JNC TY9400 2001−012 (1)

FBRシステム技術検討書

－平成１２年度報告－

（１／２分冊）

（研究報告）



２００１年６月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

〒319-1184　茨城県那珂郡東海村村松４番地４９
核燃料サイクル開発機構
技術展開部　技術協力課

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

© 核燃料サイクル開発機構（Japan Nuclear Cycle Development Institute）
2001

Ⓚ

JNC TY9400 2001-012
２００１　年　６　月

FBR システム技術検討書
－平成 12 年度報告－
（研 究 報 告）

三原隆嗣[1)]、山本昌宏[1)*]、島川佳郎[1)]、江沼康弘[1)]、田中良彦[1)*]、
木曽芳広[1)]、梅津陽一郎[1)]、川崎信史[2)]、久保田健一[3)]、小林順[4)]、
神山健司[5)]、久保重信[5)*]、佐々木誠[6)*]、笠原直人[2)]、浅山泰[2)]、
森下正樹[2)]、梅木克彦[2)*]山口彰[7)]、大島宏之[7)]、堺公明[7)]、
村松壽晴[7)]、丹羽元[8)]、栗坂健一[8)]、川田賢一[8)]、藤田朋子[8)]、
遠藤寛[8)]、石田政義[8)]、栗原国寿[8)]、飛田吉春[8)]、佐藤一憲[8)]、
穐村政道[9)*]、山田文昭[9)]、新部信昭[1)*]、木田正則[1)*]、
三枝利家[1)*]、宇野修[1)]、此村守[1)]、笠井重夫[1)*]、一宮正和[10)]

要　　旨

1999 年度より 2 年間で実用化戦略調査研究フェーズⅠを実施した。本報告書は実用化戦略調査研究の中で対象とした FBR プラントシステムについて、技術的成立性、経済性等の観点から検討を加えた結果をまとめたものである。

本研究では、FBR プラントを構成する冷却材及び燃料の組合わせとして現状考えられるものは全て対象にし、同時点での技術情報に基づき、冷却材ごとにプラントシステムの技術的成立性及び経済的成立性について評価した。その結果、冷却材ごとにプラントフェーズⅠで設定した設計目標を満たす有望なプラント概念を示した。

---

1)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBR システムグループ
2)　大洗工学センター　要素技術開発部　構造信頼性研究グループ
3)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBR システムグループ（現在、（株）東芝 電力システム社 原子力開発営業部）
4)　大洗工学センター　システム技術開発部　管理 Gr
5)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBR サイクル安全設計グループ
6)　大洗工学センター　システム技術開発部　炉心・燃料システムグループ
7)　大洗工学センター　要素技術開発部　流体計算工学グループ
8)　大洗工学センター　要素技術開発部　リスク評価研究グループ
9)　敦賀本部　国際技術センター　プラント利用技術グループ
10)　大洗工学センター　システム技術開発部
＊：日本原子力発電（株）からの派遣者

本報告書は、「高速増殖炉システムの実用化調査研究に関する協力協定」に基づき実施した JNC と原電（9 電力会社、電源開発株式会社及び原電の代表）との共有成果である。

本報告書には、「核燃料サイクル開発機構と財団法人電力中央研究所との原子力の研究開発に関する研究協力協定」に基づく共同研究の成果及び電中研からの開示技術情報、並びに、「日本原子力研究所と核燃料サイクル開発機構との間の高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究に関する研究協力取決め」に基づく共有成果を含む。

JNC TY9400 2001-012
June, 2001

Feasibility Studies on Fast Breeder Reactor Plant Systems -Results in 2000-

Takatsugu Mihara[1)], Masahiro Yamamoto[1)*], Yoshio Shimakawa[1)], Yasuhiro Enuma[1)], Yoshihiko Tanaka[1)*], Yoshihiro Kiso[1)], Yoichiro Umetu[1)], Nobuchika Kawasaki[2)], Kenichi Kubota[3)], Jun Kobayashi[4)], Kenji Kamiyama[5)], Shigenobu Kubo[5)*], Makoto Sasaki[6)*], Naoto Kasahara[2)], Tai Asayama[2)], Masaki Morishita[2)], Katsuhiko Umeki[2)*], Akira Yamaguchi[7)], Hiroyuki Ohshima[7)], Takaaki Sakai[7)], Toshiharu Muramatsu[7)], Hajime Niwa[8)], Kenichi Kurisaka[8)], Kenichi Kawada[8)], Tomoko Fujita[8)], Hiroshi Endo[8)], Masayoshi Ishida[8)], Kunitoshi Kurihara[8)], Yoshiharu Tobita[8)], Ikkei Sato[8)], Masamichi Akimura[9)*], Fumiaki Yamada[10)], Nobuaki Nibe[1)*],Masanori Kida[1)*], Toshiie Saigusa[1)*], Osamu Uno[1)], Mamoru Konomura[1)], Shigeo Kasai[1)*], Masakazu Ichimiya[10)]

Abstract

The Phase I of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System has performed for two years from Fiscal Year (FY)1999. This report describes the results for fast breeder reactor plant systems in the Feasibility Studies on the basis of considerations from various viewpoints such as technical feasibility and economical competitiveness.

In the Phase I study, various possible combinations between fuels and coolants in the fast breeder reactor plant systems were reviewed, based on current technical information. As a result, concepts suitable for the design objectives of the Feasibility Studies were made clear for each coolant.

---

1) FBR System Design Group, System Engineering Technology Division, OEC
2) Structural Mechanics Research Group Advanced Technology Division, OEC
3) Advanced Energy Plant Sales and Marketing Department, Power System and Services Company, TOSHIBA Corporation
4) Administrative Management Group, System Engineering Technology Division, OEC
5) FBR Cycle Safety Engineering Group, System Engineering Technology Division, OEC
6) Fuel and Core System Engineering Group, System Engineering Technology Division, OEC
7) Thermal-Hydraulics Research Group, Advanced Technology Division, OEC
8) Nuclear System Research Group Advanced Technology Division, OEC
9) Plant Utilization Technology Group, International Cooperation and Technology Development Center, Tsuruga Head Office
10) System Engineering Technology Division, OEC
*: attached from The Japan Atomic Power Company (JAPC)

This report is the outcome of collaborative study between JNC and JAPC (that is the representative of 9 electric utilities, Electric Power Development Company and JAPC) in the accordance with "The Agreement About The Development of A Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System".

This report includes the outcome of collaborative study between JNC and Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI) in the accordance with "The Agreement of Collaboration about The Research and Development of Atomic Energy" and the technical information offered by CRIEPI, and also the outcome of collaborative study between JNC and Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in the accordance with "Memorandum of Cooperation between JAERI and JNC Related to Feasibility Studies on Commercialized FBR Cycle".

執筆担当者一覧

（1 / 2 分冊）

はじめに	此村　守
1. 既往研究例及びシーズ技術の調査	
1.1　既往研究について	早船浩樹
1.2　シーズ技術の調査	此村　守
2. 検討対象技術の選定	
2.1　燃料形態と冷却材の組み合わせ	早船浩樹
2.2　検討対象範囲の設定	此村　守
3. 設計要求事項	山本昌宏 本社 FBR サイクル開発推進部
4. 概念検討	
4.1　Na 冷却炉の検討	
4.1.1　Na 冷却炉の特徴	新部信昭
4.1.2　本研究における検討の新たな着眼点	新部信昭
4.1.3　各候補概念の検討状況	
(1)　大型炉	
（i）　候補概念の摘出	
(a) ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）	島川佳郎
(b) タンク型炉（2 次系機器合体・ループ数削減）	新部信昭
(c) タンク型炉（機器合体・集中配置）	新部信昭
(d) タンク型炉（機器・系統コンパクト化）	新部信昭
（ii）　候補概念の検討	
(a) Na 冷却大型ループ型炉	島川佳郎
(b) Na 大型タンク型炉	新部信昭
(2)　中型モジュール炉	川崎信史
(3)　二次系簡素化概念	堀　徹
(4)　更なる高温・高効率化の検討	笠井重夫
4.2　重金属炉の検討	江沼康弘、三原隆嗣
4.3　ガス炉の検討	
4.3.1　ガス炉の特徴	木田正則
4.3.2　本研究における検討の新たな着眼点	木田正則
4.3.3　各候補概念の検討	
(1)　ピン型燃料	
（i）　炭酸ガス炉	小林　順
（ii）　ヘリウムガス炉	小林　順
(a) 蒸気タービン発電	小林　順
(b) ガスタービン発電	木曽芳広
(2)　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉	木曽芳広

4.4 水冷却炉の検討
4.4.1 水冷却炉の特徴 神山健司、山本昌宏
4.4.2 本研究における検討の新たな着眼点 神山健司、山本昌宏
4.4.3 各概念の検討
(1) 高転換比 BWR 型炉 山本昌宏
(2) 高転換比 PWR 型炉 山本昌宏
(3) 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR） 神山健司
4.4.4 水冷却増殖炉の導入シナリオの検討 神山健司
4.5 溶融塩炉の検討 久保田健一
4.6 小型炉の検討 久保田健一、梅津陽一郎

（2 / 2 分 冊）

4.7 経済性の検討
4.7.1 建設コストの検討 三枝利家
4.7.2 運転維持費の検討 宇野 修

4.8 プラント共通技術の検討
4.8.1 機器構造技術開発
(1) 各種冷却材に対する構造設計の技術評価 笠原直人
(2) プラントの低コスト化と長寿命化に係わる検討 浅山 泰
(3) ガス炉の設計基準 田中良彦
4.8.2 免震技術開発 梅木克彦
4.8.3 熱流動技術開発
(1) はじめに 山口 彰
(2) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価 大島宏之、堺 公明、山口 彰
(3) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析 大島宏之
(4) 多次元解析による熱流動現象評価 村松寿晴
(5) 伝熱流動相関式の調査 大島宏之
(6) まとめ 山口 彰
4.8.4 安全技術開発
(1) はじめに 丹羽 元
(2) 安全設計方針の整備 久保重信
(3) 安全系の局限化 梅津陽一郎、栗坂健一
(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討
（i） ナトリウム冷却 MOX 燃料炉の評価
(a) 各炉心の CDA 評価 川田賢一、藤田朋子
(b) 再臨界回避方策の有効性評価 藤田朋子、丹羽 元
(c) PAMR/PAHR 評価 丹羽 元
(d) 上部プレナム付き炉心の起因過程での有効性評価 丹羽 元
(e) MOX-Na ボイド反応度制限 6＄の根拠説明 丹羽 元
(f) 中空燃料のピン内燃料移動機構による CDA 緩和効果 丹羽 元
（ii） ナトリウム冷却金属燃料炉心の評価
(a) 金属燃料のボイド反応度 8＄の根拠説明 遠藤 寛
(b) 金属燃料炉心における再臨界回避方策の要否 遠藤 寛
(c) 金属燃料炉の PAMR/PAHR 遠藤 寛

(iii) ナトリウム冷却窒化物燃料炉の安全上の課題 石田政義、丹羽 元
(iv) 重金属冷却炉の安全性 飛田吉春
(v) ガス冷却炉の安全性 山野秀将、飛田吉春
(vi) 水冷却炉の安全性 飛田吉春、藤田哲史
(vii) 各種候補燃料概念に係る局所事故の特性と安全研究課題の検討 佐藤一憲
(viii) 各種燃料・冷却材系の FCI マップ 石田政義
(ix) 各種燃料による臨界性マップ 栗原国寿
(x) 受動的安全特性強化型(CDA フリー)概念の成立性に関する議論 丹羽 元
(xi) まとめと Phase2 計画 丹羽 元
4.8.5 プラント技術評価 穐村政道、山田文昭

4.9 アイデア公募の結果
4.9.1 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性と大出力化の検討 神山健司
4.9.2 二相流自然循環型液体金属 MHD 発電システムに関する研究 小林 順
4.9.3 新型蒸気発生器を用いた二次系削除型コンパクト化 FBR の開発 堀 徹
4.9.4 Compact Pool Type LMFBR(CPFR)に関する研究 新部信昭
4.9.5 熱電素子直接発電 島川佳郎
4.9.6 RBEC:Critical Lead-Alloy Cooled Fast Reactor 江沼康弘
4.9.7 自然循環冷却方式重金属冷却炉の運転特性に関する研究 三原隆嗣

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ
5.1. Na 冷却炉の評価
5.1.1 大型炉 島川佳郎
5.1.2 中型モジュール炉 川崎信史
5.1.3 2 次系簡素化概念 堀 徹
5.2 重金属炉の評価 江沼康弘、三原隆嗣
5.3 ガス炉の評価 木田正則
5.4 水冷却炉 神山健司、山本昌宏
5.5 溶融塩炉の評価 久保田健一
5.6 小型炉の評価 久保田健一、梅津陽一郎

6. 今後の計画 此村 守
6.1 フェーズⅡ計画案
6.2 フェーズⅡにおける課題
6.2.1 候補概念の設計研究
6.2.2 FBR 共通技術開発
6.2.3 冷却材ごとの固有技術開発

おわりに 此村 守

目　　次

（1 / 2 分 冊）

はじめに …… 1

1. 既往研究例及びシーズ技術の調査
1.1 既往研究について …… 3
1.2 シーズ技術の調査 …… 4
「参考文献」 …… 7

2. 検討対象技術の選定
2.1 燃料形態と冷却材の組み合わせ …… 12
2.2 検討対象範囲の設定 …… 13

3. 設計要求事項
3.1 基本方針 …… 16
3.2 検討にあたっての前提条件 …… 16
3.3 設計要求事項 …… 17
3.4 特記事項 …… 19

4. 概念検討
4.1 Na 冷却炉の検討 …… 24
4.1.1 Na 冷却炉の特徴 …… 25
「参考文献」 …… 26
4.1.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 26
4.1.3 各候補概念の検討状況 …… 38
(1) 大型炉 …… 38
（i） 候補概念の摘出 …… 38
(a) ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減） …… 38
(b) タンク型炉（2 次系機器合体・ループ数削減） …… 59
(c) タンク型炉（機器合体・集中配置） …… 66
(d) タンク型炉（機器・系統コンパクト化） …… 72
（ii） 候補概念の検討 …… 97
(a) Na 冷却大型ループ型炉 …… 97
(b) Na 大型タンク型炉 …… 207
(2) 中型モジュール炉 …… 274
（i） 候補概念の摘出 …… 274

（ii） 候補概念の検討 …… 275
「参考文献」 …… 287
(3) 二次系簡素化概念 …… 308
（i） 候補概念の摘出 …… 308
「参考文献」 …… 322
（ii） 候補概念の検討 …… 326
(a) 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG(案 1-1) …… 326
(b) 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG(案 1-2) …… 338
(c) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG(案 2-1) …… 351
(d) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ二重管型 SG(案 2-2) …… 358
(e) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG(案 2-3) …… 365
(f) 固体銅熱媒体 HIP 型 SG(案 3-1) …… 374
(g) 固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG(案 3-2) …… 384
(h) 一次系高圧化 SG(案 4) …… 392
「参考文献」 …… 395
(4) 更なる高温・高効率化の検討 …… 400
（i） 蒸気条件の改善による効率化 …… 400
（ii） 水銀－水蒸気コンバインドサイクル発電 …… 406
「参考文献」 …… 414

4.2 重金属炉の検討
4.2.1 重金属冷却炉の特徴 …… 423
4.2.2 検討対象とする炉システム型式について …… 425
4.2.3 各種候補概念の概念設計研究 …… 427
(1) 鉛冷却大型ポンド型炉（日本型ポンド容器概念） …… 428
(2) 鉛冷却大型ループ型炉（サイドエントリー方式 2 重配管） …… 433
(3) 鉛冷却中型タンク型炉 …… 437
(4) 鉛ビスマス冷却小型タンク型炉（SVBR） …… 443
(5) 重金属炉概念物量比較 …… 448
4.2.4 重金属を冷却材とすることに伴う諸課題 …… 451
4.2.5 候補概念の摘出 …… 457
4.2.6 候補概念の検討 …… 460
(1) 冷却材駆動方式に関する比較研究 …… 460
(2) 完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉の検討 …… 465

4.3 ガス炉の検討
4.3.1 ガス炉の特徴 …… 519
4.3.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 523

4.3.3 各候補概念の検討 …… 525
(1) ピン型燃料 …… 525
(i) 炭酸ガス炉 …… 525
(ii) ヘリウムガス炉 …… 572
(a) 蒸気タービン発電 …… 572
「参考文献」 …… 575
(b) ガスタービン発電 …… 581
(2) 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉 …… 592

4.4 水冷却炉の検討
4.4.1 水冷却炉の特徴 …… 629
4.4.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 630
「参考文献」 …… 633
4.4.3 各概念の検討 …… 634
(1) 高転換比 BWR 型炉 …… 634
(2) 高転換比 PWR 型炉 …… 669
(3) 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉 (SCFBR) …… 699
「参考文献」 …… 743
4.4.4 水冷却増殖炉の導入シナリオの検討 …… 745

4.5 溶融塩炉の検討
4.5.1 溶融塩炉の特徴 …… 755
4.5.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 762
4.5.3 候補概念の検討 …… 764
「参考文献」 …… 766

4.6 小型炉の検討
4.6.1 小型炉の特徴、ニーズ …… 771
4.6.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 789
4.6.3 各候補概念の検討状況 …… 803
(1) Na 冷却炉 …… 803
(2) 鉛ビスマス冷却炉 …… 816
「参考文献」 …… 821
補足資料 自然循環方式タンク型鉛ビスマス小型炉 (ANL 公募概念) …… 822

（2 / 2 分冊）

4.7 経済性の検討
4.7.1 建設コストの検討 …… 843
(1) 炉システムにおける建設コスト評価 …… 843
(2) 経済性評価手法 …… 844
(3) 評 価 …… 878
4.7.2 運転維持費の検討 …… 928
「参考文献」 …… 939

4.8 プラント共通技術の検討
4.8.1 機器構造技術開発 …… 956
(1) 各種冷却材に対する構造設計の技術評価 …… 956
「参考文献」 …… 1021
(2) プラントの低コスト化と長寿命化に係わる検討 …… 1023
(3) ガス炉の設計基準 …… 1048
「参考文献」 …… 1053
4.8.2 免震技術開発 …… 1060
(1) 各種3次元免震方式及び各炉型への適合性検討 …… 1060
(2) 3次元免震導入効果の確認 …… 1062
(3) 3次元免震に対する性能要求の具体化 …… 1064
(4) まとめ …… 1066
「参考文献」 …… 1066
4.8.3 熱流動技術開発 …… 1090
(1) はじめに …… 1090
(2) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価 …… 1092
(3) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析 …… 1131
(4) 多次元解析による熱流動現象評価 …… 1168
(5) 伝熱流動相関式の調査 …… 1307
(6) まとめ …… 1319
「参考文献」 …… 1320
4.8.4 安全技術開発 …… 1328
(1) はじめに …… 1328
(2) 安全設計方針の整備 …… 1329
「参考文献」 …… 1329
(3) 安全系の局限化 …… 1347
「参考文献」 …… 1355
(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討 …… 1371

(ⅰ) ナトリウム冷却MOX燃料炉の評価 …… 1371
(a) 各炉心のCDA評価 …… 1371
(b) 再臨界回避方策の有効性評価 …… 1373
(c) PAMR/PAHR評価 …… 1378
(d) 上部プレナム付き炉心の起因過程での有効性評価 …… 1386
「参考文献」 …… 1389
(e) MOX-Na：ボイド反応度制限6$の根拠説明 …… 1390
「参考文献」 …… 1397
添付資料 1 ULOF事象起因過程の事象推移と支配因子の説明 …… 1398
(f) 中空燃料のピン内燃料移動機構によるCDA緩和効果 …… 1401
「参考文献」 …… 1408
(ⅱ) ナトリウム冷却金属燃料炉心の評価 …… 1410
(a) 金属燃料のボイド反応度8$の根拠説明 …… 1410
「参考文献」 …… 1414
(b) 金属燃料炉心における再臨界回避方策の要否 …… 1415
「参考文献」 …… 1418
(c) 金属燃料炉のPAMR/PAHR …… 1419
「参考文献」 …… 1424
(ⅲ) ナトリウム冷却窒化物燃料炉の安全上の課題 …… 1425
(ⅳ) 重金属冷却炉の安全性 …… 1426
「参考文献」 …… 1431
(ⅴ) ガス冷却炉の安全性 …… 1432
「参考文献」 …… 1436
(ⅵ) 水冷却炉の安全性 …… 1442
(ⅶ) 各種候補燃料概念に係る局所事故の特性と安全研究課題の検討 …… 1446
(ⅷ) 各種燃料・冷却材系のFCIマップ …… 1453
(ⅸ) 各種燃料による臨界性マップ …… 1454
「参考文献」 …… 1457
(ⅹ) 受動的安全特性強化型（CDAフリー）概念の成立性に関する議論 …… 1458
(ⅺ) まとめとPhaseⅡ計画 …… 1462
4.8.5 プラント技術評価 …… 1527

4.9 アイデア公募の結果 …… 1588
4.9.1 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性と大出力化の検討 …… 1588
4.9.2 二相流自然循環型液体金属MHD発電ｼｽﾃﾑに関する研究 …… 1589
4.9.3 新型蒸気発生器を用いた二次系削除型ｺﾝﾊﾟｸﾄ化FBRの開発 …… 1592
4.9.4 Compact Pool Type LMFBR(CPFR)に関する研究 …… 1593
4.9.5 熱電素子直接発電 …… 1595

4.9.6 RBEC:Critical Lead –Alloy Cooled Fast Reactor ····· 1597
4.9.7 自然循環冷却方式重金属冷却炉の運転特性に関する研究 ····· 1598

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ
5.1 Na冷却炉の評価 ····· 1618
5.1.1 大型炉 ····· 1618
5.1.2 中型モジュール炉 ····· 1626
5.1.3 二次系簡素化概念 ····· 1628
(1) 経済性 ····· 1628
(2) 安全性 ····· 1633
(3) 構造健全性 ····· 1635
(4) 製作建設性 ····· 1635
(5) 運転・保守補修性 ····· 1636
(6) プラントとの整合性 ····· 1636
(7) 技術開発課題 ····· 1638
(8) 総合評価 ····· 1640

5.2 重金属炉の評価 ····· 1644

5.3 ガス炉の評価 ····· 1648
5.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉 ····· 1648
5.3.2 ピン型燃料ヘリウムガス炉 ····· 1648
5.3.3 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉 ····· 1649

5.4 水冷却炉の評価 ····· 1651
5.4.1 設計要求事項に対する適合性 ····· 1651
5.4.2 実用化戦略調査研究フェーズⅠにおける水冷却増殖炉の評価 ····· 1659

5.5 溶融塩炉の評価 ····· 1662
5.5.1 設計要求に対する適合性 ····· 1662
5.5.2 フェーズⅠでの評価結果 ····· 1662
5.5.3 検討結果のまとめと課題 ····· 1667
「参考文献」 ····· 1670

5.6 小型炉の評価 ····· 1672
5.6.1 自然循環方式タンク型Na冷却炉 ····· 1672
5.6.2 準強制循環方式ループ型Na冷却炉 ····· 1675
5.6.3 自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉 ····· 1679

5.6.4 課題と今後の検討の方向性について ····· 1683

6. 今後の計画
6.1 フェーズⅡ計画案 ····· 1693
6.2 フェーズⅡにおける課題 ····· 1693

おわりに ····· 1696

謝　辞 ····· 1697

表 リ ス ト

（1 / 2 分 冊）

表1.2.1	メーカからの提案概念	8
表1.2.2	公募研究選定テーマ	9
表2.1.1	プラント設計から見た冷却材と燃料形態の関係	14
表4.1.2-1	Na の持つ特性の分析とコストダウンへの方策検討	31
表4.1.3(1)-1	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の基本仕様	48
表4.1.3(1)-2	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の炉心主要目	49
表4.1.3(1)-3 (1/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	50
(2/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	51
(3/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	52
表4.1.3(1)-4	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様	75
表4.1.3(1)-5	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の炉心の主要目	76
表4.1.3(1)-6	2 次系機器合体・ループ数削減プラントの設計要求に対する適合性	77
表4.1.3(1)-7	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧(1/2)	78
	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧(2/2)	79
表4.1.3(1)-8	機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様	80
表4.1.3(1)-9	機器合体・集中配置タンク型炉炉心の主要目	81
表4.1.3(1)-10	機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性	82
表4.1.3(1)-11	機器合体・集中配置タンク型炉の保守･補修性に関する対応方針	83
表4.1.3(1)-12	Na 冷却大型ループ型炉の基本仕様	140
表4.1.3(1)-13	原子炉出口冷却材温度を引き下げた場合のプラントヒートバランス	141
表4.1.3(1)-14	主要課題の検討状況(1/3)	142
	主要課題の検討状況(2/3)	143
	主要課題の検討状況(3/3)	144
表4.1.3(1)-15	設計基準を超える安全評価事象と炉心損傷防止対策	145
表4.1.3(1)-16	Na 冷却大型ループ型炉の所内負荷の内訳	146

表4.1.3(1)-17	プラント基本仕様	228
表4.1.3(1)-18	燃料集合体仕様	229
表4.1.3(1)-19	主要核特性	230
表4.1.3(1)-20	炉心出力分担率	230
表4.1.3(2)-1	簡易評価結果　4S 型（200MWe）	288
表4.1.3(2)-2	簡易評価結果（S-PRISM）	289
表4.1.3(2)-3	コストダウン方策の比較	290
表4.1.3(2)-4	Na ループ型中型モジュール炉	291
表4.1.3(2)-5	Na タンク型中型モジュール炉	292
表4.1.3(2)-6	ループ型炉における大型炉と中型炉の比較	293
表4.1.3(2)-7	タンク型炉における大型炉と中型炉の比較	294
表4.1.3(3)-1	二次系簡素化概念の中間熱媒体（液体）の比較評価	312
表4.1.3(3)-2	サイジングおよび伝熱管肉厚設定の考え方	332
表4.1.3(3)-3	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG の機器仕様	333
表4.1.3(3)-4	鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	334
表4.1.3(3)-5	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の機器仕様	344
表4.1.3(3)-6	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の物量およびコスト内訳	345
表4.1.3(3)-7	鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	346
表4.1.3(3)-8	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG の機器仕様	356
表4.1.3(3)-9	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG の機器仕様	363
表4.1.3(3)-10	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG の機器仕様	370
表4.1.3(3)-11	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	371
表4.1.3(3)-12	主要構造材料の熱伝導率	380
表4.1.3(3)-13	固体銅熱媒体 HIP 型 SG の機器仕様	380
表4.1.3(3)-14	主要構造材料の熱膨張係数	381
表4.1.3(3)-15	固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG の機器仕様	389
表4.1.3(3)-16	一次系高圧化 SG の機器仕様	396
表4.1.3(3)-17	一次系高圧化プラント仕様	397
表4.1.3(4)-1	水銀　水蒸気コンバインドサイクルの熱効率（概算値）	415
表4.1.3(4)-2	水銀タービンの概要（米国での実機運転プラント）	416
表4.1.3(4)-3	宇宙電源用水銀タービンの概要	416
表4.2.1	Pb 及び Pb-Bi の主要物性	477

表4.2.2	基本仕様（鉛冷却大型ポンド型炉）	478
表4.2.3	設計要求事項への対応（鉛冷却大型ポンド型炉）	479
表4.2.4	基本仕様（鉛冷却大型ループ型炉）	480
表4.2.5	設計要求事項への対応（鉛冷却大型ループ型炉）	481
表4.2.6	鉛冷却大型ループ式炉の構造成立性に関する見解の相違について	482
表4.2.7	基本仕様（鉛冷却中型タンク型炉）	483
表4.2.8	設計要求事項への対応（鉛冷却中型タンク型炉）	484
表4.2.9	基本仕様（SVBR）	485
表4.2.10	設計要求事項への対応（SVBR）	486
表4.2.11	大型Naループ炉と大型Pbループ炉の蒸気発生器の物量及び伝熱性能比較	487
表4.2.12	炉心仕様	488
表4.2.13	冷却材駆動方式の比較と選定	489
表4.2.14	基本仕様（完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉）	490
表4.2.15	定期検査工程表	491
表4.3.1	ガス炉の特徴	522
表4.3.2	ピン型燃料炭酸ガス炉　基本仕様	546
表4.3.3	ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機基本仕様	547
表4.3.4	ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ基本仕様	548
表4.3.5	ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ基本仕様	549
表4.3.6	ピン型燃料炭酸ガス炉　格納施設仕様	550
表4.3.7	ピン型MOX燃料ヘリウム炉　基本仕様	576
表4.3.8	基本仕様(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型))	585
表4.3.9	基本仕様(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型))	586
表4.3.10	基本仕様(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)	608
表4.3.11	ガスタービン仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）	609
表4.3.12	補助炉心冷却系仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）	610
表4.4.3(1)-1	高転換比BWR型炉の基本仕様	646
表4.4.3(1)-2	高転換比BWR型炉の炉心特性	647
表4.4.3(1)-3	軽水炉燃料の再処理の際にMAを除去しなかった場合の燃料組成	647
表4.4.3(1)-4	MAを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	648
表4.4.3(1)-5	MAを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	648
表4.4.3(1)-6	FPを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	649
表4.4.3(1)-7	FPを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	649
表4.4.3(1)-8	高転換比BWR型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能	650

表4.4.3(1)-9	ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件	651
表4.4.3(1)-10	高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・異常な過渡変化	652
表4.4.3(1)-11	高転換比 BWR 型炉における異常な過渡変化評価結果	652
表4.4.3(1)-12	高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・事故	653
表4.4.3(1)-13	高転換比 BWR 型炉における事故評価結果	654
表4.4.3(1)-14	炉心定格流量に対する再循環部の圧損、ダウンカマ水頭	655
表4.4.3(1)-15	高転換比 BWR 型炉の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）	655
表4.4.3(1)-16	高転換比 BWR 型炉の評価結果	656
表4.4.3(2)-1	高転換比 PWR 型炉の基本仕様	679
表4.4.3(2)-2	高転換比 PWR 型炉の炉心特性	680
表4.4.3(2)-3	MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	680
表4.4.3(2)-4	MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	681
表4.4.3(2)-5	FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	681
表4.4.3(2)-6	FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	682
表4.4.3(2)-7	高転換比 PWR 型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能	682
表4.4.3(2)-8	PWR の安全評価における判断基準	683
表4.4.3(2)-9	PWR 安全評価と最小 DNBR	684
表4.4.3(2)-10	定格運転時の DNB 評価に用いた主要データ	685
表4.4.3(2)-11	トリチウム生成量評価	686
表4.4.3(2)-12	高転換比 PWR の制御棒構成	686
表4.4.3(2)-13	高転換比 PWR 型炉の評価結果	687
表4.4.3(3)-1	SCFBR 基準炉心の仕様（参考文献［17］）	717
表4.4.3(3)-2	MA の混入効果	718
表4.4.3(3)-3	FP の混入効果	718
表4.4.3(3)-4	解析対象事象（参考文献［19・21］）	718
表4.4.3(3)-5	SCFR 及び SCFR-H の仕様（参考文献［19・21］）	719
表4.4.3(3)-6	一次系仕様	720
表4.4.3(3)-7	非常用炉心冷却系の設備仕様	721
表4.4.3(3)-8	残留熱除去系の設備仕様	722
表4.4.3(3)-9	補助給水系の設備仕様	722
表4.4.3(3)-10	BOP 主要機器基本仕様（1/2）	723
	BOP 主要機器基本仕様（2/2）	724
表4.4.3(3)-11	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉の評価結果	725
表4.4.3(3)-12	SCFBR の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）	726
表4.4.4-1	シナリオ評価に用いた増殖炉の炉特性データ	747
表4.5.1-1	溶融塩と液体金属との比較	767
表4.5.3-1	塩化物溶融塩炉（溶融塩タンク型モジュール炉）の基本仕様	768

表4.6.1-1 (1/3) 世界の中小型炉 …… 785
(2/3) 世界の中小型炉 …… 786
(3/3) 世界の中小型炉 …… 787
表4.6.1-2 受動的安全性の考え方（「受動度」と具体例） …… 788
表4.6.2(1)-1 小型炉検討方針 …… 800
表4.6.2(2)-1 小型炉の検討対象炉心 …… 801
表4.6.3(1)-1 自然循環方式タンク型Na冷却炉の基本仕様 …… 805
表4.6.3(1)-2 準強制循環方式ループ型Na冷却炉の基本仕様 …… 812
表4.6.3(2)-1 自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の基本仕様 …… 818

（2 / 2 分 冊）

表4.7.1(2)-1 勘定科目（抄） …… 850
表4.7.1(2)-2 コマンドコストコード用入力データの例 …… 852
表4.7.1(2)-3 経済性評価対象プラント …… 853
表4.7.1(2)-4 建設コスト試算ケース …… 863
表4.7.1(2)-5 試算結果 …… 864
表4.7.1(2)-6 建設工法 …… 872
表4.7.1(2)-7 工程短縮率 …… 873
表4.7.1(2)-8 FOAKコスト要素比率及び習熟率の例 …… 874
表4.7.2(3)-1 運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の所内負荷） …… 940
表4.7.2(3)-2 運転維持費評価（ガス冷却炉の所内負荷） …… 941
表4.7.2(3)-3 運転維持費評価（重金属冷却炉の所内負荷） …… 942
表4.7.2(3)-4 運転維持費評価（水冷却炉の所内負荷） …… 943
表4.7.2(3)-5 運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の定期点検） …… 944
表4.7.2(3)-6 運転維持費評価（ガス冷却炉の定期点検） …… 945
表4.7.2(3)-7 運転維持費評価（重金属の定期点検） …… 946
表4.7.2(3)-8 運転維持費評価（水冷却炉の定期点検） …… 947
表4.7.2(3)-9 運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の修繕費） …… 948
表4.7.2(3)-10 運転維持費評価（ガス冷却炉の修繕費） …… 949
表4.7.2(3)-11 運転維持費評価（重金属炉の修繕費） …… 950
表4.7.2(3)-12 運転維持費評価（水冷却炉の修繕費） …… 951
表4.7.2(3)-13 運転維持費評価のまとめ …… 952

表4.8.1(1)-1 原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の原子炉容器主要目 … 957
表4.8.1(1)-2 液面近傍熱応力感度評価解析ケース …… 961
表4.8.1(1)-3 クリープ疲労損傷および累積非弾性ひずみの評価結果 …… 962
表4.8.1(1)-4 ホットレグ配管系の設計の変遷 …… 964

表4.8.1(1)-5	エルボの特性	970
表4.8.1(1)-6	原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の IHX 管板主要目	976
表4.8.1(1)-7	316FR と 12Cr 鋼材料物性値（550℃）	978
表4.8.1(1)-8	管板モデルの境界条件	981
表4.8.1(1)-9	設計作業の流れと想定事項	986
表4.8.1(1)-10	高温設計の要素である耐圧設計と耐熱設計の比較	989
表4.8.1(1)-11	従来 FBR 基準の課題	990
表4.8.1(1)-12	BDS/DDS の破損様式と強度評価の方法	991
表4.8.1(1)-13	構造設計基準の範囲	993
表4.8.1(1)-14	設計基準/指針の提案項目	994
表4.8.1(1)-15	構造健全性の設計パラメータに対する感度解析法の例	997
表4.8.1(1)-16	設計評価手法用としての観点からの弾塑性構成則の比較検討状況	1002
表4.8.1(1)-17	議論の出発点としての非弾性解析の適用例	1002
表4.8.1(1)-18	105 度エルボによる配管引回し案	1015
表4.8.1(1)-19	炉壁鉛直方向の温度と応力分布（ガス中輻射熱伝達無視、ｱｸﾃｨﾌﾞ温度制御無）	1019
表4.8.1(2)-1	有望技術の摘出結果(1/3)	1034
	有望技術の摘出結果(2/3)	1035
	有望技術の摘出結果(3/3)	1036
表4.8.1(2)-2	システム化規格に必要な主な要素技術	1037
表4.8.1(2)-3 (a)	部分基準摘出の考え方	1038
(b)	システム化の考え方	1038
(c)	システム化規格の開発段階と合理化効果	1039
(d)	システム化規格開発の主な研究開発課題	1040
表4.8.1(3)-1	英国基準（BS）の内容構成	1054
表4.8.1(3)-2	米国基準（ASME）の内容構成	1055
表4.8.1(3)-3	BS 基準におけるコンクリートの許容応力強さ	1056
表4.8.1(3)-4	BS 基準における鉄筋の許容応力強さ	1056
表4.8.1(3)-5	スケールモデルに対する解析条件	1057
表4.8.2-1	各種 3 次元免震方式	1067
表4.8.2-2	炉型毎の各免震方式の適合性検討結果	1067
表4.8.2-3	建屋地震応答解析パラメーター一覧	1068
表4.8.2-4	機器耐震解析パラメーター一覧	1068
表4.8.2-5 (1/4)	機器設計成立のためのクライテリア（Na 冷却ループ型炉）	1069
(2/4)	機器設計成立のためのクライテリア（Na 冷却タンク型炉）	1069
(3/4)	機器設計成立のためのクライテリア（鉛冷却炉）	1069
(4/4)	機器設計成立のためのクライテリア（ガス冷却炉）	1069

表4.8.2-6 (1/4)	設計成立性マップ（Na ループ型炉）	1070
(2/4)	設計成立性マップ（Na タンク型炉）	1070
(3/4)	設計成立性マップ（鉛冷却炉）	1070
(4/4)	設計成立性マップ（ガス冷却炉）	1070
表4.8.2-7	建屋全体 3 次元免震装置の例	1071
表4.8.3(2)-1	基準形状での除熱性能	1102
表4.8.3(2)-2	静的除熱性能比較（最大値）	1102
表4.8.3(2)-3	原子炉容器形状の影響	1102
表4.8.3(2)-4	各種パラメータの 1 次冷却材最高温度に対する感度	1102
表4.8.3(2)-5	自然循環崩壊熱除去パラメーター解析結果の燃料被覆管最高温度一覧	1103
表4.8.3(3)-1	自然循環炉心流動特性解析ケース	1140
表4.8.4(2)-1	各種炉型のプラント設計上の特徴(1/3)	1339
	各種炉型のプラント設計上の特徴(2/3)	1340
	各種炉型のプラント設計上の特徴(3/3)	1341
表4.8.4(2)-2	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(1/3)	1342
	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(2/3)	1343
	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(3/3)	1344
表4.8.4(3)-1	安全系、BOP 設備の合理化項目表	1356
表4.8.4(3)-2	DRACS DHX 仕様	1357
表4.8.4(3)-3	DRACS A/C 仕様	1357
表4.8.4(3)-4	IRACS DHX 仕様	1358
表4.8.4(3)-5	IRACS A/C 仕様	1358
表4.8.4(3)-6	全自然循環による崩壊熱除去系の解析ケースの選定	1359
表4.8.4(3)-7	崩壊熱除去特性解析結果概要	1360
表4.8.4(3)-8	プラント建設費削減効果表	1361
表4.8.4(3)-9	後備炉停止系を SASS のみとする場合の利点と開発課題	1362
表4.8.4(3)-10	原子炉停止系信号の例	1362
表4.8.4(3)-11	原子炉停止失敗事象の発生頻度の試算	1363
表4.8.4(4)-1	Na 冷却 MOX 炉心：解析対象炉心諸元	1465
表4.8.4(4)-2	Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果（標準ケース）	1466
表4.8.4(4)-3	集合体幾何形状データ	1467
表4.8.4(4)-4	Phase-Ⅱでの検討のポイント(ABLE 集合体)	1467
表4.8.4(4)-5	解析対象炉心仕様	1468
表4.8.4(4)-6	上部 Na プレナム付き炉心設計例各領域のボイド反応度	1468
表4.8.4(4)-7	Na 冷却 MOX 炉心：解析対象炉心諸元	1469
表4.8.4(4)-8	燃料破損時ボイド反応度挿入率	1470
表4.8.4(4)-9	ARGO コードによる ULOF/CDA 主要解析条件	1471

表4.8.4(4)-10	金属燃料での下部燃料排出可能性のまとめ	1472
表4.8.4(4)-11	溶融銅と溶融金属燃料の物性値	1473
表4.8.4(4)-12	実験条件の比較	1473
表4.8.4(4)-13	実験条件と実機炉心下部でのFCI条件の比較	1473
表4.8.4(4)-14	鉛冷却MOX炉の設計情報(1)	1474
表4.8.4(4)-15	鉛冷却MOX炉の設計情報(2)	1475
表4.8.4(4)-16	鉛冷却炉炉心のP/F	1476
表4.8.4(4)-17	冷却材流量配分	1477
表4.8.4(4)-18	実験の融体侵入長とFuel caps freezing modelによる予測値との比較	1477
表4.8.4(4)-19	ガス冷却炉心における燃料侵入長の予測	1477
表4.8.4(4)-20	立地評価における線源想定の比較	1478
表4.8.4(4)-21	核計算に関する初期条件	1479
表4.8.4(4)-22	被覆管の溶融移動による反応度変化	1479
表4.8.4(4)-23	炉心のコンパクションによる反応度変化	1479
表4.8.4(4)-24	炉心内の物質均一化による反応度変化	1479
表4.8.4(4)-25	各種候補燃料/冷却材概念の局所事故に係る安全特性の知見のレベル	1480
表4.8.4(4)-26	水冷却増殖炉の炉心仕様	1481
表4.8.4(4)-27	事故のクラス分類と軽水炉、FBR原型炉における事象想定・立地評価との対応	1482
表4.8.4(4)-28	FBRシステムの炉心安全性検討結果まとめ（Phase Ⅰ）	1483
表4.8.5-1	所内負荷率の比較	1575
表4.8.5-2	ユーティリティ使用量の推定結果	1576
表4.8.5-3	実証炉（フェーズⅡ）の定期検査工程	1577
表4.8.5-4	実証炉ともんじゅの主要定検工程	1578
表4.8.5-5	ナトリウム冷却ループ型炉　定期検査工程	1579
表4.8.5-6	ナトリウム冷却ループ型中型モジュール炉　定期検査工程表	1580
表4.8.5-7	ナトリウム冷却タンク型炉　定期検査工程表	1581
表4.8.5-8	中型Naタンク型炉定期検査工程表	1582
表4.8.5-9	鉛-ビスマス冷却炉所内負荷推定	1583
表4.8.5-10	鉛-ビスマス冷却炉　定期検査工程表	1584
表4.8.5-11	ヘリウムガス炉　定期検査工程表	1585
表4.8.5-12	炭酸ガス炉　定期検査工程表	1586
表4.8.5-13	モジュール炉の標準定検パターン	1587
表4.9.1(2)-1	SCFRの基本仕様及びSCLWRとの比較	1600
表4.9.1(2)-2	SCFRの基本仕様	1601

表4.9.2(2)-1	小型出力高速炉への適用例	1602
表4.9.5(2)-1	候補となる熱電材料の特性一覧	1603
表4.9.6(2)-1	RBEC 主要目	1604
表4.9.7(2)-1	鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）の基本仕様	1605
表5.1.1-1	アドバンストループ型炉とアドバンストタンク型炉の保守補修性の比較	1625
表5.1.2-1	プラント概念の比較	1630
表5.1.3-1	二次系簡素化概念の仕様及び物量	1631
表5.1.3-2	二次系簡素化概念　コスト評価	1632
表5.1.3-3	二次系簡素化概念　安全性の比較評価	1634
表5.1.3-4	二次系簡素化概念　プラントとの整合性の整理	1637
表5.1.3-5	二次系簡素化概念　技術開発課題の整理	1639
表5.1.3-6	二次系簡素化概念　総合評価	1642
表5.4-1	水冷却炉の課題	1661
表5.5.1-1	設計要求事項への対応（溶融塩タンク型モジュール炉）	1671
表5.6.4-1	Na 冷却小型高速炉検討の進め方	1687
表5.6.4-2	JNC 小型炉の検討結果(H12)の概要とその他の事例	1688
表5.6.4-3	JNC 小型高速炉の受動安全性検討結果の概要	1689

図 リ ス ト

（1 / 2 分 冊）

図1.1.1	実用化戦略調査研究における高速炉概念の技術マップ ……	10
図4.1.1-1	実証炉と軽水炉のコスト分布比較 ……	30
図4.1.2-1	Na の長所を活かした設計方策　ループ数削減 ……	32
図4.1.2-2	Na の長所を活かした設計方策　機器合体 ……	33
図4.1.2-3	Na の長所を活かした設計方策　受動的安全機能 ……	34
図4.1.2-4	Na の短所をカバーする設計方策　Na 漏洩対策設備の簡素化 …	35
図4.1.2-5	Na の短所をカバーする設計方策 炉上部構造・燃料取扱設備簡素化 ……	36
図4.1.2-6	Na の長所を活かした設計方策 プラントの大出力化・コンパクト化 ……	37
図4.1.3(1)-1	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)のプラント概念 …	53
図4.1.3(1)-2	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の原子炉構造 ……	54
図4.1.3(1)-3	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の 原子炉建屋配置(立面)……	55
図4.1.3(1)-4	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の 原子炉建屋配置(平面)……	56
図4.1.3(1)-5	「1 次ポンプ軸固着」の解析結果 ……	57
図4.1.3(1)-6	再臨界排除方策及び損傷炉心物質安定冷却のための設計方策 …	58
図4.1.3(1)-7	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉のプラント概念図 …	84
図4.1.3(1)-8	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の原子炉構造 ……	85
図4.1.3(1)-9	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の 建屋配置図（断面 A-A） ……	86
図4.1.3(1)-10	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建屋配置図 （平面 地上 3 階） ……	87
図4.1.3(1)-11	機器合体・集中配置タンク型炉の概念図 （崩壊熱除去系フロー） ……	88
図4.1.3(1)-12	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉構造 ……	89
図4.1.3(1)-13	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉断面図 ……	90
図4.1.3(1)-14	PLAM による出力制御の概念 ……	91
図4.1.3(1)-15	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋配置図 ……	92
図4.1.3(1)-16	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋断面図 ……	93
図4.1.3(1)-17	タンク型炉（機器・系統コンパクト化）冷却系概念図 ……	94

図4.1.3(1)-18	タンク型炉（機器・系統コンパクト化） 原子炉容器内機器配置概念	94
図4.1.3(1)-19	タンク型炉（機器・系統コンパクト化） 崩壊熱除去系概念図	95
図4.1.3(1)-20	EFR と本概念の原子炉容器内レイアウトの比較	96
図4.1.3(1)-21	Na 冷却大型ループ型炉の建設単価削減の考え方	147
図4.1.3(1)-22	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念	148
図4.1.3(1)-23	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(1)）	149
図4.1.3(1)-24	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(2)）	150
図4.1.3(1)-25	Na 冷却大型ループ型炉の炉心主要目	151
図4.1.3(1)-26	Na 冷却大型ループ型炉の被覆管最高温度履歴	152
図4.1.3(1)-27	Na 冷却大型ループ型炉の炉心燃料集合体概念	153
図4.1.3(1)-28	Na 冷却大型ループ型炉の燃料交換方法の概念	154
図4.1.3(1)-29	Na 冷却大型ループ型炉の燃料交換・出し入れシステム概念	155
図4.1.3(1)-30	Na 冷却大型ループ型炉の炉停止系概念	156
図4.1.3(1)-31	Na 冷却大型ループ型炉の原子炉構造概念	157
図4.1.3(1)-32	Na 冷却大型ループ型炉の原子炉容器上部の断熱・冷却概念	158
図4.1.3(1)-33	Na 冷却大型ループ型炉のプラントヒートバランス	159
図4.1.3(1)-34	Na 冷却大型ループ型炉の全体系統概念図	160
図4.1.3(1)-35	Na 冷却大型ループ型炉の機器高低関係図	161
図4.1.3(1)-36	Na 冷却大型ループ型炉の IHX・1 次ポンプ合体機器の 概念図及び主要仕様	162
図4.1.3(1)-37	Na 冷却大型ループ型炉の 2 次ポンプの概念図及び主要仕様	163
図4.1.3(1)-38	Na 冷却大型ループ型炉の SG の概念図及び主要仕様	164
図4.1.3(1)-39	直管型 SG の概念図及び主要仕様	165
図4.1.3(1)-40	Na 冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の 構成及びその選定根拠	166
図4.1.3(1)-41	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系 DHX の 概念図及び主要仕様	167
図4.1.3(1)-42	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系空気冷却器の 概念図及び主要仕様	168
図4.1.3(1)-43	Na 冷却大型ループ型炉の DRACS 系 DHX の 概念図及び主要仕様	169
図4.1.3(1)-44	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系空気冷却器の 概念図及び主要仕様	170
図4.1.3(1)-45	Na 冷却大型ループ型炉の Na 漏洩対策	171
図4.1.3(1)-46	Na 冷却大型ループ型炉の Na 水反応対策	172
図4.1.3(1)-47	Na 冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念	173

図4.1.3(1)-48	Na冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（立面）	174
図4.1.3(1)-49	Na冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（平面）	175
図4.1.3(1)-50	Na冷却大型ループ型炉の全体配置図	176
図4.1.3(1)-51	Na冷却大型ループ型炉のプロットプラン	177
図4.1.3(1)-52	主要課題の整理（原子炉構造のコンパクト化）	178
図4.1.3(1)-53	主要課題の整理（配管短縮化）	179
図4.1.3(1)-54	主要課題の整理（ループ数削減）	180
図4.1.3(1)-55	主要課題の整理（機器合体及び燃料取扱設備簡素化）	181
図4.1.3(1)-56	Na冷却大型ループ型炉の構造上、熱過渡特性上の特徴	182
図4.1.3(1)-57	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 原子炉容器（ホットレグ配管吸込部）の構造健全性	183
図4.1.3(1)-58	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 原子炉容器（液面近傍）の構造健全性	184
図4.1.3(1)-59	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 1次系配管の構造健全性	185
図4.1.3(1)-60	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 IHX上部管板の構造健全性	186
図4.1.3(1)-61	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 SG出口蒸気管板の構造健全性	187
図4.1.3(1)-62	Na冷却大型ループ型炉の耐震性評価 原子炉容器の耐座屈性	188
図4.1.3(1)-63	Na冷却大型ループ型炉の耐震性評価 炉心の耐震性	189
図4.1.3(1)-64	Na冷却大型ループ型炉のIHX-1次ポンプ合体機器伝熱管の 耐摩耗性評価	190
図4.1.3(1)-65	Na冷却大型ループ型炉のLBB成立性評価	191
図4.1.3(1)-66	Na冷却大型ループ型炉の1次系配管ギロチン破断時の 外管健全性評価	192
図4.1.3(1)-67	Na冷却大型ループ型炉の炉上部プレナム内熱流動状況の把握	193
図4.1.3(1)-68	Na冷却大型ループ型炉のカバーガス巻き込み評価	194
図4.1.3(1)-69	Na冷却大型ループ型炉の不安定振動等に関する検討	195
図4.1.3(1)-70	Self-excitationの原理	196
図4.1.3(1)-71	Naポンプにおいて Self-excitationの発生する 磁気レイノルズ数の予測(Superphenixにおける試験に基づく)	197
図4.1.3(1)-72	Na冷却大型ループ型炉の1次ポンプ軸固着時の安全性評価	198
図4.1.3(1)-73	Na冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去特性解析結果	199
図4.1.3(1)-74	Na冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の信頼性評価	200
図4.1.3(1)-75	Na冷却大型ループ型炉の再臨界回避方策	201
図4.1.3(1)-76	Na冷却大型ループ型炉のPAMR/PAHR対策	202

図4.1.3(1)-77	Na冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念 冷却喪失事象に対する防護対策	203
図4.1.3(1)-78	Na冷却大型ループ型炉の全体建設工程	204
図4.1.3(1)-79	Na冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準）	205
図4.1.3(1)-80	Na冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準外）	206
図4.1.3(1)-81	プラント概念図	231
図4.1.3(1)-82	炉心配置	232
図4.1.3(1)-83	燃料集合体ラッパ管の概念図	233
図4.1.3(1)-84	原子炉容器内機器配置（平面）	234
図4.1.3(1)-85	原子炉容器内機器配置（立面）	235
図4.1.3(1)-86	原子炉構造概念	236
図4.1.3(1)-87	一次主冷却系系統図	237
図4.1.3(1)-88	二次主冷却系系統図	238
図4.1.3(1)-89	崩壊熱除去系系統概念	239
図4.1.3(1)-90	一次ナトリウム純化系系統概念	240
図4.1.3(1)-91	二次ナトリウム純化系系統概念	241
図4.1.3(1)-92	一次アルゴンガス系系統概念	242
図4.1.3(1)-93	二次アルゴンガス系系統概念	243
図4.1.3(1)-94	格納バウンダリ概念	244
図4.1.3(1)-95	燃料取扱・貯蔵設備配置概念	245
図4.1.3(1)-96	燃料交換槽の概念	246
図4.1.3(1)-97	新燃料貯蔵ラックの概念	247
図4.1.3(1)-98	燃料出入機の冷却系統概念	248
図4.1.3(1)-99	建屋配置（A-A断面）	249
図4.1.3(1)-100	建屋配置（B-B断面）	250
図4.1.3(1)-101	建屋配置（C-C断面）	251
図4.1.3(1)-102	建屋配置（地上1階）	252
図4.1.3(1)-103	建屋配置（地上2階）	253
図4.1.3(1)-104	建屋配置（オペフロ）	254
図4.1.3(1)-105	外胴の耐圧性検討結果	255
図4.1.3(1)-106	バッフル板の強度検討結果	256
図4.1.3(1)-107	バッフル板廻り構造概念	257
図4.1.3(1)-108	伝熱管熱膨張反力の管板への影響	258
図4.1.3(1)-109	PRACS起動時の熱過渡	259
図4.1.3(1)-110	IHX一次側の解析モデル図	260
図4.1.3(1)-111	IHX一次側の流動解析結果	261
図4.1.3(1)-112	IHX伝熱管内の流速分	262
図4.1.3(1)-113	IHX二次側の解析結果（垂直断面）	263

図4.1.3(1)-114	IHX 二次側の解析結果（水平断面）	264
図4.1.3(1)-115	伝熱管温度評価結果（平均温度との差）	265
図4.1.3(1)-116	二次系配管構造	266
図4.1.3(1)-117	二次系主配管の評価モデル	267
図4.1.3(1)-118	C/L 配管の熱膨張応力（外部電源喪失）	268
図4.1.3(1)-119	H/L 配管の熱膨張応力（手動トリップ）	269
図4.1.3(1)-120	H/L 配管の熱膨張応力（1 次ポンプ軸固着）	270
図4.1.3(1)-121	建設工程	271
図4.1.3(1)-122	定検工程（標準）	272
図4.1.3(1)-123	定検工程（標準外）	273
図4.1.3(2)-1	モジュール化と建設コストの関係	295
図4.1.3(2)-2	コストダウン方策の特徴	296
図4.1.3(2)-3	4S 型（200MWe）の概念図及び基本仕様	297
図4.1.3(2)-4	S-PRISM の概念図及び基本仕様	298
図4.1.3(2)-5	中型モジュール炉検討の方向性	299
図4.1.3(2)-6	中型モジュール炉検討の方向性(2)	300
図4.1.3(2)-7	500MWe 中型モジュール炉の特徴	301
図4.1.3(2)-8	ループ型炉の概念図及び基本仕様	302
図4.1.3(2)-9	タンク型炉の概念図及び基本仕様	303
図4.1.3(2)-10	原子炉容器の縮小化	304
図4.1.3(2)-11	2 次系機器数の削減・蒸気発生器の低コスト化	305
図4.1.3(2)-12	崩壊熱除去系等安全系の簡素化	306
図4.1.3(2)-13	低コスト/短期間建屋建設工法の導入	307
図4.1.3(3)-1	二次系簡素化概念の摘出	313
図4.1.3(3)-2	二重管 SG およびナトリウム-水反応生成物分離設備概念図	315
図4.1.3(3)-3	炭酸ガスタービン発電システムの全体系統図	318
図4.1.3(3)-4	炭酸ガスタービン発電システムのヒートマスバランス	318
図4.1.3(3)-5	液体金属自然循環 MHD システムの概念図	319
図4.1.3(3)-6	熱電素子直接発電システムの概念図	319
図4.1.3(3)-7	鉛ビスマス熱媒体プール型 SG の伝熱面積決定要因	324
図4.1.3(3)-8	有望な二次系簡素化候補概念の特徴整理	325
図4.1.3(3)-9	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG 構造概念図（案 1-1）	335
図4.1.3(3)-10	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG 水蒸気伝熱管ホイップによるナトリウム伝熱管破損の可能性	336
図4.1.3(3)-11	一次ナトリウム-水反応規模の判断条件（案）	337
図4.1.3(3)-12	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（側部流出入方式） 構造概念図（案 1-2）	347

図4.1.3(3)-13	アルゴンガスのバブリング系統図	348
図4.1.3(3)-14	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（上部流出入方式） 構造概念図（案 1-2）	349
図4.1.3(3)-15	ナトリウム-鉛、ナトリウム-ビスマスの二元系状態図	350
図4.1.3(3)-16	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG 構造概念図（案 2-1）	357
図4.1.3(3)-17	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG 構造概念図(案 2-2)	364
図4.1.3(3)-18	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 構造概念図(案 2-3)	372
図4.1.3(3)-19	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 製作手順図	373
図4.1.3(3)-20	中間媒体に部分的に固体を導入した類似概念(DFR)	382
図4.1.3(3)-21	固体銅熱媒体 HIP 型 SG 構造概念図(案 3-1)	383
図4.1.3(3)-22	固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG 構造概念図	390
図4.1.3(3)-23	アルミニウムメッキ層のはく離条件	391
図4.1.3(3)-24	アルミニウム拡散層の特性	391
図4.1.3(3)-25	一次系高圧化 SG 構造概念図	398
図4.1.3(3)-26	一次系高圧化プラント全体系統図	399
図4.1.3(4)-1	タービン形式とタービンプラントの熱効率	417
図4.1.3(4)-2	炉心流量の再循環方式の概念（炉心入口温度の高温化）	418
図4.1.3(4)-3	原子炉入口温度による諸特性の変化（超臨界圧条件）	419
図4.1.3(4)-4	再循環係数とミスマッチファクタの関係（超臨界圧）	419
図4.1.3(4)-5	原子炉入口温度による諸特性の変化（亜臨界圧条件）	420
図4.1.3(4)-6	再循環係数とミスマッチファクタの関係（亜臨界圧）	420
図4.1.3(4)-7	ヒートバランス（超臨界圧：538℃/538℃、246kg/cm2G）	421
図4.1.3(4)-8	ヒートバランス（亜臨界圧：566℃/538℃、169kg/cm2G）	421
図4.1.3(4)-9	水銀タービン採用システム概念	422
図4.1.3(4)-10	水銀 水蒸気タービンの検討事例	422
図4.2.1	ポンド型炉概念図	492
図4.2.2	プラント概念図（大型鋼製炉容器鉛冷却炉）	493
図4.2.3	プラント概念図（中型モジュールタンク式鉛冷却炉）	494
図4.2.4	原子炉容器断面図	495
図4.2.5	重金属冷却炉概念単位物量比較	496
図4.2.6	Pb-Bi 中の腐食に関する状態図	497
図4.2.7	各温度における PbPo の移行率	498
図4.2.8	主要な金属の価格推移	499
図4.2.9	機械式ポンプ+サーペンタイン SG 方式概念図（概念 1）	500

図4.2.10 機械式ポンプ+バイヨネット SG 方式概念図（概念 2） ····· 501
図4.2.11 電磁ポンプ+サーペンタイン SG 方式概念図（概念 3） ····· 502
図4.2.12 電磁ポンプ+バイヨネット SG 方式概念図（概念 4） ····· 503
図4.2.13 機械式ポンプ+一体型ヘリカルコイル SG 方式（概念 5） ····· 504
図4.2.14 完全自然循環方式概念図（概念 6） ····· 505
図4.2.15 リフトポンプ追加型自然循環方式概念図（概念 6） ····· 506
図4.2.16 鉛-ビスマス冷却自然循環炉概念図（40 万 kWe） ····· 507
図4.2.17 経済性 ····· 508
図4.2.18 解析モデル ····· 509
図4.2.19 解析結果：定格運転状態からの ULOHS（解析ケース 1） ····· 510
図4.2.20 解析結果：定格運転状態からの UTOP（解析ケース 2） ····· 511
図4.2.21 解析結果：200℃等温状態からの起動時における UTOP（解析ケース 3） ····· 512
図4.2.22 準定常モデルと流動方程式 ····· 513
図4.2.23 解析結果：伝熱管破断時の破断点圧力および界面位置（破断本数 10 本） ····· 514
図4.2.24 全集合体入口部で一様に部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度（定格出力時） ····· 515
図4.2.25 一部の集合体入口部で部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度（定格出力時） ····· 516
図4.2.26 炉心支持構造（補強リブ） ····· 517
図4.2.27 起動過程解析結果 ····· 518

図4.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉　ヒートバランス ····· 551
図4.3.2 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉構造概念図 ····· 552
図4.3.3 ピン型燃料炭酸ガス炉　炉心仕様・配置概念図 ····· 553
図4.3.4 ピン型燃料炭酸ガス炉　PCRV 貫通部バックアップ機構概念図 ····· 554
図4.3.5 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉停止系概念図 ····· 555
図4.3.6 ピン型燃料炭酸ガス炉　冷却系全体系統図 ····· 556
図4.3.7 ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系系統図 ····· 557
図4.3.8 ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系リザーブタンク設置場所 ····· 558
図4.3.9 ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機構造概念図 ····· 559
図4.3.10 ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ構造概念図 ····· 560
図4.3.11 ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ構造概念図 ····· 561
図4.3.12 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉格納施設 ····· 562
図4.3.13 ピン型燃料炭酸ガス炉　燃料取扱全体概念図 ····· 563
図4.3.14 ピン型燃料炭酸ガス炉　床循環冷却ライン概念図 ····· 564

図4.3.15	ピン型燃料炭酸ガス炉　減圧事故時被覆管温度解析結果 ……	565
図4.3.16	ピン型燃料炭酸ガス炉　コアキャッチャー概念図 ……	566
図4.3.17	ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉建屋平面配置図 ……	567
図4.3.18	ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準） ……	568
図4.3.19	ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準外） ……	569
図4.3.20	ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その1 ……	570
図4.3.21	ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その2 ……	571
図4.3.22	ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　原子炉構造概念図 ……	577
図4.3.23	ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　炉心仕様 ……	578
図4.3.24	ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念 （水・蒸気配管部のPCRV貫通部ﾊﾞｯｸｱｯﾌﾟ構造概念） ……	579
図4.3.25	ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念 （ガス循環機設置部などのPCRV貫通部ﾊﾞｯｸｱｯﾌﾟ構造概念） ……	580
図4.3.26	炉心構成と炉心主要諸元 （耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)） ……	587
図4.3.27	流量制限機構（フローリストリクタ）概念図 （耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)） ……	588
図4.3.28	(減圧事故+スクラム失敗+全電源喪失)時各部の温度変化 (耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)) ……	589
図4.3.29	系統および原子炉概念図 （耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型)） ……	590
図4.3.30	炉心構成と炉心主要諸元 （耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型)） ……	591
図4.3.31	プラント概念配置図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	611
図4.3.32	系統概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	612
図4.3.33	炉心構成および主要諸元（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	613
図4.3.34	燃料集合体諸元と被覆粒子燃料構造概念 ……	614
図4.3.35	燃料集合体概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	615
図4.3.36	原子炉構造概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	616
図4.3.37	炉停止系概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	617
図4.3.38	中性子スペクトルの比較（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	618
図4.3.39	一次系冷却器とヒートマスバランス図 （被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	619
図4.3.40	補助炉心冷却系概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	620
図4.3.41	原子炉格納容器検討案 ……	621
図4.3.42	燃料交換概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	622
図4.3.43	燃料取扱概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） ……	623

図4.3.44	安全解析結果図（1/2）（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	624
	安全解析結果図（2/2）（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	625
図4.3.45	プロットプラン（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	626
図4.3.46	定期点検工程（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	627
図4.3.47	建設工程（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	628
図4.4.3(1)-1	高転換比 BWR の基準炉心 ……	657
図4.4.3(1)-2	高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	658
図4.4.3(1)-3	高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	659
図4.4.3(1)-4	高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	660
図4.4.3(1)-5	高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	661
図4.4.3(1)-6	高転換比 BWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心…	662
図4.4.3(1)-7	ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件 ……	663
図4.4.3(1)-8	修正 CISE 式の検証 ……	663
図4.4.3(1)-9	事故時における燃料被覆管最高温度 ……	663
図4.4.3(1)-10	高転換比 BWR 型炉の炉心形状、寸法 ……	664
図4.4.3(1)-11	圧力容器の形状、寸法 ……	664
図4.4.3(1)-12	格納容器の形状、寸法 ……	665
図4.4.3(1)-13	ABWR における炉心損傷発生頻度内訳 ……	665
図4.4.3(1)-14	ATWS 時のプラントパラメータの推移 ……	666
図4.4.3(1)-15	高転換比 BWR 型炉の炉心損傷時の事象進展 ……	667
図4.4.3(1)-16	高転換比 BWR 型炉の定検工程 ……	668
図4.4.3(2)-1	高転換比 PWR 型炉の基準炉心 ……	688
図4.4.3(2)-2	高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	689
図4.4.3(2)-3	高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	690
図4.4.3(2)-4	高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	691
図4.4.3(2)-5	高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	692
図4.4.3(2)-6	高転換比 PWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心…	693
図4.4.3(2)-7	KfK 相関式による DNB 試験の評価結果 ……	694
図4.4.3(2)-8	原子炉冷却材喪失事故の最小 DNBR ……	694

図4.4.3(2)-9	トリチウム除去装置の原理（単温度交換法）	695
図4.4.3(2)-10	高転換比 PWR 型炉の原子炉圧力容器	696
図4.4.3(2)-11	原子炉格納容器内配置	697
図4.4.3(2)-12	建屋配置及び形状	698
図4.4.3(2)-13	高転換比 PWR 型炉の定検工程	698
図4.4.3(3)-1	水と蒸気の比容積（参考文献［3］より）	727
図4.4.3(3)-2	水と蒸気のエンタルピ（参考文献［3］より）	727
図4.4.3(3)-3	プラントシステムの比較（参考文献［1］）	728
図4.4.3(3)-4	炉心構成図（参考文献［17］）	728
図4.4.3(3)-5	プラント概略系統図	729
図4.4.3(3)-6	解析結果のまとめ -反応度事象以外-（参考文献［19.21］）	730
図4.4.3(3)-7	解析結果のまとめ -反応度事象-（参考文献［19.21］）	730
図4.4.3(3)-8	原子炉圧力容器垂直断面図（参考文献［16］）	731
図4.4.3(3)-9	原子炉圧力容器水平断面図（参考文献［16］）	731
図4.4.3(3)-10	原子炉格納容器のサイジング	732
図4.4.3(3)-11	PCV 径サイジング図	733
図4.4.3(3)-12	上部ドライウェル高さの設定	734
図4.4.3(3)-13	R/B 配置図（1/4）（地下 2 階）	735
	R/B 配置図（2/4）（地上 1 階）	736
	R/B 配置図（3/4）（地上 4 階）	737
	R/B 配置図（4/4）（立面図）	738
図4.4.3(3)-14	T/B 配置概念図（1/3）（地上 2 階）	739
	T/B 配置概念図（2/3）（地上 1 階）	740
	T/B 配置概念図（3/3）（立断図）	741
図4.4.3(3)-15	ＳＣＦＢＲの定期検査工程線図	742
図4.4.4-1	原子力発電容量の推定値	748
図4.4.4(1)-1	水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	749
図4.4.4(1)-2	水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要高位）	750
図4.4.4(2)-1	水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	751
図4.4.4(2)-2	水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価(電力需要高位)	752
図4.4.4(3)-1	ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	753
図4.4.4(3)-2	ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要高位）	754

図4.5.3-1	塩化物溶融塩炉原子炉概念	769
図4.5.3-2	塩化物溶融塩プラント基本系統図	769
図4.5.3-3	塩化物溶融塩炉原子炉概念	769
図4.5.3-4	塩化物溶融塩炉のFP除去システム概念	770
図4.5.3-5	塩化物溶融塩炉の再処理システム概念	770
図4.6.2(2)-1	小型炉検討の方向性	802
図4.6.3(1)-1	自然循環方式タンク型Na冷却炉のプラント系統概念	806
図4.6.3(1)-2	自然循環方式タンク型Na冷却炉の原子炉構造概念	806
図4.6.3(1)-3	自然循環方式タンク型Na冷却炉のプラント全体配置（原子炉建屋）	807
図4.6.3(1)-4	準強制循環方式ループ型Na冷却炉のプラント系統概念	813
図4.6.3(1)-5	準強制循環方式ループ型Na冷却炉の原子炉構造概念	813
図4.6.3(1)-6	準強制循環方式ループ型Na冷却炉のプラント全体配置（原子炉およびタービン建屋）	814
図4.6.3(1)-7	反射体運用の考え方	815
図4.6.3(2)-1	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉のプラント系統概念	819
図4.6.3(2)-2	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の原子炉構造概念	819
図4.6.3(2)-3	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉のプラント配置（原子炉建屋）	820

（2 / 2 分 冊）

図4.7.1(2)-1	原子炉容器及び付属品のコスト評価式	851
図4.7.1(2)-2	全体の作業の流れ	854
図4.7.1(2)-3	ユニットコスト換算の手順	863
図4.7.1(2)-4	建設費に対する機電コストの比率	864
図4.7.1(2)-5	複数基建設による221.11炉容器，熱遮蔽版及び支持台のコスト変化	875
図4.7.1(2)-6	モジュール型炉の建設コストの計算方法	876
図4.7.1(3)-1	建設単価と勘定科目内訳	878
図4.7.1(3)-2	出力当りの建屋体積	880
図4.7.1(3)-3	原子炉構造重量及び出力当り原子炉構造重量	880
図4.7.1(3)-4	出力当りNSSS重量等	881
図4.7.1(3)-5	建設費総額	884
図4.7.1(3)-6	原子炉設備	884
図4.7.1(3)-7	原子炉機器	885
図4.7.1(3)-8	主冷却系	885

図4.7.1(3)-9	建設費総額	888
図4.7.1(3)-10	構築物等	888
図4.7.1(3)-11	原子炉設備	889
図4.7.1(3)-12	原子炉機器	889
図4.7.1(3)-13	主冷却設備	890
図4.7.1(3)-14	他原子炉プラント設備	890
図4.7.1(3)-15	格納施設、NI 補助建物	891
図4.7.1(3)-16	大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器内構造	892
図4.7.1(3)-17	建設費総額	900
図4.7.1(3)-18	構造物等	900
図4.7.1(3)-19	原子炉設備	901
図4.7.1(3)-20	原子炉機器	901
図4.7.1(3)-21	主冷却機器	902
図4.7.1(3)-22	他原子炉プラント設備	902
図4.7.1(3)-23	計測制御設備	903
図4.7.1(3)-24	大型ヘリウムガス冷却炉の建屋構造	904
図4.7.1(3)-25	大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器及び内部構造物	905
図4.7.1(3)-26	建設費総額	910
図4.7.1(3)-27	構築物等	911
図4.7.1(3)-28	原子炉設備	911
図4.7.1(3)-29	原子炉機器	912
図4.7.1(3)-30	主冷却設備	912
図4.7.1(3)-31	中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と ループ型炉の格納施設	913
図4.7.1(3)-32	中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と 中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の NI 補助建物	914
図4.7.1(3)-33	中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と 鉛ビスマス冷却炉の格納施設	915
図4.7.1(3)-34	中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と ループ型炉の配置比較	916
図4.7.1(3)-35	大型炉とモジュール型炉の計算モデル	924
図4.7.1(3)-36	指数変化による大型炉とモジュール型炉の建設コスト比	925
図4.7.1(3)-37	モジュール間のコスト比率の変化による 大型炉とモジュール型炉の建設コスト比	925
図4.7.1(3)-38	FOAK コスト比率の変化による大型炉と モジュール型炉の建設コスト比	926
図4.7.1(3)-39	大型炉とモジュール型炉のコストが同等となるための 指数とモジュール間のコスト	926

図4.7.2(1)-1	発電コストおよび運転維持費の構成	953
図4.7.2(1)-2	発電単価に占める運転維持費の割合	954
図4.7.2(1)-3	諸費の構成	955
図4.8.1(1)-1	液面上昇時の原子炉容器壁軸方向温度分布の例	956
図4.8.1(1)-2	原子炉容器液面近傍設計の変遷	957
図4.8.1(1)-3	冷却大型ループ式炉の原子炉容器熱応力低減策	958
図4.8.1(1)-4	原子炉容器熱応力解析モデル	961
図4.8.1(1)-5	解析メッシュ図	962
図4.8.1(1)-6	最大応力発生位置での応力-ひずみヒステリシス（ケース1）	963
図4.8.1(1)-7	もんじゅおよび実証炉のホットレグ配管系	964
図4.8.1(1)-8	アドバンスループ炉の1次系のホットレグ配管	965
図4.8.1(1)-9	1次系ホットレグ配管梁解析モデル	968
図4.8.1(1)-10	1次系ホットレグ配管の変形モード	969
図4.8.1(1)-11 (a)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	970
(b)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	971
(c)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	971
図4.8.1(1)-12 (a)	内外鉛直管付け根Yピースの剛性に対する感度解析結果	972
(b)	内外鉛直管付け根Yピースの剛性に対する感度解析結果	972
図4.8.1(1)-13 (a)	IHXノズル部の剛性に対する感度解析結果	973
(b)	IHXノズル部の剛性に対する感度解析結果	973
図4.8.1(1)-14	ホットレグ配管シェルモデル（外管と内管を個別に表示）	974
図4.8.1(1)-15	負荷条件	974
図4.8.1(1)-16	時点A（起動終了時）及びM（30万時間保持後）における変形図	975
図4.8.1(1)-17	時点M（30万時間保持後）における相当クリープひずみ分布	975
図4.8.1(1)-18	原子炉容器出口部手動トリップ時の熱過渡曲線	977
図4.8.1(1)-19	アドバンストループ型炉のIHX・1次ポンプ合体機器の概念図	977
図4.8.1(1)-20	上部IHX管板形状	980
図4.8.1(1)-21	IHX管板の解析モデル	980
図4.8.1(1)-22	手動トリップ時熱過渡条件	981
図4.8.1(1)-23	ポンプ軸固着時熱過渡条件	982
図4.8.1(1)-24	上部IHX管板と評価断面	982
図4.8.1(1)-25	上部IHX管板の温度応答（手動トリップ時）	983
図4.8.1(1)-26	上部IHX管板の過渡熱応力（手動トリップ時）	983
図4.8.1(1)-27	上部IHX管板の温度応答（ポンプ軸固着時）	984
図4.8.1(1)-28	上部IHX管板の過渡熱応力（ポンプ軸固着時）	984

図4.8.1(1)-29	ホットレグ配管の原子炉手動トリップに対する熱過渡強度評価の例	987
図4.8.1(1)-30	ホットレグ配管の熱過渡強度評価結果への影響因子と感度解析結果	988
図4.8.1(1)-31	熱過渡強度試験（破損試験）データによる破損限界と裕度の定量評価	990
図4.8.1(1)-32	機能性と柔軟性を備えた階層型基準体系のイメージ	995
図4.8.1(1)-33	設計パラメータに対するﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸを可能とする繰り返し評価フロー	997
図4.8.1(1)-34	流体温度ゆらぎによる疲労損傷係数の周波数感度評価線図	998
図4.8.1(1)-35	ホットレグ配管の応答時定数評価	999
図4.8.1(1)-36 (a)	系統熱過渡に対する流体・構造統合解析コード	1000
(b)	サーマルストライピング数値解析システム	1001
図4.8.1(1)-37	荷重制御負荷と変位制御負荷に対するき裂進展挙動とバウンダリ破損確率	1003
図4.8.1(1)-38	1次応力成分の有無によるき裂進展寿命の違い	1004
図4.8.1(1)-39	レファレンス配管モデルおよび各部の温度	1010
図4.8.1(1)-40	設計成立寸法	1011
図4.8.1(1)-41	120° エルボの解析モデル	1011
図4.8.1(1)-42	120° エルボの変形図および内表面の応力強さコンター	1012
図4.8.1(1)-43	断面力および応力の長手方向分布（120度、V_1=3m）	1012
図4.8.1(1)-44	設計成立寸法（エルボ部応力修正）	1013
図4.8.1(1)-45	はり要素計算によるエルボ部の応力と寸法の関係（応力値修正）	1014
図4.8.1(1)-46	原子炉容器液面近傍応力低減のために原子炉容器に取り付けたアクティブ温度制御熱荷重緩和装置	1017
図4.8.1(1)-47	原子炉容器液面近傍部アクティブ温度制御熱荷重緩和装置の制御シーケンス	1017
図4.8.1(1)-48	原子炉容器液面近傍応力低減のためのアクティブ温度制御熱荷重緩和の原理	1018
図4.8.1(1)-49	数値実験による比較ケース	1018
図4.8.1(1)-50	温度制御無しのケース	1019
図4.8.1(1)-51	パッシブ温度制御のケース	1019
図4.8.1(1)-52	アクティブ温度制御のケース	1020
図4.8.1(2)-1	合理化効果の試評価結果	1041
図4.8.1(2)-2	微小き裂進展挙動の予測	1042
図4.8.1(2)-3	確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価	1043
図4.8.1(2)-4	確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価結果	1044

図4.8.1(2)-5		システム化規格の考え方のフローチャート	1045
図4.8.1(2)-6		破損確率の目標値に基づく設計概念	1046
図4.8.1(2)-7		システム化規格における目標値実現の考え方	1046
図4.8.1(2)-8		システム化規格の体系概念図	1047
図4.8.1(3)-1		PCRV 構造と解析モデル	1058
図4.8.1(3)-2		PCRV 構造強度の解析結果の例	1059
図4.8.2-1		3 次元免震開発用地震動（Case Study S2 波スペクトル）	1072
図4.8.2-2		Case Study S2 波スペクトルと国内 5 サイト設計用地震動スペクトルの比較	1072
図4.8.2-3	(1/2)	兵庫県南部地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1073
	(2/2)	兵庫県南部地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1074
図4.8.2-4	(1/2)	トルココジャリエ地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1074
	(2/2)	トルココジャリエ地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1075
図4.8.2-5	(1/2)	台湾集集地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1076
	(2/2)	台湾集集地震観測記録と Case Study S2 波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1077
図4.8.2-6		建屋地震応答解析モデル	1078
図4.8.2-7	(1/4)	建屋固有値解析結果（水平方向、fv20Ｈｚ）	1079
	(2/4)	建屋固有値解析結果（水平方向、fv0.667Ｈｚ）	1079
	(3/4)	建屋固有値解析結果（上下方向、fv20Ｈｚ）	1080
	(4/4)	建屋固有値解析結果（上下方向、fv0.667Ｈｚ）	1080
図4.8.2-8		炉容器支持位置ならびに免震層部分の最大応答値	1081
図4.8.2-9		原子炉容器支持位置床応答曲線	1082
図4.8.2-10	(1/2)	Na 冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値	1083
	(2/2)	Na 冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値	1084
図4.8.2-11		タンク型炉耐震解析モデル及び固有モード	1085
図4.8.2-12		鉛冷却炉の耐震解析モデルと固有値	1086
図4.8.2-13		ガス冷却炉の耐震解析モデルと固有値	1086
図4.8.2-14		油圧シリンダ（上下）+積層ゴム（水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-15		空気ばね（上下）+積層ゴム（水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-16		空気ばね（上下/水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-17		免震要素の構造検討例	1088
図4.8.2-18		60 万 kWe 級ナトリウム冷却ループ炉の機器上下免震構造適用例	1089
図4.8.3(2)-1		S-PRISM の CERES コードでのモデル概要	1104
図4.8.3(2)-2		RVACS 径方向構造	1105
図4.8.3(2)-3		RVACS 部　熱伝達計算のモデル	1105

図4.8.3(2)-4	(1)	除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）	1106
	(2)	除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS のみ）	1106
	(3)	除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS）	1107
	(4)	除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS のみ）	1107
図4.8.3(2)-5		RVACS 各部温度変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）	1108
図4.8.3(2)-6		RVACS 除熱量の比較	1108
図4.8.3(2)-7		RVACS の適用範囲	1109
図4.8.3(2)-8		崩壊熱除去特性に関する Super-COPD コードと FAST-M コードの比較	1110
図4.8.3(2)-9		1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関するシーケンス	1111
図4.8.3(2)-10		1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関する解析結果	1112
図4.8.3(2)-11		定格運転時の上部プレナム内流路の流量	1113
図4.8.3(2)-12		切り込みの有無に関する炉上部プレナム内速度分布比較	1114
図4.8.3(2)-13		解析モデル概要	1115
図4.8.3(2)-14		全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）（基準ケース）	1116
図4.8.3(2)-15		全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）（基準ケース）	1116
図4.8.3(2)-16		減圧事故時の熱過渡挙動（短期）（開口面積 300cm^2）	1117
図4.8.3(2)-17		減圧事故時の熱過渡挙動（長期）（開口面積 300cm^2）	1117
図4.8.3(2)-18		減圧事故時の熱過渡挙動（短期）（開口面積 100cm^2）	1118
図4.8.3(2)-19		減圧事故時の熱過渡挙動（長期）（開口面積 100cm^2）	1118
図4.8.3(2)-20		減圧事故と全電源喪失の重ね合わせ時の熱過渡挙動	1119
図4.8.3(2)-21		Pb-Bi 冷却自然循環中型炉（40 万 kWe）解析メッシュ（MSG コード）	1120
図4.8.3(2)-22		定常流動解析結果（流況及び温度分布、40 万 kWe）	1121
図4.8.3(2)-23		Pb-Bi 冷却自然循環炉の蒸気出口温度及び給水流量分布	1122
図4.8.3(2)-24		Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性炉心出口の温度変化（PRACS 除熱、40 万 kWe）	1123
図4.8.3(2)-25		Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性炉心出口流量（PRACS 除熱、40 万 kWe）	1123
図4.8.3(2)-26		Pb-Bi 自然循環中型炉の PRACS 崩壊熱除去時の温度分布コンタ	1124
図4.8.3(2)-27		ANL Pb-Bi 冷却自然循環炉解析モデル（統合型プラント動特性解析コード）	1125
図4.8.3(2)-28		SG 除熱による崩壊熱除去（Pb-Bi 炉）	1126
図4.8.3(2)-29		RVACS 除熱による崩壊熱除去(Pb-Bi 炉)	1127
図4.8.3(2)-30		除熱源喪失時スクラム失敗事象（Pb-Bi 炉）	1128

図4.8.3(2)-31	制御棒誤引き抜き時スクラム失敗事象（ULOHS+UTOP）	1129
図4.8.3(2)-32	ANL STAR-LM 炉を対象としたプラント動特性解析（ﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸ反応度考慮）	1130
図4.8.3(3)-1	解析対象	1141
図4.8.3(3)-2	解析メッシュ分割（2 次元軸対称体系）	1142
図4.8.3(3)-3	被覆粒子燃料領域内流速・圧力分布の比較（非発熱）	1143
図4.8.3(3)-4	定格運転条件での解析結果	1144
図4.8.3(3)-5	3%出力・流量条件での解析結果	1145
図4.8.3(3)-6	燃料領域流動様式推移イメージ（自然循環）	1146
図4.8.3(3)-7	燃料領域温度場変化（自然循環）	1147
図4.8.3(3)-8	冷却材温度・流量時系列変化	1148
図4.8.3(3)-9	単一流路ユニット（面心立方格子）のメッシュ分割図	1149
図4.8.3(3)-10	第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図	1150
図4.8.3(3)-11	第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図（出口部拡大図）	1150
図4.8.3(3)-12	5 ユニットの中心水平断面における温度コンター図	1151
図4.8.3(3)-13	第 1 ユニットの冷却材及び被覆粒子燃料温度コンター図	1151
図4.8.3(3)-14	第 1 ユニット出口部断面における冷却材温度コンター図	1152
図4.8.3(3)-15	第 1 ユニットにおける中央部被覆粒子燃料表面の温度コンター図	1152
図4.8.3(3)-16	Ergun の式と FLUENT コードの差圧の比較	1153
図4.8.3(3)-17	127 本ピンバンドル体系における冷却材温度分布の比較	1154
図4.8.3(3)-18	271 本ピンバンドル体系における発熱上端冷却材温度分布の比較	1154
図4.8.3(3)-19	ダクトレス炉心の水平断面図	1155
図4.8.3(3)-20	2 次元モデル解析対象領域	1156
図4.8.3(3)-21	2 次元体系モデルのイメージ	1156
図4.8.3(3)-22	スタガード 1/4 集合体モデルにおけるコントロールボリュームタイプ	1156
図4.8.3(3)-23	解析結果（リファレンスケース）	1157
図4.8.3(3)-24	解析結果（リファレンスケース）	1158
図4.8.3(3)-25	解析結果（集合体間ギャップ部一部閉塞ケース）	1159
図4.8.3(3)-26	解析結果（集合体間ギャップ部一部閉塞）	1160
図4.8.3(3)-27	ANL STAR-LM 概念図	1161
図4.8.3(3)-28	Pb-Bi 自然循環炉解析モデル	1162
図4.8.3(3)-29	径方向出力分布（Pb-Bi 炉）	1163
図4.8.3(3)-30	炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ（Case2）	1164

図4.8.3(3)-31	炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ (Case3)	1165
図4.8.3(3)-32	ホットスポットファクタから算出したNC再流配係数と径方向ピーキングの関係	1166
図4.8.3(3)-33	各ケースの炉内温度分布	1167
図4.8.3(4)-1	ﾅﾄﾘｳﾑを作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=0.3m条件)	1192
図4.8.3(4)-2	ﾅﾄﾘｳﾑを作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=1.0m条件)	1193
図4.8.3(4)-3	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=0.3m条件)	1194
図4.8.3(4)-4	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=1.0m条件)	1195
図4.8.3(4)-5	Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件)	1196
図4.8.3(4)-6	Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件)	1197
図4.8.3(4)-7	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件)	1198
図4.8.3(4)-8	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件)	1199
図4.8.3(4)-9	Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件)	1200
図4.8.3(4)-10	Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件)	1201
図4.8.3(4)-11	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件)	1202
図4.8.3(4)-12	Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件)	1203
図4.8.3(4)-13	Fr数を一致させた条件での自由液面形状の比較 (H=0.8L条件)	1204
図4.8.3(4)-14	Fr数を一致させた条件での自由液面勾配の比較 (H=0.8L条件)	1205
図4.8.3(4)-15	Fr数を一致させた条件での自由液面流速の比較 (H=0.8L条件)	1206
図4.8.3(4)-16	くぼみ渦によるガス巻き込み限界特性と作動流体依存性	1207
図4.8.3(4)-17	ナトリウムを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較	1208
図4.8.3(4)-18	Pb/Bi合金を作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較	1209

図4.8.3(4)-19 CO_2ガスを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較 ····· 1210
図4.8.3(4)-20 ナトリウムを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 ·· 1211
図4.8.3(4)-21 Pb/Bi 合金を作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 ·· 1212
図4.8.3(4)-22 CO_2ガスを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 ····· 1213
図4.8.3(4)-23 ナトリウムを作動流体とした場合の
軸方向温度分布特性の比較 ····· 1214
図4.8.3(4)-24 Pb/Bi 合金を作動流体とした場合の
軸方向温度分布特性の比較 ····· 1215
図4.8.3(4)-25 CO_2ガスを作動流体とした場合の軸方向温度分布特性の比較···· 1216
図4.8.3(4)-26 温度成層界面上昇特性の比較 ····· 1217
図4.8.3(4)-27 温度成層界面位置における温度勾配特性の比較 ····· 1218
図4.8.3(4)-28 瞬時渦度分布特性の比較（Re 数一致条件） ····· 1219
図4.8.3(4)-29 瞬時渦度分布特性の比較（流速一致条件） ····· 1220
図4.8.3(4)-30 瞬時温度分布特性の比較（Re 数一致条件） ····· 1221
図4.8.3(4)-31 瞬時温度分布特性の比較（流速一致条件） ····· 1222
図4.8.3(4)-32 温度時系列特性の比較（Na;Re 数一致条件） ····· 1223
図4.8.3(4)-33 温度時系列特性の比較（Pb/Bi;Re 数一致条件） ····· 1224
図4.8.3(4)-34 温度時系列特性の比較（CO_2;Re 数一致条件） ····· 1225
図4.8.3(4)-35 温度時系列特性の比較（Na;流速一致条件） ····· 1226
図4.8.3(4)-36 温度時系列特性の比較（CO_2;流速一致条件） ····· 1227
図4.8.3(4)-37 温度ゆらぎ変動特性の比較 ····· 1228
図4.8.3(4)-38 空間温度分布の時間推移（Na, $Ra=10^8$, h=0.2H） ····· 1229
図4.8.3(4)-39 空間温度分布の時間推移（Pb/Bi, $Ra=10^8$, h=0.2H） ····· 1230
図4.8.3(4)-40 空間温度分布の時間推移（CO_2, $Ra=10^8$, h=0.2H） ····· 1231
図4.8.3(4)-41 温度時系列特性の比較（Na, $Ra=10^6$） ····· 1232
図4.8.3(4)-42 温度時系列特性の比較（Pb/Bi, $Ra=10^6$） ····· 1233
図4.8.3(4)-43 温度時系列特性の比較（CO_2, $Ra=10^6$） ····· 1234
図4.8.3(4)-44 温度時系列特性の比較（Na, $Ra=10^8$） ····· 1235
図4.8.3(4)-45 温度時系列特性の比較（Pb/Bi, $Ra=10^8$） ····· 1236
図4.8.3(4)-46 温度時系列特性の比較（CO_2, $Ra=10^8$） ····· 1237
図4.8.3(4)-47 ピーク温度到達時間と熱伝導度との関係 ····· 1238
図4.8.3(4)-48 ナトリウム冷却大型高速炉の原子炉構造 ····· 1239
図4.8.3(4)-49 (1/2) ホットプレナム各部位の寸法 ····· 1240
(2/2) ホットプレナム各部位の寸法 ····· 1241
図4.8.3(4)-50 解析モデル（コラム型UIS搭載ケース） ····· 1242
図4.8.3(4)-51 (1/6) 垂直断面流況（J=1：切欠き部） ····· 1243
(2/6) 垂直断面流況（J=13） ····· 1244
(3/6) 垂直断面流況（J=36：HL 断面） ····· 1245

図4.8.3(4)-51	(4/6)	垂直断面流況（J=49：CL 断面）	1246
	(5/6)	垂直断面流況（J=54）	1247
	(6/6)	垂直断面流況（J=72：DHX 断面）	1248
図4.8.3(4)-52		垂直断面温度分布	1249
図4.8.3(4)-53	(1/7)	水平断面流況（k=9：UIS 水平板 1 下部）炉心頂部+0.32m	1250
	(2/7)	水平断面流況（k=15：UIS 水平板 1、2 中間部）炉心頂部+0.84m	1251
	(3/7)	水平断面流況（k=20：UIS 水平板 2 下部）炉心頂部+1.35m	1252
	(4/7)	水平断面流況（k=34：UIS 水平板 3 下部）炉心頂部+2.84m	1253
	(5/7)	水平断面流況（k=36：HL 下部）炉心頂部+2.98m	1254
	(6/7)	水平断面流況（k=49：UIS 水平板 4 下部）炉心頂部+4.35m	1255
	(7/7)	水平断面流況（k=62：デッププレート下面）炉心頂部+5.84m	1256
図4.8.3(4)-54	(1/2)	UIS 水平板下部における径方向流速分布（コラム型 UIS 搭載ケース）	1257
	(2/2)	UIS 水平板下部における径方向流速分布（従来型 UIS 搭載ケース）	1258
図4.8.3(4)-55	(1/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=1：切欠き部）	1259
	(2/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=36：HL 部）	1260
	(3/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=72：DHX 部）	1261
	(4/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=9：UIS 水平板 1 下部）	1262
	(5/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=20：UIS 水平板 2 下部）	1263
	(6/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=34：UIS 水平板 3 下部）	1264
	(7/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=36：HL 下部）	1265
	(8/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=49：UIS 水平板 4 下部）	1266
	(9/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=62：デッププレート下面）	1267
図4.8.3(4)-56	(1/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=1：切欠き部）	1268
	(2/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=36：HL 部）	1269
	(3/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=72：DHX 部）	1270
	(4/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（k=9：UIS 水平板 1 下部）	1271
	(5/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（k=20：UIS 水平板 2 下部）	1272

図4.8.3(4)-58 (6/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1273
(7/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=36：HL下部) …… 1274
(8/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=49：UIS水平板4下部) …… 1275
(9/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=62：デッププレート下面) …… 1276
図4.8.3(4)-57 (1/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=1：切欠き部) …… 1277
(2/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=36：HL部) …… 1278
(3/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=72：DHX部) …… 1279
(4/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=9：UIS水平板1下部) …… 1280
(5/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(J=20：UIS水平板2下部) …… 1281
(6/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=32：UIS水平板3下方) …… 1282
(7/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1283
(8/10) トリップ後76秒における炉内挙動（k=36：HL下部) …… 1284
(9/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=49：UIS水平板4下部) …… 1285
(10/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=62：デッププレート下面) …… 1286
図4.8.3(4)-58 (1/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=1：切欠き部) …… 1287
(2/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=36：HL部) …… 1288
(3/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=72：DHX部) …… 1289
(4/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=9：UIS水平板1下部) …… 1290
(5/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=20：UIS水平板2下部) …… 1291
(6/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1292
(7/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=36：HL下部) …… 1293
(8/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=39：UIS水平板3上方) …… 1294

図4.8.3(4)-58	(9/10)	トリップ後196秒における炉内挙動 (k=49：UIS水平板4下部)	1295
	(10/10)	トリップ後196秒における炉内挙動 (k=62：デッププレート下面)	1296
図4.8.3(4)-59	(1/2)	軸方向温度分布の時間変化（UIS内部：中心から0.84m）	1297
	(2/2)	軸方向温度分布の時間変化（炉壁近傍）	1298
図4.8.3(4)-60	(1/2)	3方向の軸方向温度分布比較（UIS内部：中心から0.84m）	1299
	(2/2)	3方向の軸方向温度分布比較（炉壁近傍）	1300
図4.8.3(4)-61	(1/3)	炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（切欠き部）	1301
	(2/3)	炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（HL部）	1302
	(3/3)	炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（DHX部）	1303
図4.8.3(4)-62	(1/3)	トリップ後の温度変化（切欠き部）	1304
	(2/3)	トリップ後の温度変化（HL部）	1305
	(3/3)	トリップ後の温度変化（DHX部）	1306
図4.8.3(5)-1		推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数 (GBR4体系参照)	1322
図4.8.3(5)-2		推奨された熱伝達相関式による熱伝達率（GBR4体系参照）	1322
図4.8.3(5)-3		推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数 (BREST300体系参照)	1323
図4.8.3(5)-4		推奨された熱伝達相関式によるNu数（BREST300体系参照）	1323
図4.8.3(5)-5		ピン表面が滑らかな場合の修正形状圧力損失係数 C_v	1324
図4.8.3(5)-6		ピン表面にリブが設置されている場合の 修正形状圧力損失係数 C_v	1325
図4.8.3(5)-7		膜温度差の層流領域圧力損失係数への影響	1325
図4.8.3(5)-8		乱流領域における膜温度差の比較（GBR4体系参照）	1326
図4.8.3(5)-9		移行領域における推奨式とDalle Donne式の比較 (GBR4体系参照)	1326
図4.8.3(5)-10		移行領域における推奨式とDalle Donne式より求めた 膜温度差の比較（GBR4体系参照）	1327
図4.8.3(5)-11		円管内における様々な液体金属のNu数の実験値	1327
図4.8.4(2)-1		鉛ビスマス冷却炉用SASS概念例	1345
図4.8.4(2)-2		ヘリウム冷却炉用SASS概念例	1346
図4.8.4(3)-1		ナトリウム冷却ループ型炉の崩壊熱除去系関連設備	1364
図4.8.4(3)-2		受動的崩壊熱除去系採用による安全系の合理化案	1365
図4.8.4(3)-3		受動的崩壊熱除去系採用による安全系構成図	1366
図4.8.4(3)-4		Na冷却大型ループ型炉の機器高低関係図	1367
図4.8.4(3)-5		受動的崩壊熱除去系　機器サイジング用ヒートバランス	1368
図4.8.4(3)-6		解析用システムモデル図	1369

図4.8.4(3)-7	建設コスト算定条件	1370
図4.8.4(4)-1	Na冷却MOX燃料炉心解析モデル（第1炉心：高さ120cm）	1484
図4.8.4(4)-2	Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果（標準ｹｰｽ）	1485
図4.8.4(4)-3	再臨界回避方策案	1486
図4.8.4(4)-4	出力履歴	1486
図4.8.4(4)-5	燃料流出挙動の比較	1486
図4.8.4(4)-6	燃料分布の比較	1487
図4.8.4(4)-7	燃料平均エンタルピーの比較	1487
図4.8.4(4)-8	EFM1試験の出力履歴	1488
図4.8.4(4)-9	EFM1試験結果	1488
図4.8.4(4)-10	ナトリウム冷却大型ループ型炉のPAHR対策	1489
図4.8.4(4)-11	内部ダクト方式に対応するためのPAHR対策構造案	1490
図4.8.4(4)-12	BN-800型炉における径方向ボイド反応度分布	1491
図4.8.4(4)-13	冷却材沸騰領域の拡大挙動（基準ケース、Ch.13）	1491
図4.8.4(4)-14	出力、全反応度挙動	1491
図4.8.4(4)-15	沸騰開始後反応度挙動	1491
図4.8.4(4)-16	パラメトリックケース：径方向膨張反応度	1491
図4.8.4(4)-17	燃料線出力と沸騰拡大挙動との関係	1492
図4.8.4(4)-18	1点近似動特性による高速炉炉心の外部反応度挿入率に対する応答	1493
図4.8.4(4)-19	ULOF起因過程においてエネルギー発生を生じない条件	1494
図4.8.4(4)-20	ピン内燃料移動機構の概念	1495
図4.8.4(4)-21	PINEX-2過渡試験後の燃料ピンのラジオグラフ	1495
図4.8.4(4)-22 (a)	解析対象炉心の集合体配置と炉心仕様	1496
(b)	ULOF時炉出力のピン内移動率依存性比較	1497
(c)	ULOF時全反応度の比較（ボイド反応度7$炉心）	1497
(d)	ULOF時の燃料移動反応度の比較（ボイド反応度7$炉心）	1497
図4.8.4(4)-23 (a)	ULOF時燃料軸方向温度分布の変化	1498
(b)	即発臨界超過限界反応度挿入率の比較	1498
図4.8.4(4)-24	金属燃料炉心におけるULOF時過渡変化	1499
図4.8.4(4)-25	金属燃料炉心のボイド反応度制限マップ	1499
図4.8.4(4)-26	金属燃料炉心の再臨界回避概念（例）	1500
図4.8.4(4)-27	溶融金属燃料の移動概念	1501
図4.8.4(4)-28	溶融燃料排出に必要な条件	1501
図4.8.4(4)-29	貫通長さの評価結果（予備評価）	1502
図4.8.4(4)-30	被覆管温度の変化（基準ケース）	1502
図4.8.4(4)-31	燃料要素破損履歴（基準ケース）	1503
図4.8.4(4)-32	貫通長さの評価結果（起因過程解析結果反映）	1503

図4.8.4(4)-33 銅-ナトリウム系のFCI実験装置 ····· 1504
図4.8.4(4)-34 金属燃料とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ ····· 1505
図4.8.4(4)-35 銅とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ ····· 1506
図4.8.4(4)-36 粒径分布の比較 ····· 1507
図4.8.4(4)-37 1mm以下の凝固物割合と過熱度の関係 ····· 1508
図4.8.4(4)-38 クエンチングに必要な冷却材体積 ····· 1508
図4.8.4(4)-39 窒化物燃料炉心の炉心崩壊事故炉容器内事象推移と課題 ····· 1509
図4.8.4(4)-40 UN, PuN上の解離窒素分圧, Pu蒸気圧及び全蒸気圧 ····· 1509
図4.8.4(4)-41 激しいFCI発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、
燃料沸点と燃料融点の差 ····· 1510
図4.8.4(4)-42 鉛冷却MOX炉の炉心周辺の幾何形状（燃焼計算体系） ····· 1511
図4.8.4(4)-43 鉛冷却MOX炉解析体系の概念図 ····· 1511
図4.8.4(4)-44 定格出力における流量変化 ····· 1512
図4.8.4(4)-45 鉛冷却MOX炉解析ケース1における出力と反応度履歴 ····· 1512
図4.8.4(4)-46 ケース2における炉心中心での各成文の温度時間変化 ····· 1513
図4.8.4(4)-47 ケース3における炉心中心集合体での各成文の温度時間変化 ·· 1513
図4.8.4(4)-48 解析体系 ····· 1514
図4.8.4(4)-49 定格出力における流量変化 ····· 1515
図4.8.4(4)-50 ピン型MOX燃料炭酸ガス冷却炉の炉心損傷事象における
出力と反応度履歴 ····· 1515
図4.8.4(4)-51 実験の侵入長とFuel caps freezing modelによる
予測値との比較 ····· 1516
図4.8.4(4)-52 水力等価直径と融体侵入長の予測値との関係 ····· 1516
図4.8.4(4)-53 高転換比BWRのSIMMER-IIIによるATWS事象推移解析体系図 ··· 1517
図4.8.4(4)-54 SIMMER-III解析の初期温度条件 ····· 1518
図4.8.4(4)-55 高転換比BWRのATWSにおける反応度と出力の時間履歴 ····· 1518
図4.8.4(4)-56 静的核計算体系図 ····· 1519
図4.8.4(4)-57 高速炉の燃料集合体内における異常拡大防止に係わる
事象進展の概念 ····· 1520
図4.8.4(4)-58 酸化物燃料（MOX）/Na系のFCIモードマップ ····· 1521
図4.8.4(4)-59 金属燃料/Na系のFCIモードマップ ····· 1521
図4.8.4(4)-60 混合窒化物燃料(MN)/Na系のFCIモードマップ ····· 1522
図4.8.4(4)-61 窒化物燃料/鉛冷却材系のFCIモードマップ ····· 1522
図4.8.4(4)-62 酸化物燃料(MOX)/水系のFCIモードマップ ····· 1523
図4.8.4(4)-63 激しいFCI発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、
燃料沸点（Tbp）と燃料融点（Tmp）の差 ····· 1523
図4.8.4(4)-64 円柱臨界高さおよび平板臨界厚さと
Pu fis富化度の関係（MOX燃料） ····· 1524

図4.8.4(4)-65	各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（燃料ポロシティ=0）	1524
図4.8.4(4)-66	各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（スチール混入）	1525
図4.8.4(4)-67	Na冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較	1525
図4.8.4(4)-68	水冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較	1526
図4.9.1(2)-1	超臨界圧軽水冷却高速炉の構成	1606
図4.9.1(2)-2	増殖炉心の概念図	1607
図4.9.2(1)-1	二相流自然循環を用いた液体金属MHD発電システム	1608
図4.9.2(2)-1	ウッズメタルー窒素ガス二相流自然循環試験装置	1609
図4.9.2(2)-2	水ー窒素系実験装置概要	1610
図4.9.2(2)-3	次世代型小型出力高速炉への適用の一例	1611
図4.9.3(2)-1	Pb-Bi熱媒体チューブ型SG（U字型）を用いたプラントの概念	1612
図4.9.5(1)-1	熱電発電の原理	1613
図4.9.5(2)-1	熱電発電システム概念	1613
図4.9.5(2)-2	SP100の熱電発電機	1614
図4.9.6(2)-1	RBEC概念図	1615
図4.9.7(2)-1	Pb-Bi自然循環冷却原子炉概念	1616
図5.1.3-1	二次系簡素化概念　プラント全体コスト比較	1643
図5.6.4-1	JNC小型高速炉のH12年度検討の流れ	1690
図5.6.4-2	JNC小型高速炉(Na冷却)のH12年度基本検討方針	1691

はじめに

1999年度より2年間で実用化戦略調査研究フェーズⅠを実施した。本報告書はこのフェーズⅠの結果、すなわち1999年度および2000年度の成果をまとめたもので、実用化戦略調査研究の中で対象とした高速増殖炉（FBR）プラントシステムを技術的成立性、経済性等の観点から検討を加えたものである。

本研究ではFBRプラントを構成するために考えられる全ての冷却材と燃料の種類との組合わせを検討対象としたこと、実際に概念設計を行って技術的成立性を具体的に検討したこと及び物量等の算定を行ったこと、その結果として、サイクルシステムとしての技術的成立性及び経済性に対する評価を可能とするデータベースを提供しようとしていることが特徴である。

言い換えると、国内外の既存の設計データおよび実験データに基づき、同一の検討条件の下に、それぞれの冷却材に対応したプラント概念を構築し、共通の指標で評価しようとする試みである。

第1章で既往研究を整理し、第2章で実用化戦略調査研究の対象は網羅的なものであることを述べ、第3章で実用化時期のFBRプラントが満足しなければならない条件を記述した。第4章でそれぞれの冷却材ごとに検討したプラント像を記載し、第5章でそれらのプラントのフェーズⅠにおける評価を行い、第6章で今後の計画を述べた。

本調査研究において、冷却材としてはナトリウム、重金属（鉛、鉛-ビスマス）、ガス（炭酸ガス、ヘリウムガス）、水（沸騰水、加圧水、超臨界圧水）、流動燃料を検討対象とした。これはFBRの冷却材として考えられるものを全て検討対象としたといえる。したがって、本報告書は、これらの冷却材を用いて、与えられた条件を満足するように構築したFBRプラント概念についての長所・短所を総合的に評価したものとなっている。

尚、本研究においては従前の研究成果を有効に活用することにしているが「実証炉に関する研究」の経済性などのプラントシステム設計成果としては実証炉最適化設計（フェーズⅠ）を基本とした。但し、個々の技術についてはそれ以降の研究成果も積極的に参考とした。

1. 既往研究例及びシーズ技術の調査

1.1 既往研究について

1.2 シーズ技術の調査

1. 既往研究及びシーズ技術の調査

1.1 既往研究について

実用化戦略調査研究を開始するにあたって、高速（増殖）炉に関する既往の設計及び設計研究例を幅広くサーベイし、それらのプラント概念について分析した[1],[2]。この調査により既往の高速炉プラント概念は網羅されたと考えられる。

調査にあたって対象とした代表的なプラント概念を、原子炉型と燃料形態で整理すると、図 1.1.1 の通りとなる。これらの既往研究に関する調査・分析を通じて、各々の炉型に関して以下の知見が得られた。

①Na 冷却大型炉

Na 冷却大型炉に関しては、我が国も含む世界各国で種々の実機の運転、設計及び設計研究が実施されている。その結果、プラント設計に関する豊富な知見が蓄積されており、技術的成立性に係る課題は克服されていると考えられる。実用化に向けた課題は、経済性の向上であると考えられる。

②Na 冷却中小型モジュール炉

標準化・モジュール化による習熟効果活用、安全系局限化による系統簡素化、工場生産範囲の拡大による工期短縮、等により軽水炉に比肩できる経済性を特徴とする米国 GE 社の「S-PRISM」概念を調査した。S-PRISM 概念の経済性向上に係る種々の方策は、他の炉型へも適用可能な方策と考えられ、詳しく分析する価値があると判断した。

また、電中研で検討された「４Ｓ炉」に関しては、多目的小型炉検討のため有力な参考概念になると評価した。

③重金属冷却大型炉

重金属を冷却材とする大型高速炉概念としては、ロシア RDIPE で検討されている鉛冷却材、ポンド型炉容器、等を特徴とした「BREST-300 及び 1200」を調査した。鉛冷却炉の炉概念検討としては最も進んだ研究例であり、重金属冷却炉の検討のスタートポイントとして、設計研究をすすめるべきと判断した。

④重金属冷却中小型モジュール炉

重金属を冷却材とする中小型炉の概念としては、小型モジュール炉の「SVBR-75」、及び米国加大検討の「STAR」炉概念等を調査した。「STAR」概念は NERI プログラムによる検討が緒についたところであり、評価できる段階にはなく、今後研究の進展をフォローすることとした。SVBR-75 については、ロシアの潜水艦の Pb-Bi 炉設計に関する知見が活かされているものと考えられる。

⑤水冷却炉

水を冷却材とする増殖炉概念としては、BWR プラント技術を利用した Resource-renewable BWR(RBWR)［(株) 日立製作所での検討］及び Breeding BWR(BBWR)［(株) 東芝での検討］、PWR プラント技術を利用した増殖型 PWR［三菱重工業（株）での検討］、及び東京大学で検討中の超臨界圧水を冷却材とする「SCFBR」概念について調査を行った。これらの概念は、増殖性、燃

焼度等の炉心の核的性能は設計目標に現状では到達していないが、炉心性能の可能性及び核燃料サイクルの中での位置づけを明らかとする必要がある。なお、実用化戦略調査研究の設計目標については、本報告書第３章に纏める。

⑥炭酸ガス冷却大型炉

英国 CEGB で検討された炭酸ガスを冷却材とする高速炉概念である「ETGBR」炉について調査を行った。ETGBR 炉は、そのコンセプトとして、実用炉である AGR 炉のプラント技術の活用と、Na 冷却 LMFBR で開発された炉心技術を応用して、開発コスト・リスクを低減させることを目標とした高速炉概念である。経済性の観点でも、可能性を有すると判断した。

⑦ヘリウム冷却蒸気タービン発電炉

ヘリウムを冷却材とし、金属被覆燃料、蒸気タービンによる発電システムをもつ高速炉概念として、欧州の GBRA（Gas Breeder Reactor Association）で検討された「GBR4」概念を調査した。GBR4 はベント型燃料を採用した炉心と、90bar の圧力で大型の原子炉容器を成立させるためにシングルキャビティの場合、壁厚約 10m の PCRV を持つことが特徴である。ベント型燃料炉心等の成立性、及び経済性等の点で GBR4 の設計自体は設計目標を満たさないと考えられるが、ヘリウム冷却+蒸気タービン発電の炉システムについては、可能性を追求する必要があると判断した。

⑧ヘリウム冷却ガスタービン発電

ヘリウムを冷却材とし、被覆粒子燃料、比較的高温の運転温度によるガスタービン直接サイクル発電を特徴とする概念として、ともに熱中性子炉ではあるが、米・露・仏・日で検討している「GT-MHR」と、経済性向上方策に特徴を有する、南ア ESKOM 社で検討している「PBMR」概念について調査した。その結果、被覆粒子燃料とガスタービン直接サイクル発電の組合せは、経済性向上の可能性を有する概念であると判断した。

⑨液体燃料炉

液体燃料（溶融塩等）を用いる高速炉概念としては、MSBR 等の例があるが、全て Th 系の燃料を用いる概念であり、実用化戦略調査研究の対象とする U-Pu サイクルと相容れないものである。U-Pu サイクルに整合する液体燃料としては３塩化物溶融塩が候補として挙げられることが判った。

1.2 シーズ技術の調査

1.1 節の既往研究の調査に加え、新たなシーズ技術を摘出するために、以下の調査を実施した。

1.2.1 革新的な技術による安全性及び経済性向上方策

従来のプラント概念にとらわれることなく、革新的な技術を導入して安全性と経済性を向上させることを目標として、以下の技術について検討し、FBR への適用性を

検討した。

(1) 2次系簡素化による安全性と経済性の向上

Na 冷却炉では、系統の簡素化によるコスト低減が考えられる。従来から、2次系簡素化の方策の一つとして2重管ＳＧによる2次系削除概念が検討されている。2重管ＳＧによる2次系削除に関しては、R&D を重ねれば具体化可能とは考えるが、一方で、より分かりやすい安全ロジックに基づく2次系の簡素化も求められている。そこで、その具現化を目指して概念を検討した。

2次系簡素化プラントで安全上の問題となる事象は、Na-水反応発生の可能性と、発生後の事象拡大の可能性、と考えられる。分かりやすい安全ロジックに基づく安全性の確保の方法については、Na-水反応に対して、以下の安全ロジックが構築可能であるか否かが要点である。

①Na-水反応影響の大幅緩和

Na-水反応の発生の可能性は十分に低く抑えた上で、さらに、万一 Na-水反応が発生したとしても、事象の拡大や炉心への影響を大幅に緩和可能なシステムとし、Na-水反応の発生を安全上の問題としない。

②Na-水反応排除

共通の原因及び単一の事象に従属して起こる事象によって Na-水反応が発生しないシステムとし、Na-水反応発生を想定不要とする。

③革新的な発電方式による Na-水反応排除

発電ループを水以外の流体で構成し、Na-水反応が原理的に発生しないシステムとする。

これらの考え方を具現化するシステムのアイデアを構築した。

(2) 革新的経済性向上方策による経済性の向上

経済性の向上のためのプラント設計としては、物量削減やシステムの簡素化を目指した検討を実施しているが、一方で、物量増大やシステムの複雑化を招いても、それを上回る経済上のメリットがあれば、経済性は向上可能である。その観点から、FBR プラントに適用可能な革新的技術を検討した。検討の方向性としては、熱効率の大幅向上、建設工程の大幅削減、検出系の高度化による安全系の簡素化、等である。

1.2.2 メーカ提案

魅力ある概念の追求のため、メーカー間の競争意識を引き出すコンペ方式に基づいて、平成 11 年 7 月末から 9 月初めにかけて、メーカーから FBR プラント概念が提案された。この時の主要な要件は、初号機（FOAK）の建設費が 20 万円/kWe を達成できるものというものである。

メーカからの提案では、1.1 節で述べた既往の研究よりも経済性の目標が高くなったことに対応して、既往研究成果に更に経済性を向上させる技術・概念を加えた概念となった。表 1.2.1 に提案された炉型概念、概念の特徴及び経済性を向上させる概念・

技術を整理する。

1.2.3 アイデア公募

安全性を確保した上でコストダウンを図るという本研究に、できる限りの革新的なアイデアを盛り込むことを目的として、アイデア公募を行った。これは当事者であるサイクル機構だけでなく、広く国内外の大学、研究機関、メーカー及び個人から従来の発想に捕らわれない革新的なアイデアを募集するものであった。

募集は次のような要領により行った。即ち、対象分野は、FBR サイクルに関するシステム技術または要素技術に関連し、先行事例がなく独自の発想に基づくもので、FBR サイクルの実用化に適用が可能と思われる革新的技術アイデアに関わる研究とした。研究期間は平成 11 年度から平成 12 年度の 2 年間、募集期間を平成 11 年 8 月 4 日から同年 10 月 8 日とした。これらの情報を内外に広く周知するために、サイクル機構のホームページに募集要項を掲載した他、我国の原子力学会誌にも応募要項を掲載した。また、これまで交流のあった国内外の機関及び企業へ募集要項を発送した。

その結果、炉関係では合計 51 件の応募があった。その内訳は、国内の大学から 15 件、企業から 16 件、サイクル機構内部から 1 件であり、また、国外からは、米国のカリフォルニア大学バークレイ校から 2 件、ブルックヘブン国立研究所から 2 件、ローレンスリバモア国立研究所から 2 件、アルゴンヌ国立研究所から 9 件、英国の NNC 社から 1 件、ロシアのクルチャトフ研究所から 2 件、物理エネルギー研究所から 1 件であった。

サイクル機構では、内部に選考委員会を設け、以下の 4 つの観点から総合的な評価を行い、実用化戦略調査研究のフェーズⅠとして 7 件を選定した。

①独創性・新規性

応募研究テーマが、先行事例のない独創的・新規的な研究であること。

②魅力ある実用化像構築のための有効性

安全性の確保を前提に、経済性、資源の有効利用、環境負荷低減、核不拡散性の観点から魅力ある実用化像構築のため有効であること。

③実用化への適用性

実用化を見通せる技術開発研究であること。

④研究計画の妥当性

研究テーマの実施内容及び実施方法が具体化されており、所要の期間内に成果が期待できること。

選定した 7 件の内訳は国内 3 件、米国 2 件、英国 1 件、ロシア 1 件である。これら 7 件のテーマとその内容を当該研究機関の応募票の内容に基づき、提案概念について表 1.2.2 にまとめる。

これら 7 件のフェーズⅠにおける成果は第 4.9 節に示す。

第1章参考文献

[1] 早船、他、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）－平成 10 年度予備調査結果要約の取りまとめ－」、JNC TN9420 99-004、1999 年 6 月

[2] 早船、他、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）－平成 10 年度予備調査 幅広い技術選択肢の検討－」、JNC TN9400 99-080、1999 年 10 月

表1.2.1　メーカからの提案概念

冷却材による分類	概念の種類		概念の特徴及び 既往研究に追加された新たな概念・技術
ナトリウム炉	大型炉	ループ型・1次系機器合体・ループ数削減	・150万kWeループ型 ・機器のコンパクト化と配管短縮の徹底 回字型炉心、12Cr鋼採用、 乾式燃料洗浄・EVST削除、 ループ数の削減、 1次系IHX/ポンプ合体又は別置
		ループ型・1次系高圧化による2次系削除	・1次系高圧化による2次系削除
		タンク型・2次系機器合体・ループ数削減	・150kWeタンク型 ・k∞長期運転サイクル炉心（～37ヶ月） ・機器のコンパクト化と集中配置を追及 12Cr鋼採用、1次系IHX/PRACS合体、 2次系SG/電磁ポンプ合体、 乾式燃料洗浄・EVST削除、
		タンク型・機器合体・集中配置	・160万kWeタンク型 ・機器のコンパクト化と集中配置 1次系、2次系共EMPによる機器合体 ・制御系合理化
	中型モジュール炉	S－PRISM	・40万kWeモジュール ・RVACSによる安全系極限化
		4S型	・20万kWeモジュール ・反射体制御方式（長期運転サイクル炉心） ・RVACSによる安全系極限化 ・受動的安全性による安全設備の最少化 ・1次系、2次系共EMPによる機器合体
ガス炉	炭酸ガス炉	大型炉・ピン型燃料タイプ	・140万kWe ・シングルキャビティPCRV
	ヘリウムガス炉	中型炉・被覆粒子燃料タイプ	・85万kWe ・自然循環崩壊熱除去 ・鋼製炉容器 ・ガスタービン直接サイクル発電
		大型炉・ピン型燃料タイプ	・160万kWe ・シングルキャビティPCRV
鉛炉， 鉛・ビスマス炉	大型炉	鉛冷却・鋼製炉容器タイプ（ループ型）	・150万kWe鉛冷却ループ型炉 ・鋼製炉容器 ・2重配管（分散配置）
		鉛冷却・ポンド型炉容器タイプ（タンク型）	・150万kWe鉛冷却タンク型炉 ・ライナー・コンクリート型炉容器
	中型モジュール炉	鉛冷却・タンク型	・40万kWe鉛冷却タンク型炉 ・鋼製炉容器 ・電磁ポンプ+SG合体
		鉛ビスマス冷却・タンク型	・10万kWe鉛Bi冷却タンク型炉 ・鋼製炉容器
	多目的小型炉	鉛ビスマス冷却・4S型	・5万kWe ・30年燃料無交換による封入型原子炉
溶融塩炉	3塩化物・再処理一体型・タンク型モジュール炉		・40万kWeモジュール×4 ・3塩化物溶融塩/2次系鉛冷却 ・FPバッチ除去 ・40年の寿命後にU/TRU/Pu回収

表 1.2.2　公募研究選定テーマ

選定研究テーマ（研究機関）及びプラント概念の概要
1．超臨界圧水冷却による高速炉概念の検討 （東京大学大学院工学系研究科原子炉工学研究施設） 超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFBR）は、現在の火力発電用ボイラの主流である貫流型直接サイクルを採用し、超臨界圧水を冷却材とする高速炉概念である。本概念の特徴は、軽水炉（ABWR等）技術と火力ボイラ技術を適用可能で開発コストが低いこと、軽水炉システムに比較して熱効率が高いこととプラントシステムがコンパクトであることである。
2．液体金属2相流自然循環を利用したMHD直接発電システムの概念検討 （東京工業大学原子炉工学研究所） 液体金属2相流自然循環MHD発電システムは、液体金属の自然循環力を利用してMHD発電器を直接駆動するシステムである。本概念の特徴は、水･蒸気等のループを介さず発電可能なため、Na-水反応等を考慮する必要が無く安全性が高いことである。
3．2次系削除をねらいとしたIHX/SG一体化･2重管熱交換器の構造概念検討 （新型炉技術開発（株）） 1次 Na 系と水･蒸気系の間に、不活性かつスタグナントな中間伝熱媒体（Pb-Bi）を配置し、2次系を簡素化する概念である。本概念の特徴は、2次系の配管･ポンプ等の機器が不要であることと、不活性な中間伝熱媒体によりNa-水反応の可能性が低いことである。
4．欧州等の設計研究知見を踏まえたコンパクト化ナトリウム冷却大型タンク炉の概念検討 （英国 NNC Ltd.） PFR、CDFR（英国）、EFR（欧州）等のFBR設計/建設/運転知見を基礎とし、機器・系統の簡素化、プラントのコンパクト化のアイデアを付加したNa冷却タンク型FBR概念である。本概念の特徴は、飯盒型IHXによる原子炉容器のコンパクト化、2ループ化による冷却系簡素化、DRACS+SG-ACSによる自然循環崩壊熱除去系、等である。
5．米国LLNL等で研究開発が進められてきた熱電素子発電方式の高速炉への適用可能性検討 （米国 Lawrence Livermore National Laboratory） 熱電素子を用いた直接発電システムである。本概念の特徴は、固体素子による発電であるため、システムが簡素かつ、Na-水反応等の現象も想定不要で安全性が高いことである。
6．ロシア/クルチャトフ研究所独自の鉛及び鉛ビスマス冷却炉の技術的知見･試験経験に基づくプラント概念の検討　（露国 Russian Research Center “Kurchatov Institute”） 鉛もしくは鉛ビスマスを冷却材とする高速炉プラント概念を創出する。検討の方法としては、ロシアで実施された数多くの鉛及び鉛ビスマス冷却高速炉概念の設計研究結果を比較検討した上で、本概念の優位性を摘出する。
7．米国ANLによる自然循環冷却方式の鉛及び鉛ビスマス冷却炉のシステム特性検討 （米国 Argonne National Laboratory） 鉛もしくは鉛ビスマスを冷却材とし、自然循環冷却方式の高速炉プラント概念である。本概念の特徴は、低圧損炉心を採用することにより定格運転時も自然循環だけで除熱可能であり、鉛系冷却炉の技術課題であるポンプを削除できることと、自然循環除熱能力が大きいことにより安全性が高いことである。

図1.1.1　実用化戦略調査研究における高速炉概念の技術マップ

燃料による冷却												三塩化物溶融塩炉
水蒸気冷却	蒸気タービン発電											
ガス冷却	中小型モジュール炉(He)									PBMR*（直接ｻｲｸﾙ）(UO2：南ア) GT-MHR*（米、露、仏、日）		
	大型炉	(He)	ガスタービン or 複合発電	火力ACC並の高温達成は不可								
			蒸気タービン発電	GBR-4(GBRA/ﾍﾞﾙｷﾞｰ)(ﾍﾟﾝﾄ型燃料)								
		(CO_2)	蒸気タービン発電	ETGBR(CEGB/英国)								
水（重水）　冷　却				軽水冷却炉（沸騰水型、加圧水型重水冷却）超臨界圧炉				燃料破損時における水との反応性(ボンド材、燃料)のため、既存燃料概念での成立は困難				
重金属冷却	中小型モジュール炉(Pb,Pb-Bi)			SVBR-75（露；Pb-Bi冷却UO 2 燃料）				STAR炉概念（Pu-U-Zr,Pb冷却）(LANL/NERI)				
	大型炉(Pb)					BREST-300,1200(露)		Pb-燃料　金属間化合物形成のため、既存燃料概念での成立は困難				
Na冷却	中小型モジュール炉			S-PRISM型概念主体に検討				S-PRISM（GE），4 S(電中研)				
	大型炉			設計経験豊富								
原子炉型 ＼ 燃料形態				ペレット	顆粒	ペレット	顆粒	金属	ＭＯＸ（酸化物）	ＭＮ（窒化物）	(U+Pu)	
				ＭＯＸ（酸化物）		ＭＮ（窒化物）						
				被覆管燃料（集合体）					被覆粒子燃料			
				固体燃料								液体燃料

□ 調査研究対象

＊：高温ガス／熱中性子炉

JNC TY9400 2001-012

2. 検討対象技術の選定

2.1 燃料形態と冷却材の組み合わせ

2.2 検討対象範囲の設定

2．検討対象技術の選定

2.1 燃料形態と冷却材の組み合わせ

第 1.1 節で述べたように、燃料形態と冷却材の組み合わせは網羅的に検討対象としている。燃料形態と冷却材との設計上の相関は、炉心設計の中に強く存在し、大概のケースは炉心設計を通じて燃料形態とプラント設計は関連する。例えば、燃料形態と冷却材の組み合わせにより、所定の炉心性能を得るために炉心圧損を高める必要が生じたら、プラント設計としては、ポンプ等の冷却系設計への影響が想定される。逆に、冷却系を簡素化して炉心を低圧損にして、プラント建設費を低減しようとすると、ある燃料形態と冷却材の組み合わせの炉心は設計目標を達成できない場合が想定される。

現段階ではある燃料形態とある冷却材の組み合わせにより直ちにプラント設計に強い影響を与えるものはないため、一部例外を除き基本的にはすべての冷却材と燃料形態との組み合わせを想定して検討を進め、炉心設計との関連において対応していくこととした。

但し、液体燃料については、若干様子が違う。例えば、溶融塩炉では燃料と冷却材とが一体となっており、溶融塩として原子炉システムの内部を循環している。溶融塩が燃料としての機能を果たすか冷却材としての機能を果たすかは、溶融塩が原子炉システムのどこに存在するかということで決定される。

フェーズⅠにおけるプラント設計作業にあたっては、表 2.1.1 に示すように、プラント設計への直接的影響に関して、冷却材毎のプラント設計概念と燃料形態との設計上の相関の強さを整理して検討のポイントを定めた（炉心設計の立場からの検討のポイントは「炉心燃料（燃料形態）の技術検討書」を参照されたい）。表 2.1.1 に示すようにプラント設計の立場から、積極的な意味が有る組み合わせは、僅かに重金属あるいはヘリウム（He）ガス冷却と被覆粒子燃料との組み合わせである。これは、冷却材と被覆粒子燃料の温度制限がともに従来の冷却材と被覆管燃料に比べ高くできることから、蒸気タービンの高効率化あるいは He ガスタービン直接サイクルの採用による高効率化の可能性が期待される為である。この組み合わせの検討は He ガスタービン直接サイクルを視野に He ガス冷却を中心に進め、He ガス以外の冷却材と被覆粒子燃料との組み合わせは、He ガスとの組み合わせの検討の結果を見て判断する。

なお、ナトリウム、水、超臨界圧水等は冷却材側の温度制限から被覆粒子燃料を採用することによる高温効率化のメリットが引き出せない為、積極的に検討はしていない。また、水冷却あるいは超臨界水冷却と金属燃料の組み合わせは、金属燃料が低融点であることからナトリウムボンドが必須であるとすると、Na-水反応の危険性をあえて炉心に持ち込む概念としてプラント設計の立場としては好ましくない組み合わせである。

燃料形態と冷却材との組み合わせにおいて、次の点を配慮して、表 2.1.1 の網掛け部分を検討の範囲とした。

① 低圧流体であるナトリウム又は重金属と窒化物燃料との組み合わせは事故時高温での窒素乖離による高圧化の可能性。
② Na ボンド（の場合）窒化物燃料あるいは Na ボンド金属燃料の組み合わせについての燃料洗浄などの取り扱い設計。
③ 金属燃料についての被覆管と燃料との共晶反応による被覆管温度制限による原子炉出口温度制限。

2.2 検討対象範囲の設定

2.2.1 燃料形態

本研究におけるプラントシステムでは、燃料形態として、被覆管燃料を主とし、これにヘリウムガス冷却炉で被覆粒子燃料を、溶融塩炉で流体燃料を検討対象とした。

プラントに対する負荷という観点からは、被覆管燃料、被覆粒子燃料、流体燃料の順に負荷が増すと考えられる。被覆管燃料は使用実績も多く閉じ込めに対する信頼性も高い。つまり、原子炉特有の問題である放射性物質の閉じ込めという機能について、局部に閉じ込めるため、取扱が比較的容易である。

被覆粒子燃料では基本的に被覆の内部に放射性物質は閉じ込めることになるが、粒子の多さから被覆の破損をある程度仮定せざるを得ず、原子炉システムの浄化に対する負荷が増加する。

さらに、流体燃料ではプラントシステム全体を放射性物質が流動することになり、プラント外部への放射性物質の閉じ込めをプラントシステムとして実現しなければならず、その困難さは前二者に比べ高いと推測できる。

以上述べたように、燃料形態がプラントシステムに与える負荷として、燃料から発生する放射性物質をどの範囲で閉じ込めるかという観点から、最小単位である被覆粒子燃料から最大の単位であるプラント全体までを考えておけば必要十分であることは明らかである。

2.2.2 冷却材

本研究において、冷却材として、ナトリウム、重金属（鉛、鉛-ビスマス）、ガス（炭酸ガス、ヘリウム）、水（沸騰水、加圧水、超臨界圧水）及び溶融塩を検討対象とした。冷却材として何を使ってもよいという訳に行かないのは、高速中性子スペクトルを実現させるために減速能が小さくなければならないという原子炉物理からの要求と、数 100W/cm^3 という高出力密度の炉心から効率良く熱除去を行うという熱特性からの要求、高中性子束下であっても安定であることという物性からの要求、そして冷却材から損傷を受けずに安定に保持できることという容器材料の材料物性からの要求とを同時に満足する材料が、極めて限られているからである。

このことは、第 1.1 節で述べた既往研究例の調査でも上述以外の材料が存在しないことからも明らかである。

したがって、本研究では上記の５つの冷却材について検討することとした。

表2.1.1　プラント設計から見た冷却材と燃料形態の関係

（◎：積極的な意味がある（理由）、○：適合性がある（配慮すべき事項）、×：組み合は不利（理由）、－：該当なし）

| 燃料による冷却 | | |

3. 設計要求事項

3.1 基本方針

3.2 検討にあたっての前提条件

3.3 設計要求事項

3.4 特記事項

3. 設計要求事項

各種プラントの基本概念を検討するにあたり、検討のベースとなる設計要求を以下のように設定した。

3.1 基本方針

実用化戦略調査研究においては、安全性を前提とし、1)経済性向上を最優先に、2)資源の有効利用性、3)環境負荷低減性、4)核拡散抵抗性を有した高速増殖炉システムの開発を目標としている。

経済性については、軽水炉と比肩しうる経済性を有し、代替電源（ACC 等）とも競合できることを目標とする。資源の有効利用性については、需要に応じた柔軟な核分裂性核種の生成（増殖）あるいはその消費が可能であることを目標とする。環境負荷低減性については、TRU 燃焼及び主要な FP の核変換により、放射性廃棄物を少なくすることを目標とする。核拡散抵抗性については、核燃料物質が核兵器に転用される可能性を極力低減したシステムであることとする。安全性については、軽水炉と同等ないしは、それ以上の安全性を確保するとともに、受動安全等を活用し、より安心感の持てるシステムとする。

なお、開発においては上記目標を全て満足することが望ましいが、2、3 の目標を特徴的に満足する概念であっても差し支えないものとする。また、具体的な数値を提示している条件は、設計の目安であり、必ずしも満足することを要求するものではない。この数値を逸脱する場合は、その理由および利点を明確にするものとする。

また、検討にあたっては既存設計からの飛躍的な向上を期すため、従前の知見にとらわれることなく、アイデア募集、メーカー提案等の新規情報を積極的に活用するとともに、自ら創意工夫して、ブレークスルーを図ることとする。

3.2 検討にあたっての前提条件

検討にあたりその前提として以下の条件を設定した。

① 炉心燃料の検討対象は、MOX、金属燃料、窒化物燃料等を、冷却材の検討対象は、ナトリウム、重金属、ガス、水等とする。

② 原子炉出力は、大出力から小規模出力までを対象とし、冷却材及び燃料形態の特徴を生かした出力を適切に選定すること。

③ 機器・構造設計：成立性の見通しを示すこと。その際、実証炉設計研究までに適用した基準を参照することとし、その範囲外の設計を行う場合には、新しい基準の考え方並びにその基準類成立のための開発課題及び解決方策を合わせて示すこと。

④ 耐/免震設計：耐震設計上の重要度分類を行い、成立性の見通しを示すこと。その際、実証炉の設計研究で設定した、国内立地点の平均的な地震動及び岩盤条件を用いること。なお、国内立地点の最大地震動条件についても、そこで成立させるための設計対策及び経済的負荷を示すこと。

⑤ 使用済み燃料貯蔵プール設備は、軽水炉並（４炉心分）とする。

⑥ プラント寿命：40 年をリファレンスとする。ただし、60 年程度の寿命延長についても追求すること。

3.3 設計要求事項

3.3.1 経済性

経済性の具体的な要求としては、FBR の本格実用化段階で、発電単価を軽水炉並とし、建設費 20 万円/kWe、を達成できる見込みがあることとした。

ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討し、燃料費については、適合する再処理及び燃料製造システムの検討結果との整合性を図るものとする。

小型炉等においては、経済性評価を行うのみならず、その特長を生かした用途を合わせて提示することとした。

以下に、経済性向上に関係する項目について設計要求を示す。

①燃焼度： 15 万 MWd/t 程度を目標とする。ただし、経済性目標を達成できればこの限りではない。

②連続運転期間：12～24 ヶ月程度を目標とする。ただし、経済性をより一層向上させるために、その成立性見通しを示した上で、24 ヶ月を超える連続運転期間としてもよい。

③炉心出口温度：冷却材、燃料形態との関係において適正に定めること。

④稼働率：同世代の軽水炉の稼働率を考慮し90%程度を目標とする。

⑤建設工期：実証炉設計研究で設定した、岩盤検査から運転開始までの建設工期が 50 ヶ月以内を目標とすること。

3.3.2 資源の有効利用

資源の有効利用については次の２点を設定した。

①増殖比：増殖炉心として、低増殖から高増殖まで柔軟に対応できること。高増殖としては、増殖比 1.2 程度を目標とする。増殖能力の評価においては、低除染燃料（FP 混入率２%、MA 混入率５%程度まで）を装荷した場合の影響について明らかにすること。

②TRU 燃焼： 資源の有効利用の観点から、MA 核種を混入した TRU 燃料を経済的に燃焼できる範囲を明確にすること。また、より多くの MA 核種を混入した TRU 燃料を燃焼させる場合の設計変更点及び経済的負担についても合わせて示すこと。

3.3.3 環境負荷低減

環境負荷低減については次の４点を設定した。

①施設からの放射性廃棄物の発生量低減と、放射性廃棄物の管理及び処理・処分のし易さに配慮したシステムであること。

②将来の廃止措置を考慮し、廃止措置のし易さ（解体性）と廃止に伴う廃棄物発生量の少なくなるよう配慮した設計であること。

③FP の核変換による放射能低減： 環境負荷低減の観点から核変換による低減が有効と考えられる主要な FP 核種の選定を行い、その低減方策を示すこと。また、低減効率を向上させるために、ターゲットピンとして炉内に装荷する場合には、それによる低減効果とともに、必要な設計変更点と経済的負荷との関係を合わせて提示すること。

④TRU 燃焼： 環境負荷低減の観点から、MA 核種を混入した TRU 燃料を経済的に燃焼できる範囲を明確にすること。この場合、MA 混入率は、FBR 使用済燃料から回収される U/Pu/MA 組成比（MA～１％弱）および MA を付加的に混入した場合に炉心核特性に影響し始める率（～５％）を考慮して、HM あたり１％、２％、５％の条件は少なくとも考慮すること。この際に MA に同伴してくる希土類元素に留意すること。また、より多くの MA 核種を混入した TRU 燃料を燃焼させる場合の設計変更点及び経済的負担についても合わせて示すこと。

3.3.4 核拡散抵抗性

核拡散抵抗性については、次の３点を設定した。

①燃料取扱設備は、核物質防護及び保障措置の対応を考慮した設計とすること。

②低除染燃料（FP 混入率２％、MA 混入率５％程度まで）等を適用できる炉心であること。

③ブランケットで純粋なプルトニウムを作る場合は、核拡散抵抗性に資する対策の考え方を示すこと。

3.3.5 安全性

安全性については次の３点を設定した。

①原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の安全設計の考え方を参考にし、選定した冷却材の特徴を考慮した設計とする。

②上記の基準、指針類の適用に加え、実用化時代に要請される安全要求として、以下の対策を講じた設計とすること。

a. 代表的な炉心損傷の起因事象に対して、短時間で炉心損傷に至る場合には、受動的な炉停止能力を有するか、あるいは、受動的機構により事象進展を緩和し、運転員の介在により事象終息を図ることが可能な設計とすること。なお、短時間で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる.

b. 短時間（24 時間程度をめやす）の全交流動力電源喪失に対して、原子炉を安全に停止し、かつ、停止後の崩壊熱除去を自然循環により達成できる設計であること。

c. 代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を回避できる設計（再臨界回避）とすること。

③①及び②を考慮した設計により、炉心損傷の発生頻度が 10^{-6}/ry 未満となる見通しを示すこと。なお、炉心損傷の発生頻度を増加させることなく安全系の合理化が可能である場合には、その考え方と開発課題、解決方策等を付して示すこと。

3.3.6 運転・保守・補修性

運転・保守・補修性については次の 3 点を設定した。

①運転・保守・補修性について軽水炉と同等にするための考え方を明らかにすること。

②保守・補修を要する機器について補修区分を検討し、必要なアクセスルート・スペースを確保するとともに適切な生体遮蔽等の設計を行うこと。

③運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、メンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図ること。

3.4 特記事項

3.4.1 共通技術の基本検討方針

炉システム概念の検討に当たっては、各々の概念に共通な技術の側面から検討し、炉システムの検討に反映する。共通技術の検討方針を以下に示す。

(1) 基本的な考え方

平成 11、12 年度に開発目標に適合した炉システム概念について幅広く検討するに際しては、冷却材と燃料形態及びシステム構成の特徴を考慮して検討していくこととしている。この概念検討の過程では、既存の評価技術ではそのプラント特性または技術的成立性を把握することが難しい項目が生じることが想定される。また、炉システム概念の検討に当たって、各々の概念の構造信頼性及び安全性に関する技術レベルを同等にする基準・指針類適用及びシステム概念の考え方について整理検討しておくことが必要である。

このため、プラント評価技術に対する一般の構成方法に従い、各技術分野ごとに炉システム概念によらず共通的に抽出・整理した上で、各技術項目の追求検討を実施して、システム技術の検討に適切に反映する方法を取ることとする。

以下に、各技術分野における基本的検討方針について述べる。

(2) 共通技術の基本検討方針

(i) 炉心・燃料技術開発

システム化技術開発では、各種冷却材と適合した燃料形態の組み合わせについて、経済性向上と資源の有効利用及び核拡散抵抗性の観点から、炉心性能の限界（増殖性、長期運転サイクル等）を出力規模の依存性を考慮して検討する。共通技術としては、これらの多様な炉心概念の各々について、環境負荷低減を目的としたTRU燃焼と核変換によるFP低減能力について検討するとともに、長寿命FPの低減効果を増大する方策の検討とその効果、経済性向上の観点から低DF燃料の受け入れ能力の評価等を、個々の能力を最大限引き出す観点から実施する。

これらの検討結果を踏まえて、各炉心概念で、増殖、TRU燃焼（Pu燃焼含む）、FP低減を同時に達成できる範囲も明確にする。なお、サイクル側で検討する、各種再処理、燃料製造システムの検討に必要な諸量については、酸化物、金属、窒化物燃料による代表的な炉心概念を設定した上で燃焼計算を行い、サイクル側での検討に供する。

なお、上記の検討を進めるに当たっては、冷却材と適合した燃料形態についての総合的な炉心性能（増殖性、MA燃焼、FP低減、核拡散抵抗性）と安全性（許認可性を含む）の観点から比較検討を行う。この検討結果を、燃料形態の物性・特性に基づいて整理・分析し、燃料形態の比較検討結果として取りまとめる。この場合、許認可を得るために必要な試験データ及び評価手法と、既往研究で蓄積されているデータ及び評価手法について明確にし、各燃料形態を実用化していくまでに必要となる開発課題、解決方策等について明らかにする。

(ii) 安全技術開発

システム化技術開発では、各種冷却材と適合した燃料形態の炉システム概念について、そのシステムの特徴を考慮し、代表的な安全設計評価事象の成立性を把握する。安全技術の検討では、同等の安全レベルを確保するために、各システム及び冷却材の特徴を反映した安全設計の考え方、代表事象選定の考え方、安全上の重要度の考え方について整理する。

また、各種冷却材及び燃料形態の炉心での炉心損傷に至らしめる代表事象の選定と、それらから炉心損傷に至るまでの時間余裕と受動的安全機能の必要性、炉心損傷時に再臨界発生に至る可能性について、燃料設計条件と事故想定との関連で明確化する。特に、再臨界発生に至る可能性がある場合には、再臨界を回避するための炉心設計対策、炉容器内での溶融デブリの冷却方策等をシステム化技術で検討できるように、冷却材及びシステム設計の特徴とCDA関係の知見を反映したより合理的な条件を提示する。

安全系の局限化による炉システム概念の設計合理化の可能性を追求していくために、炉停止、炉心冷却、格納等の主要な安全機能の局限化の考え方を、各種冷却材、燃料形態の炉システム概念について検討する。特に、Na冷却については、二次系削除プラントの安全論理について検討し、その実現のための条件、開発課題の摘出、解決方策を明確にする。

(iii) 機器構造技術開発

各種冷却材の炉システム概念について、主要な系統機器のコンパクト化および構造成立性を判断するための合理的な評価手法（例えば非弾性解析など）を検討・提示する。また、有力候補概念について構造設計上の課題解決の見通しを提示する。さらに、プラント建設コスト及び維持コストの削減方策として例えば材料の選定方法、プラント長寿命化、合理的な基準体系の検討等を行い、有望な技術の成立性、新しい基準の骨格等を提示し、構造設計分野の実用化候補技術について整理する。

(iv) 免震技術開発

基準プラントおよびその他の有望プラント概念における３次元免震の必要性、適用性並びに実現性に関する基本的考え方について、３次元免震の判断基準の整理および３次元免震構造概念の比較検討により検討・整理する。これをもとに、各種候補プラント概念に適用可能な３次元免震システムを提案する。

さらに、各種免震概念における経済性向上効果およびそれによるシステム成立性の観点から整理・検討する。

(v) 熱流動技術開発

各種冷却材について自然循環特性の比較・評価を行うとともに、物性値や伝熱流動相関式、構成式の調査を行い、候補概念の評価に反映する。また、崩壊熱除去系、特に、安全系の局限化に効果があり、その適用可能な出力規模の範囲を明確にするために、RVACS をメインに、大型炉への適用性がある SGAHRS 等他の崩壊熱除去系の特性について概略検討、主要な熱流動現象の予備的な評価を実施し、成立性の見通し、課題の摘出等を行う。

また、経済性向上のために安全系を局限化したプラント概念に対して、機器構造設計の成立性に影響し、かつ簡易的な評価手法がない熱流動現象の解析・評価を行い、候補概念の技術的成立性の判断に資する。

更に、各種炉心における伝熱流動解析を行い、炉心特性評価のためのデータを得る。

(vi) プラント利用技術評価

実験炉「常陽」及び原型炉「もんじゅ」の運転・保守経験に基づき、Na 冷却を基本に、運転の合理化、最適化による運転コスト低減方策について検討し、本研究で創出する炉システム概念への適用方策とその効果を把握する。具体的には、制御棒の長寿命化、Na 純化系の再生・処理技術による運転費の削減等について検討する。

また、内外の Na 冷却高速炉の故障・事故経験、保守・補修経験を整理・分析し、保守・補修性の要求事項と対応方策をまとめ、本研究で創出する炉システム概念への適用方策とその効果を把握する。具体的には、Na 純度計測、水リーク検出設備の合理化による、保守・補修費の削減等について検討する。

更に、電気・計装系の合理化により運転・保守コストの低減を図るため、「常

陽」「もんじゅ」の運転・保守経験に基づき、電気計装系に対する改善方策を整理する。この場合、最新の軽水炉などでの設計事例、民生技術等を整理・分析し、電気・計装系の要求事項と対応方策をまとめ、本研究で創出する炉システム概念への適用方策とその効果を把握する。具体的には、Na 予熱制御系の合理化による運転・保守コスト低減等について検討する。

(vii) 経済性評価の考え方

システム化技術の検討で創出する各種冷却材を用いた炉システム概念について、開発目標及び設計要求で設定した経済性目標の達成度について、原則として各概念に共通な考え方と評価手法で算定し、それぞれの概念の経済性比較を行う。この場合、発電単価と、建設費、燃料費、稼働率（運転サイクル期間、定検期間）、プラント効率、廃止措置費等の関係を整理し、それぞれの費用の削減効果が経済性に及ぼす影響度を定量化する。また、軽水炉の経済性評価で用いられ、高速炉の評価に適用可能な部分はこれらを適用する。

なお、建設費評価に際しては、スケールメリット適用の妥当性、物量を削減できる新材料単価の影響などについても適切に評価を行う。

(3) 開発課題について

開発要素の高い革新的技術を採用した場合には、それを実用化するための解決方策、開発スケジュールと開発コストを含む研究開発計画を明確にするとともに、その革新技術を採用した効果を示す。

(4) 再処理及び燃料製造システムとの整合性

被覆粒子燃料等の特殊な燃料を使用する場合には、燃料製造、再処理についての見通しを示す。また、低除染燃料が受け入れ可能な設計とする。

(5) 炉心特性の総括

第 3.3.2 節～第 3.3.4 節の設計要求に基づく検討結果により、資源の有効利用、環境負荷低減及び核拡散抵抗性のそれぞれの観点から炉心の最大性能を示す。

また、資源の有効利用、環境負荷低減及び核拡散抵抗性の観点からの設計要求を同時に満足するための考え方と、それぞれの要求に対する達成度を示す。

4. 概念検討

4.1 Na 冷却炉の検討

4.2 重金属冷却炉の検討

4.3 ガス炉の検討

4.4 水冷却炉の検討

4.5 溶融塩炉の検討

4.6 小型炉の検討

4.7 経済性の検討

4.8 プラント共通技術の検討

4.9 アイデア公募の結果

4.1　Na 冷却炉の検討

本節では、Na 冷却炉に関する研究結果をまとめた。

第 4.1.1 節および第 4.1.2 節において、実用化戦略調査研究で新たに着目した検討項目とその設計への具体的な適用方法を述べる。

第 4.1.3 節は、詳細な結果をまとめたものである。この節は大きく(1)大型炉、(2)中型モジュール炉、(3)2 次系簡素化概念および(4) 更なる高温・高効率化の検討に分けられる。

(1) 大型炉では、まず、平成 11 年度の作業の結果摘出された 4 概念の仕様分析を行った。4 概念とは、

ループ型炉

(a)ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）

タンク型炉

(b)タンク型炉（2 次系機器合体・ループ数削減）

(c)タンク型炉（機器合体・集中配置）

(d)タンク型炉（機器・系統コンパクト化）

というループ型 1 炉型、タンク型 3 炉型である。

この分析結果を基に、平成 12 年度は、ループ型炉については、さらに詳細な検討を行い、(a)大型ループ型炉としてまとめた。また、タンク型炉については、上記 3 概念の統合化を図り、一つの(b)大型タンク型炉としてまとめた。この二つの概念を比較検討した結果は、第 5.1.1 節に記した。

次に、(2)中型モジュール炉では、まず、平成 11 年度の作業で代表的なモジュール炉概念である S-PRISM 炉と 4S 炉とについて、コストダウン方策の観点から検討した。その結果得られたコストダウン方策を、平成 12 年度の作業で(a)ループ型と(b)タンク型についてそれぞれ適用し、結果をまとめた。この二つの概念を比較検討した結果は、第 5.1.2 節にまとめた。

(3)2 次系簡素化概念については、(i)平成 11 年度の作業で摘出した候補概念の検討を行い、この多数の概念を 8 案に集約した。集約した結果は、

(1-1)鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG

(1-2)鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG

(2-1)鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG

(2-2)鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG

(2-3)鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG

(3-1)固体銅熱媒体 HIP 型 SG

(3-2)固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG

(4)一次系高圧化 SG

である。平成 12 年度はこの 8 種類の案についてそれぞれ検討、評価した。これらを比較検討した結果は、第 5.1.3 節にまとめた。

最後に、(4) 更なる高温・高効率化の検討では 4.1.3 節 (1) ～(3)でおこなった NSSS

物量削減及び系統簡素化以外のコスト削減の一つの方向性として、火力発電用に開発され、製造・運転実績も豊富にあるタービン設備を流用する方法及び水･蒸気システム以外の発電システムとして水銀-水蒸気コンバインドサイクルの適用の検討結果をまとめた。尚、平成 11 年度 NSSS 物量削減及び系統簡素化以外のコスト削減方策として、①更なる高温高効率化、②建設工程の短縮及び③検出高度化による安全系の局限化の検討をおこなったが、②及び③は 4.1.3 節の（1）及び（2）項の設計で共通コストダウン方策として取り入れられている。

4.1.1 Na 冷却炉の特徴

Na 冷却炉は 30 年間に渡るコールド試験施設による研究開発、及び「常陽」、「もんじゅ」を活用した開発・実証により、技術的な成立性については十分に確認されている。実用化に向けての最大の課題は、軽水炉に比肩できる経済性を達成することであると考えられる。

そこで、実用化戦略調査研究での Na 冷却炉概念の検討では、経済性向上、特に建設コスト 20 万円/kWe 達成に主眼を置き、以下の検討を実施した。

（1）検討の起点とする概念

平成 10 年度に実施した実用化戦略調査研究予備調査[1]では、建設コスト低減を目標とし、そのポテンシャルを有する概念をサーベイする目的で、プラント設備のコンパクト化に主眼を置いて概念検討を実施した。検討の結果、建設コストを低減するポテンシャルを有し、かつ技術的成立性、開発コストが現実的であること等の実現性を有する Na 冷却プラント概念として以下が摘出された。

①(ループ型大型炉)側部又は上部流出入型原子炉+１次系機器合体+２次系機器合体

②(タンク型大型炉)原子炉･１次系機器集合化+２次系機器合体

③(タンク型炉)原子炉･１次系機器一体化（炉容器内 IHX+１次 EMP 合体）+２次系機器合体

④(２次系削除ループ大型炉)上部流出入型原子炉+２重管 SG/主循環ポンプ合体

⑤S-PRISM に代表される経済性を向上させた中型モジュール炉

また、シーズ技術の検討から、以下の検討を実施した。

⑥SG における Na-水反応大幅緩和又は反応の排除による２次系簡素化

⑦各種革新的冷却システムによる経済性向上

これらのプラント概念を出発点として建設コスト 20 万円/kWe を目標として更なるコスト低減に取り組むこととした。

（2）実証炉と軽水炉の建設コスト分布比較

検討では、最初に、Na 冷却 FBR の代表例である実証炉と軽水炉のコスト分布の比較を行った。結果を図 4.1.1-1 に示す。その結果、原子炉構造及び冷却系のコストが軽水炉に比較して大きく、NSSS 全般のコスト低減が必要であることが明らかとなった。

また、将来の軽水炉のコスト低減方策としては、大出力化（150～170 万 kWe）、標準化等が検討されており、FBR 実用炉に反映可能な方策としては、大出力化によるスケールメリットの追求が摘出された。

（3）モジュール型炉の建設コスト分析

Na 大型炉に反映可能なコスト低減方策を摘出する目的で、モジュール型炉のコストを分析した。分析対象としたのは、40 万 kWe 級原子炉 4 基で構成される 160 万 kWe プラントで、概念検討を行った米ＧＥ社の評価値では 20 万円/kW を下回る建設コストと評価されている。比較対象としては 130 万 kWe の大型タンク型炉とした。その結果、大型炉へ反映可能な点として、以下が摘出された。

- 建設単価の差の約半分は間接費･建中利子であり、この差は建設期間（大型炉 60 ヶ月、モジュール炉 42 ヶ月）に起因する。このため大型炉においても建設工期短縮がコスト低減に大きく寄与することとなる。
- RVACS を活用した系統簡素化というコンセプトの範囲内で最大限の大出力化を図っている。また、冷却系機器に関しても大容量化によるスケールメリットを活用している。大型炉においても、冷却系機器の大容量化と、大出力化を追求する必要がある。
- RVACS、SG-ACS 等の活用により系統の単純化を図り物量を削減している。RVACS の大型炉への適用は、炉心出力に対する原子炉容器表面積の割合が小さいため困難であるが、SG-ACS による冷却系統簡素化は検討する価値がある。
- 設備共有を大規模に行うとともに、多数基を建設することによる習熟効果（量産効果）を活用する。大型炉においても可能な範囲で設備共有を活用することがコスト低減に効果がある。

「参考文献」

[1] 早船、他、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）－平成 10 年度予備調査結　果要約の取りまとめ－」、JNC TN9420 99-004、1999 年 6 月

4.1.2 本研究における検討の新たな着眼点

(1) Na 冷却炉のコスト低減方策の検討

前項の検討結果から、Na 大型炉のコスト低減方策を以下のとおり纏める。

（ｉ）NSSS のコスト低減方策

軽水炉とのコスト比較等から Na 冷却炉の建設コスト削減のためには、NSSS 設備のコスト低減が必要である。NSSS は軽水炉等の既存技術や先行炉の知見を活用することができない部分であり、Na 冷却炉として特有の方策によりコストを低減しなければならない。

NSSS について、Na 冷却材の基本的性質の分析、予備調査によって得られた最新の設計知見を併せて検討し、コスト低減方策を検討することとした。表

4.1.2-1 に Na 冷却材の持つ特性とそれを活用できる設計上の特徴、及びコスト低減に向けての方策を示す。これらの分析・検討から得られた、Na 冷却材の長所を活用するコスト低減方策は以下のとおり整理できる。

(a)ループ数削減（図 4.1.2-1 参照）

軽水炉等の高圧系システムでは設計の制限条件となる配管口径（＝開口面積）が、低圧系のシステムである Na 炉では制限条件とならないため、比較的大きな口径の配管及び大容量の系統が構成できる。また、Na は伝熱性能に優れることと、高沸点を利用した高温での運転により、熱交換器はコンパクトにすることが可能である。これらの特性を利用して、冷却ループの大容量化を図り、ループ数を削減することを検討する。

(b)機器合体（図 4.1.2-2 参照）

Na は伝熱性能に優れることと、高沸点を利用した高温での運転により、熱交換器はコンパクトにすることが可能である。これらの特性を利用して、ポンプと熱交換器の機器合体を行い、配管の削除、配置スペースの削減等の経済性メリットを追求する。

(c)発電効率向上

Na の低圧・高沸点の特性を利用して、水･蒸気系の蒸気条件を向上させ、熱効率の向上（発電量の増大）を図ることができる。その際には、火力発電等で蓄積された知見・技術・設計をそのまま流用し、開発コストを削減できる方策を採用する。

(d)受動的崩壊熱除去（図 4.1.2-3 参照）

Na の自然循環能力の大きさと、熱伝達能力の大きさを利用して、受動的な除熱系統で信頼性が高く簡素な崩壊熱除去システムを構成する。

また、Na の短所をカバーし、コスト低減を図る設計方策としては以下の項目が摘出できる。

(e)Na 漏洩対策設備簡素化（図 4.1.2-4 参照）

原型炉等の Na 冷却炉では、Na 漏洩対策設備として、GV+１次系セルライナ＋窒素雰囲気、急速ドレン+２次系キャッチパンライナ＋隔離（窒素ガス注入系）、等数多くの設備を持ち、手厚い対策を講じている。これに対し、コスト削減からのアプローチとしては、Na バウンダリ面積の極小化による漏洩範囲の極小化、またエンクロージャ等による漏洩 Na 及びエアロゾルの影響範囲の極小化によりコストを低減する必要がある。

(f)炉上部/燃料取扱設備簡素化（図 4.1.2-5 参照）

Na 冷却炉では空気と化学的に活性な冷却材を用いることから、軽水炉と同様な炉上部開放による燃料交換が不可能であり、カバーガスを密閉したまま燃料交換を行う必要がある。更に、耐震性、CDA 等に対するシール対策を兼ね備えていなければならない。その結果、回転プラグ等の複雑な炉上部構成となり、コストを増加させている。免震技術の導入、再臨界回避技術による

炉心での機械的エネルギー発生のないこと、等により炉上部構造を軽量・簡素な構造とすることが求められる。

(g)２次系簡素化

ＳＧにおける Na-水反応対策として装備されている２次 Na 系統に関して、Na-水反応を大幅に緩和する方策、Na-水反応を排除できる方策、革新的発電方式等を用いて、原理的に２次系を簡素化する方策が経済性向上に有効である。本内容に関しては、4.1.3(3)項にて別途検討する。

(h)ISI 補修技術の高度化

ISI 機器、Na 中可視化技術等を開発し、補修・保守コストを削減する方策を開発する。

(2)スケールメリットの追求（図 4.1.2-6 参照）

現在の計画では、将来の軽水炉発電所の出力は 150～170 万 kWe と更なる大型化が図られ、スケールメリットを活用する計画である。Na 冷却 FBR は、大型炉心の特性等、大出力化に際して確認すべき事項はあるものの、プラントシステムとして同等の大出力化は可能であると考えられる。よって、グリッド電源として許容される範囲で、可能な限り大出力化をはかり、スケールメリットを追求するべきである。

更に、モジュール型プラントの分析の結果、熱交換器等のプラント内の設備に関しても、システム構成及び製造上の制限範囲内で可能な限り大容量化し、機器単体のスケールメリットを追求することが経済性向上に効果がある。熱交換器等の大容量化については、前項の検討に於いても Na 冷却材の特性として有利な点であることが指摘されている。

(3)共有化・習熟効果等の追求

モジュール型プラントの分析の結果、プラント設備の共有や建設繰り返しによる習熟効果、及び建設工期の短縮は建設コスト低減に効果がある。また、Na 冷却炉の特性を考慮すると、軽水炉システムと異なり燃料取扱経路が水路ではなく気中取扱のため、燃料取扱系のプラント間共有が行いやすい等、軽水炉システムよりプラント間での設備共有可能な範囲が広いと考えられる。ただし、大型炉での共有・習熟効果活用を多数基のセットで想定することは、立地条件及びユーザニーズに合致しないことを考慮する必要がある。

そこで、軽水炉発電所でも採り入れられている概念である、原子炉２基を１つのセットとするツインプラントの概念で設備共有及び習熟効果を活用するべきと考える。

(4)プラント概念検討の方針まとめ

以上の考え方をまとめ、概念検討の方向性を以下に整理する。これらの知見を元に、次節以降にプラント概念の検討を進める。プラント概念検討方針は以下のとおりである。

大型炉は、実証炉の設計研究及び欧州 EFR 設計研究の成果を踏まえて、ス

ケールメリットを生かしたシステム概念として、ループ発展型及びタンク発展型の２つの大型炉概念に、更なるコストダウン方策と高速炉としての特徴を生かした方策を取り込み、設計要求に適合するシステム概念の検討と経済性評価を実施し、将来有望なプラント概念を選定する。なお、経済性評価については、物量ベースの評価のみならず、スケールメリットの妥当性、物量を削減できる新材料の適用性等も適切に評価する。

中型モジュール炉の検討では、米国 GE 社の S-PRSIM 概念の設計検討が最も進んでおり、この設計コンセプトの妥当性検討、設計要求を満足するために必要な課題（再臨界回避概念の適用性、RVACS の有効性、経済性評価など）を検討するとともに、その他のコンセプトの小型モジュール炉概念についても幅広く検討し、基盤電源として適用できる可能性、経済的ペナルティ、開発課題の摘出、解決方策の検討を行い、将来有望なプラント概念を選定する。

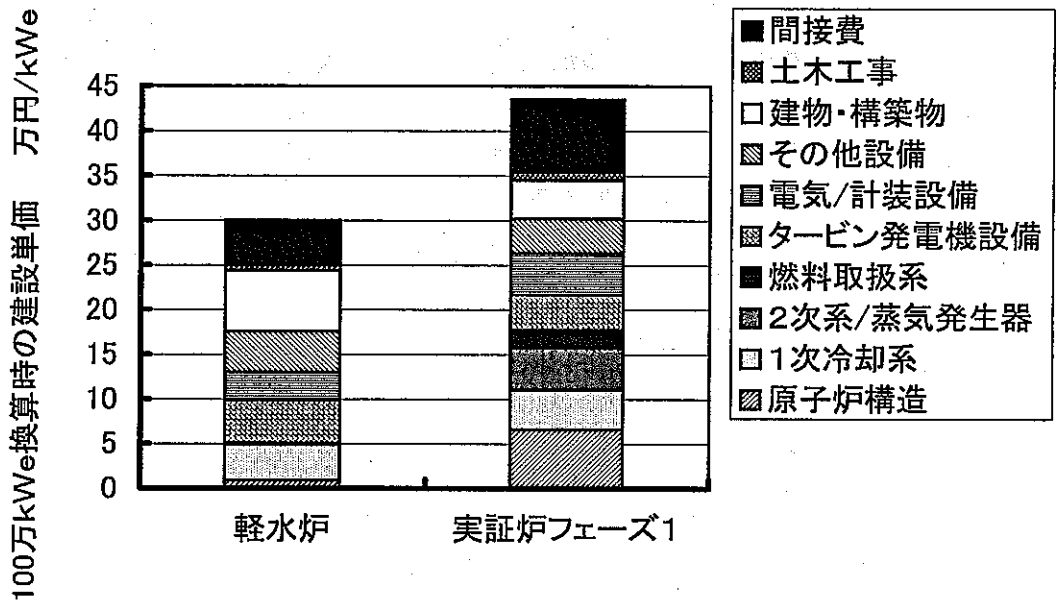


図 4.1.1-1　実証炉と軽水炉のコスト分布比較

（コマンドコストデータを参考にした評価値による）

表4.1.2-1　Naの持つ特性の分析とコストダウンへの方策検討

Naの基本的性質	設計上の特徴	長所/短所	コストダウンに向けての方策（■長所の活用/□短所のカバー）
融点:約100℃	□予熱設備要	×	
沸点:約900℃	■低圧系での運転可能	◎	■機器の大型化・大容量化（スケールメリットの追求）
	■バウンダリ破損時に冷却材は沸騰喪失せずかつ漏洩流は低圧流体	◎	■漏洩冷却材収納・格納設備の簡素化
	■沸騰までの温度余裕大	◎	■冷却材の高温化可能
比熱:常温水の1/3	□冷却材流量大	×	
密度:常温水の約0.8倍 温度による密度変化大	□ポンプ駆動力小	○	
	■自然循環能力大	◎	■受動的な崩壊熱除去概念の採用
熱伝導率:常温水の約100倍	■伝熱能力大	◎	■熱交換器の高性能化・コンパクト化
	□熱衝撃大	×	
粘性係数:常温水の約1/4	□ポンプ駆動力小	○	
電気伝導度:高	■電磁流体	◎	■静的な電磁ポンプ採用可
化学的性質:水や空気と激しく反応	□Na火災対策設備要	××	□漏洩冷却材収納・格納設備の簡素化
	□Na水反応対策設備要	××	□Na水反応の排除可能なシステムの構築
	□カバーガス系必要	×	
その他	□不透明	××	□ISI・補修技術高度化

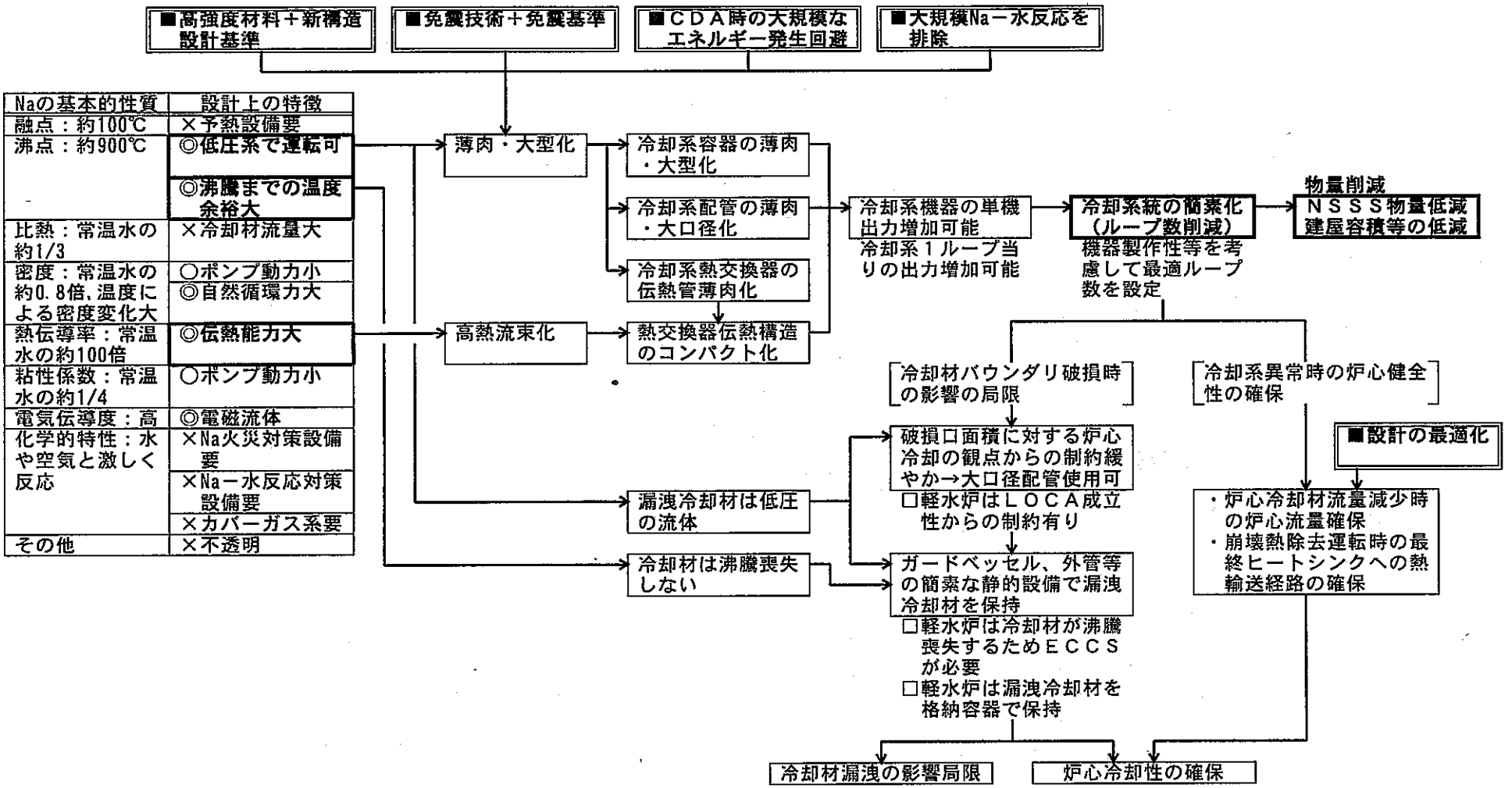


図4.1.2-1　Naの長所を活かした設計方策　ループ数削減

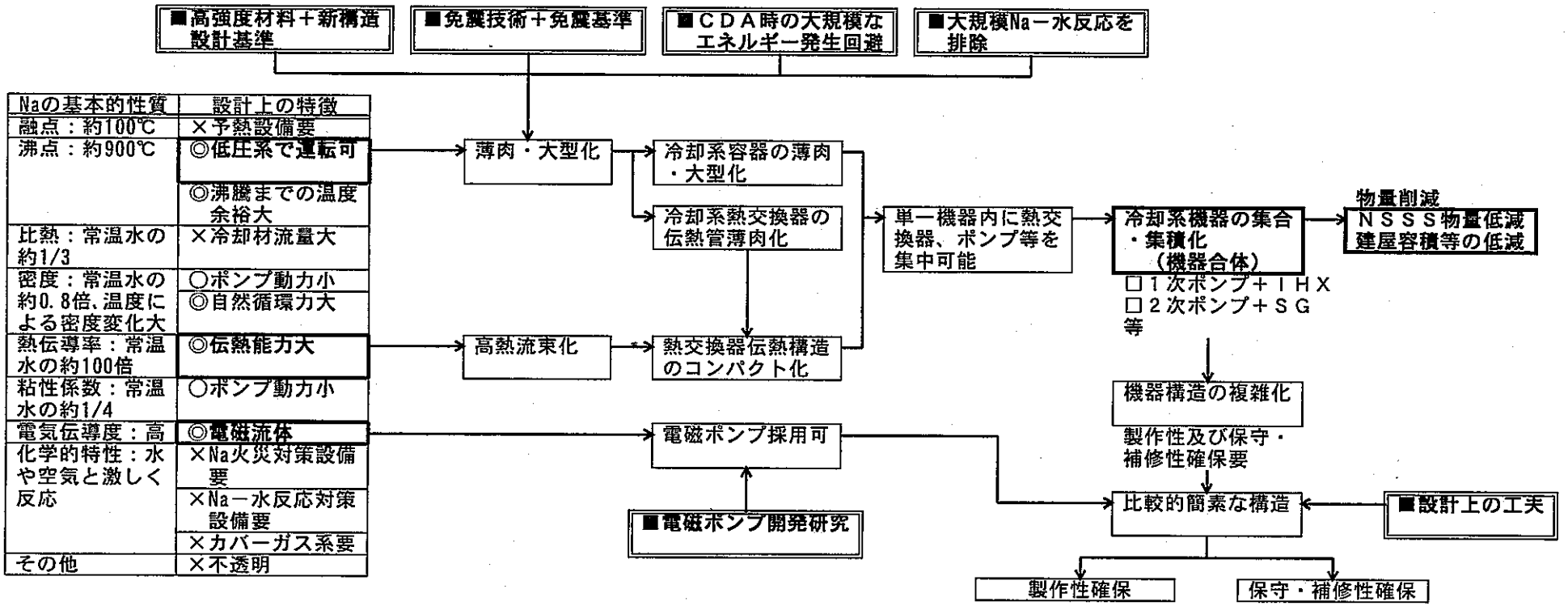


図4.1.2-2　Naの長所を活かした設計方策　機器合体

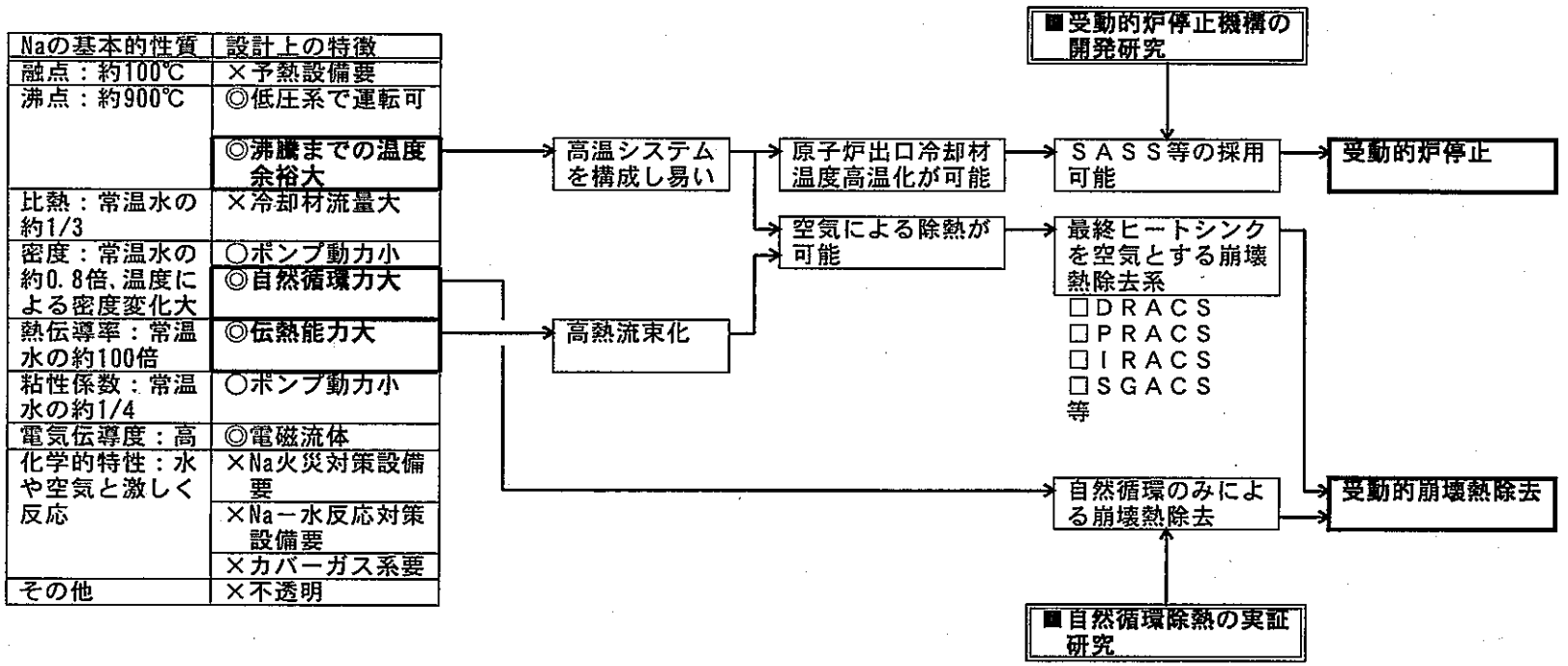


図4.1.2-3　Naの長所を活かした設計方策　受動的安全機能

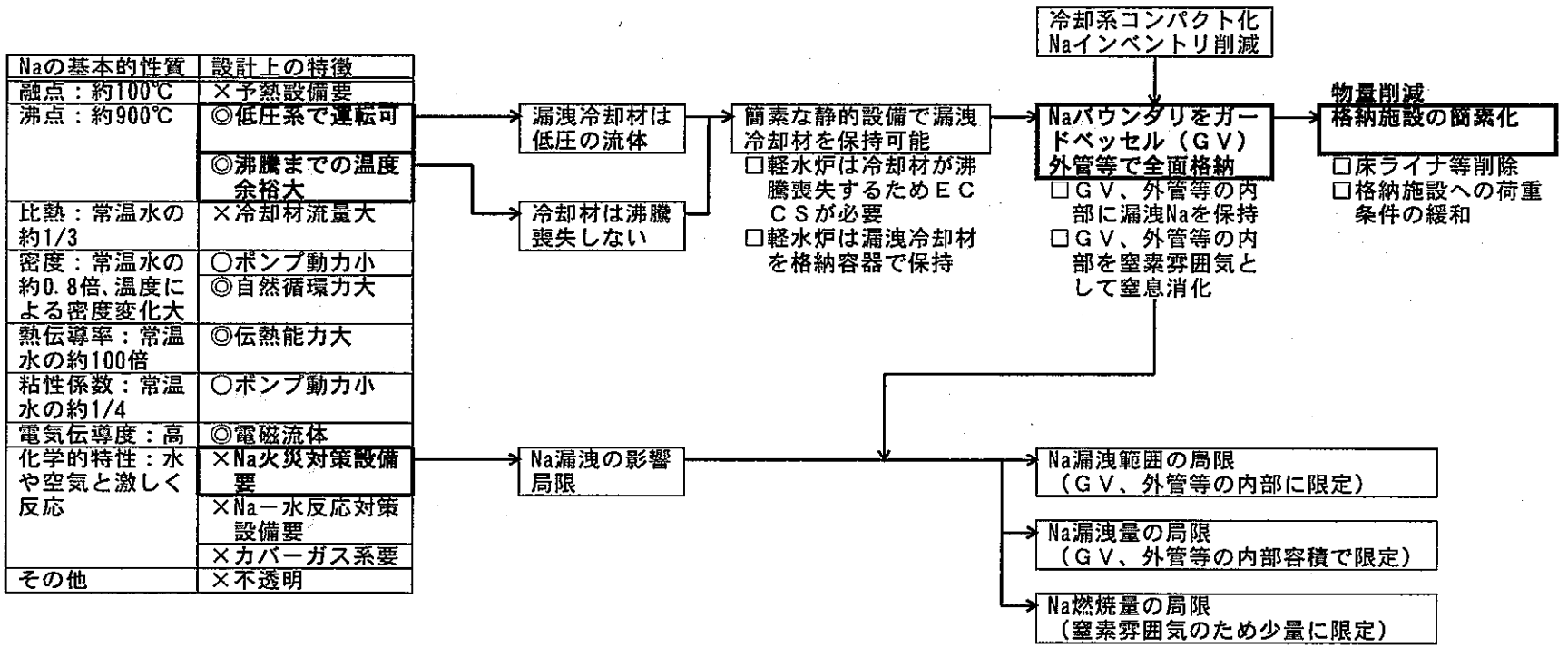


図4.1.2-4　Naの短所をカバーする設計方策　Na漏洩対策設備の簡素化

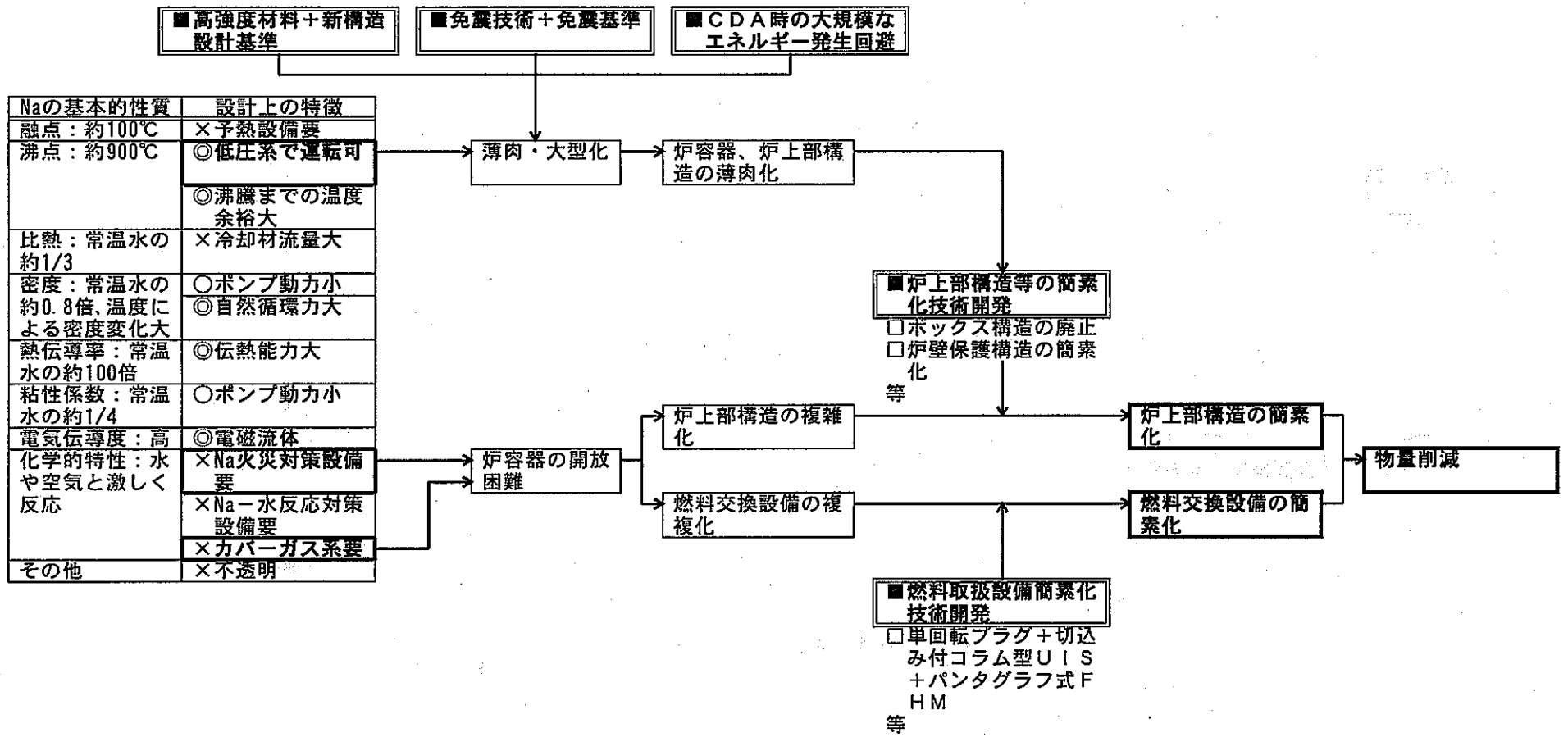


図4.1.2-5　Naの短所をカバーする設計方策　炉上部構造・燃料取扱設備簡素化

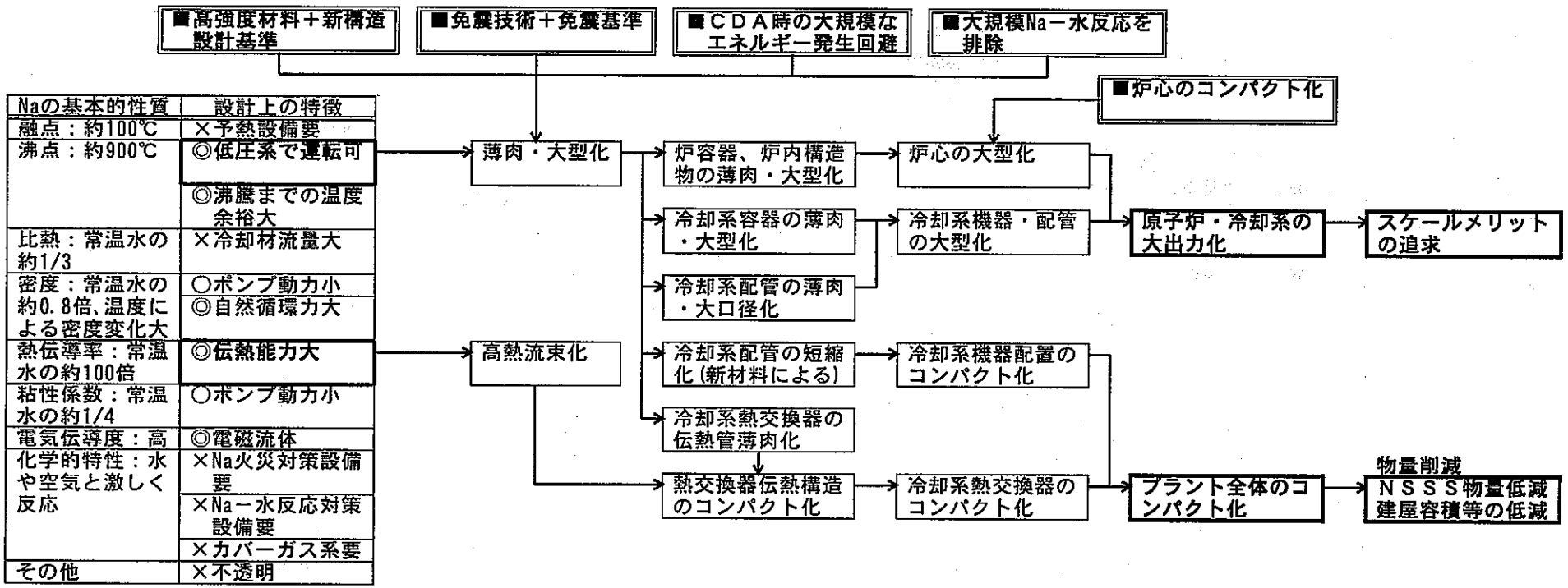


図4.1.2-6　Naの長所を活かした設計方策　プラントの大出力化・コンパクト化

4.1.3 各候補概念の検討状況

（1） 大型炉

（i） 候補概念の摘出

経済性を追求した Na 冷却大型炉の候補概念として、1999 年度には下記の４概念（ループ型炉１概念、タンク型炉３概念）を摘出し、各概念について設計要求への適合性を検討するとともに、経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性について評価した。

ループ型炉

①ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）

タンク型炉

①タンク型炉（２次系機器合体・ループ数削減）

②タンク型炉（機器合体・集中配置）

③タンク型炉（機器・系統コンパクト化）

以下、これら４つのプラント概念の基本概念及び基本仕様をまとめる。また、これらの概念の設計要求に対する適合性、並びに、経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性に関する 1999 年度末での中間評価結果をまとめる。

（a） ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）

① 基本概念

本プラントは、これまでの日本のＦＢＲ技術（もんじゅ、実証炉等）を継承したループ型プラントである。

本プラントでは、Na 冷却炉に固有の特長（①沸騰までの温度余裕が大きく低圧系での運転が可能であること、②熱伝導率が高く伝熱能力に優れていること等）を活用するとともに高強度鋼（12Cr 系鋼）の採用、免震技術の採用等により冷却系機器の大容量化・薄肉化、熱交換器伝熱構造のコンパクト化を進め、それにより冷却系ループ数の削減（２ループ化）や冷却系機器合体（１次ポンプとＩＨＸとの合体）といった系統簡素化方策を可能とし、物量の削減を図っている。その他、炉心の小型化・低圧損化、燃料取扱設備の簡素化、ツインプラント化などの経済性向上方策を採用している。

本プラントで採用している主なコストダウン方策を以下にまとめる。

a. 外側炉心及び内側炉心上下部の Pu 富化度を内側炉心中央部よりも高くする炉心（「回字型炉心」と呼ぶ）の採用及び高性能遮蔽体の採用により炉心を小型化し、炉容器の径をその製造単価が大きく上昇しない範囲（φ９m 台）に抑える。また、炉心支持構造及び炉上部構造を簡素化する。

b. 炉心の低圧損化、全冷却系機器への 12Cr 系鋼の採用、現行基準の持つ余裕代を合理化した構造設計基準の高度化、原子炉建屋への水平免震の採用等により、機器のコンパクト化、配管短縮化を図る。

原子炉構造及び主冷却系のコンパクト化等により、１プラント当たりの建屋容積を約 11.5 万 m^3 に抑えている。

③ 設計要求に対する適合性

設計要求事項に対する本プラントの設計の考え方と達成の見通しを表 4.1.3(1)-3 (1/3) ～(3/3)にまとめた。

④ 評価結果

本プラントの経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性に関する中間評価結果を以下まとめる。

a. 経済性

ア 原子炉及び冷却系の物量

原子炉構造、1 次冷却系及び２次冷却系の物量は下記のとおりであり、合計物量は約 2600t である。

1)原子炉構造　：約 870t（炉心構成要素を除く）

2) 1 次冷却系　：約 690t

3) 2 次冷却系　：約 1040t

なお、主要な機器の寸法は、下記のとおりである。

1) 原子炉容器　：φ9.6m×17mH
（容器径をφ9m 台に抑え、我が国の steel maker の鍛造能力の限界内にする）

2)中間熱交換器：φ5.0m×15.5mH（１次ポンプ合体）

3)蒸気発生器　：φ4.8m×21mH

イ 建屋容積

ツインプラントの原子炉配置として建屋体積の縮小が図れるミラー配置を採用し検討した結果、原子炉建屋の容積は約 11.5 万 m^3/プラントである。なお、格納施設の容積は約 1.33 万 m^3/プラントである。

ウ 建設工期

本プラントの建設工期は、実証炉の 50 ヶ月に対して４ヶ月程度短縮し、46 ヶ月程度とすることが可能な見通しである。建設工期短縮の内訳は下記のとおりである。

1) 機器数減少による総合機能試験期間の短縮

ループ数削減に伴って機器数が減少するので、総合機能試験における冷却系総合試験を 0.5 ヶ月程度短縮することができる。なお、機器の大型化によりハンドリング性が低下するので、機器数減少による据付期間の短縮は殆ど期待できない。

2) Na インベントリ減少による Na の充填・純化期間の短縮

本プラントの Na インベントリは約 2000t と少なく（実証炉は約 2500t)、Na の充填・純化期間を 0.5 ヶ月程度短縮することができる。

3) 建屋容積低減による建設工期の短縮

本プラントの原子炉建屋容積は約 11.5 万 m^3/プラント（実証炉は約 19 万 m^3）であり、工事期間を３ヶ月程度短縮することができる。

エ 所内負荷率

本プラントの所内負荷率は、実証炉の約 5.9%に対して約 4.6%に抑えることが可能な見通しである。所内負荷率を低減できる主な要因は以下のとおりである。

1)炉心低圧損化に伴う１次ポンプ動力の低減（約 70%）

2)電磁ポンプを使用せず、機械式ポンプを採用したことによる２次ポンプ効率の向上（約 50%）

3)ＥＶＳＴ削除による負荷低減（０%）

4)建屋容積低減による換気空調系負荷の低減（約 60%）

なお、カッコ内に記した数値は、それぞれの項目の所内負荷が単純に実証炉の電気出力倍（1500MWe/672.4MWe≒2.2 倍）になるとした場合を 100%とし、それに対して、本プラントの所内負荷がどの程度に抑えられているかを示している。

オ プラント稼働率

実証炉の定検期間は 45 日であるが、１次ポンプの分解点検、燃料交換等がクリティカルパスとなっている。それを踏まえて本プラントの定検期間を検討したが、以下のように定検期間の短縮は困難で、実証炉と同じ約 45 日となる見通しである。

1) １次ポンプの分解点検

ループ数削減によりポンプ台数が減少しているのでその分解点検期間を短縮できるが、その場合でも原子炉容器及び炉内構造物のＩＳＩがクリティカルとなり、定検期間の短縮には繋がらない。

2) 燃料交換

実証炉に比べ、１定検当たりの燃料交換本数はやや少なくなる（４バッチの交換を想定しているため）が、燃料交換期間の短縮に繋がるほどの有意な差ではない。

一方、本プラントの運転サイクルは 16 ヶ月と設定されている（４バッチ方式で、取出平均燃焼度約 15 万 MWd/t、増殖比約 1.09 を達成する条件)。したがって、プラント稼働率は、16×30/(16×30+45)～0.91 より、約 91%となる見通しである。

カ 建設コスト

以上の結果より、プラント建設費を 20 万円/kWe 以内に収めるポテンシャルを有していると考えられる。

キ 高圧損炉心を搭載した場合の影響

本プラントに、炉心バンドル部圧損の高い炉心（高圧損炉心）を搭載した場合、炉心バンドル部圧損は 2.1kg/cm^2 から 3.5kg/cm^2 になるが、こ

の時、炉心槽径は 6.5m から 6.8m に増加する。これによる物量等への影響は以下のとおりである。

1) 所内負荷率

１次ポンプの揚程が約 20%増加することにより、約 4.6%から約 5.0%に増加する見通しである。

2) 原子炉及び冷却系の物量

原子炉容器径の増加、１次ポンプの揚程の増加に伴う１次ポンプ重量の増加、ＩＨＸ・１次ポンプ合体機器径の増加により、原子炉構造及び１次冷却系の物量がそれぞれ下記のように増加する。これにより、原子炉及び冷却系の合計物量は約 2600t から約 2700t に増加する。

a)原子炉構造　：約 870t → 約 920t

b)１次冷却系　：約 690t → 約 740t

b. 構造健全性（含む耐震性）

本プラントの構造設計の特徴は以下のとおりである。

ア 建屋水平免震の採用

３次元免震は長期の開発期間を要すると予想され、コスト増の要因にもなることから、本プラントでは原子炉建屋に水平（２次元）免震を採用している。この場合、上下耐震が問題となるが、実証炉設計の地震条件（地盤条件、地震波）に基づく評価により、炉心の浮き上がりは有るものの、構造的には耐震性を有するとの見通しを得ている。今後とも、炉心健全性への影響（制御棒の挿入性と投入反応度の制限）に着目して、水平免震の十分性を確認して行く必要がある。

イ 新材料、新基準の採用

ＩＨＸ、ＳＧ等の熱交換器、１次・２次主配管の材料として高強度、高熱伝導率、低熱膨張率の 12Cr 系鋼を採用している。これにより、機器の薄肉・コンパクト化、配管の短縮化を図り、主要機器の物量を削減する。なお、現時点では 12Cr 系鋼の許容応力を暫定して構造設計を行っている。

今後に向けて、構造設計基準の高度化検討を進め、従来基準（原型炉高温構造設計方針（ＢＤＳ）及び実証炉用高温構造設計方針案（ＤＤＳ））の有する裕度を合理化し、下記のような、新たな基準（実用ＦＢＲ構造設計基準（ＦＤＳ））を整備して行く必要がある。

1)12Cr 系鋼の適用（材料強度基準の整備）

2)非弾性解析の全面的な採用による裕度の正確な把握

3)１次応力の許容値の拡大（Sm の定義をＡＳＭＥの動きを先取りして見直す（Sm=1/3Sy,2/3Su 安全裕度３を２程度の値に見直す））

4)ひずみ制限のクライテリアの拡大（現状、膜ひずみ 1%、膜＋曲げひずみ 2%）

5)疲労評価の合理化（設計疲労曲線の裕度を合理化）

本プラントでは、２ループ化等に伴い機器が大型化するが、12Cr 系鋼の採用等により、以下のように成立の見通しがある。

ア １次主配管（トップエントリー配管）

ラチェット変形の防止、クリープ疲労損傷の制限及びＬＢＢの成立性確保を考慮して設定した制限値を満足するように配管の引廻しを設定している。

イ ２次主配管

１次主配管より引廻し長が長く、発生応力が低いので、１次主配管に比べ成立性は容易となる。

ウ 蒸気発生器

本プラントの蒸気発生器の熱交換量は実証炉の 3.3 倍程度に達しているため、球形管板も大型化して、管板径は実証炉の約 1.4 倍（1300mm 程度）となる。しかしながら、管板材料として、実証炉で採用している改良 9Cr 鋼よりも高強度で、かつ熱膨張率の低い 12Cr 系鋼を採用していることから、構造健全性確保の見通しがある。

エ ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器

１次ポンプとＩＨＸの合体に伴い、合体した機械式ポンプの振動によるＩＨＸ伝熱管のフレッティング摩耗が懸念される。そのため、ＰＷＲにおけるフレッティング摩耗評価を参考に、合体機器のポンプ振動による伝熱管摩耗量を以下のような手順で評価する評価手法が開発されている。

1)合体機器の全体振動解析モデルを作成し、ポンプ励振力（ポンプ軸重心の偏心によるアンバランス力）と管外 Na の流体励振力による伝熱管管板部の応答を解析する。

2)伝熱管の支持条件と接触形態を考慮して押し付け力を評価し、ワークレート（単位時間当たりの衝突荷重と摺動距離の積分値）を算出する。

3)比摩耗量のデータとワークレートから伝熱管の摩耗体積、摩耗深さを求める。

本手法に基づいて概略評価したＩＨＸ伝熱管の摩耗深さは約 0.18mm であり、伝熱管の許容摩耗代が 0.23mm であることから成立の見通しがある。

なお、ポンプケーシングの高剛性化などによる励振力の抑制、ＳＧ伝熱管破損時の発生圧力低減による許容摩耗代の引き上げが可能であれば、裕度の向上が期待できる。

c. 安全性

ア 原子炉停止系

独立２系統の原子炉停止系（主系及び後備系）を設置するとともにＳＡＳＳを設置することとしており、炉停止に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

なお、冷却系ループ数を削減して２ループ構成としているので、「１次ポンプ軸固着」時の燃料の健全性がクリティカルとなるが、プラント動特性解析コードを用いた安全解析の結果によると、図 4.1.3(1)-5 に示すように、被覆管最高温度は約 870℃（バンドル圧損の高い（3.5kg/cm^2）高圧損炉心を搭載した場合でも約 880℃）に留めることが可能で、燃料の健全性は確保される見通しである。

イ 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系の構成及び除熱容量を下記のとおりとしており、崩壊熱除去に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

1) ＩＲＡＣＳ：２系統［22MW×２(ＦＣ)、11MW×２(ＮＣ)］
2) ＤＲＡＣＳ：１系統［30MW×１(ＦＣ)、11MW×１(ＮＣ)］

FC:強制循環
NC:自然循環

なお、冷却系ループ数を削減して２ループ構成としているので、１ループの事故時あるいは１ループのメンテナンス時においても崩壊熱除去系の高い信頼性が確保され、炉心損傷発生頻度に関する設計要求（≦10^{-6}/ry）を満足できることを確認して行く必要がある。

ウ 格納系

鋼製ライナコンクリート格納施設であり、事故時の放射性物質閉じこめ性は実証炉並みである。

エ 再臨界回避方策

炉心損傷時の急激なエネルギー放出の原因を回避（再臨界回避）し、損傷炉心物質の炉容器内での安定冷却を達成するため、以下の方策を検討している（図 4.1.3(1)-6 参照）。

1) 起因過程

ボイド反応度を５～６＄程度に制限することにより、起因過程での即発臨界による急激なエネルギー放出を回避する。なお、現状の炉心設計におけるボイド反応度は 5.7＄（高燃焼度軽水炉取出の Pu 組成）であるが、Ｃ／Ｅ補正の不確かさ、ＭＡ混入時のボイド反応度の増大等を考慮して、今後、ボイド反応度を更に低減する方向で、炉心仕様の最適化を図る必要がある。

2) 遷移過程

燃料集合体の上下軸方向ブランケットペレットを一部（集合体中心部の 37 ピン程度）削除する。燃料溶融時には、この領域の被覆管が短時間（10msec のオーダー）で溶融して約 50mmϕ の燃料流出経路

が形成される。この経路から溶融燃料を炉心の上部及び下部に流出させることにより、遷移過程での溶融燃料の集中による急激なエネルギー放出を回避する。なお、燃料の分散を促進するため、中空ペレット（軸方向ブランケットペレットも中空）の併用も考える。

溶融燃料の下部への流出に関しては、燃料が分散的な場合（高出力で事象が推移する場合）と燃料が非分散的な場合（低出力で事象が推移する場合）で、その挙動が異なると考えられる。燃料が分散的な場合、下部軸方向ブランケットの欠損部から下部に流出した燃料は集合体ごとにガスプレナム部の被覆材との熱交換で一旦固化し、その後、再溶融して炉心下部の冷却材中に流出すると考えられる。一方、燃料が非分散的な場合、炉心下部においてスチールが強固な閉塞を形成するため、下部軸方向ブランケットの欠損部からの燃料流出は生じない可能性が高い。この場合、燃料はラッパ管を溶融貫通し、制御棒案内管経由で溶融燃料が炉心下部の冷却材中に流出すると考えられる。

なお、燃料が分散的な場合、下部に流出する燃料はガスプレナム部で一旦固化した後、時間を置いて再溶融して流出し、エントランスノズル部から横向きに流出するため、溶融燃料ジェットによる炉心下部構造のアタックは回避できると考えられる。また、燃料が非分散的な場合も、制御棒案内管の構造の工夫等により、溶融燃料ジェットによる炉心下部構造のアタックは回避できると考えられる。

3) 事故後崩壊熱除去

以上のように、溶融燃料は炉心の上部及び下部に流出するが、事象推移の分析及び簡易モデルによる評価から、燃料の 35%程度が上部に流出し、30%（燃料が非分散的な場合）～35%（燃料が分散的な場合）程度が下部に流出すると見積もられる。

下部に流出する燃料が 30%～35%程度であれば、それをクエンチ（冷却材中で固化）させるに必要な Na は 72t～84t であり、炉心下部に存在する Na（約 190t）で燃料を十分にクエンチすることが可能である。また、その場合、デブリ（損傷炉心物質）ベッドを安定冷却保持するために必要な面積は簡易モデルによる解析から 30～35m^2 と見積もられるが、原子炉の下部構造を図 4.1.3(1)-6 のように工夫（2段化）することで、安定冷却保持のための十分な面積（約 87m^2）を確保することが可能である。

なお、極めて保守的な想定ではあるが、100%の燃料が下部に流出すると仮定した場合、現状の炉心下部の Na 量及び面積ではやや不足で、デブリベッドの安定冷却保持に困難を来すと評価される。この場合でも、原子炉下部構造上のデブリベッド生成の非同時性、崩壊熱レベルの減衰を適切に考慮することにより成立の可能性があると考えら

れる。

オ その他

１次系、２次系とも、Na バウンダリをガードベッセル、外管等で格納し、内部を窒素雰囲気としており、Na 漏えい対策は実証炉並みである。

d. 製作建設性

本プラントでは、２ループ化等に伴って機器が大型化するため、機器の製作性に難が出てくる可能性があるが、検討の結果、以下に示すように大きな課題はない見通しである。

ア 炉容器

炉容器径をφ9m 台に抑えており、リング鍛造で製作できる範囲内にある。また、炉容器の肉厚を 30mm としているが、削り出し能力の範囲内にある。したがって、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

イ 中間熱交換器

２ループ化及び１次ポンプとの合体に伴って大型化するが、管板は鍛造材からの製作が可能な寸法範囲内、ベローズは成形加工又は削り出し加工が可能な寸法範囲内である。12Cr 系鋼による薄肉のＩＨＸ伝熱管の製作性について検討を行う必要があるが、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

ウ 蒸気発生器

２ループ化に伴って大型化するが、伝熱管長はもんじゅと同等の 100m 程度、管板はφ1.3m の鍛造材であり、もんじゅのＳＧの製作実績等から見て問題はない見通しである。また、本ＳＧのサイズ・重量（φ4.8m×21mH、405t）はＡＰＷＲのＳＧと同程度に収まっており、工場スペースの点から見ても、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

エ 機械式ポンプ

２ループ化に伴って大容量化するが、循環水ポンプの製作実績等から見て基本的な課題はない見通しである。ただし、Na ポンプとしては実績のない容量であり、段階的なＲ＆Ｄが必要である。

オ １次系配管

最大 50B であり、継目無鋼管はメーカの製作能力外なので、現状では使用できない。しかしながら、溶接鋼管であればφ2m を超えるものまで製作可能である。

なお、検査性、据付性及び現地試験性については、特に困難な課題はないと考えられるが、今後詳細検討が必要である。

e. 運転・保守補修性

運転性に関しては、先行炉（もんじゅ、実証炉等）と異なる特殊な運転

モードがないので、通常運転時の運転制御性に関する大きな課題はない見通しである。また、異常時（Na 漏えい時、ＳＧ伝熱管破損時等）のプラント運用についても、先行炉と同様の運用で対応可能な見通しである。

保守補修性に関しては、下記のような設計上の配慮により先行炉（実証炉）並みのＩＳＩ、保守補修が可能となる見通しであるが、細部については今後の検討が必要である。なお、２ループ化に伴う機器数の減少により、保守時間の短縮が図れる。

ア 原子炉構造

炉容器の配管はトップエントリー方式であり、炉心待避を行うことなく引き抜き補修が可能である。また、配管の引き抜き後、引き抜き孔からの下部プレナムへのアクセスが可能である。

イ １次ポンプ

上部への引き抜きが可能である。

ウ ＩＨＸ伝熱管

１次ポンプ引き抜き後、引き抜き孔からの下部管板へのアクセスが容易であり、補修性が向上している。

エ ＳＧ伝熱管

インプレースで検査、プラグ補修が可能である。

f. 炉型特有の開発課題

ア 新技術、新概念についての課題

基本的には従来型の Na 冷却ループ型炉を発展させた概念であり、全く新しい技術の開発は必要としない。

イ 概念の成立性を左右する重要な課題

本プラント概念を成立させるための主要な開発課題は以下のとおりである。

1) 高燃焼度燃料用被覆管材の開発

15 万 MWd/t の高燃焼度を可能とする燃料被覆管材料の開発。

2) 高性能遮蔽体の開発

水素化ジルコニウムを用いた高性能遮蔽体の開発。

3) 新構造設計基準開発に向けてのＲ＆Ｄ

実用炉用構造設計用の新基準の開発。

4) 成分調整等による 12Cr 系鋼の開発

熱処理条件、添加元素等の検討を行い、実用炉の使用温度条件に適合した 12Cr 系鋼を開発。また、ＬＢＢの適用性について評価。

5) 耐震性の確認

炉心健全性への影響の観点から２次元（水平）免震の十分性を検討し、必要と判断された場合は、上下免震装置を開発。

6) ポンプ励振力による合体機器（ＩＨＸ）伝熱管の健全性の確認

12Cr 系鋼の摩耗データ取得、及び合体機器の励振力抑制方策の検討。

7) 再臨界回避方策の有効性確認

再臨界回避方策（軸方向ブランケット一部削除等）の有効性、及び炉容器内での燃料デブリ冷却可能性の確認。なお、再臨界回避方策の有効性を実証するためには、炉内試験も含む研究開発が必要であり、本方策の有効性についてある程度の見通しを得た上で、実証に向けての研究開発計画を立案する必要がある。

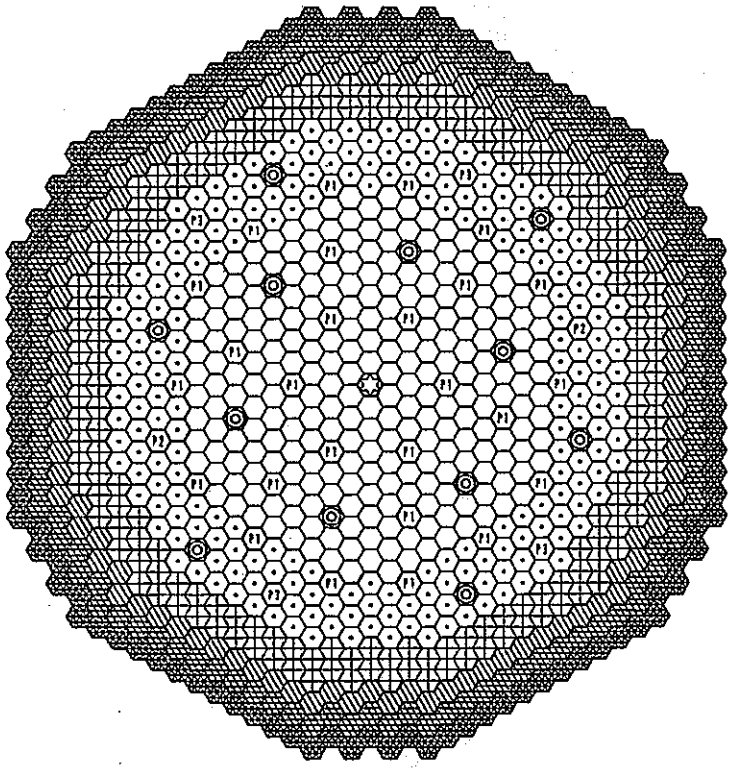
8) ＥＶＳＴ削除のための要素技術開発

燃料取扱時及び燃料洗浄時の燃料健全性評価試験等。

表 4.1.3(1)-1　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉
2	電気出力（発電端）	１５００MWe
3	熱出力	３５７０MWt
4	ループ数	２ループ
5	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃
6	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃
7	１次系流量	３．２７×１０^{4}t/h/ループ
8	２次系流量	２．７３×１０^{4}t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．９MPa
10	給水温度／流量	２４０℃／２．９０×１０^{3}t/h
11	タービン発電機	発電効率４２％以上
12	プラント稼動率	９１％以上（プラント運転サイクル１６ヶ月の場合）
13	炉心・燃料	非均質炉心（回字型炉心）、混合酸化物燃料
14	遮蔽体外接円径	炉心槽内径：約６５００mm
15	燃焼度	約１５万MWd/t（取出平均）
16	増殖比	約１．０９（燃焼度約１１万MWd/tの場合、約１．１５）
17	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒４４本）
18	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置、②再臨界回避方策：ボイド反応度を５～６＄に制限＋軸方向ブランケット一部削除
19	炉心支持方式	下部支持方式
20	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
21	炉心上部機構	切込み付コラム型ＵＩＳ
22	１次系配管方式	トップエントリ方式
23	中間熱交換器	縦置無液面ジグザグ流式直管型（１次主循環ポンプ合体）
24	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
26	２次主循環ポンプ	機械式ポンプ
27	崩壊熱除去方式	ＩＲＡＣＳ２系統＋ＤＲＡＣＳ１系統
28	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設
30	プラント運転サイクル	約１６ヶ月、４バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（ＩＶＳ及びＥＶＳＴでの減衰なし）
32	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ ＋パンタグラフ式燃料交換機
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置＋燃料出入機（台車式）
34	免震	２次元（水平）免震
35	プラント寿命	４０年
36	原子炉建屋	原子炉建屋容積約１１．５万m^3/プラント（ツインプラント）

表4.1.3(1)-2　ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉心主要目



内側炉心
外側炉心
ブランケット
SUS
ZrH
B4C
中心反射体
後備停止系
主炉停止系1
主炉停止系2
主炉停止系3

(*)Na ボイド反応度は C/E 補正の不確かさを考慮すると幾分増加する可能性がある。今後、Na ボイド反応度の低減に向けて、炉心仕様の最適化を行う必要がある。

項　目	仕様
原子炉熱出力（MW）	3,570
運転サイクル長さ（EFPM）	約 16<12>
燃料交換バッチ（core/RB）	4/4
炉心高さ（cm）	100
炉心等価直径（cm）	434
軸ブランケット厚（上/下）（cm）	35/35<40/40>
炉心材料	FMS(ODS)
燃料ピン外径（mm）	8.5
被覆管肉厚（mm）	0.6
ワイヤ径（mm）	1.74
集合体当たり燃料ピン本数（本）	271
集合体配列ピッチ（mm）	184.3
Pu 富化度（内側/外側）（wt%）	
内側炉心中央部	19.2<17.9>
内側炉心上下部／外側炉心	23.0<21.7>
燃焼反応度損失（%Δk/kk'）	4.1<2.9>
最大線出力（W/cm）	480
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}s）	2.6<2.7>
ピーク高速フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2）	4.5<3.4>
炉心取出平均燃焼度（GWd/t）	146<110>
増殖比	1.09<1.15>
ドップラ係数(Tdk/dT)	-5.3×10^{-3}
Ｎａボイド反応度($)	5.7
密度係数(Δk/k/(δρ/ρ))	
燃料	0.3
冷却材	-0.022
構造材	-0.075
形状係数	
径方向(Δk/k/(Δr/r))	.049
軸方向(Δk/k/(Δz/z))	0.15
実効遅発中性子割合	0.0035
即発中性子寿命($\times 10^{-6}$s)	0.44
被覆管最高温度（℃）	700

<　　>内は増殖性増大炉心

表4.1.3(1)-3(1/3)　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の
設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
前提条件	－炉心燃料及び冷却材の検討対象	・ＭＯＸ燃料＋Ｎａ冷却
	－原子炉出力レベルの選定	・１５０万kWe
	－機器・構造設計	・１２Ｃｒ系鋼の許容応力を暫定して設計。
	●設計成立の見通し	・１次系配管、ＳＧ管板、ＩＨＸ＋１次ポンプ合体機器等について構造健全性評価を実施し、成立の見通しがあることを確認した。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	・新基準成立のための開発課題と解決方策をＲ＆Ｄ計画として立案する。
	－耐震・免震設計	・建屋水平免震を採用。ただし、地震入力が厳しく炉心部の健全性が確保できない場合は、機器上下免震または建屋３次元免震を採用する。
	●耐震重要度分類	・耐震性の検討対象とする１次系及び２次系の主要機器の耐震重要度を設定する。
	－設計成立の見通し	・炉心の浮き上がりは有るものの、構造的には耐震性を有するとの見通し。
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	・実証炉の設計研究で設定した国内立地点の平均及び最大地震動を入力条件としている。
	◎国内立地点の最大地震動条件	
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：４炉心分	・４炉心分を考慮して設備設計・配置設計を行う。
	－プラント寿命	
	●４０年（リファレンス）	・設計寿命は４０年とする。
	●６０年程度の寿命延長追求	・寿命延長要求については、４０年経過した段階で実荷重に基づく再評価を行い対応する。
経済性	●発電単価：将来軽水炉並」（耐用年数で減価償却）	・建設費目標、燃焼度、連続運転期間等の指標を満足させることにより目標達成を目指す。 ・なお、所内負荷率は、１次ポンプの揚程低減、ＥＶＳＴの削除、建屋体積削減によるＨＶＡＣの低減等によって、約４．６％程度に抑えられる見通し。
	●建設費：２０万円/kWe以下	・大出力化、ループ数削減、機器合体、ツインプラント化等により目標達成の見通し。
	●燃焼度：１５万MWd/t 程度	・高中性子照射量及び高温に耐える被覆管材の開発を前提とすれば達成可能な見通し。
	●連続運転期間：１２～２４ヶ月	・連続運転期間１６ヶ月×４バッチで上記の燃焼度を達成。なお、制御棒機能分担の見直しにより１８ヶ月運転が可能となる見通し。
	●適正な炉心出口温度	・高発電効率（４２％）を維持でき、燃料や冷却系機器の成立性を見通せる５５０℃を選定。
	●稼働率：９０％程度	・定検工程４５日、連続運転期間１６ヶ月であり、稼働率は９１％以上を達成できる見通し。 ・連続運転期間１８ヶ月の場合は、稼働率９２％以上を達成できる見通し。
	●建設工期：５０ヶ月以内	・機器数減少による総合機能試験期間の短縮、Ｎａインベントリ減少による充填・純化期間の短縮、建屋容積低減による工期短縮により、建設工期４６ヶ月程度を達成できる見通し。
資源の有効利用	－増殖比 ●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性 ●増殖比１．２程度（高増殖）	・燃焼度約１５万MWd/t の場合、増殖比は１．０９。 ・燃焼度約１１万MWd/t とすれば増殖比は１．１５に増大。
	●低除染燃料装荷時の影響検討	・ＭＡ５％、ＦＰ２％を混入した燃料を炉心に装荷すると、増殖比は０．０６程度低下する。

表4.1.3(1)-3(2/3)　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の
設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
資源の有効利用（続き）	－ＴＲＵ燃焼 ●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示 ●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	・制御棒価値低下、ドップラ反応度低下、ボイド反応度増加、許容線出力低下等の炉心特性へのインパクトがある。 ・また、線源、発熱量の増大に伴って燃料取扱設備の対応が必要となる。
環境負荷低減	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	・ＦＢＲプラントの特長を活かした廃棄物量低減策を検討し、軽水炉並みのドラム缶１００本／年を狙う。検討は次年度以降実施。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	・炉容器室内に、高β、γ線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。なお、ループ型炉は、照射機器が少なく有利である。
	●ＦＰの核変換による放射能低減に関する検討	・ブランケット領域に装荷し、消滅することにより、放射性廃棄物による環境負荷を低減するポテンシャルがある。
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	・炉心燃料にＭＡを５％混入することで、年間約１０％の消滅が可能。
	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	・（前出）
核拡散抵抗性	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	・最新の軽水炉の動向を調査して対応を検討する。
	●低除染燃料等の適用可能性	・（前出）
	●ブランケットでの純粋Ｐｕ生成に対する対策	・径方向ブランケットは再処理せず、乾式熱処理により脱被覆し、炉心に再装荷することにより純粋Ｐｕを抽出しないサイクルシステムが一つの方式として可能となる。
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	・基本的には既往の基準を前提とした合理化を図っている。
	－実用化時代に要請される安全要求への適合 ●受動的炉停止能力	・ＳＡＳＳの設置で対応する。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	・自然循環時のＩＲＡＣＳ及びＤＲＡＣＳの除熱能力を評価し、自然循環による崩壊熱除去が可能であることを示す。
	●再臨界回避能力	・起因過程はボイド反応度の抑制、遷移過程は軸方向ブランケット一部削除等の対策で再臨界回避を達成する方針。簡易モデルによる評価等により有効性を検討。 ・ＰＡＨＲ時の燃料デブリの炉容器内での安定冷却を可能とする方策として、原子炉下部構造の２段化を検討。簡易モデルによる評価等により有効性を検討。
	●炉心損傷発生頻度１０$^{-6}$/ry未満となる見通し	・炉停止系：独立２系統（主系、後備系）＋ＳＡＳＳ ・崩壊熱除去系：ＩＲＡＣＳ２系統＋ＤＲＡＣＳ１系統（自然循環所熱が可能） ・以上により、炉停止及び崩壊熱除去に関して十分に高い信頼性を確保し、目標を達成する。詳細は次年度以降検討する。
運転・保守・補修性	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	・炉容器配管は炉心待避を行うことなく引き抜き補修が可能。また、１次ポンプの引抜き補修、ＩＨＸ及びＳＧのインプレースでの伝熱管補修が可能。 ・実証炉並みのＩＳＩ、保守補修が可能となる見通しであるが詳細は次年度以降検討する。

表4.1.3(1)-3(3/3)　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の
設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
運転・保守・補修性（続き）	●補修区分の検討	・軽水炉と同様の主要機器補修区分を検討する。
	●アクセスルート・スペースの確保	・軽水炉並みのメンテナンススペース確保を目指し、合理的な配置計画を行う。
	●生体遮蔽の設計	・軽水炉並みの被曝量に抑えることを目指した生体遮蔽の設計を行う。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	・軽水炉で行われている線源強度の低減、保守作業の自動化やロボット化の開発実績を導入し、最新軽水炉並みの定検時被曝線量（０．５人Sv）の達成を目指す。

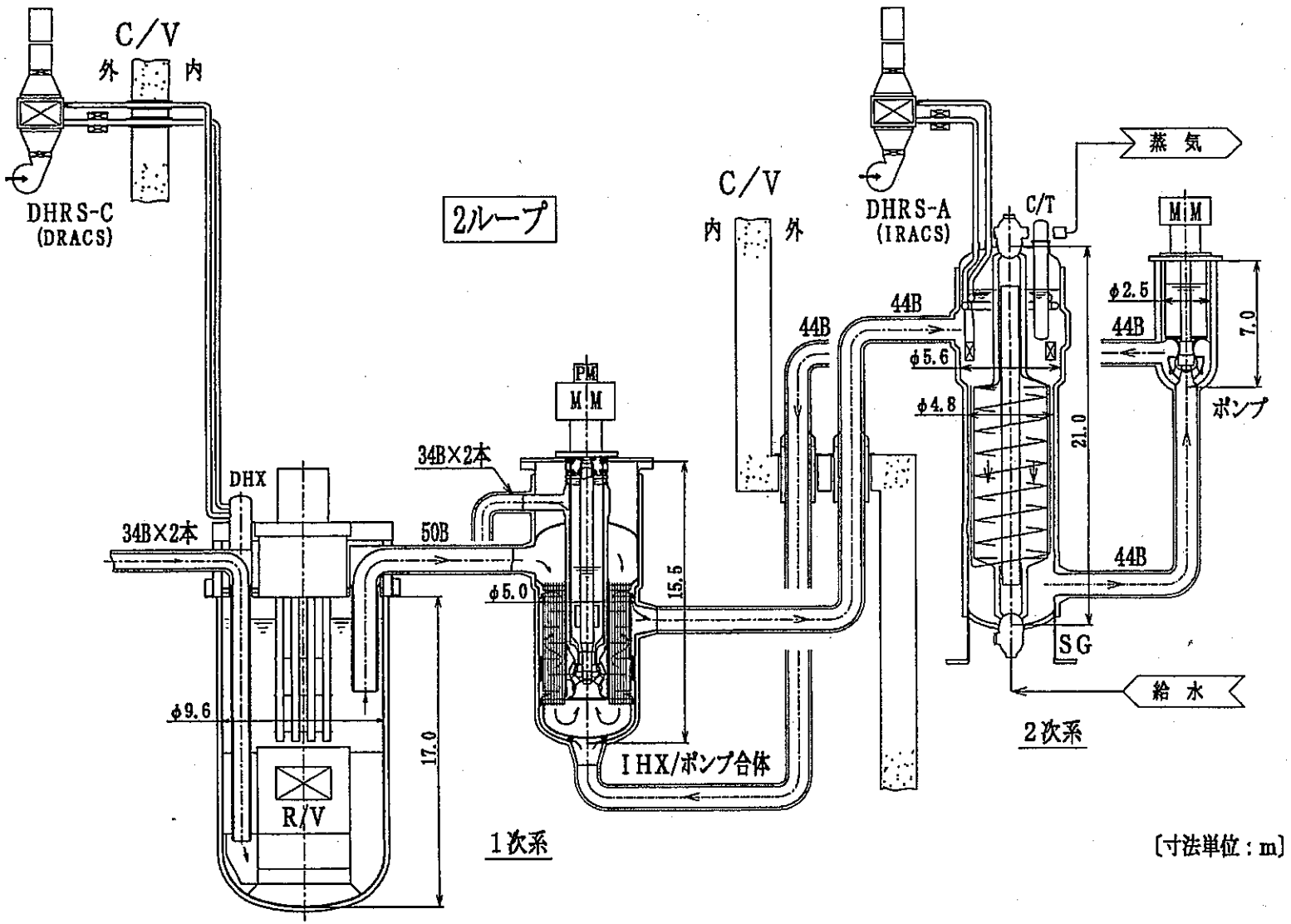


図 4.1.3(1)-1　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）のプラント概念

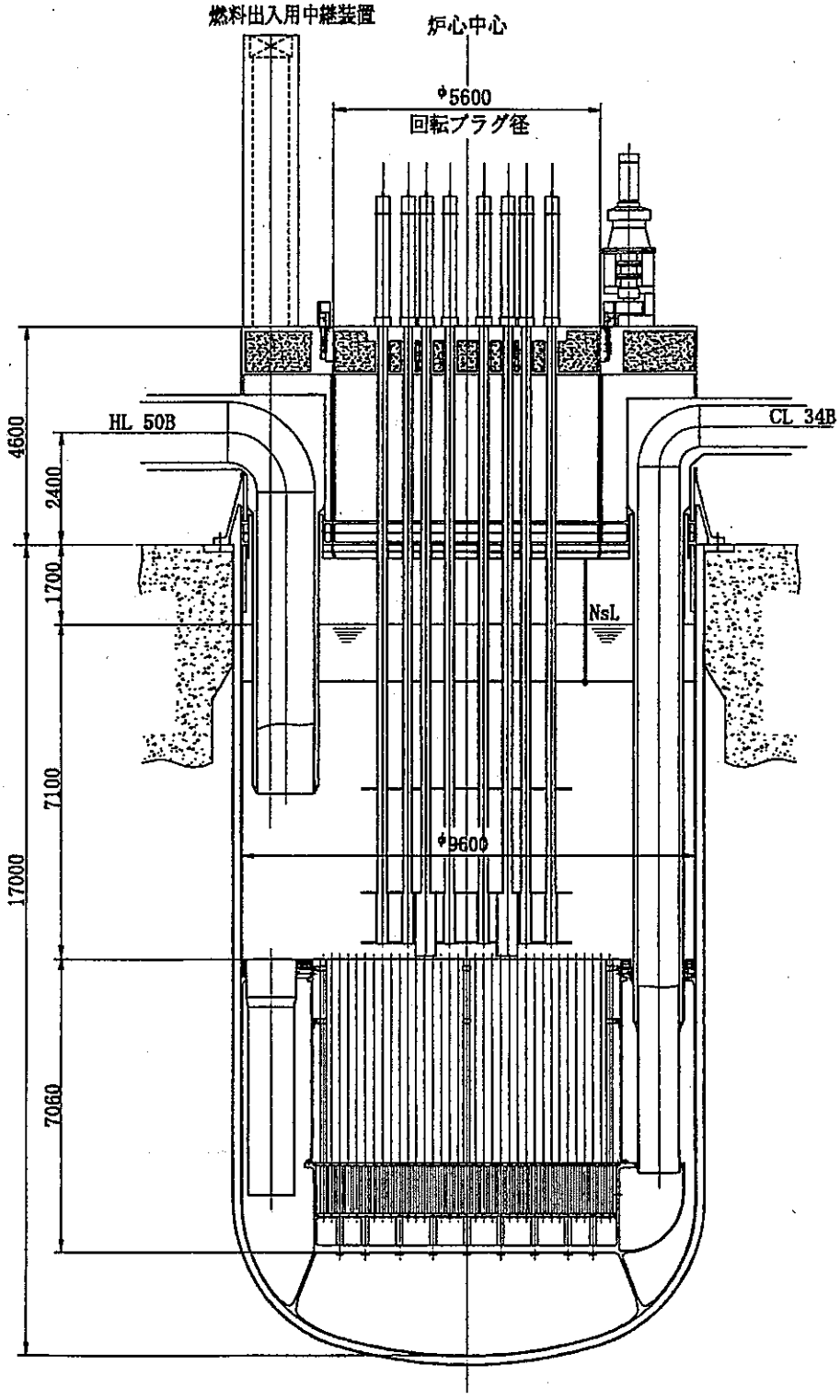


図4.1.3(1)- 2　ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉構造

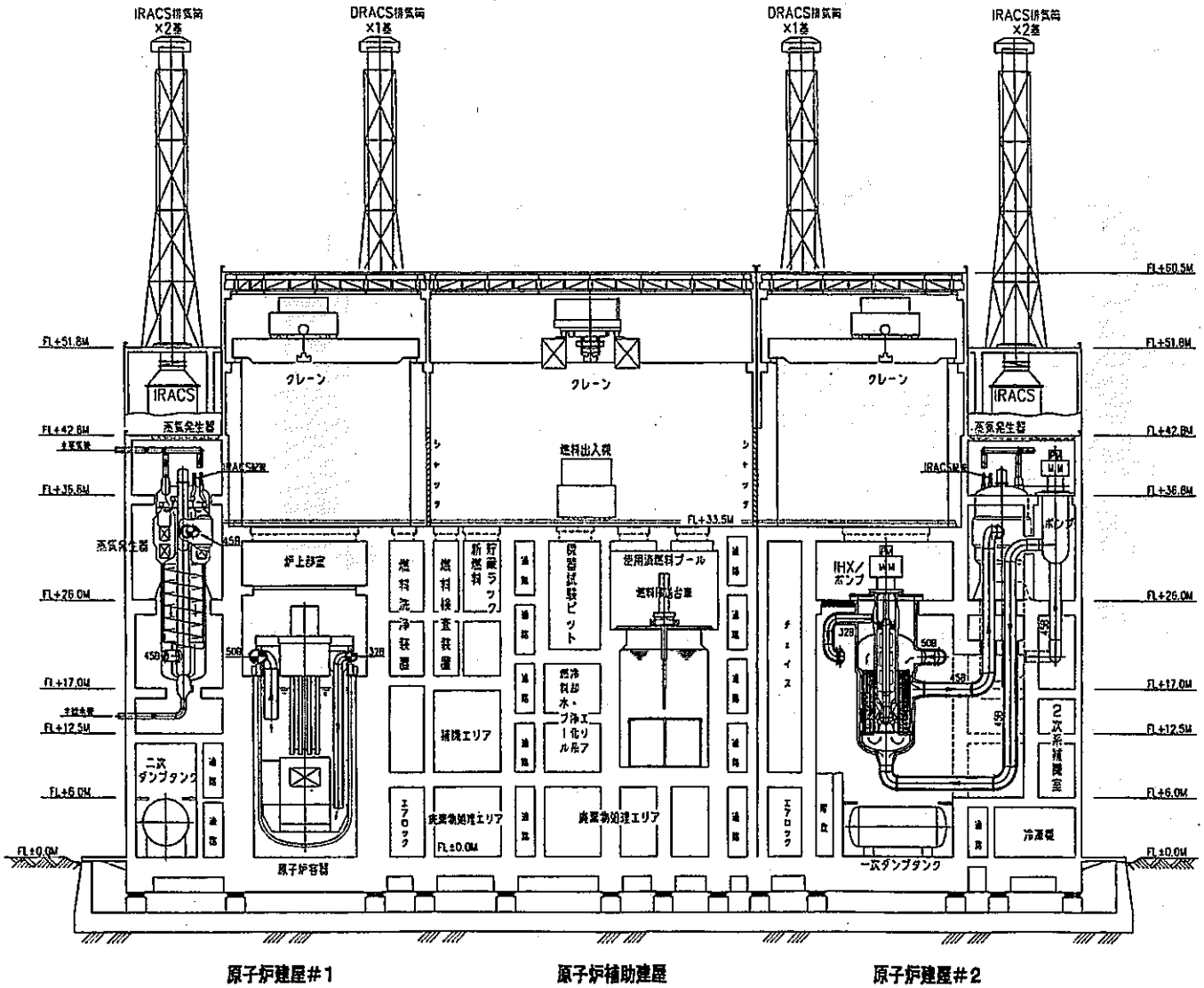


図 4.1.3(1)-3　ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（立面）

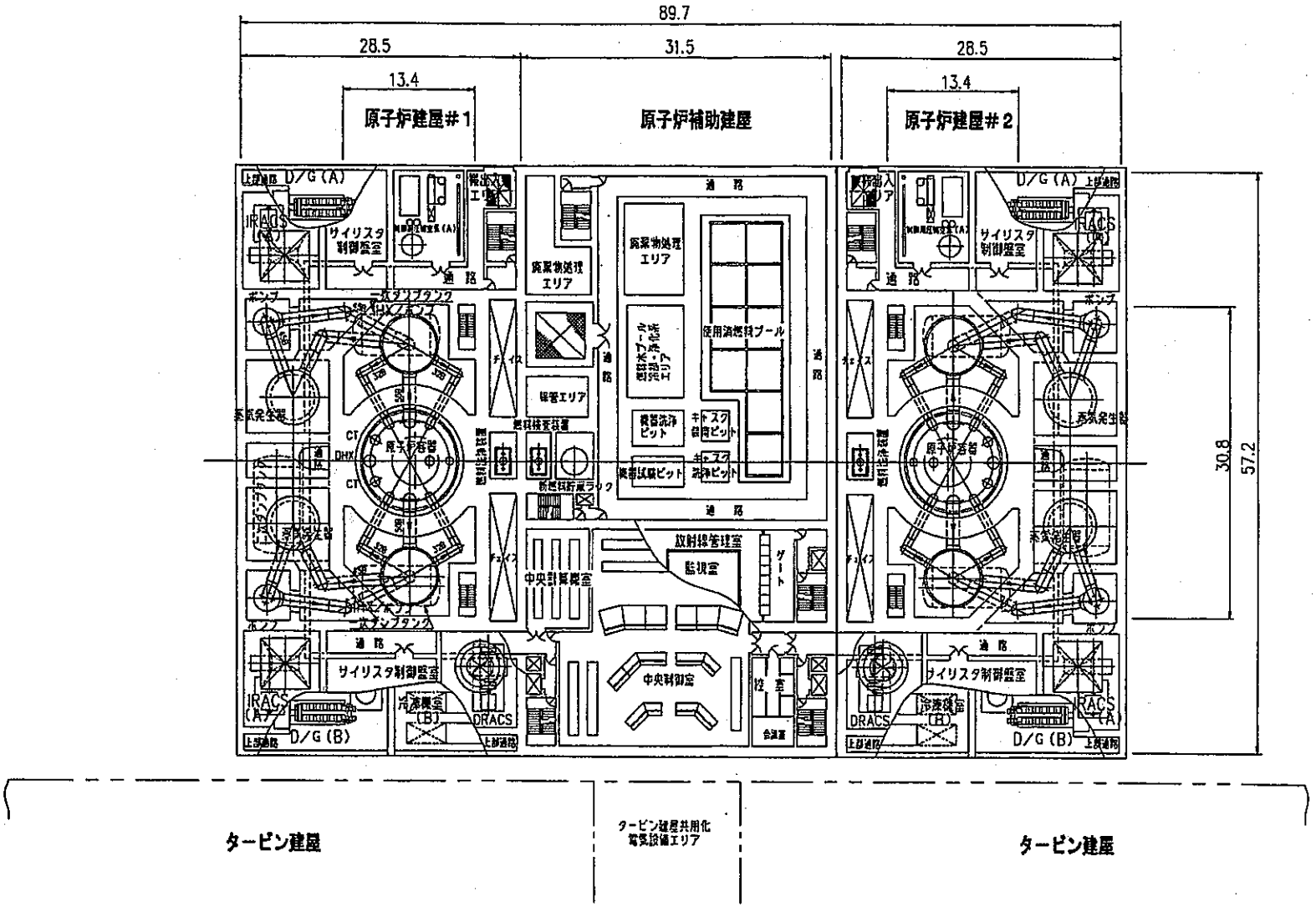
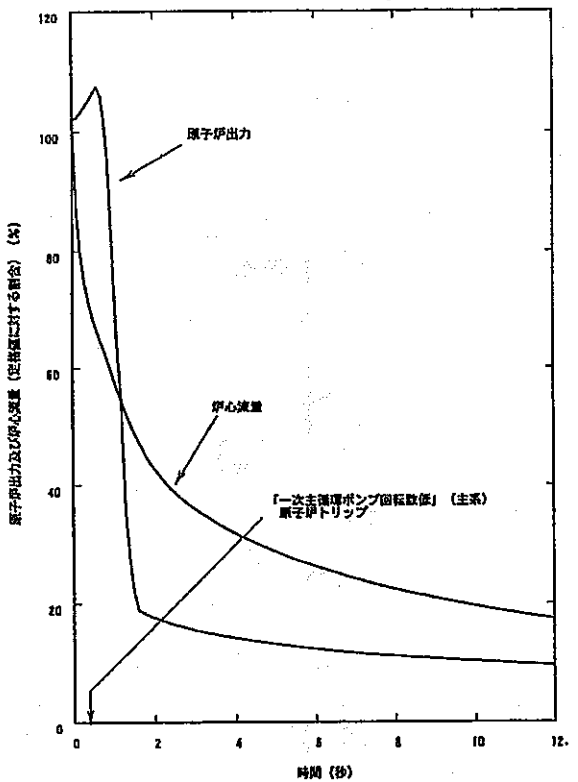
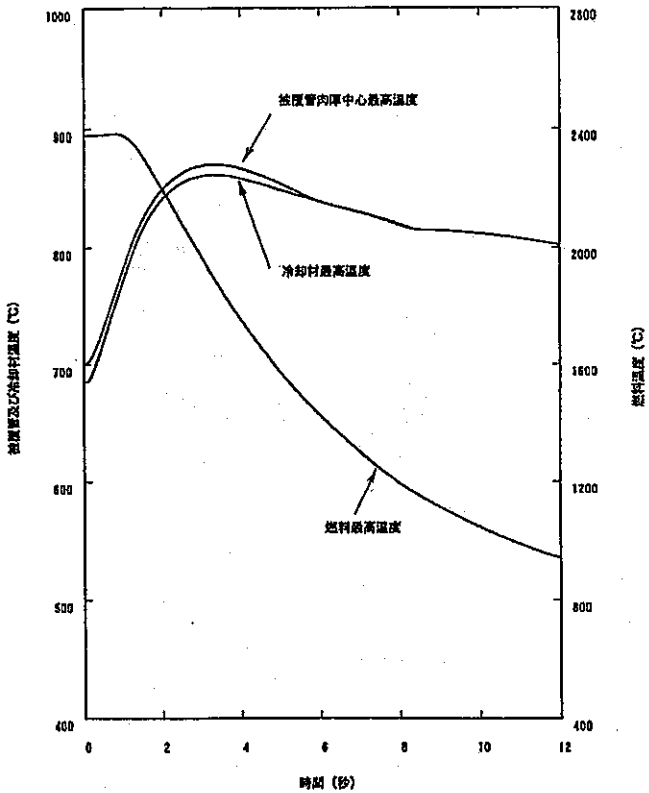


図 4.1.3(1)- 4　ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（平面）

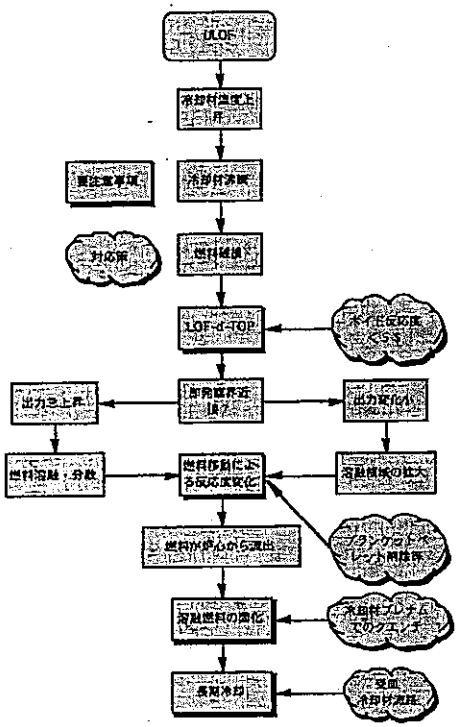




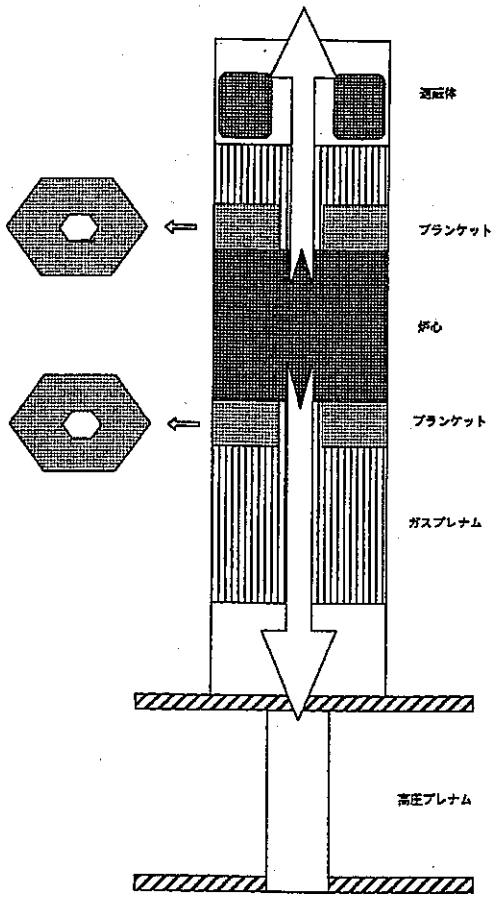
項目		実証炉	ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）		
			ケースＡ	ケースＢ	ケースＣ
解析条件	炉心バンドル部圧損	３．５kg/cm^2	２．１kg/cm^2	２．１kg/cm^2	３．５kg/cm^2
	原子炉トリップ信号の応答時間	０．８秒	０．８秒	０．４秒	０．４秒
	健全ループポンプのトリップ遅れ時間	０．０秒	０．０秒	０．３秒	０．３秒
	１次ポンプの回転慣性	設計値	設計値	設計値×１．２	設計値×１．２
解析結果（被覆管最高温度）		約８３０℃	約９１０℃	約８７０℃	約８８０℃

ケースＡ：実証炉と同様の条件で解析
ケースＢ：実現性の見込める範囲での設計対応を取った場合の解析
ケースＣ：ケースＢの条件に加え、バンドル圧損の高い炉心を搭載した場合の解析

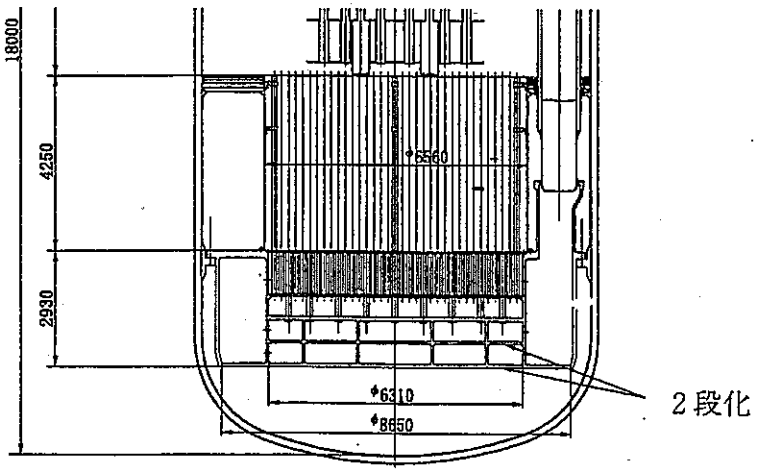
図 4.1.3(1)-5　「１次ポンプ軸固着」の解析結果



ＵＬＯＦ時の事象進展



軸方向ブランケットペレット一部削除概念



原子炉下部構造の概念図

図 4.1.3(1)-6　再臨界排除方策及び損傷炉心物質安定冷却のための設計方策

(b)タンク型炉（２次系機器合体・ループ数削減）

① 基本概念

２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉は、Na冷却、Pu-U混合酸化物（MOX） 燃料、出力1500MWeの大型炉である。同プラントは、欧州におけるFBR設計及び我が国における実証炉フェーズⅡ計画における２次主冷却系設計を継承する炉型を指向している。

２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の冷却系は、当初４ループで検討していたものを３ループへ削減した。この際、中間熱交換器（IHX）の１基あたりの交換熱量が増したものの、Na冷却炉の特徴である「冷却材が高温」であることと「伝熱能力大」であることを活かして中間熱交換器（IHX）の１台あたりの熱交換量を大きくし、同じく「冷却系が低圧」であることを活かして胴の断面が長円形となるIHXの設計とすることにより、当初と同じ出力（1500MWe）規模において原子炉容器径を増大させることなしにループ数を削減することができた。

炉心の合理化を図るために、反応度等の時間変化が少なく、空間分布が平坦な炉心（k_∞一定炉心）を採用することで制御棒本数を削減（炉停止系を簡素化）し、炉心を小型化している。また、炉心の低圧損化、冷却系機器への12Cr系鋼の採用、原子炉建屋への３次元免震の採用により各機器をコンパクト化し、原子炉容器径を縮小（胴外径：15.2m）し、３次元免震を前提として原子炉容器の薄肉化（肉厚：25mm）も図っている。

主冷却系の合理化では、主要機器・配管に高温強度特性及び熱伝導特性に優れた12Cr系鋼を用いることにより出力規模から必要最小限のループ数（３ループ構成）とし、２次系主循環ポンプ（電磁ポンプ）と蒸気発生器（SG）を合体すると共に、２次主冷却系配管をトップエントリ方式として配管短縮と機器の原子炉容器へ近接配置を図り、原子炉建屋容積低減化及び免震範囲の限定化を行っている。

崩壊熱除去系にはサイフォンブレークを防止した１次系補助冷却系（PRACS）を用いるが、同PRACSは各ループにある浸漬型の中間熱交換器（IHX）に合体させる形で設置し、空間及び物量の合理化を図っている。

燃料交換設備においては、炉外燃料貯蔵槽（EVST）及び炉内中間燃料貯蔵系（IVS）を持たず、取り出し燃料を直接水プールで減衰待ち貯蔵する方法を指向し、同系統の簡素化を図っている。

建屋の配置に関しては、軽水炉で採用されているように、初号機からツインプラント化を採用し、これにより燃料出入移送設備、洗浄設備、新燃料受入貯蔵設備、燃料搬出設備、検査設備、メンテナンス設備、常用換気空調設備、廃棄物処理設備、中央制御室等の共用化を図り、建設費の低減を図る。

② 基本仕様

２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様を表4.1.3(1)-4に、プラ

ント概念を図4.1.3(1)-7に示す。同プラントは、熱出力が3660MWt、電気出力が1500MWe、３ループ構成である。その原子炉構造は、図4.1.3(1)-8に示すように、直径15.2m、高さ17m、肉厚25mmであり、中間熱交換器（IHX）を原子炉容器内に持つタンク型構造となっており、１次系Na出入口温度は550℃/395℃である。また、２次系Na出入口温度は520℃/335℃、水/蒸気温度が485℃/240℃、主蒸気圧力が15.4MPaで、タービン効率41%以上とする。

炉心の主要目を表4.1.3(1)-5に示す。燃料にはMOXを用い、燃料体積割合を上げるために各燃料集合体はダクトレス構造となっているのが特徴的である。原子炉停止系は独立２系統とし、主炉停止系制御棒18体と後備炉停止系制御棒9体の合計27体と簡素化されたものを用いる。また、炉心の受動安全のためにSASS及び炉内GEM（溶融燃料排出チャンネル付き）を設置し、炉心下部には溶融燃料分散構造（タングステン等の高融点金属）を設置する。

建屋配置を図4.1.3(1)-9及び図4.1.3(1)-10に示す。この原子炉建屋容積は補助建物含めて約14.8万m^3である。

③　設計要求に対する適合性

２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の設計要求事項に対する適合性を表4.1.3(1)-6に示す。

④　中間評価結果

a. 経済性

２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建設費は、大出力化、２次系機器合体、ループ数の削減、及び初号機（FOAK）からのツインプラント化等のコスト低減方策を組み合わせることにより、目標としている20万円/kWeを達成できる可能性を有している。経済性に関する主なデータは以下のとおり。

○ 原子炉構造及び冷却系機器の物量

・重量：原子炉容器；1600t、1次冷却系；560t、2次冷却系；1500t、
合計；約3660t

・原子炉容器寸法：ϕ15.2m_^{H}17m　('25mm)

・２次系容器：ϕ5.9m_^{H}14.85m（蒸気発生器＋電磁ポンプの合体）

○ 原子炉建屋の容積：約14.8万m^3／プラント（補助建物含む）

○ 所内負荷率：約５%

○ 建設工期：50ヶ月（目標）以内（建屋モジュール工法により２割短縮の可能性あり）

本プラントの上記の合計物量を同出力規模のNa冷却ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）と比較すると、前者は後者よりも約1000ton重く、原子炉建屋容積もやはり同ループ型炉よりも大きくなることから、今後、更なる物量削減検討を要する。

燃焼度は、18ヶ月_４バッチで130GWd/tまで燃焼できる見通しを得ている。

炉心出口温度については、プラントの熱効率向上の観点から考えた場合は高いほど経済性向上に寄与するものの、実証炉以上に高温化する場合にはバウンダリの構造材、燃料被覆管材料等の新たな開発が必要である。したがって、既存の材料で対応できるように炉心出口温度は550_とする。

プラントの稼働率は、前述の運転サイクル18ヶ月（４バッチ）で定期検査間隔を運転サイクルと同じ18ヶ月とする場合は定期検査期間を44日（含燃料交換）で92.6%、同運転サイクルで定期検査間隔を9ヶ月（ただし、サイクル中の１回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日と計画）で87.4%となる。また、長期の運転サイクル36ヶ月（１バッチ）で定期検査間隔を37ヶ月とする場合は定期検査期間を60日（含燃料交換）としてもプラント稼働率は94.9%、同運転サイクルで定期検査間隔を18ヶ月（サイクル中の１回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日と計画）の場合は92.2%、同様に定期検査間隔を12ヶ月（サイクル中の２回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日で計画）の場合は89.6%となる。したがって高燃焼度達成のための運転サイクル（18ヶ月，４バッチ）を設定する場合のプラント稼働率90%達成のためには、連続運転期間を18ヶ月、燃料交換を含めた定期検査期間を44日間で達成できるか否かによる。定期検査期間に関しては実証炉研究フェーズⅡにおいて45日にまで短縮化が図られていることから44日達成の見通しはあるものの、連続運転期間の長期化に関してはFBRの運転経験の蓄積等による根拠づくりが必要と思われる。

b. 構造健全性（含耐震性）

原子炉構造については、特に地震荷重とCDA荷重を３次元免震及び再臨界回避方策により緩和して設計し、設計要求を満たしている。

冷却系機器の構造成立性に関しては以下のような見通しがあり、基本的な構造健全性確保概念が固まっていると考える。

・長円形IHXの胴の必要肉厚は、SG伝熱管破損時のNa-水反応による発生圧力 等に耐えるよう設定している。

・２次系主配管の熱膨張応力及び熱過渡応力に対し、実証炉設計研究で経験のある逆U字管として構造健全性を確保することとしている。

設計基準に関しては基本的には実証炉設計研究において適用したものがベースになっているが、12Cr系鋼を用いるのでそのデータベースを整備していく必要がある。また、３次元免震技術及び原子炉容器肉厚を薄くする（25mm）際の製作性などの成立性に関しては検討を継続する必要がある。

耐震・免震設計の中の耐震重要度分類については、実証炉の考え方に準じて行う。耐震・免震設計での国内立地点での平均地震動及び岩盤条件としては、実証炉設計研究で設定した地震条件を前提に検討し、３次元免震の採用を前提として成立する見通しである。なお、国内立地点の最大地震動条件は、実証炉条件よりやや大きくなるものの、３次元免震装置が最大地震動条件も考慮して

開発することを前提として３次元免震で減衰された床応答としては有意な差はなく、プラント物量に対しての影響はほとんどない見通しである。

c. 安全性

安全性に関しては、原則として現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖炉の安全基準に関する調査の考え方に沿った設計を行っている。

実用化の時代に要求される安全要求への適合性に対しては、以下の方策を取り入れることにより対応する。

○ 原子炉停止系

原子炉停止系は独立２系統（主系及び後備系）とする他に受動的原子炉停止能力としてSASS及びGEMを採用する。GEMはSASS切り離しに必要な時間遅れをカバーする。

○ 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系として、IHX上部プレナムに補助冷却系用伝熱管を組み込んだPRACSを採用する。

崩壊熱除去は、原則的には実証炉の設計と同様に水・蒸気系が期待できる場合には水・蒸気系により除熱を行い、水・蒸気系が期待できない場合に補助冷却系（PRACS）による除熱を行う。PRACSは主冷却系ループ数に合わせて３系統構成とし、２次ナトリウム駆動用ポンプ及び空気冷却器送風機による強制循環を行うが、万一全数の非常用ディーゼル発電機が使用できなくなった場合でも、自然循環による長時間の全交流電源喪失時の崩壊熱除去が可能となるよう除熱容量を設定した。すなわち、事象_において以下の故障を想定したとしても必要除熱量を確保するため、PRACSに要求される除熱条件を検討し、１系統当たりに要求される除熱量を強制循環時35MW、自然循環時13MWと設定した。

・PRACSダンパ２系統開失敗：1系統強制循環(1FC)＝35MW

・全電源喪失：3系統自然循環(3NC)＝36MW

ただし、「外部電源喪失+1ダンパ開失敗」モードにおいては2系統自然循環(2NC)＝24MWとなり、除熱喪失事象となるため、当モードの発生確率をBDBE並に低減させる方策を取る必要性があるが、ダンパ駆動系見直しにより信頼性を確保できる可能性がある。

○ 急激なエネルギー放出原因の回避（再臨界回避）

「代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を回避できる設計（再臨界回避）とすること」という設計要求に対しては、以下の方策をとることを検討している。ただし、詳細な解析及び実験による検証等のシナリオ確立のための材料が必要である。

・起因過程での即発臨界防止のためにボイド反応度の低減を図る。具体的にはNaプレナム層を設置し、実効的ボイド反応度を低減させる。その結果、

炉心単体では平衡末期で2.6%_k/kk' あったボイド反応度をNaプレナムの設置により1.9%_k/kk' まで低減可能となった。これは、異常時（ULOF等）に炉心温度が高くなり冷却材が沸騰する場合には、炉心上部のNaプレナム部も高温になってボイド化することに期待し、この効果により中性子の軸方向上部への漏れが増して、正のボイド反応度が低減することを狙ったものである。ただし、この効果の実現性は確認する必要がある。なお、気泡通過事故のように別の原因でボイドが生じた場合には役に立たないことから、別途気泡混入防止のロジックを構築する必要がある。

・炉内GEM（溶融燃料排出チャンネルと併用）を設置することにより、GEM反応度（22体の全GEM合計で約70_）が事象の進展（沸騰による反応度挿入）を緩和させる。さらに、炉心安全性向上のために、溶融排出チャンネルの２重管内部に、１次系流量低下時に受動的に炉心に挿入されるような浮上吸収体を設ける機構についても検討を継続している。これは、吸収体１体のB_4C装荷量を通常の制御棒の約1/10の量とした場合に１体あたり0.05$の負の反応度を見込むもので、合計で約1.1$（0.05$_22体）の負の反応度が挿入できる見通しである。したがって、同機構の場合、中性子漏えい効果を利用する通常のGEMと比べて中性子吸収効果を利用する分、より大きな負の反応度が得られると考える。

・遷移過程に関しては、本プラントの炉心は従来の炉心概念よりも炉心燃料のPu富化度が低いことから、保守的な（形状の点から中性子の漏えいが最小になる裸の球形体型を仮定した）拡散計算で求めた最小臨界量は約2.5tonとなる。本炉心は、溶融燃料が局所的に集中した場合に再臨界に至るまでに必要な燃料重量・体積が比較的大きく、従来の炉心概念よりも再臨界への耐性が高いと考えられる。さらに軸方向ブランケットを無くし、CDA時の溶融燃料は下部ガスプレナム部の被覆管を溶融して落下しやすくしており、従来炉心のように下部軸ブランケットに留まることを想定する必要がない。加えて溶融燃料排出チャンネル（炉内GEM併用の２重管構造）を設けることにより溶融燃料が局所集中させない工夫をなされている。

・炉心下部のガスプレナム部に高融点、高密度の物質（タングステン：W、劣化UO_2、ハフニウム：Hf等の再臨界緩和材）を装荷して溶融炉心の形状を変えることにより再臨界性を緩和できる機構を設置する。これは、CDA時の冷却材及び構造材が蒸発した裸の溶融燃料の実効増倍率（k_{eff}）が１を越えて再臨界に至るのを防ぐためであり、溶融燃料と緩和材がある程度混合することを前提にしているものの、概算上では高融点金属であるタングステンを厚さ約25cm設置しておくことにより、溶融燃料がタングステン部に完全に混入した場合には未臨界になる効果が得られる結果が得られ

ている。ただし、溶融燃料とタングステンの混合メカニズムの検証が必要となる。

○ その他

Naバウンダリをガードベッセル及びエンクロージャ等で格納し、内部を窒素雰囲気とすることから、Na漏えい対策は先行炉並み以上の確保が期待できる。なお、格納施設としての（ガードベッセル＋上部ドーム式格納境界）の設計方針が最終障壁としての格納の考え方に適合するかどうかの検討は継続していくべきと考える。

d. 製作・建設性

冷却系機器には高Cr系の高強度新材料の適用を前提としているが、素材としての製作性、熱処理方法、溶接材料選定等には課題が残っており、検討を継続する。ただし、火力での開発成果・実績を流用すれば効率的な開発が可能と考えられる

また、検査性及び据付性に関しても特に困難となるものは無く、現地試験性に関しても特に難しいものはないと考えられる。

e. 運転・保守・補修性

基本的に実証炉設計研究での考え方を踏襲し、軽水炉と同等とすることを目指している。

運転の容易性については、k_∞一定炉心を採用していることから、炉心燃焼に伴う出力分布変動が小さいので出力運転中の制御棒操作が従来炉に比べて容易になると予想される。

保守・補修に必要なアクセスルート・スペースの確保、漏えい検出性及び漏えい位置の同定と補修性などに関して、実証炉設計とほぼ同程度と想定されるが、詳細が明確になっていないことから、検討を継続する必要がある。

標準的な定期検査期間は45日以内（プラント稼働率との関係から44日）を目標とし、実証炉設計研究と同様に損傷発生を考慮しておいた方が良い機器（特に電磁ポンプ及びSG）については、補修及び交換の容易な設計とする。損傷発生の可能性の低い機器でも万一の補修を想定するものは、引抜き及び搬出補修が可能な設計としている。ISIは実証炉用のISI指針に基づき実施する方針としている。

f. 炉型特有の開発課題

実用化のための R&D 課題一覧を表 4.1.3(1)-7 に示す。

新技術、新概念についての大きな課題としては、ラッパ管削除型（ダクトレス）燃料集合体の構造設計、k_∞一定炉心の熱流力特性評価手法、再臨界回避シナリオの確立などが挙げられる。

また、概念の成立性を左右する重要な課題としても再臨界回避方策の確立が挙げられ、これに 3 次元免震要素技術の開発が加わる。

開発の容易性については、一覧表中の炉心・燃料（安全の再臨界回避方策含

む）及び３次元免震装置が比較的大きな開発要素であるものの、技術的な実現性は見込めると考えられる。その他の課題については従来技術の延長線上にあることから、比較的に容易性が高い課題と言える。

(c)タンク型炉（機器合体・集中配置）

① 基本概念

機器合体・集中配置タンク型炉は、Na冷却、Pu-U混合酸化物（MOX）燃料、出力1600MWeの大型炉である。同プラントは、１次系機器の中間熱交換器（IHX）と大容量浸漬型電磁ポンプ（EMP）の合体機器を隔壁が削除された原子炉容器内に収納し、原子炉冷却材バウンダリ構成の簡素化を図ることにより格納容器を極小化し、蒸気発生器と電磁ポンプを合体した２次系機器を原子炉に近接収納するとともに使用済燃料を炉内減衰待ち貯蔵して炉外燃料貯蔵層を削除して建屋容積をも極小化した、いわゆる１次系一体型+２次系機器合体型プラントである。

機器合体・集中配置タンク型炉は、低圧損炉心（2.0kg/cm^2）を採用するとともに、高性能遮蔽材（ZrH+Hf）を採用し、遮蔽体外接円径を短縮化（炉心等価直径：5.7m）している。高熱伝導率の12Cr鋼採用で伝熱管長を短縮することによりIHXを短尺化し、IHX吸込スカートも削除するなどの徹底した機器の合理化、適正化及び合体を追求した結果、電磁ポンプの利点（機械式よりも小径）もあり、1600MWe級の大型タンク型炉にも係わらず原子炉容器径は11mと極限まで小さくなっている。

また、同プラントでは、原子炉入口温度変化に追従する温度反応度効果を利用した制御機構（PLAM：Plant Control Module、原子炉入口温度変化に追従する温度反応度効果を利用した制御機構）を12体採用し、出力制御系を簡素化している点も特徴的である。なお、蒸気発生器（SG）の伝熱管に12Cr鋼を採用してSG胴外径を削減し、併せて電磁ポンプとの合体により２次系機器のコンパクト化も徹底して行っている。

② 基本仕様

機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様を表4.1.3(1)-8に、崩壊熱除去系を含むプラント概念を図4.1.3(1)-11に示す。同プラントは熱出力が3800MWt、電気出力が約1600MWe、主冷却系が４ループ構成（IHX+EMPが8基、SGが4基）で、崩壊熱除去系は直接炉心冷却系（DRACS）が２系統及び２次系分岐補助冷却系（IRACS）を各ループあたり１系統の計４系統を保有する。原子炉構造は、図4.1.3(1)-12及び図4.1.3(1)-13に示すように、直径11m、高さ18.8m、板厚25mmであり、IHX+EMPを原子炉容器内に持つタンク型構造となっており、炉内機器の間の空間に炉内中間燃料貯蔵（IVS）を有する。１次系Na出入口温度は550℃/395℃、２次系Na出入口温度は520℃/335℃、水/蒸気温度が495℃/240℃、主蒸気圧力が17.5MPaで、タービン効率42%以上とする。

炉心の主要目を表4.1.3(1)-9に示す。燃料にはMOXを用いる。原子炉停止系は独立２系統とし、主炉停止系制御棒43体と後備炉停止系制御棒12体の合計55体を用いるが、炉心の受動安全のためにSASSを設置する。また同プラントは、特徴的なプラント制御系であるPLAMを有する。PLAMによる出力制御の概念を図4.1.3(1)-14に示すが、同制御系はプラント状態を計画的な状態に制御することを目的とし、発電機出力、原子炉出力、給水流量の協調をとり、安定な計画運転を可能とする範囲で出来る限りシステムを簡素化するものである。

原子炉建屋配置を図4.1.3(1)-15及び図4.1.3(1)-16に示す。この原子炉建屋容積は約12万m^3（補助建屋を含まず）であり、３次元免震を採用する。

③ 設計要求に対する適合性

機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性を表4.1.3(1)-10に示す。

④ 中間評価結果

a. 経済性

機器合体・集中配置タンク型炉の建設費は、大出力化、機器合体による炉容器径削減及び初号機（FOAK）からのツインプラント化等のコスト低減方策の組合せにより、プラント物量ベースで目標としている20万円/ kWeを達成できる可能性を有している。経済性に関する主なデータは以下のとおり。

○ 原子炉構造及び冷却系機器の物量

・重量：原子炉系；1350t、 1次冷却系；563t、 2次冷却系；1306t、合計；約3219t

・原子炉容器寸法：^{ID}11.0m_^{H}19m (t25mm)

・２次系容器：$^{\phi}$5.9m_^{H}14.85m（蒸気発生器＋電磁ポンプの合体）

○ 原子炉建屋の容積：約12万m^3（ツインプラント）

○ 所内負荷率：約４％

○ 建設工程：50ヶ月達成の見込み。建屋モジュール工法等の採用により工期短縮

○ 燃焼度：150GWd/tまで燃焼できる見通しである。

○ 連続運転期間：18ヶ月とする。

○ 炉心出口温度：適正温度として550_とする。

○ プラントの稼働率：目標である90%程度を確保できる見通し。

本プラントの原子炉構造及び冷却系機器の物量は、同出力規模のタンク型炉（２次系機器合体・ループ数削減）よりも軽量であるが、同出力規模のループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）の物量より重くなる。また、所内負荷率は61.5MWe（１次系：13.6MWe、２次系：12.5MWe、タービン発電系：27.2MWe、換気空調系：4.5MWe、補機冷却系：0.7MWe、予熱ヒータ：0.5MWe、その他：2.5MWe）で、電気出力1600MWeに対して約４％と小さい値となる見通しが得られているが、これは炉心圧力損失の大幅低減によるポンプ負荷の低減、建屋容積大幅低減による換気空調系及び補機冷却系の負荷低減によるものである。

b. 構造健全性（含耐震性）

機器・構造の設計成立性については、先ず電磁ポンプのコーストダウン確保が必要である。また、今後熱過渡解析及び構造解析評価を行う必要がある。なお、熱交換器に12Cr系鋼を採用することから、12Cr系鋼の材料強度基準の開発が必要になると考えられる。

耐震・免震設計の中の耐震重要度分類については、現行基準に対応した重要度分類を行う。耐震・免震設計での国内立地点での平均地震動及び岩盤条件としては、実証炉設計研究で設定した地震条件を前提に検討し、原子炉建屋は３次元免震の採用を前提として成立する見通しである。制御建屋、原子炉補助建

屋、燃料貯蔵建屋及びタービン建屋は耐震設計として成立させる。なお、国内立地点の最大地震動条件に対しても同上の考え方により成立する見通しが得られている。

○ 耐震（免震）設計の考え方

原子炉容器径を11mに抑える。３次元免震を採用することにより、地震時の炉心安全裕度の向上等を指向している。

○ 原子炉容器肉厚

原子炉容器肉厚は製作性を考慮して25mmとしているが、これは代表的な炉心損傷事象時の急激なエネルギー放出原因回避（再臨界回避）炉心概念の採用及び免震効果を前提として成立するものである。これらの前提条件については後述の開発課題として挙げている。

○ １次主循環ポンプの健全性

１次主循環電磁ポンプの設計流量は170m^3/minとしているが、電共研のR&Dの実績として160m^3/minを開発中である。設計流量までの性能に関しては、今後確認の予定。

コイル絶縁材の中性子照射健全性は、電共研のR&Dで2_10^{19}nvtの累積照射量で健全性が確認されており、その結果を炉内遮蔽設計に反映している。

○ ３次元免震技術

３次元免震概念（免震機構）の確証・検証実験及び基準の選定等の開発については現状では不十分であるので今後の課題となる。

○ 高Cr鋼の適用性

高Cr鋼（火力仕様：12Cr系等）の高温構造設計基準等への適用性に関して、評価手法とデータベースの整備が必要となる。

c. 安全性

安全性に関しては、原則として現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖炉の安全基準に関する調査の考え方に沿った設計を行っている。

実用化の時代に要求される安全要求への適合性に対しては、以下の方策を取り入れることにより対応可能の見通しが得られている。

○ 原子炉停止系

原子炉停止系は独立２系統（主系及び後備系）とする。後備炉停止系としては、受動的原子炉停止能力としてSASSを採用する。

○ 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系として２次系設置炉心補助冷却系（IRACS）を４ループ、直接炉心補助冷却系（DRACS）を２ループ採用し、多重化・多様化を図る設計としている

IRACS：24MW(FC)_4　＋　DRACS：12MW(FC)_2

○ 急激なエネルギー放出原因の回避（再臨界回避）

「代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を回避できる設計（再臨界回避）とすること」という設計要求に対しては、各燃料集合体に溶融燃料流出パス（燃料集合体中心に配置した内部ダクトで構成し、水力等価直径を約60mmとする。ダクト内部はアルゴン雰囲気とし、マノメータ構造とする。）を設け、再臨界に至る質量及び体積として溶融燃料が留まらないよう工夫することを狙っているが、メカニズムの実証が必要であり、今後も検討が必要である。

○ その他

Na漏えい対策として、１次系Naはガードベッセルに覆われた単純形状炉容器に収納されているので問題はなく、IHX上部及び２次系はエンクロージャで囲うことにより漏えいNaを封じ込められる見通しが得られている。

なお、格納施設（下部ガードベッセル＋鋼製炉上部トップドーム方式）は軽水炉並の鋼製格納容器概念を採用しているものの、今後検証・確認が必要であり、最終障壁としての格納の考え方に適合するかどうかの検討は継続していくべきと考える。ただし、本概念はRVACSを採用していないことから、鋼製ライナ付き下部構造へ設計変更も可能である。

d. 製作・建設性

全ての容器等の原子炉冷却材バウンダリ及び機器は工場製作とし、現地製作を行わない方針であり、品質向上と建設工期短縮が図られる。原子炉容器（径11m）に関しても一体鍛造能力を超えており、溶接が必要であること、特に高応力部の液面近傍に縦溶接線が存在することから、その健全性確保が課題である。

IHX及びSGには高Cr系の高強度新材料（12Cr系鋼）の適用を前提としているが、素材としての製作性、熱処理方法、溶接材料選定等には課題が残っていることから技術開発が必要であり、検討を継続する。

また、検査性に関して大きな課題はない。原子炉冷却材バウンダリの現地溶接がなく、１次系配管・弁類、スナバも無いことから検査項目も少なくて済む。据付性に関しても特に困難となるものは無く、現地試験性に関しても特に難しいものはないと考える。

e. 運転・保守・補修性

運転の容易性については、後述するように簡素化原子炉出力制御方式を採用しており、給水流量・２次冷却材流量制御により原子炉の出力制御を行うが、同システムの検証は必要である。また、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化に関する具体的内容、漏えい検出性及び漏えい位置の同定と補修性などに関しては後述するように、ある程度明確になっている。

○ 運転の容易性

原子炉の運転においてはPLAMを採用し、給水流量・２次冷却材流量抑制により原子炉の出力制御を行うようにしている。

PLAMを活用した給水/２次系流量による出力制御の概念は、発電機出力、原子炉出力、給水流量の協調を取り、プラント状態を計画的な状態に制御することを目的とし、安定的な計画運転を可能とする範囲で可能な限り簡素化するものである。具体的には、原子炉系からのフィードバック信号は用いないものとするが、これによりプラント制御系は、２次系及び水-蒸気系に限定する共に、制御系による原子炉系との相互干渉を排除することが考えられる。

○ 保守・補修性

本プラントは、タンク型炉の特徴を活かし、放射性物質を１次系に含めて原子炉容器内に納めることにより放射線管理区域を限定化し、被ばく線量低減が可能である見通しを得られている。また、２次冷却材Naの放射化を防止し、２次系エリアを非管理区域とする。

保守・補修性に関する対応策を表4.1.3(1)-11に示す。各Na機器の保守・補修性は、以下に述べるように実証炉設計研究と同等とする方針であり、今後も検討を継続する。

・ ISI

冷却材バウンダリは１次系配管がないため、原子炉容器のみ対象とし連続監視（Na漏えい監視）及び目視検査（イメージファイバ）他等で、カバーガスバウンダリの検査は連続監視（放射線モニタ）で行う。IHX伝熱管の検査は、通常運転時の２次側が１次側より高圧化するので、２次系タンク液面監視（原子炉液位上昇）による連続監視とする。SG伝熱管の検査は、連続監視（水漏えい検出系、音響検出等による）及び定期的な超音波検査等による検査が可能と考えられる。電磁ポンプの検査は、電気的試験（導通、絶縁等）によるものとする。炉心支持構造物の検査は、炉内コーンサポート部に対して目視検査（Na中目視検査装置）、体積検査による検査が可能と考えられる。

・ 漏えい検出性等

冷却材バウンダリ破損漏洩の検出性、２次Naの１次Na中へのリーク検出性、水蒸気のNa中へのリーク検出性、電磁ポンプの性能低下（電気的試験）などについて特別な課題はないと考えられる。

・ 漏えい位置の同定と補修性

冷却材バウンダリ破損位置の同定は、体積検査（EMAT）により行う。IHX破損伝熱管の同定とプラグは、伝熱管漏えい確認後、当該IHXをメンテナンス建物にて実施。管内1次IHXにつき、専用（洗浄）容器にて入口窓経由管板上面に検査装置アクセス性がある。管束(2次)側からHeガス注入し、伝熱管を同定する。SG破損伝熱管の同定方法とプラグは、

インプレースで同定後にプラグする。

ポンプの補修は、1次ポンプの場合はIHXと一体で引抜くため、C/V上部を部分的に開放するなど大掛かりな補修が必要になる。2次ポンプはポンプ本体のみ引抜き補修する。

補修に伴うNaドレンは、2次系はダンプタンクに、1次系はドレンせず機器そのものを引抜くように考えられている。IHXやポンプの引抜き補修方法は仏フェニックスの実績（1976年7月11日にIHX2次側上昇管からNaが漏えいしたトラブルの際に３基のIHXをキャスクで引き抜き補修）などを反映させることで対応可能と考える。

f. 炉型特有の開発課題

新技術、新概念についての大きな課題としては、IHX・EMP合体機器設計の妥当性確認及び実証試験、12Cr鋼のNa冷却炉への適用のための研究開発、簡素化原子炉出力制御（PLAM）装置の開発、再臨界回避シナリオの確立等が挙げられる。また、概念の成立性を左右する重要な課題として3次元免震要素技術の開発が加わる。

(d) タンク型炉（機器・系統コンパクト化）

① 基本概念

タンク型炉・機器/系統コンパクト化概念のプラントコンセプトは以下のとおり。

・スケールメリットを活用した1500MWeの大型タンク炉。
（オプションとして工場生産範囲の拡大を狙った800MWe×２（ツイン）の中型炉概念）

・経済性を向上させるために以下の方針でプラント概念を設定する。
- ループ数削減。
- タンク内の配置効率を高め、原子炉容器径を削減する。
- ＤＲＡＣＳ＋ＳＧ-ＡＣＳの崩壊熱除去系による自然循環崩壊熱除去の積極活用。

プラント概念としては、図4.1.3(1)-17に冷却系概念図、図4.1.3(1)-18に原子炉容器内機器配置を示すとおりEFRを代表とするタンク型炉を基本とするが、以下の点でEFRを改良し経済性を向上させている。

・ループ数削減により機器数を削減

この結果、EFR[1]と比較して次のとおり機器数が減少している

１次系主循環ポンプ：	３→２
IHX：	６→４
２次系主循環ポンプ：	６→４
ＳＧ：	６→４

・配置効率向上のため、長円型IHXを採用

通常、タンク型炉でループ数を削減すると、IHXの機器容量増大による太径化、及び機器数の減少による径方向配置に無駄スペースの発生、により配置効率が悪化し、結果的に原子炉容器径が小径化できない。この課題を解決するために、EFRでは長円型IHXを採用し、配置効率の向上、原子炉容器径の縮小を実現する。図4.1.3(1)-20に示すとおり、径方向・周方向とも密な機器配置を実現しており、炉容器のコンパクト化が期待できる。

この結果、原子炉容器径はEFRの17.2mに対して、15mとなり、コンパクト化を達成している。

・自然循環崩壊熱除去の活用

崩壊熱除去系は図4.1.3(1)-19に示すとおり、DRACSとSG-ACSの系統を持ち、自然循環除熱を活用したシステムとなっている。

② 基本仕様

プラントの基本仕様は、以下のとおりである。

・原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
・電気出力	１５００MWe
・熱出力	３６００MWt

・ループ数　　２ループ（1次系）、４ループ（2次系）
・１次系Na温度　　５４５℃／３９０℃
・１次系流量　　４．２×$10^4$$m^3$/h/ループ
・燃焼度　　１８０GWd/t
・増殖比　　１．２
・中間熱交換器　　４基
・１次主循環ポンプ　　２基（機械式ポンプ）
・蒸気発生器　　４基
・崩壊熱方式　　ＤＲＡＣＳ（４）＋ＳＧ-ＡＣＳ（４）
・炉内燃料交換　　マニプレータ式燃料交換機

③　中間評価結果

a. 経済性ポテンシャル

本概念は欧州におけるタンク型FBRの設計研究知見の集大成であるEFRの設計研究を基にして、プラントシステムのコンパクト化・単純化により建設コストの低減を指向したプラント概念である。EFRに対して経済性向上のポテンシャルを有すると考えられるアイデアについて、以下に摘出する。

1)　ループ数削減

EFRの１次系は３ループ＋６IHX構成、２次系は６ループ＋６ＳＧ構成を採る[1]。それに対して本概念では、１次系は２ループ＋４IHX、２次系は４ループ＋４ＳＧ構成である。IHXやＳＧ等の熱交換器及び主循環ポンプ等の大型機器は、製作・工事に支障が無い範囲で、可能な限り大容量化することは建設コスト削減のメリットがある。本章の大型Na冷却ループ型炉（２ループプラント）では、150万kWe出力での２ループ化において、ＳＧ及びポンプが現実的なサイズに収まり、成立性を有することが示されている。原子炉容器外に設置される２次系主循環ポンプとＳＧについては、大型Na冷却ループ型炉での知見から推定してスケールメリットを活用可能であり、EFRに比較して経済性ポテンシャルが高いと評価できる。

2)　原子炉容器コンパクト化

図4.1.3(1)-20にEFRと本概念の原子炉容器内機器レイアウトを比較して示す。150万kWeの出力を持つEFRの原子炉容器は φ17.2mであるが、本概念では φ15mであり、直径で2.2mの縮小化を達成している。タンク型FBRでは、一般的にループ数を削減し熱交換器とポンプの単基容量が増加すると、拡大した機器を収容するために原子炉容器径は増大する傾向にある。このタンク型炉特有のレイアウトにおいて、機器の配置効率を向上させ原子炉容器径コンパクト化を達成するために、長円型のIHXを導入していることが、本概念の特徴である。長円型IHXによって、原子炉容器径の増大を抑えながら、容器内の周方向の配置を密にすることが可能となった。また切込み付きUISを採用し単回転プラグとパンタグラフ式燃料交換機によって炉心上部もコ

ンパクトになっている。

これらの知見を纏めると機器重量は４３７０ｔ、原子炉建屋体積は１３．６２万m^3と見積もられ、本概念は EFR より建設コストは低減可能であると推定できが、本章の他のＮａ大型炉に比べると機器重量から推定した建設コストは高いものと思われる。EFR はその経済性評価によると EPR（軽水炉）と比較して 1.1 倍程度の発電コストになると評価されており[1]、それより推定すると本概念は軽水炉に比肩する経済性を達成するポテンシャルを有していると考えられる。

b. 構造健全性のポテンシャル

本概念は本章の他のＮａ大型炉と同等の建設費を達成するには、NSSS 物量の低減が求められる。NSSS 物量を約 3000t に収めるには原子炉容器、炉内構造物の薄肉化が必要で、今後地震条件が厳しくなることを考え合わせ、構造健全性を確保するために３次元免震が必要となることが予測できる。また、伝熱管等の材料についても、12Cr 等の新材料を導入することが建設コスト低減に効果があることも予測できる。

c. 安全性のポテンシャル

本概念の安全上の特徴は、1 次系２ループの冷却系システムにあると考えられる。１次系２ループ冷却システムの安全上の問題点は、ポンプ軸固着事象における炉心温度挙動にある。1 次系２ループ冷却システムを成立させるためには、炉心圧力損失の低減、安全保護系動作遅れ時間の短縮化、ポンプ慣性の増大化等、種々の要素を検討の上、最適化する必要がある。

その他の安全上の特徴では、DRACS による炉内自然循環崩壊熱除去システム等、EFR を踏襲した概念を導入しているため、崩壊熱除去系の信頼性の面では成立性のポテンシャルは高いと予測できる。

d. 製作・建設性

本概念で採用されている長円型 IHX の製作性については十分な検討が必要である。これ以外は大きな課題はない見通しである。

e. 運転性・保守補修性

長円型 IHX の検査性については十分な検討が必要である。冷却系の１次系２ループ化に伴い、機器点検期間は短縮される見通しである。

f. 炉型に特有な開発課題

ア 新技術、新概念についての課題

・長円型 IHX の構造成立性及び健全性

イ 概念の成立性を左右する重要な課題

・冷却系１次系２ループシステムの成立性

表4.1.3(1)-4　２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
2	電気出力（発電端）	1500MWe
3	熱出力	3660MWt
4	ループ数	３ループ
5	１次系Ｎａ温度	550℃／395℃
6	２次系Ｎａ温度	520℃／335℃
7	１次系流量	2.24×10^4t/h/ループ
8	２次系流量	1.86×10^4t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	485℃／15.4MPa
10	給水温度／流量	240℃／1.98×10^6 kg/h/基
11	プラント熱効率	41％以上
12	プラント稼動率	90％以上
13	炉心・燃料	均質炉心（k_∞一定炉心）、混合酸化物燃料
14	遮蔽体外接円径	6100mm
15	燃焼度	130GWD/t（取出平均）
16	増殖比	リファレンス炉心：約1.06，増殖炉心：約1.15
17	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒27本）
18	炉心安全性	(1)受動的炉停止方策：SASSおよび炉内GEM設置 (2)再臨界回避方策：Naプレナム付き炉心、炉心下部に再臨界緩和材を装荷、溶融燃料排出チャンネル設置
19	炉心支持方式	下置き方式
20	炉壁保護構造	--
21	炉心上部機構	切込み付UIS
22	１次系配管方式	１次系配管なし
23	中間熱交換器	完全浸漬型管内１次方式
24	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
26	２次主循環ポンプ	電磁ポンプ
27	崩壊熱除去方式	PRACS 3系統
28	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
29	原子炉格納施設	ガードベッセル＋上部ドーム式格納境界
30	プラント運転サイクル	プラント運転サイクル18ヶ月、4バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVSおよびEVSTでの減衰なし）
32	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付UIS＋マニピュレータ式燃料交換機
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継槽＋台車式燃料出入機
34	免震	３次元免震
35	プラント寿命	40年
36	原子炉建屋	ツインプラント，原子炉建屋容積約14.8万m^3（補助建物含む）

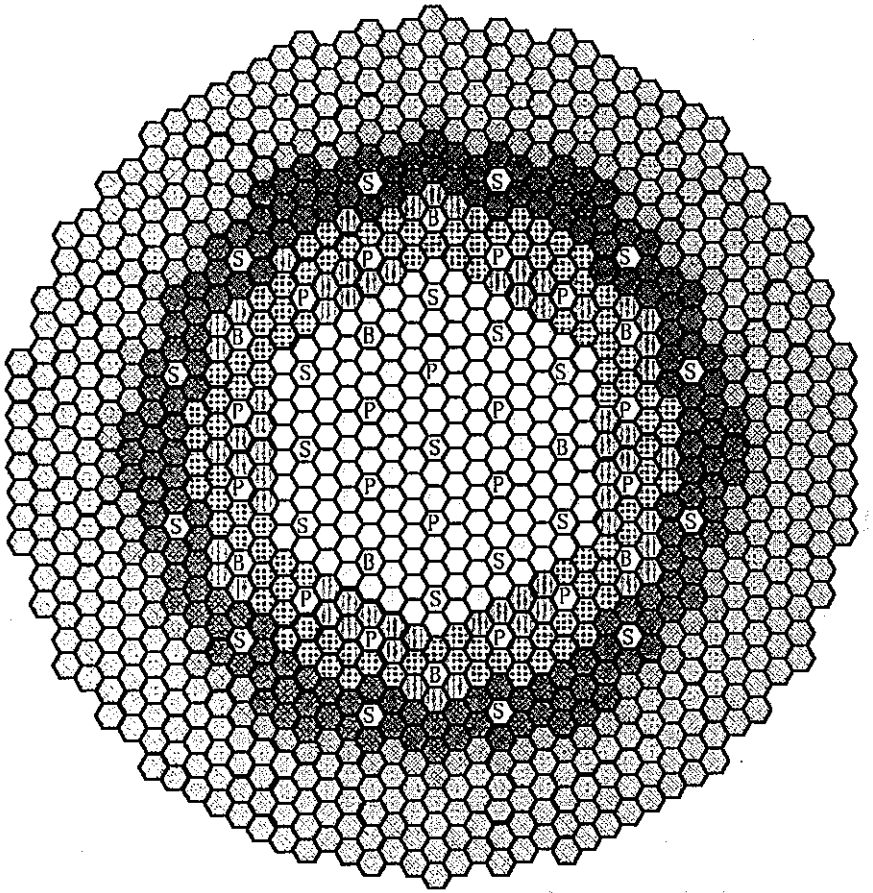


表 4.1.3(1)-5　２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の炉心の主要目

項　目	基準炉心	増殖炉心*
原子炉熱出力（MW）	3660	3660
運転サイクル長さ（EFPM）	18	18
燃料交換バッチ（core/RB）	4/-	4/4
炉心高さ（cm）	105/110/125	105/110/125
炉心等価直径（cm）	423	423
軸ブランケット厚（下部）（cm）	-	20/15/0
炉心材料	FMS(ODS)	FMS(ODS)
燃料ピン外径（mm）	8.2/9.2/12.0	8.2/9.2/12.0
被覆管肉厚（mm）	0.48/0.54/0.71	0.48/0.54/0.71
ワイヤ径（mm）	-	-
集合体当たり燃料ピン本数（本）	325/265/163	325/265/163
集合体配列ピッチ（mm）	174.0	174.0
Pu 富化度（内側/外側）（wt%）	14.0	14.0
燃焼反応度損失（%Δk/kk'）	1.4	0.8
最大線出力（W/cm）	420	420
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}s）	3.4	3.4
ピーク高速フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2）	6.0	6.0
炉心取出平均燃焼度（GWd/t）	130	125
全炉心 Na ボイド反応度（%Δk/kk'）	1.9**	1.9**
増殖比	1.06	1.15

*:径ブランケット２層
**:炉心＋上部 Na ﾌﾟﾚﾅﾑ部のﾎﾞｲﾄﾞ反応度（輸送補正後）

表4.1.3(1)-6　２次系機器合体・ループ数削減プラントの設計要求に対する適合性

分類	設計要求事項（注１）	見通し及び検討方針
前提条件	-炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料＋ナトリウム冷却
	-原子炉出力レベルの選定	150万kWe
	-機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	基本的には、実証炉設計研究までに適用した基準をベースに、機器・構造に負荷される荷重条件（地震、ＣＤＡ荷重）を緩和して設計。本方針にて設計成立の見通しあり。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	従来基準の中で、高強度新材料のデータを整備していく必要あり。
	-耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	実証炉の考え方に準じて重要度分類を行なう。但し、二次系については、従来は自然循環時の除熱機能確保の観点からＢ（Ｓ２）としていたが、ＰＲＡＣＳ採用によりバウンダリ機能が不要となるので、ＢまたはＣとする。
	-設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	実証炉設計研究で設定した地震動条件を前提に検討し、成立見通しあり（３次元免震採用）
	●国内立地点の最大地震動条件	最大地震動条件は実証炉条件よりやや大きくなるが、３次元免震で減衰された床応答としては、優位な差はなくプラント側の物量としては殆ど変わらない見通し。 ３次元免震装置は最大地震動条件も考慮して開発されることが前提。
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：　４炉心分	１プラント当たり、減衰待ち貯蔵用１バッチ分（1/4炉心）、再処理待ち（3・3/4炉心分）で対応
	-プラント寿命	
	●40年（リファレンス）	40年をレファレンスとして設計する。
	●60年程度の寿命延長追求	単純に設計事象の想定回数を1.5倍にすると成立が困難。事象想定の合理的な設定、サーベイランス試験片設置やＩＳＩ強化により予寿命評価を出来るようにして延命を図る。
経済性	●発電単価：将来軽水炉並（耐用年数で減価償却）	発電原価の検討は建設費、燃料費をベースに行なう。運転維持費、廃止措置費は軽水炉等の実績をベースに設定。下記建設費の低減、乾式再処理＋振動充填燃料の組合せによるサイクルコスト低減で実現可能な見通し。
	●建設費：20万円/kWe以下	改良タンク型炉、大出力化、ループ数の削減、ツインプラント化等により達成見通しあり。
	●燃焼度：15万MWd/t 程度	ＡＢ＋ＲＢ設置の従来炉心（増殖比１．２）では、炉心部燃焼度150GWD/tの場合で、炉心＋ＡＢ＋ＲＢの平均燃焼度は60GWd/t。本プラントの場合、高増殖は炉心＋ＲＢで対応するので、炉心のみで130GWd/t、炉心＋ＲＢの平均燃焼度60GWd/t達成。
	●	18ヶ月×４バッチで上記燃焼度を達成。
	●適正な炉心出口温度	プラント熱効率向上の観点からは、炉心出口温度が高い程経済性向上に寄与するが、実証炉以上に高温化する場合にはバウンダリの構造材、燃料被覆管材料の新たな開発が必要。現状では開発が見通せないので550℃とする。
	●稼働率：90%程度	上記の運転サイクル期間長期化により、90%以上を達成できる見通し。
	●建設工期：50ヶ月以内	建屋SC造化によりモジュール化工法が可能となり、建屋の建設工期の短縮が図れ、左記目標を達成できる見通し。
資源の有効利用	-増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	ブランケットを付けない炉心をレファレンス（増殖比1.03）とし、高増殖を指向する場合は、ブランケットを付けることで対応する。
	●増殖比1.2程度（高増殖）	約1.2（ブランケット設置時）
	●低除染燃料装荷時の影響検討	ＦＰ混入率2%の場合、燃焼反応度劣化が増加(30~40%)するが、プラント概念に影響しない範囲の制御棒増加で対応可能な見通し。MA混入率5%の場合については、ボイド/ドップラ反応度に少なからず影響する。3%程度であれば概ね問題ないと判断。
	-TRU燃焼	
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド/ドップラ反応度への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。検討を継続する。
環境負荷低減	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	ダクトレス炉心とし、固体廃棄物発生量を低減。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	原子炉系物量の低減により、放射性廃棄物発生量を抑制。プラント内での切断処理を極力少なくする。
	●FPの核変換による放射能低減に関する検討	貯蔵期間が1000年以上で長期的放射性毒性の寄与が大きく、同位体分離の必要ない2核種(Tc-99、I-129）の自己生成分の削減を当面は目指す。基本的には遮へい体領域にターゲット集合体を設置して、そこで消滅する。
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド/ドップラ反応への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。検討を継続する。
核拡散抵抗性	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	基本的には実証炉ベースで核物質防護及び保障措置の対応を考慮する。
	●低除染燃料等の適用可能性	FP混入率2%、MA混入率3%程度であればプラント概念に影響しない範囲の制御棒増加で対応可能な見通し。
	●ブランケットでの純粋Ｐｕ生成に対する対策	径ブランケット用の特別な措置を講じる。（水プール中で炉心燃料と径ブランケット燃料は混在させず、分離して貯蔵）
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	基本的に左記基準、指針類をベースとして設計する。
	-実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	独立２系統の炉停止系を設け、内１系統にはSASSを設置。併せてGEM（溶融燃料排出チャンネル併用）を設置する（なお、GEMの反応度効果を高めるため、吸収体を内蔵する方式も検討）。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	PRACS採用により十分に達成出来る見通し。
	●再臨界回避能力	起因過程での即発臨界防止のため、ボイド反応度低減対策を施す。遷移過程で有効となる溶融燃料排出チャンネル、逆凹字型炉心形状採用、タングステン製再臨界緩和機構を設置。
	●炉心損傷発生頻度10^{-6}/ry未満となる見通し	実証炉で炉心損傷シナリオの支配因子である崩壊熱除去系機能喪失（PLOHS)発生頻度はCOSMICでも同等程度。それ以外の因子に対しても同等以下と予想されることから炉心損傷発生頻度は10^{-7}/ry以下になる見通し。
運転・保守・補修性	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	基本的に実証炉の考え方を踏襲。定検工程の軽水炉並み化についてもフェーズ２で見通しを得ており、COSMICでも同等のことが言える見通し。
	●補修区分の検討	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●アクセスルート・スペースの確保	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●生体遮蔽の設計	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。

表4.1.3(1)-7　2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のためのR＆D課題一覧（1/2）

分類	開発課題	既往知見	研究内容	備考
炉心・燃料	ラッパ管削除型燃料集合体構造の開発	・構造設計例 ・引抜・挿入性試験結果	・ラッパ管削除型燃料集合体の試作（タイロッド、グリッドスペーサ等の最適化） ・機械的強度試験・評価 ・引抜・挿入性試験・評価 ・変形特性（熱・照射変形）試験・評価 ・群振動、上下方向振動試験・評価 ・浮上り防止構造試験・評価 ・炉心径方向リークフロー防止構造試験・評価 ・集合体照射試験	
	ラッパ管削除型燃料集合体の熱流力特性評価手法の確立	・水流動試験結果 ・熱流動評価結果	・集合体単体水流動試験・評価 ・集合体単体ナトリウム流動試験・評価 ・集合体マトリックス水流動試験・評価	
	高温・高燃焼度化対応燃料材料の開発	・JNCにて被覆管材料、PNC1520（9万Mwd/t程度）,ODS(15万MWd/t目標）の開発を実施中	・材料照射試験 ・材料加工技術の開発	本プラント特有の課題ではない
	長寿命制御棒の開発	・軸方向非均質制御棒設計 ・ヘリウムボンド制御棒の開発	・ナトリウムボンド化実現のための試作・照射試験	
	水素化物遮へい体の開発	・独KNK(Na炉)で使用実績有り	・金属水素化物の水素解離圧等基本特性確認・評価 ・減速・遮へい効果の確認・評価 ・常陽等での実証試験（遮蔽能力、照射特性）	
	計装技術の開発 ・ラッパ管削除型燃料集合体炉心における炉心出口温度計装 ・破損燃料検出系	・強制対流領域であり見込み有り ・タグガス法（もんじゅ）（高価） ・セレクタバルブ方式（PFR）	・詳細流動解析による確認と実証試験 ・セレクタバルブ法の適用性・高温ナトリウム中試験・評価	
	振動充填燃料炉心の開発	・日本では知見少（ロシアが知見豊富）	・振動充填燃料の特性の把握（照射試験） ・振動充填燃料炉心の核熱設計手法の確立	
	上部ナトリウムプレナム	・IAEAベンチマーク解析 ・ロシアで臨界実験	・ボイド反応度の精度評価 ・過渡解析による有効性確認	
安全	CDA時再臨界回避シナリオの策定	実証炉用R&Dにて炉心損傷に関する研究を実施中。 ・起因過程では、炉心ボイド反応度が約5　6＄で、即発臨界超過に至らない見通し ・遷移過程では、制御棒案内管等を介して大規模プールスロッシングが発生する前に、炉心部から燃料排出することにより再臨界発生が防止可能な見通し ・再臨界回避をより確実なものとするため、FAIDAS集合体が検討されており、機能実証するためのIGR試験を計画中	・ダクトレス炉心の炉心損傷挙動の調査・検討 ・上部ﾌﾟﾚﾅﾑ付きﾀﾞｸﾄﾚｽ炉心沸騰挙動解明試験 ・燃料ﾋﾟﾝ破損挙動、燃料分散挙動解明試験 ・遷移過程での再臨界回避の実証及びｺｰﾄﾞ検証 (IGR等の活用) ・燃料デブリ冷却挙動評価	・軸ブランケット削除 ・溶融燃料排出チャンネル（各集合体付き、1体/6体あたり） ・薄肉制御棒案内管 ・リードチャンネル ・Naプレナム領域区分板の設置など
	PRACSシステムによる崩壊熱除去特性の評価	DRACSを中心とした評価手法の整備を実施（自然循環水流動試験、安全基準）	PRACS自然循環除熱特性確認試験 ・スケールモデルを用いた水流動試験装置により、自然循環能力及び特性把握、評価手法整備。	
	安全性向上方策の確立	原子炉出口温度高温化に対応したSASSの設計･開発を実施 流量低下型スクラム失敗事象時のGEMの負の反応度投入挙動及びその評価手法の妥当性を、FCA臨界実験、FFTFにおける実証試験等により確認	炉心安全性向上方策の検討 ・ナトリウムプレナム層付き炉心をベースとした安全性向上方策概念（SASS、GEM、制御棒軸伸長機構、径方向膨張等）の選定 有効性確認試験	・Naプレナム層付き炉心の沸騰挙動、GEMのナトリウム中のガス膨張挙動炉外試験等
	Na-水反応対策の強化（DBL低減）	Na-水反応事故時の安全シナリオ及び高温ラプチャ評価法の検討を実施	Na-水反応対策設備の検討 ・DBL低減のための、音響計による早期検知システム概念と急速ブロー設備概念。 急速ブロー設備の信頼性実証試験 ブローダウン時の伝熱管内熱伝達率測定試験	・30秒とするためには大口径のブロー弁が必要

表 4.1.3(1)-7　2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のためのR＆D課題一覧 (2/2)

分類	開発課題	既往知見	研究内容	備考
原子炉構造	ガス巻込み防止／スロッシング抑制対策	実証炉用 R&D にて水流動実験を介したガス巻込み評価手法、解析によるスロッシング評価手法を開発済み	炉容器コンパクト化に伴い、ガス巻込み防止の上では実用炉は厳しい条件となる為、実機を模擬した水実験を介して、対策構造を検討、効果の確認を行なう。（スロッシングについては解析にて評価可能）・	COSMIC 特有の課題ではない
冷却系	大容量機械式循環ポンプの開発	実証炉用に高吸込比速度が得られるポンプを開発 1/3 縮尺水試験装置を用いて、偏心配置対策、完全特性データを取得	実用炉に適合する大流量（実証炉の約２倍）ポンプの開発 ・水力構造 ・設計に必要な特性データ（完全特性）の取得	
	大容量電磁ポンプの開発	中規模（44m³/min)及び大規模（160m³/min）の試験機を製作し、機能試験を実施	・更なる大型化、大容量化を目指し電磁ポンプの開発 ・効率向上 ・運転性能データの取得等	
	高強度新材料の適用に関する研究	・火力プラントにて、600℃の高温高圧下で適用するための 12Cr 系鋼の開発実施中	・原子力設備適用のためのデータ蓄積、設計用データの策定 高温強度、環境効果(腐食特性、質量移行)、耐摩耗性、伝熱特性、水素透過度 ・溶接技術の確立（異材継手含む） ・高強度新材料を対象とした LBB 評価手法の高度化(精度向上) ・SG 伝熱管用としてウェステージデータ	・火力既取得データを活用して、合理的な開発が可能 ・板、管、鍛造材 ・ＥＭＰにｵｰｽﾃﾅｲﾄ系鋼を用いるので、二次系バウンダリに異材継手が必要
	改良 PRACS 機器の開発	—	・IHX 上部ﾌﾟﾚﾅﾑ内の伝熱流動特性の把握（PRACS コイル除熱による管板への熱過渡） ・PRACS コイル不具合時のメンテナンス対策	
燃料取扱・貯蔵設備	裸使用済み燃料移送技術の確立	—	①使用済燃料要素の除熱特性評価 （通常時・異常時の実験、解析） ・燃料交換機 ・燃料出入機	
	使用済み燃料表面付着ナトリウム安定化技術の確立	—	①炭酸 Na 化の実効性確認（試験） ・Na 残留状況の把握 ・最適条件（酸素、水分割合）把握 ・処理済み集合体の着水時挙動 ・自動化処理 ②炭酸 Na 化による影響確認（試験） ・狭隘部での閉塞のないことの確認 ・局所閉塞時の除熱特性確認 ③処理済み集合体移送時の除熱特性評価 （解析、実験）	
	新燃料ナトリウム中洗浄技術の確立	先行炉では EVST に貯蔵することで表面を浄化。	①洗浄槽での表面浄化方法の確認 （実験） ・最適条件の把握 ・処理時間最短化方策	
建屋・配置	3次元免震システムの開発	厚肉積層ゴムによる地震応答低減効果については、模型試験で確認されている。 厚肉積層ゴムの特性として、クリープ効果が顕著であるとの知見が得られており、経年変化時の特性確認、及び設計法の確立が必要である。	(1)免震装置確証試験 ①力学特性試験 ②経年特性試験 ③その他(火災特性等) (2)免震システム確証試験(振動試験) (3)免震設計法整備	

表4.1.3(1)-8　機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	原子炉１次系一体型（原子炉容器内IHX-EMP合体機器設置） ＋２次系機器合体
2	電気出力（発電端）	1600MWe
3	熱出力	3800MWt
4	ループ数	４ループ
5	１次系Ｎａ温度	550／495℃
6	２次系Ｎａ温度	335／520℃
7	１次系流量	69,670 ton/h
8	２次系流量	14535 ton/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	495℃／約18MPa
10	給水温度／流量	240℃／約6,500 ton/h
11	プラント熱効率	約42%
12	プラント稼動率	90%程度
13	炉心・燃料	均質炉心・混合酸化物燃料 （炉心；456体, B/A；174体, ﾋﾟｯﾁ195mm,被覆管；ﾌｪﾗｲﾄ鋼）
14	遮蔽体外接円径	5800ｍｍ（炉心槽径：6000mm) (ZrH+Hf２層)
15	燃焼度	15万MWd/t（炉心取出平均）以上
16	増殖比	約 1.06～1.2
17	原子炉停止系	主：43体、後：12体
18	炉心安全性	ＳＡＳＳ
19	炉心支持方式	円錐１枚板下部支持
20	炉壁保護構造	保護ライナ構造
21	炉心上部機構	本体胴削除部分昇降式炉心上部機構
22	１次系配管方式	なし
23	中間熱交換器	電磁ポンプ合体型：457MW/基, (φ2.12m,L5.0m)×8基
24	１次主循環ポンプ	電磁ポンプ：約170m³/min(40mNa)×8基
25	蒸気発生器	電磁ポンプ合体ヘリカル：950MW/基(φ4.5m, L9.0m)×4基
26	２次主循環ポンプ	電磁ポンプ：約280m³/min(40mNa)×4基
27	崩壊熱除去方式	4 IRACS (24MW) ＋ 2 DRACS (12MW)
28	Ｎａ漏えい対策	容器；ガードベッセル、配管；エンクロージャ
29	原子炉格納施設	鋼製格納容器（φ13.5m, H30m）：炉上部ドーム+ｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ
30	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	プラント運転ｻｲｸﾙ18ヶ月,５ﾊﾞｯﾁ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	炉内燃料貯蔵(IVS)方式
32	②炉内燃料交換	部分昇降式UIS＋マニプレータFHM
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置＋燃料移送機
34	免震	３次元免震
35	プラント寿命	40年
37	原子炉建屋	54.8m*41m*H55m, 約12万m³（ツインプラント）

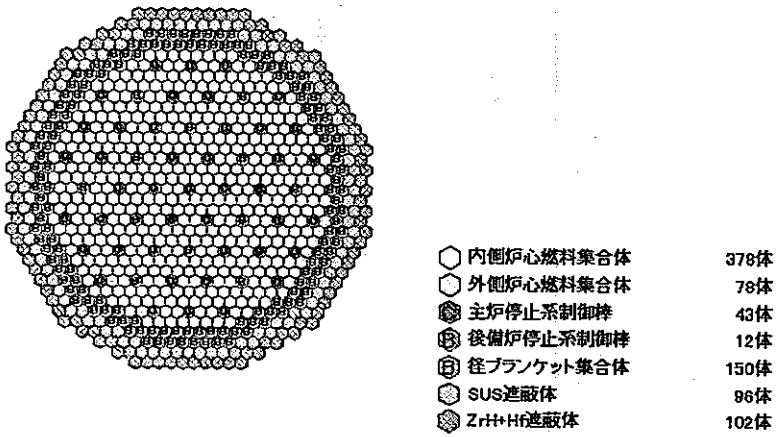


表4.1.3(1)-9　機器合体・集中配置タンク型炉炉心の主要目

項　目	16ヶ月炉心	増殖炉心
原子炉熱出力（MW）	3800	3800
運転サイクル長さ（EFPM）	16	12
燃料交換バッチ（core/RB）	4/4	4/4
炉心高さ（cm）	100	100
炉心等価直径（cm）	510	510
軸ブランケット厚（上/下）（cm）	35/35	45/45
炉心材料	FMS(ODS)	FMS(ODS)
燃料ピン外径（mm）	7.6	7.6
被覆管肉厚（mm）	0.44	0.44
ワイヤ径（mm）	1.6	1.6
集合体当たり燃料ピン本数（本）	294	294
集合体配列ピッチ（mm）	188	188
Pu 富化度（内側/外側）（wt%）	21 /30	20/25
燃焼反応度損失（%Δk/kk'）	6.0	4.0
最大線出力（W/cm）	440	430
ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$n/cm^{2}s）	3.4	2.6
ピーク高速フルエンス（$\times 10^{23}$n/cm^2）	5.7	4.4
炉心取出平均燃焼度（GWd/t）	174	135
全炉心 Na ボイド反応度（ %Δk/kk'）	2.5	2.0
増殖比	1.06	1.15

表4.1.3(1)-10　機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性

分類	設計要求事項	見通し及び検討方針
前提条件	-炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料/Na冷却
	-原子炉出力レベルの選定	160万kWeツインプラント。
	-機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	今後の熱過渡解析、構造解析評価が必要であるが、現時点で成立が困難と考えられる要因はない。 1600MWeのタービンの開発も可能と考えられる。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	熱交換器に12Cr鋼を採用し小型化した。このため、12Cr鋼の材料強度基準の開発が必要。
	-耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	現行基準に対応した重要度分類。
	-設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	原子炉建屋は水平・上下３次元免震を採用。制御建屋・原子炉補助建屋、貯蔵建屋及びタービン建屋は耐震建屋。地震動は左記を考慮。
	●国内立地点の最大地震動条件	同上
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：４炉心分	４炉心／プラント（ツインで８炉心分）の搬出待ち貯蔵水プールを貯蔵建屋に設置。
	-プラント寿命	
	●40年（リファレンス）	40年で設計。
	●60年程度の寿命延長追求	中性子照射による材料劣化が寿命を規定。照射量の多きい内部構造物の健全性を監視しながら追求。
経済性	●発電単価：5円/kW程度（耐用年数で減価償却）	スケールメリット、ツインプラントでの設備共用化により建設単価、発電単価の低減を図る。
	●建設費：20万円/kWe以下	プラント物量ベースで、20万円/kWe以下を達成する見込み。
	●燃焼度：15万MWd/t 程度	15万MWd/t 程度を達成見込み。
	●連続運転期間：12～24ヶ月	18ヶ月で計画。
	●適正な炉心出口温度	炉心出口温度550℃
	●稼働率：90%程度	90%程度確保。
	●建設工期：50ヶ月以内	50ヶ月以内を目標。
資源有効利用	-増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	ブランケットにより対応可能。
	●増殖比1.2程度（高増殖）	構造材をFMS、ブランケット厚さの増大、MA混入燃料の採用、ラッパ管厚さ、集合体構造の見直し等により、4～5%以上の増大を見込み増殖比を約1.2とできる見通しである。
	●低除染燃料装荷時の影響検討	燃料仕様（富化度等）の工夫で対応可能。
	-TRU燃焼	
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	炉型による大きな差異はないと考えられるが、検討を継続する。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
環境負荷低減	●Pu専焼炉としてのPu燃焼効率の範囲	燃料仕様の工夫等で高富化度燃料が可能。過剰反応度を抑制してPuを装荷可能。
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	Na炉特有の低廃棄物に加え、HT遮へい体を用いることで遮へい体数の削減、長寿命化を図り、廃棄物量を低減。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	1次系、建屋のコンパクト化により、物量の低減を図っている。
	●FPの核変換による放射能低減に関する検討	燃料にFPを含有することで対応可能。
核拡散抵抗性	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	実用プラントとして現状想定される保障措置を考慮。
	●低除染燃料等の適用可能性	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
	●ブランケットでの純粋Pu生成に対する対策	ブランケットにNp-237を混入することで対応可能。
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	適合を考慮。
	-実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	SASSによる受動的炉停止。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	IRACS：4ループ、DRACS：2ループで自然循環除熱可能な容量を設定。
	●再臨界回避能力	各集合体に溶融燃料流出パスを設ける。溶融燃料流出パスは集合体中心に配置した内部ダクトで構成し、水力等価直径を約60mmとする。内部はアルゴンガスとし、マノメータ構造としている。
運転・保守・補修性	●炉心損傷発生頻度10^{-6}/ry未満となる見通し	前記の炉停止系、崩壊熱除去系仕様で、炉心損傷発生頻度は10^{-7}/ry未満になる見通し。
	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	放射性物質は一つの容器に格納(1次系一体型炉)。2次冷却材の放射化を防止し、2次系エリアは非管理区域とする。Na機器の補修は先行炉と同等。電磁ポンプは静的機器であり、補修頻度は少ない。
	●補修区分の検討	万が一の炉心支持板の取り出しが可能としている。
	●アクセスルート・スペースの確保	建屋内の機器アクセススペースを考慮。
	●生体遮蔽の設計	生体遮へい設置スペースを考慮。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	電磁ポンプは静的機器であり、補修頻度は少ない。

表4.1.3(1)-11　機器合体・集中配置タンク型炉の 保守・補修性に関する対応方針

機器	部位	設定概念に対する着眼点・考え方				
		設計	検査（保守性）			補修
		機能・健全性	ＩＳＩ計画		検査性	補修性
			ISI対象部位	ISI検査項目（方法）		
原子炉構造	原子炉容器	免震プラントの特徴を取り込んだ薄肉設計。ホットデッキ方式に対応した炉壁保護構造の簡素化	冷却材バウンダリ溶接部	CM（ガスサンプリング式／接触式Na漏えい検出器）、VTM-2(イメージファイバ)、VO（EMAT装置）	RVをコンパクト化し、溶接線長さの削減（検査対象減少）を目指す。また、60年寿命を鑑み、自主検査として、VO（EMAT）を追加し、検査性の拡充を図る。	原子炉容器は炉容器外面からの遠隔インプレース補修を原則とし、裕度ある設計とアクセス性の拡充で補完。
			カバーガスバウンダリ溶接部	CM（放射線モニタ）		
			異材継手部	CM（放射線モニタ） VO（EMAT装置）		
	ルーフデッキ	建屋免震採用による１枚板ホットデッキを用いた構造の簡素化	カバーガスバウンダリ溶接部	CM（放射線モニタ）	放射線モニタによる1次Arガスの漏えいを連続監視を原則とする。	バウンダリ形状の簡素化により、万一の漏えい・異常欠陥（変形、クラック等）箇所に対して、補修作業性向上
	ガードベッセル	ペデスタル一体支持、HVACによるペデスタル部冷却、低合金鋼SGV構造による簡素化	胴溶接部	VTM-3（イメージファイバ）	VTM-3（メージファイバ）による肉眼試験を原則とする。	ガードベッセルは遠隔インプレース補修を原則とし、裕度ある設計とアクセス性の拡充で補完
	炉心支持構造物	炉心下部支持（円錐コンサポート）、下部高圧プレナム構造の採用による構造の簡素化	コーンサポート溶接部	VTM-3（Na中目視検査装置） VO（Na中UT装置）	隔壁を要しないことからアクセス性が向上し、自主検査としてVTM-3、VOを追加して検査性の拡充を図る。	炉心支持構造物はボックス構造ではなく１枚板の円錐形状とすることにより、溶接線が大幅に削減可能。さらに、炉心槽側部の仕切板部に開口を設けることにより、アクセス性の向上を図
１次主冷却系	中間熱交換器	EMPとの直列合体機器を炉容器内に配置することによるプラントの合理化	冷却材バウンダリ溶接部	CM（ガスサンプリング式／接触式Na漏えい検出器）、VTM-2(イメージファイバ)、VO（EMAT装置）：異材継手部	連続的及び定期的に健全性を確認する。	万一の異常の場合にはIHXとEMP合体機器の一括交換を考慮。
	電磁ポンプ	浸漬型電磁ポンプ採用によるプラントの合理化		電気的試験（導通、インピーダス、絶縁抵抗）	連続的及び定期的に健全性を確認する。	動的部位削除及び裕度ある設計により補修の必要性を回避。万一の異常の場合にはIHXとEMP合体機器の一括交換を考慮。
２次主冷却系	蒸気発生器	万一のNa-水反応を考慮して設計	ＳＧ伝熱管	CM（リーク検出器） VO	運転中は伝熱管からの水漏洩を水素計等により連続監視するとともに、定検時に伝熱管の体積検査を行う	遠隔インプレース補修を原則とする。
	電磁ポンプ	浸漬型電磁ポンプ採用によるプラントの合理化		電気的試験（導通、インピーダンス、絶縁抵抗）	連続的及び定期的に健全性を確認する。	動的部位削除及び裕度ある設計により補修の必要性を回避。万一の異常の場合にはEMP単独で取出し交換。

CM：連続監視
VTM-2、3：肉眼検査
VO：体積検査

JNC TY9400 2001-012

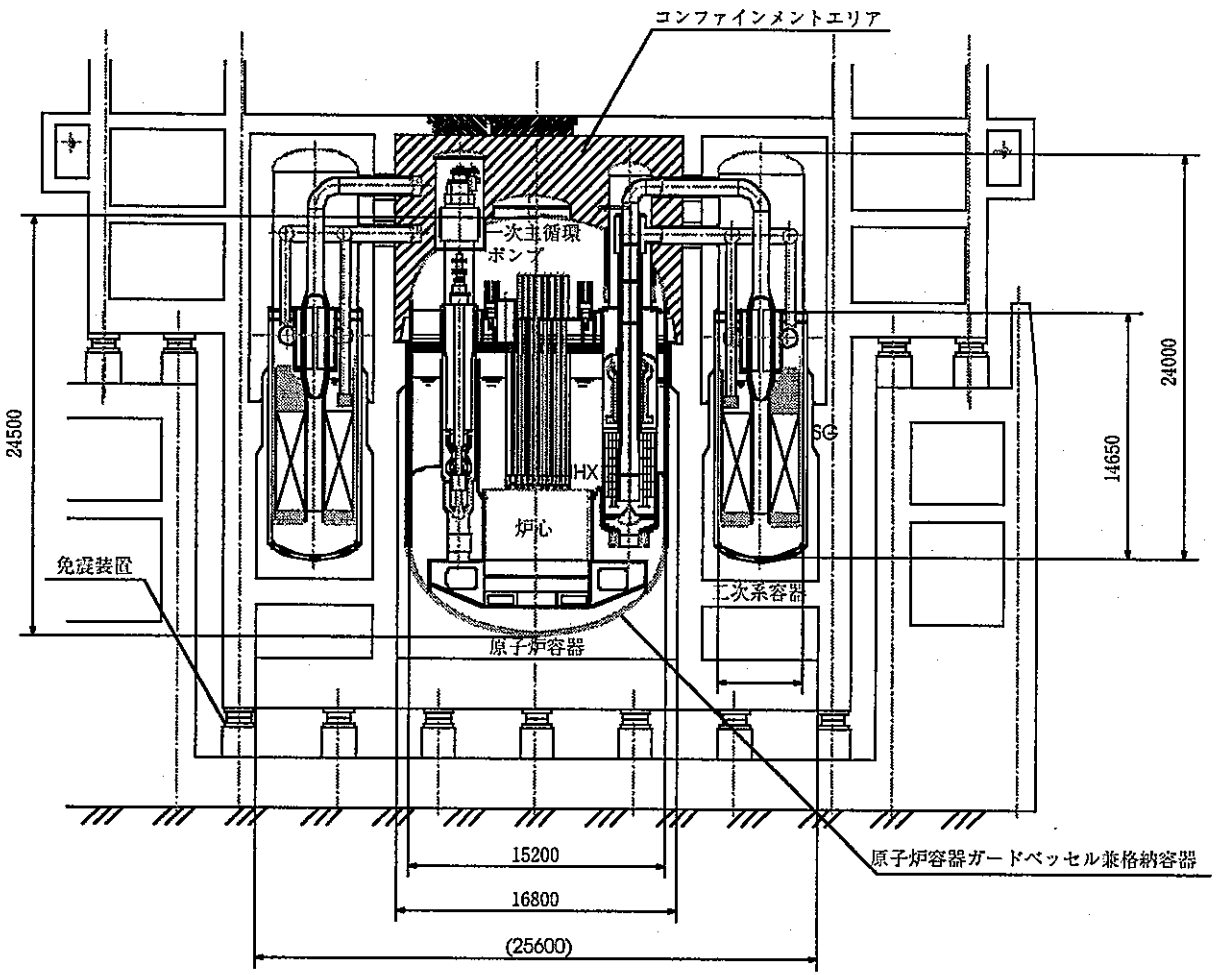


図 4.1.3(1)-7　２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉のプラント概念図

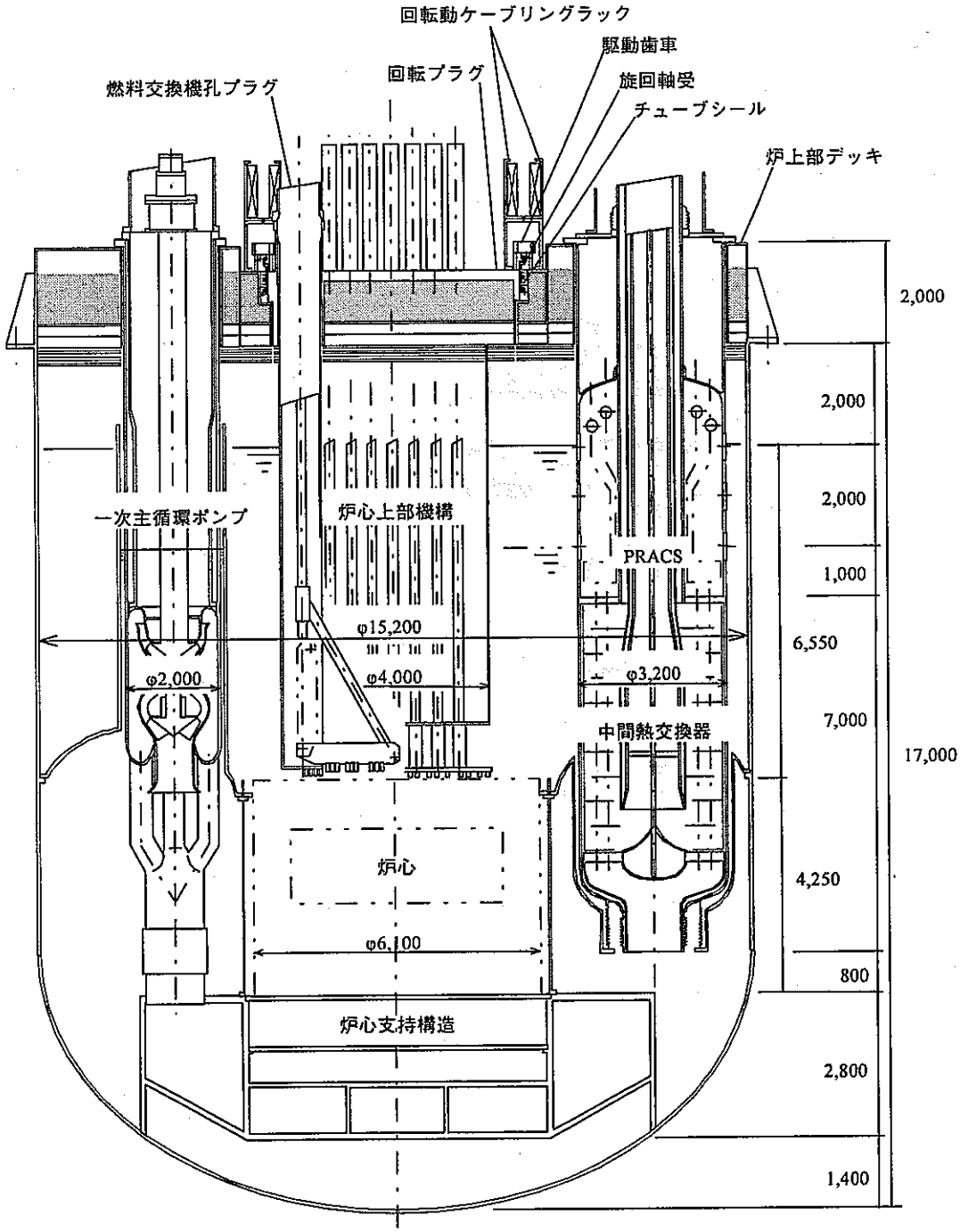


図 4.1.3(1)-8　2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の原子炉構造

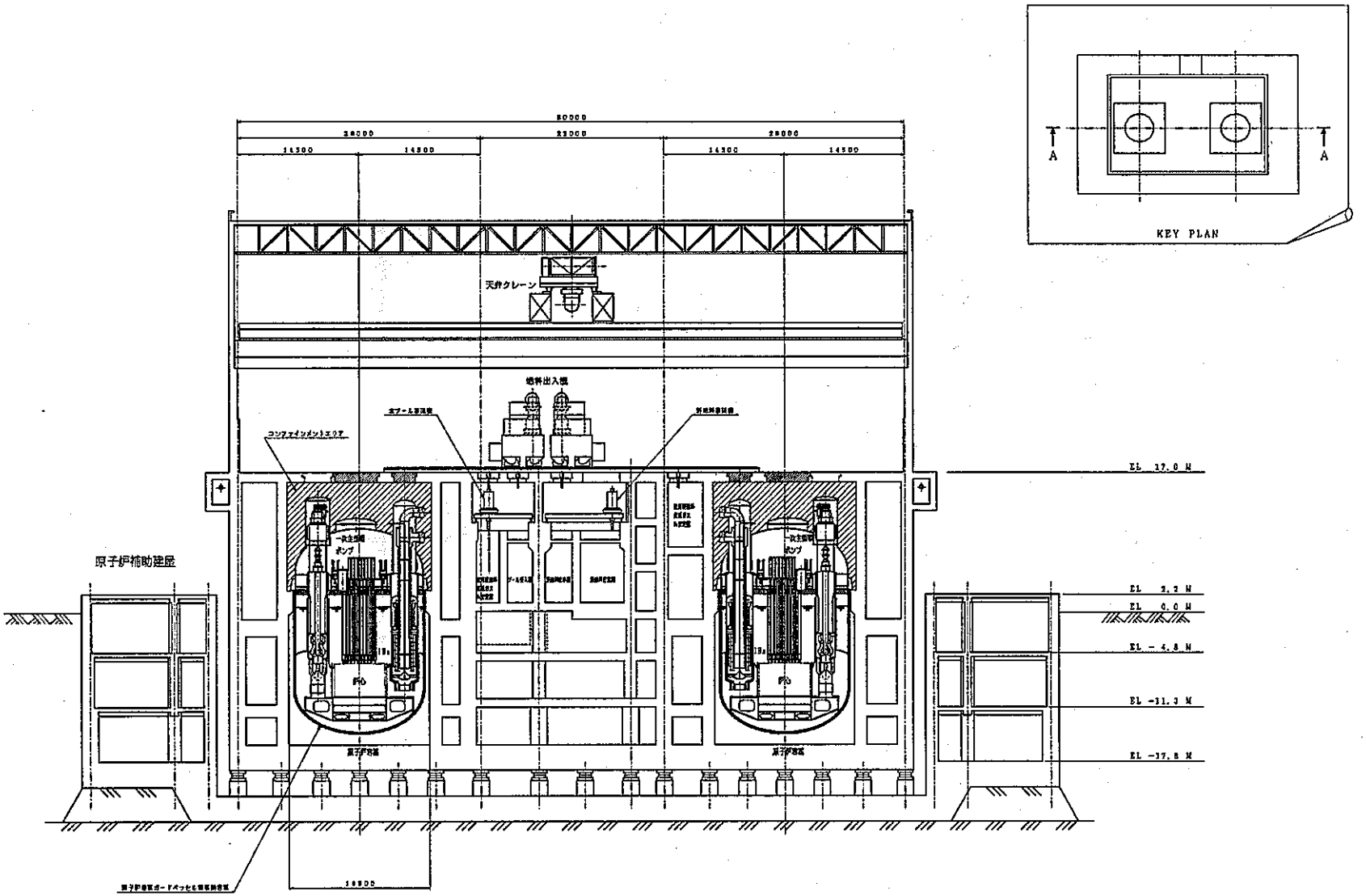


図 4.1.3(1)-9　２次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建屋配置図（断面 A－A）

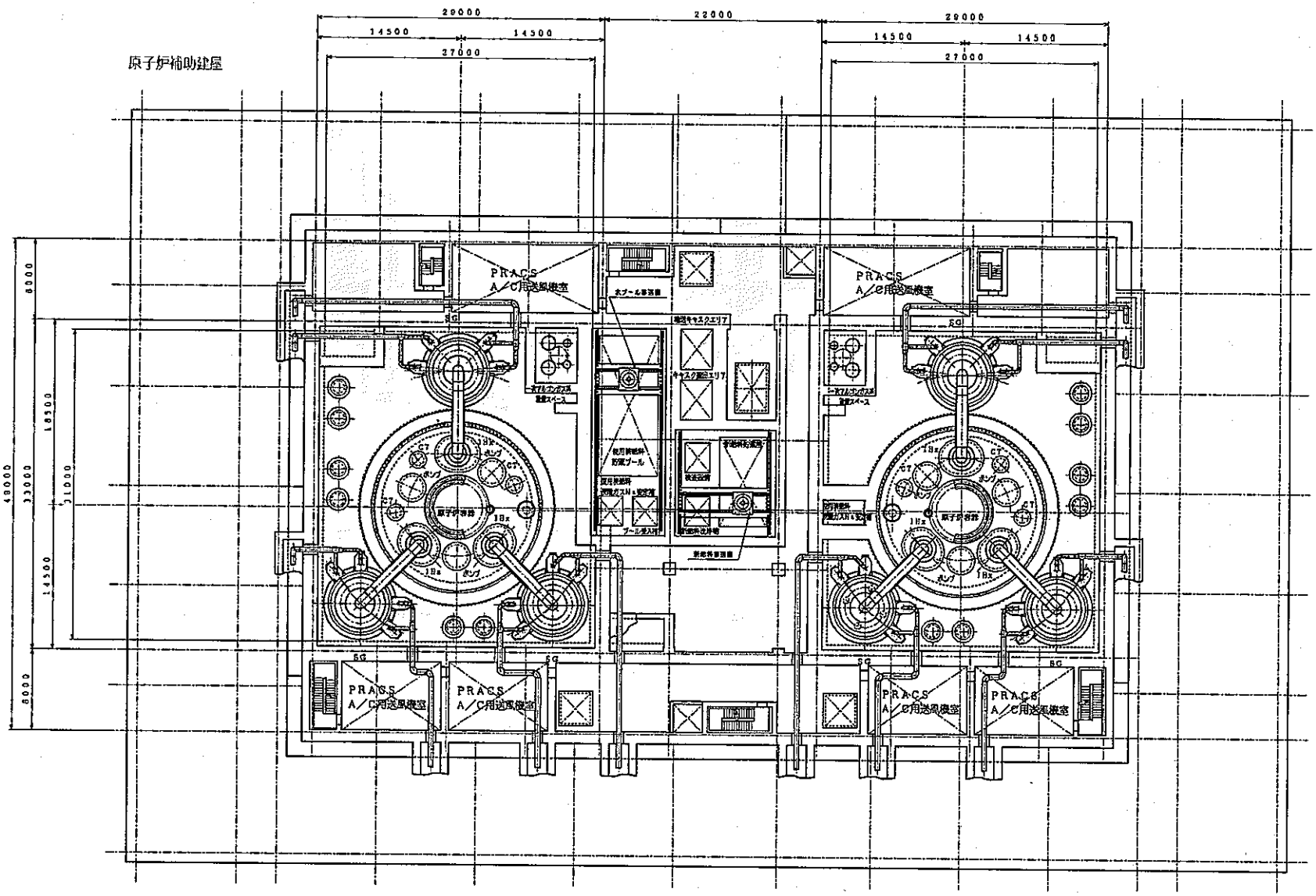


図 4.1.3(1)-10　2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建屋配置図（平面 地上3階）

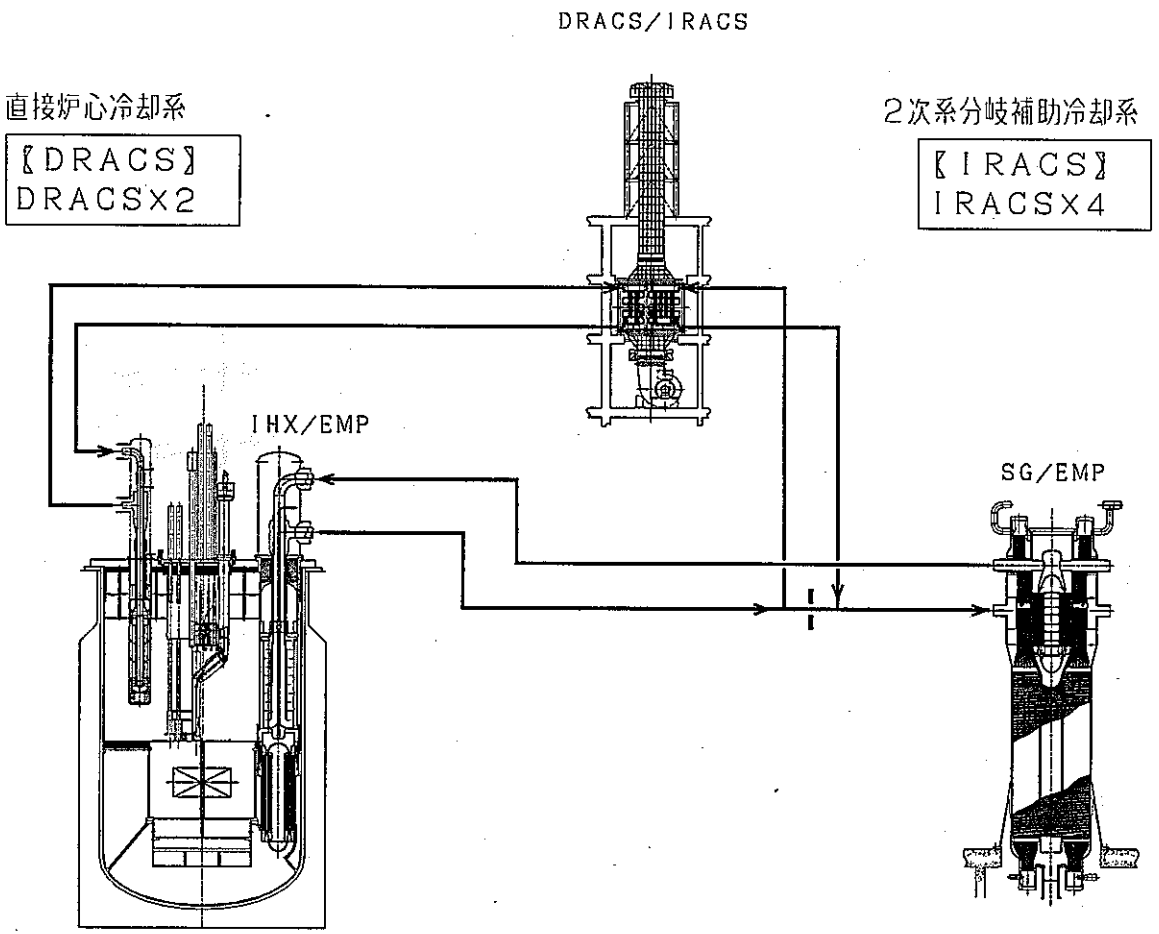


図 4.1.3(1)-11　機器合体・集中配置タンク型炉の概念図（崩壊熱除去系フロー）

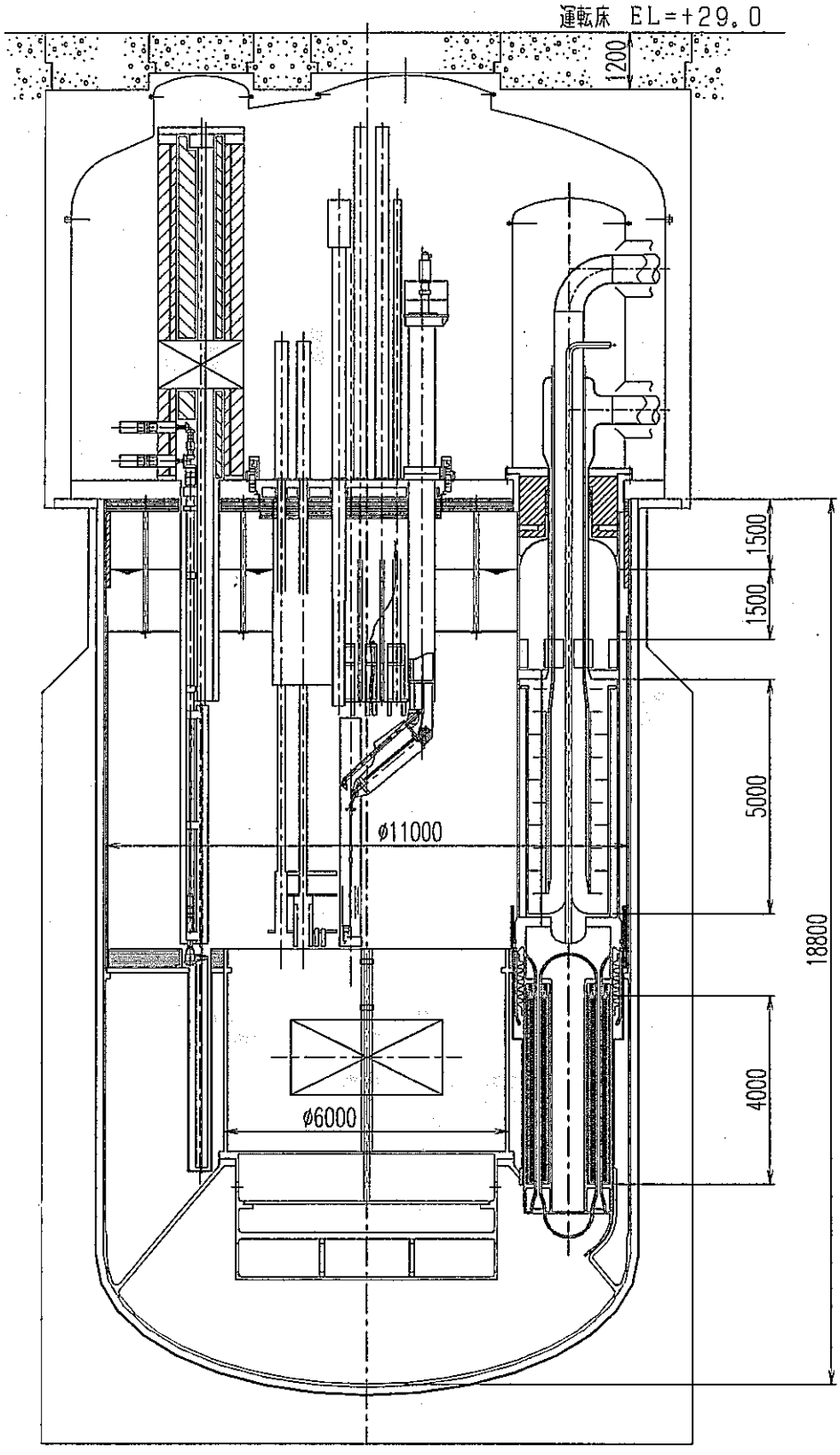


図 4.1.3(1)-12　機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉構造

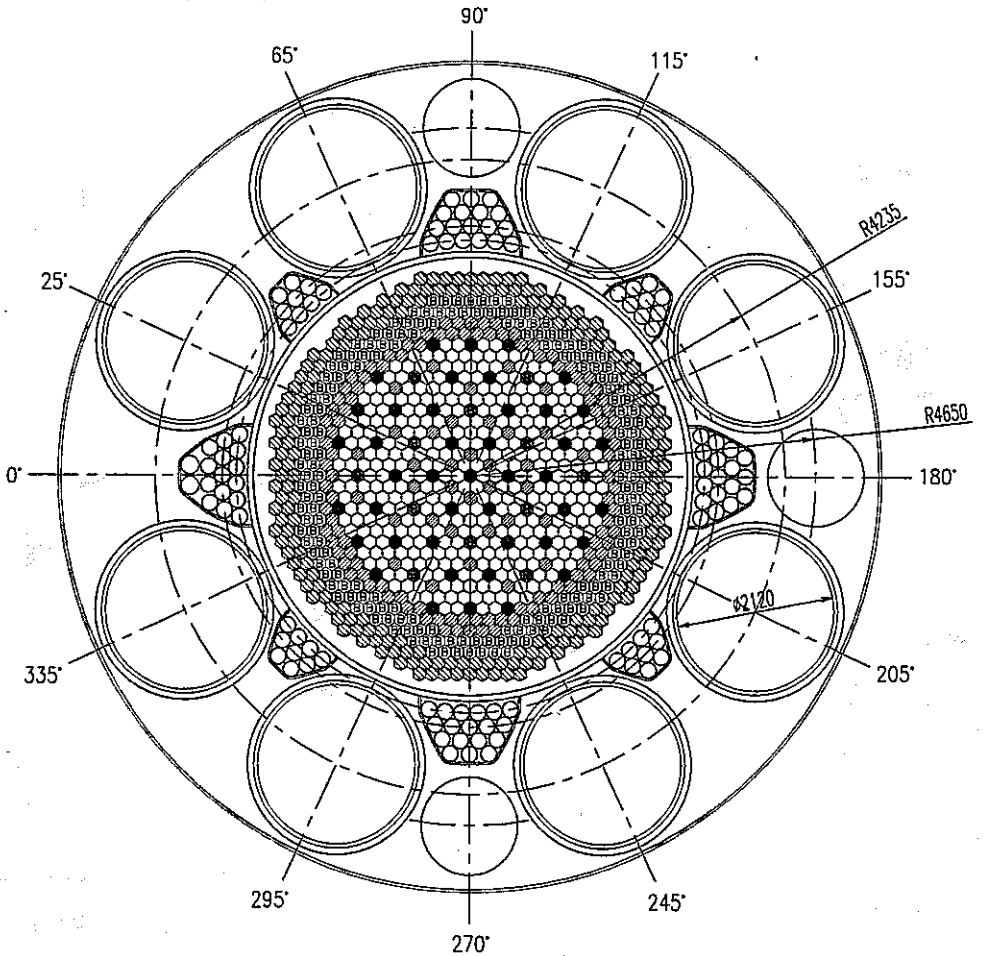


図 4.1.3(1)-13　機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉断面図

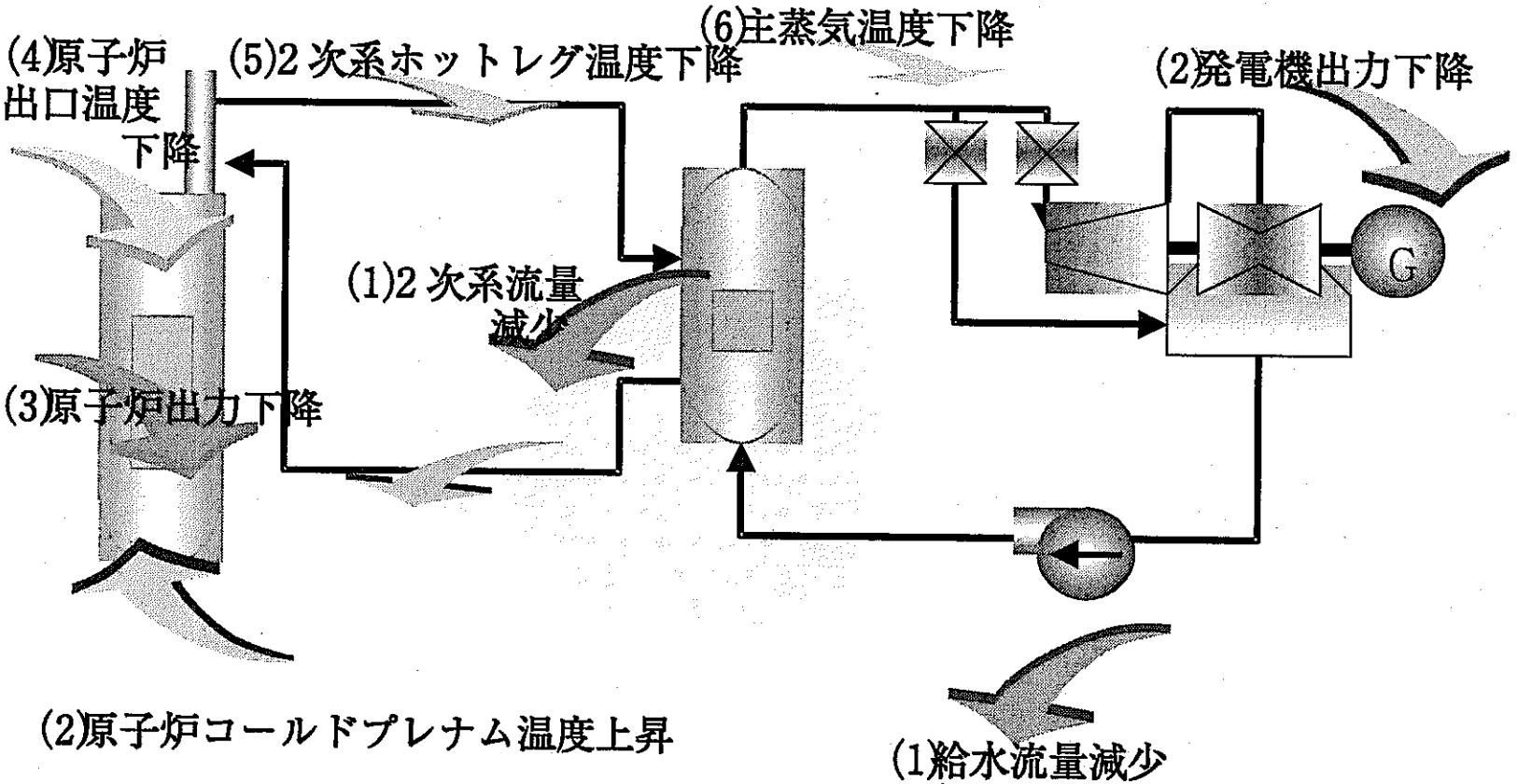


図4.1.3(1)-14　PLAMによる出力制御の概念

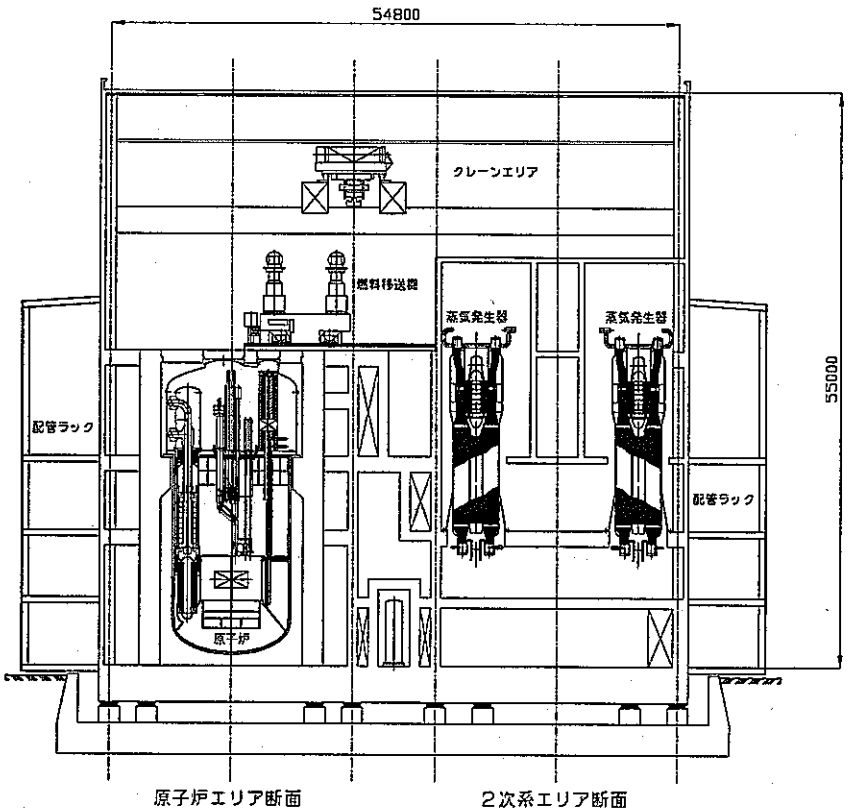


図 4.1.3(1)-15　機器合体・集中配置タンク型炉の建屋配置図

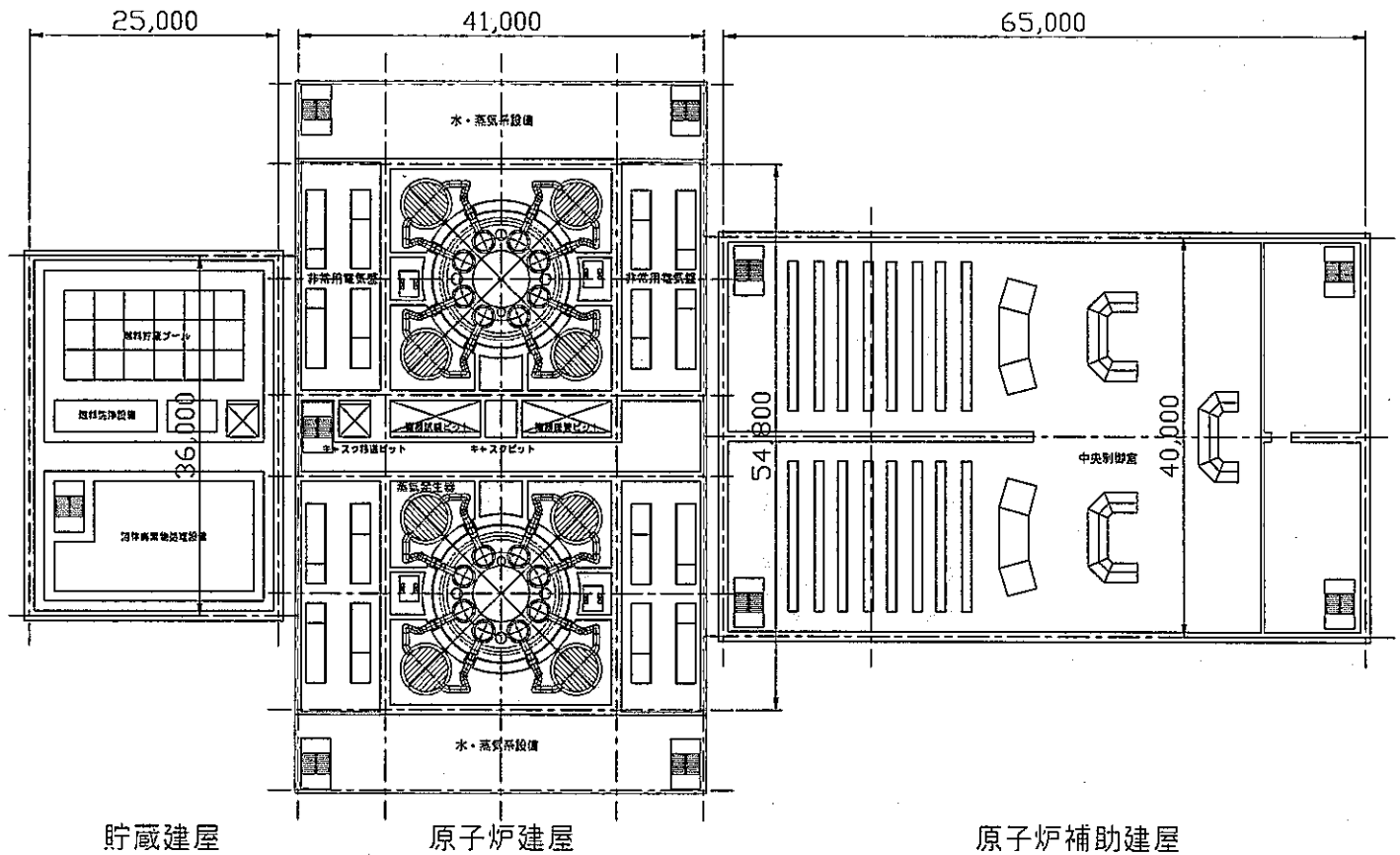


図 4.1.3(1)-16　機器合体・集中配置タンク型炉の建屋断面図

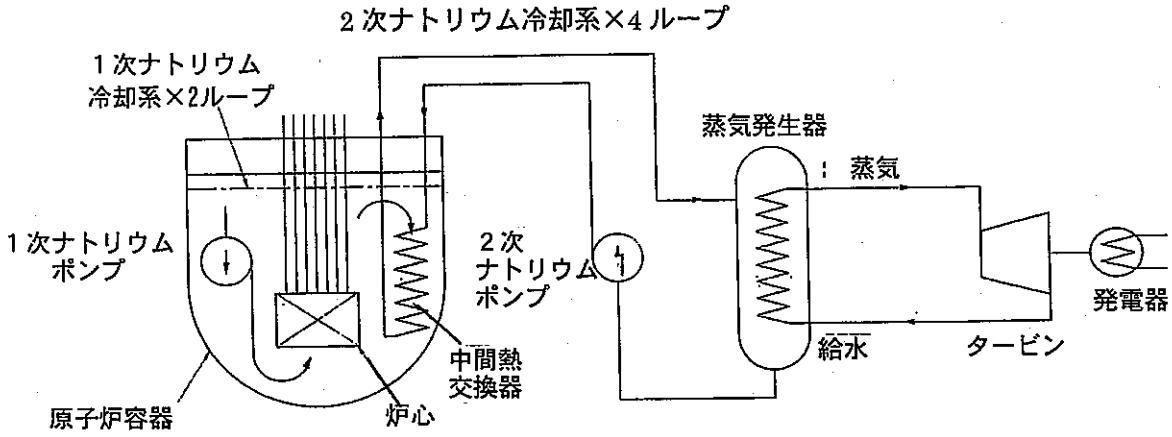


図 4.1.3(1)-17　タンク型炉（機器・系統コンパクト化）冷却系概念図

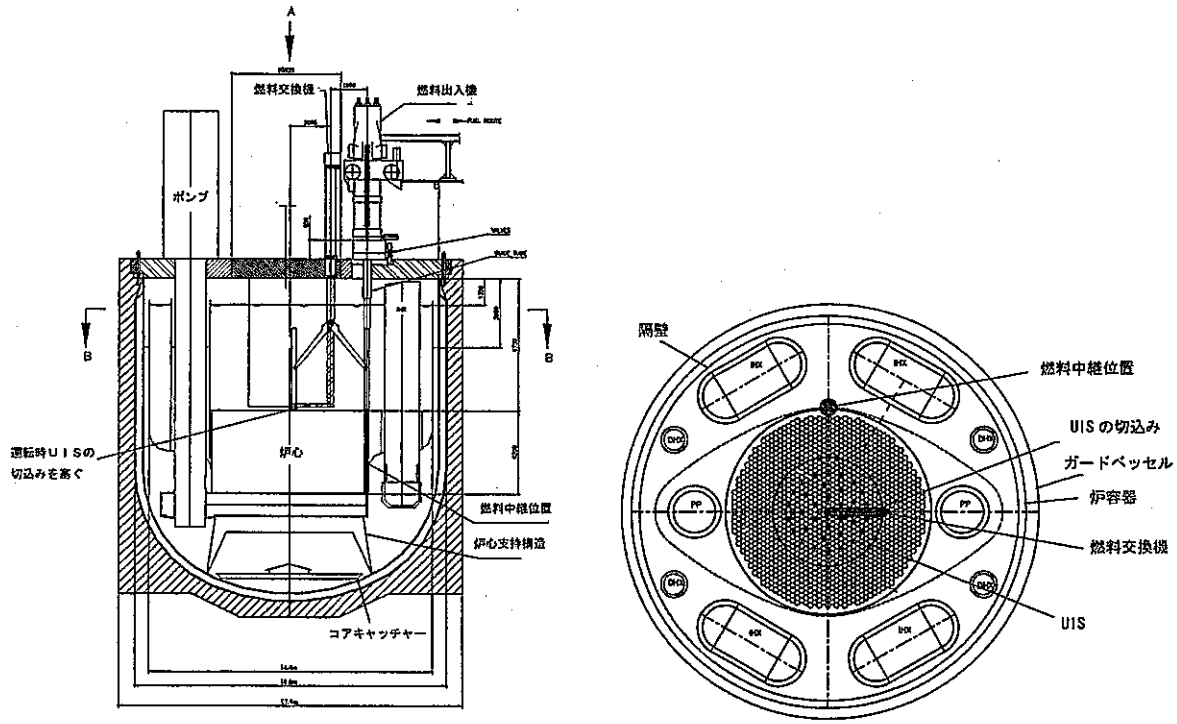


図 4.1.3(1)-18 タンク型炉（機器・系統コンパクト化）原子炉容器内機器配置概念

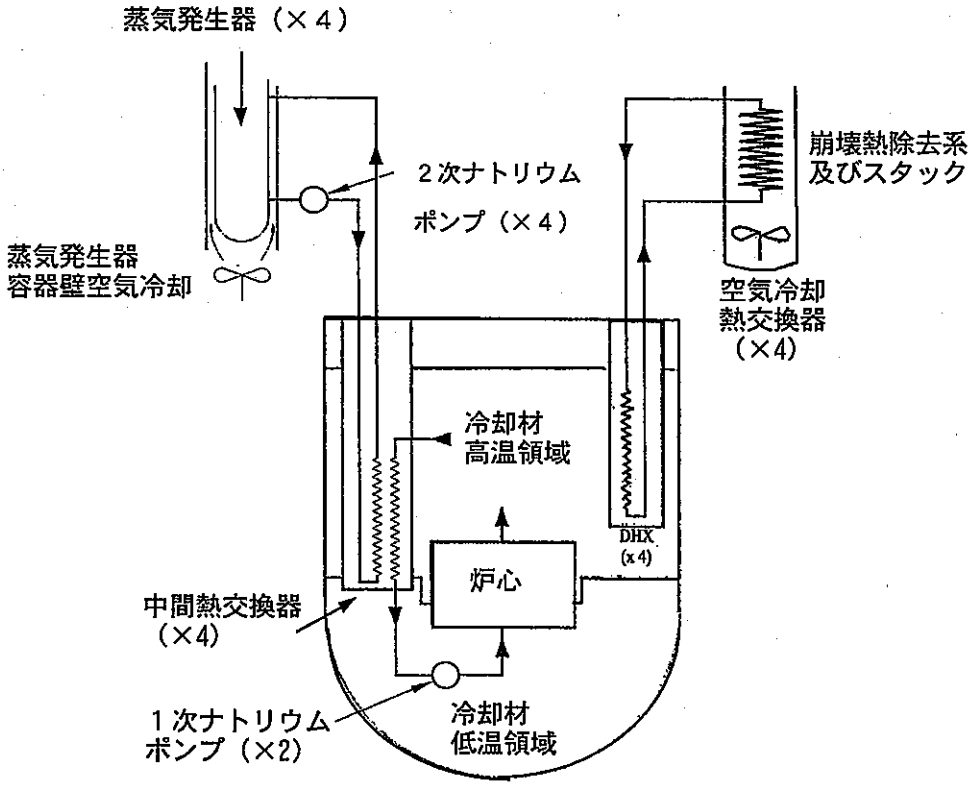
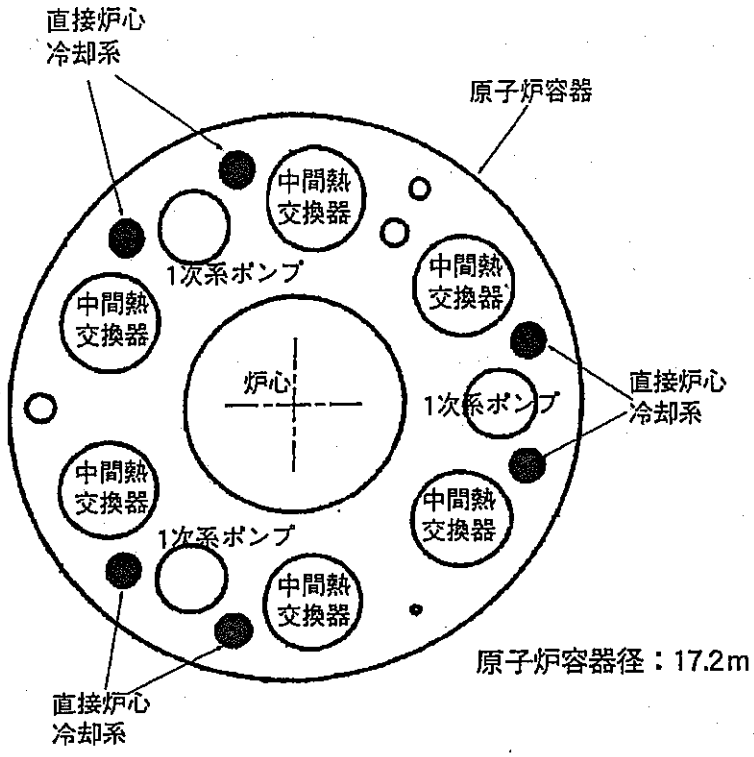
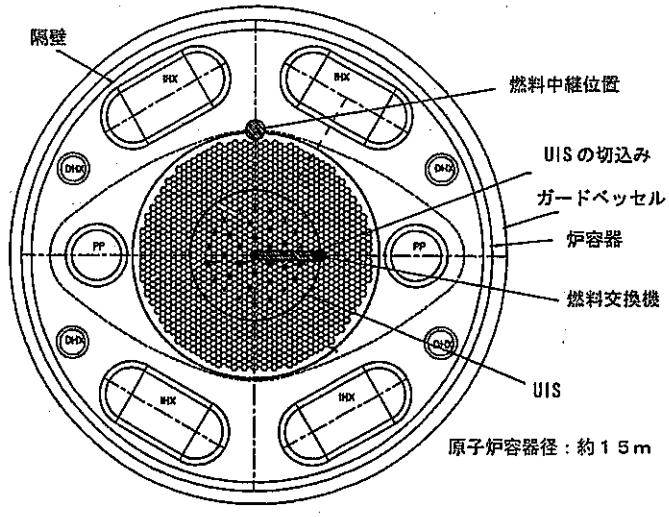


図 4.1.3(1)-19 タンク型炉（機器・系統コンパクト化）崩壊熱除去系概念図



ＥＦＲの原子炉容器内レイアウト



本概念の原子炉容器内レイアウト

図 4.1.3(1)-20 ＥＦＲと本概念の原子炉容器内レイアウトの比較

（ii） 候補概念の検討

以上のように、Na 冷却大型炉の４つの候補概念（ループ型炉１概念、タンク型炉３概念）を摘出し、各概念について設計要求への適合性を検討するとともに、経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性について評価した。その結果、いずれの概念も経済性目標である 20 万円/kWe 以下の建設コストをクリアできるとの見通しが得られた。

この評価結果を踏まえ、フェーズＩの終了時点において、これらの中から最も有望な Na 冷却大型炉概念を抽出するため、ループ型炉及びタンク型炉についてそれぞれ下記の方針で設計検討を進めることとした。

ループ型炉

１次系機器合体・ループ数削減を取り入れた本概念は、ＮＳＳＳ物量が約 2600t、原子炉建屋容積が約 11.5 万 m^3/プラントであり、物量に関しては４つの概念の中で最も小さくなっている。

そこで、経済性目標をクリアする見通しのある有望な候補概念として本概念を位置付け、技術的成立性に関する検討を進め、主要な技術課題の解決の見通しと必要なＲ＆Ｄ課題を明らかにする。また、物量データベースを整備し、経済性評価を行う。

タンク型炉

タンク型炉については３つの候補概念を検討したが、物量に関してはいずれの概念もループ型炉より大きくなっている。しかしながら、これら３つの概念で採用されているコストダウン方策はそれぞれ異なっており、互いの長所を相互に取り入れることによりさらなる物量削減を図る余地があると考えられる。

そこで、これらの概念を統合し、より優れた経済性を有する新たなタンク型炉概念の再構築を図る。また、再構築した概念について物量データベースを整備し、経済性評価を行う。

以上の検討に基づき、経済性に優れ、かつ、成立性の見通しのある有望なフェーズⅡ候補概念を選定する。以下、上記の方針に基づいて検討した候補概念（Na 冷却大型ループ型炉及び Na 冷却大型タンク型炉）について、それらの基本概念、基本仕様、技術的成立性に関する検討結果及び評価結果（経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性）をまとめる。

（ａ） Na 冷却大型ループ型炉

① 基本概念

本プラントは、これまでの日本のＦＢＲ技術（もんじゅ、実証炉等）を継承したループ型プラントである。

本プラントの建設単価削減の基本的な考え方を図 4.1.3(1)-21 に示す。本プラントでは、高強度鋼（12Cr 系鋼）の採用、構造設計基準の合理化、免震技術の採用、再臨界回避によるＣＤＡ荷重の低減といったＲ＆Ｄ成果を先

取りすることにより原子炉構造のコンパクト化、配管短縮化、冷却系ループ数の削減（２ループ化）、冷却系機器合体（１次ポンプとＩＨＸとの合体）といった設計方策を採用し、ＮＳＳＳ物量の大幅な削減を図っている。また、主要な機器・系統の物量削減に併せてＢＯＰ物量の削減、建屋容積の削減を図っている。さらに、本プラントでは燃料取扱設備の簡素化、ツインプラント化などの経済性向上方策を採用している。

本プラントで採用している主なコストダウン方策を以下にまとめる。

a. 原子炉構造のコンパクト化

炉心のコンパクト化、炉内燃料取扱方式のコンパクト化（単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ）により炉容器径を縮小し、現状設備によるリング鍛造が可能な範囲（φ９m 台）に炉容器径を抑える。また、３次元免震採用による地震入力の軽減、再臨界回避によるＣＤＡ荷重の軽減等により炉容器を薄肉化（30mm）するとともに、炉壁保護構造を簡素化（ホットベッセル化）する。

b. 配管短縮化

12Cr 系鋼の採用、現行基準の持つ余裕代を合理化した構造設計基準の高度化等により１次系及び２次系の主配管を短縮化する。

c. ループ数削減

Na 冷却炉に固有の特長（①低圧系での運転が可能、②高い伝熱能力、等）の活用、12Cr 系鋼の採用、構造設計基準の合理化等により、熱交換器の大型化及び伝熱構造のコンパクト化、すなわち、熱交換器１基当たりの出力増加が可能となり、冷却系１ループ当たりの出力増加が可能となる。本プラントでは、構造健全性や製作性の見通せる範囲で冷却系機器の大型化と配管の大口径化を図り、２ループ構成として冷却系統を簡素化する。

d. 機器合体

１次ポンプとＩＨＸを合体する。これにより、冷却系統の簡素化が可能となる。また、下部引き回しとなるためアクセス性が悪く、補修性が課題となるミドルレグ配管を削除できる。

e. 燃料取扱設備の簡素化

高発熱の使用済燃料を水プールで直接貯蔵する簡素化燃料取扱設備を採用し、ＥＶＳＴ及びその冷却系を削除する。

f. ツインプラント化

本プラントはツインプラントとして計画し、それにより、設備の共用化、設備容量の削減を図る。

なお、ループ型プラントには更なる経済性向上のポテンシャルである２次系削除にも移行しやすいという特長があるが、現時点では２次系削除の方策として最善のものが定まっておらず、また、その技術的検討も十分詰まって

いないとの判断から、本プラントは２次系を有するシステムとしている。

② 基本仕様

本プラントの基本仕様を表 4.1.3(1)-12 に、プラント概念図を図 4.1.3(1)-22～図 4.1.3(1)-24 に示す。

本プラントは熱出力 3570MWt、電気出力 1500MWe のループ型プラントであり、主冷却系は２ループで構成するとともに、１次ポンプとＩＨＸを合体し、主冷却系統の簡素化を図っている。

以下、本プラントの設計の概要をまとめる。

a. 炉心・燃料

Na 冷却大型炉の炉心として、燃料形態や再臨界回避方策の異なる下記の４概念を検討しているが、ここでは、均質２領域炉心（ＭＯＸ燃料／軸方向ブランケットペレット一部削除）について、その設計の概要をまとめる（他の炉心概念については、「炉心・燃料に関する技術検討書」を参照されたい）。

－均質炉心　　：ＭＯＸ燃料／内部ダクト設置
－均質２領域炉心　：ＭＯＸ燃料／軸方向ブランケットペレット一部削除
－径方向非均質炉心：ＭＯＸ燃料／軸方向ブランケットペレット一部削除
－均質２領域炉心　：金属燃料　／軸方向ブランケットペレット一部削除

ア 炉心・燃料設計の基本的考え方

本プラントの炉心・燃料設計の基本的考え方は以下のとおりである。

1)燃焼度、プラント運転サイクル長さ、増殖比等に関する設計要求事項を満たした上で、炉心径方向サイズをコンパクト化し、炉容器径の削減を図る（目標：炉心槽内径 6.5m）。また、炉心圧損を低減して「１次ポンプ軸固着」時の事故影響の緩和、所内負荷率の削減等を図る（目標：バンドル部圧損約 2kg/cm^2）。

2)被覆管のＣＤＦ値に余裕があることに着目してガスプレナム長を短縮（1020mm）するとともに被覆管の肉厚を薄くする（0.5mm）。ガスプレナム長短縮によるバンドル圧損低減分を燃料ピン配列ピッチの短縮に使用し、被覆管の薄肉化と併せて燃料体積比の増加（炉心性能の向上）を図る。

3)炉心サイズ（炉心槽径）を小さくするため、径方向遮蔽体に ZrH を遮蔽材とする高性能遮蔽体を採用する。

4)制御棒配置は、燃料取扱システムと整合するよう、ＵＩＳの中に燃料交換機が進入することを想定した配置とする。

5)再臨界回避方策として、炉心損傷時の溶融燃料の炉心領域外への排出を促進するため、燃料集合体中心部の燃料ピン（37 ピン）内の上下軸方向ブランケットペレットを削除した構造を採用する。

6)増殖性に対する柔軟性には、運転サイクル期間及び燃焼度を変化さ

せる方式で対応する。

イ 炉心核特性

炉心特性の解析では、炉心性能に関する設計要求事項を満たし、同時に、炉心コンパクト化及び炉心圧損低減に関する目標を達成できる炉心・燃料仕様をサーベイ・設定した。また、設定した炉心仕様について炉心燃焼特性解析、炉心反応度特性解析及び制御棒設計解析を行い、炉心の主要特性を評価した。

図 4.1.3(1)-25 に炉心構成及び炉心主要目を示す。

主要な炉心の性能は下記のとおりであり、炉心性能に関する設計要求事項をほぼ満足している。

1)取出平均燃焼度：約 15 万 MWd/t

2)増殖比　　：約 1.15

3)運転サイクル長：約 17 ヶ月（４バッチ方式）

本炉心の炉心槽内径は約 6.5m に収まっており、また、後述するように炉心バンドル部も約 1.7kg/cm^2 と低圧損であることから、原子炉構造及び冷却系の物量削減に向けたベースを整備したと言える。

なお、本炉心のボイド反応度は 5.6$ （高速炉多重リサイクルの燃料組成の場合）であり、ＣＤＡ起因過程における即発臨界による急激な機械的エネルギー放出を回避することが可能な範囲に抑えられている。

ウ 炉心熱特性

炉心の燃焼・出力分布解析に基づき、炉心流量配分を行って、各流量配分領域における被覆管の最高温度及びその履歴を評価した。図 4.1.3(1)-26 に示すように、被覆管肉厚中心最高温度は熱的制限値（700℃と暫定）以下で推移しており、燃料の熱的成立性に対する見通しが確認されている。

エ 炉心廻りの遮蔽解析

炉心廻りの遮蔽解析を行って、炉心槽の高速中性子（E＞0.1MeV）照射量の制限値（2×10^{21}nvt）をクリアできる径方向遮蔽体の構成を設定した。遮蔽体構成は、図 4.1.3(1)-25 に示すように、内側から SUS 遮蔽体、ZrH 遮蔽体（計２層）としている。

オ 燃料集合体設計

高燃焼度化（15 万 MWd/t）、原子炉出口温度高温化（550℃）に対応できる燃料被覆管の仕様を設定した。被覆管材としてＯＤＳ鋼を使用することを前提に、ガスプレナム長及び被覆管肉厚をそれぞれ 1020mm 及び 0.5mm としている。この寸法条件にて評価した定格運転時の被覆管ＣＤＦ値（図 4.1.3(1)-26 に示す被覆管最高温度履歴に基づく）は、いずれの流量領域においても 0.15 以下であり、燃料の健全性が十分に確保されることが確認された。

なお、ここで定めた燃料被覆管の仕様と前述の炉心流量配分から炉心バンドル部の最大圧損を評価すると、約1.7kg/cm²となる。

以上の検討に基づいて定めた燃料集合体構造を図 4.1.3(1)-27 に示す。同図に示すように、再臨界回避方策として、燃料集合体中心部の燃料ピン（37 ピン）内の上下軸方向ブランケットペレットが削除されている。

b. 原子炉構造

ア 原子炉構造設計の基本的考え方

本プラントの原子炉構造設計の基本的考え方は以下のとおりである。

1)技術的成立性があり、経済性に優れるコンパクトな原子炉構造概念を設定する。特に、炉容器径を、現状設備でのリング鍛造が可能なサイズ（目標：φ９ｍ台）に抑える。

2)簡素な燃料交換システム（単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ＋パンタグラフ式燃料交換機）を設定して炉上部構造を簡素化し、炉容器径縮小に資する。

3)炉容器の上方から配管を差し込むトップエントリー方式を採用する。本方式は、炉容器の側部にノズルを設ける側部流出入方式に比べて炉容器径が大きくなるが、配管（特にコールドレグ）の補修性に優れるというメリットがある。

4)炉心支持方式は下部支持方式を採用する。この方式は実証炉のような側部支持方式と比べて物量を小さくできるメリットがある。

5)ＣＤＡ時の急激な機械的エネルギー発生の回避（再臨界回避）等により炉容器の壁を薄肉化（30mm）し、物量を削減する。

6)もんじゅのような２液位制御、実証炉のような重装備の炉壁保護構造を採用せず、液位制御なしのホットベッセルとし、構造の簡素化を図る。

7)炉容器内 Na インベントリが少なく、Na 流速が高くなることから、炉容器液面からのカバーガス巻き込み防止対策及びスロッシング抑制対策として、ディッププレートを採用する。

イ 燃料交換システム概念

本プラントの燃料交換方法の概念を図 4.1.3(1)-28 に、燃料交換・出し入れシステム概念及び燃料交換手順を図 4.1.3(1)-29 に示す。前述のように、「単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ＋パンタグラフ式燃料交換機」を採用して、炉上部構造を簡素化している。

本システムの特徴を以下にまとめる。

1)ルーフデッキの貫通孔φ5.6m の中に取り付けることができる小口径の単回転プラグを採用。

2)燃料交換機がＵＩＳのＣＲＤＭ案内管群の中を炉心中心位置まで入

って行くことができる切込み付コラム型ＵＩＳを採用。従来のような円筒胴を削除するとともに、ホールドダウンプレートなどの水平板の燃料交換機アクセス方向に幅320mmの切込みを設ける。

3)ＵＩＳのＣＲＤＭ案内管群の中を移動するため、スリムなパンタグラフ式の燃料交換機を採用。

4)炉容器内と燃料出入機との間の燃料の受け渡しを行う炉内中継槽及び炉内中継装置を設置。炉容器径を小さくするため、燃料の出し入れには垂直昇降式を採用。

ウ 制御棒及びＣＲＤＭの概念

制御棒は、長寿命化を図るため、ナトリウムボンド方式を採用するとともに、制御棒ペレットのリロケーションによる被覆管破損を防止できるよう、制御棒ペレットと被覆管との間にペレットを内包・保持するシュラウド管を設けた設計とする。

ＣＲＤＭの基本概念を図 4.1.3(1)-30 に示す。炉停止に関する多重性及び多様性を確保するため主炉停止系と後備炉停止系の独立２系統とし、かつ、後備炉停止系はキュリー点利用のＳＡＳＳ機能を有する設計とした。

エ 原子炉構造概念

本プラントの原子炉構造概念を図 4.1.3(1)-31 に示す。前述のように、本プラントの原子炉構造は、トップエントリー方式の配管の採用、炉心下部支持方式の採用、炉壁薄肉化、炉壁保護構造の簡素化といった特徴を有しており、検査性と補修性を確保しつつ、物量の大幅な削減（炉心構成要素を除いて約 857t）を可能とし、かつ、炉容器径を鍛造材の適用及び一体での工場製作が可能なサイズ（φ9.6m：目標のφ９m台）に抑えている。

なお、炉壁保護構造の簡素化（液位制御なしのホットベッセル構造）が可能となったのは、クリティカルとなる炉容器液面近傍の構造健全性を非弾性解析により評価していること、その際、図 4.1.3(1)-32 に示すように、熱的境界条件の最適化により発生応力の低減を図っていることによるが、その他、炉容器板厚をもんじゅや実証炉の 50mm から 30mm に薄肉化したことも発生応力の低減に寄与している。

また、異材溶接部の保護等のため、以下のような炉容器上部の断熱・冷却概念としている（図 4.1.3(1)-32 参照）。

1)炉容器からの放熱を抑制するため、ガードベッセル外面に断熱材を設置。

2)ルーフデッキとの接合部や異材継手部の健全性確保のため、炉容器上部を外面冷却するシステムを設置して温度上昇を抑える。

3)液面近傍部の健全性確保のため、ガードベッセル内の対応部分に自

然対流防止板を設置して炉容器外面からの放熱を抑える。

c. 冷却系

ア 冷却系設計の基本的考え方

本プラントの冷却系設計の基本的考え方は以下のとおりである。

1)経済的に最も優れたループ型炉概念を選定するため、下記の項目について物量、保守・補修性、製作性、安全性等を総合的に比較評価し、仕様を設定する。

a)冷却系ループ数：２～４ループ

b)１次系配管方式：トップエントリー方式／サイドエントリー方式

c)機器合体方式　：ＩＨＸと１次ポンプとの合体又は分離、
ＳＧと２次ポンプとの合体又は分離

比較評価の結果については「イ　系統構成の最適化」で詳述するが、経済的に最も優れたループ型炉概念として、「冷却系２ループ＋トップエントリー方式＋ＩＨＸ・１次ポンプ合体＋ＳＧ・２次ポンプ分離」を選定した。なお、主循環ポンプとして機械式ポンプあるいは電磁ポンプを選択するオプションがあるが、大容量（実証炉の３倍以上）の電磁ポンプの開発に長期間を要すると考えられること、比較的軽量で高効率な機械式ポンプの方が物量低減・所内負荷低減の観点から有利であることから、本プラントでは、１次系、２次系とも機械式ポンプを採用している。

2)冷却系概念の選定を受けてプラントヒートバランスを設定し、系統設計を実施して配管口径、系統圧損、圧力分布、機器高低関係等を検討し、プラント仕様を定める。

3)プラント仕様に基づいて主要冷却系機器（ＩＨＸ・１次ポンプ合体機器、ＳＧ等）の伝熱流動計算を行い、機器仕様を設定する。ＩＨＸは、機器のコンパクト化を図る観点から無液面ジグザグ流式を採用する。また、ＳＧは、もんじゅや実証炉での実績に基づいて有液面ヘリカルコイル管型（一体貫流方式）を採用する。なお、ＳＧに関しては、更なる物量低減が可能と考えられる直管型ＳＧを採用した場合の検討も行い、その経済性向上効果と開発課題を明らかにする。

4)ループ数を削減し、２ループ構成とした冷却系に適合する崩壊熱除去系の構成及び除熱量を設定する。また、１次系及び２次系の Na 漏洩対策、Na 水反応対策を具体化する。

イ 系統構成の最適化

冷却系ループ数、１次系配管方式及び機器合体方式について比較評価を行い、経済的に最も優れた概念として、「冷却系２ループ＋トップエントリー方式＋ＩＨＸ・１次ポンプ合体＋ＳＧ・２次ポンプ分離」

を選定した。

1) 冷却系ループ数

２ループと４ループについて比較評価を行った結果、２ループは４ループに比べてＮＳＳＳ物量が約 13%、原子炉建屋容積が約 10%低減できることが分かった。

冷却系を２ループとすると、「１次ポンプ軸固着」時の炉心安全性の確保、大型機器（ＩＨＸ及びＳＧ）及び大口径・短尺配管（50B）の熱応力に対する構造健全性の確保、大型化する機器・配管の製作性といった安全性、構造健全性及び製作性に係る課題が発生するが、後述するように、各項目とも概略成立の見通しが得られている。

したがって、冷却系ループ数として２ループを選択する。

2) １次系配管方式

サイドエントリー方式とした場合、トップエントリー方式に比べて炉容器径を小さくできるが、炉容器内機器配置等の制限因子により、炉容器径の縮小には限界があり、大きな合理化には繋がらない見通しである。また、トップエントリー方式の場合、配管の引き抜き補修が可能で補修性に優れるというメリットがある（サイドエントリー方式の場合、炉心待避後、Na ドレンして実施する必要がある）。さらに、トップエントリー方式の場合、炉容器と配管の異材溶接部（316FR と 12Cr 系鋼）をカバーガス中に置くことができるメリットがある。

したがって、１次系配管方式としてはトップエントリー方式を選択する。

3) 機器合体方式（ＩＨＸと１次ポンプ）

ＩＨＸと１次ポンプとの合体／分離について比較評価を行った結果、合体方式は分離方式に比べて原子炉及び１次系の物量が約 10%、格納容器容積が約 10%低減できることが分かった。また、合体方式の場合、ポンプ引き抜き孔からのＩＨＸ伝熱管のインプレース補修が可能で、ＩＨＸの補修性が向上する他、アクセス性が悪くメンテナンスの困難なミドルレグ配管を削除することが可能となる。

合体方式とすると、ポンプ振動に対するＩＨＸ伝熱管の耐摩耗性の確保、大型化するＩＨＸ・１次ポンプ合体機器の熱応力に対する構造健全性の確保、大型化するＩＨＸ・１次ポンプ合体機器の製作性といった構造健全性及び製作性に係る課題が発生するが、後述するように、各項目とも概略成立の見通しが得られている。また、合体方式とした場合の安全上の課題として１次ポンプのインペラミサイルによるＩＨＸ伝熱管破損が挙げられるが、ＩＨＸとポンプの隔壁構造による防護が可能と考えられること、仮にＩＨＸ伝熱管破損に至っても（ＳＧ伝熱管破損と比べて）対処が容易と考えられることから、安全上の大き

な課題にはならない見通しである。

したがって、ＩＨＸと１次ポンプについては、機器合体方式を選択する。

4) 機器合体方式（ＳＧと２次ポンプ)

合体方式の場合、ＳＧ上部構造がデッキ構造または平板構造となること等から、分離方式に比べて逆に２次系物量が約 10%増加することが分かった。また、合体方式の場合、２次ポンプのインペラミサイルが生じると設計基準を超える規模のＳＧ伝熱管破損に至り、大規模なNa水反応が生じることが懸念される。

したがって、ＳＧと２次ポンプについては機器分離方式を採用する。

ウ ヒートバランスの設定

本プラントのヒートバランスを図 4.1.3(1)-33 に示す。

原子炉出口冷却材温度は、燃料や冷却系機器の成立性を見通せる550℃に設定した。また、原子炉出口冷却材温度 550℃において、発電効率をなるべく高くできる蒸気条件（ＳＧの伝熱面積を増大させない観点では、16.67MPa、495℃が最適条件）を設定した。本プラントの発電効率は、42%以上の高い値を維持している。

本プラントではＭＯＸ燃料を用いること前提に原子炉出口冷却材温度を 550℃としてヒートバランスを設定したが、金属燃料を採用する場合、原子炉出口冷却材温度を 510～530℃程度まで低下させなければならず、タービン効率の低下、熱交換器伝熱面積の増加といった経済性の面への悪影響が懸念される。

そこで、原子炉出口冷却材温度を 530℃或いは 510℃に低下した場合のプラントヒートバランスを簡易的に評価し、タービン効率や熱交換器伝熱面積に及ぼす影響を概略把握することとした。

表 4.1.3(1)-13 に評価結果を示す。

ケース１及びケース２は、ＩＨＸ及びＳＧの伝熱面積をなるべく現状レベルに留めつつ、原子炉出口冷却材温度を 530℃、510℃に低下させたケースであるが、この場合、タービン効率がそれぞれ 40.5%、38.5%まで低下することが分かる。

ケース３及びケース４は、熱交換器伝熱面積を増加させてタービン効率を現状の 42%に維持したケースであるが、この場合、ＩＨＸの伝熱面積がそれぞれ約 1.6 倍、約 2.8 倍に増加し、ＳＧの伝熱面積がそれぞれ約 1.1 倍、約 1.6 倍に増加することが分かる。

このように、原子炉出口冷却材温度低下の影響は相当大きくなる見通しであり、経済性の観点からは、金属燃料を使用する場合の原子炉出口冷却材温度の低下幅をなるべく小さくすることが望まれる。なお、本評価はあくまでも簡易的手法による概略評価であり、経済性への影響を精

度良く把握するためには、より詳細な検討を行うことが望ましい。その場合は、次の点に関する考慮が必要と考える。

1)伝熱面積の増加はＩＨＸ、ＳＧの機器サイズの増加に繋がる。製作性の限界を超えた場合、本プラントで採用しているループ数削減、機器合体といったコスト低減方策が取れなくなる可能性。

2)原子炉出口冷却材温度が低くなると、原子炉構造及び冷却系の材料として、より単価の低い材料が使用できる可能性。

エ プラント仕様の整備

本プラントの全体系統概念図を図 4.1.3(1)-34 に示す。

1) 配管口径

構造健全性や製作性を考慮すると Na 流速を大きくして配管口径をなるべく小さくすることが望ましいが、キャビテーション、エロージョン・コロージョンの発生防止等の観点からは、Na 流速を無制限に大きくできない。ここでは、これらの発生を防止できる見通しのある Na 流速を９m/s 台と仮定し、配管口径を以下のように設定した。なお、この仮定の妥当性の検討状況は、後述する「③ b.熱流動に係る課題の解決」に記載している。

a) １次系　：ホットレグ　　50B　　(Na 流速 9.2m/s)
　　コールドレグ　34B×２　(Na 流速 9.6m/s)
b) ２次系　：ホットレグ　　44B　　(Na 流速 9.8m/s)
　　コールドレグ　44B　　(Na 流速 9.3m/s)

2) 系統圧損

１次系及び２次系の系統圧損は下記のとおりである。

a) １次系　：約 0.64MPa
b) ２次系　：約 0.34MPa

１次系の系統圧力は、ポンプ出口部で約 0.74MPa であり、ポンプ入口に向けて徐々に低下する圧力分布となる。なお、「１次ポンプ軸固着」時の炉心流量確保の観点から、コールドレグ配管の出口ノズル部に絞り構造を設置し、逆流圧損が高くなるよう工夫している。

２次系の系統圧力は、ポンプ出口部で約 0.47MPa であり、ＩＨＸ入口部において約 0.64Mpa まで上昇（静ヘッドによる）した後、ポンプ入口に向けて徐々に低下する圧力分布となる。

3) 機器高低関係

本プラントの機器高低関係を図 4.1.3(1)-35 に示す。炉心と主要な熱交換器との間の伝熱中心差は下記のとおりであり、主冷却系、補助冷却系とも高い自然循環能力が期待できる設計となっている。

a)炉心－ＩＨＸ　(主冷却系)　　：8.3m
b)ＩＨＸ－ＳＧ　(主冷却系)　　：10.0m

c)炉心－ＤＨＸ　（ＤＲＡＣＳ系）　：5.7m
d)ＤＨＸ－Ａ／Ｃ（ＤＲＡＣＳ系）　：32.1m
e)ＩＨＸ－ＤＨＸ（ＩＲＡＣＳ系）　：17.5m
f)ＤＨＸ－Ａ／Ｃ（ＩＲＡＣＳ系）　：12.0m

4) 圧力分布

系統内での負圧発生の防止、及びポンプの有効吸込ヘッド(NPSHav)確保のため、１次系及び２次系のカバーガス圧力を以下のように設定した。

a)１次系　：0.25MPa（絶対圧、NPSHav：25mNaを確保）
b)２次系　：0.1 MPa（絶対圧、NPSHav：20mNaを確保）

なお、ＩＨＸの伝熱管破損時に１次系のNaが２次系に流出しないよう、ＩＨＸの伝熱管部において、２次系のカバーガス圧力が失われた場合でも２次系の圧力が１次系の圧力よりも高くなるように２次系の液面高さ（静ヘッド）を設定している。

オ 冷却系機器仕様・構造概念の設定

1) ＩＨＸ・１次ポンプ合体機器

ＩＨＸ・１次ポンプ合体機器の概念図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-36に示す。構造上の主な特徴を以下にまとめる。

なお、本機器のサイズは、φ5.0m、13.5mHである。

a)管束部中央に１次ポンプを配置し、合体構造を形成する。なお、１次ポンプは使用実績の点で有利な単段片吸い込み型の機械式ポンプとする。
b)物量の削減及びシステム設計の容易性から、ＩＨＸは無液面式とする。
c)伝熱流力型式としてジグザグ流式直管型を採用し、伝熱管材質に12Cr系鋼を採用することと併せて伝熱面積を縮小し、管束部の小型化を図る。

2) ２次ポンプ

２次ポンプの概念図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-37 に示す。１次ポンプと同様、使用実績の点で有利な単段片吸い込み型の機械式ポンプを採用している。

なお、本機器のサイズは、φ2.5m、7.0mHである。

3) ＳＧ

ＳＧの概念図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-38 に示す。構造上の主な特徴を以下にまとめる。なお、本機器のサイズは、φ4.8m、21mH である。

a)水側流動方式は実証炉と同じ一体貫流方式とし、伝熱管はもんじゅ等で実績のあるヘリカルコイル管型を採用する。伝熱管材質に

12Cr 系鋼を採用して伝熱面積を縮小し、伝熱部の小型化を図る。

b) ＳＧ伝熱管破損時の Na 水反応による圧力上昇を緩和する観点から、有液面式を採用する。

c) ＩＲＡＣＳの熱交換器伝熱管及びコールドトラップ（２基）を上部胴に内蔵する。

d) 管板は、応力緩和の観点から、肉厚が薄く径の小さい球形管板を採用する。高強度かつ低熱膨張率の 12Cr 系鋼の採用により構造健全性確保の見通しがあると考えられるため、管板は出入口各１個としている。

カ 直管型ＳＧの検討

直管型ＳＧを採用した場合、伝熱管の径と肉厚が小さいため熱抵抗が小さく、かつ、伝熱管の周密度を高くできるため、さらなる物量低減が可能と考えられる。ここでは、直管型ＳＧを採用した場合の検討を行い、その経済性向上効果と開発課題を明らかにした。

1) 直管型ＳＧの設計

従来の直管型ＳＧの設計では、現状の伝熱管製造限界長さ（約 20m）が設計上の制限条件となっていた。この制限の下で設計を行うと伝熱管１本当たりの熱交換量を稼ぐことができず、熱効率の低いＳＧになってしまう。

そこで、ここでは、伝熱管製造限界長さを現状の 1.5 倍に増加させ、35m 程度の伝熱管が使用可能であることを前提に設計を行った。また、ＳＧ廻りのヒートバランスや伝熱管材料については、ヘリカルコイル管型ＳＧと同じとした。直管型ＳＧの概念図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-39 に示す。

2) 経済性向上効果

直管型ＳＧのサイズは、φ2.46m、37mH となった。また、重量は約 320t であり、ヘリカルコイル管型ＳＧ（約 405t）に比べ、20%程度物量を低減することが可能であることが分かった。

