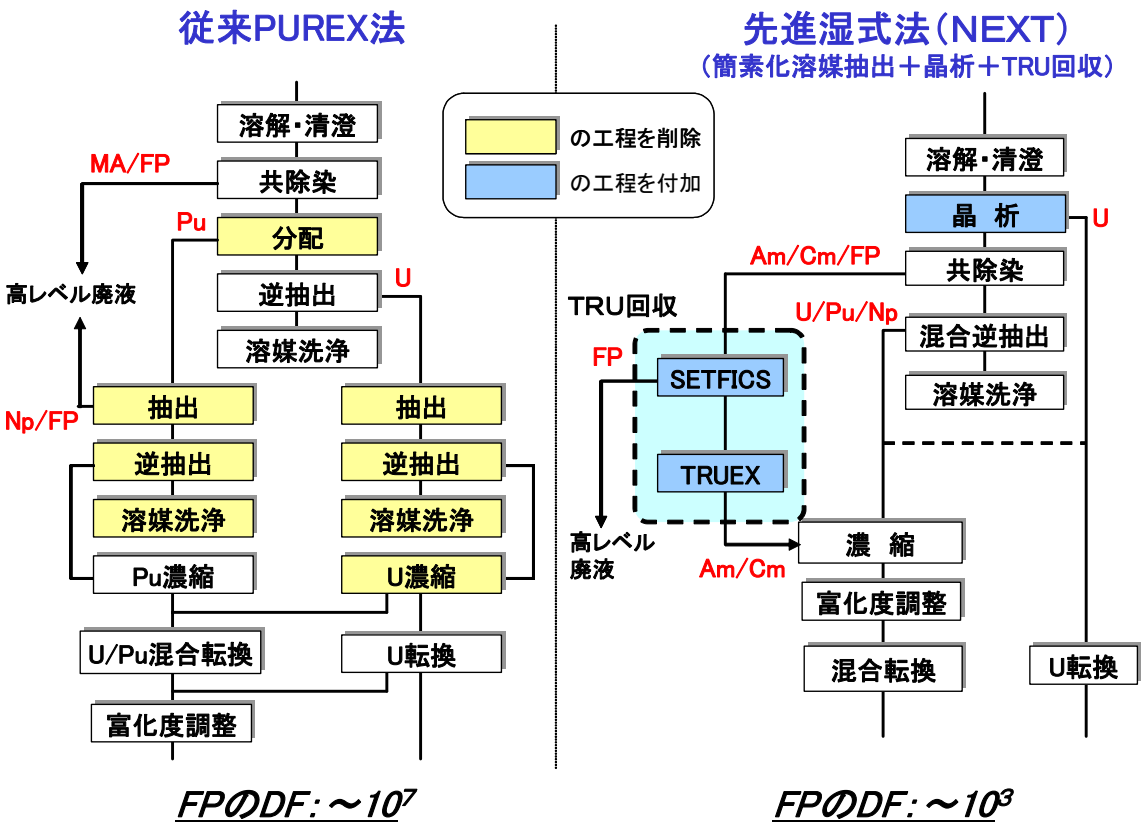
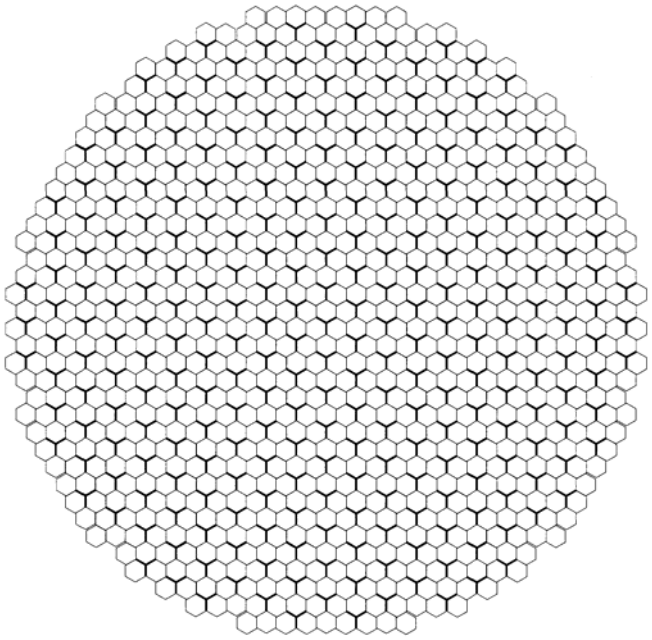
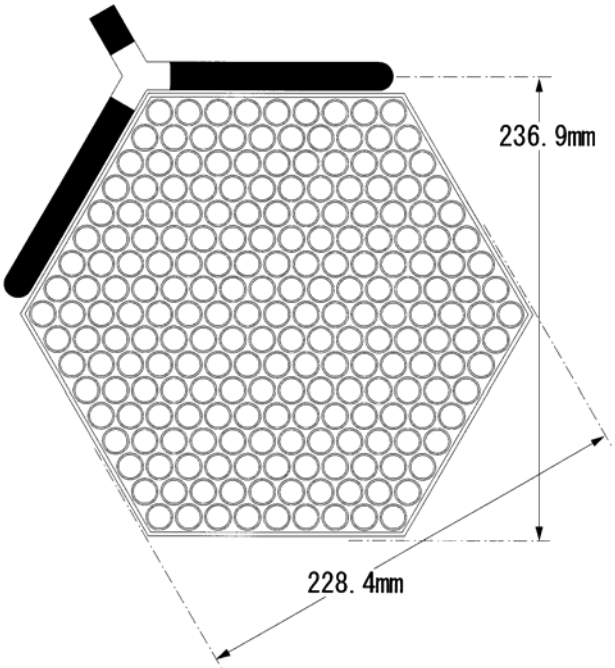


図 C.4　先進湿式再処理法の概念図



燃料集合体数	900体
炉心外接半径	380cm
制御棒本数	283本

図 C.5　炉心全体構成（断面図）



燃料棒	217本
燃料棒径	13.7mm
燃料棒間隙	1.3mm

図 C.6　燃料集合体構成（断面図）

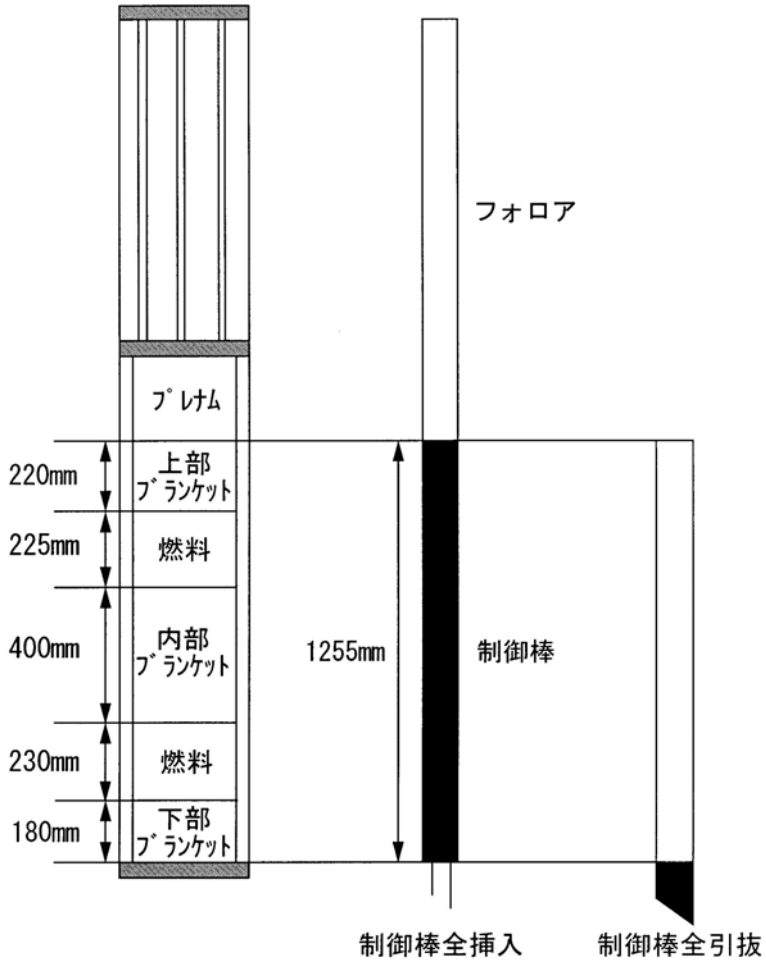


図 C.7　制御棒と燃料集合体の軸方向関係

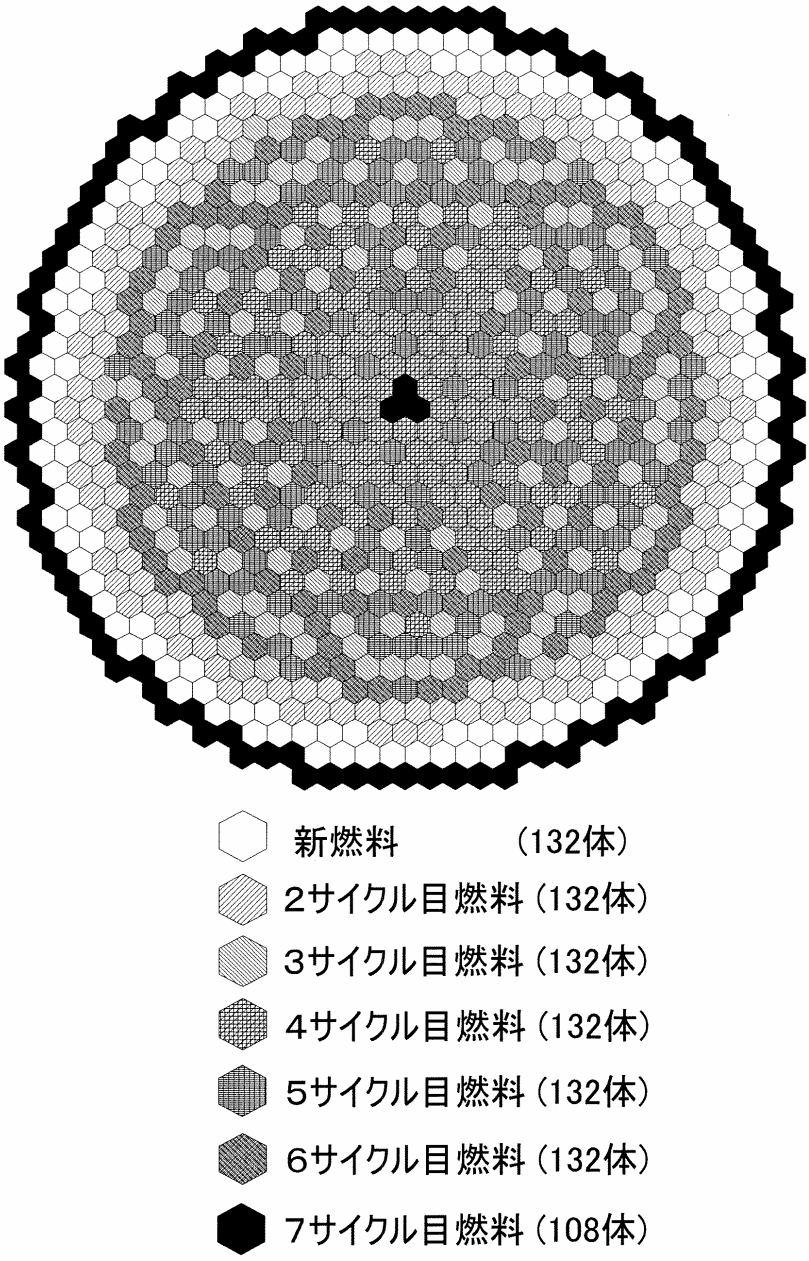


図 C.8　燃料装荷パターン

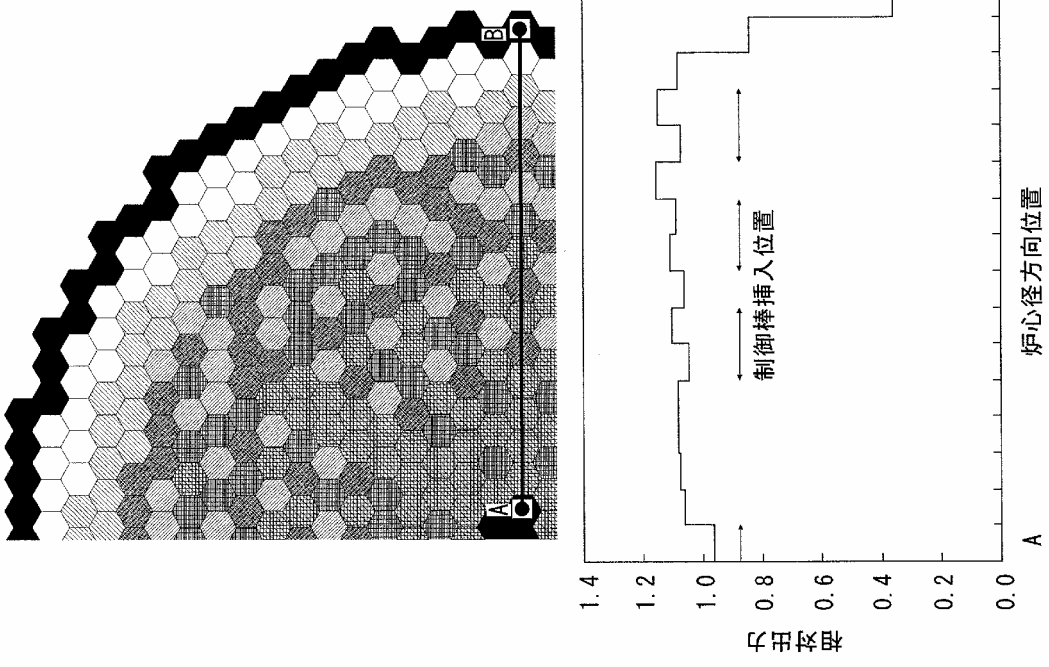


図 C.9　炉心径方向出力分布の例

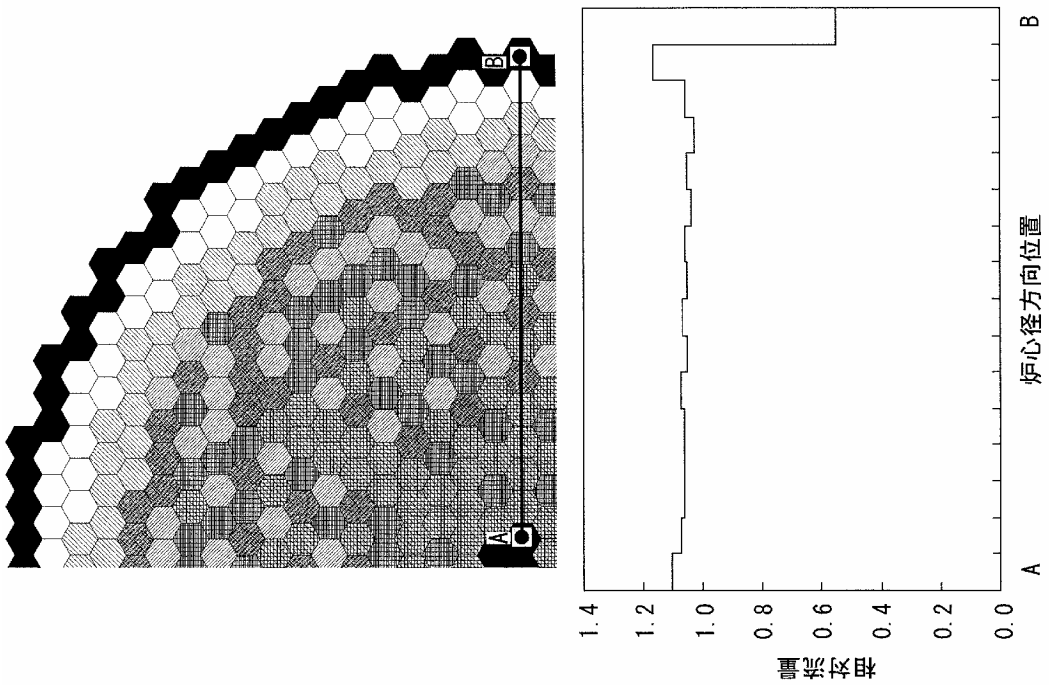


図 C.10　炉心径方向流量分布の例

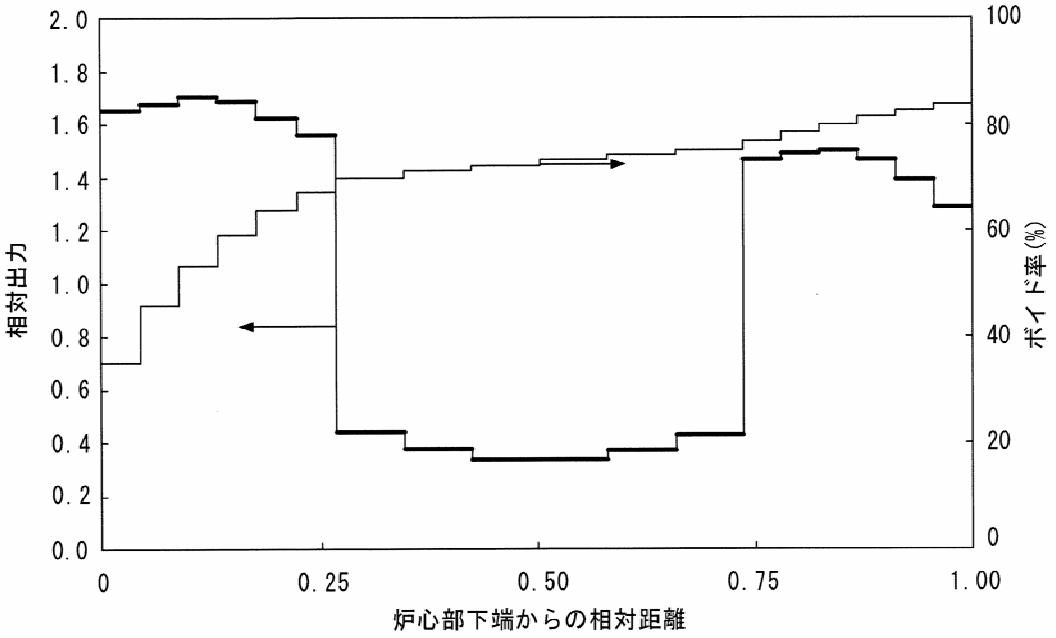


図 C.11　炉心部軸方向出力及びボイド率分布（EOC）

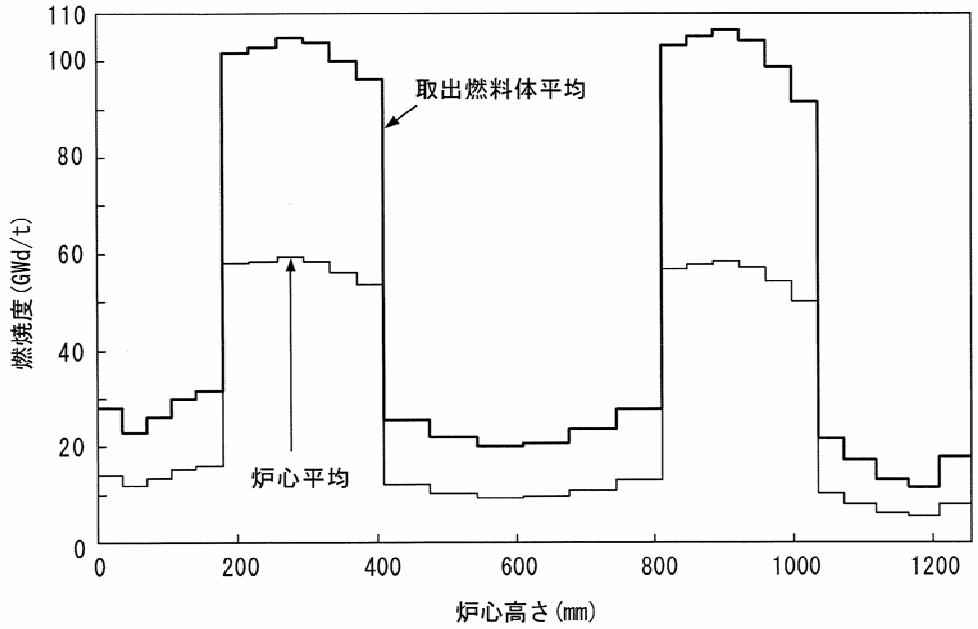


図 C.12　炉心軸方向燃焼度分布

付録D　構造健全性の評価基準

１．はじめに

高速炉の構造設計基準として最初に確立されたのは、米国 ASME が軽水炉用の応力基準体系を高温機器に適用できるように拡張して整備した B&PV コード Sec.Ⅲ CC1592[1)]である。その後に登場した我が国の「高速増殖原型炉第１種機器の高温構造設計方針（動燃事業団）[2)]」（以下 BDS という）、「高速増殖実証炉高温構造設計方針（日本原子力発電）[3)]」（以下 DDS という）及びフランスの RCC-MR[4)]コードは、いずれも米国の体系に独自の材料データ及び解析手法を付加することによって発展してきたものである。

実用化戦略調査研究[5)]PhaseⅡの開始時には、上記の DDS に新材料である 12Cr 系鋼の材料データを追加して、設計研究用の暫定基準として使用することにした。その後、研究の進捗に応じて実用化高速炉の構造設計ニーズが明らかになってきたことから、こうしたニーズに応えるため、「実用化高速炉構造設計基準（以下 FDS= Fast Reactor Structural Design Standard という）」の暫定試案を PhaseⅡ終了時までに提示することとした。FDS は、免震の採用によって熱応力が支配荷重となる見通しである実用化高速炉（以下、実用化炉という）の特徴を考慮して耐熱設計の考え方[6)]を大幅に取り入れる方針とする。具体的には、延性材料に対して急速破壊が想定されない熱荷重に対しては、非弾性変形を許容することが可能であることから、非弾性設計解析に関する指針を整備する。さらに、熱荷重に関する現状の予測精度は低いが、熱流動も視野に入れた評価によって精度向上を図れる目処がつきつつあることから、熱荷重設定に関する指針を新たに設ける。

なお、関連研究として、構造設計に留まっていた従来の基準範囲について、事象想定、材料仕様、設計解析、製作、検査、運転までに広げ、各段階の裕度が適正に配分された設計を実現する、システム化規格の検討を実施している。また、耐熱応力を重視した材料研究として、高熱伝導かつ低熱膨張で高温強度に優れる 12Cr 系鋼の開発を実施している。

２．開発課題の設定

２．１　実用化高速炉の構造設計上の特徴と課題

冷却材に液体金属を利用する高速炉の構造設計条件の特徴は、高温で低圧となることである。高温条件では構造物中の温度差に起因する熱応力が大きくなるうえ、材料の降伏応力低下に伴う弾塑性変形とクリープ変形が生じやすくなる。また、低圧条件では延性破断やクリープ破損の可能性は低くなる。その結果、高速炉機器では繰り返し熱応力によるラチェット変形とクリープ疲労損傷が支配破損様式となる（図 D.１）。

実用化戦略調査研究において有望とされているナトリウム冷却実用化炉の設計研究では、信頼性と経済性の向上のため、「もんじゅ」、実証炉からさらに進んだプラン

ト設計として、図 D.２に示すようにコンパクトで簡素な原子炉構造の採用を検討している。そのための方策として、炉容器壁に付加する保護構造（炉壁冷却システム等）を削除することから、当該部位の熱応力が増加する。また、小型薄肉の容器では炉容器壁に重畳する炉心重量支持のための１次応力が「もんじゅ」や実証炉に比べ相対的に大きくなる。

冷却系に関しては図 D.３のように、短縮した主配管、循環ポンプと中間熱交換器を合体した機器の採用、及びループ数の削減が検討されている。そのために、出力に対する冷却材の熱容量が減少し、流速が上昇することから、系統熱過渡荷重が厳しくなる（図 D.４）とともに、流力振動やサーマルストライピングによる高サイクル疲労を想定する必要性が相対的に高まる。

材料は、原子炉構造に対して 316FR、冷却系機器と配管に 12Cr 系鋼の使用が考えられている。熱膨張率の小さい 12Cr 系鋼の採用が熱応力の緩和に寄与する一方、配管短縮と機器合体は、熱膨張変形の拘束によって熱応力を増加させる要因となっている。さらに、冷却系ループ数の削減と機器合体は、形状と荷重の非軸対称性を顕著にする方向である。なお、地震荷重については、別途免震技術による緩和の研究が行われていることから、残された主要荷重は熱応力となっている。

２．２　設計ニーズに基づく課題の設定

実用化炉の設計ニーズに基づく構造設計基準上の課題を設定する。従来の基準の取り扱い範囲は、主として破損クライテリアと解析法の一部であった。これに対し、実用化炉では熱荷重の扱いが重要となることから、荷重設定法を加えて表 D.１の観点から課題の整理を行う[7)]。

（１）破損クライテリア

温度の上昇はクリープ効果を促進し、圧力（１次応力）の増加は応力を変位制御型から荷重制御型へ変化させることから、これらの設計条件によって重点的に防止すべき破損様式が異なってくる（図 D.５）。従って、合理的設計を行うには、上記条件に着目した適切な設計区分を設ける必要がある。ここで図 D.５に示す区分の中では高温・高圧が最も厳しいことから、従来の基準は本領域を保守的に大きく扱う傾向にある。このため、合理的設計に向けてこれを適正化する。

温度区分の目的は、強度に対するクリープの影響判定である。現行基準はこれを運転中の最高温度のみで区分することから、高温運転時間が短い場合は過剰に保守的となる可能性がある。このため、実際のクリープ現象に関与する温度、時間、応力を考慮した精緻な区分によって、低温設計領域の拡大を図る。炉心支持構造等では系統熱過渡荷重が厳しいが、通常はクリープ温度以下で運転されるため、合理化の効果が期待される。

次に圧力の区分に関しては、低圧領域から１次応力を増加させていった場合に問題となるのはラチェット変形であることから、その効果を適切に考慮した判定が必要である。これに対して従来は、変形については、強度との関係が必ずしも明らかでなか

ったことから、一律に保守的制限値を設けていた。実用化炉では、原子炉構造の一次応力増加により、炉容器壁に多軸ラチェット変形が生じ易くなったことから、その適切な制限方法を必要としている。

近年、軽水炉における研究で、ラチェット変形によって生じる累積ひずみが疲労寿命に及ぼす影響について明らかとなってきている。これを受けて、知見の不足している高速炉の条件での累積ひずみが強度に及ぼす限界（ラチェット疲労限界）の検討を開始した。その結果に基づき、低圧設計域の拡大を図る。

（2）解析法

前節で述べたように荷重条件が厳しくなったことから、降伏点の低い 316FR 鋼製の原子炉構造において非弾性挙動の正確な把握が必要となった。従来の弾性解析と設計係数を組合わせた非弾性挙動予測法に比べ、精度の高い非弾性解析法に基づく設計が期待されている。こうしたニーズに応えるため、具体的手順について記述した非弾性設計解析指針を策定する。

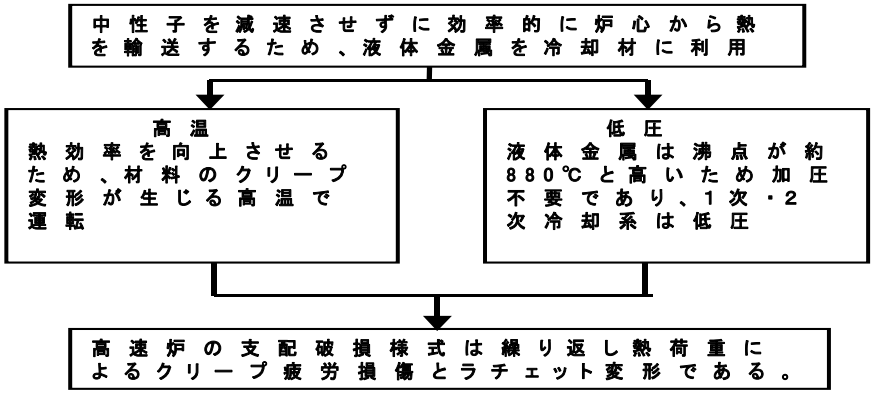
（3）荷重設定法

実用化炉では厳しい熱荷重が設計成立性に大きく影響することから、その設定法を設計基準で取り扱うこととする。熱荷重設定の難しさは、冷却材の熱流動変化とそれに対する構造材の温度と応力といった複数の物理現象の評価が必要であることである。これに対し、従来は通例として荷重の原因となる熱流動現象と構造を個別に評価する保守的な予測方法が用いられてきた。合理的な荷重設定を行い、さらに原因に遡った荷重緩和設計を促すためには、熱流動評価と構造評価を統合した熱荷重設定法が必要と考えている。こうした認識の下、熱流動・構造一貫評価による合理的で見通しの良い熱荷重（系統熱過渡荷重、サーマルストライピング荷重）設定法を開発する。

上記設定課題に基づき、「破損クライテリアの高度化」、「非弾性設計解析に関する指針」及び「熱荷重設定に関する指針」等の整備を進める。FDS については、その暫定試案を実用化戦略調査研究フェーズ２終了時（2005 年度）に提示することが期待されている。この段階での基準体系は、図 D.6 に示すように、従来の DDS に上記指針を加えたものとする予定である。ここで、「非弾性設計解析に関する指針」と「熱荷重設定に関する指針」は、それ自体として一般性のあるものであり、クライテリアを中心とした従来基準と観点の異なるものであるため、独立性を有する指針とする。３次元解析法については一般化までは難しいことから、熱交換器の管束集合に使用される球形管板のように、具体的ニーズのある構造に対して個別に評価法を整備し、FDS の付録に加えることとする。

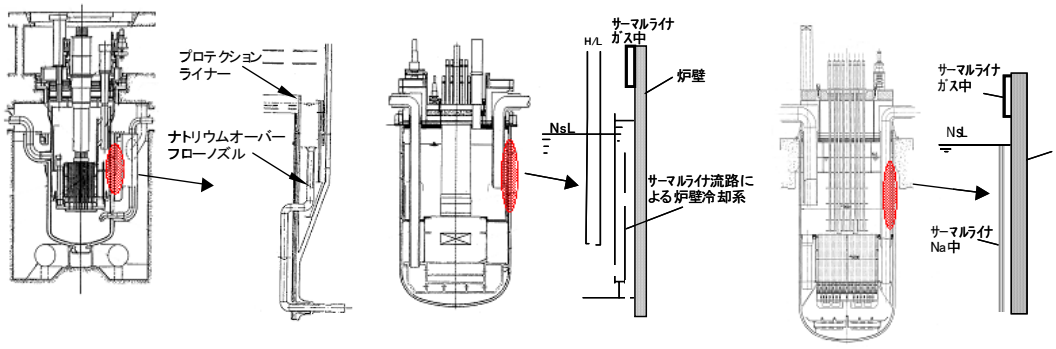
表 D.1　実用化構造設計基準 FDS の短期的開発課題の設定

	破損クライテリア	解析法	荷重設定法
設計ニーズ	低温設計域の拡大 低圧設計域の拡大 ラチェットひずみ許容限界の明確化	ラチェット変形の予測精度向上	合理的な熱荷重の設定 熱荷重の緩和
従来の基準・設計法	運転中の最高温度のみで高温設計域を設定 変形を一律に制限	弾性解析と設計係数を組合わせた保守的非弾性挙動評価法	基準外 慣例として熱流動解析と設計係数を組合わせた保守的な熱荷重設定
開発課題	高温設計域の合理的な設定法 ラチェットひずみ許容限界の設定(強度に及ぼす限界から変形を制限)	設計用非弾性解析法（推奨構成式と負荷履歴想定法、等)	合理的な熱荷重設定法 （緩和設計に寄与する見通しの良い方法)



	軽水炉	高速炉 (ﾅﾄﾘｳﾑ冷却炉)
炉出口温度	約 300℃	約 550℃
出入口温度差	約 30℃	約 150℃
運転圧力	PWR 約 15MPa BWR　約 7MPa	常圧（ポンプ突出圧　約 1MPa）
原子炉容器胴部板厚	PWR 約 220mm、R/t≒10 BWR 約 160mm、R/t≒20	約 50mm、 R/t≒100

図 D.1　高速炉の構造設計条件の特徴



	もんじゅ	実証炉	ナトリウム冷却実用化炉
温度/材料	529℃/SUS304	550℃/316FR	550℃/316FR
炉壁保護	Y 型構造 2 液位制御	炉壁冷却構造 液位制御無	単純高温容器 液位制御無
発生応力	Pm=20MPa、 Sn=270MPa	Pm=20MPa、 Sn=390MPa(低温)	Pm=30MPa、 Sn=370MPa

図 D.2　原子炉構造設計の変遷

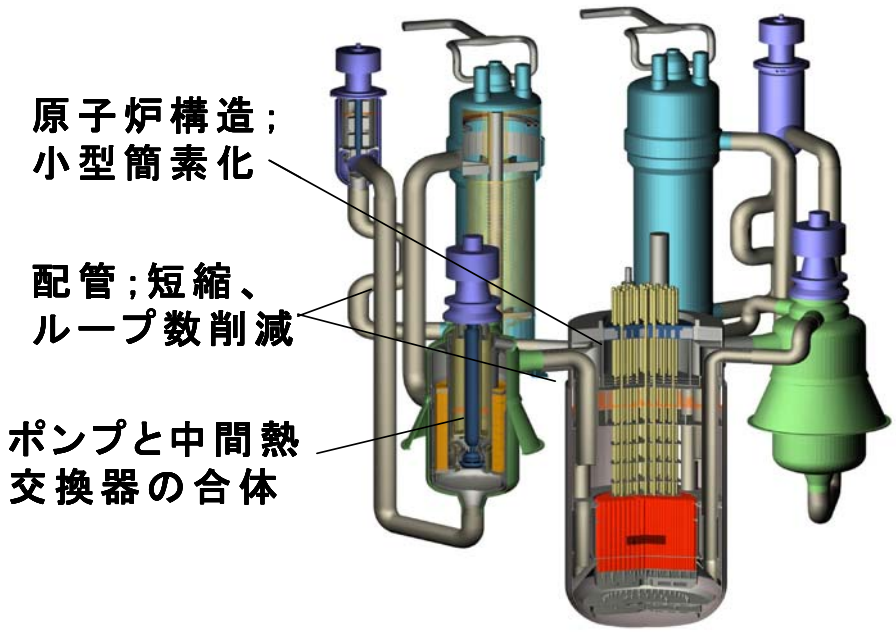


図 D.3　ナトリウム冷却実用化炉の冷却系機器の特徴

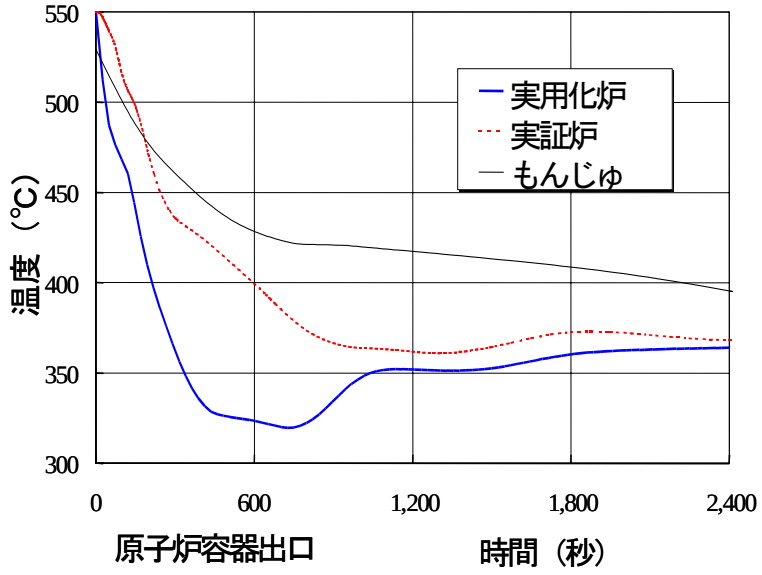


図 D.４　手動トリップ時の原子炉容器出口温度変化の比較

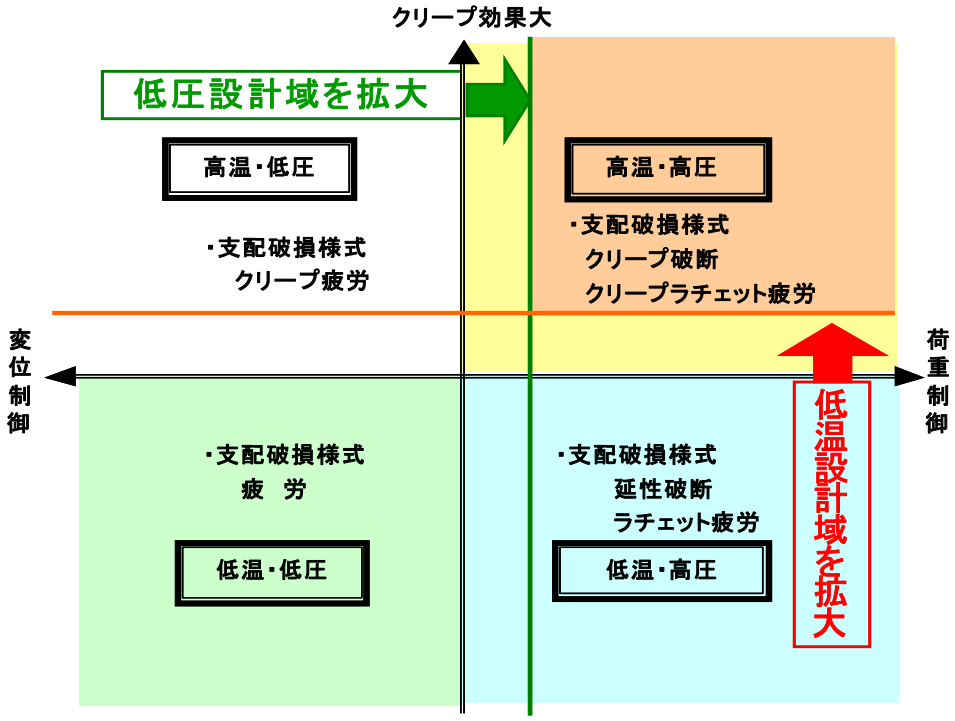


図 D.５　設計区分と重点的に防止すべき破損様式

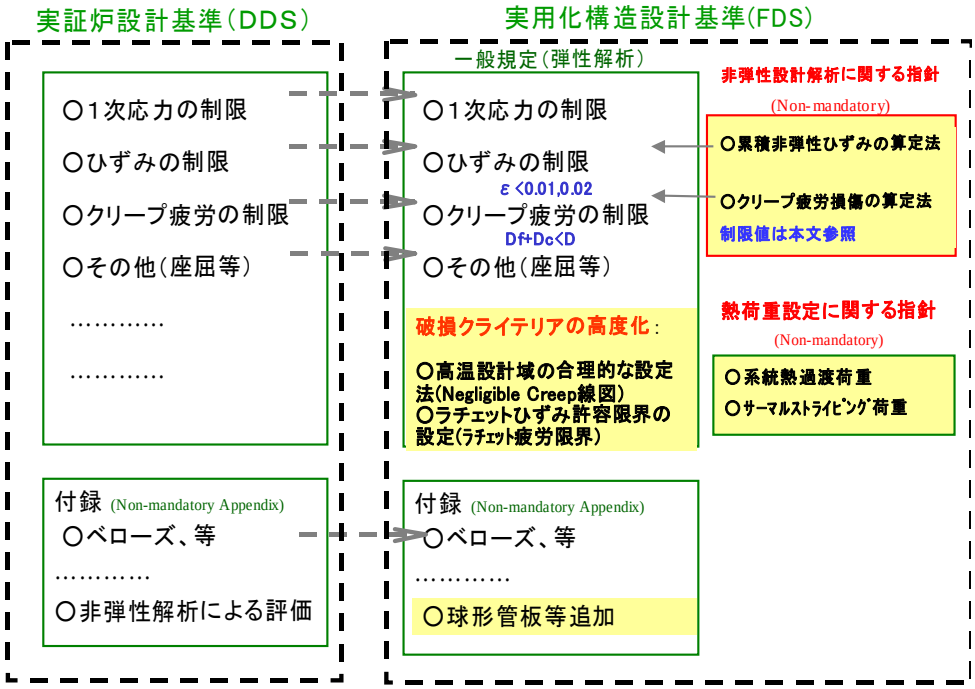


図 D.6　実用化構造設計基準 FDS の体系（2005 年度予定の暫定試案）

３．破損クライテリアの高度化

３．１　高温設計域の合理的な設定法

従来の BDS[3]や DDS[4]では、第１種機器に対し使用時間にかかわらず運転中の最高温度と一律の制限値（316FR 鋼等のオーステナイト系鋼で 425℃、12Cr 系鋼等のフェライト系鋼で 375℃）の比較により、クリープ設計域の判定を行っている。そのため、高温使用時間の短い部位では、クリープの影響が過剰に評価される傾向にある。これに対し高速炉の低温側機器には、図 D.７に示すように通常時は比較的低温域で使用され、高温保持時間の短い機器が含まれている。こうしたことから、高温設計域の合理的設定法を開発する。

フランスの RCC-MR[5]コードは、温度と時間を組合わせることにより、我国の BDS[3]や DDS[4]より合理的に判定する方法を採用している。実際のクリープ強度は温度、時間及び応力に依存することから、RCC-MR コードの考えをさらに発展させることができる。本研究では、クリープ設計域を温度―時間―応力（大きさ、１次応力 or ２次応力）の組合わせにより合理的に判定する方法を検討中である。この提案法により、実用化炉の原子炉構造材料である３１６ＦＲ鋼に対するクリープ設計域を判定した例を図 D.８に示す。なお、応力は圧力のように時間変化しない１次応力と熱応力のように時間経過により緩和する２次応力に分類されるが、後者のケースを示す。図 D.によると、例えば 550℃、応力 1.5Sm（Sm：設計応力強さ）の場合は 1650 時間以内、500℃、2Sm の場合は約１万時間以内であればクリープが強度に有意な影響を及ぼさない設計域と判定される。

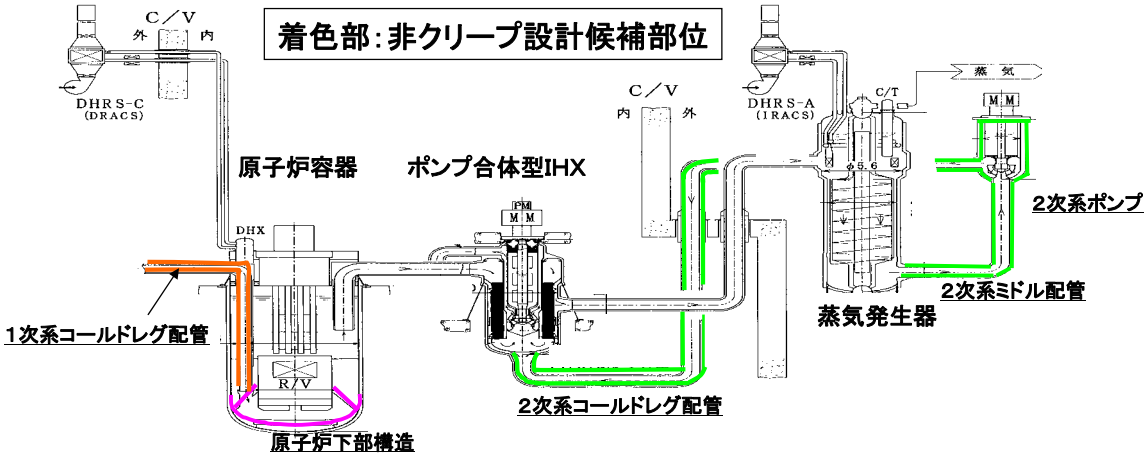
３．２　ラチェットひずみ許容限界の設定

FDS では、一定程度のラチェットひずみを許容することで、熱応力に対して合理的な許容値を与えようとしている。これに対し、軽水炉を中心とした近年の研究では、１～２％程度のラチェットひずみであっても、疲労寿命あるいはクリープ疲労寿命に影響を与える可能性が示唆されている。このため、高速炉の運転条件において、ラチェットのクリープ疲労寿命に及ぼす影響を把握しておくことが必要となった。そこで、クリープ疲労強度に対するラチェットの影響についての検討に着手し、その第１段階としてラチェット疲労試験を開始した。

図 D.９に試験概念を示す。横軸はひずみの繰り返し数、縦軸は累積ひずみ量である。ラチェット疲労試験では、一定振幅の繰り返しひずみとラチェットひずみ（累積ひずみ）を重畳させる。ここで、全寿命中のラチェットひずみの与え方により以下のような負荷パターンが考えられる。(Ⅰ)初期に予ひずみとして与えるケースで、過去の知見から平均ひずみの存在による寿命低下は認められない。(Ⅱ) 全寿命中ひずみを漸増させるケースで、近年の試験にて有意な寿命低下が観察されている。(Ⅲ)上記２つのパターンの中位にくるもので、ラチェットひずみは繰り返し数 N_0 に達するまで漸増しその後飽和する。上記負荷パターン(Ⅲ)のケースについて、飽和までの繰り返し数 N_0 をパラメータとして予備試験の結果を得た。

現在までに得られた試験データ及び電力中央研究所取得データ [8]を図 D.10 に示す。図 D.の横軸は、ラチェットひずみが飽和するまでの繰り返し数 N_0 と疲労試験の寿命 N_{f0} の比である。縦軸はラチェト疲労試験寿命 N_f と疲労試験の寿命 N_{f0} の比である。縦軸において１より小さい値はラチェットによる疲労強度の低下を示す。試験は N_0 を変化させ、それによる強度の変化を調べた。その他の条件である、材料（316FR 鋼）、温度（550℃）、ひずみ範囲（0.5%）、ひずみ速度（0.1%/s）及びラチェットひずみ（1.41%）は共通とした。

この結果から、全寿命に亘ってラチェットひずみを受けた場合は疲労寿命が低下する [8]が、初期の予ひずみと同様に疲労寿命の 1/10 までの回数に受けた場合は寿命に変化の無い傾向が認められた。今後、ラチェットひずみに対して、寿命低下に及ぼすメカニズムやクリープ疲労への影響についてデータを蓄積したうえで、許容方法を検討していく必要がある。



機　　器	材　質	通常温度
原子炉下部構造	316FR鋼	395℃
1次系コールドレグ配管	12Cr系鋼	395℃
2次系ミドル・コールドレグ配管、ポンプ		335℃

図 D.7　通常は非クリープ域で運転される機器

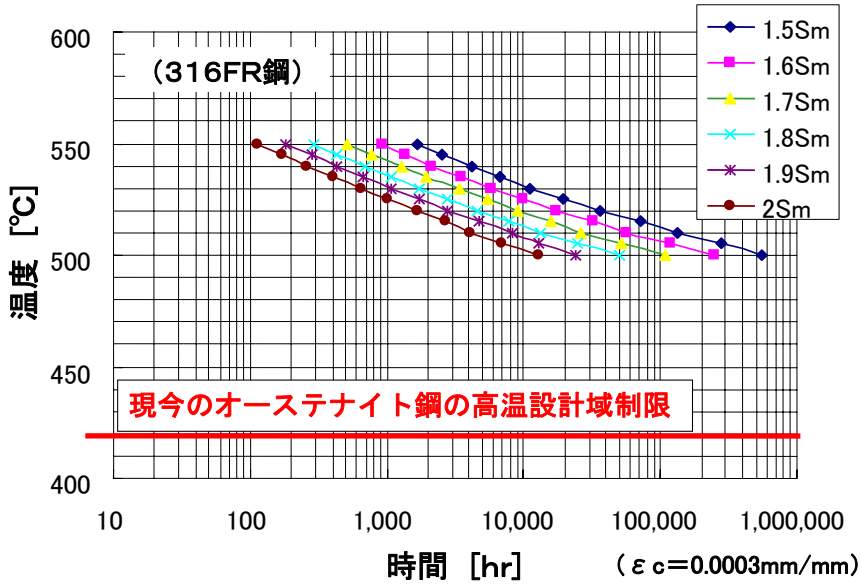


図 D.8　温度―時間―応力の組合わせによるクリープ設計領域の合理的設定

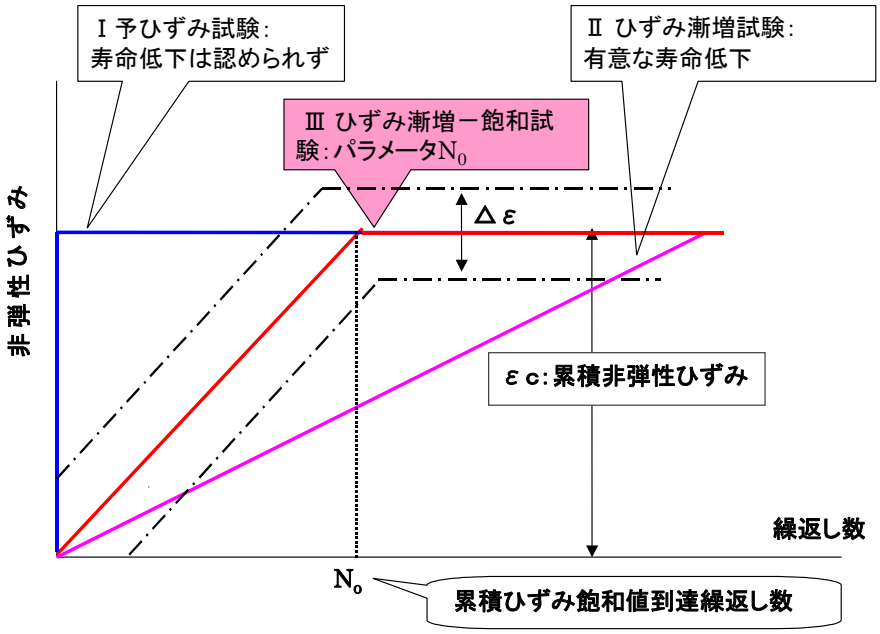


図 D.9　ラチェット疲労試験条件

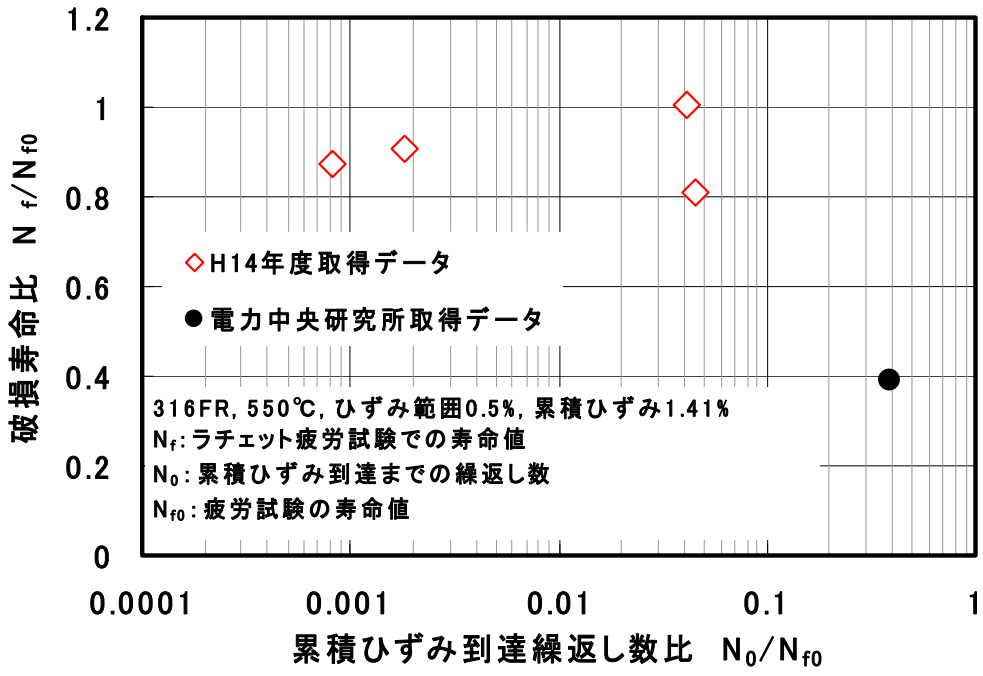


図 D.10　ラチェット疲労試験の結果

４．非弾性設計解析に関する指針

４．１　検討方針

非弾性解析法の設計適用は 1970 年代より試みられている[9]が、実際は進んでいない。その主な理由の一つは、材料の応力とひずみの関係記述のための構成式として決定的なものが存在しないことから、解がその選定に依存することである[10]。これまでに、材料の非弾性挙動の正確な模擬のための詳細構成式が精力的に開発されてきたが、一般に高精度なものほど入力パラメータの数が多くなる。また、詳細構成式の有する材料に対する荷重履歴の影響を表現する機能は、それが分かっている試験結果等は正確に模擬できるが、プラント運転状態といった不確定な条件に対してはその長所を活かしきれない。

これに対し、古典的構成式は表 D.2 に示すように予測精度は低いが、荷重履歴の結果に与える影響が比較的小さいことから、本研究では、設計用に古典的な構成式と詳細構成式を使い分ける方法を提案する。古典的構成式により「本質的に不確定性を含む設計段階の構造物の破損を、安全側に予測する方法」を短期課題とし、詳細構成式をベースとした「中心値予測とバラツキの考え方に基づく方法」を長期課題として検討する。なお、非弾性解析による設計を実現するためには、他にも表 D.3 に示す課題が存在し、これらを認識して指針化に取り組むこととした[11]。本報では、これまでの成果の中から構成式の選定について、解析評価事例とともに紹介する。

４．２　構成式選定

高速炉の機器構造に生じる支配的な破損様式である、累積非弾性ひずみ及び（クリープ）疲労について、合理的かつ保守的な評価結果が得られるような構成式を選定する。指針では、構成式を古典的構成式（２直線近似モデル）と詳細構成式に区分したうえで、各々１～２種類程度のモデルを指定する方針である。ここで、２直線近似モデルによって応力－ひずみ履歴を正確に求めることは難しいが、応力またはひずみの一方だけを保守的に評価することは可能である。図 D.11 に示すように、保守的な応力評価のためには硬め、保守的なひずみ評価のためには軟らかめの応力ひずみ式を適用すればよい。

２直線近似モデルでは記述できない繰返し硬化（または軟化）に関しては、その上下限をあらかじめ与えておくことにより、その影響を抱絡できる。２直線近似モデルには等方硬化則と移動硬化則があり、一般的に、前者は加工硬化を、後者は累積ひずみ硬化を過大評価する。累積ひずみ硬化の過大評価（＝降伏曲面の無制限な移動）に関しては αリセットという手法 によってある程度補正できる。

４．３　累積非弾性ひずみの試評価

実用化炉の原子炉容器液面近傍における累積非弾性ひずみについて、種々の構成式を用いた非弾性解析により評価する。原子炉容器の材料は 316FR であり、液面近傍部の概要は図 D.12 に示すとおりである。当該部には、自重及び内圧による一定の

一次応力に、起動時の熱過渡荷重による降伏点を越える２次応力が繰り返し加わる。

最大応力発生位置における軸方向の応力－ひずみの予測結果を図 D.13 に示す。図 D.中で、A は移動硬化則αリセット-繰り返し応力ひずみ式、B は移動硬化則αリセット-単調応力ひずみ式、C は材料の繰り返し効果を詳細にモデル化した電中研モデル[12)]により予測した結果である。繰り返しに伴う応力－ひずみ線図の右側への移動量が、累積非弾性ひずみの大きさを表している。

繰り返し硬化特性を示す 316FR では、硬化前の単調応力ひずみ式を利用したケース B が、最も正解に近いと考えられるケース C より保守的（大きめ）な累積非弾性ひずみを予測している。これに対し、DDS で採用されている弾性解析と設計係数を組合わせた手法を用いると、一桁ほど大きなひずみの値が予測される。したがって、B の移動硬化則αリセット-単調応力ひずみ式を用いて、従来法より合理的かつ実際に比べて保守的な評価結果を得られる見通しがある。その妥当性については、今後構造物試験によって検証していく予定である。

表 D.２　構成式の分類と特徴

構成則	古典的構成則（等方硬化、移動硬化、移動硬化αリセット、弾完全塑性モデル、等の2直線近似モデル）	詳細構成則（Chaboche、大野-王、電中研モデル等）
長所	・316FR、改良9Cr鋼については既存のデータベースにて、必要な材料特性データを用意できる。 ・設計手法として取り扱いが容易（解析条件が結果に与える影響が比較的小）	・材料の硬化挙動を高精度に予測でき、応力及びひずみの解析精度が高い ・妥当性の検証が進みつつある
短所	材料の硬化挙動を高精度に予測できず、応力及びひずみの予測精度が低い	・多様な材料特性データを必要とする ・設計手法として取り扱いが難しい（例：負荷履歴等の解析条件が結果に与える影響が比較的大）
検討方針	短期的課題（平成17年度） 古典的構成則による保守的挙動予測	長期的課題 詳細構成則による中心挙動予測