3) 開発課題

上記のような経済性向上のメリットはあるが、直管型ＳＧには下記のようなヘリカルコイル管型ＳＧにはない課題があり、その採用に当たっては、これらの課題解決の見通しを十分検討しておくことが必要である。

a) 伝熱管製造長さ延長に関する製作性

b) 大型熱膨張吸収用胴ベローズの製作性及び構造健全性

c) 小口径伝熱管の検査装置プローブ、溶接装置の開発

d) 耐震性（長尺化及び胴ベローズ部により耐震性が低下するため）

e) 伝熱管間温度不均一による伝熱管座屈

f)水・蒸気側の流動不安定性

4) 直管型ＳＧの採否について

以上のように、直管型ＳＧを採用することにより 20%程度物量を低減することが可能である反面、解決すべき課題も多いことが分かった。また、後述するように、直管型ＳＧを採用しなくとも、経済性目標のクリアは可能な見通しである。そのため、Na 冷却大型ループ型炉のレファレンスＳＧとしては、従来型のヘリカルコイル管型を採用することとした。

キ 崩壊熱除去系の構成、除熱量及び機器仕様の設定

ループ数を削減し、２ループ構成とした冷却系に適合する崩壊熱除去系の構成、必要除熱量及び主要な機器の仕様を設定した。

1) 崩壊熱除去系の構成及び必要除熱量

図 4.1.3(1)-40 に崩壊熱除去系の構成及びその選定根拠等をまとめた。物量削減の点から有利で、設計要求事項である「炉心損傷発生頻度 10^{-6}/ry 未満」をクリアする見通しがある崩壊熱除去系の構成として、「ＩＲＡＣＳ２系統＋ＤＲＡＣＳ１系統」を設定した。

また、主要な事象において原子炉冷却材バウンダリ温度の制限値(事象Ⅲ：コールドレグ温度 550℃、事象Ⅳ：ホットレグ温度 650℃）を満足できるよう、強制循環除熱量及び自然循環除熱量の崩壊熱除去系の必要除熱量を下記のように定めた。

a) ＩＲＡＣＳ　強制循環（ＦＣ）時：22MWt
　　自然循環（ＮＣ）時：11MWt

b) ＤＲＡＣＳ　強制循環（ＦＣ）時：23MWt
　　自然循環（ＮＣ）時：11MWt

なお、上記の必要除熱量の設定に当たっては、炉心及び冷却系の圧力損失を小さくするとともに、炉心と熱交換器との伝熱中心差を大きく取った本プラントの高い自然循環能力を考慮して、２次主冷却系を自然循環状態と仮定している。よって、本プラントでは、安全系としての２次系ポニーモータの設置は必要でない見通しである。

2) 崩壊熱除去系の主要機器の仕様

ＩＲＡＣＳ系のＤＨＸ及び空気冷却器の構造図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-41 及び図 4.1.3(1)-42 に、ＤＲＡＣＳ系のＤＨＸ及び空気冷却器の構造図及び主要仕様を図 4.1.3(1)-43 及び図 4.1.3(1)-44 にそれぞれ示す。

構造上の主な特徴を以下にまとめる。

a) ＩＲＡＣＳ用ＤＨＸは、１次側（２次系）Na が全量管束部に流入する構造とする。また、２次側 Na の圧損低減の観点からＵ字管型を採用する。

b) ＤＲＡＣＳ用ＤＨＸは、実証炉と同じ平行流式直管型を採用する。圧損低減、原子炉構造との取り合い等を考慮して、伝熱管の仕様を定める。

c) 空気冷却器は、Na 漏洩の可能性を低減し、かつ、伝熱管外観の目視検査が可能で、Na 漏洩が生じた場合でも漏洩箇所の同定が容易なフィン無しヘリカルコイル伝熱管を採用した。

ク Na 漏洩対策の設定

Na 漏洩対策の概要を図 4.1.3(1)-45 に示す。

１次系、２次系とも、系統の簡素化、温度計などの枝管構造を極力排除した設計を指向することにより、Na バウンダリを局限して Na 漏洩の可能性を低減する。また、１次系、２次系、崩壊熱除去系２次系（空気冷却器伝熱管を除く）のすべての機器・配管を二重構造とし、万一 Na が漏洩した場合にも迅速にそれを検知し、安全に事象終息できる設計とする。すなわち、１次系の容器にはガードベッセル、１次系配管には外管を設け、２次系及び崩壊熱除去系２次系の機器・配管にはエンクロージャを設置する。また、ガードベッセル、外管及びエンクロージャの内部は窒素雰囲気として漏洩した Na の燃焼を抑制する。このような設計方策により、Na 燃焼に伴う熱的影響や Na エアロゾルの影響をガードベッセル、外管及びエンクロージャの内部のみに局限することができる。

ケ Na 水反応対策の設定

Na 水反応対策の概要を図 4.1.3(1)-46 に示す。

ＳＧ伝熱管での水漏洩による Na 水反応については、想定される幅広い範囲（微少リーク～１本ギロチン破断相当）の水リークに対してウエステージ等による破損伝播を考慮し、破損伝播分を含め、合計の水リーク率が最大となる伝熱管破損規模をＤＢＬとする。その際、水側の隔離及びブロー、２次ポンプトリップといった事象終息のためのシーケンスは、ラプチャディスク破裂などの信頼度の高い検出系によってのみ作動するものとする。このようにして定めたＤＢＬにより生じる機械的荷重に対して、１次系及び２次系のバウンダリ機能が損傷しないよう安全設計を行う。

Na 冷却大型ループ型炉のヘリカルコイル管型ＳＧについて、ラプチャディスク破裂信号のみにクレジットを取った評価を行った結果、ＤＢＬは、もんじゅ及び実証炉フェーズ１と同程度の１＋３本程度となる見通しが得られている。この場合、１次系及び２次系のバウンダリの健全性は問題ない見通しである。

なお、高温ラプチャ現象を排除して、今後、ＤＢＬのさらなる低減を目指す場合、固体電解質水素計又は酸素系、或いは音響計の検出性能と信頼性を高め、より迅速に事象終息シーケンスを立ち上げるようにする

ことが必要となる。ただし、これらの検出計に安全保護系並みの信頼性を持たせるようにするためには、水素濃度のバックグラウンドの変動に関する知見の蓄積、雑音レベルで有意な音響信号を弁別する技術の開発等、測定精度向上に向けてのＲ＆Ｄが必要となる。また、検出器の耐震性確保についての検討も必要である。

d. 燃料取扱設備

ア 燃料取扱設備設計の基本的考え方

本プラントの燃料取扱設備設計の基本的考え方は以下のとおりである。

1)炉外燃料貯蔵槽（ＥＶＳＴ）等による Na 中での燃料貯蔵をやめ、燃料洗浄設備と水中貯蔵設備のみからなる軽水炉並みの簡潔な燃料取扱システムとし、燃料取扱設備の大幅な物量削減を図る。

2)燃料洗浄システムとして湿式洗浄方式を採用する。

イ 燃料取扱設備概念

燃料取扱設備概念を図 4.1.3(1)-47 に示す。

新燃料は、新燃料貯蔵ラックから台車式燃料出入機及び炉内中継装置により炉内に移送される。また、使用済燃料は、Na ポットに浸漬された状態で炉内中継装置及び台車式燃料出入機により炉内から燃料洗浄室に移送され、洗浄室内移送機により Na ポットから取り出されて Ar ガスによる冷却を行いつつ洗浄ピットに送られる。使用済燃料はそこで蒸気洗浄された後、水中移送機により使用済燃料貯蔵ラックに移送される。

なお、取扱速度の高速化により、１体当たりの燃料取扱時間は 60 分以内となる見通しである。また、設計要求より、使用済燃料貯蔵ラックは４炉心×２（ツインプラント分）の容量を持たせている。また、新燃料貯蔵ラックは 1/4 炉心分（1 バッチ分）の容量としている。

e. 建屋・配置

ア 建屋・配置設計の基本的考え方

本プラントの建屋・配置設計の基本的考え方は以下のとおりである。

1)建設費低減の観点から、原子炉及び冷却系のコンパクト化、燃料取扱設備の大幅な合理化に合わせて、極力建屋のコンパクト化を図る。

2)建設費低減の観点から、ツインプラントとして計画し、ＢＯＰ設備等の共用化等を行い、物量の削減を図る。

3)設計要求に沿った使用済燃料貯蔵プールの貯蔵ができるよう、配置スペースを確保する。

4)建屋形式は３次元免震（ただし、上下方向固有振動数は５Hz 程度）として計画する。

5)原子炉及び冷却系は、Na 漏洩対策としてガードベッセル、外管及

びエンクロージャによる二重構造となっており、格納容器内の圧力が軽水炉のように高圧（0.2～0.5MPa）になることはない。したがって、格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート製とする。

イ 全体配置

原子炉建屋配置図（立面及び平面）を図 4.1.3(1)-48 及び図 4.1.3(1)-49 に示す。また、タービン建屋を含む全体配置図を図 4.1.3(1)-50 に、プロットプランを図 4.1.3(1)-51 に示す。建屋及び配置の特徴は以下のとおりである。

1)原子炉建屋と補助建屋は基礎一体として、補助建屋も免震構造（3次元免震）とする。原子炉建屋＋補助建屋の全体寸法は 94.7m×57.2m×H60.5m であり、建屋容積としては約 24 万 m^3（約 $12m^3$/プラント）である。

2)原子炉建屋には、原子炉容器、ＩＨＸ・1 次ポンプ合体機器、1 次系ダンプタンク等を収納した格納容器と、ＳＧ、２次ポンプ、２次系ダンプタンク、崩壊熱除去系の空気冷却器、共用化できない安全系の補機設備（ディーゼル発電機など）を配置した。なお、1次系ダンプタンクの容量は１ループ分の 50%×２基、２次系ダンプタンクの容量は１ループ分の 100%×１基とした。

3)補助建屋には、燃料取扱設備、廃棄物処理設備、メンテナンス設備、中央制御室を含む電気計測制御設備、換気空調設備等を配置した。

4)タービン建屋は、1/2 号機のタービン軸線を一直線上に並べる所謂Ｔ型配置とした。

5)使用済燃料貯蔵プールの貯蔵容量は、設計要求である４炉心×２（ツインプラント分）とする。なお、使用済燃料貯蔵水プール、プール移送台車、燃料出入機は 1/2 号機で共用とした。

6)地震時に発生する免震部分と非免震部分（タービン建屋）との間の相対変位を考慮して、両者の間に適切な離隔距離を確保した。

ウ 格納容器概念

格納容器は、鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート製であり、基本的には直方体形状で、概略内寸法は 17.1m×30.8m×H32m である。

また、配管、ケーブル等の貫通部、ハッチ等を設けた部分はコンファインメントエリアで包囲し、その内部を通常微負圧に維持する。

③ 技術的成立性に関する検討

「① 基本概念」で述べたとおり、建設コスト削減に向けて物量の大幅削減を図るべく、本プラントでは、原子炉構造のコンパクト化、配管短縮化、冷却系ループ数削減（２ループ化）、機器合体（１次ポンプとＩＨＸとの合体）、燃料取扱設備簡素化（ＥＶＳＴ削除）といった設計方策を採用する。

しかしながら、これらの設計方策の採用に向けては、予想される数多くの技術課題の解決が必要となる。図 4.1.3(1)-52～55 に、これらの設計方策の採用により予想される主要な技術課題を「構造健全性の確保」、「熱流動に係わる課題の解決」、「安全性の確保」という３つの切り口で分類・整理した。

以下、分類・整理した個々の技術課題ごとに、現状における検討状況をまとめる（検討の概要を表 4.1.3(1)-14 に示す）。

a. 構造健全性の確保

ア 熱応力に対する構造健全性の確保

1) 熱応力に対する構造健全性評価上の方針

熱応力に対する構造健全性確保の見通しを得るため、もんじゅ、実証炉等の先行プラントの経験や本プラントの構造上の特徴を踏まえて評価すべき部位を選定し、予備的な評価を行っている。

図 4.1.3(1)-56 に、本プラントの構造上の特徴、熱過渡特性上の特徴を先行炉と対比しつつまとめた。

構造上の特徴としては、原子炉容器の薄肉化と炉壁保護構造の簡素化（ホットベッセル化）、大口径・短尺配管の使用、ＩＨＸ及びＳＧの管板径の増加、高強度の 12Cr 系鋼の主冷却系への採用といった点が挙げられる。

また、熱過渡特性上は、単位出力当たりの Na インベントリが大幅に減少（先行炉の 1/2 以下）していることから、「手動トリップ」時の原子炉出口冷却材温度低下率が大幅に増加する反面、ＩＨＸやＳＧの管板の構造健全性に対してクリティカルとなる「１次ポンプ軸固着」時や「主給水管破断時」の温度変化は、実証炉と大差がない（１次系の逆流挙動や水・蒸気系の減圧挙動で過渡温度挙動がほぼ決まるため）といった特徴が見られる。

これらの構造上及び熱過渡特性上の特徴を勘案し、以下に示す５つの部位を評価対象として選定した。

a) 原子炉容器（ホットレグ配管吸込部）

後述するように、手動トリップ時、炉上部プレナムのホットレグ配管吸込部近傍に顕著な温度成層界面が生じる。温度成層化により発生する応力に対し、原子炉容器壁の構造健全性が確保されることを確認する観点から選定する。

b) 原子炉容器（液面近傍）

原子炉容器の液面制御を行わないため、起動時における冷却材の熱膨張で高温液面が上昇する。液面近傍で発生するラチェットひずみやクリープ疲労に対し、原子炉容器壁の構造健全性が確保されることを確認する観点から選定する。

c) １次系配管

少数エルボ、両端支持の大口径・短尺配管であり、定常運転時に発生する熱膨張応力が厳しくなる。熱膨張応力を吸収できる適切な引き回しが設定され、配管の構造健全性が確保されることを確認する観点から選定する。

d) ＩＨＸ上部管板

ＩＨＸの径の増加により管板の熱膨張変形が厳しくなると考えられること、及び１次系に逆止弁を設置していないため「１次ポンプ軸固着」時に事故ループ１次系が逆流し、ＩＨＸ上部管板に厳しいコールドショックが生じることから、ＩＨＸ上部管板をＩＨＸ－１次ポンプ合体機器の代表評価対象部位として選定し、「１次ポンプ軸固着」に伴うクリープ疲労損傷を評価して、構造健全性が確保されることを確認する。

e) ＳＧ出口蒸気管板

ＳＧの径の増加により管板の熱膨張変形が厳しくなると考えられること、及び「主蒸気管破損」時にＳＧ内水・蒸気が減圧膨張し、ＳＧ出口蒸気管板に厳しいコールドショックが生じることから、ＳＧ出口蒸気管板をＳＧの代表評価対象部位として選定し、「主蒸気管破損」に伴うクリープ疲労損傷を評価して、構造健全性が確保されることを確認する。

以下、これら５つの評価対象部位について、構造健全性の評価結果をまとめる。

1) 原子炉容器（ホットレグ配管吸込部）の構造健全性

図 4.1.3(1)-57 に、評価方法及び評価結果をまとめる。

a) 評価方法

後述する炉上部プレナム内３次元熱流動解析の結果から温度成層化による発生温度幅を設定、240 回の手動トリップを想定し、原子炉容器壁に発生する応力を算出した。算出応力が移動（上昇）して行くこととして構造健全性を評価した。

b) 評価結果

ホットレグ配管吸込レベルの原子炉容器壁に発生する応力は、膜応力で 65MPa であり、降伏強さ Sy（105MPa : 550℃）を下回る弾性領域であることから、ラチェットひずみは発生しない。また、膜＋曲げ応力範囲 Sn は 214MPa であり、400MPa（これまでの設計事例から定めた暫定的な制限値のめやす）を超えないことから、クリープ疲労損傷は軽微である。したがって、本部位の構造健全性は確保できる見通しである。

2) 原子炉容器（液面近傍）の構造健全性

図 4.1.3(1)-58 に、評価方法及び評価結果をまとめる。

a) 評価方法

「原子炉起動＋手動トリップ」を想定し、427 回のサイクルで発生するラチェットひずみ、クリープ疲労損傷を評価した。なお、手動トリップ時にはディッププレートまでの温度成層化の影響を考慮した。

b) 評価結果

原子炉容器壁で発生する最大応力は、温度成層界面ではなく、起動時の液面上昇によって液面近傍に生じる。その際の発生応力は膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn で 369MPa である。本応力は降伏応力を超えており、構造物は非弾性挙動を示すので、「原子炉起動＋手動トリップ」３サイクル目までの非弾性解析を実施し、427 サイクル後の構造健全性を評価した。クリープ疲労損傷は内面で 0.0589、外面で 0.169 であり、いずれも許容値（内面で 0.802、外面で 0.724）を下回る。また、熱ラチェットひずみは 0.2%以下であり、許容値（1%）を下回る。したがって、本部位の構造健全性は確保できる見通しである。

3) １次系配管の構造健全性

図 4.1.3(1)-59 に、評価方法及び評価結果をまとめる。

a) 評価方法

ホットレグ配管については、熱膨張応力を吸収できる適切な引き回しを設定するため、まず、配置可能な最短水平配管長（4.37m）を定め、続いて、鉛直配管長をパラメータとして発生熱膨張応力を計算し、許容値を満足する鉛直配管長を定めた。

一方、コールドレグ配管は、ホットレグ配管と比べて温度上昇幅が小さく発生応力が低い。ホットレグ配管を逆Ｌ字としたことから、コールドレグ配管はホットレグ配管と干渉しない位置で引き回すこととし、３エルボ配管として引き回しを決定した。

b) 評価結果

ホットレグ配管については、鉛直配管長を８m 以上とすることで、ノズル部、エルボ部とも許容値をクリアすることができる。設定した配管引き回しでホットレグ配管、コールドレグ配管の発生熱膨張応力を算出した結果、各配管とも許容値を満足する範囲で引き回しが可能であることが分かった。

4) ＩＨＸ上部管板の構造健全性

図 4.1.3(1)-60 に、評価方法及び評価結果をまとめる。

a) 評価方法

ＩＨＸ上部管板を２次元軸対称でモデル化し、プラント熱過渡解析に基づく熱的境界条件を用いて有限要素法により熱伝導解析及び

応力解析を実施した。また、実証炉用高温構造設計方針案に則り、12Cr 系鋼の材料物性値（暫定値）を用いてクリティカルとなるクリープ疲労損傷を評価した。

b) 評価結果

最大応力が発生するのは「１次ポンプ軸固着」時の評価断面①（図 4.1.3(1)-60 参照）で、膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn は 263MPa となるが、各評価断面（①～④）におけるクリープ疲労損傷は許容値を十分下回っており、本部位の構造健全性は確保できる見通しである。

5) ＳＧ出口蒸気管板の構造健全性

図 4.1.3(1)-61 に、評価方法及び評価結果をまとめる。

a) 評価方法

ＩＨＸ上部管板と同様、ＳＧ出口蒸気管板を２次元軸対称でモデル化し、プラント熱過渡解析に基づく熱的境界条件を用いて有限要素法により熱伝導解析及び応力解析を実施した。また、実証炉用高温構造設計方針案に則り、12Cr 系鋼の材料物性値（暫定値）を用いてクリティカルとなるクリープ疲労損傷を評価した。なお、本評価は、レファレンスであるヘリカルコイル管型ＳＧに比べて管板径、管板肉厚が大きく（管板径：1.4m→2.5m、管板肉厚：120mm→300mm）、発生応力がより厳しくなる直管型ＳＧの出口蒸気管板を評価対象として実施した。

b) 評価結果

最大応力が発生するのは「主給水管破断」時の評価断面②（図 4.1.3(1)-61 参照）で、膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn は 527MPa となるが、各評価断面（①～④）におけるクリープ疲労損傷は許容値を十分下回っており、本部位の構造健全性は確保できる見通しである。なお、評価断面⑤では、図中の表面応力 Sp で 600MPa と高い値となるが、評価断面⑥より下部の非耐圧バウンダリは、温度差の少ない水室上部へ移動し、応力低減を図ることができるため、評価対象外とした。

イ 耐震性の確保

M6.8 相当の地震条件に対してプラントの耐震性検討を行い、成立の見通しのある概念を設定した。耐震成立性上クリティカルになるのは、機器の耐座屈性、炉心の耐震性（集合体の浮き上がり、反応度投入）等であり、これらの項目をクリアするための建屋免震方式を明らかにした。

1) 機器の耐座屈性

図 4.1.3(1)-62 に評価結果をまとめる。

機器の耐座屈性は、重量及び径が大きく、上下動に対する健全性が最も厳しくなる原子炉容器の座屈を対象として、M6.8 相当の地震を

入力波とし、建屋水平免震（水平方向固有振動数：約１Hz、上下方向固有振動数：約 20Hz）で評価した。

応答解析を行って発生応力を計算した結果、水平動による発生応力は 28MPa、上下動による発生応力は 25MPa であり、座屈に至らないことが示された。したがって、機器の耐座屈性に関しては、M6.8 相当の地震条件を想定しても、建屋水平免震により、原子炉容器をはじめとする機器の健全性が確保できる見通しが得られた。

2) 炉心の耐震性

図 4.1.3(1)-63 に評価結果をまとめる。

炉心の耐震性に関しては、M6.8 相当の地震を入力波とし、建屋水平免震（水平方向固有振動数：約１Hz、上下方向固有振動数：約 20Hz）の場合及び上下方向固有振動数５Hz の上下免震装置を用いた場合の２通りについて評価した。評価項目は集合体の浮き上がり量及び炉心支持板の変形による反応度投入量であり、浮き上がり量を 50mm 以下に、反応度投入量（炉心と制御棒との相対位置の拡大或いは炉心の径方向コンパクションによる）を 50¢以下に、それぞれ抑制できるよう下記の制限値を設定した。なお、浮き上がり量は集合体パッド部の外れを防止する観点から、反応度投入量は即発臨界に至る可能性のある１＄に対して余裕を見て、それぞれ定めた。

a) 集合体の浮き上がり量

・炉心支持板中央の応答加速度　≦30m/s^2

b) 反応度投入量

・炉心支持板中央の応答変位　≦10mm

・炉心支持板の面外変形　≦ 5mm

応答解析の結果、建屋水平免震の場合、原子炉構造の上下応答が床応答のピークと一致するため応答が大きくなり、集合体の浮き上がり量に対する制限値を満足できないことが分かった。一方、上下方向固有振動数５Hz の上下免震装置を用いた場合、床応答加速度が約 1/3 に低減し、成立見通しがあることが分かった。

以上のことから、本プラントでは上下方向固有振動数が５Hz 以下の３次元免震装置を採用し、耐震性の確保を図る方針とした。なお、上下方向固有振動数が３～５Hz 程度の上下免震装置であれば、ロッキング抑制や減衰率増大のための装置の付加は不要と考えられる。

ウ　ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器伝熱管の耐摩耗性の確保

ＩＨＸと１次ポンプ（機械式）との合体により１次ポンプの振動が機器に伝達されるが、ＩＨＸ伝熱管はバッフル板にガタ（0.1mm：伝熱管外径 25.4mm、バッフル板孔径 25.6mm）のある状態で支持されており、フレッティングによる摩耗が懸念される。

伝熱管のフレッティング摩耗深さは、図 4.1.3(1)-64 に示す手法で評価可能であると考えられる。すなわち、合体機器の全体振動解析モデルを作成し、励振力（ポンプのアンバランス力、流体励振力等）を与えて伝熱管の振動応答を解析する。次に、伝熱管支持条件、伝熱管とバッフル板との接触条件を与えてワークレート（単位時間当たりの衝突荷重と摺動距離の積分値）を求め、これに 12Cr 系鋼の比摩耗量を乗じて寿命期間中の伝熱管摩耗深さを算出する。

実証炉クラスの炉への適用を狙って開発された既存の評価ツールを用い、比摩耗量データは 2･1/4Cr-1Mo 鋼のもので代用して、寿命期間中のＩＨＸ伝熱管のフレッティング摩耗深さを概略評価した。その結果、図 4.1.3(1)-64 に示すように、寿命期間中（40 年間）の伝熱管摩耗深さは 0.13mm であり、現状設計における伝熱管の摩耗代 0.23mm に比べて十分に余裕があることが分かった。

実用炉クラスの大型合体機器に適用可能な評価ツールの開発・検証、12Cr 系鋼の比摩耗量データの取得など、今後取り組むべき課題はあるものの、ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器伝熱管の耐摩耗性の確保に関して、一定の見通しが得られた。

エ ＬＢＢ成立性の確保

本プラントの１次系配管は、発生応力を低くするために 12Cr 系フェライト鋼を採用した。そのため、12Cr 系フェライト鋼におけるＬＢＢの成立性を確認する必要がある。

ここでは、図 4.1.3(1)-65 に示す評価方法により１次系配管のＬＢＢ成立性を概略評価した。すなわち、深さ 0.2t、長さ 1.0t（t：肉厚）の初期欠陥（検査で見つけられる２倍の欠陥）を仮定して、想定荷重が加わった場合のき裂進展解析を行い、貫通に至った時のき裂長さ Cp、検出可能なき裂長さ Cd を求める。一方、設計想定荷重に対して不安定破壊を生じる限界き裂長さ Ccr を求め、Cd≪Ccr が成立することをもってＬＢＢの成立性を判断する。

なお、評価に当たっては、12Cr 系鋼用のＬＢＢ評価データがないため、Mod.9Cr-1Mo 鋼のデータを用いた。ただし、限界き裂長さの評価に用いる塑性流動応力は 12Cr 系鋼の降伏強さと引張り強さから算出した。また、大口径 12Cr 系配管の不安定破壊荷重を正味応力概念で評価することは非保守側の評価となる可能性があるので、「発電用原子力設備設計/維持規格」（2000 年５月、日本機会学会）に定める Z 係数を用いて塑性流動応力（σf）を補正（$\sigma f = \sigma f_0/Z$）した。

評価の結果、図 4.1.3(1)-65 に示すように、１次主配管のホットレグ及びコールドレグとも Cd<<Ccr を満足しており、ＬＢＢ成立性に関する見通しが得られた。なお、２次系配管は、口径及び熱膨張応力が１次

系冷却配管より小さいため、ＬＢＢに関しては１次系配管よりも成立し易い状況にある。

オ ギロチン破断時の外管の耐性確保

上述のように、本プラントでは、主冷却系配管についてＬＢＢが成立する見通しであるが、ＢＤＢＥとして配管のギロチン破断を想定した場合の外管（肉厚 10mm）の健全性について検討した。

図 4.1.3(1)-66 に解析モデル及び評価結果を示す。

１次系配管のギロチン破断が生じた場合に内管がホイップしやすいと考えられる部位を摘出し、破断想定部位におけるスラスト力と熱膨張反力を求めて評価した結果、ホットレグ配管では熱膨張反力がスラスト力を上回るためホイップが生じないことが分かった。

そこで、コールドレグ配管を評価対象とし、動的解析によりコールドレグ配管が破断してホイップが生じた場合の内管及び外管の応答解析を実施した。

図 4.1.3(1)-66 に示すように、２通りの破断想定部位について応答解析を行ったが、解析の結果、相当塑性膜ひずみは 2.6%及び 1.4%であり、一様伸び 18%（下限値）を十分に下回ることが分かった。よって、ＢＤＢＥ対応として１次系配管のギロチン破断を想定した場合でも、外管の健全性は確保できる見通しである。

b. 熱流動に係わる課題の解決

ア 炉上部プレナム内流動状況の把握

本プラントでは経済性向上のため原子炉構造のコンパクト化を進めた結果、炉上部プレナム内の Na 容積が少なく、Na 流速が高くなっており、炉容器液面からのカバーガス巻き込み、流力振動の発生等が懸念される。また、燃料交換機の進入が可能なようにバッフル板に切込みがあるコラム型ＵＩＳを採用して炉容器径を縮小しており、切込みを有するＵＩＳ構造による偏流の発生等が懸念される。このような種々の熱流動課題を検討して行くためには、炉上部プレナム内の熱流動状況を把握することがまず求められる。

そこで、予備的な多次元熱流動解析により定格運転時及び原子炉トリップ時の３次元流速分布、圧力分布及び温度分布を求め、炉上部プレナム内の全般的な熱流動挙動を把握することとした。

図 4.1.3(1)-67 に解析モデル及び解析結果を示す。

同図に示すように、ホットレグ配管１本、コールドレグ配管１対（２本）、ＤＨＸ１基を含む炉上部プレナムの 180 度セクターを解析対象とし、ＵＩＳ構造（制御棒案内管及びバッフル板）、ディッププレート等を適宜モデル化している。

本解析により、定格運転時における炉上部プレナム内の流速分布、温

度分布を概略把握できた。炉心出口流は、バッフル板（多孔板）により流速を落としながらほぼ垂直に上昇し、ディッププレートに衝突する流れを形成している。なお、液面は自由液面としてモデル化されていないが、液面近傍のNa流速は最大0.1m/s程度と計算された。

また、本解析により原子炉トリップ時の炉上部プレナム内の温度成層化挙動を概略把握できた。Na 容積が少ないことからかえって混合が促進され、原子炉トリップ時においても炉上部プレナム内 Na の混合状況は比較的良好で、顕著な温度成層化は生じにくい傾向が見られる。なお、ホットレグ配管での吸い込みが強いため、ホットレグ配管吸い込み部高さにおける炉壁近傍で大きな温度勾配が生じている（約700℃/m）。

イ カバーガス巻き込みの防止

上述のように、炉上部プレナム内の Na 容積が少なく、Na 流速が高い設計を採用した本プラントでは、炉容器液面からのカバーガス巻き込みが重要な課題となる。そのため、本プラントでは、もんじゅで実績のあるディッププレート（D／P）を設置して、カバーガス巻き込みの防止を図る方針である。

図 4.1.3(1)-68 に、カバーガス巻き込みの防止に関する検討フロー及び検討状況をまとめる。

まず、本プラントの原子炉構造に適合するD／P構造を具体化した。炉容器内構造物の配置、機器（主配管、DHX、コールドトラップ）や回転プラグ部の引き抜き性を考慮して内側D／Pと外側D／Pより成る構造を設定した。また、D／P隙間には多段のオリフィス（ラビリンス）を設置して圧損をたて、隙間からの Na の吹き上がり流速を抑制する構造とした。

次に、カバーガス巻き込みクライテリアを設定した。実証炉のIHX等を対象に実施された試験の結果を基に、本プラントのカバーガス巻き込みに関するクライテリア（炉容器液面における限界流速）を 0.1m/s と暫定した。

続いて、本D／Pの構造を反映した炉上部プレナムの多次元熱流動解析結果から、炉容器液面での最大流速を求め、限界流速（暫定値）と比較してカバーガス巻き込みの可能性を検討した。それによると、炉容器液面の最大流速は 0.098m/s であり、限界流速（0.1m/s：暫定）とほぼ同等の値であることから、D／Pによるカバーガス巻き込み防止の見通しはあるものと考えられる。

なお、本件は概念成立性に係わる重要な課題であることから、今後、フェーズ２の早い時点で水流動試験等を行い、実機体系における限界流速を把握して、D／P構造の最適化等、設計へのフィードバックを図って行く必要がある。

ウ 不安定振動等の回避

本プラントは、機器のコンパクト化、ループ数削減により、Na 流速が大きく増加している。特に、主配管内の Na 流速は９m/s 台（実証炉の 1.5～2 倍）に達し、エルボ部では局所的に 10m/s を超える流速となっており、各種の原因による不安定振動、キャビテーション、エロージョン・コロージョン等の発生が懸念される。そのため、１次主配管を対象に、Na 流速増大が構造健全性に及ぼす影響を現状知見の範囲（文献ベース）で評価した。評価結果を図 4.1.3(1)-69 にまとめる。

以下に示す通り、現状知見の範囲では、本プラントにおいて不安定振動等の問題は発生しない見通しであるが、Re 数の範囲、運転温度といった点で本プラントの運転条件を十分カバーしているとは言えないため、今後、不安定振動特性試験、エロージョン・コロージョン特性試験等が必要となる。

1) 不安定振動

a) １次主配管エルボ部での不安定振動

曲がり管において管内流体の流速がある値以上になると、配管系の面内及び面外方向に不安定振動を生じることが知られている。S.S.Chen は、曲がり管の管内流体の流速が大きくなった場合の配管系の安定性を解析し、不安定振動の生じる限界流速を評価する方法を文献にまとめている。

ここでは、その知見に基づいて１次主配管の限界流速を評価した。本評価によると、管内平均流速は限界流速よりも十分小さく、不安定振動は生じない見通しである。

b) ポンプの脈動との共振

ポンプの脈動は回転数Ｎと羽根枚数Ｚで決まるＮＺ脈動が主成分となるが、その固有振動数が１次主配管の固有振動数に近い場合、共振の可能性がある。しかしながら、ＮＺ脈動の固有振動数と１次主配管の固有振動数を比較した結果、両者は十分離れており、共振は生じない見通しである。

c) プレナム内流れによる炉内配管の同期振動

プレナム内流速と１次主配管の固有振動数で決まる無次元流速が大きくなると同期振動を生じる可能性があるが、炉上部プレナム内多次元熱流動解析に基づいて炉内配管廻りの流速を求め、算出した無次元流速は 0.1～0.3（<1.0）であり、同期振動は回避される見通しである。

2) キャビテーション

配管内の局所圧力が Na 蒸気圧を下回るとキャビテーションが発生する。局所流速が大きくなるエルボ部では、キャビテーション発生の

可能性が高くなるが、エルボ部においてもキャビテーション数σは制限値を超えていないことから、キャビテーションは発生しない見通しである。

3) エロージョン・コロージョン

エロージョンに関しては、1970 年にＦＦＴＦで試験（SUS304 供試体を用いた Na 流動試験：約 400℃、3000～4000 時間）が行われているが、本プラントのエルボ部 Na 流速を超える 18.3m/s でも問題となるエロージョンが発生していない。よって、エロージョンは発生しない見通しである。

コロージョンに関しては、材料にも依存するが、現状知見では Na 中の酸素濃度に大きく依存（50ppm 以上で発生）することが知られている。本プラントでは酸素濃度を 10ppm 以下に抑える方針であり、よって、コロージョンは回避できる見通しである。

エ Self-excitation の発生可能性

高速炉開発の早い段階から、液体金属冷却炉の冷却系の一部が自己誘起されたＭＨＤ発電器となり、圧力損失の増加、流動不安定化、伝熱性能の劣化、検出系への外乱といった悪影響を引き起こす可能性が指摘されてきた。既往研究によると、磁気レイノルズ数（Rem：幾何学的サイズと流速に比例）の大きいプラントほどこのような Self-excitation 現象を生じ易いと言われており、Na 冷却大型ループ型炉をはじめする大型炉における熱流動上の問題となる可能性がある。

そこで、この種の問題に関する既往研究を調査し、その知見を整理して、本プラントにおける Self-excitation 発生の可能性の有無について概略検討を行った。また、その結果を踏まえ、実用化戦略調査研究において今後 Self-excitation の問題にどのように取り組むべきかについて検討した。

1) Self-excitation とは

a) 原理

磁束密度Ｂの印加磁場の中を電気伝導率σの導電性流体が速度ｖで印加磁場と垂直方向に運動すると $j = \sigma v B$ の電流が誘起される。さらに、誘起された電流ｊにより磁束密度 $B' = \mu j L = \mu \sigma v L B$ の誘導磁場が生じる。ここで、Ｌは流体の運動における代表長さ、μは透磁率である。

ここで、磁気レイノルズ数を $Rem = \mu \sigma v L$ と定義すると、誘導磁場と印加磁場の関係を $B' = Rem \cdot B$ と表現できる。

この式は、Rem＝1 の時、誘導磁場が印加磁場と等しくなることを示している。Rem＞１で、かつ誘導磁場のベクトルが印加磁場のベクトルと同じ方向であると、印加磁場が消滅しても電流及び誘導

磁場が持続的に誘起される状況となる可能性がある。さらに、Rem>>１で、かつ誘導磁場のベクトルが印加磁場のベクトルと同じ方向であると、電流及び誘導磁場が急速に増加する状況となる可能性がある。

図 4.1.3(1)-70(a)は、このようなダイナモ効果が生じる理想的な状況を示している。電磁石に挟まれた矩形チャンネル内を印加磁場と垂直方向に導電性流体が流れ、誘起された電流が電磁石を励磁して印加磁場と同じベクトルを持つ誘導磁場が生じるように電流回路が設けられている。その結果、Rem＝１の時、印加磁場が消滅しても電流及び誘導磁場が持続的に誘起される状況となる。

b) 液体金属冷却炉における Self-excitation 発生の可能性

既往研究によると、液体金属冷却炉で Self-excitation が発生するための条件は、概ね次のように考えられている。

ア) Rem>>１

実際には、図 4.1.3(1)-70(a)のような理想的な電流回路や磁気回路は形成され得ないので、Rem>>１とならないと Self-excitation が生じない。

イ) 印加磁場と誘導磁場のベクトルの一致

配管内流れのような単なる１次元的な流れでは印加磁場と誘導磁場のベクトルが一致する状況にならず、Self-excitation は発生し得ないが、例えば、炉心入口プレナム部や機械式ポンプの入口部及びインペラ廻りなど、冷却材が周辺部から中心部に集中してくるような流れ（Concentric flow）のある箇所では、誘導磁場と印加磁場のベクトルの一致を見る可能性がある。

図 4.1.3(1)-70(b)に示すように、印加磁場と垂直な平面上に Concentric flow があると、その平面上で冷却材流れの中心部を取り囲むような電流が誘起され、その電流による誘導磁場により、電流ループの内側では印加磁場と誘導磁場のベクトルが同じ方向になる。

なお、原子炉及び冷却系内の冷却材の流況は複雑であること、定常状態だけでなく過渡状態も考慮する必要があることを考えると、図 4.1.3(1)-70(b)のような箇所に Self-excitation の発生箇所が限定されるとは限らないので、注意が必要である。また、既往研究によると、Self-excitation のトリガーとしては、地磁気や熱電電流によって誘起される磁場が挙げられている。

c) 影響

液体金属冷却炉で Self-excitation が発生すると、冷却材中には強い磁場が生じる。冷却材が磁場と直交する方向に流れると、

磁束密度の 2 乗に比例する電磁圧損が生じ、下記のようなプラントの安全性・運転性への悪影響が生じる怖れがある。

ｱ) 圧力損失の増加による冷却材流量の低下・流動不安定化

ｲ) 冷却材流量の低下・流動不安定化に伴う伝熱性能の劣化

ｳ) 計測系への影響

2) 諸外国での既往研究

高速炉開発の早い段階からこの問題が指摘されてきたが、その当時から現在に至るまでの諸外国における研究の流れを概括すると以下のようになる。

a) 1970 年代まで（米国、英国）

解析的知見を基に、実験炉から実用炉規模の高速炉における Self-excitation の発生可能性を評価しており、原型炉クラスまでの炉では Self-excitation は起こり得ないと結論付けている。

b) 1970 年代後半以降（旧ソ連）

原子炉容器及び１次ポンプの周りにコイルを巻いて電流を流し、誘導磁場等を測定する実験がＢＮ６００で実施された。試験結果の概要は以下のとおりである。

ｱ) 炉心入口プレナム廻りで、ポンプ回転数及び原子炉熱出力に比例するスケールの大きな垂直方向磁場を観測。

ｲ) １次ポンプ廻りの磁場測定で、熱電電流の存在を確認。

ｳ) １次ポンプの入力、原子炉熱出力との相関のある磁場のゆらぎを観測。

このように、誘導磁場による垂直方向磁場の増幅が観測されているが、Self-excitation の発生と言える現象は観測されなかった。

c) 1980 年代後半以降（仏国）

２次ポンプの周りにコイルを巻いて電流を流し、誘導磁場等を測定する実験が Phenix で実施された。試験結果の概要は以下のとおりである。

ｱ) ２次ポンプの回転数変化に伴う磁場の歪みを観測。

ｲ) 過渡変化時の熱電効果による起電力の変動を確認。

このように、誘導磁場による印可磁場の歪みが観測されているが、Self-excitation の発生そのものは観測されなかった。

d) 最近の知見（仏国）

Rem が大きく、Self-excitation 発生の可能性が高いと考えられる Superphenix で、Phenix と同様の試験が実施された。試験結果の概要は以下のとおりである（図 4.1.3(1)-71(a)～(b)参照）。

ｱ) ダイナモ効果による Self-excitation は確認されず。

ｲ) 外部磁場を遮断する過渡試験を行い、磁束密度が地磁気レベル

まで減少するまでの減衰挙動に２次ポンプの回転数に対する依存性を確認（回転数が高いほど減衰が遅くなる)。

なお、上記イ)の外部磁場を遮断する過渡試験の結果を外挿して、Alemany 等は２次ポンプにおいて Self-excitation の発生する Rem を約 100 と予測し（図 4.1.3(1)-71(c)）、定格運転時の Rem が炉心入口プレナム部で約 30、２次ポンプ廻りで約 16 であることから、Superphenix において Self-excitation は起こり得ないと結論付けている。

3) Na 冷却大型ループ型炉における Self-excitation 発生の可能性

本プラントは、電気出力 150 万 kWe の Na 冷却ループ型炉であり、その冷却系は２ループで構成されている。そのため、１次・２次主循環ポンプの容量は実用化戦略調査研究で設計検討を進めている大型炉概念の中でも最大級であり、当然、その Rem も大きくなることから、Self-excitation 発生の可能性が高くなっていると考えられる。

そこで、本プラントを対象として Rem の値を計算し、上記既往研究の知見に照らして Self-excitation 発生の可能性の有無を検討した。

a) １次・２次主循環ポンプ廻りの Rem の計算

計算結果は下表のとおりである。

ア) １次主循環ポンプ（定格運転時）：Rem＝31.6

イ) ２次主循環ポンプ（定格運転時）：Rem＝30.3

b) Self-excitation 発生の可能性

上記のように、本プラントの１次・２次主循環ポンプ廻りの Rem は定格運転時の温度、流量条件で約 30 程度である（Superphenix の約２倍)。上述のように、Superphenix の２次主循環ポンプを対象として実施した試験の結果の直線外挿から、Na ポンプにおいて Self-excitation の発生する Rem は約 100 と予測されているが、その知見に照らして判断するならば、本プラントの１次・２次主循環ポンプにおいて Self-excitation の発生する可能性は低いと言える。

4) 今後の取り組み方針

以上の検討結果を踏まえ、実用化戦略調査研究において、今後 Self-excitation 問題にどのように取り組むべきかについて検討した。

a) Self-excitation 現象の存否について

既往研究では、Self-excitation の生じるメカニズムを図 4.1.3(1)-70(a)或いは図 4.1.3(1)-70(b)を用いて説明しているが、これらの図に基づく説明には以下のような疑問点がある。

ア) 図 4.1.3(1)-70(a)では、「フレミングの右手の法則で生じた電流が磁場を大きくして、さらに電流と磁場を大きくする」ということを説明しようとしているが、実際には、印加磁場と誘導

磁場の位置がずれて（誘導磁場が下流側にずれて）、しかも誘導磁場は印加磁場を部分的に打ち消すので、印加磁場＋誘導磁場は Rem に比例して大きくなることはない。したがって、Self-excitation の発生を単純に Rem の外挿（ポンプ回転数の外挿）によって議論することには無理があると考える。

イ）図 4.1.3(1)-70(b)では、「流速ベクトルが円筒座標の中心方向に向いている場合、電流ループが形成されて誘導磁場が生じるので軸方向の磁場は増大する」ということを説明しようとしているが、実際には、電流の増大に伴って電流ループの外側では印加磁場が打ち消される方向となるので電流の増大は頭打ちになり、磁場の増大も頭打ちになると考えられる。

b) Self-excitation の生じる Rem について

試験データに基づくめやす値を具体的に提示している既往研究は前述の Alemany 等の文献一例のみであり、Na ポンプにおいて Self-excitation の発生する Rem を約 100 と予測している。これは、図 4.1.3(1)-71 (b)の時間領域（t-t0=7～16sec）における磁場の減衰が指数関数的であると仮定し、その指数を整理して、指数の値が０となる（すなわち、印加磁場が消滅しても電流及び誘導磁場が持続的に誘起される状況となる）ポンプ回転数とそれに相当する Rem を外挿により求めたものである。

しかしながら、本試験の試験条件は Rem で約 16（ポンプ回転数 491rpm：定格点）以下の範囲であり、これだけの試験データを根拠にその結果を Rem＝100（ポンプ回転数 2000rpm に相当）にまで外挿することは基本的に無理があると考えられる。また、指数の値が０になったとしても、その段階では（地磁気よりも強い程度の）誘導磁場が持続的に誘起されるに過ぎず、その段階で電流及び誘導磁場の急増（Self-excitation）が生じるとは限らない。

したがって、この試験結果のみをもって、Rem が 100 を超えると Na ポンプにおいて Self-excitation が生じ得ると直ちに結論するのは早計と考える。

c) 今後の取り組み方針

本プラントの Rem の値を計算した結果、１次・２次主循環ポンプにおいて約 30 程度であった。現時点では、Self-excitation の発生の可能性を判断するめやす値は Alemany 等の文献に記載の値(Rem＞100) しかなく、上述のようにその結論を鵜呑みにはできないが、それに照らして判断するならば Self-excitation の発生する可能性は低いと言える。

したがって、Self-excitation の問題を実用化戦略調査研究の中

で優先度の高い問題と位置付け、詳細かつ緊急に追求する必要性は当面ないものと判断する。

c. 安全性の確保

ア １次ポンプ軸固着時の安全性確保

「１次ポンプ軸固着」は、もんじゅや実証炉においてもＬＯＦ型事象としては最もクリティカルな事象であったが、主冷却系ループ数を削減して２ループ構成とした本プラントでは、「１次ポンプ軸固着」時の炉心流量低下幅が大きくなるので、その際の炉心防護が可能であるかどうかは、概念の成否を分ける重要なポイントとなる。

「１次ポンプ軸固着」は運転状態Ⅲに分類される事象であり、炉心損傷発生頻度低減の観点から、２つ以上の有効な原子炉トリップ信号を確保する必要があるが、当面、実証炉と同じ下記の２つの信号でもって炉心防護を図る方針とする。

・第１信号（主　系）：１次主循環ポンプ回転数低
（設定値：定格値の 80%）

・第２信号（後備系）：１次冷却材流量低
（設定値：定格値の 50%）

上述のように、ループ数を削減して２ループ構成とした本プラントでは「１次ポンプ軸固着」時の燃料への熱的影響がもんじゅや実証炉に比べて厳しくなるが、被覆管温度ピーク値への影響が大きいパラメータを、その成立性が見通せる範囲で以下のように変更することにより、燃料の健全性を確保して行く方針とする。

1) 安全保護系応答時間の短縮

信号変換、ロジック処理等の高速化により、下記のような安全保護系応答時間の短縮が可能な見通しである。

a)第１信号：0.80 秒（実証炉）→　0.45 秒

b)第２信号：0.75 秒（実証炉）→　0.55 秒

2) 制御棒反応度投入時間の短縮

制御棒挿入試験データの反映等により、後備炉停止系（第２信号）の制御棒反応度投入時間については 1.5 秒程度に短縮することが可能な見通しである（実証炉での要求条件は 2.0 秒／水中確認試験で 1.2 秒の実績)。

3) 健全ループのポンプトリップ遅れ時間の増大

熱応力に対する構造健全性を確保できる範囲で、健全ループのポンプトリップ遅れ時間を 1.0 秒程度まで延ばすことが可能な見通しである（もんじゅでは 0.3 秒、実証炉では 0.0 秒)。

4) １次系流量半減時間の増大

熱応力に対する構造健全性を確保できる範囲で、１次ポンプの回

転慣性を増加することにより、１次系流量半減時間を 6.5 秒程度まで延ばすことが可能な見通しである（もんじゅでは 4.0 秒、実証炉では5.5秒)。

以上のパラメータ変更を取り入れて実施した安全解析の結果を図4.1.3(1)-72 に示す。第１信号スクラム、第２信号スクラムとも原子炉トリップ信号は有効に機能し、被覆管最高温度及び被覆管ＣＤＦ値は暫定的な判断基準（900℃及び 0.6 以下）を満足する。

以上のことから、「１次ポンプ軸固着」に対する燃料の健全性確保の見通しが得られた。

イ 崩壊熱除去系の信頼性確保

ループ数を削減し、２ループ構成とした冷却系に適合するよう、本プラントでは概略下記のような考え方で崩壊熱除去系の設計を行っている。

- ＩＲＡＣＳ×２系統＋ＤＲＡＣＳ×１系統より成る崩壊熱除去系構成とする。
- 強制循環（ＦＣ）除熱のみでなく、自然循環（ＮＣ）除熱にも期待する。各系統のＦＣ時の除熱量は必要除熱量の 100%を確保する設計とし、想定事象（運転状態Ⅳまで）において、１ＦＣ或いは３ＮＣ以上の除熱量を確保する。
- 非常用ディーゼル発電機などのサポート系はＡ系／Ｂ系より成る２系統構成とし、２系統のＩＲＡＣＳをそれぞれＡ系及びＢ系に接続する。また、ＤＲＡＣＳはＡ系／Ｂ系の両方に接続できるようにする。

以上の方針に基づいて設計した崩壊熱除去系により必要な信頼性が確保できることを確認するため、崩壊熱除去系が自然循環時も含めて十分な除熱能力を有していることを安全解析で確認するとともに、崩壊熱除去失敗（ＰＬＯＨＳ）の発生頻度を簡易的なＰＳＡにより評価している。

以下、その概要をまとめる。

1) 崩壊熱除去特性解析

各種の起因事象に安全系の多重故障を重畳させた事象を運転状態Ⅱ～Ⅳの範囲で網羅的に検討し、崩壊熱除去の観点から評価すべき事象として下記の３事象を選定した。

a) 運転状態Ⅲ：外部電源喪失＋１系統の崩壊熱除去系故障
（２系統の強制循環除熱）

b) 運転状態Ⅳ：外部電源喪失＋２系統の崩壊熱除去系故障
（１系統の強制循環除熱）

c) 運転状態Ⅳ：全交流動力電源喪失
（３系統の自然循環除熱）

これらの事象の解析結果は図 4.1.3(1)-73 に示す通りである。原子炉出口冷却材温度及び原子炉入口冷却材温度のピーク値は暫定的な判断基準（運転状態Ⅲ：コールドレグ温度≦530℃、運転状態Ⅳ：ホットレグ温度≦650℃）を超えず、また、被覆管ＣＤＦ値も低いレベルに留まっており、燃料の健全性、原子炉冷却材バウンダリの健全性は確保される見通しである。なお、炉心及び冷却系の圧損低減、大きな熱交換器伝熱中心差の確保という設計上の配慮により、自然循環除熱時において、各崩壊熱除去系は強制循環除熱時の約 50%の除熱能力を発揮している。

2) ＰＬＯＨＳ発生頻度の評価

ＰＳＡ手法により、崩壊熱除去系の機能喪失によりＰＬＯＨＳとなる発生頻度を簡易的に評価した。評価結果を図 4.1.3(1)-74 にまとめる。

前提となる崩壊熱除去系設計は上述のとおりであるが、崩壊熱除去特性解析の結果を踏まえ、ＩＲＡＣＳ及びＤＲＡＣＳのＮＣ時の除熱容量はＦＣ時の 50%とした。また、故障率データとして国内データを用いることにより現実的な評価を行っている。

本評価によると、ＰＬＯＨＳ発生頻度は 2.4×10^{-8}/ry であり、ＰＬＯＨＳ以外の事象による炉心損傷発生頻度や評価上の不確かさを考慮した暫定的な目標値（10^{-7}/ry 未満）をクリアできる見通しである。

なお、本評価では共通要因故障は考慮されていないが、図 4.1.3(1)-74 に示すとおり、ＩＲＡＣＳ及びＤＲＡＣＳの設計に適切な多様性を導入（例：各Ａ／Ｃのベーン・ダンパの独立２系統化（50%×２））することで、全系統のＡ／Ｃベーン・ダンパの共通要因故障による開失敗を排除することが可能と考えられる。そのような方策を採ることにより、共通要因故障によるものも含め、ＰＬＯＨＳ発生頻度を十分低いレベル（10^{-7}/ry 未満）に抑えることが可能と考えられる。

ウ ＣＤＡ荷重の低減（図 4.1.3(1)-75 参照）

原子炉構造等のコンパクト化･薄肉化による物量削減を図るためには、炉心損傷事故（ＣＤＡ）時の再臨界回避によって急激なエネルギー放出の原因を排除することが前提条件となる。

表 4.1.3(1)-15 に示すように、Na 冷却大型炉の場合、炉心損傷に至る事象群はＵＬＯＦでほぼ包絡されると考えられるので､本プラントでは、代表的な炉心損傷事象としてＵＬＯＦを考え、その事象進展を念頭に再臨界回避のための方策を検討し、以下のように炉心設計及び原子炉構造設計に取り入れている。

1) 起因過程

炉心の最大ボイド反応度を適切に制限（６＄未満）することにより、起因過程において炉心の冷却材の沸騰が生じても、ドップラ反応度、燃料分散反応度等による負の反応度と相俟って全反応度を即発臨界に至らないレベルに抑え、厳しい再臨界を回避することができる。

そこで、本プラントでは、燃料組成の変動幅を考慮しても炉心の最大ボイド反応度を６＄未満に制限できるよう、均質炉心において炉心高さを 80cm に抑える方策、及び炉心高さを１m として非均質化によりボイド反応度を低減する方策について検討している。

2) 遷移過程

遷移過程に至り、溶融燃料の大規模なプールが形成されると、そのプールスロッシングにより燃料の集中が生じ、再臨界に至る可能性がある。そのため、溶融燃料が大規模なプールを形成する前に、溶融燃料を炉心領域外に早期に流出させる方策が求められる。

このような方策のひとつとして、全燃料集合体内に溶融燃料の炉心領域外への流出を促進する内部ダクトを設けた炉心概念（ＦＡＩＤＵＳ概念）が検討されている。現在、カザフスタン共和国のＩＧＲ炉を用いて本概念の有効性を検証する試験計画（ＥＡＧＬＥ計画）が進行中であり、2004 年頃にはその結果が出ることが期待できるが、内部ダクトを採用すると炉心の燃料体積比が低下し、炉心性能が損なわれる怖れがある。そこで、2015 年までの開発期間があることを勘案して、本プラントでは、ＦＡＩＤＵＳ概念よりも炉心性能への影響が少なく、同様の機能が期待できる代替概念として、全燃料集合体の下部軸ブランケットペレットの一部（37 ピン相当）を削除した概念（ＡＢＬＥ概念）についても検討している。

ＡＢＬＥ概念は、ＦＡＩＤＵＳ概念と同様、溶融燃料の各集合体内での流出が期待できる概念であるが、炉心性能への影響が軽微である反面、軸ブランケット部での溶融燃料の固化閉塞の可能性、ＦＣＩの影響により溶融燃料の流出が阻害される可能性など、現象の不確かさが大きくなり、有効性検証に関するハードルがＦＡＩＤＵＳ概念よりも高くなるデメリットがある点に注意する必要がある。

エ 損傷炉心物質の冷却性確保（図 4.1.3(1)-76 参照）

炉心領域から流出した溶融燃料は炉心下部プレナムの Na 中で微粒化・クエンチされ、デブリベッドとなって堆積・冷却される。

原子炉構造をコンパクト化した本プラントでは、炉容器径がφ9.6m と小さく、Na 容積が少ないため、炉心下部プレナムにおいて溶融燃料のクエンチに必要な Na 容積の確保、デブリの安定冷却保持に必要な保持面積の確保が困難となる。そのため、本プラントでは原子炉下部構造の設計を工夫して、炉心下部をすべて高圧プレナムとする構造、上層か

ら下層にデブリを順次移送できる多層の水平構造等を採用し、炉心下部プレナムにおいて適切な Na 容積とデブリ保持面積を確保できるようにする。

なお、ＡＢＬＥ概念を採用した炉心における溶融燃料流出挙動、多層水平構造でのデブリの移送挙動など、本概念によるＰＡＭＲ及びＰＡＨＲの成立性を試験等により検証して行く必要がある。

オ 高発熱使用済燃料の冷却性確保

ＥＶＳＴを削除し、高発熱使用済燃料（18kW、炉停止 21 日後）を水プールで直接冷却する本プラントの燃料取扱設備概念では、高発熱使用済燃料をガス中で裸取扱する必要があるので、冷却機能喪失を想定すると被覆管温度が急激に上昇し（約 33℃/分）、短時間で被覆管の破損、燃料の溶融に至る。

そのため、図 4.1.3(1)-77 に示すように、本概念では下記のような防護対策を打ち、冷却機能喪失事象を排除することとしている。

1) Ar ガス冷却系の多重化

起因事象＋単一故障を想定しても冷却機能を喪失しないように、Ar ガス冷却系を独立２系統とし、動的機器を各系統に２基ずつ設置する。

2) 全交流電源喪失対応

無停電電源との接続により、短時間の全交流電源喪失に対応できるようにする。

3) 使用済燃料受け渡し時の冷却方法の工夫

Na ポットから使用済燃料を取り出す際、或いは使用済燃料を水プールに浸漬する際に燃料昇降系が故障し、エントランスノズル部のみが Na 中或いは水中に残った状態で停止すると、冷却不能に至る怖れがある。このような状況を排除するため、次のような設計上の工夫を図る。

a) Na ポットからの使用済燃料の取出時

Na ポット昇降機を追加し、洗浄室内移送機で燃料を引き上げる際、同時に Na ポットが降下するようにし、昇降機能の多重化を図る。

b) 水プールへの使用済燃料の浸漬時

Ar ガス冷却系に加えて、水プール水で使用済燃料を冷却する水冷却系を追加し、両者を併用して水冷却を行いつつ水プールに浸漬するようにし、エントランスノズル部が水中に残った状態で停止しても冷却可能とする。

④ 評価結果

本プラントの経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補

修性に関する評価結果を以下まとめる。

a. 経済性評価

ア 原子炉及び冷却系の物量

原子炉構造、1次冷却系及び2次冷却系の物量は下記のとおりであり、合計物量は約 2630t である。

1) 原子炉構造　：約 857t（炉心構成要素を除く）
2) 1次冷却系　：約 753t
3) 2次冷却系　：約 1020t

なお、主要な機器の寸法は、下記のとおりである。

1) 原子炉容器　：φ9.6m×18.5mH
（容器径をφ9m 台に抑え、我が国の steel maker の鍛造能力の限界内にする）
2) IHX　：φ5.0m×13.5mH（1次ポンプ合体）
3) SG　：φ4.8m×21mH

イ 建屋容積

原子炉建屋の容積は約 24 万 m^3（約 12 万 m^3/プラント）である。

ウ 建設工期

本プラントの全体建設工程表を図 4.1.3(1)-78 に示す。本プラントの建設工期は、実証炉の 50 ヶ月に対して4ヶ月程度短縮し、46 ヶ月程度とすることが可能な見通しである。建設工期短縮の内訳は下記のとおりである。

1) 機器数減少による総合機能試験期間の短縮

ループ数削減に伴って機器数が減少するので、総合機能試験における冷却系総合試験を 0.5 ヶ月程度短縮することができる。なお、機器の大型化によりハンドリング性が低下するので、機器数減少による据付期間の短縮は殆ど期待できない。

2) Na インベントリ減少による Na の充填・純化期間の短縮

本プラントの Na インベントリは約 1970t と少なく（実証炉は約 2500t)、Na の充填・純化期間を 0.5 ヶ月程度短縮することができる。

3) 建屋容積低減による建設工期の短縮

本プラントの原子炉建屋容積は約 12 万 m^3/プラント（実証炉は約 19 万 m^3）であり、工事期間を3ヶ月程度短縮することができる。

エ 所内負荷率

本プラントの所内負荷率は、実証炉の約 5.9%に対して約 4.1%に抑えることが可能な見通しである。所内負荷の内訳を表 4.1.3(1)-16 に示す。なお、所内負荷率を実証炉に比べて低減できる主な要因は以下のとおりである。

1)炉心低圧損化に伴う1次ポンプ動力の低減（約 70%）

2)電磁ポンプを使用せず、機械式ポンプを採用したことによる２次ポンプ効率の向上（約 50%）

3)ＥＶＳＴ削除による負荷低減（０%）

4)建屋容積低減による換気空調系負荷の低減（約 60%）

なお、カッコ内に記した数値は、それぞれの項目の所内負荷が単純に実証炉の電気出力倍（1500MWe/672.4MWe≒2.2 倍）になるとした場合を100%とし、それに対して、本プラントの所内負荷がどの程度に抑えられているかを示している。

オ 建設コスト

以上の結果、本プラントの建設コストを 20 万円/kWe 以内に収められる見通しである。

カ プラント稼働率

実証炉（フェーズⅡ）の定検工程をベースに検討した本プラントの定検工程を図 4.1.3(1)-79 及び図 4.1.3(1)-80 に示す。クレーンの増設を前提とすると、定検期間は 40 日となる。なお、標準外定検は 56 日であり、平均定検期間は約 45.3 日となる。

一方、本プラントの運転サイクルは 17 ヶ月と設定されている。したがって、プラント稼働率は、17×30/(17×30+45.3)～0.92 より、約 92%となる見通しである。

キ まとめ

以上より、本プラントは、経済性目標である建設コスト 20 万円/kWe 及び発電単価５円/kWh を達成できる見通しである。

b. 安全性評価

ア 原子炉停止系

本プラントでは、独立２系統の急速炉停止機能（主炉停止系及び後備炉停止系）を設け、炉停止系の安全機能に高い信頼性を持たせる設計としている。主要な想定事象（「制御棒誤引き抜き」及び「１次ポンプ軸固着」）の安全解析を実施しているが、その解析結果によると、これら２系統の炉停止系により炉心は適切に防護され、燃料の健全性は確保できる見通しである。また、短時間で炉心損傷に至る可能性のある代表的ＡＴＷＳ事象（ＵＬＯＦ、ＵＴＯＰ及びＵＬＯＨＳ）に対して有効な受動的炉停止能力を付与するため、後備炉停止系の切り離し部に自己作動型炉停止機構（ＳＡＳＳ）を設けている。

以上の設計により、本プラントでは炉停止に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

イ 崩壊熱除去系

本プラントでは、２系統のＩＲＡＣＳと１系統のＤＲＡＣＳを設け、それぞれ必要除熱量の 100%に相当する除熱容量を確保する設計として

いる。また、炉心及び冷却系の圧損低減、炉心と熱交換器との間の大きな伝熱中心差の確保により、各系統の自然循環除熱能力を極力高くする設計を指向している。

「全交流電源喪失」を含む代表的な事象について崩壊熱除去特性解析を実施しているが、その解析結果によると、自然循環除熱を含む崩壊熱除去系の除熱能力は十分であり、炉心・燃料の健全性及び原子炉冷却材バウンダリの健全性は確保できる見通しである。また、簡易的なＰＳＡを行った結果、ＰＬＯＨＳの発生頻度は十分に低く（10^{-7}/ry 未満）できる見通しである。

以上のように、本プラントでは崩壊熱除去に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

ウ 格納系

本プラントでは、建屋一体型ライナ内張り矩形鉄筋コンクリート製の格納容器を採用しており、事故時の放射性物質閉じこめ性は実証炉並みである。

エ 再臨界回避

本プラントでは、下記のような再臨界回避方策を採用している。

1) 起因過程

均質炉心において炉心高さを 80cm に抑える方策、及び炉心高さを１m として非均質炉心によりボイド反応度を低減する方策を採用する。これにより、最大ボイド反応度を６＄未満に制限し、起因過程において炉心の冷却材の沸騰が生じても、ドップラ反応度、燃料分散反応度等による負の反応度と相俟って炉心の全反応度を即発臨界に至らないレベルに抑える。

2) 遷移過程

遷移過程に至り、溶融燃料の大規模なプールが形成されると、そのプールスロッシングにより燃料の集中が生じ、再臨界に至る可能性がある。そこで、溶融燃料が大規模なプールを形成する前に溶融燃料を炉心領域外に早期に流出させるため、全燃料集合体の軸ブランケットペレットの一部（37 ピン相当）を削除した概念（ＡＢＬＥ概念）を採用する。

3) ＰＡＭＲ及びＰＡＨＲ

原子炉下部構造の設計を工夫し（炉心下部をすべて高圧プレナムとする構造、上層から下層にデブリを順次移送できる多層の水平構造の採用等）、炉心下部プレナムにおいて溶融燃料のクエンチに必要な Na 容積を確保し、デブリの安定冷却保持に必要な保持面積を確保できるようにする。

オ まとめ

以上のことから、本プラントは安全性に関する設計要求事項（受動的炉停止能力の付与、全交流電源喪失への対応、再臨界回避方策の採用、炉心損傷発生頻度 10^{-6}/ry 未満等）を達成できる見通しである。

ただし、再臨界回避方策の有効性（軸ブランケットペレット一部削除概念、炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性）については、今後、試験等を通じて検証して行く必要がある。

c. 構造健全性評価（含む耐震性）

ア 構造設計の前提条件

本プラントの構造設計の前提条件は以下のとおりである。

1) 新材料、新基準の採用

本プラントでは、冷却系（ＩＨＸ、ＳＧ等の熱交換器、１次・２次主配管等）の材料として高強度、高熱伝導率、低熱膨張率の 12Cr 系鋼（HCM12A）を採用する。

また、本プラントの構造設計は、基本的には実証炉用高温構造設計方針案（ＤＤＳ）と 12Cr の材料強度基準とを使用した。

2) 免震技術の採用

本プラントでは、M6.8 相当の地震に対する機器の耐座屈性及び炉心の耐震性を確保するため、原子炉建屋に上下方向固有振動数が５Hz 程度の３次元免震を採用する。なお、上下方向固有振動数が３～５Hz 程度の上下免震装置であれば、ロッキング抑制や減衰率増大のための装置の付加は不要となる見通しである。

イ 主要機器の構造健全性

1) 原子炉容器

原子炉容器の炉壁保護構造を簡素化し、ホットベッセル化したことと関連して、ホットレグ配管吸込部の炉壁部及び液面近傍の炉壁部を対象に熱応力に対する構造健全性を評価し、成立の見通しを得ている。

また、炉上部プレナム内の Na 流速の高速化、Na インベントリの減少と関連して、炉容器液面からのカバーガス巻き込みが重要な課題となるが、３次元熱流動解析による炉上部プレナム内流況の把握と実証炉を対象とした試験により得られた知見から、ディッププレートの設置により、カバーガス巻き込み防止の可能性があることが分かった。

なお、M6.8 相当の地震に対する原子炉容器の耐座屈性を評価し、原子炉容器をはじめとする主要機器の健全性は十分確保されるとの見通しを得ている。

2) 炉心及び炉内構造物

M6.8 相当の地震に対する炉心の耐震性を評価し、上下方向固有振

動数が５Hz 程度の上下免震装置を用いることで、集合体の浮き上がり及び反応度投入を抑制できるとの見通しを得ている。

3) １次・２次主配管

配管短縮化と関連して定常運転時の熱膨張応力を評価し、構造健全性を確保できる見通しを得ている。

また、ＬＢＢの成立性について概略評価したが、実証炉等に比べて厳しい条件ではあるものの、１次主配管、２次主配管とも、ＬＢＢは成立するとの見通しを得ている。

さらに、配管内 Na 流速の高速化と関連して、各種の不安定振動、キャビテーション、エロージョン・コロージョンの発生可能性について評価したが、現状知見の範囲では、これらの現象は発生しないとの見通しを得ている。

4) ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器

ループ数削減、１次ポンプとの合体によりＩＨＸ径が増加したことと関連して、ＩＨＸ上部管板を対象に熱応力に対する構造健全性を評価し、成立の見通しを得ている。

また、機械式ポンプとの合体によりＩＨＸ伝熱管のフレッティング摩耗が懸念されることから、伝熱管摩耗深さを概略評価したが、寿命期間中の伝熱管摩耗深さは小さく、大きな問題にならないとの見通しを得ている。

5) ＳＧ

ループ数削減によりＳＧ径が増加したことと関連して、ＳＧ出口蒸気管板を対象に熱応力に対する構造健全性を評価し、成立の見通しを得ている。

ウ まとめ

以上のような評価を通じて、本プラントの構造健全性は概ね確保可能との見通しを得つつある所である。

ただし、構造設計の前提条件となる新材料（12Cr 系鋼）及び新基準の採用、並びに３次元免震技術について、今後、関連Ｒ＆Ｄを進めて行く必要がある。また、炉内流動挙動（温度成層化、カバーガス巻き込み等）の把握、配管内における各種の不安定振動、キャビテーション、エロージョン・コロージョン特性の把握、ＬＢＢ評価基準の整備と 12Cr 系鋼への適用性評価、実用炉級のＩＨＸ－１次ポンプ合体機器にも適用できる伝熱管摩耗量評価ツールの開発・検証といったＲ＆Ｄも着実に進めて行く必要がある。

d. 製作建設性

ア 製作性

本プラントでは、ループ数削減（２ループ化）、ＩＨＸ・1 次ポンプ

合体機器の採用等に伴って機器が大型化するため、大型化した機器の製作性に難が出てくる可能性があるが、検討の結果、以下に示すように大きな課題はない見通しである。

1) 炉容器

炉容器のリング鍛造は直径 9.6m であり、製作能力の範囲にある。また、炉容器の肉厚は 30mm であり、削り出し能力の範囲にある。

2) 中間熱交換器

２ループ化及び１次ポンプとの合体に伴って大型化するが、管板は鍛造材からの製作が可能な寸法範囲内、ベローズは成形加工又は削り出し加工が可能な寸法範囲内であり、製作性に関して大きな課題はない見通しである。なお、12Cr 系鋼による薄肉管（ＩＨＸ伝熱管）の製作性について検討しておく必要がある。

3) 蒸気発生器

２ループ化に伴って大型化するが、伝熱管長はもんじゅと同等の 100m 程度、管板はφ1.4m の鍛造材であり、もんじゅのＳＧの製作実績から見て問題はない見通しである。

また、本ＳＧのサイズ・重量はＡＰＷＲのＳＧと同程度に収まっており、工場スペースの点から見ても、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

4) 機械式ポンプ

２ループ化に伴って大容量化するが、循環水ポンプの製作実績等から見て基本的な課題はない見通しである。ただし、Na ポンプとしては実績のない容量であり、段階的なＲ＆Ｄが必要である。

5) １次系配管

最大 50B となるので、継目無鋼管はメーカの製作能力外となるが、溶接鋼管であればφ2m を超えるものまで製作可能である。

イ 検査性

製作時の検査性で課題となる構造物はない。

ウ 組立・輸送・据付性

原子炉容器、炉内構造物、ルーフデッキ等の重量物は、工場組立、輸送、据付が可能であり、大きな問題はない。

エ 現地試験性

製作時の現地試験性で課題となる構造物はない。

オ まとめ

以上のように、本プラントの製作建設性については大きな課題はない見通しである。

e. 運転・保守補修性

ア 運転性

運転性に関しては、先行炉（もんじゅ、実証炉）と異なる特殊な運転モードがないので、本プラントでは、通常運転時の運転制御性に関する大きな課題はない見通しである。また、熱過渡に関するチェックは必要であるが、負荷追従運転にも対応できると考えられる。

なお、本プラントでは、前述のように炉容器液面からのカバーガス巻き込み防止方策が重要となる。また、固体電解質水素計、音響計などの検出性能と信頼性を高めることにより、ＳＧ水リーク時の Na 水反応の規模と影響を局限できる可能性がある。

イ ＩＳＩ

本プラントでは、下記のＩＳＩが可能である。

1)冷却材バウンダリの検査（連続監視）
2)カバーガスバウンダリの検査
3)熱交換器伝熱管の検査（ＩＨＸについてはインプレース技術開発が必要である）
4)主循環ポンプの検査
5)炉心支持構造物を検査（配管引抜き後）
6)炉容器、ガードベッセルの目視・体積検査
7)制御棒駆動機構の検査

ウ 検出性

本プラントでは、下記の異常検出が可能である。

1)冷却材漏洩
2)冷却材漏洩箇所の同定（ＩＨＸは Na ドレンが必要）
3)ＳＧ水リーク
4)ＳＧ水リーク箇所の同定（ＳＧ伝熱管は Na ドレン後検査）
5)主循環ポンプ性能低下、インペラ・ベアリング損傷、絶縁性低下
6)破損燃料からの遅発中性子の検出

エ 保守・補修性

本プラントでは、下記の保守・補修が可能である。

1)主循環ポンプの引き抜き補修
2)ＩＨＸ伝熱管のインプレース補修（ＩＨＸについてはインプレース検査技術開発が必要であるが、主循環ポンプ引き抜き孔からの伝熱管及び管板へのアクセスが可能）
3)ＳＧ伝熱管のインプレース補修（インプレースでの検査、プラグ補修が可能）
4)主冷却系配管の補修（炉容器の配管はトップエントリー方式であり、炉心待避を行うことなく引き抜き補修が可能）
5)部分的な炉内構造物の引抜補修
6)炉心待避

7)炉内構造物の目視検査（Na 中透視技術の開発が必要）

オ 機器へのアクセス性

本プラントでは、機器へのアクセス性に関して下記が可能である。

1)２次系エリアを非管理区域化（２次 Na の放射化なし）

2)１次系機器に対する必要なアクセスルートの確保

3)１次系機器に対する適切な生体遮蔽設計

4)保守作業量の低減、被曝量低減を図ることができる。

カ まとめ

以上のように、本プラントは運転・保守補修性に関して大きな課題はない見通しである。

f. 開発課題

本プラントの成立に向けての開発課題を以下にまとめる。なお、本プラントは基本的には従来型の Na 冷却ループ型炉を発展させた概念であり、全く新しい新技術・新概念の開発は必要としない見通しである。

ア ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器の伝熱管摩耗量評価ツールの開発・検証

イ 炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み等）の把握

ウ 配管等における不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握

エ 構造設計基準の高度化

オ 12Cr 系鋼の開発及び材料強度基準の整備

カ ＬＢＢ評価基準の整備及び 12Cr 系鋼への適用性評価

キ 上下免震装置（固有振動数５Hz 程度）の開発

ク 再臨界回避方策（軸方向ブランケットペレット一部削除等）の有効性検証

ケ 炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性検証

コ 高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵（ＥＶＳＴ削除）のための要素技術開発

サ Na 中可視化技術の開発

シ Na 中機器の供用期間中補修技術の開発

表 4.1.3(1)-12　Na 冷却大型ループ型炉の基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉
2	電気出力（発電端）	１５００MWe
3	熱出力	３５７０MWt
4	ループ数	２ループ
5	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃
6	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃
7	１次系流量	３．２７×１０^{4}t/h/ループ
8	２次系流量	２．７３×１０^{4}t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．６７MPa
10	給水温度／流量	２３３℃／２．８３５×１０^{3}t/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約４２％
13	プラント稼動率	約９２％
14	炉心・燃料	混合酸化物燃料
15	遮蔽体外接円径	炉心槽内径：６５００mm
16	燃焼度	約１４．９万 MWd/t（取出平均）
17	増殖比	約１．１７
18	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒５５本）
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置、②再臨界回避方策：ボイド反応度を６＄未満に制限＋上下軸方向ブランケット一部削除
20	炉心支持方式	下部支持方式
21	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
22	炉心上部機構	切込み付ＵＩＳ
23	１次系配管方式	トップエントリ方式
24	中間熱交換器	縦置無液面ジグザグ流式直管型（１次主循環ポンプ合体）
25	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
26	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
27	２次主循環ポンプ	機械式ポンプ
28	崩壊熱除去系	ＩＲＡＣＳ２系統＋ＤＲＡＣＳ１系統
29	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：外管（２次系はエンクロージャ）
30	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設
31	プラント運転サイクル	１７ヶ月、４バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（ＩＶＳ及びＥＶＳＴでの減衰なし）
33	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型ＵＩＳ ＋パンタグラフ式燃料交換機
34	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置＋燃料出入機（台車式）
35	免震	３次元免震
36	プラント寿命	４０年以上
37	原子炉建屋	原子炉建屋容積約１２万m^3/プラント

表 4.1.3(1)-13　原子炉出口冷却材温度を引き下げた場合のプラントヒートバランス

項目		単位	基準ケース	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
ヒートバランス条件	原子炉出口温度	℃	550	530	510	530	510
	原子炉入口温度	℃	395	375	355	375	355
	2次系H／L温度	℃	520	510	480	515	505
	2次系C／L温度	℃	335	315	305	330	320
	主蒸気温度	℃	495	485	450	495	495
	主蒸気圧力	MPa	17.0	15.5	12.8	17.0	17.0
	主給水温度	℃	240	230	220	240	240
	タービン効率	%	**42.0**	**40.5**	**38.5**	**42.0**	**42.0**
	電気出力	MWe	1500	1500	1500	1500	1500
	原子炉熱出力	MWt	3570	3704	3896	3571	3571
物量・比率	伝熱面積比（IHX）	—	**1.00**	**1.23**	**1.21**	**1.59**	**2.81**
	伝熱面積比（SG）	—	**1.00**	**1.07**	**0.99**	**1.13**	**1.56**
	1次系流量比	—	1.00	1.04	1.09	1.00	1.00
	2次系流量比	—	1.00	0.98	1.15	1.00	1.00
	1次ポンプ軸動力比	—	1.00	1.12	1.30	1.00	1.00
	2次ポンプ軸動力比	—	1.00	0.95	1.54	1.00	1.00
	所内負荷率	%	**4.10**	**4.22**	**4.78**	**4.10**	**4.10**

（注）原子炉出入口温度差は155℃に固定

表4.1.3(1)-14　主要課題の検討状況（1/3）

主要な課題		検討状況	フェーズ2に向けての主要なR＆D課題
A. 構造健全性の確保	①熱応力に対する構造健全性の確保	■構造健全性確保の観点から、下記の5箇所を代表評価部位として選定。 ■原子炉容器の液面近傍・温度成層界面近傍：起動停止時、原子炉トリップ時に厳しい熱過渡を受けるが、造健全性は確保できる見通し。 ■原子炉容器のH／L配管吸込部近傍：原子炉トリップ時に当該部で大きな温度成層が発生するが、構造健全性は確保できる見通し。 ■1次系配管（H／L及びC／L）：定常時及びホットショック時の配管熱膨張を吸収できるように配管引き回し形状を設定。 ■IHX上部管板：機器出力の増加、1次ポンプとの合体により管板径が大きくなり、熱膨張変形が厳しくなると予想されるが、12Cr系鋼の採用により構造健全性は確保できる見通し。 ■SG出口蒸気管板：機器出力の増加により管板径が大きくなり熱応力が厳しくなると予想されるが、管板形状と12Cr系鋼の採用により構造健全性は確保できる見通し。	・今後、構造設計基準高度化に関するR＆D、並びに12Cr系鋼の開発・材料強度基準の整備を進めて、裕度の把握、さらなる設計合理化を図る。 ・今後、水流動試験等により、定格運転時及び原子炉トリップ時の流況を把握して行く必要がある。
	②耐震性の確保	■機器の健全性：実証炉を超える地震条件を想定した場合でも、2次元免震で炉容器等の健全性は確保される見通し。 ■炉心の健全性（反応度投入等）：実証炉を超える地震条件を想定した場合、2次元免震では炉心の健全性確保は困難であるが、上下方向固有振動数を幾分下げる（5Hz程度）ことで成立の見通しがある。	・今後、上下方向固有振動数3～5Hz程度の免震装置の実用可能性を確実なものにして行く必要がある。
	③IHX－1次ポンプ合体機器伝熱管の耐摩耗性の確保	■既存の評価ツール、21/4Cr－1Mo鋼の比摩耗量を用いてIHX伝熱管のフレッティング摩耗を評価。寿命期間中の伝熱管摩耗深さは約0．13mm（現状設計における摩耗代：0．23mm）であり、伝熱管の耐摩耗性は確保できる見通し。	・今後、本プラントのIHX－1次ポンプ合体機器に適合する評価ツールを開発・検証して行く必要がある。
	④LBB成立性の確保	■LBB評価法が12Cr系鋼に適用可能であると仮定し、評価。1次系配管の各部位ともLBBの成立条件を満足しており、LBBの成立性の見通しを確認。	・今後、LBB評価法を12Cr系鋼に適用可能なよう拡張する必要がある。
	⑤ギロチン破断時の外管の耐性確保	■BDBEとして1次系配管のギロチン破断を想定し、パイプホイップによる外管の発生歪みを評価。発生歪み量は2．6%程度であり、一様伸び（18%）を十分下回っており、外管の健全性が確保される見通しであることを確認。	

表4.1.3(1)-14　主要課題の検討状況 (2/3)

主要な課題		検討状況	フェーズ2に向けての主要なR＆D課題
B. 熱流動課題の関解す決る	①炉上部プレナム内熱流動状況の把握	■3次元熱流動解析により定格運転時及び原子炉トリップ時の炉上部プレナム内熱流動状況を把握。プレナム内流速が高く、先行炉と比べると、原子炉トリップ時の温度成層は発生し難くなる方向であるが、ガス巻き込み等の観点からは厳しくなる。	・今後、炉上部プレナム内流動試験による確認が必要。
	②カバーガス巻き込みの防止	■ディッププレート設置により液面流速を抑制し、カバーガス巻き込みを防止できる見通し。	
	③不安定振動等の回避	■下記の事象については、現状の文献ベースの評価で発生を防止できる見通しを確認。 ー不安定振動発生の限界流速は数十m/s以上 ーキャビテーション発生の限界流速は約22m/s ーエロージョン発生の限界流速は約18m/s ーコロージョンは酸素濃度コントロールで回避できる見通し	・今後、試験（不安定振動特性試験及びエロージョン・コロージョン特性試験）の実施を含め、さらなる検討が必要。
	④ Self-excitationの発生可能性排除	■最近の実験的知見によると、Self-excitationの生じる磁気レイノルズ数（Rem）はNaポンプで約100と予測されている。本プラントのポンプ廻りのRemは約30であり、Self-excitationの発生可能性は低いと言える。	

表4.1.3(1)-14　主要課題の検討状況（3/3）

主要な課題		検討状況	フェーズ2に向けての主要なR＆D課題
C. 安全性の確保	①1次ポンプ軸固着時の安全性確保	■安全解析の結果、炉心・燃料の健全性は確保できる見通し。 ー第1信号スクラム　被覆管最高温度：856℃、CDF値：0．064 ー第2信号スクラム　被覆管最高温度：899℃、CDF値：0．265	
	②崩壊熱除去系の信頼性確保	■崩壊熱除去の観点から評価すべき代表事象を検討・摘出して安全解析。炉心・燃料、原子炉冷却材バウンダリの健全性は確保できる見通し。 ー「全交流電源喪失」H／L側最高温度：約580℃、C／L側最高温度：約540℃ ■崩壊熱除去失敗（PLOHS）の発生頻度をPSAにより評価。PLOHSの発生頻度は10^{-7}/rv未満をクリアできる見通し。	
	③CDA荷重の低減	■CDA時の急激なエネルギー放出の原因を排除する方策（下記）を検討。 ー起因過程：ボイド反応度の制限（6＄未満） ー遷移過程：軸方向ブランケットペレット一部削除（ABLE概念）の適用	・今後、ABLE概念による再臨界回避方策の有効性を検証して行く必要がある。
	④損傷炉心物質の冷却性確保	■上記③の再臨界回避方策に整合し、かつ、（物量を削減した）原子炉構造にも適合する方策を検討（原子炉下部構造の設計を工夫）。 ー溶融燃料のクエンチ：適切なNa容積を炉心下部プレナムに確保 ーデブリ安定冷却保持：炉心下部に適切な保持構造を設置	・今後、左記対策の有効性を検証して行く必要がある。
	⑤高発熱使用済燃料の冷却性確保	■EVST削除、水プール直接冷却の採用に伴って課題となる高発熱使用済燃料のガス中裸移送時の「除熱喪失事象」対策を検討。基本的には、設計対応により除熱喪失事象の想定を回避できるようにする。	・今後、水プール直接冷却試験等により左記設計の妥当性を検証して行く必要がある。

表 4.1.3(1)-15　設計基準を超える安全評価事象と炉心損傷防止対策

項　目	ＡＴＷＳ			ＬＯＨＲＳ		局所事故
	ＵＬＯＦ	ＵＴＯＰ	ＵＬＯＨＳ	ＰＬＯＨＳ	ＬＯＰＩ	
事象説明	炉心流量減少時に原子炉トリップに失敗する事象	正の反応度挿入による原子炉出力上昇時に原子炉トリップに失敗する事象	２次系以降の通常の除熱源喪失時に原子炉トリップに失敗する事象	原子炉がトリップした際に崩壊熱除去に失敗する事象	１次冷却材漏洩時に原子炉トリップには成功するが、液位確保に失敗する事象	炉心の局所的な流路閉塞により燃料が損傷する事象
発生後の事象推移	数十秒で全炉心規模での炉心溶融に至る	炉心の部分溶融に至る	炉心支持板膨張による負の反応度で出力低下、崩壊熱除去系起動により冷却材沸騰までの時間遅れが拡大 冷却系高温化により主ポンプが停止し、以後ＵＬＯＦと同様の事象推移となる	崩壊熱除去機能喪失による炉心損傷は極めて緩慢に進展する	ＧＶ、外管により配管の大規模は損を想定しても炉心冷却材の液位確保ができ、崩壊熱除去系の作動により事象終息する	１集合体の大規模閉塞を仮定すると、当該集合体での燃料溶融、隣接集合体への破損伝播を生じる ＵＬＯＦの事象推移に包絡されると考えられる
炉心損傷防止対策	ＳＡＳＳを後備系に導入することにより、ＡＴＷＳ時の冷却材温度上昇により受動的に制御棒が挿入され炉停止			炉心損傷までの時間余裕を利用して、水・蒸気系を用いた除熱操作、崩壊熱除去系の復旧操作により崩壊熱除去を行う	炉心冷却材の液位確保により、崩壊熱除去系を作動させ、炉心損傷を防止できる	集合体出口温度計及びカバーガスモニタ警報による手動停止、遅発中性子検出系による自動炉停止により、部分損傷段階で事象終息させる

（注）「発生後の事象推移」は、実証炉の安全評価等をベースに推定したものである。今後、Na 冷却大型ループ型炉の安全評価を行って、知見を得て行く必要がある。

表 4.1.3(1)-16　Na 冷却大型ループ型炉の所内負荷の内訳

（単位:kW）

No	系　統　名	実用炉 大型ループ型炉	実用炉
1	原子炉構造	76	22
2	１次主冷却系	19155	11800
3	２次主冷却系	8290	7030
4	１次Ｎａ純化系	17	17
5	１次Ａｒガス系	3	3
6	２次Ａｒガス系	0	0
7	２次補助Ｎａ系	80	93
8	水漏えい検出系	0	0
9	補機冷却系	2895	1260
10	タービン発電機設備	19254	8706
11	換気空調設備	6610	5218
12	廃棄物処理系	402	103
13	燃料取扱設備	249	250
14	炉外燃料貯蔵設備	0	757
15	機器洗浄設備	818	1060
16	使用済燃料プール	137	61
17	圧縮空気供給設備	540	235
18	直接炉心冷却系	0	0
19	予熱設備	211	272
20	計測制御電源	790	1010
21	照明設備	550	550
22	総合管理建物電源	360	360
23	電源損失	1209	776
24	発電機励磁用電源	0	0
所内負荷合計（kW）		61646	39583
定格電気出力（MWe）		1500.0	671.3
所内負荷率（%）		4.1	5.9

[備考]：動力負荷より算出。

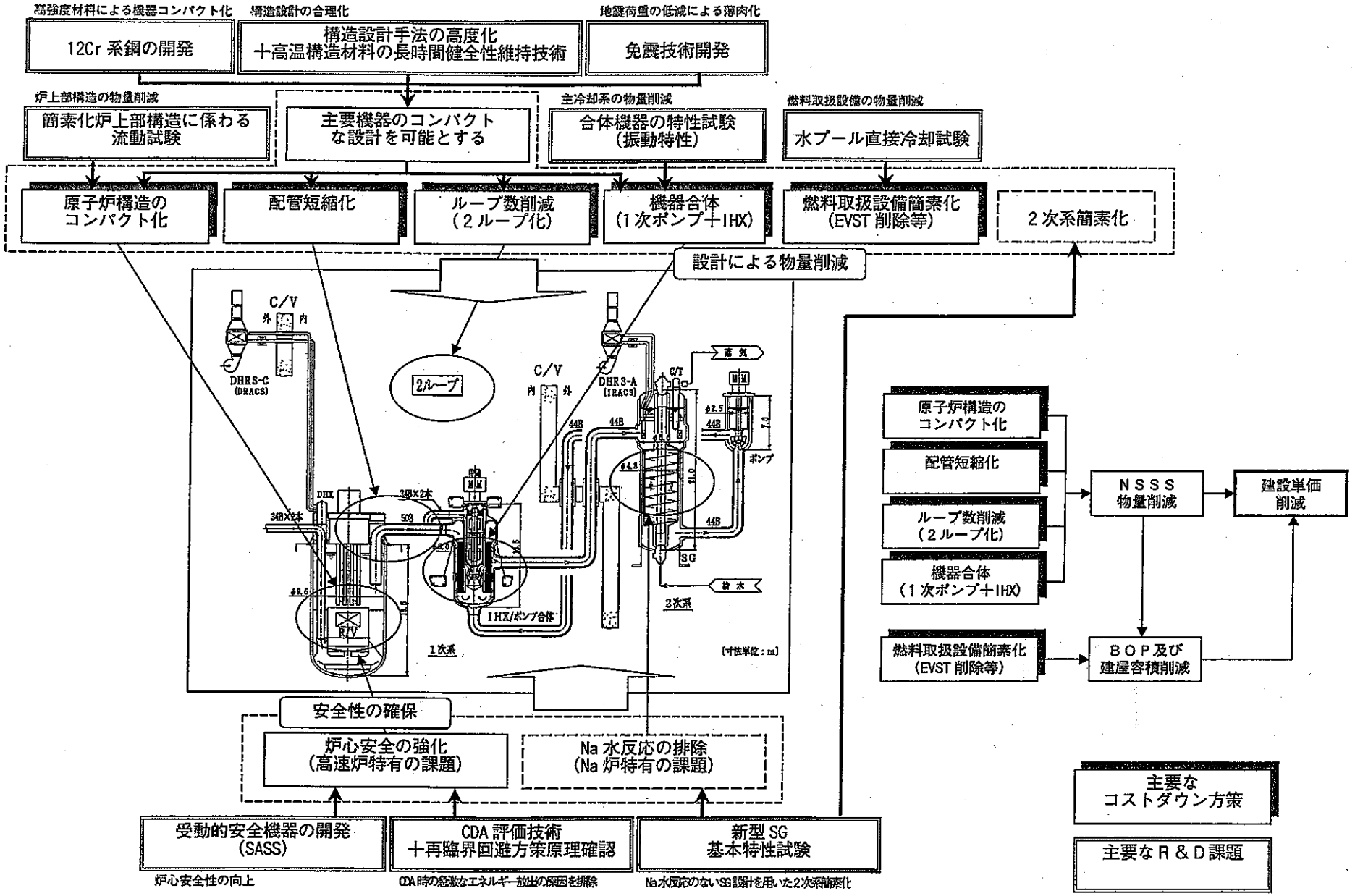


図 4.1.3(1)-21 Na 冷却大型ループ型炉の建設単価削減の考え方

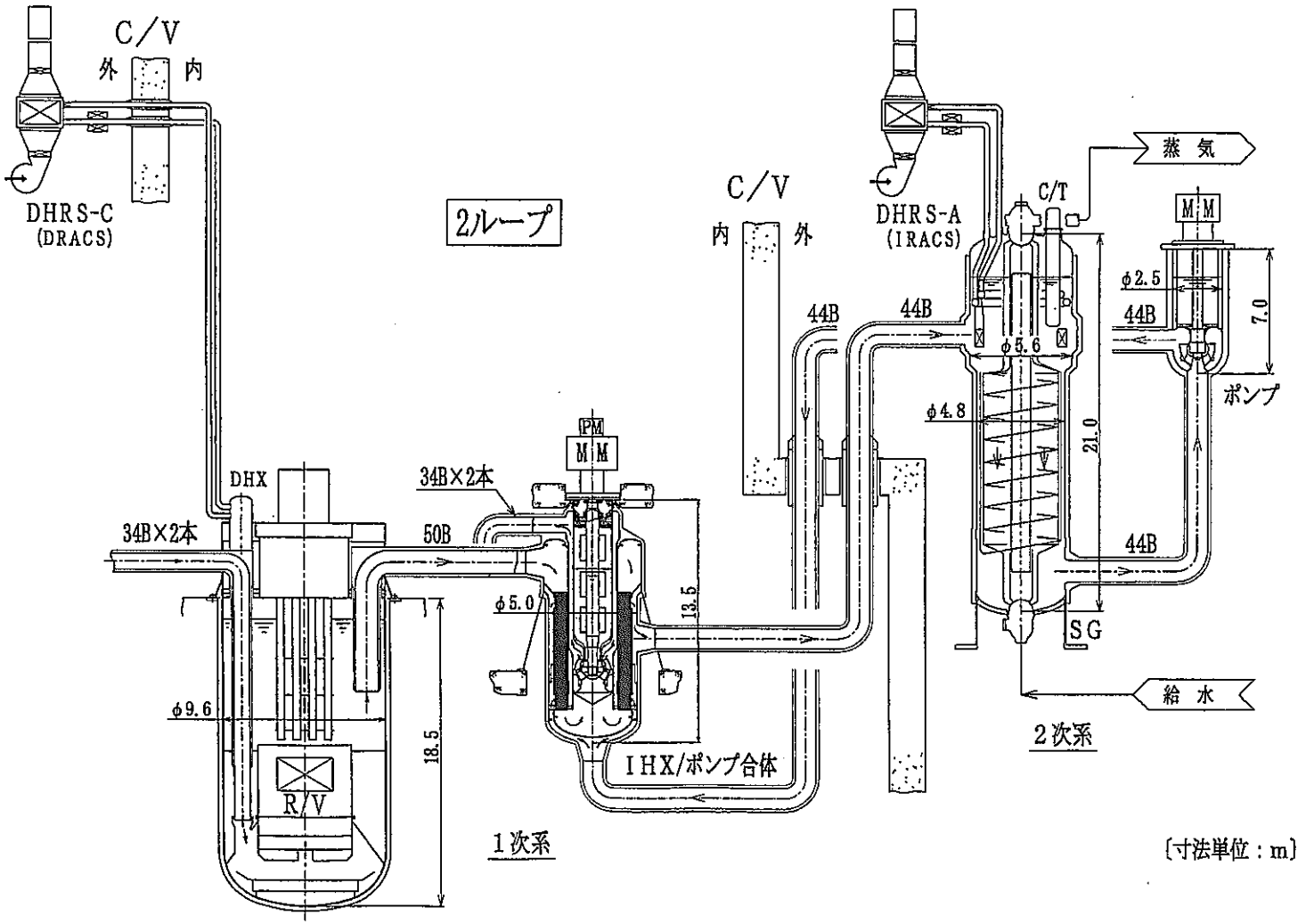


図 4.1.3(1)-22　Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念

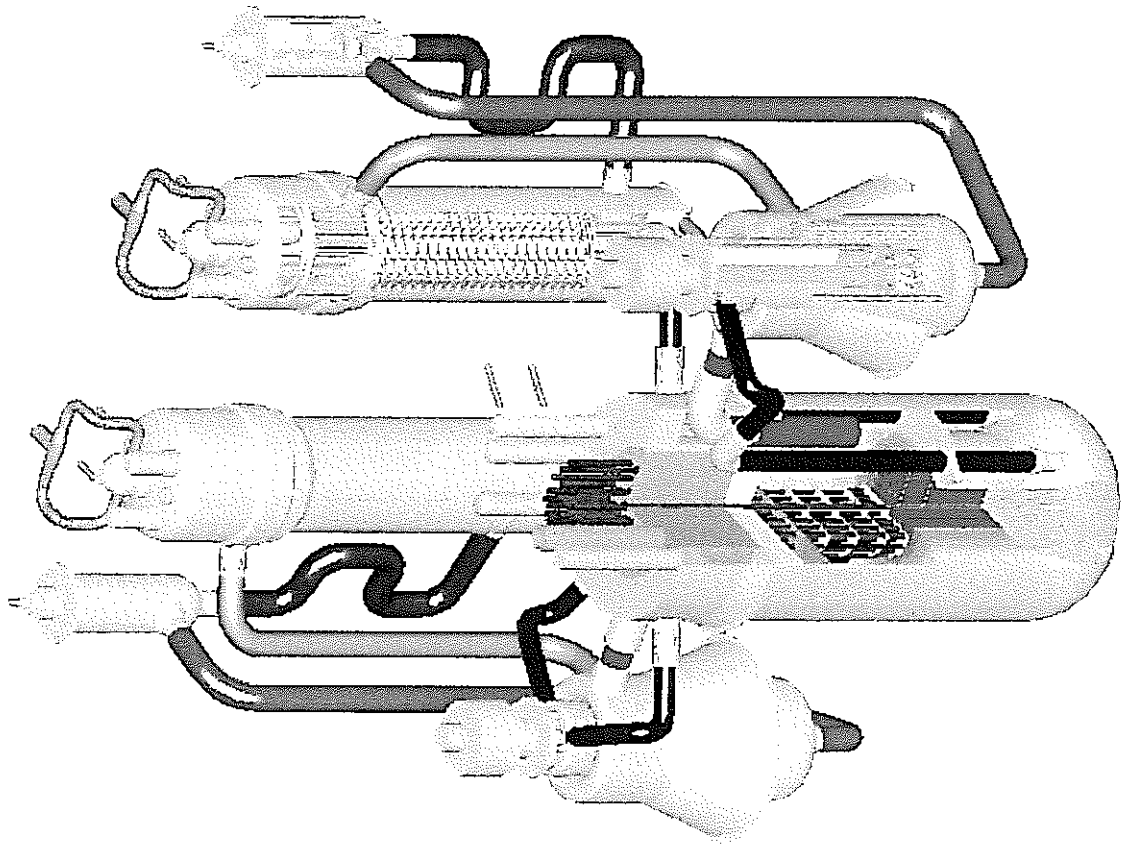


図 4.1.3(1)-23　Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(1)）

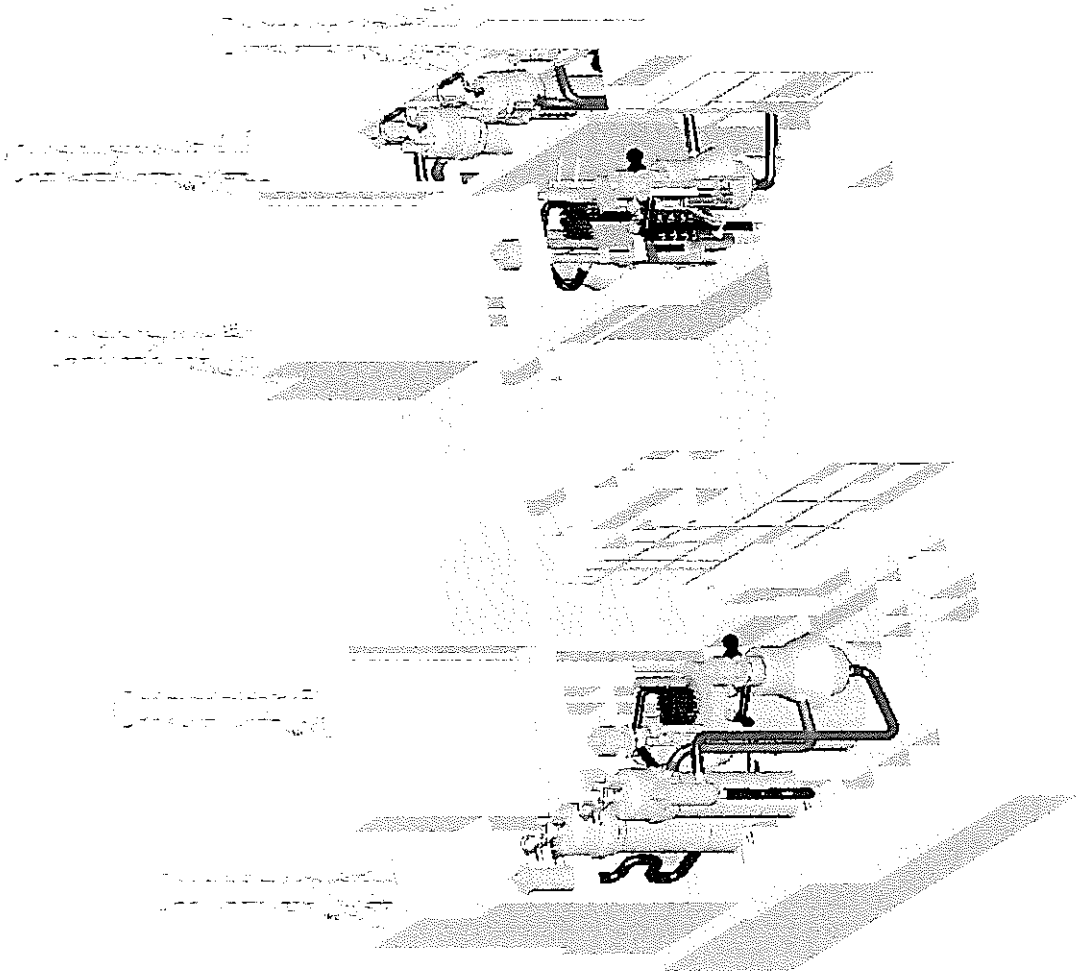
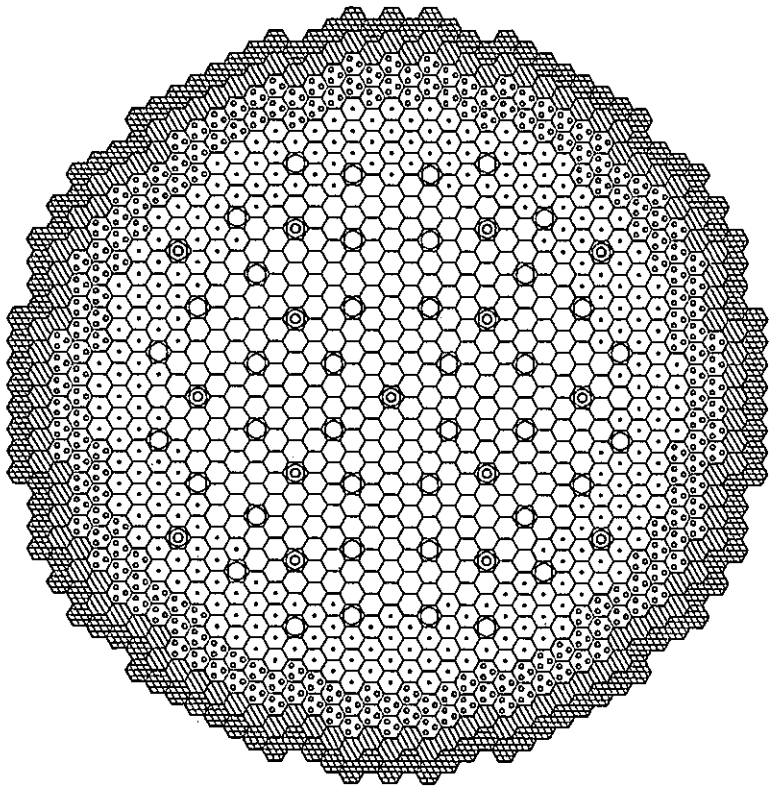


図 4.1.3(1)-24　Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(2)）

均質２領域炉心：ＭＯＸ燃料／軸方向ブランケットペレット一部削除



項　目	仕様
原子炉熱出力 (MW)	3,570
炉心形式	２領域均質
燃料	MOX、ダクト付き燃料
運転サイクル長さ (EFPM) (ヶ月)	17
燃料交換バッチ (core/RB)	4/4
炉心高さ (cm)	80
炉心等価直径 (cm)	476
軸ブランケット厚 (上/下) (cm)	35/35
被覆管材料	ODS
燃料ピン外径 (mm)	8.5
被覆管肉厚 (mm)	0.6
ワイヤ径 (mm)	1.48
集合体当たり燃料ピン本数 (本)	271
集合体配列ピッチ (mm)	179.7
P／D	1.18
Pu 富化度 (内側/外側) (wt%)	
内側炉心中央部	20.6
内側炉心上下部／外側炉心	24.4
燃料スミア密度 (%TD)	82
炉心構成	
燃料集合体本数	
内側炉心燃料	316
外側炉心燃料	266
径方向ブランケット燃料	198
制御棒	
主炉停止系	40
後備炉停止系	15
径方向遮蔽体	108
(SUS１層、ZrH１層)	
燃焼反応度損失 (%Δk/kk')	3.01
最大線出力 (W/cm)	431
ピーク高速中性子束 ($\times 10^{15}$n/cm^{2}s)	2.7
ピーク高速フルエンス ($\times 10^{23}$n/cm^3)	4.8
炉心取出平均燃焼度 (GWd/t)	149
増殖比	1.17
ドップラ係数(Tdk/dT)	-4.7×10^{-3}
Ｎａボイド反応度($)	5.6
密度係数(Δk/k/(δρ/ρ))	
燃料	0.3
冷却材	-0.022
構造材	-0.065
形状係数	
径方向(Δk/k/(Δr/r))	0.042
軸方向(Δk/k/(Δz/z))	0.17
実効遅発中性子割合	0.0034
即発中性子寿命($\times 10^{-6}$s)	0.43
被覆管最高温度 (℃)	690

図 4.1.3(1)-25　Na 冷却大型ループ型炉の炉心主要目

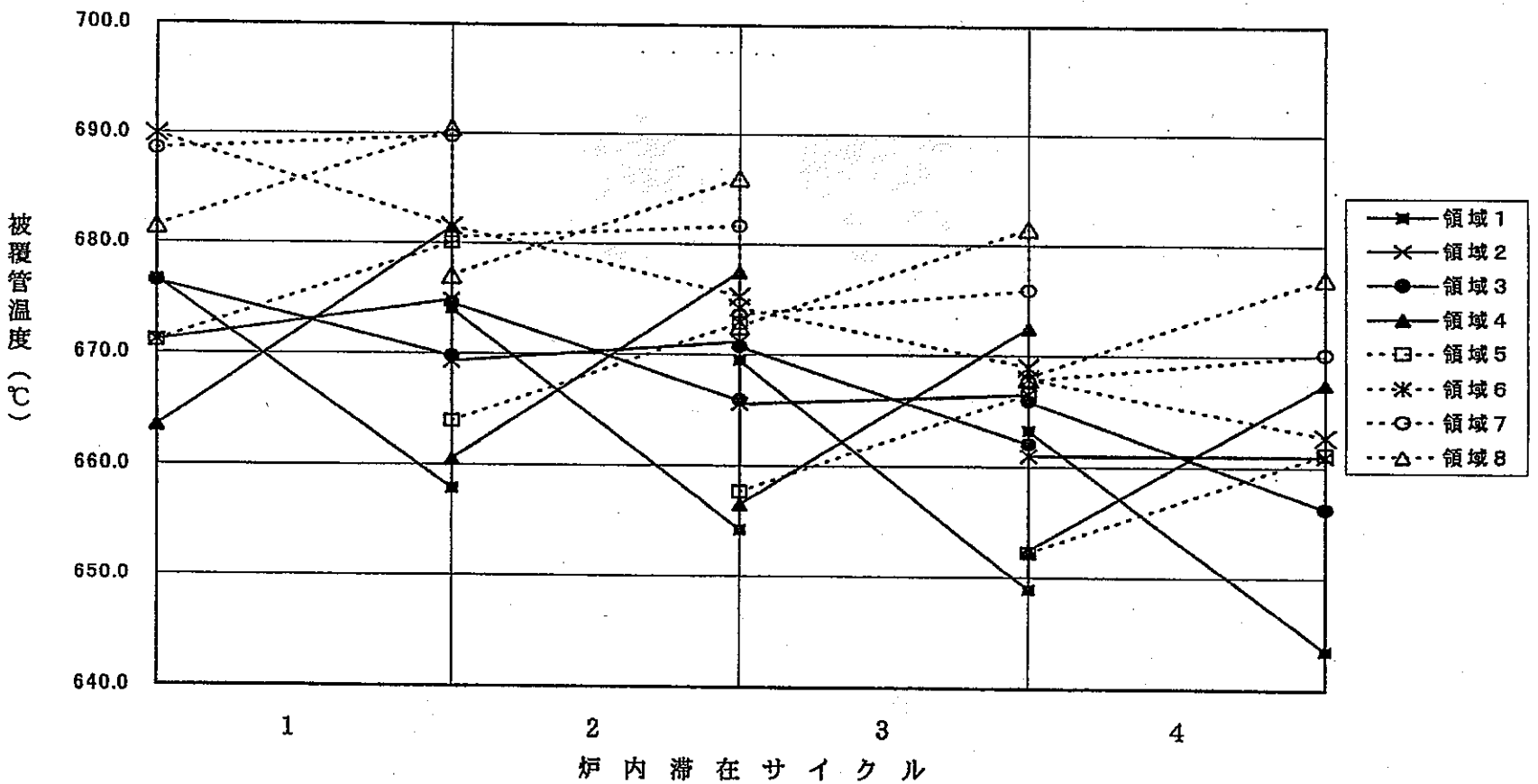


図 4.1.3(1)-26　Na 冷却大型ループ型炉の被覆管最高温度履歴

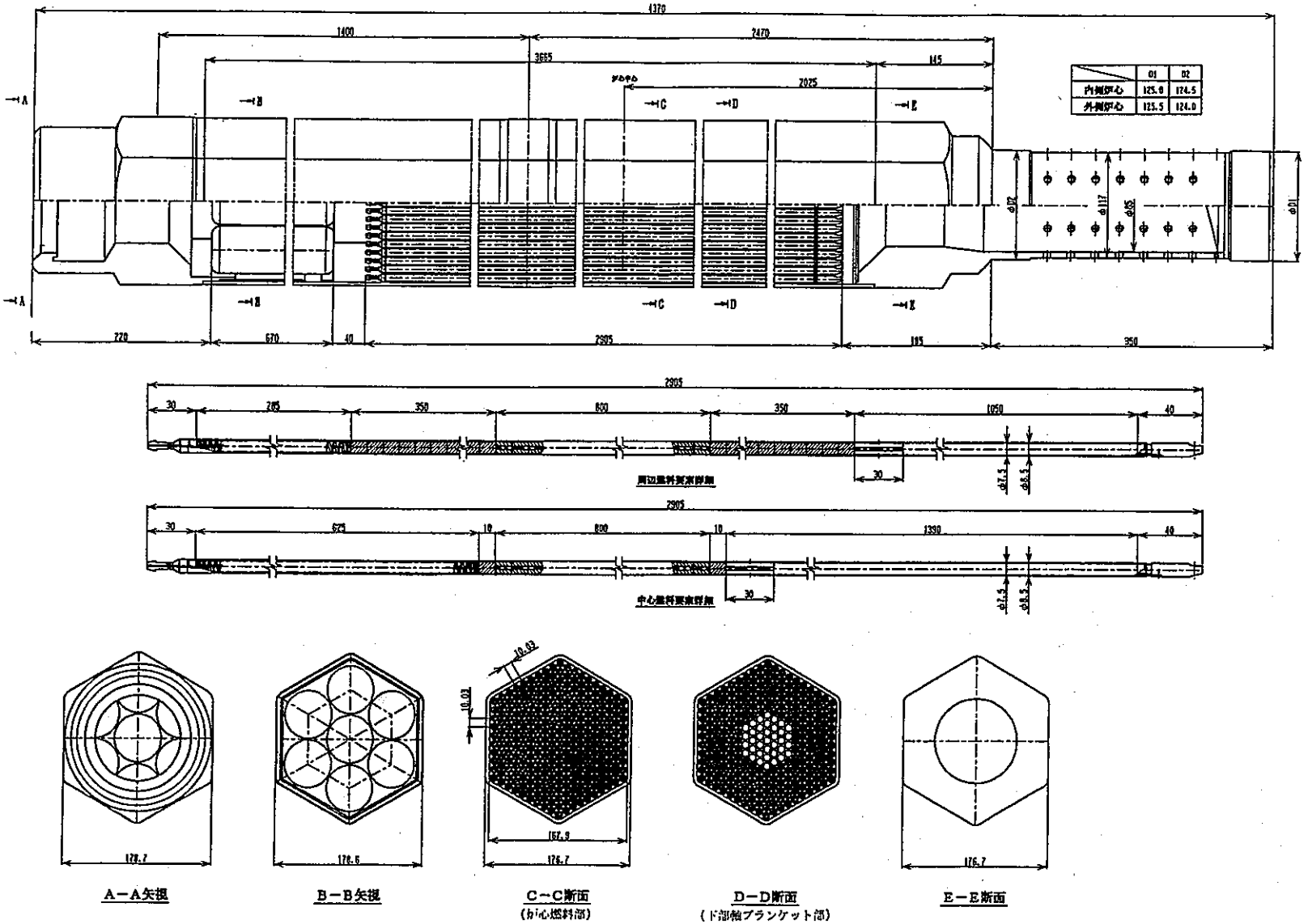


図 4.1.3(1)-27　Na 冷却大型ループ型炉の炉心燃料集合体概念

原子炉構造：炉心上部機構と燃料交換方式の概念

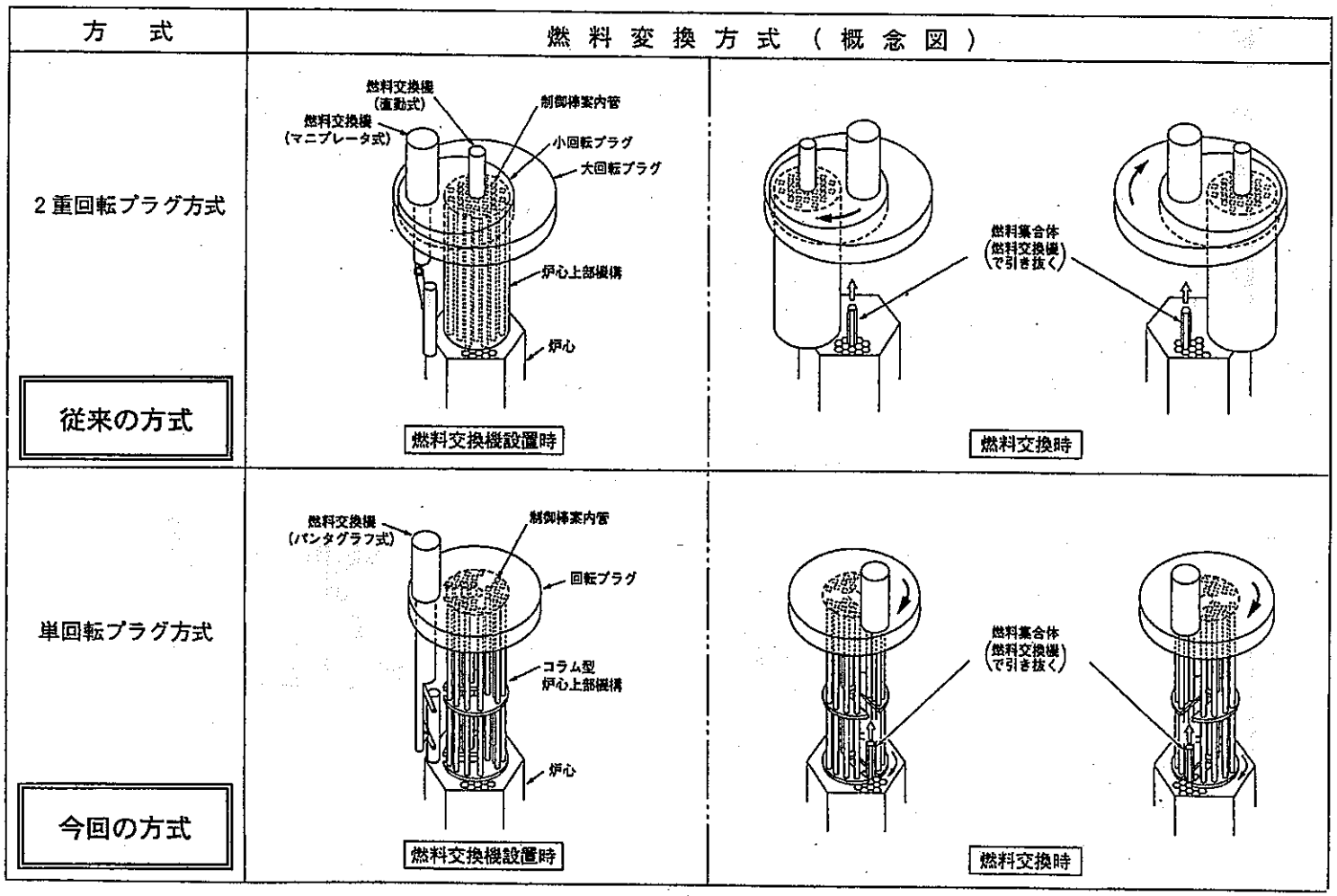


図 4.1.3(1)-28　Na 冷却大型ループ型炉の燃料交換方法の概念

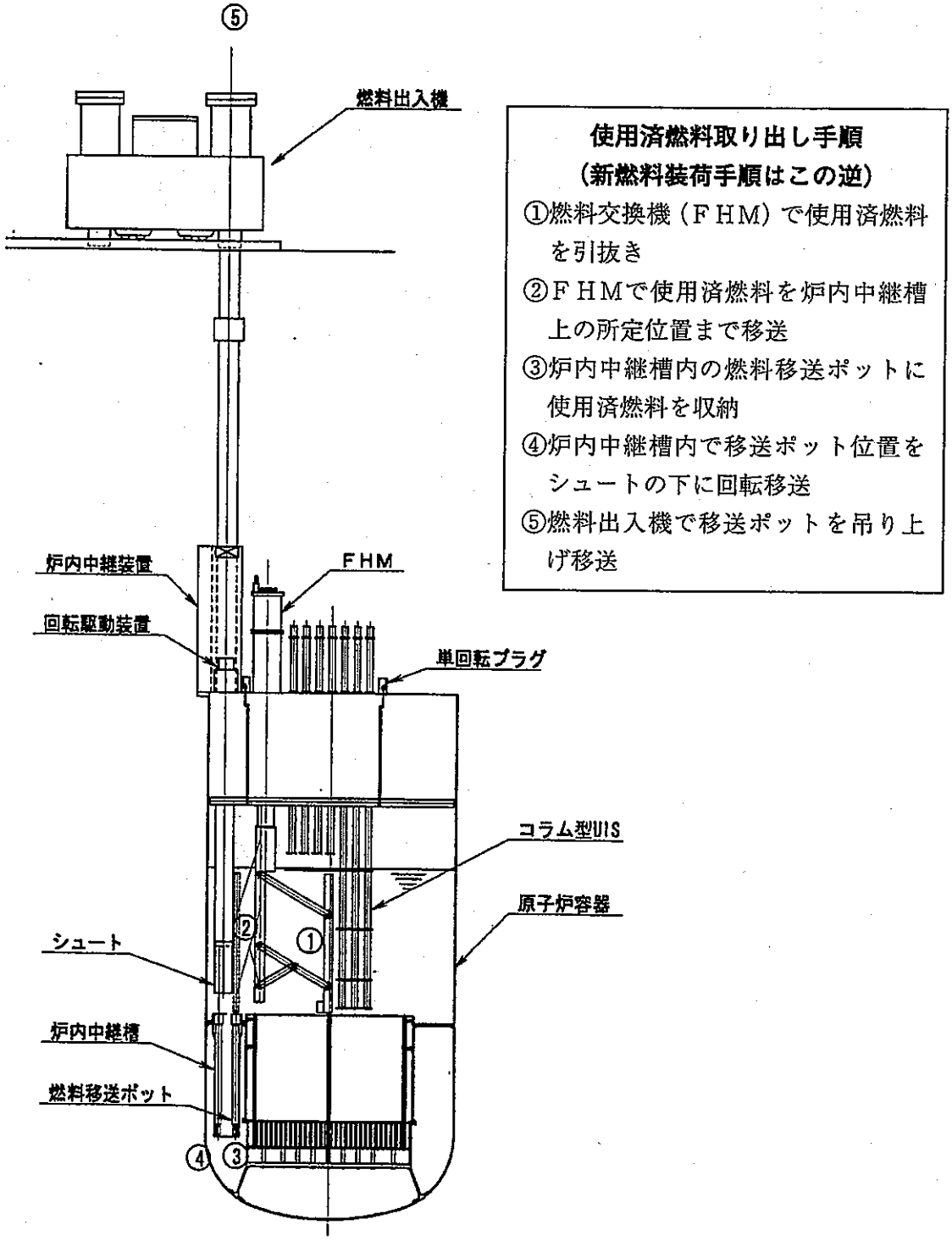


図4.1.3(1)-29　Na冷却大型ループ型炉の燃料交換・出し入れシステム概念

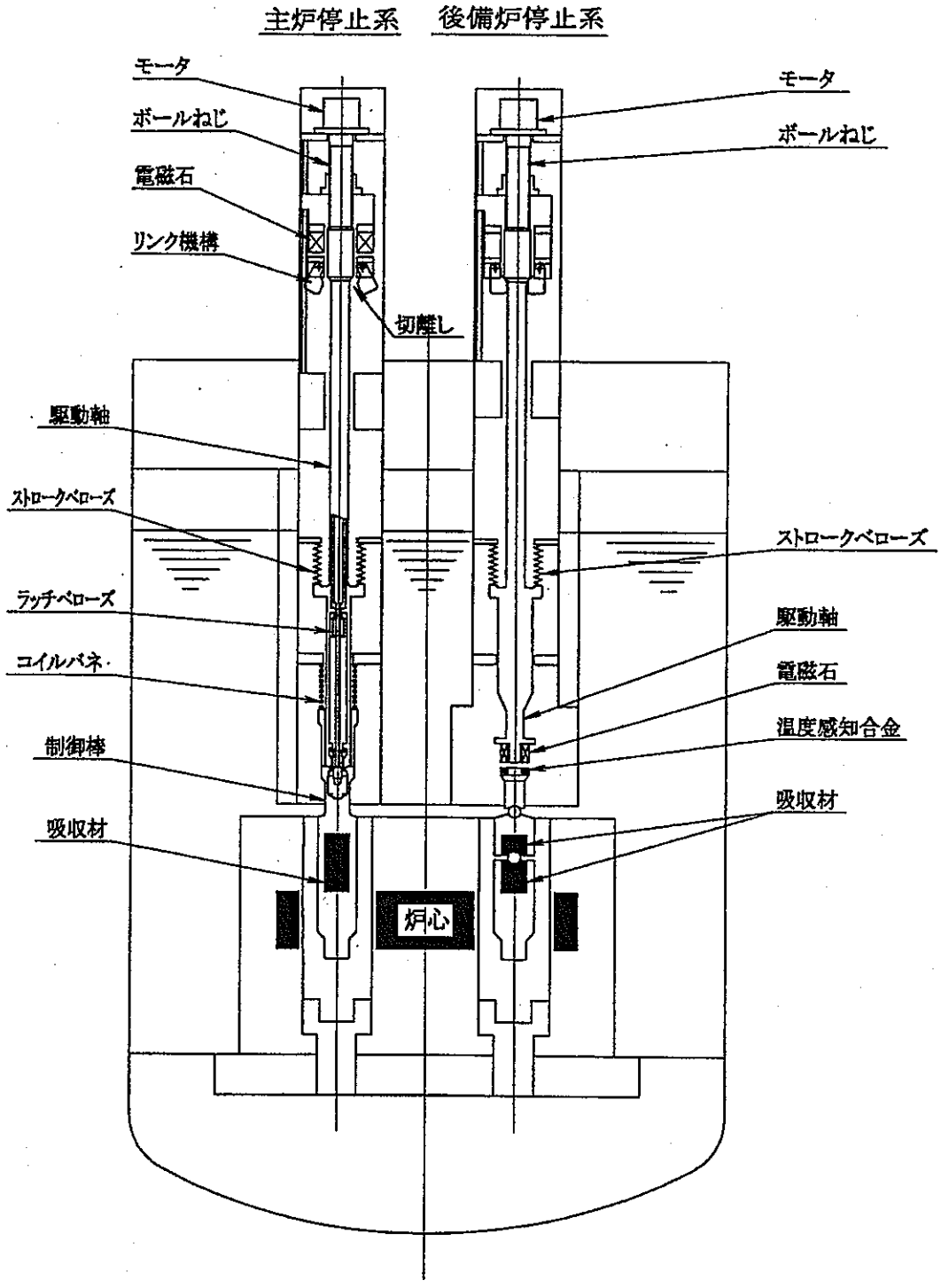
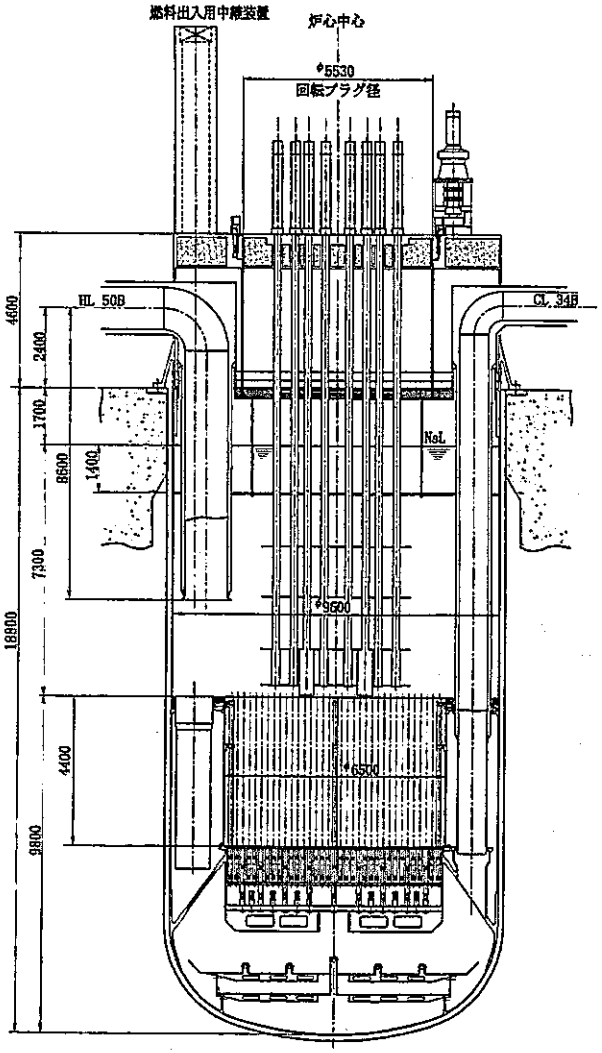


図 4.1.3(1)-30　Na 冷却大型ループ型炉の炉停止系概念



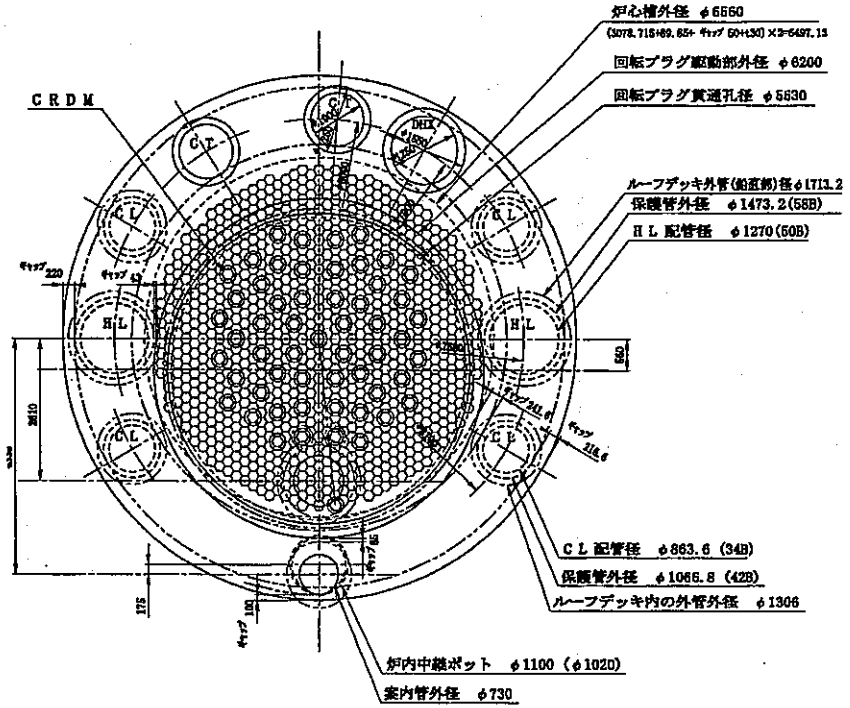


図 4.1.3(1)-31　Na 冷却大型ループ型炉の原子炉構造概念

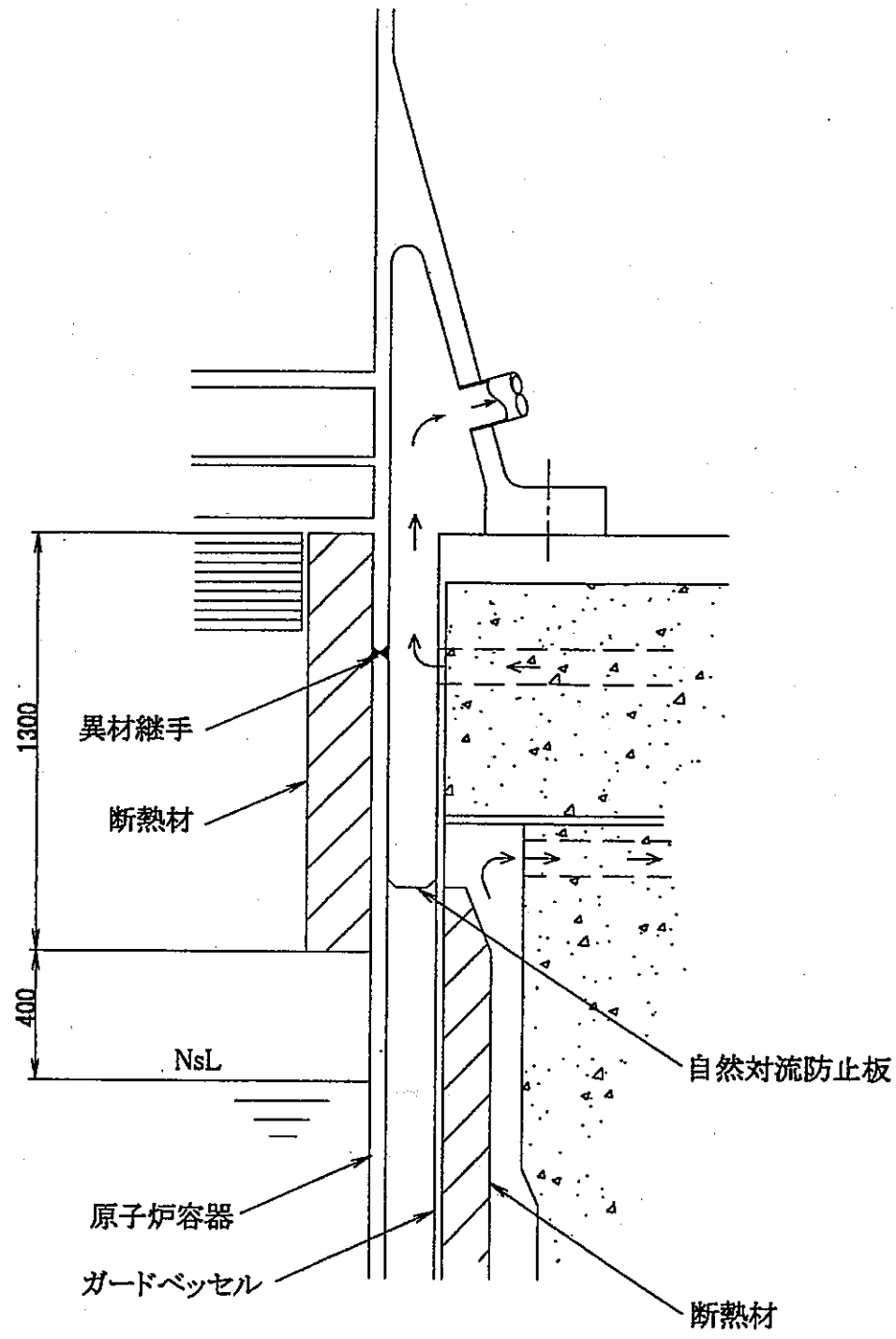


図 4.1.3(1)-32　Na 冷却大型ループ型炉の原子炉容器上部の
断熱・冷却概念

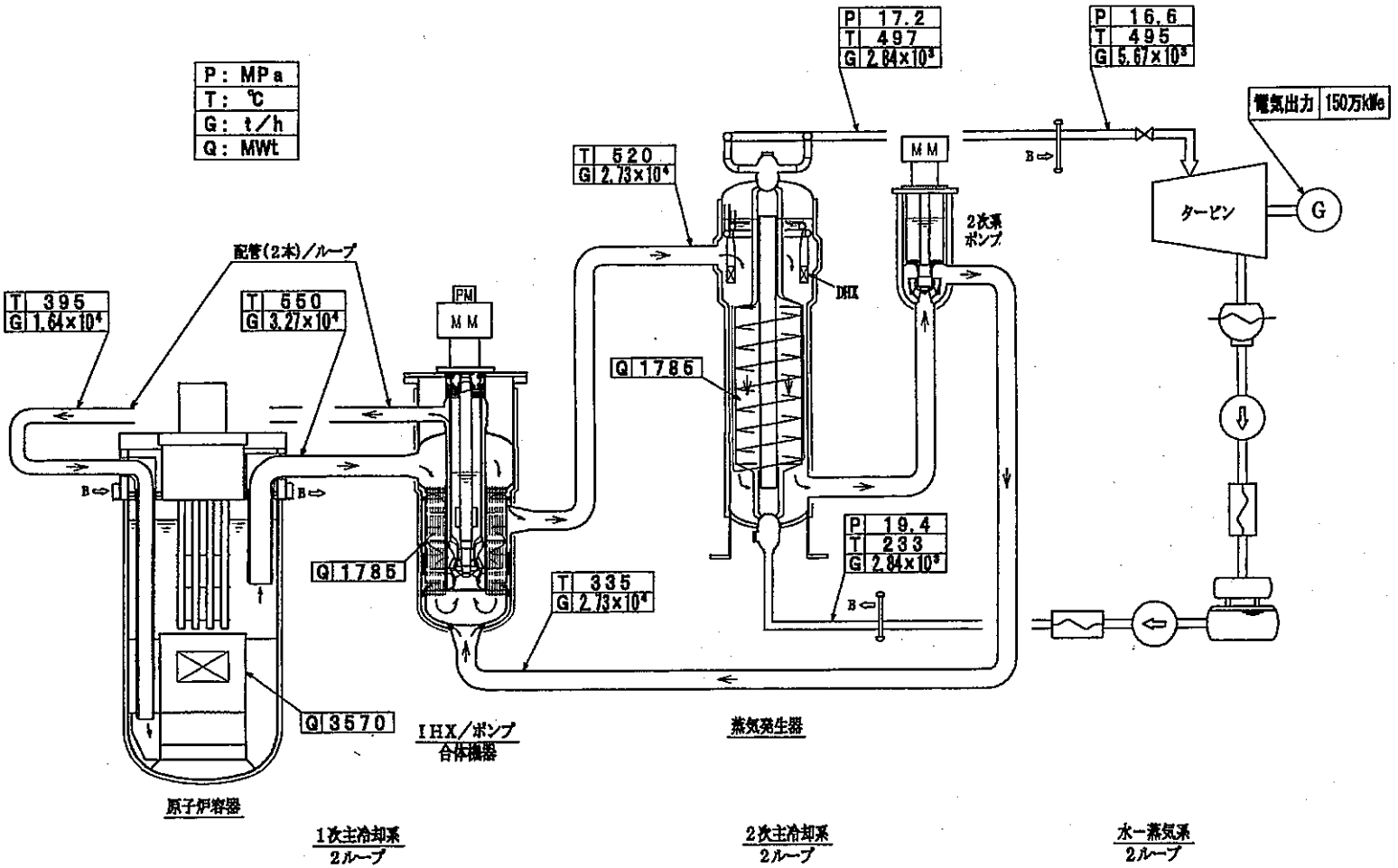


図 4.1.3(1)-33　Na 冷却大型ループ型炉のプラントヒートバランス

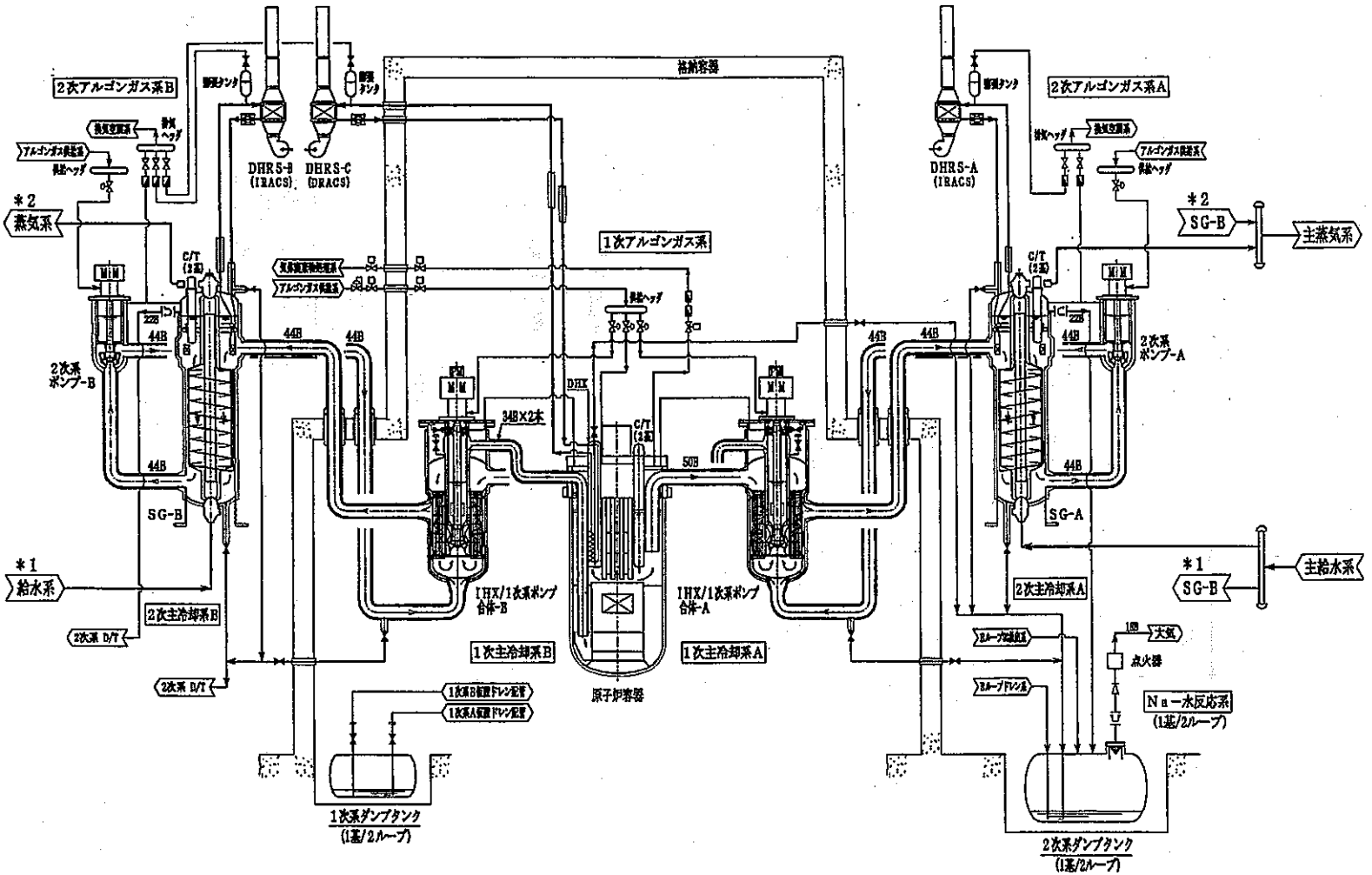


図 4.1.3(1)-34　Na 冷却大型ループ型炉の全体系統概念図

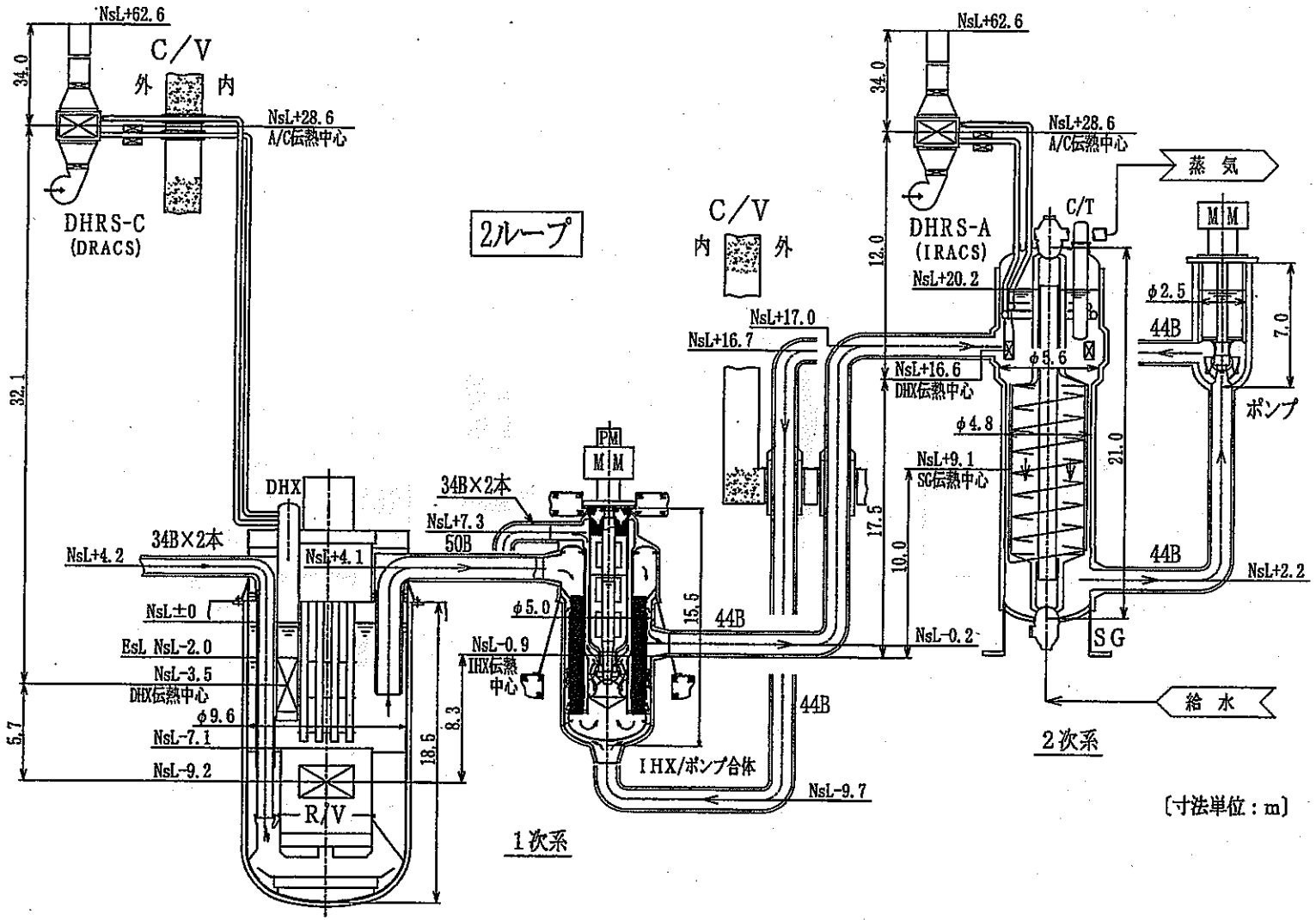
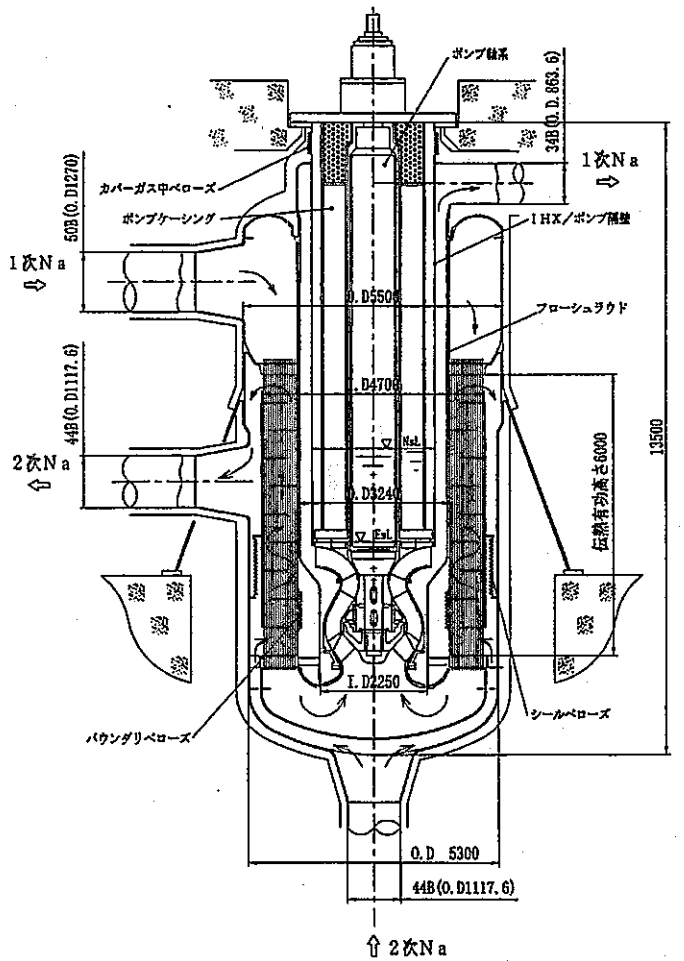
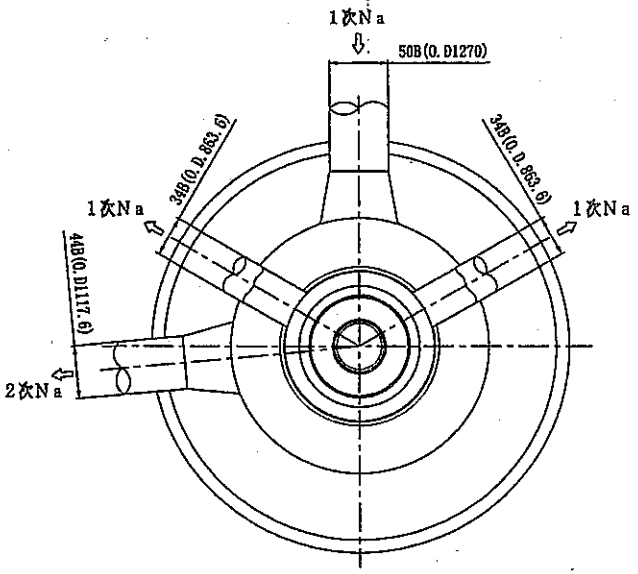


図 4.1.3(1)-35　Na 冷却大型ループ型炉の機器高低関係図





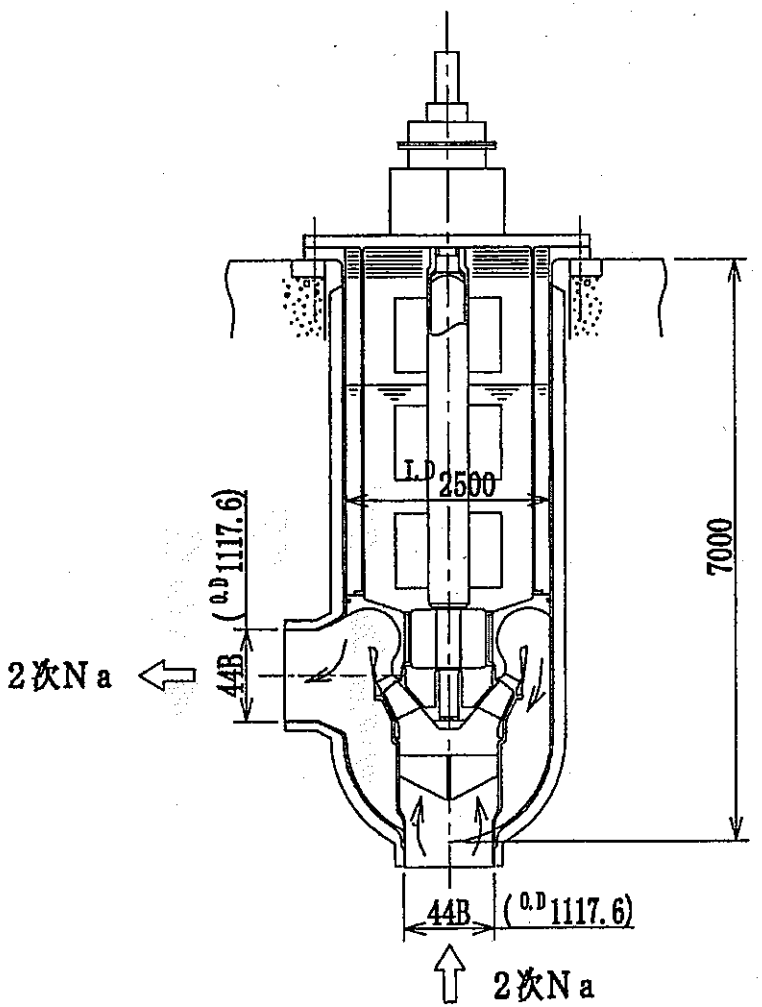
IHX仕様

IHX型式	縦置無液面ジグザグ流式直管型		
1次側流路	管内		
基数	2基		
交換熱量	1785 MWt		
伝熱面積	4370 m²		
伝熱管	外径	25.4 mm	
	肉厚	$1.1^{+0.2}_{-0}$ mm	
	管長	6.0 m	
	本数	9660 本	
	配列パターン	正三角配列	
	配列ピッチ	32.0 mm	
定格流量	1次側	3.27×10^{7} Kg/h	
	2次側	2.73×10^{7} Kg/h	
定格温度	1次側入口	550 ℃	
	1次側出口	395 ℃	
	2次側入口	335 ℃	
	2次側出口	520 ℃	
材質	12Cr鋼		
重量	ton		

ポンプ仕様

1次系ポンプ形式	単段片吸込型（下吸込）	
基数	2	基
定格流量	636	m³/min
定格運転温度	395	℃
定格揚程	76	mNa
定格回転数	554	rpm
NPSHav	25	mNa
吸込比速度	1250	—
ポンプ軸動力	9300	kw
材質	12Cr鋼	
重量		ton

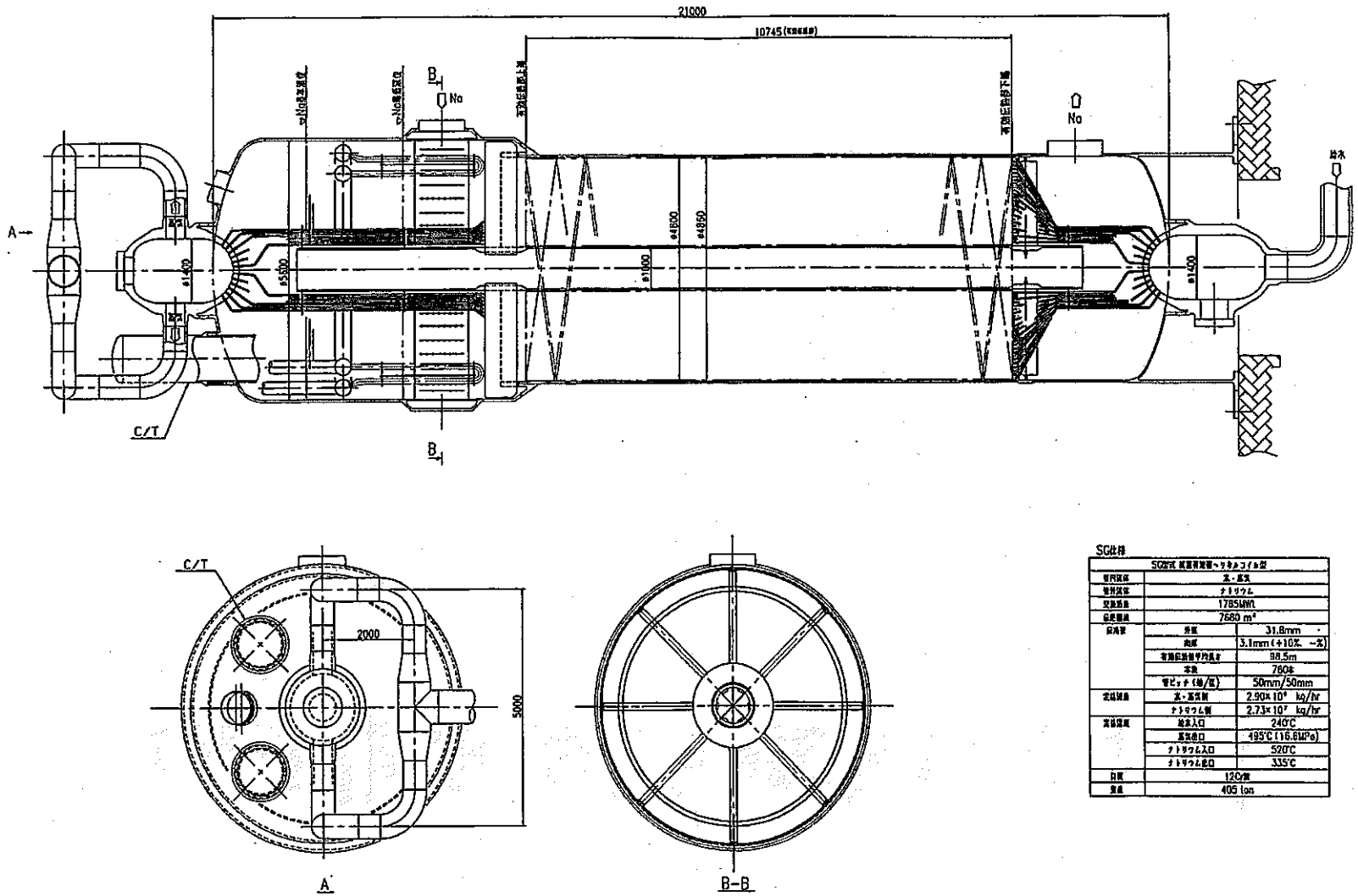
図 4.1.3(1)-36　Na 冷却大型ループ型炉のＩＨＸ・１次ポンプ合体機器の概念図及び主要仕様



ポンプ仕様

2次系ポンプ形式	単段片吸込型（下吸込）
基　数	2　基
定格流量	522　m^3/min
定格運転温度	335　℃
定格揚程	40　mNa
定格回転数	520　rpm
NPSHav	20　mNa
吸込比速度	1250　—
ポンプ軸動力	4000　kw
材　質	12Cr鋼
重　量	70　ton

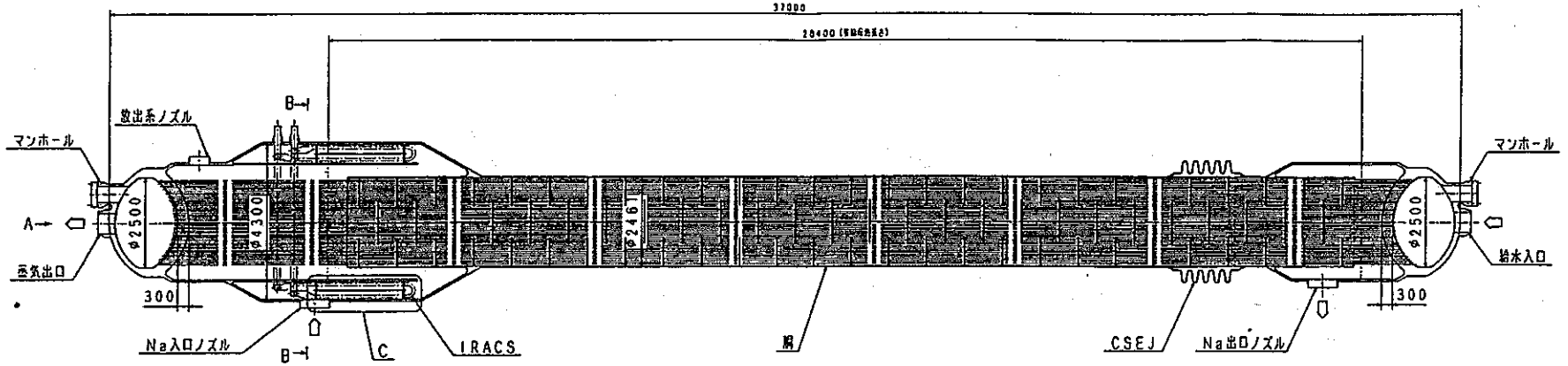
図 4.1.3(1)-37　Na 冷却大型ループ型炉の２次ポンプの概念図及び主要仕様



SG仕様

SG型式	蒸気発生器ヘリカルコイル型	
管内流体	水・蒸気	
管外流体	ナトリウム	
交換熱量	1785MWt	
伝熱面積	7680 m²	
伝熱管	外径	31.8mm
	肉厚	3.1mm(+10%, -%)
	有効伝熱管平均長さ	98.5m
	本数	760本
	管ピッチ(軸/径)	50mm/50mm
定格流量	水・蒸気側	2.90×10⁶ kg/hr
	ナトリウム側	2.73×10⁶ kg/hr
定格温度	給水入口	240℃
	蒸気出口	495℃(16.6MPa)
	ナトリウム入口	520℃
	ナトリウム出口	335℃
台数	12Cループ	
重量	405 ton	

図 4.1.3(1)-38　Na 冷却大型ループ型炉のＳＧの概念図及び主要仕様



SG仕様

SG型式　液置有液面直管型		
管内流体	水・蒸気	
管外流体	ナトリウム	
交換熱量	1785MWt	
伝熱面積	7520m²	
伝熱管	外径	15.9mm
	肉厚	1.7mm (+10%, -%)
	有効伝熱管平均長さ	28.4m
	本数	5305本
	管ピッチ (軸/径)	31.8mm
定格流量	水・蒸気側	2.90×10⁶kg/hr
	ナトリウム側	2.73×10⁷kg/hr
定格温度	給水入口	240℃
	蒸気出口	495℃ (16.6MPa)
	ナトリウム入口	520℃
	ナトリウム出口	335℃
材質	12Cr鋼	
重量	320ton	

図4.1.3(1)-39　直管型ＳＧの概念図及び主要仕様

項目		ケース1	ケース2	ケース3
構成		ＩＲＡＣＳ×４系統 （各ループ２系統）	ＤＲＡＣＳ×３系統	ＩＲＡＣＳ×２系統 ＋ＤＲＡＣＳ×１系統
物量	炉容器径へのインパクト	◎：影響なし	△：影響大	○：影響はあるが炉容器径の増加には結びつかない
	格納容器内配管・貫通部	◎：なし	△：３系統分	○：１系統分
	安全系の範囲	△：２次系を安全系として設計する必要有り	○：安全系の範囲を１次系に限定できる	△：２次系を安全系として設計する必要有り
除熱性	自然循環特性	○：問題なし	△：浸漬型ＤＲＡＣＳの自然循環特性の確認要	○：問題なし
	ＰＬＯＨＳに至る猶予時間	○：比較的長い １次系＋２次系の熱容量が期待できる	△：比較的短い １次系（炉容器内）の熱容量のみ期待できる	○：比較的長い １次系＋２次系の熱容量が期待できる
	サイフォンブレーク対応	△：除熱不能となる	◎：除熱可能（裕度大）	○：除熱可能（裕度小）
信頼性		△：１ループ事故時、１ループ補修時の信頼性に難がある	○：高信頼性確保の見通しがある	○：高信頼性確保の見通しがある

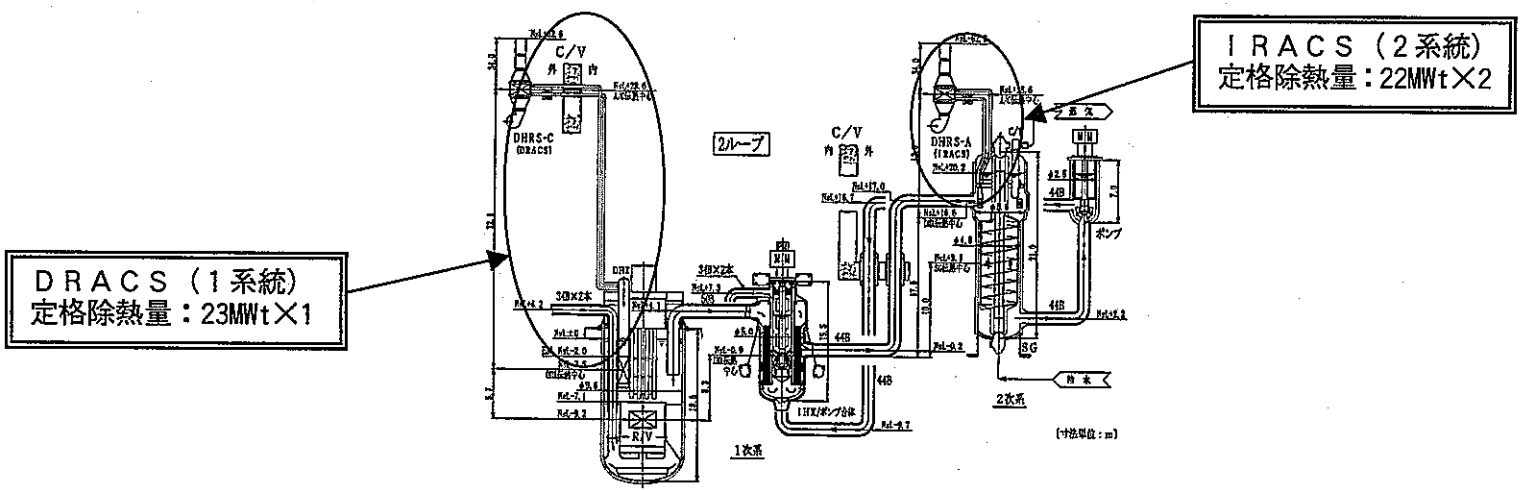
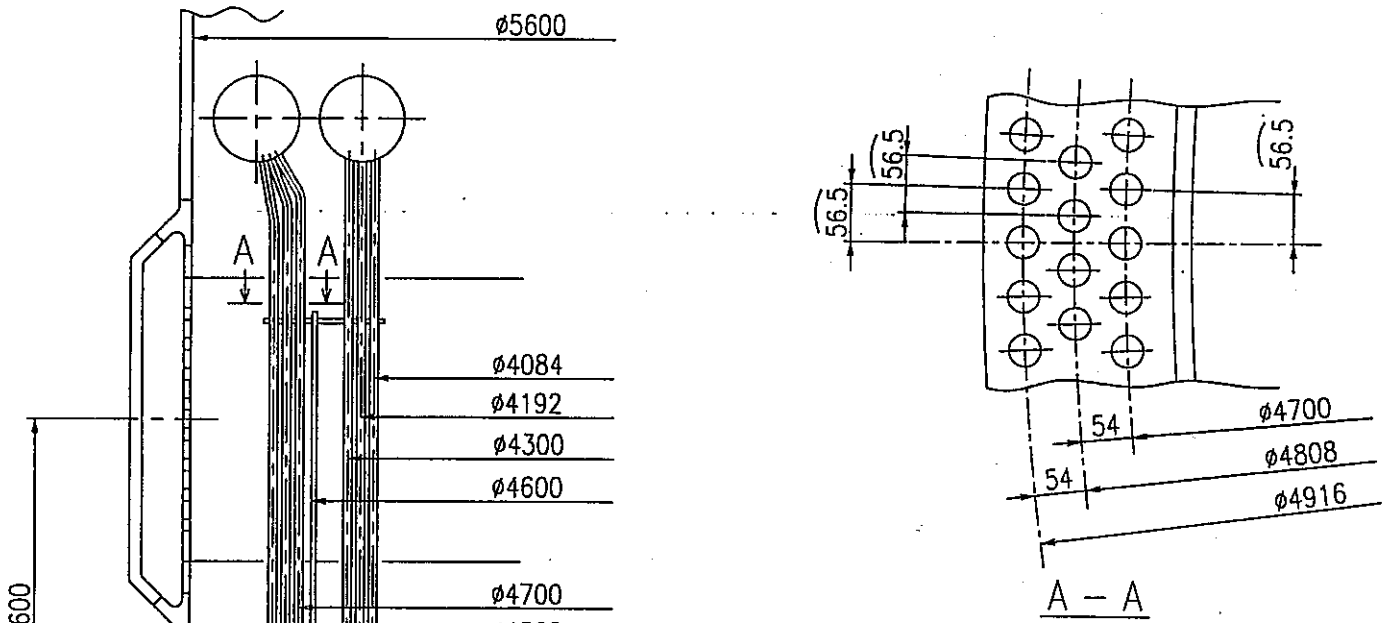
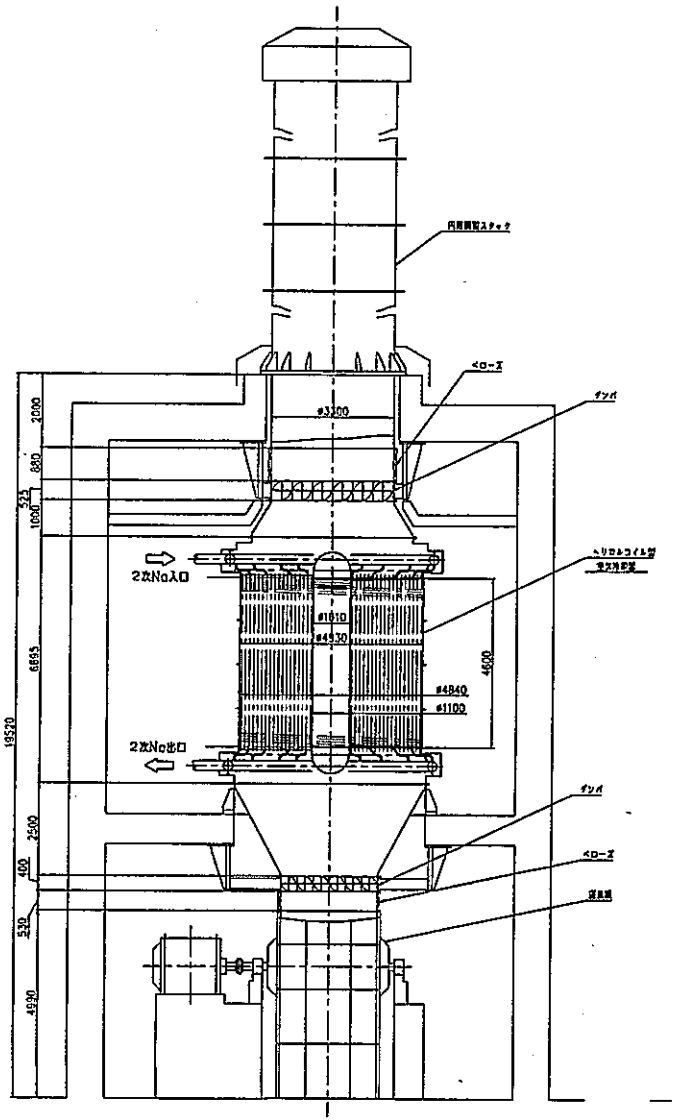


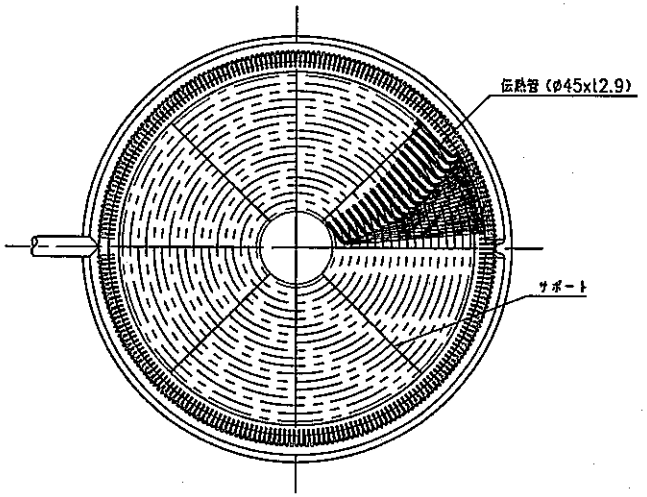
図 4.1.3(1)-40　Na 冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の構成及びその選定根拠



		強制循環時	自然循環時
形式		平行流式直管型	
交換熱量		２２ＭＷｔ	１１ＭＷｔ
温度	１次側	535/496.2℃（入口／出口）	630/605.4℃（入口／出口）
	２次側	285/450℃（入口／出口）	400/530℃（入口／出口）
流量	１次側	1.624×10^{6}kg/h	1.282×10^{6}kg/h
	２次側	3.74×10^{5}kg/h	2.40×10^{5}kg/h
伝熱管本数		８０１本	
伝熱管仕様	材質	12Cr	
	寸法	φ34.0×t1.1	
有効伝熱長さ		１６００㎜（１０％余裕含む）	
伝熱管配列		円周配列	
配列ﾋﾟｯﾁ		54/56.5㎜（半径方向／周方向）	
管内圧力損失		2kg/m²	1kg/m²

図 4.1.3(1)-41　Na冷却大型ループ型炉のＩＲＡＣＳ系ＤＨＸの概念図及び主要仕様

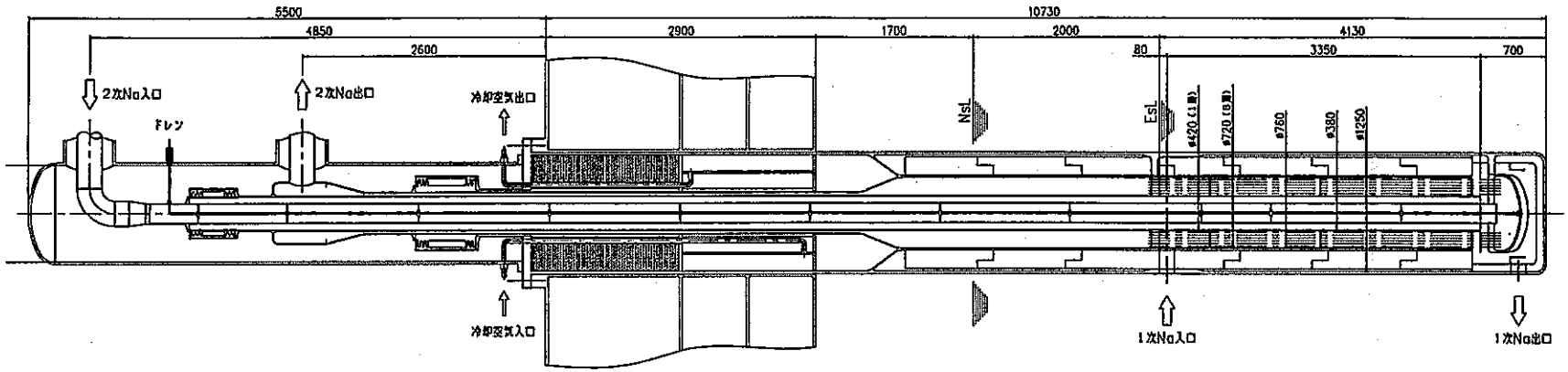




ＩＲＡＣＳ用Ａ／Ｃ仕様

		強制循環時	自然循環時
型式		ヘリカルコイル型	
交換熱量		22MWt	11MWt
温度	2次側	285／450° C（入口／出口）	400／530° C（入口／出口）
	空　気	50／275° C（入口／出口）	50／350° C（入口／出口）
流量	2次側	3.74×10^5 kg／h	2.426×10^5 kg／h
	空　気	3.46×10^5 kg／h	1.3×10^5 kg／h
伝熱管本数		243本	
伝熱管仕様	材　質	12Cr	
	寸　法	45.0xt2.9	
コイル高さ		4600mm	
配列ピッチ		110／70mm（半径方向／周方向）	
管内圧力損失		278kg／m^2	124kg／m^2
管外圧力損失		61kg／m^2	9.7kg／m^2

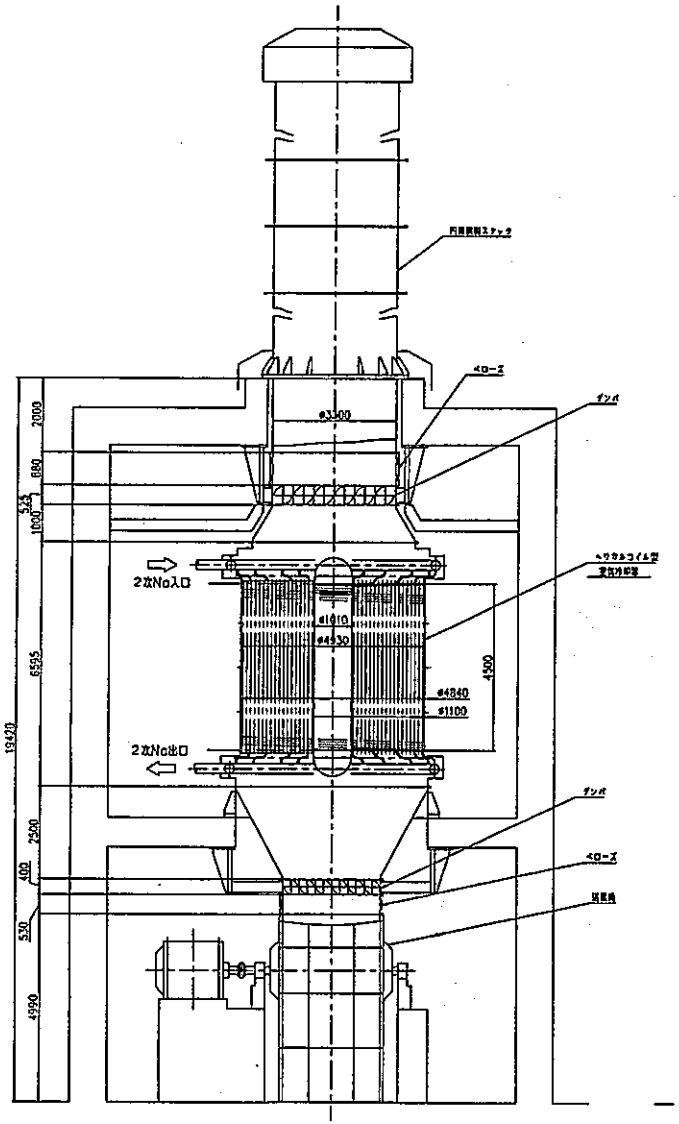
図 4.1.3(1)-42　Na 冷却大型ループ型炉のＩＲＡＣＳ系空気冷却器の概念図及び主要仕様

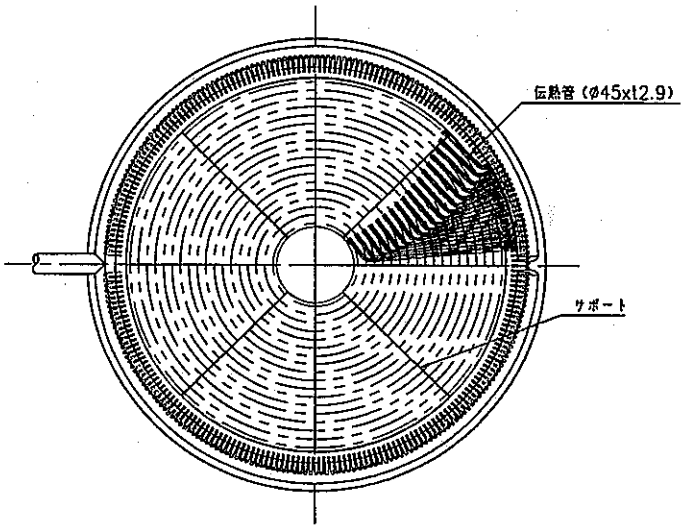


DHX仕様

		強制循環時	自然循環時
型式		平行流式直管型	
交換熱量		23MWt	11MWt
温度	1次側	540／320° C（入口／出口）	630／494.6° C（入口／出口）
	2次側	285／472° C（入口／出口）	400／530° C（入口／出口）
流量	1次側	2.997×10^5 kg／h	2.33×10^5 kg／h
	2次側	3.50×10^5 kg／h	2.426×10^5 kg／h
伝熱管本数		342本	
伝熱管仕様	材 質	12Cr	
	寸 法	φ21.7xt1.0	
有効伝熱長さ		4000mm	
伝熱管配列		円周配列	
配列ピッチ		30／31.4mm（半径方向／周方向）	
管内圧力損失		215kg／m^2	109kg／m^2
管外圧力損失		23.1kg／m^2	14.7kg／m^2

図 4.1.3(1)-43　Na 冷却大型ループ型炉のＤＲＡＣＳ系ＤＨＸの概念図及び主要仕様

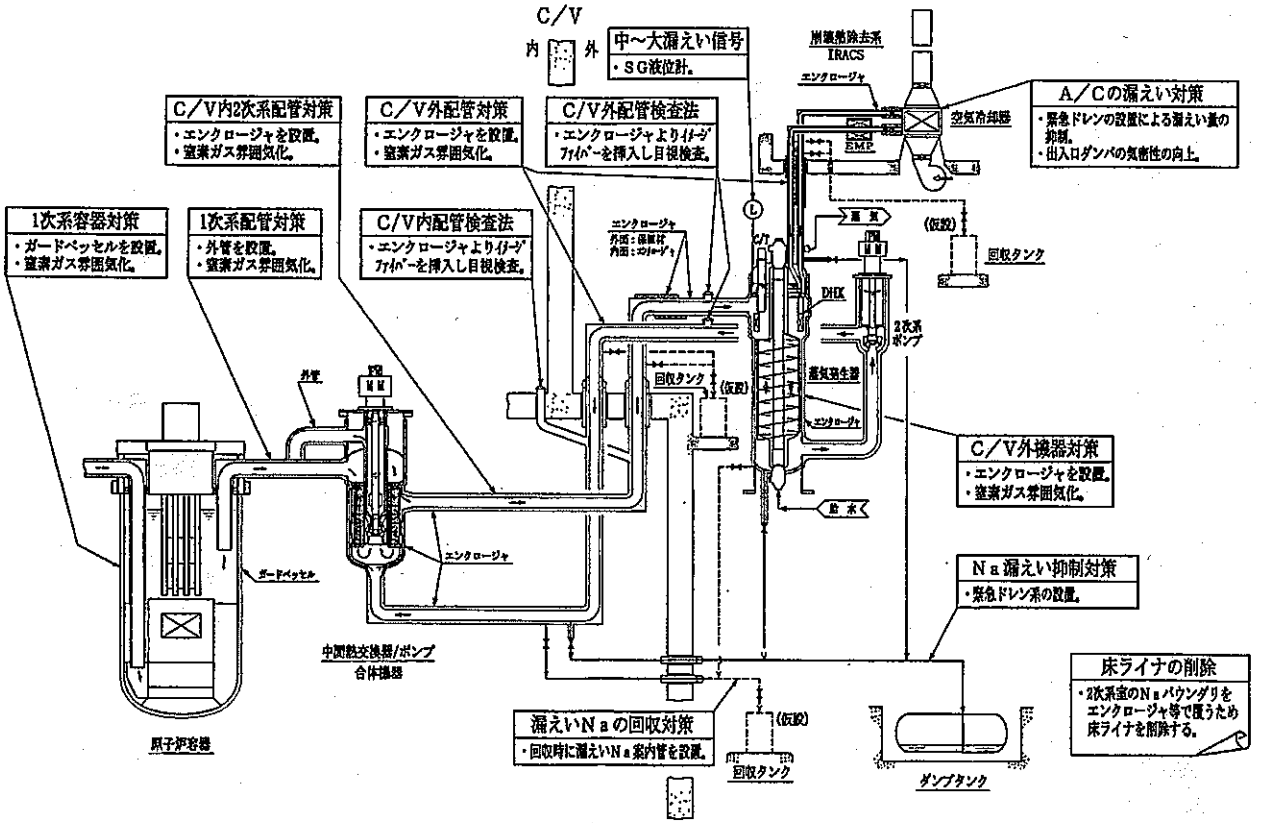




DHX用A／C仕様

		強制循環時	自然循環時
型式		ヘリカルコイル型	
交換熱量		23MWt	11MWt
温度	2次側	285／472° C（入口／出口）	400／530° C（入口／出口）
	空　気	50／275° C（入口／出口）	50／350° C（入口／出口）
流量	2次側	3.50×10^5 kg／h	2.426×10^5 kg／h
	空　気	3.6×10^6 kg／h	1.3×10^6 kg／h
伝熱管本数		243本	
伝熱管仕様	材　質	12Cr	
	寸　法	φ45.0xt2.9	
コイル高さ		4500mm	
配列ピッチ		110／70mm（半径方向／周方向）	
管内圧力損失		189kg／m^2	96kg／m^2
管外圧力損失		51kg／m^2	7.5kg／m^2

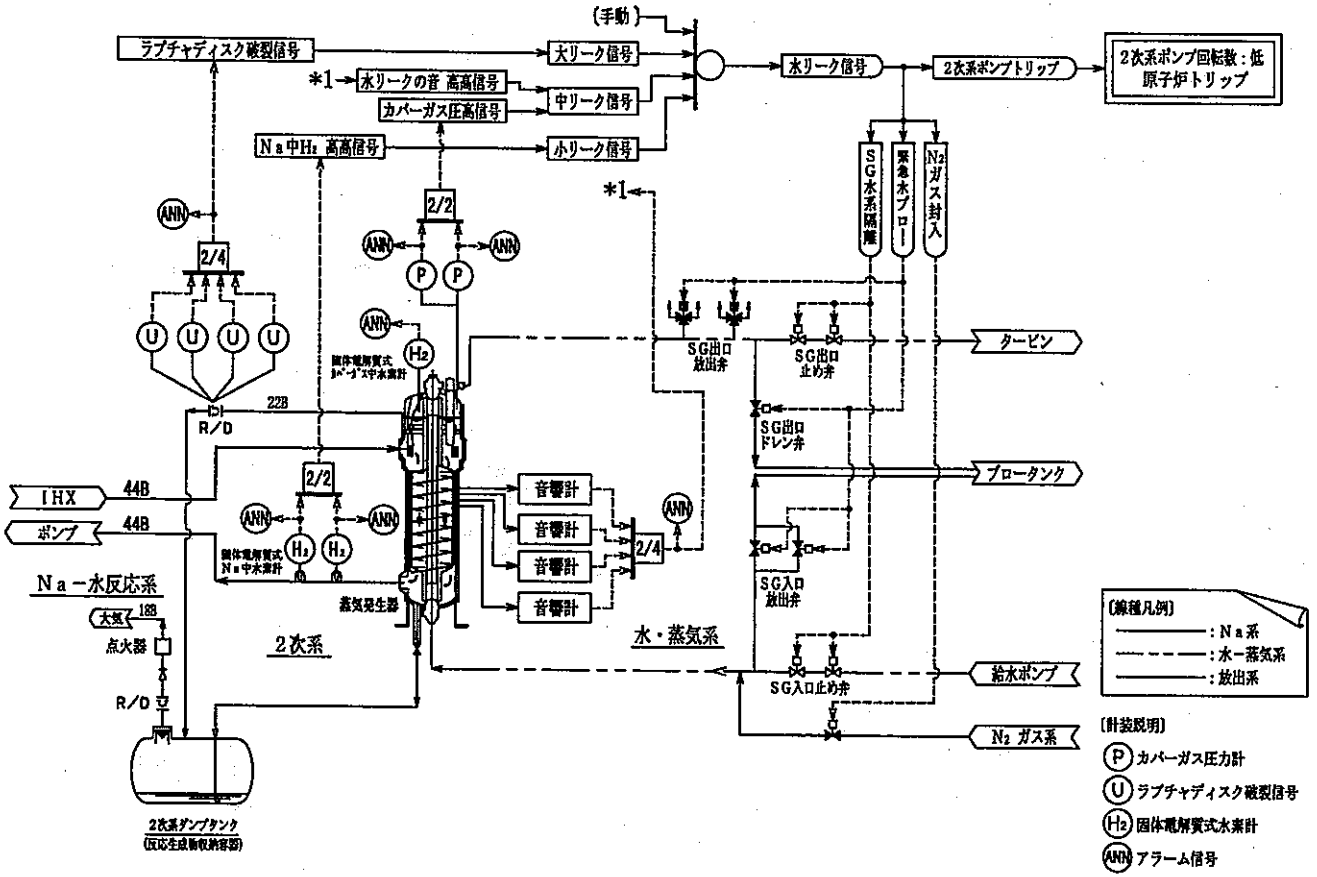
図 4.1.3(1)-44　Na 冷却大型ループ型炉のＩＲＡＣＳ系空気冷却器の概念図及び主要仕様



系統	漏洩防止方策	漏洩Naの保持（注）	漏洩検知	漏洩量抑制	燃焼抑制
1次系	Naバウンダリを局限する設計	・機器：GV ・配管：外管	・RV液位低 ・漏洩検知器	―	GV、外管内を窒素雰囲気化
2次系		・機器：エンクロージャ ・配管：エンクロージャ	・SG液位低 ・漏洩検知器	・緊急ドレン系の設置	エンクロージャ内を窒素雰囲気化

（注）機器・配管設置室内の床ライナは削除、室内は空気雰囲気

図 4.1.3(1)-45　Na 冷却大型ループ型炉の Na 漏洩対策



クレジットを取る検出系	破損規模（ＤＢＬ）	物量へのインパクト（注）	安全上の優位点	開発課題
ラプチャディスク開放信号のみ	１＋３本程度の見通し	・準定常圧増加による影響は問題にならない見通し	―	―
ラプチャディスク開放信号＋固体電解質水素計または酸素計、或いは音響計計の信号	１＋０本程度の見通し	・放出系配管等の容量減少 ・検出系の系統数増加	・高温ラプチャの想定を排除できる	・固体電解質水素計または酸素計、或いは音響計の検出性能と信頼性の向上

（注）いずれの方式でも物量への大きなインパクトはない見通し

図 4.1.3(1)-46　Na 冷却大型ループ型炉の Na 水反応対策

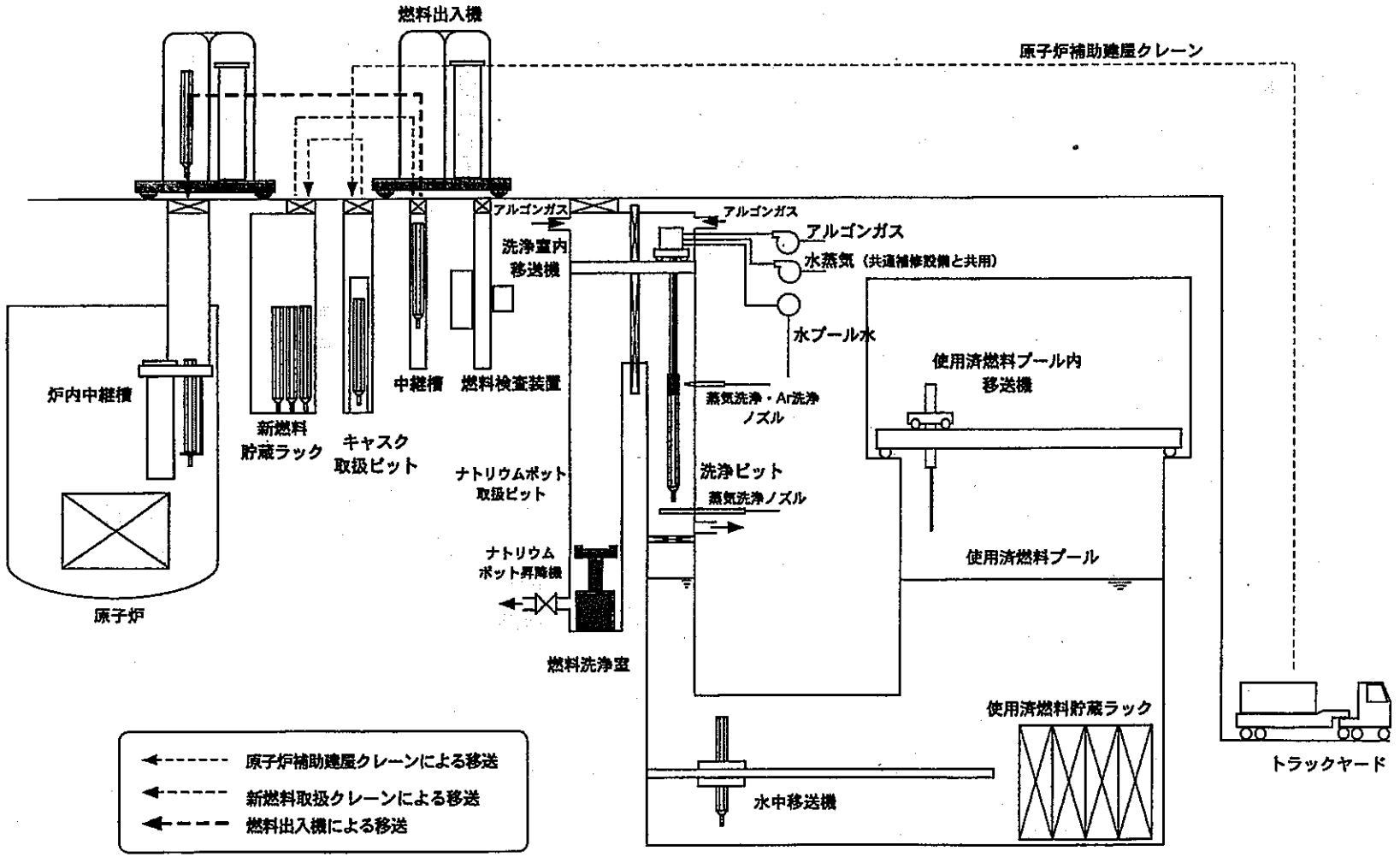


図 4.1.3(1)-47　Na 冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念

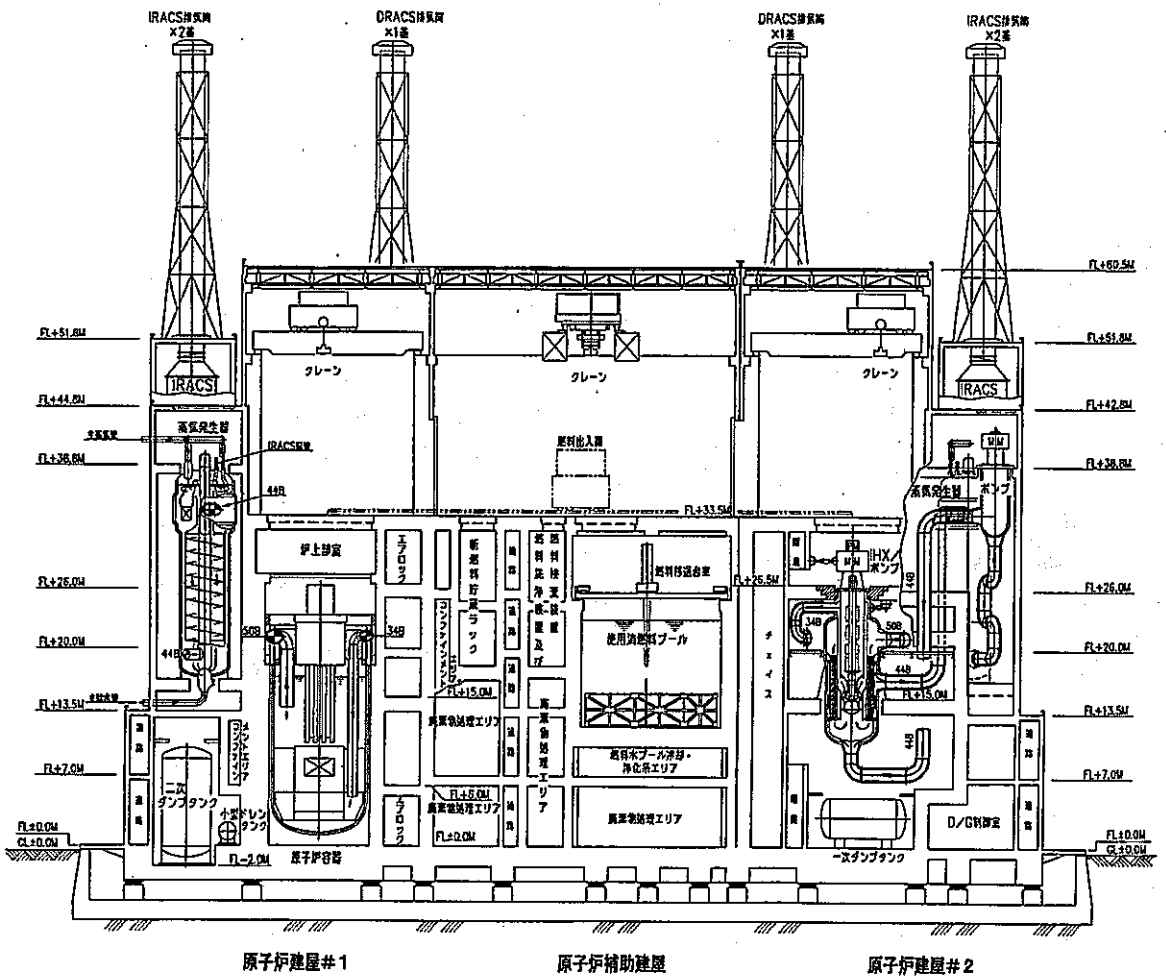


図 4.1.3(1)-48　Na 冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（立面）

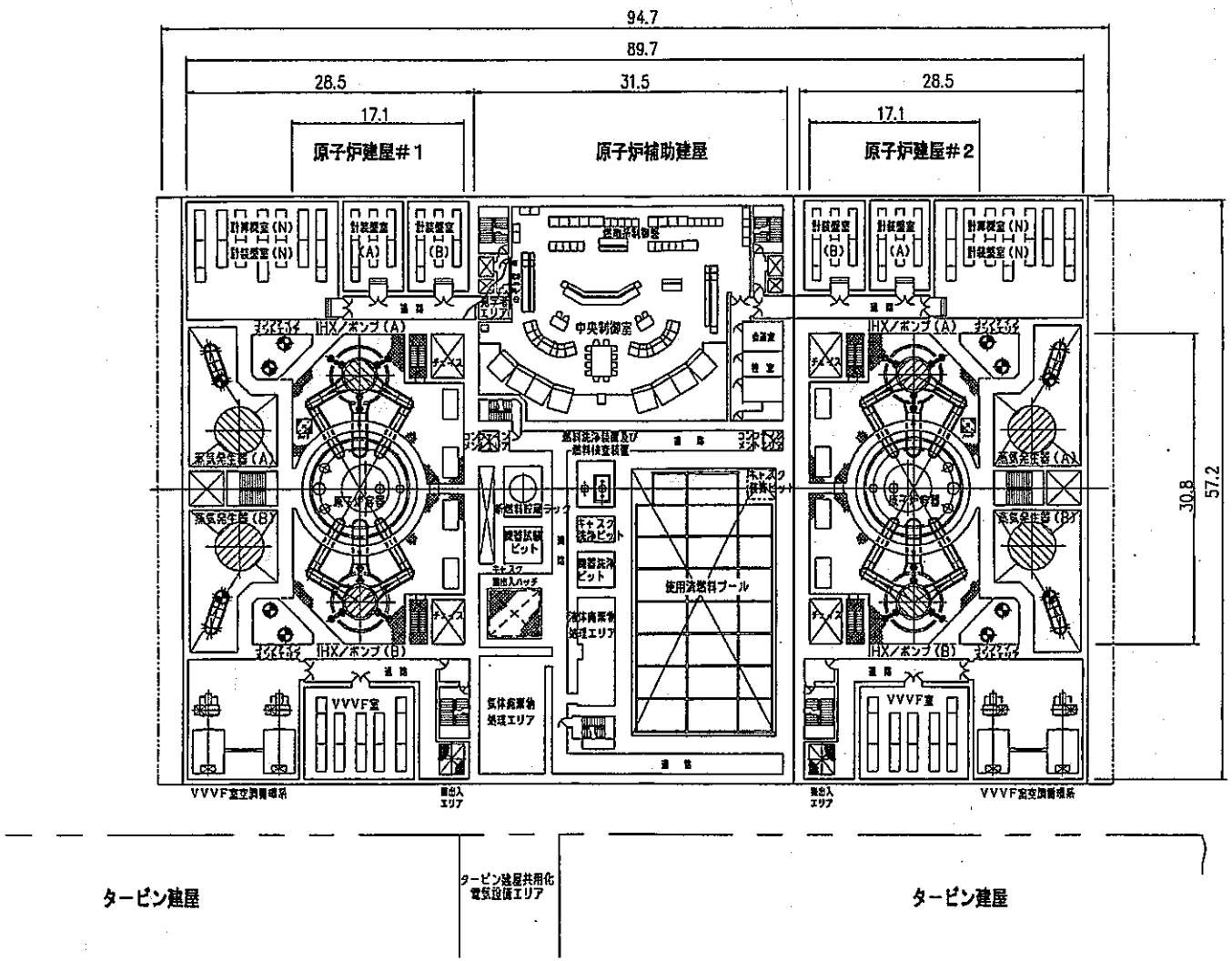


図 4.1.3(1)-49　Na 冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（平面）

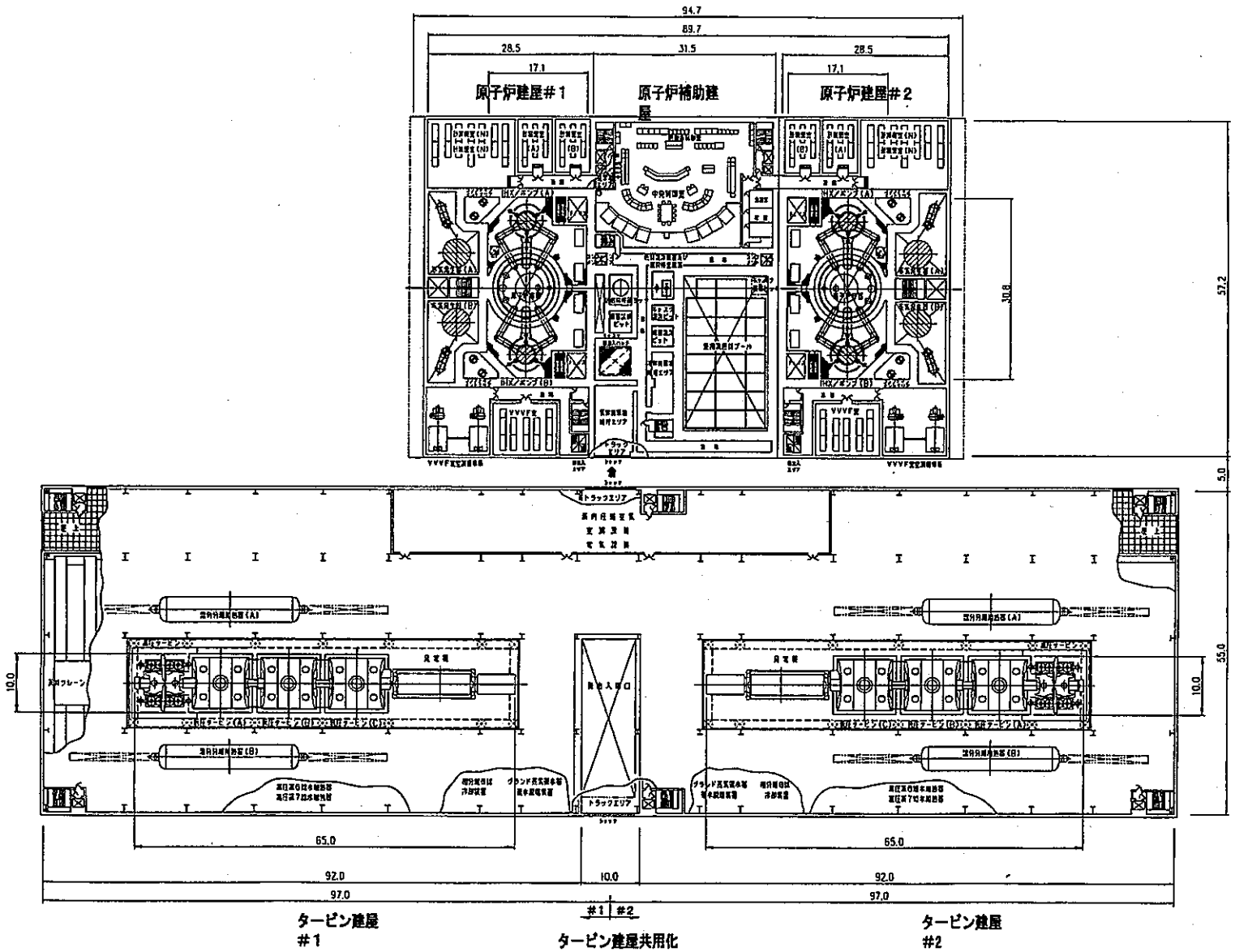


図 4.1.3(1)-50　Na 冷却大型ループ型炉の全体配置図

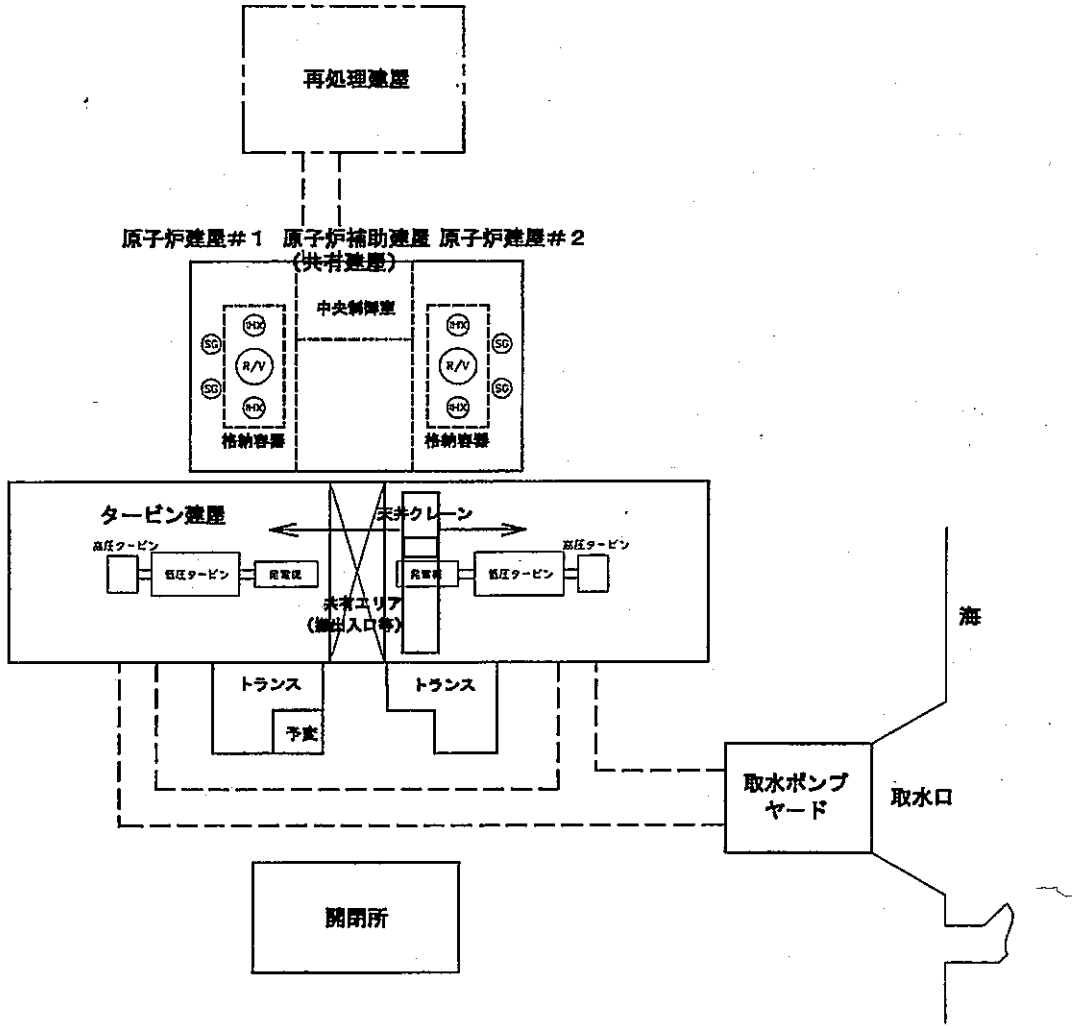


図 4.1.3(1)-51　Na 冷却大型ループ型炉のプロットプラン

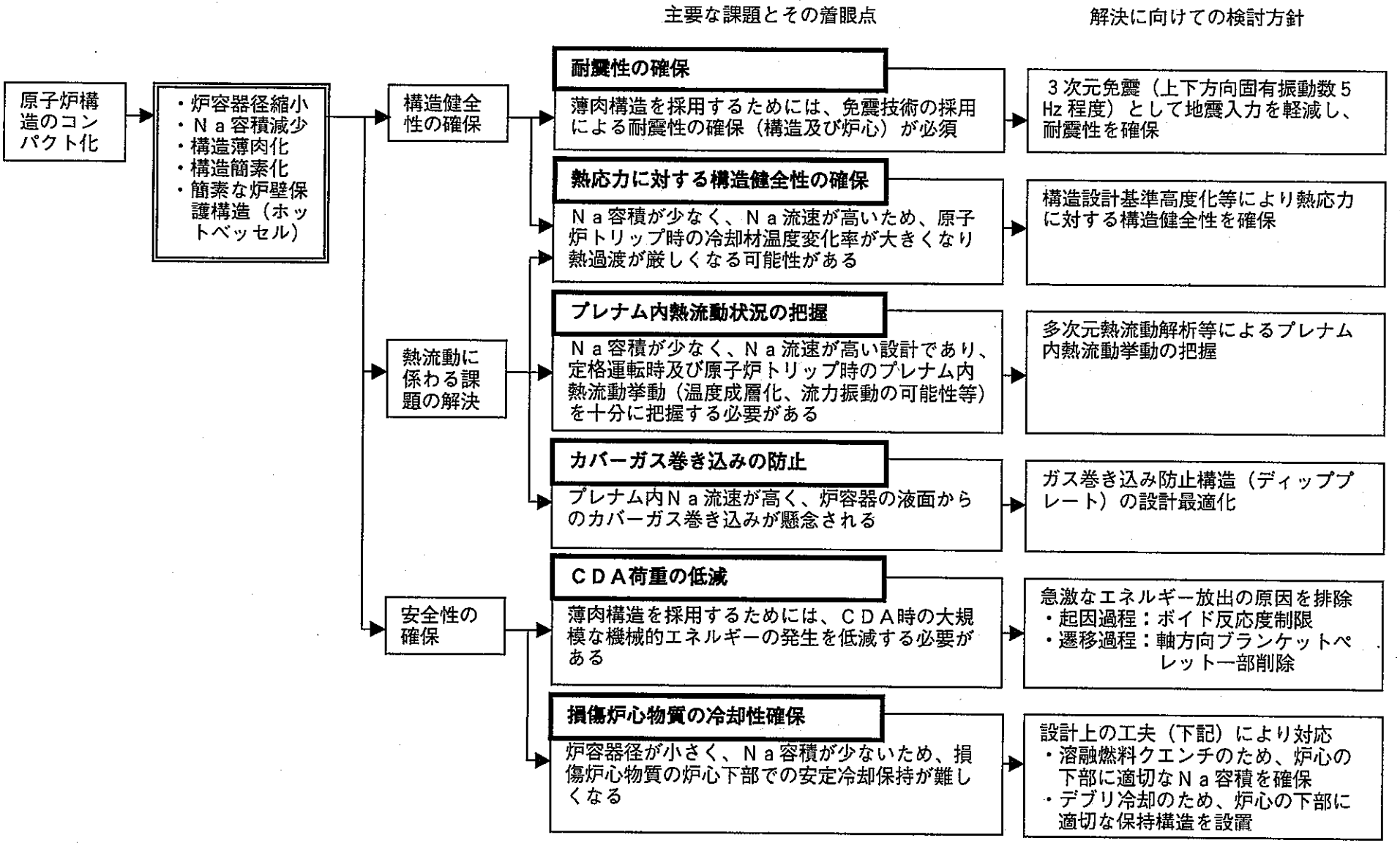


図 4.1.3(1)-52　主要課題の整理（原子炉構造のコンパクト化）

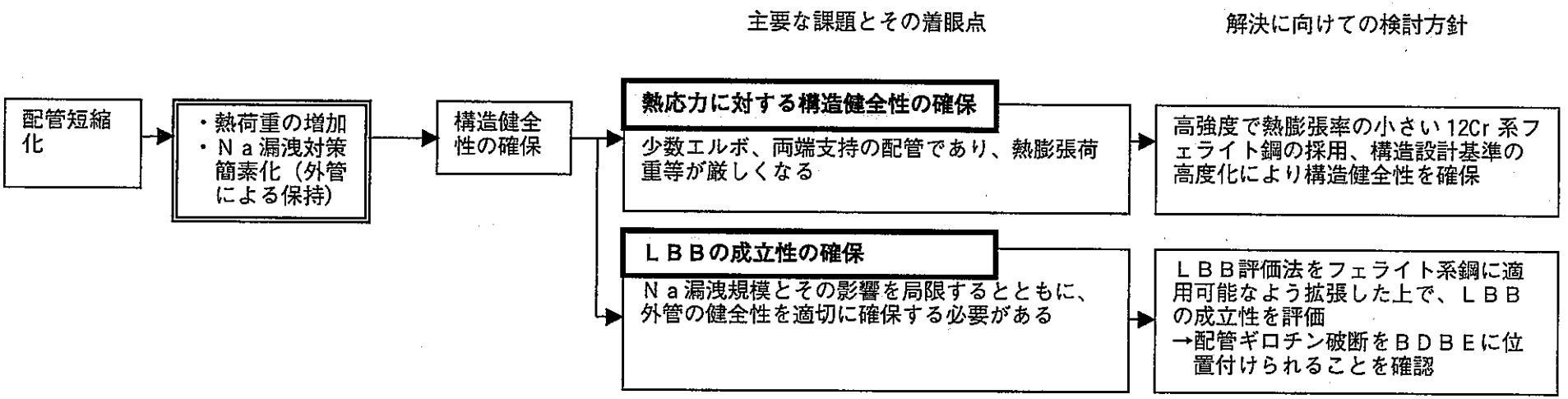


図 4.1.3(1)-53　主要課題の整理（配管短縮化）

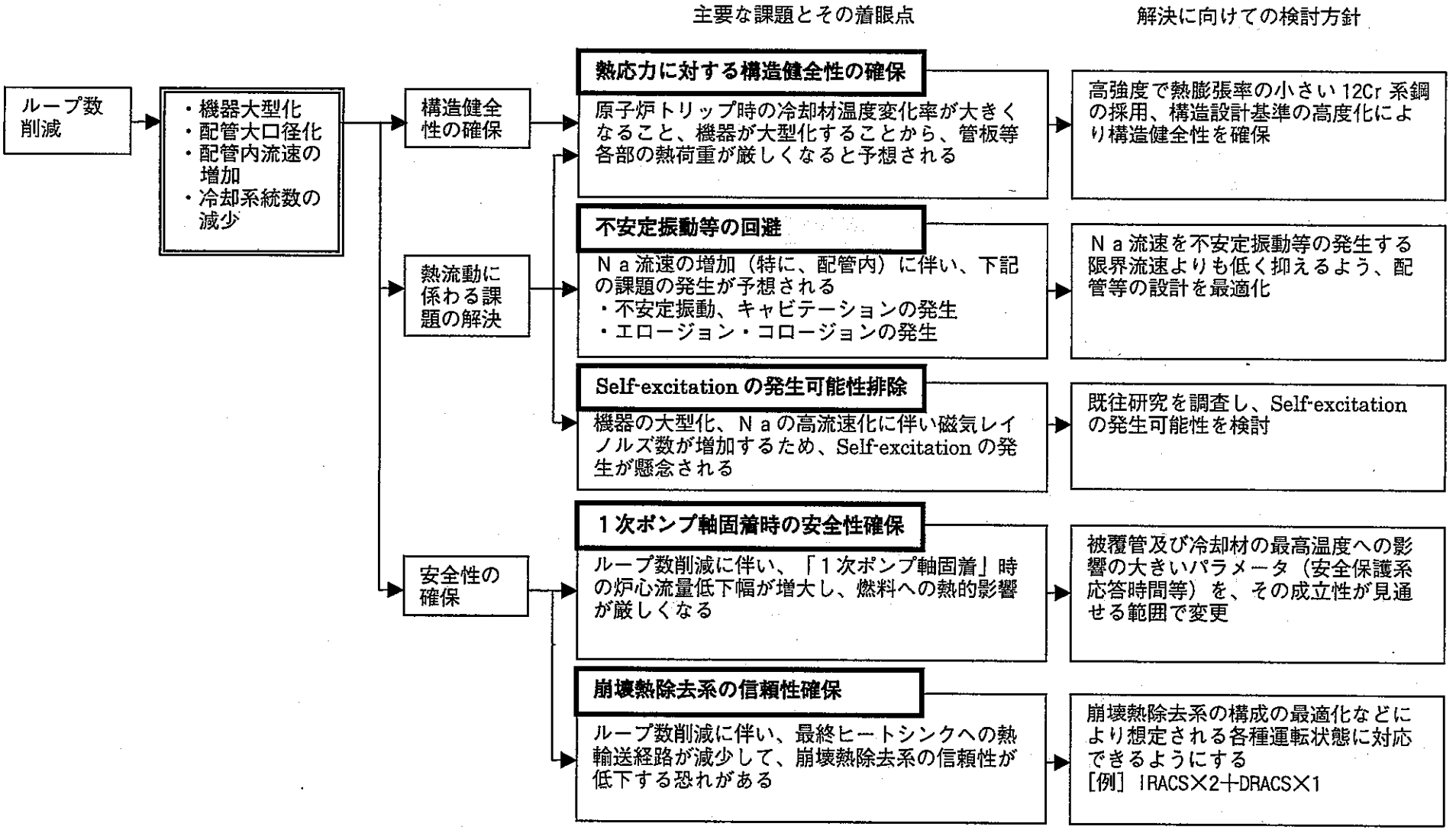


図 4.1.3(1)-54　主要課題の整理（ループ数削減）

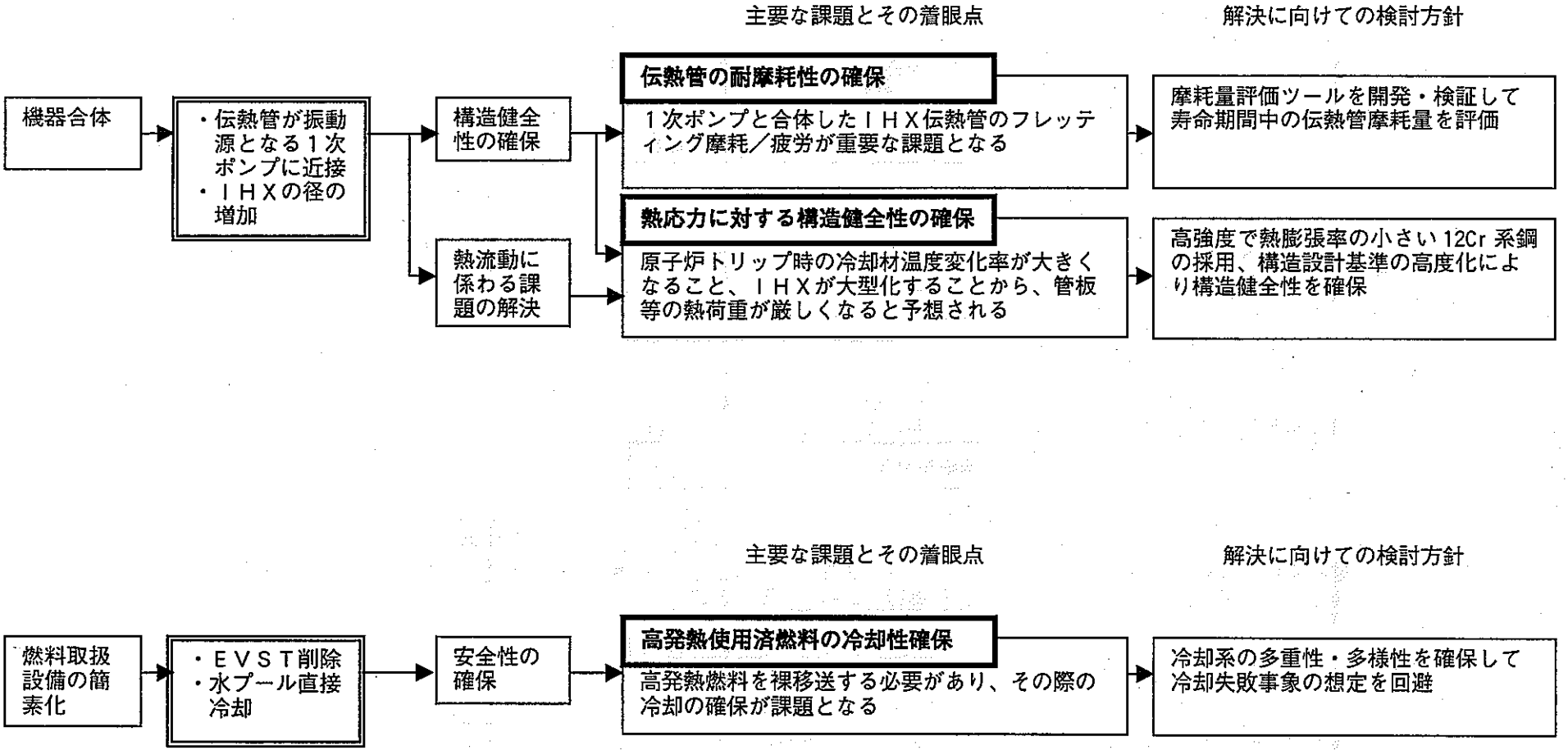


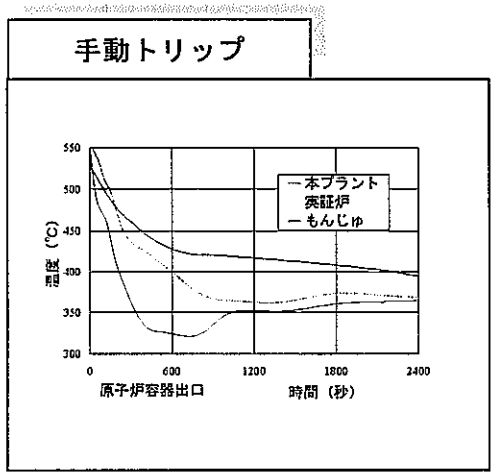
図 4.1.3(1)-55　主要課題の整理（機器合体及び燃料取扱設備簡素化）

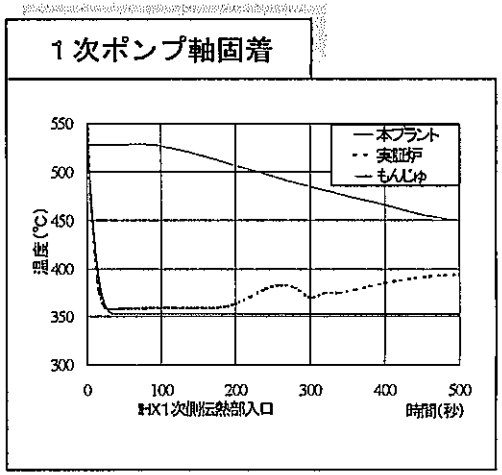
構造上の特徴

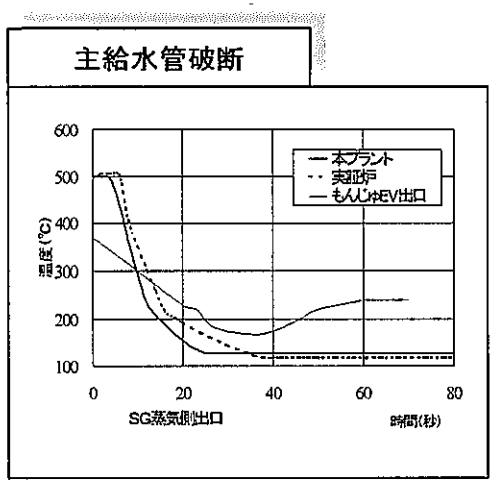
機器	項目	実証炉	本プラント
原子炉容器	直径	10.4m	9.6m
	板厚	50mm	30mm
	材質	316FR 鋼	316FR 鋼
配管	形式	逆Ｕ字	逆Ｌ字
	長さ	約 22m	約 12m
	材質	316FR 鋼	12Cr 系鋼
ＩＨＸ	管板径	2750mm	4400mm
	材質	316FR 鋼	12Cr 系鋼
ＳＧ	管板径	900mm	1400mm
	材質	Mod.9Cr-1Mo 鋼	12Cr 系鋼

熱過渡特性上の特徴

事象名	特徴	関連部位
手動トリップ	Na インベントリが少ないため原子炉容器出口温度変化率が大きくなる。	原子炉容器壁等
１次ポンプ軸固着	逆止弁がないため事故ループが逆流し、ＩＨＸ上部管板に厳しいコールドショックが加わるが、その温度挙動は実証炉とほぼ同じ。	ＩＨＸ上部管板
主蒸気管破損	原子炉トリップによるコールドショック、ＳＧ断熱の影響が一巡するホットショックが生じるが、通過時間が短くなっているので温度変化幅は小さくなる。	
主給水管破断	ＳＧ内水・蒸気の減圧膨張で、ＳＧ出口蒸気管板に厳しいコールドショックが加わるが、その温度挙動は実証炉とほぼ同じ。	ＳＧ出口蒸気管板







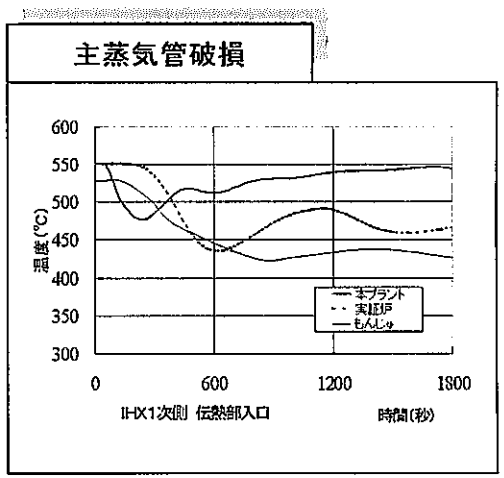


図 4.1.3(1)-56　Na 冷却大型ループ型炉の構造上、熱過渡特性上の特徴

検討フロー

流動解析

↓

成層化による発生温度幅を設定

↓

応力解析

↓

構造健全性評価

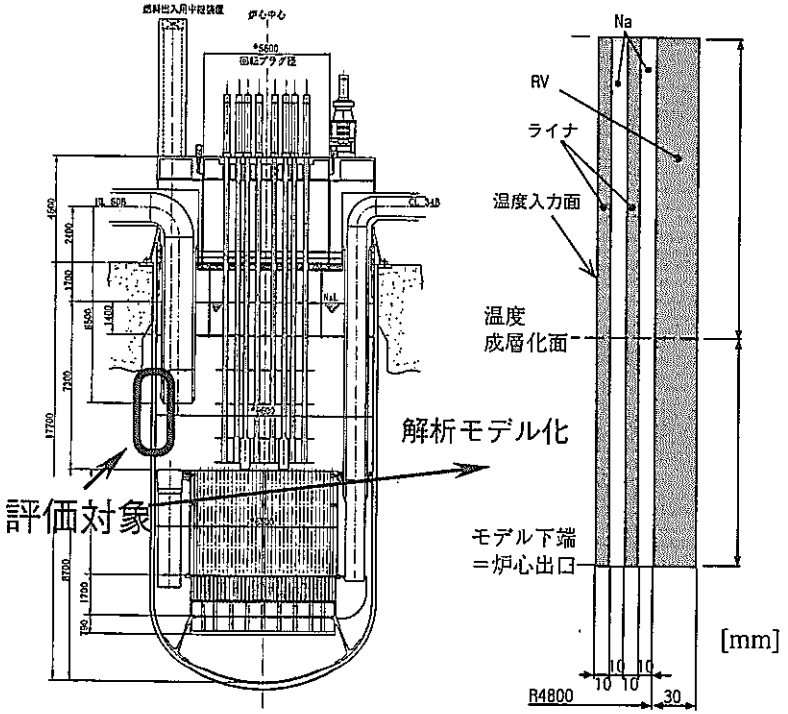
本評価では、下記を用いた。

・ラチェットひずみの発生を防止
　→発生膜応力＜降伏応力 Sy=105MPa

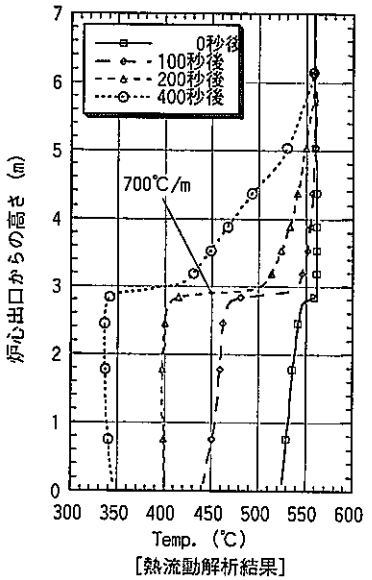
・クリープ疲労損傷を防止
　→膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn＜400MPa

400MPa：これまでの設計事例からの判断、
設計例（液面近傍）369MPa:Df+Dc= 0.169<0.724

解析モデル



温度成層化条件（手動トリップ）



評価結果

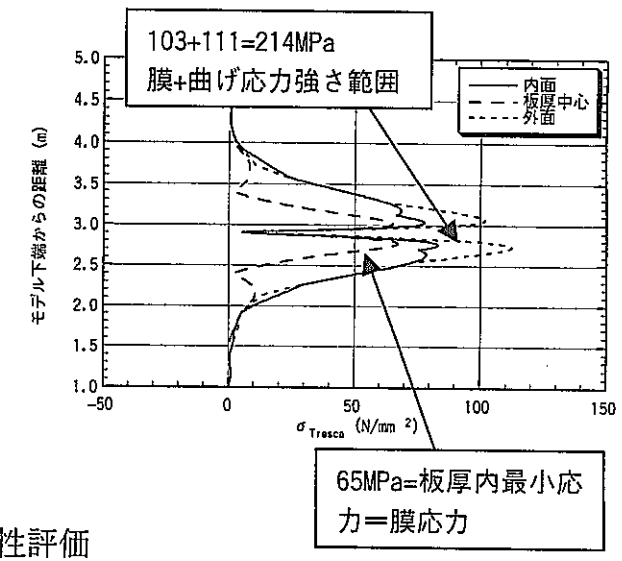


図 4.1.3(1)-57　Na 冷却大型ループ型炉の構造健全性評価
原子炉容器（ホットレグ配管吸込部）の構造健全性

検討フロー

冷却材温度設定
起動時の冷却材温度分布、液面位置の設定
手動トリップ流動解析

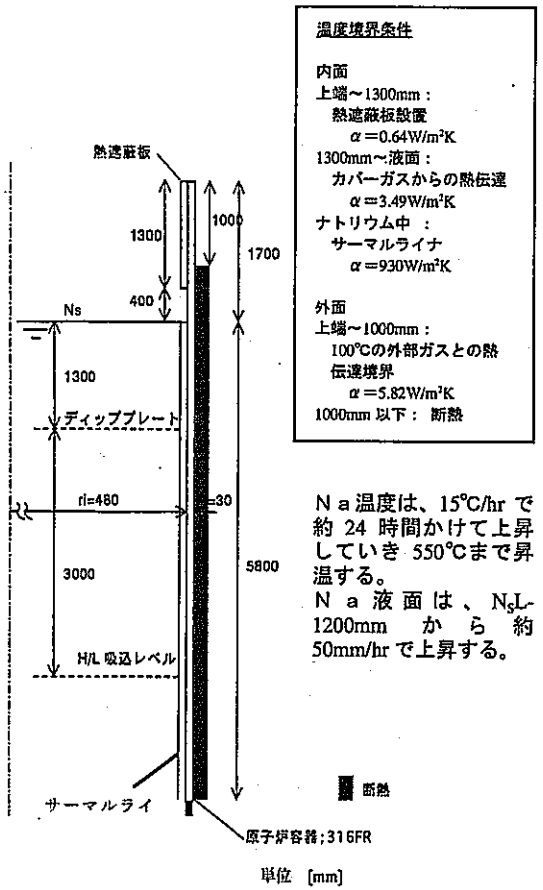
↓

構造材伝熱・応力解析
冷却材温度からの熱伝達による
原子炉容器伝熱解析・応力解析

↓

構造健全性評価
本評価では、下記を用いた。
・過大なラチェットひずみの発生を防止
　→膜ラチェットひずみ＜１％
・クリープ疲労損傷を防止
　→発生応力からクリープ疲労損傷を計算し、Df+Dc＜D(キャンベル線図)とする。

解析モデル



温度境界条件

内面
上端～1300mm：
　熱遮蔽板設置
　　α＝0.64W/m²K
1300mm～液面：
　カバーガスからの熱伝達
　　α＝3.49W/m²K
ナトリウム中 ：
　サーマルライナ
　　α＝930W/m²K

外面
上端～1000mm：
　100℃の外部ガスとの熱伝達境界
　　α＝5.82W/m²K
1000mm 以下： 断熱

Ｎａ温度は、15℃/hr で約 24 時間かけて上昇していき 550℃まで昇温する。
Ｎａ液面は、N_sL-1200mm から約 50mm/hr で上昇する。

評価結果

炉壁における発生応力(弾性解析)

起動時液面近傍応力 N_sL –50mm 23.3hr	σ_θ: -72MPa σ_z： 201MPa
膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn	369 MPa

13.3hr の σ_θ = 40MPa, σ_z = -56MPa

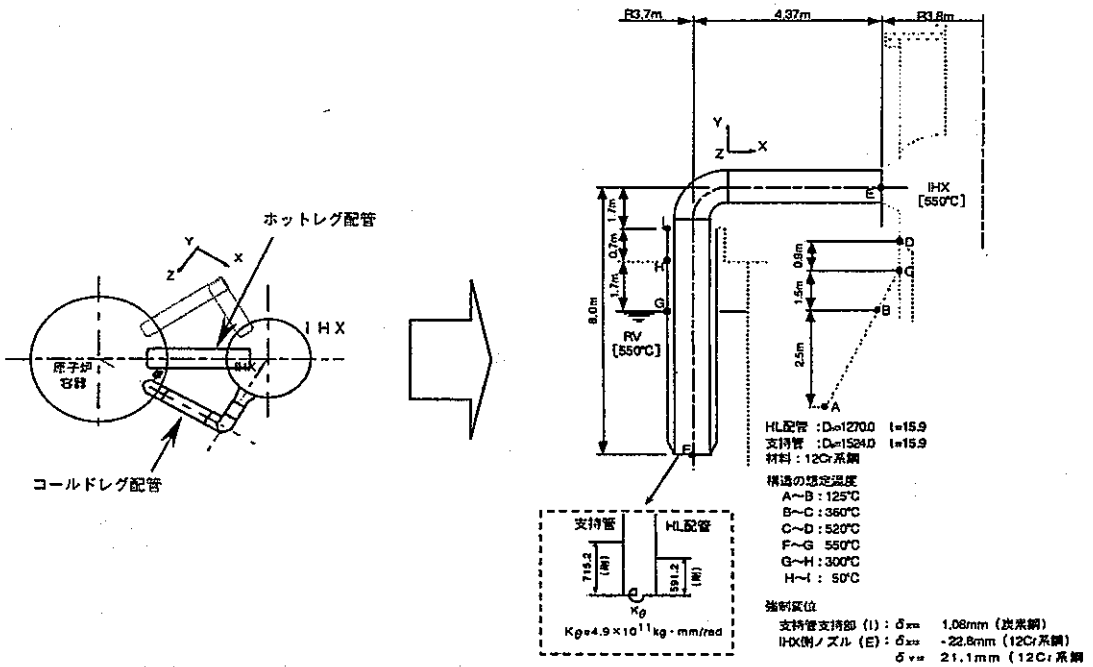
構造健全性評価結果（N_sL-50mm、母材）

	内面	外面
Df＋Dc	0.0589	0.169
許容値 D	0.802	0.724
ラチェットひずみ ε_{mR}	0.2%以下	
許容値（膜）	1%	
評価	○	○

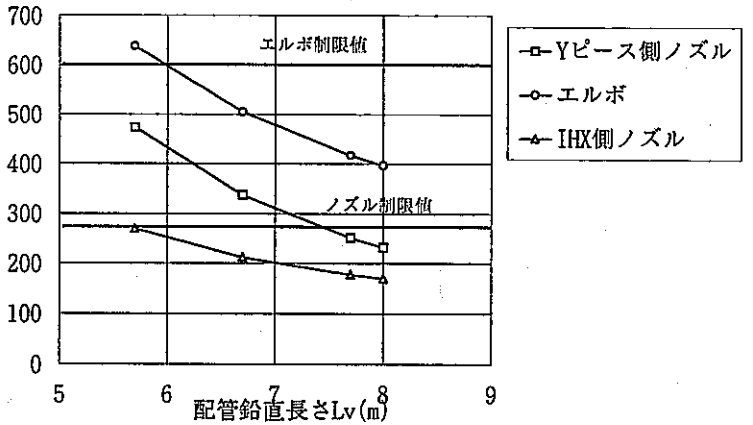
弾性解析によるラチェットひずみ ε_{mR} ＝ 0.54%

図 4.1.3(1)-58　Na 冷却大型ループ型炉の構造健全性評価
原子炉容器（液面近傍）の構造健全性

解析モデル



評価結果



＜HL 配管鉛直長さと発生応力の関係＞

鉛直配管長さ＝8ｍ、水平長さ４．３７ｍで、ひずみ、クリープ疲労に対して裕度を持って成立する見通し。

許容値

■ホットレグ配管

ラチェット及びクリープ疲労、LBB 成立性を考慮して設定。

→直管（ノズル）：M/Z≦0.5×1.5Sy=250MPa（ラチェット、LBB）

→エルボ　　：C2×M/Z≦600MPa（クリープ疲労）（C2=14）

■コールドレグ配管

ホットショックの回数が比較的多いことを考慮して、定格時の応力を上記の 0.7 倍以下（395℃/550℃=0.72）の値に制限。

→直管（ノズル）：M/Z≦175MPa

→エルボ　　：C2×M/Z≦420MPa（C2=13）

配管	場所	発生応力(MPa)	制限値 (MPa)	成立性
ホットレグ	Yピース側ノズル F	212	250	○
	エルボ	306	600	○
	IHX側ノズル E	65	250	○
コールドレグ（3エルボ）	Yピースノズル	88	175	○
	サポート	16	175	○
	原子炉容器側エルボ	241	420	○
	エルボ	122	420	○
	IHX側エルボ	76	420	○
	IHX側ノズル	5	175	○

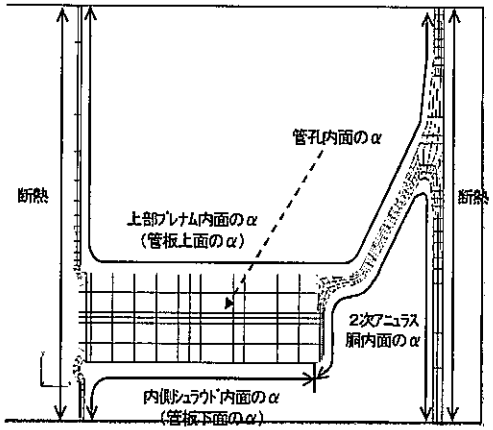
図 4.1.3(1)-59　Na 冷却大型ループ型炉の構造健全性評価
１次系配管の構造健全性

検討フロー

流動解析
↓
伝熱・応力解析
↓
構造健全性評価

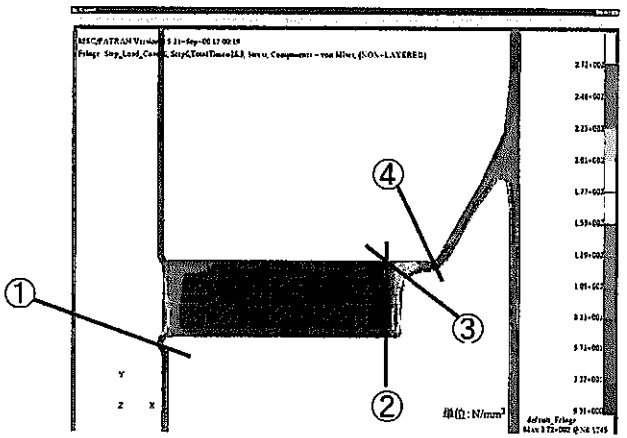
・クリープ疲労損傷評価
→全事象により与えられる Df+Dc＜D（＝キャンベル線図）とする。

解析モデル（伝熱・応力解析）



熱的境界条件（熱伝導率）
上部プレナム内面、胴内面：
Lubarsky-Kaufman: $Nu = 0.625(RePr)^{0.4}$
管孔内面：Seban-Shimazaki: $Nu = 5+0.025(RePr)^{0.8}$
内側シュラウド内面：
Maresca-Dwyer: $Nu = 12.48+0.0155(\psi RePr)^{0.86}$

応力解析結果



最大応力発生時の応力分布
１次ポンプ軸固着（28.3秒）

想定事象及び想定回数

運転状態	事象名	想定回数
Ⅰ	通常起動	427
	通常停止	120
Ⅱ1	手動トリップ	240
	主蒸気管破損	60
Ⅲ	１次ポンプ軸固着	3
	主蒸気管破損＋Ｎａ-水反応	3

評価結果

１次ポンプ軸固着時に各断面で発生する応力範囲				
膜＋曲げ応力強さ範囲	評価断面①	評価断面②	評価断面③	評価断面④
	263MPa	164MPa	200MPa	191MPa

評価断面①において各事象で発生する応力範囲					クリープ疲労損傷	
膜＋曲げ応力強さ範囲	通常停止	手動トリップ	１次ポンプ軸固着	主蒸気管破損	損傷 Df+Dc	制限値 D
	77	97	263	91	0.3以下	1.0

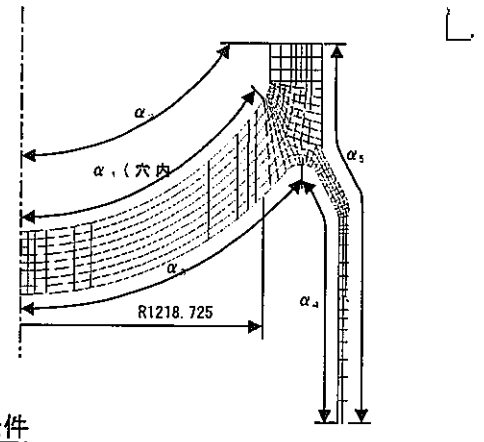
図 4.1.3(1)-60　Na 冷却大型ループ型炉の構造健全性評価
ＩＨＸ上部管板の構造健全性

検討フロー

流動解析
↓
伝熱・応力解析
↓
構造健全性評価

・クリープ疲労損傷評価
→全事象により与えられる Df+Dc<D（＝キャンベル線図）とする。

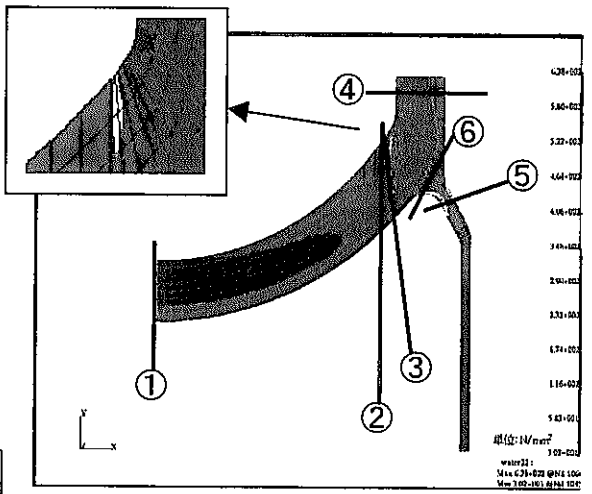
解析モデル（伝熱・応力解析）



熱的境界条件

	部　位	根　拠
α1	管穴の内面	Dittus-Boelter の式
α2	水室の内表面	同上 $Nu=0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}$
α3	管板下面	水平平板自然対流の式 8.2W/m²K
α4	ＳＧ胴内面	垂直円筒自然対流の式 4W/m²K
α5	ＳＧ外表面	保温外表面の自然対流熱伝達 0.5815 W/m²K

応力解析結果



最大応力発生時の応力分布
主給水管破断（3600 秒）

想定事象及び想定回数

運転状態	事象名	想定回数
Ⅰ	通常起動	427
	通常停止	120
Ⅱ	手動トリップ	230
	主給水管破断（入口放出弁誤開）	10
	外部電源喪失	60
Ⅲ	主給水管破断	6

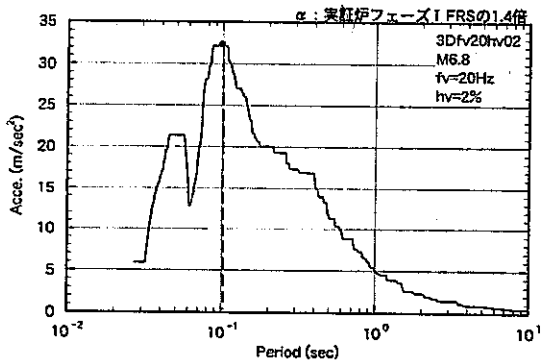
評価結果

給水管破断時に各断面で発生する応力範囲				
膜＋曲げ応力強さ範囲	評価断面①	評価断面②	評価断面③	評価断面④
	125MPa	527MPa	475MPa	54MPa

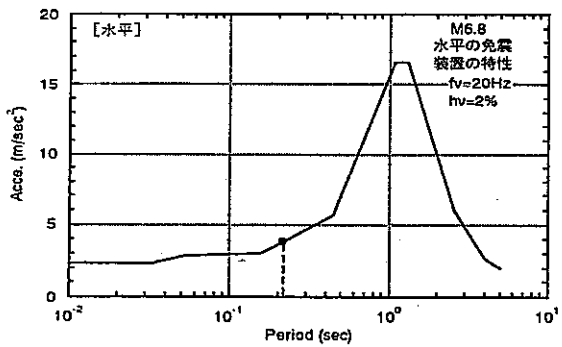
評価断面②において各事象で発生する応力範囲				クリープ疲労損傷	
膜＋曲げ応力強さ範囲	手動トリップ	外部電源喪失	主給水管破断	損傷 Df+Dc	制限値 D
	219	ー	527	0.301	0.995

図 4.1.3(1)-61　Na 冷却大型ループ型炉の構造健全性評価
ＳＧ出口蒸気管板の構造健全性

地震条件

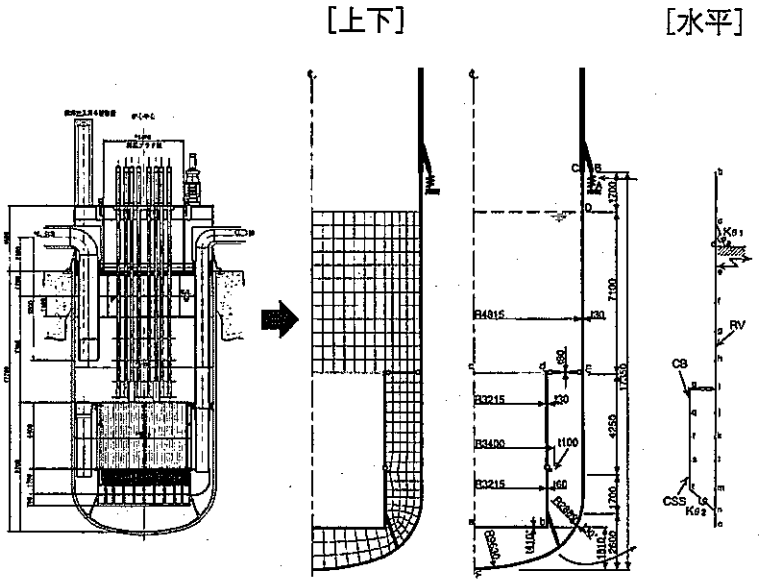


上下方向　床応答曲線（水平免震：上下 20Hz）

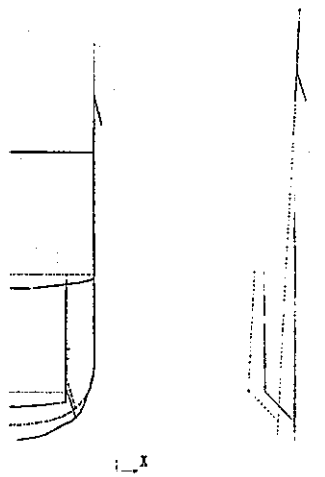


水平方向　床応答曲線（水平免震：約 1Hz）

応答解析モデル



振動モード

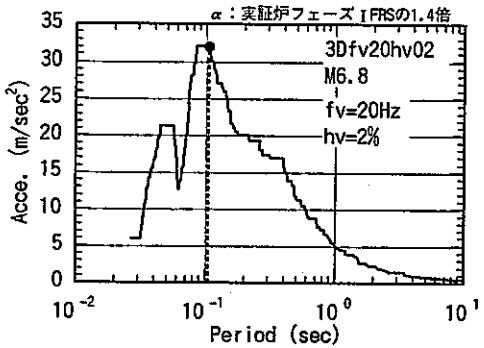


原子炉容器の座屈評価（水平免震のみ）

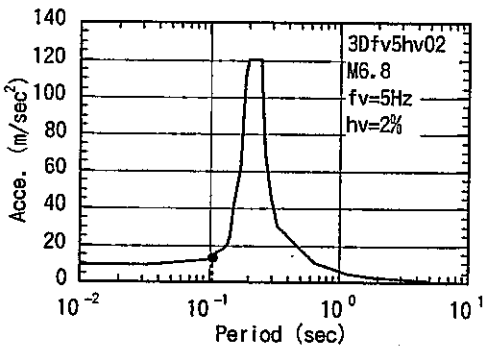
水平動による発生応力　(M/Z)	28MPa
上下動による発生応力　(F/A)	25MPa
$(Q/Qcr)^5+(M/Mcr+F/Fcr)^5$	$(1/1.77)^5$
評価： $(Q/Qcr)^5+(M/Mcr+F/Fcr)^5$ $<(1/fB)^5=(1/1.5)^5$	成立

図 4.1.3(1)-62　Na 冷却大型ループ型炉の耐震性評価
原子炉容器の耐座屈性

地震条件

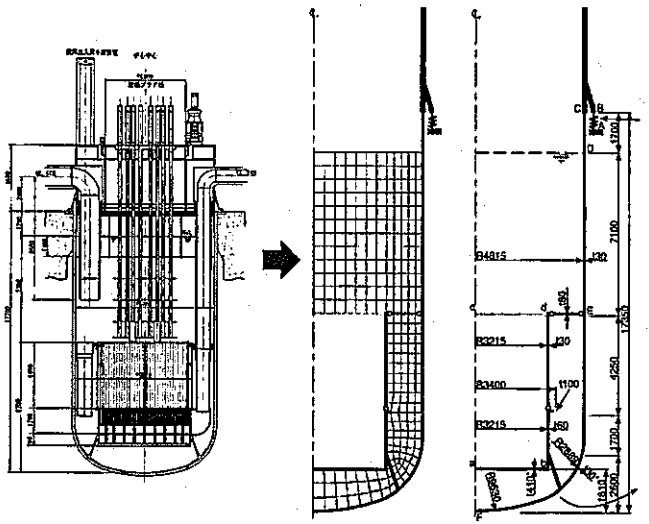


上下方向　床応答曲線 S2（水平免震）

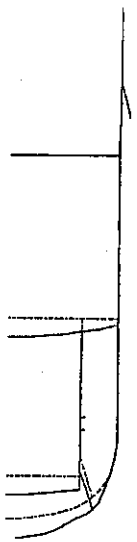


上下方向　床応答曲線 S2（上下免震 5 Hz）

上下応答解析モデル



振動モード



炉心の耐震性評価（S2 地震、上下免震 5 Hz の場合）

破損モード	評価指標	発生値	制限値	評価
集合体の浮き上がり	炉心支持板中央の応答加速度	18.6m/s²	30m/s²	成立
反応度投入	炉心支持板中央の応答変位	5.1mm	10mm	成立
	炉心支持板の面外変形	1.6mm	5mm	成立

図 4.1.3(1)-63　Na 冷却大型ループ型炉の耐震性評価
炉心の耐震性

フレッティング摩耗深さの評価手法

合体機器の設計データ（図１）
→ 全体振動解析モデル作成（図２）

励振力データ
・アンバランス力：ポンプ軸重心の偏心による
・流体励振力：吐出側流れと案内羽根の干渉による
→ 励振力による応答解析

→ 伝熱管の応答

伝熱管支持条件、伝熱管とバッフル板との接触条件
→ 伝熱管１本モデルの非線形振動解析

→ ワークレート(*)合計
管外流れによるワークレート分は既往評価例での値を加算

比摩耗量データ
(2･1/4Cr-1Mo 鋼のデータで代用)
→ 伝熱管摩耗量、摩耗深さの評価

(*)単位時間当たりの衝突荷重と摺動距離の積分値

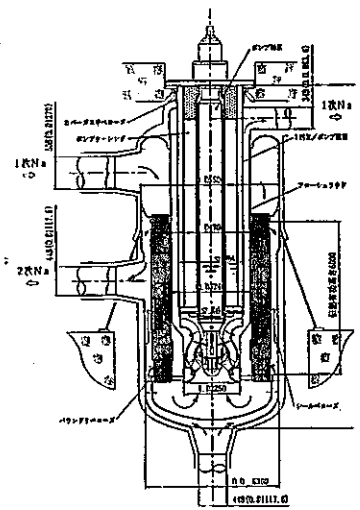


図１

振動解析
モデル化

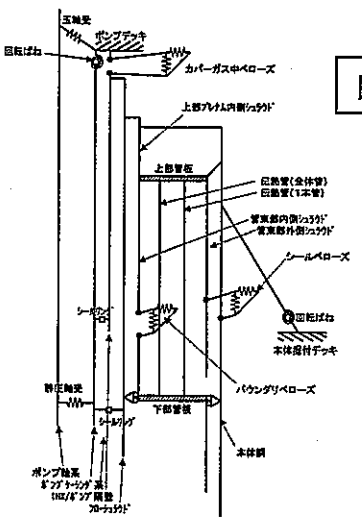


図２

評価結果

伝熱管単管の振動応答解析結果

アンバランス力 (858kgf／9.23Hz)		流体励振力 (2099kgf／46.2Hz)	
応答変位	応答加速度	応答変位	応答加速度
0.017mm	5.6gal	0.002mm	18.0gal

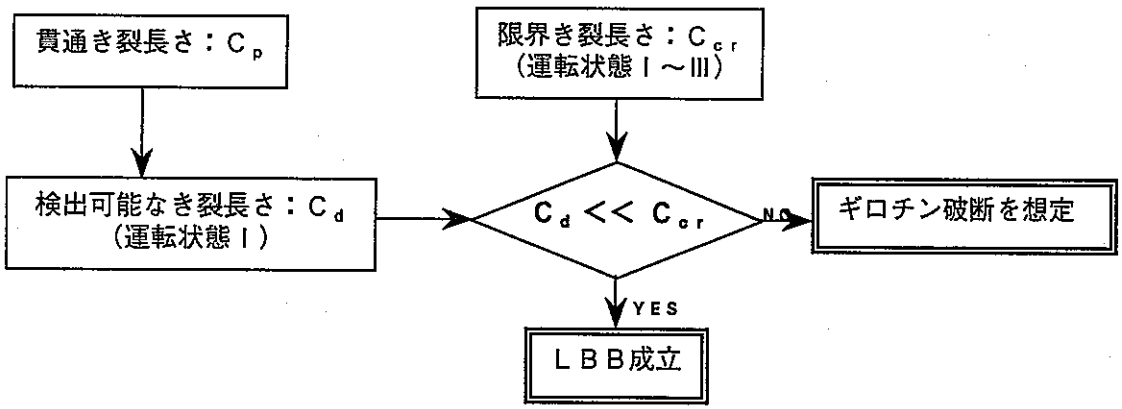
伝熱管の摩耗量、摩耗深さの評価結果

項目	数値	備考
ワークレート合計	1.432Nmm/s	(内訳) アンバランス力： 9% 流体励振力 ：21% 管外流れ ：70%
摩耗体積	35.34mm^3	
摩耗深さ	0.13mm	

(注) 2･1/4Ｃｒ-1Ｍｏ鋼の比摩耗量データ
2.13×10^{-8}mm^3/Nmm

図 4.1.3(1)-64　Na 冷却大型ループ型炉の
ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器伝熱管の
耐摩耗性評価

ＬＢＢ評価フロー



ＬＢＢ成立性評価結果

き裂長さ(mm)	ホットレグ			コールドレグ				
	A Ｙピース部	B エルボ	C IHX側管台	A Ｙピース部	B エルボ	C エルボ	D エルボ	E IHX側管台
貫通き裂長さ Cp	33.4	33.4	47.7	31.8	26.7	31.1	35.6	55.9
検出可能なき裂長さ Cd	39.2	39.2	53.1	34.3	31.6	37.2	42.6	65.6
限界き裂長さ Ccr	924.3	1,448.2	1,193.1	431.6	824.2	885.3	914.4	729.9
LBB成立性 Cd << Ccr	○	○	○	○	○	○	○	○

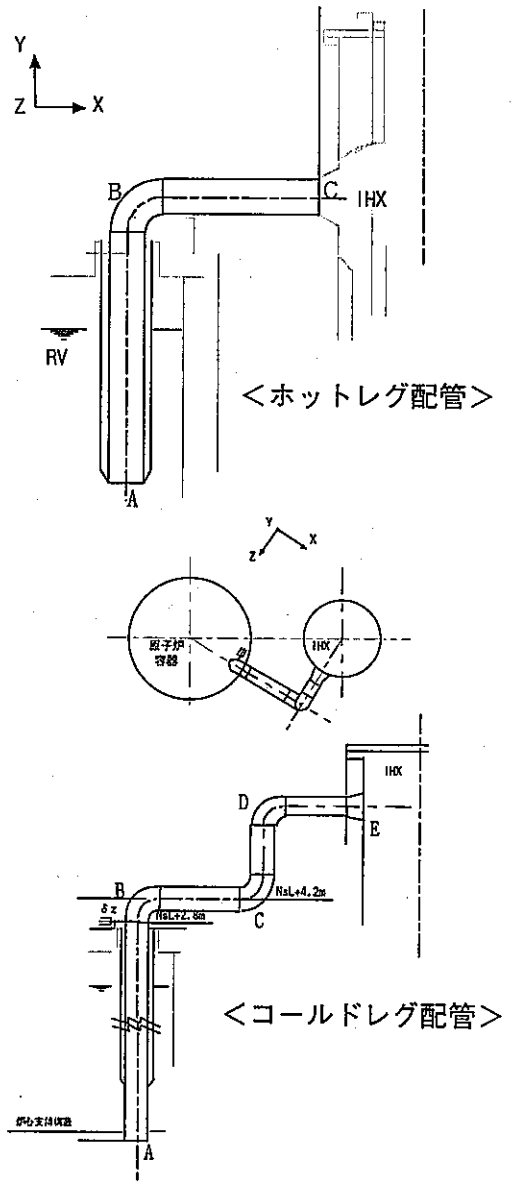
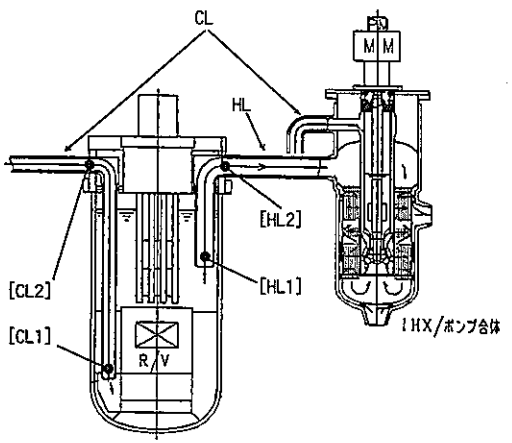


図 4.1.3(1)-65　Na 冷却大型ループ型炉のＬＢＢ成立性評価

評価部位の選定



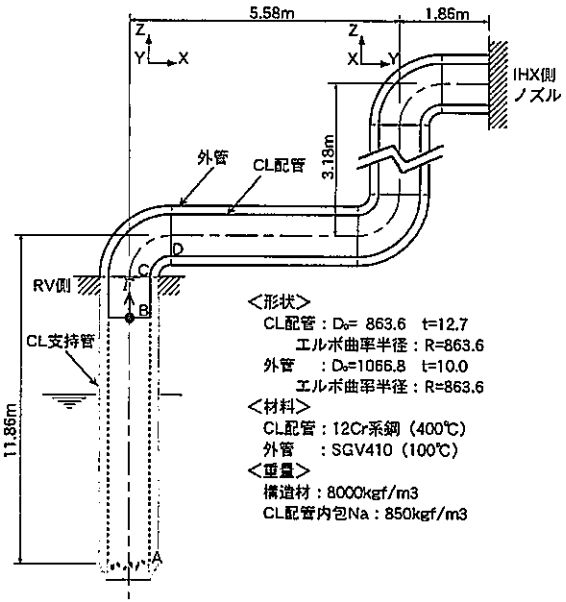
破断想定部位におけるスラスト力と熱膨張反力

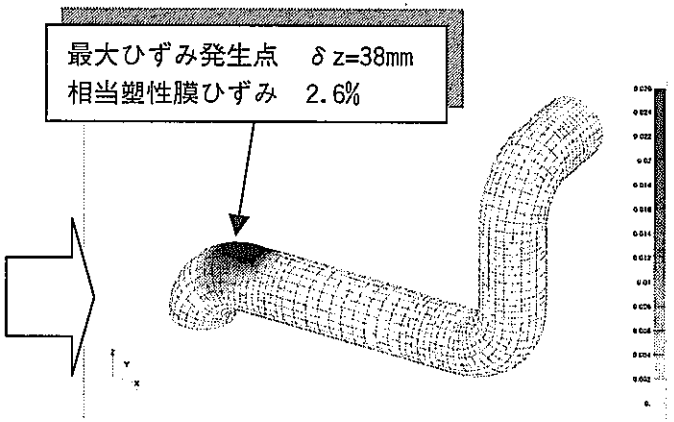
部位	想定圧力	スラスト力		熱膨張反力
[HL1]	0.182 MPa	44600 kg	<	49500 kg
[HL2]	0.105 MPa	25800 kg	<	63800 kg
[CL1]	0.556 MPa	58600 kg	>	4100 kg
[CL2]	0.633 MPa	71200 kg	>	3100 kg

スラスト力＝2×π／4･D²×内圧

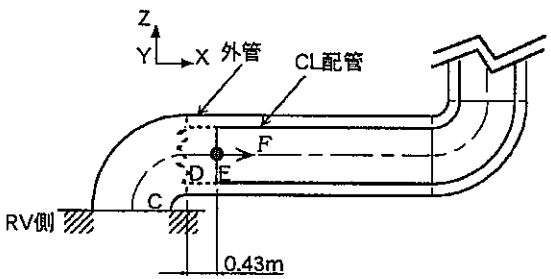
解析モデル及び解析結果

[Case1]





[Case2]



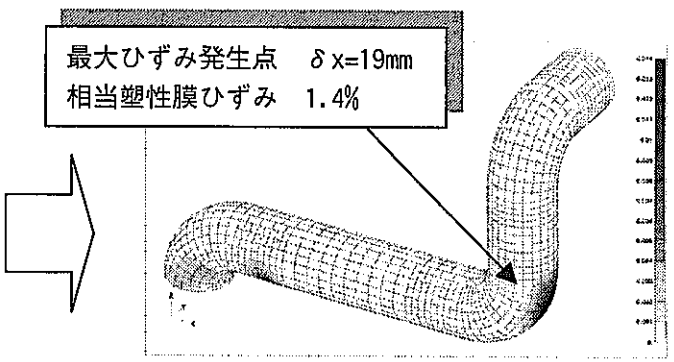
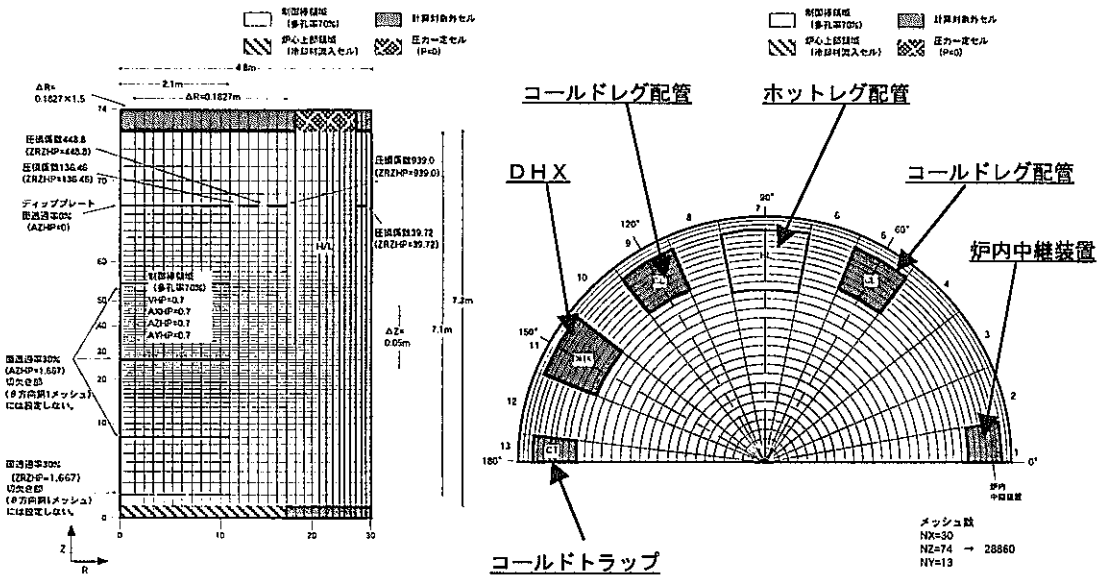


図 4.1.3(1)-66 Na 冷却大型ループ型炉の 1 次系配管ギロチン破断時の外管健全性評価

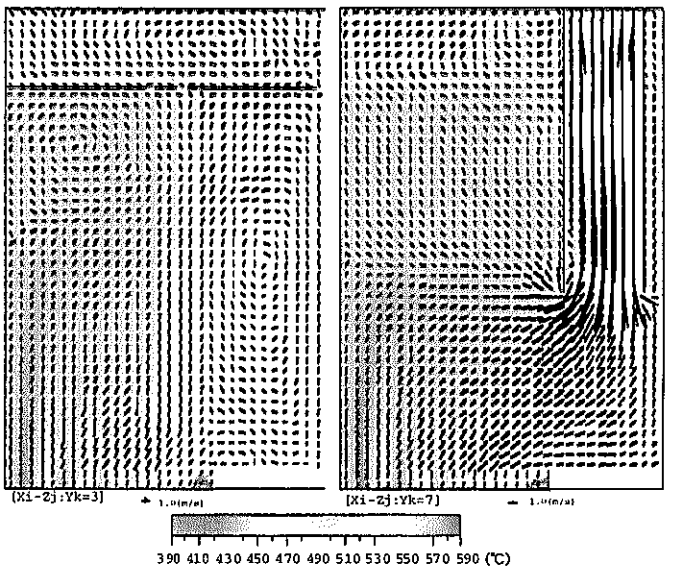
解析モデル



□ＵＩＳの下面整流板及びバッフル板	：多孔板の開孔率(30%)に応じた圧損係数で模擬、切欠部を設計に合わせてモデル化
□ＵＩＳの制御棒案内管領域	：透過率 70%とする
□ディッププレートーバッフル板隙間部	：圧損係数で模擬
□壁面境界条件	：log-low（対数則）
□自由液面及びプレナム壁面	：すべて断熱条件
□時間進行法	：完全陰解法
□移流項スキーム	：Skew-Upwind 法

解析結果（定格運転時）

【切り欠き設定断　　【H／L配管断面】



解析結果（原子炉トリップ時）

【原子炉トリップ時炉上部プレナム内鉛直方向温度分

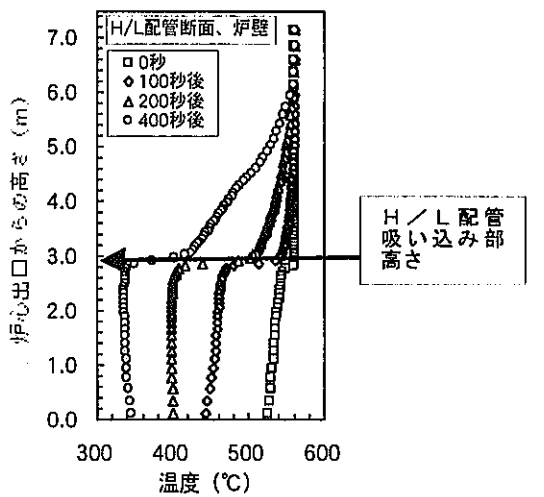
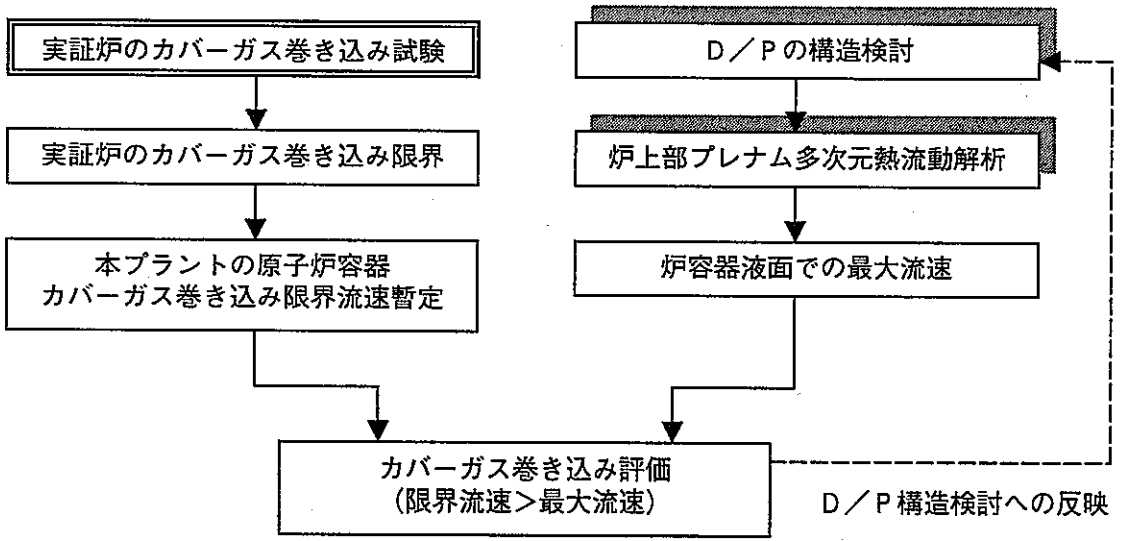
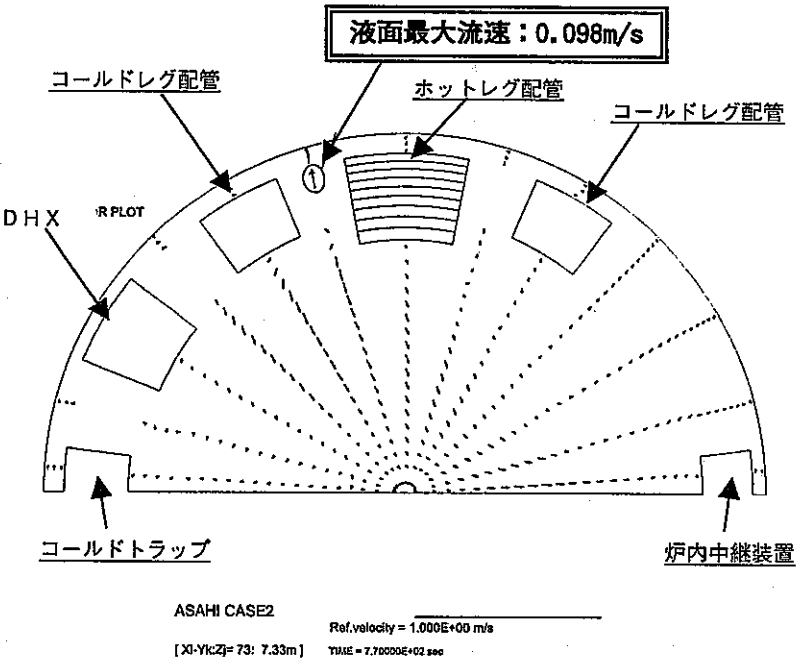


図 4.1.3(1)-67　Na 冷却大型ループ型炉の炉上部プレナム内熱流動状況の把握

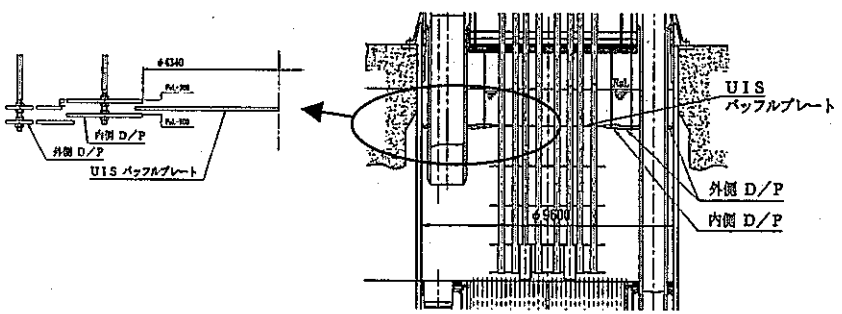
評価フロー



炉容器液面の流速分布



D／Pの構造検討



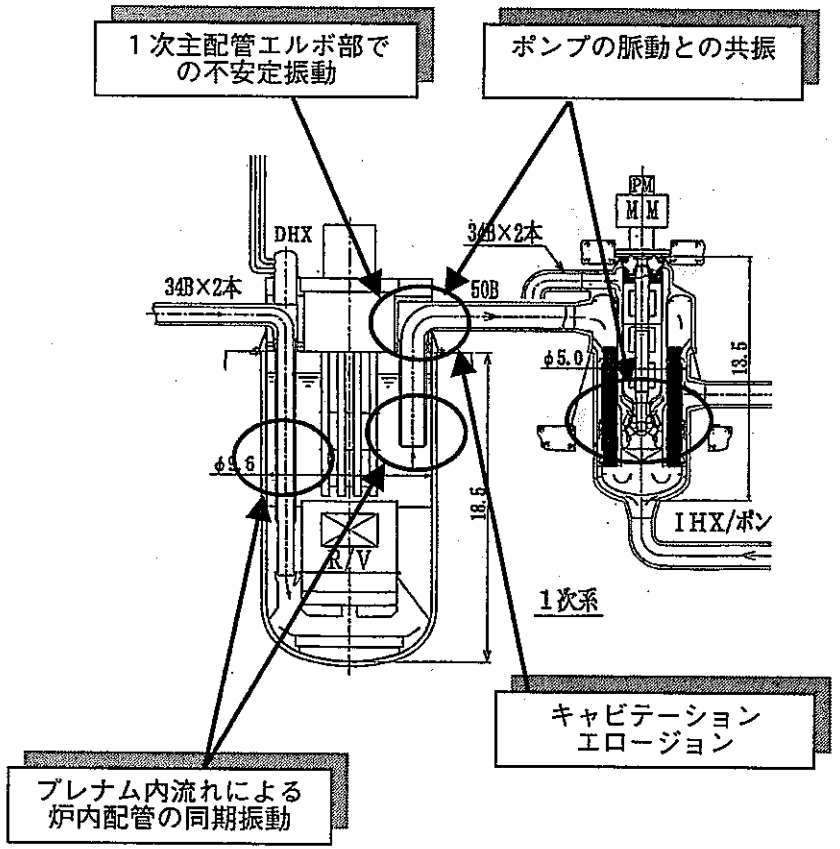
カバーガス巻き込みクライテリア

渦の形態	限界流速
潜り込み	0.1m/s
くぼみ渦	0.1m/s

実証炉ＩＨＸ実機相当での限界流速

本プラントの炉容器液面における限界流速を0.1m/sに暫定

図 4.1.3(1)-68　Na 冷却大型ループ型炉のカバーガス巻き込み評価



■1次主配管エルボ部での不安定振動

対象部位	管内平均流速	限界流速	評価
H／L配管	9.2m/s	539.5m/s	管内平均流速は限界流速よりも十分小さく、不安定振動は生じない見通し
C／L配管	9.6m/s	41.2m/s	

■ポンプの脈動との共振

対象部位	1次主配管の固有振動数	NZ脈動の固有振動数	評価
H／L配管	11.2Hz	46.2Hz	NZ 脈動の固有振動数と1次主配管の固有振動数は十分離れており、共振は生じない見通し
C／L配管	5.26Hz		

■プレナム内流れによる炉内配管の同期振動

対象部位	炉内配管廻りのNa流速	1次主配管の固有振動数	代表長さ	無次元流速	評価
H／L配管	4.6m/s	11.2Hz	1.27m	0.3	無次元流速は＜1.0 であり同期振動は回避される見通し
C／L配管	0.52m/s	5.26Hz	0.86m	0.1	

■キャビテーション

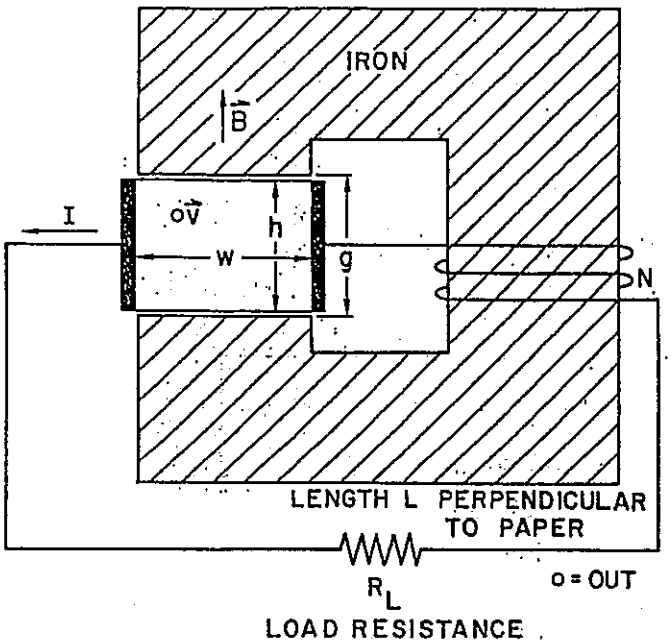
対象部位	キャビテーション数（σ）	局所流速を考慮した制限値（－Cp）	評価
H／L配管	5.72	2.25	σ＞－Cp、キャビテーションは発生しない見通し
C／L配管	14.57	2.25	

■エロージョン

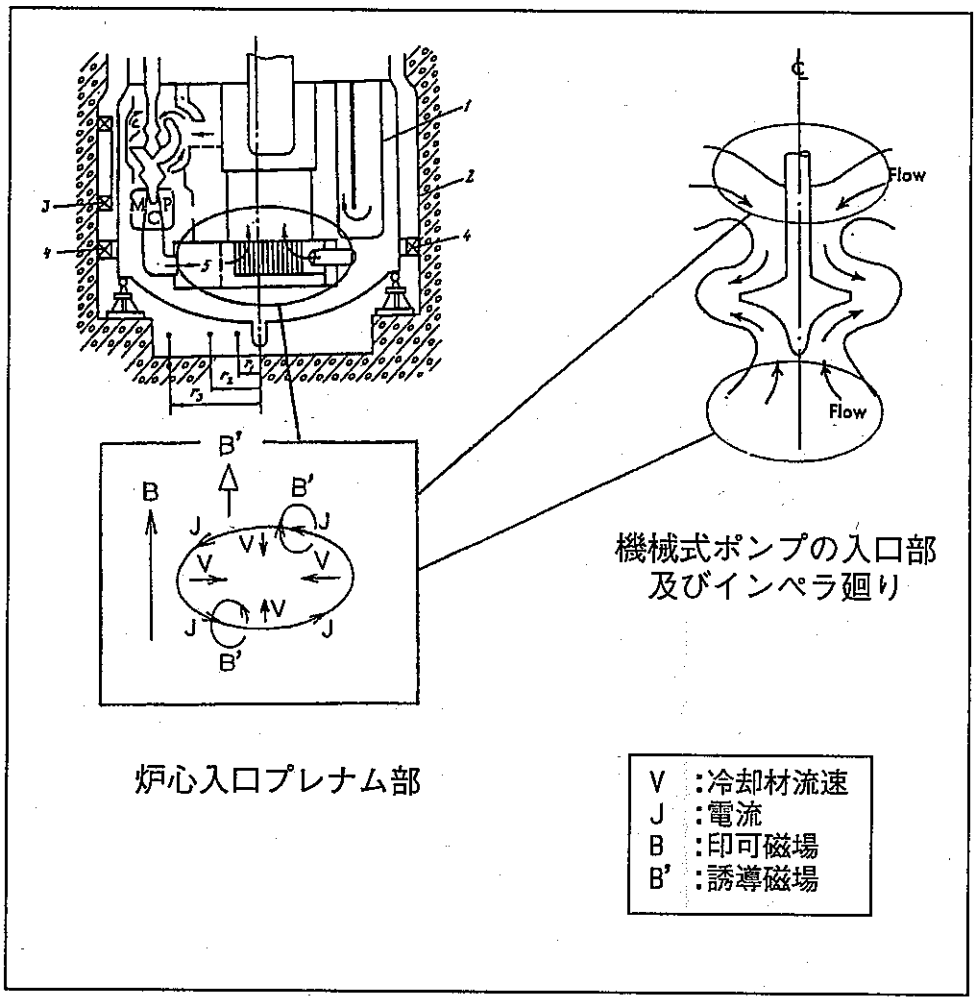
対象部位	管内平均流速	エルボ部流速（×1.5）	限界流速（*）	評価
H／L配管	9.2m/s	13.8m/s	18.3m/s	限界流速以下であり、エロージョンは発生しない見通し
C／L配管	9.6m/s	14.7m/s		

(*)1970 年の FFTF での試験（SUS304 供試体を用いた Na 流動試験：約 400℃、3000～4000 時間）では 18.3m/s まで問題となるエロージョンが発生しなかったことから暫定

図 4.1.3(1)-69　Na 冷却大型ループ型炉の不安定振動等に関する検討

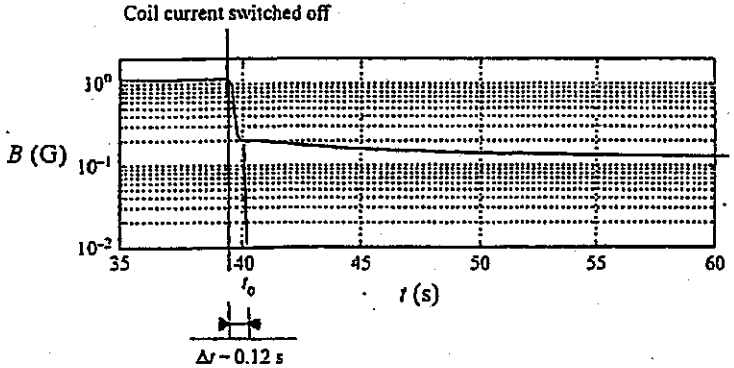


(a)Self-excitation の原理

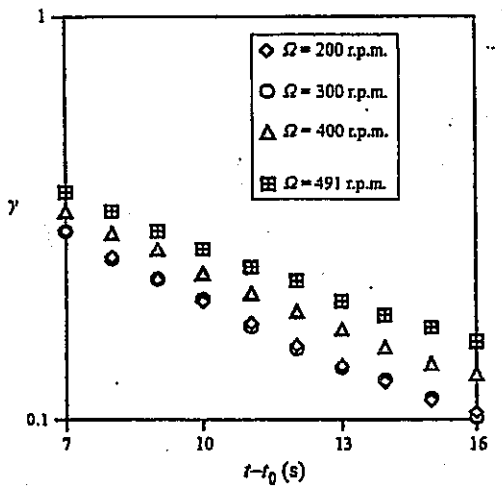


(b)Self-excitation の発生し易い箇所

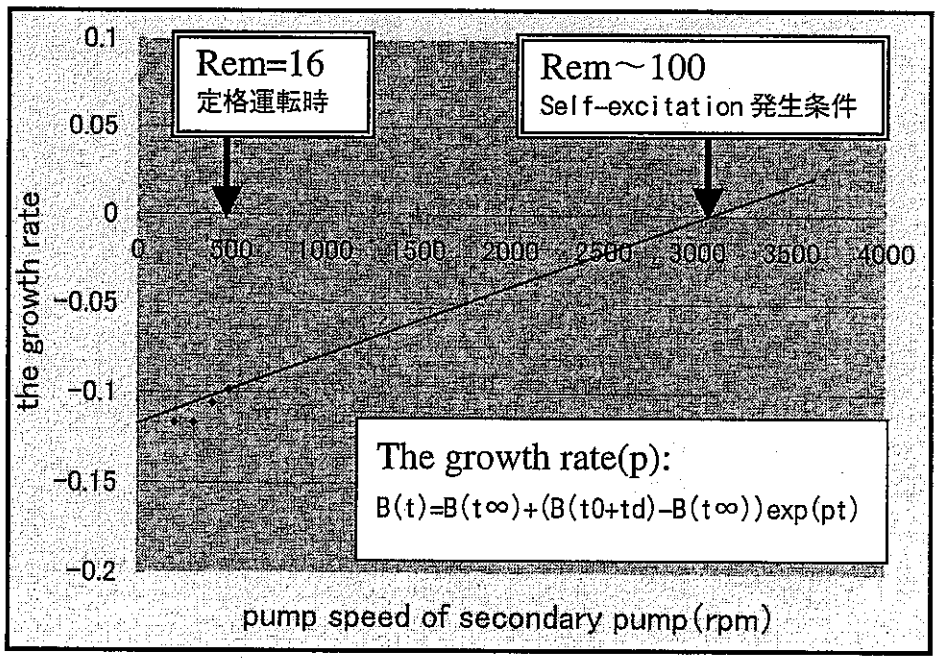
図 4.1.3(1)-70 Self-excitation の原理



(a)外部磁場遮断後の磁束密度の変化(*)



(b)外部磁場遮断後の磁束密度減衰挙動の
2次ポンプ回転数に対する依存性(*)

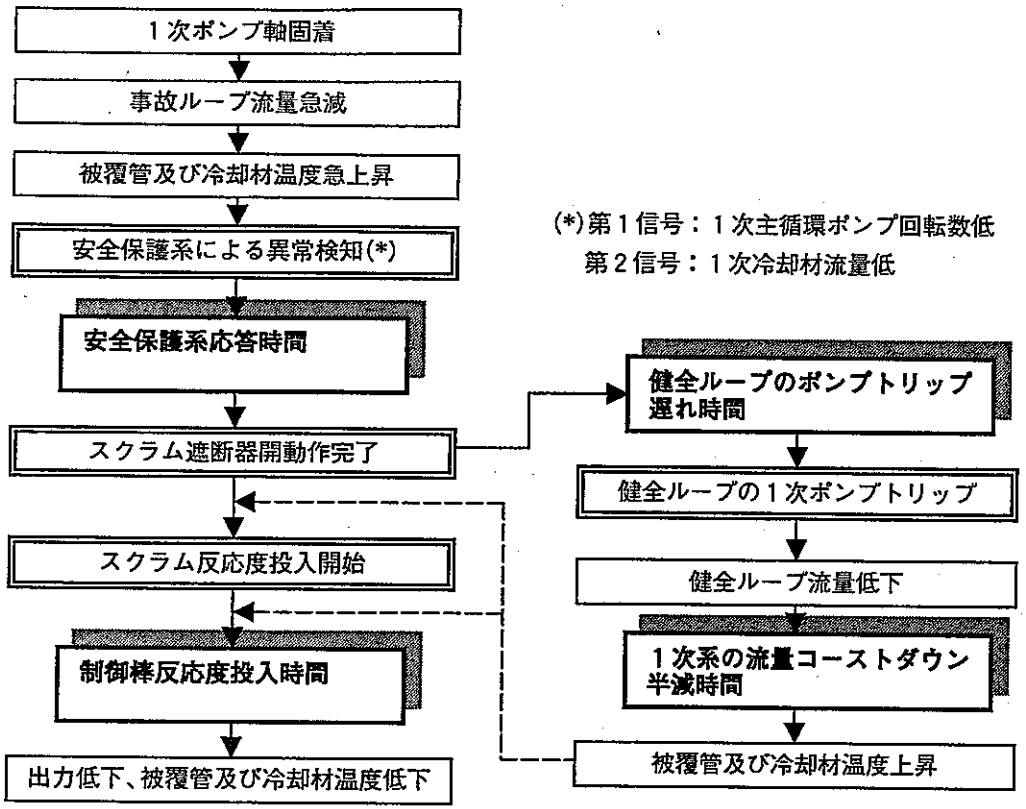


(c) Self-excitation の発生する磁気レイノルズ数（Rem）の
試験データに基づく予測

(*)出典：Alemany, A., Marty, Ph., Plunian, F and Soto, J. 2000 'Experimental investigation of dynamo effect in the secondary pumps of the fast breeder reactor Superphenix', J. Fluid Mech. Vol. 403, 263-276.

図 4.1.3(1)-71　Na ポンプにおいて Self-excitation の発生する磁気レイノルズ数の予測
(Superphenix における試験に基づく)

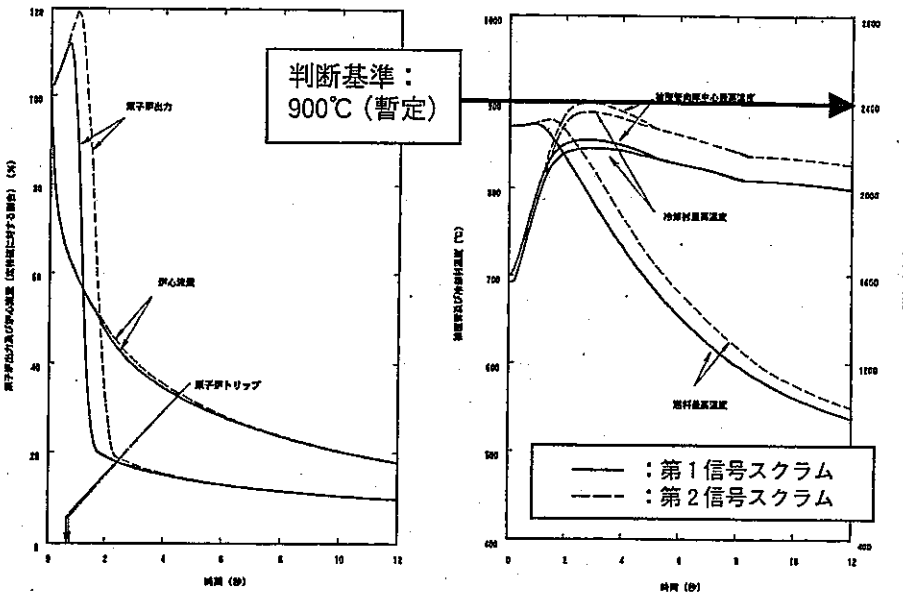
「１次ポンプ軸固着」の事象推移



各パラメータのピーク温度に対する感度

項目	パラメータ値の変更	被覆管肉厚中心最高温度の変化
安全保護系応答時間	0.2秒の短縮	約10℃低下
健全ループのポンプトリップ遅れ時間	0.0秒→1.0秒	約40℃低下
流量コーストダウン半減時間	5.5秒→6.5秒	約10℃低下
制御棒反応度投入時間（後備炉停止系）	2.0秒→1.5秒	約20℃低下

安全解析結果



項目	第１信号スクラム		第２信号スクラム	
	実証炉(*1)	本プラント	実証炉(*1)	本プラント
燃料被覆管肉厚中心最高温度	約825℃	約856℃	約871℃	約899℃
燃料被覆管ＣＤＦ値	約0.008	約0.064	約0.062	約0.265

(*1) 実証炉（フェーズ２）の安全解析結果

図 4.1.3(1)-72　Na 冷却大型ループ型炉の１次ポンプ軸固着時の安全性評価

外部電源喪失＋１系統の崩壊熱除去系故障						
系統	１次系	２次系	IRACS	DRACS	１次冷却材最高温度	
Ａループ	強制循環	自然循環	強制循環	強制循環	H/L：530℃	C/L：523℃
Ｂループ	強制循環	自然循環	停止		被覆管 CDF 値：1.0×10^{-4}	

外部電源喪失＋２系統の崩壊熱除去系故障						
系統	１次系	２次系	IRACS	DRACS	１次冷却材最高温度	
Ａループ	強制循環	自然循環	停止	強制循環	H/L：629℃	C/L：629℃
Ｂループ	強制循環	自然循環	停止		被覆管 CDF 値：1.1×10^{-2}	

全交流電源喪失						
系統	１次系	２次系	IRACS	DRACS	１次冷却材最高温度	
Ａループ	自然循環	自然循環	自然循環	自然循環	H/L：579℃	C/L：536℃
Ｂループ	自然循環	自然循環	自然循環		被覆管 CDF 値：2.2×10^{-2}	

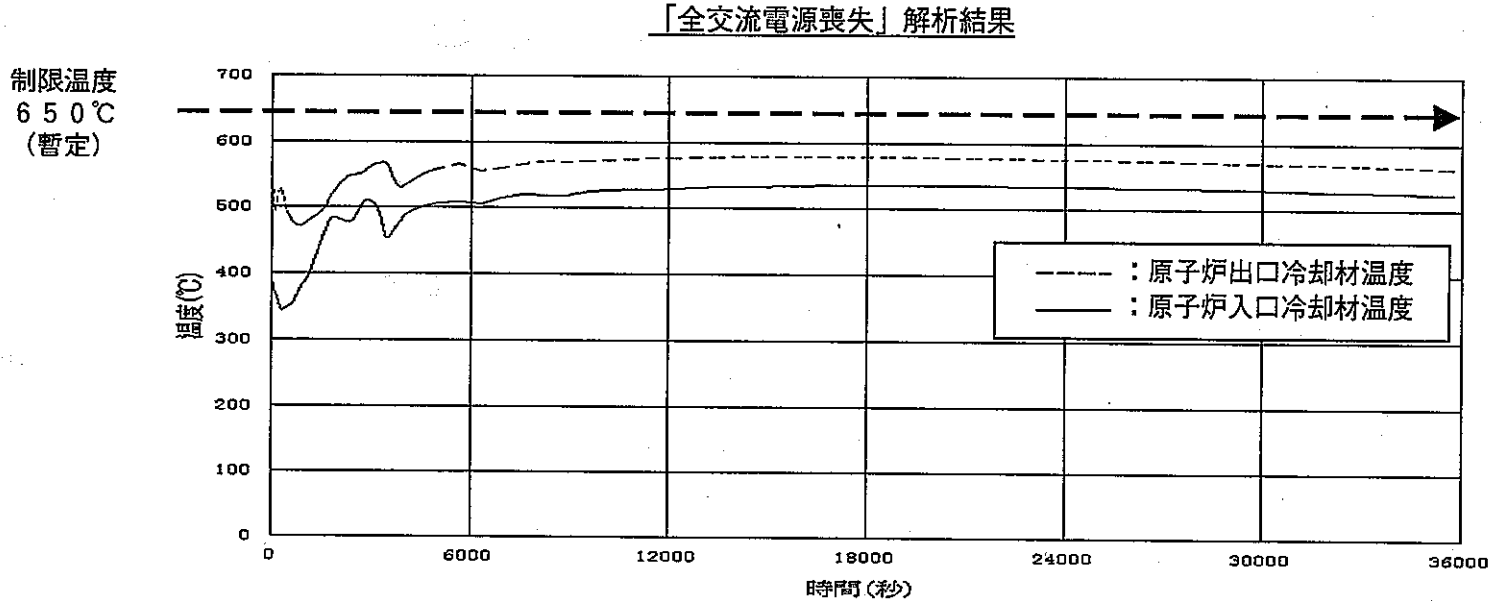
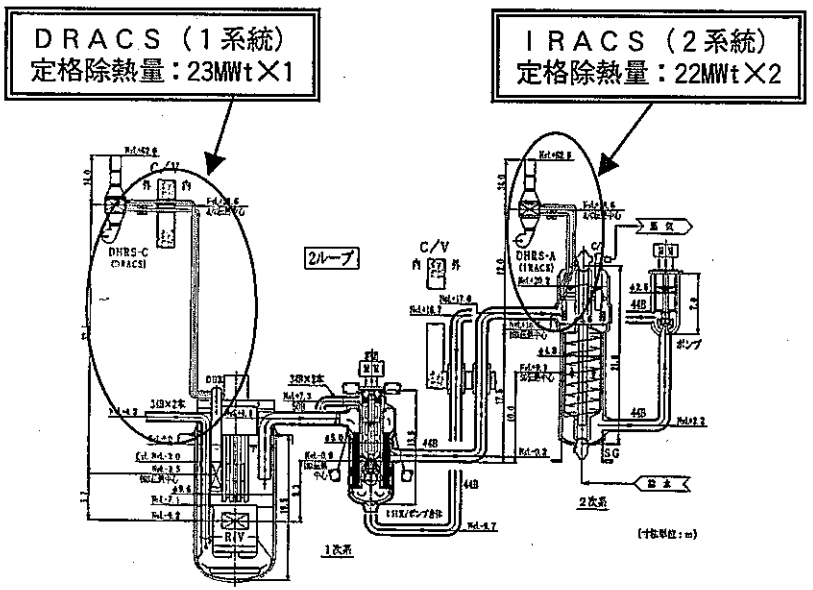


図 4.1.3(1)-73　Na 冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去特性解析結果

ＰＬＯＨＳ発生頻度（共通要因故障考慮せず）

崩壊熱除去運転モード	起因事象発生頻度 f[/ry]	崩壊熱除去機能喪失確率 I[/demand]	ＰＬＯＨＳ発生頻度 f×I
全ループ使用可能	1.7×10^{0}	4.9×10^{-10}	8.1×10^{-10}
IRACS 1 系統 FC 不能	1.2×10^{-1}	3.2×10^{-8}	4.0×10^{-9}
IRACS 1 系統 FC,NC 不能	1.4×10^{-2}	1.3×10^{-6}	1.7×10^{-8}
DRACS 1 系統不能	7.2×10^{-4}	3.0×10^{-6}	2.2×10^{-9}
外部電源喪失	5.2×10^{-2}	2.1×10^{-9}	1.1×10^{-10}
合計	—	—	**2.4×10^{-8}**



もんじゅとの比較

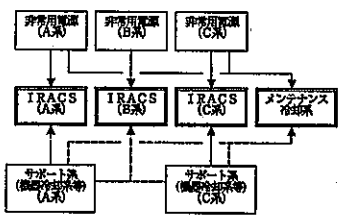
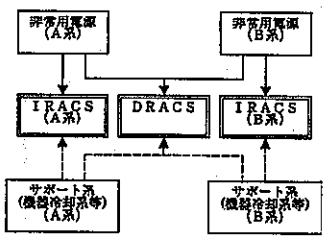
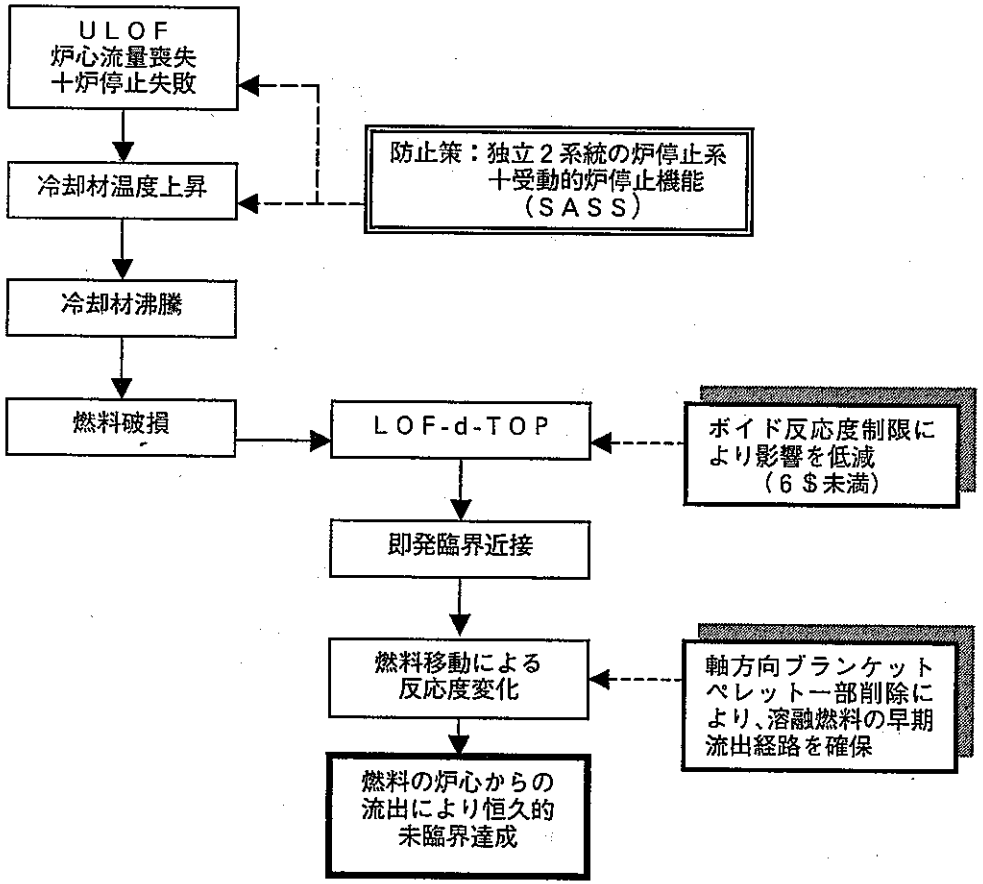
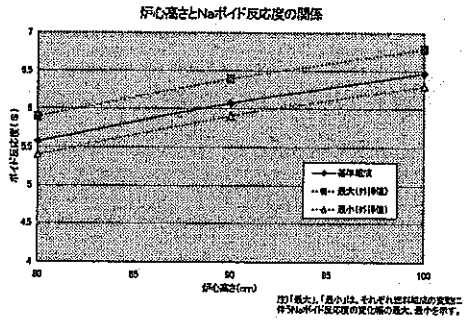
ＰＬＯＨＳに至る支配的な事象		もんじゅ	Na 冷却大型ループ型炉
タイプ1	水系除熱喪失などの起因事象（合計 1/ry 程度） ×強制循環による崩壊熱除去失敗（ＦＣ失敗） ×自然循環による崩壊熱除去失敗（ＮＣ失敗）	ＦＣ失敗確率：～10^{-5}/d ・2トレイン構成のサポート系であり動的機器2系統の故障でＦＣ失敗に至ることから、10^{-5}/d 程度と評価 ＮＣ失敗確率：～10^{-3}/d ・ＮＣモードへの移行のためにはアクシデントマネージメント操作が必要となるが、猶予時間が比較的長い（約5時間）ことを考慮して、その失敗確率を 10^{-3}/d 程度と評価 ＰＬＯＨＳ発生頻度 1/ry×10^{-5}/d×10^{-3}/d～10^{-8}/ry	ＦＣ失敗確率：～10^{-5}/d ・もんじゅと同様（ループ数に依存しない） ＮＣ失敗確率：＜10^{-3}/d **・ＮＣモードへの移行に特別な操作を必要とせず、ＦＣ失敗時には自動的にＮＣに移行できるので、その失敗確率 10^{-3}/d 程度以下とすることは十分可能と判断** ＰＬＯＨＳ発生頻度 1/ry×10^{-5}/d×10^{-3}/d 以下～10^{-8}/ry 以下
タイプ2	水系除熱喪失などの起因事象（合計 1/ry 程度） ×共通要因故障によりＦＣ・ＮＣによる崩壊熱除去失敗（ＣＣＦ） ×アクシデントマネージメントによる回復操作失敗（ＡＭ失敗） ×崩壊熱除去系以外の冷却系作動失敗	ＣＣＦ確率：～10^{-5}/d ・共通要因による3系統のＩＲＡＣＳのＡ／Ｃ止め弁開失敗確率を 10^{-5}/d 程度と評価 ＡＭ失敗確率：～10^{-3}/d ・Ａ／Ｃ止め弁バイパス弁の開操作、猶予時間が比較的長いことから、失敗確率を 10^{-3}/d 程度と評価 他冷却系の作動失敗確率：～10^{-2}/d **・メンテナンス冷却系の作動失敗確率を 10^{-2}/d 程度と評価** ＰＬＯＨＳ発生頻度 1/ry×10^{-5}/d×10^{-3}/d×10^{-2}/d～10^{-10}/ry	ＣＣＦ確率 **・Ａ／Ｃ止め弁相当の設備はないが、全系統のＡ／Ｃベーン・ダンパの共通要因による開失敗が考えられる設計上の工夫（系統毎の設計多様化等）により、共通要因による開失敗事象を排除し、ＣＣＦ確率を十分に小さくする設計を指向する** ＡＭ失敗確率：10^{-1}/d～10^{-3}/d ・故障機器の修復失敗確率を 10^{-1}/d～10^{-3}/d 程度と判断 ＰＬＯＨＳ発生頻度 主にＣＣＦ確率の低減で～10^{-8}/ry 程度以下とする
崩壊熱除去系及びサポート系の構成（概略）			

図 4.1.3(1)-74　Na 冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の信頼性評価

代表的なＣＤＡ時の事象推移と再臨界回避方策

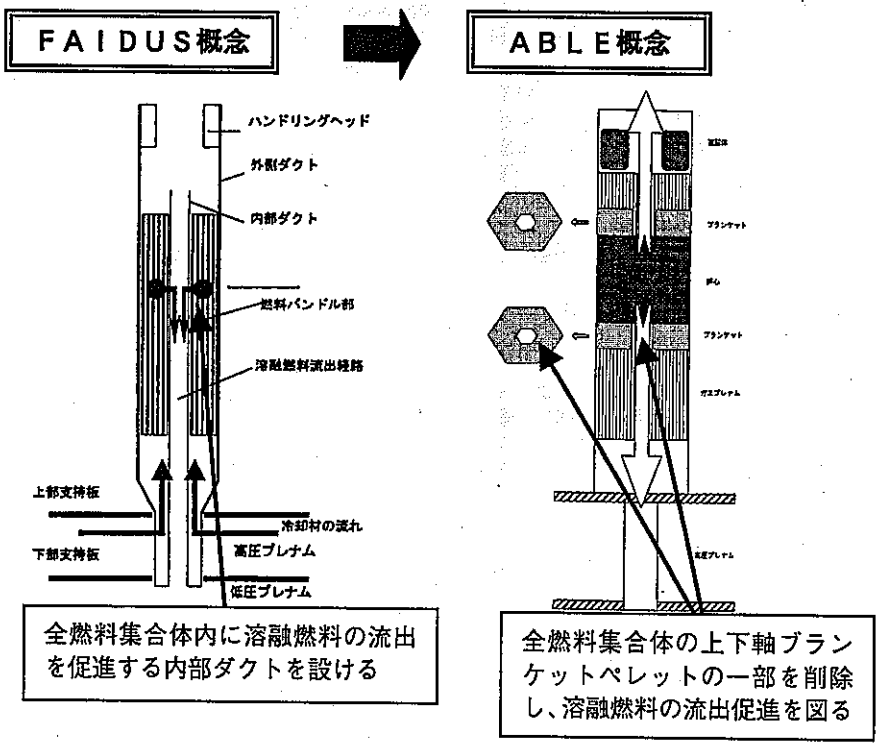


起因過程：ボイド反応度を６＄未満に制限する炉心設計



均質２領域炉心
（ＭＯＸ燃料）

遷移過程：軸方向ブランケットペレット一部削除概念の検討



全燃料集合体内に溶融燃料の流出を促進する内部ダクトを設ける

全燃料集合体の上下軸ブランケットペレットの一部を削除し、溶融燃料の流出促進を図る

図 4.1.3(1)-75　Na 冷却大型ループ型炉の再臨界回避方策

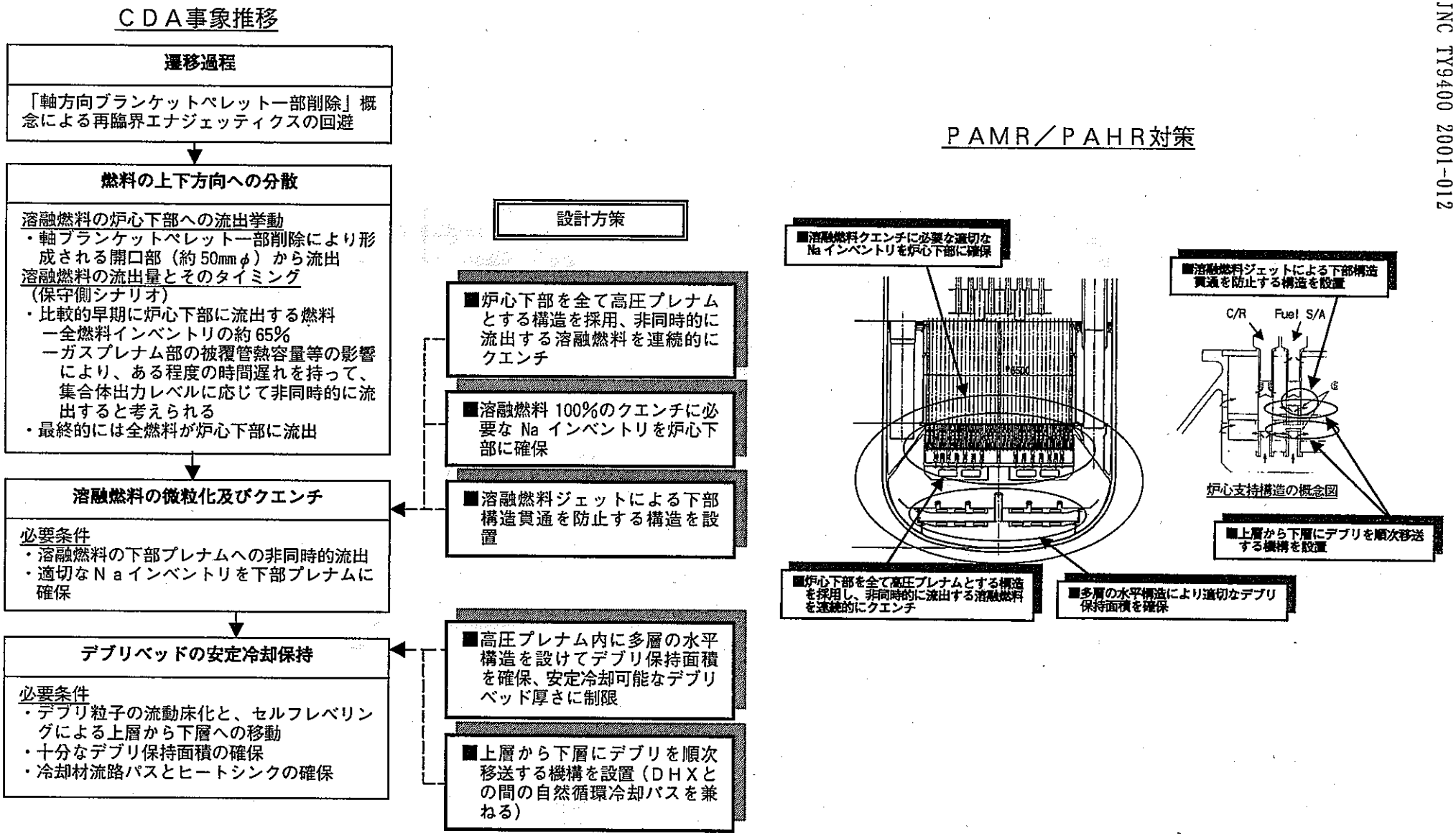


図 4.1.3(1)-76　Na 冷却大型ループ型炉のＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ対策

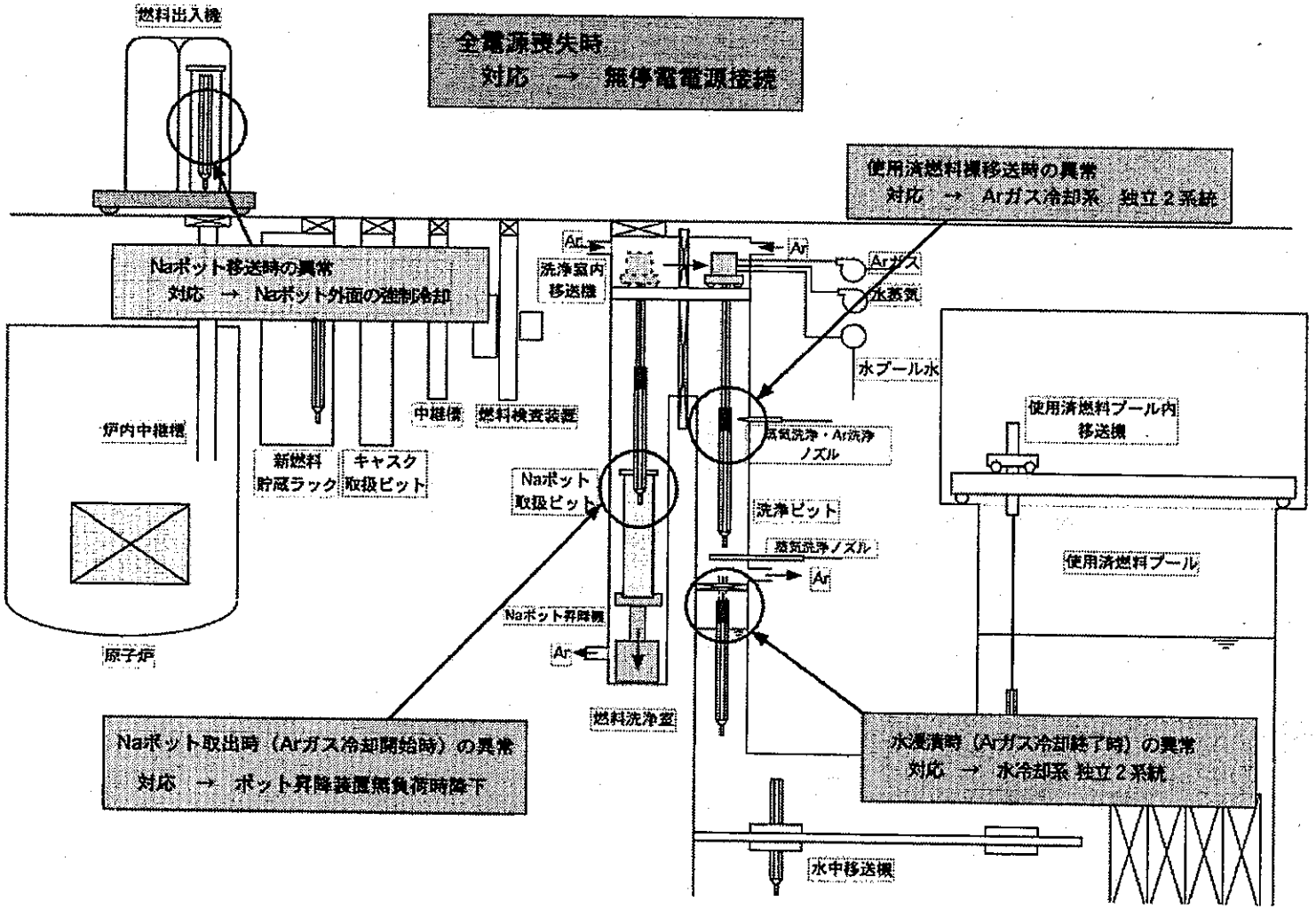


図 4.1.3(1)-77　Na 冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念
冷却喪失事象に対する防護対策

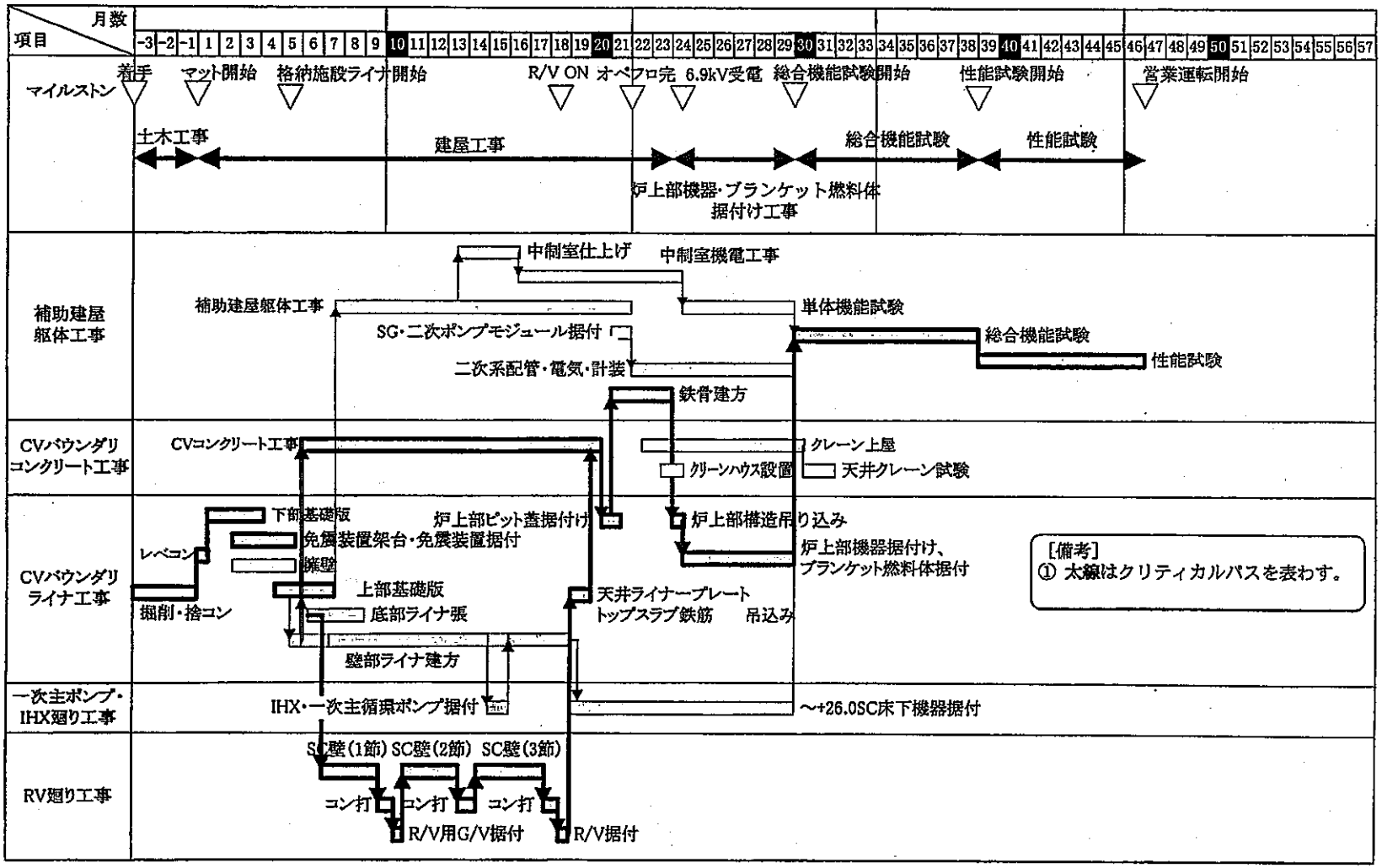


図 4.1.3(1)-78　Na 冷却大型ループ型炉の全体建設工程

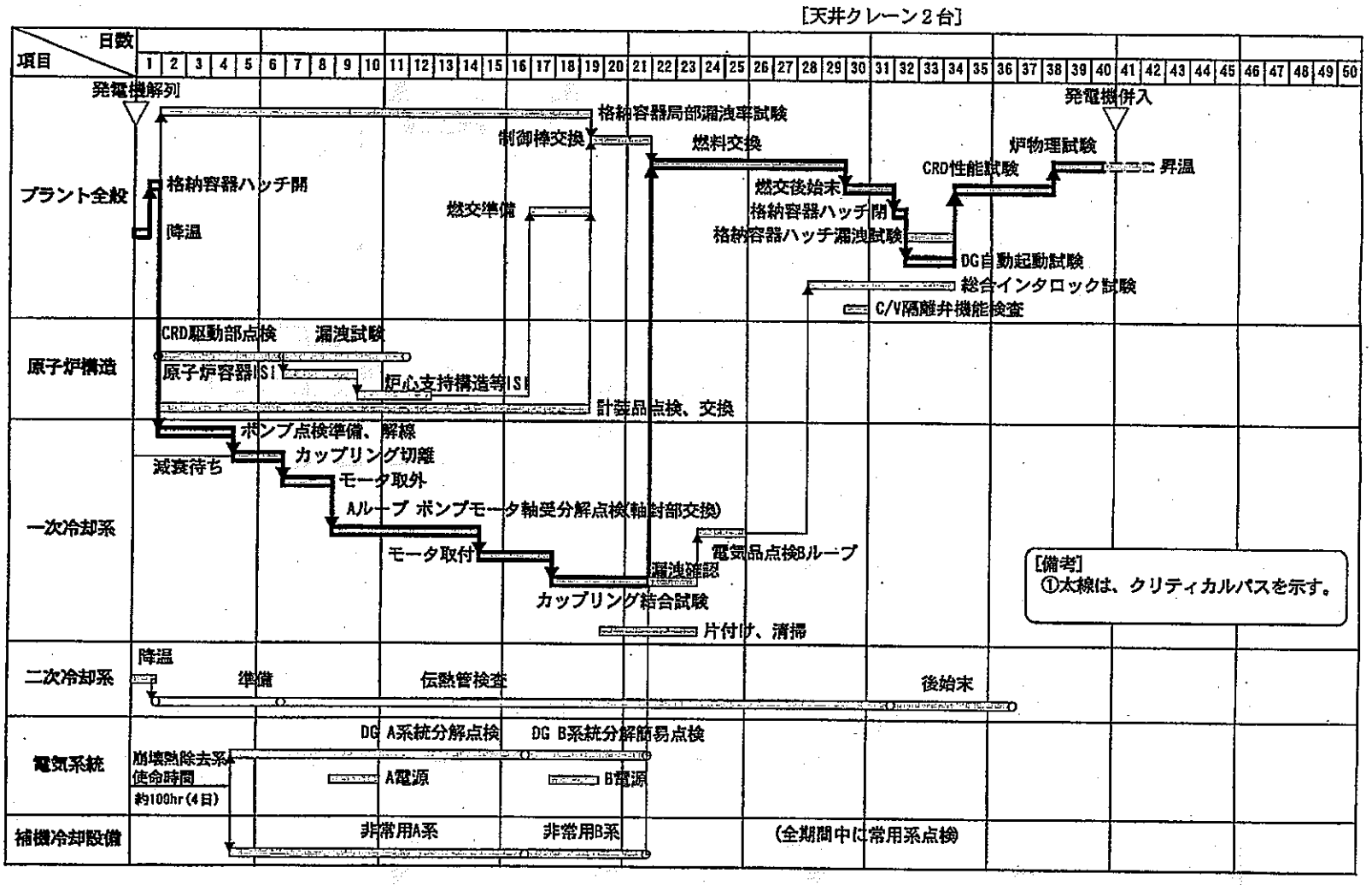


図 4.1.3(1)-79　Na 冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準）

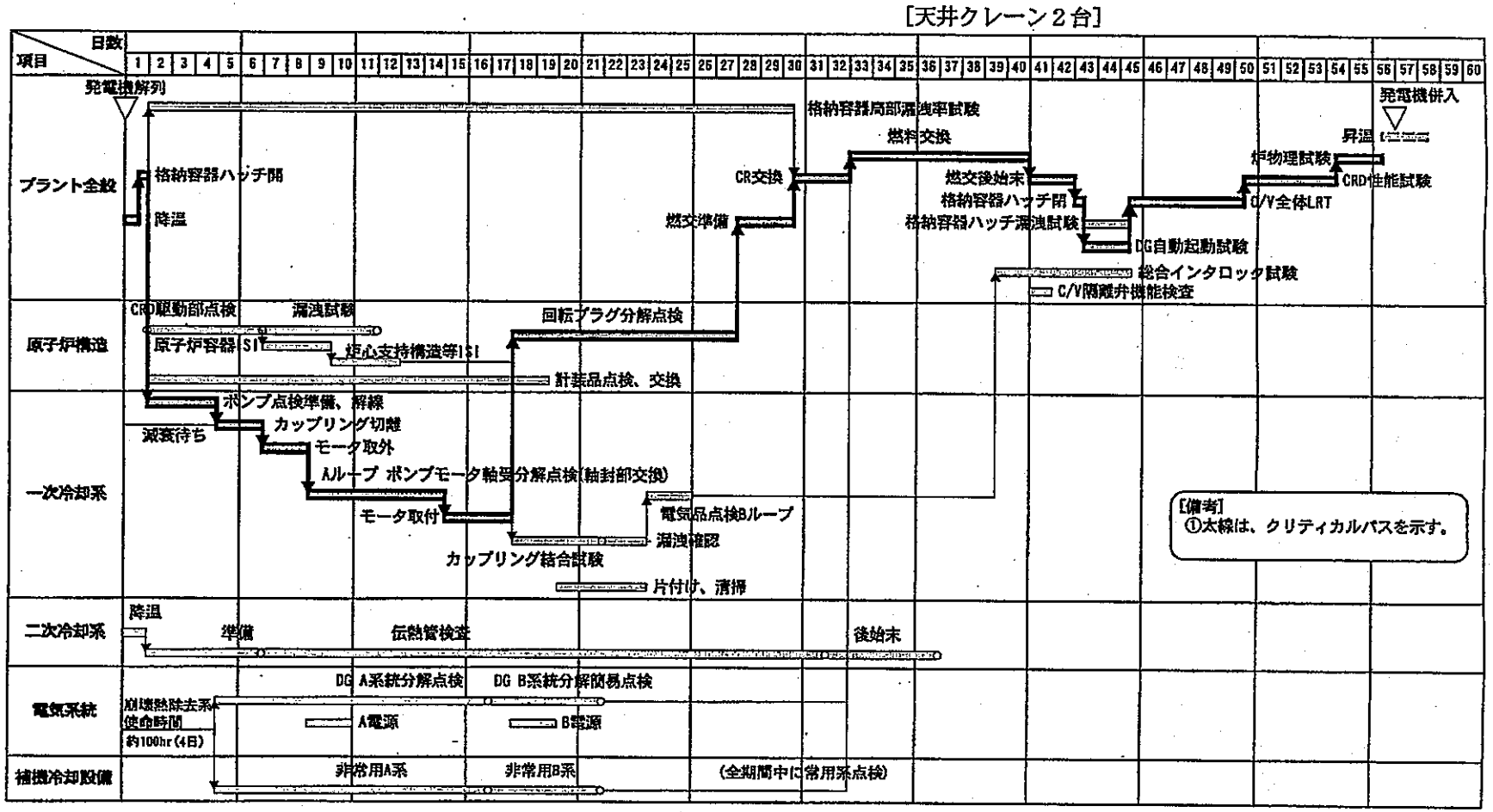


図 4.1.3(1)-80　Na 冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準外）

(b)Na大型タンク型炉

① 基本概念

本プラントはこれまでに検討されたタンク型炉のコストダウン方策を集約し、さらに発展させたプラントである。その大きな特徴は、原子炉容器サイズの最小化を目指した湾曲長円型ＩＨＸの採用、機器数を削減するための冷却系２ループ化及び２次主循環ポンプとＳＧの合体機器の採用である。

機器の大型化については、工場での製作性等の観点から各設備500トンを目安としており、従来設計によりＳＧを大型化した場合これを超えてしまうため、新材料の適用及びＳＧ胴の細径化などの工夫により、物量の増加を極力抑制している。一次系機器であるＩＨＸは２基としているが、原子炉容器が大型化するのを避けるため、湾曲長円型のＩＨＸを採用し炉内機器配置の最適化を図っている。

タンク型炉は一次主循環ポンプの基数とループ数を独立に設定できることが大きな特長であり、一次主循環ポンプは安全性、信頼性確保の観点から３基設置としている。

本プラントで採用するプラントヒートバランス条件は以下の通りである。

- 炉心熱出力／電気出力 ：3,660MW t ／1,500MW e
- 原子炉出／入口温度 ：550℃／395℃
- 一次系ループ流量 ：3.36×10^{7} kg／h／ループ
- ＳＧナトリウム側出／入口温度 ：520℃／335℃
- 二次系ループ流量 ：2.79×10^{7} kg ／h／ループ
- ＳＧ給水温度 ：240℃
- ＳＧ蒸気出口温度／圧力 ：485℃／15.4MPa

② 基本仕様

プラント全体の基本仕様を表4.1.3(1)-17に、プラント概念を図4.1.3(1)-81に示す。

a.炉心・燃料

ア 炉心仕様

- Pu 富化度：内側 16.9wt%、外側 20.1wt%
- 燃料スミア密度（振動充填燃料）：８２％
- 炉心、径ブランケット燃料：振動充填
- 軸ブランケット燃料：ペレット（燃料スミア密度：９０％）
- 炉心燃料ピン径：9.4mmϕ
- 上部ナトリウムプレナム付き炉心（基準炉心 *1）及び上部ナトリウムプレナムなし炉心（代替炉心 *2）

*1 下部軸ブランケット付　　*2 上下軸ブランケット付

イ 再臨界回避方策

- 薄肉ラッパ管燃料集合体領域を厚肉ラッパ管燃料集合体（リング配置）で

分割

・溶融燃料排出チャンネル（ＧＥＭ兼用を考慮）の設置
・溶融燃料排出機能付き制御棒集合体の設置
・炉心燃料集合体下部軸ブランケット一部削除（溶融燃料排出）
・薄肉ラッパ管燃料集合体と厚肉ラッパ管燃料集合体のラッパ管肉厚合計を１０ｍｍ以上とする。

ウ 炉心配置

図 4.1.3(1)-82 に炉心配置を示す。図 4.1.3(1)-82 の炉心配置は、再臨界回避方策として厚肉ラッパ管燃料集合体をリング状に配置し、厚肉ラッパ管燃料集合体のリングで囲まれた薄肉ラッパ管燃料集合体領域には、溶融燃料排出チャンネルまたは溶融燃料排出機能付き制御棒集合体をほぼ均一に設置している。

エ 燃料集合体仕様

表 4.1.3(1)-18 に本プラントの炉心及び径方向ブランケット燃料集合体の仕様を示し、図 4.1.3(1)-83 には、薄肉及び厚肉ラッパ管の概略図を示す。

図 4.1.3(1)-83 に示すとおり、薄肉ラッパ管は燃料ピンバンドル部を薄肉とし、中間パッド部より上部を厚肉としている。ここで、中間パッド部より上部を厚肉としたのは、集合体外套部の構造健全性評価上、中間パッド部が厳しいことを考慮したものである。

なお、燃料集合体の引き抜き力を 2,500kg とした場合のラッパ管に生じる引張応力は 4kg/mm^2 程度であり、PNC-FMS 鋼の設計引張強さ約 80kg/mm^2（200℃）に対して十分な余裕がある。

オ 核特性

表 4.1.3(1)-19 に本プラントの主要核特性、表 4.1.3(1)-20 には炉心出力分担率を示す。なお、燃料組成は高速炉多重リサイクル時のＴＲＵ組成＋随伴ＦＰとした。表 4.1.3(1)-19 において、燃焼反応度は 1.9%Δk/kk'、増殖比は平衡サイクル初期が 1.14、平衡サイクル末期が 1.11 である。また、最大線出力は内側炉心が 430W/cm、外側炉心が 415W/cm であり、制限条件（約 430w/cm 以下）を満足している。また、ナトリウムボイド反応度は、4.6＄（上部ナトリウムプレナム部のボイド反応度を考慮）であり、目安値（約６＄ 以下）を満足している。

b.原子炉構造

原子炉容器径は 13,300mm、原子炉容器高さが 17,400mm 程度、原子炉設備(原子炉容器設備、遮へいプラグ設備、炉内構造物)の質量は 1,960 トン程度となる見通しである。

ア 原子炉容器内機器配置

主要機器の原子炉容器内配置イメージを、図 4.1.3(1)-84 及び図 4.1.3(1)-85 に示す。

原子炉容器内に配置する主要機器は、中間熱交換器２基、一次主循環ポンプ３基、コールドトラップ２基であり、これらを炉心槽の廻りに配置する。原子炉容器内高さ方向のスペース配分は、上方から、カバーガス領域、上部プレナム、炉心槽、炉心支持構造、それに炉心支持構造と原子炉容器下部鏡板との隙間となっている。

原子炉容器内の配置効率向上を意図して、中間熱交換器は、平面形状が湾曲長円型としている。ＩＨＸの設置スペースは平面積で 35m^2 程度、伝面余裕を除いた伝熱長さとして 3,700mm 程度のスペースを確保している。また、PRACS のスペースは PRACS と記載の領域であり、中間熱交換器上部管板の上方に 1,000mm 程度確保している。

イ 原子炉構造概念

原子炉構造概念を図 4.1.3(1)-86 に示す。

原子炉容器は下部鏡板付円筒容器である。原子炉容器内には、上述の冷却系機器の他、炉心構成要素を支持する炉心支持構造、原子炉容器内を仕切る隔壁、制御棒駆動機構案内管を支持する炉心上部機構、それにガス巻き込み防止に配慮したディッププレートが配置される。原子炉容器上部には、炉上部デッキ及び回転プラグが設置され、原子炉容器及び内部構造物全ての荷重は炉上部デッキで、炉心上部機構は回転プラグで支持される。

炉心支持構造は、高剛性確保のために箱型リブ構造とし、炉心損傷時のデブリ冷却性能を確保するために、高圧プレナム即ち燃料に接する冷却材体積を大きくとっている（重量比約３倍）。

隔壁は、原子炉容器と炉心槽との間に設置され、原子炉容器内を二つの領域に仕切っている。隔壁にはポンプスタンドが立ち上げられ、一次主循環ポンプ廻りがコールドプレナムに連通するようにしている。また、中間熱交換器廻りにもスタンドを設け、中間熱交換器との間はシールベローズで取合っている。

炉心上部機構は、円筒胴により高剛性を確保する構造とするが、燃料交換機が炉心中心の構成要素にアクセスできるように、対応する位置に切り欠きを設ける。

ディッププレートは、自由液面からのガス巻き込み防止を意図するものであり、高流量運転時を念頭に、燃料交換時液位直下(FsL-200mm 程度)に配置することとし、炉上部デッキ及び回転プラグより吊り下げる。ガス巻き込み防止のためには、液面を隙間無く覆うことが好ましく、この観点からは、ディッププレートを一部重ねて配置する、あるいはスライドジョイントを用いる、といった方策が考えられるが、その詳細化は今後の課題である。

以上の構造概念の原子炉容器径は 13,300mm である。湾曲長円型の採用により、中間熱交換器は原子炉容器径決定因子ではなくなり、炉心廻りと一次主循環ポンプの寸法で決定されている。原子炉容器の高さは 17,400mm であり、炉

心支持構造、燃料集合体の高さ及びディッププレート設置レベルで決定されている。

c.冷却系

ア 一次主冷却系

一次主冷却系の系統概念を図 4.1.3(1)-87 に示す。一次主冷却系は機械式の主循環ポンプ 3 基、中間熱交換器（ＩＨＸ）2 基、及び炉内配管（ポンプ出口～炉心入口）３基で構成される。

ナトリウムポンプの方式としては、機械式ポンプと電磁ポンプに大きく分けることができるが、電磁ポンプは別機器と合体することでメリットがでること、タンク内に配置する場合、電磁ポンプのスケールメリットが小さいことからタンク径が大きくなってしまうことなどから、一次系には機械式ポンプを適用する。また、一次主循環ポンプは、２段片吸込みとし、ポンプ径を小さくして、炉容器径に縮小を図っている。

中間熱交換器については、崩壊熱除去系にＰＲＡＣＳを適用するために、ＰＲＡＣＳと整合性の良い管内一次方式を採用している。また、炉容器径縮小の観点から、炉内機器配置へのインパクトが最も少なくなる湾曲長円型IHXを採用した。本ＩＨＸは上部のナトリウムプレナムにＰＲＡＣＳコイルを設置しても炉容器深さに有意な影響を与えないように、高強度新材料、伝熱管小口径・薄肉化を採用して伝熱面積の低減を図っている。その結果、従来設置していたフローシュラウドの削除を可能とするとともに、伝熱部をナトリウム中（ＥｓＬ以下）に配置でき、サイフォンブレークによる流路喪失がない概念としている。（完全浸漬型）

イ 二次主冷却系

二次主冷却系は、電磁ポンプ（ＥＭＰ）と合体した蒸気発生器（ＳＧ）、ＩＨＸとＳＧを結ぶ二次主配管から構成される。二次主冷却系はナトリウム漏えい・火災対策の観点からナトリウムバウンダリを２重化（エンクロージャ設置）し、エンクロージャ内を窒素ガス雰囲気化する。二次主冷却系の系統概念を図 4.1.3(1)-88 に示す。

崩壊熱除去系にＰＲＡＣＳを採用したことにより、自然循環時を含めた崩壊　熱除去機能を比較的容易に強化できるので、ＳＧとＩＨＸの伝熱中心差（二次系に自然循環除熱機能を期待）が不要となり、二次系配置のコンパクト化、二次系の完全非安全系化が期待できる。

二次主循環ポンプには、ＳＧとの合体を志向して、研究開発が進められているＡＬＩＰ型の電磁ポンプを採用する。電磁ポンプは、ＳＧ上部のデッキ部に設置して逆Ｕ字形状の二次系コールドレグ配管と接続する。これにより、ＩＨＸとの直近配置が可能となり、二次系設備の配置スペースが大幅に削減され、建屋を小さくできるだけでなく、合体に伴う放熱面積縮小により空調系容量低減等多くの波及効果のメリットがある。

ウ 崩壊熱除去系

大型炉の崩壊熱除去系としては、ＤＲＡＣＳ、ＰＲＡＣＳ、ＩＲＡＣＳ及びそれらの組合せが考えられる。RVACS、SGACS 等の空気冷却方式 DHRS は除熱容量が低いため、大型炉には適さない。そこで本プラントにおいては、ＰＲＡＣＳ方式を採用する。

また、ＰＲＡＣＳの系統数については、IHX を 2 基としているため、信頼性の観点から 4 系統としている。崩壊熱除去系の系統概念を図 4.1.3(1)-89 に示す。

エ その他補助系（一次／二次純化系、一次/二次アルゴンガス系）

一次純化系は、実証炉用に開発されている一体型のコールドトラップ２基と、コールドトラップを冷却する窒素ガス系１系統から構成される。窒素ガス系は、格納容器外に設置される窒素ガス冷却器、循環ブロアで構成され、補機冷却水により冷却された窒素ガスをコールドトラップへ供給する。一次純化系の系統概念を図 4.1.3(1)-90 に示す。

一体型コールドトラップは、内部に電磁ポンプ、電磁流量計、エコノマイザ、不純物捕獲メッシュ、純度監視用プラギング計を一体として組込んだものである。原子炉容器下部プレナムよりコールドレグのナトリウムを導き、電磁ポンプにて汲み上げた後エコノマイザで降温し、窒素ガスで冷却後捕獲メッシュ部に入り不純物が捕獲される。その後再びエコノマイザに入り昇温されて、原子炉容器下部プレナムに戻される。

二次純化系は、一次系と同様の一体型コールドトラップ（２基／系統）とコールドトラップを冷却する空気冷却系から構成される。冷却空気は、冷却ブロアによりコールドトラップへ送られ、冷却後大気へ放出される。二次純化系の系統概念を図 4.1.3(1)-91 に示す。

一次アルゴンガス系は、原子炉容器カバーガス部へのアルゴンガス供給系及びカバーガス部からの排気系からなり、排気系は気体廃棄物処理系へ接続される。本プラントのカバーガス系は、ワンススルー方式を採用している。カバーガスの供給は通常時ポンプのシールガスのみである。供給部位が原子炉容器のみであるため、非常に単純な構成となる。排気系は、カバーガス中のナトリウムベーパ、ミストを除去するためにベーパトラップ、ミストトラップを備えている。一次アルゴンガス系の系統概念を図 4.1.3(1)-92 に示す。

二次アルゴンガス系は、蒸気発生器カバーガス部へアルゴンガスを供給する系統である。給気系と排気系から構成され、排気ガスは換気空調系へ接続される。二次主冷却系は電磁ポンプを採用しているため、通常運転時にはガス供給のニーズはないので、カバーガス圧力の維持のみを行う。二次アルゴンガス系の系統概念を図 4.1.3(1)-93 に示す。

オ 原子炉格納施設概念

図 4.1.3(1)-94 に本プラントの格納バウンダリ概念を示す。

本プラントはタンク型炉であり、一次系が一つのタンク内に集約されているので、格納容器も単純な容器形状を採用することが可能である。従来の格納容器は、一次系を覆う鉄筋コンクリートに内側に鋼製ライナを張った構造であり、その外側にコンファイメントエリアとして、鉄筋コンクリートの障壁を設けていた。本プラントでは、ガードベッセルと上部ドームを格納境界とすることにより、従来格納容器としていたコンクリート部分をコンファイメントエリアにすることができるので、建屋全体としてのコンパクト化が可能となっている。また、実証炉の格納容器設計条件としては、１トンのナトリウムが格納容器内で流出・燃焼することを想定した場合の耐圧性が要求されていたが、ＣＤＡ時の再臨界回避を行うことでこの要求も想定外とすることができる。

格納容器貫通部としては、ガス系等の配管及び機器搬出入用ハッチがあり、前者は隔離弁、後者は二重Ｏリングにより気密性を確保する。二次主冷却系及び崩壊熱除去系二次系の配管については、二次側を一次側より高圧にし、仮に一次／二次バウンダリが破損しても一次冷却材が二次系に流出しないようにしている。また、破損箇所の圧力が平衡に達し、拡散により一次ナトリウムが二次系に漏れたとしても、二次系は格納容器の内外で閉じた系を構成しており、また二次ナトリウムの液封効果（一次／二次バウンダリ破損箇所が接液して放射性物質の拡散を抑制）により環境に放出される放射性物質は十分許容される程度に抑えられると考えられる。このため、隔離弁を設置していない。

d.燃料取扱設備

建設コスト削減方策として炉外燃料貯蔵槽(ＥＶＳＴ)を削除することを前提とし主要設備の基本構成を具体化した。具体化の際にはツインプラント化による燃料取扱設備の共用化・利用性も考慮した。

図 4.1.3(1)-95 に原子炉建屋内の燃料取扱・貯蔵設備配置概念を示した。

なお、使用済燃料表面のナトリウムの洗浄はアルゴンガスによる中温ガス洗浄を採用することとした。

主要設備概念を以下に示す。

ア 燃料交換槽

図 4.1.3(1)-96 に燃料交換槽の基本構造概念を示す。

燃料交換槽は、ナトリウム容器、ナトリウム容器内で使用済燃料及び新燃料の入ったそれぞれのナトリウムポットを受け入れる回転バスケット、回転バスケットの駆動機構、使用済燃料をガス洗浄するための洗浄塔、ナトリウム冷却系、予熱系、ナトリウム純化系、ナトリウム充填・ドレン系、アルゴンガス系及び使用済燃料洗浄時のアルゴンガス床循環系（洗浄時に燃料出入機の直接冷却系と結合）から構成する。

イ 使用済燃料貯蔵プール設備

原子炉建屋内の使用済燃料貯蔵プール設備は、基本的には従来設備と同様の構成であり、使用済燃料プール、使用済燃料プール内移送機、水中台車、プール冷却浄化系から構成される。使用済燃料貯蔵プールは、貯蔵ラックとライニングで構成され、使用済の裸燃料集合体を貯蔵する。着水時の燃料集合体の温度が高いと、熱衝撃が厳しくなると予想されるので、着水前の冷却は燃料昇降装置内で行う。

プール内移送機は、プール上方に設置し、燃料集合体を水中に浸したまま、水中台車と貯蔵ラックとの間を移送させる。プール冷却浄化系は、冷却系、浄化系、補給水系から構成され、貯蔵燃料の崩壊熱を二次冷却水、冷却塔を介して、外気に放散するとともに、持ち込まれる不純物をろ過器や脱塩器により除去する。

ウ 新燃料貯蔵設備（貯蔵ラック、アルゴンガス予熱設備）

図 4.1.3(1)-97 に新燃料貯蔵ラックの概要を示す。

新燃料貯蔵設備は、新燃料貯蔵ラックと、収納された燃料集合体を予熱する予熱設備から構成される。貯蔵した全燃料集合体を予熱するために、予熱時には貯蔵ラック設置セル雰囲気をアルゴンガスにて２００℃以上に維持することとし、そのため高温セル内に燃料移送機を設置しなくてすむ方式として、回転ラック方式を採用した。１バッチ分の燃料集合体、制御棒、溶融燃料排出チャンネル合計２３０体分を３基の貯蔵ラックで貯蔵する。ツインプラントでは燃交時期をずらすことでこの３基を共用する。

エ 燃料出入設備

図 4.1.3(1)-98 に燃料出入機の冷却系統の概要を示す。燃料出入設備は、出入機本体と、直接冷却系、間接冷却系、走行台車で構成する。燃料出入機は、ツインプラント化に合わせて、対称配置の同一機器を２基設置し、互いに独立に走行できるようにしておく。さらに、必要な受渡し設備のレイアウトを工夫することで、片方で使用済燃料の原子炉から燃料交換槽へ及び新燃料の燃料交換槽から原子炉への移送を行い、もう片方で燃料交換槽から燃料昇降装置（使用済燃料貯蔵プールの受渡しを行う）への移送を行えるようにする。また、もう一方の原子炉の燃料交換時には、上記役割を逆転させることで、同様の操作が行えるようにする（燃料出入機(A)、(B)にて燃料出入機と使用済燃料移送機の機能を兼用させることとする)。

オ 新燃料移送機

新燃料移送機は、新燃料キャスク取扱装置に設置された新燃料キャスクから新燃料を取り出し、新燃料貯蔵ラックに受け渡す、新燃料貯蔵ラックから受取った新燃料を、燃料交換槽内の空のナトリウムポット中に装荷するもので、移送機本体、走行台車及び走行レールからなる。

e.建屋・配置

本プラントの主要機器配置を、図 4.1.3(1)-99～図 4.1.3(1)-104 に示す。原子炉建屋(NSSS 建屋)及び補助建屋(外周建屋)を併せた建屋容積は 125,000m^3 程度であり、湾曲長円型中間熱交換器採用による原子炉容器径の縮小や、二次系２ループ化を反映して、前年度プラントと較べて 20,000m^3 以上のコンパクト化を図った。また、原子炉建屋外に使用済燃料プール建屋を設けており、建屋容積は 8,000m^3 程度となっている。

なお、以上の数値はいずれも原子炉１基分、即ち、ツインプラントの建屋容積の 1/2 である。

③ 成立性等の検討

a.湾曲長円型IHX

ア 管内一次選定

中間熱交換器の流路構成としては、圧損の制約（胴側を一次とした場合、バッフル板により圧損が大きくなり、一次主循環ポンプ廻りにリークフロー処理弁の設置等の対策が必要)、PRACS との取合い構造、シール構造といった点を考慮し、管内一次とした。

イ ナトリウム・水反応の荷重低減シナリオ

本プラントは、蒸気発生器伝熱管破損対策として、安全保護系相当の音響計（水リーク率 10g/s を 10 秒以内で検出）を設置し、水ブロー時間を 30 秒以内としている。これらの設備対応により、ナトリウム・水反応による圧力荷重の基準となる設計基準の蒸気発生器伝熱管破損の想定本数（ＤＢＬ）を低減できる可能性について検討した。また、蒸気発生器伝熱管１本のギロチン破断を想定した場合のナトリウム・水反応により発生する圧力を解析し、ＩＨＸへの荷重条件を検討した。

検討の結果、音響計を設置することにより、初期の水リーク率が音響計の検知範囲である 10g/s 以上である場合は、破損伝播以前に音響計で検出し安全に事故が収束できる見通しである。また、破損伝播が発生する 0.52g/s～10g/s の初期水リーク率においても、破損伝播による最大水リーク率を約 4000ｇ/ｓ（4kg/s）程度に納めることが可能となる見通しである。これは、伝熱管１本のギロチン破損時の水リーク率（最大 42kg/ｓ，定常 17kg/ｓ）以内に収まっていることから、ＤＢＬとして１本のギロチン破断まで低減できることが期待される。

また、蒸気発生器伝熱管破損時を想定した場合のＩＨＸにおける圧力変化は、初期スパイク圧については定格運転時の圧力よりも約 1.1MPa の上昇に留まり、準定常圧についても、定格運転時の圧力よりも約 0.75MPa の上昇（放出系配管口径を 0.4ｍとした場合）に留まる見通しである。なお、準定常圧については放出系配管の設計により低減も可能である。

ＤＢＬの低減等により、ナトリウム・水反応によるＩＨＸへの圧力荷重は、定格運転状態＋1.1MPa に設定する。

ウ 胴部耐圧性の検討

1) 健全性確保の考え方

管内一次の流路構成の場合には、当然ながら胴側には二次ナトリウムが流れるので、胴には一次側と二次側との圧力差が加わる。円筒胴の場合には、このような圧力荷重は胴に膜応力を生じさせるのみで、曲げ応力は生じさせないので特に問題になることは考えにくいが、円筒以外の胴の場合には、圧力荷重は曲げ応力も生じさせるので、強度確保にこの曲げ応力への配慮が必要である。曲げ応力を低減するために、管束の支持及び整流のために管束部に設置するバッフル板を、胴の補強として用いることとした。

2) 胴部応力検討結果

中間熱交換器胴部の耐圧性検討結果を図 4.1.3(1)-105 に示す。

中間熱交換器外胴を、平板とみなして圧力荷重に対する発生応力を求める。具体的には、バッフル板相互間の領域を、長辺完全拘束、短辺単純支持の長方形板とみなして、均一分布荷重に対する曲げ応力を算定した。鋼材のヤング率は、Mod.9Cr-1Mo 鋼の値を用いた。応力算定式は次の通りである。

$$\sigma = \beta \frac{p a^2}{h^2}$$

σ ; 応力　β ; 係数　p ; 圧力　a ; 短辺長さ（バッフル板ピッチに相当）　h ; 板厚　（機械工学便覧 A4-60 頁より）

中間熱交換器外胴に加わる圧力荷重は、まず、出力運転時の一次側と二次側の差圧として 0.3MPa 程度見込む。ナトリウム-水反応時の圧力荷重は、前述のように 1.1MPa 程度である。

出力運転時(運転状態Ⅰ)の許容応力は、膜+曲げ応力に対して 1.5Ｓm(Ｓm は設計応力強さ)であるので、余裕をみてＳm を許容応力の目安とする。また、ナトリウム-水反応時(運転状態Ⅲ)の許容応力は、膜+曲げ応力に対して 1.8Ｓm(Ｓm は設計応力強さ)であるので、余裕をみて 1.2Ｓm を許容応力の目安とする。なお、これらの許容応力設定においても境界の長辺部は弾性範囲にあり、完全拘束の条件を確保できる。

外胴に生ずる曲げ応力は、バッフル板ピッチの増加とともに増加する。設計応力強さ(Ｓm)は Mod.9Cr-1Mo 鋼の 1.5 倍の値を用いると、550℃の場合には 174MPa 程度であり（HCM12A 鋼では 150MPa 程度)、外胴板厚 25mm の場合、バッフル板ピッチを 430mm 程度と設定すれば健全性が確保される見込みである。管板間長さが 4,300mm であるので、バッフル板 9 枚を 430mm ピッチで設置することとする。

3) バッフル板の応力検討結果

バッフル板の応力検討結果を図 4.1.3(1)-106 に示す。

上述のように、胴部の耐圧性はバッフル板で確保するので、次にバッフル板自身の健全性を検討する。胴部に加わる圧力荷重は、バッフル板に面内

荷重として作用するので、バッフル板を平板とみなして、面内応力を求める。

応力算定は、まずバッフル板の開孔(伝熱管孔)を無視して単純に平均応力を求め、次いでDDSの管板設計法に準じて、次の計算式を用いた。

$$\sigma = Kh\frac{P}{h}\sigma ave$$

σ；リガメント部応力　σave；平均応力　Kh；係数(≒1)　P；孔ピッチ　h；リガメント幅

設定したバッフル板ピッチ 430mm に対して、バッフル板の板厚をパラメータとして応力を求めると、当然ながら板厚の増加とともに応力が低減する。胴部耐圧性検討時と同じ許容応力目安を用いると、バッフル板板厚 15mm 程度で健全性が確保される見込みである。

4) バッフル板廻りの構造概念

バッフル板廻りの構造概念を図 4.1.3(1)-107 に示す。

バッフル板は、中間熱交換器の管板間に 9 段等間隔で配置することとし、組立て手順を考慮して、円周方向４分割とし、胴部に設けたフランジに下方から取り付ける。それぞれのバッフル板は、伝熱管サポートも兼ねること、及び、胴側の流路を確保することを考慮し、伝熱管孔廻りに開孔を設ける。

エ 伝熱管座屈等に関する検討

ＩＨＸ管束部は約 15,000 本の伝熱管で 1 次側と２次側の熱交換を行うことにしている。管束部のナトリウムは断面内で均一な流れとなることが望ましいが，1 次ナトリウムは外胴側から出入し，２次ナトリウムは中心側で出入することから，管束部のナトリウム温度は分布を持つことになる。ここでは、管束部のナトリウム温度分布による影響を評価する部位として以下について検討した。

①伝熱管温度が平均値に対して高温側となる場合の伝熱管座屈許容温度差

②伝熱管温度が平均値に対して高温側となる場合の管板への影響

1) 伝熱管座屈

もんじゅＩＨＸ伝熱管の座屈許容温度差から本プラントの許容温度差を設定した。もんじゅの伝熱管はオーステナイト鋼であるが、ここでは高Ｃｒ鋼を採用することから降伏応力が大きくなる。高Ｃｒ鋼においても塑性座屈となるかは厳密にはいえないが、本検討ではもんじゅと同様に塑性座屈すると考えて、オイラー座屈式を適用して検討する。

a) オイラーの座屈応力検討

オイラーの座屈応力は、σk＝476 N/mm2 となる。

E＝166000 N/mm2、550℃

伝熱管寸法：φ21.7、1.0t、スパン 430mm、材質：高 Cr 鋼

b) 弾塑性座屈応力・温度差の検討

本プラントともんじゅのオイラーの座屈応力を比較すると、ヤング率、スパ ン及び熱膨張係数（1.5 倍）の違いにより、4.6 倍大きいことが分かる。

σk(本プラント)／σk(もんじゅ)＝476／153×1.5＝4.6

c) 伝熱管座屈許容温度差

もんじゅに比べて座屈温度限界は 4.6 倍程度向上することが期待されるが、過渡時の伝熱管温度差は PRACS 起動時の自然循環体系では定常状態よりも大きくなることが懸念されることを踏まえ、定常状態に対する許容値は２倍程度とすると、温度差にして４０℃程度である。

2) 伝熱管熱膨張反力の管板への影響

伝熱管温度が平均値に対して高温側となる場合には熱膨張反力が管板に負荷して曲げ応力が発生するため伝熱管温度の許容温度を検討した。

検討においては、以下をパラメータとした。

①伝熱管温度が平均値に対して高温側となる温度

②高温側となる温度領域（面積比）

a) 検討内容

伝熱管温度分布のイメージを図 4.1.3(1)-108 のａに示す。平均温度に対して高温側と低温側の領域を考える。モデル化では図 4.1.3(1)-108 のｂに示すようにステップ状の温度分布を仮定した。計算では管板周長約８ｍの円板をモデル化し、厳しめに円板に対する周辺単純支持に等分布荷重を負荷した場合（分布荷重ｑ）と同心円内に等分布荷重を負荷した場合（分布荷重ｐ）の応力算出式を組合せて行った。計算モデルを図 4.1.3(1)-108 のｃに示す。

管板の応力評価点は曲げ応力が最大となる温度分布変化点とした。

リガメント部（多孔部）には熱過渡による応力に、さらに伝熱管温度分布による曲げ応力が加算される。実証炉設計のリガメント部評価結果を参考にすると、最大応力強さ Sn は１次ポンプ軸固着－低温停止の組合せで 111MPa である。健全性を確保するための応力の目安として FCR12 鋼の 3Sm=525MPa を用いることにすると、伝熱管温度差算出時の許容応力は 3Sm から 111MPa を差し引いてさらに余裕をみて 300MPa とする。一方、HCM12A の場合には 3Sm=396MPa から 111MPa を差し引いて 285MPa となる。

計算では、伝熱管の高温領域・低温領域の熱膨張反力を分布荷重として負荷して、応力が許容値に一致する伝熱管温度差を求めた。

計算結果を図 4.1.3(1)-108 のｄに示す。管板に発生する応力が許容応力に一致する伝熱管温度差（高温側温度差＋低温側温度差）は、高温領域が 20%と小さい場合約 140℃、60%で約 30℃と最小を示し、さらに高温領域が大きくなると高くなる。

b) 管板が健全性を確保するための伝熱管許容温度差

伝熱管温度差は高温領域が 60%で最小であり、その条件が管板にとっては最も厳しいことから、伝熱管許容温度差は 30℃程度である。なお、熱流動解析によって伝熱管温度差は 30℃以下となることを確認しており管板が健全性を確保できる見通しである。

また、HCM12A の場合には伝熱管温度差は高温領域が 60%で最小であり、その条件が管板にとっては最も厳しめであることから、伝熱管許容温度差は 28℃程度である。

オ 管板等耐熱性に関する検討

PRACS 採用に伴う懸案は、PRACS 起動時の熱過渡が IHX 上部管板に直接作用することを踏まえた構造健全性の確保であり、この熱過渡は、通常の時刻歴温度変化と、冷却材温度ムラとが挙げられる。

1) 時刻歴温度変化

a) 温度変化

PRACS 起動時の時刻歴温度変化については、現状詳細な熱過渡線図はないが、PRACS の除熱容量・流量から推定すると図 4.1.3(1)-109 の(a)に示す温度変化となる。水系故障時に PRACS が起動する場合の代表事象は外部電源喪失であり、過渡後 200 秒程度で PRACS の除熱により温度が低下する。PRACS 起動時の IHX 上部管板の温度低下は以下のように求めた。

PRACS の除熱容量：18.5MWt/ループ＝74MWt

PRACS 運転時流量：15%流量　＝2800kg/s

定格時(3660MWt/155℃＝18660kg/s)

熱輸送式　Q＝Cp・W・dT → dT＝Q／(Cp・W)

PRACS 起動時の温度低下は約 21℃となる。

b) 健全性検討

IHX 上部管板の熱応力は過渡時の急激な温度変化による温度追従遅れに支配される。PRACS 起動時の温度勾配は 0.4℃/s 程度であり、実証炉設計の手動トリップの温度勾配と同じであることから、PRACS 起動時の熱応力は図 4.1.3(1)-109 の(b)に示す実証炉設計の手動トリップと同程度と考えると、124MPa 程度であり有意な応力ではない。これより、PRACS 起動時の時刻歴温度変化に対して IHX 上部管板の構造成立性が確保される見込みである。

2) 冷却材温度ムラ

PRACS 起動時の温度ムラについては、基本的には RACS コイルの均一配置及び必要に応じて整流構造を設置することを考えている。

管板や胴部に面内の温度差が生じるものとして、許容温度差を算定した。円板の中心熱点による熱応力の算出式を用いると応力強さは、以下となる。

応力強さ＝E・α・ΔT＝174000×1.2E-5×100℃＝210MPa

PRACS が起動する場合（代表事象は外部電源喪失)、管板や胴部には熱過

渡による応力 124MPa に、さらに温度ムラによる応力が加算されるため、余裕をみて温度ムラで発生する応力を 100MPa 以下に抑えると 50℃程度となる。この程度であれば設計対応可能であると考える。

カ 流量配分特性に関する検討

湾曲長円型 IHX の定常運転時の流量配分に着目し、伝熱管座屈の観点から流量配分が適正に行われるかどうかを熱流動解析により評価した。解析の結果、前述のように二次側（胴側）に設置したバッフル板の効果で十分整流がなされ、伝熱管温度偏差は 20℃程度に抑えることができ、伝熱管座屈の観点からの健全性及び管板の健全性は確保できる見通しである。

1) 解析条件

図 4.1.3(1)-110 に IHX の一次側（管側）の流量配分を計算するための解析モデルを示す。解析ではまず、この一次側の解析モデルを用いて、管内の流量配分を求める。次にその結果を境界条件として、二次側の流動と温度分布を評価する。 解析は多次元熱流動解析コード「THERVIS-Ⅲ」を用いて実施した。

2) 解析結果

a) 一次側流量配分解析結果

図 4.1.3(1)-111 及び図 4.1.3(1)-112 に一次側の流量配分計算結果を示す。

一次側の流量配分解析結果から炉心側の窓から上部プレナム内流入した流れは、そのまま直進し反対側の壁近傍まで達し、その後伝熱管に向かう下降流となっている。上部プレナムから伝熱管に入る領域である程度流れが均一化され伝熱管に流入する。伝熱管部では、流れはそのまま下降し下部プレナムに流出する。下部プレナム内においては出口ノズルが中央にあるためノズル出口に向かって流れている。

伝熱管内の流速分布の傾向は、径方向位置では炉心側の伝熱管の流速が遅く反対側の流速が早くなっている。また、周方向位置では、中心に近い出口ノズル側の流速が早く外側の流速が遅くなっている。

b) 二次側温度分布解析結果

解析結果を図 4.1.3(1)-113～図 4.1.3(1)-115 に示す。

本結果から多孔板 9 枚を流路全面に設定することにより胴側の流れは、胴下方から上方に向かう均一な流れとなる。この条件での伝熱管の温度偏差は約 20℃となり、大幅な温度偏差拡大にはなっていない。但し、胴側の圧力損失は、流路に多孔板を設置したことにより約 1.3×10^5Pa から約 1.8×10^5Pa と増加した。

キ 原子炉容器内熱流動設計に関する検討

本プラントは、経済性向上のために炉容器を小型化させており、炉内の流動は先行炉や実証炉設計に比べると高速化される傾向にある。炉内流動高速化の影響としては、流力振動やガス巻込みが考えられる。流力振動が懸念される部位としては、小口径の計装（炉内液位計、温度計等）が考えられるが、基本的にはサポートの補強などで対応が可能である。

一方、ガス巻込みに関しては、実証炉の炉内流動条件でもガス巻き込み防止策が必要であったことから、本プラントにおいても対策が必要になると考える。

本プラントでは、炉心流量が実証炉の約 2.3 倍になっているにも関わらず、上部プレナムの液面断面積及びプレナムインベントリいずれも実証炉の約 1.2 倍程度である。従って、プレナム内流動の整流化は実証炉条件に比べてかなりの困難さを伴うことが予想される。

流れの整流化のために何らかの付加的な設備は必須となる。実証炉 R&D の経験を踏まえると本プラントでは、リングプレートのように一部で開口（リングと UIS との間の開口）を持たせた方策ではガス巻込み防止は困難であり、デイッププレートのように液面の全部を覆う以外手立てはないと考えられる。IHX の入口位置が液面に比較的近いレベルにあるため、液面に近いレベルでデイッププレートを設置することが求められる。また、本プラントの炉心では GEM を採用しているため、起動時（低温時）の液位が低い条件で炉心流量を定格近くまで持っていく運用が求められる。このためデイッププレートのレベルは Fsl よりも下に位置させる必要がある。

プレートの設置により整流化を図ったとしても、機器貫通部での隙間や、燃取設備との干渉部などの隙間の大きさによっては、隙間を介した流れで局所的な液面の突き上げが生じガス巻込みが起こる可能性があるため、これらの隙間対策が課題となる。

ク 二次主配管の構造健全性

1) 二次主配管構造

図 4.1.3(1)-116 に二次主配管構造を示す。原子炉容器内設置の中間熱交換器（以下，ＩＨＸと略す）と蒸気発生器（以下，ＳＧと略す）を接続する二次系配管はトップエントリ構造であり，外径 1,422mm（56B）のホットレグ配管（以下，Ｈ／Ｌ配管と略す）及びコールドレグ配管（以下，Ｃ／Ｌ配管と略す）から構成される。二次主配管の材質は高Ｃｒ鋼（FCR12，Sm 値は改良 9Cr 鋼の 1.5 倍）とする。

なお，水平配管の熱膨張変位はエルボ及び鉛直配管で，鉛直配管の熱膨張変位はエルボ及び水平直配管で吸収する。

2) 応力の評価事象

配管の熱応力は過渡時の急激な温度変化（温度勾配）によるものと，過渡

時の最高温度による熱膨張応力である。本検討では，C／L配管，H／L配管について，実証炉設計研究で温度勾配及び最高温度が最も大きい事象を選定する。

C／L配管：外部電源喪失（最高温度 550℃）
C／L配管：外部電源喪失（温度勾配 3℃/s）
H／L配管：手動トリップ（最高温度 550℃）
H／L配管：1 次ポンプ軸固着時（温度勾配 3℃/s）

3) 解析結果

二次主配管の熱膨張応力に対する健全性評価モデルの考え方を図 4.1.3(1)-117 に、熱膨張応力算出結果を図 4.1.3(1)-118～図 4.1.3(1)-120 に示す。

図 4.1.3(1)-118 はC／L配管の過渡時水平方向変位と曲げ応力と熱過渡応力を示す。鉛直管ＳＧ側下端には，曲げ応力 334 MPa と熱過渡応力 49 MPa を足し合わせて，383 MPa の応力が発生し許容値の目安（3Sm=522MPa）を満足する。一方、鉛直管ＩＨＸ側，ＩＨＸエルボ，ＳＧエルボの各曲げ応力に熱過渡応力を足しあわせても許容値（3Sm=522MPa）以下である。

図 4.1.3(1)-119 はH／L配管の手動トリップ時の水平方向変位と曲げ応力と熱過渡応力を示す。分配管上端には，曲げ応力 363 MPa と熱過渡応力 18 MPa を足し合わせて，381 MPa の応力が発生し許容値の目安（3Sm=522MPa）を満足する。支持管では各曲げ応力に熱過渡応力を足しあわせても許容値（3Sm=522MPa）以下であり、図 4.1.3(1)-120 はH／L配管の 1 次ポンプ軸固着時の水平方向変位と曲げ応力と熱過渡応力を示す。分配管上端には，曲げ応力 342 MPa と熱過渡応力 69 MPa を足し合わせて，411 MPa の応力が発生し許容値の目安（3Sm=522MPa）を満足する。支持管では各曲げ応力に熱過渡応力を足しあわせても許容値（3Sm=522MPa）以下である。

以上の結果から二次主配管構造の健全性の見通しを得た。

b.高Cr鋼FCR12のSG伝熱管への適用性について

ア FCR12 鋼の開発経緯

本鋼は火力を対象として開発された材料で、火力での使用実績は多い。火力での製品は大型部材であり、鍛造にて製造されたものであるが、開発には板材を用いており、２０ｍｍ以上の板材及び鍛造材に対する加工性、鍛錬性、圧延性には実績があり問題ないものと考える。

一方、本鋼種を対象としている火力部材では、管状部材を必要としていないため、管の製作実績は無い。

イ 伝熱管の製造可能範囲（組成と実績）

従来の高温で使用される構造部材としての管製造実績としては、ステンレス鋼では肉厚 1mm（もんじゅ、実証炉 R&D）以上、Cr-Mo 系ﾌｪﾗｲﾄ鋼では肉厚 3.5mm（実証炉 R&D）以上である。一方、現状技術レベルとしての材料メーカの机上検討による見解では、Cr-Mo 系ﾌｪﾗｲﾄ鋼では肉厚 2.0ｍｍ以上まで

は JIS 公差の範囲で問題無く製造可能（但し、最終的には確認は必要）との非公式回答を得ている。

現在の実用化設計における SG 伝熱管の形状寸法は外形 31.8φ、肉厚 2.5t であり、Cr-Mo フェライト系鋼である FCR12 鋼の SG 伝熱管の製作は技術的に問題無いものと考えている。

ウ 溶接性

FCR12 の適用実績がある火力では、溶接継手は採用しておらず、溶接継手の強度データは未だ取得されていない。しかし、火力でも同成分系材料の補修溶接は実績があり、FCR12 の溶接性そのものは問題ないものと考えるが、溶接性及び溶接部強度についての考え方を以下に示す。

1) 母材に関する溶接性

母材として最も溶接の影響を受けるのが熱影響部である。高炭素や合金元素の多い鋼では、溶接後、急冷されることによって熱影響部の延性が低下するとともに、溶接金属から拡散する水素の影響で脆化し、これに継手の拘束力等が加わって、割れの発生原因となる。割れの発生に最も深く関わるのは「硬さ」である。熱影響部の最高硬さには炭素（C）が最も影響するが、他に Mn,Si,Ni,Cr,Mo 等も影響する。これらの影響度の指標として炭素当量（Ceq）が用いられる。

$$Ceq = C + 1/6Mn + 1/24Si + 1/40Ni + 1/5Cr + 1/4Mo + 1/14V \quad (\%)$$

FCR12 と同じ成分系であり、溶接継手製作の実績がある HCM12A の Ceq は４％程度である。一方、FCR12 は炭素が HCM12 よりやや高いものの（0.10% と 0.12%）の Ceq は３％程度であり、熱影響部の最高硬さは HCM12A と同等以下であると考えられ、母材の溶接性の点では問題無い。

2) 溶接材料に関する溶接性と強度

溶接時の耐割れ性及び溶接継手強度は溶接条件にも影響されるが、特に溶接金属の特性に支配される。従って、適切な溶接金属を得る溶接材料の成分設計が重要となる。

FCR12 用溶接金属の成分設計は下記の考え方で行う。

a) 耐溶接割れ性

イ）耐低温割れ性　：　C≦0.12%

ロ）耐高温割れ性　：　低 P，低 S

b)継手強度の確保　：　Nb，V、Mo　の母材並の添加

c)靭性の確保　：　δフェライトの抑制　←　Cr 当量の制限

$$Creq = Cr + 6Si + 4Mo + 1.5W + 11V + 5Nb + 12Al - 40C - 30N - 4Ni - 2Mn - Cu \quad (\%)$$

なお、HCM12A 母材では Creq＝10 程度、溶接金属では Creq＝6 程度である。　FCR12 母材では Creq＝８~11 位であり、Creq≦７％を満足する溶接金属（溶接材料）の設計は問題無く可能と考えられる。

参考　HCM12A 溶接継手のクリープ強度及び溶接継手の衝撃靭性
（出典：住友金属、Vol.47　No. 4 （1995））.

④　評価結果

本プラントの経済性、構造健全性、安全性、製作健全性及び運転保守補修性に関する評価結果を示す。

a. 経済性

ア 原子炉構造及び冷却系の物量

原子炉構造、1次冷却系及び２次冷却系の物量は以下のとおりである。

1)原子炉構造；約1285t、

2)1次冷却系；約555t、

3)2次冷却系；約930t、

4)合計；約2770t

なお、原子炉容器の寸法は$^{\phi}$13.3m_^{H}17.4m　(t25mm)である。

イ 建屋容積

原子炉建屋（ツイン）の容積は、補助建物、屋外燃料貯蔵建屋含め約26万m^3である。

ウ 建設工期

本プラントの建設工期はベースマット打設開始から営業運転開始まで49.5か月程度と見込まれる。全体工程を図4.1.3(1)-121に示す。クリティカル工程は次の通りである。

・基礎工事　＝　5.0か月
・NSSS建屋(オペフロまで)　＝18.0か月
・原子炉構造据付等　＝15.0か月(上記18か月の内数)
・NSSS建屋(オペフロ上方)　＝　3.5か月
・炉上部機器据付等　＝　6.0か月
・試験　＝17.0か月
・合計　＝49.5か月

なお、以上の検討は原子炉１基分に関するものである。原子炉２基の場合でも、建設機材や運開時期の制約がなければ、並行して同様の建設工程が想定される。

エ 建設単価

ループ数の削減、湾曲長円型ＩＨＸの採用等により、建設単価を目標の20万円/kWeを達成可能な見通しである。

オ プラント稼働率

本プラントの定検工程を図4.1.3(1)-122及び図4.1.3(1)-123に示す。作業時間は基本的に点検8hr/dとするが、クリティカルパスとなる工程（CRD作動試験、一次主循環ポンプ点検及び燃料交換）は定検工程短縮化のため24時間体制で行うこととする。燃料交換に関しては、一定検で交換する集合体数は約

230体である。EVSTを削除した場合の燃料取扱インターバルは47分/体であることから、本プラントでは交換期間を約7.5日と設定した。

以上から標準定検工程は45日で、比較的点検周期が長く（１回／４定検)、長い期間を要する点検として回転プラグ分解点検（約 10 日）があり、本点検実施の場合には定検工程は54日程度となる見通しである

本プラント運転サイクル長さは21ヶ月なので、プラント運転稼働率は93%程度となり、目標である90%以上を確保できる見通しである。

b. 安全性

ア 原子炉停止系

独立２系統の急速炉停止系を有し、内１系統には受動安全システムとしてSASSを設置する。加えて、受動的安全性向上方策として炉内GEM（浮上吸収体付排出チャンネル）を設置する。なお、上部ナトリウムプレナムを設置することにより炉心のボイド反応度を６＄以下に制限している。

イ 崩壊熱除去系

二次主冷却系に期待しないで崩壊熱除去系及び一次系のみで安全機能が達成できる設計とすることにより、二次主冷却系を完全に非安全系とする。これにより、機器配置自由度向上，つまりＳＧ/ＩＨＸ高低差が不要となり、配置のコンパクト化が可能となる。また、炉心冷却にとって自然循環能力の高い完全浸漬型の PRACS システムを採用し、崩壊熱除去系の信頼性向上を図っている。

ウ 格納系

原子炉システムとして、タンク型炉の採用により、格納容器バウンダリを原子炉廻りに限定することが可能となったことから、ガードベッセルに上部ドーム方式格納容器を採用する。また、炉心損傷後の即発臨界超過の防止、再臨界回避を達成できるプラントとすることにより、格納容器、コンファインメントの非耐圧化、コンパクト化を図る。この結果、原子炉建屋のコンパクト化並びに空調関連システム等のサポート系の簡素化が可能となる。非機構論的（アプリオリ）な立地評価のソースターム設定を考慮し、原子炉冷却材バウンンダリ及びカバーガスバウンダリの周囲に格納容器を設ける。さらに、格納容器の配管貫通部にはコンファインメントを設置し、非常用ガス処理系（よう素フィルタ等含む）を設置する。

エ 再臨界回避

本プラントでは、下記のような再臨界回避方策を採用している。

a）起因過程

起因過程では、冷却材の急激なボイド化による即発臨界超過の可能性を排除する必要がある。本プラントでは、下記の受動的な安全機能を付加することにより起因過程での即発臨界超過を排除する。

・炉内 GEM の設置－事象の進展(沸騰による反応度挿入率)を緩和

・上部ナトリウムプレナムの設置－炉心の実効的ボイド反応度を即発臨界超過の目安である６＄以内に抑制

b) 遷移過程

本プラントでは、損傷領域の拡大を集合体内にとどめることを目的として、集合体内部に設置した溶融燃料排出経路（下部ブランケットの一部を削除）を通して溶融した燃料を炉心体系外（原子炉容器下部：上部高圧プレナム）に排出する。

ただし、炉心性能向上のための薄肉ラッパ管の採用により、炉心下部に大規模プールが形成されるポテンシャルが考えられるため、大規模プールを分離する構造を採用することにより、再臨界に至らない“再臨界防止構造”を設置する。また、炉心下部で形成される溶融燃料プールを炉心体系外（原始容器下部：上部高圧プレナム）に排出する溶融燃料排出チャンネルを設置する。

c) 炉心損傷後の燃料デブリ冷却

原子炉容器下部に排出された溶融燃料を単相クエンチし、燃料を分散して未臨界に到達した後、長期にわたる燃料デブリベット安定冷却を行う。

原子炉容器下部（高圧プレナム）は全炉心（発熱部）が溶融して流入しても単相クエンチ可能なナトリウムインベントリを確保する。また、燃料デブリベットを保持するプレナム底板面積の拡大と上部高圧プレナムおよび下部高圧プレナムで分配するための排出管を設置し、デブリベットの高さを制限する。また、完全浸漬型 PRACS の採用により、残留熱の除去と溶融燃料の冷却流量を確保する。

以上の設備対応により、炉心損傷発生確率は実証炉よりも小さいと判断され、炉心損傷発生確率は目標値である 10^{-6}/炉年以下を満足する見通しである。

c. 構造健全性（含耐震性）

構造設計の前提条件として、冷却系に高強度・高伝導率の12Cr系鋼の採用及び３次元免震を採用し、本プラント概念を成立させている。

原子炉容器については、容器内に湾曲長円型のＩＨＸ２基と１次系主循環ポンプ３基等が配置され非対称配置となっている。このため容器内熱流動、温度分布等については詳細な検討を必要とするが、原子炉容器径の短縮化は図られている。炉内構造物として、ガス巻き込みを防止する観点からディッププレートを設置している。このディッププレート、ＵＩＳ等に対する熱応力についても炉内非対称配置の観点から検討が必要である。

冷却系では、湾曲長円型ＩＨＸの外胴に加わる圧力荷重に対する強度が心配されるが、蒸気発生器伝熱管破損想定本数の低減と、バッフル板９枚を430mmピッチで配置することにより、健全性が確保される見通しを得ている。

２次主循環ポンプ（電磁ポンプ）とＳＧとを合体させているが、大容量電磁ポンプの開発は必要であるが成立性に関しては問題ないと考える。また、２次系主配管の熱膨張応力および熱過渡応力に対しては、解析により構造健全性を確保する見通しを得た。

格納施設に関しては、構造健全性上問題となりそうな部位はない。

d. 製作・建設性

冷却系機器には高Cr系の高強度新材料を適用しているが、火力での開発成果・製造実績から技術的には問題ないと考えるが、伝熱管薄肉の製作性等については検討する必要がある。

湾曲長円型ＩＨＸについては、バッフル板の固定等製作性について詳細に検討する必要がある。

原子炉容器、炉内構造物等の組立て、輸送及び据付けについては問題となる構造物はなく、現地試験性等についても問題はない。

e. 運転・保守補修性

ア 運転性

基本的に実証炉設計研究での考え方を踏襲しており、特殊な運転操作は必要ない。ただ、炉容器液面からのカバーガス巻き込み防止の観点から検討する必要がある。また、負荷追従運転についても熱過渡のチェックは必要であるが、運転制御は可能であると考える。

イ ＩＳＩ

本プラントでは、下記のＩＳＩが可能である。

1)冷却材バウンダリの検査（連続監視）
2)カバーガスバウンダリの検査
3)熱交換器伝熱管の検査（ＩＨＸについてはインプレース技術開発が必要）
4)主循環ポンプの検査
5)炉心支持構造物の検査（ポンプ引抜き後）
6)炉容器・ガードベッセルの目視・体積検査
7)制御棒駆動機構の検査

ウ 検出性

本プラントでは下記の異常検出が可能である。

1)冷却材漏洩
2)冷却材漏洩箇所の同定（ＩＨＸはNaドレンが必要）
3)ＳＧ水リーク
4)ＳＧ水リーク個所の同定
5)主循環ポンプの性能低下、絶縁性の低下
6)破損燃料からの遅発中性子の検出

エ 保守・補修性

本プラントでは、下記の保守・補修が可能である。

1) 1次主循環ポンプの補修（遮へい対策は必要)。なお、2次主循環ポンプは電磁ポンプを採用しており、抜本的な補修は想定していない。
2)熱交換器伝熱管の補修（ＩＨＸについてはインプレース技術開発が必要）
3)主冷却系配管の補修
4)部分的な炉内構造物の引抜補修
5)炉心退避
6)炉内構造物の目視検査（Na中透視技術の開発が必要）

オ 機器へのアクセス性

本プラントでは、機器のアクセス性に関して下記が可能である。
1) 2次系エリアの非管理区域化
2)機器に対する必要なアクセスルートの確保
3)機器に対する適切な生体遮蔽設計
4)保守作業量の低減、被爆量低減を図ることができる。

f. 開発課題

本プラントの開発課題は以下の通りである。このうち新概念である湾曲長円型ＩＨＸについては構造健全性、製作性等の面から比較的大きな開発要素を含んでいるものの、技術的な成立性は見込めると考える。

ア 湾曲長円方 IHX の製作性、健全性等の検証
イ 炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み等）の把握
ウ 配管等における不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握
エ 大容量電磁ポンプの開発
オ 構造設計基準の高度化
カ 12Cr 系鋼の開発及び材料強度基準の整備
キ LBB 評価基準の整備及び 12Cr 系鋼への適用性評価
ク 3次元免震装置
ケ 再臨界回避方策（軸方向ブランケット一部削除等）の有効性検証
コ 炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性検証
サ 高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵（EVST 削除）のための要素技術開発
シ Na 中の可視化技術の開発
ス Na 中機器の供用期間中補修技術の開発

表4.1.3(1)-17 プラント基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
2	電気出力（発電端）	１５００MWe
3	熱出力	３６６０MWt
4	ループ数	２ループ（但し、１次系ポンプは３基）
5	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃
6	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃
7	１次系流量	３．３６×１０^{4}t/h/ループ
8	２次系流量	２．７９×１０^{4}t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	４８５℃／１５．４MPa
10	給水温度／流量	２４０℃／２．９７×１０^6 kg/h/基
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント熱効率	約４１％
13	プラント稼動率	９０％以上
14	炉心・燃料	均質炉心、混合酸化物燃料（薄肉／厚肉ラッパ管）
15	遮蔽体外接円径	６４００mm
16	燃焼度	約１５．１万MWd/t（取出平均）
17	増殖比	約１．１３
18	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒４５本）
19	炉心安全性	(1)受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ及び炉内ＧＥＭ設置 (2)再臨界回避方策:ボイド反応度を６＄未満に制限＋上部ナトリウムプレナム付き炉心＋下部軸ブランケット一部削除＋溶融燃料排出チャンネル設置
20	炉心支持方式	下置き方式
21	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
22	炉心上部機構	切込み付ＵＩＳ
23	１次系配管方式	１次系配管なし
24	中間熱交換器	完全浸漬型管内１次方式（湾曲長円型）
25	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
26	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
27	２次主循環ポンプ	電磁ポンプ
28	崩壊熱除去系	ＰＲＡＣＳ４系統
29	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
30	原子炉格納施設	ガードベッセル＋上部ドーム式格納境界
31	プラント運転サイクル	２１ヶ月、４バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（ＩＶＳ及びＥＶＳＴでの減衰なし）
33	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付ＵＩＳ ＋マニプレータ式燃料交換機
34	③炉内/外燃料移送	炉内中継槽＋台車式燃料出入機
35	免震	３次元免震
36	プラント寿命	４０年以上
37	原子炉建屋	原子炉建屋容積約１３万m^3／プラント

表4.1.3(1)-18 燃料集合体仕様

項目			単位	炉心		径方向ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ
				薄肉ﾗｯﾊﾟ管	厚肉ﾗｯﾊﾟ管	(薄肉ﾗｯﾊﾟ管)
被覆管	材料		-	ODS鋼	ODS鋼	ODS鋼
	外径		mm	9.4	9.4	14.2
	内径		mm	8.30	8.30	12.52
	肉厚		mm	0.55	0.55	0.84
ｽﾍﾟｰｻﾜｲﾔ	材料		-	PNC-FMS鋼	PNC-FMS鋼	PNC-FMS鋼
	外径		mm	1.1	1.1	1.1
燃料要素	全長		mm	2735	2735	2735
	ｽﾍﾟｰｻﾜｲﾔ巻付けﾋﾟｯﾁ		mm	200	200	200
	ﾍﾟﾚｯﾄｽﾀｯｸ長	炉心	mm	1000	1000	—
		ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ[上部/下部]	mm	0/450	0/450	1450
	下部ｶﾞｽﾌﾟﾚﾅﾑ長さ		mm	1050	1050	1050
	燃料ｽﾐｱ密度		%	82.0	82.0	82.0
ﾗｯﾊﾟ管	材料		-	PNC-FMS鋼	PNC-FMS鋼	PNC-FMS鋼
	外対面幅		mm	178.5	178.5	178.5
	内対面幅		mm	176.5	158.5	176.5
	肉厚		mm	1.0	10.0	1.0
	中間ﾊﾟｯﾄﾞ部肉厚		mm	4.5	10.5	4.5
集合体	全長		m	4.6	4.6	4.6
	上部ﾅﾄﾘｳﾑﾌﾟﾚﾅﾑ		mm	400	400	400
	燃料ﾋﾟﾝ本数		-	271	217	127
	燃料ﾋﾟﾝﾋﾟｯﾁ		mm	10.57	10.59	15.39
	ﾗｯﾊﾟ管間ｷﾞｬｯﾌﾟ		mm	1.5	1.5	1.5
	中間ﾊﾟｯﾄﾞ間ｷﾞｬｯﾌﾟ		mm	0.5	0.5	0.5
	集合体配列ﾋﾟｯﾁ		mm	180.0	180.0	180.0
	体積比	燃料(実効)	%	52.3 (42.9)	41.8 (34.3)	55.7 (45.7)
		被覆管	%	14.8	11.8	16.0
		ﾗｯﾊﾟ管	%	2.2	20.8	2.2
		ｽﾍﾟｰｻﾜｲﾔ	%	0.9	0.7	0.4
		構造材	%	17.9	33.4	18.6
		冷却材	%	29.9	24.8	25.7
炉心等価直径		炉心領域	m	4.56		
		炉心＋径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ領域	m	5.24		
炉心外接円直径			m	6.49		

表4.1.3(1)-19 主要核特性

項目		平衡サイクル初期	平衡サイクル末期
Pu富化度 (wt%)	内側炉心	16.9	
	外側炉心	20.1	
運転サイクル長さ (ヶ月)		21	
燃料交換バッチ数		4	
取出平均燃焼度 ($\times 10^4$ MWd/t)	炉心	15.1	
	軸方向ブランケット	1.6	
	径方向ブランケット	0.6	
	平均	7.9	
燃焼反応度 (%dk/kk)		1.9	
増殖比	炉心	0.87	0.84
	軸方向ブランケット	0.17	0.18
	径方向ブランケット	0.10	0.10
	合計	1.14	1.11
原子炉倍増時間 (年)		36.3	
最大高速中性子束 (10^{15} n/cm^2・s)		2.6	
最大高速中性子照射量 (10^{23} n/cm^2)		5.6	
最大線出力 (W/cm)	内側炉心	430	427
	外側炉心	415	331
ナトリウムボイド反応度 ($)	炉心部	—	6.0
	炉心＋Naプレナム	—	4.4
ドップラー係数［炉心部］ ($\times 10^{-3}$ Tdk/dT)		-8.0	-7.7

表4.1.3(1)-20 炉心出力分担率

領域	平衡サイクル初期	平衡サイクル末期
炉心	0.94	0.92
軸方向ブランケット	0.04	0.05
径方向ブランケット	0.02	0.02

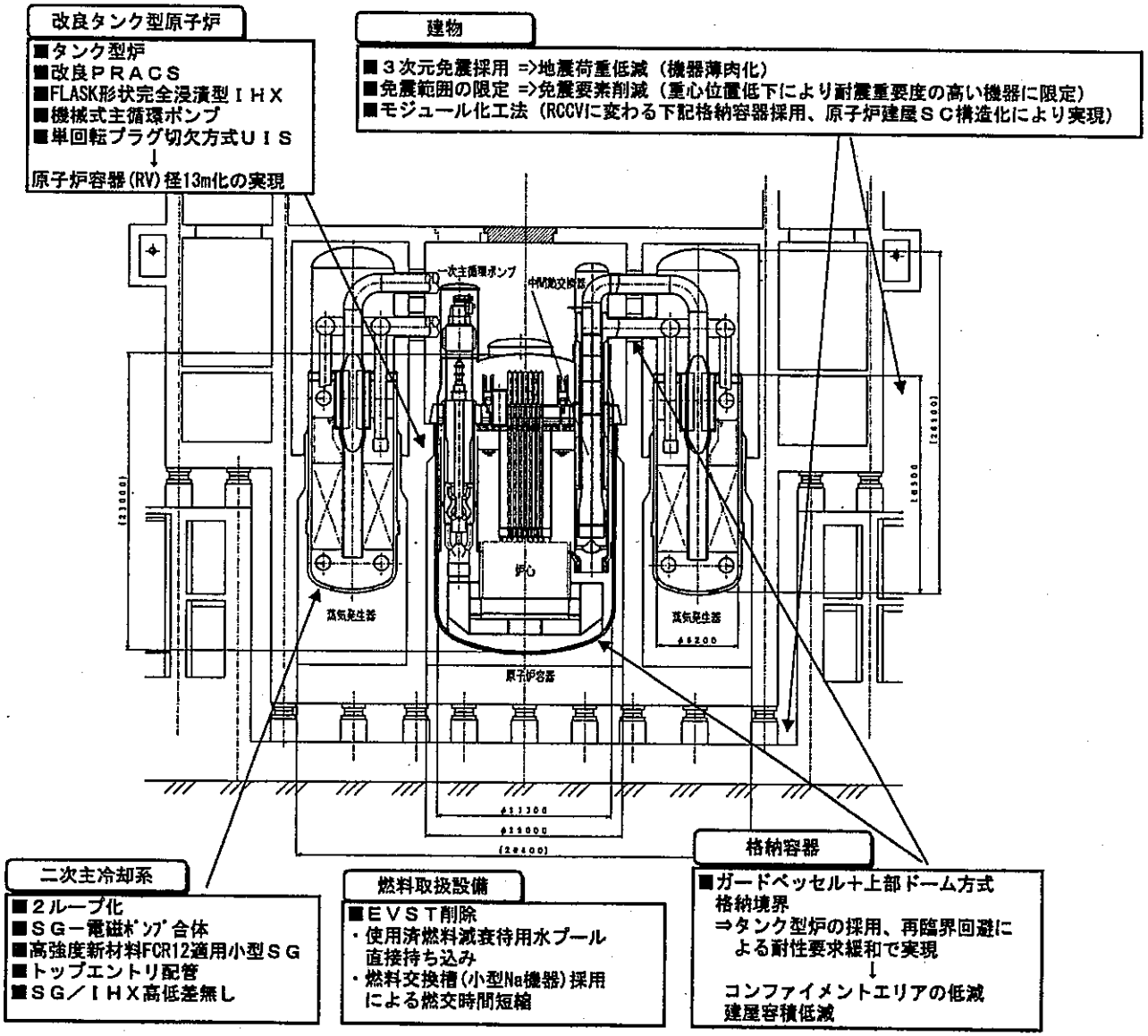
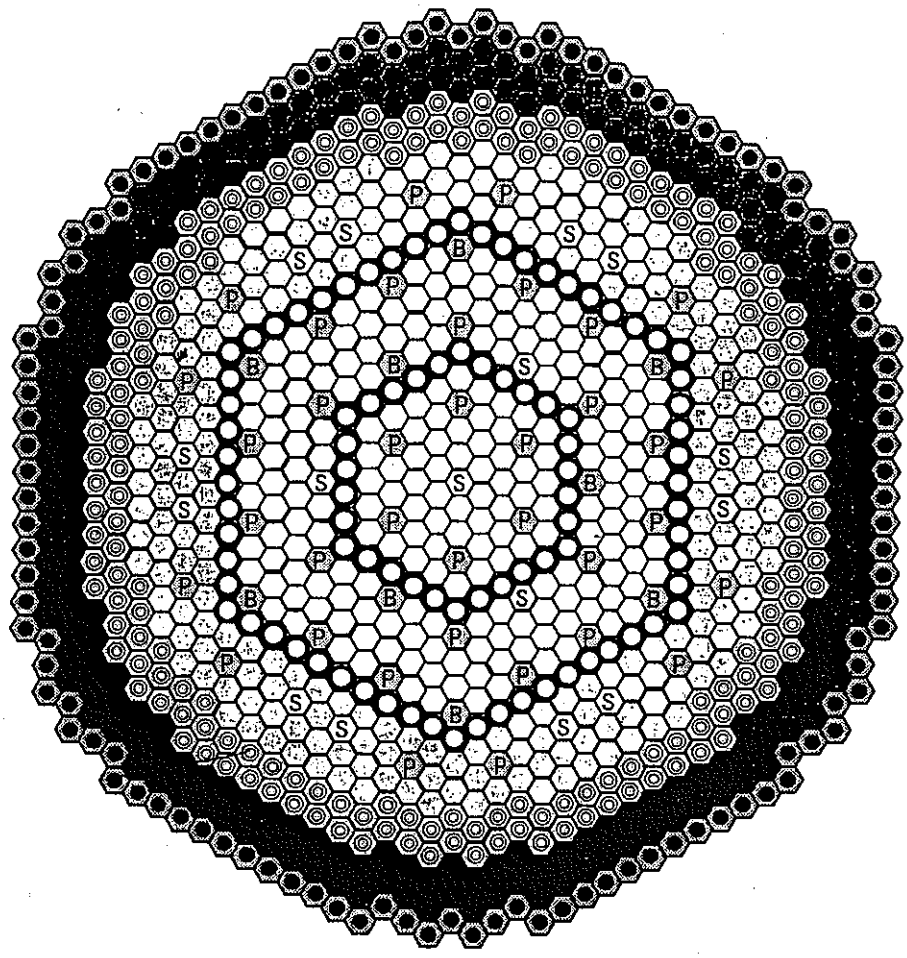


図 4.1.3(1)-81　プラント概念図



⬡	内側炉心燃料集合体（薄肉ﾗｯﾊﾟ管）	204体
⬡	内側炉心燃料集合体（厚肉ﾗｯﾊﾟ管）	90体
	内側炉心燃料集合体（合計）	294体
⬡	外側炉心燃料集合体（薄肉ﾗｯﾊﾟ管）	228体
	炉心燃料集合体（合計）	522体
⬡	ブランケット燃料集合体	186体
Ⓟ	主炉停止系制御棒	36体
Ⓑ	後備炉停止系制御棒	9体
Ⓢ	溶融燃料排出ﾁｬﾝﾈﾙ（CEM兼用）	16体
⬢	ZrH遮蔽体	210体
⬢	B_4C遮蔽体	114体

図 4.1.3(1)-82 炉心配置

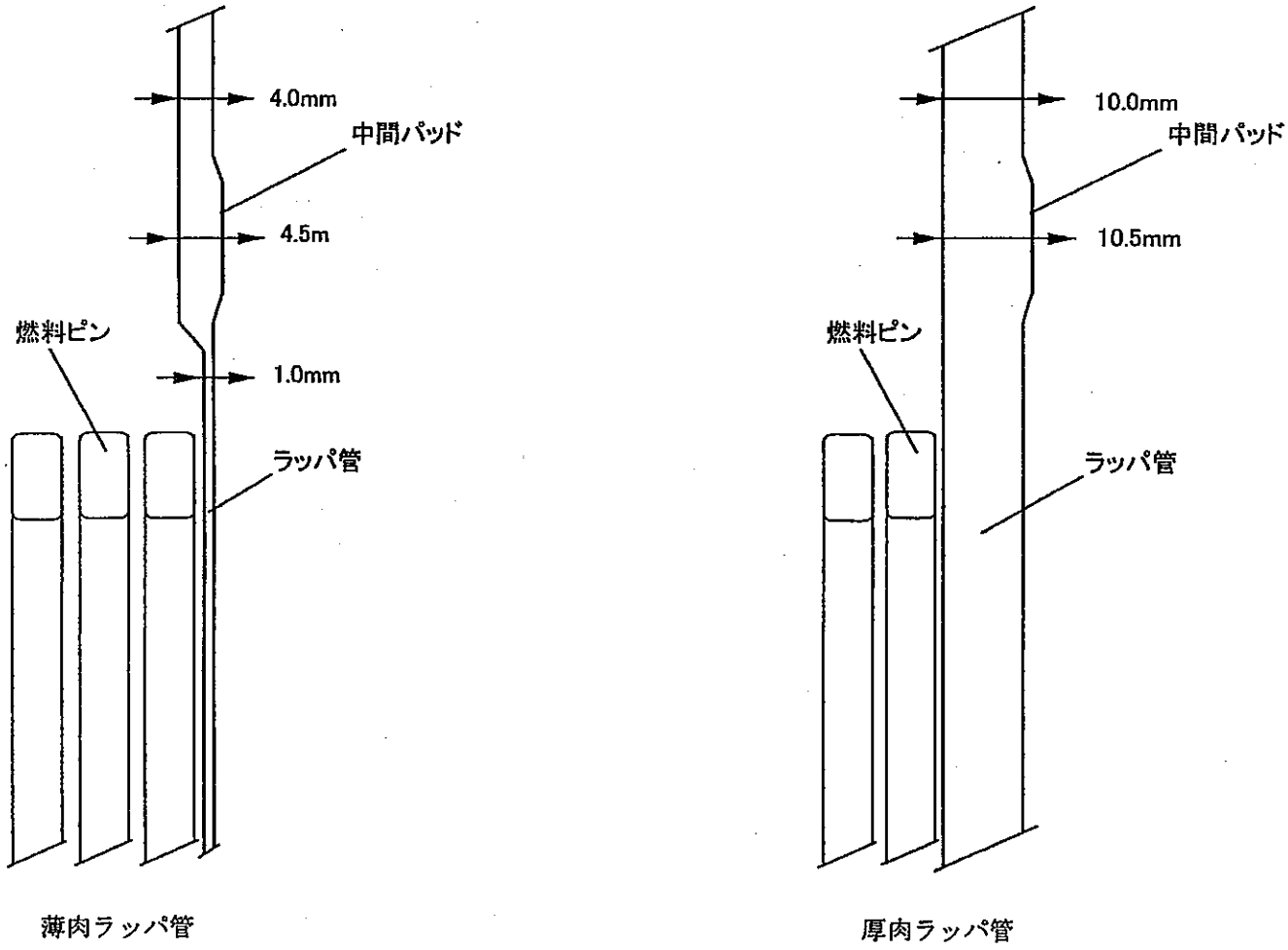
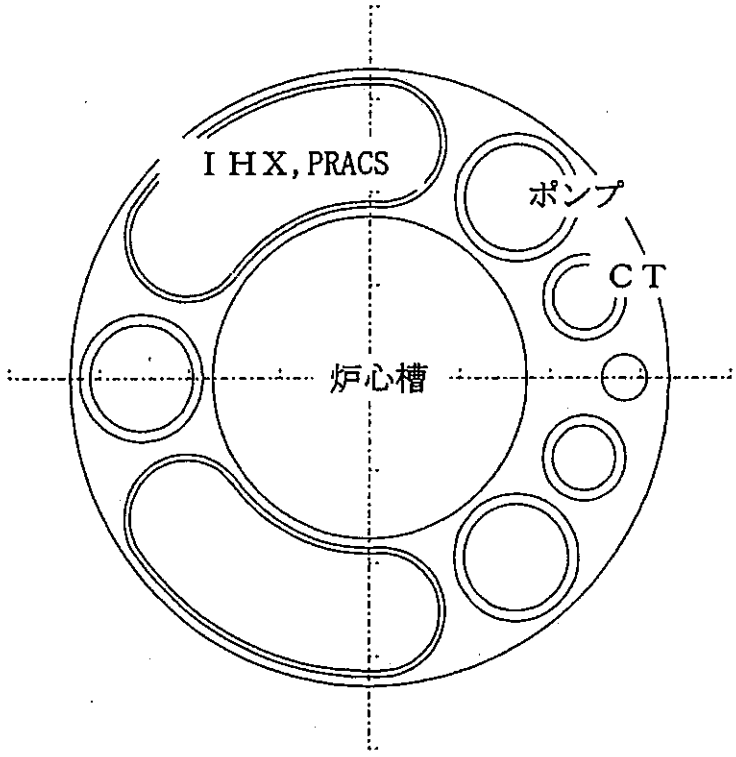


図 4.1.3(1)-83　燃料集合体ラッパ管の概念図

平面配置イメージ

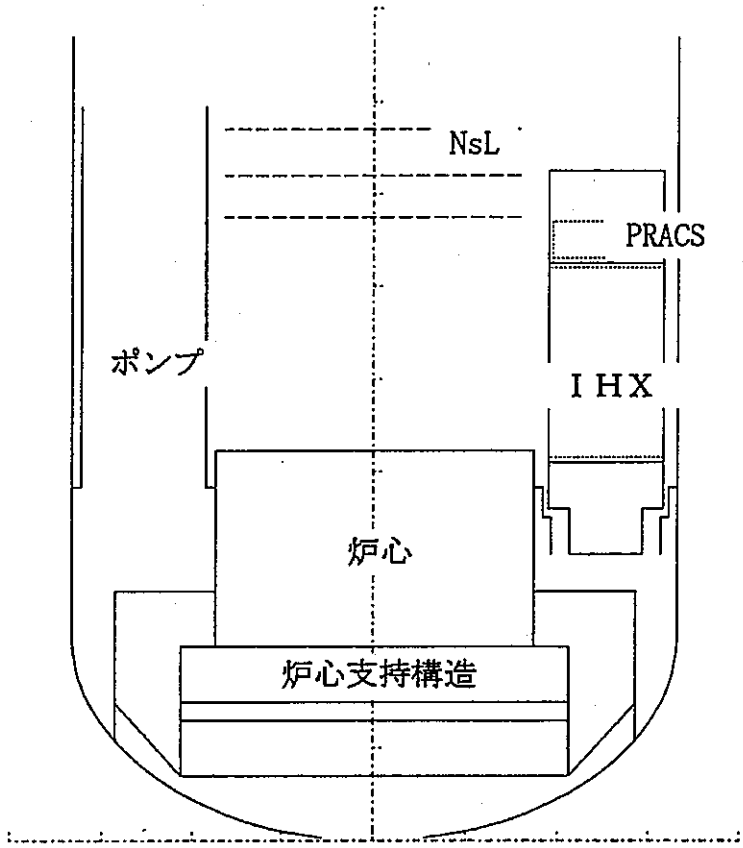


主要平面寸法

原子炉容器		13,300 mm
炉心槽		6,950 mm
ポンプ	胴	2,300 mm
	スタンド	2,750 mm
	ＰＣＤ	10,125 mm
ＣＴ	胴	1,400 mm
	スタンド	1,850 mm
	ＰＣＤ	10,125 mm
ＩＨＸ	内径	7,600 mm
	外径	12,650 mm
	角度	85 deg
	平面積	35.27 m^2

図 4.1.3(1)-84　原子炉容器内機器配置（平面）

立面配置イメージ



主要高さ寸法

原子炉容器		17,400 mm
	カバーガス	2,000 mm
	上部プレナム	6,950 mm 5,950 mm 5,050 mm
	炉心槽	3,050 mm
	炉心支持構造	4,000 mm
	炉心支持構造下方	1,400 mm
中間熱交換器		8,300 mm
	管板間長さ	4,300 mm
	伝熱長さ	3,727 mm
	(伝面余裕含む)	4,100 mm

図 4.1.3(1)-85　原子炉容器内機器配置（立面）

(mm)

原子炉容器径	13300
①炉心外接円径	6500
②隙間(炉心 - 炉心槽)	225
③隙間(炉心槽 - Pump Stand)	212.5
④隙間(Pump Stand - Pump)	225
⑤ポンプ胴外径	2300
⑥隙間(Pump - Pump Stand)	225
⑦隙間(Pump Stand - 炉容器)	212.5

(mm)

原子炉容器高さ	17400
①出力運転時カバーガス高さ	2000
②燃交時液位低下幅	1000
③燃交時上部プレナム高さ	5950
④炉心槽高さ	3050
⑤高圧プレナム高さ	2400
⑥低圧プレナム高さ	400
⑦下部プレナム高さ	1200
⑧隙間	1400

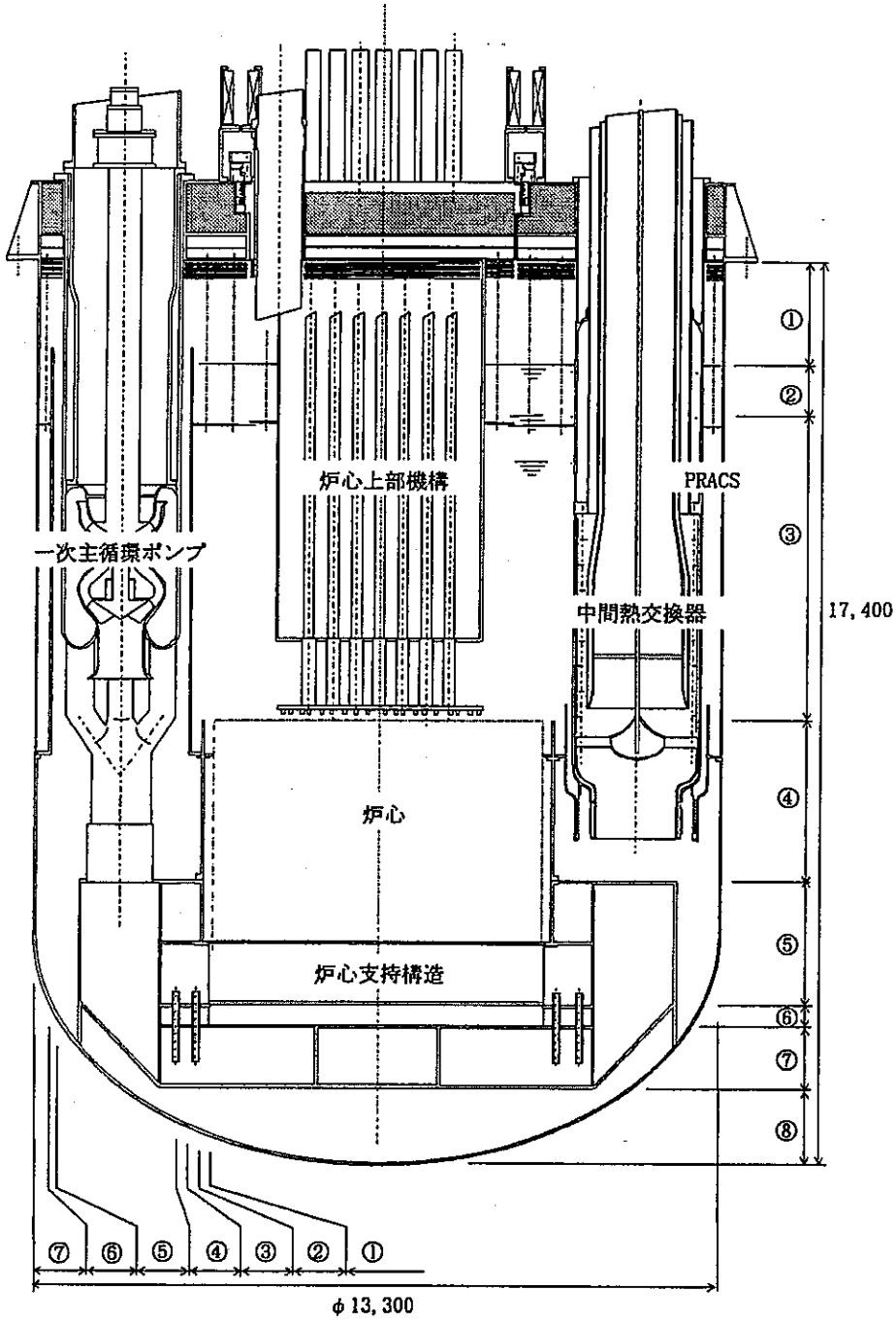


図 4.1.3(1)-86　原子炉構造概念

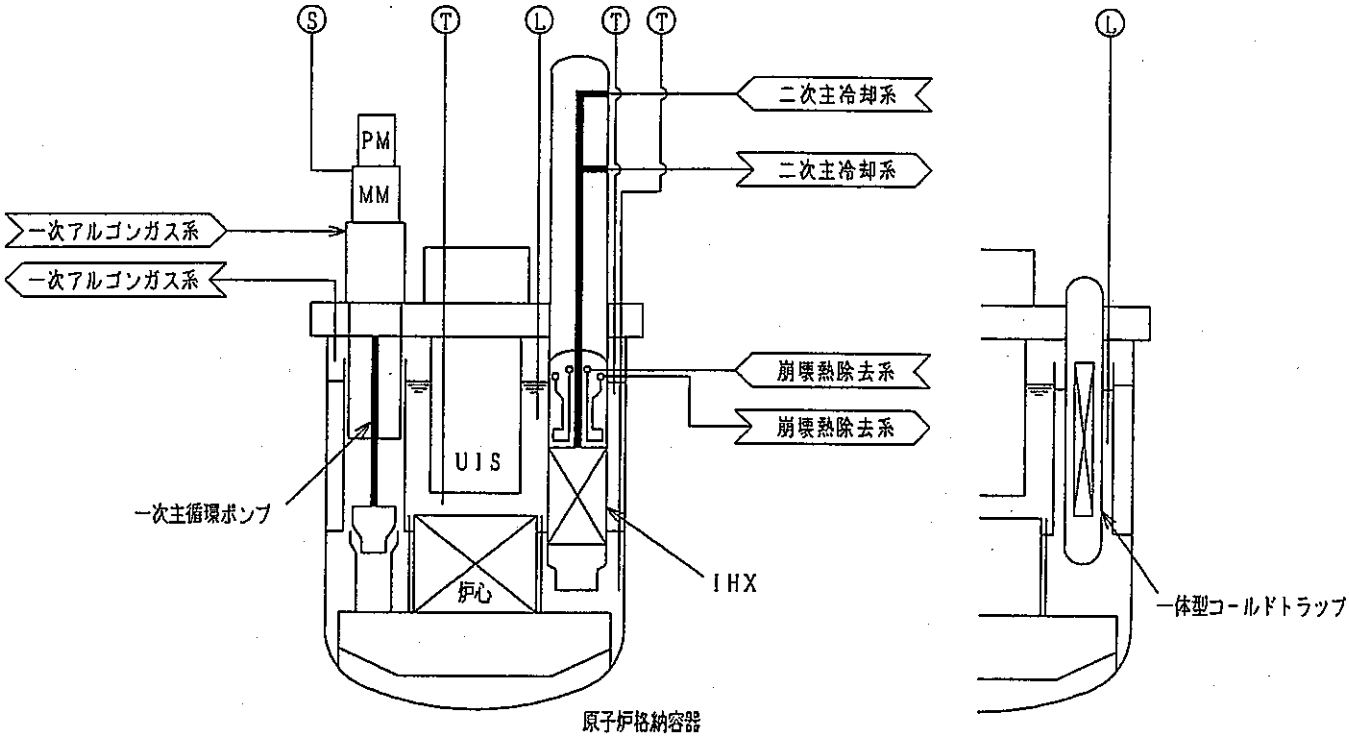


図4.1.3(1)-87　一次主冷却系系統図

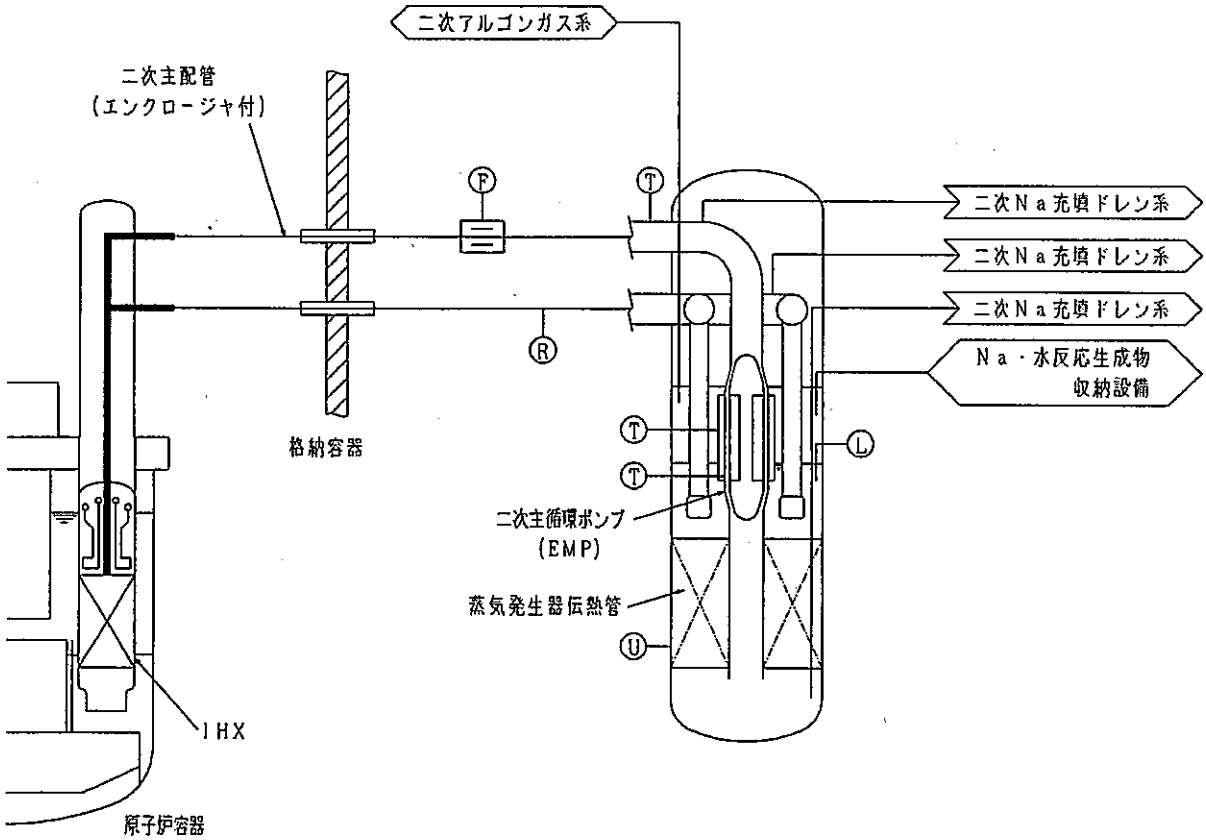


図 4.1.3(1)-88　二次主冷却系系統図

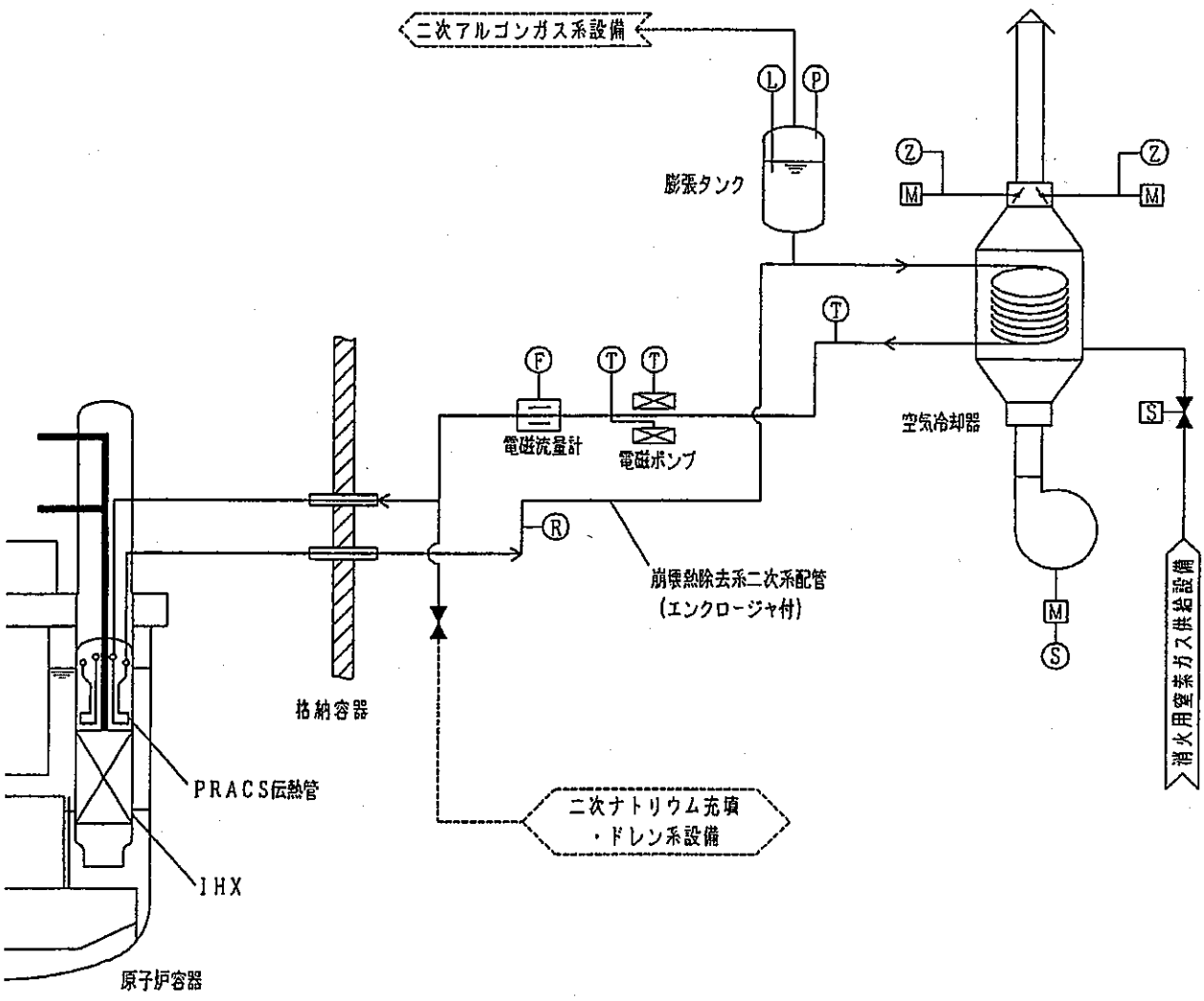


図 4.1.3(1)-89 崩壊熱除去系系統概念

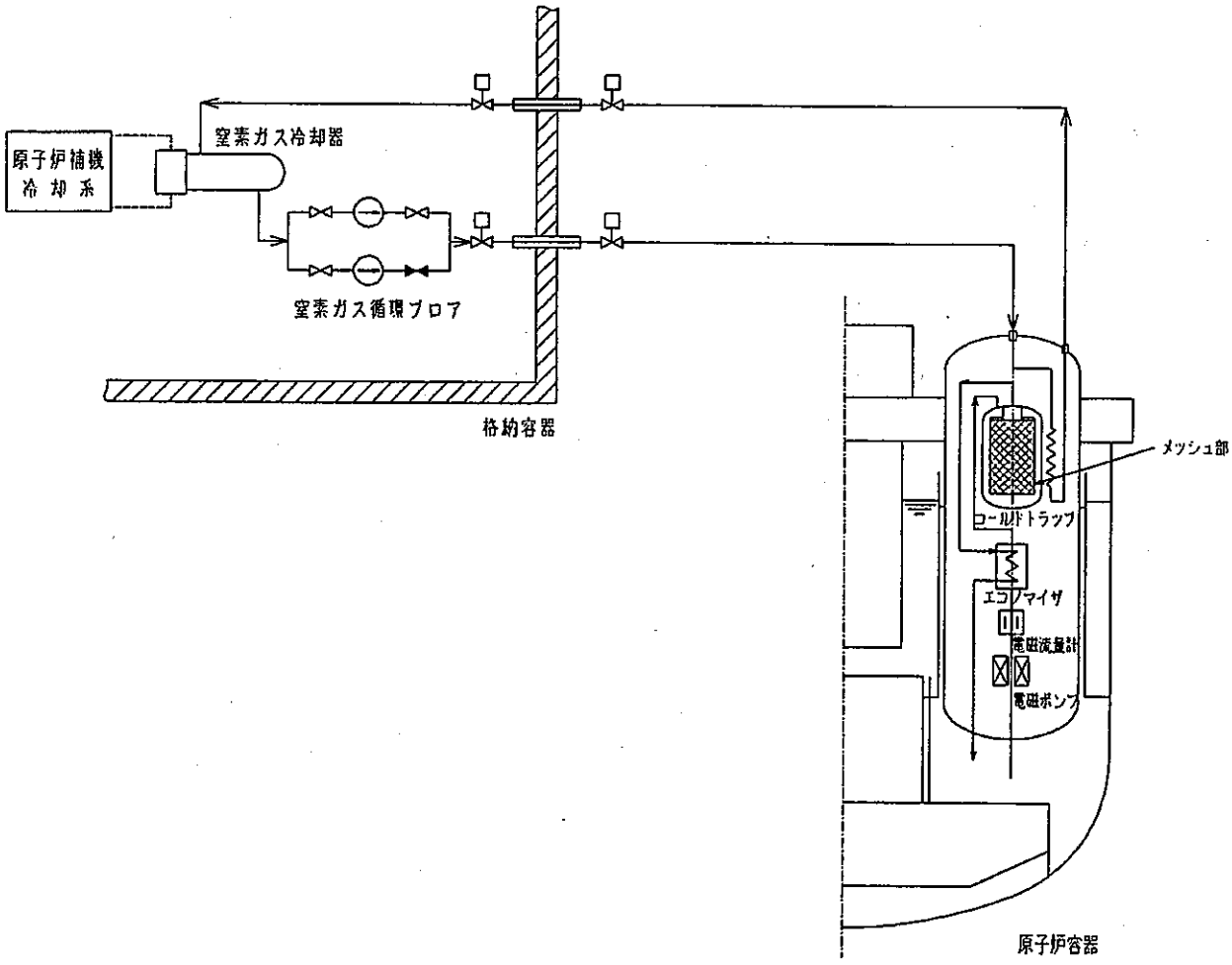


図 4.1.3(1)-90　一次ナトリウム純化系系統概念

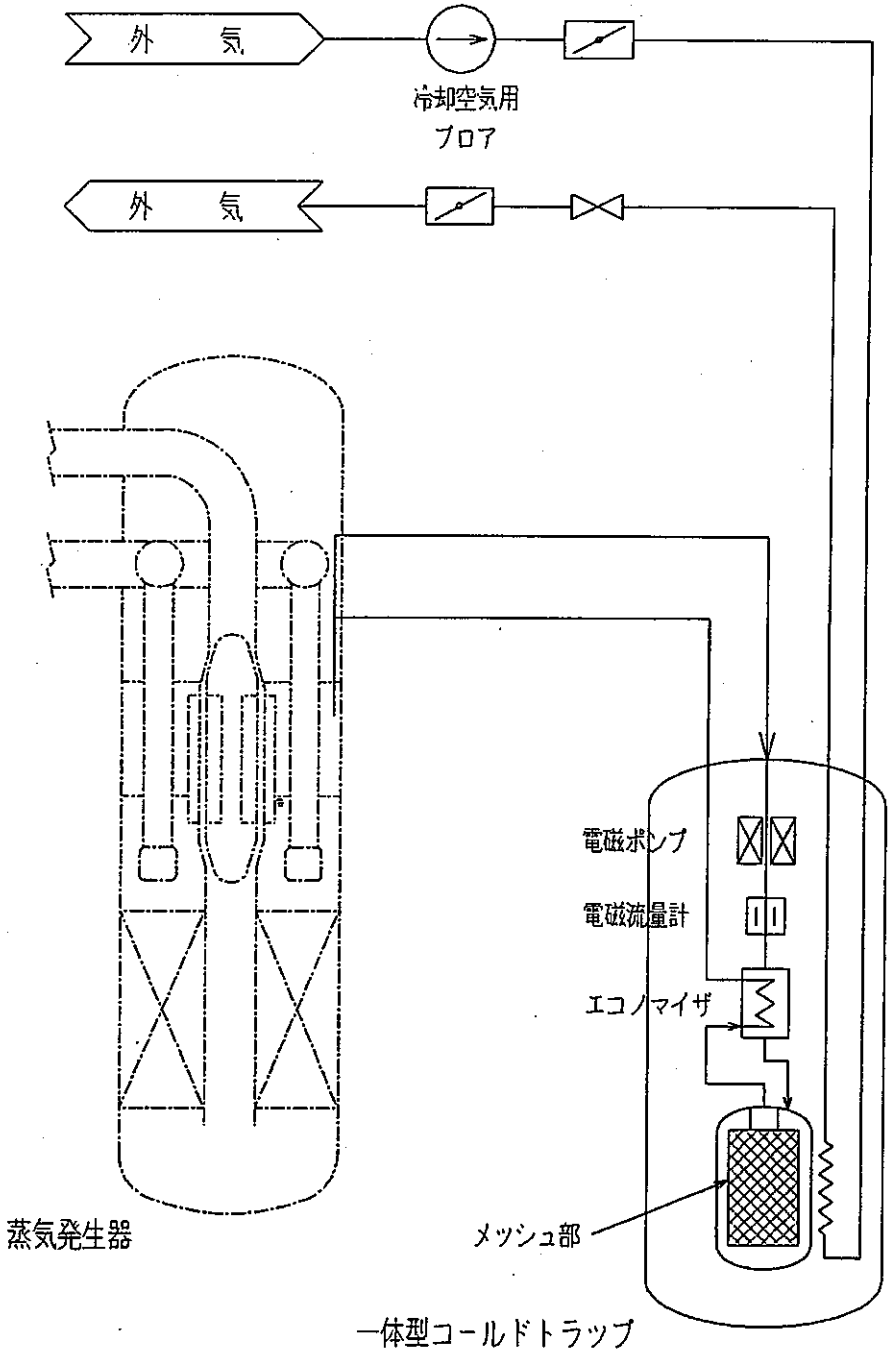


図 4.1.3(1)-91 二次ナトリウム純化系系統概念

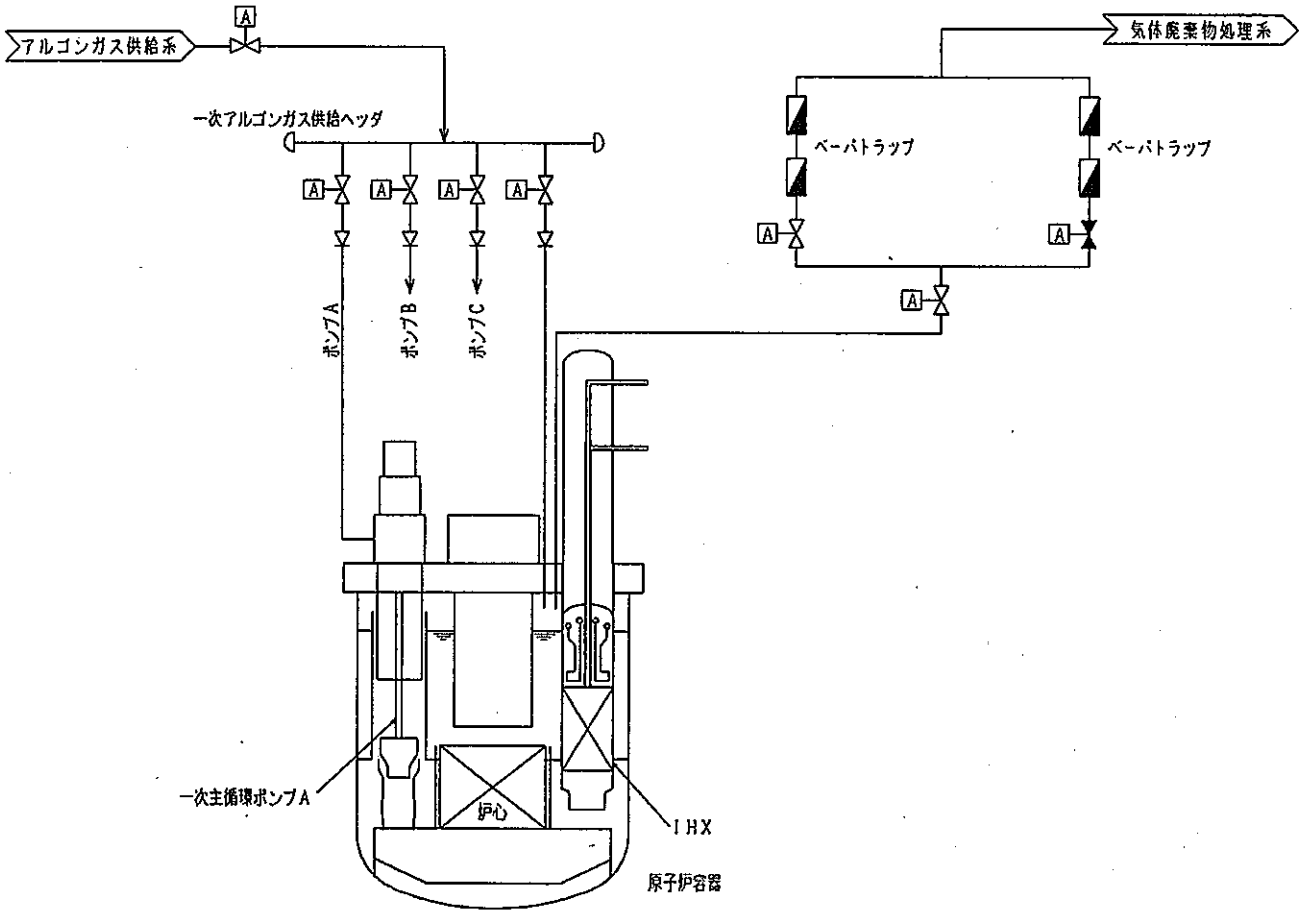


図 4.1.3(1)-92　一次アルゴンガス系系統概念

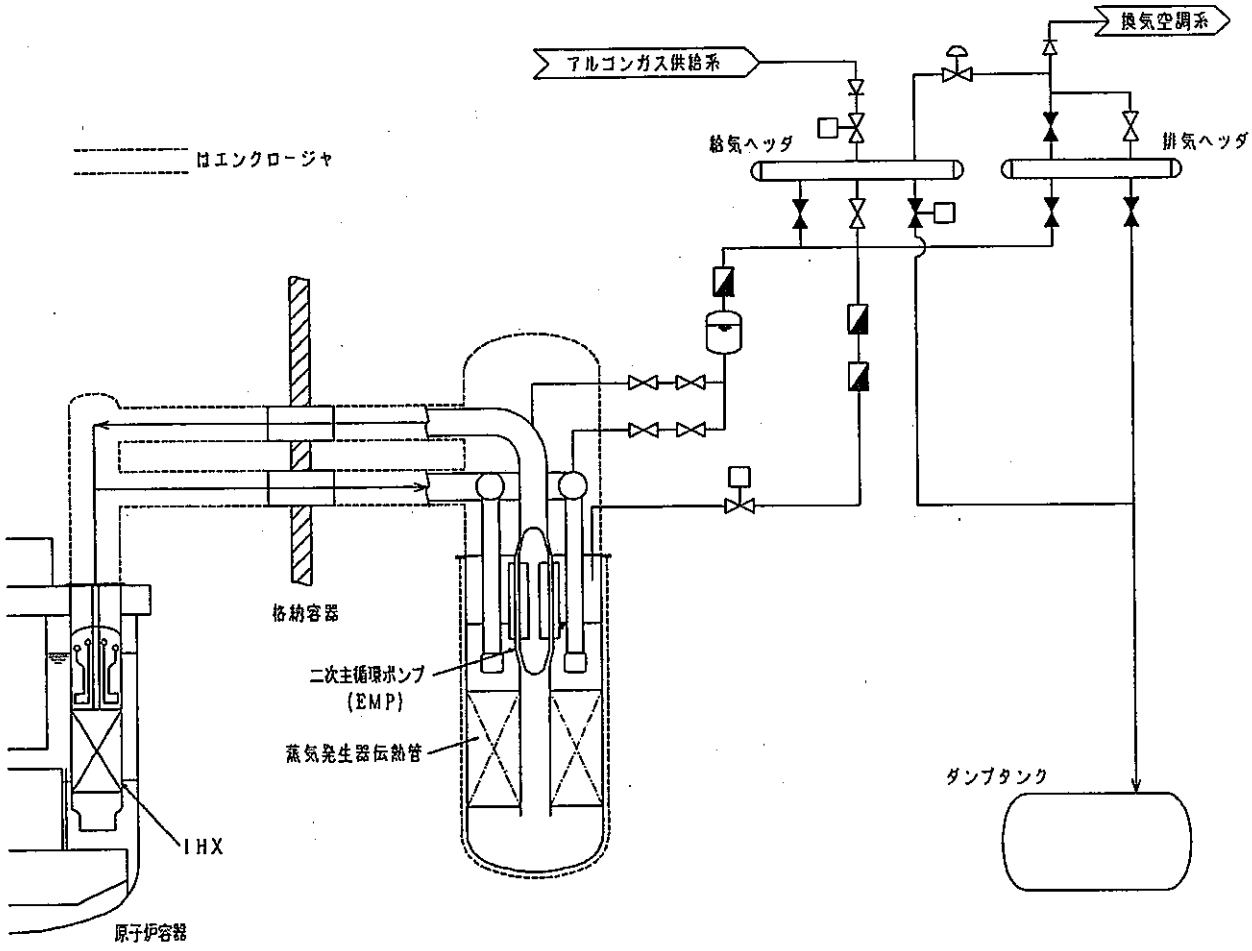


図 4.1.3(1)-93　二次アルゴンガス系系統概念

——— 格納バウンダリ部

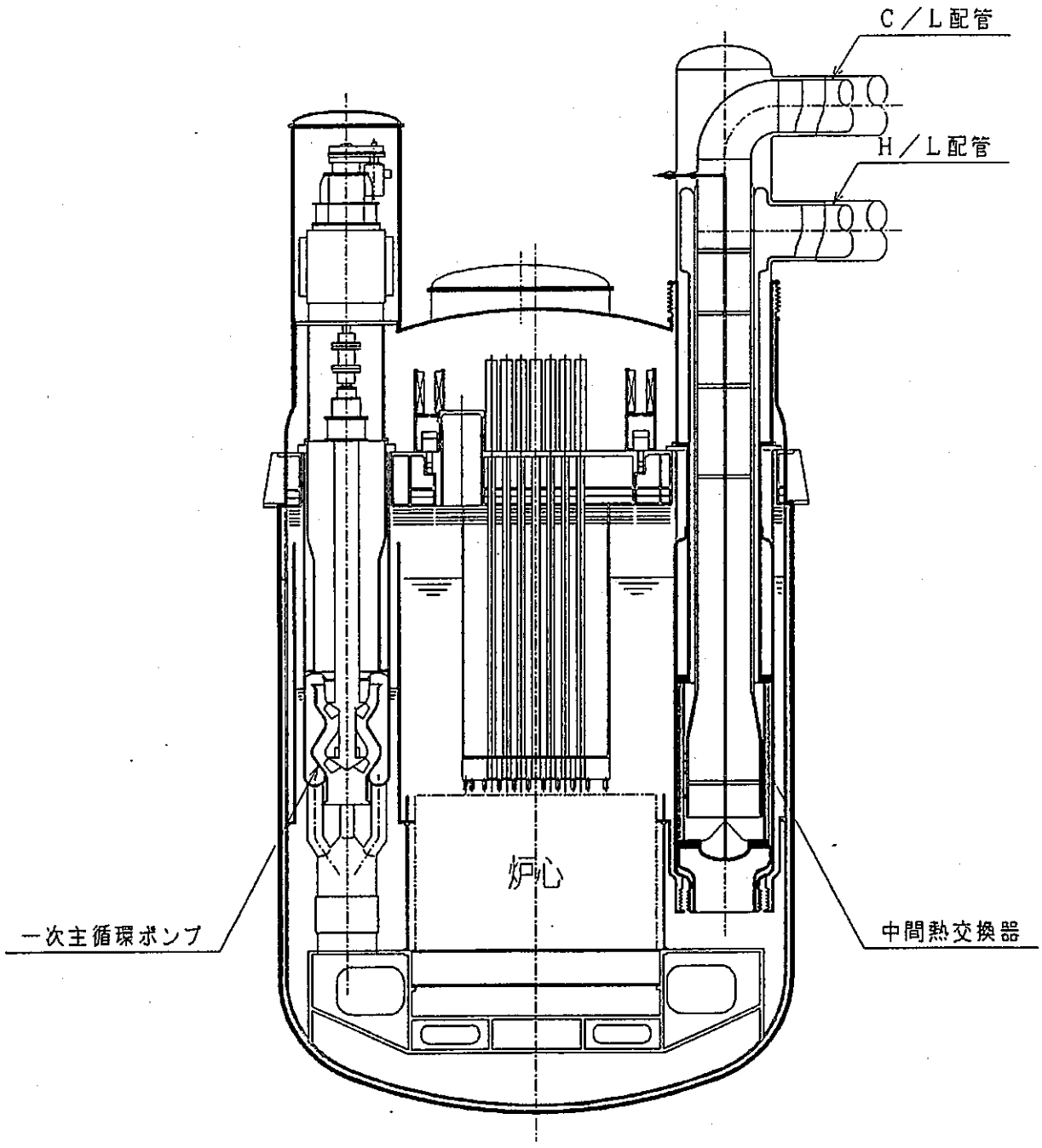
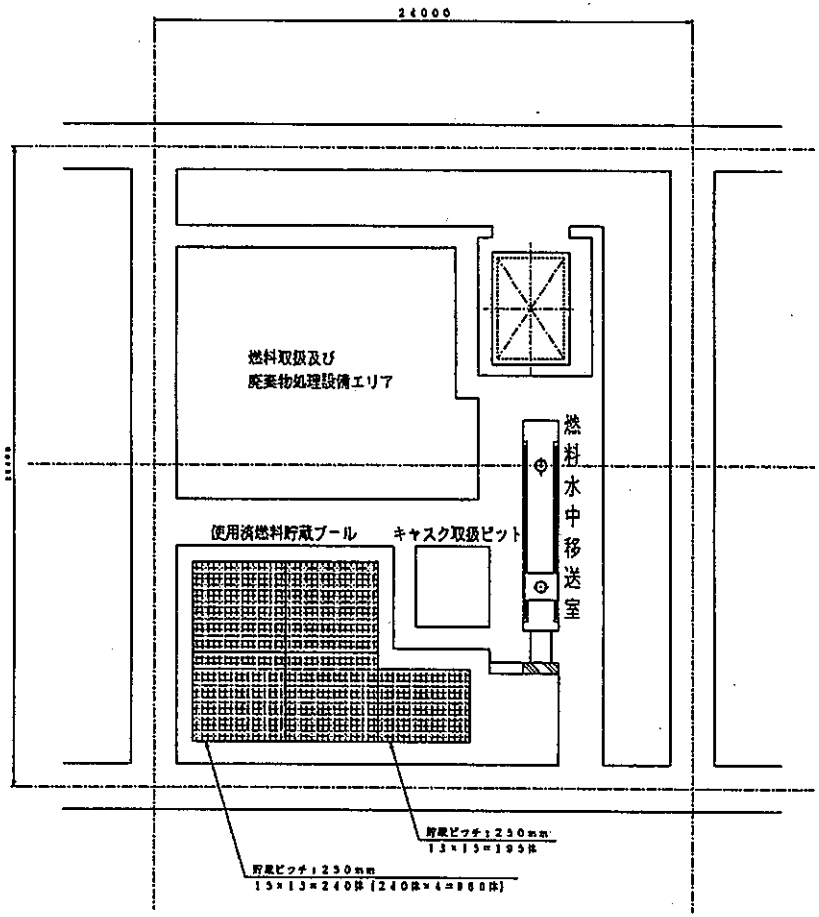
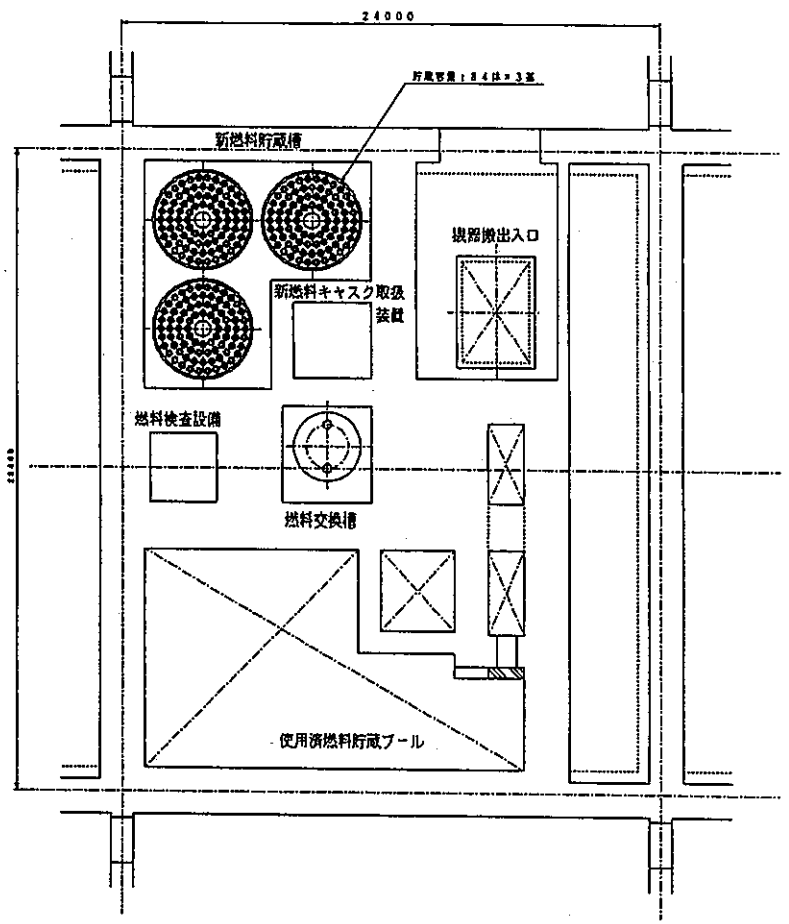


図 4.1.3(1)-94 格納バウンダリ概念



使用済燃料貯蔵容量　：1155体（設計条件：1130体）
使用済燃料プール床面積：約125m²



新燃料貯蔵容量　：252体（設計条件：230体）
新燃料貯蔵エリア床面積：約85m²

図 4.1.3(1)-95　燃料取扱・貯蔵設備配置概念

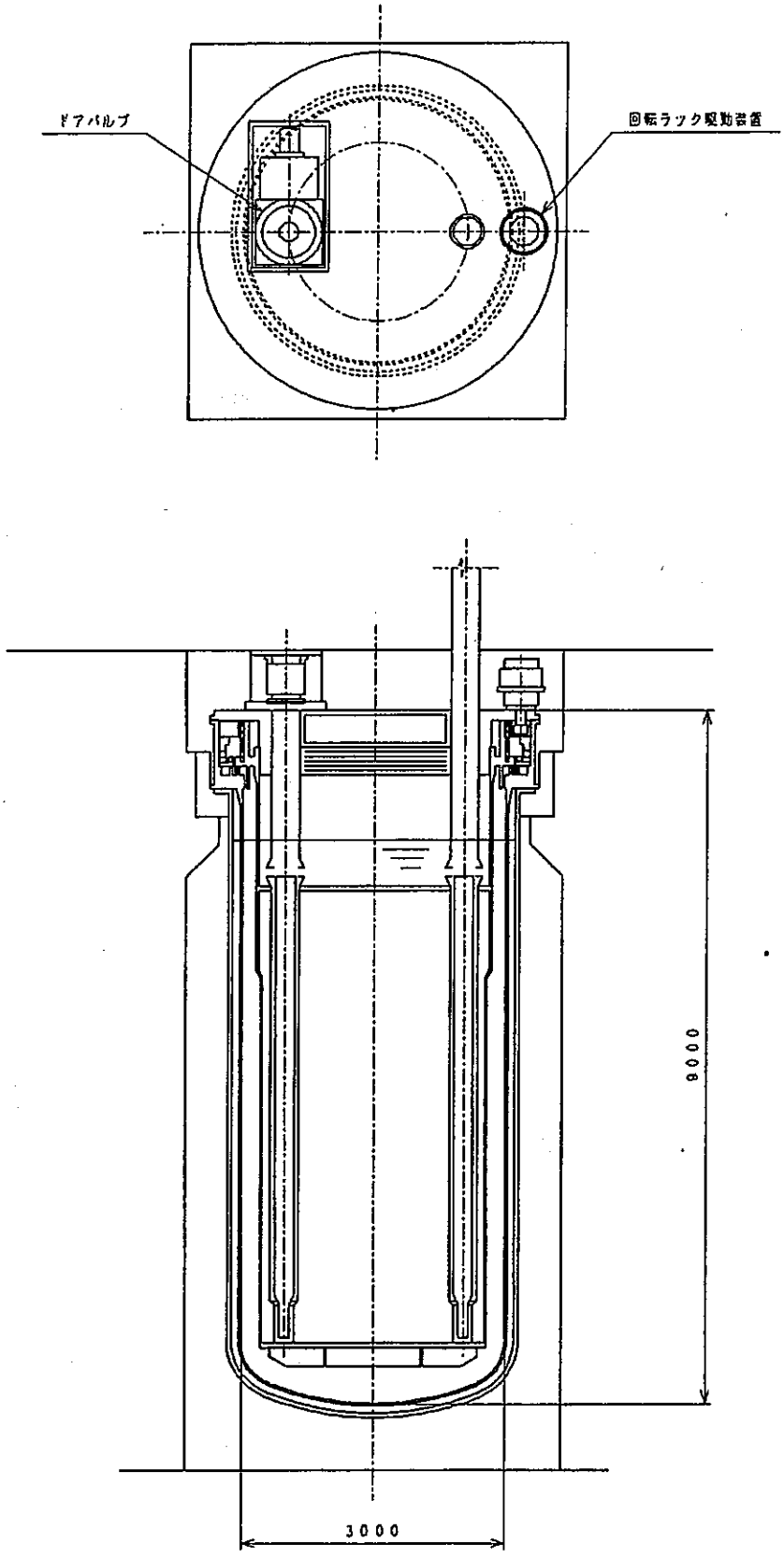


図 4.1.3(1)-96　燃料交換槽の概念

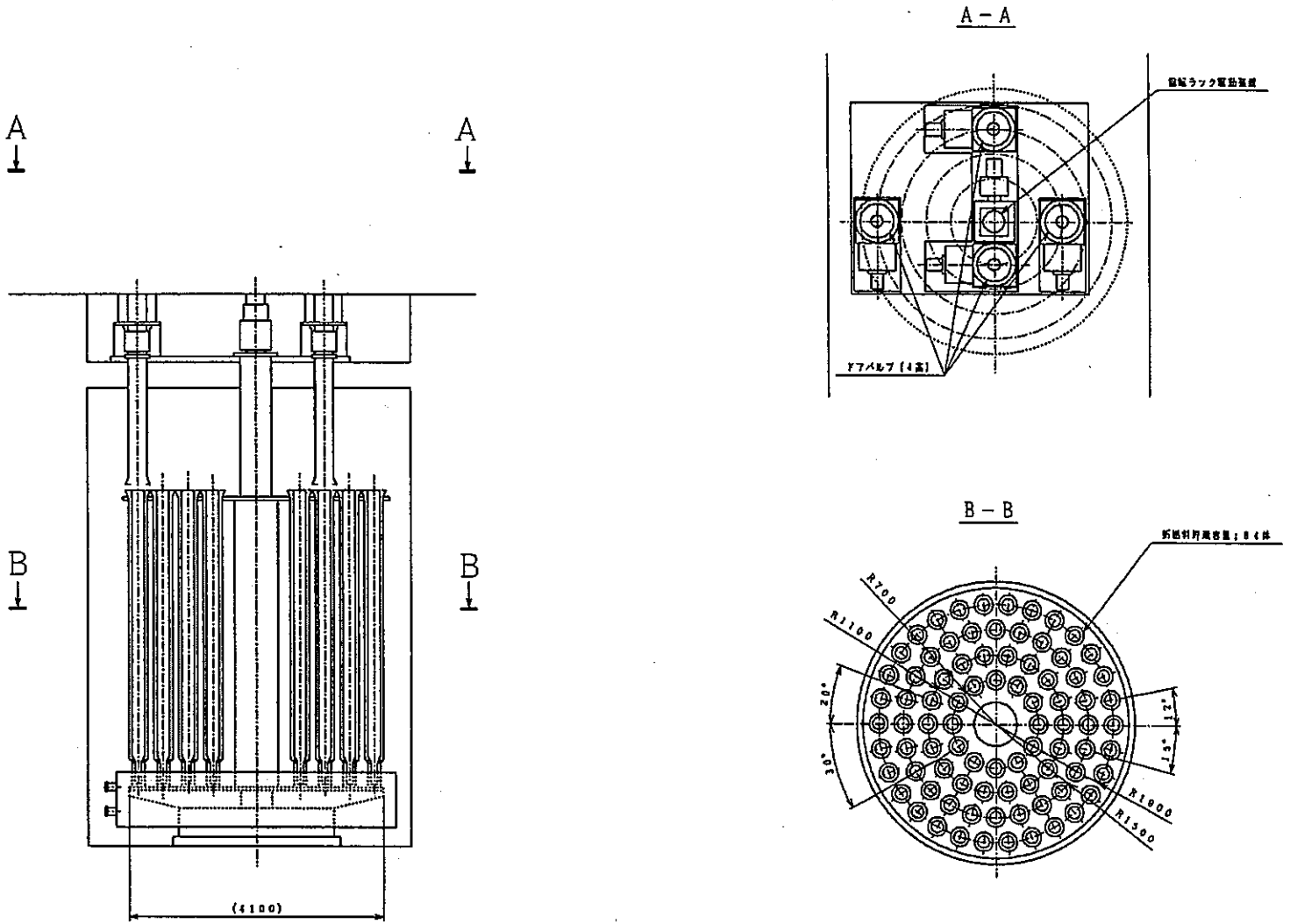


図 4.1.3(1)-97　新燃料貯蔵ラックの概念

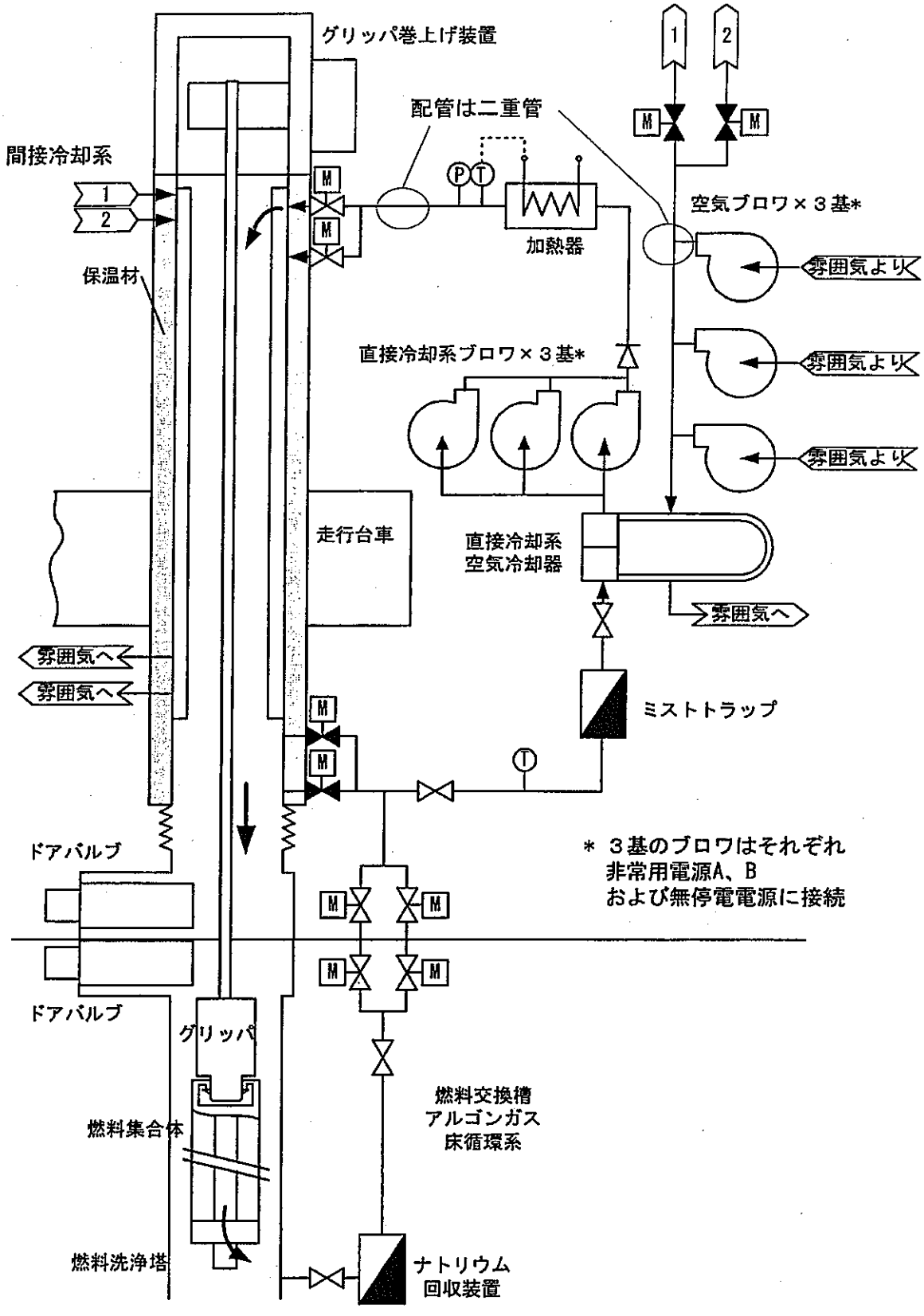


図 4.1.3(1)-98　燃料出入機の冷却系統概念

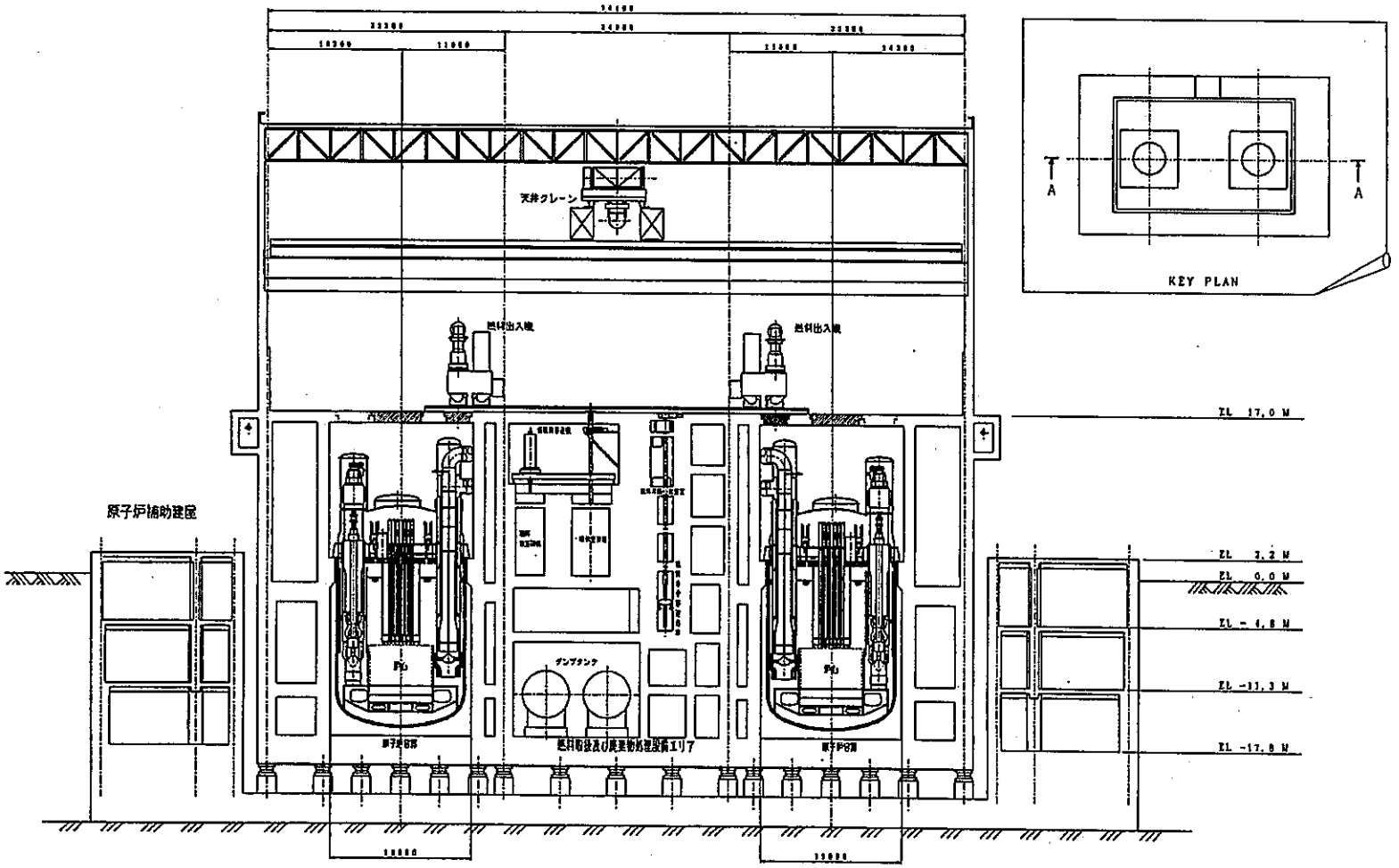


図 4.1.3(1)-99　建屋配置（A-A 断面）

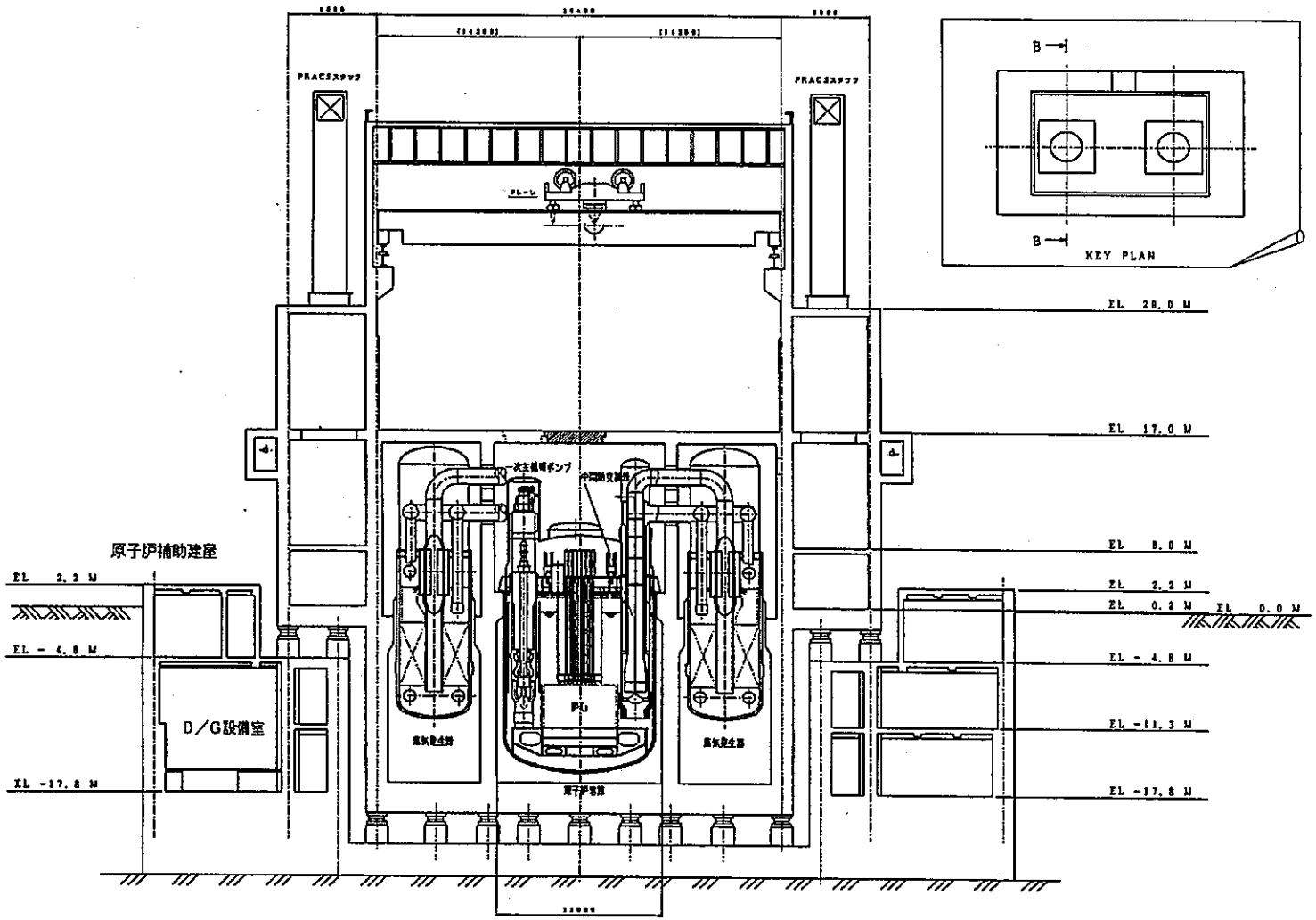


図 4.1.3(1)-100　建屋配置（B-B 断面）

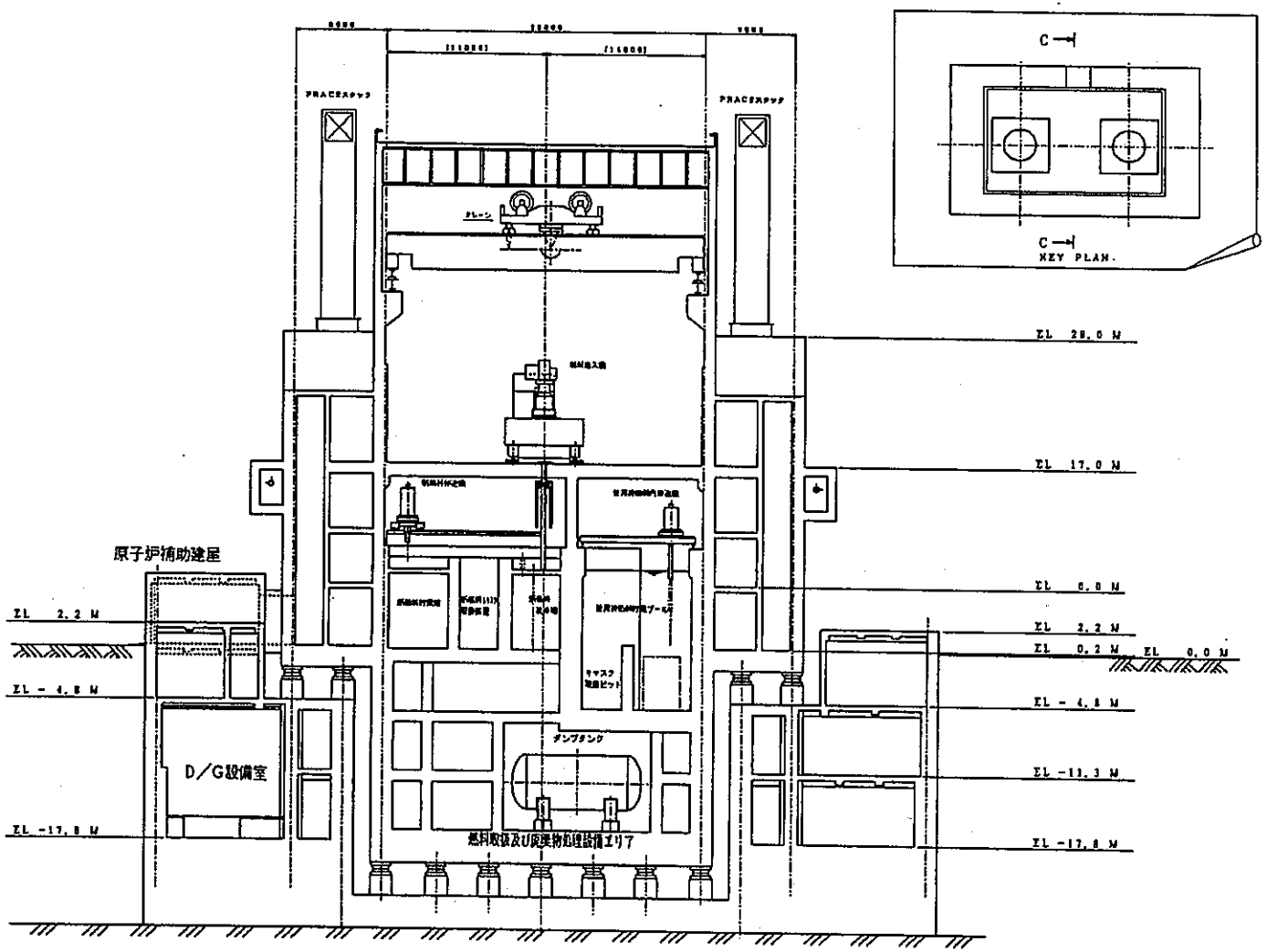


図 4.1.3(1)-101　建屋配置（C-C 断面）

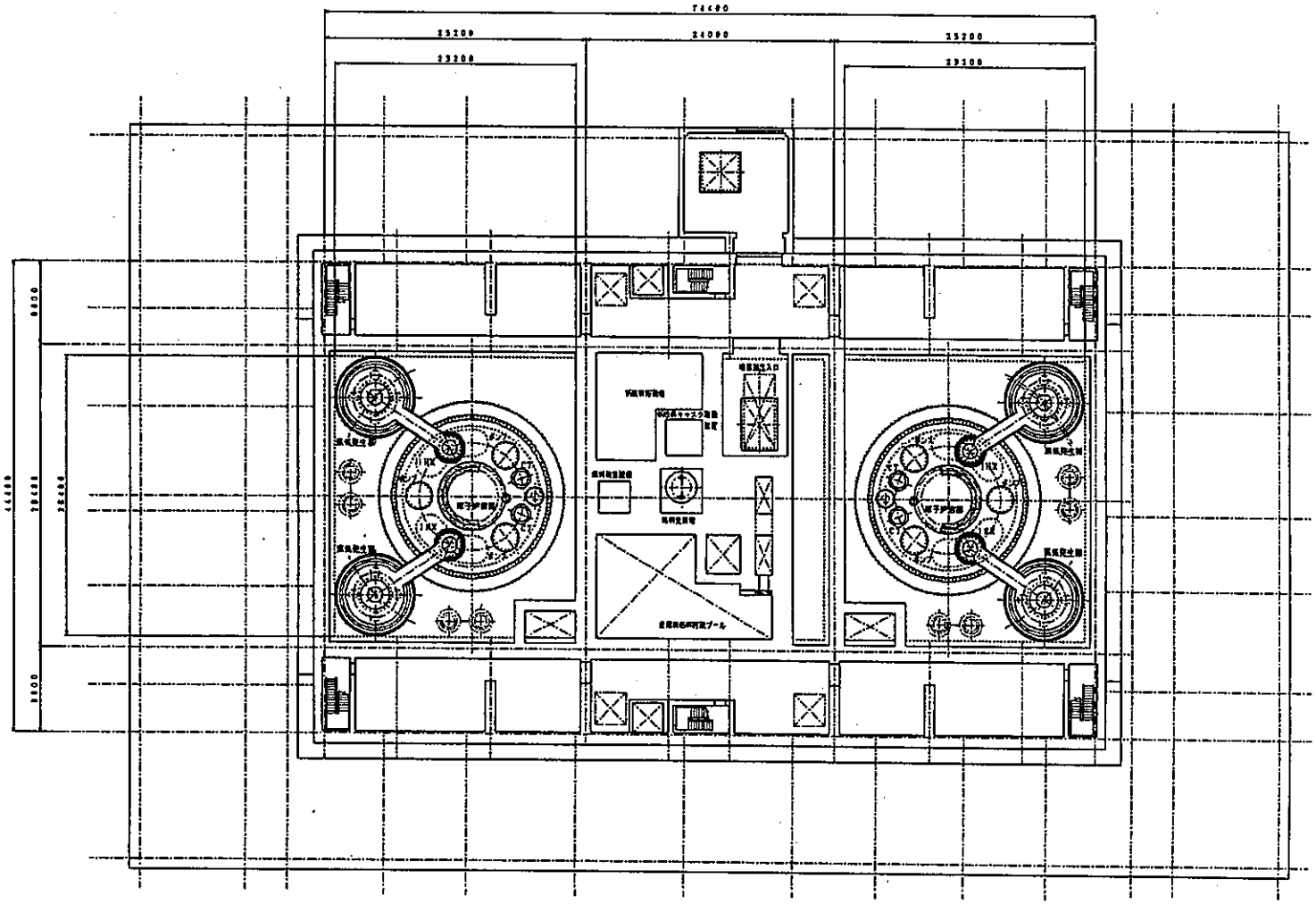


図 4.1.3(1)-102　建屋配置（地上１階）

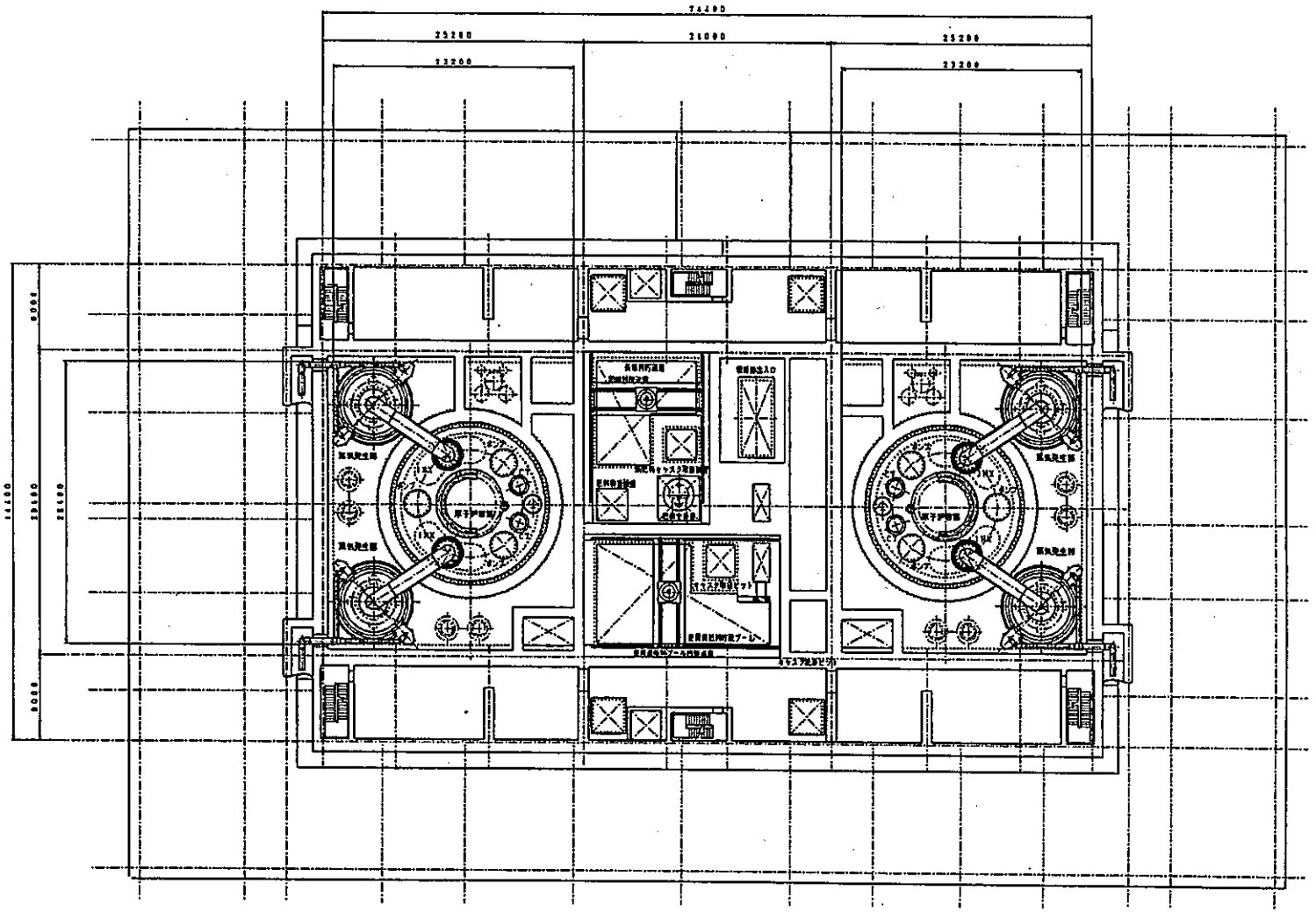


図4.1.3(1)-103　建屋配置（地上２階）

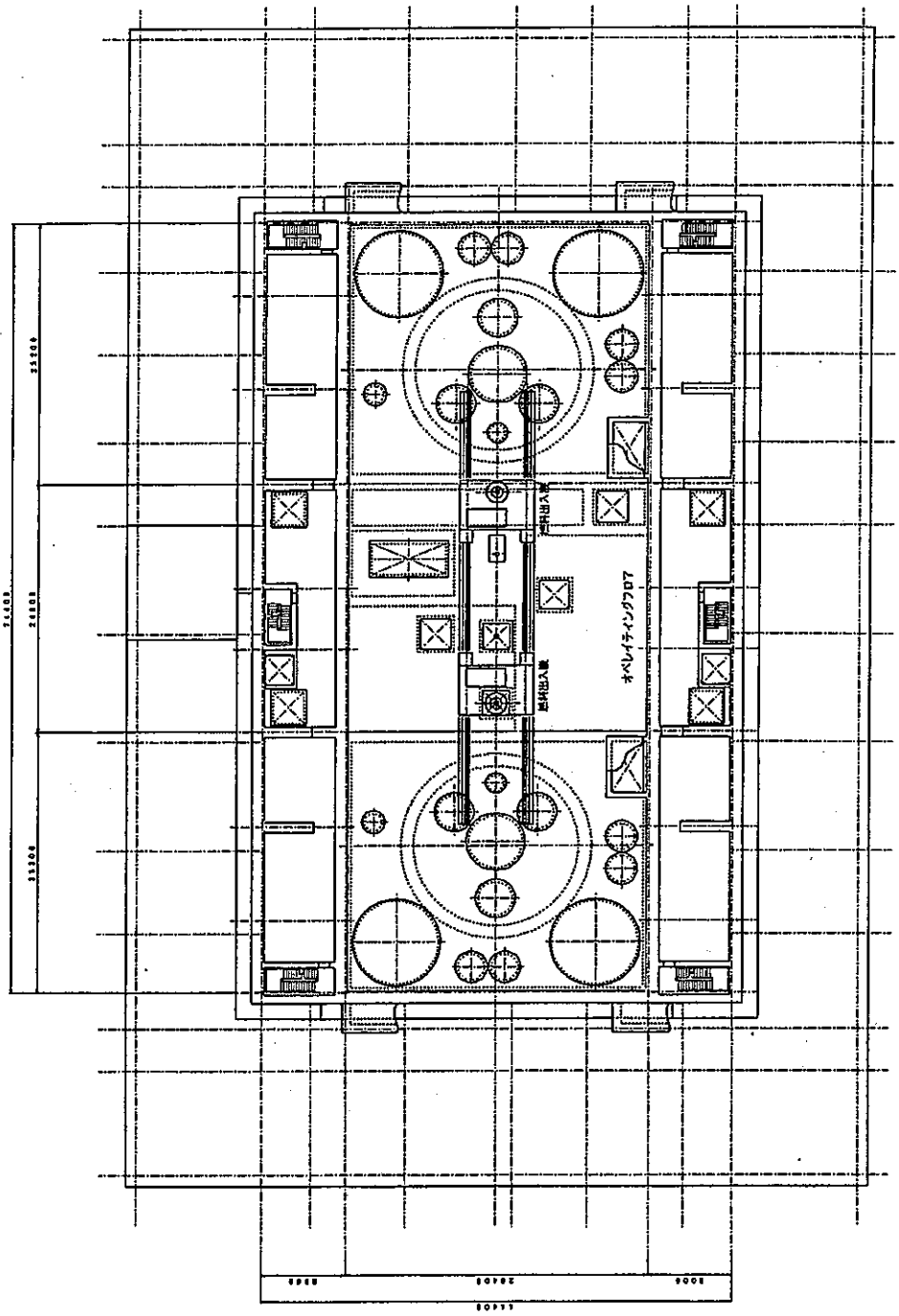


図4.1.3(1)-104　建屋配置（オペフロ）

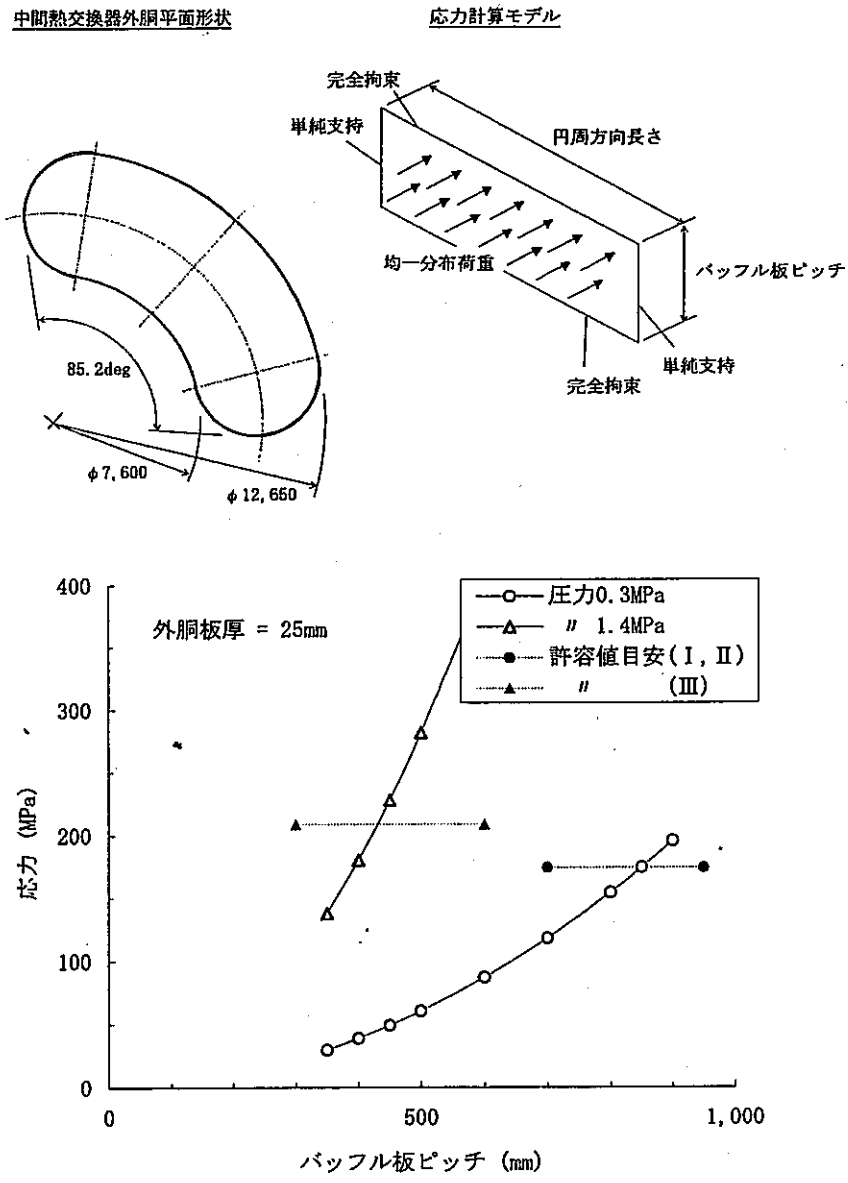


図 4.1.3(1)-105 外胴の耐圧性検討結果

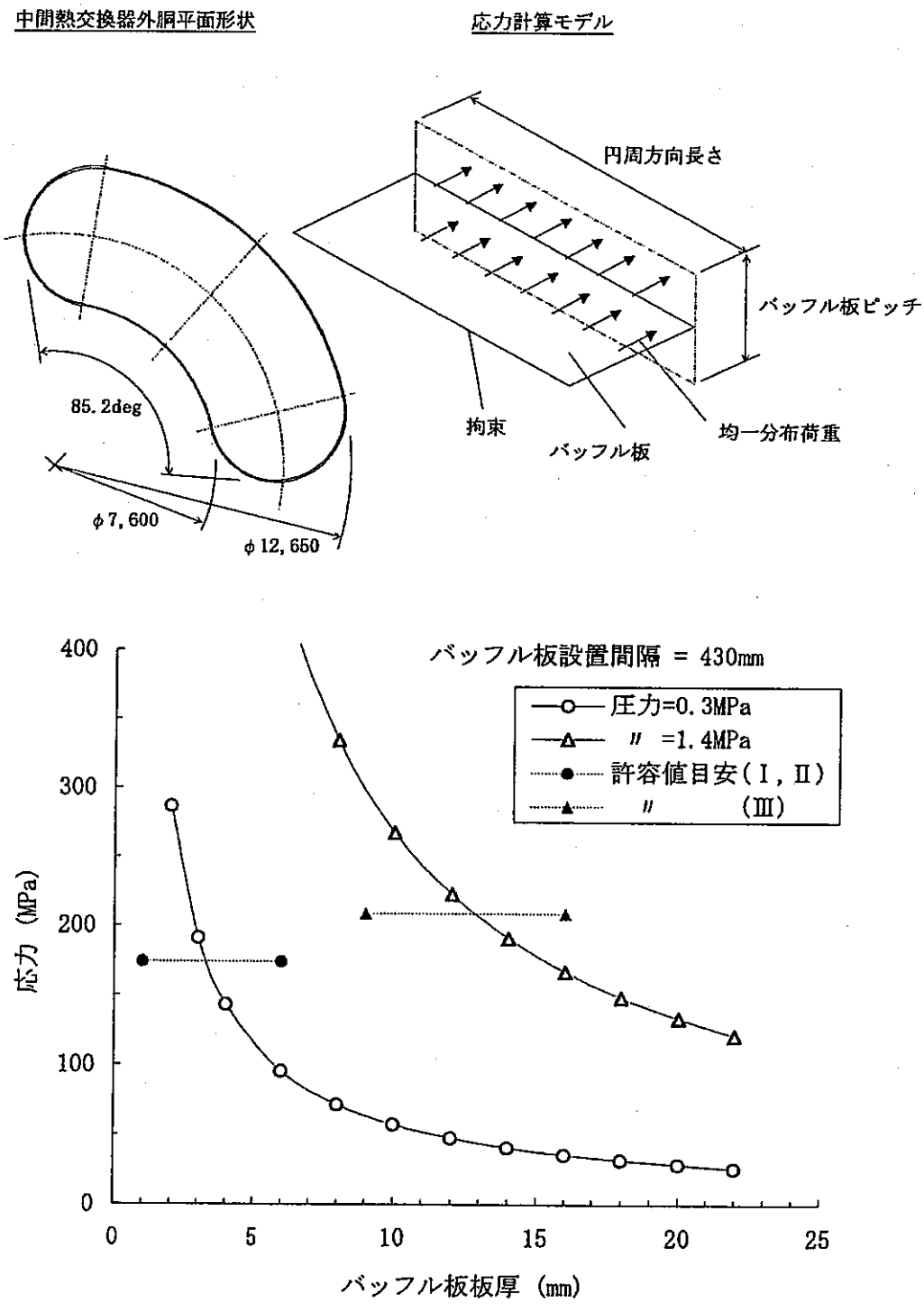


図 4.1.3(1)-106 バッフル板の強度検討結果

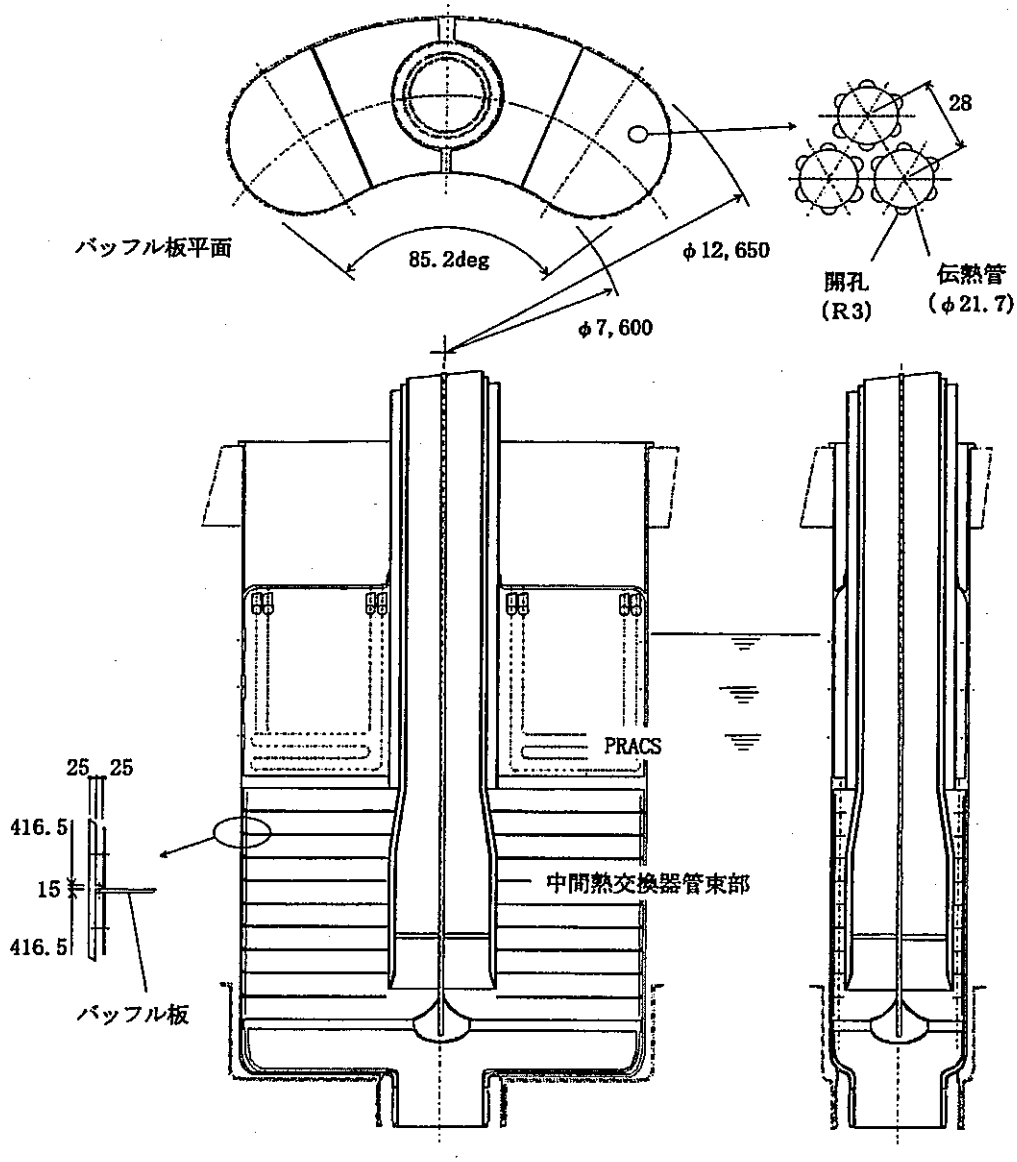
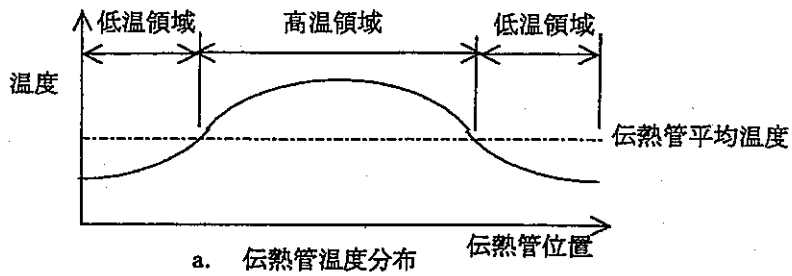
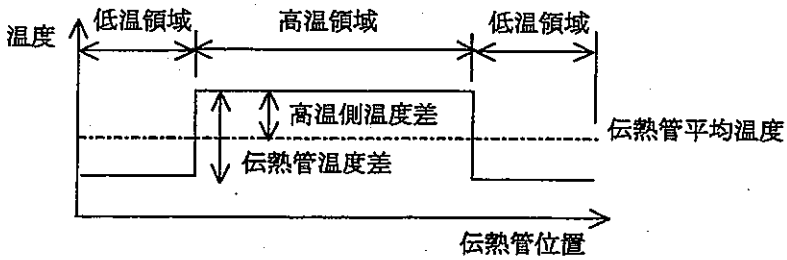


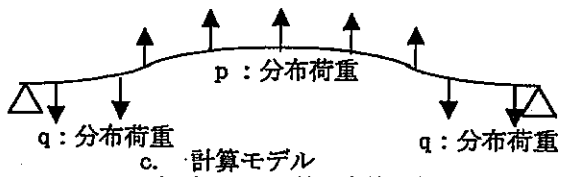
図4.1.3(1)-107 バッフル板廻り構造概念



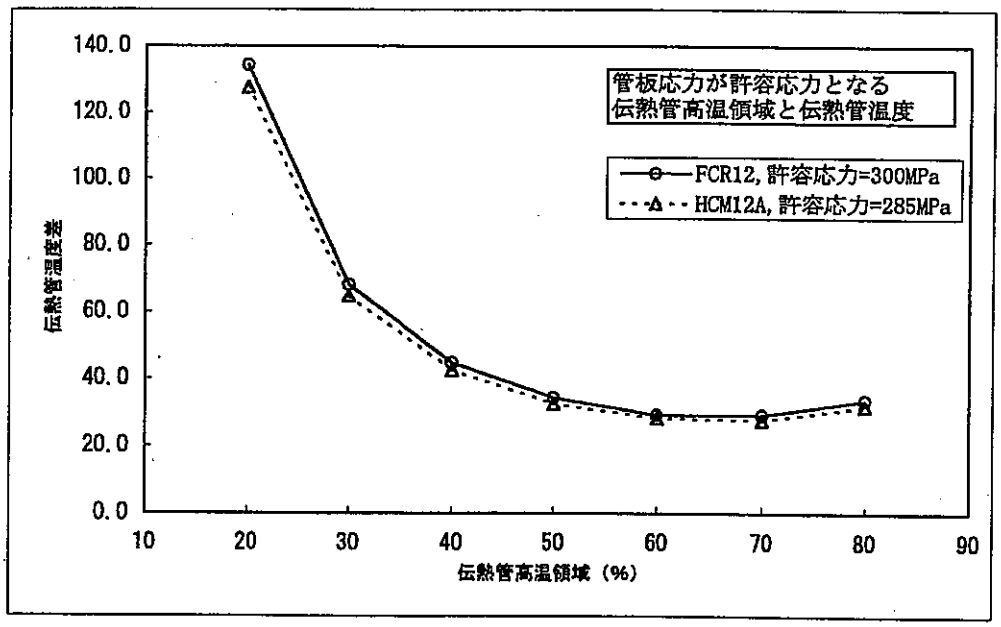
a. 伝熱管温度分布



b. 伝熱管温度分布のモデル化

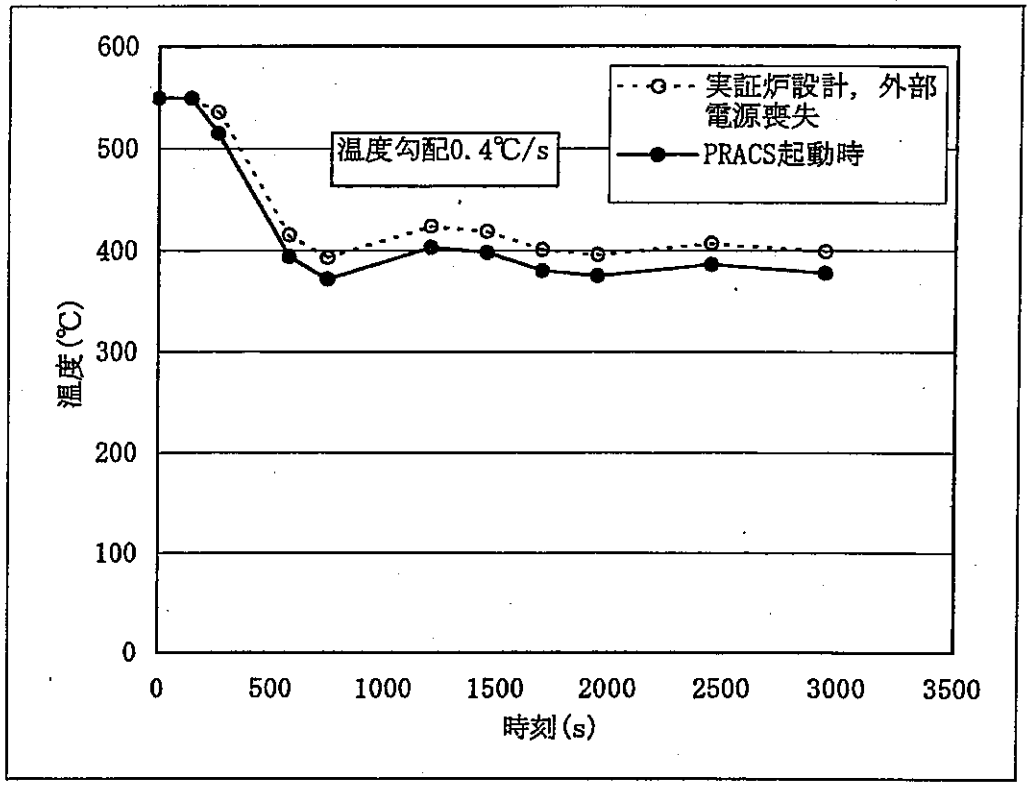


c. 計算モデル
(円板，周辺単純支持，等分布荷重負荷)

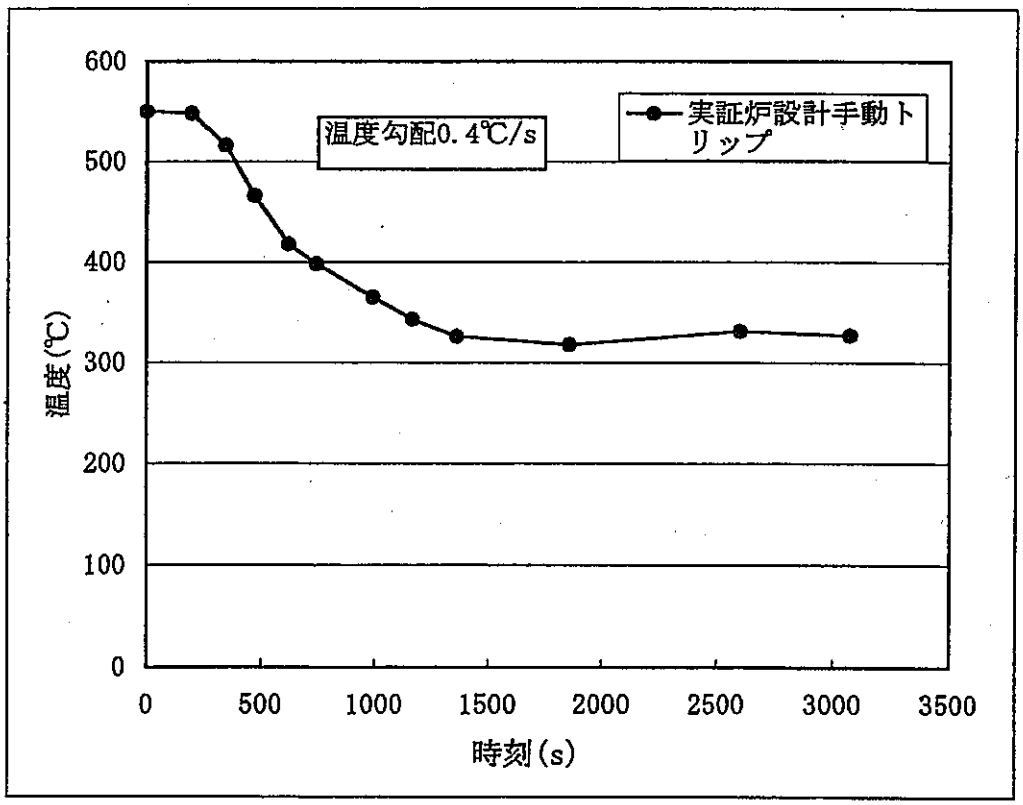


d. 伝熱管熱膨張反力の管板への影響

図 4.1.3(1)-108 伝熱管熱膨張反力の管板への影響



(a) PRACS起動時の熱過渡（ＩＨＸ1次入口温度）



(b) 実証炉設計手動トリップ（ＩＨＸ1次入口温度）

図 4.1.3(1)-109 PRACS 起動時の熱過渡

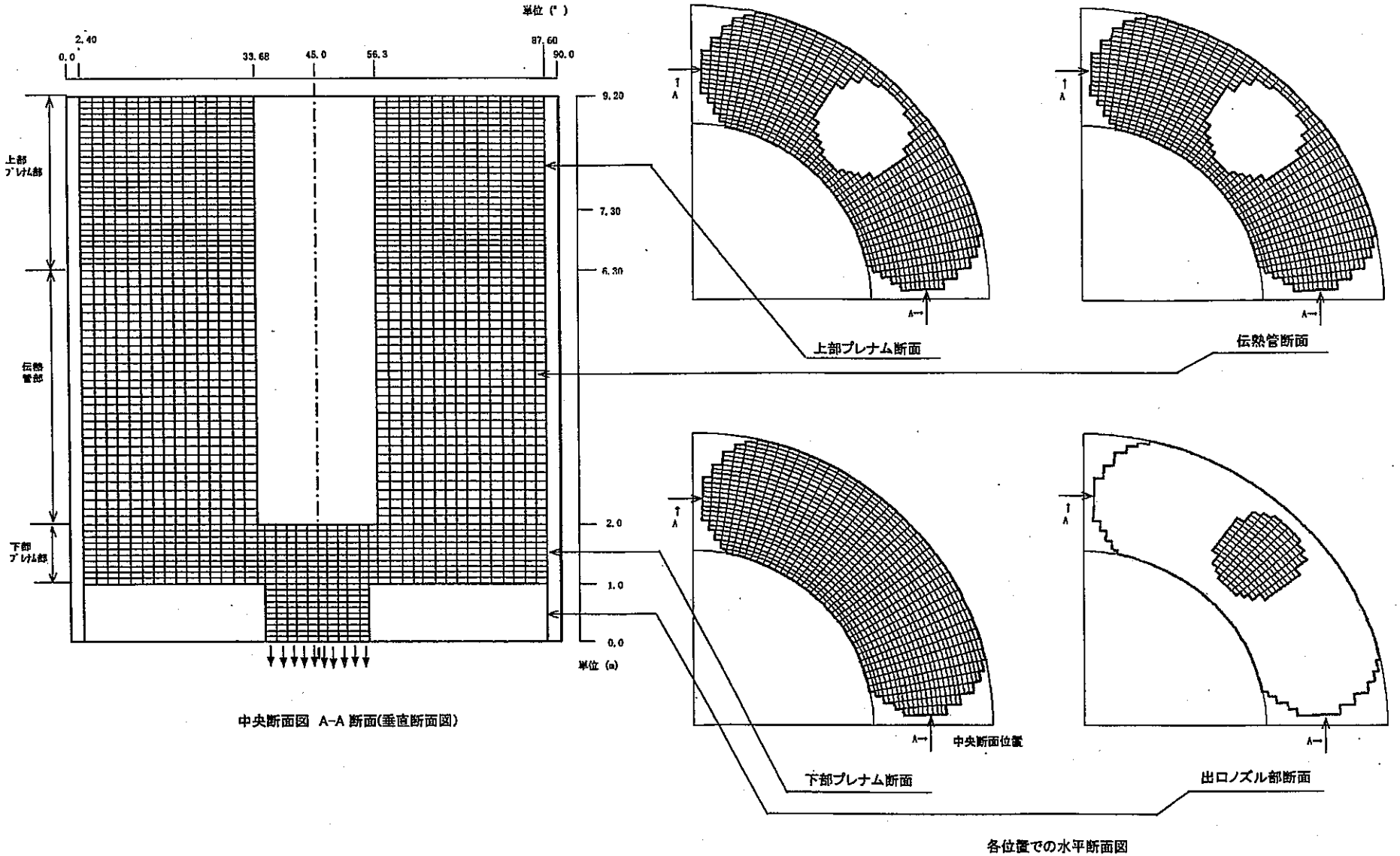


図 4.1.3(1)-110 ＩＨＸ一次側の解析モデル図

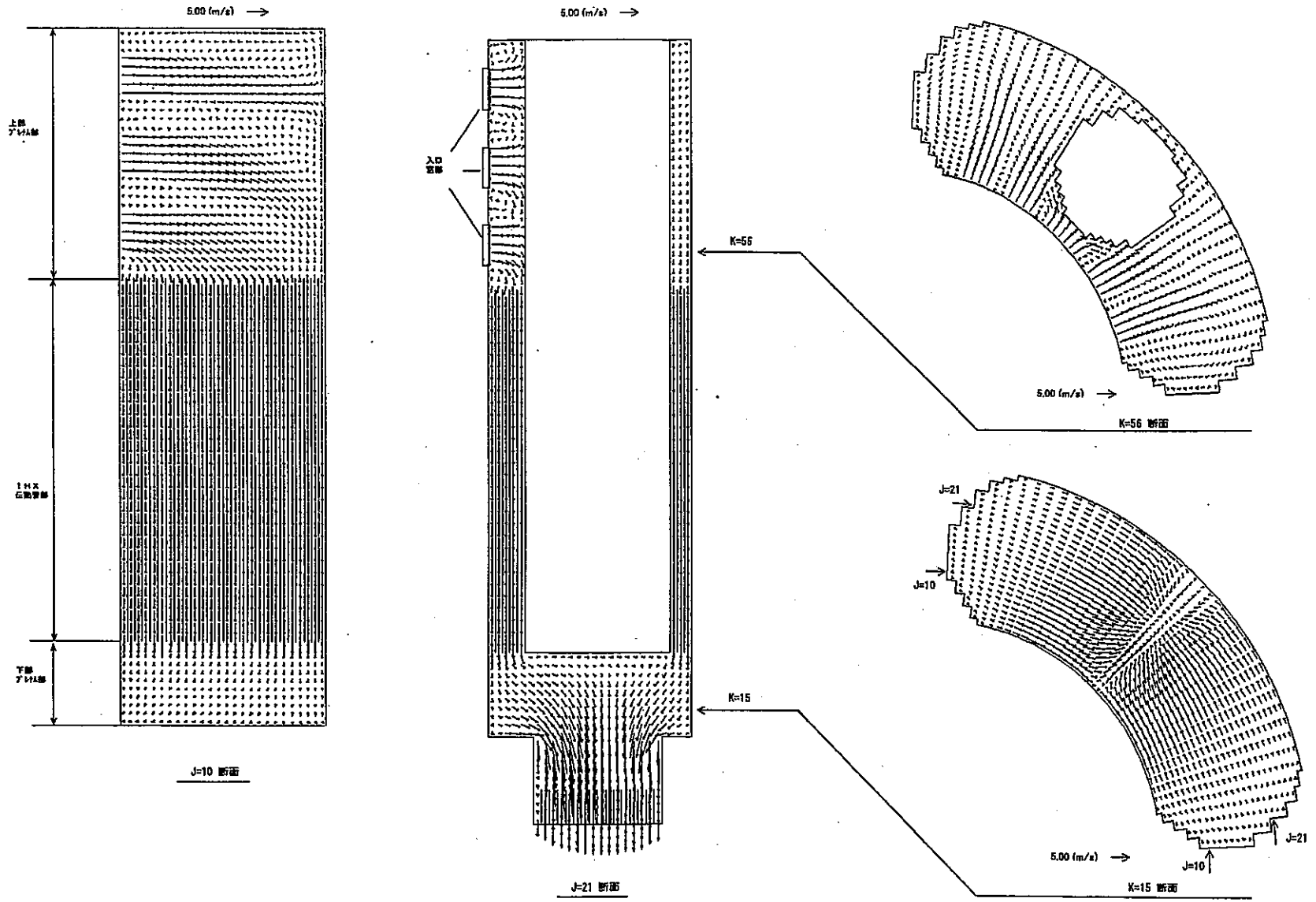


図 4.1.3(1)-111 ＩＨＸ一次側の流動解析結果

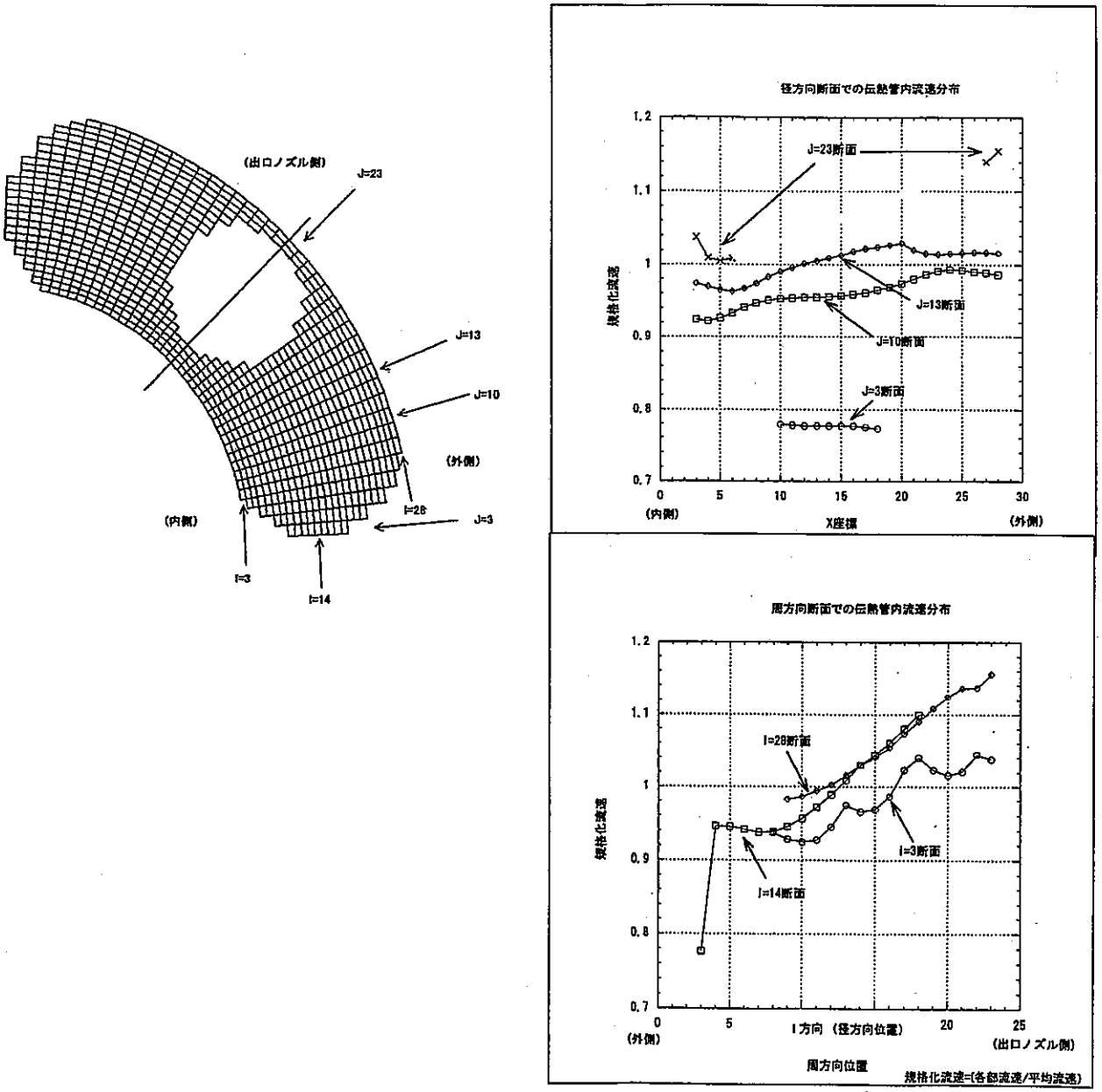


図 4.1.3(1)-112 ＩＨＸ伝熱管内の流速分

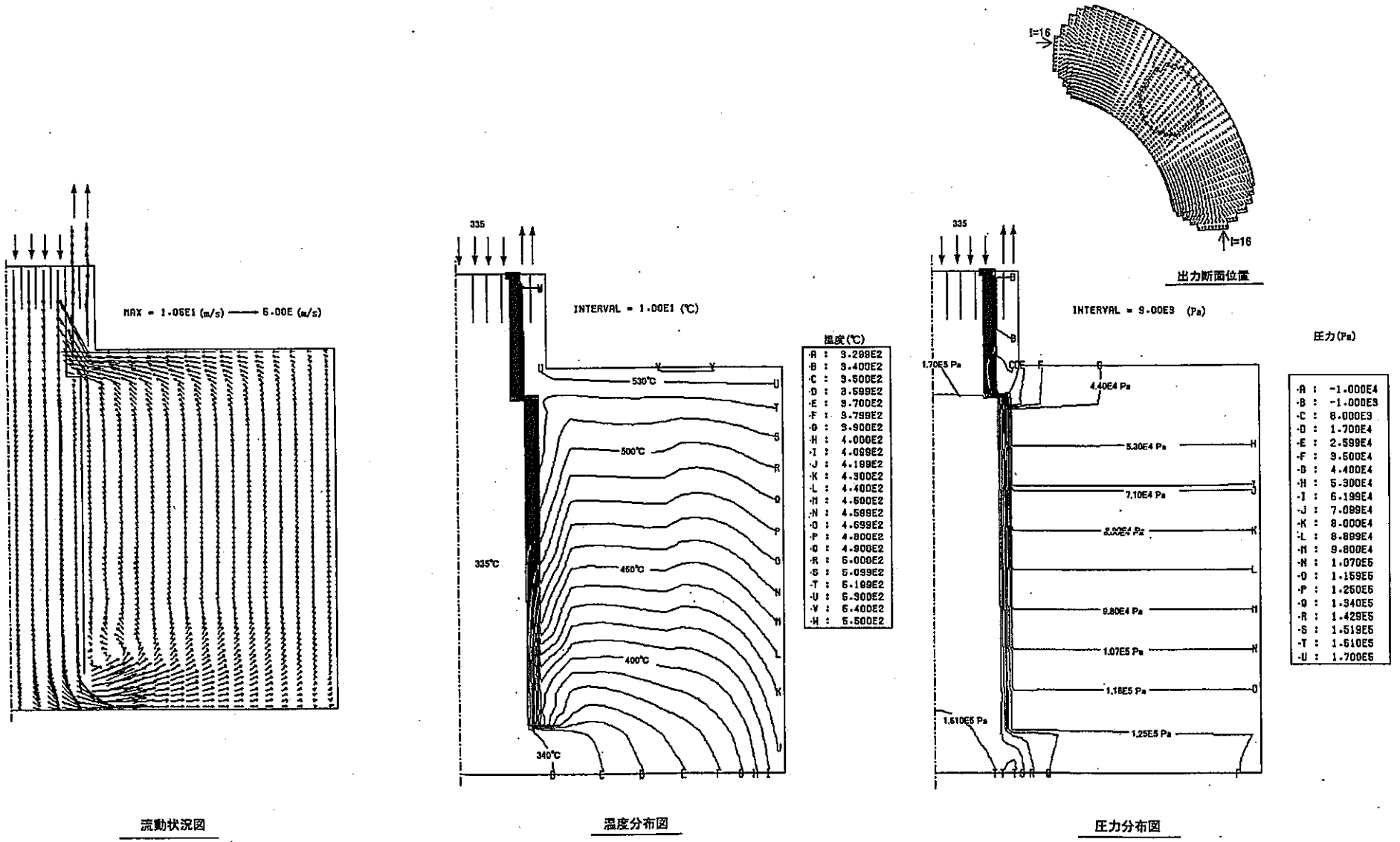


図 4.1.3(1)-113 ＩＨＸ二次側の解析結果（垂直断面）

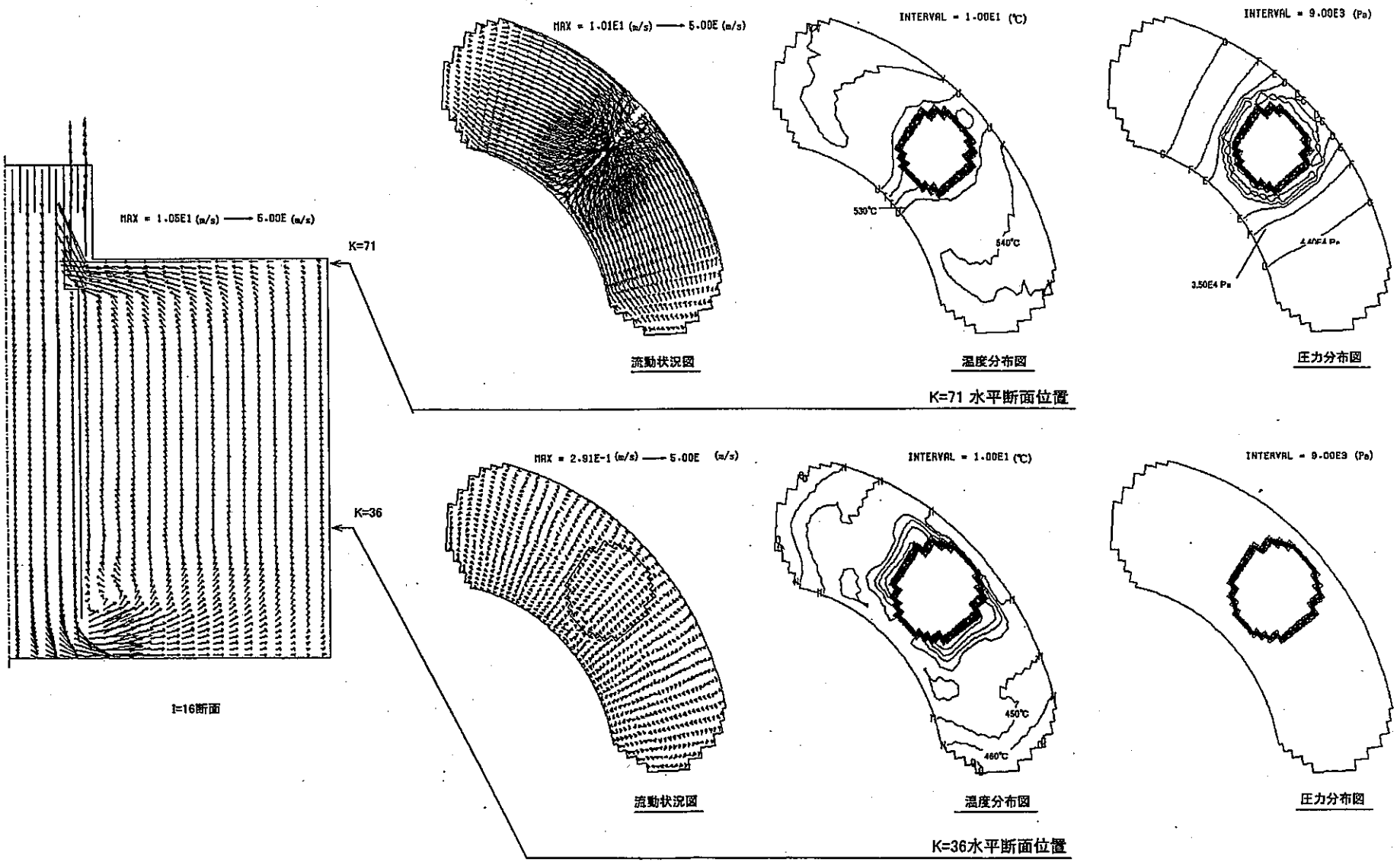
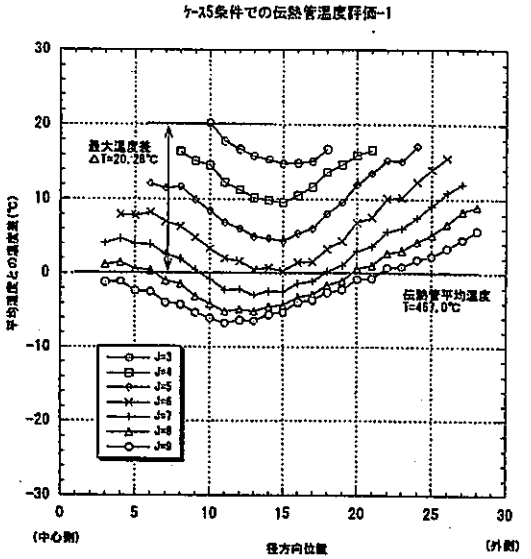
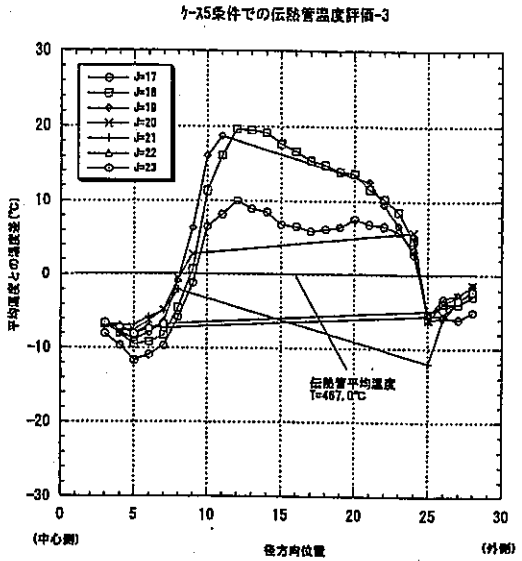
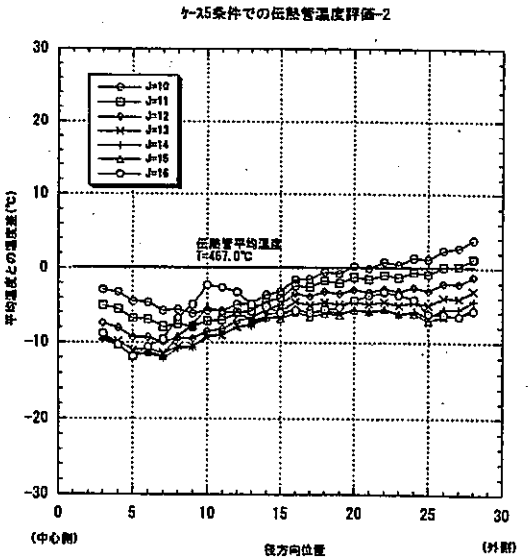


図 4.1.3(1)-114 ＩＨＸ二次側の解析結果（水平断面）







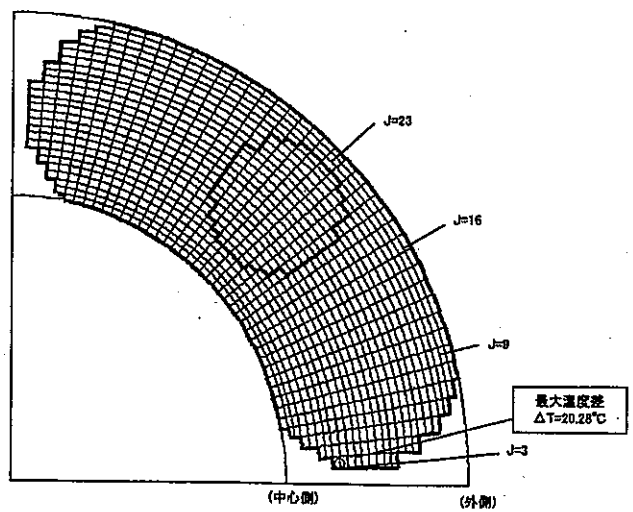
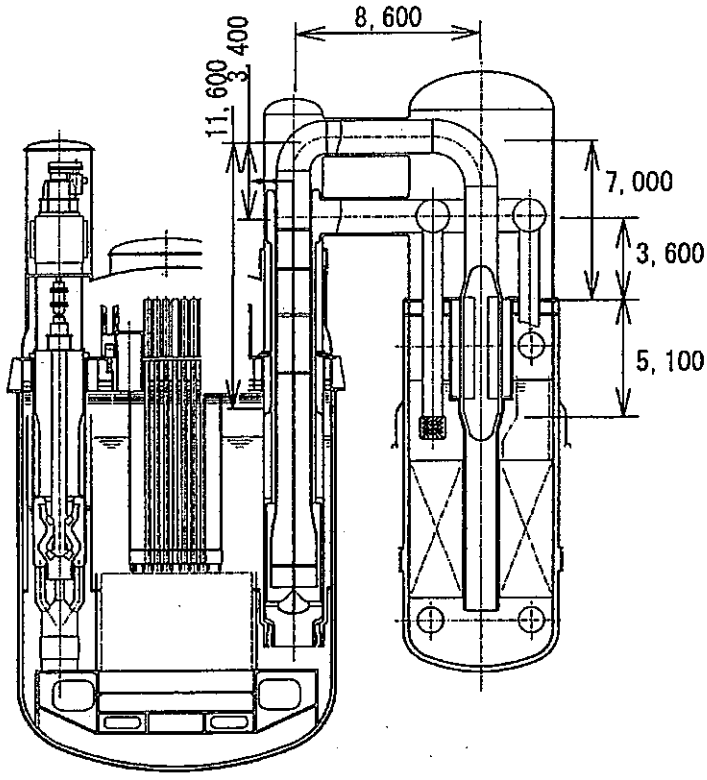


図 4.1.3(1)-115 伝熱管温度評価結果（平均温度との差）



C／L配管
定常：３３５℃
過渡：５５０℃
（外部電源喪失）

H／L配管
定常：５２０℃
過渡：５５０℃
（手動ﾄﾘｯﾌﾟ）

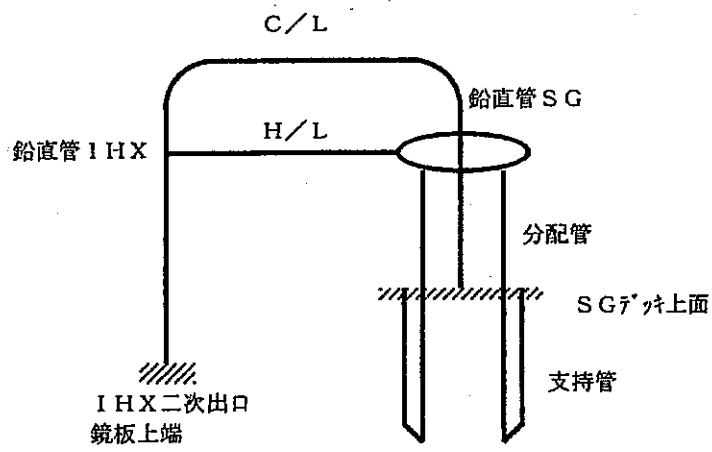
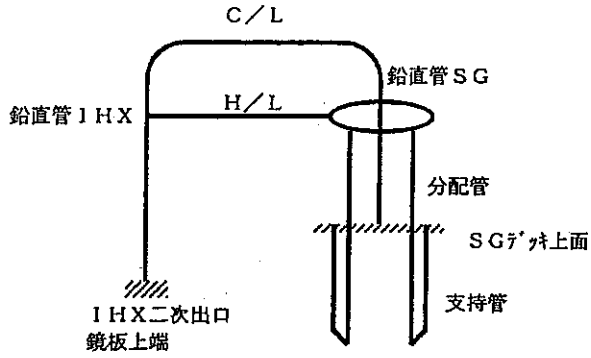
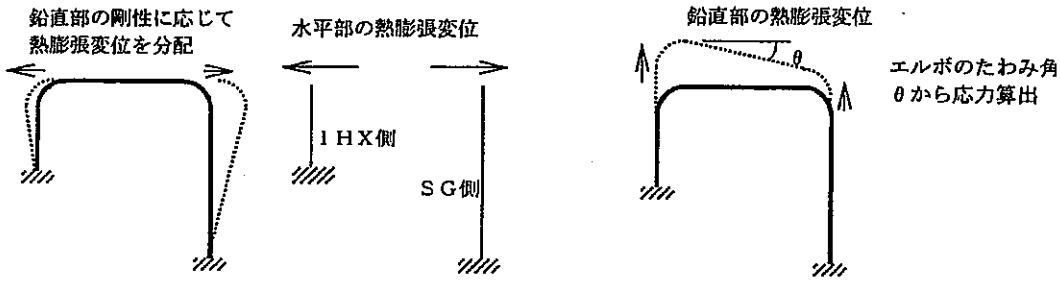


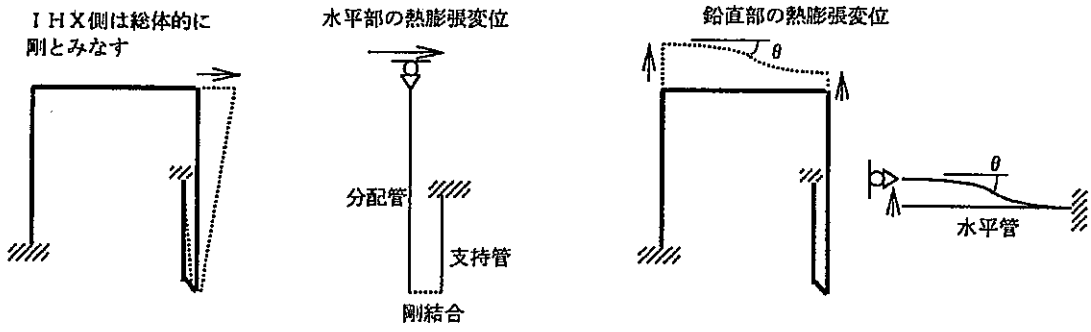
図 4.1.3(1)-116　二次系配管構造



ａ．構造概念



ｂ．Ｃ／Ｌ配管評価モデル



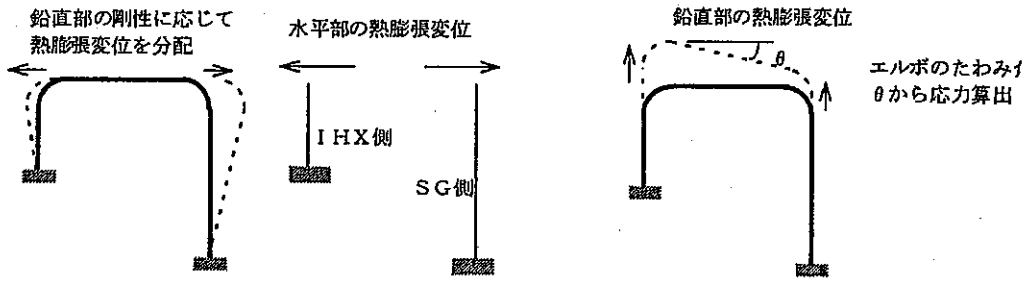
ｃ．Ｈ／Ｌ配管評価モデル

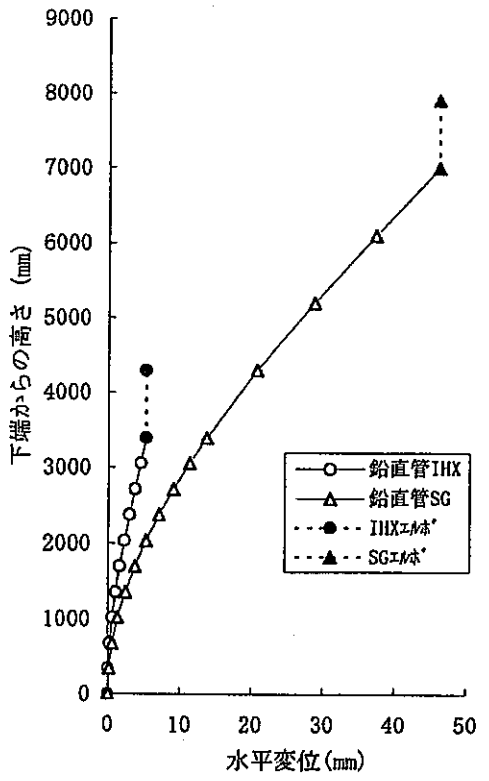
図 4.1.3(1)-117　二次系主配管の評価モデル

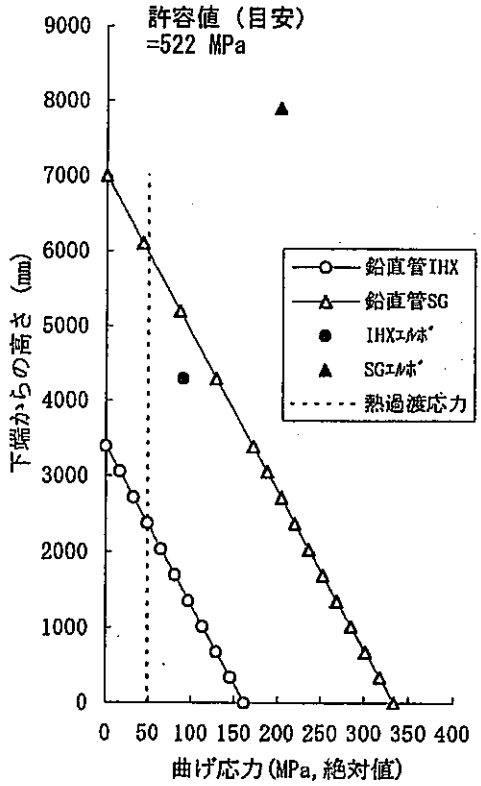
計算条件

	構造条件(mm)				物性値			温度条件
	外径	長さ	板厚	曲率半径	E(MPa)	ν(－)	α(1/℃)	(℃)
主配管(水平部)	1,422	8,600	15.9	－				
〃 (鉛直部IHX側	1,422	3,400	15.9	－	166,000	0.3	1.13E-05	530
〃 (鉛直部SG側	1,422	7,000	15.9	－				
〃 (エルボ)	1,422	－	15.9	1,422				

E；ヤング率、ν；ポアソン比、α；熱膨張率
温度条件は熱膨張量算







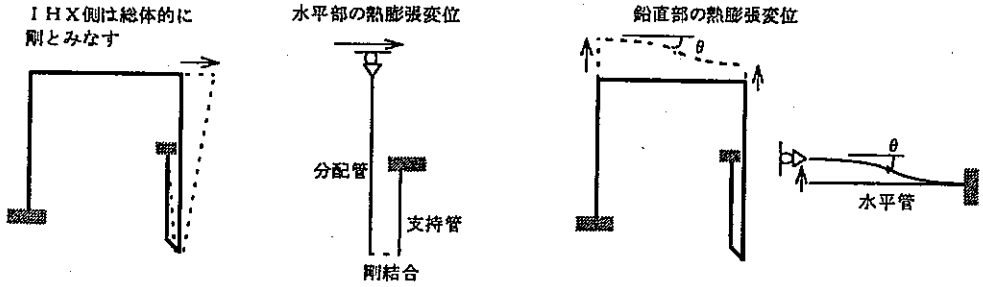
熱過渡応力の事象は既往の知見から設定した。

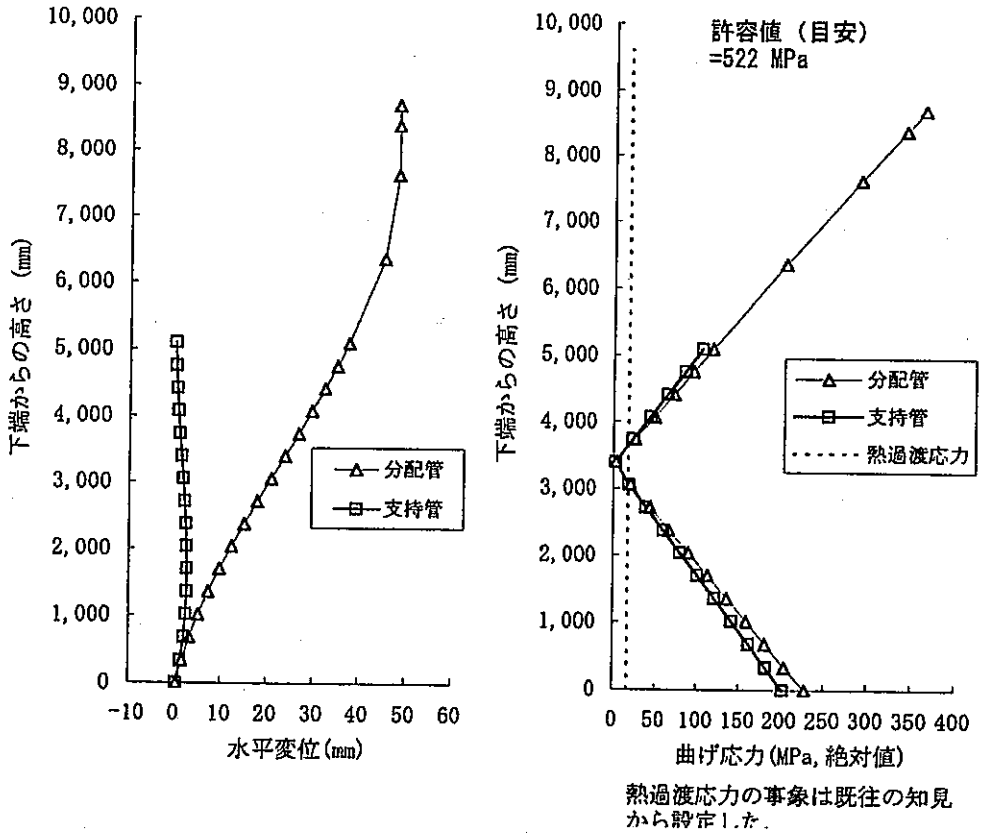
図4.1.3(1)-118　C／L配管の熱膨張応力（外部電源喪失）

計算条件

	構造条件(mm)				物性値			温度条件
	外径	長さ	板厚	曲率半径	E(MPa)	ν(－)	α(1/℃)	(℃)
主配管(水平部)	1,422	8,600	15.9	－				
〃(鉛直部IHX側)	1,905	8,200	15.9	－	166,000	0.3	1.13E-05	530
〃(鉛直SG分配)	864	8,700	12.7	－				
〃(鉛直SG支持)	914	5,100	12.7	－				

E；ヤング率、ν；ポアソン比、α；熱膨張率
温度条件は熱膨張量算





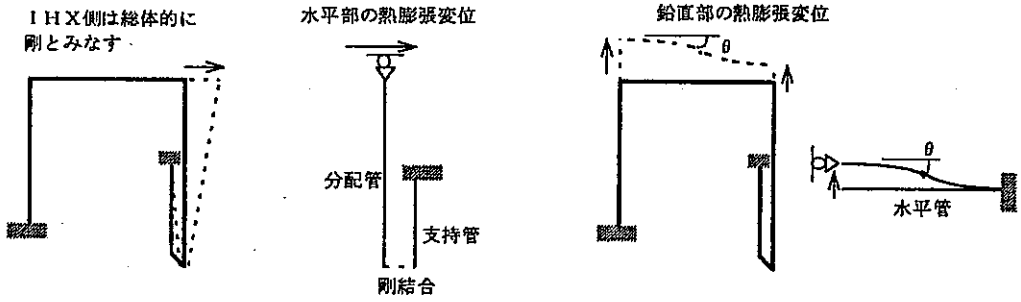
熱過渡応力の事象は既往の知見から設定した。

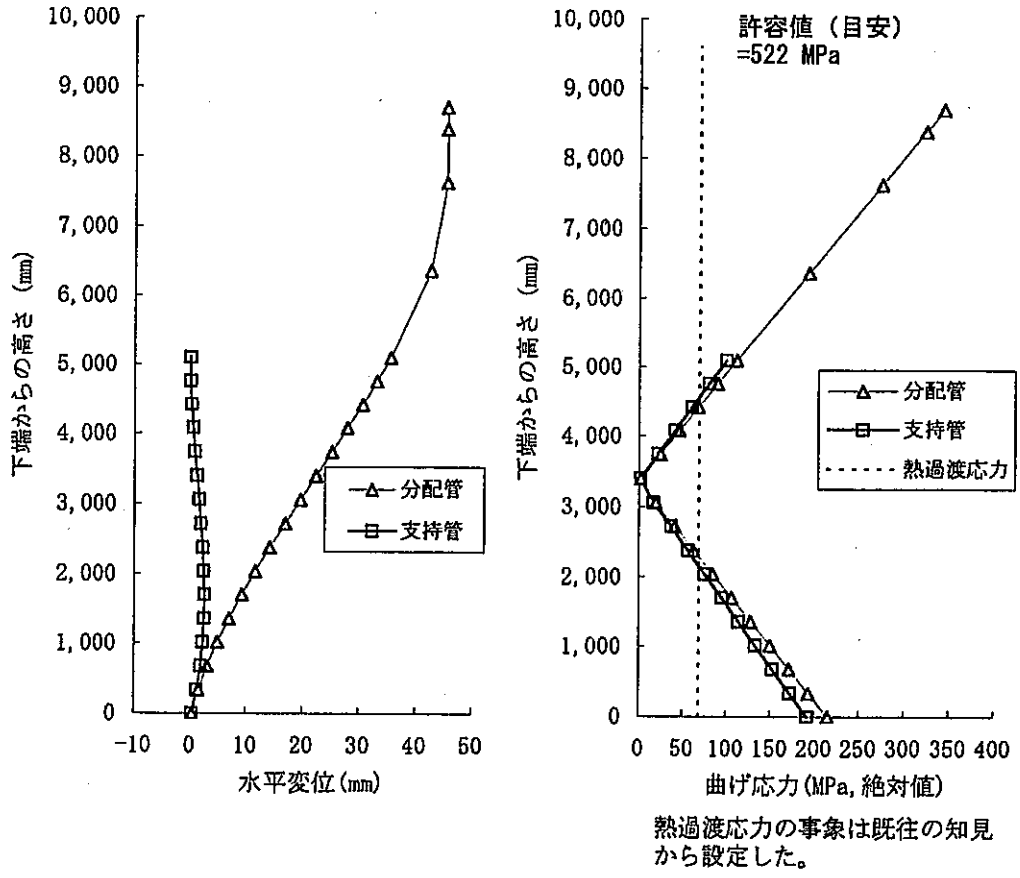
図 4.1.3(1)-119　H／L配管の熱膨張応力（手動トリップ）

計算条件

	構造条件(mm)				物性値			温度条件
	外径	長さ	板厚	曲率半径	E(MPa)	ν(－)	α(1/℃)	(℃)
主配管(水平部)	1,422	8,600	15.9	－				
〃(鉛直部IHX側)	1,905	8,200	15.9	－	166,000	0.3	1.13E-05	500
〃(鉛直SG分配)	864	8,700	12.7	－				
〃(鉛直SG支持)	914	5,100	12.7	－				

E；ヤング率、ν；ポアソン比、α；熱膨張率
温度条件は熱膨張量算





熱過渡応力の事象は既往の知見から設定した。

図4.1.3(1)-120 Ｈ／Ｌ配管の熱膨張応力（１次ポンプ軸固着）

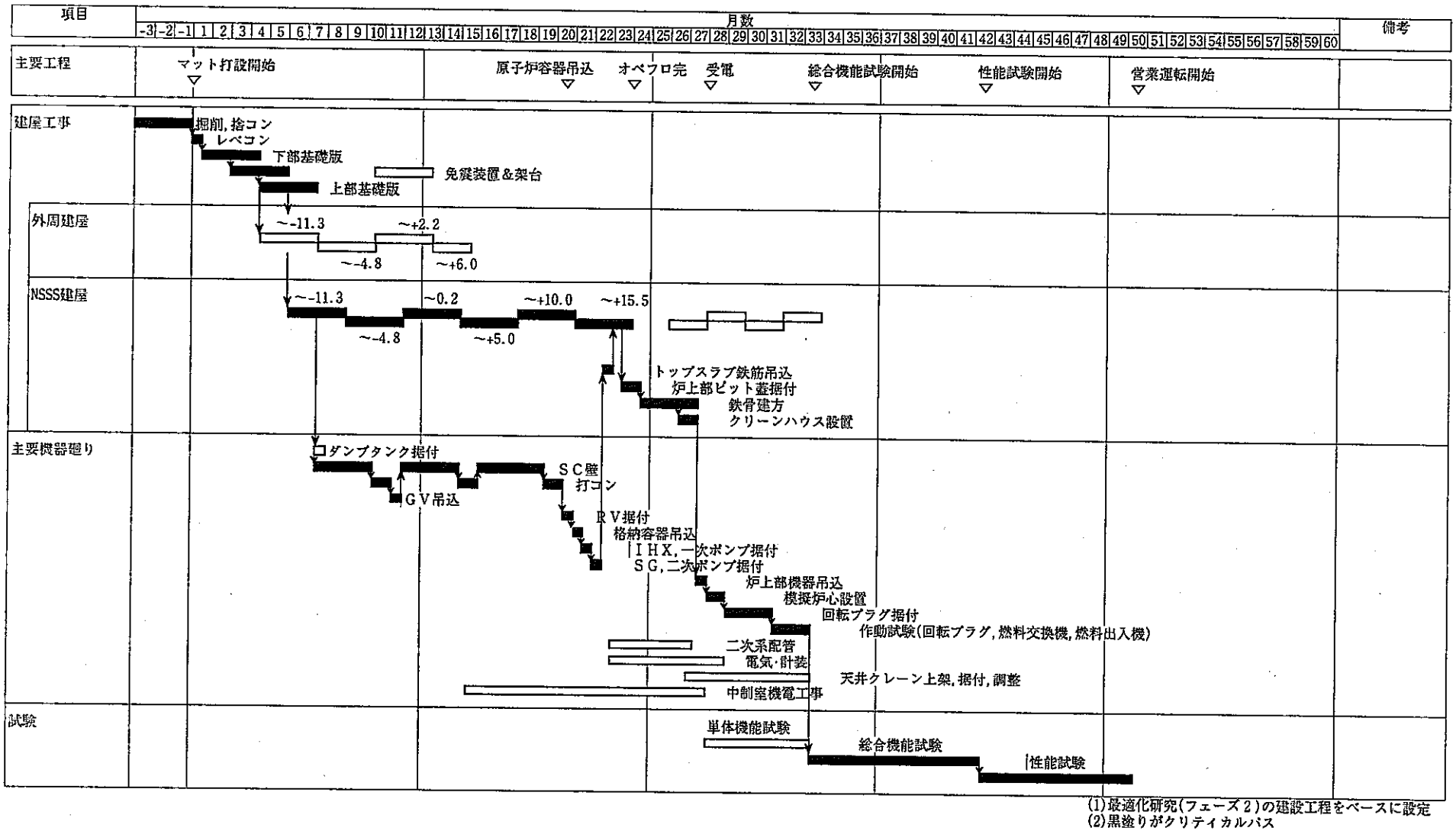
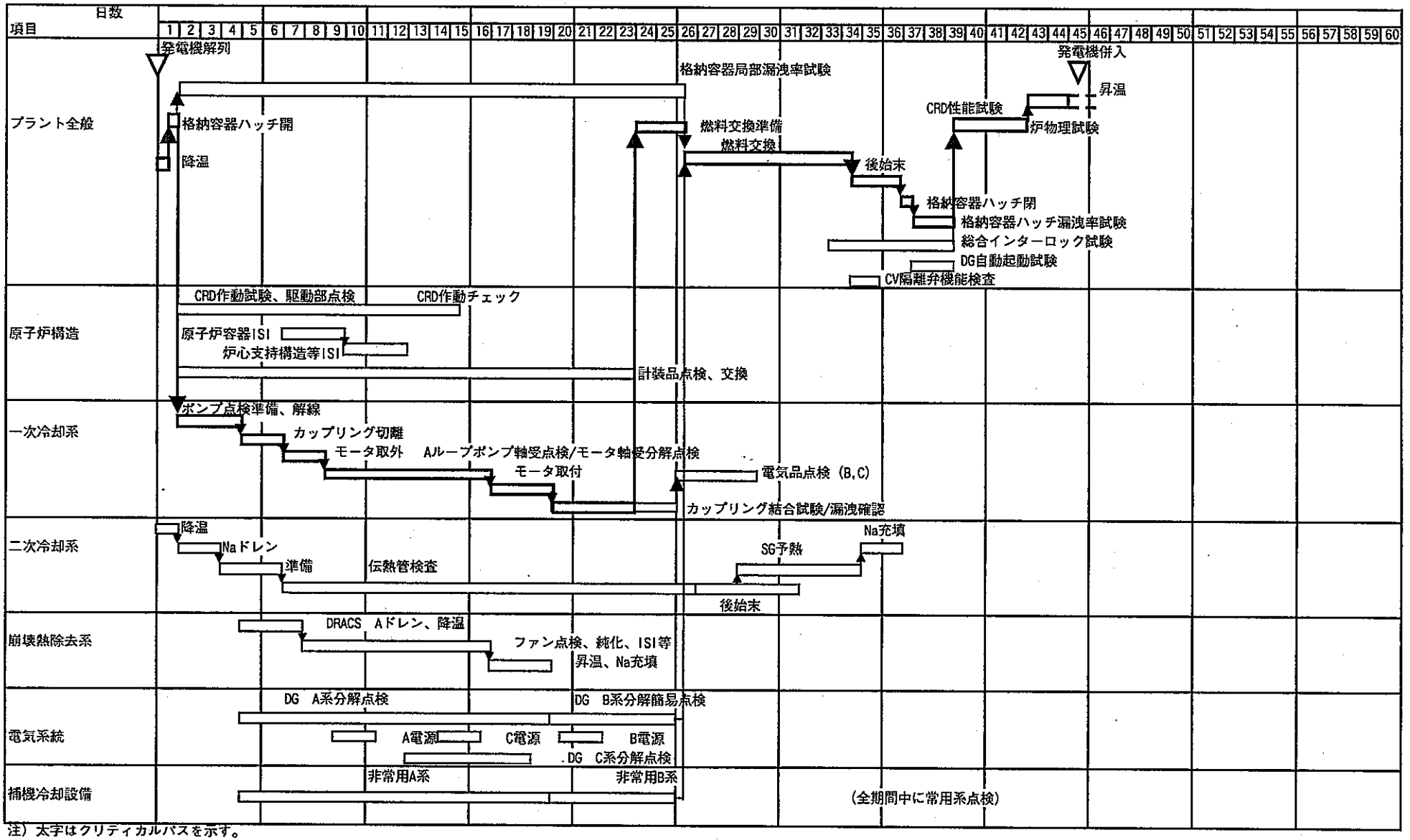
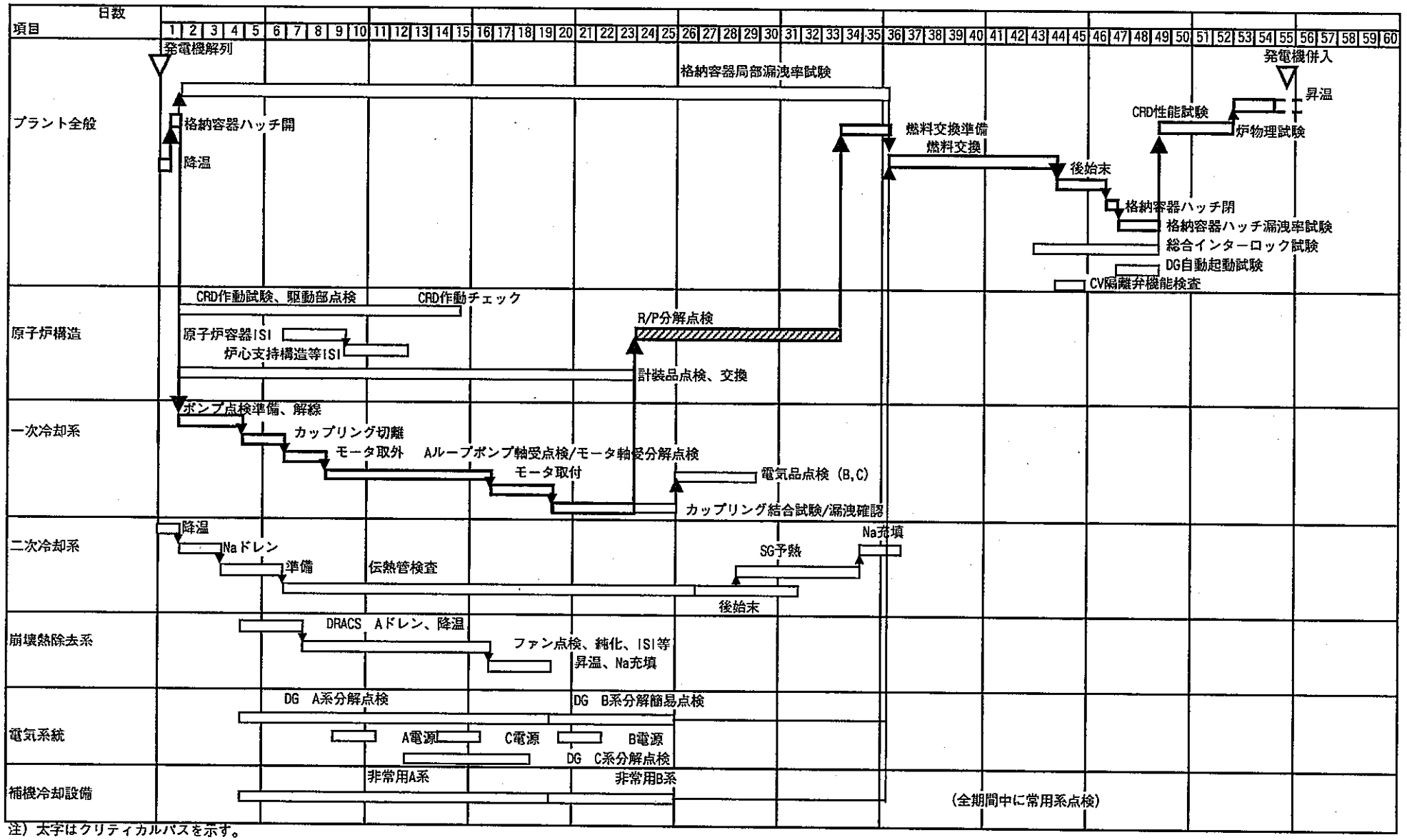


図4.1.3(1)-121 建設工程



注）太字はクリティカルパスを示す。

図4.1.3(1)-122 定検工程（標準）



注）太字はクリティカルパスを示す。

図4.1.3(1)-123 定検工程（標準外）

（2） 中型モジュール炉

（i） 候補概念の摘出

ナトリウム冷却型中型モジュール炉における候補概念の摘出に際しては、各モジュールプラントの単基電気出力を増加させていくスケールアップによるコストダウン効果とモジュール化によるコストダウン効果を適切に組み合わせることが候補概念選定の方針となる。たとえば、総出力 3000MWe の発電設備を想定した時、500MWe 中型モジュール炉の場合、1500MWe ツインプラントから 500MWe へのスケールダウン効果によるコストアップと 6 モジュール製作によるコストダウンの両者の効果が働く。図 4.1.3(2)-1 では、スケールダウンの効果を 0.36～0.7 乗則までのｎ乗則を用い推定し、モジュール化による効果を２種類の方法（６モジュール製作時の平均建設コストが初号モジュールのコストより 70～90%に低下する。）を用い両者の効果の比較を行った。平均的なケースと思われる 0.36 乗則と６モジュールで約 90%にコストダウンする効果を仮定したケースでは、500MWe６モジュールのほうが 1500MWe ツインプラントより約 1.4 倍の建設コストとなり、理想的に大きなモジュール効果を仮定したケースである 0.36 乗則と６モジュールで約 70%のコストダウン効果を組合せたケースでも約 1.1 倍の建設コストとなる。つまりスケールアップ効果の方がモジュール効果より大きい。

そのため、1500MWe 級の大型ツインプラントに経済的に比肩する 200MWe～750MWe 出力の中型モジュールプラント像を構築するためには、中型プラントに特有なコストダウン方策を取り入れ、スケールデメリットを解消することが必要となる。

そこでこれまでに中小型規模のナトリウム炉としてコストダウン方策を検討された代表的設計例である 4S 型と S-PRISM 炉をもとにしてモジュール化の検討を行った。

4S 型は、Super Safe, Small and Simple の特徴からつけられた名称であり、全炉心ナトリウムボイド反応度がゼロまたは負という炉心特性(Safe)と、反射体制御と炉内機器（環状 IHX と電磁ポンプ）の上下配置による原子炉構造及び１次冷却系のコンパクト化(Small and Simple)という特徴をもつ設計例である。4S 型としては、10MWe[1]、50 MWe[2]の電気出力の検討例があるが、本検討では、4S 型の基本概念である反射体制御で全炉心ナトリウムボイド反応度をゼロとできる最大出力（炉心熱出力 475MWt）を求め、それに基づきプラント設計を行った（4S 型（200MWe））。

S-PRISM 炉[3)4)5)6)7)8)]は、Super Power Reactor Inherently Safe Module の略称であり、静的な RVACS(Reactor Vessel Auxiliary Cooling System)による固有の安全性と原子炉容器内飯盒型(＝湾曲長円型)IHX の採用による原子炉容器の縮小化（φ9.1m/400MWe）をコンセプトとしてプラントの簡略化をはかりコストダウンを行っている。RVACS を静的な崩壊熱除去系統としており、その

除熱能力から炉心熱出力限界を 1000MWt としている。

これらの設計では、原子炉容器の縮小、２次系機器数の削減、崩壊熱除去系等安全系の簡素化、タービンジェネレータ（TG）の基数削減、低コスト建屋建設工法の導入、建設期間の短縮といったコストダウンの着目点ごとに各電気･熱出力の特徴を生かしスケールデメリットの解消を計っている。これらのプラント設計におけるコストダウン方策の特徴を図 4.1.3(2)-2 に示す。また両設計の概念図及び仕様をぞれぞれ図 4.1.3(2)-3、図 4.1.3(2)-4 に、簡易評価を表 4.1.3(2)-1、表 4.1.3(2)-2 に示す。この検討[9]の結果、大型炉（1500MWe ツインプラント）に匹敵する建設コストを得ることは困難と判断した。その上で図 4.1.3(2)-5 及び図 4.1.3(2)-6 にそれぞれの検討から得られた次のステップへの方向性を示す。

実用化戦略調査研究においては、中型炉特有のコストダウン方策を維持したまま可能となるモジュール規模の更なる大容量化がプラントのコストダウンにつながるとの考えから、4S 型及び S-PRISM の検討を踏まえ、(i)項で検討した経済性を大きく追及した大型ナトリウム炉概念を出発点にした中型モジュール炉として検討すべき新しいプラント像を次項に示すように設定した。これらの概念は、これまでに検討されてきたループ型概念及びタンク型概念の特徴を活かした形で前述するコストダウンの着目点を具体化した 500MWe 級の中型モジュールプラントとなっている。これらのプラント概念におけるコストダウン方策の比較を表 4.1.3(2)-3 に示す。

（ii） 候補概念の検討

コストダウン方策の検討結果を受けて選定された新たな２つのプラント像の特徴を図 4.1.3(2)-7 に示す。両者の概念図及び設計仕様を図 4.1.3(2)-8 及び図 4.1.3(2)-9 に示す。また、各概念の特徴的コストダウンの着目点となっている以下の事項については別図を用いて補足する。

原子炉容器の縮小化	図 4.1.3(2)-10
２次系機器数の削減･蒸気発生器の低コスト化	図 4.1.3(2)-11
崩壊熱除去系等安全系の簡素化	図 4.1.3(2)-12
低コスト/短期間建屋建設工法の導入	図 4.1.3(2)-13

また、両概念に対する評価を表 4.1.3(2)-4、表 4.1.3(2)-5 に示すとともに各項目の内容を以下に記述する。1500MWe 級大型炉との比較については、表 4.1.3(2)-6 にループ型炉の比較を及び表 4.1.3(2)-7 にタンク型炉の比較を示す。

①ループ型炉

a.経済性

建設コストは以下のように推測されている。

6モジュール平均コスト：23.9万円/kWe（メーカ提示）
（6モジュール平均のモジュール効果：約12.6%）
（メーカの初号機単基コストは27.3万円/kWe）
6モジュール平均コスト：18.6万円/kWe（コマンドコストコード）
（6モジュール平均のモジュール効果：約13%）

建設工期は32ヶ月/モジュール、6モジュール平均の定期検査期間は47日である（タービン発電機の定検を行わない標準定期検査期間は37日）。稼働率は約92%,所内負荷は約4%の見通しである。

物量及び建屋容積は、以下のようになる。
1モジュールあたりの原子炉及び冷却系の合計物量：
1186トン/500MWe（23.72ton/万kWe）
6モジュールあたりの原子炉建屋容積：
約31万m^3/3000MWe（1033m^3/万kWe）

1500MWeループ型ツインプラントの物量は17.52ton/万kWe、建屋容積は800m^3/万kWeであり、建設コストは、17.1万円/kWe（コマンドコストコード）である。1500MWeツインプラントより物量、コスト共に大きなものとなっているが、その差はスケール差から算出される比率[注1]1.4～2.0倍より小さいものとなっている。単位出力当たりの物量比は23.72/17.52=1.35、コスト比は18.6/17.1＝1.09であり、これは大型炉からの単純なスケールダウンにより予測される物量から中型炉特有のコストダウン効果によって4～33%の物量を削減できていることを示している。

複数モジュールを建設することによって建設コストが低減する割合であるモジュール効果は、各機器ごとに低減割合を設定し評価する。そのため機器コストのデータベースにより低減割合が異なるが、本評価では6モジュール建設した時に、平均建設コストが単体初号モジュールより約13%低下するという効果を導入している。この数値は、ナトリウム冷却実証炉のコスト評価例における設計費や冶具費、材料費、加工費の割合から推定されるモジュール効果12.6%と比較しても類似の効果係数となっており、量産効果、習熟効果等の複数製作効果が適切に評価された条件であると判断している。

注1：比率は、（500MWeプラントのコスト×3／1500MWeプラントのコスト）であり、$(1\times3)/((1500/500)^{0.36\sim0.7})$を用いている。

b.安全性

安全設計の考え方は、大型炉と同様に実証炉等先行炉で用いられた考え方を使用している。

原子炉停止系は、主炉停止系（13 本）後備炉停止系（6 本）の独立２系統の炉停止系を有しており、かつ SASS による受動的炉停止能力を持っている。

崩壊熱除去系は、PRACS２系統＋IRACS１系統である（PRACS：8MWt×2、IRACS：6MWt×１）。崩壊熱除去系は動的機器を持たない完全自然循環形式とし動的機器を削除した。大型炉では、IRACS２系統＋DRACS１系統であるが、中型炉では、SG が１基となるため IRACS が１系統となる。DRACS 採用の場合は確保できる伝熱中心差が 5.7m であるが、PRACS の場合は 12.2m の伝熱中心差を確保可能であることから、中型炉では自然循環力を重視し PRACS を採用した。この場合、外部電源喪失（事象Ⅱ：PRACS：8MWt×2、IRACS：6MWt×１）においても、１次系自然循環流量約３％（DHX 伝熱中心差 12.2m）、２次系自然循環流量約７％（DHX 伝熱中心差 19.2m）を確保でき、１次系H/Lの２次ピーク温度は 530℃以下になる見通しを解析により得ている。２次系Ｎａ漏洩＋外部電源喪失＋A/C ダンパ１基開失敗となる事象（事象Ⅳ：PRACS：8MWt＋4MWt）においても、１次系自然循環流量約３％を確保でき、１次系H/Lの２次ピーク温度は 605℃程度である。

格納系は、通常の鋼製ライナコンクリート格納施設であり、特に問題点はない。

Na 漏洩対策は、大型炉と同様に１次系の容器にはガードベッセル、1 次系の配管に外管を設け、２次系及び崩壊熱除去系の機器・配管にエンクロージャを設置したものである。ガードベッセル及びエンクロージャ内部は窒素雰囲気としている。

Na 水反応に対しては、ラプチャ-ディスク破裂による Na 水反応の検出、水系の隔離及びブロー、２次ポンプトリップといった一連のシーケンスによって対応する。

仮想的炉心損傷時の再臨界回避方策は、大型炉と同様にＮａボイド反応度を６＄以下にすることで即発臨界を回避し、下部軸方向ブランケットの一部を燃料排出パスとした ABLE 概念により溶融燃料を炉心外に排出する。また、炉心下部では、溶融燃料を保持できるようにし、デブリの安定冷却を図っている。

c.構造健全性（含む耐震性）

構造設計は、大型炉と同様に 12Cr 系鋼の許容応力等を暫定し評価を行った。設計方針の基本的考え方は、高速増殖実証炉高温構造設計方針に矛盾するものではないが、今後高度化が必要となる点においては大型炉と同じと思われる。

また、水平免震の場合、原子炉建屋の原子炉据付部における上下方向卓越振動数は 10Hz 近傍にあり、M6.8 相当の地震入力でおおよそ 3000gal 強、M7.1 相当でおおよそ 5000gal 強の床応答となる。そのため、原子炉容器径が大型

炉より小さくなる中型炉においても、炉心の健全性を確保することが難しく、上下免震を前提に考えている。ここで炉心の健全性確保は、過度の燃料集合体浮き上がり及び反応度投入防止の観点から炉心支持板中央の上下方向応答加速度が 3000gal 以下、過度の制御棒引抜き防止の観点から上下方向応答変位が 10mm 以下、面外変形が 5mm 以下になるよう設計を行っている。炉心支持板中央の上下方向応答加速度は、床応答の上下方向加速度の約１～1.2倍程度である。

機器ごとの構造健全性の判断を以下に示す。対象機器は、原子炉容器、炉内構造物、冷却系、格納施設である。多くの課題は大型炉と同種の課題であり、管板径や配管径といった大きさに起因する課題は、大型炉より健全性確保が容易である。

原子炉容器

原子炉容器は、内径 6.57m,高さ 18.5m,肉厚 30mm の 316FR 製である。原子炉容器は、物量削減、構造簡素化の観点から 550℃のホットベッセルとして設計されており、液面揺動等により発生する過渡応力を低減化するため、板厚 10mm のサーマルライナを２枚設置している。サーマルライナ間及びサーマルライナと原子炉容器の間には 10mm の空間が空けてあり、ナトリウムが入り込めるようになっている。このようなもんじゅと同じ概念のライナをスタッドボルトにより原子炉容器に取り付け原子炉容器に負荷される熱荷重の低減化を図っている。起動時（427 回）の液面上昇により発生する熱荷重は、内径×肉厚の 0.5 乗にほぼ比例し、最大応力の発生箇所は定格運転時におけるナトリウム液面下 50mm 近傍の位置である。1500MWe 大型ループ型炉条件である原子炉容器径 9.6m の場合、発生応力強さ範囲は、弾性解析により膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn が 369MPa（最大発生膜＋曲げ応力強さ 273MPa）と算定されている。本応力は、起動想定回数である 427 回発生するため、構造健全性としては繰返し荷重による進行性ひずみ（ラチェットひずみ）の発生がクリティカルとなる。ラチェットひずみの発生は、膜ひずみで 0.54%と評価されており、構造健全性確保のため設定してある許容値 1%を下回り健全性は確保できている。そのため、より低応力条件となる本中型 500MWe プラントにおいても構造健全性は確保できると判断している。

配管は、原子炉容器上部（ルーフデッキ部）を貫通して原子炉容器内に配置されており、容器にノズルは存在しない。原子炉容器最上部のカバーガス中にルーフデッキ等低温部構造材料である低炭素鋼（SGV410 等）との異材継手を設けている。異材継手部は、原子炉容器外部のガス循環系により冷却され非クリープ域かつ低応力条件となるよう設計されている。

上下の固有振動数が 5Hz 以下の 3 次元免震を前提とし耐震設計審査指針

に規定されている M=6.8 の直下地震を基準地震動 S_2 と仮定した場合、原子炉容器肉厚 30mm の設定で十分耐座屈裕度を確保することができる。また基準地震動が拡大する可能性を踏まえ、M7.3,震央距離 10km といった地震入力を仮定しても原子炉容器が座屈することはない。よって耐震安全性も確保できる見通しである。

原子炉容器の振動及び腐食に関しては、特に問題となる事項はない。

炉内構造

主要な炉内構造物は、大型炉と同様に炉心槽、炉心支持構造、炉心下部機構、ディッププレート、サーマルライナである。また、炉内機器として UIS 及び配管（1 次系配管の炉内部）がある。

大型炉と比較して熱出力に対するナトリウムインベントリが大きいため熱荷重は小さくなる見通しであり、熱応力に対し大きな問題はないと判断している。ただし、ディッププレート部の流動把握、サーマルライナ構造の詳細化等の詳細構造については、今後更に検討を進めていく必要がある。またナトリウム中における構造材料の腐食は非常に小さく、12Cr 系鋼の炭素移行も小さいためこれらが構造健全性に影響を及ぼす可能性は低いと判断している。

原子炉容器は長時間高温強度と延性を重視し 316FR 鋼を採用し、冷却系配管、IHX には低熱膨張率及び高耐圧強度（降伏、引張）を重視し 12Cr 系鋼を採用している。316FR 鋼は、SUS316 鋼から極低炭素化及び中窒素添加により良好な高温強度と延性を確保している。316FR 鋼の材料仕様は、炭素≦0.02wt%、窒素 0.06 wt%≦N≦0.12 wt%である。12Cr 系鋼は高速炉用材料組成が確定していないが、代表的 12Cr 系鋼である HCM12A は 0.07 wt%≦C≦0.14 wt%、0.04 wt%≦N≦0.1 wt%の仕様となっている。つまり 12Cr 系鋼の炭素が 316FR 鋼に移行し、12Cr 系鋼で脱炭による引張強度低下及び破断伸びの増加が、316FR 鋼で浸炭により引張強度の増加及び破断伸びの減少が予測される。このような脱浸炭現象は材料表面数十μmオーダーであり、構造材料の健全性に有意な影響を及ぼすことはすくないものと考えられるが、被覆管及び伝熱管といった薄肉構造に対しては注意が必要である。先行して開発されている 12Cr 系鋼の一種 PNC-FMS 鋼（ラッパ管）では、ナトリウム浸漬後引張試験等を行い試験結果により設計対応をはかっている。特に永久構造物である IHX 伝熱管は、ナトリウム試験データの蓄積により材料強度基準値を補正する必要性が生じる可能性がある。

ナトリウム浸漬後の 316FR 鋼の引張、クリープ、疲労特性は、これまでに有意な変化がないことが複数条件の試験により確認されている。12Cr 系鋼の脱炭速度定数は、2.25Cr-1Mo 鋼よりワンオーダー低く Mod.9Cr-1Mo 鋼（0.08≦C≦0.12）と同様に $10^{-8}g/cm^2 \cdot sec^{1/2}$ のオーダーと推定されている。こ

の場合20万時間程度の使用で10^{-2}wt%オーダーの脱炭は生じる恐れがあり、数%の引張強度低下の可能性はある。従ってバイメタルの使用による脱浸炭速度の加速を含め、試験データを取得し材料強度基準値の検討を行っていく必要がある。

また、12Cr 系鋼である炉内コールドレグ配管は炉心槽側部に配置され、炉心槽自体は、316FR 鋼の照射限界のため 1×10^{21}n/cm^2(E>0.1MeV)に制限されている。照射による影響は、通常材料の硬化（降伏応力、引張強さの増加)、破断延性の低下、延性 - 脆性遷移温度の上昇といった面に現れる。HCM12A 鋼等新しく高強度材として提案されている材料に対する照射実績はないが、炉心ラッパ管候補として考えられている HT9,FMS といった 11-12Cr 系鋼に対しては、照射データが取得されている。これらのデータから類推すれば 1×10^{21}n/cm^2(E>0.1MeV)といった照射領域であれば、10%破断延性の確保、最低使用想定温度より低い延性 - 脆性遷移温度の確保といった材料の延性靭性特性の確保は可能な見通しであり、新規 12Cr 鋼も同様の照射特性になるものと判断している。

冷却系

大型炉と同様に 1 次系ホットレグ（H/L）配管は逆Ｌ字１エルボ配管＋Ｙ字デッキシールであり、ＩＨＸ/1 次系ポンプ合体を採用したためクロスオーバーレグはない。1 次系コールドレグ（C/L）は３エルボ引き回しの 12Cr 系鋼配管となるが、配管径が、H/L28B、C/L20B となりもんじゅ(H/L32B,C/L24B)より小口径となる。構造健全性は、大型炉と同様に発生応力が 3Sm(396MPa)を下回る応力で引き回すため問題ないと考えられる。

IHX 胴外径は、もんじゅ（2.7m）より大きな 3.6m となるが、大型炉の 5.3m より小さく、大型炉の IHX 管板において健全性確保（対クリープ疲労）の見通しを得ていることから問題はないと判断している。

SG は、直管型を採用しているため、管板径がヘリカルコイル型より大きくなる。1785MWt 直管 SG 管板（径 2500mm）において応力解析を行っており、給水管破断事象における発生膜＋曲げ応力強さ範囲 Sn が約 500MPa であり、クリープ疲労損傷和は十分小さい（0.3 程度）という結果を得ている。そのため管板径が 2060mm となる交換熱量 1190MWt（SG1 基で 500MWe）の直管 SG においても構造健全性は確保できる見通しである。ただし、内外層伝熱管において温度差が生じるため、伝熱管座屈に対する考慮が必要である。

地震に対しては、SG 直管及び胴大型ベローズに対する評価が必要となるが、設計対応可能であり大きな問題とはならない見通しである。

振動に関しては、大型炉と同様に IHX/1 次ポンプ合体機器の振動特性の把握が必要となる。

格納施設

格納施設には有意な熱過渡荷重、圧力荷重はかからないため、熱応力、地震、振動、腐食において問題はないと判断している。

特に考慮すべき特殊構造

高さ 37m となる直管 SG（SG コストダウンのため採用）
（径方向温度不均一、胴部大型ベローズ、管-管板溶接部）
316FR 鋼と低炭素鋼の異材継手
（原子炉容器-ルーフデッキ：カバーガス中低温）
12Cr 系鋼と低炭素鋼の異材継手
（1 次系配管-ルーフデッキ：カバーガス中低温）
1 次 C/L 差込部のスライドジョイント（配管熱膨張対応のため採用）
IHX のベローズ構造（熱膨張差吸収のため採用）
（1 次/2 次バウンダリベローズ、H/C シールベローズ、カバーガスベローズ）
切込み付コラム型 UIS 構造（原子炉容器径縮小のため採用）

d.製作建設性

直管型 SG の製作に必要な伝熱管長さは約 35m となるため、現状 20m が製造限界である工場設備を拡張する必要があるが、溶接部を直管部に導入し 7m 程度の伝熱管をつなぎ合わせる方法を採用する方策もある。製作時の検査に関しては、特に問題となる機器はない。

組立・輸送・据付性に関しては、現地での建設工期短縮及び建屋コストの低減化を目的として一部の機器設備を含む建屋を 3000～4000 トン単位でモジュール化し、工場製作する大型ユニット工法を採用している。経済性上の効果は予測されるが、長距離輸送・据付性に関しては実績がない。

その他の機器類には、現地試験性を含め大きな問題はない。

e.運転・保守補修性

モジュール炉となるため共用部分において特殊な運転が必要となる。単一原子炉トリップ時の TG（3 モジュール共用）の追従運転、定検期間中の 2/3 部分負荷運転等、TG に対しより複雑な運転を強いることとなる。

検査性に関しては、直管型 SG に対して小口径プローブの開発が必要となる。また、IHX に対する ISI 要求をユーザーから追加する場合には ISI 機器の開発が、炉内構造物に対する目視検査要求を追加する場合には Na 中 ISI 機器の開発が必要となる。ISI 及び検出性に関し、その他に大きな問題はないと判断している。

保守補修性に関しては、IHX のインプレース技術の開発が必要となる。

機器へのアクセス性に関しては特に大きな問題はない。

②タンク型炉

a.経済性

建設コストは以下のように推測されている。

6モジュール平均コスト：24万円/kWe（メーカ提示）

（メーカの初号機単基コストは提示されていないが、モジュール効果：約12.6%と想定すると約28万円/kWe。）

6モジュール平均コスト：19.5万円/kWe（コマンドコストコード）

（6モジュール平均のモジュール効果：約13.6%）

建設工期は40ヶ月/モジュール、6モジュール平均の定期検査期間は53日である（タービン発電機の定検を行わない標準定期検査期間は、40日）。稼働率は約91%、所内負荷は4.3%以下の見通しである。

物量及び建屋容積は、以下のようになる。

1モジュールあたりの原子炉及び冷却系の合計物量：

1270トン/500MWe（25.4ton/万kWe）

6モジュールあたりの原子炉建屋容積：

約36万m^3/3000MWe（1190m^3/万kWe）

1500MWeタンク型ツインプラントの物量は18.5ton/万kWe、建屋容積は870m^3/万kWeであり、建設コストは、17.4万円/kWe（コマンドコストコード）である。ループ型炉と同様にスケール差から算出される比率1.4～2.0倍と比較すると、物量比＝25.4/18.5＝1.37倍、コスト比＝19.5/17.4=1.12倍となっている。大型炉の単純なスケールダウンにより予測される物量からの物量削減率は、2～32%であることを示している。

b.安全性

安全設計の考え方は、大型炉と同様に実証炉等先行炉で用いられた考え方を使用している。

原子炉停止系は、主炉停止系（12本）後備炉停止系（5本）の独立2系統の炉停止系を有しており、かつSASSによる受動的炉停止能力を持っている。

崩壊熱除去系は、RVACS 1系統＋SG-ACS 1系統である。RVACS(FC/NC)：最大約10 MWt /最大約7.5MWt、SG-ACS(FC/NC)：最大約5MWt /最大約4MWt。中型炉特有のコストダウン効果を導入するため、崩壊熱除去系は外気による空気冷却形式としている。冷却系統は、空気流路と送風機及びダンパを有しており、通常時は閉じた流路となっている。事象Ⅱの外部電源喪失時は、送

風機起動、ダンパ開の一連の動作により、強制循環による除熱能力を確保する。事象Ⅳの全交流動力電源喪失時には、送風機の起動は想定せず、ダンパ開による自然循環状態になる。全電源喪失時もRVACS(NC)により約7MWt、SG-ACS(NC)により約 4MWt の除熱を確保でき、喪失後 11 時間程度で炉心崩壊熱を上回る除熱量となる。ホットプレナム最高温度は、約640℃であり、制限値の 650℃を下回る範囲に設計できる。Ｎａ漏洩のような２次冷却材流量喪失時には、SG-ACS による除熱は期待できないが、RVACS(FC)のみにより直接ホットプレナムを除熱するため、ホットプレナム温度に除熱量が依存する本除熱システムでは、SG-ACS が稼動していた時より大きな除熱量（最大約 11MWt）が期待できる。そのため、ホットプレナム温度は、約 610 度までしか上昇しない見通しである。

このような強制空冷型の RVACS を採用した理由は、図 4.1.3（2）に示したように500MWe電気出力が可能となる炉心を9m台といったなるべく小さな原子炉容器内に配置することを選定したからである。そのため、炉内堰を採用せずブロア（動的機器）の導入を行った。また、熱出力 1220MWt 炉心の崩壊熱を除去するために以下の設計対応を行っている。

・ガードベッセルにおいて熱伝達を促進させるため実効伝熱割合が 3 倍程度となるフィン構造を設置する。
・RV のホットプレナムの接液高さ割合が 60%以上になるようにホット／コールドプレナム部の隔壁位置を炉心槽上部から側部まで下げる。拡大したホットプレナム領域である炉心槽脇のホットプレナム領域の流量を確保するため炉心槽に連通穴を導入し流路を構成する。
・自然循環時の除熱量を増加させるため、スタック高さは30mとする。

本対応により必要な除熱量は、前述のように確保できる見通しである。

格納系は、上部をドーム式格納境界にすることにより、下部のガードベッセルと合わせ格納境界を確保している。

Na漏洩対策は、大型炉と同様に１次系の容器にはガードベッセルを設け、２次系及び崩壊熱除去系の機器・配管にエンクロージャを設置したものである。ガードベッセル及びエンクロージャ内部は窒素雰囲気としている。

Na 水反応に対しては、ラプチャ-ディスク破裂による Na 水反応の検出、水系の隔離及びブロー、２次ポンプトリップといった一連のシーケンスによって対応する。

仮想的炉心損傷時の再臨界回避方策は、他概念と同じく大型炉と同様にＮａボイド反応度を６＄以下にすることで即発臨界を回避し、下部軸方向ブランケットの一部を燃料排出パスとした ABLE 概念により溶融燃料を炉心外に排出する。また、炉心下部において、デブリの安定冷却を図っている。

c.構造健全性（含む耐震性）

構造設計は、大型炉と同様に 12Cr 系鋼の許容応力等を暫定し評価を行った。設計方針の基本的考え方は、高速増殖実証炉高温構造設計方針に矛盾するものではないが、今後高度化が必要となる点においては大型炉と同じと思われる。

免震装置についても、ループ型炉と同じ理由により上下免震を前提に考えている。

機器ごとの構造健全性の判断を以下に示す。対象機器は、原子炉容器、炉内構造物、冷却系、格納施設である。多くの課題は大型炉と同種の課題であり、管板径や配管径といった大きさに起因する課題は、大型炉より健全性確保が容易である。

原子炉容器

原子炉容器は、内径 9.3m 高さ 16m 肉厚 25mm の 316FR 製（板溶接）である。原子炉容器は、物量削減、構造簡素化の観点から 550℃のホットベッセルとしている。熱応力の観点からは、薄肉構造の方が発生応力は低くなるが、地震時の座屈に対しては逆に耐性が低くなる。IHX 及び 1 次系ポンプはルーフデッキから吊り下げられており、原子炉容器にノズルは存在しない。原子炉容器上部の異材継手部はループ型と同様に存在する。IHX をコールドプレナムまで差し込むため、上部プレナムと中間プレナムの間のシールはベローズとした。原子炉の支持方式はデッキからの吊下げ方式としており、内部構造も含め荷重を支えるため、同径のループ型より高剛性の設計になっている。振動及び腐食に関しては特に問題となる事項は見当たらない。

地震時の座屈については、M7.3、震央距離 10km 相当の入力地震波を想定した場合でも固有振動数 3Hz 以下減衰定数 2%以上の上下免震装置の条件で、座屈を防止できる見込みである。

炉内構造

主要な炉内構造物は、ループ型と同じく炉心槽、炉心支持構造、炉心下部機構、ディッププレートに加え、炉内配管、炉内 1 次ポンプ、炉内 IHX がある。（必要に応じサーマルライナを設置する。） 大型炉と比較して熱出力に対するナトリウムインベントリが大きいため熱荷重は小さくなる見通しであり、熱応力に対し大型炉より問題は小さいが、炉内流動がループ型より複雑化する分、より正確な流動状況の把握が必要となる。

ディッププレート部の流動把握、炉壁構造の詳細化等は、詳細設計段階で設計対応可能であるが、タンク型概念において原子炉容器径縮小の目的で導

入した湾曲長円型 IHX の構造健全性については、炉容器径といった全体構造に影響を及ぼすため重要なものとなる。湾曲長円型 IHX では胴部の座屈を防止するため、内部のバッフルプレートにより胴部支持間隔を狭めている。また、伝熱管の温度差による座屈を防止するため、炉内の流動不均一を小さくするよう、バッフル形状を工夫している。現状、伝熱管及び胴部の座屈防止可能な設計見通しを得ているが、タンク型炉では、IHX の形状が原子炉容器径を決定する要因となっていることから、今後も流動/構造の詳細化が必要である。また、炉内に機械式ポンプを導入したことから、ポンプ振動の影響の評価が必要であり、ポンプケーシング等ポンプ回りの構造物は、ポンプとの共振を避けるよう設計対応する予定である。

12Cr 系鋼の炭素移行及び照射に関しては、ループ型と同様の課題を持つ。ただし、タンク型では炉心槽側部に配置される IHX が２次系放射化防止の観点から、構造材料健全性の制限より低い照射量で制限される。

冷却系

二次冷却系機器は、電磁ポンプと合体した蒸気発生器を採用している。中型炉では、２次系１ループ化を取り入れており、SG での熱交換容量は、1220MWt となる。電磁ポンプとの合体が必要であるが、大型炉より小さい SG の熱応力に対して大きな問題はない見通しである。

IHX と SG 間の２次系配管は H/L, C/L ともに IHX 側２ループ（32B）、SG 側１ループ（46B）としており、２基の IHX からの流路を結合し途中から１ループ化することを選択している。発生応力は、定常時で H/L 319MPa、C/L 500MPa とループ型と比較し大きなものとなるが、配管エルボ部に対しては、発生応力値（膜＋曲げ）で 600MPa 程度まで許容（クリープ疲労の制限による目安値）できる見通しであり、構造健全性は確保できると判断している。なお、このように応力が若干高くなる理由は、コンパクト化を図るため冷却材の温度の異なる H/L と C/L を上下並行に配置する配管配置を採用しているためである。地震、振動、腐食に対しては、特に大きな問題はないと判断している。

格納施設

格納施設には有意な熱過渡荷重、圧力荷重はかからないため、熱応力、地震、振動、腐食において問題はないと判断している。

特に考慮すべき特殊構造

湾曲長円型 IHX（原子炉容器径縮小のため）

（流動不均一及び胴及び伝熱管の座屈、SG 事故時の発生応力に対する２次系統の応答）

中間プレナム部シールベローズ（IHX 差込部）（熱膨張差吸収のため）

G/V 及び SG エンクロージャ外表面への熱伝達促進フィンの設置
H/L 及び C/L 配管の上下並行配置による配管配置（配管長短縮のため）
（発生応力低減方策及び LBB 評価）
SG/２次主循環 EMP 合体構造（建屋容積短縮及び機器コスト削減のため）
切込み付コラム型 UIS 構造（原子炉容器径縮小のため）

d.製作建設性

湾曲長円型 IHX に関しては、胴及びバッフル板の構造が複雑化するため、溶接を含む製作方法の検討が必要となる。

製作時の検査に関しては、特に問題となる機器はない。

組立・輸送・据付性に関しては、現地での建設工期短縮及び建屋コストの低減化を目的として建屋に対し、船殻構造という概念を適用している。これは、建屋を船舶と同じ製造方法で建設するものであり、輸送可能な重量 700 トン以下でかつ大きさが 25m×25m×13mH 以下のブロック単位となる鋼製建屋構造を工場で製作し、現地に搬入するものである。現地では、ブロックごとに溶接し一体化する。建屋はコンクリート建屋ではなく、リブで強化された鉄板構造となるが、建屋重量は通常コンクリート建屋の 13 万トンクラスから６万トン程度まで低減化する見通しである（一部の遮蔽領域には、２重鉄板の小ブロック内にコンクリートを充填し、遮蔽性能を確保する。重量には、遮蔽用のコンクリート重量を考慮済み）。建設工期は、本工法を取り入れ 40 ヶ月となっている。建屋コストは２～３割の低減が期待されている。

また、中型モジュール炉の特性を活かすために機器は一体搬入が可能な 1000 トン程度以下になるように設計しており、機器搬入、現地据付性に問題はない。

その他の機器類には、現地試験性を含め大きな問題はない。

e.運転・保守補修性

モジュール炉となるため共用部分において特殊な運転が必要となる。単一原子炉トリップ時の TG（3 モジュール共用）の追従運転、定検期間中の 2/3 部分負荷運転等、TG に対しより複雑な運転を強いることとなる。

検査性に関しては、IHX に対する ISI 要求をユーザーから追加する場合には ISI 機器の開発が、炉内構造物に対する目視検査要求を追加する場合には Na 中 ISI 機器の開発が必要となる。炉内にシールベローズが設置される概念となるが、現状では、本ベローズの検査は困難である。ISI 及び検出性に関し、その他に大きな問題はない。

保守補修性に関しては、２次系電磁ポンプコイルの補修方法の検討が必要となる。また、IHX のインプレース技術の開発が必要となる。

機器へのアクセス性に関しては特に大きな問題はないが、ループ型との比

較においては、開発品となる１冷却材機器が原子炉構造上部に集中配置されているタンク型のほうが、補修の際、高照射量条件での補修作業が必要となる。また、原子炉容器内の溶接線長が長く、ルースパーツ発生源となる可能性のあるボルト数が多いという定性的特徴から１次系冷却材ドレンが必要となる可能性がより高いといった特徴をもっている。

参考文献

(1)Katsutada Aoki, Shigeo Kasai and Sadao Hattori, Design of Small and Simple LMR Cores for Power Generation in Remote Communities, ICON-3, Tokyo Japan, p863-868, 1994

(2)S. Hattori, I. Ikemoto and A. Minato, Realization of Safety Culture into a Reactor Plant-4S(Super Safe, Small and Simple)LMR, Int. Topical Meeting on Safety Culture in Nuclear Installations, Vienna, p479-488, 1995

(3) Charles E. Boardman, Sim Golan and Pierre Babka , Modular verses Monolithic Advanced LMR Development Paths, its Time for an In-Depth Assessment, 10th Pacific Basin Nuclear Conference, Kobe, Japan, October 1996

(4)C. L. Cockey, T. Wu, A. J. Lipps and R. N. Hill, Higher Actinide Transmutation in the ALMR, Global '93 Future Nuclear Systems: Fuel Cycles and Waste Disposal Options, Seattle, WA, September 1993

(5)Charles E. Boardman and Marvin Hui, A COMPETITIVE INTEGRAL FAST REACTOR WITH ENHANCED DIVERSION RESISTANCE (S-PRISM), Proc. of Int. Conf. on future Nuclear Systems Global'99, Aug., 1999

(6)Charles E. Boardman, et al., A FAST TRACK APPROACH TO COMMERCIALIZING THE SODIUM COOLED FAST REACTOR, 7th Int. Conf. on Nuclear Eng. ICONE7, Tokyo, Japan, April, 1999

(7)A. E. Dubberley, et al., OPTIMIZING THE SIZE OF THE SUPER-PRISM REACTOR, ICONE 8, Baltimore, MD USA, April, 2000

(8)Charles E. Boardman, et al., A DESCRIPTION OF THE S-PRISM PLANT, ICONE 8, Baltimore, MD USA, April, 2000

(9)三原 隆嗣, 他 , FBR システム技術検討書-平成 11 年度報告-, 核燃料サイクル開発機構　研究報告書 JNC TY9400 2000-024, June, 2000

表4.1.3(2)-1　簡易評価結果　4S型(200MWe)

項　目	経済性	構造健全性（含耐震性）	安全性	製作建設性	運転・保守補修性	特有の開発課題
評価内容	○原子炉及び冷却系の物量 原子炉容器及び1次・2次系の合計物量は約3500t（1600MWe:8モジュール構成時） ・原子炉容器 φ3.85m×21 mH,t=25mm ・中間熱交換器(環状型、電磁ポンプと合体) φ3.2m×3.6 mH 伝熱面積:1689m²×8基 475MWt×8基 ・蒸気発生器 伝熱面積:4800m²×4基 950MWt×4基 ○建屋容積 原子炉建屋の容積は 約9万m³／8モジュール 免震建屋容積は、 約6.6万m³／8モジュール ○建設工期 36ヶ月。 1モジュール当り24ヶ月 ○所内負荷率 4.4% ○プラント稼働率 約90%	○構造設計の特徴 ・建屋水平免震を採用。機器強度、炉心健全性ともに解析による検討は行っていないが、小型細長容器のため、上下方向の固有値は大きく問題ないものと思われる。反射体制御の成立性と合わせ検討の必要があるが、大型炉と同レベルの課題と思われる。 ○主要機器の構造健全性 ・炉容器に関しては、コールドナトリウムしか接液しないため、成立すると思われる。 ・機器に関して、解析による検討は行っていない。大型炉と同レベルの課題と思われる。 ・4S-BIG特有の課題としては、炉心槽、反射体等に対する照射の影響が上げられる。採用予定のフェライト鋼に対する高照射量条件での照射試験が必要。	○安全設計の特徴 モジュール炉に特徴的なRVACSに加え、反射体制御を採用している。GEMは採用していないが、SASSが中心中性子吸収棒に採用されている。 ○原子炉停止系 反射体（6箇所：炉心の外円周×8基）とSASS付の中心中性子吸収棒で独立2系統の停止系を構成している。成立の確認には、水中及びNa中での原理確認が必要。（気中での原理確認は終了している。） ○崩壊熱除去系（1モジュール） ・RVACS 1系統 3MWt(NC) ・PRACS 1系統 3MWt(NC)，12.5MWt(FC) を設置している。 ○格納系 ガードベッセル（下部）とトップドーム（上部）。 ○再臨界排除方策 全集合体に内部ダクトの採用を検討し、その上で、増殖比 0.6 を確保した（遮蔽を高性能遮蔽体に変更し、空スペースにブランケットを導入することにより増殖比 1.2 の増殖炉心に変更可能。）。デブリに関しては、炉心支持板の面積より再臨界には至らない見通し。デブリ冷却に関しては、詳細は未検討であるが、微小な寸法変更で冷却に必要なプレナム容積を確保できる見通しである。	○製作性 ・炉容器 炉容器径はφ3.85mであり、課題なし。 ・中間熱交換器 特有の環状機器であり、製造方法には検討が必要であるが、特に大きな課題とは思われない（大型炉等のポンプと合体した形式のIHXも環状機器である）。管板径は、現状技術の範疇であり製造自体は十分可能と思われる。 ・蒸気発生器 既存の技術を用いており、大きな課題なし。 ・ポンプ 特有の環状機器であり製造方法には、検討が必要であるが、特に大きな問題とは思われない。電磁ポンプ容量は、現状技術の延長上と判断され、製造は可能と思われる（容量173m³/min:電力が試験中の大容量電磁ポンプ160m³/min） ○検査性、据付性、現地試験性 モジュール炉であり、特に大きな課題は見当たらないと思われる。据付自体は、問題ないが以後の燃料交換、点検、補修に課題があり、検討中である。	○運転の容易性 ・各モジュールの独立運転を志向可能。SGは、各モジュールに対し1対2に対応し、TGは各モジュールに対し、1対4に対応している。大きな課題はないものと考えられる。 ○ISI ・SGは、炉外機器であり、大型炉と同様の技術でISI可能。 ・炉容器に関しても同様である。 ・IHX伝熱管は、液位により健全性を判断。 ・電磁ポンプは、静的機器であり、解体せずに、電気検査だけを行う。 ○漏洩検出性等 ・SGは、炉外機器であり、大型炉と同様の技術で漏洩検出可能。 ・原子炉構造からの漏洩の検出は、大型炉と同一。 ○漏洩位置の同定と補修性 ・炉内機器の補修に関しては、燃料交換と同様に課題であり、検討中である。	○新技術・新概念についての課題 共通課題 ・耐震性の確認（2次元（水平）免震の十分性）または、上下免震装置の開発 ○概念の成立性を左右する重要な課題 ・高照射条件（300dpu程度/40年）での照射に耐えられる炉心槽材料の開発 ・電磁ポンプ 照射試験を含む高温絶縁材の開発と耐久試験等 ・再臨界排除方策（内部ダクトとの導入と燃料デブリ冷却可能性の確認）の検討 ・本プラント特有の設備である反射体制御の成立性の検討 ・環状機器の製作性及びコストの検討 ○開発の容易性 大型炉と比較して、開発期間、予算が少ないことは、S-PRISM等他モジュール方炉と同様と思われる。

表4.1.3(2)-2　簡易評価結果（S-PRISM）*

項　目	経済性	構造健全性（含耐震性）	安全性	製作建設性	運転・保守補修性	特有の開発課題
評価内容	○原子炉及び冷却系の物量 原子炉容器及び１次・２次系の合計物量は約6000トンと推測される。 ・原子炉容器 φ9.1m×19 mH,t=50mm ・中間熱交換器 飯盒型 ・蒸気発生器 詳細不明 ○建屋容積 原子炉建屋の容積は、約10万m^3程度／４モジュール ○建設工期 42ヶ月。 ○所内負荷率 ７．７％ （発電端効率：41.2% 送電端効率：38.0%） ○プラント稼働率 ９３％	○構造設計の特徴 ・建屋水平免震を採用。機器強度については成立性があると推測されるが、炉心健全性への影響及び入力地震波の日米の差異について、十分性を確認する必要あり。 ・炉心出口温度510℃とし、廉価な材料（Naバウンダリ SS316,SS304等）でバウンダリを構成している。 ○主要機器の構造健全性 ・主要な機器の構造健全性は確保されていると推測される。 ・内部構造物として３次元構造（飯盒型IHX）がある。	○安全設計の特徴 RVACS,SG-ACSに代表される受動的安全性を設計の柱にしている。 ○原子炉停止系 独立２系統の原子炉停止系（主系及び後備系）を設置するとともにＳＡＳＳを設置している。（ULOF対応にGEMも設置している。） ○崩壊熱除去系（１モジュール） ・RVACS１系統 ・SG-ACS１系統 を設置している。RVACSのみの除熱事象に対してもASME-LEVEL D（732℃）を満足している。 ○格納系 ガードベッセル（下部）と鋼製ライナー貼りのコンクリート格納施設（上部）。 ○再臨界排除方策 現状は、対応していない。ボイド反応度制限（５＄程度）により起因過程及び遷移過程における急激なエネルギー放出の防止を図るとともに、内部ダクトを導入した均質炉心について検討中である。	○製作性 ・炉容器 鍛造材の適用及び一体での工場製作が可能なφ９ｍ台に抑えており、製作性に関して大きな課題なし。 ・中間熱交換器 飯盒型の交換器であり、製作製は不明である。 ・蒸気発生器 既存の技術を用いており、大きな課題なし。 ・ポンプ 電磁ポンプを1次系2次系ともに採用している。現状の開発技術レベルであり、大きな課題なし。 ○検査性、据付性、現地試験性 特に大きな課題は見当たらない。 据付に関しては、完全プレハブ製法を採用しており、現地工事が簡略化されている。	○運転の容易性 ・各モジュールの稼働率向上を独立運転のため、志向している。SGは、各モジュールに対し1対1に対応し、TGは各モジュールに対し、1対2に対応する。大きな課題はないものと考えられる。 ○ISI 詳細不明 ○漏洩検出性等 詳細不明 ○漏洩位置の同定と補修性 ・１次電磁ポンプは、３０年での交換を当初より予定しており、ポンプを撤去後交換する。 ・IHXの交換は予定されていないが、必要な場合は、ポンプと同様の手順で交換する。	○新技術・新概念についての課題 共通課題 ・耐震性の確認（２次元（水平）免震の十分性）または、上下免震装置の開発 ○概念の成立性を左右する重要な課題 ・電磁ポンプ 照射試験を含む高温絶縁材の開発と耐久試験等 ・再臨界排除方策(内部ダクトの導入と燃料デブリ冷却可能性の確認）の検討 ・本プラント特有の安全設備であるRVACS等の成立性の検討 ・大型炉との経済性比較 ○開発の容易性 大型炉と比較して、開発期間、予算は少なく。（GEは、開発期間は、大型炉の半分、コストは開発ステップの考えた方により諸説あるが、少なくとも1/3以上と評価している。）

*参考文献

1. "Modular verses Monolithic Advanced LMR Development Paths, its Time for an In-Depth Assessment", Charles E.Boardman (GE-USA), Sim Golan and Pierre Babka (Bechtel, USA), 10th Pacific Basin Nuclear Conference, Kobe, Japan, October 1996
2. "Higher Actinide Transmutation in the ALMR", C.L.Cockey, T.Wu, A.J.Lipps (GE-USA) and R.N.Hill (ANL-USA), Global '93 Future Nuclear Systems: Fuel Cycles and Waste Disposal Options, Seattle, WA, September 1993
3. "A COMPETITIVE INTEGRAL FAST REACTOR WITH ENHANCED DIVERSION RESISTANCE (S-PRISM)", Charles E. Boardman and Marvin Hui, Proc. of Int. Conf. on future Nuclear Systems Global'99, Aug., 1999
4. "A FAST TRACK APPROACH TO COMMERCIALIZING THE SODIUM COOLED FAST REACTOR", Charles E. Boardman, et al., 7th Int. Conf. on Nuclear Eng. ICONE7, Tokyo, Japan, April, 1999
5. "OPTIMIZING THE SIZE OF THE SUPER-PRISM REACTOR", A.E.Dubberley, et al., ICONE 8, Baltimore, MD USA, Aptil, 2000
6. "A DESCRIPTION OF THE S-PRISM PLANT", Charles E.Boardman, et al., ICONE 8, Baltimore, MD USA, Aptil, 2000

表4.1.3(2)-3　コストダウン方策の比較

	4S型(200MWe)	S-PRISM(412MWe)	５００MWeタンク	５００MWeループ
原子炉容器の縮小	・反射体制御 の採用、環状IHX の採用、環状EMP とIHX の機器上下配置の採用 （原子炉容器：φ3.85m×21mH） 原子炉等価体積=πHD²/4=244m³ （122m³/100MWe）	・飯盒型（=湾曲長円型）IHX の採用 （原子炉容器：φ9.1m×19mH） 原子炉等価体積=1290m³ （313m³/100MWe）	・湾曲長円型IHX の採用 （原子炉容器：φ9.3m×16mH） 原子炉等価体積=1087m³ （217m³/100MWe）	・φ6m台の原子炉容器採用により通常鍛造品+通常機械加工 により製作する。 （原子炉容器：φ6.57m×18.5mH） 原子炉等価体積=627m³ （125m³/100MWe）
2次系機器数の削減	・1炉心-SG1/2基 400MWe/基	・1炉心-SG1基 412MWe/基	・1炉心-SG1基 500MWe/基	・1炉心-SG1基 500MWe/基 （直管型SG でヘリカル型より20%の物量削減）
崩壊熱除去系の簡素化	・RVACS ×1（+PRACS×1） （PRACSのみ強制循環）	・RVACS ×1（+SG-ACS×1） 自然循環	・RVACS ×1（+SG-ACS×1） （空気流路にブロアを導入、その他除熱容量拡大方策採用）	・PRACS×2+IRACS×1 （自然循環3系統）
TG基数の削減	・800MWe/基	・824MWe/基	・1500MWe/基	・1500MWe/基
建設工法の簡素化 建設期間の短縮	・モジュール工法による建設工期短縮 ・原子炉構造+炉内機器の重量が一体釣込み可能 な重量1000トン以下の約500トン ・建設工期　36ヶ月	・モジュール工法による建設工期短縮 ・建設工期　42ヶ月	・船殻構造（モジュール工法）による建設工期短縮 ・原子炉構造+炉内機器の重量が約1000トンため一体化釣込み により工期短縮 ・建設期間　40ヶ月	・NSSSを1ユニットとする大型ユニット工法 （モジュール工法）を用いた建設工期短縮 ・原子炉構造の重量が約600トンため、一体化釣込み により工期短縮 ・建設工期　32ヶ月

2重下線：中型炉特有となるコストダウン方策
1重下線：中型炉では開発が容易となるコストダウン方策

表4.1.3(2)-4　Naループ型中型モジュール炉

○：達成できているもの、△：今後のR&Dで達成できると考えられるもの、×：見通しの立っていないもの

項　目	A．経済性	B．安全性	C．構造健全性（含耐震性）	D．製作建設性	E．運転・保守補修性	開発課題
評価内容	○建設費を20万円/kWe以下にできる ・18.6万円/kWe ・出力最適化と習熟効果の追求により更なる経済性向上の可能性あり。 ○建設工期を50ヶ月以下とできる。 ・32ヶ月の見通し ○稼働率を90%以上とできる。 ・37日標準定検と17ヶ月運転。タービン定検間隔を4年とすることで約92％の稼働率を確保可能。 ○定検期間を45日以下とできる。 ・37日標準定検。 ○所内負荷率を4.3%以下とできる。 ・4%程度の見込み ・原子炉および冷却系の合計物量 ・1186トン/50万kWe (23.72トン/万kWe) ・プラント（6モジュール）あたりの原子炉建屋容積 ・約31万m^3/300万kWe (1033 m^3/万kWe) ・モジュール方式による製作費低減効果のデータを整備する必要がある。	1．安全設計 ○「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等への適合性がある。 ・基本的には既往の基準を前提とした安全設計方針の合理化を図っている。 2．原子炉停止系 ○原子炉停止系に特に大きな問題はない。 ・独立２系統の炉停止系 ○受動的炉停止能力がある ・SASSを設置 3．崩壊熱除去系 ○崩壊熱除去系の信頼性・成立性に特に大きな問題は無い。 ・PRACS×２＋IRACS×１完全自然循環システム（ポニーモータ無し） ○全交流電源喪失時に24時間を目安とした自然循環のみによる崩壊熱除去能力がある 4．格納系 ○格納系に特に大きな問題は無い。 5．再臨界回避方策 △再臨界回避能力がある。 ・PAMR、PAHR 溶融燃料のクエンチ、デブリ安定冷却保持方策の有効性の検証が必要。 ○炉心損傷発生頻度が10E-6/ry未満となる見通しがある。 ・炉停止系及び崩壊熱除去系は十分高い信頼性を確保できる見通し。	1．構造設計の前提条件 ○実証炉構造設計基準の考え方への適合性がある。 ・材料 ○原子炉構造：316FR △冷却系：12Cr系鋼(HCM12A) ・地震条件：M6.8相当 △免震機構：建屋３次元免震 2．主要機器の構造健全性 ・原子炉容器 次項目に対して構造健全性上問題が予測される部位はない ○熱応力　○地震 ○振動　○腐食 ・炉内構造物 △熱応力：UIS等、炉上部構造の熱流動詳細検討必要 △振動：コラム型UISのため制御棒案内管・計装ｳｪﾙの流力振動健全性に関する検討要。 ○地震　△腐食・中性子照射 ・冷却系 ○熱応力　○地震 △振動： ・既往知見ﾍﾞｰｽで、1次主配管不安低振動、ｷｬﾋﾞﾃｰｼｮﾝの可能性を評価 ・ﾎﾟﾝﾌﾟ-IHX合体機器の伝熱管ﾌﾚｯﾃｨﾝｸﾞ摩耗量を評価 ○腐食 ・格納施設 次項目に対して構造健全性上問題が予測される部位はない ○熱応力　○地震 ○振動　○内圧 ○腐食 3．特に考慮すべき特殊な構造 ・直管SGの大径球形管板及び伝熱管溶接 ・異材継手 炉容器-ﾃﾞｯｷ(CG中):316FR-炭素鋼 1次配管-ﾃﾞｯｷ(CG中):12Cr-炭素鋼 ・1次C/L差込部のｽﾗｲﾄﾞｼﾞｮｲﾝﾄ ・IHX管束-ｼｪﾙ間のﾍﾞﾛｰｽﾞ構造 ・切込み付コラム型UIS構造	1．製作性 ○製作で課題となる構造物は無い。 最大の容器は原子炉容器（φ6.6m）であり、コストの低い機内鍛造材を適用可能で、かつ軽水炉容器の機械加工設備が流用可能である。12Cr系鋼による伝熱管の製作性は要検討。 2．検査性 ○製作時の検査性で課題となる構造物は無い。 3．組立・輸送・据付性 △建屋据付性 大型ユニット工法（3000t超のブロック輸送・据付）の輸送・据付性は開発課題である。 ○組立・輸送・据付性で課題となる機器は無い。 もっとも重量のある構造である原子炉構造（原子炉容器＋炉内構造＋炉上部構造＋G/V）の重量は合計で500t程度であり、工場生産と一括搬入が可能である。 4．現地試験性 ○製作時の現地試験性で課題となる構造物はない。	1．運転の容易性 △特殊運転 ・ﾓｼﾞｭｰﾙ間共用部分が多いため、定検中は部分負荷運転、操作の制限等生じる。 ○負荷追従運転が可能である 2．ISI ○冷却材ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘを検査できる。 ○ｶﾊﾞｰｶﾞｽﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘを検査できる △熱交換器伝熱管を検査できる ・IHXはｲﾝﾌﾟﾚｰｽ検査技術開発が必要。 ○炉心支持構造物を検査できる。（配管の引き抜き後） ○主循環ﾎﾟﾝﾌﾟを検査できる。 ○CRD検査性を検査できる。 3．検出性 ○冷却材漏洩を検出できる。 ○SGリークを検出できる。 ○主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ故障・性能低下を検出できる ○冷却材漏洩箇所が同定できる（IHXはNaﾄﾞﾚﾝが必要） ○SGリーク箇所が同定できる。 △遅発中性子検出が可能である。(検出性能有効性の確認要) 4．保守・補修性 ○主循環ﾎﾟﾝﾌﾟを補修できる △熱交換器伝熱管を補修できる。 ・IHXはｲﾝﾌﾟﾚｰｽ補修技術開発が必要 ・SGは可能 ○主冷却系配管の補修ができる ○機器故障あるいは事故の復旧が行える。 ○炉内構造物の引抜補修が部分的には可能 △炉内構造物の目視検査が可能である。 ・Na中透視技術の開発が必要 ・補修時の冷却材ドレンは必要としない：(冷却材のﾄﾞﾚﾝにより保守・補修性を確保する設計) ○冷却材の純度管理が可能である。 ・使用済燃料の洗浄は不要である：(洗浄を前提とした設計) 5．機器へのアクセス性 ○２次系ｴﾘｱを非管理区域とできる ○機器に対し必要なｱｸｾｽﾙｰﾄを確保できる。 ○機器に対し適切な生体遮蔽設計ができる ○保守作業量の低減、被爆量の低減を図ることができる。	・大型ユニット工法の開発、実証（A，D） ・直管ＳＧの開発（A，C） ・IHX-１次ポンプ合体機器の伝熱管摩耗量評価ツールの開発・検証（C） ・炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み等）の把握（B、C、E） ・配管等における不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握（C） ・構造設計基準の高度化（C） ・12Cr系鋼の開発及び材料強度基準の整備（A，C） ・LBB評価基準の整備及び12Cr系鋼への適用性評価（C） ・上下免震装置の開発（B、C） ・再臨界回避方策（軸方向ブランケット一部削除等）の有効性検証（B） ・炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性検証（B） ・高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵（EVST削除）のための要素技術開発（B） ・Na中の可視化技術の開発（E） ・Na中機器の共用期間中補修技術の開発（E） さらなる経済性の向上方策 ・２次系簡素化等の革新技術に対する融通性が大きい。
評価	○今後の出力最適化と習熟効果の追求により、更なる経済性向上の可能性あり。	○安全要求を満足する見通しあり。	○構造健全性確保の見通しあり。	○ただし、大型ﾕﾆｯﾄの輸送・据付性解決の必要あり。	○運転・保守補修で大きな課題はない見通し。	

表4.1.3(2)-5　Naタンク型中型モジュール炉

○：達成できているもの、△：今後のR&Dで達成できると考えられるもの、×：見通しの立っていないもの

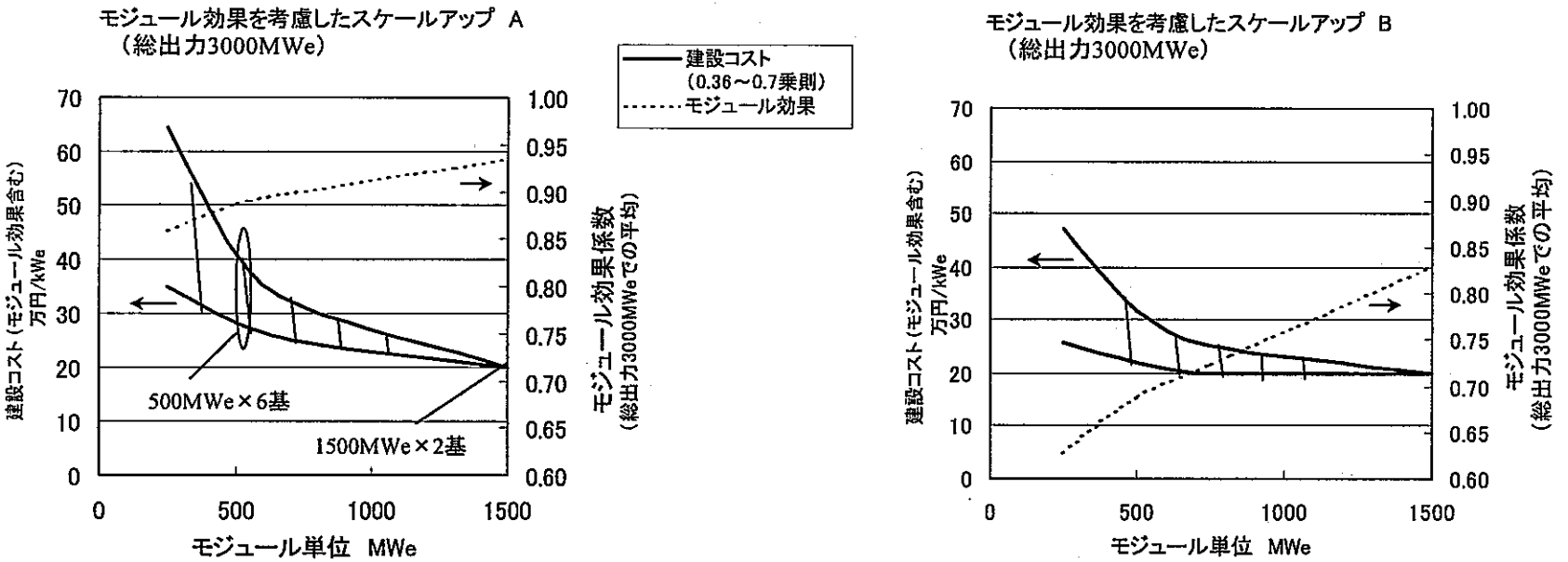
項　目	A．経済性	B．安全性	C．構造健全性（含耐震性）	D．製作建設性	E．運転・保守補修性	開発課題
評価内容	○建設ｺｽﾄを20万円/kWe以下とできる ・19.5万円/kWe ・今後の習熟効果追求によるさらなるコストダウンを期待。 ○建設工期を50ヶ月以下とできる ・40ヶ月の見通し ○稼働率を90%以上とできる ・40日標準定検と18ヶ月運転。タービン定検間隔を4年とすることで約91%の稼働率を確保可能。 ○定検期間を45日以下とできる。 ・40日標準定検 ○所内負荷率を4.3%以下とできる ・4.3%以下の見通し ・原子炉及び冷却系の合計物量 ・1270トン/50万kWe (25.4トン/万kWe) ・プラント（6モジュール）あたりの原子炉建屋容積： ・約35m³/300万kWe (1187 m³/万kWe) ・モジュール方式による製作費低減効果のデータを整備する必要がある。	1．安全設計 ○「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等との適合性がある。 ・基本的には既往の基準を前提とした安全設計方針の合理化を図っている。 2．原子炉停止系 ○原子炉停止系に特に大きな課題はない。 ・独立2系統の炉停止系 ○受動的炉停止能力がある ・SASSを設置 3．崩壊熱除去系 △崩壊熱除去系の信頼性、成立性を確認するR&Dが必要 ・RVACS+SG-ACS：機器開発、除熱容量、過渡特性等の確認実証が必要。 ○全交流電源喪失時に24時間を目安とした自然循環のみによる崩壊熱除去能力がある。（前項の確認は必要） 4．格納系 ○格納系に特に大きな問題は無い。（再臨界回避を前提に格納容器とG/Vを兼用している） 5．再臨界回避方策 △再臨界回避能力がある。 ・PAMR、PAHR 溶融燃料のクエンチ、デブリ安定冷却保持方策の有効性の検証が必要。 ○炉心損傷発生頻度が10E-6/ry未満となる見通しがある。 ・炉停止系及び崩壊熱除去系は十分に高い信頼性を確保できる見通し。	1．構造設計の前提条件 ○実証炉構造設計基準の考え方への適合性がある。 ・材料 ○原子炉構造：316FR △冷却系：12Cr系鋼(HCM12A) ・地震条件：M6.8相当 △免震機構：建屋3次元免震 2．主要機器の構造健全性 ・原子炉容器 △熱応力：IHXの非対称配置による容器内熱流動、温度分布の確認が必要。 △地震：炉容器内機器非対称配置の影響を要確認 ○振動　○腐食 ・炉内構造物 △熱応力：IHXの非対称配置による熱流動は要確認 △熱応力：UIS等、炉上部構造の熱流動詳細検討必要 △振動：コラム型UISのため制御棒案内管・計装ﾘﾙの流力振動健全性に関する検討要。 ○地震　△腐食・中性子照射 ・冷却系 △熱応力：IHXの詳細な健全性確認必要 ○地震　○振動 ○腐食 ・格納施設 次項目に対して構造健全性上問題が予測される部位はない ○熱応力　○地震 ○振動　○内圧 ○腐食 3．特に考慮すべき特殊な構造 ・ｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ及びSGｴﾝｸﾛｰｼﾞｬ外表面への空冷ﾌｨﾝの付加 ・湾曲長円型のIHX ・SG/2次主循環EMP合体 ・切込み付コラム型UIS ・ﾎｯﾄ/ｺｰﾙﾄﾞﾌﾟﾚﾅﾑ境界ｼｰﾙﾍﾞﾛｰｽﾞ ・異材継手	1．製作性 △製作で課題となる構造物はない。 ・12Cr系鋼による伝熱管(IHX)の製作性について要確認。 ・湾曲長円型IHXのバッフル板の固定等。 2．検査性 ○製作時の検査性で課題となる構造物は無い。 3．組立・輸送・据付性 △建屋据付性：船殻構造の据付性については、開発が必要 ○機器据付性：据付性は良好。もっとも重量のある構造である原子炉構造（原子炉容器＋炉内構造＋炉上部構造＋G/V）の重量は合計で1000t程度であり、工場生産と一体搬入が可能で、現地工事短縮に有効。 4．現地試験性 ○製作時の現地試験性で課題となる構造物はない。	1．運転の容易性 △特殊運転 ・ﾓｼﾞｭｰﾙ間共用部分が多いため、定検中は部分負荷運転、操作の制限等生じる。 ○負荷追従運転が可能である 2．ISI ○冷却材ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘを検査できる。 ○ｶﾊﾞｰｶﾞｽﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘを検査できる △熱交換器の伝熱管を検査できる。 ・IHXはｲﾝﾌﾞﾚｰｽ検査技術開発が必要。 ○炉心支持構造物を検査できる。（ﾎﾟﾝﾌﾟの引き抜き後） ○主循環ﾎﾟﾝﾌﾟを検査できる。 ○CRD検査性を検査できる。 △ﾎｯﾄ/ｺｰﾙﾄﾞﾌﾟﾚﾅﾑ境界ｼｰﾙ構造の検査性 ・検査性、補修性を考慮した設計対策必要 3．検出性 ○冷却材漏洩を検出できる。 ○SGリークを検出できる。 ○主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ故障・性能低下を検出できる ○冷却材漏洩箇所が同定できる（IHXはNaﾄﾞﾚﾝ要） ○SGリーク箇所が同定できる。 △遅発中性子の検出は可能である：（検出性能の有効性を確認する必要がある） ・1次系内の遮蔽設計の検討が必要 4．保守・補修性 △主循環ポンプを補修できる。 ・1次ﾎﾟﾝﾌﾟは遮蔽対策必要 ・2次電磁ﾎﾟﾝﾌﾟｺｲﾙの補修方法の開発必要 △熱交換器伝熱管を補修できる。 ・IHXはｲﾝﾌﾞﾚｰｽ補修技術の開発が必要 ・SGは可能 ○主冷却系配管の補修ができる △機器の故障あるいは事故の復旧ができる ・漏洩後の処理に時間がかかる ・1次系機器のための遮蔽対策が必要 △炉内構造物の目視検査が可能である。 ・Na中透視技術の開発が必要 ・補修時の冷却材ドレンは必要としない：（冷却材のﾄﾞﾚﾝにより保守・補修性確保） ○冷却材の純度管理が可能である。 ・使用済燃料洗浄は不要である(洗浄前提の設計) 5．機器へのｱｸｾｽ性 ○2次系ｴﾘｱを非管理区域とできる ○機器に対し必要なｱｸｾｽﾙｰﾄを確保できる。 ○機器に対し適切な生体遮蔽設計ができる ○保守作業量の低減、被爆量の低減を図ることができる。	・RVACS+SGACS崩壊熱除去系開発（A） ・船殻構造開発（A，D） ・大容量電磁ポンプの開発（C） ・湾曲長円方IHXの製作性、健全性等の確認（C） ・炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み等）の把握（C） ・配管等における不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握（C） ・構造設計基準の高度化（C） ・12Cr系鋼の開発及び材料強度基準の整備（A，C） ・LBB評価基準の整備及び12Cr系鋼への適用性評価（C） ・上下免震装置の開発（C） ・再臨界回避方策（軸方向ブランケット一部削除等）の有効性検証 ・炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性検証（B） ・高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵（EVST削除）のための要素技術開発（A） ・Na中可視化技術の開発（E） ・Na中機器の供用期間中補修技術の開発（E） さらなる経済性の向上方策 ・1次系機器の合体により集中化を図り、コンパクト化を達成しており、さらなる工夫の余地は少ない。なお、タンク型炉の2次系簡素化概念も考えられるが、安全性、経済性の点で効果が限定される。
評価	○習熟効果の次第で更なるコストダウンの可能性あり。	○安全要求を満足する見通しあり。	○構造健全性確保の見通しあり。	○ただし、建屋据付性について解決する必要がある。	○運転・保守補修で大きな課題はない見通し。	

表4.1.3(2)-6　ループ型炉における大型炉と中型炉の比較

分野	項目	1500MWeループ型ツインプラント	500MWeループ型モジュールプラント
経済性	建設コスト	ユーザー目標である20万円/kWeは達成可能な見通し。 NSSS物量は、17.52ton/万kWe。	モジュール効果も含めユーザー目標である20万円/kWeは達成可能な見通し。 NSSS物量は、24.0ton/万kWe。大型炉に対して物量増となっていることは否めない。
	建設工期	46ヶ月。	32ヶ月。 出力規模縮小による各工程の短縮　　8ヶ月 大型ユニット工法採用による短縮　　5ヶ月
	稼働率	約92%	約92%
	定期点検期間	45日	47日（タービン点検を考慮した平均値） 37日（1モジュール当たりの標準値）
	所内負荷	約4.1%	約4.0%
安全性	原子炉停止系	独立2系統の炉停止系	大型炉と同方式
	崩壊熱除去系	IRACS×２＋DRACS×１	PRACS×２＋IRACS×１　　（完全自然循環）
	格納系	鋼製ライナコンクリート格納施設	大型炉と同方式
	再臨界回避方策	ボイド反応度制限＋溶融燃料排出パス	大型炉と同方式
構造健全性	原子炉容器	550℃のホットベッセル（＋サーマルライナ） 9.6mφ,18.5mH　316FR製	550℃のホットベッセル（＋サーマルライナ） 6.57mφ,18.5mH　316FR製（もんじゅ：7.1mφ,17.8mH） 発生熱応力は、中型炉の方が低い。
	配管	12Cr系鋼（最大50B）配管（2ループ） 熱膨張による応力分布≒300MPa程度以下	12Cr系鋼（最大28B）配管（2ループ） （もんじゅ32B：SUS304製） 配管系の構成は、配管径以外ほぼ同様であり、熱膨張による応力分布は同程度の見通し
	IHX	管内1次無液面直管型IHX 交換熱量：1785MWt　伝熱面積：4370m^2 5.3mφ×13.5mH　（機械式ポンプと合体） 管板径は、内径2800mm、外径4400mm 1次ポンプ軸固着事象での発生応力範囲はSn=300MPa、構造健全性は確保できる見通し	管内1次無液面直管型IHX 交換熱量：595MWt　伝熱面積：1490m^2 3.6mφ×12mH　（機械式ポンプと合体） 管板径は、内径2200mm、外径3000mm （もんじゅ、内径746mm、外径2134mm） 管板径は、大型炉より小さく構造健全性は確保できる見通し。
	SG	ヘリカルコイル方式 交換熱量：1785MWt　伝熱面積：7680m^2 4.86mφ×21mH 管板径は、1400mmφ　管板厚120mm 本形状での解析は行っていないが、成立限界を押さえるため、φ2500mm管板厚300mmの球形管板に対して、応力解析を行っている。 その場合でも、給水管破断事象でのの発生応力範囲はSn=約500MPaであり、クリープ疲労損傷和Dは小さく（0.3程度）、構造健全性は確保できる見通し。	直管方式 交換熱量：1190MWt　伝熱面積：5035m^2 2.0mφ×37mH 管板径は、2060mmφ　管板厚250mm 管板径、管板厚から判断すると構造健全性は確保できる見通し。
	特殊構造	・異材継手（316FR/低炭素鋼） 原子炉容器-ルーフデッキ　CG中低温 ・異材継手（12Cr系鋼/低炭素鋼） 1次配管-ルーフデッキ　CG中低温 ・スライドジョイント（1次CL） ・ベローズ（IHX1次/2次バウンダリベローズ、H/Cシールベローズ等） ・切り込みIIS構造	大型炉と同じ特殊構造を用い、異材の採用、熱膨張差の吸収、原子炉容器径の縮小をはかっている。
	耐震/免震	3次元免震前提	炉心の健全性を確保するためには、大型炉と同様に3次元免震が望ましい。
製作建設性		原子炉容器は、高信頼性を確保するため鍛造品を使用予定。 製作可能領域。 配管は、50Bとなるが溶接管として製作可能。	原子炉容器は、高信頼性を確保するため鍛造品を使用予定。 製作可能かつ低コスト領域。 配管は、28Bとなるがシームレス管として製作しにくい12Cr系鋼のため溶接管として製作する見通し。
運転保守補修性		これまでのNa炉の経験に基づき運転計画、保守計画が検討されている。	Na炉としては、同じであるが、モジュールとしての考慮が必要。 共用部分となる燃料取扱系及びTG系の運転においては、注意が必要。 燃料交換作業は、モジュール間で同時には行えない。TG定検時は全モジュール停止等。 TG停止時の影響を最小限とするためには、全モジュール同時に定期検査を行う方が良いが、燃料交換の平行作業ができないため、現在は、TG定検のインターバルを火力並みの4年程度に延長することを検討している。
開発課題		評価表に示す。	主要課題は、大型炉と同じ。 スケール試験の必要な機器開発に関しては、中型炉の方が課題が小さい。 中型炉特有の課題としては、 ・直管SGの開発 ・大型ユニット工法等新建設工法の開発 が挙げられる。

表4.1.3(2)-7　タンク型炉における大型炉と中型炉の比較

分野	項目	1500MWeタンク型ツインプラント	500MWeタンク型モジュールプラント
経済性	建設コスト	ユーザー目標である20万円/kWeは達成可能な見通し。 NSSS物量は、18.5ton/万kWe。	モジュール効果も含めユーザー目標である20万円/kWeは達成可能な見通し。 NSSS物量は、25.4ton/万kWe。大型炉に対して物量増となっていることは否めない。
	建設工期	49.5ヶ月。	40ヶ月。 出力規模縮小による各工程の短縮　　0.5ヶ月 大型ユニット工法採用による短縮　　9ヶ月
	稼働率	約90%以上	約91%
	定期点検期間	50日	53日（タービン点検を考慮した平均値） 40日（1モジュール当たりの標準値）
	所内負荷	約4%	約4%
安全性	原子炉停止系	独立2系統の炉停止系	大型炉と同方式
	崩壊熱除去系	PRACS×4	RVACS×1＋SG-ACS×1　　（強制送風）
	格納系	上部ドーム式格納境界＋ガードベッセル	大型炉と同方式
	再臨界回避方策	ボイド反応度制限＋溶融燃料排出パス	大型炉と同方式
構造健全性	原子炉容器	550℃のホットベッセル 13.3mφ,17.4mH　316FR製	550℃のホットベッセル 9.3mφ,16mH　316FR製 発生熱応力は、中型炉の方が低い。
	炉内IHX	管内1次直管完全浸漬型長円湾曲型IHX 交換熱量：1830MWt 内径7.6m、外径12.65m、85.2°セクタ バッフル板（ピッチ約430mm）に胴部の耐圧材としての機能を持たせることで耐圧性を確保できる見通し。 内外伝熱管に発生する温度差は、30℃以下にすることで伝熱管座屈及び管板での過大な応力の発生を防止できる見通し。	管内1次直管完全浸漬型長円湾曲型IHX 交換熱量：610MWt　伝熱面積：1570m^2 内径5.5m、外径8.65m、56°セクタ 中型炉では、IHX上部にPRACSがないため管束長さを大型炉より大きく確保できる。 そのため湾曲セクタは、56°と大型炉より湾曲が少なく内外伝熱管に温度差が発生しにくく構造健全性を確保しやすい。（発生温度差は20°の見通し）
	SG	ヘリカルコイル方式 交換熱量：1830MWt	ヘリカルコイル方式電磁ポンプと合体 交換熱量：1220MWt　径4.0mφ：SG上部径5.5mφ（中心部に電磁ポンプ内蔵のため）,21mH
	2次配管	SG上部流出入型上下平行配置 配管長を短縮するため原子炉容器上部-SG上部間にホットレグ（56B）、コールドレグ(56B)を平行配置。（水平配管長8.6m） 発生熱膨張応力は、12Cr系鋼の3Sm近傍の400MPa程度であり、構造健全性は確保できる見通し。	SG上部流出入型上下平行配置 配管長を短縮するため原子炉容器上部-SG上部間にホットレグ（32B）、コールドレグ(46B)を平行配置。 ただし、IHXは2基、SG1基のため、IHX側はH/L、C/Lともに2流路に分岐している。（水平配管長11.5m） H/L配管の発生熱膨張応力は、12Cr系鋼の3Sm近傍の400MPa程度であり、構造健全性は確保できる見通し。 C/L配管には、熱膨張により500MPa程度の応力が発生するが、500MPa程度であればより詳細な解析により構造健全性は確保できると判断している。
	特殊構造	・異材継手（316FR/低炭素鋼） 原子炉容器-ルーフデッキ　CG中低温 ・IHX差込部中間プレナム部シールベローズ ・SG/2次電磁ポンプ合体構造 ・切り込みUS構造	大型炉と同じ特殊構造に加え、RVACS及びSG-ACSの除熱特性を上昇させるため、G/V及びSGエンクロージャ外表面に熱伝達促進フィン構造を導入している。
	耐震/免震	3次元免震前提	3次元免震前提
製作建設性		製作が特殊となる構造としては、長円湾曲型IHX（バッフル板が胴部耐圧構造を兼用）が挙げられる。	大型炉と同様。
運転保守補修性		タンク型炉特有な項目として、以下が挙げられる。 炉容器内に関しては、溶接線長が長く、ルースパーツとなる可能性のある機器数が多い。 炉内にIHX及びポンプがあることから両機器の補修時に、炉容器内の冷却材をドレンする必要性が生じる可能性がある。 補修時には、機器を分離配置しているループ型より高照射量条件での補修作業の必要性が生じる。	タンク型炉としての特長は、大型炉と同じ。 モジュール炉としての特長は、ループ型モジュール炉と同じ。
開発課題		評価表に示す。	主要課題は、大型炉と同じ。 スケール試験の必要な機器開発に関しては、中型炉の方が課題が小さい。 中型炉特有の課題としては、 ・船殻構造の開発 が挙げられる。



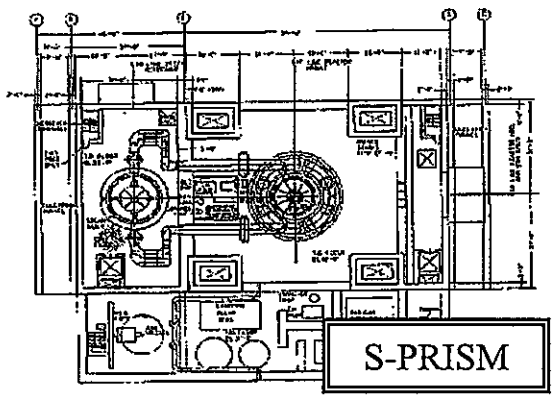
・モジュール効果係数は、3000MWeを出力するのに必要なモジュール数での平均コストダウン効果係数を示している。
（モジュール効果がない場合の3000MWe出力コストを1、1500MWeツインプラントの建設コストを20万円/kWeと仮定した時の比率）
・左図ケースAでは、600MWe級Na冷却実証プラントでの建設コスト検討例からモジュール効果を算出した。
（2基目以降、設計費・冶具費ゼロ、材料費（一括発注による）-20%、加工費（習熟）-10%/10基の想定）
・右図ケースBでは、一般的に使用されるモジュール効果の数式（1-Cf）×0.94^n から算出した。
（初号基費用Cf=0.3、本ケースはモジュール効果を最大規模で想定したケースと考えられる。）

→モジュール効果よりスケール効果によるコストダウンの方が大きく、モジュール化だけではスケールデメリットを解消できない。

図4.1.3(2)-1 モジュール化と建設コストの関係

既存プラントからのコストダウン方策の抽出

タンク型（飯盒型IHX、炉内堰RVACS）



412×1MWe/SG、824MWe/TG　炉心出口温度510℃

主なコストダウン方策

- ○ 飯盒型IHXの採用
  （原子炉容器：φ9.1m×19mH）
- ○ 2次系2ループ（SG1基：1炉心あたり）
- ○ RVACS＋SG-ACS（計2系統）
- ○ 汎用品であるTGは大型化（824MWe1基）
- ○ モジュール工法による建設工期短縮（42ヶ月）

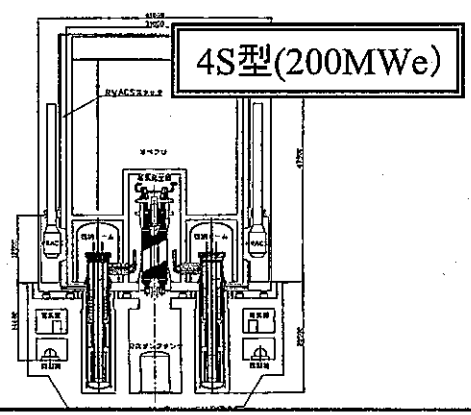
物量評価

○NSSS物量：不明（4S型より多いと推測している）
○原子炉建屋容積：約10万m3/1648MWe

コストダウン着目点

原子炉容器の縮小
2次系機器数の削減
崩壊熱除去系の簡素化
TG基数の削減
建設工法の簡素化
建設期間の短縮

タンク型（反射体制御、機器上下配置）



200×2MWe/SG、800MWe/TG　炉心出口温度550℃

主なコストダウン方策

- ○ 反射体制御、炉内機器上下配置の採用
  （原子炉容器：φ3.85m×21mH）
- ○ 2次系機器合体2ループ（SG1/2基：1炉心あたり）
- ○ RVACS＋PRACS（計2系統）
- ○ 汎用品であるTGは大型化（800MWe1基）
- ○ モジュール工法による建設工期短縮（36ヶ月）

物量評価

○NSSS物量：約3500t/ 1600MWe（約21.9t/万kWe）
○原子炉建屋容積：約9万m3/1600MWe

図4.1.3(2)-2　コストダウン方策の特徴

「4 S型(200MWe)」プラントの基本概念

a．基本概念及び着眼点

中型モジュール炉は、中小型炉特有の固有の安全性を活かしながら、中型出力の複数モジュールを多数建設することで経済性も同時に追求したプラント概念である。

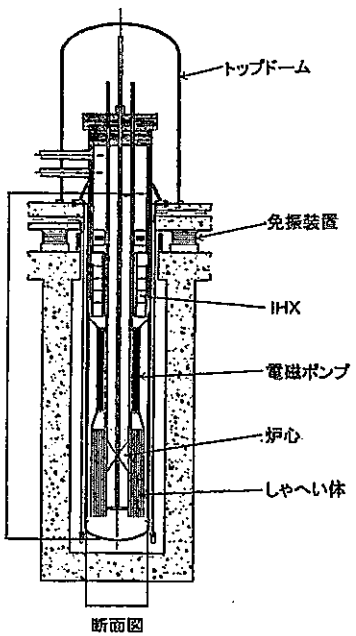
モジュール炉特有の概念は、建設工程、固有の安全性、複数モジュール製作による習熟効果、開発シナリオにある。

つまり、出力が小さいことから自然放熱等の単純な現象の適用が容易であり受動安全性が高められ、その結果システムの簡素化を図るとともに、大型炉に比べ運転性、保守性が優れた電源となる。また、実規模の試作試験が可能であり開発コストが少なく、規格化されたものの大量生産によってコスト削減の可能性がある。

4S型は、固有の安全性として反射体制御を導入した概念である。以下に基本概念を記載する。

①全炉心ナトリウムボイド反応度がゼロ(Safe)
②反射体制御と炉内機器（環状IHXと電磁ポンプ）の上下配置による原子炉構造及び1次冷却系のコンパクト化(Small and Simple) (原子炉容器径3.9m)

b．概念図



4S型(200MWe)概念図

c．基本仕様　4S型(200MWe)　8モジュール1600MWe

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却モジュール方式タンク型炉
2	電気出力(発電端)	1600MWe(8モジュール構成時)
3	熱出力	3800MWt(8モジュール構成時)
4	ループ数	2ループ(原子炉容器数に対して)
5	モジュール構成	R/V(CORE)8基、SG4基、TG2基
6	1次系Na温度	550℃/395℃
7	2次系Na温度	335℃/520℃
8	1次系流量	6.97×10^4t/h/8炉心
9	2次系流量	5.81×10^4t/h/8ループ
10	主蒸気温度/圧力	495℃/ 17.2MPa
11	給水温度/流量	240℃/ 6.50×10^3t/h/2ループ
12	タービン発電機	42.1%
13	プラント稼動率	約90%
14	炉心・燃料	均質炉心、混合酸化物燃料
15	遮蔽体外接円径	炉心槽径:1310mm(反射体等含まず)
16	燃焼度	15万MWD/t(増殖比0.6炉心の取出平均) 5万MWD/t(増殖比1.2炉心の取出平均)
17	増殖比	0.6(導入時)、1.2(増殖時)
18	原子炉停止系	反射体(6×8基)＋中性子吸収棒(1×8基)
19	炉心安全性 ①受動的炉停止方策②再臨界回避方策	①中性子吸収棒にSASS設置 ②ゼロボイド炉心及び軸方向ブランケットを一部削除
20	炉心支持方式	スカート付フランジ構造
21	炉壁保護構造	ホットNaは、炉容器に接液する前に熱交換するため、容器はコールドベッセルとなる。
22	炉心上部機構	なし
23	中間熱交換器	縦置環状直管型(電磁ポンプと縦型合体)
24	1次主循環ポンプ	Na浸漬型環状電磁ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル型(電磁ポンプと合体)
26	2次主循環ポンプ	電磁ポンプ
27	崩壊熱除去方式	(PRACS1系統＋RVACS1系統)×8モジュール
28	Na漏えい対策	容器:ガードベッセル、配管:エンクロージャ
29	原子炉格納施設	トップドーム、ガードベッセル
30	プラント運転サイクル	12ヶ月、7バッチ
31	①燃料減衰待貯蔵	EVST貯蔵
32	②炉内燃料交換	原子炉容器上部解放後、炉内中継装置接続
33	③炉内/外燃料移送	燃料出入機を中継装置のさらに上部に設置
34	免震	2次元(水平)免震
35	プラント寿命	40年
36	原子炉建屋	原子炉建屋容積約9万m^3

図4.1.3(2)-3　4S型(200MWe)の概念図及び基本仕様

「S-PRISM」プラントの基本概念

a．基本概念及び着眼点

中型モジュール炉は、中小型炉特有の固有の安全性を活かしながら、中型出力の複数モジュールを多数建設することで経済性も同時に追求したプラント概念である。

モジュール炉特有の概念は、建設工程、固有の安全性、複数モジュール製作による習熟効果、開発シナリオにある。

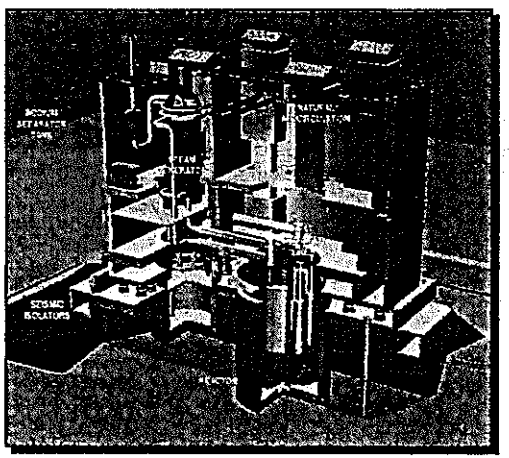
つまり、出力が小さいことから自然放熱等の単純な現象の適用が容易であり受動安全性が高められ、その結果システムの簡素化を図るとともに、大型炉に比べ運転性、保守性が優れた電源となる。また、実規模の試作試験が可能であり開発コストが少なく、規格化されたものの大量生産によってコスト削減が可能である。

S-PRISMの基本概念を以下に記載する。

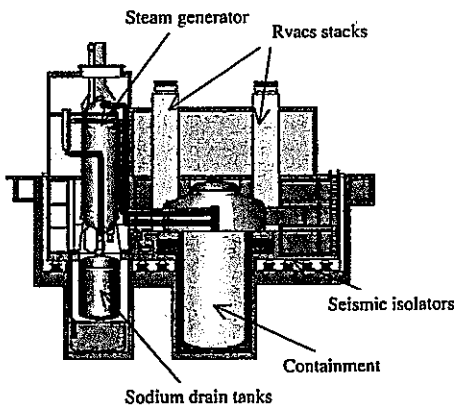
①静的なRVACS(Reactor Vessel Auxiliary Cooling System)による固有の安全性

②原子炉容器内飯盒型(＝湾曲長円型)IHXの採用による原子炉容器の縮小化（φ9.1m/400MWe）

b．概念図



S-PRISM概念鳥瞰図



S-PRISM概念図

c．基本仕様(S-PRISM)金属燃料仕様、4モジュール1600MWe

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却モジュール方式タンク型炉
2	電気出力(発電端)	1648MWe(4モジュール構成時)
3	熱出力	4000MWt(4モジュール構成時)
4	ループ数	1ループ(原子炉容器数に対して)
5	モジュール構成	R/V(CORE)4基、SG4基、TG2基
6	1次系Na温度	510℃/363℃
7	2次系Na温度	321℃/496℃
8	1次系流量	1.92×10^4t/h/炉心
9	2次系流量	0.81×10^4t/h/ループ
10	主蒸気温度/圧力	468℃/ 171kg/cm^{2}g(16.8MPa)
11	給水温度/流量	215℃/ 不明
12	タービン発電機	41．2%
13	プラント稼動率	92．5%
14	炉心・燃料	径方向非均質炉心、金属燃料
15	遮蔽体外接円径	炉心槽径：5660mm
16	燃焼度	15万MWD/t(取出平均)
17	増殖比	1．23(金属燃料) [1．13(MOX)]
18	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系(制御棒12本×4基)
19	炉心安全性	SASS及びGEM設置
20	炉心支持方式	横吊り方式
21	炉壁保護構造	コールドプレナムに接続するライナーで仕切られたアニュラー空間で保護する。
22	炉心上部機構	切り欠き型炉上部機構
23	中間熱交換器	縦置無液面ジグザグ流式直管型管内2次飯盒型
24	1次主循環ポンプ	Na浸漬電磁ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
26	2次主循環ポンプ	Na浸漬型電磁ポンプ
27	崩壊熱除去方式	(SGACS1系統＋RVACS1系統)×4モジュール
28	Na漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設＋G/V
30	プラント運転サイクル	プラント運転サイクル23ヶ月、3バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	炉内1次貯蔵(1バッチ、1運転サイクル)
32	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切り欠きUIS＋パンタグラフ式燃料交換機
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置/台車式燃料出入機
34	免震	2次元(水平)免震
35	プラント寿命	30年(電磁ポンプの交換により60年)
36	立地	複数モジュール
37	原子炉建屋	原子炉建屋容積約10万m3程度

図4.1.3(2)-4　S-PRISMの概念図及び基本仕様

4S型(200MWe)
・物量削減効果　大　(21.9万ton/kWe)
→大型炉(17～18万ton/kWe)に比肩するところまでは
至らないものの大幅削減
・反射体制御採用＋出力増加(200MWe)の効果

●反射体制御によるデメリット
炉心槽周辺部に環状反射体を配置し、反射体(炉心)を制御するため、炉心-炉心槽-反射体-径方向ブランケット-遮蔽体-原子炉容器の構成となる。

・炉心槽高照射条件
4S型(200MWe)の場合約300dpa/40年:
→炉心槽にフェライト系鋼(Mod.9Cr-1Mo鋼等)を採用しても高い数値:
目安　SUS304:0.5dpa程度、Mod.9Cr-1Mo鋼20dpa程度
・増殖性と高燃焼度化の両立が難しい
(現在の物量[原子炉高さ]の範囲内で設計すると)
増殖比1.2の時、取出平均燃焼度5万MWd/t
取出平均燃焼度15万MWd/tの時、増殖比0.6　となる。

これ以上の出力増加は、ゼロボイドの維持が困難となる。
また、炉心径の増加＋環状IHX径の拡大という結果を招き、コストダウン効果は大きくない。
→200MWe以下の小型特殊炉としての設計を検討する。

→

小型特殊炉プラント例

Mod.9Cr-1Mo鋼の照射データを今後蓄積することにより可能となる期待局所照射量(40～50dpa程度)以下の照射量であり、増殖性能を追求しない、10～30年燃料無交換となるプラント像

図4.1.3(2)-5　中型モジュール炉検討の方向性

中型モジュール炉におけるコストダウンの着眼点

・更なる出力増加によるスケール効果の導入
→中型炉特有のコストダウン方策の適用範囲内での更なる出力増加
→500MWe級モジュール概念の検討

・単基出力増加、機器数削減によるコストダウン
→1炉心あたりSG1基、150万kWe級TGの共有
→IRACSの完全自然循環化(動的機器の削除)
→RVACSの除熱容量拡大

・機器の大きさに起因するコストダウン
→工期短縮に繋がる冷却機器出力
→特殊鍛造設備(大口径)の使用によるコスト増加の回避

・モジュール効果の明確化
→建設工法及び建設工期の具体化
→モジュール効果の具体化

S-PRISM
・メーカ提示の建設費低 (20万円/kWe以下)
・物量削減効果 不明 (それほど大きくないと推測している。)
・コストダウン方策の摘出

●コストダウン方策
RVACS容量(1000MWt)に基づく原子炉構造モジュール化
飯盒型IHX採用による原子炉容器径の縮小(φ9.1m/412MWe)
1炉心あたりSG1基
崩壊熱除去系統数の削減
崩壊熱除去系における動的機器の削減(含む非常用DGの削減)
モジュール工法による建設工期短縮(42ヶ月)
大きなモジュール効果の期待

物量は、大型炉より大きいと思われ、コストダウン方策の更なる適用による物量削減が必要。
(モジュール効果は、大型ツインプラントにも一部導入される。)

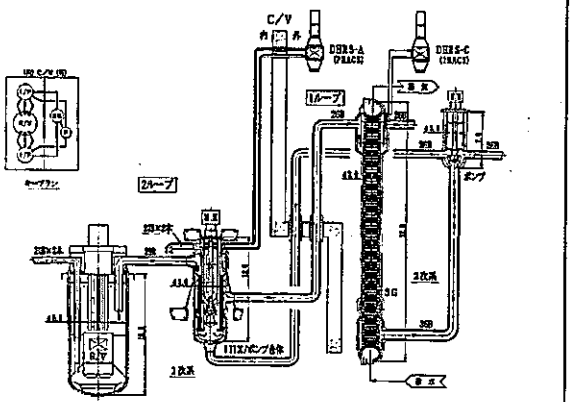
500MWe出力炉心(TG1500MWe)を出発検討点にして更なる物量削減を図った中型モジュール像を構築する。
より多くの中型炉特有のコストダウン方策を持ち、かつ物量削減を達成している概念の創出。
(タンク型炉、ループ型炉)

中型炉特有となる出力の制限要素
原子炉容器径(鍛造コストの有利さ:ループ型炉)
原子炉容器径(一体吊り込み工法による工期短縮:タンク型炉)
RVACSでの除熱能力(タンク型炉)
完全自然循環型IRACSの除熱能力(ループ型炉)
工期短縮、コスト削減が可能となる建設工法(ユニット工法、船殻構造等)

図4.1.3(2)-6 中型モジュール炉検討の方向性(2)

新しいプラント像の創出

ループ型



500MWe/SG、1500MWe/TG　炉心出口温度550℃

主なコストダウン方策

○機内鍛造品が適用可能となるφ6m台の原子炉容器の採用
○1炉心あたりSG1基（直管型SG）
○PRACS×2＋IRACS×1（自然循環3系統）
○1500MWeTGの共用
○大型ユニット工法による建設工期短縮（32ヶ月）

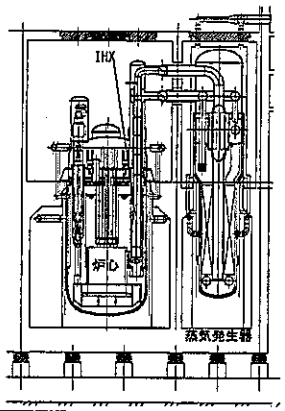
物量評価

○NSSS物量：1186t/ 500MWe(23.72t/kWe)
○原子炉建屋容積：約31万m³/3000MWe
(1033m³/万kWe)

コストダウン着目点

原子炉容器の縮小
2次系機器数の削減
崩壊熱除去系の簡素化
TG基数の削減
建設工法の簡素化
建設期間の短縮
モジュール効果の定量化

タンク型



500MWe/SG、1500MWe/TG　炉心出口温度550℃

主なコストダウン方策

○　湾曲長円型（FLASK型）IHXの採用により
φ9.3m（機外鍛造or板溶接）
○　1炉心あたりSG1基
○　RVACS＋SG-ACS（強制循環2系統）
○　1500MWeTGの共用
○　船殻構造による建設工期短縮（40ヶ月）

物量評価

○NSSS物量：1270t/ 500MWe(25.4t/kWe)
○原子炉建屋容積：約36万m3/3000MWe
(1190m³/万kWe)

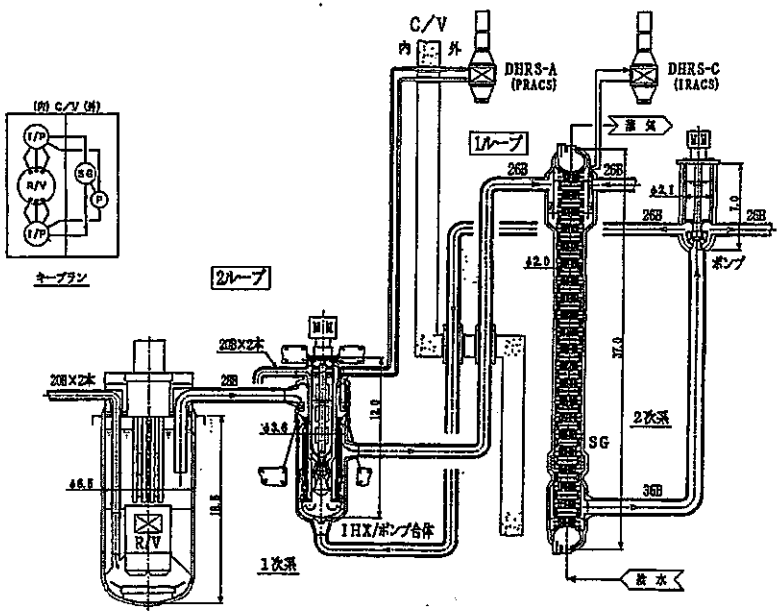
図4.1.3(2)-7　500MWe中型モジュール炉の特徴

「ループ型」炉の基本概念

a．基本概念及び着眼点

・アドバンストループ型炉のコンセプト（配管短尺化、２ループ、IHX-ポンプ機器合体）を踏襲し、小出力化に伴うスケールデメリットを改善するために、以下の中出力特有のコンセプトを導入する。
－タービン、燃料取扱系等、BOP設備等は最大限にモジュール間での共用を図る
－２次主冷却系１ループ化
－完全自然循環の崩壊熱除去系（PRACS×2、IRACS×1）とし、非常用電源等を簡素化する。
・プラント設備が小容量・軽量であることを活用し、以下の低コスト製作・建設方法を導入する。
－大型ユニット工法による工場生産範囲の大幅拡大と建設工期の短縮*
－原子炉容器材料に低コスト生産可能な機内鍛造材を使用*
－小容量ほど設計・製作が容易な直管ＳＧの導入
・モジュール出力50万kWeは上記２点*を成立させるために設定された。

b．概念図



ナトリウム冷却ループ型中型モジュール炉 NSSS概念

図4.1.3(2)-8　ループ型炉の概念図及び基本仕様

c．基本仕様

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉
2	電気出力（発電端）	５００MWe
3	熱出力	１１９０MWt
4	ループ数	２ループ
5	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃
6	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃
7	１次系流量	１．０９×１０^{4}t/h/ループ
8	２次系流量	１．８２×１０^{4}t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	４９５℃／１６．６７MPa
10	給水温度／流量	２４０℃／０．９４５×１０^{3}t/h
11	タービン発電機	蒸気タービン（３モジュールで共用）
12	プラント熱効率	約４２％
13	プラント稼動率	約９２％
14	炉心・燃料	混合酸化物燃料
15	遮蔽体外接円径	炉心槽内径：４０００mm
16	燃焼度	約１４万MWd/t（取出平均）
17	増殖比	約１．２１
18	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒１９本）
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置、 ②再臨界回避方策：ボイド反応度を５～６＄に制限＋上下軸方向ブランケット一部削除
20	炉心支持方式	下部支持方式
21	炉壁保護構造	ライナ構造方式（炉壁冷却なし）
22	炉心上部機構	コラム型ＵＩＳ
23	１次系配管方式	上部流出入方式
24	中間熱交換器	縦置無液面ジグザグ流式直管型（１次主循環ポンプ合体）
25	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
26	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
27	２次主循環ポンプ	機械式ポンプ
28	崩壊熱除去系	ＰＲＡＣＳ２系統＋ＩＲＡＣＳ１系統
29	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：外管（２次系はエンクロージャ）
30	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設
31	プラント運転サイクル	１７ヶ月、４バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（ＩＶＳ及びＥＶＳＴでの減衰なし）
33	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋コラム型ＵＩＳ＋パンタグラフ式燃料交換機
34	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置＋燃料出入機（台車式）
35	免震	３次元免震（固有振動数は水平１Hz、上下５Hz程度）
36	プラント寿命	４０年
37	原子炉建屋	原子炉建屋容積約52200m^{3}/モジュール
38	モジュール構成	・原子炉モジュール×６ ・タービン発電機×２（原子炉モジュール３基で共用） ・その他BOP（可能な限り原子炉モジュール６基で共用）

「タンク型」炉の基本概念

a．基本概念及び着眼点

・タンク型大型炉のコンセプト（１次系３ループ、湾曲長円型IHX、）を踏襲し、小出力化に伴うスケールデメリットを改善するために、以下の中出力特有のコンセプトを導入する。
－タービン、燃料取扱系等、BOP設備等は最大限にモジュール間での共用を図る
－２次主冷却系１ループ化
－RVACS＋SG-ACSの崩壊熱除去系とし、安全系を簡素化・局限化する。
・プラント設備が小容量・軽量であることを活用し、以下の低コスト製作・建設方法を導入する。
－船殻構造による工場生産範囲の大幅拡大と建設工期の短縮
－原子炉の工場組み立てと一体吊込工法の採用
・モジュール出力50万kWeは崩壊熱除去系の除熱容量の上限及び原子炉容器の一体吊込工法可能重量の上限として設定された。

b．概念図

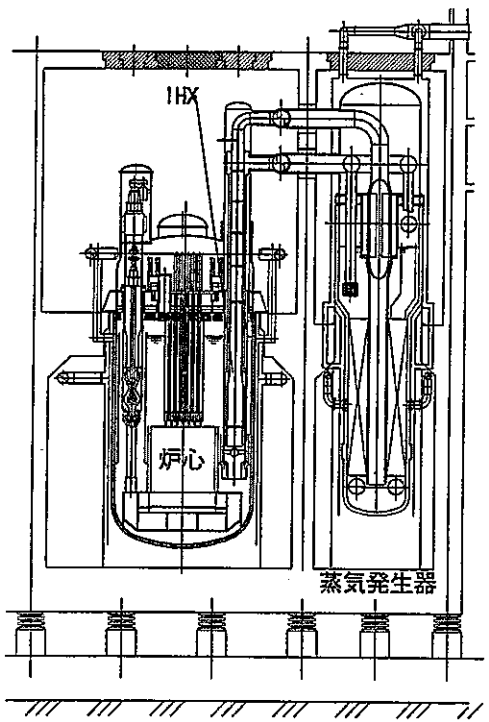


図4.1.3(2)-9　タンク型炉の概念図及び基本仕様

c．基本仕様

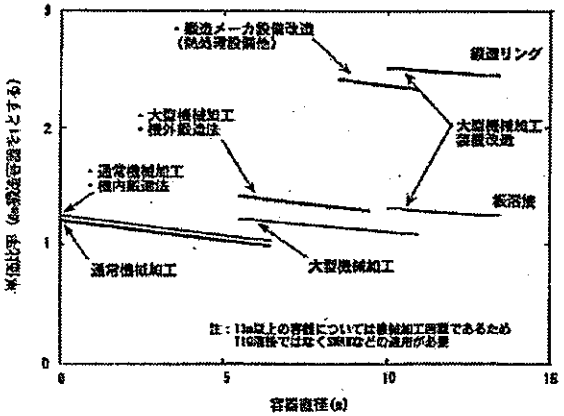
No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
2	電気出力（発電端）	５００Mwe
3	熱出力	１２２０MWt
4	ループ数	１ループ（但し、１次系ポンプは３基）
5	１次系Ｎａ温度	５５０℃／３９５℃
6	２次系Ｎａ温度	５２０℃／３３５℃
7	１次系流量	１．１２×１０^{4}t/h/ループ
8	２次系流量	０．９３×１０^{4}t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	４８７℃／１５．６MPa
10	給水温度／流量	２４０℃／１．９８×１０^{6} kg/h/基
11	タービン発電機	蒸気タービン（３モジュールで共用）
12	プラント熱効率	４１％以上
13	プラント稼動率	９０％以上
14	炉心・燃料	均質炉心、混合酸化物燃料（薄肉／厚肉ラッパ管）
15	遮蔽体外接円径	４４００mm
16	燃焼度	約１５．５万MWd/t（取出平均）
17	増殖比	約１．２３
18	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒１７本）
19	炉心安全性	(1)受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置 (2)再臨界回避方策：上部Ｎａプレナム付き炉心、下部軸ブランケット一部削除、溶融燃料排出チャンネル設置
20	炉心支持方式	下置き方式
21	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
22	炉心上部機構	切込み型ＵＩＳ
23	１次系配管方式	１次系配管なし
24	中間熱交換器	完全浸漬型管内１次方式（湾曲長円型）
25	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ
26	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
27	２次主循環ポンプ	電磁ポンプ
28	崩壊熱除去系	ＲＶＡＣＳ＋ＳＧ－ＡＣＳ
29	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
30	原子炉格納施設	ガードベッセル＋上部ドーム式格納境界
31	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転サイクル	１８ヶ月、４バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（ＩＶＳ及びＥＶＳＴでの減衰なし）
33	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み型ＵＩＳ ＋マニピュレータ式燃料交換機
34	③炉内/外燃料移送	炉内中継槽＋台車式燃料出入機
35	免震	３次元免震
36	プラント寿命	４０年
37	原子炉建屋	原子炉建屋容積59300m^{3}／ﾓｼﾞｭｰﾙ
38	モジュール構成	・原子炉モジュール×６ ・タービン発電機×２（原子炉モジュール３基で共用） ・その他BOP（可能な限り原子炉モジュール６基で共用）

原子炉容器の縮小化

原子炉容器における中型炉特有となるコストダウンの特長

・同一製作設備の中では、大口径の方が同一物量当たりのコストは低い。
・大口径化が進むと特殊な製作設備を使用する必要がありコストがステップ状に上昇する。

・工期短縮の観点からは、一体吊り込み方式が採用できる重量制限が存在する。



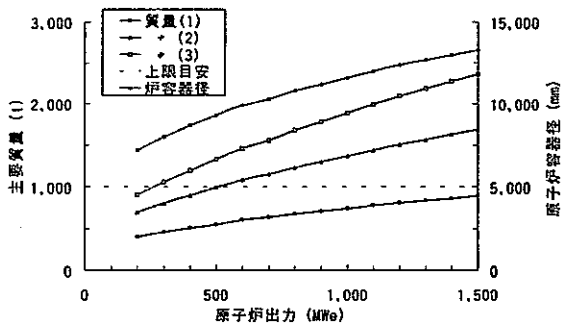
容器径と原子炉容器単価の関係

製作設備

φ6m程度以下→機内鍛造法＋通常機械加工
φ9m程度以下→機外鍛造(アームを用いたプレス機外鍛造)
＋大型機械加工機による加工
φ9m程度以上→鍛造品は、熱処理設備の追加が必要
φ11m程度以上→大型機械加工機の改良が必要となる。(鍛造、板溶接共に)

同じ製作方法の中ではスケール効果により、大口径の方が低コストとなる。

ループ型炉→ φ6m台が可能となれば、原子炉容器に縦継手を導入する必要がなく、液面構造健全性及びISIにおいて高信頼性を確保可能。
タンク型炉→液面構造健全性及びISI上のデメリットを覚悟の上、板溶接構造を導入することが低コストにつながる。(φ11m以下)



吊り込み重量と電気出力の関係(タンク型炉)

一体吊込み方式による重量制限

原子炉容器内に機器を設置した状態で現地に搬入し、一体で吊込み設置することを考えると、重量1000トン以下が目安重量となる。
(参考:500MWeループ型炉原子炉構造重量520トン、SG250トン)

タンク型炉においては、左図のように重量と電気出力の関係を予測している。
(1):RV及びデッキ等、(2):(1)＋炉内機器、(3):(2)＋遮蔽体
(2)のRV＋炉内機器を1000トン以下にすることを想定すると500MWeが出力目安となる。

出力目安

ループ型炉:原子炉容器径が6m台(鍛造)に収まる炉心の熱出力→500MWe
タンク型炉:一体吊込みが可能となる電気出力500MWe(原子炉容器φ10m程度)
炉容器径縮小のため炉内堰構造をもつRVACSは不採用　結果としてφ9.3mとなった。

図4.1.3(2)-10　原子炉容器の縮小化

2次系機器数の削減・蒸気発生器の低コスト化

2次系機器(SG)における中型炉特有となるコストダウンの特長

・2次系機器(主としてSG)製造において中型炉特有となるコストダウン方策は見つけられなかった。
→単基容量増加をはかり、機器数を削減化する。(1炉心あたりSG1基)

・同容量のSGの中でも低コストが可能となる方式を選定する。

選定SG

直管型SG:
ヘリカルコイル型よりも管板径が大きくなり発生応力が高くなる、合体機器の採用が物量削減につらがらない等のデメリットはあるが、SG物量は約20%低減化される。
管板径が増加するのは、直管型では伝熱性能が低下し必要伝熱管本数が増加するため。
(管板径の比較:750MWe級ヘリカル1400mm<500MWe級直管2060mm<750MWe級直管2500mm)
(物量の比較: 500MWe級直管250トン<750MWe級直管320トン<750MWe級ヘリカル約405トン)

ヘリカルコイル型SG:
機器合体が可能。
水蒸気管への振動伝播、インペラミサイルの可能性を考慮すると合体機器方式を選定する場合、電磁ポンプの選定となる。

→SGの単基出力を500MWe(約1200MWt)と設定する。(原子炉構造及び崩壊熱除去系からくる制限内の最大出力)
ループ型は直管SG、タンク型はヘリカルコイルSG+電磁ポンプの機器合体を選定し比較する。

2次系機器コストダウンの方向

・単基容量増加、1炉心当たり1SG
・中型炉特有ではないが、SG開発上のスケールアップ(SPX-SG:300MWe、APWR-SG375MWe級)の連続性からくる開発上の有利さを活かし、SG改良による機器低コスト化を目指す。

図4.1.3(2)- 11　2次系機器数の削減・蒸気発生器の低コスト化

崩壊熱除去系等安全系の簡素化

崩壊熱除去系における中型炉特有となるコストダウンの特長

・自然循環特性を導入し、動的機器数、系統数を低減化する。
（非常用DGも機器削除に合わせ容量削減）

RVACS （空気流路）の採用 （タンク型炉）

・炉内堰＋NC:（RVACS除熱容量の目安:原子炉容器高さH19m、径D9.1m、原子炉等価体積V=πHD²/4＝1235m³）
→ 412MWe（1000MWt）以下の出力で除熱可能
（事象Ⅳ/蒸気発生器伝熱管破損:RVACS（NC）のみ）

・ホットプレナム面積増加策（ホットプレナム-炉心槽連通穴導入）＋空気流路へのブロア導入（炉内堰構造なし）
（ RVACS除熱容量の目安:原子炉容器高さH16m、径D9.3m、原子炉等価体積V=πHD²/4＝1086m³）
→ 500MWe（1200MWt）以下の出力で除熱可能
（事象Ⅳ /蒸気発生器伝熱管破損:RVACS（FC）のみ、事象Ⅳ /全交流電源喪失:RVACS（NC）＋SG-ACS（NC））

412MWe（h19m,φ9.1m）＋炉内堰　条件と　500MWe（h16m,φ9.3m）＋ブロア　条件からの選定

PRACS+IRACS （Na配管ループ＋空気冷却器）からの動的機器の削除 （ループ型炉）

・Naループを使用することによる高信頼性崩壊熱除去系＋動的機器の削除によるコストダウン（系統は3系統必要）
→事象Ⅳ / 2次系Na漏洩＋外部電源喪失＋A/Cダンパ1基開失敗:PRACS（1/2NC+NC）のみ
事象Ⅳ /外部電源喪失＋A/Cダンパ2基開失敗:PRACS（NC）+IRACS（NC）　においても必要除熱容量を確保可能
→500MWe炉心において各事象時に除熱可能なことを確認した。

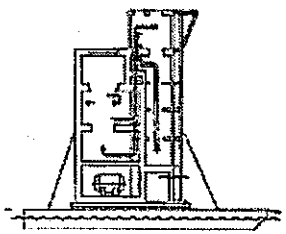
崩壊熱除去系コストダウンの方向
・タンク型炉では、ホットプレナム面積増加方策を採用し500MWe出力でのRVACS採用を検討する。
・ループ型炉では、完全自然循環方式を採用する。（原子炉構造の制限より500MWe出力とする。）

図4.1.3(2)- 12　崩壊熱除去系等安全系の簡素化

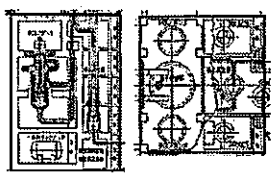
低コスト/短期間建屋建設工法の導入

建設工法における中型炉特有となるコストダウンの特長

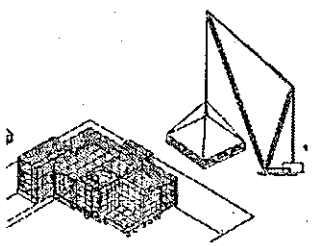
・大型ユニット工法や船殻構造といったモジュール建設工法を採用する。
→大型ユニット工法(コンクリート建屋)は、運搬するユニット(モジュール)を大型化していくもので、運搬可能となる重量制限がある。
→船殻構造は、原子炉建屋をコンクリート建屋ではなく鉄板製船殻モジュール構造とする工法であり、重量上の制限はない。



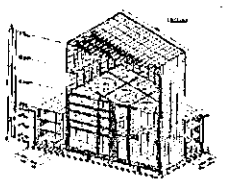
大型ユニット工法



ユニット例



船殻構造



船殻構造例

大型ユニット工法

・3000~4000トン単位のユニット(工場製作・組立)の一括輸送設置
・500MWe級中型ループ炉例では、FL+35mまでの原子炉建屋重量は3800トンのため原子炉建屋ユニットを工場脇で建設し、主要機器の仮組立後(主要機器は別送)、設置した内装、配管、電気・計装等とともに一括輸送可能。本工法採用の場合、建設工期は約5ヶ月短縮され、33ヶ月となる見込み。
(ただし、現地での建設着手前に工場での大型ユニット製作工程要)

船殻構造

・大型船舶の建造方法を取り入れ、鉄板溶接ブロック構造(船殻構造)を用い建屋を建設する。
(放射線遮蔽が必要な部位のみにコンクリートを充填する。)
・ブロックは700トン程度に分割し、輸送する。現地で溶接により接合・完成させる。
・500MWe級中型タンク炉例では、原子炉建屋構材合計は、2万トン程度であり60個にブロック化される。建設工期は、49ヶ月(RC建屋)から40ヶ月(船殻構造)に短縮される。
また、建屋自体のコストも低減化される。(おおよそ2割ぐらいを期待している。)

建屋コストダウンの方向

・大型ユニット工法は、原子炉建屋の重量制限のため、中型炉特有のコストダウン項目
・一方建屋自体の低コスト/定重量化の検討(大型炉にも有効)も今後必要
・最終的には、建屋コストを削減した船殻構造のような建屋構造を大型ユニット単位で輸送することがもっともコストダウンにつながると思われる。

図4.1.3(2)- 13　低コスト/短期間建屋建設工法の導入

(3) 二次系簡素化概念

(ⅰ) 候補概念の摘出

二次系簡素化による経済性向上、不活性中間熱媒体の採用によるナトリウムー水反応排除、ナトリウムー水反応影響の大幅緩和による安全裕度拡大をねらって、二次系簡素化概念を幅広く摘出し、有望な候補概念の絞込みを行った。また、ナトリウム冷却炉の系統仕様・条件を大幅に変更する必要があるが、その他の革新的発電方式によるナトリウムー水反応排除概念も検討対象とした。

摘出した候補概念は以下のとおりである。また、各概念の摘出フローを図4.1.3(3)-1に示す。

(不活性中間熱媒体によるナトリウムー水反応排除)

・鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧ
・鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧ
・固体銅熱媒体型ＳＧ
・鉛ビスマス熱媒体水直接注入型ＳＧ

(ナトリウムー水反応影響の大幅緩和による安全裕度拡大)

・一次系高圧化
・二重管ＳＧ方式二次系削除

(その他革新的な発電方式によるナトリウムー水反応排除)

・炭酸ガスタービン発電
・液体金属自然循環ＭＨＤ発電
・熱電素子直接発電

(a)不活性中間熱媒体によるナトリウムー水反応排除

①鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧ

鉛ビスマス中間熱媒体の採用によるナトリウム・水蒸気との激しい化学反応の排除や、二次系主循環ポンプ・配管削除などの二次系簡素化による経済性向上をねらって、鉛ビスマス充填容器内にナトリウムおよび水蒸気伝熱管を挿入した概念である。

本概念は、大阪大学で研究が開始された後、東京工業大学、(財) 電力中央研究所、(財)エネルギー総合工学研究所(高速増殖炉利用システム開発調査)で伝熱特性を中心とする要素技術研究、システム設計が実施されている。[1、2、3、4、5、6、7、8]

ナトリウムに代わる中間熱媒体(液体)の選定結果を表4.1.3(3)-1に示す。アルカリ金属以外の各種液体金属、有機溶媒、溶融塩を対象として、伝熱特性、漏えい対応の容易さ、高温安定性、耐食性などの比較評価を行った。その結果、伝熱特性が比較的高く、酸化皮膜を利用した防食技術開発により鋼材との共存性を確保できること、研究開発が必要であるが伝熱管破損対応の

見通しを有することを考慮して、鉛ビスマスを選定した。

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧは、伝熱管型式、配置、伝熱方式により、以下の概念が考えられる。

・伝熱管近接設置・自然対流（ヘリカルコイル型[注1)]、直管型[注1)]、ナトリウム側直管と水蒸気側ヘリカルコイルの組み合せ型）
・伝熱管分離設置・自然対流（ヘリカルコイル型[注1)]、ナトリウム側直管と水蒸気側ヘリカルコイルの組み合せ型）
・伝熱管近接設置・強制対流（ヘリカルコイル型[注1)]）

注1）ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管のいずれも同じ

平成11年度の高速増殖炉利用システム開発調査（[8]）では、主に伝熱面積および物量に着目して、所定の交換熱量、温度、圧力損失条件を満足する伝熱管近接設置・自然対流型の各種概念を比較評価した。ヘリカルコイル型は、伝熱管長が長く、圧力損失制限を満足するには大径ナトリウム伝熱管を採用しなければならないため、伝熱面積が最大となる。直管型は、伝熱管長が約20mと短く、圧力損失制限を容易に満足できるが、ナトリウム側と水蒸気側の伝熱管本数の同一条件では、水蒸気伝熱管本数の上限値の影響を受けて、伝熱面積低減に有効なナトリウム伝熱管の小径化が制限される。一方、ナトリウム側直管と水蒸気側ヘリカルコイルの組み合せ型は、比較的自由に伝熱管仕様を選択することが可能である。ナトリウム側の圧力損失低減と水蒸気側の伝熱面積確保という異なる要求条件を同時に満足できるため、他の概念と比較して伝熱面積、物量（伝熱面積の合計は、ヘリカルコイル型の約0.8倍、直管型の0.9倍）のいずれも小さい。よって、最も経済性向上に期待できる概念として、組み合せ型を選定している。

また、伝熱管近接設置・自然対流、伝熱管分離設置・自然対流のいずれも伝熱管配列の工夫、適切な配列ピッチの選定による鉛ビスマス自然循環性能向上、すなわち、伝熱性能向上方策を取込んでいる。鉛ビスマスの速度制限（2m/sec以下、暫定）を考慮すると、機械ポンプにより鉛ビスマスを強制循環してもコスト低減効果は小さい。

②鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧ

従来の二重管ＳＧでは、内管（水蒸気伝熱管）と外管（ナトリウム伝熱管）が組網線などを介して全面にわたり接触しているが、本概念は、内外管の間隙幅を拡大して、間隙部に鉛ビスマスを充填した同心円状二重管構造の概念である。鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと比較して、一般に形状コンパクト化および鉛ビスマスインベントリの大幅な低減が可能な見通しである。

間隙幅が0.4～2mmと狭いため、自然対流でなく、主に鉛ビスマスの熱伝導による熱輸送形態をとる。

間隙幅拡大や鉛ビスマス充填により以下の安全性向上に期待できる。

・間隙幅を拡大し、リブ（または、ワイヤスペーサ）を設置することにより内外管の接触部位を限定し、構造分離を説明できる可能性を有する。また、内外管別々に溶接・機械加工（縮管および曲げ加工）するため、同一箇所での初期欠陥の発生を防止できる。
・間隙幅拡大に伴い、内外管どうしで機械的に拘束されにくい構造となるため、酸化スケールにより内管のき裂開口部が閉塞される可能性が小さく、水リーク検出特性向上の見通しを有する。
・鉛ビスマス中のリーク水は間隙部を上昇し、カバーガス空間中に移行する特徴を利用して、異なる伝熱管での内外管破損の重ね合せ排除（共通プレナムを介するリーク水の移行によるナトリウム－水反応の排除）による同時リーク発生頻度低減や、発生時のナトリウム－水反応の影響緩和に期待できる。

また、本概念は、伝熱管型式、熱膨張吸収方式により以下の概念が考えられる。

・直管型
・U字管型

直管型では、本体胴とナトリウム伝熱管の熱膨張差はシェルベローズ、水蒸気伝熱管との熱膨張差は伝熱管自体のサインウェーブ形状（連絡管部におけるサイン曲線形状の曲げ加工）により吸収する。一方、U字管型では、伝熱管のU字形状により吸収する。いずれも伝熱管束部は直管であるため、伝熱面積は同一である。U字管は伝熱部として見込まれないダウンカマー部を設置しなければならず、伝熱管重量および本体胴径が増加する傾向にある。

③固体銅熱媒体ＳＧ

鉛ビスマス以外に、高熱伝導率の固体銅（熱伝導率は鉛ビスマスの約 25 倍、500℃）を採用する方策が考えられる。本概念は、三重障壁による同時リーク時のナトリウム－水反応排除をねらって、ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を近接設置し、各伝熱管の間隙部に固体銅を充填した概念である。

各伝熱管と固体銅間では、温度条件、熱膨張率の相違により、熱膨張差が発生するが、ＨＩＰ（Hot Isostatic Pressure Technique）により伝熱管と固体銅を拡散接合し、熱膨張率の相違に起因して伝熱管廻りに隙間が発生しないように工夫した。本概念は、伝熱管型式、ＨＩＰ製作方法により以下の概念が考えられる。

・伝熱管型式：直管型[注1)]、サーペンタイン型[注1)]、ナトリウム側直管と水蒸気側サーペンタイン（または、ヘリカルコイル）の組み合せ
・ＨＩＰ製作方法：固体ＨＩＰ、粉末ＨＩＰなど

注1）ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管のいずれも同じ

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと同様に、ナトリウム側直管と水蒸気側へ

リカルコイルの組み合せ型はナトリウム側の圧力損失と水蒸気側の伝熱面積確保という異なる要求条件を同時に満足でき、コンパクト化に期待できる。一方、直管型は固体ＨＩＰ方式を適用でき、かつ、伝熱管溝などの固体銅加工が容易であるため、製作性に係る技術課題が最も少ない。

④鉛ビスマス熱媒体水直接注入型ＳＧ

鉛ビスマスプール熱媒体プール型ＳＧをベースに、水蒸気伝熱管削除による更なる経済性向上をねらって、鉛ビスマス充填容器内にナトリウム伝熱管のみを設置し、鉛ビスマスと水蒸気との直接接触熱伝達を利用した概念である。鉛ビスマスは容器下方のナトリウム管束部で加熱され上昇した後、接触熱伝達により給水管からの注入水に熱を伝える。その後、オーバフローして容器外側を下降し、再びナトリウム伝熱管束部に到達する。この循環力は鉛ビスマス上昇部と下降部における見かけの密度差により発生する。

本概念は、電力中央研究所にて、溶融金属－水間での直接接触熱伝達、水蒸気爆発、構造材と鉛ビスマスの共存性に関連する要素試験や、ＳＧ単体の設計検討を実施している。([9])

注入水の蒸発によって鉛ビスマス自然循環性能が向上する一方、気泡を介する接触熱伝達に期待するため、過熱蒸気サイクルへの適用が困難である。

表 4.1.3(3)-1　二次系簡素化概念の中間熱媒体(液体)の比較評価

項目			鉛ビスマス	鉛	ビスマス	水銀	すず	アルミニウム	ガリウム	インジウム	有機溶媒[1)]	溶融塩[1)]	ナトリウム(参考)
基本物性[2)]	融点	℃	124	328	271	−39	232	660	30	157	−	142	98
	密度	kg/m^3	10241	10515	9902	13115	6850	2360	5830	7280	871	1791	856
	定圧比熱	kJ/kgK	0.146	0.16	0.14	0.136	0.26	1.1	0.34	0.27	2.58	1.56	1.276
	熱伝導率	W/mK	13.6	15.9	16.1	12.3	33	102	34	42	0.104	0.355	71.7
	熱伝達係数[3)]	W/m^{2}K	37900	42300	37400	41200	57800	114000	19800	(不明)	2740	4290	59300
	熱輸送力[4)]	kJ/m^{3}K	1500	1680	1390	1780	1780	2600	1980	1966	2250	2790	1090
要求条件に対する評価[5)]	高伝熱特性(高熱伝導率)		○	○	○	○	◎	◎	◎	◎	△	△	◎
	漏えい対応の容易さ		◎	◎	◎	○ (飽和蒸気圧大)	(不明)	(不明)	(不明)	(不明)	△ (空気中発火)	△ (Naと反応)	△
	高温安定性		◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	△	△	◎
	耐腐食性		○^{上} [6)]	○	△	○	△	△	△	○[6)]	◎	○[6)]	◎
	融点が給水温度以下		◎	△	△	◎	◎	△	◎	◎	◎	◎	◎
	価格		◎	◎	◎	◎	◎	◎	△	△	◎	◎	◎
総合評価			選定	−	−	−	−	−	−	−	−	−	

注1)有機溶媒はダウサムA、溶融塩は硝酸塩系の$NaNO_3$-KNO_3-$NaNO_2$(7-44-49mol%)を対象

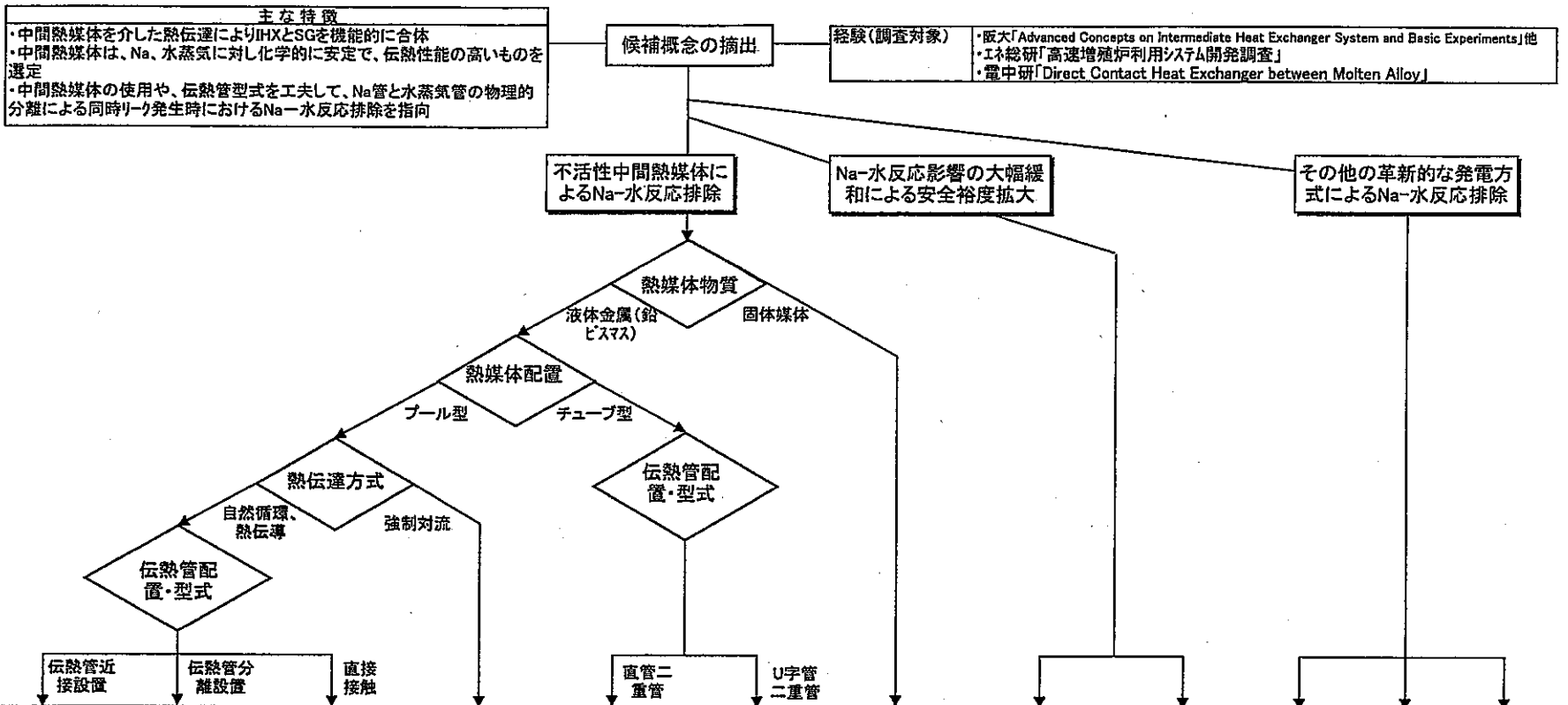
注2)アルミニウムは700℃、インジウムは157℃、有機溶媒は200℃、それ以外はいずれも400℃での物性値を記載

注3)液体金属はHoeの式($Nu=4.03+0.228Pe^{2/3}$)、それ以外はDittus-Boelterの式($Nu=0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}$)を使用。いずれも流速2m/sec、代表長さ31.8mmで一定

注4)密度×定圧比熱

注5)評価記号の意味は以下のとおりである。 ◎:要求条件を十分に満足、○:満足、△:満足しない。
以下に各項目別の評価基準を示す。
- 高伝熱特性　◎:ナトリウム熱伝導率の50%以上(すず、ガリウムも含める)、○:10～50%、△:10%以下
- 漏えい対応の容易さ　◎:ナトリウム、水、空気と激しく反応せず、○:激しく反応しないが、飽和蒸気圧大、△:激しく反応
- 耐腐食性　◎:ナトリウムと同程度(対応する中間熱媒体なし)、○:ナトリウムよりも腐食するが、研究開発や運転工夫により対応の見通し、△:腐食性が厳しく、長期間使用可能な鋼材なし
- 融点が給水温度以下　◎:融点が240℃以上、△:240℃以下
- 価格　◎:ナトリウムを基準として単位重量あたりの価格2倍以下、△:2倍以上

注6)耐腐食性の評価で、鉛ビスマスは鉛よりも耐腐食性を維持できる酸素濃度範囲が広く、腐食制御が容易と考えられるため○^{上}とした。インジウムはオーステナイト系ステンレス鋼と共存性が良いと報告されているが、詳細が不明であること、溶融塩(硝酸塩系)は550℃での腐食速度が約0.074mm/年とナトリウムより大きいことから、○とした。([10])



名称	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置(自然対流)注1)	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型(自然対流)注1)	鉛ビスマス熱媒体水直接注入型	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型(強制対流)	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管型	鉛ビスマス熱媒体チューブ・U字管型	固体銅熱媒体型	一次系高圧化	二重管SG方式二次系削除	炭酸ガスタービン発電	液体金属自然循環MHD	熱電素子直接発電
中間熱媒体	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	鉛ビスマス	銅	-	Heガス			
熱媒体配置	プール	プール	プール	プール	チューブ(二重管中間層)	チューブ(二重管中間層)	固体媒体(HIP)	-	チューブ			
熱伝達方式	局所自然対流	自然循環	自然循環	強制対流	熱伝導	熱伝導	熱伝導	(従来型SGと同じ)	熱伝導			
伝熱管配置	近接	分離	分離/直接接触	近接	二重管	二重管	近接	単管(Na高圧化)	二重管(密着、又は、組網線入り			
伝熱管型式(Na側/水蒸気側)	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル 直管/直管 直管/ヘリカルコイル	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル 直管/ヘリカルコイル	ヘリカルコイル/-	ヘリカルコイル/ヘリカルコイル	直管	U字管	直管/直管 サーペンタイン/サーペンタイン 直管/サーペンタイン(ヘリカルコイル)	ヘリカルコイル	直管 ヘリカルコイル			

注1)大阪大学の発案に基づく二次系簡素化概念

図 4.1.3(3)-1　二次系簡素化概念の摘出

(b)ナトリウム－水反応影響の大幅緩和による安全裕度拡大

①一次系高圧化

伝熱管破損時のナトリウム－水反応影響の大幅な緩和をねらって、一次ナトリウム系を高圧化し、ナトリウム－水反応が伝熱管内で限定発生するように工夫した概念である。

一次ナトリウム系圧力5.9MPa、水蒸気系圧力4.9MPa（入口給水で5.8MPa）の圧力設定に伴い、ＳＧ伝熱管破損時のナトリウム－水反応は伝熱管内で発生すると考えられる。この場合には、ウェステージによる隣接伝熱管への破損伝播が発生せず、ＤＢＥで考慮すべき破損規模は伝熱管１本に許容することが可能と考えられる。

従来型ＳＧと比較して、伝熱管肉厚、リーク検知方法が相違するが、ヘリカルコイル形状の伝熱管を採用するなど構造概念は同一である。また、更なる安全性向上をねらって、二重管の採用も可能である。

ただし、一次ナトリウム系高圧化や水蒸気圧力の低減により、原子炉容器肉厚増加やタービン効率低減などのＳＧ以外の部分への経済性および構造健全性へのインパクトが懸念される。

②二重管ＳＧ方式二次系削除

二重管ＳＧ（密着、または、組網線入り）を使用した二次系削除概念について、過去に多数の研究開発が行われており、今後の研究開発を積み重ねれば二重管ＳＧ本体の技術課題は解決できると考えられる。一方、いずれの二重管構造も内外管が全面にわたって接触しており、同一モードで振動するなど内外管の構造分離が明確でない。また、酸化スケールによるき裂開口部の閉塞に伴う現実的なリーク検出性能や、異なる伝熱管での内外管破損の重ね合せ（共通プレナムを介するリーク水の移行によるナトリウム－水反応）を考慮すると、確率論的にＤＢＥとして同時リークを想定せざるを得ない。同時リーク発生時には、水素ガスおよびナトリウム－水反応生成物が炉心に侵入し、炉心安全防護上、気泡通過による反応度印加、炉心閉塞対応が大きな課題となる。

同時リーク時における炉心安全防護の観点より、密度差を利用して固気液三相流から気体（水素ガス）および固体（ナトリウム－水反応生成物）を分離する方策が考えられる。二重管ＳＧおよび分離設備概念を図 4.1.3(3)-2に示す。分離設備は、ＳＧと原子炉容器間に設置する一次主循環ポンプ容器と合体する方策が適切である。ただし、分離に必要な流路断面積を確保しなければならず、2ループ構成のナトリウム冷却大型炉では各系統ごとにϕ10m以上のナトリウム容器を設置する必要がある。

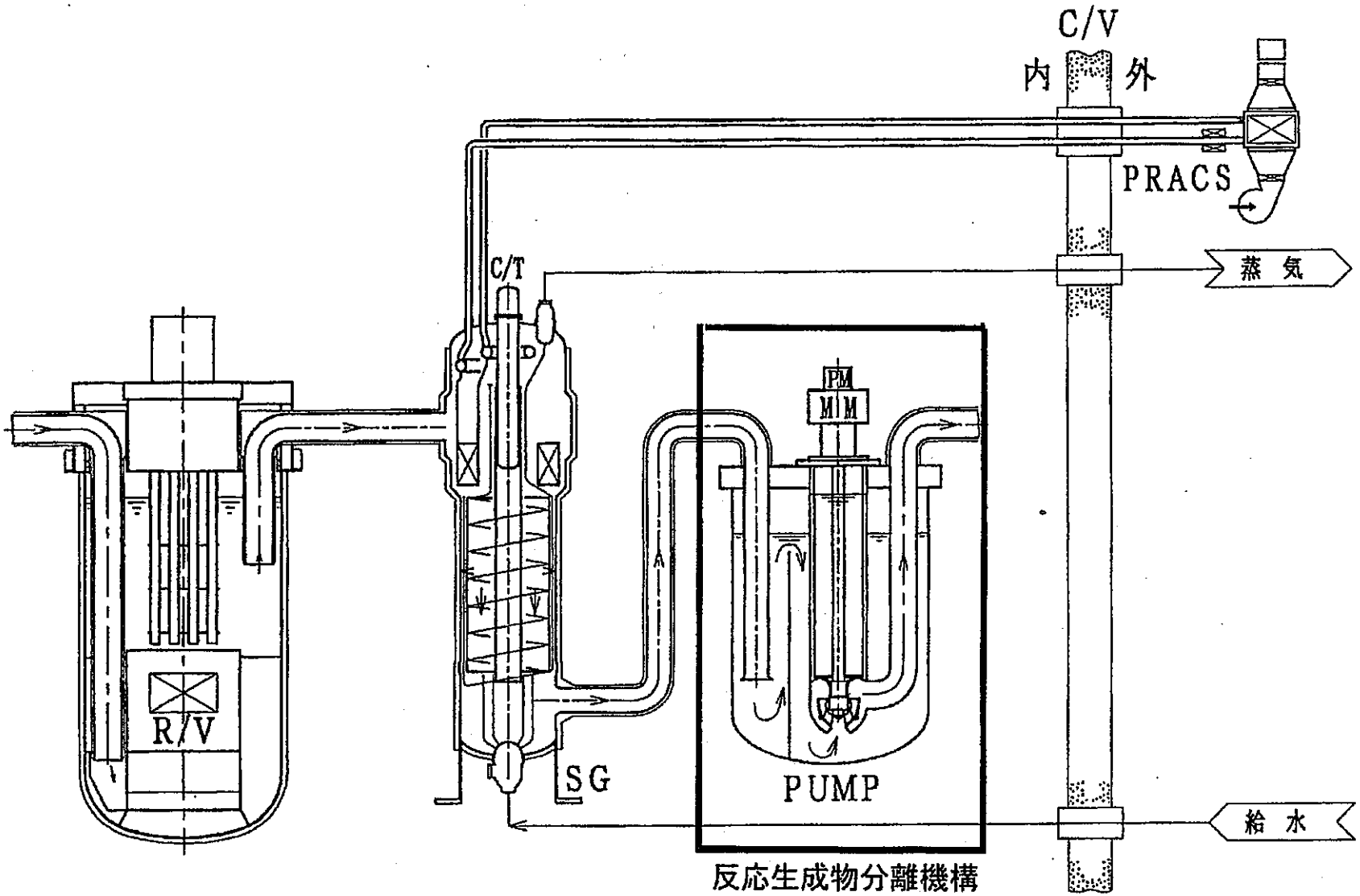


図 4.1.3(3)-2　　二重管ＳＧおよびナトリウム－水反応生成物分離設備概念図

(c)その他革新的な発電方式によるナトリウム－水反応排除

①炭酸ガスタービン発電

水・蒸気タービンに代えて、炭酸ガスタービンを利用することにより二次系簡素化をねらった概念であり、ナトリウム系およびガスタービン系から構成される。

炭酸ガスタービン発電の全体系統図を図4.1.3(3)-3、ヒートマスバランスを図4.1.3(3)-4に示す。

約500℃の低温領域でガスタービンを使用するが、再生サイクルの採用、タービンおよび圧縮機の効率向上により軽水炉と同程度の約30%の熱効率を達成可能な見通しである。(10MPa以上に炭酸ガスを高圧化する必要はあるが、液相圧縮してランキンサイクルを取込むことにより理論的に40～50%の熱効率を達成することも可能)([11])

物量低減効果について、二次ナトリウム系、水蒸気系、これに付随する各種系統を削除できる。一方、炭酸ガス供給系および純化系を新規設置しなければならず、かつ、低熱伝達特性の炭酸ガスの使用に伴い、ナトリウム－炭酸ガスの熱交換器、再生熱交換器の伝熱面積が大きく増加する。[注1)]

また、ナトリウム－水反応、二次ナトリウム漏えい対策設備は排除可能であるが、ナトリウム－炭酸ガスの熱交換器・伝熱管破損時に高圧の炭酸ガスが炉心側に流れ込むことを考慮して、気泡通過事故防止のための炭酸ガス分離設備などの設備対応が必要である。

注1) ナトリウム冷却ループ型・大型炉(1500MWe級、2ループ構成、4.1.3(1)項「大型炉」に記載)のＳＧと比較して、単位交換熱量あたりの伝熱面積は、ナトリウム－炭酸ガスの熱交換器で約4倍、再生熱交換器(多層プレートフィン使用)で70倍以上の大きい。

②液体金属自然循環ＭＨＤ

液体金属自然循環ＭＨＤ(Liquid Metal Magnet HydroDynamic Electrical Power Generation)発電は、将来のシステム簡素化による経済性向上や適切な作動流体の選択によるナトリウム－水反応の排除をねらった発電システム概念である。

液体金属自然循環ＭＨＤシステムの概念図を図4.1.3(3)-5に示す。

液体金属(導電性作動流体)と沸点の低い液体、または、不活性気体(熱力学的作動流体)の系統を組み合せたもので、沸点の比較的低い液体はランキンサイクルに準じて作動する一方、不活性気体はブレイトンサイクル、または、エリクソンサイクルに準じて作動する。液体金属の熱容量は蒸気、または、気体と比較して非常に大きいため、二相流上昇部での膨張過程で再熱効果を受けて、サイクル熱効率を向上させる。

本概念では、二相流上昇部で上記の作動流体を混合することにより、高温

の液体金属から熱力学的作動流体に熱伝達を行う。

液体金属の系統では、気泡ポンプの原理を利用した自然循環性能の向上が可能で、ポンプ等の動的機器を削除した。二相流上昇部の上方には、気液分離器を設置し、ＭＨＤ発電部は単相の液体金属のみが流れるようにして、安定した発電効率を確保できるようにしている。

一方、熱力学的作動流体の系統は、二相流上昇部以外に、再生熱交換器、ポンプ、除熱源（冷却器）から構成され、冷却後、再び、熱源（原子炉）に戻り、二相流上昇部で液体金属と混合する系統としている。

平成11～12年度「二相流自然循環型液体金属ＭＨＤ発電システムに関する研究」（アイデア公募）では、東京工業大学にて高速炉条件への適用性検討を実施した。

③熱電素子直接発電

液体金属自然循環ＭＨＤ発電と同様に、熱電素子直接発電は、将来のシステム簡素化による経済性向上やナトリウム－水反応の排除をねらった発電システムで、熱電素子により熱エネルギーを電気エネルギーに直接変換する概念である。

熱電素子直接発電システムの概念図を図4.1.3(3)-6に示す。

システム構成例として、原子炉容器内に多数の熱電素子モジュールが組み込まれたプレート型熱交換器を設置し、一次冷却材から二次冷却材に熱輸送する過程で発電するシステムが考えられる。熱電システム効率は、熱電素子のＺＴ値（Ｚは素子の熱伝導率および電気伝導率で決定される性能指数、Ｔは素子平均温度）に依存する。現状技術の熱電素子では、ＺＴ値の最大値が1程度で、システム効率は約5%と極めて低い。システム効率を上昇するには、高電気伝導率、低熱伝導率の相反する特性を有する材料を開発する必要があり、結晶構造の工夫、ドーピングの最適化、材料の複合などにより更なる高性能化が期待できると考えられる。

平成11～12年度「高速炉用直接エネルギー変換システムに関する研究」（アイデア公募）では、米国ローレンス・リバモア国立研究所にて熱電素子の開発による高効率（約30%）をねらった発電システムの検討を実施した。

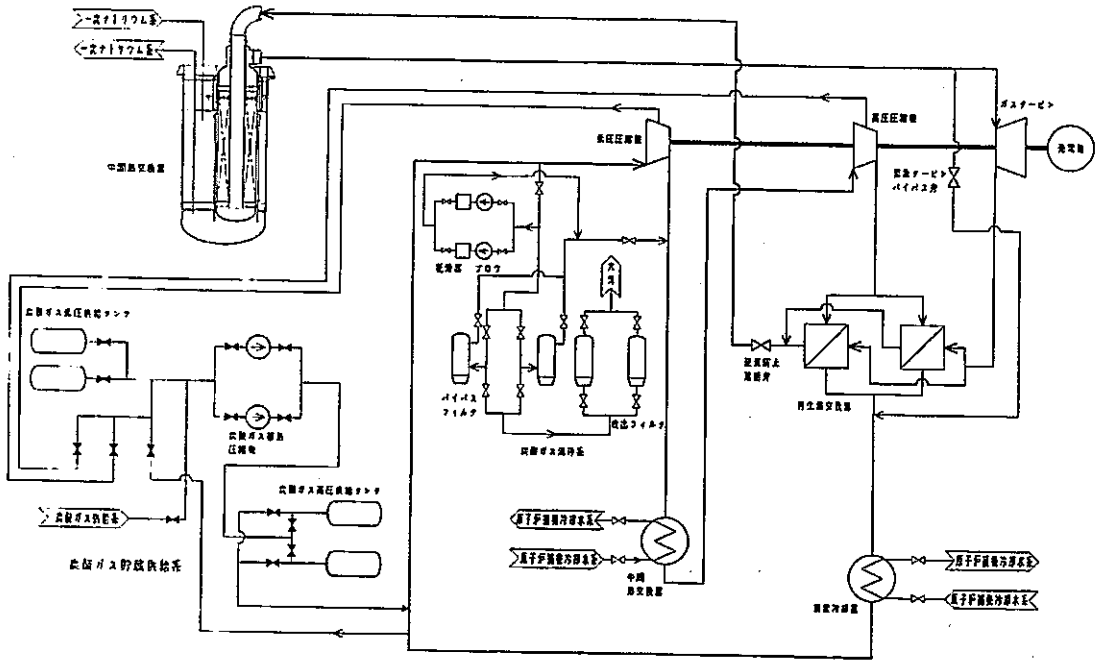


図 4.1.3(3)-3　炭酸ガスタービン発電システムの全体系統図

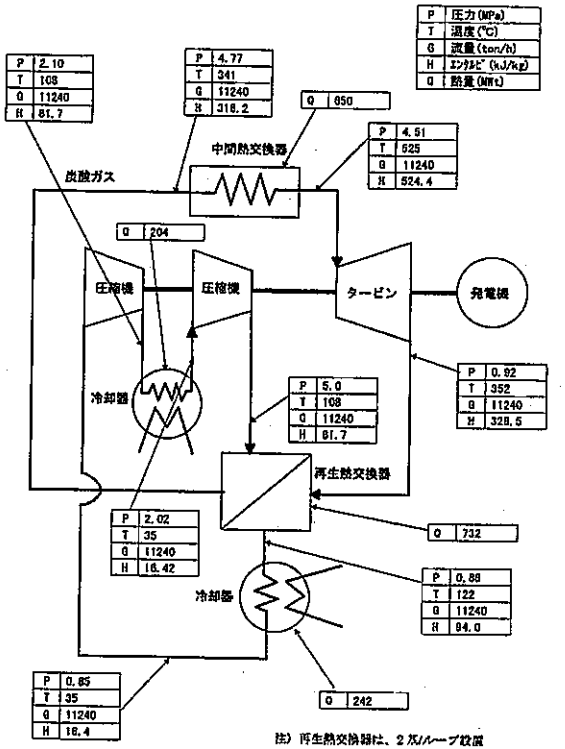


図 4.1.3(3)-4　炭酸ガスタービン発電システムの
ヒートマスバランス

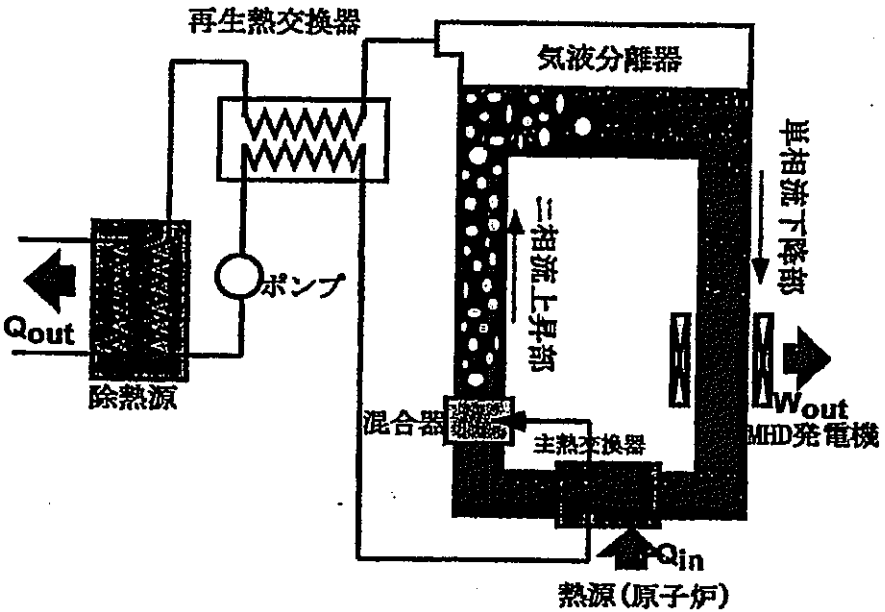


図 4.1.3(3)-5　液体金属自然循環ＭＨＤシステムの概念図

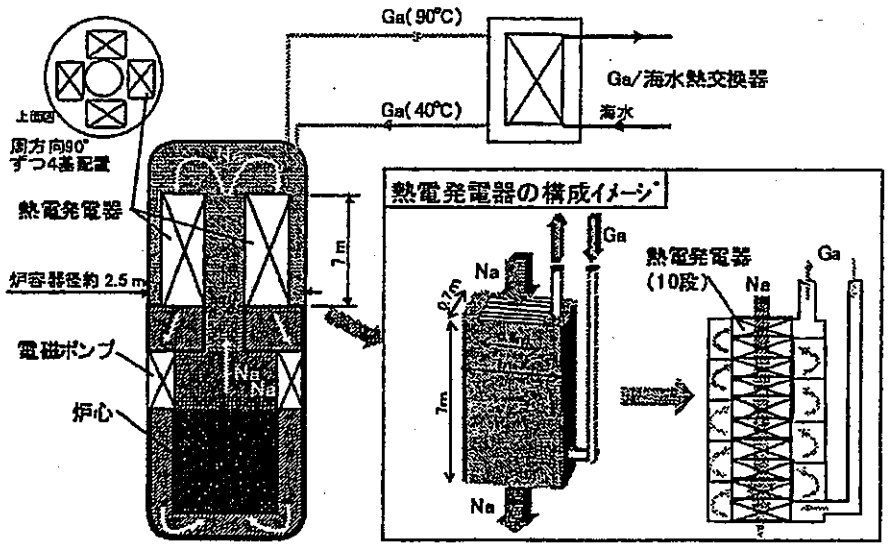


図 4.1.3(3)-6　熱電素子直接発電システムの概念図

(d)候補概念の摘出のまとめ

上記の検討結果をもとに、経済性および安全性の観点より、構造概念の具体化検討を実施すべき候補概念の絞込みを行った。

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧでは、鉛ビスマス自然対流を利用した伝熱管近接設置型および分離設置型を検討対象とする。いずれの概念も複数の伝熱管型式が考えられる。ナトリウム側は圧力損失低減の理由で直管を選択する必要がある。水蒸気側も直管を選択することが考えられるが、伝熱管近接設置型では、(a)①項に記載したように互いの伝熱管仕様の制約により伝熱面積が増加する傾向にある。また、伝熱管分離設置型では、伝熱中心差を確保して上下に直管の伝熱管を配置すると、ＳＧ全体寸法が30m以上と高くなり、形状コンパクト化が困難となる。よって、ナトリウム側の圧力損失低減と水蒸気側の伝熱面積確保という異なる要求条件を満足でき、かつ、形状コンパクト化の実現が比較的容易と考えられるナトリウム側直管、水蒸気側ヘリカルコイルの組み合せ型を選定した。伝熱管近接および分離設置の相違に着目して、経済性（伝熱性能)、安全性などの比較評価を行うこととする。

鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧと比較して、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧの伝熱面積決定要因を整理した結果を図4.1.3(3)-7に示す。鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧの伝熱面積は、熱抵抗の支配的要因である水蒸気側の伝熱特性により決定される。すなわち、ナトリウム伝熱管の伝熱面積は、ナトリウム側の伝熱性能でなく、同心円状の二重管構造により制約を受ける。一方、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧ（特に伝熱管分離設置型）では、ナトリウム側と水蒸気側の伝熱面積を別々に設定でき、伝熱管ごとに最適な仕様を選択することが可能である。二次系を有する概念において、ＩＨＸの伝熱面積はＳＧの約57%（従来のＩＨＸ、ＳＧの伝熱面積割合の最適値、4.1.3(1)項「大型炉」参照）であるが、鉛ビスマス熱媒プール型ＳＧでは、鉛ビスマス部の伝熱性能低下に対するナトリウム側伝熱面積への影響が大きく、伝熱面積割合の最適値が増加する傾向にある。

鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧのうち、直管型は、コンパクト化が可能で、経済性向上に期待できるが、以下の欠点を有している。

- 各伝熱管は共通の管板に接続しているため、異なる伝熱管での内外管破損の重ね合せ時には、鉛ビスマスプレナムを介してリーク水が移行し、ナトリウム－水反応が発生する。この同時リークモードを確率論的に排除するには、リーク検出時間に対して厳しい要求を課する必要がある。
- 上記に関連して、ナトリウム伝熱管破損時に、中間熱媒体の鉛ビスマスが一次ナトリウム側にリークする。
- 内外管の構造分離の説明が不十分となる恐れを有しており、アプリオリに貫通破断を想定しなければならない可能性を有する。

これらの欠点を解決するために、直管型の発展概念として、内外管間隙部への隔壁管の設置（内外管の空間分離）により同時リーク時のナトリウム－水反応規模の緩和に期待できる三重管型ＳＧの検討を追加する。また、各伝熱管の鉛ビスマスプレナムを独立して、同時リーク発生頻度および鉛ビスマスリーク量の低減を図る方策も考えられる。本概念では、上方に管板を設置する必要があるため、ダウンカマーの設置が容易な密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧも検討対象とした。

固体銅熱媒体型ＳＧは、ナトリウム－水反応排除のポテンシャルが高い一方、ＨＩＰ製造によるコスト増加率や、熱膨張差の異なる構造体接合に起因する伝熱管と固体銅での発生応力レベルを明らかにする必要がある。また、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと同様に、ナトリウム側直管と水蒸気側ヘリカルコイルの組み合せを選択することも考えられるが、製作時の形状寸法精度の確保が難しい粉末ＨＩＰを適用しなければならない。よって、製作が比較的容易で、製作費を含めたコスト低減に有効な固体ＨＩＰ・直管型を前提として、概念具体化を行い、経済性および構造健全性評価を行う。また、固体銅ＨＩＰ型以外に、アルニミウム鋳造型の検討を行う。

ナトリウム－水反応影響の大幅緩和をねらった概念のうち、一次系高圧化は一次系高圧条件における伝熱管破損時のナトリウム－水反応状況、一次系高圧化に伴うプラント側への影響を明らかにしなければならない。ただし、ＳＧに限定すれば中間熱媒体を使用する必要がなく、経済性向上に期待できるため検討対象とする。

二重管ＳＧ方式二次系削除は、現状、最も技術開発の進んだ概念であるが、以下の理由より検討対象外とした。

・製作時検査により基本的に対応可能であるが、内外管を組み合せた状態で溶接および機械加工（縮管および曲げ加工）を行うため、内外管同一箇所に初期欠陥が発生する可能性を有する。

・内外管が全面にわたって接触しており（間隙幅0.5㎜以下）、同一モードで振動するため、流力振動などの想定外破損モードに対する共通破損要因となり得る。構造上の特徴に加え、炉心安全防護上の重要性を考慮すると、技術的に想定し得る事象として、伝熱管の貫通破断を想定せざるを得ないとも考えられる。

・異なる伝熱管での内外管破損の重ね合せ時には、共通プレナムを介したリーク水の移行によりナトリウム－水反応が発生する。反応規模は小さいが、検出要求時間が短く対応困難である。

・内管リーク検出系について、実際のき裂欠陥を考慮すると、酸化スケールによりき裂開口が閉塞して、リーク検出性能が大幅に低下すること

が考えられる。

革新的な発電方式のうち、炭酸ガスタービンは軽水炉と同程度の熱効率を実現できるが、低伝熱特性の炭酸ガス使用による熱交換器伝熱面積の増加、伝熱管破損時の安全性などの技術課題を有している。

液体金属自然循環ＭＨＤについて、非凝縮性作動流体（アルゴンガス）を使用するケースで約42%、凝縮性作動流体（水）を使用するケースで約38%のシステム効率を実現できる可能性を有するが、二相流部における気液スリップ比により大きく影響されるため、二相流部を含めた自然循環特性を把握することが重要である。熱電素子直接発電について、有望な熱電素子材料（スクッテルダイト）を摘出しているが、20%以上のシステム効率を実現するには新材料の開発および原子炉温度の高温化が必要である。いずれの発電システムも、経済性および安全性向上のポテンシャルを有するが、現状、基礎的な要素技術の開発段階でシステム概念を具体化できない状況であるため、検討対象外とした。

よって、(ii)項以降、概念検討や、経済性・安全性の評価など具体化検討を行う有望な二次系簡素化の候補概念は、以下のとおりである。また、これらの概念の特徴を整理した結果を図4.1.3(3)-8に示す。

- 案1−1 ： 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ
- 案1−2 ： 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ
- 案2−1 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧ
- 案2−2 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ
- 案2−3 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ
- 案3−1 ： 固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ
- 案3−2 ： 固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ
- 案4 ： 一次系高圧化ＳＧ

参考文献

(1) K.Miyazaki et al., “Advanced Concepts on Intermediate Heat Exchanger System and Basic Experiments”, Proc. Int’l Conf. Fast Breeder Systems, Richland, 1987

(2) K.Miyazaki et al., “Advanced Concepts of IHX-SG Combined System for FBRs and Basic Experiments”, Int’l Conf. Fast Reactor and Related Fuel Cycles, Kyoto, 1991

(3) K.Miyazaki et al., “Advanced IHX-SG Combined FBR System Designs and Basic Experiments”, 10th Pacific Basin Nuclear Conf., Kobe, 1996

(4)M.Saito et al., "A Study on Advanced Concepts of IHX-SG Combined System for Loop-Type SG", Proc.Int' l Conf.Nuclear Engineering, Nice,1997
(5)K.Onodera,M.Saito et al., "Experimental Study on Advanced Concepts of IHX-SG Combined System for Loop-Type LMFBRs Effects of Scale and Arrangement of Heat Tubes-",Proc.Int' l Conf.Nuclear Engineering, Tokyo,1999
(6)木下ら、「ＦＢＲ用革新型熱交換器の大きさの算定」、電力中央研究所報告、T98061、1999
(7)（財）エネルギー総合工学研究所、平成10年度「高速増殖炉利用システム開発調査報告書」
(8)（財）エネルギー総合工学研究所、平成11年度「高速増殖炉利用システム開発調査報告書」
(9) 木下ら、「ＦＢＲ用直接接触伝熱型ＳＧの成立性評価」、電力中央研究所報告、T49、1997
(10)腐食防食協会、「防食技術便覧」、日刊工業新聞社、1992
(11)赤川ら、「二酸化炭素による動力プラント」、機械の研究、第31巻、第1号、1979

鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧ

・伝熱面積は、熱抵抗の支配的要因である水蒸気側伝熱特性により決定（Ｎａ側の伝熱面積は、Ｎａ側伝熱性能でなく、二重管構造から決定）

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧ

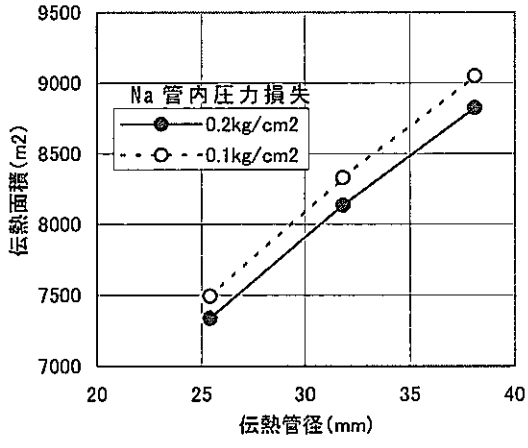
・Ｎａ伝熱管、水蒸気伝熱管の伝熱面積を別々に設定でき、各伝熱管ごとに最適な伝熱管仕様を選択することが可能（設計自由度大）

二次系熱媒体によるＩＨＸ，ＳＧ伝熱面積の比較例（1785MWt）

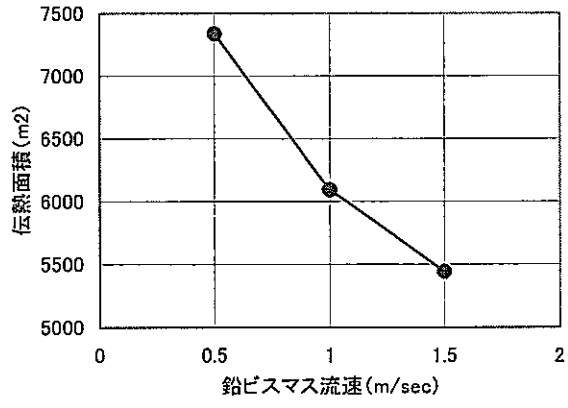
二次Ｎａ系有りのケース[注1]	二次鉛ビスマス系のケース[注2]
○ＩＨＸ：4370m²	○ＩＨＸ：7340m²
○ＳＧ：7680m²	○ＳＧ：8450m²
ＩＨＸ伝熱面積はＳＧの約57%(従来の伝熱面積割合の最適値)	ＩＨＸ伝熱面積が大きく増加し、伝熱面積割合の最適値は増加（上記で87%）

注 1) 1500Mwe 級、2 ループ構成 4.1.3(1)項「大型炉」参照
注 2) 同一の伝熱管仕様で、Ｎａと鉛ビスマス部の伝熱性を比較することにより、二次Ｎａ系有りのケースの伝熱面積を修正した数値。実際のサイジング結果と相違する。

・ただし、二次鉛ビスマス系を想定したＩＨＸでは、鉛ビスマス部の伝熱性能低下に伴い、同一伝熱管仕様条件で必要伝熱管長、Ｎａ伝熱管内圧力損失が増加するため、ＩＨＸ伝熱面積は更に増加
・また、Ｎａ伝熱管仕様、鉛ビスマス流速により伝熱面積は大きく変化（下図参照）



伝熱管径の IHX 伝熱面積に及ぼす影響（管外鉛ビスマス、0.5m/sec）



鉛ビスマス流速の IHX 伝熱面積に及ぼす影響（伝熱管径φ25.4mm、Na 伝熱管内圧力損失 0.2kg/cm²）

図 4.1.3(3)-7　鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧの伝熱面積決定要因

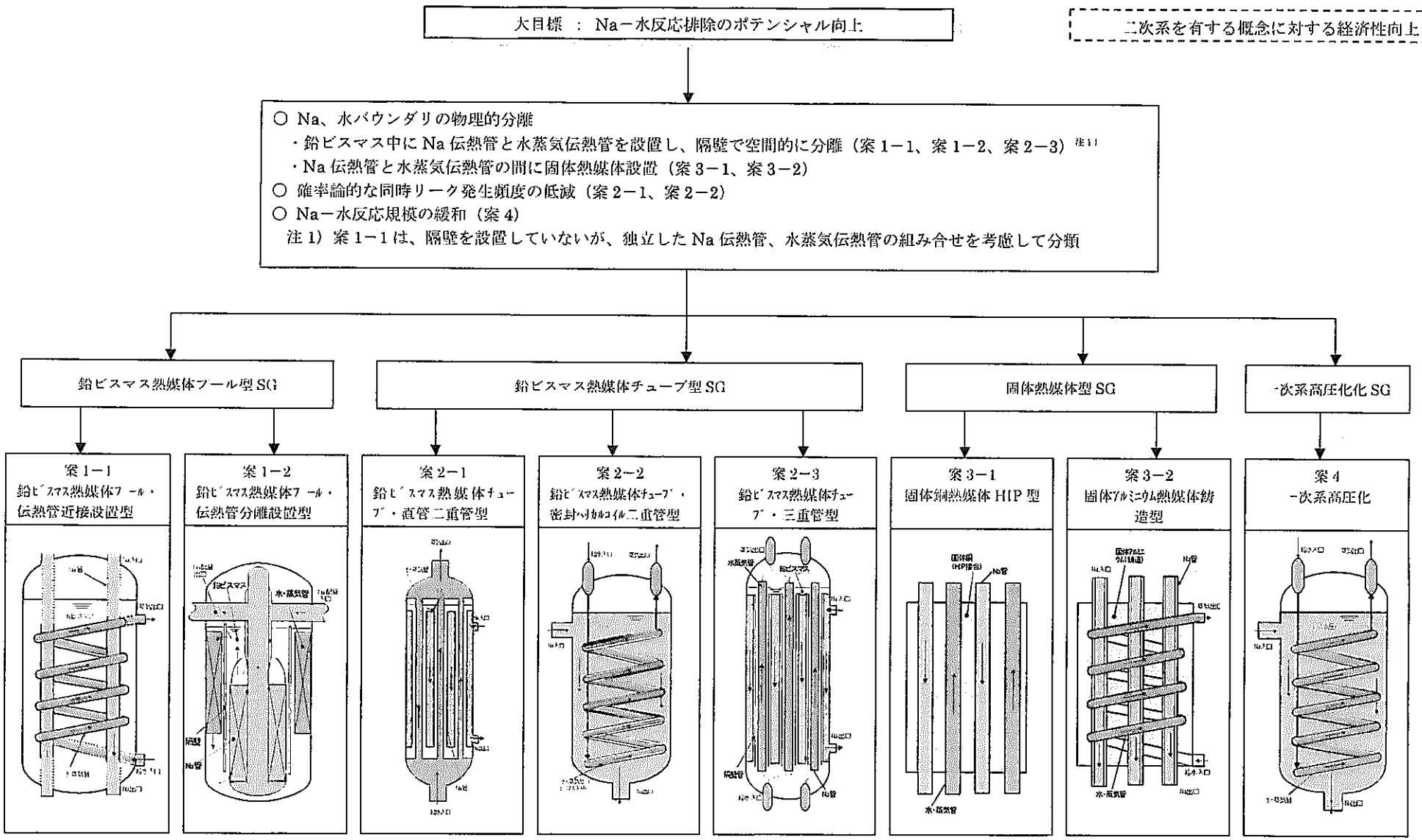


図 4.1.3(3)-8　　有望な二次系簡素化候補概念の特徴整理

（ii）候補概念の検討

（ｉ）項の候補概念の摘出結果を受けて、合計８種類の二次系簡素化概念を具体化した後、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性の評価を行った。構造概念を具体化するにあたり、ナトリウム冷却ループ型・大型炉（1500MWe級、２ループ構成、4.1.3(1)項「大型炉」に記載）への適用を考慮して、以下のように検討条件を設定した。ただし、一部の概念では、物量制限やプラント仕様との整合の理由により検討条件を変更した。検討条件の詳細は個別に記載する。

・交換熱量 ： 1785MWt/基
・一次ナトリウム系
　温度 ： 550℃/395℃
　圧力損失 ： 0.05MPa以下（ＳＧ部分を対象）
・水蒸気系
　給水温度 ： 240℃
　蒸気条件 ： 498℃、17.2MPa

サイジングおよび伝熱管肉厚設定の考え方を表4.1.3(3)-2に示す。ナトリウム側および水蒸気側の伝熱特性は、従来型ＩＨＸ、ＳＧと同一の伝熱相関式により評価した。中間熱媒体部の伝熱特性について、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧでは鉛ビスマスの自然対流（伝熱相関式は表中に記載）、それ以外の型式ＳＧでは中間熱媒体の熱伝導のみを考慮した。 また、伝熱管肉厚は、圧力から決定される必要肉厚をもとに、腐食しろ、磨耗しろ、曲げ加工しろを加算した。

(a)鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ（案1-1）

①基本概念

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧは、鉛ビスマス充填容器内に直管のナトリウム伝熱管およびヘリカルコイルの水蒸気伝熱管を挿入した概念で、各伝熱管はＳＧ内側より交互に近接設置した。一次ナトリウムおよび水蒸気は各伝熱管内を流動する。

ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管の近接設置により、伝熱管間の鉛ビスマス局所セル対流が活発化して、伝熱性能が向上する可能性を有している。局所セル対流に期待した伝熱管近接体系での伝熱相関式が提案されているが（[4、5]）、管群体系への適用性は不明確であり、隣接局所セル対流が干渉して、伝熱性能が低下する恐れも考えられる。本検討では、（財）エネルギー総合工学研究所の研究成果（[8]）を利用して、隣接局所セル対流の干渉を考慮したサイジング結果を記載した。

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、２ループ構成の1500MWe級プラントへの採用を考慮して、1785MWtと設定した。ＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-3に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の12Ｃｒ系鋼を採用した。

構造概念図を図4.1.3(3)-9に示す。

ナトリウム伝熱管（直管）はφ25.4mm/t1.1mm×11139本、水蒸気伝熱管（ヘリカルコイル）はφ31.8mm/t3.0mm×922本である。ナトリウム伝熱管はナトリウム冷却ループ型・大型炉のＩＨＸ、水蒸気伝熱管はＳＧと同一管径とした。ＳＧ内側よりナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を交互に配置（軸/径方向の配列ピッチ50mm/47mm）し、φ7.8m×h26.0mの鉛ビスマス充填容器（本体胴）内に挿入した。

いずれの管板も分割構造を採用した。ナトリウム伝熱管は管束部-管板間を直線状に連絡するが、水蒸気伝熱管はナトリウム伝熱管との干渉を回避するために伝熱管サポート上方（又は、下方）の空間を利用して本体胴近傍まで引廻した後、所定の管板と接続した。

同一容器内に温度条件の相違する伝熱管を設置するため、本体胴とナトリウム伝熱管はシェルベローズ、水蒸気伝熱管は伝熱管自体のヘリカルコイル形状により熱膨張差を吸収した。

伝熱管リークについて、ナトリウム側は鉛ビスマス液位計、鉛ビスマスリーク検知器（開発必要）、水蒸気側は湿分計、音響計、カバーガス圧力計により対応する。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応可能である。ただし、伝熱性能の低下に伴い、鋼材重量が1000トン以上となるため（1000トンは、現状の大型クローラクレーン容量より暫定した重量制限値）、機器一体輸送が困難である。

また、鉛ビスマス中に崩壊熱除去系の伝熱コイルを設置できる一方、配置取合上、ナトリウム伝熱管は分割管板を採用しているため、一次主循環ポンプとの合体が難しく、格納容器体積が増加する恐れを有している。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a.経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量1081トン、鉛ビスマス重量6270トンである。

鋼材物量のうち、単価の高い伝熱管の占める割合が約45%に到達し、二次系を有する概念（1500MWe級ループ型炉のＩＨＸ、ＳＧ、一次および二次主循環ポンプ、配管、二次補助系）を基準とするコスト指数は128と大

きい。伝熱管の小径化により伝熱面積低減の可能性を有するが、鉛ビスマス隣接局所セル対流の干渉効果に起因して伝熱性能が低下するため（鉛ビスマス部の熱伝達係数が 50%低下)、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧよりもコストが高いと考えられる。

b.安全評価

ｱ.安全設計の特徴

伝熱管を独立設置した体系であるが、水蒸気伝熱管ホイップによりナトリウム伝熱管も破損する恐れがあることや、近接伝熱管の同時リーク時にナトリウム－水反応が発生するなどナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルが不明確である。よって、以下では、水蒸気伝熱管ホイップおよび同時リーク発生規模を中心に記載する。

ｲ.片側リークによる従属破損の排除

横方向荷重に対するナトリウム伝熱管の強度計算結果をもとに、水蒸気伝熱管衝突時におけるナトリウム伝熱管の塑性ひずみ量を検討し、破損伝播の可能性を評価した。検討結果を図 4.1.3 (3)-10 に示す。図中には参考のためナトリウム伝熱管径の異なるケースの検討結果も示した。水蒸気伝熱管ホイップによる破損モードとして、衝突による衝撃効果および静的なスラスト荷重による変形が考えられる。衝突時の運動エネルギー、スラスト荷重による変形のいずれもナトリウム伝熱管の健全性判断の目安（塑性ひずみ 17%、500℃における 12Ｃｒ系鋼の破断伸び（暫定）に相当）を超えるため、保守側の条件では水蒸気伝熱管ホイップに伴いナトリウム伝熱管に破損伝播すると考えられる。

ｳ.同時リーク発生頻度の低減

確率論的に同時リーク発生頻度は、以下のように水蒸気伝熱管（または、ナトリウム伝熱管）が損傷する確率とリーク検知までにナトリウム伝熱管（または、水蒸気伝熱管）が損傷する確率を乗じることにより計算される。

同時リーク発生頻度(水蒸気伝熱管が先行リークするケースの例)
＝ 1 本の水蒸気伝熱管がリークして同時リークに到達する確率(＝ 水蒸気伝熱管損傷率×同時リークを想定すべきナトリウム伝熱管本数×水リーク検出時間×ナトリウム伝熱管損傷率)
×水蒸気伝熱管本数×ＳＧ基数×稼動時間

水蒸気伝熱管の大リーク条件では、隣接 5～20 本のナトリウム伝熱管が蒸気泡に包絡される。よって、上式により確率論的に同時リーク発生頻度を評価するには、1 本の水蒸気伝熱管リークに対し、多数のナトリウム伝熱管リークの重ね合せを考慮しなければならず、伝熱管

損傷率データ[注1)]に基づく同時リーク発生頻度は 9×10^{-6}/炉年と大きい。ただし、水リーク挙動を詳細に検討し、同時リークを考慮すべき範囲を限定できれば 10^{-7}/炉年の目標値を満足できると考えられる。

注 1) ナトリウム冷却炉のＳＧ故障データをもとに、管－管溶接箇所で 1.31×10^{-8} 回/箇所・h、管－管板溶接箇所で 3.3×10^{-9} 回/箇所・h、母材部で 2.57×10^{-9} 回/㎡・h の損傷率を想定

エ. 同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

伝熱管リーク位置、リーク規模などをパラメータとするナトリウム－水反応規模の検討結果を表 4.1.3(3)-4、表中で使用した一次ナトリウム－水反応規模の判断条件を図 4.1.3(3)-11 に示す。軸方向離れた位置での同時リークでは、蒸気泡を含む鉛ビスマスがナトリウム伝熱管内に流入するが、リーク水の 0.1%が侵入する程度である。一方、近接伝熱管の同時リークでは、蒸気泡領域に 5～20 本のナトリウム伝熱管が存在するため、蒸気泡が直接流入する。水蒸気伝熱管大リーク、ナトリウム伝熱管小リークの条件では、ナトリウム－水反応規模が小さく、炉心安全防護上、成立する見通しである。ただし、上記の水蒸気伝熱管ホイップ挙動を考慮すると、大リークの重ね合せを想定する必要がある。

オ. Ｎａ側リーク時の炉心安全確保

(b)項「鉛ビスマス熱媒体プール･伝熱管分離設置型ＳＧ」に示す。

カ. 安全性評価のまとめ

伝熱管近接設置に伴い、水蒸気伝熱管ホイップ時に、ナトリウム伝熱管が大きく変形し、破損伝播すると考えられる。水蒸気伝熱管大リーク、ナトリウム伝熱管小リークの条件では、ナトリウム伝熱管内に流れ込む水リーク率が制限されるため、ナトリウム－水反応規模は小さい。ただし、水蒸気伝熱管ホイップ挙動を考慮すると、気泡通過による反応度印加および炉心閉塞対応が必要な大リークの重ね合せを想定しなければならず、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルが高いと言い難い。

また、ナトリウム伝熱管破損時には、鉛ビスマスが一次ナトリウム中に移行する。現状、鉛ビスマスリーク挙動は不明確であるが、大部分の鉛ビスマスは低所に堆積・滞留し、炉心安全防護に影響を及ぼさないことが期待される。今後の研究開発により、安全シナリオの成立性を明らかにする必要がある。

c. 構造健全性評価

本ＳＧは、鉛ビスマス自然循環により熱輸送を行うため、ナトリウム冷却炉と比較して熱過渡挙動が相違する。また、ナトリウム伝熱管（直

管）相互の温度差による座屈防止や、高密度・腐食性の鉛ビスマス使用に対する耐震性および耐食性(純化技術)の確保に留意する必要がある。

本概念は、免震条件に対して、75mm の本体胴肉厚により耐震性を確保できる見通しである。また、伝熱管および構造材料として、鉛ビスマス中の腐食量が小さい 12Cr 系などのフェライト鋼を採用した。高温条件でも鉛ビスマス中の酸素濃度制御により所定の耐腐食性を確保できると言われているが、今後の研究開発を待って純化系仕様などを決定する計画である。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

異なる型式の伝熱管近接設置に伴い、バッフル板の据付や水蒸気伝熱管の引廻し・溶接作業が煩雑化する傾向にある。また、鋼材重量の増加による影響が想定されるが、製作上、対応可能である。

ｲ. 検査性

特に問題となる点は見当たらない。

ｳ. 組立・輸送・据付性

鋼材重量が 1000 トン以上と大きく、機器一体輸送が困難であるため、現地にて主要な組立作業などを実施する必要がある。

ｴ. 現地製作性

現状の鋼材重量では、現地にて胴本体、伝熱管などの内部構造物を別々に据え付ける必要があり、6270 トンの鉛ビスマス充填工程を含めて、建設工程に影響を及ぼす恐れが大きい。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. ISI（伝熱管検査）

高温・鉛ビスマス充填状態での検査性能、ナトリウム伝熱管の検査方法の技術課題を有するが、いずれの伝熱管も管板部よりアクセス可能である。

ｳ. リーク検出性

同時リーク時のナトリウム－水反応規模が大きいと考えられるため、安全上、片側リークの早期検知により、10^{-7}/炉年以下の同時リーク発生頻度を達成し、ＢＤＢＥとして取扱う必要がある。水蒸気伝熱管破損は比較的早期に検知可能である。一方、現状技術では、ナトリウム伝熱管破損の早期検知が困難であり、鉛ビスマスリーク挙動の把握を含めて、高性能の鉛ビスマスリーク検知器を開発する必要がある。

エ. 保守補修性

ナトリウム伝熱管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、一次ナトリウム（ナトリウム伝熱管の保守補修のみ）および鉛ビスマスのドレン後、いずれの伝熱管も管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。

ただし、鋼材重量が大きいため、天井クレーンによる一括引抜き作業は困難である。

ナトリウム伝熱管破損時には、鉛ビスマスが一次ナトリウム側にリークする。プラント復旧時には一次ナトリウム中から鉛ビスマスを分離しなければならず、専用コールドラップや代替手段による分離方法を開発する必要がある。

⑤機器特有の開発課題

a. 新技術、新概念についての課題

ア. 伝熱性能の向上

鉛ビスマス隣接セル対流の干渉を防止できる伝熱管配置などの工夫による伝熱面積の低減

イ. 構造健全性対応

熱過渡および伝熱管相互の温度差に対する構造健全性の確保、耐震性の確保、鉛ビスマス耐腐食技術の開発

ウ. 水蒸気伝熱管ホイップによる破損伝播防止

水蒸気伝熱管ホイップの詳細解析（実験を含む）、水蒸気伝熱管スラスト力の低減方策の検討

エ. 水蒸気伝熱管破損対応

水蒸気伝熱管破損時のリーク検知性能の確認、鉛ビスマスとの接触により水蒸気爆発が発生しないことの確認

オ. ナトリウム伝熱管破損対応（鉛ビスマスリーク）

リークした鉛ビスマスが下方に堆積するなどの鉛ビスマスリーク挙動の把握、炉心安全防護などを考慮した鉛ビスマスリークに対する判断条件の明確化、鉛ビスマスリーク検知方法の開発、鉛ビスマスリーク後の復旧方法の開発

カ. 伝熱管検査、保守・補修技術

ナトリウム伝熱管および水蒸気伝熱管の検査、プラグ方法の開発

b. 概念の成立性を左右する重要な課題

上記 a. 項の新技術、新概念についての課題のうち、伝熱性能の向上、水蒸気伝熱管ホイップによる破損伝播防止、ナトリウム伝熱管破損対応が概念の成立を左右する重要な課題である。

表 4.1.3(3)-2　サイジングおよび伝熱管肉厚設定の考え方

サイジング手法（伝熱評価手法）

対象			伝熱相関式
Na側		管内[1]	Seban-Shimazakiの式
		管外[2]	Hoeの式（ヘリカルコイル） Graber-Riegerの式（直管）
中間熱媒体部		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG	$Nu=0.25\times Ra^{0.28}$（[5]）の伝熱相関式に50%の性能低下を考慮（[8]）
		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG	Hoeの式（ヘリカルコイル） Graber-Riegerの式（直管）
		上記以外	中間熱媒体の熱伝導
水蒸気側	ヘリカルコイル	予熱域	森・中山の式（液相の式）
		核沸騰域	修正Schrock-Grossmanの式
		膜沸騰域	クオリティの比例配分
		過熱域	森・中山の式（気相の式）
	直管	予熱域	Dittus-Boelterの式
		核沸騰域	Jens-Lottesの式
		膜沸騰域	修正Tongの式
		過熱域	Bishopの式

注1）鉛ビスマス熱媒体プール型SG、固体熱媒体型SG
注2）鉛ビスマス熱媒体チューブ型SG

伝熱管肉厚設定の考え方

対象		項目	内容
Na伝熱管	鉛ビスマス熱媒体チューブ型SG[1]	水蒸気管破損時の内圧に対する必要肉厚	リーク後施栓して再使用しないことを考慮し、運転状態を緩和（運転状態Ⅲ、または、Ⅳを想定）
		腐食しろ	鉛ビスマス、Naのいずれも0.15mm（鉛ビスマス側は暫定）
		曲げ減肉しろ[2]	0.1mm
		磨耗しろ	0.3mm
	上記以外		素管の製作性、管-管板溶接性などを考慮して、1.0～1.1mm
水蒸気伝熱管		内圧に対する必要肉厚	定常運転時の最大許容応力強さをもとに規格計算
		腐食しろ	水蒸気側：0.1～0.3mm 鉛ビスマス側：0.15mm（Naと同じと暫定）
		曲げ減肉しろ[2]	0.1～0.2mm
		磨耗しろ	0.3mm

注1）鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SGでは、隔壁管により水蒸気管破損時の内圧を受けるため、外管肉厚は製作性に基づき設定。
注2）ヘリカルコイル型を対象

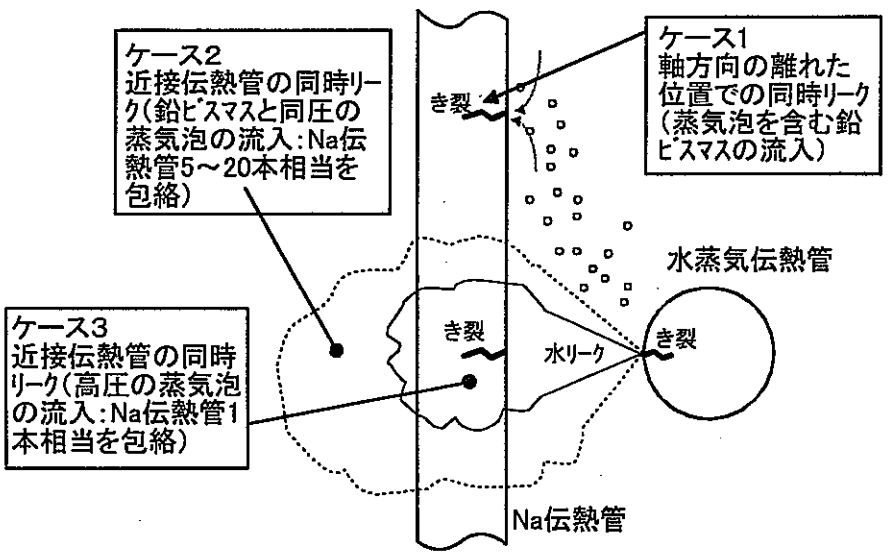
表4.1.3(3)-3　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型
2	交換熱量	1785MWt/基
3	Na温度（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/498℃
5	Na流量	3.27×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	2.89×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	17.2MPa
8	Na側圧力損失	0.049MPa
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	Na管-直管 水蒸気管-ヘリカルコイル
10	Na伝熱管　外径/肉厚	25.4mm/1.1mm
11	Na伝熱管　本数	11139本
12	Na伝熱管　材質	12Cr
13	有効伝熱管長	14m
14	有効伝熱面積	12440m^2
15	水蒸気伝熱管　外径/肉厚	31.8mm/3.0mm
16	水蒸気伝熱管　本数	922本
17	水蒸気伝熱管　材質	12Cr
18	有効伝熱管長	146m
19	有効伝熱面積	13490m^2
20	胴径/全高	ϕ7.8m/h26m

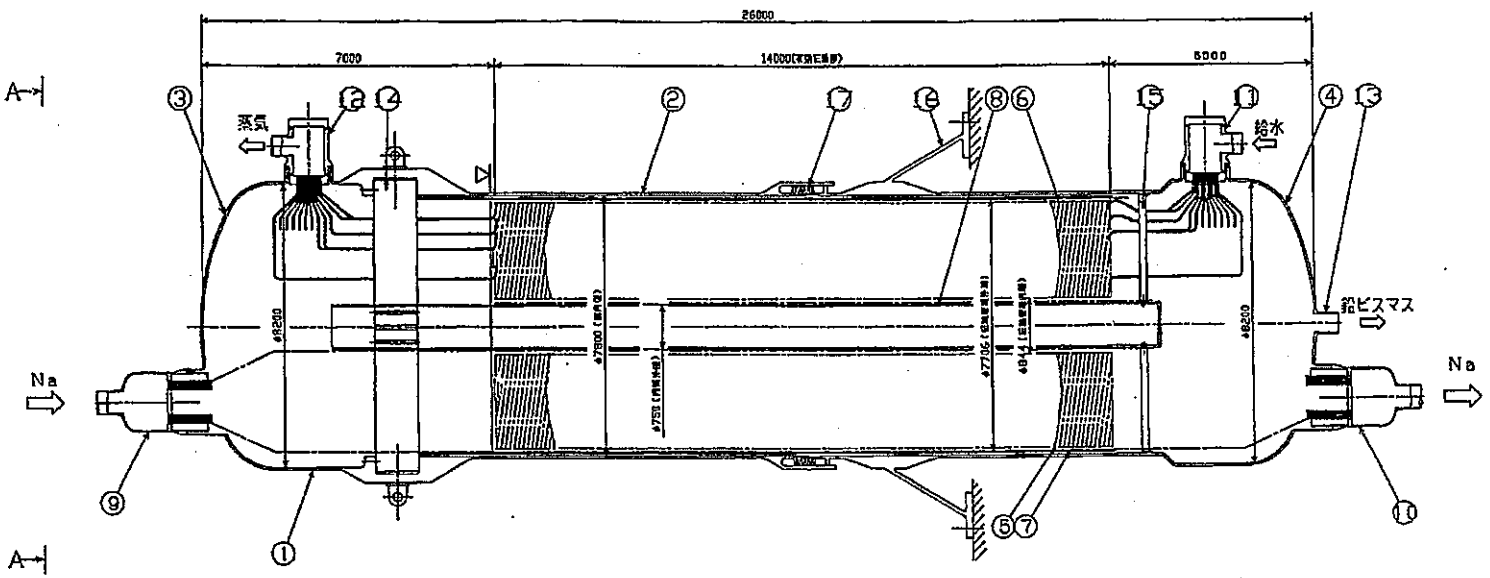
表 4.1.3(3)-4　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ　同時リーク時のナトリウム－水反応規模

ケース	同時リークモード	検討条件			計算結果			評価[1)2)]	
		水蒸気伝熱管リーク規模	Na伝熱管リーク規模	Na伝熱管廻りの蒸気ジェット圧力	Na伝熱管内への水リーク率 (kg/sec)	Na_2O生成量[6)] (kg/sec)	水素ガス流入量[6)] (m^3/sec)	Na_2Oによる炉心閉塞	水素ガス通過による反応度印加
1-1	軸方向離れた位置[3)]	小(0.01kg/s)	小(φ1mm)	－	1.5E-05	1.6E-05	1.1E-05	○	○
2-1	近接位置	大(キロチン)	小(φ1mm)	高圧[4)]	7.4E-03	7.7E-03	5.5E-03	○	○
2-2				鉛ビスマスと同圧[5)]	1.8E-03	1.9E-03	1.3E-03	○	○
3-1		大(キロチン)	大(キロチン)	高圧[4)]	4.0	4.1	3.0	×	×
3-2				鉛ビスマスと同圧[5)]	9.8E-01	1.0	7.3E-01	△	○

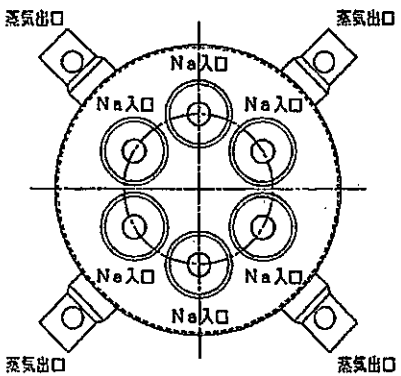
注1)「Na_2Oによる炉心閉塞」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:Na純化等の運転・運用への影響小、△:Na中の不純物濃度がBGレベルを超えるが、炉心閉塞に至らない、×:炉心閉塞の可能性あり(詳細は図4.1.3(3)-11に記載)
注2)「水素ガス通過による反応度印加」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:ボイド反応度1＄以下、×:1$以上(詳細は図4.1.3(3)-11に記載)
注3)水蒸気伝熱管の破損位置は鉛ビスマス液面より10m下方を想定(伝熱管束部の中央位置)、 注4)水蒸気伝熱管大リークの条件では、極めて近接のNa伝熱管が4.9～7.8MPaの高圧蒸気泡(水蒸気圧の半分程度)に包絡されることを想定、対象のNa伝熱管は1本程度　注5)水蒸気伝熱管大リークの条件では、近接のNa伝熱管が鉛ビスマスと同圧の蒸気泡(約0.03m^3、SWAT試験からの外挿)に包絡されると想定、対象のNa伝熱管は5～20本程度
注6)Na_2O、水素ガスのいずれも $1.3Na+H_2O \rightarrow 0.7NaOH+0.3Na_2O+0.65H_2$ の反応式に基づき計算。ただし、水素ガスは炉心頂部での体積流量に換算



鉛ビスマス熱媒体・伝熱管近接設置型ＳＧの同時リークイメージ



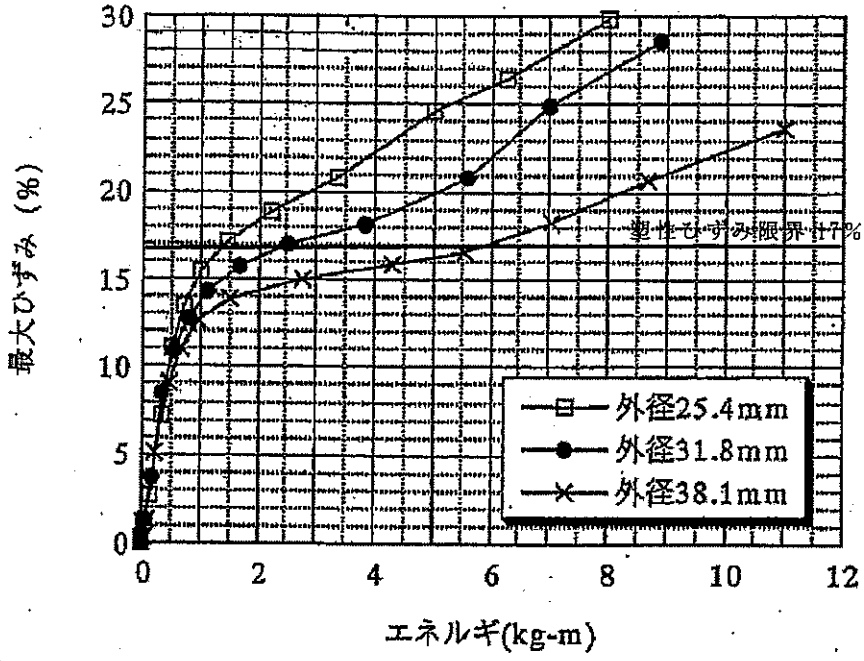
A－A 矢 視



品番	名称	材質	数量
17	シェルベローズ	12Cr系鋼	1式
16	支持スカート		1式
15	下部伝熱管支持構造物		1式
14	上部伝熱管支持構造物		1式
13	鉛ビスマスノズル		1
12	蒸気出口ヘッダ		4
11	給水入口ヘッダ		4
10	Na出口ヘッダ		6
9	Na入口ヘッダ		6
8	内筒		1
7	シュラウド		1式
6	伝熱管（水・蒸気側）		922本
5	伝熱管（Na側）		11139本
4	下部鏡板		1
3	上部鏡板		1
2	下部胴		1
1	上部胴	12Cr系鋼	1

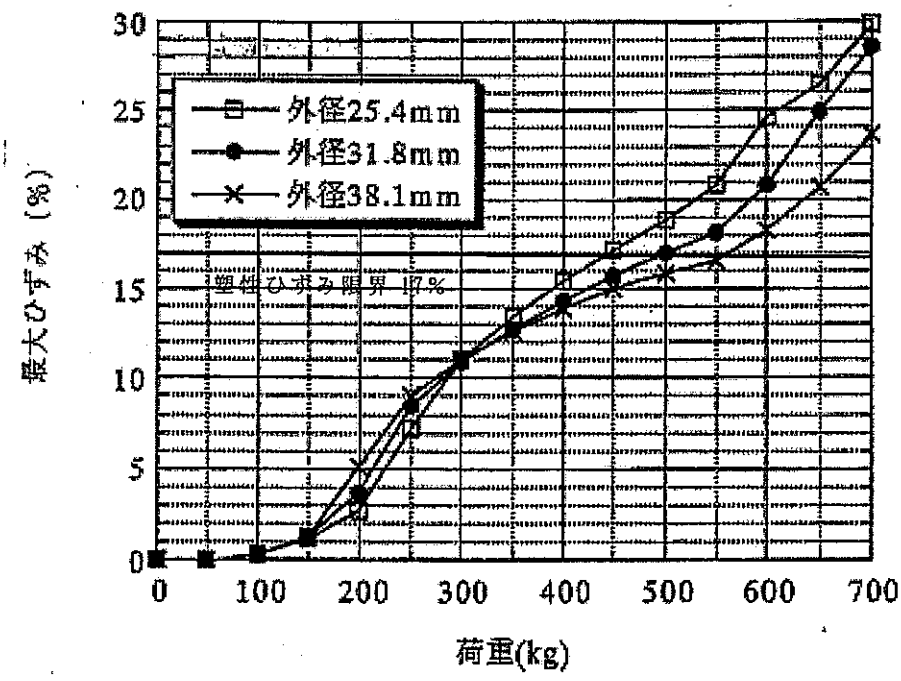
設計仕様	
形式	直管・ヘリカルコイル組合せ型
基数	1基/ループ
交換熱量	1785MWt
運転温度	Na 550℃/395℃
蒸気条件	498℃/175kg/cm²g
伝熱管本数	水/Na 922/11139本
有効伝熱部高さ	14000mm
コイル層数	74層（内数層：ヘリカル、奇数層：直管）
伝熱面積	13490m²（水・蒸気側）
伝熱面積	12440m²（ナトリウム側）
伝熱管（水・蒸気側）	φ31.8×t3.0
伝熱管（Na側）	φ25.4×t1.1

図 4.1.3(3)-9　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ　構造概念図（案1－1）



注 1）Na 伝熱管肉厚はいずれも 1.1mm
注 2）水蒸気伝熱管衝突時の運動ｴﾈﾙｷﾞｰは 6.0kg･m(30msec 後に最大ｽﾗｽﾄ力に到達と仮定して、伝熱管間の距離から求めた衝突速度より算出)、約 20msec 後の衝突を想定して、計算）は、Na 伝熱管塑性ひずみ限界 17%に相当する 1.4kg･m より大

水蒸気伝熱管運動エネルギーとナトリウム伝熱管最大ひずみの関係



注 1）肉厚はいずれも 1.1mm
注 2）水蒸気伝熱管の静的ｽﾗｽﾄ力 2340kg（ｽﾗｽﾄ係数×水蒸気噴出断面積×内圧より算出）は、Na 伝熱管塑性ひずみ限界 17%に相当する 450kg より大

横方向荷重負荷時のナトリウム伝熱管最大ひずみ

図 4.1.3(3)-10　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ　水蒸気伝熱管ホイップによるナトリウム伝熱管破損の可能性

一次Na系内でのNa－水反応事故
（化学反応式　$1.3Na + H_2O \rightarrow 0.7NaOH + 0.3Na_2O + 0.65H_2$）

炉心安全防護の観点より、以下に留意する必要あり
① Na－水反応生成物による炉心閉塞（主に高融点のNa_2O対象）
② 水素ガス通過による反応度印加
③ 発生圧力に対する冷却材バウンダリ構造健全性の確保

Na－水反応生成物による炉心閉塞

①指標1（コールドレグ配管で析出しない条件）
・一次Na流量(9092kg/sec)に対して、水リークに伴う酸素濃度増加幅が395℃でのNa中酸素溶解度以下（377ppm）であること
②指標2（固体Na_2Oにより炉心が閉塞しない条件）
・ブロー終了までに固体Na_2Oが生成して炉心に侵入するが、生成量が小さく、炉心閉塞（炉心侵入制限量の目安50kg、暫定）に至らないこと
③指標3（純化系等の運転・運用に影響を与えない条件）
・水リークに伴う酸素濃度増加幅がBGレベル以下（5ppm、暫定）であること

各指標に相当する水リーク率(kg/sec)

水リーク規模	小リーク	中リーク	大リーク
指標1	3.9	同左	同左
指標2[1)3)]	0.54	1.2	1.4
指標3[2)3)]	0.075	0.17	0.19

注1）保守側にNa_2Oの溶解を考慮せず
注2）一次Naインベントリ 1200ton
注3）ブロー終了までの時間は小リークで90sec、中リークで40sec、大リーク35secを想定

水素ガス通過による反応度印加

・水素ガス通過による印加反応度は以下の式により計算
印加反応度＝水素ガス通過によりボイド化される燃料数×燃料1体あたりのボイド反応度
ここで、ボイド化される燃料数＝炉心頂部での水素ガス流量/（炉心部での流速×燃料の内部流路面積）
燃料1体あたりのボイド反応度＝0.019$（炉心設計に基づく、暫定）
・上式より、印加反応度1$に相当する水リーク率は3.2kg/sec

発生圧力に対する健全性確保

・流路断面積を比較すると、Na管内で発生した圧力は、管板、Na配管を伝播する過程で大幅に小さくなると推測（定量評価は別途必要）

図4.1.3(3)-11　一次ナトリウム－水反応規模の判断条件（案）

(b)鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1-2)

①基本概念

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧは、鉛ビスマス充填容器内に直管のナトリウム伝熱管およびヘリカルコイルの水蒸気伝熱管を挿入した概念で、各伝熱管は隔壁により空間分離し、鉛ビスマスの一巡自然循環パスを形成した。一次ナトリウムおよび水蒸気は各伝熱管内を流動する。

鉛ビスマス自然循環により熱輸送を行うため、所定の自然循環ヘッド確保に伴いＳＧ高さ寸法や伝熱面積の増加が懸念される。本概念では、物量低減をねらって、アルゴンガスのバブリングによる自然循環向上方策を取込み、轟らの揚水理論に基づく気泡ポンプの式を利用してサイジングを行った。([12])、

また、一次ナトリウム配管との取合に着目すると、ナトリウム配管の側部流出入方式と上部流出入方式の２方式に区分される。側部流出入方式は、原子炉容器からのホットレグ配管と直線状に接続する方式で、ホットレグ配管接続部下方に配置できるようにナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を高さ方向に重ね合せて設置する。一方、上部流出入方式は、ホットレグ配管引廻しが冗長となるが、ホットレグ配管接続位置の変更に伴いナトリウム側と水蒸気側の伝熱中心差を確保でき、伝熱面積や本体胴径の縮小が比較的容易である。本検討では、側部流出入方式、上部流出入方式のいずれも構造概念の具体化を行うが、各種評価は経済性向上効果の大きい上部流出入方式を対象とした。

②基本仕様

a.側部流出入方式

ＳＧ単基の交換熱量は、1785MWt と設定した。交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-5 に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の12Ｃｒ系鋼を採用した。

構造概念図を図4.1.3(3)-12 に示す。

ナトリウム伝熱管（直管）はφ25.4mm/t1.1mm×8686 本、水蒸気伝熱管（ヘリカルコイル）はφ25.4mm/t3.1mm×1492 本である。中央下方にナトリウム伝熱管、側部上方に水蒸気伝熱管を高さ方向に重ね合せて配置（ナトリウム伝熱管の配列ピッチ 35mm、水蒸気伝熱管の軸/径方向配列ピッチ40mm/40mm）し、φ6.9m×h23m の鉛ビスマス充填容器（本体胴）内に挿入した。

ナトリウム側は共通の平管板、水蒸気側は分割管板を採用した。ＳＧ中央に二重構造のナトリウム配管を設置し、原子炉容器からのナトリウムは配管間隙部を通って、上部管板から伝熱管内を下降した後、下部管板で反転し、中央配管内を上昇する。

同一容器内に温度条件の相違する伝熱管を設置するため、鉛ビスマス

熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧと同様に、本体胴とナトリウム伝熱管はシェルベローズ、水蒸気伝熱管は伝熱管自体のヘリカルコイル形状により熱膨張差を吸収した。

また、ナトリウム伝熱管上部の鉛ビスマス中にアルゴンガスを吹込む構造を採用した。アルゴンガスのバブリング系統図を図4.1.3(3)-13に示す。バブリング系は、バブル発生ノズル、ミストレパレータ（以上、ＳＧ内設置）、アルゴンガス圧縮機、アルゴンガス冷却器等より構成される。二次アルゴンガス系より分岐し、119Nm^3/minのアルゴンガスを流す。バブリングの採用により、ナトリウム側と水蒸気側の伝熱中心差を33.7mから4mに低減（伝熱管仕様が同一の条件）できた。

伝熱管リークについて、ナトリウム側は鉛ビスマス液位計、鉛ビスマスリーク検知器（開発必要）、水蒸気側は湿分計、カバーガス圧力計により対応する。（バブリングの採用に伴い音響計の使用は困難と想定）

b.上部流出入方式

交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-5、構造概念図を図4.1.3(3)-14に示す。

ナトリウム伝熱管（直管）はϕ25.4mm/t1.1mm×8255本、水蒸気伝熱管（ヘリカルコイル）はϕ25.4mm/t3.1mm×1572本である。中央下方にナトリウム伝熱管、側部上方に水蒸気伝熱管を配置（ナトリウム伝熱管の配列ピッチ33mm、水蒸気伝熱管の軸/径方向配列ピッチ42mm/42mm）し、ϕ4.5m（上部でϕ6.76m）×h26.5mの鉛ビスマス充填容器（本体胴）内に挿入した。

各伝熱管の管板方式、本体胴との熱膨張差吸収方式、伝熱管リーク対応の考え方は、側部流出入方式と同じである。

また、バブリング用のアルゴンガスについて、二次アルゴンガス系より分岐し、113Nm^3/minのアルゴンガスを流す。バブリングの採用により、ナトリウム側と水蒸気側の伝熱中心差を46.8mから12.1mに低減（伝熱管仕様が同一の条件）できた。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応可能である。

また、鉛ビスマス中への崩壊熱除去系の伝熱コイル設置に加えて、ナトリウム配管位置変更などの工夫が必要であるが、一次主循環ポンプを合体できるポテンシャルを有しており、更なる物量低減や配置コンパクト化が可能と考えられる。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。各種評価は上部流出入方式を対象とするが、側部流出入方式でも基本的に同じである。

a.経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量543トン、鉛ビスマス重量3900トンである。

バブリングの採用によりバブリング関連設備（図 4.1.3(3)-13）を追加する必要があるが、鉛ビスマス自然循環性能の向上に伴って、ナトリウム側と水蒸気側の伝熱中心差低減による形状コンパクト化が可能である。物量およびコスト内訳を表4.1.3(3)-6に示す。本概念では、バブリング関連設備のコストインパクトが懸念される。今後、詳細に試算する必要があるが、一次アルゴンガス系などを参考としたコスト指数は5.5(全体の約6%)程度である。二次系を有する概念を基準とするコスト指数は90と、二次系を有する概念よりも経済性向上が可能な見通しである。

b.安全評価

ｱ.安全設計の特徴

隔壁を使用してナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管を空間的に分離する体系であるが、同時リーク時には、リーク水が鉛ビスマス自然循環に伴ってナトリウム伝熱管の設置空間に移動し、伝熱管内への侵入によりナトリウムー水反応が発生する可能性を有している。また、ナトリウム伝熱管破損時には、鉛ビスマスが一次ナトリウム中に移行するため、炉心安全防護に係る安全シナリオを明確にする必要がある。以下では、同時リーク時のナトリウムー水反応規模の緩和（鉛ビスマス中のリーク水挙動)、ナトリウム伝熱管破損対応を中心に記載する。

ｲ.片側リークによる従属破損の排除

ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を独立設置し、隔壁を介して空間分離するため、片側リークにより従属破損が発生する恐れはない。

ｳ.同時リーク発生頻度の低減

同時リーク時のナトリウムー水反応規模が小さいため、安全上、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減は要求されない。

ｴ.同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リーク時のナトリウムー水反応規模に係る検討結果を表 4.1.3(3)-7 に示す。鉛ビスマス自然循環流によるリーク水、すなわち、蒸気泡連行の有無は蒸気泡径と鉛ビスマス流速に依存する。蒸気泡分布が不明で移行割合が算出できないが、現状設計での鉛ビスマス流速は約0.2m/secと小さく、大部分の蒸気泡（気泡径φ0.5mm以上）はカバーガス中に移行すると考えられる。また、リーク水の10%が鉛ビスマス自然循環流に連行される条件で、ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管

の大リークの重ね合せを想定してもナトリウム伝熱管内への水リーク率は小さく、気泡通過による反応度印加、ナトリウム－水反応生成物による炉心閉塞のいずれも対応可能な見通しである。

ｵ.ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

ナトリウム伝熱管破損時には鉛ビスマスが一次ナトリウム側に移行し、炉心安全（金属間化合物による炉心閉塞）、構造健全性などにインパクトを及ぼすことが懸念される。従来型二重管ＳＧの貫通破断対応との差異を明確にするために、鉛ビスマスリークに対して、「従来型ＩＨＸと同様に、何らかの運転対応等によりリーク量を制限するが、これらの対応は緊急を要するものでなく、多少遅れても安全上支障のないこと」、「安全系に相当するリーク検出系を設置する必要がなく、鉛ビスマス分離などの新規設備も原則的に既往設備で対応可能であること」の安全・設備上の要求を満足することが望ましい。

鉛ビスマスとナトリウムの密度差を考慮すると、図4.1.3(3)-15の二元系状態図上（現状、三元系状態図の報告例なし）、$BiNa_3$などの金属間化合物が生成するリーク条件でも、大部分の鉛ビスマスは低所に堆積・滞留することが期待される。よって、研究開発が必要であるが、本体胴内にリークした鉛ビスマスを保持するとともに、リーク後の復旧作業を容易化するために、固体電解質（β“アルミナ系の$PbO \cdot 5Al_2O_3$）を利用した鉛ビスマスリーク検知器などによりリーク検知し、一次ナトリウム系のサイホンブレーク対応を実施できるようにした。

ｶ.安全性評価のまとめ

伝熱管の分離設置に伴い、大部分の蒸気泡はカバーガス中に移行する。リーク水の10%が鉛ビスマス自然循環流に連行される条件で（蒸気泡分布およびナトリウム伝熱管設置空間中への移行割合不明）、ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管の大リークを重ね合せてもナトリウム伝熱管内への水リーク率は小さく、気泡通過による反応度印加、ナトリウム－水反応生成物による炉心閉塞のいずれも対応可能な見通しである。よって、本概念は、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルが極めて高いと考えられる。

また、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧと同様に、ナトリウム伝熱管破損時の鉛ビスマスリーク挙動について、炉心安全防護に影響を及ぼさないことが期待され、今後の研究開発により、安全シナリオの成立性を明らかにする必要がある。

c.構造健全性評価

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧと同様に、ナトリウム冷却炉と比較して熱過渡挙動が相違する。また、ナトリウム伝熱管（直

管）相互の温度差による座屈防止や、高密度・腐食性の鉛ビスマス使用に対する耐震性および耐食性(純化技術)の確保に留意する必要がある。

本概念は、免震条件に対して、35mmの本体胴肉厚により耐震性を確保できる見通しである。また、伝熱管および構造材料として、鉛ビスマス中の腐食量が小さい12Cr系などのフェライト鋼を採用した。高温条件でも鉛ビスマス中の酸素濃度制御により所定の耐腐食性を確保できると言われているが、今後の研究開発を待って純化系仕様などを決定する計画である。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. 検査性

特に問題となる点は見当たらない。

ｳ. 組立・輸送・据付性

鋼材重量が500ton以上と大きいが、機器一体輸送を適用可能な範囲である。

ｴ. 現地製作性

現地にて、3900tonの鉛ビスマスを充填する必要があり、その方法、建設工程への影響を検討する必要がある。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. ISI（伝熱管検査)

高温・鉛ビスマス充填状態での検査性能、ナトリウム伝熱管の検査方法の技術課題を有するが、いずれの伝熱管も管板部よりアクセス可能である。

ｳ. リーク検出性

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧと同様に、ナトリウム伝熱管破損の早期検知が困難であり、高性能の鉛ビスマスリーク検知器を開発する必要がある。(安全上の要求としないことに期待)

一方、ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管の大リークを重ね合せても、ナトリウム－水反応規模が小さく、片側リーク検知の要求時間を大幅に緩和できる可能性を有している。今後、ナトリウム伝熱管破損対応と関連付けて、適切なリーク検知時間を設定する必要がある。

ｴ. 保守補修性

ナトリウム伝熱管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、一

次ナトリウム（ナトリウム伝熱管の保守補修のみ）および鉛ビスマスのドレン後、いずれの伝熱管も管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。

また、ナトリウム配管を破断する必要はあるが、鋼材重量上（鉛ビスマスはドレン）、クレーンによる引抜きも対応可能である。

ナトリウム伝熱管破損時には、鉛ビスマスが一次ナトリウム側に移行する。プラント復旧時には一次ナトリウム中から鉛ビスマスを分離しなければならず、専用コールドラップや代替手段による分離方法を開発する必要がある。

⑤機器特有の開発課題

a. 新技術、新概念についての課題

ｱ. 自然循環性能の向上

流路断面積の大きい体系での大流量バブリングによる鉛ビスマス自然循環性能の確証

ｲ. 構造健全性対応

熱過渡および伝熱管相互の温度差に対する構造健全性の確保、耐震性の確保、鉛ビスマス耐腐食技術の開発

ｳ. 水蒸気伝熱管破損対応

水蒸気伝熱管破損時のリーク検知性能の確認、鉛ビスマスとの接触により水蒸気爆発が発生しないことの確認、鉛ビスマス中の水リーク挙動の把握（リーク水の大部分がナトリウム伝熱管設置空間に移行しないことの確認）

ｴ. ナトリウム伝熱管破損対応（鉛ビスマスリーク）

リークした鉛ビスマスが下方に堆積するなどの鉛ビスマスリーク挙動の把握、炉心安全防護などを考慮した鉛ビスマスリークに対する判断条件の明確化、鉛ビスマスリーク検知方法の開発、鉛ビスマスリーク後の復旧方法の開発

ｵ. 伝熱管検査、保守・補修技術

ナトリウム伝熱管および水蒸気伝熱管の検査、プラグ方法の開発

b. 概念の成立性を左右する重要な課題

上記 a. 項の新技術、新概念についての課題のうち、自然循環性能の向上、水蒸気伝熱管破損対応（鉛ビスマス中の水リーク挙動）、ナトリウム伝熱管破損対応が概念の成立を左右する重要な課題である。

表 4.1.3(3)-5　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様	
		側部流出入方式	上部流出入方式
系統仕様			
1	型式	一体貫流・鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体ﾌﾟｰﾙ・伝熱管分離設置型（側部流出入）	同左（上部流出入）
2	交換熱量	1785MWt/基	同左
3	Na 温度（入口/出口）	550℃/395℃	同左
4	中間媒体温度（入口/出口）	520℃/335℃	同左
5	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/498℃	同左
6	Na 流量	3.27×10^{7}kg/h	同左
7	中間熱媒体流量	2.38×10^{8}kg/h	同左
8	水蒸気流量	2.89×10^{6}kg/h	同左
9	Ar バブリング流量	290Nm^3/min	113Nm^3/min
10	蒸気圧力	17.2MPa	同左
11	Na 側圧力損失	0.049MPa	同左
ＳＧ機器仕様			
12	伝熱管型式	Na 管-直管 水蒸気管-ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ	同左
13	Na 伝熱管　外径/肉厚	25.4mm/1.1mm	同左
14	Na 伝熱管　本数	8686 本	8255 本
15	Na 伝熱管　材質	12Cr	同左
16	有効伝熱管長	8.5m	同左
17	有効伝熱面積	5890m^2	5600m^2
18	水蒸気伝熱管　外径/肉厚	25.4mm/3.1mm	同左
19	水蒸気伝熱管　本数	1492 本	1572 本
20	水蒸気伝熱管　材質	12Cr	同左
21	有効伝熱管長	81m	81m
22	有効伝熱面積	9600m^2	10180m^2
23	伝熱中心差	4.0m	12.1m
23	胴径/全高	φ6.9m/h23m	上部φ6.76m、下部φ4.5m/h26.5m
バブリング関連設備仕様			
24	ウォームフィルタ	ﾄﾞﾚﾝ回収式焼結金属ﾌｨﾙﾀｰ	同左
25	Ar ガス圧縮器	遠心圧縮式ｵｲﾙﾌﾘｰ型（1.72MPa）	同左（0.98MPa）
26	Ar ガス冷却器	ﾌﾟﾚｰﾄ型、または、ｼｪﾙｱﾝﾄﾞﾁｭｰﾌﾞ型（330kW）	同左

表 4.1.3(3)-6　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧの物量およびコスト内訳

物量内訳（ＳＧ本体）

項目		物量（ton）
伝熱管	ナトリウム伝熱管	51
	水蒸気伝熱管	228
管板		33
本体胴	胴	104
	鏡板	14
内部構造物[注1)]		113
合計		543

注 1）ＳＧ本体内部に設置するバブリングノズル、アルゴンガス配管の物量は小さいため、内部構造物に含める

コスト内訳

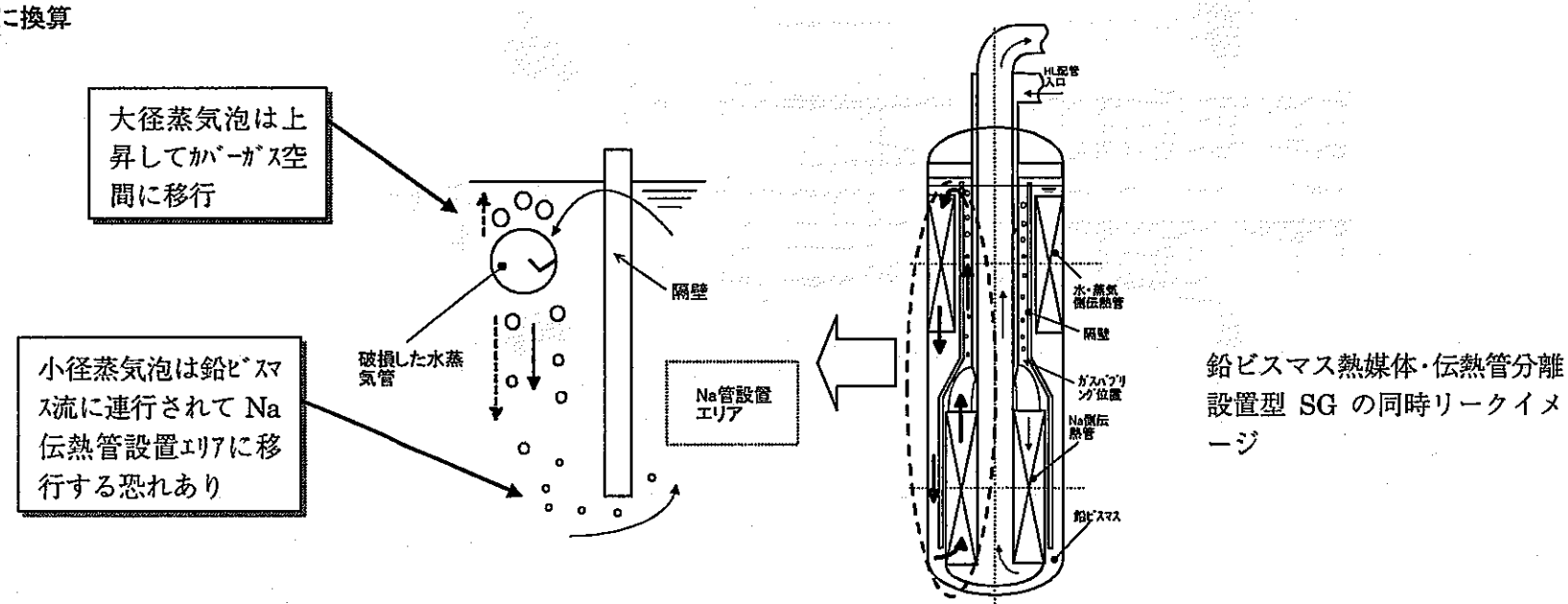
項目		コスト指数[注1)]
ＳＧ本体	伝熱管	42
	管板	2
	本体胴（鏡板を含む）	5
	内部構造物	3
	バブリング装置[注2)]	5.5
	鉛ビスマス	5.5
	その他の経費	7
	小計	70
ＳＧ本体以外の冷却系	一次主循環ポンプ	7
	一次主配管	2
	鉛ビスマス等の補助系	11
合計		90

注 1）二次系を有する概念（1500MWe 級ループ型炉のＩＨＸ、ＳＧ、一次および二次主循環ポンプ、配管、二次補助系）を 100 とするコスト指数
注 2）バブリング流量をもとにコスト指数を算出。ＳＧ本体外のアルゴンガス圧縮器、冷却器も含む