表 D.３　非弾性設計解析に関する指針の検討課題

適用範囲	・指針案を適用する部位の指定
構成式選定	・指針案で適用すべき構成式の選定
負荷履歴	・負荷履歴が解析結果に及ぼす影響の把握
設計評価法	・非弾性解析で用いる累積非弾性ひずみ評価法、クリープ疲労評価法の検討
解析評価事例	・　指針案を使用する者の解析結果の品質を保証するための例題 ・　一般則である条文による説明が難しい事項（負荷履歴等）の補足として事例を示す役割も担う

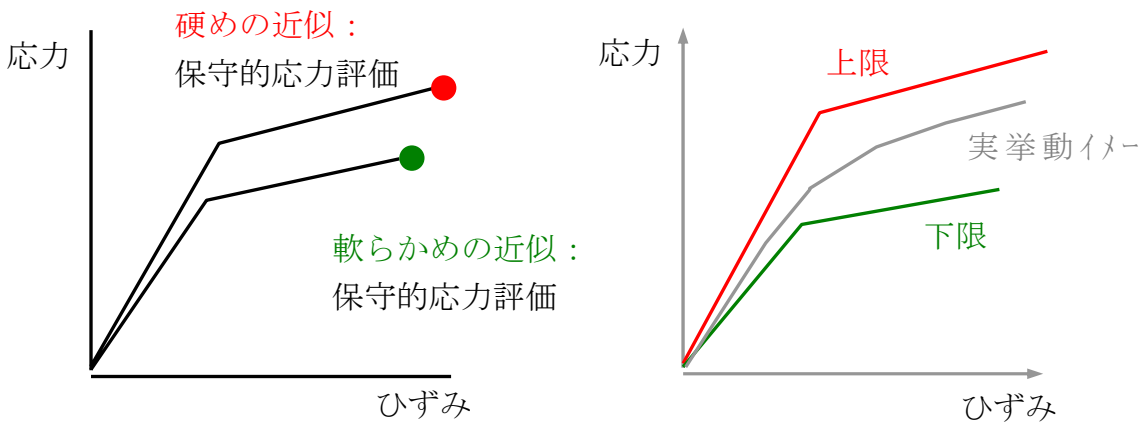


図 D.11　２直線近似モデルによる応力またはひずみの保守的近似

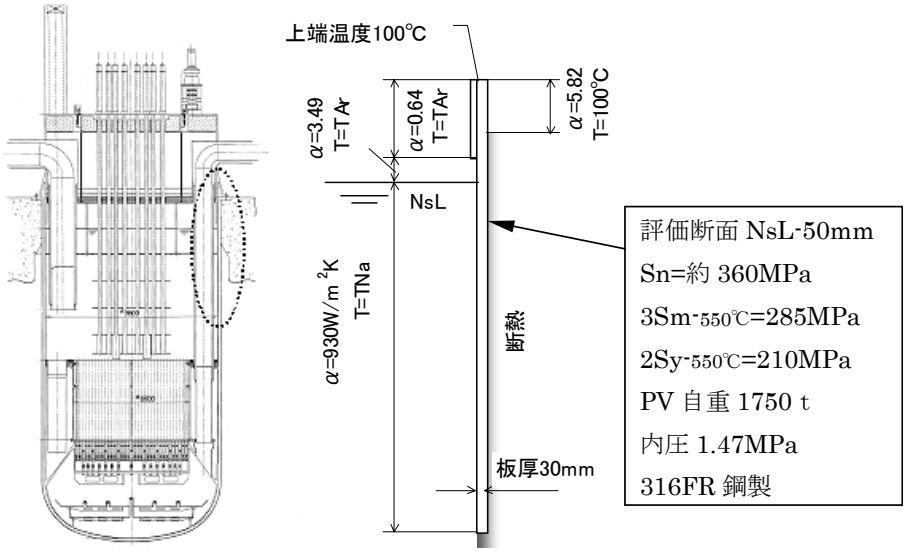


図 D.12　原子炉容器液面近傍部の解析条件

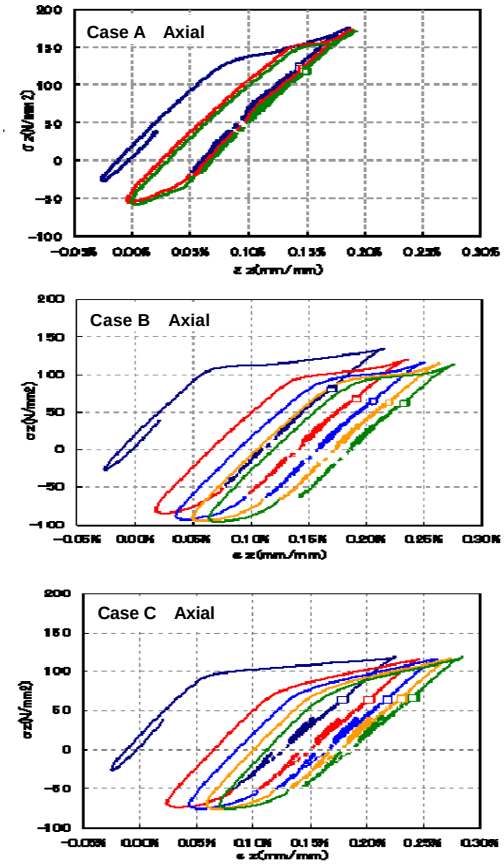


図 D.13　累積非弾性ひずみの試評価結果

５　熱荷重設定に関する指針

５．１　系統熱過渡荷重

高速炉の運転状態に伴う冷却材温度変化によって生じる熱応力は、系統熱過渡と呼ばれ、プラント機器にとって主要な荷重である。系統熱過渡荷重は、プラントの運用法と「システムパラメータ」の組合わせによって決まる。個々の「システムパラメータ」は変動範囲を持っていることから、系統熱過渡荷重の大きさもそれに応じて変化する。したがって、プラント機器はこれらの中でも最も厳しい荷重に耐えるように設計する必要がある。

従来の機器設計では、熱流動と構造とを個別に評価していた。すなわち、前者では「システムパラメータ」の変動に対する冷却材温度変化（以下、熱過渡条件という）の傾向を熱流動解析から把握し、これらの変動を包絡する保守的熱過渡条件を設定していた。具体的には、熱流動解析の結果を時間軸上のブレークポイントで区分し、各領域の最急勾配で接続した多直線による温度変化図を作る。さらに各線分に温度変化幅の拡幅係数と温度変化速度の増倍係数を掛け、接続することによって最終的な熱過渡条件をつくる（多直線化法)。次に、この熱過渡条件を構造設計側に受け渡し、その条件の下で許容される形状を構造解析によって求める、という手順を踏んでいた（図 D.14 左のフロー)。

これに対して、本研究で提案するのは、図 D.14 右側のフローのような熱流動と構

造の一貫評価により、「システムパラメータ」と発生熱応力の関係を直接把握する方法である[13]。これにより「システムパラメータ」の変動を考慮しても、熱過渡条件の保守的設定という過程を経ずに、パラメータの組合わせから客観的な熱過渡条件を決定することができる。

上記考えに基づき、本研究では、現実的なケース数の「システムパラメータ」とそれに対する「応力解析結果」を入力条件として、変動パラメータの組合わせの中から最大の熱応力を発生させる条件を設定する方法を指針化する。ここで、入力条件に関しては使用者側の責任としている。例えば、「システムパラメータ」の変動の他にも、「熱流動解析」の誤差が無視できないと判断した場合は、その範囲も使用者が入力しなければならない。解析誤差は数値計算法やモデル化手法に依存するため、基本的に解析者が最も適切に判断できるからである。「システムパラメータ」と「熱流動解析」の変動範囲を入力した場合は、両者を含めた最も厳しい組合わせによる熱過渡条件が設定される。

熱流動・構造一貫評価法を設計へ適用するうえでの課題は、膨大な解析ケースと計算時間の削減である。本研究では実験計画法と熱流動－構造統合解析コードの使用によりこの問題の解決を図った。実験計画法とは、条件割付の直交性を利用し、複数の因子が結果に与える影響を少ない試行回数で合理的に得る手法である。また、同時に要因効果分析の機能により因子が結果に与える影響度も定量評価できる[例えば 14]。熱流動解析－構造統合解析コードは、種々のシステムパラメータの入力から冷却材温度変化と熱応力の応答計算を短時間で実行するものである[15]。

実用化炉の中間熱交換器の上部管板（図 D.14）を対象として本手法を適用し、系統熱過渡荷重評価の合理化効果を確かめた。上部管板は、中間熱交換器が 1 次系ポンプと合体型の新しい構造をしていることから円環状で、上部プレナム容積が小さいことから厳しい系統熱過渡荷重を受ける。なお、この管板は 1 ・ 2 次ナトリウム系の 4 つの熱的境界条件を有する最も複雑な設計部位の一つでもある。代表的熱過渡事象として原子炉手動トリップを選定すると、系統熱過渡に関与する複数の設計因子の影響度を定量評価するために必要な解析ケース（各因子の変動パラメータの全組合わせ）は 4、374 通りとなる。これを、実験計画法を用いて 18 ケースに絞った。そのうえで対応する 18 ケースの熱過渡解析を実施し、各条件下での代表部位における熱応力を評価した。

実験計画法からは、設計因子の感度分析により、全組合わせ（4、374 ケース）に対する最大応力値が推定される。実験計画法による推定の妥当性を調べるため、最も厳しい設計因子を組合わせたケースでの熱応力を実際に追加解析した。代表部位における温度及び応力の時刻歴を、従来法である多直線化法により評価した結果と併せて図 D.16 及び図 D.17 に示す。本結果から、多直線化法と比べ、提案法により合理的な応力評価ができることを確認した。

実用化炉の中間熱交換器の上部管板（図 D.14）を対象として本手法を適用し、系統熱過渡荷重評価の合理化効果を確かめた。上部管板は、中間熱交換器が 1 次系ポン

プと合体型の新しい構造をしていることから円環状で、上部プレナム容積が小さいことから厳しい系統熱過渡荷重を受ける。なお、この管板は１・２次ナトリウム系の 4 つの熱的境界条件を有する最も複雑な設計部位の一つでもある。代表的熱過渡事象として原子炉手動トリップを選定すると、系統熱過渡に関与する複数の設計因子の影響度を定量評価するために必要な解析ケース（各因子の変動パラメータの全組合わせ）は 4,374 通りとなる。これを、実験計画法を用いて 18 ケースに絞った。そのうえで対応する 18 ケースの熱過渡解析を実施し、各条件下での代表部位における熱応力を評価した。

実験計画法からは、設計因子の感度分析により、全組合わせ（4,374 ケース）に対する最大応力値が推定される。実験計画法による推定の妥当性を調べるため、最も厳しい設計因子を組合わせたケースでの熱応力を実際に追加解析した。代表部位における温度及び応力の時刻歴を、従来法である多直線化法により評価した結果と併せて図 D.16 及び図 D.17 に示す。本結果から、多直線化法と比べ、提案法により合理的な応力評価ができることを確認した。

５．２　サーマルストライピング荷重

原子力プラントの機器、配管において温度の異なる冷却材が合流する領域では、流体混合による不規則な温度ゆらぎが生じるため、繰り返し熱応力による構造材の高サイクル疲労破損に留意する必要がある。この現象は、サーマルストライピング(Thermal Striping)と称され、合理的な設計評価法の確立が望まれている。ここで、流体温度ゆらぎによって生じる熱応力は、流体温度振幅の他に、ゆらぎの周波数、熱伝達係数、及び構造の拘束条件によって変化する。そのため、応力の評価は必ずしも容易ではなく、従来は流体温度振幅に線膨張係数とヤング率を静的に掛け合わせて保守的に応力計算していた。

これに対し､図 D.18 に示すような流体温度ゆらぎが熱応力に変換されるまでのメカニズムに立脚した、周波数伝達関数に基づく合理的な熱応力評価手法を提案した [16)]。関数の入力は、流体温度変動$T_f(t)$を次式により無次元化して周波数領域で表したものである。

$$T_f^*(j\omega) = T_f(j\omega)/T_0 = \Im\left[T_f(t)/T_0\right] \tag{1}$$

ここで、T_0 は代表温度である。図 D.17 において、熱応力の周波数伝達関数$G\left(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b\right)$を用いると、流体温度ゆらぎに対する周波数領域の応力応答が以下のように求まる。ここで周波数伝達関数は、表面温度ゆらぎに変換する有効熱伝達関数$H(Bi, j\omega)$と表面温度ゆらぎ応力変動に変換する有効熱応力関数$S\left(x^*, j\omega, R_m, R_b\right)$の積で表される。

$$\sigma^*\left(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b\right) = G\left(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b\right) T_f^*(j\omega) \tag{2}$$

$$G\left(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b\right) = H\left(Bi, j\omega\right) S\left(x^*, j\omega, R_m, R_b\right) \qquad (3)$$

式(2)から得られた結果を次式のように逆フーリエ変換して有次元化すると、応力の時刻暦が求まる。

$$\sigma\left(x, h, t, R_m, R_b\right) = \frac{E\alpha T_0}{1-\nu}\sigma^*\left(x, Bi, t^*, R_m, R_b\right) = \frac{E\alpha T_0}{1-\nu}\Im^{-1}\left[\sigma^*\left(x^*, Bi, j\omega, R_m, R_b\right)\right] \qquad (4)$$

ただし、E:ヤング率、α:線膨張率、ν:ポアソン比である。

周波数伝達関数を利用した応力評価法の合理性について確認するため、図 D.19 に示す熱流動試験によって得られたランダムな流体温度ゆらぎ計測データを入力として、以下の 3 ケースの比較を行った[17]。

(a) 従来法 : 線膨張係数とヤング率を静的に掛け合わせて算出した応力により疲労損傷係数を計算

(b) 提案法：式(3)による応力評価結果に基づき疲労損傷係数を予測

(c) FEM（参照解）：リファレンス用として FEM 解析によって求めた応力から損傷係数を予測

上記の 3 通りの方法で計算した疲労損傷係数 D_f を表 D.4 に示す。本結果から、提案法によって合理的かつ高精度の疲労損傷評価が可能となることが分かる。

表 D.4　疲労損傷評価結果の比較

(a) 従来法	(b) 提案法	(c) FEM（参照解）
$D_f = 3.75\times10^{-3}$	$D_f = 7.60\times10^{-6}$	$D_f = 7.37\times10^{-6}$

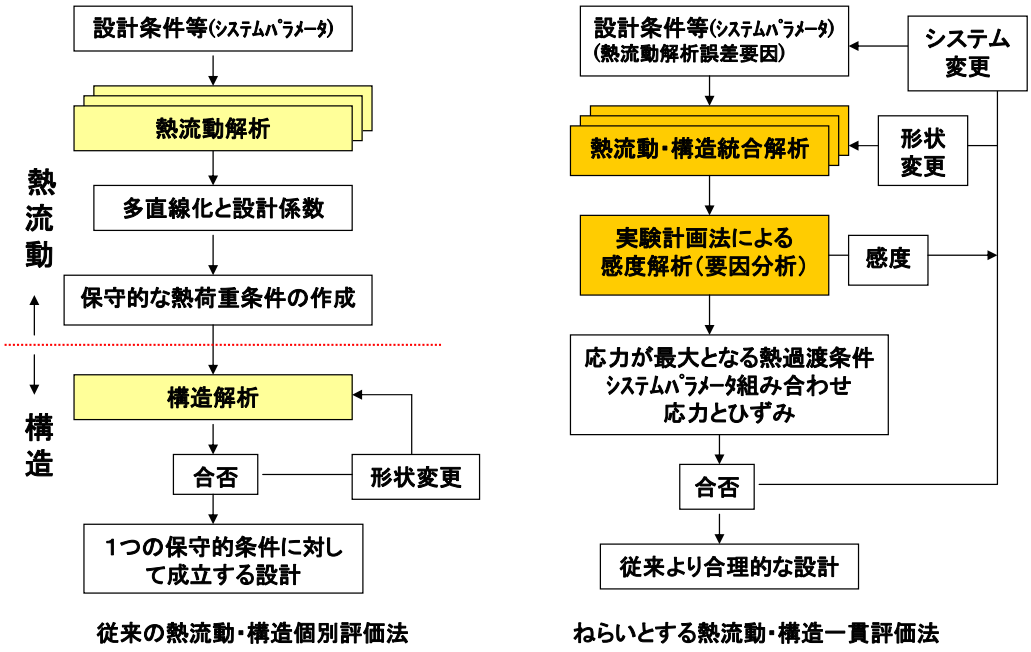


図 D.14　熱流動・構造一貫評価による系統熱過渡荷重設定法

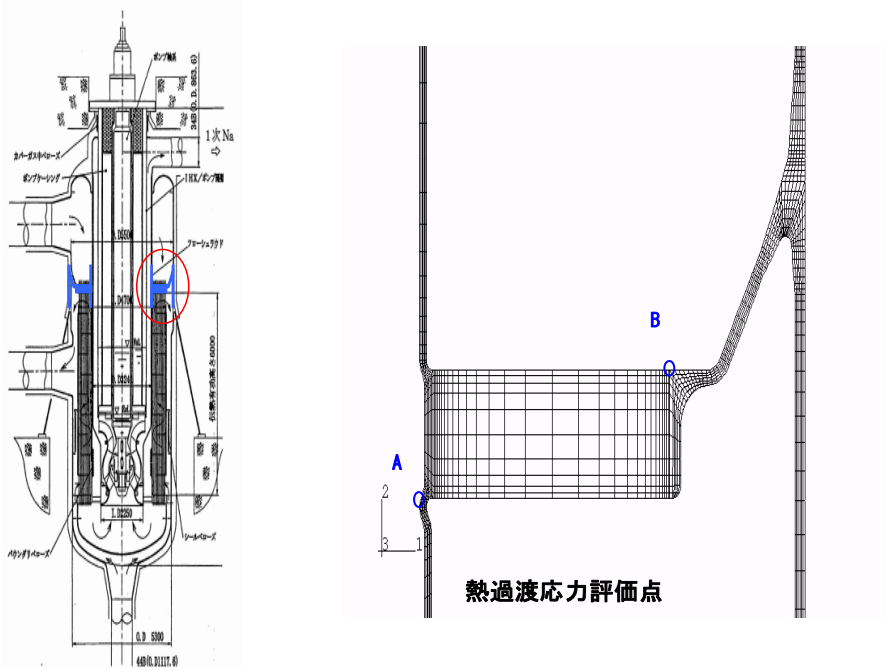


図 D.15　中間熱交換器管板の系統熱過渡評価

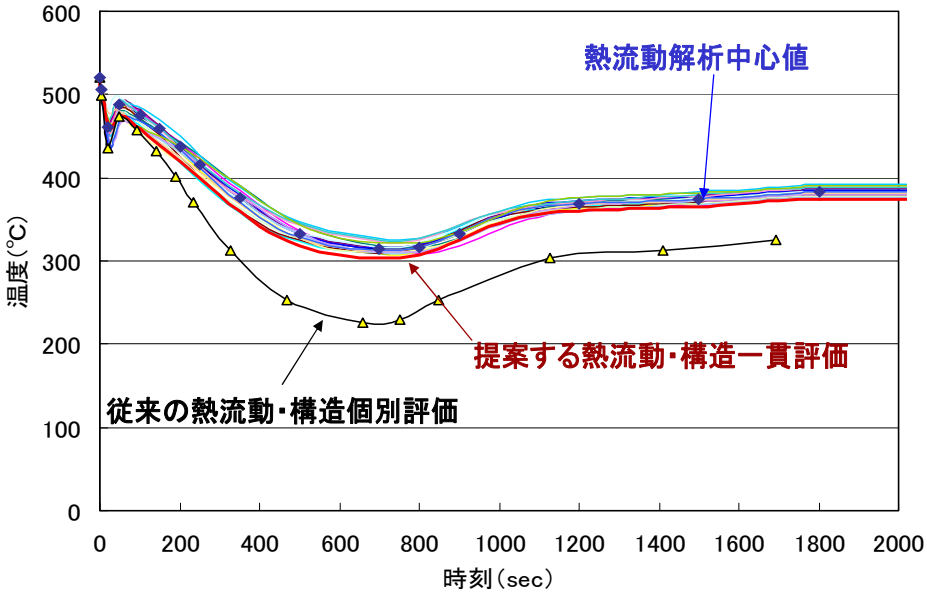


図 D.16　中間熱交換器管板の熱過渡条件(2 次側出口)

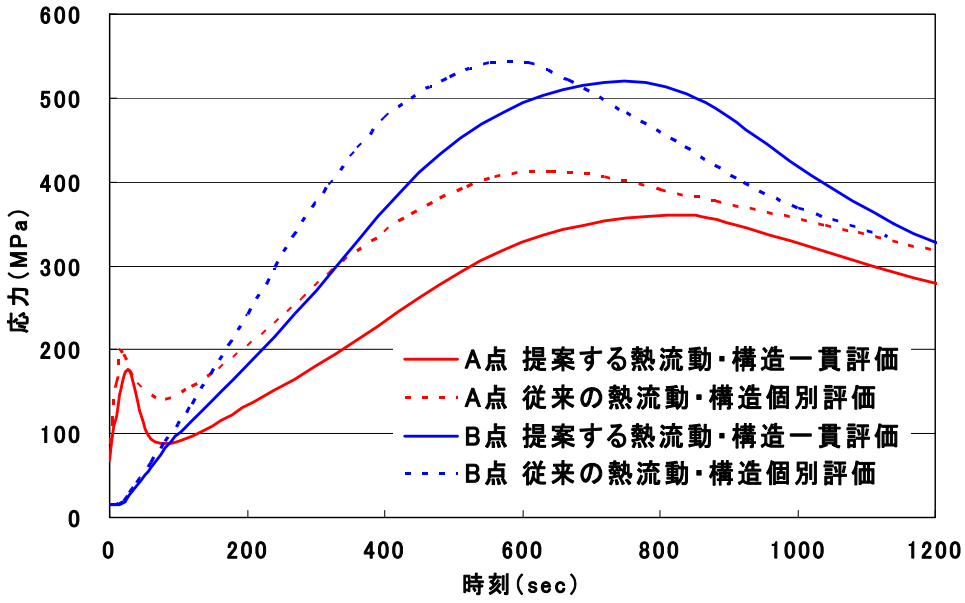


図 D.17　中間熱交換器管板の熱過渡応力の評価結果

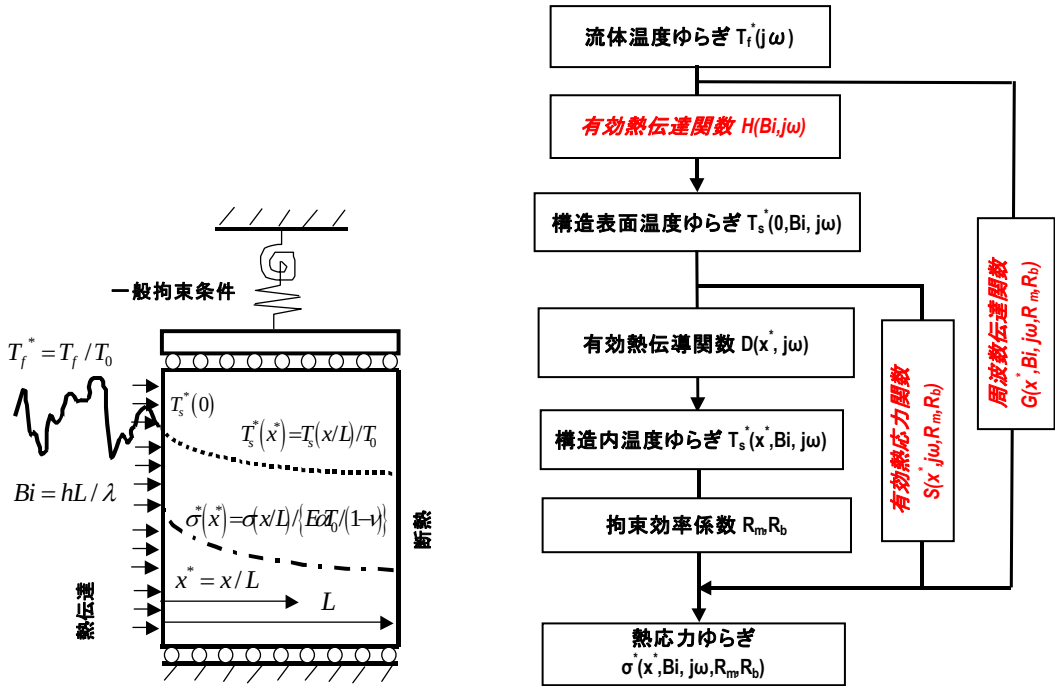


図 D.18　熱応力の発生機構と伝達関数による記述

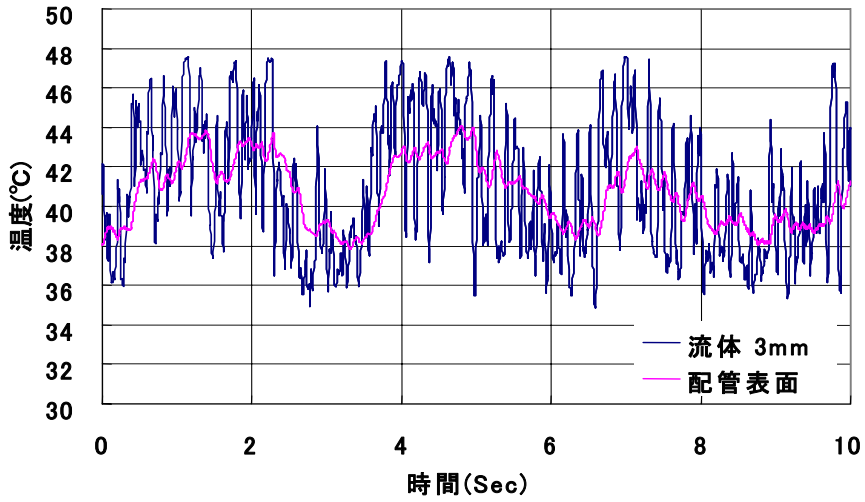
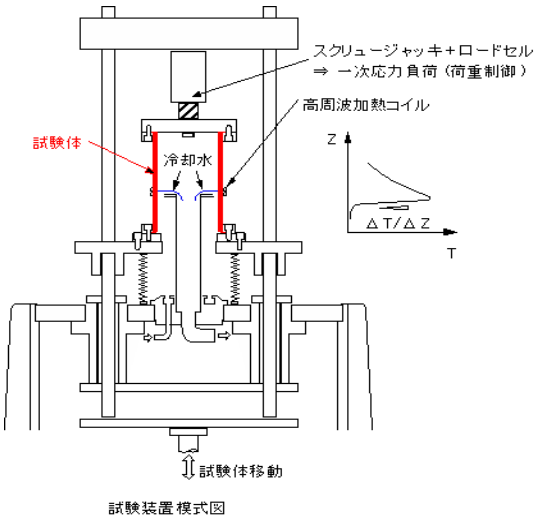


図 D.19　サーマルストライピング熱流動試験体と試験結果

6．今後の計画

2005 年度までの実用化戦略調査研究フェーズ２期間内に優先的に扱う課題に対して、具体的な解決策を提示した。今後は、提案法の適用性や精度を検証するための試験研究が中心となる。図 D.20 は原子炉構造液面近傍部を対象とした構造物試験の例である。本試験では、非弾性設計解析指針の検証のためのひずみ計測と、ラチェット疲労限界確認のための強度データの取得を目的としている。

これまで述べてきた課題に加え、基準の開発を通してシーズとして挙がってきている、あるいは指摘されている破損防止に関する課題がある。これらについて、現段階では設計の制限となってないことから､本報で述べた課題を優先することとするが、長期的課題として継続的に取り組む必要があると考えている。例えば、長時間クリープ疲労強度の予測精度の改善、詳細非弾性構成式の設計への適用、高サイクル疲労線図の整備、新技術の段階的追加によって複雑化した基準体系の改善、多次元熱流動解析に基づく熱荷重評価などの課題が挙げられる。



測定項目：

○ 変形・ひずみ：ラチェットひずみ（非弾性解析の検証）

○ き裂発生：クリープ疲労（破損クライテリアの検証）

温度	：1000℃
温度勾配	：70℃/mm
ーク範囲	：200mm
ーク速度	：2mm/min~20mm/min
応　力	：max 7ton

1次応力は実証炉より高めの条件とする

図 D. 20　原子炉構造液面近傍部ひずみ計測及び破損限界試験

７．おわりに

実用化高速炉の構造設計の特徴を整理し、実用化高速炉構造設計基準の策定に必要な研究課題を摘出した。こうした課題を解決するための具体策として、(1)機器の使用条件に応じて合理的に破損を防止するための高度化クライテリア、(2)非弾性変形を高精度で評価するための非弾性設計解析に関する指針、及び(3)熱荷重を合理的に評価するための熱荷重設定に関する指針の考え方を提示した。さらに、こうした提案による合理化効果を示すための設計適用例、及びこれまでに得られた検証例を紹介した。

参考文献

1) ASME,'Background of the ASME Boiler and Presure Vessel Code for design of elevated temperature class1 components in Sec.Ⅲ', New York,(1974)
2) 永田他, '高速炉用高温構造設計基準に関する研究開発',動燃技報,No.65 pp39/71,(1988)
3) Kawasaki,N. et.al., Recent Design Improvements of Elevated Temperature Structural Design Guide for DFBR in Japan, SMiRT15, Div.F, F04/4,(1999)
4) Afcen, 'Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island(RCC-MR)', Paris,(1985)
5) 野田 宏,高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の取組み状況,原学会誌,Vol.42,No.7,(2000)
6) 笠原直人,浅山 泰,森下正樹, 耐熱設計思想に基づく高温構造設計基準の検討, 圧力技術, 第 39 巻,第 5 号,pp26/38,(2001)
7) 笠原直人,森下正樹,堂崎浩二,田中良彦,柴本 宏, 実用高速炉構造設計基準の開発課題, 機械学会, 年次大会講演論文集（Ⅰ）,pp433/434,(2002)
8) (財)電力中央研究所,平成 14 年度 発電用新型炉技術確証試験(高温構造健全性評価技術確証試験)
9) Dhalla,A.K. et al.,'Simplified Methods, in Reccommennded Practice in Elevated Temperature Design: A Compendium of Breeder Reactor Experiences, Vol.II - Preliminaly Design and Simplified Methods',WRC Bulletin 362, WRC, New York,(1991)
10) 朝田泰英,非弾性解析の有効性と限界,機械学会,材料力学部門講演会,164,(1994)
11) 笠原直人,島川貴司,安藤昌教, 非弾性解析による設計アプローチ, 機械学会, 計算力学講演会論文集,117,pp33/34,(2001)
12) Y.Takahashi, N.Ohno, G.Yagawa, "Improvement of Structural Integrity Assessment Guideline for Fast Reactor Components Part I: Evaluation of Defects-free Structures", Central Research Institute of Electric Power Industry, Nagoya University, University of Tokyo, SMiRT16, No.F1426,(2001).

13) 笠原直人,神保雅一,細貝広視, 熱流動－構造統合解析による高速炉プラントの系統熱過渡荷重緩和法, サイクル機構, サイクル技報　16 号 pp81/92,(2002)
14) William Y. Fowlkes and Clyde M. Creveling, Engineering Methods for Robust Product Design: Using Taguchi Methods in Technology and Product Development, Prentice Hall PTR, (1995)
15) Naoto Kasahara and Masaaki Inoue, Object Oriented Design Procedure for Nuclear Components Against Thermal Transient Stress, ASME, PVP-Vol.360, Pressure Vessel and Piping Codes and Standards,(1998)
16) N.Kasahara and H.Takasho., Stress response functions to multi-dimensional spatial fluctuations of fluid temperature, ASME, PVP-Vol.443-1, pp25/31, (2002)
17) 笠原直人,上出英樹,五十嵐実,細貝広視　高正英樹, 周波数特性に着目した流体温度ゆらぎによる熱疲労損傷の評価法, 機械学会, 材料力学部門講演論文集 pp415/416,(2002)

付録Ｅ　免震技術開発

安全で経済的な高速増殖炉等の実現に向けて、高速増殖炉の構造上の特徴（高温、薄肉構造等）を十分に考慮した合理的な免震設計技術を開発するため、経済産業省「発電用新型炉技術確証試験」及び電力共通研究「高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究」が実施されている。

地震荷重に対する対処としては、実証炉設計研究においては積層ゴムを用いた建屋水平免震技術を採用し、主要機器への地震荷重の低減により物量低減を実現した。地震動は本来３次元的であり、近い将来上下動についても動的解析による設計評価が求められる趨勢にあることなどの状況を踏まえると、実用化高速増殖炉においては、上下も含む３次元の免震システムにより機器への地震荷重を抜本的に緩和する方策が有望である。３次元免震により、設計標準化と一層の物量削減を通じた経済性向上に加えて、炉心構成要素の浮き上がり防止や反応度投入の抑制等に対する設計成立性の飛躍的拡大と安全性の向上が期待できる。このため、３次元免震技術の開発は炉共通の枢要技術として位置付けられている。

ここでは、３次元免震開発における地震条件の設定、３次元免震概念に対する性能要求及び３次元免震として有望と考えられる建屋全体３次元免震方式と建屋全体水平免震＋機器上下免震方式に関する検討結果をまとめた。

1. ３次元免震開発における地震条件の設定

地震条件は、３次元免震開発の最重要条件を構成すると同時に長周期成分を含む地震波の分析が研究途上にあること、さらに、現在、耐震設計基準類が見直されている最中であることから、３次元免震開発において考慮する地震条件は以下のような位置付けを与えて暫定することとした。

① ３次元免震装置開発用とする
② サイト選定時には別途サイト条件にもとづく設計用地震動を策定する
③ 開発する３次元免震装置の性能・機能には相応の余裕を確保する

これらを踏まえ、３次元免震開発において考慮する地震条件として Case Study S2 波を暫定することとした。Case Study S2 波を図 E.1 に示す。本地震波は、FBR 電共研にて検討した水平免震装置開発用に設定された模擬地震波と同じであり、やや長周期側では速度スペクトル 2m/s(h=5%)を有し、短周期側のスペクトルについては、国内 5 プラントの設計用地震動を包絡して設定されている。

なお、３次元免震開発用としてクリティカルとなると考えられるのは上下方向地震動であるが、既往の知見を参考に振幅については速度スペクトルで上下/水平比率＝0.6 と設定した。位相特性については、水平方向模擬地震波ではメキシコ地震の際の La Union における観測波の水平方向観測位相を用いたが、上下方向模擬地震波では上下方向の観測位相とした。

Case Study S2 波のスペクトルを地震観測記録と比較する。既往国内サイトの設計

用地震動、兵庫県南部地震時の神戸大学ならびに神戸海洋気象台での観測記録、トルココジャエリ地震観測記録、台湾集集地震観測記録をそれぞれ Case Study S2 波と比較すると、Case Study S2 波は観測記録の上限には近いが、観測記録を完全に包絡しているわけではなく、部分的には Case Study S2 波を上回る記録もあることが分かる。

このことから、Case Study S2 波は、3 次元免震装置開発用の暫定波であり、この条件にて装置を開発し、プラント設計時にサイト依存の設計用地震波で免震装置をはじめとするプラント全体の安全性を確保することで、地震動の問題は解決されると考えられる。しかしながら、3 次元免震開発において考慮する地震条件については、今後とも、軽水炉での関連研究の動向に注目しつつ Case Study S2 波の位置付けにつき検討することとする。

参考文献

(1) 梅木克彦他、「FBR システム技術検討書」（平成 12 年度報告）核燃料サイクル開発機構、JNC TY9400 2001-012、2001 年 6 月

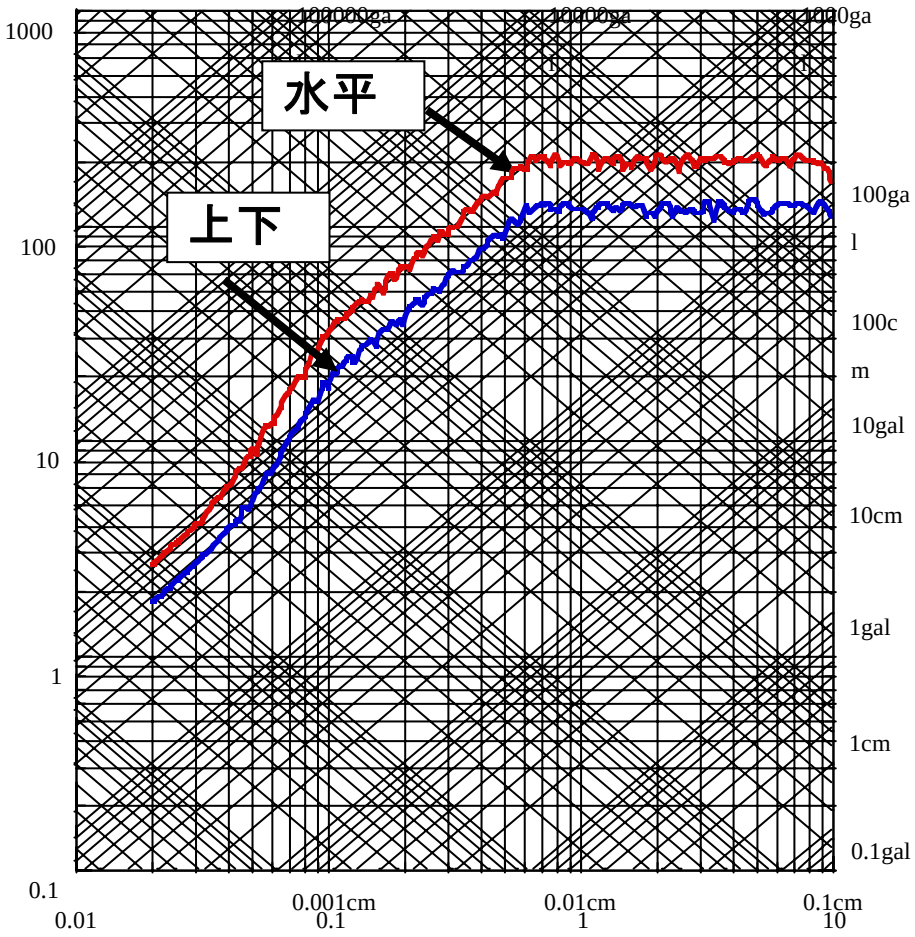


図 E.1　Case Study S2

2. ３次元免震概念に対する性能要求

実用化戦略調査研究における有望な高速増殖炉概念と３次元免震概念について、上下方向地震動に対するプラント機器成立性の観点から適合性を評価し、３次元免震システムへの性能要求条件を設定した。

2.1 対象プラント

対象プラントは、実用化戦略調査研究フェーズⅡにおいて検討されている概念であるナトリウム冷却大型炉（平成 12 年度検討炉、150 万 kWe、ツインユニット、以下、Na 大型炉）、ナトリウム冷却中型炉（平成 14 年度検討炉、75 万 kWe、4 モジュール炉、以下、Na 中型炉）、鉛ビスマス冷却中型炉（平成 13 年度検討自然循環炉、55 万 kWe、６モジュール炉、以下、鉛ビスマス炉）、ヘリウムガス冷却炉（平成 14 年度検討炉、110 万 kWe、ツインユニット、以下、ヘリウムガス炉）とした。対象プラント概要を表 E.1 に示す。

2.2 地震動と床応答曲線の設定

対象プラントの機器配置図をもとに建屋構造設計を行い、地震応答解析に必要なプラント重量や重心高さ等建屋構造緒元を設定した。なお、ヘリウムガス炉の機器配置は概略設計であるため、プラント重量は Na 中型炉の重量を基にしてヘリウムガス炉と Na 中型炉の運転床から下方の建屋体積比から算定した。

Na 大型炉について、建屋地震応答解析モデルを作成し、地震応答解析から原子炉容器支持位置及び上部基礎版上端位置の床応答曲線（水平、上下、回転）を設定した。

入力地震動は免震装置開発における地震条件の Case Study S2 波を使用した。上下動については、上下/水平の割合を 0.6 とした。

地震応答解析の実施対象とする３次元免震概念は、建屋全体 3 次元免震方式及び建屋水平免震＋機器上下免震方式の２方式とした。建屋全体 3 次元免震方式での解析方向は水平方向及び上下方向であり、建屋水平免震＋機器上下免震方式での解析方向は上下方向とした。

建屋地震応答解析モデルは、建屋が免震の採用により一体の剛体挙動を呈するため原子炉建屋及び補助建屋を１つの質点領域とし、重要な機器設備を内包する内部構造を１つの質点領域で構成する２軸モデルとした。解析モデルを図 E.2～図 E.4 に示す。

建屋全体 3 次元免震方式の水平モデルと上下モデルの違いは、原子炉容器支持位置での上下動抑制に有効であると考えられた壁ばねを上下解析モデルに考慮したことである。建屋水平免震＋機器上下免震方式では、機器上下免震のためコモンデッキを配置することにより、格納施設上部床を支持していた内部構造の円筒壁や床の一部を削除した。コモンデッキは内部構造と質点領域に上下ばねを介して支持されている。

免震層の水平、上下、回転剛性は、基礎版中央位置に集約したばねで評価した。水平免震特性は、初期周期 1.0 秒、免震周期 2.0 秒、降伏震度 0.1 とし、履歴特性はバイリニア型の非線形ばねとした。また、免震層の回転ばねは、免震装置が一様に配置

されていると仮定し免震層の上下振動数から算出した。回転ばね特性は線形ばねの扱いとした。上下方向ばねは回転ばねと同様に線形とした。減衰は上下ばね及び回転ばねに対して材料減衰を解析パラメータとして考慮した。

地盤ばねは上下方向の解析モデルに考慮し、水平地盤ばねは、水平免震装置の水平剛性が支持地盤の水平剛性に比べ著しく小さいため、免震建屋と地盤の相互作用がほとんどないことから、モデル化しないで下部基礎版位置から直接入力した。

建屋全体 3 次元免震方式及び建屋水平免震＋機器上下免震方式についての解析ケースを表 E.2 に示す。上下耐震の場合、免震装置の上下振動数 20Hz であるが、積層ゴムの形状を変えずに面圧を大きくして免震装置合理化を図る可能性があることを考慮して上下振動数 14Hz を追加した。

床応答曲線の算定位置は、水平方向及び上下方向ともに原子炉容器支持位置と上部基礎版上端とし、減衰 1%で床応答曲線を算定した。

Na 中型炉、鉛ビスマス炉及びヘリウムガス炉の床応答曲線は、建屋アスペクト比（基礎版長さ/建屋重心高さ）が Na 大型炉と同程度であることから、Na 大型炉の床応答曲線を建屋形状により補正して使用した。

また、上下方向床応答曲線は、原子炉容器の平面位置と基礎版中心位置が一致していない場合、水平地震力によるロッキング振動により原子炉容器位置に発生する上下方向の加速度を補正した。水平方向床応答曲線は、原子炉容器支持位置高さの増幅を補正した。回転加速度床応答曲線は運転床より下方の建屋剛性が非常に大きいため Na 大型炉の基礎版位置回転加速度を使用した。

2.3 評価対象機器の選定

Na 大型炉及び Na 中型炉については、燃料集合体を保有し、座屈評価の裕度が最も小さい原子炉構造及び上下変位が最も大きい機器である免震領域と非免震領域を連絡する給水蒸気配管及び 2 次系配管（渡り配管）を評価対象機器に選定した。また、鉛ビスマス炉については、燃料集合体及び熱交換器を原子炉容器内に配置している原子炉構造及び上下変位が最も大きい渡り配管を選定した。ヘリウムガス炉については、被覆粒子燃料炉心を保有する原子炉構造及び上下変位が最も大きい渡り配管を選定した。なお、ガスタービン発電機は現時点で設計が進んでいないため対象外とした。

2.4 評価基準の設定

Na 大型炉、Na 中型炉、鉛ビスマス炉及びヘリウムガス炉について、評価基準を設定した。評価項目については、原子炉構造に対しては炉心支持板の上下応答加速度、上下応答変位、面外変形、原子炉容器の座屈及び転倒モーメント、渡り配管の建屋端部変位(建屋全体 3 次元免震方式）、コモンデッキの変位（建屋水平免震＋機器上下免震方式）とした。評価基準を表 E.3 に示す。

原子炉構造の炉心支持板の上下応答加速度は、燃料集合体のパッド部長さ及びエントランスノズル嵌合部長さに相当する燃料飛び上がり量 50mm から設定した。炉心支

持板の上下応答変位及び面外変形は、制御棒引き抜き及び炉心のコンパクションによる投入反応度 1$から設定した。

原子炉容器の座屈は、DDS 座屈評価式により設定した。原子炉容器の転倒モーメントは、ヘリウムガス炉の原子炉容器が支持台上で固定されていない状態であるため、上向き力に対する原子炉容器の回転変位により配管破損を発生しないように設定した。

渡り配管の建屋端部変位は、地震時の慣性力、強制変位による応力及び定格出力時の熱膨張応力により水蒸気配管の強制変位の制限から設定した。コモンデッキの変位は、定格出力時の熱膨張応力、配管系の１次固有振動数、格納容器貫通部の２次系配管ベローズの疲労及び中間熱交換器と蒸気発生器及びポンプの上下変位差により２次系配管に発生する応力制限から設定した。

なお、安全性への影響を考慮して、評価項目の上下応答変位・面外変形、原子炉容器の座屈、渡り配管の建屋端部変位、コモンデッキの変位に対する補正を行った。

2.5 免震方式の適合性評価

Na 大型炉、Na 中型炉、鉛ビスマス中型炉及びヘリウムガス炉について、免震装置配置の観点から建屋全体３次元免震方式及び建屋水平免震＋機器上下免震方式に対する適合性を評価した。

Na 大型炉及び Na 中型炉に建屋全体３次元免震方式を採用した場合は、免震装置の配置が可能である見通しを得た。また、建屋水平免震＋機器上下免震方式を採用した場合は、建屋水平免震装置（積層ゴム）は配置が可能であるが、機器免震要素（皿ばね）の支持荷重 1,000 トンの制限によりコモンデッキスペースの拡幅が必要となる。

鉛ビスマス炉に建屋全体３次元免震方式を採用した場合は、免震装置の配置を可能にするためには、免震装置の支持荷重を 20%程度増加する必要がある。また、建屋水平免震＋機器上下免震方式を採用した場合は、原子炉構造の重量が約 17,000 トンと大きいため、皿ばね約 65 個の配置がコモンデッキに収まらないことや原子炉容器が側部支持であることにより皿ばねのメンテナンスが困難であることから適合しない。

ヘリウムガス炉に建屋全体３次元免震方式の適用は可能であるが、建屋水平免震＋機器上下免震方式は、鉄鋼材及び B_4C の放射線遮へい体が原子炉容器上部、動力変換容器上部、１次系配管上部等に必要となる。その遮へい体構造は、厚さ約 10～65cm、重量約 4,800 トンと大きな物量増加になるため適合が困難である。

2.6 ３次元免震システムへの性能要求条件の設定

Na 大型炉、Na 中型炉、鉛ビスマス炉及びヘリウムガス炉について、上下動に対するプラント機器成立性の観点から３次元免震システムへの性能要求条件を検討した。

建屋地震応答解析結果の床応答曲線を入力条件として、上下方向免震性能（振動数及び減衰定数）をパラメータとして機器耐震解析を行った。上下方向の免震装置の性能パラメータは、振動数 14Hz、3Hz、1.5Hz、1Hz、0.667Hz、0.5Hz、減衰定数 2%、

10%、20%、40%とした。

Na 炉の上下応答解析は、解析モデルを作成し構造とナトリウム流体の連成効果を取り入れて汎用 FEM 解析コード FINAS を用いて行った。Na 大型炉の解析モデルを図 E.5～図 E.7 に示す。

上下応答解析モデルは、炉心部を集中質量として炉心支持構造底板に付加し、上部プレナムと下部プレナムの間に連通孔を設けた。この面積は、上下のプレナム間に差圧が生じたときにプレナム間を移動する流体流量が実機と FINAS モデルで等しくなるように設定した。原子炉容器据付部のスカートを等価な上下ばねでモデル化した。

水平及び回転応答解析は、ばねマスモデルを作成し FINAS を用いて解析した。付加ナトリウム及び炉心部は、集中質量としてモデル化し周辺構造に付加した。原子炉構造据付部のスカート及び炉心支持構造スカート部は、それぞれ等価な回転剛性を回転ばねでモデル化した。

機器耐震解析の結果を Na 大型炉、Na 中型炉、鉛ビスマス炉及びヘリウムガス炉の機器耐震設計裕度として表 E.4～表 E.7 に示す。設計裕度（制限値/発生値）がすべての評価項目について 1.00 以上の範囲を３次元免震システムに対する性能要求条件と設定した。

参考文献

(1) 森下正樹，北村誠司他，「３次元免震構造に関する研究」（平成 13 年度共同研究報告書）核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社　JNC TY9400 2002-024，2003 年 1 月

(2) 森下正樹，北村誠司他，「３次元免震構造に関する研究」（平成 14 年度共同研究報告書）核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社　JNC TY9400 2003-009，2003 年 7 月

表 E.1　対象プラント概要

項　目	Na 大型炉	Na 中型炉	鉛ビスマス炉	ヘリウムガス炉
建屋の特徴	ツインプラント型複合建屋 2 原子炉建屋 1 補助建屋	モジュール型複合建屋 4 原子炉建屋 1 補助建屋 1 制御建屋	モジュール型複合建屋 6 原子炉建屋 2 補助建屋 1 制御建屋	ツインプラント型複合建屋 2 原子炉建屋 1 補助建屋
出　力 (kWe)	150 万 kWe×2	75 万 kWe×4	55 万 kWe×6	110 万 kWe×2
上部基礎版 寸法　(m)	58.2×94.5	76.0×83.0	81.4×99.1	66.0×101.0
建屋高さ (m)	FL＋60.5	FL＋61.5	FL＋72.5	FL＋79.5
建屋重心高さ (m)	20.82	20.68	24.2	31.6
アスペクト比 短辺、長辺	2.80、4.54	3.67、4.01	3.36、4.10	2.09、3.20
建屋重量 (MN)	2,433	2,649	4,933	4,140

アスペクト比：基礎版の振動方向長さ/重心高さ

表 E.2　解析ケース

免震方式	解析方向	地震波	上下免震の振動数 剛性 fv (Hz)	免震層上下減衰（hv）					
				2%	5%	10%	20%	40%	60%
建屋全体3次元	水平方向	ケース スタディ S2波 水平	20	Hfv200hv02					
			3	Hfv030hv02	Hfv030hv05	Hfv030hv10	Hfv030hv20	Hfv030hv40	Hfv030hv60
			1.5	Hfv015hv02	Hfv015hv05	Hfv015hv10	Hfv015hv20	Hfv015hv40	Hfv015hv60
			1	Hfv010hv02	Hfv010hv05	Hfv010hv10	Hfv010hv20	Hfv010hv40	Hfv010hv60
			0.667	Hfv007hv02	Hfv007hv05	Hfv007hv10	Hfv007hv20	Hfv007hv40	Hfv007hv60
			0.5	Hfv005hv02	Hfv005hv05	Hfv005hv10	Hfv005hv20	Hfv005hv40	Hfv005hv60
	上下方向	ケース スタディ S2波 上下	20	Vfv200hv02					
			14	Vfv140hv02					
			3			Vfv030hv10	Vfv030hv20	Vfv030hv40	
			1.5			Vfv015hv10	Vfv015hv20	Vfv015hv40	
			1			Vfv010hv10	Vfv010hv20	Vfv010hv40	
			0.667			Vfv007hv10	Vfv007hv20	Vfv007hv40	
			0.5			Vfv005hv10	Vfv005hv20	Vfv005hv40	
機器上下免震	上下方向	ケース スタディ S2波 上下	20	Vfv200hv02					
			14	Vfv140hv02					
			3			Vfv030hv10	Vfv030hv20	Vfv030hv40	
			1.5			Vfv015hv10	Vfv015hv20	Vfv015hv40	
			1			Vfv010hv10	Vfv010hv20	Vfv010hv40	
			0.667			Vfv007hv10	Vfv007hv20	Vfv007hv40	
			0.5			Vfv005hv10	Vfv005hv20	Vfv005hv40	

（注）機器上下免震において、水平免震装置の上下振動数は fv=20Hz とする。

表 E.3　評価基準

項　目		Na 大型炉	Na 中型炉	鉛ビスマス炉	ヘリウムガス炉
炉心支持板中心の上下の応答加速度（m/s²）	fv=20Hz	24	24	9.8	9.8
	fv=3Hz	14	14		
	fv=1.5Hz	11	11		
	fv=1Hz	9	9		
	fv=0.667Hz	8	8		
	fv=0.5Hz	6	6		
投入反応度	炉心支持板中心の上下変位（mm）	6.5	6.5	13	―
	炉心支持板の面外変形（mm）	1.6	1.6	1.5	―
原子炉容器の座屈	評価式	高速増殖炉実証炉構造設計方針の座屈評価式（必要安全率は 1.35）			―
原子炉容器の転倒モーメント	評価式	―	―	―	転倒モーメント＜復元モーメント
建屋端部の変位（建屋全体３次元免震方式）（m）		0.7	0.7	0.7	0.7
コモンデッキの変位（建屋水平免震＋機器上下免震方式）（m）		0.12	0.12	―	―

表 E.4　Na 大型炉の機器耐震設計裕度

免震方法	建屋全体3次元免震				建屋水平＋機器上下免震		
免震層の上下特性	免震層上下方向の減衰定数				免震層上下方向の減衰定数		
	2%	10%	20%	40%	10%	20%	40%
14Hz	0.32	—	—	—	—	—	—
	0.26	—	—	—	—	—	—
	0.20	—	—	—	—	—	—
	0.28	—	—	—	—	—	—
	1.79	—	—	—	—	—	—
3Hz	—	1.07	1.20	1.12	0.90	1.11	1.24
	—	1.31	1.37	1.23	1.08	1.22	1.24
	—	0.81	0.82	0.73	0.68	0.72	0.69
	—	0.97	0.99	0.77	0.92	0.95	0.72
	—	1.91	2.02	2.22	4.59	6.41	8.68
1.5Hz	—	1.10	1.46	1.43	1.07	1.47	1.53
	—	2.00	2.51	2.30	1.93	2.51	2.42
	—	1.34	1.66	1.51	1.28	1.64	1.54
	—	0.89	0.89	0.78	0.87	0.88	0.78
	—	1.99	2.40	3.10	1.25	2.02	3.14
1Hz	—	1.32	1.65	1.74	1.30	1.67	1.82
	—	2.95	3.50	3.38	2.88	3.50	3.48
	—	1.96	2.29	2.16	1.92	2.26	2.19
	—	1.00	1.02	0.88	0.98	1.01	0.87
	—	1.83	2.20	2.89	0.82	1.18	1.98
0.667Hz	—	1.66	2.19	2.00	1.65	2.23	2.06
	—	4.20	5.19	4.56	4.20	5.23	4.69
	—	2.87	3.36	3.05	2.87	3.29	3.11
	—	0.96	1.00	0.98	0.95	0.98	1.00
	—	1.34	1.66	2.24	0.52	0.81	1.24
0.5Hz	—	1.78	2.30	1.98	1.80	2.34	2.03
	—	6.04	7.33	5.84	6.10	7.49	5.94
	—	4.08	4.83	3.63	4.18	4.97	3.62
	—	1.15	1.15	1.14	1.12	1.13	1.13
	—	0.96	1.27	1.83	0.43	0.66	0.91

設計裕度=制限値/発生値

*評価項目は上から
炉心支持板の上下加速度
炉心支持板の上下変位
炉心支持板の面外変形
原子炉容器の座屈
建屋変位又はコモンデッキ変位

表 E.5　Na 中型炉の機器耐震設計裕度

免震方法	建屋全体3次元免震				建屋水平＋機器上下免震		
免震層の上下特性	免震層上下方向の減衰定数				免震層上下方向の減衰定数		
	2%	10%	20%	40%	10%	20%	40%
14Hz	0.49	—	—	—	—	—	—
	0.53	—	—	—	—	—	—
	0.60	—	—	—	—	—	—
	0.50	—	—	—	—	—	—
	1.80	—	—	—	—	—	—
3Hz	—	1.09	1.25	1.34	1.05	1.37	1.41
	—	2.34	2.61	2.71	2.27	2.92	2.84
	—	2.55	2.88	2.99	2.49	3.21	3.11
	—	1.00	1.06	0.96	0.90	0.96	0.96
	—	2.05	2.31	2.76	4.59	6.41	8.66
1.5Hz	—	0.91	1.24	1.38	0.97	1.44	1.62
	—	2.54	3.40	3.68	2.74	4.01	4.32
	—	2.79	3.76	4.24	3.01	4.35	4.64
	—	0.82	0.89	0.79	0.94	1.03	1.04
	—	1.94	2.34	3.03	1.25	2.02	3.13
1Hz	—	1.03	1.26	1.37	1.18	1.56	1.94
	—	3.51	4.18	4.63	4.10	5.36	6.43
	—	3.77	4.51	5.36	4.46	6.01	6.84
	—	0.94	1.00	0.95	1.03	1.07	1.10
	—	1.72	2.06	2.73	0.82	1.18	1.97
0.667Hz	—	1.11	1.43	1.38	1.50	2.07	2.21
	—	4.12	5.27	5.30	5.85	7.93	8.18
	—	4.53	5.79	6.30	6.51	8.70	8.76
	—	1.01	1.06	0.97	1.09	1.13	1.13
	—	1.18	1.44	1.95	0.52	0.81	1.24
0.5Hz	—	1.04	1.23	1.94	1.68	2.32	2.00
	—	5.12	5.98	9.57	8.77	11.94	9.82
	—	5.60	6.62	11.18	9.75	13.04	10.52
	—	1.12	1.10	1.20	1.13	1.16	1.15
	—	0.79	1.06	1.53	0.43	0.66	0.91