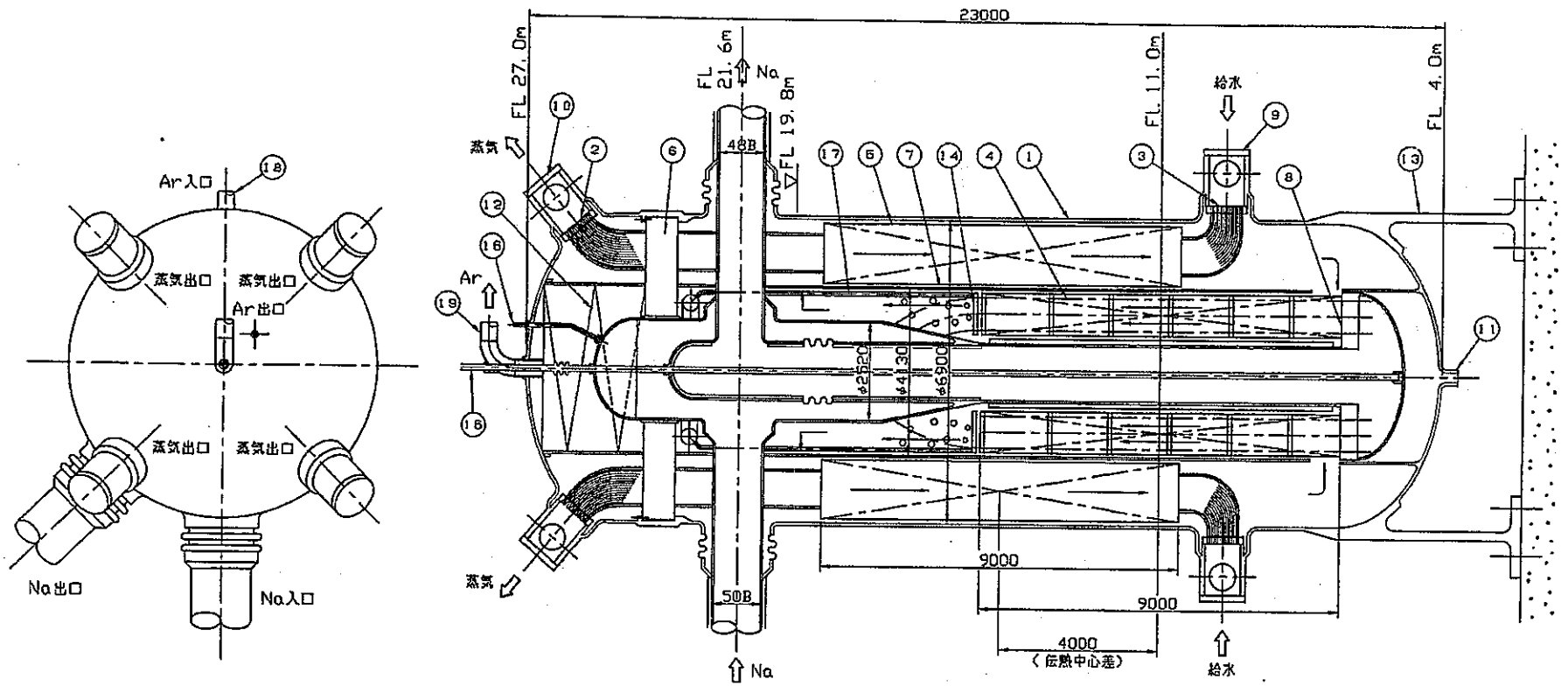
表 4.1.3(3)-7　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ　同時リーク時のナトリウム－水反応規模

ケース	検討条件		計算結果[3]			評価[1)2)]	
	水蒸気伝熱管リーク規模	Na伝熱管リーク規模	Na伝熱管内への水リーク率 (kg/sec)	Na_2O生成量[4] (kg/sec)	水素ガス流入量[4] (m^3/sec)	Na_2Oによる炉心閉塞	水素ガス通過による反応度印加
1-1	小(0.001kg/s)	小(φ1mm)	1.6E-09	1.7E-09	1.2E-09	○	○
2-1	小(0.01kg/s)	小(φ1mm)	1.6E-08	1.7E-08	1.2E-08	○	○
3-1	小(1kg/s)	小(φ1mm)	1.6E-06	1.7E-06	1.2E-06	○	○
4-1	大(ギロチン)	小(φ1mm)	5.4E-05	5.6E-04	4.0E-05	○	○
4-2	大(ギロチン)	大(ギロチン)	2.8E-02	2.9E-02	2.1E-02	○	○

注1)「Na_2Oによる炉心閉塞」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:Na純化等の運転・運用への影響小、△:Na中の不純物濃度がBGを超えるが、炉心閉塞に至らない、×:炉心閉塞の可能性あり(詳細は図4.1.3(3)-11に記載)
注2)「水素ガス通過による反応度印加」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:ボイド反応度1＄以上、×:ボイド反応度1＄以下(詳細は図4.1.3(3)-11に記載)
注3)リーク水の10%が鉛ビスマス自然循環流(伝熱管サポートで区分された1/8セクターを対象)に連行され、Na伝熱管設置エリアに移行することを想定
注4)Na_2Oおよび水素ガスのいずれも、$1.3Na+H_2O \rightarrow 0.7NaOH+0.3Na_2O+0.65H_2$の反応式に基づき計算。ただし、水素ガスは炉心頂部での体積流量に換算



鉛ビスマス熱媒体・伝熱管分離設置型 SG の同時リークイメージ



品番	名称	材質	数量
19	Arガス出口配管	12Cr系鋼	1
18	Arガス入口配管		1
17	Arガス分配配管		8
16	ガス注ノズル		1式
15	ドレンノズル		1式
14	気泡発生ノズル		1式
13	支持スカート		1
12	ミストセパレータ		1
11	鉛ビスマスノズル	12Cr系鋼	1
10	蒸気出口プレナム	12Cr系鋼	4
9	給水入口プレナム		4
8	Na入口管板		1
7	隔壁		1式
6	伝熱管支持装置		1式
5	伝熱管(水・蒸気側)		1492
4	伝熱管(Na側)		8686
3	給水入口管板		4
2	蒸気出口管板		4
1	胴	12Cr系鋼	1

設計仕様	
形式	一体貫流分離型IHX-SG
基数	1基/ループ
交換熱量	1785MWt/基
運転温度	Na 550℃/395℃
蒸気条件	498℃/175kg/cm²g
伝熱管本数(水/Na)	1492/8686本
有効伝熱部長さ(水/Na)	80.6/8.5m
伝熱面積(水/Na)	9600/5890m²

図 4.1.3(3)-12　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（側部流出入方式）　構造概念図（案1−2）

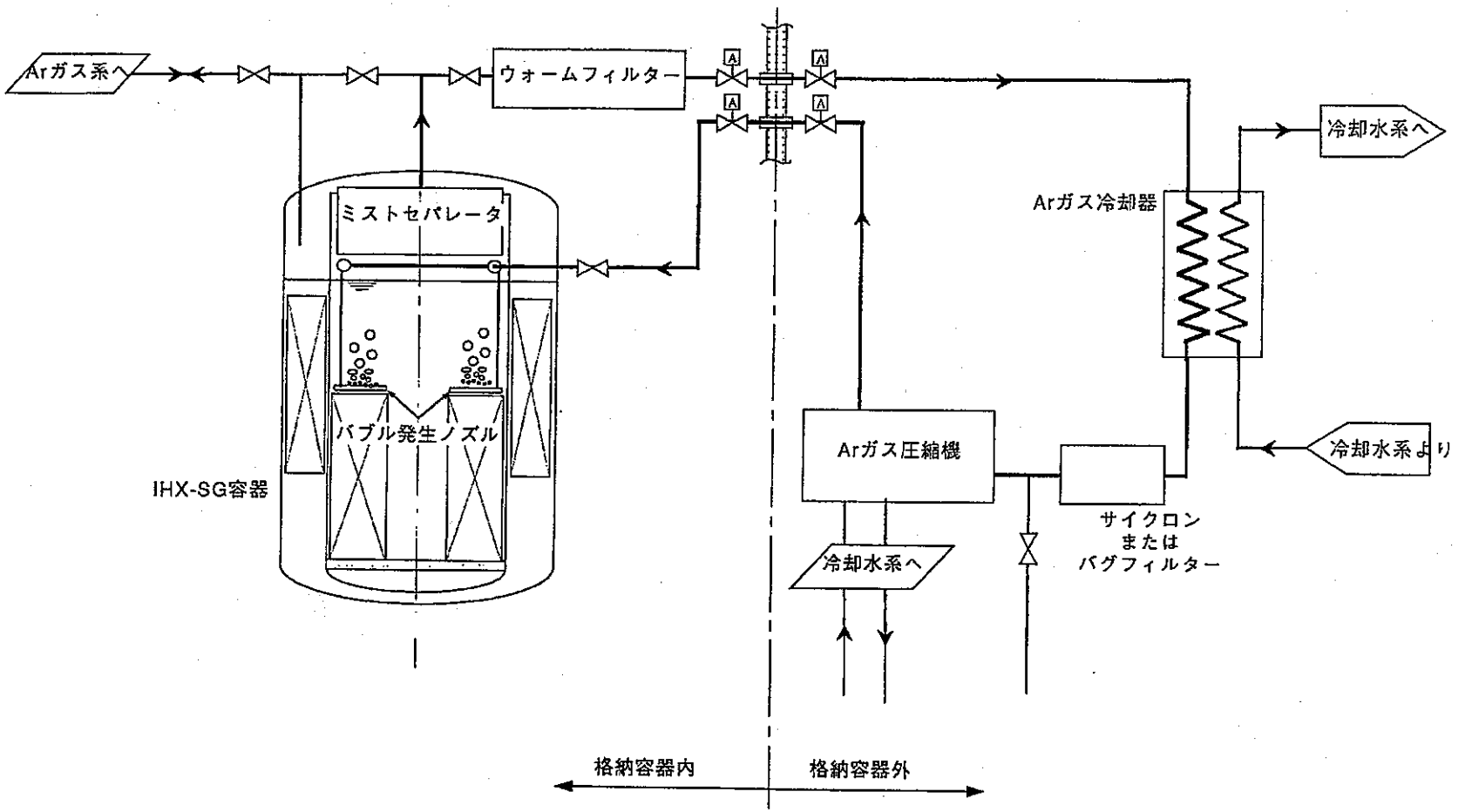
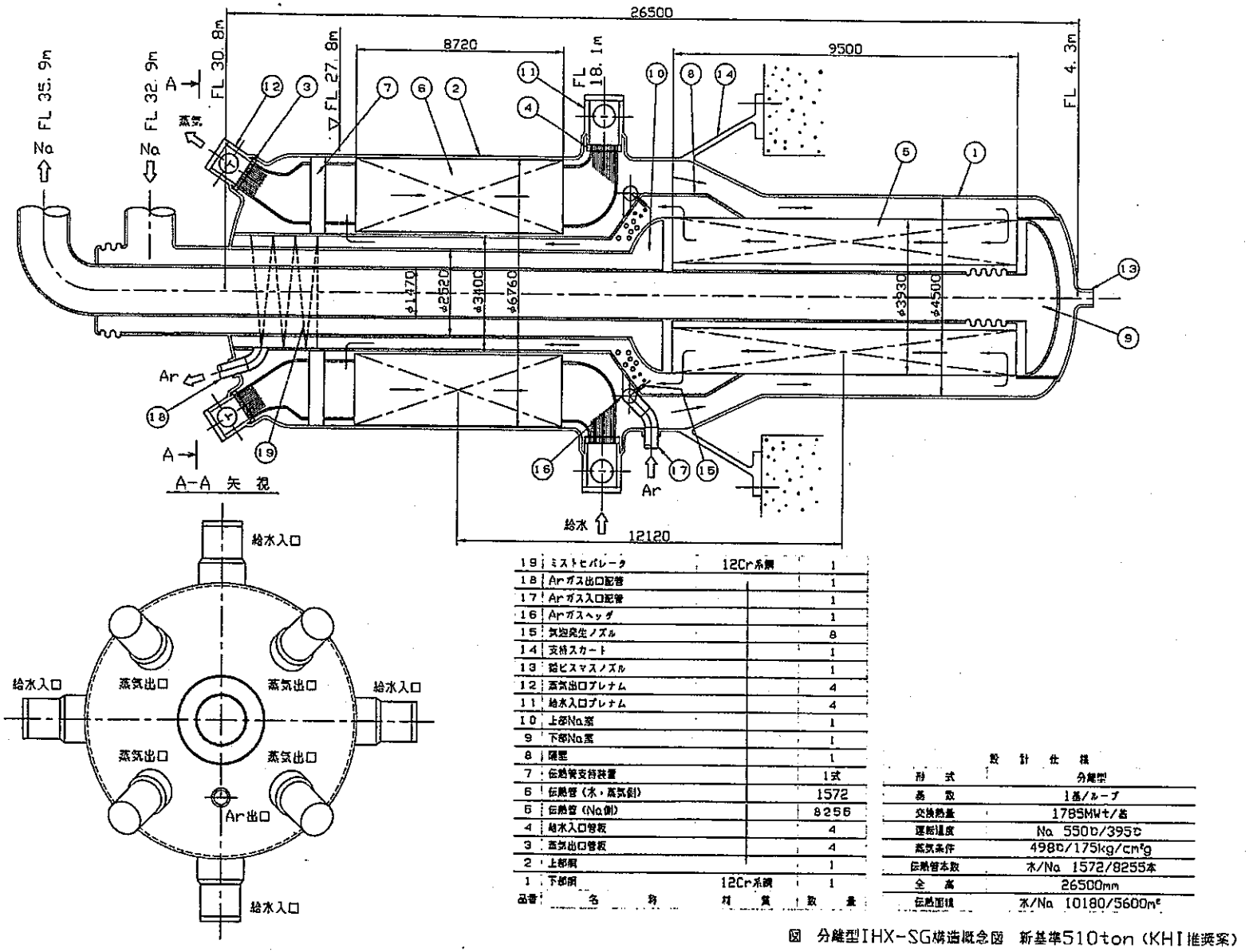


図 4.1.3(3)-13　　アルゴンガスのバブリング系統図

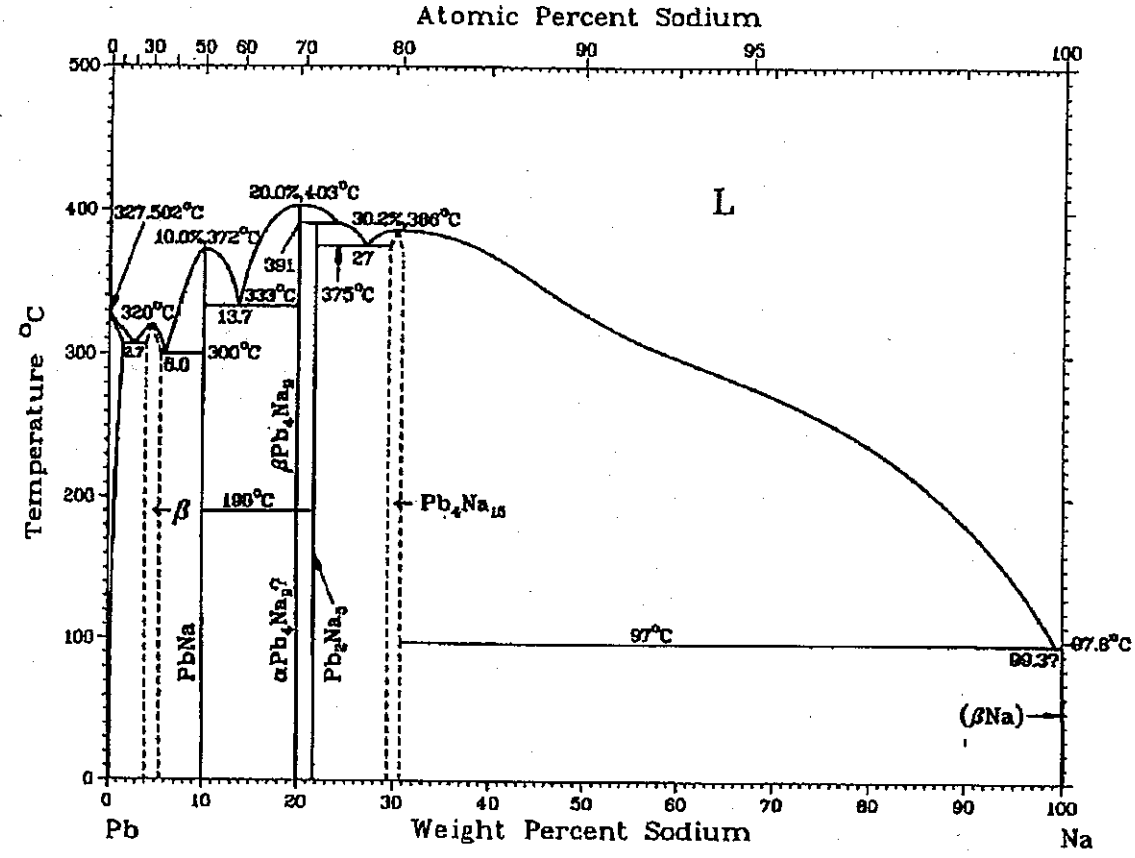


品番	名称	材質	数量
19	ミストセパレータ	12Cr系鋼	1
18	Arガス出口配管		1
17	Arガス入口配管		1
16	Arガスヘッダ		1
15	気泡発生ノズル		8
14	支持スカート		1
13	鉛ビスマスノズル		1
12	蒸気出口プレナム		4
11	給水入口プレナム		4
10	上部Na室		1
9	下部Na室		1
8	隔壁		1
7	伝熱管支持装置		1式
6	伝熱管（水・蒸気側）		1572
5	伝熱管（Na側）		8256
4	給水入口管板		4
3	蒸気出口管板		4
2	上部胴		1
1	下部胴	12Cr系鋼	1

設計仕様	
形式	分離型
基数	1基/ループ
交換熱量	1785MWt/基
運転温度	Na 550℃/395℃
蒸気条件	498℃/175kg/cm²g
伝熱管本数	水/Na 1572/8255本
全高	26500mm
伝熱面積	水/Na 10180/5600m²

図 分離型IHX-SG構造概念図 新基準510ton（KHI推奨案）

図 4.1.3(3)-14　鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（上部流出入方式）　構造概念図（案1−2）



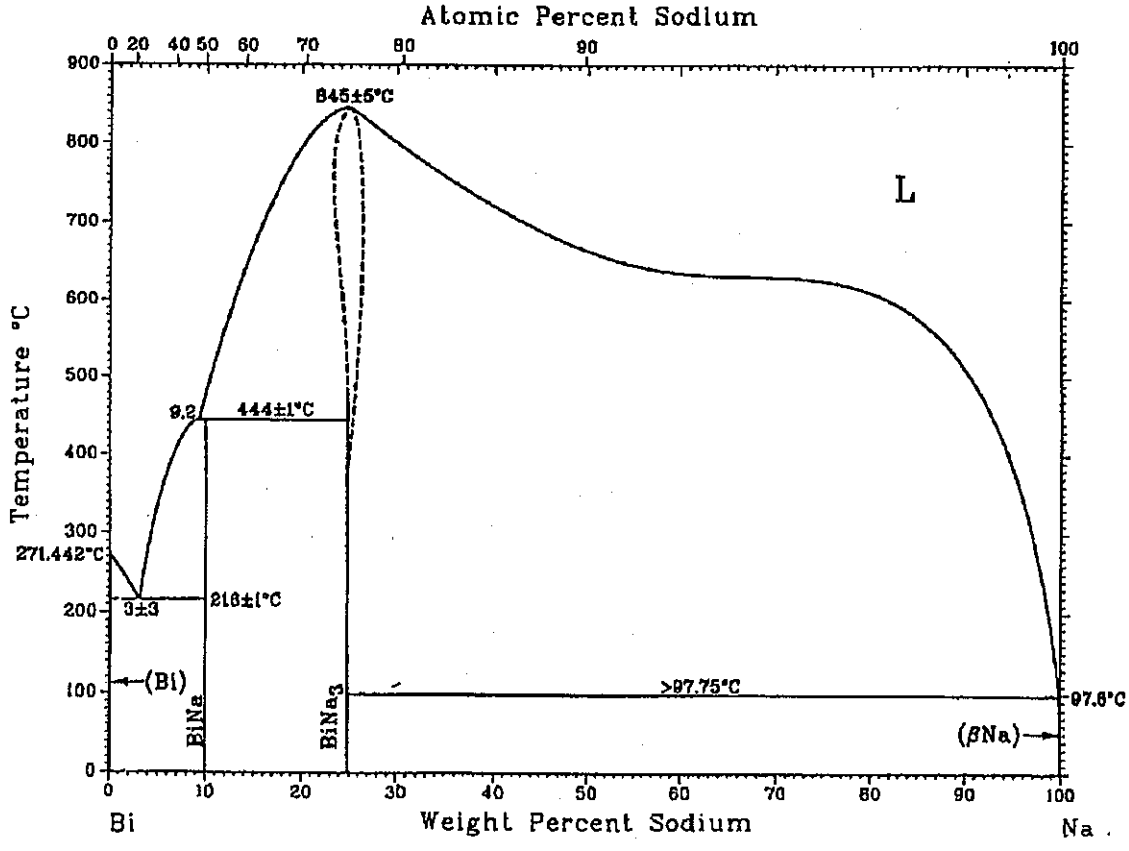


図 4.1.3(3)-15　ナトリウム－鉛、ナトリウム－ビスマスの二元系状態図

(c)鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧ（案2-1）

①基本概念

鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧは、同心円状の直管二重管の間隙部に鉛ビスマスを充填した概念で、内管内側を水蒸気、外管外側（胴側）を一次ナトリウムが流動する。

間隙部の鉛ビスマスは、純化およびドレン運転などを考慮して、下部プレナムで連通している。

内外管間の熱輸送は鉛ビスマス熱伝導により行うが、伝熱面積の最小化をねらって、間隙部の一部に組網線を挿入することにより、従来型二重管ＳＧ（組網線入り）と同等の間隙幅（0.4mm）とした。

また、内外管を組み合せた状態で機械加工（縮管加工）を実施しなければならないが、直管構造の採用により、ヘリカルコイル曲げ加工や管ー管溶接を排除した。

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、1785MWtと設定した。交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-8に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の12Ｃｒ系鋼を採用した。

構造概念図を図4.1.3(3)-16に示す。

同心円状の直管二重伝熱管で、外管（ナトリウム伝熱管）はϕ19.0mm/t1.4mm×5806本、内管（水蒸気伝熱管）はϕ15.4mm/t1.7mm×5806本、間隙幅0.4mmである。物量低減および形状コンパクト化をねらって、小径の伝熱管を採用した。これらの二重管を配列ピッチ29mmで、ϕ3.1m×h25.15mのナトリウム容器（本体胴）内に挿入した。

ナトリウム側、水蒸気側のいずれも共通の平管板（二重管板）を採用し、本体胴と外管はシェルベローズ、内管はシェルベローズとプレナム変形により熱膨張差を吸収した。

伝熱管リークについて、ナトリウム側は鉛ビスマス液位計、鉛ビスマスリーク検知器（開発必要）、水蒸気側は湿分計、音響計、カバーガス圧力計により対応する。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応可能である。

また、鉛ビスマス中に崩壊熱除去系の伝熱コイルを設置できるが、伝熱管構造上、一次主循環ポンプとの合体は困難である。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a. 経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量326トン、鉛ビスマス重量70トンである。

直管二重管の採用や間隙幅の低減によってコンパクトなＳＧ形状を実現でき、二次系を有する概念を基準とするコスト指数は45と、二次簡素化概念の中で最も経済性向上効果が大きい。

b. 安全評価

ｱ. 安全設計の特徴

直管二重管の採用によりヘリカルコイル曲げ加工や管ー管溶接を排除しているが、従来型の二重管ＳＧと同様に、内外管の間隙幅が狭く、構造・製作上、内外管を分離していることの説明が困難である。以下では、従来型の二重管ＳＧに対する安全上の優位性を中心に記載する。

ｲ. 片側リークによる従属破損の排除

内外管が組網線を介して部分的に接触しているが、片側伝熱管に発生したき裂が残りの伝熱管に伝播しないと考えられ、片側リークにより従属破損が発生する恐れはない。

ｳ. 同時リーク発生頻度の低減

鉛ビスマス中のリーク水は間隙部を上昇した後、カバーガス空間に移行し、他の外管表面に流れ込まないため、異なる伝熱管の内外管リークの重ね合せ範囲を限定できるなど同時リーク発生頻度低減のポテンシャルを有している。ただし、リーク水が共通の下部プレナムを介して他の外管表面に流れ込む同時リークモードを排除できないことや、鉛ビスマスリーク検知性能が低いために（同時リーク発生頻度の算出方法は、①鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧに記載)、伝熱管損傷率データに基づく同時リーク発生頻度は 7×10^{-6}/炉年と比較的大きい。（ヘリカルコイル型の従来型二重管ＳＧの同時リーク発生頻度は 5×10^{-6}/炉年） 設計基準外事象として同時リークを取扱うためには、少なくとも構造工夫等により、10^{-7}/炉年以下の同時リーク発生頻度を実現する必要がある。

ｴ. 同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リーク時のナトリウムー水反応規模は、従来型二重管ＳＧと同程度と考えられる。また、伝熱管の構造上、内外管の振動モードが同一で、アプリオリな貫通破断を想定せざるを得ない恐れを有する。

ｵ. ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと比較して、鉛ビスマスインベントリは100トン以下と小さいが、鉛ビスマスリークに係る技術課題は同

一である。ＳＧ内でリークした鉛ビスマスを保持できないため、後流側の一次主循環ポンプ部に鉛ビスマス分離設備を設置するとともに、固体電解質（β“アルミナ系の$PbO \cdot 5Al_2O_3$）を利用した鉛ビスマスリーク検知器などによりリーク検知し、一次ナトリウム系のサイホンブレーク対応を実施できるようにした。

カ.安全性評価のまとめ

直管二重管の採用によりヘリカルコイル曲げ加工や管ー管溶接を排除可能であるが、内外管の間隙幅が狭く、内外管は同一モードで振動すると考えられる。構造・製作上、内外管を分離していることの説明が困難で、アプリオリな貫通破断を想定せざるを得ないと考えられる。

共通の下部プレナムを介してリーク水が流れ込む同時リークモードや、鉛ビスマスリーク検知性能が低いことを考慮すると、確率論的な同時リーク発生頻度は 7×10^{-6}/炉年と比較的大きく、ＢＤＢＥの目安となる 10^{-7}/炉年以下の条件を満足できない。

また、外管破損時の鉛ビスマスリーク挙動について、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧよりも鉛ビスマスリーク量が低減するが、今後の研究開発により、安全シナリオの成立性を明らかにする必要がある。

c.構造健全性評価

二重管間隙部への鉛ビスマス充填などの影響を把握する必要はあるが、水蒸気管板寸法は約ϕ2.4mと、既往設計からの外挿により熱過渡に対する構造健全性を達成できる範囲にある。ただし、伝熱管（直管）相互の温度差による座屈防止や、腐食性の鉛ビスマス使用に対する耐食性（純化技術）の確保に留意する必要がある。

伝熱管および構造材料として、鉛ビスマス中の腐食量が小さい12Ｃｒ系などのフェライト鋼を採用した。高温条件でも鉛ビスマス中の酸素濃度制御により所定の耐腐食性を確保できると言われているが、伝熱管間隙部では鉛ビスマスが滞留状態にあり（逆に金属溶解度の飽和により、腐食量を限定できる可能性あり。他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧも同じ）、水蒸気側からの透過水素の影響も受けやすいと考えられる。よって、今後の研究開発をもとに純化系仕様などを決定する計画である。

d.製作建設性

ア.製作性

部分的に組網線を挿入した間隙部への鉛ビスマス充填方法を開発する必要がある。

イ.検査性

特に問題となる点は見当たらない。

ウ.組立・輸送・据付性

特に問題となる点は見当たらない。

エ.現地製作性

特に問題となる点は見当たらない。

e.運転・保守補修性

ア.運転性

特に問題となる点は見当たらない。

イ.ISI（伝熱管検査）

内管内側よりアクセスして、伝熱管検査を行う。定検期間短縮をねらって、高温鉛ビスマスおよび一次ナトリウム充填状態での検査（開発必要）を目指すこととする。安全シナリオと整合を図る必要はあるが、現状技術では、内管内側からの外管検査性能に大きく期待できず、ＩＳＩによる肉厚担保に対する技術的ハードルは高い。

ウ.リーク検出性

内管破損は比較的早期に検知可能である。一方、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと比較して、外管破損時に鉛ビスマス液面が速く低下するものの、これの早期検知は困難である。同時リーク発生頻度低減も視野に入れて、高性能の鉛ビスマスリーク検知器を開発する必要がある。

エ.保守補修性

外管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、いずれの伝熱管も水蒸気管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。

⑤機器特有の開発課題

a.新技術、新概念についての課題

ア.構造健全性対応

熱過渡および伝熱管相互の温度差に対する構造健全性の確保（特に水蒸気管板）、鉛ビスマス耐腐食技術（鉛ビスマス滞留状態）の開発

イ.水蒸気伝熱管破損対応

内管破損時のリーク検知性能の確認、鉛ビスマスとの接触により水蒸気爆発が発生しないことの確認、鉛ビスマス中の水リーク挙動の把握

ウ.ナトリウム伝熱管破損対応（鉛ビスマスリーク）

リークした鉛ビスマスが下方に堆積するなどの鉛ビスマスリーク挙動の把握、炉心安全防護などを考慮した鉛ビスマスリークに対する判断条件の明確化、鉛ビスマスリーク検知方法の開発、鉛ビスマスリーク後の復旧方法の開発

エ.貫通破断対応

貫通破断排除のシナリオ構築とそれに関連する試験研究の実施

オ.製作技術

伝熱管間隙部への鉛ビスマス充填方法の開発

カ.伝熱管検査、保守・補修技術

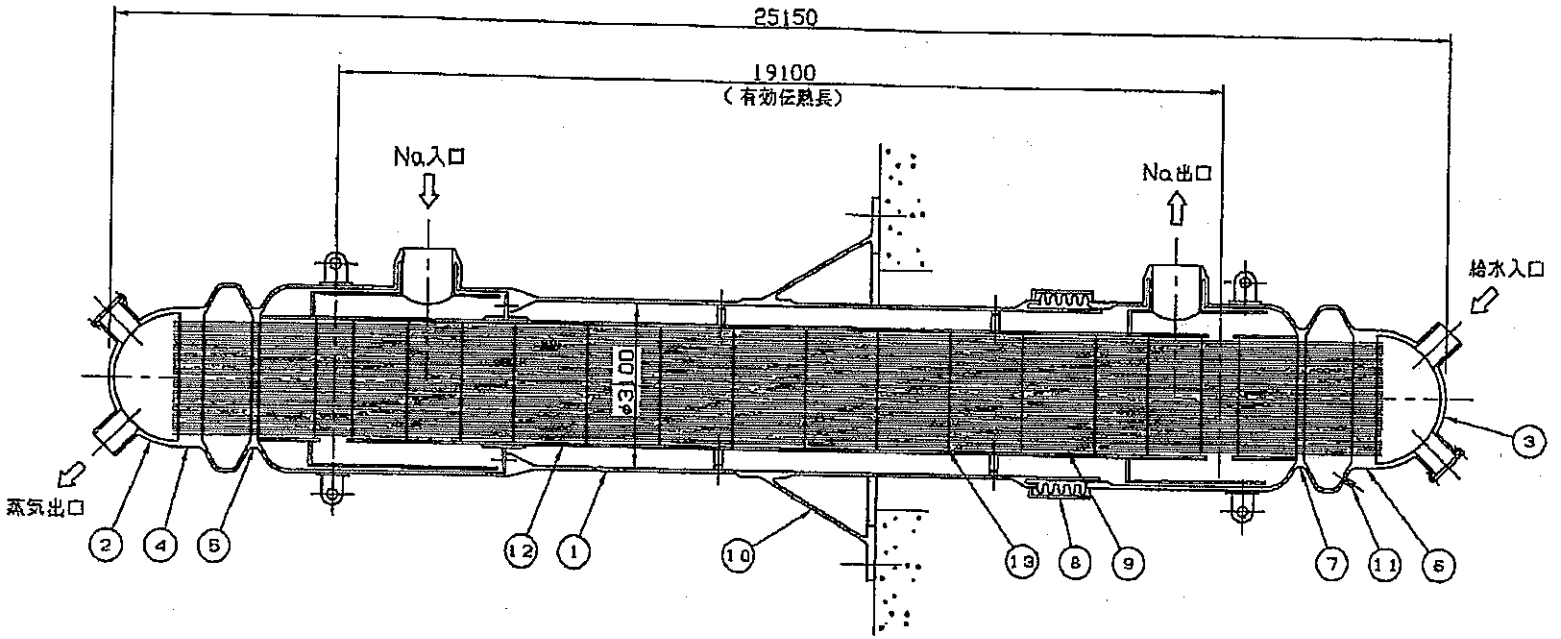
内管および外管の検査、プラグ方法の開発

b.概念の成立性を左右する重要な課題

上記a.項の新技術、新概念についての課題のうち、ナトリウム伝熱管破損対応、貫通破断対応が概念の成立を左右する重要な課題である。

表 4.1.3(3)-8　鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型
2	交換熱量	1785MWt/基
3	Na 温度（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240/498℃
5	Na 流量	3.27×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	2.89×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	17.2MPa
8	Na 側圧力損失	0.049MPa 以下
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	直管二重管（組網線入り）
10	伝熱管　外径/肉厚	外管：19.0mm/1.4mm 内管：15.4mm/1.7mm
11	伝熱管　間隙幅	0.4mm
12	伝熱管　本数	5806 本
13	伝熱管　材質	12Cr
14	有効伝熱管長	19.1m
15	有効伝熱面積	6610m^2
16	胴径/全高	ϕ3.1m/h25.15m



品番	名称	材質	数量
13	伝熱管サポート	12Cr系鋼	1式
12	シュラウド		1
11	鉛ビスマスドレンノズル		1
10	支持スカート		1
9	伝熱管		5806
8	シェルベローズ		1式
7	Na下部管板		1
6	給水入口管板		1
5	Na上部管板		1
4	蒸気出口管板		1
3	下部水室		1
2	上部水室		1
1	胴	12Cr系鋼	1

設計仕様	
形式	チューブ型
基数	2基/ループ
交換熱量	1785MWt/基
運転温度	Na 550℃/395℃
蒸気条件	498℃/175kg/cm²g
伝熱管本数	5806本
有効伝熱部長さ	19100mm
伝熱面積	6610m²

図 4.1.3(3)-16　　鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG　構造概念図（案2−1）

(d)鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2-2）

①基本概念

鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧは、(財）電力中央研究所から提案された概念で、同心円状のヘリカルコイル二重管の間隙部に鉛ビスマスを密封充填し、内管内側を水蒸気、外管外側（胴側）を一次ナトリウムが流動する。

外管（ナトリウム伝熱管）破損時における鉛ビスマスリーク量の極限化や同時リーク発生頻度の低減をねらって、間隙部の鉛ビスマスは各伝熱管で独立、すなわち、カバーガス空間は連通するが、鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧおよび三重管型ＳＧと相違して、共通の上下部プレナムを設置しない構造とした。

内外管間にはリブ（または、ワイヤスペーサ）を設置して、従来型の二重管ＳＧよりも広い間隙幅（2mm）を確保した。

また、今後の研究開発が必要であるが、ヘリカルコイル加工後の内外管を挿入して、軸方向異なる位置で内外管の管ー管溶接を行うことにより、製作上の内外管分離（軸方向近接位置での共通要因による初期欠陥の発生排除）を図った。

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、1785MWt と設定した。交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-9 に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の12Ｃｒ系鋼を採用した。

構造概念図を図4.1.3(3)-17 に示す。

同心円状のヘリカルコイル二重伝熱管で、外管（ナトリウム伝熱管）はϕ31.8mm/t3.0mm×1219 本、内管（水蒸気伝熱管）はϕ21.8mm/t2.2mm×1219本、間隙幅2mm である。外管外径は、もんじゅ・ヘリカルコイル型ＳＧと同一のϕ31.8mm とした。これらの二重管を軸/径方向配列ピッチ50mm/50mm で、ϕ5m×h22.2m のナトリウム容器（本体胴）内に挿入した。

ナトリウム側、水蒸気側のいずれも分割管板（二重管板）を採用し、伝熱管にダウンカマー部を設置することにより、本体胴上端に管板を設置して、下部鉛ビスマスプレナムを排除した。また、本体胴と外管は伝熱管自体のヘリカルコイル形状、内管は伝熱管自体のヘリカルコイル形状とプレナム変形により熱膨張差を吸収した。

伝熱管リークについて、ナトリウム側はカバーガス圧力、水蒸気側は湿分計、カバーガス圧力計により対応する。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応

可能である。

また、鉛ビスマス中への崩壊熱除去系の伝熱コイルの設置に加えて、ヘリカルコイル伝熱管の採用に伴い、本体胴径が増加するが、中央部に一次主循環ポンプを挿入・合体することも可能である。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a.経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量558トン、鉛ビスマス重量160トンである。

ヘリカルコイル型伝熱管の採用やダウンカマー部の設置に伴い、他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧより若干コストが増加する傾向にあるが、二次系を有する概念を基準とするコスト指数は75と、二次系を有する概念よりも経済性向上が可能な見通しである。

b.安全評価

ｱ.安全設計の特徴

従来型二重管ＳＧと異なり、内外管間隙幅の拡大や製作手順の工夫を取込んでいるが、想定外の流力振動による貫通破断モードを考慮すると、構造上、内外管が分離していることの説明が困難となる恐れを有している。また、同一伝熱管での同時リーク時には、従来型二重管ＳＧと同様にナトリウムー水反応が発生する。ただし、各伝熱管の鉛ビスマス空間が独立しているため、同時リーク発生頻度が低く、かつ、鉛ビスマスリーク量が小さい特徴を有している。よって、以下では、従来型二重管ＳＧに対する安全上の優位性や他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧとの相違点を中心に記載する。

ｲ.片側リークによる従属破損の排除

内外管はリブ（または、ワイヤスペーサ）を介して線接触しているが、片側伝熱管に発生したき裂が残りの伝熱管に伝播しないと考えられ、片側リークにより従属破損が発生する恐れはない。

ｳ.同時リーク発生頻度の低減

各伝熱管の鉛ビスマス空間が独立しており、リーク水が他の外管表面に流れ込まないため、異なる伝熱管の内外管リークの重ね合せによる同時リーク発生を排除可能である。また、伝熱管破損時に鉛ビスマス液位が早く低下し、比較的早期にリーク検知できることから、伝熱管損傷率データに基づく同時リーク発生頻度は 4×10^{-9}/炉年と小さく、設計基準外事象として取扱うことが可能な見通しである。

ｴ.同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リーク時のナトリウムー水反応規模は、従来型二重管ＳＧと同程度と考えられる。アプリオリな貫通破断の想定を排除するために、二重管間隙幅の増加に加えて、内外管を緩やかに結合することにより、内外管の振動モードが相違する二重伝熱管を開発する必要がある。

ｵ. ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

各伝熱管の鉛ビスマス空間が独立しているため、伝熱管１本の鉛ビスマスインベントリは0.13トンと小さく、一次ナトリウム中に全量溶解しても鉛ビスマス濃度は約100ppmと比較的小さい。よって、今後の研究開発が必要であるが、伝熱管１本に相当する鉛ビスマスがリークしても炉心安全防護できることに期待して、サイホンブレークや鉛ビスマス分離などの運転対応を実施せず、外管破損対応設備の簡素化を図ることとした。

ｶ. 安全性評価のまとめ

同一伝熱管で内管および外管がリークした場合には（貫通破断を含む）、ナトリウムー水反応が発生する。ただし、密封構造二重管の採用によりリーク水が他の外管表面に流れ込まず、かつ、鉛ビスマスリーク検知性能が比較的高いことから、10^{-7}/炉年以下の同時リーク発生頻度の実現が可能な見通しである。よって、本概念は、確率論的に同時リークをＢＤＢＥとして取扱うことが可能で、ナトリウムー水反応事故排除のポテンシャルが高いと考えられる。

また、外管破損時の鉛ビスマスリーク量が最小であり、破損対応設備を簡素化できる可能性を有している。

c. 構造健全性評価

二重管間隙部への鉛ビスマス充填などの影響を把握する必要はあるが、管板寸法が小さく、熱過渡に対する構造健全性を達成可能と考えられる。また、内外管の結合緩和に伴い、振動モードが（振幅など）相違する条件では、新たな破損要因として、内外管どうしの摺動・フレッティング磨耗が発生する恐れを有する。今後、内外管の振動モードが相違し、かつ、摺動・フレッティング磨耗対策を考慮した密封ヘリカルコイル二重管を開発する必要がある。

伝熱管および構造材料として、鉛ビスマス中の腐食量が小さい12Ｃｒ系などのフェライト鋼を採用した。高温条件でも鉛ビスマス中の酸素濃度制御により所定の耐腐食性を確保できると言われているが、伝熱管間隙部では鉛ビスマスが滞留状態にあり、本概念ではプラント寿命中、鉛ビスマスの純化運転を実施しないことも考えられる。よって、水蒸気伝熱管からの透過水素の影響を考慮した上で、今後の研究開発をもとに純化系仕様などを決定する計画である。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

ヘリカルコイル加工済みのリブ付き（または、ワイヤスペーサ付き）内外管の挿入性、密封状態の間隙部への鉛ビスマス充填方法など、密封ヘリカルコイル二重管の製作開発が重要である。特に、間隙幅の拡大やリブ（または、ワイヤスペーサ）の設置により内外管の振動モード（振幅など）が相違することを目指すが、鉛ビスマス中での内外管の摺動・フレッティング磨耗に代表される新たな破損要因が懸念される。よって、ヘリカルコイル加工した伝熱管のスプリングバックの影響も考慮して（ヘリカルコイル加工後、伝熱管は元の形状に戻る傾向にあるため、円滑に内外管を挿入できない恐れあり）、適切な伝熱管仕様の密封ヘリカルコイル二重管を開発する必要がある。

ｲ. 検査性

特に問題となる点は見当たらない。

ｳ. 組立・輸送・据付性

特に問題となる点は見当たらない。

ｴ. 現地製作性

特に問題となる点は見当たらない。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. ISI（伝熱管検査）

内管内側よりアクセスして、伝熱管検査を行う。伝熱管の構造上、高温鉛ビスマスおよび一次ナトリウム充填状態での検査（開発必要）を目指すこととする。安全シナリオと整合を図る必要はあるが、現状技術では、従来型二重管ＳＧ以上に内管内側からの外管検査性能に期待できず、ＩＳＩによる肉厚担保に対する技術的ハードルは高い。

ｳ. リーク検出性

内管破損は比較的早期に検知可能である。一方、他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧと比較して、外管破損時に鉛ビスマス液面が速く低下するため、高性能の鉛ビスマスリーク検知器を開発しなくても、比較的早期に検知（1時間以内にφ0.5㎜の破損孔からのリーク検知）できると考えられる。ただし、カバーガス圧監視により早期検知するには、フルードヘッド構造（各伝熱管のカバーガス空間が独立に近い状態）を採用するなど管板構造の工夫も必要である。

ｴ. 保守補修性

外管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、いずれの伝熱管も水蒸気管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。

⑤機器特有の開発課題

a.新技術、新概念についての課題

ｱ.構造健全性対応

熱過渡に対する構造健全性の確保、鉛ビスマス耐腐食技術（鉛ビスマス密封滞留状態、リブによる摺動・フレッティング磨耗あり）の開発

ｲ.水蒸気伝熱管破損対応

内管破損時のリーク検知性能の確認、鉛ビスマスとの接触により水蒸気爆発が発生しないことの確認

ｳ.ナトリウム伝熱管破損対応（鉛ビスマスリーク）

炉心安全防護などを考慮した鉛ビスマスリークに対する判断条件の明確化、鉛ビスマスリーク後の復旧方法の開発（他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧと比較して技術的ハードル低）

ｴ.貫通破断対応

貫通破断排除のシナリオ構築とそれに関連する試験研究の実施

ｵ.製作技術

密封ヘリカルコイル二重管の開発（ヘリカルコイル加工済みの内外管挿入性、間隙部への鉛ビスマス充填方法、摺動・フレッティング磨耗対策などを考慮した伝熱管仕様）

ｶ.伝熱管検査、保守・補修技術

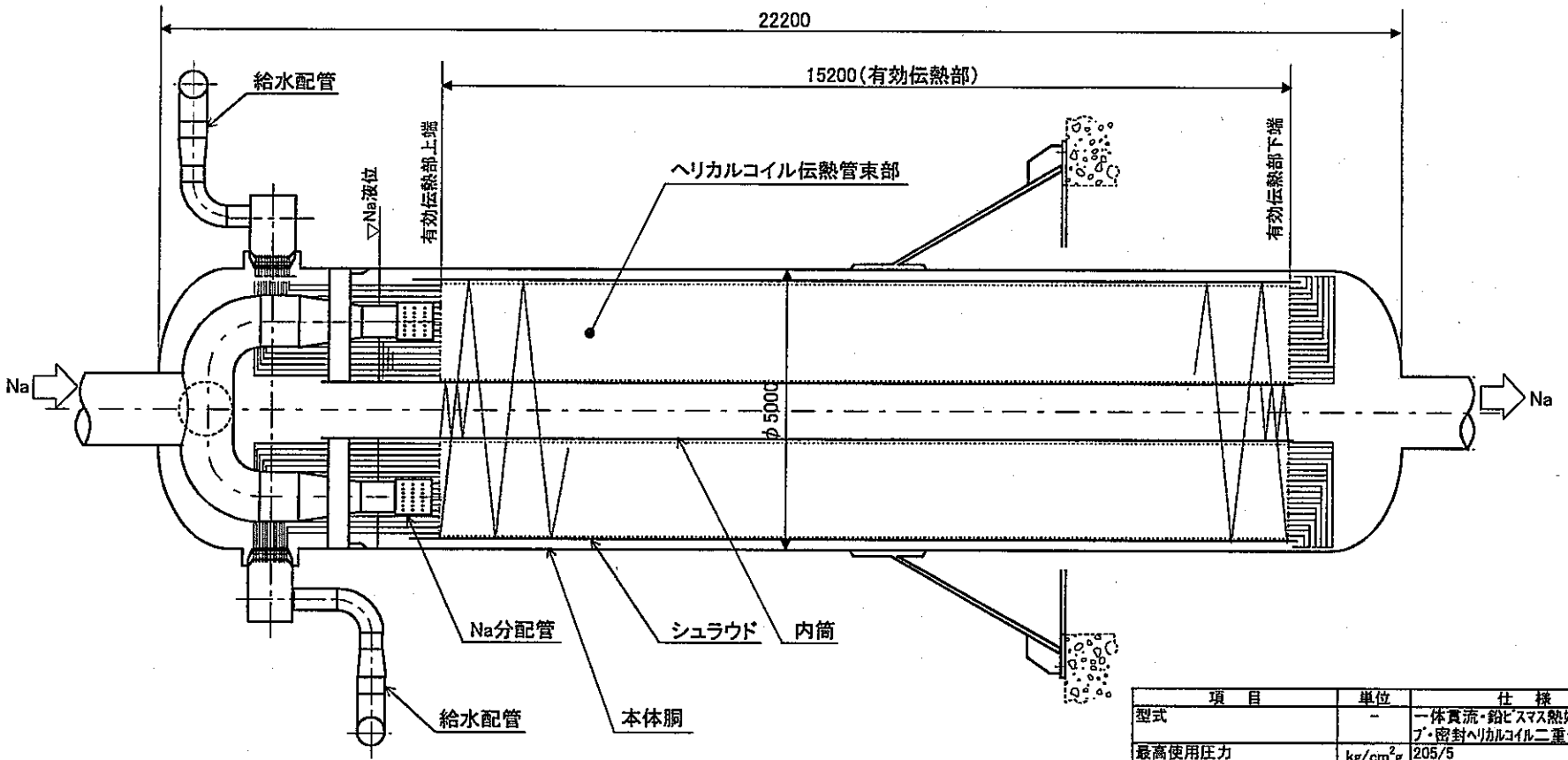
内管および外管の検査、プラグ方法の開発

b.概念の成立性を左右する重要な課題

上記a.項の新技術、新概念についての課題のうち、ナトリウム伝熱管破損対応、貫通破断対応、製作技術が概念の成立を左右する重要な課題である。

表4.1.3(3)-9　鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型
2	交換熱量	1785MWt/基
3	Na温度（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/498℃
5	Na流量	3.27×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	2.89×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	17.2MPa
8	Na側圧力損失	0.049MPa以下
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	密封ヘリカルコイル二重管（リブなど設置）
10	伝熱管　外径/肉厚	外管：31.8mm/3.0mm 内管：21.8mm/2.2mm
11	伝熱管　間隙幅	2.0mm
12	伝熱管　本数	1219本
13	伝熱管　材質	12Cr
14	有効伝熱管長	59.5m
15	有効伝熱面積	7250m^2
16	胴径/全高	ϕ5m/h22.2m



項目		単位	仕様
型式		-	一体貫流・鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型
最高使用圧力 (Na側/水蒸気側)		kg/cm^2g	205/5
最高使用温度 (Na側/水蒸気側)		℃	570/535
運転条件	Na温度(入口/出口)	℃	550/395
	水蒸気温度(入口/出口)	℃	240/498
	蒸気出口圧力	kg/cm^2g	175
	Na流量	kg/h	3.27×10^7
	給水流量	kg/h	2.89×10^6
構造仕様	伝熱管材質	-	12Cr鋼
	伝熱管寸法 外管	mm	φ31.8/t2.0
	内管	mm	φ21.8/t2.2
	伝熱管本数	本	1219
	伝熱面積	m^2	7250

図 4.1.3(3)-17　　鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG　構造概念図（案 2−2）

(e) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案 2-3）

①基本概念

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧは、同心円状の直管三重管の間隙部に鉛ビスマスを充填した概念で、同時リーク時のナトリウム－水反応規模を緩和するために、内外管の間隙部に隔壁管を設置した。

他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧと同様に、内管内側を水蒸気、外管外側（胴側）を一次ナトリウムが流動する。

隔壁管は上下端いずれも開放構造であり、純化およびドレン運転などを考慮して、鉛ビスマスは上下部プレナムで連通している。

隔壁管の内外面にリブ（または、ワイヤスペーサ）を設置して、内管とリブ付き隔壁管間で 0.55mm、外管とリブ付き隔壁管間で 0.6mm の間隙幅を確保した。

また、直管構造の採用に伴い、機械加工済みの内外管とリブ付き隔壁管を組み合せることにより三重管を製作でき、製作上の内外管分離を実現した。

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、1785MWt と設定した。交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表 4.1.3(3)-10 に示す。

伝熱管、リブ付き隔壁管のいずれも高強度及び高熱伝導率の 12Ｃｒ系鋼を採用した。

構造概念図を図 4.1.3(3)-18、製作手順図を図 4.1.3(3)-19 に示す。

同心円状の三重伝熱管で、外管（ナトリウム伝熱管）はφ22.2mm/t1.0mm×5995 本、リブ付き隔壁管はφ19.0mm/t1.0mm×5995 本、内管（水蒸気伝熱管）はφ15.9mm/t1.6mm×5995 本である。物量低減および形状コンパクト化をねらって、小径の伝熱管を採用した。これらの伝熱管を配列ピッチ 40mm でφ3.3m×h32.3m のナトリウム容器（本体胴）内に挿入した。

この三重伝熱管では、内管が高圧水の耐圧バウンダリ、外管が原子炉冷却材バウンダリを構成する。リブ付き隔壁管には内管リーク時の健全性確保機能が期待されており、内管破損時の水蒸気圧力荷重や内管ホイップによる衝撃荷重が外管に直接負荷されないようにしている。

ナトリウム側は共通の平管板に対し、水蒸気側は分割球形管板を採用し、鉛ビスマスの上下プレナム空間で水蒸気伝熱管の引廻しを行う構造とした。リブ付き隔壁管は、上端つば部でナトリウム管板上面に溶接するが、下方は自由端としている。また、本体胴と外管はシェルベローズ、内管はシェルベローズと伝熱管引廻し部により熱膨張差を吸収した。

伝熱管リークについて、ナトリウム側は鉛ビスマス液位計、鉛ビスマスリーク検知器（開発必要）、水蒸気側は湿分計、音響計、カバーガス圧力計により対応する。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応可能である。

また、鉛ビスマス中に崩壊熱除去系の伝熱コイルを設置できるが、伝熱管構造上、一次主循環ポンプとの合体は困難である。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a. 経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量582トン、鉛ビスマス重量277トンである。

直管三重管の採用などによってコンパクトなＳＧ形状を実現でき、二次系を有する概念を基準とするコスト指数は68と、二次系を有する概念よりも経済性向上が可能な見通しである。

b. 安全評価

ｱ. 安全設計の特徴

リブ付き隔壁管の設置や製作手順の工夫を取込んでいるが、想定外の流力振動による貫通破断モードを考慮すると、構造上、内外管が分離していることの説明が困難となる恐れを有している。ただし、リブ付き隔壁管の設置に伴い、同一伝熱管で同時リークが発生してもナトリウム－水反応規模を緩和することが可能と考えられる。よって、以下では、従来型二重管ＳＧに対する安全上の優位性や他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧとの相違点を中心に記載する。

ｲ. 片側リークによる従属破損の排除

内外管はリブ付き隔壁管を介して線接触しているが、片側伝熱管に発生したき裂が残りの伝熱管に伝播しないと考えられ、片側リークにより従属破損が発生する恐れはない。

ｳ. 同時リーク発生頻度の低減

内管－リブ付き隔壁管間を上昇したリーク水は、カバーガス空間に移行し、外管表面に流れ込まないが、共通の下部プレナムを介して流れ込む同時リークモードを排除できない。また、鉛ビスマスリーク検知性能が低いため、伝熱管損傷率データに基づく同時リーク発生頻度は 5×10^{-6}/炉年と比較的大きい。ただし、以下に示すように、同時リーク時のナトリウム－水反応規模が小さいため、安全上、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減は要求されない。

ｴ. 同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リーク時のナトリウムー水反応規模などに係る検討結果を表4.1.3(3)-11 に示す。リブ付き隔壁管の設置範囲（伝熱管束部）で、0.01kg/sec 以下の水リークが発生しても、リーク水は下部プレナムを介して外管表面に流れ込むことはない。また、リブ付き隔壁管と外管の間隙幅が狭いため、高水リーク率の条件でも外管表面に流れ込むリーク水は0.02kg/sec 以下(リブ付き隔壁管ー外管間の摩擦圧力損失を考慮して、上下プレナム間の圧力差より計算した数値）と小さい。これに外管破損を重ね合せてもナトリウム側に移行する水リーク率は小さく、気泡通過による反応度印加、ナトリウムー水反応生成物による炉心閉塞のいずれも対応可能な見通しである。

ただし、貫通破断時のナトリウムー水反応規模は、従来型二重管ＳＧと同程度と考えられる。よって、密封ヘリカルコイル型二重管ＳＧと同様に、アプリオリな貫通破断の想定を排除するために、リブ付き隔壁管の設置や内外管を緩やかに結合することにより、内外管の振動モード（振幅など）が相違する三重管を開発する必要がある。

ｵ. ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧと比較して、鉛ビスマスインベントリが300 トン以下と小さいが、鉛ビスマスリークに係る技術課題は同一である。ＳＧ内でリークした鉛ビスマスを保持できないため、後流側の一次主循環ポンプ部に鉛ビスマス分離設備を設置するとともに、固体電解質（β“アルミナ系の$PbO \cdot 5Al_2O_3$）を利用した鉛ビスマスリーク検知器などによりリーク検知し、一次ナトリウム系のサイホンブレーク対応を実施できるようにした。

ｶ. 安全性評価のまとめ

内外管間へのリブ付き隔壁管の設置に伴い、内管、外管の大リークを重ね合せてもナトリウム側への水リーク率は小さく、気泡通過による反応度印加、ナトリウムー水反応生成物による炉心閉塞のいずれも対応可能な見通しである。鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧと比較して、狭い空間内で内外管の空間分離を行うため、水リーク挙動を詳細に検討していく必要はあるが、本概念は、ナトリウムー水反応事故排除のポテンシャルが高いと考えられる。

また、外管破損時の鉛ビスマスリーク挙動について、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧよりも鉛ビスマスリーク量が低減するが、今後の研究開発により、安全シナリオの成立性を明らかにする必要がある。

c. 構造健全性評価

三重管間隙部への鉛ビスマス充填などの影響を把握する必要はあるが、管板寸法が小さく、熱過渡に対する構造健全性を達成可能と考えられる。

ただし、伝熱管（直管）相互の温度差による座屈防止や、腐食性の鉛ビスマス使用に対する耐食性（純化技術）の確保に留意する必要がある。また、内外管の結合緩和に伴い、振動モード（振幅など）が相違する条件では、新たな破損要因として、内外管、リブ付き隔壁管どうしの摺動・フレッティング磨耗が発生する恐れを有する。今後、内外管の振動モード（振幅など）が相違し、かつ、摺動・フレッティング磨耗対策を考慮した三重管を開発する必要がある。

伝熱管および構造材料として、鉛ビスマス中の腐食量が小さい 12Cr 系などのフェライト鋼を採用した。高温条件でも鉛ビスマス中の酸素濃度制御により所定の耐腐食性を確保できると言われているが、伝熱管間隙部では鉛ビスマスが滞留状態にあり、水蒸気側からの透過水素の影響も受けやすいと考えられる。よって、今後の研究開発をもとに純化系仕様などを決定する計画である。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

三重管では、間隙幅の拡大、リブ付き隔壁管の設置に伴い、鉛ビスマス中での内外管の摺動・フレッティング磨耗に代表される新たな破損要因が懸念される。よって、製作性や間隙幅拡大による伝熱性能への影響も考慮して、適切な伝熱管仕様の三重管を開発する必要がある。

ｲ. 検査性

特に問題となる点は見当たらない。

ｳ. 組立・輸送・据付性

特に問題となる点は見当たらない。

ｴ. 現地製作性

特に問題となる点は見当たらない。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. ISI（伝熱管検査）

内管内側よりアクセスして、伝熱管検査を行う。定検期間短縮をねらって、高温鉛ビスマスおよび一次ナトリウム充填状態での検査（開発必要）を目指すこととする。安全シナリオと整合を図る必要はあるが、現状技術では、従来型二重管ＳＧ以上に内管内側からの隔壁および外管検査性能に期待できず、ＩＳＩによる肉厚担保に対する技術的ハードルは高い。

ｳ. リーク検出性

内管破損は比較的早期に検知可能である。一方、外管破損の早期検知は困難であり、高性能の鉛ビスマスリーク検知器を開発する必要がある。(安全上の要求としないことに期待)

一方、貫通破断以外の同時リークを想定しても、ナトリウムー水反応規模が小さく、片側リーク検知の要求時間を大幅に緩和できる可能性を有している。今後、外管破損対応と関連付けて、適切なリーク検知時間を設定する必要がある。

エ. 保守補修性

外管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、いずれの伝熱管も水蒸気管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。

⑤機器特有の開発課題

a. 新技術、新概念についての課題

ア. 構造健全性対応

熱過渡および伝熱管相互の温度差に対する構造健全性の確保、鉛ビスマス耐腐食技術(鉛ビスマス滞留状態、リブ付き隔壁管による摺動・フレッティング磨耗あり)の開発

イ. 水蒸気伝熱管破損対応

内管破損時のリーク検知性能の確認、鉛ビスマスとの接触により水蒸気爆発が発生しないことの確認、鉛ビスマス中の水リーク挙動(比較的狭い空間内での内外管の分離)の把握

ウ. ナトリウム伝熱管破損対応(鉛ビスマスリーク)

リークした鉛ビスマスが下方に堆積するなどの鉛ビスマスリーク挙動の把握、炉心安全防護などを考慮した鉛ビスマスリークに対する判断条件の明確化、鉛ビスマスリーク検知方法の開発、鉛ビスマスリーク後の復旧方法の開発

エ. 貫通破断対応

貫通破断排除のシナリオ構築とそれに関連する試験研究の実施

オ. 製作技術

三重管の開発(摺動・フレッティング磨耗対策を考慮し、かつ、内外管の振動モード(振幅など)が相違する伝熱管仕様)

カ. 伝熱管検査、保守・補修技術

内管および外管の検査、プラグ方法の開発

b. 概念の成立性を左右する重要な課題

上記 a. 項の新技術、新概念についての課題のうち、水蒸気伝熱管破損対応(比較的狭い空間内での内外管の分離)、ナトリウム伝熱管破損対応、貫通破断対応、製作技術が概念の成立を左右する重要な課題である。

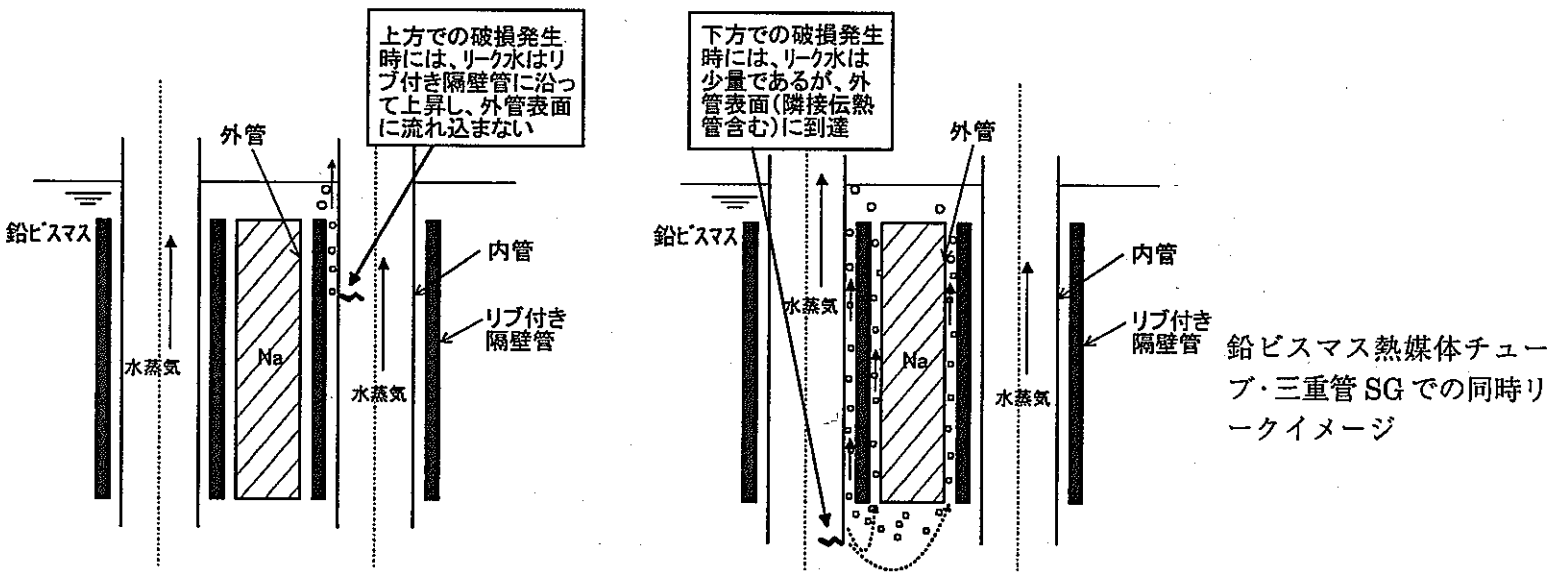
表4.1.3(3)-10　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型
2	交換熱量	1785MWt/基
3	Na 温度（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/498℃
5	Na 流量	3.27×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	2.89×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	17.2MPa
8	Na 側圧力損失	0.049MPa 以下
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	直管三重管（リブ付き隔壁管の使用）
10	伝熱管　外径/肉厚	外管：22.2mm/1.0mm 隔壁：19.0mm/1.0mm 内管：15.9mm/1.6mm
11	伝熱管　間隙幅	外管側：0.6mm 内管側：0.55mm
12	伝熱管　本数	5995 本
13	伝熱管　材質	12Cr
14	有効伝熱管長	23.3m
15	有効伝熱面積	9740m^2
16	胴径/全高	ϕ3.3m/h32.3m

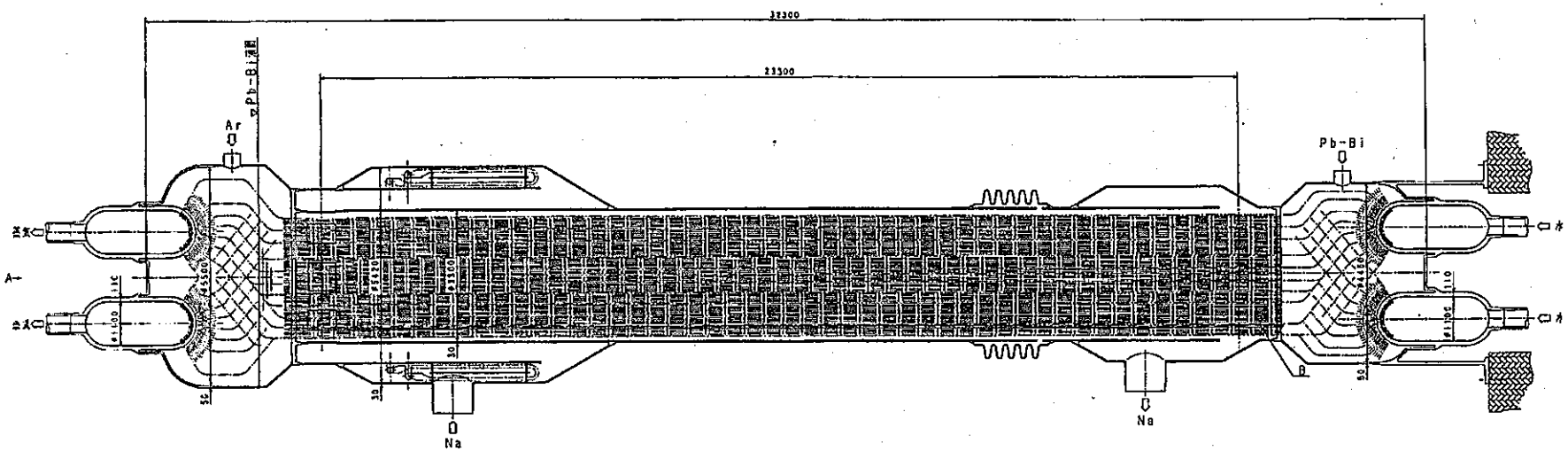
表 4.1.3(3)-11　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ　同時リーク時のナトリウム－水反応規模

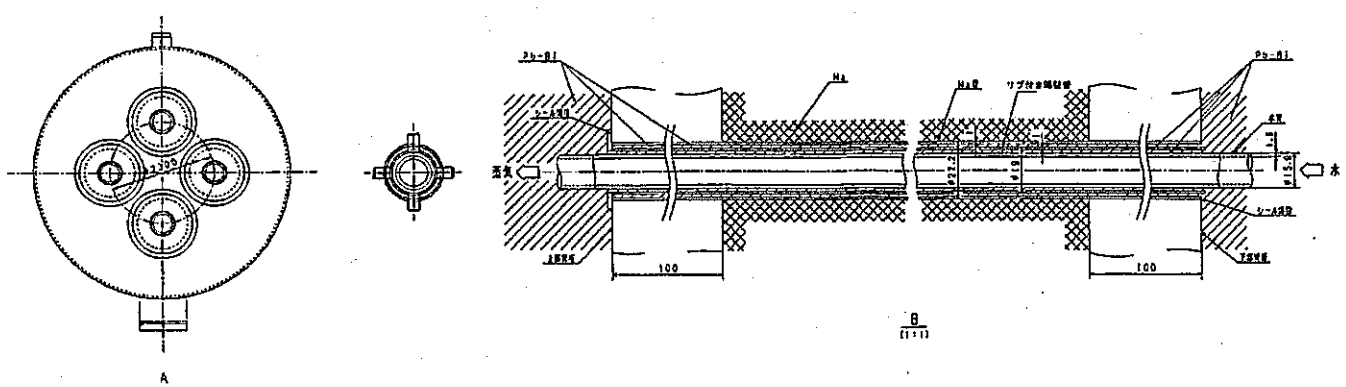
ケース	検討条件		計算結果			評価[1)2)]		備考
	水蒸気伝熱管（内管）リーク規模	Na伝熱管（外管）リーク規模	Na側への水リーク率 (kg/sec)	Na_2O生成量 (kg/sec)	水素ガス流入量(m^3/sec)	Na_2O生成による炉心閉塞[4)]	水素ガス通過による反応度印加[4)]	
1	中～大[3)] (0.01kg/sec以上)	小(0.1mm)	3.3E-05	3.4E-05	2.5E-05	○	○	外管の破損孔が鉛ビスマスと同圧の蒸気泡に包絡と想定
2	同上	小(1mm)	3.3E-03	3.4E-03	2.5E-03	○	○	同上
3	同上	大(ギロチン)	1.2E-02	1.2E-02	9.0E-03	○	○	上下プレナム間の圧力差をもとに算出した外管表面の全リーク水が流入と想定

注1)「Na_2Oによる炉心閉塞」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:Na純化等の運転・運用への影響小、△:Na中の不純物濃度がBGレベルを越えるが、炉心閉塞に至らない、×:炉心閉塞の可能性あり（詳細は図4.1.3(3)-11に記載）
注2)「水素ガス通過による反応度印加」に係る記号の意味は以下のとおり。 ○:ボイド反応度1＄以下、×:1$以上（詳細は図4.1.3(3)-11に記載）
注3)0.01kg/sec以上の水リーク率の条件で、リーク水は下部プレナムを介して外管表面に流れ込み
注4)Na_2O、水素ガスのいずれも$1.3Na+H_2O \rightarrow 0.7NaOH+0.3Na_2O+0.65H_2$の反応式に基づき計算。ただし、水素ガスは炉心頂部での体積流量に換算



鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管 SG での同時リークイメージ





項目			単位	仕様
型式			——	一体貫流蒸気3重管型
電気出力(本体/ナトリウム側)			kg/cm²	205/5
最高使用温度			℃	570/535 (ナトリウム管/本体)
運転条件	定格温度		MWt/g	1785
	ナトリウム入口温度		℃	550
	ナトリウム出口温度		℃	395
	給水入口温度		℃	240
	最大出口温度		℃	495
	蒸気出口圧力		kg/cm²a	130
	給水流量		kg/h	2.9×10⁶
	ナトリウム流量		kg/h	2.73×10⁶
構造概念	伝熱管材質		——	12Cr系鋼
	伝熱管寸法	水管	mm	φ15.9×1.6
		蒸気管	mm	φ18.0×1.0
		Na管	mm	φ22.2×1.0
	伝熱管本数		本	5995
	伝熱管ピッチ		mm	40 (3角形配列)
	伝熱面積		m²	9740 (Na管基準面積)
	伝熱管長さ		m	23.3

図 4.1.3(3)-18　　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ　構造概念図（案２－３）

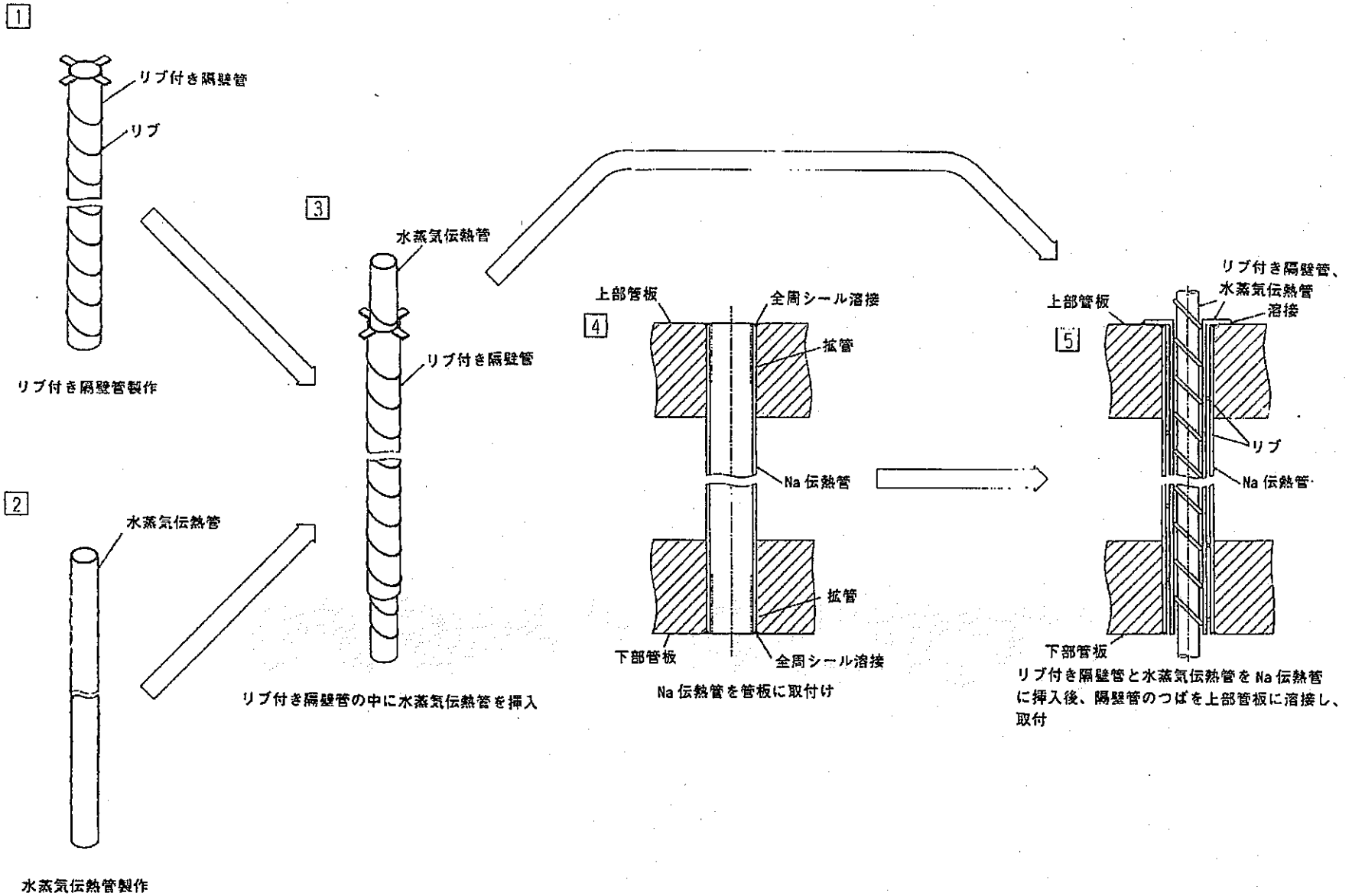


図 4.1.3(3)-19　　鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ　製作手順図

(f)固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3-1）

①基本概念

固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧは、ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管の間隙部に固体銅(中間熱媒体)を充填した概念で、伝熱管内部をそれぞれナトリウムおよび水蒸気が流動し固体銅を通して熱交換を行う。

英国のＮａＫ冷却型高速実験炉ＤＦＲでは、ＮａＫ伝熱管４本と水伝熱管１本からなる５本１組の伝熱管群を複数の薄い銅板により図4.1.3(3)-20のように組み合せて、部分的に固体熱媒体を導入したＳＧの使用経験がある。この概念はガス空間の存在によって大きく伝熱性能が低下するため、多くの伝熱面積を必要とする。ＤＦＲでは 350℃の流入温度条件であるが、72MWtの熱を交換するために 12 ループ化の必要があった。そのため本概念は、経済性の観点から英国増殖原型炉ＰＦＲを含め、ＤＦＲ以降採用されていない。

固体銅ＨＩＰ型の概念では、経済性向上のためナトリウム伝熱管と水伝熱管を全面的にＨＩＰ製法により密着接合させ、伝熱性能の向上により物量削減を図るとともに、経済性向上のためナトリウム流入温度 550℃での使用を目標としている。また、伝熱管の間に固体銅を充填することによりナトリウム側伝熱管壁、固体銅、水蒸気側伝熱管壁の３重の障壁があるため、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルが高い概念である。

本概念を成立させているＨＩＰ製法は、アルゴンガスなどのガスを圧力媒体として、98MPa以上の高い等方圧力を1000℃以上の温度条件で加圧して異種材料を拡散接合する技術である。既存の工場設備では、最大設備高さが約３ｍと大きさに制限があるが、本検討の中では、将来の製造能力向上に期待して設備の制限をはずした。

固体中間媒体は、熱伝導率の高いものが求められる。主要材料の熱伝導率は、表4.1.3(3)-12のようになるため、本検討では、高温強度に優れた酸化物強化銅 DS-Cu（中間媒体全体の 11%）と価格が低い銅を熱媒体内の発生応力によって使い分けた。

伝熱管型式概念としては、直管型、サーペンタイン型、ヘリカルコイル型があるが、ＨＩＰ製作工程では、ＨＩＰ処理前に銅を機械加工し、伝熱管を配置する孔を製作する必要があるため、製作加工が容易な直管型のＳＧを最終的に採用した。(粉末ＨＩＰとよばれる銅の粉末を使用した製法によりヘリカルコイル型の伝熱管形式を採用することができる。ただし、粉末の銅をＨＩＰ製法により固める際に縮小するといった製造上の課題が発生する。また、水蒸気伝熱管ヘリカルコイル型、ナトリウム伝熱管直管の組合せを採用しても、両者直管方式と比較し物量削減効果が見られなかったことからヘリカルコイル型は選択しなかった。)

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、２ループ型の1500MWe級プラントへの採用を考慮して1900MWtと設定した。ＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-13に示す。

全面的に伝熱管が中間媒体に密着する本概念では、熱膨張応力が定常的に構造物に荷重される。そのため、伝熱管は、DS-Cuと熱膨張係数の近いSUS316（ナトリウム伝熱管及び一部水蒸気伝熱管）とIncone1800（水蒸気伝熱管）を使用した。水蒸気環境で使用されるＳＧ伝熱管材料としては、フェライト系鋼が耐ＳＣＣ、高温強度の点から採用されることが多く、特に物量削減の観点から耐圧高強度特性をもつ12Cr系鋼が有望である。本ＳＧに関しては、表4.1.3(3)-14に示すように中間媒体であるDS-Cuとの熱膨張率差が大きいため採用しなかった。従ってＳＣＣに対しては脆弱な構造になっている。

構造概念図を図4.1.3(3)-21に示す。1.975m×3.495m×37.8mHの大きさであり、中間媒体が伝熱管群支持機能および胴機能を兼用している（37.8mはヘッダ上部までの高さ、熱交換部分の高さは31.25m)。ナトリウム伝熱管はφ37.8mm/t2.2mm×2270本であり、水蒸気伝熱管はφ16.4mm/t2.2mm×4539本である。ナトリウムの高伝熱特性と水の高熱輸送特性を活かすため、2本の細径水蒸気伝熱管と１本の太径ナトリウム伝熱管を組合せた構造とするとともに上記外径とした。また、応力低減、物量削減および漏えい検知の観点からφ8.5mmの検知孔(tell-tale hole)を中間媒体中に配置した。中間媒体内の応力を3Sm以下にできるように水蒸気伝熱管ー水蒸気伝熱管の間隔として3mm、ナトリウム伝熱管ーナトリウム伝熱管の間隔として4mmを確保した。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件、ナトリウム圧力損失などの設計条件に対応可能である。本ＳＧ設計条件は交換熱量1900MWt/基、ナトリウム側圧力損失0.196MPaと1500MWe級ナトリウム冷却プラントで想定している1785 MWt/基、0.049MPaと若干異なる。そのため物量はN乗則を用い1785 MWt相当に変換した。類似直管型ＳＧ構造においては、ナトリウム側圧力損失0.196MPa及び0.0147 MPaの２種類の設計例がある。0.0147 MPaの設計例は、0.196MPaの設計例に対し37%の物量増加となっている。そのため本概念においてもナトリウム側圧力損失を0.196MPaとすることで約30%程度物量が増加する恐れがあるが、0.049MPaの条件において設計を行っていないため、本報告書の中では0.196MPa条件の構造データや物量等を記載している。

また、本概念は中間媒体が固体となるため、中間媒体の充填･ドレン系、純化系を設置する必要はない。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a. 経済性評価

本ＳＧ(1900MWt)は、構材重量349トン、中間媒体（Cu89%、DS-Cu11%）重量414トンである。本概念はＨＩＰ接合の導入に伴い、単なる物量では相対的な比較が困難であるため、他概念での主要構造材料12Cr系鋼の材料費および加工費を１とする等価物量に換算した。加工費とは、機械加工、溶接施工を含むものであり、ＨＩＰ工程以外のコストに相当する。本概念の等価物量は構造材の12Cr相当等価物量913トン、中間媒体の12Cr相当等価物量1615トン、合計2528トンである。（12Cr系鋼を構造材に鉛ビスマスを中間媒体に用いた概念の等価物量は300～600トン）

また、二次系を有する概念を基準とするコスト指数（NSSS相当）は118（1785MWt に換算したコスト指数）と大きく、本ＳＧ導入による経済性向上は困難な見通しである。

b. 安全評価

ｱ. 安全設計の特徴

固体熱媒体を中間媒体として選定することにより、同時リークの発生頻度およびナトリウムー水反応の規模の縮小を安全設計の基本としている。

ｲ. 片側リークによる従属破損の排除

固体中間媒体の銅を設置することにより、ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を分離する。一方、伝熱性能向上のため、ナトリウム伝熱管、中間媒体、水蒸気伝熱管はＨＩＰにより一体接合している。熱膨張率の異なる材料が一体化しているため定常時も熱膨張差に起因する荷重下にある。中間媒体中は、伝熱管と比較し低荷重条件であり、かつ、圧縮場となる部位が必ず伝熱管間に存在する。よって、き裂の進展速度は遅く、停止する可能性が高い。万一、中間媒体中を進展しＨＩＰ境界面にき裂が到達しても接合面に沿って進展すると考えられるため、残りの伝熱管に伝播する恐れは小さい。

また、銅とナトリウム、水蒸気との間に特に激しい腐食の報告はない。腐食およびき裂進展速度が遅いため、リーク検知性能に期待できなくても定期的な伝熱管検査で従属破損は防止できると考えられる。

伝熱管束部と管板までの連結部には中間媒体が存在しない。ナトリウム伝熱管と比較し高圧条件となる水蒸気伝熱管は、他の二次系簡素化概念より細径となるφ16.4mmの仕様であり、ナトリウム伝熱管材料は最小破断延性が12Cr系鋼の約2倍となるSUS316を使用している。そのため、水蒸気伝熱管破断想定時の発生スラスト力は、φ30mmの伝熱管の1/6、最小破断延性は約2倍となる。これらによりナトリウム管の従属破損は防止できていると判断した。

ｳ.同時リーク発生頻度の低減

同時リーク時に固体銅の設置によりナトリウム―水反応は発生しない、または、銅中の反応で規模が小さいことから、安全上、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減は要求されない。

ｴ.同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リークを想定しても固体銅が存在するため、その段階でナトリウム―水反応は発生しない。また、万一、銅中を浸食してナトリウム―水反応が発生してもその規模は極めて小さいと想定される。ただし、連結部は中間媒体が存在しないため本部位は密封空間とし不活性ガス状態とし、ナトリウム-水反応の発生を抑制する。

ｵ.ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

固体中間媒体であり、有意な化合生成物を発生しないため、問題とならない見通しである。

ｶ.安全性評価のまとめ

ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管、固体銅の三重の障壁から構成されるため、同時リーク時にもナトリウム－水反応が発生しない、または、反応規模は小さいと推測され、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減を要求されない。

また、固体銅中は圧縮応力場であるため、き裂進展速度は低く、万一、伝熱管表面に到達しても接合面に沿って進展すると考えられ、残りの伝熱管に伝播する恐れは小さい。ＨＩＰ接合に伴う構造分離の考え方や、安全シナリオに不明確な部分があり、解決すべき技術課題は多いが、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルは高いと考えられる。

c.構造健全性評価

ｱ.構造設計の特徴

本概念は、ＨＩＰにより中間媒体と伝熱管が密着接合されている。ＨＩＰによる接合強度は、母材と同程度と言われているが、接合により熱膨張応力を常時受ける構造となっている。

構造設計では、定常運転時の応力をシェイクダウン領域(3Sm)に収める、すなわち、起動停止時にひずみが蓄積しない領域に維持することを目標とした。

ｲ.機器の構造健全性

ナトリウム伝熱管SUS316、水蒸気伝熱管Incone1800のケースでは、運転温度約470℃で、中間媒体に発生する応力強さが約170MPaとなり許容応力（3Sm）を超える。よって、550℃の運転温度で使用するため、水蒸気伝熱管の過熱蒸気部分を固体銅と熱膨張率の近いSUS316に変

更した。

水蒸気伝熱管の一部にSUS316を導入した場合、異材継手部は、定常運転時ナトリウム伝熱管内面約515℃、水蒸気伝熱管外面約435℃の温度条件となる。この時、異材継手の上下部分を別々に応力解析を行うと、異材下面(Incone1800)で約420MPa、異材上面(SUS316)で約300MPaの発生応力強さとなる。実際は、軸方向に応力は連続的になり中間の値をとるが、異材継手中もっとも柔らかいSUS316の該当温度の3Smは約305MPaであり、保守的に継手中発生する最大応力を使用した場合も、現実的に中間の360MPaを使用した場合も3Sm以内に収めることができない。そのため、本概念は応力低減のための更なる設計検討が必要である。高応力発生部は、ナトリウム伝熱管間、水蒸気伝熱管間であるため、矩形伝熱管の採用等により高応力状態の保持部を高強度となる伝熱管のみとし、固体銅をナトリウム伝熱管—水蒸気伝熱管部分のみに設置することで、応力低減とDS-Cu使用量の削減を達成できる可能性がある。

また、ＨＩＰにより中間媒体であるCuが伝熱管中に拡散するが、伝熱管の材料強度を有意に低下するほどではない。そのため強度計算では、通常の材料基準値を使用している。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

現存する工場設備では、高さ約3mまでしか製作できない。また、加圧設備となるため、通常の機械加工設備と比較して、設備容量の増加が難しい。

ｲ. 検査性

中間媒体は、伝熱管と密着接合となるため、単独での耐圧、漏えい検査は困難である。単管と中間媒体を組み合わせた状態での機能確保とする。すなわち、検査は伝熱管のみに要求し、中間媒体の検査は行わない。伝熱管は、通常のＩＳＩ装置により定期的に検査を行う。

ｳ. 組立･輸送･据付性

特に問題となる点は見当たらない。

ｴ. 現地製作性

特に問題となる点は見当たらない。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

水蒸気伝熱管にSUS316を部分的に導入するため、ＳＣＣ対策として起動･停止時に水中の溶存酸素等の制御が必要となる。

ｲ.ISI（伝熱管検査）

二重管板をもたない直管型であるため、いずれの伝熱管も管板部よりアクセス可能である。ただし、中間媒体の検査を要求する場合は、安全シナリオを含めて、固体銅の検査方法などを検討する必要がある。

ｳ.リーク検出性

漏えい検出は、中間媒体中に設置した漏えい検知孔を使用する。検出孔に漏えいしない場合は検出不能であるが、同時リークを想定しても、固体銅障壁によりナトリウム—水反応は直接的に発生しないため、片側リーク検知の要求時間を大幅に緩和できる可能性を有している。今後、固体銅中のき裂進展状況を検討し、適切なリーク検知時間とＩＳＩ計画を検討する必要がある。

ｴ.保守･補修性

ナトリウム伝熱管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、いずれの伝熱管も管板部よりアクセスして、プラグすることを想定している。また、ナトリウム、水リーク時に広範囲の固体銅が再使用不可となる恐れがあるが、モジュール化により交換範囲を限定することが可能である。

⑤機器特有の開発課題

a.新技術、新概念についての課題

ｱ.製造設備の開発

現状高さ約3mのＨＩＰ製造施設から、30m台への拡張

ｲ.更なる定常応力低減化方策の検討

矩形伝熱管などの採用による固体銅、水蒸気伝熱管の発生応力低減方策の検討

ｳ.材料および加工コストの低減化

Ds-Cuの物量低減および製作工程の簡素化(応力低減化によるDs-Cu未使用概念の検討も視野に入れる)

ｴ.中間媒体におけるき裂進展速度の確認

固体銅中間媒体に関する腐食速度を含むき裂進展速度の確認

ｵ.SUS316の水蒸気環境（起動停止時）におけるSCC対策

b.概念の成立性を左右する重要な課題

上記a.項の新技術、新概念についての課題のうち、製造設備の開発、更なる定常応力低減化方策の検討、材料コストおよび加工コストの低減化は、概念の成立性を左右する重要な課題である。

表 4.1.3(3)-12　主要構造材料の熱伝導率　[W/m･℃]

温度　℃	温度 F	SUS316	Inconel 800	Cu	DS-Cu
20	68			394	364
21	70	13.33	11.60		
288	550	17.83	16.62		
300	572			386	318
538	1000	21.46	20.08	341	285(527℃)

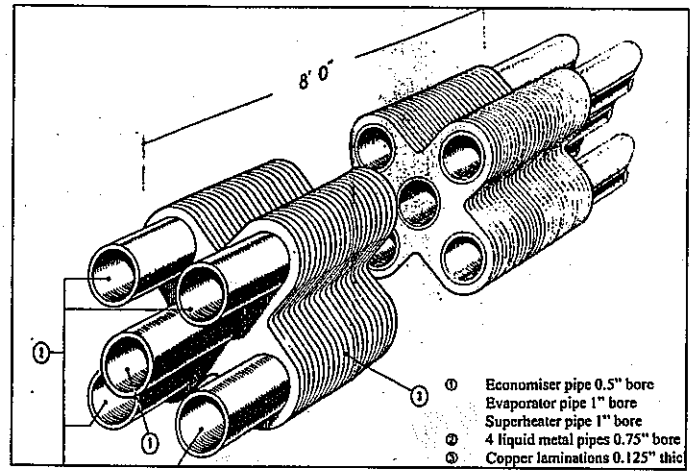
Cu10%Ni:20℃,50W/m･℃、Al:300℃,230W/m･℃
グラファイト（25℃）84～209 W/m･℃
Cu の高温強度　（Sm:400℃、33.3MPa、Sm:527℃、17.5MPa）
DS-Cu の高温強度（Sm:400℃、64MPa、Sm:500℃、47MPa）

表 4.1.3(3)-13　固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・固体銅熱媒体ＨＩＰ型
2	交換熱量	1900MWt/基
3	Na（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/498℃
5	Na 流量	1.74×10^{7}kg/h/基
6	水蒸気流量	約 3×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	17.2MPa
8	Na 側圧力損失	0.20MPa
ＳＧ基本仕様		
9	Na 伝熱管　外径/肉厚	37.8mm/2.2mm
10	Na 伝熱管　本数	2270 本
11	Na 伝熱管　材質	SUS316
12	有効伝熱管長	31.3m
13	有効伝熱面積	8433m^2
14	水蒸気伝熱管　外径/肉厚	16.4mm/2.2mm
15	水蒸気伝熱管　本数	4539 本
16	水蒸気伝熱管　材質	Inconel 800/SUS316
17	有効伝熱管長	31.3m
18	有効伝熱面積	7300m^2
19	胴径/全高	1.975m×3.495m/h7.8m

表 4.1.3(3)-14　主要構造材料の熱膨張係数　$\times 10^{-6}$[mm/mm/℃]

温度℃	2.25Cr-1 Mo	9Cr-1Mo VNb	12Cr 系	SUS316	Cu	DS-Cu	Inconel 800
400	13.61	11.89		19.57	18.3	19.1	
500	13.97	12.20	11.2	20.28	19.1	19.4	
550	13.33	11.60	11.35	20.60	19.32 (527℃)		16.96



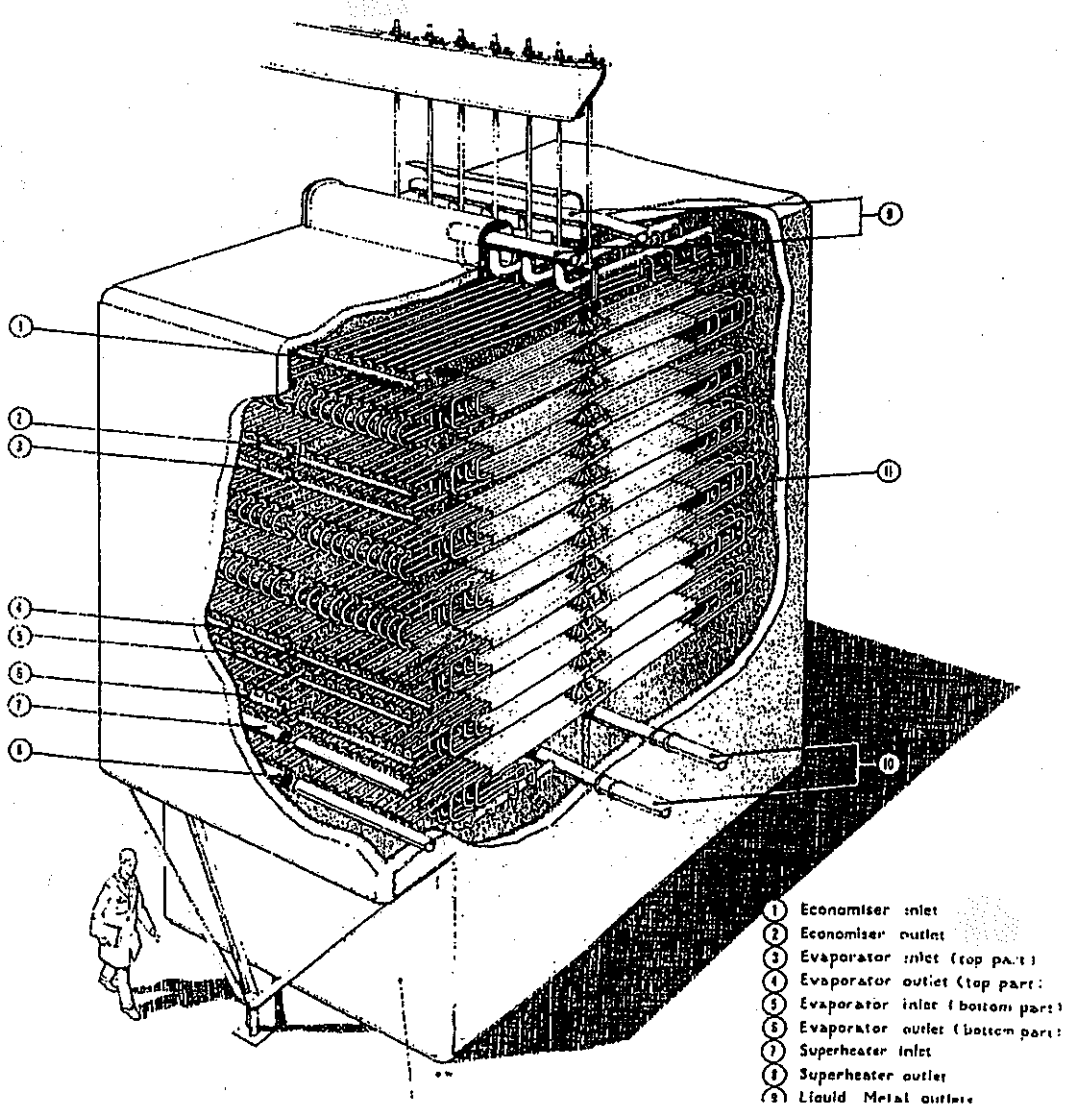


図　4.1.3(3)-20　中間媒体に部分的に固体を導入した類似概念（DFR）

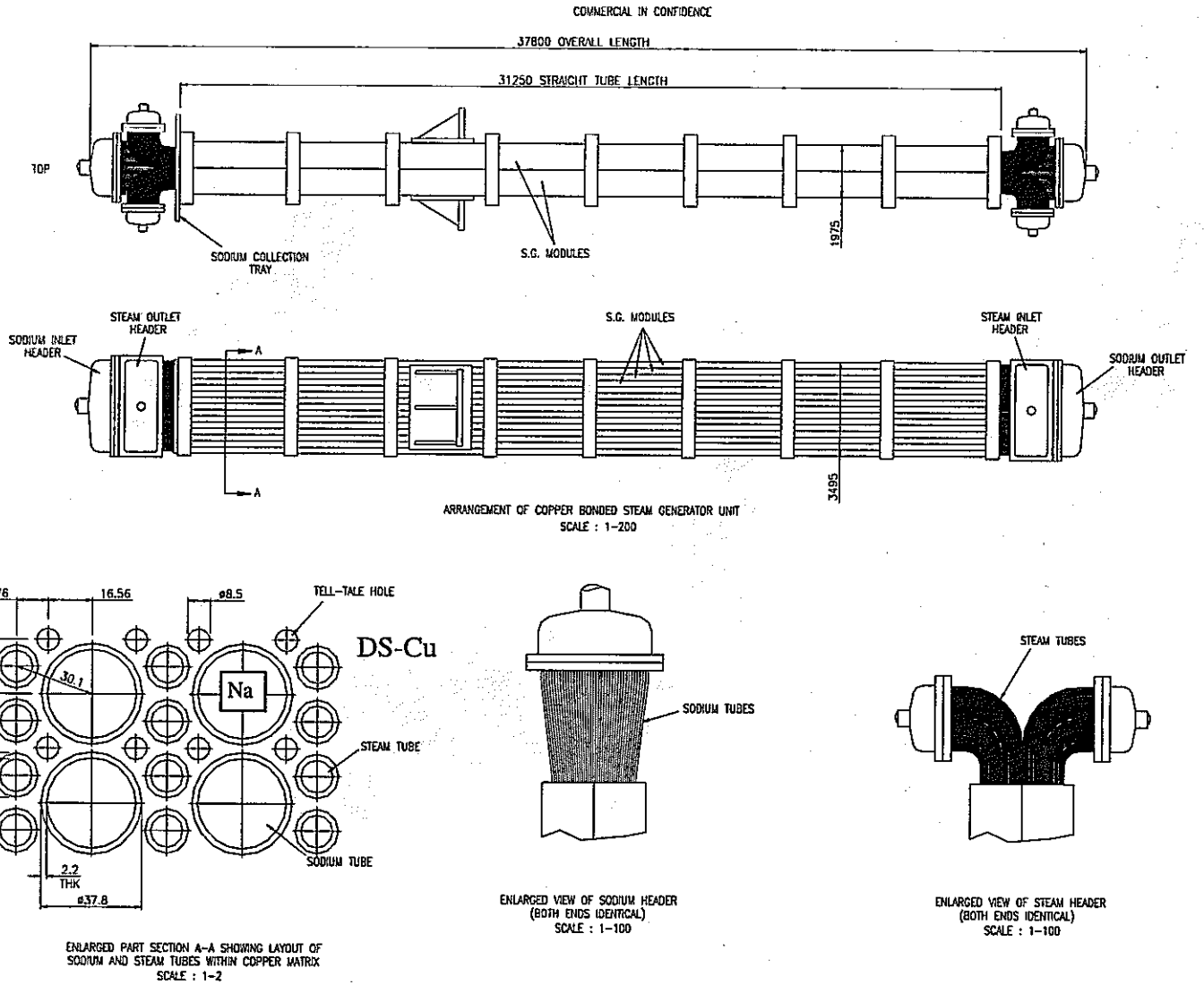


図　4.1.3(3)-21　　固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ　構造概念図（案3−1）

(g) 固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案 3-2）

①基本概念

固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧは、アルミニウム鋳造により直管のナトリウム伝熱管およびヘリカルコイルの水蒸気伝熱管を接合した概念で、各伝熱管は交互に近接設置した。一次ナトリウムおよび水蒸気は各伝熱管内を流動する。このうち、ナトリウム伝熱管は二重構造（間隙部にもナトリウム充填）として、格納バウンダリを形成するとともに、ナトリウム伝熱管破損時に放射性ナトリウムが漏えいしないようにした。

固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧと同様に、温度条件および材料の相違する伝熱管と固体アルミニウムを接合するが、アルミニウムの特性（400℃以上で 5MPa 以下と降伏点が低い）を利用して、固体アルミニウム側で熱膨張差の大部分を吸収する構造とした。

また、ナトリウム側から水蒸気側への熱輸送は固体アルミニウム熱伝導により行うが、鋳造工程で伝熱管表面に生成するアルミニウム拡散層（Fe_2Al_5、$FeAl_2$、$FeAl_3$ などの硬くて脆い性質を有する合金化合層）を有効利用して、伝熱管－固体アルミニウム間の熱抵抗を低減した。

②基本仕様

ＳＧ単基の交換熱量は、機器一体輸送時の重量制限（1000 トン以下）を考慮して、900MWt と設定した。交換熱量を含めてＳＧの基本仕様を表 4.1.3(3)-15 に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の 12Cr 系鋼を採用した。

構造概念図を図 4.1.3(3)-22 に示す。

ナトリウム伝熱管（直管二重管）は外管φ33.6mm/t1.1mm、内管φ25.4mm/t1.1mm×6180 本、水蒸気伝熱管（ヘリカルコイル）はφ31.8mm/t2.5mm×430 本である。ＳＧ内側よりナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管を交互に配置し、固体アルミニウム（鋼製の容器内に設置）を含めてφ5.8m×h17.5m の形状寸法とした。

ナトリウム側は共通の平管板（二重管板）、水蒸気側は分割管板を採用した。ナトリウム伝熱管は管束部－管板間を直線状に接続するが、水蒸気伝熱管はナトリウム伝熱管の間隙を通して引き廻した後、所定の管板と接続した。

伝熱管リークについて、ナトリウム側は二重管間隙部と接続した共通膨張タンクのナトリウム液位計、水蒸気側は高温真空抽出法による水素濃度計測（開発必要）により対応する。

③設計要求に対する適合性

上記の設計では、機器一体輸送を考慮して、交換熱量を低減したが、ＳＧ構造上、モジュール化により（ＳＧ構造上、コスト増加要因小）1785MWt に

も対応できる。これ以外の設計条件とは整合している。

また、ＳＧ構造上、崩壊熱除去系の伝熱コイルや一次主循環ポンプとの合体は困難である。

④評価結果

本概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a.経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量480トン、固体アルミニウム重量400トンである。(1785MWt換算で合計1785トン)

固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧと比較して、低熱伝導率のアルミニウムの使用により伝熱面積が増加するため、二次系を有する概念を基準とするコスト指数は133（1785MWtに換算したコスト指数）と大きい。よって、本ＳＧ導入による経済性向上は困難な見通しである。

b.安全評価

ｱ.安全設計の特徴

ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管、固体アルミニウムの三重の障壁から構成されるため、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルは高いと考えられる。ただし、伝熱管と固体アルミニウムの接合に起因する従属破損対応や、早期リーク検知対応が困難などの技術課題を有する。以下では、固体アルミニウム熱媒体の使用に関連する課題を中心に記載する。

ｲ.片側リークによる従属破損の排除

伝熱管と固体アルミニウムは接合しているが、降伏点の低い固体アルミニウムの変形により機械的荷重を吸収し、破損伝播を防止する。ただし、固体アルミニウム中のき裂進展防止について、固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧと異なり、圧縮応力場を有効利用することを考慮しておらず、具体的な対応は不明である。

また、リークしたナトリウム、水蒸気とアルミニウムの共存性について、アルミニウムの高温水腐食が懸念される。高温水腐食は、一定の潜伏期間後、急速に進展すると言われているが、腐食量は0.35mm/年程度（[13]に基づく計算値）と推測される。今後の研究開発が必要であるが、ナトリウム伝熱管表面に到達するまでにリーク検知、または、定期的な伝熱管検査を実施できれば対応可能な範囲と考えられる。

ｳ.同時リーク発生頻度の低減

同時リーク時に固体アルミニウムの設置によりナトリウム－水反応は発生しない、または、アルミニウム中の反応で規模が小さいことか

ら、安全上、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減は要求されない。

エ.同時リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

同時リークを想定しても固体アルミニウムが存在するため、その段階でナトリウム－水反応は発生しない。また、万一、アルミニウム中を侵食してナトリウム－水反応が発生してもその規模は極めて小さいと想定される。

オ.ナトリウム伝熱管破損時の炉心安全確保

二重構造のナトリウム伝熱管の採用に伴い、冷却材及び格納バウンダリを兼用する内管が破損しても、圧力バランス上、間隙部の二次ナトリウムが一次ナトリウム側に流れ込む程度であり、炉心安全防護上、問題ない。

カ.安全性評価のまとめ

ナトリウム伝熱管、水蒸気伝熱管、固体アルミニウムの三重の障壁から構成されるため、同時リーク時にもナトリウム－水反応が発生しない、または、反応規模は小さいと推測され、片側リークの早期検知による同時リーク発生頻度の低減を要求されない。

また、降伏点の低い固体アルミニウムの変形により機械的荷重を吸収して、伝熱管への破損伝播を防止できるポテンシャルを有する。ただし、固体アルミニウム中のき裂進展防止の考え方が不明確であり、今後、伝熱管検査、リーク検知方法の開発を視野に入れた安全シナリオの構築が必要である。

c.構造健全性評価

温度条件および材料の相違する伝熱管と固体アルミニウムを接合するが、低降伏点の固体アルミニウム側で熱膨張差の大部分を吸収するため、熱膨張差に対する構造健全性の確保は可能と考えられる。

アルミニウム腐食について、一般に液体アルミニウムは高腐食性の金属であり、タングステンなどを除く大部分の金属を腐食・脆化させる。接触時間の短いメッキ工程と異なり、本概念ではアルミニウム鋳造による製作を想定しているため、比較的長時間、液体アルミニウムと鋼材が接触すると考えられる。事故時のナトリウム温度上昇による影響も含めて、今後の検討が必要である。

また、鋳造時に伝熱管表面にアルミニウム拡散層が生成する。図4.1.3(3)-23 に示すように ([14])、500℃の温度条件では、アルミニウム拡散層厚さが増加し、はく離や強度低下が発生すると言われており、これの対策を考慮しなければならない。

d. 製作建設性

ｱ. 製作性

多数の伝熱管から構成される複雑・大型構造物の鋳造方法を開発しなければならない。

また、熱膨張差に起因する伝熱管と固体アルミニウム間の隙間発生防止について、鋳造工程で伝熱管表面に生成するアルミニウム拡散層による接合強度に期待している。接合強度はアルミニウム拡散層の厚さにより変化し、数μ～数10μmの厚さで所定の強度を確保できる可能性を有する。アルミニウム拡散層と接合強度の関係を図4.1.3(3)-24に示す。([15]) 原理的には鋳造時の温度、時間を制御して所定厚さのアルミニウム拡散層を生成することは可能であるが、複雑･大型構造物に適用するには多くの技術課題を解決する必要がある。

ｲ. 検査性

大型アルミニウム鋳造物の健全性、伝熱管表面に生成するアルミニウム拡散層の接合強度の確認方法などを明らかにする必要がある。

ｳ. 組立・輸送・据付性

重量が1000トン以下で、機器一体輸送が可能な範囲である。

ｴ. 現地製作性

特に問題となる点は見当たらない。

e. 運転・保守補修性

ｱ. 運転性

特に問題となる点は見当たらない。

ｲ. ISI (伝熱管検査等)

ナトリウム伝熱管の検査方法などの技術課題を有するが、いずれの伝熱管も管板部よりアクセス可能である。ただし、安全シナリオを含めて、アルミニウム鋳造物の検査方法などを検討する必要がある。

ｳ. リーク検出性

現状、ナトリウム伝熱管（外管）および水蒸気伝熱管の破損検知は困難であり、何らかの破損検知方法を開発する必要がある。ただし、同時リークを想定しても、固体アルミニウム障壁によりナトリウム－水反応は直接的に発生しないため、片側リーク検知の要求時間を大幅に緩和できる可能性を有している。今後、固体アルミニウム中のき裂進展状況や高温水によるアルミニウム腐食と関連付けて、適切なリーク検知時間を設定する必要がある。

ｴ. 保守補修性

ナトリウム伝熱管の保守・補修方法開発などの課題を有するが、いずれの伝熱管も管板部よりアクセスして、プラグすることを想定して

いる。また、ナトリウムおよび水リーク時に、広範囲にわたりアルミニウム鋳造物が再使用不可となる恐れがあるが、モジュール化により交換範囲を限定することが可能である。

⑤機器特有の開発課題

a.新技術、新概念についての課題

ｱ.構造健全性対応

伝熱管と固体アルミニウム接合体の構造健全性の確保、アルミニウム拡散層における接合強度維持方法の検討、事故時などの高温アルミニウムによる腐食・脆化対策

ｲ.水蒸気伝熱管破損対応

アルミニウム中における水リーク検知方法の開発、高温水によるアルミニウム腐食挙動の把握

ｳ.ナトリウム伝熱管破損対応

アルミニウム中におけるナトリウムリーク検知方法の開発、ナトリウムによるアルミニウム腐食挙動の把握

ｴ.同時リーク対応

アルミニウム中でのナトリウムー水反応挙動の把握

ｵ.製作技術

大型アルミニウム鋳造物の製作性、アルミニウム拡散層厚さの制御性

ｶ.伝熱管検査、保守・補修技術

ナトリウム伝熱管の検査およびプラグ方法の開発、鋳造アルミニウムの検査方法の開発

b.概念の成立性を左右する重要な課題

上記 a.項の新技術、新概念についての課題のうち、構造健全性対応、水蒸気伝熱管破損対応、製作技術が概念の成立を左右する重要な課題である。

表 4.1.3(3)-15　固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一体貫流・固体アルミニウム熱媒体鋳造型
2	交換熱量	900MWt/基
3	Na 温度（入口/出口）	550℃/395℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	240℃/487℃
5	Na 流量	1.65×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	1.46×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	15.6MPa
8	Na 側圧力損失	0.049MPa 以下
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	Na 管-直管二重管 水蒸気管-ヘリカルコイル
10	Na 伝熱管　外径/肉厚	外管：33.6mm/1.1mm 内管：25.4mm/1.1mm
11	Na 伝熱管　本数	6180 本
12	Na 伝熱管　材質	12Cr
13	有効伝熱管長	7.4m
14	有効伝熱面積	3630m^2
15	水蒸気伝熱管　外径/肉厚	31.8mm/2.5mm
16	水蒸気伝熱管　本数	430 本
17	水蒸気伝熱管　材質	12Cr
18	有効伝熱管長	106m
19	有効伝熱面積	4540m^2
20	胴径/全高	ϕ5.8m/h17.5m

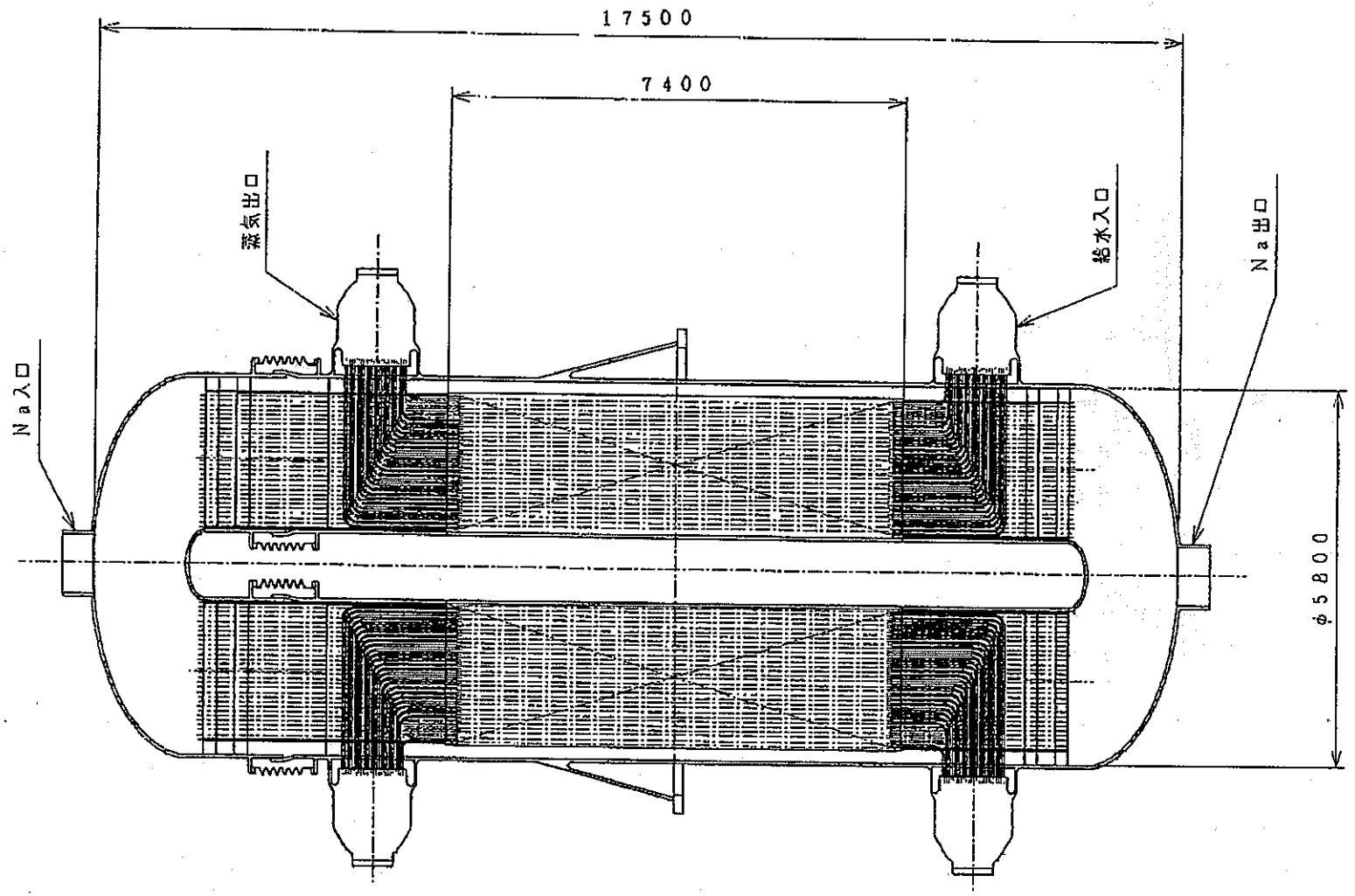


図 4.1.3(3)-22　　固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ　構造概念図

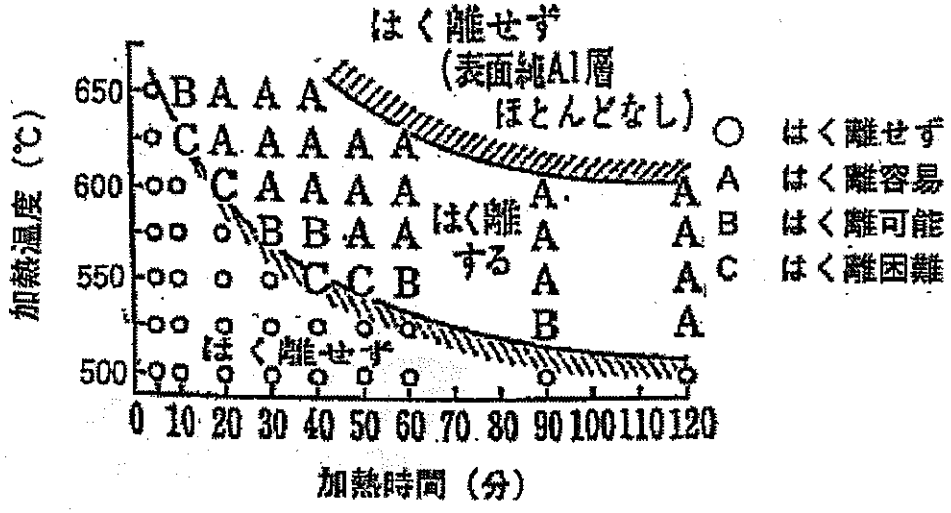
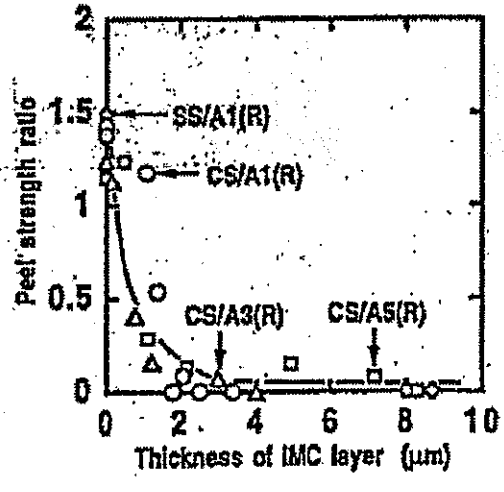
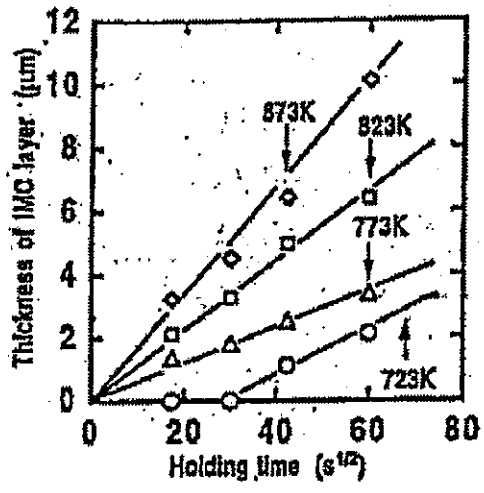


図 4.1.3(3)-23　アルミニウムメッキ層のはく離条件（[14]）

注）
SS：SUS304、CS：炭素鋼
Al：純ｱﾙﾐﾆｳﾑ、A3：Al-Mn 系
A5：Al-Mg 系
かっこ内の R は圧延接合を意味



拡散層厚さと接合強度の関係



圧延接合条件での拡散層厚さの成長速度と接合強度の関係

図 4.1.3(3)-24　アルミニウム拡散層の特性（[15]）

(h)一次系高圧化ＳＧ（案4）

①基本概念

一次ナトリウム高圧条件での単管・ヘリカルコイル型ＳＧ概念で、ＳＧ本体は従来型ＳＧと同一の構造である。一次ナトリウムの高圧化に伴い、水リーク検出系構成などが相違する。

本ＳＧを採用したプラント概念の特徴は以下のとおりである。

・一次ナトリウムの高圧化（5.9MPa）に伴い、ナトリウム温度、蒸気条件などの系統仕様を変更する。特に、低蒸気圧力条件では、従来ＦＢＲと同程度のタービン効率を確保することが困難である。よって、タービン設備仕様などを勘案して、1500MWe級の電気出力を達成した。

・系統数は、ＳＧコンパクト化および崩壊熱除去系構成の容易性の観点より、3ループ構成とした。

・ナトリウム配管の側部流出入方式を採用することにより、肉厚の大きい原子炉容器径を縮小し、物量増加を抑制した。

・従来の回転プラグ・ルーフデッキに代えて、炉容器上部を鏡板構造として、ＵＩＳ引抜きによる燃料交換方式を採用した。

他概念との比較の観点より、主にＳＧ本体に着目した。ただし、本概念では、一次ナトリウム高圧化に伴うプラント仕様の変更、ＳＧ以外の部分の構造健全性評価に留意する必要があるため、②項「基本仕様」の一部、③項「設計要求に対する適合性」では、プラント概念の検討および評価結果も記載した。

②基本仕様

上記のとおり、タービン設備仕様の制約を考慮して、ＳＧ単基の交換熱量は、1317MWt（3ループ構成）と設定した。蒸気条件の変更に伴い、ナトリウム温度も500℃/350℃低温化した。ＳＧの基本仕様を表4.1.3(3)-16に示す。

伝熱管は、高強度及び高熱伝導率の12Cr系鋼を採用した。

ＳＧ構造概念図を図4.1.3(3)-25に示す。

φ48.6mm×404本の単管・ヘリカルコイル形状伝熱管を軸/径方向配列ピッチ68mm/68mmでφ3.93m×h19.1mのナトリウム容器（本体胴）内に挿入した。本体胴の上下端に共通の球形管板を設置し、水蒸気は管内を上昇、ナトリウムは胴側を下降する構造とした。また、本体胴と伝熱管は伝熱管自体のヘリカルコイル形状により熱膨張差を吸収した。

伝熱管リークについて、放射線検出計（水蒸気配管に設置）、音響計により対応する。

③設計要求に対する適合性

交換熱量、プラント温度条件などの設計条件を変更する必要があるが、3

ループ構成とすることにより1500MWeの電気出力に対応可能である。

プラント基本仕様を表 4.1.3(3)-17、プラント全体の系統図を図4.1.3(3)-26に示す。

また、一次ナトリウム高圧化に伴い、原子炉構造の構造健全性、炉上部のシール性などが懸念される。ＳＧを除く評価結果は、以下のとおりである。

a.原子炉容器

高強度の12Cr系鋼の採用、一次ナトリウムの低温化に加え、炉壁冷却を採用して低温域で原子炉容器を使用することにより、80mmと肉厚の大きい原子炉容器の構造健全性を確保した。下部鏡は、耐圧性の良好な半球構造とした。

b.炉上部構造

下部鏡と同様に、耐圧性の良好な半球構造を使用して、内部に積層板の断熱構造を設置した。また、燃料交換方式は、回転プラグに代えて、ＵＩＳ引抜き方式を採用した。ナトリウム高圧化に伴い、シール構造への影響が懸念されるが、中間部を高圧化した二重Ｏリング構造の採用、ＣＲＤＭベローズの内圧調整、一次主循環ポンプ軸封部へのドライシールの適用により対応可能である。

c.タービン設備

低蒸気圧力条件（400℃、4.9MPa）であるが、スーパゴミ発電と同程度の蒸気条件であり、38%のタービン効率を達成可能な見通しである。また、ＳＧ伝熱管破損時には、放射性ナトリウム－水反応生成物がタービン側に移行するが、低蒸気圧力化に伴い、大部分はＳＧ近傍の配管に堆積、または、ブロータンクに収納されると推定されるため、タービン腐食に係る大きな課題はないと考えられる。

④評価結果

本ＳＧ概念の経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転･保守補修性に関する評価結果を以下にまとめる。

a.経済性評価

本ＳＧは、鋼材重量340トンである。(1785MWt換算で420トン)

交換熱量は小さいが、中間媒体の不採用などによってコンパクトなＳＧ形状を実現できるため、二次系を有する概念を基準とするコスト指数は93（プラント全体のコスト比率）と、二次系を有する概念よりも経済性向上が可能である。

b.安全評価

ア.安全設計の特徴

伝熱管破損時にはナトリウム－水反応が発生するが、ナトリウム高

圧化に伴い、主に伝熱管内で発生すると想定される。よって、ウェステージによる隣接伝熱管への破損伝播が発生せず、ＤＢＥで伝熱管１本のギロチン破断に限定できるなどナトリウム－水反応の影響を大幅に緩和できる可能性を有している。よって、以下では、ナトリウム－水反応事故時の挙動を中心に記載する。

ｲ.小リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

ナトリウムが伝熱管内に流れ込むため、隣接伝熱管のウェステージは想定不要である。リーク孔反対側での伝熱管内面ウェステージが懸念されるが、放射線検出器による早期検知と水ブローの組み合せにより、リーク規模の拡大を防止可能な見通しである。

ｳ.大リーク時のナトリウム-水反応規模の緩和

伝熱管のギロチン破断時には、伝熱管破断部および給水ヘッダの間で間欠的な水の流出挙動が継続すると考えられる。ナトリウム－水反応生成物のうち、一次ナトリウム系への移行量は約40kgであり、その一部は炉心に到達するが、間欠的な流入となるため、1$以上のボイド反応度印加や炉心閉塞は発生しないと考えられる。

ｴ.安全評価のまとめ

ナトリウム－水反応は主に伝熱管内で発生し、反応規模を緩和できるため、ＤＢＥでのギロチン破断を１本に限定できるとともに、大リークを想定しても炉心安全防護上の技術課題は少ない。

c.構造健全性評価

ＳＧ概念について、特に問題となる点は見当たらない。

d.製作建設性

ＳＧ概念について、特に問題となる点は見当たらない。

e.運転保守性

ｱ.運転性

ＳＧ概念について、特に問題となる点は見当たらない。

ｲ.ISI（伝熱管検査）

従来型ＳＧと同様に内管内側よりアクセスして、伝熱管検査を行う。特に問題となる点は見当たらない。

ｳ.リーク検出性

小リークは水蒸気配管に設置した放射線検出系、中～大リークは音響計により行う。ナトリウム高圧化に伴うナトリウム－水反応挙動を把握して、適切なリーク検出性能を設定する必要があるが、隣接伝熱管へのウェステージを回避可能な見通しであることや、一次ナトリウ

ム中へのナトリウム－水反応生成物移行量が小さいことを考慮すると、検出性能に係る要求条件を緩和できると考えられる。

エ.保守･補修性

伝熱管の保守・補修方法について、特に問題となる点は見当たらない。伝熱管破損時のナトリウム－水反応生成物の移行に関して、最大で150kg程度のNaOHが水蒸気側に混入すると考えられる。ただし、蒸気圧5MPa程度の蒸気では大量のNaOHをキャリーオーバー（蒸気が水滴を移送する現象）することが困難であることや、大リーク時にはリーク後5秒で水蒸気系の隔離弁が動作するため大部分のNaOHはＳＧ内、ＳＧ出口配管、ブロータンクに堆積・収納されることから、タービン側の腐食・汚染も大きな課題とならないと考えられる。

⑤機器特有の開発課題

a.新技術、新概念についての課題（ＳＧ本体のみ）

ｱ.伝熱管破損対応

ナトリウム高圧条件でのナトリウム－水反応挙動の把握、リーク検知性能の確認、タービン等の腐食・汚染対応

b.概念の成立性を左右する重要な課題

上記a.項の新技術、新概念についての課題の以外に、ナトリウム高圧化に伴うプラント側への影響を把握することが重要である。

参考文献

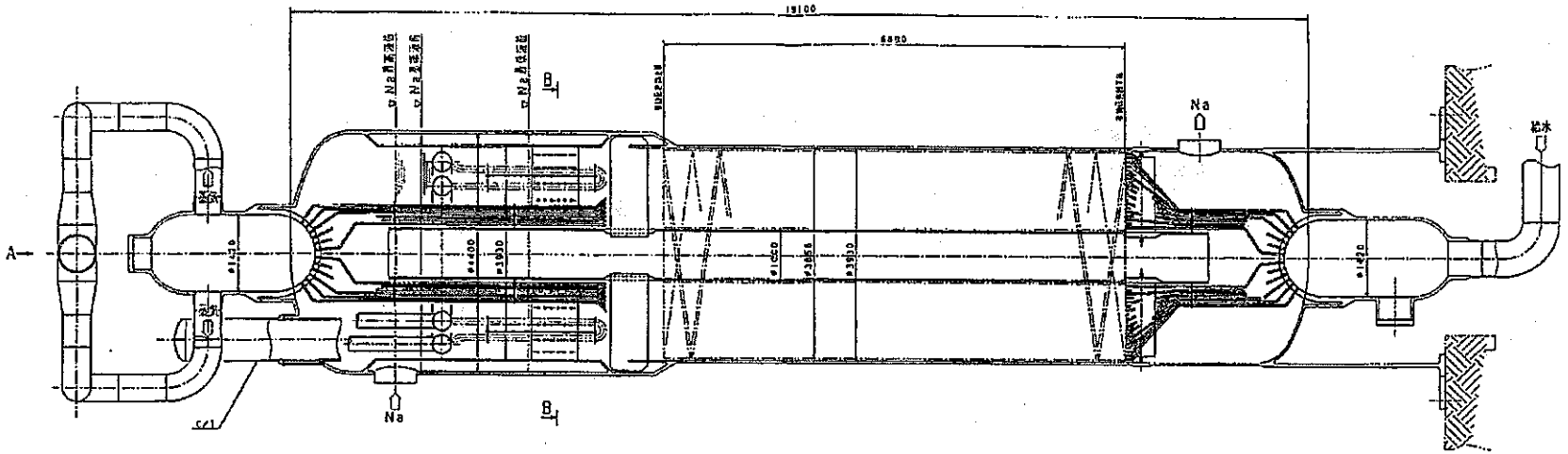
(12)轟ら、「気ほうポンプの揚水特性」、機論、38-312、1977
(13)「腐食化学と防食技術」、コロナ社
(14)「鉄鋼材料便覧」、日本金属学会および日本鉄鋼協会編、丸善、1967
(15)及川ら、「鋼板/アルミニウム板接合体の界面における金属間化合物の生成と成長」、鉄と鋼、vol.83、No.10, 1997

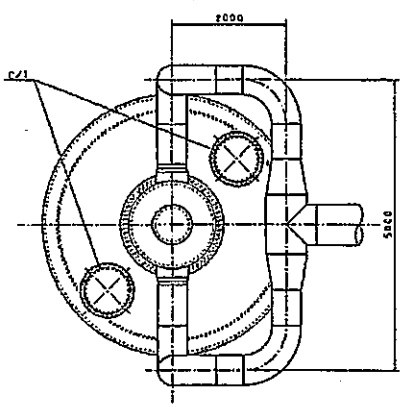
表 4.1.3(3)-16　一次系高圧化ＳＧの機器仕様

No	項目	基本仕様
系統仕様		
1	型式	一次系高圧ヘリカルコイル型
2	交換熱量	1317MWt/基
3	Na 温度（入口/出口）	500℃/350℃
4	水蒸気温度（入口/出口）	220℃/400℃
5	Na 流量	2.49×10^{7}kg/h
6	水蒸気流量	2.10×10^{6}kg/h
7	蒸気圧力	4.9MPa
8	Na 側圧力損失	0.049MPa 以下
ＳＧ機器仕様		
9	伝熱管型式	単管
10	伝熱管　外径/肉厚	48.6mm/3.8mm
11	伝熱管　本数	404 本
12	伝熱管　材質	12Cr 系
13	有効伝熱管長	53.8m
14	有効伝熱面積	3317m^2
15	胴径/全高	ϕ3.93m/h19.1m

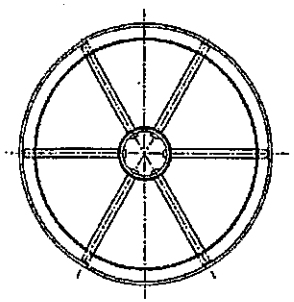
表 4.1.3(3)-17　一次系高圧化プラント仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉（一次系高圧、二次系削除）
2	電気出力	1500MWe
3	熱出力	3950MWt
4	ループ数	3ループ
5	一次系Na温度	500℃/350℃
6	水蒸気温度	220℃/400℃
7	一次系Na流量	7.47×10^{7}kg/h
8	水蒸気流量	6.30×10^{6}kg/h
9	蒸気条件	400℃/4.9MPa
10	タービン発電機	タービン効率38%
11	炉心・燃料	ダクトレス炉心、混合酸化物燃料
12	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系
13	炉心支持方式	側部支持方式
14	炉壁保護構造	炉壁冷却方式
15	炉心上部機構	コラム型ＵＩＳ（引抜き式）
16	一次系配管方式	側部流出入方式
17	一次主循環ポンプ	機械式ポンプ
18	蒸気発生器	一体貫流・ヘリカルコイル型
19	崩壊熱除去方式	ＰＲＡＣＳ3系統（ＳＧ内設置）
20	Ｎａ漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：エンクロージャ
21	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設
22	炉内燃料交換方式	ＵＩＳ引抜き後、単回転プラグと燃料交換機を設置
23	炉外燃料貯蔵方式	水プール直接貯蔵方式
24	プラント寿命	40年





A



B-B

SG仕様

SG型式	加速器運転ヘリカルコイル型	
室内設置	水・蒸気	
室外設置	ナトリウム	
重量概要	1317Mwt	
伝熱面積	3317m²	
伝熱管	外径	48.8mm
	肉厚	3.8mm(1100, -5)
	有効伝熱管平均長さ	53.6m
	本数	404本
	管ピッチ(横/縦)	68mm/68mm
流量流量	水・蒸気側	7.10×10³kg/hr
	ナトリウム側	2.49×10³kg/hr
定格温度	給水入口	220℃(6.17/5.79MPa)
	蒸気出口	400℃(4.9MPa)
	ナトリウム入口	500℃
	ナトリウム出口	350℃
材質	12Cr鋼	

図 4.1.3(3)-25　一次系高圧化ＳＧ　構造概念図

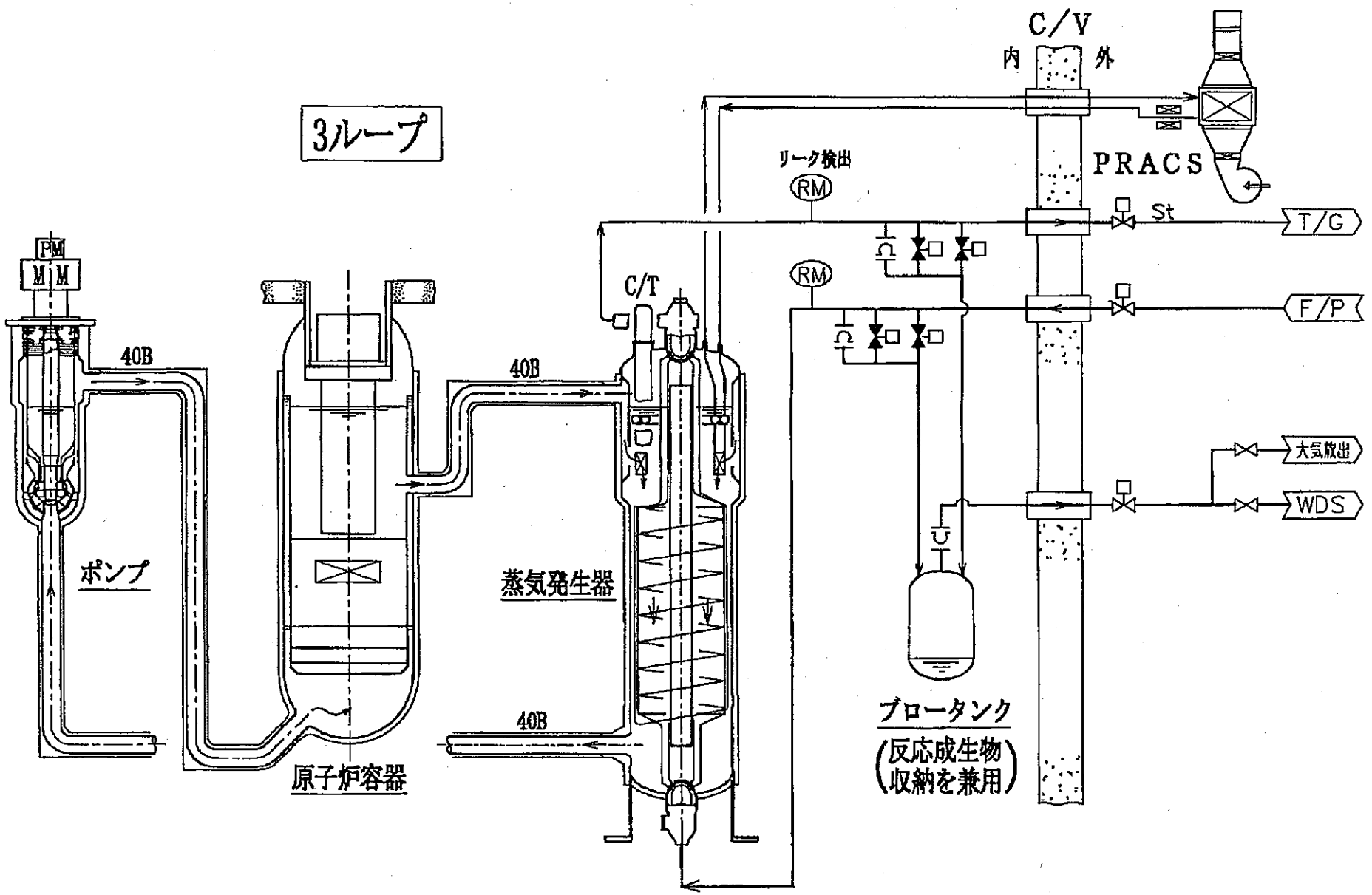


図 4.1.3(3)-26　　一次系高圧化プラント全体系統図

（4） 更なる高温・高効率化の検討

Na 炉は経済性向上を主眼において広範な検討を行っている。その結果、（1）項（大型炉）、（2）項（中型モジュール炉）ではプラントレベルで経済性に関する設計目標を達成する見込みが有ると評価している。また、（3）項（2 次簡素化）においては、更なる経済性向上と Na-水反応に対する安全性強化を目指した概念の可能性を評価している。本項では、上記プラント概念を越える更なる高温・高効率化追求した経済性向上方策についてプラント概念への適用の可能性を検討した。

（i）蒸気条件の改善による効率化

原子炉出口温度の高温化を図ると共に、再熱サイクルとすることによりプラントの熱効率の向上（約 41%から 45%程度への向上）を図る。これにより多少の物量増加があっても経済性向上を図れる可能性がある。火力で使用されている候補となる蒸気条件としては、圧力増加による伝熱管肉厚増加はあるが熱効率向上の大きい超臨界圧の 246kg/cm²G、538℃/538℃の条件と、圧力増加が少なく伝熱管肉厚増加による物量増加は少ないが熱効率が若干劣る亜臨界圧の 169kg/ cm²G、566℃/538℃条件の 2 候補がが考えられる（図 4.1.3(4)-1 参照；（「火力発電必携」火力発電協会発行））。前者の場合には原子炉出口温度を 570℃程度で、後者は 600℃程度の蒸気条件で IHX 物量へのインパクト無しに対応できる可能性がある。

物量検討に際しては実証炉設計研究（フェーズⅠ）（以下、実証炉と略す）の設計を基準にして比較するものとして、以下、原子炉出口温度の高温化、タービン蒸気条件とプラント熱効率、蒸気発生器及び経済性向上効果について検討する。なお、可能性の把握が目的であるため、大凡の経済効果を見積もることを検討目的として実施した。

(a) 原子炉出口温度の高温化の検討

原子炉出口温度の高温化には、冷却材バウンダリを構成する機器の高温化に伴う健全性確保は必須の条件であるが、その前提となる原子炉出口温度の高温化を達成する選択肢として以下の方法がある。

a. 燃料被覆管の材料を変えてその許容温度を上げる
b. ミスマッチファクタ（後で説明）の低減を図る
c. ミスマッチファクタの値を変えずに、炉心入口温度を高くすることにより出口温度を高くする

c. の炉心入口温度を高くするには、コールドレグ温度を高くする方法と原子炉出口冷却材の一部を炉心入口側へ戻して混合させること（再循環方式）によりコールドレグ温度以上の炉心入口温度とする方法が考えられる。

検討の方針を以下のようにする。現実的な原子炉出口温度の高温化を目指す観点から、a. については従来の設計を踏襲し燃料被覆管温度制限を 700℃とする。b. のミスマッチファクタについては先行設計例における設計値近傍

とする。c.については再循環方式を含めて検討する。なお、以下において原子炉出入口温度とは原子炉容器出入口冷却材温度である。

① ミスマッチファクタと原子炉出入口温度の関係

再循環方式でない場合には、原子炉出入口温度と被覆管最高温度とは次の関係にある。

$$Tchs = f \times (To - Ti) + Ti$$

ここで

Tchs：燃料被覆管最高温度、

To：原子炉出口温度、

Ti：原子炉入口温度、

f：ミスマッチファクタ＝fp×ff×fhs

ここでfの内訳は以下のように分解される。

fp：出力分布に起因するミスマッチ

ff：流量に起因するミスマッチ

fhs：工学的安全係数

燃料被覆管最高温度（Tchs）は700℃以下を確保して、原子炉出口温度を高くする必要がある。つまり、原子炉入口温度と許容ミスマッチファクタは以下の関係となる。

$$Tchs = f \times (To - Ti) + Ti \leqq 700℃$$

$$\rightarrow \quad f \leqq (700 - Ti) / (To - Ti)$$

プラントシステム設計としては、炉心設計におけるミスマッチファクタの低減（fの値の低減）の負担を軽減できるように、炉心への再循環（低温流体の出口流体の混合による昇温；図 4.1.3(4)-2 参照）方式を検討した。再循環方式について、再循環係数（ξ）とミスマッチファクタを以下のように定義して、それをパラメータとして必要とする原子炉出口温度に対する必要ミスマッチファクタとの関係を示す。

$$\text{炉心入口温度（Tic）} = (To - Ti) \times \xi + Ti$$

$$\text{ミスマッチファクタ（f）} = (700 - Tci) / (To - Tci)$$

② 超臨界圧蒸気条件を目標としたミスマッチファクタ検討

図 4.1.3(4)-3 に原子炉出口温度を570℃一定とするときの原子炉入口温度を395℃から435℃まで変えたときのサーベイ結果を示す。サーベイにより許容ミスマッチファクタと一次系IHX伝熱面積（実証炉ヒートバランス条件での値との相対比較）の変化を求めた。

この結果を要約すると、

・許容ミスマッチファクタは原子炉入口温度395℃では1.8前後であるが入口温度の上昇に連れて大きくなり実証炉の値2に近くなる。

・IHX伝熱面積は原子炉入口温度395℃では実証炉の約1.8倍であるが、

入口温度の上昇に連れて減少し実証炉に近くなる。

つまり、原子炉入口温度を上限（425℃）にすれば、IHX の伝熱面積は約 1.2 倍に納まり、許容ミスマッチファクタは再循環係数（ξ）0～0.1 の範囲で 1.9～2.0 でり、現実的な範囲である。図 4.1.3(4)-4 は 425℃の場合の再循環係数（ξ）0～0.1 範囲の許容ミスマッチファクタを示している。

③ 亜臨界圧蒸気条件を目標としたミスマッチファクタ検討

図 4.1.3(4)-5 に原子炉出口温度を 600℃一定とするときの原子炉入口温度を 425℃から 465℃まで変えたときのサーベイ結果を示す。サーベイにより許容ミスマッチファクタと一次系 IHX 伝熱面積（実証炉ヒートバランス条件での値との相対比較）の変化を求めた。

以上に結果を要約する。

・許容ミスマッチファクタは原子炉入口温度 425℃では 1.6 前後であるが入口温度の上昇に連れて大きくなり 465℃としても 1.7～1.8 であり実証炉には程遠い。

・IHX 伝熱面積は原子炉入口温度 425℃ではの約 1.9 倍であるが、入口温度の上昇に連れて減少し実証炉に近くなる。

例えば、原子炉入口温度を 455℃にすれば、IHX の伝熱面積は約 1.2 倍に納まり、許容ミスマッチファクタは再循環係数（ξ）0～0.1 の範囲で 1.69～1.77 となる。図 4.1.3(4)-6 は 455℃の場合の再循環係数（ξ）0～0.1 範囲の許容ミスマッチファクタを示している。

④ まとめ

以上の検討より、再循環係数（ξ）0～0.1 の範囲で、原子炉出口温度は以下のように設定できる。

・超臨界圧蒸気条件の原子炉出入口温度　570℃/425℃（f=1.9～2.0）

・亜臨界圧蒸気条件の原子炉出入口温度　600℃/455℃（f=1.69～1.77）

ミスマッチファクタは先行炉の設計例（実証炉においては 1.967）から判断して 1.9 以上が炉心設計への負担の観点から可能な範囲と考えられる。超臨界圧蒸気条件ではミスマッチファクタ(f)を 1.9 で炉心再循環の必要性がないことから実現性が高いと考えれらるが、亜臨界圧蒸気条件では炉心の再循環を行ってもミスマッチファクタを相当小さくする必要が有り実現のハードルは高い。

(b) 経済性の検討

① タービン蒸気条件とプラント熱効率

タービン形式とプラントとタービンプラント熱効率の関係を図 4.1.3(4)-1 に示す。同図より Na 冷却高速炉の原子炉出口温度の高温化で

対応可能な蒸気条件としては、以下の２条件とする。期待できるプラント熱効率もあわせて示す。

	超臨界圧条件	亜臨界圧条件
タービン入口圧力	246kg/cm²G	169kg/cm²G
タービン入口温度	538℃	566℃
再熱タービン入口温度	538℃	538℃
復水器圧力	722mmHg	722mmHg
給水温度	280℃	278℃
プラント熱効率	45.4%	44.5%

ヒートバランスを図 4.1.3(4)-7 及び図 4.1.3(4)-8 に示す。図ににおける RH と SG とは別々に記載しているが、経済性向上の観点から一体とした構造を想定している。

② 熱交換器の検討方針

超臨界圧 SG の先行検討例に基づき、交換熱量の変化、伝熱管肉厚・口径による熱抵抗の変化及び熱交換器の Na 出入口温度・水蒸気出入口温度による対数平均温度差△Tm の変化を考慮して、比例計算で伝熱面積を簡易的に求めることにした。

また、IHX については△Tm の変化のみを考慮して、比例計算で伝熱面積を求めることにした。

③ 経済性効果の見積

a. 超臨界圧蒸気条件の検討

・IHX

IHX に関する実証炉と本検討対象の実用炉の温度条件と伝熱面積増加割合は、対数平均温度差の関係から 18.9%である。

・ＳＧ

先行プラントヒートバランス例より、SG と RH の水蒸気側の温度条件より、出入口の比エンタルピ、RH 流量割合及びこれに基づく SG と RH の交換熱量はそれぞれ 431MWt、102MWt となる。伝熱面積計算のベースとなる先行設計例の温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を示す。これを基に実用炉 SG の伝熱管仕様の変更にによる熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で SG の伝熱面積を求めると 4020 m²／基（余裕を含む）となった。

・RH

RH の伝熱面積計算のベースとなる先行計算例の交換熱量、温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率をを基に、実用炉 RH の交換熱量、伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めると 1251 m²／基（余裕を含む）となった。

・コスト評価

経済性向上を考えて、SGとRHは一体型で製作するものとし、SG伝熱部の外側にRHを設置するものとする。コスト計算においては実証炉を参考にし、プラントに占めるIHXのコスト割合を5.18%に、SGコスト割合を8.06%にした。実証炉のSG伝熱面積を基準にして、これに対する伝熱面積の比の0.7乗に熱交換器のコストは比例するとして計算する。

以上の方針に基づくと、IHXのコストは1.129倍となり、プラントに占めるIHXのコスト増分は0.66%となった。同様に一体型SG･RHのコストは1.475倍となり、プラントに占める一体型SG･RHのコスト増分は3.83%となった。

実証炉のプラント熱効率41.25%から超臨界圧蒸気条件の45.4%とした場合の建設発電単価は実証炉の0.949倍となり、5.1%の経済性向上が見込める。しかし、一体型SG･RHとなることによる構造の複雑化によるコスト増加要因、伝熱面積のみに注目したが超臨界圧･高温化による伝熱管肉厚増大によるコスト増加要因、RHへの配管物量の追加と配置スペースの増加によるコスト増加要因、再熱サイクルによるタービン物量増加等を考慮していないため、5.1%の経済性向上はある程度低下すると考えられる。

b. 亜臨界圧蒸気条件の検討

・IHX

IHXに関する実証炉と本検討対象の実用炉の温度条件と伝熱面積増加割合は対数平均温度差の関係から18.9%増加する。

・ＳＧ

先行プラントヒートバランス例より、SGとRHの水蒸気側の温度条件より、出入口の比エンタルピ、RH流量割合とこれに基づくSGとRHの交換熱量は、それぞれ438MWt、96MWtとなった。伝熱面積計算のベースとなる先行設計例としてその温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を基に、実用炉SGの伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めると余裕を含め1944㎡／基となった。

・RH

RHの伝熱面積計算のベースとなる先行計算例の交換熱量、温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を基に、実用炉RHの交換熱量、伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めると余裕を含め1733㎡／プラントとなった。

・コスト評価

経済性向上を考えて、SGとRHは一体型で製作するものとし、SG外側

に RH を設置するものとする。コスト計算においては実証炉を参考にし、プラントに占める IHX のコスト割合を 5.18％に、SG コスト割合を 8.06％にした。熱交換器のコストは実証炉に対する伝熱面積の比の 0.7 乗に比例するとして計算する。

以上の方針に基づき、IHX のコストを計算すると 1.129 倍となり、プラントに占める IHX のコスト増分は 0.66％となった。同様に一体型 SG･RH は 0.881 倍のコストになり、プラントに占める一体型 SG･RH のコスト増分は-0.96％となった。これは Na 側温度が高温化したためΔTm が大きく増加し、伝熱面積が大幅に減少したためである。

実証炉のプラント熱効率 41.25％から亜臨界圧蒸気条件の 44.5％としたときの建設発電単価は実証炉の 0.924 倍となり、7.6％の経済性向上が見込める。しかし、一体型 SG･RH となることによる構造の複雑化によるコスト増加要因、高温化による伝熱管肉厚増大によるコスト増加要因、RH への配管物量の追加と配置スペースの増加によるコスト増加要因、再熱サイクルによるタービン物量増加を考慮していないため、7.6％の経済性向上はある程度低下すると考えられる。

(c) 結論

亜臨界圧条件の方が発電単価を削減できる可能性は大きいが、これに対応するための炉心出口高温化の可能性は現状では厳しく、一方、超臨界圧蒸気条件（538℃/538℃、246atg）対応のための炉心出口高温化は現状技術の延長の範囲であるが、発電単価を削減できる可能性は若干劣る。

今後は現状技術の延長の範囲である超臨界圧蒸気条件（538℃/538℃、246atg）について成立性検討を進めるべきと考える。

(d) 今後の課題

本検討は概略検討で経済性の方向性を探ったものであることを踏まえると、今後以下の課題の検討が必要である。

- 原子炉出口温度高温化に伴う炉心部構造、原子炉構造及び冷却材バウンダリ機器の成立性確認
- SG･RH 一体型構造概念の成立性検討
- SG 及び RH の詳細サイジング
- 冷却系系統としての SG･RH 一体型概念の成立性（熱流動、制御性、熱過渡への影響など）確認
- SG･RH 一体型構造の物量把握とコスト評価
- ２次系配管、建屋配置、タービンの物量増加の把握とコスト評価
- 超臨界圧蒸気条件によるプラントコスト削減効果の明確化

(ii)水銀－水蒸気コンバインドサイクル発電

(a) 着眼点

「軽水炉と同程度の経済性」をさらに上回る可能性と付加価値を求めて、ＦＢＲは軽水炉より高い原子炉出口温度が得られるという利点を生かすことを考える。加えてＦＢＲの経済性向上の足かせとなっている２次 Na 系について「２次系削除」の方向ではなく、２次系を積極的に経済性向上に利用することを考える。

このような観点からプラント熱効率向上と２次系削除を同時に達成する有力な方策として、水銀－水蒸気タービン二段ランキンサイクルの採用が考えられる。

米国では、1920-40 年代において 10-20MWe（水銀蒸気温度 470-524℃／880-958°F）規模の火力水銀タービンが実機発電プラントとして建設・運転された実績があり[1-3]、1960 年代初頭には大型ＦＢＲや宇宙電源用小型原子炉への適用も検討されている。[4,5]しかし、当時のＦＢＲの原子炉出口温度は1963年初臨界のFermi炉で800°F(426℃)、ＥＢＲ-Ⅱで890°F(476℃)であり、1969年初臨界のＳＥＦＯＲでも820°F(438℃)程度であったため、具体的な研究は1200-1350°F（約650-730℃）という高温が期待できる宇宙電源用小型原子炉（SNAP-2,8）に絞られ、地上試験まで完了した時点で熱電対発電炉や燃料電池にその役割を譲り渡した経緯がある。なお、宇宙電源用小型炉では１次冷却材はNaKとし、水蒸気は適さないので水銀ランキンサイクルだけの発電システムが採用されていた。

このような1960年代と比べると、現在の原子炉出口温度は550℃程度まで上昇しており、宇宙用の小型炉程ではないにしろある程度の適用性を見込めると考えられ、また熱効率の向上だけでなく Na 炉の 2 次系削除にも結びつくプラント概念となり得る可能性が期待される。

①ＦＢＲプラントの熱効率向上

実証炉のプラント熱効率は約 41％であるが最新火力プラントは 40％台の半ばであり、ＬＮＧコンバインド火力では全体効率50％を達成可能な改良型ガスタービンも開発されつつある。

これに比べれば軽水炉の熱効率は33～34％程度と低く、ＦＢＲが軽水炉より優位に立っている。したがって、ＦＢＲでもこの値を50％に近づけることができればこの優位性をさらに強化でき、経済性向上にも大きく寄与する。

②２次系削除

Na－Na 冷却システムにおける従来の２次系削除方策案は、２重管ＳＧや早期漏洩検出システムさらには Na－水反応生成物処理設備の導入等を必要とし、２次系設備合理化効果をある程度相殺してしまいかねない。これに対し

て、水銀タービンは発電システムであると同時に１次系と水蒸気タービンの中間に位置する実質的な２次系の役割も果たすことになり、従来の２次系削除方策案に付随する問題点の多くを解決できる可能性がある。

(b) 方策の説明

全体熱効率の向上と 2 次 Na 冷却系の削除による合理化効果でプラント全体の経済性向上を達成することを目的として、水銀及び水蒸気の二段ランキンサイクルをＦＢＲの発電システムとして採用する。すなわち、図 4.1.3(4)-9 及び 10 の左図に示すように 1 次系の熱を水銀ボイラ（蒸気発生器）を介して水銀系に伝え、水銀蒸気でタービンを回して発電し、凝縮器（＝水蒸気ボイラ）で水銀と水を熱交換させて水蒸気を発生させて水蒸気タービンでさらに発電するシステムとする。

液体金属水銀 Hg は比較的低温で沸騰する（沸点 356℃）ため、従来はＦＢＲの冷却材としては一例（米国 Clementine 炉）を除いて採用されていないが、逆にこの性質を利用して水蒸気タービンの前段階に水銀タービンを設置して 3 次系の水蒸気タービンと二段ランキンサイクルを構成する。水銀の基本的物性値及び諸特徴は次の通りである。

－融点：-38.9℃
－沸点：356℃
－臨界温度（圧力）：1462℃（160.8MPa）
－飽和蒸気圧：0.82MPa（at500℃）→水（約 18MPa at356℃）に比べて格段に低い。
－物性値（密度、熱伝達特性他）：Pb や Pb-Bi と同程度
－化学的活性：水とは反応しないので漏洩時の危険性なし。
Na とはアマルガム合金を作る。（ただし沸点は 356℃なので１次系 Na に混入すれば気化する。）
－蒸気の比体積：水蒸気に比べて高温（500-600℃）での比体積が大きい。
－構造材との共存性：600℃程度までは炭素鋼・2-9%Cr 鋼・フェライト系ステンレス鋼については問題ないが、オーステナイトステンレス鋼(タービンでは不使用)との共存性はよくない。
－その他：(特に蒸気は) 有毒である。
水銀の価格：3.6－8.3＄／kg
（米国での 1989-98 年の価格変動幅）

<u>熱効率の概略評価</u>

水銀　水蒸気コンバインドサイクルについて、水銀タービン入口蒸気温度

を500℃から620℃（932°Fから1148°F）とした場合を想定し、その熱効率ηを概算した結果を以下に示す。水銀の凝縮温度及び水蒸気側の温度等は図4.1.3(4)-10の右図に示す条件で固定した。

評価式はランキンサイクルのT-S線図（図4.1.3(4)-10）に基づくもので参考文献[3]によると次に示す通りであり、水銀及び水蒸気の熱力学的物性値も参考文献[3]に掲載されたものを用いた。

$$\eta = (\Delta Q_A - \Delta Q_R) / \Delta Q_A$$
$$= \{m(h1-h2) + m'(h1''-h2')\} / \Delta Q_A$$
$$= (h1-h2)/(h1-h3) + (m'/m)\cdot(h1''-h2')/(h1-h3) \cdots (5.1.4\text{-}1)$$

ΔQ_A：サイクルへの加熱量
ΔQ_R：排熱量
m　：水銀の質量
m'　：水蒸気の質量
h　：TS線図の番号位置における流体の比エンタルピ
（「'」は水蒸気系を表し、「''」は水蒸気の過熱条件を表す。）

この式の第1項は水銀タービンの寄与を、第2項は水蒸気タービンの寄与を表している。

ただし、この概算ではタービンの内部損失、ポンプ動力、圧損等の効率低下に繋がる効果は考慮していないし、逆に実用蒸気タービンで広く採用されている再生再熱による効率向上の効果も取り入れてない。同じ表にはこれらの相殺により熱効率の実質的な減少は1割程度になると仮定し、計算結果に0.9を乗じた結果も併記した。また、水銀蒸気の特徴として高温での比体積が大きいことがあげられるが、この比がどの程度であるか理解するために水銀タービンの入口及び出口位置での蒸気体積流量の水蒸気との比較値も記載した。

この表から、水銀蒸気温度が600℃程度になれば、全体熱効率は50%を超え、500-550℃程度でも40%台後半に近づくことがわかる。従来の水蒸気タービン単独での熱効率が蒸気温度約500℃で40%台前半であることを考えると2割程度効率が改善されていることになる。

この他、水銀タービンでは蒸気発生器からタービン入口領域における比体積が水蒸気に比べて著しく大きくなり、この傾向は温度が下がる程大きくなることがわかる。なお、凝縮器／復水器入口領域では水蒸気の比体積が大きくなり相対的にほぼ1となるので、タービン製造限界の指標となる低圧タービン最終段翼の長さは水蒸気タービンと同程度でよいと考えられる。

概略コスト評価

前述の限られた熱効率計算値を用いて概略のコスト評価を試みた結果を

次に示す。

前提条件としては、

①ＦＢＲ実証炉では、水蒸気タービン（含熱交換器）発電機設備のプラント全体に占めるコスト割合は約13％である。

②２次Na系（含蒸気発生器）のコスト割合は約14％で、タービン系とほぼ同じである。

③中間熱交換器のコスト割合は約５％、蒸気発生器のコスト割合は約８％である。

を仮定する。

ＦＢＲの２次系が蒸気サイクル発電システムになると、１次系の中間熱交換器が有する機能は蒸気発生器に置き換えられることになり、単純にその差（約３％）だけコストが増加するが、表 4.1.3(4)-1 のように水銀蒸気は水蒸気に比べて蒸気発生器出口での体積が増えるので、蒸気配管が大口径化（実証炉設計では20Ｂであるが、これが60－64Ｂ程度になる。）することを考慮して５％と多めに見込み、水銀蒸気タービン設備のコストを水蒸気タービンの 1.5 倍程度と仮定すれば、全体としては+5％-14％+1.5×13％≒11％程度のコスト増加となる。そのかわり、プラント全体の熱効率が従来の41％程度から52％になるならば、建設単価は 1.11×41/52≒0.9 となり約１割のコスト削減となる。ただし、この計算で水銀タービンのコストが水蒸気タービンの約３倍になると、+5％-14％+3×13％≒30％したがって 1.3×41/52≒1.03 という結果になり、全体熱効率向上による効果を相殺することになる。

最近の火力分野では、ＬＮＧ火力の建設単価（20万円／kWe 程度；1992年度試算）及び発電単価（９円／kWh 程度）に対して、ＬＮＧコンバインド火力の建設単価は約24万円／kWe（「エネルギー経済」1995年５月）、発電単価は約８円／kWh（「日刊電気通信」1995年12月）と評価され、２割程度のコスト増であれば発電単価は同等以下とすることができるためガスタービンとのコンバインドサイクルが実用化されていることがわかる。やはり、タービン設備の全体コストに占める割合が相対的に大きい火力では水銀タービンを増設する二段サイクルの採用は水蒸気タービン単一サイクルでの熱効率が向上した現段階では経済的な魅力は乏しく、より高効率を目指したガスタービンとのコンバインドサイクルへと開発目標が向けられている。また、液体金属というなじみのない流体のため敬遠されたことも考えられる。

しかし、タービン設備の全体コストに占める割合が相対的に小さい原子力で、さらに２次系を抱える高速炉では水銀タービンの追加による熱効率の向上は２割程度であるが、２次系を発電設備に置き換えることで実質的なコスト増加は上述のように１割程度に抑えられる可能性があり、また液体金属が主役の高速炉であるから流体として敬遠される度合いも火力の場合より小さくなるのではないかと考えられる。その毒性については、後述の米国での

運転経験によれば高速炉の１次系ナトリウムの取扱要領に準じればよいので、火力では異質な取扱い方法ではあるが、原子力、特に高速炉では受け入れられるのではないかと考えられる。

(c) 課題

水銀蒸気タービンの技術的な課題については、実際に開発・建設・運転がなされた複数の事例による経験と、最近は実機が建設されなくなった経緯を探ることにより明らかにすることができる。

火力プラントの事例

火力プラントとしては、1913 年頃から米国で実用化研究が行われ、1928 年から 1949 年までに数基（水銀タービン単機出力 7.5-20MWe、水銀蒸気入口温度 470-515℃）の建設・運転実績がある。熱効率は当時としては高い 34-37％（当時の水蒸気タービン単独の場合より約 13％高い）が得られたとされている。実際の水銀タービンの仕様について文献に残されているデータを調査した結果を表 4.1.3(4)-2 に示す。[6, 7]

このうち、先に運転を開始した South Meadow のタービンでは、試運転中にダイヤフラムの変形やダイヤフラムノズルの割れが発生したが、原因が設計上の強度不足と判明し対策が取られた後は順調に運転が継続された、と報告されている。[6] また、水銀ということで気がかりな毒性についても同報告には言及があり、開発初期には中毒症状が現れた人もいた経験から、作業服とゴム及び皮手袋や顔面マスクの着用で、またボイラー内部の保守補修時には外気を供給できるマスクの使用により、十分な安全性が確保できるようになったとされている。[6] これは、現在のＦＢＲでのナトリウム取扱要領と比較するとほぼ同等の作業装備と考えられる。

水銀蒸気のタービン車室からの漏洩対策についても、軸シール部の数を極力減らし、また専用の漏洩検出器の開発により十分な対策が取られていた。これは、安全性の観点だけでなく、水に比べて高価な水銀を漏洩させることは経済性の観点からも必要な要請であったとされている。なお、この時点では材料や保守の不具合に関する問題については特に報告はなく、逆に水蒸気ボイラーに比べて良好な結果が得られていると報告されている。[6]

しかし、その後は水銀によるタービンやボイラーの鉄鋼材料に対する腐食の問題が生じ[1]、最高温度が 510℃（783° K）に制限されたこともあり、温度・圧力の向上により熱効率が上がった水蒸気タービンに経済性で競合できない[8]ため、1950 年代に入ると建設されなくなった。この他、水銀が有毒でかつ高価であることも欠点とされているが[8]、この点については、開発当初から認識されていたはずであり、やはり温度条件として 510℃以下に制約され経済性での競合に不利となったことが水蒸気タービン単一サイクル

に駆逐された最も大きな原因と考えられる。

原子力プラントの事例

原子力プラントとしては、米国で 1946 年から運転が開始された世界初の高速炉 Clementine の冷却材に水銀が採用されたように、高速炉の冷却材として液体金属が最適であることから、各種液体金属の情報や取扱経験が蓄積されることとなり、水銀　水蒸気タービンも再び検討されるようになった。[3]

具体的には 1960 年代初頭に水蒸気タービンとの併用蒸気サイクルを将来の高温ＦＢＲプラントに採用する概念検討が Westinghouse 社などによって行われた[4]他、水銀タービン単独での利用としては、

①ＳＮＡＰ－２：宇宙電源用、NaK 冷却、50kWt／3kWe
水銀タービン入口蒸気温度 482℃(900°F)
／凝縮温度 315℃(600°F)[9]
（別の文献では 32kWt／3kWe、621℃／230℃[5]）

②ＳＮＡＰ－８：250kWt[9]
（別の文献では 478kWt／35kWe、705℃／260℃[5]）

③Lunar Power Plant：1MWe；直接サイクル[9]
（冷却用水が使用できない宇宙空間では輻射による冷却効率が比較的よい液体金属が有利で、1950 年代後半には水銀だけでなくナトリウムの使用も検討されたことがある。[3]）

火力の水銀タービン開発で始まった水銀の材料腐食の研究はＧＥが中心であったが、高速炉への適用段階に至ってから幅広い研究機関によって研究され、前述の宇宙用水銀タービンの地上試験で多くのデータが蓄積されたことで大いに知見が深まった。[10]

それによると、水銀の材料腐食の機構には次の 3 種類がある。

①化学的な結合（chemical combination）
②合金の形成（alloy formation）
③溶解（dissolution）

これらの機構による腐食の速度や程度は温度に依存し、流動的なシステムにおいては質量移行と析出の問題を引き起こす。約 480℃(900°F)での短時間の腐食試験の結果によると、Ta、W、TiC、WC 及び Mo+0.5wt.%Ti には腐食は見つからず、低炭素鋼と 400 シリーズのステンレス鋼(Cr 系)は極めて僅かであるが腐食が認められた。この他には、300 シリーズのステンレス鋼（Ni-Cr 系）や Ni 合金（Ni20％以上）では腐食の程度はかなり大きくなることが分かった。

前述の宇宙電源用炉ＳＮＡＰ－２及び８の水銀ボイラーの材料はＳＮＡＰ－２ではＳＵＳが、ＳＮＡＰ－８ではＳＵＳと Ta が使われており（タ－

ビンの材料は不明)、次の問題が報告されている。[5]

①水銀はぬれ性が悪く、水銀側の熱伝達を本来の性質に戻すためには長時間の慣らし運転が必要

②約１％のルビジウム添加でこの問題は解決されることが判明したが、運転を続けると酸化物形成等でルビジウムが失われるので、ぬれ性を改善する構造や材料選定等の設計的な努力を要す

なお、Ti を水銀中に微量に溶かすと構造材の内面に TiC と TiN の皮膜ができ、水銀による材料へのアタックを著しく緩和できる可能性が指摘されているとのことである。[10]

なお我が国では、液体金属全般に範囲を広げれば、ガス・水蒸気複合（いわゆるコンバインド）サイクルと金属蒸気(Hg、Cs、K、Na)　水蒸気複合サイクルの各種性能解析の研究（金属蒸気温度 900℃）[11, 12]（1979 年）やカリウム蒸気　水蒸気複合サイクルの研究（カリウム蒸気温度 1000-1600K）[8]（1983 年)、さらには高速炉への応用研究としてカリウムタービンの適用検討（Li 冷却、原子炉出口温度 1100℃）[13]（1991 年）がなされたことがあるが、金属蒸気温度が高く、また実験的研究については行われていない。これらの研究の動機は、火力発電プラントの熱効率向上が限界（水蒸気サイクル単独では 41-42%、改良型コンバインドサイクルで 50％程度）に達しており、経済性向上や環境への熱汚染軽減のためにはさらなる熱効率向上が必要であるとの認識である。

以上の内容に基づき水銀タービンの開発課題をまとめると次のようになる。

短期的課題

①材料の腐食についてはより詳細な調査及び実験的検討が必要である。

②タービン及び付属設備のバルブ等には運転中及び定検時の蒸気漏洩が避けられないが、毒性を考慮すると従来のＦＢＲ原子炉カバーガス系相当の対応を検討する必要性があり、過去の設計事例を参考に安全確保方策の見通しをたてる必要がある。

③水蒸気の場合と比較して水銀蒸気発生器(水銀ボイラー)からタービン高圧部までの蒸気体積流量が増大するので、ボイラーとタービンを含めた適切な出力規模、ヒートバランス及び系統構成を検討し、経済性を詳細に評価する必要がある。

長期的課題

④水銀蒸気が１次系側に漏洩した場合には、沸点が低いので蒸発するため炉心安全性への影響を評価する必要がある。

⑤熱効率向上の観点からは水銀タービン入口蒸気温度すなわち原子炉出口温度をできるだけ高くする必要がある。

⑥主要機器である水銀タービン、熱交換器、凝縮器、ボイラー（水銀蒸気発生器）、バルブの開発については、製造実績のある最大規模は 20,000kWe 級であり、大型化について検討する必要がある。

参考文献

(1) 日本機械学会, 機械工学便覧　Ｂ６編　動力プラント, B6-121, 1987
(2) 蒸気動力, 機械工学大系 No. 31, コロナ社, 1989 年 1 月
(3) El-Wakil, M. M., 西原英晃訳, 原子力エネルギー変換, 同文書院, 1977
(4) Yevick, J. G. edit., Fast Reactor Technology : Plant Design, Chap. 4 The M. I. T. Press, 1966
(5) 岡本芳三他, 宇宙用原子動力プラント (1-3), 原子力工業第 18 巻第 9-11 号, 1972
(6) Orr, J., Mercury Vapor Unit Operates Successfully at South Meadow, Power, vol. 72, No. 1, p. 4, 1930
(7) Mercury Vapor at Kearny, Power, vol. 79, p. 348, 1935
(8) 三田地紘史、斉藤　武, カリウム蒸気・水蒸気二段ランキンサイクルの性能解析, 日本機械学会論文集（Ｂ編）, vol. 49No. 437, p. 205, 1983
(9) Glasstone, S. and Sesonske, A, Nuclear reactor Engineering, Van Nostrand Reinhold Company, 1967
(10) Yevick, J. G. edit., ibid., Chap. 2
(11) 谷口　博, 二流体複合サイクル動力プラントの熱工学的問題, 機械の研究第 31 巻第 1 号, p. 174, 1979
(12) 谷口　博、工藤一彦, 蒸気原動機, 機械系大学講義シリーズ 21, コロナ社, 1989
(13) 大坪　章、羽賀一男, 高温高速炉概念の検討, 動燃技報 No. 78p. 26, 1991

表 4.1.3(4)-1　水銀　水蒸気コンバインドサイクルの熱効率（概算値）

水銀タービン入口蒸気温度 (℃)	複合サイクル全体の熱効率 (×0.9)	水銀タービン入口蒸気圧力 (kg/cm2g)	水銀タービン入口蒸気体積 (対水蒸気*2 比)	水銀タービン出口蒸気体積*1 (対水蒸気比)
620	0.59 (0.53)	26.9	9.2	1.07
600	0.58 (0.52)	22.6	10.5	1.05
580	0.57 (0.51)	18.7	—	—
550	0.56 (0.50)	13.6	—	—
520	0.54 (0.49)	9.7	—	—
500	0.53 (0.48)	7.4	22.7	0.98

[複合サイクル全体の熱効率] ≒ [水銀タービン単体の熱効率] +
（1　[水銀タービン単体の熱効率]）×[水蒸気タービン単体の熱効率]

＊1：263℃
＊2：水蒸気温度は 500℃

表 4.1.3(4)-2　水銀タービンの概要（米国での実機運転プラント）

プラント名 項目＼（場所）	South Meadow (New York の北東約 150km、 Conn. 州)	Kearny (New York の西北西約 15km、 New Jersey 州)
回転数	720r.p.m.	不明
段落数	5×1 流	5×2 流
最終段翼：翼長 ホイール直径 クリアランス	27inch 11ft (shroud ring) ＞0.9inch	不明
タービン入口水銀 蒸気温度／圧力	470℃（880°F） ／約 4.8atg	515℃ (958°F) ／約 8.6atg (1251b)、
タービン出口水銀 蒸気温度／圧力	230℃（445°F） ／約 718mmHg（28.25inHg）	246℃ (475°F) ／約 0.09ata (1.3psia)
水蒸気温度／圧力	390℃（735°F） ／約 19.2atg	400℃（750°F） ／約 24atg
給水温度	約 100℃（214°F）	約 170℃（340°F）
発電機	定格出力：10,000kWe 三相 60Hz11,000V	定格出力：20,000kWe
特徴	－定格出力規模の割に大きなタービン －発電機側ベアリングでタービン軸を支え（overhung）、タービンのベアリングなし －軸シールは最終段の排気側に 1 個所だけとなる構造とし、しかも凝縮器の負圧に対するシール（water-seal type）を採用	－2 流排気で高圧シールを避け、発電機側での over-hung も不要 －South Meadow と同様の water-seal に加えて内部にシール（詳細不明）を追加し 2 重シールとし、2 重シールの中間部を凝縮器の排気ラインに接続してシール水の水銀側への侵入を回避
水銀インベントリ	不明	300,000lb（約 136ton）
水銀漏洩検知方法	Se の硫化物を紙リボンに塗布し Hg で変色することを検知	Photoelectric tubes で 2.5cc の漏洩を検知可能
製造メーカ(完成年)	ＧＥ（1930 年 2 月）	ＧＥ（1933 年 3 月）

表 4.1.3(4)-3　宇宙電源用水銀タービンの概要

項目＼プラント名	ＳＮＡＰ－８
形式／段落数	衝動式／４段
電気出力	55kWe
水銀流量	5,090kg/h
回転数	12,000r.p.m.
効率	60％
入口蒸気温度／圧力	680℃／18.5kg/cm^2
出口蒸気温度／圧力	360℃／1.15kg/cm^2
特徴	－ベアリング 3 箇所（発電機ロータ両端及びタービン端） －潤滑材：ポリフェニール・エーテル（4P3E）のイン・リークは、ドレン管から宇宙空間へ放出

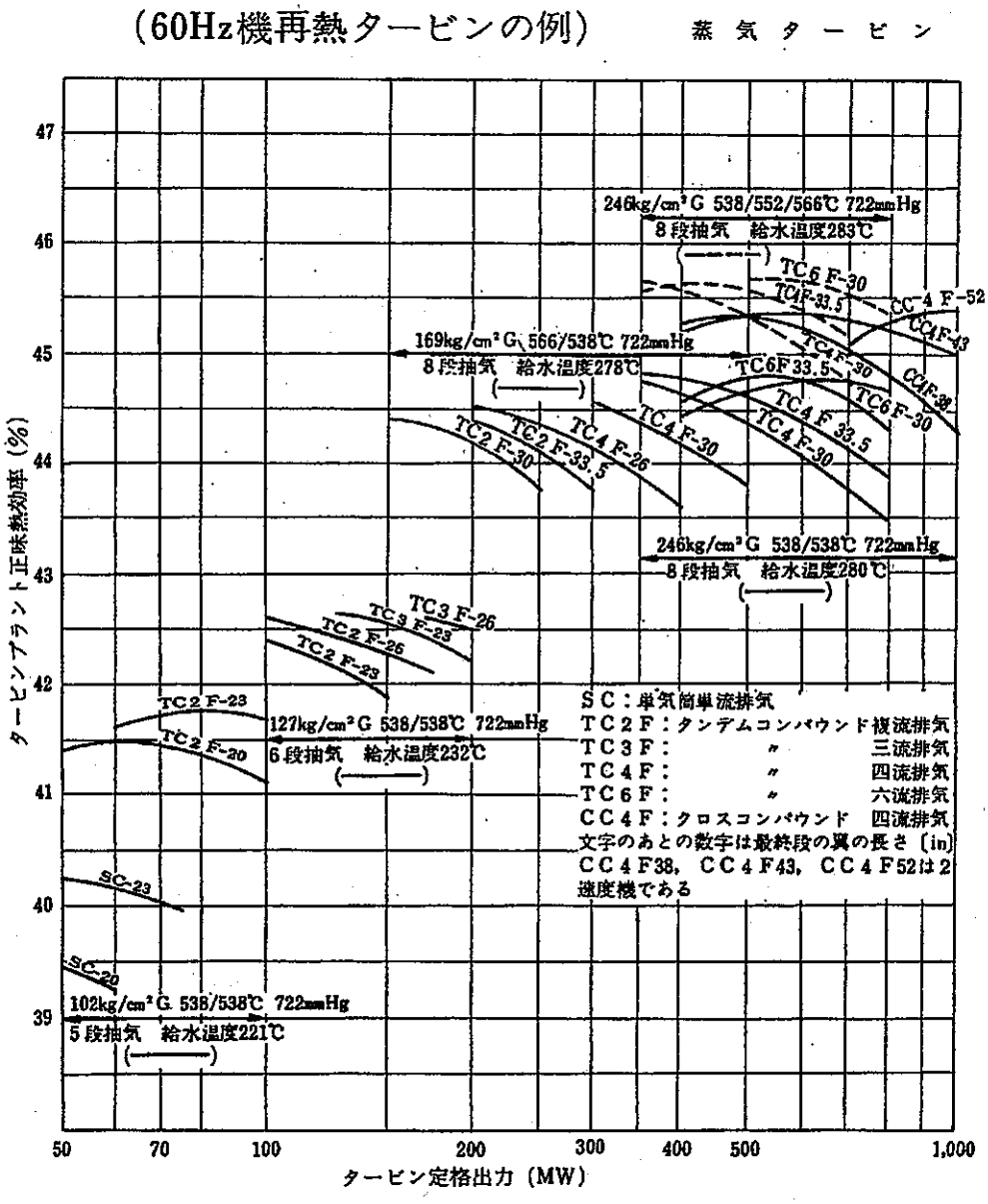
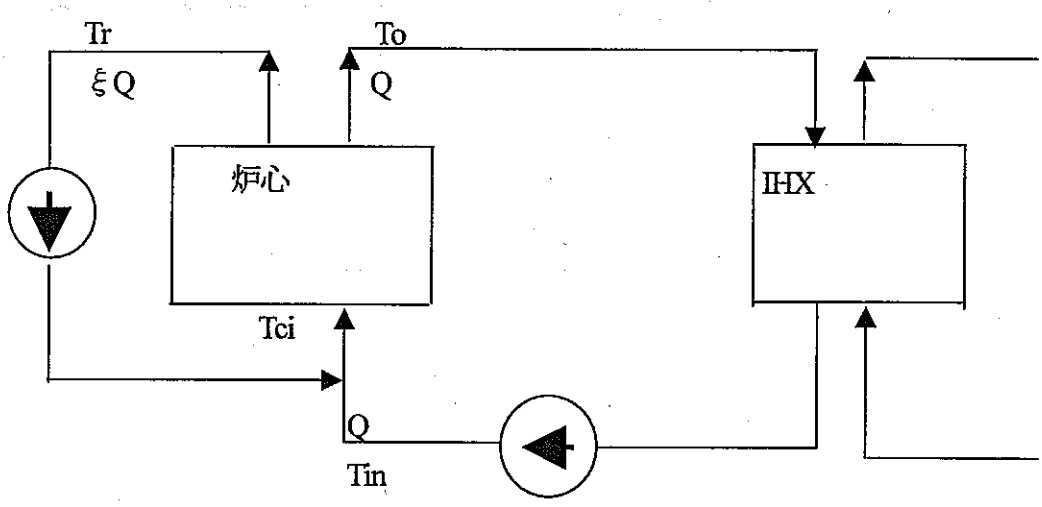


図4.1.3(4)-1 タービン形式とタービンプラントの熱効率



この概念によれば、

(To−Tin) ＞ (To−Tci)

であるので、

ミスマッチファクタ (f) ＝ (Tchs−Tci) ／(To−Tin) は

従来のミスマッチファクタ(f)＝ (Tchs−Tin) ／(To−Tin)より小さくできる。

図 4.1.3 (4)-2　炉心流量の再循環方式の概念（炉心入口温度の高温化）

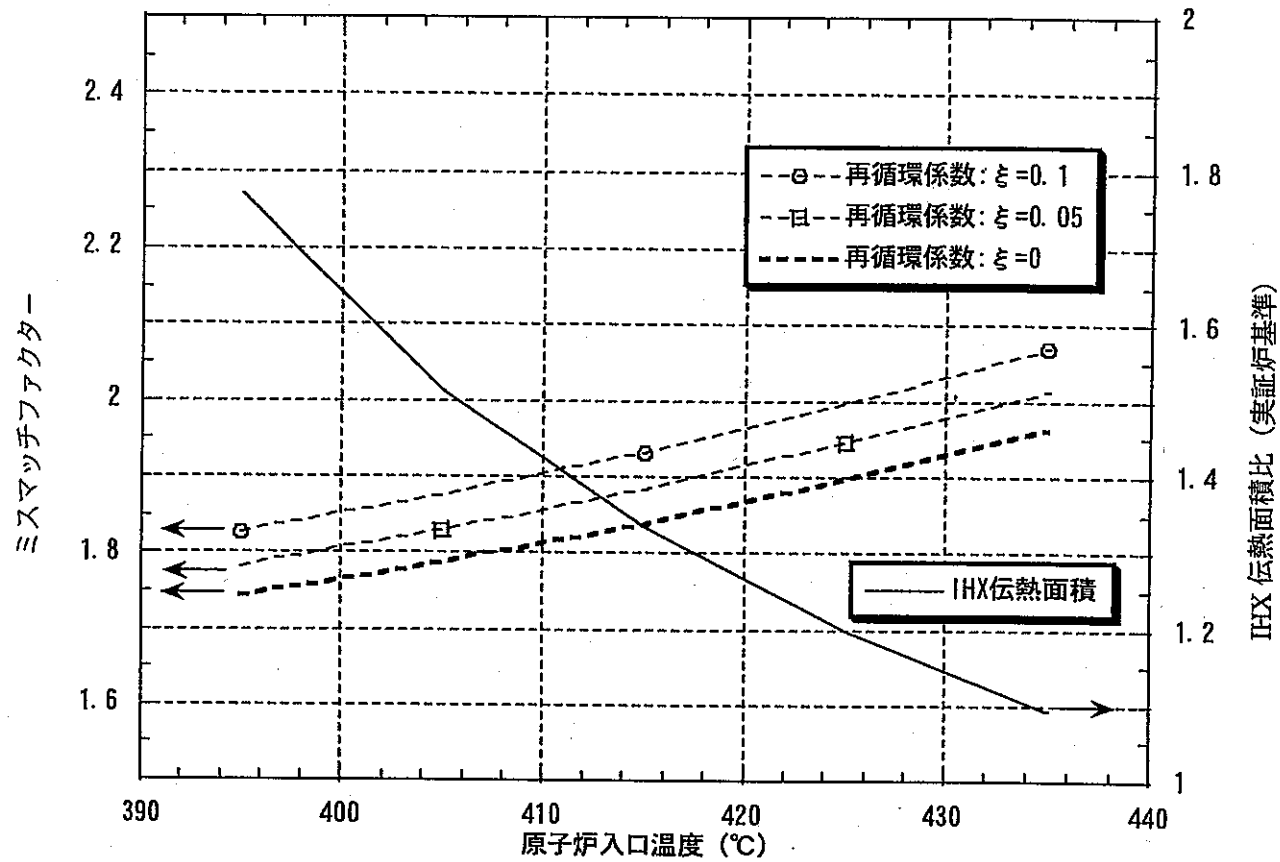


図 4.1.3(4)-3　原子炉入口温度による諸特性の変化（超臨界圧条件）

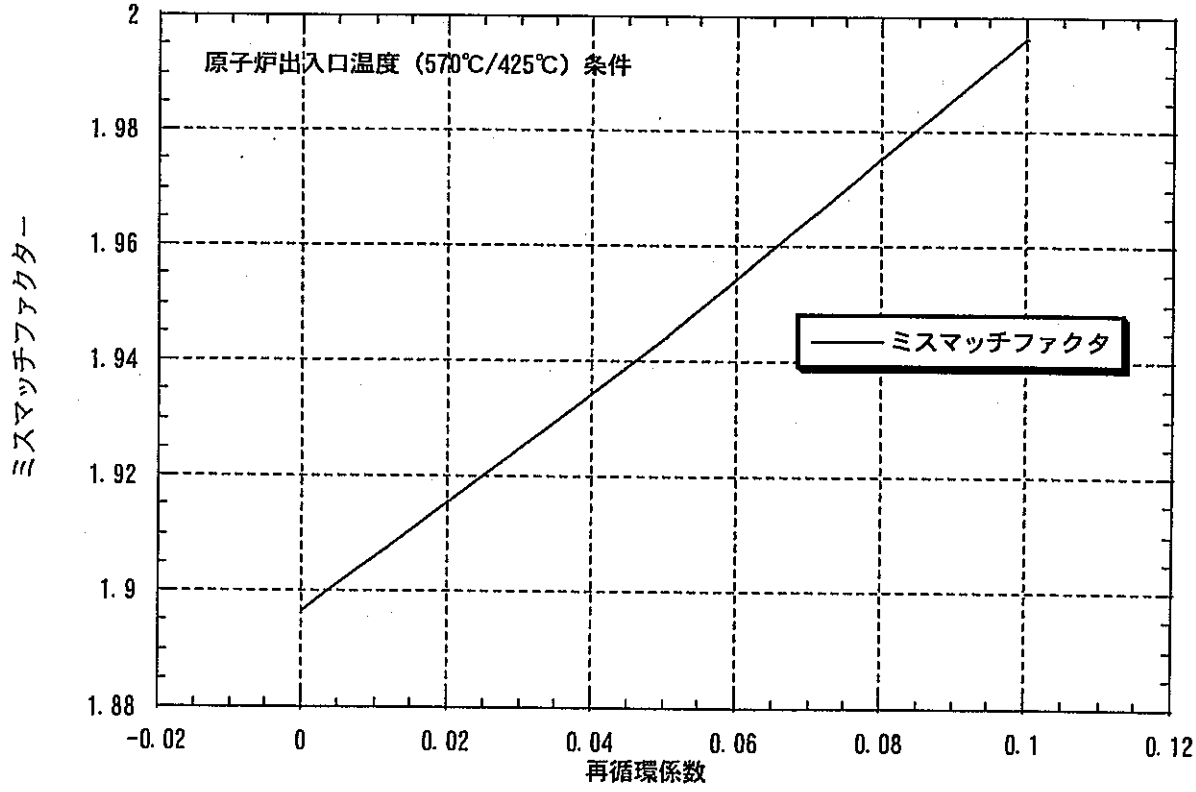


図 4.1.3(4)-4　再循環係数とミスマッチファクタの関係（超臨界圧）

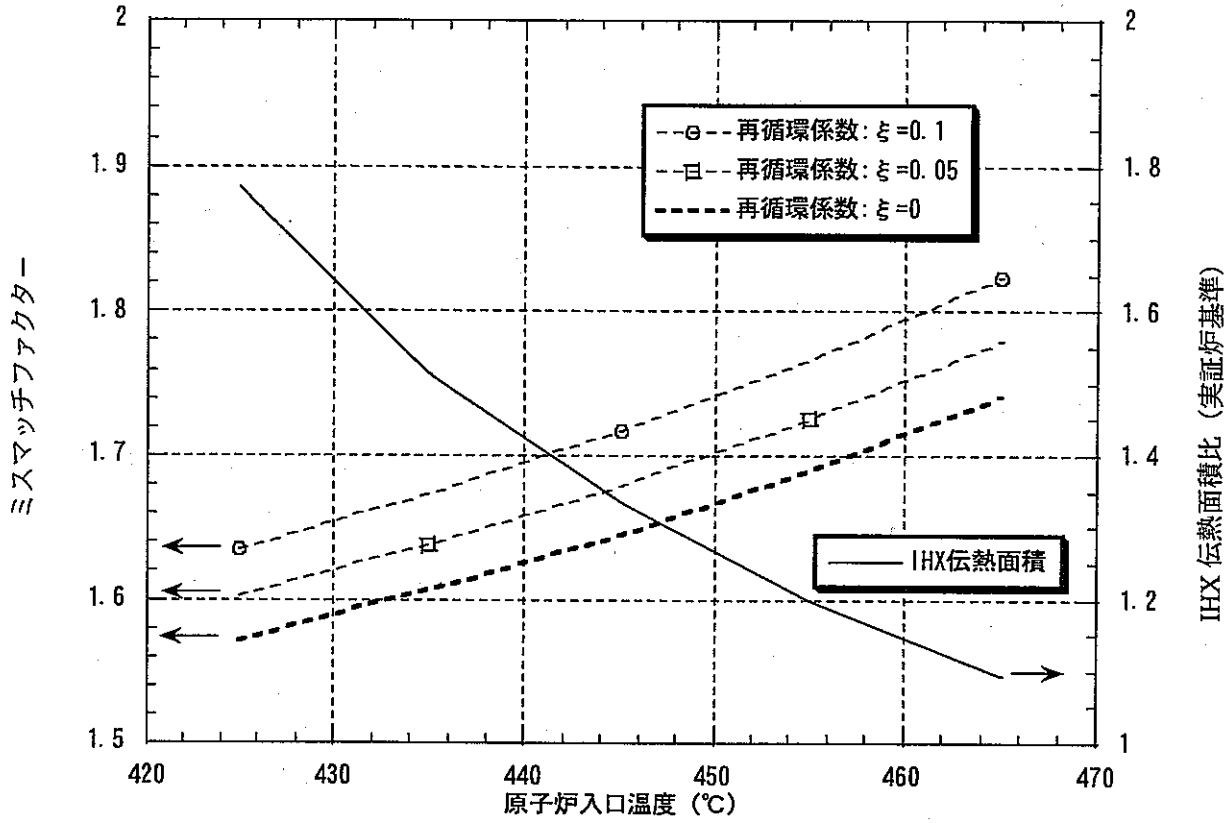


図 4.1.3(4)-5　原子炉入口温度による諸特性の変化（亜臨界圧条件）

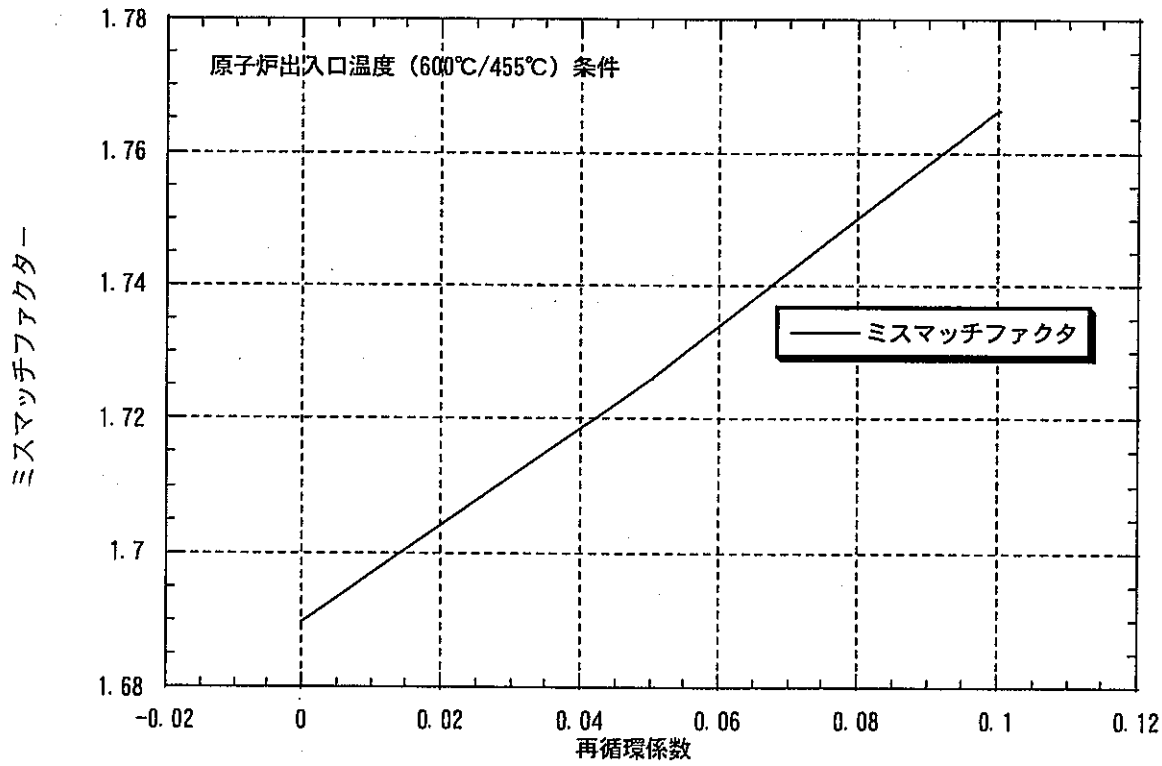


図 4.1.3(4)-6　再循環係数とミスマッチファクタの関係（亜臨界圧）

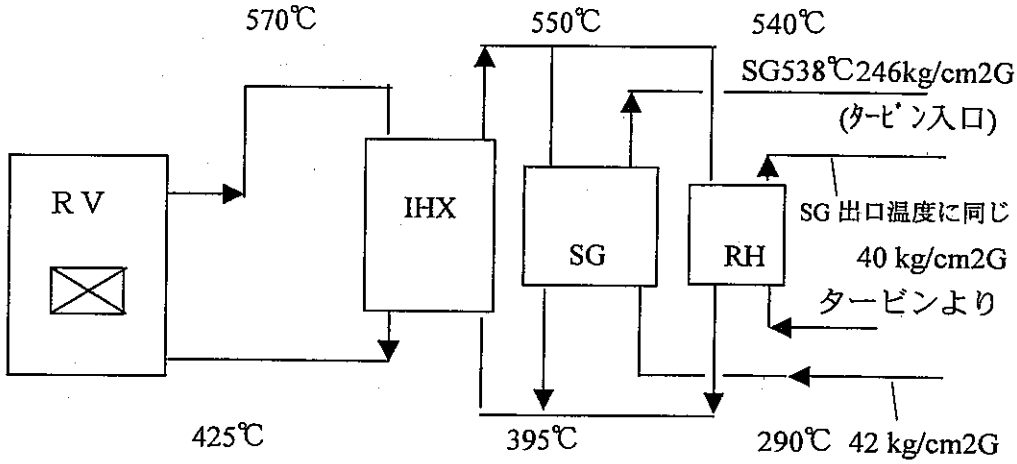


図 4. 1. 3 (4) -7　ヒートバランス（超臨界圧：538℃/538℃、246kg/cm2G）

図 4. 1. 3 (4) -7

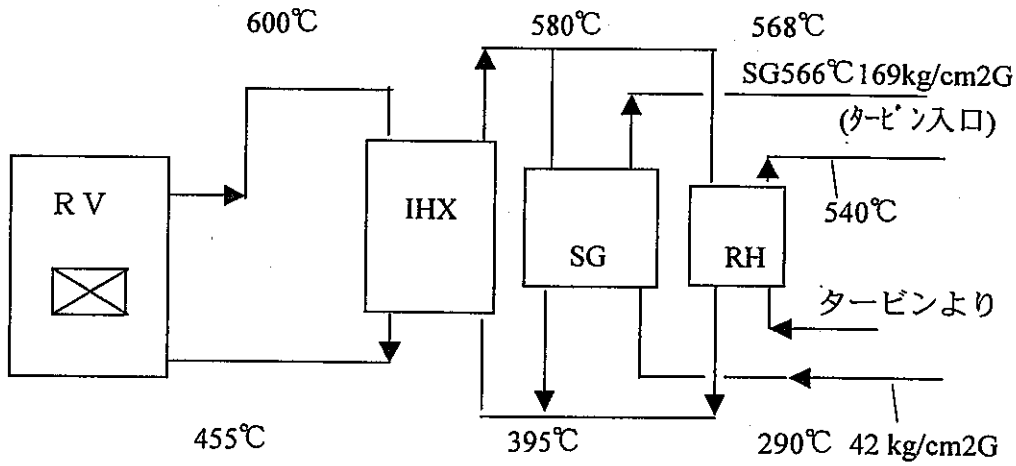


図 4. 1. 3 (4) -8　ヒートバランス（亜臨界圧：566℃/538℃、169kg/cm2G）

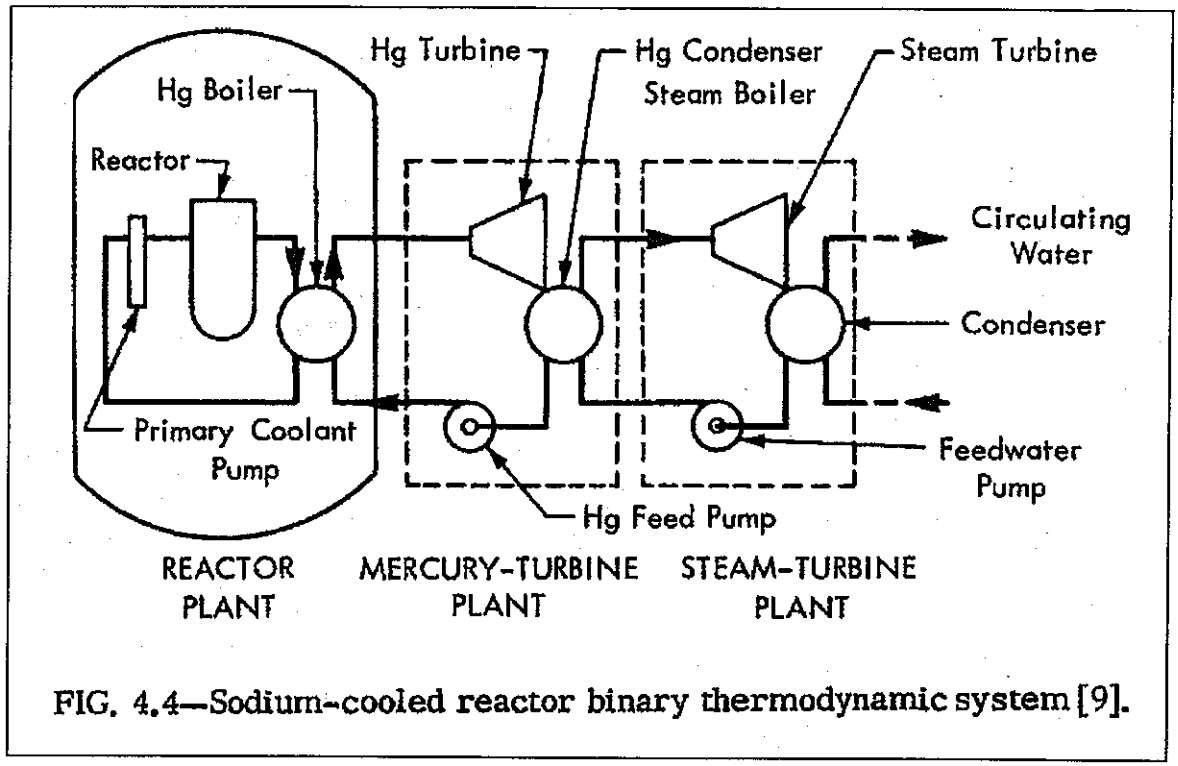


FIG. 4.4—Sodium-cooled reactor binary thermodynamic system [9].

図 4.1.3(4)-9　水銀タービン採用システム概念

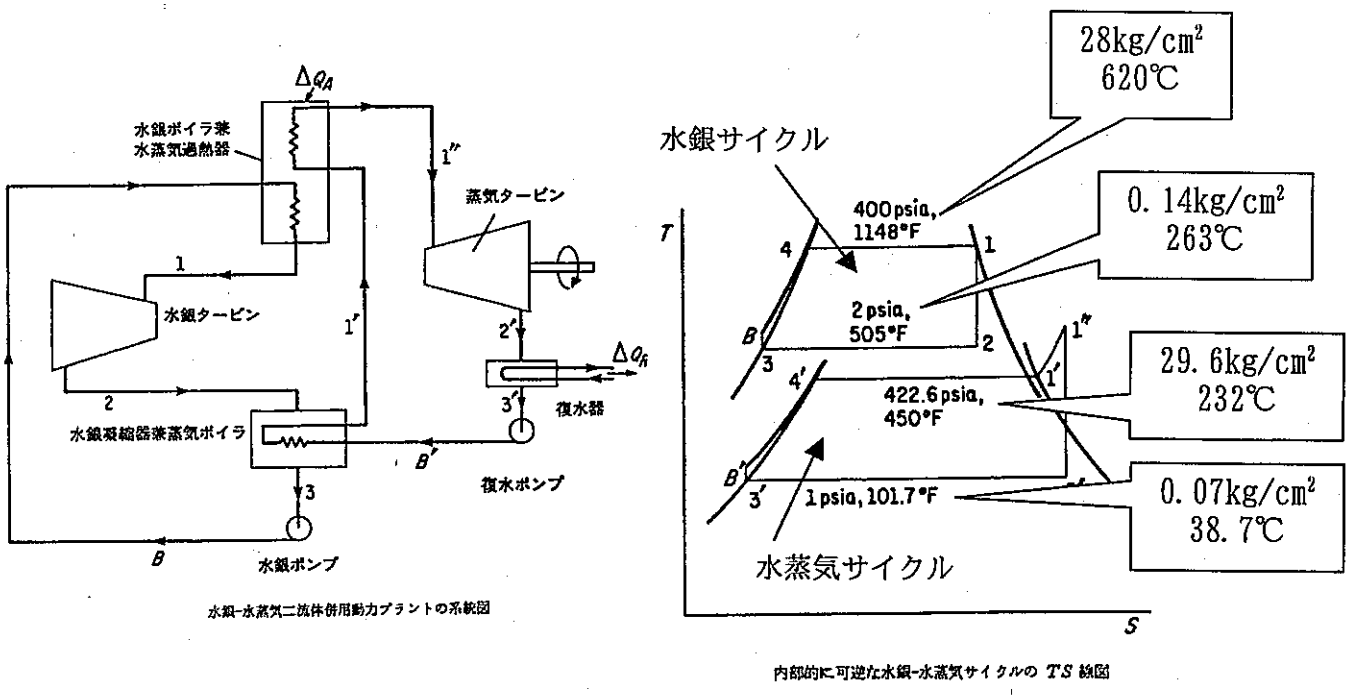


図 4.1.3(4)-10　水銀　水蒸気タービンの検討事例

4.2 重金属炉の検討

本研究は、1999年度と2000年度の2年間に渡って実施したものである。1999年度では、炉システム形式や冷却材種別に着目して有望候補概念の摘出を行った。併せて、構造材料との共存性やPo210問題等、重金属冷却炉に特有の課題について、文献調査等を基に課題解決に向けた現状の技術的方策を整理した。2000年度では、前年度の検討の結果、有望概念として選択された鉛ビスマス冷却中型炉概念の検討を行った。経済性目標達成の観点からは冷却材駆動方式として自然循環方式が最も有利であると判断し、完全自然循環冷却方式の鉛ビスマス冷却中型炉概念について概念設計研究を進め、ユーザ設計要求に対する充足性の評価、課題の摘出を行った。

4.2.1 重金属冷却炉の特徴

重金属冷却炉の冷却材としては、ロシアでの研究実績等の先行研究例を基に、Pb及びPb-Bi（Pb-Bi共晶合金、Pb45-Bi55）を対象とすることとした。これらの重金属冷却材の主要な特徴を（1）に示す。またこの検討結果として摘出した重金属冷却炉の長所及び短所を（2）及び（3）にまとめた。

(1) 重金属冷却材の特徴

Na冷却材と比較した場合のPb冷却材の反応性、核特性等の特徴は以下の通りである。主な液体金属の物性を表4.2.1に示す。

- 水、空気との反応性が低い。Naのように空気や水と反応して火災等を生ずることがない
- 融点がNaより高い。定検時の保持温度はNaより200℃以上高くする必要がある
- 沸点がNaより高く、鉄の沸点よりも高い。
- 熱容量がNaより高い。約80%の体積流量でNaと同等の熱量を輸送できる。
- 高比重のPb冷却材の系統圧損はNaより著しく大きくなる（流路形状、流速が同じ場合、圧損はNa冷却系の約6倍）。Pbは、Naと比較して、低圧損の設計を指向する必要がある。
- 中性子減速能がNaよりも小さく、設計によってはNaより高い増殖性、MA燃焼度を実現できる可能性がある。
- MOX燃料の場合、燃料と冷却材の比重がほぼ等しい。したがって、CDA時に溶融した燃料が沈殿し、凝集しないことが確認できれば、再臨界を排除するためのロジックを比較的容易に構築しうる可能性がある。
- 構造材料との共存性はNaより悪い。極低酸素濃度条件ではPb腐食、酸

素過剰条件では Pb の酸化物が生成すると言われている。特に Ni の溶出が顕著であり、オーステナイト系ステンレス鋼を構造材とすることは特に高温では困難であると推測される。

一方、Pb-Bi は Pb とほぼ同じ物性を有するが、融点は Na に近い 125℃ (Pb 45wt% - Bi 55 wt%合金) であり、冷却材としては好ましい。しかしながら Bi の核反応による Po-210 の生成、Bi 資源の希少性等の問題点もある。

(2) Pb 及び Pb-Bi を Na に代えて冷却材とした場合の長所 (長所をもたらす重金属の特徴)

(1)で示した物性を有する Pb 及び Pb-Bi を Na に代えて冷却材とした場合に期待できる効果を下記に示す。

- 二次冷却系が不要 (重金属は水・空気との反応性が低い)
- 冷却材漏洩燃焼に起因した火災防止設備が不要 (重金属は水・空気との反応性が低い)
- Pb-Bi 冷却材であれば、Na 冷却炉用に開発した補修用遠隔操作技術を転用可能 (Pb-Bi の融点は 125℃であり, Na とほぼ同じ)
- 冷却材の沸点が高いことから、異常時の温度上昇許容幅が大きく、固有の安全性等に基づく、CDA 防止を達成できる可能性がある。また、仮に CDA が発生したとしても、CDA 時の事象推移は Na 炉の場合とは異なったものとなり、Na 炉の炉心設計で課されている冷却材のボイド反応度制限が緩和される可能性がある。(Pb と Pb-Bi の融点は各々1737℃, 1670℃であり, Na より高い)
- Na 冷却炉より優れた増殖性、MA 燃焼度 (中性子吸収断面積が Na より小)
- 再臨界回避ロジック構築による炉心設計への影響が Na 冷却炉より小さくなる可能性がある (冷却材密度が MOX 燃料とほぼ等しく, 炉容器底部に堆積し難い)
- 低い蒸気圧による炉上部機構の簡素化 (vapor の付着がない)

(3) Pb 及び Pb-Bi を Na に代えて冷却材とした場合の短所 (短所をもたらす重金属の特徴)

下記の点は Na 冷却材と比較して不利と思われる。

- 高比重の冷却材を格納するための容器・配管の厚肉化 (高比重)
- 厚肉化により重量増加した容器・配管の支持構造の成立性 (高比重)
- 構造材料選択の範囲が狭い (高比重, 構造材との共存性が低い)

- 重金属はNaより高比重でかつ腐食性が強いため，同じ流速で比較すれば，構造材のエロージョンは一段と生じやすいと懸念される。したがって線流速の制限が厳しくなり，設計自由度が低くなる（高比重，構造材との共存性が低い）
- 酸素不足による構造材の重金属腐食及び酸素過剰による Pb 酸化物生成を同時に防止するための適切な酸素濃度制御が必要（構造材との共存性が低い）
- 冷却材の重量が大きいためポンプへの所内負荷が増大する。また、トップエントリ式ループを採用する場合、トリチェリの真空発生防止のために過大なカバーガス圧が必要となるため、主冷却系、崩壊熱除去系においてトップエントリ式ループが成立し難い等、設計自由度が小さくなる（高比重）
- 冷却材の中性子照射によって生ずる Po-210 の揮発性のため、冷却材を覆うカバーガス系のみならず燃料取扱系も密閉管理する必要がある（核特性）

4.2.2 検討対象とする炉システム型式について

（1）炉システム型式

重金属冷却発電用原子炉システムとして、出力、機器（SG・ポンプ等）の設置場所、炉容器外機器設置の場合のループ形状、炉容器支持方法、中小型炉の場合の RVACS の有無等に着眼した。なお、全概念で２次系削除を前提とした。これらの着眼点に基づき種々の炉システム型式を想定し、比重の大きい重金属冷却材との適合性を評価し検討対象とする炉システム型式を以下の通り選定した。

・大型タンク炉

炉容器内に機器を設置する炉型で大出力化を図る場合、構造健全性を確保するためには、容器径の増大に比例して容器板圧を増大させる必要があり、近似的に「ﾀﾝｸ容器重量∝(容器径^2×冷却材密度)」となることから、重金属炉の大型タンクは重量過大となる。一方、耐 Pb 腐食材として有望なフェライト鋼製容器に必要な焼鈍設備は、現有設備では現状 10mφ程度の容器への対応が限界であり、また開先加工の観点からは 13m 以下が容器径の制限となるため、容器径の増大は高品質の RV 製作性及びコストの面で不利となる。さらに、大型タンクでは固有振動数（上下）が数 Hz 程度となり、適合する３次元免震装置開発のハードルが高い。以上より、重金属炉冷却材と本炉型式の適合性はないと判断し、検討対象から除いた。

・大型ポンド式炉容器炉（コンクリート埋込み炉容器支持）

大型タンク炉と同様に重金属冷却材インベントリの増加や炉内機器板厚増加はあるが、コンクリート埋込み炉容器支持により炉容器板厚を低減できる見通しがある。重金属炉冷却材と本炉型式の適合性はあると判断し、検討対象とした。

・大型鋼製炉容器炉（大型サイドエントリループ炉）

比重大の冷却材でループを形成する困難さはあるが、炉容器径の縮小により、大型炉にも関わらず重量削減が期待できる。重金属炉冷却材と本炉型式の適合性はあると判断し、検討対象とした。

・ 大型トップエントリループ炉

重金属冷却材は高比重（Na の約１２倍）であるため、冷却材の高低差を大きく取らざるを得ないトップエントリループを適用した場合には、トリチェリの真空発生防止が問題となる。そのため、重金属冷却材とトップエントリループの適合性はないと判断し、検討対象から除いた。

・中型モジュールタンク式炉

重金属冷却による大型タンク炉は，総重量の観点から成立し難いが、中小型タンク炉なら、モジュール化を前提とした上で、適合性はありうると判断し、検討対象とした。検討においては、鉛冷却炉（400Mwe）と鉛－ビスマス冷却炉（100MWe）の２概念を対象とした。

・ 中小型ループ炉

高比重の冷却材でループを形成するのが困難であること、モジュール化を前提とすれば炉システムの形状を極力単純にする必要があることから検討対象から除いた。

（2） 重金属冷却材に関わる課題

炉システム形式に関わらず重金属冷却炉で共通課題となる下記項目に着眼した。

・冷却材の選定

高速炉冷却材用の重金属としては核特性及び熱輸送能力から Pb 及び Pb-Bi（45wt%-55 wt%）が考えられる。両者の得失を踏まえて、冷却材を選定した。

・Bi 資源量

稀少物質である Bi の資源量を調査し、また国内基幹電源としての高速炉の冷却材として必要となる Bi 量を推定した。両者を比較し、Pb-Bi 冷却材選定の可否を判断した。

・水と Pb-Bi の化学反応、水蒸気爆発

ＳＧ伝熱管破断を想定して、水と Pb-Bi の化学反応、水蒸気爆発について調査・検討した。

・２次系削除を前提とした水蒸気伝熱管破断時の対策

本研究で検討対象とした重金属炉システム概念は全て２次系削除を前提としているため、水蒸気伝熱管破断時の対策について検討した。

・Po-210 対策

重金属炉で問題とされる Po-210 の対策について検討した。

・構造材料と冷却材の共存性

重金属炉で問題とされる腐食について調査した。

・保守・補修性

重金属炉の保守・補修性の基本的な考え方について検討した。

・冷却材インベントリ低減策

ロシアで検討が実施されている SVBR 概念の情報を踏まえて冷却材インベントリ低減策について調査した。

4.2.3　各種候補概念の概念設計研究

前項で選定した以下の 4 概念を対象として、重金属冷却高速炉プラントとしての概念設計研究を実施し、ユーザ設計要求への充足性の評価や概念成立性に関わる課題を整理した。

・鉛冷却大型ポンド型炉（日本型ポンド容器概念）
・鉛冷却大型ループ型炉（サイドエントリー方式２重配管）
・鉛冷却中型タンク型炉
・鉛ビスマス冷却小型タンク型炉

（1）鉛冷却大型ポンド型炉（日本型ポンド容器概念）

（i） 基本概念

本概念はロシアで研究されている BREST を基に、耐震性等について日本への適合を図った概念である。BREST の最大の特徴は炉内機器及び冷却材鉛の重量をコンクリートで接続するポンド式炉容器である。今年度は主にポンド式炉容器及び炉内機器の耐震性等に関する検討を行った。

本概念の概要図を図 4.2.1 に示す。炉容器内筒から放射状に伸びた２重配管により機器（ポンプ/ＳＧ）を支持する構造である。２次系は削除され、炉心周辺にＳＧと機械式ポンプを別個に配置している。地震時に機器に付随する冷却材重量を考慮した振動検討の結果、内筒と機器の胴・スカート部等の肉厚が Na 炉より著しく大きくなっている。

炉心燃料は窒化物燃料、ダクトレス正方格子集合体を採用した。（当初、MOX 燃料で検討されたが、炉心高さが 150cm 以上になり、圧損、ボイド反応度低減等の観点より窒化物燃料に変更）

軸ブランケット、径ブランケットの採用無しで増殖比 1.05 が達成可能である。また、軸ブランケット、径ブランケットの採用により増殖比を 1.27 に増加させることが可能である。運転サイクル長は窒化物燃料 18 ケ月(4 バッチ)で取出平均燃焼度 10 万 MWd/t。炉内に配置された制御棒 8 体で反応度制御を行う。

（ii） 基本仕様

基本仕様を、表 4.2.2 に示す。

(iii) 設計要求への対応

設計要求への対応を表 4.2.3 に示す。

(iv) 経済性

(a)原子炉構造及び冷却系機器の物量

NSSS トータルの重量は約１００００ｔである。内訳では、ポンド型固有の設備である断熱ガードベッセルが約 3000t を占めており、この物量だけで、今年度検討された大型 Na 炉と同程度であり（2700～3700 t）、ポンド式は大型 Na 炉に比べ経済性が劣る。また、蒸気発生器の重量が約 4000ｔとなり、経済性をさらに落としている（耐震のため構造材が厚肉になる。３次元免震を適用すれば蒸気発生器物量を低減することは可能と考えられるが、大型タンクでは固有振動数（上下）が数 Hz 程度となり、適合する３次元免震装置開発のハードルが高く適用することは困難。）。

(b)原子炉建屋の容積

- 150,000m^3

(c)所内負荷率

・ 未検討

(d)建設工程

・ 詳細は未検討であるが、モジュール化工法により５０ヶ月を目標とする。

(e)プラント稼働率

・ 詳細は未検討であるが、９０%以上を目標とする。

(f)建設単価

・ 約２８万円/kWe（メーカ推定値）

(g) MOX 燃料の適合性

MOX 燃料では、ガスプレナムも含めた燃料集合体長が非常に長くなるとともに制御棒本数も増加するので、炉容器径／高さが更に増加し、経済性へのインパクトが大きい。

（ｖ）構造健全性（含耐震性）

(a)構造健全性の特徴

・ 容器には低温の冷却材が接する構造となっている。

(b)主要機器の構造健全性(耐震性)

・ 耐震性解析結果を基に強度部材の肉厚を決定した。
・ 炉容器熱遮へい構造（中空スチールブロック）：層厚さ 120mm×5 層、部材厚さ 8mm
・ ＳＧ：外胴、スカート肉厚 70mm
・ ポンプ：外胴、スカート 50mm
・ 炉容器内筒：140mm
・ 炉心内筒下部に耐震支持構造（水平方向変位のみ拘束するスライドジョイント）が必要である。

なお、耐震性解析の前提条件は下記の通りである。

・ 改良 9Cr 鋼が耐鉛腐食性を有すると想定した（または同等の強度でかつ耐鉛腐食性を有する材料を開発すると想定した)。
・ 非免震建屋であるが岩盤埋込みとし、基準地震動 S2 による水平方向最大加速度を約 2000 gal とする。
・ 炉容器周囲のコンクリートを 65℃以下に保つための熱遮へい性を前提とする。

(c)腐食性

ロシアの知見に基づいたヒートバランス及び構造材を設定することにより対応し、酸素濃度制御により耐腐食性を向上することを目標とした。詳細は未検討である。

(vi) 安全性（安全設計の特徴）

(a)原子炉停止系

制御棒を炉心下部に設置し、ｽｸﾗﾑ時には、炉心燃料領域まで浮上する構造となっている。駆動力は、浮力＋ガス圧により加速浮上する。

(b)崩壊熱除去系

崩壊熱除去時には、炉容器内に設置した空気系配管で冷却する。通常時は、水・蒸気系を用いて崩壊熱除去を行う（鉛側自然循環、水側強制循環）。

(c)格納系

冷却材バウンダリは原子炉容器であり、炉上部デッキより吊り下げ支持されている。格納バウンダリは、炉容器外側の断熱材のさらに外側に設置される冷却ダクト内側である。

(d)再臨界回避方策

詳細な設計対応方策の検討までは実施していない。Na 炉に比して冷却材の融点が高く、冷却材沸騰が始まる前にスチールの被覆材が溶融し、被覆管の移動反応度やガスプレナム内及び燃料中のガス放出による冷却材ボイド反応度の効果を評価していく必要がある。また分散した燃料の高比重冷却材中での挙動等、事象のシナリオそのものについても不確定な部分が多い。重金属冷却炉の炉心損傷事象評価研究の進捗を受けて、設計対応の必要性の有無や具体的な対応方策を検討していく必要がある。

(vii) 製作建設性

(a)製作性

詳細は未検討。

(b)試験検査性

材料、寸法に関し特に難しいものはないと考えられる。耐圧、漏えいに関しては、原子炉容器、SG・ポンプ容器を工場で一体製作することはできず、現地にて製作することになる。運転時、原子炉容器（または格納容器ライナ）の下端には、鉛の液頭圧 15atg 程度かかるので、最高使用圧力はこれに余裕をとったものとなる。使用前検査で耐圧漏えい試験を実施する必要があるが、水張りだけではこれだけの圧力は加圧不可能であり、足りない分のガス圧をかけることはデッキの健全性を損なうので適用できない。また、SG やポンプを設置する前に鉛を入れて耐圧試験を行なうことは、予熱鉛の充填・ドレン作業だけでなく、残存鉛の影響で、SG、ポンプ、配管の据付けに影響を及ぼすため全設備据付け完了後、鉛を入れての高温状態での系統耐圧試験で許容できるかがポイントとなる。

(c)据付性

未検討。

(d)その他

コンクリート保護のための断熱ガードベッセルの製作、据付コスト等が未検討である。

(viii) 運転性/保守補修性

(a)運転の容易性

水・蒸気系を用いた崩壊熱除去時には、冷却材の高い融点（327℃）を考慮し、水・蒸気系にジェットミキサーポンプを採用することにより水・蒸気系の温度を下げすぎないように対策している。ただし、ジェットミキサーポンプが起動するには過熱蒸気が飽和蒸気圧まで下がるのを待たねばならず、この間に水・蒸気系の温度が下がりすぎ冷却材が固化することも考えられる。対策は可能であると推定されるが、冷却材の高い融点による運転の難しさがある。

(b)ISI

冷却材バウンダリの ISI は、液位監視等連続監視にて健全性を確認することができる可能性がある。高温（400℃程度を想定）で一次系設備のバウンダリの体積検査を実施することは、技術的難しさだけでなく、定検工程長期化のインパクトもあるので、実施の意義・必須性を明確にする必要がある。

カバーガスバウンダリの ISI は、デッキ下面等で、鉛の融点よりも低い部位があると、鉛の蒸気圧が低いとは言っても長期間たつと全面に渡っての鉛の凝縮、凍結の可能性があり、プラグしてしまって有効な漏えい監視ができない可能性があるため、カバーガスバウンダリの温度が３３０℃以上となるような構造として漏えい監視を行なう必要性がある。

SG 伝熱管のＵＴは、カプラントを用いるので、４００℃程度の高温条件での実施は困難である。また、鉛をドレンしてＳＧを低温にできたとしても、鉛の付着状況によっては有効な検査ができない可能性がある。鉛炉の場合、きれいに鉛液滴を切れるかが重要となる。フェライト系鋼を用いているので、リモートフィールドＥＣＴの適用の可能性があるが、センサ、ケーブルの駆動を４００℃の環境下でどう行うか（従来、ガス加圧で駆動しているが、３３０℃以下の温度では鉛がフリーズしてしまい、不具合発生のポテンシャルとなる）、また周囲に鉛がある状態では十分な欠陥検出性が得られない可能性があり、検査時間もかかり、多くの課題を有し、現実的ではない。また、ドレンできたとしても、ＵＴで述べたように残留鉛の影響が考えられるため、体積検査で健全性を担保しなくても済む考え方を検討し、音響計等による連続監視で対応することが現実的である。

(c)漏洩検出性等

未検討。

(d)漏えい位置の同定と補修性

バウンダリ外側をガス雰囲気とするような構造がとれれば、雰囲気の監視と目視で対応可能性がある。ただし、大型ポンド式炉容器鉛冷却炉の場合、容器外側からのアクセスが困難なので、全炉心待避、鉛の全ドレン等を実施して、容器内側からの遠隔補修が必要となる。

SG 伝熱管の漏えいは、一次冷却材バウンダリが破れたことであり、一次冷却材バウンダリとしての十分な補修・検査対応を図るためには、引抜き補修での対応となる。ただし、現地でのインプレースプラグも対応策の一つとして可能性がある。

(ix) 特有の開発課題

(a)新技術、新概念についての課題

鉛冷却炉では MOX 燃料は見込みが薄い。一方、MN 燃料は N-15 の濃縮が必要である。

(b)概念の成立性を左右する重要な課題

- 原子炉、燃料集合体耐震成立性
- 鉛冷却材取扱い技術（腐食防止用の酸素濃度調整技術、冷却材純化技術、Po を含むＲＷ処理）
- 材料開発（燃料被覆管、冷却系機器等の構造材料の耐腐食性データ取得）
- 冷却材凍結防止対策
- 高温状態でのメンテナンス方法
- 燃料交換装置
- 鉛ボンド燃料の製作性
- 燃料集合体の浮き上がり防止機構
- ラッパ管のない燃料集合体の脱・装荷の信頼性確保
- ポンプインペラの健全性（侵食対策）
- 窒化物燃料

乾式再処理法をベースとした燃料サイクル技術

(c)開発の容易性

未検討。

(x) 総合評価：大型ポンド式炉容器鉛冷却炉

- ポンド型炉容器に関しては、２重容器として格納境界を確保し、断熱材外側に冷却ダクトを設けることにより検査性を向上させている。

・ コンクリート保護のための断熱層の物量が大きく、大型炉としての経済性のメリットが無いと評価できる。炉容器、１次冷却系、ＳＧ・ポンプを含めた重量は約 10,000t であり、大型 Na 冷却炉（2700~3700t）とは競合しえない水準である。

以上の通り、主に物量の観点、高温メンテナンスの困難性から、本概念は有望ではないと判断した。

（２）鉛冷却大型ループ型炉（サイドエントリー方式２重配管）

（ｉ）基本概念

概念図を図 4.2.2 に示す。本概念はスケールメリットを追求した大出力化（1500MWe）と物量削減を両立するためにＳＧ／ポンプ合体のサイドエントリ４ループ炉である。冷却材の高比重に起因する配管引きまわし及び支持の困難さを考慮して、フローティングサポートされたＳＧ容器と炉容器を二重構造の直管でつないでいる。室温と運転温度差による熱応力は ”ＳＧ容器のフローティングサポート化” で、ＳＧ出入口温度差による熱応力は ”２重配管化＋内管のスライドジョイント” で吸収する構造が特徴である。（外管リーク対応として、エンクロージャを備えている）なお、２次系は削除されている。

炉心燃料は MOX 燃料及び窒化物燃料とも採用可能であり、ダクトレス六角格子集合体を採用している。径ブランケットの採用により増殖比を MOX 燃料で 1.04→1.15、窒化物燃料で 1.15→1.28 に増加させることが可能である。運転サイクル長は MOX 燃料 12 ケ月(5 バッチ)、窒化物燃料 17 ケ月(5 バッチ)で、取出平均燃焼度 14 万 MWd/t～15 万 MWd/t である。炉心内に配置された制御棒 36 体で反応度制御をしており、窒化物燃料の場合、これより削減できる可能性がある。

当初期待された本概念の長所は下記の通りである。

・ 大出力化：スケールメリット

・ ループ式炉システム：主要機器の工場製作・組立て及び冷却材インベントリ低減

・ 重金属冷却材：２次系不要、冷却材漏洩に起因する火災防護設備不要

（ⅱ）基本仕様

基本仕様を、表 4.2.4 に示す。

(ⅲ)設計要求への対応

設計要求への対応を表 4.2.5 に示す。

(iv)経済性

(a)原子炉構造及び冷却系機器の物量

- 約３３００ｔ／150万Kwe（約2.2ton/MWe）

(b)原子炉建屋の容積

- 約11.4万m^3／プラント

(c)所内負荷率

- 系統圧損が低いため、ポンプ負荷はNa炉と同等である。
- 停止時の予熱負荷は、停止時温度が高温のため(約400℃)、Na炉(約200℃)より大きくなる。

(d)建設工程

- 詳細は未検討だが、２次系削除、建屋物量低減等により約４６ヶ月を目標としている。

(e)プラント稼働率

- 詳細は未検討だが、４５日定検と１４ヶ月運転により、目標９０％を目標としている。

(f)建設単価

- 約２２万円/kWe（メーカ推定値)。なお、現状の評価は冷却材の純化系やPo対策設備を考慮していない。

(v)構造健全性（含耐震性）

(a)冷却系機器構造成立性

- ＳＧ伝熱管破損時の炉心への水・蒸気ガス混入を防止するため炉容器内コールドプレナムに自由液面を確保した。このため、炉容器は２重容器とする。
- 重量のある配管のｻﾎﾟｰﾄは困難であることから、炉容器－ＳＧ容器間を直管で結ぶ。炉容器２重容器との整合性から、２重配管とスライドジョイントを持つ構造を採用する。
- 配管及び機器の熱膨張はＳＧ容器のﾌﾛｰﾃｨﾝｸﾞｻﾎﾟｰﾄ化で吸収する。ﾌﾛｰﾃｨﾝｸﾞｻﾎﾟｰﾄを含む一次冷却系構造の成立性については表4.2.6参照。
- ２重配管＋スライドジョイント 構造は、高強度の 12Cr 鋼を採用し、Pb冷却炉では運転時／停止時の温度差が小さいこと及び構造設計基準の高度化により成立しうるとの見通しがある。ただし Pb-Bi 冷却材を採用して停止時温度を２００℃程度まで下げると想定すると成立性は相対的に難しくなる。

・ 鉛冷却材中でのスライドジョイント構造は、鋼材表面に皮膜を作る防食システムを採用した場合には、スライドジョイント部において皮膜が剥離し腐食速度がより速くなることが考えられる。

(b)耐震性

一次系の冷却材重量は約 20,000 t であり、大型 Na 冷却ループ型炉の約 10 倍に達する見通しである。同規模の Na 冷却炉と比較すると耐震性は厳しくなる。ただし他の大型重金属冷却炉よりは軽量である。

(vi) 安全性（安全設計の特徴）

(a)原子炉停止系

・ 独立 2 系統+SASS の構成
・ 制御棒集合体のラッチ方法が開発課題である。

(b)崩壊熱除去系

・ 50%×4 系統の PRACS で構成し十分な信頼性を確保できる見通しである。

(c)格納施設

プラント建設費の低減化を考慮して極力コンパクトな格納容器を指向した。CV 形状を円筒形にすると建屋が大型化するため、コンクリート厚さは若干増加するが矩形の鉄筋コンクリート RCCV を選定している。重金属を選定したことにより再臨界回避できることを仮定して（詳細未検討）、CDA による機械的エネルギーの放出は考慮していない。

(d)再臨界回避方策

・ 鉛冷却大型ポンド型炉と同様。

(e)その他（特有の安全上の課題等）

SG 伝熱管破損対策

・ 急速ブロー設備により水リーク率抑制
・ ラプチャーディスクを設け長期の圧力上昇の影響緩和
・ SG カバーガス圧力計を設けリーク検出
・ 蒸気の炉心進入対策

(vii) 製作建設性

(a)製作性

・ 原子炉容器径は 8.2mであり、鍛造材及び工場での一体焼鈍が可能な８m台の範囲内に収まっている。
・ 1 次系ＳＧは APWR の SG のサイズ以下であり問題ない。

(b)据付性

- ２重配管廻りの建設性が不明である。
- 冷却材初期チャージの際に、大規模な仮設施設が必要となる。

(viii) 運転性/保守補修性

(a) 運転の容易性

鉛冷却大型ポンド型炉と同様である。

(b)保守・ＩＳＩ

- 鋼製容器型の原子炉構造であるためナトリウムと同様の検査性・補修性がある。
- ＳＧは原子炉容器とは別置きであり水・蒸気系の放射化を抑制可能である。
- 2 重配管の内管は、検査の際には冷却材を配管が露出するまでドレンし、炉容器側から遠隔かつ高温環境下での検査となり、困難である。バウンダリでないため検査は必ずしも必要ないという考えもあるが、検査性に関しては劣る。
- 鉛の洗浄方法が課題として挙げられる。
- ポンプは上方への引き抜きが可能である。

(c)漏えい検出性等

- ２重配管の内管は、バウンダリではないが、漏えい検出が困難である。

(d)漏えい位置の同定と補修性

- 未検討

(ix) 特有の開発課題

(a)新技術､新概念についての課題

- スライドジョイントと腐食防止方法との整合性
- ２重配管、スライドジョイントの構造健全性
- 制御棒、SASS の構造具体化、信頼性確保
- PRACS の構造具体化、信頼性確保

(b)概念の成立性を左右する重要な課題

- 鉛冷却大型ポンド型炉と共通。

(c)開発の容易性

- 重金属特有の課題は開発期間・コストとも大きいと予想できる。
- 本概念特有の課題についても、R&D 課題が大きいと評価できる。

(x) 総合評価：大型鋼製炉容器鉛冷却炉（大型サイドエントリループ炉）

- 炉容器、１次冷却系、ＳＧ・ポンプを含めた重量は約 3300t であり、物量の観点からは、大型 Na ループ炉よりも大きく（2700t）、大型 Na タンク炉と同程度である（3300~3700t）。
- ループ炉の場合、主冷却配管に生ずる熱荷重を吸収するためにエルボを設ける設計が考えられる。エルボ設置は配管長さひいては冷却材インベントリの増加をもたらすが、特に比重の大きい重金属冷却材の場合には支持の困難さ・物量の増加等の観点から概念の成立性に関わる問題となりうる。したがって、ループは直管で炉容器とＳＧ容器をつなぐ形状とし、さらに炉容器出入口温度差を考えると、内管スライドジョイント式の２重配管とせざるを得ない。
- スライドジョイントは、一般に摺動部の固着・磨耗の防止が課題であるが、ＳＧ出入口温度差のバウンダリに用いる本概念の場合にはヒートマスバランスが成立しうる精度の高さ（＝リーク量の小ささ）も要求され、さらにこれらの技術的障害を経験の少ない重金属冷却材中で超えなければならなくなってしまう。
- 配管の２重化により、ホットレグとコールドレグの境界である内管の検査が困難という課題もある。
- 重金属冷却材の圧力に耐えるために容器、配管の肉厚は大きくなることから、一般に熱交換器は Na 冷却炉より大型化する。出力 1500MWe でＳＧ容器フローティングサポートを採用する本概念の場合、支持重量の観点からループ数は４となり、Na 冷却炉より多くなる。また大型化（∝容器深さの増加∝容器下部圧力の増加）に伴う肉厚の増加が Na 冷却炉より大きいため、Na 冷却炉よりもスケールメリットは小さくなる可能性がある。

以上の通り、２重配管の健全性確保方策について課題が多いと考えられ、また、経済性は最低限としても約２２万円/kWe と推定され目標の 20 万円/kWe に達していないと判断された。

（３）鉛冷却中型タンク型炉

（ｉ）基本概念

本概念の概要図を図 4.2.3 に示す。冷却材として高比重の鉛を採用している重金属炉では、大型化によるスケールアップ効果を追及しようとすると炉容器径や１次系の重量が過大となり、構造設計、耐震設計等の観点からの困難さが懸念される。そこで、出力規模を１基当り 400MWe とし、モジュール化による経済性向上効果を狙った中型モジュールタンク式を基本概念とした。

炉容器は Na 冷却炉と同等の検査性を考慮して鋼製炉容器を選択し、更に球形タンク炉容器構造とすることで、冷却材重量低減と耐圧性の向上による容器

の薄肉化を図っている。冷却系統は 2 次系を削除し、鉛電磁ポンプとＳＧとを合体して炉心周囲に配置している。

炉心燃料は MOX 燃料、セミダクトレス六角格子集合体を採用している。径ブランケットの採用により増殖比を MOX 燃料で 0.9 から約 1.2 に増加させることが可能との見通しである。運転サイクル長は MOX 燃料で 12 ケ月(20 バッチ)であり取出平均燃焼度 15 万 MWd/t を想定した。炉心周囲に、鉛反射体（正確には漏洩体）42 体を配置した反射体制御方式を採用している。後備炉停止系 6 体は吸収体であり、同じく炉心周囲に配置されている。

（ii）基本仕様

基本仕様を、表 4.2.7 に示す。

(iii)設計要求への対応

「高速増殖炉の概念検討における設計要求」への対応を表 4.2.8 に示す。以下に、各々の要求項目毎に、目標に対する達成度の観点から評価を行った。

(iv)経済性

(a) 原子炉構造及び冷却系機器の物量

１モジュール当たり（40 万 kWe）の NSSS の鋼材重量（断熱材、崩壊熱除去系重量を除く）は、約 1500 t となり、４モジュール 160 万 kWe 構成とすると約 6000t である。単位出力当りの NSSS の鋼材重量は、約 3.7 t/MWe であり、実用化戦略調査研究で検討を進めている Na 冷却炉概念の約 2 t/MWe よりも大きく、更なる物量削減等の合理化検討が必要である。

(b) 原子炉建屋の容積

１プラント当りの建屋容積は約 3.7 万m^3であり、４モジュールでは約 14.8 万m^3となる。

(c) 所内負荷率

400MWe×４モジュールの所内負荷としては、1 次系の 50.1MWe、タービン発電機系の 27.2 MWe、換気空調設備の 6.4 MWe が支配的である。2 次系が削除されているものの、電磁ポンプ等の 1 次系の所内負荷率が高く、所内負荷率は約 5.5%と評価されている。

(d) 建設工程

50 ヶ月以内を目標とする工程案を作成した。今後、詳細な検討を要する。

(e) プラント稼働率

定検スケジュール等の検討までは実施していないため詳細は未検討である。

(f) 建設単価

物量をベースとした本プラント概念のメーカによる建設単価の推定値は、約30万円/kWeと評価されている。

(v)構造健全性（含耐震性）

(a)建屋免震

原子炉建屋は水平免震を採用している。原子炉補助建屋及びタービン建屋は耐震建築である。

(b)主要機器の構造健全性（耐震性）

詳細は未検討である。中型炉のため、大型炉に比べ容易と推測される。

(c)腐食性

現状設計では電磁ポンプ内の流速は 10m/s 程度になる。エロージョン対策については要検討である。今後の材料腐食制御関連 R&D の成果に合わせて、構造材、炉心材料（被覆管材等）の成立性を確認していく必要がある。

(vi) 安全性（安全設計の特徴）

(a)原子炉停止系

主炉停止系（反射体制御）、後備炉停止系（キュリー点式 SASS、炉心下部に設置）による独立２系統の炉停止系としている。制御棒集合体上部にストッパを設置し浮力による浮き上がりを防止する機構としている。キュリー点式 SASS は駆動軸に温度変化を感知して作動する自己作動型炉停止機構を設置するとしている。ナトリウムに比して冷却材の沸騰までの温度許容幅が大きく、SASS 設計条件はナトリウム冷却炉の場合よりも容易になる可能性もある。

(b)崩壊熱除去系

SGAHRS（Steam Generator Auxiliary Heat Removal System）は原子炉モジュール１基当り４系統が備えられ、１系統当りの除熱容量は、強制循環：約 12MW、自然循環：約 3MW と設定されている。本系統の有効性の確認の為には、更なる詳細評価を必要とする。

また、炉容器下部の炉壁キャビティ冷却系を利用した RVACS 方式による崩壊熱除去も検討されている。自然循環運転を想定しているが、有効性の確認の為には更なる詳細評価を必要とする。

(c)格納系

鋼製ライナーコンクリートによる格納構造である。格納系に係わる設計基準事象としては、格納バウンダリ内部での水蒸気配管破損または伝熱管破損事故を想定している。格納容器の設計内圧を 1.5kg/cm^{2}g として検討し、内容積 3600m^3 とした。

(d)再臨界回避方策

鉛冷却大型ポンド型炉と同様。

(e)蒸気伝熱管破損事故対策

蒸気発生器伝熱管漏洩発生時に水・蒸気、及び反応生成物の炉心への移行を防止するため、蒸気発生器の入口と電磁ポンプの出口部に自由液面を有するプレナム部を設けている。比重の差を利用した本分離機構の有効性については、今後、詳細な検討が必要である。

(vii) 製作建設性

(a)製作性

詳細は未検討である。

(b)試験検査性

大型ポンド式炉容器鉛冷却炉と同程度と推定される。

(c)据付性

Na 炉と同等と推測される。

(viii) 運転性/保守補修性

(a)運転の容易性

詳細は未検討であるが、鉛冷却材の融点が高い（327℃）ことから冷却材の凍結防止に留意した運転が必要となり、蒸気発生器への給水温度の高温維持が必要である。過渡変化時にも過度の温度低下を運転上の難しさがあると推定される。

(b)ISI

SG 伝熱管の健全性の確認には、CM（水ﾘｰｸ検出系）、音響系、カバーガス圧力計（プロセス系）を用いる。カバーガスバウンダリは、CM(放射線モニタ)による１次アルゴンガスの漏洩連続監視を行う。電磁ポンプは、電気的試験（導通、インピーダンス、絶縁）により ISI を行うことが可能であり、電磁ポンプはメンテナンス上有利である。

融点の高い鉛を採用していることから、原子炉停止時においても系統温度を約 400℃に維持する必要があり、高温環境下での ISI 技術を開発する必要がある。

(c)漏洩検出性等

全ての鉛冷却材は炉容器タンクの中に収納されており、冷却材バウンダリの破損が生じた場合には、ガードベッセル内に漏洩した鉛を検知する必要がある。鉛の液位計による炉容器の液位の減少、またガードベッセル内液位の上昇を検知することになると思われるが、詳細は未検討である。

(d)漏えい位置の同定と補修性

イメージファイバ及び EMAT により冷却材漏洩位置の同定を行う。蒸気発生器伝熱管補修時には、冷却系部分を上部から取り出し、メンテナンス建屋でプラグを実施することを想定している。給水管台、蒸気管台に上部からアクセスし、管板部で各伝熱管をプラグする。

基本的に、機器の補修は引抜きにより行い、高温ガス洗浄後に酸系の液体での洗浄を考えている。しかしながら、酸系の液体の洗浄では機器そのものを傷つけるおそれがあるため、引き抜き補修を可能とする為には洗浄技術に関する研究開発が必要となる。また、引き抜き時にはカバーガスバウンダリが開放されることとなり、鉛冷却材中でも発生するポロニウム（α放射体）への対策について今後の検討が必要である。

（ix）特有の開発課題

(a)新技術、新概念についての課題

・ 鉛浸漬大容量電磁ポンプの開発

鉛電磁ポンプは、動的機器を削除できメンテナンス上有利なこと、流速を低く設定することにより耐腐食性を向上できる利点を持ち、開発の可能性が高ければ、重金属炉に電磁ポンプを適用するメリットは大きい。

しかしながら、電磁ポンプにはフェライト鋼が採用できないために、オーステナイト鋼が必要となる。ニッケル溶出による腐食防止方策としてオーステナイト鋼表面のコーティング処理が検討されているが、コーティング皮膜による防食方策は皮膜の安定性の観点からロシア・米国で有望ではないと判断された前例があり、鉛ビスマス電磁ポンプの防食技術の開発には相当の困難さが予想される。

また、ナトリウムに比して鉛ビスマスは約 6.5 倍の電気抵抗を有することから、ナトリウム電磁ポンプよりもより多くのポンプ駆動電流が必要となり所内負荷率の悪化が懸念される。PbO_2 等の不純物によって電気抵抗が更に悪化する可能性も考慮していく必要があると考えられる。

・ 電磁ポンプとＳＧの機器合体

本概念は電磁ポンプと SG を合体しているため、機器の構造が複雑になり実際の保守・補修は困難を伴うと推測される。また、合体機器高さが大きくなることにより、炉心近傍に電磁ポンプを配置することになり、電磁ポンプ-コイルの照射による損傷も懸念される。

・ 反射体制御等の構造具体化、信頼性確保

候補材料として、ハフニウムまたはキャビティを挙げているが、詳細は未検討である。また、炉内構造物に対する照射量が制限値を満たすことが

可能であるかとの懸念もある。炉内構造物は、耐照射性の観点から 9Cr 鋼として電磁ポンプや炉容器はオーステナイト鋼となっているが、これら２つの材料の熱膨張差による熱変位差を吸収させる構造とすることは技術的な困難さが予想される。

・ カバーｶﾞｽの差圧制御による２つの自由液面高さ

カバーガスの差圧制御を利用して、SG 入口自由液面を、炉心上部プレナム部と電磁ポンプ上部プレナム部の自由液面よりも上昇させた機構となっている。蒸気発生器入口への流路確保のためにはこれらの自由液面間の差圧の確保が必須となるため、カバーガス系は循環運転方式よりは密封方式が好ましいと考えられる。一方、ロシア IPPE のプラント設計例によれば冷却材酸素濃度管理の為にカバーガス系には循環運転方式が採用されている。同様な酸素濃度管理方策を採用した場合には、カバーガス循環機能に異常が発生した際の差圧維持が困難になることが懸念される。

また、蒸気発生器伝熱管破損時に蒸気発生器の入口側と出口側に移行したガスは、それぞれガス圧力条件の異なるカバーガス空間に分離され最終的に何らかの圧力抑制機能が作動することとなるが、その際にも差圧や液面の過度の変動を防止することが必要であり技術的困難さが予想される。

・ 冷却材流路が複雑であること

炉心上部プレナム→蒸気発生器→電磁ポンプ→炉心下部プレナムまでの流路構成が比較的複雑な構造となっている。最近入手したロシア IPPE のプラント設計例によれば、水素+微量水蒸気+アルゴンガス等の成分調整混合ガスを直接冷却材中に注入し、冷却材中でのガス濃度の調整により防食皮膜の保護と酸化鉛スラッジ生成防止とを両立させる方策が採用されている。同様な方策を採用した場合には、冷却材流路の複雑さや流路途上のガス抜き自由液面の存在が、ガス濃度分布の均一性確保の観点から技術的困難さをもたらすことが予想される。勿論、防食方策としては上述したロシア IPPE 方式が唯一の方策ではないとしても、他の防食方策の成立性を確認するためには、長期の開発期間が予想され、開発リスクの増加が懸念される。

(b) 概念の成立性を左右する重要な課題

本プラント概念の主要な課題は、大型鋼製炉容器鉛冷却炉と共通であるものの、鉛電磁ポンプの開発が重要な開発項目として加わることになる。主要な開発課題を表 4.3.2 にまとめた。

（x）総合評価：中型モジュールタンク式鉛冷却炉

中型炉を選択する際には、大型炉では採用できないシステムによる合理化が

必要である。それに最も効果があるのは RVACS であるが、鉛冷却材の高融点のために運転温度範囲が制限されることによる困難さが生ずる。

また、電磁ポンプとＳＧを合体したことにより機器が複雑になり補修性が困難であると推定される。電磁ポンプの照射による損傷も懸念される。

経済性は建設単価が約 30 万円/kWe であると評価され、目標の 20 万円/kWe に達しておらず、単一モジュールについて物量低減化を目指した更なる検討・工夫が必要である。

以上の通り、合体機器の補修方策については課題が多く、鉛電磁ポンプの開発には長期間を要する。また、経済性は約３０万円/kWe であり目標の 20 万円/kWe に達していない。従って、本概念を詳細化するのみでは有望概念とはなり得ず、本概念検討で得られた知見を基に、重金属冷却炉としての新たな概念を構築していく必要があると判断した。

（4）鉛ビスマス冷却小型タンク型炉（ＳＶＢＲ）

（ｉ）基本概念

本概念の概要図を図 4.2.4 に示す。SVBR (Lead Bismuth Cooled Fast Reactor) は、第１世代の VVER（ロシアの加圧水型軽水炉）のリプレース用としてロシアの IPPE が提案したモジュールタイプ Pb-Bi 冷却炉である。主要な目標は、受動安全、事故時の格納容器昇圧の回避、モジュール概念とコンパクト化によるコスト低減及び建設日数の削減である。２次系削除で、炉心周辺にＳＧ１２基と機械式ポンプ２基を配置している。出力は 100MWe／基で、サイト当たり１２基で構成される。

（ii）基本仕様

基本仕様を、表 4.2.9 に示す。

(iii)設計要求への対応

設計要求への対応を表 4.2.10 に示す。

(iv)経済性

(a)原子炉及び冷却系の物量

- 原子炉容器、炉内機器(ポンプ、ＳＧ等)、炉内遮へい体の合計 260 t/100MWe
- 冷却材： 190 t/100MWe、付属設備（RVACS、その他機器等）56 t/100MWe
- NSSS で比較すれば、1500 MWe 換算値で 3900 t となり、大型 Na 炉（2700 t ～3700 t）より物量は大きくなる。

(b)建屋容積

- 原子炉建屋 80,000 m^3／1200MWe

・ 付属建屋 14,000 m^3／1200MWe

(c)建設工期

詳細は未検討であるが、48ヶ月を目標としている。

(d)所内負荷率

・ 4%

内訳：復水器冷却水ポンプ 1.2%
タービン復水系ポンプ 0.4%
主循環ポンプ 0.9%
他（換気系等） 1.5%

(e)プラント稼働率

詳細は未検討であるが、90%を目標としている。

(f)建設単価

現段階では国内立地を前提とした耐震性の見通しは得られておらず、建設コストは未評価である。

(h)その他

RVACS の加圧高温水沸点と材料腐食を考慮したためと推測されるが、運転温度が400℃超と低く、現状経済的競合性は低い。

(v)構造健全性（含耐震性）

(a)構造設計の特徴

ＳＶＢＲのプラント設備及び配管の強度評価はロシアの基準である「原子力エネルギー装置の設備と配管の強度計算基準」（モスクワ、Energoatomizdat、1989）に基づいている。基準は、設備と配管の強度計算を２段階で行うこと（基本寸法を選択する計算と検証計算）を前提としている。基本寸法を選択する計算を行う場合には、設備と配管に作用する圧力（内部及び外部）を考慮し、ボルトについては締め付け力を考慮している（日本の規格計算に相当する）。

許容応力の値を算定するときに用いられる材料の基本特性として、引張強さ及び降伏点が採用されている。公称許容応力を算定する場合は国家あるいは専門部門の規格データに従い、短時間機械特性の値が採用されている。

(b)耐震性

本概念は、建屋免震なしで設計されている。耐震成立性評価に関しては、床応答スペクトル最大加速度の入力条件をS1（水平：0.632G、上下：0.379G），S2（水平：1G、上下：0.6G）として解析を実施した結果、IPPE は成立するとの見解である。但し、本解析条件は国内の標準的な最大加速度条件よりも緩い条件となっており、IPPE の主張する耐震建屋とした場合、国内立地を前提

とした耐震設計に適合するかどうか不明である。国内基準での耐震性評価や免震機構の採用等の更なる検討が必要と考えられる。

(c)腐食

IPPE では、Pb-Bi 中の酸素濃度制御は２つの観点から重要であると考えている。第１点は、冷却材の清浄度管理の点からであり酸素濃度はある値以下に制御すべきである。第２点は、材料腐食対策の点からであり、鋼材表面に保護性の酸化皮膜を形成し耐腐食性を向上させるためには、酸素濃度をある値以上に制御すべきと考えている。IPPE では、これらの条件を満たす酸素濃度制御領域を 10^{-5}～10^{-7} wt%としている。具体的な酸素濃度制御装置としては、酸素濃度増加設備として酸化物ボールを、酸素濃度を下げるための設備として $Ar+H_2+H_2O$ のポンプ吸込口への注入ラインを挙げている。水素注入ライン場所に関し IPPE は炉心入口部の酸化物除去を理由として挙げているが、最も薄い構造材である燃料被覆管の耐腐食性を向上させたいことも理由の１つではないかと考えられる。

また、原子炉に用いる構造材については、炉内構造物としてフェライトマルテンサイト鋼を、原子炉容器・ＳＧについてはオーステナイトステンレス鋼を有望な材料として選定している。

(d)エロージョン

IPPE はエロージョンを防止するための冷却材流速上限を 3.5m/s と回答しているが（炉心バンドル部）、その根拠等は不明である。SVBR 炉心の最大流速である 1.85m/s は設計裕度を見込んだ数値であるとも解釈できる。

(vi) 安全性（安全設計の特徴）

(a)原子炉停止系

主炉停止系（6 基）及び後備炉停止系（12 基）の２系統である。ワース等不明であるが、ヒュージブルメタルによる SASS を採用している。

(b)崩壊熱除去系

水プールに原子炉容器を浸漬し RVACS による崩壊熱除去系を採用している。RVACS は、タンク中の水温が～90℃の時に～1.6MWt の除熱が可能としている。また、通常運転の RVACS による熱損失は 0.25%である。

(c)格納系

冷却材バウンダリである原子炉容器外側にガードベッセルを備え、さらにその外側に RVACS として用いる水タンクを配置した３重容器構造となっている。

原子炉建屋は、自然災害及び飛行機の墜落等の外的要因に耐える条件で設

計されている。また、原子炉建屋で許容できる内圧は 0.03MPa として設計されており、水・蒸気系配管破断等により過大な内圧がかかった場合には圧力逃がし弁で大気中に放出することにより内圧を抑えている。

(d)再臨界回避方策

鉛冷却大型ポンド型炉と同様である。

(e)特有の安全機能

特有の安全機能として、蒸気発生器伝熱管漏洩対策を有している。蒸気発生器とポンプの間に自由液面を設けることにより、漏洩蒸気を自由液面で分離しカバーガス空間で回収することを可能としている。カバーガス系には、炉容器の内圧上昇を防ぐために非常用コンデンサが接続されている。

(vii) 製作建設性

モジュール化に伴う習熟による製作性、建設性、工期短縮を目指すとの見解は得られているが、詳細は不明である。

(a)製作性

不明。

(b)据付性

不明。

(c)現地試験性

不明。

(viii) 運転性/保守補修性

(a)運転性

未検討。

(b)検査性

詳細は不明だが、大型ポンド式炉容器鉛冷却炉と同等の検査性であると推測される。

(c)補修性

詳細は不明だが、ポンプに関しては、エロージョンの制限からインペラ等の引き抜き補修又は交換が必要になるものと推定され、補修時には Pb-Bi の洗浄方法が課題として挙げられる。

(ix) 特有の開発課題

(a)新技術、新概念についての課題

・ 冷却材流路の狭隘による過大な圧損

本概念は、ポンプに対する SG 基数が多く、SG 下流にポンプ吸込口の干渉を受けない自由液面を有し、極力小さい冷却材インベントリを指向する設計であることを考慮すると、冷却材流路は非常に複雑かつ狭隘であると推測される。高比重の重金属流による顕著な圧損が懸念される。IPPE は圧損は問題ないとの見解（最大流速は約 1.85m/s（炉心部）と Na 炉に比較して低いことが有利である模様）であるが、検討を要すると思われる。

・ プラント設計最適化

本概念は、冷却材インベントリを削減し耐震性を向上、RVACS により安全系局限化等を指向し Pb-Bi 炉として最適な概念を目指しているが、設計については、炉出力の増大、ＳＧ等の機器数及び伝熱管型式の最適化、燃料交換システムの改善等、経済性向上の余地が大きいと評価できる。そのため、経済性向上のためのシステムの最適化を追求することにより、Pb-Bi 炉として最適なプラントを構築できる可能性がある。

(b)概念の成立性を左右する重要な課題

鉛冷却大型ポンド型炉と共通である。

(c)開発の容易性

未検討。

(ｘ)総合評価：中型モジュールタンク式鉛－ビスマス冷却炉

・ 炉容器内に B_4C の詰め物を設置することにより冷却材インベントリを削減し、総重量を減らすことにより耐震性を向上させている。また、冷却材インベントリを低減することは Bi 資源量の観点からも好ましい。ただし、重金属では Na に比べ熱容量が大きく安全上有利であることが利点として挙げられていたが冷却材インベントリを極限まで低減することにより安全上有意な差があるのかどうか確認が必要である。

・ 重金属の比重が大きいため（高比重のため自由液面の液位差を小さく設定できるため）炉容器内に複数の自由液面を作り、伝熱管破損蒸気の炉心への進入防止対策及び酸化物回収設備として活用している。

・ Pb-Bi を冷却材として採用し、RVACS による安全系局限化を図っている。

・ 設計については、炉出力の増大、蒸気発生器等の機器数及び伝熱管型式の最適化、燃料交換システムの改善等、経済性向上の余地が大きい。また、耐震設計においては国内立地を前提とした設計がなされていない。

以上から、中型モジュールタンク式鉛-ビスマス冷却炉は、RVACS、自由液面を活用した蒸気進入/酸化物対策及び冷却材インベントリ低減を適用したシステムを

取り入れていることが重金属の特徴を生かしていると判断できる。ただし、設計が最適化されておらず、国内立地を前提とした耐震成立性を含むシステム全体にわたるさらなる検討が必要となる。

（5） 重金属炉概念物量比較

検討した重金属炉概念４概念の各系統ごとの単位物量を比較したものを図4.2.5 に示す。図中、斜線の領域が冷却系の単位物量を示し、他の領域が原子炉構造の単位物量を示す。

最も物量が多いのが、大型ポンド式炉容器鉛冷却炉（以下大型ポンド炉）で、ガードベッセルと蒸気発生器がその原因である。ガードベッセルの物量が他概念と比べ物量が過大となったのは、コンクリート埋め込み炉容器支持のポンド式炉容器を選定したことによるものであり、コンクリート保護のための断熱性（約 65℃以下）を達成するために断熱ガードベッセルの物量が約３０００トンとなっている。また、大型ポンド炉の蒸気発生器の物量が同出力の大型鋼製容器鉛冷却炉（以下大型ループ炉）に比べ過大なのは、免震機構の採用の有無もその要因の１つと考えられるが、最も大きな要因は、蒸気圧力の違いによるものと考えられる。大型ポンド炉では、超臨界圧（24.5MPa）を選定しているが、大型ループ炉では蒸気圧力を 17.7MPa としている。このため、超臨界圧を選定した大型ポンド炉は、タービン効率で数パーセントの向上が期待できるがその高圧のために伝熱管の肉厚がより厚くなり伝熱特性が下がり、必要となる伝熱面積が大きくなる。伝熱面積で比較すれば、大型ポンド炉が 24800m^2 であるのに対して、大型ループ炉の伝熱面積は 14000m^2 と大型ポンド炉の６割程度の伝熱面積である。このため、蒸気圧として超臨界圧を選定することは、より高いタービン効率（43%程度）を得ることができるが、蒸気発生器の物量に及ぼす影響も大きく、総合的に見れば有効とは考えられない。

大型ループ炉と中型炉２概念を比較すると、中型炉の方が物量が大きくなるのは、スケール効果からいっても当然のものと考えられるが、それを考慮しても中型モジュールタンク式鉛冷却炉（以下中型鉛炉）のポンプの重量が過大である。これは、中型鉛炉が電磁ポンプを採用しているためである。電磁ポンプの採用は保守性の面で有利であり、コンパクトな機器合体も可能であることから有望な選択肢の１つであるが、物量の面では電機部品の過大な物量のため機械式ポンプに比べ不利になるものと考えられる。

次に中型鉛炉と中型モジュールタンク式 Pb-Bi 冷却炉（以下 SVBR）を比較すると、SVBR は中型鉛炉の 1/4 の出力であり、スケール効果から考えれば SVBR の方が物量が大きくなるものと推測されるが、結果としては SVBR の方が約 1 トン/MWe 小さくなっている。炉内構造物の総量としてはほぼ同等であり、主たる要因は冷却系の差にある。ポンプの差についてはすでに述べているように機械式ポンプと電磁ポンプの差であるが、主たる要因は蒸気発生器の物量が大き

く異なっている（SVBR の蒸気発生器の物量は中型鉛炉の約 36%）ことによるものと考えられる。この理由としては、冷却材の融点の差による伝熱面積の差異と蒸気圧の差による伝熱面積の差異が考えられる。以下にそれぞれについて検討する。

○冷却材の融点の差による伝熱面積の差異

融点が鉛に比べ約 200℃低い鉛-ビスマスを選定した SVBR の方が系統間の温度差を大きくとれること及び水・蒸気系の給水温度を低く設定できることから対数平均温度差を拡大し、必要となる伝熱面積を中型鉛炉よりも小さく設定できることが挙げられるが、SVBR では蒸気発生器にバイヨネット型を選定しているため、単位出力当たりの伝熱面積で比較すればSVBR が 8.1m^2/MWt、中型鉛炉が 5.4m^2/MWt となり、ヘリカルコイル型を選定している中型鉛炉よりも（Pb-Bi を選定した優位性を打ち消し）伝熱面積が大きくなっている。このため、冷却材融点の差はSVBR の蒸気発生器物量が小さい原因ではない。また蒸気発生器をヘリカルコイル型のようなバイヨネットよりも伝熱面積を削減できる型式を選定すれば SVBR の蒸気発生器物量をさらに削減できる可能性がある。

○ 蒸気圧の差による伝熱面積の差異

次に考えられる理由としては蒸気圧の差が考えられる。SVBR の蒸気圧は 9.5MPa であるが中型鉛炉の蒸気圧は 17.7MPa と SVBR に比べ約２倍の蒸気圧となっている。このため、伝熱管の肉厚に差が生じ、中型鉛炉の伝熱管の肉厚が 3.3mm であるのに対してSVBR の伝熱管肉厚は 1.5mm（内管肉厚は 0.4mm）と薄くなっている（伝熱管肉厚を決める主な要因は蒸気圧であるが、この他にも腐食代等がある。SVBR の伝熱管肉厚の設定根拠が現状不明なため、肉厚設定の基準による差がどの程度かを今後確認する必要がある）。このような伝熱管肉厚の差により、SVBR の蒸気発生器物量が中型鉛炉よりも削減できることが予想される。しかし、バイヨネット型伝熱管の内管の物量を無視しても中型鉛炉の蒸気発生器伝熱管物量の 70%程度が期待できるだけで、この他にも物量を下げている要因（胴、管板等）があるものと考えられるが、SVBR の詳細情報を入手していないため現状推測は困難と考えられる（SVBR の設計が国内の耐震基準に適合しているかどうかが現状不明であり、この点についても更なる検討が必要と考えられる）。

以上、重金属炉概念の物量を比較した結果以下の知見を得た。

・ 蒸気圧として超臨界圧を選定することは、より高いタービン効率（43%程

度）を得ることができるが、蒸気発生器の物量に及ぼす影響も大きく、NSSSの内のSGの占める割合が大きい重金属炉（２次系なし）では、総合的に不利と考えられる。

- 電磁ポンプの採用はコンパクトな機器合体も可能であることから有望な選択肢の１つであるが、物量の面では機械式ポンプに比べ不利になるものと考えられる。また、電磁ポンプと熱交換器を合体させる場合は補修性に留意する必要がある。
- SVBRの蒸気発生器は冷却材としてPb-Biを選定した優位性を活かし切れておらず、伝熱管型式をヘリカルコイル等の他の型式に変更することにより蒸気発生器物量を削減できる可能性がある。

○重金属炉蒸気発生器物量とNa冷却炉蒸気発生器物量比較

検討対象とした重金属炉概念の内、大型鋼製容器鉛冷却炉（大型Pb冷却ループ炉）と大型Na冷却ループ炉の蒸気発生器主要目及び物量を比較表を表4.2.11に示す。

蒸気発生器設計において、Pb炉とNa炉の熱伝達相関式は同じSubotinの式を用いて設計を行っている。しかし、Pb炉では材料との侵食の制限及び圧力損失制限からNa炉よりも低流速の設計を指向していること（Na炉SG部流速：約1.1m/sec、Na炉SG部流速：約0.7m/sec）、これとあわせPbとNaの物性の差により、同じ熱伝達相関式を用いていても、液体金属側熱伝達率を比較すれば、Na炉はPb炉の約２倍となっている。熱貫流率で比較すれば、水側の熱伝達が支配的であるため、Na炉とPb炉の差は小さくなり、Na炉の熱貫流率の方が２割程度優れている。一方、２次系を削除できるPb炉ではNa炉よりも対数平均温度差を大きくとれる（Na炉：52.4、Pb炉59.0）。蒸気発生器の必要伝熱面積は熱貫流率と対数平均温度差により決まる。単位出力当たりの伝熱面積を比較するとPb炉の方が１割程度小さくなっており、必要伝熱面積はPb炉の方がNa炉よりも優れた結果となっている。

蒸気発生器の物量を比較すれば、総じてPb炉の方が大きく、伝熱管以外の物量が支配的となっている。Pb炉ではポンプ＋蒸気発生器の合体機器を採用している。そのため容器は入口流路と出口流路の２重容器となり、機器の構造も複雑になっている。これと合わせ冷却材の高比重により構造材の肉厚もPb炉の方が厚いことにより（重量Wはϕの２乗に比例、断面積Sはϕtに比例。従って応力σ=W／Sはϕ/tに比例することになり、応力一定とするならばϕの増加に比例して肉厚tを増加させる必要があり物量増加をもたらす。）、Pb炉の蒸気発生器の単位出力当たりの物量はNa炉の２倍程度になっている。

必要伝熱面積が小さいにも関わらず、Pb炉の伝熱管物量（単位出力当たり）

が大きくなっているのは伝熱管肉厚の差（Pb 炉の方が 0.7mm 大きい）と伝熱管長の差によるものである。Pb 炉の伝熱管肉厚が大きくなる要因は、水蒸気系の圧力が Pb 炉の方が 1MPa 高いことと、Pb 側腐食代（Na 炉の約２倍）、伝熱管曲げ減肉裕度差（Na 炉 2%、Pb 炉 5%）によるものである。必要伝熱面積は Pb 炉の方が小さいにもかかわらず、総伝熱管長が大きくなるのは、伝熱管引き回しの差によるものである。Na 炉では蒸気発生器下部に給水配管、上部に蒸気配管を設置しているが、Pb 炉では給水／蒸気配管とも上部に設置しているため有効伝熱部以外（ダウンカマ等）を含めた総伝熱管長は Pb 炉の方が大きくなっている。

以上、大型 Pb 冷却ループ炉と大型 Na 冷却ループ炉の蒸気発生器主要目／物量を比較した結果以下の知見を得た。

- 蒸気発生器の単位出力当たりの必要伝熱面積は、伝熱管での熱貫流率は Pb の方が Na よりも２割程度小さく劣っているが、２次系を削除できる Pb 炉の方が対数平均温度差が大きくとれ、総合的には１割程度 Pb 炉が小さくなる。
- 必要伝熱面積は Pb 炉の方が小さいものの、実機での伝熱管引き回しを考慮すれば Na 炉の方が単位出力当たりの伝熱管物量は小さくなる。

4.2.4 重金属を冷却材とすることに伴う諸課題

（1） 重金属の腐食対策

a. ロシア IPPE の防食技術

Pb-Bi 冷却材による構造材料の腐食に関する最近の IPPE の知見は下記の通りである。

①鉛系冷却材による構造材料の腐食は、高温部から低温部への質量移行が定常的に継続しうる温度勾配の存在する系（＝発電用プラント）で顕著に生ずる可能性が高い。

②IPPE の文献[1]及び講演から Pb-Bi 冷却材中の Fe の腐食に関して、図 4.2.6 に示す状態図を描くことができる。図中の Cs は PbO の活量＝１、Cmin は Fe_3O_4 の活量＝１として、描かれる酸素濃度曲線であるとされている。

③図中の領域１は、冷却材中の酸素濃度が低すぎて構造材料表面において安定な Fe_3O_4 の酸化皮膜が維持できず、構造材料成分が冷却材中に溶出する条件を示している（"Liquid Metal Corrosion" と称される）。

④図中の領域２は、構造材料表面に安定な酸化皮膜が形成され、かつ冷却材酸化物（PbO）が生成しない条件を示している。実機ではこの状態を維持することが必要になる。ただし IPPE は、Cs の曲線に沿って、温

度変化に合せて、酸素濃度を制御することは現実的でないとして、酸素濃度制御の上限を "Cs(Tmin)" と称される一定値にしている。

⑤図中の領域３は、酸素濃度が高すぎて、冷却材酸化物（PbO）が生成してしまう条件を示している。配管閉塞の可能性があり、実機ではこの領域を避けるべきである。

⑥図中の領域４（"Oxygen Corrosion" と称される）は、詳細は不明であるが、温度及び酸素濃度が高いため、構造材料表面における酸化反応が過剰に生ずる条件を示していると推測される。

⑦耐食材料としてはロシアの規格である EhP823 鋼（Cr を約 11%、Si を約 1.2% 含むフェライト系ステンレス鋼）等が有望である

⑧融点が低いこと及び Oxygen Corrosion の下限温度・下限酸素濃度が高いことから、IPPE は冷却材として使用できる温度・酸素濃度の領域は Pb-Bi の方が Pb より広いとの見解である。

⑨IPPE による SVBR では実機冷却材中の酸素濃度制御方法として、ポンプ吸込み口近傍への水素（混合）ガスの注入を主張している（炉心入口に設置するフィルタに捕獲された酸化物の還元溶解による除去も狙っている模様。炉心へのガス混入の影響については不明）。

⑩酸素濃度は液面近傍に設置した酸素センサーにて測定する（炉容器内の冷却材全体の水素濃度が均等であることを確認する手段はない）。

上記の知見の大半は IPPE の文献・講演等からの情報であるが、詳細は不明な点が多い。'60 年代の米国の文献等も調査した結果や金属の一般的な酸化挙動の傾向から判断して、①～⑥は定性的には正しいと推測される。また⑦についても鉛系冷却材への溶解度が大きい Ni を含まない高 Cr 鋼に Si を添加して耐食性を向上させた EhP823 鋼を有望材料とするのは合理的といえる。

しかしながら、①～⑥の腐食に関する定量的な情報の是非を判断する知見をロシアは明確にはしていない。例えば図 4.2.6 中の Liquid Metal Corrosion（領域１）や Oxygen Corrosion（領域４）の有無の判断基準は全く示されていない。物理現象としても、ある温度・ある酸素濃度を閾値として、明確に腐食反応が進んだり、止まったりすることはありえない。したがって、物理化学的に定まる曲線にマージンを見込んだ判断基準がロシアにあれば、例えば 「5000 時間の質量変化が数μg/cm2 以下等」のような表現による何らかの基準示せるはずである。しかし、判断基準に関する情報は示されていない。さらに、この判断基準が変われば図中の Cs や Cmin 曲線が上下し、各領域の境界が変化することになり、現時点で IPPE の主張する温度、酸素濃度、材料に関する数値が全面的に正しいと判断することはできないと言える。

また⑨についてはガスが炉心に混入した場合の反応度に及ぼされる影響が、⑩については、カバーガスと冷却材との間で酸素濃度が平衡に達していると考

えられるため、カバーガスの酸素濃度ではなく、敢えて（液面近傍の）冷却材中の酸素濃度を測定する必要性があるのか疑問である。

以上から、鉛系冷却材による腐食に関して、高 Cr 系材料が有望であり、温度・酸素濃度を適切に制御すれば防食は可能となる見通しはあると判断される。材料組成、使用条件については実験を含めた開発が必要である。

b. インヒビタによる防食技術

'60～'70 年代に、米国でインヒビタによる鉛系冷却材腐食の防食方法が研究された。BNL は Pb 腐食に対しては Ti が、Bi 腐食に対しては Zr がインヒビタとして有効であると結論している（論文名：The investigation of container materials for Bi and Pb alloys, Part I Thermal convection loops, 出典：BNL811 (T-313)、Corrosion And Compatibility Considerations of Liquid Metals for Fusion Reactor Applications, 出典：Journal of Nuclear Materials 103 &104 (1981) p.621~632 North-Holland Publishing Company 等）。ただし米国における鉛系腐食のインヒビタに関する研究は、ほとんどの文献に腐食の重要なパラメータである実験時の酸素濃度が示されていなく情報の確度には疑問が残る。また、インヒビタによる皮膜は次第に成長して厚くなると、剥離して深い局所腐食を起こすために実用化には失敗している（参考文献：ステンレス鋼便覧）。

c. 防食技術のまとめ

実用化戦略調査研究にて、鉛系腐食に対する防食技術の開発に取組む場合、現状では、フェライト系ステンレス鋼＋酸素濃度制御 を優先することが有効と考えられる。

（2） エロージョンについて

Pb 及び Pb-Bi は腐食性がありかつ高比重であることから、重金属炉では Na 炉以上にエロージョンへの配慮が必要となる。エロージョンが腐食と冷却材流の重畳効果であることを考慮すれば、有意な腐食が生じない条件（材料、酸素濃度、温度）下であっても、悲観的にみればエロージョンは起こりうることになる。

エロージョンを防止するには冷却材の流速に上限値を設けることが有効である。しかしながら、実験室レベルの小規模ループで高い流速を得るのは一般に困難である。Na 炉や軽水炉でもエロージョン防止のための流速上限に関する明確な規定は存在せず、設計においては海外情報や実機使用経験等から求めた値を目安としている。

本年度 IPPE からエロージョンを防止するための流速の上限値は 3.5 m/s であるとの情報を得ている。詳細は不明であるが、3.5 m/s は IPPE が保有する Pb-Bi ループによる実験データが根拠であり、SVBR の流速の上限値が 1.85 m/s となっ

ているのは、設計裕度であるとも推測できる。尚、RDIPE の設計した BREST も炉心流速は 1.6～1.8 m/s と概ねこれと近い数値となっている。

以上から判断して、耐食性材料を開発しかつ流速が ～2 m/s を超えない設計とすることでエロージョンを防止できると推測される。

（3） Po 生成について[2)]

鉛炉及び鉛ビスマス炉では、ポロニウム（^{210}Po：α放射体，半減期 138.4d）の生成が問題となる。主要な ^{210}Po の生成ルートは下記の通りと推測される。①は鉛ビスマス炉、②は鉛炉の主要な生成ルートとなる。

$$^{209}\mathrm{Bi}(n,\gamma)^{210}\mathrm{Bi} \xrightarrow[5.013\mathrm{d}]{\beta^-} {}^{210}\mathrm{Po} \qquad \cdots\cdots①$$

$$^{208}\mathrm{Pb}(n,\gamma)^{209}\mathrm{Pb} \xrightarrow[3.25\mathrm{h}]{\beta^-} {}^{209}\mathrm{Bi}\ \text{以下①と同じ} \qquad \cdots\cdots②$$

文献 2)には冷却材中の ^{210}Po の放射能濃度として、鉛ビスマス炉は 1～10 Ci/kg、鉛炉は 10^{-4}～10^{-3} Ci/kg と記載されている。また冷却材からカバーガス中へは、金属 Po ではなく、PbPo の鉛化合物の形態で移行することが示唆されている。図 4.2.7 に各温度における PbPo の移行率（冷却材中から真空カバー空間に移行する ^{210}Po の蒸発速度）を示す。PbPo の移行率は、鉛炉の停止温度と想定される 400℃では約 1.5×10^{-5} $Cim^{-2}s^{-1}/Cikg^{-1}$、鉛ビスマス炉の停止温度と想定される 200℃では約 1.5×10^{-8} $Cim^{-2}s^{-1}/Cikg^{-1}$ と記載されている。

以上より、鉛ビスマス炉と鉛炉の冷却材中 ^{210}Po の放射能濃度比は約 10^4、冷却材からカバーガスへの移行率比は約 10^{-3} であると推測され、したがってカバーガス中の ^{210}Po の放射能濃度比は 10 倍程度であると推定される。

（4） Bi 可採掘量に関わる検討

a. 文献調査

米国内務省の調査機関である US Geological Survey 発行の Minerals Yearbook Mineral Commodity Summaries (1999 年度版) によると，全世界の Bi 可採掘量は経済的に見合う範囲 (reserves) では 11 万 t、現状経済的に引き合わない範囲 (reserved base) まで含めると 26 万 t となっている。これらの数字は絶対資源量を示すものではなく、年間生産量の変動に従って推移する。また、カザフスタンを除くロシアのデータは含まれていない。

b. Bi 可採掘量の推移について

Bi の年間採掘量（＝年間使用量）は約 4000t／年であるにも関わらず，1997 年度から 1999 年度の Mineral Commodity Summaries に記載された Bi 埋蔵量は減少していない。逆に 25 万 t（97 年度）から 26 万 t（98 年度）に増加している。これはボリビアが新たに Bi の生産を開始して年間生産量が増えたため，連動する可採掘量の評価値が増加したことによる。現状，Bi の需要は少ないため年間生産量は小さく（鉛の 1%以下），一国の生産量が全世界の生産量に影響しうる状態である。今後需要が高まれば，生産国（メキシコ，ペルー，中国，ボリビア等）の年間生産量は増加し，また新たな供給国が市場に参入すると推測される。その場合、Bi 可採掘量も増加すると思われる。

c. Bi の総鉱物資源量の検討

鉱物資源の将来を考えるのに当たって基本的な資料となるべきものの 1 つに、「総鉱物資源量(total mineral resources： 究極的に将来とも利用し得ると予期される鉱物資源の総量)」の見積りがある。この見積りのための要因としては、鉱業技術の発展についての予測、例えば将来採掘は地下何 km まで可能となるか、また地殻中大量に存在する珪酸塩鉱物の構成成分が技術的・経済的にどこまで分離・抽出・利用できるようになるか、などの諸条件も入って来て、純粋に地球科学的観点からだけでは論じられない。しかしその基本は、岩石・鉱床の性質や成因についての地球科学的な知識と理論とにあり、この意味で、総鉱物資源量の見積りの第一義的責任は、地球科学者と探査技師とに負わされている(立見、 1979)。

鉱物資源量の見積りには、大きく分けて 2 つの進め方がある。その 1 つでかつ基本的な方法は、これまで多くの既知鉱床地域で実際に探査した結果得られた量（埋蔵量－reserves と確認経済限界下資源量－identified subeconomic resources)と、これまでの知識・理論を基にして未探査地域に存在の予期される量(潜在資源量－undiscovered resources)とを、全世界について積算する方法である。他は、これまでに得られた岩石・鉱床や鉱化作用についての地球科学的な一般的知識・理論と、地殻の一般的性質についてのそれらとを結びつけて、鉱物資源量の限界値を推算する方法である。ごくおおまかにではあるが、後者の方式を用い Bi の総鉱物資源量を最も堅く見積るため以下のような仮定で計算した。

＜ビスマスの総鉱物資源量＞

地表から 3,000m までの深さの大陸地殻の質量： 1.20×10^{18} トン

大陸地殻の上部 20%までが開発可能と仮定： 2.0×10^{-1}

大陸地殻中の全金属量の 0.01%が鉱床として採掘，選鉱可能と仮定：1.0×10^{-4}

総鉱物資源量＝地殻存在度(0.2ppm)×(1.20×10^{18}トン)×(2.0×10^{-1})×(1.0×10^{-4})
＝0.2ppm×2.40×10^{13}トン
＝0.2ppm×$10^{13.38}$トン
＝4,797,666トン

この仮定に基づいて計算した結果、ビスマスの総鉱物資源量は約 500 万(4,797,666)トンとなる。また地表から 5,000m までの深さの大陸地殻を対象とすれば、西山(1999)の「総鉱物資源量＝地殻存在度(0.2ppm) ×1013.54 トン＝約 700 万(6,934,737)トン」程度となる。

上記のように総鉱物資源量は一般に元素の地殻存在度を使って見積もられる。これは McKelvey(1960)がアメリカ合衆国において各元素の埋蔵量がそれぞれの地殻存在度の大きさに比例して変わるという事実を発見したことによる。その後、関根(1962)によって日本についても確かめられ、また各元素の鉱床の最大規模も同様の関係にあることも見出された(Skinner、 1976)。しかしながら、現実には各元素はそれぞれの性質に応じて、地殻中のあちらこちらに偏在する。例えば、銅は玄武岩質の海洋地殻上部、鉛やビスマスは大陸地殻 (特に酸性火成岩類) に多く存在している。さらに鉛やビスマスは 600K 以下で液体になる高揮発性元素であることから、大陸地殻でもその表層部に濃集する傾向がある。したがってビスマスに関しては公表されている地殻存在度(Bi:0.06～0.2ppm)の割合に比べて、地殻表層部で採取しやすい元素と考えられる。実際に地質調査所の酸性岩類標準試料のビスマス含有量(松尾、1989 によれば JG-1: 0.52ppm Bi、 JR-1: 0.51ppm Bi および JR-2: 0.65ppm Bi)が 0.5ppm 以上、神岡鉱山のアプライト質花崗岩に至っては 8～9ppm(石原ほか、 1993)の分析値を示すことからも、資源開発の対象域を大陸地殻上部に限定した場合、ビスマスの総鉱物資源量は上記の計算値(500 万トン～700 万トン)よりも大幅に増大するとことも推察される。

d. ロシア重金属炉の冷却材インベントリについて

Institute of Physics and Power Engineering (IPPE) の SVBR 75 (75 MWe、Pb-Bi 冷却) の冷却材インベントリは約 2640t／GWe (Bi だけなら約 1452t／GWe) である。一方、Research and Development Institute of Power Engineering (RDIPE) の大型炉(Pb 冷却) の冷却材インベントリは約 15000t／GWe となっている。この差は IPPE と RDIPE の Pb-Bi 炉に関する見解の差異の一因であると推測される。

e. 基幹電源として必要な発電容量と Bi 量について

国内の基幹電源として必要な発電容量は 2100 年時点で 120 GWe と予測さ

れる。SVBR 75 を想定して出力当たりの Bi 量を 1452t／GWe とすると、17.4 万 t の Bi が必要ということになる（1740t/年）。そのため、(iii)項の推察より Bi の総鉱物資源量として 500 万トンが期待できるため資源量の問題はないものと推測される。

f. Bi の価格について

１９４５年から１９９６年までの主要な金属の価格推移を図 4.2.8 に示す。将来のビスマス鉱石生産量および価格に関しては，過去 50 年間の推移から判断するかぎり，需要が飛躍的に増大すると仮定しても，今後 20～30 年間では鉱石生産量で 3～5 倍，価格で 5～7 倍程度の増加にとどまると予想される。

4.2.5　候補概念の摘出

有望候補概念の摘出のために、大型ループ式、大型ポンド式及び中型モジュール式（鉛冷却及び鉛-ビスマス冷却）の４概念を具体化し、経済性及び成立性等に関する検討を行った結果、以下の結論を得た。

- 大型鋼製炉容器鉛冷却炉（大型サイドエントリループ炉）は、経済性は２２万円/kWe であり目標の 20 万円/kWe に達していない、また、２重配管の健全性確保方策について課題が多いと判断した。
- 大型ポンド式炉容器鉛冷却炉は、炉容器、１次冷却系、ＳＧ・ポンプを含めた重量が約 10,000t であり、主に物量の観点から、本概念は有望ではないと判断した。
- 中型モジュールタンク式鉛冷却炉は、経済性は３０万円/kWe であり目標の 20 万円/kWe に達していない、また、機器合体による補修方策について課題が多いと判断した。
- 中型モジュールタンク式鉛－ビスマス冷却炉は、RVACS、自由液面を活用した蒸気進入/酸化物対策及び冷却材インベントリ低減を適用したシステムを取り入れていることが重金属の特徴を活かしていると判断できる。ただし、設計が最適化されておらず、３次元免震を前提としたシステム全体にわたるさらなる検討が必要となる。

以上の検討結果を踏まえ、今後検討すべき有望な炉型の候補を選定するため、各種プラントの比較検討を行った。

大型ループ式炉は、ループに熱荷重を吸収するためのエルボを設置し引き回し構造とすることは重金属冷却材の高比重のため配管支持構造の成立性が見込めない。直管で炉容器とＳＧ容器をつなぐ形状とし、出入口温度差を考慮した、内管スライドジョイントの２重配管方式が考えられるが、摺動部の磨耗により防食の

ための酸化皮膜が剥離し局所的な腐食進展が懸念されると共に内管部のISIも困難であり、技術的課題が大きいと考えられる。

大型タンク式炉では、構造健全性を確保するために容器径の増大に比例して容器肉厚を増大させる必要があり、近似的に、ﾀﾝｸ容器重量∝(容器径^2×冷却材密度)となることから、重金属炉の大型タンクは重量過大となる。工場からの運搬性にも困難が生ずる。また、現有設備では、一体焼鈍については容器径10m以下、開先加工の点から容器径13m以下が制限となり、容器径の増大は高品質のRV製作性及びコストの面で不利となる。さらに、大型タンクでは固有振動数（上下）が数Hz程度となり、適合する３次元免震装置開発のハードルが高くなることも課題として挙げられる。ポンド型であれば免震装置なしで耐震性を確保できる可能性があるが、国内耐震条件を考慮した概略設計の結果、NSSS物量が約10,000t（150万kWe：同出力のNa炉物量は約2700トン）となり、経済性目標の達成が困難と考えられる。

中型ループ式炉では、配管引き回しについては大型炉と同様に、配管支持構造の技術的実現性の課題が大きい。

中型タンク式では、上述した大型タンク方式の課題を避けることができ、モジュール化による経済性向上の可能性があることから、有望な候補として挙げられる。

一方、冷却材については、鉛と鉛－ビスマスが候補として挙げられるが、鉛は高融点（327℃）のため、運転時及び停止時における冷却材の凍結対策のための予熱設備及びその負荷が大きい。また、400℃程度の高温センサーや計測線など、技術的に困難な400℃以上の高温メンテナンス技術の開発が必要である。さらに、低温側温度が400℃以上となることから、水・蒸気系の給水温度を高く設定する必要があり、熱交換器の伝熱面積の増大による物量増となる。また、自然循環方式による受動的な崩壊熱除去系を採用した場合には、強制循環方式に比較して系統温度制御が容易ではないため、冷却材流慮の凍結防止を考慮すれば、冷却材温度制御幅の狭い鉛では（鉛ビスマスに比べて）自然循環方式崩壊熱除去系への適合性に劣ると考えられる。鉛－ビスマスについては、課題としてPo-210問題やBi資源量が挙げられていたが、前節の検討結果から、これらの問題は大きな制約とはならない見通しである。

以上より、有望な炉型として中型Pb-Biタンク炉を選定した。ただし前述した炉概念のままでは技術的成立性や経済性が十分ではないので、以下の技術的観点に着目して新たな有望概念を検討することとした。

・２次系削除

重金属炉がNa炉に比べ有利な点として、水蒸気との反応性が小さいことによる２次系削除が最も期待されているものであり、経済性向上の観点から採用する。

・重金属の特長を活かした安全設計
重金属は、Na に比べ密度が大きく沸点が約８００℃高い。この特徴を生かした受動安全により、事故時に炉心が溶融すること無しに事象を制定させることが可能かどうか検討する。

・安全系の局限化
RVACS 等の受動的安全機能を導入し、関連する安全設備の削減等により経済性メリットの追求を検討する。

・冷却材インベントリの低減
耐震性を向上させると共に Bi 資源量の観点から、炉容器内に B_4C 等の詰め物を設置する等、冷却材インベントリを低減する方向で検討する。ただし、熱容量が減少することから安全上有意な差が生じるかどうかの確認も必要である。

・モジュール化
中型炉で大型炉以上の経済性を目指すため、モジュール化を図り経済性の向上を目指す。

・最適出力（100～500MWe 程度）
中型モジュール炉で経済性を図るが、その範囲の中でスケールメリットを追求する。最適な出力を選定する主要なパラメータとして、RVACS の除熱容量、耐震性、製作性が挙げられる。

・耐震性
ポンド型の様に入力地震波を低減した耐震概念は、コンクリート保護のための断熱材の物量が多く、経済性上不利と判断した。鋼製炉容器/免震建屋を採用し国内立地に適合する耐震設計を行う。

・Po-210 を考慮した燃取系、保守・補修方策
Na 炉と同等の冷却系密閉管理を行うことを出発点とする。

・漏洩蒸気と酸化物を回収するための自由液面の設置
蒸気発生器とポンプの間に自由液面を設け、漏洩蒸気と酸化物を浮上回収する等の方策を検討する。

・腐食対策
腐食対策は、ロシアの主張する酸素濃度制御により対応する。エロージョンに関しては、IPPE では 3.5m/s を制限と考え、プラントの設計では 2.0m/s が上限と

しており、この条件を踏襲することでエロージョンは問題ないものとする。ただし、ポンプのインペラの周速はこの制限を超えざるをえないため、ポンプは上部引き抜きによる補修が可能な設計を指向し対応する。
具体的な酸素濃度制御設備としては、酸化物ボール、カバーガス中の水素濃度制御で対応することを前提とする。ただし、炉容器最下部への水素注入ラインの設置可能性についても検討する。

4.2.6　候補概念の検討

(1)冷却材駆動方式に関する比較研究

鉛-ビスマスとナトリウムの自然循環能力を比較すると、

・Pb-Bi は同一流路条件での自然循環除熱能力（$\rho Cp\beta^{0.5}$）は Na とほぼ等しい（Na の約 0.8 倍）
・Pb-Bi は中性子の減速能が小さく（Na の約 1/3 倍）、同一炉心流路（P/D）条件ではナトリウムに比べ核特性が良い
・Pb-Bi は Na 炉と同程度の核特性を得るのに広い炉心流路(大きな P/D)が許容される
　→鉛-ビスマスの必要自然循環ヘッドはナトリウムの数分の１(設計依存)

となり、このような特性から、Pb-Bi は Na よりも自然循環炉に適していると考えられる。したがって、Pb-Bi 炉概念の駆動方式の候補としては、Na 炉と同様の強制循環の他に自然循環も有望な候補と考えられる。よって、概念構築に先立ち、冷却材駆動方式（強制循環、自然循環）に着目した各々概念を具体化・比較評価することにより最適な駆動方式を選定する。

Pb-Bi 炉概念の創出においては、Pb-Bi の化学的不活性である特徴を生かし中間冷却系（２次系）削除を前提とし、比較基準の統一性の観点から電気出力を３５万 kWe、運搬性の観点から 1000 トン以下、製作性の観点（現有設備での一体焼鈍）から原子炉容器径 10.5m 以下を条件に機器配置、概略物量評価を実施した。

a.強制循環方式の概念検討

2 次系削除の重金属タンク型の強制循環炉では、原子炉容器内に複数基の蒸気発生器とポンプを配置しなければならず、無駄空間による炉容器径増大及び隔壁・配管等を用いた複雑な流路構成が懸念される。そのため、強制循環方式の概念最適化では蒸気発生器及びポンプの型式（形状）及び配置が重要な要素となる。候補となるポンプとして、機械式ポンプまたは電磁ポンプを想定し、蒸気発生器は無駄空間削減に有利と考えられる矩形型のサーペンタイン方式ＳＧ及び伝熱性能は劣るものの形状の自由度の高いバイヨネット方式ＳＧを候補として選定し、これらを組み合わせた概念を創出した。

炉心に関しては、各強制循環概念とも同一の炉心を採用することとし、炉心仕様の設定においては、ロシア／IPPE の知見を基に、炉心バンドル部流速 1.8m/s、炉心バンドル部圧力損失 2.2 kgf/cm^2、被覆管最高温度 650℃の条件の下、実用化戦略調査研究の開始にあたって設定した目標値である炉心性能（増殖比 1.2 以上、燃焼度 15 万 MWd/t）を満たす炉心を構築した。炉心仕様を表 4.2.12 に示す。

・概念１：機械式ポンプ＋サーペンタインＳＧ方式

概念図を図 4.2.9 に示す。無駄空間削減に有利と考えられる矩形型のサーペンタイン方式ＳＧを採用し、SG と機械式ポンプ、PRACS を同一円周上に配置し、原子炉容器を極力小さくすることにより物量を削減することを主眼に概念を構築した。原子炉容器内には３基のＳＧとポンプ及び PRACS が配置され、炉心、ＳＧ、ポンプはそれぞれの領域毎に隔壁で区切られた流路構成となっている。また、SG 伝熱管破断時の炉心への蒸気進入対策としてＳＧとポンプの間に自由液面を設けている。原子炉容器は、径：10.3m、高さ：16.5m であり、サーペンタインＳＧが原子炉容器サイズを決める支配的要因となっている。

・概念２：機械式ポンプ＋バイヨネットＳＧ方式

概念図を図 4.2.10 に示す。蒸気発生器として伝熱性能は劣るものの形状の自由度の高いバイヨネットＳＧを採用し更なる無駄空間の削減に着目して概念を構築した。原子炉容器内の機器配置は概念１と同様、３基のＳＧと機械式ポンプ及び PRACS が配置され、炉心、ＳＧ、ポンプはそれぞれの領域毎に隔壁で区切られた流路構成となっている。また、SG 伝熱管破断時の炉心への蒸気進入対策も概念１と同様にＳＧとポンプの間に自由液面を設け漏洩蒸気を回収する構造を採用している。原子炉容器サイズは、形状の自由度の高いバイヨネットＳＧを採用したことにより無駄空間を削減したため、容器径を 9.0m に削減している。容器高さに関しては、バイヨネットとサーペンタイン方式の伝熱部長さが同等であるため、概念１と同じ 16.5m である。

・概念３：電磁ポンプ方式＋サーペンタインＳＧ方式

概念図を図 4.2.11 に示す。概念１の機械式ポンプを電磁ポンプに差し替えた概念である。概念１の原子炉容器サイズを決める支配的要因が、サーペンタインＳＧサイズであるため、ポンプ型式の差は炉容器サイズに影響を与えない。

・概念４：電磁ポンプ方式＋バイヨネットＳＧ方式

概念図を図 4.2.12 に示す。概念２の機械式ポンプを電磁ポンプに差し替えた概念である。概念３と同様、原子炉容器サイズを決める支配的要因が、ＳＧサイズであるためポンプ型式の差は炉容器サイズに影響を与えない。

・概念５：機械式ポンプ＋一体型ヘリカルコイルＳＧ方式

概念図を図 4.2.13 に示す。概念１～４では、無駄空間削減に有利と考えられる矩形型のサーペンタイン方式ＳＧや伝熱性能は劣るものの形状の自由度の高

いバイヨネット方式ＳＧを採用しているが、蒸気発生器単体として伝熱性能が優れているのはヘリカルコイル方式ＳＧである。しかし、概念１～４の様に同一円周上に複数基のＳＧ、ポンプ、PRACS を配置した場合にはヘリカルコイルＳＧが円筒形状であることにより無駄空間が増大し、物量の面で他の強制循環方式概念には及ばないものと考えられる。そのため、複数基のヘリカルコイルＳＧ及びその他機器を同一円周上に配置するのではなく、原子炉容器と一体型のヘリカルコイル方式ＳＧ１基とポンプ及び PRACS を軸方向に配置した概念を構築した。SG 伝熱管破断時の炉心への蒸気進入対策は概念１と同様にＳＧとポンプの間に自由液面を設け漏洩蒸気を回収する構造を採用している。原子炉容器サイズは、各機器を軸方向に配置したため容器高さが 21.3m と他概念よりも約 5m 大きくなっているが容器径は 9.6m と概念１よりも約 0.7m 削減できている。

b. 自然循環方式の概念検討

自然循環方式の炉心に関しては、強制循環の様な同一条件とはせず各概念毎に炉心バンドル部圧力損失目標を設定し、これに加え強制循環方式と共通制限となる被覆管最高温度 650℃以下（ロシア／IPPE の知見）の条件の下、炉心性能目標（増殖比 1.2 以上、燃焼度 15 万 MWd/t）を満たす炉心を構築した。炉心仕様を表 4.2.12 に示す。

・概念６：完全自然循環方式

Pb-Bi の自然循環特性に優れた特徴を活かして完全自然循環方式の概念を構築した。図 4.2.14 に概念図を示す。自然循環炉では、ポンプを削除できるため、強制循環型のような複雑な流路構成とする必要が無く、炉容器内は内側、外側の単純な円筒状の２領域にすることが可能である。内側の領域下部に炉心を配置し、蒸気発生器は概念５と同様の一体型のヘリカルコイル方式ＳＧ１基を外側領域上部に配置している。SG 伝熱管破断時の炉心への蒸気進入対策構造は特には設けていないが、自然循環炉であるため冷却材の流速が遅く（ＳＧ伝熱管部で約 0.3m/s）ＳＧと炉心の高低差が約 7.5m であることを考慮すれば冷却材が高密度であることも合わせ、SG 伝熱管破断時の炉心への蒸気進入対策は十分と考えられる。炉容器径は、炉心槽径が強制循環よりも約１m 大きくなるがポンプがないこと、流路が単純であり複雑な流路隔壁がないこと及びコンパクトな一体型ヘリカルコイルＳＧを採用したことにより、原子炉容器径約 9.4m とサーペンタインＳＧ方式の強制循環炉よりも小さくなっている。容器高さについては、自然循環炉であるため伝熱中心差を強制循環炉よりも大きくする必要があり（約 7.5m）、19.6m と強制循環炉よりも約 3m 大きくなっている。

・概念７：リフトポンプ方式

概念図を図 4.2.15 に示す。概念６の完全自然循環方式にリフトポンプを取り入れることにより、ポンプのヘッド分を炉心性能向上（線出力増大→炉心燃料

インベントリ削減→倍増時間短縮、ピンピッチ削減→燃料体積比増大→内部転換比増大、など）及び物量削減（炉心径削減→原子炉容器径削減）に着目し概念を構築した。その際、リフトポンプ方式では、線出力増大（75W/cm→100W/cm）によりフィルム温度上昇及び被覆管温度上昇が増大し、ホットレグの温度が低下する（被覆管温度制限を満足するようにヒートバランスを設定）。このため、必要伝熱面積及び伝熱中心差が完全自然循環炉よりも大きくなり、ＳＧ物量及び伝熱中心差が自然循環炉よりも大きくなっている。

原子炉容器高さを比較すれば、リフトポンプ方式の方が約１m 大きくなっているが、これは伝熱中心差増大の影響もあるがその差は小さく、主に PRACS 上端から液面までの高低差の差によるものであり、リフトポンプ方式の方が約１m 大きく設定されていることが大きい（リフトポンプ方式ではポンプ停止時にガスの体積分液位が低下するため、冷却材漏洩を想定すれば流路確保のための液位差は完全自然循環炉よりも大きくなる）。

完全自然循環炉と同じ炉心で炉心性能向上に期待せず、物量のみを削減することに着目した場合、原子炉容器高さは削減できるがガス系物量（リフトポンプ）を考慮すれば大幅な物量削減は期待できず、ポンプに係る課題が増えるだけとなり大幅なメリットは見いだせないと考えられる。

c. 冷却材駆動方式の選定

各概念の比較表を表 4.2.13 に示す。

-経済性

完全自然循環炉が NSSS 物量：775 トンと最も小さく次いでリフトポンプ方式が優れている。強制循環方式の物量が総じて大きいのは、ポンプの有無もあるが蒸気発生器物量の差も大きい。蒸気発生器物量の差の理由としては２つの要因があり、一つ目はスケール効果である。強制循環方式をポンプ１基と蒸気発生器１基で概念を構築するのは炉容器内の無駄空間増大、過大な原子炉容器径により困難であるため、複数基のポンプと蒸気発生器を炉容器内に配置する必要がある。そのため、同規模出力の蒸気発生器であれば自然循環方式に比較して強制循環方式の方が伝熱性能が良く、蒸気発生器物量の面でも有利であるが、複数の小出力蒸気発生器を採用することによるスケールデメリット効果により、強制循環方式の蒸気発生器物量は自然循環方式に比べ大きくなる。２番目の要因は、蒸気発生器の型式の差である。自然循環方式で採用しているヘリカルコイル方式が伝熱性能の面で優れているが、強制循環方式では無駄空間削減のためにサーペンタインやバイヨネットといった伝熱性能の劣る蒸気発生器型式を採用している。この型式の差も強制循環方式の蒸気発生器物量増大の要因の一つである。

したがって、経済性を NSSS 物量で比較した結果、自然循環方式が有望と考え

られる。また、その要因はＳＧ物量である。強制循環方式で自然循環方式と同様の一体型ヘリカルコイル方式ＳＧを採用した概念（概念７：機械式ポンプ＋一体型ヘリカルコイルＳＧ方式）の物量は950tonであり、他の強制循環方式（概念３～６）に比べ優れているが、自然循環方式の物量には及ばない。

-炉心核熱成立性

炉心核熱成立性については、ロシア／IPPE の情報（文献１）を基に被覆管最高温度：650℃を設定し、この条件の下被覆管ｸﾘｰﾌﾟ累積損傷(CDF)≦0.5 を達成できれば成立性見通しがあるものとして概略検討した。その結果、自然循環方式及び強制循環方式共に CDF 制限条件を満足できる見通しが得られた。増殖比に関しては、強制循環方式の方が有利な見通しである。

-安全性

具体化した重金属炉では総じて、窒化物燃料を採用したこともあり、平均線出力が Na-MOX 炉(260W/cm)よりも低いこと（75～150W/cm）及び熱伝導度が窒化物の方が優れていることから燃料温度が低く、燃料溶融に対する裕度がある。特に完全自然循環炉は線出力が低く（75W/cm)、流量喪失に関する安全上の課題がないこともあわせ安全性上有利と考えられる。

-構造成立性

強制循環炉では、Na 炉に近いレベルの熱過渡がある。また、異形形状の SG とｽﾀﾝﾄﾞﾊﾟｲﾌﾟの健全性確認が必要である。

自然循環炉は、炉心のΔT が大きいため（約 200℃）サーマルストライピングに対する注意が必要であるが、熱過渡時の温度変化速度が小さいため、熱過渡応力が小さく強制循環に比べ有利な見込みである。また、流速が小さく炉容器内機器の温度も低いため耐腐食性の点でも有利と考えられる。

-運転性

強制循環方式では、ポンプを設けるため冷却材循環の信頼性は自然循環方式よりも優れており運転制御性は有利である。自然循環方式では、起動開始時及び燃交時の循環性、過渡変化時の動特性の安定性の確認、Pb-Bi 条件下でのリフトポンプの性能確認が必要と考えられる。

-保守補修性

強制循環では、ポンプのメンテナンスの際に、Po 対策及び引き抜き/挿入時の浮力対策が必要となり、保守補修性の面で自然循環方式に比べ劣る。また、ポンプ部のエロージョンも懸念される。

完全自然循環方式は、SG の引き抜きに関しては課題があるものの、ＳＧを引

き抜かずに補修を伝熱管のプラグにて対応することが可能と考えられ、ポンプが無いことによる定検作業の簡素化が期待できることから保守補修性に関して有利と考えられる。

リフトポンプ方式では、コンプレッサの入口部にフィルタが必要と考えられ、短期間でのフィルタの交換が必要となる可能性がある。

-総合評価

強制循環方式は、経済性、構造成立性、保守補修性の課題が大きい。完全自然循環方式は、プラント起動方法の難しさあるいは炉心性能の低下あるものの経済性等に優れている。このことから、まず完全自然循環方式を検討対象として重金属冷却炉概念を具体化する。

(2)完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉の検討

a. 基本概念

概念構築おいては、化学的活性度の低い鉛ビスマス冷却である特徴を生かし、２次系削除型を前提としている。また、前節の検討結果から、経済性向上を第一の目的として、主冷却系－自然循環冷却方式（定格運転時、崩壊熱除去運転時）を採用する。しかし。冷却材が高比重であるため、ナトリウム冷却炉のような 150 万 kWe クラスまでのスケール効果による経済性向上を目指すのは、炉容器の製作性や運搬性、耐震性から困難であるため、中型モジュールプラントによる燃料取扱設備及びBOP設備の共用化による単位出力当りのNSSS物量削減、BOP 設備の物量削減、モジュール化による多量生産、習熟効果と合わせたプラント建設費の低減による経済性向上を図る。また、自然循環運転による１次系主循環ポンプの削除に伴う関連設備容量の削減・削除、及び所内負荷の低減も併せ経済性の向上を狙う。

安全性に関しては、窒化物燃料（定格時燃料温度低）と冷却材沸点高（約1670℃）であることから、異常時の燃料温度の許容上昇幅が増加することを活かし、負のドップラー反応度フィードバックによる炉心出力静定機能を追及すると共に炉心損傷防止機能強化型の成立を図る。

概念図を図 4.2.16 に示す。炉型はモジュール化による経済性向上を追求した中型（400MWe×4 モジュール／1600MWe タービン１基）２次系削除自然循環冷却タンク型であり、炉容器は Na 冷却炉と同等の検査性を考慮して、鋼製炉容器としている。また、自然循環運転によりポンプを削除し、炉容器内は円筒状２領域の単純な流路構成を採用している（内側領域：上昇流、外側領域：下降流)。蒸気発生器は炉容器一体型のヘリカルコイル方式を採用し NSSS 物量削減を図っている。崩壊熱除去系は Pb-Bi を冷却材とした自然循環方式の PRACS（３系統）を採用し、PRACS は蒸気発生器上部に配置している。

自然循環方式を採用するために炉心圧損を 0.01MPa に制限することにした。同制限を受け、炉心圧損を低減するため燃料ピンについて P/D=1.48 とし、又同配列の基で炉心性能の確保のために炉心燃料として窒化物燃料を採用した。増殖比は径方向ブランケット、軸方向ブランケット設置して 1.19 を達成している。運転サイクル長は 19 ケ月(10 バッチ)、取出平均燃焼度は 15 万 MWd/t である。建屋は３次元免震建屋、ガードベッセルはコンクリートライナ構造を採用し、格納容器はモジュール毎に独立である。

b. 基本仕様

基本仕様を表 4.2.14 に示す。

c. 設計要求の充足性（検討結果）

イ. 経済性

(建設費)

完全自然循環炉の経済性を評価した結果、約 20 万円/kWe を超えてしまい、経済性目標の 20 万円/kWe 以下を達成していない。更なる経済性向上の可能性を検討した結果を図 4.2.17 に示す。図中では、単基建設費（メーカ推定値）およびモジュール効果として、一括購入による材料費低減-２０%、２基以降の設計費・冶具費０%を想定した場合（約１２%の低減）と、これに加え習熟効果として加工工数が１０基目で１０%低減を想定した場合のコスト（６基で１７．２%、８基で１８%低減）を示している。この結果から、出力の増大（40 万 kWe→55 万 kWe 程度）により、経済性目標を達成する可能性はあるものと考えられる(モジュール効果１２%で約 20 万円/kWe)。さらなる経済性向上方策として BOP 設備の合理化も挙げられる。ただし、モジュール方式による製作費低減効果は不確定要素も多いため、更なる検討が必要と考えられる。

(建設工期)

建設工程に、ユニット工法を採用することにより建設工期は約３８ヶ月の見通し（工場製作 6 ヶ月、現地製作 32 ヶ月）であり、目標である 50 ヶ月以下を満足する。

(稼働率)

プラント稼働率表は 39 日定検と 19 ヶ月運転、モジュールの定検時運用最適化により、稼働率約 91%を達成する見通しであり、目標である稼働率 90%以上を満足する。

(定期検査)

定期検査工程表を表 4.2.15 に示す。使用済み燃料の洗浄工程の確認が必要と考えられるが、39 日で定検が可能の見通しであり、目標である定期検査期間 45 日以下を満足する。

(所内負荷率)

重金属冷却完全自然循環方式を採用したことにより、２次系削除、1 次系ポンプ削除、EVST 削除による負荷低減にて所内負荷率は約 2.8%の見通しであり、目標である軽水炉並みの所内負荷率（4.3%以下）を満足している。

(原子炉および冷却系の合計物量)

・約 935 t /40 万 kWe

（ 23.4 t/万 kWe)

(プラントあたりの原子炉建屋容積)

・約 52 万 m^3

(約 1625m^3/万 kWe)

ロ.安全性

(原子炉停止系)

反応度制御は、主炉停止系（微調整棒６体、粗調整棒２４体）と後備炉停止系（６体）の独立２系統で構成される（多様性の観点から、主炉停止系は制御棒駆動軸と制御棒の一体スクラム、後備炉停止系は制御棒単体スクラムと異なる方式を採用)。スクラム方式については、重金属の高比重である特徴を生かした浮き上がり方式を採用している。主炉停止系は、ワンロッドスタック条件の下で炉停止余裕１＄以上を有している。後備炉停止系もワンロッドスタック条件の下で主炉停止系制御棒１本の制御棒誤引き抜き事故に伴う印加反応度を打ち消す反応度を有している。また、後備炉停止系には SASS（浮力を利用した挿入型）を設置している。

(崩壊熱除去系)

崩壊熱除去系として、自然循環型崩壊熱除去系（PRACS、Pb-Bi 冷却）を採用しており、100%×3 系統（PRACS）構成で Na 炉と同等の十分な信頼性を確保できる見通しであり、信頼性、成立性に特に大きな問題はない。

(格納系)

原子炉格納容器は、原子炉容器を支持する円筒形状の生体遮蔽壁部分と炉上部室の矩形の部屋を格納容器バウンダリとした鉄筋コンクリート製格納容器を採用している。格納系に特に大きな問題はないと考えられるが、事故時の冷却材温度昇温時の原子炉容器バウンダリ健全性の確認は必要である。

(炉心損傷防止機能強化型)

受動安全により事故時に炉心が溶融する事なしに事象を静定させ、再臨界を回避することを目標とした。

本概念では、冷却材駆動方式として自然循環を選定したことにより、循環ポンプ機能喪失による LOF 事象を想定する必要が無い。また、炉型としてタ

ンク型を選定し、冷却材として化学的活性の低い重金属を採用することにより炉容器内に蒸気発生器を配置しているため、ループ型のような冷却系配管破断による LOF 事象も想定する必要が無い。従って、LOF 事象としてあえて残るとすれば原子炉容器破損のみを想定すれば良いが、原子炉容器破損に対してはガードベッセルが設置されているため事象としては厳しくないものと考えられる。したがって、ULOF は除外し代表的 ATWS 事象として UTOP、ULOHS を選定し事象進展挙動に関する予備的検討を行った。

解析は、JNC で開発され検証実績も高い S-COPD を用い、冷却系は１次元のフローネットワークモデルでモデル化した。解析モデルを図 4.2.18 に示す。図 4.2.19 に除熱源（蒸気発生器）喪失時に原子炉保護系が作動に失敗した事象（ULOHS：解析ケース１）の解析結果を示す。５秒で蒸気発生器の給水が停止したことにより蒸気発生器出口温度が上昇し、それに伴い炉心出入口温度も上昇し、３時間後には炉心出口温度が約 640℃に達している。炉心出口温度の上昇速度は、ドップラ反応度による炉出力低下により、約 10℃／時間と緩やかであり時間余裕がある。また、今回の解析では考慮していないが、炉心入口温度上昇に伴う炉心支持板膨張による負のフィードバック反応度を考慮すれば、炉心損傷に至ることなく事象を収束できる可能性があるものと考えられる。

図 4.2.20 に定格運転状態からの制御棒誤引き抜き時に原子炉保護系が作動に失敗した事象（UTOP：解析ケース２）の解析結果を示す。投入反応度として 0.04¢/s(66¢)を想定し解析を実施した結果、約 300 秒で燃料最高温度は約 1150℃に達しこの時点での被覆管最高温度も約 750℃に達している。300 秒以降は炉心入口温度上昇（炉心支持板膨張）による負のフィードバック反応度により出力が低下し温度上昇速度が緩やかとなり、被覆管温度は約 0.16℃/s で上昇し制御棒が完全に引き抜かれる約 1650 秒で最高温度約 970℃となり、その後出力の低下に伴い温度も下がる。したがって、定格運転状態からの UTOP 事象では、制御棒誤引き抜きによる正の反応度投入により一時的に炉心燃料、被覆管及び冷却材温度が上昇するものの、炉心入口温度上昇に伴う炉心支持板膨張による負のフィードバック反応度により温度上昇速度は緩やかとなり、炉心損傷に至ることなく事象を収束できる可能性があるものと考えられる。

図 4.2.21 に起動時の制御棒誤引き抜き時に原子炉保護系が作動に失敗した事象（２００℃等温状態からの UTOP：解析ケース３）の解析結果を示す。初期流量は原子炉容器室の底に設置された加熱パネルにより１０％確保されているものとし、投入反応度として 0.04¢/s(66¢)を想定し解析を実施した。ケース２と異なり初期流量が１０％と小さいため、燃料温度上昇に伴う炉心出口温度上昇挙動が鈍く、約 500 秒経過後に炉心出口温度が上昇し始める。その後の挙動はケース２と同様であり、被覆管最高温度は 1050℃（約 1100 秒）で燃料最高温度は約 1300℃（約 1150 秒）に達し、これ以降は、炉心入口温度

上昇（炉心支持板膨張）による負のフィードバック反応度により出力が低下し事象は静定している。したがって、起動時の UTOP 事象では、正の反応度投入により一時的に炉心燃料、被覆管及び冷却材温度が上昇するものの、初期にはドップラー反応度が、長期的には炉心入口温度上昇に伴う炉心支持板膨張による負のフィードバック反応度により出力は低下し、炉心損傷に至ることなく事象を収束できる可能性がある。

以上、ATWS について、定格運転状態からの ULOHS、UTOP 及び起動時の UTOP に関し、特別な受動的炉停止系機器に頼ることなく、固有の受動安全（ドップラ、炉心支持板反応度）により炉心損傷に至ることなく事象を収束できる可能性を検討した結果、制御棒引き抜き速度、制御棒反応度価値を適正に設定し、炉心支持板反応度を考慮すれば固有の安全による事象静定を追求可能であることが分かった。ただし、今回の検討で考慮していない非安全側の効果として、出力ひずみ効果や冷却材密度係数があり、逆に安全側の効果として過渡時の流量再配分効果もあるため、これらを考慮したさらなる検討が必要と考えられる。

SG 伝熱管破断事故に関しては、今後詳細な検討が必要と考えられるが、準定常計算モデル（図 4.2.22 参照）で簡易解析を実施した結果、DBE を越える多数の伝熱管破断（10 本）を想定しても多量の水蒸気が炉心に進入することはない見込みである（図 4.2.23 参照）。また、鉛-ビスマスと純粋な水はほとんど反応せず、水蒸気中の溶存酸素と反応するため、現在の水質基準（溶存酸素濃度 7ppb 以下）では、反応生成物は極少量であり局所閉塞等の影響は問題とならない見通しである。

炉心局所閉塞に関しては、上述の通り SG 伝熱管破断事故からは想定しがたいが、何らかの要因で閉塞が発生した場合を想定して予備的な検討を実施した。その結果、エントランスノズル部が一様に 80%閉塞したとしても、50%以上の系統流量が確保され、集合体出口温度も 660℃程度に収まる見込みであり（図 4.2.24 参照）、一部の集合体入口部に 80%の閉塞を想定した場合でも集合体出口温度は 710℃程度に収まる見込みである（図 4.2.25 参照）。今後、詳細な検討が必要と考えられるが、低圧力損失の自然循環炉では局所閉塞の影響は小さい見込みであると考えられる。

炉心損傷発生頻度については現状未検討であるが、動的機器がないため炉心損傷発生頻度は強制循環方式に比べ有利な見込みである。

(ポロニウム対策)

Pb-Bi 冷却材中のポロニウム濃度を、炉心設計で得られた中性子束データを用いて簡易検討した結果、冷却材中飽和放射能濃度は 1.3×10^{11}Bq/kg となる。これに前述の知見（冷却材中では PoPb：99.8%、Po：0.2%、Po, PoPb の蒸発速度）を併せ、0.1%/day の条件の下で格納容器内の気中 Po 放射濃度を推定

した結果、0.73Bq/m^3 となり、放出制限（周辺区域外の空気中濃度限度）である 0.05Bq/m^3 を上回っているが、一桁程度の差であるため、カバーガス純化装置の設置により対応可能であると考えられる。又、放射線作業従事者の呼吸する空気中の濃度制限値 8Bq/m^3 よりは小さい。事故時の Po の影響については、バウンダリ破損等によりポロニウムの移行経路が制御された状態から逸脱することとなり、適切な事故シナリオ（設計基準事象）の設定の基で十分な対応が図られることの見通しを得ておく必要がある。

ハ. 構造健全性

（構造設計の前提条件）

地震条件は M6.8 を設定し概念検討を行った。免震機構として建屋３次元免震を採用している。

重金属炉では、Pb-Bi と構造材の共存性が課題である。現状、構造材腐食に対する見通しを得るための十分なデータはないため、ロシア／IPPE にて確立されたとされている、腐食防止対策（冷却材中の酸素濃度を適正範囲に制御し、構造材表面に酸化防護被膜を形成し対応）を採用し、適用制限条件として①炉心バンドル部ｴﾛｰｼﾞｮﾝ制限速度：約 2m/s 以下、②構造材温度：650℃以下（いずれも IPPE 知見による）を満足すれば腐食の問題はないものとした。炉容器内構造材としては、12Cr 鋼を採用した（ロシアではフェライトマルテンサイト鋼を推奨）。

（主要機器の構造健全性）

「原子炉容器」

原子炉容器は 12Cr 鋼を採用し、上部プレナムの蒸気発生器伝熱管外周に給水配管を配置し、これらの間に隔壁を設け、炉容器には低温の冷却材だけが接するコールドベッセル構造を採用している。このため、熱応力に関する構造健全性の点で問題となりそうな部位はない。

地震に関しては耐震性を考慮した炉容器構造、各部肉厚を設定し妥当性を確認している。

振動に関しては、完全自然循環炉であるため、動的機器がなく低流速のため振動の懸念される部位はない。また、内圧の懸念されるような部位はない。

腐食に関しては、腐食に対する構造設計基準の確立が必要であるが、現状の腐食に関する制限条件を満足している。

「炉内構造物（炉心支持構造、炉上部構造等）」

炉内構造物も 12Cr 鋼を採用している。熱応力に関しては、自然循環炉では熱過渡時の温度変化速度が小さいため、熱過渡応力が小さく強制循環に

比べ有利な見込みであるが、炉心のΔTが大きいため（約200℃）、3次元流動条件下での熱過渡、ｻｰﾏﾙｽﾄﾗｲﾋﾟﾝｸﾞに対する検討が必要と考えられる。

地震に対しては、炉心支持構造変位時の投入反応度制限について検討し、炉心支持構造に補強リブ（図 4.2.26 参照）を設置することで成立する見通しである。

振動に関しては、完全自然循環炉であるため、動的機器がなく低流速のため、振動の懸念される部位はない。また、内圧の懸念されるような部位はない。

腐食に関しては、腐食に対する構造設計基準の確立が必要であるが、現状の腐食に関する制限条件を満足している。ただし、自然循環であるため系統全体の冷却材中酸素濃度を適正範囲に制御可能できるかは今後検討が必要と考えられる。

「冷却系（SG、PRACS 等）」

冷却系も他機器と同様 12Cr 鋼を採用している。熱応力に関しては、炉内構造物と同様に、3 次元流動条件下での熱過渡、ｻｰﾏﾙｽﾄﾗｲﾋﾟﾝｸﾞに対する検討が必要と考えられる。

地震に対しては、耐震性を考慮した各部肉厚を設定することで成立する見通しである。

振動に関しては、完全自然循環炉であるため、動的機器がなく低流速のため振動の懸念される部位はない。また、内圧の懸念されるような部位はない。

腐食に関しては、腐食に対する構造設計基準の確立が必要であるが、現状の腐食に関する制限条件を満足している。

「格納施設」

格納施設に関し、熱応力、地震、振動、内圧及び腐食について構造健全性上懸念される部位はない。

(特に考慮すべき特殊な構造等の存在)

重金属炉では、前提条件でも示したように腐食防止対策が特に考慮すべき特殊な構造として挙げられる。本概念では、ロシア／IPPE の知見を基に冷却材中の酸素濃度を適正範囲に制御し、構造材表面に酸化防護被膜を形成し対応することで、腐食に対応している。この腐食防止対策のために、完全自然循環炉では酸素濃度管理装置（酸素ガス、水素ガス注入、酸素計、水素計）、鉛ビスマス純化系（CT 方式）を採用しており、これらの成立性確認及び系統全体に渡る酸素濃度分布が許容運転範囲に制御できることの確認が必要である。また、腐食に対する構造設計基準の確立も必要である。

建屋３次元免震は他概念と共通の課題であるが、重金属炉では２次系を削除していることから建屋面積が小さくなる傾向にあり、冷却材の高比重を考慮すれば総重量は大きくなることもあわせ、免震構造に対する要求条件が Na 炉等の他概念よりも厳しくなることが懸念され、確認が必要と考えられる。

ニ. 製作建設性

(製作性)

原子炉容器内径は、最大径 9.85m で 10m以下であり、現有設備での一体焼鈍が可能である。原子炉容器一体型の大型ヘリカルコイルＳＧの製作性が課題として挙げられる。

(検査性)

製作時の検査性で課題となる構造物はない。

(組立・輸送・据付性)

冷却材初期チャージの際に、大規模な仮設施設が必要となる。

(現地試験性)

製作時の現地試験性で課題となる構造物はない。

ホ. 運転保守性

(運転性)

自然循環炉の起動方策に関する予備的検討を実施した。起動過程では、熱過渡緩和の観点から Na 炉と同等の起動条件（全体の起動時間は３６時間）とし蒸気発生器入口 Pb-Bi 温度は 15℃/h を保持するものと仮定した。初期状態（２００℃等温、循環流量なし）から、制御棒の引き抜きのみで目標となる温度上昇速度（蒸気発生器入口 Pb-Bi 温度を 15℃/h）に制御するための投入反応度について検討した結果、0.0003¢/s の反応度投入であれば目標を達成できることが明らかとなった（図 4.2.27 参照)。しかし、0.0003¢/s の非常に低速の制御棒引き抜き速度を実現するための駆動機構の成立性が現状見通せないこと、及び定検時の制御棒検査時間の増大が懸念されるため、制御棒のみでの起動制御は困難であると考えられる。

次に、初期に加熱パネルと PRACS による除熱により循環流量を定格の１０％確保した状態から、目標となる温度上昇速度(蒸気発生器入口 Pb-Bi 温度を 15℃/h）に制御するための投入反応度について検討した結果、0.05¢/s の反応度投入であれば目標を達成できる見通しである。0.05¢/s の制御棒引き抜き速度は、制御棒単位長さあたりの反応度が 2.2¢/cm であるため、約 0.23mm/s となる。

先行炉の制御棒引き抜き速度は最小値で 0.5mm/s であり駆動機構の構造成立性は見通せる範囲であると考えられるが、定検時の制御棒検査時間（一体引き抜き時間：約 66 分）や 10%以上の循環流量を確保するための加熱パネル設備容量が経済性等に及ぼす影響について検討が必要と考えられる。

高温待機状態から定格状態までの起動時間及び過渡変化時のプラント動特性挙動については未検討である。

起動停止運転及び出力運転制御に関しては、ナトリウム冷却炉と同様の方式を採用することを前提としているが、ナトリウム冷却炉では主制御量は原子炉容器出口温度、操作量は制御棒駆動速度であり、補助信号として原子炉出力を使用している（原子炉容器出口温度は応答遅れが大きいため、応答の速い原子炉出力を用いて制御特性を補償している）。本概念は、２次系削除タンク型炉であるため、原子炉容器出口温度に相当するものは蒸気発生器入口冷却材温度となりこれを使用することとなる。しかし、過渡応答挙動の緩慢な自然循環炉では、応答遅れが過大となるおそれがあるため集合体出口温度を適用することも考慮する必要があり、今後詳細な検討が必要と考えられる。一方、蒸気発生器側では給水流量及び再循環流量を制御して起動停止を行い、蒸気が確保されてからはタービン側の制御が必要となるが、このような制御系は、再循環系を持つ一般的なプラントと同様であるため特に大きな課題はないものと考えられる。

自然循環炉の運転性の特徴としては、核的変動の時定数に対する熱流動の変動及び追従性が、強制循環炉に比べ遅く、鈍感であることと考えられる。

(ISI)

冷却材バウンダリ、カバーガスバウンダリ及び熱交換器伝熱管は Na 炉と同様の検査性がある。炉心支持構造物に関しては未検討である。

(検出性)

冷却材漏洩検出は、鋼製容器型の原子炉構造であるためナトリウム炉と同様の検査性・補修性があるものと推定される。SG リーク検出については、Na 炉と同等でありカバーガス圧、炉内酸素濃度により検出する。

異常検出性に関する課題として、破損燃料検出方法の成立性の確認があり、遅発中性子検出（DN）法を採用する場合の中性子のバックグラウンド成分を減ずるため、１次系内での遮蔽設計の検討が必要となる。

(保守・補修性)

蒸気発生器の伝熱管補修は、蒸気発生器を引き抜かずに伝熱管のインプレースプラグにより対応する。Pb-Bi 環境下での機器の取扱技術、耐圧・耐熱性を備えた Pb-Bi 中透視技術開発、Pb-Bi 冷却材を抜き取る技術の開発が必要と

考えられる。また、冷却材の純度管理技術に関し、現状では実験室規模では達成されているが実炉規模では研究開発が必要と考えられる。

使用済み燃料の洗浄については、Pb-Bi は不活性であるため洗浄を不要とできる可能性はあるが、Po-210 問題もあり、洗浄は必要な見込みである。また、万一、冷却材のドレンを必要とするような補修が必要となった場合に備えて、冷却材を抜き取る技術の検討も必要である。

(機器へのアクセス性)

機器へのアクセス性及び生体遮蔽に関し特に大きな課題はない。

d. 開発課題の摘出

前項（4.2.6 (2) c.）において、完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉の検討結果に対して、経済性、安全性等の各観点からの評価を行った。ここでは、各々の観点からの評価結果を基に摘出された開発課題をまとめた。

イ. 経済性

現時点では、20 万円/kWe の経済性目標は達成されていない。しかしながら予備的な評価によりモジュール単基出力の増大等の方策によりより一層の経済性向上の可能性があることを確認した。そこで、経済性向上を目指した設計研究として、以下の課題に取り組む必要がある。

・炉心核熱設計の詳細化等に基づく単基出力増大の追及
・NSSS 物量の低減化
・モジュール間での共用化を考慮した BOP 概念の詳細化・合理化

また、モジュール方式による製作費低減効果（量産効果、習熟効果）の不確かさを小さくする努力が必要である。

ロ. 安全性

安全設計・評価方針の観点からは、腐食耐性を含めた異常時の燃料健全性判断基準の確立が課題である。また、設計基準事象の選定と個々の事象に対する評価、特に安全保護系等の異常検出系の具体化、性能要求条件の明確化等が今後必要となる作業である。蒸気発生器伝熱管破断（SGTR）対策として急速ﾌﾞﾛｰ設備により水ﾘｰｸ率抑制、ﾗﾌﾟﾁｬｰﾃﾞｨｽｸを設け長期の圧力上昇の影響緩和を想定しているが、今後、解析評価により具体的な確認が必要となる。また SGTR 時のバブリングにより 1 次冷却系内の圧力バランスに変動が発生し、自然循環による炉心流量が大幅に変化することにより炉心冷却性能が損なわれることがないことや水蒸気の炉心への移行が生じないことの確認が必要と

なる。ナトリウム炉のアルゴンガス系異常に対応した設計基準事象を想定した場合、ポロニウムの環境中への放出挙動を評価する必要があり、ソースタームとしてのポロニウムの評価手法を確立することが重要である。

予備的な安全解析によれば、反応度抑制機能喪失時（UTOP, ULOHS）においても運転温度許容幅が従来のナトリウム冷却炉よりも大きいことから、自己作動型炉停止機構（SASS）を考慮しなくても、固有の安全性による異常静定を追求可能できる可能性があることが判った。今後は、固有の安全性の不確かさ（支持板反応度係数、ドップラ係数、冷却材温度係数等）、運転性を考慮した制御棒引き抜き速度、SASS の構造具体化とその信頼度及び取り扱いの考え方の確認が課題となる。なお、崩壊熱除去系（PRACS）については構造具体化、共通要因故障対策の検討が必要となるが、ナトリウム冷却炉の崩壊熱除去系の設計・評価を参考にできると考えられる。

格納系については、特に大きな問題はないと思われるが、設計基準事象を設定し、それらの事象に対応する為の設計要求条件を整理することが必要である。特に、主蒸気配管が格納バウンダリ内部に存在することから、主蒸気漏洩時のバウンダリ内圧力増大抑制方策について検討する必要がある。また、立地評価に対応して、受動安全機能による炉心溶融回避との設計目標との整合性の観点から放射能線源をどのように設定すべきか、従来の様にアプリオリに線源を仮定するか、機構論的な設定条件を想定するか等の検討が必要である。

更に、確率論的安全評価の実施により炉心損傷発生頻度が 1E-6/ry 以下であることを今後確認していく必要がある。

ハ．構造健全性

酸化防護皮膜による腐食防止技術の成立性の確認は、本概念における最もクリティカルな課題である。炉容器、炉内構造物、炉心材料等の各種構造材に対して、本防食技術の適用性を材料腐食試験を通じて確認していく必要がある。

特に、酸素濃度管理装置（酸素ガス、水素ガス注入、酸素計、水素計）の成立性、鉛ビスマス純化系に関するコールドトラップ方式の成立性等の要素技術の開発が必要である。酸素濃度管理については、タンク方式の冷却系統全体に渡り、自然循環条件下で酸素濃度分布が許容運転範囲に制御できるかが課題である。以上の防食技術の開発結果を踏まえて、腐食に対する構造設計基準を設定する必要がある。また、冷却材が高比重であることから、燃料集合体の浮き上がり防止機構を具体化する必要がある。特に、耐震設計に関しては、建屋免震を前提とした３次元免震装置の開発が必要である。

ニ．製作建設性

製作性、建設性で特に課題となる点は少ない。冷却材初期チャージの際に、大規模な仮設施設が必要となり、その具体化検討が必要である。

ホ．運転保守補修性

運転性については、プラント起動時の冷却材予備加熱方法の具体化、過渡変化時のプラント挙動安定性、負荷追従性の確認が課題となる。

供用期間中検査（ISI）に関しては、炉心支持構造物、CRD の検査性等が未検討である。異常検出性に関する課題として、破損燃料検出方法の成立性の確認があり、遅発中性子検出（DN）法を採用する場合の中性子のバックグラウンド成分を減ずるため、1次系内での遮へい設計の検討が必要となる。

保守・補修性については、耐圧・耐熱性を備えた鉛ビスマス中の透視検査技術の開発が課題である。万一、冷却材のドレンを必要とするような補修が必要となった場合に備えて、冷却材を抜き取る技術の検討も必要である。ポロニウムを含む放射性廃棄物の処理方策の確立も検討する必要がある。

e. 総合評価

これまでの検討の結果、出力５５万 kWe の中型モジュールタンク型炉とすることで開発目標を満たしつつ経済性目標を達成できる可能性があることが分かった。また、本概念に関し、経済性の更なる追求や安全評価の詳細化、その他種々の課題について、技術的成立性の見通しの確認や達成度の限界を見極めることを目的として今後も検討を行う必要があるものと考えられる。

フェーズＩでは、経済性追求を第一の目的として自然循環方式を選定し開発目標を達成できる見通しを得るまでに至ったものの、一方で炉心性能については従来のナトリウム冷却炉と比べて必ずしも満足できるものとはなっていない。すなわち、腐食を考慮した被覆管温度制限（＜650℃）や自然循環方式であることから低圧力損失、低出力密度とならざるを得ず、その結果重金属インベントリが増大した（炉心：約３５トン、ブランケット：約１２０トン）。また、開発目標である性能指標（燃焼度 15 万 MWd/ton）を達成するために Pu 富化度を高く設定せざるを得ず、その結果固有の負のフィードバック（ドップラ係数）がナトリウム冷却炉よりも小さくなってしまい、重金属の沸点が高いことによる温度余裕を活かしきれていないものと考えられ、安全確保とのバランスを考慮した炉心設計の再検討も必要と考えられる。そのため、炉心性能（増殖性、燃焼インベントリ削減等）の追求の観点から、自然循環方式に限定せず、強制循環方式も視野に入れた炉心性能の見極めが必要と考えられる。

表 4.2.1　Pb 及び Pb-Bi の主要物性

	Pb-Bi (45%-55%)	Pb	ナトリウム
密度（g/cm³,800K）	10.3	10.4	0.83
比熱（KJ/kgK,800K）	0.146	0.16	1.3
融点（℃）	125	327	98
沸点（℃）	1670	1737	882
飽和蒸気圧（Pa,800K）	0.006	0.002	950

表 4.2.2　基本仕様（鉛冷却大型ポンド型炉）

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ポンド式タンク型炉容器
2	電気出力（発電端）	１５００MWｅ
3	熱出力	３５００ MWt
4	ループ数	―
5	１次系 Pb 温度	５４０℃／４２０℃
6	１次系流量	656,000 t/h
7	主蒸気温度／圧力	５２０℃／24.5 MPa
8	給水温度／流量	３４０℃／7,640 t/h
9	タービン発電機	
10	プラント稼動率	９０％以上（目標）
11	炉心・燃料	ダクトレス、MN 燃料（^{15}N 濃縮）＊１
12	遮蔽体外接円径	7000 mm
13	燃焼度	１０万MWｄ／ｔ（炉心取出平均）
14	増殖比	１．０５（ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ設置により約１．２）
15	原子炉停止系	CRDM(上部挿入方式)８体（Active ６体, Passive ２体）
16	炉心安全性	ＳＡＳＳ
17	炉心支持方式	炉容器＋冷却材をコンクリート面で支持
18	炉壁保護構造	熱遮蔽ライナ
19	炉心上部機構	二重回転ﾌﾟﾗｸﾞ
20	１次系配管方式	―
21	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ４基
22	蒸気発生器	ヘリカル一体貫流式、８基
23	崩壊熱除去方式	直接炉心空気冷却系
24	漏えい対策	原子炉容器外鉛配管無し
25	原子炉格納施設	コンクリート内側ライナ＋上部ドーム
26	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	１８ヶ月，4ﾊﾞｯﾁ方式
27	①燃料減衰待貯蔵	炉内貯蔵なし/直接取り出し水プール保管
28	②炉内燃料交換	直動式ＦＨＭ
29	③炉内/外燃料移送	シュート＋走行台車
30	免震	建屋免震なし、岩盤埋め込み
31	プラント寿命	４０年（目標）
32	原子炉建屋	215,000 m3（暫定）

＊１：MOX 燃料炉心では、内部転換比１以上を狙うとガスプレナムも含めた燃料集合体長が非常に長くなるとともに制御棒本数が増加、正のボイド反応度も大きくなる。MOX では、核的に Na 炉と比べて魅力に乏しい。

表4.2.3　設計要求事項への対応（鉛冷却大型ボンド型炉）

分類	設計要求事項（注1）	見通し及び検討方針
		鉛冷却・窒化物燃料高速炉　日本版ＢＲＥＳＴ
前提条件	-炉心燃料及び冷却材の検討対象	窒化物燃料＋鉛冷却
	-原子炉出力レベルの選定	150万kWe
	-機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	基本的には、実証炉設計研究までに適用した基準をベースに、機器・構造に負荷される荷重条件（地震、ＣＤＡ荷重）を緩和して設計。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	従来基準の中で、鉛との共存性を有する材料のデータを整備していく必要あり。
	-耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	実証炉の考え方に準じて重要度分類を行なう。
	-設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	実証炉設計研究で設定した地震動条件を前提に検討し、適切な構造材厚とすることで成立見通しあり（免震は採用せず、岩盤埋込方式を採用）
	◎国内立地点の最大地震動条件	最大地震動条件は実証炉条件よりやや大きくなる。それに応じてプラント側の物量は増加する見通し。
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：４炉心分	１プラント当たり、減衰待ち貯蔵用１バッチ分（１／４炉心）、再処理待ち（３・３/４炉心分）で対応
	-プラント寿命	
	●４０年（リファレンス）	４０年をレファレンスとして設計する。
	◎６０年程度の寿命延長追求	単純に設計事象の想定回数を１．５倍にすると成立が困難。事象想定の合理的な設定、サーベイランス試験片設置やＩＳＩ強化により予乗命評価を出来るようにして延命を図る。
経済性	●発電単価：５円/kWh程度（耐用年数で減価償却）	現状６円／ｋＷｈの達成は困難。建設費削減要。
	●建設費：２０万円/kWe以下	物量から判断して、左記目標達成は困難と判断される
	◎燃焼度：１５万MWd/t 程度	日本版ＢＲＥＳＴの場合、高増殖は炉心＋ブランケットで対応する。炉心のみで平均燃焼度100GWd/tは達成を図る。
	◎連続運転期間：１２　２４ヶ月	１８ヶ月
	◎適正な炉心出口温度	ロシアＢＲＥＳＴと同様５４０℃とする。
	◎稼働率：９０%程度	上記の運転サイクル期間長期化により、９０%以上達成を目指す。
	◎建設工期：５０ヶ月以内	モジュール化工法等の採用により、５０ヶ月達成を目指す。
資源の有効利用	-増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	ブランケットを付けない炉心をレファレンス（増殖比1.05前後）とし、高増殖を指向する場合は、ブランケットを付けることで対応する。
	◎増殖比１．２程度（高増殖）	約１．２を目標。
	●低除染燃料装荷時の影響検討	ＦＰ混入率2%の場合、プラント概念に影響しない見通し。 ＭＡ混入率5%の場合、ボイド/ドップラ反応度に少なからず影響する。3%程度であれば、概ね問題ないと判断。
	-ＴＲＵ燃焼	
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド／ドップラ反応度への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。
	●Ｐｕ専焼炉としてのＰｕ燃焼効率の範囲	内部転換比　１を達成することを目指した炉心であり、Pu専焼炉には適さない。
環境負荷低減	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	ダクトレス炉心とし、固体廃棄物発生量を低減。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	原子炉系物量の低減により、放射性廃棄物発生量を抑制。プラント内での切断処理を極力少なくする。
	●ＦＰの核変換による放射能低減に関する検討	貯蔵期間が1000年以上で長期的放射性毒性の寄与が大きく、同位体分離の必要ない2核種(Tc-99、I-129）の自己生成分の消滅を当面は目指す。基本的には炉心に隣接する反射体領域にターゲット集合体を設置して、そこで消滅す
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド／ドップラ反応度への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。
核拡散抵抗性	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	基本的には実証炉ベースで核物質防護及び保障措置の対応を考慮する。
	●低除染燃料等の適用可能性	ＦＰ混入率2%、ＭＡ混入率3%程度であれば、プラント概念に影響しない見通し。
	●ブランケットでの純粋Ｐｕ生成に対する対策	径ブランケット用の特別な措置を講じる。（水プール中で炉心燃料と径ブランケット燃料は混在させず、分離して貯蔵）
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	基本的に左記基準、指針類をベースに鉛冷却炉の特徴を反映して設計する。
	-実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	ＳＡＳＳを設置する。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	崩壊熱除去用に原子炉容器と格納容器間の鉛中に空気による冷却パイプを設置。
	●再臨界回避能力	余剰反応度の低減、高冷却材沸点等により沸騰の可能性は低いが、蒸気の炉心中への侵入対策として、ボイド反応度を極力低減する。 炉心崩壊時には、燃料密度が鉛とほぼ等しいことから燃料の集中は生じず、再臨界の可能性は極めて低い。
	●炉心損傷発生頻度１０_ ⁶/ry未満となる見通し	独立２系統の炉停止系＋ＳＡＳＳの設置、崩壊熱除去系の自然循環の確保及び余剰反応度の低減、高冷却材沸点、燃料の高熱伝導度等により、炉心損傷発生頻度は目標値以下にできると推定。
運転・保守・補修性	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	ＳＧについては伝熱管体積検査実施せず。鉛中酸素濃度、音響監視を常時行う。伝熱管補修は高温化ではあるがインプレース補修を行なう（大規模破損時のみ引抜き補修）
	●補修区分の検討	不明
	●アクセスルート・スペースの確保	不明
	●生体遮蔽の設計	不明
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	不明

（注1）　●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）　　◎：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表 4.2.4　基本仕様（鉛冷却大型ループ型炉）

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	2次系削除ループ式鉛冷却炉
2	電気出力（発電端）	１５００MWｅ
3	熱出力	３６５６MWt
4	ループ数	４ループ
5	１次系 Pb 温度	５４０（H/L）／４２０℃
6	１次系流量	171,000t/h (1 ループ)
7	主蒸気温度／圧力	４９８℃／１７．７ MPａ
8	給水温度／流量	３４０℃／1865t/h (1 基)
9	タービン発電機	タービン効率４１％
10	プラント稼動率	９０％以上（目標）
11	炉心・燃料	ダクトレス、MOX 又は窒化物（^{15}N 濃縮）
12	遮蔽体外接円径	６５００ｍｍ（炉心等価直径：5000mm）
13	燃焼度	１５万MWD/T（炉心取出平均）
14	増殖比	1.04～1.15：MOX、1.15～1.8：窒化物／ダクトレス SA
15	原子炉停止系	ＣＲＤM36 体
16	炉心安全性	受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ設置
17	炉心支持方式	R/V 円筒部で支持する側部支持方式
18	炉壁保護構造	炉容器二重化による炉壁冷却
19	炉心上部機構	単回転プラグ＋コラム型 UIS
20	１次系配管方式	側部流出
21	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ（蒸気発生器に内蔵一体型）
22	蒸気発生器	ヘリカルコイル有液面型、一体貫流式
23	崩壊熱除去方式	4×PRACS
24	漏えい対策	ガードベッセル(炉容器支持ｽｶｰﾄより上部は円筒、下部はライナ)
25	原子炉格納施設	矩形鉄筋コンクリート RCCV
26	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	12ヶ月(MOX), 17ヶ月(MN), 5ﾊﾞｯﾁ方式
27	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
28	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋コラム型 UIS＋パンタグラフ式ＦＨＭ
29	③炉内/外燃料移送	垂直シュート＋台車
30	免震	建屋水平免震
31	プラント寿命	４０年
32	原子炉建屋	97m×56.8m×H56.5m(ツインプラント)

表4.2.5　設計要求事項への対応（鉛冷却大型ループ型炉）

分類	設計要求事項（注１）	見通し及び検討方針
前提条件		明星
	炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料（代案窒化物燃料）＋Pb 冷却
	原子炉出力レベルの選定	１５０万kWe
	機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	フローティング支持及び冷却系二重配管の熱膨張差を吸収する構造の成立性は要検討。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	新基準の採用を前提とした設計 主要機器について構造健全性評価を実施し見通しあり 構造設計基準に係わり鉛炉特有の問題で改訂が必要なものを課題として摘出する。 新基準成立のための開発課題と解決方策をR＆D対応として立案
	耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	検討対象とする主要機器の耐震重要度分類を設定する。
	設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	建屋水平免震を採用。但し、地震入力が厳しく、炉心部の耐震性が確保できない場合は、機器上下免震または建屋３次元免震を採用
	◎国内立地点の最大地震動条件	実証炉の設計研究で設定した国内立地点の平均及び最大地震動を入力条件とする。
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：４炉心分	貯蔵容量４炉心分／プラントで計画。
	プラント寿命	
	●４０年（リファレンス）	設計寿命は４０年とする。
経済性	◎６０年程度の寿命延長追求	寿命延長については実荷重データに基づき将来的に再評価。
	●発電単価：５円/kWh程度（耐用年数で減価償却）	建設費目標と燃焼度、稼働率向上により達成を図る。
	●建設費：２０万円/kWe以下	大出力化、２次系削除、４ループ化、機器合体、フローティング支持による配管短縮等により達成を図る。
	◎燃焼度：１５万MWd/t 程度	被覆材の開発を前提に１５万MWd/tで設計。
	◎連続運転期間：１２～２４ヶ月	増殖比確保の観点から酸化物で12ケ月（14ヶ月運転への延長が可能な見通し）、窒化物で24ケ月の見込みあり。
	◎適正な炉心出口温度	被覆材健全性への配慮から５４０℃に設定
	◎稼働率：９０%程度	４５日定検と１４ヶ月運転により、目標９０%を達成見通し
資源の有効利用	◎建設工期：５０ヶ月以内	２次系削除、建屋物量低減等により約46ヶ月を目標とする。
	増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	燃料集合体仕様（炉心高さ、燃料ピン径等）の変更により対応可能。
	◎増殖比１．２程度（高増殖）	酸化物炉心では1.15，窒化物炉心では1.25を達成見込。
	●低除染燃料装荷時の影響検討	Na炉とｽﾍﾟｸﾄﾙが同程度であり、低除染燃料（FP２%程度残留）を装荷しても燃焼は可能。（定量的検討は次年度以降）
	ＴＲＵ燃焼	
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	Na炉とｽﾍﾟｸﾄﾙが同程度であり、Na炉と同程度のTRU燃焼特性は確保できる。（定量的検討は次年度以降）
	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	Na炉とｽﾍﾟｸﾄﾙが同程度であり、ＭＡ混入時の炉心特性への影響はNa炉の場合とほぼ同程度と考える。（定量的検討は次年度以降）
環境負荷低減	●Ｐｕ専焼炉としてのＰｕ燃焼効率の範囲	Pu ﾅｰとしては酸化物炉心での適用が有利と考えられる。（定量的検討は次年度以降）
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	Pb-Bi炉と比較してPoの発生はすくないがＦＰ、ＣＰの低減化と合わせプラント補修計画を進める。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	廃炉に当たっては鉛冷却材の再使用を含めた廃棄物低減化を考える。
	●ＦＰの核変換による放射能低減に関する検討	Na炉とｽﾍﾟｸﾄﾙが同程度であり、ＦＰ核変換のポテンシャルを有する。（定量的検討は次年度以降）
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	Na炉とｽﾍﾟｸﾄﾙが同程度であり、Na炉と同程度のTRU燃焼特性は確保できる。（定量的検討は次年度以降）
核拡散抵抗性	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ＭＡ混入時の炉心特性への影響はNa炉の場合とほぼ同程度と考える。（定量的検討は次年度以降）
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	最新の軽水炉、Na炉と同程度の対応は可能。
	●低除染燃料等の適用可能性	低除染燃料（FP２%程度残留）を装荷して核拡散抵抗性を持たせることは可能。（定量的検討は次年度以降）
安全性	●ブランケットでの純粋Ｐｕ生成に対する対策	再処理システム側で純粋Puを分離しないプロセスを考える。
	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	現行国内基準をベースに検討し、改良の望ましい部分は課題として摘出する。
	実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	炉停止系２系統の内１系統にはpassive機能を持たせる。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	全電源喪失事故時にも自然循環除熱が可能なPRACSを計画。
	●再臨界回避能力	ＣＤＡ時の再臨界回避の可能性が大きい。（定量的検討は次年度以降）
運転・保守・補修性	●炉心損傷発生頻度１０E-6/ry未満となる見通し	受動的安全性向上により達成を図る。（定量的検討は次年度以降）
	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	２次系削除による機器数の低減により、運転・保守性の向上を図る。機器の引抜き性や検査性については側部流入Na炉並の操作性を持つよう計画。
	●補修区分の検討	Na炉並の補修区分とする。（具体化は次年度以降）
	●アクセスルート・スペースの確保	Na炉並のｱｸｾｽﾙｰﾄ確保を念頭に計画。（具体化は次年度以降）
	●生体遮蔽の設計	Na炉並の被曝量に押さえことを目指し計画する。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	Pb冷却材中のPoによる汚染防止を念頭に、保守作業の自動化、ロボット化を導入を計画。

（注1）●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）　○：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表 4.2.6　鉛冷却大型ループ式炉の構造成立性に関する見解の相違について

部位	項目	受注者見解	JNC 見解
1) 一次冷却系	設計に適用された膜応力を受ける配管の座屈に対する許容応力	315MPa Sy= 450MPa at 450℃の 0.7 倍。450MPa はメーカ社内データ。許容値 = 0.7Sy は ASME の動向から将来の合理化を期待して設定。	205MPa 12Cr 鋼の Su を改良 9Cr 鋼の 1.3 倍として、614MPa at 420 ℃とする。フェライト鋼の許容値はこれを 1/3 倍して 205 MPa。ただし、膜応力による圧縮座屈は配管肉厚のクリティカル条件ではない。
2) 一次冷却系	設計に適用された圧縮応力と曲げ応力を同時に受ける配管の座屈に対する許容応力	240MPa (1.27_315MPa)／1.67 1.67 は弾性追従が顕著でないひずみ制御型座屈の安全係数（運転状態Ⅰ）。	87MPa (1.27_205 MPa)／3 3 は顕著な弾性追従が生ずる可能性があるひずみ制御型座屈の安全係数。一次系配管外側管ノズル近傍は形状不連続で、弾性追従が生ずる可能性があるため安全係数として３を用いるのが妥当。現状の構造では座屈の懸念があり、肉厚増加を伴う構造設計の見直しが必要。
3) 一次冷却系	炉容器支持と水平配管支持の同時成立性について	懸念なし	懸念すべき点がある 2)により、配管の曲げ＋圧縮応力による座屈の成立条件が厳しいため、炉容器の上下方向の熱変位を極力小さくするために、炉容器支持スカート取付部と配管ノズルの距離を最小にする必要がある。しかしながら一方では、集中する支持スカート部に集中する莫大な炉容器自重が配管ノズルに及ぼす影響を考慮すれば、両者の距離は極力大きく取るのが望ましく、構造成立性に関わる問題になりうる。特に地震時は要検討。
4) 一次冷却系	一次系配管内側管のスライドジョイント実用化について	実用化の見通しはある	実用化は困難 一般にスライドジョイントは摩耗に伴う小金属片の発生、冷却材中不純物噛み込みによる固着等の問題がある。さらに、腐食性の高い重金属冷却材中でスライドジョイントをＳＧの出入口部に設置している本概念では、フレッティングが生じて隙間部の面積が増大し、プラント寿命後期のヒートマスバランスが悪化する懸念がある。
5) 原子炉	原子炉容器の板厚	50mm 1)と同様に 405MPa の Sy について、許容値＝0.7Sy/1.5＝210MPa とし、板厚を算出した。0.7Sy は ASME の動向から将来の合理化を期待して設定。1.5 は座屈に対する安全係数（運転状態Ⅳ）。	77mm 1) と同様に 614MPa の Su について、許容値＝0.33Su/1.5＝136MPa。板厚＝50mm×210/136＝77mm となる。厚肉化による物量の増加が不可避。

表 4.2.7　基本仕様（鉛冷却中型タンク型炉）

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	２次系削除タンク式鉛冷却炉
2	電気出力（発電端）	４００MWｅ×４基
3	熱出力	１０００MWt×４基
4	ループ数	－
5	１次系 Pb 温度	５５０（H/L）／３９５℃
6	１次系流量	１８３０００t/h ×４基
7	主蒸気温度／圧力	４９７℃／１７．７MPa
8	給水温度／流量	３４０℃／６４００t/h(1 基)
9	タービン発電機	タービン効率４０％
10	プラント稼動率	９０％以上（目標）
11	炉心・燃料	MOX 又は窒化物（^{15}N 濃縮）
12	遮蔽体外接円径	5000mm
13	燃焼度	１５万MWD/T（炉心取出平均）
14	増殖比	約０．９（最大約１．２）
15	原子炉停止系	ＣＲＤＭ６体＋反射体４２体
16	炉心安全性	受動的炉停止方策：反射体浮上と後備炉停止棒（挿入）
17	炉心支持方式	側部支持方式
18	炉壁保護構造	なし（免震により原子炉容器薄肉化、板厚 40mm 成立性の確認要）
19	炉心上部機構	一枚板構造
20	１次系配管方式	－
21	１次主循環ポンプ	電磁ポンプ（35m^3/min×８、蒸気発生器に内蔵一体型）
22	蒸気発生器	ヘリカルコイル一体貫流式×８（SG 数）×４基
23	崩壊熱除去方式	4×ＳＧＨＲＳ
24	漏えい対策	不明
25	原子炉格納施設	矩形鉄筋コンクリート造鋼製ライナ付＋ガードベッセル
26	燃料取扱い方式	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ１２ヶ月
27	①燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式
28	②炉内燃料交換	アーム式マニュピレータＦＨＭ
29	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置＋燃料移送機
30	免震	建家水平免震
31	プラント寿命	４０年以上
32	原子炉建屋	3.7 万 m^3/1 基

表4.2.8　設計要求事項への対応（鉛冷却中型タンク型炉）

分類	設計要求事項（注１）	見通し及び検討方針
		LASER（LeAd cooled SphEre Reactor）
前提条件	炉心燃料及び冷却材の検討対象	ＭＯＸ燃料／Pb冷却
	原子炉出力レベルの選定	鉛重量に対応する耐震性。原子炉冷却材境界の健全性管理上、鋼製容器に収納。ﾓｼﾞｭｰﾙ原子炉でS-PRISM(40万）統合し、ﾛｼｱBREST（30万）を凌駕する：単基電気出力40万ｋＷeの１６０万ｋＷeｔﾓｼﾞｭｰﾙプラント発電所。
	機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	今後の熱過渡解析、構造解析評価が必要であるが、現時点で成立が困難と考えられる要因はない。１６０万ＫＷｅのタービンは問題なし。ただし鉛電磁ポンプ開発が前提となる。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	鉛を採用することにより２次系を削除し、原子炉と冷却系を一体化した。このためPbと構造材料、燃料材料との共存性を中心とする材料強度基準の開発が必要。
	耐震・免震設計	原子炉建物は（水平）免震を採用し、設計の標準化を容易にする。
	●耐震重要度分類	現行基準に対応した重要度分類。原子炉・Pb冷却系全体を免震建物に搭載。
	設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	原子炉建屋は水平免震を採用。原子炉補助建屋、及びタービン建屋は耐震建屋。地震動は左記を考慮。
	◎国内立地点の最大地震動条件	同上
	●使用済み燃料貯蔵プール設置：４炉心分	ﾓｼﾞｭｰﾙ間共用の原子炉補助建物に水プール設置（炉対応区画で個別管理）。
	プラント寿命	
	●４０年（リファレンス）	今後の熱過渡解析、構造解析評価と特に鉛との共存性に関する材料強度基準による評価が必要である。
	◎６０年程度の寿命延長追求	同上
経済性	●発電単価：５円/kWh程度（耐用年数で減価償却）	不明
	●建設費：２０万円/kWe以下	ﾓｼﾞｭｰﾙ化によって３０万円/kWe以下達成を見込む。その後習熟効果により限りなく２０万円/ｋWe近接を期待。
	◎燃焼度：１５万MWd/t 程度	１５万MWd/t 以上（目標）
	◎連続運転期間：１２、２４ヶ月	１２ヶ月（目標）
	◎適正な炉心出口温度	炉心出口温度５５０℃。ただし、７００℃までの燃料材料開発が前提
	◎稼働率：９０%程度	９０%以上（目標）
	◎建設工期：５０ヶ月以内	５０ヶ月以内（目標）
資源の有効利用	増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	Na炉と同程度の見込み
	◎増殖比１．２程度（高増殖）	適切なブランケットにより可能
	●低除染燃料装荷時の影響検討	Na炉と同程度の見込み
	ＴＲＵ燃焼	
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	中性子スペクトルは液体金属炉の中では大差なく、ナトリウム大型炉心一般のＴＲＵ経済燃焼範囲を大きく超越しない。
	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料取扱設備め影響(熱・放射線）を考慮すれば問題なし。
環境負荷低減	●Ｐｕ専焼炉としてのＰｕ燃焼効率の範囲	Ｐｕ富化度４５%を上限とした燃焼効率は、中性子エネルギ　が高い方向になる分、Naより若干有利。
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	集合体構造で対応可。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	集合体構造で対応可。
	●ＦＰの核変換による放射能低減に関する検討	燃料ピンレベルで、ＦＰ含有させることで対応可能。
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	中性子スペクトルは液体金属炉の中では大差なく、ナトリウム大型炉心一般のＴＲＵ経済燃焼範囲を大きく超越しない。
核拡散抵抗性	●より多くのＭＡ核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料取扱設備め影響(熱・放射線）を考慮すれば問題なし。
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	ﾓｼﾞｭｰﾙ間共用の原子炉補助建物に水プール設置（炉対応区画で個別管理）。
	●低除染燃料等の適用可能性	冷却材Pbの核的特性への影響は中性子エネルギ　が高い方向になりNaより若干有利。
	●ブランケットでの純粋Ｐｕ生成に対する対策	増殖比の問題は残るが、ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ無し炉心採用によって対応可能。
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	格納施設設置など基準に適合する。
	実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	反射体・炉停止棒集合体の上部ＳＡＳＳによる受動的炉停止。
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	炉容器ｷｬﾋﾟﾃｨ自然循環除熱可能な容量を設定し、炉上部ﾌﾟﾚｰﾅﾝﾌﾟールの空冷にて熱交換可能な容量。
	●再臨界回避能力	不明
	●炉心損傷発生頻度１０-６/ryを満たなる見通し	反射体制御方式、鉛冷却材（比重：約１０、沸点：約1700℃）の採用
運転・保守・補修性	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	放射性物質は一つの容器に格納（原子炉冷却系一体型炉）。水の放射化を防止し、タービンエリアは非管理区域とする。 Ｎａ機器の補修は先行Ｎａ炉と同等。電磁ポンプは静的機器であり、補修頻度は少ない。
	●補修区分の検討	万が一の炉心支持板の取り出しが可能とする。
	●アクセスルート・スペースの確保	建屋内の機器アクセススペースを考慮。
	●生体遮蔽の設計	生体遮へい設置スペースを考慮。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	電磁ポンプは静的機器、原子炉系へのアクセスは基本的に不要にする。

（注1）●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）　　○：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表 4.2.9　基本仕様（SVBR）

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	２次系削除タンク型
2	電気出力（発電端）	１００MWe
3	熱出力	２６０MWt
4	ループ数	—
5	１次系 Pb-Bi 温度	４６０℃／３１０℃
6	１次系流量	約４２００㎥／h
7	主蒸気温度／圧力	400℃／9 MPa
8	給水温度／流量	270℃／約４８０ton/h
9	タービン発電機	タービン効率３８％
10	プラント稼動率	９０％以上
11	炉心・燃料	MOX 又は TRU 酸化物（窒化物対応可）
12	遮蔽体外接円径	
13	燃焼度	9 万 MWd/t
14	増殖比	１．０２以上（MOX 及び窒化物）
15	原子炉停止系	主炉停止系及び後尾炉停止系
16	炉心安全性	受動的炉停止方策：SASS 設置
17	炉心支持方式	炉心上吊方式
18	炉壁保護構造	低温一次冷却材循環方式
19	炉心上部機構	引き抜き構造
20	１次系配管方式	—
21	１次主循環ポンプ	機械式ポンプ×２基
22	蒸気発生器	バイオネット型×１２基（２系統）
23	崩壊熱除去方式	水蒸気系＋ＲＶＡＣＳ
24	漏えい対策	容器；ガードベッセル
25	原子炉格納施設	一体型鉄筋コンクリート
26	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	約１０年
27	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
28	②炉内燃料交換	炉心一体モジュールによる一括交換
29	③炉内/外燃料移送	不明
30	免震	建屋免震なし、国内基準への適合性不明
31	プラント寿命	５０年
32	原子炉建屋	—

表4.2.10　設計要求事項への対応（ＳＶＢＲ）

分類	設計要求事項（注１）	見通し及び検討方針
前提条件		
	炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料+Pb-Bi冷却とし、必要に応じて窒化物燃料の検討も行う
	原子炉出力レベルの選定	１０万ｋＷｅ
	機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	詳細不明。課題は多数。例としては ①（顕著な圧損を生ずることなく）12基のＳＧの均等流量を成立させる流路構造、②ＳＧ_ポンプ間の自由液面の面積とポンプ吸込口との距離の妥当性、③ロシアで設計された本概念の耐震成立性等。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	詳細不明。既存の基準では対応できないと考えられる。
	耐震・免震設計	耐震建屋
	●耐震重要度分類	現状、行っていない
	設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	IPPEは、実証炉 ph.2（免震建屋）の床応答スペクトルから求めた最大加速度による荷重が生じても、問題なしとの見解を示した。動的解析は実施していない。
	◎国内立地点の最大地震動条件	実施せず
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：４炉心分	4炉心分を前提に設備の設計を行なう
	プラント寿命	
	●４０年（リファレンス）	40年（目標）
経済性	◎６０年程度の寿命延長追求	腐食、エロージョン等の課題解決が前提
	●発電単価：５円/kWh程度（耐用年数で減価償却）	不明。IPPE見解は $0.05/KWe。
	●建設費：２０万円/kWe以下	不明。IPPE見解は $2000/KWe であるが、大型Na炉と物量で比較すると、達成困難と懸念される
	◎燃焼度：１５万MWd/t 程度	１３万MWd/t 程度
	◎連続運転期間：１２_２４ヶ月	不明
	◎適正な炉心出口温度	不明
	◎稼働率：９０%程度	９０%程度（目標）
資源の有効利用	◎建設工期：５０ヶ月以内	モジュール化による建設工期短縮（４８ヶ月）を目指す
	増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	不明
	◎増殖比１．２程度（高増殖）	MOXの場合、1.01_1.03。増殖比向上のために窒化物燃料、金属燃料を用いるオプションがある
	●低除染燃料装荷時の影響検討	不明
	ＴＲＵ燃焼	
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	不明
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	不明
環境負荷低減	●Ｐｕ専焼炉としてのＰｕ燃焼効率の範囲	不明
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	不明
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	不明。ポンプ・ＳＧ等の機器の補修をあきらめて、使い捨てとした場合は廃棄物量は増加する懸念がある
	●ＦＰの核変換による放射能低減に関する検討	不明
	●ＴＲＵ燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	不明
核拡散抵抗性	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	不明
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	不明
	●低除染燃料等の適用可能性	不明
安全性	●ブランケットでの親物Ｐｕ生成に対する対策	径方向ブランケットを設けない炉心概念とする
	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	既存のＮａ炉用の指針、基準には適合しないと思われる
	実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	不明
	●自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失）	不明
	●再臨界回避能力	不明。ただし燃料被覆溶融事象を排除するロジックの構築は困難と懸念される
運転・保守・補修性	●炉心損傷発生頻度１０E-6/ry未満となる見通し	不明
	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	不明
	●補修区分の検討	不明
	●アクセスルート・スペースの確保	不明
	●生体遮蔽の設計	不明
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	不明

（注1）●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）　◎：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表 4.2.11　大型 Na ループ炉と大型 Pb ループ炉の蒸気発生器の物量及び伝熱性能比較

		大型 Na ループ炉	大型 Pb ループ炉
伝熱性能主要目	蒸気発生器基数	2	4
	交換熱量	1785MWt/基	914MWt/基
	伝熱面積	7680m²/基（12Cr 鋼） 4.3m²/MWt	3500m²/基（12Cr 鋼） 3.83m²/MWt
	伝熱管径・肉厚	φ31.8×3.1mm	φ31.8×3.8mm
	液体金属側熱伝達率	35303.238～37710.977kcal/m²hr℃ 流速=1.04～1.1m/sec Re=99803～114056 Pr=0.0044～0.0055 Nu=18.73～19.64	18000kcal/m²hr℃ 流速= 0.715m/sec Re= 194582 Pr=0.01499 Nu=51.83
	熱貫流率（伝熱管、水側含む）	2708.796～4298.277kcal/m²hr℃	2283.8～3333kcal/m²hr℃
	対数平均温度差	52.4	59.0
物量主要目	伝熱管	205ton/基 114.8kg/MWt	131 ton/基 143.3kg/MWt
	管板	17 ton/基 9.5kg/MWt	87 ton/基 95.2kg/MWt
	胴	140 ton/基 78.4kg/MWt	176 ton/基 192.6kg/MWt
	他（内筒、伝熱管支持構造等）	43 ton/基 24.1kg/MWt	87 ton/基 95.2kg/MWt
	総重量	405ton/基 226.9kg/MWt	471ton/基 515.3kg/MWt

表 4.2.12　炉心仕様

項目	記号	単位	強制循環方式 熱出力833MWt	(完全) 自然循環方式＊ 熱出力933MWt	リフトポンプ追加型自然循環方式＊＊ 熱出力933MWt
原子炉出力	Qin	MWth	833	933	933
炉心出口温度	Tout	℃	540	492	484
炉心入口温度	Tin	℃	416	312	304
炉心出入口温度差	ΔT	℃	124	180	180
炉心等価直径	De	cm	310	482	413
平均線出力	qav	W/cm	150	75	100
炉心高さ	Hc	cm	80	70	70
燃料ピン径	d	cm	7.8	6.5	6.5
ピン配列ピッチ	p	cm	9.8	9.8	9.4
p/d比	p/d		1.26	1.48	1.45
軸ブランケット厚（上下各）	HAXBL	cm	35	45	45
燃料ピン全長	Lpin	cm	251	254	254
燃料ピン数／集合体		本	325	325	391
集合体配列ピッチ		cm	19.4	19.0	20.3
炉心燃料集合体数		体	214	547	341
制御棒本数		体	18	36	30
燃料の炉内滞在日数	Ts	日	4116	5441	4168
被覆管腐食減肉厚さ		mm	0.20	0.23	0.20
被覆管肉厚	tclad	mm	0.56	0.53	0.50
体積比					
燃料体積比（被覆管内面）	Vf	%	36.2	24.1	26.0
構造材体積比	Vstus	%	13.8	11.4	11.4
・冷却材体積比	Vcool	%	51.1	64.5	62.7
重金属 炉心装荷量	HM	ton	21.0	31.1	23.9
燃料交換バッチ数	nbatch	−	7	9	7
運転サイクル長	Tcycle	月	19.3	19.8	19.5
バンドル部流速	v	m/s	1.8	0.4	0.5
バンドル部圧力損失	ΔP	kg/cm2	2.2	0.1	0.20
各部温度（HCF考慮）					
冷却材温度上昇	ΔTcool	℃	197	288	288
フィルム温度上昇	ΔTfilm	℃	22	34	40
被覆管温度上昇	ΔTc(1/2)	℃	11	6	8
被覆管最高温度	T(clad)HS	℃	650	650	650
核特性評価結果(2次元燃焼計算)					
Pu富化度（IC/OC）		w/o	17.2/21.2	23.1/28.5	（完全自然循環より若干良好）
燃焼反応度		%Δk/kk'	1.7	2.2	
増殖比		−	1.31	1.20	
評価（成立性の見通し）			◎	◎（熱流動特性 要確認）	◎

炉心バンドル部圧力損失の条件
・強制循環方式：2.3kgf/cm2
・自然循環方式：0.1kgf/cm2
・リフト型方式：0.2kgf/cm2

表 4.2.13　冷却材駆動方式の比較と選定

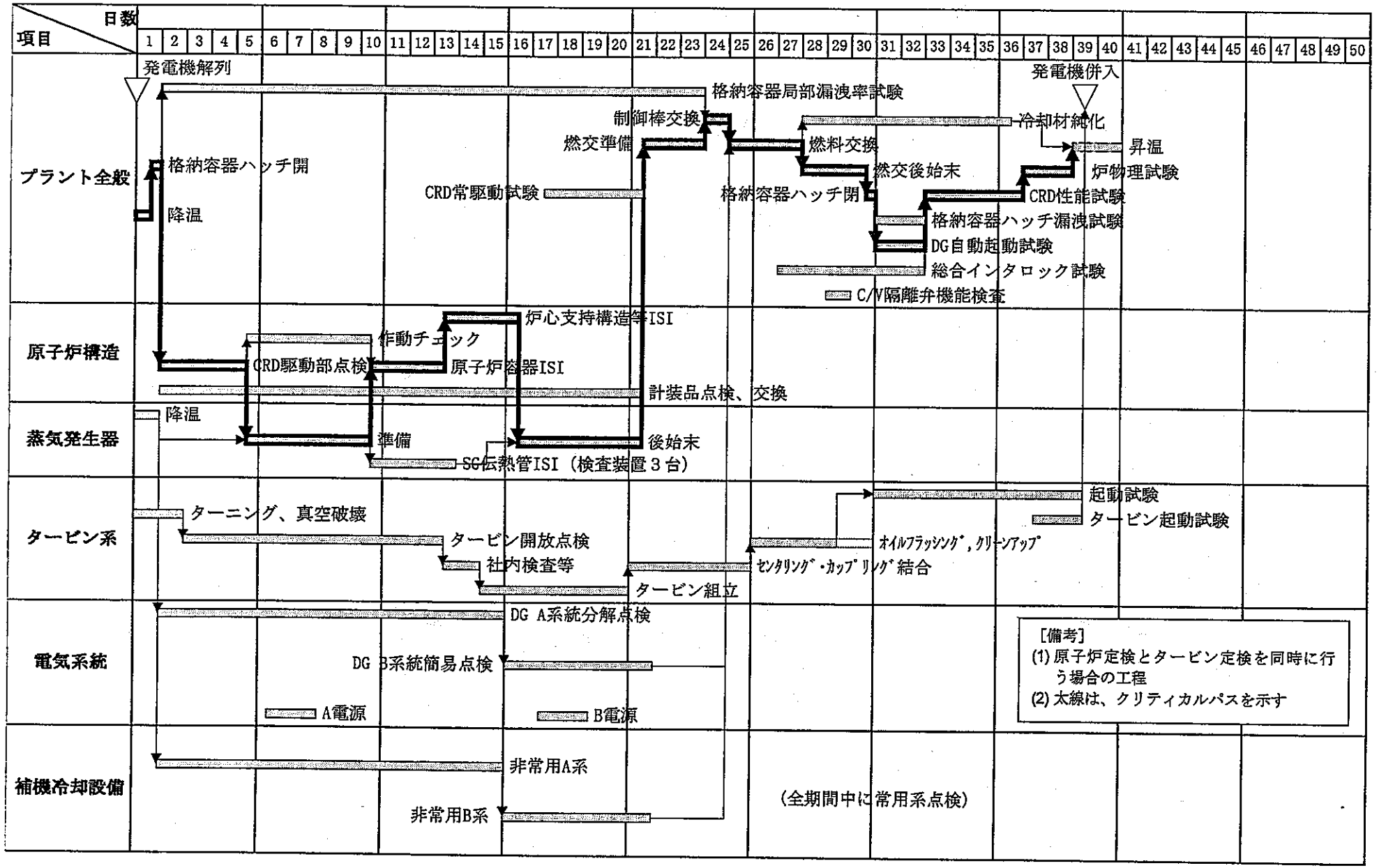
		自然循環方式		強制循環方式	
		完全自然循環方式	リフトポンプ追加方式 (全圧損の約4割をポンプが負担)	機械式ポンプ駆動方式	電磁ポンプ駆動方式
電気出力（kWe）		35万	35万	35万	35万
炉心熱出力（MWt）		993	993	833	833
発電効率（%）		37.5	37.5	42.0	42.0
ヒートバランス	Tout(℃)	492	484	540	540
	ΔT	180	180	124	124
炉心圧損（MPa）		0.01	0.02	0.23	0.23
RVサイズ	径(m)	9.37(上部)、7.62(下部)	8.89(上部)、6.85(下部)	10.3(ｻｰﾍﾟﾝﾀｲﾝ SG) 9.0(ﾊﾞｲﾖﾈｯﾄ SG) 8.9(一体ﾍﾘｶﾙ SG)	10.3(ｻｰﾍﾟﾝﾀｲﾝ SG) 9.0(ﾊﾞｲﾖﾈｯﾄ SG)
	軸長(m)	19,6	20,4	16,5	16,5
性能比較	経済性	◎ ・NSSS物量：775トン ・所内負荷率小(約2.7%) ・ポンプがないため定検期間短縮の可能性がある	○ ・NSSS物量：785トン+ガス系物量 ・所内負荷率小(約3%)	△ ・NSSS物量： ｻｰﾍﾟﾝﾀｲﾝ／995トン ﾊﾞｲﾖﾈｯﾄ／1380トン 一体ﾍﾘｶﾙ／1050トン ・所内負荷率は4%前後	△ ・NSSS物量： ｻｰﾍﾟﾝﾀｲﾝ／1060トン ﾊﾞｲﾖﾈｯﾄ／1450トン ・所内負荷率は4%前後
	炉心核熱成立性	◎ 成立性見通しあり ・被覆管最高温度：650℃ ・被覆管ｸﾘｰﾌﾟ累積損傷(CDF)≦0.5 ・増殖比≒1.2	◎ 成立性見通しあり ・被覆管最高温度：650℃ ・被覆管ｸﾘｰﾌﾟ累積損傷(CDF)≦0.5 ・増殖比≒1.2	◎ 成立性見通しあり ・被覆管最高温度：650℃ ・被覆管ｸﾘｰﾌﾟ累積損傷(CDF)≦0.5 ・増殖比≒1.3	◎ 成立性見通しあり ・被覆管最高温度：650℃ ・被覆管ｸﾘｰﾌﾟ累積損傷(CDF)≦0.5 ・増殖比≒1.3
	安全性	◎ ・流量喪失に関する安全上の課題がない ・窒化物燃料で平均線出力が低いため（75W/cm）燃料温度が低く、燃料溶融に対する裕度が大きい	○ ・ポンプの流量寄与分が比較的小さく、流量喪失に関する安全上の課題が小 ・窒化物燃料で平均線出力が低いため（100W/cm）燃料温度が低く、燃料溶融に対する裕度が大きい ・炉心へのガス巻き込みに対する評価が必要	□ ・窒化物燃料で平均線出力が低いため（150W/cm）燃料温度が低く、燃料溶融に対する裕度がある	□ ・窒化物燃料で平均線出力が低いため（150W/cm）燃料温度が低く、燃料溶融に対する裕度がある
	構造成立性	○ ・熱過渡時の温度変化速度が小さいため、熱過渡応力が小さい ・流速が小さく温度も低いため耐腐食性の点で有利 ・炉心のΔTが大きいためサーマルストライピングに対する注意が必要	○ ・熱過渡時の温度変化速度が小さいため、熱過渡応力が小さい ・流速が小さく温度も低いため耐腐食性の点で有利 ・炉心のΔTが大きいためサーマルストライピングに対する注意が必要	○ ・Na炉に近いレベルの熱過渡があるため、熱過渡応力は、自然循環炉に比べ劣る ・炉心のΔTが小さいためサーマルストライピングに対しては有利 ・異形形状のSGとｽﾀﾝﾄﾞﾊﾟｲﾌﾟの健全性確認必要	○ ・Na炉に近いレベルの熱過渡があるため、熱過渡応力は、自然循環炉に比べ劣る ・炉心のΔTが小さいためサーマルストライピングに対しては有利 ・異形形状のSGとｽﾀﾝﾄﾞﾊﾟｲﾌﾟの健全性確認必要
	運転性	□ ・起動開始時及び燃交時の循環性の確認が必要 ・過渡変化時の動特性の安定性の確認が必要	□ ・Pb-Bi条件下でのリフトポンプの性能確認必要	○ ・ポンプを設けるため冷却材循環の信頼性は自然循環方式よりも優れる ・SGが炉心の真横にあるため、伝熱管及び水系の放射化が懸念される	○ ・ポンプを設けるため冷却材循環の信頼性は自然循環方式よりも優れる ・SGが炉心の真横にあるため、伝熱管及び水系の放射化が懸念される
	保守補修性	○ ・ポンプが無いため定検作業が簡素化 ・SGの引き抜きが困難であるが、伝熱管のプラグで対応は可能	□ ・コンプレッサの入口部にフィルタが必要と考えられ、短期間でのフィルタの交換が必要となる可能性がある ・ガス系のメンテナンスにはPo対策が必要	□ ・ポンプのメンテナンスが必要であり、Po対策及び引き抜き/挿入時の浮力対策必要 ・ポンプインペラのエロージョンが懸念される	□ ・ポンプのメンテナンスが必要であり、Po対策及び引き抜き/挿入時の浮力対策必要 ・EMPダクト内のエロージョンが懸念される
	評価	◎ 安定した運転の確認評価が必要であるものの総合的に優れている。特に経済性に優れる。	○ 運転性及び保守補修性に課題があるものの、完全自然循環方式に次いで優れる	□ 経済性、構造成立性、保守補修性の課題が大きい	□ 経済性、構造成立性、保守補修性の課題が大きい

完全自然循環方式を、今後の検討対象として選定

表 4.2.14　基本仕様（完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉）

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	（２次系削除）自然循環冷却タンク型
2	電気出力（発電端）	400MW e
3	熱出力	1053MWt
4	ループ数	―
5	１次系 PbBi 温度	492℃／312℃
6	１次系流量	約 14350 ㎥／h
7	主蒸気温度／圧力	403.5 ℃ ／6.5 MPa
8	給水温度／流量	220 ℃／約 1696 ton/h
9	タービン発電機	蒸気タービン
10	プラント熱効率	38%
11	プラント稼動率	92%
12	炉心・燃料	窒化物（増殖比は低下するものの酸化物燃料にも対応可）
13	遮蔽体外接円径	6600 mm
14	燃焼度	15 万 MWd/t（取出平均）
15	増殖比	1.19（窒化物燃料）
16	原子炉停止系	主炉停止系及び後備炉停止系
17	炉心安全性	① 受動的炉停止方策 ： SASS 設置 ② CDA 防止強化型：高熱伝導の窒化物燃料 ＋高沸点の Pb-Bi ＋受動安全強化
18	炉心支持方式	炉心下部支持方式
19	炉壁保護構造	ライナー構造方式　(*SG シュラウド壁兼用)
20	炉心上部機構	単回転プラグ+切込み付コラム型 UIS
21	１次系配管方式	―（タンク型炉）
22	１次主循環ポンプ	―（完全自然循環方式）
23	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル型（1 基）
24	崩壊熱除去系	PRACS（３系統：完全自然循環方式）
25	漏えい対策	ライナ型ガードベッセル（断熱ブロック+ライナ）
26	原子炉格納施設	ライナ内張一体型コンクリート製格納容器 （炉上部矩形室ライナ ＋ 生体遮へいコンクリートライナ）
27	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ	約 19 ヶ月（EFPM）
28	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS 及び EVST での減衰なし）
29	②炉内燃料交換	単回転プラグ＋切込み付コラム型 UIS＋パンタグラフ式 FHM
30	③炉内/外燃料移送	炉内貯蔵なし／直接取出水プール保管
31	免震	3 次元免震
32	プラント寿命	40 年以上
33	原子炉建屋	6.5 万 m3 ／モジュール
34	モジュール構成	複数モジュール方式 （160 万 kWe×２ユニット：４モジュール／ユニット×２ユニット）

表 4.2.15　定期検査工程表



JNC TY9400 2001-012

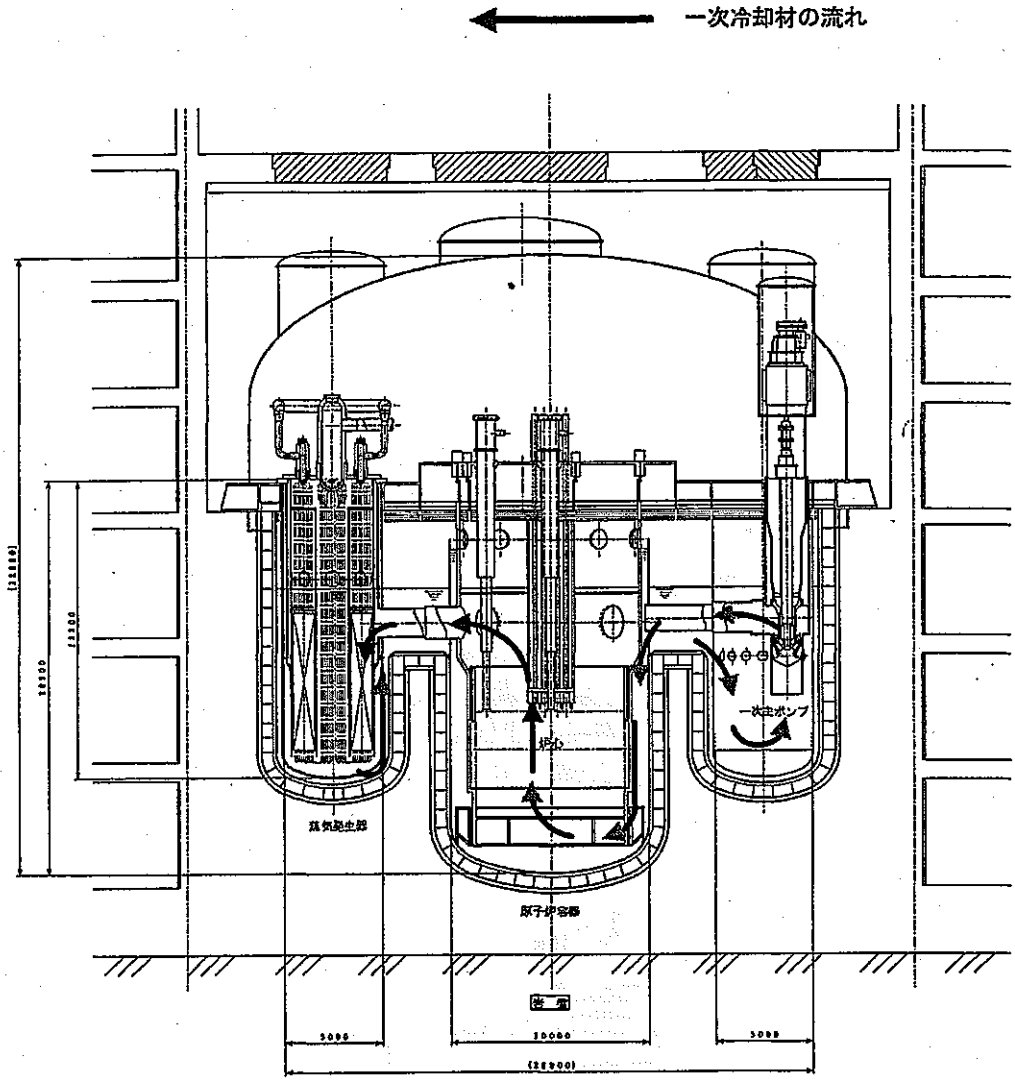


図 4.2.1　ポンド型炉概念図

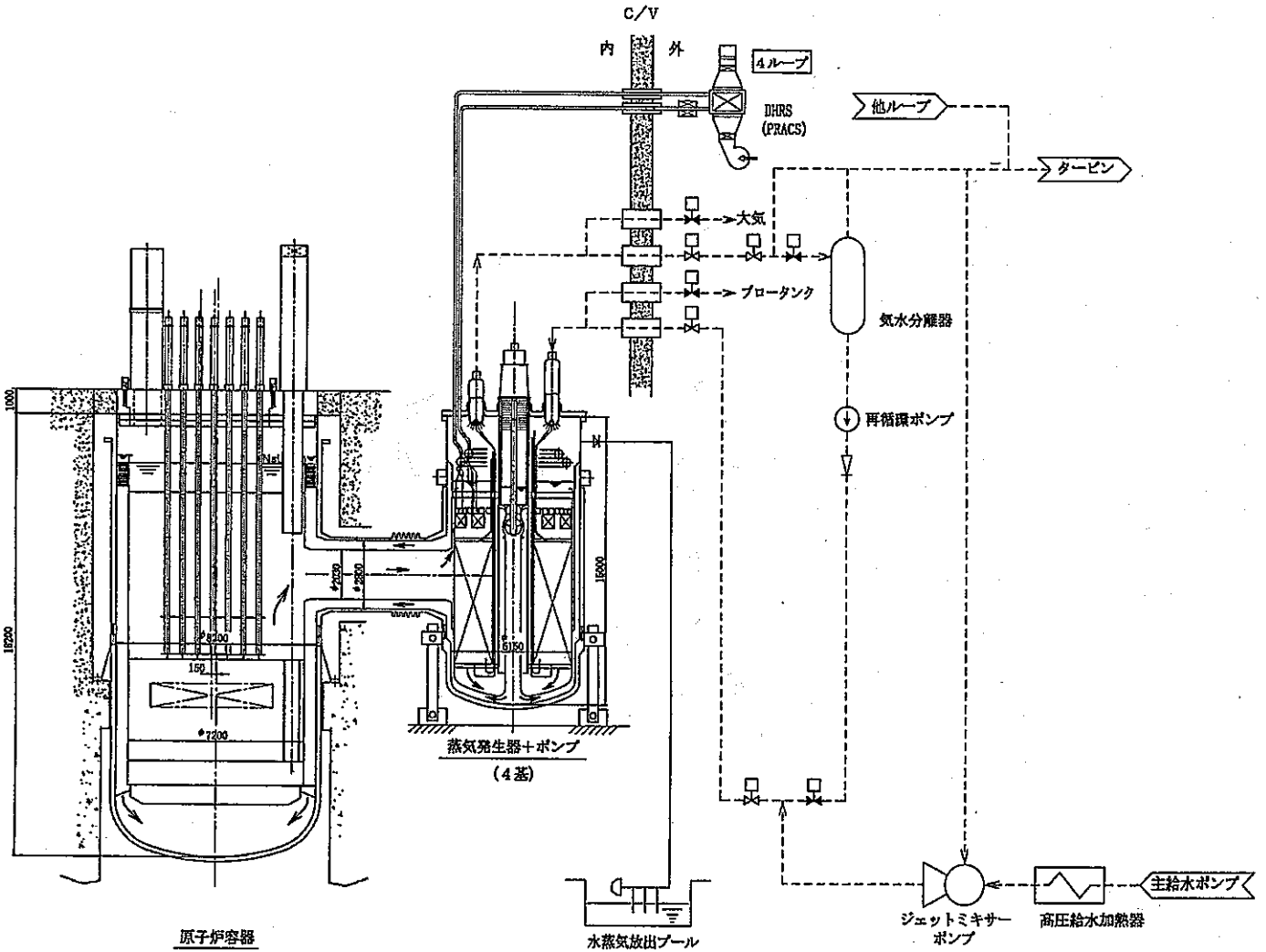


図 4.2.2　プラント概念図（大型鋼製炉容器鉛冷却炉）

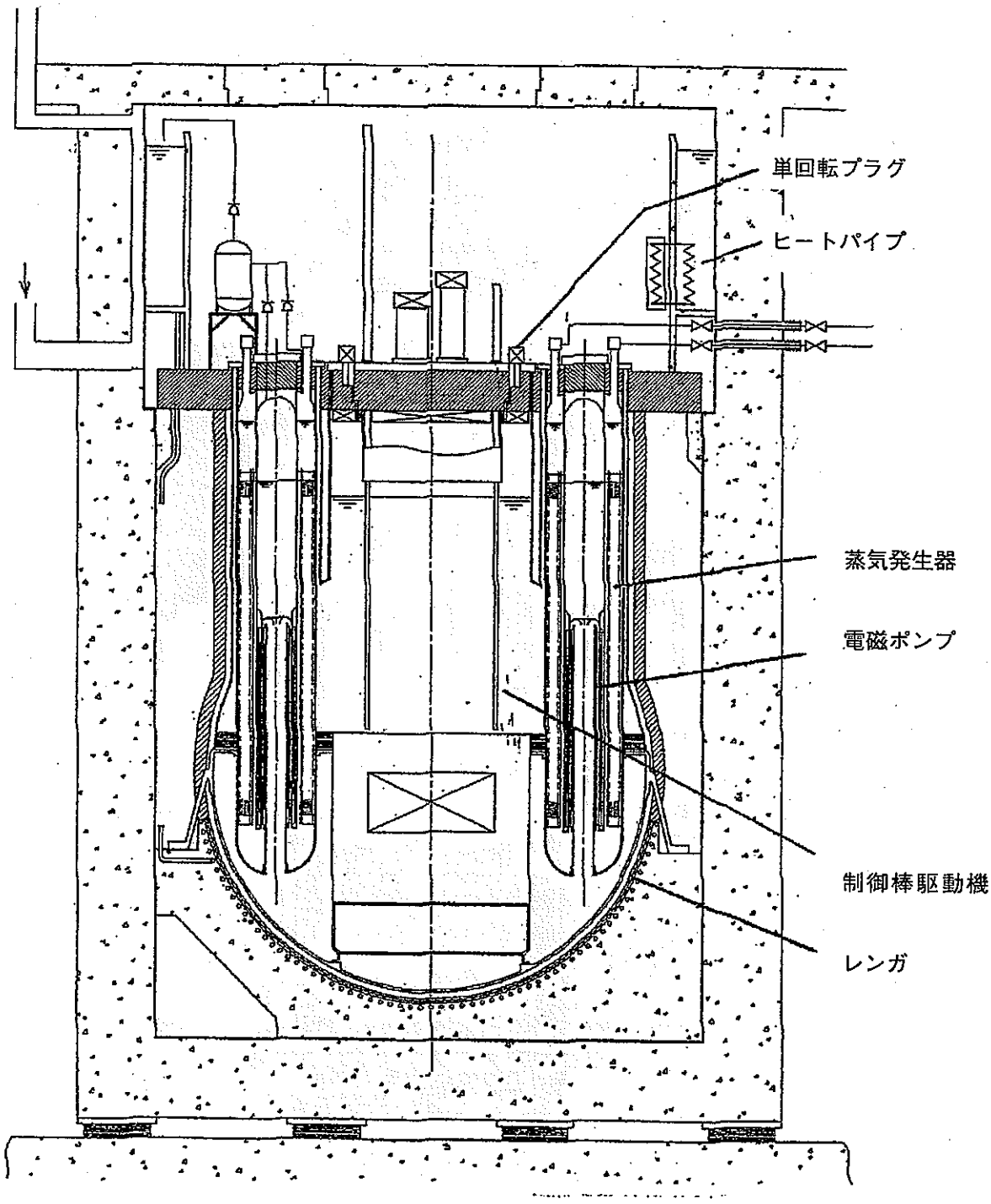


図 4.2.3　プラント概念図（中型モジュールタンク式鉛冷却炉）

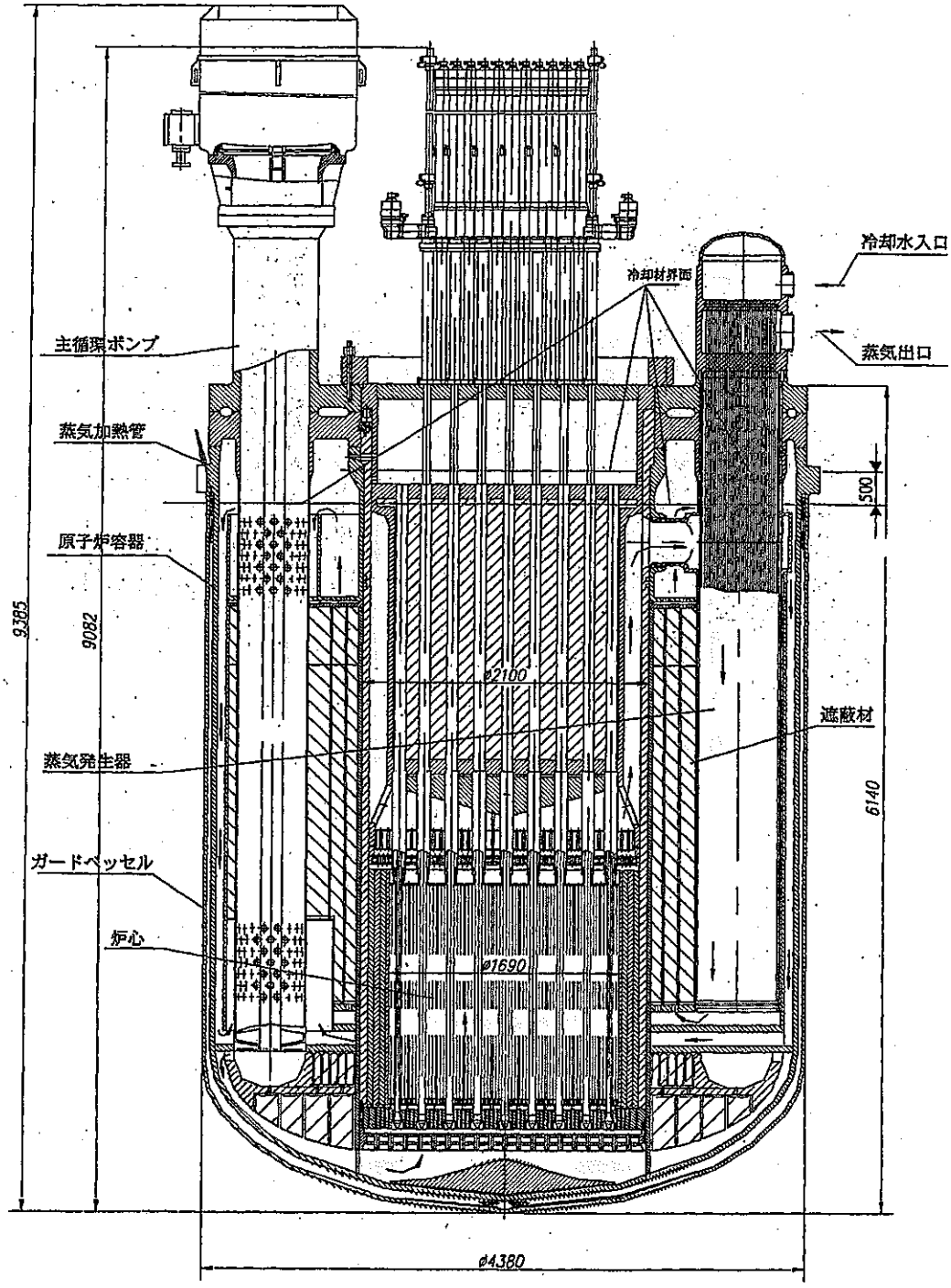


図 4.2.4　　原子炉容器断面図

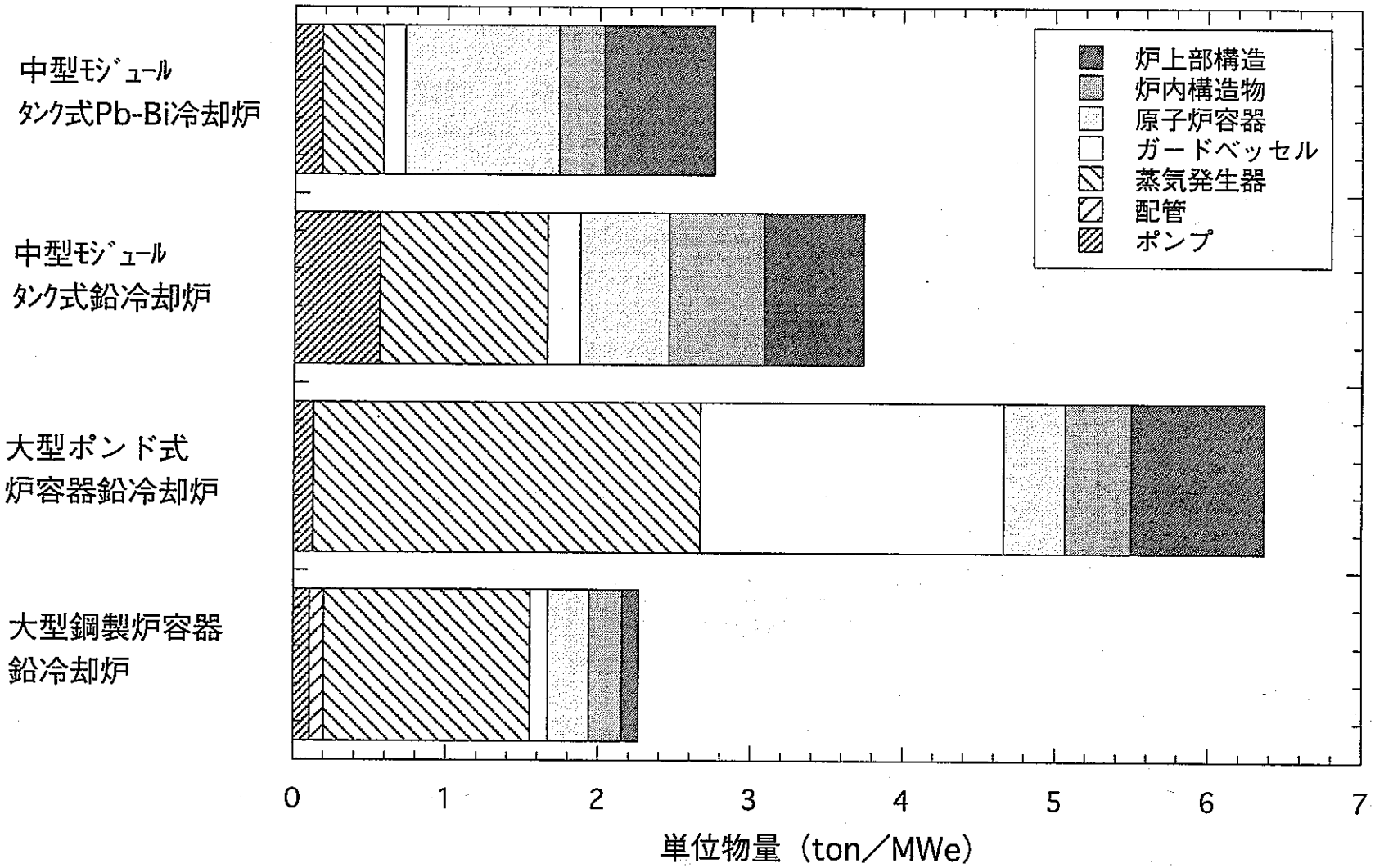


図4.2.5　重金属冷却炉概念単位物量比較

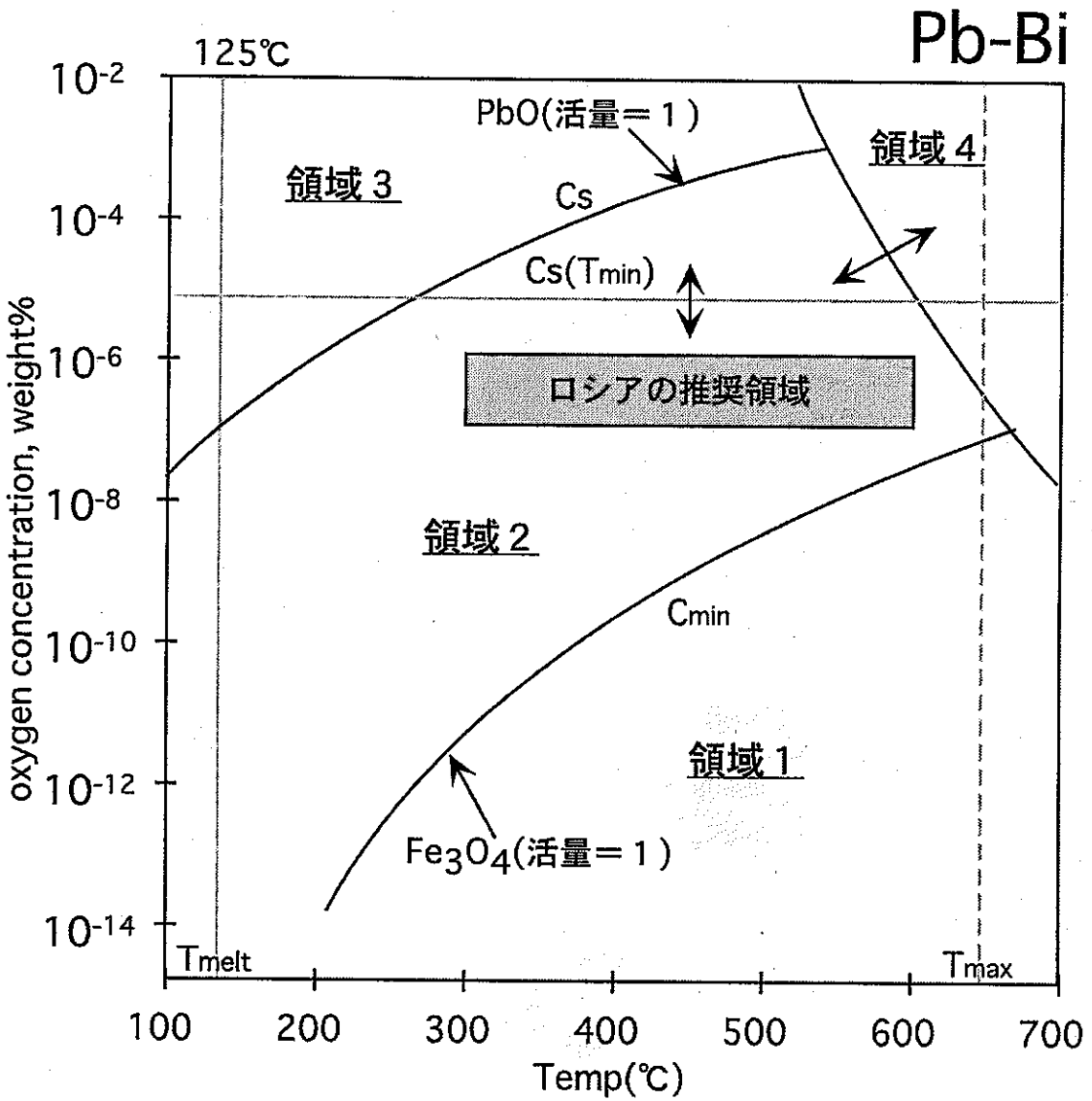


図 4.2.6　Pb-Bi 中の腐食に関する状態図

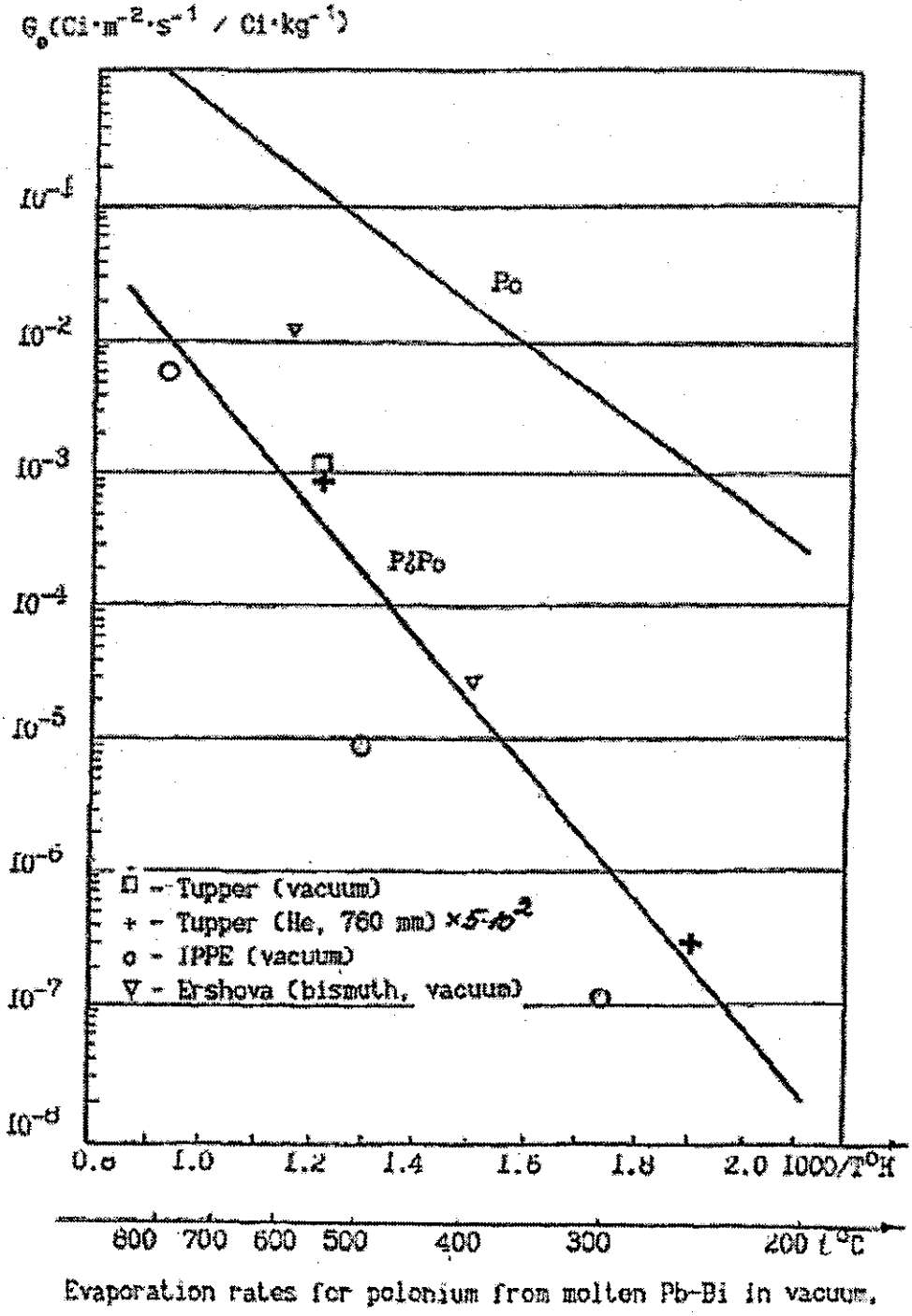


図 4.2.7　各温度における PbPo の移行率

＊）D.V.Pankratov et.al, Polonium problem in lead-bismuth flow target, US DOE Rep. p9.23-9.32, 1996　より引用

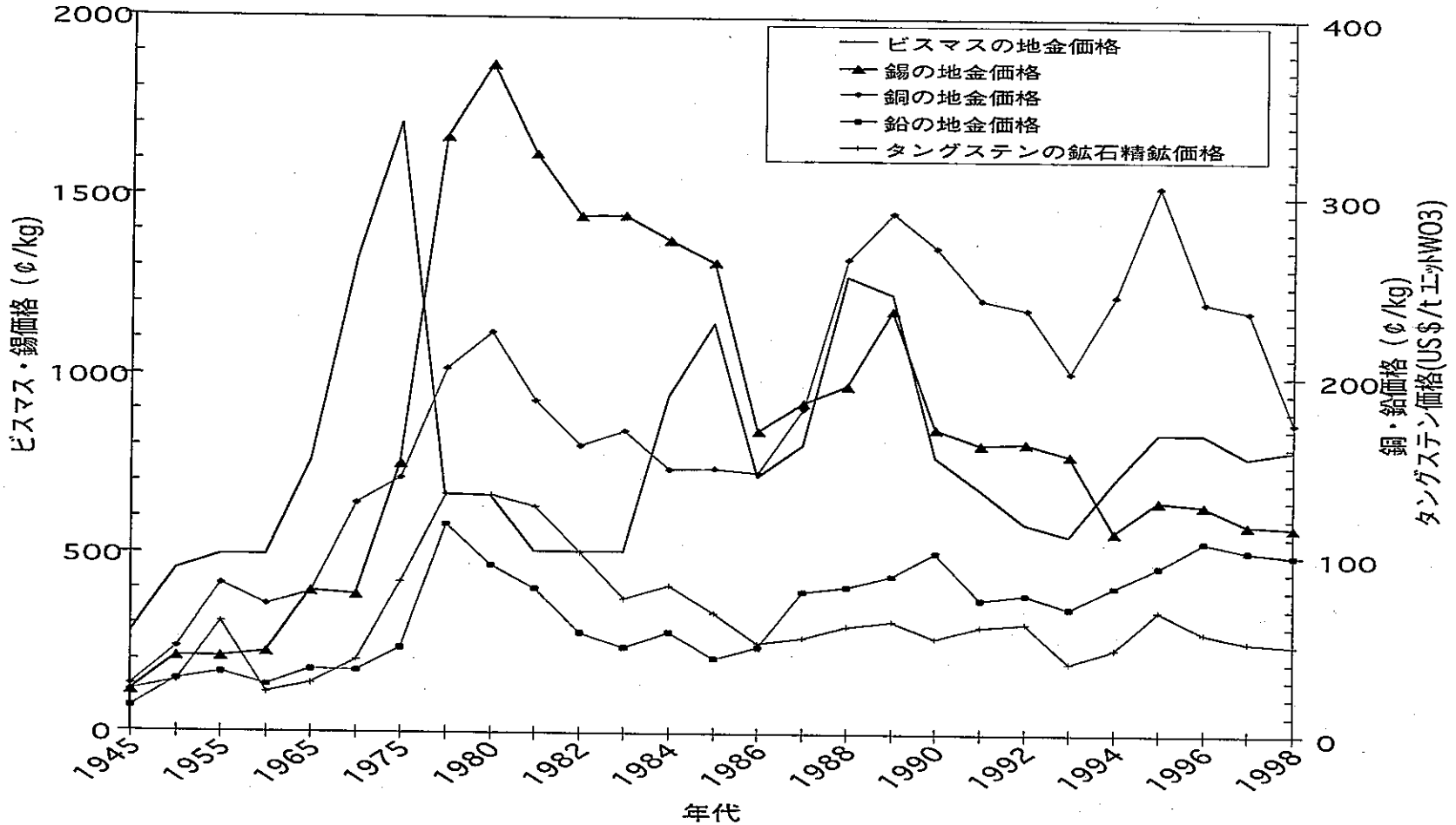


図 4.2.8　主要な金属の価格推移

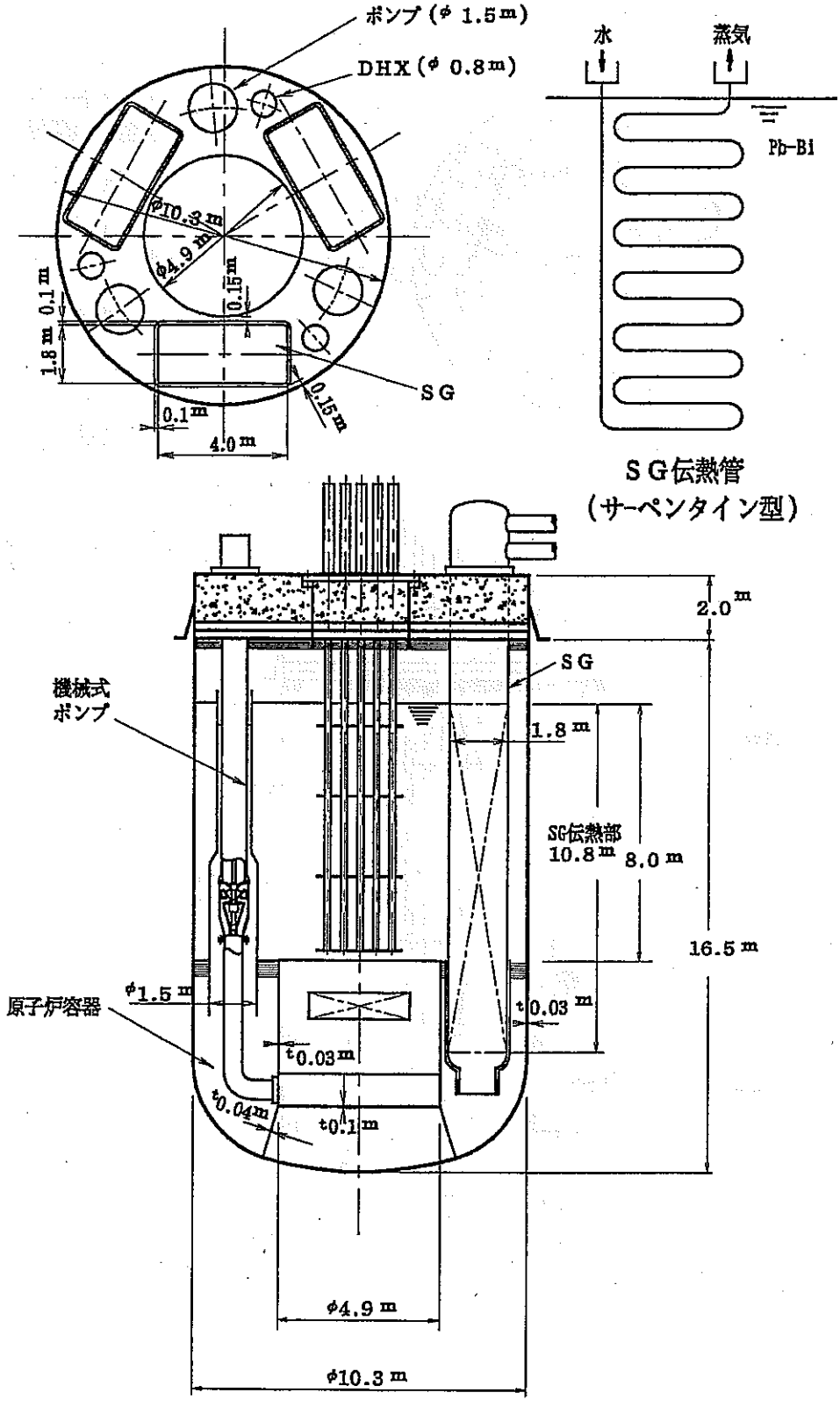


図 4.2.9　機械式ポンプ＋サーペンタインＳＧ方式概念図（概念１）

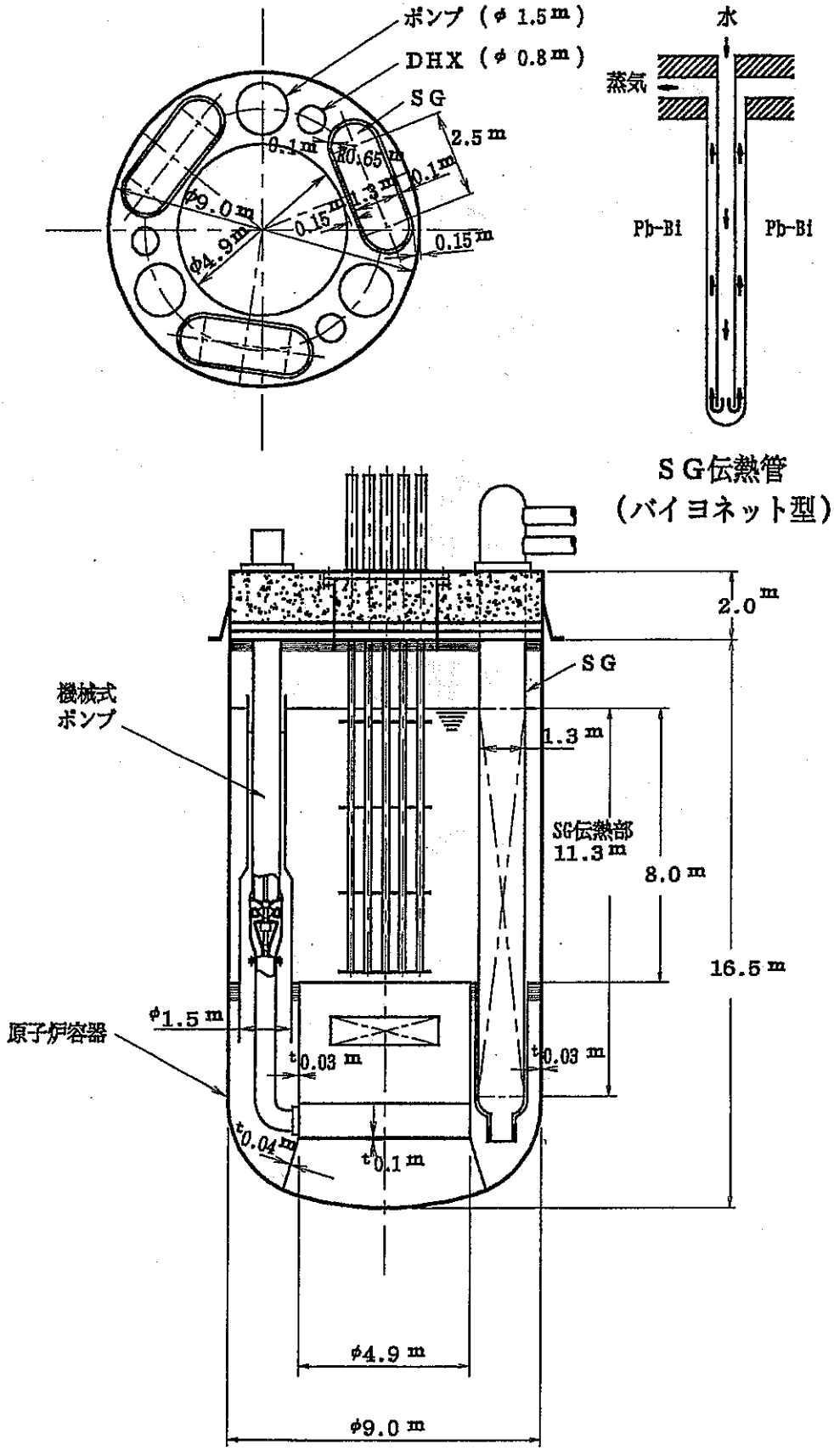


図 4.2.10　機械式ポンプ＋バイヨネットＳＧ方式概念図（概念２）

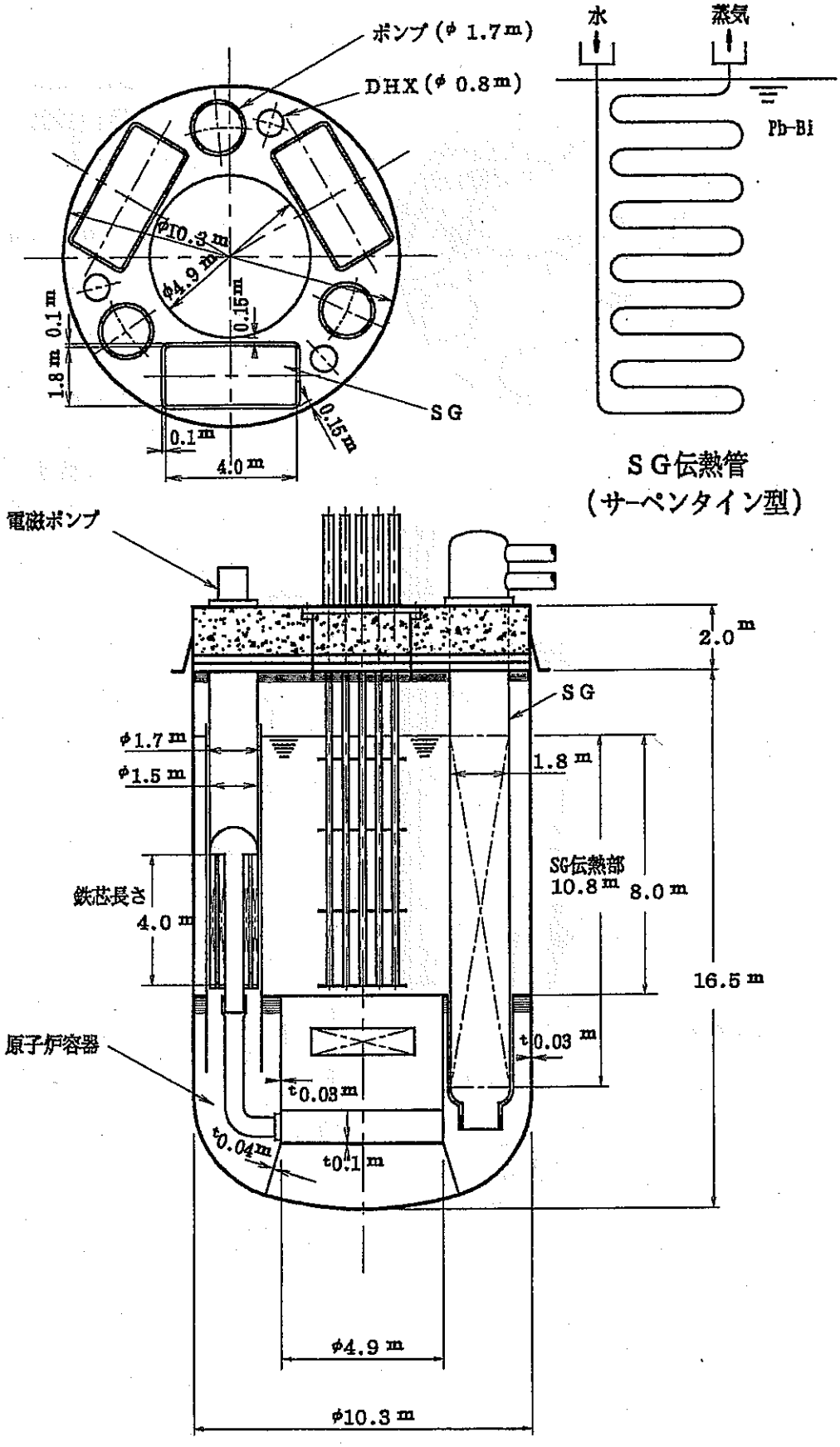


図 4.2.11　電磁ポンプ＋サーペンタインＳＧ方式概念図（概念３）

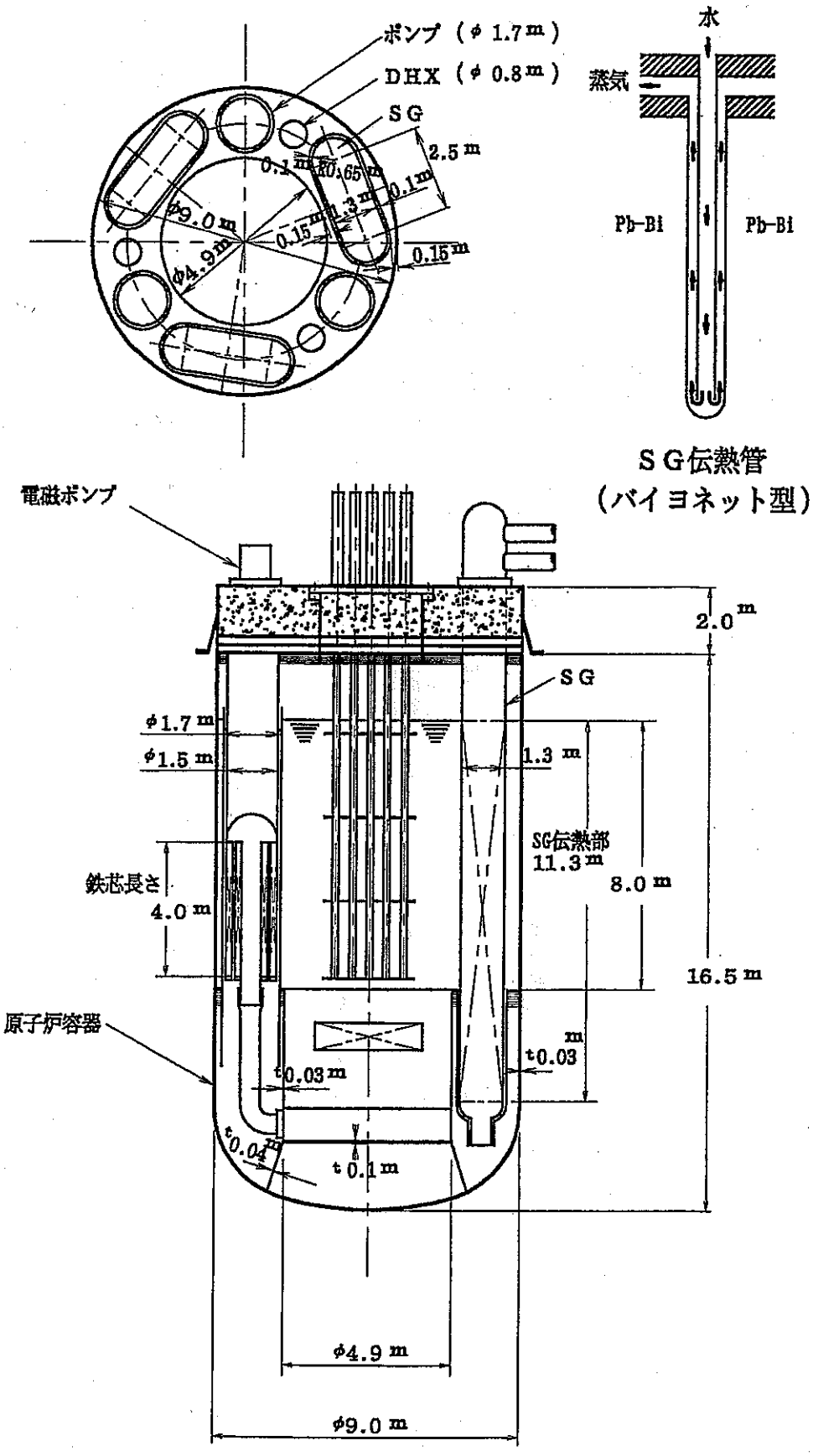


図 4.2.12　電磁ポンプ＋バイヨネットＳＧ方式概念図（概念４）

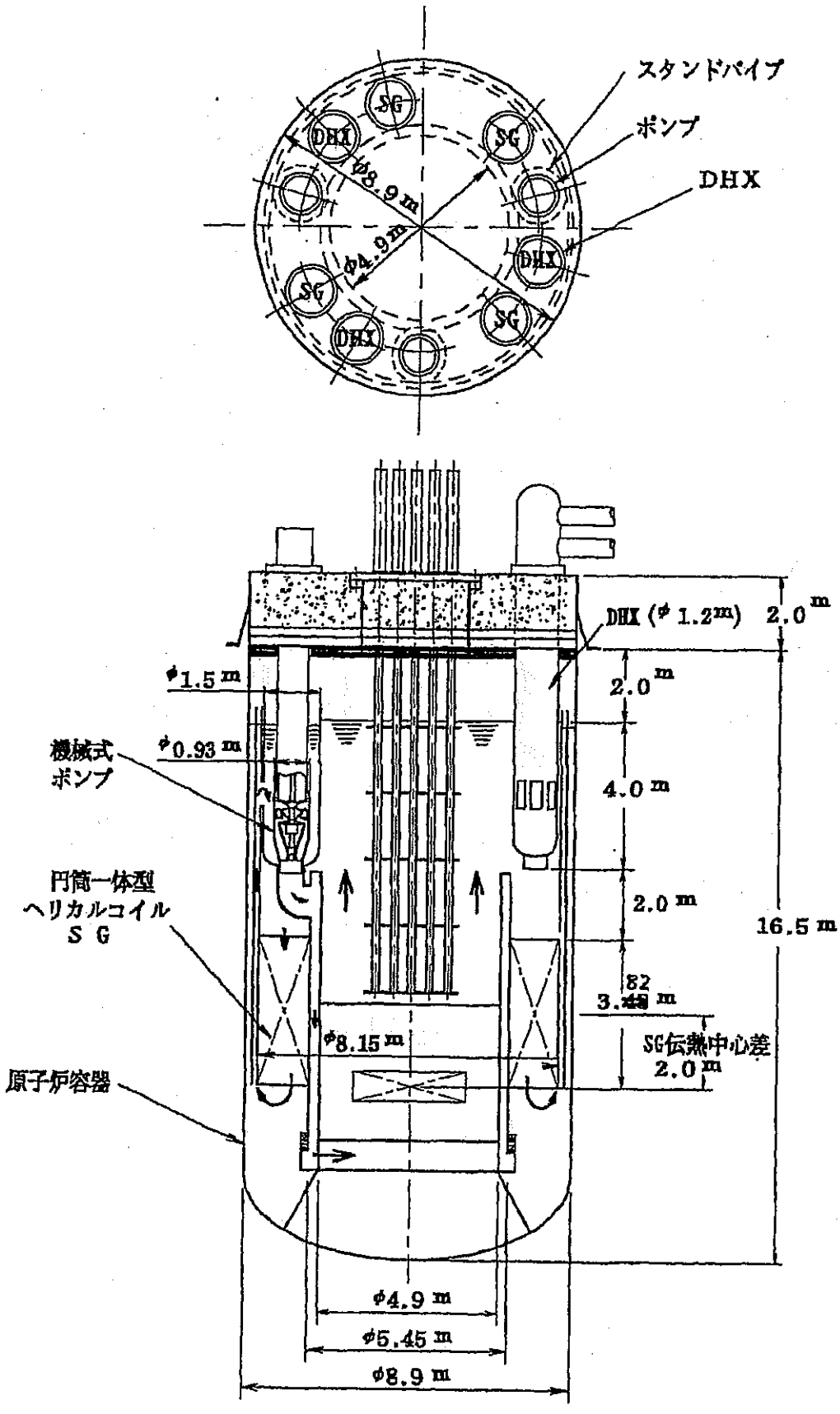


図 4.2.13　機械式ポンプ十一体型ヘリカルコイルＳＧ方式（概念５）

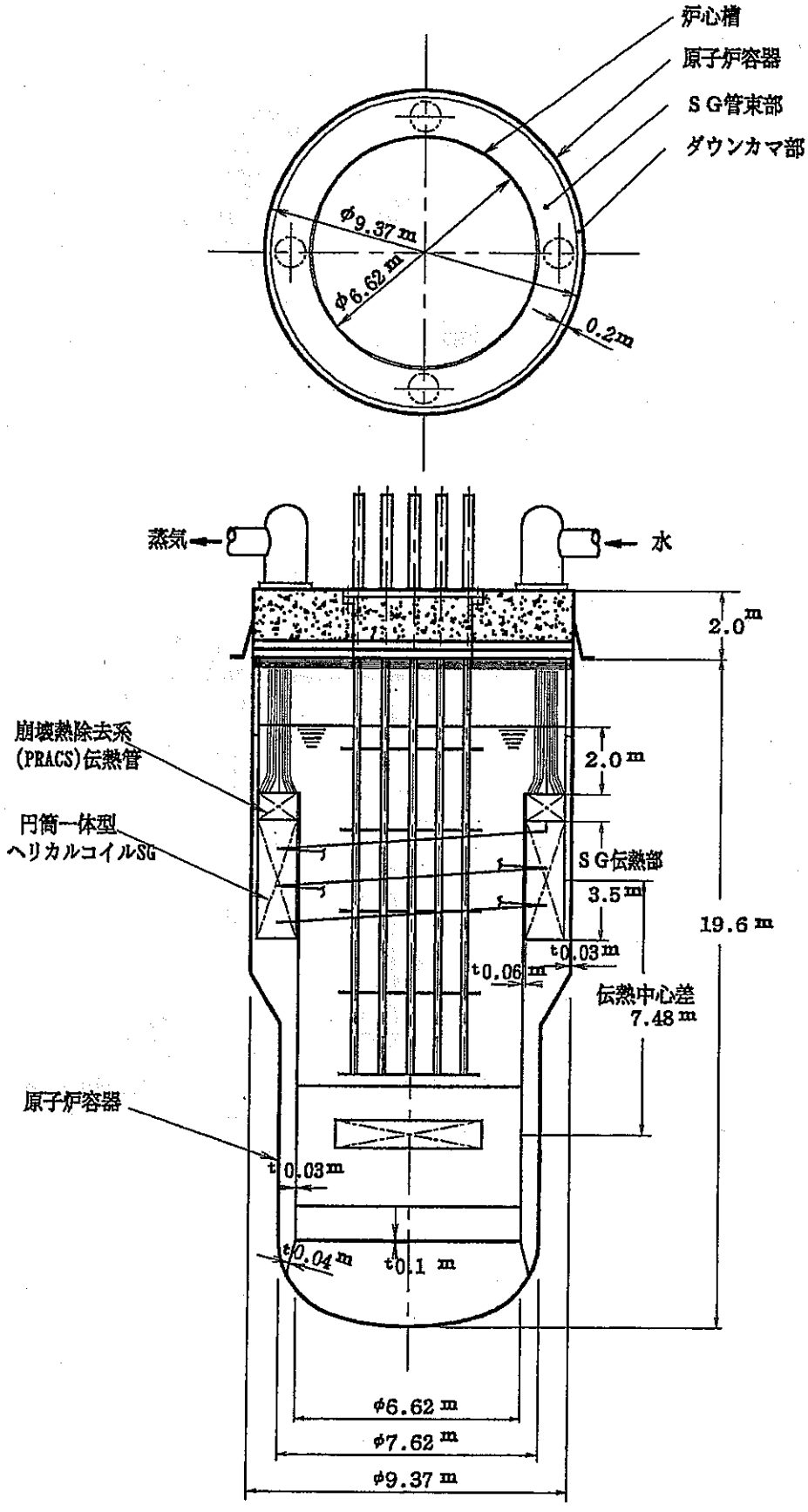


図 4.2.14　完全自然循環方式概念図（概念６）

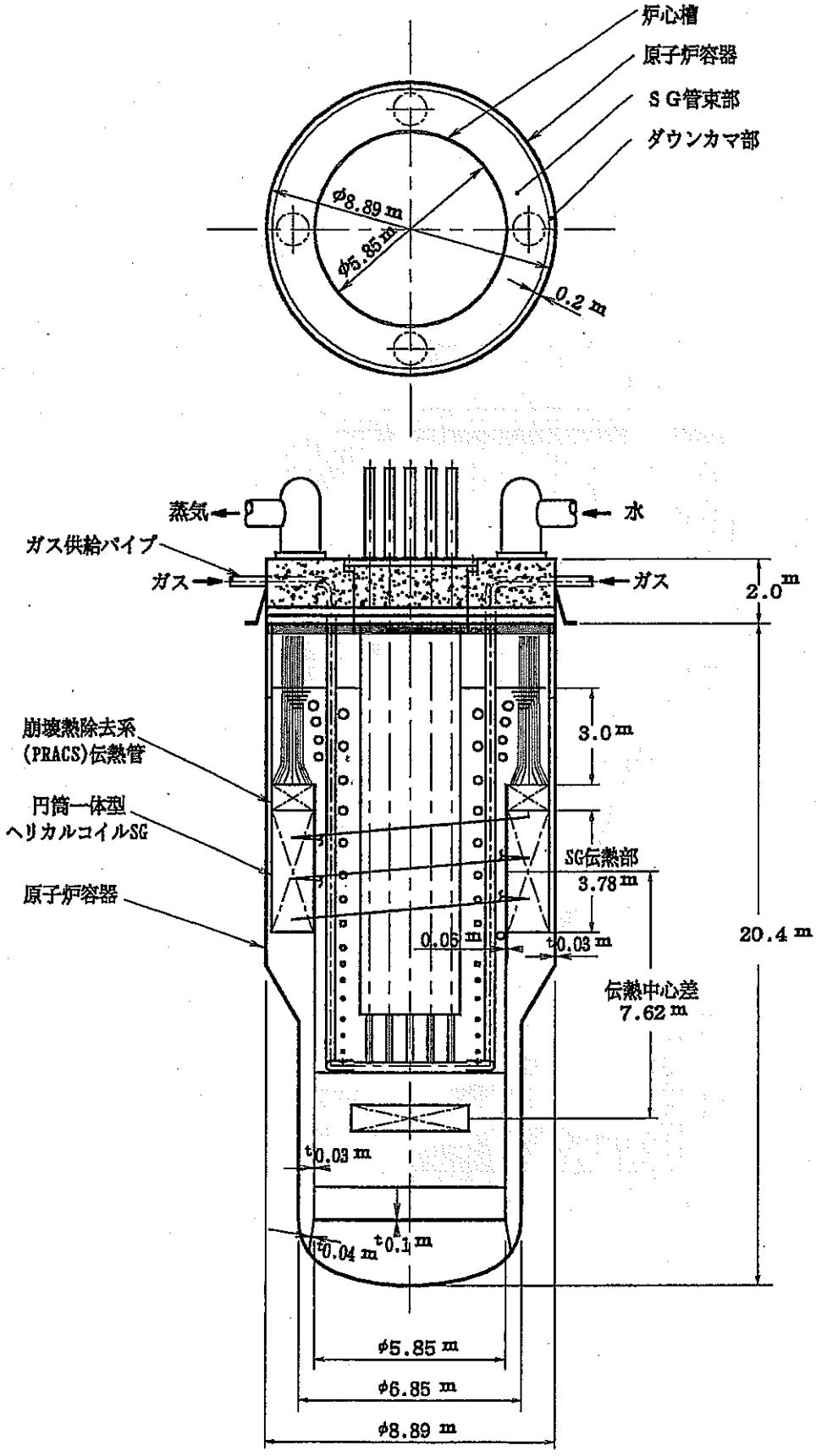


図 4.2.15　リフトポンプ追加型自然循環方式概念図（概念６）

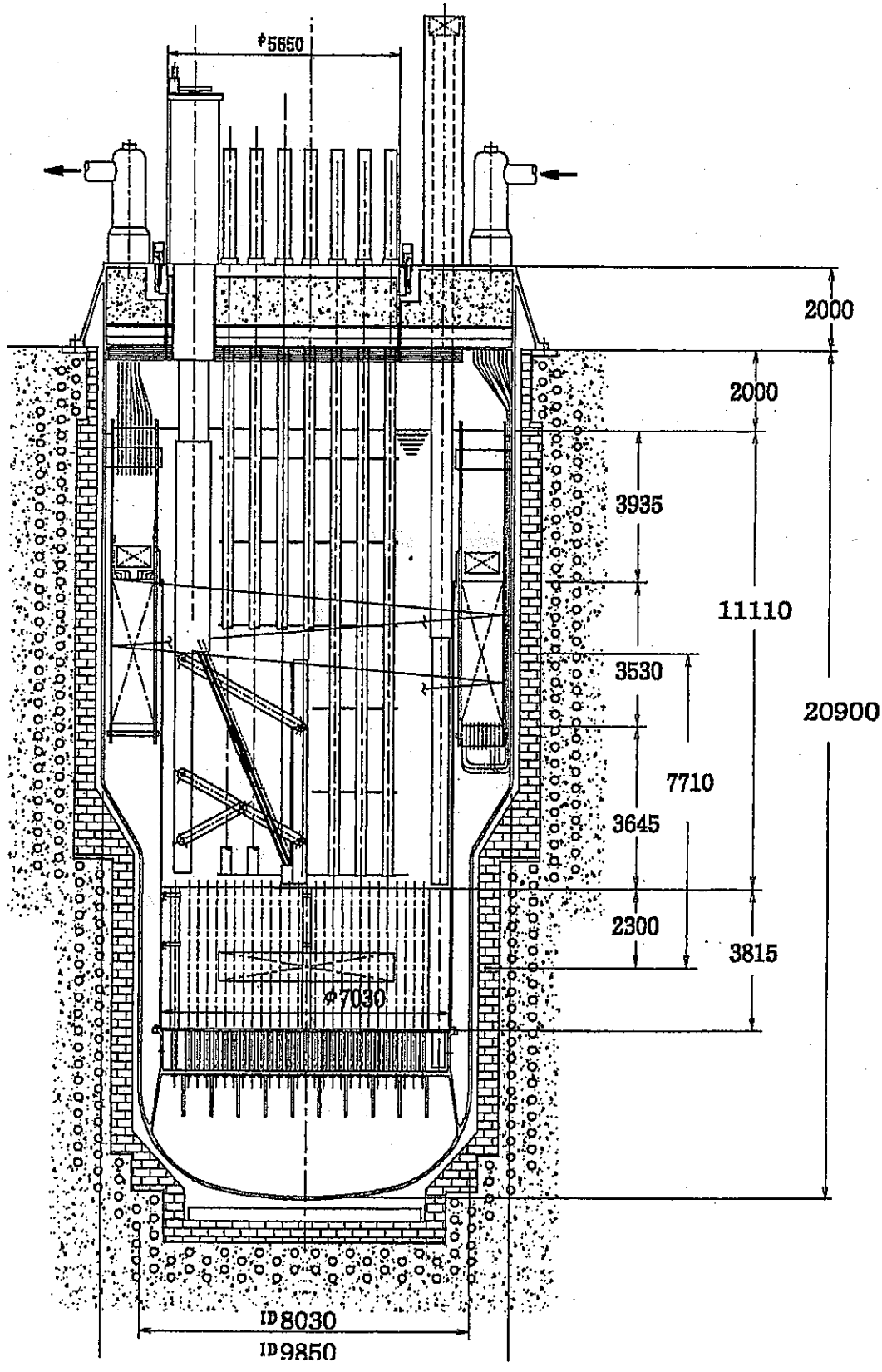


図 4.2.16　鉛-ビスマス冷却自然循環炉概念図（40 万 kWe）

建設費

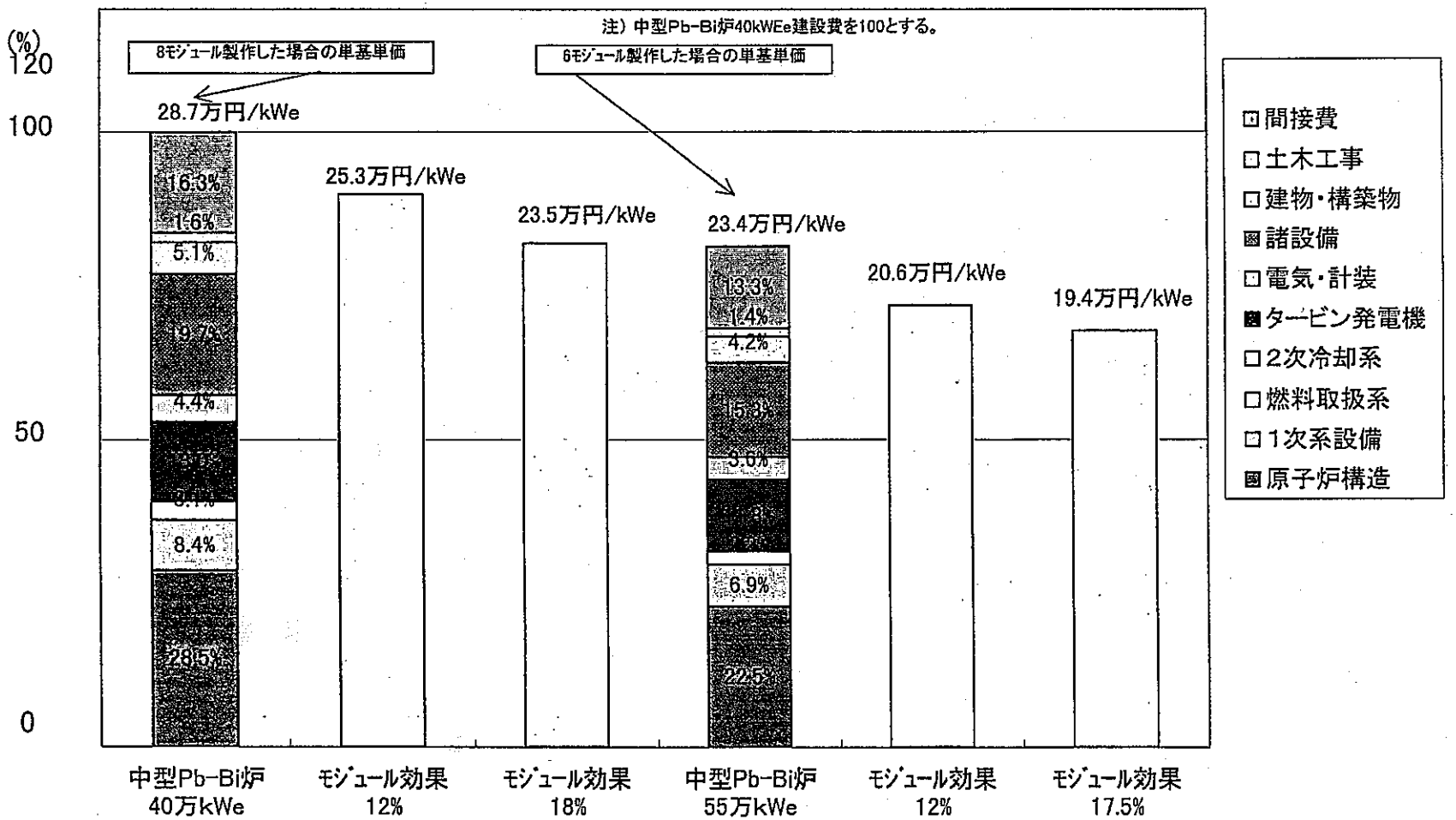


図 4.2.17　経済性

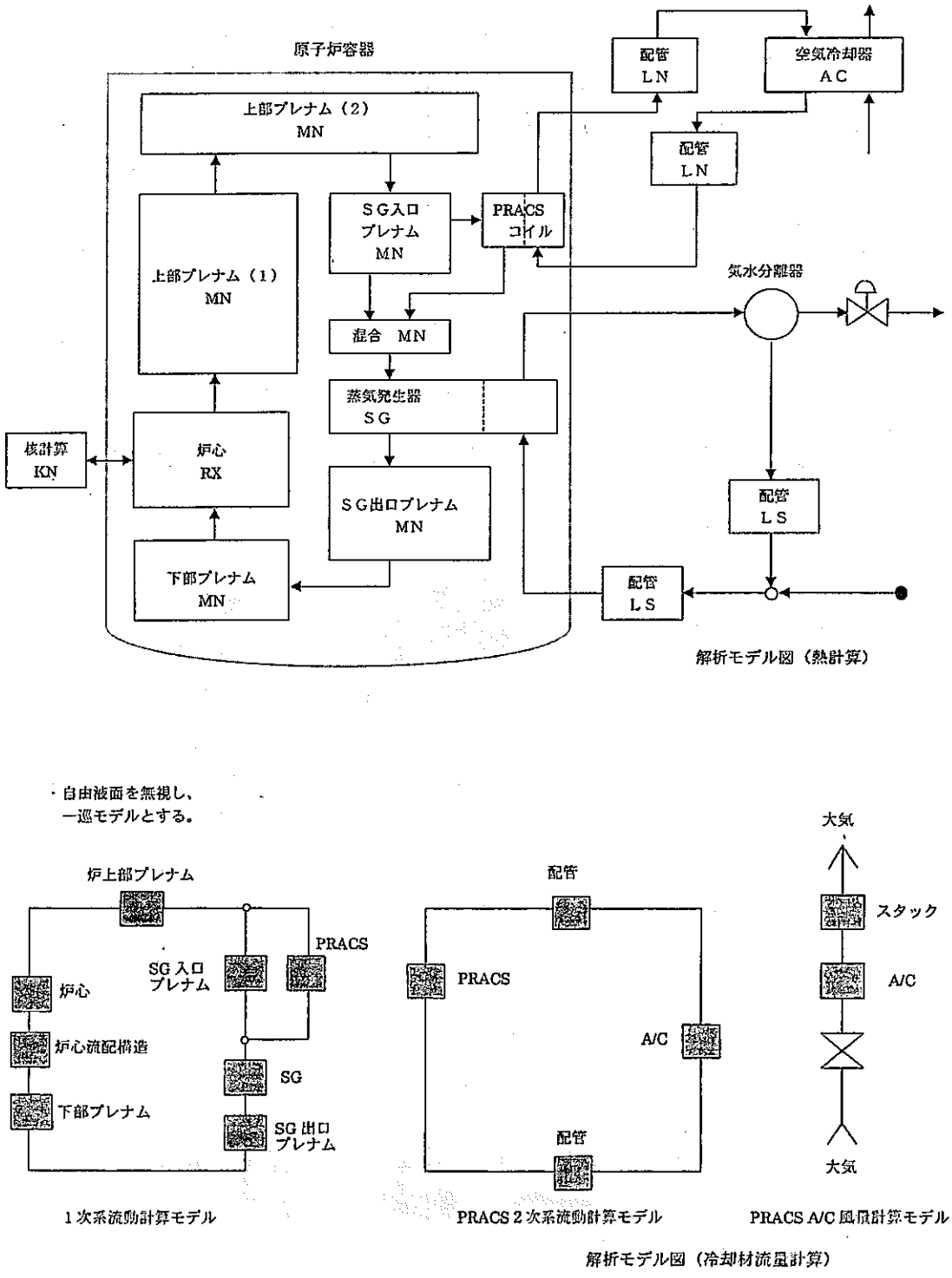
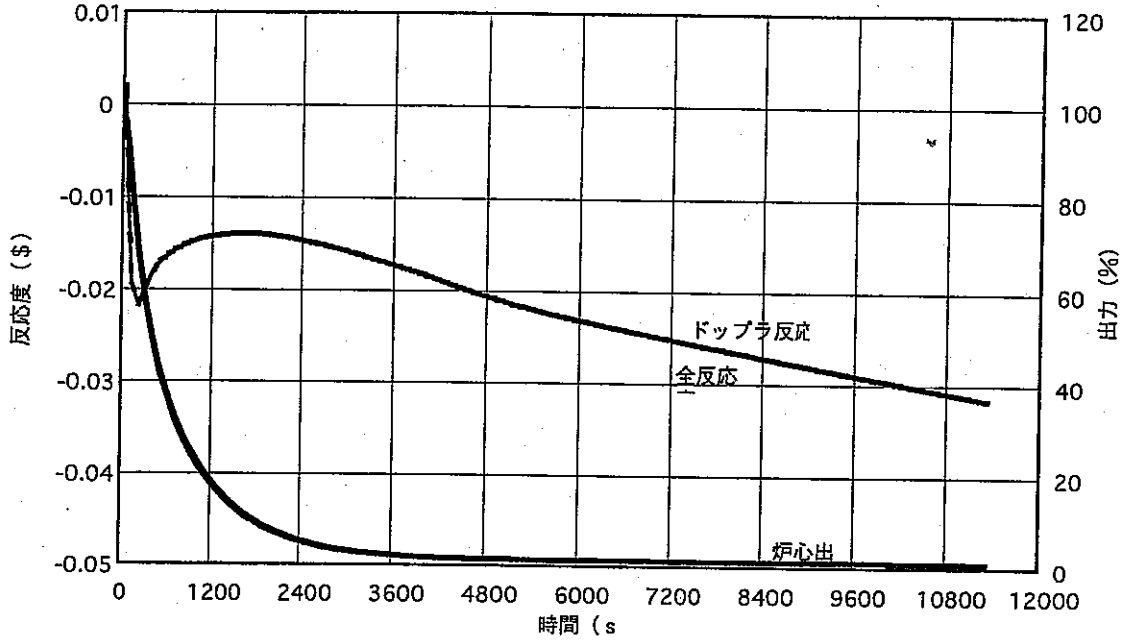

原子炉容器
上部プレナム（2）
MN
上部プレナム（1）
MN
SG入口
プレナム
MN
PRACS
コイル
混合 MN
蒸気発生器
SG
炉心
RX
核計算
KN
SG出口プレナム
MN
下部プレナム
MN
配管
LN
空気冷却器
AC
配管
LN
気水分離器
配管
LS
配管
LS
解析モデル図（熱計算）
・自由液面を無視し、
一巡モデルとする。
炉上部プレナム
PRACS
SG入口
プレナム
炉心
炉心流配構造
下部プレナム
SG
SG出口
プレナム
1次系流動計算モデル
配管
PRACS
A/C
配管
PRACS 2次系流動計算モデル
大気
スタック
A/C
大気
PRACS A/C 風量計算モデル
解析モデル図（冷却材流量計算）

図 4.2.18　解析モデル



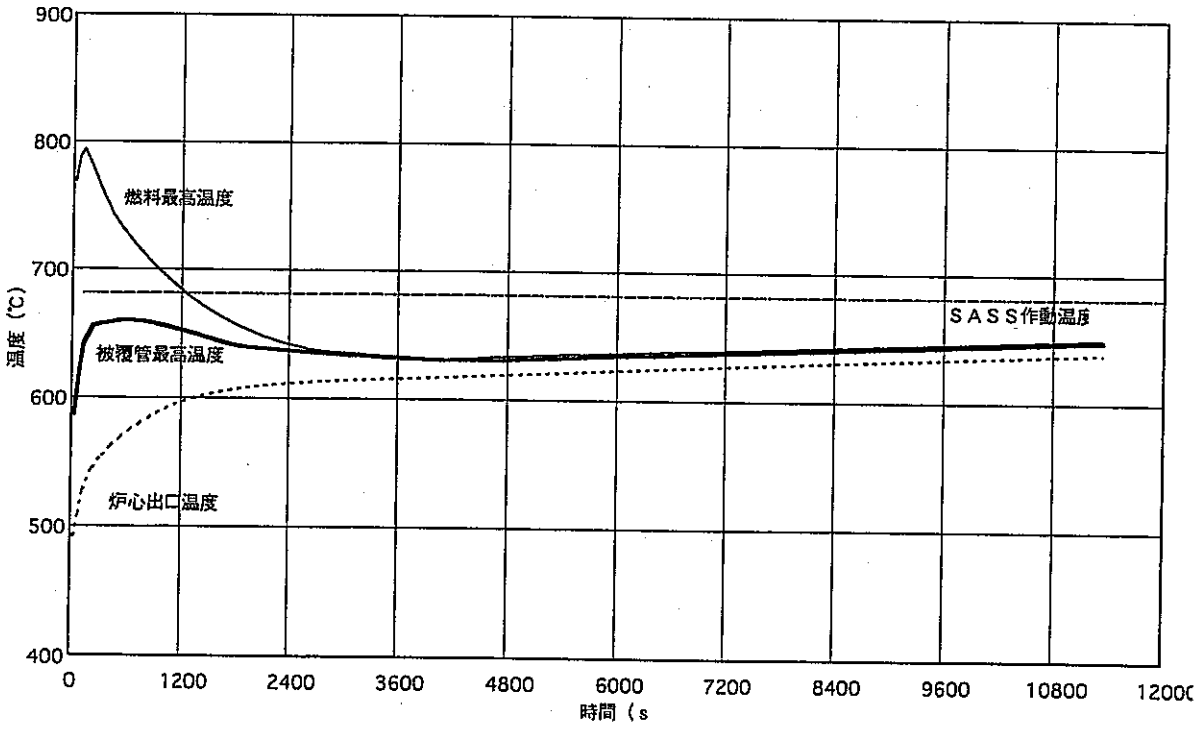


図 4.2.19　解析結果： 定格運転状態からの ULOHS（解析ケース１）

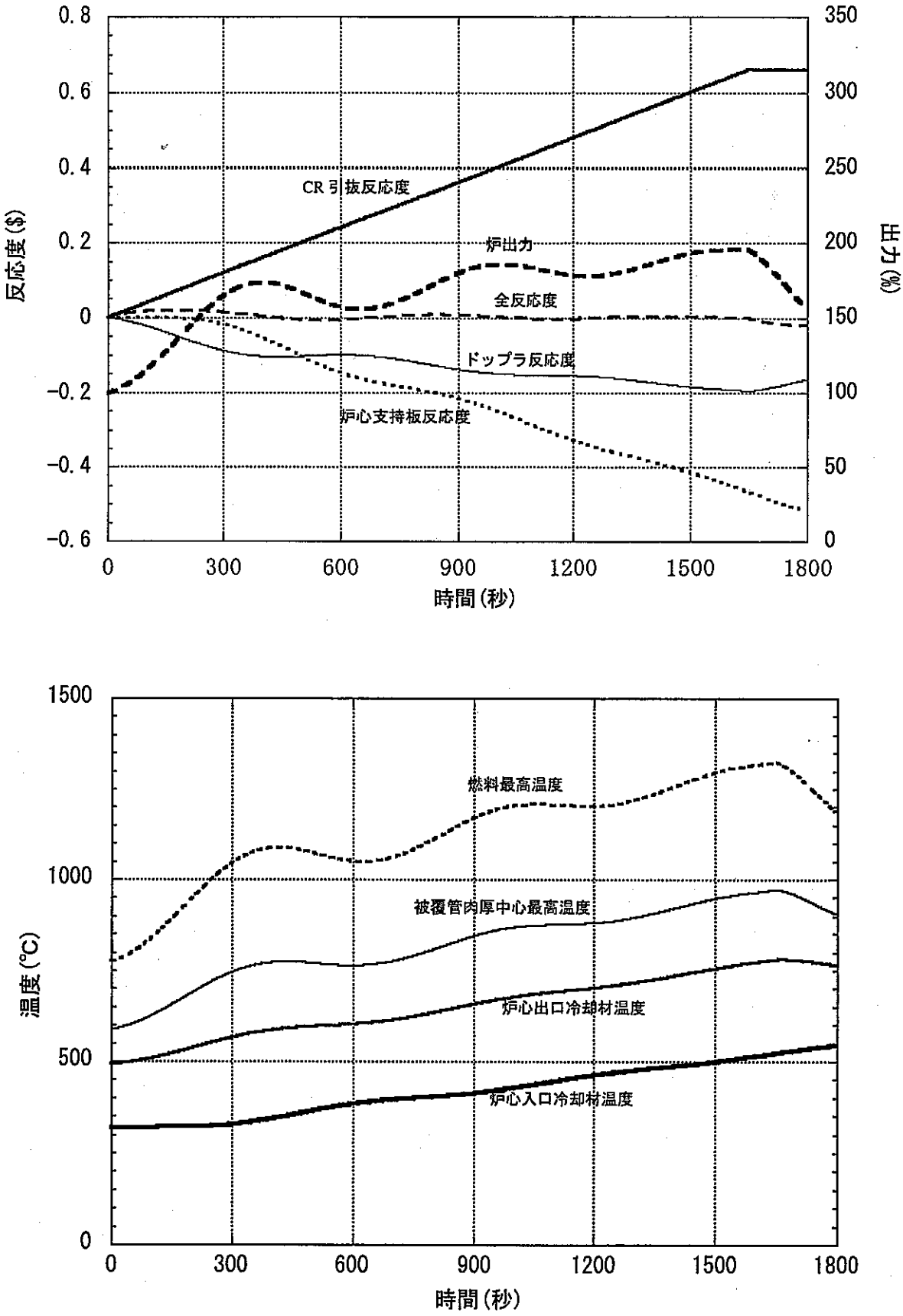
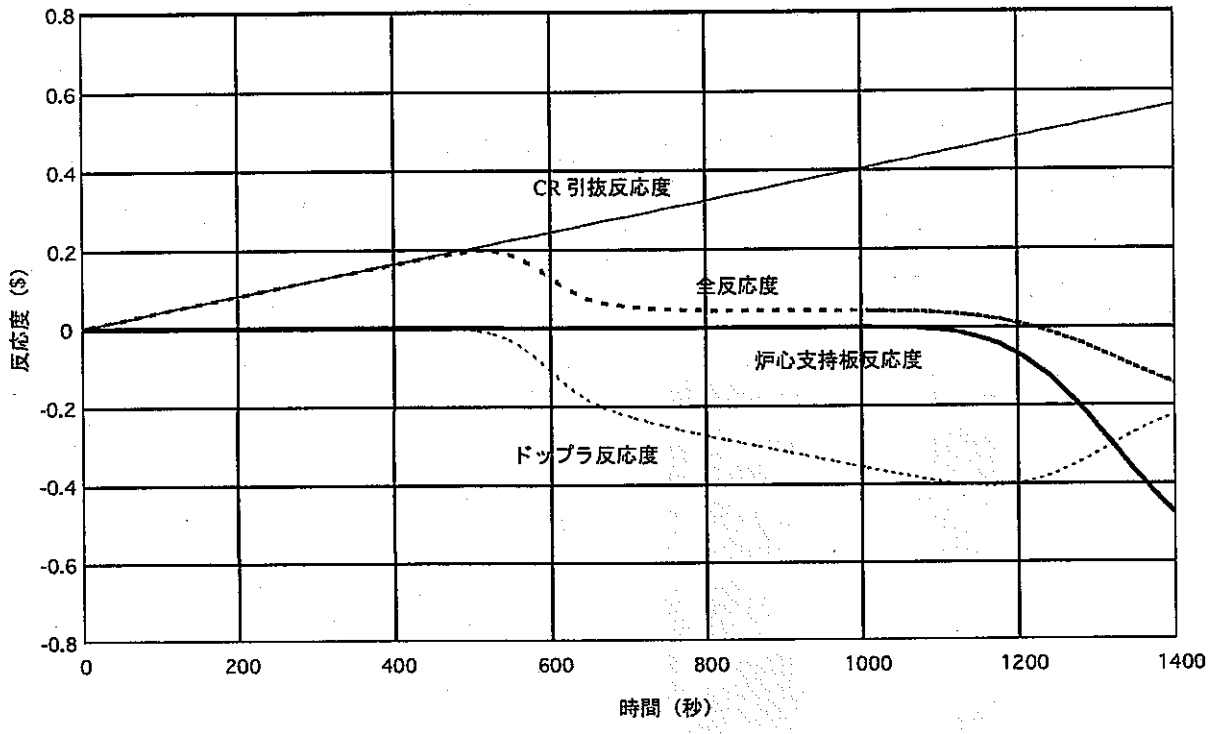


図 4.2.20　解析結果：定格運転状態からの UTOP（解析ケース２）



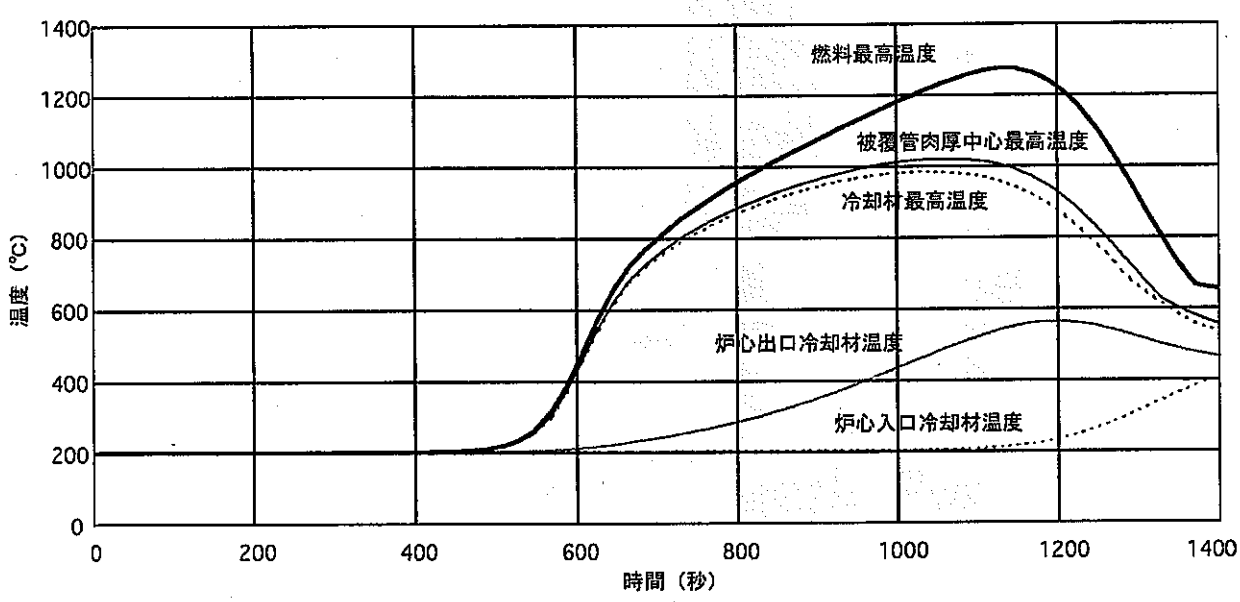
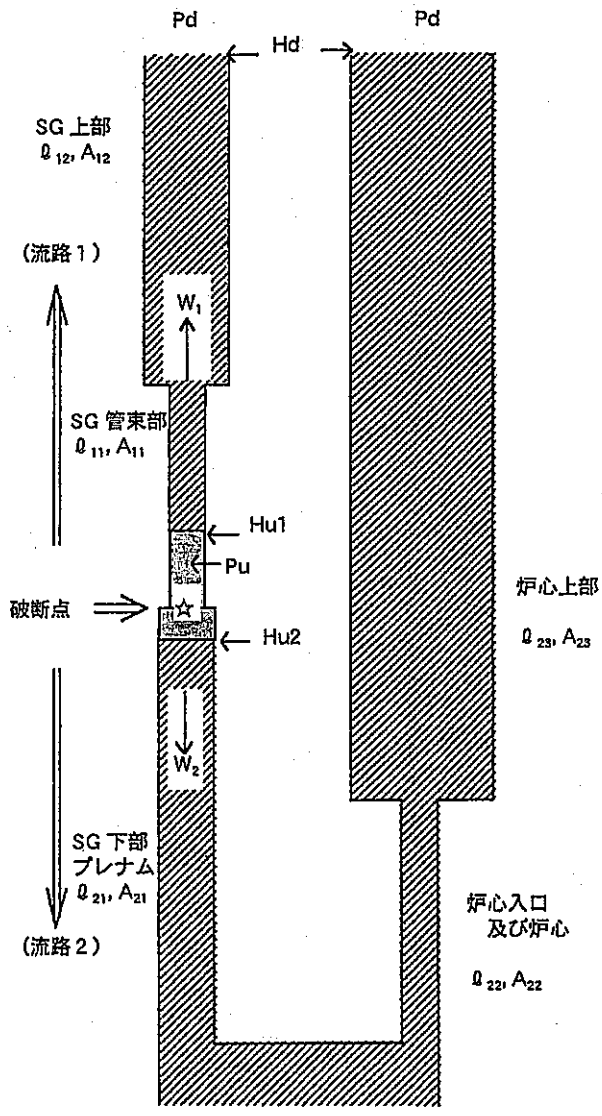


図 4.2.21　解析結果：２００℃等温状態からの起動時における UTOP（解析ケース３）



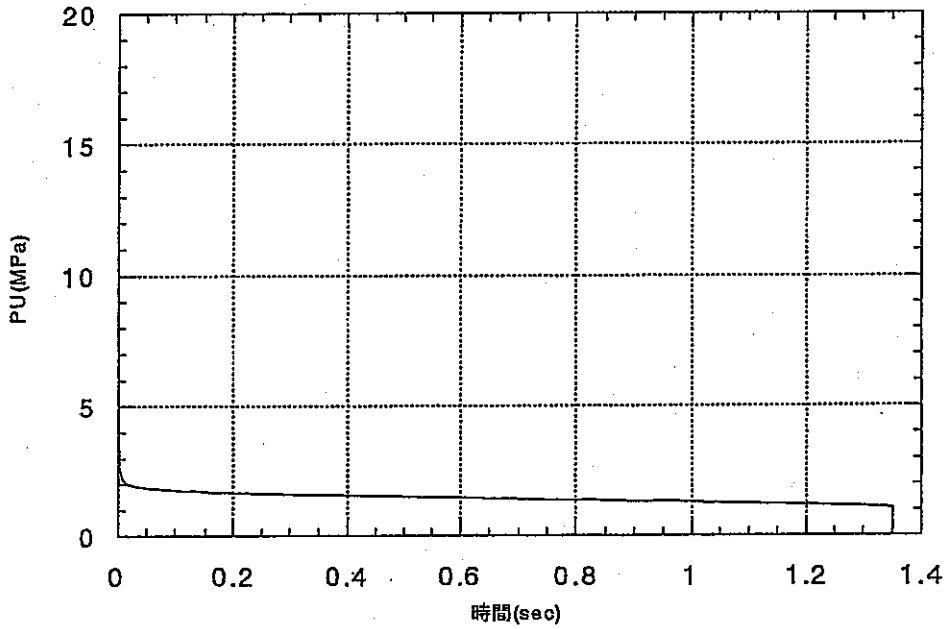
<流路1の流動方程式>

$$\frac{1}{g}\left(\frac{\ell_{11}}{A_{11}}+\frac{\ell_{12}}{A_{12}}\right)\frac{dw_1}{dt}$$
$$=(Pu-Pd)$$
$$-\frac{\lambda}{2g\rho}\left(\frac{\ell_{11}}{D_{11}\cdot A_{11}^2}+\frac{\ell_{12}}{D_{12}A_{12}^2}\right)$$
$$W_1 \mid W_1 \mid -\rho(Hd-Hu1)$$

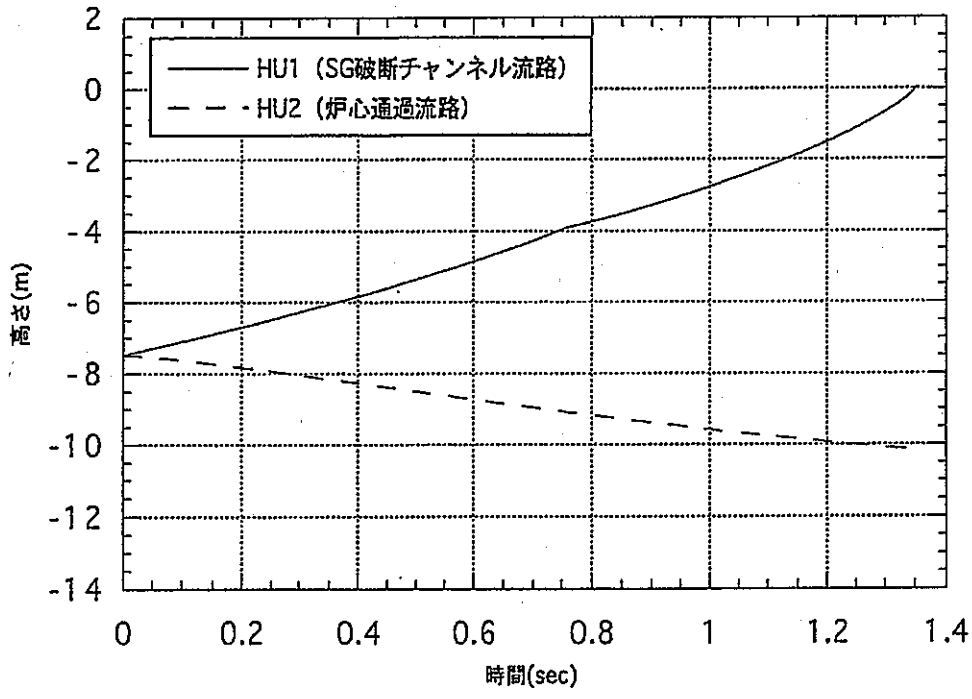
<流路2の流動方程式>

$$\frac{1}{g}\left(\frac{\ell_{21}}{A_{21}}+\frac{\ell_{22}}{A_{22}}+\frac{\ell_{23}}{A_{23}}\right)\frac{dw_2}{dt}$$
$$=(Pu-Pd)-$$
$$\frac{\lambda}{2g\rho}\left(\frac{\ell_{21}}{D_{21}\cdot A_{21}^2}+\frac{\ell_{22}}{D_{22}\cdot A_{21}^2}+\frac{\ell_{23}}{D_{23}\cdot A_{23}^2}\right)$$
$$W_2 \mid W_2 \mid -\rho(Hd-Hu2)$$

図 4.2.22　準定常モデルと流動方程式



破断点（水蒸気）圧力（破断本数：10 本）



水蒸気と鉛ビスマスの界面位置（破断本数：10 本）

図 4.2.23　解析結果：伝熱管破断時の破断点圧力および界面位置（破断本数１０本）

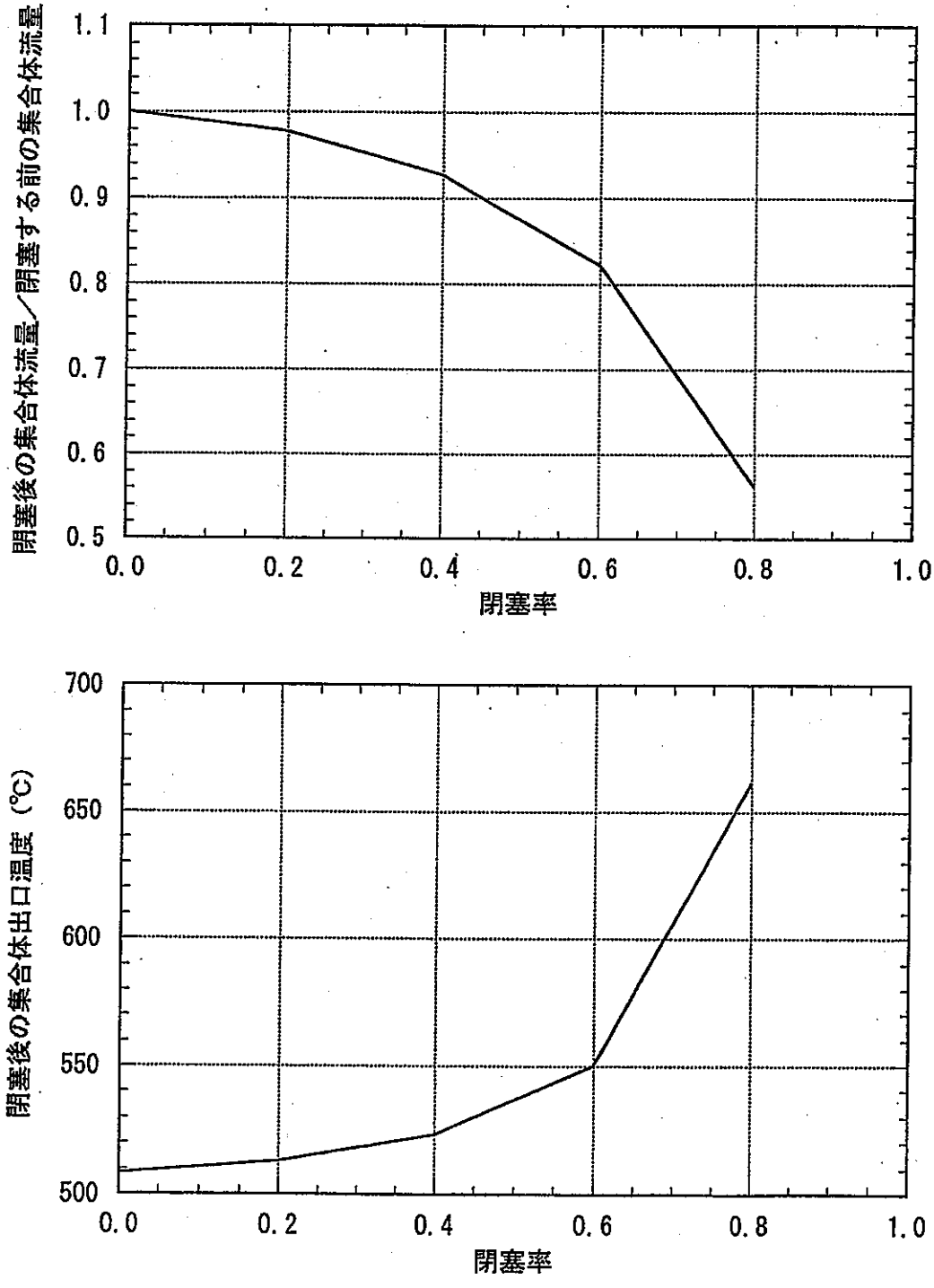


図 4.2.24　全集合体入口部で一様に部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度
（定格出力時）

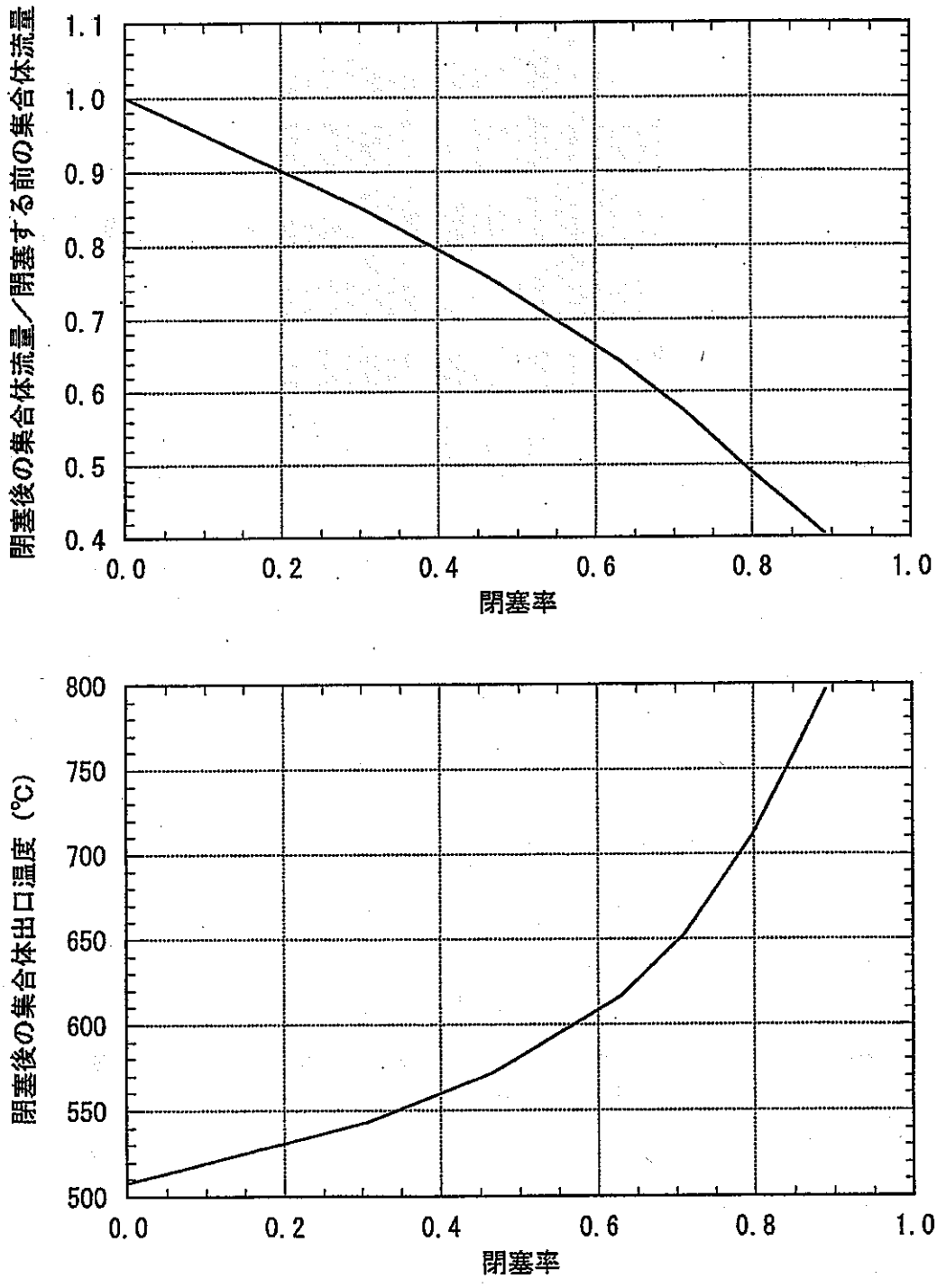
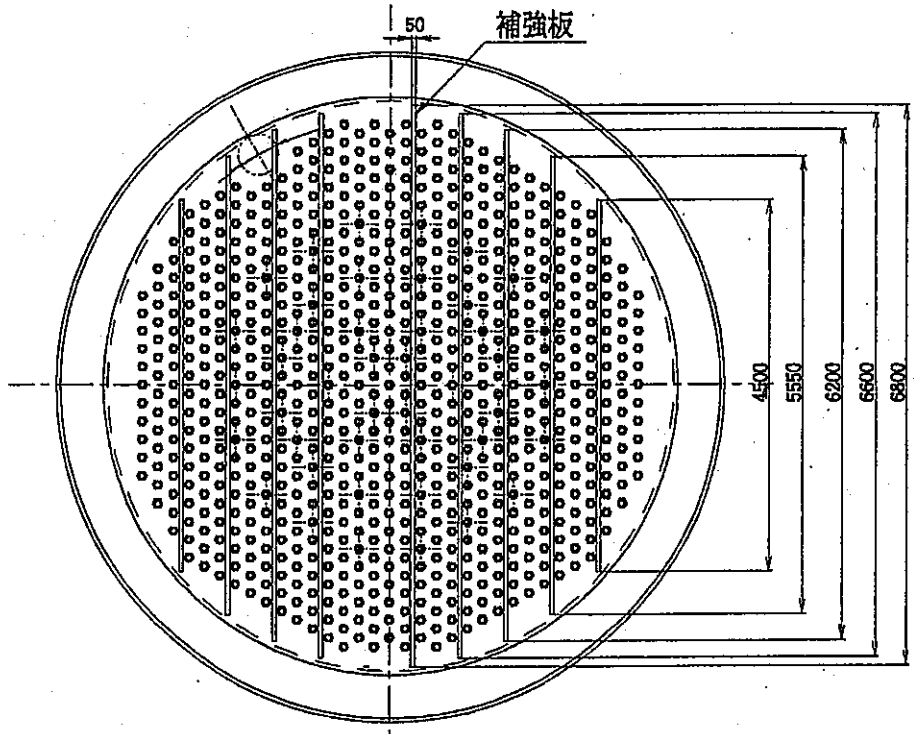


図 4.2.25　一部の集合体入口部で部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度
（定格出力時）



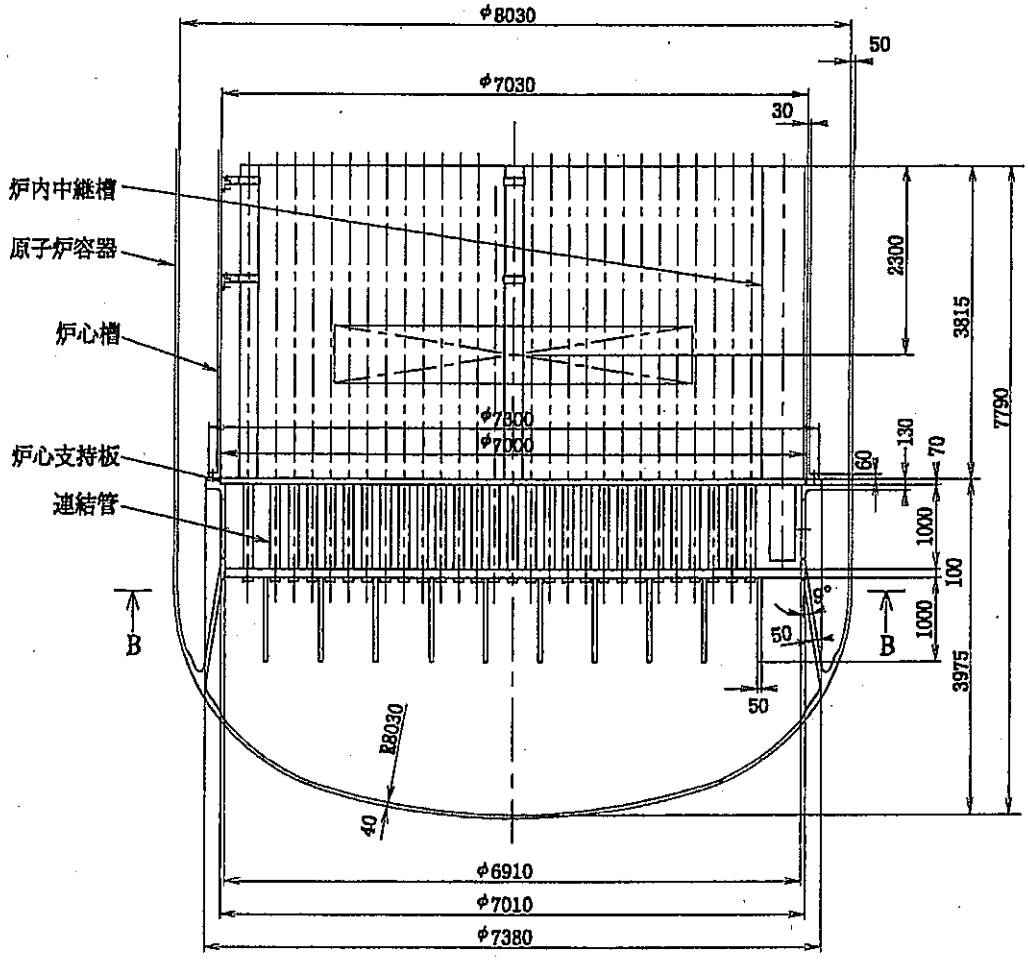


図 4.2.26　炉心支持構造（補強リブ）

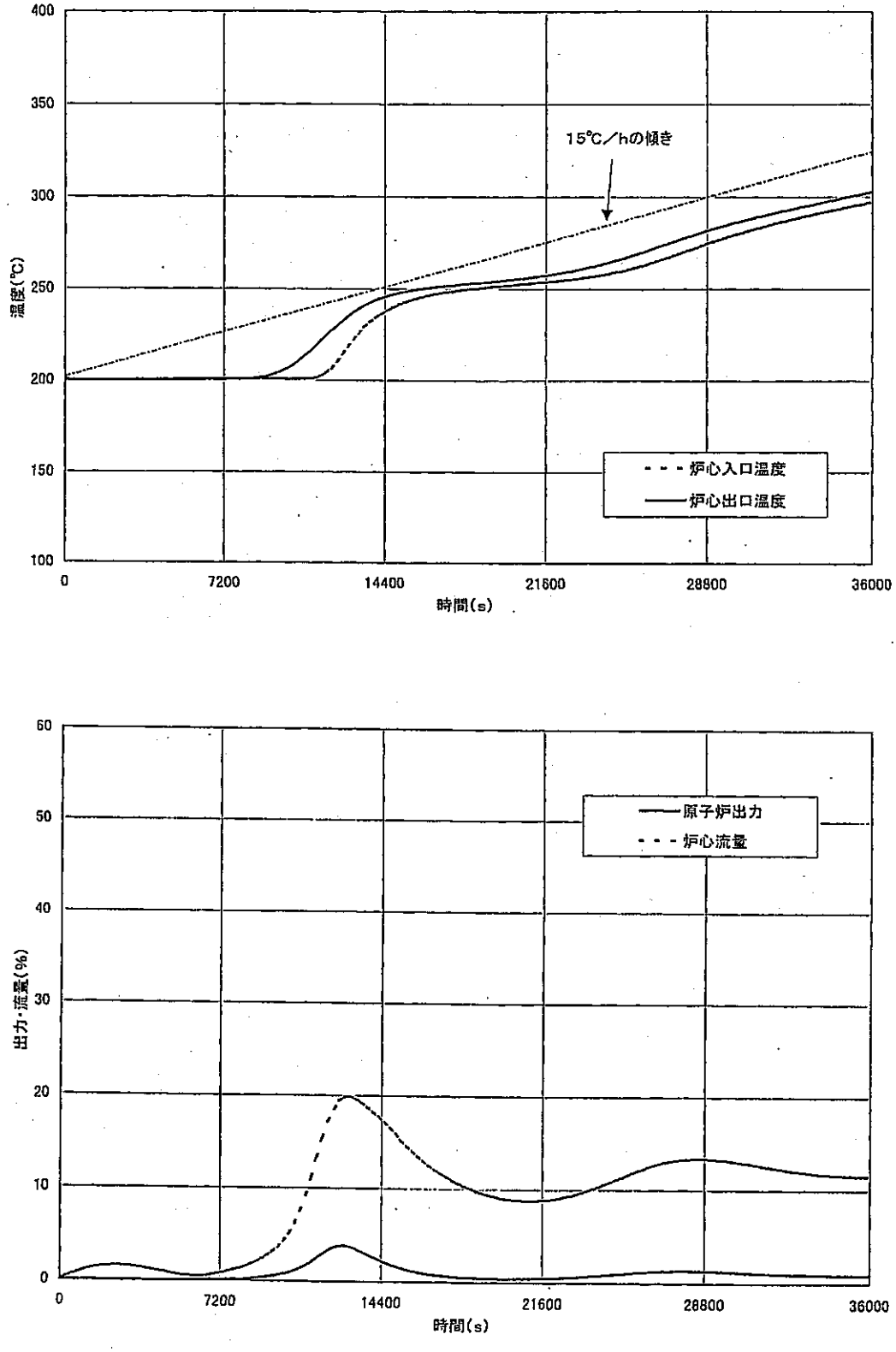


図 4.2.27　起動過程解析結果

4.3 ガス炉の検討

4.3.1 ガス炉の特徴

ガス炉の冷却材は、高温における安定性、取扱性の観点から、熱中性子炉において実績がある炭酸ガス、ヘリウムガスが選定されている。その他のガスについて、一酸化炭素、水素、空気は化学的活性から、窒素は中性子反応断面積から、アルゴンは熱伝達性能から、ネオンは入手コストから、水蒸気は高温での腐食性から不適当と考えられる。冷却材としてガスを使用することによるガス炉の特徴をナトリウム炉と比較し、表 4.3.1 に示す。

① 核的性能

ガスの密度は炭酸ガスが 26kg/m^3、ヘリウムガスが 2.6kg/m^3 であり、ナトリウムの 820kg/m^3 に比較して小さいため、冷却材ガスの中性子減速効果が小さくなり、増殖性が向上するポテンシャルがある。また、ガスの沸点は炭酸ガスが約 7℃（4.2Mpa）、ヘリウムガスが-268℃（6Mpa）と通常運転温度よりはるかに低く、事故時においても相変化がないことから、ナトリウムのようなボイド形成による正の反応度印加要因がなく、事故時の事象推移が穏やかである。

② 熱的性能

ナトリウムと比較してガスの熱伝達率は小さく、熱輸送力（ρCp；ρ：密度 kg/m^3、Cp：定圧比熱 kJ/kgK）も小さいという短所から、熱輸送力の向上および除熱性能確保のためには圧力を上げて密度を高める必要があり、高圧システムとなる。具体的には、炭酸ガスの熱輸送力は 31kJ/m^{3}K、ヘリウムガスは 13kJ/m^{3}K であり、ナトリウムの 1,066kJ/m^{3}K と比べると、ガスの熱輸送力は 100 分の 3 程度であることがわかる。このため、炭酸ガス炉は原子炉出口圧力が 4.2MPa、ヘリウムガス炉が 6 MPa となり、ナトリウム炉の約 0.2MPa より高圧システムとなっている。

また、除熱性能が低いことから、燃料被覆管の健全性を確保するため、出力密度を小さくする必要があり、同じ出力を確保するためには炉心サイズが大型化する。除熱性能向上のために、ピン型燃料では伝熱促進体（粗面、フィン、リブ等）の採用が考えられるが、この場合は系統の圧力損失が大きくなりポンプ動力が増大する。

ただし、ガスは高温になっても相変化がないため、２相流などの流動の複雑さを考慮することなく、原子炉出口温度の高温化が可能であり、ヘリウムガス炉は 850℃に設定している。このヘリウムガス炉は原子炉出口温度の高温化に加え、高温化を阻む主たる要因である金属被覆の代わりにセラミックス等の耐熱材料を使用すること、および原子炉出口から直接ガスタービン発電を行うことにより、熱効率の向上が期待できる。一方、炭酸ガス炉の原子炉出口温度は高温腐食を考慮して 530℃であり、ナトリウム炉の約 550℃と同程度に設定されている。

③ 構造健全性

ガス冷却材、特にヘリウムガスは高温でも化学的に安定であるため、構造材料との腐食などの化学反応がない。炭酸ガスの場合は、650℃までは英国の商用炉である改良型ガス冷却炉（ＡＧＲ：Advanced Gas Cooled Reactor）での実績があるが、それ以上の温度では腐食の点で材料との共存性に問題がある可能性がある。また、ガスは熱伝達率と熱容量が小さいことにより、サーマルストライピングや過渡変化事象等による構造物への熱荷重が小さい。しかし、ガス炉は熱的性能の向上を図るため圧力が高くなることにより、原子炉のコンクリート構造物あるいは鋼製容器が大型化する。

④ 保守・補修性

ガスは透明であるため、保守の際の点検や検査、補修および監視が容易である。また、純度管理を行えば、冷却材が放射化されないため冷却系機器などの保守・補修時の遮蔽等が合理化できるが、ストリーミング対策が必要となる。

⑤ 安全性

ガスは相変化がないため冷却材密度の変化による反応度変化が小さく、事故時に急激な出力の上昇には至らない。また、化学的に不活性であるため水や構造物、格納容器雰囲気との反応が小さいことから、事故時に急激な化学反応によるエネルギー放出はなく安全性が高い。炭酸ガス炉の場合、ボイラ伝熱管破損事故時に原子炉系圧力がタービン系蒸気圧力より低いため蒸気流入事象となるが、この場合も負の反応度が投入されることから反応度事故にはならない。

しかし、ガス炉はナトリウム炉と比べ自然循環による除熱能力が小さいため、特に減圧事故や全交流電源喪失事故に対しては炉心冷却性能が低い。

また、再臨界が発生したとしても、冷却材がガスであるため、ナトリウムのように発生した熱を機械的エネルギーに変換する流体がなく、原子炉容器に対する機械的負荷はナトリウム炉に比べ相対的に小さい。

しかし、炉心溶融時における溶融燃料の冷却について、除熱能力の小さいガス炉は、強制循環冷却機能の信頼性を確保する必要がある。

⑥ 経済性

ナトリウム炉と異なり、中間熱輸送系である２次系がないためシステムが簡素化されており、さらに予熱系や燃料取扱系の洗浄系も削除できる。また、制御棒を下部からの挿入とし、燃料交換装置にマニプレータを採用することにより、回転プラグ等の上部構造物が削除できるため、経済性の向上が期待できる。

しかし、炭酸ガス炉の場合、ガス循環機の所内負荷が大きいこと、伝熱性能が悪いため熱交換器が大型化するというデメリットを評価する必要がある。

また、開発コストの観点から、炭酸ガス炉はプラントシステムにＡＧＲ技術が利用できるため、開発要素は比較的少ないが、ヘリウムガス炉は経験や知見の蓄積が少ないことから、燃料・炉心構造や安全設備など概念の成立に係わる開発要素が多い。

⑦ 環境負荷特性

ヘリウムや炭酸ガスは放射化されないので、放射化するナトリウムのように冷却系周りに遮蔽体が必要なく、ガス冷却材が保管管理の必要がある固体廃棄物となることもない。しかし、ナトリウムに比較して中性子反応断面積が小さいため、炉心周囲の高速中性子フルエンスが大きくなる可能性があるので、炉心周囲構造物の照射損傷を考慮した遮蔽体の設置が必要となる。

表４．３．１　ガス炉の特徴

	Ｎａ炉	CO_2炉	He炉
冷却材状態	液体単相	気体単相	気体単相
冷却材の特徴	・化学的に活性、２次系設置 ・低圧による構造薄肉化、静的機器による冷却材確保可能 ・予熱設備が必要	・化学的に安定、２次系不要 ・除熱性能向上のため加圧設備が必要 ・高温腐食に留意が必要	・化学的に安定、２次系不要 ・除熱性能向上のため加圧設備が必要 ・高温腐食がないため高温高効率発電、すなわちガスタービン直接発電が可能
融　点 沸　点	約 100℃ 約 1020℃ (約 0.2Mpa)	－ 約７℃ (約 4.2Mpa)	－ 約－268℃ (約 6Mpa)
核的特性 マクロ吸収断面積 減速能*1	・冷却材減圧反応度正（中、大型炉） ・中性子吸収小、減速効果小 $4\times10^{-5}cm^{-1}$ $9\times10^{-3}cm^{-1}$	・正のボイド反応度小 ・中性子吸収小、減速効果小 $1\times10^{-6}cm^{-1}$ $8\times10^{-4}cm^{-1}$	・正の減圧反応度小 ・中性子吸収小、減速効果小 ～$0\,cm^{-1}$ $3\times10^{-4}cm^{-1}$
原子炉出口圧力	約 0.2MPa	約 4.2MPa	約６MPa
原子炉出口温度	約 550℃	約 530℃	約 850℃
冷却材比熱 C_P	1.3kJ/kg.K	1.2kJ/kg.K	5.2kJ/kg.K
冷却材密度 ρ	$820kg/m^3$	$26kg/m^3$	$2.6kg/m^3$
相対的熱輸送力*2	1 (1,066kJ/ m^3.K)	0．030 (31kJ/ m^3.K)	0．013 (13kJ/ m^3.K)
相対的熱伝達率*3	1	0.0019	0.0014
自然循環除熱能力 体積膨張率 β (1/K) 密度変化率 $\rho\beta$	 2.9×10^{-4} 0.24	 1.3×10^{-3} 0.034	 9.1×10^{-4} 0.0024

＊１　$\Sigma s \cdot \xi$：減速材の特性を表す量。ここで、Σsはマクロ散乱断面積、ξは対数エネルギー損失を示す。

＊２　$\rho \cdot C_P$：単位体積、単位温度の冷却材が運ぶ熱量。ここで、ρは密度、C_Pは定圧比熱を示す。

＊３　$\lambda^{0.6} \cdot \rho^{0.8} \cdot (C_P/\eta)^{0.4}$：同一配管、同一流速での熱伝達率。ここで、$\lambda$は熱伝導率、$\eta$は粘性係数を示す。

4.3.2 本研究における検討の新たな着眼点

ガス炉の候補概念について、冷却材は炭酸ガスとヘリウムガス、燃料はピン型燃料と被覆粒子燃料、また、発電方式として蒸気タービン発電とガスタービン発電が考えられる。本研究では、①ピン型燃料炭酸ガス炉、②ピン型燃料ヘリウムガス炉（蒸気タービン発電、ガスタービン発電）、③被覆粒子燃料ヘリウムガス炉の３種類の候補概念を検討した。このうち、ヘリウムガスと耐熱被覆管燃料、被覆粒子燃料との組合せは、冷却材と燃料の温度制限がともに従来の冷却材と燃料に比べ高くできることから、ヘリウムガスタービン直接サイクルの採用による高効率化の可能性が期待される。本研究対象の炉型それぞれに以下のような新たな着眼点がある。

（ｉ）ピン型燃料炭酸ガス炉

本炉型は、ガス炉の特徴を活かし、ＡＧＲのプラント技術を利用することにより、新たな開発要素を少なくして現有技術の延長線上での性能向上と経済性の追求を目指した概念である。

冷却材に炭酸ガスを使用する利点は、炭酸ガスは低価格であり、無限に製造が可能であり、貯蔵が容易である点があげられる。一方、短所としては、高温での炭酸ガスによる材料腐食の観点から、冷却材温度を 500 ° C 程度にしか上げられず、ガスタービン発電に適応できない点があげられる。

本炉型の新たな着眼点は、炉心性能（高増殖率、高燃焼度）を向上した点、炉心崩壊事故（ＣＤＡ：Core Disruptive Accident）対策としてコアキャッチャーを設置した点、電気出力を高めることによるスケールメリットや、プレストレストコンクリート原子炉容器（ＰＣＲＶ：Prestressed Concrete Reactor Vessel）のコンパクト化などプラント物量の低減により経済性の向上を目指した点にある。

（ⅱ）ピン型燃料ヘリウムガス炉

本炉型は、ピン型燃料を使用した蒸気タービン発電と、耐熱合金を燃料被覆管として使用し、ヘリウムガスの特徴を活かして原子炉出口温度を高温にしたガスタービン発電の２種類に分類される。

（ａ）蒸気タービン発電

蒸気タービン発電のピン型燃料ヘリウムガス炉は、欧州で検討されたガス増殖炉（ＧＢＲ４：Gas Breeder Reactor 4)の技術を利用することにより新たな開発要素を少なくし、ヘリウムガスを冷却材とすることによる性能向上と経済性の追求を目指した概念である。

この概念の新たな着眼点は、炭酸ガス炉より冷却材を高圧化して冷却系機器をコンパクト化した点、電気出力規模を高めスケールメリットを図った点、およびヘリカルコイル型蒸気発生器の採用により物量を低減し経済性の向上を目指した点にある。

（b）ガスタービン発電

ガスタービン発電の耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉は、受動的な安全特性を強化してＣＤＡ時にも炉心溶融に至らない概念である①ＣＤＡ防止機能強化型、および炉心性能を向上させ、受動安全性は他の高速炉と同様としてＣＤＡ時の再臨界回避のための影響緩和対策を講じる概念である②ＣＤＡ影響緩和型に分類される。

いずれの概念も、燃料をヘリウムガスで冷却し、中間熱輸送系を介さずに、原子炉出口から直接ガスタービン発電を行い、高いプラント熱効率とプラントシステムの簡素化による経済性追求を目指した概念である。

本炉型の新たな着眼点は、高温まで化学的に安定なヘリウムガスの特性および耐熱合金被覆管の耐熱性を活かして、原子炉出口温度を高温化し、直接サイクルガスタービンを採用してプラント熱効率の向上を図る点である。

また、直接ガスタービン発電により、中間熱輸送系やタービン建屋を削減することができ、プラント物量を低減することにより経済性の向上を図っている。

(iii) 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉

本炉型は被覆粒子燃料をヘリウムガスで冷却し、中間熱輸送系を介さずに、原子炉出口から直接ガスタービン発電を行い、高いプラント熱効率とプラントシステムの簡素化による経済性追求を目指した概念である。

本炉型の新たな着眼点は、高温まで化学的に安定なヘリウムガスの特性および被覆粒子燃料とセラミック複合材料で構成される燃料集合体の耐熱性を活かして、原子炉出口温度を高温化し、直接サイクルガスタービンを採用してプラント熱効率の向上を図ることである。

また、被覆粒子燃料の優れた耐熱性や炉心の低圧損化による自然循環除熱特性を向上するとともに、受動的な炉停止機能および崩壊熱除去機能を強化するため炉心の出力密度を制限することにより、ＣＤＡ防止機能強化型概念を目指している。

さらに、直接ガスタービン発電により、中間熱輸送系やタービン建屋を削減することができ、プラント物量を低減することにより経済性の向上を図っている。

4.3.3　各候補概念の検討

(1)　ピン型燃料

(i)　炭酸ガス炉

(a)　基本概念

ピン型燃料炭酸ガス炉（ＥＧＣＲ：Enhanced Gas-Cooled fast Reactor）は、ガス炉の特長を生かしつつ、炭酸ガス冷却熱中性子炉ＡＧＲ（Advanced Gas-cooled Reactor）のプラント技術とナトリウム炉の燃料技術を利用することにより、開発要素を少なくし、現有技術の延長線上での性能向上と経済性の追求を着眼点としたガス冷却高速炉である。冷却材に炭酸ガスを利用することの利点としては、低価格、無限に製造が可能、貯蔵が容易なことなどが挙げられる。また、炭酸ガスはヘリウムガスと比べて比重が大きく熱輸送性に優れることから、ヘリウムよりも低圧設計が可能となり、これを生かしたプラント設計が可能となる。一方、短所としては炭酸ガスと燃料・材料との両立性が挙げられ、ステンレスの場合は700℃以上で材料腐食が生じ、冷却材使用温度に上限が存在する。

炭酸ガス冷却高速炉の既往設計例として、実用ガス炉（ＡＧＲ）のプラント技術とナトリウム冷却炉の燃料技術を組み合わせ、低リスクでの開発を目指した代表的な設計例としてＥＴＧＢＲ(Existing Technology Gas-cooled Breeder Reactor）がある。ＥＴＧＢＲの設計研究は、炭酸ガスによる高速炉の可能性が指摘されて以来、1970年代から1980年代初頭にかけて英国ＣＥＧＢ／ＮＮＣによって進められた。設計研究の結果、ＥＴＧＢＲの実現可能性が確認されたが、当時、欧州における高速炉開発はナトリウムが主流であり、各国との協調の観点から、ＥＴＧＢＲの開発は棚上げされた。1990年代に入り、ＡＧＲの良好な運転実績によりガス冷却炉の信頼性が実証されたこと、既存技術が利用できることにより開発費用を含めて経済性に優れる可能性が高いこと、Ｐｕインベントリに対する要求条件の緩和等から、ガス冷却高速炉（ＧＣＦＲ：Gas-Cooled Fast Reactor）の検討が再開された。特に、最新のＡＧＲプラント技術と、欧州のナトリウム冷却炉開発で蓄積された炉心・燃料技術を活用した概念が、ＥＧＣＲとして検討されている。

ＥＧＣＲは、ＡＧＲと同様4.2MPaの炭酸ガスを冷却材とし、ナトリウム炉と同様の密封型金属被覆のＭＯＸ燃料を使用する高速炉であり、ＡＧＲの実績・経験に基づくプラント設計のため、開発要素が少なく、良好な運転実績が期待される概念であると考えられている。

実用化戦略調査研究では、同研究の設計要求事項を達成する可能性が高い概念の１つとしてＥＧＣＲ概念を候補に挙げている。本概念検討にあたっては、熱中性子炉であるＡＧＲシステムとの差異、高速炉システムとしての特性等を考慮し、以下の点に留意する必要がある。

①高速炉では炉内の黒鉛減速材（＝大容量のヒートシンク）を削除する

必要があるため、黒鉛減速材のために事故時の挙動が緩慢になるＡＧＲの特性は失われることになる。加えて、炉心燃料ピン配列が稠密構造に変更されることから、安全性を見極める必要がある。特に、高圧システムであることから原子炉冷却材圧力バウンダリ破損時（減圧事故）の炉心冷却性の確認が重要である。

②炉心性能とのバランスのとれた再臨界回避方策（溶融燃料早期排出方策、溶融燃料長期安定冷却方策）の成立性はガス冷却方式であることに起因してクリティカルな問題であり、検討・評価する必要がある。

③出力規模の大型化に対してＡＧＲとほぼ同一サイズのＰＣＲＶ（Prestressed Concrete Reactor Vessel）を採用することから、ガス循環機、蒸気発生器等の冷却系機器の大容量化技術が必要となる。なお、出力規模についてはＡＧＲのプラント技術をそのまま活かすことを前提として、ＡＧＲのＰＣＲＶを利用した高速炉の出力規模とし、小型化はスケールメリットの点で経済的に魅力がないと判断した。

④高速炉炉心に対する炉心設計の最適化、炉心周りの遮蔽設計が必要である。

⑤熱中性子炉の燃料に比べて発熱密度の高い燃料のガス中での取扱技術の確立が必要である 。

⑥さらに設計要求を達成するためにスケールアップ効果、格納方式の選定（ＰＣＣＶ：Prestressed Concrete Containment Vessel またはＳＣＣＶ：Steel Concrete Containment Vessel）を含むプラント物量低減を検討する必要がある。

平成 12 年度における炭酸ガス冷却高速炉の概念設計では平成 11 年度検討に加え、高性能炉心の概念設計、安全性とプラントのコンパクト化による経済性の向上に重点をおき、経済性、安全性、構造健全性（含む耐震性）、製作建設性、運転性・保守補修性の観点からの評価を行うとともに、実用化に向けての開発課題の摘出を行った。

(b)　基本仕様

①　ヒートバランス

ピン型燃料炭酸ガス炉の基本仕様を表 4.3.2 に、ヒートバランスを図 4.3.1 に示す。炉心の熱出力 3603MWth にガス循環機の発熱分 18.4MWth ×8 基を加えた総熱出力に対し、発電機効率は 36.5%で発電端出力は 1369MWe となる。また、ガス循環機動力 20MWe×8 基を含む所内負荷は 188MWe で所内負荷率は 13.7%となり、送電端出力は 1181MWe となる。したがってプラント発電効率は約 33%である。

②　原子炉構造

原子炉は、ＡＧＲと同様に原子炉圧力容器としてＰＣＲＶが採用され、

炉心、炉心支持構造物、8 基のガス循環機、12 基の主ボイラ、12 基の崩壊熱ボイラ、円筒形のガスフローバッフル等で構成されている。原子炉構造概念図を図 4.3.2 に示す。

4.2MPa に加圧された冷却材は炉心で加熱され、ガスフローバッフルに沿ってＰＣＲＶ上部に向かって吹き上げられる。さらにＰＣＲＶ上部に設置された崩壊熱ボイラを通り、主ボイラに流入する。主ボイラ底部はシールされているため、冷却材は 100%主ボイラに流れ込み、無駄な流れはない。主ボイラで熱交換した冷却材はガス循環機に流入し、再度炉心で加熱される。

③　炉心

設計要求を満足する高性能炉心として、高増殖（1.2）・高燃焼度（15 万 MWd/t）炉心の概念設計を行った。その結果、増殖比 1.195、燃焼度 15.5 万 MWd/t を達成した。炉心仕様・配置概念図を図 4.3.3 に示す。炉心燃料はＭＯＸ燃料を採用し、被覆管材料は英国ナトリウム冷却炉で実績のある高 Ni 合金のＰＥ１６を用いている。炉心径／高さは 5.9m/1.2m であり、また上下部軸ブランケット厚さは 0.4m、径ブランケットは 0.45m となっている。SUS 遮蔽体は 1 列で、その外側 3 列に B4C 遮蔽体が設置される。

炉心出力密度は平均 110W/cm^3（平均線出力は 109W/cm）で熱中性子を利用するガス炉が数 W/cm^3 程度であることに比べればかなり高い。通常運転時における被覆管最高温度は 730℃、炉心圧損は 0.3MPa である。

さらに、ＭＯＸ燃料炉心仕様は未変更のまま、燃料のみ窒化物燃料を採用した場合は、増殖比 1.38、燃焼度 15.9 万 MWd/t が達成される見込みである。

なお、平成 11 年度は、これまで検討されてきたＥＴＧＢＲや欧州型高速炉ＥＦＲ（European Fast Reactor）をもとに、熱出力 3600MWth で、120GWd/t 程度の燃焼度と増殖性（1.06）が確保されるようにした炉心をリファレンス炉心として概念設計を行った。

④　ＰＣＲＶ[1)]

炭酸ガス炉では原子炉圧力容器にプレストレスコンクリート容器（Prestressed Concrete Reactor Vessel）が採用されている。原子炉圧力容器にＰＣＲＶを利用する試みはフランスでなされ、ガス冷却炉の開発に主力を注いだイギリス、フランスを中心に数多くの開発、使用実績がある。ＰＣＲＶの特長を鋼製容器と対比すると、コンクリートにはあらかじめ圧縮応力を与えるテンドンが配置され、耐圧部材としてのコンクリートには、常時圧縮応力が作用している。テンドンは鋼製容器のように 2 軸引張応力の生じる溶接継手をもった一体構造ではないので、脆性破壊または不安定破壊の可能性がないこと、鋼製容器は製造寸法に限界がある

るが、ＰＣＲＶは大型化が比較的容易で、他の液体冷却材と比較して熱輸送・熱伝達性能が劣っているガス冷却炉に適していること、コンクリートは炉心から出る放射線の生体遮蔽を兼ねることが可能であること等の有利な点が挙げられる。

ＰＣＲＶは、プレストレス系、コンクリート、ライナ、貫通孔、保温（断熱）、冷却系からなり、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成している。

プレストレス系は、コンクリート内にケーブルすなわちテンドンを取付け、これに引張力を与えることにより周辺コンクリートに圧縮応力を与えるＰＣＲＶの最も重要なものであり、テンドンとその取付け費がＰＣＲＶ建設費の６割以上を占めるといわれている。

ＰＣＲＶ用コンクリートは、放射線と熱の観点で通常のコンクリートと使用環境が著しく異なる。放射線の影響として、コンクリート内に存在する水の放射性分解およびコンクリートを構成している結晶物質と高速中性子との反応によるγ発熱が挙げられる。この結果、体積が増加し、コンクリートの強度や熱伝導率の低下をもたらすといわれている。一方、熱的影響には収縮とクリープがある。収縮は主にコンクリート内に存在する水分の蒸発に起因し、その寸法変化は水分が完全に蒸発すると 1/100 程度の収縮をもたらす。このため、キャビティ内面に断熱材を設置すると共に、ライナ裏面に設置したパイプによる水冷を行い、コンクリート温度を 70℃以下に保持する必要があり、ＡＧＲでは 65℃以下にする設計となっている。クリープは荷重の作用下において生じる歪の進展であるが、ＰＣＲＶでは炉の運転（内圧負荷）時、コンクリートへの圧縮応力がほぼ除荷された状態になるので、正常運転ではこの効果は非常に小さいと考えられる。

コンクリート容器の気密性を確保するため、コンクリート壁の内面に鋼製ライナが使用されている。ライナは鋼製容器の腐食代や防食内張りに相当するため強度部材ではなく、圧力容器コードによる設計、製造、検査などの適用を受けない。ライナに要求される事項として、局部的に降伏応力以上の荷重が作用しても亀裂進展の危険を防止するため延性材料であること、振動や熱荷重により座屈や変形を生じないこと、溶接性が良いこと、コンクリートの注入に際して比較的短い期間簡単な支えにより耐える厚さを有すること、炉容器を真空にしたとき、大幅な補強を施さなくても破壊しないことが挙げられる。

ＰＣＲＶには、配管や機器等を設置するための貫通部があり、貫通部の破損によって内圧が低下すると炉心冷却能力の低下を招く。したがって、このような原子炉冷却材圧力バウンダリが破損した場合においても、安全な炉心冷却が可能となるように減圧速度を抑制する必要がある。このような減圧事故に対する安全対策設備として流量制限機構およびバッ

クアップ構造が設置されている。本機構は配管貫通部に対して設置されており、ガス循環機等の機器の貫通部では、機器をＰＣＲＶに固定するためのアンカーに冗長性を持たせることによって充分な固定を行っており、本機構は設置されていない。

図 4.3.4 に蒸気配管出口貫通部における流量制限機構およびバックアップ構造概念図を示す。同図において、ＰＣＲＶ貫通用のスリーブ内に設置された伝熱管束部において全伝熱管および貫通スリーブが同時に破損した場合を想定しても、流量制限機構により漏洩流路面積が制限され、急速な内圧低下が生じないような構造となっている。また、貫通部の端部に設置したバックアップ構造により、配管破損時の脱落を防止し、大きな開口が発生しない構造となっている。これらの構造により減圧速度は最大 15.7kPa/s に抑えられている。本概念は既にＡＧＲで適用され、実績を有している。

通常運転時の冷却材漏洩については未検討であるが、ＡＧＲにおいては通常運転時 0.5～1.0t/d 程度の漏洩が生じており、これはスタンドパイプ貫通部からの漏洩が大部分である。一方、本炉型はスタンドパイプ構造ではなくマニプレータ式燃料交換機が採用されているため、ＡＧＲほどの冷却材漏洩はないと考えられ、ＡＧＲの通常時の冷却材漏洩量より下回るものと考えられる。しかし、何らかの理由で冷却材の漏洩が生じた場合の対応策として、炭酸ガス供給系から圧力を監視することによって冷却材が供給されるように設計対応している。

また、通常時の冷却材漏洩においては、被ばくの観点から冷却材が放射化されているかどうかが問題となるが、炭酸ガス冷却熱中性子炉の実績では、炭酸ガスはほとんど放射化されていない。放射化の主な原因は、冷却材中に含まれる不純物が放射化されることによるが、本炉型においても純度管理を適切に行うことにより解決できる見通しである

コンクリートが高温にさらされることを防ぎ、同時に炉の熱損失を最小限に維持するため、ライナの内側に保温材（断熱材）を設け、同時にライナの外側のコンクリート側に冷却管を設けてコンクリートが設計温度を超えないようにしている。断熱材に要求されることは熱伝導率の低いこと、放射線に対して安定していること、熱衝撃に耐えること、原子炉形状に適合性のあることなどが挙げられる。コンクリート冷却系の機能が喪失すると原子炉を停止する必要があるので独立 2 系統の冷却系が設けられている。また圧力容器製作後のコンクリート冷却系の交換は不可能であるため、冷却管の防食には充分注意を払い、冷却水質の監視を行う必要がある。

⑤　原子炉停止系

原子炉停止系は独立２系統の主炉停止系（ＣＳＤ：Control and ShutDown

system）および後備炉停止系（ＤＳＤ：Diverse ShutDown system）で構成している。原子炉停止系概念図を図 4.3.5 に示す。

主炉停止系は、主炉停止系制御棒および主炉停止系制御棒駆動機構で構成し、通常時には通常の運転操作に必要な速度で制御棒を炉心に挿入、引き抜きを行い、緊急時には急速に制御棒を炉心内に挿入して原子炉スクラムを行う。主炉停止系集合体は 24 本設置されている。

後備炉停止系は、後備炉停止系制御棒および後備炉停止系制御棒駆動機構で構成し、通常時には制御棒を全引き抜き状態で保持し、緊急時には急速に制御棒を炉心内に挿入して原子炉スクラムを行う。後備炉停止系集合体は 9 本設置されている。

制御棒駆動機構は下部駆動型を採用しているが、制御棒駆動軸が抜けるような制御棒飛び出し事故に対しても、制御棒が炉心以下には落下しないような構造とすることによって対応している。

後備炉停止系には更に安全性向上を図るために、炉心燃料集合体出口の冷却材温度上昇により作動する自己作動型炉停止機構（SASS）が付加されている。SASS の形式としては、キュリー点温度を超えると感知合金の磁気抵抗が急激に増大し、磁路を遮断して制御棒を落下させるキュリー点電磁石方式を採用している。ガスはナトリウムより熱伝達性能が劣るため、温度感知合金に冷却材を導くためのスリットをラッパ管に設け、さらにスクラム遅れ時間の短縮化を図るために、温度感知合金にフィンを付加する対策が考えられている。しかし、キュリー点電磁石方式は事象進展が速い ULOF 事象に対しては対応が困難であるため、SASS 電源をガス循環機から給電し、ガス循環機の停止とともに制御棒を落下させる方式を冗長させることによって ULOF 事象にも対応させている。

⑥　原子炉冷却系

冷却系全体系統図を図 4.3.6 に示す。

a.主冷却系

主冷却系は炉心で発生した熱をタービン系に伝える系統であり、主冷却系機器はＰＣＲＶ内にすべて設置されているため主冷却系の配管はない。

b.タービン系

ボイラで発生する 490℃、18.5MPa の過熱蒸気はタービンに送られる。その後、主復水器で凝縮され、浄化系、給水タンクを経由して主給水系ポンプによって主ボイラへ給水される。

c.崩壊熱ボイラ給水系

崩壊熱ボイラ給水系は、通常原子炉トリップ後に使用され、崩壊熱ボイラに給水することで炉内の崩壊熱を除去する。給水は崩壊熱ボイラ給水系の給水タンクから行われ、崩壊熱はエアクーラーから大気放

出される。ガス循環機は定格時の約 15%で運転される。崩壊熱ボイラ系は主給水系とは独立の 4 系統で構成され、そのうちの 2 系統の作動のみで必要な除熱量が確保される（50%×4 系統)。すなわち、多重性および独立性を有している。

また、外部電源喪失時には、ＤＧによりガス循環機を起動し、上記と同様の運用により崩壊熱除去を行う。

d.非常用ボイラ給水系

非常用ボイラ給水系は、崩壊熱ボイラ系の起動失敗時や事故時に使用される系統であり、高い除熱信頼性を得るために主ボイラに接続されている。想定される異常時における運用方法を以下に述べる。

ア．減圧事故時および崩壊熱ボイラ系起動失敗時

減圧事故時および崩壊熱ボイラ系の起動が失敗した場合には、非常用ボイラ給水系によって崩壊熱除去を行う。非常用ボイラ給水系は、主給水系および崩壊熱ボイラ系とは独立しており、非常ボイラ給水系のリザーブタンクから主ボイラに給水することで、炉内の崩壊熱を除去する。ボイラで発生した蒸気は初期にはベントされるが、その後主冷却系を経由して再循環する。必要最小限の系統数は 4 系統中の 2 系統の作動のみで必要な除熱量が確保される（50%×4 系統)。すなわち、多重性および独立性を有している。

また、外部電源喪失を伴う減圧事故時あるいは崩壊熱ボイラ系の起動失敗時には、ＤＧによりガス循環器を起動し、上記と同様の運用により崩壊熱を除去する。

イ．全ガス循環器の起動失敗時

全ガス循環機の起動に失敗した場合には、1 次系は自然循環冷却に期待するとともに、非常用ボイラ給水系から主ボイラに給水することで崩壊熱除去を行う。

ウ．全電源喪失時

全交流電源喪失時でガス循環機の作動が不能である場合には自然循環によって 1 次系の冷却を行えるようになっている。ヒートシンクとなる水・蒸気系は非常用ボイラ給水系を用い、リザーブタンクから重力により主ボイラに水を給水し、大気中に水蒸気を開放することにより除熱を行う。非常用ボイラ給水系概念図を図 4.3.7 に示す。リザーブタンク容量は、24 時間の全交流電源喪失時間を想定し、約 1000t としている。重力落下により給水を行うための必要なヘッドは約 20m で、原子炉補助建屋の 7F に設置される。リザーブタンク設置位置を図 4.3.8 に示す。系統長さは 40m 程度で、給水流量は約 3lkg/sec である。

e.その他の冷却系統等

ア．ガス循環機冷却系・ガス循環機後備冷却系

ガス循環機冷却系およびガス循環機後備冷却系を各４系統設置し、1系統でガス循環機２基の冷却を行う。

イ．ＰＣＲＶ冷却系

高温によるＰＣＲＶコンクリートの強度低下を防止するためにはＰＣＲＶコンクリートが 70℃以下に保たれている必要がある。ＰＣＲＶの内側は、内側から断熱材、ライナ、水パイプの順に設置され、水パイプはＰＣＲＶ冷却系に接続される。必要な除熱量は、ＡＧＲを参考とすると全出力の 0.5%程度となるため、本炉型の場合 18MW 程度と予測されるが、ＡＧＲより温度条件が緩くまたＰＣＲＶサイズもコンパクト化されていることからＡＧＲより小さくなると考えられる。

ウ．コアキャッチャー冷却系

コアキャッチャー冷却系の概念設定にあたっては以下の内容を仮定した。すなわち、コアキャッチャー容量として、全炉心の燃料体積分を確保する。これは燃料 90 トンに相当する。また、冷却容量はコアキャッチャー底部を通じて輸送される全溶融燃料崩壊熱相当とする。さらに、100%2 系統の冷却系とする。

冷却系の設計は過渡変化初期における準定常状態を基準としており、この時の崩壊熱出力は 50MW である。100%容量の２つの冷却系は、コアキャッチャー底面を通じて輸送される全ての崩壊熱を除去できるように保守的に設計される。冷却パイプは複数の並行流路から構成され、それらは出入口マニホールドから給水、放出される。

エ．炭酸ガス供給系

原子炉冷却材の充填、補充、燃料取扱系のガス置換等に使用される。通常の供給系と非常用の供給系が設置されている。

⑦　ガス循環機

8 基のガス循環機は、インペラ、ガイドベーンおよびその流量コントロール装置、モータ、モータクーラ等から構成されており、ＡＧＲで使用されているものをベースに設計されている。ガス循環機構造概念図を図 4.3.9 に示す。また、ガス循環機主要仕様を表 4.3.3 に示す。冷却材の流量はインペラの入口にある可変のガイドベーンにより制御される。モータは炉内の定格圧力炭酸ガス雰囲気で動作し、ラビリンスシールにより炉内ガスとモータ室の冷却用ガスが混合するのを防いでいる。保守のために、インペラ、ガイドベーン、モータのアセンブリは隔離ドームを閉じることによって冷却系から隔離することが可能で、炉内を減圧させた後、ＰＣＲＶの貫通部から取り外すことができるようになっている。

ガス循環機の構造はＡＧＲで使用されているものがベースになっているが、ＡＧＲの約3倍の流量が必要であり、容量の大型化が開発課題の1つとなっている。しかしながら、電動機冷却方式の向上とインペラ形状の最適化を行うことによって大型化が可能な見通しである。また、電動機動力は1基あたり20MW程度になると見積もられており、所内負荷率の大部分を占めているため、発電コストに大きなインパクトを与える要因となっている。

⑧　ボイラ

a.主ボイラ

蒸気発生器として12基の300MWt貫流ボイラが設置されており、スペース効率の点から、管束はサーペンタイン型で矩形のケーシング内に設置されている。ボイラ構造概念図を図 4.3.10 に示す。また、ボイラ主要仕様を表 4.3.4 に示す。ボイラの伝熱管は新材料である 12Cr 鋼を採用し経済性の向上を図っているが、12Cr 鋼採用に係わる構造の変更点については開発課題である。

ボイラはＰＣＲＶ貫通部を通して伝熱管束を引き廻し、ＰＣＲＶ外部に管板を設ける設計となっており、破損した伝熱管はＰＣＲＶの外部から施栓することが可能である。また、ボイラ伝熱管では、ＡＧＲで使用されていた異材継手を排除することにより、検査性やメンテナンス性を向上させている。

b.崩壊熱ボイラ

崩壊熱ボイラは、主ボイラと同数の12基がＰＣＲＶ上部の主ボイラ入口部に設置されている。崩壊熱ボイラ構造概念図を図4.3.11に示す。また、崩壊熱ボイラ主要仕様を表4.3.5に示す。

⑨　格納施設

炭酸ガス炉はＡＧＲをベースとした概念であるため、ＡＧＲと同様にＰＣＲＶで1次格納施設を構成する概念の可能性が検討されたが、2次格納についても軽水炉並の格納性を考慮した設計が必要と判断されたため格納施設を付加する概念とした。原子炉格納施設を図 4.3.12 に示す。1次格納施設および2次格納施設の主要仕様を表 4.3.6 に示す。1次格納方式は、軽水炉で検討が行われている、鋼板でコンクリートを挟み込んだ構造の格納施設ＳＣＣＶを採用し、建屋のコンパクト化や建設工程を短縮することにより経済性の向上を図っている。ただし、ＳＣ構造をこれまで格納施設に採用した例はないため、ＳＣＣＶとしての概念の検討および対応した告示の作成が必要である。

⑩　燃料取扱設備

燃料取扱全体概念図を図 4.3.13 に示す。新燃料は新燃料貯蔵設備に貯蔵され、燃料交換時には燃料出入機により新燃料貯蔵設備から炉内の中

継位置に装荷される。炉内では中継位置からマニプレータ式燃料交換機により炉心へ装荷される。

使用済燃料は冷却系により強制冷却されつつ、炉心から燃料交換機により炉内の中継位置に移送される。さらに燃料出入機により炉外へ取り出され、強制冷却されつつ水プールドアバルブまで移送される。減衰待ち貯蔵後の燃料はキャスクに入れられた後、搬出される。

使用済み燃料の冷却は床循環冷却ラインによって行われる。床循環ラインの概略系統図を図 4.3.14 に示す。なお、着水と同時に燃料出入機が異常停止した場合、冷却が充分に行われないことが懸念されるが、この場合の対策として、冷却水を注入するなどの対策が考えられる。

⑪ タービン発電機

タービン発電機設備は、蒸気タービン、発電機、蒸気設備、復水・給水設備および補助設備から構成し、蒸気タービン、復水器、発電機等の主要機器はタービン建屋内に配置されている。

主蒸気条件は、18.5MPa、490℃である。また、発電端出力は約 137 万 k We であり、熱効率は約 36.5%である。

⑫ 安全性

炭酸ガス炉仕様に対する安全性評価を実施するにあたって抽出された代表事象として、ガス冷却炉の厳しい事象の 1 つと考えられる減圧事故事象および、炉内への水侵入という観点でボイラ伝熱管破損事故が挙げられた。また、ＢＤＢＥである炉心損傷事象が抽出された。

a.減圧事故

ガス冷却炉特有の事象として減圧事象が挙げられる。減圧時には冷却材密度の低下により炉心の冷却が厳しくなることから、減圧事故は厳しい事象の１つと考えられる。そこで、減圧事故時の温度履歴解析を行い、安全性について概略評価を行った。

ア．評価方針

本評価では、ＡＧＲでの減圧事故対応を踏襲した運転手順と設計開口（0.03m^2）に対応する減圧事故に対して温度履歴解析を実施した。解析の初期条件は、被覆管最高温度が定常時の制限温度である730℃となるように発熱量および流量を設定し、事故事象に対する被覆管最高温度の制限値として暫定している 900℃に対する裕度を評価した。

イ．事象推移

図 4.3.15 に減圧事故時被覆管温度解析結果を示す。

1)定常運転（0～100 秒）

定常時の被覆菅温度が 730℃となっていることを確認するため、0～100sec は定常運転とし、100 秒の時点でホットプレナムに 0.03m^2

の開口が発生するとした。炉心入口温度は266℃で一定としている。

2)100秒後に開口発生

ＡＧＲでの設計開口と同様に、ＰＣＲＶのホットプレナムに、流量制限機構により制限される開口面積0.03m^2（直径約200mm相当、減圧時定数 268 秒）の開口が発生した場合を想定した。この想定は、各貫通部の開口面積を包絡する。なお、減圧時定数とは初期圧力が1/eになるまでの時間である。したがって、炭酸ガス炉の冷却材圧力は4.2[MPa]であることから、時刻t[sec]における圧力P[MPa]は臨界流が継続する圧力範囲内では

$$P = 4.2 \times \exp(-t/268)$$

となる。なお、ＰＣＲＶ容積は2000m^{3}と仮定している。

3)炉心出口温度が45℃上昇後、3秒後に原子炉がトリップ

原子炉トリップのタイミングは、実際には圧力低下以前に冷却材温度高でトリップするため、通常運転時から出口温度が 45℃上昇した時点でトリップさせることにした。予備評価では、被覆管最高温度が730℃となる場合の出口冷却材温度は625℃であることから、出口温度が670℃となった時点で原子炉トリップとなる。

なお、温度計装用熱電対は集合体出口部に設置されるが、その仕様および具体的な設置位置等については未検討である。したがって本減圧事故解析においては、過去のＡＧＲでの検討における熱電対の密度、比熱及び直径を暫定的に用い、炭酸ガス炉での冷却材流速に対して過去の検討で用いられた評価式から概略の熱電対の反応時間を求めている。

原子炉トリップまでには温度検出の時間遅れおよびトリップ信号を発してからトリップするまでの時間遅れが存在するため、これを3秒と仮定した。

4)原子炉トリップと同時に外部電源が喪失

外部電源喪失の重ねあわせについては、保守的に原子炉トリップと同時に発生することにした。したがって原子炉トリップと同時に全ガス循環機もトリップする。

5)原子炉トリップの10秒後にＤＧが起動

ＤＧの起動時間については実証炉と同様に10秒と暫定している。

6)4基（半数）のガス循環機が再起動

各ＤＧには2台のガス循環機が接続されており、異なる2つの要因による2台のＤＧ故障の発生を重ね合わせて、残り4台のガス循環機が再起動されるとした。

7)ガス循環機回転数が100%まで増加

減圧による冷却材密度の低下を補うために、ガス循環機回転数

を徐々に 100%まで増加させる。

8)内圧が背圧まで低下

格納容器による背圧は 0.2MPa と仮定した。

ウ．被覆管温度解析結果

被覆管温度は原子炉トリップ時点で最高温度 790℃を示し、制限温度以下に抑えられることが明らかになった。また、圧力が背圧に達した時点でもピーク値をとるが、被覆管最高温度は 700℃以下となり、制限温度を充分に下回ることが示された。

b.溶融燃料再臨界回避方策

ア．炭酸ガス炉の炉心溶融事象の特徴

炭酸ガス炉における炉心溶融事象は以下のような特徴を有していると考えられる。すなわち、ピンピッチが Na 炉に比較して広いため、溶融燃料が軸方向へ流出しやすい。また、燃料と冷却材との化学的な相互作用がないため、溶融プールを径方向に運動させる圧力が生じにくく、再臨界が起こりにくい。さらに、冷却材が圧縮性流体のため、仮に再臨界により熱エネルギーが発生しても、これが機械的エネルギーに変換される効率は悪く、構造物の破壊には至らないと推定される。その結果、事象進展は Na 炉と比較して緩慢で、軸方向への溶融燃料の移動が中心となる。

イ．溶融燃料早期排出方策

燃料流出挙動に関する予備解析では、内部ダクト等の積極的な設備対応をすることなく溶融炉心排出の可能性があることが示された。そこで、軸方向移動途中における溶融燃料固化を避けるため、集合体中心部 37 本ピンの下部ブランケットペレットを削除する案が採用された。

ウ．デブリ冷却・再臨界回避方策

原子炉圧力容器にＰＣＲＶを採用していることから、コアキャッチャー設置のための広いスペースを確保することが可能であり、デブリ厚さを充分に薄くし、再臨界回避、冷却することが可能である。溶融燃料は、ライナ外面から加圧水の強制循環により冷却される。定常除熱解析では、ライナ外面で 500℃程度に除熱が可能である。コアキャッチャー概念図を図 4.3.16 に示す。

以上より炉心溶融事象に対しては、下部ブランケット部分削除による溶融燃料早期排出およびコアキャッチャーと強制冷却系によるデブリ冷却により再臨界を回避できる見通しが得られている。ただし、溶融燃料挙動解析コードを整備し、高精度での溶融燃料の挙動を評価するとともに、コアキャッチャーによる溶融燃料冷却性能の確証を得る必要がある。

c.ボイラ伝熱管破損事故

炭酸ガス冷却炉では、ＰＣＲＶ内に炉心及びボイラを設置していることから、ボイラ伝熱管に破損等が生じると炭酸ガス冷却系に蒸気が混入することになる。このため蒸気流入事象に対する反応度変化の傾向を把握する必要がある。しかしながら炉心への蒸気流入量を評価するためには、破損形態、炭酸ガス冷却系と水・蒸気系の圧力状態、ボイラ内で噴出した蒸気の炉心への流入等に対する依存性を考慮し、詳細な事象シナリオを設定する必要がある。しかし現時点ではこのようなシナリオを想定することが困難であるため、簡易的に流入量を推定することにより蒸気流入に伴う反応度の傾向を評価した。

具体的には、ケース 1：乾き蒸気形態のみでの流入（蒸気密度として、原子炉入口温度 240℃での飽和水蒸気密度 16.8kg/m^3）としたケースおよびケース 2：湿り蒸気形態での流入（蒸気密度として、42MPa、253℃条件でのボイド率約 90%の水・蒸気密度 95.6kg/m3）としたケースを想定した。炉心部に持ち込まれる軽水の量はそれぞれ 230kg および 1320kg となる。なお、蒸気等は炉心全領域の空間に亘り均一に存在するものとした。

この想定に従ってＥＴＧＢＲ炉心を対象に蒸気流入による反応度変化の解析を行った。この結果、ケース 1（乾き蒸気形態）の場合は約-1.7%⊿k/kk'、ケース 2（湿り蒸気形態）の場合は約-3.1%⊿k/kk'の負の反応度が投入され、いずれも問題のないことが示された。この要因としては、水素原子の中性子吸収効果、10keV～1MeV の範囲での中性子割合の減少等が寄与しているものと推察されている。

⑬　全体配置

原子炉建屋の寸法は約 109m×57m×65mH で、建屋容積は約 118000m^{3}である。原子炉建屋平面配置図を図 4.3.17 に示す。基本配置は、ユーティリティの共有によるコスト削減が可能なよう、ＡＧＲと同様にツイン型配置としている。また、高耐震クラスとなるＰＣＲＶ、原子炉格納施設、使用済燃料貯蔵設備、補助炉心冷却系、非常用ボイラ給水系、制御室等は原子炉建屋内に設置している。ＡＧＲで別建屋配置となっているディーゼル発電機は、各ＰＣＲＶの外側にそれぞれ４機ずつ配置している。

最終型ＡＧＲでは地震を考慮した設計となっているものの、ＰＣＲＶ全体が低重心のコンクリート塊であり耐震性が高く、また英国は地震が少ないことから耐震性要求が小さく、ＡＧＲで使用されているＰＣＲＶは多少の拘束はされているものの、ベースマット上に固定する機構は特に設けられていない。また全体配置についても、各系統の系統分離に、より重きをおいた配置となっており、高耐震クラスの機器を格納する建屋

は独立した基礎上に設置されている。このことから炭酸ガス炉ではＡＧＲプラントをベースにわが国の地震条件等を考慮して、高耐震クラスの機器を共通の耐震基礎上に設置することとしている。

しかしながら、日本国内では耐震性が要求されることから、ＰＣＲＶ全体と炉心支持構造物に対して耐震解析を実施、耐震性に対する現状での構造の妥当性を検討した。その結果、

a.ＰＣＲＶは転倒の可能性があるため、転倒防止対策を施す必要がある。

b.炉心支持構造に対する耐震解析の結果、上下振動による制御棒と燃料集合体の上下方向の位置関係は大きく変化しないため、大きな反応度投入は生じない。

との結論を得た。このことからＰＣＲＶの転倒防止対策のみで免震構造は不要との見通しであるが、今後ボイラ伝熱菅やガス循環器等の炉内構造物を含めた検討を実施し、免震不要の妥当性を更に検討する必要がある。

⑭　物量の削減

炭酸ガス冷却炉はＡＧＲプラントを設計のベースとしているが、物量の削減を図るため、原子炉建屋のコンパクト化を図っていた。

主な具体例を以下に示す。

a.ＰＣＲＶのコンパクト化

ア．ＰＣＲＶ高さの低減：マニプレータ式燃料交換機採用によってスタンドパイプが不要となり、強度上有利となることから上部スラブを薄肉化し、ＰＣＲＶ高さを低減している。

イ．ＰＣＲＶ直径の低減：炉心及び遮蔽体仕様を見直し、その結果に基づいて炉心および遮蔽体をコンパクト化した。また、崩壊熱ボイラを主ボイラ下部から炉心上部に移動し、主ボイラ高さを増加するとともに、ボイラ間ギャップの低減とボイラ幅の増加によって主ボイラの奥行きを短縮化してＰＣＲＶ直径の低減を図った。さらにＰＣＲＶ直径の低減に伴いＰＣＲＶ壁厚の低減が可能となった。

ウ．12Cr 鋼のボイラ伝熱管への適用によるボイラサイズの縮小。

b.格納施設のコンパクト化

ア．格納施設として、ＰＣＣＶとＳＣＣＶが候補として検討されていたが、最終的に低価格で建設工期も短いＳＣＣＶが採用された。ＰＣＣＶではテンドンを通すために半球形ドームにする必要があるが、ＳＣＣＶではその必要がないため格納施設高さについても低減される。

イ．ガス循環機メンテナンススペースの格納容器外への移動。

⑮　定期点検

定期点検はＦＢＲ実証炉の定検工程をベースに検討を行った。ＡＧＲで

は 1/4 区画を 1 回の定検で点検し、4 回で全区画の点検を終了するような方法や、予備のガス循環機を用意しておき、検査は運転中に実施するような方法をとっており、これを参考にし定検工程の短縮を図ることが可能である。さらに、炭酸ガス炉では炉上部構造が簡素化されているため定検期間の短縮が期待される。

また、3 定検につき 1 回を標準外点検とし、格納容器全体漏洩率試験を実施する。標準外点検は標準点検より工程が 5 日間増加する。炭酸ガス炉の定期点検工程（標準）を図 4.3.18 に示す。また、定検点検工程（標準外）を図 4.3.19 に示す。

定格出力運転後、約 96 時間かけて停止操作を行い、定期検査に入る。クリティカルパスは以下の通りである。

a.崩壊熱除去：4 日
b.補機冷却系非常用Ａ系：15 日
c.補機冷却系非常用Ｂ系：6 日
d.燃料交換：8.5 日
e.燃料交換後始末：1.5 日
f.格納容器ハッチ閉：0.5 日
g.格納容器ハッチ漏洩試験：2 日
*)格納容器全体漏洩率試験：5 日（標準外）
h.ＣＲＤ性能試験：3 日
i.炭酸ガス充填：2 日
j.炉物理試験及び昇温：2.5 日

定検期間は標準定期点検で 45 日間、標準外定期点検で 50 日間となる見通しであり、原子炉の運転サイクル期間は 720 日となっているため、プラント稼働率は平均 93.5%を達成できる見通しである。

⑯　建設工程

建設工程を図 4.3.20、図 4.3.21 に示す。建設工程では、柏崎刈羽発電所で採用された全天候型建設工法を採用し、格納容器上部に屋根を設けることでＰＣＲＶ建設とＳＣＣＶ建設の干渉をなくしている。全体としてはＰＣＲＶの建設工程（特にテンドンを設置するコンクリート部の工程）がクリティカルになっており、これにより全体の工程が決まる。建設工程のクリティカルパスは以下の通りである。

a.ベースマット：7 ヶ月
b.ＰＣＲＶ下部スラブ：5 ヶ月
c.ライナおよび仮設ループ設置：1 ヶ月
d.ＰＣＲＶシリンダーコンクリート：9 ヶ月
e.ライナおよび仮設ループ設置：1 ヶ月
f.上部スラブおよびテンドンギャラリ：4 ヶ月

g.コンクリート養生：3ヶ月
h.テンドン挿入・緊張およびグリース：9.5ヶ月
i.炉心装荷：1.5ヶ月
j.総合試運転：8ヶ月
プラントの建設工期は現状では、ベースマット開始から運転開始まで49.5ヶ月となる見通しである。

(c) 評価結果
① 経済性
a.建設費
建設費は現状では目標値の20万円/kWeを1割程度上回っているという評価である。また、送電端では2割5分程度上回る。
b.建設工期
建設工期を49.5ヶ月とできる見込みであり、設計要求（50ヶ月以下）を達成できる見通しである。
c.定期点検期間・稼働率
定期点検期間を47日（標準、標準外の平均）とできる見込みであり、連続運転期間が730日であることから、稼働率は94%となり設計要求を達成できる見通しである。
d.所内負荷率
所内負荷率は現状で13.9%であり、そのうちガス循環機の負荷が大半を占めている。現状では低負荷ガス循環機の開発の目処はたっておらず、電動ガス循環機を採用する限り、所内負荷率についての設計要求を達成させる見込みは無いと考えられる。
e.原子炉および主冷却系の合計物量
崩壊熱除去系（補助炉心冷却系）を除く原子炉および主冷却系の合計物量は約3882tonとなり、電気出力当たりでは28.4ton/万kWeとなる見通しである。また合計物量にPCRVコンクリート重量を含めると約34000tonとなる見通しである。
f.ツインプラントの原子炉建屋容積
原子炉建屋容積は、補助建屋、格納施設を含む全容積では約280000m^3、電気出力当たりでは、約1020 m^3/万kWeとなる見通しである。
② 安全性
a.安全設計
原子炉冷却材圧力バウンダリの考え方の確定が必要であり、特にPCRV設計基準の策定、減圧事象対策、SCCVの採用について検討する必要がある。
b.原子炉停止系

原子炉停止系に特に大きな問題はない。ただし、受動的な後備炉停止機構に対して、UTOP に対してはキュリー点電磁石方式 SASS を採用することにより見通しが得られているが、ULOF に対しては事象進展速度に追従できないため、その対応として SASS 電源をガス循環機によって給電する方式が考案されており、今後その開発と成立性の確証を得る必要がある。

c.崩壊熱除去系（補助炉心冷却系）

崩壊熱レベルの 50%×独立 4 系統の崩壊熱ボイラ系が存在し、補助炉心冷却系の信頼性、成立性に特に大きな問題はない。全交流電源喪失時には、1 次系は自然循環による冷却、水･蒸気系は非常用ボイラ給水系のリザーブタンクからの重力落下による給水で、水蒸気は大気開放することにより、24 時間を目安とした自然循環による崩壊熱除去を想定しているが今後、成立性を検討する必要がある。

d.格納系

格納容器としては未だ実績のない SCCV が採用されるため、本炉型への適用について検討する必要がある。

e.再臨界回避方策

PAHR についてはコアキャッチャーの設置が必須である。また、精度の良い CDA 事象推移評価と溶融燃料の冷却性能の確証を得るための R&D は必要である。炉心損傷発生頻度は、Na 炉についての知見から判断し、10^{-6}/ry 未満となる見通しがある。

③ 構造健全性

a.構造設計の前提条件

ボイラ伝熱管に 12Cr 鋼を採用する予定である。地震条件は M6.8 相当を想定しており、免震機構は採用する必要がない設計とする。ただし、国内立地を考慮した耐震性については確認する必要がある。

b.主要機器の構造健全性

ア．原子炉圧力容器

熱応力、腐食については AGR より条件は緩く、内圧は AGR と同一条件であるため、これらに対して構造健全性上問題となりそうな部位はない。一方、地震については、現状では PCRV 部分のみの評価であり、建物等の構造物を含めた評価が必要である。また、振動に関して、AGR よりガス循環流量が増加しているため確認が必要である。さらに、高速中性子照射による影響については未知であるため、確証を得る必要がある。

イ．炉内構造物

熱応力、腐食については、AGR より条件は緩く、内圧は AGR と同一条件であるため、これらに対して構造健全性上問題となりそう

な部位はない。一方、地震については、現状では簡易評価であり、構造物の詳細評価が必要である。また、振動についてはAGRよりガス循環流量が増加しているため確認が必要である。

ＰＣＲＶライナ、ガスフローバッフルは炭素鋼が使用されており、高速中性子照射の影響については確証を得る必要がある。なお、遮蔽解析の結果によると、ライナではＰＣＲＶ上部への照射量が 1.5×10^{6}（$n/cm^2/s$ E>0.1MeV）で最も多く、炉寿命中（40 年、90%稼動）の累積高速中性子照射量は 5.1×10^{15}（n/cm^2E>0.1MeV）と評価されている。また、ガスフローバッフルでは炉心に最も近い位置で 2.1×10^{7}（$n/cm^2/s$ E>0.1MeV）で炉寿命中の累積高速中性子照射量は 7.2×10^{15}（n/cm^2E>0.1MeV）で、何れも炭素鋼の制限値（1×10^{17} n/cm^2E>0.1MeV）を下回ることが示されている。

ウ．冷却系

熱応力、腐食については、AGR より条件は緩く、内圧は AGR と同一条件であるため、これらに対して構造健全性上問題となりそうな部位はない。一方、地震については、ガス循環機、ボイラ伝熱管支持部等の評価が必要。また、振動についてはAGRよりガス循環流量が増加しているため確認が必要である。

エ．格納施設

熱応力については、AGR より条件は緩く、腐食、振動については問題となることはない。一方、内圧についてはガス冷却炉に対する適用実績がなく、地震に対する影響を含めて確認が必要となる。

c.特に考慮すべき特殊な構造

格納建屋としてSCCVの採用は軽水炉で実績があるものの、本炉型への適用については検討する必要がある。

④　製作建設性

a.製作性

主要機器が炉心、ボイラ、ガス循環機および制御機器のみであり、これらは全てPCRV内に設置されるシンプルな構造であること、ナトリウム冷却炉に存在する中間熱輸送系やナトリウム洗浄系等が削除できることから、ナトリウム冷却炉に比べて系統・機器数が減少し、製作建設性に優れる可能性がある。また、AGR と比べても黒鉛減速材がないことや系統構成をさらに簡素化できる可能性があるため、AGR よりも建設性は向上する可能性がある。

しかし、大容量ガス循環機の開発課題が残されており、製作性に影響を与える可能性がある。またSCCVの製作性も検討する必要がある。

b.検査性

AGR の検査経験を活用できる可能性があり、製作時の検査性で問題

となる構造物はないと考えられる。

c.据付性

AGR の据付経験を活用できる可能性があり、製作時の据付性で問題となる構造物はないと考えられる。

d.現地試験性

AGR の現地試験経験を活用できる可能性があり、製作時の現地試験性で課題となる構造物はないと考えられる。

⑤ 運転保守性

a.運転の容易性

特殊運転の必要性はなく、プラントシステムとしては AGR の運転実績が活用できることから運転性は高いと考えられる。

b.ISI

冷却材がガスであるため、熱交換器（ボイラ）伝熱管（原子炉冷却材圧力バウンダリ）、主循環ポンプ（ガス循環機）、炉心支持構造物、ＣＲＤなどアクセスができる範囲については目視が可能であるため検査性に優れる。一方、ＰＣＲＶライナ溶接線の常時監視は断熱材が設置されているため困難であり、現状では考慮されていない。

ＰＣＲＶの国内向け設計基準が存在しないため、将来的にその整備が必要であるが、国内ＰＣＣＶ設計方針では漏洩防止機能と耐圧機能をライナとコンクリートに分離しており、ＰＣＲＶについても同様の考え方を採ることが可能である。しかし、ＰＣＲＶでは耐圧、耐熱、中性子照射の影響、許容される漏洩率等についても考慮する必要がある。

耐圧、耐熱については先行炉の実績があり、英国の基準を参考とすることが可能である。また、許容される漏洩率についての定量的な評価は実施されていないが、スタンドパイプがないことから先行炉より漏洩率が減少すると考えられることや、適切な冷却材の純度管理により、先行炉並で十分であると考えられる。

一方、ライナへの中性子照射の影響については未知であるため、確証を得る必要があるが、遮蔽計算の結果ではＰＣＲＶ上部への照射量が最も多く、炉寿命中（40 年、90%稼動）で 5.1×10^{15}（$n/cm^2E>0.1MeV$）程度と評価され、炭素鋼の限界を下回ると評価されている。

c.検出性

冷却材漏洩検出、ボイラリーク（湿分検出）および位置検出、主循環ポンプ（ガス循環機）の性能低下、インペラ・ベアリングの損傷、絶縁性の低下の検出は可能である。一方、原子炉冷却材圧力バウンダリのうち、気密性を担保するＰＣＲＶライナへのアクセス性が悪いため、冷却材漏洩個所の同定は困難である。また、遅発中性子がガス中へ放出されるメカニズム、検出性等の検討が必要である。

d.保守・補修性

主循環ポンプ（循環機）の補修、熱交換器（ＩＨＸ、ＳＧ等）の伝熱管の補修、機器の故障あるいは事故の復旧、炉内構造物の目視検査が可能、補修時の冷却材のドレンは不要、冷却材の純度管理が可能、使用済み燃料の洗浄は不要である。

燃料交換については、高発熱燃料の気中移送となるため、その安全性について検討が必要である。

e.機器へのアクセス性

機器に対して必要なアクセスルートを確保することができる。機器に対して適切な生体遮蔽の設計ができる。保守作業量の低減、被ばく量の低減を図ることができる。

⑥　開発課題

a．ＣＤＡ事象推移評価－溶融燃料挙動評価および溶融燃料早期排出方策の確証

b．コアキャッチャー冷却性能の確証

c．受動的後備炉停止系の開発－下部駆動型制御棒駆動装置、ＳＡＳＳ付き後備炉停止機構の開発と検証

d．炉心熱流動特性確認－リブ付き被覆管の性能評価を含む熱流動特性の検証

e．冷却系機器の性能確認－大容量ガス循環機およびコンパクト化ボイラの性能確認

f．ＰＣＲＶ・ＳＣＣＶの健全性確認、ＰＣＲＶ国内向け設計基準の整備－高温、高圧環境下でのＰＣＲＶおよびＰＣＲＶ内機器、ＳＣＣＶの健全性、減圧事故対策の確証および格納施設設計要求の整理

g．主要機器振動特性確認－耐震性の確認、高流量条件における主要機器の流力振動の影響評価

⑦　更なる経済性の向上方策

a.ボイラのコンパクト化－形状合理化・伝熱面積の増加

b.局所格納概念の適用

c.冷却系の簡素化－冷却系の３系統化・補機等の簡素化

d.蒸気条件の高温化・高圧化

e.冷却材圧力の高圧化

f.被覆材変更による運転温度の高温化

等の方策により、さらに経済性の向上を図れる可能性がある。

参考文献

(1)原子炉材料ハンドブック　日刊工業新聞社　長谷川正義、三島良績監修

表 4.3.2　ピン型燃料炭酸ガス炉　基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉形式	炭酸ガス冷却炉
2	電気出力（発電端）	1369MWe
3	熱出力	3600MWt
4	ループ数	4 ループ
5	1 次系 CO2 温度	530/266℃
6	1 次系流量	11900kg/s
7	1 次系圧力	4.2MPa
8	主蒸気条件	490℃/18.5MPa
9	給水流量（配管径）	1356kg/s
10	タービン発電機	蒸気タービン
11	プラント熱効率	約 38%
12	プラント稼働率	93.9%
13	炉心・燃料	均質炉心、混合酸化物燃料
14	炉心の径／高さ	5.9m/1.2m
15	軸／径ブランケット	上下 0.4m/左右 0.45m
16	燃料被覆形態	被覆管型
17	燃焼度（増殖比）	15.5 万 MWd/t
18	増殖比	1.195
19	炉心平均出力密度	110W/cm^3（制御棒含む炉心領域）
20	燃料集合体形式	ラッパ管付密封型 3 角格子ピン燃料
21	原子炉容器形式	PCRV
22	炉壁保護構造	断熱材＋ライナ設置＋水冷
23	1 次系配管方式	なし（シングルキャビティ方式）
24	1 次主循環ポンプ	8 基（ガスサーキュレータ）
25	蒸気発生器	12 基（サーペンタイン型／矩形ケーシング）
26	原子炉停止系	主炉停止系＋後備炉停止系（制御棒 33 本）
27	炉心安全	(1) 受動的炉停止方策：ＳＡＳＳ (2)再臨界回避方策：下部軸ブランケット一部削除
28	炉心上部機構	なし（制御棒下部駆動、上部燃料交換）
29	崩壊熱除去系	独立 4 系統
30	原子炉格納施設	1 次格納：PCRV　2 次格納：SCCV
31	燃料取扱方式	プラント運転サイクル約 24 ヶ月 5 バッチ方式
32	・燃料減衰待貯蔵	水中貯蔵
33	・炉内燃料交換	マニプレータ式燃料交換機
34	・炉内／外燃料移送	オペレーションフロア走行式燃料出入機によるガス中移送
35	・燃料搬出入形態	水キャスク搬出
36	免震	―
37	プラント寿命	40 年以上
38	原子炉建屋	原子炉建屋容積約 15 万 m^3／プラント

表4.3.3　ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機基本仕様

No	項目	炭酸ガス炉	AGR
1	入口温度[℃]	266	290
2	入口圧力[MPa]	4.2	4.2
3	冷却材流量[kg/s/基]	1530	534
4	系統圧損[MPa]	0.4（暫定）	0.29
5	回転数[rpm]	3000（暫定）	3000
6	電動機動力[MW]	約20	5.2
7	主要寸法（インペラ）		
	外径[mm]	φ1220	—
	出口幅[mm]	260	—
	流路面積[m^2]	1	—
8	主要寸法（電動機）		
	外径[mm]	φ3000	—
	長さ[mm]	2500	—

表4.3.4　ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ基本仕様

No	項目	炭酸ガス炉	ＡＧＲ
1	温度[℃]		
	冷却材入口／出口	530/266	615/290
	蒸気入口／出口	115/490	156/540
2	圧力[MPa]		
	冷却材入口／出口	4/3.9	4/3.9
	蒸気入口／出口	20/18.5	18.4/16.6
3	流量[kg/s]		
	冷却材	996	356
	蒸気	113	44
4	伝熱面積[m^2]	4400	－
5	交換熱量[MW_{th}]	300	131
6	伝熱管仕様（エコノマイザ）		
	材質	12Cr	1%Cr 鋼
	寸法	φ30/t2.8mm	－
7	伝熱管仕様（エバポレータ）		
	材質	12Cr	9%Cr 鋼
	寸法	φ30/t2.8mm	－
8	伝熱管仕様（スーパーヒータ）		
	材質	12Cr	ｵｰｽﾃﾅｲﾄｽﾃﾝﾚｽ鋼
	寸法	φ30/t2.8mm	－

表4.3.5　ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ基本仕様

No	項目	炭酸ガス炉
1	基数	12
2	熱交換量[MW_{th}]	15
3	給水温度[℃]	100
4	給水流量[kg/s]	320（炉全体）
5	伝熱管材質	12Cr

表4.3.6　ピン型燃料炭酸ガス炉　格納施設仕様

No	項目	1次格納施設	2次格納施設
1	形式	スチールコンクリート製 格納容器（ＳＣＣＶ）	矩形コンクリート格納建屋 （原子炉建屋）＋非常用ガス処理系
2	最高使用圧力	0.4MPa	0.006MPa（負圧）
3	最高使用温度	100℃	80℃（暫定）
4	漏洩率	＜0.5%/d （格納施設内ガス重量）	＜100%/d （格納建屋容積）
5	ヨウ素フィルタ効率	－	99.99% （評価上 99%を担保する）

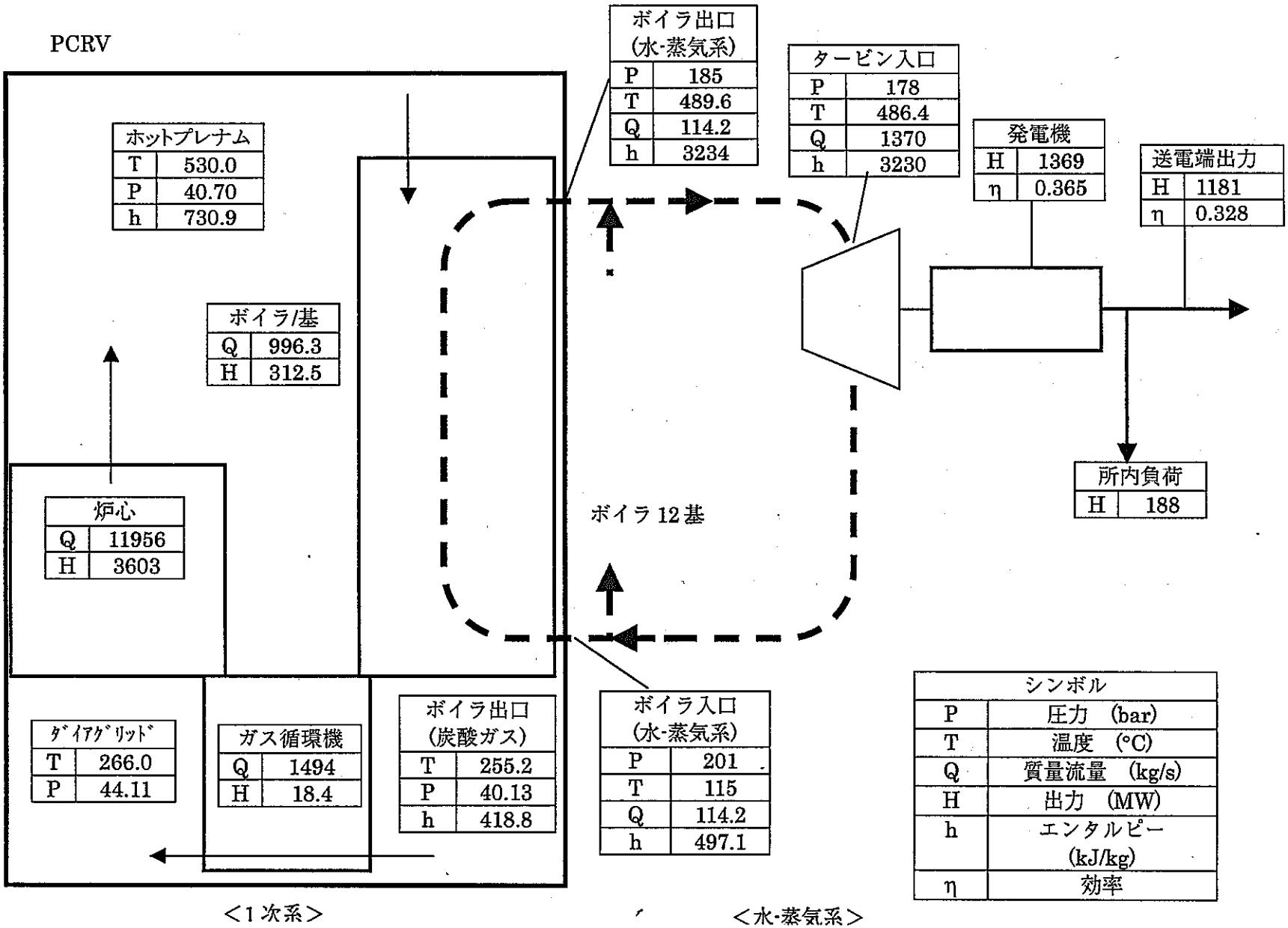


図 4.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉 ヒートバランス

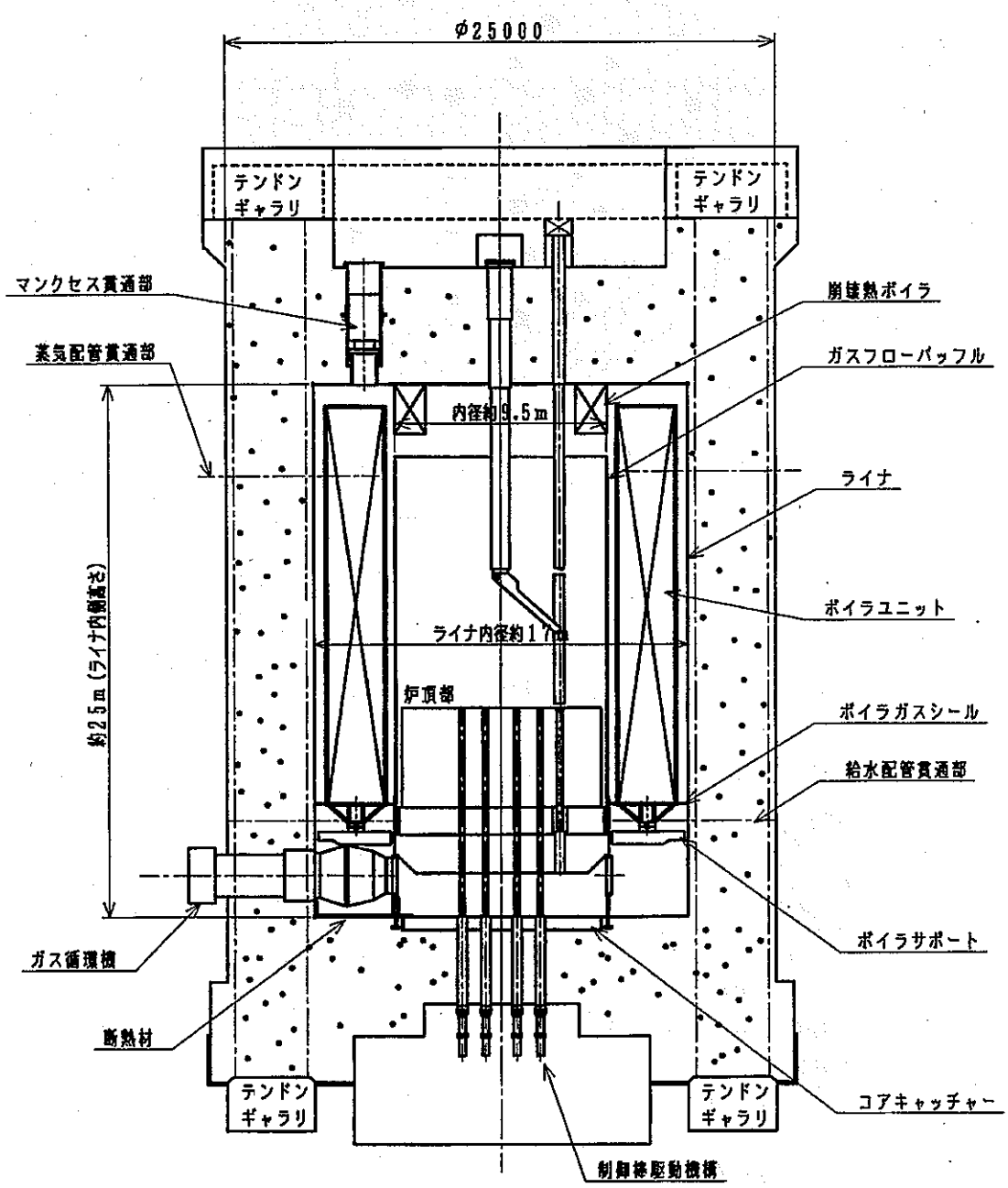
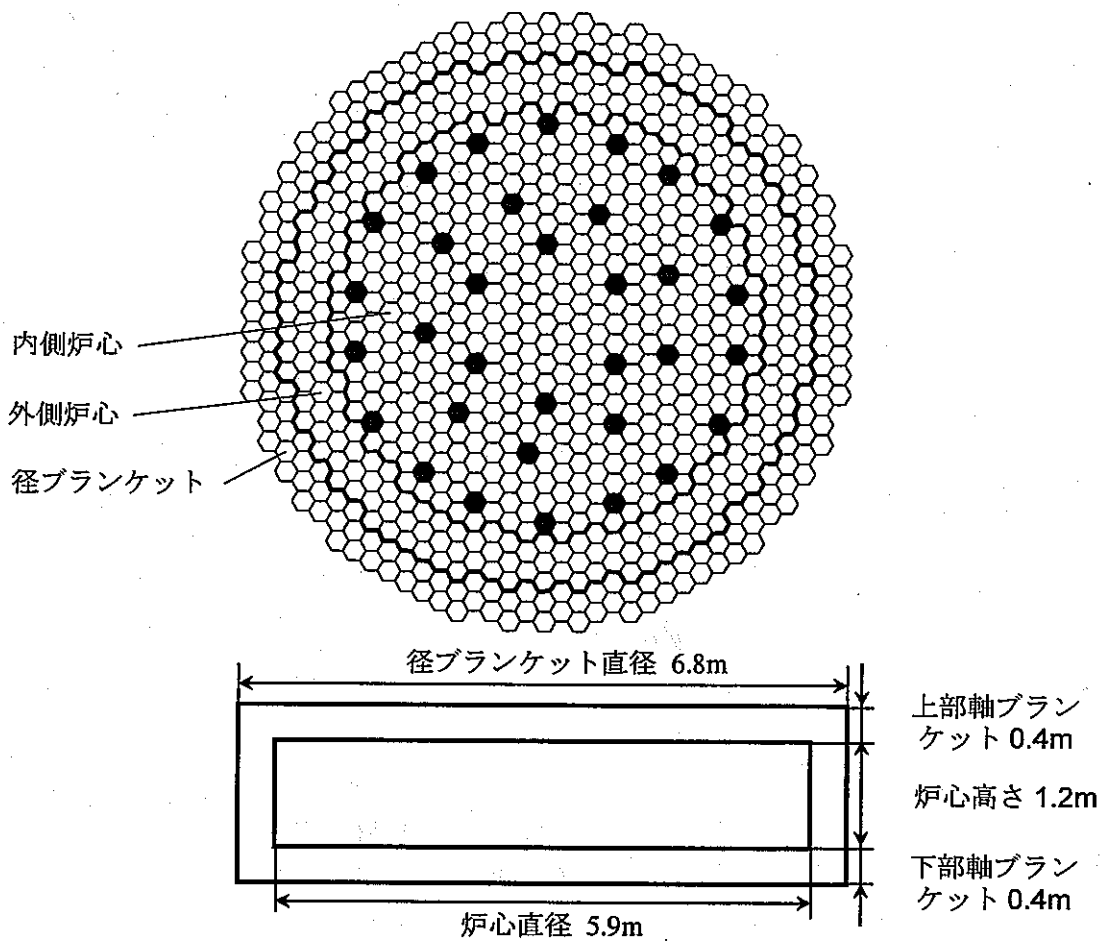


図 4.3.2　ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉構造概念図



	仕様
熱出力 (MWth)	3600
運転長さ (日)	730
バッチ数	5
燃焼度 (GWD/t)	155
集合体数 : 炉心	616
集合体数 : ブランケット	198
炉心平均線出力 (W/cm)	106
平均出力密度 (W/cm^3)*	110
増殖比	1.195
重金属装荷量 (t) : 炉心	75
重金属装荷量 (t) : ブランケット	123
重金属装荷量 (t) : 合計	198
炉倍増時間 (年)	51
炉心、ブランケット合計に対する燃焼度 (MWd/t)	66

*制御棒を含む炉心体積での平均

●径ブランケットなしで、増殖性確保。

●730 日 (2 年) 連続運転が可能。

図 4.3.3 ピン型燃料炭酸ガス炉 炉心仕様・配置概念図

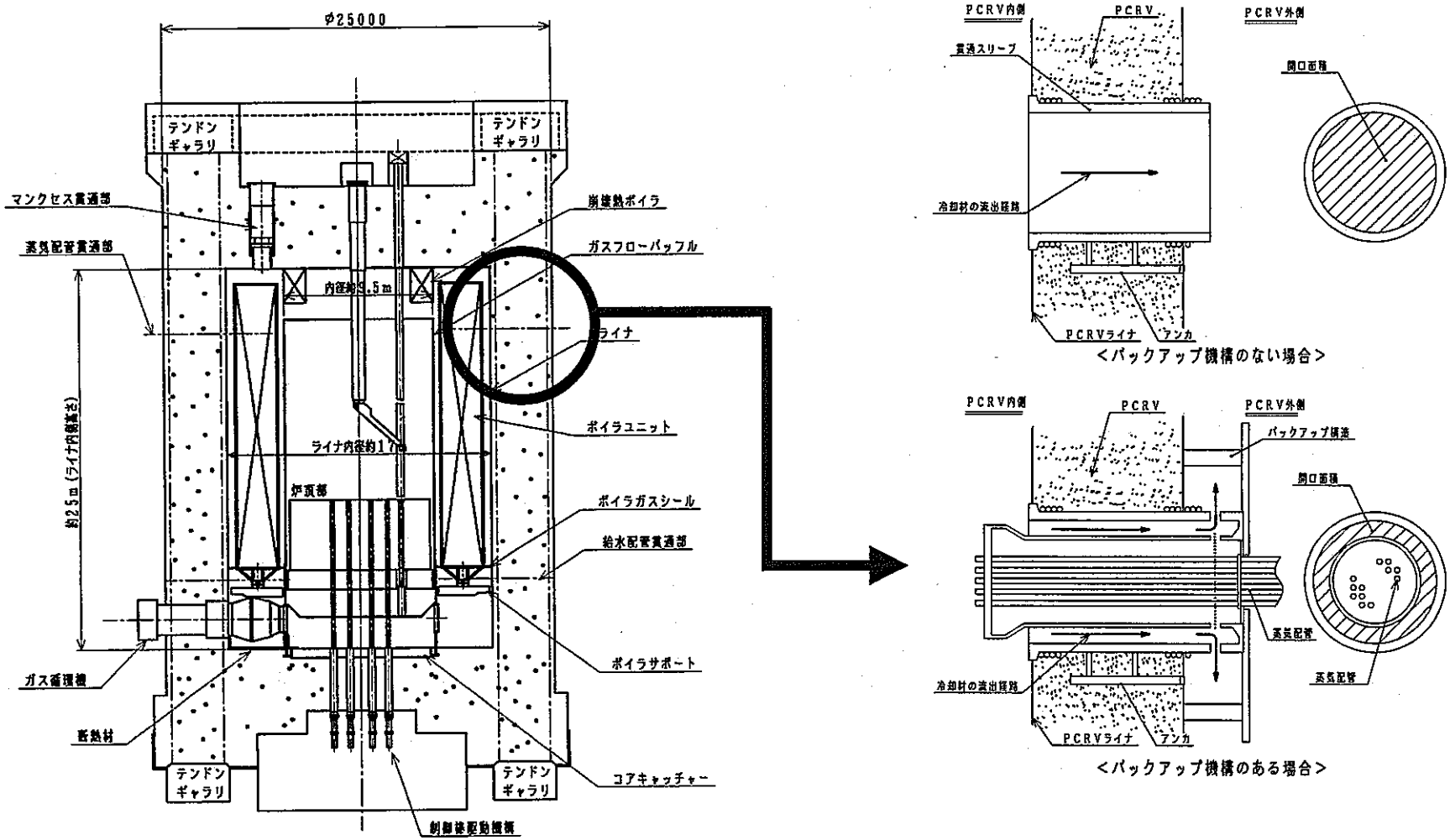
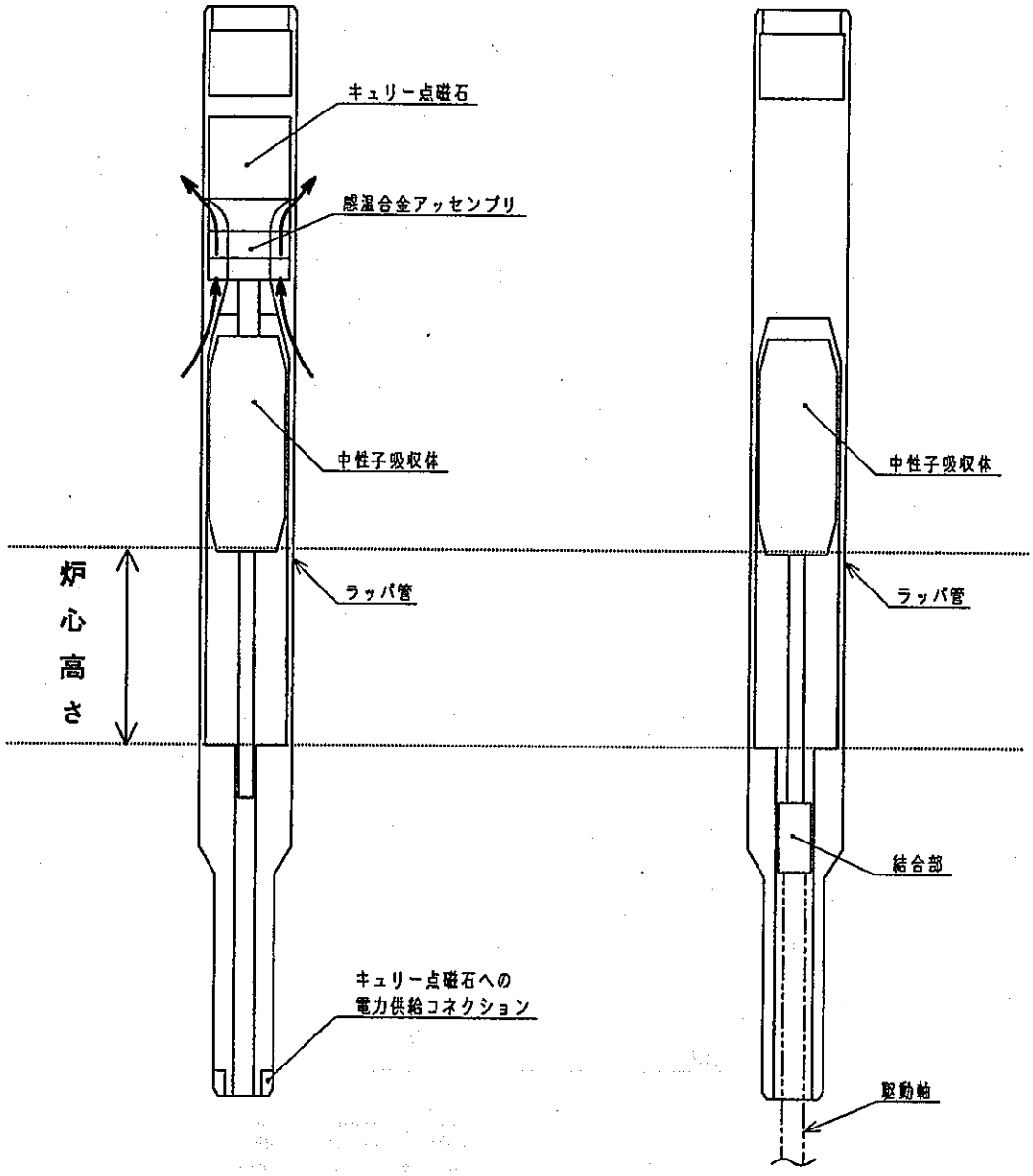


図 4.3.4　ピン型燃料炭酸ガス炉　PCRV 貫通部バックアップ機構概念図



DSD構造概念図　　CSD構造概念図

図 4.3.5　ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉停止系概念図

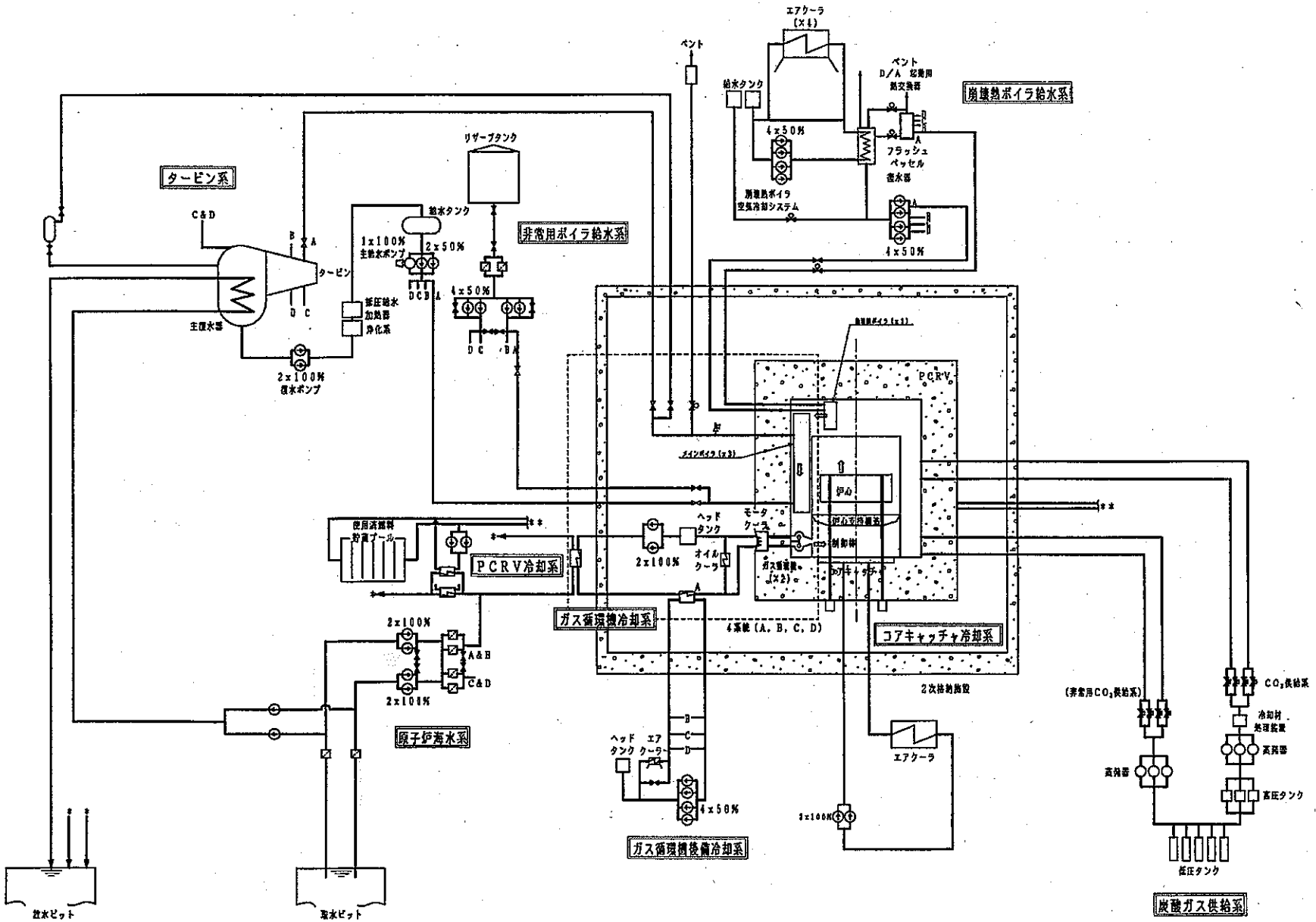


図 4.3.6　ピン型燃料炭酸ガス炉　冷却系全体系統図

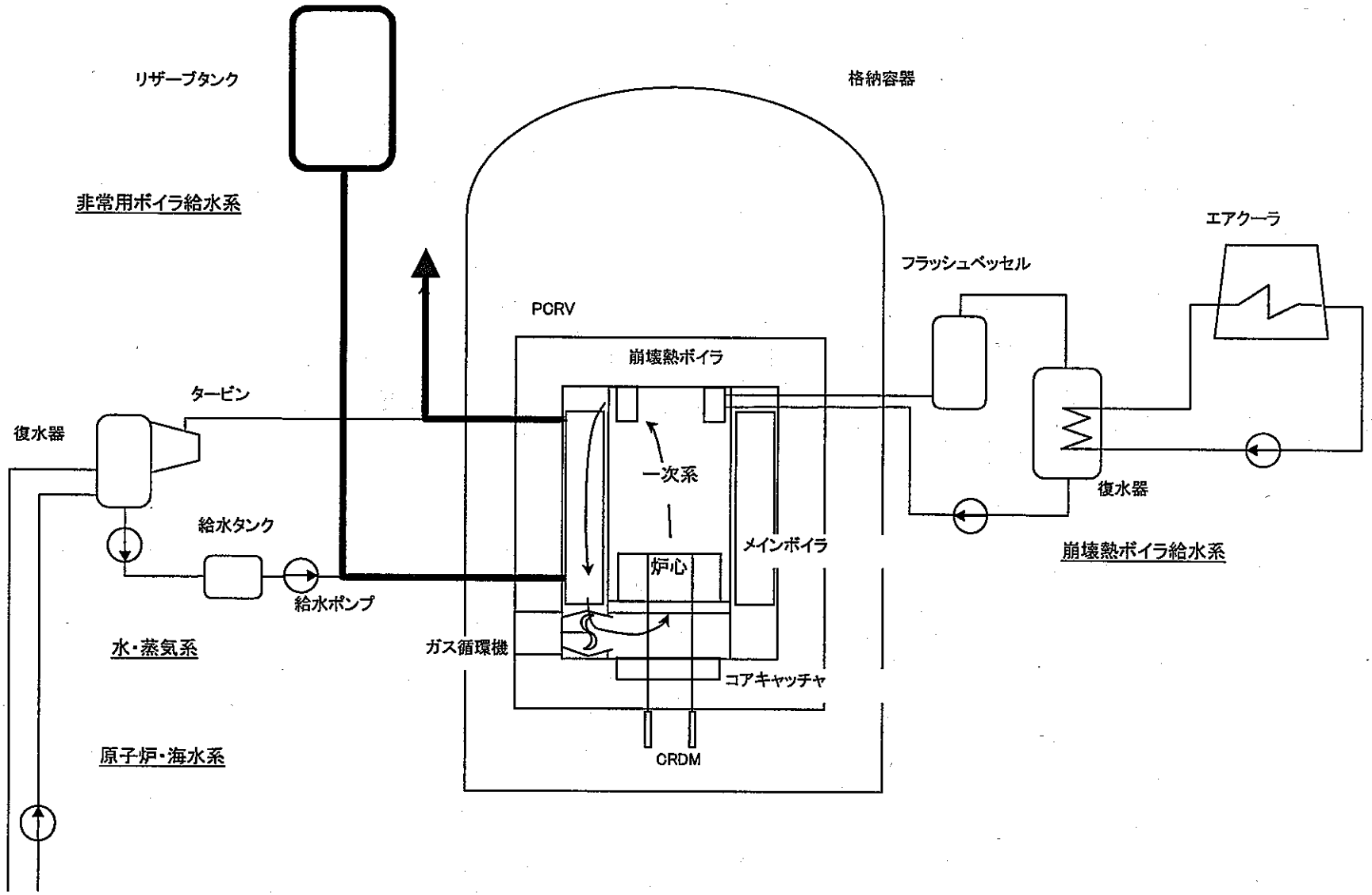


図 4.3.7　ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系系統図

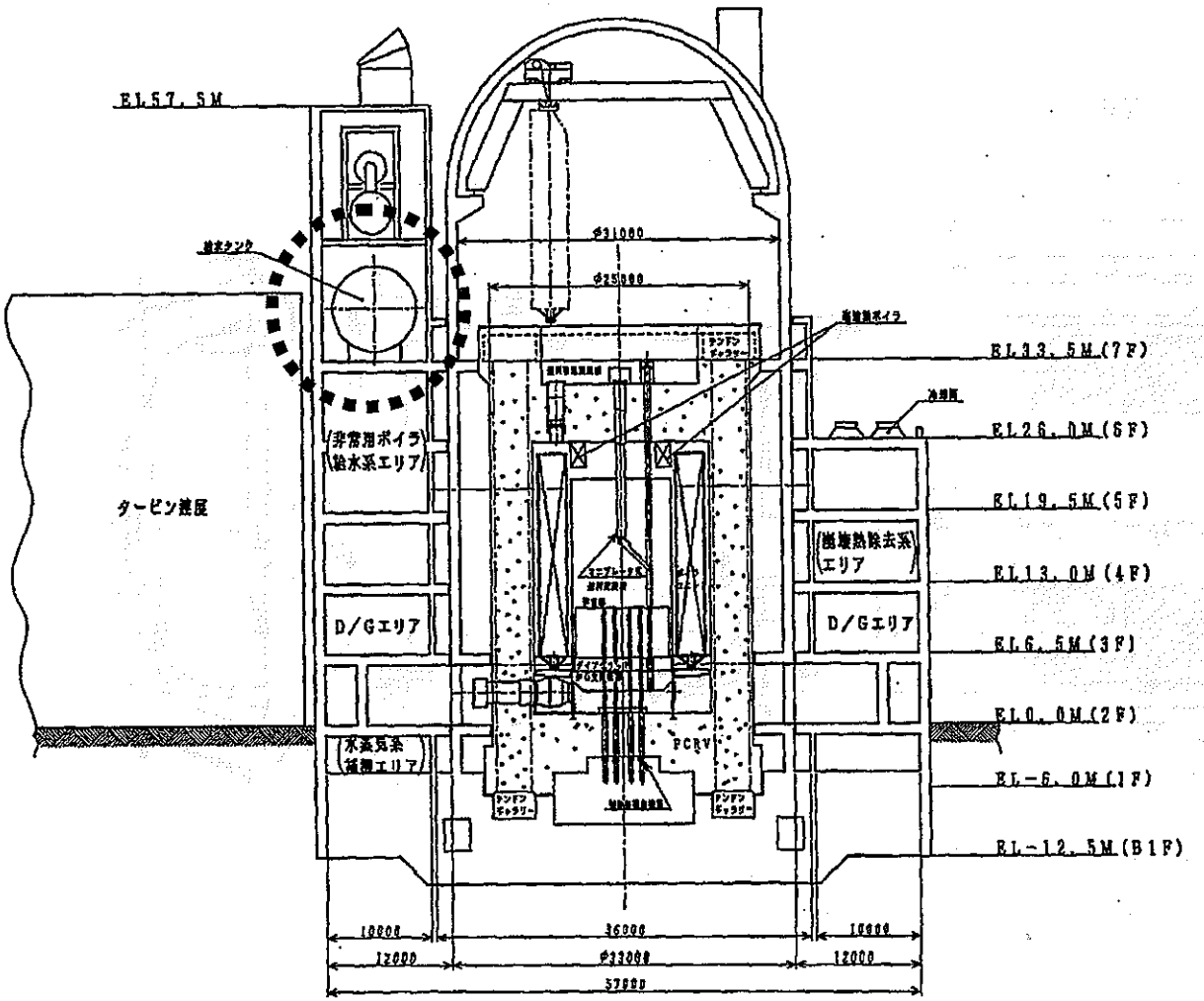


図 4.3.8　ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系リザーブタンク設置場所

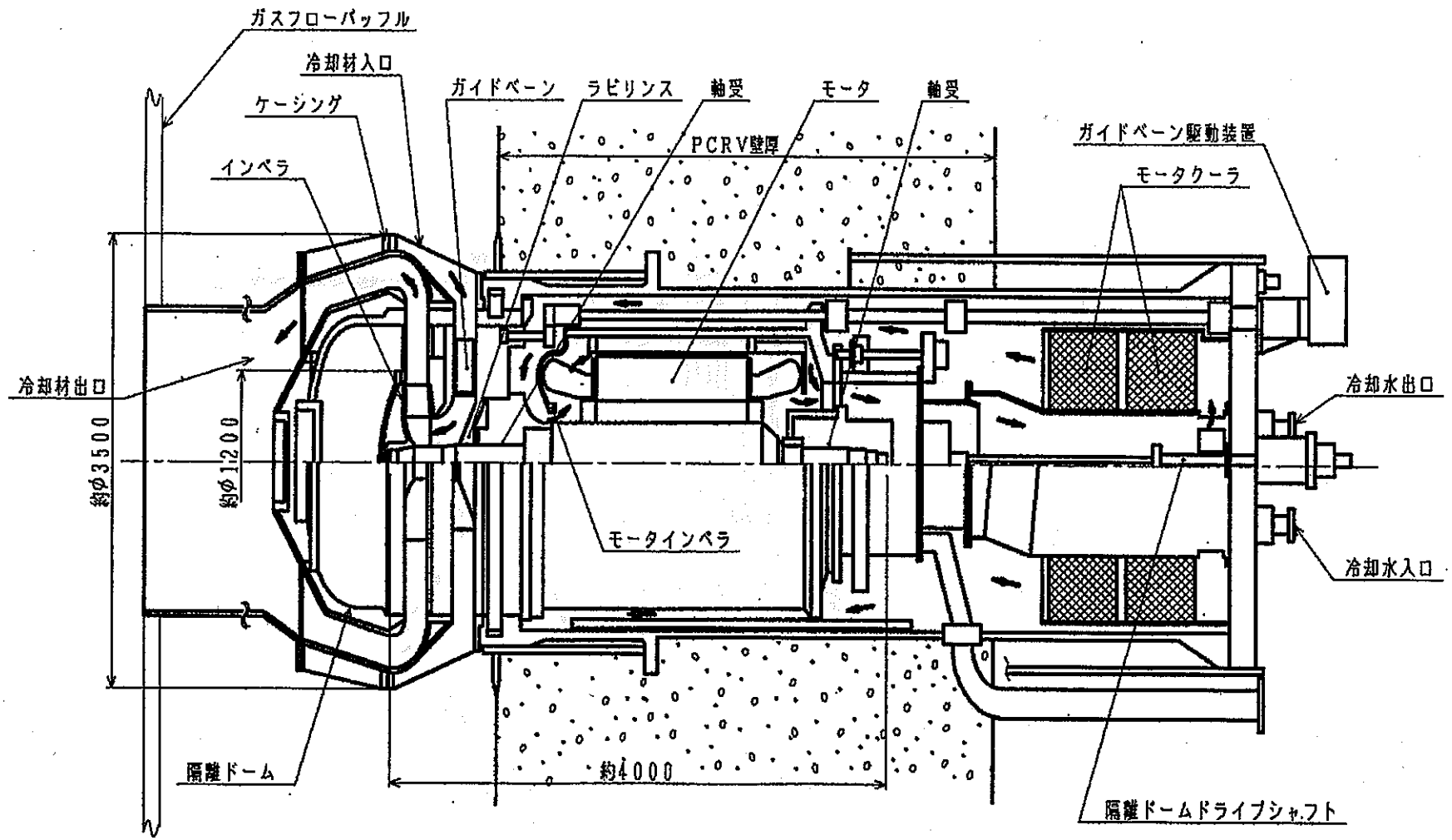


図 4.3.9　ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機構造概念図

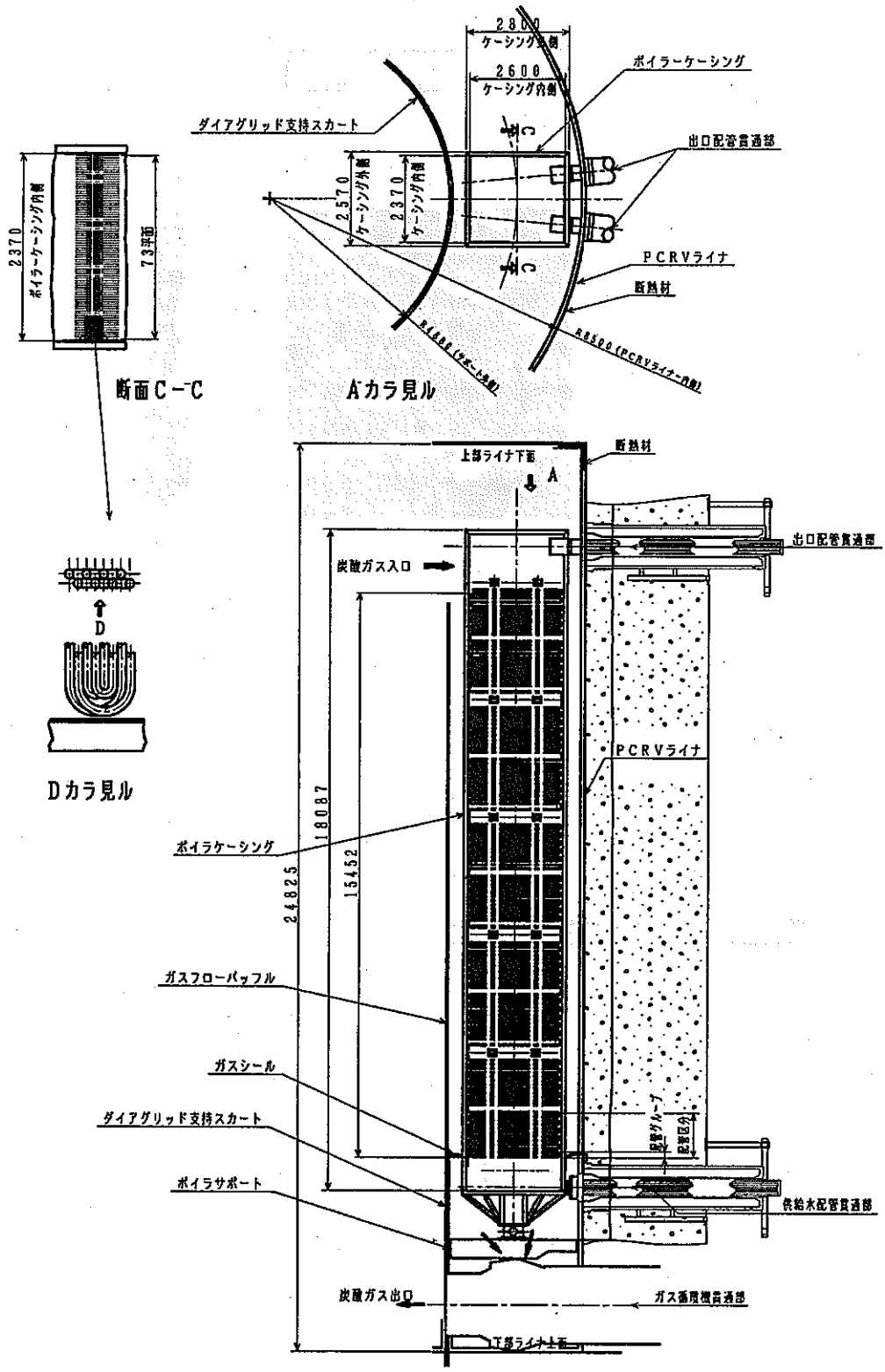


図 4.3.10　ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ構造概念図

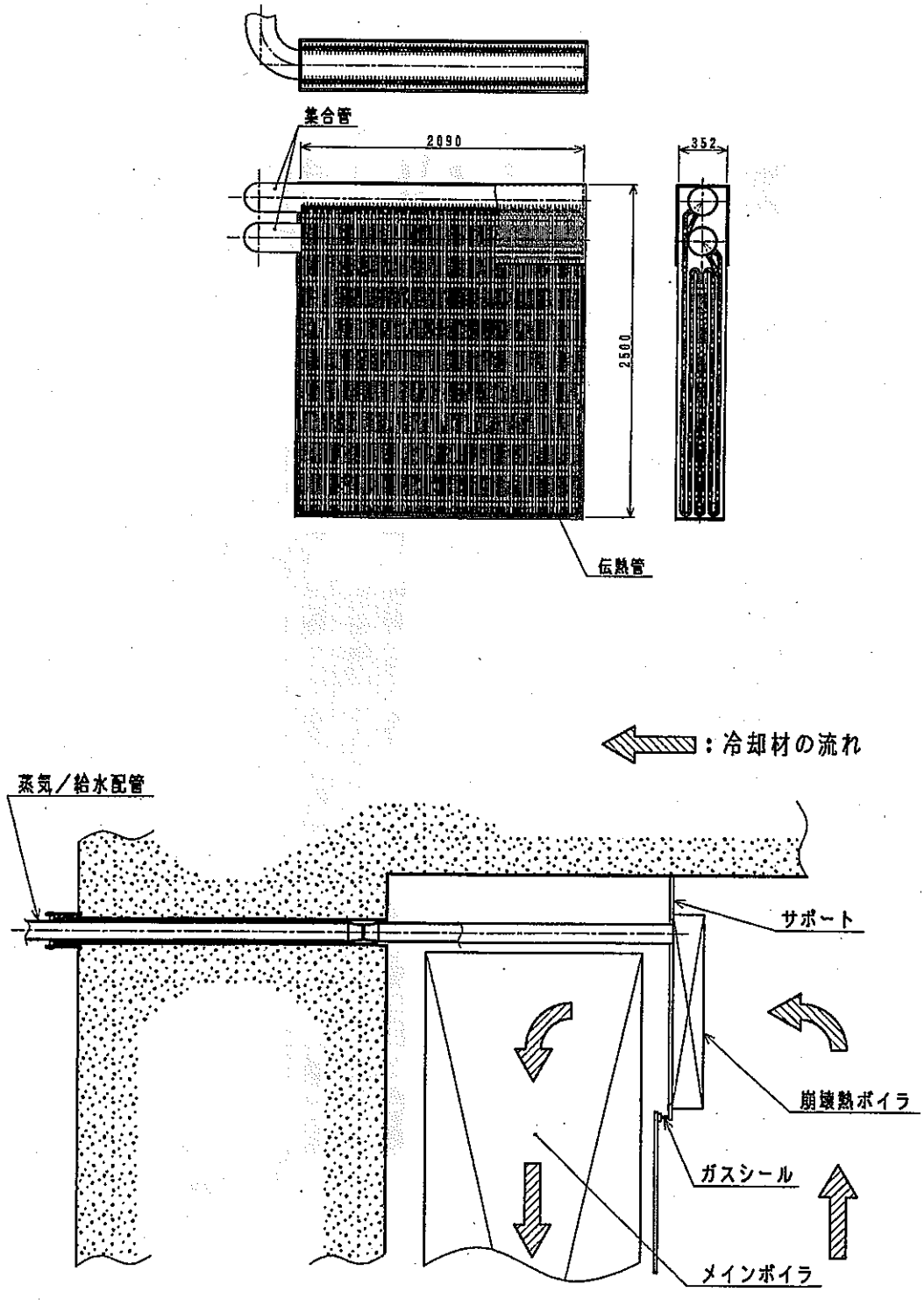


図 4.3.11　ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ構造概念図

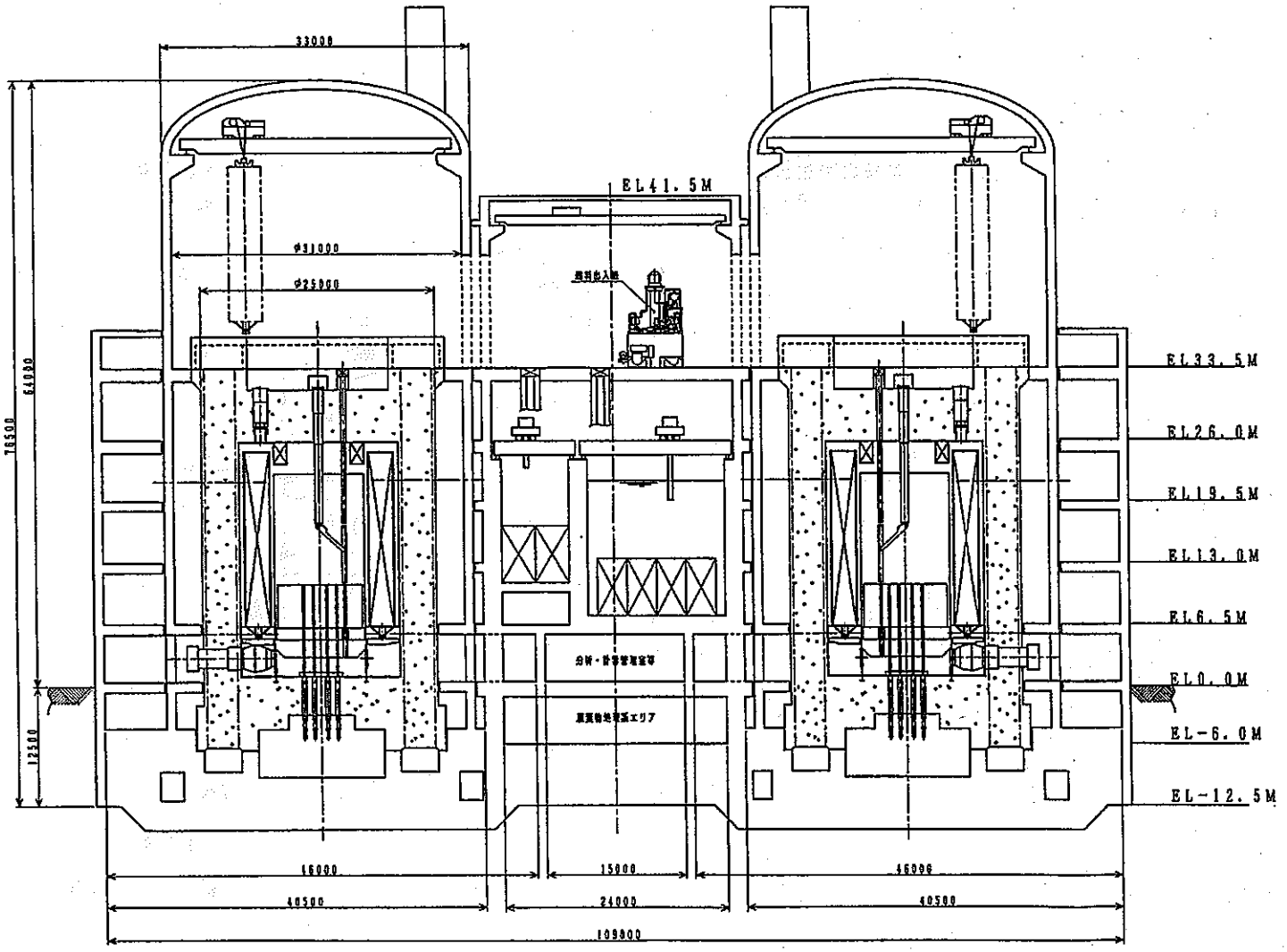


図 4.3.12　ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉格納施設

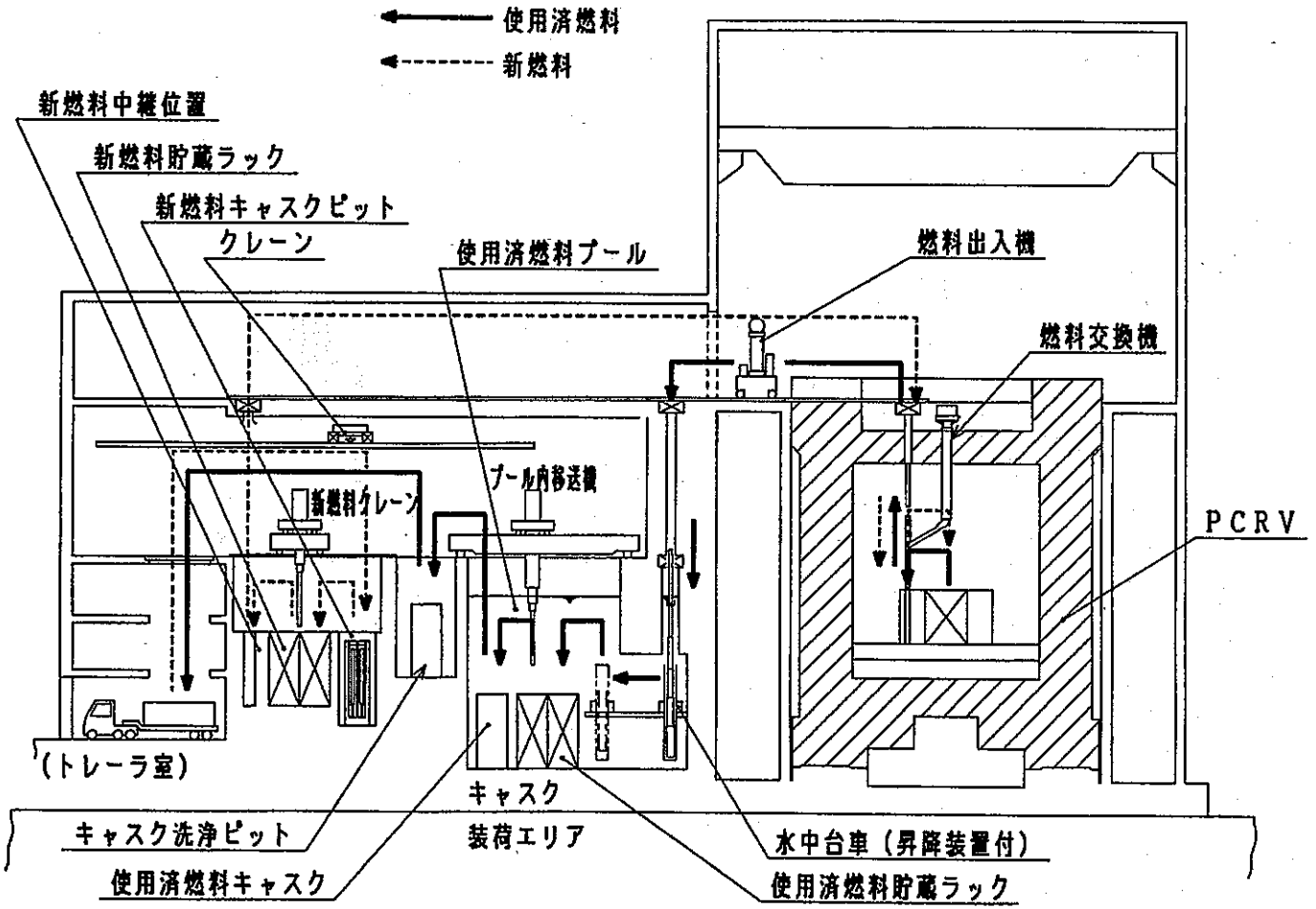


図 4.3.13　ピン型燃料炭酸ガス炉　燃料取扱全体概念図

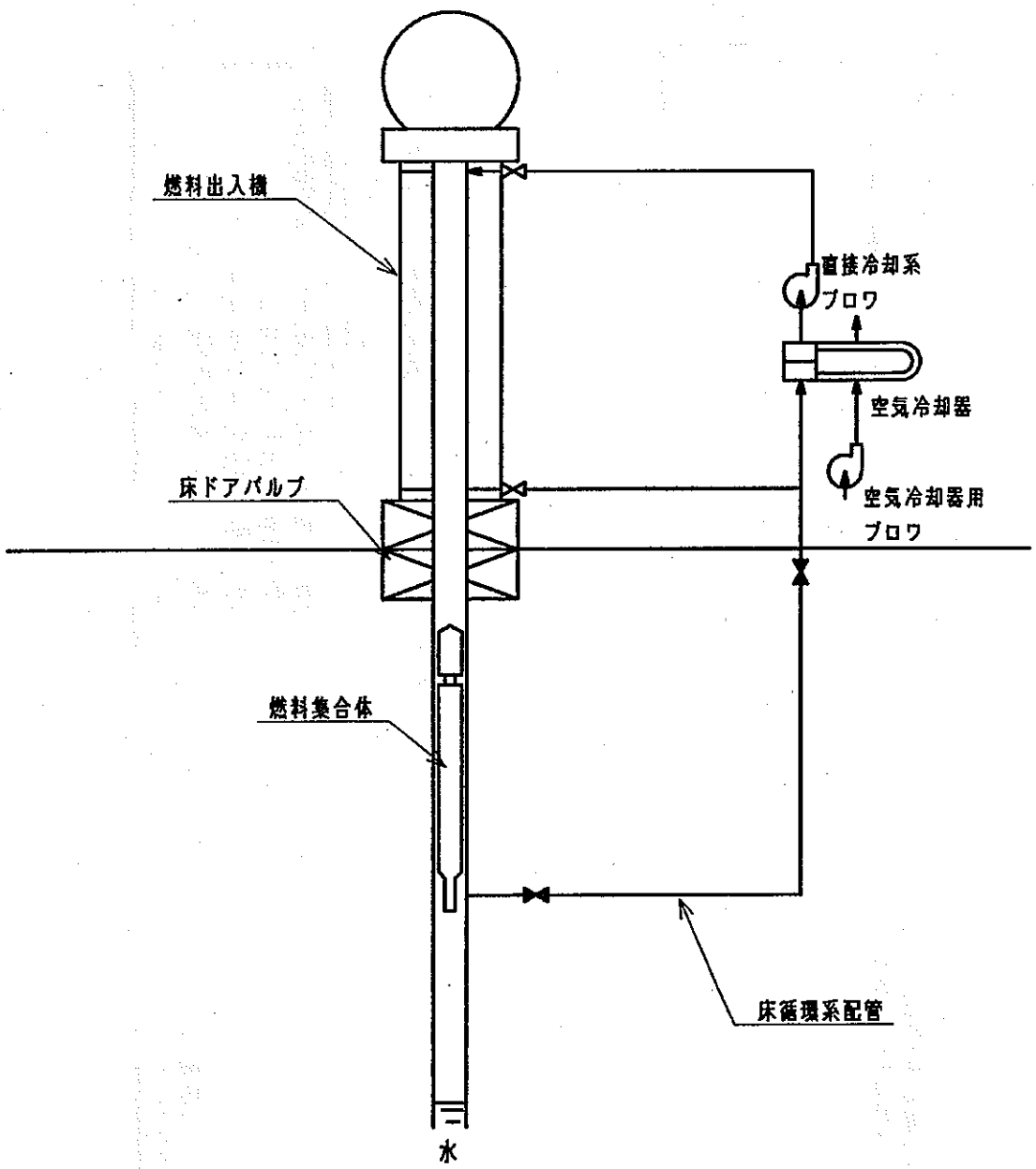


図 4.3.14　ピン型燃料炭酸ガス炉　床循環冷却ライン概念図

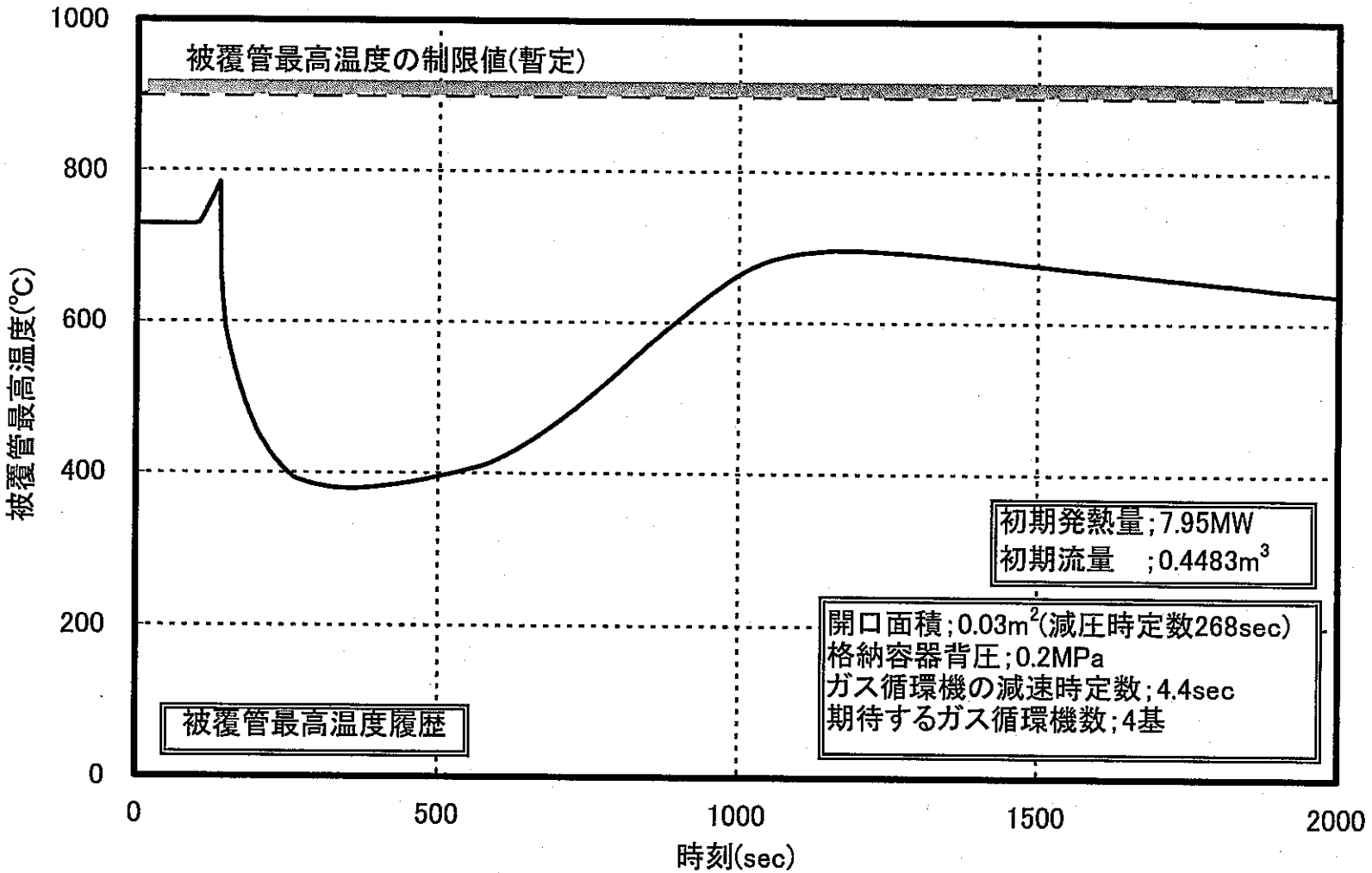


図 4.3.15　ピン型燃料炭酸ガス炉　減圧事故時被覆管温度解析結果

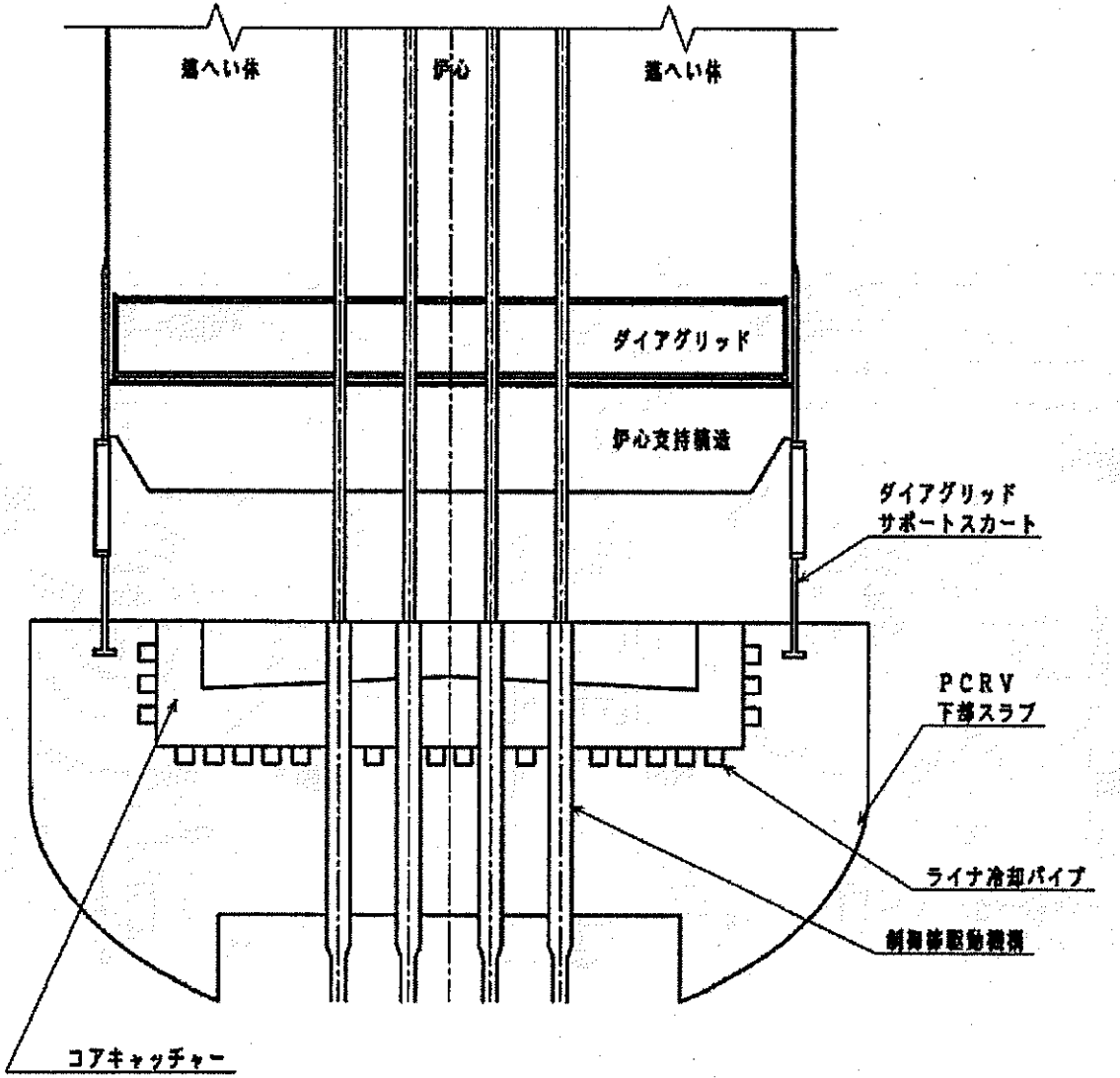
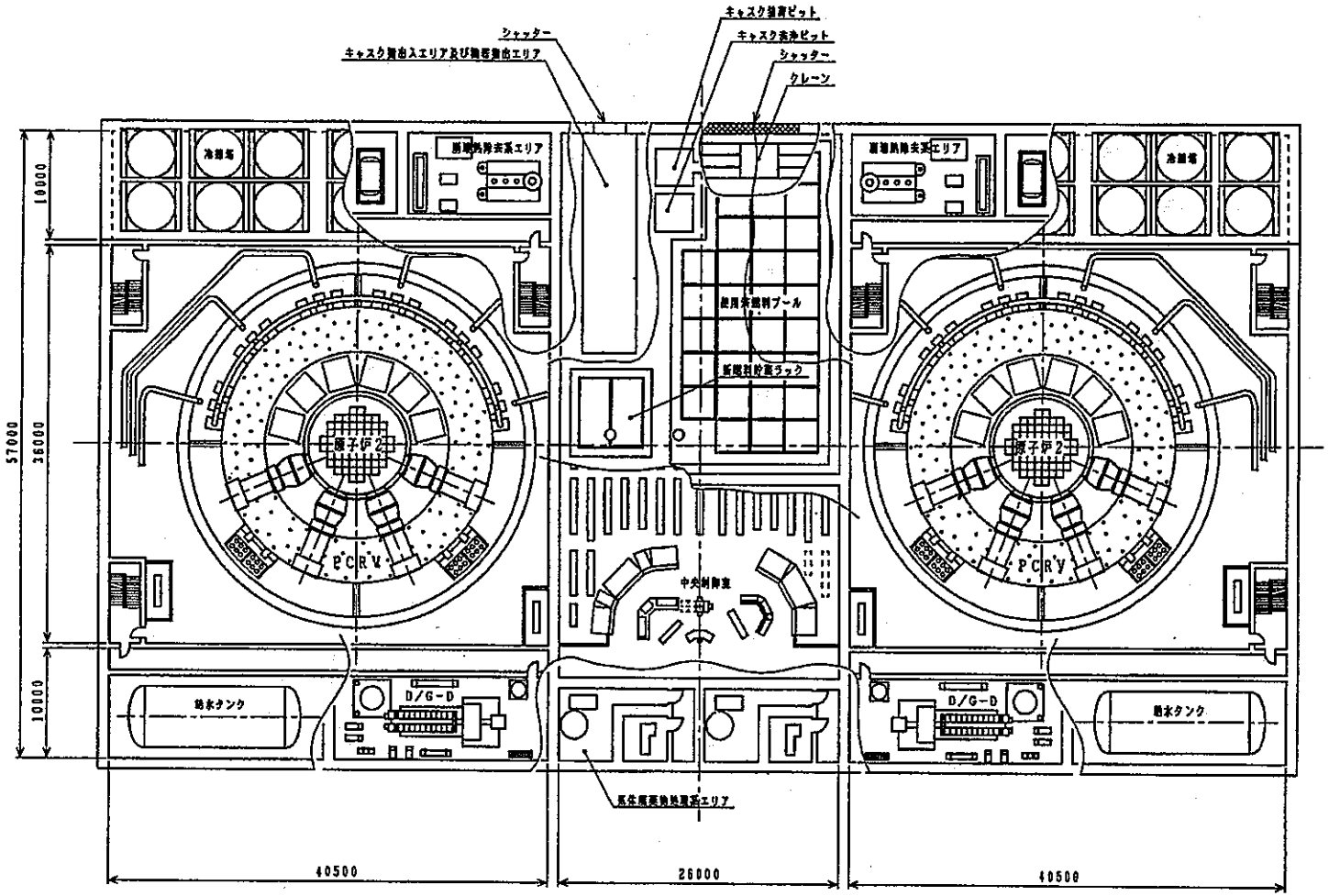


図 4.3.16　ピン型燃料炭酸ガス炉　コアキャッチャー概念図



（タービン側）

図 4.3.17　ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉建屋平面配置図

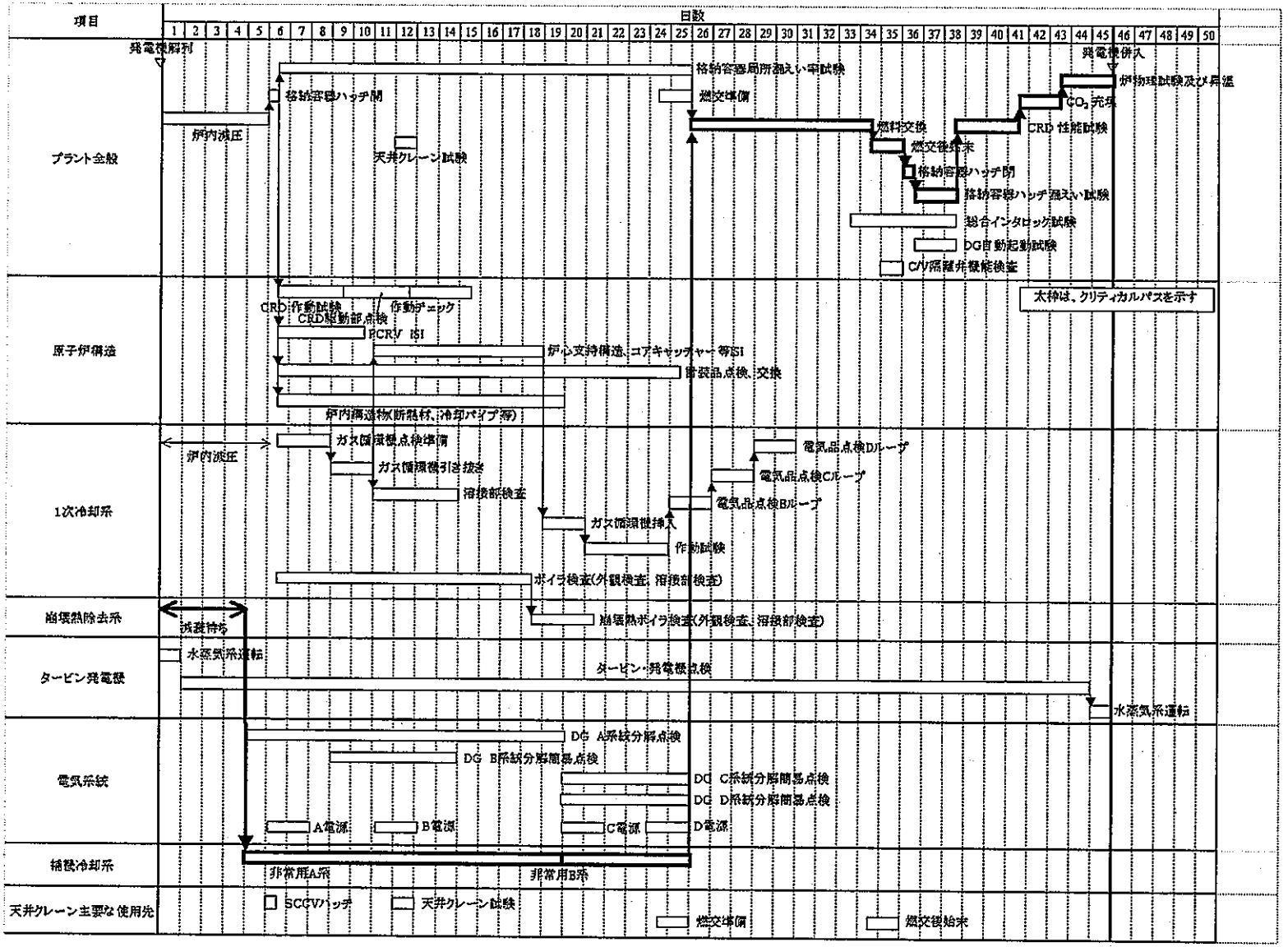


図 4.3.18　ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準）

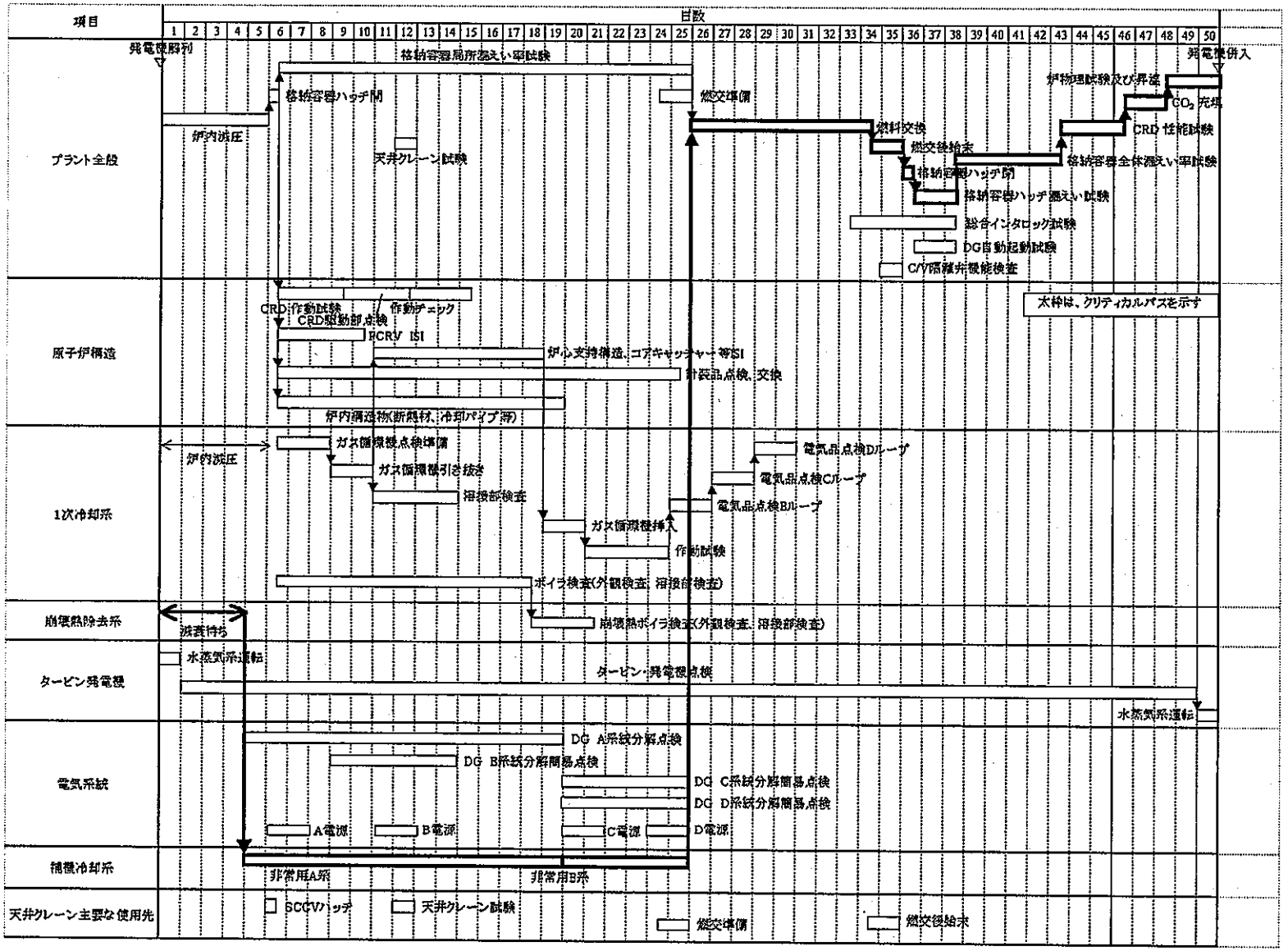


図 4.3.19　ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準外）

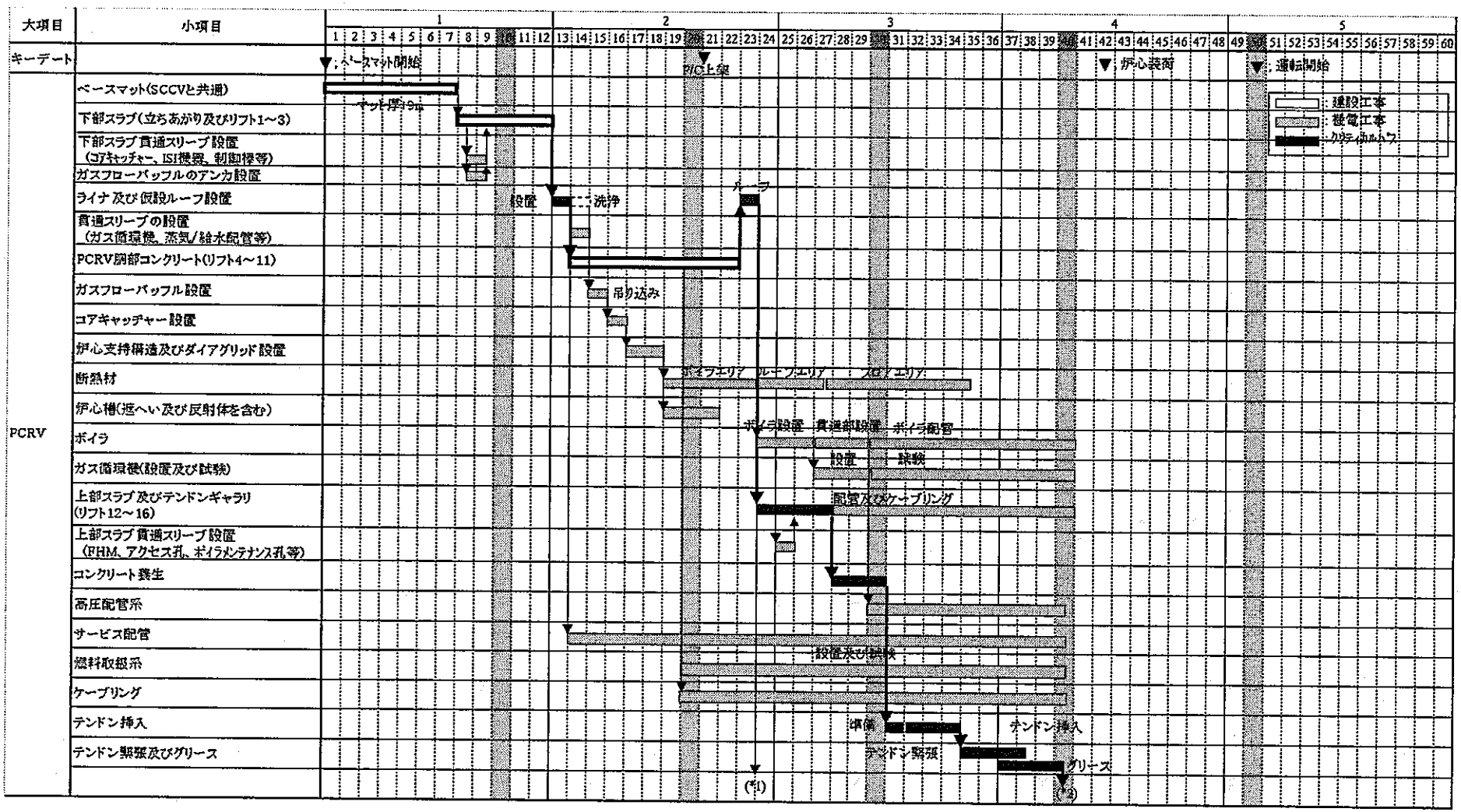


図 4.3.20　ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その１

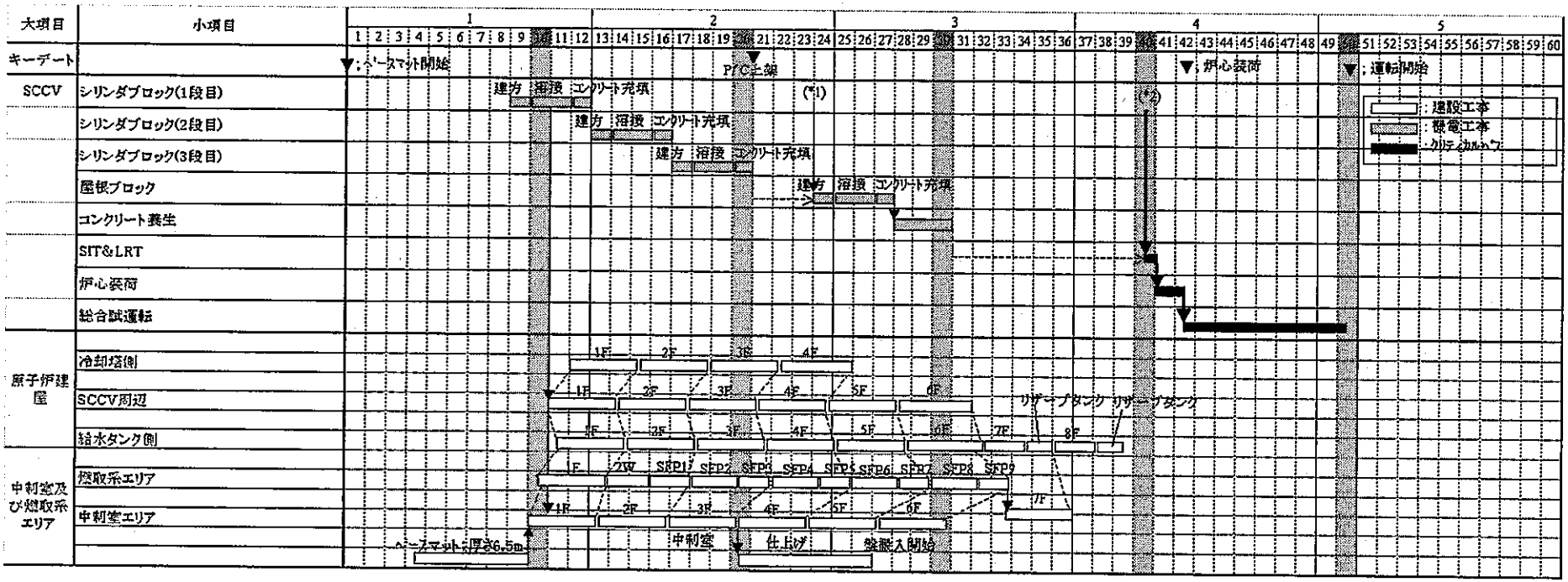


図 4.3.21　ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その 2

(ii) ヘリウムガス炉

(a) 蒸気タービン発電

① 基本概念

本概念は、欧州企業出資の研究協会ＧＢＲＡ（Gas Breeder Reactor Association）で検討されたＧＢＲ４の設計概念[1)]をベースとする概念であり、高圧のヘリウムガスを冷却材とし、プレストレストコンクリート製原子炉容器（ＰＣＲＶ）内に炉心、蒸気発生器、ガス循環機、非常用炉心冷却系の熱交換器を設置している。ＧＢＲ４の設計概念に比較して、出力を 120 万 kWe から 160 万 kWe に増大してスケールメリットを追及するとともに、冷却材圧力の高圧化（約 9 MPa→約 12MPa）による冷却系機器のコンパクト化、大型ヘリカルコイル型蒸気発生器によるＰＣＲＶのコンパクト化と局所格納方式によって物量削減を図り、経済性向上を指向した設計となっている。また、密封型被覆管燃料の採用によってベントシステムを削除し、ガス浄化系の簡素化を図っている。

ＧＢＲ４はＭＯＸ燃料炉心であり、燃料集合体構造に燃料ベントシステムを採用し、燃料ピンの内外の圧力差をほぼ均一に保つことにより被覆管の内外圧クリープの問題を緩和し、これにより被覆管の薄肉化が可能となって結果的に熱応力の低減と増殖性能の向上が図られている。冷却材ガス中に放出される FP ガスはガス浄化系で処理される。これに対し、本概念は密封型被覆管燃料により炉心成立性を図るものである。密封型被覆管燃料とすることより、燃料集合体に付随するベントシステムが不要となり冷却材ガス浄化系を簡素化することができる。ベントシステム方式に比較して、１次系汚染が少なく保守性に優れており、通常運転時の放出気体廃棄物中の放射能量、および各種事故時のソースタームの抑制という観点からは、密封型被覆管の方が好ましいと考えられる。

従って本概念検討では、ＧＢＲ４の設計概念を活用した原子炉構造および炉心について予備的な検討を実施した。

② 基本仕様

a. 原子炉構造

基本仕様を表 4.3.7 にまとめた。また、原子炉構造概念図を図 4.3.18 に示す。原子炉は原子炉容器としてＰＣＲＶが採用され、炉心、炉心支持構造物、ガス循環機、ヘリカルコイル型蒸気発生器、補助炉心冷却系等で構成されている。

炉心で高温化したヘリウムガスは、上部キャビティ部分から蒸気発生器に至り下降流となって蒸気発生器伝熱管により熱交換し、蒸気発生器の下部に設けられた主循環機により昇圧され再び炉心に流入する。蒸気発生器は炉心槽を囲む大型ヘリカルコイル型蒸気発生器を採用し、ＰＣ

ＲＶ内の配置効率を向上させてコンパクト化を図っている。

炉心入口・出口温度はそれぞれ 340℃、540℃である。炉心出口温度が530℃である炭酸ガス炉よりも高い炉心出口温度を設定しており、ヘリウム冷却方式であることのメリットの追及を図っている。

b. 炉心仕様

炉心仕様を図 4.3.23 に示す。炉心燃料は密封型被覆管ＭＯＸ燃料を採用し、炉心槽内径／高さは 7.5m／1.4m である。燃焼度は 150GWd/t、増殖比は 1.26 である。

c. 原子炉停止系

炉停止系は、安全保護系からの作動信号により急速炉停止を行う主炉停止系・後備炉停止系の独立 2 系統構成となっている。これらは、燃料交換時における制御棒駆動機構退避のための対応を避けるため、下部駆動方式を採用している。また受動的炉停止設備として、安全保護系からの作動信号によらない自己作動型炉停止機構（ＳＡＳＳ）も設置する。

d. 崩壊熱除去系

ＰＣＲＶ上部に独立 4 系統の補助炉心冷却系に接続されたＳＧによって崩壊熱除去を行う設計である。

e. 格納施設

格納施設の簡素化による経済性向上を目的とし、局所格納方式が考案された。

水・蒸気配管部における局所格納概念図を図 4.3.4 に示す。水・蒸気配管部のＰＣＲＶ貫通部は伝熱管状態とし、ＰＣＲＶ外の貫通部ライナ破損時にも外部へのリークが生じない構造概念としている。

また、機器設置部における局所格納概念図を図 4.3.5 に示す。機器設置部のＰＣＲＶ貫通部は、圧力による飛び出し防止のバックアップ設置とその外側へバックアップ容器を設置し、外部へのヘリウムガスリークのない構造概念としている。ガス循環機貫通部の他、マンホール部プラグ部、燃料交換機・燃料出入機搭載貫通部等の機器設置部においても同様の対応を行う。

③ 評価結果

a. 経済性評価方法

前節のピン型燃料炭酸ガス炉は、建設コストが 20 万円／kWe を超えると経済性評価されているが、本概念の予備的な検討では、プラントシステムが成立するかどうか判断できるまでの検討には至っていないため、定量的な建設コスト評価に必要な物量データについても算出されていない。しかし、本概念と炭酸ガス炉は、冷却材がヘリウムガスと炭酸ガスで異なるが、いずれも先行概念が存在することや、蒸気タービン発電で

あり、原子炉容器にＰＣＲＶを採用していることなどプラントシステムは同様であるため、基本的な仕様を比較することにより、定性的な経済性評価を試みることとした。

評価方法は、本概念はプラントシステム仕様が決定されていない部分が多いため、本概念の先行概念であるＧＢＲ４（出力 1200MWe、系統圧力 9.0MPa）と炭酸ガス炉の先行概念であるＥＴＧＢＲ（出力 1400MWe、系統圧力 4.2MPa）において、建設コストの観点から、①ＰＣＲＶ体積、②格納容器内圧力、③建設コスト文献調査により経済性の比較を行い、その結果から、定性的ではあるが、本概念と前節の炭酸ガス炉との経済性に関する比較評価を実施する。

b. 先行概念ＧＢＲ４とＥＴＧＢＲの比較評価

ア．ＰＣＲＶ体積

ＰＣＲＶ体積の比較では、単位出力あたりＥＴＧＢＲが 14m^3/MW、ＧＢＲ４が 35m^3/MW であり、ＧＢＲ４は系統圧力が高いためＰＣＲＶ体積が大きくなる。一方ＰＣＲＶ内容積では、単位出力あたりＥＴＧＢＲが 6m^3/MW、ＧＢＲ４が 5m^3/MW となり、ＧＢＲ４はヘリウムの物性／ベント型燃料により炉心／冷却系機器がよりコンパクト化している。ＰＣＲＶ物量は、体積と内容積の差から、ＥＴＧＢＲが 8m^3/MW、ＧＢＲ４が 30m^3/MW となり、ＧＢＲ４のＰＣＲＶ物量が大きくなることより、ＰＣＲＶコストはＥＴＧＢＲに劣ると考えられる。従って、ＧＢＲ４はＰＣＲＶ物量が大きいことから、高耐圧ＰＣＲＶによる大幅なコンパクト化が経済性向上の課題となる。

イ．格納容器内圧力

通常運転時の格納容器内圧力については、ＥＴＧＢＲが大気圧である一方、ＧＢＲ４では格納系での背圧付加（0.2～0.3MPa）のため高耐圧ＣＶが必要となることから、ＧＢＲ４の格納容器建設コストはＥＴＧＢＲに劣ると考えられる。従って、ＧＢＲ４は局所格納概念の採用など格納容器の簡素化による物量の削減が必要である。

ウ．建設コスト文献調査

文献調査[2)3)4)5)]の結果、ＥＴＧＢＲでは、ボイラ／タービンの改良により建設コスト 25 万円／kWe は達成可能と評価されている一方、ＧＢＲ４は建設コスト 36～38 万円／kWe 程度と評価されている。従って、ＥＴＧＢＲはプラントコンパクト化等の改良により設計要求の建設コスト 20 万円/kWe を達成する可能性はあるが、ＧＢＲ４は抜本的な簡素化／コンパクト化という技術開発が必要であるため、設計要求の建設コストの達成は困難と考えられる。

c. 本概念と炭酸ガス炉の比較評価

先行概念ＧＢＲ４とＥＴＧＢＲの比較評価結果から推察し、本概念は

炭酸ガス炉と比べ、ＰＣＲＶ物量が大きくなることや、高耐圧格納容器が必要になること、大型ヘリカルコイル型蒸気発生器の物量が大きくなると考えられることから、建設コストが増加すると考えられる。

また、本概念で建設コストに関する設計要求を達成するためには、高耐圧ＰＣＲＶ、局所格納概念、大型ヘリカルコイル型蒸気発生器などの開発課題を解決する必要がある。しかし、局所格納概念は炭酸ガス炉に対しても適用が可能であるうえ、冷却材圧力が低いため技術開発はより容易になると考えられ、また、高耐圧ＰＣＲＶについても炭酸ガス炉に適用すれば物量がより削減されるなど、その技術開発は炭酸ガス炉にも適用が可能なものである。従って、本概念は経済性において炭酸ガス冷却炉を上回ることができないと考えられる。

参考文献

1) The progress of the GBR association in the design and development of the gas-cooled fast breeder reactor, J. M. Yellowlees et.al.
2) Gas-cooled fast reactors, W.B.Kemmish, Nucl.Energy, 1982, Vol.21, Feb., No.1, 77-78
3) ガス冷却高速増殖炉、吉田、1982年7月、日本原子力研究所、P35
4) TNPG; Cost Study for Plant and Civil Works for 1200MWe Gas-Cooled Fast Reactor and High Temperature Reactor Systems (1974)
5) Directory of Nuclear Power Plants in the World 1994, P561

表 4.3.7　ピン型 MOX 燃料ヘリウム炉　基本仕様

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ヘリウムガス冷却被覆管燃料型 MOX 燃料高速増殖炉
2	電気出力（発電端）	1600MWe
3	熱出力	3880MWt
4	ループ数	（詳細未検討）
5	1 次系 He 温度	540／340℃
6	1 次系流量	（詳細未検討）
7	〃（体積流量）	（詳細未検討）
8	1 次系圧力	12.0MPa
9	給水温度／圧力	（詳細未検討）
10	主蒸気温度／圧力	（詳細未検討）
11	タービン発電機	（詳細未検討）
12	プラント稼働率	（詳細未検討）
13	炉心・燃料	シールピン型酸化物燃料
14	炉心の径・高さ	7.5m／1.4m
15	軸/径ブランケット	（詳細未検討）
16	燃焼度（増殖比）	15 万 MWd/t（1.26）
17	炉心出力密度	（詳細未検討）
18	燃料集合体形式	密封型被覆管（詳細未検討）
19	原子炉容器形式	シングルキャビティＰＣＲＶ
20	主循環機	（詳細未検討）
21	蒸気発生器	1 基（大型ヘリカルコイル型）
22	原子炉停止系	下部駆動 2 系統＋ＳＡＳＳ
23	炉心安全	（詳細未検討）
24	炉心上部機構	なし（制御棒下部駆動、上部燃料交換）
25	補助炉心冷却系	4ＤＲＡＣＳ＋炉室壁水冷却
26	原子炉格納施設	（詳細未検討）
27	プラント運転サイクル	（詳細未検討）
28	燃料減衰待貯蔵	（詳細未検討）
29	炉内燃料交換	（詳細未検討）
30	炉内/外燃料移送	（詳細未検討）
31	燃料搬出入形態	（詳細未検討）
32	免震	（詳細未検討）
33	プラント寿命	（詳細未検討）

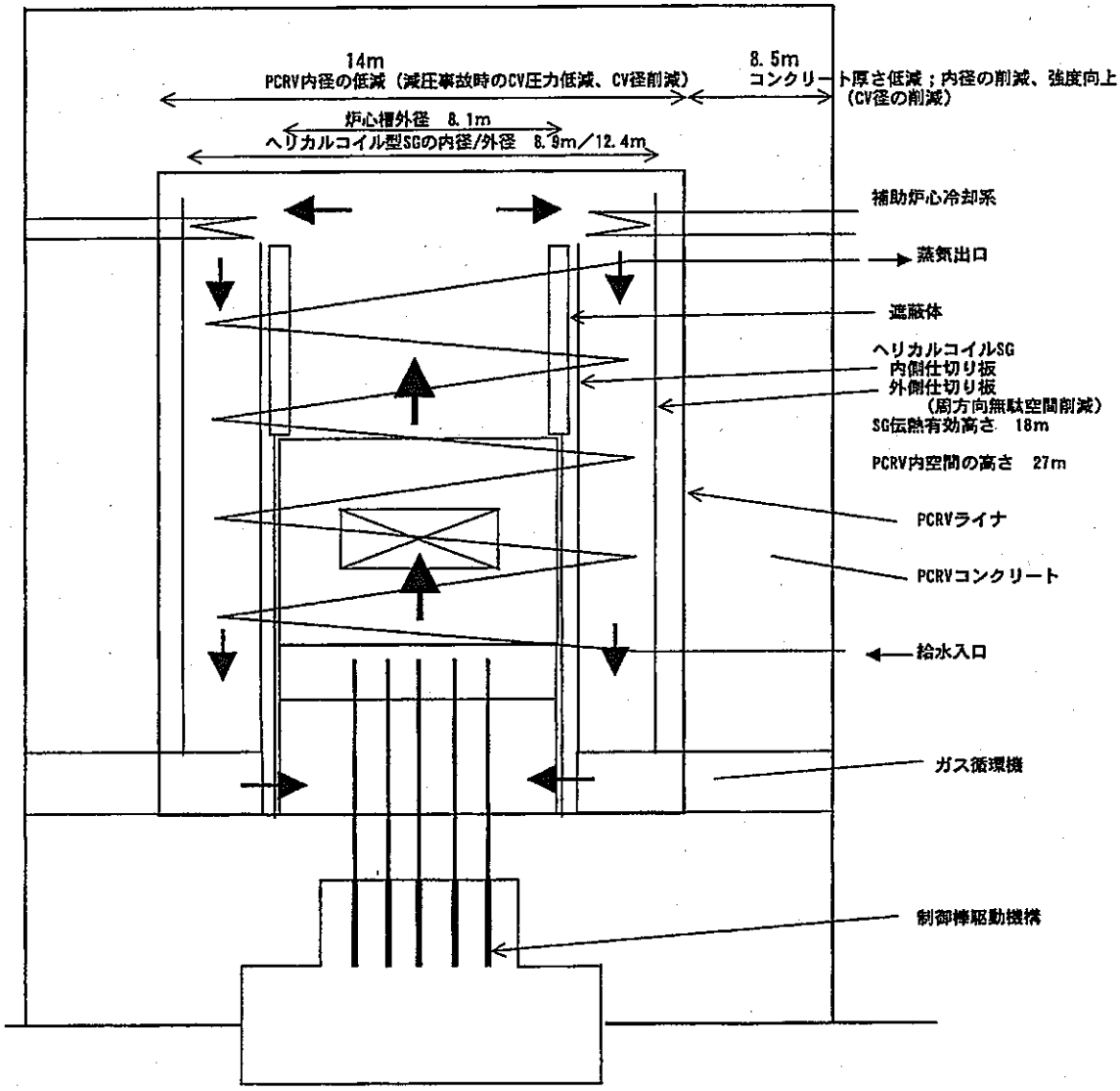
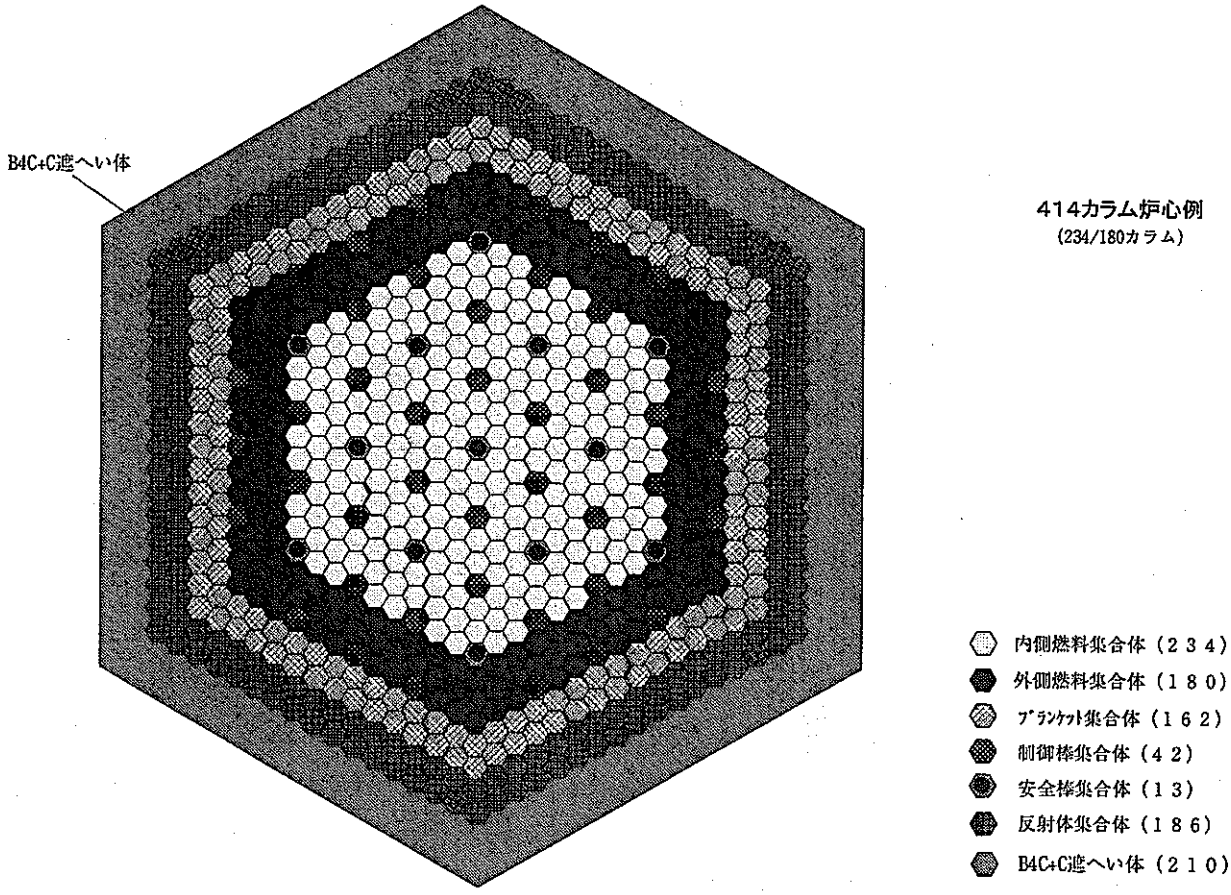


図 4.3.22　ピン型 MOX 燃料ヘリウムガス炉　原子炉構造概念図



項目	データ
炉心高さ	1.4m
炉心槽内径	7.5m
運転サイクル長	15ヶ月
バッチ数	5
取出平均燃焼度	15万MWd/t
増殖比	1.26
ボイド反応度	－
バンドル圧損	－

（注１）高速炉多重リサイクル（ＴＲＵ＋ＦＰ）の燃料組成での値

図 4.3.23　ピン型 MOX 燃料ヘリウムガス炉　炉心仕様

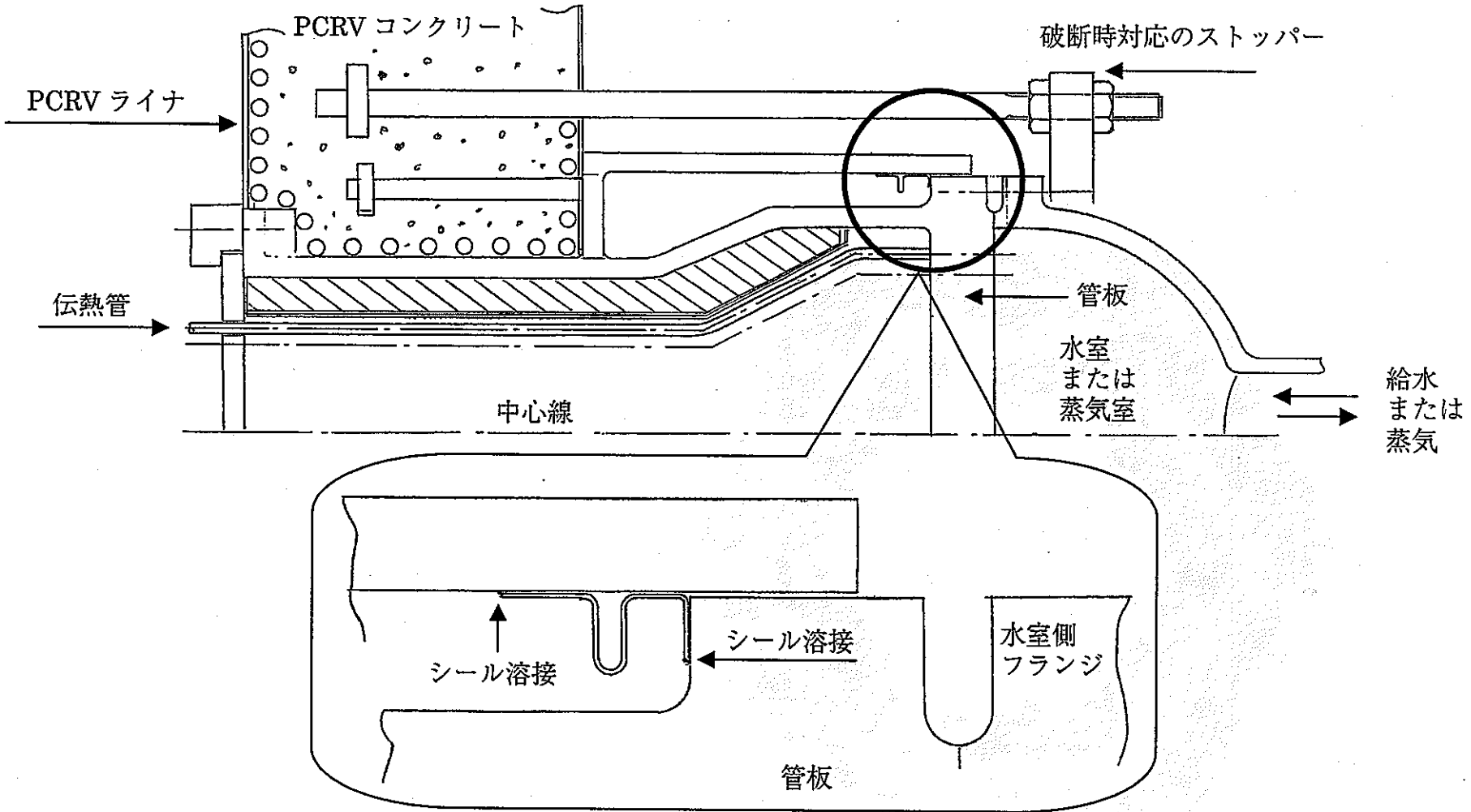


図 4.3.24　ピン型 MOX 燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念
(水・蒸気配管部の PCRV 貫通部バックアップ構造概念)

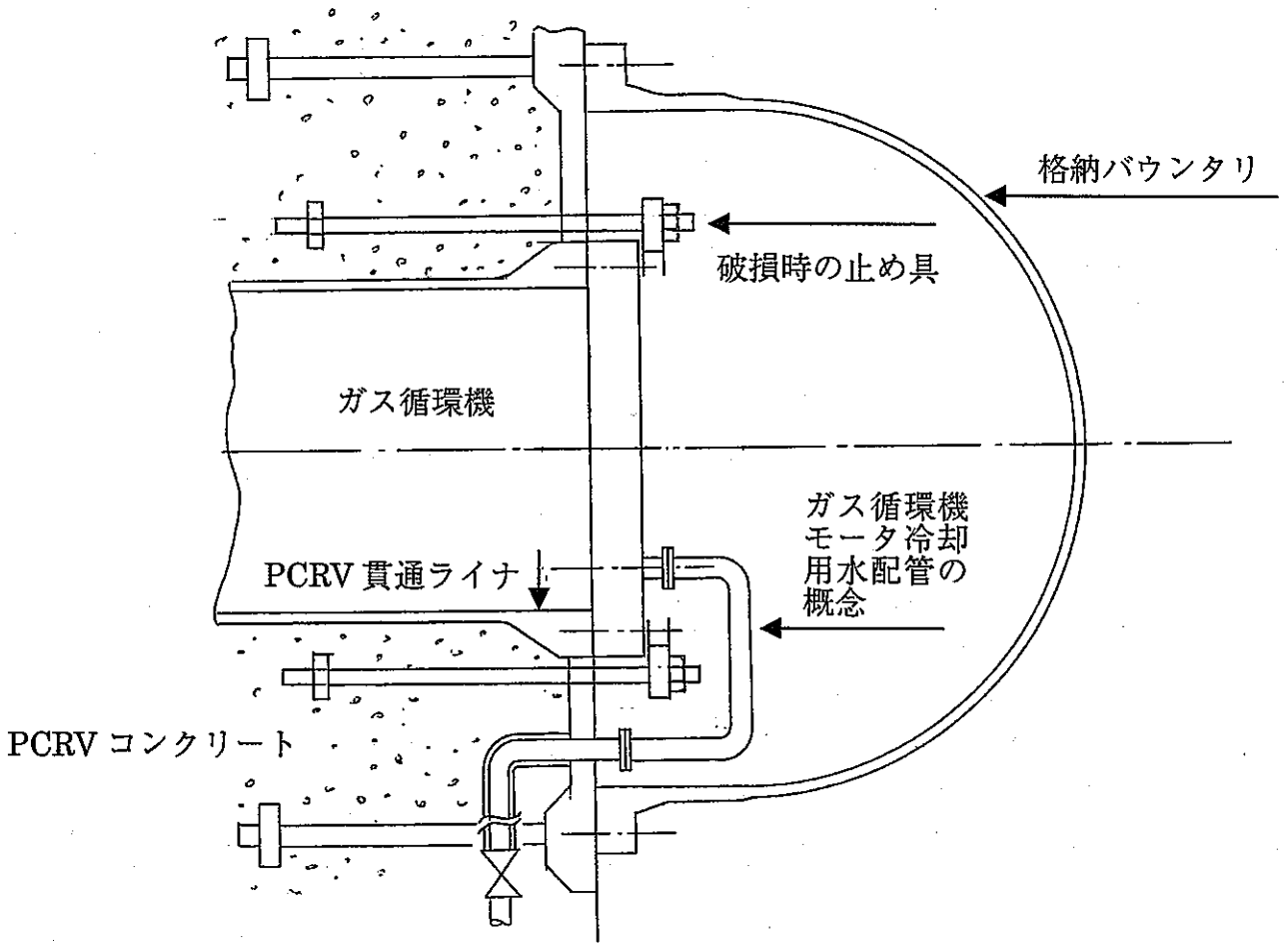


図 4.3.25　ピン型 MOX 燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念
（ガス循環機設置部などの PCRV 貫通部バックアップ構造概念）

(b) ガスタービン発電

① 耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（CDA防止機能強化型）

a. 基本概念

CDA 防止機能強化型炉心には、耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉と被覆粒子燃料ヘリウムガス炉がある。(CDA 防止機能強化型の意味については次頁の安全設計目標参照のこと。)

後述する被覆粒子燃料ヘリウムガス炉は、次の理由で、燃焼度や増殖比等の炉心性能が一般の高速増殖炉に比較して劣っている。

1) CDA 防止機能を維持するため炉心出力密度が低下
2) 被覆粒子燃料を使用しているため被覆材により反応度が低下
3) 被覆粒子燃料や燃料集合体の構造に起因して燃料体積比が小

また、新構造、新材料による燃料集合体構成により、伝熱流動特性、構造特性、製造方法等の不確定要素が多い。

これに対して、炉心性能を向上させ、不確定要素を排除しながら、CDA 防止機能を強化できないかという考えに基づいて検討したのが本炉心である。

炉心構成材料には、米国の宇宙炉計画 SP100 で検討された耐熱合金 Nb-1%Zr-C を使用している。燃料は、この耐熱合金被覆管によるピン型燃料であり、ラッパ管も同材料で製造され、耐高温性がある。

本検討では、炉心設計と安全解析評価を実施して、炉心性能を評価し、CDA 防止機能が強化され得るかどうかを検討した。炉心を除くプラント部分は、被覆粒子燃料ヘリウムガス炉と同一であると仮定した。すなわち、プラントは出力 2400MWt で、ガスタービン発電設備を内包する動力変換容器を圧力容器の周囲に4基配置し、二重管で連結し、これら容器の周囲を鋼製格納容器で囲んだものである。プラント基本仕様を表 4.3.8 に示す。

以下に検討経緯と検討内容を説明する。

b. 基本仕様

ア. 炉心・燃料

炉心構成および炉心主要諸元を図 4.3.26 に示す。

炉心は高さ 1.6m、等価直径 5.1m で、内側炉心燃料集合体 168 体、外側炉心燃料集合体 150 体と、制御棒集合体、受動的炉停止装置の 37 体で構成されている。ブランケットは炉心燃料集合体周囲に、径ブランケット集合体として 150 体設置され、上下方向には各燃料集合体の上下 40cm ずつに設置されている。

本炉心は燃焼度 15 万 MWd/t で増殖比が 1.17 であり、目標仕様である燃焼度 15 万 MWd/t、増殖比 1.2 をほぼ満たす。また、炉心出力密度は被覆粒子燃料ヘリウムガス炉の 30W/cc に対して約 100W/cc と約3倍、燃料体積比は被覆粒子燃料ヘリウムガス炉の約9%に対して、約 36%と4倍である。運転サイクル長さは 31.5 ヶ月で、目標の 12～24 ヶ月を上回っている。

イ．安全性

安全設計目標

本炉はCDA防止機能強化型炉として、次の項目を安全設計目標として設計を進めた。

・ガス炉で最も厳しい減圧事故を含む苛酷事故時にも、動的機器の作動に期待せず、静的機器のみで炉心溶融回避、再臨界回避が可能なこと。具体的には、（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）時にも静的機器と自然循環のみで冷却形状の確保が可能なこと（ただし、FP放出は許容し格納容器で保持する）。

予備安全解析

本炉は、被覆粒子燃料ヘリウム炉心に比較して、被覆粒子燃料の被覆材に相当する構成要素がないため、炉心熱容量が小さく、またピン型であるため、被覆粒子燃料集合体の特殊な構造に対して、冷却材流路面積、伝熱面積が小さい。このことから、付加的安全設備無しに炉心性能を向上させ、CDA 防止機能を強化することは困難である。そこで、下記の付加的安全設備の設置を想定して、どの程度まで炉心の出力密度を上げ得るかについて予備検討を実施した。

・流量制限機構：減圧事故時の破断面積を 100cm^2 相当以下に制限して減圧速度を低下する(図 4.3.27 参照)。

・受動的注入装置：受動的方法(ﾗﾌﾟﾁｬｰﾃﾞｨｽｸ等)によりヘリウムよりも自然循環力の大きな窒素ガスを注入し自然循環除熱能力を増大する。

MOX 燃料を想定して、反応度温度係数を先行設計である GBR から-0.0061（TΔk/k）とし、出力分布を暫定して、予備安全解析を実施した。その結果、流量制限機構と受動的注入装置を設置しても、事故時の制限温度 2000℃以下とするためには、炉心の出力密度は約 20W/cc 程度しか期待できないことが分かった。

一方、並行して実施した同上解析体系での核特性解析から、次のことが判明した。

・ 被覆管の Nb 元素の吸収断面積によって MOX 燃料では反応度が低下し、燃焼度が上がらない。

・被覆管の Nb 元素の特性により、解析評価された反応度温度係数は-0.0022（TΔk/k）となり、安全解析想定値-0.0061（TΔk/k）の約 1/3 となってドップラー効果の負の反応度の投入量が減少する。

受動的炉停止装置の設置

前述の結果を基に、酸化物燃料に換えて、反応度等炉心性能の改善が期待できる窒化物燃料を採用し、さらに受動的炉停止装置設置として解析を実施した。その結果、被覆管最高温度を、制限温度 2000℃以下とするためには、受動的炉停止装置の作動は事故後数十秒以内でなければならないことが分かった。

解析結果を図 4.3.28 に示す。減圧事故後、燃料温度は上昇を続けるが、約 30 秒後の受動的炉停止装置の投入によって減少し始める。その後の流量減少により燃料温度は再び上昇するが、窒素ガスパージによる自然循環冷却能力増大により再び減少する。この過程で、最高温度は受動的炉停止装置の投入時に発生する。

c. 評価

前項までの検討の結果、炉心性能は大幅に向上したが、CDA 防止機能を強化するためには、受動的炉停止装置、窒素注入装置、流量制限機構という３種類の付加的安全設備が必要であり、さらに、受動的炉停止装置は、事故後、数十秒で作動しなければならないことが分かった。

ガス冷却材の熱伝達率は、ナトリウム等に比較して非常に小さいことから、一般的には、受動的炉停止装置の温度検出あるいは溶融金属が設定温度に達するまでには数百秒の時間が必要であると考えられ、数十秒で確実に作動する受動的装置を考案することは困難であると考えられる。

以上のことから、本概念の成立性は小さいと判断した。

② 耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（CDA影響緩和型）

a. 基本概念および基本仕様

前項の検討から、耐熱合金被覆管を使用した、CDA 防止機能強化型炉心の成立可能性は小さいことが分かった。しかし、前項で検討した良好な炉心性能と、高温運転による高効率の直接サイクルガスタービン発電は、経済性の観点で非常に魅力がある。

CDA 防止機能強化型とする代わりに、炉心溶融回避を諦め、自己作動型炉停止機構（SASS）と炉心溶融後の冷却と再臨界回避にコアキャッチャーを利用する CDA 影響緩和型とすれば、コアキャッチャー等による経済性の悪化を考慮しても、建設コストは低く抑えられる可能性があると考えられる。

本検討では、プラント概念と炉心性能、コアキャッチャー概念について予備的な検討を実施した。

図 4.3.29 にプラントシステム概念、原子炉概念を示す。

プラントは鋼製格納容器中に鋼製原子炉圧力容器とガスタービン発電設備を収納したものである。ガスタービン発電設備は、ターボ系収納鋼製容器、熱交換器収納鋼製容器がそれぞれ別になっており、原子炉圧力容器周囲に４基配置され、二重管で連結されている。後述する被覆粒子燃料型ではターボ系と熱交換器は１容器中に収納される構造であるが、本プラントでは、鋼製格納容器の高さ減少によるコスト低減と保守・補修の容易さ等を考慮して検討に加えたものであり、CDA 影響緩和型のために検討した、特殊な構造ではない。

炉心の基本構成は CDA 防止機能強化型と同じであるが、CDA 防止機能強化型では、設計基準外事象時の自然循環量確保のため、ピンピッチを広く設定している。CDA 影響緩和型ではそのような配慮が不要であるため、炉心性能を向上することが可能である。

基本仕様を表 4.3.9 に、炉心構成および炉心主要諸元を図 4.3.30 に示す。

図 4.3.29 において、炉心下部には、ポット型のコアキャッチャーが設置されて

いる。ポット型のコアキャッチャーの中心には十字型に B_4C の中性子吸収体が設置されており、臨界性の確認解析によれば、ポットの内外径が 500/600mm の黒鉛ならば、図のポット配置でも、ポットの高さの増加に伴い、実効増倍率は除々に飽和して、高さが３m近くでも 0.95 程度に抑えられる。このポット型のコアキャッチャーにより、寸法制限のある鋼製原子炉圧力容器中に、コアキャッチャーを配置することが可能となっている。

表 4.3.8 基本仕様
(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉 (CDA 防止機能強化型))

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	耐熱合金ピン型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉プラント
2	電気出力 (発電端)	約 1120MWe
3	熱出力	2400MWt
4	ループ数	4ﾙｰﾌﾟ
5	1次系 He 温度	460/850℃
6	1次系流量	4266ton/h
7	1次系圧力	6MPa
8	2次系温度、流量	-
9	水／蒸気温度	-
10	タービン発電機	ヘリウムガスタービン：4基/ﾌﾟﾗﾝﾄ
11	プラント稼動率	90%以上
12	炉心・燃料	窒化物燃料
13	炉心の径/高さ	4.35m/1.6m
14	軸/径ブランケット	軸上下：0.4m/0.4m、径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄあり
15	燃料	耐熱合金 (Nb-1%Zr-C) ピン型燃料
16	燃焼度 (増殖比)	15 万 MWd/t(1.17)
17	炉心出力密度	約 100W/cc(制御カラムを含む炉心体積当たり)
18	燃料集合体型式	ピン型燃料収納耐熱合金 (Nb-1%Zr-C) 製ラッパ管
19	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器
20	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置
21	炉心安全	炉心溶融無し (条件つき) * (受動的炉停止装置、受動的注入装置、流量制限機構設置)
22	炉心上部機構	無し(制御棒下部駆動、上部燃料交換)
23	1次系接続容器	2 重管方式
24	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却:50%_4 系統
25	原子炉格納施設	高圧鋼製原子炉格納容器
26	燃料取扱い方式	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ約 31 ヶ月、6ﾊﾞｯﾁ方式
27	①燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式(水冷却)
28	②炉内燃料交換	ﾊﾟﾝﾀｸﾞﾗﾌ式 FHM
29	③炉外燃料移送	台車方式
30	④燃料搬出入形態	-
31	免震	2 次元免震
32	プラント寿命	40 年

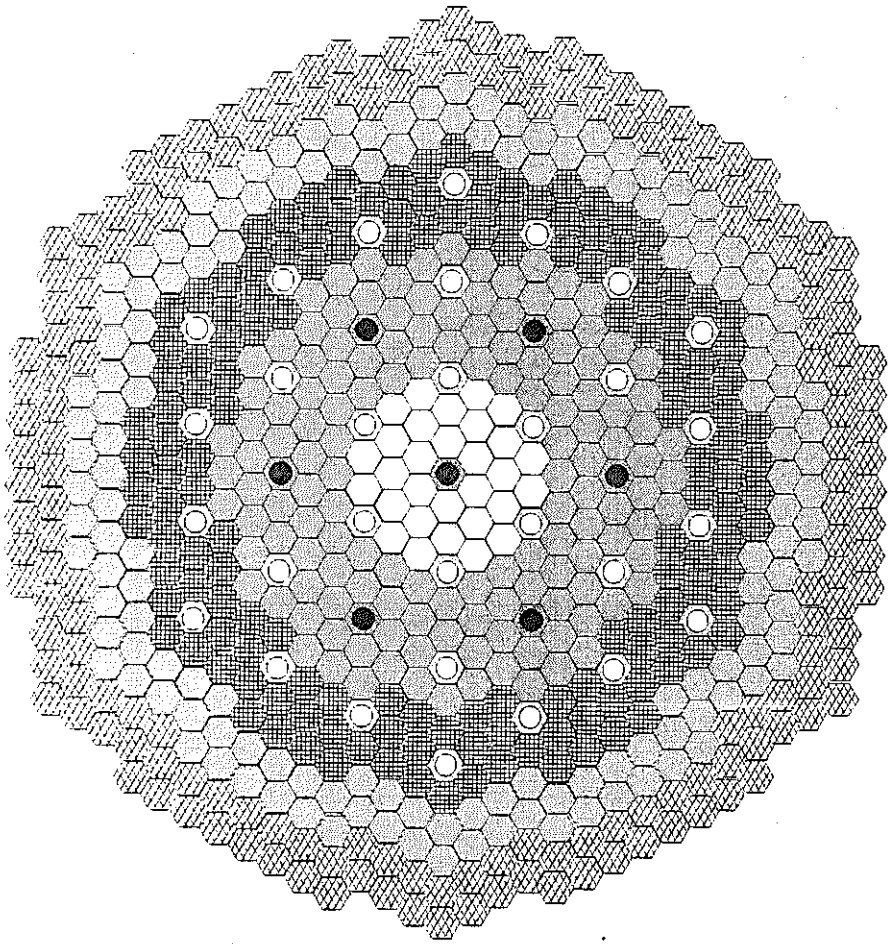
*炉心性能を上表の値に維持したまま炉心溶融を回避するには、受動的炉停止装置を事故後数十秒以内で作動させる必要がある。数十秒で作動する受動的炉停止装置は、ガス冷却材の特性を考慮すると現実的ではない。

*上記の炉心以外の諸値は、被覆粒子燃料ヘリウムガス炉の設計を参照して設定した値である。

表 4.3.9 基本仕様
(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉 (CDA 影響緩和型))

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	耐熱合金ピン型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉プラント
2	電気出力 (発電端)	約 1120MWe
3	熱出力	2400MWt
4	ループ数	4 ﾙｰﾌﾟ
5	1 次系 He 温度	460/850℃
6	1 次系流量	4266ton/h
7	1 次系圧力	6MPa
8	2 次系温度、流量	-
9	水／蒸気温度	-
10	タービン発電機	ヘリウムガスタービン：4 基/ﾌﾟﾗﾝﾄ
11	プラント稼動率	90%以上
12	炉心・燃料	窒化物燃料
13	炉心の径/高さ	4.1m/1.2m
14	軸/径ブランケット	軸上下：0.4m/0.4m、径ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ集合体 150 体
15	燃料	耐熱合金 (Nb-1%Zr-C) ピン型燃料
16	燃焼度 (増殖比)	15 万 MWd/t (1.20)
17	炉心出力密度	約 150W/cc (制御カラムを含む炉心体積当たり)
18	燃料集合体型式	ピン型燃料収納耐熱合金 (Nb-1%Zr-C) 製ラッパ管
19	原子炉容器型式	鋼製原子炉容器
20	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置
21	炉心安全	鋼製容器内にポット型コアキャッチャー設置
22	炉心上部機構	無し (制御棒下部駆動, 上部燃料交換)
23	1 次系接続容器	2 重管方式
24	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却:50%×4 系統
25	原子炉格納施設	高圧鋼製原子炉格納容器
26	燃料取扱い方式	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ約 23 ヶ月、6 ﾊﾞｯﾁ方式
27	①燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式 (水冷却)
28	②炉内燃料交換	ﾊﾟﾝﾀｸﾞﾗﾌ式 FHM
29	③炉外燃料移送	台車方式
30	④燃料搬出入形態	-
31	免震	2 次元免震*
32	プラント寿命	40 年

＊暫定



項目	単位	特性
原子炉熱出力	MWt	2400
運転サイクル長さ	EFPM	31.5
燃料交換バッチ数	—	6
Pu 富化度（内側/外側）	w/o	16 / 20
燃焼反応度損失	%Δk	2.0
ピーク出力密度	W/cc	151
平均出力密度	W/cc	約 100
ピーク高速中性子束	10^{15}n/cm^{2}s	1.44
ピーク高速フルエンス	10^{23}n/cm^2	6.99
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	15
増殖比	—	1.17
倍増時間	年	99
ドップラー係数	Tdk/dT	-0.0022

内側 炉心　領域１（３０）

内側 炉心　領域２（１３８）

外側 炉心　領域３（１５０）

ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ 集合体　（１５０）

制御 棒集合体　（３０）

後備系（兼受動的炉停止装置）（7）

反射 体集合体　（１７４）

図 4.3.26　炉心構成と炉心主要諸元
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA 防止機能強化型)）

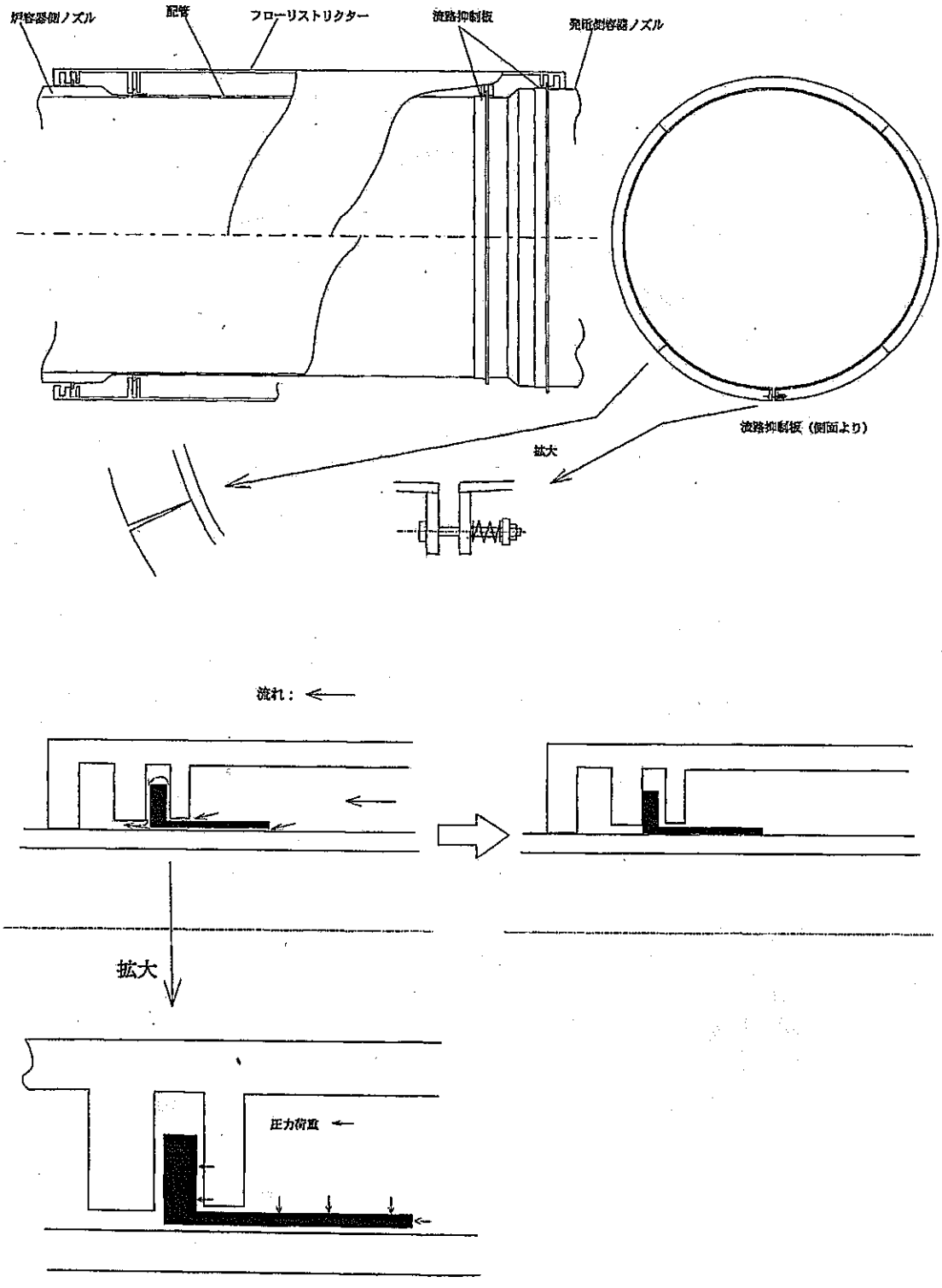


図 4.3.27　流量制限機構（フローリストリクタ）概念図
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（CDA 防止機能強化型））

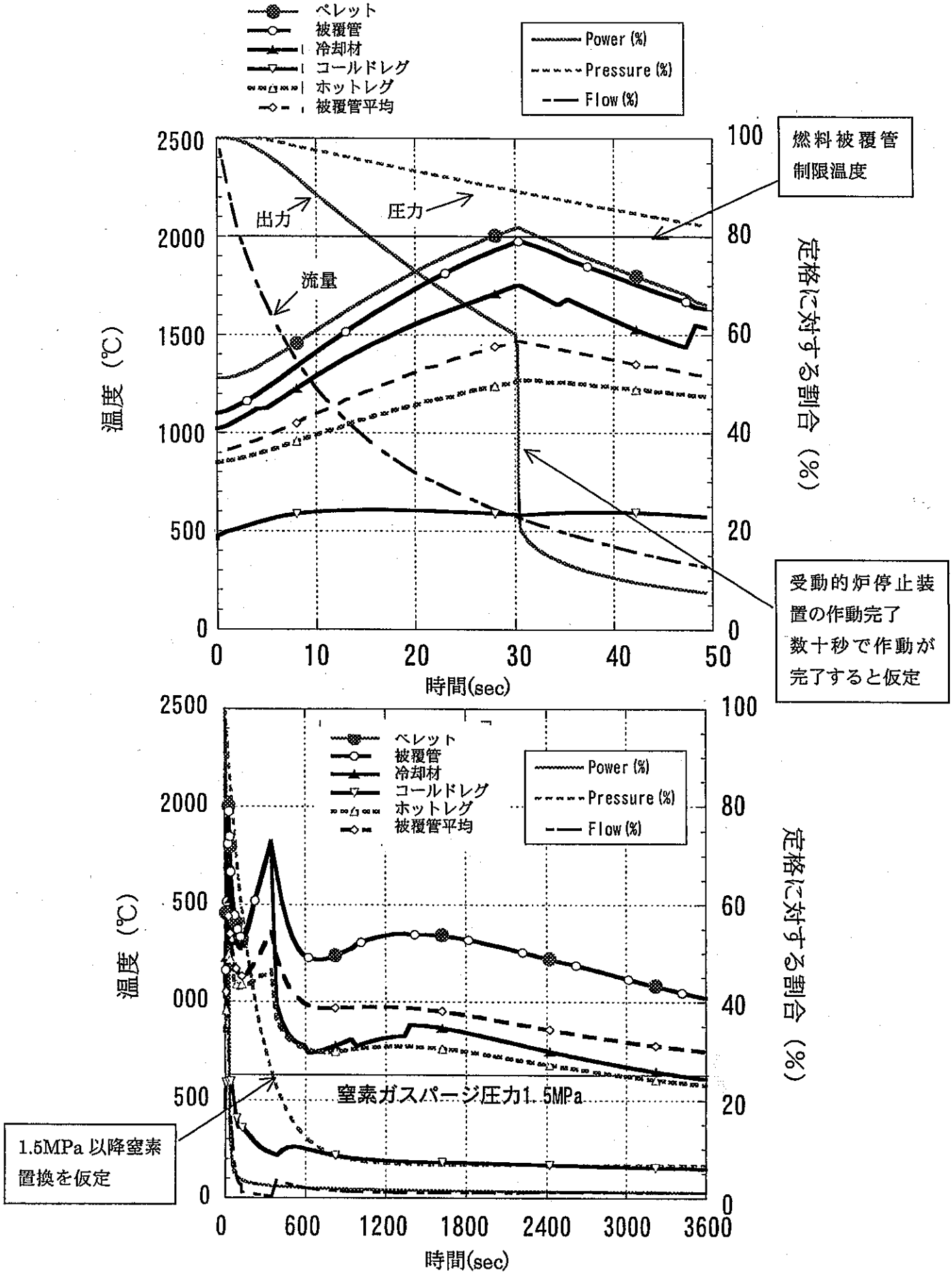
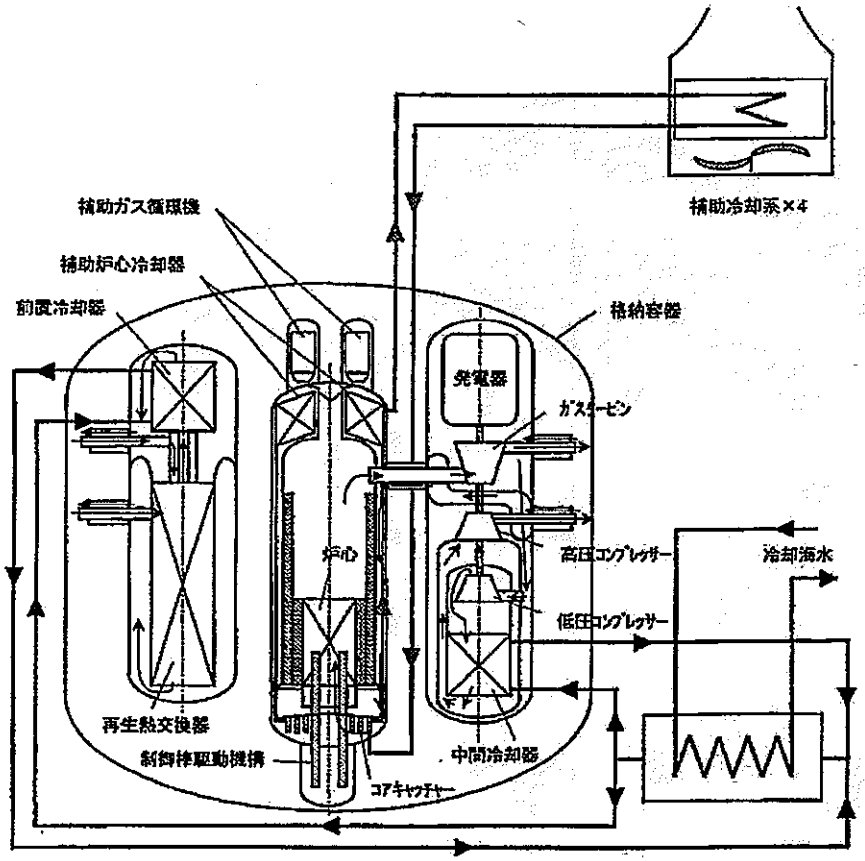
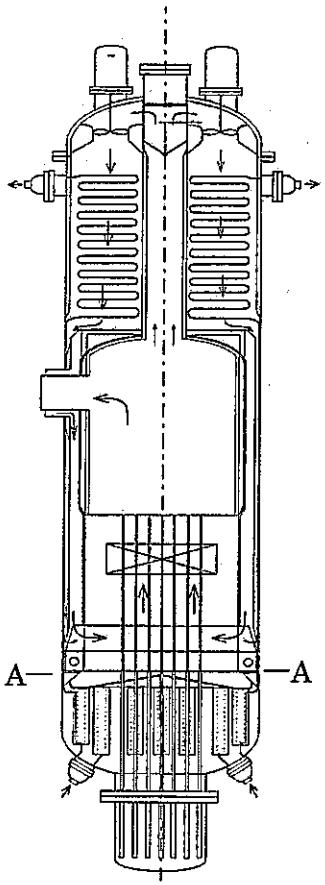
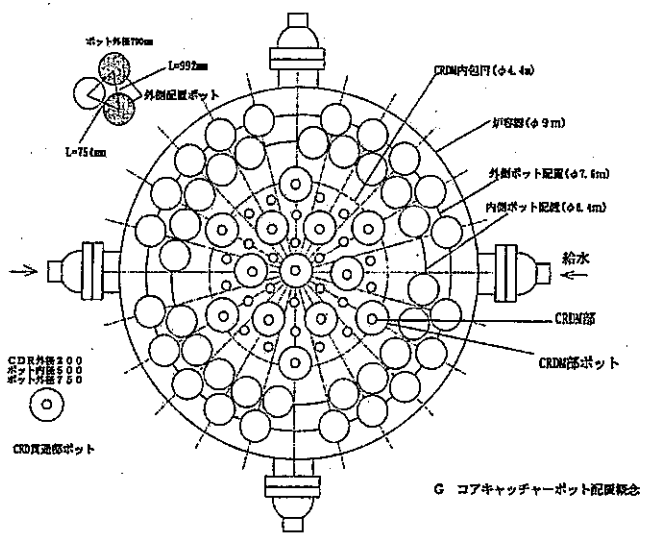


図 4.3.28（減圧事故＋スクラム失敗＋全電源喪失）時各部の温度変化
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（CDA 防止機能強化型））



系統概念図

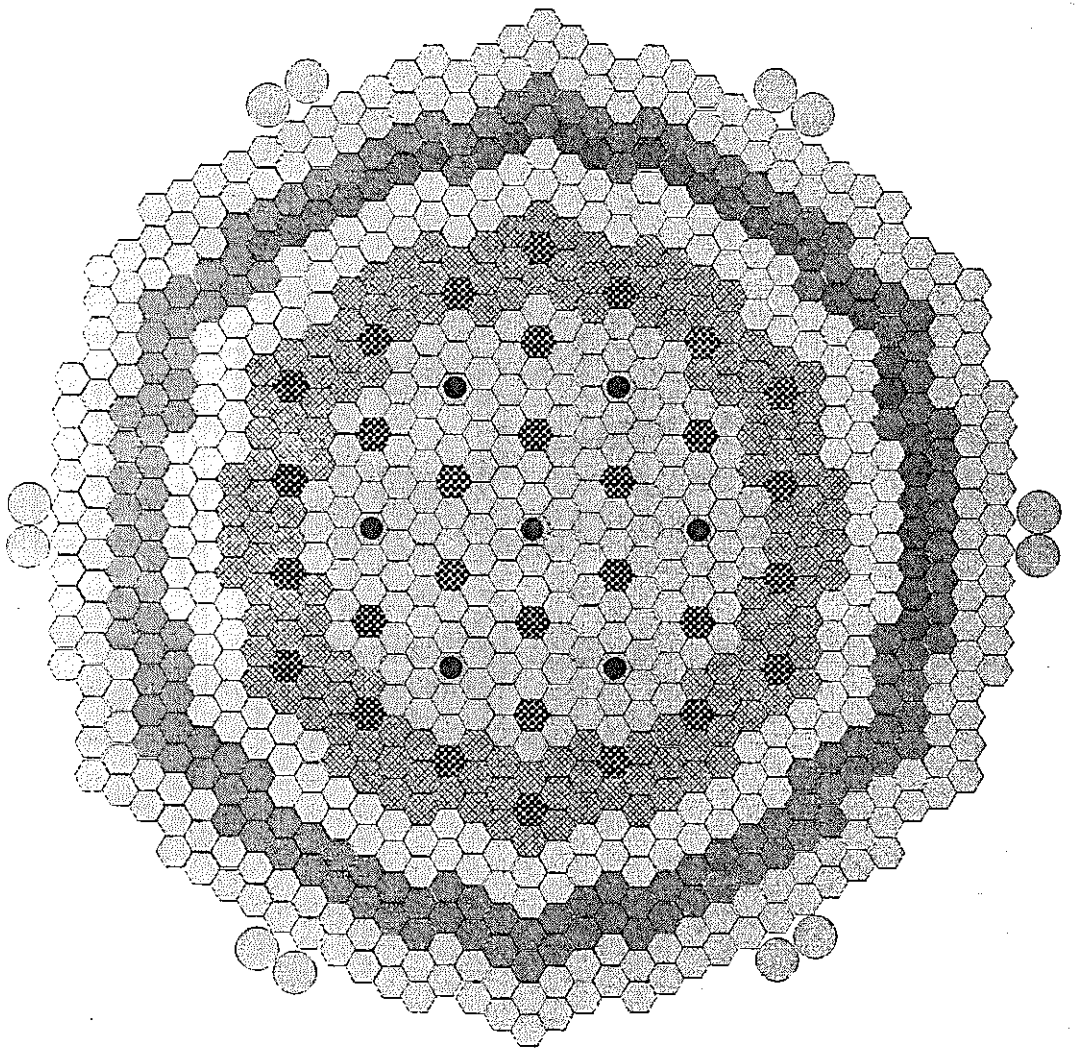




A-A 断面

原子炉概念図

図 4.3.29　系統および原子炉概念図
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（CDA 影響緩和型））



項目	単位	特性
原子炉熱出力	MWt	2400
運転サイクル長さ	EFPM	23.1
燃料交換バッチ数	—	6
Pu 富化度（内側/外側）	w/o	17 / 21
燃焼反応度損失	%Δk	2.2
ピーク出力密度	W/cc	224
平均出力密度	W/cc	約 150
ピーク高速中性子束	10^{15}n/cm^{2}s	1.82
ピーク高速フルエンス	10^{23}n/cm^2	6.66
炉心取出平均燃焼度	10^4MWd/t	15
増殖比	—	1.20
原子炉倍増時間	年	65
ドップラー係数	Tdk/dT	-0.0022

- 内側領域燃料集合体（１６８）
- 外側領域燃料集合体（１５０）
- ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ集合体（１５０）
- 制御棒集合体（３０）
- 後備系（兼ＳＡＳＳ）集合体（7）
- 反射体集合体（１７４）
- B4C遮へい体（１９８）
- 燃料移送ポッド

図 4.3.30　炉心構成と炉心主要諸元
(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA 影響緩和型))

(2) 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉

(a) 基本概念

被覆粒子燃料ヘリウムガス炉は次の観点から経済性および安全性を追求したプラント概念である。

1)被覆粒子燃料、セラミクス炉心構成要素による高温化で、高効率の直接ガスタービン発電を可能として経済性を追求する。

2)負のドップラー効果、自然循環冷却により、CDA 防止機能強化型設計とすることによって炉心溶融を回避し、安全性を追求する。

CDA 防止機能強化型設計が満たすべき要件として、次の安全設計目標を設定した。

・ガス炉で最も厳しい減圧事故時を含む苛酷事故時にも、動的機器の作動に期待せず、静的機器のみで炉心溶融回避、再臨界回避が可能なこと。具体的には、（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）時にも自然循環のみで冷却形状の確保が可能なこと（ただし、FP放出は許容し格納容器で保持する）。

3)モジュール化、２プラント化等の合理的なプラント設計および大型化により経済性を追求する。

次項でプラント設計について説明する。

(b) 基本仕様

① 原子炉仕様

プラント概念配置図、系統概念図及び基本仕様をそれぞれ図 4.3.31、図 4.3.32、表 4.3.10 に示す。

本被覆粒子燃料ヘリウムガス炉は、熱出力 2400MWt、電気出力 112 万 kWe（発電端）のプラントである。

プラントは、鋼製耐圧格納容器中に、原子炉圧力容器、動力変換容器等を収納したものである。

炉心燃料は窒化物被覆粒子燃料で、これをヘリウムで冷却して、中間熱輸送系を介さずに、直接ガスタービン発電を行う直接サイクル発電プラントである。

本プラントでは、被覆粒子燃料を、高温ガス熱中性子炉のように、マトリックス中に分散させず、直接冷却することにより、冷却性の向上、燃料体積比の向上等を図った。また、炉心出入口温度の高温化（850℃/460℃）により、ヘリウムガスタービン直接発電との組み合わせで、プラント熱効率を向上させた。

ナトリウム炉と比較すると、本プラントでは、一次系のみの系統とすることにより中間熱輸送系やナトリウム取扱系を、パンタグラフ式燃料交換機使用により回転プラグ等の複雑な上部構造物を不要とし、設備物量を低減した。また、ガスタービン設備を動力変換容器に内蔵してモジュール・ユニット化することにより、工場製作、現地据付性を向上させた。さらに、ツインプラント化で機器を共有し

て、経済性を向上させた。

ヘリウムガスは化学的に不活性であり、他の冷却材では達成できない高温領域まで、燃料・構造材との共存性が良く、放射化されない。また、ナトリウムと水との反応を排除できるとともに、冷却材は透明であるため目視検査・監視が可能である。

被覆粒子燃料は、SiC 複合材料製のかご（燃料コンパートメントと称する）に保持されており、ピン型燃料の金属被覆と比較して許容温度が非常に高い。また、ナトリウムのように大きなボイド反応度がないこと、受動的炉停止装置とドップラー効果による負の反応度フィードバックとあいまって、減圧時にも自然循環除熱が可能な設計で、燃料溶融から再臨界に至ることを想定した設計を不要とする、CDA 防止機能強化型の設計となっている。

② 炉心

炉心構成および炉心主要諸元を図 4.3.33 に示す。

炉心は高さ 3.2m、等価直径 5.6m で、内側炉心燃料集合体 246 体、外側炉心燃料集合体 192 体の２領域と、炉停止系集合体（主系＋後備系）及び受動的炉停止装置の 31 体で構成されている。ブランケットは炉心燃料集合体周囲に、径ブランケット集合体として 144 体設置されており、上下方向には各燃料集合体の上下 40cm ずつに設置されている。径ブランケット集合体周囲には遮蔽の一部をかねる黒鉛製の可動反射体が配置されている。

本炉心は、窒化物燃料で、燃焼度約 10 万 MWd/t、増殖比は 1.09 であり、目標仕様である燃焼度 15 万 MWd/t、増殖比 1.2 には達していない。製造可能な粒子径と、燃料健全性検討の結果として要求される被覆層厚さによって、燃料核径、燃料インベントリが制限される。そのため、燃焼度 15 万 MWd/t とした場合には、被覆層厚さがさらに厚くなり、Pu 富化度を増やす必要があるので増殖比は 1.09 を大きく下回る。

また、ピーク高速中性子フルエンスは 2.5×10^{23}n/cm^2 であり、通常の高速炉よりは小さな値であるが、後述する被覆粒子燃料の被覆層健全性に影響する。

炉心出力密度は、CDA 防止機能強化型とするために「減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動」という苛酷な事象に対しても、自然循環により冷却が可能となるように設定され、約 30W/cc である。

炉心出力は、主に、現有設備をわずかに改良して製作可能な鋼製原子炉圧力容器寸法と、炉心出力密度によって設定した。

③ 燃料及び燃料集合体

a. 被覆粒子燃料

被覆粒子燃料の構造寸法を図 4.3.34 に示す。

被覆粒子燃料は、これまでに高温ガス冷却熱中性子炉での実績はあるが、高速

炉利用の実績はない。熱中性子炉で使用されている被覆粒子燃料は Tri-Isotropic (TRISO)型であり、燃料核／低密度 PyC 層／高密度 PyC 層／SiC 層／高密度 PyC 層の構成である(PyC：熱分解炭素)。最近では SiC 層の代わりに、高温強度の大きな ZrC 層も検討されている。

この PyC は、文献調査により、前述の高速中性子フルエンスでは、照射収縮により破損するものと考えられるため、高速中性子炉では使用できないことが明らかとなった。そのため、TRISO 型の被覆粒子燃料から最外層の PyC を取り除いた被覆層構成も検討した。しかし、日本原子力研究所の燃料製造試験経験等により、最外層が SiC の粒子燃料では、製造時あるいは直接照射時に破損する可能性が非常に大きいことが分かった。そのため、SiC 以外の被覆材料を検討し、TiN を本設計の基本被覆材料とした。燃料核は、できるだけ燃料インベントリを増やし、さらに反応度を増して、炉心性能を向上させるため、MOX の代わりに窒化物（MN）を使用した。

被覆粒子燃料は、燃料インベントリ確保のため、大粒径寸法を採用した。また、被覆粒子燃料は、熱中性子炉では黒鉛マトリックス中に分散されて使用されたが、本原子炉では、燃料体積比の向上と伝熱面積確保による冷却性向上のため、直接冷却されている。

b. 燃料集合体およびブランケット集合体

燃料集合体

燃料集合体の構造概念図を図 4.3.35 に示す。

燃料集合体は、上下端部の六角形状 SiC 製ラッパ管の各六角頂点部を SiC 製の支持棒で組み合わせ、その枠の中に、燃料コンパートメントと呼ばれる燃料棒状要素と、上下それぞれに、軸ブランケット、遮蔽体を配したものである。燃料コンパートメントは、SiC 繊維を編み上げた布状構造の各繊維上に SiC を蒸着して作ったセラミック複合材料製の内筒、外筒で構成されるかごの間に、被覆粒子燃料を充填したものである。軸ブランケットも、同様に、粒子状のブランケット燃料をかごに充填したものである。

燃料コンパートメント、軸ブランケットは空隙のある構造で、その隙間を通して冷却材ヘリウムが流れる。冷却材は燃料集合体下部の内筒内側より流れ込み、内筒、燃料領域、外筒を通って燃料を冷却し、外筒外側から上部に流出する。強制循環時、自然循環時を通じて、軸方向速度成分がほとんどない、径方向への流れは、内筒部の空隙率を燃料領域、外筒部に対して十分に小さくとることにより実現した。

この構造は、高温強度の大きなセラミック材料を使用して、事故時の高温での健全性を確保し、冷却材流路長を短くすることにより圧力損失の低減化（約 0.4MPa）を図ったものである。

ブランケット集合体

径ブランケット集合体は炉心燃料集合体と同様の構造であり、被覆粒子燃料の代わりにブランケット粒子燃料をコンパートメント部に収納したものである。径ブランケット集合体は、炉心の周囲に 144 体設置されている。上下方向軸ブランケットは、前述のように各燃料集合体の上下 40cm ずつに、ブランケット粒子燃料として充填している。

④ 原子炉構造

原子炉構造

原子炉構造概念図を図 4.3.36 に示す。

原子炉は、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する原子炉圧力容器と、その内側に、炉心出入口の冷却材流路を形成する内容器との二重容器構造となっている。

原子炉圧力容器は、ガスタービン等を内蔵する動力変換容器と二重管配管で接続され、上鏡部には、補助炉心冷却系、燃料出入用孔および燃料取替え用孔が、下鏡部には制御棒駆動装置が設置されている。原子炉圧力容器は、二重管配管部レベルで、90 度対象の４箇所で圧力容器から張り出した、ノズル部により支持されている。

また、原子炉圧力容器材料は、経済性を考慮して、軽水炉原子炉圧力容器材料と同じ調質 Mn-Mo 鋼（ＳＱＶ材）を使用している。原子炉圧力容器は、内面に断熱材を設置し、外面を空調施設により冷却している。さらに、原子炉圧力容器は、開発要素を排除し、現有設備をわずかに改良して製作、輸送が可能な、軽水炉より多少大きな寸法（内径約 10m）に制限した設計としている。

炉心は原子炉圧力容器下部の支持構造物上に設置され、周囲を遮蔽体を兼ねた黒鉛の可動反射体、固定反射体で囲まれている。

冷却材は二重管外管から流入し、原子炉圧力容器と内容器との間の流路を通って下降し、炉心下部より炉心に流入して、二重管内管からガスタービンへ流出する。

内容器は改良 9Cr を採用している。出入口の冷却材を熱的に隔離し、内容器温度低減のため、内容器の内面（炉心側）には断熱材を設置している。断熱材には、ＨＴＴＲで経験が豊富な繊維状の断熱材であるカオウール（Al_2O_3 と SiO_2 等の繊維）を考えている。断熱材は耐熱性のキャンにいれ、遮蔽体とともにスタッドボルトにより内容器に取り付ける。

遮蔽構造

炉心周囲の高速中性子遮蔽体は、炉心の径ブランケット集合体外周に反射体を兼ねて設置された黒鉛構造物である。黒鉛部の高速中性子累積照射量は、原子炉寿命 40 年、稼働率 90%を考慮すると、黒鉛の構造健全性から設定される高速中性子累積照射量制限値、約 $4 \times 10^{21} n/cm^2$ を上回るため、交換が可能な可動部と固定部に分離している。可動部は径ブランケット集合体外周に、燃料集合体と同一寸法で２層、固定部はその周囲に約 50cm 厚で設置されている。

また、内容器の内面や補助炉心冷却系熱交換器入口、燃料出入れおよび取替用孔入口には、炉心からのストリーミング等の遮蔽目的で、中性子遮蔽体B_4Cを設置している。

流量制限機構

流量制限機構の概念案を図4.3.36に示す。流量制限機構は、原子炉圧力容器と動力変換容器を接続する二重管の周囲に設置され、二重管部でのギロチン破断を想定しても、一次系外への漏洩面積は、流量制限機構と配管部の間の隙間面積に抑えられるため、減圧速度が制限されるというものである。安全解析の結果、炉心出力密度を維持したまま炉心溶融を回避するために設置が要求されるものであり、漏洩面積として50cm^{2}以下である必要がある。

⑤ 炉停止系

炉停止系の概念図を図 4.3.37 に示す。

炉停止系は、主炉停止系と後備炉停止系で構成されている。さらに、受動的炉停止装置が設置されている。

主炉停止系、後備炉停止系

原子炉圧力容器上部には補助炉心冷却系の熱交換器や燃料交換用のスタンドパイプがある。制御棒設置スペースが上鏡部にないことおよび高温雰囲気を避ける目的で、制御棒は下部から挿入する。

制御棒は、通常運転時にはモータ駆動のボールねじにより挿入度調整が行われる。シャットダウンの急速挿入時には、主炉停止系はストロークベローズの加圧ガスにより急速挿入される。一方、後備炉停止系は、加圧ガスとともに、加速スプリングにより急速挿入される。炉停止系はシャットダウン時の急速挿入方法に関して多様性を有している。

制御棒は、グリッパを取り外すことにより駆動機構から分離され、燃料交換装置により上部から交換される。

受動的炉停止装置

炉心の中性子スペクトルは、ナトリウム炉などの高速炉スペクトルと比較すると、多少低エネルギー側に偏っており(図 4.3.38 参照)、ドップラー効果が効きやすくなっている。しかし、安全解析の結果から、流量制限機構、ドップラー効果、自然循環冷却という受動的手段のみでは「減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動」時に、炉心溶融を回避することはできず、受動的炉停止装置が必要である。受動的炉停止装置の概念案の例を図 4.3.37 に示す。受動的炉停止装置は、ナトリウム炉などの SASS とは異なり、投入が要求されるまでに、約 10 分程度（事故後）と比較的長い時間的余裕があり、炉停止制御素子挿入に関して、より信頼性を向上した設計が可能である。本設計では、前述のことを考慮し、安全設計目標における要件として、その作動を前提として CDA 防止機能強化型シナリオを構築しても良いとの立場をとった。

⑥ 主冷却系（ガスタービン）

ガスタービン発電設備とヒートバランス図を図4.3.39に、系統の仕様を表4.3.11に示す。

ガスタービン発電設備は、発電機、タービン、低圧圧縮機、高圧圧縮機、再生熱交換器、前置冷却器、中間冷却器で構成され、高さ 43m の動力変換容器中に収納されている。４つの動力変換容器は、接続二重配管により原子炉圧力容器に接続されている。各容器は接続容器レベルで支持され、熱膨張に対して水平方向にスライドして変位を吸収する構造であり、動力変換容器側はフローティングサポートである。

ガスタービンでは、炉心を流れ出た高温冷却材により、直接、タービンを回転して発電を行う。タービンを出て、減圧、温度低下した冷却材ヘリウムは、再生熱交換器で熱交換され、更に前置冷却器で冷却されて低圧圧縮機に入り、そこで昇圧される。昇圧により昇温したヘリウムは、中間冷却器で冷却され、高圧圧縮機により所定の圧力まで昇圧され、さらに再生熱交換器で所定の温度まで昇温されて原子炉入口へ送られる。

ガスタービン発電設備の容量および仕様は、日本原子力研究所および諸外国の設計例を参考に設定した。プラント熱効率は約47%を達成した。

ガスタービン設備は、上から順に、発電機、ガスタービン、圧縮機が一軸で連結された縦置き型である。ターボ系の軸受けは、ヘリウム雰囲気であることを考慮し、磁気軸受けを採用した。タービン翼は850℃程度であるため、燃焼ガスタービンのような翼の冷却は必要ない。再生熱交換器はプレートフィン型の高効率コンパクト熱交換器である。

タービンミサイルは動力変換容器内に熱交換器を含むため、これらに対する対策として、ガスタービンと圧縮機のケーシング厚みを約 200mm 程度として対処する必要がある。

⑦ 補助炉心冷却系

補助炉心冷却系の系統構成、熱交換器概念、逆止弁の構造例を図4.3.40に、系統の仕様を表4.3.12に示す。

補助炉心冷却系は、原子炉トリップ後の崩壊熱除去、低温停止時、燃料交換時等の通常運転時及び事故時の除熱を行う。また、設計基準外事象時の、外部電源喪失時のすべての非常用ガスタービン発電設備の起動失敗による強制循環喪失時には、自然循環により除熱を行う。

補助炉心冷却系運転時には、タービン側のトリップによって、入口の逆止弁（グラビティダンパー相当）が差圧によって開となり、炉心上部から熱交換器を通って、原子炉圧力容器と内容器間の間を下降し、下部プレナムより炉心に流入する流路が形成される。なお、逆止弁は差圧自動駆動であり、動的機器と考えていないため、単一故障は想定していない。

原子炉圧力容器上鏡部に設置された補助炉心冷却系熱交換器の２次側流体は加圧水である。２次側伝熱管は、原子炉格納施設を貫通して、格納施設外に設置された空気冷却器で冷却される。ポンプによる強制循環、自然循環冷却が可能である。

補助炉心冷却系は 50%（強制循環冷却容量）×4 系統の構成である。但し、非常用ガスタービン発電設備は 2 系統であるため、単一故障時は、健全な電源系に接続する 50%（強制循環冷却容量）×2 系統が作動することになる。

⑧ 原子炉格納容器

本プラントでは、図4.3.41に示す下記３種類の構造を比較検討した。

格納容器については、（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）事象時にあっても、深層防護の立場から、その耐圧格納機能を要求するものとし、炉心流出冷却材と格納容器雰囲気とが完全混合するという簡易解析に基づき、最高使用温度150℃、最高使用圧力0.65MPa(abs)とした。

1) 円筒鋼製格納容器

皿型鏡板の鋼製格納容器形式の耐圧力性の改善、内径縮小の観点から、上部鏡板は半楕円型を採用した。格納容器肉厚を概算し、以下のような必要肉厚となった（図 4.3.41 参照）。

材料は、圧力容器鋼板 JIS G3115　SPV490

胴部（内径 39m）　：　約 65mm

上部半だ円鏡板　：　約 48mm

下部平板：6mm ライナー構造

2) 円筒小型ＰＣＣＶ

ＰＣＣＶは、緊張材（テンドン）の量を増加させる等により耐圧力を上げることが可能であるが、小型円筒格納容器では、上部平板に多数の開口を持つため、強度上の欠損部分が多く、またテンドンを有効に配置することができないため、強度上厳しくなる。

3) 円筒ドーム型ＰＣＣＶ

上記の欠点を解決するためには、天井クレーンを含めた上部空間全体も格納容器バウンダリーとする構造であるが、格納容器径等の増加、建屋物量の増加となりコストアップ要因となる。

以上のことから、鋼製格納容器を採用した。なお、鋼製の場合、厚板(38mm以上)に伴う現地での溶接後熱処理の免除に関する特別認可申請が必要である。軽水炉ではＳＧＶ480 鋼板で肉厚 44.5mm まで溶接後熱処理を実施しない特殊な方法による溶接に対して認可がなされている。

⑨ 燃料取扱設備

燃料交換時の原子炉断面図および昇降型炉内中継用案内管を図4.3.42に、燃料

取扱設備全体概念図を図4.3.43に示す。

使用済み燃料は、燃料出し入れ用孔から挿入されるパンタグラフ式燃料交換機により炉内中継槽（燃料移送ポット）に移送される。炉内中継槽に移送された燃料は、燃料出入機用孔から挿入される昇降型炉内中継用案内管をとおって、燃料出入機により炉外に取り出される。燃料出入機は天井クレーンにより移動されて、使用済み燃料は一時貯蔵プールに移送され、保存される。一時貯蔵プールの燃料は、運転再開後、使用済み燃料貯蔵プールに移送される。使用済み燃料は炉内では補助炉心冷却系により冷却され、燃料出入機内では外部より空気の強制循環により冷却される。また、使用済み燃料プールではヘリウム雰囲気で密封した容器の周囲を、プール水の自然循環で冷却される。

⑩ 安全性

設計ではCDA防止機能強化型設計とするために、前述のように「減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動」時にも自然循環のみで冷却形状の確保が可能なことを設計目標として設計を進めた。

予備安全解析

熱中性子炉 HTR では構造物黒鉛の大きな熱容量、出力密度制限(5W/cc 以下)により受動的な炉停止（ドップラー効果）と受動的な冷却を実現している。しかし、ガス冷却高速炉では、一般的に出力密度が 100～150W/cc と、熱中性子炉の数十倍であるため、さらに熱容量を増加する必要がある。しかし、高速炉では、黒鉛等構造物の存在により、中性子スペクトルが軟化して増殖比が低下し、高速増殖炉として成立しない。そのため、熱容量を増加することはできず、炉心の出力密度を低下せざるをえない。

予備安全解析では、まず、受動的炉停止装置や流量制限機構といった付加的安全設備なしで、安全設計目標を達成するためには、どこまで炉心の出力密度を下げる必要があるのかを検討した。その際、重要となる炉心の制限温度は、文献調査から、SiC 複合材料製の燃料コンパートメントが冷却形状を維持できる最高温度として、2200℃を温度制限値として設定し、解析を実施した。

その結果、出力密度 35W/cc 以上では次の事故シナリオでは成立しないことが分かった。

- 減圧事象(大口径破断)＋スクラム成功＋外部電源喪失＋非常用ガスタービン発電設備 2 台起動失敗(自然循環冷却)
- 減圧事象(小口径破断)＋スクラム失敗＋外部電源喪失＋非常用ガスタービン発電設備 2 台起動失敗(自然循環冷却)

また、炉心の出力密度をさらに低下し 30W/cc 以下とすることは次の点で困難である。

- 出力密度低下により、HM インベントリーが増加し更に倍増時間が長期化する。

・原子炉圧力容器が大きくなり経済的に製作可能な範囲を超える(内径約 10m 以上)

以上のことから、次の付加的安全設備を設置し、出力密度を 30W/cc として炉心性能を維持することとした。

・減圧事故時の破断面積を 50cm^{2}相当以下に制限するための流量制限機構

・受動的炉停止装置(ex.溶融金属やキューリー点式磁石によるボロン球の自動落下、挿入)

ただし、受動的炉停止装置は本炉心が緩慢な燃料温度過渡挙動 (最高温度到達まで 30 分程度)を示すので、ここでの安全設計目標の要件として、その効果を認めることができるという立場である。

安全解析結果

安全解析結果を図 4.3.44 に示す。

解析モデルは、流量配分を考慮するため、平均の発熱密度をもつ平均チャンネルと、最大の発熱密度をもつホットチャンネルを並列にモデル化している。受動的炉停止装置は、事象発生後、350 秒で作動するものと仮定した。受動的炉停止装置の作動によって、燃料、燃料被覆管の温度上昇は押さえられ、最高温度は、事象発生後 4200 秒に、ホットチャンネルで 2033℃となり、制限温度である 2200℃を満足した。本結果から、燃料温度は制限温度に対して余裕があるため、受動的炉停止装置の作動開始時間は、解析条件の 350 秒から、さらに 300 秒程度の余裕があり、作動までに 10 分程度の時間余裕がある。

反応度変化では、減圧反応度が 2 $程度になっているが、この値は、窒化物燃料と被覆材 Ti の組み合わせによって生じた中性子スペクトルと冷却材ヘリウムの中性子断面積との関係に起因するもので、酸化物、被覆材 SiC との組み合わせでは、減圧反応度は約 1／2 となる。

⑪ 全体配置

プラント概念、配置図を図 4.3.31 に、プロットプランを図 4.3.45 に示す。ツインプラントでの原子炉建屋寸法は、補助建屋を含み 100m55mH88.5m（使用済燃料貯蔵プール除く地上部）であり、建屋容積としては、44 万m^3 で、1 プラント容積に換算すると約 22 万m^3 である。（使用済燃料貯蔵容量 8 炉心分）

本被覆粒子燃料ヘリウム炉プラントの特徴は、次の項目である。

1) ツインプラント化

他プラントと同様、ツインプラントとして設備の共用化等により物量の削減を図っている（燃料出入機、天井クレーン、使用済み燃料プール)。

2) タービン建屋が不要

ガス冷却炉プラントは、ガスタービン発電ユニットを直接原子炉に接続し発電するシステムであり、蒸気サイクルのようなタービン建屋は不要である。

3) 建屋免震

他炉型のプラントと同様に、建設時の土木掘削量の削減、建屋物量の削減、機械設備（特にガスタービン）に対する耐震荷重条件の緩和等の観点から、２次元免震建屋構造としている。原子炉建屋と補助建屋は基礎一体として、建屋全体が免震構造である。

なお、原子炉補助建屋には、補助炉心冷却系二次側冷却塔、燃料貯蔵取扱設備、廃棄物処理設備、メンテナンス設備、中央制御室を含む電気計測制御設備、換気空調設備、その他共用化の可能な補機設備関係並び放射線管理関係設備等が配置されている。

⑫　定期点検

定期検査工程を図 4.3.46 に示す。

図中の太線で示すものがクリティカルパスである。クリティカルパスでは、ガスタービン、補助循環器による一次系の除熱を実施しながら、一次系内部を減圧し、所定の圧力に達したところで、動力変換容器の蓋を開放して、ガスタービンのターボ系の交換が行われる。その後、十分に燃料の崩壊熱が減衰した後、燃料交換を実施し、格納容器ハッチ漏洩試験、制御棒性能試験、炉物理試験の後に昇温を開始する。

格納容器全体漏洩率試験を実施する標準外点検（45 日）は、図に示した標準点検（40 日）２回に対して１回のサイクルで実施されるため、平均の定期点検日数は 41.7 日である。

ガスタービンの点検では、タービン翼の目視および浸透探傷試験、軸受けの目視点検を実施する。予備機を用意して点検時に予備機と交換する方法と、その場で検査する方法の２通りを検討した。その場で検査する方法では、天井クレーン２基設置で３直 25 日が必要であるという結果となり、長期間を要するため、本検討では、わずかにコスト高となるが、予備機を使用する方式を採用した。なお、ガスタービンは、現在の軽水炉の蒸気タービンでは、25 ヶ月に 1 回の点検が義務化されているが、本検討では将来の規制緩和をにらみ、定検あたり、４基のうちの１基の点検を実施することとしている。

１回の定検での交換燃料集合体数は 155 体であり、１体につき 90 分と仮定している。

⑬　建設工程

建設工程を図 4.3.47 に示す。建設工期は 46.5 ヶ月である。

図中の太線で示すものがクリティカルパスである。クリティカルパスでは、土木工事に続いて、格納容器建設、ガスタービン・原子炉本体等の据付、単体機能試験、総合機能試験を経て性能試験が実施される。このクリティカルパスのほとんどの期間が、格納容器建設に要する期間である。

(c) 評価結果

① 経済性

a. プラント建設費

プラント建設費は、評価結果では 20 万円／kWe を 1 割弱程度上回っているが、さらなるコストダウン策によって目標達成が可能な範囲内であると考えられる。

b. 建設工期

建設工期は 46.5 ヶ月で 50 ヶ月以下となっている。

原子炉圧力容器、動力変換容器はモジュール型となっているため、据付に要する時間は少ないものと考えられる。

c. 稼働率

稼働率は 93%であり、90%以上を達成している。

d. 定検期間

定検期間は 42 日（標準、標準外の平均）であり、45 日以下とできる。

燃料の崩壊熱減衰待ち、１次系の減圧とガスタービンターボ系の交換と検査、燃料交換等がクリティカルパスを構成する主な作業である。ガスタービンは予備のターボ系を備え、定検時には、ターボ系を入れ替え、運転中に検査、補修する計画である。

e. 所内負荷率

所内負荷率は 2.8%であり、4.3%以下を達成している。

直接サイクルガスタービン発電であるため、一次系の冷却材循環は、炭酸ガス炉のガス循環機（電動機で約 10%程度）のように大きな負荷はない。また、ナトリウム炉のように中間熱輸送系が削除されているため、その分の負荷もない。本プラントでは、実証炉 Phase２を基準として推定した値であるが、結果は、他炉のガスタービン原子炉設計例の値とほとんど同じであり、妥当であると考えられる。

f. 原子炉及び冷却系の物量（１プラント分）

・原子炉圧力容器（SQV 鋼：PWR 材料）：約 1030ton
・原子炉下部構造物：約 480ton
・動力変換容器（SQV 鋼 4 容器/プラント分）：約 3640ton
・二重管：約 110ton
・ガスタービン重量は未検討
・上記合計：約 5260*ton（47.0*ton/万 kWe）
（＊ガスタービン発電設備重量４基分と炉内構造物の一部を除く）

g. プラントあたりの原子炉建屋容積

・原子炉建屋： 約 220000m^3

h. ツインプラントあたりの原子炉建屋容積

・約 440000m^3(1964m^3/万 kWe)

② 安全性

a. 安全設計

・「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等への適合性がある。ただし、CDA 防止機能強化型として、炉心損傷対応を不要とする安全設計の考え方について、コンセンサスを得る必要がある。また、その場合、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」に基づく、いわゆる（5）項事象に相当する評価事象を検討する必要がある。

・冷却材がガスであることを踏まえて、上記の安全設計方針の見直しが必要である。

b. 原子炉停止系

制御棒

・制御棒材料は、具体的には未検討であるが、燃料と同様に高温雰囲気で使用され、設計基準外事象時にも健全性を確保する必要があるため、燃料集合体と同じ、SiC 系の材料で製作されることになるものと考えられる。これらの材料の運転中の変形、強度についてはまだ不明であること、セラミクス材料であることから、挿入性、健全性を考慮した構成材料および構造の具体的な検討が必要である。

受動的炉停止能力

・本設計では CDA 防止機能強化型設計とするために、（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）時にも自然循環のみで冷却形状の確保が可能なことを安全設計目標として設計を進めた。その結果、ドップラー効果による反応度だけでは不十分で、受動的炉停止装置の投入により反応度の補完が必要であることが分かった。受動的炉停止装置については、キューリー点磁石による制御棒挿入や溶融金属によるボロン球落下等の概念案が提示されているのみであり、今後の開発が必要である。

c. 崩壊熱除去系（補助炉心冷却系）

信頼性、成立性

・「減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動」事象時には、冷却材温度は約2000℃近くに達する。このような雰囲気での、補助炉心冷却系の流路形成をスイッチングする、逆止弁の信頼性、健全性と熱交換器部の断熱構造は今後の検討課題である。

全交流電源喪失時の崩壊熱除去能力（24 時間を目安）

・補助炉心冷却系による自然循環冷却が可能である。

d. 格納系

・（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）事象までを考慮しており、特に問題はないと考えられる。

e. 再臨界回避方策

再臨界回避能力

・炉心溶融防止機能を十分に高めた設計により、炉心溶融を回避し、再臨界に対する対応を不要としている。

炉心損傷発生頻度 10^{-6}／炉年未満の見通し

・停止系は、通常系、後備系の独立 2 系統の構成で信頼性が高い。また、減圧事象と重ね合わせない限り、1 次系が加圧状態では補助炉心冷却系により自然循環除熱が可能である。補助炉心冷却系の逆止弁の信頼性は、実験等により検証する必要はあるが、50%×4 系統の補助炉心冷却系構成で信頼性が確保され、10^{-6}/炉年未満は満足されているものと考えられる。

③ 構造健全性（含耐震性）

本プラント設計では、Phase I の段階では CDA 防止機能強化による炉心損傷対応回避の可能性に注目し、炉心設計、安全設計の検討を中心に設計を進めた。構造健全性は、原子炉の成立性に大きな影響を与えることはないと判断したため、耐震、熱過渡等に基づく健全性評価は実施していない。炉心設計、安全設計が確定された後に、実施評価が必要である。

a. 実証炉構造設計方針への考え方への整合性

・SiC 製炉心構成要素設計基準の新たな検討が必要である。

b. 材料

・原子炉容器：SQV 鋼（軽水炉の原子炉圧力容器鋼材）
　コンベンショナルな材料を使用し、断熱材、遮蔽体を内張りして耐熱、耐照射としている。
・断熱材、遮蔽体：耐熱、耐照射材料の開発が必要。
・地震条件: M6.8 相当について今後検討する必要がある。
・免震機構：2 次元免震を前提とする予定。

c. 主要機器の構造健全性

原子炉圧力容器

・原子炉圧力容器では、熱応力、振動、内圧、腐食、地震の観点から特に構造健全性上問題となりそうな部位はないと考えられる。

炉内構造物

・炉内構造物では、特に、内容器と二重管内管接合部について、熱変位差、熱過渡による熱応力、地震力を考慮して健全性を評価する必要がある。
・制御棒については、地震時の上下動に対する挿入性を検討する必要がある。
・内容器及び断熱材等については流力振動の検討が必要である。
・内圧に対する健全性で特に問題になるものはないと考えられる。
・補助炉心冷却系あるいは動力変換容器内熱交換器の伝熱管破損による水侵入によって、可動、固定遮蔽体黒鉛が腐食し、可燃性ガスを放出する可能性があるので検討する必要がある。

冷却系

・熱応力について特に問題となる部分はないものと考えられる。
・地震時の上下動についてタービン軸と軸受けの応答を検討する必要がある。
・ガスタービン内のターボ機械の軸振動、各冷却系等機器の振動、補助炉心冷却系逆止弁の流力振動について検討する必要がある。
・内圧、腐食の観点から、構造健全性上問題となりそうな部位はない。

格納施設

・格納施設では、熱応力、振動、内圧、腐食、地震の観点から問題になることはないと考えられる。

④ 製作建設性

a. 製作性

・縦置きガスタービンの製作性、特にガスタービン、磁気軸受け、再生熱交換器等については、今後の開発が必要である。
・炉容器、炉内構造物や二重管等の主要な構造物は工場で製作可能で、原子炉圧力容器の一部、二重管部外管等の重要部分は一体鍛造が可能である。

b. 検査性（製作時の検査性）

・再生熱交換器はプレートフィン型のコンパクト熱交換器であり、検査方法についてR&Dにより検討する必要がある。

c. 組立・輸送・据付性

・原子炉圧力容器等は現有設備で輸送可能な寸法・重量に制限されている。
・ 格納容器は事故時を考慮して約 65mm 程度の肉厚があり、溶接後熱処理を不用とするためのＲ＆Ｄが必要である。なお、現状ではＳＧＶ480 鋼のＲ＆Ｄにより、肉厚 55mm まで、溶接後熱処理及び予熱を省略した溶接施工は可能であることが確認されている。
・ モジュール、ユニット化されているため、据付性は他炉型に比較して問題はなく、むしろ簡素化されるものと考えられる。
・ ガスタービン発電設備は開発を要する技術であり、今後の検討が必要である。

d. 現地試験性

・ 据付性と同様の理由で、他炉型に比較して問題はないものと考えられる。

⑤ 運転・保守補修性

a. 運転

・直接ガスタービン発電プラントであり中間熱輸送系が削減されているため、運転は簡素化されるものと考えられるが、ガスタービン自体の運転制御方法については今後のＲ＆Ｄが必要である。
・ 負荷追従運転は制御棒操作とともにガスタービンの流量バイパス・ヘリウムインベントリの制御によって可能であると考えられるが、今後の検討が必要である。

b. ISI

・冷却材バウンダリの検査は可能である。
・熱交換器(IHX,SG 等)の伝熱管は検査可能である。
・主循環ポンプ（ガスタービン）は１軸で一体となったターボ系を取り出して検査が可能である。
・炉心支持構造物は検査可能である。
・原子炉容器の目視・体積検査は可能である。
・制御棒駆動装置は原子炉圧力容器下部から検査可能である。

c. 検出性

・一次系からのヘリウム冷却材の漏洩検出は、通常時もいくらかの漏洩が想定されるので、検出系の感度と漏洩率を考慮に入れて、通常漏洩と異常漏洩をどう区別するか、どこまでの漏洩が許容されるのかについて検討が必要である。
・水系冷却器の漏洩検出は、湿分検出器の感度を考慮した上で、どの程度の水漏洩が許容できるのか、水漏洩の影響に関しても検討が必要である。
・主循環ポンプ（ガスタービン）の性能低下、ベアリングの損傷、絶縁性の低下は出入口温度の変化、振動などにより検出可能であると考えられる。
・ヘリウム冷却材漏洩箇所は化学的な方法により同定が可能であろうと考えられるが今後の検討が必要である。
・タービン側の水漏洩箇所の同定が可能である。
・本炉では、たとえ炉心溶融が局部的に発生したとしても、急激な正の反応度投入には至らないため、遅発中性子検出による急速対応の必要はないと考えられ、プレシピテータ等通常の FP 検出系により対応できると予想される。

d. 保守・補修性

・ガスタービン発電設備の保守・補修方法は、ガスタービンが縦型であることと、放射能沈着の可能性も考えられるため、今後のＲ＆Ｄが必要である。特に、被覆粒子燃料では、製造時破損等による放射能放出を、純化系の処理能力等を考慮して許容できる範囲に押さえる必要があるが、ガスタービン交換時には、遠隔操作や機密構造が必要になることも想定されるため、この点での検討が必要である。
・熱交換器の伝熱管補修で特に問題になることはないと考えられる。
・主冷却系配管を補修する場合には、二重管部取り外し方法の検討が必要である。
・例えば冷却材の小漏洩時にも、機器の故障あるいは事故の復旧は、常識的な時間の範囲で可能である。
・炉内構造物の引抜補修を行う場合には、内容器の取り外し構造について検討が必要である。
・炉心退避は可能である。
・炉内構造物の目視検査は、冷却材が透明なガスであるため可能であり容易で

ある。
・補修時には冷却材ガスを減圧する必要がある。
・冷却材の純度管理は容易である。
・冷却材はガスであるため、ナトリウムのような使用済み燃料の洗浄は不要である。

e. 機器へのアクセス性
・機器に対して必要なアクセスルートを確保することができる。
・機器に対して適切な生体遮蔽の設計ができる。
・ナトリウムのように冷却材が放射化することはないため、保守・補修時の被曝量の低減を図ることができる。ただし、炉心からのストリーミングには十分に注意する必要がある。

⑥ 炉型特有の開発課題

以下に炉型特有の開発課題を示す。

a．ヘリウムガスタービン発電設備の開発

ヘリウムガスタービンは、ターボ系が発電機と一緒に一軸で結合されて動力変換容器中に設置される縦置き一軸型である。本ヘリウムガスタービンの成立性についてはまだ実績がないため、各要素からの開発が必要である。特に、ガスタービン、磁気軸受け、再生熱交換器については開発要素が多いものと考えられる。

b．断熱材、ライナーの開発

内容器、補助炉心冷却系熱交換器は、（減圧事故＋スクラム失敗＋動的機器不作動）事象時に 2000℃もの高温に曝されるため、これらに耐え得る断熱材、ライナー構造の開発が必要である。

c．補助冷却系逆止弁の開発

補助炉心冷却系の流路は、炉心上部、補助炉心冷却系熱交換器の入口に取り付けられた逆止弁のスイッチングによって形成される。この逆止弁は通常停止時、過渡、事故時を通じて使用されるため、十分な信頼性を有する必要がある。さらに、事故時の自然循環力によって生じるわずかの差圧で開とならなければならず、また設計基準外事象時には、約 2000℃の高温雰囲気で健全性を保つ必要がある。これらを考慮した開発が必要である。

d．事故時自然循環による除熱性能の確証

炉心燃料は特殊な形状をしており、プレナムでのヘリウム冷却材の混合等を考慮し、事故時の自然循環時の除熱性能について、確証試験が必要である。

e．受動的炉停止装置の開発

現状の炉心性能を維持したまま、CDA 防止機能強化型として設計を実施するためには受動的炉停止装置が必要である。キューリー点電磁石による制御棒の挿入あるいは溶融点金属によるボロン黒鉛球の落下投入などの概念はあるが、今後の開発が必要である。

表 4.3.10　基本仕様
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

No	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	被覆粒子型燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉プラント
2	電気出力（発電端）	約 1120MWe
3	熱出力	2400MWt
4	ループ数	4 ﾙｰﾌﾟ
5	1 次系 He 温度	460/850℃
6	1 次系流量	4266ton/h
7	1 次系圧力	6MPa
8	2 次系温度、流量	－
9	水／蒸気温度	－
10	タービン発電機	4 基/原子炉
11	プラント稼動率	93%
12	炉心・燃料	被覆粒子型窒化物燃料
13	炉心の径/高さ	5.62m/3.2m
14	軸/径ブランケット	0.4m/0.4m
15	被覆粒子燃料	外径 1.94mm、燃料核径 1.5mm、 第 1 層低密度 TiN:120μm、第 2 層高密度 TiN:100μm
16	燃焼度（増殖比）	9.5 万 MWd/t(1.09)
17	炉心出力密度	約 30W/cc(制御カラムを含む炉心体積当たり)
18	燃料集合体型式	被覆粒子燃料内蔵集合体
19	原子炉容器型式	ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電ﾕﾆｯﾄ一体型鋼製原子炉容器
20	原子炉停止系	制御棒駆動装置下部設置
21	炉心安全	CDA 防止機能強化型 (受動的炉停止装置、流量制限機構の機能を前提とする)
22	炉心上部機構	無し(制御棒下部駆動、上部燃料交換)
23	1 次系接続容器	2 重管方式
24	補助炉心冷却系	原子炉本体上部設置型直接炉心冷却:50%_4 系統
25	原子炉格納施設	鋼製原子炉格納容器
26	燃料取扱い方式	ﾌﾟﾗﾝﾄ運転ｻｲｸﾙ約 19 ヶ月 7 ﾊﾞｯﾁ方式
27	①燃料減衰待貯蔵	炉外燃料貯蔵方式(水冷却)
28	②炉内燃料交換	ﾊﾟﾝﾀｸﾞﾗﾌ式 FHM
29	③炉外燃料移送	台車方式
30	④燃料搬出入形態	－
31	免震	2 次元免震
32	プラント寿命	40 年

表4.3.11 ガスタービン仕様
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

1　ガスタービン仕様一覧

項目		仕様
型　式		軸　流
基　数		1基／ループ
流体名		ヘリウム
流　量		296kg/s
出入口温度	入口	850 ℃
	出口	478 ℃
出入口圧力	入口	6．0MPa
	出口	2．0MPa
圧力比		3．0
断熱効率		93．5%
タービン出力		573MWt
段　数		8 段
ロータ内径		2．3m
翼　長		0．08～0．17m
ロータ長		1．7m
ディスク材質		Inconel 706

2　圧縮機仕様一覧

項目		仕様（低圧圧縮機）	仕様（高圧圧縮機）
型　式		軸　流	軸　流
基　数		1基／ループ	1基／ループ
流体名		ヘリウム	ヘリウム
流　量		296kg/s	296kg/s
出入口温度	入口	35 ℃	35 ℃
	出口	128 ℃	128 ℃
出入口圧力	入口	1．91MPa	3．47MPa
	出口	3．48MPa	6．35MPa
圧力比		1．8	1．8
断熱効率		90%	90%
段　数		16 段	17 段
ロータ内径		1．6m	1．6m
翼　長		0．1m	0．1m
ロータ長		2．1m	1．3m
ディスク材質		Ni-Cr-Mo-V鋼	Ni-Cr-Mo-V鋼

3　発電機仕様一覧

項目	仕様
型　式	3相交流同期型
基　数	1基／ループ
容　量	310MVA
冷却方式	ヘリウム冷却
発電機効率	98．5%
ロータ内径	1．1m
発電機外径	3．9m
発電機長さ	14．3m

4　再生熱交換器仕様一覧

項目		仕様
型　式		プレートフィン型
基　数		6基／ループ
交換熱量		85MW／基
流体名（高圧側／低圧側）		ヘリウム／ヘリウム
流　量（高圧側／低圧側）		49．3kg/s／49．3kg/s
出入口温度（高圧側／低圧側）	入口	128 ℃／478 ℃
	出口	460 ℃／146 ℃
対数平均温度差		18℃
温度効率		95%
入口圧力（高圧側／低圧側）		6．35MPa／2．0MPa
フィンピッチ（高圧側／低圧側）		1．1mm／1．5mm
プレート厚さ（高圧側／低圧側）		0．5mm／0．5mm
伝熱部幅		0．89m
伝熱部長さ		0．94m
伝熱部高さ		7．2m
伝熱部材質		SUS316

5　前置冷却器仕様一覧

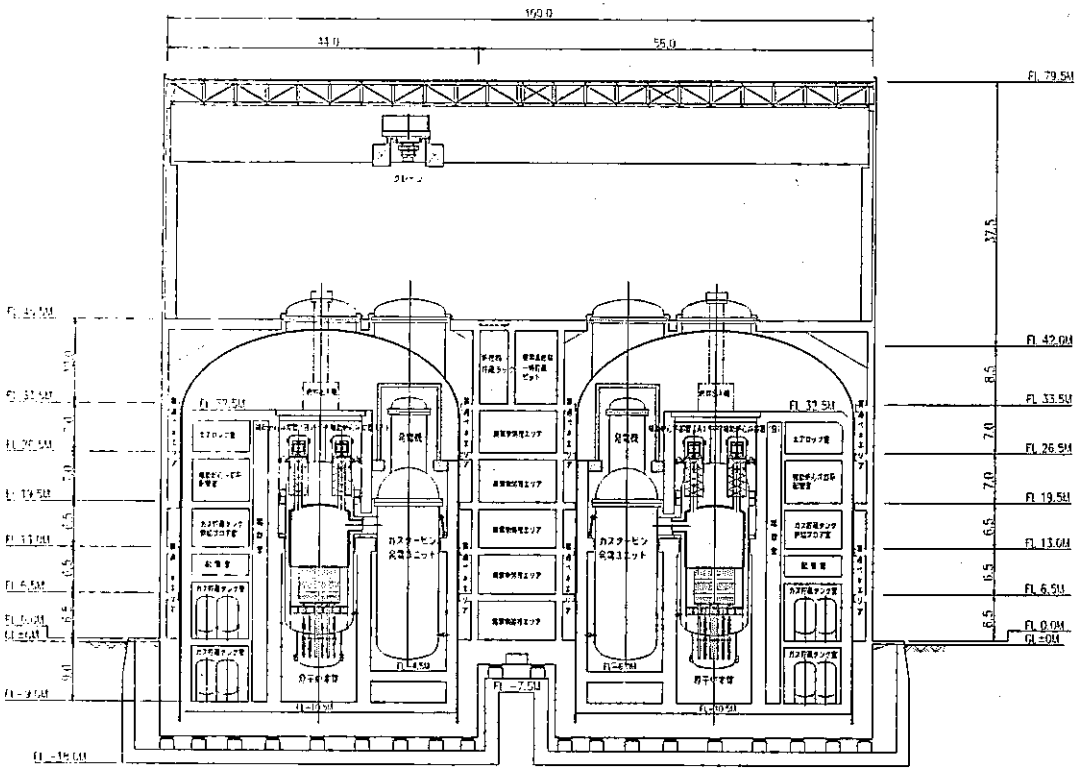
項目		仕様
型　式		ヘリカルコイル水冷型
基　数		1基／ループ
交換熱量		171MW／基
流体名（管側／胴側）		冷却水／ヘリウム
流　量（管側／胴側）		1773kg/s／296kg/s
出入口温度（管側／胴側）	入口	27 ℃／146 ℃
	出口	50 ℃／35 ℃
対数平均温度差		35．4℃
入口圧力（管側／胴側）		0．5MPa／1．96MPa
伝熱管外径		25．4mm
伝熱管本数		3802本
伝熱管長さ		16m／本
ヘリカルコイル層数		52層
最内周コイル径		1．7m
最外周コイル径		6．4m
伝熱部高さ		4．0m
容器材質		低合金鋼（SQV）
伝熱管材質		SUS316

6　中間冷却器仕様一覧

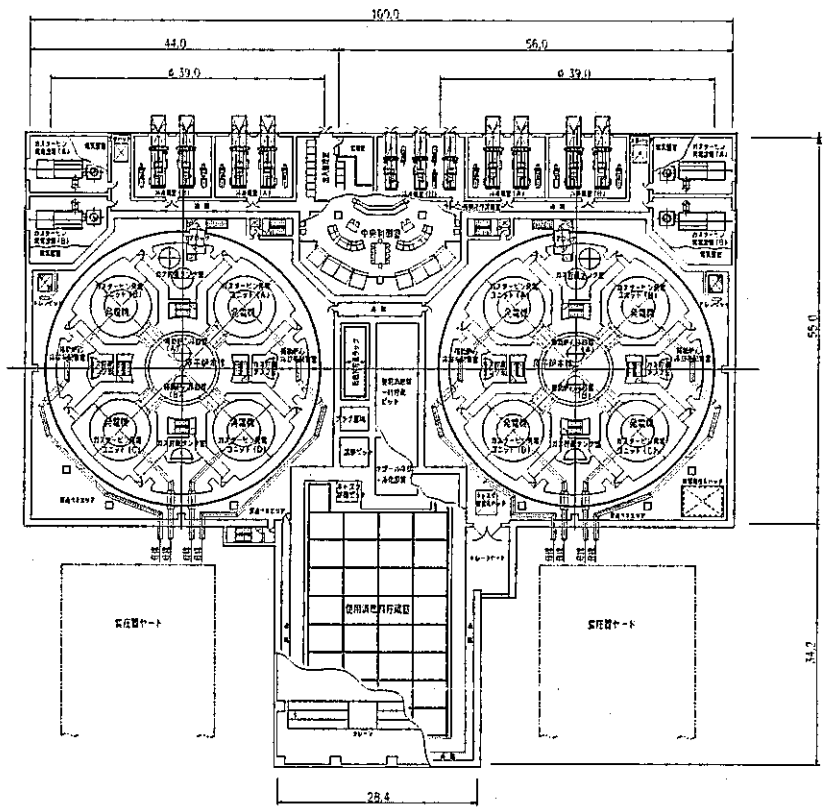
項目		仕様
型　式		ヘリカルコイル水冷型
基　数		1基／ループ
交換熱量		143MW／基
流体名（管側／胴側）		冷却水／ヘリウム
流　量（管側／胴側）		1485kg/s／296kg/s
出入口温度（管側／胴側）	入口	27 ℃／128 ℃
	出口	50 ℃／35 ℃
対数平均温度差		30．7℃
入口圧力（管側／胴側）		0．5MPa／3．48MPa
伝熱管外径		25．4mm
伝熱管本数		2568本
伝熱管長さ		18．5m／本
ヘリカルコイル層数		38層
最内周コイル径		3．4m
最外周コイル径		6．4m
伝熱部高さ		3．5m
容器材質		低合金鋼（SQV）
伝熱管材質		SUS316

表 4.3.12 補助炉心冷却系仕様
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

項　目		減圧事故時強制循環	減圧事故時自然循環
１系統当たり交換熱量（MW）		54.6	33
ＤＨＸ運転基数		2	4
ＤＨＸ１基当たり交換熱量（MW）		27.3	8.25
１系統当たりヘリウム流量（ｔ／ｈ）		48	16
流量（ｔ／ｈ）	ヘリウム	24	4
	冷却水	235	71
	空気	815	164
入口／出口温度（℃）	ヘリウム	1250/460	1750/320
	冷却水	150/250	150/250
	空気	40/160	40/220
圧力（ＭＰａ［ｇａｇｅ］）	ヘリウム	0.5	0.5
	冷却水	5	5



（立面）



（平面）

原子炉建屋容積＝22.7万m^3（1ユニットあたり）
格納容器内容積＝5.8万m^3×2基

図 4.3.31　プラント概念配置図
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

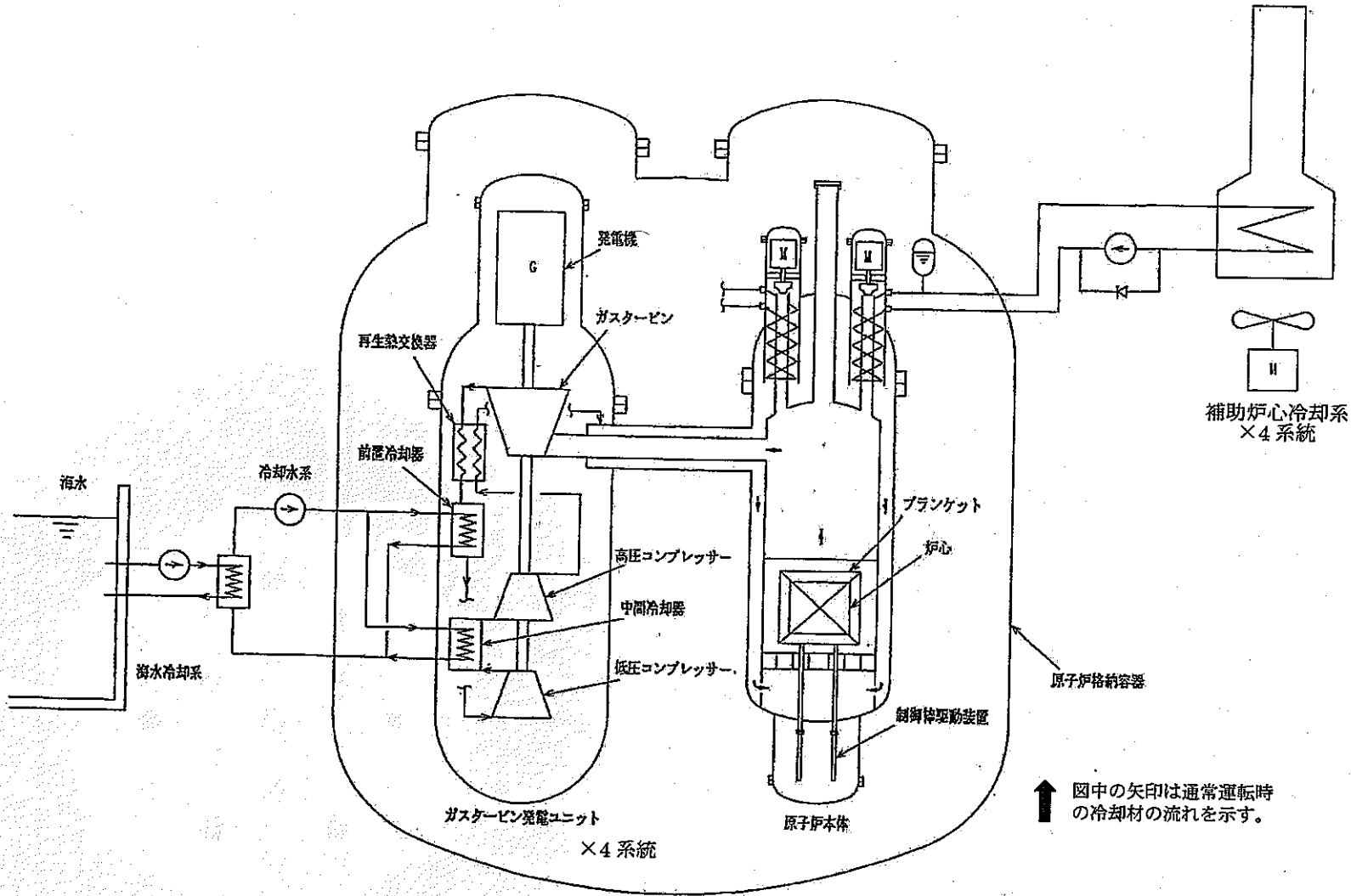
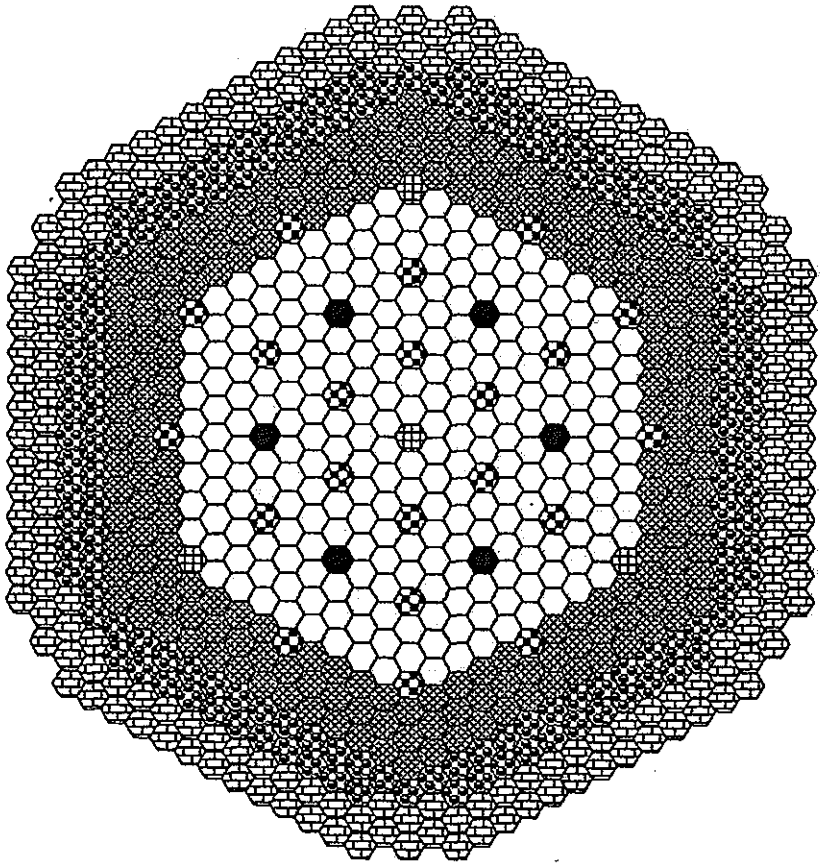


図 4.3.32　系統概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)



⬡	内側炉心燃料集合体	246 体
⬡	外側炉心燃料集合体	192 体
⬡	径ブランケット集合体	144 体
⬡	制御棒（主炉停止系）	21 体
⬡	制御棒（後備炉停止系）	6 体
⬡	受動的炉停止装置	4 体
⬡	可動反射体（黒鉛）	186 体
	計	799 体

He冷却炉 炉心主要特性（窒化物燃料炉心）

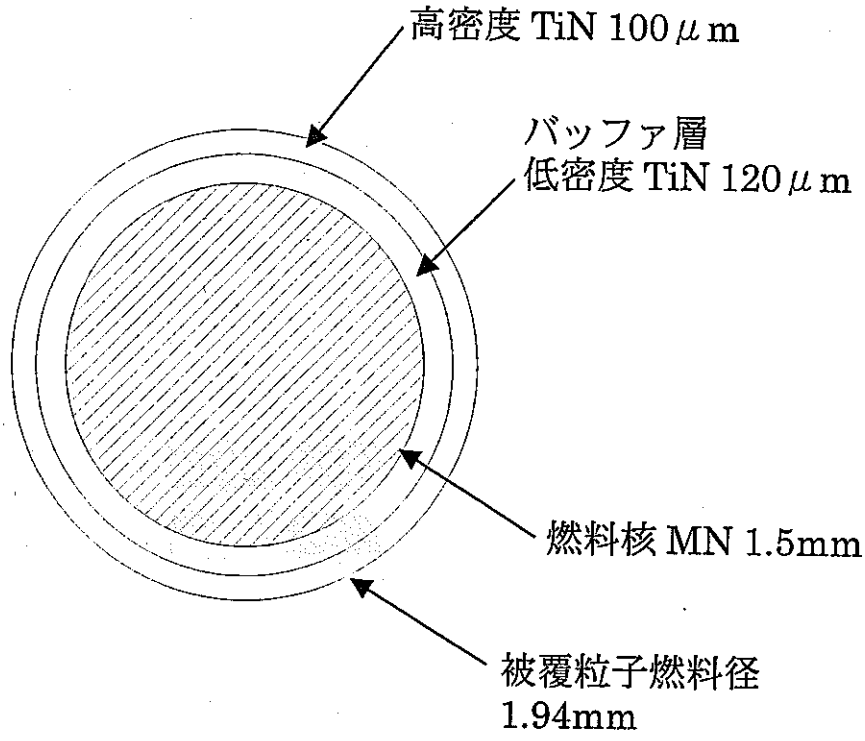
項目	単位	特性	備考
原子炉熱出力	MWt	2400	
運転サイクル長さ	EFPM	18.7	
燃料交換バッチ数	-	7	
Pu富化度（内側／外側）	w/o	20.5 / 27.0	
燃焼反応度損失	%Δk/kk'	1.1	
ピーク出力密度	W/cc	43.8×1.10	・制御棒効果：1.10 ・出力ピーキング係数 1.55×1.10＝1.71 （1.55の内訳） 径方向：1.31 軸方向：1.18
平均出力密度（炉心燃料平均）	W/cc	28.2	
ピーク高速中性子束	10^{15}n/cm2s	0.73	
ピーク高速フルーエンス	10^{23}n/cm2	2.5	
炉心取出平均燃焼度	10^{4}MWd/t	9.5	
増殖比 ・内側炉心 ・外側炉心 ・径ブランケット ・軸ブランケット 計	-	 0.459 0.225 0.275 0.135 1.09	
原子炉倍増時間 複合インベントリ倍増時間	年 年	116 117	燃料交換・定検期間： 45日想定。
ドップラ-係数	Tdk／dT	-0.0092	
He減圧反応度（拡散計算） （輸送理論補正後）	Δk/kk'($) Δk/kk'($)	0.0055(1.7$) 0.0084(2.5$)	1$=0.00331

（標準燃料組成：FBR多重リサイクル TRU＋随伴FP）

図 4.3.33 炉心構成および主要諸元
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

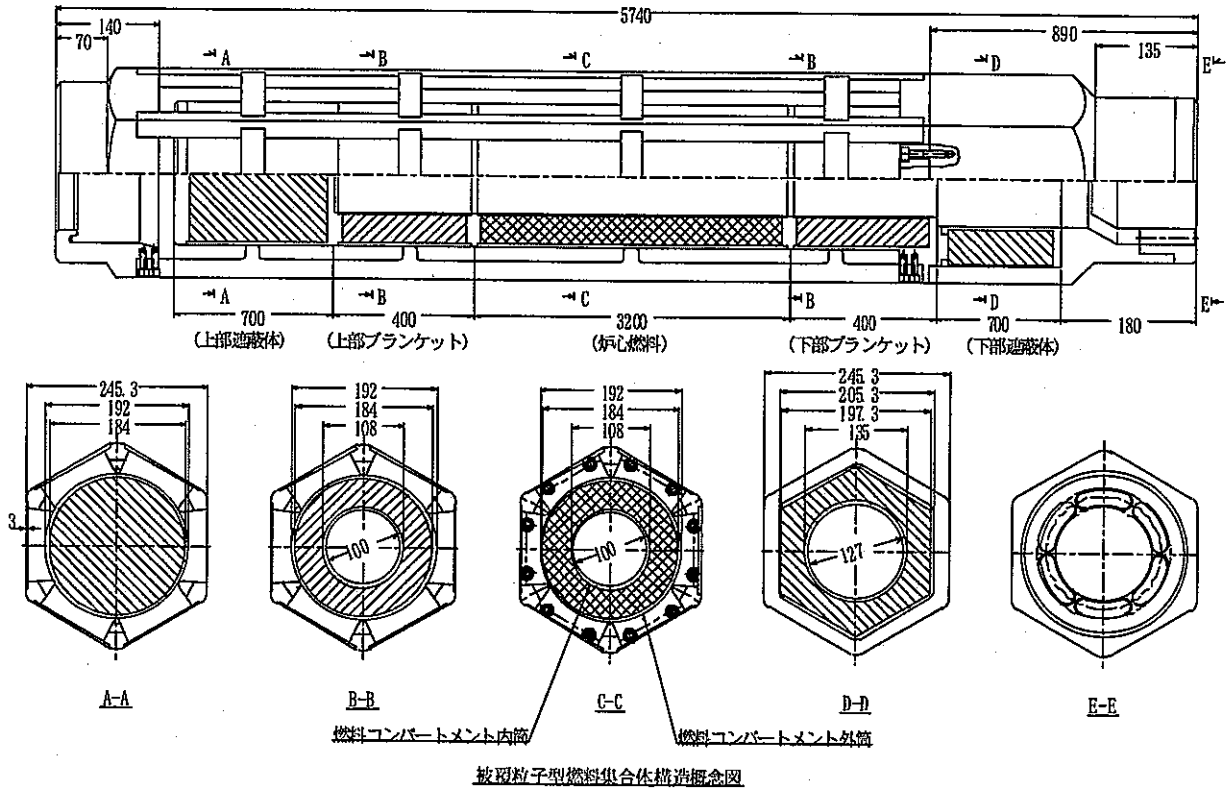
燃料集合体諸元

燃料集合体	
燃料集合体配列ピッチ	247mm
燃料集合体全長	5740mm
エントランスノズル長さ	135mm
ハンドリングヘッド長さ	140mm
燃料コンパートメント	
燃料コンパートメント数／集合体	1
外径	192mm
内径	100mm
全長	4000mm
上／下部遮蔽長さ	700／700mm
炉心高さ	3200mm
上／下ブランケット高さ	400／400mm
燃料粒子	
外径	1.94mm
被覆1層低密度TiN，第2層高密度TiN厚	120μm、100μm、
燃料核径（MN）	1.5mm



被覆粒子燃料構造概念図

図 4.3.34　燃料集合体諸元と被覆粒子燃料構造概念



被覆粒子型燃料集合体構造概念図

①オリフィス部　②遮蔽体内管　③炉心内管　④燃料ｺﾝﾊﾟｰﾄﾒﾝﾄ内筒
⑤燃料粒子層　⑥燃料ｺﾝﾊﾟｰﾄﾒﾝﾄ外筒　⑦燃料ｺﾝﾊﾟｰﾄﾒﾝﾄ外部
⑧上部遮蔽体外部

注）⇦ は冷却材の流れを示す。

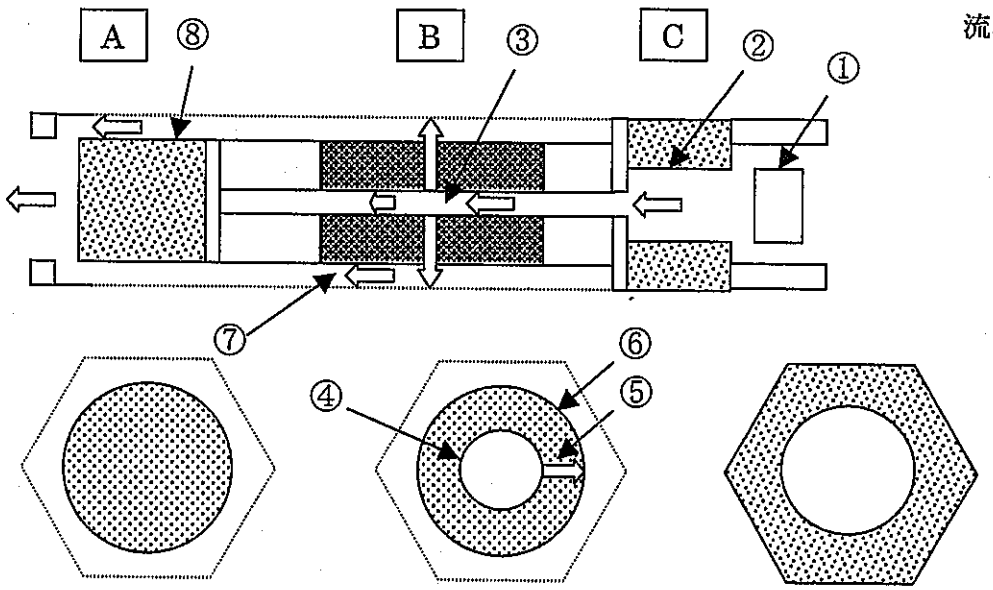


図 4.3.35　燃料集合体概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

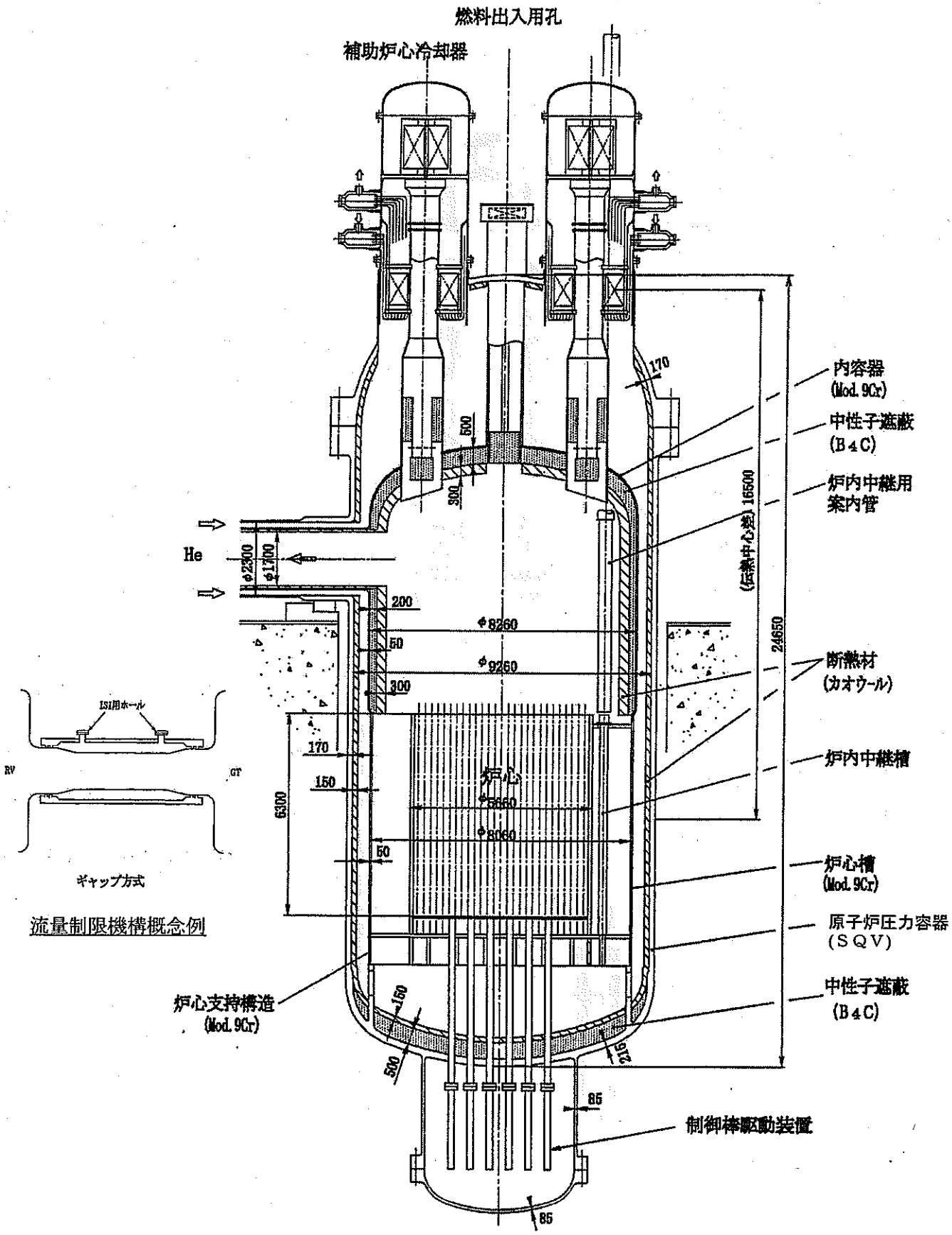
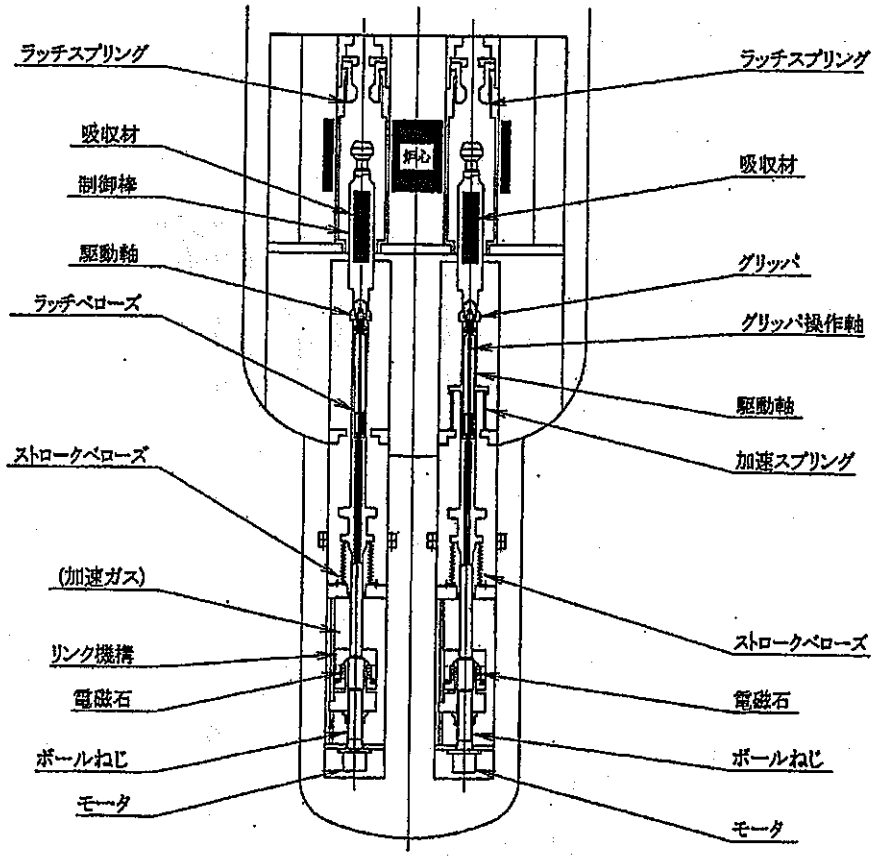
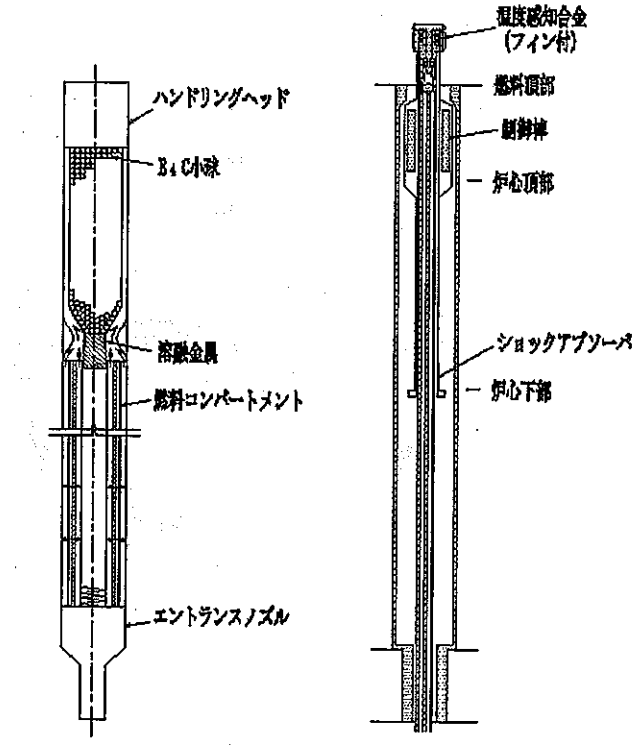


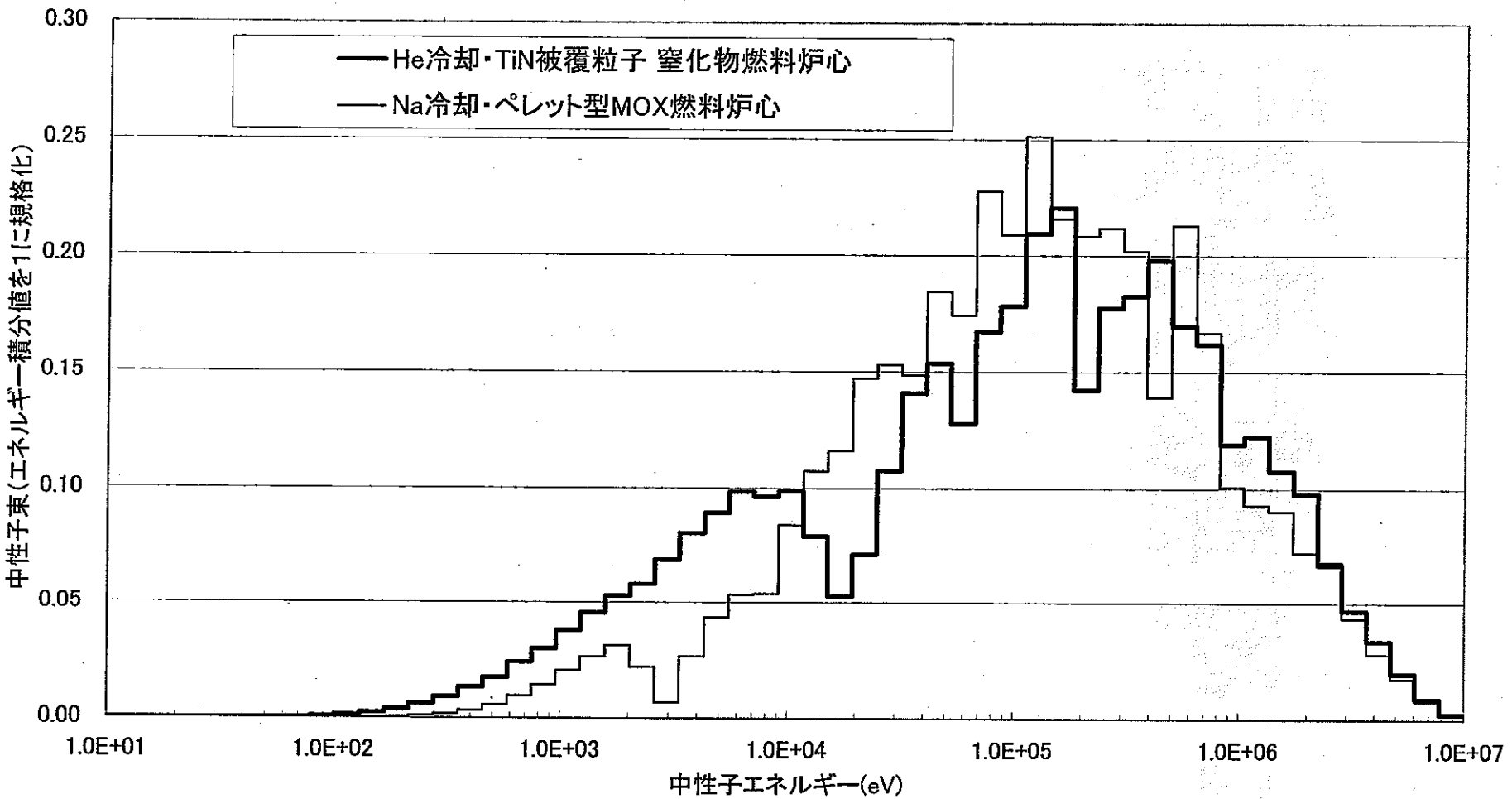
図 4.3.36　原子炉構造概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)





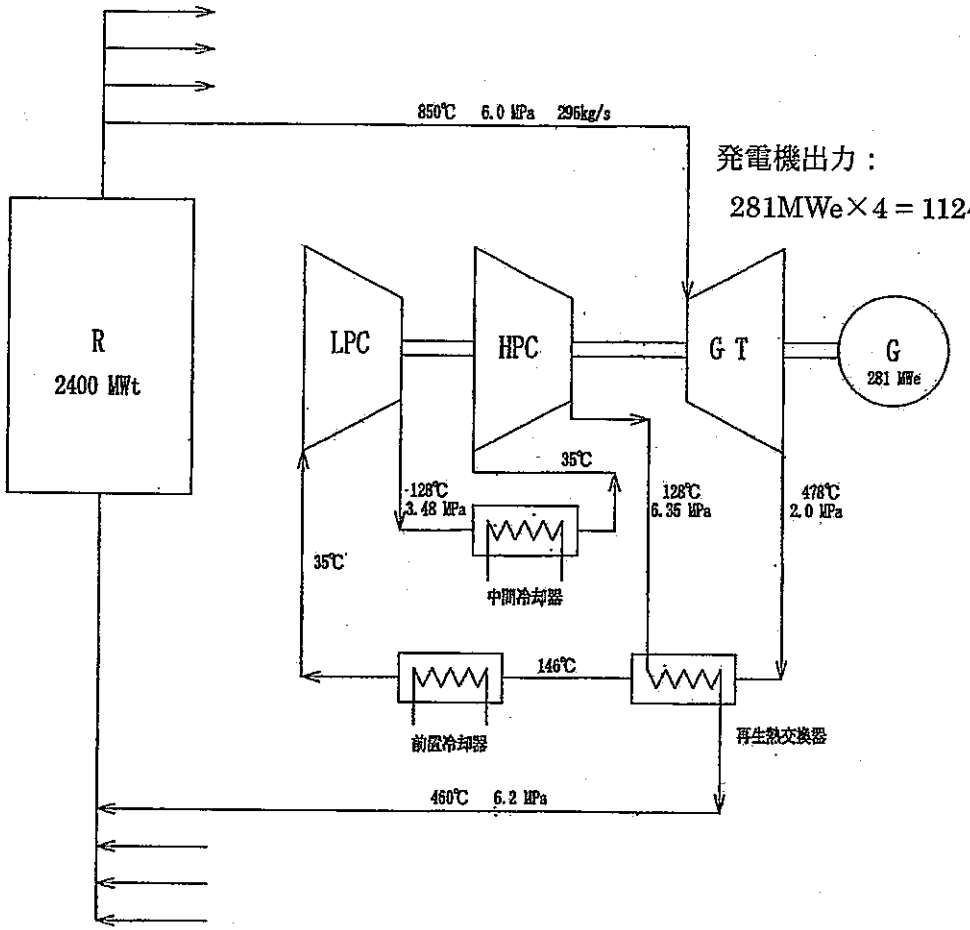
受動炉停止装置の概念例

図 4.3.37　炉停止系概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)



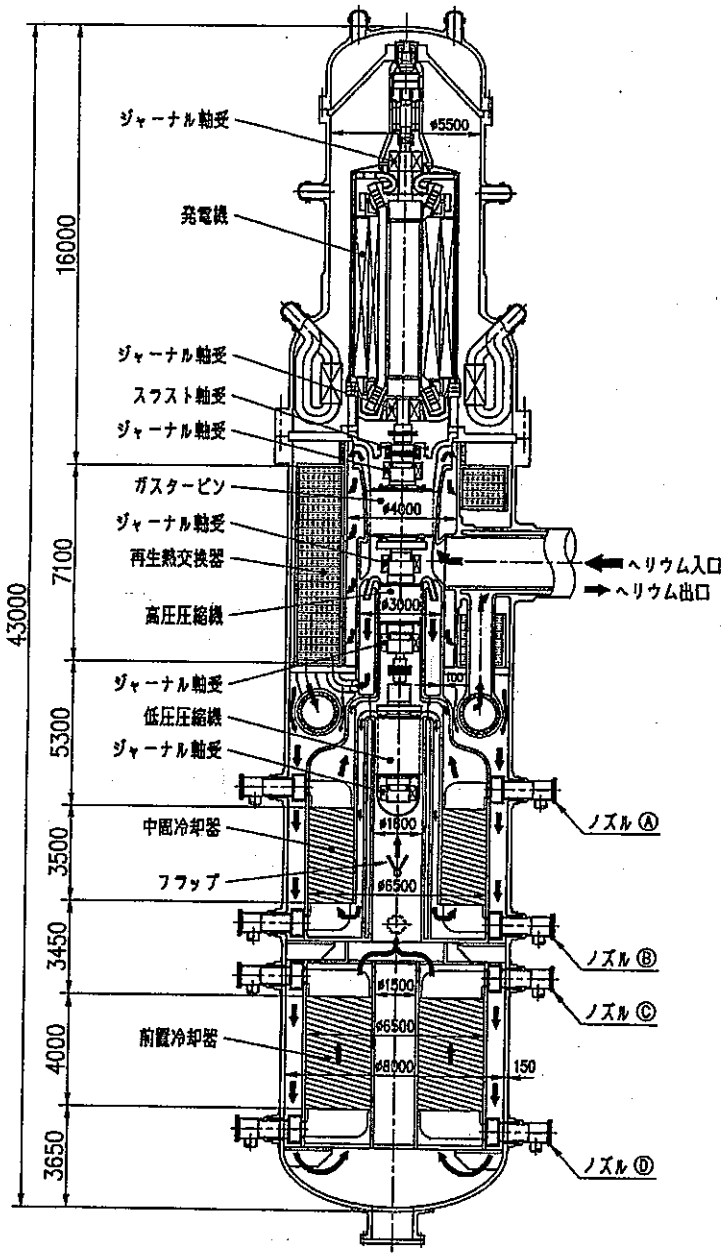
He冷却炉(TiN被覆粒子 窒化物燃料)とNa冷却炉(MOX燃料)の中性子スペクトルの比較

図 4.3.38　中性子スペクトルの比較
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

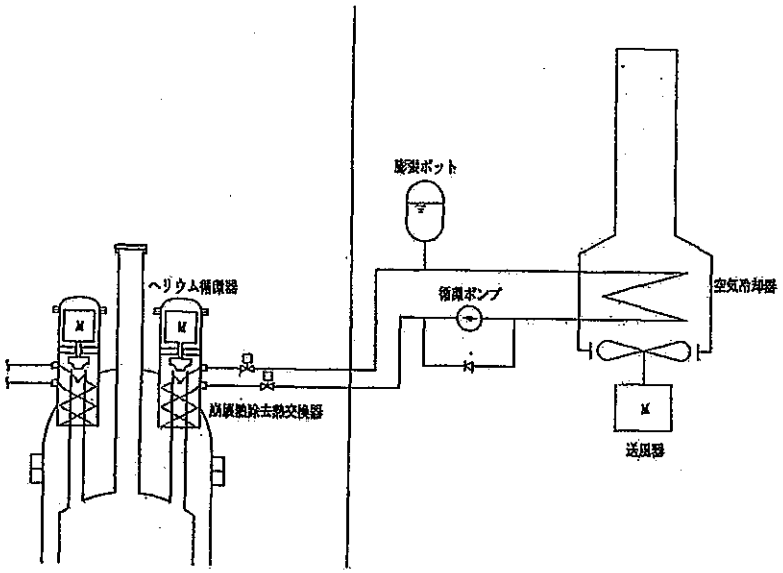


一次系ヒートマスバランス図

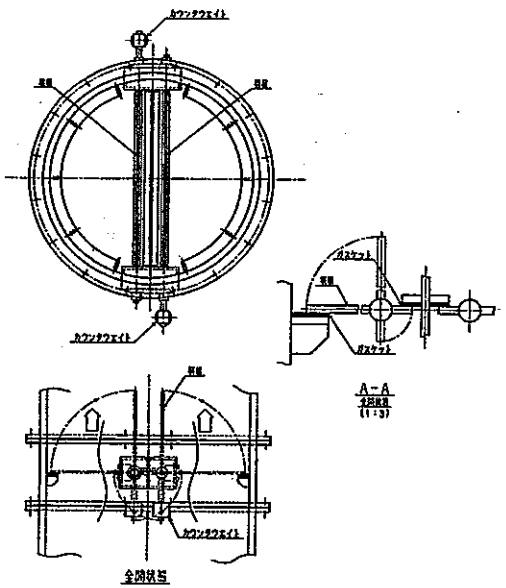
図4.3.39　一次系冷却器とヒートマスバランス図
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）



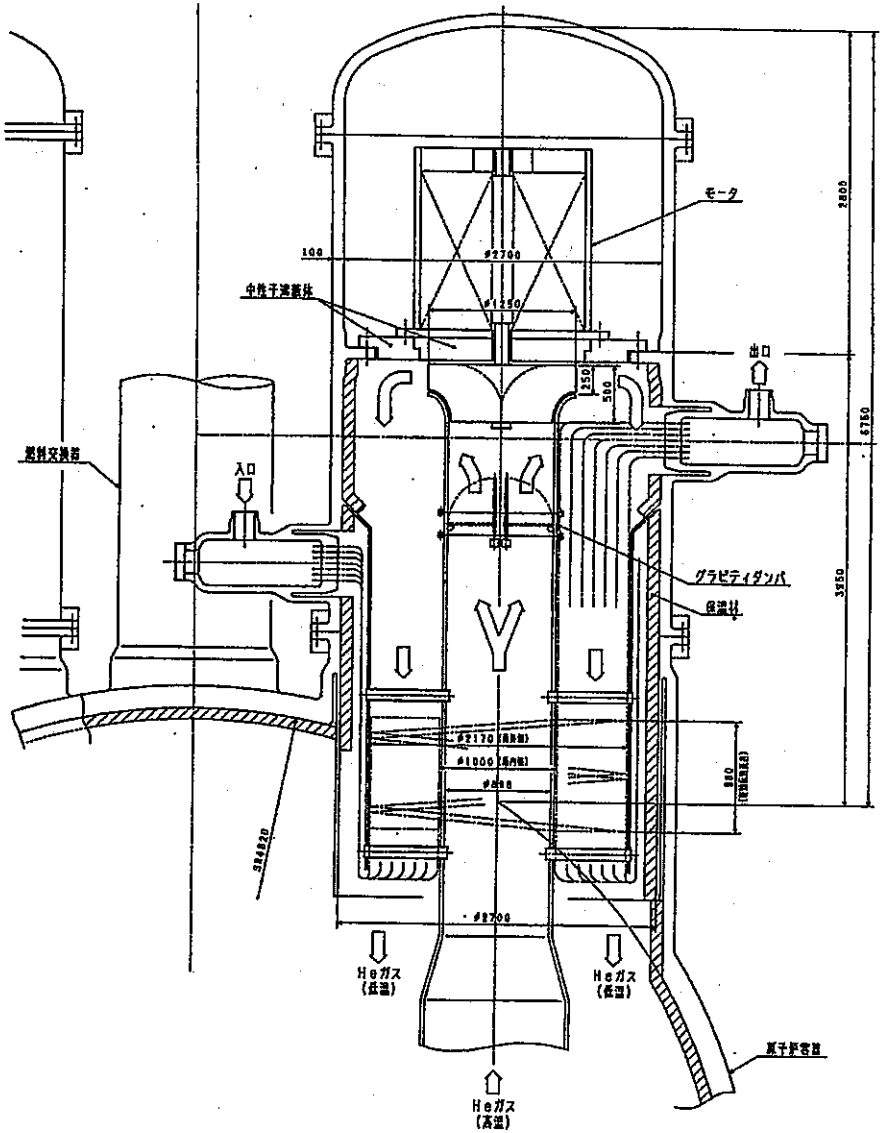
動力変換容器縦断面図
（ヘリウムガスタービン発電設備）



補助炉心冷却系系統概念図



逆止弁の概念例（グラビティダンパー）



補助炉心冷却系熱交換器

図 4.3.40　補助炉心冷却系概念図
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

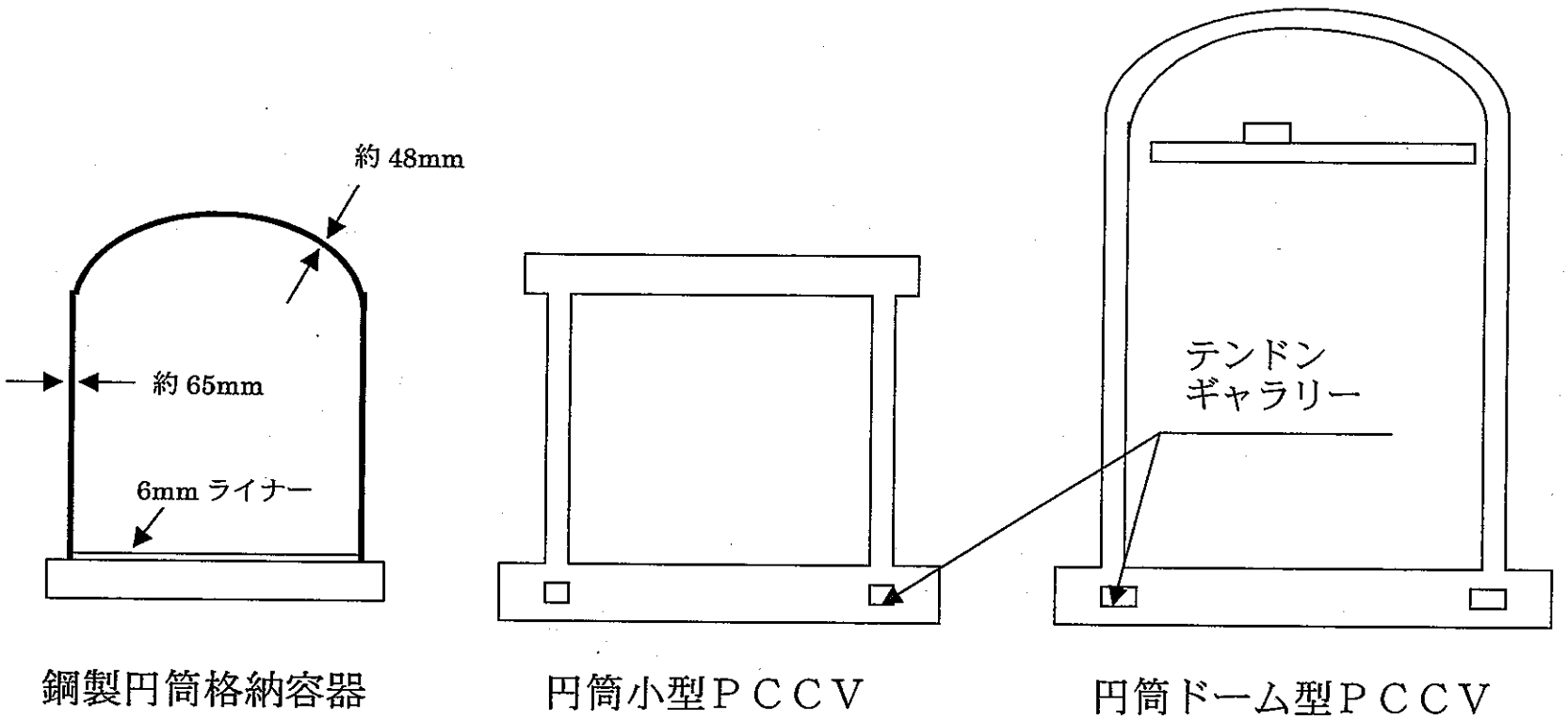
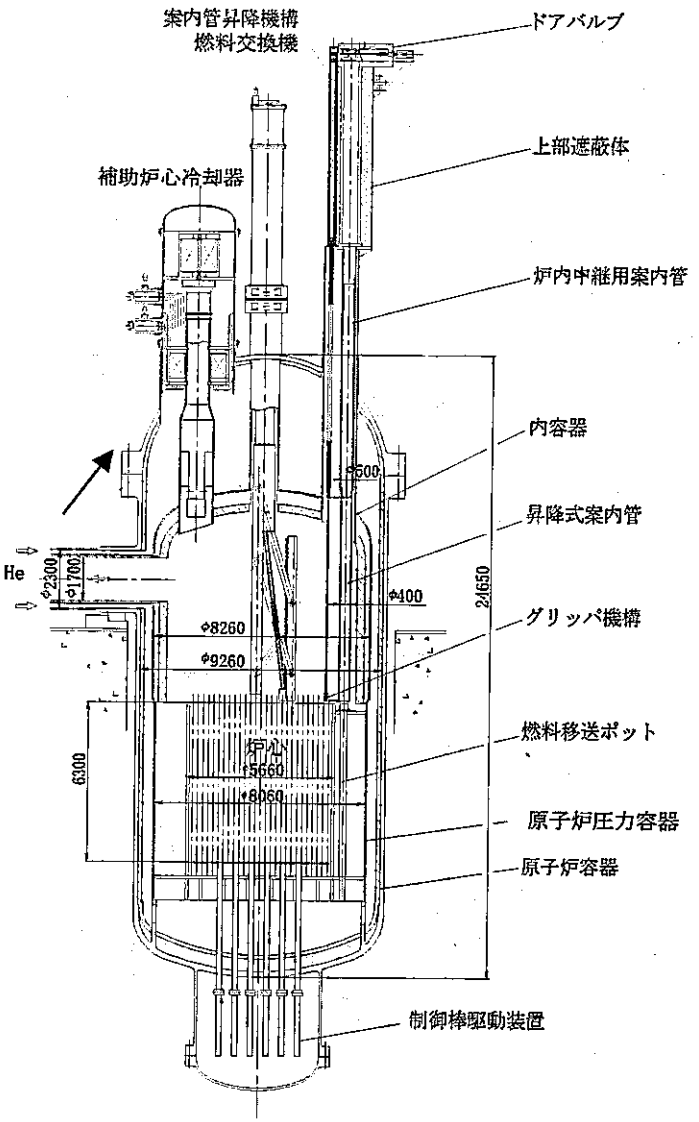
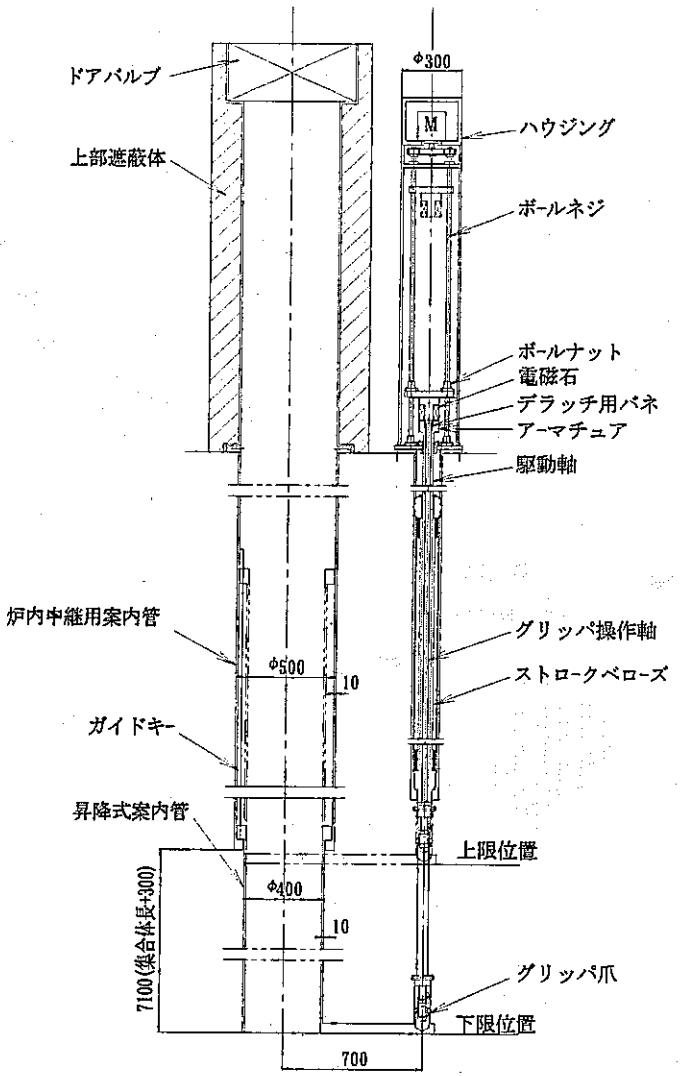


図 4.3.41　原子炉格納容器検討案



原子炉縦断面図
(燃料交換時)



昇降型炉内中継用案内管概念図

図 4.3.42 燃料交換概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

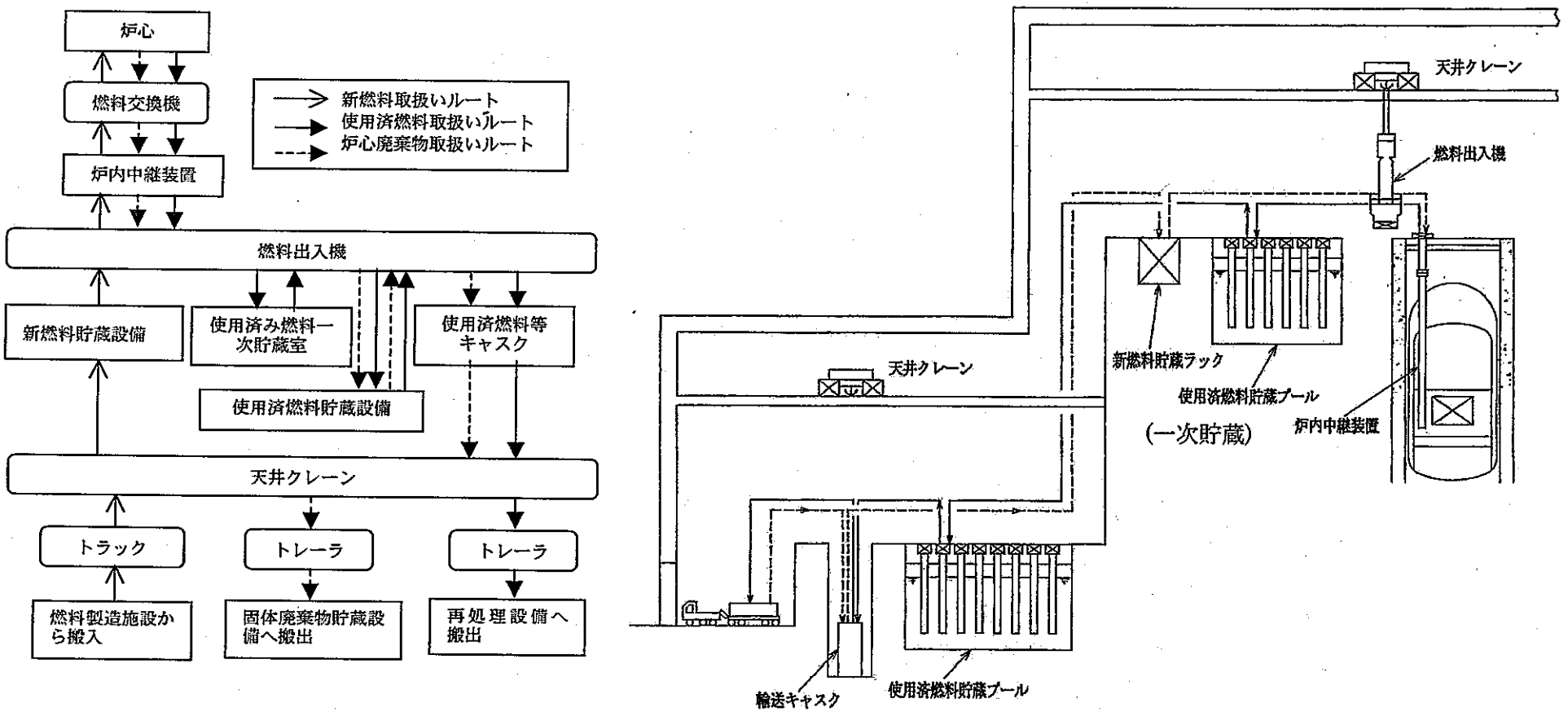
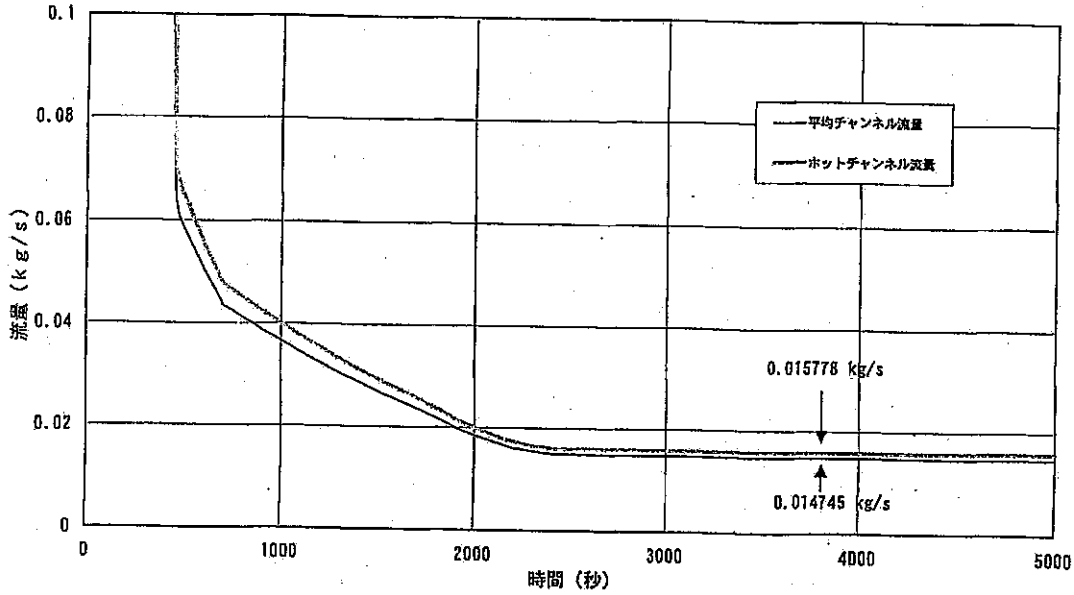
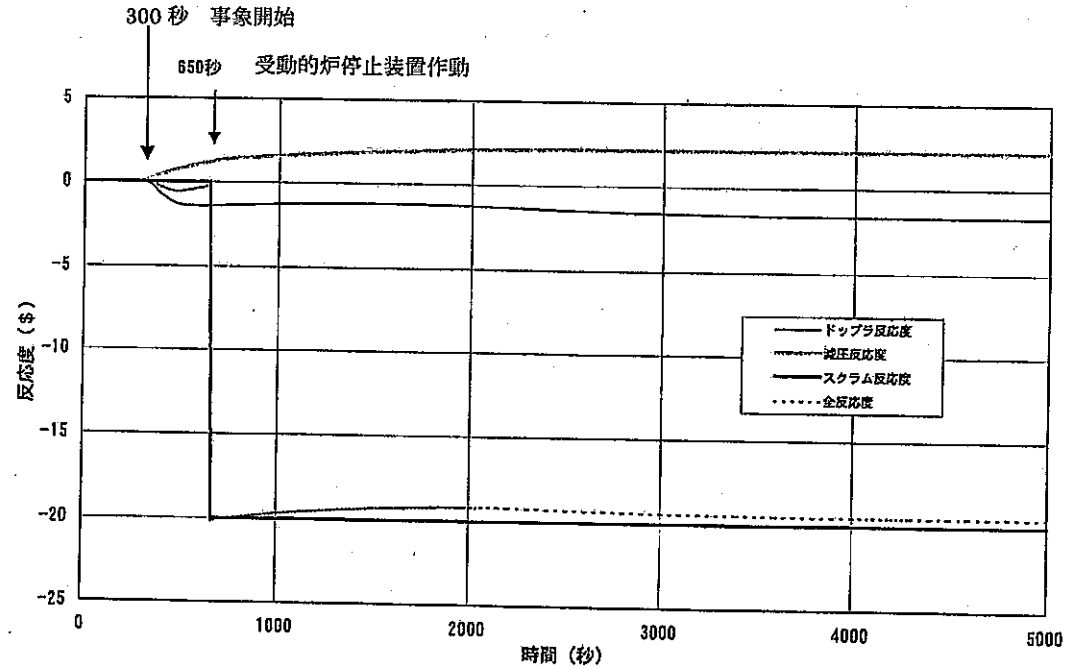


図 4.3.43　燃料取扱概念図
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)



流量時間変化（燃料集合体あたり）



反応度時間変化

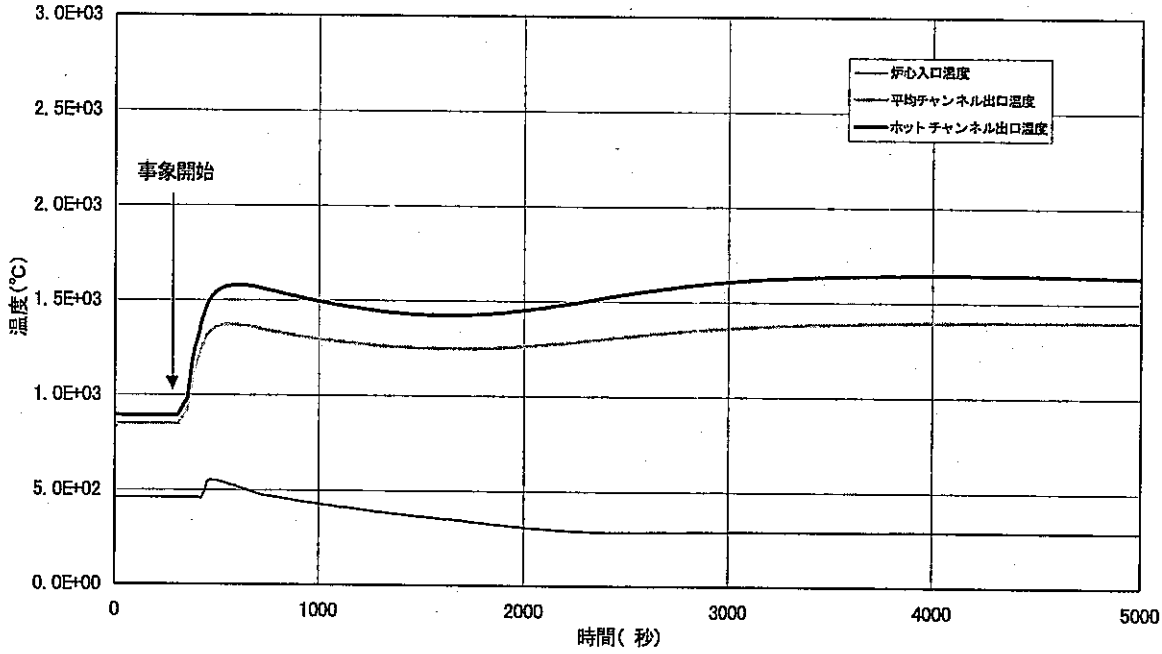
解析条件

想定事故シナリオ：減圧事故（破断面積（50cm²））＋スクラム失敗＋自然循環冷却

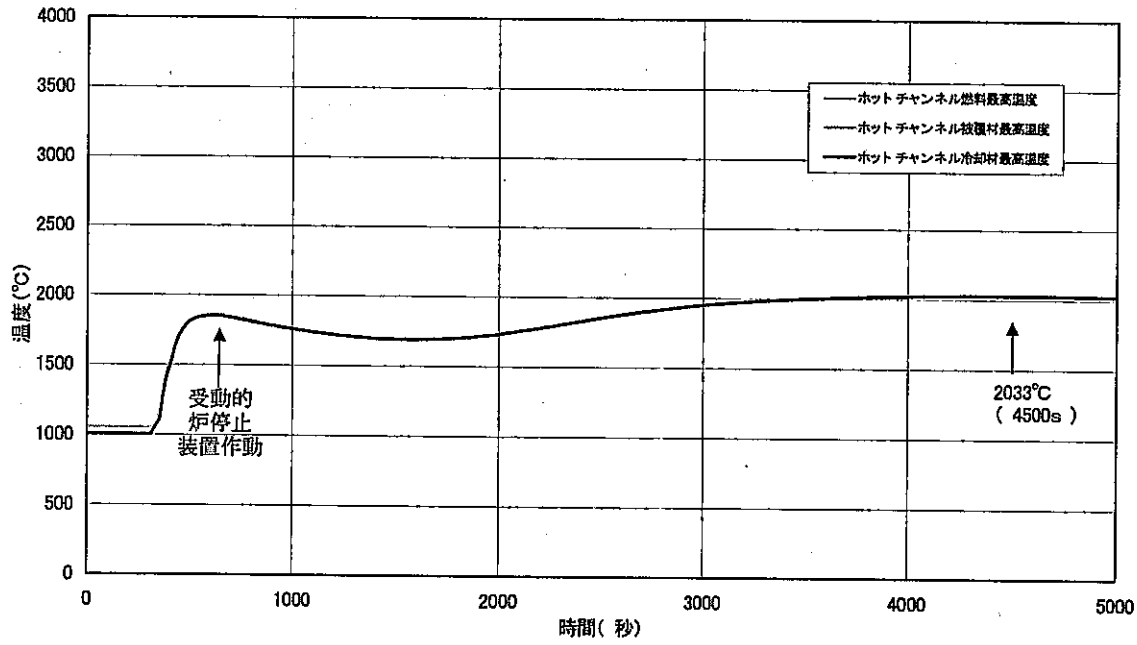
受動的炉停止装置：事象発生後350秒で作動するものと仮定

（燃料温度に余裕があるためさらに300秒程度の余裕がある）

図 4.3.44　安全解析結果図 (1/2)
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）



冷却材温度時間変化



燃料・被覆管温度時間変化

解析条件

想定事故シナリオ：減圧事故（破断面積（50cm²））＋スクラム失敗＋自然循環冷却

受動的炉停止装置：事象発生後 350 秒で作動するものと仮定

（燃料温度に余裕があるためさらに 300 秒程度の余裕がある）

図 4.3.44　安全解析結果図 (2/2)
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）

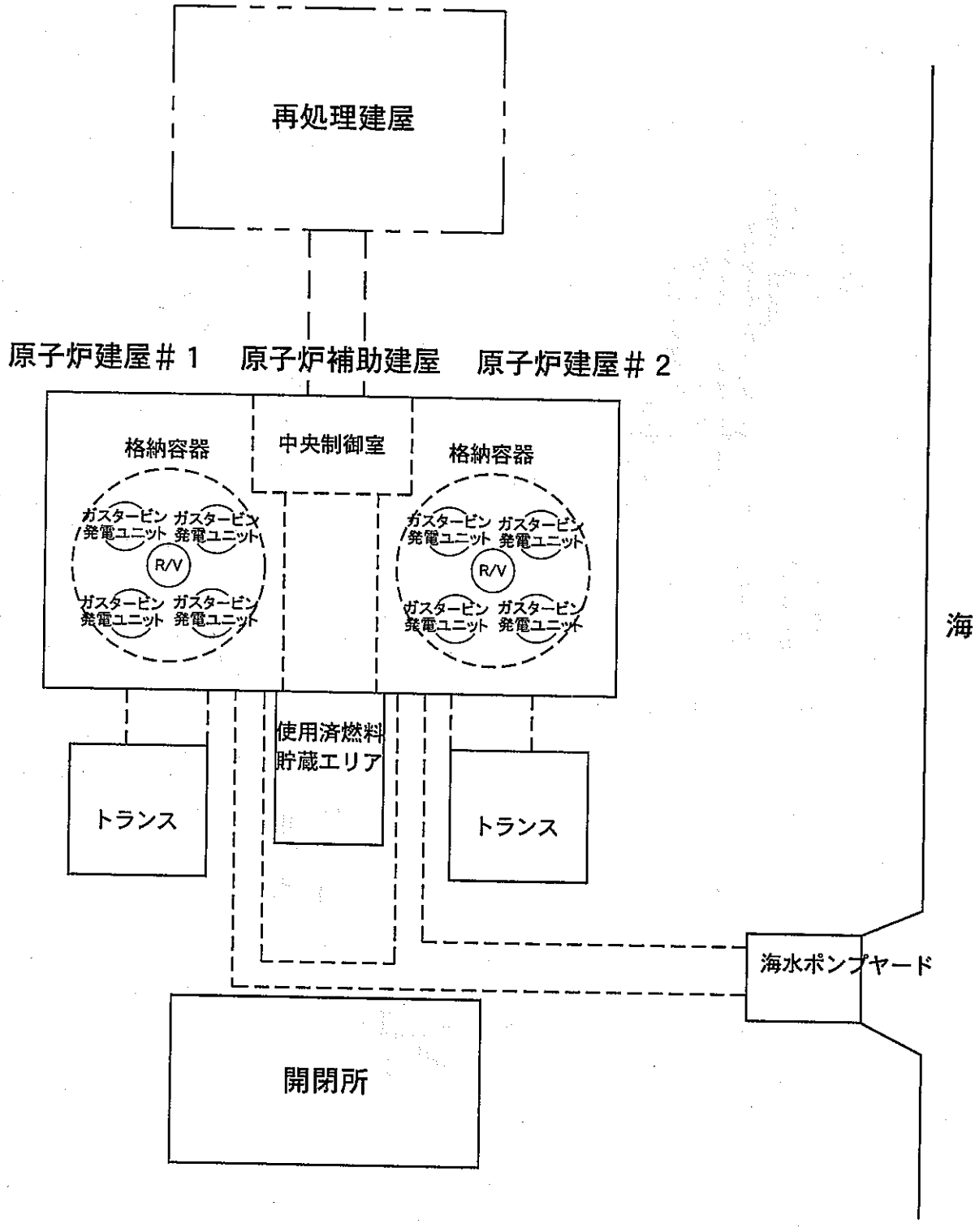


図 4.3.45　プロットプラン
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

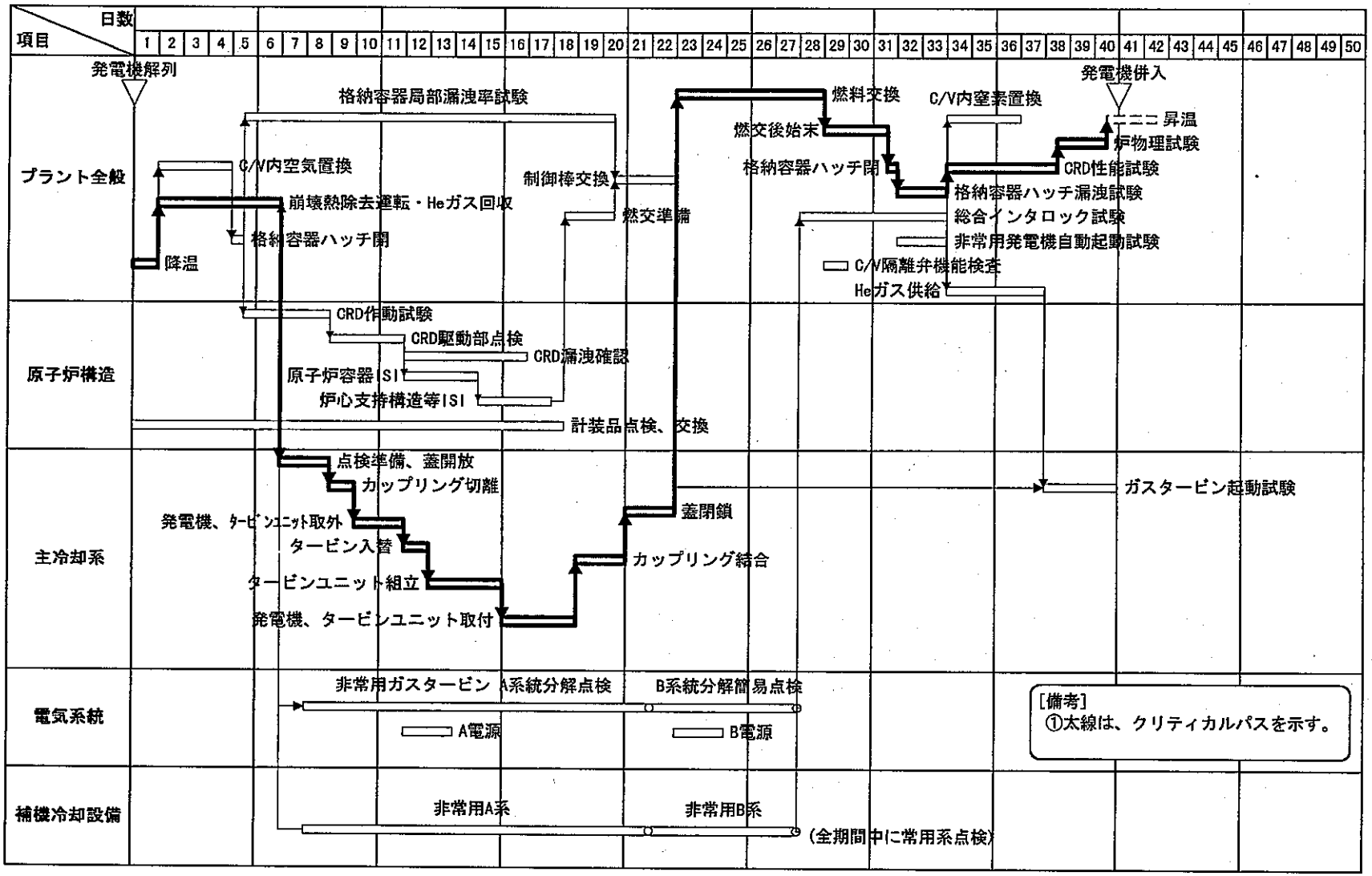


図 4.3.46　定期点検工程
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

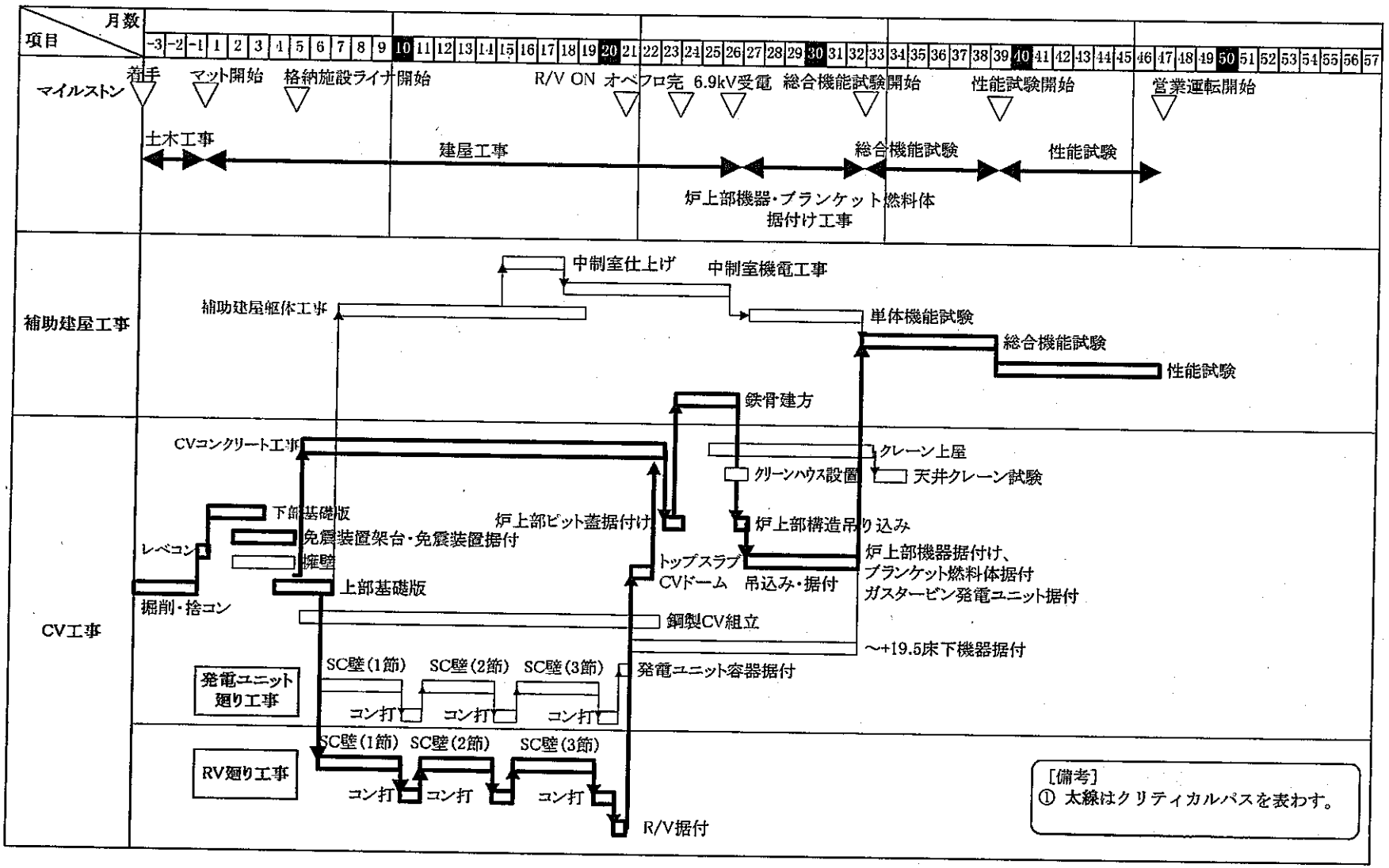


図 4.3.47 建設工程
(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)

4.4 水冷却炉の検討

4.4.1 水冷却炉の特徴

（1）検討にあたって

本実用化戦略調査研究では、ナトリウム、重金属（鉛、鉛-ビスマス合金）、ガス（炭酸ガス、ヘリウム）、水といった多様な冷却材を対象として検討が行なわれている。このうち、水、特に軽水は、他の冷却材に比べて中性子の減速効果が大きく、必ずしも高速増殖炉に適した冷却材とは言えない。しかし、水は常温・常圧で液相状態を保ち、透明かつ化学的に安定であることから、取扱いが非常に容易な流体である。このような性質から、水を冷却材として利用した原子力プラントは、その減速効果を利用した熱中性子炉すなわち軽水炉として実用化され、総発電量の３割強を担うまでになっている。つまり、水を冷却材として用いたプラント技術は、経済性と信頼性が十分に実証された技術であると言える。

したがって、水冷却にて増殖炉心が成立し、かつ、軽水炉プラントシステムを利用できるならば、従来知見・技術を十分に活用でき、実用化のための開発及びそのリスクは他の冷却材を用いる炉型に比べて小さいと考えられる。このような観点から、水冷却炉が「実用化戦略調査研究」の目標としている高速増殖炉としての性能にどの程度対応できるかを検討・把握しておくことは、有意義であると考えられる。

（2）水冷却による増殖炉概念

水冷却増殖炉の概念では、中性子エネルギーを現行軽水炉より高くする（中性子スペクトルを硬くする）ために、炉心の減速材（水）対燃料体積比（V_m/V_f）を小さくする等して中性子の減速を抑制する。また、全炉心にプルトニウム混合酸化物燃料（MOX）を使用する。これは、増殖炉として望ましいのは 0.1MeV 以上の比較的エネルギーの高い中性子で、燃料には Pu-239 が含まれることが適しているからである[1, 2, 3]。昨年度までの調査により[4, 5, 6, 7]、中性子スペクトル硬化の代表的手段として以下が存在することがわかった。

① 燃料ピンの間隔を詰め、狭ピッチの燃料集合体とすることにより、水対燃料体積比を減少させ、炉心部の燃料体積を増加させる。
→すべての炉型に共通の対策。三角格子の採用

② 気相領域（ボイド領域）を増やし、単位体積当たりに含まれる水分子中の水素と酸素原子の数を減少させ、高速中性子が減速される機会を減少させる。
→BWR 型からの発展型

③ 軽水ではなく重水を冷却材とし、重水が軽水に比べ中性子の減速能が低いことを利用する。
→PWR 型からの発展型

④水を超臨界状態（高温高圧）とし液体と気体の双方の性質を兼ねた状態で使用することにより、単位体積当たりに含まれる水素原子の数を減少させ、熱中性子への減速を回避する。
→LWR の発展型

以上の概念は将来型水冷却炉の研究として、外部研究機関にて積極的に行われている。代表的な研究としては、メーカを含め日本原子力研究所（以下、「原研」と言う）、日本原子力発電（株）を中心とした「低減速スペクトル炉の研究」[例えば、8]、メーカ独自の研究[例えば、9, 10, 11]あるいは東京大学の研究 [例えば、12, 13] 等がある。

4.4.2 本研究における検討の新たな着眼点

（1）検討項目

まず第一に、転換比１を上回る増殖炉を達成することである。ただし、原子炉システムは現行炉のものを用いることを基本とするため、安全上の観点から現行軽水炉と同様に負のボイド係数・反応度の達成を前提とする。取出平均燃焼度、サイクル長、電気出力等については、現行軽水炉以上を目標とする。

水冷却により増殖性を確保するには、4.4.1(2)にて述べたように、冷却材としての役割を持つ水を炉心から極力排除する必要があることから、核的に増殖炉心が成立するだけでなく、過渡・事故時においても炉心冷却性が確保されている必要がある。また、高速中性子を用いることになるため、ナトリウム冷却炉と同様に炉心体系が最大臨界形状にない。このため、設計基準事象を超えた炉心損傷事故の影響についても注意が必要である。

このような観点から、水冷却炉の検討項目は大きく分けて以下のようになる。

・転換比が１を超えるか
・熱水力的観点からの成立性
・再臨界発生の有無

（2） 1999年度のまとめ[6, 7]

1999 年度は、先行する知見を調査し、水冷却による増殖炉概念として以下の３つを対象とすることとした。

① 高転換比 BWR 型炉
② 高転換比 PWR 型炉
③ 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR）

①及び②は現行軽水炉プラント技術を利用することを前提に、転換比を高めるため稠密燃料集合体を用いた上、①は高ボイド率超扁平炉心とし、②は冷却材に重水を用いた概念となっている。③は超臨界圧水の利用によって、減速材として

の水の密度を小さくし転換比１を超える増殖炉心とするとともに、現行軽水炉の発展型では到達が難しい40%以上の熱効率を達成する概念である。

各概念についてまとめ、実用化目標の４視点（安全性を前提に、軽水炉と比肩する経済性、資源の有効利用、環境負荷低減、核不拡散性強化）及び技術的成立性（構造健全性（含耐震性）、安全性、製作建設性、運転保守性、特有の開発課題）並びに開発の容易性の観点から中間的な評価検討を行った。その結果、1.2 を超える高増殖比の達成は困難であるものの、その他の項目については炉心除熱性の確認を除くと、大きな問題点を見出さなかった。さらに、検討の最も進んでいる高転換比 BWR 型炉については、本研究にて対象とした体系に関する核計算手法について妥当性を確認するとともに、設計基準事象に対しても成立する見通しを得たことから、水冷却にて増殖炉心が成立し得ると判断した。

以上の結果を踏まえ、2000 年度も継続して検討を進め、フェーズ１としてプラント概念の成立性に関する結論を得ることとした。

なお、本検討に際しては、水冷却炉概念についての検討経験及び技術的知見が豊富な原研との間に「水炉検討会」を設け、上記①及び②について情報交換を主体とした協力を頂いている[14]。また、③については、サイクル機構には研究実績はなく、東京大学での研究実績に基づく必要があることから、公開文献を基に情報を収集し、可能な限り評価を行った。並行して、公募型研究において高速炉としての大出力化の検討を実施し[15]、超臨界圧水冷却においては、出力密度の高い高速炉の方が熱中性子炉に比べて出力増大という面からは有利で、経済性向上の可能性があることがわかった。

（３）2000年度の検討項目

上述の(1) (2)より、2000 年度の検討項目を以下のように設定した。

（ｉ） 炉心特性

昨年度は、軽水炉使用済み燃料から作成した高除染の Pu 組成にて検討を実施した。現時点においては、炉型選定に柔軟性があり、さらに再処理や燃料製造との取合い点も多様化させているため、低除染燃料の受入やマルチリサイクルの炉心特性への影響を把握しておく必要がある。そこで、以下の検討を行う。

① MA, FPの混入効果

MA 核種を混入した TRU 燃料あるいは FP を混入させた低除染燃料を装荷した場合についての炉心概念成立性を解析検討し、主要諸元と炉心特性を明らかにする。

② マルチリサイクルの成立性

近未来の単独導入可能性を見るため、水冷却炉のみによる燃料リサイクルを想定し、主要諸元と炉心特性を明らかにする。

（ii） 設計基準事象における過渡特性

代表的な過渡及び事故事象に対する熱水力学的成立性を確認する。評価に際しては、使用する各種相関式について、狭ピッチ集合体への適用性を考察するものとする。

（iii） システム設計への影響

① 経済性評価

上記(i)(ii)の結果を受け、代表的な炉心を搭載したシステムの概念検討を行う。さらに、現行軽水炉に対する建設費の増減を定量化するため、建設費の増減要因を摘出し、増減度合いの概略評価を行う。

② 設計基準外事象評価

システム設計への影響を評価するため、シビアアクシデントにおける代表的な起因事象について工学的判断に基づいた事象進展の評価を行い、炉心損傷事故評価の必要性、ならびに、再臨界回避対策の必要性を明らかにする。

（iv） 水冷却炉導入シナリオの作成

昨年度の検討の結果、水冷却では 1.2 を超える高増殖比の達成は困難であることがわかった。そこで、水冷却炉が導入・サクセスし得るシナリオを検討する。

4.4.1 及び 4.4.2 の参考文献

1 Alan E. Walter and Albert B. Reynolds, "Fast Breeder Reactors", PERGAMON PRESS (1981).

2 堀 雅夫 監修、「基礎高速炉工学」、動力炉・核燃料開発事業団発行（1993年）.