設計裕度=制限値/発生値

*評価項目は上から
炉心支持板の上下加速度
炉心支持板の上下変位
炉心支持板の面外変形
原子炉容器の座屈
建屋変位又はコモンデッキ変位

表 E.6　鉛ビスマス炉の機器耐震設計裕度

免震方法	建屋全体３次元免震			
免震層の上下剛性	免震層上下方向の減衰定数			
	2%	10%	20%	40%
14Hz	0.14	－	－	－
	0.19	－	－	－
	0.18	－	－	－
	0.39	－	－	－
	1.80	－	－	－
3.0Hz	－	0.39	0.43	0.38
	－	0.52	0.56	0.50
	－	0.52	0.55	0.54
	－	0.55	0.64	0.63
	－	2.05	2.31	2.75
1.5Hz	－	0.69	0.82	0.78
	－	0.92	1.10	1.03
	－	0.90	1.08	1.12
	－	0.79	0.82	0.81
	－	1.90	2.29	2.98
1.0Hz	－	0.98	1.10	1.00
	－	1.31	1.47	1.32
	－	1.02	1.20	1.75
	－	0.96	1.00	0.95
	－	1.67	2.00	2.64
0.67Hz	－	1.36	1.51	1.33
	－	1.83	2.02	1.78
	－	1.16	1.59	2.87
	－	1.13	1.22	1.13
	－	1.12	1.37	1.86
0.5Hz	－	1.60	1.79	2.17
	－	2.15	2.40	2.88
	－	2.23	1.52	0.77
	－	1.21	1.29	2.23
	－	0.75	1.00	1.45

設計裕度=制限値/発生値

*評価項目は上から
炉心支持板の上下加速度
炉心支持板の上下変位
炉心支持板の面外変形
原子炉容器の座屈
建屋変位又はコモンデッキ変位

表 E.7　ヘリウムガス炉の機器耐震設計裕度

免震方法	建屋全体3次元免震			
免震層の上下特性	免震層上下方向の減衰定数			
	2%	10%	20%	40%
14Hz	0.08 0.12 1.80	ー ー ー	ー ー ー	ー ー ー
3Hz	ー ー ー	0.56 0.51 2.06	0.62 0.54 2.32	0.56 0.50 2.76
1.5Hz	ー ー ー	0.74 0.63 2.00	0.94 0.70 2.41	0.88 0.63 3.12
1Hz	ー ー ー	1.09 0.78 1.83	1.33 0.85 2.18	1.35 0.78 2.88
0.667Hz	ー ー ー	1.51 0.86 1.29	1.96 1.00 1.59	1.64 0.86 2.14
0.5Hz	ー ー ー	2.06 1.04 0.89	2.57 1.10 1.19	2.26 1.14 1.71

設計裕度=制限値/発生値

*評価項目は上から
炉心支持板の上下加速度
復元モーメント/転倒モーメント
建屋変位

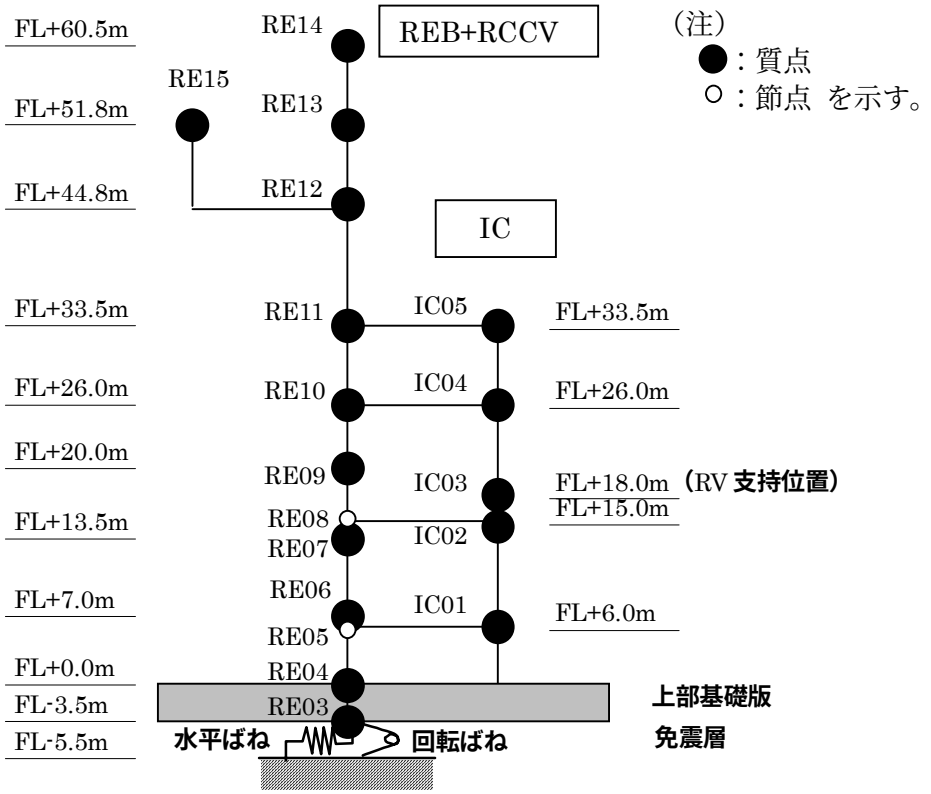


図 E.2　建屋全体 3 次元免震用水平方向解析モデル（NS、EW 方向）

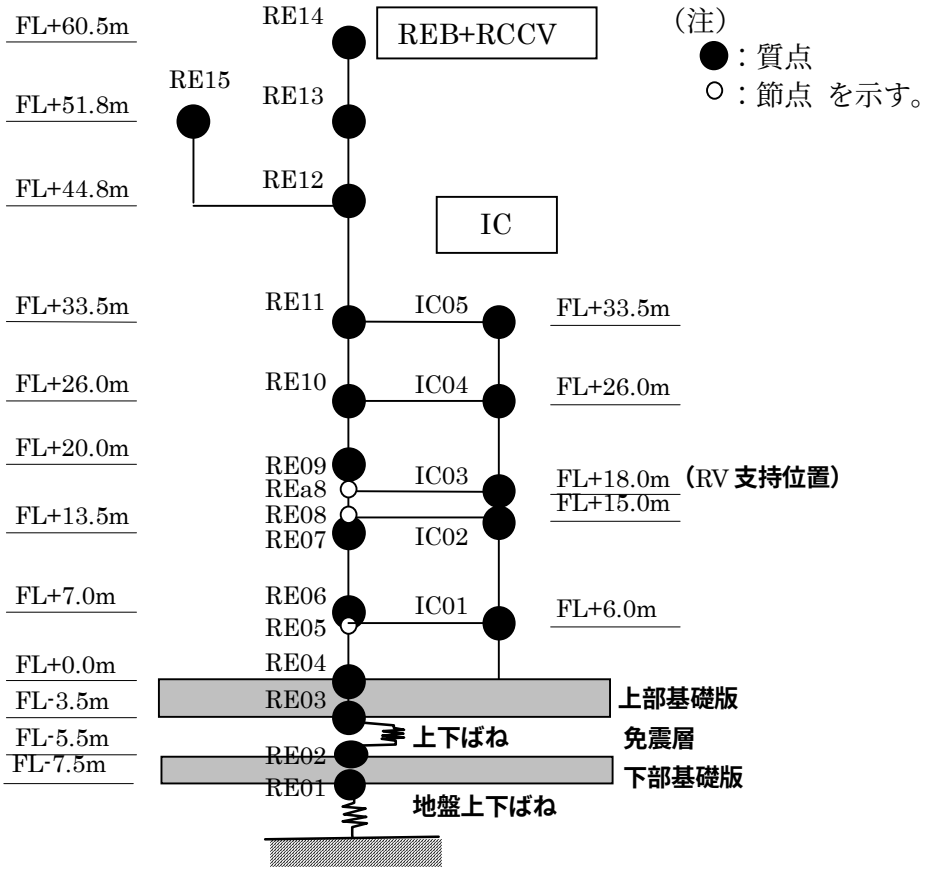


図 E.3　建屋全体 3 次元免震用上下方向解析モデル

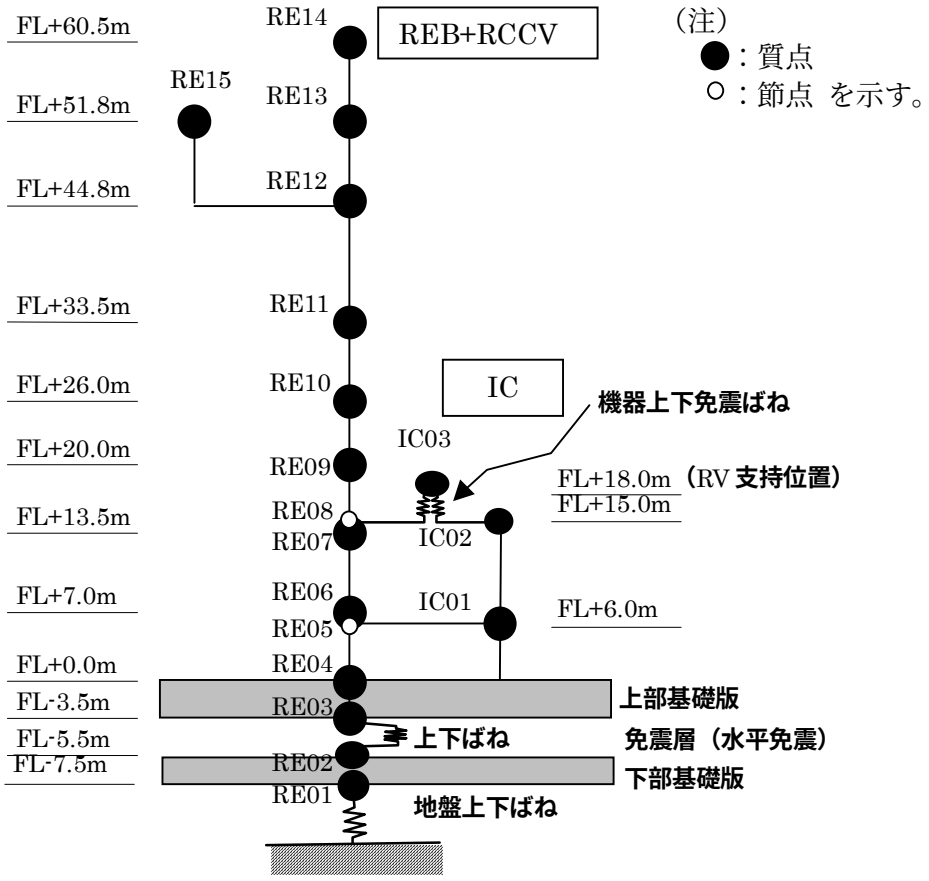


図 E.4 建屋水平免震＋機器上下免震用上下方向解析モデル

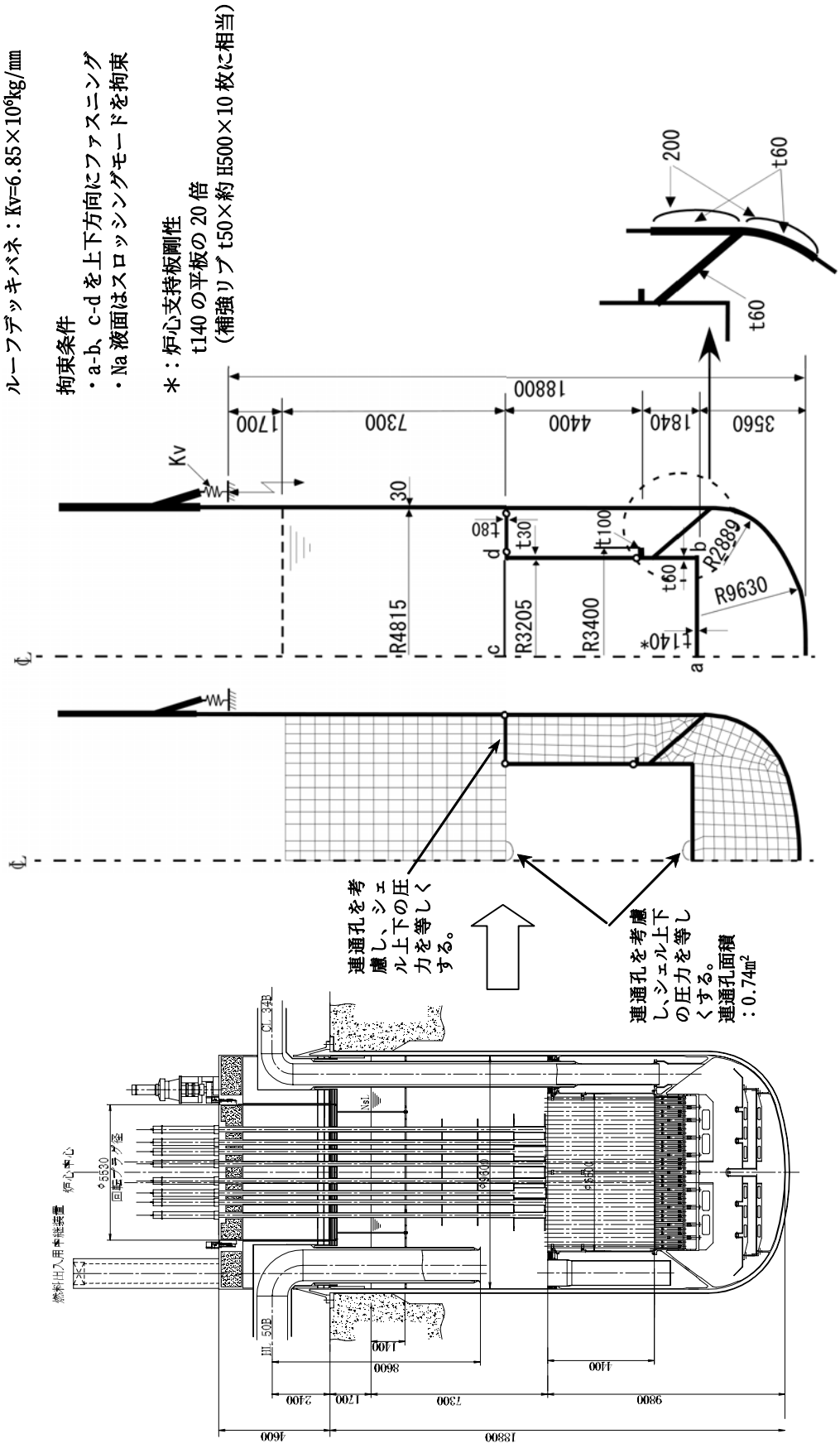
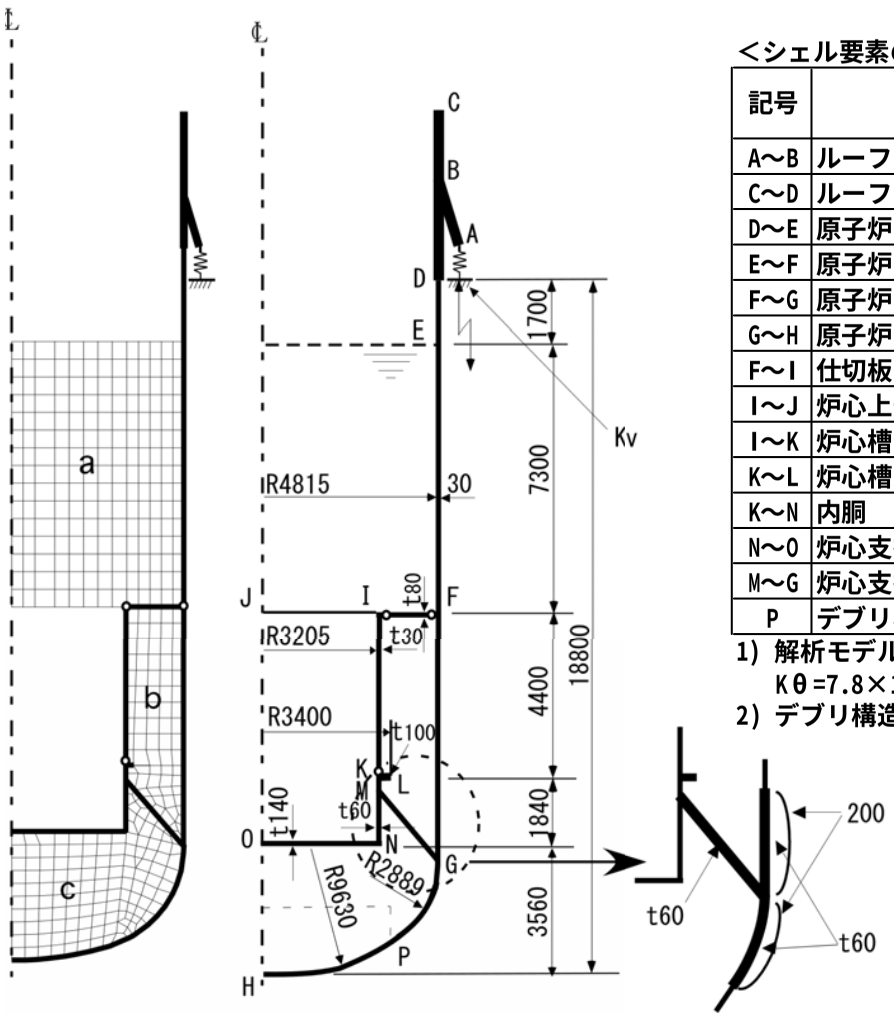


図 E.5　上下の応答解析モデル（1/2）



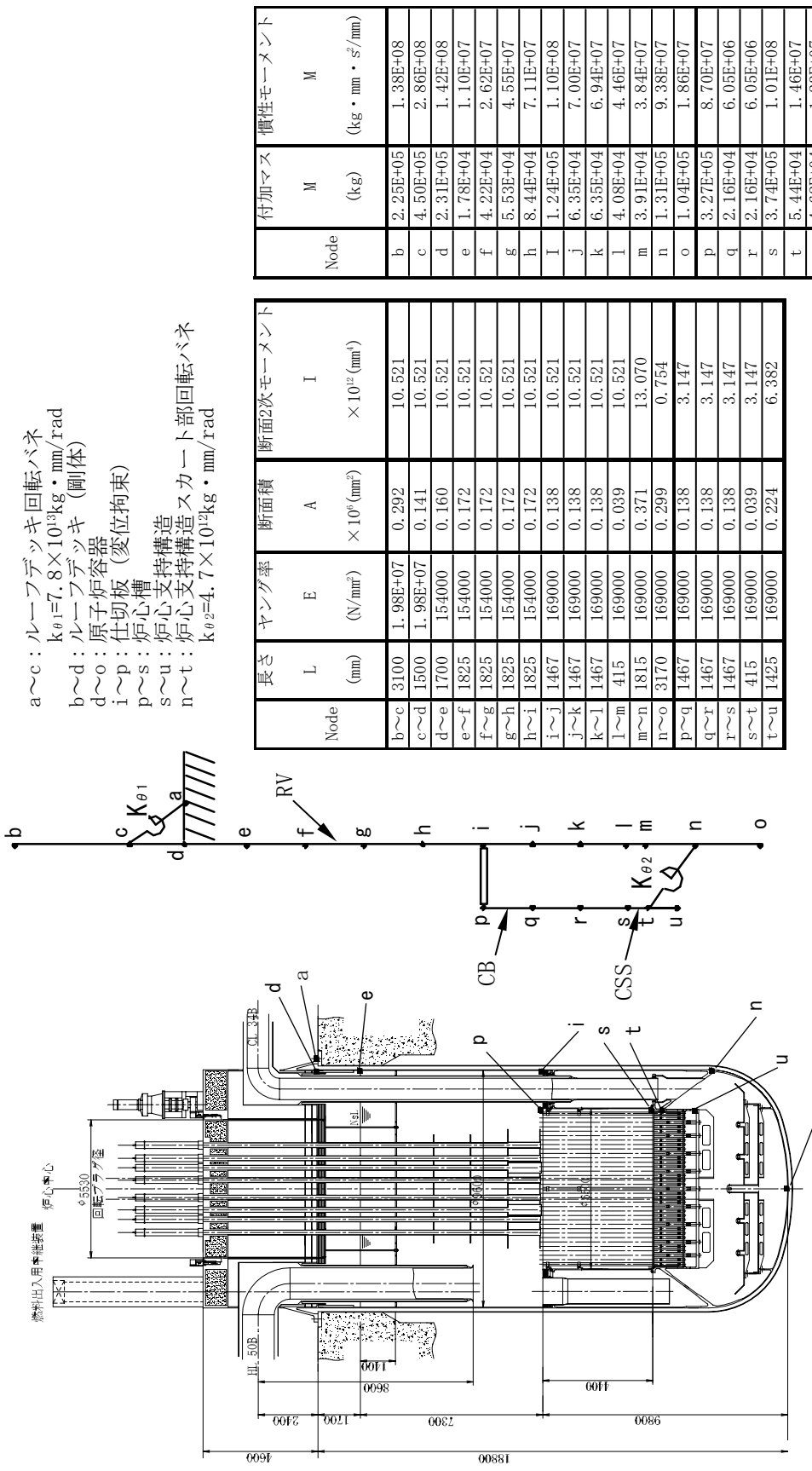
＜シェル要素の板厚及び物性値＞

記号	名称	板厚 (mm)	ヤング率 (kN/mm²)	ポアソン比 (-)	重量密度 (kg/m³)	付加重量 (kg)
A～B	ルーフデッキ支持スカート[1)]	1000	19600	0.3	9.80E-18	
C～D	ルーフデッキ[1)]	1000	19600	0.3	9.80E-18	900000
D～E	原子炉容器上部胴	30	154	0.3	8030	
E～F	原子炉容器上部胴	30	154	0.3	8030	36000
F～G	原子炉容器上部胴	30	169	0.3	8030	
G～H	原子炉容器下部鏡	30	169	0.3	8030	
F～I	仕切板	80	154	0.3	8030	
I～J	炉心上部板	10	154	0.3	8030	
I～K	炉心槽	30	169	0.3	8030	
K～L	炉心槽支持フランジ	100	169	0.3	8030	
K～N	内胴	60	169	0.3	8030	
N～O	炉心支持板構造底板	140	169	0.3	8030	665000
M～G	炉心支持スカート	60	169	0.3	8030	
P	デブリ構造支持部[2)]					20000

1) 解析モデルでは炉上部デッキは剛とし、等価な剛性をバネ（Kv=6.85×10^{12}kg/mm, Kθ=7.8×10^{13}kg・mm/rad）によりモデル化している。
2) デブリ構造支持部についてはモデル化せず、P点に重量を負荷した。

記号	名称	重量密度 (kg/m³)
a	上部プレナム	850
b	中間胴プレナム	850
c	下部プレンム	850

図 E.6　上下の応答解析モデル（2/2）



Node	長さ L (mm)	ヤング率 E (N/mm²)	断面積 A ×10⁶(mm²)	断面2次モーメント I ×10¹²(mm⁴)
b～c	3100	1.98E+07	0.292	10.521
c～d	1500	1.98E+07	0.141	10.521
d～e	1700	154000	0.160	10.521
e～f	1825	154000	0.172	10.521
f～g	1825	154000	0.172	10.521
g～h	1825	154000	0.172	10.521
h～i	1825	154000	0.172	10.521
i～j	1467	169000	0.138	10.521
j～k	1467	169000	0.138	10.521
k～l	1467	169000	0.138	10.521
l～m	415	169000	0.039	10.521
m～n	1815	169000	0.371	13.070
n～o	3170	169000	0.299	0.754
p～q	1467	169000	0.138	3.147
q～r	1467	169000	0.138	3.147
r～s	1467	169000	0.138	3.147
s～t	415	169000	0.039	3.147
t～u	1425	169000	0.224	6.382

Node	付加マス M (kg)	慣性モーメント M (kg・mm・s²/mm)
b	2.25E+05	1.38E+08
c	4.50E+05	2.86E+08
d	2.31E+05	1.42E+08
e	1.78E+04	1.10E+07
f	4.22E+04	2.62E+07
g	5.53E+04	4.55E+07
h	8.44E+04	7.11E+07
I	1.24E+05	1.10E+08
j	6.35E+04	7.00E+07
k	6.35E+04	6.94E+07
l	4.08E+04	4.46E+07
m	3.91E+04	3.84E+07
n	1.31E+05	9.38E+07
o	1.04E+05	1.86E+07
p	3.27E+05	8.70E+07
q	2.16E+04	6.05E+06
r	2.16E+04	6.05E+06
s	3.74E+05	1.01E+08
t	5.44E+04	1.46E+07
u	4.62E+04	1.23E+07

図 E.7　水平及び回転応答解析モデル

3. ３次元免震技術開発

3.1 建屋全体３次元免震

前項に記載の性能要求条件を満足する建屋全体３次元免震の概念として、機電メーカーや建築会社からアイディア募集を行い、提案された９つの案から平成 12 年度に６案を抽出した。これらの６案については平成 13 年度上期にフィージビリティ試験で性能確認を行った。さらに、その後の追加提案３案と、前記の６案の中から、平成 13 年度の 11 月に、以下の３つの方式を有望概念として採択した。

① ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置（清水建設提案の概念）
② 油圧機構を用いた３次元免震システム（IHI 提案の概念）
③ ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置（大林組提案の概念）

その後、この３つの有望概念について性能試験用の試験装置を製作して性能確認のための試験を行うとともに、システムの信頼性やプラントへの適用性、保守・補修性等に関する検討を行った。

これらの試験および検討結果を踏まえて、平成 15 年度の上期に開発候補概念を１つの方式に絞り込んだ。

以下に各有望概念の概要、候補概念の絞り込み結果を述べる。

3.1.1 ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置

ローリングシール型空気ばね３次元免震装置の概要を図 E.8 に示す。

本装置は、水平方向を既存の技術である「鉛入り積層ゴム」で、上下方向を大変形、耐圧性向上を図った「ローリングシール型空気ばね」で構成され、それぞれ独立に長周期化することにより、３次元免震を実現するものである。

本装置では、実績のある免震装置を組合せることにより高い信頼性と建設の低コスト化を図っている。

減衰性能は、水平方向については鉛入り積層ゴムにより、上下方向については、装置の作動筒部分に補助タンクを設け、絞り(オリフィス)による減衰効果を確保している。さらに、別置きの３方向に作動可能なオイルダンパーを建屋外周部に設置することにより、目標とする上下方向の減衰性能を確保することとしている。

なお、３次元免震装置を採用することにより、地震時に発生すると想定される建屋のロッキング（揺動）振動を抑えるための装置が必要になるが、これは次項の「油圧機構を用いた３次元免震システム」で提案されたロッキング抑制シリンダを採用することとした。

免震装置本体やダンパー、ロッキング抑制装置を含む、３次元免震システム全体の配置（Na 中型炉へ適用した場合）を図 E.9 に示す。

3.1.2 油圧機構を用いた３次元免震システム

「油圧機構を用いた３次元免震システム」の概念を図 E.10～図 E.11 に示す。

本システムは主要コンポーネントとして、鉛直荷重を支持する荷重支持シリンダ、水

平免震を行う鉛入り積層ゴム、および鉛直方向の柔らかいばねと高い減衰を発生させるアキュムレータユニット(図 E.10)からなる免震装置、及びロッキングを抑制するロッキング抑制シリンダ(図 E.11)から構成される。

ロッキング抑制シリンダは、効率良くロッキングを抑制するため、全数ではなく外周部の荷重シリンダを４基ずつグループ分けし、ロッキング抑制シリンダの一方の油室に連結する。もう一方の油室には、４基分のアキュムレータを接続する。ロッキング抑制シリンダには両ロッド型シリンダを使用し、隣り合うロッキング抑制シリンダとスイベルを介して連結ロッドで結合する。荷重支持シリンダ４基分の油が流出入できる容量、ストロークを確保する。