3 岩村公道、他、「低減速スペクトル炉の研究」、JAERI-Research 99-058（1999年）.

4 早船浩樹、他、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）・平成 10 年度予備調査結果要約の取りまとめ・」、JNC TN9420 99-004（1999 年）.

5 早船浩樹、他、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）・平成 10 年度予備調査　幅広い技術選択肢の検討・」、JNC TN9400 99-080（1999 年）.

6 三原 隆嗣、他、「FBR システム技術検討書・平成 11 年度報告・」、JNC TY9400 2000-024（2000 年）.

7 神山 健司、他、「水増殖炉の検討」、JNC TN9400 2000-064（2000 年）.

8 日本原子力研究所東海研究所エネルギーシステム研究部「低減速スペクトル炉の研究・平成 10・11 年度報告書・」、JAERI-Research 2000-035（2000 年）.

9 R.Takeda, et. al., "General Features of Resource-Renewable BWR (RBWR) and Scenario of Long-term Energy Supply", GLOBAL-95 (1995).

10 Y.Sakashita, et. al., "CORE CHARACTERISTICS OF BREEDING BWR FOR BARS (BWR WITH ADCANCED RECYCLE SYSTEM)", Proc. of 7th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-7), Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.

11 M. Onoue, et. al., "The Role of Recycle-PWR with Innovative Fuel Cycle Technology", GLOBAL-99 (1999).

12 Y. Oka "Physics of Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors", Frederic Joint Summer School, CEA, Cadarache, France, Aug. 17-26, 1998 (FJSS' 98).

13 Y. OKA and S. KOSHIZUKA, "Design concept of One-Through Cycle Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors", The First International Symposium on Supercritical Water-cooled Reactors, Design and Technology [SRC-2000], November 6 - 9, 2000, Tokyo, Japan.

14 「水炉検討会 1999 年度報告書」、JNC TY 9400 2000-020 (2000).

15 越塚 誠一、「超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の検討」、JNC TJ9400 2000-011（2000 年）.

4.4.3 各概念の検討

（1） 高転換比 BWR 型炉

(i)基本概念

ABWR のプラント設計を基本として、稠密炉心を採用するとともに、ボイド率を上げることによって燃料/冷却材密度比を高め、炉心に増殖性を持たせた概念である。冷却材は ABWR と同じ軽水を用いている。

(ii)基本仕様

基本仕様を表 4.4.3(1)-1 に示す。本概念は ABWR とのコスト比較を考え、熱出力 3926MWt、電気出力 1356MWe とした。ループ構成は同出力の ABWR と同じ主蒸気 4 ループ、給水 2 ループである。プラントシステムは ABWR とほぼ同一のシステムを使用するため、原子炉出口温度、原子炉運転圧力とも ABWR と同一の 287℃、7.2MPa であり、発電効率も約 35%程度である。本概念は後述のように、負のボイド反応度を維持したまま、1.05 程度の増殖性を有するとともに、94%程度の高いプラント稼働率を有することに特徴がある。

(iii)炉心特性

(a)増殖性に関する炉心特性評価

実用化戦略調査研究における再処理に関する研究では、経済性を向上させるため低除染再処理が検討されている。この様な再処理方法を採った場合には、燃料に MA、FP が混入する。したがって、MA、FP を含んだ燃料を高転換比 BWR 型炉が受入可能かどうかあらかじめ検討しておく必要がある。ここでは、MA 或いは FP が混入した燃料を使用した場合に、高転換比 BWR 型炉の炉心性能がどの様になるかについて検討した。さらに、高転換比 BWR 型炉のみを用いて燃料サイクルを組むことが可能かどうか検討した。

①基準炉心

現在広く用いられている再処理方式を用いた高除染燃料を用いて炉心を構成した場合の炉心を基準炉心と呼ぶことにする。本研究においては、ABWR の建設コストと直接比較するため、電気出力 135 万 KWe の炉心を構成した。炉心の構成を図 4.4.3(1)-1 に示す。炉心は、内部ブランケット及び上下ブランケットを有した単一の燃料集合体から構成されており、径ブランケットは有していない。

基準炉心の主なスペックを同出力の ABWR と比較して表 4.4.3(1)-2 に示す。本炉心は、燃料ピン間隔を 1.3mm と狭くし、ボイド率を 70%と大きくすることによって燃料/冷却材密度比を上げ、増殖性能を持たせた炉心である。また、ボイド係数を負にするために、中性子を軸方向に逃がす設計とするため、炉心は ABWR に比べ大きく扁平化している。また、軸方向に逃がした中性子を軸方向ブランケットに吸収させることによって、有効に活用している。また、炉心流量が ABWR の 30%程度と小さくなっている。更に、経済性を高めるため連続運転期間を 24 ヶ

月と長く設定している。

②MA を含む低除染燃料を使用した場合

本研究では、前出のとおり、MA を燃料に添加するのではなく、再処理時に MA を除去しないという想定をおくこととした。高転換比 BWR 型炉に使用される燃料は、自らの燃料を再処理する場合と、現行軽水炉（熱中性子炉）の燃料を再処理する場合の 2 種類があり得る。高転換比 BWR 型炉において燃料サイクルを繰り返した燃料は、後述のように燃料に含まれる MA は少なくなっており、再処理時に MA を除去しないという想定をおく場合には、現行軽水炉の燃料を用いた場合の方が、再処理後の燃料に含まれる MA の量が多くなる。したがって、ここでは MA の量がより多くなり、炉心性能的により厳しくなる可能性のある、軽水炉の燃料を再処理した場合を想定することとした。軽水炉から出る燃料は、通常の UO_2 燃料と MOX 燃料の両者について検討した。想定する軽水炉は、BWR とした。

UO_2 燃料を再処理する場合に MA を除去しない想定をおいた場合の燃料組成を表 4.4.3(1)-3 に示す。この燃料を用いた場合の炉心は図 4.4.3(1)-2 の様な構成になり、基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、炉心、ブランケット長さ、燃料装荷パターンの変更を行った。この炉心の主なスペックを表 4.4.3(1)-4 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等の性能は低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ、増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる MA の量は 3.9wt%であった。

MOX 燃料を再処理する場合に MA を除去しない想定をおいた場合の燃料組成を表 4.4.3(1)-3 に示す。この燃料を用いた場合の炉心は図 4.4.3(1)-3 の様な構成になり、基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、炉心、ブランケット長さ、Puf 富化度、燃料装荷パターンの変更を行った。この炉心の主なスペックを表 4.4.3(1)-5 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等の性能はやや低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ、増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる MA の量は 4.5wt%であった。こちらの燃料の方が MA の含まれる割合が大きいにも関わらず、炉心性能の低下の割合が少ないのは、含まれる MA 組成の違いに起因している。

③FP を含む低除染燃料を使用した場合

本研究では、前出のとおり、FP を燃料に添加するのではなく、再処理時に FP を完全に除去しない低除染という想定をおくこととした。再処理方式は、BWR 型炉の燃料を製造する際に使用される可能性のある再処理方式を湿式再処理と乾式再処理から 1 方式ずつ選定し、それぞれの方式を用いた場合について評価した。湿式再処理については、実用化戦略研究で検討されている再処理方式の内、ナトリウム冷却炉に関する検討の知見から、現実的に用いられる可能性のある方式の中で、

最も FP の含まれる量の多い Purex+Setfics+IE 法を代表的な方式として選定した。乾式再処理に関しても、現実的に用いられる可能性のある方式の中で、最も FP の含まれる量の多い酸化物電解法（RIAR 法）を代表的な方式として選定した。なお、再処理する燃料は BWR の使用済燃料とした。

Purex+Setfics+IE 法を用いて再処理した燃料を用いた場合の炉心の構成は図 4.4.3(1)-4 の様になる。基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、炉心、ブランケット長さ、燃料装荷パターンの変更で燃料の変化に対応した。この炉心の主なスペックを表 4.4.3(1)-6 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、負のボイド反応度を維持しつつ、基準炉心と同程度の連続運転期間、増殖比等を達成できた。なお、本燃料に含まれる FP の量は 0.5wt%であった。

RIAR 法を用いて再処理した燃料を用いた場合の炉心の構成は図 4.4.3(1)-5 の様になる。基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、炉心、ブランケット長さ、燃料装荷パターンの変更で燃料の変化に対応した。この炉心の主なスペックを表 4.4.3(1)-7 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等はやや低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる FP の量は 1.1wt%であった。

④高転換比 BWR 型炉をもちいてリサイクルした場合

高転換比 BWR 型炉導入時には軽水炉からの使用済燃料を高除染再処理で再処理した燃料が供給されると考え、次のサイクルからは、高転換比 BWR 型炉から出た使用済燃料を、MA は除去せず、実用化戦略研究で検討されているような低除染再処理のうち、最も FP が混入する RIAR 法で再処理をした燃料が供給されると想定し、この様なサイクルを繰り返すことが可能かどうか評価した。

この様なサイクルを繰り返した燃料を用いた場合の炉心の構成は、図 4.4.3(1)-6 の様になる。基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、炉心、ブランケット長さ、燃料装荷パターンの変更で燃料の変化に対応した。この炉心の主なスペックを表 4.4.3(1)-8 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等は低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる MA の量は 2.2wt%、FP の量は 1.3wt%であった。

(iv)設計基準事象における過渡特性評価

(a)評価に用いる相関式の保守性について

現行 BWR では、全燃料棒の 99.9%が燃料の冷却上問題となる核沸騰領域から遷移沸騰領域に至らないように、限界蒸気流量率を与える GEXL 相関式を用いて、最小限界出力比 MCPR (Minimum Critical Power Ratio) を制限している。GEXL 相関式は、現行 BWR 燃料の体系に特化した式であるため、高

転換比 BWR 型炉のような稠密燃料体系では用いることができない。したがって、高転換比 BWR 型炉の熱的裕度確保のためには、汎用的に体系に適用可能な修正 CISE 式を用いる。ここでは、修正 CISE 式の稠密炉心への適用性をベティス原子力研究所の稠密格子実験とすることで判断する。実験条件を高転換比 BWR 型炉の炉心条件と比較して、表 4.4.3(1)-9 に示す。最終的に本式を使用する場合には、高転換比 BWR 型炉の燃料集合体と全く同じバンドルを用いた試験で検証を実施する必要があるが、本式の高転換比 BWR 型炉体系への適用性を判断するためには、本試験との比較でよいと考える。

図 4.4.3(1)-8 に修正 CISE 式とベティス原子力研究所の稠密格子実験の限界出力の値を比較して示す。この図（左側）から、ピン間ギャップ 1.5、2.3mm においては、計算値と測定値は良く一致しており（標準偏差 8%）、修正 CISE 式はピン間ギャップ 1.5mm 程度までは十分適用範囲内であると考える。また、図 4.4.3(1)-8 左に示した様に、ピン間ギャップがより狭い 0.38mm の場合においても、局所出力ピーキングが高転換比 BWR 型炉の 1.05 に近い 1.0 の場合には、修正 CISE 式が限界出力を保守側に評価することがわかる。したがって、修正 CISE 式は、表 4.4.3(1)-9 に示した様なピン間ギャップが 1.3mm 等の特徴を持つ高転換比 BWR 型炉の炉心に対しても適用可能と考える。

(b)異常な過渡変化及び事故事象評価

高転換比 BWR 型炉は、ABWR と同様に負のボイド係数・反応度を有するとともに、ほぼ同様のシステム応答をするという安全上の特徴を有している。また、

・負のボイド反応度係数の絶対値が、ABWR に比して小さい
・再循環ポンプを有していない

という ABWR と異なった特徴も有している。ここでは、ABWR の設計基準事象を参考に、高転換比 BWR 型炉の安全上の特徴及び事象の包絡性を考慮した上で、高転換比 BWR 型炉の設計基準事象に対する成立性を評価する。

①運転時の異常な過渡変化

ABWR の設計基準事象を参考に、表 4.4.3(1)-10 に示すように、高転換比 BWR 型炉の安全上の特徴及び事象の包絡性を考慮した上で、

・出力運転時の制御棒の異常な引き抜き
・給水加熱喪失
・負荷の喪失
・給水制御系の故障
・原子炉圧力制御系の故障
・給水流量の全喪失

について評価することとした。なお、高転換比 BWR 型炉は再循環ポンプを有していないという特徴から、再循環ポンプトリップ或いは誤起動を対象とした評価事象である

・冷却材流量の部分喪失

・原子炉冷却材流量制御系の誤起動

については、発生し得ない事象として評価対象から外した。

解析結果を表 4.4.3(1)-11 に示す。これらの結果から、高転換比 BWR 型炉が運転時の異常な過渡変化に対して成立する見通しを得た。

②事故

ABWR 評価事象を参考に、表 4.4.3(1)-12 に示すように、事象の代表性、包絡性等を考慮し、

・原子炉冷却材喪失

・主蒸気管破断

について評価することとした。

評価結果を図 4.4.3(1)-9 及び表 4.4.3(1)-13 に示す。これらの結果から、高転換比 BWR 型炉が事故事象に対して成立する見通しを得た。

上記 2 項によって、高転換比 BWR 型炉が設計基準事象に対して成立する見通しを得た。

(v)システムへの影響評価

(a)システム概念検討

高転換比 BWR 型炉は BWR に比べて

1)炉心が扁平及び径が大

2)炉心ボイド率が高い

ことに特徴がある。これらの特徴に起因して BWR に比べて以下の機器が変更、削除となる。

①原子炉圧力容器の拡大

高転換比 BWR 型炉は、増殖性と負のボイド反応度を達成するために、炉心フィッサイル部から軸方向への中性子の漏れを多くし、それを軸方向ブランケットに吸収させるという設計手法をとっている。そのため、先に示したように BWR に比べ炉心が扁平化しているという特徴がある。炉心形状を ABWR と比較すると図 4.4.3(1)-10 の様になる。高転換比 BWR 型炉の圧力容器の形状及び寸法を ABWR と比較して図 4.4.3(1)-11 に示す。ABWR と比較して、軸方向に 1.6m 短尺化、径方向に 1.8m 拡大となった。軸方向長さが、炉心長の差ほど短尺化できなかった理由は、炉容器蓋が炉容器胴部の半径と同一の半球形であるため、炉容器胴部の径が大きくなった影響を受けたためである。径方向については、後述の様に再循環ポンプ（インターナルポンプ）を削除したことから、その領域を炉心領域として使うことによって拡大を抑制した。このことによって、圧力容器と炉心シュラウドとの間隔は狭くなる。ABWR でこの間隔を決めていたのはインターナルポンプの形状であり、インターナルポンプの削除によってクリティカルとなるのは圧力容器の照射量であるが、この裕度は大きく、圧力容器と炉心シュラウ

ドとの間隔を狭くしても設計上の問題は発生しない。

格納容器については、再循環ポンプ関連ケーブル空間の削除による給水配管と主蒸気配管間隔の見直し等を行った。このことによって、径方向に 0.65m の合理化が可能となったため、ABWR に比べて 0.9m の拡大にとどまった。縦方向については、圧力容器と同程度に ABWR に比べて 1.7m 縮小となっている。格納容器の形状及び寸法を ABWR と比較して図 4.4.3(1)-12 に示す。

②制御棒体数の増大

高転換比 BWR 型炉では、BWR と同様に燃料集合体のチャンネルボックス間に制御棒を挿入する。燃料集合体形状を６角としたことによって、制御棒が燃料集合体 3 体に１体という比率に増大したため、同出力の ABWR の 205 体に対して 283 体へと制御棒体数が増加している。

しかし、高転換比 BWR 型炉は ABWR に比べて、

・ボイド係数の絶対値が小さいこと
・中性子の平均エネルギーが高いことにより Xe、Sm 等の反応度補償が不要なこと
・内部転換比が高いことにより燃焼反応度が低減したこと

という特徴に起因して、運転用の調整棒が持つべき

・ホットスタンドバイから定格出力までの反応度
・燃焼補償のための反応度

が、ABWR に比べて 1/2 程度となった。したがって、設置した制御棒全数の 1/2 のみを運転用に用いることとし、残りは通常は全引き抜きのスクラム用とした。これに伴い、全制御棒の内で半数（141 体）の制御棒駆動機構は水圧駆動方式のみに簡略化し、コストを抑制することとした。

③インターナルポンプの削除

高転換比 BWR 型炉の炉心流量は 17000t/h であり、ABWR の 52200t/h に比べて 1/3 程度である。したがって、再循環ポンプを削除しても炉心必要流量を確保できる可能性がある。高転換比 BWR 型炉のダウンカマ水頭と再循環部の圧損を比較して表 4.4.3(1)-14 に示す。定格流量時の再循環部の圧損よりもダウンカマ水頭の方が大きく、この結果から再循環ポンプを用いなくとも定格流量を確保することは可能と考える。運転制御性についても JPDR や初期の BWR において炉内自然循環の運転実績があり、またボイド係数の絶対値が小さく炉心安定性が良いので、今後詳細な検討は必要となるものの、現段階では実現可能と考える。

これらの設備の増減を系統区分毎に ABWR と比較すると表 4.4.3(1)-15 の様になり、同出力 ABWR の各系統毎のコスト比率を考慮すると、高転換比 BWR 型炉ツインプラントの建設費は同出力の ABWR ツインプラントの約

97%となる。

(b)設計基準外事象評価

①シビアアクシデントにおける代表的な起因事象における事象進展評価

a. 起因事象について

ABWR 及び BWR の炉心損傷事象評価においては、起因事象からの事象進展をそのシーケンス毎に発生頻度が評価されている。炉心損傷発生頻度は、BWR-5 では 10-7 炉/年であり、ABWR における炉心損傷発生頻度は更にそれより１桁小さいといわれている。ABWR の炉心損傷発生頻度の内訳を図 4.4.3(1)-13 に示す。炉心損傷発生頻度評価に寄与が高いシーケンスは以下６ケースである。いずれも、炉心部の冷却材レベルが低下し炉心燃料が露出することによって燃料が過熱・溶融に至るものである。

・過渡事象後の高圧注水、減圧失敗（TQUX）
・過渡事象後の高圧注水、低圧注水失敗（TQUV）
・全交流電源喪失（TB、SBO）
・過渡事象後のスクラム失敗（TC、ATWS）
・過渡事象後の崩壊熱除去失敗（TW）
・冷却材喪失事故時の注水失敗（LOCA）

高転換比 BWR 型炉が炉心損傷に至る起因事象についても、ABWR のシステム構成が同等かつ同一のシステム応答をすること、さらに負のボイド係数・反応度を有することから、ABWR の起因事象とほぼ同一で、炉心部の冷却材レベルが低下し炉心燃料が露出することによって燃料が過熱・溶融に至るものと考えられる。

上記事象の中で、高速炉の安全上の特質がより早期に顕在化するのは ATWS である。よって、まずは ATWS の炉心損傷事象評価を行う。この「高速炉の安全上の特質」とは、炉心構成が最大反応度体系にないため、炉心損傷による燃料の大規模な配位変化が生じた場合には即発臨界が発生するポテンシャルを有することを指す。ただし、高転換比 BWR 型炉のプラント特性及び負のボイド係数・反応度を考慮すると、図 4.4.3(1)-13 に示されるように、ATWS から炉心損傷に至る確率は ABWR と同様極めて低くなると考えられることに注意が必要である。水駆動のスクラムに失敗した場合の対応ができるようシステムが改善されたため、ABWR では ATWS を起因とする炉心損傷発生頻度が 1%未満と小さくなり、相対的に全交流電源喪失を起因とする炉心損傷発生頻度が支配的となっている。高転換比 BWR 型炉でも当然同等のシステムが採用されると予想される。

したがって、ATWS 以外の制御棒が挿入された状態での炉心損傷事象（Protected Melt Down：PMD）の評価も今後必要になると考えられる。LMFBR での PMD 評価の知見から推定すると、制御棒が挿入されていて

も、燃料集合体および制御棒の崩落が進展し、上下の炉心燃料が近接・混合することで再臨界に至る可能性が否定できない。

b. 事象進展評価

ATWS から炉心損傷に至る場合には、更にホウ酸水注入系の不作動も仮定しなければならない。また、過渡事象開始 90 分後に ECCS による炉内への注水も停止するとした。発生する過渡事象は炉心損傷に至るまでの時間が最も早いと予想される主蒸気隔離弁閉止とした。なお、ATWS に更にホウ酸水注入系の不作動も仮定するため、本事象の発生頻度は 10^{-10}/炉年オーダーと極めて低い。図 4.4.3(1)-14 に各プラントパラメータの推移を示す。主蒸気隔離弁閉止によって、炉内圧力の上昇によってボイド率が低下するため正の反応度が投入されるため出力は一旦上昇する。また、主蒸気隔離弁閉止によって、タービン系への蒸気の供給が無くなるため、タービン駆動の給水ポンプの能力が低下し、給水流量は定格の約 70%程度となる。炉心のボイド率が、給水流量の低下によって増加するため、出力は徐々に低下する。復水器に戻る１次系の蒸気が遮断されているため、復水器の水位が低下し、150 秒で復水器の水位低信号によって給水ポンプがトリップし、給水が停止する。給水の停止によって、炉心上部の温度が急上昇し、負の反応度が入るため出力は急減する。事象発生後 500 秒以降 ECCS が停止する 5400 秒までは炉心は定格出力の約 12%で臨界を保ち続ける。ECCS の停止により炉心の温度は崩壊熱によって上昇し始め、約 6000 秒で炉心が損傷し始める。

この様に、高転換比 BWR 型炉では、最も事象進展が早いと想定される事象においても、原因となった事象が発生してから炉心が損傷し始めるまでに約 100 分程度の時間的余裕がある。したがって、炉心損傷を防止するためのアクシデント・マネージメント（AM）が十分期待できると考えられる。仮に AM に失敗したとすれば、炉心損傷に至る。詳細は 4.8.4 に記述してあるが、炉心損傷開始後の挙動を SIMMER-III コードにて評価したところ、被覆管の移動に起因して即発臨界を超過する場合があることが示された。しかし、前述のように、冷却水の喪失により炉心が露出しているため、原子炉容器に対する機械的エネルギーへの転換媒体（作動流体）が存在しない状態での即発臨界超過であるので、機械的エネルギーへの転換率は小さいと考えられる。

c. まとめ

以上の知見を基に、炉心損傷時の事象進展を推定し図 4.4.1(3)-15 にまとめた。再臨界の発生する可能性のある場所は図に示されているように、事象進展に応じて３つの場所が考えられる。それぞれ、炉心内再臨界フェーズ、RPV 底部再臨界フェーズ、およびドライウエル再臨界フェーズと称して、以下に各特色を説明する。

ア. 炉心内再臨界フェーズ（図 4.4.1(3)-15 の①）

AMに失敗して初めて、崩壊熱レベルで燃料損傷が開始される。ATWSは、最も早く炉心損傷に移行するが、作動流体が存在しない状態での即発臨界超過であるため、機械的エネルギーへの転換率は小さい。このため、ATWS 時の事故シーケンスは熱的影響が主体であり、PMDに包絡される可能性が大きいと推定される。

PMDについては、今後評価する必要があるが、既に述べたように、燃料集合体および制御棒の崩落が進展し、上下の炉心燃料が近接・混合した場合、再臨界に至る可能性を否定できない。ただし、溶融炉心の近接・混合により再臨界状態に移行しても、作動流体が存在しないため、大きな機械的エネルギー発生の可能性は低く、熱的事故影響が主体となると推定される。

したがって、炉心内再臨界フェーズでの熱的事故影響は、現行LWRの炉心損傷事象に比較すると、温度レベルのより高い融体が形成され、これが原子炉圧力容器（RPV）底部に移行するところに特徴があると推測される。すなわち、現行LWRでの融体温度レベルが2400（共晶体融点）～2850℃(UO2 融点)であるのに対して、高転換比 BWR 型炉での融体温度レベルは2850~4500℃程度と予想される。

図 4.4.1(3)-15 に示す「炉心損傷」が始まり、①の「再臨界」に至る間での所要時間は、300から3000秒程度と推定される。このため、事象進展の速さに依存して、有効なAMを実施できる場合とできない場合とがあるものと考えられる。炉心内再臨界フェーズでの AMとしては、起因事象の段階で喪失した RPV 注水機能の回復を図ることが重要で、特に炉心損傷初期の段階で実施することが有効と考えられる。

イ．RPV底部再臨界フェーズ（図4.4.1(3)-15の②）

RPV 底部での再臨界は、炉心内再臨界によって形成された高温度融体が蓄積されることによって生ずる。RPV 底部には水が残留しているが、FARO、COTELS、ALPHA 等の現行 LWR 試験の知見により、炉心部から移動した融体との相互作用によってエナジェティックな結果となる可能性は小さいと推測できる。従って、RPV 底部での再臨界影響は熱的影響(RPVの溶融貫通)が支配的となると考えられる。

また、高転換比 BWR 型炉では、燃料崩壊形態に依存して燃料デブリの Pu 富化度は 10-18%の範囲にある。炉心燃料とブランケットなどの混合により Pu 富化度が10%近傍では再臨界の可能性は小さい。しかし、炉心内再臨界で形成された高温度の炉心燃料が先行的にRPV底部に半球状に蓄積した場合には、RPV 底部での再臨界の可能性があると考えられる。ただし、RPV 再臨界フェーズでは炉心内再臨界フェーズとは異なり、事象進展の経過時間が長い。このため、RPV注水機能の回復、あるいは RPV 冷却などの AM を実施できる可能性は相対的に増加すると考えられる。

ウ．ドライウエル再臨界フェーズ（図 4.4.1(3)-15 の③）

ドライウエル再臨界フェーズでの再臨界は、RPV 再臨界によって形成された高温度融体が下部ドライウエルに蓄積され臨界厚さを超過することによって生ずる。ドライウエルの断面積は RPV の断面積の 2 倍以上あるため、落下融体が有効に平坦化すれば再臨界の発生可能性は著しく減少すると考えられる。

また、ドライウエルに水が残留していても、移動した融体との相互作用によってエナジェティックな結果となる可能性は小さい。高転換比 BWR 型炉の炉容器外事象では、ドライウエル再臨界の発生の有無に拠らず、現行 LWR の崩壊熱レベルでの炉容器外事象に比較すると、温度レベルのより高い融体の熱的影響(主にデブリ-コンクリート反応による非凝縮性ガスの生成量の増加)が支配的となると考えられる。

なお、高転換比 BWR 型炉では、炉容器内事象での再臨界の可能性があるため線源影響が増大するものと予想される（揮発性 FP、不揮発性 FP、Pu の PCV 内放出)。ただし、有効な AM を実施できる可能性はある。万一、この再臨界による線源影響の増大があったとしても、炉容器外事象に対する以下の設計対応、あるいは AM を行うことで事故影響を現行 LWR と同程度に抑制することが可能と考えられる。

- ドライウエルへのコアチャッチャーの設置（再臨界抑制、熱的影響緩和）
- PCV へのボロン水注水強化（熱的影響緩和）
- ペデスタルへのボロン水注水強化（熱的影響緩和）

②再臨界排除対策の必要性

ATWS からの炉心損傷発生頻度は、ABWR の知見から推定して極めて低いと想定される。また、ATWS からの炉心損傷を仮定した場合も炉心が損傷し始めるまでには数時間の裕度があり運転員による炉心損傷回避方策が十分期待できる。一方、ATWS 以外の炉心損傷を仮定した場合には、炉心損傷に至る時間が ATWS からの炉心損傷事象よりも、炉心が損傷に至るまの時間的余裕がさらに大きいと予想される。

炉心損傷していく過程では、既存の軽水炉と異なり燃料に富化度の高いプルトニウムを使用していることから、挙動が異なる可能性がある。今後炉心が損傷していく過程での挙動を評価し、ABWR と比べて過大な機械的、熱的エネルギー発生のないことを確認し、ABWR と同様に事象の格納容器内終息が可能であることを確認する必要がある。それらの評価を基に、再臨界排除方策が必要かどうか検討することになる。

なお、LMFBR で再臨界回避炉心として検討されているような燃料集合体内に制御棒案内管を兼ねたダクトを設けた構造としても、増殖比、燃焼度等の炉心性能が低下しないことを確認している。

(vii)評価結果

高転換比 BWR 型炉について、経済性、安全性、構造健全性、製作健全性、運転保守・保修性について予備評価した結果を表 4.4.4(1)-16 に示す。これらについては、設計が詳細化した段階で再度評価する必要がある。

(a)経済性

①建設費及び発電単価

高転換比 BWR 型炉の建設費は、ABWR の約 97%程度と推定される。高転換比 BWR 型炉については、ABWR において検討されているコストダウン方策が、高転換比 BWR 型炉に対してすべて適応可能かどうかは、今後検討する必要があるが、ABWR の建設費が低減されれば、高転換比 BWR 型炉の建設費も本調査研究で目標としている建設費 20 万円/kWe を達成できる可能性がある。

②燃焼度

高転換比 BWR 型炉は、炉心の内部ブランケットを含めた燃焼度が 6 万 MWd/t、内部ブラケットを除いた燃焼度が約 8 万 MWd/t 程度である。ナトリウム冷却炉に比べて燃焼度は低いという傾向はあるが、この程度の燃焼度でも現行軽水炉では十分な経済性が得られているという現状もあり、これ以上の燃焼度が必要かどうかは発電単価の評価を見て判断する必要がある。

③連続運転期間

高転換比 BWR 型炉は、連続運転期間を 24 ヶ月として炉心設計を行っている。高転換比 BWR 型炉は、採用しているシステムが ABWR とほぼ同様であり、機器のメンテナンス上も特に問題が発生する可能性はなく、法令さえ整備できれば、24 ヶ月という連続運転期間を達成できると考える。

④稼働率

高転換比 BWR 型炉の連続運転期間は 24 ヶ月である。高転換比 BWR 型炉は、再循環ポンプ（含むインターナルポンプ）を有していないという特徴があることから、ABWR の定検工程を参考に高転換比 BWR 型炉の定検工程を考えると図 4.4.4(1)-16 の様な工程になり、その期間は 41 日程度と推定できる。これらの値から稼働率を算出すると約 95%となる。

高転換比 BWR 型炉は、目標である 90%以上の稼働率を達成できている。

⑤建設工期

高転換比 BWR 型炉は、ABWR とほぼ同等の設備構成を有していることから、ABWR と同等の建設工期を達成できると判断した。高転換比 BWR 型炉の建設工期は、48 ヶ月を達成できる見込みであり、建設工期の目標である 50 ヶ月を十分満足できる。

(b)安全性

①安全設計

現行 ABWR をベースに設計を行っており、「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等との適合性があると考える。

②原子炉停止系

現行 ABWR と同様に、制御棒を用いた炉停止系の他に、ホウ酸水注入による炉停止系を有しており、問題はないと考える。なお、本概念の炉心は負のボイド反応度を有しているため、炉停止に失敗しても事象は緩慢に推移するため受動的炉停止方法は必要ない見込みである。

③崩壊熱除去系

現行 ABWR と同様の残留熱除去系（50%）×3 系統で構成されており、信頼性、成立性に問題はないと考える。

④格納系

現行 ABWR と同一の考え方で設計を行っており、特に問題はないと考える。

⑤再臨界回避方策

起因事象から炉心損傷に至るまでの時間的裕度は現行軽水炉と同程度であり、LMFBR に比べて非常に長いことを確認した。炉心損傷が生じた後に、軽水炉と違い、反応度が挿入される可能性があるため、その時の格納系への影響については、今後検討する必要がある。

なお、ナトリウム冷却炉と同様な、燃料集合体中に制御棒案内管を兼ねたダクトを設けた炉心概念を採用しても、増殖比等の炉心性能が低下しないことは確認済である。

炉心損傷発生頻度については、現行 ABWR と同一のシステム構成であるため、10^{-6}未満という設計目標を達成できる見通しである。

⑥構造健全性

ABWR とプラント運転温度、圧力等は同一であるため、ABWR と同一の材料を用いて設計を行っている。また、ABWR と同じように耐震設計で設計を行っている。したがって、原子炉容器、炉内構造物、冷却系、格納施設等の構造健全性について、問題は発生しない見込みである。

⑦製作建設性

ABWR とほぼ同一のシステムで構成されており、製作性、検査性、組立・輸送・据付性、現地試験性に関して問題は発生しない見込みである。

⑧運転・保守補修性

本概念は、ABWR と異なり再循環ポンプを有していない設計のため、運転制御に関しては ABWR と若干異なった制御となるため、今後詳細に検討する必要がある。ただし、JPDR 及び初期の BWR の運転実績等から考えて、運転制御性に大きな問題は発生しない見込みである。

ISI、検出性、保守・補修性、機器へのアクセス性等についても、ABWR で実績のあるプラントシステムであり、問題は発生しない見込みである。

表 4.4.3(1)-1　高転換比 BWR 型炉の基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉形式	軽水冷却高転換比沸騰水型炉
2	電気出力	1356MWe
3	熱出力	3926MWt
4	ループ数	主蒸気：4 ループ、給水：2 ループ
5	原子炉出口温度	287℃
6	原子炉運転圧力	7.2MPa
7	炉心流量	1.7×10^4t/h
8	主蒸気流量	7.641×10^3t/h
9	主蒸気温度/圧力	287℃/7.2MPa
10	給水温度/流量	268℃/7.624×10^3t/h
11	タービン発電機	発電効率　約 35%
12	所内負荷	約 2.5%
13	プラント稼働率	約 94.3%（サイクル長さ 24 ヶ月、定検期間 41 日）
14	炉心燃料	混合酸化物燃料
15	炉心外接円直径	7.6m
16	燃焼度	6.0 万 MWd/t（内部ブランケット含む）
17	増殖比	約 1.05
18	原子炉停止系	制御棒（制御棒 283 体）、ホウ酸水注入系
19	炉心安全性	①負のボイド反応度、②複数の炉停止系の設置、③ECCS、
20	プラント運転サイクル	24 ヶ月、3.4 バッチ
21	地震	耐震
22	建設工期	48 ヶ月
23	プラント寿命	40 年
24	原子炉建屋	19 万 m^3/プラント

表 4.4.3(1)-2　高転換比 BWR 型炉の炉心特性

項目	高転換比 BWR	ABWR
電気出力(MWe)	1356	1356
熱出力(MWt)	3926	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2	7.2
炉心外接半径(m)	3.8	2.7
燃料集合体数	900	872
燃料棒外径(mm)	13.7	11.2 (9×9 燃料)
燃料棒間隔 (mm)	1.3	3.2
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) (含む内部ブランケット、除く軸ブランケット)	6.0	4.5
炉心流量(10^4t/h)	1.7	5.2
炉心出口クオリティ(%)	53	14.5
炉心部平均ボイド率(%)	70	43
増殖比	1.05	-
最大線出力密度(kW/ft)	17	12
MCPR	1.3	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5	-8
連続運転期間 (月)	24	13

表 4.4.3(1)-3　軽水炉燃料の再処理の際に MA を除去しなかった場合の燃料組成

	UO2 燃料の場合	MOX 燃料の場合
^{237}Np	5.6	0.6
^{238}Pu	2.4	3.6
^{239}Pu	42.9	27.1
^{240}Pu	27.2	34.2
^{241}Pu	8.6	9.9
^{242}Pu	7.6	14.6
^{241}Am	3.9	5.9
^{242m}Am	0.1	0.3
^{243}Am	1.3	2.7
^{244}Cm	0.4	1.0
^{245}Cm	0.0	0.1

＊軽水炉での燃焼度：4.5 万 MWd/t、燃料取出～再処理までの期間：5 年、再処理～装荷までの期間：2 年とした。

表 4.4.3(1)-4　MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)

項目	高転換比 BWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力(MWt)	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2
炉心外接半径(m)	3.8
燃料集合体数	900
燃料棒外径(mm)	13.7
燃料棒間隔（mm）	1.3
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t)（含む内部ブランケット、除く軸ブランケット）	4.5
炉心流量(10^4t/h)	1.7
炉心出口クオリティ(%)	51
炉心部平均ボイド率(%)	70
増殖比	1.01
最大線出力密度(kW/ft)	17
MCPR	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5
連続運転期間（月）	16

表 4.4.3(1)-5　MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)

項目	高転換比 BWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力(MWt)	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2
炉心外接半径(m)	3.8
燃料集合体数	900
燃料棒外径(mm)	13.7
燃料棒間隔（mm）	1.3
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t)（含む内部ブランケット、除く軸ブランケット）	5.5
炉心流量(10^4t/h)	1.9
炉心出口クオリティ(%)	51
炉心部平均ボイド率(%)	70
増殖比	1.03
最大線出力密度(kW/ft)	17
MCPR	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5
連続運転期間（月）	19

表 4.4.3(1)-6　FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)

項目	高転換比 BWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力(MWt)	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2
炉心外接半径(m)	3.8
燃料集合体数	900
燃料棒外径(mm)	13.7
燃料棒間隔（mm）	1.3
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （含む内部ブランケット、除く軸ブランケット）	4.8
炉心流量(10^4t/h)	1.7
炉心出口クオリティ(%)	55
炉心部平均ボイド率(%)	71
増殖比	1.04
最大線出力密度(kW/ft)	16
MCPR	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5
連続運転期間（月）	21

表 4.4.3(1)-7　FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)

項目	高転換比 BWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力(MWt)	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2
炉心外接半径(m)	3.8
燃料集合体数	900
燃料棒外径(mm)	13.7
燃料棒間隔（mm）	1.3
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （含む内部ブランケット、除く軸ブランケット）	5.1
炉心流量(10^4t/h)	1.7
炉心出口クオリティ(%)	51
炉心部平均ボイド率(%)	69
増殖比	1.02
最大線出力密度(kW/ft)	15
MCPR	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5
連続運転期間（月）	21

表4.4.3(1)-8　高転換比BWR型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能

項目	高転換比 BWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力(MWt)	3926
原子炉圧力(MPa)	7.2
炉心外接半径(m)	3.8
燃料集合体数	900
燃料棒外径(mm)	13.7
燃料棒間隔（mm）	1.3
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t)（含む内部ブランケット、除く軸ブランケット）	5.5
炉心流量(10^4t/h)	1.7
炉心出口クオリティ(%)	53
炉心部平均ボイド率(%)	70
増殖比	1.01
最大線出力密度(kW/ft)	17
MCPR	1.3
ボイド係数(10^{-4}Δk/k/%void)	-0.5
連続運転期間（月）	19

表 4.4.3(1)-9　ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件

	ピン間ギャップ[mm]	ヒータピン径[mm]	ヒータピン加熱長[cm]	出力分布	質量流量[kg/s·m²]	入口エンタルピ[kJ/kg]
試験条件	1.5	6.4	137.2	一様分布、分布あり（図 4.4.3(1)-7 参照）	340～4070	400～1440
	2.3	7.1				
	0.38	19.1	233.8			
高転換比 BWR 型炉の炉心条件	1.3	13.7	110.5 上下プランケット含む加熱長	1.05 以内	460	1250

表 4.4.3(1)-10　高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・異常な過渡変化

分類	代表させる事象	評価の有無	理由
炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化	制御棒起動時における制御棒の異常な引き抜き	×	ABWR と同様に炉周期短信号で制御棒引き抜きを阻止するため、燃料棒エンタルピの基準を満たすことが明らかなため
	出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	○	
炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化	冷却材流量の部分喪失	×	再循環ポンプの部分停止を想定した事象であり、高転換比 BWR は再循環ポンプを有さないため除外
	外部電源喪失	×	加圧事象であり、その影響は負荷の喪失に包絡される
	給水加熱喪失	○	ABWR ではすべての過渡事象の中で最も厳しい事象
	原子炉冷却材流量制御系の誤起動	×	再循環流ポンプの異常を想定した事象であり、高転換比 BWR は再循環ポンプを有さないため除外
環境への放射性物質の異常な放出	負荷の喪失	○	加圧事象の代表として選定
	主蒸気隔離弁の誤閉止	×	加圧事象であり、その影響は負荷の喪失に包絡される
	給水制御系の故障	○	水位上昇事象の代表として選定
	原子炉圧力制御系の故障	○	減圧事象の代表として選定
	給水流量の全喪失	○	水位減少事象代表として選定

表 4.4.3(1)-11　高転換比 BWR 型炉における異常な過渡変化評価結果

事象	結果			
	MCPR	表面熱流束最大値	原子炉圧力	燃料エンタルピ
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	1.19	112%	わずかに上昇	－
給水加熱喪失	初期値以上	115%	わずかに上昇	－
負荷の喪失	初期値以上	初期値以下	8.3	－
給水制御系の故障	1.29	103%	8.0	－
原子炉圧力制御系の故障	1.29	103%	8.0	－
給水流量の全喪失	1.27	初期値以下	初期値以下	－

＊成立性判断のめやす：MCPR＞1.07 以上、表面熱流束最大値＜約 130%、原子炉圧力＜約 9.5MPa

表 4.4.3(1)-12　高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・事故

分類	代表させる事象	評価の有無	理由
原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	原子炉冷却材喪失（HPCF 破断）	○	HPCF 破断、給水配管破断等の解析に基づき、HPCF 破断を選択
	冷却材流量の喪失	×	冷却材流量喪失の原因となる再循環ポンプを有さないため
反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	制御棒落下	×	BWR に比べ余剰反応度が小さいため制御棒価値が小さく、制御棒落下速度制限器の適切な設計により、燃料エンタルピの基準を満足することが明らかなため
環境への放射性物質の異常な放出	放射性気体廃棄物処理施設の破損	×	ABWR と同様の設備であるため、ABWR に比べて厳しくなる要因がないため
	主蒸気管破断	○	
	燃料集合体の落下	×	BWR と異なり燃料集合体頂部に燃料棒がなく、落下集合体のみに破損燃料が限られるため、BWR に比べて破損燃料が少なく、被ばくの基準を満足することが明らかなため。
	原子炉冷却材喪失	×	前出
	制御棒落下	×	前出
原子炉格納容器内圧力、雰囲気の異常な変化	原子炉冷却材喪失	×	前出

表 4.4.3(1)-13　高転換比 BWR 型炉における事故評価結果

	判断基準	充足性
原子炉冷却材喪失	炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること	燃料被覆管の温度は初期値を上回ることはなく、破裂の発生する燃料棒はない。
	燃料被覆の温度の計算値は 1200℃以下であること（ECCS 設計基準）	
	燃料被覆の化学量的酸化量の計算値は、酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの 15%以下であること。（ECCS 設計基準）	酸化量は 15%以下である。
	炉心で燃料被覆及び構造材が水と反応するに伴い発生する水素の量は、格納容器の健全性確保の見地から、十分低い値であること。（ECCS 設計基準）	全被覆管のジルコニウム-水反応割合は無視しうる程度であるため、反応に伴い発生する水素の量は格納容器の健全性確保の見地から十分低い。
	燃料の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長時間にわたって行われることが可能であること。（ECCS 設計基準）	長期間にわたっての崩壊熱の除去は、原子炉隔離時冷却系を除く ECCS のうちいずれか１台のポンプが作動すれば確保される。
主蒸気管破断	新たに燃料棒の破損が生じないこと	本事故により破裂の発生する燃料棒はない。また、燃料被覆管の最高温度は初期値を上回ることなく 1200℃以下であり、燃料被覆管の酸化層厚みの増加量は、酸化反応が著しくなる前の燃料被覆管厚さの 15%以下であるので、冷却可能な形状を維持し、冷却能力が失われることはない。したがって、本事故により新たな燃料棒の破損は生じない。
	周辺公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと。	燃料棒はすべて健全であり、また、格納容器等の構成が ABWR と同じであり、影響は ABWR 程度であり問題とならない。

表 4.4.3(1)-14　炉心定格流量に対する再循環部の圧損、ダウンカマ水頭

		内訳［m］
再循環部圧損	炉心圧損	4.0
	セパレータ圧損	1.5
	セパレータ水頭	0.4
	ダウンカマ圧損	0.2
	下部プレナム圧損	0.4
ダウンカマ水頭		-8.0
合計		-1.5

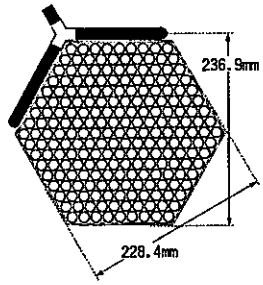
表 4.4.3.(1)-15　高転換比 BWR 型炉の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）

系統	ABWR に対するコストの増減(%)	要因
原子炉系	+5.5	・炉心径増大に伴う炉容器の拡大等 ・制御棒本数の増大及び合理化
原子炉冷却系	-16.0	・インターナルポンプ全数削除（10台）
工学的安全設備（R/B を除く）	+1.3	・炉心径増大に伴う格納容器容積の増大
原子炉補助系	0	・ABWR と同一のシステム
タービン系	0	・ABWR と同一のシステム
放射性廃棄物処理系	0	・ABWR と同一のシステム
電気設備	-9.0	・インターナルポンプ全数削除（10台）
計測制御設備	-1.9	・制御棒合理化に伴う駆動装置制御盤の簡素化
発電所補助系	0	・ABWR と同一のシステム
建築・構築物	-3.6	・建屋内配置合理化に伴う原子炉建屋の縮小

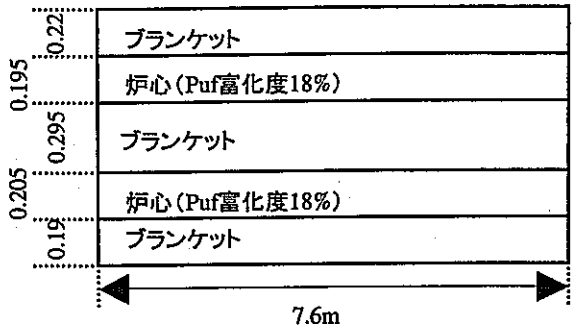
表 4.4.3(1)-16　高転換比 BWR 型炉の評価結果

項　目	A. 経済性	B. 安全性	C. 構造健全性（含耐震性）	D. 製作建設性	E. 運転・保守補修性	開発課題
評価内容	自然循環炉心のため再循環系設備が不要となる利点があるが、設計の決まった段階で評価する。	1. 設計基準事象 異常な過渡変化及び事故事象に対して成立する見通しを得た。 2. 再臨界回避方策 △再臨界回避能力がある。 起因事象から炉心損傷に至るまでの時間的裕度は現行軽水炉と同程度であり、LMFBR に比べて長いことを確認。炉心損傷が生じた後に、軽水炉と違い、反応度が挿入される可能性があり、その時の格納系への影響を検討する必要がある。 ○溶融燃料の排出対策 ナトリウム冷却炉と同様な、燃料集合体中に制御棒案内管を兼ねたダクトを設けた炉心概念を採用しても、増殖比等の炉心性能が低下しないことは確認。 △PAMR/PAHR 炉容器内での事象終息の必要は無いが、現行 LWR との差は評価する必要がある。 ○炉心損傷発生頻度が 10E-6/ry 未満となる見通しがある。	ABWR と同程度の見通し。	ABWR と同程度の見通し。	ABWR と同程度の見通し。	・炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討。
						さらなる経済性向上方策
評価		○安全要求を満足できる見通しあり。	○構造健全性は問題ない。	○製作健全性は問題ない	○運転・保守補修性は問題ない。	なし

<燃料集合体・制御棒形状>



<炉心形状>



<燃料装荷パターン>

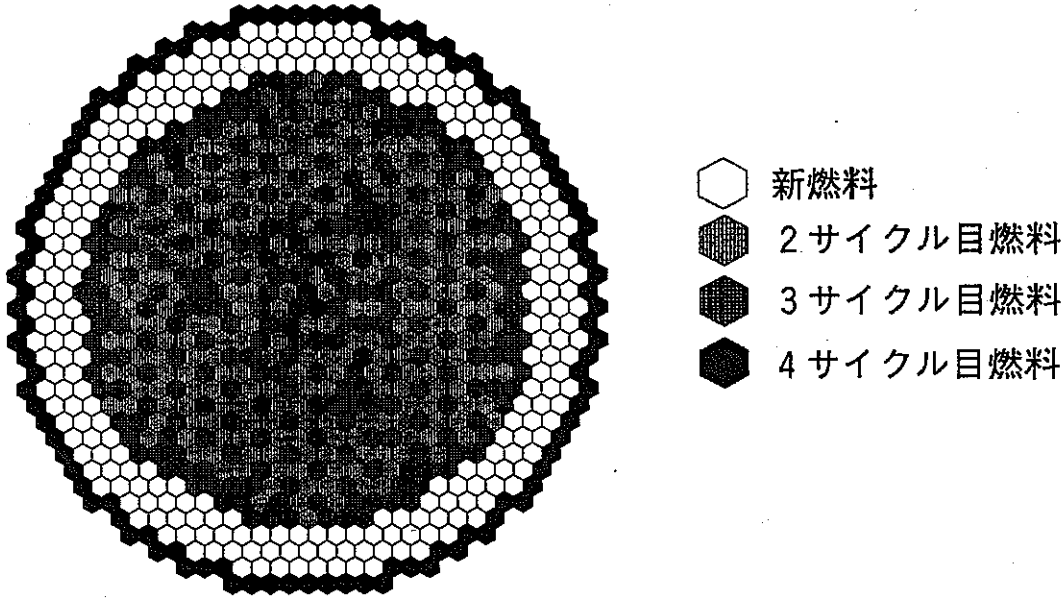


図 4.4.3(1)-1　高転換比 BWR 型炉の基準炉心

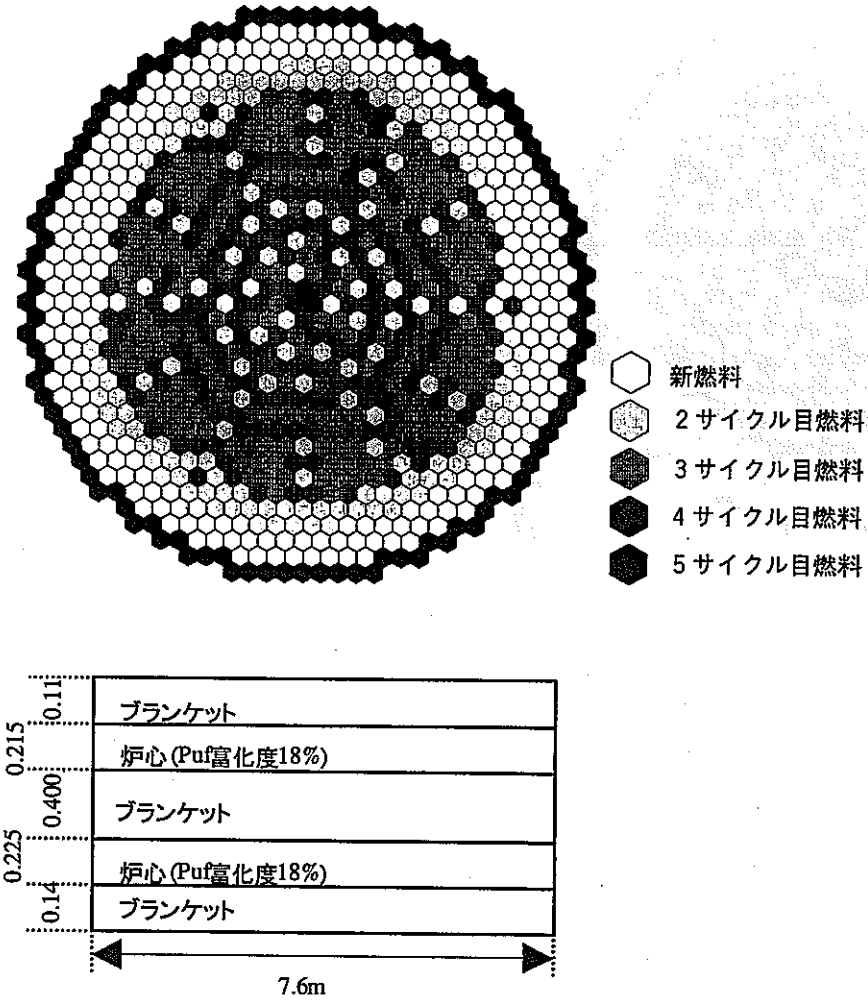


図 4.4.3(1)-2　高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)

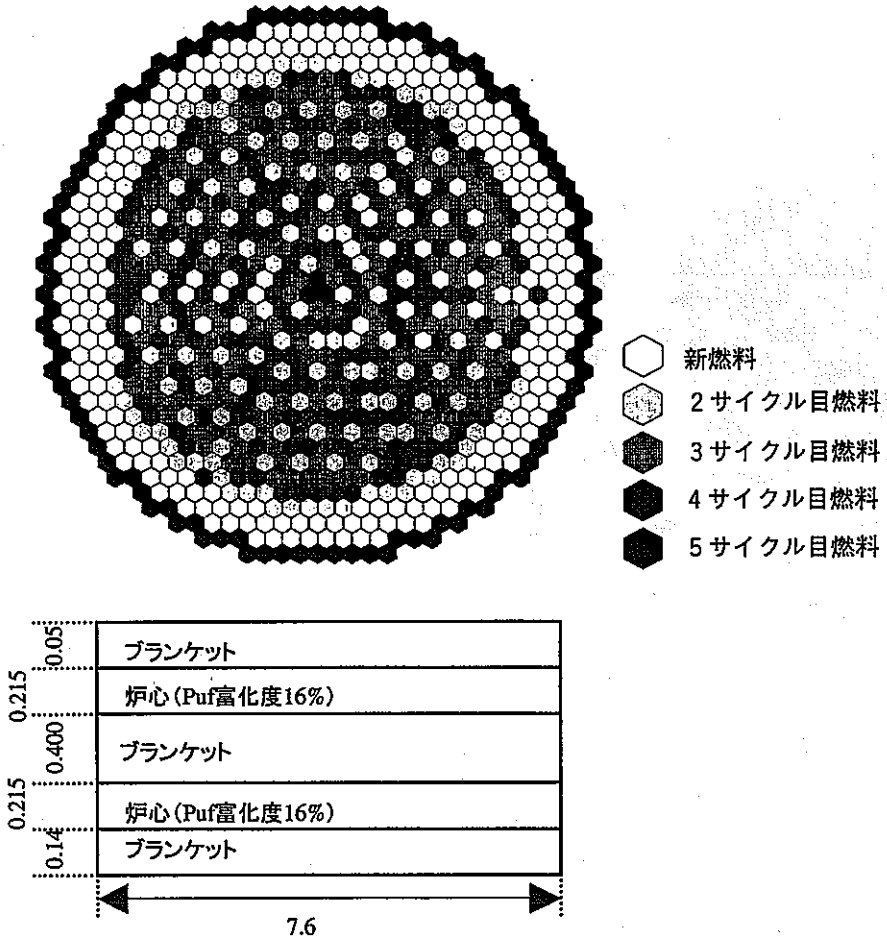


図 4.4.3(1)-3　高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)

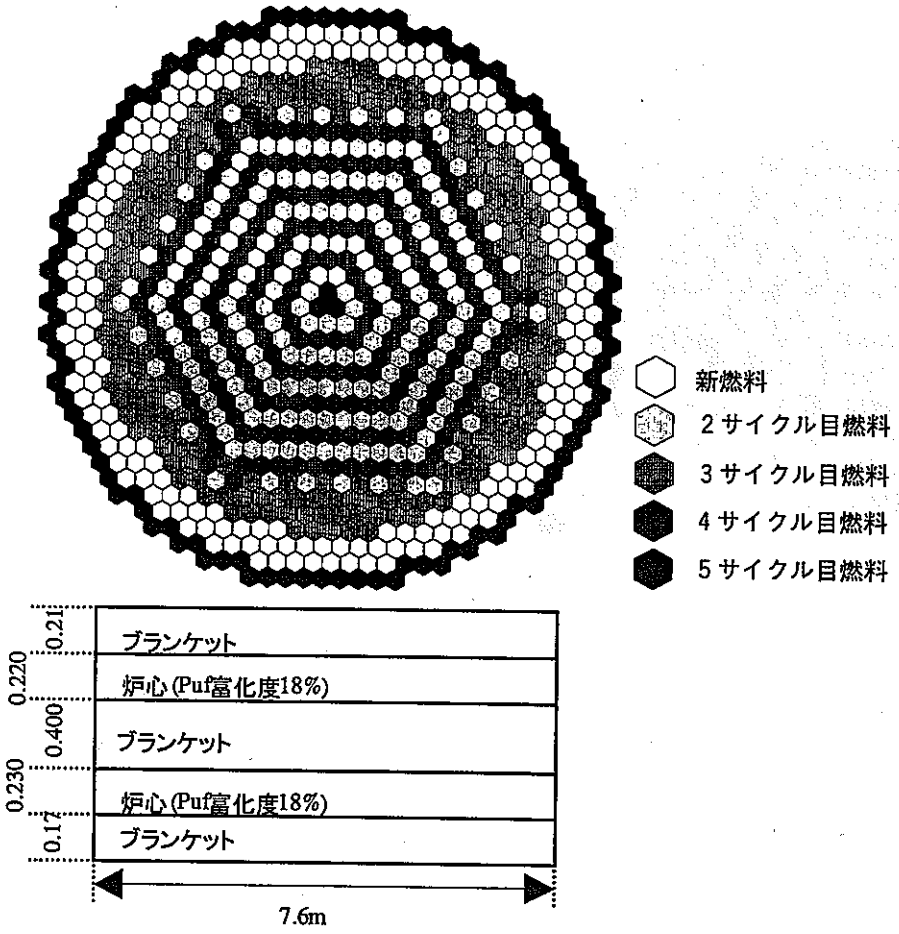


図 4.4.3(1)-4　高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)

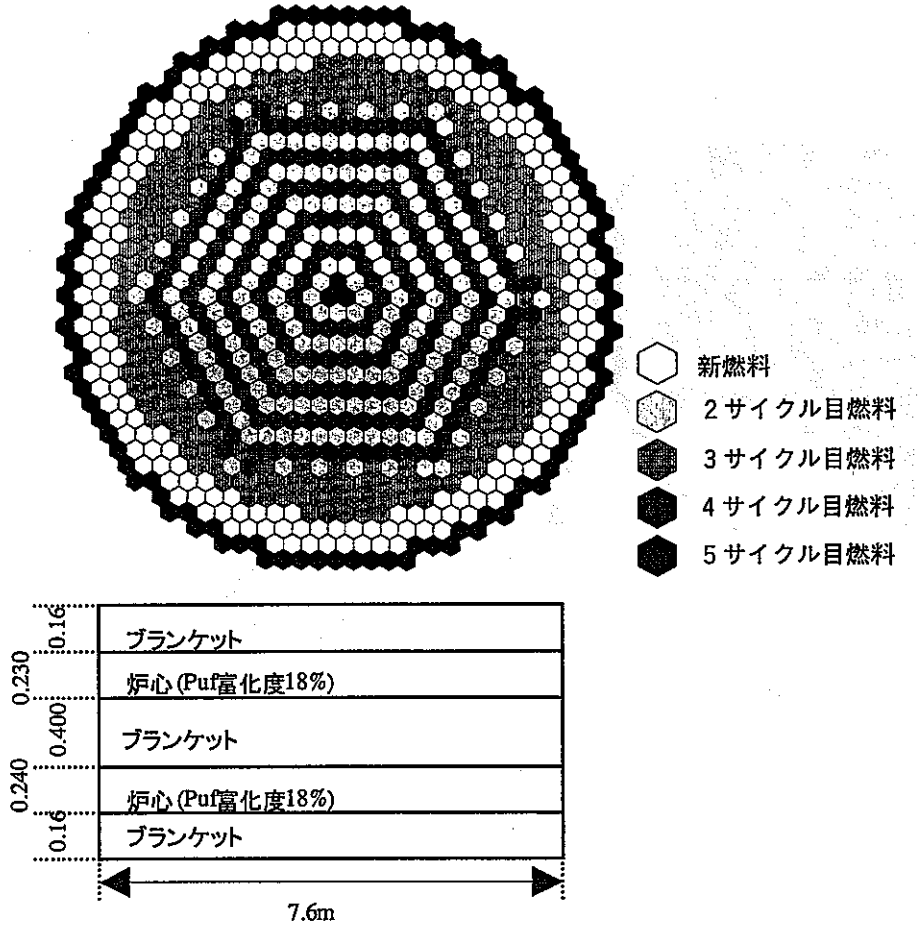


図 4.4.3(1)-5　高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)

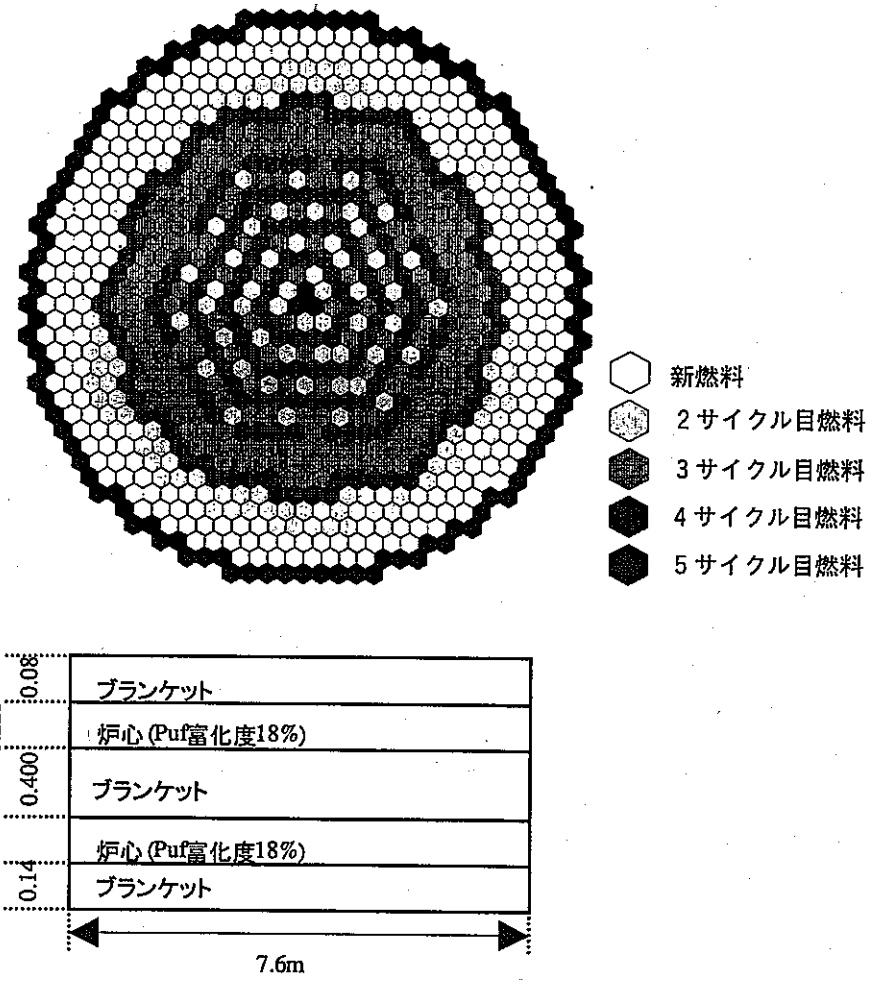
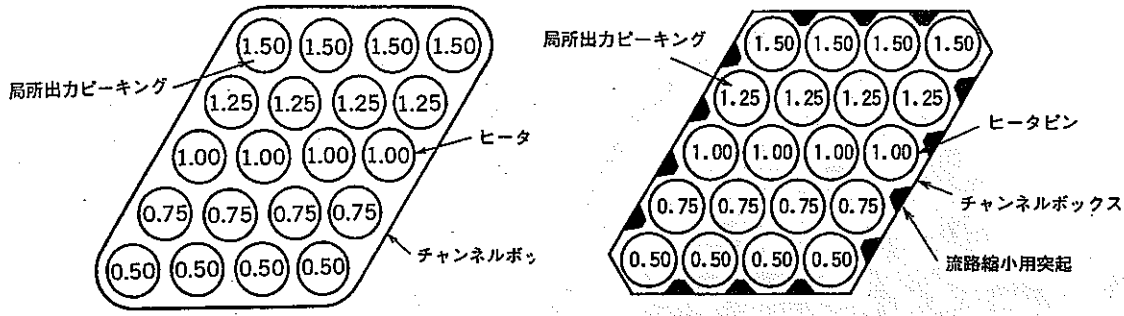


図 4.4.3(1)-6　高転換比 BWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心



ピン間ギャップ：1.5、2.3mm　　ピン間ギャップ：0.38mm

図 4.4.3(1)-7　ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件

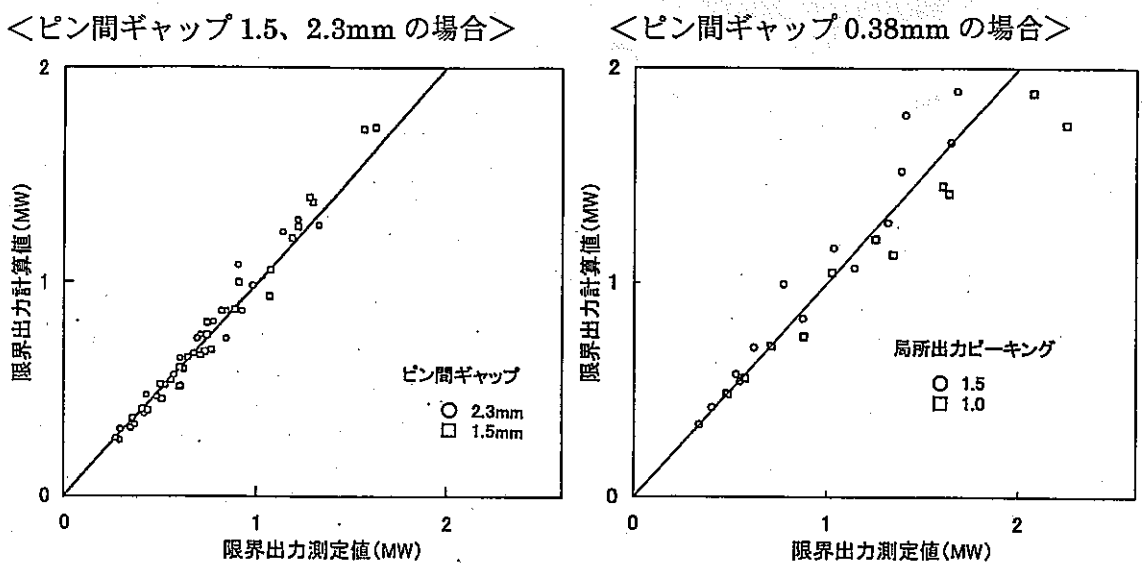


図 4.4.3(1)-8　修正 CISE 式の検証

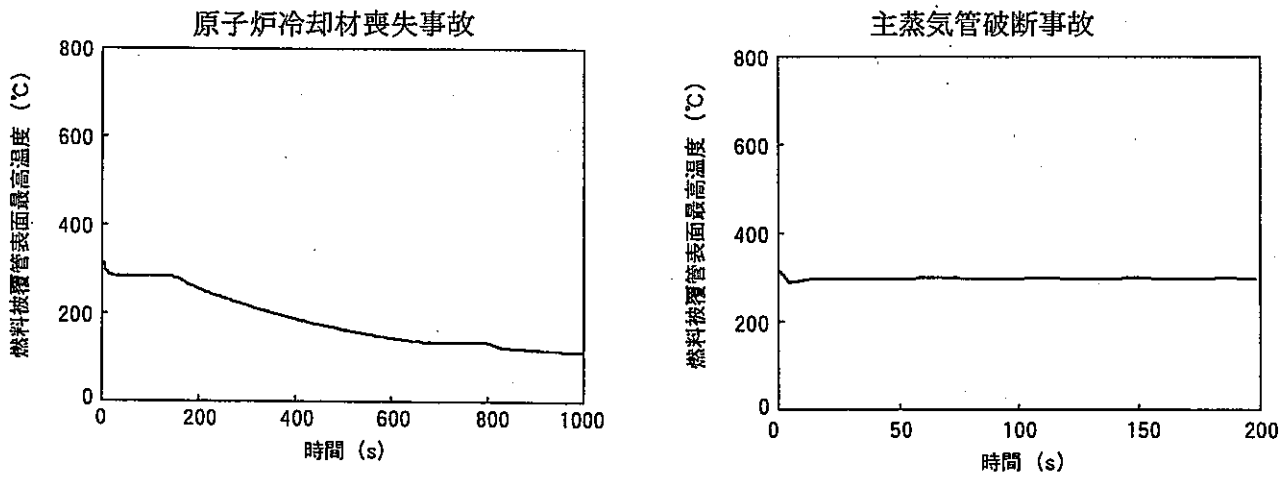


図 4.4.3(1)-9　事故時における燃料被覆管最高温度

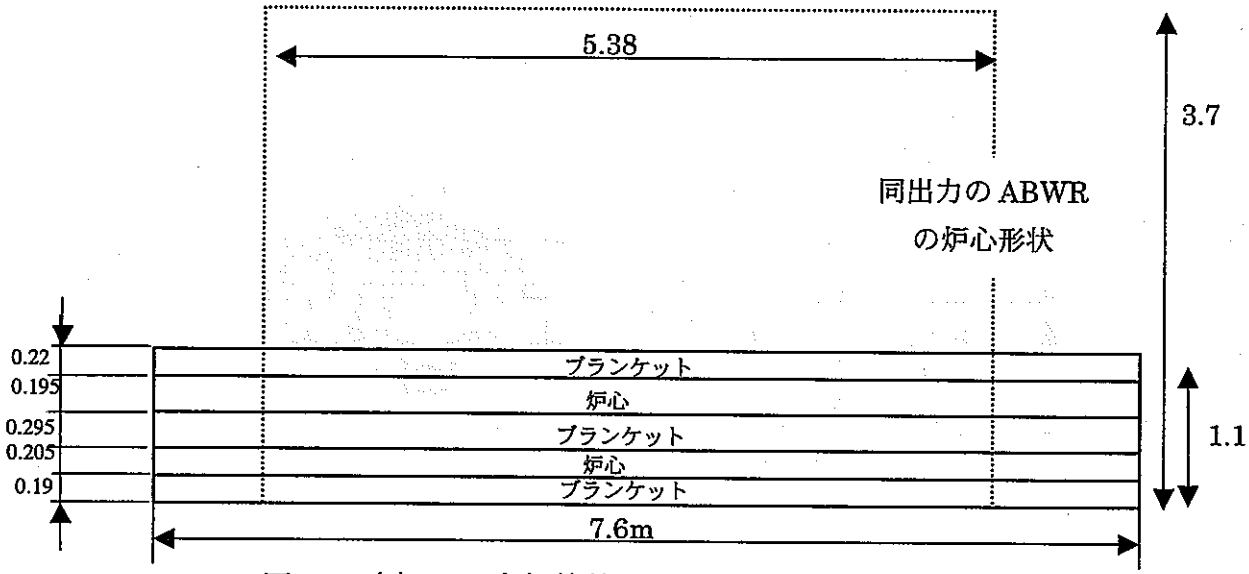


図 4.4.3(1)-10　高転換比 BWR 型炉の炉心形状、寸法

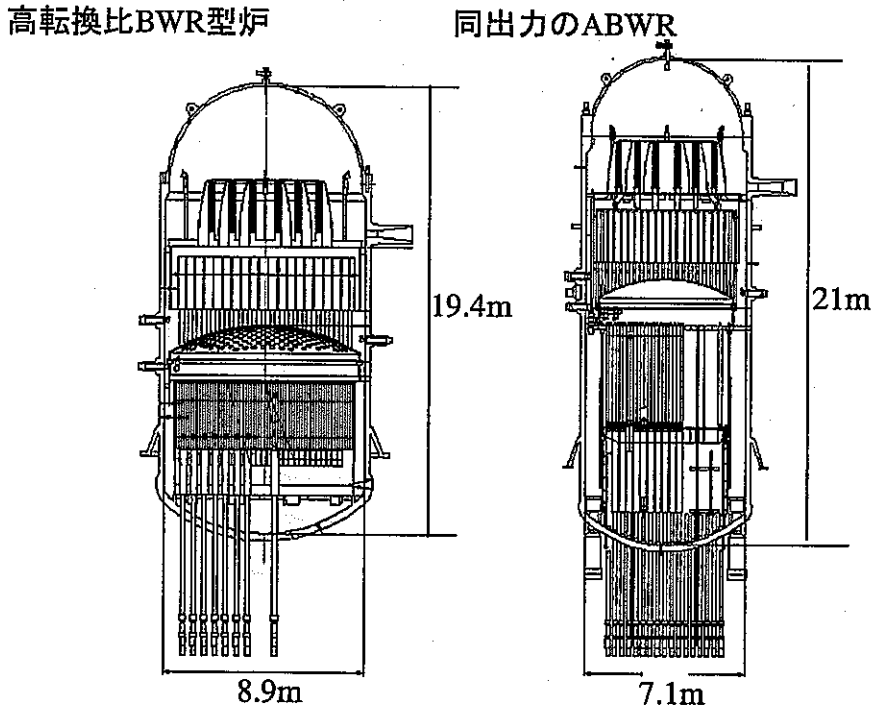


図 4.4.3(1)-11　圧力容器の形状、寸法

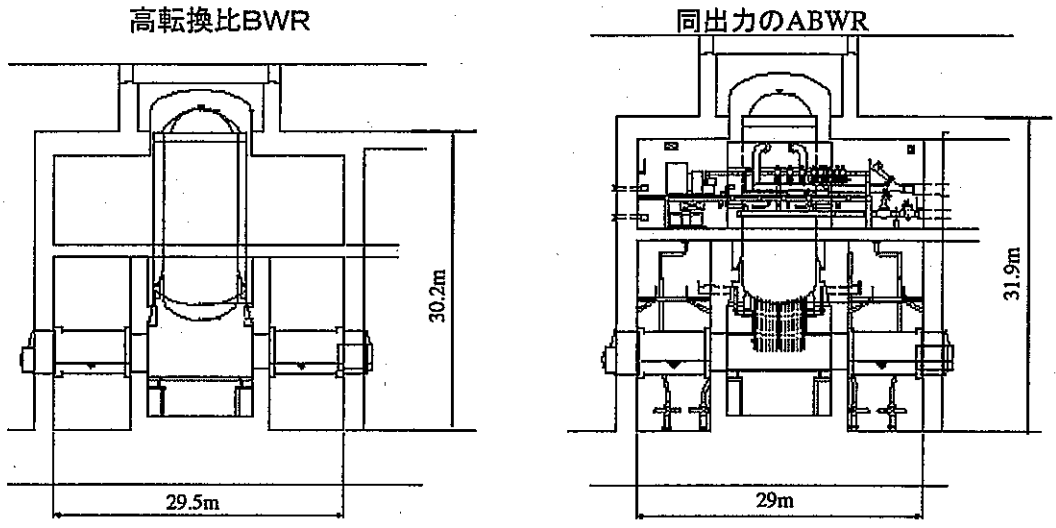
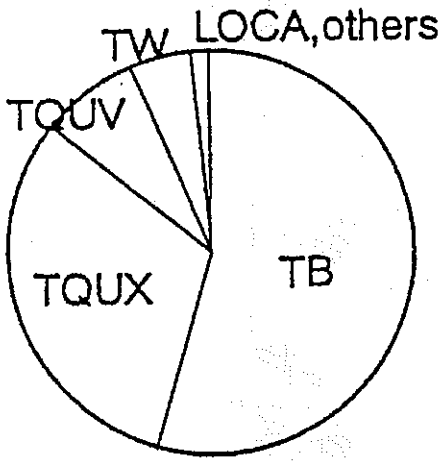


図 4.4.3(1)-12　格納容器の形状、寸法



TQUX：過渡事象後の高圧注水、減圧失敗
TQUV：過渡事象後の高圧注水、低圧注水失敗
TB　：全交流電源喪失、SBO
TC　：過渡事象後のスクラム失敗、ATWS
TW　：過渡事象後の崩壊熱除去失敗
LOCA：冷却材喪失事故時の注水失敗

図 4.4.3(1)-13　ABWR における炉心損傷発生頻度内訳

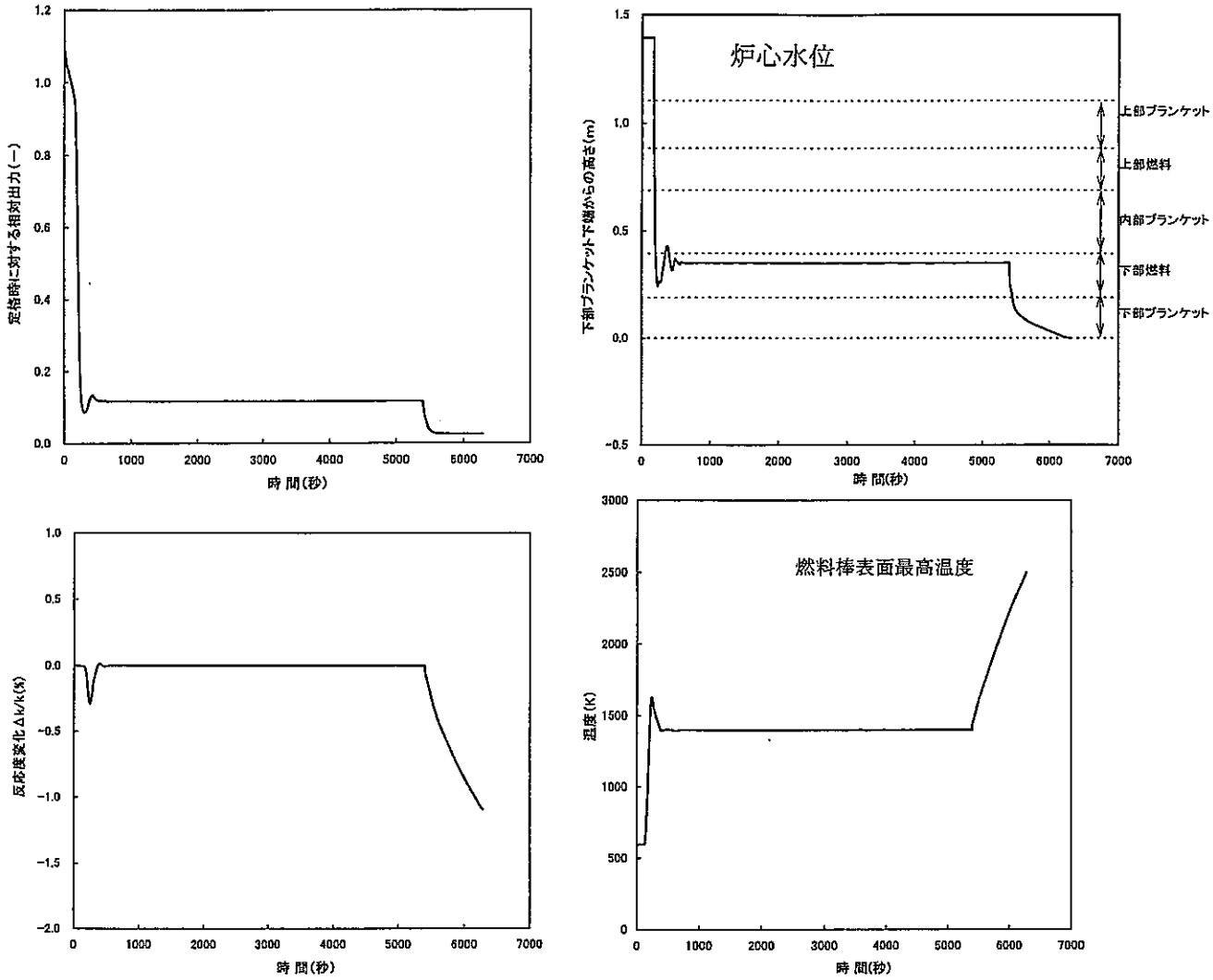


図 4.4.3(1)-14　ATWS 時のプラントパラメータの推移

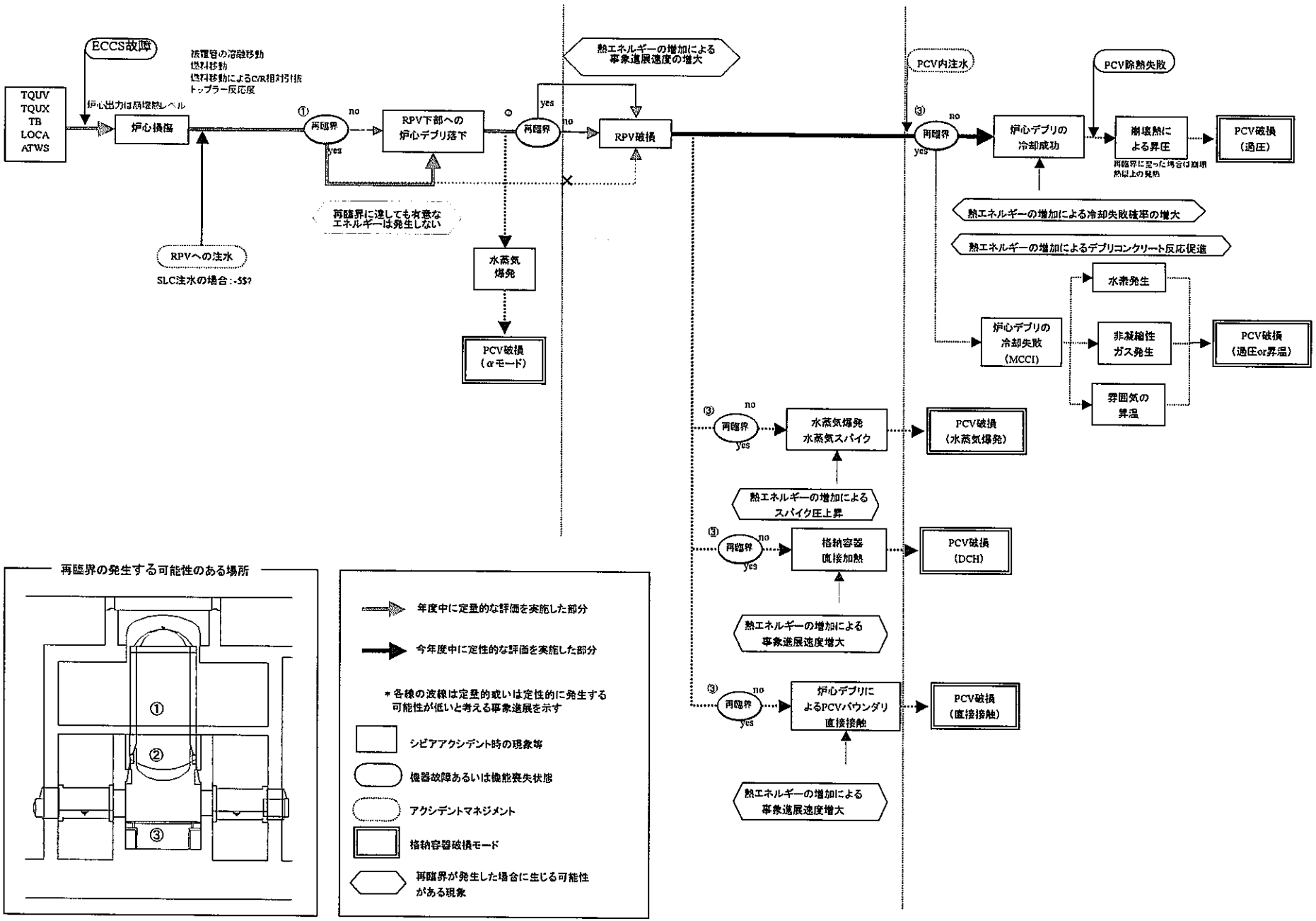


図 4.4.3(1)-15　高転換比 BWR 型炉の炉心損傷時の事象進展

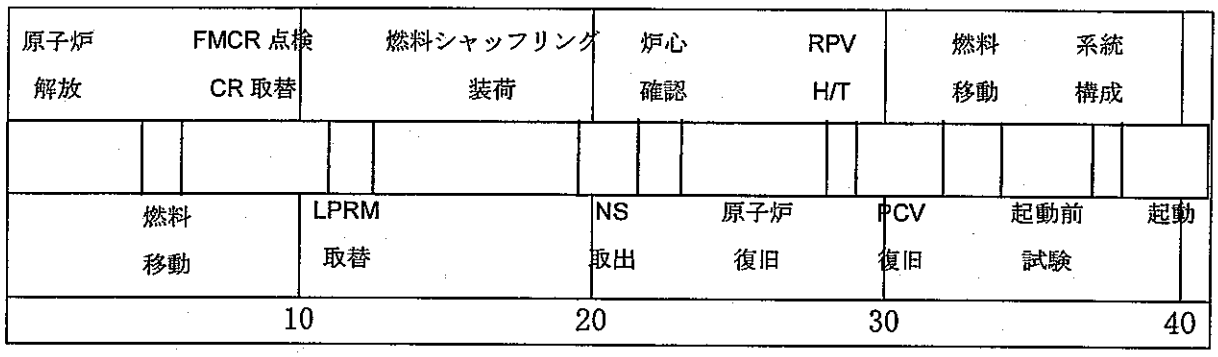


図 4.4.3(1)-16　高転換比 BWR 型炉の定検工程

(2)高転換比 PWR 型炉

(i)基本概念

PWR のプラント設計を基本として、稠密炉心を採用するとともに、中性子吸収の少ない重水を冷却材として使用することによって、炉心に増殖性を持たせた概念である。冷却材を軽水から重水に変更したこと等の理由により、後述のように燃料交換方式、炉停止系の構成等が PWR と異なっている。

(ii)基本仕様

基本仕様を表 4.4.3(2)-1 に示す。本概念は PWR とのコスト比較を考え、熱出力 1480MWt、電気出力 1200MWe とした。ループ構成は同出力の PWR と同じ 4 ループ構成である。プラントシステムは PWR とほぼ同一のシステムを使用するため、原子炉出口温度、原子炉運転温度とも PWR と同一の 325℃、15.3MPa であり、発電効率も約 34%程度である。本概念は後述のように、負のボイド反応度を維持したまま、1.07 程度の増殖性を有するとともに、93%程度の高いプラント稼働率を有することに特徴がある。

(iii)炉心特性

(a)増殖性に関する炉心特性評価

実用化戦略研究における再処理に関する研究では、経済性を向上させるため低除染再処理が検討されている。この様な再処理方法を採った場合には、燃料に MA、FP が混入する。したがって、この様な MA、FP を含んだ燃料を高転換比 BWR 型炉が受入可能かどうかあらかじめ検討しておく必要がある。ここでは、MA 或いは FP が混入した燃料を使用した場合に、高転換比 PWR 型炉の炉心性能がどの様になるかについて検討した。さらに、高転換比 PWR 型炉のみを用いて燃料サイクルを組むことが可能かどうか検討した。

①基準炉心

現在広く用いられている再処理方式を用いた高除染燃料を用いて炉心を構成した場合の炉心を基準炉心と呼ぶことにする。本研究においては、第 2 次改良標準化 PWR の建設コストと直接比較するため、電気出力 120 万 KWe の炉心を構成した。炉心の構成を図 4.3.3(2)-1 に示す。炉心は、内部ブランケットあり燃料集合体、内部ブランケットなし燃料集合体、ブランケット集合体を互い違いに配置した炉心となっている。

基準炉心の主なスペックを同出力の表 4.3.3(2)-2 に示す。本炉心は、燃料ピン間隔を 1.0mm と狭くすることによって燃料体積比/冷却材体積比を上げるとともに、冷却水として中性子吸収の少ない重水を軽水に変わって用いることによって、増殖性能を持たせた炉心である。連続運転期間は、PWR よりやや長い 15 ヶ月を達成している。

②MA を含む低除染燃料を使用した場合

高転換比 BWR 型炉の章で述べたのと同様に、UO_2 燃料の軽水炉、MOX 燃料の軽水炉それぞれの燃料を低除染再処理した場合を想定し、その場合の

炉心性能を評価した。この場合、想定する軽水炉は、高転換比 BWR 型炉と同様に BWR とした。

UO2 燃料を再処理する場合に MA を除去しない燃料を用いた場合の炉心は図 4.3.3(2)-2 の様な構成になり、基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、ブランケット集合体ミート長さ 15cm 短縮、燃料装荷パターンの変更で対応した。この炉心の主なスペックを表 4.3.3(2)-3 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、増殖比、燃焼度等の性能は低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ、増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる MA の量は 3.2wt%であった。

MOX 燃料を再処理する場合に MA を除去しない燃料を用いた場合の炉心は図 4.3.3(2)-3 の様な構成になり、基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、Puf 富化度 2%減、ブランケット集合体ミート長さ 25cm 短縮、燃料装荷パターンの変更で対応した。この炉心の主なスペックを表 4.3.3(2)-4 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、増殖比、燃焼度等の性能は低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ、増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる MA の量は 3.6wt%であった。こちらの燃料の方が MA の含まれる割合が大きいにも関わらず、炉心性能の低下の割合が少ないのは、含まれる MA 組成の違いに起因している。

③FP を含む低除染燃料を使用した場合

高転換比 BWR 型炉の章で述べたのと同様に、再処理時に FP を完全に除去しない Purex+Setfics+IE 法、酸化物電解法（RIAR 法）で再処理した使用済燃料を用いた場合の炉心性能を評価した。なお、再処理する燃料は BWR の使用済燃料とした。

Purex+Setfics+IE 法を用いて再処理した燃料を用いた場合の炉心の構成を図 4.3.3(2)-4 に示す。基準炉心から燃料集合体形状、装荷パターンを変えずに、Puf 富化度 0.1%増、ブランケット集合体ミート長さ 5cm 短縮で対応した。この炉心の主なスペックを表 4.3.3(2)-4 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、負のボイド反応度を維持しつつ、基準炉心と同程度の連続運転期間、増殖比等を達成できた。なお、本燃料に含まれる FP の量は 0.46wt%であった。

RIAR 法を用いて再処理した燃料を用いた場合の炉心の構成は図 4.3.3(2)-5 の様になる。基準炉心から燃料集合体形状、燃料装荷パターンを変えずに、Puf 富化度 0.2%増、ブランケット集合体ミート長さ 5cm 短縮で対応した。この炉心の主なスペックを表 4.3.3(2)-6 に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等はやや低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ増殖比 1 以上を達成できた。なお、本燃料に含まれる FP の量は 0.53%であった。

④高転換比 PWR 型炉をもちいてリサイクルした場合

高転換比PWR型炉導入時には軽水炉からの使用済燃料を高除染再処理で再処理した燃料が供給されると考え、次のサイクルからは、高転換比 PWR型炉から出た使用済燃料を、MAは除去せず、実用化戦略研究で検討されているような低除染再処理のうち、最もFPが混入するRIAR法で再処理した燃料が供給されると想定し、この様なサイクルを繰り返すことが可能かどうか評価した。

この様なサイクルを繰り返した燃料を用いた場合の炉心の構成は、図4.4.3(2)-6 の様になる。基準炉心から燃料集合体形状を変えずに、ブランケット集合体ミート長さ10cm短縮、燃料装荷パターンの変更で燃料の変化に対応した。この炉心の主なスペックを表4.4.3(2)-7に示す。炉心性能を基準炉心と比較すると、連続運転期間、増殖比等は低下するものの、負のボイド反応度を維持しつつ増殖比1以上を達成できた。なお、本燃料に含まれるMAの量は1.8wt%、FPの量は1.0wt%であった。

(iv)設計基準事象における過渡特性評価

高転換比PWR型炉は、現行PWRに比べて燃料棒間隔が1.0mm程度と狭いことに特徴があり、炉心の熱的裕度が現行PWRに比べて小さくなる可能性があることから、本章では設計基準事象における高転換比PWR型炉の炉心の熱的裕度を確認する。

表4.4.3(2)-8にPWRにおける異常な過渡変化時及び事故時の安全性の判断基準を示す。PWRでは、最小DNBRを通常運転時及び異常な過渡変化時において、許容限界値以上に保つことを炉心熱設計成立の判断基準としている。一方、事故に分類される事象については、判断基準を1)炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること、2)燃料エンタルピは制限値を越えないこと等、としており、最小DNBRに関する判断基準はないが、現行PWRにおいては炉心の最小DNBRが許容限界以上であることを示すか、或いは、許容限界以下の場合には、燃料被覆管温度を評価して判断基準を満足することを示している。なお、限界熱流束（Departure from Nucleate Boiling）とは、燃料被覆管から冷却材への熱伝達が低下し被覆管温度が急上昇し始める熱流束、限界熱流束比(DNBR:DNB Ratio)とは限界熱流束と実際の熱流束比と定義されている。

今年度は、設計基準事象の内、DNBRの評価対象事象に対してその成立性を確認することとした。表4.4.3(2)-9にPWRの設計基準事象と最小DNBRを示すが、このうちDNBRの評価対象事象となるのは、運転中の異常な過渡事象及び事故事象の内の「原子炉冷却材流量の喪失」である。事故事象である「原子炉冷却材流量の喪失」がDNBRの評価対象事象となるのは、運転中の異常な過渡事象に含まれる「外部電源喪失」と生じる事象が同一のためである。これらのDNBR評価対象事象の内、高転換比PWR型炉がPWRと比べて燃料棒間隔が狭いことに起因して、厳しくなる可能性のある流量減少事象である「冷却材流量の

喪失事故」について評価することとした。

(a)評価に用いる相関式の保守性について

高転換比 PWR 型炉は、既存の PWR に比べて燃料棒間隔が 1.0mm 程度と狭いことに特徴があり、この条件に合致した限界熱流束データは近年日本原子力研究所（原研）で取得された。原研では取得した限界熱流束データを、KfK 相関式を組み込んだ COBRA-IV-I コードで評価した結果、図 4.4.3(2)-7 に示すように、解析で得られた限界熱流束比は実験値の 0.6～0.9（ギャップ幅 1.5mm）、0.4～0.7（ギャップ幅 1.0mm）であり、KfK 相関式は保守的であると判断している。したがって、ここでは KfK の相関式を用いて高転換比 PWR 型炉の熱的裕度を評価することとした。なお、図 4.4.3(2)-7 から最小 DNBR の許容限界値は 1.0 程度と判断した。

(b)定格出力時の DNB 評価

表 4.4.3(2)-10 に定格運転時の DNB 評価に用いた主要データを示す。評価に用いるデータの内、1 次冷却材流量については、圧損が大きくなっている高転換比 PWR 型炉用に高揚程 1 次冷却材ポンプを開発することを前提に PWR 並とした。

許認可コードであるサブチャネル解析コード THINC を用いて炉内冷却条件を評価した結果、定格運転時の最小 DNBR は 1.45 となり、KfK 相関式を用いた場合の最小 DNBR の許容限界値 1.0 に比して、十分大きな値となったことから、定格出力運転時において高転換比 PWR 型炉は十分な熱的裕度を有していると判断する。

(c)原子炉冷却材流量喪失事故の DNB 評価

本事象は、原子炉の出力運転中に 1 次冷却材ポンプ全数の駆動電源が同時に喪失し、1 次冷却材流量が定格出力時の流量から自然循環流量まで大幅に低下することを想定する。

本事象の評価条件として以下の仮定を用いた。

- ポンプのコーストダウン：高転換比 PWR 型炉では PWR に比べ炉心圧損が増加するが、ポンプのフライホイールを大きくする等の設計対応によって、PWR 並の流量半減時間が達成できるものとした。
- 制御棒スクラム反応度：制御棒の重量調整等によって PWR 並の 3 秒、85% 挿入が達成できるものとした。

図 4.4.3(2)-8 に原子炉冷却材喪失事故の最小 DNBR の推移を示す。最小 DNBR は炉心流量の減少とともに低下し、原子炉スクラムによる出力の低下によって回復する。最小 DNBR は、事故後 3.6 秒で最小となり 1.18 となる。本値は、KfK の相関式を用いた場合の最小 DNBR の許容限界値 1.0 に比して大きく、高転換比 PWR 型炉は原子炉冷却材流量喪失事故において十分な余裕が確保できる見通しがあると考える。

(v)システムへの影響評価

(a)システム概念検討

高転換比 PWR 型炉は、PWR に比べて、

1)稠密炉心の採用（集合体長は PWR とほぼ同じ）

2)１次冷却材としての重水の使用

3)硬い中性子スペクトル

に特徴がある。これらの特徴に起因して、PWR に比べて以下の機器が追加・変更・削除となる。

①１次冷却材ポンプの変更

1)の特徴により炉心圧損は PWR に対して大きくなる。このため、PWR と同じ１次冷却材流量を確保するためには、揚程が 137m 程度（PWR は 84m）のポンプを採用する必要がある。また、異常な過渡時及び事故時の炉心流量を確保する観点から、PWR と同程度のコーストダウンを達成しておく必要がある。このため、PWR に比べてポンプのフライホイールを大きくする必要がある。この様な性能を有したポンプを製作することに対しては、実証試験は必要であるが、大きな開発課題は無いと考える。

揚程を大きくすることについては、ポンプの価格が上昇する可能性があり、所内負荷も増加する。

②燃料交換方式の変更

2)に示したように１次冷却材に重水を用いるため、燃料交換の際には原子炉キャビティは重水で満たすが、価格の高い重水の使用量を最小限にとどめるため、燃料貯蔵施設では軽水を使用する。このため、原子炉キャビティと燃料仮置ピットは壁で分離する必要があり、PWR の様に使用済燃料が原子炉キャビティから燃料仮置ピットまで水中を移動するという燃料交換方式はとれない。したがって、高転換比 PWR 型炉では、原子炉キャビティから燃料仮置ピットまで燃料を気中移送させる必要があり、遮蔽及び強制冷却（空冷）能力を有した燃料交換器を設置する。この様な燃料交換方式をとるためには、今後安全上の評価が必要である。

③トリチウム除去装置の設置

高転換比 PWR 型炉では、１次冷却材として重水を用いるため、D(n,γ)T 反応によって、トリチウムが PWR に比べて多く生成する可能性があり、トリチウムの生成量を評価した。トリチウムの生成に関しては、a)燃料棒内の原子核の 3 分裂反応、b)制御棒内の B^{10}(n,2α)T、B10 (n,α) Li^{7} 反応、c)冷却材中の D(n,γ)T 反応、を考慮した。また、被覆管として採用を予定している SUS はトリチウムが透過する性質があることから、その透過率の設定が重要となるが、被覆管のコーティング法等の開発を前提に、ここでは透過率を 10%として評価を実施した。その結果を表 4.4.3(2)-11 に示す。１次冷却材中のトリチウムは 1.3×10^{14}Bq/y となり、PWR の設計値 5×10^{13}Bq/y

より多いことから、1次冷却材中のトリチウム濃度をPWR並に維持することを目的に、トリチウム除去装置を設置することとした。

本炉で採用を検討したトリチウム除去装置は、「ふげん」発電所に設置されている重水精製装置(II)と同じ仕組みの装置を考えており、図 4.4.3(2)-9に示す様な水・水素交換反応法を用いている。1次冷却材中のトリチウム濃度をPWR並に維持するためには、「ふげん」の重水精製装置(II)の約100倍程度の量を取り扱える装置を設置する必要がある。

④化学体積制御系の削除および後備炉停止系の設置

現行PWRでは、長期的な炉心反応度制御を冷却材中のホウ酸濃度の調整によって行うため、化学体積制御系が設置されている。高転換比PWR型炉では3)の特徴により、ホウ素の吸収断面積が小さくなるため、冷却材中のホウ酸の濃度によって反応度を制御することは難しい。したがって、化学体積制御系のうち、希ガス等の脱ガス装置を除く部分を削除する。

また、ホウ素による反応度制御系を削除する代わりに、炉停止系の多重性・多様性を確保する観点から、制御棒を2系統化し、後備炉停止系を設置する。制御棒は表4.4.3(2)-12に示すような系統で構成する。

⑤炉心径の拡大及びそれに伴う圧力容器の拡大

高転換比 PWR 型炉は、フィッサイル燃料部は PWR とほぼ同じ平均20kW/m程度の線出力密度を持っているものの、増殖させるために発熱の少ないブランケットを有していること、ボイド反応度を負に保つために軸方向の中性子の漏れを多くしなければならず、フィッサイル部の軸方向長さをPWRの約3.66mに対し約1.6mとしたことから、炉心等価直径がPWRの約2.46mから約4.57mに増加した。なお、本炉心の炉心外接円直径は約4.9mである。

この炉心形状に基づき、炉内構造物等の概略検討を実施した結果、原子炉圧力容器は図 4.4.3(2)-10 に示すような形状となった。圧力容器高さはほぼ同程度であるが同出力PWRの内径4.4mに対して、6.0mである。

⑥格納容器の拡大

⑤で設計した圧力容器をもとに、格納容器内の設計を行った。図4.4.3(2)-11 に示すように加圧器位置の最適化によって、格納容器の内径はPWRの43mに対し2m増加の45mとなる。

⑦建屋形状及び配置

前出の様に、高転換比PWR型炉は、同出力の現行PWRと比較するとシステム設計上は、1) 化学体積制御系が削除となること、2)トリチウム除去系が必要となること、以外には追加・削除となる設備がないことから、その他の主要な機器及び補機設備等の配置スペースも現行PWRと同等である。ヘ)で検討した格納容器内径、及び現行PWRの設計から設定した建屋配置及び形状を図 4.4.3(2)-12 に示す。トリチウム除去装置については、独立建屋と

して想定した。

(b)設計基準外事象評価

①シビアアクシデントにおける代表的な起因事象について事象進展評価

PWR において炉心が損傷するようなシビアアクシデントに至るためには、いくつかの仮想的なシナリオが想定されるが、ここでは、スクラムに成功した場合と失敗した場合に分けて整理することとする。

LOCA 等の起因事象が発生しスクラムに成功した場合は、その後の安全設備の不作動、運転操作の失敗を重畳すると、崩壊熱によって冷却材が蒸発し、原子炉圧力容器内水位が低下することによって燃料棒が露出し、炉心が損傷し始める。この場合の炉心の出力レベルは崩壊熱レベルであることから、炉心の損傷は比較的緩慢に進展する。

起因事象が発生しスクラムに失敗した場合は、原子炉はしばらく高出力を維持することになる。しかし、炉心のボイド反応度が負に設定されていることから、出力は上昇し続けることなく一定となるため、さらに SG における除熱失敗＋配管破断や加圧器安全弁及び逃がし弁の開固着による冷却材喪失を想定した場合にのみ、原子炉圧力容器内水位が低下し、燃料棒が露出することによって、炉心が損傷し始める。この場合も、炉心のボイド反応度が負に設定されていることから、炉心が露出した時点で、炉心出力は崩壊熱レベルまで低下している。したがって炉心の溶融は比較的緩慢に進展する。

前者のシナリオについては、高転換比PWR型炉が炉停止系を除いてPWRと同様のシステム応答をすることから、高転換比 PWR 型炉も同様のシナリオになると考える。後者のシナリオについては、炉停止系の構成が異なることから発生頻度等については今後詳細な検討が必要と考えるが、2 系統の炉停止系のスクラムに失敗した後のシナリオについては同様と考える。したがって、高転換比 PWR 型炉が炉心損傷に至るまでのシナリオは現行 PWR とほぼ同様であると考える。

炉心が損傷し始めた時点では、被覆管が溶融し始める。被覆管が溶融し、移動すると反応度が挿入される可能性があるため、その反応度の挿入量を評価した。その結果、被覆管の溶融移動によって炉心に挿入される反応度は 2～3＄程度であり、この移動によって炉心が臨界に至りパルス的な出力が発生する可能性があるものの、激しい再臨界には至らない見通しを得た。

その後、燃料が溶融し移動を始める。この過程でどの様な事象が発生するかについては、今後解析及び実験によって明らかにしていく必要がある。しかしながら、図 4.4.3(2)-1 に示したように、燃料集合体とブランケット燃料集合体が互い違いに配置された構造であるとともに、ブランケット集合体はミート部が燃料集合体に比べて短く集合体の上部と下部に空洞を有していることから、燃料集合体が破損し損傷領域が拡大していく過程で、ブランケ

ット集合体の下部及び上部の空洞が燃料排出経路として機能する可能性がある。この経路を通して十分な量の溶融燃料が炉心外へ排出されれば、炉心が溶融していく過程での再臨界は生じない。

すべての燃料が溶融すると、最終的に燃料は原子炉圧力容器の下部に堆積する。内径 6.5m の高転換比 PWR 型炉の圧力容器下部での臨界条件は、ポロシティ 0 で 23.4cm、ポロシティ 0.5 で 39cm と推定される。高転換比 PWR 型炉の全炉心燃料（ブランケット除く）が原子炉圧力容器下部に堆積したとすると、ポロシティ 0.0 で約 22.9cm、ポロシティ 0.5 で 28.8cm の高さとなる。このことから、溶融燃料が原子炉圧力容器下部に堆積した場合においても臨界に達することなく、発生する熱は崩壊熱レベルにとどまると判断できる。したがって、溶融燃料が圧力容器下部に堆積していく過程は今後検討する必要があるが、堆積後の過程は高転換比 PWR 型炉も PWR も同様であると推定できる。

②再臨界排除対策の必要性

高転換比 PWR 型炉は、現段階では炉心溶融していく過程での再臨界性が不明である。ただし、高転換比 PWR 型炉は、現状の炉心設計においても前出の ii)で述べたように、その燃料集合体、ブランケット集合体の形状及び配置から、炉心が損傷し燃料溶融領域が拡大していく過程で、溶融燃料が炉心外へ排出される可能性がある。したがって、この過程における過大なエネルギー発生の有無について評価し、再臨界排除方策を採る必要があるかどうか判断する必要がある。

なお、LMFBR で再臨界回避炉心として検討されているような燃料集合体内にダクトを設けた構造としても、増殖比、燃焼度等の炉心性能が低下しないことを確認している。

(vi)評価結果

高転換比 PWR 型炉について、経済性、安全性、構造健全性、製作健全性、運転保守・保修性について予備評価した結果を表 4.4.3(2) -13 に示す。これらについては、設計が詳細化した段階で再度評価する必要がある。

(a)経済性

①建設費及び発電単価

高転換比 PWR 型炉の建設費は評価していないが、PWR との設備比較から PWR の建設費を大きく下回ることはないと考える。

APWR において検討されているコストダウン方策が、高転換比 PWR 型炉に対してすべて適応可能かどうかは、今後検討する必要があるが、APWR の建設費が低減されれば、高転換比 PWR 型炉の建設費も本調査研究で目標としている建設費 20 万円/kWe を達成できる可能性がある。

②燃焼度

高転換比 PWR 型炉は内部ブランケットなし集合体の炉心部の燃焼度が5.7万 MWd/t、内部ブランケットあり集合体の内部ブランケットを除いた炉心部の燃焼度が 4.5 万 MWd/t である。ナトリウム冷却炉に比べて燃焼度は低いという傾向はあるが、この程度の燃焼度でも現行軽水炉では十分な経済性が得られているという現状もあり、これ以上の燃焼度が必要かどうかは発電単価の評価を見て判断する必要がある。

③連続運転期間

高転換比 PWR 型炉は、連続運転期間を 15 ヶ月として炉心設計を行っている。高転換比 PWR 型炉は、採用しているシステムがそれぞれ PWR とほぼ同様であり、機器のメンテナンス上も特に問題が発生する可能性はなく、法令さえ整備できれば、15 ヶ月という連続運転期間を達成できると考える。

④稼働率

高転換比 PWR 型炉の連続運転期間は 15 ヶ月である。PWR において定検短縮のため検討されている、1)パーマネントキャビティシール、2)全自動原子炉容器ボルト取扱装置、3)超高速全自動渦電流探傷システム、が開発できたと仮定すれば、図 4.4.3(2)-14 の様な定検工程となり、その期間は 30 日程度と推定できる。これらの値から、稼働率を算出すると約 94%となる。

したがって、高転換比 PWR 型炉は、目標である 90%以上の稼働率を達成できている。

⑤建設工期

高転換比 PWR 型炉は、PWR とほぼ同等の設備構成を有していることから、PWR と同等の建設工期を達成できると判断した。高転換比 PWR 型炉の建設工期は、48 ヶ月を達成できる見込みであり、建設工期の目標である 50 ヶ月を十分満足できる。

(b)安全性

①安全設計

現行 PWR をベースに設計を行っており、「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等との適合性があると考える。

②原子炉停止系

高転換比 PWR 型炉では、ホウ酸水による反応度制御が難しいため、現行 PWR に設置されている化学体積制御系の内、脱ガス装置を除く部分を削除した。その代わり制御棒による炉停止系を 2 系統化することによって、炉停止系の多重性、多様性を確保した。したがって、炉停止系として大きな問題は発生しない見込みである。

なお、本概念の炉心は負のボイド反応度を有しているため、炉停止に失敗しても事象は緩慢に推移するため受動的炉停止方法は必要ない見込みである。

③崩壊熱除去系

現行 PWR と同様の余熱除去系（100%）×2 系統で構成されており、信頼性、成立性に問題はないと考える。

④格納系

現行 PWR と同一の考え方で設計を行っており、特に問題はないと考える。

⑤再臨界回避方策

起因事象から炉心損傷に至るまでの時間的裕度は現行軽水炉と同程度であり、LMFBR に比べて非常に長い見込みである。軽水炉と違い、炉心損傷が生じた後に、反応度が挿入される可能性があるため、その時の格納系への影響については今後検討する必要がある。

なお、ナトリウム冷却炉と同様な、燃料集合体中にダクトを設けた炉心概念を採用しても、増殖比等の炉心性能が低下しないことは確認済である。

炉心損傷発生頻度については、現行 PWR と類似のシステム構成であるため、10^{-6}/ry 未満という設計目標を達成できる見通しである。

(c)構造健全性

PWR とプラント運転温度、圧力等は同一であるため、PWR とほぼ同一の材料を用いて設計を行っている。また、PWR と同じように耐震設計で設計を行っている。したがって、原子炉容器、炉内構造物、冷却系、格納施設等の構造健全性について、問題は発生しない見込みである。

(d)製作建設性

PWR とほぼ同一のシステムで構成されており、製作性、検査性、組立・輸送・据付性、現地試験性に関して問題は発生しない見込みである。

(e)運転・保守補修性

本概念は、PWR とほぼ同一のプラント設計を有しており、運転制御性、ISI、検出性、保守・補修性、機器へのアクセス性等については、PWR で実績から考えて、問題は発生しない見込みである。

表 4.4.3(2)-1　高転換比 PWR 型炉の基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉形式	重水冷却高転換比加圧水型炉
2	電気出力	1200MWe
3	熱出力	3480MWt
4	ループ数	4 ループ
5	原子炉出口温度	325℃
6	原子炉運転圧力	15.5MPa
7	炉心流量	7.6×10^4t/h
8	主蒸気流量	6.7×10^3t/h
9	主蒸気温度/圧力	273.9℃/5.8MPa
10	給水温度/流量	223℃/8.6×10^3t/h
11	タービン発電機	発電効率　約 34%
12	所内負荷	約 5.3%
13	プラント稼働率	約 93.3%（サイクル長さ 15 ヶ月、定検期間 30 日）
14	炉心燃料	混合酸化物燃料
15	炉心外接円直径	4.9m
16	燃焼度	約 5.7 万 MWd/t
17	増殖比	約 1.07
18	原子炉停止系	制御棒 2 系統（主系 102 体、後備系 39 体）
19	炉心安全性	①負のボイド反応度、②複数の炉停止系の設置、③ECCS、
20	プラント運転サイクル	15 ヶ月、3 バッチ
21	地震	耐震
22	建設工期	48 ヶ月
23	プラント寿命	40 年
24	原子炉建屋	28 万 m³/プラント
25	初期重水流量	2000m³（現行価格：1500～2000 万円/t）

表 4.4.3(2)-2　高転換比 PWR 型炉の炉心特性

項目	高転換比 PWR	PWR
電気出力(MWe)	1200	1200
熱出力(MWt)	3480	3480
原子炉圧力(MPa)	15.5	15.5
炉心外接半径(m)	約 4.9	3.37（等価）
燃料集合体数	313	193
燃料棒外径(mm)	9.5	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0	3.1
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.7 4.4	4.3
増殖比	1.07	-
最大線出力密度(kW/m)	38.6	41.5
ボイド反応度係数(%Δ ρ/全 void)	-0.03	約-30 より負側に大
連続運転期間（月）	15	13

表 4.4.3(2)-3　MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)

項目	高転換比 PWR
電気出力(MWe)	1200
熱出力(MWt)	3480
原子炉圧力(MPa)	15.4
炉心外接半径(m)	約 4.9
燃料集合体数	313
燃料棒外径(mm)	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.5 4.3
増殖比	1.06
最大線出力密度(kW/m)	39.8
ボイド反応度係数(%Δ ρ/全 void)	-0.45
連続運転期間（月）	15

表 4.4.3(2)-4　MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)

項目	高転換比 PWR
電気出力(MWe)	1200
熱出力(MWt)	3480
原子炉圧力(MPa)	15.4
炉心外接半径(m)	約 4.9
燃料集合体数	313
燃料棒外径(mm)	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.5 4.3
増殖比	1.11
最大線出力密度(kW/m)	38.7
ボイド反応度係数(%Δρ/全 void)	-0.45
連続運転期間（月）	15

表 4.4.3(2)-5　FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)

項目	高転換比 PWR
電気出力(MWe)	1200
熱出力(MWt)	3480
原子炉圧力(MPa)	15.4
炉心外接半径(m)	約 4.9
燃料集合体数	313
燃料棒外径(mm)	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.7 4.5
増殖比	1.07
最大線出力密度(kW/m)	39.5
ボイド反応度係数(%Δρ/全 void)	-0.75
連続運転期間（月）	15

表 4.4.3(2)-6　FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)

項目	高転換比 PWR
電気出力(MWe)	1200
熱出力(MWt)	3480
原子炉圧力(MPa)	15.4
炉心外接半径(m)	約 4.9
燃料集合体数	313
燃料棒外径(mm)	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.7 4.5
増殖比	1.07
最大線出力密度(kW/m)	39.6
ボイド反応度係数(%Δρ/全 void)	-0.70
連続運転期間（月）	15

表 4.4.3(2)-7　高転換比 PWR 型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能

項目	高転換比 PWR
電気出力(MWe)	1200
熱出力(MWt)	3480
原子炉圧力(MPa)	15.4
炉心外接半径(m)	約 4.9
燃料集合体数	313
燃料棒外径(mm)	9.5
燃料棒間隔（mm）	1.0
炉心部取出燃焼度(10^4MWd/t) （内部ブランケットあり/なし燃料）	5.4 4.6
増殖比	1.11
最大線出力密度(kW/m)	35.9
ボイド反応度係数(%Δρ/全 void)	-0.32
連続運転期間（月）	15

表 4.4.3(2)-8　PWR の安全評価における判断基準

運転時の異常な過渡変化
(1)最小限界出力比が許容限界値以上であること
(2)燃料被覆管の機械的破損が生じないよう、燃料中心最高温度は、二酸化ウラン焼結ペレットの融点未満であること。
(3)急激な反応度添加を伴う事象の評価においては、燃料エンタルピの最大値は、許容設計限界を超えないこと。
(4)原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、原子炉冷却材圧力バウンダリの最高使用圧力の 1.1 倍以下であること
事故
(1)炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること
(2)燃料エンタルピの最大値は所定の値以下であること。
(3)原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、原子炉冷却材圧力バウンダリの最高使用圧力の 1.2 倍の圧力以下であること。
(4)原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、最高使用圧力以下であること。
(5)周辺の公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと

表 4.4.3(2)-9　PWR 安全評価と最小 DNBR

	安全評価事象	最小 DNBR
異常な過渡変化	(1)炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化	
	a.原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き	—
	b.出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	約 1.36
	c.制御棒の落下及び不整合	約 1.31
	d.原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈	(1)b.に包絡
	(2)炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化	
	a.原子炉冷却材流量の異常な変化	約 1.61
	b.原子炉冷却材停止ループの誤起動	約 1.29
	c.外部電源喪失	約 1.48
	d.主給水流量喪失	—
	e.蒸気負荷の異常な増加	約 1.58
	f.2 次冷却系の異常な減圧	約 3.2
	g.蒸気発生器への過剰給水	約 1.65
	(3)原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化	
	a.負荷の喪失	約 1.73
	b.原子炉冷却材系の異常な減圧	約 1.55
	c.出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	初期値以上
事故	(1)原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	
	a.原子炉冷却材の喪失	—
	b.原子炉冷却材流量の喪失	約 1.48
	c.原子炉冷却材ポンプの軸固着	約 1.29
	d.主給水管破断	約 1.39
	e.主蒸気管破断	約 1.44
	(2)反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	
	a.制御棒の飛び出し	—
	(3)環境への放射性物質の異常な放出	—
	(4)原子炉格納容器内圧力、雰囲気の異常な変化	—

表 4.4.3(2)-10　定格運転時の DNB 評価に用いた主要データ

項 目		値
プラント基本条件	炉心熱出力	3480 MWt
	1 次冷却材流量	80400 m^3/h
	炉心バイパス流量割合	5.0 %
	原子炉容器入口温度	290 ℃
	原子炉容器出口温度	325 ℃
	原子炉圧力	15.5MPa
	集合体配列ピッチ	252 mm
	炉心燃料集合体全流量	67818 m^3/h
	炉心圧損（定格流量時）	0.27MPa
炉心燃料集合体（内部ブランケットなし）	集合体数	
	集合体全長	3700 mm
	燃料棒全長	2730 mm
	炉心燃料高さ	1800 mm
	ブランケット燃料高さ	700（350×２） mm
	燃料棒本数	504
	燃料棒外径	9.5 mm
	燃料棒配列ピッチ	10.5 mm
	制御棒案内シンブル本数	6
	制御棒案内シンブル外径	25 mm （暫定）
	計装管案内シンブル本数	1
	計装管案内シンブル外径	9.5 mm
	グリッド段数	10
炉心燃料集合体（内部ブランケットあり）	集合体数	
	集合体全長	3700 mm
	燃料棒全長	2730 mm
	炉心燃料高さ	1300(650×2) mm
	ブランケット燃料高さ	1200（500+350×２） mm
	燃料棒本数	504
	燃料棒外径	9.5 mm
	燃料棒配列ピッチ	10.5 mm
	制御棒案内シンブル本数	6
	制御棒案内シンブル外径	25 mm （暫定）
	計装管案内シンブル本数	1
	計装管案内シンブル外径	9.5 mm
	グリッド段数	10

表 4.4.3(2)-11　トリチウム生成量評価

生成場所	年間生成量（Bq/y）	1次冷却材中への年間漏洩量
燃料棒内	8.9×10^{14}	8.9×10^{13}
制御棒内	8.9×10^{12}	8.9×10^{11}
1次冷却材中	4.4×10^{13}	4.4×10^{13}
合計		1.3×10^{14}

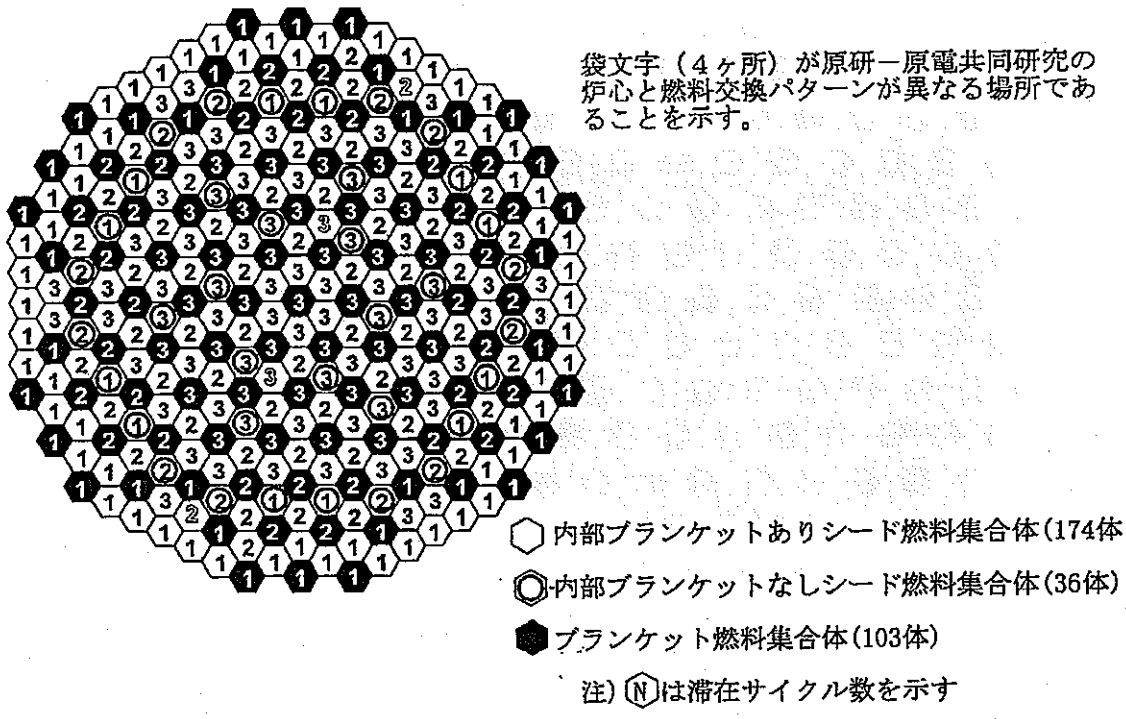
表 4.4.3(2)-12　高転換比 PWR 型炉の制御棒構成

主炉停止系		後備炉停止系
起動棒	運転棒	
54 体	36 体	42 体

表 4.4.3(2)-13　高転換比 PWR 型炉の評価結果

○：達成できているもの、　△：今後の R&D で達成できると考えられるもの、　×：見通しの立っていないもの

項　目	A. 経済性	B. 安全性	C. 構造健全性（含耐震性）	D. 製作建設性	E. 運転・保守補修性	開発課題
評価内容	重水設備の追加等、現行 PWR に対してコスト増の要因があるが、設計の決まった段階で評価する。	1. 設計基準事象 異常な過渡変化及び事故事象の内、DNBR 評価対象事象について、成立する見通しを得た。 2. 再臨界回避方策 △再臨界回避能力がある。 起因事象から炉心損傷に至るまでの時間的裕度は現行軽水炉と同程度であり、LMFBR に比べて長い見込み。炉心損傷が生じた後に、軽水炉と違い、反応度が挿入される可能性があり、その時の格納系への影響を検討する必要がある。 ○溶融燃料の排出対策 短尺ブランケット燃料集合体採用により排出性は大の見通し。 ナトリウム冷却炉と同様な、燃料集合体中に制御棒案内管を兼ねたダクトを設けた炉心概念を採用しても、増殖比等の炉心性能が低下しないことは確認。 ○PAMR/PAHR 炉容器下部に燃料が堆積した場合に、臨界にならないことを確認。 現行軽水炉と同様のシナリオとなる見通しを得た。 ○炉心損傷発生頻度が 10E-6/ry 未満となる見通しがある。	APWR と同程度の見通し。	APWR と同程度の見通し。	APWR と同程度の見通し。	・炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討。
						さらなる経済性向上方策
評価		○安全要求を満足できる見通しあり。	○構造健全性は問題ない。	○製作建設性は問題ない	○運転・保守補修性は問題ない。	



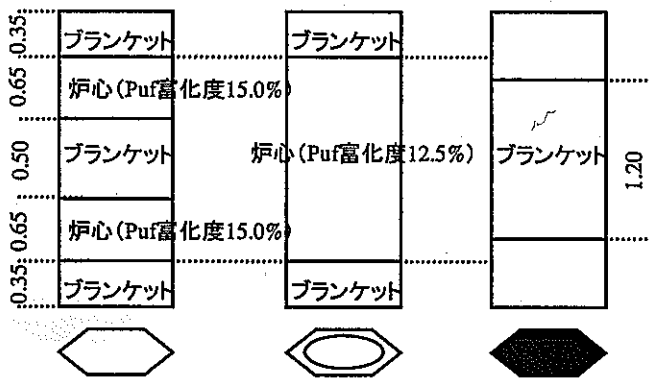


図 4.4.3(2)-1　高転換比 PWR 型炉の基準炉心

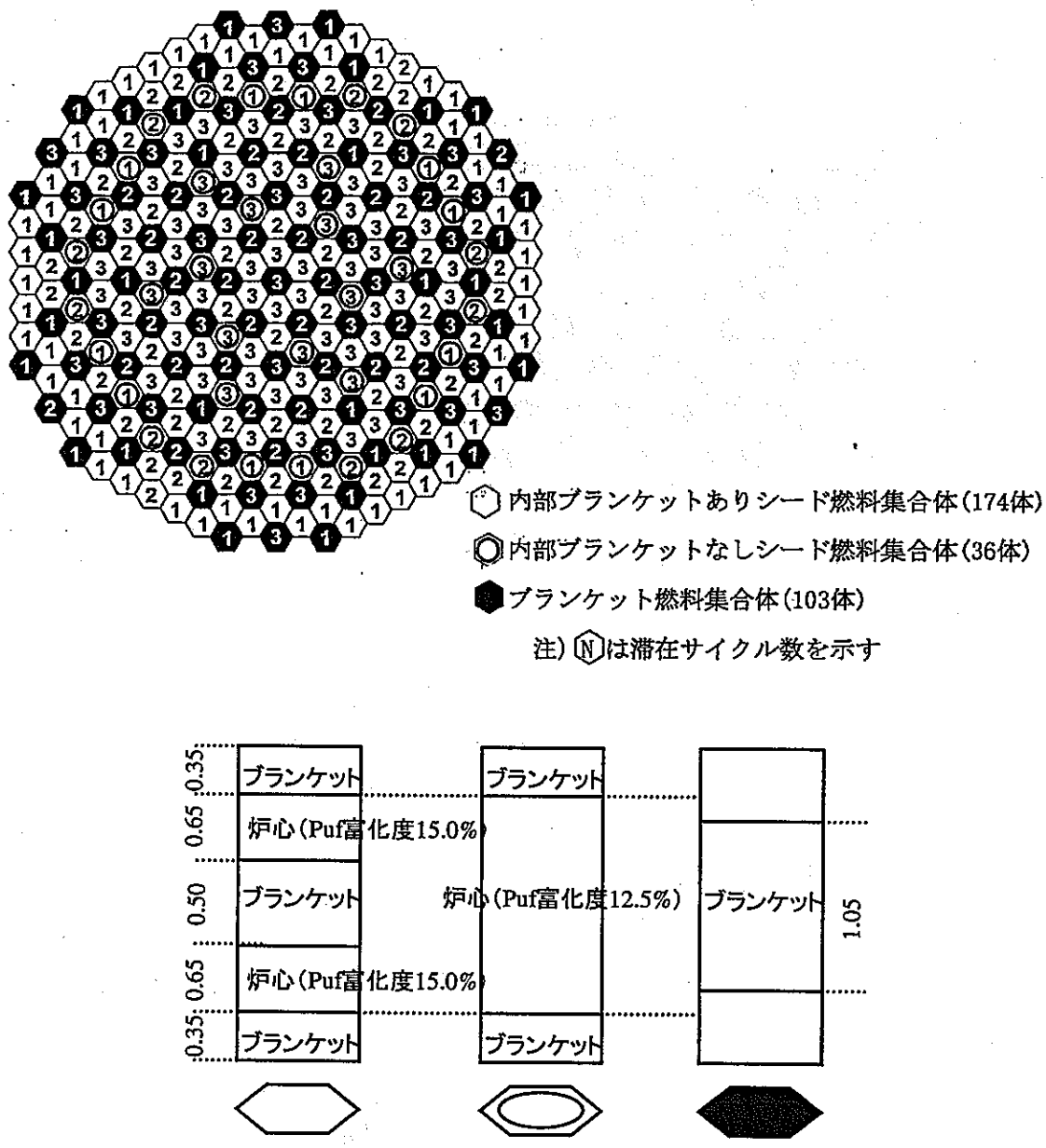


図 4.4.3(2)-2　高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)

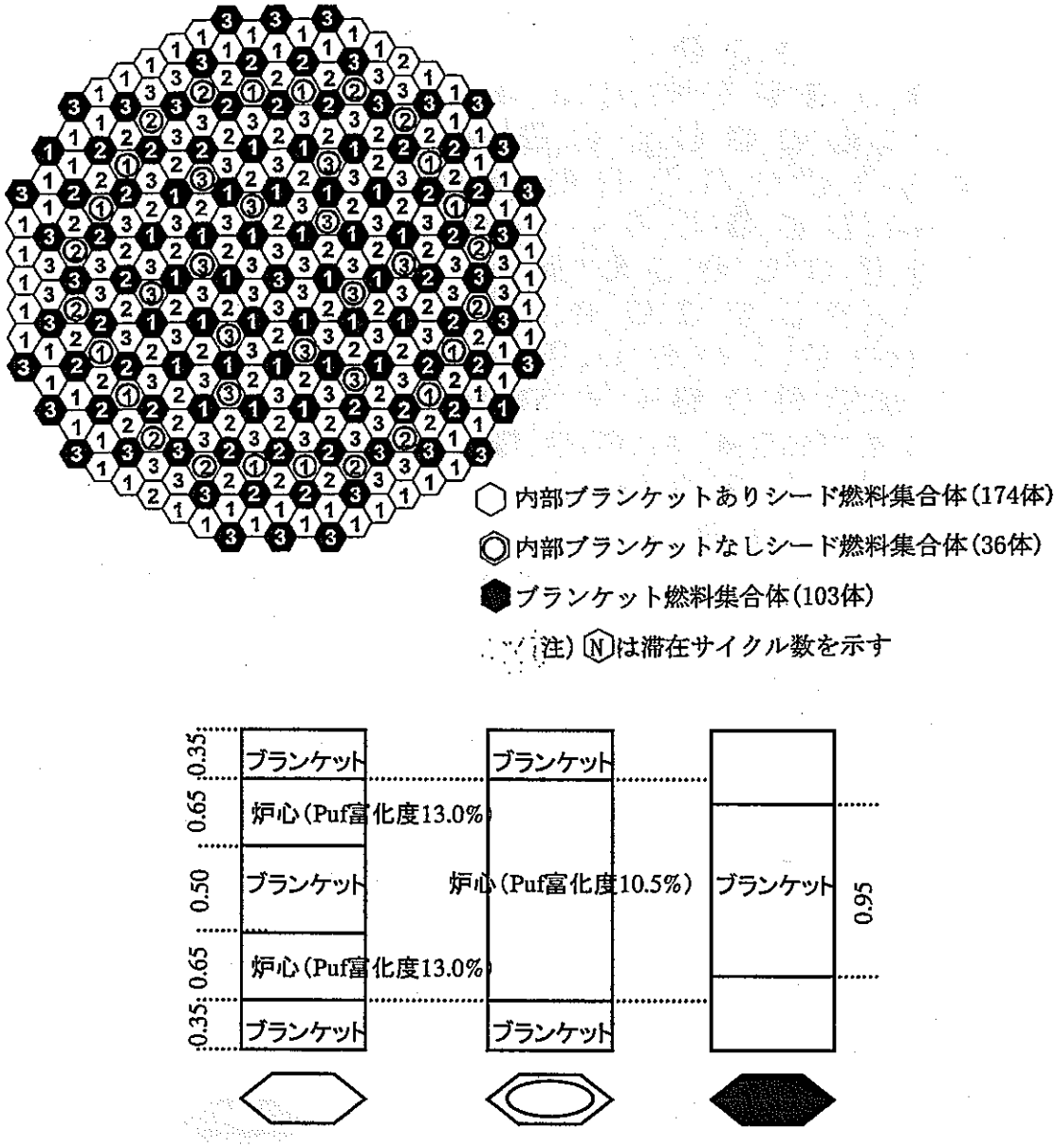


図 4.4.3(2)-3　高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)

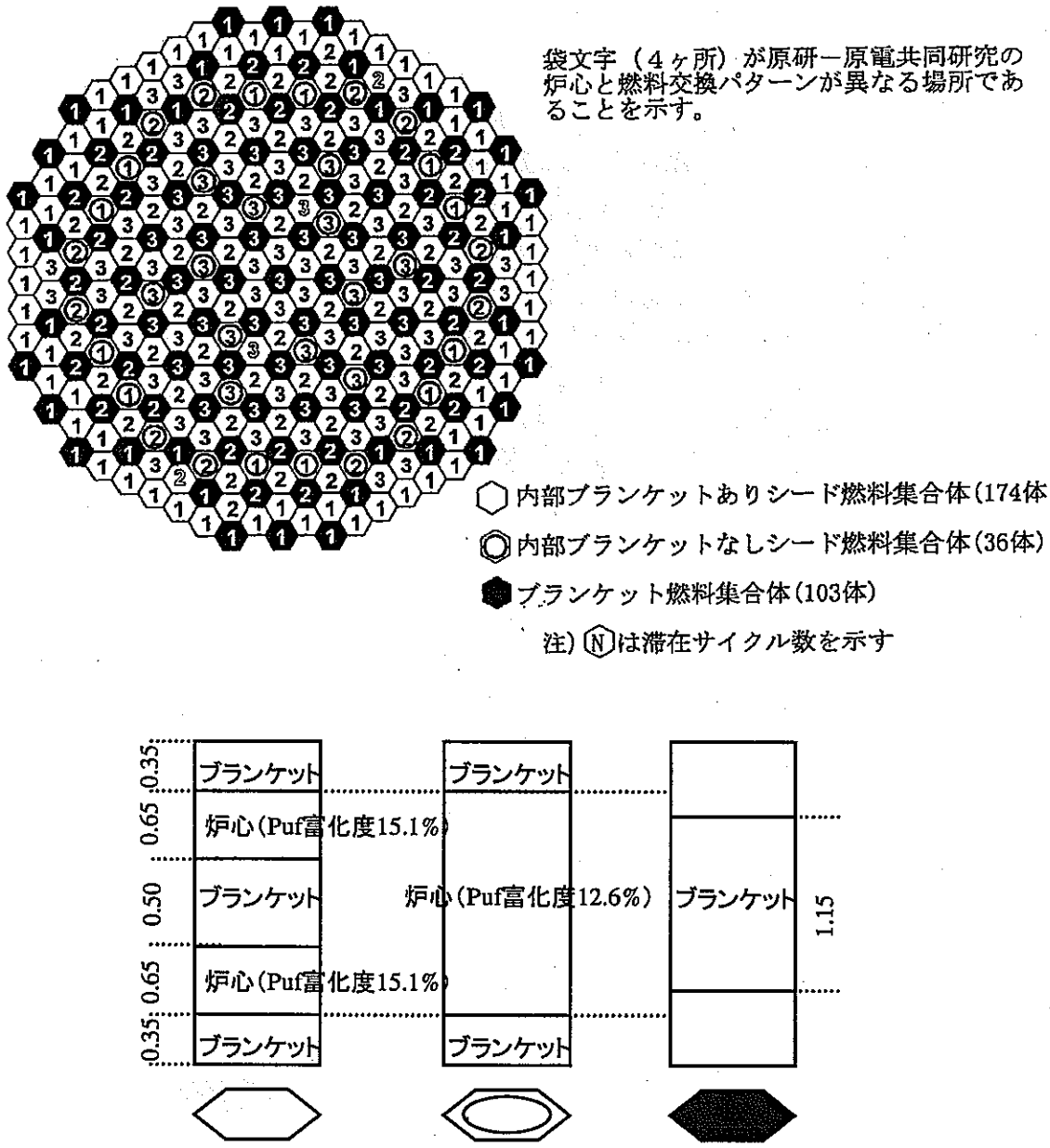


図 4.4.3(2)-4　高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)

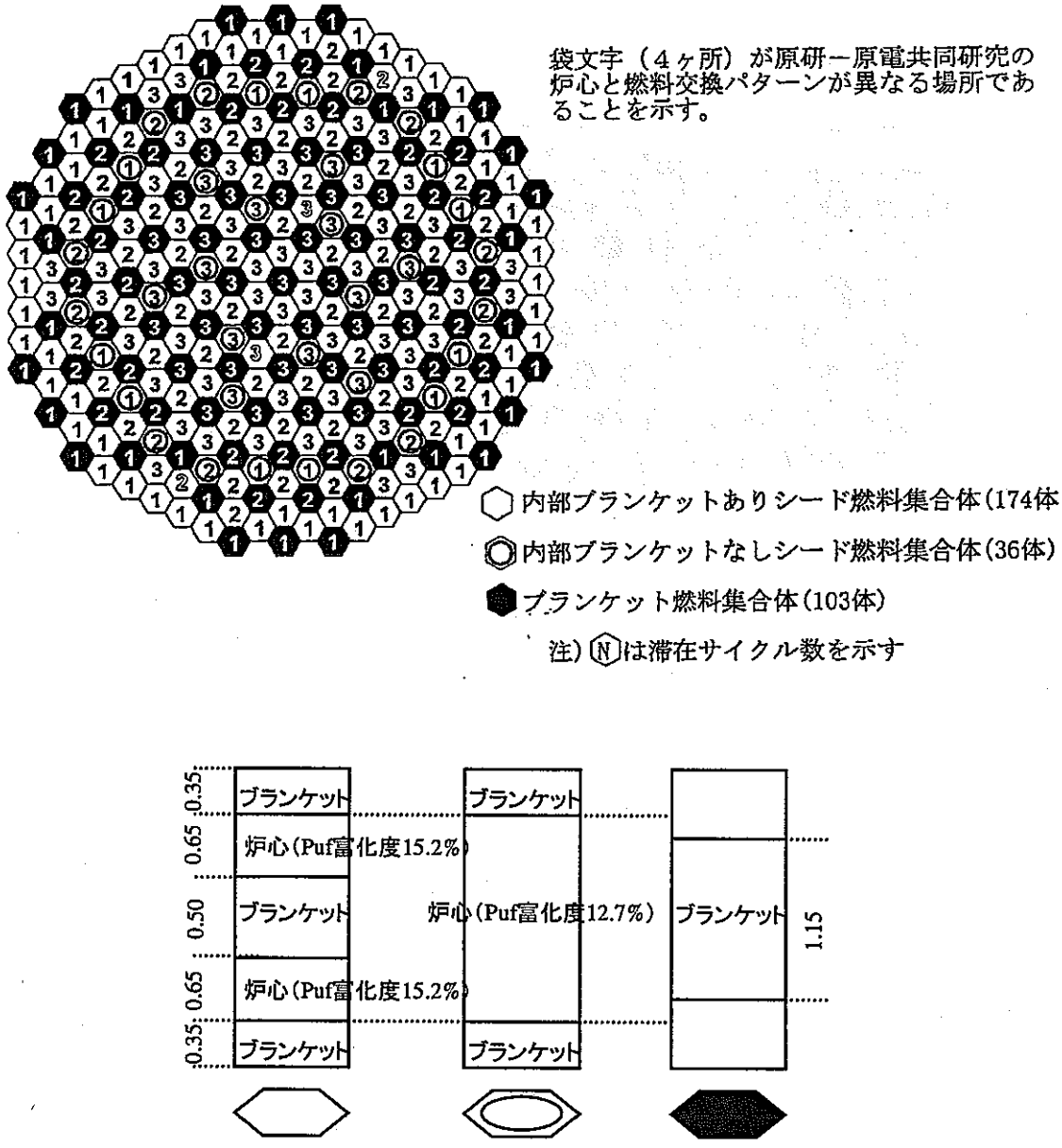


図 4.4.3(2)-5　高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)

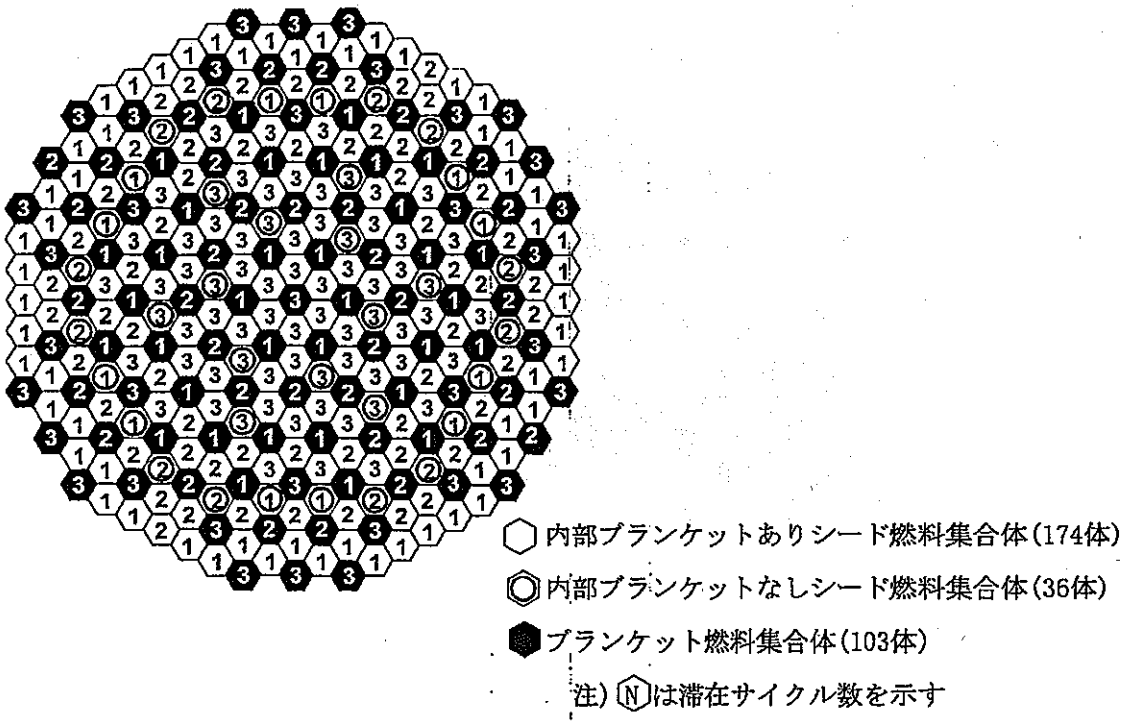


図 4.4.3(2)-6　高転換比 PWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心

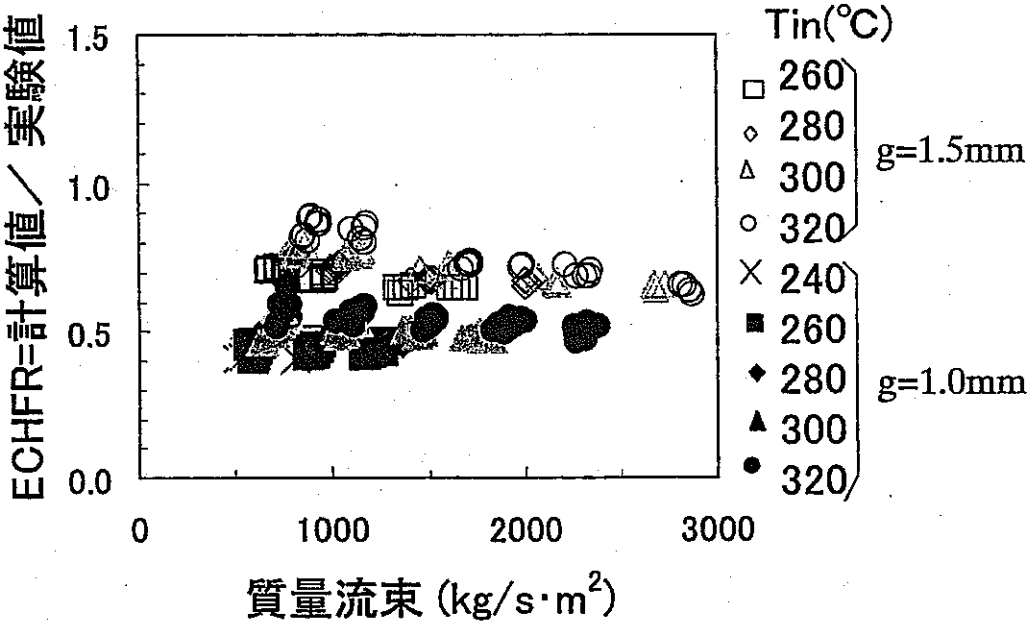


図 4.4.3(2)-7　KfK 相関式による DNB 試験の評価結果

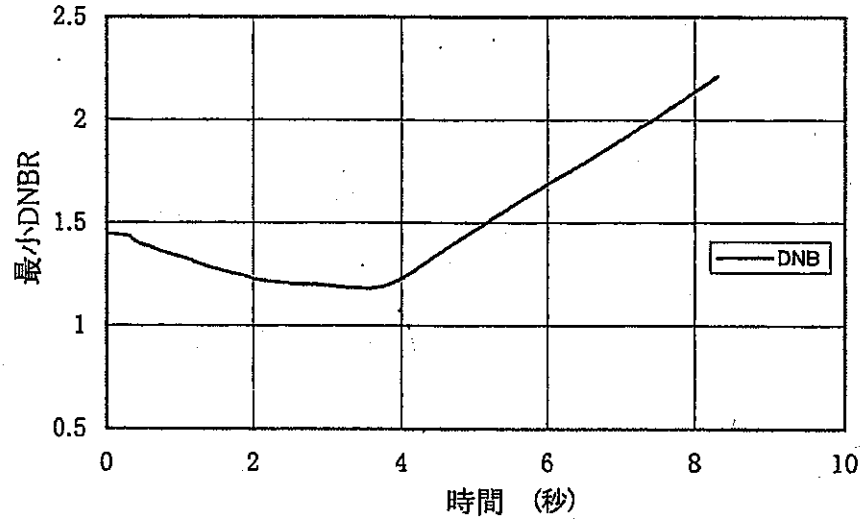


図 4.4.3(2)-8　原子炉冷却材喪失事故の最小 DNBR

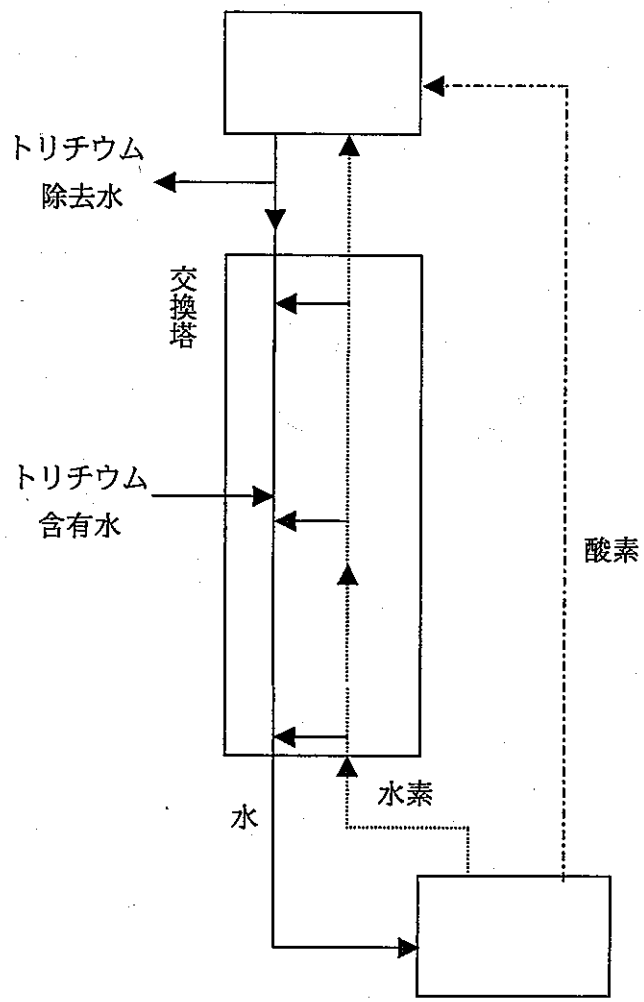


図 4.4.3(2)-9　トリチウム除去装置の原理（単温度交換法）

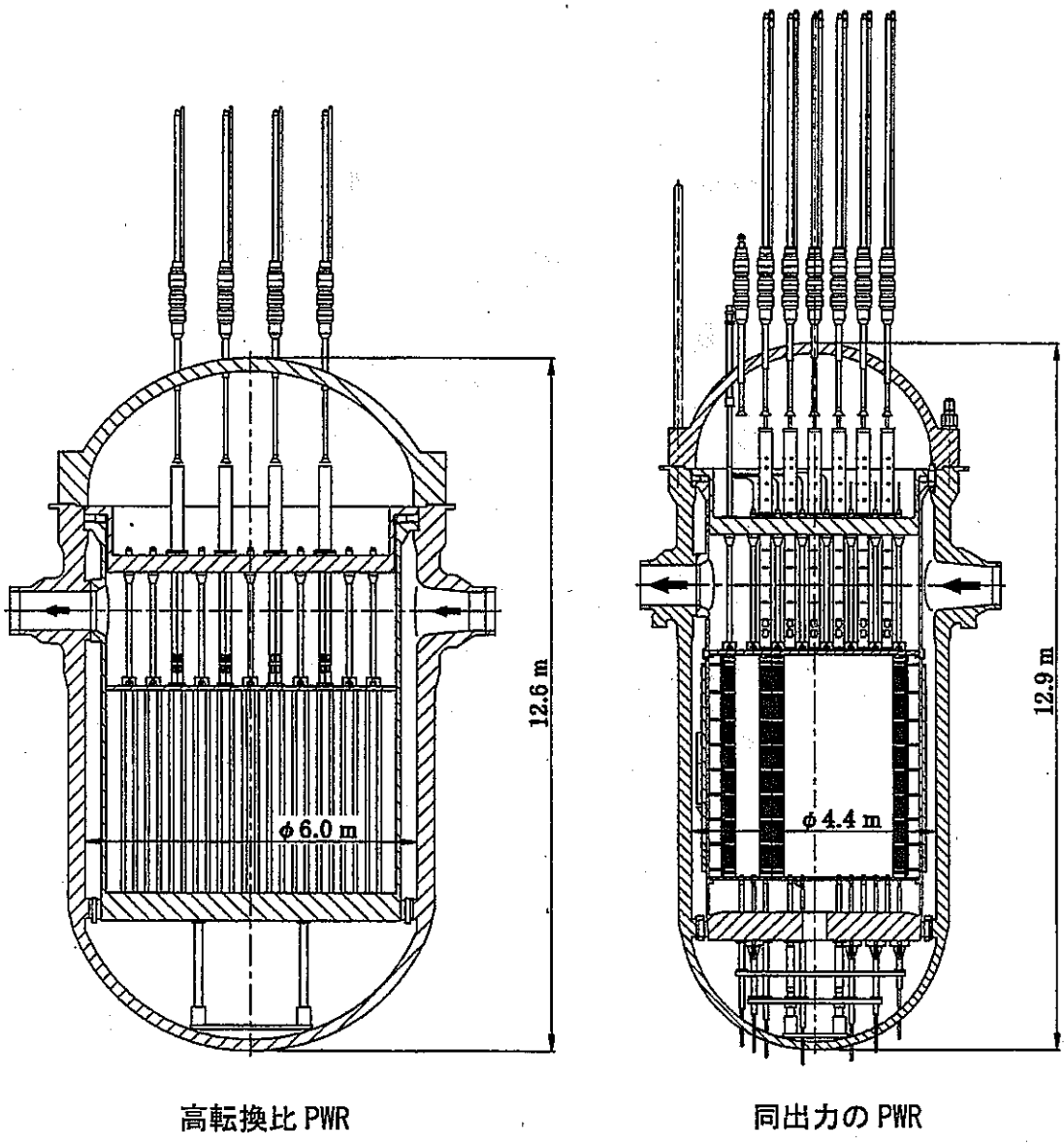


図 4.4.3(2)-10　高転換比 PWR 型炉の原子炉圧力容器

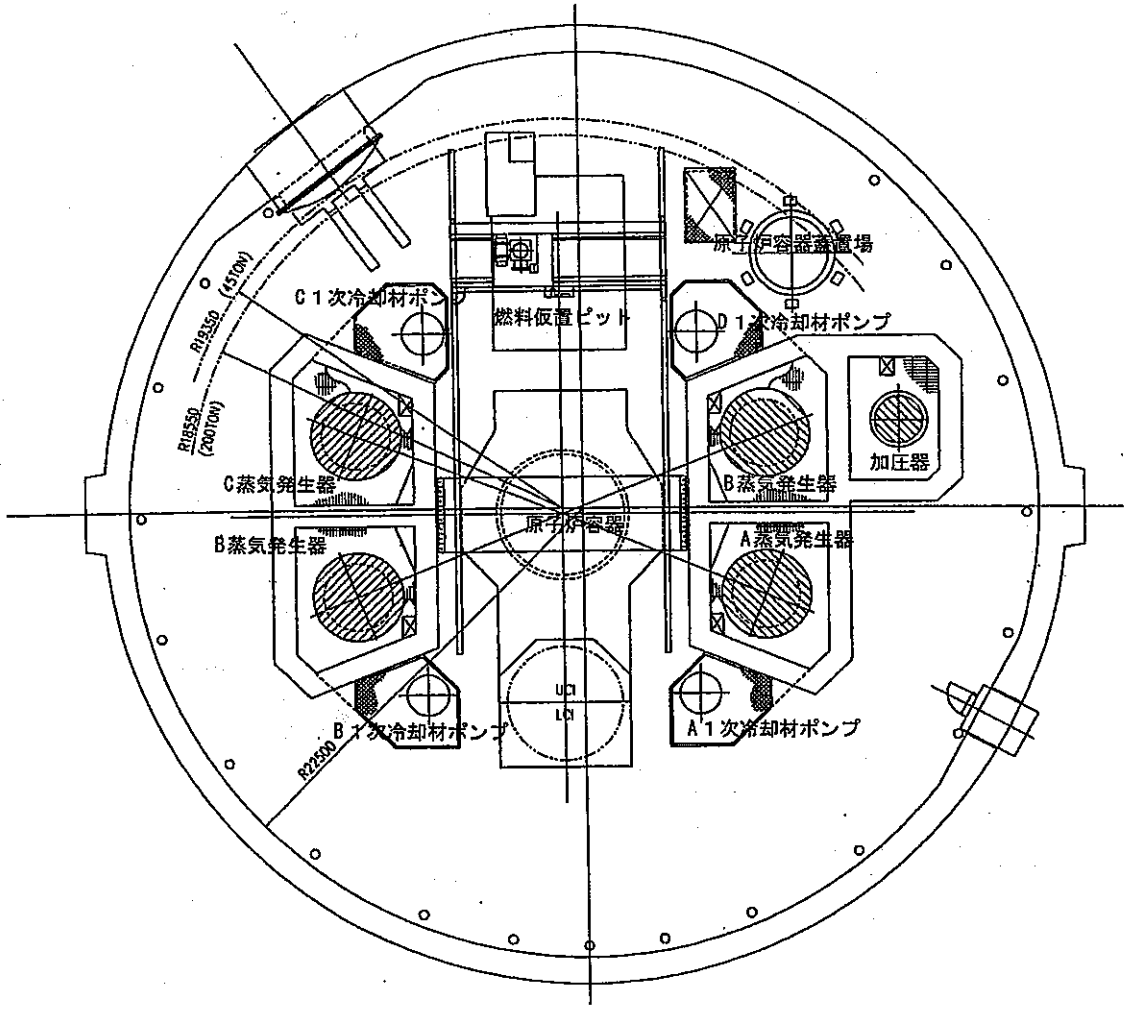


図 4.4.3(2)-11　原子炉格納容器内配置

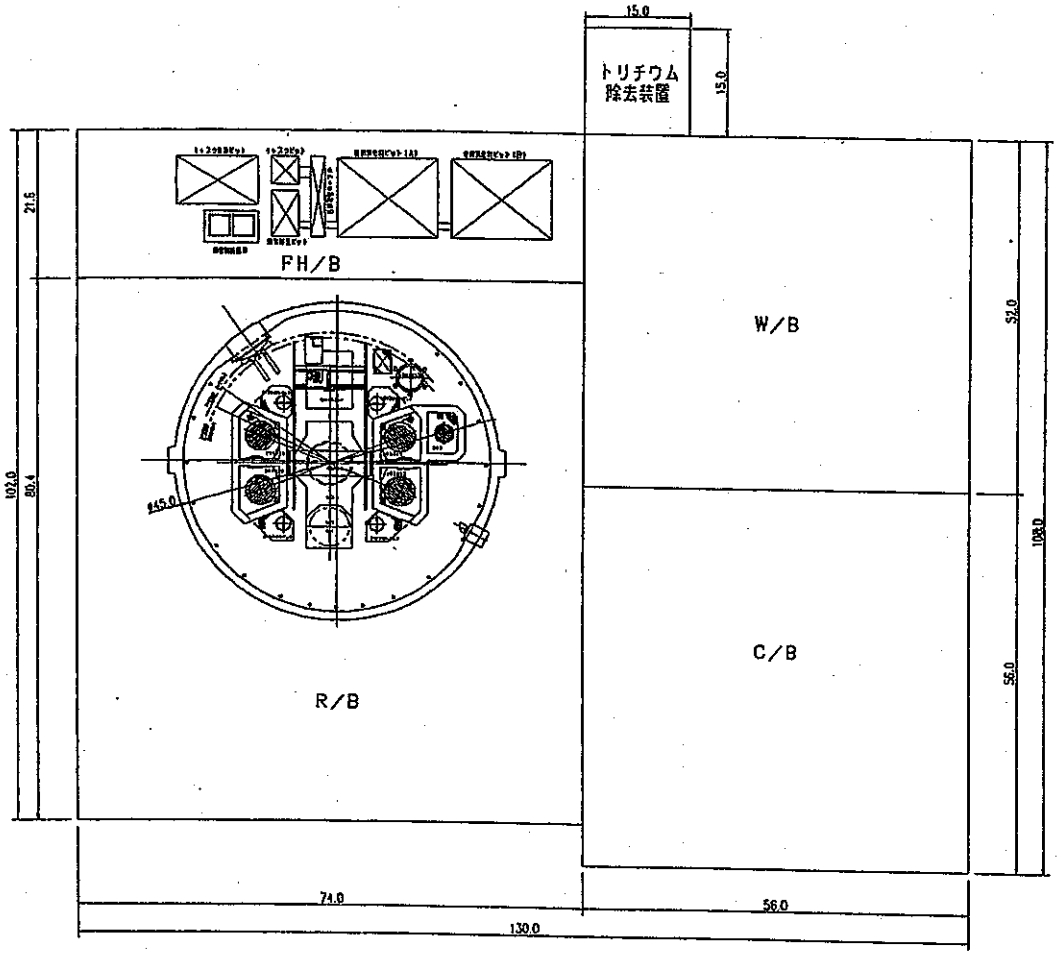


図 4.4.3(2)-12　建屋配置及び形状

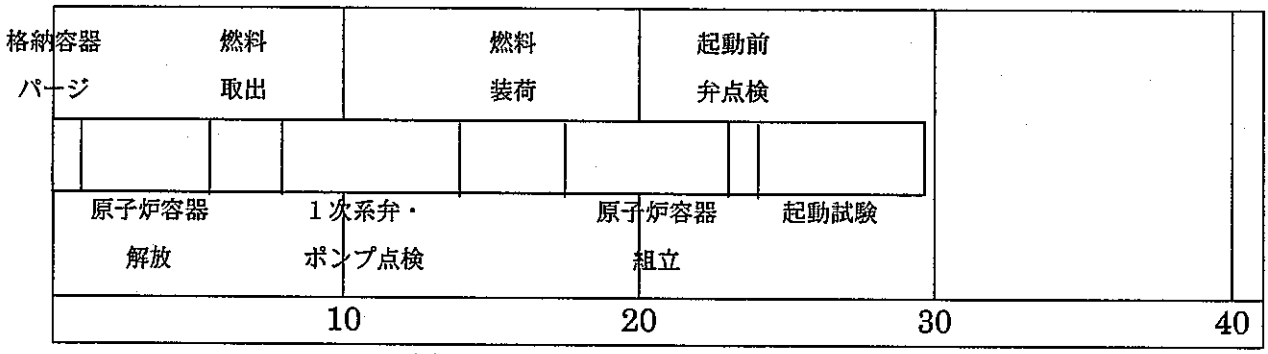


図 4.4.3(2)-13　高転換比 PWR 型炉の定検工程

（3） 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR）

（i）基本概念

冷却材として超臨界圧水を用いる概念は、東京大学を中心として検討されてきたものである[1, 2]。冷却水を臨界圧力（22.1MPa）以上の超臨界圧力にて使用することで、気相と液相の明確な区別がなくなる。図 4.4.3(3)-1 に温度と比容積の関係を、図 4.4.3(3)-2 温度とエンタルピの関係を示すが[3]、亜臨界圧条件とは異なり、温度上昇に伴って比容積並びにエンタルピが連続的に変化し、沸騰点は存在しないことがわかる。このため、炉心出口温度を自由に設定でき、高温化によって熱効率の大幅な向上が可能になる。

プラントシステムとしては、貫流型直接サイクルを採用する。これは、現在の火力発電プラントでも用いられているシステムである。冷却水は給水ポンプにて超臨界圧まで昇圧、炉心で加熱されて直接タービンを駆動する。図 4.4.3(3)-3 に現行軽水炉及び火力発電プラントと比較したものを示すが、BWR にある気水分離器、蒸気乾燥器、PWR にある蒸気発生器が不要となり、簡素なシステム設計が可能である。過去に行われた海外での検討例との比較でも、その優位性が示されている[4, 5]。言い換えれば、相変化を生じない超臨界圧水を利用する場合、貫流型直接サイクルのシステムによってその利点が最大に活かされると考えられる。

高速増殖炉とするには、減速材／燃料体積比を低減する必要がある。このため、稠密三角格子炉心とする。貫流型直接サイクルのため、炉心圧損の増加はペナルティにならない。また、超臨界圧水を利用し高温化を図ることは、水密度の低減によって中性子の減速を必然的に回避することになっており、この点でも高速炉に適している。

本概念は、現行軽水炉ばかりでなく、特にシステムの高温・高圧化については、火力発電プラントの技術・知見も利用することができると考えられる。参考までに述べると、日本の火力発電プラントで超臨界圧タービンが採用され運転が開始されたのは 1967 年で、この時の蒸気条件は 24MPa･538℃であった。この条件は、当時の技術にて容易に対応でき、かつ、建設費の上昇を防ぐため、従来のフェライト鋼が使用できる範囲で定められたものである[6, 7, 8, 9]。その後、２度のオイルショック（1973、1978 年）を契機として、プラント効率の向上を目的とした蒸気条件の高温・高圧化の要求が高まった。その結果、高クロムの高強度フェライト鋼やオーステナイト合金鋼の開発が進展し、中部電力・川越火力 700MW1 号機・2 号機で 31MPa･566/566/566℃（２段再熱）の蒸気条件で 1989･1990 年に、電源開発･橘湾火力 1050MW 機では 25MPa･600/610℃の蒸気条件で 2000 年 7 月にそれぞれ営業運転が開始されている[10, 11]。

（ii）基本仕様

（a）炉心仕様

① 基本仕様

貫流型直接サイクルを採用した超臨界圧炉の仕様は、熱中性子炉の検討[12, 13]から高速炉の検討[14, 15, 16]まで多数存在する。全ての概念において、システム圧力は水の臨界点22.1MPaに対し、火力発電プラントでの実績を参考に25MPaとしている。ここでは、表4.4.3(3)-1に示されるものを基準炉心仕様として扱う。これは、混合酸化物燃料にて増殖性が検討されたものである[17]。

この炉心は、高速炉として大出力化が図られた炉心[16]をベースに、燃料棒を太径化するとともに、径ブランケットは練炭型とすることで増殖性能を向上させてある。プラントの熱効率を向上させるため、ブランケットは下降流冷却とすることで炉心出口の高温化が図られている。その結果、出力170万KWe程度で残存比1.034が達成されている。図4.4.3(3)-4に炉心形状を示す。

② 設計での制約条件

超臨界圧炉は、以下の熱的・核的制約の下に設計されている[16]。

a. 被覆材表面温度制限

超臨界圧炉では現行軽水炉に比べ、運転条件が高温化する。そこで、被覆材としてインコネルを選定した。被覆材表面温度制限は、酸化腐食の防止の観点から620℃とした。ただし、選定材料や温度制限値については、実験にて確認する必要がある。

b. 最大線出力密度

燃料溶融防止およびFPガス放出抑制のため、最大線出力密度を39kW/mとする。燃料棒の線出力密度と燃料中心温度との間にはほぼ1対1の対応関係があり、この制限下での燃料中心温度はおよそ1800℃である。

c. 核的制約条件

高圧系であるため、冷却材バウンダリ破損に起因して、減圧によるボイド化と冷却材自体の喪失が生じる。したがって、ボイド反応度及び反応度係数を負にする対策が必要である。そこで、薄い水素化ジルコニウム（$ZrH_{1.7}$）の層を炉心燃料とブランケットの境界に配置した、径方向非均質炉心を採用した。$ZrH_{1.7}$は、水素の原子数密度が高い上に、ドイツの高速実験炉KNK-IIで制御棒価値の増加のために用いられた実績を有する。冷却材喪失時には炉心燃料で発生する高速中性子が

水素化ジルコニウム層で減速されること及びこの結果、ブランケットでの中性子吸収が増加することから、負のボイド反応度効果をもたらす。

d．伝熱劣化の取扱い

相変化のない超臨界圧水は単相流として扱うことができるが、擬臨界温度近傍において、表面熱流束の増加とともに徐々に熱伝達率が低下する伝熱劣化現象が現れる。この伝熱劣化は、亜臨界水冷却における沸騰遷移に比べると穏やかかつ連続的な現象で、擬臨界温度近傍のみで生じる。この伝熱劣化時の熱伝達率については、乱流数値シミュレーションで予測することが可能になった。Jones-Launderのk-εモデルを用いて、熱伝達率について垂直円管内の単相乱流数値解析を行い、実験結果と良く一致することが確認されるとともに、伝熱劣化の原因が以下のように推定された[18]。すなわち、伝熱劣化現象は擬臨界温度近傍の特異な物性に起因し、冷却材流量が比較的高い場合と低い場合では異なる仕組みで生じる。前者の場合、熱流束の増加に伴って壁面近傍の冷却材温度が局所的に上昇し、動粘性係数の増大によって粘性底層が拡大する効果と、擬臨界温度近傍での特異な比熱の温度依存性によって Pr 数が減少する効果によって熱伝達率が減少する。一方、後者の場合、熱流束の増加に伴い、浮力の影響により壁近傍の流速が増大し、流速分布が平坦になるために乱れの生成が抑制されて熱伝達率が減少する。なお、計算結果は試験で測定された熱伝達率を過小評価しており、保守性を有している。この成果を解析コードに反映させることで、伝熱劣化後の被覆管温度を計算することが可能となった[13, 19]。

以上より、超臨界圧水を用いる場合は、現行軽水炉のような熱流束比ではなく、被覆管温度を直接評価することで燃料被覆管の健全性を評価し、設計制約条件としている。

（b） 低除染燃料の利用について

使用済み燃料の再処理・燃料製造方法について多様な検討がなされているため、特に、低除染燃料の利用に対する核特性への影響を把握しておく必要がある。ただし、再処理して装荷される燃料への MA・FP の混入率および組成については、出所の炉心特性や再処理方法等に依存するため、一元的に定義することはできない。したがって、ここでの検討は MA を・ 5wt%、FP を・ 3.2wt%（4vol%）それぞれ混入させ、増殖比（残存比）、ボイド反応度、燃焼反応度の変化を把握するに止める。

評価結果を表 4.4.3(3)-2 及び-3 に示す。これらの表から、増殖比の低減は混入比にほぼ比例していることが分かる。よって、設計要求である MA(5 wt%)、FP(2 wt%)

が例え同時に混入したとしても、増殖性を維持できる可能性を有することが分かる。ただし、ボイド反応度は正になることから、増殖性を確保しつつ、ボイド反応度を負とする炉心設計の最適化が必要である。

（c） 設計基準事象における過渡特性[19, 20, 21]

① システムの特徴

超臨界圧水冷却炉では、コールド・レグからの給水の維持およびホット・レグでの冷却材流出の維持が必要である。プラントの概略系統図を図4.4.3(3)-5に示す。プラントシステムは直接サイクルである ABWR を基本とするが、システム圧が25MPa と大幅に高圧化する。給水ポンプトリップ時の炉心流量確保のためには、高揚程の補助給水システムを設ける。しかし、非常用炉心冷却系として高圧注入系を持たず、冷却材喪失事故時には自動減圧弁と蓄圧注水系及び低圧注水系によって炉心損傷を防止する。

② 安全基準

熱伝達率を伝熱劣化後も含めて評価することで燃料の健全性を合理的に評価することができる。具体的には、まず座屈とクリープを考慮して被覆管厚さを決め、次に過渡解析基準として被覆管の設計応力比と塑性変形を定めている。設計応力比は、燃料棒の初期加圧を考慮し、燃料寿命中に最も内外圧差の生じる時点で評価している。各過渡解析においては、被覆管最高温度より判断している。塑性変形は、燃料のスウェリング及び燃料と被覆管の熱膨張を考慮して、各過渡事象ごとに計算している。

以上から、過渡基準は以下のように定めた。なお、システム圧および燃料エンタルピについては、現行軽水炉の基準と同じである。

- 被覆管最高温度はステンレス被覆管で 610℃、インコネル被覆管で 840℃以下であること。
- 塑性変形は 1.0%以下であること。
- 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は最高使用圧力の 1.1 倍以下であること。
- 反応度事象に対する燃料エンタルピの最高値は 170cal/g 以下であること。

事故基準のうち被覆管最高温度については、米国原子力規制委員会の報告書[22]の値が用いられている。国内には、軽水炉のステンレス被覆管に関する基準値がないためである。その他は、現行軽水炉の基準と同じである。事故基準を以下に述べる。

- 被覆管最高温度が 1260℃以下であること。

・原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は最高使用圧力の 1.2 倍以下であること。
・反応度事象に対する燃料エンタルピの最高値は 230cal/g 以下であること。

③ 安全解析結果

表 4.4.3(3)-4 に示される 8 つの過渡事象および 4 つの事故解析が実施された。対象としたのはステンレス被覆管を用いた超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFR）およびインコネル被覆管を用いた高温超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFR-H）である。これらの仕様を表 4.4.3(3)-5 に示す。表 4.4.3(3)-1 に示した高速増殖炉と比較するとわかるように、熱出力、炉心入口／出口温度、燃料棒径等の仕様が異なる。しかし、プラントのシステム構成はほぼ同じであり、プラントの応答は大幅に変わらないため、解析結果は SCFBR の設計基準事象に対する成立性に対して参考になると考えられる。

解析はホッテストチャンネルを対象に実施されている。図 4.4.3(3)-6 は各事象の解析結果について最高被覆管温度で整理されたもの、図 4.4.3(3)-7 は反応度印加事象については最高燃料エンタルピで整理されたものである。解析は、初装荷炉心初期と末期の両方行われており、図にはより厳しかった方が示されている。

貫流システムの特色として流量減少事象に対する結果が厳しいが、全て判断基準を満たしていることがわかる。流量減少事象の結果に対して感度が大きいのは、冷却材密度係数、炉心流路断面積、ポンプのコーストダウン時間、補助給水系の容量及び主給水ポンプトリップ時間遅れである。冷却材密度係数は、高速増殖炉とした場合でも同程度である。炉心流路断面積については、燃料棒径の太径化によって 1.2 倍程度増加しているが、当然、設計上の制約条件を満たすよう炉心流量も変更されている。つまり、過渡・事故の基準も満たす可能性はある。また、ポンプのコーストダウン時間、補助給水系の容量及び主給水ポンプトリップ時間遅れといったシステム仕様の対応によっても基準を満たすことは可能と考えられる。よって、最終的には解析によって確認しなければならないものの、SCFBR は超臨界圧炉として新たに設定した過渡・事故基準を満たすことが可能と判断できる。また、熱中性子炉を対象とした冷却材喪失事故（LOCA）解析が実施され、基準を満たすことが示されているが[23]、出力密度の増加する高速炉での解析も実施し、成立性を確認することは必要である。

（d）プラントシステムの検討

① 炉容器[16]

超臨界圧炉は貫流型システムであり、制御棒を上部挿入とするため、原子炉圧力容器の形状は2ループ PWR のものに類似したものとなる。容器形状、構造物の寸法等は、東京電力（株）が熱中性子炉として設計を行った原子炉圧力容器が参考にされている[24, 25]。垂直断面を図 4.4.3(3)-8 に、水平断面を図 4.4.3(3)-9 に示す。これらの図にて配置されている燃料集合体は大出力化検討時のもので、炉心等価直径は 3.28m、ブランケットを含む炉心高さは 3.20m ある。高速増殖炉とすることで、炉心等価直径及び高さがそれぞれ 3.5m、3.76m となる。炉容器径、高さ、厚さ等が変更となるが、構成は同じである。

圧力容器内部はその中心から、燃料集合体、集合体支持構造物、コアバレル、ダウンカマの順に構成され、ダウンカマ内部には熱遮蔽体が設置される。大出力化検討時でダウンカマ厚さ 25cm、熱遮蔽体厚さ 10cm にて内径 4.5m の炉容器の照射損傷の基準が十分に満たされることが確認されている。外周部のブランケットの中性子吸収効果が大きいことから、高速増殖炉としても同じ厚みにて成立すると考えられる。したがって、原子炉圧力容器の内径は 4.8m となる。

炉容器内面は全て給水冷却材にて冷却され、炉容器上蓋もダウンカマからの冷却材の噴出によって冷却される。ただし、出口配管接合部にはサーマルスリーブを設ける。材料は現行軽水炉と同じ原子炉用低合金鋼 SFVQ1A を使用できると考えられる。炉容器は厚さの異なる下部胴体部、胴体部、上蓋フランジより構成される。炉容器設計圧は 27.5MPa であることから、厚肉円筒に対する膜応力の式により下部胴部の肉厚は 390mm となる。

② 一次系仕様

表 4.4.3(3)-6 に仕様を示す。現行の PWR に比べて必要炉心流量が少ないことから、給水系を 2 系統で構成することができる。これは、既に述べたが、超臨界流体を用いた貫流型直接サイクルのプラントであるため、単位質量当たりの炉内での冷却材エンタルピ上昇量を大きくできるためである。なお、給水全量が過熱蒸気となるため蒸気の質量流量は ABWR と同程度であるが、蒸気密度は ABWR 条件の約 2 倍であるため体積流量は約半分となる。したがって、主蒸気系も 2 系統とすることが可能である。主蒸気管の材料は、BWR と同様な配管引き回しの考え方を採用しているため、まずは同一材料である炭素鋼（STS480）を使用することを考える。ただし、実設計で強度が不足すれば、材料あるいは引き回しの見直しをするなどの調整が必要になるが、実績に基づく配置引き回しのため変更の余裕

はあると考えられる。火力発電プラントでの実績も利用できることから、現時点では主蒸気管の材料選定は概念検討上クリティカルにはならない。

逃がし安全弁の口径を、BWR で標準的なφ150mm とすると、配置個数は6弁となる。ただし、システム圧が 7.2MPa から 25MPa へと3倍強高くなっていることから、バネ材の開発等が必要である。なお、安全弁の配置数には余裕があるため、口径を減じて弁数を増やすことで高圧化に対応することも可能である。ただし、弁数が現行 ABWR の 18 弁より増加する場合、クエンチャーの蒸気凝縮性能が確保できることを確認するため、気泡影響範囲の確認試験が必要となる。

③ 非常用炉心冷却システム（ECCS）

表 4.4.3(3)-7 に仕様を示す。ECCS は、自動減圧及び蓄圧注水系と低圧注水系を1区分とした3区分の注水系で構成する。冷却材喪失事故時には、圧力／流量の異常低下あるいは格納容器の圧力上昇を起動信号として、自動減圧弁解放による圧力低下とそれに対応した蓄圧注水系及びモータ駆動の低圧注水系からの冷却水注入によって炉心損傷を防止する。なお、この低圧注水系は、長期的に崩壊熱を除去する機能を合わせ持つ。

④ 残留熱除去系

設備仕様を表 4.4.3(3)-8 に示す。3基の熱交換器、3台のポンプによる3系統構成である。熱交換容量は、事故時冷却機能と原子炉停止時冷却機能の両者を満たすよう設定する。さらに、事故時は、単一故障を想定することから、2系統で事故時冷却を行う能力が必要とされる。ポンプは、上述したように、非常用炉心冷却系の低圧注水ポンプを共用する。

⑤ 補助給水システム

設備仕様を表 4.4.3(3)-9 に示す。補助給水システムは、給水ポンプトリップ時に使用され、定格流量の 8%容量が要求される。また、外部電源喪失時においても速やかな作動を必要とすることから、タービン駆動の補助給水系を2系統設置する。ABWR で原子炉隔離冷却系とほぼ同一構成をベースにしている。ただし、要求流量、揚程ともに3倍となり、軸動力は 5000kW 以上となることから、このような大容量タービン仕様についての成立性確認が必要であるが、タービンホイール数の増加による対応、あるいは小容量のブスターポンプの採用等を検討することで、設備的な成立性はあると考えられる。

⑥ タービン設備

主要機器仕様を表 4.4.3(3)-10 に示す。

a. 主タービン

主タービンは、原子炉で発生する定格条件での蒸気の熱力学的エネルギーを機械回転エネルギーに変換し、連結された発電機を駆動することで定格出力を維持する役割を担う。

超臨界圧蒸気を利用するため、タービンは高圧タービン、中圧タービン及び低圧タービン２個の４ケーシングより構成する。さらに、タービン抽気によって給水加熱を行うことで再生サイクルを形成し、さらに、中圧タービン排気系統に湿分分離加熱器を設置することで再熱サイクルを形成し、発電プラントの熱効率の向上を図った。

湿分分離加熱器については、ABWR プラントと比較して高圧仕様となっている。さらに、従来の湿分分離加熱器は、飽和蒸気の潜熱を利用していたためチューブ内の温度は一定であったが、本仕様では超臨界蒸気を使うためチューブ内に大きな温度勾配が発生する。したがって、今回の検討にて示したヒートバランスは、熱応力を考慮した超臨界蒸気仕様の湿分分離加熱器の開発が前提となっている。

b. 復水器

復水器は、２つの役割を担う。１つは、蒸気タービン排気蒸気、その他復水器に流入する蒸気（タービンバイパス蒸気・各種ドレインのフラッシュ蒸気を含む）を凝縮し、タービンの背圧を真空に保つことでタービンの効率を向上させること、もう１つは、この凝縮復水した水を回収して、再びタービンサイクルに供給することである。

復水器は表面接触半区分水室単流双胴式で、タービン軸と復水器冷却管を直角に配置するトランスバース配置とする。タービンとの接続は低圧２ケーシング排気口と２ヶ所で接続され、復水器上部及び下部本体は双胴形とする。水室は半区分として、管群を各胴２管束分割し、片管束のみでの運用を可能とする。

復水器冷却管はチタン管とし、上部胴本体には４段の低圧給水加熱器とタービンバイパス蒸気を処理する設備を設置する。

c. 給水加熱器

給水加熱器は、タービンサイクル効率を向上させる再生サイクル形成のために設置され、タービンの抽気にて復水器で凝縮された復水を加熱する。

型式は、表面加熱式横置U字管形で、高圧給水加熱器、低圧給水加熱器はそれぞれ2系列4段にて構成される。加熱管はステンレス鋼管とし、管通路数は2（U字管）とする。なお、低圧給水加熱器は復水器上部本体に設置する。また、プラント熱効率と低圧給水加熱器の小型化の観点から、高圧給水加熱器ドレインを原子炉給水ポンプ入口側に注入する高圧ドレインポンプアップ方式を採用してある。

d. 発電機

型式は横置円筒回転界磁型で、容量は定格電気出力に従い1920MVAとした。

（e）原子炉格納容器及び原子炉建屋の検討

超臨界圧軽水冷却型の特色である貫流型直接サイクルを最大限に活かし、システムの簡素化、コンパクト化を図り、可能な限り物量を削減することを基本方針とした。直接サイクル型のプラントであり、コンパクト化を図る観点で、圧力制御型であるABWRプラントをベースとして検討を行うことが適切であると考えた。ただし、次を制約条件とすることで、成立性に関わる不確定性を極力低減することにした。

- ABWR型の原子炉格納容器基本形状を踏襲し、極端な不連続を発生させない。
- 格納容器設計内圧、蒸気凝縮に関わる幾何形状については、ABWR格納容器設計で考慮した内容を大きく逸脱しない。
- 機器、配管の引き回し並びに貫通孔の配置については、BWRでの設計基準、経験を逸脱しない。
- 現行炉と同等のメンテナンス用空間を確保する。

なお、今回の検討範囲はプラント主要機器・構造物の配置までとし、予備機削減等の合理化は実施しない。

① 原子炉格納容器サイジング

下記手順に従ったサイジングの結果を図4.4.3(3)-10及び図4.4.3(3)-11に示す。格納容器高さは27.7m、内径は24mとなり、ABWRに比べそれぞれ約8.4m、5m縮小できた。

a. 高さ寸法の設定

上部ドライウエル高さは8mとなる。内訳を図4.4.3(3)-12に示す。主蒸気管と給水配管の配置は同一レベルとすることも可能であるが、格納容器体積低減のためには、高さ低減より径寸法の縮小効果の方が大きいことから、2段配置を選定した。なお、保守・補修性を考え、上部ドライウエルにおける計装配管や空調ダ

クト等の引き回し、モノレールや通路の配置等の物理的な制約条件はABWRと同等としてある。ただし、水位計が不要なため、その分のスペースは削除してある。

b. 径寸法の設定

図4.4.3(3)-11に示されてるように、格納容器径は24mとなりABWRに比べ5m減少できた。なお、格納容器はABWRと同じ鋼製ライナー内張の鉄筋コンクリート造で、壁面厚みは2000mmである。寸法削減の理由を以下に記す。

原子炉圧力容器の内径は4.8mで、ABWR型より直径で約2.3m縮小されている。ABWRと同等のγシールド厚みを確保することから、γシールド外径寸法は半径で1150mm縮小できる。次に、主蒸気管と給水配管の配置を検討し、引き廻しに必要な寸法をABWRに比べ1300mm減じることができた。これは、主蒸気管が2本であり、かつ、給水配管と2段配置した結果である。2段配置することで、主蒸気管の格納容器貫通部を中央寄りに配置でき、貫通部間の必要寸法、及び、アクセスやメンテナンスの為に必要な主蒸気管と給水配管の距離が高さ方向にて確保できる。このため、主蒸気隔離弁を含んだ直線部のスペース確保が容易になり、引き廻しに必要な寸法を減じることができる。

c. サプレッションチェンバ高さの設定

以下の検討により、サプレッションチェンバ全高は12.2mとなる。

まず、サプレッションプールの必要水量を定める。サプレッションプールの水量を定める要素は2つあり、どちらか大きい方で設定する。1つは、原子炉から流出した高温高圧の冷却材を凝縮できる量である。もう1つは、幾何学的に定まる量で、これは、サプレッションプール内にはドライウェルからの蒸気をサプレッションプールに導くベント管を設置するため、このベント管を水没させるのに必要なプール水深と格納容器内に滞留するドローダウン水を加えることで定まる。今回の検討では、ベント管の配列は現行ABWRから変更できることを前提にしたため、水量は冷却材の凝縮から定まり、2100m^3となった。この必要水量と上記で設定した格納容器径によって、サプレッションプールの水深は5.4mとなる。

次に、ウェットウエルの容積であるが、これは、ドライウエル内の非凝縮性ガスの流入による圧力上昇を抑制する観点から、ドライウエル容積との比によって決まる。本検討においては、格納容器の内径縮小による設計圧力増大を前提とすることで、ウェットウエルとドライウエルの容積比を0.736に設定した。ドライウエル容積3490m^3により、ウェットウエル必要空間容積は2570m^3となる。上記にて設定した格納容器径から、高さ6.8mが定まる。

② 原子炉建屋サイジング

下記手順に従ったサイジングの結果を図 4.4.3(3)-13 に示す。原子炉建屋高さは 51.4m、平面寸法は 49×52m となり、建屋容積は約 13 万 m^3 である。これは、ABWR 建屋容積の約 73%になる。また、サプレッションチェンバ全高の低減に加え、機器の削除・簡素化の効果によって地下は 2 階層構造で配置が成立するため、ABWR に比べ 1 階層低減できた。

a. 高さ寸法の設定

ドライウエルの必要高さ、機器仮置きプールの深さ及びオペレーションフロアー上部高さの和にて 51.4m となる。以下に各部の高さの検討を記す。

上記の格納容器高さの検討により、ドライウエルの必要高さは、マットからトップスラブ上端までで 23.8m となる。必要内包機器を配置しても、インターナルポンプ電源盤の削除等によって 1 階層の低減が可能である。

機器仮置きプールの深さは 9.6m に設定した。これは、ABWR と異なり、高さ 9.0m 制御棒付炉内構造物が存在するためである。

オペレーションフロアー上部の高さは、ABWR と同一の 18m と設定した。これは、天井クレーンの吊り揚程については、ABWR と同様にキャスク高さがクリティカルであり、燃料有効長は 50cm 程度短くなるので、ABWR と同一で問題ないと考えたからである。

b. 平面寸法の設定

平面寸法は ABWR に比べ各 5m 縮小でき、49×52m となる。

機器配置の基本概念は ABWR を踏襲するので、原子炉格納容器及び非常用ディーゼル発電器（DG）がサイジング上クリティカルになると考えられる。非常用 DG の機器寸法は ABWR と同じとする。これは、DG の負荷が ABWR と同等になるからである。したがって、格納容器外径寸法が ABWR に比べ 5m 低減されたことで、平面寸法も各 5m 縮小する。その上で、超臨界圧炉の特徴として大型化あるいは追加されている以下の機器について、配置検討を行ったが、機器が簡素化された効果が大きく配置は成立することがわかった。

- 残留熱除去系熱交換器
- 補助給水系
- 蓄圧タンク
- 起動用セパレータ
- 炉内構造物

なお、オペレーティングフロアも全体が縮小しているが、炉容器ヘッド、格納容器ヘッドなどの主要機器の寸法も縮小しているため、仮置きスペースは確保できると考えられる。

（ｆ） タービン建屋の検討

配置の検討結果を図 4.4.3(3)-14 に示す。建屋平面寸法は 64 m×110.5 m、高さは 50.9 m となり、容積は約 36 万 m^3 である。

① 平面寸法の設定

短手方向の 64m は、以下のクリティカル寸法の積み上げによる。

・復水器及び復水器チューブ引抜きスペース　：38m
・湿分分離加熱器等の補機設置スペース　：10m
・復水器ろ過装置等の補機設置スペース　：10m
・通路スペース　：6m

長手方向の 110.5 m は、以下のクリティカル寸法の積み上げによる。

・タービン発電機本体及び発電機ロータ引抜きスペース：86.5m
・高圧給水加熱器等の補機スペース　：24 m

出力増加に伴ってタービン軸長が増加したこと、及び、各機器寸法が増加によって高圧給水加熱器の配置に１スパン増加が必要であったため、ABWR に比べると長手方向が 14.5 m 増加している。

② 高さ寸法の設定

オペレーションフロア上部高さと復水器高さの和で定まる。前者は ABWR と同じ 23.9m であるが、後者は出力増加によって ABWR に比べ 1.5m 増加の 27m となる。

（iii） 評価結果

以上検討した概念について、経済性、安全性、構造健全性、製作健全性、運転保守補修性について予備評価を行う。予備評価の結果を表4.4.3(3)-11にまとめて示す。最終的な評価は今後、設計が定まった段階で行う必要がある。

（ａ） 経済性

経済性目標を達成できる可能性を有すると考えられる。

① 建設費

プラントの主要機器配置は、ABWR プラントをベースとして検討した。よって、建設費の評価ベースを ABWR とし、物量と仕様の差から系統区分毎のコストの増

減を評価した。また、ABWR には存在しない仕様機器については、類似の設備コストから算出することとした。評価結果を表 4.4.3(3)-12 に示す。ABWR の各系統毎のコスト比率を考慮すると、SCFBR ツインプラントの単位電気出力当たりの建設費は、出力 135 万 KWe 級の ABWR ツインプラントの約 76%となる。

② 建設工期

45 ヶ月とすることが可能である。これは、ABWR から建屋を 1 階分低減されていることで、建屋 1 階分に相当する約 3 ヶ月の短縮が可能となるからである。なお、タービン系は ABWR と同等であるため、建屋工期も同等になる。従って、ABWR と同様に原子炉建家に先行して着手する必要があり、SCFBR では岩盤検査の 5 ヶ月前の着手が必要と考えられる。

③ 稼働率

炉心は連続運転 13 ヶ月で設計されている。定期点検に要する日数は平均して 39.5 日とできることから、稼働率は約 91%とすることが可能である。

④ 定期検査の期間

標準定期検査の期間として、39.5 日とすることが可能である。

SCFBR の原子炉システム及び格納容器は ABWR と類似であるが、炉内構造については、上部挿入の制御棒駆動機構等、PWR に似た構造である。したがって、ABWR の標準定期検査工程 45 日をベースとしてシステムの相違を勘案し、以下の考え方にて図 4.4.3(3)-15 に示す標準定期検査工程を作成した。

・原子炉解放までは ABWR と同様の時間。
・燃料移動は ABWR と同様の 1.5 日。
・制御棒駆動機構点検及び制御棒点検の代わりに PWR と同様の燃料検査及び内蔵構造物の入れ替えを 8.5 日とする。この間、RHR などの系統保守をサブクリティカルにて実施する。
・燃料装荷は、集合体数が減っていることから 3.5 日とした。
・燃料装荷後の復旧にかかる日数も ABWR と同様。

⑤ 所内負荷率

約 2.6%となる。炉内再循環系がないことによる負荷の低減効果、及び、出力の増加が大きい。なお、給水ポンプは定格運転時にはタービン駆動であるため、ポンプ動力についてはヒートバランスから差し引かれてある。

⑥ プラントあたりの原子炉建屋容積

13 万 m^3/プラント、単位出力では 766m^3/万 kWe である。

（b） 安全性

安全要求を満足できる見通しがあるが、炉心除熱性や再冠水挙動についての試験データの充実が望まれる。

① 安全設計

現行軽水炉をベースに検討を行っており、「軽水炉、もんじゅ」の「指針、基準」、実証炉の安全設計の考え方等との適合性があると考えられる。

超臨界圧水の特性として伝熱劣化現象があるが、これは沸騰遷移に比べて穏やかな現象であるため、被覆管表面温度を評価し、この温度を制限として設計している。評価モデルは妥当であると思われるが、バンドル体系での試験データは存在しないことから、確認試験の実施によりデータベースを充実させる必要がある。また、稠密格子を採用しているため、炉心再冠水挙動についても、試験的な確認が必要である。

② 原子炉停止系

現行 ABWR と同様に、バックアップ停止用にホウ酸水注入系を設ける。よって大きな問題はないと考える。なお、本概念では負のフィードバックがかかるよう設計されているため、SASS 等の受動的炉停止機構は必要ないと考えている。

③ 崩壊熱除去系

現行 ABWR と同様の考え方で、50%の容量を持つ低圧注入系（LPCI）を 3 系統設置する。よって、信頼性、成立性に特に大きな問題はないと考える。

④ 格納系

ABWR プラントをベースとして検討を行っており、特に大きな問題はないと考えられる。設計基準外事象の影響については、以下の「再臨界回避方策」にて述べる。

⑤ 再臨界回避方策

現行軽水炉のシビアアクシデントとの差を定量的に把握した上で、回避方策の必要性については判断することが適切である。理由は、以下の通りである。

まず、起因事象から炉心損傷に至るまでであるが、現行 LWR と同じ負のボイド反応度及び反応度係数を有し、さらには、現行 LWR プラントシステムと類似の安全系を有していることから、事象進展は同じと考えられる。すなわち、炉心内の

冷却材が不足することで燃料が崩壊熱によって過熱され、炉心損傷へ至ると考えられる。ただし、現行LWRに比べて燃料体積比が増加しているため、顕熱と崩壊熱は増加することになるので、時間的裕度の変化は確認する必要がある。さらに、高速炉体系のため、炉心損傷が生じて物質配位が変化すれば、反応度挿入の可能性はある。したがって、遷移過程、PAMR/PAHR フェーズ、さらに原子炉圧力容器外への移行時における格納系への負荷といった点で、反応度挿入の結果が現行LWRのシナリオをどのように変えるのかを定量的に検討する必要がある。

なお、仮に、ナトリウム冷却炉にて考えられているような溶融燃料の排出対策が必要となった場合には、各燃料集合体に設置されているクラスター型制御棒案内管を1本にまとめで排出パスを設けることは可能である。

炉心損傷発生頻度については、簡易的な評価が行われており[26]、10^{-6}/ry 未満となる見通しはあると考えられる。

（c） 構造健全性（含耐震性）

構造健全性については、基本的には問題はない。機器の耐高圧化、熱応力を考慮した湿分分離加熱器の開発、超臨界圧水の放射線環境下での化学的挙動及び水質管理技術の確立等の課題はあるが、これらは対応可能と考えた。

① 構造設計の前提条件

原子炉容器は原子炉用低合金鋼 SFVQ1A を使用し、主蒸気管は炭素鋼（STS480）を使用することを考える。構造は現行軽水炉と同じ耐震設計で、地震条件も軽水炉並とした。

② 主要機器の構造健全性

各主要機器に対し、熱応力、地震、振動、内圧及び腐食の観点で、構造健全性上問題となりそうな部位はないかを検討する。

a． 原子炉容器

構造は現行PWRを参考にしており、特に問題はないと考えられる。なお、システム圧が25MPaと高圧化し、炉心出口温度が523℃と高温化するので、出口配管付近の構造に工夫が必要であるが、基本的な成立性はあると考えられる。

b． 炉内構造物

腐食については、今後の検討によって判断する必要がある。これは、超臨界圧火力発電プラントにおいては、高純度水を用い、アンモニアによるpH調整とヒドラジンによる溶存酸素濃度の管理にて腐食をほぼ完全に制御できることが実証されてきたものの[27, 28, 29, 30]、原子炉では照射条件が加わるため、放射線環境下での

化学的挙動の把握、及び、火力での水質管理技術の適応性の確認が必要であると考えられるからである。

超臨界水の腐食性については、以下に述べるもう１つの用途での問題と混同される向きがある。しかし、条件自体が火力発電プラントとは全く異なっていることに注目すれば、現在検討している原子力プラントでも決定的な障害とはならないと判断できる。

超臨界水のもう１つの用途とは、PCB やダイオキシン類等の難分解性有機廃棄物や環境汚染物質等の処理である。この際に、超臨界水の腐食が問題となっている[31, 32, 33]。操作条件は対象となる有機物の種類に依存するが、通常、反応温度 600・650℃、圧力 25Mpa 前後である。このような超臨界条件では、分解対象となる有機物や酸化剤として供給された酸素がほぼ完全に溶解し、理想的な酸化分解の場を形成している。しかし、特に、分解対象が有機塩素系化合物等の場合、塩素イオン等の腐食性成分が発生するため、実用化に際しては、プラント構成材料の腐食が決定的な障害となっている。つまり、超臨界水による酸化分解では酸化剤として酸素を供給することで分解を促進しており、さらに、分解対象物から発生するハロゲンイオンと強い酸化雰囲気によって強腐食性となる。この条件は、上述した超臨界圧火力発電プラントでの条件とは明らかに異なるものと判断できる。

c． 冷却系

火力プラントでの実績もあり、特に問題はないと考えられる。ただし、システム圧が 25MPa となっており、以下の機器について、今後の開発が必要となる。

・安全弁のバネ材

弁数を６弁とするならば、バネ材から開発する必要がある。主蒸気管の引き廻しに余裕があるので、弁の受圧面積を限定し弁数を増加させて対応することも可能で、開発費用・期間と配置検討の接点は多数あると考えられる。

d． 格納施設

特に問題はないと考えられる。これは、既に述べたが、ABWR プラントをベースとして検討を行い、成立性に関する不確定性を極力排除したためである。ただし、ベント管と水深の幾何学形状が従来の実証試験の範囲を逸脱するため、蒸気凝縮に関する実証試験が必要になる可能性はある。

③ 特に考慮すべき特殊な構造

今回の検討では、熱応力を考慮した超臨界蒸気仕様の湿分分離加熱器の開発が前提となっている。従来の湿分分離加熱器は、飽和蒸気の潜熱を利用していたた

めチューブ内の温度は一定であったが、本仕様では超臨界蒸気を使うためチューブ内に大きな温度勾配が発生する点に注意が必要である。

（d） 製作建設性

現行軽水炉プラント技術の延長上で検討しており、基本的に問題はないと考えられる。

① 製作性

製作で課題となる構造物はないと考えられる。

② 検査性

製作時の検査性で課題となる構造物はないと考えられる。

③ 組立・輸送・据付性

原子炉容器、炉内構造物、ルーフデッキ等の重量物は、工場組立、輸送、据付が確実にできると考えられる。

④ 現地試験性

製作時の現地試験性で課題となる構造物はないと考えられる。

（e） 運転・保守補修性

現行軽水炉プラント技術の延長上で検討しており、基本的に問題はないと考えられる。貫流型直接サイクルのため、^{16}N および炉内での放射化腐食生成物がタービン系へ移行し、これらが通常運転時及び定検時の被曝増加要因となる可能性はあるが、対応することも可能と考えた。

① 運転の容易性

運転上特に大きな課題はないと考えられる。起動時においては、亜臨界から超臨界へ移行する特殊性はあるが、基本的な成立性はあると考えられる[34]。また、貫流型システムのため、負荷追従運転に基本的には対応し易いと考えられる。

② ISI

水、冷却材バウンダリの検査や各機器・構造の検査について特に問題ないと考えられる。

③ 検出性

冷却材漏洩の検出及び箇所の同定、主循環ポンプ（循環機）の性能低下、インペラ・ベアリングの損傷、絶縁性の低下が検出、遅発中性子の検出等、主要な異常事象に対する検出は可能であると考えられる。

④ 保守・補修性

特に問題はないと考えられる。ただし、炉内で生成する放射化腐食生成物がタービン系へ移行・蓄積しないかどうか検討が必要と考えられる。溶解度と水質管理にて対応できると予測されるが、実証が必要である。

⑤ 機器へのアクセス性

特に問題はないと考えられる。ただし、炉心で発生した ^{16}N がタービンに移行するため、通常運転時のタービン系への立ち入りを制限する等の対応は必要である。

（f）開発課題

以上の評価において、特に今後の研究開発に依存する項目について、以下にまとめる。なお、括弧の中のアルファベットは、評価項目との対応を意味している。

- 放射線環境下での超臨界水の化学的挙動の把握及び原子炉条件に適した防食技術の確立（c, e）
- BDBE に対する事故シーケンスの詳細評価及び、炉心損傷時の溶融物質移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討（a, b, c）

表 4.4.3(3)-1 SCFBR 基準炉心の仕様 （参考文献[17]）

熱／電気出力 [MW]	3832/1698
冷却材入口／出口温度 [℃]	280/523
熱効率 [%]	44.3
運転圧力 [MPa]	25
実効炉心高さ／直径 [m]	3.76/3.50
燃料	MOX
軸方向ブランケット長さ [m]	0.2/0.2
燃料／ブランケット集合体数	270/163
最高線出力 [W/cm]	382
平均出力密度（ブランケット含む） [MW/m^3]	105
燃料棒外径／ピッチ [mm]	10.2/11.5
練炭型ブランケット水路内径/ピッチ [m]	4.00/10.1
被覆管材／厚さ [mm]	ｲﾝｺﾈﾙ/0.54
練炭型ブランケット被覆材/厚さ [mm]	ｲﾝｺﾈﾙ/0.26
Pu fissile 富化度 [%] （内／中／外）	13.96/12.58/13.46
Pu fissile インベントリー [t]	11.6
平均燃焼度 [GWd/t]	43.4
冷却材ボイド反応度係数 [10^{-5}dk/k/%void]	-6.49
運転サイクル [日] ／バッチ数	390/3
Pu fissile 残存率	1.034

表 4.4.3(3)-2 MAの混入効果

	単位	基準炉心	MA 2wt%混入	MA 5wt%混入
Puf 富化度	wt%	13.3	12.8	12.1
燃焼反応度	%Δρ	0.82	0.54	0.22
ボイド反応度(BOEC)	%Δρ	-0.78	0.12	1.17
(EOEC)		-0.17	0.61	1.55
残存比		1.034	1.026	1.011

表 4.4.3(3)-3 FPの混入効果

	単位	基準炉心	FP 0.2wt%混入	FP1.6wt%混入	FP3.2wt%混入
Puf 富化度	wt%	13.3	13.3	13.8	14.2
燃焼反応度	%Δρ	0.82	0.82	0.86	0.92
ボイド反応度(BOEC)	%Δρ	-0.78	-0.65	-0.22	0.15
(EOEC)		-0.17	-0.06	0.36	0.69
残存比		1.034	1.033	1.025	1.015

表 4.4.3(3)-4 解析対象事象(参考文献[19, 21])

事故事象
(1) 原子炉冷却材流量の全喪失
(2) 原子炉冷却材ポンプ軸固着
(3) 制御棒飛び出し（高温待機時）
(4) 制御棒飛び出し（低温待機時）
過渡事象
(5) 給水加熱喪失
(6) 補助給水系の誤起動
(7) 原子炉冷却材流量の部分喪失
(8) 外部電源喪失
(9) 負荷喪失（タービンバイパス弁作動）
(10) 負荷喪失（タービンバイパス弁不作動）
(11) 制御棒の異常な引き抜き（定常運転時）
(12) 制御棒の異常な引き抜き（高温待機時）

表 4.4.3(3)-5 SCFR 及び SCFR-H の仕様(参考文献[19, 21])

	SCFR	SCFR-H
Core		
Core diameter / height (m)	2.52 / 3.50	3.50 / 3.20
Coolant inlet / outlet temperature (°C)	**310 / 431**	**330 / 578**
Coolant inlet / outlet density (kg/m^3)	725 / 122	681 / 74
Fuel / cladding	**MOX / Stainless steel**	**MOX / Ni base alloy**
Fuel rod height / diameter / pitch (m)	**2.7 / 0.0088 / 0.0101**	**2.7 / 0.0088 / 0.0101**
Cladding thickness (m)	0.52X10^{-3}	0.52X10^{-3}
Plutonium fissile enrichment inner / outer seed (%)	14.98 / 16.52	11.7 / 12.7
Average discharge burnup (GWd/t)	77.7	45.0
Coolant density coefficient (X10^{-5} Δk/k/(kg/m^3))	**5.26 (BOIEC) / 3.20 (EOIEC)**	**0.13 (BOC)**
Doppler coefficient (X10^{-5} Δk/k/°C)	**-2.5 (BOIEC) / -2.0 (EOIEC)**	**-2.33(EOC)**
Maximum linear power (W/m)	40000	38500
System		
Thermal / electric power (MW)	3000 / 1245	34000 / 1503
Thermal efficiency (%)	41.5	44.2
Main steam line number	2	2
Feedwater flow rate (kg/s)	2048	1870

※1 : BOIEC (Beginning Of Initial Equilibrium Cycle)
※2 : EOIEC (End Of Initial Equilibrium Cycle) ※3 : EOC (End Of Cycle)

表 4.4.3(3)-6 一次系仕様

項目	単位	仕様
熱出力	[MWt]	3917
電気出力	[MWe]	1698
炉圧	[MPa]	25
冷却材入口温度	[℃]	280
冷却材出口温度	[℃]	523
給水流量（炉心流量）	[kg/s]	1900
主蒸気系		
主蒸気流量	[t/h]	6.84E+03
主蒸気管	本	2
主蒸気管内径	[mm]	Φ600
主蒸気流速	[m/s]	約 40
主蒸気隔離弁		
個数		2 個／主蒸気管×2
型式		玉型弁
逃がし安全弁（自動減圧機能含む）		
個数	個	6
口径	[mm]	Φ150
給水系		
給水流量	[t/h]	6.84E+03
給水管	本	2
給水管内径	[mm]	Φ350
給水流速	[m/s]	約 13

表 4.4.3(3)-7 非常用炉心冷却系の設備仕様

項目	SCFBR	1356MWe 級 ABWR	1180MWe 4 ループ PWR
1. 高圧注水ポンプ ・台数 ・容量 ・全揚程	--	(高圧炉心注水系) 2 182m^3/h/台／727 m^3/h/台 890m／190m	1 約 350m^3/h/台・ 1580 m^3/h/台 約 860m・ 200m
2. 原子炉隔離時冷却ポンプ ・台数 ・容量 ・全揚程	(補助給水系として同一系統あり)	1 182m^3/h 186m／900m	--
3. 低圧注水ポンプ ・台数 ・容量 ・全揚程	3 約 950 m^3/h/台 約 110m	3 954 m^3/h/台 125m	(余熱除去系) 2 約 1020 m^3/h/台 約 91m
4. 畜圧注水タンク ・台数 ・容量	3 27m^3/基	--	4 38m^3/基

表 4.4.3(3)-8 残留熱除去系の設備仕様

項目	SCFBR	1356MWe 級 ABWR	1180MWe 4 ループ PWR
1. 残留熱除去系ポンプ ・台数 ・容量 ・全揚程	(低圧注水系と共用) 3 約 950 m^3/h/台 約 110m	(低圧注水系と共用) 3 954m^3/h/台 125m	(余熱除去系と共用) 2 約 1020 m^3/h/台 約 91m
2. 残留熱除去系熱交換器 ・基数 ・熱交換容量 ・伝熱面積	3 約 9315kW/基 約 130%	3 約 8150kW/基 ベース	2 約 11000kW/基

表 4.4.3(3)-9 補助給水系の設備仕様

項目	SCFBR	1356MWe 級 ABWR	1180MWe 4 ループ PWR	
1. 補助給水ポンプ ・台数 ・容量 ・全揚程 ・駆動源	2 約 580 m^3/h/台 約 2500・ 110m タービン	(原子炉隔離時冷却系) 3 188m^3/h/台 約 900m・ 186m タービン	1 約 250m^3/h/台 約 950m タービン	2 約 140 m^3/h 950m モータ (非常用 DG より受電)

表 4.4.3(3)-10 BOP 主要機器基本仕様(1/2)

項目	SCFBR	1356MWe 級 ABWR	1180MWe 4 ループ PWR
1. タービン			
①種類	くし型４気筒４流排気再熱復水式	くし型４気筒６流排気再熱復水式	同左
②台数	1 台	同左	同左
③定格出力	1,700,000kW 級	1,350,000kW 級	1,180,000kW 級
④回転数	1500rpm	同左	1800rpm
⑤蒸気条件*			
・主蒸気圧力	23.6MPa	約 6.79MPa	約 5.76MPa
・主蒸気温度	502℃	283.7℃	273.9℃
・主蒸気流量	1900kg/s	約 2120kg/s	約 2861kg/s
⑥復水器真空度	5.07kPa	同左	同左
⑦給水温度	280℃	約 220℃	280℃
2. 復水器			
①種類	表面接触半区分水室単流双胴式	表面接触半区分水室単流３胴式	同左
②台数	1 台	同左	同左
③真空度	5.07kPa	同左	同左
④冷却水入口温度	20.5℃	同左	21.0℃
⑤冷却水量（海水）	4600m^3/min	5310m^3/min	4700m^3/min
⑥冷却面積	約 98000 m^3	92400 m^3	約 98500 m^3

*定格負荷時で、タービン主蒸気止め弁前にて

表 4.4.3(3)-10 BOP 主要機器基本仕様(2/2)

項目	SCFBR	1356MWe 級 ABWR	1180MWe 4 ループ PWR
3. 給水加熱器 ①種類 ②台数 ・低圧給水加熱器 ・高圧給水加熱器	表面加熱式横置U字管形 8 台（4 段×2 系列） 8 台（4 段×2 系列）	同左 12 台（4 段×3 系列） 4 台（2 段×2 系列）	同左 12 台（2 段×3 系列＋3 段×2 系列） 2 台（1 段×2 系列）
4. 発電機 ①種類 ②台数 ③容量	横置円筒回転界磁型 1 台 1920MVA	同左 同左 1540MVA	同左（仮定） 同左 1320MVA（仮定）

表 4.4.3(3)-11　超臨界圧軽水冷却高速増殖炉の評価結果

○：達成できているもの、　△：今後の R&D で達成できると考えられるもの、　×：見通しの立っていないもの

項　目	A. 経済性	B. 安全性	C. 構造健全性（含耐震性）	D. 製作建設性	E. 運転・保守補修性	開発課題
評価内容	ABWR を基本として、熱効率の改善が図られるので、ABWR 以上の経済性の向上が図れる可能性がある。	設計基準事象に対しては、基準を満たすことができる概念である。 設計基準外事象（BDBE）については、再臨界問題の点から、以下の検討が必要である。 △再臨界回避能力がある。 起因事象から炉心損傷に至るまでは、負のフィードバックを有する特性のため、LMFBR より時間的裕度があるが、出力密度の増加によって現行 LWR より厳しくなる場合があると考えられる。また、高速炉体系のため、炉心損傷が生じた後の反応度挿入の可能性はある。 したがって、この反応度挿入の結果が、現行 LWR の格納系への負荷に対してどの程度の増加要因になるのかを定量的に検討する必要がある。 ○溶融燃料の排出対策 各燃料集合体に設置されているクラスター型制御棒案内管を 1 本にまとめ、ナトリウム冷却炉と同様な排出パスを設けることは可能である。 △PAMR/PAHR 炉容器内での事象終息の必要は無いが、現行 LWR との差は評価する必要がある。 ○炉心損傷発生頻度が 10E-6/ry 未満となる見通しがある。	以下の 2 点以外は、現行軽水炉並と考えられる。 ・炉内構造物の腐食 火力プラントでは pH 調整にて対応してきたが、照射条件が加わる原子炉での適応性は確認する必要がある。 ・湿分分離加熱器 今回の検討で使用したヒートバランスは、非常に熱効率のよい湿分分離加熱器の開発が前提となっている。	現行軽水炉並と考えられる	以下の点以外は、現行軽水炉並と考えられる。 ・放射化腐食生成物のタービン系へ移行・蓄積 貫流型直接サイクルのため、炉内で生成する放射化腐食生成物はタービン系へ移行・蓄積する可能性がある。 放射線環境下での超臨界水の化学的挙動の把握及び原子炉条件に適した防食技術の確立が必要である。	・放射線環境下での超臨界水の化学的挙動の把握及び原子炉条件に適した防食技術の確立（C, E） ・臨界蒸気を用いた湿分分離加熱器の開発（A, C） ・BDBE に対する事故シーケンスの詳細評価及び、炉心損傷時の溶融物質移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討（A, B, C）
						さらなる経済性向上方策
						なし
評価		○安全要求を満足できる見通しがある。	○構造健全性については、開発課題はあるものの、基本的には問題はない。	○特に問題点はない。	○運転・保守補修性については、検討課題はあるものの、基本的に問題はない。	

表 4.4.3(3)-12　SCFBR の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）

	系統	各項目の増減	備考
1	原子炉系	-2.7%	• 気水分離器、蒸気乾燥器等削除 • 制御棒駆動系の水圧スクラム削除 • 制御棒駆動機構 77 本増加
2	原子炉冷却系	- 39.2%	• ＲＩＰ１０台の削除 • 主蒸気系 2 系列 • SRV 員数削減
3	工学的安全施設 （Ｒ／Ｂ除く）	-22.5%	• 格納容器径、高さの低減 • 高圧注水系削除 • 蓄圧タンク追加 • RCIC の削除
4	原子炉補助系	23.1%	• RHR の熱交容量の増加 • 補助給水系の追加
5	タービン系	8.2%	• タービン本体低減 • 給水系の軸動力増加
6	放射性廃棄物処理系	0%	• ＡＢＷＲと同一システム
7	電気設備	- 8.5%	• ＲＩＰ１０台の削除 • 所内系統の容量増加
8	計測制御装置	0%	• ＡＢＷＲと同一システム
9	発電所補助系	0%	• ＡＢＷＲと同一システム
１０	建築・構造物	- 10.4%	• 原子炉建屋の縮小 • タービン建屋の増大

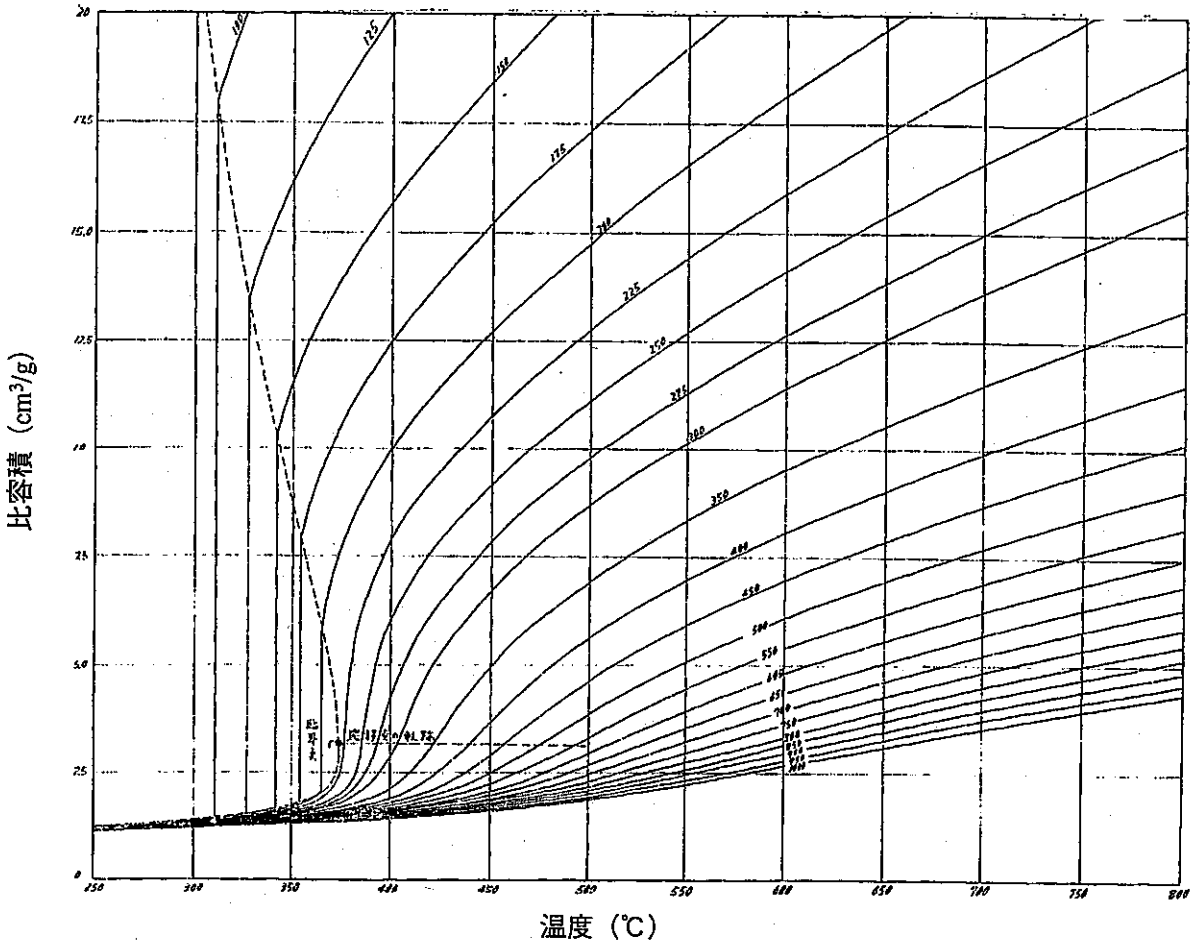


図4.4.3(3)-1　水と蒸気の比容積（参考文献[3]より）

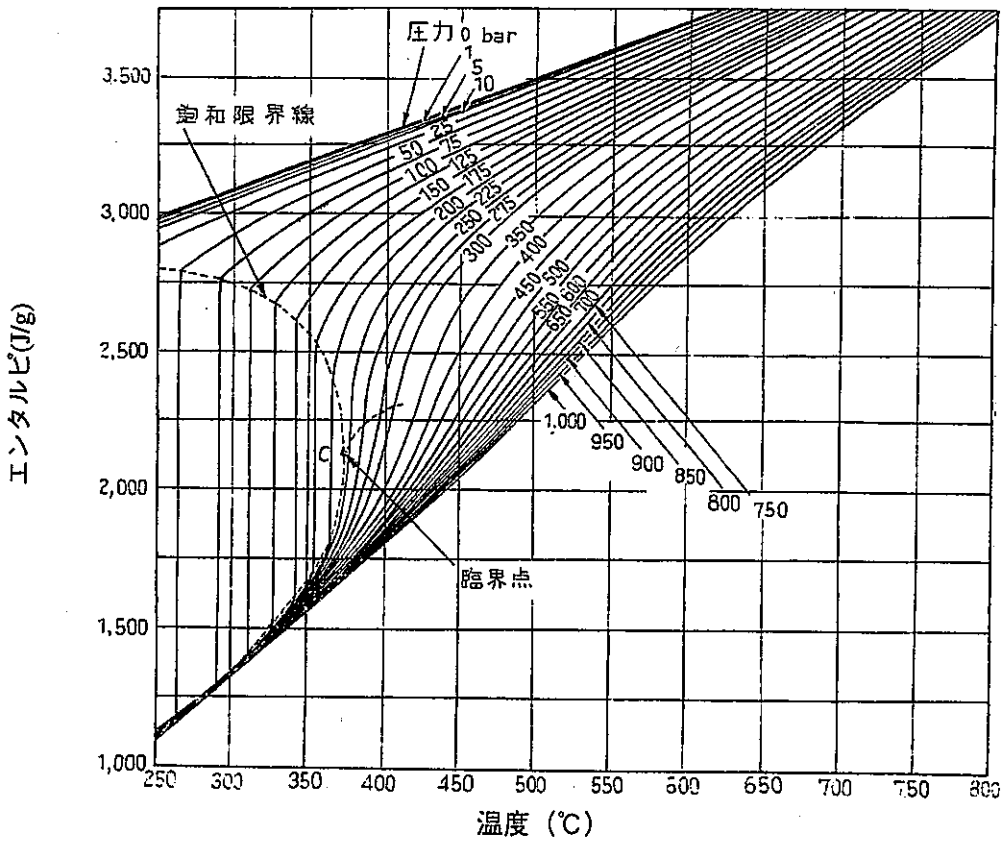


図4.4.3(3)-2　水と蒸気のエンタルピ（参考文献[3]より）

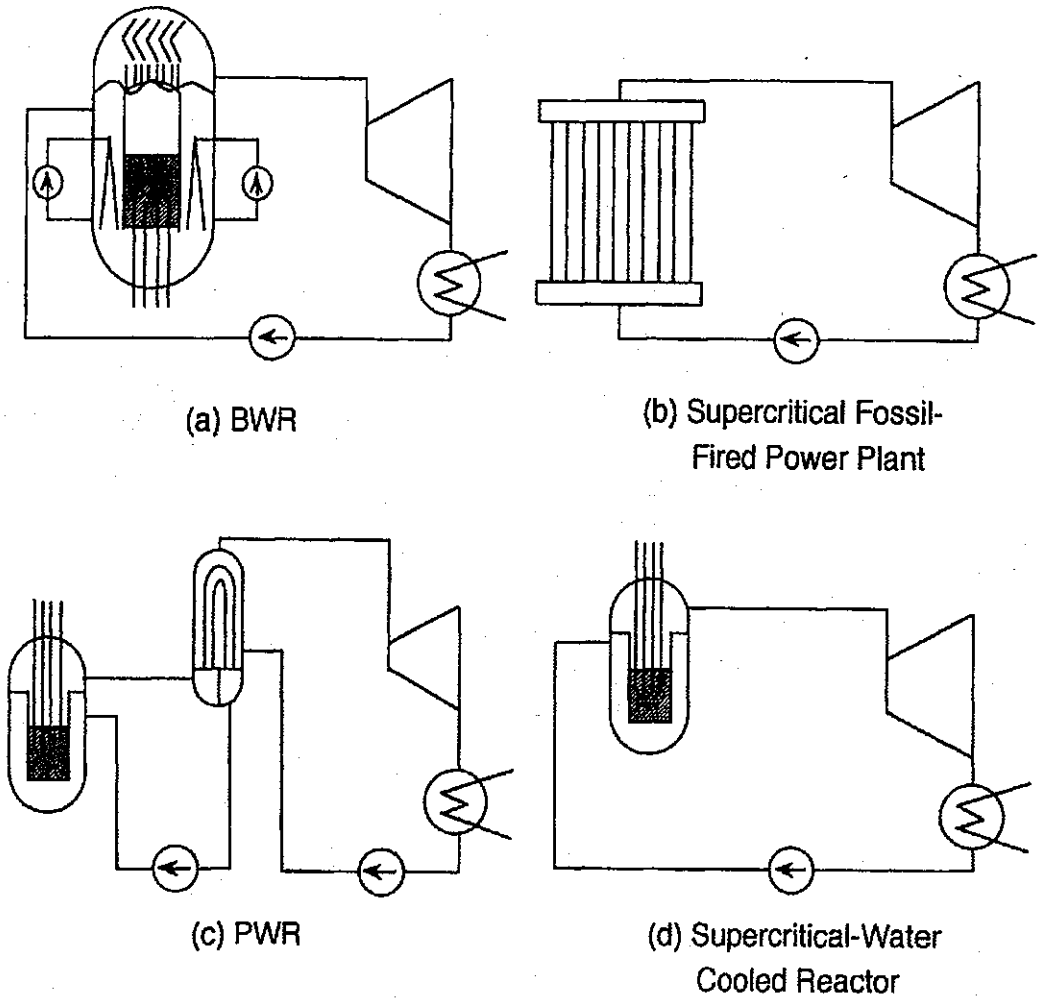


図4.4.3(3)-3　プラントシステムの比較（参考文献［1］）

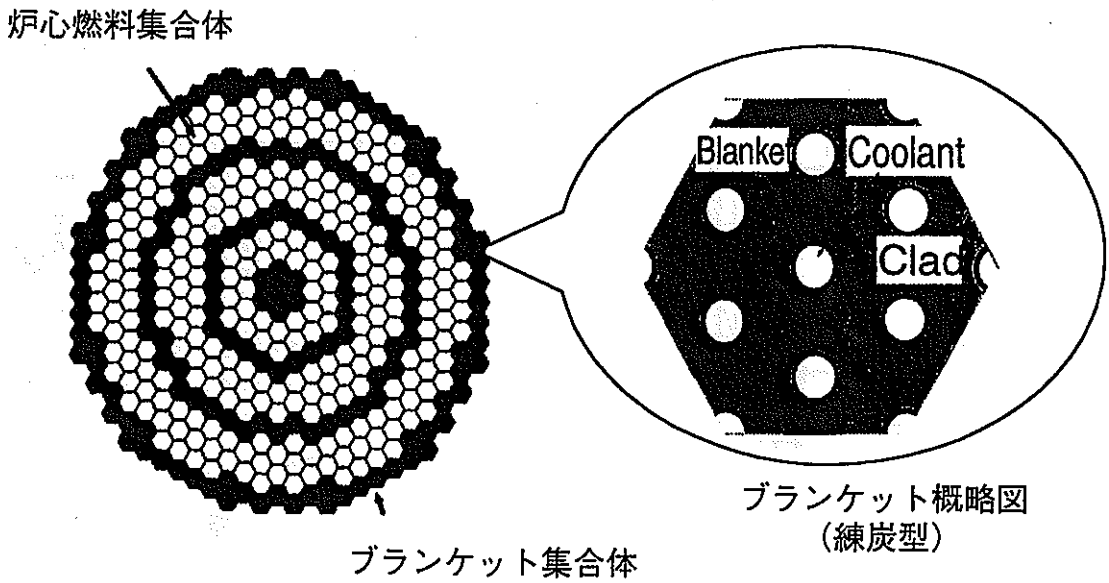


図4.4.3(3)-4　炉心構成図（参考文献［17］）

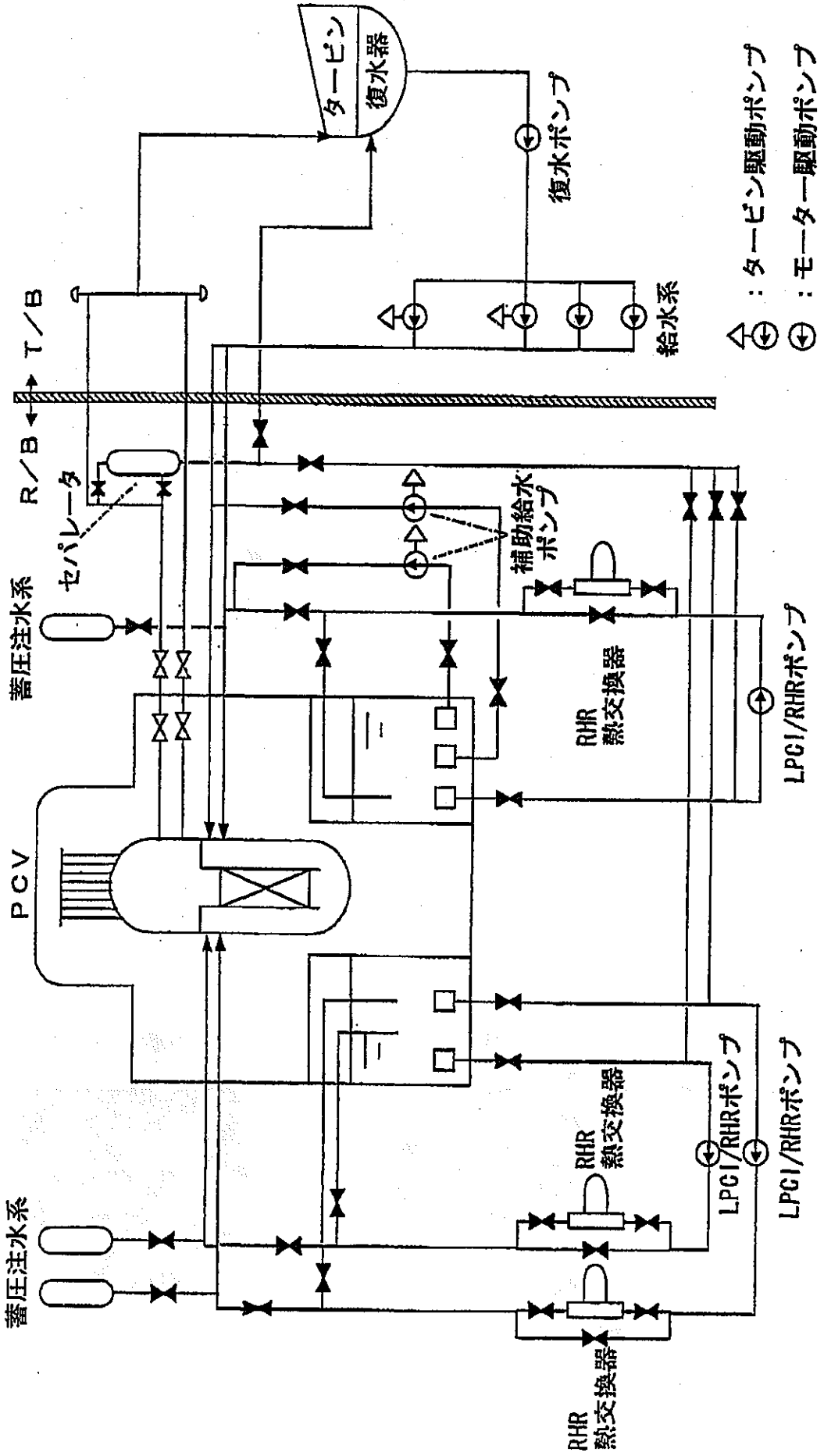


図4.4.3(3)-5　プラント概略系統図

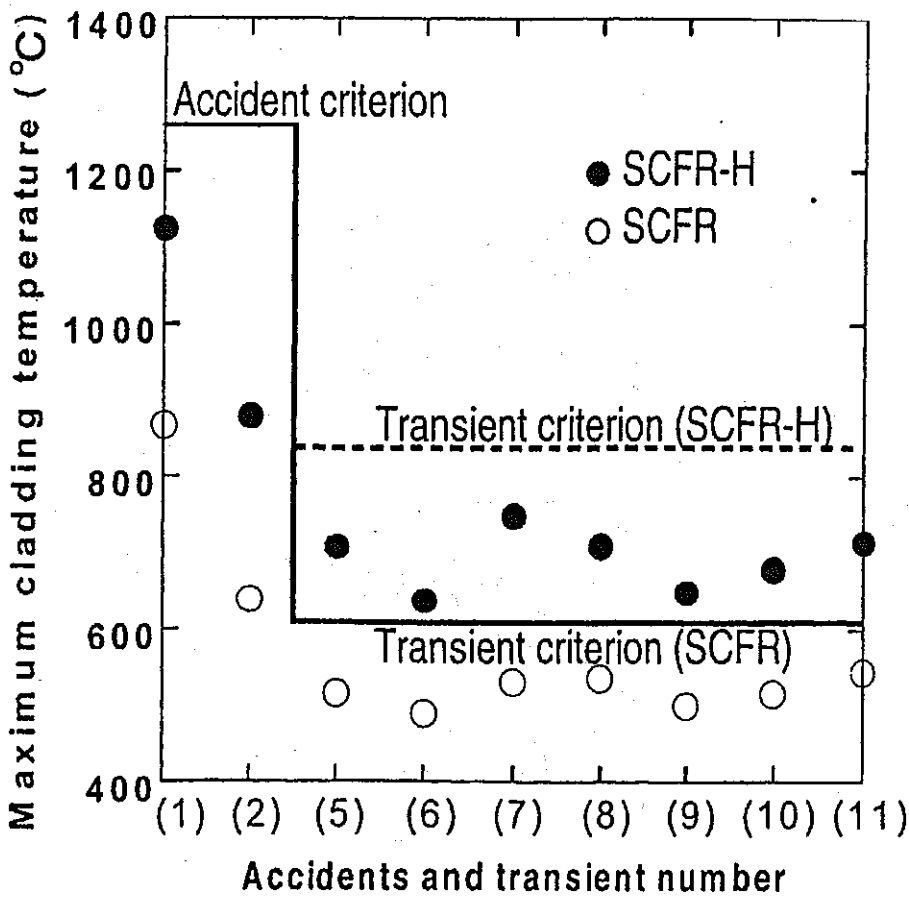


図4.4.3(3)-6　解析結果のまとめ-反応度事象以外-（参考文献［19,21］）

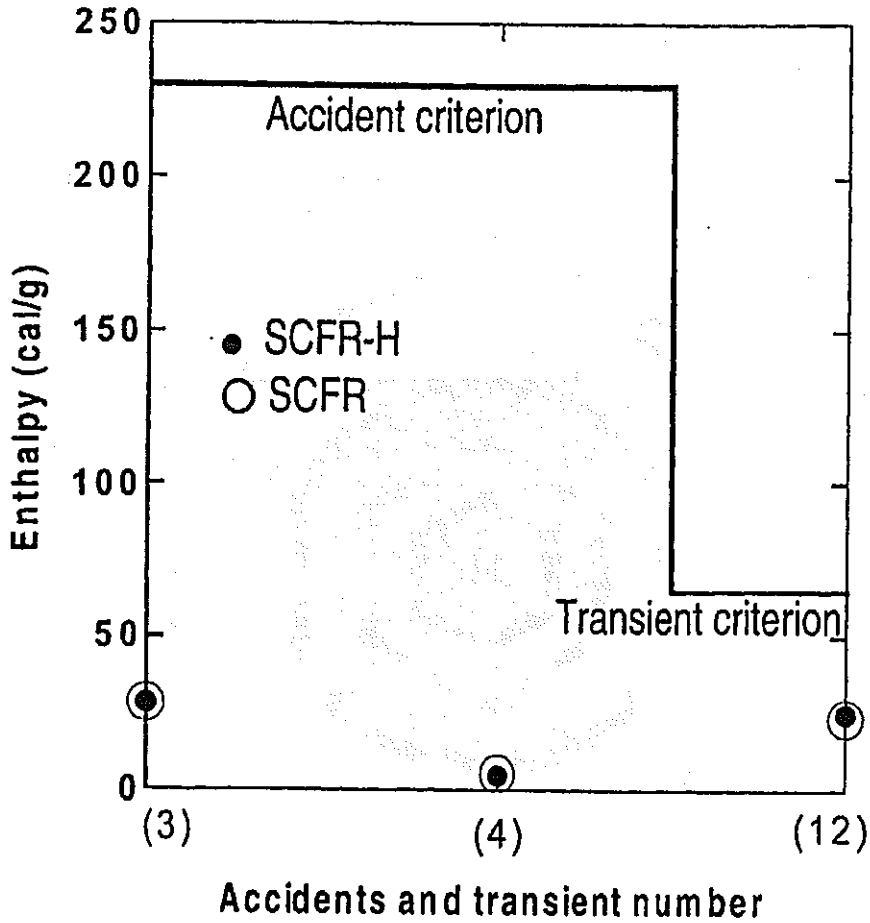


図4.4.3(3)-7　解析結果のまとめ-反応度事象-（参考文献［19.21］）

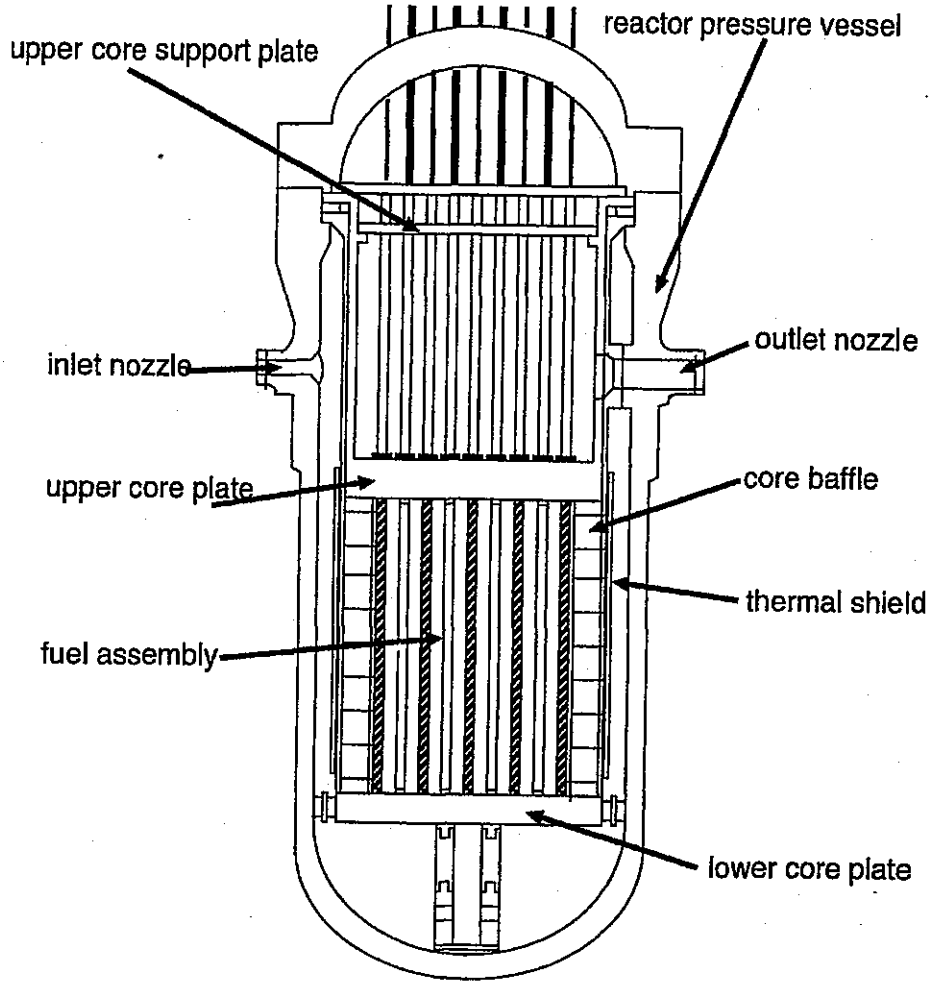


図4.4.3(3)-8　原子炉圧力容器垂直断面図（参考文献［16］）

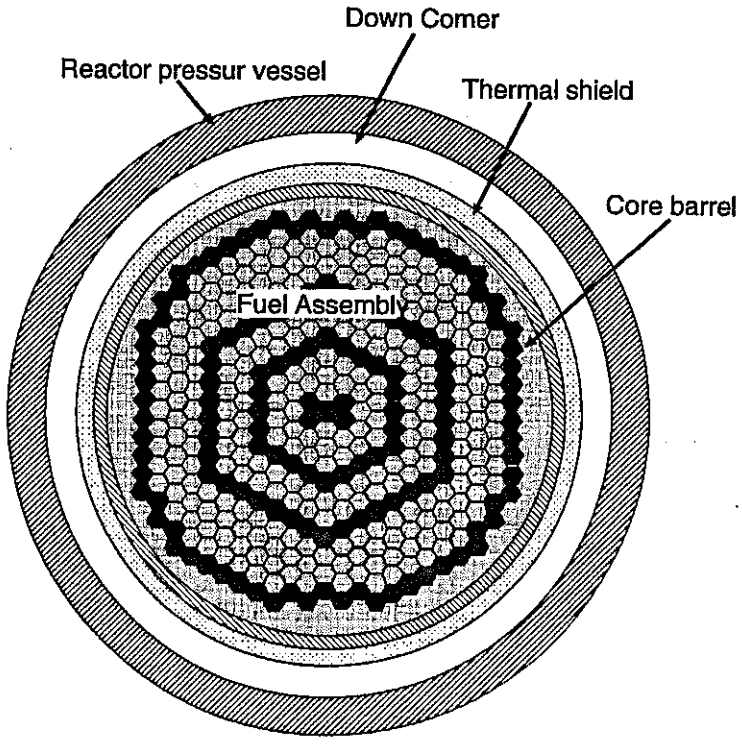


図4.4.3(3)-9　原子炉圧力容器水平断面図（参考文献［16］）

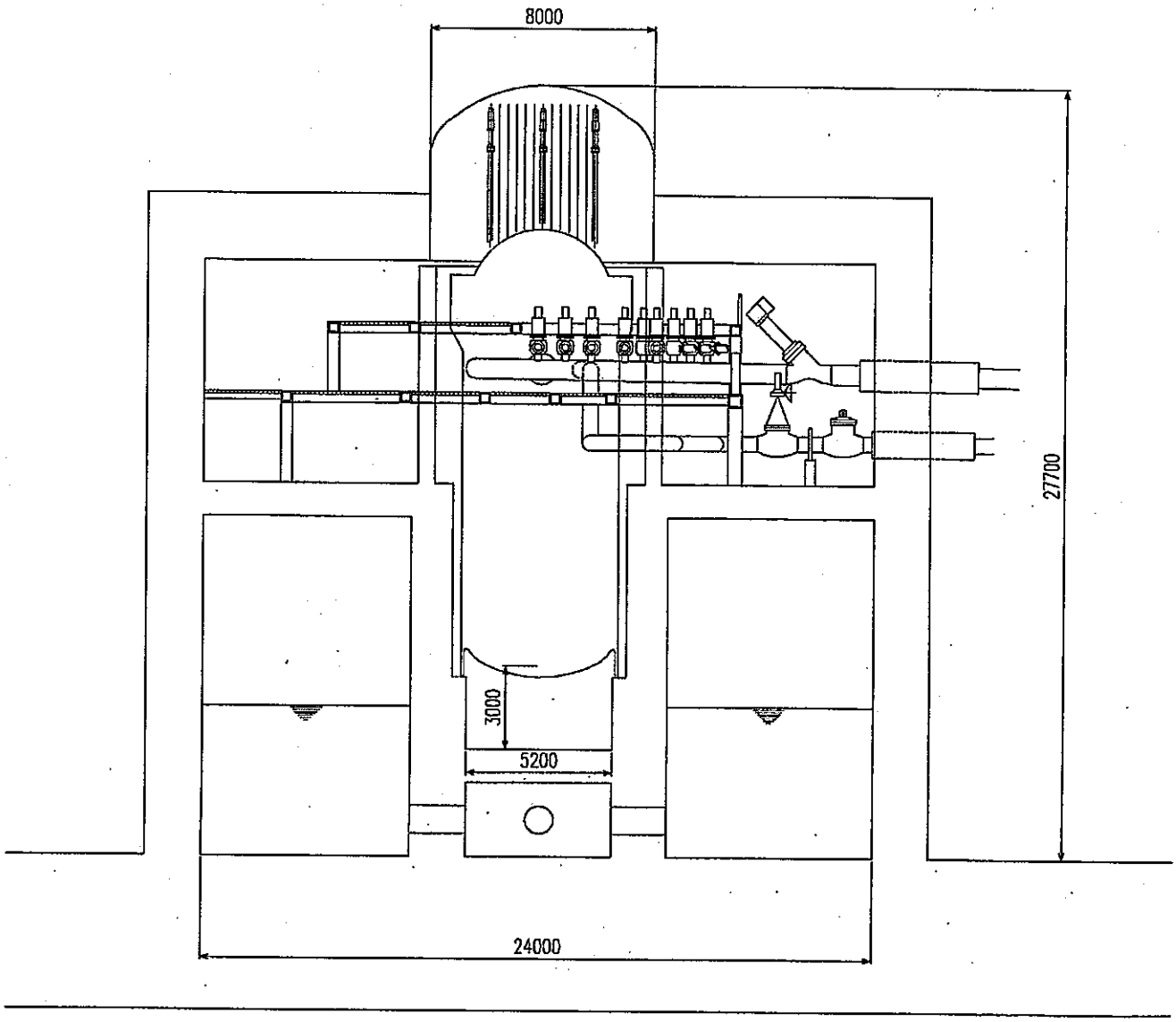


図4.4.3(3)-10　原子炉格納容器のサイジング

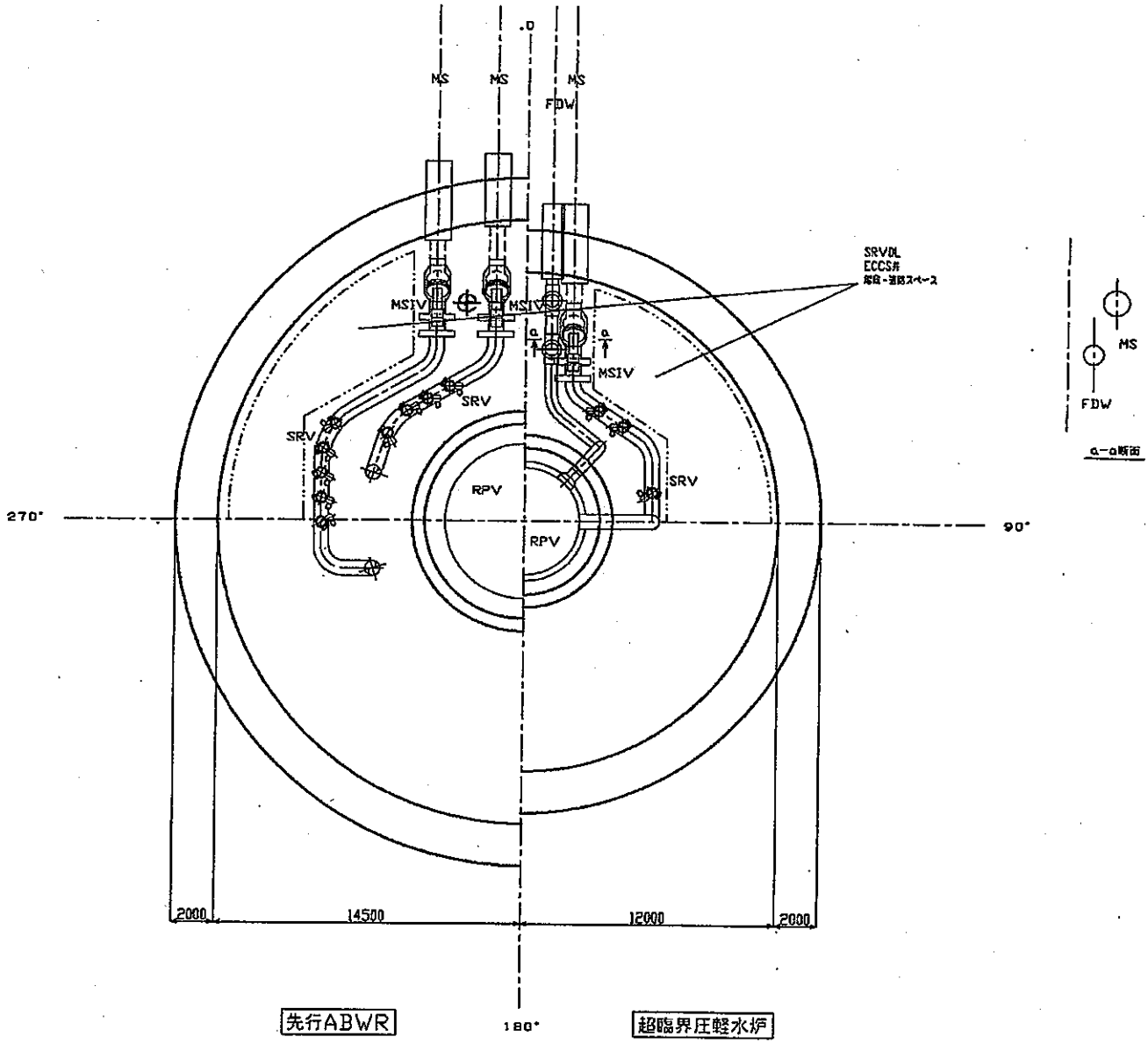
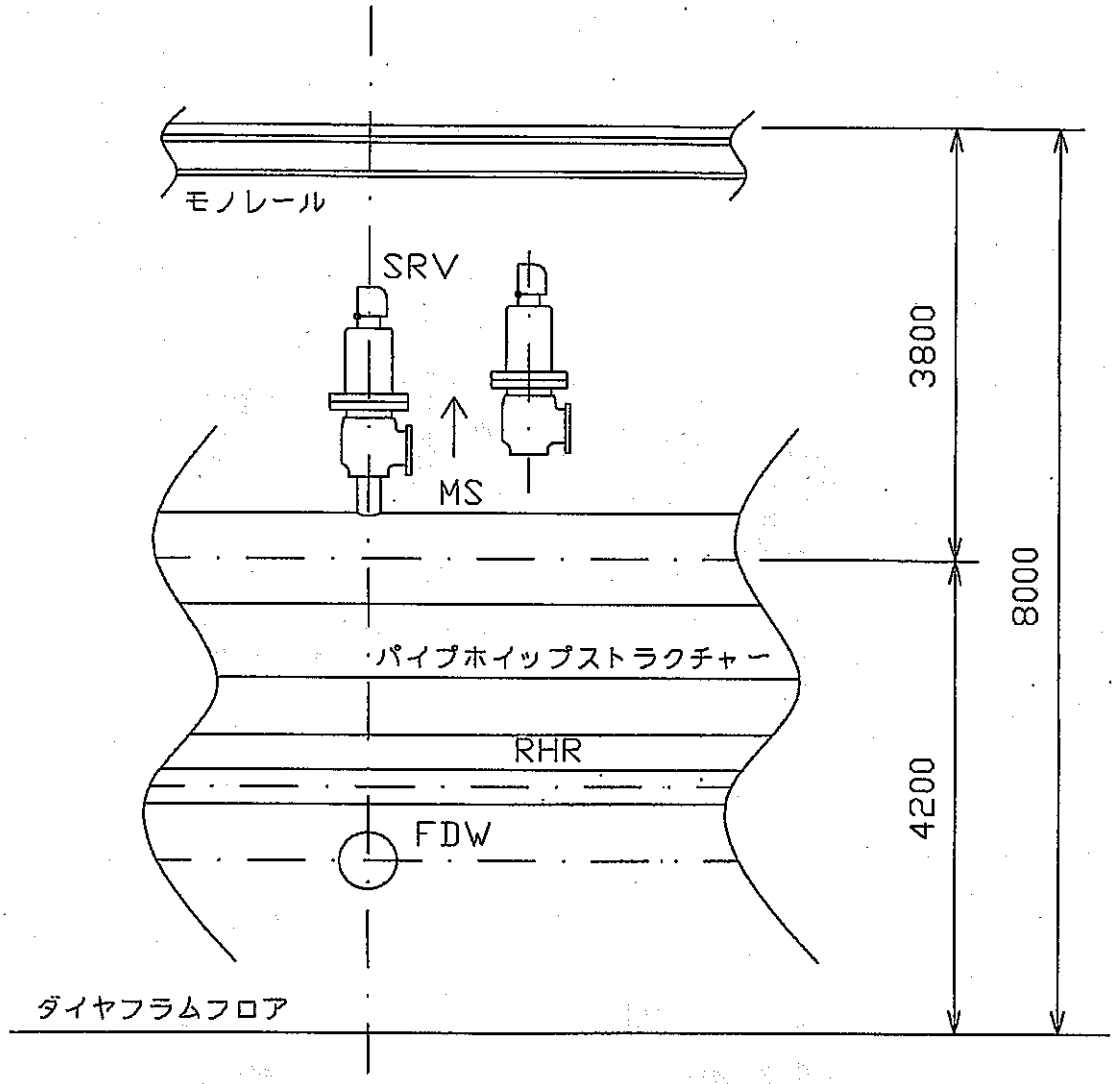


図4.4.3(3)-11　PCV径サイジング図



上図に示す如く、上部ドライウェル高さはSRVの搬出入スペースにより決定される。

SRVの搬出入方法

機器ハッチに近いSRVから順番に立てたままの状態で、搬出をおこなう。搬入は、搬出の場合と反対の手順となる。

図4.4.3(3)-12　上部ドライウェル高さの設定

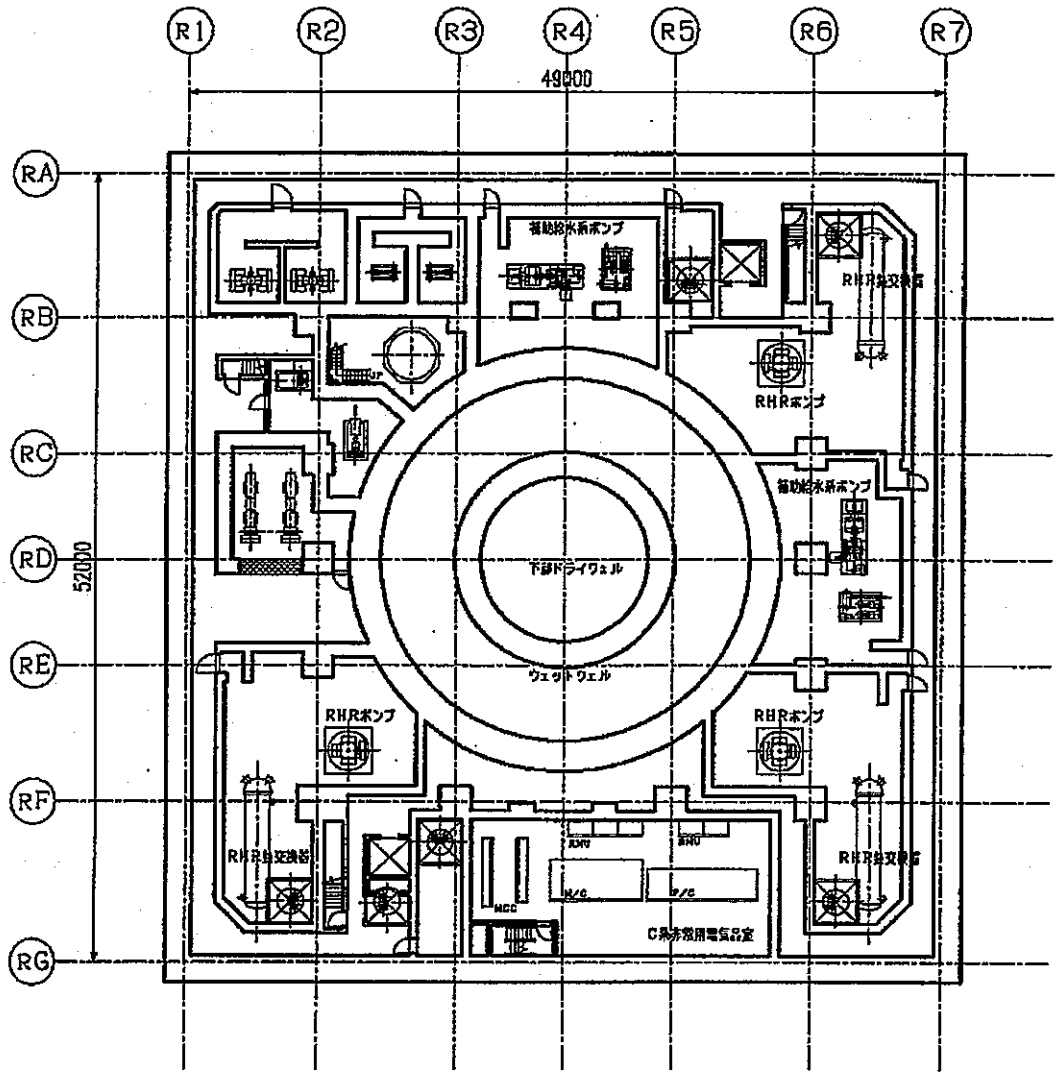


図4.4.3(3)-13　R/B配置図(1/4)（地下２階）

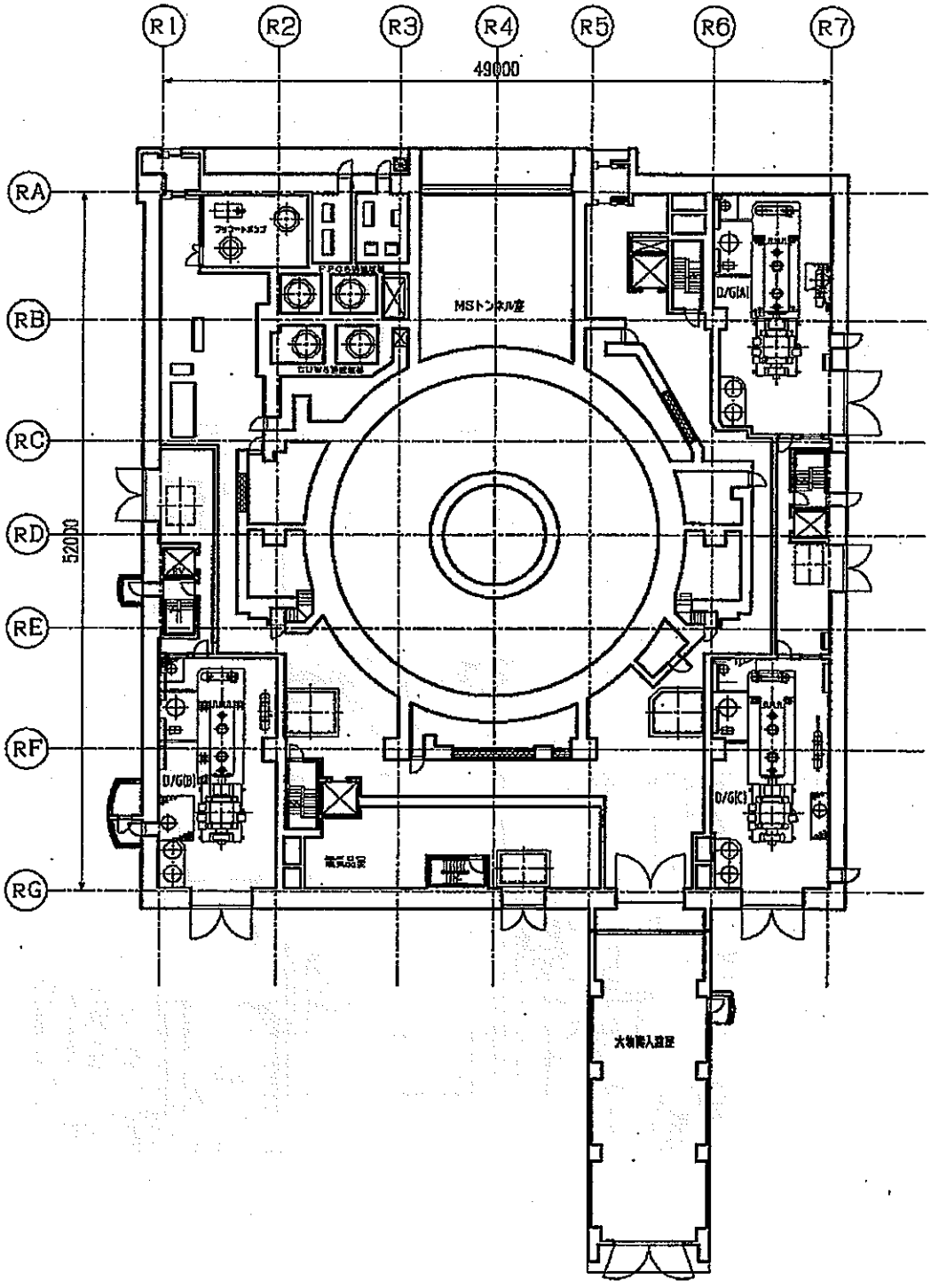


図4.4.3(3)-13　R/B配置図(2/4)（地上１階）

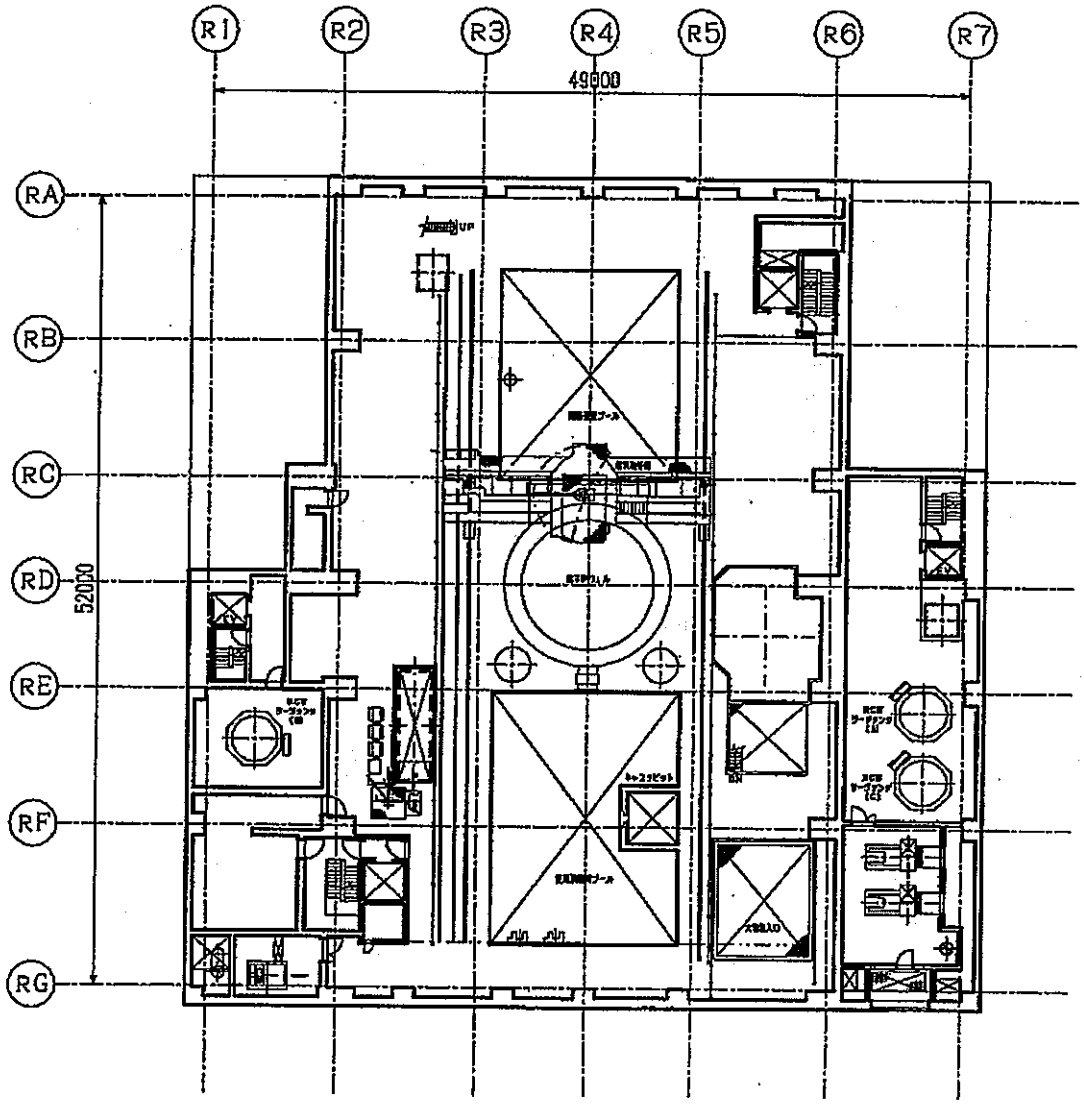


図4.4.3(3)-13　R/B配置図(3/4)（地上 4 階）

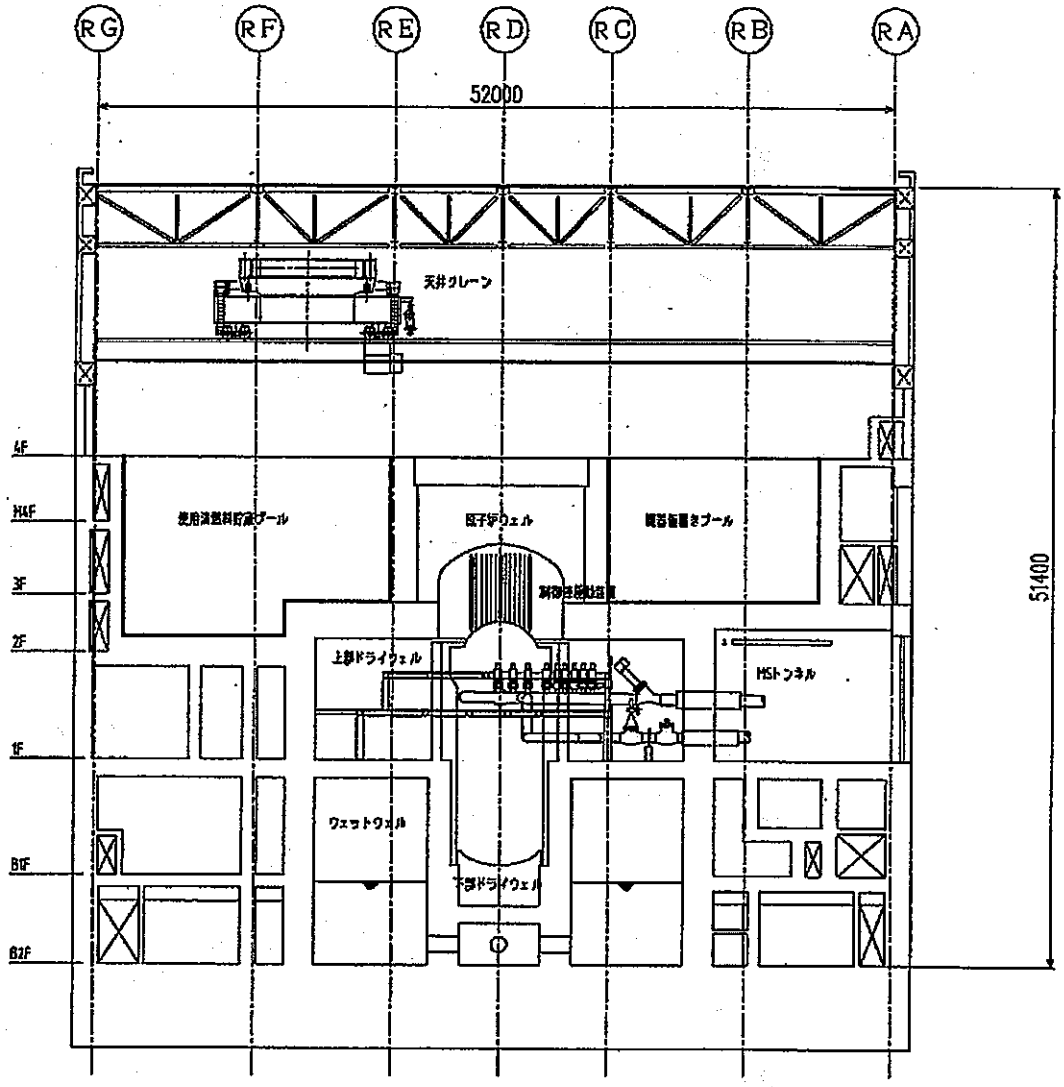


図4.4.3(3)-13　R/B配置図(4/4)（立面図）

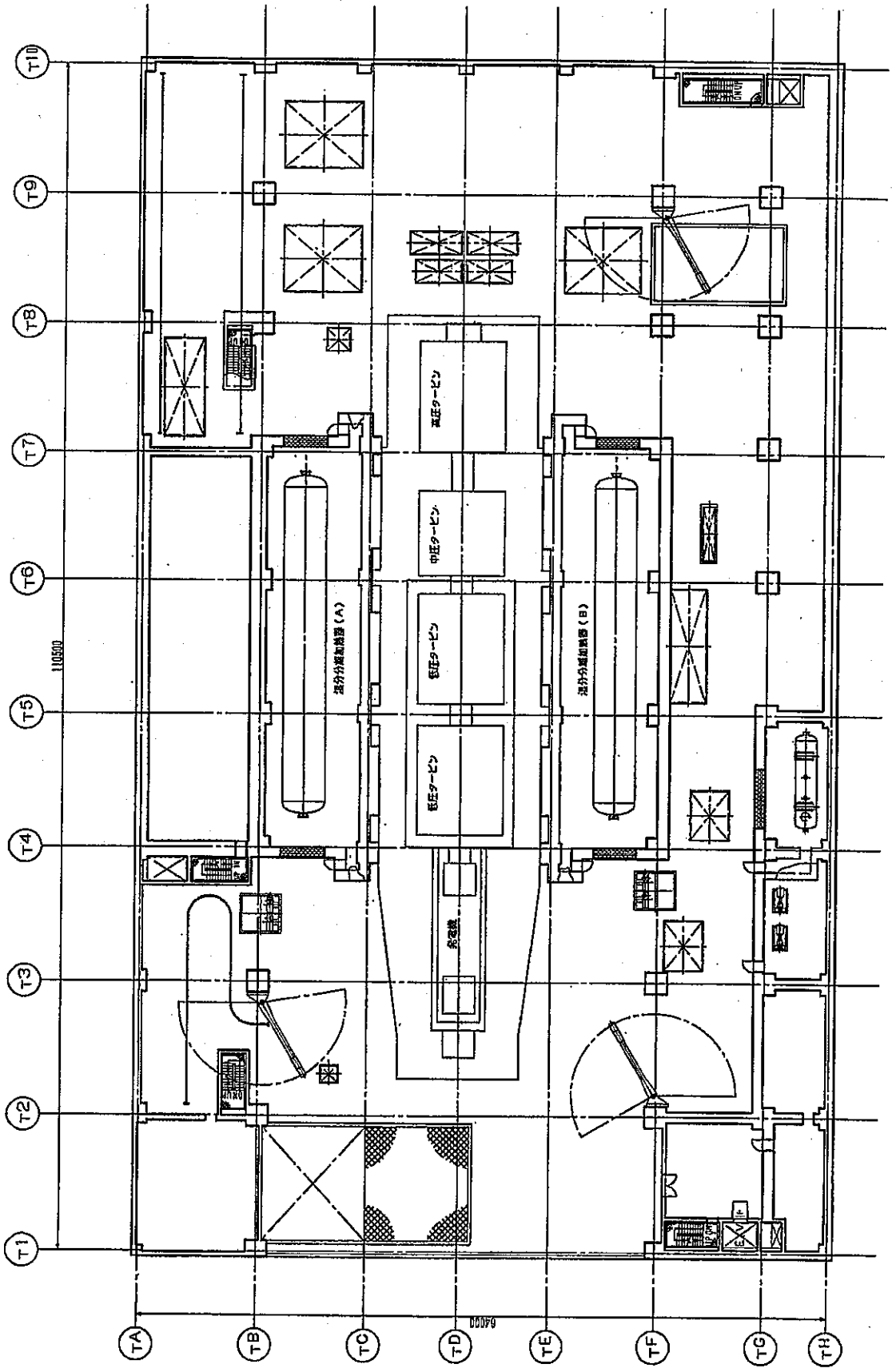


図4.4.3(3)-14　T/B配置概念図(1/3)（地上２階）

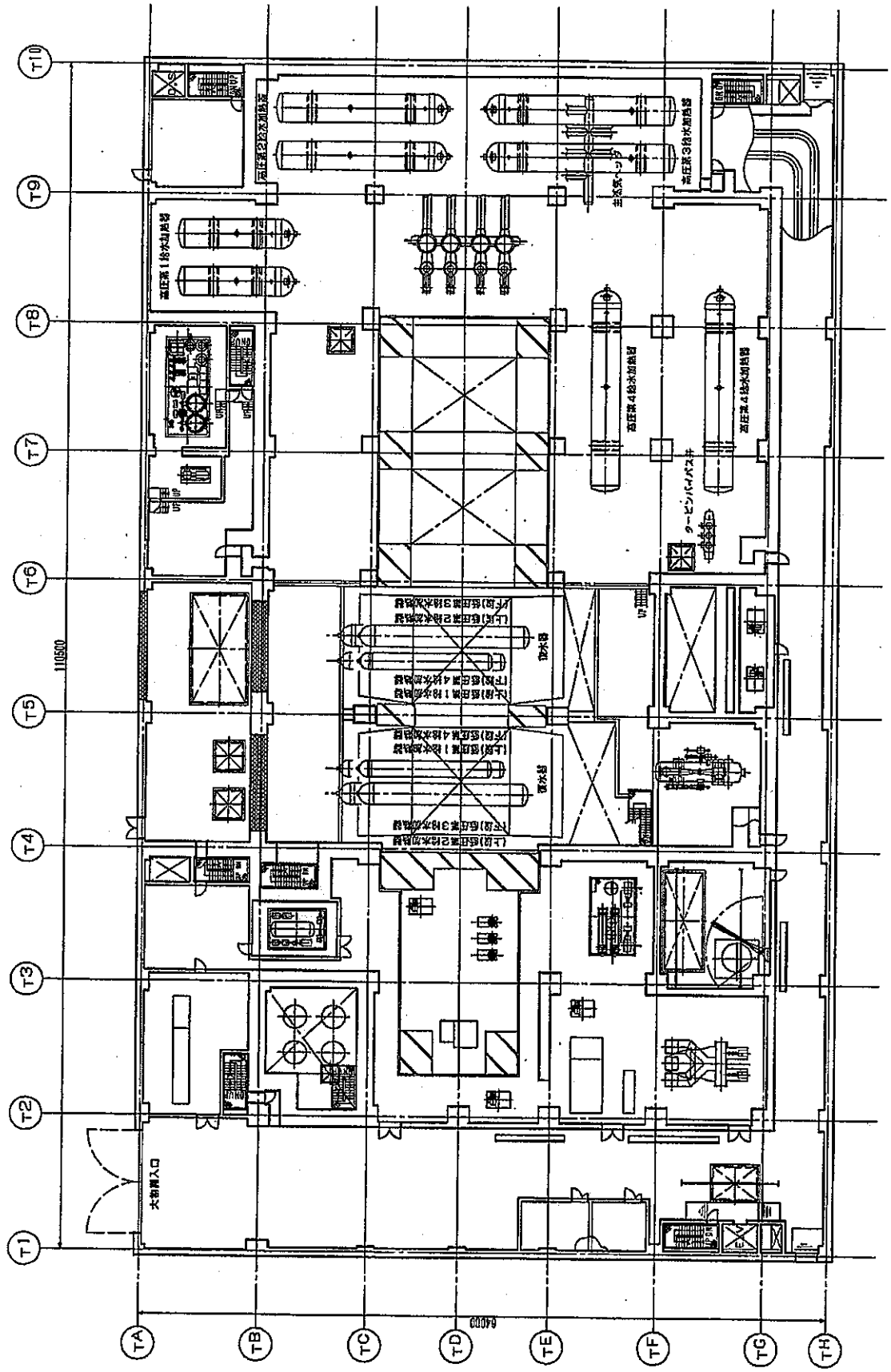
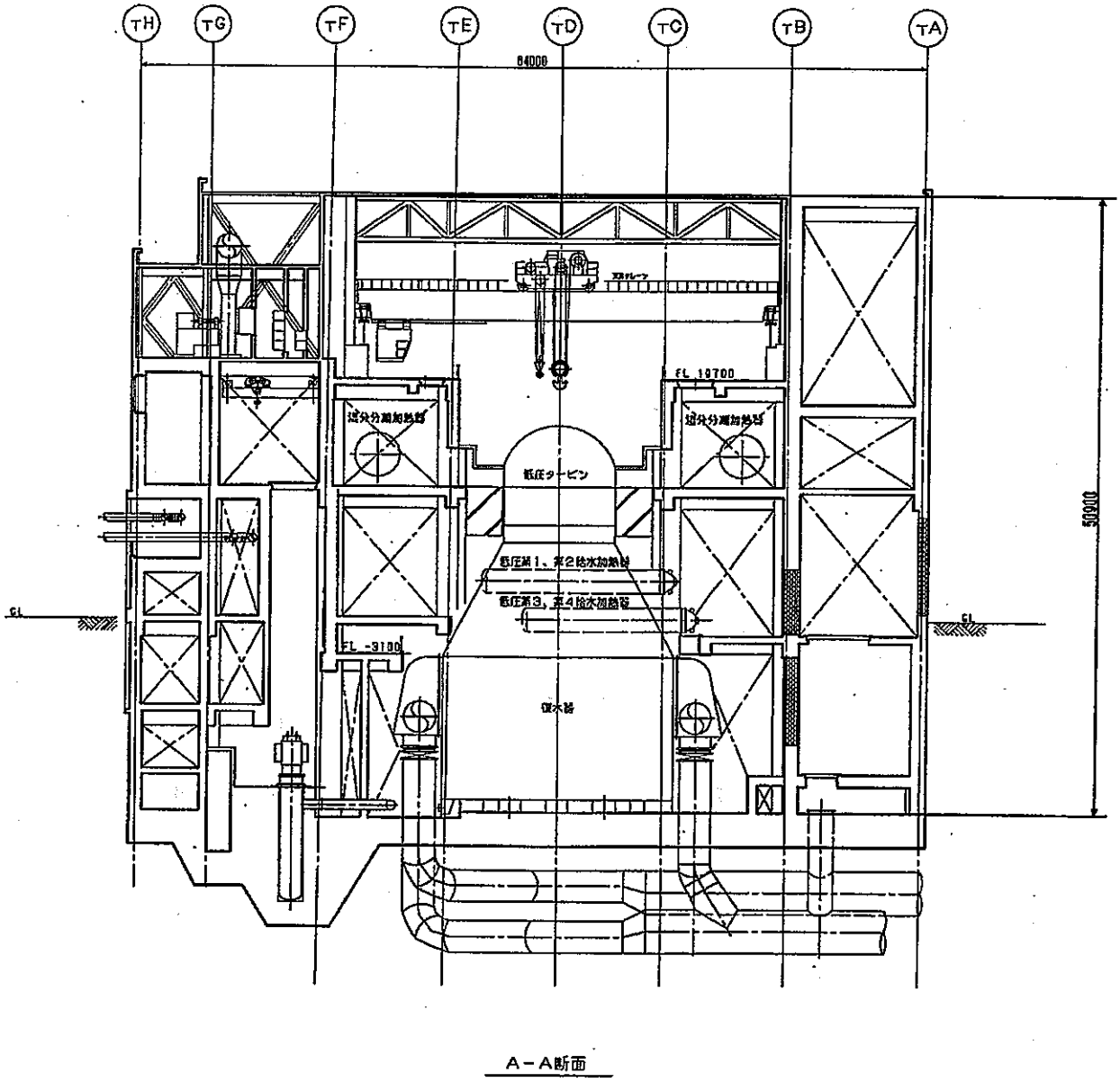


図4.4.3(3)-14　T/B配置概念図(2/3)（地上１階）



A－A断面

図4.4.3(3)-14　T/B配置概念図(3/3)（立断面）

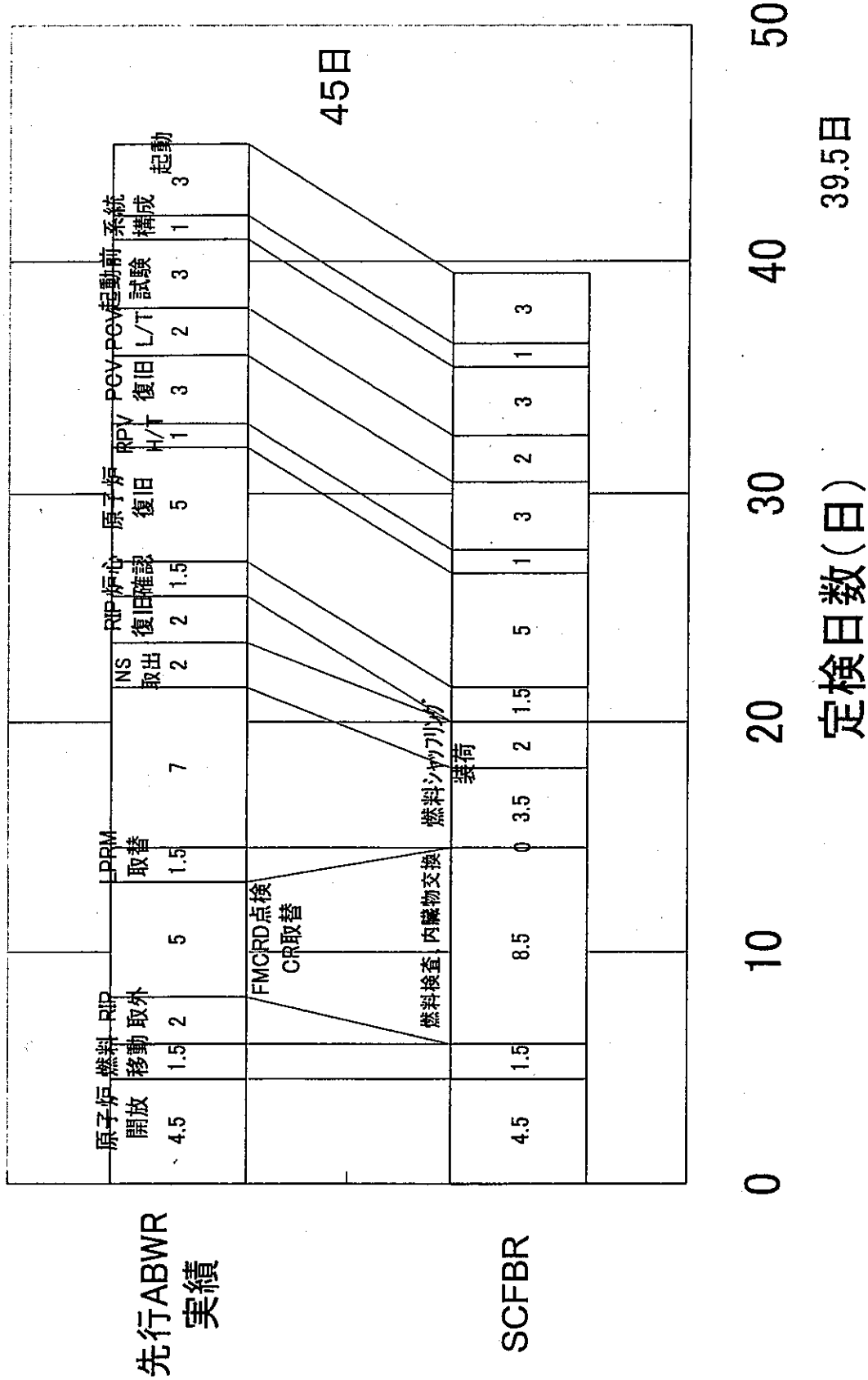


図4.4.3(3)-15　SCFBRの定期検査工程線図

参考文献

1 Y. Oka, 'Physics of Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors', Frederic Joint Summer School, CEA, Cadarache, France, Aug. 17-26, 1998 (FJSS' 98).

2 Y. OKA and S. KOSHIZUKA, "Design concept of One-Through Cycle Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors", The First International Symposium on Supercritical Water-cooled Reactors, Design and Technology [SRC-2000], November 6 - 9, 2000, Tokyo, Japan.

3 谷下 市松、「蒸気の性質」、火力発電, Vol.16, No.11, p.3-19（1965 年）.

4 Y. Oka, "Review of High Temperature Water and Steam Cooled Reactor Concepts", The First International Symposium on Supercritical Water-cooled Reactors, Design and Technology [SRC-2000], November 6 - 9, 2000, Tokyo, Japan.

5 岡野 靖「二重管水減速棒を用いた超臨界圧軽水炉の概念設計」、PhD thesis、東京大学（1997 年）.

6 宮岡 貞隆「超臨界ユニットの現状とその経済性」、火力発電, Vol.16, No.11, p.20-34（1965 年）.

7 岡野 茂男「姫路第二発電所第４号機タービンの計画の概要と特徴」火力発電, Vol.16, No.11, p.66-81（1965 年）.

8 小田 四知郎「姉崎火力発電所 600MW ユニットの工事計画」、火力発電, Vol.16, No.11, p.35-50（1965 年）.

9 沖田 信雄「高温高圧蒸気サイクルの最近の技術進歩」、火力原子力発電, Vol.51, No.5, p.1-8（2000 年）.

10 三室 弘、他「川越火力発電所１号機超々臨界圧タービンの計画概要と運転実績」、火力発電, Vol.41, No.5 p.45-55（1990 年）.

11 宮下 克彦、他「橘湾火力発電所第１号ボイラ（1050MW）の計画概要」、火力発電, Vol.48, No.4, p.64-70（1997 年）.

12 土橋 和夫、他「高温超臨界圧軽水減速冷却炉心の概念設計」、日本原子力学会、1997 秋の大会予稿集、F8.

13 K. Dobashi, et al, 'Conceptual Design of a High Temperature Power Reactor Cooled and Moderated by Supercritical Light Water', Proc. of 6th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-6), May 10-15, 1998.

14 野村 克也、他「超臨界圧軽水冷却高速炉の高出力炉心の設計」、日本原子力学会、1999 年秋の大会予稿集、E44.

15 T. Mukohara, et al., 'Core Design of a High-Temperature Fast Reactor Cooled by Supercritical Light Water', Annals of Nuclear Energy 26, p.123-1436 (1999).

16 越塚 誠一「超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の検討」、JNC TJ9400 2000-011（2000 年）.

17 石渡 祐樹、他「超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性の研究」、日本原子力学会、2000 年秋の大会予稿集、H23.

18 S. Koshizuka et al., 'Numerical analysis of deterioration phenomena in heat transfer to supercritical water', Int. J. Heat and Mass Transfer, vol. 38, p. 3077-3084 (1995).

19 木藤 和明「超臨界圧軽水冷却炉の安全解析」、PhD thesis、東京大学（1998 年）.

20 K. Kitoh, et. al., 'Refinement of Transient Criteria and Safty Analysis for a High Temperature Reactor by Supercritical Water', Proc. of 7th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-7), Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.

21 木藤 和明、他「超臨界圧軽水炉における過渡事象判断基準の高度化と安全解析」、UTNL-R-0391、新型炉研究会第 9 回報告書（2000 年）

22 F. D. Coffman.Jr, NUREG-0065, U.S. Nuclear Regulatory Commission (1976).

23 J. H. Lee, et al., 'Development of a LOCA Analysis Code for the Surpercritical-Pressure Light Water Reactors', Ann. Nucl. Energy, Vol. 25, No. 16, pp. 1314 - 1361, 1998.

24 S. Tanaka, et al., 'Core Design of Supercritical-Pressure Light Water Reactor', Proc. of 4th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-4), New Orleans, LA, 1996.

25 S. Tanaka, et al., 'Plant Concept of Supercritical Pressure Light Water Reactor', Proc. of 5th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICON-5), Nice, France, May 26-30, 1997.

26 J. H. Lee, et al., 'Safety System Consideration of a Supercritical-Water Cooled Fast Reactor with Simplified PSA', Reliability Engineering and System Safety 64 (1999).

27 河内 武雄「知多火力発電所 500MW 超臨界圧プラントのボイラを中心とした計画」、火力発電, Vol.16, No.11, p.51-65（1965 年）

28 坪谷 久男、他「火力発電所の水質管理」、火力原子力発電, Vol.43, No.10, p.128-185（1992 年）.

29 水野 孝之「超臨界水の物性と活用」、材料と環境、vol.47、No.5（1998 年）.

30 和田 功、他「発電プラントの腐食とその防止 Ⅳ.ボイラーの水側腐食と対策」、火力原子力発電, Vol.47, No.7, p.71-82（1996 年）.

31 斉藤 功夫「超臨界流体利用技術の現状と安全対策」、高圧ガス、vol.36、No.9（1999 年）.

32 鈴木 明、中村 忠「超臨界水の応用技術」、造水技術、vol.24 No.1（1998 年）.

33 技術情報協会「超臨界流体プロセスの実用化」（2000 年）.

34 中塚 亨、他「超臨界圧軽水冷却炉の制御と起動」、UNTL-R-0391、新型炉研究会（第 9 回）報告書（2000 年）.

4.4.4水冷却増殖炉の導入シナリオの検討

実用化戦略調査研究において設定した「高速増殖炉の概念検討における設計要求」では、増殖比について1.2程度を目標とし、増殖比が1.2を満たさない場合にはそのシステムに整合しうる導入シナリオを合わせて提示することとしている。検討した水冷却型高速増殖炉の増殖比は、高除染燃料を使用した場合において、1.05～1.07 程度と上記要求を満たしていないことから、導入シナリオについて検討した。

今年度水冷却増殖炉として検討対象とした炉型は、高転換比 BWR 型炉、高転換比 PWR 型炉及び超臨界圧水冷却高速増殖炉と3種類あるが、シナリオ検討上重要である 1)増殖比、2)炉心のプルトニウム装荷量等については3炉型で大きな差異がないことから、最も検討の進んでいる高転換比 BWR 型炉の炉心特性データを用いて検討を行った。評価に用いた高転換比 BWR 型炉の炉特性データを表 4.4.4-1 に示す。なお、評価に際しては、軽水炉やナトリウム炉との区別を図るため「水冷却増殖炉」という表現を用いる。

諸量評価は、図 4.4.4-1 に示す電力需要が低位、高位それぞれの場合について、

1)水冷却増殖炉のみを導入する場合
2)水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、水冷却増殖炉を主体的に、ナトリウム冷却炉を補完的に使う場合
3) 水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、ナトリウム冷却炉主体的に、水冷却炉を補完的に使う場合

の合計6種類について行った。

(1)水冷却増殖炉のみを導入する場合

電力需要が高位及び低位の場合について、水炉のみを導入した場合の各諸量の推移を図 4.4.4(1)-1、2 に示す。表 4.4.4-1 に示したように、水冷却増殖炉は炉心に装荷されるプルトニウムが、ナトリウム冷却炉に比べて3倍程度多いことに特徴がある。水冷却炉の導入速さは、1)炉心のプルトニウム装荷量が多いこと、2)増殖比が低いこと、から制限されるため、現行軽水炉が水冷却増殖炉と完全に置換されるのは、2200 年頃となる。したがって、天然ウランの使用量はそのころまで増加し続け、その使用量は、電力需要が低位の場合でウランの究極資源量の 6%程度、高位の場合で 10%程度となる。また、炉心のプルトニウム装荷量が多いことから、発電量当たりの再処理量が多いことも特徴である。

(2)水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、水冷却増殖炉を主体的に、ナトリウム冷却炉を補完的に使う場合水冷却増殖炉を主体

的にナトリウム冷却炉を補完的とは、水冷却増殖炉を先行導入すると共に継続的に使用し、高い増殖比が必要となる時期のみナトリウム冷却増殖炉を導入するという意味である。実際のシナリオとしてはこの様なシナリオとなることはあり得ず、本シナリオと後の(3)で述べるシナリオの中間的なシナリオが現実的と考える。

各諸量の推移を図 4.4.4(2)-1、2 に示す。高増殖比で、炉心に装荷されるプルトニウム量が少ない特徴を有するナトリウム冷却炉を用いることによって、増殖炉の導入速さは上げることができ、(1)節の場合より軽水炉と増殖炉との置換を早期に完了することが可能である。電力需要が低位の場合で 2130 年頃、高位の場合で 2100 年程度に現行軽水炉と増殖炉との置換が終了する。したがって、天然ウランの使用量を(1)の場合より低く押さえることができ、天然ウランの使用量を電力需要が低位の場合、高位の場合とも約 5%程度に抑えることが可能である。このシナリオでは、水冷却炉を主体的に用いるため、再処理量は(1)のシナリオとほぼ同程度となる。

(3)水冷却増殖炉、ナトリウム冷却増殖炉を併用し、ナトリウム冷却炉主体的に、水冷却炉を補完的に使う場合

ナトリウム冷却炉主体的に、水冷却炉を補完的に使う場合とは、水冷却増殖炉をナトリウム冷却炉より早期に導入し、ナトリウム冷却炉が本格導入された後には、水冷却増殖炉を新規導入しないというシナリオである。電力需要が一定域に入った場合には、高い増殖比は必要となくなるため、その時期においては増殖比を低くしたナトリウム冷却炉を使用することを想定した。また、このシナリオにおいては、電力需要が低位の場合にはナトリウム冷却炉の導入時期を 2070 年頃、高位の場合には 2040 年頃と仮定した。

各諸量の推移を図 4.4.4(3)-1、2 に示す。このシナリオでは、増殖炉の導入速さは(2)と同程度であるため、増殖炉と軽水炉の置換が完了するのは(2)とほぼ同時期となり、電力需要の低位、高位によらず、天然ウランの使用量を究極資源量の 5%程度に抑えることが可能である。このシナリオでは、炉心へのプルトニウム装荷量が少ないナトリウム炉を主体的に用いるため、発電量当たりの再処理量は(2)の場合より小さく押さえることができる。

表 4.4.4-1　シナリオ評価に用いた増殖炉の炉特性データ

		水冷却増殖炉		ナトリウム冷却増殖炉		
電気出力	[MWe]	1000		1000		
熱効率	[%]	22.6(炉心部)				
比出力	[MWt/t]	34.5				
燃焼度	[MWd/t]	45000（炉心部）		146000		
燃料炉内滞在時間	[年]	6.84		6.78（炉心部）		
増殖比/転換比		瞬間転換比 1.10（Puf 転換比 1.06）		1.19		
バッチ数		4.53		5（炉心）、3（径ブラ）		
原子炉耐用年数	[年]	60		60		
設備利用率	[%]	80.0		80		
		炉心	軸ブラ	炉心	軸ブラ	径ブラ
初装荷燃料						
重金属	[t]	107.88	84.10	29.962	24.348	12.378
ウラン	[t]	88.98	84.10	24.469	24.348	12.378
プルトニウム	[t]	18.71	0.00	5.492	0.000	0.000
分裂性プルトニウム	[t]	10.87	0.00	3.570	0.000	0.000
ウラン濃縮度	[t]	0.20	0.00	0.30	0.30	0.30
MA	[t]	0.19	0.00	-	-	-
平衡装荷燃料						
重金属	[t/年]	15.82	12.33	4.419	3.590	3.043
ウラン	[t/年]	13.01	12.33	3.609	0.590	3.043
プルトニウム	[t/年]	2.77	0.00	0.810	0.000	0.000
分裂性プルトニウム	[t/年]	1.61	0.00	0.528	0.000	0.000
ウラン濃縮度	[%]	0.20	0.20	0.30	0.30	0.30
MA	[t/年]	0.03	0.00	-	-	-
初期取出燃料						
重金属	[t/年]	15.08	12.19	4.124	3.576	3.039
ウラン	[t/年]	12.32	11.94	3.352	3.496	3.008
プルトニウム	[t/年]	2.68	0.25	0.772	0.079	0.030
分裂性プルトニウム	[t/年]	1.51	0.22	0.487	0.075	0.029
ウラン濃縮度	[%]	0.11	0.11	0.20	0.24	0.28
MA	[t/年]	0.09	0.00	-	-	-
平衡取出燃料						
重金属	[t/年]	15.08	12.19	3.718	3.528	3.031
ウラン	[t/年]	12.32	11.94	2.994	3.340	2.965
プルトニウム	[t/年]	2.68	0.25	0.724	0.188	0.066
分裂性プルトニウム	[t/年]	1.51	0.22	0.439	0.171	0.064
ウラン濃縮度	[%]	0.11	0.11	0.09	0.19	0.25
MA	[t/年]	0.09	0.00	-	-	-
廃止措置時取出燃料						
重金属	[t/年]	103.18	83.36	27.032	24.143	12.348
ウラン	[t/年]	84.27	81.65	21.905	23.347	12.167
プルトニウム	[t/年]	18.30	1.70	5.127	0.796	0.182
分裂性プルトニウム	[t/年]	10.34	1.52	3.190	0.742	0.176
ウラン濃縮度	[%]	0.11	0.11	0.16	0.22	0.27
MA	[t/年]	0.61	0.00	-	-	-

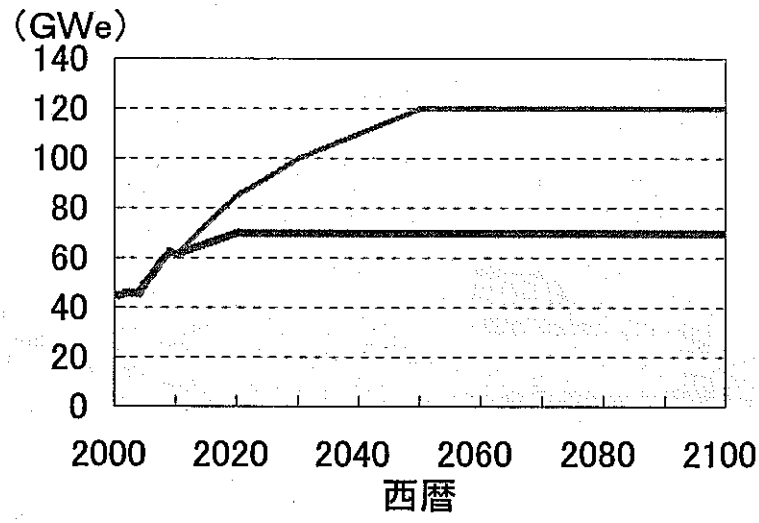


図 4.4.4-1　原子力発電容量の推定値

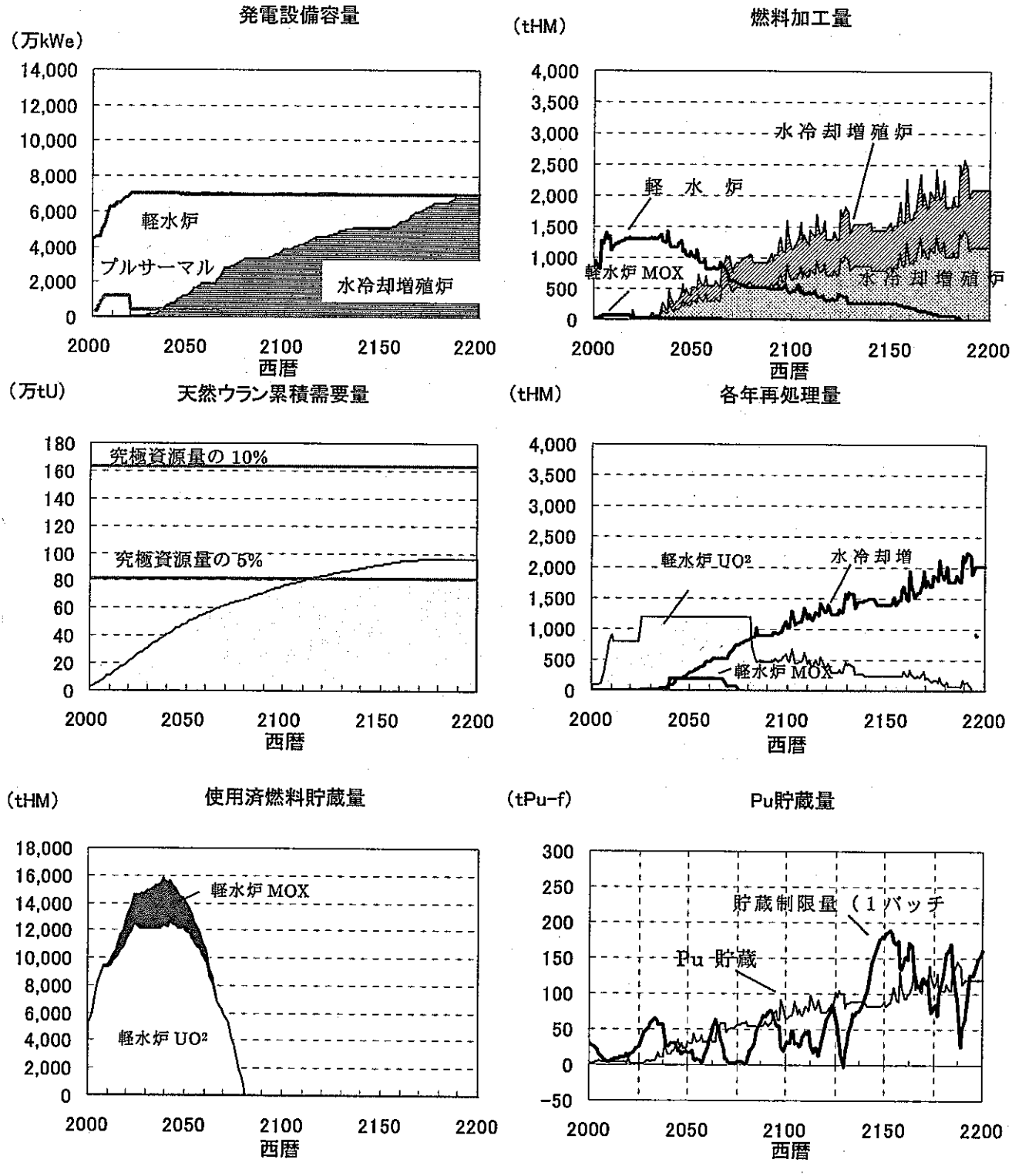


図 4.4.4(1)-1　水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要低位）

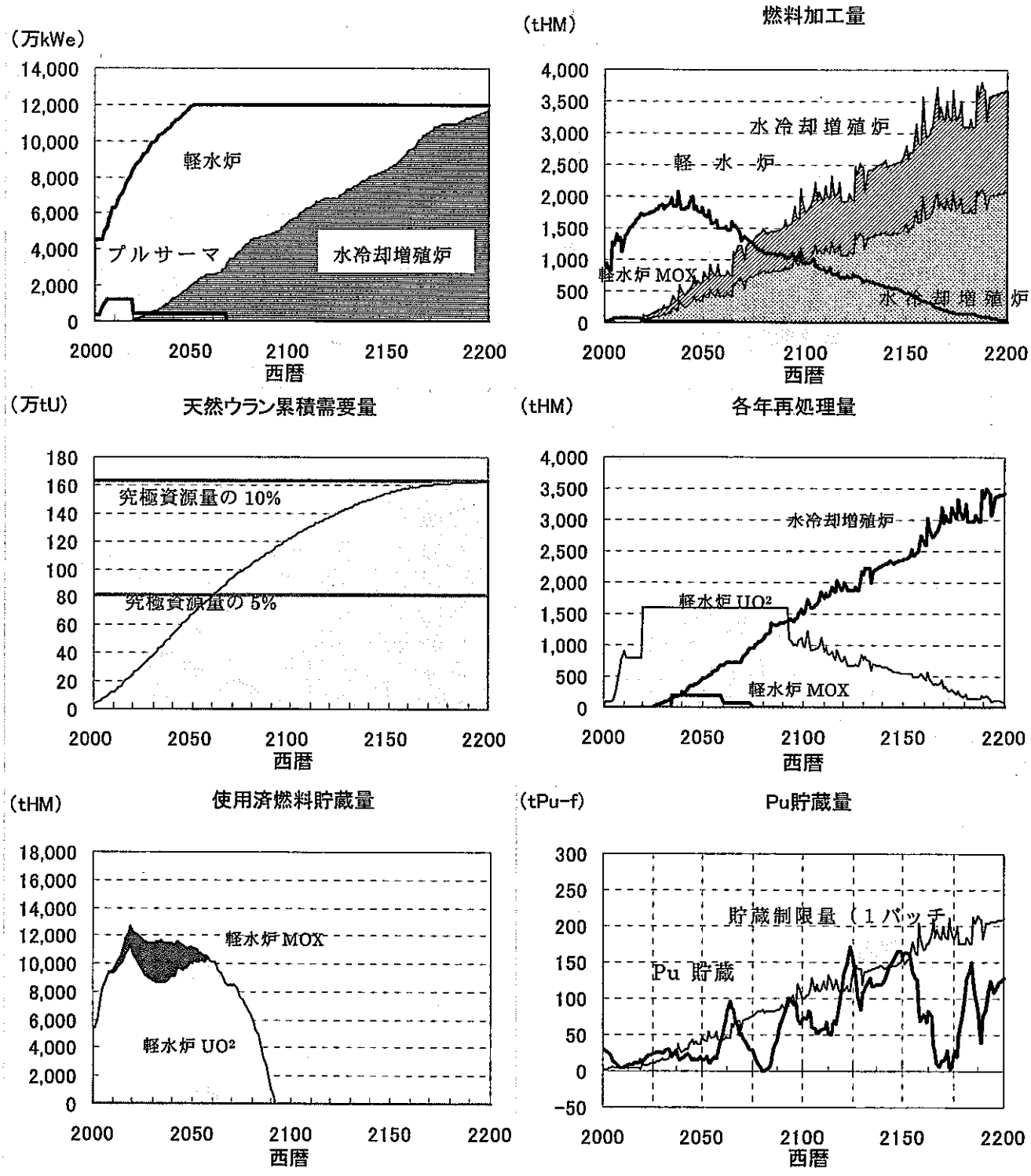


図 4.4.4(1)-2　水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要高位）

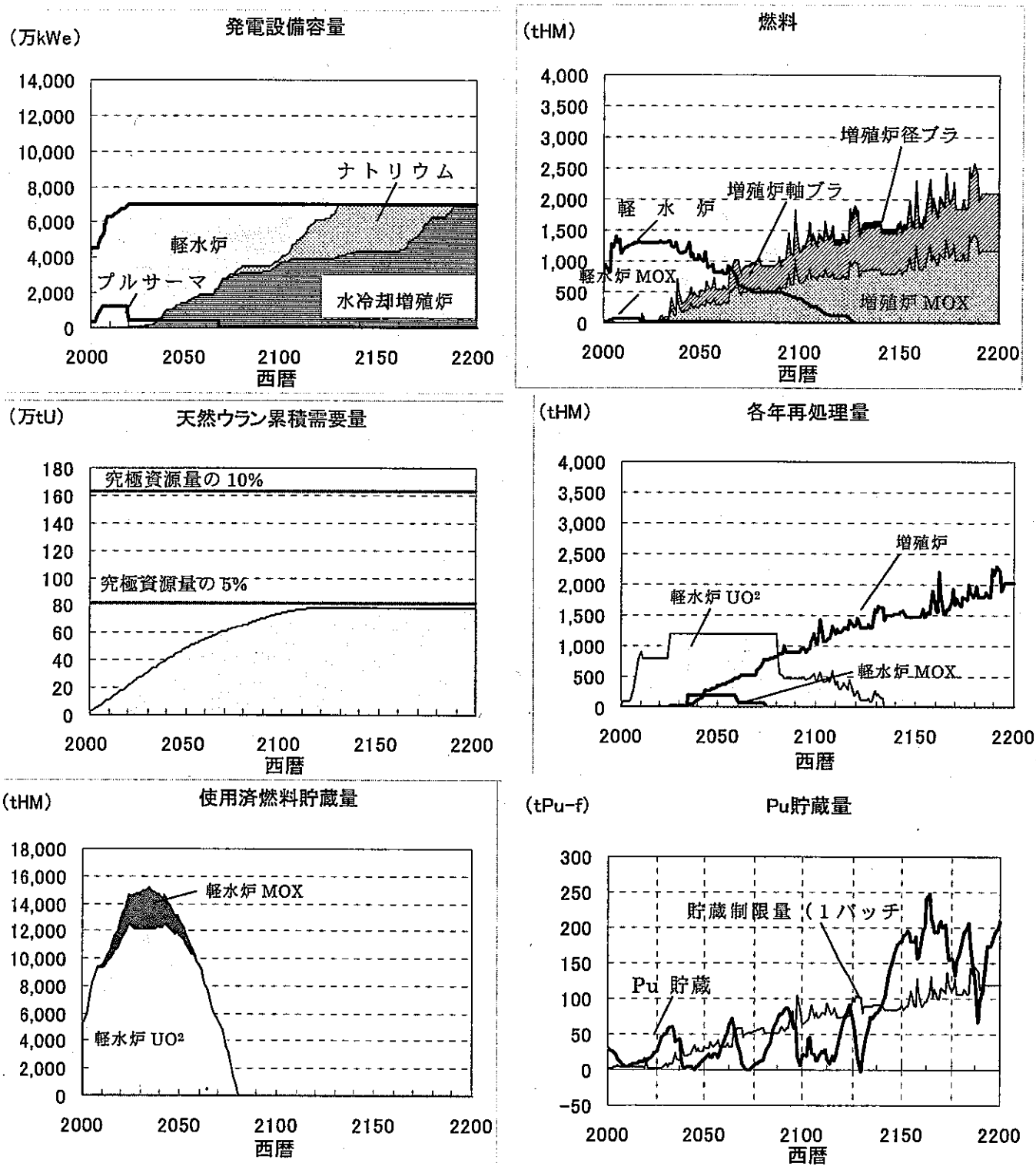


図 4.4.4(2)-1　水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）

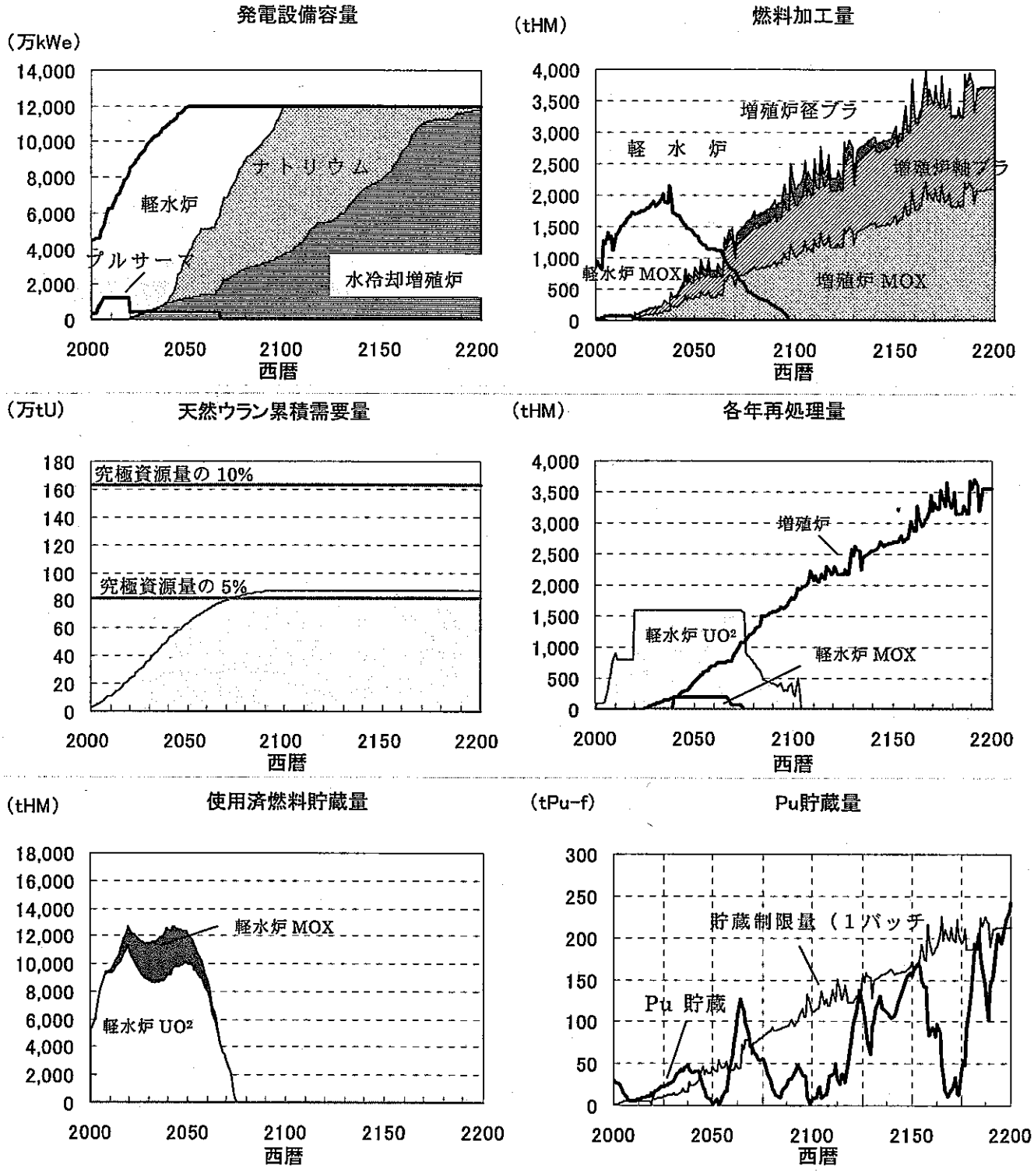


図 4.4.4(2)-2　水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要高位）

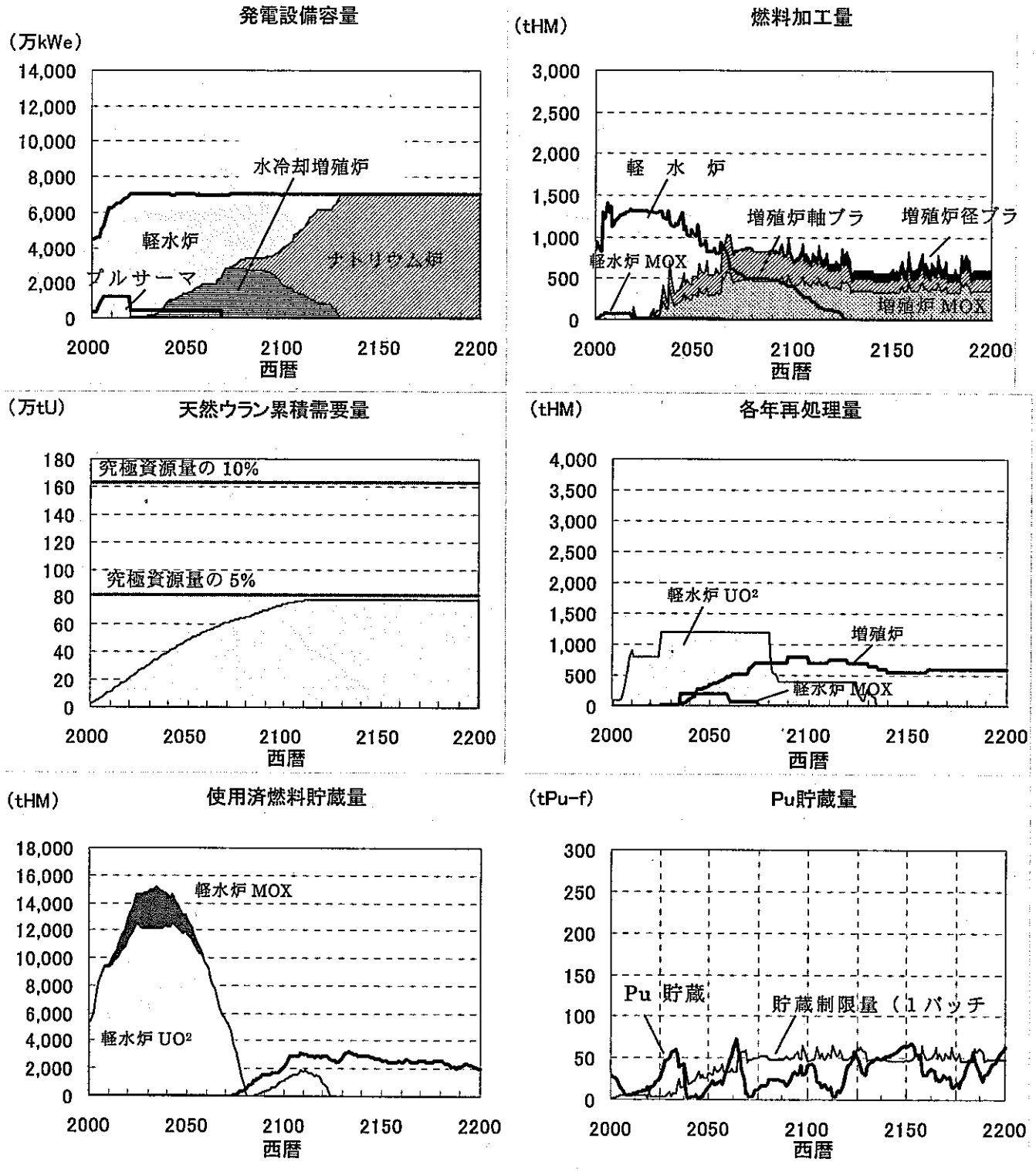


図 4.4.4(3)-1　ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）

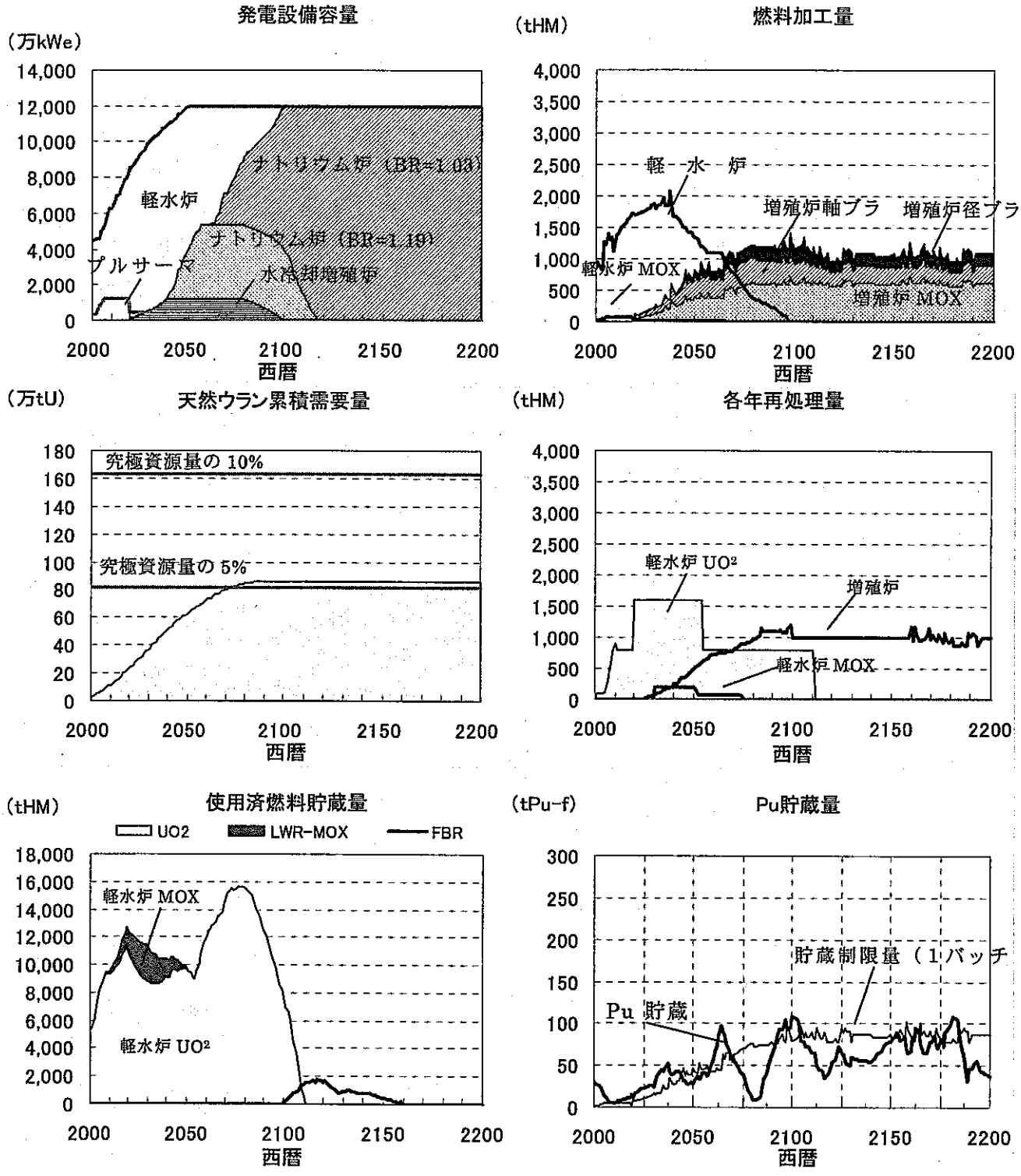


図 4.4.4(3)-2　ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要高位）

4.5 溶融塩炉の検討

溶融塩炉は、ここまでに述べた原子炉とは燃料の概念が全く異なる。ここまでに述べた原子炉では燃料と冷却材とは分離されかつ燃料は炉心という位置に固定されている。溶融塩炉では燃料と冷却材とが一体となっており、溶融塩として原子炉システムの内部を循環している。溶融塩が燃料としての機能を果たすか冷却材としての機能を果たすかは、溶融塩が原子炉システムのどこに存在するかということで決定される。この炉概念は原子炉システムをコンパクトにし、また再処理とも容易に結合できることから、かなり理想に近い概念であると言える。しかし、現実にはたとえ熱中性子炉型であっても極めて少数の原子炉しか運転されておらず、その結果も十分実用に耐えるものとは言えない。つまり、理想的ではあるが現実からは相当遊離した概念である可能性もある。本研究では、このような現実を踏まえ、公正な判断を行うために、現在までの研究の状況を調査し、高速炉にふさわしい性質を備えた溶融塩を選択する考え方を整理するとともに、原子炉システムのイメージを構築することで、開発課題を整理することを目標とした。

以下第4.5.3節で基本仕様を、第5.5項でその評価結果を述べる。

4.5.1 溶融塩炉の特徴

溶融塩炉（Molten Salt Reactor）は固体燃料炉にはない様々な特徴を有するが、それらは溶融塩又は溶融塩炉に固有の特徴だけではなく、溶融塩をその一部として包含する液体燃料に共通の特徴があり、さらには気体燃料をも含む流動燃料という大きな枠組みの中で共通する特徴もある。

(1)溶融塩とは

最初に、「溶融塩とは何か」から説明することとする。[1-3]

Molten Salt は Fused Salt とも表現され、イオン性の中性化合物である塩（金属または陽性の塩基性基と陰性の酸基とからなる化合物）が溶融したものをいう。したがって、イオン性液体であるため他の物質との化学的反応性は低く、中性で安定した物質である。また、イオン性ということで水や有機物質と比べると放射線の照射に対しても極めて安定である。

塩には多くの種類があり、自由に種々の混合多元系を作ることができ、それらを混合融解させることで融点と蒸気圧が低くて利用しやすい塩を得ることができる。ここで、電気陰性度（注記参照）に関しては、異種の元素の電気陰性度の差が大きいほどその化合物は安定であるが、核燃料物質である U、Pu 及び Th は元素の周期表の中央部分（IIIa 族；IUPAC 命名法では3族）に位置するアクチノイド元素であり、周期表上で離れた位置にある元素（例えば右端に近い VIIb 族－IUPAC 命名法では 17 族－のハロゲン元素；F、Cl、Br、I 等）とは安定な塩を作ることができる。

注記；電気陰性度とは、原子が化学結合をつくるときに電子をひきつける能力をいう。異種の２原子からなる化学結合 A-B においてＡとＢとの電気陰性度の差が大きいほど、電子は一方の原子にひきつけられ、A-B、A-A、B-B の結合エネルギーD_{A-B}、D_{A-A}、D_{B-B}の値から結合エネルギーに対するイオン項の寄与Δ_{AB}を

$$\Delta_{AB}=D_{A-B}-(1/2)(D_{A-A}+D_{B-B})$$

によって算出し、次にx_A、x_B（$x_A>x_B$）をそれぞれ原子 A、B の電気陰性度としたとき、$x_A-x_B=\sqrt{}$（$\Delta_{AB}/23.06$）の関係が多くの結合についてできるだけ満足されるように、各原子の電気陰性度の値ｘを定めた結果であり、電気陰性度の差が大きい２原子間で形成される結合ほど一般にイオン性が大きくなる。(「理化学辞典」より)

このような性質を有する溶融塩については、液体金属と比較することでその特徴をより明確にすることができる。このような観点から両者の一般的な性質を対比させたものが表 4.5.1-1 である。溶融塩としては MSBR（Molten-Salt Breeder Reactor;米国 ORNL／1976 に開発計画中断）の燃料として選定されたフッ化物及び文献で物性値が公開されている塩化物を、液体金属としてはナトリウム及び鉛を代表として選定した。[4,5]

この比較表から次のことがわかる。

・融点は液体金属の方が低く、相対的に取扱い易い。
・熱伝導率や粘性は、冷却材としてみた場合は液体金属の方がはるかに優れている。
・しかし、熱輸送能力（密度×定圧比熱）については、溶融塩の方が優れている。
・化学的な安定性の面では液体金属は一般的に活性であり、特にアルカリ金属は水やハロゲン元素と激しく反応し空気中では燃焼するが、溶融塩は不活性である。

(2)流動燃料炉の特徴

次に、溶融塩炉をその一部に含む流動燃料炉の一般的な特徴を述べる。[6,7]

主な流動燃料には、液体燃料（水溶液、液体金属、溶融塩）と気体燃料（UF_6ガス）があるが、それらの特徴は次の通りである。

(i)流動燃料炉として共通の長所

・原子炉構造が単純である。原子炉容器の外に熱交換器を設置して「炉心外冷却型」として除熱することで中性子断面積の大きな材料を熱交換器に使用することも可能である。
・燃料取扱いが容易である。ポンプでの輸送も可能となる。
・再処理が単純である。照射前の燃料加工や検査が簡素化され、照射後の分

解・脱被覆や溶融の工程が簡略化される。冷却期間もはるかに短縮されて貯蔵施設での核分裂性物質の保有量も削減できる。
・廃棄物処理も簡素化できる。
・核分裂生成物の連続的除去が可能となる。これは中性子経済を改善し燃焼度を向上させる。放射性物質のインベントリが小さいので潜在的な危険性が低く、安全上の退避距離を小さくすることができる。

(ii)液体燃料炉として共通する長所
・固有の安全性（Inherent Safety）があり、制御が容易である。全ての液体燃料では加熱による温度上昇に対して大きな負の反応度温度係数が得られる。これは、熱伝導プロセスには依存しないで、液体中の音速にのみ依存する。この瞬間的な効果は原子炉に自己制御性を与える。燃料濃度の調整によるシム制御も可能である。

もちろん長所ばかりでなく、次のような短所もある。

(iii)流動燃料炉として共通する短所
・放射性物質（燃料・ＦＰ）が燃料内部に蓄積される固体燃料炉と比較して、流動燃料炉ではこれらを閉じ込める障壁が少ない。
・発泡による燃料密度や濃度変化で反応度のゆらぎや振動が起こりえる。これはより制御が困難な問題である。
・炉心から外部へ出て行く燃料からの遅発中性子の損失がある。
・炉心以外の冷却系における核分裂性物質の保有量がある。
・燃料が冷却系を循環することによりポンプや熱交換器が放射化され、燃料やＦＰが付着する。
・腐食と質量移行の問題がある。その程度は燃料の種類によって異なるが、いずれにしろ腐食が最大の課題である。
・長所として記載した連続再処理の可能性であるが、逆に連続再処理ができない場合（現状の技術レベルはこの段階にある）にはバッチ処理を行う必要があり、稼働率や燃焼度の低下を招く恐れがある。この点については、連続再処理装置としては耐食材料や成分分析方法並びに制御監視方法等の新規開発が必要とされ、原子炉本体の開発に比べて困難の度合いが大きいとされる。[3,8]

流動燃料炉として詳細な研究が行われたものとしては溶融塩炉以外にも水溶液の水均質燃料炉と液体金属燃料炉があり、これらに関する固有の長所と短所を簡潔に以下に示す。

(iv)水均質燃料炉に固有の長所

・水均質燃料に固有の長所は特にないが、水（軽水又は重水）溶液であるため他の流動燃料に比べて実験が容易にできるという特色がある。

(v)水均質燃料炉に固有の短所

・一般に蒸気圧が高いので高温にできない。リン酸塩溶液では濃厚溶液として低圧・高温にできるが、高速炉体系ではなくなる。
・高温の電解質溶液は化学的な反応性が高く、材料腐食、塩の原子価変化、加水分解を起こす。
・水の放射線分解で水素と酸素ガスが発生するので爆発の危険がある。
（我が国初の原子炉 JRR-Ⅰは Water Boiler 型であったが水素と酸素が発生するために「沸騰」しているように見えるのでこの名称がつけられたということである。）

このように短所の多い水均質炉に対して、液体金属燃料炉では次のような特徴がある。

(vi)液体金属燃料炉に固有の長所

・高温、低圧で運転できる。
・放射線損傷を受けない。
・中性子の減速能力がないので高速炉と（減速材を追加して）熱中性子炉の両方に使える。
・熱伝導度が高い。
・揮発性のＦＰガス（Kr,Xe）は抜け出しやすく中性子経済を良好にする。
・（最も有力視された）Bi でも D_2O より安価である。

(vii)液体金属燃料炉に固有の短所

・共存性の良好な構造材料の選定が困難である。（最も有望視された Bi に対しては Ta、Mo、W、黒鉛等が使用できることが分かっているが、Ni や Cr も溶けるため経済的な構造材料を見出すことができなかった。）
・炉内構造物の材質として相対的に安価な黒鉛を採用する場合には、中性子は減速されるので高速炉体系ではなくなる。
・比熱が小さく、熱輸送能力（密度×比熱）が水より劣るためポンプの負荷が大きくなる。
・融点が高いので予熱が困難である。
・Bi 中の U の溶解度は高くないので、高濃縮 U を使用する必要がある。

(3) 溶融塩炉に固有の特徴

前述の流動燃料炉に共通の特徴をベースとして、溶融塩炉に固有の特徴を改めてここで整理することとし、フッ化物と塩化物の相違も摘出する。[6,7]

(i)溶融塩炉及び液体金属燃料炉に共通する長所

・高温、低圧で運転できる。
・放射線損傷を受けない。
・炉心の固有の安全性として大きな負の反応度温度係数を持つ。
・ＦＰガスの放出が容易である。

(ii)溶融塩炉に固有の長所

・燃料塩及び親物質塩（U,Pu,Th）の溶解度に十分な幅があり、設計の選択範囲が大きい。
・溶融塩本来の性質に由来する化学的な不活性により、液体金属のような水や空気との激しい反応がない。

(iii)溶融塩炉に固有の短所・課題

・高融点冷却材中での検査や補修時の対応が困難となり、遠隔操作技術の開発が必須となる。

ここまでは全ての溶融塩炉に共通の内容であるが、以下の短所あるいは課題については塩の種類によって異なるので個別に記述する。なお、流動燃料として共通の短所については、既に「(ii)流動燃料炉の特徴」で記載したので参照のこと。

(a)フッ化物溶融塩（MSBR 向けの ^{7}LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4 等）

フッ化物溶融塩炉は２基の実験炉（ARE；2.5MWt、MSRE；10MWt、実際は 8MWt 程度で運転）の運転経験があるため、大小様々な問題点や課題が摘出されているが、その中で最も重要と考えられる未解決の問題は次の３点である。

①フッ化物では F の存在により中性子スペクトルは軟化するが十分ではないので減速材を必要とする。材質としては、中性子照射下でフッ化物溶融塩に対して耐性を有する黒鉛が選定されているが、プラント寿命中（30年）の累積照射量（～3×10^{23}nvt;＞50keV[2]）には耐えられないため 3-4 年毎に交換する必要がある。この黒鉛については、燃料塩が内部に侵入すると局所的に燃焼が進み温度が上昇するため照射損傷が進展し、黒鉛の寿命をさらに縮めることになる。また、ＦＰ（Xe 等）が滞留すると中性子が吸収され増殖比が低下することになる。[3]このような問題点が以

前から摘出されているが、未解決のままになっているとのことである。[9]

②フッ化物溶融塩炉の構造材として開発された Hastelloy-N に関しては次の課題が残っており、組成の最適化が必要である。[1]

a.粒界に蓄積する He による照射硬化の問題は、その後 He の粒界への移動を制限するように材料を改良したが、高速中性子の構造材料への照射量はできるだけ低減させなければならない。

b.配管内面の微小割れは、当初 Cr の選択的除去が原因と考えられたが、その後ＦＰ（特に Te）による金属間化合物の生成に起因することが判明し、Ni 基合金では Cr が 15%以下では割れが発生するが、たとえ 15%以下でも Nb を約 2%含む改良型 Hastelloy-N では割れが防止できることが確かめられた。なお、UF_4 の原子炉運転条件下での不安定性（$Cr+2UF_4 \Leftrightarrow 2UF_3+CrF_2$）を改善するため、2%程度の $2UF_3$ を常に保持するようにする手段としては Be（UF_4 から F イオンを奪う性質がある）の注入が有効と考えられている。[1,10]

③MSBR 向けの燃料組成（^7LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4）にわざわざ「^7LiF-・・・」と記載しているのは、炉内での ^6Li（n，α）^3H 反応でトリチウム ^3H＝T が発生するのを極力低減するために存在比 92.58%の ^7Li を 99.99%以上に濃縮しているためである。しかし、^7Li でも高速中性子吸収で T が発生し、その割合は MSRE での運転経験では ^6Li によるものの約 1/7 であった。発生した T は T_2 又は TF となるが、TF は分解しにくく He ガスパージで容易にオフガス系に集められるが、T_2 は金属の壁で T となり容易に透過するため２次系に移行する。２次系から水蒸気系への移行も同様に容易である。T_2 と TF の割合は UF_3／UF_4 の比に依存するということでこの観点からはこの比を極力小さくすることが望ましいが、前述の Cr の溶出防止の観点からはある程度の UF_3 の存在が必要となるという背反する状況がある。

なお、塩化物溶融塩においてはシステム概念が異なり、高速炉体系のため減速材としての黒鉛は不要であり、また燃料中に Li もなく、黒鉛と T の問題は回避される。

(b)塩化物溶融塩

塩化物溶融塩炉については、フッ化物溶融塩炉と比べるとその開発は概念検討の段階に留まっており、MSBR のようなレファレンス設計と言えるものはない。したがって、その短所については一般的な内容にならざるをえないが、フッ化物溶融塩との対比において次の問題が指摘されている。[5]

①塩化物溶融塩はフッ化物に比べて熱伝達特性が劣るため、1 次系燃料塩と 2 次系冷却材との熱交換器の伝熱面積すなわち大きさに影響を与える。炉

心の容積と炉外の燃料インベントリの割合は遅発中性子による原子炉制御性からの制約で（炉心領域滞在時間が短くなり過ぎないように）一定の値以上が必要となるため、熱交換器が大きくなれば炉心容積も大きくする必要がある。したがって、フッ化物溶融塩よりも燃料インベントリが増大する傾向にあり、これを極力低減する原子炉システム概念を検討する必要がある。

②フッ化物溶融塩用構造材料として開発された Ni 基合金の Hastelloy-N は、その熱力学的な計算結果に基づけば塩化物に対しても満足のいく材料となる可能性はあるが、詳細検討の基準とすべき燃料仕様が決まっていないため、今後の課題である。

③塩素には Cl-35（75.53%）と Cl-37（24.47%）の同位体があるが、Cl-35 の（n，p）反応断面積が大きいので増殖炉体系を確立するためには Cl-37 を濃縮する必要があるとする見解[11]と、増殖比には多少影響を与えることは考えられるが臨界性に影響するほどではないとする見解[5]がある。Cl-37 の濃縮が必要になる場合は、燃料コストへも影響することになる。

4.5.2 本研究における検討の新たな着眼点

(1)溶融塩炉検討の位置付け

流動燃料炉のうち水均質燃料炉や液体金属燃料炉については、前項に述べた理由により溶融塩炉より優れるものではないことから除外すると、流動燃料炉の中で残るのは溶融塩炉であるが、フッ化物溶融塩炉は熱中性子炉体系の Th-U サイクルとなり軽水炉との燃料サイクルが不整合となるため除外すると、U-Pu サイクルが可能な塩化物溶融塩炉概念が高速増殖炉体系として唯一の選択肢となる。

しかし、我が国の既往設計研究では塩化物溶融塩炉は詳細に検討されたことがなく、発電システムとしての溶融塩炉設計を試行する段階である。すなわち、現段階では塩化物溶融塩炉の実用化 FBR としての経済性ポテンシャルを評価することが命題である。

(2)溶融塩炉検討の新たな試み

塩化物溶融塩炉については、現在までのところフッ化物溶融塩炉における MSBR のような代表的な原子炉プラント概念が確立されておらず、また燃料組成も試行錯誤が続けられている状況である。それは、塩化物溶融塩の熱伝達特性がフッ化物溶融塩に比べて劣るため、結果として燃料インベントリが増大し魅力を半減していることが最大の原因であると考えられる。そこで、この欠点を克服するための検討の方向としては次の 2 案が考えられる。

①塩化物溶融塩を採用（次頁注記参照）し、原子炉寸法縮小を工夫するとともに 2 次系には熱交換器をより小さくできる熱伝達特性のよい冷却材を用いる等により燃料インベントリを削減できないか検討する。

②フッ化物溶融塩での高速炉体系が構成できる可能性について検討する。

これらの選択肢のうち、②については実験的な研究を並行して進めることが必要で、かつ融点がより高温化する方向[11]のため、本研究においては①の観点に立つ検討から着手することとした。

注記：三塩化物溶融塩の選定理由[11]

燃料の増殖はη値が2.2を越えなければ不可能であるが、Pu-239の場合にはこの値は中性子エネルギーが0.1MeV以上の場合においてはじめて達成される。また、U-238の核分裂は中性子エネルギーが1MeV以上でなければ起こらない。

したがって、中性子の衝突による減速の効果ξ(average logarithmic energy decrement per collision)と、燃料塩の中に存在する核分裂性元素１原子当たりの非核分裂性元素の数を表すN（例えば、N=2；PuX_2、N>3+n；PuX_3+nMeX（XはOやFやClなどを、MeXは希釈剤を表す）との間にはある仮定のもとに

$$N \cdot \xi < 0.40$$

が与えられる。（参考文献[11]の中でも具体的な計算過程は示されていない。）この式とξ及びA（塩の原子の質量数）の近似式

$$\xi \sim 2/(A+2/3)$$
$$A \sim 2Z \quad (Z；塩の原子番号)$$

を代入することにより、（Aが１より十分大きい場合はA+2/3～Aとして）

$$Z > 2.5N$$

となる。

この関係を用いると、三塩化物の場合には少なくともN≧3であり、融点を下げるために希釈剤を使用する(50mol%以上)ので実際にはN≧3+1=4となり、Zは10以上でなければならないことになる。

ちなみにF（フッ素）のZは9、塩素は17である。一般的には融点を下げるために希釈剤を用いるので、Nは5以上となり、Zの下限値はさらに大きくなる。

4.5.3 候補概念の検討

(1)基本概念

燃料塩（１次系）として三塩化物（UCl_3-$PuCl_3$）を、２次系には溶融塩より熱伝達特性がよく、同時に化学的活性の小さい液体金属鉛を採用することを特徴とする溶融塩高速炉である。

プラント概念構築の着眼点としては、次の4項目を掲げる。

①1 次系システムには配管のないタンク型を、２次系には熱伝達特性のよい鉛冷却材を採用し、中間熱交換器を小さくして燃料塩インベントリを低減する。

②定検時の FP 除去のみでプラント寿命中（40 年間）燃料交換を不要とする。（MSBR の概念で採用されたプラント運転中に連続で再処理できる施設は不要）

③燃料塩は、プラント寿命後の再処理運転により再利用可能とする。

④出力規模の適正化とモジュール化による経済性向上をはかる。

このような着眼点とする背景を以下に述べる。

①→溶融塩炉では燃料は炉心だけでなく冷却系全体に存在する。炉外へ出て行く燃料中の遅発中性子の割合を原子炉制御上必要とする一定値以下にするためには、炉内と炉外の容積も一定の割合を確保する必要がある。炉外のインベントリは、中間熱交換器、1 次主循環ポンプ、配管、弁等の容積で決まるが、このうちの最大のものは中間熱交換器である。したがって、この大きさをいかに小さくできるかがポイントとなる。

また、溶融塩炉の冷却材（2 次系）選定の考え方には、次のような観点が必要となる。（MSBR の場合）[2]

－燃料塩（1 次系）と水蒸気系の構造材料との共存性
－燃料塩と水蒸気のどちらにも激しく反応しないこと
－中間熱交換器内の弱い放射線に耐えること
－熱輸送特性がよいこと
－起動時の最低温度でも凝固しないこと
－燃料塩に入っても影響がなく、容易に分離できること
－安価であること

MSBR では各種溶融塩の他に液体金属（Na,Bi,Pb 等）も検討されたが、$NaBF_4$-NaF 共有塩が最も有望とされた。Na は水蒸気との反応性で、Bi や Pb は構造材との共存性の問題から除外されたようである。しかし、今回の検討では、Pb については Na に代わる冷却材としての可能性を別途検討する状況にあることから、その熱伝達特性の良好性に注目して採用することとした。

②,③→運転に伴い発生・蓄積するＦＰは炉の実効増倍率を徐々に低下させる。したがって、適当な頻度でＦＰを除去する必要がある。しかし、MSBR

で研究されたオンライン運転による連続再処理については、^{232}Th から ^{233}U を生成する過程で ^{233}Pa を分離する必要性（^{233}Pa は比較的長寿命で中性子吸収断面積が大きく、炉内に放置すると非核分裂性の ^{234}U に変わるので、増殖比が 0.05 低下してしまう。[12]）や組成調整は U-Pu 高速炉体系の塩化物溶融塩では必ずしも必要ではないので、ここではプラント運転終了後に一括して行うこととした。

④→Na 冷却大型炉の出力を 3,800MWt／1,600MWe（4 ループ）とした場合、蒸気発生器の単基出力は 950MWt／400MWe である。一方、2,250MWt／1,000MWe（4 ループ）の MSBR（^{7}LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4 [71.7-16-12-0.3mol%]）の炉心体積は 100m^3 であるが、塩化物では融点を 550℃程度以下にするためには UCl_3 及び $PuCl_3$ の合計濃度を 50-60mol%程度に設定する必要があるとされており[5]、これはフッ化物に比べて 4-5 倍程度の濃度となる。そこで出力密度をフッ化物（平均 22.5W/cc）より高く設定すれば、炉心体積を MSBR の 1/4（25m^3）としても蒸気発生器１基の出力にほぼ見合う出力が達成できる可能性がある。したがって、4 モジュール（蒸気発生器１基／モジュール）として経済性向上をはかる。

(2) 基本仕様

溶融塩タンク型モジュール炉の基本仕様を表 4.5.3-1 に、またプラント概念を図 4.5.3-1～5 に示す。

基本仕様の中で、炉心特性（増殖比・燃焼度）に関して、次の点に留意する必要がある。増殖比はブランケットなしの基本状態で 1.0 近傍（1.03）であり、高増殖（～1.2）を達成するには、高増殖オプションとして炉内固定ブランケットを配置する等の方策が必要となる。炉内固定ブランケットの構造・再処理法については、今後の検討課題である。また、炉心取出平均燃焼度はプラント寿命 40 年１バッチで 6 万 MWd/t 程度であり、これは出力密度・プラント寿命の検討結果から総合的に設定した値である。この燃焼度はU資源有効利用の点で十分ではなく、燃焼度増加のためには、出力密度の増加・炉外滞在溶融塩量の減量等の方策が必要となる。しかし、出力密度の増加は溶融塩炉内滞在期間の減少を導き遅発中性子割合の低下から原子炉制御性へ影響を与える。また、炉外滞在溶融塩量の減量は中間熱交換器の小型化に関係するなど問題が多く、溶融塩システムを考える上で、今後解決していかなければならない課題である。

参考文献

(1)菅野昌義他,溶融塩炉開発の現状と将来,日本原子力学会誌,第 16 巻第 5 号, p.249,1974

(2)溶融塩増殖炉研究専門委員会,溶融塩増殖炉—MSBR 研究の進歩と開発への展望—, 日本原子力学会,1977

(3)トリウムサイクル調査研究専門委員会,トリウムサイクル—研究開発の現状と発展の道—,同上,1980

(4)日本機械学会,伝熱工学資料改訂第 4 版,1986

(5)Nelson, P.A. et al., Fuel Properties and Nuclear Performance of Fast Reactors Fueled with Molten Chrorides, Nuclear Applications and Technologies, vol.3,p.540,1967

(6)Gurinsky, D.H., Liquid Metal Fuel Reactors, Reactor Handbook vol.IV chap.20, McLain, S. and Martens, J.H. edit., Interscience Publishers, 1964

(7)古川和男,液体燃料,石森富太郎編原子炉工学講座 4 =燃・材料第IX編,培風館,1972

(8)古川和男,溶融塩炉のシステム構想,原子力 eye 第 44 巻第 9 号 p.67,1998

(9)Pigford,T.H., Historical aspects of Nuclear Energy Utilization in the Half-Century and its Prospects Toward the 21st Century, Journal of Nuclear Science and Technology ,vol.33, p.195, 1996

(10)MacPherson, H.G., The Molten Salt Reactor Adventure, Nuclear Science and Engineering, vol.90,p.374,1985

(11)Taube, M., Plutonium Fused Salts Fuels for Fast Breeder Reactor Nuclear and Chemical Criterion, Nucleonika, vol.6, p.565, 1961

(12)古川和男,溶融塩増殖炉への疑問に答えて,日本機械学会誌,第 82 巻第 724 号, p.251,1979

表 4.5.1-1　溶融塩と液体金属との比較

項目	溶融塩		液体金属	
種類	フッ化物	塩化物	ナトリウム	鉛
組成 [mol%]	$^{7}LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$ [71.7-16-12-0.3]	$(Pu_xU_{1-x})Cl_3$ [30-その他 NaCl, KCl, $MgCl_2$]	Na	Pb
融点 (℃)	499	525	98	328
沸点 (℃)	1525	—	881	1737
密度 (g/cm^3)	3.4	3.0	0.826	10.36
粘性 (Pa·s)	18×10^{-3}	4.2×10^{-3}	0.232×10^{-3}	1.74×10^{-3}
比熱 (J/kg·K)	1.34×10^{3}	0.837×10^{3}	1.30×10^{3}	0.16×10^{3}
熱伝導率 (W/mK)	1.20	0.866	66.1	15.4
膨張率 (1/℃)		約 3×10^{-4} (体：at650℃)	2.26×10^{-4} (線：at0-90℃)	2.924×10^{-5} (線：at40℃)
化学的活性	不活性	不活性	活性	緩慢な反応
備考	at527℃＊1	at650℃＊2 (推定値)	at527℃＊1	at527℃＊1

出典：＊1　日本機械学会, 伝熱工学資料改訂第４版, 1986

＊2　Nelson, P.A. et al., Fuel Properties and Nuclear Performance of Fast Reactors Fueled with Molten Chrorides, Nuclear Applications, vol. 3, p. 540, 1967

表4.5.3-1　塩化物溶融塩炉（溶融塩タンク型モジュール炉）の基本仕様

No	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	塩化物溶融塩タンク型モジュール炉
2	電気出力（発電端）	約420MWe*
3	熱出力	1,000MWt*
4	ループ数	IHX6基／SG1基*
5	1次系温度	650／470℃
6	2次系温度	570／400℃（2次系Pb冷却材）
7	1次系流量	2,933t/h*
8	2次系流量	22,110t/h*
9	主蒸気温度／圧力	495℃／17.5MPa
10	給水温度／流量	340℃／約2,120t/h/基（1基／2モジュール）
11	タービン発電機	蒸気タービン（1基／2モジュール）
12	プラント効率	約42%
13	プラント稼動率	（燃交なし、3定検毎のFP炉外排出のみ）
14	炉心・燃料	溶融塩炉心・塩化物溶融塩燃料（10NaCl-20UCl_3-2.5$PuCl_3$）
15	反射体外径	5,260mm
16	燃焼度	約6万MWd/t（炉心取出平均）
17	増殖比	1.03（ブランケット領域なし）
18	原子炉停止系	運転棒6本+炉停止棒6本+反射体
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：負の反応度温度係数 ②再臨界回避方策：炉心周囲の反射体効果、核分裂物質濃度の低減、炉心領域以外での再臨界性低下の設計対応
20	炉心支持方式	下部支持方式
21	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
22	炉心上部機構	一体型
23	1次系配管方式	なし（タンク型）
24	中間熱交換器	管内1次ヘリカルコイル型
25	1次主循環ポンプ	縦型機械式
26	蒸気発生器	電磁ポンプ内蔵貫流ヘリカルコイル型
27	2次主循環ポンプ	電磁ポンプ
28	崩壊熱除去方式	SGACS+SGHRS
29	漏洩対策	容器：ガードベッセル（溶融塩は不活性）
30	原子炉格納施設	建屋ライナ張りコンクリート格納施設
31	プラント運転サイクル	プラント運転期間中（40年）燃料無交換
32	①FP除去装置	R/V内設置
33	②再処理装置	寿命後R/V内設置（FP除去装置と交換）
34	③炉内／外燃料移送	プラント運転期間中（40年）燃料無交換
35	免震	建屋3次元免震が前提
36	プラント寿命	40年
37	原子炉建屋	32m×108m×30mH（約10万m3／4モジュール）

＊：1モジュール（4モジュールで1プラント）当たり

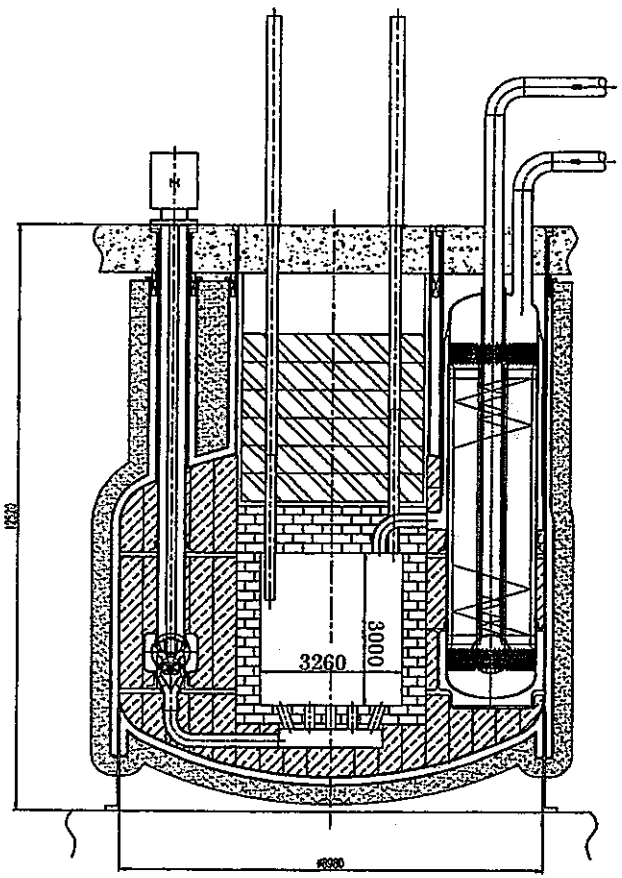


図 4.5.3-1　塩化物溶融塩炉原子炉概念

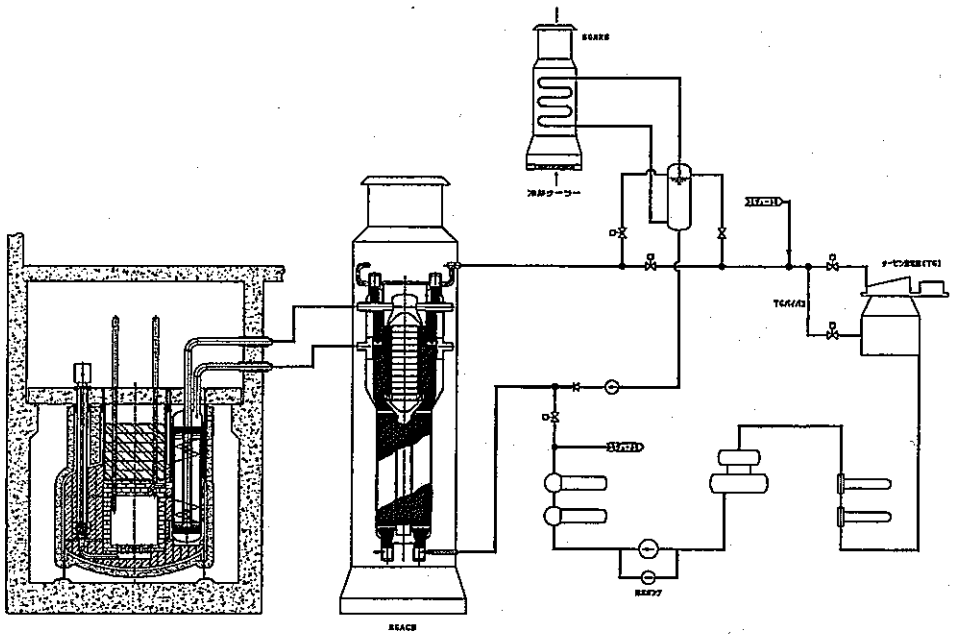


図 4.5.3-2　塩化物溶融塩プラント基本系統図

炉心概念

- 出力:1,000MWt
- 燃料種類:三塩化物
  $10NaCl\text{-}20UCl_3\text{-}2.5PuCl_3$
- 炉心体積:25m³
- 平均出力密度:40W/cc
- 運転期間:40 年連続運転
- 燃焼度:約 6 万 MWd/t
- 増殖費:1.03(ブランケットなしの場合)
- 核燃料インベントリ:240ton(Pu/U)
  20ton(Pu fissile)
- 燃料の成型加工不要
- 燃料交換不要

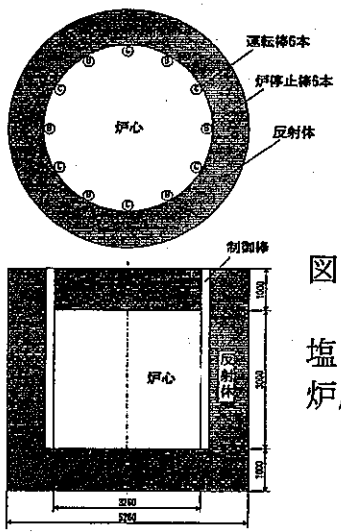


図 4.5.3-3

塩化物溶融塩
炉原子炉概念

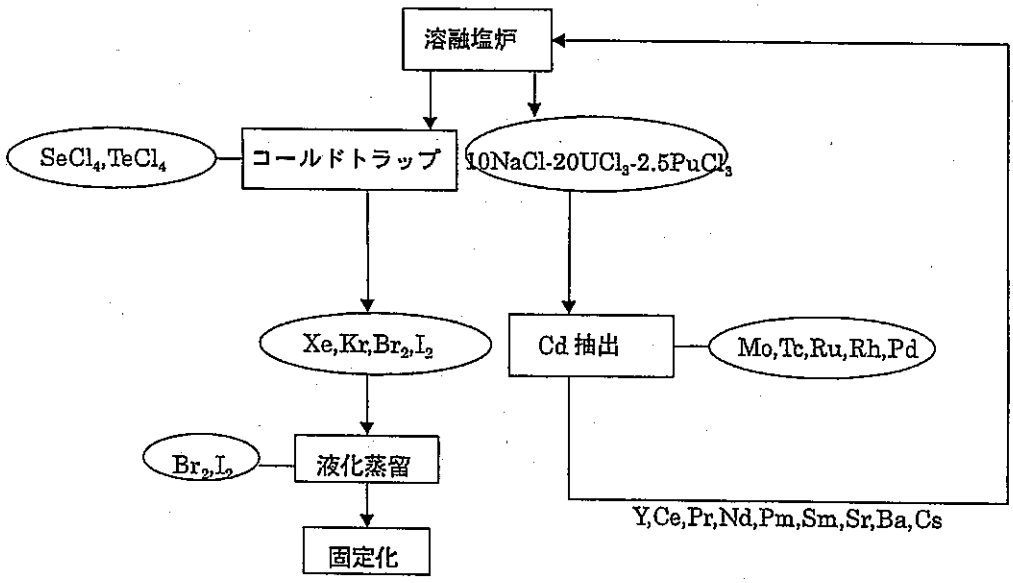


図 4.5.3-4　塩化物溶融塩炉の FP 除去システム概念

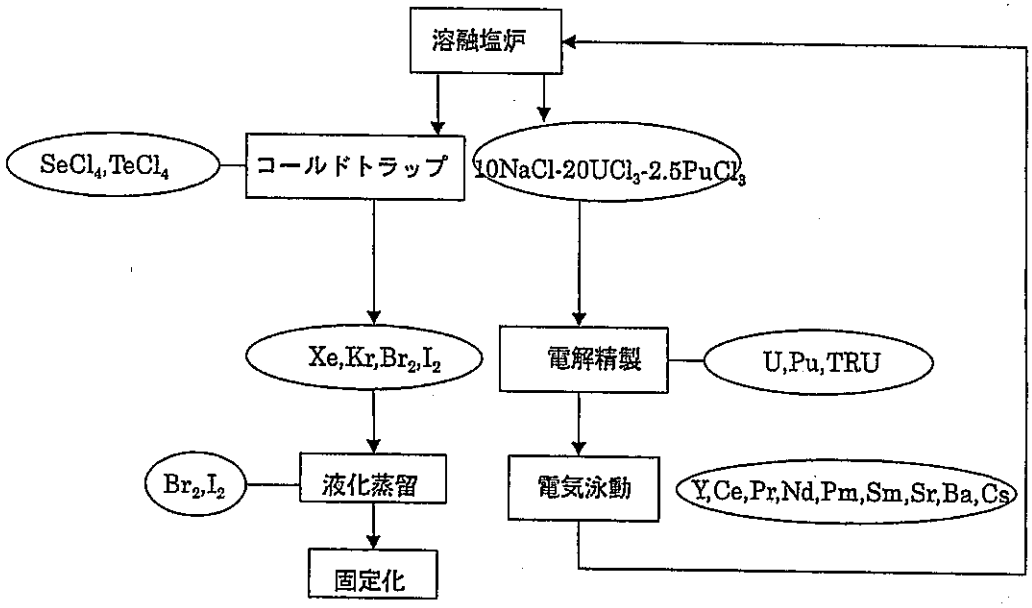


図 4.5.3-5　塩化物溶融塩炉の再処理システム概念

4.6 小型炉の検討

4.6.1 小型炉の特徴、ニーズ

(1) 小型炉導入ニーズ

(i) 小型炉の建設・運転実績

1950年代から1980年代にかけて世界中で実際に建設・運転された小型の原子炉（試験研究目的の原子炉を除く）について調査した結果（表 4.6.1-1 参照）によると、通常の発電以外の用途は次の３種類であった。[1-3]

- 舶用動力炉（民生用及び軍事用船舶、潜水艦、砕氷船）
- 宇宙用原子炉（人工衛星の電源）
- 熱併給炉（海水淡水化、地域暖房；温排水利用は除く）

原子炉を舶用動力として利用する理由は、

- 化石燃料に比べて燃料の消費量(体積)が少なく長期間運転が可能なこと
- 燃焼に際して酸素を必要としないこと（潜水艦）
- 大出力容量化が容易である（砕氷船では2×150MWt程度）

があげられる。なお、原子力潜水艦においては、原子炉から発生する熱及び電気により海水淡水化・電気分解による酸素製造も同時に行われ、長期間の潜航を可能にしているとのことである。[4]

宇宙用原子炉は、1950年代に検討が開始され、1960年代において各種原子炉及び発電システム概念が具体化された。そのうちのいくつかの有望な概念は地上試験まで行われたが、実際に打ち上げられた原子炉は米国では SNAP-10A（34kWt/0.54kWe；Na 冷却炉外熱電対発電型熱中性子炉、1969 年打上げ）が最初で（これまでのところ最後の）宇宙用原子炉であり、その後はアポロ宇宙船用に開発された燃料電池が高熱効率でプラント比重量（kg/kWe）が小さいことにより主に利用されている。一方、ロシア（旧ソ連）ではロマーシュカ（40kWt/0.5-0.8kWe；炉内熱電対発電型熱中性子炉、冷却材なし）及びトパーズ（130-150kWt/5-10kWe；NaK 冷却炉内熱電対発電型熱中性子炉）型の原子炉が1970年代から80年代にかけて多数打ち上げられており、全て熱電対発電の熱源として使用された。[1,5]

宇宙での動力に要求される条件としては、

- プラント比重量が小さいこと（0.5-1kg/kWe）
  →打ち上げ時に特に重要な条件
- 高効率で低価格であること
- プラントの低熱源としては、宇宙空間への輻射のみ
- 宇宙環境（高真空、宇宙塵、放射能帯等）で所期の寿命期間中（数年程度）無人運転が可能なこと
- 搭乗員及び地上の人間に有害な影響を与えないこと
- 衛星の設計や運転に不必要な拘束を与えないこと

などが課せられる。[6, 7]

熱併給炉については、計画の立案や試験的な導入を試みた事例は欧米や中国にも散見されるが、実用規模で今日まで継続して運転されてきた実績を有するのはロシアである。[8]

- VK-50（炉内自然循環 BWR 型）；250MWt/50MWe、Dimitrovgrad (RIAR; the Lenin Research Institute of Atomic Reactors 内設置)、1965 年運開
- BNCGP（黒鉛減速自然循環 Channnel-type BWR）；4×62.5MWt/4×12MWe/4×19.5MWt、Bilibino（Chukotka peninsula）、1974-76 運開

ロシアでは SNPP (Small Nuclear Power Plant) としてこれまでに 4 種類の原子炉が建設された。最初の 2 種類（TES-3、11MWt/1.5kWe、1961 年運開；及び ARBUS、5MWt/0.75MWe、1963 年運開）は試験研究炉であり数年の試験運転の後に炉停止されたが、上記の 2 種類は今日まで運転が継続されている。[8, 9] これらのうち、VK-50 は設置場所からも分かるとおり実験的なプラントを兼ねているが、BNCGP (Bilibino Nuclear Co-Generation Plant) は極北地域（チュコト山脈）にある Bilibino に建設された商業炉である。この場所で SNPP が選択されたのは次の理由による。[8]

- 長い冬季には気温は-60℃まで下がり湖や川は凍結し地域全体が孤立するため、燃料輸送が極めて困難となり、備蓄等の対抗手段により化石燃料はコスト高となる。
- これに対して原子力では燃料は空輸できる程度に少ない。
- 実際に SNPP に切り換える以前の化石燃料によるディーゼル発電やボイラーによる熱供給のコストと比べると、SNPP による発電及び熱供給コストは各々1/1.5－1/2 及び 1/2－1/2.5 程度に下がった。（一般的にこれらの地域では化石燃料コストに占める輸送コストは 80－90％であり、その結果として発電や熱のコストは国内の中心地域に比べて 10－20 倍となっている。）

その後、1970 年代後半以降から 1980 年代前半において、ロシア極北の約 90 個所の地区に BNCGP と同様の SNPP（6-40MWe、10-50MWt）を 2010 年頃までに建設する計画がたてられたが、これらは全て Chernobyl 事故（1986 年）の影響で中止された。[8]

この他、「中型炉」規模であるが有名なプラントとしては、カスピ海の BN-350（Na 冷却 FBR、1,000MWt/150MWe/海水淡水化能力 5,000ton/h；Shevchenko 現 Aktau;カザフスタン共和国）があり、1973 年の運開時点から SG 漏洩事故を経験しながらも海水淡水化に利用されてきた実績がある。ここで炉型として FBR が選定された理由は、500℃以上の蒸気温度が得られるポテンシャルがある（ただし BN-350 の SG 出口蒸気温度は、最初の原型炉規模の FBR ということで保守的な設計がなされ、実際には 435-440℃であったようである。）ことから、将来的には産業用プロセス熱源への適用も考慮されたためとされている。[9, 10] これ

に関しては、900℃程度の温度が必要な石炭ガス化や熱化学水素製造を除けば、一般的に 500℃程度の温度で化学工業のプロセス熱源に適用可能とされている。[11]

以上の内容から、過去の実績において「小型炉」が必要とされてきた要件を整理すると、

・化石燃料と比べて少ない燃料（体積）で長期間の継続運転（無人、酸素不要等）が可能である。

・数 10kWt から 300MWt 程度の規模まで比較的コンパクトに製造できる。

という特徴にまとめられる。

炉心を長寿命化するには、炉心の燃料インベントリを大きくし出力密度を下げることが基本となる。出力密度を下げれば、一般に冷却系の除熱性能は相対的に増加するため燃料溶融や冷却材沸騰への安全裕度は増し、固有安全性も向上することになる。さらに、高速炉では出力密度を下げて大量の燃料をゆっくり燃焼するのみでなく、高い内部転換性能が期待できるため燃焼反応度や出力ピーキングを小さく抑えた長寿命炉心を構築できる見通しがある。

次に、小型高速炉の炉物理的な特徴を軽水炉と対比して整理すると以下の事項が挙げられる。

1) 高速炉では、内部転換性能が優れるため（転換比～1）、運転開始前と終了後の fissile 量がほぼ同等であり、Pu 調達や燃料維持の面で有利である。
2) 燃料インベントリを小さくでき、燃料の燃焼度を高くできる。（これは炉心出力規模の大小に無関係に成り立つ性質である。）
3) 高速炉は冷却材作動温度／熱効率が高い。
4) 可燃性毒物（burnable poison：炉心内の核燃料に固定または混入して用いられる。核燃料の燃焼に伴って、燃料の燃焼やＦＰの蓄積により反応度が低下するので、この反応度低下分を補償するのが中性子吸収（可燃）性毒物である。種々の物質が使用されているが、Ｂが代表的なもので、このほか Sm、Hf、Gd などがある。）を用いることなく、燃焼反応度の小さい長寿命炉心を構成できる。
5) 高燃焼度は発電量当りの再処理量が少ないことを意味し、燃料サイクルコスト低減や再処理に伴う廃棄物発生量低減に有利である。
6) 炉心領域の幾何学的な寸法は相対的に高速炉の方が小さいが、高速炉では遮蔽体が厚くなるので、炉容器の大きさについては両者の差異は小さくなる。

(ii)固有安全炉

米国では、TMI-2事故の経験の上に立ち、議会のOTA（Office of Technology Assessment）報告書が1984年に今後世界に受容される次世代炉のあるべき姿として、固有の安全性に重点を置いたABB ATOM社のPIUS（Process Inherent Ultimate Reactor ;PWR型）やINTER ATOM社のHTR-M（High Temperature gas cooled Reactor　Modular ;高温ガス炉）を取り上げ世界の注目をあびた。その後DOEが発足させた社会に受容されるAdvanced Reactorの探索のためのプロジェクトであるNPOVS（Nuclear Power Operation Viability Study）では、次の3種類の原子炉が評価対象として選定された。

・Advanced Light Water Reactor（軽水炉）
・Advanced liquid Metal Reactor（液体金属冷却炉）
・Advanced High Temperature Gas Cooled Reactor（高温ガス炉）

その後のChernobyl事故（1986年）及び世界的な反原子力という社会情勢の推移を背景に、1987年にはスイスのローザンヌで第1回の中小型原子炉国際会議（EPFL/SMiRT/IAEA共催）が開催されるまでに「中小型炉」への関心が高まった。この会議では、世界中の軽水炉・重水炉・LMFBR（PRISM、SAFRなど）・高温ガス炉の各形態における中小型炉概念が発表された。（表4.6.1-1の「○印」参照）また、それまで必ずしも明確ではなかった経済性についてもある程度検討がなされ、当初の予想よりは良好であるとの内容であったが、我が国への適用可能性についてはさらに詳細な検討を要する内容であった。[12]

なお、我が国でも1987（昭和62）年度に原子力委員会の委託を受けた日本原子力学会の特別専門委員会（主査安　成弘）により「中小型安全炉の研究調査」が実施され、様々のプラント概念が調査研究された。[13]

このように中小型炉の分野に注目が集まったのは、「一般的に、中小型炉の場合の方が大型炉の場合より、炉が有する安全特性を高いものにすることが期待できる」[13]からであるが、ここでの「安全」の概念には次の3種類があり、

・Inherent Safety（固有の安全性）
・Passive safety（受動的な安全性；具体的事例は表4.6.1-2を参照のこと。）
・Walk-away Safety（運転員が事故後数日間不在でも安全性が保たれること）

その内容は次のとおりである。[14]

〈 Inherent Safety 〉

事故時の炉停止や熱除去などの安全性確保の条件が自然な物理現象として達成されること、すなわち核反応停止や崩壊熱の除去といったそれぞれの安全性確保の条件ごとに、自然な物理現象として安全性が達成されることが必要とされる。（包括的に炉全体でInherentと表現するのはあいまいさがある。）

〈 Passive safety 〉→機器の動作原理に対する要求

狭義には安全性確保に係わる機器が全て受動的でなければならないとする考え方（USNRC）がある（PIUS、PRISM、HTR-M 等）が、一部に動的な機器があってもWalk-away Safetyは守れるとする広義の考え方もある。（SBWR、AP600、重水炉等）

〈 Walk-away Safety 〉→運転員と機械の関係に対する要求

事故発生後数日間（AP600 で３日間、PIUS で７日間）は運転員が何の操作をしなくても炉の安全が保たれること。

これらの検討内容に基づいて、中小型（固有）安全炉の特徴及びニーズをまとめると次のようになる。

必要性

立地の柔軟性：都市近郊、離島、第四紀層上等に建設が可能であれば、送電コストの低減、系統信頼性の向上に結びつき、核熱利用も容易（遠距離の熱輸送は極めて効率が低い）となる。

投資リスクの低減：大型炉に比べて建設費の絶対額が小さいため初期投資も少なく、建設期間が短いので早期の資金回収も可能となる。

電力設備計画の柔軟性：小規模な電力グリッド内での利用や、不確実で低成長率の需要にも対応が可能である。

信頼性の向上：工学的安全設備に受動的な動作原理を活用しているため運転員への負荷が軽減され、工場製作範囲の拡大で品質管理程度が向上する。

出力規模

中型炉：200MWe/300MWe から 600MWe/700MWe 程度

小型炉：中型炉より小さい規模

具体的な用途（計画）[12]

熱利用：地域暖房、工業用プロセス熱供給、海水淡水化（欧州、北米）
高温ガス炉では石炭ガス化、メタノール生産、熱化学水素製造等（独）

電気と熱の併給：軽水炉又は高温ガス炉によるコジェネレーション(スウェーデン、独)

発電専用：軽水炉、高温ガス炉、LMFBR、重水炉（欧州、北米）

課題

最大の課題は経済性である。大型炉の設計を中小型炉に単純に適用しただけでは（スケールデメリットによる）経済性の低下は否定できない。経済性の維持又は向上のためにも「革新的な技術」が内蔵されたプラント概念を創出しなければならない。

(iii) NERI 計画の動向

1978 年以降新規原子力発電所の発注が停滞している米国であるが、1997 年の大統領科学技術諮問委員会 (PCAST) の報告書で 21 世紀における原子力エネルギー利用の重要性が指摘されたことを受けて、1998 年には DOE が将来の原子力研究のあるべき姿を模索するために NERI (Nuclear Energy Research Initiative) 計画を発足させ、米国内の大学、国立研究所、産業界等から幅広く研究提案を公募し、1999 年 5 月に 308 件の応募テーマの中から 45 件を採用するに至った。

DOE が選定した課題分野は次のとおりである。

- 核拡散抵抗性のある原子炉又は燃料サイクル
- 世界市場で競合するために、より高効率、より低コスト、安全性を向上させた新らしい原子炉設計；大型炉には適さない用途のための、より低出力の原子炉
- 先進的核燃料
- 核廃棄物処理のための新技術
- 基礎原子力（核）科学

ここで、2 番目の分野はいわゆる「中小型（安全）炉」を指向したもので、合計 19 件が採用されたことからも関心の高さが伺われる。採用テーマの内訳は次のとおりであるが、

- 新しい発電方式（3 件）
- 軽水炉分野の研究（3 件）
- STAR（Secure Transportable Autonomous Reactor）分野の研究（2 件）
- 高温ガス炉の熱利用分野（2 件）
- 原子力基盤技術、運転制御、製造・建設等の分野（9 件）

新しい中小型プラント概念を創出しようという意図が最も強く込められているのは STAR 概念（2 件）であり、DOE NEWS (May 18, 1999) によるとその具体的な特徴は次に示す内容である。

＜STAR-LW／軽水炉＞

- 炉心寿命は 15 年以上で燃料シャフリング・交換なしで保守補修も最小限であること。
- 炉心損傷に至る過酷事故の発生可能性をなくす固有の (inherent) 安全性を向上させること。（一体型プール方式を採用し高度な自然循環機能で LOCA の可能性をなくす。）
- 単純で経済的であること。（燃料交換設備・可溶性中性子吸収材・ECCS が不要で、一体型で自己加圧式の単独容器を採用し、制御棒駆動機構・容器貫通部・配管・弁を極力削減する。）
- 環境負荷を低減すること。（燃料交換サイクル長期化で固体廃棄物を大幅に－現状より 1/5 以下に－削減すること。原子炉容器全体一括廃棄の可能性も検討する。）

＜Encapsulated Nuclear Heat Source (ENHS) 又は “nuclear battery” ＞

・炉心で発生する熱は原子炉容器の壁を通してのみ１次冷却材から２次冷却材に伝達され、冷却材の移動や機械的な接続は一切ないような原子炉とすることで、プラント寿命中の原子炉の完全な封入を可能とし、さらに原子炉モジュールと蒸気発生器モジュールを容易に設置・交換できるようにする。これらが原子炉にもたらす著しい効果は次のとおりである。

・経済性向上；IHX や DHRS の削除、工場製作モジュール化の範囲拡大、設置・保守・交換が容易なコンパクトで単純な機器、燃料交換なしで長寿命な炉心、低ランニングコスト、原子炉容器を貯蔵キャスクとして利用する可能性（鉛冷却材の炉内での固化）、より小さい原子炉建屋

・安全性；極めて低い燃焼度及び燃焼反応度、相対的に大きい負の冷却材・ボイド反応度係数、大きな熱容量の熱吸収源、効果的な崩壊熱除去系、動的な工学的安全設備の削除

・核拡散抵抗性；モジュール化及び ENHS としての原子炉の封入維持により、開発途上国においても高い核拡散抵抗性が期待できる。

・社会的受容性；以上の内容に長寿命の「原子力バッテリ」概念が加われば可能となる。

これら２件の提案内容は各々共通する面と個別の面を併せ持つ内容構成であるが、共通する面に注目すると、STAR 概念の名称に表現されているように、

①固有の受動的安全性を備えた比較的小型の原子炉

②燃料交換サイクルの長期化（プラント寿命中の燃料交換不要も可能）

③モジュール化して輸送・据付・交換・回収・廃棄の容易性を向上

の３点に集約されると考えられる。①については、PIUS 概念の登場以降は半ば常識化した条件であるが、②と③は経済性の向上に加えて核拡散抵抗性の向上の観点から、燃料交換なしの長期連続運転（15 年以上）終了後に原子炉ごと製造国に持ち帰るための可搬性を条件としている。

NERI 計画はまだ開始されたばかりで具体的なプラント概念が提示されるのは今後の進展を待たなければならないが、今まで必ずしも明確ではなかった「核拡散抵抗性」の条件がより具体化される可能性があり、その動向が注目される。

(iv) 東アジア・極東の原子力開発状況

東アジア及びロシア（極東地域）の原子力開発の現状と今後の動向について、その概略の内容を以下に示す。[15-18]

(a) 中国

中国では 1999 年末の時点で 3 基の PWR（300MWe×1、984MWe×2）が運転中であり、8 基が建設中（PWR×4 基、計 3,200MWe；CANDU×2 基、計 1,400MWe；ロシア型 PWR(VVER) ×2 基、計 2,120MWe)、計画中のものは 4 基(合計 4,000MWe)である。総発電設備容量は約 25GWe であるが、国民ひとりあたりでは 0.18kWe と世界平均の 1/3 以下（日本の約 1/10）で、原子力（運転中）の占める割合は約 1%である。

今後 2010 年までに 60GWe、2020 年には 80GWe まで拡大する計画であるが、このうち原子力は 2010 年には約 20GWe、2020 年には約 30-40GWe とする計画で今後 20 年間は世界最大の原子力市場となる予定である。

中国では、「商業炉として実証されていない原子炉は輸入しない」との中国国家原子能機構高官の発言にもあるとおり、軽水炉も含めて新型炉は採用しない方針を明言しており、また計画中のものを含めると 11 種類もの異なる炉型が併存しているので、それらの標準化が国産化とともに最大の課題となっている。

なお、これらの原子力発電所の他に熱供給炉が北京の清華大学(5MWt)と黒竜江省大慶(詳細不明)に建設・運転されており、また 1999 年 10 月にはモロッコに対して原子力利用の海水淡水化プラント建設協力も約束しており、現段階では小規模ながら発電以外の方面でも開発が進められているようである。

(b) 韓国

韓国では 1999 年末の時点で 15 基の原子力発電所(PWR×11 基、計 9,937MWe；CANDU×4 基、計 2,779MWe；合計 12,716MWe)が運転中であり、5 基が建設中(PWR×5 基、計 5,000MWe)、計画中のものは 8 基（9,200MWe）である。総発電設備容量は約 44GW で、原子力（運転中）の占める割合は約 28%、総発電量の約 34%が原子力である。

なお、厳しい国内経済情勢に加えて KEDO（朝鮮半島エネルギー開発機構）の資金分担の問題という特殊事情を抱えている。

(c) 台湾

台湾では 1998 年末の時点で 6 基の原子力発電所（BWR×4 基、計 3,242MWe；PWR×2 基、計 1,902MWe；合計 5,144MWe)が運転中であり、1 基が建設中(ABWR、1,356MWe)でさらに 1 基の ABWR を計画中である。総発電設備容量は約 24GW(1996 年）で、原子力（運転中）の占める割合は約 22%である。

長期計画によれば、今後は LNG 火力の増設にも注力する予定とのことである。

(d) 現時点で原子力発電所を運転していない東アジアの国々

インドネシアでは、現在のところ建設計画(60万kWe×3又は90万kWe×2)及び1997年4月に発効した原子力法に基づき、法体系整備・原子力損害賠償制度・規制機関の設立などを進めているが、経済情勢の悪化により近い将来に建設着手される可能性は低いとされている。また、近年豊富な天然ガス資源が国内で発見されたことにより複合サイクル・ガスタービン発電にシフトする動きが加速されている。

タイでは、1961年の原子力平和利用法等により法体系を整備し建設計画を進めていたが、その後タイ湾で天然ガス資源が発見されたことやTMI-2事故(1979年)等により計画は中断されたままである。

マレーシアでは1970年代に原子力研究に着手したが、放射性廃棄物の処理技術が解決されるまでは導入しない方針をとり1992年に中止された。国内の発電は約10%を占める水力発電以外は全て火力であり、その中心は国内で豊富に産出する天然ガスによるコンバインド火力発電である。

ベトナムでは、2010年頃を目標に800－1,200MWeを1基建設する計画があり、法体系を整備中である。

(e) ロシア

東アジア諸国の一員ではないが極東地域に及ぶ国土を有する国としてロシアの原子力発電の現状をみると、次のとおりである。

国土全体では1997年末で26基(2,125.6万kWe；総発電電力量の約13%を発電；後述のチュコト自治区ビリビノの4基＝4×12MWe等の小規模発電を除く。)が運転中であるが,寒冷地で冬季の化石燃料輸送の困難なシベリア・チュコト自治区(60%)、コラ半島地区(70%)、中央黒土地域(80%)では主役となっている。その他、建設中が12基(11,800MWe／うちFBRのBN-800が3基；ただし1998時点で実際に建設されているのは4基とするIAEAの報告[22]もある。)、計画中のものが9基(うちFBRのBN-800が1基)である。

極東地域の今後の電源計画としては、沿海州(ウラジオストクが中心)で2005-2015年に約3,000MWeの増設が必要とされ、1992年6月に「極東・東シベリアにおけるエネルギー安定供給に関するロシア連邦政府決定」がなされたことによりロシア原子力省(MINATOM)は次の開発推進組織を設立した。

①極東原子力発電所(VVER-640×4基)

②ハバロフスク熱供給炉(AST-500×2基)

③沿海州原子力発電所(VVER-640×2基)

④ビリビノ第Ⅱ期工事(電熱併給炉32MWe×3基)

しかし、最近では資金難から①及び④の計画は除外され、その他についても難航しているとのことである。

その一方で、海上浮揚(バージ)式原子力発電所(2×50MWe)の建設がMINATOM

とチュコト自治区によって1997年9月に承認され、ペベク近郊の東シベリア海に設置されることになり、ロシア太平洋艦隊所属の「ウラル」の舶用炉を利用して17.1万kWe×2基の海上浮揚型原子力発電施設とする計画も進められているようである。後者は、炭坑ストで停電が頻発するウラジオストクのベースロード運転用に供給することが目的とされている。

(f) 今後の動向

東アジア及び極東地域の原子力開発状況をまとめると、次のように大きく3種類に区分される。

① 我が国と同様に基幹電源としての大型プラントを経済成長に合わせて建設する路線；中国及びロシアの中心地域、韓国、台湾
② 発電だけでなく熱も供給する路線；ロシア及び中国の一部寒冷地
③ 当面は火力発電（特に天然ガス）とし原子力はオプションとする路線；インドネシア、タイ、マレーシア等

各国の固有の実情に基づいた選択結果ではあるが、偶然にもかなり明確な路線の違いが現れていることが分かる。すなわち、現時点においても東アジア及び極東地域では発電の中心的な役割は火力発電が担っており、原子力発電が必要とされるのは大型プラントによる経済性向上効果が期待できる大電力需要地域か、あるいは化石燃料輸送の困難な遠隔の寒冷地域の場合である。また、大型原子力プラントの適用可能な地域でも建設資金の調達が困難な場合には見送られている。すなわち、既に原子力発電所を運転している中国・韓国・台湾・ロシア極東地域以外にはほとんど具体的な新規参入計画は立てられていないのが実情である。

したがって、二酸化炭素排出量の削減へ向けて今後予想される様々な動きの中で、原子力発電が重要な位置を占めるためにはまず先決問題として、経済性の向上（資金負担の軽減）と運転員及び保守・補修員の負担軽減により、今まで以上に火力発電並みの扱いやすさを備えたプラントとすることで原子力プラントの研究開発・建設・運転等の経験のない国々でも容易に採用できる条件作りが必要であると考えられる。

(v) まとめ

前節では過去における小型炉の建設実績、TMI-2 及び Chernobyl 事故以後の中小型炉分野の状況、さらには米国における 21 世紀の原子力利用のあるべき姿を模索する NERI 計画と東アジア・極東地域の原子力開発状況を概観したが、これらを統一的な視点で見た場合には次のようないくつかの要点にまとめることができる。

①今後導入されるべき新エネルギーシステムは、環境保全に配慮すると同時に高効率（省エネ）及び既存の発電システムと競合できる経済性を達成しなければならない。

②発電だけでなく蒸気や熱の利用も積極的に実施することで高効率化を達成できるいわゆるコジェネレーションの分野が今後より拡大すると予想されるが、その動力システムとして有力な燃料電池やガスタービン（天然ガス）と比較すると、原子炉は少ない燃料で長期間運転が可能であるという特長が利活用の基本であると言える。また、大型炉に比べて設置基数が多くなることが予想されるため、極力燃料交換頻度は少なくすることが望ましい。この観点からは、熱中性子炉より液体金属冷却高速炉の方が燃料交換サイクルの長期化に適している。（ペブルベッド方式の高温ガス炉は、出力運転中に炉を止めることなく燃料を交換するのでこの観点での適合性について検討する必要がある。ちなみに、NERI の STAR 概念にはペブルベッド方式の炉は含まれていない。）

③発電と異なり、熱供給については長距離に及ぶ輸送が困難であり、需要地に近接して供給源を設置する必要がある。また、供給温度についても日常生活で必要とされるのは 100℃程度であるが、産業分野で使用する場合にはより高温（250℃～500℃～900℃程度の 3 段階）ほど使用範囲が拡大し有効性が増大する。この観点からは、軽水炉より液体金属冷却炉、さらには高温ガス炉の方がより高温の蒸気及び熱を供給でき、適用範囲が拡大する。

④需要地に近接して原子炉を設置する場合には、固有の受動的な安全性を備えて、自然現象によるプロセスで異常事態が終息することが実証され、社会に広く受容される必要がある。

⑤燃料交換サイクルの長期化の必要性については、設置場所へのアクセス条件により様々なパターンが考えられ、毎年の燃料交換から究極のプラント寿命中燃料交換不要までを選択肢として、安全性や経済性さらには核不拡散性の観点から十分な検討を加える必要がある。

⑥核拡散抵抗性については、燃料交換頻度の低減とともに使用済燃料の取扱要領（回収又は第三国への移送等）に関して、IAEA 等の専門機関を含めた（核保有国及び非保有国の）国際的な合意形成が必要と考えられる。この観点から原子炉や燃料の可搬性について安全性や経済性の具体的な評価検討が今後必要と考えられる。

以上の内容に基づき小型炉の導入ニーズを整理すると次のようになる。

①国内向け

a. 送電ロス、送電コストの低減（島嶼部、電力需要都市への近接立地）

b. 投資リスクの縮小（輸出向けも共通）

②輸出向け

a. 分散電源

b. 投資リスクの縮小

c. 多目的利用（海水淡水化、寒冷地の熱供給等）

(2) 「設計要求事項」に対する小型炉の意味付け

プラントの基本概念を検討するにあたり、検討のベースとなる設計要求は３章で設定されているが、小型炉はそのスケールから来る経済性デメリットにより、物量ベースの経済性評価では検討の当初から要求の達成が困難であることが予想されていた。しかしながら、小型炉には、大型炉よりも立地スペースに自由度があること、受動的安全性を大型炉よりも容易に達成できると考えられていること、等から、実用化戦略調査研究で検討する意義は十分にある。そこでここでは、３章で述べられた設計要求事項の小型炉における意味付けを検討し、次のように定めた。

(i) 経済性

小型炉で考えられる経済性向上方策は、量産効果、システムの簡素化および長期間連続運転による保守・補修作業の低減および稼働率の向上、建設工期の短縮、等が挙げられる。これらの項目で大型炉に優ることにより、スケールデメリットによるコストアップをできる限り小さくする方向で検討する。また、マイクロガスタービンなど他の電源のコストと十分競合できる必要がある。

(ii) 資源の有効利用

小型炉では、燃料交換頻度を減らして保守・補修作業の低減および稼働率の向上を狙う。そのための方策の具体化案として燃料交換頻度を大幅に低減する長寿命炉心を検討する。増殖性能は炉心の長寿命化に向けられる。すなわち、増殖性能は長期間燃料交換を必要としない炉心を成立させる方向に向ける。また、増殖性能の向上は炉心寿命中の燃焼反応度を増大させるために出力制御の観点から好ましくない。以上のことから、増殖比（内部転換比）は結果として約１となることが予想される。

(iii) 環境負荷低減

燃料交換頻度の少ない長寿命炉心を指向することから、FP 核変換および TRU 燃焼については現状で積極的に検討するものではないと判断した。最終的には影響を評価することとなる。ただし、高速炉の特性により、熱中性子炉との比較では優位性がある。

(iv) 核拡散抵抗性

燃料交換頻度の少ない小型炉では、当然のことながら燃料輸送の機会が少ない。また、燃料交換頻度が少ないことはプルトニウム製造プラントとしての性格は薄れる。従って、検討対象小型炉は本質的に核拡散抵抗性を備えている。

(v) 安全性

炉心損傷の発生頻度を 10^{-6}/ry 以下とし、設計で想定される炉心損傷事象に至る代表的な起因事象に対して、受動的な炉停止、炉心冷却が可能とする。

ただし、小型炉が受動安全性を達成するのに容易であるという特徴を生かし、異常な過渡変化に対して受動的な炉停止及び炉心冷却を可能とするにとどまらず、設計基準事故に対しても受動的な炉停止及び炉心冷却が可能となる概念を追及する。これにより設計基準を超える多重故障条件を仮定しても、アクシデントマネジメントを期待することができる程度に安定冷却が継続できるようにする。これが見込める設計概念に対しては、炉心損傷時の再臨界回避方策は必要としない。

設計基準を超える多重故障条件に対して受動的な機構で炉心損傷を防止できない場合には、代表的な起因事象からの炉心損傷事象を仮定し、その仮定において再臨界に至ることのないことを確認する。このことは、3.3.5 にある通りである。

(vi) 運転・保守・補修性

3.3.6 で述べられる要求に加え、プラント寿命期間中はメンテナンスすべき部位および機器が極めて少ないプラントシステムを指向する。

表4.6.1-1(1/3) 世界の中小型炉

○:第1回中小型原子炉国際会議(1987)
●:IAEA-TECDOC-881(1996)

プラント型式1	プラント型式2	名称	開発主体 国名	開発主体 実施機関	検討時期	熱出力 MW	電気出力 MW	用途(発電以外)	出力規模決定要因	受動的安全機能 LOCA/ULOF対応	受動的安全機能 UTOP対応	受動的安全機能 原子炉停止	受動的安全機能 崩壊熱除去	運転性	燃料交換	経済性向上策等
LWR	PWR	SECURE-H	Sweden	ASEA-ATOM	○●1977-	400	−	熱供給専用炉		防止:1次系全体をPCRVに収納 緩和:PCRV内プール水	密度ロックを介したプール水注入	密度ロックを介したプール(ホウ酸)水注入	PCRV内プール水で自然循環(7日間)	1次系のホウ酸濃度と温度(流量)で出力制御		
		SECURE-P(PIUS)	Sweden	ASEA-ATOM	○●1981-	2,010 1,818 670	622 500 200			同上	同上	同上	同上	同上		3モジュール型 LWRより約10%低い熱効率を運転保守要員低減でカバー
		ISER	Japan	東大·JAERI·[illegible]	1984-85	645	210			防止:1次系全体を鋼製RVに収納 緩和:鋼製RV内プール水	同上	同上	プール水で自然循環(2日間)	同上		鋼製R/V
		MISR(MISER)	Japan	MHI	○1987-88	1,000	300			同上	同上	同上	プール水で自然循環(20日間)	同上	マニプレータロボット使用	鋼製R/V
		CNSS	U.S.A.	B&W		1,255	400			防止:大口径配管削除						
		B-600	U.S.A.	B&W		1,800	600			緩和:小LOCA時炉心冠水 大LOCA時再冠水			格納容器は砂礫・自然通風式併用冷却			
		CAREM 25	Argentine	CNEA	●	100	27	海水淡水化	自然循環採用で強制循環に経済的に劣らない領域	防止:integral型自己加圧 緩和:蓄圧注入		ホウ酸水注入	自然循環蒸発潜熱(72h)	炉内可燃毒で制御(除起動時) 動的燃焼制御なし	1年毎50%交換	主ポンプ削除 ECCS簡素化・静的化 静的残留熱除去系導入
		KLT-40	Russia	OKBM	●1991-	160	35	海上設置型熱電併給 海水淡水化	既存の船用炉の規模に準じる	自然循環		制御棒重力落下		電気一部可変利用	2-3年毎全炉心交換	主ポンプ削除 ツインプラント
		HR-200	China	INET	●	200	−	熱供給のみ	分散需要地の規模	防止:integral型自己加圧、自然循環			自然循環 大気放熱			低温・低圧システム 二重圧力容器 工期短縮
		SMART	Rep.of Korea	KAERI	●	330	100	海水淡水化		防止:integral型自己加圧			自然循環蒸発潜熱(72h)		48ヶ月運転	ホウ酸濃度制御系削除
		SPWR	Japan	JAERI	●1987-88	1,800	600		既存の工場でR/Vが製造可能な範囲	防止:integral型 緩和:平衡圧注入		ホウ酸水注入 緊急解放弁で能動停止 ポンプ吐出圧低自動弁解放でポイズン注入	自然循環蒸発潜熱(72h)	ホウ酸水濃度のみで燃焼制御		燃焼補償制御棒削除 1次系配管削除
		AP600	U.S.A.	W	○●1985- 1998にNRCの設計認証取得	1,940	600		開発当時の米国電気事業者のニーズ	防止:キャンドポンプ 緩和:蓄圧注入		ホウ酸水注入	自然循環蒸発潜熱(72h)		燃交間隔18ヶ月	ECCS簡素化・静的化 静的残留熱除去系導入 モジュール工法
		10MW-MTP	U.S.A.	W	○		11.5	空軍基地向け		防止:キャンドポンプ			自然循環及び重力による注水		3年で燃料交換 3.5%濃縮	弁・熱交・配管・ポンプの削減 建設工期30ヶ月
		MAP	U.S.A.	CE		900	300			緩和:自己加圧方式		1次系温度及び圧力(スペクトルシフト)制御及びバーナブルポイズン、冷却停止	SG2次系からの静的冷却			
		GEYSER	Swiss	SIN (原子力研究所)	○●	10-50		熱供給のみ		防止:多重自然循環ループによるパッシブ系		ホウ酸水制御のみ		ホウ酸水制御のみ	U-Zr-H燃料	
		MARS	Italy	Roma大学	○●	600	170						上部タンク水で2週間残留熱除去可能		17ヶ月サイクル	
		AMPS	Canada	ECS Power Systems	○	1.5	0.1	潜水艇用		防止:大容量プール水保有			自然循環によるプール水及び海水への熱除去		U-Zr-H燃料	フロンサイクル発電
		Multi-Application Small LWR DOE-NERI(No.99-0129)	U.S.A.	Idaho NEEL Bechtel Oregon S.U.	1999-	1000 400		熱供給専用 又はコジェネ								AP600概念の経済性向上が主眼
		STAR-LW DOE-NERI(No.99-0027)	U.S.A. Italy	W UCB,MIT PIM	1999-					防止:制御系及び停止系をR/V内部設置で貫通孔削減	重元素液体金属ボンド材採用の可能性		炉心上部で沸騰させ自然循環増加		燃料交換サイクル15年程度	稠密格子炉心高内部転換比 現在のPWRより高温達成の可能性
	一体型PWR	MRX	Japan	JAERI	●1983-	100		船用動力炉		防止:R/V内にSG等を収納し大口径配管削除 緩和:水張式格納方式	R/V内設置CRD採用で制御棒飛出し事故排除		格納容器水中放熱システム及びヒートパイプ方式大気放熱システム	AIシステム採用で運転員大幅削減	原子炉システムの格納容器毎一括搬出	出力は「むつ」の3倍であるが格納容器容積は1/4、重量は1/2
		DRX	Japan	JAERI	1994-	0.75	0.15	深海調査船搭載炉		緩和:自己加圧方式	同上		自然循環冷却			
		AST-500	Russia	Kurchatov Institute	○●1980s前半建設,放棄 現在再度建設中	500		寒冷地向け地域暖房				機械駆動方式のみによる制御棒			燃料交換サイクル6年	
		ABV	Russia		●1960s半ば		1.5-12	可搬型、地下設置型、海上設置型(熱電併給)					自然循環			
		ATES-150(200,80)	Russia		●			地域暖房用								
	BWR	SBWR	U.S.A.	GE	○●1985-1986	1,800	600		同上	防止:自然循環 緩和:重力駆動注入(GDCS)		ホウ酸水注入	自然循環蒸発潜熱(72h)	負荷追従はタービンバイパスと制御棒(FMCRD)	1000 full power day	主ポンプ削除 ECCS簡素化・静的化 静的残留熱除去系導入
		PIUS-BWR	U.S.A.	ORNL		2,250	750									
		HSBWR-600	Japan	Hitachi	○●	1,800	600			緩和:蓄圧注入		ホウ酸水注入	外周プールによる自然放冷		2年連続運転可能	32ヶ月工期
		TOSBWR-900H	Japan	Toshiba	○	900	310			防止:自然循環採用で再循環系配管、ノズル削減 緩和:3系統ECCS採用				負荷追従は制御棒操作のみで再循環流量制御		
		TOSBWR-200L	Japan	Toshiba		200		熱併給(160℃)		防止:低圧、低温、低出力密度 緩和:重力落下ECCS			プール水冷却		2～3年間の連続運転可能	
		SHR	Swiss	EIR	○	10		熱併給	4000人程度の村	防止:R/Vはコンクリートプールに水没		重力落下制御棒 ホウ酸水注入	低出力密度(18.4kW/l) 数週間除熱できるパッシブ系	無人運転指向 部分負荷はサブクールで調整	使用済燃料をプール内貯蔵 UO2,変形9×9燃料	100～120SFr/MWt目標
		Simple and Safe 200-MWt District Heating Reactor Plant	Germany	KWU		200		地域暖房用 (都市近接立地)				重力落下制御棒 ホウ酸水注入	自然循環除熱			
	大気圧炉	TPS	U.S.A.	GA		64	12	熱併給,Canada深海調査艇SAGA-N(1.5MWt)に採用		U-Zr-H金属燃料の固有安全性	U-Zr-H金属燃料の固有安全性		PIUS原理を応用したベンチュリ機構			
	スイミングプール型	SLOWPOKE	Canada	AECL	○1987に2MWt型が臨界	2-10		地域暖房用 (都市近接立地)		低温(95℃)、低圧(大気圧) 重力落下式ECCS			自然循環	無人運転		格納容器不要
		LTR	China	清華大学	1989に臨界	5		研究用,熱供給用 (190-200℃温水供給)					自然循環			
		RUTA	Russia		●1970s末-	10,20,55		地域暖房用		大気圧			自然循環			Murmansk地区のApatityでの建設計画あり
	Channel-type BWR	Bilibino Nuclear Co-generation Plant	Russia		1960s- 1974-76に建設・運転中	4×62.5	4×12	熱併給					自然循環			

表4.6.1-1(2/3) 世界の中小型炉

○:第1回中小型原子炉国際会議(1987)
●:IAEA-TECDOC-881(1996)

プラント型式1	プラント型式2	名称	開発主体 国名	開発主体 実施機関	検討時期	熱出力 MW	電気出力 MW	用途(発電以外)	出力規模決定要因	受動的安全機能 LOCA/ULOF対応	受動的安全機能 UTOP対応	受動的安全機能 原子炉停止	受動的安全機能 崩壊熱除去	運転性	燃料交換	経済性向上策等
HWR		PHWR-220	India	NPC	●	743	194		既存商用炉規模	緩和:蓄圧注入		重力落下制御棒 Gd注入 重水ドレン			連続燃料交換	ツインプラント
		PHWR-300	Germany	KWU			300					制御棒 ホウ酸水注入		水力駆動式制御棒で高負荷追従性	稼働中燃料交換 使用済燃料は廃棄	
		CANDU3	Canada	AECL	●	1,441	450	海水淡水化、熱併給	需要に柔軟性を付加	緩和:蓄圧注入		重力落下制御棒 Gd注入 重水ドレン			連続燃料交換	ツインプラント
		CANDU6	Canada	AECL	●	2,158	600	熱併給	既存商用炉規模	緩和:蓄圧注入		重力落下制御棒 Gd注入 重水ドレン			連続燃料交換	ツインプラント
		CANDU 300	Canada	AECL	○1992~	1,230	400	輸出用				重力落下制御棒 減速材へ硼酸Gd注入		制御棒と減速材ボイズン濃度調整で反応度制御	稼働中燃料交換 天然U	初号機工期42ヶ月、 2号機33ヶ月 モジュール化設計
		Indian 500	India	DAE	○		500					重力落下制御棒 減速材へ液体ボイズン注入				
		ARGOS	Argentine	ENACA	○	1,123	375			防止:減速材ポンプをECCSの高圧注入ポンプとして使用		独立2系統制御棒				KWU,AECLからの技術導入
ガス炉	He冷却	GT-MHR	Sweden	ABB/HRB	●	200	86	熱併給	固有の安全性(燃料溶融防止)	防止:重力落下中性子吸収ボール			自然循環 大気放熱	電気一酸可変利用	連続燃料交換(ペブルベッド型粒子燃焼)	高熱効率
		PBMR-SA	South Africa	ESKOM	1996~	226 265	100.9 114			負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1600℃	負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1600℃		燃料温度が許容値以上に到達する前にR/Vからの熱損失が崩壊熱を上		連続燃料交換(ペブルベッド型粒子燃焼)	Heガスタービン直接サイクル発電
		He冷却ペブルベット方式小型炉	Japan	エネ総研/ NNC,Fuji	1999~		100			同上	同上				連続燃料交換(ペブルベッド型粒子燃焼)	Heガスタービン直接サイクル発電
		AVR	Germany	KFA	○1967臨界 1988停止		13	実験炉		負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1150℃	負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1150℃				連続燃料交換(ペブルベッド型粒子燃焼)	20年間の運転実績
		THTR-300	Germany	BBC/HRB	1983臨界 1988停止		300	原型炉		負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1600℃	負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<1600℃				連続燃料交換(ペブルベッド型粒子燃焼) 再処理せず貯蔵	
		MRS 又はHTR-M	Germany	INTERATOM	○1993~	200	80	熱供給(地域暖房) 電気・蒸気供給 石炭ガス化等核熱直接利用		同上	同上	制御棒重力落下 ボロン小球重力落下	伝導・輻射・自然対流のみで炉外に除去 出力密度3W/cc以下		同上	建設期間4年
		HTR-500	Germany	BBC/HRB	○●	1,264 1,390	500 550	核熱直接利用 実証炉		同上	同上		独立2系統+PCRVライナ冷却系		同上	モジュール型 平均燃焼度80~100GWd/t
		HTR-100	Germany	BBC/HRB	○	260	100	発電・蒸気・熱供給炉		同上	同上		加圧時はT次系自然循環、減圧時は炉底水冷パネルで間接冷却		同上	HTR-100×2で石炭火力並 HTR-100×4で大型LWR並 平均燃焼度~100GWd/t
		MHTGR	U.S.A.	GA	○●	350	138			同上	同上	制御棒重力落下 ボロン小球重力落下	伝導・輻射・自然対流のみで炉外に除去		ブロック燃料 UCO,ThO2燃料 再処理せず貯蔵	建設期間27ヶ月 燃焼度82GWd/t
		GHR-10	Germany	HRB	○	10		熱供給専用		負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<600℃	負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量) 燃料最高温度<800℃				燃料交換期間15年 ペブルベッド炉心	燃焼度75GWd/t
		SPGR	Japan	JAERI	1994~	500 300		高温核熱直接利用		負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量)	負の温度反応度係数 (低出力密度、大熱容量)			B4C球反応度調節方式	ペブルベッド方式又は燃交機アクセス方式	
		HTTR	Japan	JAERI	●1997臨界	100										

表4.6.1-1(3/3) 世界の中小型炉

○:第1回中小型原子炉国際会議(1987)
●:IAEA-TECDOC-881(1996)

プラント型式1	プラント型式2	名称	開発主体 国名	開発主体 実施機関	検討時期	熱出力 MW	電気出力 MW	用途(発電以外)	出力規模決定要因	受動的安全機能 LOCA/ULOF対応	受動的安全機能 UTOP対応	受動的安全機能 原子炉停止	受動的安全機能 崩壊熱除去	運転性	燃料交換	経済性向上策等
LMR	Na/Pool	S-PRISM	U.S.A.	GE	○●PRISM1984- /S-PRISM1995-	1,000	412		RVACSが適用できる最大出力	防止:Pool型 緩和:G/V, 金属燃料	金属燃料	重力落下制御棒	自然循環 大気放熱	原子炉2基にSG及びタービン1基	20ヶ月交換、 金属燃料	原子炉停止系1系統 6モジュール化 2次系の非安全系化
	Na/Pool	SAFR	U.S.A.	RI	○●1984-		330			防止:Pool型 緩和:G/V, 金属燃料	金属燃料	給気ラッチ重力落下 SASS	自然循環 大気放熱		燃交所要期間6日	4モジュール化 2次系の非安全系化
	Na	LCP	U.S.A.	W	1984-		400			同上	同上	同上	自然対流			
	Na/Pool	4S(金属燃料)	Japan	CRIEPI	●~1989-	125 25	50 10	海水淡水化	寿命中負のNaボイド反応度が実現可能な範囲	防止:負のボイド反応度、Pool型 緩和:G/V, 金属燃料	負のボイド反応度、同上	反射体制御+炉停止棒1本	自然循環 大気放熱	CR/CRDを用いない反射体制御、2次系又は水蒸気系流量で出力制御	寿命中燃交なし(金属燃料)	1次系炉内配管削除 炉内構造物簡素化 燃交機、取扱機削除
	Na/Pool	4S(MOX,MN)	Japan	PNC(現JNC)	1998	131.5(MOX) 250(MN)	50(MOX) 100(MN)		常備と同程度の熱出力	防止:Pool型 緩和:G/V		同上			燃交サイクル2年(MOX)~7年(MN)程度	燃焼度約30GWd/t(MOX) 約80GWd/t(MN)
	Na/Doubly Pool	MDPR	Japan	CRIEPI	○●	840	325		二重タンクで工場一括生産可能な最大出力	防止:Pool型 緩和:2次容器			自然循環			配管系削除 工期短縮 4モジュールプラント
	Na/Pool 又はLoop	Rapid	Japan	CRIEPI	●1993	150 25	60 10	分散電源		2EMP+Baby Pump 金属燃料	ボイド導入管によるNaボイド反応度低減	Li注入モジュール Li膨張モジュール			5年間燃料交換不要 一体型燃料の一括交換	炉上部簡素化及びEVST削除で大幅物量削減
	Na/Pool	小型モジュールFBR	Japan	CRIEPI	1993	840	350			防止:Pool型 緩和:G/V, 金属燃料	金属燃料				燃料交換サイクル5年 金属燃料	
	Na/Pool	Ultra-Small	Japan	MHI	1992	1		都市近接立地 大深度地下立地対応		自然循環冷却	負の反応度フィードバック	自己制御性	自然循環	負の反応度フィードバック制御、運転・保守要員不要を指向	3年毎に原子炉容器ごと一括交換	
	Pb-Bi/	TES-M	Russia	TsKBM			1	分散電源		防止:Voidが炉心に到達しない設計対応 緩和:G/V			自然循環			
	Pb-Bi/Pool	SVBR	Russia	SSC RF IPPE EDO		250 ? ?	75 250 600	VVERのSGリプレース		同上			自然循環		10~15年間無交換	潜水艦用炉技術を活用
	Pb-Bi/	Cruise-50	Russia	SSC RF IPPE St. P MBM Kaluga Turbine Fac.			50	海水淡水化 熱供給		同上			自然循環		燃交サイクル7年	浮遊型
	Pb-Bi/Loop	Angstrem	Russia	SSC RF IPPE		30	6	熱併給	人口5000人規模	同上			空冷ラジエータで冷却可能(水のない地域も考慮)		燃交サイクル6~11年 発電コスト6¢/kWh 熱コスト8$/Gcal	9~12台の列車で輸送可能 (最大220ton/台)
	Pb-Bi/Pool	Brus	Russia	EDO			150 220 300	汎用電源 石炭液化等化学プロセス熱利用 海水脱塩用		同上			自然循環			
	Pb or Pb-Bi /Pool	STAR-LM DOE-NERI(No.99-0154)	U.S.A.	UCB W ANL,LLNL	1999-	300		遠上国向け		防止:R/Vには貫通部なし 緩和:G/V			自然循環		運転中原子炉をシールド運転後炉容器毎持帰り	
	Pb-Bi/Pool	MIT提案概念	U.S.A.	MIT		1,800										
	Pb-Bi/Pool	L4S	Japan	JNC	1999-	125	52	遠上国向け	Na冷却L4Sを参考に設定	全炉心ボイド反応度ゼロ炉心	同左	後備系はパーナブルポイズン装備のSASS	RVACS+SGHRS RVACSの自然循環除熱のみで十分		30年間燃料無交換	2次系削除
	NaK	海底無人基地用炉	Japan	PNC(現JNC)	1992		10~40	海底無人基地用電源								ガスタービン(He-Xe)発電
	Na/Loop	水素製造用高温高速炉	Japan	PNC(現JNC)	1991	360		水素製造用熱源		防止:窒化物燃料でボイド係数低減(又は負)	窒化物燃料			遠隔無人運転		水素製造用熱源(770℃)
	Na又はLi/Loop	可搬型炉	Japan	PNC(現JNC)	1991		10	無人観測基地用電源		防止:窒化物燃料でボイド係数低減(又は負)	窒化物燃料		自然循環			熱電変換
	Li/Loop	二重ランキンサイクル炉	Japan	PNC(現JNC)	1991		3	高効率発電								K-水蒸気二段ランキンサイクル
	NaK/Loop	SNAP-2	U.S.A.	NASA	1960s 地上試験完了	0.032	0.003	宇宙用電源						燃料を炉心駆動機構で上下して制御		Hgランキンサイクル
	NaK/Loop	SNAP-8	U.S.A.	NASA	1960s 地上試験完了	0.478	0.035	宇宙用電源						炉心周囲の6体の制御ドラム(Be)で制御		Hgランキンサイクル
	Li/Loop	SNAP-50	U.S.A.	NASA	1960s 部品試験完了	7	1	宇宙用電源								Kランキンサイクル
	NaK/	SNAP-10A	U.S.A.	NASA	1960s 1969打上	0.034	0.00058	宇宙用電源				反射体可動部落下		回転反射体ドラム方式で制御		炉内熱電対で発電
	NaK/	トパーズ	Russia	IPPE	1960s~1980s	0.13~0.15	0.005~0.01	宇宙用電源						同上		炉内熱電対で発電
	U-?/	ERATO	France	CEA,CNES	1983~	1	0.2	宇宙用電源						同上		炉内熱電対で発電
その他	炉心ヒートパイプ	SP-100	U.S.A.	NASA	1978~	1	0.1	宇宙用電源						同上		ブレイトンサイクル
	なし/	ロマーシュカ	Russia	Kurchatov Institute	1960s~1980s	0.04	0.0005	宇宙用電源						同上		炉外熱電変換
														反射体中の制御ドラム方式で制御		炉内熱電対で発電

表 4.6.1-2　受動的安全性の考え方（「受動度」と具体例）

・受動度

出典：受動的安全システムに関する調査、同名の調査委員会、1991年3月、日本原子力産業会議

					安全機能時 液体／固体移動		
					無	有	
						自然力	外部動力
起動時	起動信号	不要	固体移動	無	Ⅰ	Ⅱ	Ⅵ
				有（自然力）	－	Ⅲ	
		要	固体移動	無	－	Ⅳ	Ⅶ
				有（自然力／外部動力）	－	Ⅴ	

例）

Ⅰ　ドップラー効果、熱伝導、熱輻射、静的機器による格納、燃料によるFP保持

Ⅱ　密度ロック、自然流動、ヒートパイプ、キュリー点電磁石（開）→自然落下格納容器の自然冷却

Ⅲ　水圧作動弁（開）→ボロン水自然流動、安全弁（開）→冷却材等放出
ホッパー（開）→ボロン小球落下

Ⅳ　マグネット（オフ）→制御棒自然落下

Ⅴ　ラッチ機能（開）→制御棒自然落下、電磁（空圧）弁（開）→冷却材自然流動

Ⅵ　常時運転安全系機器による冷却材強制流動

Ⅶ　電磁（空圧）弁（開）→冷却材強制流動

・受動的安全システム採用の具体例

軽水炉　SBWR、AP-600、HSBWR、MSPWR、SPWR、MRX/DRX（舶用炉）、PIUS、MISER

高速炉　PRISM、SAFR、4S-LMR

高温ガス炉　MRS、MHTGR

4.6.2 本研究における検討の新たな着眼点

(1) 小型炉検討の方向性

(i) 炉心寿命 30 年

運転に要する人員について検討すると、小さな出力の小型炉に大型炉と同等の人数を配置することが効率の悪いことは明らかである。このことから、運転・保守・補修について作業員の負担を低減する検討を行うことは、小型炉にとって自然な流れである。大型炉の検討において、定期検査工程のクリティカルパスは、1次主冷却系ポンプ検査、制御棒駆動装置検査および燃料交換であると言われている。今期の小型炉の検討では、燃料交換頻度を小さくする観点での検討を進めた。

燃料交換については、大型炉ではバッチ交換を行うことで取り出し燃料の燃焼度を高くして経済性を向上させようとしているが、作業員負担を軽減する観点からは、むしろ燃料交換頻度を限りなく小さくし、長期にわたって運転できる炉心が望ましいと考えられる。長寿命炉心の実現可能な年数とプラント寿命との関係を考慮し、本研究では炉心寿命の目標を 30 年とした。

なお、燃料交換頻度を低減することは、燃料の取り出しに時間がかかることから、ブランケット燃料の装荷は長寿命炉心を指向する炉には適合しないと考える。

(ii) 自然循環特性の向上

小型炉の特性として、本質的にプラントシステムの簡素化が容易であると言える。なぜなら、出力の小さい炉心は、炉心冷却のために大きな動力を必要としないからである。すなわち、小型炉は崩壊熱除去運転時のみならず定格運転時においても主冷却ポンプを必要としないプラントシステムを構築することができる可能性を秘めている。このことから、本研究では自然循環特性を大きく生かした小型炉概念の構築を目指した。

自然循環特性を増大させることは、ポンプ駆動の削減による所内負荷率の低減、定期検査時の検査項目削減、冷却材流量喪失事象に対する大きなアドバンテージ、等、数々の利点が生まれる。また、崩壊熱除去系に関しては、大型炉では除熱容量の限界により採用することが困難であった RVACS (Reactor Vessel Auxiliary Cooling System: 原子炉容器空気冷却崩壊熱除去系) を採用することが可能となり、崩壊熱除去運転時の受動的安全性および多重性を増やすことができる。

崩壊熱除去運転のみならず定格出力運転についても自然循環を利用することについては未知数の部分が多い。運転特性については解析による検証が現在進行中である。ANL の STAR-LM をモデル化した運転特性把握のための解析が JNC 公募研究として行われている。この進捗状況について、添付資料として掲載した。

(iii) 再臨界防止強化

炉心損傷に至る起因事象に対して、特別な工学的安全設備 (SASS、GEM 等) を

備えることなく受動的な炉停止および炉心冷却を可能とする方向で検討する。

本検討の小型炉では長寿命炉心および自然循環特性向上を指向することから、安全に関する特徴として、

① 炉心の燃焼反応度が小さく炉心が持つ潜在的な反応度を極小化することができる、

② 炉心の出力密度が小さく異常時の温度変化が穏やかになりやすい

③ 一定以上の冷却材流量が確保されやすい、

等が挙げられる。これらのことから、炉心損傷に至る起因事象、特にスクラム失敗が伴う事象に対して特別な工学的安全設備を備えることなしに事象が静定するプラント概念を、大型炉よりも構築しやすい。

炉心局所閉塞に対しては、ダクトレス集合体またはフローホール付集合体を採用する方向で検討する。特に自然循環炉であれば、ダクトレス集合体との組み合わせにより、局所閉塞が生じた場所の温度が上昇することでその部分の冷却材の浮力が増加することにより高温部の流量が増加する流量再配分効果を期待することができる。

上記のことを考慮しながら、3章で述べられている一般的な設計要求事項および4.6.1(2)で述べた事項を満たすための具体的な検討方向を表4.6.2(1)-1のように設定した。

(2) 炉心概念とプラント概念との整合性

前記(1)に記載の方向に沿った炉心概念として、表4.6.2(2)-1に示す3概念を含む数種の炉心概念が検討された。その結果、Pb-Bi冷却材は自然循環、Na冷却材については完全自然循環と準強制循環（～20％自然循環）の2種類を選定し、プラント概念を具体化することとした。これらを選定するに至った検討経緯を図4.6.2(2)-1に示した。

(i) 自然循環方式タンク型ナトリウム冷却炉

ナトリウム冷却小型炉のプラント概念としては既に４Ｓ（Super Safe, Small and Simple）[19]があるが、今年度の検討では４Ｓを検討の出発点とし、前述の要求に応えられる概念を目指すこととした。本概念は、低圧損炉心（バンドル圧損～0.01kg/cm^2）の採用により自然循環力を強化し完全自然循環方式とすることで受動安全性の向上を目指したプラント概念である。

４Ｓは、砂漠の緑化（発電と海水淡水化の二重目的）のための超小型FBRとして1989年頃より検討が開始されたプラント概念で、将来のFBR時代への導入プラントとして、プルトニウムを管理しやすく（燃料交換頻度の低減）、しかも増殖しない（増殖比0.7）形で利用することを本来の設計思想としている。具体的には、より高い安全性の追求及び経済性の向上、運転の単純さ、燃料交換を含

むメンテナンスの簡素化として以下の項目をあげている。

① 実用化までの開発期間および開発に要する技術者数等総開発費が少ない
② 工場内試作試験などNa炉の習熟期における開発経営リスクが小さい
③ 立地地点の拡大、離島などの分散電源として、わが国でも有効
④ モジュール構成による稼動信頼度の高い大型パワーステーションも可能
⑤ 設計標準化、連続生産により飛躍的な経済性が期待される
⑥ 単純で、原子炉に操作する機器がなく運転員不要のため、異常発生の可能性が極めて低い
⑦ すべて工場製作・工場検査であり、高品質のものが短期間で製作可能
⑧ ボイド反応度および全ての反応度温度係数が負で、本質的な安全特性
⑨ 制御棒および制御棒駆動機構がなく、反応度事故の可能性排除
⑩ 非常用電源および動的緊急炉心冷却系統なしでも、極端な事故仮想に対して炉心損傷なし
⑪ 10年または30年燃料無交換で複雑な燃料交換設備なくIAEAの核管理が飛躍する
⑫ 砂漠拡大防止、途上国の需要など、グローバルなニーズにも対応

これらの基本思想の具体化としての４Ｓ概念は次の構造的特徴を有している。

－ゼロボイド炉心：φ83cm×4mH
－原子炉容器径：φ2.5m×23mH
－タンク型：IHX・1次EMPのR/V内蔵
－環状6分割反射体制御
－安全棒（炉中心１体）
－環状IHX
－PRACS＋RVACS
－EMP内蔵ヘリカルコイル2重管SG
－炉上部燃交機器簡素化
－原子炉出力制御装置なし→給水流量制御

また、これらの構造的特徴と関連する以下の技術課題を有している。

① 核設計精度向上(長尺燃料、反射体移動の燃焼計算)
② 長尺燃料照射挙動(実績は～1m；FFTF)
③ 反射体駆動機構信頼性実証(油圧機構の信頼性ﾃﾞｰﾀ)
④ 臨界近接時自動制御システム(実験炉等での最適化)
⑤ 構造材用高クロム系のフェライト鋼照射特性
⑥ 長尺炉心径膨張(集合体湾曲効果)の確実性
⑦ 局所閉塞事故対応
⑧ 熱出力一定運転(84～110％の範囲で給水流量制御は可能)

→負荷追従運転対応
→海水温度変化による熱効率変動対応

⑨ 大掛かりな燃料交換の頻度低減(炉停止後冷却期間～3ヶ月)
→更なる長寿命化

⑩ IHX 合体 EMP の補修方法改善

はじめに、炉心の更なる長寿命化を指向して 10 年から 30 年に延長する場合、４Ｓのように炉心を軸方向に長くする方法では既に限界に達しており、中性子の漏れを少なくし有効利用することで寿命を延長する方法を基本とすることとした。このためには炉心形状を長尺型から球に近い（H/D≒1）形状とし、炉心直径も大きくする必要がある。この変更により４Ｓでは負またはゼロであった Na ボイド反応度は正となるが、他の因子を含む全体の反応度フィードバックにより固有の安全性が成立することを目指し、Na ボイド反応度が正となることには拘らないこととした。ただし、万一の事態としての炉心損傷をアプリオリに仮定する場合を考慮し、金属燃料での即発臨界を回避する条件として Na ボイド反応度は 8＄以下にする必要があるとの安全分野での知見に基づき、この値を上限とすることとした。

次に、主冷却系に自然循環方式を採用し、流量減少型の異常事象や事故に対する耐性を強化するため、１次系の系統圧損と炉心のバンドル圧損を従来型に比べて大幅に低減することとした。炉心圧損低減のためには燃料ピンの仕様を大きく変更しない条件のもとでは炉心径を大きく炉心高さを低くする、すなわち、H/D≒1 から H/D＜1 に変更する必要がある。これにより、中性子の漏洩も増えるため Na ボイド反応度は低減されるので、受動安全性確保の観点からも有利である。

以上の内容を前提として、自然循環力強化に配慮した低圧損炉心の特徴は次の通りである。

1次系一巡圧損との関係からバンドル圧損は0.01kg/cm^{2}程度に抑えるとともに、炉心等価直径は原子炉容器の増大を極力少なくするために 2.5m 程度とし、原子炉容器内径を 4m に収めることを可能とした。炉心高さは直径 2.5m の制約条件のもとで燃焼反応度を最小にできる 1m とした。炉心圧損の低減により IHX 伝熱中心との高低差は 7m 程度となり、原子炉容器の内部に IHX を設置するタンク型を４Ｓと同様に採用することが可能となった。

このように自然循環方式とするために炉心形状は扁平化し直径が大きくなった（４Ｓはφ83cm×4mH）ため、従来の 18 体集合体の構成（炉心中心は安全棒）では１体あたりのインベントリが大きくなり水没事故による臨界の可能性が生じるため、その可能性がなくなる集合体サイズ（対面間距離 300mm）をめやすに 78 体構成とした。また、直径 2m 以上では反射体による制御が困難なため制御棒制御方式とし、集合体本数の 1 割弱である 7 本（配置の均等性と対象性を考慮

して若干少なめ）とした。

さらには、Naボイド反応度（全炉心）は扁平化により3.7$に抑えられ、当初のめやすである8$をかなり下回る値となった。

(ii)準強制循環方式ループ型ナトリウム冷却炉

前項では自然循環を強化してシステムの簡素化を徹底的に追求するプラント概念を検討対象としているが、炉心の扁平化により原子炉容器径の増加とその結果としての原子炉構造の物量増加は避けられないことになる。本項では、既存のナトリウム冷却高速増殖炉の技術により比較的実現が容易で開発課題の少ない強制循環方式をベースとし、原子炉構造物量の合理化と自然循環力の強化による受動安全性向上の両立を指向したプラント概念を検討する。

前述の自然循環方式の炉心寸法は、φ2.52m×1mH（圧損～0.01kg/cm²）原子炉容器内径は4mであった。この容器内径を3.5m以下（先行する小型炉設計事例／４Ｓ：φ2.5m、STAR-ENHS：φ～2.5m、STAR-LM：φ～3m、IRIS：φ3.5～4m／を参考に暫定）とするためにH/D≒1の範囲をサーベイした結果、炉心寸法はφ1.42m×1.5mH、原子炉容器内径はφ3.5m以下となった。バンドル圧損は従来型（2～3kg/cm²）と完全自然循環型（～0.01kg/cm²）の中間（～0.5kg/cm²）で、定格運転状態でも1次系流量の20%以上を自然循環力で確保し、流量減少型の事象への耐性を極力維持できるように配慮した。しかし、炉心圧損の増加によりIHX伝熱中心との必要高低差は自然循環型より10m以上増加し、IHXを原子炉容器内に設置するタンク型の採用は困難となることからループ型を採用することとした。

また、準強制循環方式の炉心の直径は1.42mであるため、４Ｓと同様に反射体制御による18体集合体の構成（炉心中心は安全棒）が可能となり、Naボイド反応度（全炉心）はH/D≒1のため自然循環方式より若干増加して4.7$となったが、当初のめやすである8$以内には収まる値となった。

なお、ナトリウム冷却炉の安全性で特徴的な点のひとつに、ナトリウムという化学活性度の非常に大きな物質を使用していることがある。核分裂エネルギーを電気エネルギーに変換するために蒸気を使用する以上、ナトリウム冷却炉におけるナトリウム－水反応は避けられない検討課題であり、それゆえに2次冷却系を備える必要性のある点が経済性でデメリットとなっている。自然循環型では、タンク型を前提に格納容器内にＳＧのような圧力設備を持ち込まない考えから、４Ｓの基本冷却系概念に基づく2次系（電磁ポンプ内蔵ヘリカルコイル2重管ＳＧ採用）で検討するが、準強制循環型では2次系の簡素化を目指し、IHX-SG合体（不活性中間媒体採用）による新型ＳＧの採用を前提に検討を進める。

(iii)自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉

鉛ビスマス冷却炉では、2次冷却系を必要としない利点を生かして、原子炉が

比較的大きくなる自然循環炉でありながら建屋容積の小さなプラント概念を追求する。

重金属冷却材は、エロージョン防止のための流速制限が課せられること、冷却材密度が大きいことから、大型プラントには不向きとされる。一方、冷却材密度が大きいことから、小さなヘッド差で大きな自然循環力が得られ、自然循環炉の冷却材としてこれまでも注目されていた。また、化学活性の度合いは小さく、2次系は必須ではないうえにＳＧを原子炉容器に内蔵することも可能となる。これらの理由により、自然循環方式でタンク型（ＳＧ一体型）の鉛ビスマス冷却炉を検討する。

炉心圧損は、先行する重金属炉の知見も活用し、1次系一巡圧損と炉心－ＳＧ伝熱中心高低差のバランスを考慮して～0.1kg/cm^{2}をめやすとし、炉心－ＳＧ伝熱中心高低差を8mとした。炉心圧損Δpと冷却材密度ρの間には

$$\Delta p \propto \rho$$

の関係があり、βgHΔTが比例定数となる。ここでβ：体膨張係数、g：重力加速度、H：自然循環ヘッド差、ΔT：炉心出入口温度差である。したがって比例定数（特に自然循環ヘッド差）が同程度であれば炉心圧損Δpは密度に比例することとなり、ナトリウム冷却自然循環方式炉心の圧損（～0.01kg/cm^2）との見かけの差にかかわらず、ほぼ同程度の自然循環力が確保されていることが分かる。

炉心寸法は、圧損（～0.1kg/cm^2）等を一定として各種パラメータをサーベイした結果φ1.95m×1.25mHとなった。直径が約2mとなり反射体制御が困難なためNa冷却の自然循環方式炉心と同様に制御棒方式を採用している。

なお、冷却材が不活性で原子炉上部を開放することに対する障壁がナトリウムの場合より少ないことを前提に、本炉心は全体を一括で交換（炉内への装荷、引き抜き）するカセット式とし、集合体単位での燃料交換を想定しないことからラッパー管は必ずしも必要ではないためダクトレスとしたことを特徴としている。

(3) 小型炉の安全性に関する検討方向

(i) 原子炉停止系

原子炉の反応度を制御する制御材／方法としては、

① 固体中性子吸収材を炉心に対して挿入・引き抜きする方法：
制御棒・球・ペレット等

② 液状中性子吸収材を炉心に注入する方法：
ケミカルシム・ほう酸水等

③ 炉心に中性子吸収材を装荷する方法：
固定吸収体、可燃性毒物

④ 中性子の反射または漏洩効果の変化を利用して制御する方法：
再循環流量制御（BWR）、反射体、GEM（Gas Expansion Module）

等があり、これらの制御材と駆動機構の組み合わせにより多様な炉停止装置が使用されている。

これらについて、小型高速炉への適用を前提としてその特徴をまとめると次のようになる。

①→制御棒は、重力落下だけでなく加速機構の設置も容易なため、スクラム要求時間の短い高速炉において最も一般的な制御材であるが、炉心領域内部での占拠スペースが必要で炉心径を大きくする要因となり、小型炉ではその影響が相対的に大きくなる。球やペレットの単体は、耐熱性に優れるが加速しにくい形状で重力落下方式に適し、かつ落下後の炉内からの引き抜きも容易でないため、高温ガス炉等での使用例に限定されている。

②→冷却材の溶解度により制御範囲が制約され、また冷却材からの分離・除去も容易である必要があり、水にはボロンが適するが液体金属やガスの冷却材には適さない。

③→長期間にわたる燃焼反応度のような制御に適する方法であり、緊急時の急速制御には適さない。

④→BWR の再循環流量制御は、冷却材流量変化が密度変化を起こし中性子の減速効果が変化することを利用した制御方法である。反射体は炉心周囲にあって炉外への中性子漏洩を拡大または抑制し反応度を制御するもので、炉心体積に対する表面積の割合が大きい小型炉心に有効な方法である。GEM は冷却材自由液面の、流量変化による上下変動により封入ガスの占拠体積を変化させ、中性子の漏洩を受動的に制御する装置であるが、プラントの通常運転時（起動・定格運転・停止）に際して炉心流量を一定に制御し液位を保持する必要があり、自然循環には不向きである。

以上の特徴により、小型炉の緊急炉停止に適する原子炉停止方法としては、大・中型炉と共通する制御棒の他には、反射体による制御方法が候補に挙げられる。

(ii) 原子炉主冷却系・崩壊熱除去系

原子炉主冷却系は、自然循環性能を増強することにより、冷却材流量喪失事象への耐性を強化する。このことにより、ULOF (Unprotected Loss Of Flow: 冷却材流量減少時制御棒挿入失敗)においても冷却材の一定流量を確保して事象進展を緩慢にし、温度上昇による負の反応度挿入により高温静定する固有安全性を追求することができる。自然循環炉においてはポンプ動力の喪失に起因する冷却材流量喪失事象そのものを排除することができる。

小型炉の崩壊熱除去系として要求されていることは以下のとおりである。

① 受動的な崩壊熱除去系であること

② 適切な多様性および冗長性を有していること

③ PLOHS 発生頻度が約 10^{-7}/ry 以下であること

ここで、「受動的な崩壊熱除去系」とは、ブロアやポニーモータ等の動的設備を用いずに構成されている自然循環型の崩壊熱除去系と理解される。小型炉は炉心出力が小さいことから、崩壊熱除去に求められる除熱性能も小さくてよい。そのため、合理的な大きさのまま自然循環型の崩壊熱除去系を実現できる可能性が高い。

動的設備なしで構成された設備の故障確率は約 10^{-4}/demand 以下とみなすことができる[20]。ただし、空気ダンパは一般に動的機器と区分されるが、国内原子力の故障率データ[21]によれば 6.8×10^{4}demand、1.37×10^{8}hours 中故障なし（10^{-4}/demand 相当）という高い信頼度が得られていることから、空気ダンパは「受動的な崩壊熱除去系」に採用可能であるものとする。故障確率 10^{-4}/demand の崩壊熱除去系 1 系統で崩壊熱除去運転が可能であるように設計すれば、崩壊熱除去系の信頼度は崩壊熱除去系統数の違いにより次のように表される。ただし、作動要求回数は 1 炉年あたり 1 回程度(定期点検等に係る通常の原子炉トリップ操作を想定）とする。

1 系統	10^{-4}/ry
2 系統	10^{-4}/ry$\times\beta=10^{-6}$/ry
3 系統	10^{-4}/ry$\times\beta\gamma=10^{-7}$/ry

ただし、共通要因故障を保守的に考慮するため、$\beta=0.01$、$\gamma=\sqrt{\beta}=0.1$ とした。

従って、1 系統で崩壊熱除去運転が可能である受動的な崩壊熱除去系では、3 系統以上設置することで PLOHS 発生頻度を要求値以下にすることができる。また、機器構成の異なる 2 種類の崩壊熱除去系を採用することにより多様性を持たせれば共通要因故障はないことから、2 ループ構成でも 10^{-8}/ry 程度となり、信頼度は更に高まる。ただし、崩壊熱除去系のメンテナンス等により計画的に使用できない系統・機器が発生することを考慮すれば、それらは 3 以上設置されていることが望ましい。

以上のことから、安全性を追求する小型炉に適する崩壊熱除去系の合理的な基本構成は、機器構成の異なる 2 種類以上のシステムで 3 系統以上の構成として、系統・機器がメンテナンス時使用できない場合でも 2 系統構成となるようにする。

.本研究の小型炉は NSSS 小容量なるが故に経済性が割高となること（スケールデメリット)を挽回するため冷却系を局限し主冷却系を 1 系統で構成しているため崩壊熱除去系の設計自由度が小さい。一方、炉心の出力密度を落として長寿命炉心としている事により炉心が大型化し炉心出力の割に原子炉容器径が大きいという特徴を有することからループ型でも RVACS が有効である。このような特徴を有する本研究小型炉に最適な崩壊熱除去系を選定する。冷却方法の観点から、RVACS および SGACS を「容器冷却型崩壊熱除去系」、DRACS、PRACS、IRACS および SGHRS を「伝熱管冷却型崩壊熱除去系」と区分すると、小型炉としてシステム簡素化の要件から「容器冷却型」の採用は必須である。さらに、系統の多様性要求

により「伝熱管冷却型」と「容器冷却型」の両方を採用するシステムが適当である。

まず、「容器冷却型」について検討する。下表のように、除熱容量の観点からRVACSがより適していると判断した。

形式		特徴	評価	
容器冷却型	RVACS	炉容器またはガードベッセルを自然通風により空冷する。	○必要炉容器表面積の関係で、炉出力に対して大きな表面積を有する小型炉に適している。	○
	SGACS	SG 容器を自然通風により空冷する。	△一般的に原子炉容器と比べて SG 胴の表面積が小さいため除熱能力で RVACS に劣る。安全系の範囲が拡大する。	△

「伝熱管冷却型」は、経済性に影響がある安全系の範囲およびRVACSとのマッチングの観点から、PRACSが最も適していると判断した。なおここでは、炉心上部プレナムに伝熱管があり、崩壊熱除去運転により冷却された冷却材が炉心上部プレナム内で炉心からの上昇流と対流を形成するものをDRACSと呼び、炉心上部プレナム以外の1次系流路内に伝熱管があり、崩壊熱除去運転において上昇流と下降流が明確に区分される自然循環流路が形成されるものを PRACS と呼ぶことにした。このように区別した場合、DRACSは自然循環による除熱能力が不利になると考えられることからPRACSを上位とした。

形式		特徴	評価	
伝熱管冷却型	DRACS	炉心上部プレナムに崩壊熱除去系の熱交換器または細径配管が設置される。	○耐震クラスの高い機器が局限化される。 △炉心崩壊熱による上昇流と DRACS の冷却による下降流により自然対流を形成することが除熱性能として PRACS より劣る。	△
	PRACS	炉心上部プレナム以外の 1 次系流路内に崩壊熱除去系の熱交換器または細径配管が設置される。	○耐震クラスの高い機器が局限化される。 ○自然循環による除熱性能は DRACS と比較して良好である。	○
	IRACS	SG 近くに崩壊熱除去系の熱交換器または細径配管が設置される。	○トータルの伝熱中心差は DRACS、IRACS より大きく取ることができる。 △耐震クラスの高い機器が 2 次系にまで及ぶため、簡素化の観点から不適。	△
	SGHRS	水蒸気系配管に崩壊熱除去系の配管が設置される。	○トータルの伝熱中心差は他の伝熱管型 DHRS より大きく取ることができる。 △耐震クラスの高い機器が 2 次系、水蒸気系にまで及ぶため、簡素化の観点から不適。	△

以上により、物量削減（経済性）の観点から主冷却系1系統とし、安全性を追求する小型炉に適する崩壊熱除去系の組み合わせとして、「PRACS＋RVACS」を基本構成とし、これらの組み合わせで3系統を構成するのが、小型炉の安全性要求を満たすための合理的なシステムと判断した。

平成12年度小型炉設計では上記考えを基に以下のような崩壊熱除去系の構成としている。なお、Na炉とPb-Bi炉の3ループを確保する考え方に差異があるが、安全解析の制限温度条件、メンテナンス時の運用等の検討を踏まえ、崩壊熱除去時の主冷却系の流路構成の詳細検討による確認とそれ基にした除熱容量の確認を行い今後さらにシステム設計が進むことにより最適化がなされるものである。

炉のタイプ		RVACS	PRACS	メンテナンス時の多重性確保の考え方
Na炉	2次系あり	2系統	1系統	RVACS出入口2系統
	2次系簡素化	2系統	1系統	RVACS出入口2系統
Pb-Bi炉	2次系無し	1系統	2系統	PRACS独立2系統

(iii) 原子炉格納系

原子炉格納系は、原子炉および1次冷却系（冷却材が放射化されている範囲）から冷却材および放射性物質が漏洩した場合において、その圧力に耐えかつ外部環境へ放出しないように設置する施設であり、構造的には鋼製格納容器（SCV）とプレストレスト・コンクリート製格納容器（PCCV）がある。SCVでは耐圧と漏洩防止の機能を同じ容器部分で持たせているが、PCCVでは耐圧はコンクリートの機能で漏洩防止はコンクリートに内張りした鋼板の機能として分担している。また、最近の軽水炉では原子炉の大型化に伴い容積の縮小化が可能なPCCVを採用する傾向にある。

軽水炉では冷却材の漏洩は高温高圧蒸気の放出となるため格納容器の設計条件は圧力／温度について約3-4kg/cm^2／約150℃となっている。一方高速炉では、ナトリウム冷却の場合には1次系は不活性ガス雰囲気に保持されており、圧力の上昇も軽水炉程ではなく、設計条件は約0.5-1kg/cm^2／約150℃に設定されている。

原子炉格納系は原子炉建屋の中枢部分であり、建屋の容積と建設工期を決定する重要な因子のひとつである。したがって、設計圧力を適切に設定しつつ必要とする容積を合理化し、建屋容積を削減して建設工期を短縮することが検討のポイントとなる。

(iv) ナトリウム－水反応排除方策

ナトリウム冷却炉については、1次冷却材にナトリウムを使用し、発電のために蒸気タービンを採用するのであれば、両者の接点となる熱交換器は安全上非常に重要な役割を担う。考慮すべき点は、システムの小型化およびナトリウム水反応対策である。小型炉では物量削減による経済性向上に着目し、できる限り2

次系を簡素化する新型SGを採用する概念とする。

鉛ビスマス冷却炉については、ナトリウムのような化学活性の性質はないため、それ自身が冷却材－水反応への対策となっている。

いずれにしても小型炉特有の課題ではなく、大型炉および中型モジュール炉での知見を反映する形で12年度の検討を進めた。

(v) 立地評価

小型炉は本質的に燃料インベントリが大型炉と比較して小さいことから、原子炉が崩壊することを前提とした重大事故評価および仮想事故評価において大型炉よりも有利になる。このことは、設置に必要な敷地面積が小さくてすむこととあいまって、設置箇所の自由度の高いシステムが構築可能であることを意味する。

表4.6.2(1)-1 小型炉検討方針

前提条件

	方向性	備考・理由
使用目的	島嶼目的・都市近接立地を目指し、プラントのスペースがあればどこにでも設置可能なものを検討する。	設置地盤を選ばないプラントを標榜するため、3次元免震建屋を前提とする。
優先事項	「固有安全性」「長期連続運転」 「運転・保守性の簡素化および単純化」	ここで言う「固有安全性」とは、「炉心損傷に至る起因事象が発生しても、それに対してのみ動作する工学的安全設備を設けることなく事象を静定することができるプラント安全特性」と定義する。
冷却材	ナトリウム、鉛ビスマスを選択	高速炉としての良好な炉心特性を生かすことができるものを選定。炉心性能および低圧系であることによる固有安全達成の容易さから液体金属(ナトリウムおよび鉛ビスマス)冷却を選択。水およびガスは、減圧事故時の冷却性を確保するために工学的安全設備が必要となることに困難さがある。
燃料	固有安全性を追求するためには金属燃料、窒化物燃料であることが望ましいと考えられる。ただし、酸化物燃料を選択したときの影響は評価する。	金属、窒化物はMOXと比べて次の利点がある ・熱伝導特性がよいため、燃料の径方向温度分布に差が少なく、燃料の温度上昇余裕が大きい。 ・重元素密度を大きくできるため、①炉心の長寿命化に有利、②Pu富化度が小さくてすむためドップラ反応度が効きやすい、③炉心をへん平化してボイド反応度低減、④炉心の低圧損化により冷却材の自然循環力が向上
その他	他の小型炉プラント概念を参考に、よりよいものを追求する。	4S、IRIS等
定格出力	5万kWe	IRISを参考とした暫定値。他の要件から最適化される可能性あり。

重点検討項目

	方向性	備考・理由
寿命	プラント寿命60年　炉心寿命30年	プラント寿命を60年と想定し、燃料交換頻度を低減する目的からの目標値。
燃焼反応度	1%Δρ以下	
燃料破損対応		長寿命の燃料を燃料破損により交換するのはコスト面で大きなマイナスとなるため。①燃料破損の起こりにくい燃料および被覆管の仕様設定、②燃料破損後の運転(RBCB:Run Beyond Cladding Breach)、について検討する。
定期検査期間短縮 運転サイクル長期化	プラント稼働率95%以上を目標。動的機器をできる限り削減し、燃料交換頻度を低減する。	合理的な定検項目、定検期間および運転サイクルを検討する(定検項目の組み合わせ方の合理化検討)。プラント稼働率は、大型炉で90%目標に検討されていること、および小型炉特有の定検の合理化により、95%を目指す。
保守・補修性の確保		構成機器はすべて保守・補修性が考慮されていること。機器の補修、交換費用の安いシステムであること。
建設工期	30ヶ月以内	建屋高さ、容積を削減し、経済性を追求。工場プレハブ範囲拡大、建屋の船殻構造化、等による工期短縮。
炉停止系	高信頼度のシステムを構築する。	反射体制御の炉心については、高信頼度の炉停止系となるよう検討する。
崩壊熱除去系	RVACSと他の崩壊熱除去系を組み合わせたシステム	RVACSのような簡素で革新的なシステムの採用も検討し、受動性の高い高信頼度のシステムを構築する。
格納系	格納系に対して最も厳しくなる事象を選定し、その事象で生じる最高温度および圧力に耐性があること。	格納系内に水蒸気系を持ち込む場合、そのことにより格納系の設計にインパクトがあることを考慮する。
設計基準事象	従来と同レベルの検討を行う。	外電喪失、SGTR、冷却材漏えい、負荷変動、ポンプ軸固着、制御棒の異常な引き抜きetc。
設計基準外事象	炉心損傷に至る代表的な起因事象に対しても、炉心溶融が起こらないことを目標とする。	事故事象に制御棒不挿入を重ねた事象まで検討範囲に含める。

表 4.6.2(2)-1 小型炉の検討対象炉心

	項　　目	準強制循環 (Na)	自然循環 (Na)	自然循環 (Pb-Bi)
基本条件・炉心構成	熱出力（MWth）	125	125	132
	電気出力（MWe）	50		
	運転サイクル長さ（日）	10,950	10,950	11,000
	燃料交換バッチ	1/-/-		
	炉心型式	Pu 富化度２領域均質炉心		
	炉心高さ（cm）	150	100	125
	炉心等価直径（cm）	142	252	195
	遮蔽体外接円径（cm）	333	499	約 320
	燃料集合体数（体）（内側炉心/外側	18 (6/12/-)	78 (48/38/-)	－
	制御棒(炉停止棒)本数（本）	1	7	31
	径方向遮蔽体	B4C	B4C	Pb-Bi, B4C
炉心燃料仕様	燃料材料	３元合金	３元合金	混合窒化物
	炉心材料（被覆管／ラッパ）	HT-9/HT-9	HT-9/HT-9	ﾌｪﾗｲﾄ鋼/－
	燃料ピン外径（mm）	15		
	被覆管肉厚（mm）	0.9	0.8	0.85
	燃料スミヤ密度（%TD）	75	75	80
	ワイヤ径（mm）	-	-	-
	燃料ピンピッチ／燃料ピン外径	1.09	1.13	1.26
	集合体当たり燃料ピン本数（本）	331	217	9,290 (全数)
	ラッパ管外対面間距離（mm）	306	258	－
	ラッパ管肉厚（mm）	2	2	－
	集合体配列ピッチ（mm）	308	260	－
炉心主要特性	Pu富化度(wt%)(内側炉心/外側炉心)	10/15	11/17	9.6/17.6
	炉心部取出平均燃焼度（MWd/t）	9	6	8.3
	燃焼反応度（%Δk/kk'）	0.9	0.4	0.6
	最大線出力密度（W/cm）	250	150	217
	炉心部平均線出力密度(W/cm)(平衡中期)	140	74	114
	炉心部平均出力密度（W/cc）（平衡中期）	53	25	35.4
	ピーク高速中性子束（$\times 10^{15}$）	0.5	0.3	0.55
	ピーク高速中性子フルエンス($\times 10^{23}$)	4	3	5.2
	増殖比（平衡中期）	0.99	1.01	1.00
	炉心部ドップラ係数（$\times 10^{-3}$ Tdk/dT）	-3.8	-5	-3.4
	炉心ナトリウムボイド反応度（$）	4.7	3.7	6.5

*1) Pu 組成比：$^{239}Pu/^{240}Pu/^{241}Pu/^{242}Pu$ = 66/27/2/5

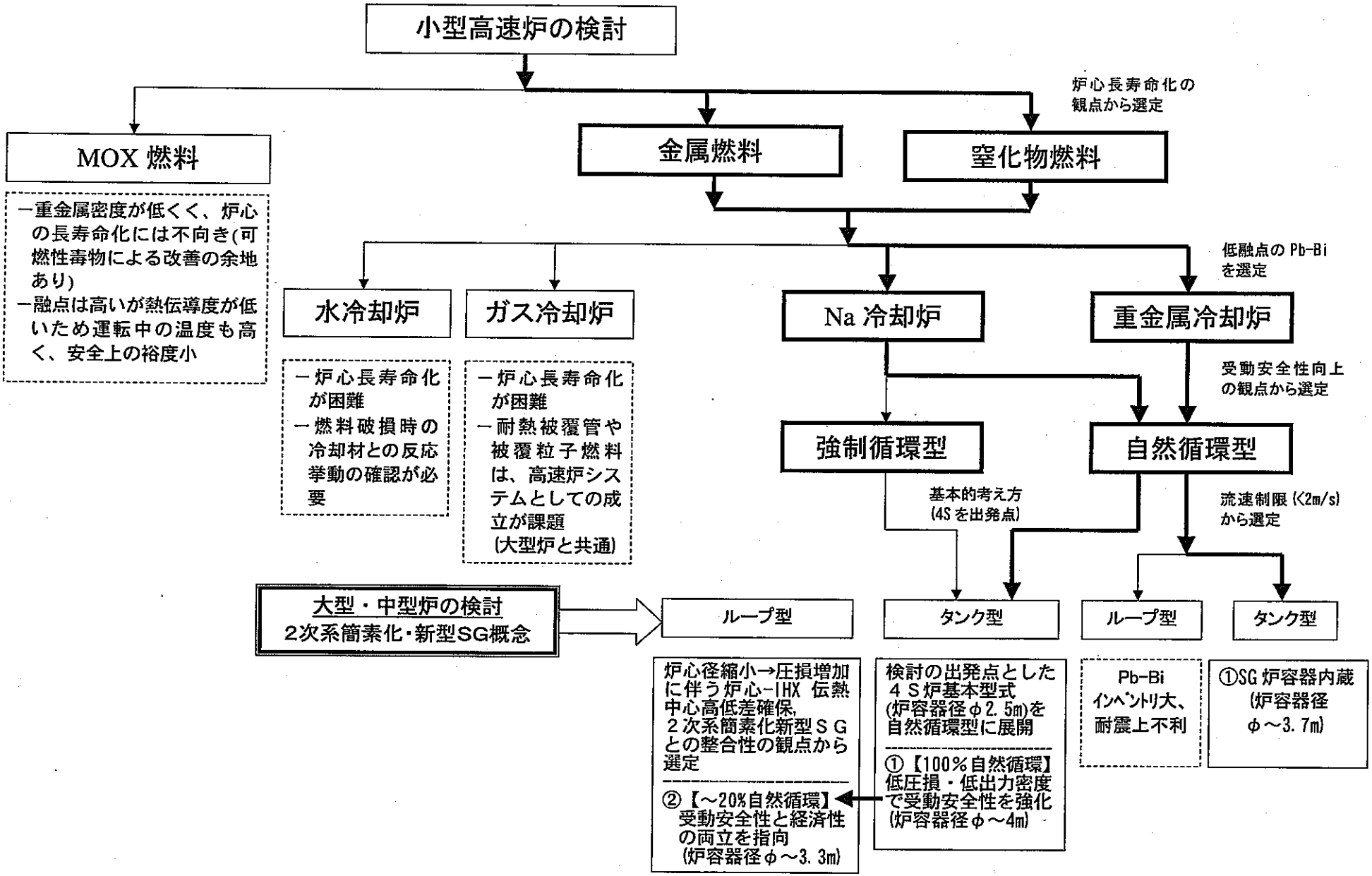


図 4.6.2(2)-1 小型炉検討の方向性

4.6.3 各候補概念の検討状況

(1) Na 冷却炉

(i) 自然循環方式タンク型 Na 冷却炉

(a) 基本概念

本概念は、Na 冷却小型高速炉４Ｓ（Super Safe, Small and Simple）の基本概念を出発点として、炉心圧損の低減（バンドル圧損～0.01kg/cm²）により自然循環力を強化することで受動安全性の向上を目指したプラント概念である。

(b) 基本仕様

本概念の基本仕様を表 4.6.3(1)-1 に、プラント基本系統及び原子炉概念を図 4.6.3(1)-1～3 に示す。４Ｓからの構造・システムの主な変更点は次のとおりである。

① ４Ｓの炉心（φ83cm×4mH；125MWt、炉心寿命 10 年）を自然循環炉心（φ252cm×1mH；125MWt、炉心寿命 30 年）で置き換えた。
② 炉心径の拡大により原子炉容器内径はφ2.5m からφ4m となったが、全高はＩＨＸ・(PRACS 用）ＤＨＸの径寸法拡大による高さ削減と炉心の短尺化により約 23m から 18m 程度まで短縮された。
③ この炉心は、1 次系の自然循環力を確保するために炉心圧損を 0.01kg/cm² まで下げたため、等価直径はφ252cm まで増加している。このため、反射体による反応度制御が困難となり、制御棒方式に変更した。
④ ただし、プラント起動時の予熱（炉心～ＩＨＸ間の温度差確保）を考慮して炉内（ＩＨＸ下方）に補助電磁ポンプを設置している。この補助ポンプは起動時以外はバイパスされる。

(c) 補足事項

① 炉心特性及び安全性

本炉心概念の特徴の基本は自然循環力の有効利用にある。

完全な自然循環方式ということで ATWS における ULOF、UTOP、ULOHS のうち ULOF 事象は排除される。また、燃焼反応度も 0.4％Δk/kk' と小さいことに加えて、内外二領域炉心の Pu 富化度の平均値は 14％程度と低く、ドップラー係数は金属燃料としては（絶対値として）比較的大きくなり、受動安全性向上の観点から有利となっている。

次に、本概念では内外二領域炉心の富化度差を大きくとり（外側：高富化度、内側：低富化度）燃焼初期においては外側が相対的に出力密度が高いが、内部転換により内側の Pu が増加するため燃焼末期には内側の出力密度の方が高くなることにより 30 年という長寿命を可能にしている。

これに対して、自然循環による炉心冷却を基本としているため出力密度の高い部分にはより多くの自然循環力が生じることで流量配分も出力分布の燃焼に伴う変化に対応して再配分されることにより外部からの制御は不要となっている。

② プラント設計

本プラント概念は、４Ｓ（強制循環方式タンク型）の先行検討の知見を出発点として、自然循環炉心への適合を図ったものである。主な相違点は次の通りである。

１次系主循環ポンプは削除しているが、プラント起動時の運用と予熱のため補助的な電磁ポンプを設置している。この補助ポンプは通常運転状態においては運転を停止し、バイパスすることとしている。

原子炉構造については、30 年間燃料無交換のため回転プラグを設置していない点は同様であるが、反射体制御装置から制御棒駆動装置に変更し、ていることが特徴である。これは、炉心の直径が 2m 以上となり反射体による制御が困難となったことによる。

③ 経済性

自然循環炉は強制循環炉に比べて主循環ポンプおよび付属設備が不要であり、これに関連した分解点検が簡素化されるため定検期間も短縮可能となる点が経済性の面での利点である。なお、本概念ではプラント起動時の予熱対策として補助電磁ポンプを設置しているが、容量の面では合理化が図れると考えられる。

しかし、その一方で自然循環炉心として出力密度と圧損を低減するため出力（5 万 kWe）の割に大きな炉心寸法となり、炉心周辺に設置される遮蔽体や原子炉容器の内径は拡大することになる。さらに、必要な炉心とＩＨＸの伝熱中心高低差を確保するために原子炉容器の高さも制約を受けることになる。

表 4.6.3(1)-1　自然循環方式タンク型 Na 冷却炉の基本仕様

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	タンク型(2 次系あり)
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	125MWt
4	ループ数	1 ループ
5	1 次系 Na 温度	510℃／355℃
6	2 次系 Na 温度	475℃／310℃
7	1 次系流量	2,280t/h
8	2 次系流量	2,128t/h
9	主蒸気温度／圧力	453℃／10MPa
10	給水温度／流量	210℃／193t/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 40％
13	プラント稼働率	95％以上(目標)
14	炉心・燃料	金属燃料（U-Pu-10%Zr）
15	反応度制御方式	制御棒方式(2 系統)
16	燃焼度	約 6 万 MWd/t
17	増殖比	約 1.0
18	原子炉停止系	主および後備炉停止棒
19	炉心安全性	① 停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化策：高熱伝導の金属燃料＋低出力密度＋自然循環力強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	炉壁側の冷却材は全てコールド
22	炉心上部機構	コラム型
23	1 次系配管方式	側部流出入
24	中間熱交換器	シェル&チューブ直管型
25	1 次主循環ポンプ	(完全自然循環)
26	蒸気発生器	ヘリカルコイル 2 重管 SG
27	2 次主循環ポンプ	SG 内蔵電磁ポンプ
28	崩壊熱除去方式	PRACS＋RVACS
29	漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：外管
30	原子炉格納施設	トップドーム、ガードベッセル
31	プラント運転サイクル	30 年 1 バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	30 年毎全体交換搬出
33	②炉内燃料交換	炉上部プラグを外し燃料交換装置を設置して交換
34	③炉内/外燃料移送	輸送キャスクに収納
35	免震	建屋 3 次元免震
36	プラント寿命	40 年以上
37	原子炉建屋	8,300m3

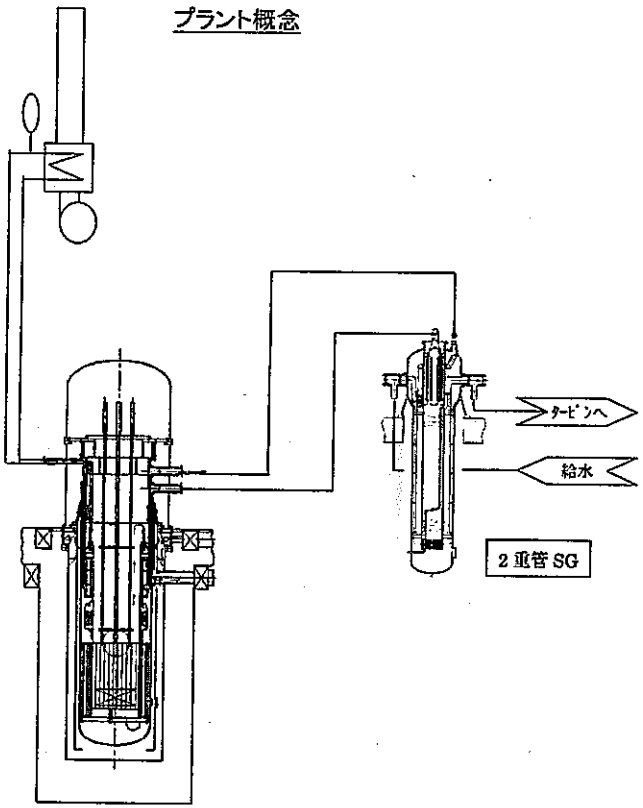


図 4.6.3(1)-1　自然循環方式タンク型 Na 冷却炉のプラント系統概念

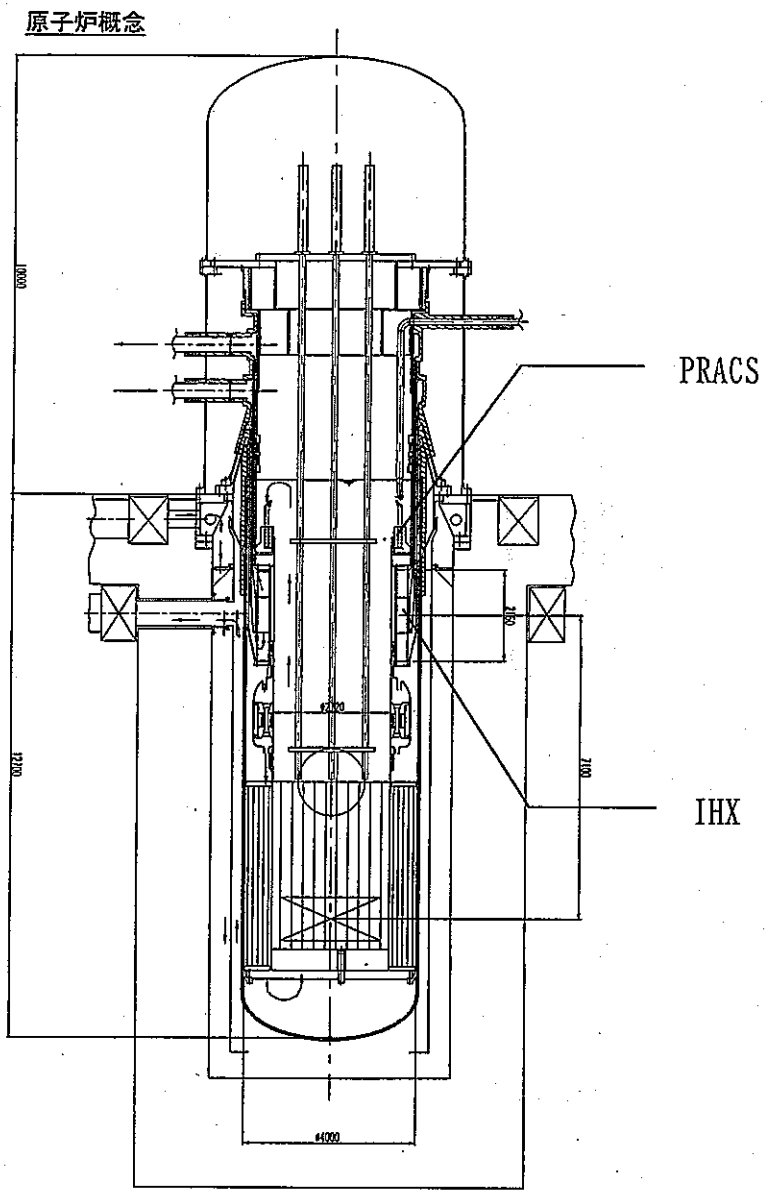


図 4.6.3(1)-2　自然循環方式タンク型 Na 冷却炉の原子炉構造概念

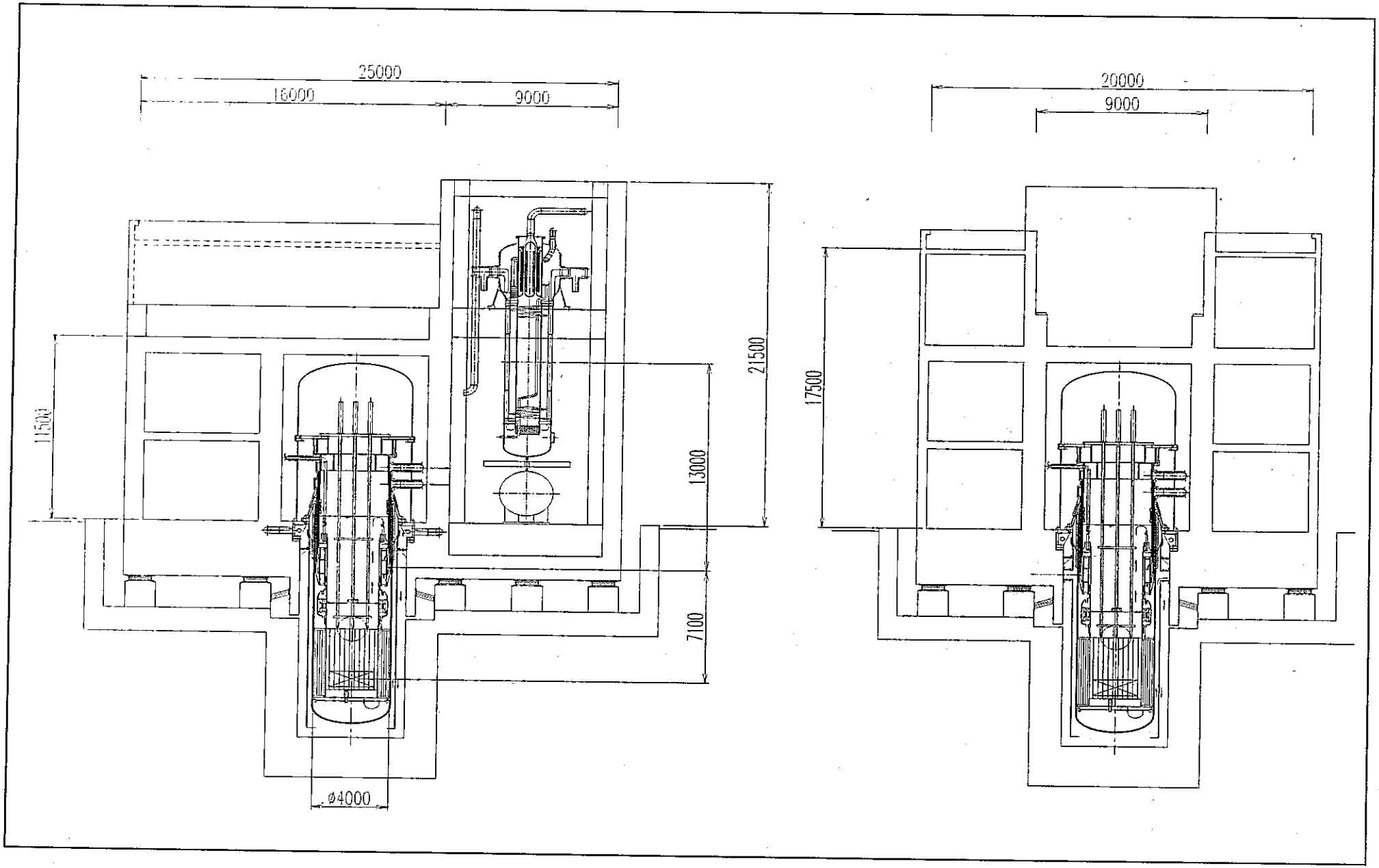


図 4.6.3(1)-3　自然循環方式タンク型 Na 冷却炉の
プラント全体配置（原子炉建屋）

(ii) 準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉

(a) 基本概念

1次系を完全な自然循環とし受動安全性の向上を目指した前述のプラント概念に対して、本概念は炉心圧損を完全自然循環炉（バンドル圧損～0.01kg/cm²）と従来型炉（バンドル圧損 2～3kg/cm²）の中間領域（バンドル圧損～0.5kg/cm²）とし、自然循環力の強化による受動安全性向上と経済性（原子炉構造の物量低減）の両立を指向したプラント概念である。

４Ｓの特徴を検討のベースとし、本研究で求められる小型炉の特徴を備えるための設計研究を実施した基本概念は次のとおりである。

① 炉心部は出力制御系を含めて直径約 2m（燃料部等価直径 1.42m）に制限して物量削減を図った。制御系は反射体制御と制御棒制御の 2 つの方法が候補として挙がっているが、今年度は反射体制御方式によるプラント概念の具体化を重点的に検討した。

② 1次主冷却系は電磁ポンプにより駆動するが、冷却材流量喪失事象への耐性を強化するために、1次主冷却系の自然循環ヘッドを大きくとり、炉心圧損を小さくして自然循環能力を増強している。

③ このため、ＩＨＸは原子炉容器の外部に設置することとするが、単独での設置では物量の大幅増加をもたらすため、ＳＧとの合体を指向し、「4.1.3(3)2 次系簡素化概念」での検討内容を踏まえて不活性中間媒体を使用した新型ＳＧ（一体型 IHX-SG）を採用する。

④ 崩壊熱除去系には RVACS＋PRACS の構成で所定の安全要求を満たしながら物量削減を図っている。

⑤ 原子炉停止系の故障による炉停止失敗事象への対策として、SASS や GEM などの受動的炉停止機構を採用することなくプラント固有の反応度フィードバックにより高温静定する概念を目指す。

(b) 基本仕様

本概念の基本仕様を表 4.6.3(1)-2 に、プラント基本系統及び原子炉概念を図 4.6.3(1)-4～6 に示す。４Ｓからの構造・システムの主な変更点は次のとおり。

① ４Ｓの炉心（φ83cm×4mH；125MWt、炉心寿命 10 年）を準強制循環炉心（φ142cm×1.5mH；125MWt、炉心寿命 30 年）で置き換えた。

② 炉心径の拡大により原子炉容器内径はφ2.5m からφ3.34m となったが、全高はＩＨＸ・(PRACS 用）ＤＨＸの径寸法拡大による高さ削減と炉心の短尺化により約 23m から 18m 程度まで短縮された。

③ この炉心は、1 次系の自然循環力を向上させるために炉心圧損を

0.5kg/cm^2 まで下げたため等価直径はφ142cm まで増加しているが、この程度であれば反射体による反応度制御は可能のため、４Ｓと同様に反射体制御方式とした。

④ １次系主循環ポンプについては、原子炉容器内に設置する場合と炉容器外に設置する場合が考えられ、本概念の場合には炉容器外設置では一体型 IHX-SG に内蔵することも可能となる。本年度は４Ｓと同じく炉容器内設置（ホットレグ）として検討したが、その他の場合との比較評価は今後の課題である。

(c) 補足事項

① 炉心特性及び安全性

本炉心概念の特徴の基本は自然循環力の増加による受動安全性向上と炉心径抑制による物量低減による経済性確保の両立にある。

基本となる強制循環炉心の圧損を低減して自然循環力を向上（定格運転時流量のうち 20 数％が自然循環力による）させることで、完全な自然循環炉心のように炉心径を大きくすることなく ATWS への耐性を向上させることが主眼である。また、燃焼反応度も 0.9％Δk/kk' と極力小さく抑え、内外二領域炉心の Pu 富化度の平均値は 12％程度と低く、ドップラー係数は金属燃料としては（絶対値として）比較的大きくなり、受動安全性向上の観点から有利となっている。

次に、本概念でも前述の自然循環炉心と同様に内外二領域炉心の富化度差を大きくとり（外側：高富化度、内側：低富化度）燃焼初期においては外側が相対的に出力密度が高いが、内部転換により内側の Pu が増加するため燃焼末期には内側の出力密度の方が高くなることにより 30 年という長寿命を可能にしている。

また、燃料集合体に関しては、3 列構成（中心は安全棒でその外側に燃料集合体 2 層が取り巻く）により、燃料集合体径方向膨張の変形様相が単純になり、炉心安全解析に燃料集合体径方向膨張反応度を取り入れやすくなっている。

② プラント設計

本プラント概念は、４Ｓ（強制循環方式タンク型）の先行検討の知見を出発点として、準強制循環炉心および 2 次系簡素化ループ型への適合を図ったものである。

2 次系簡素化概念を指向する場合、タンク型は格納容器内に SG を設置することになりナトリウム冷却では格納容器へのインパクトが大きい。また、定格運転時の炉心圧損を 0.5kg/cm^2 と低減して自然循環量を確保しながら原子炉容器をコンパクト化するため、炉心と IHX の伝熱中心高低

差が大きくなっても物量への影響の比較的少ないループ型とした。

原子炉容器径は基本的に炉心径に大きく左右され、前述の自然循環炉のφ4m に対して本概念ではφ3.34m となった。軸方向寸法は、燃料集合体、1次系電磁ポンプ、PRACS 伝熱管、必要冷却材液位、支持構造、原子炉容器配管貫通部構造周りの健全性確保の観点から決定される高さと、崩壊熱除去系として RVACS を採用することから必要除熱容量確保のための必要表面積を得るための高さから決定される。後者の寸法が前者を上回ったことから、結果的には RVACS のための表面積確保に必要な高さから、炉容器支持フランジから下方の寸法は12m となった。

原子炉構造及び IHX-SG の基本配置条件としては、炉心-IHX 伝熱中心高低差として 17.5m が必要となり、必然的に原子炉建屋の高さ方向の寸法が大きくなるが、免震建屋としての構造成立性（アスペクト比・免震装置の引張荷重など）を考えると全ての設備を免震装置支持床レベルより上に設置することは限界があるので、RVACS 方式の原子炉の特徴、すなわち G/V（格納バウンダリを形成）外面は大気と接する構造的な条件をメリットとして有功活用し、原子炉構造を原子炉建屋の地下に突出させた地下設置を採用することで、原子炉建屋高さ方向の縮小化を図るものとした。また、この配置概念を採用することで前述の RVACS ダクトは原子炉構造との取合いレベルの関係から原子炉建屋ベースマット内へ埋め込むことが可能となり1階の配置スペースの有効活用も可能となった。

原子炉格納容器内の配置計画としては、1次系配管長を短くすることがコスト低減に有効であるため、原子炉構造と一体型 IHX-SG を可能な限り近接させることを第1の条件と考えるが、燃料交換や炉内補修作業に備えた保守スペースも考慮し、原子炉、燃料交換スペース、一体型 IHX-SG の順でほぼ一列に並ぶこととなった。配管長短縮の観点からは不利な配置となるが、格納容器面積及び高さの縮小化の面ではこの方が有利となる。

タービン建屋は、コンパクト化追求によるコストメリットより、保守・保修性の悪化による点検作業の危険性増大や定検日数の増加によるデメリットの方が高くなる可能性もあり、既存の同規模タービン発電施設をベースに配置計画を行ったが、詳細は定検頻度の考え方を含めて今後の検討課題としている。

反応度制御装置については、反射体制御方式の概念を具体化した。炉心の回りを 6 体のセクター形状反射体で囲み、反射体を上下させることで炉心外へ漏えいする中性子量を制御することにより出力および燃焼制御を行う。反射体駆動装置は、スクラム用の油圧シリンダ、負荷変動に対応するための出力制御用電動駆動装置、および、燃焼による反応度変化を調整するための燃焼制御用電動駆動装置からなる 3 種類の駆動装置で構成される。反射体運用の考え方を図 4.6.3(1)-7 に示す。6 体の反射

体はすべて独立に駆動されるのではなく、3体ずつ交互に駆動される。このような運用により、万一反射体の誤駆動により一方向に動きつづけたとしても、反射体位置が相互にずれることで中性子漏えいが増加し大きな正の反応度は投入されないという安全上のメリットが生まれる。また、次のような運転要領により、大きな反応度が投入される可能性は炉心損傷事象に対する要求頻度と比較してもきわめて小さいと考えられる。

- スクラム用の油圧シリンダはプラント運転中すべて上限位置にあるため、負の反応度方向（下方）にしか動かない。
- 燃焼制御用の駆動装置は約 1mm/月という極めて遅いスピードで運転されるため、短時間に大きな反応度が挿入されることはない。
- 出力制御用駆動装置により挿入される最大反応度は 20¢ で、本炉心・プラント概念による反応度フィードバックで十分に事象静定が可能な範囲である。

③ 経済性

準強制循環炉は自然循環炉に比べて主循環ポンプおよび付属設備が必要であるが、それ以上に原子炉構造の物量が削減され経済性の観点からは有利である。また、ポンプに関連した分解点検等により定検期間が延長される可能性もあるが、本概念のように電磁ポンプの場合にはその期間も最小限とすることが可能となると考えられる。

しかし、その一方で 2 次系を簡素化するために導入した一体型 IHX-SG については、ＳＧを格納施設内に設置することによる原子炉建屋容積の増大と不活性中間媒体（今年度は Pb-Bi を採用）の存在による物量増加が生じたため、原子炉構造の合理化効果を相殺する結果となった。この点に関しては、2 次系簡素化方策の見直しだけでなく、小型炉の炉心・プラント全体としての受動安全性と経済性の両立の観点から分析評価する必要がある。

表 4.6.3(1)-2　準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉の基本仕様

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	ループ型(2 次系簡素化)
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	125MWt
4	ループ数	1 ループ
5	1 次系 Na 温度	510℃／355℃
6	2 次冷却材温度	475℃／310℃ (Pb-Bi)
7	1 次系流量	2,280t/h
8	2 次系流量	1,870t/h
9	主蒸気温度／圧力	453℃／10MPa
10	給水温度／流量	210℃／193t/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 40％
13	プラント稼働率	95％以上(目標)
14	炉心・燃料	金属燃料 (U-Pu-10%Zr)
15	反応度制御方式	反射体方式
16	燃焼度	約 9 万 MWd/t
17	増殖比	約 1.0
18	原子炉停止系	反射体(6 分割)＋炉停止棒(1 本)
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	炉壁側の冷却材は全てコールド
22	炉心上部機構	コラム型
23	1 次系配管方式	側部流出入
24	中間熱交換器	ﾍﾘｶﾙｺｲﾙ型 (IHX-SG 一体)
25	1 次主循環ポンプ	浸漬型電磁ポンプ(炉外または炉内設置)
26	蒸気発生器	2 次系簡素化 SG(検討中)
27	2 次主循環ポンプ	SG 内蔵リフトポンプ
28	崩壊熱除去方式	PRACS＋RVACS
29	Na 漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：外管
30	原子炉格納施設	上部建屋矩形ライナ、ガードベッセル
31	プラント運転サイクル	30 年 1 バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	30 年毎全体交換搬出
33	②炉内燃料交換	炉上部プラグを外し燃料交換装置を設置して交換
34	③炉内/外燃料移送	輸送キャスクに収納
35	免震	建屋 3 次元免震
36	プラント寿命	40 年以上
37	原子炉建屋	12,000m3

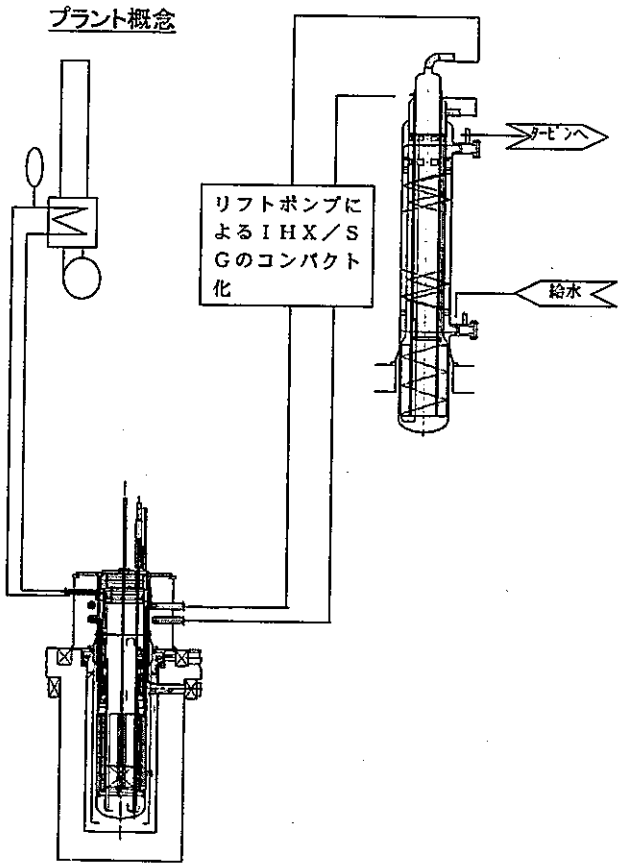


図 4.6.3(1)-4　準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉のプラント系統概念

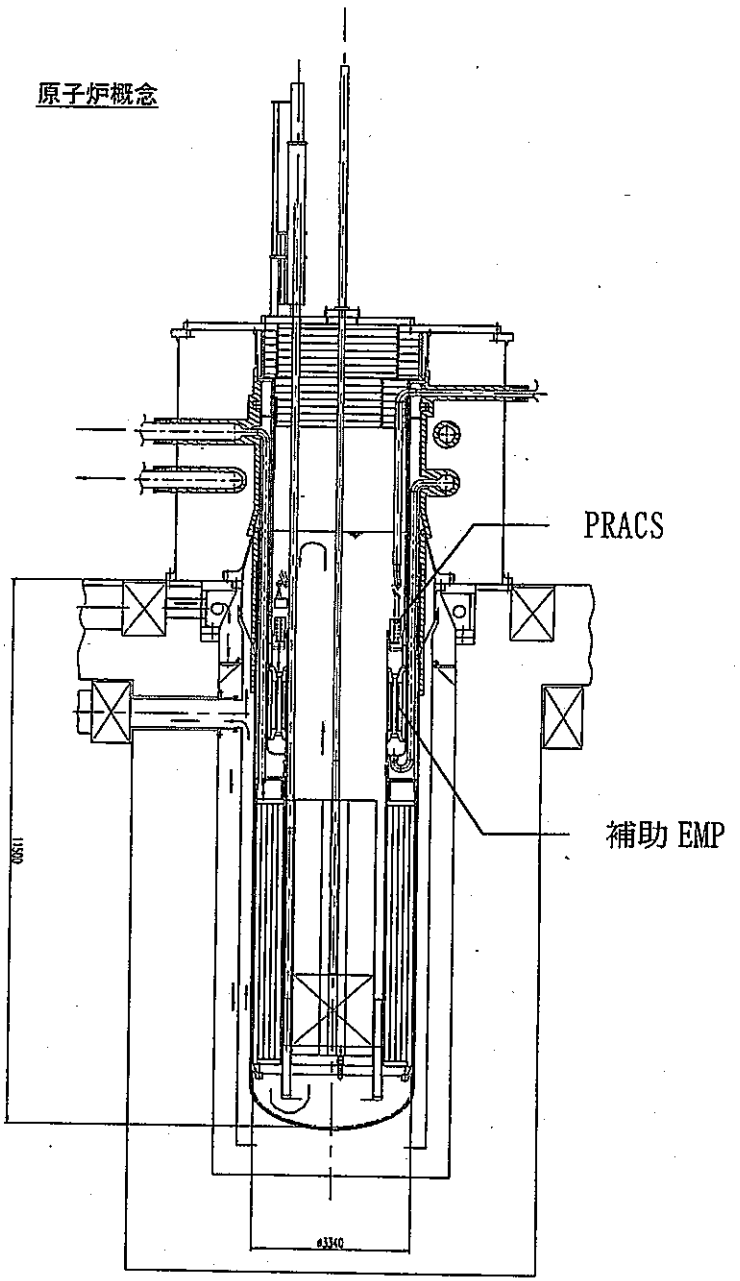
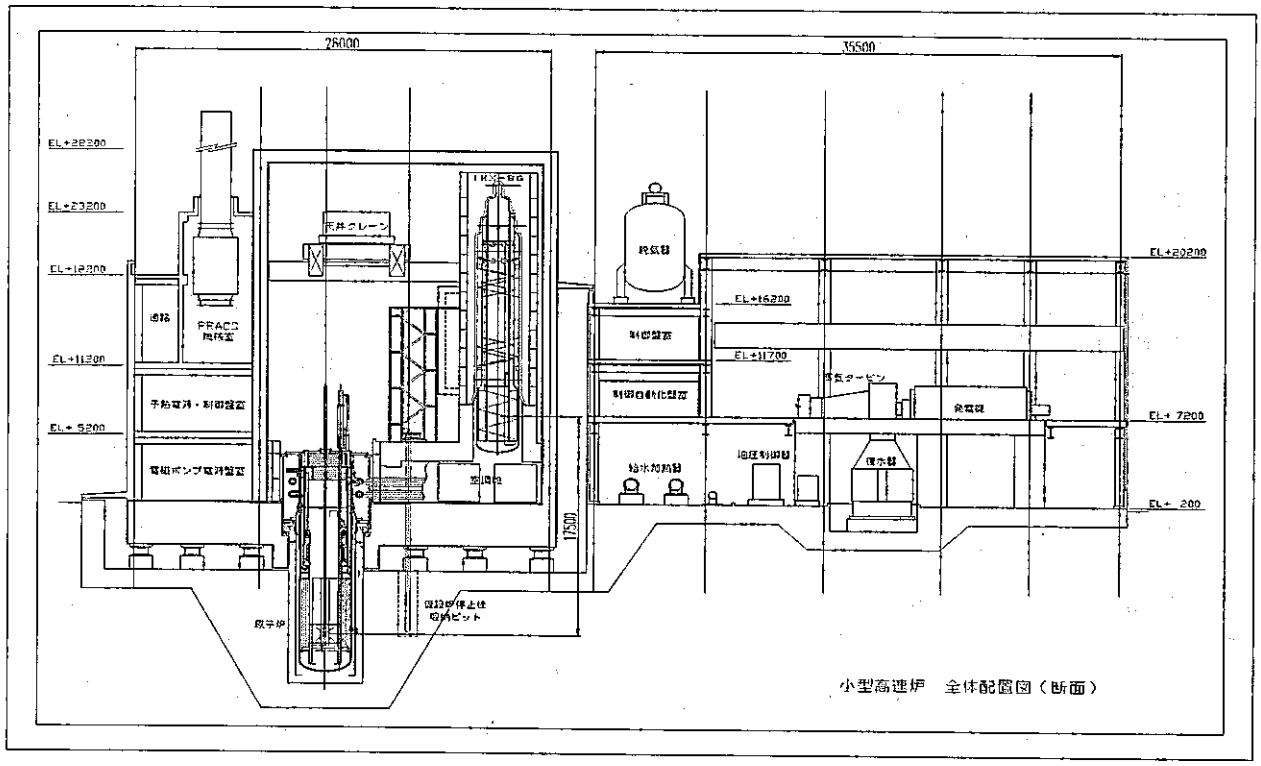
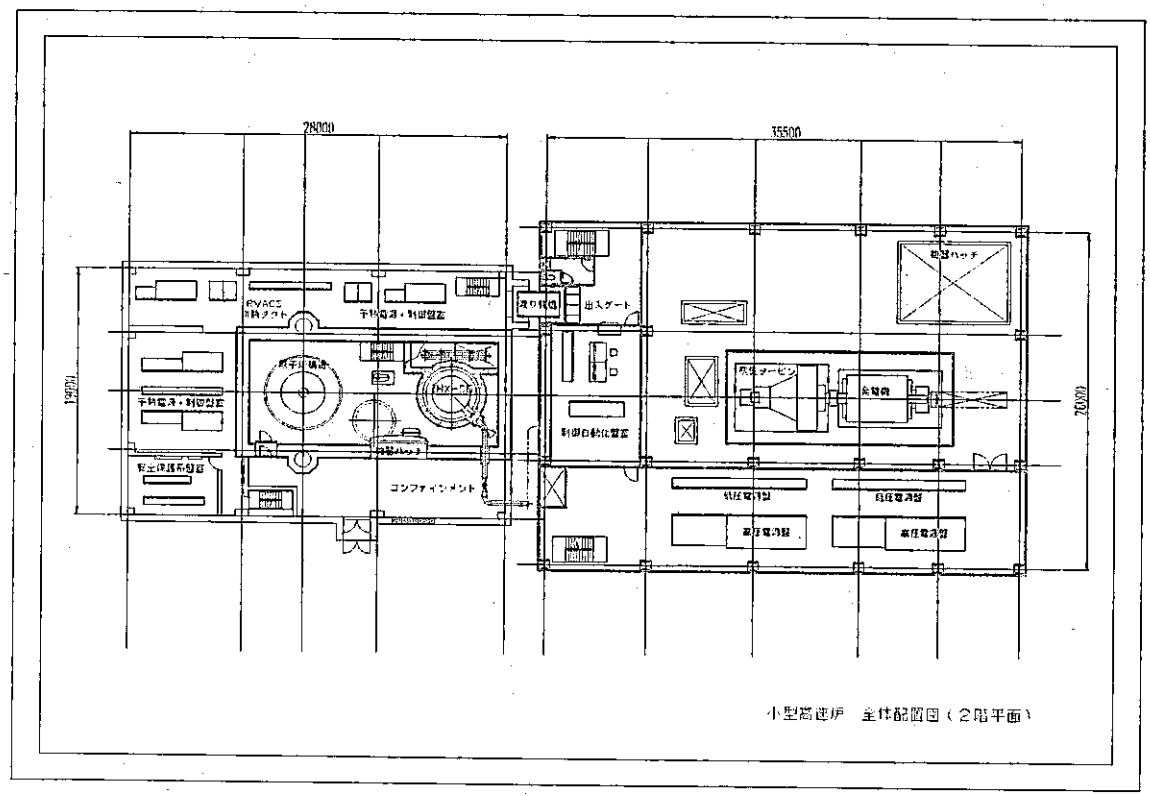


図 4.6.3(1)-5　準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉の原子炉構造概念

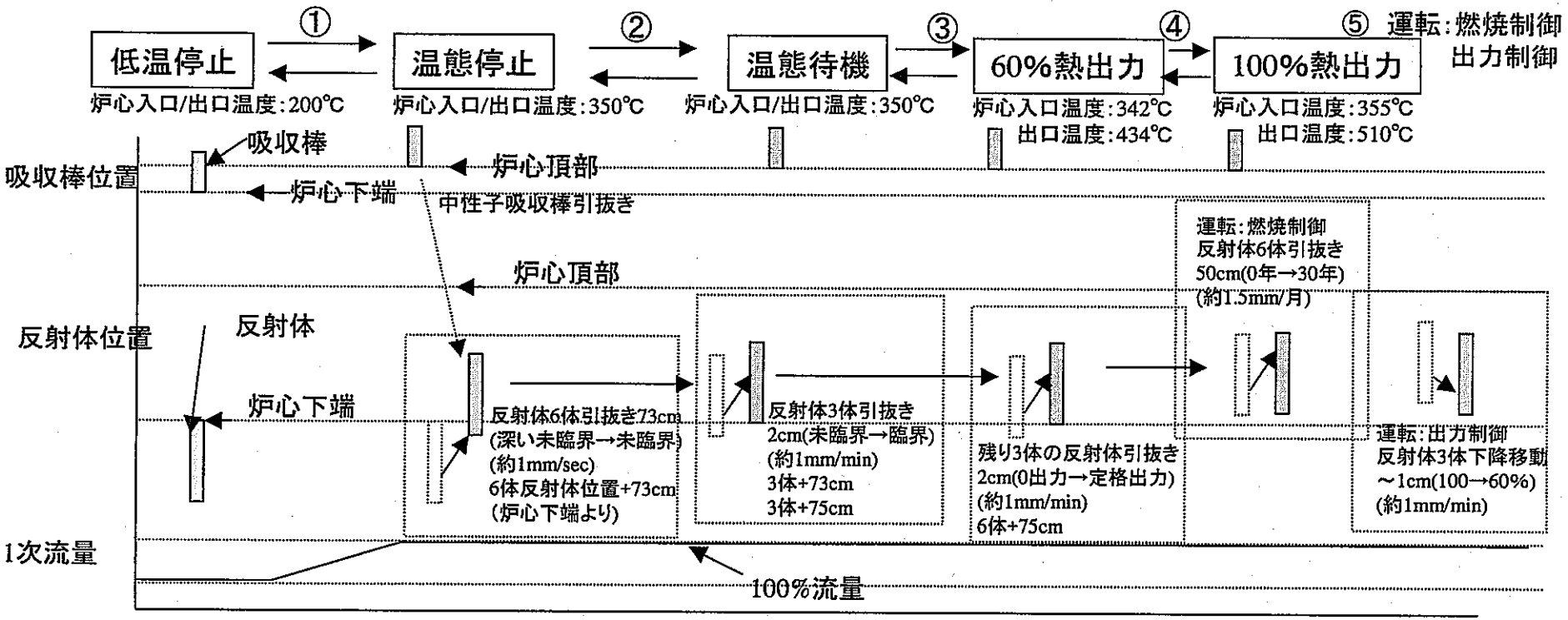


縦断面



平面

図 4.6.3(1)-6　準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉の
プラント全体配置（原子炉およびタービン建屋）



① 低温停止状態からポンプ入熱により、1次系冷却材温度を350℃まで上昇 → 温態停止

② 中性子吸収棒を起動位置に引抜き(熱膨張差を利用し350℃上昇まで引抜けないシステムとする)
6体の反射体を起動位置まで駆動(起動、スクラム用駆動装置：約73cm引抜き、上昇速度　約1mm/sec)
3体の反射体を駆動し臨界とする(出力制御用駆動装置：3体約2cm引抜き　上昇速度　約1mm/min) → 温態待機

③、④ 定格出力位置まで3体の反射体を駆動(出力制御用駆動装置： 3体約2cm引抜き　上昇速度　約1mm/min)
→ 定格出力

⑤ 運転：燃焼制御は6体の反射体を上昇駆動 → 燃焼補償
(燃焼制御用駆動装置を用いる：30年で50cm上昇、上昇速度　約1.5mm/月)
運転：出力制御は3体の反射体の下降（出力低下)、上昇(出力上昇)駆動 → 負荷追従
(出力制御用駆動装置を用いる：～1cm、約10￠、上昇速度　約1mm/min)

図4.6.3(1)-7　反射体運用の考え方

(2) 鉛ビスマス冷却炉

(i) 自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉

(a) 基本概念

鉛ビスマス自然循環冷却の小型炉として、次の特徴を有する。

① 次系を完全自然循環とし、1次系ポンプを削除することでポンプ故障による流量減少型異常を排除しつつ、ポンプ動力が主要因となっている所内負荷率も同時に低減できる。
② 崩壊熱除去系に RVACS をはじめとして動的機器を排除したシステム構成とし受動安全性を向上する。
③ 冷却材に不活性な鉛ビスマスを用いた低圧システムで、上記の特徴とあわせて高い受動安全性が期待できる。
④ 窒化物燃料の採用により、燃焼反応度が小さく炉心寿命 30 年の達成により燃料交換頻度を極力低減し、保守・補修作業の簡素化とあいまって稼働率の大幅な向上（95%以上）を期待できる。

(b) 基本仕様

本概念の基本仕様を表 4.6.3(2)-1 に、プラントおよび原子炉構造の基本概念を図 4.6.3(2)-1～3 に示す。

(c) 補足事項

① 炉心特性及び安全性

本炉心概念の特徴の基本は自然循環力の有効利用にある。

完全な自然循環方式ということで ATWS における ULOF、UTOP、ULOHS のうち ULOF 事象は排除される。また、燃焼反応度も 0.6% Δk/kk' と小さいことに加えて、内外二領域炉心の Pu 富化度の平均値は 14%程度と低く、ドップラー係数は窒化物燃料としては（絶対値として）比較的大きくなり、受動安全性向上の観点から有利となっている。

次に、本概念では内外二領域炉心の富化度差を大きくとり（外側：高富化度、内側：低富化度）燃焼初期においては外側が相対的に出力密度が高いが、内部転換により内側の Pu が増加するため燃焼末期には内側の出力密度の方が高くなることにより 30 年という長寿命を可能にしている。これに対して、自然循環による炉心冷却を基本としているため出力密度の高い部分にはより多くの自然循環力が生じることで流量配分も出力分布の燃焼に伴う変化に対応して再配分されることにより外部からの制御は不要となっている。

ダクトレスとしているため、局所閉塞に対する流量減少緩和効果も期待できることも特徴として挙げられる。

② プラント設計

本プラント概念は、重金属中型モジュール炉（自然循環方式タンク型）の先行検討の知見に基づき設定している。主な相違点は次の通りである。

崩壊熱除去系は、中型炉ではPRACS３ループ構成としているが、小型炉では鋼製容器型G/Vの採用によりRVACSも可能なため、RVACS+PRACS２ループ構成としている。

原子炉上部構造としては、30年間燃料無交換のため回転プラグは設置せず、炉心一括交換は仮設設備で対応することとしている。また、燃焼反応度が小さく制御棒反応度価値を比較的小さくすることが可能なため、制御材としてPb-Biより比重の大きいTaを用いることができ、炉心上方からの重力落下挿入を可能としている。なお、炉心支持方式は炉心径が小さいため側部支持方式としている。

格納施設は、鋼製容器型G/Vの採用に伴い、このG/Vと炉上部を覆うトップドームをバウンダリとして形成し、事故時対策として水蒸気放出プール用タンクを格納バウンダリ内部に設置している。

③ 経済性

鉛ビスマス炉は液体金属２次冷却系を削除できるうえに、自然循環炉心の場合には主循環ポンプも不要である点が経済性の面での利点である。さらに、本概念では長寿命炉心ということで燃料交換用の炉上部構造も簡素化されている。

しかし、その一方で自然循環炉心として出力密度と圧損を低減するため出力（5万kWe）の割に大きな炉心寸法となり、また必要な炉心とＳＧの伝熱中心高低差を確保するために原子炉容器の内径と高さは拡大し、原子炉構造の物量増加を招いている。また、UISはコラム式として簡素化されているが、炉心の一括交換のために炉心上方に設置している「内筒」「案内筒」「搬出用筒」は炉内構造物の物量を増加させる結果となっている。

表 4.6.3(2)-1　自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の基本仕様

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	タンク型（1次系 Pb-Bi；2次系削除）
2	電気出力（発電端）	50MWe
3	熱出力	132MWt
4	ループ数	水蒸気系1ループ
5	1次冷却材温度	492／312℃
6	2次冷却材温度	－
7	1次系流量	1.71×10^{4}t/h
8	2次系流量	－
9	主蒸気温度／圧力	400℃／5.98MPa
10	給水温度／流量	220℃／2.12×10^{5}kg/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント効率	約 38%
13	プラント稼働率	95%以上（目標）
14	炉心・燃料	Pu・U 混合窒化物燃料
15	反応度制御方式	制御棒方式
16	燃焼度	約 8.3 万 MWd/t
17	増殖比	0.94～1.02
18	原子炉停止系	主及び後備炉停止棒
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS なしで高温静定②CDA 防止強化策：高熱伝導度の窒化物燃料＋低出力密度＋自然循環力強化
20	炉心支持方式	側部支持
21	炉壁保護構造	なし
22	炉心上部機構	一体型コラム方式
23	1次系配管方式	無（タンク型）
24	中間熱交換器	－
25	1次主循環ポンプ	なし（100%自然循環）
26	蒸気発生器	一体貫流環状ヘリカルコイル型×1基（12Cr 鋼）
27	2次主循環ポンプ	－
28	崩壊熱除去方式	PRACS 2 系統＋RVACS 1 系統
29	漏えい対策	ガードベッセル、原子炉容器貫通部無し
30	原子炉格納施設	GV 兼用格納容器＋鋼製格納容器(非常用ガス処理系付き)
31	プラント運転サイク	30 年、1バッチ方式
32	①燃料減衰待貯蔵	炉心寿命 30 年で一括交換搬出
33	②炉内燃料交換	同上
34	③炉内/外燃料移	輸送キャスクに収納
35	免震	3 次元免震
36	プラント寿命	40 年以上
37	原子炉建屋	免震建屋、原子炉建屋容積：約 8,700m^3

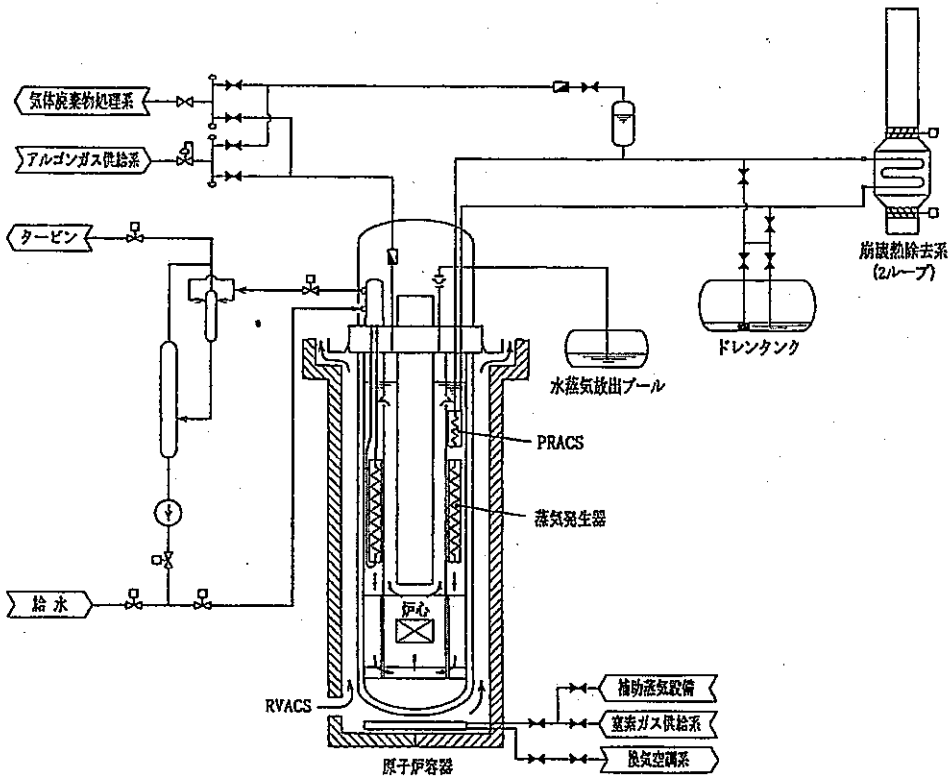


図 4.6.3(2)-1　自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉のプラント系統概念

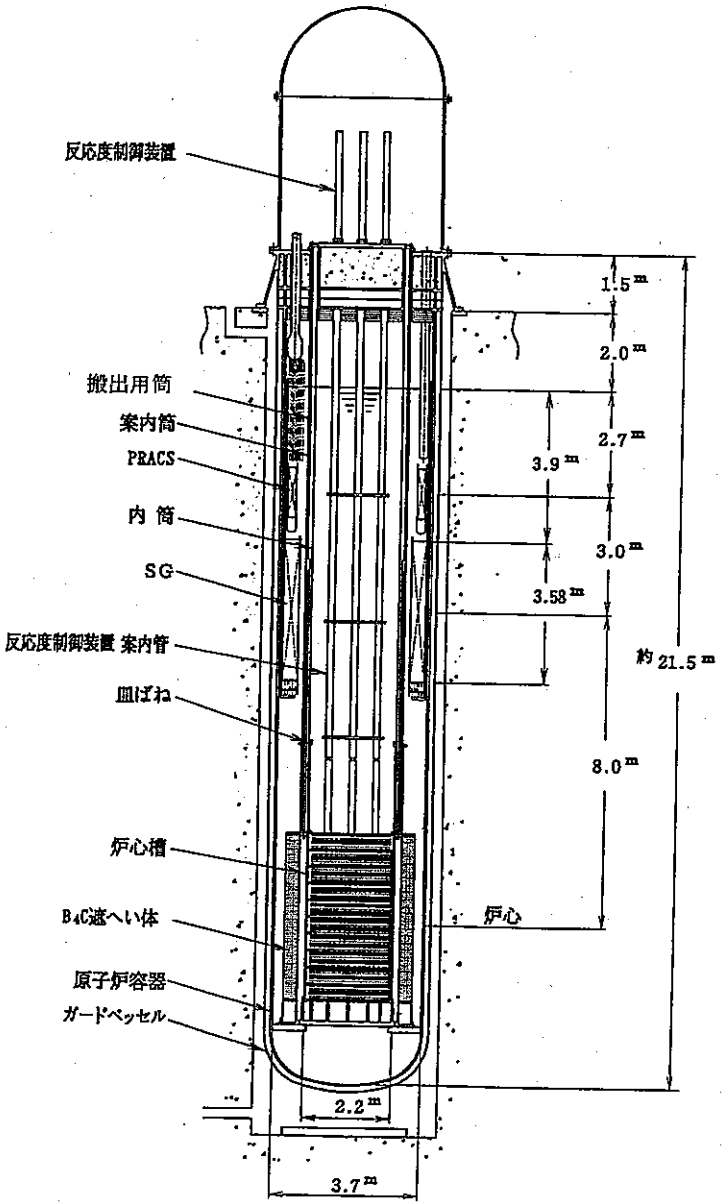


図 4.6.3(2)-2　自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の原子炉構造概念

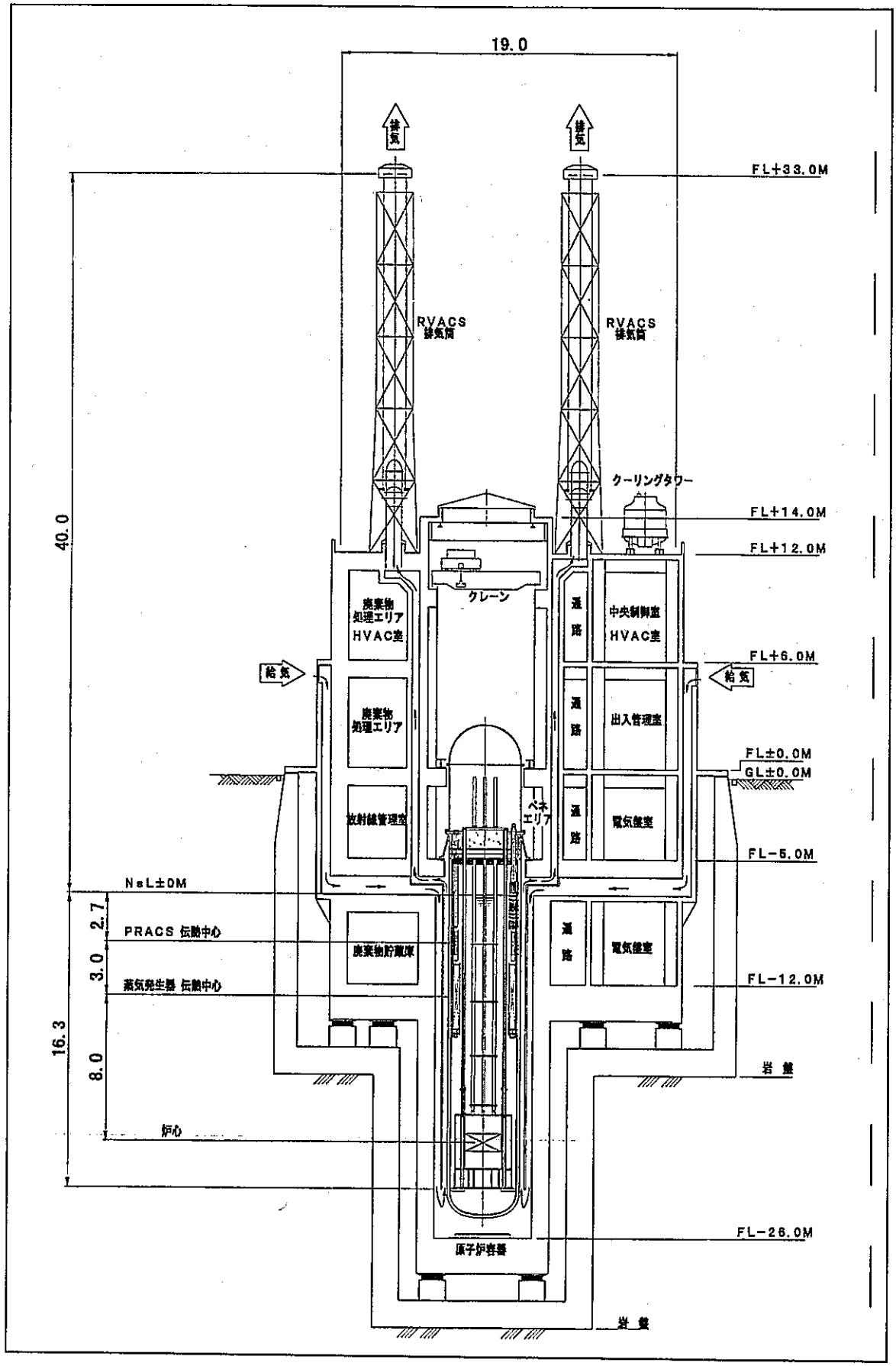


図 4.6.3(2)-3　自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の
プラント配置（原子炉建屋）

参考文献

(1) クピッツ, 中小型原子炉の開発状況, 原子力資料, No. 205, 1988
Design and development status of small and medium reactor systems, IAEA-TECDOC-881, 1995
Gromov, B. F. et al., Use of lead-bismuth coolant in nuclear reactors and accelerator-driven systems, Nucl. Eng. and Design vol. 173, p. 207-217, 1997
金子義彦, 各種の原子炉, 新版原子力ハンドブック, 第Ⅳ編4章(浅田忠一他監修), オーム社, 1989
横村武宣, 原子力船, 同上, 第Ⅶ編2章
(2) 原子力産業会議, 原子力年鑑 '97, 1997
(3) 星 蔦雄, 今後の原子力船の研究開発, 原子力工業第42巻第2号 p. 42, 1996
(4) 坂本 明, 大図解世界の潜水艦, グリーンアロー出版社, 1999
(5) 大田憲司、木下道雄, ソ連における原子力利用—宇宙開発と原子力(1-4)—, 原子力工業第35巻第1-4号, 1989
(6) 岡本芳三, 宇宙飛行体の温度と動力について, 日本機械学会誌第70巻第587号 p. 1813, 1967
(7) 岡本芳三他, 宇宙動力用プラント(1-3), 原子力工業第18巻第9-11号, 1972
(8) Yu. D. Baranaev et al., Activities in the field of small nuclear power reactors, Nucl. Eng. and Design vol. 173, p. 159-166, 1997
(9) 原子力 eye 編集部, アジア経済危機 原子力開発のゆくえ, 原子力 eye 第44巻第6号 p. 14, 1998
(10) 倉坂 誠、木下道雄, ソ連の高速炉開発(2), 原子力工業第34巻第12号 p. 71, 1988
(11) 佐野川好母, 熱源としての利用, 新版原子力ハンドブック, 第Ⅶ編1章, 1989
(12) 武谷清昭, 中小型原子炉をめぐる各国の最近の対応, 日本原子力学会誌第30巻第5号 p. 400, 1988
武谷清昭, 最近の中小型原子炉の趨勢とその評価, 原子力工業第35巻第12号 p. 17, 1989
(13) 日本原子力学会, 中小型安全炉の研究調査昭和62年度報告書, 1988
(14) 梅津照裕, 中小型炉開発利用の現状と展望, 原子力工業第34巻第1号 p. 13, 1988
(15) 特集「アジアにおける原子力開発」原子力 eye, vol. 44, No. 6, 1998
(16) 日本原子力産業会議, 世界の原子力発電開発の動向, 1998年12月末現在, 1999
(17) 日本原子力産業会議, 原子力年鑑 1998/1999 年版, 1998
(18) IAEA PRIS Database, Number of Reactors Under Construction in 1998, http://www.iaea.or.at/
(19) 服部禎男, 超安全単純炉の意義と設計概要, 原子力 eye 第44巻第10号 p. 28, 1998
(20) NUREG/CR 4550
(21) 「PSA用故障率データに関する調査」 財団法人原子力安全研究協会 (原子力発電所信頼性データ調査専門委員会)、平成9年3月

補足資料

自然循環方式タンク型鉛ビスマス小型炉（ANL 公募概念）

1 次系にポンプ動力を必要としない自然循環冷却炉は、動的機器の削減を追及したプラント形態のひとつの具体案として様々な概念が創出されてきた。しかし、原子炉一般に起こると考えられる様々な過渡事象に対して安定したプラント挙動を得るための要件については未知の部分が多い。機構では、様々な過渡事象に対し自然循環冷却炉における運転特性を明らかにする目的で、ANL（Argonne National Laboratory）で検討されている鉛ビスマス小型炉をベースにしたプラント動特性解析を実施している。ここでは、この解析の基準となっている自然循環鉛ビスマス小型炉について概要を述べる。

① 基本概念

NERI 計画を出発点として ANL が開発を進めているもので、これまでにない単純化、核拡散抵抗性、高い受動安全性によって経済的な競争力を高めようとしたプラント概念である。設計は、低出力密度・低圧損・超長寿命炉心と鉛ビスマスに冷却材を採用することにより主冷却ポンプと２次冷却系を削除している。蒸気発生器が除熱システムとして作動できない場合にも、受動的な崩壊熱除去系として格納容器を兼ねるガードベッセルの外側を空冷するシステムにより受動的に炉心冷却を可能としている。

本概念は、炉システムに備わっている固有のフィードバック機構（反応度フィードバック、出力に応じた自然循環流量）によって、通常運転時の炉心出力と炉心冷却材流量とのバランスをとり、スクラム失敗を伴う異常な過渡変化（ATWS 事象）においてもプラント固有の反応度フィードバックにより受動的な炉停止効果をもたせるようにして、出力制御を単純化できる可能性がある。

② 基本仕様

表 1 に本概念の基本仕様を示す。

[炉心特性及び安全性]

- 本概念の概念図を図 1 に示す。炉心モジュールは炉心構造と一体化しており、原子炉容器に相当する冷却材モジュール内に挿入され、炉心寿命時（15 年）に交換のために取り外し可能である。炉心モジュール胴はフェライト系鋼で、炉心モジュール上下に冷却材流路となる多数の孔が設けられている。炉心上部構造は反応度制御のための機器であり、燃料にアクセスするための機器は存在せず、核拡散抵抗性に優れる。
- 炉心は局所的炉心閉塞に対して抵抗力があるようにダクトレスを志向している。リファレンスとなる炉心パラメータ（表 2）は、被覆管最高温度 600℃未満で自然循環冷却が成立するように設定された。燃料は鉛ビスマスボンド窒化ウランの採用を想定している。燃料ピンはグリッドスペーサにて支持される。炉心上部構造と燃料被覆管はフェライトーマルテンサイト系鋼であり、ロシアの鉛ビスマスの取り扱い経験に基づいたものである。

[原子炉停止系]

・ 制御棒挿入による炉停止という方針のみが入手可能な情報である。

[崩壊熱除去系]

・ RECS（Reactor Exterior Cooling System）による完全自然循環崩壊熱除去系を持つ（図2）。原子炉容器に相当する冷却材モジュールからの輻射によりガードベッセルに伝熱し、そのガードベッセルの外壁を自然通風により冷却するシステムである。除熱能力を向上させるために、ガードベッセル内外に伝熱面積を稼ぐような冷却フィンを備えている。冷却材モジュール内壁液面近傍にライナを設け、通常はホットプレナムと冷却材モジュールが直接接しないように分離されているが、ホットプレナムの温度上昇すると冷却材の体積膨張により液面がライナを超えて高温の冷却材が直接容器と接するようになり、通常時よりも冷却性能が向上する。RECS のエアダクトは開放のままであるため、動的機器は全く存在しないことが特徴である。

[格納系]

・ 格納系下部はガードベッセルで兼用する。上部について詳細な情報は得られていないが、蒸気系機器（steam collector 等）および配管の格納し、蒸気管破断事象に対する緩和および放射性物質の格納維持、蒸気発生器モジュールを交換するための空間等を考慮して決定される。

[プラント設計／ヒートバランス検討]

・ 一次冷却材の駆動力は、温度差により自然対流を生じさせるものでポンプ動力を必要としない。炉心を出た冷却材は浮力により炉心モジュール上部に上昇し、上部孔から周方向外側の蒸気発生器により熱交換して低温になり、重力によって炉心モジュールと冷却材モジュールの間を下降し、炉心モジュールの下部孔から炉心に入る様に循環する（図1参照）。
・ 炉心上部に直管型の蒸気発生器4基を設置し、いずれもモジュール構成であるので取り外しが可能である。
・ 出力の制御は制御棒にて行う。詳細な設計仕様は得られていないが、現状状態と目標となる制定状態との反応度の差を出力係数の各項から計算して、その反応度に相当する分の制御棒挿入・引抜により、プラントの反応度フィードバックによって800秒程度で定常状態に至る熱流動の解析結果が報告されている。

[2次冷却系削除]

・ 1次冷却系に鉛ビスマスを使用していることから、冷却材と水蒸気の混合による化学発熱反応がないため、2次冷却系を削除している。

[耐震、免震]

・ 鉛ビスマスは比重が大きく、耐震性の観点からはナトリウム冷却炉や水冷却炉より不利である。免震装置は必要になると思われるが詳細な情報は得られていない。

[経済性]

・ １次冷却系を自然循環冷却とすることにより１次系ポンプを削除、鉛ビスマスを冷却材に採用することにより２次冷却系を削除、崩壊熱除去系に動的機器が存在せず高い信頼性が求められる安全設備の点数が大幅に削減される等、経済的に有利となるポテンシャルを有する。

③ 基本的運転特性把握のための伝熱流動解析

ANL では、本概念の運転特性を把握するために、１次元フローネットワークモデルによる動特性解析コードを用いてプラントに生じる過渡変化について伝熱流動解析を実施した。図３および表３に解析体系を示す。

・ 起動

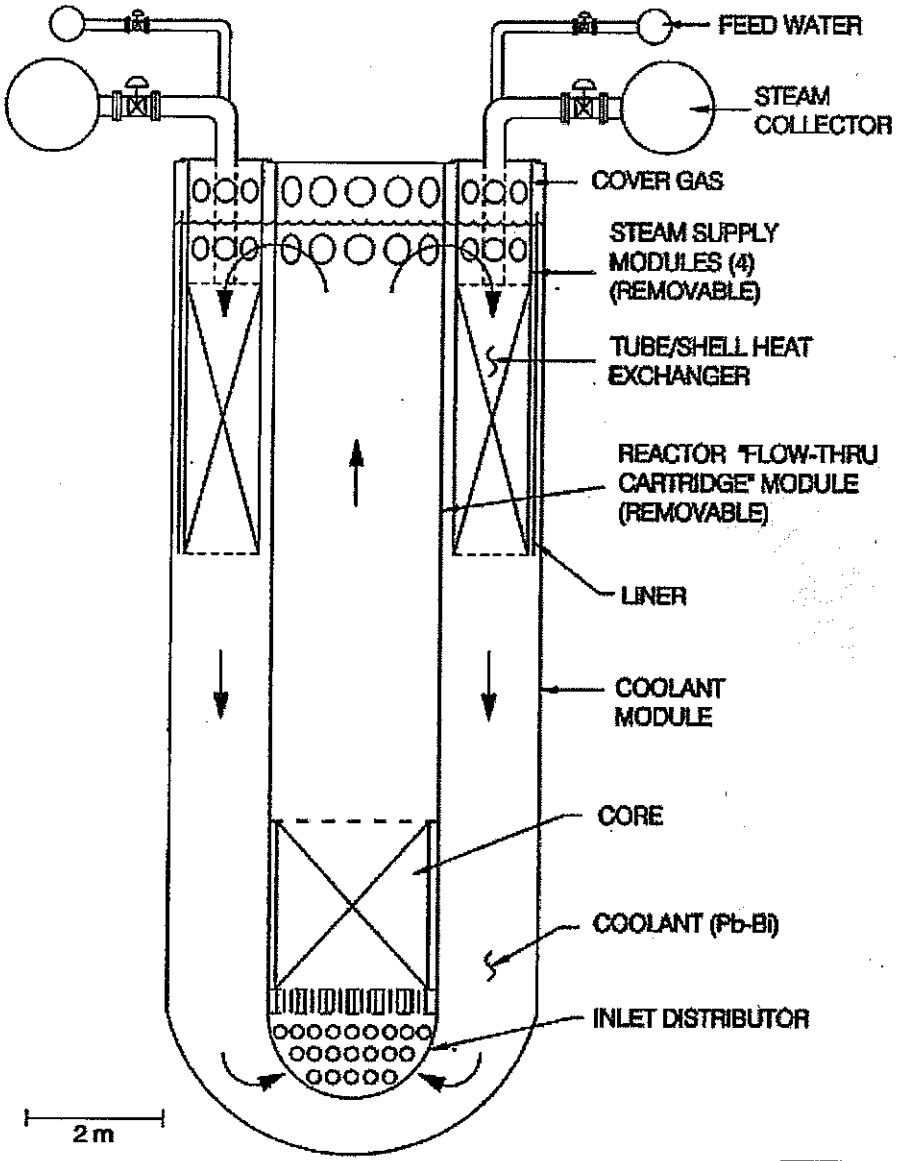
図４～８は、炉停止状態である炉心出入口温度 474℃/291℃、燃料平均温度 460℃、給水温度 266℃、出力 0.26MWt の定常状態から、300MWt に対応する反応度（29.4￠）を５秒で挿入して起動したとき伝熱流動解析結果である。この反応度挿入速度はかなり速く、この解析では、反応度挿入時刻から約 400 秒後に出力が 310MWt となり、定格出力 300MWt よりオーバーシュートしている（図４）。実際にはステップ状にもっと時間をかけて反応度を挿入することになる。被覆管最高温度および炉心出入口温度には、この解析でもオーバーシュートは見られない（図５）。図６は冷却材流量を示している。定格出力時の冷却材流量では、炉心内の流速は 3.7cm/sec であり、これはレイノルズ数で 3990 であり、乱流域にある。図７は蒸気発生器内のサブクール水領域、飽和蒸気領域、過熱蒸気領域、ドライアウト領域の高さを示している。給水流量は定格流量のままである。反応度挿入後 120 秒で沸騰を開始し、290 秒で過熱蒸気となる。図８は過熱蒸気の過熱度を示す。

・ 炉停止

図９～14は定格運転からの炉停止挙動の熱流動解析結果である。給水流量は定格流量を維持したまま、定格運転状態から-29.5￠の反応度を５秒で挿入した。このとき炉出力は 300 秒後に 10%まで低下する図９。スクラムならばもっと大きな負の反応度を急速に挿入するので、事象推移は更に急激になる。図 10は各種反応度の分担を示している。冷却材流量を図 11、被覆管最高温度および炉心出入口温度変化を図 12、蒸気発生器内の蒸気領域を図 13にそれぞれ示す。

・ タービン負荷変動

図 14～19 は定格運転からのタービン負荷変動に対する挙動の熱流動解析結果である。実機の運用として、タービン2基の定格出力運転から出力を半分にしてタービンを1基止める事象を想定する。定格出力 300MWt から 150MWt への変化は-11 ¢ の反応度に相当し、これを 5 秒で挿入する。給水流量は 60 秒で 50%となる。炉出力と蒸気発生器の除熱量を図 14、被覆管最高温度および炉心出入口温度を図 15 に示す。図 16 に各種反応度の分担割合を示す。冷却材流量は炉心出入口温度差が小さくなる分低下する（図 17）。蒸気の過熱度は、最初の 60 秒で給水流量が低下するために上昇するが、炉心出力が下がることにより 600 秒後にはほぼ定格の過熱度に戻る（図 18）。蒸気発生器内の蒸気領域を図 19 に示す。


FEED WATER
STEAM COLLECTOR
COVER GAS
STEAM SUPPLY MODULES (4) (REMOVABLE)
TUBE/SHELL HEAT EXCHANGER
REACTOR "FLOW-THRU CARTRIDGE" MODULE (REMOVABLE)
LINER
COOLANT MODULE
CORE
COOLANT (Pb-Bi)
INLET DISTRIBUTOR
2 m

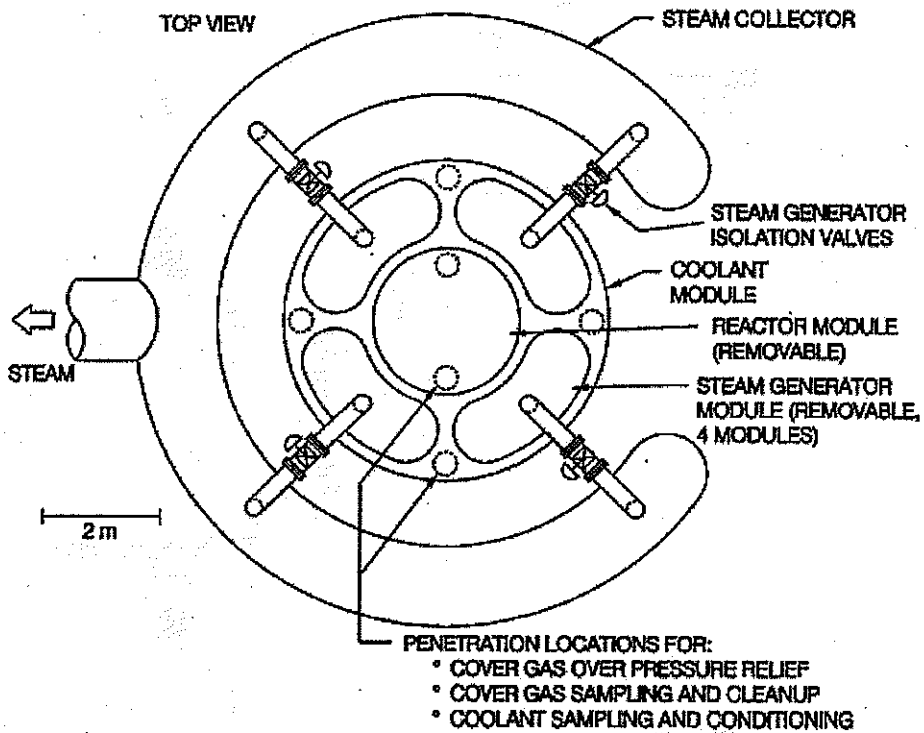

TOP VIEW
STEAM COLLECTOR
STEAM GENERATOR ISOLATION VALVES
COOLANT MODULE
REACTOR MODULE (REMOVABLE)
STEAM GENERATOR MODULE (REMOVABLE, 4 MODULES)
STEAM
2 m
PENETRATION LOCATIONS FOR:
• COVER GAS OVER PRESSURE RELIEF
• COVER GAS SAMPLING AND CLEANUP
• COOLANT SAMPLING AND CONDITIONING

図 1　原子炉概念図

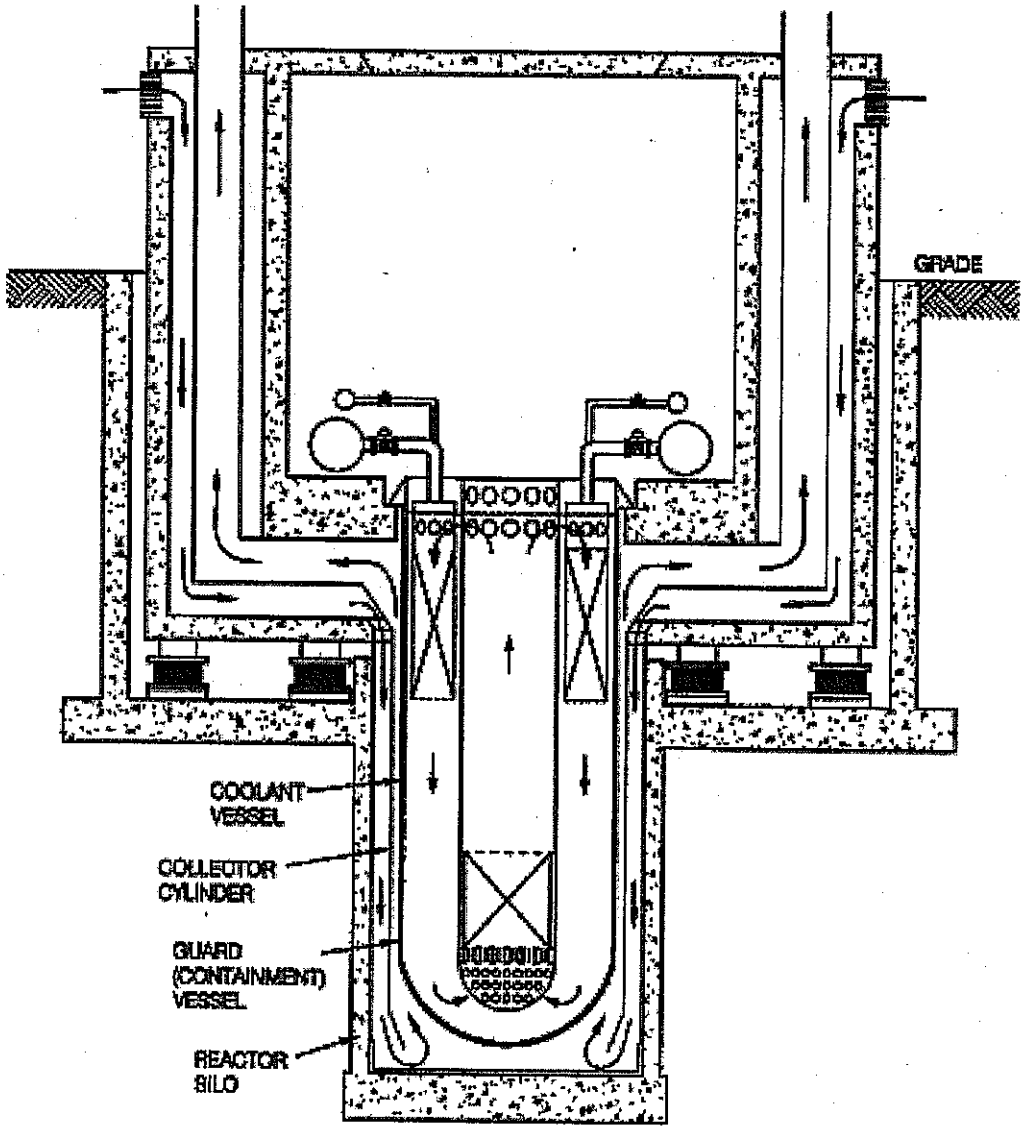


図2　崩壊熱除去系 RECS の概念図

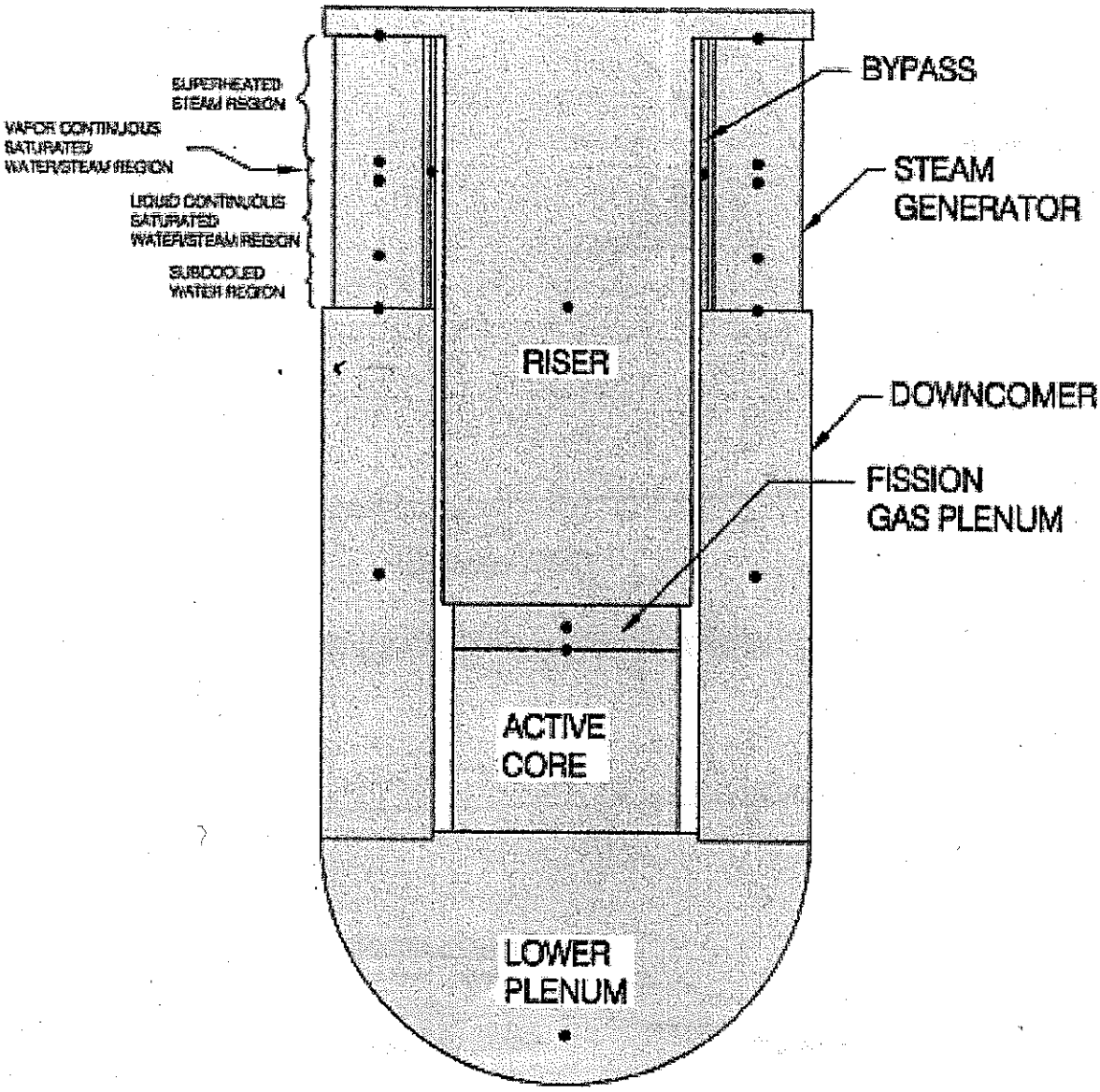


図 3　解析体系　黒丸はコードモデルで冷却材温度が計算できる部分を示している。

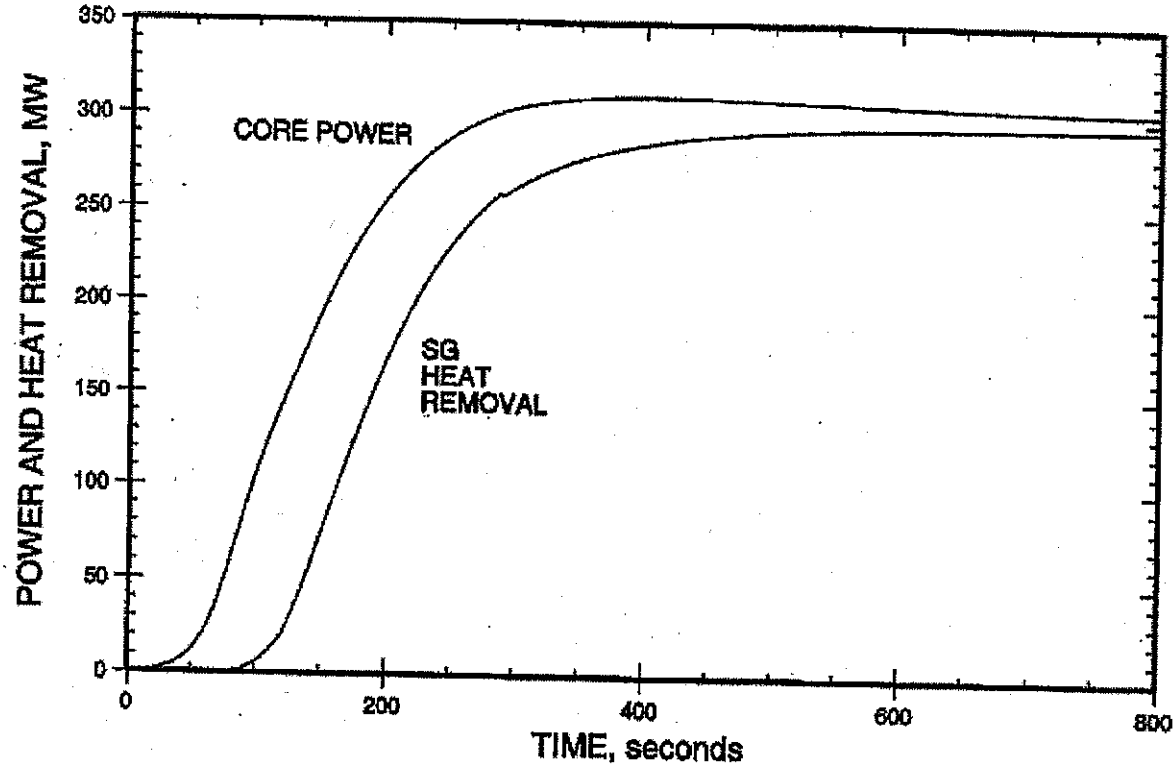


図 4　起動時の炉出力および蒸気発生器除熱量

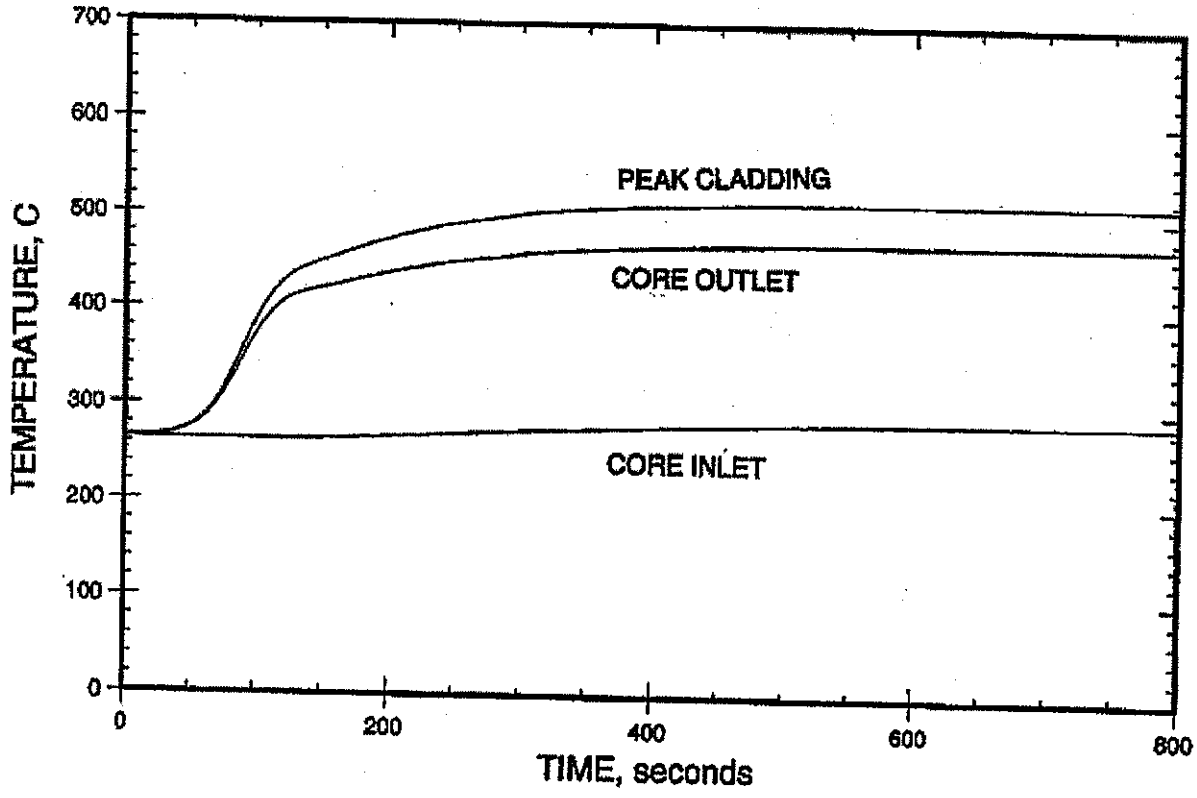


図 5　起動時の被覆管最高温度および炉心出入口温度

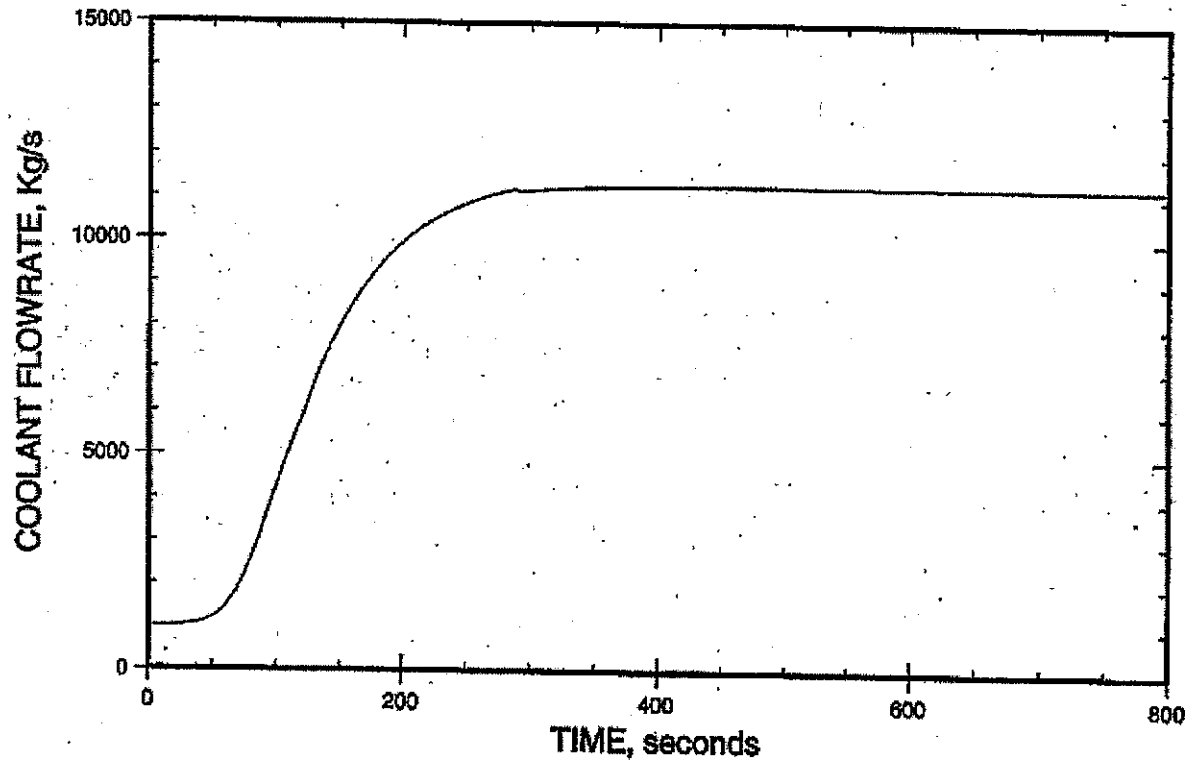


図 6　起動時の Pb-Bi 冷却材流量

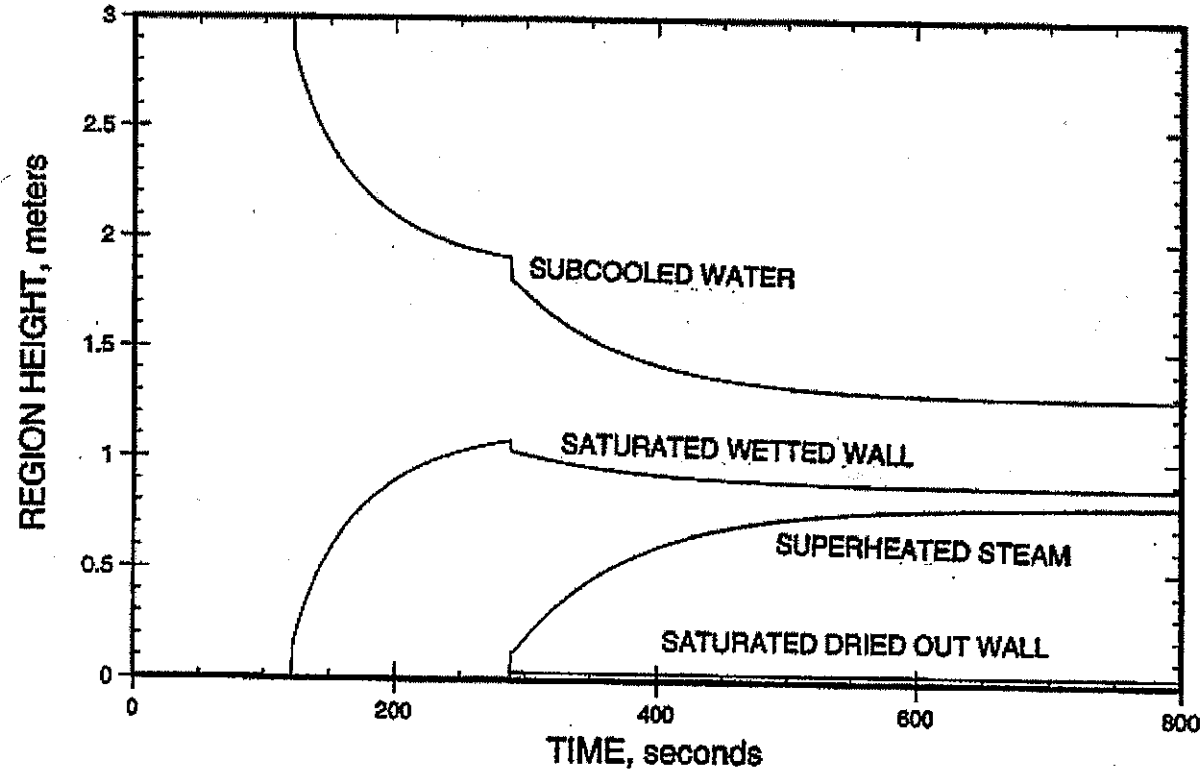


図 7　起動時の SG 内蒸気状態

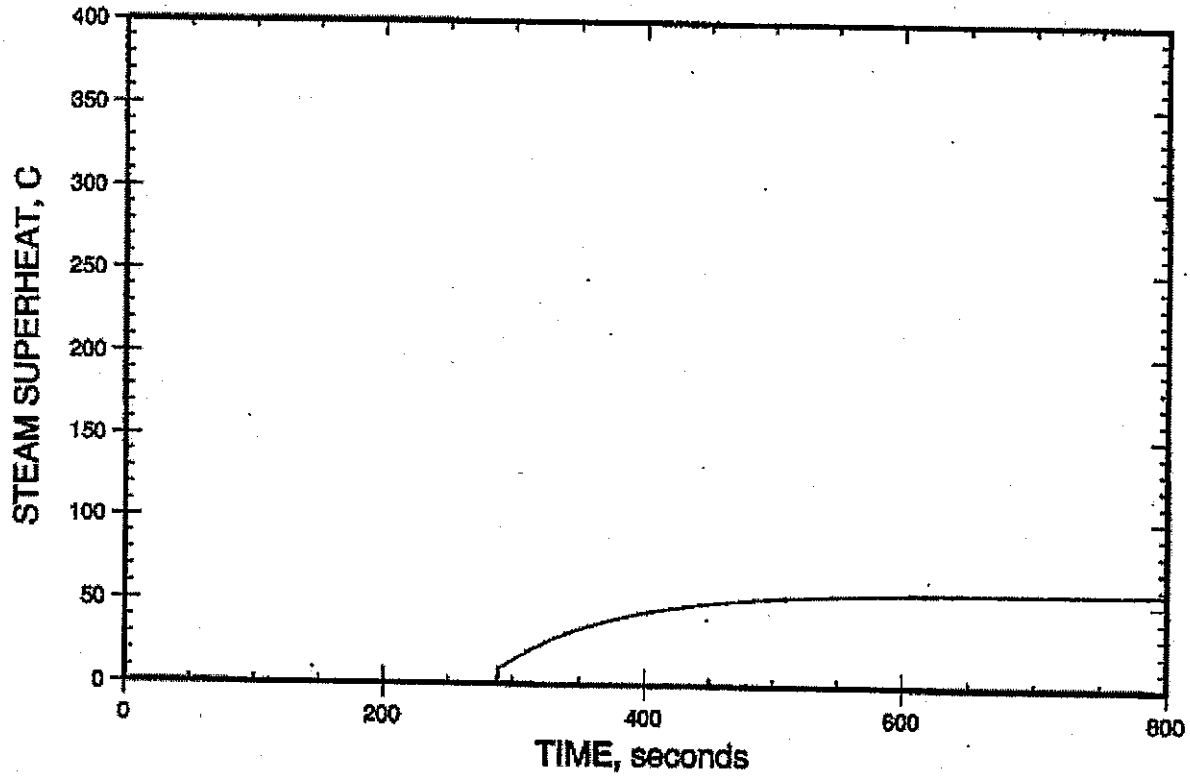


図 8　起動時の蒸気過熱度

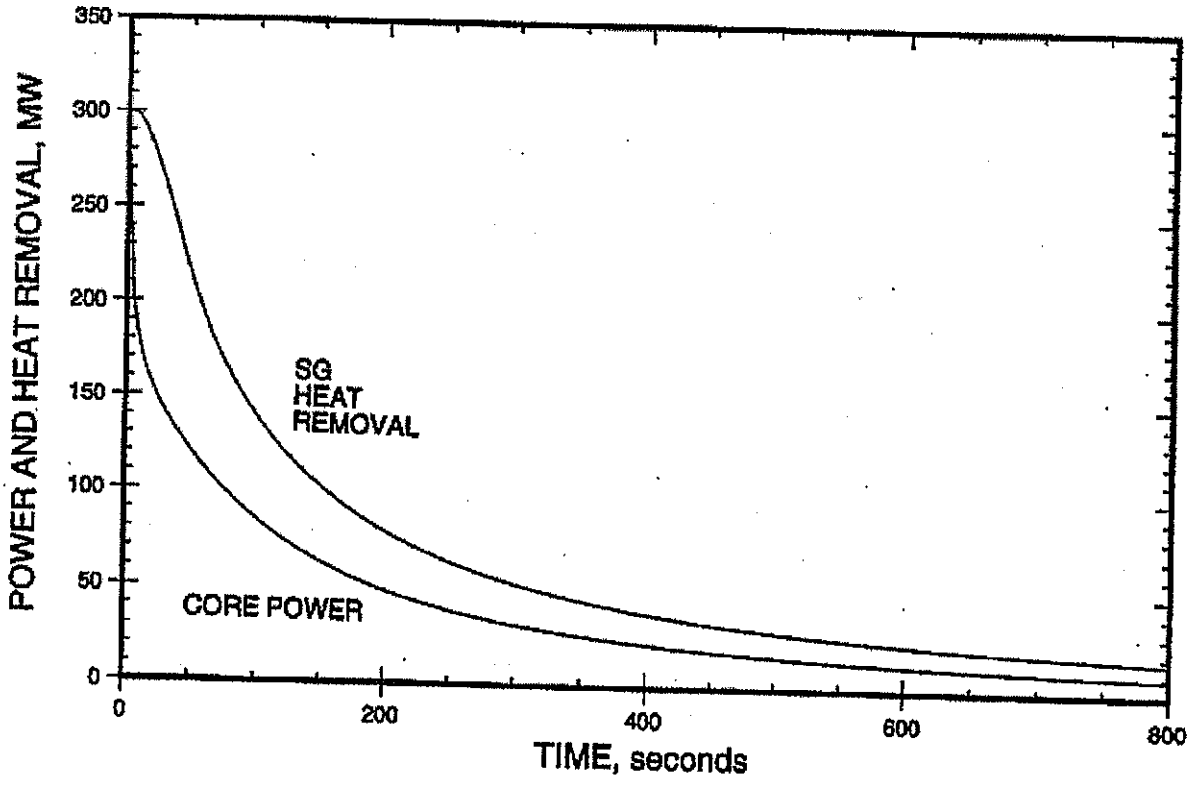


図 9　炉停止時の炉出力および蒸気発生器除熱量

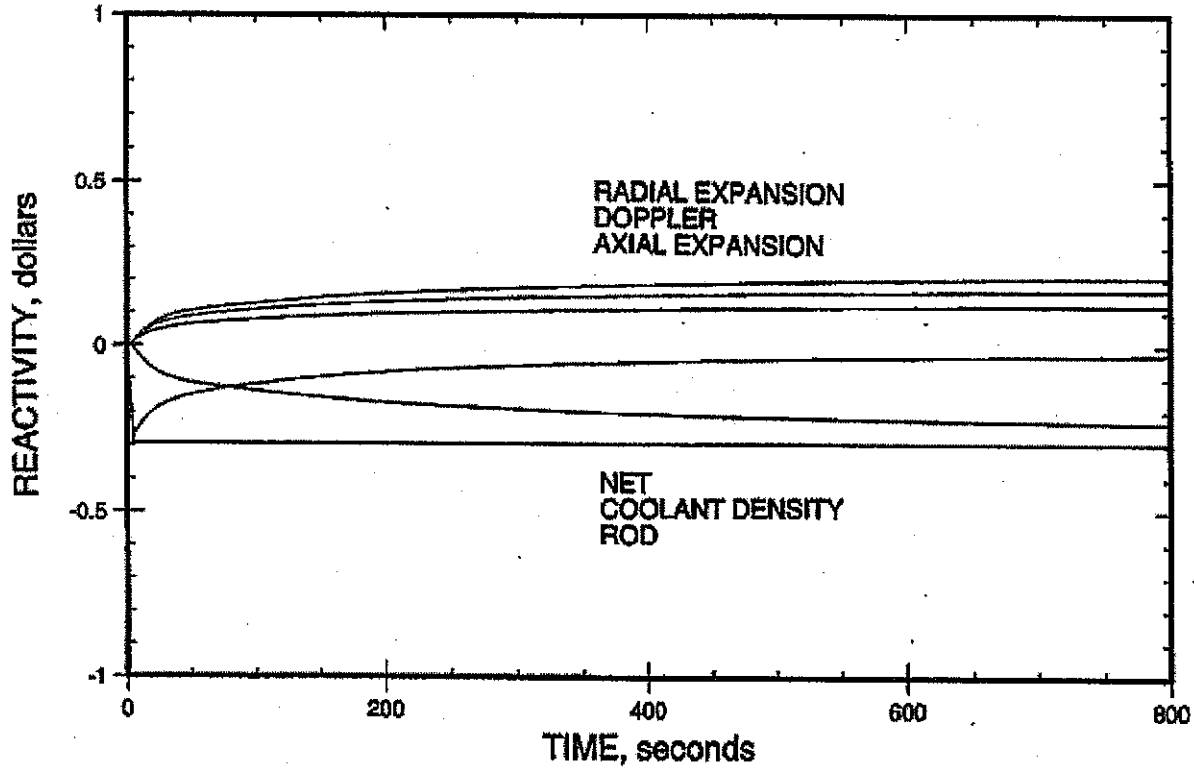


図 10　炉停止時の反応度分担

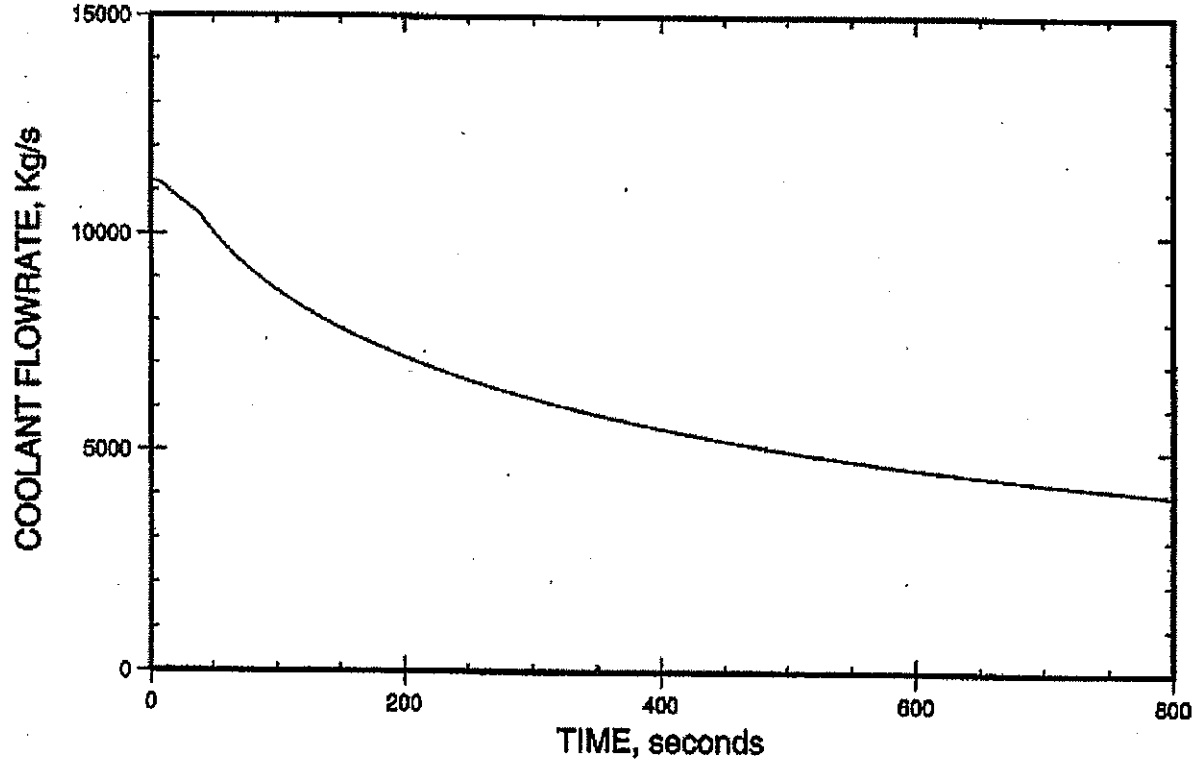


図 11　炉停止時の Pb-Bi 冷却材流量

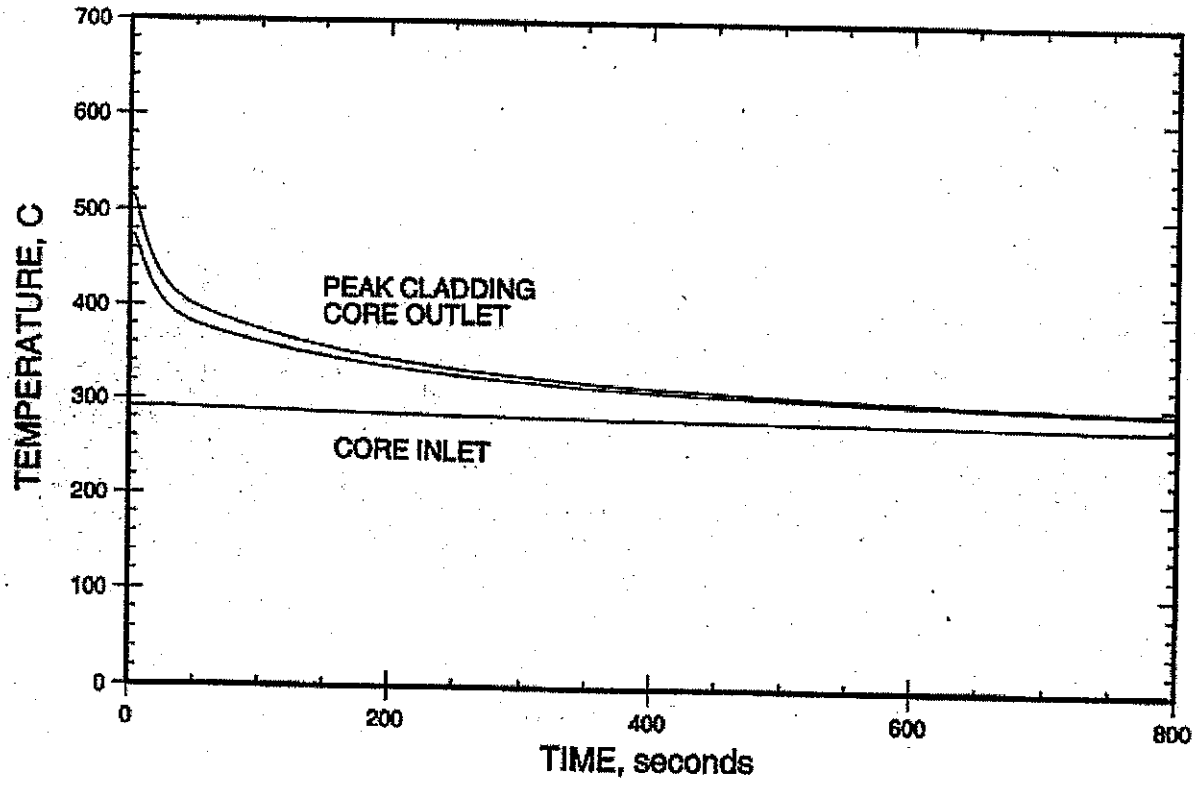


図 12　炉停止時の被覆管最高温度および炉心出入口温度

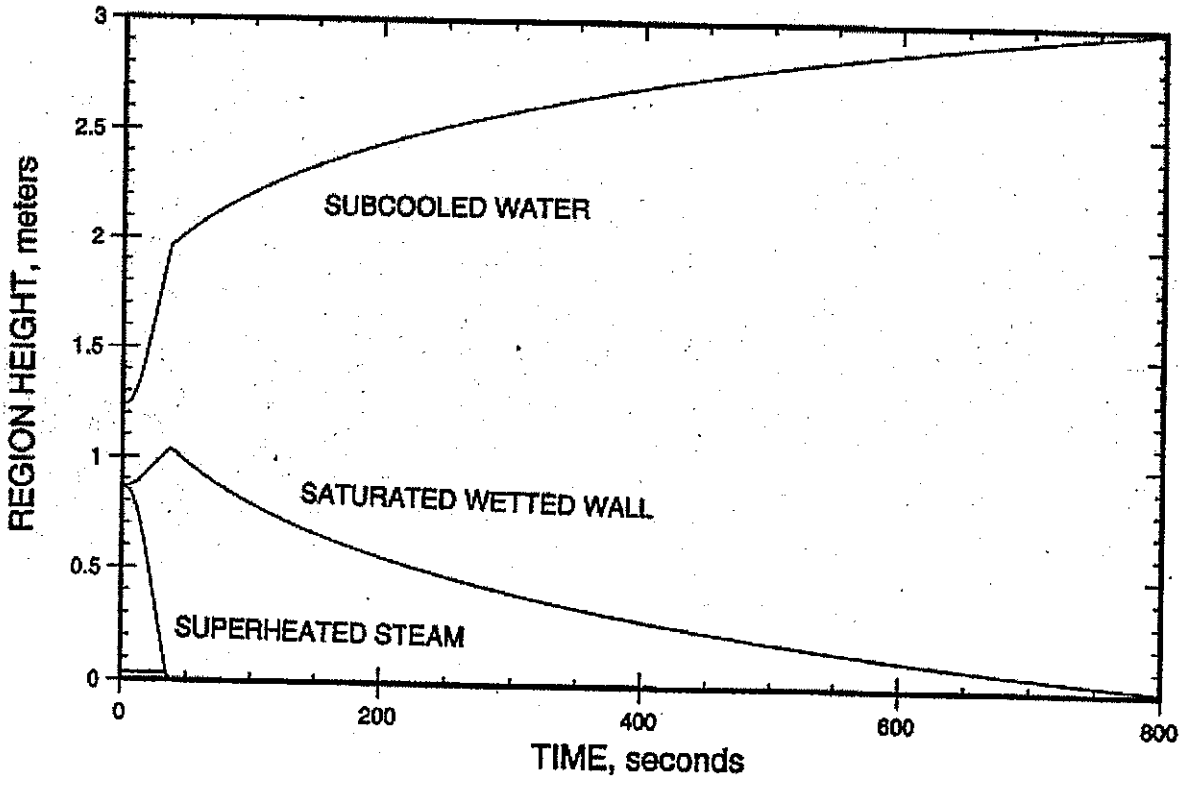


図 13　停止時の SG 内蒸気状態

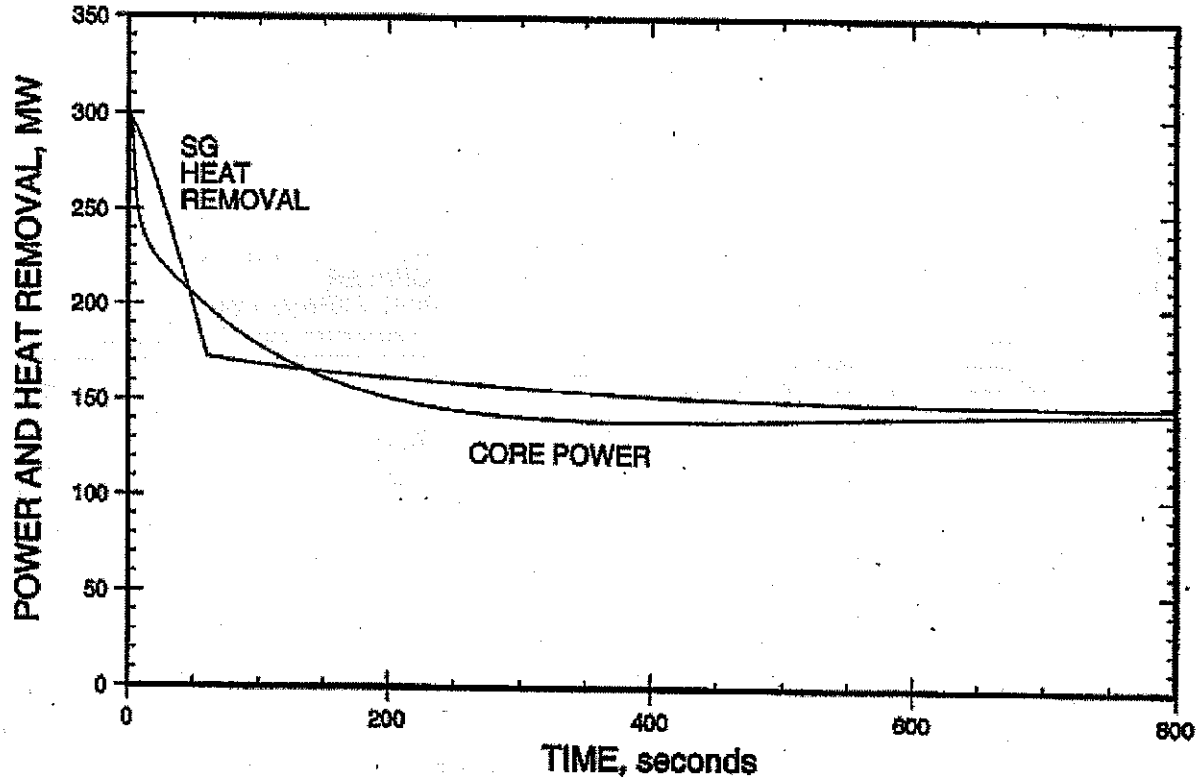


図 14　100→50%タービン負荷変動時炉出力および SG 除熱量

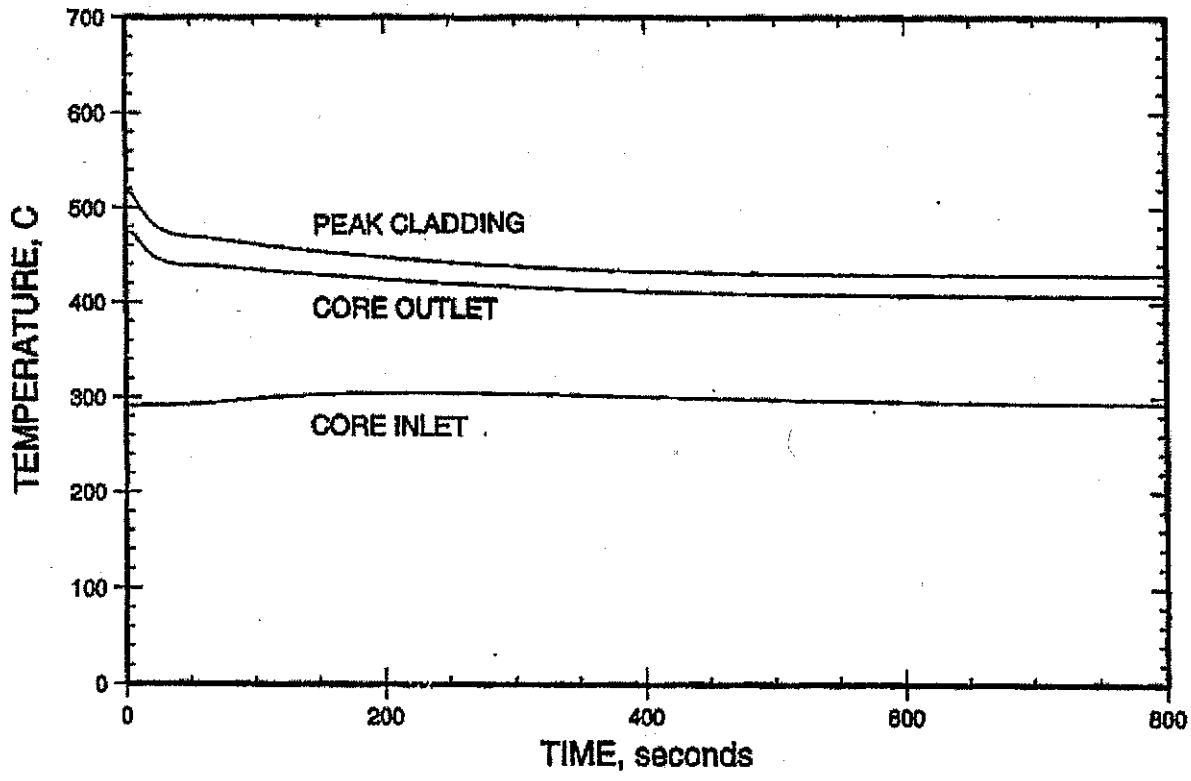


図 15　100→50%タービン負荷変動時被覆管最高温度
および炉心出入口温度

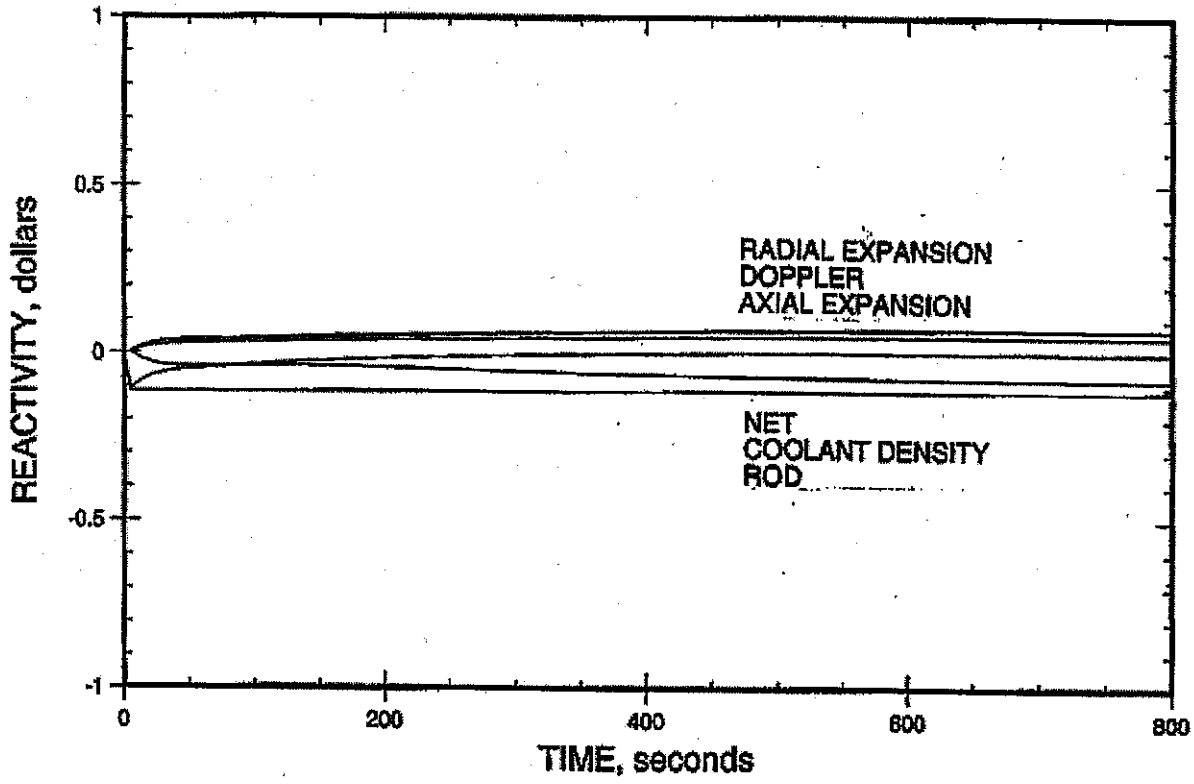


図 16　100→50%タービン負荷変動時反応度分担

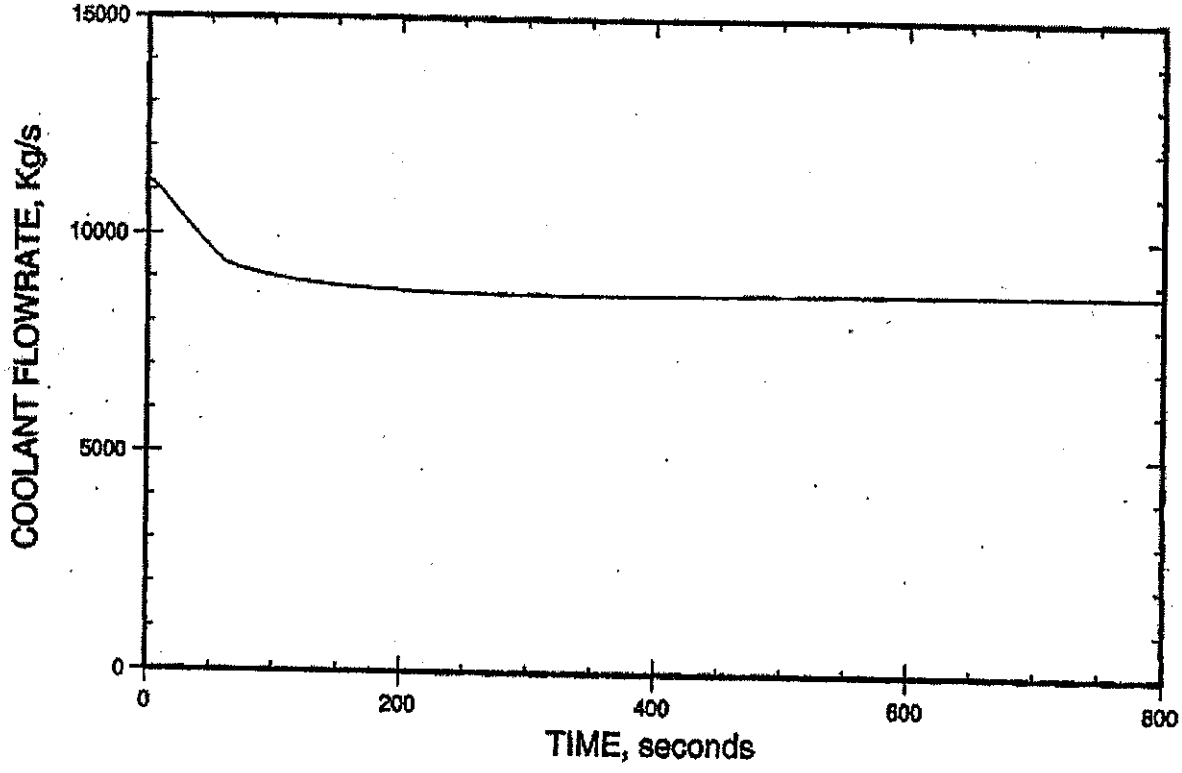


図 17　100→50%タービン負荷変動時 Pb-Bi 冷却材流量

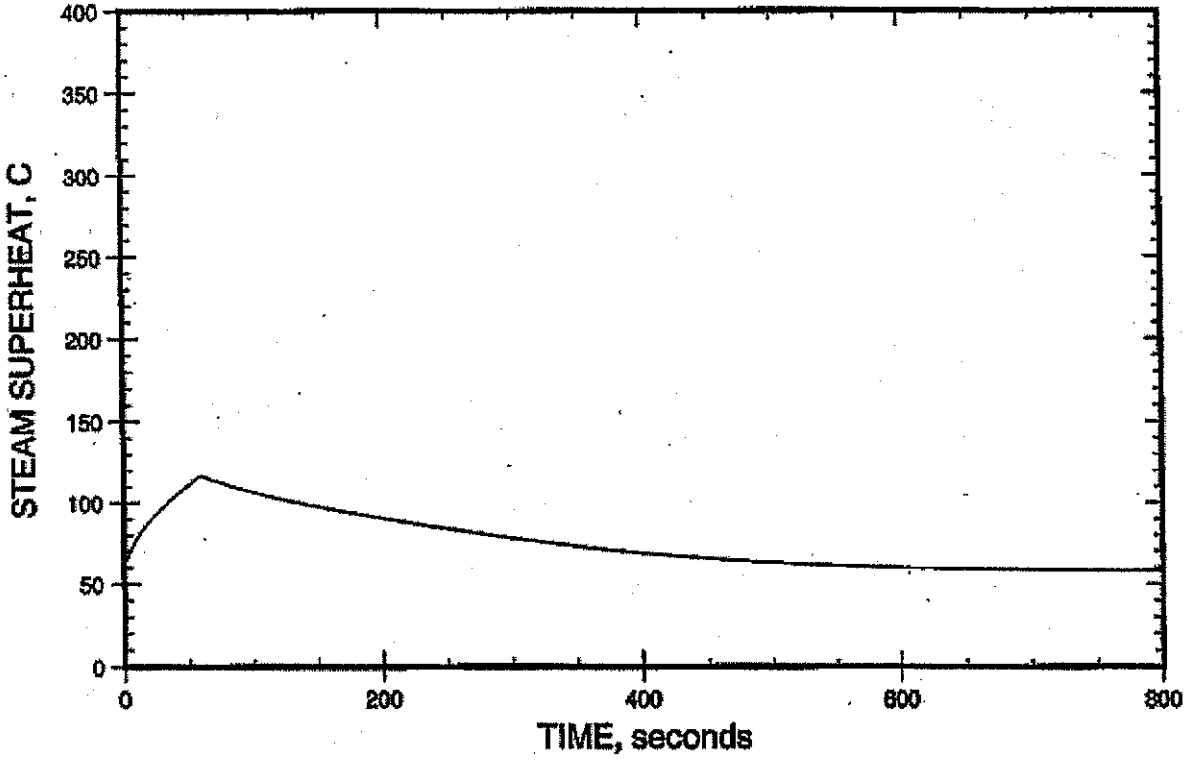


図 18　100→50%タービン負荷変動時蒸気過熱度

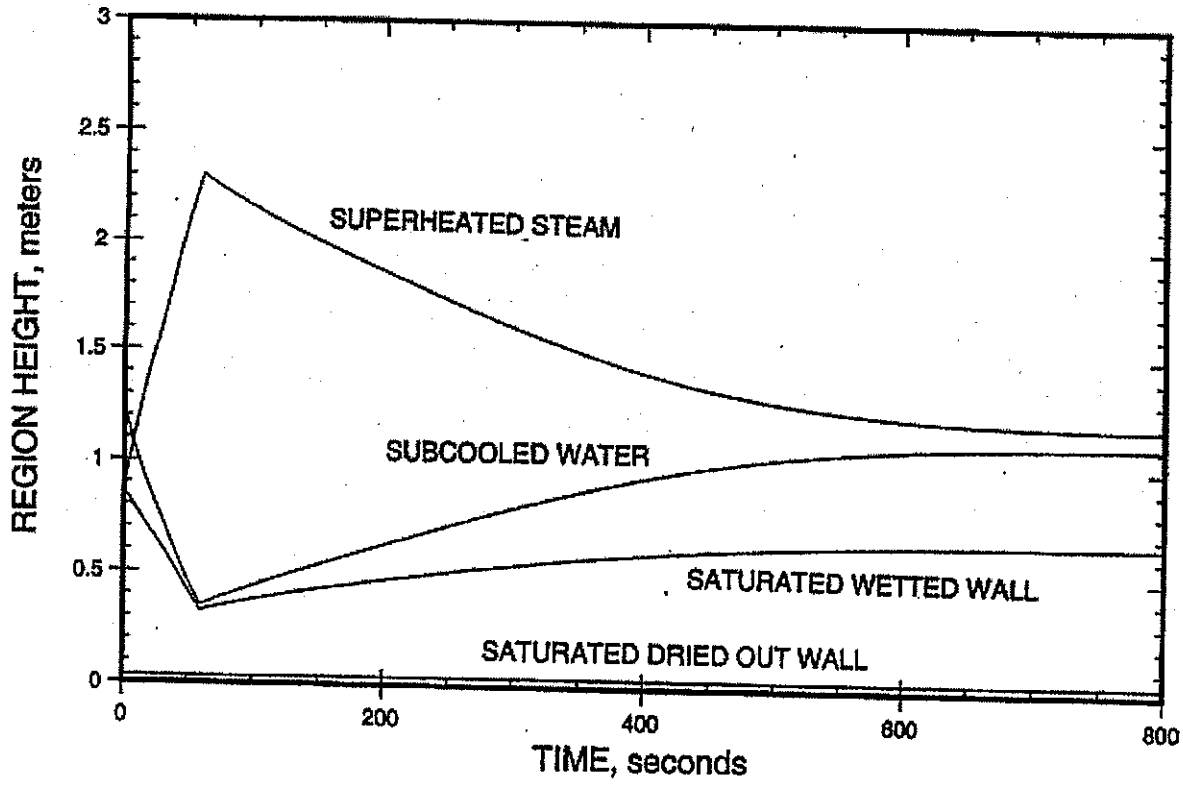


図 19　100→50%タービン負荷変動時 SG 内蒸気状態

表1　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）の基本仕様

No.	項　　目	基本仕様
1	原子炉型式	Pb-Bi 自然循環冷却一体型（2 次系削除）
2	電気出力（発電端）	—
3	熱出力	300MWt
4	ループ数	1 ループ
5	1 次冷却材温度	474℃/291℃(出口／入口)
6	1 次系流量	40,356t/h（流速 0.384m/s,炉心流路断面積 2.86m^2）
7	水／蒸気温度	266℃/347.3℃
8	主蒸気圧力	7MPa（飽和蒸気温度 286℃）
9	給水流量	558t/h
10	タービン発電機	不明
11	プラント稼働率	不明
12	炉心・燃料	（非均質炉心）Pb-Bi ボンド UN 燃料
13	遮へい体外接円径	（炉心直径：2.5m、原子炉モジュール外径：2.94m）
14	燃焼度	約 58000MWd/t
15	増殖比	不明
16	原子炉停止系	炉停止棒
17	炉心安全性	RECS（ガードベッセル冷却）による自然循環除熱
18	①受動的炉停止方策	反応度フィードバックによる出力制御
19	②再臨界回避方策	不明
20	炉心支持方式	炉容器上部吊り下げ方式
21	炉壁保護構造	サーマルライナ構造
22	炉心上部機構	制御棒駆動機構のみ
23	中間熱交換器	なし
24	1 次主循環ポンプ	なし
25	蒸気発生器	直管式×4 基
26	崩壊熱除去方式	RECS＋SG を利用した除熱×4
27	漏えい対策	不明
28	原子炉格納施設	コンクリート格納施設＋ガードベッセル
29	燃料取扱い方式	炉心モジュール交換方式
30	免震	必要
31	プラント寿命	不明
32	原子炉建屋	不明

表2 鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）炉心・燃料仕様

項目	仕様
アクティブコア高さ	2.0m
FP ガスプレナム高さ	0.5m
炉心直径	2.5m
反射体径方向厚さ	0.118m
被覆管外径	1.27cm
被覆管厚さ	0.1cm
被覆管材料	HT9
ボンド厚さ	0.1cm
ボンド材料	鉛ビスマス
燃料ペレット直径	0.87cm
燃料材料	UN
燃料スミア密度	0.661
燃料ピンピッチ－直径比	1.475
炉心等価直径	1.778
冷却材－燃料ピン体積比	1.40
炉心冷却材流域面積	2.86m2
炉心中 UN 重量	27490kg
炉心体積割合	冷却材 0.583 被覆管 0.121 ボンド材 0.100 燃料 0.196
炉心出口/入口温度	474/291℃
被覆管ピーク温度	516℃
炉心冷却材流速	0.384m/s

表 3　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）伝熱流動解析用データ

Table 2. Input Related to LBE Coolant

Active Core Coolant	
Volume, m^3	5.73
Mass, kg	58400
Height, m	2.0
Flow Area, m^2	2.86
Hydraulic Diameter, cm	1.778
Heat Transfer Area to Cladding, m^2	1290
Heat Transfer Area to Reflector, m^2	15.7
Fission Gas Plenum Coolant	
Volume, m^3	1.43
Mass, Kg	14600
Height, m	0.50
Flow Area, m^2	2.86
Hydraulic Diameter, cm	1.778
Heat Transfer Area to Cladding, m^2	322
Heat Transfer Area to Reflector, m^2	3.93
Riser Coolant	
Volume, m^3	42.7
Mass, Kg	435000
Height, m	6.55
Flow Area, m^2	5.88
Hydraulic Diameter, cm	274
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall, m^2	59.2
Heat Transfer Area to Upper/Closure Head, m^2	22.8
Coolant Outer Diameter, m	2.74
Steam Generator Coolant	
Height, m	3.0
Flow Area, m^2	3.39
Hydraulic Diameter, cm	1.27
Heat Transfer Perimeter to Steam Generator Tubes, m	1070
Bypass Coolant	
Volume, m^3	4.80
Mass, Kg	49000
Height, m	3.0
Flow Area, m^2	1.60
Hydraulic Diameter, cm	14.1
Heat Transfer Area to Steam Generator Shell, m^2	119.5
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall Over Riser Region, m^2	27.7

Downcomer Coolant	
Volume, m^3	103.7
Mass, Kg	1058000
Height, m	5.85
Flow Area, m^2	15.98
Hydraulic Diameter, cm	244
Heat Transfer Area to Steam Generator Tubes, m^2	3200
Heat Transfer Area to Coolant Vessel Inner Surface, m^2	98.99
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall Over Active Core Region, m^2	18.47
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall Over Fission Gas Plenum Region, m^2	4.62
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall Over Riser Region, m^2	30.96
Annulus Outer Diameter, m	5.38
Annulus Inner Diameter, m	2.94
Lower Plenum Coolant	
Volume, m^3	28.28
Mass, Kg	288500
Height, m	0.102
Flow Area, m^2	15.98
Flow Area Through Flow Distributor Head, m^2	8.14
Flow Area Through Core Plate, m^2	2.95
Heat Transfer Area to Coolant Vessel Lower Head, m^2	35.44
Heat Transfer Area to Flow Distributor Head, m^2	32.59
Heat Transfer Area to Core Plate, m^2	94.25
Hydraulic Diameter, cm	244
Hydraulic Diameter Through Distributor Plate, cm	1.27
Hydraulic Diameter Through Core Plate, cm	1.27
Total Coolant Volume, m^3	186.6
Total Coolant Mass, Kg	1903000

（続き）表 3　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）伝熱流動解析用データ

Table 3. Input Related to Structures

Active Core Cladding	
Thickness, cm	0.1
Volume, m^3	1.19
Mass, Kg	9140
Heat Transfer Area to LBE Bond, m^2	1085
Active Core LBE Bond	
Thickness, cm	0.1
Volume, m^3	0.984
Mass, Kg	10040
Heat Transfer Area to UN Fuel, m^2	883
Active Core UN Fuel	
Pellet Diameter, cm	0.87
Volume, m^3	1.92
Mass, Kg	18170
Active Core Reflector	
Thickness, cm	11.84
Volume, m^3	1.95
Mass, Kg	18640
Heat Transfer Area to Reactor Module Wall, m^2	15.71
Active Core Reactor Module Wall	
Thickness, cm	10.16
Volume, m^3	1.81
Mass, Kg	13930
Fission Gas Plenum Cladding	
Thickness, cm	0.1
Volume, m^3	0.299
Mass, Kg	2300

Downcomer Venetian Conductors	
Thickness, cm	30.48
Volume, m^3	32.4
Fraction of Volume Occupied by Venetian Conductors	0.8
Mass, Kg	199500
Heat Transfer Area to Containment Vessel, m^2	112.1
Downcomer Containment Vessel	
Thickness, cm	1.27
Volume, m^3	1.43
Mass, Kg	10960
Heat Transfer Area to RECS Air Channel, m^2	112.5
Lower Plenum Coolant Vessel Lower Head	
Thickness, cm	36.8
Volume, m^3	15.2
Mass, Kg	116700
Lower Plenum Flow Distributor Head	
Thickness, cm	1.27
Hole Diameter, cm	1.27
Fraction of Plate Area Corresponding to Flow Holes	0.6
Volume, m^3	0.0690
Mass, Kg	0.530
Thermal Resistance Length for Thermal Conduction into Head, cm	0.956
Lower Plenum Lower Core Plate	
Thickness, cm	10.16
Hole Diameter, cm	1.27
Fraction of Plate Area Corresponding to Flow Holes	0.6
Volume, m^3	0.390
Mass, Kg	3002
Thermal Resistance Length for Thermal Conduction into Plate, cm	0.956

（続き）表 3　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）伝熱流動解析用データ

Downcomer Venetian Conductors	
Thickness, cm	30.48
Volume, m^3	32.4
Fraction of Volume Occupied by Venetian Conductors	0.8
Mass, Kg	199500
Heat Transfer Area to Containment Vessel, m^2	112.1
Downcomer Containment Vessel	
Thickness, cm	1.27
Volume, m^3	1.43
Mass, Kg	10960
Heat Transfer Area to RECS Air Channel, m^2	112.5
Lower Plenum Coolant Vessel Lower Head	
Thickness, cm	36.8
Volume, m^3	15.2
Mass, Kg	116700
Lower Plenum Flow Distributor Head	
Thickness, cm	1.27
Hole Diameter, cm	1.27
Fraction of Plate Area Corresponding to Flow Holes	0.6
Volume, m^3	0.0690
Mass, Kg	0.530
Thermal Resistance Length for Thermal Conduction into Head, cm	0.956
Lower Plenum Lower Core Plate	
Thickness, cm	10.16
Hole Diameter, cm	1.27
Fraction of Plate Area Corresponding to Flow Holes	0.6
Volume, m^3	0.390
Mass, Kg	3002
Thermal Resistance Length for Thermal Conduction into Plate, cm	0.956

Table 4. Input Related to Reactor Exterior Cooling System

Upward Air Channel	
Thickness, cm	17.78
Flow Area, m^2	3.52
Hydraulic Diameter, cm	35.6
Perimeter for Heat Transfer	19.2
Total Channel Height, m	27.7
Heated Channel Height, m	5.85
Heat Transfer Enhancement Factor Due to Fins on Exterior of Containment Vessel	2.0
Downward Air Channel	
Thickness, cm	60.96
Flow Area, m^2	13.8
Hydraulic Diameter, cm	122
Channel Height, m	27.7
Inlet Air Temperature, C	36.85
Expansion and Contraction Losses Accounted for	
Sudden Contraction into Air Inlet Channels	
Sudden Contraction into Horizontal Plenum above Reactor	
Sudden Contraction into Downward Annular Channel	
Sudden Contraction into Upward Annular Channel	
Sudden Expansion into Horizontal Plenum Above Reactor	
Sudden Contraction into Air Outlet Channels	
Sudden Expansion into Atmosphere	

Table 5. Input Related to Kinetics

Delayed Neutron Fraction	3.26×10^{-3}
Prompt Neutron Lifetime, s	4.53×10^{-7}
Coolant Density Feedback, cents/C	0.239
Doppler Feedback, cents/C	-0.0998
Axial Expansion Feedback, cents/C	-0.0710
Radial Expansion Feedback, cents/C	-0.160

（続き）表 3　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）伝熱流動解析用データ

Table 6. Input Related to Steady State Nominal Operating Conditions

Reactor Power, MWt	300
Feedwater Flowrate, Kg/s	155
Feedwater Inlet Temperature, C	265.9
Core Coolant Velocity, m/s	0.384
Coolant Mass Flowrate, Kg/s	11210
Temperatures, C	
Active Core Coolant Inlet/Lower Plenum Coolant	291.3
Active Core Coolant Outlet	474.0
Active Core Mean Cladding	408.8
Active Core Mean Head	423.9
Active Core Mean Fuel	460.1
Active Core Reflector	363.3
Active Core Reactor Module Wall	331.9
Fission Gas Plenum Coolant	474.0
Fission Gas Plenum Cladding	474.0
Fission Gas Plenum Reflector	435.2
Fission Gas Plenum Reactor Module Wall	372.3
Riser Coolant	473.6
Riser Reactor Module Wall	437.2
Riser Upper/Closure Head	463.7
Steam Generator Bypass Coolant	460.7
Steam Generator Shell	460.7
Coolant at Top of Steam Generator Saturated Dried Out Wall Zone	442.7
Coolant at Top of Steam Generator Saturated Wetted Wall Zone	441.3
Coolant at Top of Steam Generator Subcooled Zone	299.5
Coolant at Bottom of Steam Generator	289.2
Downcomer Coolant	291.3
Coolant Vessel Wall	273.2
Venetian Conductors	247.6
Containment Vessel Wall	226.7
Containment Vessel Wall Outer Surface	226.0
Steam Generator Tubes	291.3
Coolant Vessel/Containment Vessel Lower Heads	291.3
Flow Distributor Head	291.3
Lower Core Plate	291.3
Steam Exiting Steam Generator	347.2
Steam Generator Region Heights, m	
Superheated Steam	0.860
Saturated with Dried Out Wall	0.032
Saturated with Wetted Wall	0.868
Subcooled Water	1.240
Air Temperature Rise in RECS Upward Flow Channel, C	26.7
Air Velocity in RECS Upward Flow Channel, m/s	3.04

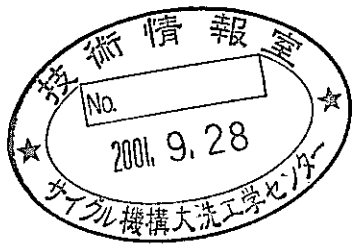
JNC TY9400 2001−012(2)

FBRシステム技術検討書

―平成１２年度報告―

（２／２分冊）

（研究報告）



２００１年６月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

〒319-1184　茨城県那珂郡東海村村松４番地４９
核燃料サイクル開発機構
技術展開部　技術協力課

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

© 核燃料サイクル開発機構（Japan Nuclear Cycle Development Institute）
2001

Ⓚ

JNC TY9400 2001-012
2001年 6月

FBRシステム技術検討書
－平成12年度報告－
（研究報告）

三原隆嗣[1)]、山本昌宏[1)*]、島川佳郎[1)]、江沼康弘[1)]、田中良彦[1)*]、
木曽芳広[1)]、梅津陽一郎[1)]、川崎信史[2)]、久保田健一[3)]、小林順[4)]、
神山健司[5)]、久保重信[5)*]、佐々木誠[6)*]、笠原直人[2)]、浅山泰[2)]、
森下正樹[2)]、梅木克彦[2)*]山口彰[7)]、大島宏之[7)]、堺公明[7)]、
村松壽晴[7)]、丹羽元[8)]、栗坂健一[8)]、川田賢一[8)]、藤田朋子[8)]、
遠藤寛[8)]、石田政義[8)]、栗原国寿[8)]、飛田吉春[8)]、佐藤一憲[8)]、
穐村政道[9)*]、山田文昭[9)]、新部信昭[1)*]、木田正則[1)*]、
三枝利家[1)*]、宇野修[1)]、此村守[1)]、笠井重夫[1)*]、一宮正和[10)]

要　旨

1999年度より2年間で実用化戦略調査研究フェーズⅠを実施した。本報告書は実用化戦略調査研究の中で対象としたFBRプラントシステムについて、技術的成立性、経済性等の観点から検討を加えた結果をまとめたものである。

本研究では、FBRプラントを構成する冷却材及び燃料の組合わせとして現状考えられるものは全て対象にし、同時点での技術情報に基づき、冷却材ごとにプラントシステムの技術的成立性及び経済的成立性について評価した。その結果、冷却材ごとにプラントフェーズⅠで設定した設計目標を満たす有望なプラント概念を示した。

---

1)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBRシステムグループ
2)　大洗工学センター　要素技術開発部　構造信頼性研究グループ
3)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBRシステムグループ（現在、（株）東芝 電力システム社 原子力開発営業部）
4)　大洗工学センター　システム技術開発部　管理Gr
5)　大洗工学センター　システム技術開発部　FBRサイクル安全設計グループ
6)　大洗工学センター　システム技術開発部　炉心・燃料システムグループ
7)　大洗工学センター　要素技術開発部　流体計算工学グループ
8)　大洗工学センター　要素技術開発部　リスク評価研究グループ
9)　敦賀本部　国際技術センター　プラント利用技術グループ
10)　大洗工学センター　システム技術開発部
＊：日本原子力発電（株）からの派遣者

本報告書は、「高速増殖炉システムの実用化調査研究に関する協力協定」に基づき実施したJNCと原電（9電力会社、電源開発株式会社及び原電の代表）との共有成果である。

本報告書には、「核燃料サイクル開発機構と財団法人電力中央研究所との原子力の研究開発に関する研究協力協定」に基づく共同研究の成果及び電中研からの開示技術情報、並びに、「日本原子力研究所と核燃料サイクル開発機構との間の高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究に関する研究協力取決め」に基づく共有成果を含む。

JNC TY9400 2001-012
June, 2001

Feasibility Studies on Fast Breeder Reactor Plant Systems -Results in 2000-

Takatsugu Mihara[1], Masahiro Yamamoto[1]*, Yoshio Shimakawa[1], Yasuhiro Enuma[1], Yoshihiko Tanaka[1]*, Yoshihiro Kiso[1], Yoichiro Umetu[1], Nobuchika Kawasaki[2], Kenichi Kubota[3], Jun Kobayashi[4], Kenji Kamiyama[5], Shigenobu Kubo[5]*, Makoto Sasaki[6]*, Naoto Kasahara[2], Tai Asayama[2], Masaki Morishita[2], Katsuhiko Umeki[2]*, Akira Yamaguchi[7], Hiroyuki Ohshima[7], Takaaki Sakai[7], Toshiharu Muramatsu[7], Hajime Niwa[8], Kenichi Kurisaka[8], Kenichi Kawada[8], Tomoko Fujita[8], Hiroshi Endo[8], Masayoshi Ishida[8], Kunitoshi Kurihara[8], Yoshiharu Tobita[8], Ikkei Sato[8], Masamichi Akimura[9]*, Fumiaki Yamada[10], Nobuaki Nibe[1]*, Masanori Kida[1]*, Toshiie Saigusa[1]*, Osamu Uno[1], Mamoru Konomura[1], Shigeo Kasai[1]*, Masakazu Ichimiya[10]

Abstract

The Phase I of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System has performed for two years from Fiscal Year (FY)1999. This report describes the results for fast breeder reactor plant systems in the Feasibility Studies on the basis of considerations from various viewpoints such as technical feasibility and economical competitiveness.

In the Phase I study, various possible combinations between fuels and coolants in the fast breeder reactor plant systems were reviewed, based on current technical information. As a result, concepts suitable for the design objectives of the Feasibility Studies were made clear for each coolant.

---

1) FBR System Design Group, System Engineering Technology Division, OEC
2) Structural Mechanics Research Group Advanced Technology Division, OEC
3) Advanced Energy Plant Sales and Marketing Department, Power System and Services Company, TOSHIBA Corporation
4) Administrative Management Group, System Engineering Technology Division, OEC
5) FBR Cycle Safety Engineering Group, System Engineering Technology Division, OEC
6) Fuel and Core System Engineering Group, System Engineering Technology Division, OEC
7) Thermal-Hydraulics Research Group, Advanced Technology Division, OEC
8) Nuclear System Research Group Advanced Technology Division, OEC
9) Plant Utilization Technology Group, International Cooperation and Technology Development Center, Tsuruga Head Office
10) System Engineering Technology Division, OEC
*: attached from The Japan Atomic Power Company (JAPC)

This report is the outcome of collaborative study between JNC and JAPC (that is the representative of 9 electric utilities, Electric Power Development Company and JAPC) in the accordance with "The Agreement About The Development of A Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System".

This report includes the outcome of collaborative study between JNC and Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI) in the accordance with "The Agreement of Collaboration about The Research and Development of Atomic Energy" and the technical information offered by CRIEPI, and also the outcome of collaborative study between JNC and Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in the accordance with "Memorandum of Cooperation between JAERI and JNC Related to Feasibility Studies on Commercialized FBR Cycle".

執筆担当者一覧

（1 / 2 分冊）

はじめに	此村　守
1. 既往研究例及びシーズ技術の調査	
1.1　既往研究について	早船浩樹
1.2　シーズ技術の調査	此村　守
2. 検討対象技術の選定	
2.1　燃料形態と冷却材の組み合わせ	早船浩樹
2.2　検討対象範囲の設定	此村　守
3. 設計要求事項	山本昌宏 本社 FBR サイクル開発推進部
4. 概念検討	
4.1　Na 冷却炉の検討	
4.1.1　Na 冷却炉の特徴	新部信昭
4.1.2　本研究における検討の新たな着眼点	新部信昭
4.1.3　各候補概念の検討状況	
(1)　大型炉	
(i)　候補概念の摘出	
(a) ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）	島川佳郎
(b) タンク型炉（2 次系機器合体・ループ数削減）	新部信昭
(c) タンク型炉（機器合体・集中配置）	新部信昭
(d) タンク型炉（機器・系統コンパクト化）	新部信昭
(ii)　候補概念の検討	
(a) Na 冷却大型ループ型炉	島川佳郎
(b) Na 大型タンク型炉	新部信昭
(2)　中型モジュール炉	川崎信史
(3)　二次系簡素化概念	堀　徹
(4)　更なる高温・高効率化の検討	笠井重夫
4.2　重金属炉の検討	江沼康弘、三原隆嗣
4.3　ガス炉の検討	
4.3.1　ガス炉の特徴	木田正則
4.3.2　本研究における検討の新たな着眼点	木田正則
4.3.3　各候補概念の検討	
(1)　ピン型燃料	
(i)　炭酸ガス炉	小林　順
(ii)　ヘリウムガス炉	小林　順
(a) 蒸気タービン発電	小林　順
(b) ガスタービン発電	木曽芳広
(2)　被覆粒子燃料ヘリウムガス炉	木曽芳広

4.4 水冷却炉の検討
4.4.1 水冷却炉の特徴 神山健司、山本昌宏
4.4.2 本研究における検討の新たな着眼点 神山健司、山本昌宏
4.4.3 各概念の検討
(1) 高転換比 BWR 型炉 山本昌宏
(2) 高転換比 PWR 型炉 山本昌宏
(3) 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR） 神山健司
4.4.4 水冷却増殖炉の導入シナリオの検討 神山健司
4.5 溶融塩炉の検討 久保田健一
4.6 小型炉の検討 久保田健一、梅津陽一郎

（2 / 2 分 冊）

4.7 経済性の検討
4.7.1 建設コストの検討 三枝利家
4.7.2 運転維持費の検討 宇野 修

4.8 プラント共通技術の検討
4.8.1 機器構造技術開発
(1) 各種冷却材に対する構造設計の技術評価 笠原直人
(2) プラントの低コスト化と長寿命化に係わる検討 浅山 泰
(3) ガス炉の設計基準 田中良彦
4.8.2 免震技術開発 梅木克彦
4.8.3 熱流動技術開発
(1) はじめに 山口 彰
(2) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価 大島宏之、堺 公明、山口 彰
(3) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析 大島宏之
(4) 多次元解析による熱流動現象評価 村松寿晴
(5) 伝熱流動相関式の調査 大島宏之
(6) まとめ 山口 彰
4.8.4 安全技術開発
(1) はじめに 丹羽 元
(2) 安全設計方針の整備 久保重信
(3) 安全系の局限化 梅津陽一郎、栗坂健一
(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討
（i） ナトリウム冷却 MOX 燃料炉の評価
(a) 各炉心の CDA 評価 川田賢一、藤田朋子
(b) 再臨界回避方策の有効性評価 藤田朋子、丹羽 元
(c) PAMR/PAHR 評価 丹羽 元
(d) 上部プレナム付き炉心の起因過程での有効性評価 丹羽 元
(e) MOX-Na ボイド反応度制限 6＄の根拠説明 丹羽 元
(f) 中空燃料のピン内燃料移動機構による CDA 緩和効果 丹羽 元
（ii） ナトリウム冷却金属燃料炉心の評価
(a) 金属燃料のボイド反応度 8＄の根拠説明 遠藤 寛
(b) 金属燃料炉心における再臨界回避方策の要否 遠藤 寛
(c) 金属燃料炉の PAMR/PAHR 遠藤 寛

(iii) ナトリウム冷却窒化物燃料炉の安全上の課題 石田政義、丹羽 元
(iv) 重金属冷却炉の安全性 飛田吉春
(v) ガス冷却炉の安全性 山野秀将、飛田吉春
(vi) 水冷却炉の安全性 飛田吉春、藤田哲史
(vii) 各種候補燃料概念に係る局所事故の特性と安全研究課題の検討 佐藤一憲
(viii) 各種燃料・冷却材系の FCI マップ 石田政義
(ix) 各種燃料による臨界性マップ 栗原国寿
(x) 受動的安全特性強化型(CDA フリー)概念の成立性に関する議論 丹羽 元
(xi) まとめと Phase2 計画 丹羽 元
4.8.5 プラント技術評価 穐村政道、山田文昭

4.9 アイデア公募の結果
4.9.1 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性と大出力化の検討 神山健司
4.9.2 二相流自然循環型液体金属 MHD 発電システムに関する研究 小林 順
4.9.3 新型蒸気発生器を用いた二次系削除型コンパクト化 FBR の開発 堀 徹
4.9.4 Compact Pool Type LMFBR(CPFR)に関する研究 新部信昭
4.9.5 熱電素子直接発電 島川佳郎
4.9.6 RBEC:Critical Lead-Alloy Cooled Fast Reactor 江沼康弘
4.9.7 自然循環冷却方式重金属冷却炉の運転特性に関する研究 三原隆嗣

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ
5.1. Na 冷却炉の評価
5.1.1 大型炉 島川佳郎
5.1.2 中型モジュール炉 川崎信史
5.1.3 2 次系簡素化概念 堀 徹
5.2 重金属炉の評価 江沼康弘、三原隆嗣
5.3 ガス炉の評価 木田正則
5.4 水冷却炉 神山健司、山本昌宏
5.5 溶融塩炉の評価 久保田健一
5.6 小型炉の評価 久保田健一、梅津陽一郎

6. 今後の計画 此村 守
6.1 フェーズⅡ計画案
6.2 フェーズⅡにおける課題
6.2.1 候補概念の設計研究
6.2.2 FBR 共通技術開発
6.2.3 冷却材ごとの固有技術開発

おわりに 此村 守

目　　次

（1 / 2 分 冊）

はじめに ····· 1

1. 既往研究例及びシーズ技術の調査
1.1 既往研究について ····· 3
1.2 シーズ技術の調査 ····· 4
「参考文献」 ····· 7

2. 検討対象技術の選定
2.1 燃料形態と冷却材の組み合わせ ····· 12
2.2 検討対象範囲の設定 ····· 13

3. 設計要求事項
3.1 基本方針 ····· 16
3.2 検討にあたっての前提条件 ····· 16
3.3 設計要求事項 ····· 17
3.4 特記事項 ····· 19

4. 概念検討
4.1 Na 冷却炉の検討 ····· 24
4.1.1 Na 冷却炉の特徴 ····· 25
「参考文献」 ····· 26
4.1.2 本研究における検討の新たな着眼点 ····· 26
4.1.3 各候補概念の検討状況 ····· 38
(1) 大型炉 ····· 38
(i) 候補概念の摘出 ····· 38
(a) ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減） ····· 38
(b) タンク型炉（2 次系機器合体・ループ数削減） ····· 59
(c) タンク型炉（機器合体・集中配置） ····· 66
(d) タンク型炉（機器・系統コンパクト化） ····· 72
(ii) 候補概念の検討 ····· 97
(a) Na 冷却大型ループ型炉 ····· 97
(b) Na 大型タンク型炉 ····· 207
(2) 中型モジュール炉 ····· 274
(i) 候補概念の摘出 ····· 274

(ii) 候補概念の検討 …… 275
「参考文献」 …… 287
(3) 二次系簡素化概念 …… 308
(i) 候補概念の摘出 …… 308
「参考文献」 …… 322
(ii) 候補概念の検討 …… 326
(a) 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG(案 1-1) …… 326
(b) 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG(案 1-2) …… 338
(c) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG(案 2-1) …… 351
(d) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG(案 2-2) …… 358
(e) 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG(案 2-3) …… 365
(f) 固体銅熱媒体 HIP 型 SG(案 3-1) …… 374
(g) 固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG(案 3-2) …… 384
(h) 一次系高圧化 SG(案 4) …… 392
「参考文献」 …… 395
(4) 更なる高温・高効率化の検討 …… 400
(i) 蒸気条件の改善による効率化 …… 400
(ii) 水銀－水蒸気コンバインドサイクル発電 …… 406
「参考文献」 …… 414

4.2 重金属炉の検討
4.2.1 重金属冷却炉の特徴 …… 423
4.2.2 検討対象とする炉システム型式について …… 425
4.2.3 各種候補概念の概念設計研究 …… 427
(1) 鉛冷却大型ポンド型炉（日本型ポンド容器概念） …… 428
(2) 鉛冷却大型ループ型炉（サイドエントリー方式 2 重配管） …… 433
(3) 鉛冷却中型タンク型炉 …… 437
(4) 鉛ビスマス冷却小型タンク型炉（SVBR） …… 443
(5) 重金属炉概念物量比較 …… 448
4.2.4 重金属を冷却材とすることに伴う諸課題 …… 451
4.2.5 候補概念の摘出 …… 457
4.2.6 候補概念の検討 …… 460
(1) 冷却材駆動方式に関する比較研究 …… 460
(2) 完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉の検討 …… 465

4.3 ガス炉の検討
4.3.1 ガス炉の特徴 …… 519
4.3.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 523

4.3.3 各候補概念の検討 …… 525
(1) ピン型燃料 …… 525
(i) 炭酸ガス炉 …… 525
(ii) ヘリウムガス炉 …… 572
(a) 蒸気タービン発電 …… 572
「参考文献」 …… 575
(b) ガスタービン発電 …… 581
(2) 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉 …… 592

4.4 水冷却炉の検討
4.4.1 水冷却炉の特徴 …… 629
4.4.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 630
「参考文献」 …… 633
4.4.3 各概念の検討 …… 634
(1) 高転換比 BWR 型炉 …… 634
(2) 高転換比 PWR 型炉 …… 669
(3) 超臨界圧軽水冷却高速増殖炉 (SCFBR) …… 699
「参考文献」 …… 743
4.4.4 水冷却増殖炉の導入シナリオの検討 …… 745

4.5 溶融塩炉の検討
4.5.1 溶融塩炉の特徴 …… 755
4.5.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 762
4.5.3 候補概念の検討 …… 764
「参考文献」 …… 766

4.6 小型炉の検討
4.6.1 小型炉の特徴、ニーズ …… 771
4.6.2 本研究における検討の新たな着眼点 …… 789
4.6.3 各候補概念の検討状況 …… 803
(1) Na 冷却炉 …… 803
(2) 鉛ビスマス冷却炉 …… 816
「参考文献」 …… 821
補足資料 自然循環方式タンク型鉛ビスマス小型炉 (ANL 公募概念) …… 822

（2 / 2 分 冊）

4.7 経済性の検討
4.7.1 建設コストの検討 …… 843
(1) 炉システムにおける建設コスト評価 …… 843
(2) 経済性評価手法 …… 844
(3) 評 価 …… 878
4.7.2 運転維持費の検討 …… 928
「参考文献」 …… 939

4.8 プラント共通技術の検討
4.8.1 機器構造技術開発 …… 956
(1) 各種冷却材に対する構造設計の技術評価 …… 956
「参考文献」 …… 1021
(2) プラントの低コスト化と長寿命化に係わる検討 …… 1023
(3) ガス炉の設計基準 …… 1048
「参考文献」 …… 1053
4.8.2 免震技術開発 …… 1060
(1) 各種3次元免震方式及び各炉型への適合性検討 …… 1060
(2) 3次元免震導入効果の確認 …… 1062
(3) 3次元免震に対する性能要求の具体化 …… 1064
(4) まとめ …… 1066
「参考文献」 …… 1066
4.8.3 熱流動技術開発 …… 1090
(1) はじめに …… 1090
(2) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価 …… 1092
(3) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析 …… 1131
(4) 多次元解析による熱流動現象評価 …… 1168
(5) 伝熱流動相関式の調査 …… 1307
(6) まとめ …… 1319
「参考文献」 …… 1320
4.8.4 安全技術開発 …… 1328
(1) はじめに …… 1328
(2) 安全設計方針の整備 …… 1329
「参考文献」 …… 1329
(3) 安全系の局限化 …… 1347
「参考文献」 …… 1355
(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討 …… 1371

(i) ナトリウム冷却MOX燃料炉の評価 …… 1371
(a) 各炉心のCDA評価 …… 1371
(b) 再臨界回避方策の有効性評価 …… 1373
(c) PAMR/PAHR評価 …… 1378
(d) 上部プレナム付き炉心の起因過程での有効性評価 …… 1386
「参考文献」 …… 1389
(e) MOX-Na：ボイド反応度制限6$の根拠説明 …… 1390
「参考文献」 …… 1397
添付資料 1 ULOF事象起因過程の事象推移と支配因子の説明 …… 1398
(f) 中空燃料のピン内燃料移動機構によるCDA緩和効果 …… 1401
「参考文献」 …… 1408
(ii) ナトリウム冷却金属燃料炉心の評価 …… 1410
(a) 金属燃料のボイド反応度8$の根拠説明 …… 1410
「参考文献」 …… 1414
(b) 金属燃料炉心における再臨界回避方策の要否 …… 1415
「参考文献」 …… 1418
(c) 金属燃料炉のPAMR/PAHR …… 1419
「参考文献」 …… 1424
(iii) ナトリウム冷却窒化物燃料炉の安全上の課題 …… 1425
(iv) 重金属冷却炉の安全性 …… 1426
「参考文献」 …… 1431
(v) ガス冷却炉の安全性 …… 1432
「参考文献」 …… 1436
(vi) 水冷却炉の安全性 …… 1442
(vii) 各種候補燃料概念に係る局所事故の特性と安全研究課題の検討 …… 1446
(viii) 各種燃料・冷却材系のFCIマップ …… 1453
(ix) 各種燃料による臨界性マップ …… 1454
「参考文献」 …… 1457
(x) 受動的安全特性強化型（CDAフリー）概念の成立性に関する議論 …… 1458
(xi) まとめとPhaseⅡ計画 …… 1462
4.8.5 プラント技術評価 …… 1527

4.9 アイデア公募の結果 …… 1588
4.9.1 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性と大出力化の検討 …… 1588
4.9.2 二相流自然循環型液体金属MHD発電ｼｽﾃﾑに関する研究 …… 1589
4.9.3 新型蒸気発生器を用いた二次系削除型ｺﾝﾊﾟｸﾄ化FBRの開発 …… 1592
4.9.4 Compact Pool Type LMFBR(CPFR)に関する研究 …… 1593
4.9.5 熱電素子直接発電 …… 1595

4.9.6 RBEC:Critical Lead –Alloy Cooled Fast Reactor ····· 1597
4.9.7 自然循環冷却方式重金属冷却炉の運転特性に関する研究 ····· 1598

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ
5.1 Na冷却炉の評価 ····· 1618
5.1.1 大型炉 ····· 1618
5.1.2 中型モジュール炉 ····· 1626
5.1.3 二次系簡素化概念 ····· 1628
(1) 経済性 ····· 1628
(2) 安全性 ····· 1633
(3) 構造健全性 ····· 1635
(4) 製作建設性 ····· 1635
(5) 運転・保守補修性 ····· 1636
(6) プラントとの整合性 ····· 1636
(7) 技術開発課題 ····· 1638
(8) 総合評価 ····· 1640

5.2 重金属炉の評価 ····· 1644

5.3 ガス炉の評価 ····· 1648
5.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉 ····· 1648
5.3.2 ピン型燃料ヘリウムガス炉 ····· 1648
5.3.3 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉 ····· 1649

5.4 水冷却炉の評価 ····· 1651
5.4.1 設計要求事項に対する適合性 ····· 1651
5.4.2 実用化戦略調査研究フェーズⅠにおける水冷却増殖炉の評価 ····· 1659

5.5 溶融塩炉の評価 ····· 1662
5.5.1 設計要求に対する適合性 ····· 1662
5.5.2 フェーズⅠでの評価結果 ····· 1662
5.5.3 検討結果のまとめと課題 ····· 1667
「参考文献」 ····· 1670

5.6 小型炉の評価 ····· 1672
5.6.1 自然循環方式タンク型Na冷却炉 ····· 1672
5.6.2 準強制循環方式ループ型Na冷却炉 ····· 1675
5.6.3 自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉 ····· 1679

5.6.4 課題と今後の検討の方向性について ····· 1683

6. 今後の計画
6.1 フェーズⅡ計画案 ····· 1693
6.2 フェーズⅡにおける課題 ····· 1693

おわりに ····· 1696

謝　辞 ····· 1697

表 リ ス ト

（1 / 2 分 冊）

表1.2.1	メーカからの提案概念	8
表1.2.2	公募研究選定テーマ	9
表2.1.1	プラント設計から見た冷却材と燃料形態の関係	14
表4.1.2-1	Na の持つ特性の分析とコストダウンへの方策検討	31
表4.1.3(1)-1	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の基本仕様	48
表4.1.3(1)-2	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の炉心主要目	49
表4.1.3(1)-3 (1/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	50
(2/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	51
(3/3)	ループ型炉（1 次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	52
表4.1.3(1)-4	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様	75
表4.1.3(1)-5	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の炉心の主要目	76
表4.1.3(1)-6	2 次系機器合体・ループ数削減プラントの設計要求に対する適合性	77
表4.1.3(1)-7	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧(1/2)	78
	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧(2/2)	79
表4.1.3(1)-8	機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様	80
表4.1.3(1)-9	機器合体・集中配置タンク型炉炉心の主要目	81
表4.1.3(1)-10	機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性	82
表4.1.3(1)-11	機器合体・集中配置タンク型炉の保守･補修性に関する対応方針	83
表4.1.3(1)-12	Na 冷却大型ループ型炉の基本仕様	140
表4.1.3(1)-13	原子炉出口冷却材温度を引き下げた場合のプラントヒートバランス	141
表4.1.3(1)-14	主要課題の検討状況(1/3)	142
	主要課題の検討状況(2/3)	143
	主要課題の検討状況(3/3)	144
表4.1.3(1)-15	設計基準を超える安全評価事象と炉心損傷防止対策	145
表4.1.3(1)-16	Na 冷却大型ループ型炉の所内負荷の内訳	146

表4.1.3(1)-17	プラント基本仕様	228
表4.1.3(1)-18	燃料集合体仕様	229
表4.1.3(1)-19	主要核特性	230
表4.1.3(1)-20	炉心出力分担率	230
表4.1.3(2)-1	簡易評価結果　4S 型（200MWe）	288
表4.1.3(2)-2	簡易評価結果（S-PRISM）	289
表4.1.3(2)-3	コストダウン方策の比較	290
表4.1.3(2)-4	Na ループ型中型モジュール炉	291
表4.1.3(2)-5	Na タンク型中型モジュール炉	292
表4.1.3(2)-6	ループ型炉における大型炉と中型炉の比較	293
表4.1.3(2)-7	タンク型炉における大型炉と中型炉の比較	294
表4.1.3(3)-1	二次系簡素化概念の中間熱媒体（液体）の比較評価	312
表4.1.3(3)-2	サイジングおよび伝熱管肉厚設定の考え方	332
表4.1.3(3)-3	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG の機器仕様	333
表4.1.3(3)-4	鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	334
表4.1.3(3)-5	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の機器仕様	344
表4.1.3(3)-6	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG の物量およびコスト内訳	345
表4.1.3(3)-7	鉛ﾋﾞｽﾏｽ熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	346
表4.1.3(3)-8	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG の機器仕様	356
表4.1.3(3)-9	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG の機器仕様	363
表4.1.3(3)-10	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG の機器仕様	370
表4.1.3(3)-11	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG　同時リーク時のﾅﾄﾘｳﾑ-水反応規模	371
表4.1.3(3)-12	主要構造材料の熱伝導率	380
表4.1.3(3)-13	固体銅熱媒体 HIP 型 SG の機器仕様	380
表4.1.3(3)-14	主要構造材料の熱膨張係数	381
表4.1.3(3)-15	固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG の機器仕様	389
表4.1.3(3)-16	一次系高圧化 SG の機器仕様	396
表4.1.3(3)-17	一次系高圧化プラント仕様	397
表4.1.3(4)-1	水銀　水蒸気コンバインドサイクルの熱効率（概算値）	415
表4.1.3(4)-2	水銀タービンの概要（米国での実機運転プラント）	416
表4.1.3(4)-3	宇宙電源用水銀タービンの概要	416
表4.2.1	Pb 及び Pb-Bi の主要物性	477

表4.2.2	基本仕様（鉛冷却大型ポンド型炉）	478
表4.2.3	設計要求事項への対応（鉛冷却大型ポンド型炉）	479
表4.2.4	基本仕様（鉛冷却大型ループ型炉）	480
表4.2.5	設計要求事項への対応（鉛冷却大型ループ型炉）	481
表4.2.6	鉛冷却大型ループ式炉の構造成立性に関する見解の相違について	482
表4.2.7	基本仕様（鉛冷却中型タンク型炉）	483
表4.2.8	設計要求事項への対応（鉛冷却中型タンク型炉）	484
表4.2.9	基本仕様（SVBR）	485
表4.2.10	設計要求事項への対応（SVBR）	486
表4.2.11	大型Naループ炉と大型Pbループ炉の蒸気発生器の物量及び伝熱性能比較	487
表4.2.12	炉心仕様	488
表4.2.13	冷却材駆動方式の比較と選定	489
表4.2.14	基本仕様（完全自然循環方式鉛ビスマス冷却炉）	490
表4.2.15	定期検査工程表	491
表4.3.1	ガス炉の特徴	522
表4.3.2	ピン型燃料炭酸ガス炉　基本仕様	546
表4.3.3	ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機基本仕様	547
表4.3.4	ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ基本仕様	548
表4.3.5	ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ基本仕様	549
表4.3.6	ピン型燃料炭酸ガス炉　格納施設仕様	550
表4.3.7	ピン型MOX燃料ヘリウム炉　基本仕様	576
表4.3.8	基本仕様(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型))	585
表4.3.9	基本仕様(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型))	586
表4.3.10	基本仕様(被覆粒子燃料ヘリウムガス炉)	608
表4.3.11	ガスタービン仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）	609
表4.3.12	補助炉心冷却系仕様（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）	610
表4.4.3(1)-1	高転換比BWR型炉の基本仕様	646
表4.4.3(1)-2	高転換比BWR型炉の炉心特性	647
表4.4.3(1)-3	軽水炉燃料の再処理の際にMAを除去しなかった場合の燃料組成	647
表4.4.3(1)-4	MAを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	648
表4.4.3(1)-5	MAを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	648
表4.4.3(1)-6	FPを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	649
表4.4.3(1)-7	FPを含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	649
表4.4.3(1)-8	高転換比BWR型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能	650

表4.4.3(1)-9	ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件	651
表4.4.3(1)-10	高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・異常な過渡変化	652
表4.4.3(1)-11	高転換比 BWR 型炉における異常な過渡変化評価結果	652
表4.4.3(1)-12	高転換比 BWR 型炉における安全評価対象事象・事故	653
表4.4.3(1)-13	高転換比 BWR 型炉における事故評価結果	654
表4.4.3(1)-14	炉心定格流量に対する再循環部の圧損、ダウンカマ水頭	655
表4.4.3(1)-15	高転換比 BWR 型炉の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）	655
表4.4.3(1)-16	高転換比 BWR 型炉の評価結果	656
表4.4.3(2)-1	高転換比 PWR 型炉の基本仕様	679
表4.4.3(2)-2	高転換比 PWR 型炉の炉心特性	680
表4.4.3(2)-3	MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	680
表4.4.3(2)-4	MA を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	681
表4.4.3(2)-5	FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(1)	681
表4.4.3(2)-6	FP を含む低除染燃料を用いた場合の炉心性能(2)	682
表4.4.3(2)-7	高転換比 PWR 型炉からの使用済燃料を低除染再処理で繰り返し使用した燃料を用いた場合の炉心性能	682
表4.4.3(2)-8	PWR の安全評価における判断基準	683
表4.4.3(2)-9	PWR 安全評価と最小 DNBR	684
表4.4.3(2)-10	定格運転時の DNB 評価に用いた主要データ	685
表4.4.3(2)-11	トリチウム生成量評価	686
表4.4.3(2)-12	高転換比 PWR の制御棒構成	686
表4.4.3(2)-13	高転換比 PWR 型炉の評価結果	687
表4.4.3(3)-1	SCFBR 基準炉心の仕様（参考文献［17］）	717
表4.4.3(3)-2	MA の混入効果	718
表4.4.3(3)-3	FP の混入効果	718
表4.4.3(3)-4	解析対象事象（参考文献［19・21］）	718
表4.4.3(3)-5	SCFR 及び SCFR-H の仕様（参考文献［19・21］）	719
表4.4.3(3)-6	一次系仕様	720
表4.4.3(3)-7	非常用炉心冷却系の設備仕様	721
表4.4.3(3)-8	残留熱除去系の設備仕様	722
表4.4.3(3)-9	補助給水系の設備仕様	722
表4.4.3(3)-10	BOP 主要機器基本仕様（1/2）	723
	BOP 主要機器基本仕様（2/2）	724
表4.4.3(3)-11	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉の評価結果	725
表4.4.3(3)-12	SCFBR の ABWR に対するコストの増減（系統区分毎）	726
表4.4.4-1	シナリオ評価に用いた増殖炉の炉特性データ	747
表4.5.1-1	溶融塩と液体金属との比較	767
表4.5.3-1	塩化物溶融塩炉（溶融塩タンク型モジュール炉）の基本仕様	768

表4.6.1-1 (1/3)	世界の中小型炉	785
(2/3)	世界の中小型炉	786
(3/3)	世界の中小型炉	787
表4.6.1-2	受動的安全性の考え方（「受動度」と具体例）	788
表4.6.2(1)-1	小型炉検討方針	800
表4.6.2(2)-1	小型炉の検討対象炉心	801
表4.6.3(1)-1	自然循環方式タンク型Na冷却炉の基本仕様	805
表4.6.3(1)-2	準強制循環方式ループ型Na冷却炉の基本仕様	812
表4.6.3(2)-1	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の基本仕様	818

（2 / 2 分 冊）

表4.7.1(2)-1	勘定科目（抄）	850
表4.7.1(2)-2	コマンドコストコード用入力データの例	852
表4.7.1(2)-3	経済性評価対象プラント	853
表4.7.1(2)-4	建設コスト試算ケース	863
表4.7.1(2)-5	試算結果	864
表4.7.1(2)-6	建設工法	872
表4.7.1(2)-7	工程短縮率	873
表4.7.1(2)-8	FOAKコスト要素比率及び習熟率の例	874
表4.7.2(3)-1	運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の所内負荷）	940
表4.7.2(3)-2	運転維持費評価（ガス冷却炉の所内負荷）	941
表4.7.2(3)-3	運転維持費評価（重金属冷却炉の所内負荷）	942
表4.7.2(3)-4	運転維持費評価（水冷却炉の所内負荷）	943
表4.7.2(3)-5	運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の定期点検）	944
表4.7.2(3)-6	運転維持費評価（ガス冷却炉の定期点検）	945
表4.7.2(3)-7	運転維持費評価（重金属の定期点検）	946
表4.7.2(3)-8	運転維持費評価（水冷却炉の定期点検）	947
表4.7.2(3)-9	運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の修繕費）	948
表4.7.2(3)-10	運転維持費評価（ガス冷却炉の修繕費）	949
表4.7.2(3)-11	運転維持費評価（重金属炉の修繕費）	950
表4.7.2(3)-12	運転維持費評価（水冷却炉の修繕費）	951
表4.7.2(3)-13	運転維持費評価のまとめ	952

表4.8.1(1)-1	原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の原子炉容器主要目	957
表4.8.1(1)-2	液面近傍熱応力感度評価解析ケース	961
表4.8.1(1)-3	クリープ疲労損傷および累積非弾性ひずみの評価結果	962
表4.8.1(1)-4	ホットレグ配管系の設計の変遷	964

表4.8.1(1)-5	エルボの特性	970
表4.8.1(1)-6	原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の IHX 管板主要目	976
表4.8.1(1)-7	316FR と 12Cr 鋼材料物性値（550℃）	978
表4.8.1(1)-8	管板モデルの境界条件	981
表4.8.1(1)-9	設計作業の流れと想定事項	986
表4.8.1(1)-10	高温設計の要素である耐圧設計と耐熱設計の比較	989
表4.8.1(1)-11	従来 FBR 基準の課題	990
表4.8.1(1)-12	BDS/DDS の破損様式と強度評価の方法	991
表4.8.1(1)-13	構造設計基準の範囲	993
表4.8.1(1)-14	設計基準/指針の提案項目	994
表4.8.1(1)-15	構造健全性の設計パラメータに対する感度解析法の例	997
表4.8.1(1)-16	設計評価手法用としての観点からの弾塑性構成則の比較検討状況	1002
表4.8.1(1)-17	議論の出発点としての非弾性解析の適用例	1002
表4.8.1(1)-18	105 度エルボによる配管引回し案	1015
表4.8.1(1)-19	炉壁鉛直方向の温度と応力分布（ガス中輻射熱伝達無視、ｱｸﾃｨﾌﾞ温度制御無）	1019
表4.8.1(2)-1	有望技術の摘出結果(1/3)	1034
	有望技術の摘出結果(2/3)	1035
	有望技術の摘出結果(3/3)	1036
表4.8.1(2)-2	システム化規格に必要な主な要素技術	1037
表4.8.1(2)-3 (a)	部分基準摘出の考え方	1038
(b)	システム化の考え方	1038
(c)	システム化規格の開発段階と合理化効果	1039
(d)	システム化規格開発の主な研究開発課題	1040
表4.8.1(3)-1	英国基準（BS）の内容構成	1054
表4.8.1(3)-2	米国基準（ASME）の内容構成	1055
表4.8.1(3)-3	BS 基準におけるコンクリートの許容応力強さ	1056
表4.8.1(3)-4	BS 基準における鉄筋の許容応力強さ	1056
表4.8.1(3)-5	スケールモデルに対する解析条件	1057
表4.8.2-1	各種 3 次元免震方式	1067
表4.8.2-2	炉型毎の各免震方式の適合性検討結果	1067
表4.8.2-3	建屋地震応答解析パラメータ一覧	1068
表4.8.2-4	機器耐震解析パラメータ一覧	1068
表4.8.2-5 (1/4)	機器設計成立のためのクライテリア（Na 冷却ループ型炉）	1069
(2/4)	機器設計成立のためのクライテリア（Na 冷却タンク型炉）	1069
(3/4)	機器設計成立のためのクライテリア（鉛冷却炉）	1069
(4/4)	機器設計成立のためのクライテリア（ガス冷却炉）	1069

表4.8.2-6 (1/4)	設計成立性マップ（Na ループ型炉）	1070
(2/4)	設計成立性マップ（Na タンク型炉）	1070
(3/4)	設計成立性マップ（鉛冷却炉）	1070
(4/4)	設計成立性マップ（ガス冷却炉）	1070
表4.8.2-7	建屋全体 3 次元免震装置の例	1071
表4.8.3(2)-1	基準形状での除熱性能	1102
表4.8.3(2)-2	静的除熱性能比較（最大値）	1102
表4.8.3(2)-3	原子炉容器形状の影響	1102
表4.8.3(2)-4	各種パラメータの 1 次冷却材最高温度に対する感度	1102
表4.8.3(2)-5	自然循環崩壊熱除去パラメーター解析結果の燃料被覆管最高温度一覧	1103
表4.8.3(3)-1	自然循環炉心流動特性解析ケース	1140
表4.8.4(2)-1	各種炉型のプラント設計上の特徴(1/3)	1339
	各種炉型のプラント設計上の特徴(2/3)	1340
	各種炉型のプラント設計上の特徴(3/3)	1341
表4.8.4(2)-2	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(1/3)	1342
	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(2/3)	1343
	各種炉型プラントに対する安全評価の比較(3/3)	1344
表4.8.4(3)-1	安全系、BOP 設備の合理化項目表	1356
表4.8.4(3)-2	DRACS DHX 仕様	1357
表4.8.4(3)-3	DRACS A/C 仕様	1357
表4.8.4(3)-4	IRACS DHX 仕様	1358
表4.8.4(3)-5	IRACS A/C 仕様	1358
表4.8.4(3)-6	全自然循環による崩壊熱除去系の解析ケースの選定	1359
表4.8.4(3)-7	崩壊熱除去特性解析結果概要	1360
表4.8.4(3)-8	プラント建設費削減効果表	1361
表4.8.4(3)-9	後備炉停止系を SASS のみとする場合の利点と開発課題	1362
表4.8.4(3)-10	原子炉停止系信号の例	1362
表4.8.4(3)-11	原子炉停止失敗事象の発生頻度の試算	1363
表4.8.4(4)-1	Na 冷却 MOX 炉心：解析対象炉心諸元	1465
表4.8.4(4)-2	Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果（標準ケース）	1466
表4.8.4(4)-3	集合体幾何形状データ	1467
表4.8.4(4)-4	Phase-Ⅱでの検討のポイント(ABLE 集合体)	1467
表4.8.4(4)-5	解析対象炉心仕様	1468
表4.8.4(4)-6	上部 Na プレナム付き炉心設計例各領域のボイド反応度	1468
表4.8.4(4)-7	Na 冷却 MOX 炉心：解析対象炉心諸元	1469
表4.8.4(4)-8	燃料破損時ボイド反応度挿入率	1470
表4.8.4(4)-9	ARGO コードによる ULOF/CDA 主要解析条件	1471

表4.8.4(4)-10	金属燃料での下部燃料排出可能性のまとめ	1472
表4.8.4(4)-11	溶融銅と溶融金属燃料の物性値	1473
表4.8.4(4)-12	実験条件の比較	1473
表4.8.4(4)-13	実験条件と実機炉心下部でのFCI条件の比較	1473
表4.8.4(4)-14	鉛冷却MOX炉の設計情報(1)	1474
表4.8.4(4)-15	鉛冷却MOX炉の設計情報(2)	1475
表4.8.4(4)-16	鉛冷却炉炉心のP/F	1476
表4.8.4(4)-17	冷却材流量配分	1477
表4.8.4(4)-18	実験の融体侵入長とFuel caps freezing modelによる予測値との比較	1477
表4.8.4(4)-19	ガス冷却炉心における燃料侵入長の予測	1477
表4.8.4(4)-20	立地評価における線源想定の比較	1478
表4.8.4(4)-21	核計算に関する初期条件	1479
表4.8.4(4)-22	被覆管の溶融移動による反応度変化	1479
表4.8.4(4)-23	炉心のコンパクションによる反応度変化	1479
表4.8.4(4)-24	炉心内の物質均一化による反応度変化	1479
表4.8.4(4)-25	各種候補燃料/冷却材概念の局所事故に係る安全特性の知見のレベル	1480
表4.8.4(4)-26	水冷却増殖炉の炉心仕様	1481
表4.8.4(4)-27	事故のクラス分類と軽水炉、FBR原型炉における事象想定・立地評価との対応	1482
表4.8.4(4)-28	FBRシステムの炉心安全性検討結果まとめ（PhaseⅠ）	1483
表4.8.5-1	所内負荷率の比較	1575
表4.8.5-2	ユーティリティ使用量の推定結果	1576
表4.8.5-3	実証炉（フェーズⅡ）の定期検査工程	1577
表4.8.5-4	実証炉ともんじゅの主要定検工程	1578
表4.8.5-5	ナトリウム冷却ループ型炉　定期検査工程	1579
表4.8.5-6	ナトリウム冷却ループ型中型モジュール炉　定期検査工程表	1580
表4.8.5-7	ナトリウム冷却タンク型炉　定期検査工程表	1581
表4.8.5-8	中型Naタンク型炉定期検査工程表	1582
表4.8.5-9	鉛-ビスマス冷却炉所内負荷推定	1583
表4.8.5-10	鉛-ビスマス冷却炉　定期検査工程表	1584
表4.8.5-11	ヘリウムガス炉　定期検査工程表	1585
表4.8.5-12	炭酸ガス炉　定期検査工程表	1586
表4.8.5-13	モジュール炉の標準定検パターン	1587
表4.9.1(2)-1	SCFRの基本仕様及びSCLWRとの比較	1600
表4.9.1(2)-2	SCFRの基本仕様	1601

表4.9.2(2)-1	小型出力高速炉への適用例	1602
表4.9.5(2)-1	候補となる熱電材料の特性一覧	1603
表4.9.6(2)-1	RBEC主要目	1604
表4.9.7(2)-1	鉛ビスマス炉（ANL公募概念）の基本仕様	1605
表5.1.1-1	アドバンストループ型炉とアドバンストタンク型炉の保守補修性の比較	1625
表5.1.2-1	プラント概念の比較	1630
表5.1.3-1	二次系簡素化概念の仕様及び物量	1631
表5.1.3-2	二次系簡素化概念　コスト評価	1632
表5.1.3-3	二次系簡素化概念　安全性の比較評価	1634
表5.1.3-4	二次系簡素化概念　プラントとの整合性の整理	1637
表5.1.3-5	二次系簡素化概念　技術開発課題の整理	1639
表5.1.3-6	二次系簡素化概念　総合評価	1642
表5.4-1	水冷却炉の課題	1661
表5.5.1-1	設計要求事項への対応（溶融塩タンク型モジュール炉）	1671
表5.6.4-1	Na冷却小型高速炉検討の進め方	1687
表5.6.4-2	JNC小型炉の検討結果(H12)の概要とその他の事例	1688
表5.6.4-3	JNC小型高速炉の受動安全性検討結果の概要	1689

図 リ ス ト

（1 / 2 分 冊）

図1.1.1	実用化戦略調査研究における高速炉概念の技術マップ ·····	10
図4.1.1-1	実証炉と軽水炉のコスト分布比較 ·····	30
図4.1.2-1	Na の長所を活かした設計方策　ループ数削減 ·····	32
図4.1.2-2	Na の長所を活かした設計方策　機器合体 ·····	33
図4.1.2-3	Na の長所を活かした設計方策　受動的安全機能 ·····	34
図4.1.2-4	Na の短所をカバーする設計方策　Na 漏洩対策設備の簡素化 ···	35
図4.1.2-5	Na の短所をカバーする設計方策 炉上部構造・燃料取扱設備簡素化 ·····	36
図4.1.2-6	Na の長所を活かした設計方策 プラントの大出力化・コンパクト化 ·····	37
図4.1.3(1)-1	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)のプラント概念 ··	53
図4.1.3(1)-2	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の原子炉構造 ····	54
図4.1.3(1)-3	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の 原子炉建屋配置(立面)·····	55
図4.1.3(1)-4	ループ型炉(1 次系機器合体・ループ数削減)の 原子炉建屋配置(平面)·····	56
図4.1.3(1)-5	「1 次ポンプ軸固着」の解析結果 ·····	57
図4.1.3(1)-6	再臨界排除方策及び損傷炉心物質安定冷却のための設計方策 ··	58
図4.1.3(1)-7	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉のプラント概念図 ··	84
図4.1.3(1)-8	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の原子炉構造 ·····	85
図4.1.3(1)-9	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の 建屋配置図（断面 A-A） ·····	86
図4.1.3(1)-10	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建屋配置図 （平面 地上 3 階） ·····	87
図4.1.3(1)-11	機器合体・集中配置タンク型炉の概念図 （崩壊熱除去系フロー） ·····	88
図4.1.3(1)-12	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉構造 ·····	89
図4.1.3(1)-13	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉断面図 ·····	90
図4.1.3(1)-14	PLAM による出力制御の概念 ·····	91
図4.1.3(1)-15	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋配置図 ·····	92
図4.1.3(1)-16	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋断面図 ·····	93
図4.1.3(1)-17	タンク型炉（機器・系統コンパクト化）冷却系概念図 ·····	94

図4.1.3(1)-18	タンク型炉（機器・系統コンパクト化） 原子炉容器内機器配置概念	94
図4.1.3(1)-19	タンク型炉（機器・系統コンパクト化） 崩壊熱除去系概念図	95
図4.1.3(1)-20	EFR と本概念の原子炉容器内レイアウトの比較	96
図4.1.3(1)-21	Na 冷却大型ループ型炉の建設単価削減の考え方	147
図4.1.3(1)-22	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念	148
図4.1.3(1)-23	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(1)）	149
図4.1.3(1)-24	Na 冷却大型ループ型炉のプラント概念（鳥瞰図(2)）	150
図4.1.3(1)-25	Na 冷却大型ループ型炉の炉心主要目	151
図4.1.3(1)-26	Na 冷却大型ループ型炉の被覆管最高温度履歴	152
図4.1.3(1)-27	Na 冷却大型ループ型炉の炉心燃料集合体概念	153
図4.1.3(1)-28	Na 冷却大型ループ型炉の燃料交換方法の概念	154
図4.1.3(1)-29	Na 冷却大型ループ型炉の燃料交換・出し入れシステム概念	155
図4.1.3(1)-30	Na 冷却大型ループ型炉の炉停止系概念	156
図4.1.3(1)-31	Na 冷却大型ループ型炉の原子炉構造概念	157
図4.1.3(1)-32	Na 冷却大型ループ型炉の原子炉容器上部の断熱・冷却概念	158
図4.1.3(1)-33	Na 冷却大型ループ型炉のプラントヒートバランス	159
図4.1.3(1)-34	Na 冷却大型ループ型炉の全体系統概念図	160
図4.1.3(1)-35	Na 冷却大型ループ型炉の機器高低関係図	161
図4.1.3(1)-36	Na 冷却大型ループ型炉の IHX・1 次ポンプ合体機器の 概念図及び主要仕様	162
図4.1.3(1)-37	Na 冷却大型ループ型炉の 2 次ポンプの概念図及び主要仕様	163
図4.1.3(1)-38	Na 冷却大型ループ型炉の SG の概念図及び主要仕様	164
図4.1.3(1)-39	直管型 SG の概念図及び主要仕様	165
図4.1.3(1)-40	Na 冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の 構成及びその選定根拠	166
図4.1.3(1)-41	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系 DHX の 概念図及び主要仕様	167
図4.1.3(1)-42	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系空気冷却器の 概念図及び主要仕様	168
図4.1.3(1)-43	Na 冷却大型ループ型炉の DRACS 系 DHX の 概念図及び主要仕様	169
図4.1.3(1)-44	Na 冷却大型ループ型炉の IRACS 系空気冷却器の 概念図及び主要仕様	170
図4.1.3(1)-45	Na 冷却大型ループ型炉の Na 漏洩対策	171
図4.1.3(1)-46	Na 冷却大型ループ型炉の Na 水反応対策	172
図4.1.3(1)-47	Na 冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念	173

図4.1.3(1)-48	Na冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（立面）	174
図4.1.3(1)-49	Na冷却大型ループ型炉の原子炉建屋配置図（平面）	175
図4.1.3(1)-50	Na冷却大型ループ型炉の全体配置図	176
図4.1.3(1)-51	Na冷却大型ループ型炉のプロットプラン	177
図4.1.3(1)-52	主要課題の整理（原子炉構造のコンパクト化）	178
図4.1.3(1)-53	主要課題の整理（配管短縮化）	179
図4.1.3(1)-54	主要課題の整理（ループ数削減）	180
図4.1.3(1)-55	主要課題の整理（機器合体及び燃料取扱設備簡素化）	181
図4.1.3(1)-56	Na冷却大型ループ型炉の構造上、熱過渡特性上の特徴	182
図4.1.3(1)-57	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 原子炉容器（ホットレグ配管吸込部）の構造健全性	183
図4.1.3(1)-58	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 原子炉容器（液面近傍）の構造健全性	184
図4.1.3(1)-59	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 1次系配管の構造健全性	185
図4.1.3(1)-60	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 IHX上部管板の構造健全性	186
図4.1.3(1)-61	Na冷却大型ループ型炉の構造健全性評価 SG出口蒸気管板の構造健全性	187
図4.1.3(1)-62	Na冷却大型ループ型炉の耐震性評価 原子炉容器の耐座屈性	188
図4.1.3(1)-63	Na冷却大型ループ型炉の耐震性評価 炉心の耐震性	189
図4.1.3(1)-64	Na冷却大型ループ型炉のIHX-1次ポンプ合体機器伝熱管の 耐摩耗性評価	190
図4.1.3(1)-65	Na冷却大型ループ型炉のLBB成立性評価	191
図4.1.3(1)-66	Na冷却大型ループ型炉の1次系配管ギロチン破断時の 外管健全性評価	192
図4.1.3(1)-67	Na冷却大型ループ型炉の炉上部プレナム内熱流動状況の把握	193
図4.1.3(1)-68	Na冷却大型ループ型炉のカバーガス巻き込み評価	194
図4.1.3(1)-69	Na冷却大型ループ型炉の不安定振動等に関する検討	195
図4.1.3(1)-70	Self-excitationの原理	196
図4.1.3(1)-71	NaポンプにおいてSelf-excitationの発生する 磁気レイノルズ数の予測(Superphenixにおける試験に基づく)	197
図4.1.3(1)-72	Na冷却大型ループ型炉の1次ポンプ軸固着時の安全性評価	198
図4.1.3(1)-73	Na冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去特性解析結果	199
図4.1.3(1)-74	Na冷却大型ループ型炉の崩壊熱除去系の信頼性評価	200
図4.1.3(1)-75	Na冷却大型ループ型炉の再臨界回避方策	201
図4.1.3(1)-76	Na冷却大型ループ型炉のPAMR/PAHR対策	202

図4.1.3(1)-77	Na冷却大型ループ型炉の燃料取扱設備概念 冷却喪失事象に対する防護対策	203
図4.1.3(1)-78	Na冷却大型ループ型炉の全体建設工程	204
図4.1.3(1)-79	Na冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準）	205
図4.1.3(1)-80	Na冷却大型ループ型炉の定期検査工程（標準外）	206
図4.1.3(1)-81	プラント概念図	231
図4.1.3(1)-82	炉心配置	232
図4.1.3(1)-83	燃料集合体ラッパ管の概念図	233
図4.1.3(1)-84	原子炉容器内機器配置（平面）	234
図4.1.3(1)-85	原子炉容器内機器配置（立面）	235
図4.1.3(1)-86	原子炉構造概念	236
図4.1.3(1)-87	一次主冷却系系統図	237
図4.1.3(1)-88	二次主冷却系系統図	238
図4.1.3(1)-89	崩壊熱除去系系統概念	239
図4.1.3(1)-90	一次ナトリウム純化系系統概念	240
図4.1.3(1)-91	二次ナトリウム純化系系統概念	241
図4.1.3(1)-92	一次アルゴンガス系系統概念	242
図4.1.3(1)-93	二次アルゴンガス系系統概念	243
図4.1.3(1)-94	格納バウンダリ概念	244
図4.1.3(1)-95	燃料取扱・貯蔵設備配置概念	245
図4.1.3(1)-96	燃料交換槽の概念	246
図4.1.3(1)-97	新燃料貯蔵ラックの概念	247
図4.1.3(1)-98	燃料出入機の冷却系統概念	248
図4.1.3(1)-99	建屋配置（A-A断面）	249
図4.1.3(1)-100	建屋配置（B-B断面）	250
図4.1.3(1)-101	建屋配置（C-C断面）	251
図4.1.3(1)-102	建屋配置（地上1階）	252
図4.1.3(1)-103	建屋配置（地上2階）	253
図4.1.3(1)-104	建屋配置（オペフロ）	254
図4.1.3(1)-105	外胴の耐圧性検討結果	255
図4.1.3(1)-106	バッフル板の強度検討結果	256
図4.1.3(1)-107	バッフル板廻り構造概念	257
図4.1.3(1)-108	伝熱管熱膨張反力の管板への影響	258
図4.1.3(1)-109	PRACS起動時の熱過渡	259
図4.1.3(1)-110	IHX一次側の解析モデル図	260
図4.1.3(1)-111	IHX一次側の流動解析結果	261
図4.1.3(1)-112	IHX伝熱管内の流速分	262
図4.1.3(1)-113	IHX二次側の解析結果（垂直断面）	263

図4.1.3(1)-114	IHX 二次側の解析結果（水平断面）	264
図4.1.3(1)-115	伝熱管温度評価結果（平均温度との差）	265
図4.1.3(1)-116	二次系配管構造	266
図4.1.3(1)-117	二次系主配管の評価モデル	267
図4.1.3(1)-118	C/L 配管の熱膨張応力（外部電源喪失）	268
図4.1.3(1)-119	H/L 配管の熱膨張応力（手動トリップ）	269
図4.1.3(1)-120	H/L 配管の熱膨張応力（1 次ポンプ軸固着）	270
図4.1.3(1)-121	建設工程	271
図4.1.3(1)-122	定検工程（標準）	272
図4.1.3(1)-123	定検工程（標準外）	273
図4.1.3(2)-1	モジュール化と建設コストの関係	295
図4.1.3(2)-2	コストダウン方策の特徴	296
図4.1.3(2)-3	4S 型（200MWe）の概念図及び基本仕様	297
図4.1.3(2)-4	S-PRISM の概念図及び基本仕様	298
図4.1.3(2)-5	中型モジュール炉検討の方向性	299
図4.1.3(2)-6	中型モジュール炉検討の方向性(2)	300
図4.1.3(2)-7	500MWe 中型モジュール炉の特徴	301
図4.1.3(2)-8	ループ型炉の概念図及び基本仕様	302
図4.1.3(2)-9	タンク型炉の概念図及び基本仕様	303
図4.1.3(2)-10	原子炉容器の縮小化	304
図4.1.3(2)-11	2 次系機器数の削減・蒸気発生器の低コスト化	305
図4.1.3(2)-12	崩壊熱除去系等安全系の簡素化	306
図4.1.3(2)-13	低コスト/短期間建屋建設工法の導入	307
図4.1.3(3)-1	二次系簡素化概念の摘出	313
図4.1.3(3)-2	二重管 SG およびナトリウム-水反応生成物分離設備概念図	315
図4.1.3(3)-3	炭酸ガスタービン発電システムの全体系統図	318
図4.1.3(3)-4	炭酸ガスタービン発電システムのヒートマスバランス	318
図4.1.3(3)-5	液体金属自然循環 MHD システムの概念図	319
図4.1.3(3)-6	熱電素子直接発電システムの概念図	319
図4.1.3(3)-7	鉛ビスマス熱媒体プール型 SG の伝熱面積決定要因	324
図4.1.3(3)-8	有望な二次系簡素化候補概念の特徴整理	325
図4.1.3(3)-9	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG 構造概念図（案 1-1）	335
図4.1.3(3)-10	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型 SG 水蒸気伝熱管ホイップによるナトリウム伝熱管破損の可能性	336
図4.1.3(3)-11	一次ナトリウム-水反応規模の判断条件（案）	337
図4.1.3(3)-12	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（側部流出入方式） 構造概念図（案 1-2）	347

図4.1.3(3)-13	アルゴンガスのバブリング系統図	348
図4.1.3(3)-14	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型 SG（上部流出入方式） 構造概念図（案 1-2）	349
図4.1.3(3)-15	ナトリウム-鉛、ナトリウム-ビスマスの二元系状態図	350
図4.1.3(3)-16	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型 SG 構造概念図（案 2-1）	357
図4.1.3(3)-17	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型 SG 構造概念図(案 2-2)	364
図4.1.3(3)-18	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 構造概念図(案 2-3)	372
図4.1.3(3)-19	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型 SG 製作手順図	373
図4.1.3(3)-20	中間媒体に部分的に固体を導入した類似概念(DFR)	382
図4.1.3(3)-21	固体銅熱媒体 HIP 型 SG 構造概念図(案 3-1)	383
図4.1.3(3)-22	固体アルミニウム熱媒体鋳造型 SG 構造概念図	390
図4.1.3(3)-23	アルミニウムメッキ層のはく離条件	391
図4.1.3(3)-24	アルミニウム拡散層の特性	391
図4.1.3(3)-25	一次系高圧化 SG 構造概念図	398
図4.1.3(3)-26	一次系高圧化プラント全体系統図	399
図4.1.3(4)-1	タービン形式とタービンプラントの熱効率	417
図4.1.3(4)-2	炉心流量の再循環方式の概念（炉心入口温度の高温化）	418
図4.1.3(4)-3	原子炉入口温度による諸特性の変化（超臨界圧条件）	419
図4.1.3(4)-4	再循環係数とミスマッチファクタの関係（超臨界圧）	419
図4.1.3(4)-5	原子炉入口温度による諸特性の変化（亜臨界圧条件）	420
図4.1.3(4)-6	再循環係数とミスマッチファクタの関係（亜臨界圧）	420
図4.1.3(4)-7	ヒートバランス（超臨界圧：538℃/538℃、246kg/cm2G）	421
図4.1.3(4)-8	ヒートバランス（亜臨界圧：566℃/538℃、169kg/cm2G）	421
図4.1.3(4)-9	水銀タービン採用システム概念	422
図4.1.3(4)-10	水銀 水蒸気タービンの検討事例	422
図4.2.1	ポンド型炉概念図	492
図4.2.2	プラント概念図（大型鋼製炉容器鉛冷却炉）	493
図4.2.3	プラント概念図（中型モジュールタンク式鉛冷却炉）	494
図4.2.4	原子炉容器断面図	495
図4.2.5	重金属冷却炉概念単位物量比較	496
図4.2.6	Pb-Bi 中の腐食に関する状態図	497
図4.2.7	各温度における PbPo の移行率	498
図4.2.8	主要な金属の価格推移	499
図4.2.9	機械式ポンプ+サーペンタイン SG 方式概念図（概念 1）	500

図4.2.10 機械式ポンプ+バイヨネット SG 方式概念図（概念 2） ····· 501
図4.2.11 電磁ポンプ+サーペンタイン SG 方式概念図（概念 3） ····· 502
図4.2.12 電磁ポンプ+バイヨネット SG 方式概念図（概念 4） ····· 503
図4.2.13 機械式ポンプ+一体型ヘリカルコイル SG 方式（概念 5） ····· 504
図4.2.14 完全自然循環方式概念図（概念 6） ····· 505
図4.2.15 リフトポンプ追加型自然循環方式概念図（概念 6） ····· 506
図4.2.16 鉛-ビスマス冷却自然循環炉概念図（40 万 kWe） ····· 507
図4.2.17 経済性 ····· 508
図4.2.18 解析モデル ····· 509
図4.2.19 解析結果：定格運転状態からの ULOHS（解析ケース 1） ····· 510
図4.2.20 解析結果：定格運転状態からの UTOP（解析ケース 2） ····· 511
図4.2.21 解析結果：200℃等温状態からの起動時における UTOP（解析ケース 3） ····· 512
図4.2.22 準定常モデルと流動方程式 ····· 513
図4.2.23 解析結果：伝熱管破断時の破断点圧力および界面位置（破断本数 10 本） ····· 514
図4.2.24 全集合体入口部で一様に部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度（定格出力時） ····· 515
図4.2.25 一部の集合体入口部で部分閉塞した場合の流量及び集合体出口温度（定格出力時） ····· 516
図4.2.26 炉心支持構造（補強リブ） ····· 517
図4.2.27 起動過程解析結果 ····· 518

図4.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉　ヒートバランス ····· 551
図4.3.2 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉構造概念図 ····· 552
図4.3.3 ピン型燃料炭酸ガス炉　炉心仕様・配置概念図 ····· 553
図4.3.4 ピン型燃料炭酸ガス炉　PCRV 貫通部バックアップ機構概念図 ····· 554
図4.3.5 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉停止系概念図 ····· 555
図4.3.6 ピン型燃料炭酸ガス炉　冷却系全体系統図 ····· 556
図4.3.7 ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系系統図 ····· 557
図4.3.8 ピン型燃料炭酸ガス炉　非常用ボイラ給水系リザーブタンク設置場所 ····· 558
図4.3.9 ピン型燃料炭酸ガス炉　ガス循環機構造概念図 ····· 559
図4.3.10 ピン型燃料炭酸ガス炉　ボイラ構造概念図 ····· 560
図4.3.11 ピン型燃料炭酸ガス炉　崩壊熱ボイラ構造概念図 ····· 561
図4.3.12 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉格納施設 ····· 562
図4.3.13 ピン型燃料炭酸ガス炉　燃料取扱全体概念図 ····· 563
図4.3.14 ピン型燃料炭酸ガス炉　床循環冷却ライン概念図 ····· 564

図4.3.15 ピン型燃料炭酸ガス炉　減圧事故時被覆管温度解析結果 …… 565
図4.3.16 ピン型燃料炭酸ガス炉　コアキャッチャー概念図 …… 566
図4.3.17 ピン型燃料炭酸ガス炉　原子炉建屋平面配置図 …… 567
図4.3.18 ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準） …… 568
図4.3.19 ピン型燃料炭酸ガス炉　定期点検工程（標準外） …… 569
図4.3.20 ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その1 …… 570
図4.3.21 ピン型燃料炭酸ガス炉　建設工程その2 …… 571
図4.3.22 ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　原子炉構造概念図 …… 577
図4.3.23 ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　炉心仕様 …… 578
図4.3.24 ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念
（水・蒸気配管部のPCRV貫通部ﾊﾞｯｸｱｯﾌﾟ構造概念） …… 579
図4.3.25 ピン型MOX燃料ヘリウムガス炉　局所格納概念
（ガス循環機設置部などのPCRV貫通部ﾊﾞｯｸｱｯﾌﾟ構造概念） …… 580
図4.3.26 炉心構成と炉心主要諸元
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)） …… 587
図4.3.27 流量制限機構（フローリストリクタ）概念図
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)） …… 588
図4.3.28 (減圧事故+スクラム失敗+全電源喪失)時各部の温度変化
(耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA防止機能強化型)) …… 589
図4.3.29 系統および原子炉概念図
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型)） …… 590
図4.3.30 炉心構成と炉心主要諸元
（耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉(CDA影響緩和型)） …… 591
図4.3.31 プラント概念配置図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 611
図4.3.32 系統概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 612
図4.3.33 炉心構成および主要諸元（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 613
図4.3.34 燃料集合体諸元と被覆粒子燃料構造概念 …… 614
図4.3.35 燃料集合体概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 615
図4.3.36 原子炉構造概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 616
図4.3.37 炉停止系概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 617
図4.3.38 中性子スペクトルの比較（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 618
図4.3.39 一次系冷却器とヒートマスバランス図
（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 619
図4.3.40 補助炉心冷却系概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 620
図4.3.41 原子炉格納容器検討案 …… 621
図4.3.42 燃料交換概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 622
図4.3.43 燃料取扱概念図（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉） …… 623

図4.3.44	安全解析結果図（1/2）（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	624
	安全解析結果図（2/2）（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	625
図4.3.45	プロットプラン（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	626
図4.3.46	定期点検工程（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	627
図4.3.47	建設工程（被覆粒子燃料ヘリウムガス炉）……	628
図4.4.3(1)-1	高転換比 BWR の基準炉心 ……	657
図4.4.3(1)-2	高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	658
図4.4.3(1)-3	高転換比 BWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	659
図4.4.3(1)-4	高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	660
図4.4.3(1)-5	高転換比 BWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	661
図4.4.3(1)-6	高転換比 BWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心…	662
図4.4.3(1)-7	ベティス原子力研究所の稠密格子出力試験条件 ……	663
図4.4.3(1)-8	修正 CISE 式の検証 ……	663
図4.4.3(1)-9	事故時における燃料被覆管最高温度 ……	663
図4.4.3(1)-10	高転換比 BWR 型炉の炉心形状、寸法 ……	664
図4.4.3(1)-11	圧力容器の形状、寸法 ……	664
図4.4.3(1)-12	格納容器の形状、寸法 ……	665
図4.4.3(1)-13	ABWR における炉心損傷発生頻度内訳 ……	665
図4.4.3(1)-14	ATWS 時のプラントパラメータの推移 ……	666
図4.4.3(1)-15	高転換比 BWR 型炉の炉心損傷時の事象進展 ……	667
図4.4.3(1)-16	高転換比 BWR 型炉の定検工程 ……	668
図4.4.3(2)-1	高転換比 PWR 型炉の基準炉心 ……	688
図4.4.3(2)-2	高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	689
図4.4.3(2)-3	高転換比 PWR 型炉に MA を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	690
図4.4.3(2)-4	高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(1)……	691
図4.4.3(2)-5	高転換比 PWR 型炉に FP を含む低除染燃料を装荷する場合の炉心配置(2)……	692
図4.4.3(2)-6	高転換比 PWR 型炉を用いて燃料リサイクルをする場合の炉心…	693
図4.4.3(2)-7	KfK 相関式による DNB 試験の評価結果 ……	694
図4.4.3(2)-8	原子炉冷却材喪失事故の最小 DNBR ……	694

図4.4.3(2)-9	トリチウム除去装置の原理（単温度交換法）	695
図4.4.3(2)-10	高転換比 PWR 型炉の原子炉圧力容器	696
図4.4.3(2)-11	原子炉格納容器内配置	697
図4.4.3(2)-12	建屋配置及び形状	698
図4.4.3(2)-13	高転換比 PWR 型炉の定検工程	698
図4.4.3(3)-1	水と蒸気の比容積（参考文献［3］より）	727
図4.4.3(3)-2	水と蒸気のエンタルピ（参考文献［3］より）	727
図4.4.3(3)-3	プラントシステムの比較（参考文献［1］）	728
図4.4.3(3)-4	炉心構成図（参考文献［17］）	728
図4.4.3(3)-5	プラント概略系統図	729
図4.4.3(3)-6	解析結果のまとめ -反応度事象以外-（参考文献［19.21］）	730
図4.4.3(3)-7	解析結果のまとめ -反応度事象-（参考文献［19.21］）	730
図4.4.3(3)-8	原子炉圧力容器垂直断面図（参考文献［16］）	731
図4.4.3(3)-9	原子炉圧力容器水平断面図（参考文献［16］）	731
図4.4.3(3)-10	原子炉格納容器のサイジング	732
図4.4.3(3)-11	PCV 径サイジング図	733
図4.4.3(3)-12	上部ドライウェル高さの設定	734
図4.4.3(3)-13	R/B 配置図（1/4）（地下 2 階）	735
	R/B 配置図（2/4）（地上 1 階）	736
	R/B 配置図（3/4）（地上 4 階）	737
	R/B 配置図（4/4）（立面図）	738
図4.4.3(3)-14	T/B 配置概念図（1/3）（地上 2 階）	739
	T/B 配置概念図（2/3）（地上 1 階）	740
	T/B 配置概念図（3/3）（立断図）	741
図4.4.3(3)-15	ＳＣＦＢＲの定期検査工程線図	742
図4.4.4-1	原子力発電容量の推定値	748
図4.4.4(1)-1	水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	749
図4.4.4(1)-2	水炉のみ導入した場合の諸量評価（電力需要高位）	750
図4.4.4(2)-1	水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	751
図4.4.4(2)-2	水炉主体的に、ナトリウム炉を補完的に導入した場合の諸量評価(電力需要高位)	752
図4.4.4(3)-1	ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要低位）	753
図4.4.4(3)-2	ナトリウム炉を主体的に、水炉を補完的に導入した場合の諸量評価（電力需要高位）	754

図4.5.3-1	塩化物溶融塩炉原子炉概念	769
図4.5.3-2	塩化物溶融塩プラント基本系統図	769
図4.5.3-3	塩化物溶融塩炉原子炉概念	769
図4.5.3-4	塩化物溶融塩炉の FP 除去システム概念	770
図4.5.3-5	塩化物溶融塩炉の再処理システム概念	770
図4.6.2(2)-1	小型炉検討の方向性	802
図4.6.3(1)-1	自然循環方式タンク型 Na 冷却炉のプラント系統概念	806
図4.6.3(1)-2	自然循環方式タンク型 Na 冷却炉の原子炉構造概念	806
図4.6.3(1)-3	自然循環方式タンク型 Na 冷却炉のプラント全体配置（原子炉建屋）	807
図4.6.3(1)-4	準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉のプラント系統概念	813
図4.6.3(1)-5	準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉の原子炉構造概念	813
図4.6.3(1)-6	準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉のプラント全体配置（原子炉およびタービン建屋）	814
図4.6.3(1)-7	反射体運用の考え方	815
図4.6.3(2)-1	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉のプラント系統概念	819
図4.6.3(2)-2	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉の原子炉構造概念	819
図4.6.3(2)-3	自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉のプラント配置（原子炉建屋）	820

（2 / 2 分 冊）

図4.7.1(2)-1	原子炉容器及び付属品のコスト評価式	851
図4.7.1(2)-2	全体の作業の流れ	854
図4.7.1(2)-3	ユニットコスト換算の手順	863
図4.7.1(2)-4	建設費に対する機電コストの比率	864
図4.7.1(2)-5	複数基建設による 221.11 炉容器，熱遮蔽版及び支持台のコスト変化	875
図4.7.1(2)-6	モジュール型炉の建設コストの計算方法	876
図4.7.1(3)-1	建設単価と勘定科目内訳	878
図4.7.1(3)-2	出力当りの建屋体積	880
図4.7.1(3)-3	原子炉構造重量及び出力当り原子炉構造重量	880
図4.7.1(3)-4	出力当り NSSS 重量等	881
図4.7.1(3)-5	建設費総額	884
図4.7.1(3)-6	原子炉設備	884
図4.7.1(3)-7	原子炉機器	885
図4.7.1(3)-8	主冷却系	885

図4.7.1(3)-9	建設費総額	888
図4.7.1(3)-10	構築物等	888
図4.7.1(3)-11	原子炉設備	889
図4.7.1(3)-12	原子炉機器	889
図4.7.1(3)-13	主冷却設備	890
図4.7.1(3)-14	他原子炉プラント設備	890
図4.7.1(3)-15	格納施設、NI 補助建物	891
図4.7.1(3)-16	大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器内構造	892
図4.7.1(3)-17	建設費総額	900
図4.7.1(3)-18	構造物等	900
図4.7.1(3)-19	原子炉設備	901
図4.7.1(3)-20	原子炉機器	901
図4.7.1(3)-21	主冷却機器	902
図4.7.1(3)-22	他原子炉プラント設備	902
図4.7.1(3)-23	計測制御設備	903
図4.7.1(3)-24	大型ヘリウムガス冷却炉の建屋構造	904
図4.7.1(3)-25	大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器及び内部構造物	905
図4.7.1(3)-26	建設費総額	910
図4.7.1(3)-27	構築物等	911
図4.7.1(3)-28	原子炉設備	911
図4.7.1(3)-29	原子炉機器	912
図4.7.1(3)-30	主冷却設備	912
図4.7.1(3)-31	中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と ループ型炉の格納施設	913
図4.7.1(3)-32	中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と 中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の NI 補助建物	914
図4.7.1(3)-33	中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と 鉛ビスマス冷却炉の格納施設	915
図4.7.1(3)-34	中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と ループ型炉の配置比較	916
図4.7.1(3)-35	大型炉とモジュール型炉の計算モデル	924
図4.7.1(3)-36	指数変化による大型炉とモジュール型炉の建設コスト比	925
図4.7.1(3)-37	モジュール間のコスト比率の変化による 大型炉とモジュール型炉の建設コスト比	925
図4.7.1(3)-38	FOAK コスト比率の変化による大型炉と モジュール型炉の建設コスト比	926
図4.7.1(3)-39	大型炉とモジュール型炉のコストが同等となるための 指数とモジュール間のコスト	926

図4.7.2(1)-1	発電コストおよび運転維持費の構成	953
図4.7.2(1)-2	発電単価に占める運転維持費の割合	954
図4.7.2(1)-3	諸費の構成	955
図4.8.1(1)-1	液面上昇時の原子炉容器壁軸方向温度分布の例	956
図4.8.1(1)-2	原子炉容器液面近傍設計の変遷	957
図4.8.1(1)-3	冷却大型ループ式炉の原子炉容器熱応力低減策	958
図4.8.1(1)-4	原子炉容器熱応力解析モデル	961
図4.8.1(1)-5	解析メッシュ図	962
図4.8.1(1)-6	最大応力発生位置での応力-ひずみヒステリシス（ケース1）	963
図4.8.1(1)-7	もんじゅおよび実証炉のホットレグ配管系	964
図4.8.1(1)-8	アドバンスループ炉の1次系のホットレグ配管	965
図4.8.1(1)-9	1次系ホットレグ配管梁解析モデル	968
図4.8.1(1)-10	1次系ホットレグ配管の変形モード	969
図4.8.1(1)-11 (a)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	970
(b)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	971
(c)	エルボ撓性係数に対する感度解析結果	971
図4.8.1(1)-12 (a)	内外鉛直管付け根Yピースの剛性に対する感度解析結果	972
(b)	内外鉛直管付け根Yピースの剛性に対する感度解析結果	972
図4.8.1(1)-13 (a)	IHXノズル部の剛性に対する感度解析結果	973
(b)	IHXノズル部の剛性に対する感度解析結果	973
図4.8.1(1)-14	ホットレグ配管シェルモデル（外管と内管を個別に表示）	974
図4.8.1(1)-15	負荷条件	974
図4.8.1(1)-16	時点A（起動終了時）及びM（30万時間保持後）における変形図	975
図4.8.1(1)-17	時点M（30万時間保持後）における相当クリープひずみ分布	975
図4.8.1(1)-18	原子炉容器出口部手動トリップ時の熱過渡曲線	977
図4.8.1(1)-19	アドバンストループ型炉のIHX・1次ポンプ合体機器の概念図	977
図4.8.1(1)-20	上部IHX管板形状	980
図4.8.1(1)-21	IHX管板の解析モデル	980
図4.8.1(1)-22	手動トリップ時熱過渡条件	981
図4.8.1(1)-23	ポンプ軸固着時熱過渡条件	982
図4.8.1(1)-24	上部IHX管板と評価断面	982
図4.8.1(1)-25	上部IHX管板の温度応答（手動トリップ時）	983
図4.8.1(1)-26	上部IHX管板の過渡熱応力（手動トリップ時）	983
図4.8.1(1)-27	上部IHX管板の温度応答（ポンプ軸固着時）	984
図4.8.1(1)-28	上部IHX管板の過渡熱応力（ポンプ軸固着時）	984

図4.8.1(1)-29 ホットレグ配管の原子炉手動トリップに対する熱過渡強度評価の例 …… 987
図4.8.1(1)-30 ホットレグ配管の熱過渡強度評価結果への影響因子と感度解析結果 …… 988
図4.8.1(1)-31 熱過渡強度試験（破損試験）データによる破損限界と裕度の定量評価 …… 990
図4.8.1(1)-32 機能性と柔軟性を備えた階層型基準体系のイメージ …… 995
図4.8.1(1)-33 設計パラメータに対するﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸを可能とする繰り返し評価フロー …… 997
図4.8.1(1)-34 流体温度ゆらぎによる疲労損傷係数の周波数感度評価線図 …… 998
図4.8.1(1)-35 ホットレグ配管の応答時定数評価 …… 999
図4.8.1(1)-36 (a) 系統熱過渡に対する流体・構造統合解析コード …… 1000
(b) サーマルストライピング数値解析システム …… 1001
図4.8.1(1)-37 荷重制御負荷と変位制御負荷に対するき裂進展挙動とバウンダリ破損確率 …… 1003
図4.8.1(1)-38 1次応力成分の有無によるき裂進展寿命の違い …… 1004
図4.8.1(1)-39 レファレンス配管モデルおよび各部の温度 …… 1010
図4.8.1(1)-40 設計成立寸法 …… 1011
図4.8.1(1)-41 120° エルボの解析モデル …… 1011
図4.8.1(1)-42 120° エルボの変形図および内表面の応力強さコンター …… 1012
図4.8.1(1)-43 断面力および応力の長手方向分布（120度、V_1=3m） …… 1012
図4.8.1(1)-44 設計成立寸法（エルボ部応力修正） …… 1013
図4.8.1(1)-45 はり要素計算によるエルボ部の応力と寸法の関係（応力値修正） …… 1014
図4.8.1(1)-46 原子炉容器液面近傍応力低減のために原子炉容器に取り付けたアクティブ温度制御熱荷重緩和装置 …… 1017
図4.8.1(1)-47 原子炉容器液面近傍部アクティブ温度制御熱荷重緩和装置の制御シーケンス …… 1017
図4.8.1(1)-48 原子炉容器液面近傍応力低減のためのアクティブ温度制御熱荷重緩和の原理 …… 1018
図4.8.1(1)-49 数値実験による比較ケース …… 1018
図4.8.1(1)-50 温度制御無しのケース …… 1019
図4.8.1(1)-51 パッシブ温度制御のケース …… 1019
図4.8.1(1)-52 アクティブ温度制御のケース …… 1020
図4.8.1(2)-1 合理化効果の試評価結果 …… 1041
図4.8.1(2)-2 微小き裂進展挙動の予測 …… 1042
図4.8.1(2)-3 確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価 …… 1043
図4.8.1(2)-4 確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価結果 …… 1044

図4.8.1(2)-5		システム化規格の考え方のフローチャート	1045
図4.8.1(2)-6		破損確率の目標値に基づく設計概念	1046
図4.8.1(2)-7		システム化規格における目標値実現の考え方	1046
図4.8.1(2)-8		システム化規格の体系概念図	1047
図4.8.1(3)-1		PCRV構造と解析モデル	1058
図4.8.1(3)-2		PCRV構造強度の解析結果の例	1059
図4.8.2-1		3次元免震開発用地震動（Case Study S2波スペクトル）	1072
図4.8.2-2		Case Study S2波スペクトルと国内5サイト設計用地震動スペクトルの比較	1072
図4.8.2-3	(1/2)	兵庫県南部地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1073
	(2/2)	兵庫県南部地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1074
図4.8.2-4	(1/2)	トルココジャリエ地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1074
	(2/2)	トルココジャリエ地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1075
図4.8.2-5	(1/2)	台湾集集地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1076
	(2/2)	台湾集集地震観測記録とCase Study S2波ｽﾍﾟｸﾄﾙの比較	1077
図4.8.2-6		建屋地震応答解析モデル	1078
図4.8.2-7	(1/4)	建屋固有値解析結果（水平方向、fv20Hｚ）	1079
	(2/4)	建屋固有値解析結果（水平方向、fv0.667Hｚ）	1079
	(3/4)	建屋固有値解析結果（上下方向、fv20Hｚ）	1080
	(4/4)	建屋固有値解析結果（上下方向、fv0.667Hｚ）	1080
図4.8.2-8		炉容器支持位置ならびに免震層部分の最大応答値	1081
図4.8.2-9		原子炉容器支持位置床応答曲線	1082
図4.8.2-10	(1/2)	Na冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値	1083
	(2/2)	Na冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値	1084
図4.8.2-11		タンク型炉耐震解析モデル及び固有モード	1085
図4.8.2-12		鉛冷却炉の耐震解析モデルと固有値	1086
図4.8.2-13		ガス冷却炉の耐震解析モデルと固有値	1086
図4.8.2-14		油圧シリンダ（上下）+積層ゴム（水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-15		空気ばね（上下）+積層ゴム（水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-16		空気ばね（上下/水平）免震装置の例	1087
図4.8.2-17		免震要素の構造検討例	1088
図4.8.2-18		60万kWe級ナトリウム冷却ループ炉の機器上下免震構造適用例	1089
図4.8.3(2)-1		S-PRISMのCERESコードでのモデル概要	1104
図4.8.3(2)-2		RVACS径方向構造	1105
図4.8.3(2)-3		RVACS部　熱伝達計算のモデル	1105

図4.8.3(2)-4 (1) 除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS） …… 1106
(2) 除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS のみ） …… 1106
(3) 除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS） …… 1107
(4) 除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS のみ） …… 1107
図4.8.3(2)-5 RVACS 各部温度変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS） …… 1108
図4.8.3(2)-6 RVACS 除熱量の比較 …… 1108
図4.8.3(2)-7 RVACS の適用範囲 …… 1109
図4.8.3(2)-8 崩壊熱除去特性に関する Super-COPD コードと FAST-M コードの比較 …… 1110
図4.8.3(2)-9 1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関するシーケンス …… 1111
図4.8.3(2)-10 1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関する解析結果 …… 1112
図4.8.3(2)-11 定格運転時の上部プレナム内流路の流量 …… 1113
図4.8.3(2)-12 切り込みの有無に関する炉上部プレナム内速度分布比較 …… 1114
図4.8.3(2)-13 解析モデル概要 …… 1115
図4.8.3(2)-14 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）（基準ケース） …… 1116
図4.8.3(2)-15 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）（基準ケース） …… 1116
図4.8.3(2)-16 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）（開口面積 300cm^2） …… 1117
図4.8.3(2)-17 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）（開口面積 300cm^2） …… 1117
図4.8.3(2)-18 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）（開口面積 100cm^2） …… 1118
図4.8.3(2)-19 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）（開口面積 100cm^2） …… 1118
図4.8.3(2)-20 減圧事故と全電源喪失の重ね合わせ時の熱過渡挙動 …… 1119
図4.8.3(2)-21 Pb-Bi 冷却自然循環中型炉（40 万 kWe）解析メッシュ（MSG コード） …… 1120
図4.8.3(2)-22 定常流動解析結果（流況及び温度分布、40 万 kWe） …… 1121
図4.8.3(2)-23 Pb-Bi 冷却自然循環炉の蒸気出口温度及び給水流量分布 …… 1122
図4.8.3(2)-24 Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性炉心出口の温度変化（PRACS 除熱、40 万 kWe） …… 1123
図4.8.3(2)-25 Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性炉心出口流量（PRACS 除熱、40 万 kWe） …… 1123
図4.8.3(2)-26 Pb-Bi 自然循環中型炉の PRACS 崩壊熱除去時の温度分布コンタ …… 1124
図4.8.3(2)-27 ANL Pb-Bi 冷却自然循環炉解析モデル（統合型プラント動特性解析コード） …… 1125
図4.8.3(2)-28 SG 除熱による崩壊熱除去（Pb-Bi 炉） …… 1126
図4.8.3(2)-29 RVACS 除熱による崩壊熱除去(Pb-Bi 炉) …… 1127
図4.8.3(2)-30 除熱源喪失時スクラム失敗事象（Pb-Bi 炉） …… 1128

図4.8.3(2)-31 制御棒誤引き抜き時スクラム失敗事象（ULOHS+UTOP） ····· 1129
図4.8.3(2)-32 ANL STAR-LM 炉を対象としたプラント動特性解析
（ﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸ反応度考慮） ····· 1130
図4.8.3(3)-1 解析対象 ····· 1141
図4.8.3(3)-2 解析メッシュ分割（2 次元軸対称体系） ····· 1142
図4.8.3(3)-3 被覆粒子燃料領域内流速・圧力分布の比較（非発熱） ····· 1143
図4.8.3(3)-4 定格運転条件での解析結果 ····· 1144
図4.8.3(3)-5 3%出力・流量条件での解析結果 ····· 1145
図4.8.3(3)-6 燃料領域流動様式推移イメージ（自然循環） ····· 1146
図4.8.3(3)-7 燃料領域温度場変化（自然循環） ····· 1147
図4.8.3(3)-8 冷却材温度・流量時系列変化 ····· 1148
図4.8.3(3)-9 単一流路ユニット（面心立方格子）のメッシュ分割図 ····· 1149
図4.8.3(3)-10 第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図 ····· 1150
図4.8.3(3)-11 第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図
（出口部拡大図） ····· 1150
図4.8.3(3)-12 5 ユニットの中心水平断面における温度コンター図 ····· 1151
図4.8.3(3)-13 第 1 ユニットの冷却材及び被覆粒子燃料温度コンター図 ····· 1151
図4.8.3(3)-14 第 1 ユニット出口部断面における冷却材温度コンター図 ····· 1152
図4.8.3(3)-15 第 1 ユニットにおける中央部被覆粒子燃料表面の
温度コンター図 ····· 1152
図4.8.3(3)-16 Ergun の式と FLUENT コードの差圧の比較 ····· 1153
図4.8.3(3)-17 127 本ピンバンドル体系における冷却材温度分布の比較 ····· 1154
図4.8.3(3)-18 271 本ピンバンドル体系における発熱上端冷却材
温度分布の比較 ····· 1154
図4.8.3(3)-19 ダクトレス炉心の水平断面図 ····· 1155
図4.8.3(3)-20 2 次元モデル解析対象領域 ····· 1156
図4.8.3(3)-21 2 次元体系モデルのイメージ ····· 1156
図4.8.3(3)-22 スタガード 1/4 集合体モデルにおける
コントロールボリュームタイプ ····· 1156
図4.8.3(3)-23 解析結果（リファレンスケース） ····· 1157
図4.8.3(3)-24 解析結果（リファレンスケース） ····· 1158
図4.8.3(3)-25 解析結果（集合体間ギャップ部一部閉塞ケース） ····· 1159
図4.8.3(3)-26 解析結果（集合体間ギャップ部一部閉塞） ····· 1160
図4.8.3(3)-27 ANL STAR-LM 概念図 ····· 1161
図4.8.3(3)-28 Pb-Bi 自然循環炉解析モデル ····· 1162
図4.8.3(3)-29 径方向出力分布（Pb-Bi 炉） ····· 1163
図4.8.3(3)-30 炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ
（Case2） ····· 1164

図4.8.3(3)-31 炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ (Case3) ····· 1165

図4.8.3(3)-32 ホットスポットファクタから算出したNC再流配係数と径方向ピーキングの関係 ····· 1166

図4.8.3(3)-33 各ケースの炉内温度分布 ····· 1167

図4.8.3(4)-1 ﾅﾄﾘｳﾑを作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=0.3m条件) ····· 1192

図4.8.3(4)-2 ﾅﾄﾘｳﾑを作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=1.0m条件) ····· 1193

図4.8.3(4)-3 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=0.3m条件) ····· 1194

図4.8.3(4)-4 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の流速ﾍﾞｸﾄﾙ場の比較 (L=1.0m条件) ····· 1195

図4.8.3(4)-5 Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件) ····· 1196

図4.8.3(4)-6 Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件) ····· 1197

図4.8.3(4)-7 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件) ····· 1198

図4.8.3(4)-8 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件) ····· 1199

図4.8.3(4)-9 Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件) ····· 1200

図4.8.3(4)-10 Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件) ····· 1201

図4.8.3(4)-11 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件) ····· 1202

図4.8.3(4)-12 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件) ····· 1203

図4.8.3(4)-13 Fr数を一致させた条件での自由液面形状の比較 (H=0.8L条件) ····· 1204

図4.8.3(4)-14 Fr数を一致させた条件での自由液面勾配の比較 (H=0.8L条件) ····· 1205

図4.8.3(4)-15 Fr数を一致させた条件での自由液面流速の比較 (H=0.8L条件) ····· 1206

図4.8.3(4)-16 くぼみ渦によるガス巻き込み限界特性と作動流体依存性 ····· 1207

図4.8.3(4)-17 ナトリウムを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較 ····· 1208

図4.8.3(4)-18 Pb/Bi合金を作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較 ····· 1209

図4.8.3(4)-19 CO_2ガスを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較 …… 1210
図4.8.3(4)-20 ナトリウムを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 …… 1211
図4.8.3(4)-21 Pb/Bi 合金を作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 …… 1212
図4.8.3(4)-22 CO_2ガスを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較 …… 1213
図4.8.3(4)-23 ナトリウムを作動流体とした場合の
軸方向温度分布特性の比較 …… 1214
図4.8.3(4)-24 Pb/Bi 合金を作動流体とした場合の
軸方向温度分布特性の比較 …… 1215
図4.8.3(4)-25 CO_2ガスを作動流体とした場合の軸方向温度分布特性の比較 …… 1216
図4.8.3(4)-26 温度成層界面上昇特性の比較 …… 1217
図4.8.3(4)-27 温度成層界面位置における温度勾配特性の比較 …… 1218
図4.8.3(4)-28 瞬時渦度分布特性の比較（Re 数一致条件） …… 1219
図4.8.3(4)-29 瞬時渦度分布特性の比較（流速一致条件） …… 1220
図4.8.3(4)-30 瞬時温度分布特性の比較（Re 数一致条件） …… 1221
図4.8.3(4)-31 瞬時温度分布特性の比較（流速一致条件） …… 1222
図4.8.3(4)-32 温度時系列特性の比較（Na;Re 数一致条件） …… 1223
図4.8.3(4)-33 温度時系列特性の比較（Pb/Bi;Re 数一致条件） …… 1224
図4.8.3(4)-34 温度時系列特性の比較（CO_2;Re 数一致条件） …… 1225
図4.8.3(4)-35 温度時系列特性の比較（Na;流速一致条件） …… 1226
図4.8.3(4)-36 温度時系列特性の比較（CO_2;流速一致条件） …… 1227
図4.8.3(4)-37 温度ゆらぎ変動特性の比較 …… 1228
図4.8.3(4)-38 空間温度分布の時間推移（Na, $Ra=10^8$, h=0.2H） …… 1229
図4.8.3(4)-39 空間温度分布の時間推移（Pb/Bi, $Ra=10^8$, h=0.2H） …… 1230
図4.8.3(4)-40 空間温度分布の時間推移（CO_2, $Ra=10^8$, h=0.2H） …… 1231
図4.8.3(4)-41 温度時系列特性の比較（Na, $Ra=10^6$） …… 1232
図4.8.3(4)-42 温度時系列特性の比較（Pb/Bi, $Ra=10^6$） …… 1233
図4.8.3(4)-43 温度時系列特性の比較（CO_2, $Ra=10^6$） …… 1234
図4.8.3(4)-44 温度時系列特性の比較（Na, $Ra=10^8$） …… 1235
図4.8.3(4)-45 温度時系列特性の比較（Pb/Bi, $Ra=10^8$） …… 1236
図4.8.3(4)-46 温度時系列特性の比較（CO_2, $Ra=10^8$） …… 1237
図4.8.3(4)-47 ピーク温度到達時間と熱伝導度との関係 …… 1238
図4.8.3(4)-48 ナトリウム冷却大型高速炉の原子炉構造 …… 1239
図4.8.3(4)-49 (1/2) ホットプレナム各部位の寸法 …… 1240
(2/2) ホットプレナム各部位の寸法 …… 1241
図4.8.3(4)-50 解析モデル（コラム型 UIS 搭載ケース） …… 1242
図4.8.3(4)-51 (1/6) 垂直断面流況（J=1：切欠き部） …… 1243
(2/6) 垂直断面流況（J=13） …… 1244
(3/6) 垂直断面流況（J=36：HL 断面） …… 1245

図4.8.3(4)-51 (4/6)	垂直断面流況（J=49：CL 断面）	1246
(5/6)	垂直断面流況（J=54）	1247
(6/6)	垂直断面流況（J=72：DHX 断面）	1248
図4.8.3(4)-52	垂直断面温度分布	1249
図4.8.3(4)-53 (1/7)	水平断面流況（k=9：UIS 水平板 1 下部）炉心頂部+0.32m	1250
(2/7)	水平断面流況（k=15：UIS 水平板 1、2 中間部）炉心頂部+0.84m	1251
(3/7)	水平断面流況（k=20：UIS 水平板 2 下部）炉心頂部+1.35m	1252
(4/7)	水平断面流況（k=34：UIS 水平板 3 下部）炉心頂部+2.84m	1253
(5/7)	水平断面流況（k=36：HL 下部）炉心頂部+2.98m	1254
(6/7)	水平断面流況（k=49：UIS 水平板 4 下部）炉心頂部+4.35m	1255
(7/7)	水平断面流況（k=62：デッププレート下面）炉心頂部+5.84m	1256
図4.8.3(4)-54 (1/2)	UIS 水平板下部における径方向流速分布（コラム型 UIS 搭載ケース）	1257
(2/2)	UIS 水平板下部における径方向流速分布（従来型 UIS 搭載ケース）	1258
図4.8.3(4)-55 (1/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=1：切欠き部）	1259
(2/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=36：HL 部）	1260
(3/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（J=72：DHX 部）	1261
(4/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=9：UIS 水平板 1 下部）	1262
(5/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=20：UIS 水平板 2 下部）	1263
(6/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=34：UIS 水平板 3 下部）	1264
(7/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=36：HL 下部）	1265
(8/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=49：UIS 水平板 4 下部）	1266
(9/9)	トリップ後 11 秒における炉内挙動（k=62：デッププレート下面）	1267
図4.8.3(4)-56 (1/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=1：切欠き部）	1268
(2/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=36：HL 部）	1269
(3/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（J=72：DHX 部）	1270
(4/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（k=9：UIS 水平板 1 下部）	1271
(5/9)	トリップ後 24 秒における炉内挙動（k=20：UIS 水平板 2 下部）	1272

図4.8.3(4)-58 (6/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1273
(7/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=36：HL下部) …… 1274
(8/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=49：UIS水平板4下部) …… 1275
(9/9) トリップ後24秒における炉内挙動
(k=62：デッププレート下面) …… 1276
図4.8.3(4)-57 (1/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=1：切欠き部) …… 1277
(2/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=36：HL部) …… 1278
(3/10) トリップ後76秒における炉内挙動（J=72：DHX部) …… 1279
(4/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=9：UIS水平板1下部) …… 1280
(5/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(J=20：UIS水平板2下部) …… 1281
(6/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=32：UIS水平板3下方) …… 1282
(7/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1283
(8/10) トリップ後76秒における炉内挙動（k=36：HL下部) …… 1284
(9/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=49：UIS水平板4下部) …… 1285
(10/10) トリップ後76秒における炉内挙動
(k=62：デッププレート下面) …… 1286
図4.8.3(4)-58 (1/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=1：切欠き部) …… 1287
(2/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=36：HL部) …… 1288
(3/10) トリップ後196秒における炉内挙動（J=72：DHX部) …… 1289
(4/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=9：UIS水平板1下部) …… 1290
(5/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=20：UIS水平板2下部) …… 1291
(6/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=34：UIS水平板3下部) …… 1292
(7/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=36：HL下部) …… 1293
(8/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=39：UIS水平板3上方) …… 1294

図4.8.3(4)-58 (9/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=49：UIS水平板4下部) …… 1295
(10/10) トリップ後196秒における炉内挙動
(k=62：デッププレート下面) …… 1296
図4.8.3(4)-59 (1/2) 軸方向温度分布の時間変化（UIS内部：中心から0.84m） …… 1297
(2/2) 軸方向温度分布の時間変化（炉壁近傍） …… 1298
図4.8.3(4)-60 (1/2) 3方向の軸方向温度分布比較（UIS内部：中心から0.84m） … 1299
(2/2) 3方向の軸方向温度分布比較（炉壁近傍） …… 1300
図4.8.3(4)-61 (1/3) 炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（切欠き部） …… 1301
(2/3) 炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（HL部） …… 1302
(3/3) 炉容器内部/壁面近傍　軸方向温度分布比較（DHX部） …… 1303
図4.8.3(4)-62 (1/3) トリップ後の温度変化（切欠き部） …… 1304
(2/3) トリップ後の温度変化（HL部） …… 1305
(3/3) トリップ後の温度変化（DHX部） …… 1306
図4.8.3(5)-1 推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数
(GBR4体系参照) …… 1322
図4.8.3(5)-2 推奨された熱伝達相関式による熱伝達率（GBR4体系参照） …… 1322
図4.8.3(5)-3 推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数
(BREST300体系参照) …… 1323
図4.8.3(5)-4 推奨された熱伝達相関式によるNu数（BREST300体系参照） … 1323
図4.8.3(5)-5 ピン表面が滑らかな場合の修正形状圧力損失係数 C_v …… 1324
図4.8.3(5)-6 ピン表面にリブが設置されている場合の
修正形状圧力損失係数 C_v …… 1325
図4.8.3(5)-7 膜温度差の層流領域圧力損失係数への影響 …… 1325
図4.8.3(5)-8 乱流領域における膜温度差の比較（GBR4体系参照） …… 1326
図4.8.3(5)-9 移行領域における推奨式とDalle Donne式の比較
(GBR4体系参照) …… 1326
図4.8.3(5)-10 移行領域における推奨式とDalle Donne式より求めた
膜温度差の比較（GBR4体系参照） …… 1327
図4.8.3(5)-11 円管内における様々な液体金属のNu数の実験値 …… 1327
図4.8.4(2)-1 鉛ビスマス冷却炉用SASS概念例 …… 1345
図4.8.4(2)-2 ヘリウム冷却炉用SASS概念例 …… 1346
図4.8.4(3)-1 ナトリウム冷却ループ型炉の崩壊熱除去系関連設備 …… 1364
図4.8.4(3)-2 受動的崩壊熱除去系採用による安全系の合理化案 …… 1365
図4.8.4(3)-3 受動的崩壊熱除去系採用による安全系構成図 …… 1366
図4.8.4(3)-4 Na冷却大型ループ型炉の機器高低関係図 …… 1367
図4.8.4(3)-5 受動的崩壊熱除去系　機器サイジング用ヒートバランス …… 1368
図4.8.4(3)-6 解析用システムモデル図 …… 1369

図4.8.4(3)-7	建設コスト算定条件	1370
図4.8.4(4)-1	Na 冷却 MOX 燃料炉心解析モデル（第 1 炉心：高さ 120 cm）	1484
図4.8.4(4)-2	Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果（標準ｹｰｽ）	1485
図4.8.4(4)-3	再臨界回避方策案	1486
図4.8.4(4)-4	出力履歴	1486
図4.8.4(4)-5	燃料流出挙動の比較	1486
図4.8.4(4)-6	燃料分布の比較	1487
図4.8.4(4)-7	燃料平均エンタルピーの比較	1487
図4.8.4(4)-8	EFM1 試験の出力履歴	1488
図4.8.4(4)-9	EFM1 試験結果	1488
図4.8.4(4)-10	ナトリウム冷却大型ループ型炉の PAHR 対策	1489
図4.8.4(4)-11	内部ダクト方式に対応するための PAHR 対策構造案	1490
図4.8.4(4)-12	BN-800 型炉における径方向ボイド反応度分布	1491
図4.8.4(4)-13	冷却材沸騰領域の拡大挙動（基準ケース、Ch.13）	1491
図4.8.4(4)-14	出力、全反応度挙動	1491
図4.8.4(4)-15	沸騰開始後反応度挙動	1491
図4.8.4(4)-16	パラメトリックケース：径方向膨張反応度	1491
図4.8.4(4)-17	燃料線出力と沸騰拡大挙動との関係	1492
図4.8.4(4)-18	1 点近似動特性による高速炉炉心の 外部反応度挿入率に対する応答	1493
図4.8.4(4)-19	ULOF 起因過程においてエネルギー発生を生じない条件	1494
図4.8.4(4)-20	ピン内燃料移動機構の概念	1495
図4.8.4(4)-21	PINEX-2 過渡試験後の燃料ピンのラジオグラフ	1495
図4.8.4(4)-22 (a)	解析対象炉心の集合体配置と炉心仕様	1496
(b)	ULOF 時炉出力のピン内移動率依存性比較	1497
(c)	ULOF 時全反応度の比較（ボイド反応度 7＄炉心）	1497
(d)	ULOF 時の燃料移動反応度の比較（ボイド反応度 7＄炉心）	1497
図4.8.4(4)-23 (a)	ULOF 時燃料軸方向温度分布の変化	1498
(b)	即発臨界超過限界反応度挿入率の比較	1498
図4.8.4(4)-24	金属燃料炉心における ULOF 時過渡変化	1499
図4.8.4(4)-25	金属燃料炉心のボイド反応度制限マップ	1499
図4.8.4(4)-26	金属燃料炉心の再臨界回避概念（例）	1500
図4.8.4(4)-27	溶融金属燃料の移動概念	1501
図4.8.4(4)-28	溶融燃料排出に必要な条件	1501
図4.8.4(4)-29	貫通長さの評価結果（予備評価）	1502
図4.8.4(4)-30	被覆管温度の変化（基準ケース）	1502
図4.8.4(4)-31	燃料要素破損履歴（基準ケース）	1503
図4.8.4(4)-32	貫通長さの評価結果（起因過程解析結果反映）	1503

図4.8.4(4)-33 銅-ナトリウム系のFCI実験装置 …… 1504
図4.8.4(4)-34 金属燃料とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ …… 1505
図4.8.4(4)-35 銅とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ …… 1506
図4.8.4(4)-36 粒径分布の比較 …… 1507
図4.8.4(4)-37 1㎜以下の凝固物割合と過熱度の関係 …… 1508
図4.8.4(4)-38 クエンチングに必要な冷却材体積 …… 1508
図4.8.4(4)-39 窒化物燃料炉心の炉心崩壊事故炉容器内事象推移と課題 …… 1509
図4.8.4(4)-40 UN, PuN上の解離窒素分圧, Pu蒸気圧及び全蒸気圧 …… 1509
図4.8.4(4)-41 激しいFCI発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、
燃料沸点と燃料融点の差 …… 1510
図4.8.4(4)-42 鉛冷却MOX炉の炉心周辺の幾何形状（燃焼計算体系） …… 1511
図4.8.4(4)-43 鉛冷却MOX炉解析体系の概念図 …… 1511
図4.8.4(4)-44 定格出力における流量変化 …… 1512
図4.8.4(4)-45 鉛冷却MOX炉解析ケース1における出力と反応度履歴 …… 1512
図4.8.4(4)-46 ケース2における炉心中心での各成文の温度時間変化 …… 1513
図4.8.4(4)-47 ケース3における炉心中心集合体での各成文の温度時間変化 …… 1513
図4.8.4(4)-48 解析体系 …… 1514
図4.8.4(4)-49 定格出力における流量変化 …… 1515
図4.8.4(4)-50 ピン型MOX燃料炭酸ガス冷却炉の炉心損傷事象における
出力と反応度履歴 …… 1515
図4.8.4(4)-51 実験の侵入長とFuel caps freezing modelによる
予測値との比較 …… 1516
図4.8.4(4)-52 水力等価直径と融体侵入長の予測値との関係 …… 1516
図4.8.4(4)-53 高転換比BWRのSIMMER-Ⅲによる ATWS事象推移解析体系図 …… 1517
図4.8.4(4)-54 SIMMER-Ⅲ解析の初期温度条件 …… 1518
図4.8.4(4)-55 高転換比BWRのATWSにおける反応度と出力の時間履歴 …… 1518
図4.8.4(4)-56 静的核計算体系図 …… 1519
図4.8.4(4)-57 高速炉の燃料集合体内における異常拡大防止に係わる
事象進展の概念 …… 1520
図4.8.4(4)-58 酸化物燃料（MOX）/Na系のFCIモードマップ …… 1521
図4.8.4(4)-59 金属燃料/Na系のFCIモードマップ …… 1521
図4.8.4(4)-60 混合窒化物燃料(MN)/Na系のFCIモードマップ …… 1522
図4.8.4(4)-61 窒化物燃料/鉛冷却材系のFCIモードマップ …… 1522
図4.8.4(4)-62 酸化物燃料(MOX)/水系のFCIモードマップ …… 1523
図4.8.4(4)-63 激しいFCI発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、
燃料沸点（Tbp）と燃料融点（Tmp）の差 …… 1523
図4.8.4(4)-64 円柱臨界高さおよび平板臨界厚さと
Pu fis富化度の関係（MOX燃料） …… 1524

図4.8.4(4)-65	各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（燃料ポロシティ=0） ･･･	1524
図4.8.4(4)-66	各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（スチール混入） ･･･････	1525
図4.8.4(4)-67	Na 冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較 ･･･････････････	1525
図4.8.4(4)-68	水冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較 ･･･････････････	1526
図 4.9.1(2)-1	超臨界圧軽水冷却高速炉の構成 ･･･････････････････････	1606
図 4.9.1(2)-2	増殖炉心の概念図 ･･･････････････････････････････････	1607
図 4.9.2(1)-1	二相流自然循環を用いた液体金属 MHD 発電システム ･･･････････	1608
図 4.9.2(2)-1	ウッズメタルー窒素ガス二相流自然循環試験装置 ･･･････････････	1609
図 4.9.2(2)-2	水ー窒素系実験装置概要 ･･･････････････････････････････	1610
図 4.9.2(2)-3	次世代型小型出力高速炉への適用の一例 ･･･････････････････	1611
図 4.9.3(2)-1	Pb-Bi 熱媒体チューブ型 SG（U 字型）を用いたプラントの概念 ･･･	1612
図 4.9.5(1)-1	熱電発電の原理 ･･･････････････････････････････････････	1613
図 4.9.5(2)-1	熱電発電システム概念 ･･･････････････････････････････････	1613
図 4.9.5(2)-2	SP100 の熱電発電機 ･･･････････････････････････････････	1614
図 4.9.6(2)-1	RBEC 概念図 ･･･	1615
図 4.9.7(2)-1	Pb-Bi 自然循環冷却原子炉概念 ･･･････････････････････････	1616
図5.1.3-1	二次系簡素化概念　プラント全体コスト比較 ･･･････････････	1643
図5.6.4-1	JNC 小型高速炉の H12 年度検討の流れ ･･･････････････････	1690
図5.6.4-2	JNC 小型高速炉(Na 冷却)の H12 年度基本検討方針 ･･･････････	1691

４．７ 経済性の検討

4.7.1 建設コストの検討

本節では炉システムにおける経済性評価について記載する。内容としては、経済性評価の全体的な考え方、評価に使用した手法、評価結果及び考察の順となる。

(1) 炉システムにおける建設コスト評価

まず、炉システムの経済性評価の目的は、以下の２点である。

①建設単価目標値に到達可能かどうかの評価

②コスト支配要因の検討

この為、開発する経済性評価コードにより、各種プラント概念の設計例について、物量を基礎とした必要入力値により建設費総額を算定し、プラントの設計条件である発電端出力とこの建設費総額により建設単価を算定する。加えて　②の目的の為には、比較対象となる複数のプラント概念設計例に共通に使用出来る勘定項目を有し、各勘定項目はプラント概念設計例特有の系統・設備等毎に更に細分化されており、これらの勘定項目毎にコスト評価値を算定することが出来ることが必要となる。

ここで、注意すべきは点としては、前述の算定する建設費総額は、

・ 各プラント設計概念毎に今後の技術開発、規格・基準等の高度化、規制緩和等を前提にした将来において到達可能性のある目安値としての建設コストを算定したものであること、

及び

・ 実際の立地条件について特定のサイトを想定しているものではない等の事情から、その土木費、建設費、総係費、建中利子等においてサイト固有の費用が算定出来ていないことや、プラント設置者毎にその額が異なる費用（場合によっては、これらの費用がプラント建設費総額の３割程度を占める）等はある仮定に基づいて算定していること。

・ 評価コード自体に計算モデル化に伴う誤差が含まれていること。

があげられる。従って、この建設費総額は、実際に建設した軽水炉の実績建設単価や、建設計画・建設準備中のプラントの建設単価と単純に横並びにして比較できる数値ではないことを冒頭に明記しておく。また、これら（或いは他にも）課題はあるにせよ現時点で使用することが可能な、物量を入力としたプラント全体のコスト評価手法で前述の要求を満足するものは今回開発し、使用したコスト評価手法以外にはない為、限界を踏まえながらその評価結果を利用すれば、その結論は妥当なものになると期待される。

尚、建設単価目標値は２０万円／ｋWe と設定した。

(2) 経済性評価手法

(i) 経済性評価コードの概要について

実用化戦略調査研究フェーズ１の炉システムにおける建設コスト評価は、実証炉向けに開発され、建設コスト評価に使用されてきたコマンドコストコード（以下 CCC）と呼ばれる評価手法を基に各種冷却材プラント概念までその評価対象範囲を拡大出来る改良コマンドコストコード（CCCR）を使用して実施した。

この CCC 及び CCCR は高速炉の各設備・機器の費用（直接費）及び建設に係わる諸費用（間接費）を修正 NUS 勘定項目に基づいて分類し、分類された各勘定項目は更にその勘定科目を構成する設備・機器に展開され、それらの設備・機器毎に設定されたコスト評価式を用いて設備・機器毎のコストを計算し、それらの集計として各勘定項目のコストを計算し、全勘定科目を積算することによりプラント全体の建設コストを算出する。このコスト評価式は勘定項目に含まれる設備・機器について、代表する物理量に物理量あたり単価（ユニットコスト）を積算する形式、即ち、

設備・機器の建設コスト　＝　（物理量）　×　（ユニットコスト）

を基本としている。勘定項目のコストは、分割された設備・機器毎に計算された建設コストを積算して求められる。

次に（ユニットコスト）であるが、CCC のオリジナルコードは米国ロックウェル社とベクテル社により開発されたものであり、従って CCC のユニットコストデータは米国の軽水炉建設コスト評価結果 Economic Energy Data Base（以下 EEDB）１～５に記載のデータを、また高速炉特有の科目についてはロックウェル及びベクテル社の見積もり実績と EEDB 高速炉関連図書を参考にして算定した結果に基づくものである。CCCR についてもこれに同じであるが、これに加え、建設時期の相違、及び　日米の国情の相違を物価指数や円ドル換算レートなどの経済指標を用いて補正換算することにより１９９２年円ベースへの換算、即ち、日本化を実施している。具体的には、建設時期については、設備・人工・材料コストについて、卸売物価指数、労働生産性、人工単価及び建設資材単価の年度推移等により補正し、日米の相違については、円ドル換算レート、労働生産性・人工単価・建設資材単価の相違等を勘案の上、補正を行っている。

また、CCC と同様 CCCR でも第一基目（FOAK）にのみ生じる費用の割合と学習効果等を考慮して複数号機までの建設コストを算定することができる様になっている。

以下詳細について経済性評価コード（CCC、CCCR）、日本化、工法による建設コスト低減効果の考慮（習熟効果等の算定）について順に説明する。

(ii) 評価に使用した経済性評価コードについて

(a)　コマンドコストコード（CCC）

①対象プラント

コマンドコストコードで建設コスト試算の対象とするプラントは、ナトリウム冷却高速炉の第一号基及び二号基から五号基目である。

高速炉の建設コスト比較の対象となる軽水炉は、DOEによる1985年度版EEDBの113.9万kWe PWR[1]建設コストの総額をロックウェルインターナショナル社、ベクテル社がコマンドコスト作成時に100万kWeに換算して設定したものである。

②対象範囲

コマンドコストコードで建設コスト試算を行う範囲は、ナトリウム冷却高速炉の主変圧器手前の動力母線までの発電設備と発電所敷地内の付帯設備である。初装荷燃料費、運転費及び保守・補修費用は対象範囲外である。

③計算手法

コマンドコストコードは、高速炉の各設備・機器の費用及び建設に係わる諸費用を修正NUS勘定項目に基づいて分類し、分類された各勘定項目ごとに設定されたコスト評価式を用いて各勘定項目で対象とする項目のコストを計算し、これらを積算してプラント全体の建設コストを算出する。

a. 修正NUS勘定項目

各設備・機器及び建設に係わる諸費用を試算するための評価メッシュである勘定項目は、米国で軽水炉の建設コスト評価に用いられていたNUS勘定項目をベースに高速炉用に修正した修正NUS勘定項目である。表4.7.1(2)-1に修正NUS勘定項目の分類を示す。修正NUS勘定項目番号20番から26番は直接費、91番から95番は間接費である。

b. コスト評価式

コスト評価式は各勘定項目ごとの建設コストを計算するために設定される。コスト評価式は設計の程度に応じて簡易評価式と詳細評価式がある。簡易評価式は、全ての勘定項目に対して設定されているが、詳細評価式は、ループ型炉とタンク型炉のコストに差異が生じると考えられた勘定項目についてのみ設定されている。

評価式は、勘定項目が含む設備・機器を代表する物理量に物理量あたり単価（ユニットコスト）を積算する形式を基本としている。すなわち、

建設コスト＝（物理量）×（ユニットコスト）

である。評価式によりスケール則や補正係数を使用している場合もある。また、勘定項目の評価式の多くでは、設備・機器をさらに分割し、分割された設備・機器毎に建設コストを求め、これらを積算してコスト

---

[1] このプラントは米国の特定のプラントではなく、EEDBでのコスト評価用に仮想的に設定されたものである。

を求める。

ｱ.簡易評価式

簡易評価式は、概念設計レベルで得られる設備仕様のデータで建設コスト試算が行えるよう設定された。簡易評価式では、機器費（機器の場合）あるいは材料費（建物の場合）と現地労働費が計算される。

図 4.7.1(2)-1 に 221.11 原子炉容器及び付属品の計算例を示す。簡易評価式では原子炉容器及び付属品を炉容器、熱遮蔽板と支持台の 3 つに分割してコストを求める。

すなわち、

（原子炉容器のコスト）＝（炉容器のコスト）+（熱遮蔽板のコスト）+（支持台のコスト）である。

ここに、（炉容器のコスト）＝（炉容器の重量）×（ユニットコスト）

（熱遮蔽板のコスト）＝（熱遮蔽板の重量）×（ユニットコスト）

（支持台のコスト）＝（支持台の重量）×（ユニットコスト）

である。

機器費あるいは材料費と現地労働費は各コストにコスト要素比率を掛けて求める。コスト要素比率は、コストの中の何％が機器費あるいは材料費であるかを表すデータとして設定されている。従って、炉容器の場合には、

（炉容器の機器費）＝（炉容器のコスト）×（コスト要素比率（％））/ 100

（炉容器の現地労働費）＝（炉容器のコスト）×（100-コスト要素比率（％））/ 100

となる。

簡易評価式に対するコマンドコストコードへの入力データは、物理量であり、ユニットコスト及びコスト要素比率はコマンドコストコードのデフォルトデータとして設定されている。

ｲ.詳細評価式

詳細評価式は、ループ型炉とタンク型炉のコストに差異が生じると考えられた以下の 25 の勘定項目に対して設定されている。

- 212.1　原子炉格納施設　建物の基本構造物
- 212.2　原子炉格納施設　建物のサービス設備
- 213.1　NI 原子炉補助建物　建物の基本構造物
- 213.2　NI 原子炉補助建物　建物のサービス設備
- 221.11　炉容器、熱遮蔽板及び支持台
- 221.12　原子炉構造物
- 221.13　固定遮蔽体及び可動遮蔽体

・221.14　遮蔽プラグ
・221.3　炉容器内配管
・221.5　炉容器ガードベッセル及び保温材
・222.11　1次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル
・222.13　中間熱交換器及びガードベッセル
・222.14　1次主冷却系配管及び支持装置
・222.31　2次主循環ポンプ及び駆動装置
・222.32　2次主冷却系配管、支持装置及び膨張タンク
・222.41　蒸気発生器
・223.1　直接炉心冷却設備
・225.1　燃料受入、貯蔵及び搬出設備
・225.2　格納容器内燃料取扱設備
・226.3　冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備
・226.6　ナトリウム漏洩検出設備
・226.71　非常用冷却水設備
・226.72　窒素雰囲気ガス冷却設備
・231.3　主及び補助蒸気設備
・234　給水加熱設備

詳細評価式では、設計・エンジニアリング時間、材料費、制作費、輸送費及び現地労働費が計算される。

図 4.7.1(2)-1 に 221.11 原子炉容器及び付属品の計算例を示す。簡易評価式では原子炉容器及び付属品を炉容器、熱遮蔽板と支持台の 3 つに分割してコストを求めたが、詳細評価式ではこれらをさらに部品レベルに分割する。炉容器は、フランジ、ノズル、鍛造品、ロール加工板及びプレス加工板に分割され、それぞれについて物量とユニットコストを用いてコストを算出する。

すなわち、

（原子炉容器のコスト）＝（炉容器のコスト）+（熱遮蔽板のコスト）+（支持台のコスト）であり、

（炉容器のコスト）＝（フランジのコスト）+（ノズルのコスト）+（鍛造品のコスト）+（ロール加工板のコスト）+（プレス加工板のコスト）である。

ここで、（フランジのコスト）＝（フランジの重量）×（重量あたり単価）としてコストを求める。

材料費と制作費は勘定項目のコストにコスト要素比率を掛けて求める。コスト要素比率は、コストの中の何％が材料費であるかを表すデータとして設定されている。従って、

（フランジの材料費）＝（フランジのコスト）×（コスト要素比率

（%））／100

（フランジの制作費）＝（フランジのコスト）×（100-コスト要素比率（%））／100

となる。

設計・エンジニアリング時間、輸送費及び現地労働時間は、以下の計算式により求める。

（設計・エンジニアリング費）＝（設計・エンジニアリング時間）×（ユニットコスト）

（輸送費）＝（全重量）×（ユニットコスト）

（現地労働費）＝（現地労働時間）×（ユニットコスト）

詳細評価式に対するコマンドコストコードへの入力データは、物理量、設計・エンジニアリング時間、全重量及び現地労働時間であり、ユニットコスト及びコスト要素比率はコマンドコストコードのデフォルトデータとして設定されている。221.11 原子炉容器及び付属品に対する入力データの例を表 4.7.1(2)-2 に示す。

今回の建設コスト評価では新勘定科目の計算に考え方を適用した以外には、詳細評価式用入力データを見積もれる設計段階には達していないことから使用していない。

ｳ. 間接費の評価式

勘定項目番号 91 番から 95 番の間接費に対する評価式は、以下の 3 つに分類される。

- 直接費の計算結果に比率を乗じて計算するもの。
- 定額
- 直接費及び間接費の計算結果にプロジェクト期間、建設期間を考慮して計算するもの

このため、間接費の計算に対するコマンドコストコードへの入力データは、プロジェクト期間、建設期間及び利率であり、直接費に対する比例定数及び定額分はコマンドコストコードのデフォルトデータとして設定されている。

④計算条件

コマンドコストコードにデフォルトデータとして設定されている直接費計算のためのユニットコスト及びコスト要素比率、間接費計算のための直接費に対する比例定数及び定額分、さらに複数基建設費に対するコスト低減率及び習熟率は、米国の 1985 年時点のものである。

従って、本コマンドコストコードで計算されるナトリウム高速炉プラントの建設コストは、必ずしも日本の市場、景気動向といったものを反映し

ていない。このため、コマンドコストコードによる建設コスト試算結果は、米国の軽水炉建設コストと比較した場合にのみ意味を持ち、コマンドコストコードで便宜上設定している1$=217円の換算による建設コストの日本円の絶対額は意味を持たない。

⑤計算結果

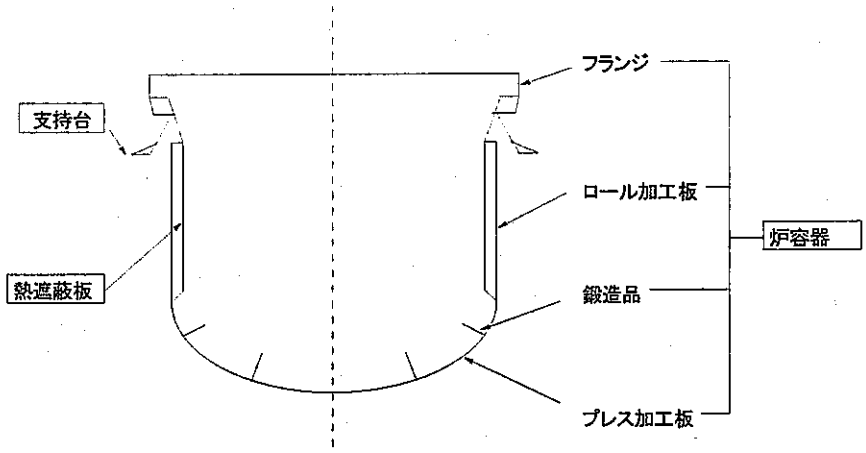
コマンドコストコードによるコスト計算は、修正 NUS 勘定項目ごとに設定された評価式により行われる。このため、計算結果の出力は修正 NUS 勘定項目に従って行われる。

建設コストの表示は、軽水炉 100 万 kWe 建設費を 100 とした時の比率で行い、米国ドルあるいは日本円による表示は行わない。

さらに、コマンドコストコードで計算される高速炉の電気出力が軽水炉と異なる場合には、指数則により高速炉の全建設コストを 100 万 kWe 相当に換算して表示している。

勘定項目番号	勘定項目名
直接費	
20	土地及び土地権
21	構築物及び土地改良工事
22	原子炉設備
221	原子炉機器
221.1	原子炉容器及び付属品
221.11	炉容器、熱遮蔽板及び支持台
221.12	原子炉構造物
221.13	固定遮蔽体及び可動遮蔽体
221.14	炉上部構造
221.2	制御棒駆動機構
221.5	炉容器ｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ及び保温材
222	主冷却設備
222.1	1次主冷却設備
222.11	1次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ、駆動装置及びｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ
222.12	コールドレグ逆止弁
222.13	中間熱交換器及びｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ
222.14	1次主冷却配管及び支持装置
222.3	2次主冷却設備
222.31	2次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ及び駆動装置
222.32	2次主冷却配管、支持装置及び膨張タンク
222.4	蒸気発生器設備
222.41	蒸気発生器
222.42	気水分離器、配管、再循環設備、ﾅﾄﾘｳﾑ-水反応生成物収納設備
223	補助炉心冷却設備
224	放射性廃棄物処理設備
225	燃料取扱及び貯蔵設備
226	その他原子炉ﾌﾟﾗﾝﾄ設備
226.1	不活性ｶﾞｽ受入及び処理設備
226.2	予熱保温設備
226.3	冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備
226.6	ﾅﾄﾘｳﾑ漏洩検出設備
226.7	原子炉設備補助冷却設備
226.8	保守・補修設備
227	計測制御設備
227.1	ﾌﾟﾛｾｽ計測制御設備
277.2	ﾃﾞｰﾀ処理及び表示設備
227.3	放射線監視設備
23	ﾀｰﾋﾞﾝ発電機設備
231	ﾀｰﾋﾞﾝ発電機
232	循環水設備
233	復水設備
234	給水加熱設備
235	その他のタービン設備機器
24	付属電気設備
241	開閉設備
242	所内給電用設備
243	配電盤
244	防護設備
245	電気関係構築物及び配線収納設備
246	動力用及び制御用配線
25	発電用雑設備
26	1次冷却材等
間接費	
91	建設用施設、機器及びサービス
92	ホームオフィスのエンジニアリング
93	現地オフィスのエンジニアリング
94	所有者費用
95	建設期間中の利子

表 4.7.1(2)-1　勘定科目（抄）



簡易評価式

勘定項目			機器費	現地労働費
221.11 原子炉容器及び付属品	炉容器	C1=	W1×UC1	
			C1×CF/100	C1×(100-CF)/100
	熱遮蔽板	C2=	W2×UC2	
			C2×CF/100	C2×(100-CF)/100
	支持台	C3=	W3×UC3	
			C3×CF/100	C3×(100-CF)/100

詳細評価式

			設計・エンジニアリング費		材料費	制作費	輸送費	現地労働費
221.11 原子炉容器及び付属品	炉容器	フランジ	Hd×UCd	C11=	W11×UC11		Wf×UCf	Hl×UCl
					C11×CF/100	C11×(100-CF)/100		
		ノズル		C12=	W12×UC12			
					C12×CF/100	C12×(100-CF)/100		
		鍛造品		C13=	W13×UC13			
					C13×CF/100	C13×(100-CF)/100		
		ロール加工板		C14=	W14×UC14			
					C14×CF/100	C14×(100-CF)/100		
		プレス加工板		C15=	W15×UC15			
					C15×CF/100	C15×(100-CF)/100		
	熱遮蔽板	鍛造品		C21=	W21×UC21			
					C21×CF/100	C21×(100-CF)/100		
		ロール加工板		C22=	W22×UC22			
					C22×CF/100	C22×(100-CF)/100		
		断熱構造物		C23=	W23×UC23			
					C23×CF/100	C23×(100-CF)/100		
	支持台	支持台		C31=	W31×UC31			
					C31×CF/100	C31×(100-CF)/100		
		応力除去		C32=	L32×UC32			
					C32×CF/100	C32×(100-CF)/100		

H：時間
W：重量
L：長さ
UC：ユニットコスト
CF：コスト要素比率

図 4.7.1(2)-1 原子炉容器及び付属品のコスト評価式

表 4.7.1(2)-2 コマンドコストコード用入力データの例

	項　　目	単 位		備　考
22	原子炉設備			
221	原子炉機器			
221.1	原子炉容器及び付属品			
221.11	炉容器、熱遮蔽板及び支持台			
	設計・エンジニアリング時間	hour	51100	
	炉容器			
	フランジ重量	ton	0	
	ノズル重量	ton	0	
	ノズル数	個	0	
	他の鍛造品重量	ton	19	
	ロール加工板重量	ton	110	
	ロール加工板板厚	mm	35	
	プレス加工板重量	ton	75	
	プレス加工板板厚	mm	80	
	炉容器直径	mm	9.8	
	熱遮蔽板			
	鍛造品重量	ton	0	
	ロール加工板重量	ton	42	
	断熱構造物重量	ton	10	
	支持台		0	
	支持台重量	ton	52	
	支持台板厚	mm	100	
	ペデスタル		0	
	ペデスタル重量	ton	0	
	ペデスタル板厚	mm	0	
	全重量	ton	308	
221.12	原子炉構造物			
	炉心上部機構			
	インコネル718重量	ton	1.5	
	平板重量	ton	4.5	
	鍛造品重量	ton	1.5	
	熱遮蔽板重量	ton	2.5	
	ロール加工板重量	ton	12	
	制御棒駆動機構案内管重量	ton	8.5	計装ウェル、ホールドダウンチューブ含む
	熱電対ウェル長さ	m/本	12.6	
	熱電対ウェル本数	本	295	
	下部内部構造物			
	炉心槽重量	ton	30	
	炉心拘束機構重量	ton	9	
	入口マニホールド重量	ton	0	
	入口プレナム重量	ton	0	
	入口モジュール重量	ton	0	
	炉心支持構造物			
	炉心支持構造物重量	ton	140	
	炉心支持構造物熱遮蔽板重量	ton	0	
	バックアップ炉心支持構造物重量	ton	0	
	隔壁構造			
	平板重量①	ton	44	
	②	ton	0	
	ロール加工板重量	ton	0	
	プレス加工板重量	ton	0	
	鍛造品重量	ton	0	
	熱遮蔽板重量	ton	24	
	インコネル718重量	ton	0	
	炉内貯蔵槽			
	炉内貯蔵ラック重量	ton	0	
	構造材重量	ton	0	
	燃料貯蔵バスケットスピンドル重量	ton	0	
	現地労働時間	hour	33400	
	全重量	ton	277.5	
221.13	固定遮蔽体及び可動遮蔽体			
	可動遮蔽体			
	鋼製遮蔽体重量	ton/体	0.34	内0.014はB4C

(b)改良コマンドコストコード（CCCR）

実用化戦略調査研究で検討された各種プラント概念設計例であるナトリウム冷却高速炉、重金属冷却高速炉、及びガス冷却高速炉等の各炉型の相対的な経済性比較を実施するための経済性評価手法を整備した。

以下の順で手法を説明する。

① ナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法整備
② 重金属冷却高速炉の経済性評価手法整備
③ ガス冷却高速炉の経済性評価手法整備