油圧機構を用いた３次元免震システムの配置(Na 中型炉へ適用した場合)を図 E.12 に示す。外周部以外のエリアはそれぞれの荷重支持シリンダごとに直接アキュムレータを連結するが､外周部のエリアは､４基の荷重支持シリンダごとにグループ分けし、荷重支持シリンダを介してアキュムレータに連結する。

3.1.3 ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね 3 次元免震装置

実機ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置の概要を図 E.13 に示す。本装置は、下部基礎版に設置した内筒と、原子炉建屋の上部に設置した外筒、および内筒と外筒の間に垂らしたゴムシート、補強繊維、ケーブルで構成し、これらの内側を圧縮空気室として、建物を支える空気ばねである。

地震時には、内外筒の径差により水平変形が可能であり、また空気の圧力により建物全体を浮上させるため、上下変形が可能となる。これにより、１つの装置で地震時に水平・上下の３次元方向の変形が可能な３次元免震構造を実現している。

また減衰装置としては、壁型粘性ダンパーを使用する。本ダンパーは、鋼板を粘性体の満たされた鋼製ボックスに挿入し、鋼板と鋼製ボックスとの相対変位時における鋼板／鋼製ボックス間の粘性体せん断抵抗を減衰力として取り出す装置である。ダンパーが面外方向に変位した場合、ヒンジが回転することにより上下／水平方向の減衰力が生ずるが、面内方向に変位した場合には水平方向の減衰力のみが生ずる。建屋が上下方向に振動する場合には、上記に上下方向の減衰力が追加される。本壁型粘性ダンパーは、減衰効率が高く、低コストが期待されるため適用するものである。

なお、建屋のロッキング振動を抑えるための装置は、前項の「油圧機構を用いた３次元免震システム」で提案されたロッキング抑制シリンダを採用することとした。

本空気ばね３次元免震装置やロッキング抑制装置を含む、免震システムを Na 中型炉へ適用した場合の配置を図 E.14 に示す。同図より、本免震装置のシステムは、空気ばね 32 体、ロッキング防止装置 14 対、壁型粘性ダンパー32 体から構成されることが分かる。

3.1.4 開発候補絞り込み検討

以上の各開発候補装置の主要仕様を表 E.8 に示す。

更に開発を効率的に進めるため、平成 15 年度に候補概念の絞り込みを行うこととした。

まず、前項までの各候補概念について縮尺モデルを使用して性能試験を行い、所期の性能が得られることを確認した。

次に３つの有望概念の中から開発候補を絞り込む作業を行った。

絞り込みを行うにあたり、どのような観点で絞り込むのかを検討し、表 E.9 に示す「絞込み項目とクライテリア」を決定した。そしてこの絞り込み項目に従って各装置の性能比較を行い、有識者で構成される免震委員会にて検討を行った結果、「ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置」が開発候補として選定された。

なお建屋全体３次元免震装置の設置に伴い、地震発生時に建物に生じるロッキング振動を抑えるための装置としては、IHI 以外の社からの提案がなかったため、同社の概念を採用することとした。

今後はこの「ローリングシール型空気ばねを用いた３次元免震装置（清水建設提案概念）」+「ロッキング抑制装置（IHI 提案概念）」を正案として、性能の確証試験や、対象建屋への適合性の確認等、更に開発を継続していく予定である。

表 E.8　開発候補装置の主要仕様

		IHI提案概念	大林組提案概念	清水建設提案概念
免震方式		油圧機構+ 鉛入り積層ゴム	ケーブル補強マッシュ ルーム型空気ばね	ローリングシール型 空気ばね+鉛入り積層ゴム
装置主要部の概略寸法		Φ2,000×3,700H	Φ8,000×3,500H	Φ3,000×2,800H
減衰方式		オリフィス（ガス絞り）	壁型粘性体ダンパー	オリフィス+ 別置きオイルダンパー
装置1基あたり支持重量		10 MN	70 MN、58 MN	9.8 MN
上下方向	固有周期	2 sec	2.65 sec	2 sec
	減衰定数	25 %	50 %	20 %
	ストローク	±200 mm	±500 mm	±500 mm
水平方向	固有周期	2.8 sec	3.59 sec	2.8 sec
	減衰定数	20 %	35 %	20 %
内部流体圧力		25 MPa	18 気圧、15 気圧	1.57 MPa

表 E.9　開発候補装置の絞り込み項目とクライテリア

項目		細分化項目	クライテリア	優劣を判断する材料
性能	周期	免震周期変更の柔軟性	—	変更可能周期
	減衰	必要な減衰性能の確保	Hv=20%以上、水平減衰条件満足	減衰装置図、上下方向減衰定数
	変形	十分な変形性能確保	1.5 S2時に余裕があり、急激な破損がないこと	S2時の応答及び限界変形量 1.5 S2時の応答結果
システム信頼性		共通原因による同時多数破損防止（支持能力、免震性能の確保）	常時機能維持の確認可能 同時多数破損防止対策	機能維持のモニター方法 独立性、多重性に配慮した設計 共通故障要因の工学的排除
		耐環境性	—	環境変化への対応策 （気象条件、自然災害、火災等）
		耐久性	—	耐久性のある材料・構造、適切な交換頻度
プラントへの適用性		配置性	メンテナンス可能	支持荷重、必要メンテナンススペース
		施工性（含：減衰装置）	建設工程上過度にクリティカルでない	施工工期・手順の明示
		機能一部故障に対処可能	健全装置で、S2地震時に機能維持可能	限界許容故障個数（率） （建屋自重、S2地震時機能維持）
保守・補修性		検査/点検性	検査/点検が出来ること	検査/点検の項目及び頻度
		補修性（含：コスト）	補修可能性、交換・補修コスト	補修手順/期間、維持費、交換・補修費用
装置コスト		製作費	コストパフォーマンス	装置の各要素の製作・建設費

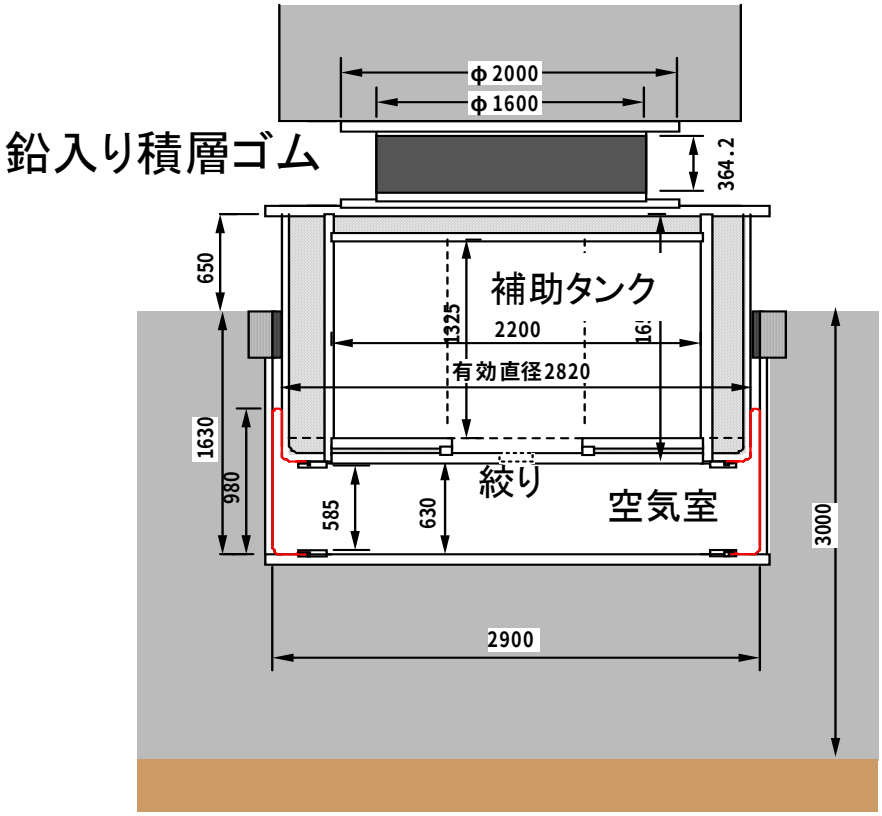


図 E.8　ローリングシール型空気ばね３次元免震装置概念図

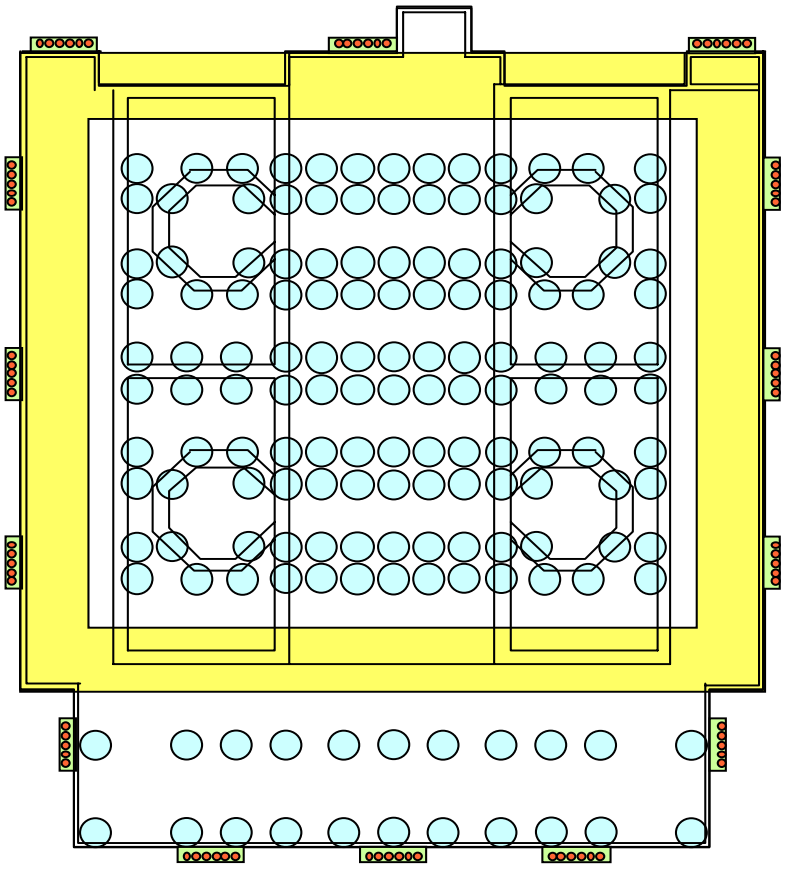


図 E.9　ローリングシール型空気ばね３次元免震装置配置図

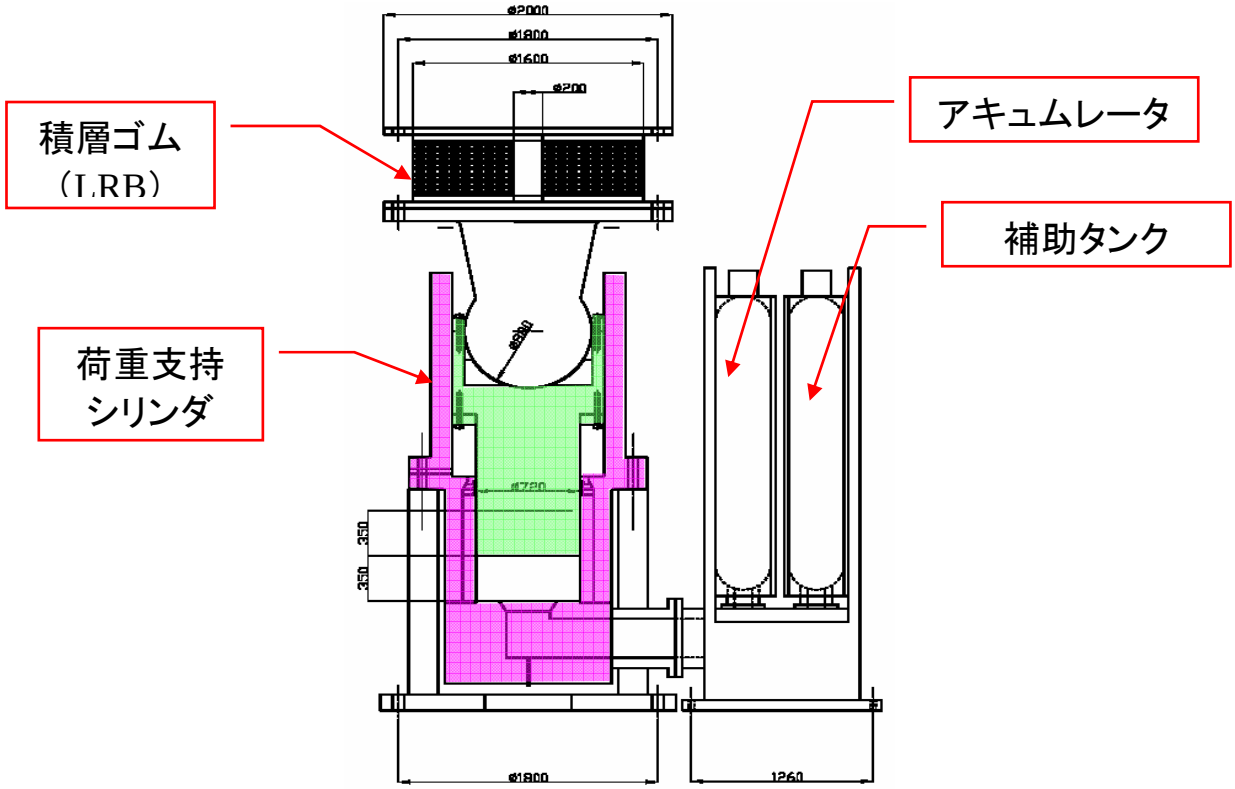


図 E.10　油圧機構３次元免震装置概念図
（荷重支持シリンダ及びアキュムレータユニット）

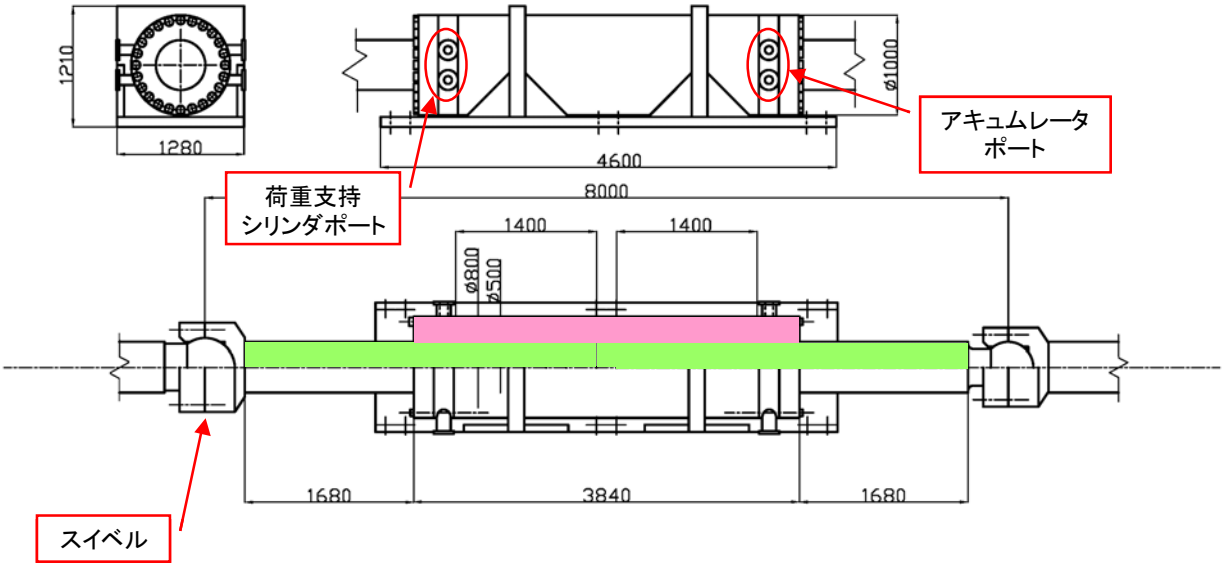
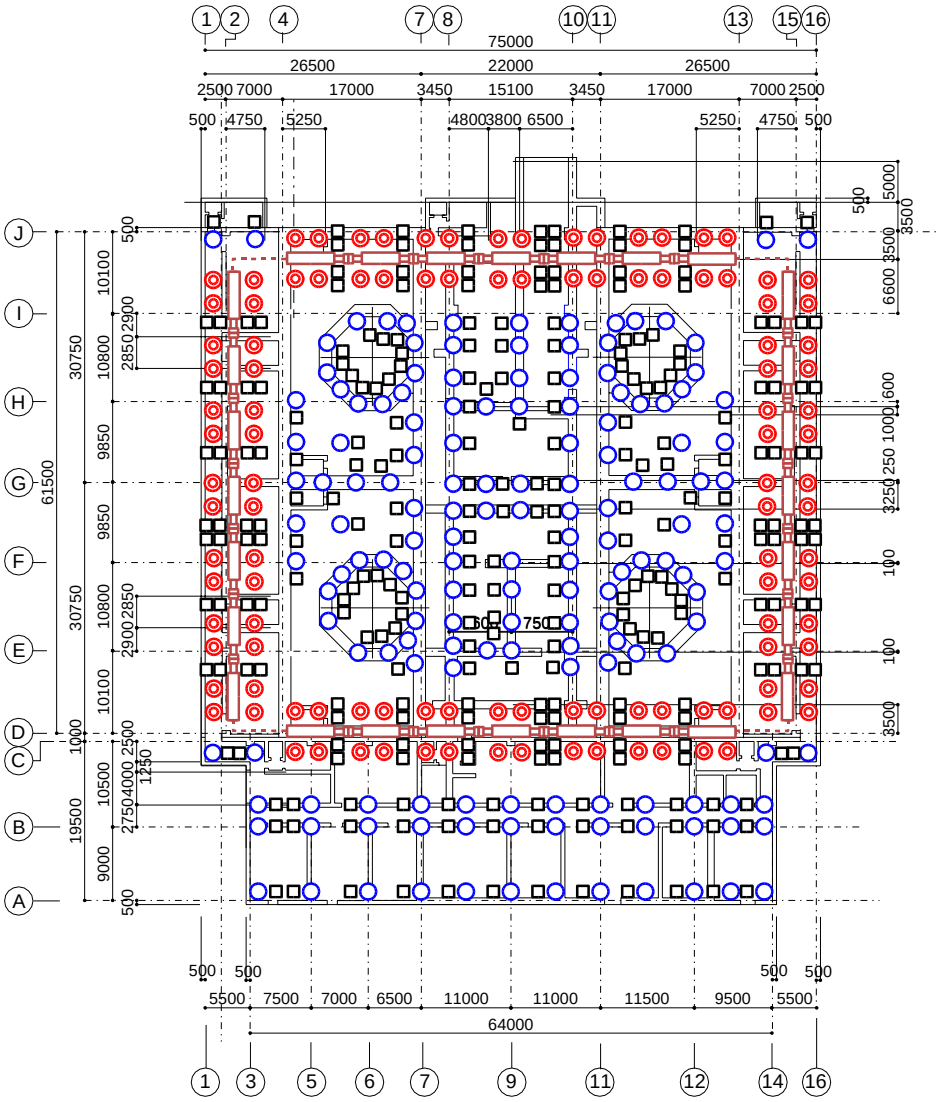


図 E.11　油圧機構３次元免震装置概念図（ロッキング抑制シリンダ）



建屋重量：2,700MN
荷重支持シリンダ：合計270基
（1基あたり10MN）

○ ：荷重支持シリンダ（一般部＝158機）

◎ ：荷重支持シリンダ（ロッキング抑制機能兼用＝112基）

：ロッキング抑制シリンダ（＝28基）

□ ：アキュムレータユニット（＝270基）

：液圧源（2基）

図 E.12　油圧機構３次元免震装置配置図

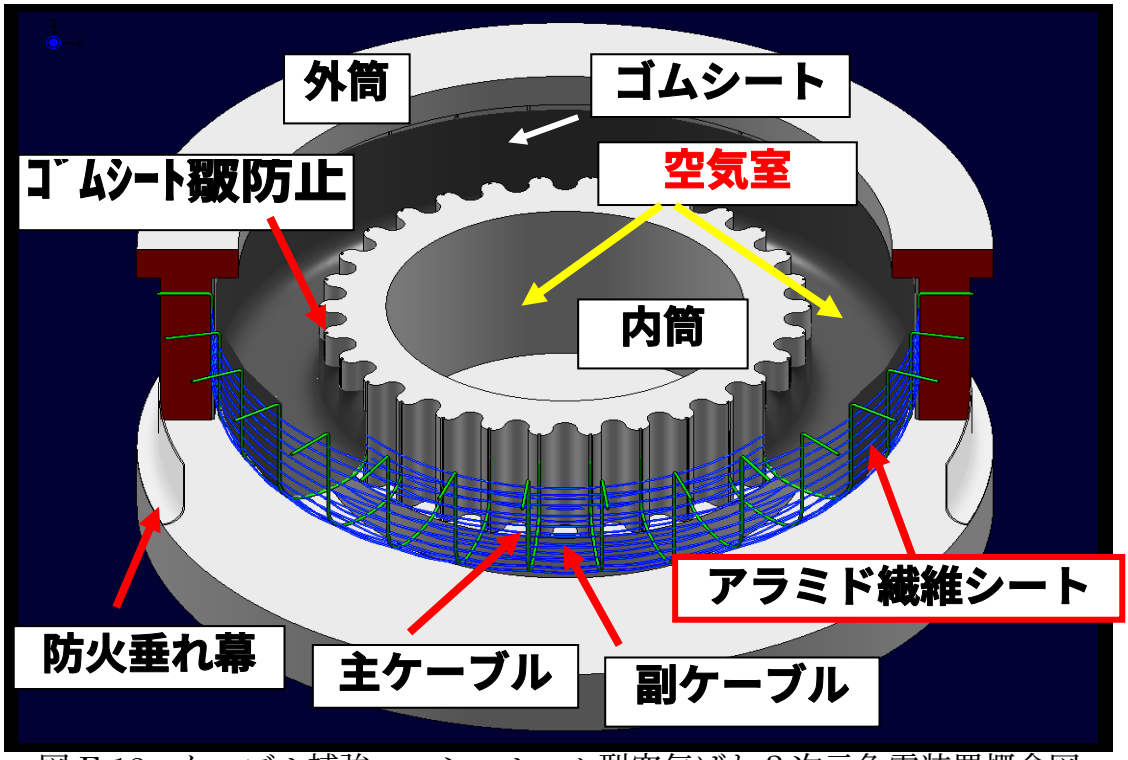


図 E.13　ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置概念図

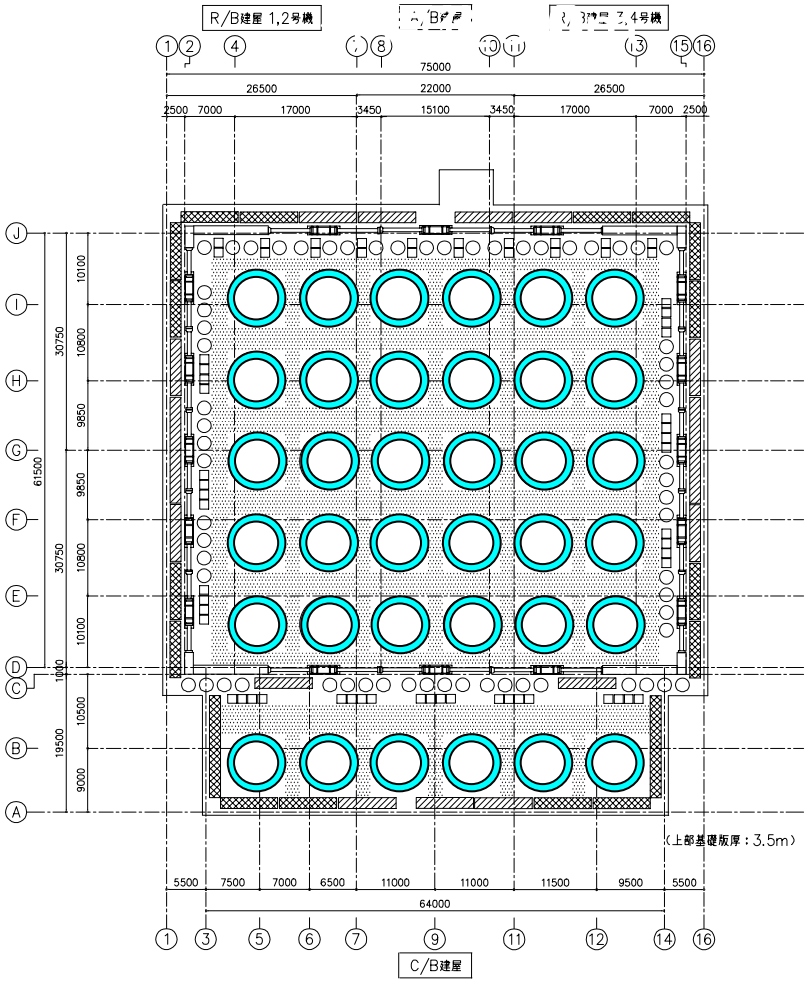


図 E.14　ケーブル補強マッシュルーム型空気ばね３次元免震装置配置図

3.2 建屋全体水平免震＋機器上下免震

3.2.1 機器上下免震構造の概要

建屋全体を水平方向に免震する従来の建屋水平免震に加えて、機器を上下方向に免震することで３次元免震を実現する構造案について検討した。原子力発電所の耐震設計の目的である放射線被ばくの防止の観点から、原子炉容器と一次系機器に限定して上下方向の免震装置を設置することで合理的な３次元免震が実現できる。機器上下免震方式のプラント構造は、地震時に一次系配管に動的な相対変位が負荷されないように、原子炉容器と一次系機器を共通の床（コモンデッキ）で支持し、この床下と基礎構造の間に上下方向の免震要素を設置する構造とする。

機器上下免震方式は、被支持構造物の重心と免震支持位置の高低差を小さくなるよう設計できるので、水平地震動に対するロッキング応答が生じにくい点、水平と上下の免震対象を分離することでそれぞれの振動特性が明解になる点で建屋３次元免震方式に比べて有利であると考えられている。一方、上下免震の効果が及ぶ範囲がコモンデッキ上に限定されるため、上部建屋は上下方向に対しては従来通り耐震設計とする必要がある。また免震要素を配置する位置が一次系の近傍となるので、配置、メンテナンス性、使用環境の観点から、ばね要素は限定される。

機器上下免震方式の免震要素に対して要求される機能として以下が考えられる。

- 比較的柔らかい剛性により、被支持構造物の重量を支持すると同時に、地震時の上下方向の応答周期の長周期化を図る。
- 上下方向以外の自由度に対しては高い剛性を有している。
- カタストロフィックな破損モードの想定が不要である。
- 狭い空間で、大きな支持荷重が得られる。
- プラント寿命 60 年間にわたり、機能が信頼できる。

これらの要求を満たすばね要素として、使用実績に富む金属製の皿ばねを選定した。免震要素は、複数枚の皿ばねを直列及び並列に重ねる構成とすることにより、所要の剛性とストロークを実現することができる。

前章の検討結果より、機器上下免震構造の場合、免震要素の要求性能は、免震振動数が 1Hz 程度であり、かつ減衰定数は 20~40%である。この結果を受けて、免震振動数 1Hz を実現し得る免震要素の設計を試みる。また、機器上下免震を適用した場合のプラント配置計画について検討する。さらに、免震構造の地震応答解析を実施し、適切な免震効果が得られることを確認する。

3.2.2 免震要素の設計

(1) 皿ばねの設計の考え方

免震要素に要求される柔らかい剛性を実現するため、皿ばねを用いる。皿ばねは、小容量で高荷重反力を必要とする構造物に広く利用されている。大型の皿ばねは、プレス成形または熱間旋削加工により成形し、その後、残留応力を除去するために熱処理、セッチングを施して製造される。

免震要素は、大きな支持荷重を得るために同じ形状の皿ばねを並列に重ねるとともに、大きなストロークを吸収するために直列に重ねた構成とする。免震システム全体の構造は、同じ免震要素を、重量配分等を考慮しながらコモンデッキ下に適切に配置する構造とする。

皿ばねの復元力特性は皿ばねの全たわみ量と板厚の比に依存し、全たわみ量が板厚よりも大きくなると、復元力特性は非線形性を呈する[3]。少ない枚数の皿ばねによって大きなストロークを吸収できるようにするため、復元力特性が非線形となる形状の皿ばねを用いることになる。また、大型皿ばねの場合、角部の面取りや上下縁の座面処理を施すが、この際荷重点及び支持点がずれることになり、復元力特性はこの影響を受ける。さらに、皿ばねを複数枚重ねて使用する場合、皿ばね間の面間摩擦及び座面との摩擦により、免震要素の復元力特性は履歴曲線を描くようになる。多数の皿ばねで構成する免震要素の場合、摩擦の影響が顕著になると考えられる。従って、免震要素の復元力特性を正確に評価するためには、非線形性、座面処理及び摩擦の影響を適切に評価する必要がある。本検討では、非線形性、座面処理の影響を適切に評価できる皿ばね単体の設計式として Curti-Orland の式[4]、さらに摩擦の影響を考慮できる免震要素の設計式として Niepage の式[5]を用いる。

(2) 皿ばね形状の設計

免震要素に用いる皿ばねの形状を決定するための条件として、文献調査等に基づき以下を暫定し用いた。

(a) 皿ばねの材料

皿ばねの材料は、強度特性（降伏点が高い）及び焼入れ性に優れており、皿ばねとしての製造実績の多いばね鋼鋼材 JIS SUP10（Cr-V 鋼）を選定した。

(b) 皿ばねの板厚及び外径

皿ばねの支持荷重は板厚に依存するので、厚い方が有利となる。材料に SUP10 の板材を用いた場合、ばね鋼としての強度を確保できる（中心部を 80%程度のマルテンサイトに焼入れできる）最大厚さは 27mm とされている[6]。皿ばねの外径については、負荷時に皿ばねの内部に発生する応力を低く抑えるため、大きい方が有利となる。現状技術・設備での機械加工性、熱処理性、更にプラント配置の容易さを考慮し、最大外径を 1m に設定した。

(c) 皿ばねの板厚及び外径

皿ばねの外径 do と内径 di の比 α =do/di は、蓄積エネルギーを最大にすること、材料の降伏や残留応力の影響を考慮して、$1.8<\alpha<2.2$ とする[7]。

(d) たわみの最大使用限界

たわみ δ の最大使用範囲（装置の最大ストロークに相当）は、解析と試験結果の整合から、全たわみ ho に対して $\delta<0.75$ho とする[3]。

(e) 全たわみと板厚の関係

皿ばねの復元力特性は、皿ばねの全たわみ量 ho と板厚 t の比に依存する。ho/t が 1 を超えると明確な非線形性を呈するようになり、1.3 を超えるとばね定数は負になり

復元力特性が定まらなくまる。復元力特性を安定させるため、ho/t<1.3 とする(7)。

(f)　応力の制限

最大圧縮応力は、内周上縁に発生する。皿ばねは常時支持荷重を受けるが、地震時以外に繰り返し荷重を受けることはない。塑性変形を防止するため、JIS 規格が推奨する静的荷重に対する許容応力に倣い、最大たわみ 0.75ho 時における最大圧縮応力 σ_I は、σ_I<2.5MN/mm^2 とする(3)。免震要素に用いる皿ばねの場合、最大引張応力は、外周下縁に発生する。へたりを防止するため、最大たわみ 0.75ho 時における最大引張応力 σ_{III} は、σ_{III}<降伏応力とする(7)。

(g)　リラクセーションの考慮

免震要素に用いる皿ばねは、常時支持荷重を受けるので、たわみ量が時間とともに増加するリラクセーション（低温クリープ現象）が生じることがある。リラクセーションによってストロークが減少するので、原子力プラントに適用する場合考慮する必要がある。低温クリープ試験データを採取し、皿ばねの設計に反映する。

(3) 皿ばねの設計例と試作

免震振動数を 1 Hz に設定し、Case Study S2 波に対する応答変位振幅を±100mm（装置の可動ストロークはマージンを考慮して±150mm）に抑えることができる皿ばねの組み合わせについて試設計した（図 E.15）。皿ばねは、１要素当たり 14 直列、5 並列重ね、支持荷重を負荷しない状態でのばね部分の組立高さは 2.3m 程度となる。１体当たりの支持荷重は 275ton になる。

これまでに、直径 1m の皿ばねを切削加工により試作し、力学特性試験を実施した（図 E.16）。その結果、実際にこの大きさの皿ばねが製作できることを確認するとともに、既往の設計式が適用できることを確認した（図 E.17）。

(4) 減衰要素の設計例

皿ばねの摩擦は、減衰力として作用するが、免震装置として必要な減衰力（20～40%の減衰）を得ることはできない。そこで、別途減衰要素を設置する必要がある。皿ばねと組み合わせて用いる減衰要素に必要な条件は、小型で、低剛性、長期及び低コスト等である。さらに、減衰要素を免震要素に組み入れることができれば配置上有利となるとともに、種々の炉型への適用性が向上する。これらの要件を満たす減衰装置には、履歴型の復元力特性を有する鋼棒ダンパーを選定した。地震の繰り返し荷重に対する耐力を高めるため、応力分布が一様になるように偏断面（テーパー）を有する鋼棒とした。ダンパーの設計例を図 E.18 に示す。免震要素１体当たりこのダンパー３本で必要な減衰力が得られる。

ダンパーは非弾性解析により設計することになるが、これまでに実大サイズのダンパーを試作し、力学特性及びがひずみの分布設計通りになることを確認している。

(5) 免震要素の構造

免震要素は、皿ばね 70 枚と減衰装置 3 体を組み合わせて構成する（図 E.15 参照）。皿ばねの直列間の横ずれを防止するために、直列重ねの皿ばね間に中間座金を挿入する。また、皿ばねの内側にガイド（角型ロッド）を設ける。ガイドと内周側の中間座

金の間にはローラーを組み込み、皿ばねとガイドの接触の影響を緩和する構造とする。

3.2.3 免震効果

前節で検討した免震要素の効果を確認するため、地震応答解析を実施した。まず、建屋応答解析モデル（図 E.4）及び Case Study S2 波を用いて、免震要素据付位置における応答加速度を求めた。次に、ここで得られた加速度を入力として、コモンデッキとその上部に据え付ける機器を剛体として扱う 1 質点モデルによる応答解析を行った。コモンデッキ上部の応答変位及び床応答曲線（1%減衰）を図 E.19 に示す。解析結果は、応答変位の許容値 100mm、10Hz 近傍の応答スペクトルの許容値 1G をともに満足することから、皿ばねを用いた免震要素による免震効果が確認できる。

3.2.4 プラント配置計画

（1）コモンデッキの設計の考え方

コモンデッキは、原子炉容器と一次系機器を搭載し、上下免震要素によって支持される鋼板コンクリート構造の大型構造物となる。コモンデッキに要求される機能と設計の考え方について以下に示す。

(a) 原子炉容器、一次系機器の支持機能

コモンデッキは、プラント寿命期間にわたりデッキ上に搭載される原子炉容器、一次系機器を支持する。通常運転時、地震時を通して、配管系に有意な強制変位が負荷されないようにデッキの面外変形を制限する。必要な剛性は、コンクリート厚さ、鋼板厚さ、ウェブ枚数により確保する。

(b) 免震要素等の支持機能

コモンデッキは、免震要素及び減衰要素を支持する。免震要素は、地震時にデッキが平面保持（面外変形の制限）及び水平保持（ロッキングの制限）の状態で上下方向に振動するように配置する。また、メンテナンスが可能な取り付け方法とする。

(c) 放射線遮へい機能

コモンデッキ上部への立ち入り性及び 電気品などの保護に必要な放射線遮へい性能を有する。デッキ内のコンクリートによる遮へい以外に、デッキ上の一次系機器の周囲、生体遮へい壁上端の壁の欠損部分、及びデッキ周辺部に遮へいを設ける。

(d) 熱遮へい及び熱変形抑制機能

コモンデッキは、電気品などの保護に必要な熱遮へい性能を有するとともに、面内外の熱変形を抑制する。デッキの温度上昇を抑制するため、デッキ下面に断熱材を設置するとともに、コンクリート内に冷却コイル等を設ける。

(e) 水平荷重に対する支持機能

コモンデッキは、熱膨張荷重を受けるとともに、地震時には水平方向の地震荷重を受ける。これらの荷重を受けると、免震要素にせん断荷重を伝達することになる。免震要素が上下方向に円滑に作動するためには、このせん断荷重を可能な限り小さくする必要がある。コモンデッキの周囲にキー構造を設ける、積層ゴムのような 1 方向が

柔らかく他方向が硬い剛性を有するものを設ける、あるいはコモンデッキに支柱を立ててせん断力を受ける等の水平荷重に対する支持機能を設ける必要がある。これらの３通りの方法は、技術的には実現可能であり、プラントに適した方式を選択できる。

（2）プラントへの適用性

前節で設計した免震要素を、ナトリウム冷却ループ型プラントに適用した場合の配置計画例を図 E.20 及び図 E.21 に示す。原子炉容器の支持レベルと合体機器の支持レベルが大きく異なるため、合体機器はコモンデッキから降ろした鋼製円筒により支持することとした。コモンデッキの厚さは必要剛性を確保するため 2m 程度とした。免震要素は、重量配分、剛性配分を考慮して、主に原子炉容器の周りとコモンデッキの周辺部に配置した。

機器上下免震を採用する場合、コモンデッキ上に鉛直壁を設けることができなくなるのに伴い、構造及び系統設計の観点から、プラント構造を変更する必要が生じる。炉容器上部室の天井スラブは 30m を超える大きさとなるため、スラブの剛性を補強する等の対策が必要となる。放射線の防護の観点から、コモンデッキ上の一次系配管の周り等に遮へいを追加する必要がある。さらに事故時の影響抑止に関しては、ポンプにカバーを設置する等の設備対応が必要となる。遮へいの追加とスラブの補強のため、物量が若干増加するものの、技術的な成立性の見通しはあると判断できる。

3.2.5 結言

上下免震振動数 1Hz を実現する免震要素を試設計し、プラント配置計画を検討した。その結果、コモンデッキ方式の上下免震構造は技術的に実現し得る見通しが得られた。今後、免震要素の振動試験を行い、技術の検証を行うとともに、技術指針(案)としてまとめていく。

参考文献

(1) 森下正樹，北村誠司他，「３次元免震構造に関する研究」（平成 13 年度共同研究報告書）核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社　JNC TY9400 2002-024，2003 年 1 月

(2) 森下正樹，北村誠司他，「３次元免震構造に関する研究」（平成 14 年度共同研究報告書）核燃料サイクル開発機構・日本原子力発電株式会社　JNC TY9400 2003-009，2003 年 7 月

(3) JIS B2706 皿ばね、(2001)

(4) G.Curti, M.Orland, “Ein neues Berechnungsverfahren fur Tellerfedern、DRAHT 30-1”, (1979), 17-22

(5) P.Niepage, “Uber den Einfluß der Reidung und kreiskegelformiger Last einleitungselement auf die Kennlinie von Einzeltellerfedrn und Tellerfederpaketen Konstruktion”, (1984), 379-384

(6) 日本規格協会, JIS 使い方シリーズ ばね使用と設計のポイント[改定版], (1997)

(7) ばね技術研究会，ばね(第３版)，丸善，（1982），290-291

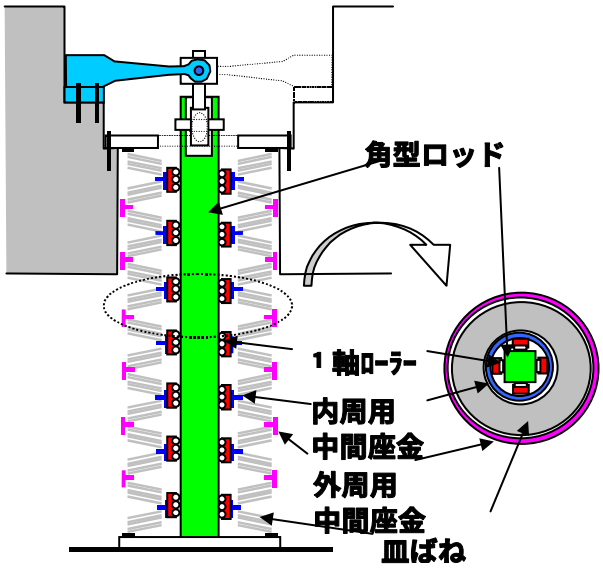


図 E.15　免震要素の構造

図 E.16　皿ばねの力学特性試験

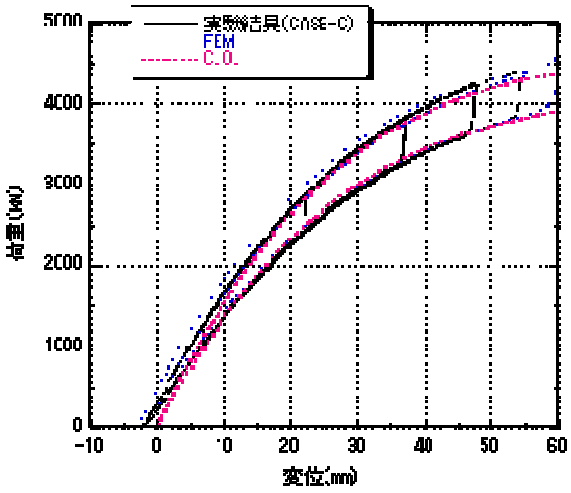


図 E.17　皿ばねの力学特性の結果例

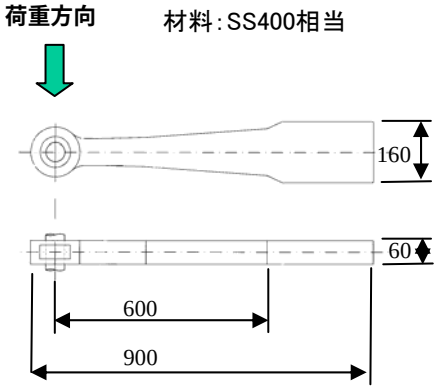
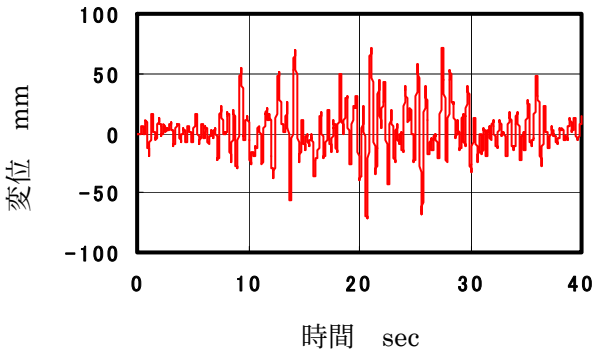
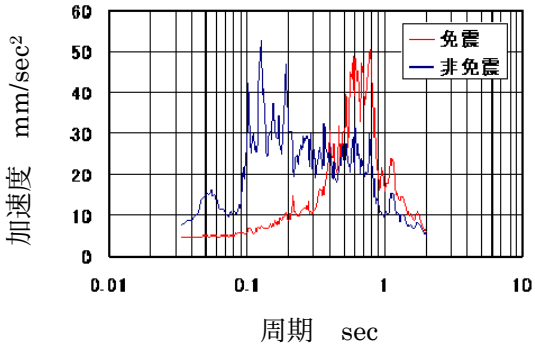


図 E.18　ダンパーの構造



(a) 応答変位



(b) 床応答スペクトル

図 E.19　応答解析結果の例

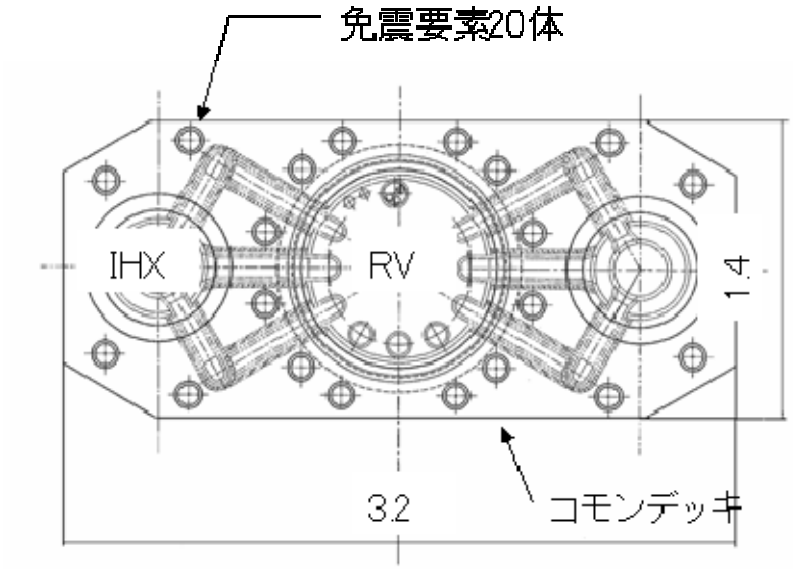


図 E.20　プラント配置の例（平面図）

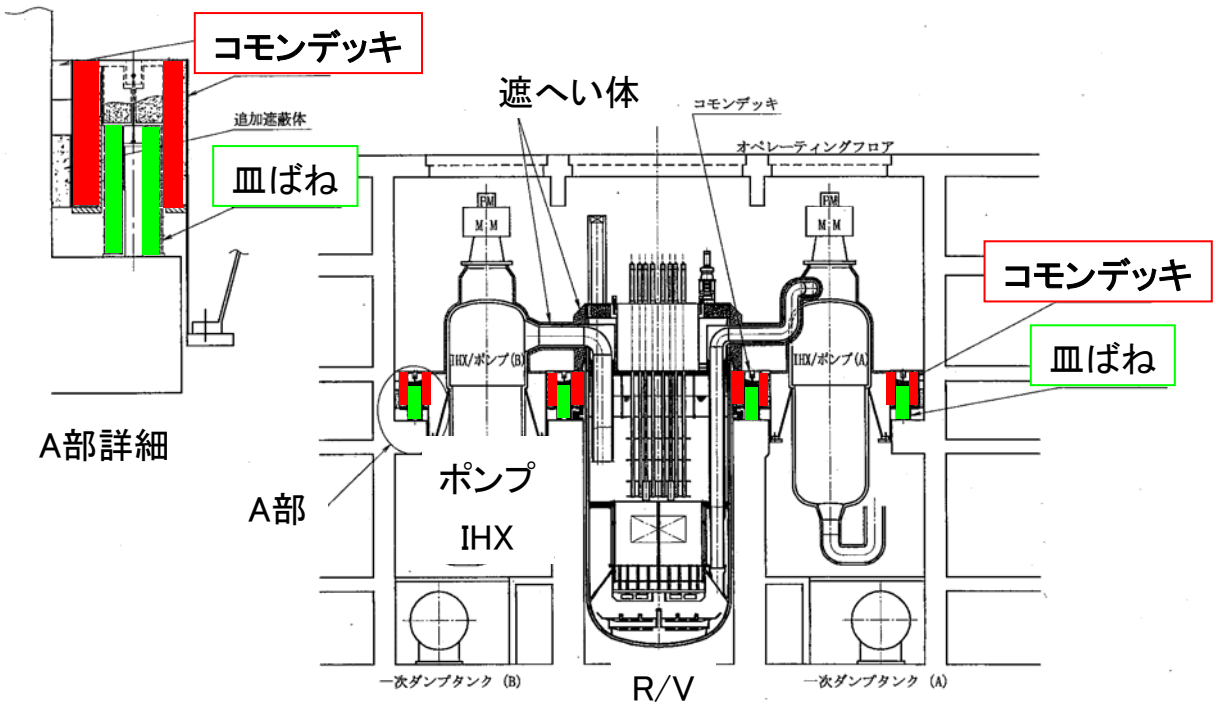


図 E.21　プラント配置の例（立面図）

付録 F　経済性評価手法

１．はじめに

実用化戦略調査研究フェーズⅡ中間評価の炉システムにおける建設コスト評価は、実証炉向けに開発され、建設コスト評価に使用されてきたコマンドコストコード（以下 CCC）と呼ばれる評価手法を基に各種冷却材プラント概念までその評価対象範囲を拡大出来る様フェーズⅠに引き続き、フェーズⅡでも改良を加えた改良コマンドコストコード（CCCR）を使用して実施した。

この CCC 及び CCCR は高速炉の各設備・機器の費用（直接費）及び建設に係わる諸費用（間接費）を修正 NUS 勘定項目(NUS は作成社：Nuclear Utility　Service)に基づいて分類し、分類された各勘定項目は更にその勘定科目を構成する設備・機器に展開され、それらの設備・機器毎に設定されたコスト評価式を用いて設備・機器毎のコストを計算し、それらの集計として各勘定項目のコストを計算し、全勘定科目を積算することによりプラント全体の建設コストを算出する。このコスト評価式は勘定項目に含まれる設備・機器について、代表する物理量に物理量あたり単価（ユニットコスト）を積算する形式、即ち、

設備・機器の建設コスト　＝　（物理量）　×　（ユニットコスト）

を基本としている。勘定項目のコストは、分割された設備・機器毎に計算された建設コストを積算して求められる。

次に（ユニットコスト）であるが、CCC のオリジナルコードは米国ロックウェル社とベクテル社により開発されたものであり、従って CCC のユニットコストデータは米国の軽水炉建設コスト評価結果 Economic Energy Data Base （以下 EEDB）１～５に記載のデータを、また高速炉特有の科目についてはロックウェル及びベクテル社の見積もり実績と EEDB 高速炉関連図書を参考にして算定した結果に基づくものである。CCCR についてもこれに同じであるが、これに加え、建設時期の相違、及び　日米の国情の相違を物価指数や円ドル換算レートなどの経済指標を用いて補正換算することにより１９９２年円ベースへの換算、即ち、日本化を実施している。具体的には、建設時期については、設備・人工・材料コストについて、卸売物価指数、労働生産性、人工単価及び建設資材単価の年度推移等により補正し、日米の相違については、円ドル換算レート、労働生産性・人工単価・建設資材単価の相違等を勘案の上、補正を行っている。

また、CCC と同様 CCCR でも第一基目（FOAK）にのみ生じる費用の割合と学習効果等を考慮して複数号機までの建設コストを算定することができる様になっている。

経済性評価コード（CCC、CCCR)、日本化、工法による建設コスト低減

効果の考慮（習熟効果等の算定）の詳細についての説明は、参考文献 1)の4.7.1 経済性の検討(2)経済性評価手法を参照して頂くとして、同分献以降の改良点と評価に当たっての仮定について以下に略述する。

２．フェーズⅠ以降の CCCR 改良点

2.1 ナトリウム冷却炉

2.1.1 勘定項目の整備

平成12年度に作成された修正NUS勘定項目から変更する項目はなかった。従って、平成 12 年度の CCCR からの勘定項目名称の変更はない。

2.1.2 入力項目の整備

一部、設計の進捗に合わせて平成 12 年度に作成された入力項目を変更した。

2.1.3 積算評価式の整備

積算評価式の変更においては、CCCR に用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似な機器設備の積算評価式を使用した。

2.1.4 ユニットコストの整備

作成した積算評価式に対するユニットコストを設定する。ユニットコストの設定においては、CCCR に用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似の機器設備のユニットコストを使用する。

2.1.5　入力項目・積算評価式等を改良した勘定項目

CCCR から入力項目、積算評価式及びユニットコストを変更した勘定項目は、

(1)　212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物
(2)　212.2 原子炉格納施設　建物サービス設備
(3)　213.1 NI 原子炉補助建物 建物の基本構造物
(4)　213.2 NI 原子炉補助建物 建物サービス設備
(5)　221.2 制御棒駆動機構
(6)　222.41　蒸気発生器
(7)　223.1 直接炉心冷却設備
(8)　242.3　補助電力設備
(9)　252.4 補助蒸気設備

の 9 項目である。

以下に変更内容を示す。

(1) 212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物

従来の建物体積による評価手法に対して、コンクリート構造等の削減効果が考慮できるように変更した。

(2) 212.2　原子炉格納施設　建物サービス設備

空調設備ごとにコスト計算を行う様に変更した。常用、非常用に区別し空調容量を入力項目とした。

(3) 213.1 NI 原子炉補助建物 建物の基本構造物

従来の建物体積による評価手法に対して、原子炉格納施設と同様にコンクリート構造等の削減効果が考慮でき、さらに、鋼材重量、免震装置個数をコスト計算に反映できる様にした。

これは、平成 12 年度では簡易評価式により建屋の単位体積あたりの単価に基づいてコスト計算を行っているため免震装置によるコスト差異は評価されていないが、実証炉プラントのコスト計算で免震装置の建設コストを求めていた詳細評価式を利用したものである。

尚、免震装置 1 個あたりの支持荷重は 1000 トンとして設定している。

(4) 213.2　NI 原子炉補助建物　建物サービス設備

空調設備ごとにコスト計算を行うように変更した。常用、非常用に区別し空調容量を入力項目とした。

(5) 221.2 制御棒駆動機構

主及び後備炉停止棒駆動機構は、勘定項目 221.2 制御棒駆動機構でコスト評価する。後備炉停止棒駆動機構については、実証炉において磁石による SASS を想定しているが、コスト評価上は、そのユニットコストはコマンドコストコードのユニットコストが作成された時点でのラッチ式の駆動機構と同じ値を使用している。

ナトリウム冷却小型炉で、制御棒の大きさ（軸長、外径など）が大型炉と異なる場合には、駆動機構が懸架する重量により駆動機構の単価を設定する。主炉停止棒では、制御棒の重量は約 400kg/体として、ユニットコストは輸送・荷役設備の重量に対する指数 0.7 で補正する。すなわち、ナトリウム冷却小型炉の反射体駆動機構の単価は、

（反射体駆動機構基数）×（反射体駆動機構ユニットコスト）

＝（反射体駆動機構基数）×（(反射体重量）/（制御棒重量））0.7×（制御棒駆動機構ユニットコスト）とした。

ナトリウム小型炉では、反射体重量の入力項目を設けた。

(6) 222.41 蒸気発生器

以下の 5 種類の伝熱管型式を想定し、伝熱管のユニットコストを補正した。

・直管単管
・直管二重管
・ヘリカルコイル単管
・ヘリカルコイル二重管
・三重管

(i)伝熱管形式に対する評価手法

(a)ヘリカルコイル

直管とヘリカルコイルのユニットコストの比は、直管を 1 としたとき 1.4 である。二重管は、単管を 1 としたとき 2.6 である。これは、コマンドコストコードの作成時に Boeing 社の経験により設定された。この二重管は、密

着あるいは組編み線入二重管で、間隙部の構造による相違はない。
直管とヘリカルコイルのユニットコスト比である 1.4 は、溶接箇所の数と曲げ加工の有無によって設定されたものである。溶接箇所数の増減により、直管とヘリカルコイルのユニットコスト比は変化する。この変化に基づくコスト増減は、管重量の増減によるものではなく、素材の規格である管長によるものである。このような素材の規格に伴うコスト変更は、CCCR の評価対象外である。従って、蒸気発生器のコスト評価には伝熱管の溶接箇所数は考慮しない。

(b)二重管

二重管のコストについては、伝熱管材料費については、現状では二重管の製作が研究開発用としての生産であり、実証炉用としての単価を明確にすることが困難なことから、材料費の影響を確認するため、コマンドコストコードで使用されている単管の単価を 2 倍、3 倍及び 4 倍にしたケースを実施する。

二重管の継手施工については、液相拡散接合、TIG 溶接及びレーザ溶接を対象とし、これらの製作費への影響を確認するため、継手の製作、施工及び検査に係わる項目を摘出し、それぞれについて、1 ヶ所当たりの工数等を一重管の TIG 溶接との相対比としてまとめた。一重管 TIG 溶接に対し、液相拡散接合、TIG 溶接及びレーザ溶接の継手 1 ヶ所当たりのコストは、それぞれ、約 1.5 倍、約 2.7 倍及び約 1.8 倍となる。

伝熱管の材料費と継手施工方法による単管に対する二重管のコスト比は、材料費が 2 倍、液相拡散接合の場合のコスト比は 1.75 である。材料費と制作費の比率は、材料費が約 18%、制作費が 82%である。材料費が 2 倍になっても制作費が約 1.7 倍であれば、伝熱管のユニットコストは 1.75 倍となる。すなわち、伝熱管の製作方法による二重管コストの変化が大きい。

従来の積算評価式では、二重管としてユニットコストを 2.6 倍して用いており、最も高額な伝熱管材料費 4 倍、製作費 2.1 倍のユニットコストとして 2.43 倍とほぼ同じである。

積算評価式で用いるユニットコストは、材料費については単管の 4 倍とし、製作費については継手の溶接方法により変更できるように改良する。
現状の積算評価式での単管のユニットコストは、104$/ft であり、材料費、制作費のコスト要素比率は、それぞれ 23$/ft、81$/ft である。従って、二重管のユニットコストは溶接方法によって区別し、以下のように設定する。

① 液相拡散接合：ユニットコスト 23×4 + 81×1.69 = 228.9 $/ft
② レーザ溶接：ユニットコスト 23×4 + 81×1.79 = 237.0 $/ft
③ TIG 溶接：ユニットコスト 23×4 + 81×2.1 = 262.1 $/ft

(c)三重管

三重管が二重管のような引抜管ではなく、単管が 3 層となっている場合に

は、ユニットコストは、単管の三倍とする。三重管で引き抜きが必要な場合には、二重管と単管の比から 0.6 が引き抜きによるコスト増と考えられるので、三重管の一回引抜の場合には、3+0.6＝3.6 をユニットコストとする。

本勘定項目の入力項目には、単管、二重管、三重管の区別と単管、ヘリカルコイルの区別を設け、二重管には溶接方法の項目を設ける。

また、平成 12 年度のコマンドコストコードでは、材料選択の項目を設けずに 12Cr 鋼を使用する場合には、ユニットコストを直接変換してコスト計算した。今年度は、材料選択の項目を設けるように評価式及び入力データを変更する。

(ii)伝熱管厚さに対する評価手法

ヘリカルコイル、二重管、三重管の全ての伝熱関係式に対して厚さによる補正を行う。管の外径、肉厚が、31.8mm、3.3mm から変更になる場合には、ユニットコストに（入力値で計算される断面積）/（基準（外径 31.8mm、肉厚 3.3mm）の断面積）で補正する。例えば、中間評価におけるナトリウム炉で採用されている二重管直管蒸気発生器の場合には、外径 19.2mm、肉厚 2.7mm なので

(19^2-(19-2.7*2)^2)/(31.8^2-(31.8-3.3*2)^2)=0.46794

を伝熱管の種類、形式、溶接継手の方法で決めたユニットコストに掛ける。

尚、単管と二重管は、同じ外径、肉厚であっても伝熱管の種類、形式、溶接継手の方法でユニットコストが変わる。このため、今回の単管ヘリカルと二重管直管のユニットコスト比は断面積の比にはなっていない。

(7) 223.1 直接炉心冷却設備

入力項目表について IRACS と PRACS を区別してデータを記載するように変更した。

自然循環ループに対する定額分は、ナトリウムの流量調整弁及び Na－空気熱交換器の空気流量制御機構のコストをループごとに加算している。この定額分は電気出力 100 万 kWe 規模のプラントに対して設定されたものであるため、電気出力により補正する。補正の方法としては、除熱量の指数乗則として、0.9 乗を使用する。基準電気出力は 100 万 kWe とした。従って、定額分は、

（定額）＝（電気出力/100 万 kWe）0.9×ユニットコスト

とする。

(8) 242.3　補助電力設備

補助電力設備で対象とする機器の範囲は、バッテリ、充電器、ディーゼル発電機及びその周辺機器、燃料ポンプ、タンク、容器、配管、断熱材及び DC/AC インバータである。建設コスト評価式は、

（バッテリ台数）×（容量（amp-hr））×（スケールファクタ）×UC

＋（ディーゼル発電機台数）×（容量（kW））×（スケールファクタ）×UC

＋（インバータ台数）×（容量（KVA）×（スケールファクタ）×UC
である。

従って、発電機の周辺機器、燃料ポンプ、タンク、容器、配管及び断熱材などの付帯設備のコストは、ディーゼル発電機のユニットコスト（UC）に含まれている。このため、ガスタービン発電機のユニットコストも付帯設備を考慮する必要がある。

発電機本体のコスト比は、定格出力 2000KVA のディーゼル発電設備を 1 としたとき、ガスタービンは 1.06 とガスタービンの方が高額である。付帯設備及び工事費を考慮すると、発電機のコスト比は、ディーゼル発電設備を 1 としたときガスタービンは 0.81 であり、ガスタービンの方が安価になる 。発電機としてディーゼル発電機のほかにガスタービン発電機を追加する。ガスタービン発電機の単価は、2115$/kWe とする。（コマンドコストコードのディーゼル発電機のユニットコストは 3000KVA の設備に対して 927$/kWe である。コスト評価式には出力比による指数則が使用されていないので、これを 0.81 倍するとガスタービン発電機のユニットコストとなる。
（ガスタービン発電機のユニットコスト）＝　927$/kW×0.81　＝　751$/kW
となる。）

(9) 252.4 補助蒸気設備

補助蒸気設備で考えられる経済性向上方策は、
・蒸気供給量の削減
・過熱器の削除
・補助ボイラ構成の見直し
・燃料タンク容量の見直し
である。

従来の積算評価式では、補助蒸気設備の設備数でコストを計算する。
経済性向上方策を考慮し、積算評価式を変更した。新評価式では、ボイラ本体、貯油タンク、配管に区別してコスト計算を行う。燃料ポンプ及びオイルストレーナはボイラ本体に、弁及びサポートは配管に含める。配管は、配管重量を入力データとする。

2.1.6　FOAK コスト要素比率の整備

新しい機器概念を考慮して作成された勘定項目に対する FOAK コスト要素比率を設定した。FOAK コスト要素比率の設定においては、コマンドコストコードに用意されている類似な機器設備の FOAK コスト要素比率を使用した。

2.1.7 習熟率の整備

新しい機器概念を考慮して作成された勘定項目に対する習熟率を設定した。習熟率の設定においては、コマンドコストコードに用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似の機器設備の習熟率を使用した。

2.1.8 従来評価式と新評価式のコスト比較

従来評価式から新評価式に変更した各勘定項目について、積算評価式の変更によるコスト差異を評価する。ただし、221.2 制御棒駆動機構、222.41 蒸気発生器、223.1 直接炉心冷却設備及び 242.3　補助電力設備は、評価する項目を追加したものであり、設計に変更がなければ従来評価式と同じであるから建設コストは変化しないため、従来評価式と新評価式でのコスト差異はない。

以下に従来評価式と新評価式の比較を示す。

(1) 212.1　原子炉格納施設 建物の基本構造物

コスト比較結果によるとコスト差は 0.04 と小さい。平成 12 年度に作成された CCCR の評価式作成時に、詳細評価式で求めた実証炉フェーズ 1 の建設コストを基にユニットコストを作成した。このため、原子炉格納施設でのコンクリート壁や鋼材の構成比率が、実証炉フェーズ 1 と同様のフェーズ 2 の入力データを用いて計算する場合には、従来評価式と新評価式で差異が小さくなる。

(2) 212.2　原子炉格納施設　建物サービス設備及び 213.2 NI 原子炉補助建物 建物サービス設備

コスト比較結果によると実証炉フェーズ 1､フェーズ 2 の入力データでは、原子炉格納施設　建物サービス設備の勘定項目で計算されるのは、非常用雰囲気調整設備のみであり、その他のサービス設備は、213.2　NI 原子炉補助建物 建物サービス設備で考慮されていた。従って、212.2 と 213.2 のコストを合算したものを従来評価式と新評価式で比較する必要がある。その合計値は、従来評価式では 0.46、新評価式では 0.22 であり、コスト差は 0.24 と大きい。これは従来評価式のユニットコストが、コマンドコストコードが作成された際のデータベースに基づいて設定されているためである。新評価式では、換気空調設備の基数や容量の削減といった合理化効果を考慮できるため、従来評価式による計算結果よりもコストが低減したものと考えられる。

(3) 213.1　 NI 原子炉補助建物 建物の基本構造物

コスト比較結果によると従来評価式では 3.00､新評価式では 5.40 であり、コスト差は 2.4 と大きい。これは従来評価式のユニットコストが、コマンドコストコードが作成された際のデータベースに基づいて設定されているためである。実証炉フェーズ 2 では、NI 原子炉補助建物でのコンクリート壁や鋼材の構成比率が、コマンドコストコード作成時のプラント概念と大きく異なっているためと考えられる。特に NI 原子炉補助建物は、免震装置に関連する設備・機器のコストが計算されるため、新評価式ではコストが増加したものと考えられる。

(4) 252.4　 補助蒸気設備

コスト比較結果によると従来評価式でのコストは 0.10､新評価式では 0.11

であり、コスト差は 0.01 と小さい。これは評価式を変更したボイラ、貯油タンクのコストが従来からの配管コストに比べ低額なためである。

2.2 重金属冷却高速炉の経済性評価手法の整備

平成 12 年度に作成した経済性評価コード CCCR をベースに実用化戦略調査研究で検討されるプラントに対応した重金属冷却高速炉の経済性評価手法を整備した。

2.2.1 積算評価式の整備

経緯を述べると、実用化戦略調査研究フェーズⅠ（平成 12 年）の重金属冷却高速炉の経済性評価手法は、ナトリウム炉との相違を考慮して作成された。変更すべき項目として以下の 7 項目が挙げられた。

- 212.1　原子炉格納施設　建物の基本構造物
- 221.5　炉容器ガードベッセル及び保温材
- 221.11　一次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル
- 226.1　不活性ガス受入及び処理設備
- 226.2　予熱保温設備
- 226.3　冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備
- 261　一次冷却材

このうち、226.3 冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備は、純化方式が不明であったため、ナトリウム冷却高速炉と同じ積算評価式、ユニットコストとし、重金属炉への対応ができなかった。

今回、フェーズⅡ中間評価に当たって、過大コスト評価の可能性のあった鉛-ビスマスに対する 226.3 冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の積算評価式及びユニットコストを作成した。

(1) 鉛ビスマス純化系の構成

鉛ビスマス純化系は、酸素濃度を管理する酸素濃度管理装置と腐食生成物を除去する腐食生成物精製装置から構成される。

酸素濃度管理装置は、酸素濃度を監視して、酸素又は水素を注入して酸素濃度を所定の濃度に制御する。腐食生成物精製装置は、鉛ビスマスをコールド部より低い温度でデミスタを通し、腐食物を析出させる。

酸素濃度管理装置の概念及び腐食生成物精製装置の概念図を図 2.2.1-1 に示す。

(2) ナトリウム冷却炉での類似機器

ナトリウム冷却炉で鉛ビスマス純化系に類似な機器として、冷却材純化設備がある。これは、勘定項目 226.3 冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の項目でコスト評価される。

226.3 冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の積算評価式には、簡易評価式と詳細評価式の二つがある。

①簡易評価式
簡易評価式では、プラントのナトリウム量に基づいてコスト評価が行われる。DRACS 及び EVST において個別のナトリウム設備を有する場合には、炉心熱出力と除熱能力を入力値としてコスト評価が行われる。従って、積算評価式は、
（プラントのナトリウム重量）×（重量あたり単価）
＋（除熱能力）×（熱出力）×（出力あたり単価）
である。平成 12 年度の建設コスト試算に使用されたコマンドコストコードでは、この簡易評価式を使用している。
②詳細評価式
詳細評価式では、貯蔵容器、膨張タンク、ポンプ、コールドトラップなどの機器に区別してコスト計算を行う。積算評価式は以下のとおりである。
＜ナトリウム受入、貯蔵、純化設備＞
（配管径）×（配管長）×（配管の単価）
＋（貯蔵容器重量）×（重量あたり単価）
＋（膨張タンク重量）×（重量あたり単価）
＋（電磁ポンプ流量）×（流量あたり単価）
＋（炉内コールドトラップ基数）×（1 基あたり流量）×（流量あたり単価）
＋（炉外コールドトラップ基数）×（1 基あたり流量）×（流量あたり単価）
＜弁、フリーズベント、受入システム等＞
（ナトリウムインベントリ）×（重量あたり単価）
＜ベーパートラップ＞
（カバーガス流量）×（流量あたり単価）
以前のコスト試算に使用されたコマンドコストコードでは、この詳細評価式を使用している。この際の一次系コールドトラップ及び二次系コールドトラップを図 2.2.1-2 にそれぞれ示す。
(3) 鉛ビスマス純化系の積算評価式
(i) 腐食生成物精製装置
腐食生成物精製装置は、ナトリウム冷却炉の「一次系一体型コールドトラップ」に類似の装置である。ポンプの流量及びメッシュ充填率の違いにより一次系コールドトラップと腐食生成物精製装置でコストが異なると考えられる。このため、材質が同じであれば、ポンプの流量とデミスタの容量を物理量としてコスト計算する方法が考えられる。
＜腐食生成物精製装置＞
（胴重量）×（重量あたり単価）
＋（流量）×（流量あたり単価）
＋（デミスタ容量）×（容量あたり単価）
ただし、各単価は、従来の一次系一体型コールドトラップの設計仕様と二

次系コールドトラップのコスト試算結果からそれぞれ求める。
腐食生成物精製装置のコスト評価式において、ナトリウム炉のコールドトラップに対するユニットコストを適用するが、流量を物理指標とする場合のナトリウム炉での流量の単位は[m^3/min]である。冷却材が、鉛-ビスマスの場合にはナトリウムとの密度差を考慮する必要がある。

腐食生成物精製装置は、鉛-ビスマスの吸込と吐出の位置が同じであるため、電磁ポンプではデミスタ内を一巡する際の圧力損失に見合うヘッドが得られれば良い。

損失ヘッド h は、$h=\zeta v_a^2/(2\cdot g)$ であり、流速 v_a の 2 乗に比例する（ ζ は比例定数）。

ナトリウム用と鉛-ビスマス用で同じヘッドを得るためには、密度を ρ として $h=P/(\rho\cdot g)$ であるから、鉛-ビスマス用の電磁ポンプでの出入り口の圧力差 P は、ナトリウム用の電磁ポンプの(鉛ビスマスの密度/ナトリウムの密度)倍にならなければならない。このため、鉛-ビスマスのポンプはナトリウム用の電磁ポンプよりも大型化することになる。

従って、ポンプの大きさは、質量流量に依存することになるので、流量に関連する機器・設備の積算評価式で用いる物理指標は、体積流量から質量流量に変更し、その単位は[m^3/min]から[ton/h]に変更する。腐食生成物精製装置は、図 2.2.1-2 の一次系一体型コールドトラップに類似の装置である。メッシュの充填率の違いにより一次系コールドトラップと腐食生成物精製装置でコストが異なることが予測される。このため、材質に相違がなければデミスタの容量と最大流量を物理量としてコスト計算する方法が考えられる。

(ii) 酸素濃度管理装置

酸素濃度管理装置は、ナトリウム炉の二次系コールドトラップと類似な構造であり、下降管に水素ガスを注入する小径管を挿入する点がナトリウム炉用の二次系コールドトラップと異なる。水素注入を行う小口径管のコストは、小額であると考えられるので下降管のコストのみを加算する。
酸素濃度管理装置の積算評価式は、以下とする。
＜酸素濃度管理装置＞
（胴重量）×（重量あたり単価）
＋（デミスタ容量）×（容量あたり単価）

(iii) 弁、フリーズベント等

弁、フリーズベントなどの配管やタンクに付属する機器のコストは、冷却材がナトリウムの場合には、そのインベントリーを物理指標として計算される。インベントリーの単位は[ton]である。

弁やフリーズベントなどの個数は、純化系内に保持する冷却材の容量に依存すると考えられる。

従って、弁やフリーズベントの個数は、冷却材のインベントリーに依存することになるので、積算評価式で用いる物理指標は、重量から体積に変更し、その単位を[ton]から [m³]に変更する。

酸素濃度管理装置は、図 2.2.1-2 に示す二次系コールドトラップと類似な構造であり、下降管に水素ガスを注入する小径管を挿入する点が異なる。水素注入を行う小口径管のコストは、小さいと考えられるので下降管のコストのみを加算すれば良いと考えられる。

以上から酸素濃度管理装置と腐食生成物精製装置の積算評価式は、それぞれ

＜酸素濃度管理装置＞

（胴重量）×（重量あたり単価）＋（デミスタ容量）×（容量あたり単価）

＜腐食生成物精製装置＞

（流量）×（流量あたり単価）＋（デミスタ容量）×（容量あたり単価）

ただし、流量あたり、デミスタの容量あたり単価は、実証炉の一次系一体型コールドトラップの設計仕様と二次系コールドトラップのコスト試算結果からそれぞれ求める。

(4) 鉛－ビスマス純化系のユニットコスト

(i) 酸素濃度管理装置

ナトリウム炉の二次系コールドトラップのコストは、流量 0.191m³/min に対してユニットコストが 200,659,900 円/(m³/min)であるから、38,326,040 円。これを

（胴重量）×（ユニットコスト）+（充填材容量）×（ユニットコスト）

に置き換える。

胴重量は、8.4ton、胴の重量あたり単価は、同じ勘定項目の貯蔵タンクの重量あたり単価 3,636,486 円/ton とする。胴のコストは、30,546,482 円となる。

従って、充填材のコストは 38,326,040 - 30,546,482 = 7,779,558 円となる。

これを充填材の容量 2.8m³ で割ると充填材のユニットコストは、2,778,413 円/m³（1$＝217 円換算で 12804$/m³）となる。

従って、

酸素濃度管理装置のコスト

＝（胴重量）×（16,758$/ton）＋（デミスタ容量）×（23,577$/m³）

とする。

(ii) 腐食生成物精製装置構造概念図

ナトリウム炉の一次系一体型コールドトラップのコストは、流量 0.0364m³/min に対してユニットコストが 573,314,000 円/(m³/min)であるから、20,868,630 円。これを

（胴重量）×（ユニットコスト）+（流量）×（ユニットコスト）+（充填材容量）×（ユニットコスト）に置き換える。

胴の重量は内径 900mm、厚さ 10mm、高さ 7500mm として、約 1.7ton であるから重量あたり単価を 3,636,486 円/ton とすると胴のコストは、6,182,026 円となる。充填材の容量は、1.37m³、充填材の体積あたり単価は、①の酸素濃度管理装置と同じとして 2,778,413 円/ m³ とする。充填材のコストは、3,806,426 円となる。従って、電磁ポンプやエコノマイザのコストは 10,880,178 円となる。これを純化流量 0.0364 m³/min で割ると流量を代表物理量とする部分のユニットコストは、298,905,989 円/(m³/min)（1$＝217 円換算で 1,377,447$/(m³/min)）となる。ここで、ナトリウムの密度を考慮して 1(m³/min)を（ton/h）に換算すると 53.88（ton/h)、ユニットコストは 5,547,624 円/（ton/h）となる。

よって、腐食生成物精製装置のコスト
＝（胴重量）×（16,758$/ton）＋（流量）×（25,565$/(ton/h)）
＋（デミスタ容量）×（23,577$/m³）となる。

(iii) 弁、フリーズベント等

弁、フリーズベント等に対する積算評価式は、
（冷却材インベントリー）×（ユニットコスト）である。
ユニットコストは、ナトリウム炉の場合、指標を（ton）としたとき、23,924 円/（ton）である。ナトリウムの密度は温度 227℃のときに 898(kg/m³)であるから体積あたりのユニットコストに換算すると 21,483 円/m³ となる。

(5) 鉛ビスマス純化系に用いる物理指標によるコストの差

想定される鉛-ビスマス炉の入力データを用いて、物理指標による建設コスト差異を評価した。計算ケースは、以下の 3 つである。

腐食生成物精製装置の流量は（ton/h）で入力する。弁、フリーズベント等のコスト計算に用いるインベントリーの物理指標は重量（ton）とする。

腐食生成物精製装置の流量は（ton/h）で入力する。弁、フリーズベント等のコスト計算に用いるインベントリーの物理指標は体積（m³）とする。

腐食生成物精製装置の流量は（m³/min）で入力する。弁、フリーズベント等のコスト計算に用いるインベントリーの物理指標は体積（m³）とする。

(i)の重量を適用する場合には、鉛-ビスマスのインベントリーが 103,200ton と比較対照したナトリウム炉のインベントリー2,526ton に比して約 40 倍と多いため、純化設備のコストはナトリウム炉の場合の約 6 倍となる。その結果、勘定項目でのコスト比は約 1.7 倍となる。

(ii)の流量に質量流量を適用し、弁、フリーズベント等についてインベントリーの体積を適用すると純化設備のコストはナトリウム炉の場合の約 1.5 倍となる。その結果、勘定項目でのコスト比は約 1.1 倍となる。

(iii)の体積を適用する場合には、体積流量では鉛-ビスマスの純化流量は、ナトリウム炉の一次系及び二次系コールドトラップの純化流量よりも少な

いためにコストはナトリウム炉の純化設備よりも低額となり、純化設備のコストはナトリウム炉の場合の約 0.9 倍となる。その結果、勘定項目でのコスト比は約 0.5 倍となる。

(iii)の流量に質量流量を、弁、フリーズベント等についてインベントリーの体積を入力項目とした場合には、冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の建設コストは、ナトリウム炉の実証炉フェーズ 2 とほぼ同じ建設コストになる。

2.3　ガス冷却高速炉の経済性評価手法の整備

平成 12 年度に作成した経済性評価コード CCCR をベースに実用化戦略調査研究で検討されるプラントに対応したガス冷却高速炉の経済性評価手法を整備した。

平成 12 年のガス冷却高速炉の経済性評価手法は、米国のガス炉のコスト試算結果を基にナトリウム炉との相違を考慮して作成された。その後の検討により、ガス炉の炉心崩壊に対して設備が設置される場合があり、これに対応した経済性評価手法を作成することとした。

以下ではガス炉の炉心崩壊時の対応設備に対する積算評価式及びユニットコストを作成する。

2.3.1 炉心崩壊時の対応設備

経済性評価手法の整備では、ガス炉の炉心崩壊は、以下のようなシナリオであると仮定して対応設備を考慮する。

① 炉心除熱機能の喪失により炉心温度が上昇し、燃料が溶融する。
② 溶融燃料が原子炉容器の下部に堆積し始める。
③ 堆積した燃料は原子炉容器下部の流出機構により炉容器の外側の保護容器に排出される。
④ 保護容器に排出された溶融燃料は、保護容器の流出機構により原子炉建屋内に設けられたキャッチパンに排出される。
⑤ キャッチパンに堆積した溶融燃料は、キャッチパンに設けられた非常用冷却水設備により冷却される。
⑥ 再臨界防止のため、キャッチパンには必要に応じてボロンの吸収材を備える。

従って、炉心崩壊時の対応設備として、

・保護容器
・キャッチパン
・吸収材
・キャッチパン冷却設備

を考慮する。

(1)炉心崩壊時の対応設備に対する積算評価式

(i)保護容器

保護容器は、原子炉容器の一部とみなすことができるため、221.11 炉容器、熱遮蔽板及び支持台または PCRV の勘定項目でコスト計算する。機器名称を保護容器とし、原子炉容器と同じ物理指標、ユニットコスト、積算評価式及びコスト要素比率を使用する。積算評価式は以下とする。

（保護容器のコスト）＝（保護容器重量）×（ユニットコスト）

保護容器の材料は、316SS、304ＳＳ及び炭素鋼とし、ユニットコストに材料補正係数を考慮する。

(ii)　キャッチパン

キャッチパンは、鋼製の場合には原子炉格納容器に準じて製作され、コンクリート製の場合には原子炉建屋の床面に施工されるコンクリートにライナーが敷設されて製作されると想定する。また、キャッチパンがグラファイトで製作される場合も考慮する。

キャッチパンのコストは、212.1 原子炉格納施設の勘定項目で計算する。機器名称は、鋼製キャッチパン、コンクリート製キャッチパン及びグラファイト製キャッチパンとする。

鋼　製キャッチパンに対しては、格納容器と同じ物理指標、ユニットコスト、積算評価式及びコスト要素比率を使用する。積算評価式は以下とする。

（鋼製キャッチパンのコスト）

＝（鋼製キャッチパン重量）×（ユニットコスト）

鋼製キャッチパンの材料は、316SS、304SS 及び炭素鋼とし、ユニットコストには材料補正係数と板厚補正係数を考慮する。

コンクリート製キャッチパンの場合には、コンクリートについては原子炉格納施設のコンクリートと同じ物理指標、ユニットコスト、積算評価式及びコスト要素比率を使用し、ライナーについては格納施設ライナーの各値を使用する。

従って、積算評価式は、

（コンクリート製キャッチパンのコスト）

＝（コンクリート体積）×（ユニットコスト）

＋（ライナー表面積）×（ユニットコスト）となる。

グラファイト製キャッチパンに対しては、221.13 固定遮蔽体及び可動遮蔽体の勘定項目における固定遮蔽体でのグラファイトと同じ物理指標、ユニットコスト、積算評価式及びコスト要素比率を使用する。積算評価式は以下とする。

（グラファイト製キャッチパンのコスト）

＝（グラファイト製キャッチパン重量）×（ユニットコスト）

(iii)吸収材

吸収剤はボロンを想定する。コストを計算する勘定項目はキャッチパンと同じ 212.1 原子炉格納施設　建物の基本構造物とする。

吸収材のユニットコストは 221.13 固定遮蔽体及び可動遮蔽体の勘定項目における固定遮蔽体での B_4C 重量あたり単価を適用する。物理指標、積算評価式及びコスト要素比率も同じ値を使用する。積算評価式は以下とする。

（吸収材のコスト）＝（吸収材重量）×（ユニットコスト）

(Ⅳ)　キャッチパン冷却設備

キャッチパン冷却設備は、PCRV における常用コンクリート冷却系に準じて製作されると考えられる。ただし、キャッチパンは安全設備であってその冷却系は非常用を想定する。

キャッチパンの付帯設備であり、212.1 原子炉格納施設　建物の基本構造物の勘定項目でコスト計算する。物理指標、ユニットコスト、積算評価式及びコスト要素比率は、勘定項目 226.71 補機冷却設備の非常用冷却水設備を使用する。積算評価式は、

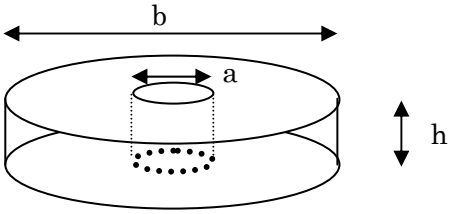
（キャッチパン冷却設備のコスト）
＝（冷却水流量）×（ユニットコスト）
＋（配管径）×（配管長）×（ユニットコスト）
となる。

3.コスト評価データのうちの３次元免震装置の比率について

今回、コスト評価においては免震装置のコスト影響をプラントコストに反映する為、３次元免震装置等評価対象面震装置のコストと２次元免震装置とのコスト比を入力する欄を設けている。今回の評価対象プラントで使用していることを想定している垂直要素付２次元免震装置と３次元免震装置の場合のこの比率の決め方について以下に記す。

3.1 垂直要素付２次元免震装置

具体的に適用しているプラントは、ナトリウム冷却炉大型中型６概念であり、垂直要素付２次元免震装置とは厚肉積層ゴムを使用した３次元免震装置である。この垂直要素付２次元免震装置のコストについては、免震要素そのものの単位体積当りの単価は２次元免震要素と３次元免震要素に差は無いものと仮定し、３次元免震要素と２次元免震用免震要素の体積比を３次元免震装置と２次元免震装置のコスト比とすることとした。



	a (mm)	b (mm)	h(mm)	V (mm^3)	
３次元免震装置	63×3	506×3	116×3	6.20 × 10^8	（＝V_{3D}）
２次元免震装置	200	1600	186.6	3.69 × 10^8	（＝V_{2D}）

従って、

３次元免震装置と厚肉積層ゴムを使用した３次元免震装置のコスト比　＝ V_{3D} ／V_{2D} ＝１．６８

としている。

3.2 ３次元免震装置

３次元免震装置については、CCCR 自体の内部演算により体積比例で自動的に必要基数は計算される。これは変更出来ない。従って、対象免震装置とCCCR に設定されている 2 次元免震装置のコスト比率入力により調整することになる。

方法は、対象プラントの重量から３次元免震装置（9.8MN/基）基数を求める。これを x 基とする。ここで内部演算では NI 補助建物体積 Vm^3 より 90800m^3 当りに 170 基として基数 y 基を出している。従って、３次元免震装置のコストと２次元免震装置の１基当りコスト比は、9.63 なので、コスト比率入力欄の数値は、9.63×x÷y を入力することになる。

この方法では、x 基が建屋面積に配置可能でない場合、即ち、必要基数が現在配置出来ない場合は、３次元免震単体の支持荷重を上げる必要がありそのコストは当然今回手法でのコスト評価結果を上回る可能性が高いが、これは反映出来ていない。従って、ガス炉、鉛ビスマス炉については NI 補助建物コストは低めの評価となっていることになる。

参考文献

1)三枝利家他、「ＦＢＲシステム技術検討書」（平成 12 年度報告）核燃料サイクル開発機構,JNC TY9400 2001-012、2001 年６月