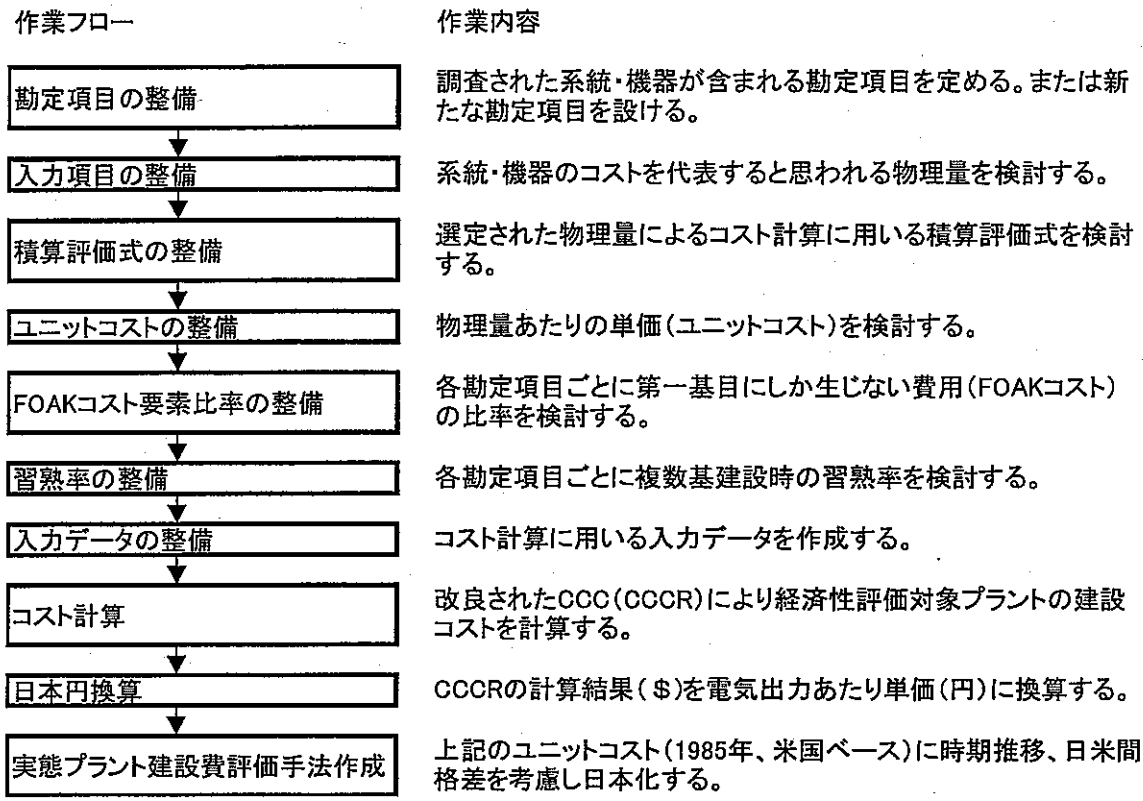
各炉型毎の経済性評価手法の整備は以下の手順で実施した。

a. 新しい機器概念の調査
b. 勘定項目の整備
c. 入力項目の整備
d. 積算評価式の整備
e. ユニットコストの整備
f. FOAK コスト要素比率の整備
g. 習熟率の整備

表 4.7.1(2)-3 に経済性評価の対象プラントを、図 4.7.1(2)-2 に全体の作業の流れを示す。

表 4.7.1(2)-3 経済性評価対象プラント

冷却材	型式
ナトリウム冷却	大型ループ型炉 中型モジュールループ型炉 大型タンク型炉 中型モジュールタンク型炉
重金属冷却	中型モジュール型鉛-ビスマス冷却炉
ガス冷却	大型炭酸ガス冷却炉 大型ヘリウムガス冷却炉（直接サイクル）
水炉	PWR型炉



日本円換算及び実態プラント建設費評価手法は 4.2 実態プラント建設費評価手法作成の作業内容。

図 4.7.1(2)-2 全体の作業の流れ

①ナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法の整備

従来の実証炉の建設コスト計算で使用されてきた経済性評価コード「コマンドコストコード」をベースに実用化戦略調査研究で検討されるプラントに対応したナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法を整備した。

対象としたプラントは、以下の４つのプラントである。

a. ループ型炉　　二次系あり大型炉
b. 〃　　中型炉
c. タンク型炉　　二次系あり大型炉
d. 〃　　中型炉

a. 新しい機器概念の調査

従来のコマンドコストコードで対象としていたプラントの機器・設備仕様と比較して新たな機器概念を摘出するため、新概念調査表を作成し、新概念に対してコスト評価モデルを新たに作成した。

機器仕様の比較に基づいて、各勘定項目ごとに以下の分類を行い、積算評価式及びユニットコストの見直しを行った。

分類 A：変更を行わない勘定項目。

実用化戦略評価研究で検討されているプラントの設備機器の仕様が従来のコマンドコストコードで想定されている設備機器の仕様と同様であり、その勘定項目の設備範囲が従来の積算評価式及びユニットコストでコスト計算できると考えられる勘定項目。

分類 B：変更を行う勘定項目であって従来評価式を使用する勘定項目

積算評価式及びユニットコストは従来評価式のものを使用するが、その勘定項目で対象とする範囲が従来の設備機器仕様と異なる勘定項目。例えば、IHX/ポンプの機器合体のような設備において、IHXの機器構成、ポンプの機器構成が従来評価式で想定されている設備仕様と類似である場合、勘定項目の設備範囲は変更するが、積算評価式及びユニットコストは従来評価式を組み合わせて使用する。

分類 C：変更を行う勘定項目であって従来評価式を使用しない勘定項目

従来評価式で想定されていない機器設備で新たに積算評価式及びユニットコストを作成する必要がある勘定項目。

b. 勘定項目の整備

新しい機器概念を考慮して合理化設計ループ型炉、タンク型炉を対象とした修正 NUS 勘定項目を上記の４プラントに適合する様に変更した。

c. 入力項目の整備

新しい機器概念を考慮して合理化設計ループ型炉、タンク型炉を対象とした修正 NUS 勘定項目の入力項目を変更した。入力項目をまとめた入力データ表を作成した。

d. 積算評価式の整備

新しい機器概念を考慮して合理化設計ループ型炉、タンク型炉を対象とした修正 NUS 勘定項目の積算評価式を変更した。積算評価式の変更においては、コマンドコストコードに用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似な機器設備の積算評価式を使用した。

e. ユニットコストの整備

新しい機器概念を考慮して作成された積算評価式に対するユニットコストを設定した。ユニットコストの設定においては、コマンドコストコードに用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似の機器設備のユニットコストを使用した。

上記の検討結果から従来のコマンドコストコードから入力項目、積算評価式及びユニットコストを変更した勘定項目は、

212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物
221.11 炉容器
221.12 原子炉構造物
221.14 炉上部構造
221.2 制御棒駆動機構
222.11 一次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル
222.13 中間熱交換器及びガードベッセル
222.41 蒸気発生器
223.1 直接炉心冷却設備
225.2 格納容器内燃料取扱設備

の 10 項目である。

212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物

従来評価式にコンテインメント（上部鋼製）ドームを追加した。積算評価式は、ドーム表面積×ユニットコストとし、板厚及び材質の補正を行う。ユニットコストは同勘定項目の格納施設 容器/ライナーを適用し、基準板厚は、1インチ、基準材料は炭素鋼とした。

221.11 炉容器、熱遮蔽板及び支持台の炉容器を適用し、基準板厚は 2.5 インチ、基準材料は SUS304 とした。

221.12 原子炉構造物

従来評価式に COSMIC の IHX 周りのフローガイドを追加した。積算評価式は、IHX フローガイド重量×ユニットコストとし、材質の補正を行う。ユニットコストは 222.13 中間熱交換器及びガードベッセルのタンク型炉 IHX 胴を適用し、基準材料は SUS304 とした。

221.14 炉上部構造

従来評価式に上部鏡板を追加した。積算評価式は、上部鏡板重量×ユニットコストとし、板厚及び材質の補正を行う。ユニットコストは

221.2 制御棒駆動機構

積算評価式は従来評価式に同じである。駆動機構は、実証炉に近いものと想定し、従来からのユニットコストをそのまま使用した。

222.11 一次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル

従来評価式に電磁ポンプを追加する。積算評価式は、ポンプ流量×ユニットコスト + 制御用電力×ユニットコストとする。ユニットコストは 222.31 二次主循環ポンプ及び駆動装置の電磁ポンプのものを適用した。222.31 二次主循環ポンプ及び駆動装置で想定されている電磁ポンプは、外部に強制冷却系を持つ形式であり、浸漬型電磁ポンプとは異なる。

222.13 中間熱交換器及びガードベッセル

従来評価式は、簡易評価式であったが、詳細評価式に変更した。詳細評価式での設計・エンジニアリング費、輸送費及び現地労働費は、直接費の比率により計算する。直接費の比率は、実証炉のコスト試算結果に基づいて設定した。

222.41 蒸気発生器

従来評価式は、簡易評価式であったが、詳細評価式に変更する。詳細評価式での設計・エンジニアリング費、輸送費及び現地労働費は、直接費の比率により計算する。直接費の比率は、実証炉のコスト試算結果に基づいて設定した。

また、機器合体を想定し、本勘定項目に電磁ポンプを設けるが、その形式は外部に強制冷却系を持つものであり、浸漬型電磁ポンプとは異なる。

223.1 直接炉心冷却設備

Na-Na の熱交換器を用いる形式については、従来は簡易評価式であったが、詳細評価式に変更する。詳細評価式での設計・エンジニアリング費、輸送費及び現地労働費は、直接費の比率に基き計算する。直接費に対する比率は、実証炉のコスト試算結果に基づいて設定した。

225.2 格納容器内燃料取扱設備

従来評価式は、簡易評価式であったが、詳細評価式に変更する。詳細評価式での設計・エンジニアリング費、輸送費及び現地労働費は、直接費の比率により計算した。直接費の比率は、実証炉のコスト試算結果に基づいて設定した。

f. FOAK コスト要素比率の整備

新しい機器概念を考慮して作成された勘定項目に対する FOAK コスト要素比率を設定した。FOAK コスト要素比率の設定においては、コマンドコストコードに用意されている類似な機器設備のFOAKコスト要素比率を使用した。

g. 習熟率の整備

新しい機器概念を考慮して作成された勘定項目に対する習熟率を設定した。習熟率の設定においては、コマンドコストコードに用意されている機能、構造、性能、材質等の点から類似の機器設備の習熟率を使用した。

②重金属冷却高速炉の経済性評価手法の整備

対象としたプラントは、鉛-ビスマス冷却モジュール型炉である。

重金属冷却高速炉の経済性評価手法は、①ナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法の整備結果から得られた手法をベースとし、重金属炉に特

有な設備を考慮して整備した。また、ナトリウム冷却高速炉の二次系設備に関連する勘定項目は削除している。

ナトリウム冷却高速炉から重金属冷却高速炉の経済性評価手法への変更点は以下のとおりである。

212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物

ナトリウム冷却高速炉の評価手法にガードベッセルまわりの建屋コンクリートに埋設される冷却コイルを追加した。積算評価式は、冷却水系について冷却水流量×ユニットコスト、配管について配管径×配管長×ユニットコストとした。ユニットコストは226.71補助冷却水設備の値を用いた。

221.5 炉容器ガードベッセル及び保温材

ナトリウム冷却高速炉の評価手法に断熱ブロックを追加した。積算評価式は、断熱ブロック体積×ユニットコストとした。ユニットコストは現在の耐火ブロックの価格から推定した。

221.11 一次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル

本項目ではリフトポンプを考慮する。リフトポンプの積算評価式は、炉容器内に設置される配管のコストとし、配管径×配管長×ユニットコストとした。ユニットコストは、従来のコマンドコストコードの221.3炉容器内配管の配管長・配管径あたり単価とした。

226.1 不活性ガス受入及び処理設備

リフトポンプで注入するアルゴンガスの設備・機器のコストに対する積算評価式は、一次系のアルゴンガス系設備・機器に対する積算評価式と同じとし、ユニットコストも同じ値を用いた。

水素系については、必要に応じてボンベが接続され、アルゴンガスに注入されるものと考え、本項目では考慮しない。

226.2 予熱保温設備

ナトリウム冷却高速炉の評価手法に炉容器加熱用パネルを追加した。積算評価式は、パネル表面積×ユニットコストとした。ユニットコストはナトリウム冷却高速炉の予熱保温設備の表面積当たり単価を使用した。

261 一次冷却材

冷却材の単価は現在の鉛-ビスマスの重量あたり単価から推定した。

③ガス冷却高速炉の経済性評価手法の整備

対象としたプラントは、以下の2種類である。

a. 炭酸ガス冷却炉

b. ヘリウムガス冷却炉　直接サイクル（被覆粒子燃料及びピン型燃料）

ガス冷却高速炉について①ナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法の整備と同様に各作業を行った。

従来のナトリウム冷却高速炉の経済性評価手法との相違点は以下のとおりである。

212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物

ナトリウム冷却高速炉では建物体積でコスト計算（建物体積×体積あたり単価）を行っているが、ガス炉では従来コマンドコストコードの簡易評価式の積算手法（コンクリート体積×体積あたり単価等）を使用した。また、PCCVのコスト計算のため、テンドン及び鉄筋について積算評価式を追加した。

221.11 炉容器、熱遮蔽板及び支持台またはPCRV

鋼製炉容器の他にPCRVを考慮するためコンクリート、鉄筋、テンドン及びライナーに対する積算評価式を設けた。また、PCRVのコンクリート冷却系を考慮した。各機器に対する積算評価式及びユニットコストは、PCRVについては、212.1 原子炉格納施設 建物の基本構造物の評価手法に基づいて、コンクリート冷却系については、226.71 補機冷却系の評価手法に基づいて設定した。

221.14 炉上部構造

ナトリウム冷却高速炉の上部デッキに対して、鋼製の炉上部構造とコンクリートエンクロージャを考慮した。鋼製の炉上部構造については原子炉容器と同じ評価手法を、コンクリートエンクロージャに対してはPCRVと同じ評価手法を設定した。

222.11 一次炭酸ガス循環機またはガスタービン発電機

一次炭酸ガス循環機駆動装置またはガスタービン発電機のコスト評価手法を整備した。

一次炭酸ガス循環機駆動装置の積算評価式は、駆動装置の動力を物理指標として、ユニットコストは概算見積から設定した。また、ガスタービン発電機については、発電量を物理指標として、ユニットコストは概算見積から設定した。

222.12 逆止弁

逆止弁のユニットコストは、概算見積に基き設定した。

222.14 二重管

二重管の積算評価式は、外管、内管、断熱材、ライナ、ベローズ及びガード配管に区別して作成した。それぞれのユニットコストは概算見積に基き設定した。

222.41 蒸気発生器

蒸気発生器の積算評価式は従来のコマンドコストコードの簡易評価式に基いて設定した。蒸気発生器に崩壊熱除去系が設置される場合を

考慮して、本勘定項目にナトリウム冷却高速炉の 223.1 直接炉心冷却設備のコスト評価式を設定した。崩壊熱除去系の積算評価式における物理指標は除熱量とした。

226.3 冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備

冷却材受入、貯蔵、充填及び純化設備の積算評価式は、ガスでの受け入れを想定し、冷却材貯蔵タンクのコストを冷却材貯蔵量と貯蔵圧力を物理指標として計算する。ユニットコストは概算見積に基き設定した。

上記以外の BOP 設備の経済性評価手法は、ナトリウム冷却高速炉と同様の手法を採用した。

(iii) 日本化について

これまでのコマンドコストコードでは1985年の米国における建設コスト（米国建設コスト）を算出してきた。本検討では、これを 1992 年の日本の建設コスト（国内建設コスト）に換算するように改良し、最終的なプラントの経済性評価指標である国内の発電単価を算定可能にした。

(a) 高速炉ユニットコストデータベース作成

高速炉ユニットコストデータベースは、1985 年の米国における建設コスト（米国建設コスト）を 1992 年の日本の建設コスト（国内建設コスト）に換算するために使用される。その換算手法は、国内の代表的軽水炉を対象として CCC によるコスト計算を行い、換算手法で用いるパラメータの適用性を判断して設定される。選定された換算手法とパラメータに基いて 1985 年米国の高速炉ユニットコストは 1992 年日本の高速炉ユニットコストに変換された。

①ユニットコスト換算の基本方針

コマンドコストコードは、ユニットコストとコスト要素比率のデータを持っている。ユニットコストはある物理量あたりの単価であり、コスト要素比率はその単価の機器費と現地工事費（現地工事の人件費）の比率を表すものである。このため、1985 年米国から 1992 年日本へのユニットコスト換算においては機器費と現地工事費を区別して扱うことができる。

換算に際しては、先ず、ユニットコストを機器費分と現地工事費分に振り分けた。振り分けられた機器費及び現地工事費のそれぞれについて、1985 年から 1992 年への時期推移を米国内におけるエスカレーションを考慮して換算した。その後、1992 年の米国コストをそれぞれの日米間格差を考慮し、為替レート用いることによって、1992 年の日本

の国内ユニットコストに換算した。計算手順を図 4.7.1(2)-3 に示す。換算に用いた経済指標及び計算式を以下に示す。

各変数を以下のように定義する。

1985 年米国単価：UC_{1985} [$/Unit]

1985 年米国ユニットコストのコスト要素比率：

機器費のコスト要素比率をαとすると現地工事費分は$(1-\alpha)$

米国における機器費のエスカレーション（1992 年／1985 年）＝β_E

米国における現地工事費のエスカレーション（1992 年／1985 年）＝β_L

1992 年における機器費の日米物価換算係数＝γ

1992 年における現地工事費の日米労働生産性換算係数＝δ

1992 年為替レート＝ς

これらの変数を用いて、1992 年国内ユニットコストは、

$$UC_{1992}^{Yen}=\left\{\left[UC_{1985}\cdot\alpha\cdot\beta_E\cdot\gamma\right]+\left[UC_{1985}\cdot(1-\alpha)\cdot\beta_L\cdot\delta\right]\right\}\cdot\varsigma \quad [円/unit]$$

と表せる。

以下では、米国における機器費のエスカレーションβ_E、米国における現地工事費のエスカレーションβ_L、機器費の日米物価換算係数γ、現地工事費の日米労働生産性換算係数δについて考察する。

②米国におけるエスカレーションの算定

米国におけるエスカレーションの算定に際しては、可能な限り広くデータ収集を行った。その結果、データの出典によってエスカレーションの値が異る場合ががあった。異なる値はそれぞれコスト計算上のパラメータとして扱うこととした。

機器費のエスカレーションに対する係数は 1.15 の一種類であり、現地工事費のエスカレーションに対する係数は、労働生産性と人工費単価から算定する場合の 0.986 と単位労働コスト指数（自国通貨ベース）比から算定する場合の 0.907 の二つがある。

③日米格差の算定

日米格差（日米物価換算係数及び日米労働生産性換算係数）の算定に際しては、可能な限り広くデータ収集を行った。その結果、データの出典によって値が異なる場合があった。異なる値はそれぞれコスト計算上のパラメータとして扱うこととした。

機器費の日米格差に対する係数は、製造業の平均購買力平価[11、12、13]を採用する場合の 0.977、一般機器の業種別購買力平価を採用する場合の 0.875、鉄鋼の業種別購買力平価を採用する場合の 0.774 の三種類であり、現地工事費の日米格差に対する係数は、現地工事費の日米格差[14、15、16]を人工費単価の日米格差を労働生産性の日米格差で除した値で

評価するケース 0.881 と現地工事費の日米格差を人工費単価の日米格差のみで評価するケース 0.958 の二つがある。

④換算ケース

以上から換算ケースは表 4.7.1(2)-4 に示す 7 ケースとした。

⑤軽水炉用コマンドコストコードによる建設コスト試算

a. コスト試算で対象とする軽水炉

換算ケースのいずれがユニットコスト換算に適しているかを評価するため、軽水炉用のコマンドコストコードを用いてパラメータ計算を行った。コスト計算の対象とした軽水炉は EEDB の PWR に設計が類似していることから第二次改良標準型の加圧水型軽水炉である玄海 3、4 号機（電気出力 118 万 kWe ツインプラント）を選定した。入力データは、EEDB の PWR と玄海 3、4 号機の原子炉設置変更許可申請書などを参考に作成した。

b. パラメータ計算結果

表 4.7.1(2)-4 で想定した 7 ケースについてパラメータ計算を行った結果を表 4.7.1(2)-5 に示す。

c. 換算パラメータの選定

パラメータ計算結果のうち、プロジェクト期間や建設場所の違いにより、建設コストの相違が小さいと思われる機電コスト（機械装置と諸装置・備品の合計コスト）について既設プラントの推計値と比較した。玄海 3、4 号機の機電コストは、ホームページに掲載されている建設費に玄海 3、4 号機の原子炉設置変更許可申請書に記載の機械装置と諸装置・備品の費用割合から推定した。推定結果を表 4.7.1(2)-5 に機電コストの推定建設費に対する比率の比較結果を図 4.7.1(2)-4 に示す。

但し、既設プラントの原子炉設置変更許可申請書等に記載の費用は、営業運転開始時のコストとみなし、建設コストのエスカレーションを消費者物価指数の比によって考慮し、評価年を PWR 用 CCC の評価年（1992 年）と一致させた。また、機電コストは建設コスト実績値と計画時の機電コスト比率の積とした。更に、PWR 用 CCC は機電に関する間接費のみを計算できないため、総直接費に対する機電直接費（勘定項目 22～25 合計）の比率と所有者費用と建中利子を除いた間接費合計の積を機電間接費とし、機電直接費と機電間接費の合計を機電コストとした。

比較の結果、計算ケース 7 の機電コストが既設プラントの費用に最も近かった。このため、ケース 7 の各換算係数を 1985 年の米国ユニットコストを 1992 年の日本のユニットコストに換算するための係数として選択した。

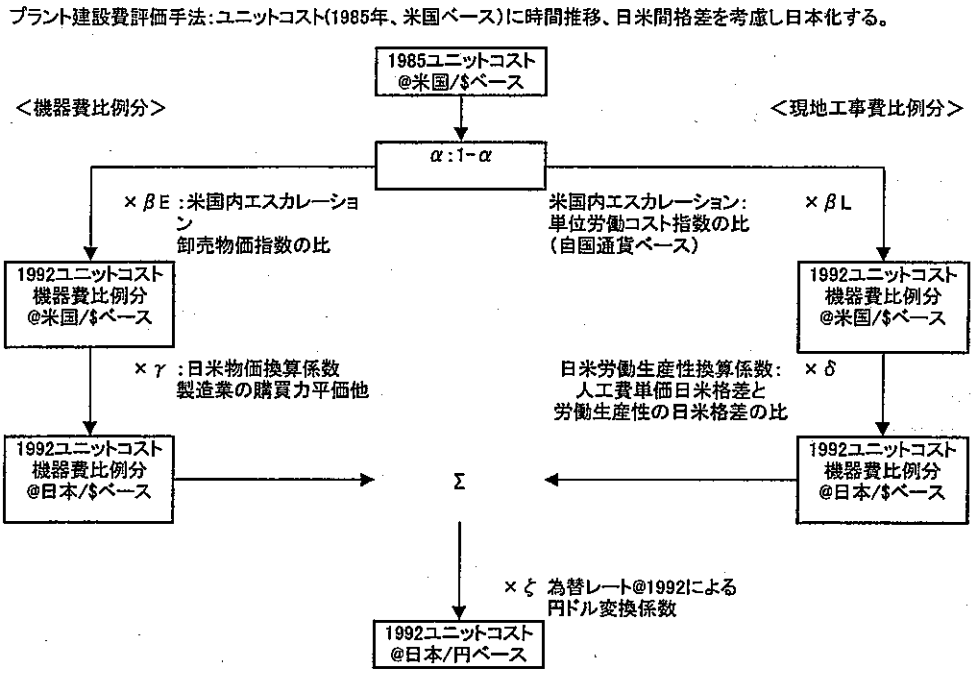


図 4.7.1(2)-3 ユニットコスト換算の手順

(b) 各炉型の実態建設費評価手法作成

選択した換算ケース７の係数を用いて、各炉型に対するコマンドコストコードのユニットコストを作成し、更新したユニットコストデータベースを用いて建設コストが計算できるようにコマンドコストコードを改良した。

この改良により最終的なプラントの経済性評価指標である発電単価算定に必要となる建設単価（万円／ｋＷｅ）が 1992 年での日本における実態建設単価として算定できるようになった。

表 4.7.1(2)-4 建設コスト試算ケース

	米国エスカレーション		日米格差	
計算ケース	機器費	現地工事費	機器	現地工事費
1	1.15	0.986	0.977	0.881
2			0.875	
3			0.774	
4		0.907	0.977	
5			0.875	
6			0.774	
7		0.986	0.977	0.958

表 4.7.1(2)-5 試算結果

建設費	九州電力HP掲載額	百万円	723,700（玄海3号機399,300、玄海4号機324,400）						
	1992年換算推定建設費	百万円	703,624.6						
	1992年換算推定発電単価	万円／kWe	29.8						
	1992年換算推定機電コスト	百万円	458,879.1						
CCC日本化	ケース番号		ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5	ケース6	ケース7
	20—93	百万円	583,335.5	558,849.3	534,603.1	560,295.4	535,809.2	511,563.0	608,426.9
	所有者費用	百万円	58,333.6	55,884.9	53,460.3	56,029.5	53,580.9	51,156.3	60,842.7
	建中利子	百万円	171,377.8	164,184.0	157,060.7	164,608.9	157,415.1	150,291.8	178,749.4
	総建設費	百万円	813,046.8	778,918.2	745,124.1	780,933.8	746,805.1	713,011.1	848,019.0
	1992年換算発電単価	万円／kWe	34.5	33.0	31.6	33.1	31.6	30.2	35.9
	機電直接費合計	百万円	202,840.9	188,820.1	174,936.9	197,345.0	183,324.3	169,441.0	208,860.7
	機電間接費合計	百万円	185,530.6	178,441.0	171,254.0	179,310.2	172,292.7	165,179.5	192,281.9
	機電合計	百万円	388,371.5	367,261.1	346,190.9	376,655.3	355,617.0	334,620.6	401,142.6

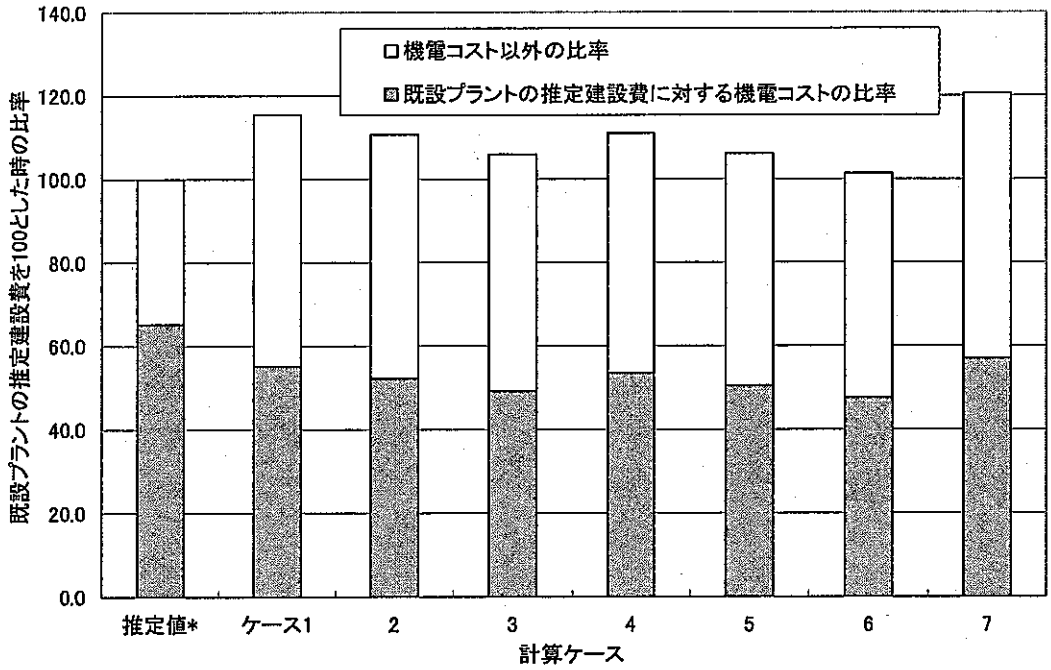


図 4.7.1(2)-4 建設費に対する機電コストの比率

(ⅰv) モジュール型炉のコスト評価手法について

(a)工法による建設コスト低減効果の考慮

モジュール型炉では、プレハブ化、ブロック化及びモジュール化等の改良工法が多く採用されると考えられるため、改良工法による建設コスト低減効果を考慮する必要がある。

本項目では、軽水炉第３次改良標準化計画で検討された「建設工法に関する改良」に基づいてモジュール型炉で採用が予想されるプレハブ化、ブロック化及びモジュール化について検討を行った。

①改良工法

改良工法として、以下のプレハブ化、ブロック化及びモジュール化を取り上げる。

a. プレハブ化

従来、現場組立としていた鉄筋、コンクリート躯体、ライナー、機器配管等を(仮)工場ないし組立ヤードで製作し、工程短縮と省力化を図る。

b. ブロック化

部材を（仮）工場あるいは据付場所近傍で一体化して据付けることにより工程短縮と省力化を図る。主にプレハブされた建物・構築物をより大きな単位として施工する場合をいう。

c. モジュール化（ユニット化）

小部材を工場において一体に組み立て、据付区域に一挙に搭載し、作業区域における小部材の組立時間を削減する。主に機器・設備を一つの単位として施工する場合をいう[2]。

表 4.7.1(2)-6 に軽水炉第３次改良標準化計画で検討されたプレハブ化、ブロック化及びモジュール化の項目を示す。

②改良工法による効果

表 4.7.1(2)-6 の建設工法から改良工法による効果として以下があげられる。

a. 工程上の効果：工期短縮効果であり、現場作業の短縮による。

b. 経済性の効果：

・省力効果：工場製作によるヤード作業等の作業環境、作業効率の改善による総工数の削減

・仮設備の増減：PC 化による型枠の削減、その他製造施設、運搬、ハンドリング設備等の増減

c. その他の効果

---

[2] 例えば、機器配管プレハブ化では、配管はいくつかのプレハブ化された単位で据付けられた後に溶接、小部材の取り付けが行われる。これに対して、機器配管のユニット化は、プレハブの段階で配管の溶接、小部材の取付が行われており、一挙に据付けが行われる。

・労務不足の解消：省力化による建設労務不足に対処

・環境の改善、安全性の向上：現場作業の削減、工場生産により作業環境、安全性が向上また、同表中には記載がないが、

d. 建設期間中の利子の削減：工期短縮に伴う建設期間中の利子の削減があげられる。

コマンドコストコードでは、a. 工程上の効果は、建設期間短縮により間接費の低減として、d. 建設期間中の利子は、建設期間の関数として計算され考慮される。c. その他の効果は定量的な評価が困難であると考えられるため、以下ではb. 経済性の効果について検討する。

③経済性の効果

コマンドコストコードでは、基本的に従来工法を前提としているため、改良工法による経済性の効果を考慮する必要がある。

全体の工程短縮による間接費に対する効果は、現状のコマンドコストコードで反映されるが、各勘定項目での現地労働費に改良工法による省力効果は反映されない。また、各勘定項目での機器費についても改良工法による設備の増加は反映されない。

以下では軽水炉第３次改良標準化計画での「建設工法に関する改良」に基づいて省力効果と設備の増加について評価し、コマンドコストコードへの反映方法を検討する。

a. 省力効果

表 4.7.1(2)-6 に示す建設工法を採用した場合の部分工程の短縮率を表 4.7.1(2)-7 に示す。各部分工程は、従来工法による基本工程と工法適用範囲拡大化工程に基づくものでり、表 4.7.1(2)-6 に示した建設工法以外の工法も含めた短縮率である。

短縮率が最も大きいのは PWR のドームライナー工事で 0.64 であり、最も小さいのは PWR の格納容器内機器配管等据付けで工期の変化はない。工程短縮率は、壁・躯体工事、配管工事、電気・計装工事等の工事対象で特に傾向は見られず、0.85 から 0.95 程度の工程が多い。

b. 設備の増加

改良工法は、工程短縮、省力化、環境・安全性の向上等のメリットに対し、新たな製造施設、運搬機器の増加あるいはハンドリング設備等の設置など設備の増加が予想される。軽水炉第３次改良標準化計画では、これを直接工事費の増加分としてA：5 億円以上、B：1 億円以上 5 億円未満、C：1 億円未満、～0：増加分なしに分類し、適用工法ごとに評価を行っている。これによれば、表 4.7.1(2)-6 に示した各工法の直接工事費の増加分は、C もしくは～0 と小さい値である。

④コマンドコストコードへの反映方法

a. 省力効果

省力効果は、現地労働費の削減であるため、従来の積算評価式により勘定項目ごとに求められた現地労働費に工程短縮率を積算して補正する。

b. 設備の増加

設備の増加は、表 4.7.1(2)-6 での適用工法の範囲では直接工事費の増加が 1 億円未満もしくはほぼ 0 であることからこれを考慮しない。

(b) FOAK コスト及び習熟効果

モジュール型炉では、複数基建設による建設コスト低減効果を考慮する必要がある。複数基を建設する場合にコスト低減に寄与する項目として FOAK コスト（First ?of-a-kind[3]：治具、工具、図面等、第一基目にしか発生しない費用）と習熟効果があげられる。本項目では、コマンドコストコードで用いる FOAK コスト及び習熟効果の計算方法をまとめる。コマンドコストコードで設定されている FOAK コスト要素比率及び習熟率を表 4.7.1(2)-8 に示す。

①FOAK コスト

第一基目にしか発生しない費用である FOAK コストは、コマンドコストコードの修正 NUS 勘定項目ごとに設定される FOAK コスト要素比率により計算される。

各勘定項目ごとの FOAK コスト要素比率は、機器費と現地労働費に区別され、以下のような分類に基づいて設定される。

a. 直接費

・FOAK コスト要素比率が 5%の勘定項目

軽水炉や火力プラントで既に設計・製作されている設備・機器の勘定項目に適用される。FOAK コスト要素比率 5%は、コマンドコストコードを作成したロックウェルインターナショナル社及びベクテル社の経験及び既往の実績に基づく。

・FOAK コスト要素比率が 19%の勘定項目

軽水炉で設計・製作の実績がない設備・機器の勘定項目に適用される。FOAK コスト要素比率 19%は、ロックウェルインターナショナル社が米国 DOE で実施された ALMR（Advanced Liquid Metal Fast Reactor）プロジェクトでの SAFR（Sodium Advanced Fast Reactor）の建設コスト試算結果に基づき設定したものである。

---

[3] 本報告書での FOAK コストとは設計の標準化に伴う治工具、設計などの削減と習熟による削減を言い、複数基建設時に共有化する設備は含まない。また、FOAK プラントに対して第 N 号基目のプラントをあらわす場合には NOAK(Nth-of-a-kind)を用いる。

・FOAKコスト要素比率が75%の勘定項目

227.2　データ処理及び表示設備のFOAKコスト習熟率は、本勘定項目で対象とする設備・機器のコストが材料費ではなく設計・エンジニアリング費に多く依存しているとしているため大きな値となっている。すなわち、本設備・機器の材料費や現地労働費は、既存のデータ処理用機器や表示設備で汎用的なもの、作業もまた通常の電気接続工事を想定している。75%の値はロックウェルインターナショナル社が設定した。

b. 間接費

・FOAKコスト要素比率が7%の勘定項目

建設用施設、機器及びサービスではいずれも機器費か現地労働費に7%のFOAKコスト要素比率を設定している。この比率は、暫定的にロックウェルインターナショナル社とベクテル社が定めたもので必要に応じて書き変えられなければならない。

・FOAKコスト要素比率が33%、67%及び90%の勘定項目

ホームオフィスエンジニアリングの現地労働費には33%、67%及び90%のFOAKコスト要素比率のいずれかを設定している。この比率もまた、暫定的にロックウェルインターナショナル社とベクテル社が定めたもので必要に応じて書き変えられなければならない。

②習熟効果

複数基の建設あるいは製作による習熟効果は、コマンドコストコードの修正NUS勘定項目ごとに設定される習熟率により計算される。

各勘定項目ごとの習熟率は、機器費と現地労働費に区別され、以下のような分類に基づいて設定される。

a. 機器費

・習熟率が0%の勘定項目

軽水炉や火力プラントで既に設計・製作されている設備・機器については習熟がないものとみなす。FOAKコスト要素比率が5%の勘定項目と同様の考え方である。

・習熟率が6%の勘定項目

軽水炉で類似の設計・製作実績があるが、プラント固有の設計・製作が必要な設備・機器の勘定項目に適用される。習熟率6%は、米国のBNLレポート[11]に記載されている94%習熟曲線（2倍の個数製作するごとに6%の習熟）に基づき設定されている。

・習熟率が16%の勘定項目

軽水炉で設計・製作の実績がない設備・機器の勘定項目に適用される。習熟率19%は、コマンドコストコードを作成したロックウェルインターナショナル社及びベクテル社の経験及び既往の実績に基づく。

b. 現地労働費

現地労働費の習熟率は 2%である。これは、機器費の習熟率に比べて小さい。その理由は、米国の建設従事者が、基本的に同一サイトで建設工事に携わることが少ないためである。

③コマンドコストコードへの反映方法

a. 同一プラントの複数機建設に対する計算方法

コマンドコストコードでは、プラントの第 1 号機から第 5 号機目までの建設コストを計算し、第 5 号機目の建設コストを NOAK プラントの建設コストと設定している。

第 1 号機目から第 2 号機目への建設コスト計算では、修正 NUS 勘定項目ごとにそれぞれの機器費及び現地労働費に FOAK コスト要素比率及び習熟率が考慮され、第 2 機目から第 5 機目では習熟率のみが考慮される。

計算式は、勘定項目ごとに

第 N 号機のコスト＝第 N 号機のコスト低減率（%）×第 1 号機の建設コストである。

第 N 号機のコスト低減率（%）は、

第 N 号機のコスト低減率（%）＝100-[(100-第 N-1 号機のコスト低減率)×（1-習熟率（%）/100）]

として計算される。

図 4.7.1(2)-5 に複数基建設によるコスト低減の例として 221.11 炉容器、熱遮蔽版及び支持台の場合のコスト変化を示す。

b. 単一プラント内での同一機器に対する計算方法

単一プラントにおいて一次系あるいは二次系等において同一設計の機器を複数機設置する場合であっても単一プラント内では FOAK コスト及び習熟率に対する建設コストの変化は考慮しない。

例えば、トップエントリー方式ループ型炉のポンプ容器は、各ループごとに設置されるためループ数分の基数が製作されるが、ポンプ容器の各基ごとに FOAK コスト及び習熟率の考慮は行わない。これは、ポンプ容器が同一のプラント内に据付けられるためにほぼ同時期に製作され、設計・製作の知見や設備の再利用が複数個の製作に十分反映されないと考えられるためである。このため、コマンドコストコードでは、FOAK コスト要素比率及び習熟率は、各機器・設備ごとに設定されておらず、勘定項目を最小単位として考慮されている。

c. モジュール型炉に対する計算方法

ア. 基本的な考え方

モジュール型炉では第 1 号機のプラントであっても複数のモジュールでプラントが構成されるため、第 1 号機のモジュールごとに FOAK コスト及び

習熟率を考慮する必要がある。モジュール型炉に対する建設コスト試算は、第1モジュール及び共通で使用される設備機器の建設コストと各モジュールの建設コストに分けてコスト計算を行い、これを合算する。

例えば、3基のパワーパック（165MWe）で1モジュール(495MWe)を構成し、電気出力1395MWeのプラントでは3モジュールが建設されるPRISMの場合、建設コストの計算は図4.7.1(2)-6に示すように以下の手順で行われる。

ｱ.1 第1号機（1395MWe）の建設コスト

- モジュール単体の建設コスト（CM1）を計算する。この時の物量には1395MWeのプラントで共通に使用される設備・機器の物量を含まない。
- 第2、第3モジュールの建設コスト（CM2、CM3）を第1モジュールの建設コスト（CM1）にFOAKコスト及び習熟率を考慮して計算する。
- 共通に使用される設備・機器の建設コスト（CC1）を計算する。
- 第1号機の建設コスト（C1）は、共通に使用される設備・機器と第1モジュールの建設コストに第2、第3モジュールの建設コストを加えたものとなる。すなわち、C1 = CC1 + CM1 + CM2 + CM3　である。

ｱ.2 第2号機の建設コスト

- 第4、第5及び第6モジュールの建設コスト（CM4、CM5、CM6）を第1モジュールの建設コスト（CM1）にFOAKコスト及び習熟率を考慮して計算する。第6モジュールの建設コストは、第5モジュール以降はNOAKとみなされるのでCM5 = CM6 = CMNである。
- 共通に使用される設備・機器の第2号機目の建設コスト（CC2）を計算する。これは第1号機目の共通に使用される設備・機器にFOAKコスト及び習熟率を考慮して計算される。
- 第2号機の建設コスト（C2）は、第4モジュールと共通に使用される設備・機器の建設コストに第5、第6モジュールの建設コストを加えたものとなる。すなわち、C2 = CC2 + CM4 + CM5 + CM6 = CC2 + CM4 + 2 × CMN　である。

ｱ.3 第3号機の建設コスト

- 第7、第8及び第9モジュールの建設コストは、第5モジュール以降はNOAKとみなされるのでCM7 = CM8 = CM9 = CMNである。
- 共通に使用される設備・機器の第3号機目の建設コスト（CC3）を計算する。これは第1号機目の共通に使用される設備・機器にFOAKコスト及び習熟率を考慮して計算される。
- 第3号機の建設コスト（C3）は、共通に使用される設備・機器と3基のモジュールの建設コストを加えたものとなる。
  すなわち、C3 = CC3 + 3 × CMN　である。

ｱ.4 第N号機の建設コスト

・ 第（3×N-２）、第（3×N-1）及び第（3×N）モジュールの建設コストは、NOAK とみなされるので CMN である。
・ 共通に使用される設備・機器の第 N 号機目の建設コスト（CCN）を計算する。これは第 1 号機目の共通に使用される設備・機器に FOAK コスト及び習熟率を考慮して計算された第 5 号機目の建設コストである。
・ 第 N 号機の建設コスト（CN）は、共通に使用される設備・機器と 3 基のモジュールの建設コストを加えたものとなる。
すなわち、CN = CCN + 3 × CMN　である。

ｲ. 計算例

モジュール型炉の複数基建設による NOAK コストの計算例を以下に示す。
計算条件を以下のように仮定する。
・ FOAK コストを第 1 号機の 30％とする。
・ 習熟率を 2 倍の個数の製作で全建設コストの平均で 4％の削減とする。

モジュールの第 1 号基の建設コストを 1 とする時、この条件での第 2 号機、3 号機、4 号機及び 5 号機の建設コストは、

第 2 号機のコスト＝$1\times(100-30)/100\times[(100-4)/100]^{(\log 2/\log 2)}=0.672$

第 3 号機のコスト＝$0.672\times[(100-4)/100]^{(\log 3/\log 2)}=0.630$ となり

それぞれ、以下同様に 0.581 及び 0.528 となる。

モジュール型炉の第 1 号機の建設コスト（C1）を全体で 100 とし、共通設備・機器のコストを 10％と仮定すると

C1 = CC1 + CM1 + CM2 + CM3 = 100×0.1+CM1+0.672×CM1+ 0.630×CM1 = 100

となり CM1 = 39.1 となる。

第 2 号機の建設コスト C2 は、共通設備・機器のコストも同じ低減率として

C2 = CC2 + CM4 + 2 × CMN = （0.672 × 10） + (0.581 × 39.1) + 2 ×(0.528 × 39.1)= 70.7 となる。

同様に第 3 号機、第 4 号機及び第 5 号機の建設コストは、それぞれ、68.2、67.7 及び 67.2 となる。

表4.7.1(2)-6 建設工法

番号	分類	炉型	工法名	内容	適用箇所	効果	直接費の増加分
1-1-1	プレハブ化	共通	基礎配筋受架台のプレハブ化	建屋基礎マット（厚さ2.5～9m）の上端鉄筋受架台は従来現場組立としていたが、これをプレハブ化し基礎配筋工事工程の短縮と省力化を図る。	建屋の基礎マット及び厚スラブ	基礎マット工程が短縮できる。 現場溶接がないので、小雨等の悪天候下でも作業できる。 現場組立作業の省力化が図れる 安全性の向上が図れる	C
1-1-1	プレハブ化	共通	鉄筋プレハブ化	壁鉄筋を工場ないし適切な組立ヤードでプレハブユニット化し、現地搬入の上吊込据付を行う	建屋壁鉄筋工事	壁配筋工事における現地組立工数の削減、工程短縮が図れる	C
1-1-3	プレハブ化	PWR	中間床・間仕切壁等部分的な場所におけるコンクリート躯体のプレハブ化	中間壁（配管遮へい、防火区割等）及び、耐力壁でない間仕切壁をプレキャスト・コンクリート版等とする。	建屋躯体工事	現地作業の省力化が図れる。 薄い壁の品質向上が図れる。	～0
2-2-1	プレハブ化	BWR	ライナー施工の改善	プールライナーのプレハブ化による機械作業工程の短縮とプールライナーを建築型枠兼用とすることによる建築工期の短縮を図るためプールライナーを現地で地組みし工事用大型クレーンにて吊込み設定する。	原子炉建屋の下記プールのライナー ドライヤセパレータプール 使用済み燃料貯蔵プール リアクターウェルプール キャスクピット	プールの建築型枠作業削減 プールライナーをプレハブ化することによる現場作業量削減 工期が約10日短縮できる。	
2-2-1	プレハブ化	PWR	ライナー施工の改善	従来、原子炉建屋内機器据付工事の間に施工していたキャビティーのステンレスライニング工事を内部コンクリート工事期間中に型枠兼用として並行して行うことにより原子炉建屋内機器据付期間の短	格納容器内部コンクリート工事 原子炉建屋内機器据付工事	キャビティライニング作業が大幅に減少し、原子炉建屋内機器据付工事が約1ヵ月短縮できる。	
2-2-1	プレハブ化	BWR	機器配管プレハブ化	従来、天井側に配置されていた配管電気設備のうち重量物の配管を床上に配置し、天井側にはトレイ、ダクトを配置して合理化・工期短縮を図る。	機器配管据付工事	床上配管化により約2ヶ月電気工事乗りこみを早めることができる。 ユニット化との組み合わせで約5ヶ月電気工事を早めることができる。	～0
2-2-1	プレハブ化	PWR	機器配管プレハブ化	機器配管の密集区域を対象としたユニット化をさらに大型ブロック化するとともに対象範囲をダクト、トレイ及びこれに付随する支持構造物等について適用し拡大する。	補助建屋機器設備据付工事	1ユニットあたりの現地据付物量の低減効果は0.2～0.4%程度になるものと思われる。対象部位を通路部とした場合、安全性が向上し、下部スペースが有効利用できる。	～0
1-2-1	ブロック化	共通	格納容器大型ブロック化工法	格納容器の部材を（仮）工場あるいは据付場所近傍において大型化しクレーンを使用して据付場所での作業量を削減することにより原子力発電所建設工事においてクリティカルパスを形成している原子炉格納容器の据付工事の短縮を図	格納容器建方工事	BWRでは格納容器建方開始から格納容器耐圧漏えい試験完了までの期間が1～2ヶ月短縮できる。 PWRでは建付ブロック数量並びに現地溶接物量の低減により約3ケ月格納容器建設工程が短縮	～0
1-2-5	ブロック化	PWR	ドームライナーの一体ブロック化	高さ方向に6段、周方向に12～15分割のPCCVドームライナーの板を一枚ずつドームトラス上で取付けていたものを、隣接地で別途地組みし一体ブロック化したドームライナーを大型クレーンにてシリンダ部にそのまま帽子をかぶせるよう	PCCVドームライナー	ドーム部工程が約2ヶ月短縮できる	～0
2-2-3	ブロック化	PWR	ライナーと鉄筋の一体ブロック化	ベースマット終了後シリンダーライナー工事を行っていたものをシリンダーライナーをベースマットと関係無く建付けできる支持架台を設ける。また、配筋との干渉を避けるためにこの架台と鉄筋をブロック化する。	PCCVシリンダーライナー建付用支持架台とベースマット筋	ライナー建方開始を約0.3ヶ月早くできる。	～0
2-2-3	ブロック化	PWR	ライナーと鉄筋の一体ブロック化	ライナーに鉄筋固定金物を取付け、ライナーと鉄筋とを一体ブロック化する。	PCCVシリンダーライナー（下段部分）とシリンダコンクリート部鉄筋	ライナー建方開始を約0.2ヶ月早くできる。	C
1-2-4	モジュール化（ユニット化）	共通	機器配管のユニット化	配管の密集するエリアの機器、配管、バルブ、サポート、操作架台等を工場において一体に組立、現地において据付区域に一挙に搭載し、作業区域における小部材の組立時間を削減することにより工期短縮、現地据付工事物量及び工数の低減並びに品質の向上を図る。	機器配管据付工事	現地配管工事物量の低減による現地工数の低減と現地所要日数の削減が図れる。 狭わいスペースの配管工事を工場において先行製作することにより作業環境並びに品質の向上が図られる。	～0

表4.7.1(2)-7　工程短縮率

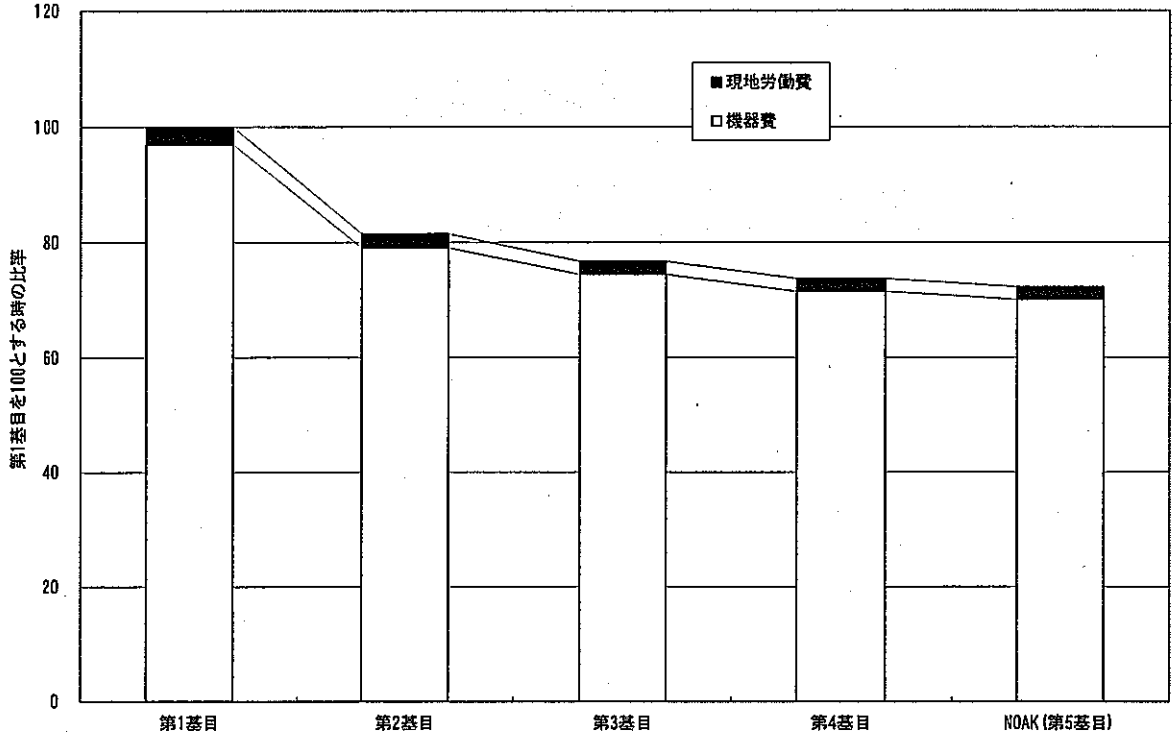
BWR						
	部分工程	適用工法		基本工程(月)	採用後の工程	工程短縮率
原子炉建屋	シールド壁燃料交換プール壁工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	14.5	14	0.97
		2-2-1	ライナー施工の改善			
	アウター部建屋工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	20	18	0.90
	PCV外配管・電気計装工事	1-2-4	機器配管のユニット化	30	28	0.93
タービン建屋	基礎マット～オペ床建屋工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	19	17	0.89
	TGペデスタイル工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	14	12	0.86
	復水器組立工事	1-2-1	復水器のモジュール化	12	10	0.83
	機器配管電気計装工事	1-2-4	機器配管のユニット化	28	26	0.93

PWR						
	部分工程	適用工法		基本工程(月)	採用後の工程	工程短縮率
原子炉建屋	内部コンクリート工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	18.5	15.5	0.84
	円筒部ライナー工事開始日	2-2-3	ライナーと鉄筋の一体ブロック化	7.5	7.5	1.00
	円筒部ライナー工事及び円筒部コンクリート工事並びにP/C上架	2-2-3	ライナーと鉄筋の一体ブロック化	14	13.3	0.95
	ドームライナー工事	1-2-5	ドームライナーの一体	5.5	3.5	0.64
	格納容器内機器配管等据付	1-2-4	機器配管のユニット化	9	9	1.00
		2-2-1	機器配管プレハブ化			
	補助建屋建築工事	1-1-1	鉄筋プレハブ化	26	24	0.92
	補助建屋機器配管等据付	1-2-4	機器配管のユニット化	22.5	21.5	0.96
		2-2-1	機器配管プレハブ化			
タービン建屋	復水器据付	1-2-1	復水器のモジュール化	9	8	0.89

表 4.7.1(2)-8　FOAKコスト要素比率及び習熟率の例

修正NUS勘定項目分類 勘定項目番号	勘定項目名	FOAKコスト要素比率		習熟率	
		機器費	現地労働費	機器費	現地労働費
直接費					
20	土地及び土地権				
201	土地及び土地権の取得	0.0	0.0	0.0	0.0
21	構築物及び土地改良工事				
211	現地改良工事及び施設	5.0	0.0	0.0	2.0
212	原子炉格納施設				
212.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
212.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
213	NI原子炉補助建物				
213.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
213.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
214	ﾀｰﾋﾞﾝ建物				
214.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
214.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
215	ディーゼル発電機建物				
215.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
215.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
216	放射性廃棄物建物				
216.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
216.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
217	NI保守・補修建物				
217.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
217.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
218	その他の諸設備建物				
218.1	建物の基本構造物	5.0	0.0	0.0	2.0
218.2	建物のｻｰﾋﾞｽ設備	5.0	0.0	0.0	2.0
219	ｽﾀｯｸ	5.0	0.0	0.0	2.0
22	原子炉設備				
221	原子炉機器				
221.1	原子炉容器及び付属品				
221.11	炉容器、熱遮蔽板及び支持	19.0	0.0	6.0	2.0
221.12	原子炉構造物	19.0	0.0	6.0	2.0
221.13	固定遮蔽体及び可動遮蔽体	19.0	0.0	16.0	2.0
221.14	炉上部構造	19.0	0.0	6.0	2.0
221.2	制御棒駆動機構	19.0	0.0	16.0	2.0
221.5	炉容器ｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯｾﾙ及び保温材	19.0	0.0	6.0	2.0
222	主冷却設備				
222.1	1次主冷却設備				
222.11	1次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟ、駆動装置	19.0	0.0	16.0	2.0
222.12	コールドレグ逆止弁	19.0	0.0	16.0	2.0
222.13	中間熱交換器及びｶﾞｰﾄﾞﾍﾞｯ	19.0	0.0	16.0	2.0
間接費					
91	建設用施設、機器及びサービス				
911	建設用仮施設				
911.1	仮設建物	7.0	7.0	0.0	0.0
911.2	仮設施設及びサービス設備	7.0	7.0	0.0	0.0
912	建設用工具及び設備				
912.1	建設用設備補修	0.0	7.0	0.0	0.0
912.2	重機	7.0	0.0	0.0	0.0
912.3	工具	7.0	0.0	0.0	0.0
912.4	消耗品	7.0	0.0	0.0	0.0
913	雇用保険	0.0	7.0	0.0	0.0
914	財産保険及び地方税	7.0	0.0	0.0	0.0
915	交通費	0.0	7.0	0.0	0.0
92	ホームオフィスのエンジニアリング				
921	プロジェクトマネージメント				
921.1	現地建設に係わるプロジェクトマ	0.0	33.0	0.0	0.0
921.2	工場製作に係わるプロジェクトマ	0.0	67.0	0.0	0.0
922	プロジェクトエンジニアリング				
922.1	現地建設に係わるプロジェクトエ	0.0	33.0	0.0	0.0
922.2	工場製作に係わるプロジェクトエ	0.0	67.0	0.0	0.0
923	機器及び建物のエンジニアリング				
923.1	原子炉製造業社のエンジニアリン	0.0	90.0	0.0	0.0
923.2	建物及びBOP建設業者のエンジニ	0.0	90.0	0.0	0.0

図 4.7.1(2)-5 複数基建設による 221.11 炉容器,熱遮蔽版及び支持台のコスト変化



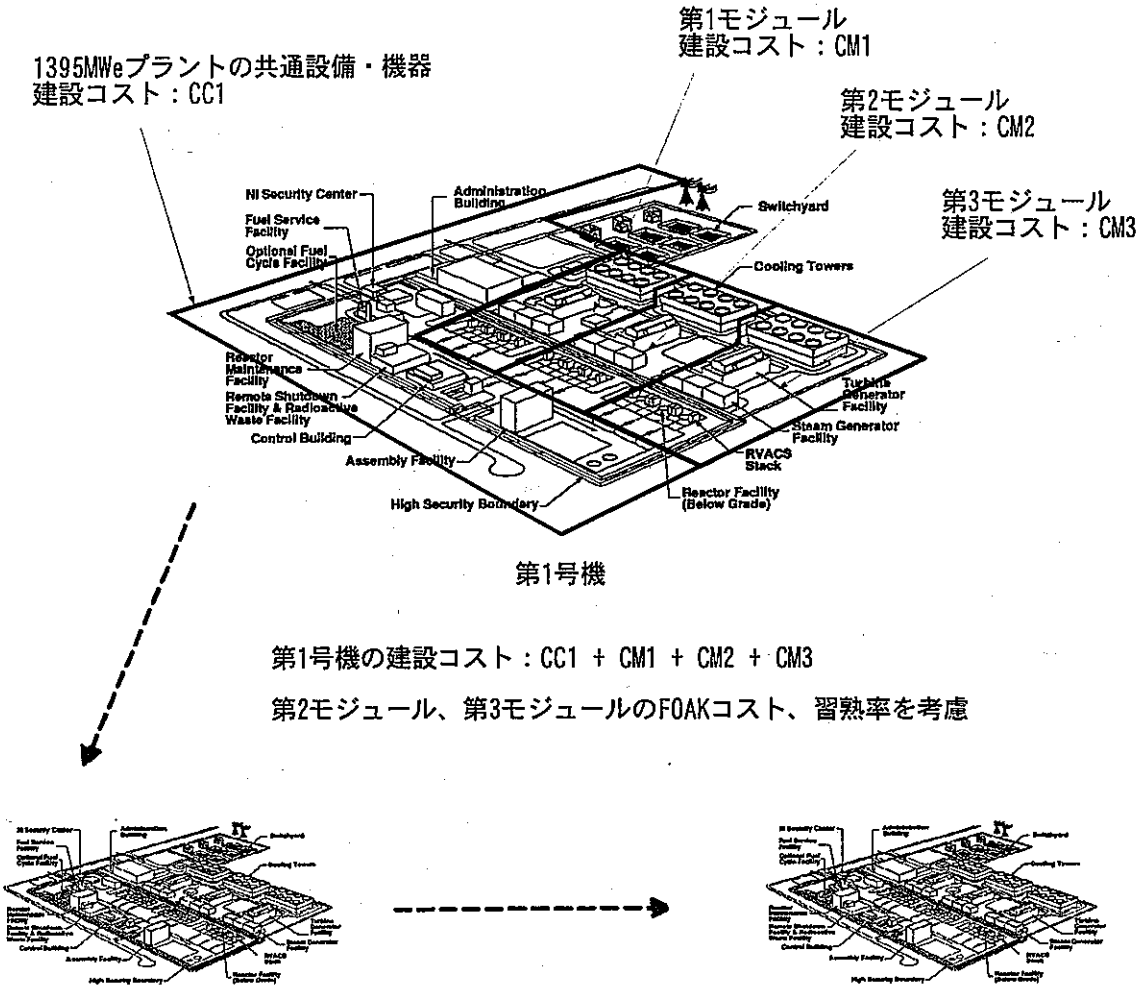


図 4.7.1(2)-6　モジュール型炉の建設コストの計算方法

参考文献

1. JNC TN9400 2000-074 「ナトリウム冷却炉の検討」 2000年6月
2. 核燃料サイクル開発機構、研究開発課題評価委員会説明用OHP集「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究（中間評価）」2000年8月
3. JNC TN9400 2000-073「ガス冷却炉の検討」 2000年6月
4. COO-2477-16 Capital Cost : Gas Cooled Fast Reactor Plant, September 1977, United Engineers & Constructors Incorporated under DOE contract.
5. COO-2477-5 Capital Cost : Pressurized Water Reactor Plant, June 1977, United Engineers & Constructors Incorporated under DOE contract.
6. COO-2477-6 Capital Cost : Boiling Water Reactor Plant, June 1977, United Engineers & Constructors Incorporated under DOE contract.
7. 現代アメリカデータ総覧 1988～1998
8. US Department of Labor, Bureau of Labor Statistics
9. US Industrial Outlook
10. 「日本経済を中心とする国際比較統計」（日本銀行国際局編）
11. 「内外格差の是正・縮小に向けて」経済企画庁物価局編（物価構造政策委員会）
12. 総務庁統計局統計センターホームページ
13. 日本統計年鑑（S48～H11）総務庁統計局
14. 内外価格差、白川一郎、中央公論新書、1994.10
15. 「建設・港湾運送関係事業の賃金実態」＜労働大臣官房政策調査部＞
16. 「労働生産性の国際比較（1995年版）」＜（財）社会経済生産性本部生産性研究所＞
17. 総文第273号、玄海原子力発電所の原子炉設置変更許可申請書（3、4号炉増設）、昭和57年10月

(3) 評価

評価に当たっては、(2)で作成したコードに、各種プラント概念の設計例の物量データを入力し、修正 NUS 勘定項目毎にコストを算定した。

以下、評価の前提、評価結果、評価結果の考察の順に記載する。

(i) 評価の前提

・所有者費用は建設費（直工費）の１０％とした。

・建中利子算定の入力となる資金需要は建設費（直工費、総係費）全額借入とし、期間は現地工事期間を基に想定したプロジェクト期間とした。時系列展開は当初想定したパターンを仮定。借入金利は年利３％とした。

・プラントは、ツインプラント、且つ、リプレースを想定しており、土地取得費は無しとなっている。また、建物に直接関係しない、既に整備されている港湾設備等の土木工事は算入しない。

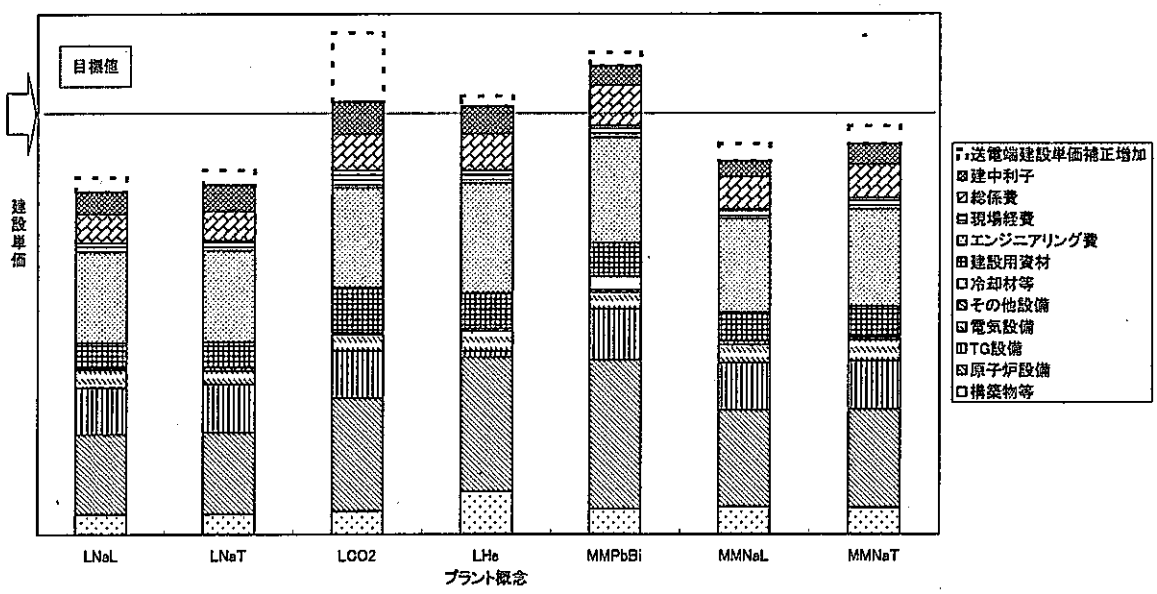
(ii) 評価結果

評価結果の提示においては、、グラフ表記の都合上、各プラント概念設計例を以下の略号で示すこととする。

大型ナトリウム冷却ループ型炉	: LNaL
大型ナトリウム冷却タンク型炉	: LNaT
大型炭酸ガス冷却炉	: LCO2
大型ヘリウムガス冷却炉	: LHe
中型モジュール鉛ビスマス冷却炉	: MMPbBi
中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉	: MMNaL
中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉	: MMNaT

建設単価（発電端と参考として送電端）と勘定科目内訳を図に示す。

図 4.7.1(3)-1 建設単価と勘定科目内訳



炉の経済性評価結果図 4.7.1(3)-1 より
(a)ナトリウム冷却大型炉が最も建設単価が低く、経済性に優れており、大型には及ばなかったもののナトリウム冷却中型モジュール炉の建設単価が低い。
(b)ガス冷却炉、鉛ビスマス冷却炉はナトリウム冷却炉より建設単価が高い。
と評価された。
(iii)評価結果の検討
まず、比較対照プラント概念全体の概略比較検討を行い、それ以降に入力データを念頭においた詳細比較検討を実施する。
(a)概略比較検討結果（図 4.7.1(3)-1, 2, 3, 4 参照）
①比較概念中最も高額と評価された鉛ビスマス冷却炉は、勘定科目中の原子炉設備の高コストがその主な要因であるが、これは自然循環を採用し原子炉容器が出力に比べ大きいことや大型炉に比べ小出力モジュール８基で構成されることによるスケールデメリット等からもたらされる原子炉設備の物量の多さに因る。更に、他の概念に比べ低い熱効率に起因するタービン発電機設備の物量の多さやその他設備に含まれる冷却材（鉛ビスマス）純化設備の高コスト算定結果等から建設コストが高いと考えられる。
②次に高額と評価されたガス冷却炉は、結果としては、若干炭酸ガス冷却炉が高額ではあるものの建設単価は殆ど同じとなったが、プラント概念毎にその要因は異なる。尚、ナトリウム冷却大型炉に対し、経済的に不利となる両ガス冷却プラント概念に共通する要因としては、小出力であることがある。
炭酸ガス冷却炉は原子炉設備の建設単価がナトリウム冷却炉の建設単価より高いのが高いコストとなった主な要因である。この原子炉設備の建設単価が高コストとなったのは、蒸気発生器が１２基、大容量の電動ガス循環器が８台といった物量の多さに因るものである。
ヘリウム冷却炉はナトリウム大型炉や他の炉型に比べ、建屋構築物等の建設単価が高くなっている。これは、直接ガスタービン設備を原子炉建屋内に収納している為に単価の高い原子炉建屋体積が大であることに因る。また、原子炉設備においても、直接発電であることから BOP 関連設備が殆ど無く物量は少ないものの、この有利さを打ち消してしまう程の一次系物量の多さにより建設単価が大きくなってしまっている。また、建設単価全体では、特にそのタービン発電機の電気出力が小さいことから割高となってしまい、結果として経済的に優位と考えられる直接発電であるにも関らずナトリウム冷却炉には建設コストで及ばないと考えられる。
③ナトリウム冷却中型モジュール炉については、鉛ビスマス炉でも述べたモジュール化のスケールデメリット等から結局大型炉よりは物量が多く、習熟効果を見込むものの、やはり大型ナトリウム冷却炉には劣るという評価となった。

図4.7.1(3)-2 出力当りの建屋体積

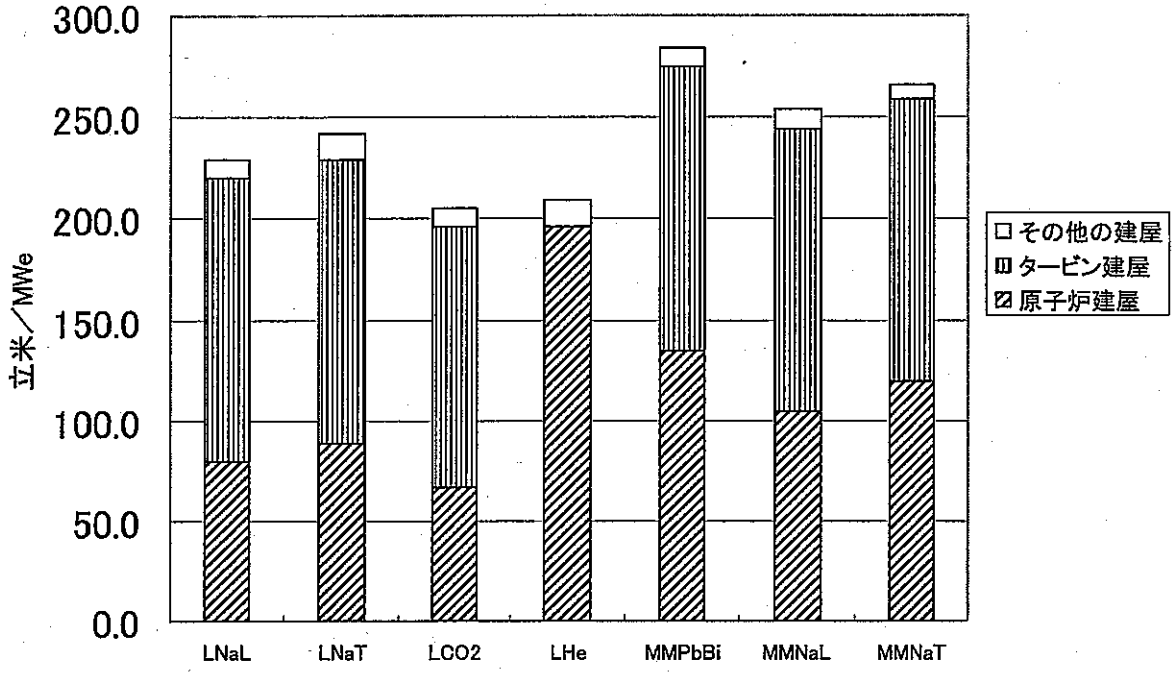


図4.7.1(3)-3 原子炉構造重量及び出力当り原子炉構造重量

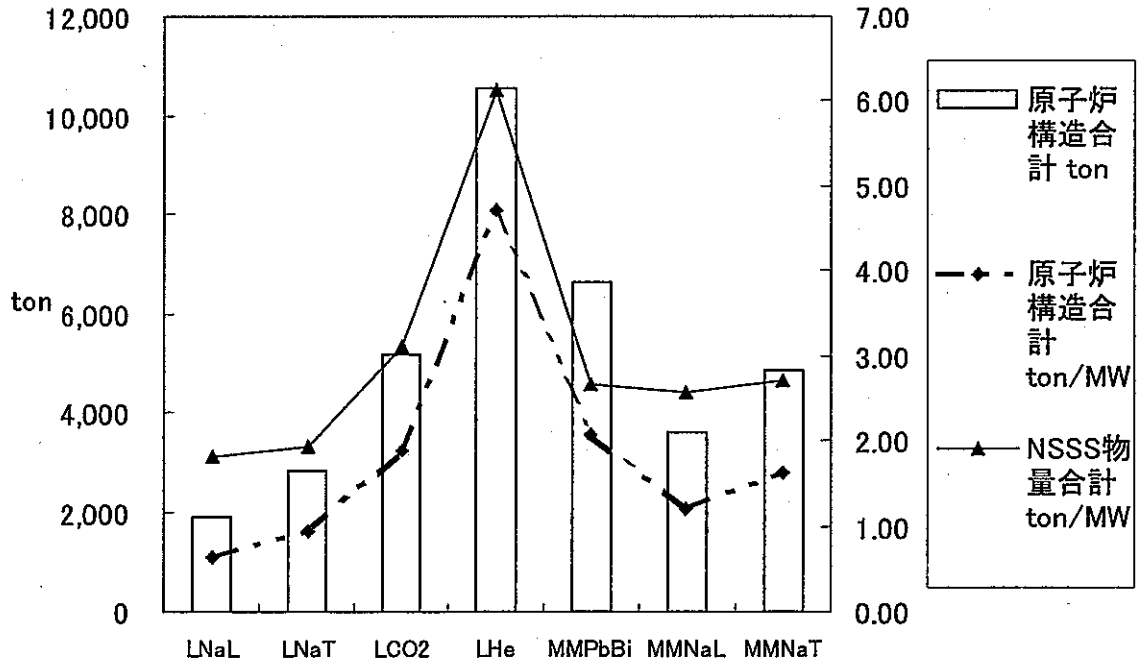
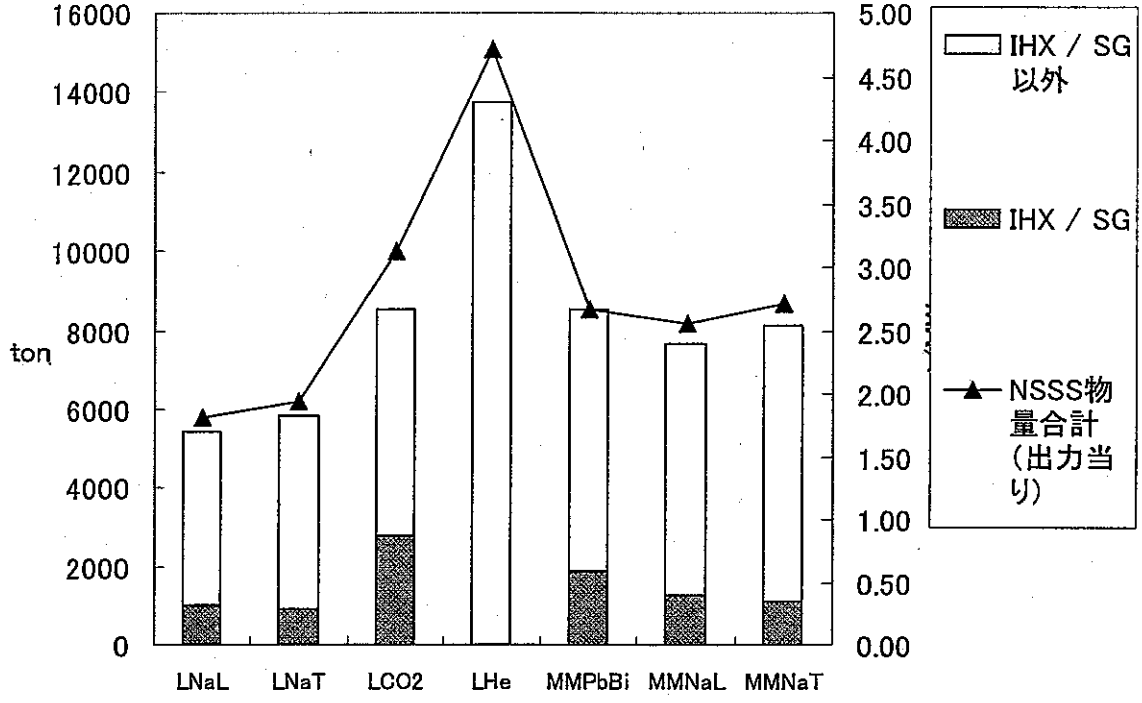


図4.7.1(3)-4 出力当りNSSS重量等



(b) 詳細比較検討

①同一冷却材プラント（大型）の比較

a. ナトリウム炉

ループ型タンク型の相違はあっても、殆どコストの差は僅少であり、究極の合理化設計においては殆ど差異が意味を持たないとも言えるだろう。

ｱ. 建設費総額（図 4.7.1(3)-5 参照）

大型ナトリウム冷却ループ型炉の建設費を 100 とすると大型ナトリウム冷却タンク型炉の建設費は 102 であり、ほぼ同じと見なせる。

ｱ.1 原子炉設備（図 4.7.1(3)-6 参照）

建設費の内、差を生じる原因となる可能性のある原子炉設備についても、大型ナトリウム冷却ループ型炉 23.2 に対して、大型ナトリウム冷却タンク型炉 23.7 であり、ほぼ同じと見なせる。

原子炉施設の内訳について、両者で差が大きいのは 1) 原子炉機器、2) 主冷却設備であり、それぞれは全建設費に対して 6～8%程度を占めている。コストとして原子炉機器では原子炉容器内に多くの機器を包蔵しているタンク型が大きく、主冷却設備では逆に原子炉容器に包蔵している機器が少ないループ型が大きいが、トータルとしてはややループ型が小さいということとなっている。しかしながら、これを型式に起因する差とは到底言えず、設計の差とするのが妥当であろう。

ｱ.1-1 原子炉機器（図 4.7.1(3)-7 参照）
大型ナトリウム冷却ループ型炉 6.5 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 7.6 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 1.1 ポイント大きい。
差異を生じている原因は、原子炉構造物、固定遮蔽体、CRDM である。
原子炉構造物は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 1.2 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 1.7 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 0.5 ポイント大きい。
固定遮蔽体他については、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 1.4 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 1.0 ポイント大きい。
CRDM は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 2.8 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 0.6 ポイント小さい。
上記 3 項目で、原子炉機器に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉、大型ナトリウム冷却タンク型炉間の違いの約 82%を説明できる。
ｱ.1-1.1 炉容器、熱遮蔽板他
大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ナトリウム冷却タンク型炉で同程度であり、これは炉容器重量が同程度のため当然と言える。
これを詳細にみると大型ナトリウム冷却タンク型炉はタンク型炉のため径が大きいので当然物量も多い様に思えるが、板厚が薄いことに起因して同程度となっている。大型ナトリウム冷却ループ型炉の板厚 30mm に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉の板厚 25mm である。
ｱ.1-1.2 原子炉構造物
大型ナトリウム冷却ループ型炉 1.2 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 1.7 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 0.5 ポイント大となっている。
差が生じた原因は、炉心支持構造物重量、水平バッフル板重量の差。炉心支持炉心支持構造物重量は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 199t に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 295t である。また、水平バッフル板重量は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 42t に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 169t となっている。大型ナトリウム冷却タンク型炉はタンク型のため内部構造物の径が大きい為に重量も大ということである。
ｱ.1-1.3 固定遮蔽体
大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 1.4 であり、大型ナトリウム冷却タンク型炉が 1.0 ポイント大である。
差が生じた原因は、固定遮蔽体の材質の差であり、それは、大型ナトリウム冷却タンク型炉が炉心径抑制のため高性能遮蔽体で、単価の高い ZrH を使用している為である。また、大型ナトリウム冷却タンク型炉はタンク型炉のため、炉心に近接配置された IHX の 2 次系ナトリウム放射化抑制のためにも反射体が多く必要となる。

大型ナトリウム冷却ループ型炉　SUS 遮蔽体：108 体、ZrH 遮蔽体：114 体
大型ナトリウム冷却タンク型炉　B4C 遮蔽体：114 体、ZrH 遮蔽体：210 体

ｱ.1-1.4CRDM

大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 2.8 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉が 0.6 ポイント大である。

差を生じた原因は、制御棒体数の差であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉 55 体に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 45 体である。これは、大型ナトリウム冷却ループ型炉は大型ナトリウム冷却タンク型炉に比べ、大型集合体を採用しているため、制御棒体数も少なくなるからである。

ｱ.1-2 主冷却系（図 4.7.1(3)-8 参照）

大型ナトリウム冷却ループ型炉 7.8 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 7.2 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉が 0.6 ポイント大となっている。

差異を生じている原因は、2 次主循環ポンプ及び駆動装置+2 次主冷却配管・支持装置及び膨張タンク+蒸気発生器の差である。

大型ナトリウム冷却ループ型炉 4.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 4.1 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉が 0.3 ポイント大である。

上記 1 項目で、主冷却系に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉、大型ナトリウム冷却タンク型炉間の違いの約 50%を説明できる。

ｱ.1-2.1 一次主循環ポンプ、駆動装置及びガードベッセル+中間熱交換器及びガードベッセル

大型ナトリウム冷却ループ型炉 2.8 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 2.8 であり、同程度と見なせる。機器合体をしたループ型炉（大型ナトリウム冷却ループ型炉）と集中配置をしたタンク型炉ではその物量削減効果が同程度と考えられる。

ｱ.1-2.2 二次主循環ポンプ及び駆動装置+2 次主冷却配管、支持装置及び膨張タンク+蒸気発生器

大型ナトリウム冷却ループ型炉 4.4 に対し、大型ナトリウム冷却タンク型炉 4.1 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉が 0.3 ポイント大。

差異を生じている原因は、合体機器の採用の有無及び SG のメーカ設計の差としか言えない。

図 4.7.1(3)-5　建設費総額

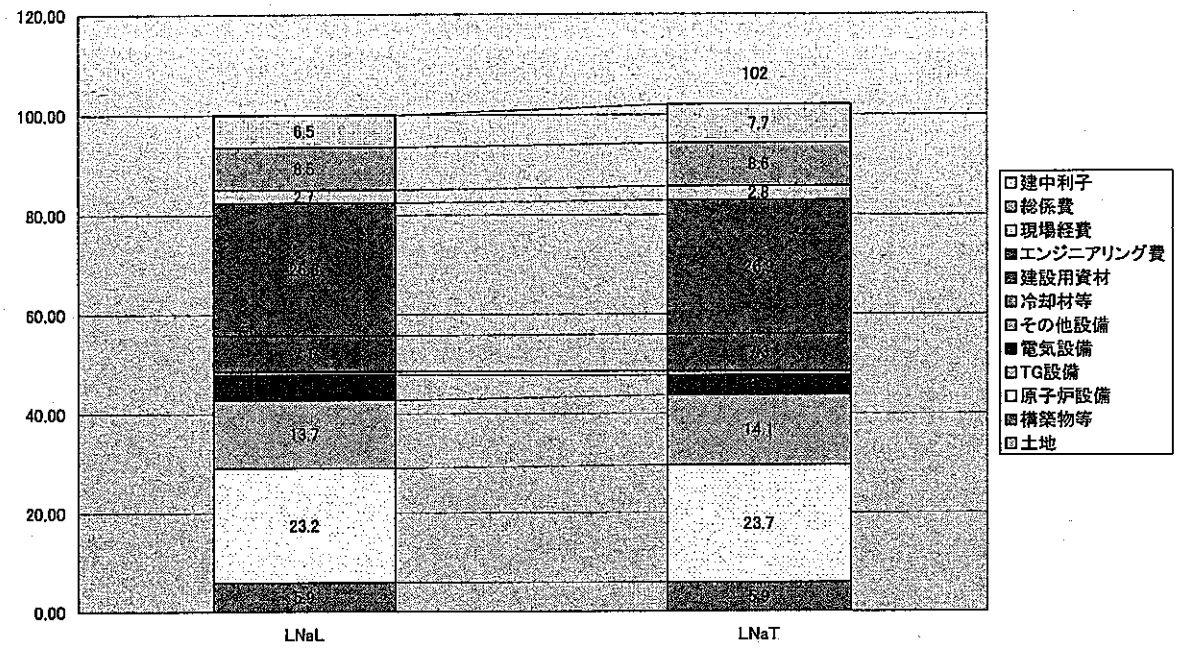


図 4.7.1(3)-6　原子炉設備

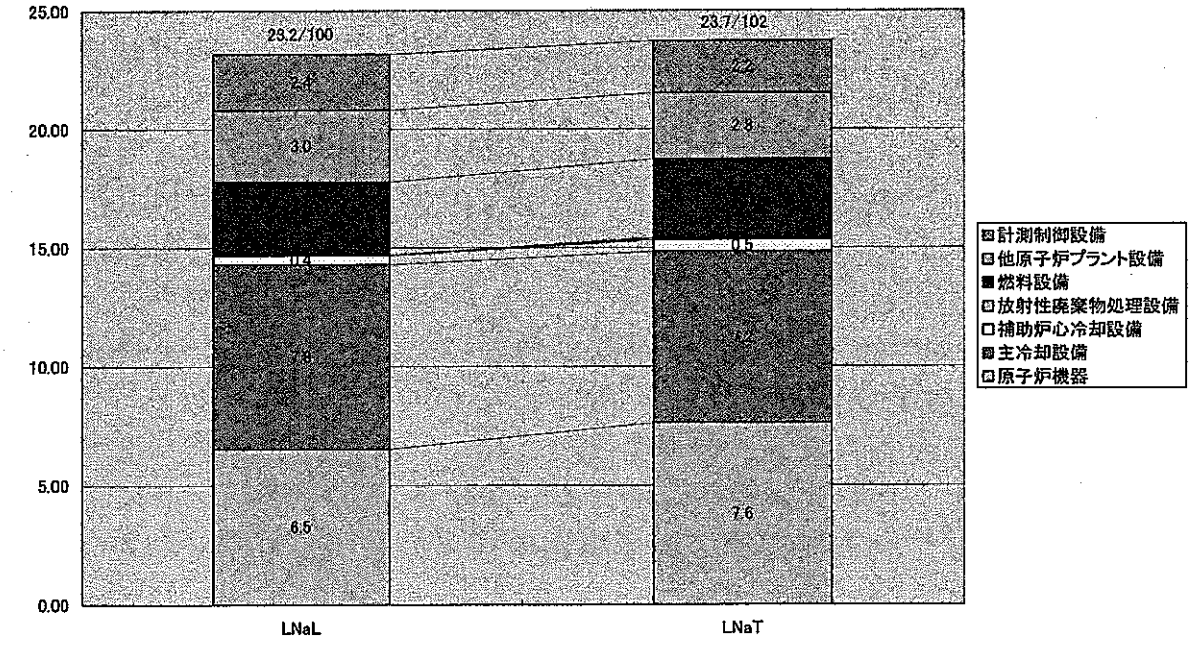


図 4.7.1(3)-7　原子炉機器

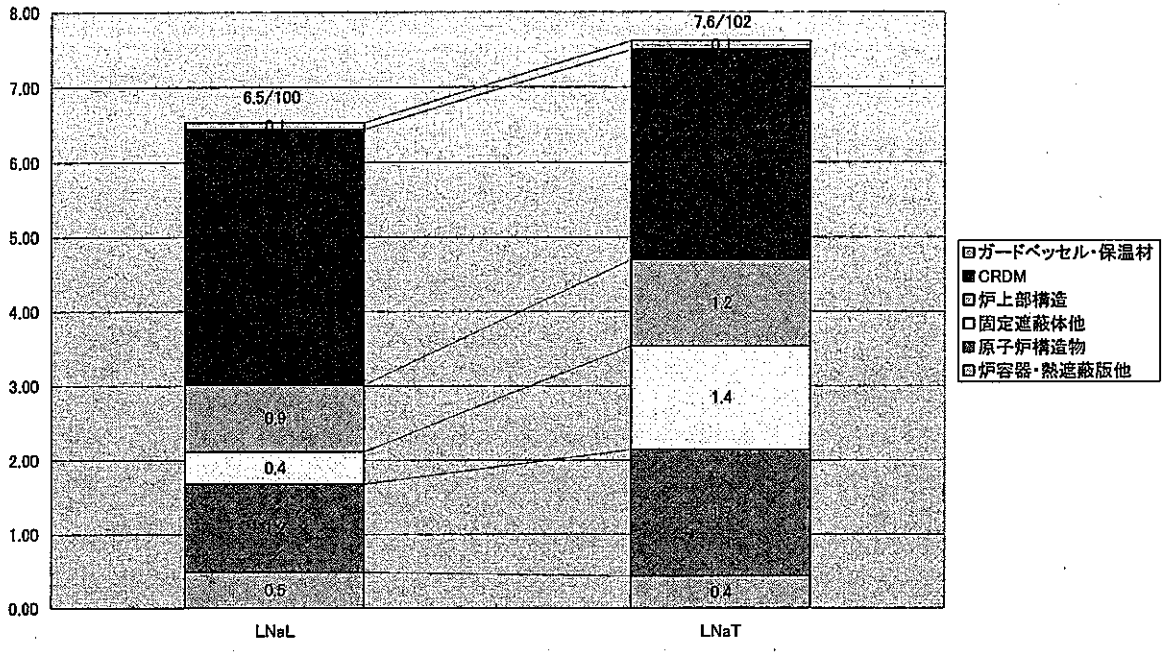
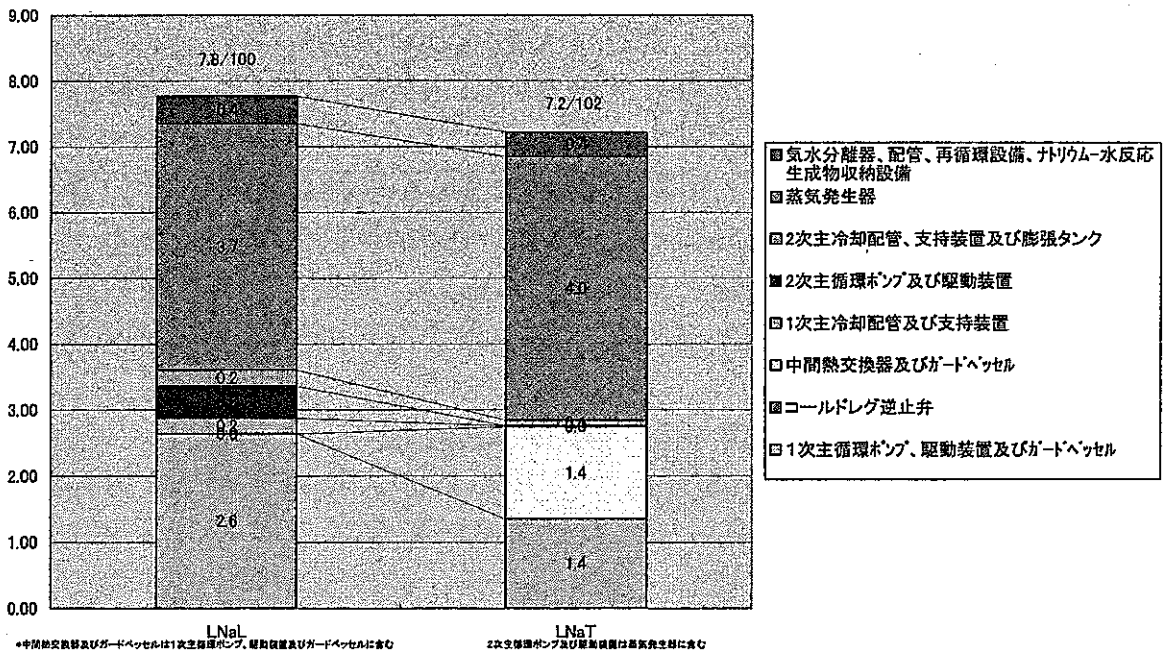


図 4.7.1(3)-8　主冷却系



b. ガス炉

ｱ. 建設費総額(図 4.7.1(3)-9 参照)

大型ヘリウムガス冷却炉の建設費を 100 とすると、大型炭酸ガス冷却炉の建設費は 101 となり、ほぼ同等と見なせる。差異を生じている原因は、構築物等、原子炉設備+TG である。

構築物等については、大型ヘリウムガス冷却炉 9.9 に対して、大型炭酸ガス冷却炉 5.5 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 4.4 ポイント大きく、逆に原子炉設備+TG は、大型ヘリウムガス冷却炉 32.8 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 37.3 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 4.5 ポイント小さい。

ｱ.1 構築物等(図 4.7.1(3)-10 参照)

構築物等については、大型ヘリウムガス冷却炉 9.9 に対して、大型炭酸ガス冷却炉 5.5 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 4.4 ポイント大きい。差異を生じている原因は、原子炉格納施設、NI 原子炉補助建物にある。

格納施設は、大型ヘリウムガス冷却炉 2.5 に対し、大型炭酸ガス冷却炉は 1.7 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 0.8 ポイント大きい。NI 補助建物は大型ヘリウムガス冷却炉 6.9 に対し、大型炭酸ガス冷却炉は 2.3 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 4.6 ポイント大きい。

大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉格納施設が高いのは、TG まで格納施設に納める設計の為である。また、大型ヘリウムガス冷却炉の NI 原子炉補助建物が高いのは、大型炭酸ガス冷却炉の NI 原子炉補助建物が原子炉格納施設を完全に取り囲む様に建てるのでなく、アニュラスを形成する設計であるのに対し、大型ヘリウムガス冷却炉は TG を格納施設内に含む設計であり、極めて容積が大となっている。これは TG のメンテナンスを考えると格納施設を取り囲むような建物とする必要があり、更に TG が縦型のため、引き抜きを考えると建屋高さも高くする必要があり容積が大となるためである。(図 4.7.1(3)-15 参照)。

ｱ.2 原子炉設備+TG(図 4.7.1(3)-9, 11 参照)

原子炉設備+TG は、大型ヘリウムガス冷却炉 32.8 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 37.3 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 4.5 ポイント小さい。内訳で差があるのは、原子炉機器、主冷却設備、他原子炉プラント及び TG 設備。原子炉機器は、大型ヘリウムガス冷却炉 11.7 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 6.4 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 5.8 ポイント大きい。主冷却設備は、大型ヘリウムガス冷却炉 3.6 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 13.0 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 9.4 ポイント小さい。他原子炉プラント設備は、大型ヘリウムガス冷却炉 10.7 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 3.8 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 6.9 ポイント大きい。

ｱ.2-1 原子炉機器(図 4.7.1(3)-12 参照)

大型ヘリウムガス冷却炉 11.7 に対して、大型炭酸ガス冷却炉 6.4 であり大

型ヘリウムガス冷却炉が 5.3 ポイント大きいが、差異を生じている原因は、炉容器・熱遮蔽板他、原子炉構造物である。炉容器・熱遮蔽板他は、大型ヘリウムガス冷却炉 5.3 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 1.5 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 3.8 ポイント大きく、原子構造物は、大型ヘリウムガス冷却炉 2.1 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 0.7 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 1.4 ポイント大きい。以下順に分析する。

ｱ.2-1.1 炉容器・熱遮蔽板他

大型ヘリウムガス冷却炉 5.3 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 1.5 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 3.8 ポイント大きいが、差異を生じている原因は、炉容器の構造、圧力の差と言える。大型ヘリウムガス冷却炉は鋼製炉容器であるのに対し、大型炭酸ガス冷却炉は PCRV。運転圧力は、大型ヘリウムガス冷却炉 60 気圧に対して大型炭酸ガス冷却炉 42 気圧である。更に、大型ヘリウムガス冷却炉は原子炉圧力容器と TG が一体化した構造のためこの部分の容積が極めて大となり、物量も多い訳である。

ｱ.2-1.2 原子炉構造物

大型ヘリウムガス冷却炉 2.1 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 0.7 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 1.4 ポイント大きいが、これは、下部内部構造物重量の差及び炉心支持構造物の有無の差である。下部内部構造物重量は、大型ヘリウムガス冷却炉 480t に対し、大型炭酸ガス冷却炉 88t。大型ヘリウムガス冷却炉は、流路形成のための隔壁構造を原子炉容器内に有しているため、重量が大となる。(図 4.7.1(3)-16 参照)更に大型ヘリウムガス冷却炉は原子炉圧力容器と TG が一体化した構造のためこの部分が大となる。

ｱ.2-2 主冷却設備(図 4.7.1(3)-13 参照)

主冷却設備は、大型ヘリウムガス冷却炉 3.6 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 13.0 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 9.4 ポイント小さいが、差異を生じている原因は、蒸気発生器の有無の差である。大型炭酸ガス冷却炉で 8.7 ポイントを占めている蒸気発生器が直接変換サイクルを利用した大型ヘリウムガス冷却炉にはない為である。

ｱ.2-3 その他原子炉プラント設備(図 4.7.1(3)-14 参照)

大型ヘリウムガス冷却炉 10.7 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 3.8 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 6.9 ポイント大きいが、差異を生じている原因は、冷却材受入、貯蔵、充填設備及び純化設備の差であり、この設備が、大型ヘリウムガス冷却炉 7.6 に対し、大型炭酸ガス冷却炉 1.6 であり、大型ヘリウムガス冷却炉が 6.0 ポイント大きい。これは、貯蔵冷却材の圧力差及び貯蔵量の差に起因すると解釈出来る。仕様によると大型ヘリウムガス冷却炉の貯蔵圧力は、120 気圧・容積 770m3 に対し、大型炭酸ガス冷却炉それは 50 気圧・100m3、20 気圧・730m3 に過ぎない。

図 4.7.1(3)-9　建設費総額

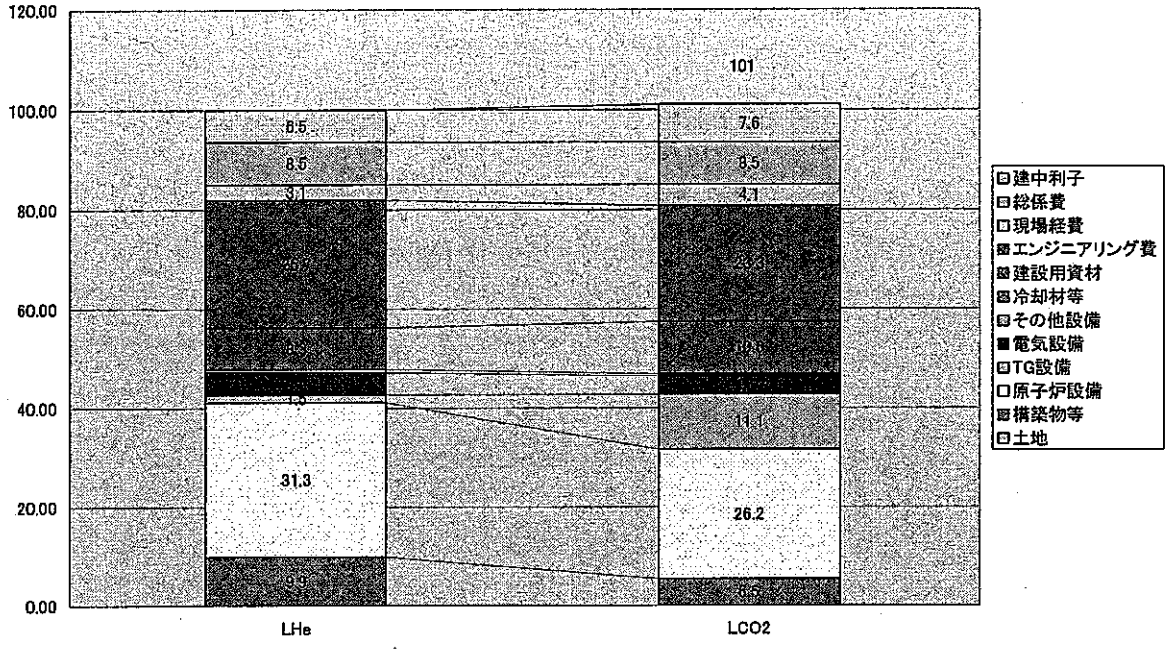


図 4.7.1(3)-10　構築物等

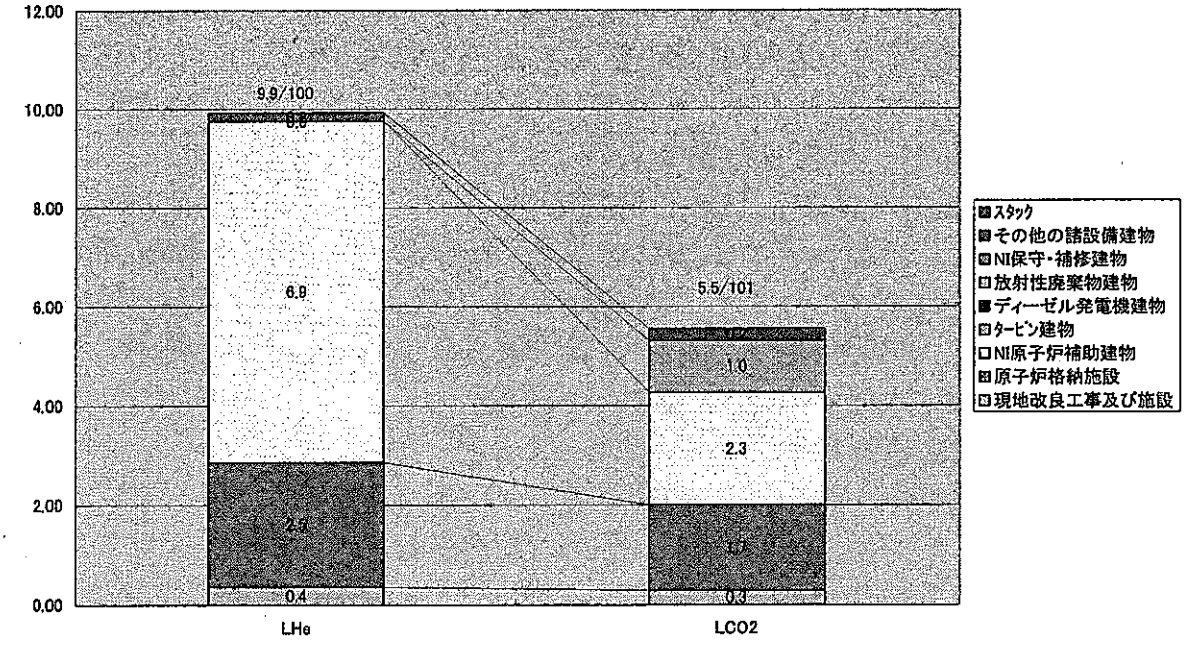


図 4.7.1(3)-11　原子炉設備

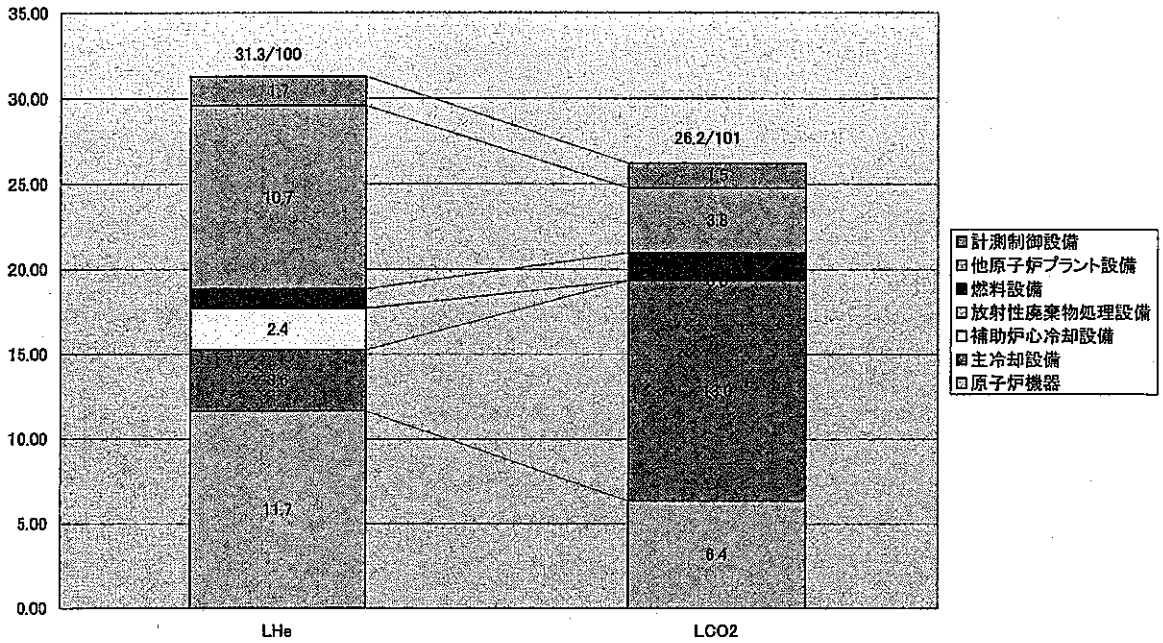


図 4.7.1(3)-12　原子炉機器

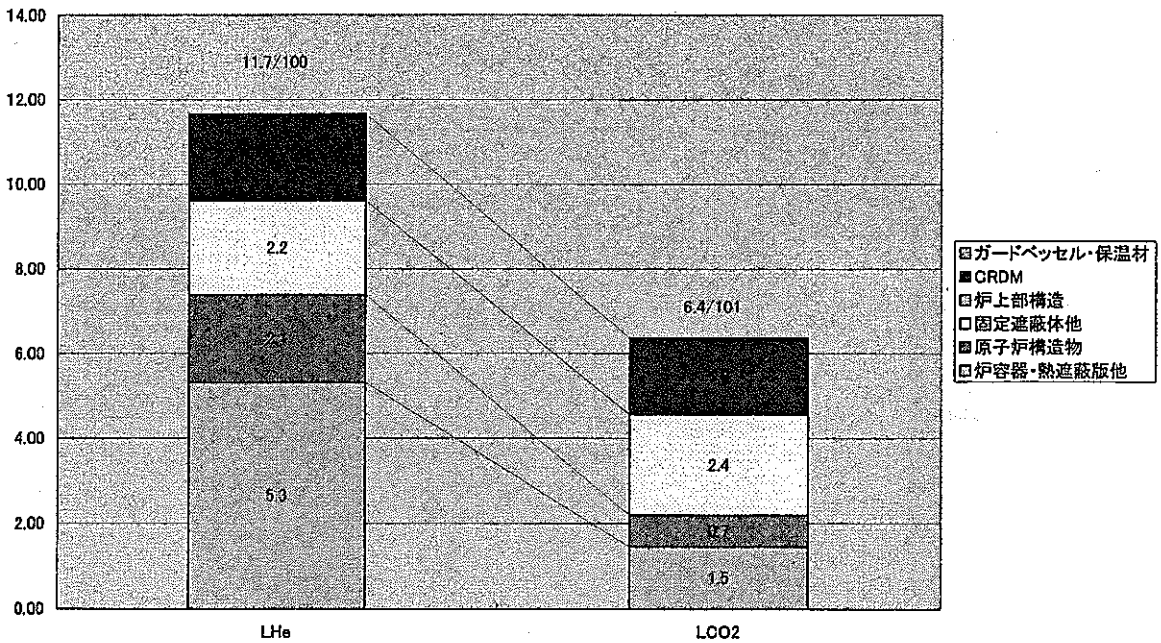


図 4.7.1(3)-13　主冷却設備

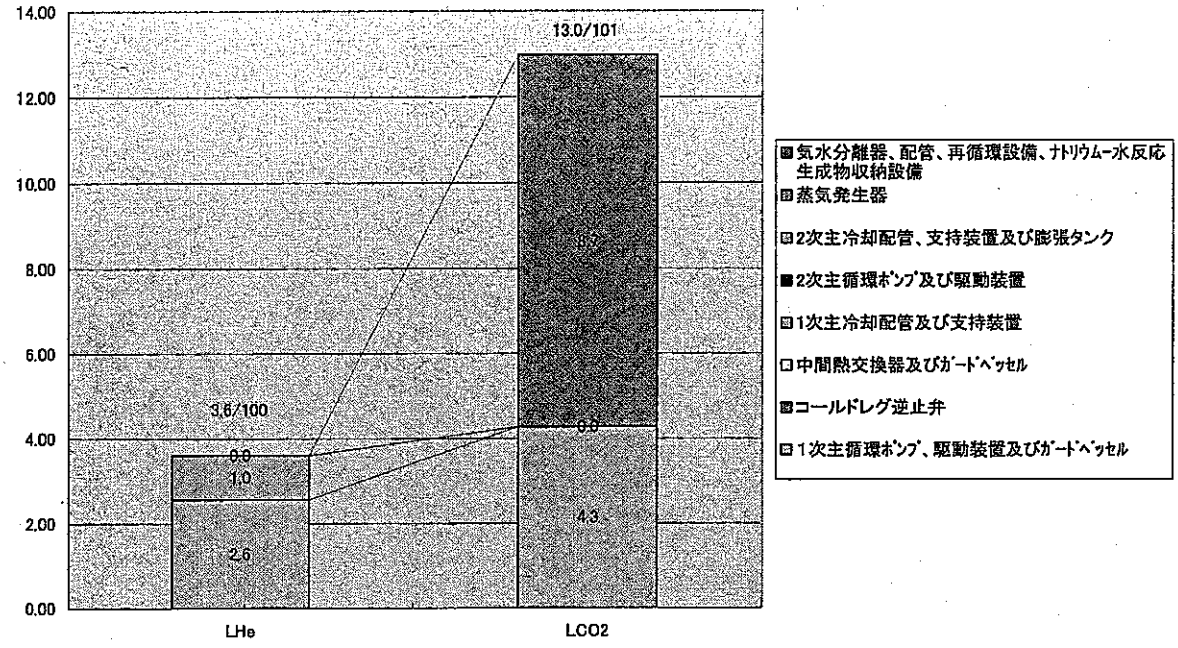
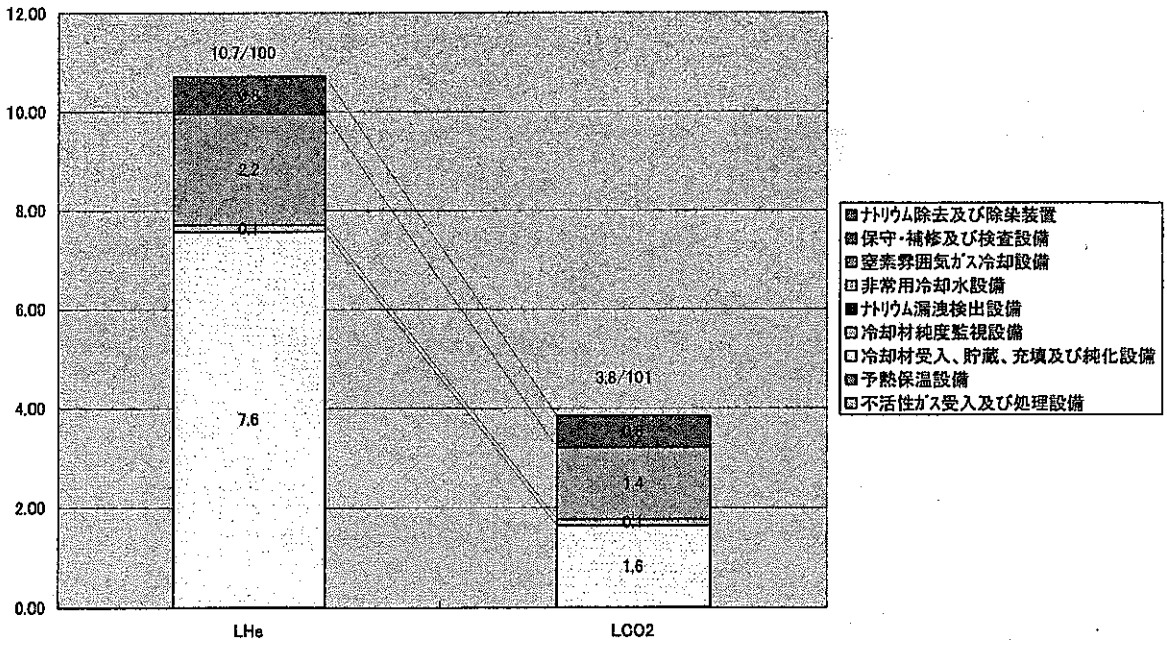


図 4.7.1(3)-14　他原子炉プラント設備



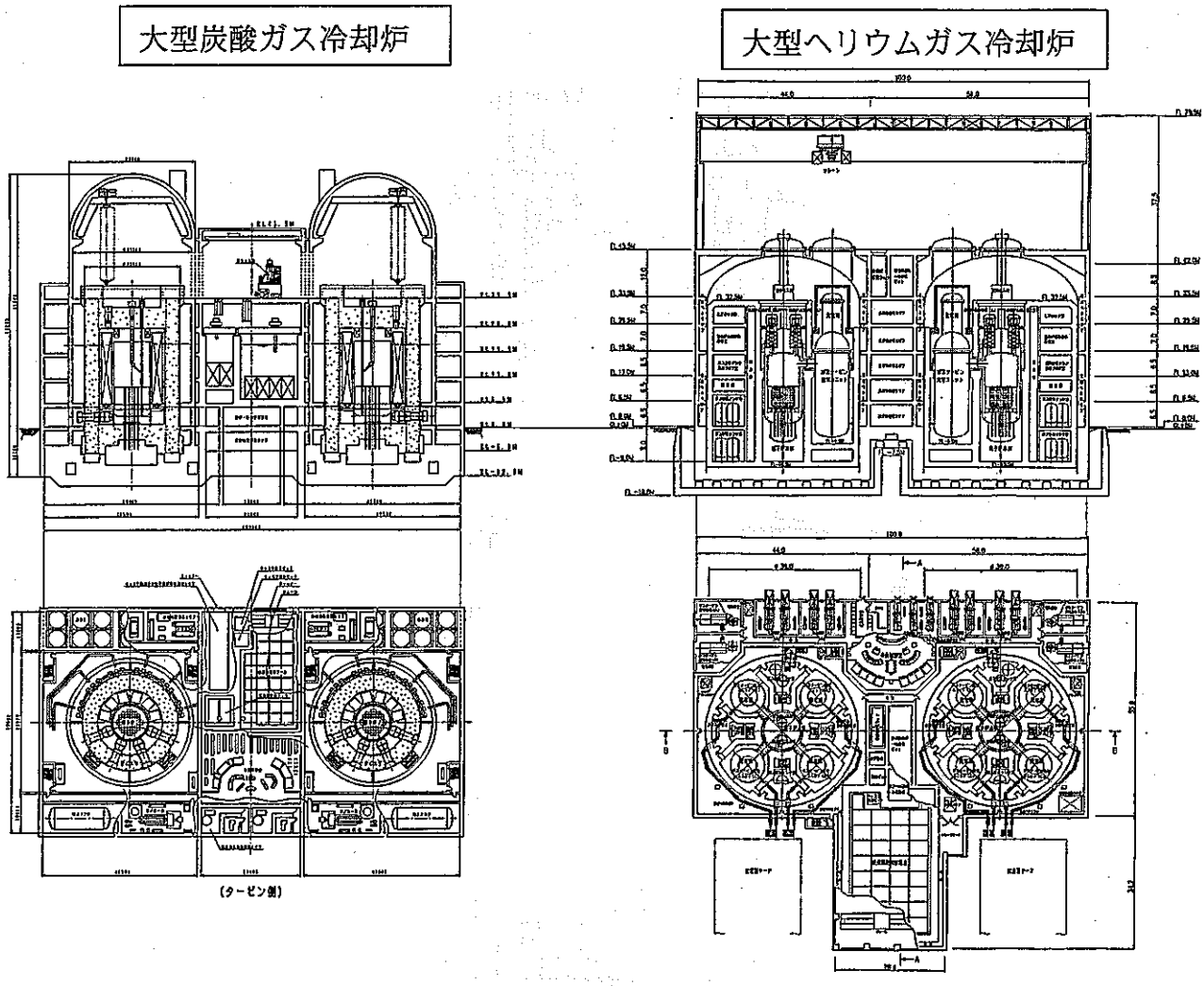


図 4.7.1(3)-15　格納施設、NI 補助建物

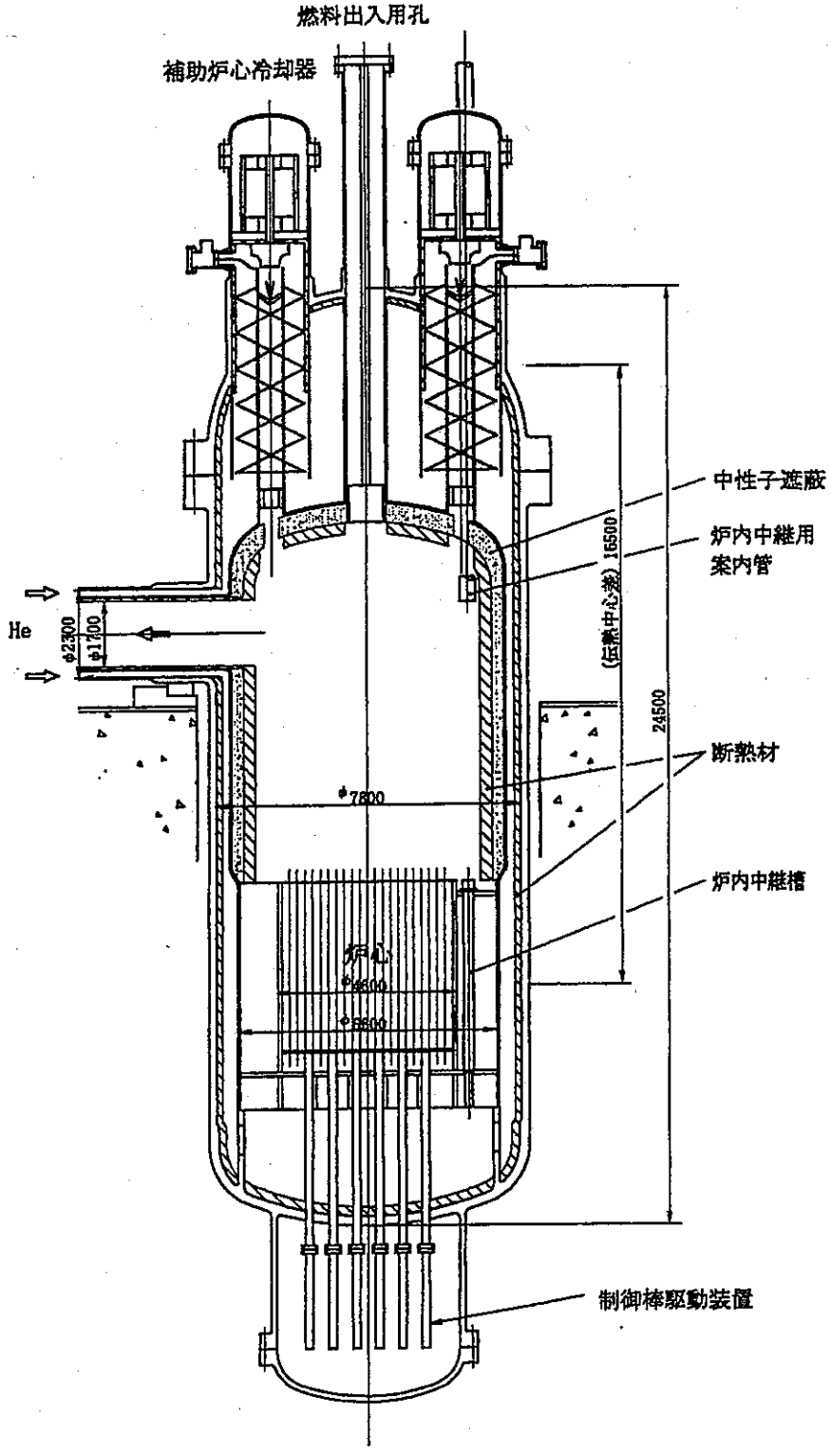


図 4.7.1(3)-16　大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器内構造

②異種冷却材プラントの比較

異種冷却材の比較として、大型ナトリウム冷却ループ型炉、大型ヘリウムガス冷却炉、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の3プラント概念を比較する。比較にあたっては、大型ナトリウム冷却ループ型炉を基準として比較を行う。

a. 建設費総額(図 4.7.1(3)-17 参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉の建設費を 100 とすると、大型ヘリウムガス冷却炉の建設費が 125、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の建設費が 137 となる。まず、大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉が差を生じている原因は、構築物等及び原子炉設備の差であり、これは、構築物等が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 5.9、大型ヘリウムガス冷却炉 12.4 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 6.5 ポイント大きいことと原子炉設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 23.2、大型ヘリウムガス冷却炉 39.2、と大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 16.0 ポイント大きい。

上記 2 項目で、建設費に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の違いの約 90%を説明できる。

一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が差を生じている原因は、構築物等及び原子炉設備の差であり、これは、構築物等が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 5.9、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 7.6 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1.7 ポイント大きく、原子炉設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 23.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 43.3 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 20.1 ポイント大きい。

上記 2 項目で、建設費に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いの約 59%を説明できる。以下、更に詳細勘定科目を分析する。

ｱ. 構築物等(図 4.7.1(3)-18 参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉 5.9、大型ヘリウムガス冷却炉 12.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 7.6 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 6.5 ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1.7 ポイント大きい。

大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉が差を生じている原因は、原子炉格納施設、NI 原子炉補助建物の差であり、原子炉格納施設は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.9、大型ヘリウムガス冷却炉 3.1 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 2.2 ポイント大きく、NI 原子炉補助建物は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.2、大型ヘリウムガス冷却炉 8.6 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 5.4 ポイント大きい。

上記2項目で、構築物等に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の違いをほぼ説明できる。

一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が差を生じている原因は、NI原子炉補助建物の差であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉3.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉5.0であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が1.8ポイント大きい。

上記1項目で、構築物等に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いをほぼ説明できる。以下、更に詳細勘定科目を分析する。

ア.1 原子炉格納施設

大型ナトリウム冷却ループ型炉0.9、大型ヘリウムガス冷却炉3.1、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉0.8であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が2.2ポイント大きい。一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は同程度である。大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉が差を生じている原因は、建物容積の差であり、即ち、大型ナトリウム冷却ループ型炉の17100m^3に対して、大型ヘリウムガス冷却炉は35000m^3となっている。これは、ガス炉比較でも述べた様に、大型ヘリウムガス冷却炉は格納施設内にTGも格納する設計のため格納施設が大であることに因る。(図4.7.1(3)-24参照)

ア.2 NI原子炉補助建物

大型ナトリウム冷却ループ型炉3.2、大型ヘリウムガス冷却炉8.6、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉5.0であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が5.4ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が1.8ポイント大きい。

大型ヘリウムガス冷却炉及び中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が大型ナトリウム冷却ループ型炉と差を生じている原因は建物容積の差であり、即ち、大型ナトリウム冷却ループ型炉の205800m^3に対して、大型ヘリウムガス冷却炉は453000m^3と2.2倍となっている。これは、ガス炉比較でも述べた様に、大型ヘリウムガス冷却炉は、TGを格納施設内に含む設計のため、TGのメンテナンスを考えると格納施設を取り囲むような建物とする必要があり、更にTGが縦型のため、引き抜きを考えると建屋高さも高くする必要があるため容積が大となる。(図4.7.1(3)-24参照)

これに対し、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉はモジュール化したため、建物に納めるべき機器数が大型ナトリウム冷却ループ型炉より増加したため大となっていると言える。

イ.原子炉設備(図 4.7.1(3)-19 参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉 23.2、大型ヘリウムガス冷却炉 39.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 43.3であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 16.0 ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 20.1 ポイント大きい。

大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉が差異を生じている原因は、原子炉機器、主冷却設備、他原子炉プラント設備の差であり、原子炉機器が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 6.5、大型ヘリウムガス冷却炉 14.6 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 8.1 ポイント大きく、主冷却設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 7.8、大型ヘリウムガス冷却炉 4.5 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 3.3 ポイント小さく、他原子炉プラント設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.0、大型ヘリウムガス冷却炉 13.4 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 10.4 ポイント大きいといった結果となっている。

上記 3 項目で、原子炉設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の違いの約 95%を説明できる。

一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が差異を生じている原因は、原子炉機器、主冷却設備、他原子炉プラント設備、計測制御設備の差であり、原子炉機器が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 6.5、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 16.3 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 9.8 ポイント大きく、主冷却設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 7.8、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.5 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 4.3 ポイント小さく、他原子炉プラント設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.0、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 15.2 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 12.2 ポイント大きく、計測制御設備が、大型ナトリウム冷却ループ型炉 2.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 5.2 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 2.8 ポイント大きいといった結果となっている。

上記 4 項目で、原子炉設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の差をほぼ説明できる。以下、更に詳細勘定科目を分析する。

イ.1 原子炉機器(図 4.7.1(3)-20 参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉 6.5、大型ヘリウムガス冷却炉 14.6、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 16.3 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 8.1 ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 9.8 ポイント大きい。

大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉が差異を生じている原因は、炉容器・熱遮蔽板他、原子炉構造物、固定遮蔽体、炉上部構造物、CRDMである。以下、順にポイントをみる。
炉容器・熱遮蔽板他は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.5、大型ヘリウムガス冷却炉 6.7であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 6.2ポイント大きい。
原子炉構造物は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 1.2、大型ヘリウムガス冷却炉 2.6であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 1.4ポイント大きい。
固定遮蔽体他は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.4、大型ヘリウムガス冷却炉 2.8であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 2.4ポイント大きい。
炉上部構造は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.9、大型ヘリウムガス冷却炉 0であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 0.9小さい。
CRDMは、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.4、大型ヘリウムガス冷却炉 2.6 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 0.8ポイント小さい。
上記 5項目で、原子炉機器に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の違いをほぼ説明できる。
一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉で差異を生じている原因は、炉容器・熱遮蔽板他、原子炉構造物、固定遮蔽体、炉上部構造物、CRDMである。以下、順にポイントをみる。
炉容器・熱遮蔽板他は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.5、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 2.7であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 2.2ポイント大きい。
原子炉構造物は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 1.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.6であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 2.4ポイント大きい。
固定遮蔽体他は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 1.4であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1ポイント大きい。
炉上部構造は、大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.9、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.4であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 2.5ポイント大きい。
CRDMは、大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 5.0であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1.6ポイント大きい。

上記5項目で、原子炉機器に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いをほぼ説明できる。以下、更に詳細勘定科目毎の分析を行う。

イ.1-1 炉容器、熱遮蔽板他

大型ナトリウム冷却ループ型炉0.5、大型ヘリウムガス冷却炉6.7、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉2.7であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が6.2ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が2.2ポイント大きく、差異を生じている原因は原子炉容器重量の差であり、これは、大型ヘリウムガス冷却炉は、運転圧力が高く（60気圧）、しかもTGと一体構造のためタービン部分のケーシングも一次冷却材バウンダリであり、原子炉容器として物量に加えられていることに因る。

一方、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は出力に比して、重量大。重量の大きい冷却材を内包する為、やはり物量が大きくなることに因る。因みに、例として代表的物量データである、炉容器板厚をみると　大型ナトリウム冷却ループ型炉:30mm、大型ヘリウムガス冷却炉:170mm 、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：50mmとなっている。

イ.1-2 原子炉構造物

大型ナトリウム冷却ループ型炉1.2、大型ヘリウムガス冷却炉2.6、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉3.6であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が1.4ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が2.4ポイント大きく、差異を生じている原因は、原子炉構造物重量の差であり、全原子炉構造物重量をみると　大型ナトリウム冷却ループ型炉:630t、大型ヘリウムガス冷却炉:960t、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：1840t　となっている。

イ.1-3 固定遮蔽体他

大型ナトリウム冷却ループ型炉0.4、大型ヘリウムガス冷却炉2.8、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉1.4であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が2.4ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が1ポイント大きく、差異を生じている原因は、体数及び重量の差であり、その物量は、大型ナトリウム冷却ループ型炉：鋼製遮蔽体130t、Zr-H遮蔽体57t　大型ヘリウムガス冷却炉：グラファイト遮蔽体260t、非円筒形グラファイト遮蔽体322t、B4C遮蔽体277tであり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉:鋼製遮蔽体:706t、B4C遮蔽体重量338t　となっている。これは、大型ヘリウムガス冷却炉は炉心の出力密度を抑えた設計のため、出力に比して炉心径が大きいため、炉心外周の遮蔽体量が多い。また、内容器内部にも遮蔽材を内張した設計（図4.7.1(3)-25参照）であることにより、中型モジュ

ール鉛ビスマス冷却炉はモジュール構成のため、ツインプラントとしてのトータル重量は正にスケールデメリットから大きくなることに因る訳である。

イ.1-4 炉上部構造物

大型ナトリウム冷却ループ型炉 0.9、大型ヘリウムガス冷却炉 0、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.4 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 2.5 ポイント大きい。差異を生じた原因は上部構造物重量の差であり、これは、大型ヘリウムガス冷却炉は回転プラグ等の炉上部構造物を有さない設計のため 0 であるのに対し、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は内包する冷却材重量が大きいため、出力に比して重量大きいことに因る。具体的な物量として、上部デッキ＋回転プラグ重量　については、大型ナトリウム冷却ループ型炉：472t、　大型ヘリウムガス冷却炉：0t、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：1600t　となっている。

イ.1-5 CRDM

大型ナトリウム冷却ループ型炉 3.4、大型ヘリウムガス冷却炉 2.6、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 5.0 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 0.8 ポイント小さく、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1.6 ポイント大きく、差異を生じた原因は、体数の差である。具体的な物量データとして、制御棒体数（1 基当り）は　大型ヘリウムガス冷却炉：31、大型ナトリウム冷却ループ型炉：55、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：36　となっている。中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は、モジュールのため１基の出力は小さいが、体数がほぼ他の炉型と同じため、プラント全体（8 基で構成）としては体数が２８８体と大型ヘリウムガス冷却炉の６２体、大型ナトリウム冷却ループ型炉の１１０体と比べ極めて多くなっている。（但し、出力も異なっているので、単純に横並びは出来ない。）

イ.2 主冷却設備 (図 4.7.1(3)-21 参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉 7.8、大型ヘリウムガス冷却炉 4.5、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.5 であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が 3.3 ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 4.3 ポイント小さい。大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の差の原因は、蒸気発生器の有無であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉の蒸気発生器は 3.7 ポイントであり、この差によって主冷却設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の差をほぼ説明できる。

一方、大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の差の原因は、強制循環方式と自然循環方式との差であり、即ち、大

型ナトリウム冷却ループ型炉の1次主循環ポンプ・駆動設備及びガードベッセル、1次主冷却配管及び支持装置、2次主循環ポンプ及び駆動装置、2次主冷却配管・支持装置及び膨張タンクを和したものは3.5ポイントであり、主冷却設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いの約81%を説明できる。

イ.3 他原子炉プラント設備(図4.7.1(3)-22参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉3.0、大型ヘリウムガス冷却炉13.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉15.2であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて大型ヘリウムガス冷却炉が10.4ポイント、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が12.2大きい。

差異を生じている原因は、冷却材受入・貯蔵・充填及び純化設備の差であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉0.6に対して、大型ヘリウムガス冷却炉9.5であり、他原子炉プラント設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の差の85%を説明できる。大型ナトリウム冷却ループ型炉と大型ヘリウムガス冷却炉の違いは、冷却材の貯蔵圧力がの相違であり、具体敵な物量データとして、冷却材貯蔵圧力については、大型ナトリウム冷却ループ型炉：大気圧、大型ヘリウムガス冷却炉：770気圧　となっている。

一方、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は10.6であり、他原子炉プラント設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いの82%を説明できる。大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いはプラントに保有する冷却材重量の差と解釈出来る。即ち、本コードでは、冷却重量のみを用いて設備コストを計算しているため、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の設備コストが大となっている訳で、この勘定科目に関しては、過大評価となっている可能性がある。具体的な物量として、プラント冷却材重量　は大型ナトリウム冷却ループ型炉：3940t、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：103200tである。

イ.4 計測制御設備(図4.7.1(3)-23参照)

大型ナトリウム冷却ループ型炉2.4、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉5.2であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉に比べて中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が2.8ポイント大きい。差異を生じている原因はプラント制御設備及び安全保護系の差であり、大型ナトリウム冷却ループ型炉1.6に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉3.9であり、計測制御設備に関する大型ナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いの82%を説明できる訳であるが、差異を生じた原因は、制御棒体数の差であり、制御棒体数でみると大型ナトリウム冷却ループ型炉:110体、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉:288体　となっている。

図 4.7.1(3)-17　建設費総額

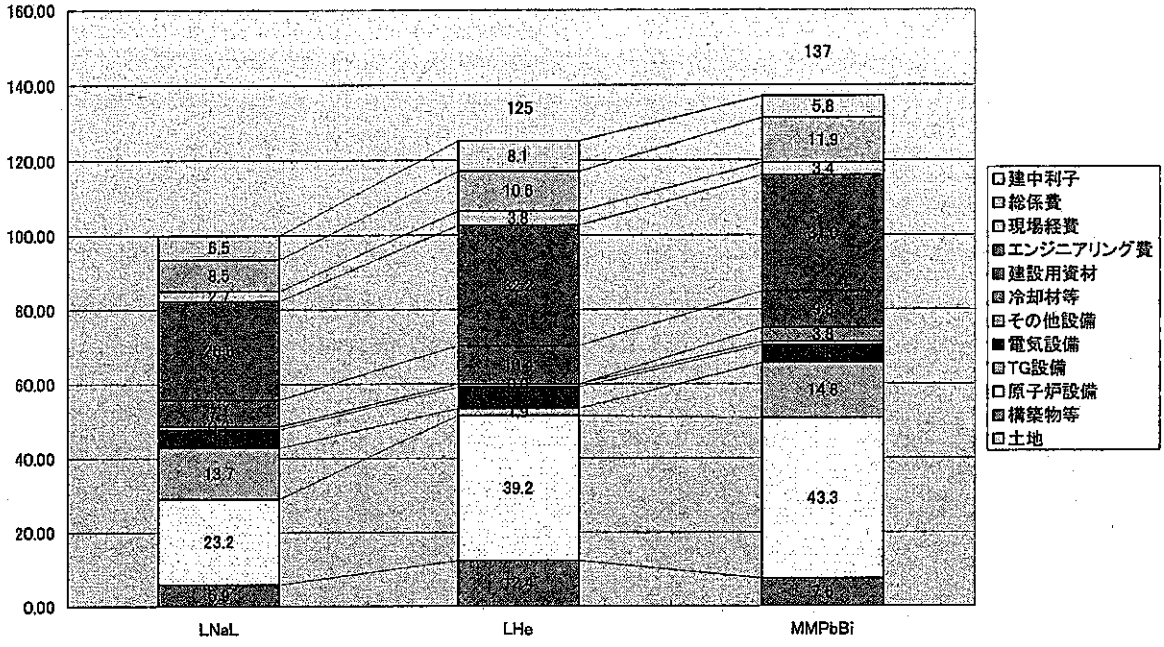


図 4.7.1(3)-18　構造物等

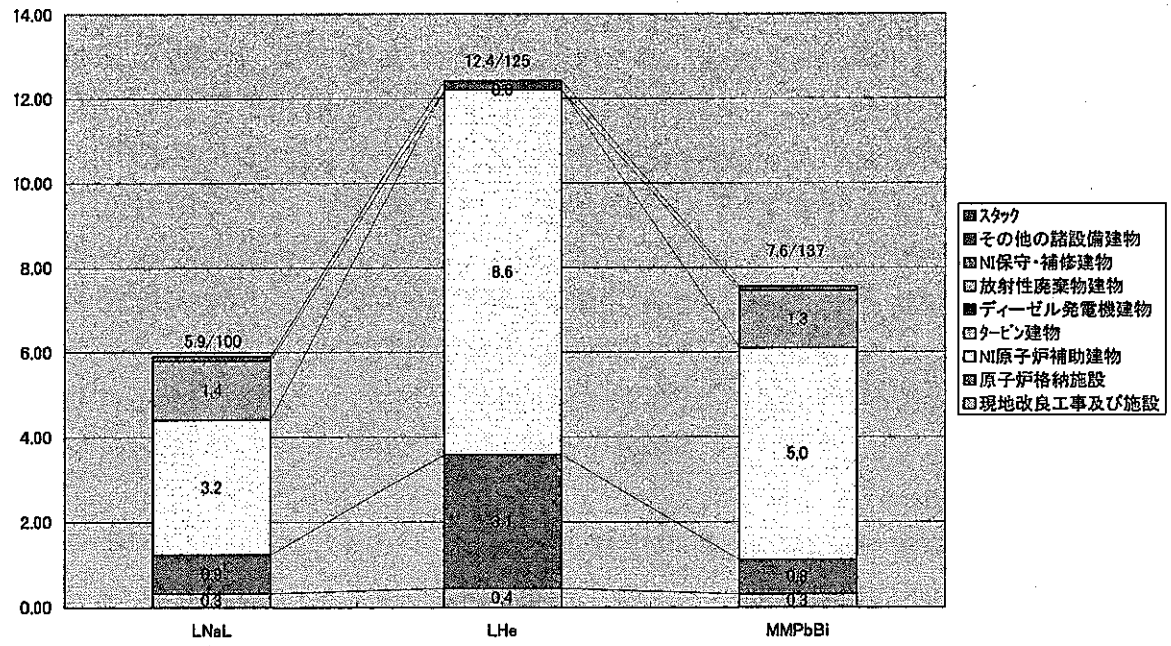


図 4.7.1(3)-19　原子炉設備

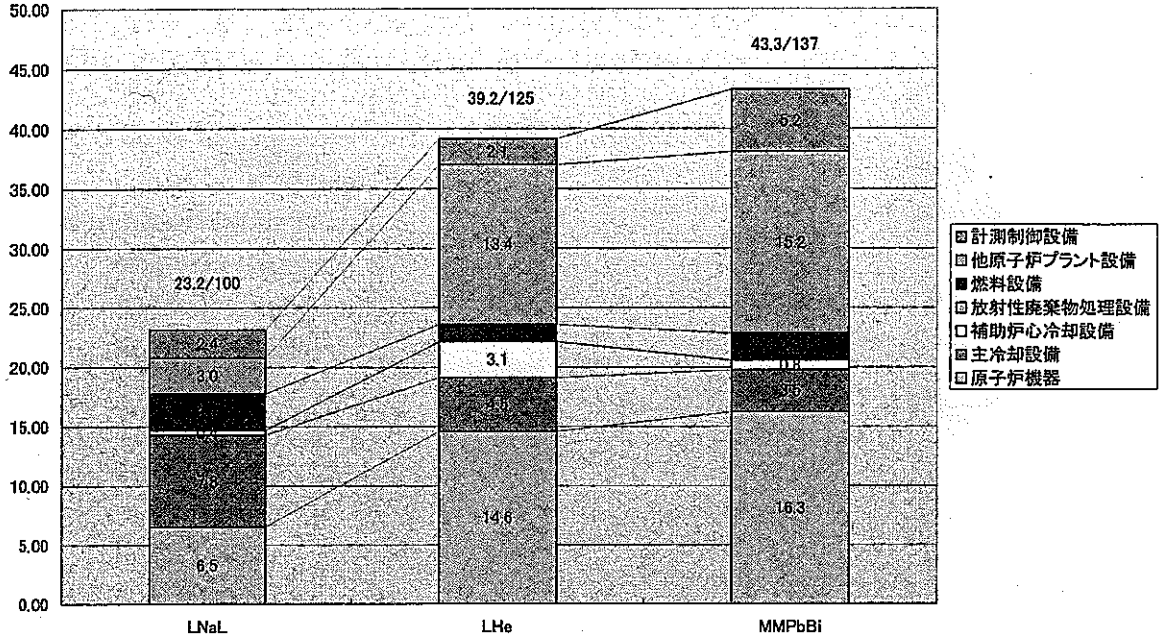


図 4.7.1(3)-20　原子炉機器

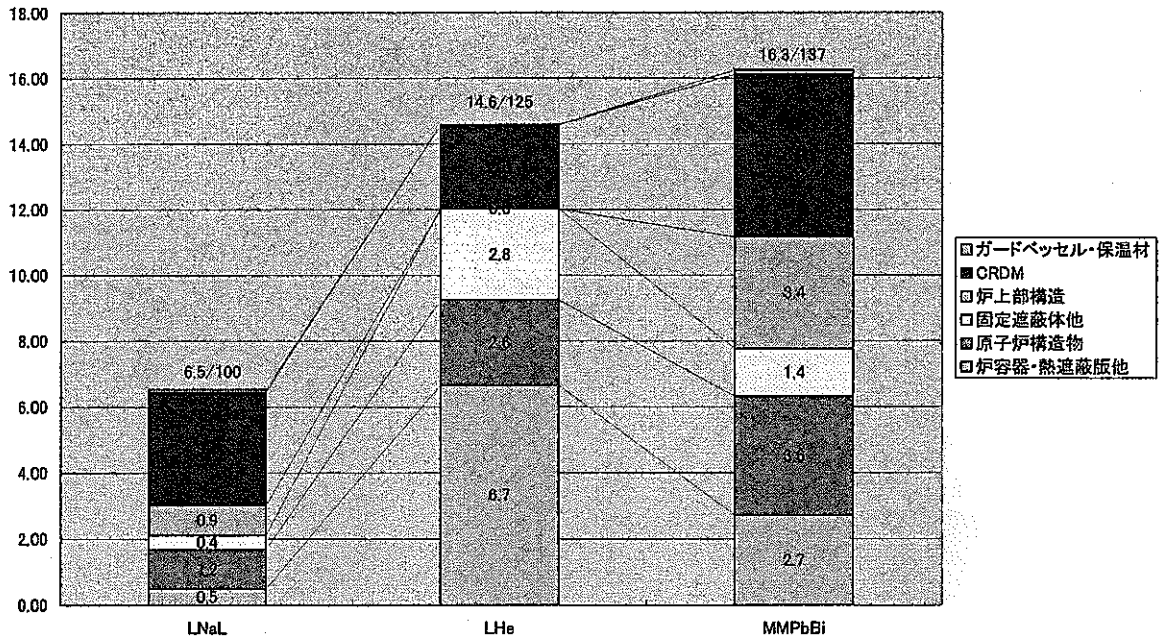


図 4.7.1(3)-21　主冷却機器

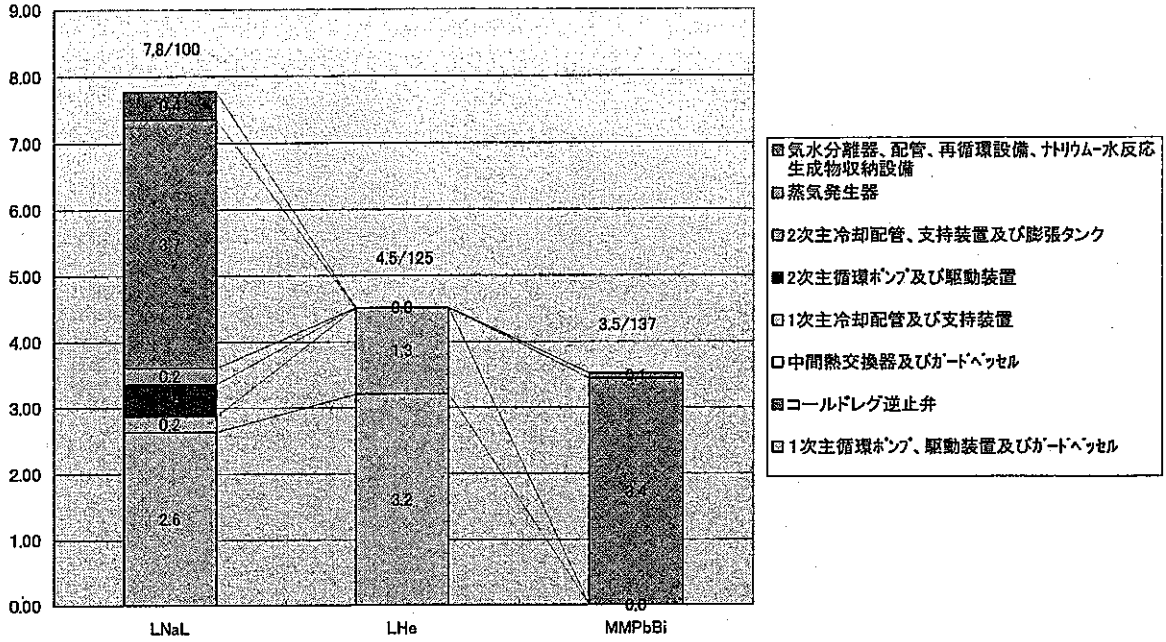


図 4.7.1(3)-22　他原子炉プラント設備

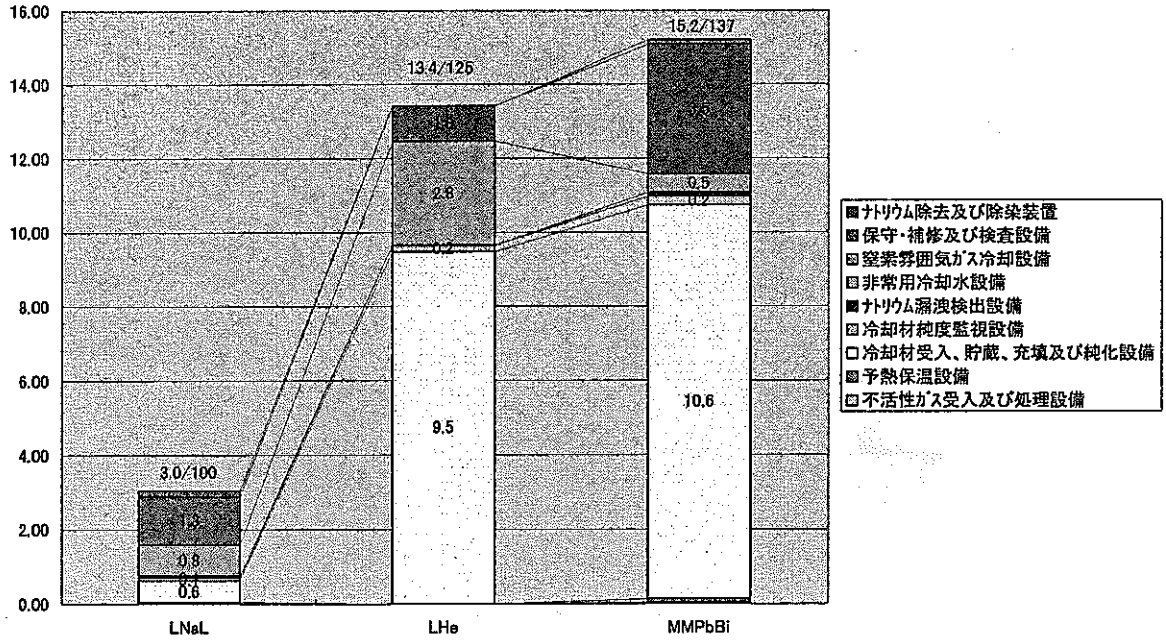
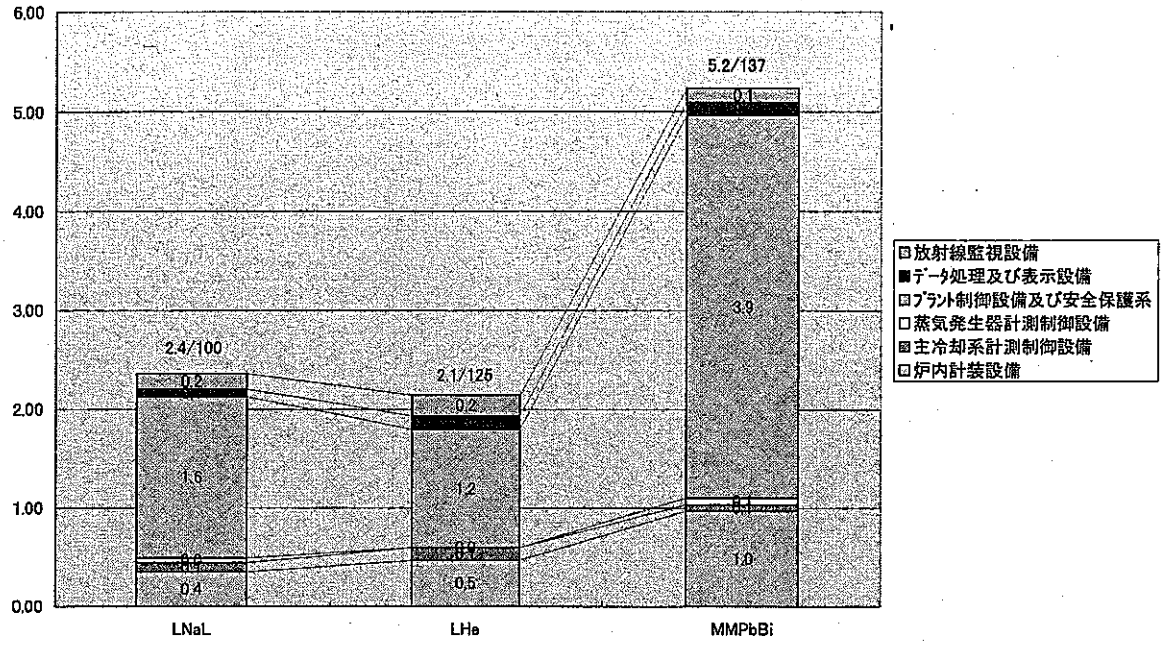
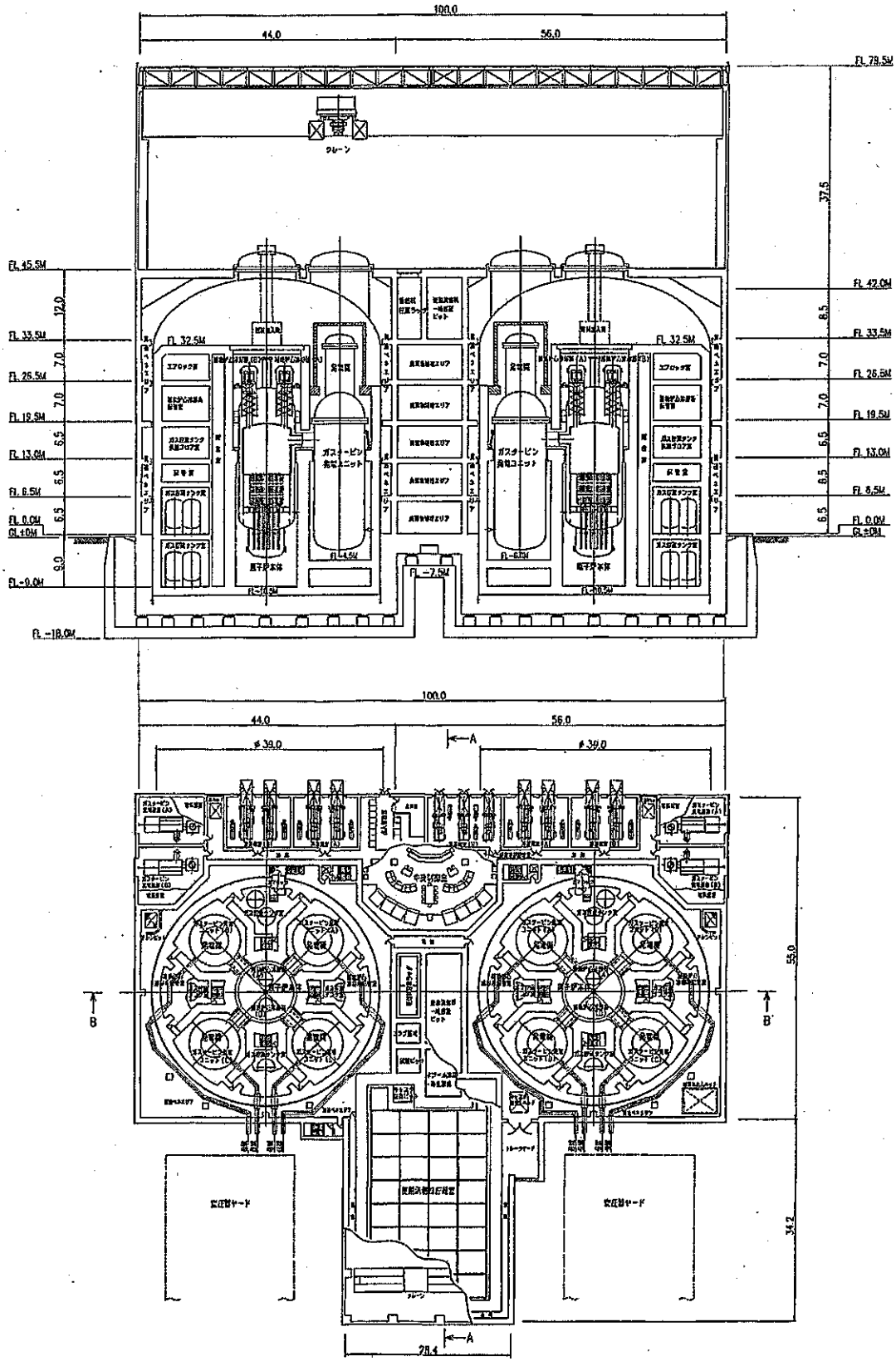


図 4.7.1(3)-23　計測制御設備




100.0
44.0
56.0
FL. 79.5M
37.5
FL. 45.5M
12.0
FL. 42.0M
8.5
FL. 33.5M
7.0
FL. 33.5M
FL. 32.5M
FL. 26.5M
7.0
FL. 26.5M
FL. 19.5M
6.5
FL. 19.5M
FL. 13.0M
6.5
FL. 13.0M
FL. 6.5M
6.5
FL. 6.5M
FL. 0.0M
6.5
FL. 0.0M
GL.+0M
9.0
FL. -9.0M
FL. -18.0M
FL. -4.5M
FL. -7.5M
FL. -6.7M
FL. -10.5M
ガスタービン発電ユニット
原子炉本体
100.0
44.0
56.0
φ39.0
φ39.0
A
A
B
B'
55.0
34.2
78.4
燃料交換エリア
炉室
ガスタービン発電ユニット(A)
ガスタービン発電ユニット(B)
ガスタービン発電ユニット(C)
ガスタービン発電ユニット(D)
ヘリウム純化系
ヘリウム貯蔵設備
ヘリウム貯蔵設備
ヘリウム貯蔵設備

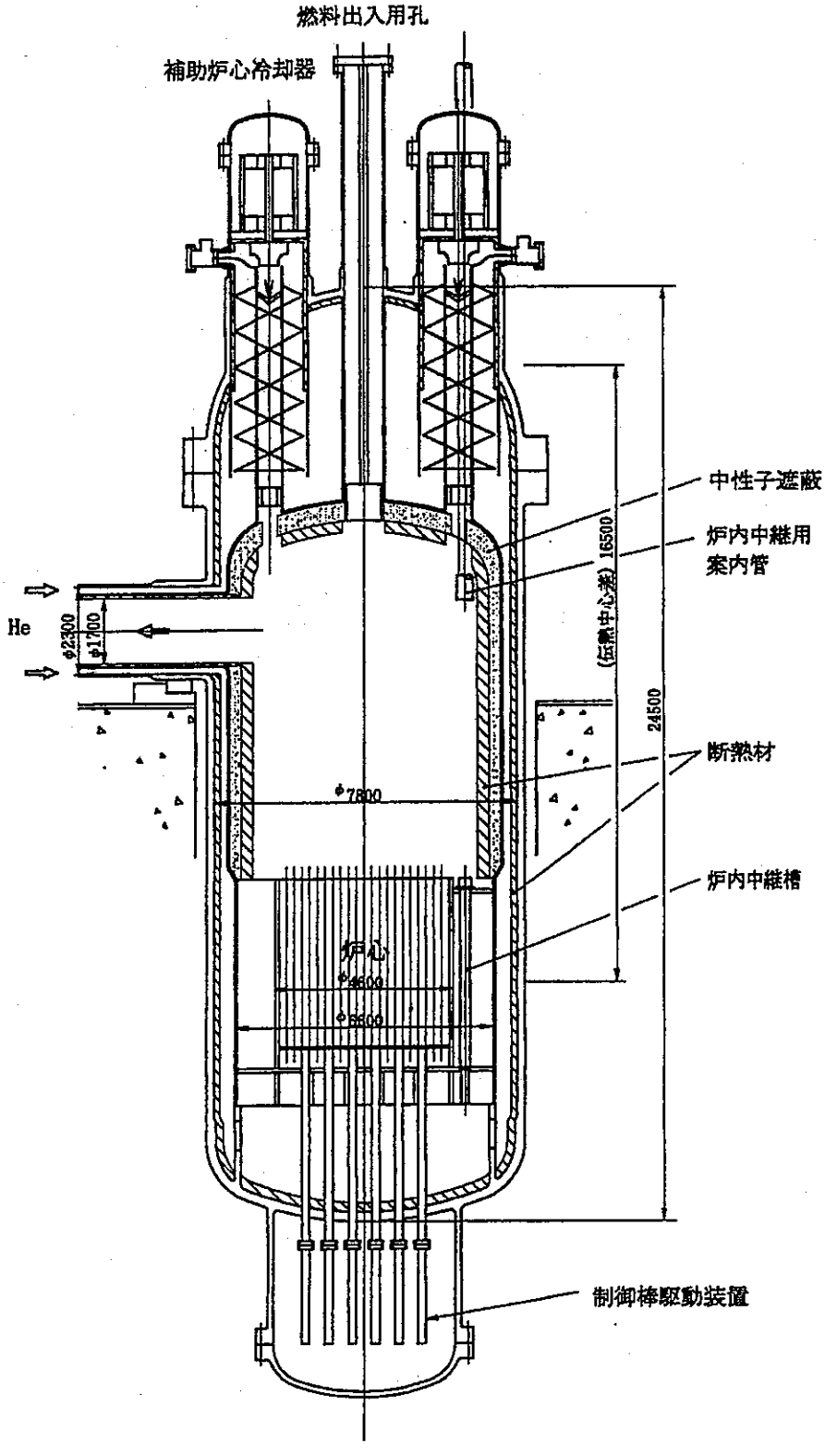


図 4.7.1(3)-25　大型ヘリウムガス冷却炉の原子炉容器及び内部構造物

③モジュール型炉の検討

モジュール型炉の比較として、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の３プラント概念を比較する。比較にあたっては、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉を基準として比較を行う。

a.建設費総額(図 4.7.1(3)-26 参照)

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉の建設費を 100 とすると、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の建設費は 126、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は 104 となる。中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に比べて中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は 4 ポイント大きく、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は 26 ポイント大きい。

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が差異を生じている原因は、原子炉設備にある。原子炉設備は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉の 25.7 に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は 39.7 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 14 ポイント大きい。この１項目で、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の建設費の違いの約 54%を説明できる。以下この２項目について分析する。

7.構築物等(図 4.7.1(3)-27 参照)

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 7.4、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 7.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 6.9 となっており、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 0.5 ポイント小さい。中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が差異を生じている原因は、原子炉格納施設と NI 原子炉補助建物にあり、これは、原子炉格納施設については、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 1.2 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 0.03 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 1.2 ポイント小さい。

一方、NI 原子炉補助建物は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 4.5 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 5.3 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 0.8 ポイント大きい。

上記２項目で、構築物等に関する中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の違いをほぼ説明できる。図 4.7.1(3)-31 に中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉の格納施設を示す。中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は格納施設をガードベッセルとそれを覆う蓋の部分と定義しているため、格納施設の容積が小さい。

図 4.7.1(3)-32 に中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュー

ルナトリウム冷却タンク型炉の NI 補助建物を示す。物量としては、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：249,000m3、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉：356,000m3。であり、当該プラント概念設計例に限って言えば単純な容積においてかなりタンク型炉が大である。

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は 0.3 小さい。差異を生じている原因は、原子炉格納施設にあり、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の格納施設を図 4.7.1(3)-33 に示す。中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉の 1.2 に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は 0.7 であり、この 1 項目で構築物等に関する中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いをほぼ説明できる。この中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の原子炉格納施設が小さいのは、中間熱交換器を有さないシステムのためである。

ｲ.原子炉設備(図 4.7.1(3)-28 参照)

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 25.7、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 26.2、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 39.7 であり、ナトリウム冷却炉はほぼ同等、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に対して 14 ポイント大きい。

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は同程度であるが、内訳には差がある。

原子炉機器は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 6.5 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 8.1 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 1.6 ポイント大きい。

主冷却設備は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 7.4 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 8.5 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 1.1 ポイント大きい。

燃料設備は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 3.5 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 3.2 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 0.3 ポイント小さい。

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉で差異を生じている原因は、原子炉機器、主冷却設備、他原子炉設備にある。以下、これらの勘定科目を比較する。

原子炉機器は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 6.5 に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 14.9 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 8.4 大きい。

主冷却設備は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 7.4 に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.2 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 4.2 小さい。

他原子炉設備は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉4.0に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 13.9 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 9.9 大きい。
上記 3 項目で、原子炉設備に関する中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いをほぼ説明できる。以下、更に詳細勘定科目毎の分析を行う。
ｲ.1 原子炉機器(図 4.7.1(3)-29 参照)
中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 6.5、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 8.1、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 14.9 であり、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 6.5 に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 8.1 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 1.6 ポイント大きく、この差異を生じている原因は、原子炉構造物にある。この原子炉構造物については、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 1.3 に対して、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉 2.2 であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が 0.9 ポイント大きい。この 1 項目で原子炉機器に関する中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の違いの 56%を説明できる。
この中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の原子炉構造物が大きいのは、タンク型炉のため炉内構造物の径が大きく、重量が大である為で、炉内構造物重量は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：858t に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉：1608t となっている。
一方、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に対して、8.4 ポイント大きく、この差異を生じている原因は、炉容器・熱遮蔽層他、原子炉構造物、炉上部構造物、CRDM にある。以下、順に分析する。
炉容器・熱遮蔽層他は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 0.7 に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 2.5 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 1.8 大きい。
原子炉構造物は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 1.3 に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 3.3 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 2.0 が大きい。
炉上部構造物は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 1.1 に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 1.3 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 0.2 大きい。
CRDM は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉 2.1 に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉 4.5 であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が 3.4 大きい。
上記 4 項目で原子炉機器に関する中型モジュールナトリウム冷却ループ型

炉と中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の違いの88%を説明できる。
中型モジュール鉛ビスマス冷却炉の原子炉容器・熱遮蔽板他、原子炉構造物、炉上部構造が大きいのは、内包する冷却材の重量が大きいため、構造材の板厚が厚く重量が大きい為であり、物量データでみても、炉容器板厚は、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：30mmに対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：50mmとなっている。また、CRDMが大きいのは、制御棒数が多いためで、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：108体に対して、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉：288体と約２．５倍以上である。
ｲ.2 主冷却設備(図 4.7.1(3)-30 参照)
中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉7.4、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉8.5、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉3.2で、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が1.1大きい。
中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の１次系は、合体機器を用いたループ型、タンク型と炉型が異なるため、１次循環ポンプ・駆動装置及びガードベッセルと中間熱交換機及びガードベッセルを合計で比較すると両者約1.8となり、ほぼ等しい。
２次系は、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が合体機器を用いているため、２次循環ポンプ及び駆動設備、２次冷却配管・支持装置及び膨張タンク、蒸気発生器を和した部分で比較するとほぼ等しい。
中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の主冷却系で差異を生じている原因は、気水分離器配管・再循環設備・ナトリウム-水反応生成物収納設備にあり、これは、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉0.4に対して中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉1.4であり、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉が1.0ポイント大きい。
上記１項目で主冷却系に関する、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の違いの約90%を説明できる。
この部分の中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉のコストが大きいのは、給水配管長、蒸気配管長が長いことに因る。物量データでみても、給水配管長については、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：100m、に対して、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉：400m　であり、４倍で、蒸気配管長についても　中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉：150mに対して、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉：400mと３倍弱である。図4.7.1(3)-34に中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉と中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉の配置図を示す。中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は、2列に並んだ原子炉と同じ並びにTGが並んでいるため、給水・蒸気配管長が長くなる。一方、中型モジュールナトリウム冷却

ループ型炉は2列に並んだ原子炉の外側にTGを配置しているため、給水・蒸気配管長短い。が、これも炉の本来の型式の差というよりはむしろ比較プラント概念の設計例の設計の差と言えよう。

中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉7.4に対して中型モジュール鉛ビスマス冷却炉3.2であり、中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が4.2小さい。中型モジュール鉛ビスマス冷却炉は、1次系が自然循環であり、2次系を持たないため、その特徴がコスト上にも現れている。

イ.3 他原子炉プラント機器

中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が他に比べて大きく、中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉、中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉は同程度である。中型モジュール鉛ビスマス冷却炉が大きいのは、冷却材受入・貯蔵・充填及び純化設備が大きいためで、この部分が大きいのは、冷却材の重量が大きいためで、②異種冷却材プラントの比較イ.3で記した通りである。

図 4.7.1(3)-26　建設費総額

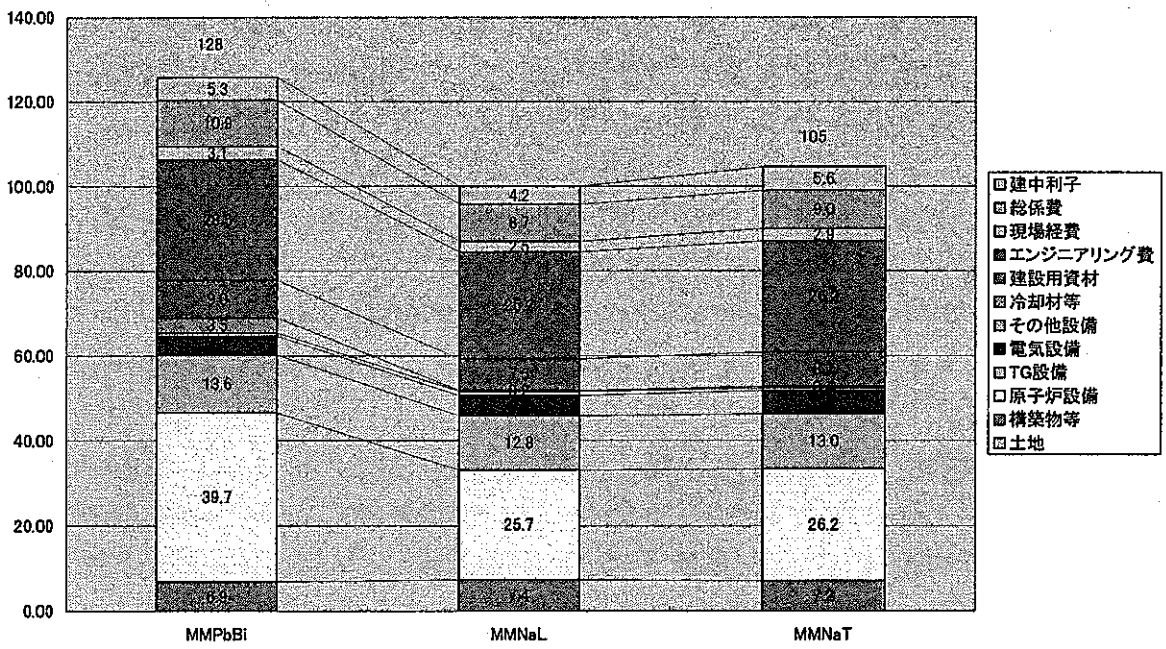


図 4.7.1(3)-27　構築物等

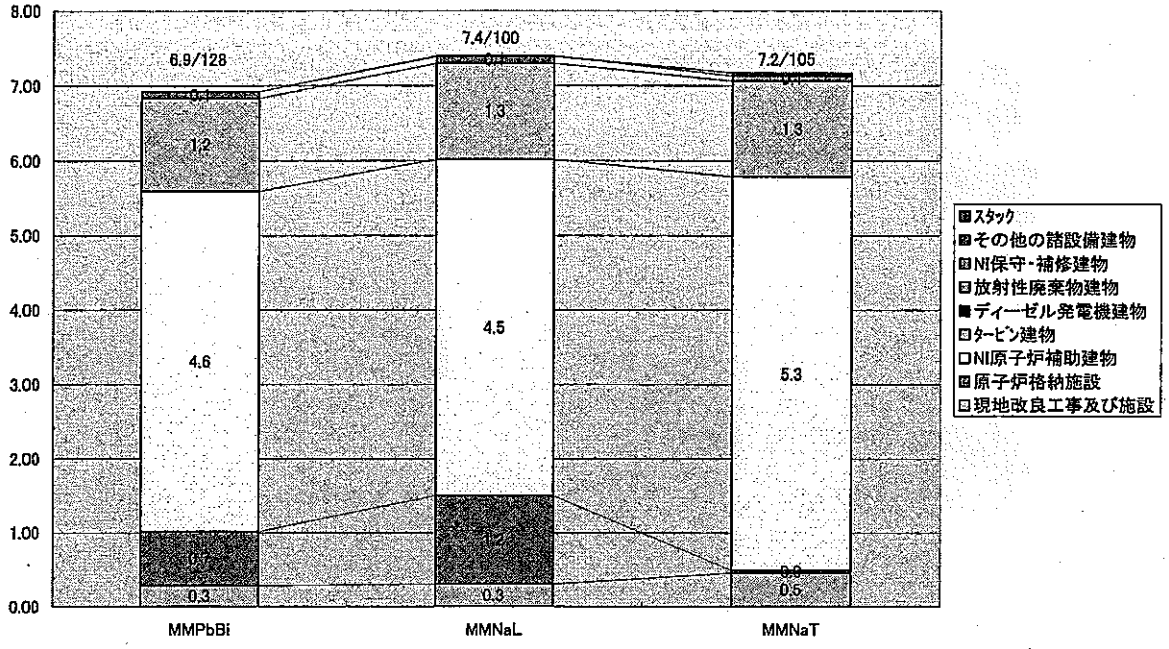


図 4.7.1(3)-28　原子炉設備

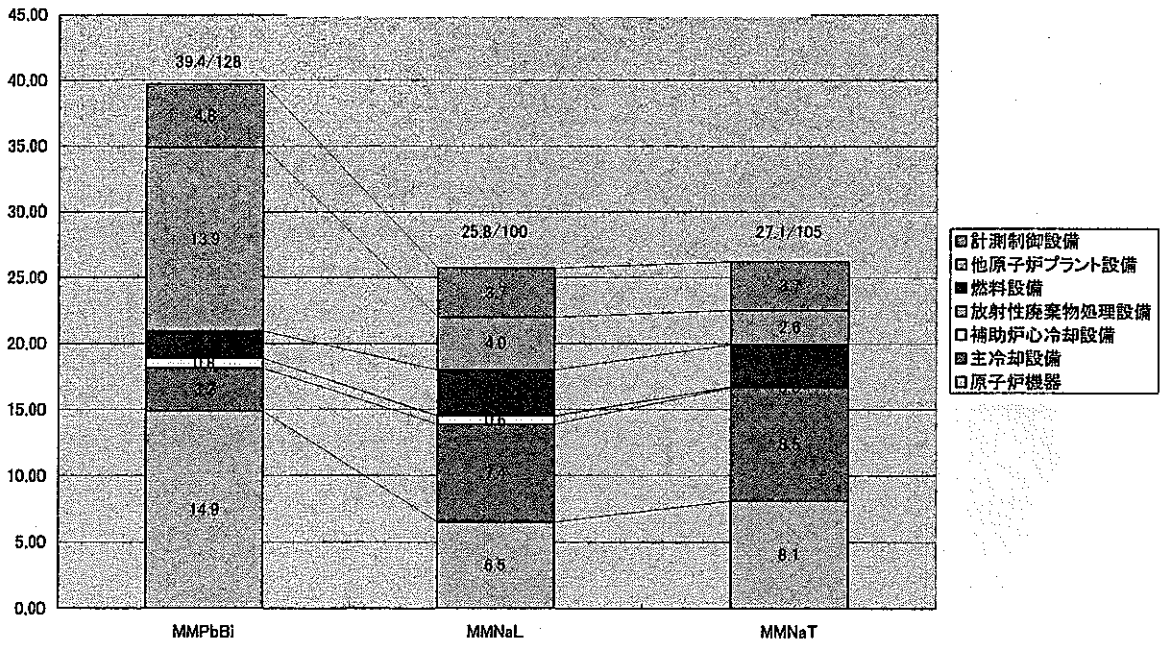


図 4.7.1(3)-29　原子炉機器

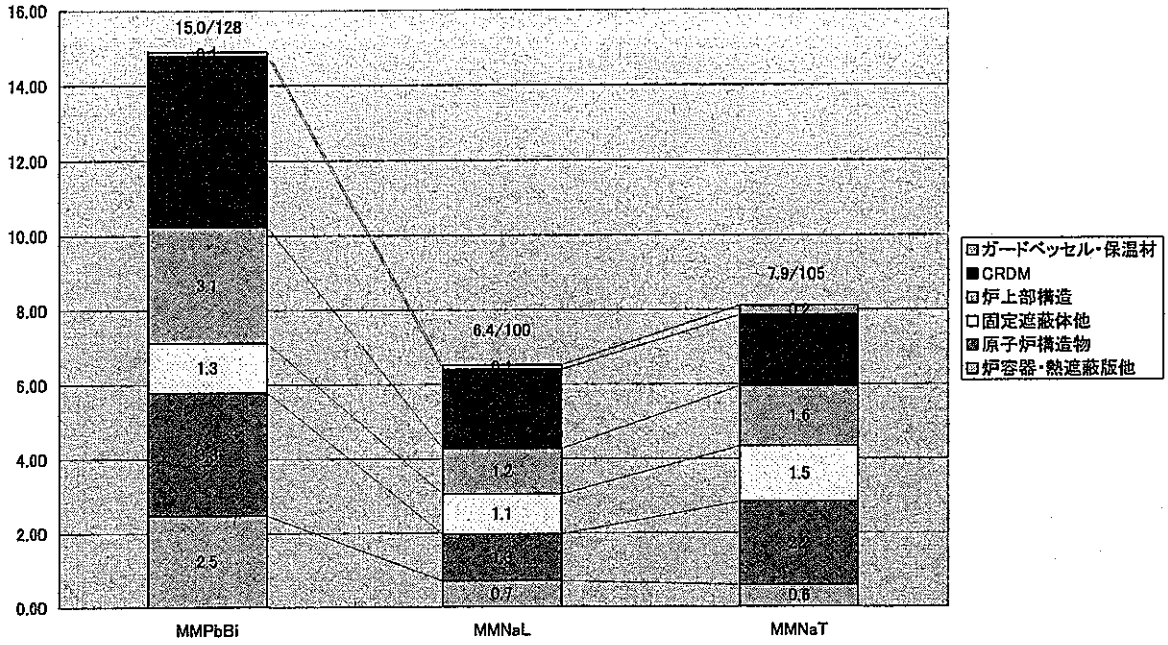
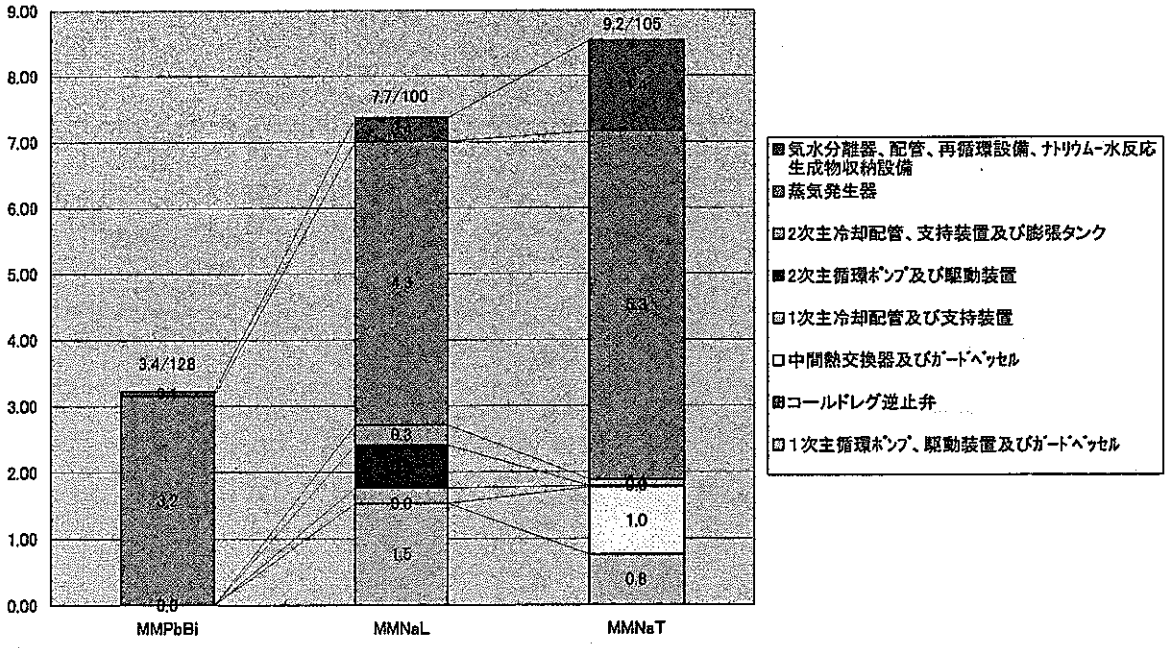
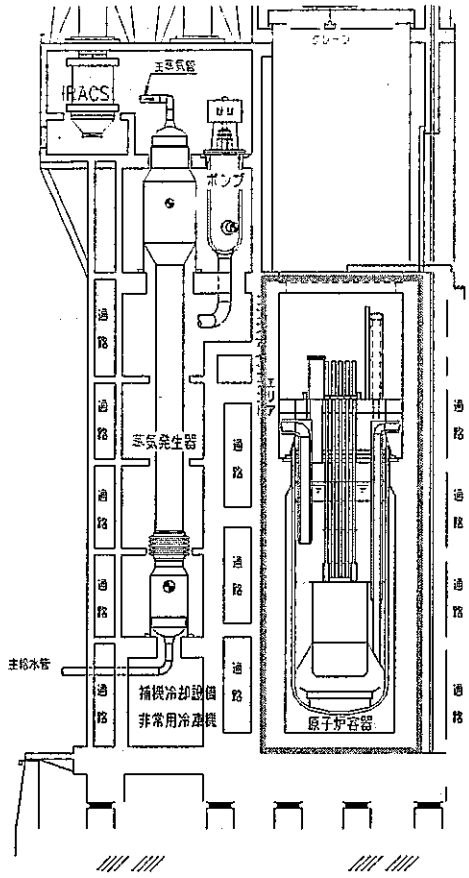
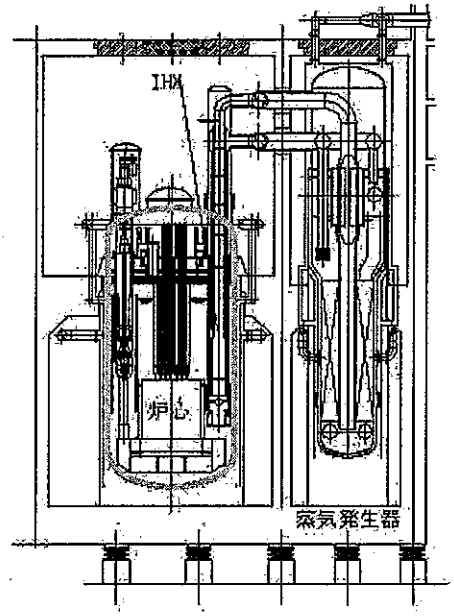
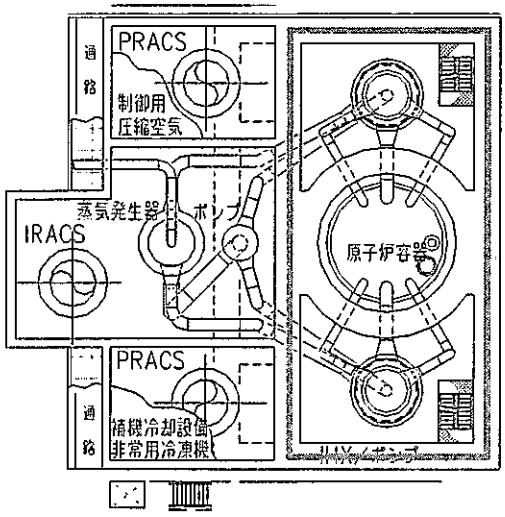


図 4.7.1(3)-30　主冷却設備









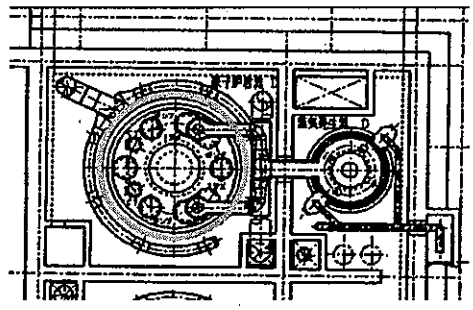


図 4.7.1(3)-31　中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉とループ型炉の格納施設

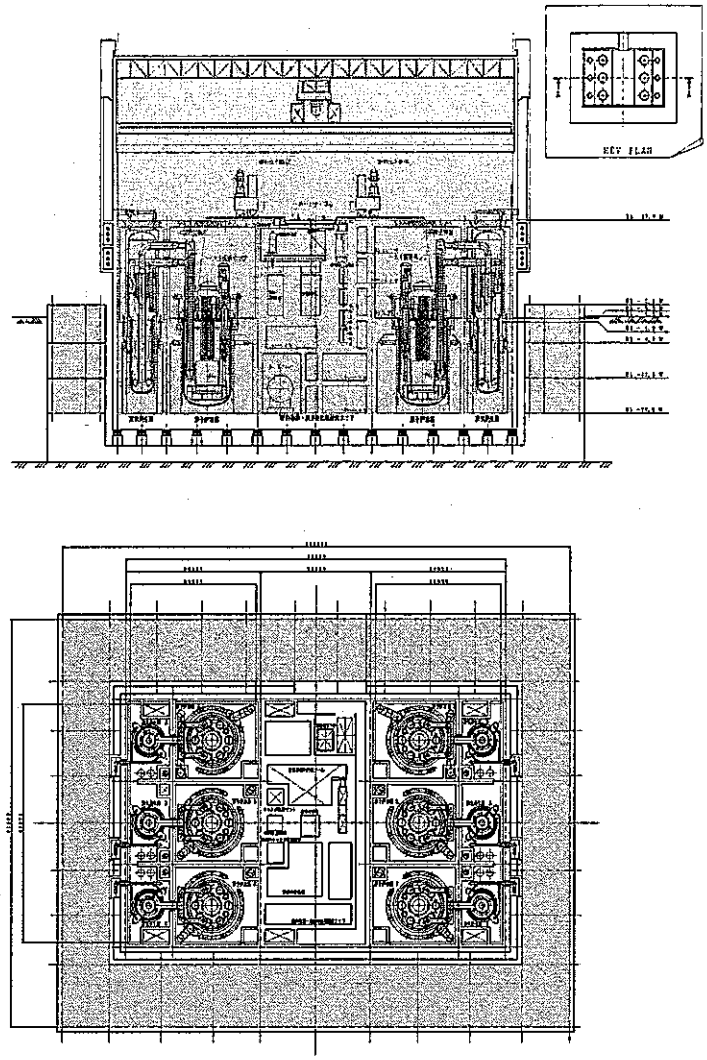


図 4.7.1(3)-32　中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と
中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉の NI 補助建物

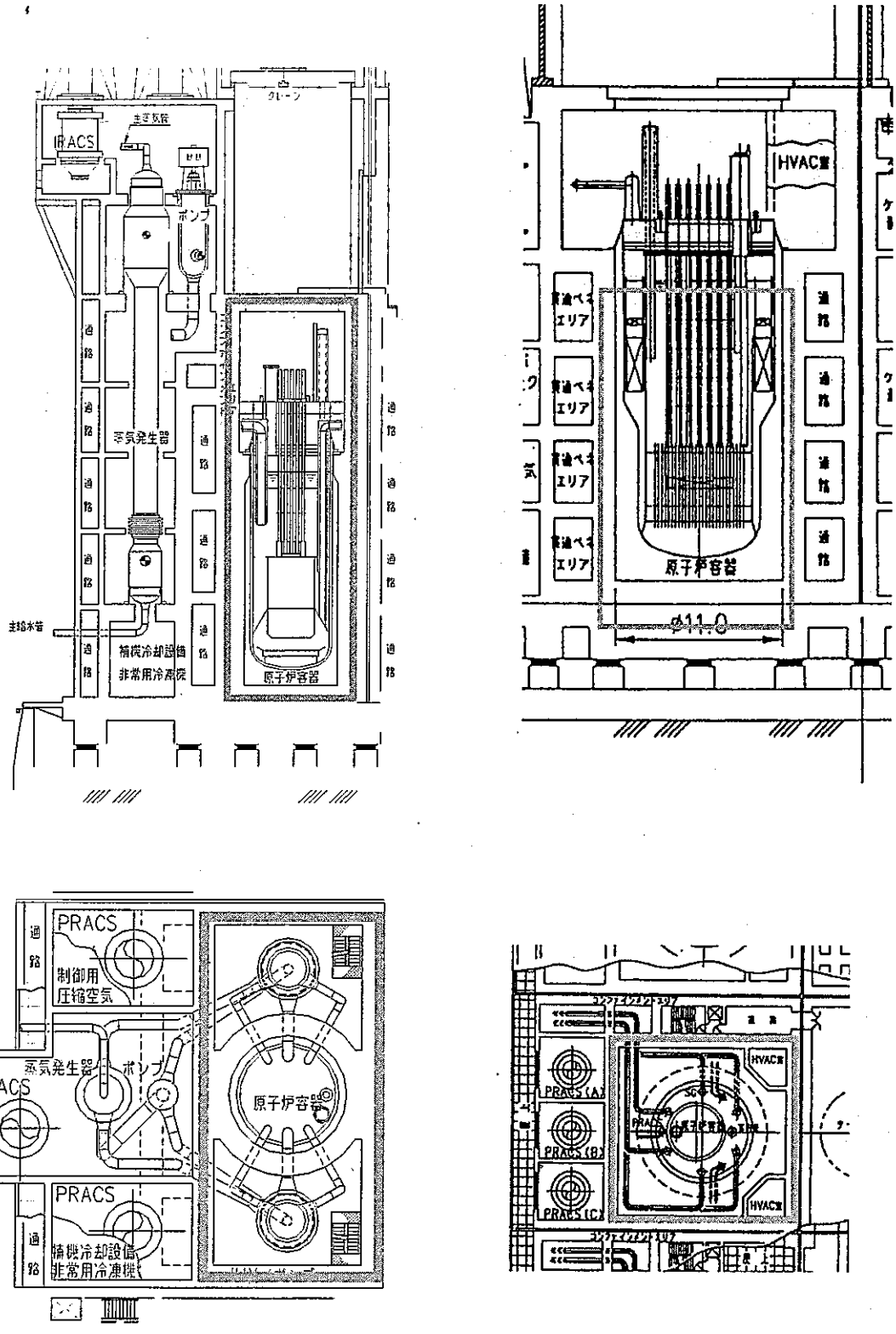
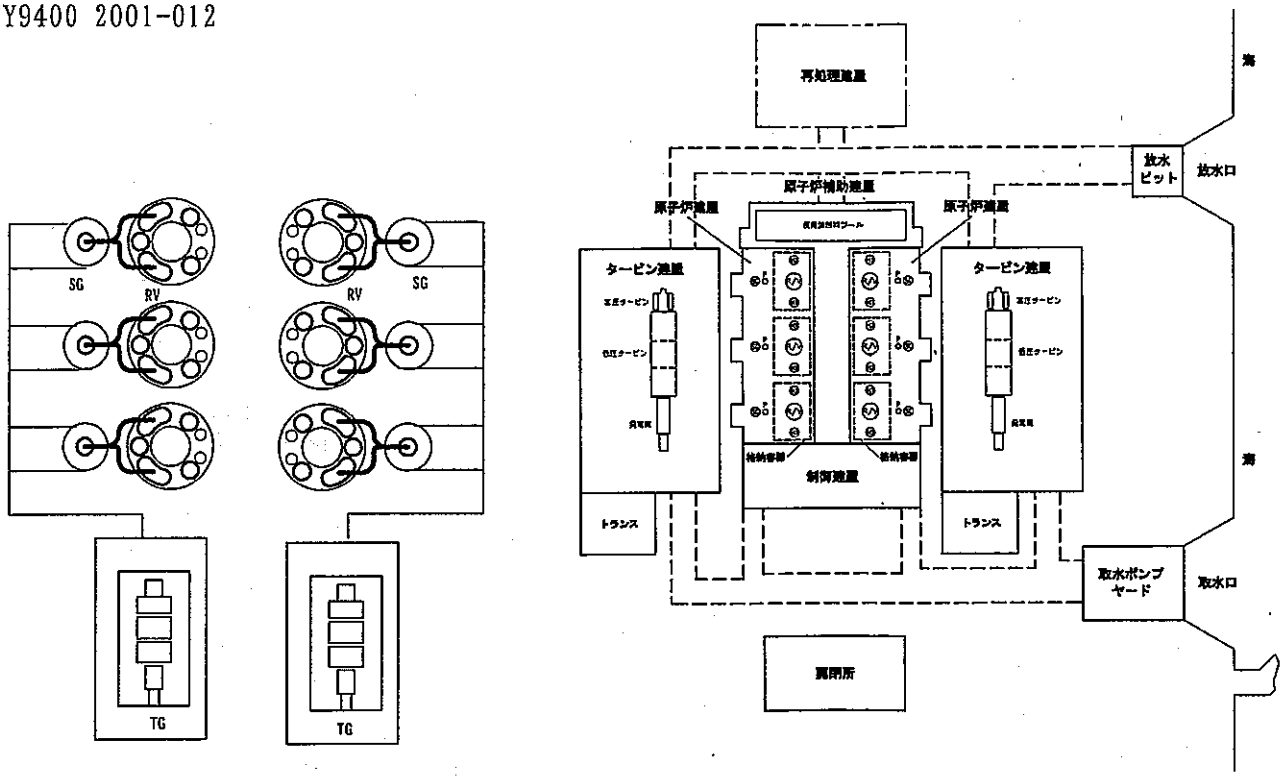


図 4.7.1(3)-33　中型モジュールナトリウム冷却ループ型炉と鉛ビスマス冷却炉の格納施設



COSMIC　　旭

図 4.7.1(3)-34　中型モジュールナトリウム冷却タンク型炉とループ型炉の配置比較

④モジュール型炉コストについての検討

大型炉と同じ電気出力のプラントをモジュール型炉で構成する際に、建設コスト低減の観点から最適なモジュール数が存在するかどうかを検討するものである。また、併せて、モジュール間のコスト比率と大型炉の建設コストからモジュール型炉の建設コストを推定する場合の電気出力に対する指数等の影響について検討する。

a. 計算モデル

ｱ. 大型炉の建設コスト

大型炉は電気出力 150 万 kWe、2 基から構成されるツインプラントを想定する。この大型炉に対する建設コスト評価式を以下のようにモデル化する。(図 4.7.1(3)-35 参照)

$$P_L = C_L + M_1 + M_2 \qquad (1)$$

ここに P_L：大型炉の建設コスト

C_L：大型炉の共通設備の建設コスト

M_1：第 1 モジュールのコスト（FOAK コスト分を含む）

M_2：第 2 モジュールのコスト

ここで、F_M を第 1 モジュールにしか生じないコスト（FOAK コスト）として、第 1 モジュールから第 2 モジュールへのコスト比率[1]を r_M とすると

$$M_2 = (M_1 - F_M) \cdot r_M \qquad (2)$$

となる。

第 1 モジュールにしか生じないコスト F_M を第 1 モジュールのコスト M_1 に対する比 f_M で表すと

$$F_M = f_M \cdot M_1 \qquad (3)$$

式(2)、(3)を式(1)に代入すると

$$P_L = C_L + M_1 + (M_1 - f \cdot M_1) \cdot r_M \qquad (4)$$

となる。

ｲ. モジュール型炉の建設コスト

モジュール型炉は n 基のモジュールにより大型炉と同じ電気出力が得られるものとする。(図 4.7.1(3)-35 参照) このモジュール型炉に対する建設コスト評価式は、

$$P_s = C_s + m_1 + m_2 + \mathrm{L} + m_{n-1} + m_n \qquad (5)$$

ここに P_s：モジュール型炉の全建設コスト

C_s：モジュール型炉の共通設備の建設コスト

---

[1] モジュール間のコスト比率は、(1－モジュール間のコスト低減率) とする。従って、モジュール間のコスト低減率が 6%の場合には、モジュール間のコスト比率は 0.94 となる。

m_1：第1モジュールのコスト（FOAKコスト分を含む）
m_2：第2モジュールのコスト
m_{n-1}：第$n-1$モジュールのコスト
m_n：第nモジュールのコスト。

ここで、第1モジュールにしか生じないコストF_mを第1モジュールのコストm_1に対する比f_mで表すと

$$F_m = f_m \cdot m_1 \tag{6}$$

第1モジュールから第2モジュール、第2モジュールから第3モジュール、・・・第n-1モジュールから第nモジュールへのコスト比率（1-低減率）を全てr_mとすると

$$m_2 = (m_1 - F_m) \cdot r_m$$
$$m_3 = m_2 \cdot r_m$$
$$\cdot$$
$$\cdot$$
$$m_n = m_{n-1} \cdot r_m \tag{7}$$

となる。

式(6)、(7)を(5)式に代入すると

$$\begin{aligned} P_s &= C_s + m_1 + r_m \cdot (m_1 - F_m) + r_m \cdot m_2 \mathrm{L} + r_m \cdot m_{n-1} \\ &= C_s + m_1 + \sum_{k=2}^{n} (m_1 - F_m) r_m^{k-1} \\ &= C_s + m_1 \cdot \left\{ f_m + (1 - f_m) \frac{r_m^{\,n} - 1}{r_m - 1} \right\} \end{aligned} \tag{8}$$

となる。

ウ. 大型炉とモジュール型炉の建設コスト比較

電気出力150万kWe、2基（300万kWe）から構成されるツインプラントの建設コストとnモジュールによる同出力（300万kWe）プラントの建設コストは以下の式で表される。

大型炉の建設コスト：$P_L = C_L + M_1 + (1 - f_M) M_1 \cdot r_M$ (9)

モジュール型炉の建設コスト：$P_s = C_s + m_1 \cdot \left\{ f_m + (1 - f_m) \frac{r^n - 1}{r - 1} \right\}$ (10)

ここでは、モジュール間のコスト比率と大型炉の建設コストからモジュール型炉の建設コストを推定するための電気出力に対する指数の影響について検討するため、コスト比較の単純化のために以下の仮定を置く。

・共通設備は大型炉とモジュール型炉で同一のコストとする。（$C_L = C_s = C$）
・第1モジュールにしか生じないコストの比率は大型炉とモジュール型炉で同一とする。（$f_M = f_m = f$）

・モジュール間のコスト低減率は大型炉とモジュール型炉で同じとする。（$r_M = r_m = r$）

この場合には、大型炉の建設コスト：

$$P_L = C + M_1 + (1-f)M_1 \cdot r = C + M_1\{f + (1-f)(r+1)\} \quad (11)$$

モジュール型炉の建設コスト：$P_s = C + m_1 \cdot \left\{ f + (1-f)\frac{r^n - 1}{r-1} \right\}$

(12)

となり、大型炉の建設コスト計算式は、モジュール型炉の建設コスト計算式におけるn=2 の場合に相当する。

一方、M_1とm_1の関係は、プラントの設計が類似な場合、電気出力の比に対する指数則を用いて電気出力の変化に対する建設コストの変化が評価される。すなわち、

$$m_1 = M_1 \cdot \left(\frac{E_s}{E_L} \right)^{sf} \quad (13)$$

ここに　m_1：電気出力E_sの第 1 モジュールのコスト
　　M_1：電気出力E_Lの第 1 モジュールのコスト
　　sf：電気出力に対する指数

sfの値については軽水炉では約 3/4、実証炉では 0.36 などを用いることがある。

エ. 計算結果

式 (13) においてE_Lを 150（万 kWe）、E_sを 300/n (300 万 kWe をnモジュールで構成する) とした時、式 (13) は、

$$m_1 = M_1 \left(\frac{300}{150 \cdot n} \right)^{sf} = M_1 \cdot \left(\frac{2}{n} \right)^{sf} \quad (14)$$

となる。式 (14) を式 (12) に代入し、式 (11) と式 (12) の比が大型炉とモジュール型炉の建設コスト比となるが、簡略化のために共通設備は除外する。

この場合、大型炉とモジュール型炉の共通設備を除いた建設コストの比は、

$$\frac{(\text{モジュール型炉})}{(\text{大型炉})} = \frac{\left(\frac{2}{n} \right)^{sf} \cdot \left\{ f + (1-f)\frac{r^n - 1}{r-1} \right\}}{\{ f + (1-f)(r+1) \}} \quad (15)$$

となる。この値が 1 よりも小さい場合には、モジュール型炉の建設コス

トは、大型炉よりも低額である。各変数のパラメータ範囲は、以下として計算を行う。

sf：電気出力に対する指数（3ケース）
①*sf*= 1（電気出力に比例）
②*sf*= 0.75（軽水炉で使用されることのある3/4乗則）
③*sf*= 0.36（実証炉で使用されていた値）
r：モジュール間のコスト比率（3ケース）
①*r*= 1（モジュール間のコスト低減なし）
②*r*= 0.94（CCCで軽水炉の実績がある設備に対して設定:コスト低減率6%）
③*r*= 0.84(CCCでFBRに特有の設備に対して設定:コスト低減率16%)
f：FOAKコスト比率（3ケース）
①*f*= 0%（FOAKコストなし）
②*f*= 5%（CCCで軽水炉の実績がある設備に対して設定）
③*f*= 19%（CCCでFBRに特有の設備に対して設定）
n：モジュール数（11ケース）
2モジュール（1基150万kWe）から12モジュール（1基25万kWe）

ｵ.評価
ｵ.1電気出力の比に対する指数の効果

図4.7.1(3)-36に電気出力の比に対する指数を変化させた場合の大型炉とモジュール型炉の建設コストの比を示す。モジュール間のコスト比率は0.94、FOAKコスト比率は5%とした。

指数が0.36の場合には3以上のモジュール数に対して、コスト比は1より大きく、大型炉よりもモジュール型炉の建設コストの方が高額となっている。指数が0.75の場合には、モジュール数に対してコスト比が上に凸のグラフとなり、建設コストが最も高額になるモジュール数が存在する。この建設コストが最も高額になるモジュール数は、モジュールの電気出力を小さくすることにより、そのモジュールの電気出力あたりの建設コスト増加とモジュール間でのコスト低減の差が、そのモジュール数で最大になるために生じる。指数が1の場合には、1モジュールあたりのコストは、大型炉の電気出力に比例することになり、モジュールの電気出力を小さくすることにより生じる電気出力あたりの建設コスト増加はなく、モジュール間のコスト低減により全建設コストは大型炉の場合よりも低額となる。

しかしながら、モジュール数と大型炉とモジュール型炉のコスト比は、いずれの指数においても下に凸のグラフを示さない。すなわち、モジュール型炉のコストが最も低額となるモジュール数は、本計算範囲の最小

のモジュール数（2モジュール）か最大のモジュール数（12モジュール）のいずれかとなる。

オ.2モジュール間のコスト比率の効果

図 4.7.1(3)-37 はモジュール間のコスト比率を変化させた時の大型炉とモジュール型炉の建設コスト比を示すものである。電気出力の比に対する指数は 0.75、FOAK コスト比率は 5%とした。

モジュール間のコスト比率が 1 の場合には、モジュール間でコスト低減がないため、全てのモジュール数に対して、モジュール型炉の建設コストは大型炉よりも高額となる。モジュール間のコスト比が 0.94（モジュール間のコスト低減率が 6%）の場合には、(1)と同様である。モジュール間のコスト比が 0.84（モジュール間のコスト低減率が 16%）の場合にはモジュールの電気出力を小さくすることによるモジュールの電気出力あたりの建設コスト増加よりもモジュール間でのコスト低減が大きくなり、全てのモジュール数に対してモジュール型炉の建設コストの方が大型炉よりも低額となる。

オ.3FOAK コスト比率の効果

図 4.7.1(3)-38 は FOAK コスト比率を変化させた場合のモジュール数による建設コストの変化を示す。電気出力の比に対する指数は 0.75、モジュール間のコスト比率は 0.94 とした。FOAK コスト比率が大きくなると第2モジュール以降のコストが FOAK コストの分低下するため、全てのモジュール数で FOAK コスト比率の大きい方が大型炉との差異は小さくなる。

FOAK コスト比率が 0.75 よりも大きい場合には、モジュール型炉の建設コストは大型炉の建設コストよりも低額となるが、設定した範囲からは著しく逸脱している。

本計算のパラメータ範囲では、FOAK コスト比率の効果は、電気出力の比に対する指数やモジュール間のコスト比率に比べて小さいと考えられる。

カ.考察

上記の計算結果から得られた知見は以下と考えられる。

① 設定したパラメータの範囲では、電気出力の比に対する指数やモジュール間のコスト比率により、モジュール型炉の建設コストが大型炉の建設コストよりも低額となる場合がある。

② FOAK コスト比率のモジュール型炉の建設コストへの効果は、電気出力の比に対する指数やモジュール間のコスト比率の効果に比べて小さい。

③ 電気出力の比に対する指数、モジュール間のコスト比率及び FOAK コスト比率を変化させても大型炉とモジュール型炉の建設コスト比が下に凸の傾向を示すことは無く、モジュール型炉のコストが最も低額となるモジュール数は、本計算範囲の最小のモジュール数（2モジュール）か

最大のモジュール数（12モジュール）のいずれかとなる。

④ モジュール間のコスト比率0.94、電気出力に対する指数0.75の場合には、FOAKコスト比率が0、5、19%では、モジュール型炉と大型炉のコスト比は1より大きく、2モジュール建設のツィンプラントの建設コストが最も小さくなる。

以下では、①の結果について、電気出力の比に対する指数やモジュール間のコスト比率がいくつの場合にモジュール型炉の建設コストが大型炉の建設コストよりも低額となるのかを計算する。

FOAKコスト比率による影響は②の結果から小さいことがわかったので、簡略化のために式(15)のfを0とする。この場合、式（15）は

$$\frac{(\text{モジュール型炉})}{(\text{大型炉})}=\frac{\left(\frac{2}{n}\right)^{sf}\cdot\left\{\frac{r^n-1}{r-1}\right\}}{(r+1)}=\frac{\left(\frac{2}{n}\right)^{sf}\cdot(r^n-1)}{(r^2-1)} \qquad (16)$$

となる。モジュール型炉のコストが大型炉のコストよりも低額になる、すなわち、式(16)の値が1よりも小さくなるような電気出力の比に対する指数sfとモジュール間のコスト比率rの組み合わせを計算した。

図4.7.1(3)-39にモジュール型炉と大型炉のコスト比と電気出力の比に対する指数とモジュール間のコスト比率の関係を示す。図中の実線は、モジュール基数が6モジュール（1モジュール；50万kWe）の場合、図中の破線は、モジュール基数が8モジュール（1モジュール；37.5万kWe）の場合である。

実線あるいは破線よりも左上の領域はモジュール型炉の建設コストの方が大型炉よりも高額となる範囲であり、右下はモジュール型炉の建設コストの方が大型炉よりも低額となる範囲である。

今年度コマンドコストコードで建設費計算を行ったループ型炉[2]については6モジュールで大型炉とモジュール型炉の電気出力の比に対する指数は約0.61、モジュール間のコスト比は約0.9であったが、電気出力の比に対する指数が約0.61の場合にはモジュール間のコスト比は0.78以上とならなければモジュール型炉が大型炉よりも低額とはならない。

また、8モジュールの場合には、同図より電気出力に対する指数が0.75の場合、モジュール間のコスト比率は約0.88以下（12%以上の低減）でなければ、モジュール型炉の建設コストは大型炉の建設コストをよりも低額とはならない。

従来の実証炉での電気出力に対する指数0.36の場合には、モジュール型

---

[2] 大型ループ型炉（150万kWe）ツインプラントと中型ループ型炉（50万kWe）

炉の建設コストと大型炉の建設コストを同等とするには、モジュール間のコスト比率を約0.35（65%の低減）としなければならないが、このモジュール間のコスト比率は、本計算で想定した0.94、0.84に比べて著しく小さいものである。従って、モジュール型炉はやはり大型炉に比べ、建設単価という観点からは優れたものにはならないと考えられる。

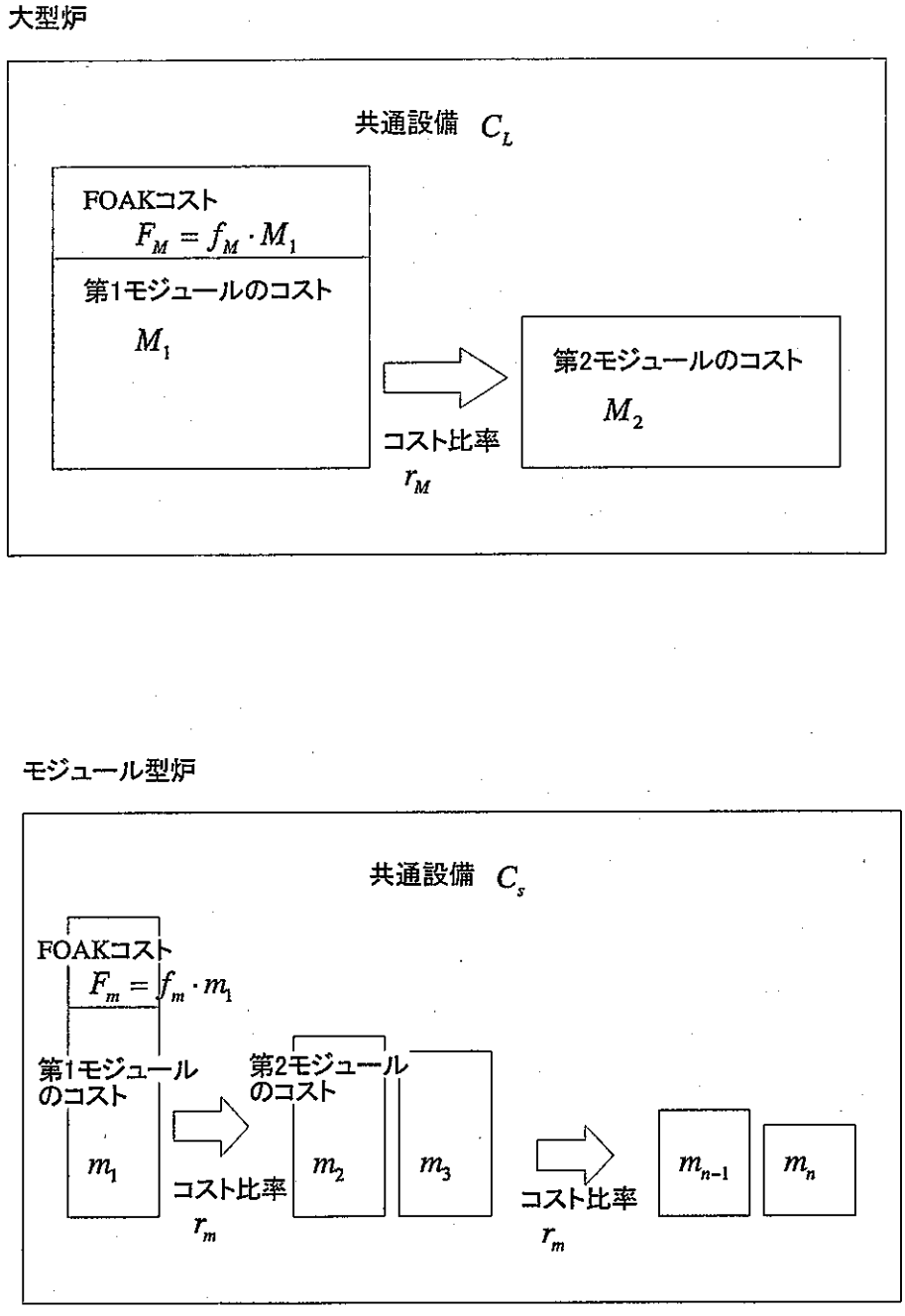


図 4.7.1(3)-35 大型炉とモジュール型炉の計算モデル

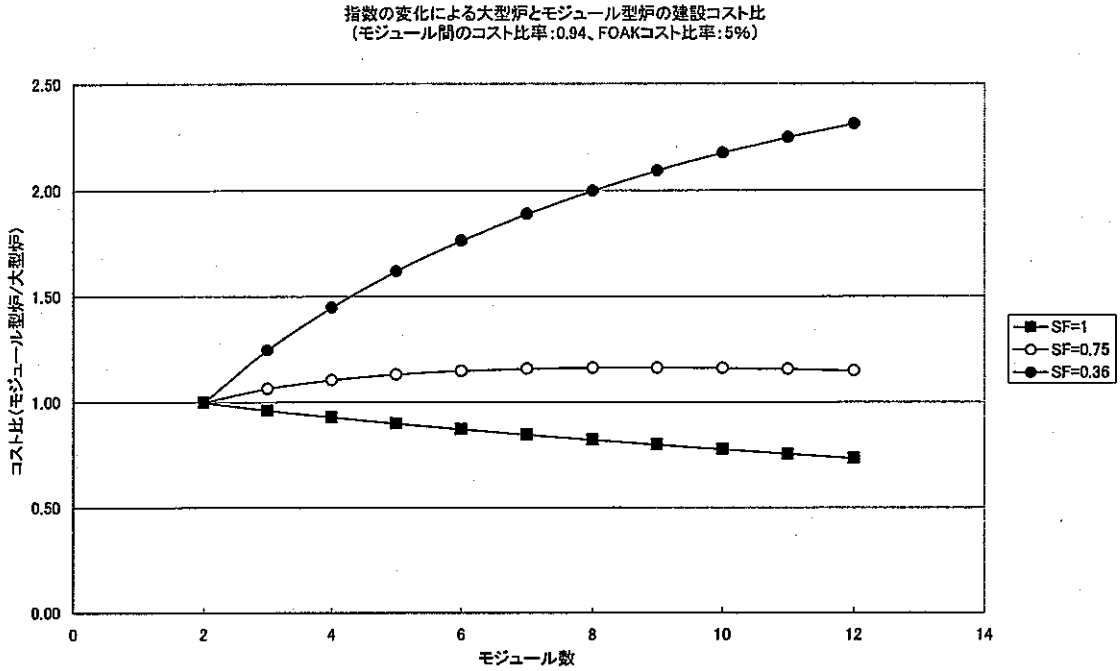


図 4.7.1(3)-36 指数変化による大型炉とモジュール型炉の建設コスト比

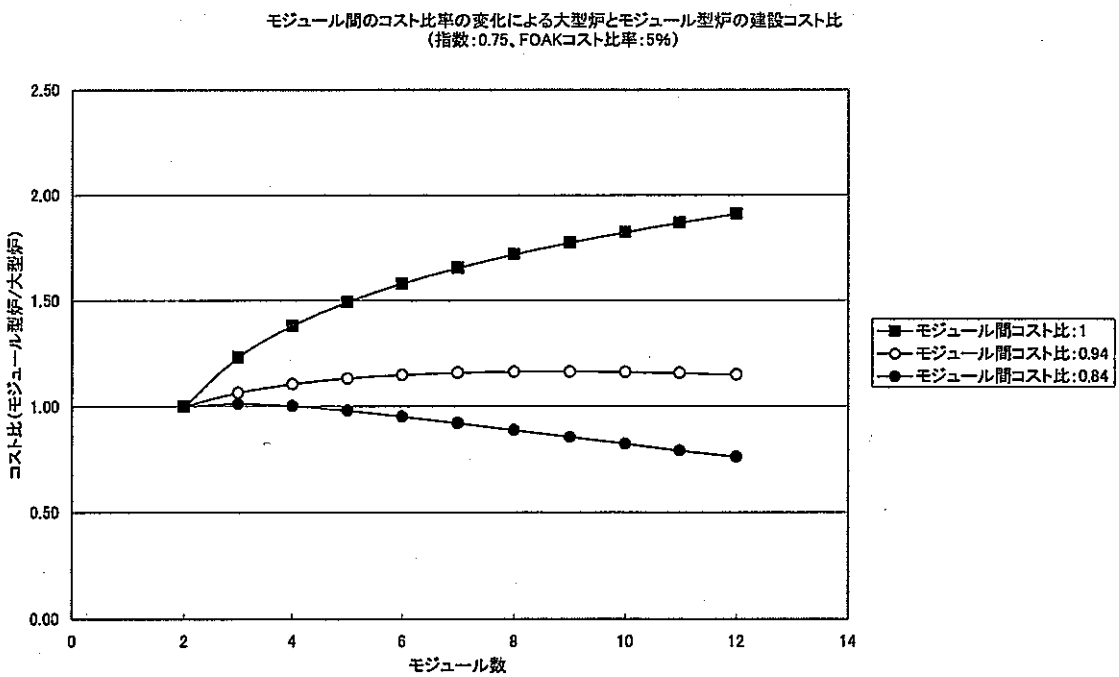


図 4.7.1(3)-37 モジュール間のコスト比率の変化による大型炉とモジュール型炉の建設コスト比

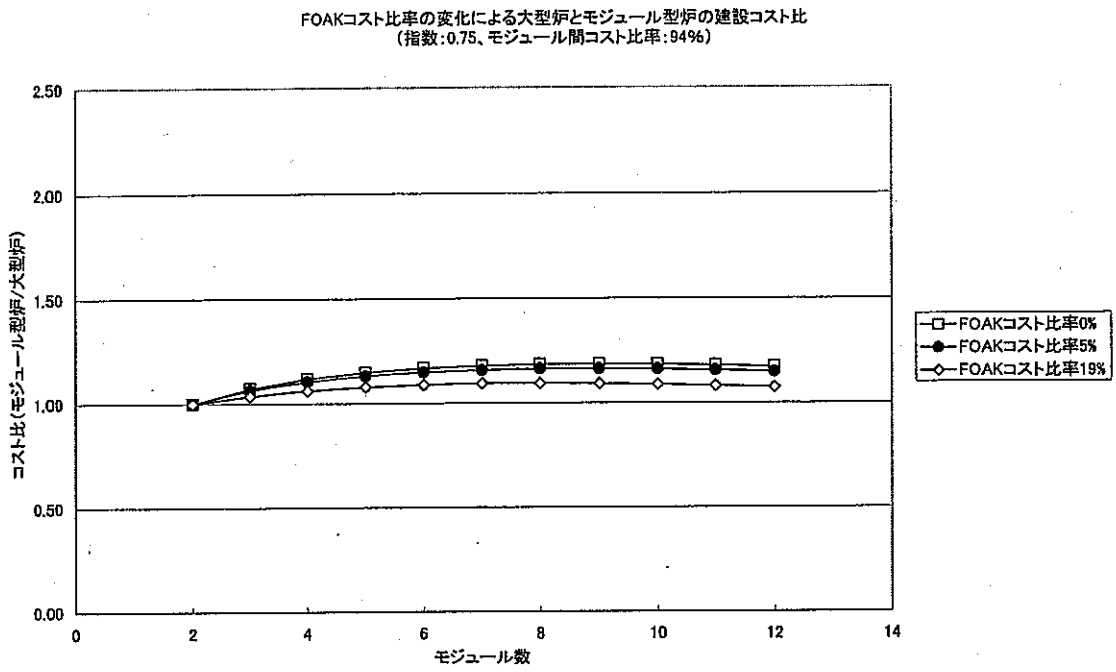


図 4.7.1(3)-38 FOAK コスト比率の変化による大型炉とモジュール型炉の建設コスト比

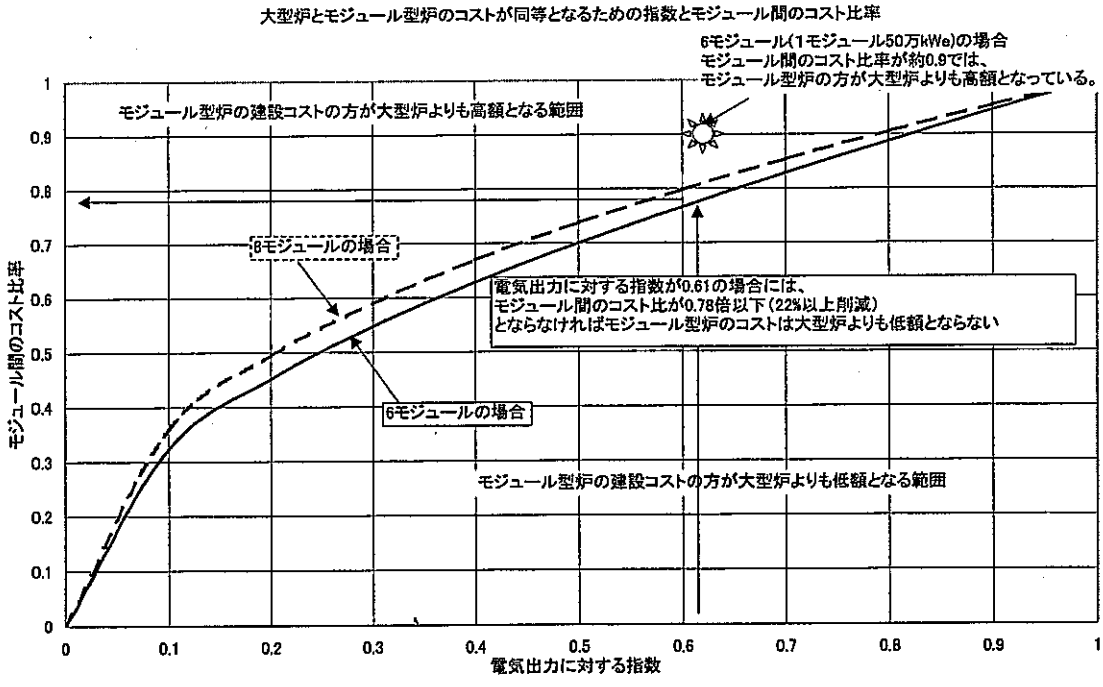


図 4.7.1(3)-39 大型炉とモジュール型炉のコストが同等となるための指数とモジュール間のコスト

⑤経済性評価コードの妥当性

今回の評価の妥当性・精度を検討する上で、軽水炉建設費の公開データから比較的サイト条件やプラント所有者条件等の影響が少ないと思われる建設費機電分について、実態プラントと比較検討を行った。

現行軽水炉建設費用の公開データとして玄海発電所３号機・４号機の九州電力 HP での掲載データである総建設費と公開資料である両号機の設置許可申請書添付書類３とから卸売り物価指数にて年度補正すると、機電分建設費用は、１９９２年度換算で約４５８９億円になる。一方、今回使用したコマンドコストコード軽水炉版にて公開物量データにより評価した結果は、採用した日本化パラメータにおいては、約４０１１億円となり、１２．６％低く目の評価となった。

この理由としては、以下の３つが考えられる。

a.耐震基準への適合及びこれに関連する許認可費用等日米間格差未算入

今回の日本化の手法では、耐震基準への適合に対する考慮は、物量に変化のある場合のみ考慮される。すなわち、日米間、あるいは建設時期で耐震に対する設計基準が異なる場合、その影響は容器の板厚やハンガの個数などの物量として反映されなければならない。しかしながら、今回の計算に用いた耐震サポート類に関する入力データはそのほとんどが EEDB の物量データに基づいて設定されており、耐震関連の直接費を小さく評価した可能性がある。

また、許認可費用は米国でのコストを換算したのみであるため、許認可に要する費用のうち、耐震に関連する費用が国内の費用に比べて小さい可能性がある。

b.入力データの不確かさ

今回の検討に使用したデータは、可能な限り設置許可申請書などに基いて設定したが、BOP については詳細な記述がなく、EEDB に記載されているデータを使用している。①の耐震基準などと関連して、この BOP の物量データの相違が計算結果と推定値のコスト差を生じた可能性がある。

c.換算に使用した経済性指標の不適切な適用の可能性

今回、時代の換算、日米間の換算のためにいくつかの経済指標を調査し、その組合わせで得られた値は、パラメータとして計算を行ったが、使用した指標が、プラントあるいは原子力機器に適用可能かどうかの問題がある。また、日本化以前にコマンドコストコードに不可避である代表物量による評価手法自体にも誤差は避けられない。

4.7.2 運転維持費の検討

(1) 運転維持費とは

実用化戦略調査研究における各プラント概念は、目標達成度の比較・評価として、安全性、経済性、資源有効利用性、環境負荷低減性および核拡散抵抗性の各視点から評価される。これらの内、経済性に関しては発電単価により評価されることになる。発電単価は、発電に要する全費用をネットの発電電力量で除したものであり、資本費（建設コスト）、運転維持費および燃料サイクル費から構成される。

運転維持費は、分類にもよるが、直接費としての人件費、修繕費、諸費、および間接費としての一般管理費、事業税等から構成され、更に諸費は、委託費、廃棄物処理費、固定資産除却費、賃貸借費用、消耗品費、補償費等などに分類される。図4.7.2(1)-1に発電単価の構成と運転維持費の構成を図式化して示した。

発電単価を評価する際の運転維持費の各項目の簡単な説明と算出法を以下に示す。

・人件費

発電所従業員の給与手当等

人件費＝要員数×人件費単価（平均）または人件費＝建設コスト×人件費率

・修繕費

修理代（突発的に発生する大規模な設備交換等は除く）、定期検査費用等

修繕費＝建設コスト×修繕費率

・諸費

保険料、放射線管理費、廃棄物委託費、消耗品費など

諸費＝建設コスト×諸費率

・一般管理費

一般管理費＝直接費（人件費＋修繕費＋諸費）×一般管理費率

・事業税

事業税＝全経費×事業税率

上記の項目の内、プラントの特性や設計に依存するものは、人件費、修繕費および諸費の直接費と判断される。従って、運転維持費の評価はこれらについて下に示す評価項目を設定し行うこととする。

なお、現行軽水炉の運転維持費として、上記の分類とは項目が異なるものもあるが、図4.7.2(1)-2に平成11年度の国内電力会社の有価証券報告書[1]に基づく発電コストに占める運転維持費各項目の割合、図4.7.2(1)-3に運転維持費の中の諸費の構成割合の調査結果を示す。これらは現行の原子力発電全体の実績値で、原子力発電全体での発電単価が約8.8円／kWh、内運転維持費3.1円／kWhの時のものである。一方、新規運開の130万kWe級の原子力発電プラント（以下、標準軽水炉とする）の発電単価試算（減価償却期間40年、稼働率80%）として、平成11年度の資源エ

ネルギー庁総合エネルギー調査会 原子力部会は、5.9 円／kWh（資本費（減価償却、固定資産税、廃炉費用等）：2.3 円、運転維持費（修繕費、一般管理費、事業税等）：1.9 円、燃料費（核燃料サイクルコスト）：1.7 円）と評価し、それが公表されている。

(2) 運転維持費に係る調査・評価項目の設定

図 4.7.2(1)-1 に示すように、運転維持費は運転維持に係る費用をネットの発電電力量で除して求められることから、発電電力量の多少に影響を与える因子として運転サイクル長さと定検期間（稼働率）および所内負荷率（ネットの発電電力量に影響）を調査項目に加えた。

図 4.7.2(1)-2 に示すように、運転維持費の直接費用に占める割合が最も大きいのが修繕費であり、この費用は定期点検の対象機器の種類と員数、定期点検期間に密接に関連している。従って、定期点検に関連するプラント仕様、定検期間のクリティカルパス、冷却材の種類に起因する特徴、軽水炉との主要相違、定検期間日数、この日数を達成するための前提となる条件・技術などを比較評価する。また、修繕費については、プラントの各系統について 1 定検当たりの作業量または費用を要するものの有無、該当するものがある場合には、それに対する対応策などを調査・比較する。

図 4.2.7(1)-3 に示す諸費の内、プラントの特性等に依存するのは、消耗品費、廃棄物処理費、委託費と考えられる。これらについては、軽水炉に比べて顕著に変わる要因の有無等を調査する。

人件費は、プラントの運転員のみならず、保修要員やその他の発電所要員も含まれる。プラントの特性により、運転員および補修要員の増減に影響を与える要因の有無を調査する。

運転維持費の間接費用（一般管理費、事業税）は検討の対象外とする。

(3) 運転維持費に係る調査・評価結果

上記により設定した調査・評価項目について、所内負荷、定期点検、修繕費および人件費他に分けて調査・評価を行う。

調査対象プラントは、平成 12 年度の実用化戦略調査研究で概念検討等を行った下記プラントである。

◇ナトリウム冷却炉

①ナトリウム冷却大型炉：ループ型炉（アドバンストループ型炉）
②ナトリウム冷却大型炉：タンク型炉（アドバンストタンク型炉）
③ナトリウム冷却大型炉：２次系簡素化ループ型炉（１次系加圧型、PSR）
④ナトリウム冷却中型モジュール炉：ループ型炉
⑤ナトリウム冷却中型モジュール炉：タンク型炉

◇ガス冷却炉

⑥炭酸ガス冷却高速炉（蒸気サイクル発電、炭酸ガス冷却炉）

⑦被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却高速炉（直接サイクル発電、ヘリウムガス冷却炉）

◇重金属冷却炉

⑧中型モジュール方式・鉛ビスマス冷却炉（自然循環冷却、重金属冷却炉）

◇水冷却炉

⑨高転換比 BWR

⑩高転換比 PWR

⑪超臨界圧軽水冷却高速増殖炉

（ｉ）所内負荷

ナトリウム冷却炉、ガス冷却炉、重金属冷却炉および水冷却炉の所内負荷をそれぞれ表 4.7.2(3)-1～表 4.7.2(3)-4 に示す。所内負荷は、プラントのメンテナンス時（停止時）と運転時で異なるが、負荷の大半は主冷却系、タービン発電設備および換気空調系であるため、運転時の方が多いのが一般的である。そこで運転時について評価した。

ナトリウム冷却炉の所内負荷率は、約 4%から 4.5%となっている。大型炉と中型モジュール炉では、中型モジュール炉がループ型、タンク型とも大型炉より 0.5%程度大きい結果となった。これはモジュール構成であるため、例えば、大型ループ型炉のポンプ 2 基分の動力より、ループ型モジュール炉のポンプ 6 基分の動力の方が大きくなることなどによるものである。PSR は２次系簡素化型であるため、２次系分所内負荷が少なくなり、ナトリウム炉の中では最も所内負荷率が小さくなった。

炭酸ガス冷却炉の EGCR は、電動機駆動のガス循環機を採用しており、この動力が大きいため、表 4.7.2(3)-1～表 4.7.2(3)-4 に示すプラントの中では最も所内負荷率が高い。一方、ヘリウムガス冷却炉は、タービン駆動の高圧／低圧コンプレッサとしているため所内負荷率は 2.8%と低い。

重金属冷却炉は、自然循環方式で大きな動力を要する循環ポンプがなく、しかも２次系簡素化型であるため、ナトリウム炉と比較すると所内負荷率が約 3 割程度少ない。なお、自然循環方式であることから、メンテナンス時の負荷も評価してみたが、運転時の約 1/2 であった。

水冷却炉では、高転換比 BWR が現行の BWR 炉に比べて炉内再循環ポンプを削除しているためこの分所内負荷も少なくなる。同様に超臨界圧軽水冷却高速増殖炉も自然循環方式にしているため所内負荷が少ない。表 4.7.2(3)-1～表 4.7.2(3)-4 に示すプラントの中では、超臨界圧軽水冷却高速増殖炉の所内負荷率が最も小さい。高転換比 PWR については、現行 PWR 炉と同程度と考えることができる。

所内負荷に関しては、平成 12 年度の検討でその内訳の検討に至っていないプラントもあるので、これらのプラントの内訳の検討および比較等を今後実施する必要がある。

（ii）定期点検関連

原子力発電所の定期検査は、原子炉および付属設備、蒸気タービン設備など、発電の用に供する電気工作物の事故故障の未然防止、拡大防止をはかるため、また、電気の供給に著しい支障を及ぼさないようにするため定期的に行う検査であり、電気事業法の規定によってその実施が定められている。さらに、経年劣化などによる性能の低下防止、事故故障の未然防止などの目的で、電気事業者が自主的に実施する供用期間中検査も定期点検期間中に実施される。

平成 12 年度の実用化戦略調査研究におけるナトリウム冷却炉、ガス冷却炉、重金属冷却炉および水冷却炉の定期点検に関連する各項目の調査表を、それぞれ表 4.7.2(3)-5～表 4.7.2(3)-8 に示した。

(a) ナトリウム冷却炉

ナトリウム冷却大型炉のアドバンストループ型炉とアドバンストタンク型炉に関しては、平均点検日数でそれぞれ 45 日および 50 日となっている。この点検日数と運転サイクル長さとから算出される稼働率については、両プラントとも目標である 90%以上を達成している。ここでの稼働率は、設備利用率と同義であり、運転サイクル期間中に定期点検以外の計画停止がないものとして、（運転サイクル長さ）／（平均定検期間＋運転サイクル長さ）×100（%）で求められる。

これらのプラントの定期点検のクリティカルパスでは、降温・減衰待期間と１次ポンプ点検と日数に差があり、これらの差が両プラントの定期点検期間の差となっている。両プラントとも標準外点検の主要な項目は回転プラグ点検（1 回／4 定検）および格納施設全体漏えい率測定試験（1 回／3 定検）としている。定期点検期間の大きな部分を占めている１次ポンプの軸封部分解点検は、両プラントとも 1 基／1 定検としているが、この場合、各ポンプの軸封部分解点検は、アドバンストループ型炉で 2 サイクルに 1 回、アドバンストタンク型炉で 3 サイクルに 1 回実施されることになる。この点検頻度の妥当性についても、今後の「もんじゅ」の運転実績などを基に検討・確認することが必要と判断される。

ナトリウム冷却中型モジュール炉の場合、ループ型、タンク型とも大型炉より原子炉モジュール単位で見た場合の定期点検期間（平均）は短くなり、ループ型炉で 37 日、タンク型炉で 41 日の結果となった。但し、稼働率はプラントの定期点検の運用に依存することになる。すなわち、原子炉 3 モジュールの定期点検をシリーズに実施することとし、第 1 モジュールの定検時にタービンの定検も行う運用とした場合には、第 1 モジュールの定検期間中、第 2 および第 3 のモジュールは必要がないにもかかわらず運転停止することになり、稼働率が低下する。こ

の場合の稼働率は、ループ型の場合 88.7%（平均定検日数 37 日相当）で設計目標である稼働率 90%以上に僅かに及ばないことになる。このため、本資料「4.8.5 プラント技術評価」では中型モジュール炉の稼働率向上方策を検討し、稼働率低下の大きな要因となっているタービンの定検周期を現行から 4 年以内程度に延長する案をリファレンスとして提案している。この案を基に、原子炉モジュールを 5～6 ヶ月間隔で順次点検することとし、タービンは点検周期 4 年以内で直近の原子炉モジュールの点検に合わせて点検することとして、ナトリウム冷却中型モジュール炉：ループ型炉の稼働率を評価すると、91.6%となり、設計目標を達成している。同様に、ナトリウム冷却中型モジュール炉：タンク型炉では 91.1%となり同じく設計目標を達成している。

ナトリウム冷却中型モジュール炉のループ型、タンク型のクリティカルパスは、1 次ポンプの点検がタンク型ではクリティカルになっているのに対し、ループ型では蒸気発生器点検がクリティカルになっている点が大きな相違である。これはループ型で直管式の蒸気発生器を採用したことにより ISI 対象の伝熱管本数が 3535 本と大幅に増加したためである。燃料交換期間および 1 次ポンプ点検期間については、ループ型の方がタンク型より短くなっている。中型モジュール炉の場合、原子炉 3 モジュールに対し、タービン発電機 1 基の構成であり、原子炉モジュールを順番に点検することを想定すると、タービン発電機の長期（定期点検期間）の部分負荷運転が必要となる。長期の部分負荷運転については、今後運転性の検討を行い問題ないかを確認する必要がある。さらに、タービンの開放点検の周期も現行より大幅に延長されることになるので、軽水炉における動向を踏まえ、定期点検計画に反映していく必要があると考えられる。

(b) ガス冷却炉

ガス冷却炉については、炭酸ガス冷却蒸気サイクル発電の炭酸ガス冷却炉で平均点検期間 47 日、ヘリウムガス冷却直接サイクル発電のヘリウムガス冷却炉で平均点検日数 42 日でともに稼働率 90%以上の設計目標を達成している。炭酸ガス冷却炉では、ガス循環機を予備機と交換し点検することで定期点検期間の短縮をはかっている。炭酸ガス冷却炉定期点検のクリティカルパスとなる主要な項目は、補機冷却系点検、燃料交換などで、ガス循環機を予備機と交換することにより、ガス循環機点検はクリティカルパスにならない。炭酸ガス冷却炉の定期点検の前提条件である PCRV ライナ溶接部の ISI 不要、テンドン抜取検査に関しては、この場合のライナの溶接部および PCRV 健全性に対する検証が必要と考えられる。また、ボイラ伝熱管の検査に関しては、伝熱管長が 330m／本と長いので、長尺伝熱管検査技術の開発が必要と考えられる。ヘリウムガス冷却炉は、点検に日数を要するガスタービンユニットについて、予備機を用意して交換・点検する場合と予備機を準備せずオンサイトで点検する場合を検討した。オンサイトで点検する方が日数を要するがこの場合でも稼働率の設計目標を達成する見通しを得ている。

定検期間短縮の観点から予備機と交換するケースを採用した。この場合、定期点検のクリティカルパスとなる主な項目は、減衰待・Heガス回収作業、ガスタービンユニット交換、燃料交換等になる。ガスタービンユニットの交換・点検は、1基／1定検としており、ガスタービンユニットは原子炉1基に対し4基設置されるので、点検頻度は1回/4サイクルになる。現行の法令ではガスタービンユニットの点検頻度は1回／25ヶ月であり、今後の火力発電用ガスタービンの動向を見極めながら検討を進めることが必要と考えられる。

(c) 重金属冷却炉

重金属冷却炉の原子炉1モジュール当たりの平均点検日数は42日となった。重金属冷却炉は自然循環冷却としているため、ポンプなどの点検が不要となり点検期間の短縮がなされていると考えられる。モジュール型である重金属冷却炉の稼働率に関しては、ナトリウム冷却中型モジュール炉と同様に評価すると91.1%となり、目標を達成している。この他に稼働率向上方策として、ISI装置を増設し、点検期間を可能な限りラップさせる方策も検討され、この場合の稼働率は91.5%が得られている。タービン発電機の長期部分負荷運転、タービンの開放点検周期についてはナトリウム冷却中型モジュール炉と同様の課題がある。さらに、冷却材のプラント規模での取扱、鉛-ビスマスの使用に伴うポロニウム対策などは現状で知見の不足している領域であり、これらを考慮した定期点検についての検討が今後必要になると予想される。

(d) 水冷却炉

水冷却炉は、高転換比BWRで平均点検日数41日、高転換比PWRで30日、超臨界圧軽水冷却高速増殖炉で40日であり、いずれも目標稼働率を達成している。水冷却炉は、現行の軽水炉をベースにしたプラント検討が行われており、定期点検に対する開発課題は少ないと考えられる。現行軽水炉の定期点検の高度化の動向を反映していくことが必要と考える。

(iii) 修繕費

修繕費は定期点検などによる機器・設備の点検、部品の交換などにより発生する費用で、通常、突発的に発生する大規模な修理、大型機器の交換などにより発生する費用は含めない。「(1)運転維持費とは」に示した標準軽水炉の発電単価試算（減価償却期間40年、稼働率80%）についてのサイクル機構の分析結果から、この軽水炉の修繕費率は約2%程度（修繕費約75億円／年）と推定されている。

実用化戦略調査研究における各プラントの修繕費については、プラント各系統毎に1定期点検当たりに作業量または費用を増減させる要因が存在するか、存在する場合にはその対応策の有無を調査した。修繕費に関する調査結果を表4.7.2(3)-9～表4.7.2(3)-11に示す。

(a) ナトリウム冷却炉

ナトリウム冷却炉の修繕費に関する調査結果は表 4.7.2(3)-9 に示される。

ナトリウム冷却炉の軽水炉に対する修繕費増減の主要な要因は、冷却材の相違に起因すると考えられる。原子炉系の検査項目・内容などは軽水炉と同等と判断される。検査条件はナトリウム冷却炉の方が高温であり、このための検査装置、検査手法が必要になることから、修繕費が軽水炉より増加する可能性がある。特に、炉内構造物（炉心支持構造）の検査が必要になる場合には、高温・ナトリウム環境下で行うことになり、修繕費増加の要因となる可能性がある。原子炉冷却系については、ナトリウム冷却炉の場合、PSR を除いて２次ナトリウム冷却系があり、この系統は軽水炉にはない系統設備であることから、この分の修繕費は軽水炉に対して余分に要することになる。ナトリウム冷却大型炉では、冷却系のループ数削減（２ループ化）をはかっており、修繕費を軽減できる要因と判断される。ナトリウム冷却中型モジュール炉では、モジュール化により原子炉系、１次ナトリウム冷却系、崩壊熱除去系の点検対象が同規模電気出力の大型炉より多くなるため、修繕費増加の要因となる可能性がある。一方、モジュール型炉では点検対象となる機器の小型化や２次系１ループ化による点検対象減少の修繕費軽減の要因もあり、これらの出入りを考慮する必要がある。

表 4.7.2(3)-9 の放射性廃棄物処理系以降の系統に関しては、冷却材による差異は少なく、軽水炉の修繕費と同等と考えられる。

(b) ガス冷却炉

ガス冷却炉の修繕費に関する調査結果は表 4.7.2(3)-10 に示される。

ガス冷却炉の場合、２次冷却系がなくシステムが簡素であること、点検補修は常温環境で行われ、冷却材も透明で検査性が良いことから、全般的には軽水炉に対して修繕費を増加させる要因は少ないと考えられる。

炭酸ガス冷却炉では、原子炉系（PCRV）の検査に対し、ライナ溶接部の検査不要、テンドン抜取り検査の前提は、修繕費を減少させる要因と考えられる。一方、原子炉冷却系のガス循環機基数が多いこと、ボイラの伝熱管がナトリウム炉の蒸気発生器に対して長尺で本数も多いことは、修繕費増加の要因である。

ヘリウムガス冷却炉では、原子炉系、原子炉冷却系では修繕費増加の要因は少ないと判断される。タービン発電機系については、ガスタービンユニットを 4 基使用しているが、放射能を内包する機器としてのガスタービンユニットの修繕費は不明である。

これら以外の系統の修繕費は軽水炉と同等と判断される。

(c) 重金属冷却炉

重金属冷却炉の修繕費に関する調査結果を表 4.7.2(3)-11 に示す。

重金属冷却炉の修繕費に係る一般的な特性として、２次系がなくシステムが簡素であるという利点を有するが、点検補修はナトリウム冷却炉と同様に高温環境で行われ、且つ冷却材は不透明で検査性に劣る、点検時ポロニウム対策が必要になる可能性があるという不利な側面が挙げられる。

重金属炉の設計に関連する修繕費軽減の要因としては、自然循環冷却方式を採用しているので、ポンプ等の点検が不要になることがある。反面、修繕費増加の要因としては、モジュール型炉なので同規模電気出力の単基プラントに対して点検対象の物量が増加する（4 モジュール構成なので、3 モジュール構成のナトリウム冷却中型モジュールよりも不利になる）、ポロニウム対策が必要になる場合の点検治工具の増加、作業効率の低下などが考えられる。

表 4.7.2(3)-11 の放射性廃棄物処理系以降は、軽水炉と同等の修繕費と考えられる。

(d) 水冷却炉

水冷却炉の修繕費に関する調査結果を表 4.7.2(3)-12 に示す。

水冷却炉のプラントについては、現行の軽水炉プラントをベースに検討されているため、修繕費に関しては軽水炉と同等と考えられる。高転換比 BWR 炉では、現行の BWR に対して炉内再循環ポンプ（3 基）が削除されているので、この分修繕費が軽減できる可能性がある。

以上に示したように、冷却材の特性およびプラントの設計により、現行軽水炉の修繕費に対して実用化戦略調査研究のプラントの修繕費が増減する要因が存在する。これらの要因を考慮した修繕費の定量的評価は現状では困難であるが、表 4.7.2(3)-5～表 4.7.2(3)-8 の開発課題の解決により軽水炉と同等の修繕費を達成することが期待される。

(iv) 修繕費率の検討

各プラントの発電単価の算出のためには、個々のプラントについて修繕費率を設定することが必要になる。そこで、以下の方法により各プラントの修繕費（率）を検討した。

(a) 検討の前提条件

①標準的な軽水炉の修繕費率は、標準軽水炉の発電単価試算についてのサイクル機構の分析結果から、2%とする。この場合、年間の修繕費は建設コスト×修繕費率として求められる。

②プラントの修繕費は、定期点検により発生するとする。上記の標準軽水炉の修繕費率は、毎定検時タービン開放点検を行う場合の年平均と考える。標準軽水炉の運転サイクル長さは、現行電気事業法の規定に従い 13 ヶ月とし、平

均定検期間長さは、標準軽水炉の発電単価試算で設備利用率80%としているので、13／0.8×0.2≒3ヶ月となる。

③タービン系の開放点検は、中型モジュール炉の定期点検で述べたように、4年以内に実施すれば良いこととする。この条件は、蒸気タービン発電を採用しているすべてのプラントに適用する。従って、各プラントの運転サイクル長さから、タービン開放点検を伴う定検と伴わない定検があることになり、費用の差が出ることになるので、これを考慮した修繕費率を検討することが必要になる。

④1炉当たりのプラント定検期間は、平均点検期間で代表する。

⑤水冷却炉については、標準軽水炉と同じ修繕費率とし、本検討から除く。

(b) 標準軽水炉の修繕費の設定

プラントの修繕費は、定期点検の費用として発生するとしたので、標準軽水炉の定期点検費用をXとする。このXは、運転サイクル長さ（13ヶ月）＋定検期間（3ヶ月）に発生するので、年平均ではX／（13＋3）×12となり、これが建設コスト×修繕費率に等しくなる。

Xの内訳は、原子炉関連設備等の点検費用とタービン関連設備の点検費用に大別されるものとする。原子炉関連設備等の点検費用のXに占める割合をYとし、X×Yを定検期間3ヶ月に相当する原子炉関連設備等の点検費用とする。定検期間は、標準軽水炉および実用化戦略調査研究プラントとも主に原子炉関連設備の点検がクリティカルパスとなり決定されるので、実用化戦略調査研究プラントの原子炉関連設備等の点検費用は、定検期間に比例すると仮定し標準軽水炉を基準に算定する。一方、タービン関連設備の定検費用は、X×（1－Y）が出力130万kWeの設備の費用とし、出力に比例すると仮定する。

Xに占める原子炉関連設備等の割合Yは、標準軽水炉発電単価試算データからは不明である。このため、建設コストに占める原子炉関連設備およびタービン関連設備の比率によりXを配分し、Yを求めた。原子炉関連設備とタービン関連設備の比率は、水冷却高速炉建設コストのサイクル機構算出値等を参考に決定した。この場合の比率は、原子炉関連設備7に対して、タービン関連設備4程度である。従って、Yは0.64とした。

(c) 実用化戦略調査研究各プラントの修繕費率の検討

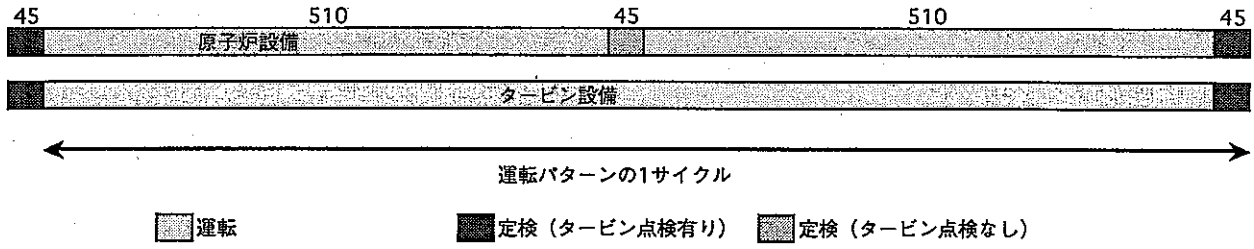
上記a)の設定を基に、実用化戦略調査研究各プラントの修繕費率を検討する。

ｉ）大型炉の場合

ナトリウム冷却大型炉：ループ型炉を例にして修繕費率の設定法を説明する。

大型炉の場合、原子炉1基にタービン設備が付属する。タービン設備の開

放点検の周期と運転サイクル長さとの関係から、タービン開放点検を伴わない原子炉関連設備のみの定検があることから、運転パターンの 1 サイクルを下図のように設定する。



この運転パターンの 1 サイクル中に発生する定期点検費用を a)の設定とナトリウム冷却ループ型大型炉のデータから算出する。

上の図から原子炉関連設備の定検は、1 サイクル中に 2 回あり、その費用は

X×Y×（45（日）／（3（ヶ月）×30（日／月））×2

で求められる。一方、タービン設備の定検は 1 回であり、その費用は

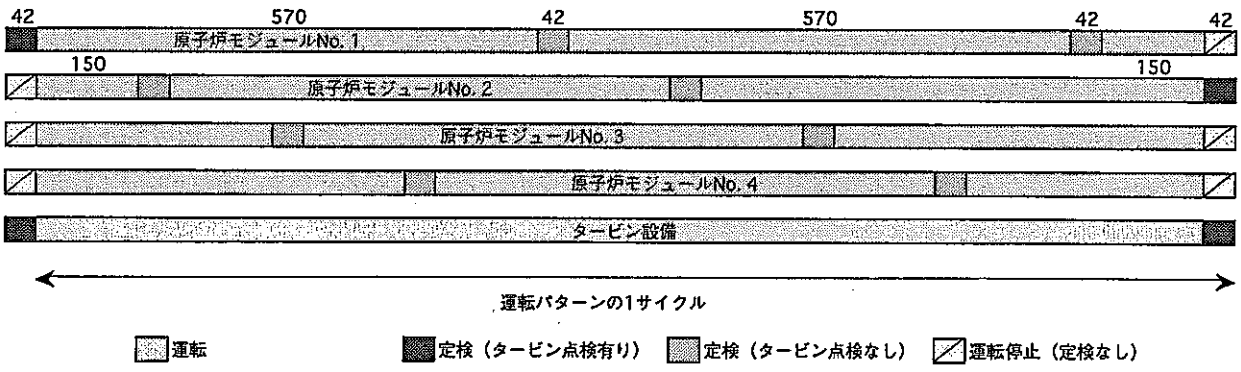
X×（1−Y）／130（万 kWe）×150（万 kWe）

で求められる。これらの合計費用が（17×2＋1.5×2）ヶ月に発生するので、年平均を求め、これと建設コストから修繕費率を求めることができる。

タービン設備の定検費用の算出法は、ガスタービンユニットについても適用することとした。

ii）モジュール炉の場合

モジュール炉の場合、複数の原子炉モジュールでタービン関連設備を共有する。モジュール数が最も多い重金属冷却炉を例にする。重金属冷却炉の運転パターンの 1 サイクルを下図に示す。



上図の運転パターン 1 サイクル中に原子炉関連設備の定検は 9 回あり、その費用は、

X×Y×（42（日）／（3（ヶ月）×30（日／月））×9

である。タービン関連設備の定検は、大型炉と同じく 1 回で、その費用は、

X×（1−Y）／130（万 kWe）×160（万 kWe）

である。運転パターン 1 サイクルの長さは、（19×2+5+（42／30）×3）ヶ月となるので、大型炉の場合と同様の方法で年平均の修繕費および修繕費率を求めることができる。

iii）修繕費率

上記の方法により求めた修繕費率を下表に示す。

プラント名	運転ﾊﾟﾀｰﾝ ｻｲｸﾙ長（月）	定検期間（日）	原子炉設備定検回数	修繕費率（%）
Na 冷却大型炉：ﾙｰﾌﾟ型炉	37.0	45	2	1.28
Na 冷却大型炉：ﾀﾝｸﾞ型炉	45.3	50	2	1.08
Na 冷却大型炉：２次系簡素化炉	45.2	48	2	1.18
Na 冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉:ﾙｰﾌﾟ炉	49.0	37	8	2.06
Na 冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ﾀﾝｸ炉	46.1	41	7	2.06
炭酸ガス冷却炉	48.0	46	2	0.73
被覆粒子燃料 He ガス冷却炉	40.2	42	2	0.80
重金属冷却炉(ﾓｼﾞｭｰﾙ)	47.1	41	9	1.93

修繕費に関しては、一般に運転サイクルが長いほど、また、定検期間が短いほど有利になる。ナトリウム冷却大型炉では、タンク型炉と２次系簡素化炉の運転サイクル長は同じでループ型炉より長く、定検期間は２次系簡素化炉がタンク型より短いため、年間修繕費はナトリウム冷却大型炉の中では最も少なくなる。モジュール炉に関しては、大型炉に比べてモジュールが多い分原子炉関連設備定検費用が増加する。原子炉関連設備の運転パターン 1 サイクル内での原子炉関連設備の定検回数は、モジュールの運転サイクル長さとタービン関連設備の定検周期の関連で決まる。ナトリウム冷却大型ループ型炉の年間修繕費を基準にすると、ナトリウム冷却中型モジュール炉の年間修繕費は約 1.8〜1.9 倍、重金属冷却炉で約 2.3 倍の結果となった。ガス冷却炉は、他の冷却材のプラントに比べて修繕費が少ない結果となった。炭酸ガ

ス冷却炉の場合、運転サイクルが比較したプラントの中では最も長いこと、ヘリウムガス冷却炉は原子炉関連設備の定検期間が相対的に短いこと、およびガスタービンユニット 1 基当たりの出力が小さく、これを 1 定検当たり 1 基点検することとしているため、タービン関連設備の定検費用が他のプラントに比べて大幅に少なくなることによる。ナトリウム冷却大型ループ型炉の年間修繕費を基準にすると、ガス冷却炉の年間修繕費は 0.6～0.8 倍である。

（iv）人件費他

統合評価における発電単価の算出では、人件費は人件費単価（円／人・年）と要員数（人）の積として、委託費、消耗品費および廃棄物費用等は一括して諸費として扱われ、プラント建設コスト（円）に諸費率（%／年）を乗じて求められる。標準軽水炉の発電単価試算値に対するサイクル機構の分析では、人件費について人件費単価 900 万円／人･年として要員数 133 人､諸費について諸費率約 1.5%という値が得られている。

人件費、諸費に関しては、冷却材やプラントの特性の相違による費用の増減を比較・検討できる調査結果が平成 12 年度の概念検討からは得られなかった。統合評価における発電単価の算出では、人件費率及び諸費率は標準軽水炉と同等とした。

以上の検討結果の概要を、まとめとして表 4.7.2(3)-13 に示した。

(4) 参考文献

［1］ 平成 11 年度の国内電力会社の有価証券報告書、財務省印刷局

表4.7.2(3)-1　運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の所内負荷）

プラント名 / 項目		Na冷却大型炉：ループ型炉	Na冷却大型炉：タンク型炉	PSR	Na冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ﾙｰﾌﾟ型炉	Na冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ﾀﾝｸﾟ型炉
		運転時	運転時	運転時	運転時	運転時
電気出力（MW）		1,500	1,500	1,500	500	500
所内負荷（kW）	原子炉構造	76	-	76	-	-
	1次主冷却系	19,155	-	22,900	-	-
	2次主冷却系	8,290	-	0	-	-
	1次補助冷却系	20	-	20	-	-
	2次補助冷却系	80	-	0	-	-
	補機冷却系	2,895	-	2,895	-	-
	タービン発電機設備	19,254	-	19,254	-	-
	換気空調設備	6,610	-	6,610	-	-
	廃棄物処理系	402	-	402	-	-
	燃料取扱系	386	-	386	-	-
	補修設備等	818	-	818	-	-
	圧縮空気供給設備	540	-	540	-	-
	崩壊熱除去系	0	-	0	-	-
	予熱設備	211	-	211	-	-
	計測制御電源	790	-	790	-	-
	照明設備	550	-	550	-	-
	総合管理建物電源	360	-	360	-	-
	電源損失	1,209	-	1,209	-	-
	発電機励磁用電源	0	-	0	-	-
	所内負荷合計	61,646	57,000	57,021	22,500	22,000
	所内負荷率（%）	4.1	3.8	3.8	4.5	4.4

表4.7.2(3)-2　運転維持費評価（ガス冷却炉の所内負荷）

プラント名 / 項目		炭酸ガス冷却炉 運転時	ヘリウムガス冷却炉 運転時
電気出力（MW）		1,356	1,124
所内負荷（kW）	原子炉構造	62	37
	1次主冷却系	160,000	0
	2次主冷却系	0	0
	1次補助冷却系	0	840
	2次補助冷却系	0	0
	補機冷却系	2,712	2,142
	タービン発電機設備	17,718	13,059
	換気空調設備	3,914	10,227
	廃棄物処理系	188	175
	燃料取扱系	156	529
	補修設備等	0	0
	圧縮空気供給設備	235	400
	崩壊熱除去系	0	0
	予熱設備	0	0
	計測制御電源	2,037	1,717
	照明設備	550	1,078
	総合管理建物電源	180	612
	電源損失	779	616
	発電機励磁用電源	0	0
	所内負荷合計	188,531	31,432
	所内負荷率（%）	13.9	2.8

表4.7.2(3)-3　運転維持費評価（重金属冷却炉の所内負荷）

プラント名 / 項目		重金属冷却炉	
		ﾒﾝﾃ時	運転時
電気出力（MW）		1,600	
所内負荷（kW）	原子炉構造	360	106
	1次主冷却系	0	0
	2次主冷却系	0	0
	1次補助冷却系	105	48
	2次補助冷却系	0	0
	補機冷却系	2,121	3,003
	タービン発電機設備	0	20,941
	換気空調設備	12,955	12,955
	廃棄物処理系	448	448
	燃料取扱系	118	185
	補修設備等	632	632
	圧縮空気供給設備	560	560
	崩壊熱除去系	120	0
	予熱設備	191	191
	計測制御電源	2,407	2,407
	照明設備	1,366	1,366
	総合管理建物電源	429	429
	電源損失	436	865
	発電機励磁用電源	0	0
	所内負荷合計	22,248	44,136
	所内負荷率（%）	1.4	2.8

表4.7.2(3)-4　運転維持費評価（水冷却炉の所内負荷）

プラント名 / 項目		高転換比BWR	高転換比PWR	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉
		運転時	運転時	運転時
電気出力（MW）		1,356	1,200	1,698
所内負荷（kW）	原子炉構造	-	-	-
	１次主冷却系	-	-	-
	２次主冷却系	-	-	-
	１次補助冷却系	-	-	-
	２次補助冷却系	-	-	-
	補機冷却系	-	-	-
	タービン発電機設備	-	-	-
	換気空調設備	-	-	-
	廃棄物処理系	-	-	-
	燃料取扱系	-	-	-
	補修設備等	-	-	-
	圧縮空気供給設備	-	-	-
	崩壊熱除去系	-	-	-
	予熱設備	-	-	-
	計測制御電源	-	-	-
	照明設備	-	-	-
	総合管理建物電源	-	-	-
	電源損失	-	-	-
	発電機励磁用電源	-	-	-
	所内負荷合計	47,460	63,600	44,148
	所内負荷率（%）	3.5	5.3	2.6

表4.7.2(3)-5　運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の定期点検）

項目＼プラント名		ナトリウム冷却大型炉：ループ型炉	ナトリウム冷却大型炉：タンク型炉	PSR	ナトリウム冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ループ型炉	ナトリウム冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：タンク型炉
仕様	熱出力／電気出力	3570MW/1500MW	3660MW/1500MW	3950MW/1500MW	1190MW/500MW	1220MW/500MW
	１次主ポンプ基数	2	3	3	2	3
	２次主ポンプ基数	2	2	3	1	1
	蒸気発生器基数	2	2	3	1	1
	非常用DG系統数	2	3	2	2	3
	崩壊熱除去系系統数	DRACS:1、IRACS:2	PRACS:4	DRACS:3	DRACS:1、PRACS:2	RVACS:1、SGACS:1
	制御棒駆動機構数	55	45	25	19	17
	燃料集合体等本数	780	769	708	492	271
	運転サイクル長さ	17ヶ月	21ヶ月	21ヶ月	17ヶ月	21ヶ月
	燃料交換バッチ数	4	4	4	4	4
クリティカルパス		降温・減衰待：4日 １次系ポンプ点検：17日 燃料交換時間：12日 ＤＧ自動起動試験：2日 ＣＲＤ性能試験等：6.5日	降温：1日 １次ポンプ点検：22日 燃料交換：13日 C/Vﾊｯﾁ漏洩率試験：2日 CRD性能試験等：6日		SG伝熱管検査：33日 （１次系ポンプ点検：14日 燃料交換時間：5日 ＣＲＤ性能試験等：6日）	降温：1日 １次ポンプ点検：22日 燃料交換：9日 C/Vﾊｯﾁ漏洩率試験：2日 CRD性能試験等：4日
特　徴 軽水炉との主要相違点		・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明	・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明	・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明	・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明	・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明
標準点検日数		41.5日	44日	45日	34日	38日
標準外点検日数		57.5日	54日	55日	44日	48日
平均点検日数		45日	50日	48日	37日	41日
前提となる技術・手法・条件等		・格納施設内クレーンは2基設置 ・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業の作業時間は22hr/d ・SGﾗｯﾌﾟﾁｬﾃﾞｨｽｸはﾅﾄﾘｳﾑﾄﾞﾚﾝなしで交換可能 ・１次主ポンプ軸封部分解点検は、1基／1定検 ・SGは全数の体積検査実施 ・原子炉容器、炉内構造物のISIは、VTM-2及びVTM-3を想定 ・ISI装置等は開発済みとする ・標準外点検は回転プラグ等	・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業は24時間作業 ・１次主ポンプ軸封部分解点検は、1基／1定検 ・SGは全数の体積検査実施（平行検査作業を想定） ・ISI装置等は開発済みとする ・標準外点検は回転プラグ等		・格納施設内クレーンは2基設置 ・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業の作業時間は22hr/d ・１次主ポンプ軸封部分解点検は、1基／1定検 ・SGは全数の体積検査実施 ・原子炉容器、炉内構造物のISIは、VTM-2及びVTM-3を想定 ・ISI装置等は開発済みとする ・標準外点検は回転プラグ等 ・稼働率向上のため、タービン開放点検周期を4年以下に延長	・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業は24時間作業 ・１次主ポンプ軸封部分解点検は、1基／1定検 ・SGは全数の体積検査実施（平行検査作業を想定） ・ISI装置等は開発済みとする ・標準外点検は回転プラグ等 ・稼働率向上のため、タービン開放点検周期を4年以下に延長
開発課題		・ポンプ分解点検周期の延長 ・ISI装置等検査機器開発	・ポンプ分解点検周期の延長 ・ISI装置等検査機器開発		・ポンプ分解点検周期の延長 ・タービン開放点検周期の延長 ・ISI装置等検査機器開発	・ポンプ分解点検周期の延長 ・タービン開放点検周期の延長 ・ISI装置等検査機器開発
稼働率		91.9%	92.6%	92.90%	91.2%	91.5%

表4.7.2(3)-6　運転維持費評価（ガス冷却炉の定期点検）

プラント名 / 項目		炭酸ガス冷却炉（蒸気サイクル発電）	ヘリウムガス冷却炉（ガスタービン発電）
仕様	熱出力／電気出力	3600MW/1356MW	2400MW/1120MW
	１次主ポンプ基数	8	低圧／高圧コンプレッサ
	２次主ポンプ基数	0	0
	蒸気発生器基数	12	ガスタービン：4基
	非常用DG系統数	2	2
	崩壊熱除去系系統数	12	4
	制御棒駆動機構数	33	31
	燃料集合体等本数	712	438
	運転サイクル長さ	24ヶ月	18.7ヶ月
	燃料交換バッチ数	4	7
クリティカルパス		崩壊熱減衰待ち：4日 補機冷却系設備：21日 燃料交換：9日 C/Vハッチ漏洩試験：2日 CRD性能試験等：6日 CO2充填：2日	（ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ予備機交換） 降温：1日 Heガス回収作業：5日暫定 ガスタービン交換点検：16日 燃料交換時間：9日 C/Vﾊｯﾁ漏洩率試験：2日 CRD性能試験等：6.5日
特　徴 軽水炉との主要相違点		・系統が簡素である ・冷却材は透明で検査性がよい ・定検中の冷却材温度は常温	・系統が簡素である ・冷却材は透明で検査性がよい ・定検中の冷却材温度は常温
標準点検日数		44日	40日
標準外点検日数		49日	45日
平均点検日数		46日	42日
前提となる技術・手法・条件等		・PCRV内は1barの炭酸ガス雰囲気 ・PCRVライナは検査不要 ・PCRVテンドンは抜取検査 ・ガス循環機は予備機を準備し、交換のみを考慮（2基／1定検） ・ボイラー伝熱管体積検査不要 ・標準外点検はC/V全体漏洩試験	・冷却材圧力は大気圧 ・ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ点検：1基/1点検（点検実施期間の延長） ・原子炉容器等ISIはVTM-3の目視点検 ・格納施設内クレーンは2基設置 ・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業の作業時間は22hr/d
開発課題		・PCRVライナ検査無しの場合のライナ溶接部健全性実証 ・PCRVテンドン抜取り検査の場合のPCRV健全性実証 ・ボイラの長尺伝熱管検査技術	・放射能を内包する機器としてのｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝﾕﾆｯﾄの点検補修技術 ・ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝﾕﾆｯﾄ点検周期の延長
稼働率		94.1%	92.8%

表4.7.2(3)-7　運転維持費評価（重金属炉の定期点検）

プラント名 / 項目		重金属冷却炉 (Pb-Bi冷却、自然循環)
仕様	熱出力／電気出力	1053MW/400MW
	１次主ポンプ基数	0
	２次主ポンプ基数	0
	蒸気発生器基数	1
	非常用DG系統数	2
	崩壊熱除去系系統数	3
	制御棒駆動機構数	36
	燃料集合体等本数	558
	運転サイクル長さ	19ヶ月
	燃料交換バッチ数	10
クリティカルパス		降温：1日 ＣＲＤ駆動点検：3.5日 ＳＧ検査準備・後始末：10日 原子炉構造ＩＳＩ：6日 燃料交換時間：9.5日 ＤＧ自動起動試験：2日 ＣＲＤ性能試験等：6日
特　徴 軽水炉との主要相違点		・定検期間中の冷却材温度が高い ・冷却材は不透明 ・系統が簡素である ・自然循環冷却であるため、点検を要する動的機器が少ない ・放射化ポロニウム対策が必要となる可能性がある
標準点検日数		39日
標準外点検日数		49日
平均点検日数		42日
前提となる技術・手法・条件等		・ﾀｰﾋﾞﾝ点検周期は4年程度以内 ・ｸﾘﾃｨｶﾙ作業の作業時間は22hr/d ・ISI装置等は開発済みとする ・鉛－ビスマス取扱技術、ﾎﾟﾛﾆｳﾑ対策技術
開発課題		・鉛－ビスマス取扱、ﾎﾟﾛﾆｳﾑ対策等を考慮した点検補修技術 （ISI装置等の開発含む） ・タービン開放点検周期の延長
稼働率		91.0%

表4.7.2(3)-8　運転維持費評価（水冷却炉の定期点検）

項目＼プラント名		高転換比BWR	高転換比PWR	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉
仕様	熱出力／電気出力	3926MW/1356MW	3480MW/1200MW	3832MW/1698MW
	１次主ポンプ基数			
	２次主ポンプ基数	0	0	0
	蒸気発生器基数			
	非常用DG系統数			
	崩壊熱除去系系統数			
	制御棒駆動機構数			
	燃料集合体等本数			
	運転サイクル長さ	24ヶ月	15ヶ月	13ヶ月
	燃料交換バッチ数			
クリティカルパス				
特　徴 軽水炉との主要相違点		プラントは現行BWRをベースにしている	プラントは現行PWRをベースにしている	プラントは現行BWRをベースにしている
標準点検日数		－	－	－
標準外点検日数		－	－	－
平均点検日数		41日	30日	39.5日
前提となる技術・手法・条件等		・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
開発課題		・特に大きな開発課題無し	・特に大きな開発課題無し	・特に大きな開発課題無し
稼働率		94.6%	93.7%	90.8%

表4.7.2(3)-9　運転維持費評価（ナトリウム冷却炉の修繕費）

項目＼プラント名		ナトリウム冷却大型炉：ループ型炉	ナトリウム冷却大型炉：タンク型炉	PSR	ナトリウム冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ループ型炉	ナトリウム冷却中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：タンク型炉
仕様	熱出力／電気出力	3570MW/1500MW	3660MW/1500MW	3950MW/1500MW	1190MW/500MW	1220MW/500MW
	１次主ポンプ基数	2	3	3	2	3
	２次主ポンプ基数	2	2	3	1	1
	蒸気発生器基数	2	2	3	1	1
	非常用DG系統数	2	3	2	2	3
	崩壊熱除去系系統数	DRACS:1、IRACS:2	PRACS:4	DRACS:3	DRACS:1、PRACS:2	RVACS:1、SGACS:1
	制御棒駆動機構数	55	45	25	19	17
修繕費	全体概要	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・ループ数削減により、SG基数は軽水炉（PWR）より少ない	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・ループ数削減により、SG基数は軽水炉（PWR）より少ない	・２次系がないので、系統構成は軽水炉（PWR）と同様 ・ポンプ、SG基数も軽水炉（PWR）と同様	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、同規模出力の大型炉より点検対象が多い	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対 象が多い可能性がある ・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、大型炉より点検対象が多い
	原子炉系	・軽水炉（PWR）と同等、但し炉内構造物ISIは費用増の可能性あり	・軽水炉（PWR）と同等、但し炉内構造物ISIは費用増の可能性あり	・軽水炉（PWR）と同等、但し炉内構造物ISIは費用増の可能性あり	・ﾓｼﾞｭｰﾙ数分点検対象が多い ・炉内構造物ISIは費用増の可能性あり	・ﾓｼﾞｭｰﾙ数分点検対象が多い ・炉内構造物ISIは費用増の可能性あり
	原子炉冷却系	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・２次系EMPは機械式より費用小	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、大型炉より点検対象が多い	・軽水炉（PWR）に対して２次系分点検対象が多い可能性がある ・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、大型炉より点検対象が多い ・２次系EMPは機械式より費用小
	補助炉心冷却系	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、同規模出力の大型炉より点検対象が多い	・ﾓｼﾞｭｰﾙ型炉のため、同規模出力の大型炉より点検対象が多い
	放射性廃棄物処理系	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	燃料取扱・貯蔵設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	その他プラント設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	タービン発電機設備（給復水系・循環水系含）	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	計測制御系（NSSS&BOP）	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力の大型炉より点検対象となるNSSS物量が増加する可能性がある	・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力の大型炉より点検対象となるNSSS物量が増加する可能性がある
	電気設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	その他	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等

表4.7.2(3)-10　運転維持費評価（ガス冷却炉の修繕費）

項目＼プラント名		炭酸ガス冷却炉（蒸気サイクル発電）	ヘリウムガス冷却炉（ガスタービン発電）
仕様	熱出力／電気出力	3600MW/1356MW	
	１次主ポンプ基数	8	
	２次主ポンプ基数	0	
	蒸気発生器基数	12	
	非常用DG系統数	2	
	崩壊熱除去系系統数	PRACS:12	
	制御棒駆動機構数	33	
修繕費	全体概要	・２次冷却系がないため、系統構成は軽水炉（PWR）と同様 ・ガス循環機、ボイラーの基数が多いため費用増の可能性がある	・ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電ｼｽﾃﾑ採用
	原子炉系	・PCRVについては、ライナー溶接部検査不要、テンドン抜取検査を前提としているため、費用増はないと推定される。	・軽水炉（PWR）と同等
	原子炉冷却系	・ガス循環機、ボイラーの基数が多いため費用増の可能性がある ・ボイラー伝熱管が長尺であるため作業時間を要する可能性がある	・冷却系は配管とｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ容器
	補助炉心冷却系	・系統数が多いため、費用増の可能性がある	・軽水炉（PWR）と同等
	放射性廃棄物処理系	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	燃料取扱・貯蔵設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	その他プラント設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	タービン発電機設備（給復水系・循環水系含）	・軽水炉（PWR）と同等	・ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝﾕﾆｯﾄの修繕費不明
	計測制御系（NSSS＆BOP）	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	電気設備	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等
	その他	・軽水炉（PWR）と同等	・軽水炉（PWR）と同等

表4.7.2(3)-11　運転維持費評価（重金属炉の修繕費）

項目 ＼ プラント名		重金属冷却炉 (Pb-Bi冷却、自然循環)
仕様	熱出力／電気出力	
	１次主ポンプ基数	0
	２次主ポンプ基数	0
	蒸気発生器基数	1
	非常用DG系統数	2
	崩壊熱除去系系統数	
	制御棒駆動機構数	
修繕費	全体概要	・２次冷却系がないので、系統構成は軽水炉（PWR）と同様 ・自然循環冷却方式であるため、ポンプの点検不要 ・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力に対して点検対象となる物量が増加する可能性がある ・定期点検時のポロニウム対策が必要な場合、費用増となる可能性がある
	原子炉系	・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力大型炉に対して点検対象となる物量が増加する可能性がある
	原子炉冷却系	・自然循環冷却方式であるため、ポンプの点検不要 ・１次系ｺｰﾙﾄﾞﾄﾗｯﾌﾟの交換頻度が高い ・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力に対して点検対象となる物量が増加する可能性がある
	補助炉心冷却系	・自然循環冷却方式であるため、ポンプの点検不要 ・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力に対して点検対象となる物量が増加する可能性がある
	放射性廃棄物処理系	・軽水炉（PWR）と同等
	燃料取扱・貯蔵設備	・軽水炉（PWR）と同等
	その他プラント設備	・軽水炉（PWR）と同等
	タービン発電機設備 (給復水系・循環水系含)	・軽水炉（PWR）と同等
	計測制御系（NSSS＆BOP）	・ﾓｼﾞｭｰﾙ炉であるため、同規模出力大型炉に対して点検対象となるNSSS物量が増加する可能性がある
	電気設備	・軽水炉（PWR）と同等
	その他	・軽水炉（PWR）と同等

表4.7.2(3)-12　運転維持費評価（水冷却炉の修繕費）

	プラント名 / 項目	高転換比BWR	高転換比PWR	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉
仕様	熱出力／電気出力	3926MW/1356MW	3480MW/1200MW	3832MW/1698MW
	1次主ポンプ基数			
	2次主ポンプ基数	0	0	0
	蒸気発生器基数			
	非常用DG系統数			
	崩壊熱除去系系統数			
	制御棒駆動機構数			
修繕費	全体概要	・ﾌﾟﾗﾝﾄは、現行BWRをベースにしている	・ﾌﾟﾗﾝﾄは、現行PWRをベースにしている	・ﾌﾟﾗﾝﾄは、現行BWRをベースにしている
	原子炉系	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	原子炉冷却系	・現行軽水炉と同等、但しRIP削除による費用低減要素がある	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	補助炉心冷却系	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	放射性廃棄物処理系	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	燃料取扱・貯蔵設備	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	その他プラント設備	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	タービン発電機設備（給復水系・循環水系含）	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	計測制御系（NSSS＆BOP）	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	電気設備	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等
	その他	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等	・現行軽水炉と同等

表4.7.2(3)-13　運転維持費評価のまとめ

プラント名 / 項　目	ナトリウム冷却炉					ガス冷却炉		重金属冷却炉	水冷却炉		
	大型炉：ループ型炉	大型炉：タンク型炉	PSR	中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：ループ型炉	中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉：タンク型炉	炭酸ガス冷却炉	ヘリウムガス冷却炉	中型ﾓｼﾞｭｰﾙ炉	高転換比BWR	高転換比PWR	超臨界圧軽水冷却高速増殖炉
熱出力（MW）	3,570	3,660	3,950	1,190	1,220	3,600	2,400	1,053	3,926	3,480	3,832
電気出力（MW）	1,500	1,500	1,500	500	500	1,356	1,120	400	1,356	1,200	1,698
所内負荷率（%）	4.1	3.8	3.8	4.5	4.4	13.9	2.8	2.8	3.5	5.3	2.6
運転サイクル長（月）	17	21	21	17	21	24	18.7	19	24	15	13
定検期間（日）	45	50	48	37	41	46	42	42	41	30	39.5
稼働率（%）	91.9	92.6	92.9	91.6	91.1	94.0	93.0	91.3	94.6	93.8	90.8
修繕費率（%/年）	1.28	1.08	1.18	2.06	2.06	0.77	0.80	1.93	2.00	2.00	2.00
人件費（%/年）	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32
諸費率（%/年）	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5

修繕費率1は、修繕費率が標準的軽水炉と同じとし、これにタービン開放点検の有無を考慮して補正した場合

修繕費率2は、ナトリウム冷却大型ループ型炉の修繕費率が標準的軽水炉と同じとし、これを基準として他プラントは平均点検日数による比例計算により求めた場合
（タービン開放点検の有無補正）

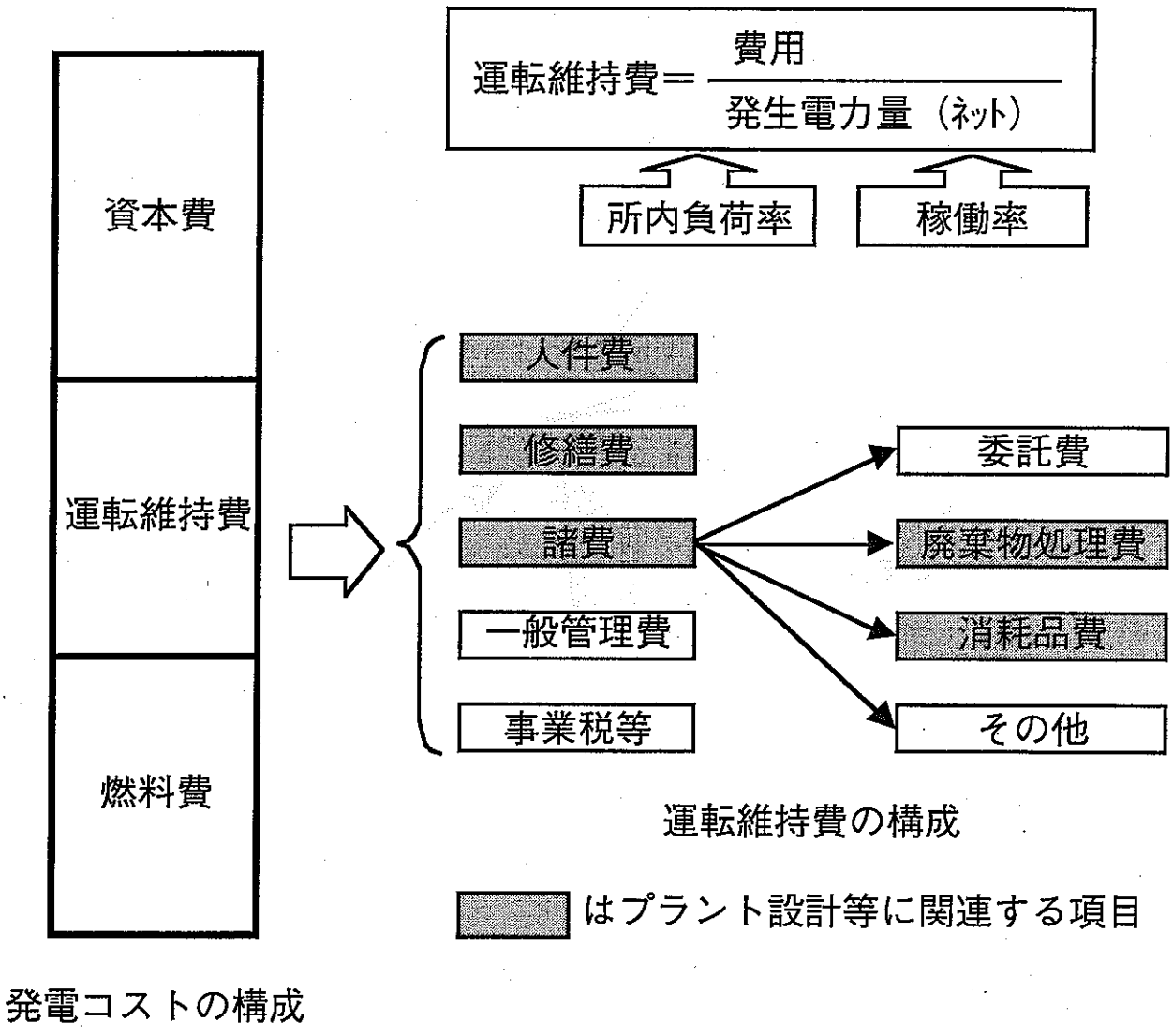
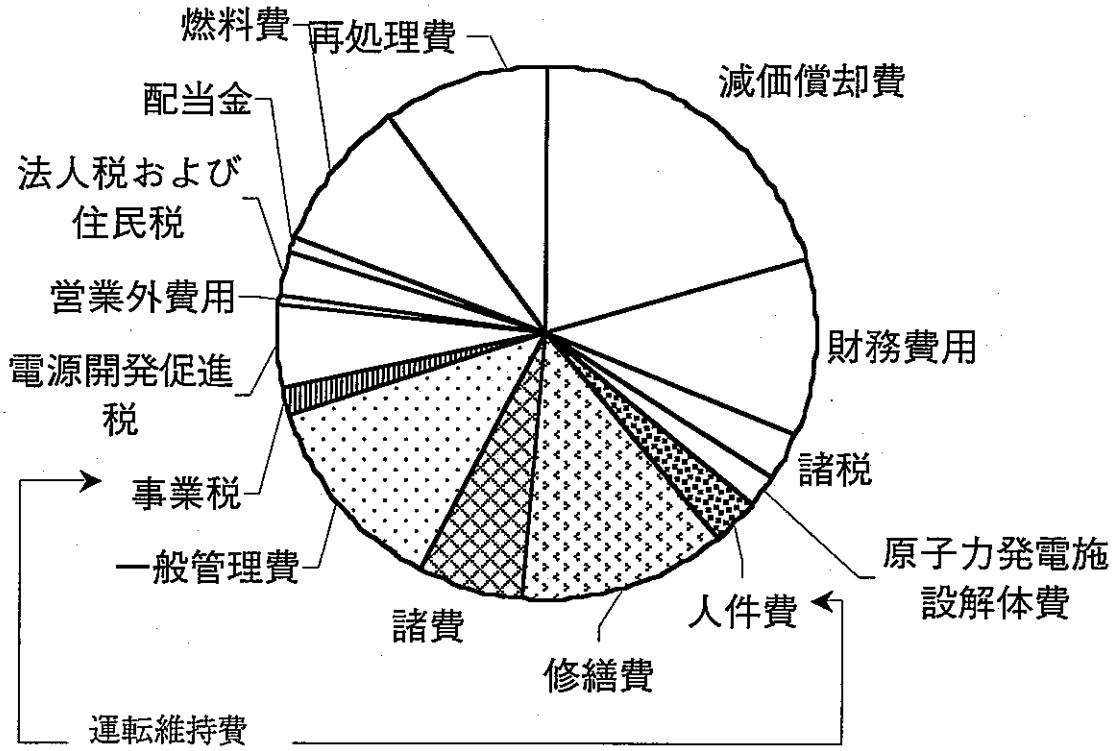
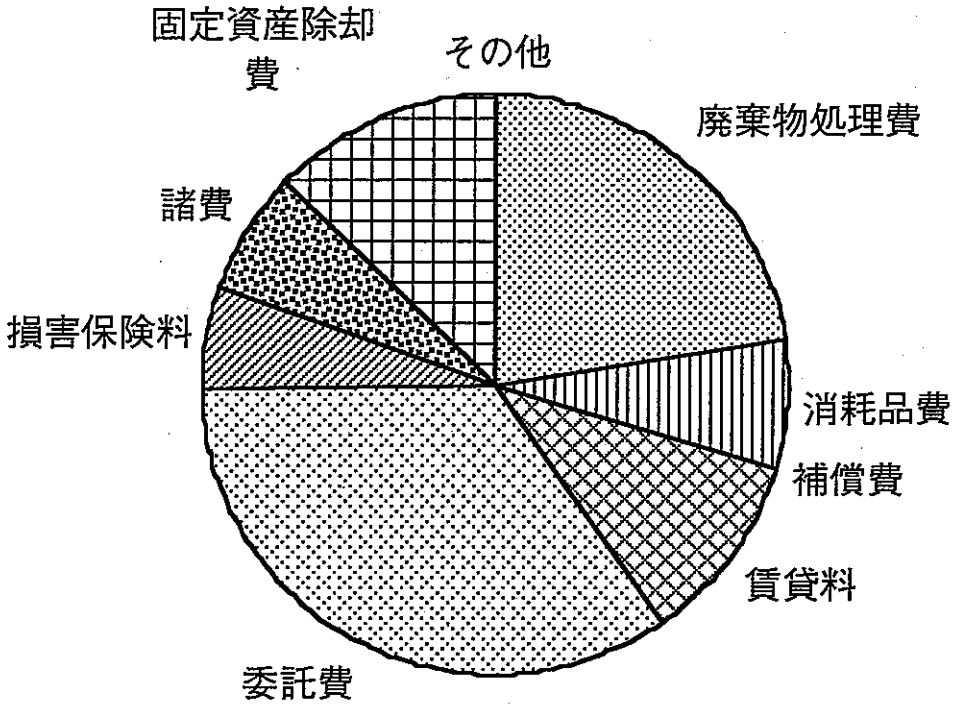


図 4.7.2(1)-1　発電コストおよび運転維持費の構成



（国内電力会社　平成 11 年度有価証券報告書[1] より作成）

図 4.7.2(1)-2　発電単価に占める運転維持費の割合



（国内電力会社　平成 11 年度有価証券報告書[1]より作成）

図 4.7.2(1)-3　諸費の構成

4.8 プラント共通技術の検討

4.8.1 機器構造技術開発

（1）各種冷却材に対する構造設計の技術評価

設計で検討されている各種のプラント概念に関して，構造設計技術の立場から鍵となる課題，技術の検討を行った。具体的には，ナトリウム冷却炉に関しては経済性向上を目指した設計合理化と長寿命化に関する検討を行い，ガス冷却炉に関しては，主としてプレストレスコンクリート製圧力容器（PCRV）の設計基準等に関する基礎的調査を行った。

(i) 経済性向上のための構造設計上の課題

実用化戦略調査研究 Phase I [1]において、経済性向上を目的とする設計概念の成立性を左右する構造として、原子炉容器液面近傍、ホットレグ配管および IHX 管板が挙げられる。これらの部位は、もんじゅおよび実証炉の構造設計においてもクリティカルであり、高速炉では原理的に高熱応力が発生する普遍的構造と考えられる。

従って、実用化戦略調査研究 PhaseⅡにおける設計の詳細化の段階でも、継続した検討が必要になると考えられる。よって経済性向上のための構造設計上の課題を上記部位を例として具体的に述べる。

（a）原子炉容器液面近傍

① 一般的課題

高速炉の原子炉容器は、上端を室温のコンクリート建屋により支持され炉心上部プレナムに高温の冷却材を有することから、冷却材液面から上端支持部に至る鉛直方向に大きな温度勾配が生じる。特に起動時においては昇温と液位上昇が同時進行することから勾配が厳しくなる（図 4.8.1(1)-1)。この結果、温度勾配の変曲点となる炉壁液面近傍部に原理的に高い熱応力が発生することになり、同部位は設計上重要である。

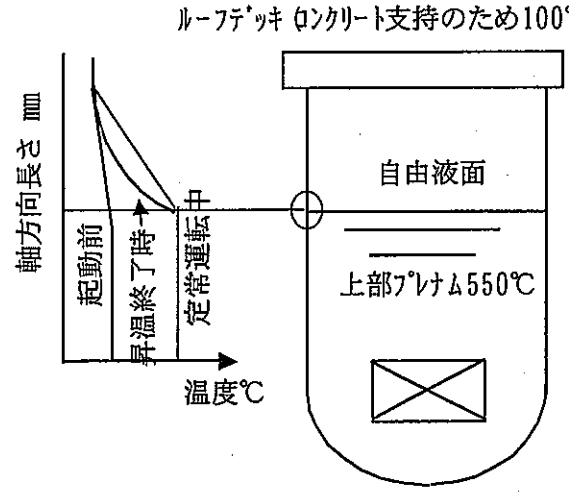
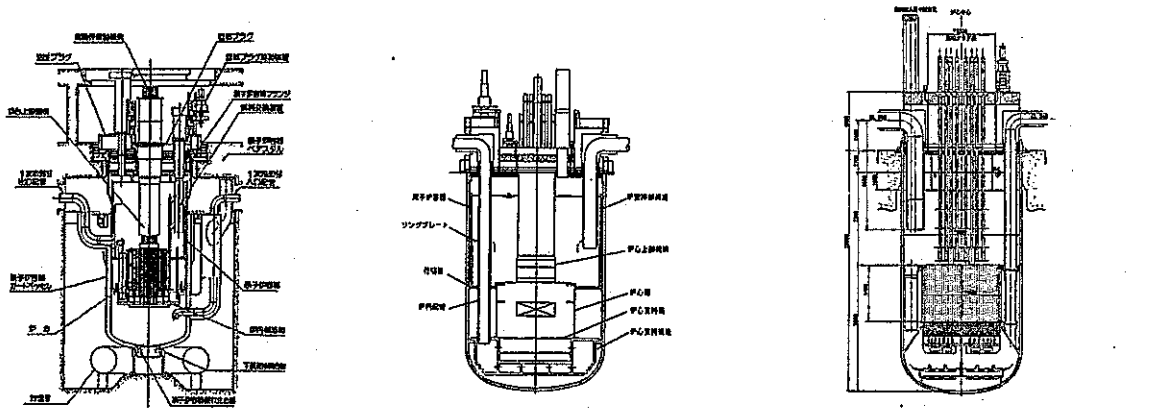


図 4.8.1(1)-1 液面上昇時の原子炉容器壁軸方向温度分布の例

② 実用化戦略調査研究 Phase I における課題

原型炉および実証炉では、炉壁の構造健全性を保つため図 4.8.1(1)-2 および表 4.8.1(1)-1 に示すように、炉壁保護構造を有していた。これに対し実用化戦略調査研究においては、炉壁冷却構造などを設置しない単純円筒の高温容器（ホットベッセル）が，炉心や燃料交換機などから決まる最小容器径を実現し，原子炉構造全体の物量とそれに伴う建屋容積の削減に寄与するため、設計側からの要望の一つとなっている。実用炉では経済性の観点から小型で簡素な原子炉構造が求められ、これらの要求が液面近傍部の熱応力を増大させると共に、高速炉プラントとしては前例のないホットベッセル化概念の採用を促す方向にある。

高温容器としかつ液位制御などの対策も施さないことから，自由液面近傍において軸方向温度勾配による高応力が発生することになり，弾性解析ベースの DDS では構造成立が厳しくなる恐れがある（図 4.8.1(1)-2　に，原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の原子炉容器熱応力低減策と弾性解析による応力評価結果を比較して示す。）。



原型炉　　実証炉　　アドバンスループ炉

図 4.8.1(1)-2　原子炉容器液面近傍設計の変遷

表 4.8.1(1)-1　原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の原子炉容器主要目

プラント	もんじゅ	実証炉	アドバンスループ炉
温度／材料	529℃/SUS304	550℃/316FR	550℃/316FR
外径／板厚	7.1m/50mm	10.4m/50mm	9.6m/30mm
炉壁保護	高温容器 ＋ﾌﾟﾛﾃｸｼｮﾝﾗｲﾅｰ ２液位制御	炉壁冷却構造 液位制御無し	炉壁保護無し （ホットベッセル）
最大応力強さ範囲	Sn=270MPa	Sn=390MPa(低温)	Sn=369MPa

③ 実用化戦略調査研究 Phase I における課題解決方策

免震による地震荷重低減を前提として容器板厚を極小化（30mm）するとともに，熱応力への感度が大きいガス空間の熱的境界条件を最適化し、さらに非弾性解析を取り入れた評価を行った（図 4.8.1(1)-3)。

解析評価の結果、炉壁液面近傍については、現状以下の知見を得た。

1) 最も厳しい手動トリップ＋起動の熱過渡条件下における最大 Sn 値は液面部直下（NsL-50mm）における 369MPa であった。材料は 316FR である。

2) 液面部直下を評価点として、DDS 弾性解析によるラチェット変形とクリープ疲労損傷の評価を行った。母材については損傷評価値が制限値を下回った。溶接部についてはクリープ疲労損傷の評価値は制限値を下回ったが、ラチェット変形については制限値をわずかに超える。

以上の結果，構造健全性が確保される見通しが得られた。

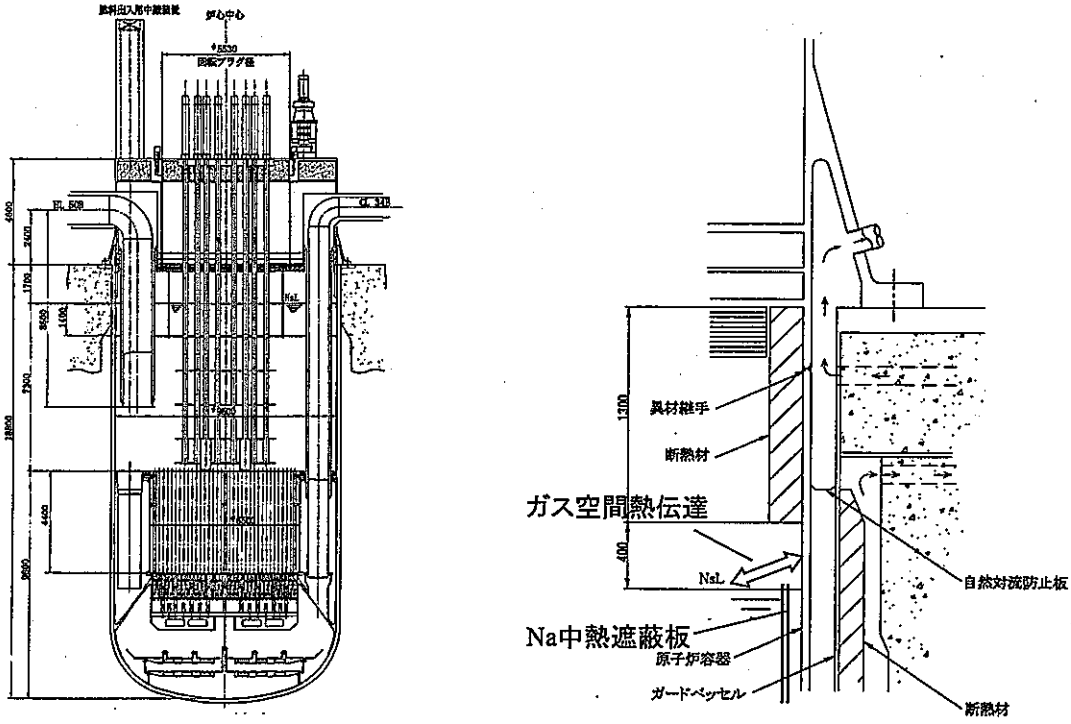


図 4.8.1(1)-3　冷却大型ループ式炉の原子炉容器熱応力低減策

④ 実用化戦略調査研究 Phase Ⅱ に向けた課題

実用化戦略調査研究 Phase Ⅰ で得られた見通しに対しては，以下の課題が残されている。

1) 現象として不確定なうえ評価精度も低いカバーガス空間の熱的境界条件を楽

観的に設定している。具体的には液面直上部の炉壁内面を不確定な液面からの輻射とガス熱伝達による加熱に期待することにより、液面近傍の温度勾配を緩和し、逆に上端支持部では内面からの伝熱を遮蔽版で防ぎ外面を冷却することによって低温のルーフデッキにスムースに温度接続するようにしている。

2) 液面近傍への溶接継手の設置を回避するため、高価なリング鍛造材にてRVを製作している。

3) 非弾性解析を取り入れることで、設計裕度を従来の弾性解析による設計から削減している。非弾性解析による設計を陽に許容する構造基準と，実際の設計適用に際して必要となる，非弾性解析設計指針が必要である。

⑤ 的境界条件に対する感度解析

原子炉容器液面近傍応力は熱的境界条件に敏感であることから、熱的境界条件及び構成則を変更し，その影響を評価する（表4.8.1(1)-2)。

原子炉容器の内，厳しい熱過渡を受ける液面近傍及びストラ界面近傍について弾性解析および非弾性解析によりラチェット評価及びクリープ疲労損傷評価を行う。

a. 解析モデル

原子炉容器の液面近傍を2次元軸対称でモデル化する。モデル化範囲はルーフデッキ付け根(NsL1700)から液面近傍及びストラ界面近傍を含みNsL-5800までとする。解析モデルを図4.8.1(1)-4に示す。要素分割を図4.8.1(1)-5に示す。

b. 荷重

解析に当たっては，以下の荷重を考慮した。

ア．熱過渡及び液位変動（d参照）

イ．内圧　1.52×105Pa（差圧)，

ウ．自重　1.75×106kg（吊下重量)，

c. 解析方法

有限要素法により熱過渡解析及び構造解析を実施した。

合理的評価を行うため非弾性解析を実施した。尚，非弾性構造解析に当たっては，弾塑性構成則として「バイリニア＋αリセット」を用いた（加工硬化を考慮し応力ひずみ関係を2直線近似し，かつ繰り返しによる背応力をサイクル毎にリセットする。これにより，他の簡易構成則と比較してクリープ疲労損傷及びラチェットひずみが精度良く且つ保守的に評価可能とされている。)。

尚，非弾性解析は10サイクル実施し，クリープ疲労損傷評価には最終サイクルの値を使用し、累積非弾性ひずみ評価は10サイクルまでのひずみを寿命中想定回数まで線形外挿した。

d. 熱過渡

簡単のため，実証炉の検討に基づき熱過渡は全て起動－手動トリップの組み合わせに包絡させる。また，評価の際の総繰り返し数は427回とした。

e. 境界条件

ア．構造

原子炉容器上端を固定とする。

原子炉容器下端は自由端とする。

イ．リファレンス熱的境界条件

原子炉容器上端を 100℃一定とする。

原子炉容器外面の上端から 1300mm の範囲を外部ガス（100℃）との熱伝達境界とする。

α= 5.82W/m^{2}K (= 5 kcal/m^{2}h℃)

原子炉容器内面の上端から 1000mm までの範囲は熱遮蔽板が設置され以下の熱伝達率でカバーガスと熱伝達するものとする。

α= 0.64W/m^{2}K (= 0.55 kcal/m^{2}h℃)

このとき，カバーガス温度は以下とする。

T_{gas} = 0.89T_{Na}-19 (℃)

尚，本解析では簡単のためナトリウム温度 TNa はディッププレート位置のナトリウム温度とした。

原子炉容器内面の熱遮蔽板下端から液面までの範囲は以下の熱伝達率でカバーガスと熱伝達するものとする。

α= 3.49W/m^{2}K (= 3 kcal/m^{2}h℃)

原子炉容器内面液面以下は炉内ナトリウムとの熱伝達境界とする。現状の設計では 10mm×2 枚のサーマルライナを設けているためその熱抵抗を熱伝達率中に考慮し，以下の熱伝達率でナトリウムと熱伝達するものとする。

α= 930W/m^{2}K (= 800 kcal/m^{2}h℃)

その他の境界は断熱とする。

表 4.8.1(1)-2 の弾性解析結果から、液面近傍熱応力はカバーガス空間の熱伝達に非常に敏感であることが分かる。従って、精度の良い熱的境界条件設定法が必要になる。

表 4.8.1(1)-3 のクリープ疲労損傷および累積非弾性ひずみの評価結果原子炉容器液面近傍（外面母材）の健全性評価結果から熱的境界条件により損傷評価値が異なるが、非弾性解析を適用すれば保守的条件でも成立の見通しがあることが分かる。

図 4.8.1(1)-6 の最大応力発生位置での応力－ひずみヒステリシス（ケース１）からは、起動の途中で最大応力に達し、その後数十 MPa 下降して、定常保持位置に到達することが分かる。定常保持（運転）期間中にクリープひずみはほどんと発生しない。

また、中間保持となるため、緩和初期応力とクリープ損傷の評価に注意が必要である。第 1～5 サイクルを通じて、有意な塑性ひずみを生ずる。

表 4.8.1(1)-2　液面近傍熱応力感度評価解析ケース

	リファレンス	ケース1
カバーガス部 温度	$0.89T_{NA}$-19(℃)	−
カバーガス部 熱伝達率	3.49 (W/m²K)	0 (断熱)
カバーガス部 熱伝達率 (熱遮蔽板部)	0.64(W/m²K)	0 (断熱)
Ｎａ部 熱伝達率	930(W/m²K)*1	930 (W/m²K) *1
最大Ｓｎ	369(MPa)	526(MPa)
最大Ｓｎ 発生位置	NsL-50	NsL-50

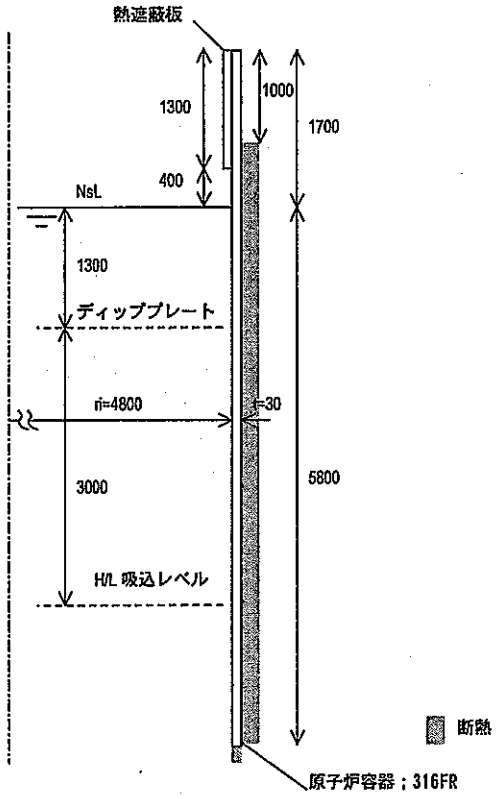


図 4.8.1(1)-4　原子炉容器熱応力解析モデル

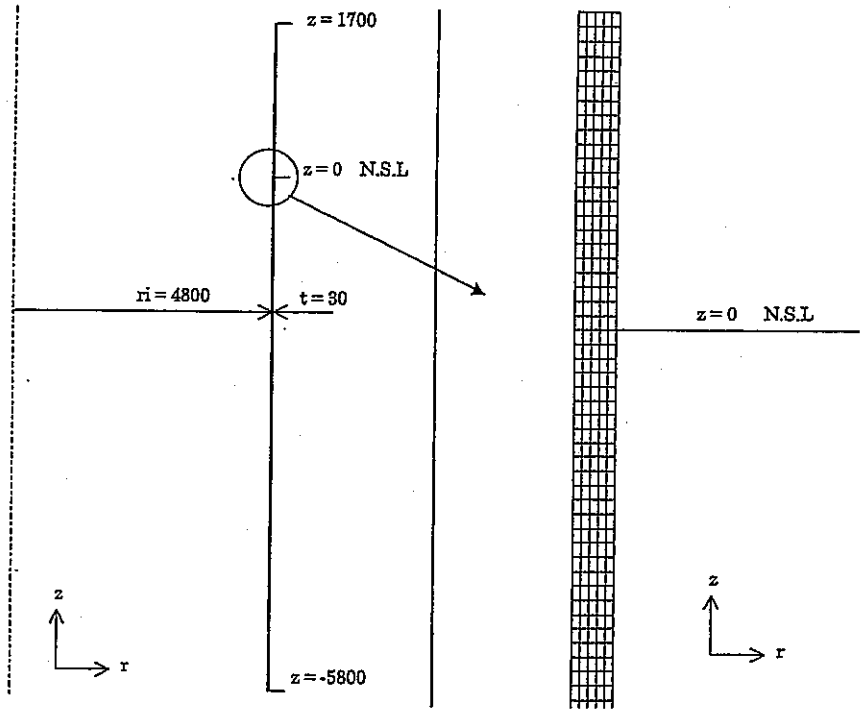
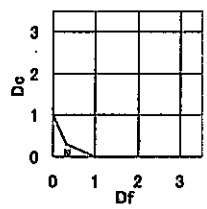
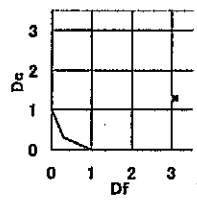
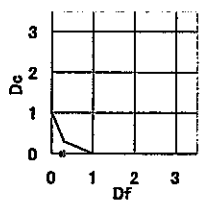


図 4.8.1(1)-5　解析メッシュ図

表 4.8.1(1)-3　クリープ疲労損傷および累積非弾性ひずみの評価結果

解析ケース		ケース0 弾性解析	ケース1 弾性解析	ケース1 非弾性解析
クリープ疲労損傷の制限	疲労損傷 Df	0.341	3.07	0.254
	ｸﾘｰﾌﾟ損傷 Dc	0.100	1.30	0.002
	ｸﾘｰﾌﾟ疲労損傷制限の判定			
ひずみの制限	液面熱ﾗﾁｪｯﾄひずみ	0.005	0.060	0.012
	制限値	0.01	0.01	0.01
	ひずみ制限の判定	制限範囲内	制限範囲を超える	制限範囲を若干超える

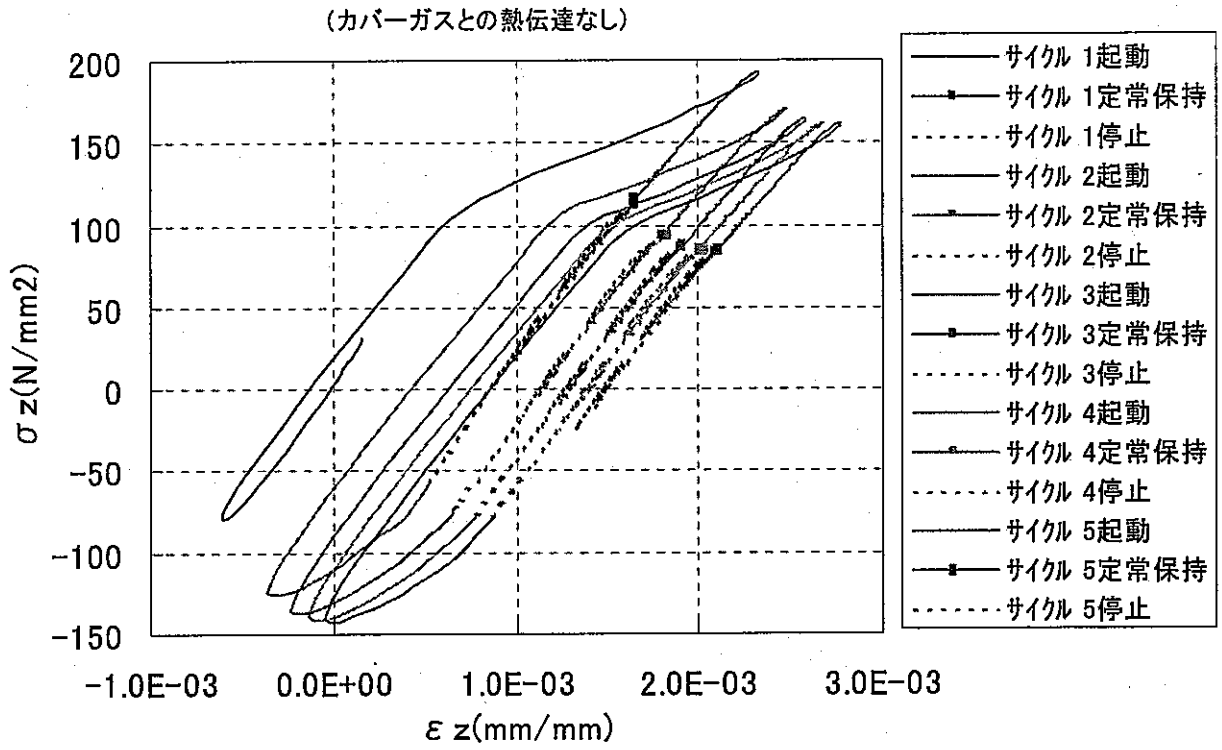


図 4.8.1(1)-6　最大応力発生位置での応力－ひずみヒステリシス（ケース１）

（b）１次系ホットレグ配管

① 一般的課題

ループ型高速炉１次系ホットレグ配管の短縮化は、プラント配置のコンパクト化および建屋を含む物量削減に大きく寄与する。このため経済性を指向すると、常にその短縮化が課題となる。ホットレグ配管は定常運転時に生じる熱膨張ひずみが大きく、エルボによる引き回し等の変形吸収機構を施さないと、過大な熱応力が生じる

配管熱膨張応力に対する制限は、その繰り返しよるエルボ部のクリープ疲労と LBB の成立性である。少数エルボ配管の場合は、さらに直管とノズル部の座屈および過大変形に留意する必要がある。変形に関しては機能上の制限は小さいと考えられるが局部変形がき裂発生に影響を与える場合は注意する必要がある。

さらに高温配管では、低応力部の弾性除荷により高応力部に非弾性ひずみが集中する弾性追従挙動[2]が上記に対する制限値を下げるため、これを考慮する必要がある。

② 実用化戦略調査研究 Phase I における課題

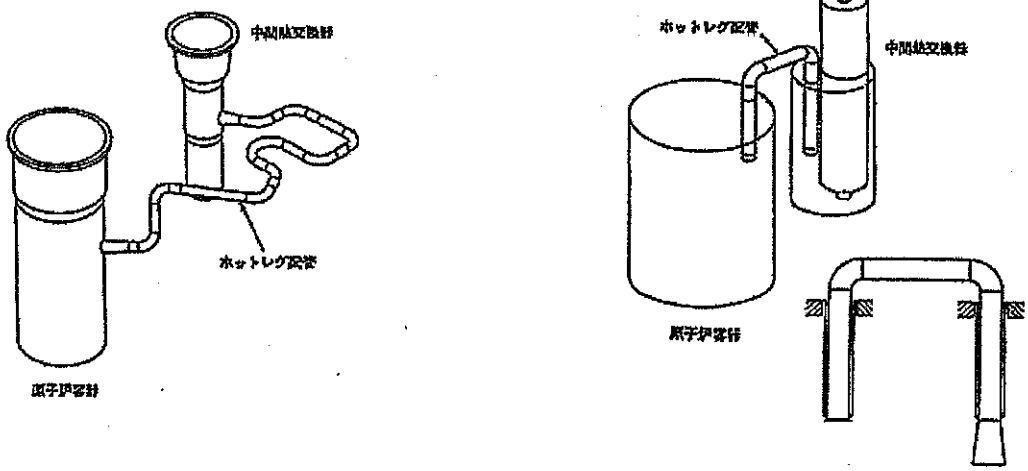
配管系に使用されるエルボ数は、もんじゅ９、実証炉２であったのに対し、抜本的

な経済性向上を指向したアドバンストループ炉では１エルボが計画されている（表4.8.1(1)-4、図4.8.1(1)-7、図4.8.1(1)-8)。またアドバンストループ炉では、圧力条件が配管口径を制限しないことに着目して、冷却ループの大容量化とループ数削減を計画しており、配管は大口径となっている。この結果、アドバンストループ炉のホットレグ配管の熱膨張応力は増大する方向にある。

実証炉の２エルボ配管系を念頭に上記破損モードに対して開発されてきた配管評価法を１エルボ配管系に適用した場合設計が成立しない見通しであり、これを克服するために12Cr系鋼の採用と高温構造設計の高度化が期待されている。

表4.8.1(1)-4　ホットレグ配管系の設計の変遷

プラント	もんじゅ	実証炉	アドバンスループ炉
温度／材料	529℃/SUS304	550℃/316FR	550℃/12Cr
外径／板厚	812.8mm/11.1mm	965.2mm/15.9mm	1270mm/15.9mm
支持管（実証炉，アドバンスループ炉）口径／板厚	―	1168.4mm/34.0mm(R/V側)、1168.4mm/23.0mm(IHX側)	1524mm/15.9mm
配管経路	高所配管引き回し	逆Ｕ字配管	Ｌ字配管
エルボ数	9	2	1
配管長/ループ	39m	22m	12m
最大応力強さ範囲	Sn=244MPa	Sn=367MPa	Sn=306MPa



もんじゅ　：　多数エルボ配管
・エルボの変形により熱膨張変位を吸収

実証炉　：　少数エルボ配管
・エルボ及び鉛直管の変形により熱膨張変位を吸収

図4.8.1(1)-7　もんじゅおよび実証炉のホットレグ配管系

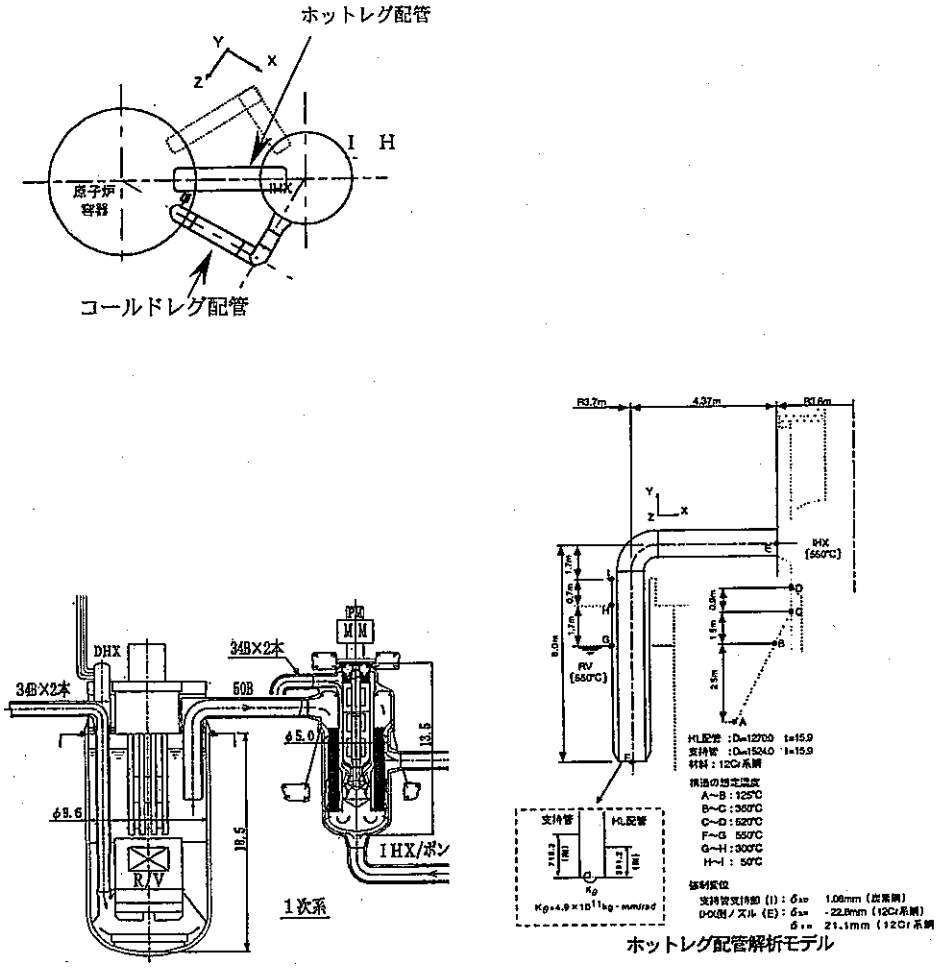


図 4.8.1(1)-8 アドバンスループ炉の１次系ホットレグ配管

③ 実用化戦略調査研究 Phase I における課題解決方策

実用化戦略調査研究 Phase I では以下の熱膨張率低減と許容応力向上方策により設計成立を図っている。

a. 熱膨張率低減

熱膨張率が小さい 12Cr 系フェライト鋼の採用

IHX を配管に対する強制変位低減の観点から側部支持

One elbow と内外鉛直管の曲げで熱膨張吸収

（内外鉛直管付け根 Y ピースと IHX ノズルはクリープ疲労強度低減を避けるめ剛設計）

b. 許容応力向上

降伏応力の高い 12Cr 系フェライト鋼の採用

非弾性解析の適用

内外鉛直管付け根部剛Yピースと剛ノズルによるエルボ拘束配管系

また大口径化 50B（t=15.9, Dout=1270, R/t～40）に対しては、製作性の点でシームレスは無理であり溶接構造となる。なお、溶接線はエルボ部の最大応力発生位置とは重ならないようにすることが可能である。大口径化のもう一つの課題は水平配管の温度成合による楕円変形であるが、高流速化によりストラそのものが起こり難く、予備的な熱流動解析の結果鉛直配管を界面が上昇しなかったことから問題は少ないとしている。

ＬＢＢに関しては、12Cr 系鋼の採用はステンレス鋼に比べると延性が劣るため大口径であることと共に不利であるが、軽水炉の炭素鋼管用の手法から成立性はあると推定している。

構造成立性見通しを判断するために試解析を行っており、１次系ホットレグ配管については、現状以下の結果を得ている。

a．DDS に規定する「管の設計手法」[3]は、エルボ配管の疲労損傷評価用のひずみ範囲算出に際して、配管系の総体的な弾性追従とエルボ配管断面の局所的な弾性追従を重畳して評価するため、保守的な値を与える。

b．本概念のホットレグ配管に「管の設計手法」の適用を試みたところ、寿命末期の非弾性ひずみ累積値よりもひずみ範囲の方が大きくなるという不合理な結果となった。

c．配管モデルとしてシェル要素を用いた非弾性解析（構成則：二直線近似＋移動硬化αﾘｾｯﾄ）による評価結果では、合理的な非弾性ひずみ累積値となった。

④ 実用化戦略調査研究 Phase Ⅱに向けた課題

以上の結果，構造健全性が確保される見通しが得られたが，これには，以下の課題がある。

a．配管系と支持部の寸法と剛性バランスの最適化により低熱応力が達成されたが、そのメカニズムを明らかにし、熱的境界条件等の変化に対して鈍感で安定な構造であることを示す必要がある。

b．薄肉大口径で短尺であることから、配管というよりシェルや容器の破損様式が現れないかを確認する必要がある。

c．降伏応力が高い 12Cr 系鋼配管は弾クリープ変形を生じると推定されるが、非弾性解析の適用によって設計成立範囲が拡大するか不明確である。弾クリープ変形を考慮した非弾性設計法が必要とされる可能性がある。

d．ＬＢＢに関しては材料および形状が従来手法の適用外であるため、確認が必要である。

⑤ 逆Ｌ字短縮配管のメカニズム

アドバンスループ炉で計画されている１エルボの逆Ｌ字短縮配管は、熱膨張を１エルボ、IHX ノズル、内外鉛直管および内外鉛直管付け根Ｙピースの総体で吸収している。これらは従来の複数エルボの曲げで変形を吸収する配管系と異なる設計法が必要と考えられる。このため、逆Ｌ字短縮配管の変形メカニズムを図 4.8.1(1)-8 の境界条件の下で図 4.8.1(1)-9　の梁モデルを用いて分析する。

エルボに関しては、同長の直管に同じモーメントを加えた場合の撓み量の割合を示す撓性係数ｋ[4]を使用して、その変形挙動を模擬する。内圧が小さいエルボの撓性係数ｋはASME Sec. Ⅲで与えられており、その式と予測される値を表 4.8.1(1)-5 に示す。

図 4.8.1(1)-10 に熱膨張時の誇張した変形図を示す。配管系の両端を見ると、水平方向には配管自身と IHX 胴の熱膨張に起因する変位が生じていることが分かる。鉛直方向には、水平配管が平行移動している。これはガス中に露出する鉛直外管とナトリウムを内包することから 550℃になる鉛直内管の鉛直方向の熱膨張差から生じる変位と、IHX の鉛直方向熱膨張変位が同一となるよう機器支持がなされているからである。この結果、配管自体が吸収すべき変位は水平方向熱変位ということになる。変形図に着目すると、この水平変位をエルボの角変位と、鉛直管の曲げ変形で吸収していることが分かる。

次に、配管系の剛性バランスを調べるために、エルボ面内曲げ剛性、IHX ノズル曲げ剛性、内外鉛直管付け根 Y ピース曲げ剛性に対する、各部のモーメントと発生応力の感度解析を実施する。

図 4.8.1(1)-11(a) (b)はエルボの撓性係数 K_f を通常の 32.128 を中心に１～96.384 まで変化させた場合の、エルボ、IHX ノズル、内外鉛直管および内外鉛直管付け根 Y ピースのモーメントと簡易計算により求めた発生応力の近似値の変化である。モーメント変化に着目すると、撓性係数 K_f= 1 ～32.128 までは大きく変化するが、K_f=32.128 以上ではあまり変化しないことが分かる。これは K_f=32.128 が十分に柔であり、弾性変形の状態でエルボ部はヒンジに近い変形をしていることを意味する。撓み係数が K_f=32.128 と通常のエルボより大きいのは薄肉大口径のショートエルボであることによる。図 4.8.1(1)-11(c)は、エルボの撓み係数と角変位の関係である。この結果から、実構造の撓性係数 k=32.13 の範囲では、エルボはヒンジに近い状態で十分に撓んでいるが、それより剛性が高くなるとエルボの角変位は小さくなることが分かる。

図 4.8.1(1)-12(a) (b)は内外鉛直管付け根 Y ピースの剛性を通常の K_{sl}=4.9×10^{11} kg/mm/rad を中心に K_{sl}=4.9×10^{10}～∞まで変化させた場合の、エルボ、IHX ノズル、内外鉛直管のモーメントと簡易計算により求めた発生応力の近似値の変化である。エルボ、IHX ノズル部のモーメントと応力は共に、Y ピースの剛性の影響を受けるが、K_{sl}=4.9×10^{11} kg/mm/rad は剛体に近くそれより剛性が上がっても変化が小さい。逆に、

Yピースの剛性が下がると他の部位のモーメントも下がるが、この場合はYピースのひずみ集中に留意が必要と考えられる。

図4.8.1(1)-13(a)(b)はIHXノズルの剛性をK_{s2}=1.0×10^{11}～∞まで変化させた場合の、エルボ、内外鉛直管および内外鉛直管付け根Yピースのモーメントと簡易計算により求めた発生応力の近似値の変化である。IHXノズルの剛性は他の部位への影響が小さいことが分かる。これは水平配管には加わる曲げ応力が小さいためと考えられる。

以上から逆L字短縮配管のメカニズムとして、IHXノズル、内外鉛直管＞＞エルボの剛性バランスにより、エルボの曲げと鉛直管（内管と外管）の曲げで変位を吸収しているものと考えられる。

エルボについては、流速が早い場合に配管内の流体剥離が問題となるが、曲率を大きくすると撓性係数が小さくなる。ショートエルボをロングエルボに変更した程度ではその影響は小さい（表4.8.1(1)-5）が、エルボの曲げ剛性が大幅に変化すると配管系のモーメントバランスが変化し、エルボ部の最大応力が増加するので注意が必要である。

また、Yピースの剛性を下げると、系全体のモーメントが小さくなるが、Yピース自身のひずみ集中が増加するため、両者のバランスから剛性を決める必要がある。

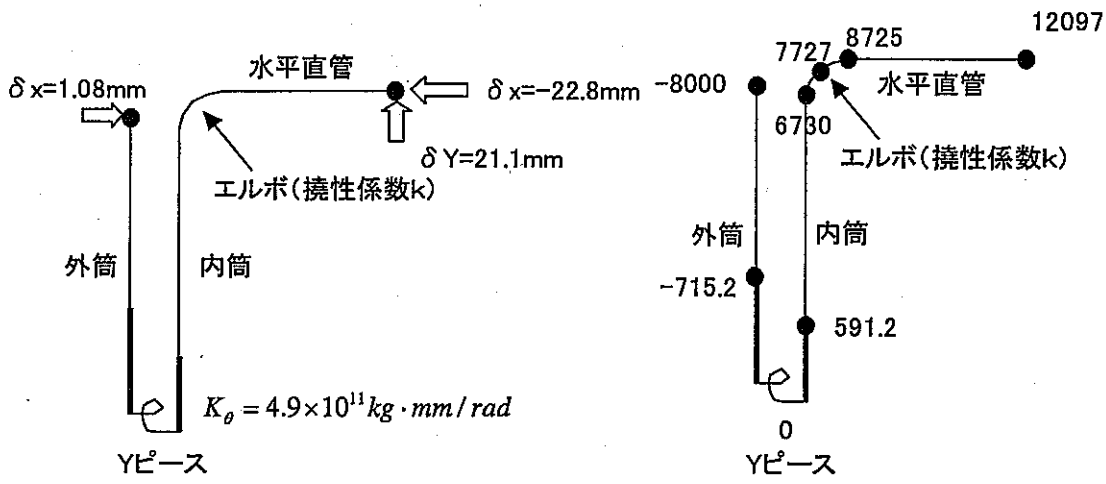


図4.8.1(1)-9　1次系ホットレグ配管梁解析モデル

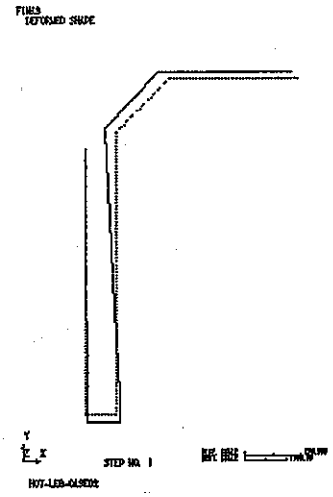


図 4.8.1(1)-10　1次系ホットレグ配管の変形モード

表 4.8.1(1)-5　エルボの特性

プラント	もんじゅ	実証炉	アドバンスループ炉	同ロングエルボ
エルボの曲率半径(mm)	1219.2	965.2	1270	1905
応力係数 C_2^*	10.15	11.69	14.11	10.77
撓性係数 k**	19.59	24.22	32.13	21.42
エルボ曲げ剛性(Nm)	9.21E+06	2.24E+07	2.96E+07	2.96E+07

* $C_2=1.95/(tR/r^2)^{-2/3}$

** $k=1.65/(tR/r^2)$　t：管の板厚, R:エルボの中心線の局率半径, r:管の板厚中心半径
内圧が小さいエルボに対して ASME Sec. Ⅲで与えられる式

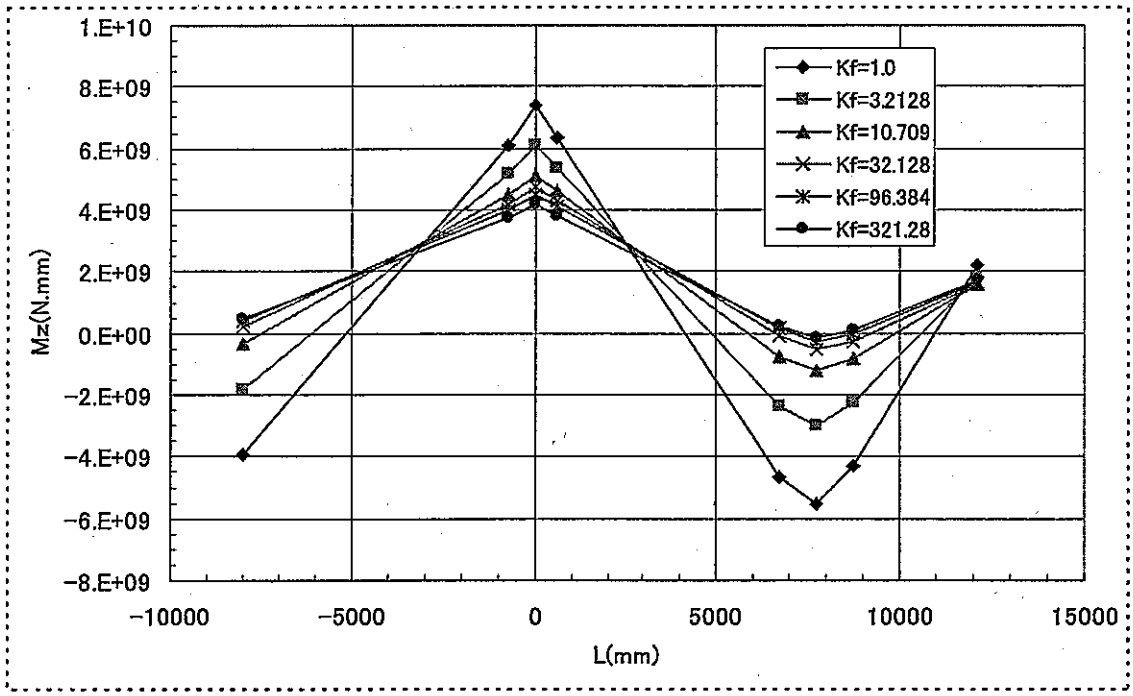


図 4.8.1(1)-11　(a) エルボ撓性係数に対する感度解析結果

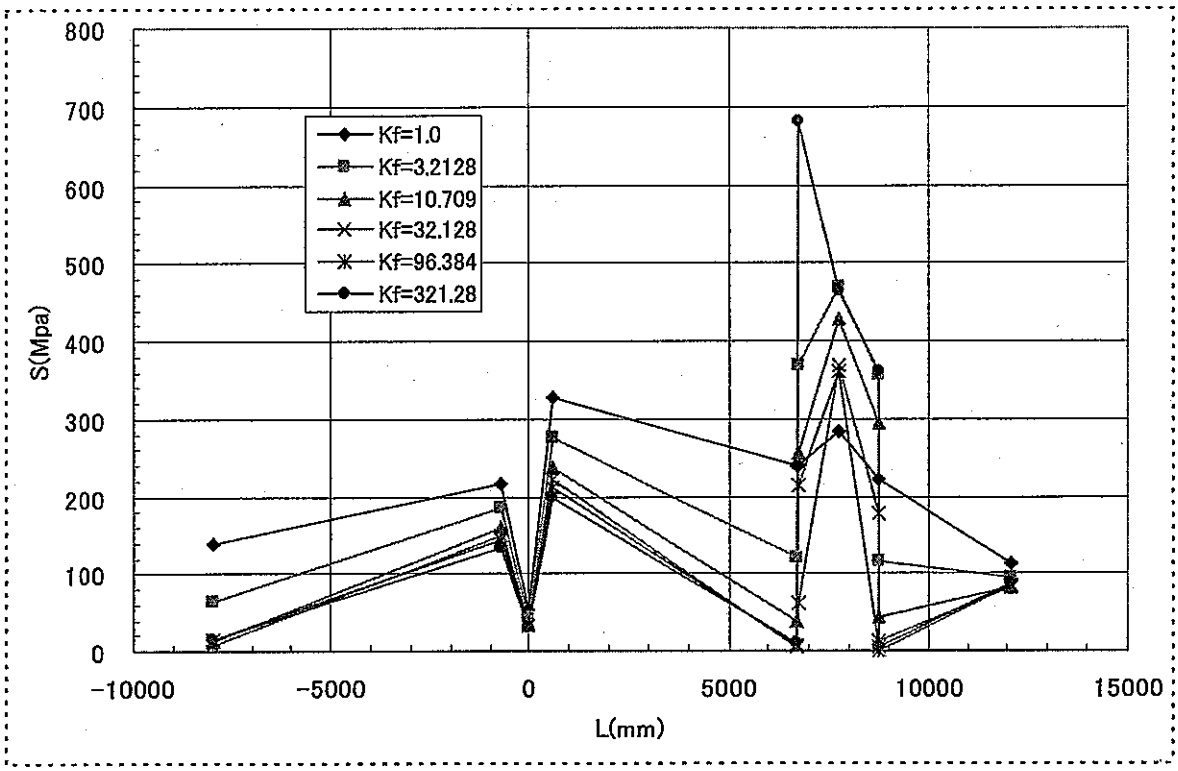


図 4.8.1(1)-11　(b) エルボ撓性係数に対する感度解析結果

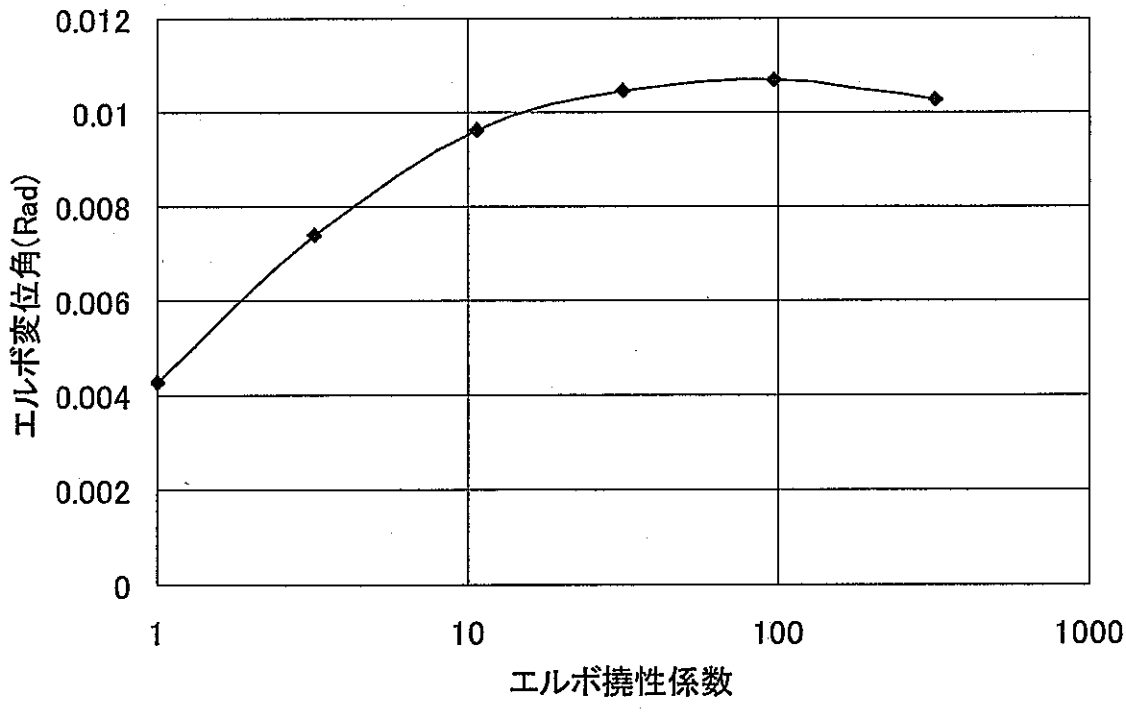


図 4.8.1(1)－11　(c) エルボ撓性係数に対する感度解析結果

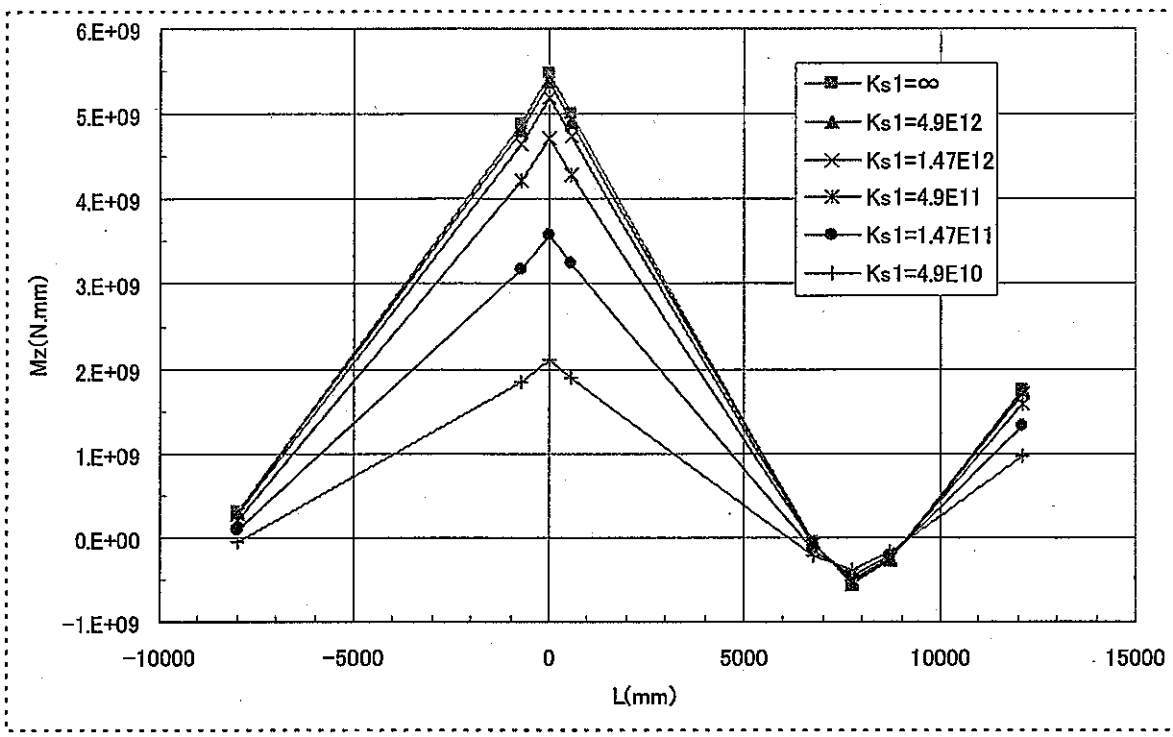


図 4.8.1(1)-12(a)　内外鉛直管付け根 Y ピースの剛性に対する感度解析結果

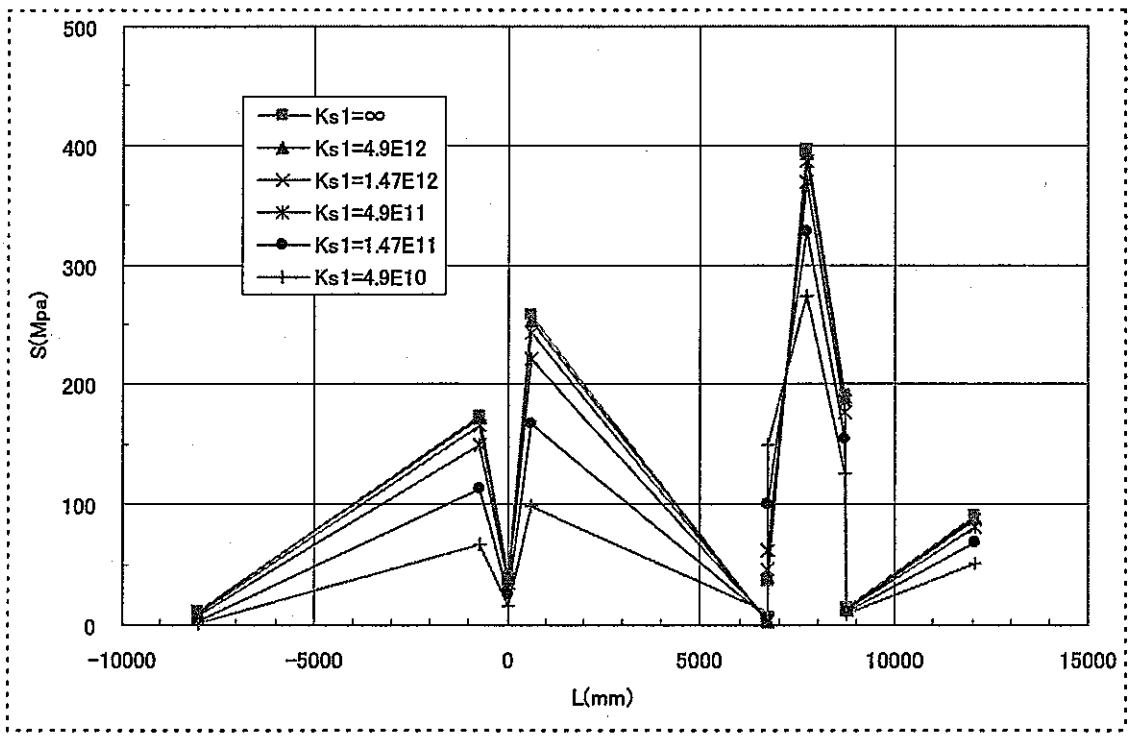


図 4.8.1(1)-12(b)　内外鉛直管付け根 Y ピースの剛性に対する感度解析結果

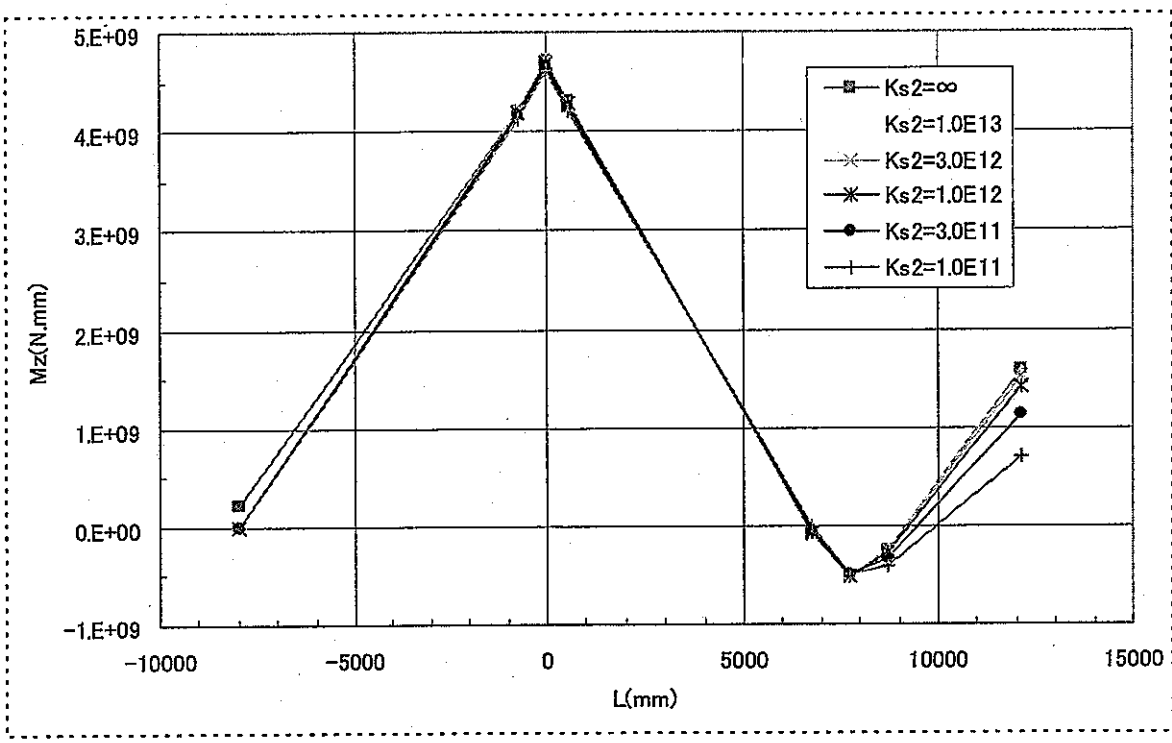


図 4.8.1(1)-13(a)　IHX ノズル部の剛性に対する感度解析結果

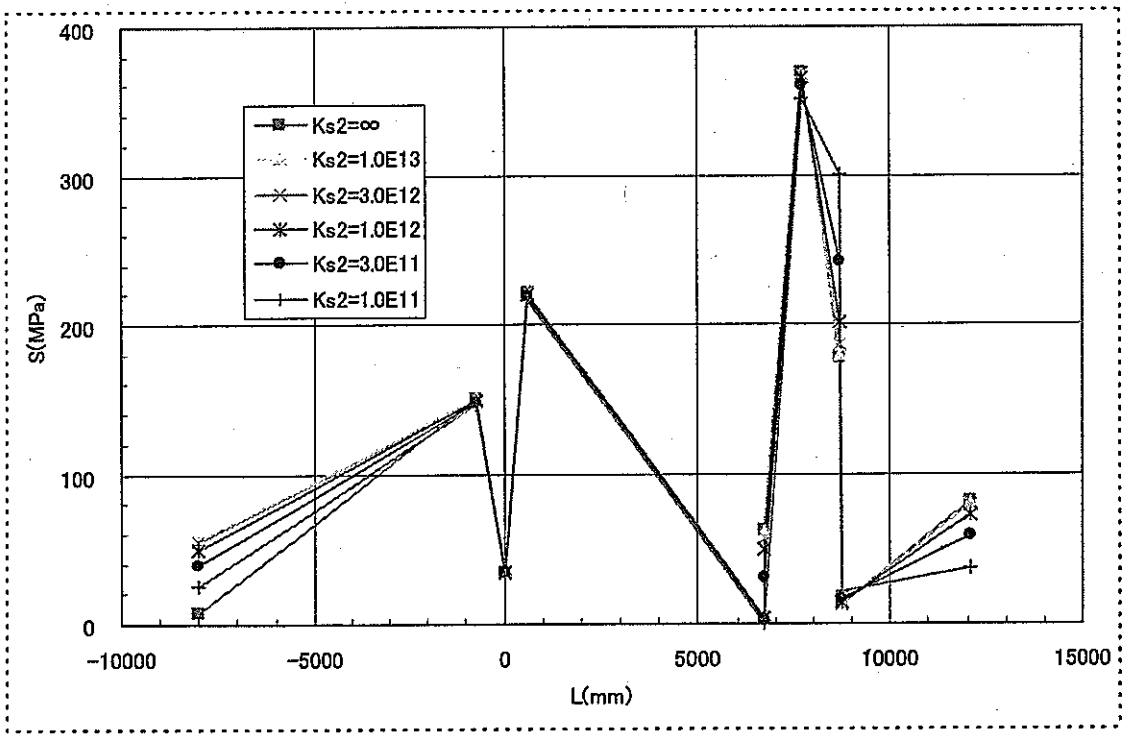


図 4.8.1(1)-13(b)　IHX ノズル部の剛性に対する感度解析結果

⑥ 配管系のシェルモデルによる試解析

シェルや容器の破損様式の有無を確認するために、図 4.8.1(1)-14 のシェルモデルによる試解析を実施した。負荷条件は図 4.8.1(1)-15 に示す温度と対応する変位を端点に与え、3サイクルの弾塑性クリープ解析を実施した。図 4.8.1(1)-16 は時点A（起動終了時）及びM（30 万時間保持後）における変形図であるが、両者に大きな差異がないことから、総体的には配管は弾性変形であり、エルボが初期の弾性変形において十分に撓んでいることが分かる。

また、図 4.8.1(1)-17 は時点M（30 万時間保持後）における相当ｸﾘｰﾌﾟひずみ分布であるが、エルボ横腹部と直管支持Ｙピース、IHX ノズル入り口にピークひずみが生じており、これらに対するクリープ疲労に留意が必要であることが分かる。

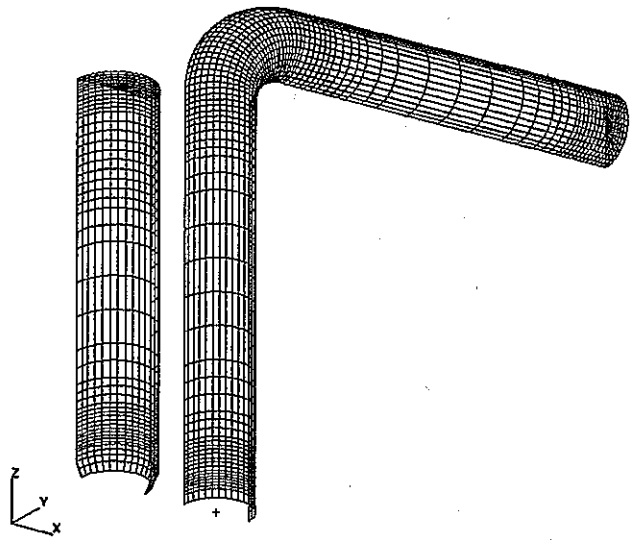


図 4.8.1(1)-14 ホットレグ配管シェルモデル（外管と内管を個別に表示）

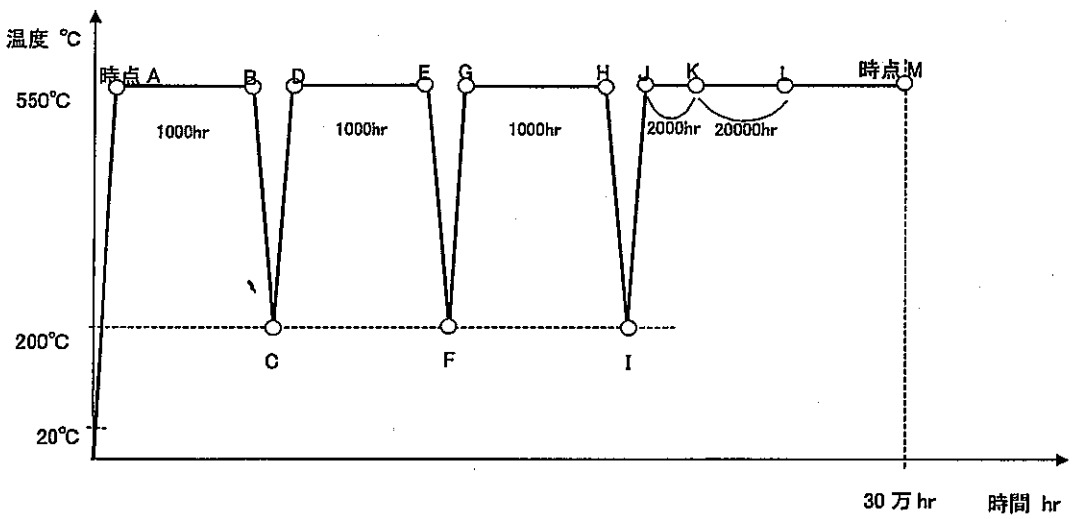
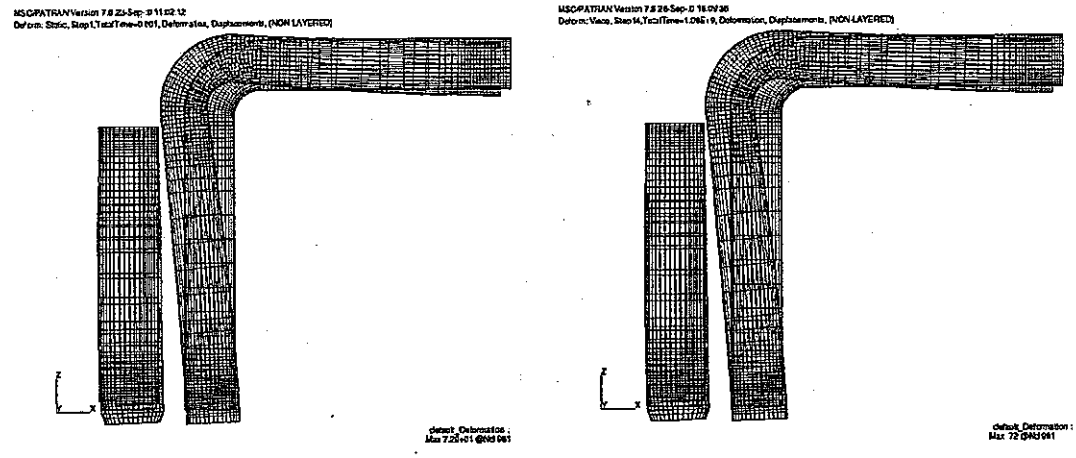
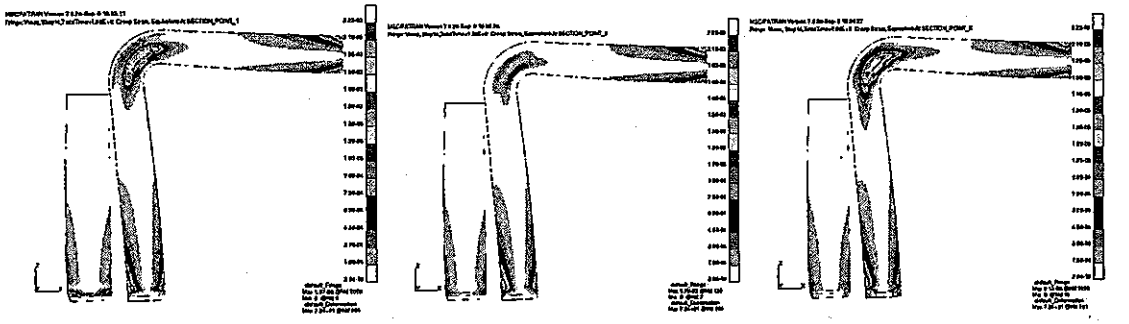


図 4.8.1(1)-15　負荷条件



時点A　　時点M

図 4.8.1(1)-16　時点A（起動終了時）及びM（30 万時間保持後）における変形図



管内面　　板厚中心　　管外面

図 4.8.1(1)-17　時点M（30 万時間保持後）における相当クリープ ひずみ分布

（c）ＩＨＸ管板

① 一般的課題

高速増殖炉では、炉心から安全に熱を取りだすため、炉心とタービンの間に１次ナトリウム系、２次ナトリウム系、および水蒸気系と３つの冷却系を有している。それらは、それぞれをシェル・アンド・チューブ式熱交換器で結合することにより間接的に熱を導く構造となっている。冷却系バウンダリとなる熱交換器において、多数の伝熱管を支持する管板は、流体の過渡的温度変化に対して温度追従性の良い伝熱管と、追従が遅い周辺構造物との接点にあたるため、両者の構造間の相互作用により高い熱応力が発生する。さらに孔周りでは大きい応力集中が生じるため、プラント機器の中でも最も高温強度に留意することが必要な構造である。

② 実用化戦略調査研究 Phase Ⅰにおける課題

実用化戦略調査研究 Phase Ⅰでは経済性の要求から冷却ループの大容量化とループ数削減を指向しており、熱交換器当たりの伝熱管本数が増大する方向である。また、機器合体により熱交換器の中心にポンプが収納される。これらの結果、ＩＨＸ管板の径が増大し、熱応力が高くなる方向にある。

また、機器小型化による冷却材インベントリの減少にともない、実証炉に比べて特に短時間側の熱過渡条件が厳しくなっている（予測曲線を図 4.8.1(1)-18 に示す）。これにより、応答時間の短いＩＨＸ管板で特に高い応力が発生する可能性がある。

さらに、配管が図 4.8.1(1)-19 に示すように合体機器の側部に接続されることにも注意を要する。一つは、１次系ナトリウムが管板上部に非対称に流入することから、定常時・熱過渡時に非軸対称の熱荷重が加わる。もう一つは大口径であることから、比較的大きい非対称の配管反力がかかる。これらが管板の健全性と、変形によるポンプ機能への障害とならないことを確認する必要がある。

他に、複雑な合体機器であることから、想定外の振動や局所的温度分布がつかないことに常に注意を払う必要がある。

表 4.8.1(1)-6　原型炉，実証炉，及びアドバンスループ炉の IHX 管板主要目

プラント	もんじゅ	実証炉	アドバンスループ炉
外直径/厚さ	2170mm/180mm	2750mm/200mm	4400mm/250mm
伝熱管	外径 21.7mm/板厚 1.2mm ピッチ 30mm(径方向), 31.4(円方向) 円周配列 本数　3294 本	外径 25.4mm/板厚 1.1mm ピッチ　32mm 正三角形配列 本数　3960 本	外径 25.4mm/板厚 1.1mm ピッチ　32mm 正三角形配列 本数　9660 本
温度/材料	529℃/SUSF304	550℃/316FR	550℃/12Cr
熱過渡曲線	幅広げ係数 1.24 勾配係数 2.0	幅広げ係数 1.24	工学的安全係数使用せず
最大応力強さ範囲	Sn=495MPa	Sn=530MPa	Sn=505MPa

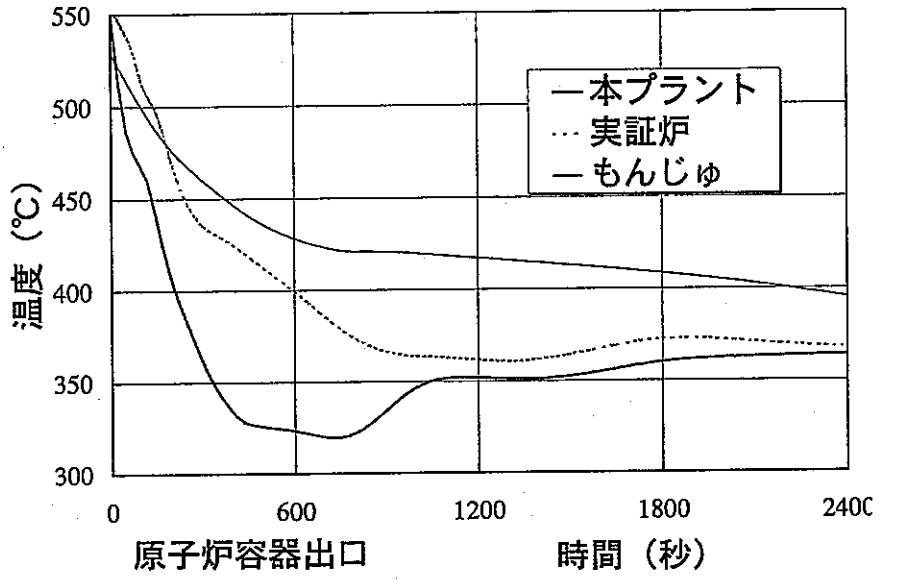
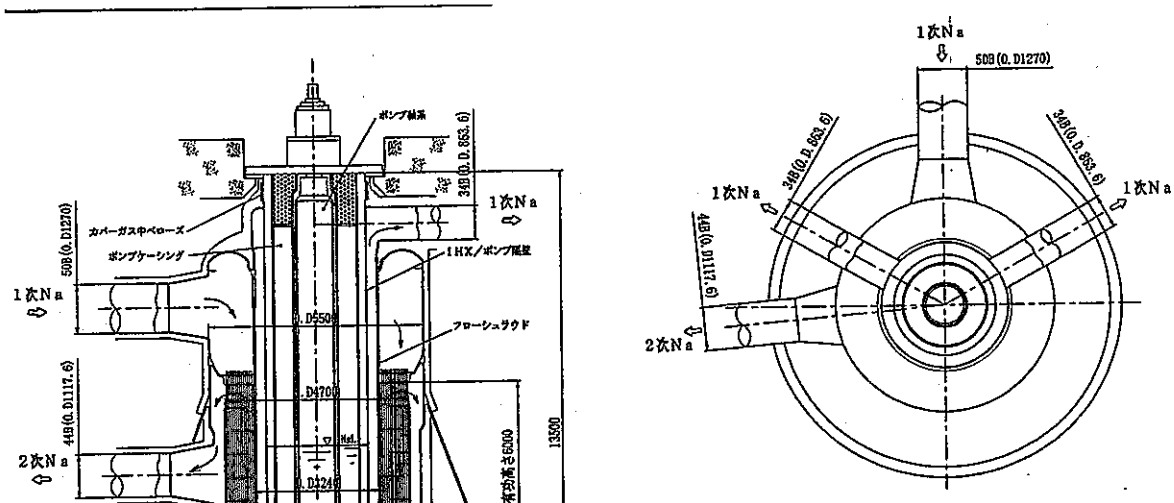


図 4.8.1(1)-18　原子炉容器出口部手動トリップ時の熱過渡曲線



IHX仕様

IHX型式	縦置無線面ジグザグ流式直管型	
1次側流路	管内	
基数	2 基	
交換熱量	1785 MWt	
伝熱面積	4370 m^2	
伝熱管	外径	25.4 mm
	肉厚	$1.1^{+0.8}_{-0}$ mm
	管長	6.0 m
	本数	9660 本
	配列パターン	正三角配列
	配列ピッチ	32.0 mm
定格流量	1次側	3.27×10^7 Kg/h
	2次側	2.73×10^7 Kg/h
定格温度	1次側入口	550 ℃
	1次側出口	395 ℃
	2次側入口	335 ℃
	2次側出口	520 ℃
材質	12Cr鋼	
重量	ton	

ポンプ仕様

1次系ポンプ形式	単段片吸込型（下吸込）
基数	2 基
定格流量	636 m^3/min
定格運転温度	395 ℃
定格揚程	76 mNa
定格回転数	554 rpm
NPSHav	25 mNa
吸込比速度	1250 —
ポンプ軸動力	9300 kw
材質	12Cr鋼
重量	ton

図 4.8.1(1)-19　アドバンストループ型炉のＩＨＸ・１次ポンプ合体機器の概念図

③ 実用化戦略調査研究 Phase I における課題解決方策

材料に耐熱特性に優れる１２Cr 鋼を使用している。316FR と 12Cr　材料物性値を表 4.8.1(1)-7 に示す。物性値の違いにより、同じ温度分布により発生する熱応力は１２Cr 鋼では 316FR に比べて、応力割合＝（ヤング率の割合）×（線膨張係数の割合）が約 2/3 になる。さらに熱伝導率も高いため、急激な温度変化により誘起されるピーク熱応力に関しては、温度差自体が緩和される。もう一つの設計上の変更点は、熱過渡条件の設定に工学的安全係数を使用しなかった点である。

表記条件の下での解析評価の結果、IHX 管板の過渡熱応力は、実証炉のそれよりも低くなる（表 4.8.1(1)-6）という知見を得た。これは主に以下の理由による。

最大応力がポンプ軸固着で生じており。応力の発生要因が板厚内温度差等の局所的な温度分布となっているため、管板径の増大が応力の増加につながり難い。材料の変更により線膨張係数と熱伝導率の双方で応力が緩和された。

以上の結果，構造健全性が確保される見通しが得られた。

表 4.8.1(1)-7　316FR と 12Cr 鋼材料物性値（550℃）

材料	316FR	12Cr
ヤング率 (N/mm^2)	154000	166000
ポアソン比	0.306	0.306
線膨張係数 $10^{-6}mm/mm/℃$	20.60	12.72
熱伝導率 W/m･K	21.75	33.70
比熱 Cp J/g･K	0.569	0.910

④ 実用化戦略調査研究 Phase II に向けた課題

ところで上記見通しには，以下の課題があると考えられる。

ア．幅広げ係数、勾配係数等の設計係数を使用しない熱過渡曲線の設定

イ．１次系の温度変化と２次系の温度変化の位相差で決まる不確定性の大きい熱過渡条件の設定法

ウ．側部配管による非軸対称の熱荷重と配管反力の影響評価

エ．稠密管板の孔まわりのピークひずみ集中評価

オ．１２Ｃｒ鋼の弾クリープ挙動と緩和クリープ損傷の評価法

⑤ 熱過渡試解析

管板の基本的な熱過渡応答特性を調べるため、図 4.8.1(1)-20 に示す形状と拘束条件の管板を例にとり熱過渡試解析を行う。解析モデルは２次元軸対称モデルとしメッシュ図を図 4.8.1(1)-21 に示す。材料の物性値は 12Cr 鋼を温度依存性を考慮したものを用いた。

熱伝導解析において、管板リガメント部は複雑な３次元構造であることから直接温度分布を与えるのが困難である。このためリガメント部を等価板に置き換え、等価板の温度は単位リガメントを同じ熱容量を有する軸対称円筒モデルで近似計算した。円

筒の上部には一次系のナトリウム温度を管板上面の熱伝達率で、内側には一次系のナトリウム温度を管孔内面の熱伝達率で、下部には二次系のナトリウム温度を管板下面の熱伝達率でそれぞれ与えた。管板内軸方向温度分布を考慮するため、円筒モデルの軸方向に沿った板厚内の平均温度を算出し、全体モデルの管板部分に強制温度入力として与え、全体モデルで熱伝導解析を行った。熱伝導解析の手順と熱的境界条件を図4.8.1(1)-21と表4.8.1(1)-8に示す。

熱過渡条件は、図4.8.1(1)-22の手動トリップと図4.8.1(1)-23ポンプ軸固着を用いた。熱応力解析の管板リガメント部分はASME SecⅢ A-8000に従い等価物性値（E*, ν*）を用いた。解析コードはFINAS V13を使用した。

図 4.8.1(1)-24 に示すＩＨＸ管板の各部（Ａ～Ｆ）の熱過渡解析結果を図4.8.1(1)-25～図4.8.1(1)-28に記す。基本的な応答特性は、１次側入口温度とそれに追従する２次側出口温度の降下により、熱容量の小さいリガメント部が応答し、それに遅れて内側支持胴、外側支持胴、およびＩＨＸ本体胴の順番に温度追従する。また冷却材温度変化速度はポンプ軸固着が手動トリップに比べて速い。これらの応答時定数を定性的に比べるとおよそ次の関係になっていると考えられる。

リガメント応答 ＜ ポンプ軸固着 ＜ 内側支持胴 ＜ 外側支持胴
＜ 手動トリップ ＜ ＩＨＸ本体胴

構造部材の時定数が冷却材温度変化時間に比べて短い場合は、部材温度が冷却材温度に追従するため、それらの間に温度差が生じ難い。例えば、手動トリップ条件ではリガメントと支持胴の間に温度差が生じ難く、熱応力は外側支持胴とＩＨＸ本体胴の温度差によって、ＩＨＸ本体胴付け根部に生じている。

これに対し、ポンプ軸固着条件ではリガメントと支持胴の間の温度差による支持胴付け根部の応力と、外側支持胴とＩＨＸ本体胴の温度差によるＩＨＸ本体胴付け根部の応力の両者が生じている。またポンプ軸固着の冷却材温度変化時間とＩＨＸ本体胴の応答時間の絶対値も大きいことから、最大応力値も手動トリップ時に比べて大きい。

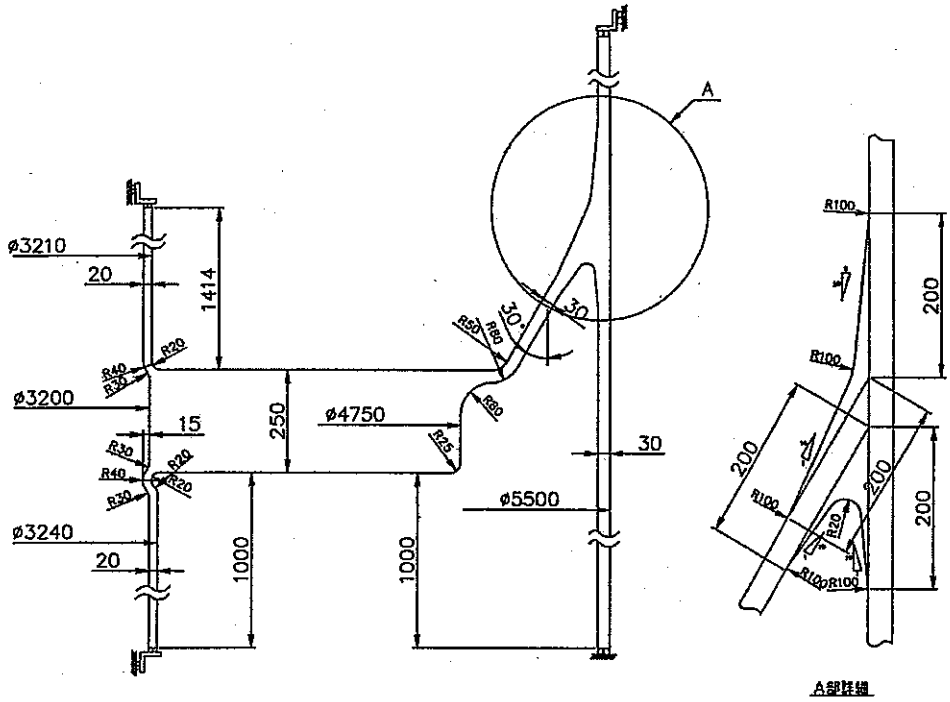


図 4.8.1(1)-20　上部ＩＨＸ管板形状

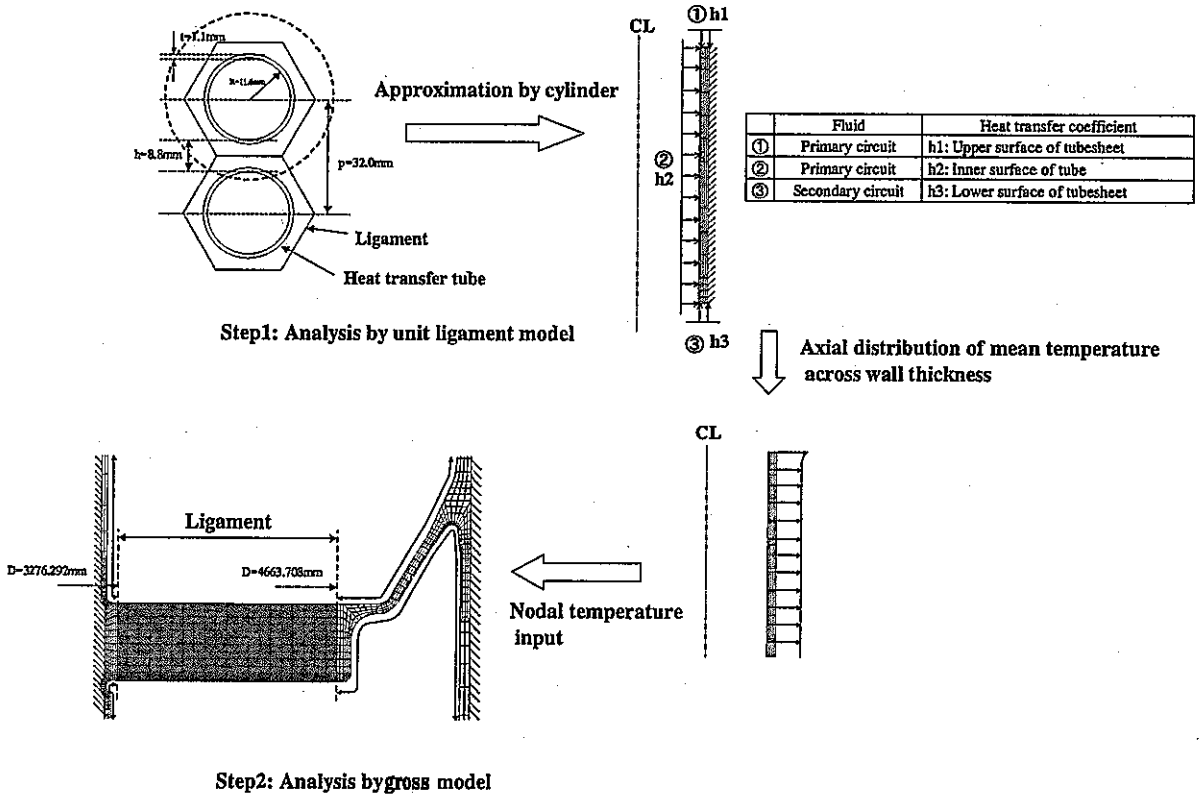


図 4.8.1(1)-21　ＩＨＸ管板の解析モデル

表 4.8.1(1)-8　管板モデルの境界条件

	Primary circuit			Secondary circuit		
Phenomenon	Time (sec)	Upper plenum / Upper tubesheet	hole inner surface	Time (sec)	tubesheet / Inner shroud	dary annulus body
Manual trip	0～25	1800	37000	0～25	80000	3400
	25～	1100	24000	25～49.01	60000	2350
				49.01～	54000	1350
Primary pump Stick	0～2	1800	37000	0～300.01	80000	3400
	2～6.01	1300	27000	300.01～	54000	2000
	6.01～186.01	1100	24000			
	186.01～	800	21000			

(Unit : kcal/m²h℃)

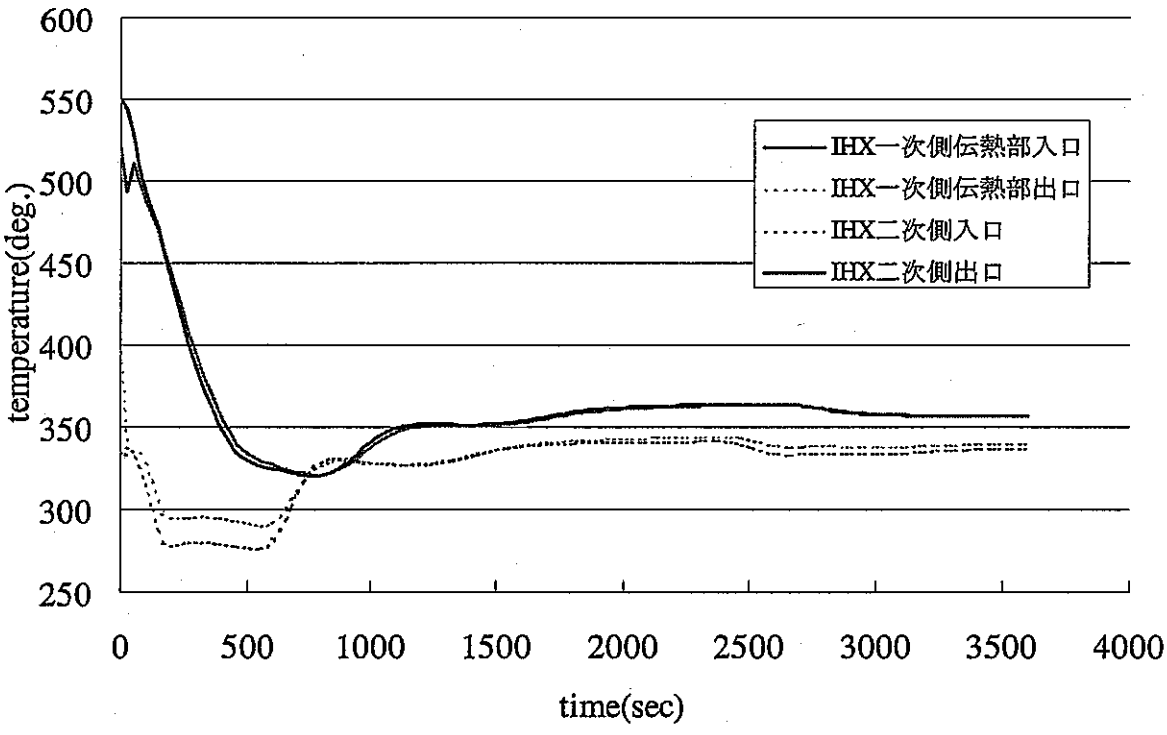


図 4.8.1(1)-22　手動トリップ時熱過渡条件

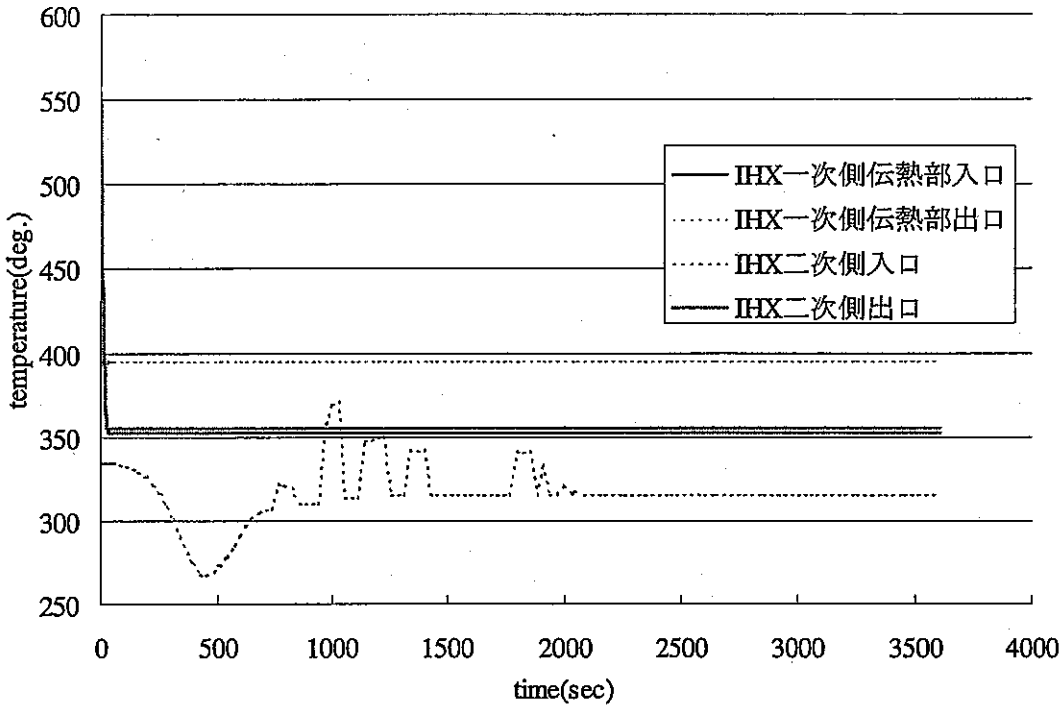


図 4.8.1(1)-23　ポンプ軸固着時熱過渡条件

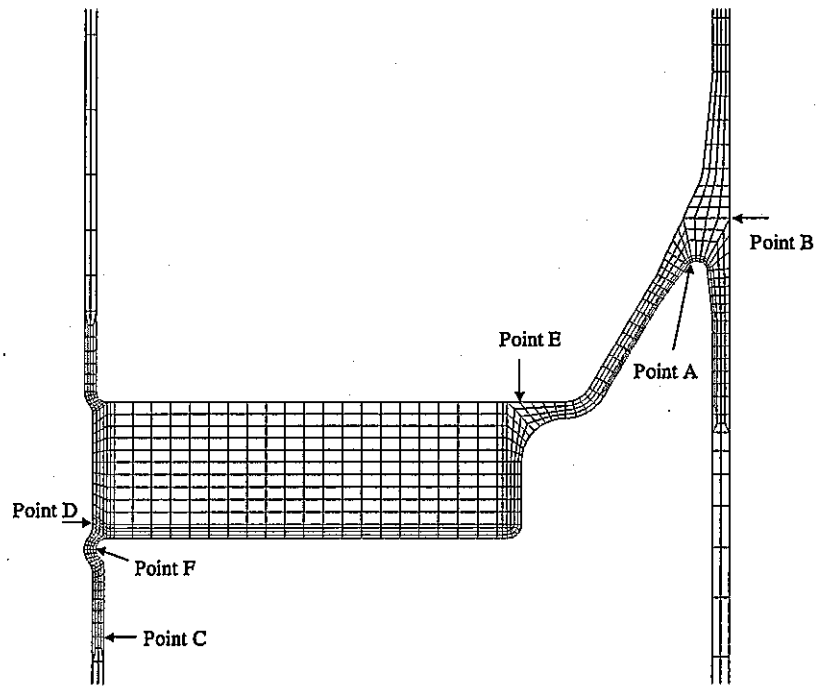


図 4.8.1(1)-24　上部ＩＨＸ管板と評価断面

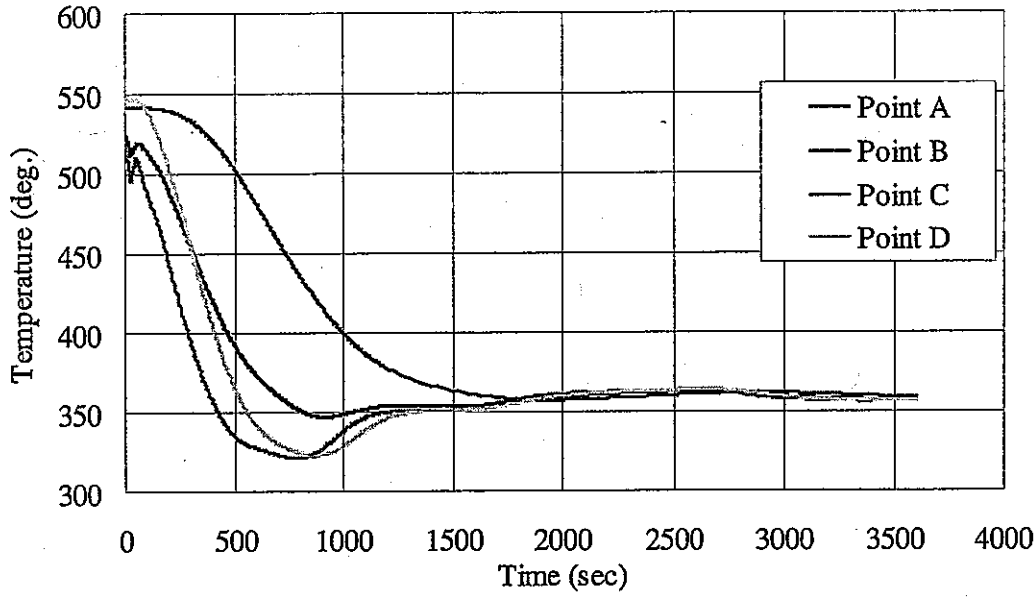


図 4.8.1(1)-25　上部ＩＨＸ管板の温度応答（手動トリップ時）

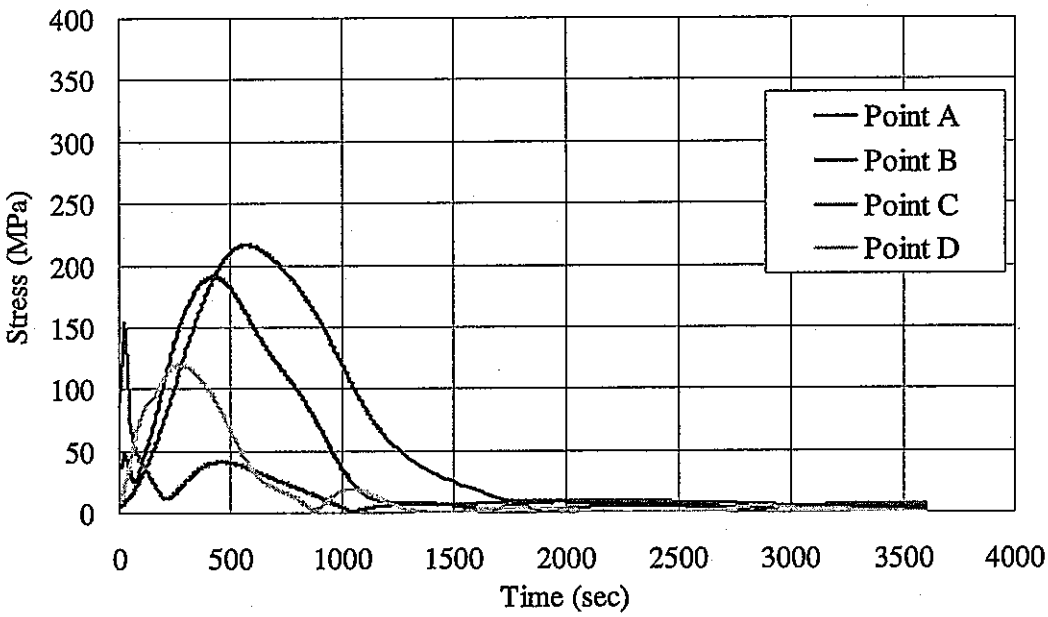


図 4.8.1(1)-26　上部ＩＨＸ管板の過渡熱応力（手動トリップ時）

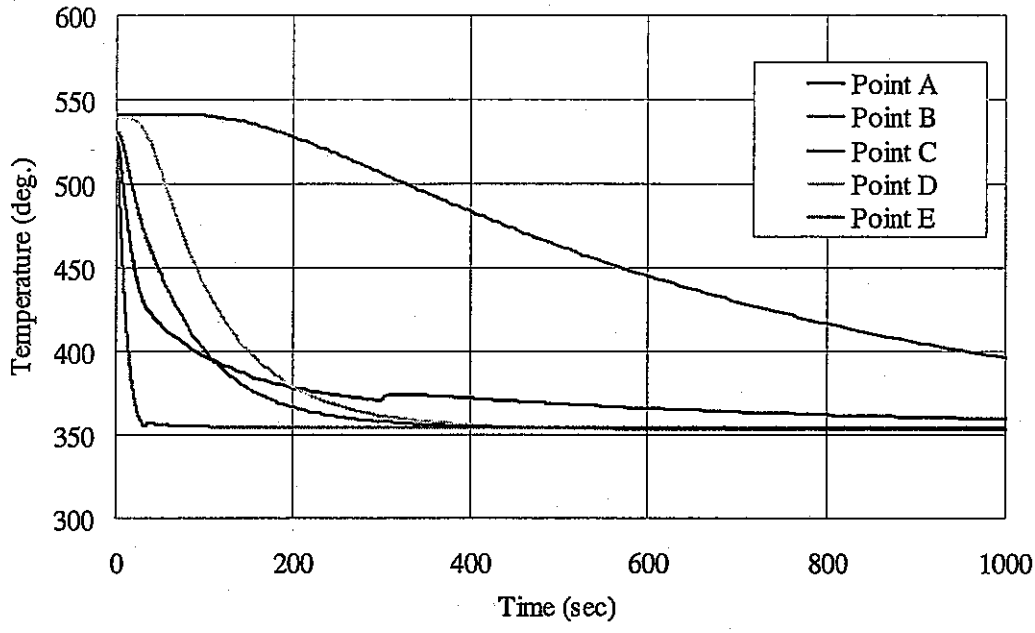


図 4.8.1(1)-27　上部ＩＨＸ管板の温度応答（ポンプ軸固着時）

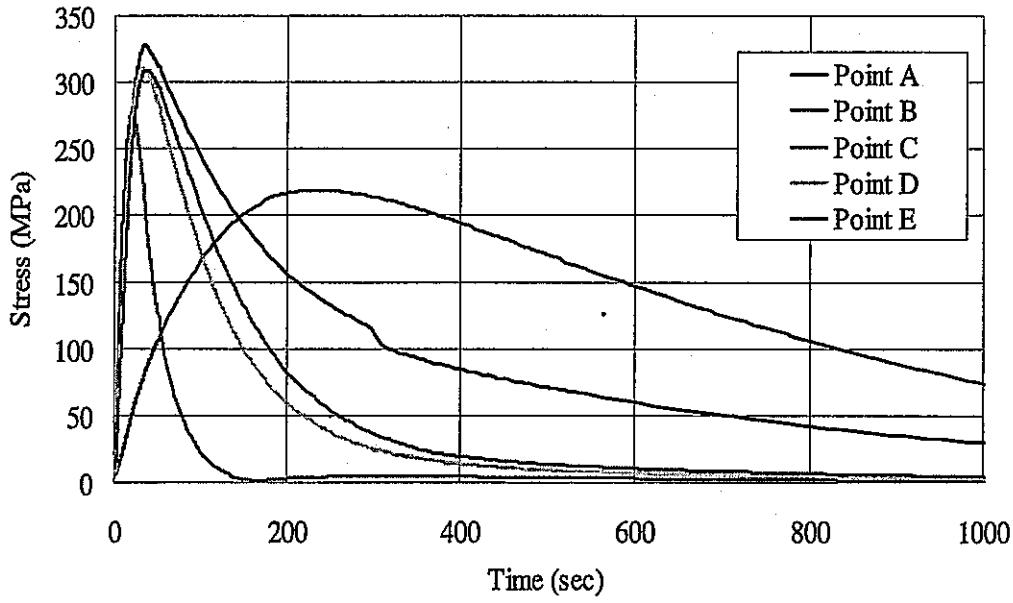


図 4.8.1(1)-28　上部ＩＨＸ管板の過渡熱応力（ポンプ軸固着時）

(ii) 経済性と信頼性を向上させる実用ＦＢＲ用構造基準の検討

(a) 実用化戦略調査研究 PhaseⅡの課題に対する構造基準の考え方

高速増殖炉（FBR）のプラント機器は、材料のクリープが生じる温度域で運転されるため高温構造設計が必要となる。一般に高温設計は耐圧設計と耐熱設計の両者が必要とされるが、FBR のナトリウム系は加圧不要であることから前者の制約条件が小さいという特徴を有する 1)。ここで、耐圧設計と耐熱設計の相違点は設計を支配する応力の発生源であり、前者が圧力（荷重制御型負荷）であるのに対し後者は熱荷重（変位制御型負荷）であることである。

変位制御型負荷の下では破断は生じ難く、主要破損様式は繰り返し負荷による（クリープ）疲労き裂の発生と考えられる。さらに、き裂が発生したとしてもその進展は同じ大きさの荷重制御型負荷に対して相対的に遅く、バウンダリ破損に至り難いという特徴を持つ。一方、熱荷重はその主たる発生要因がプラント運転中に生じる冷却材の温度変化であることから、評価には流体と構造の両者の解析が必要となり、想定の不確定性が大きい。さらに、高温による降伏応力低下から熱応力による局部的降伏を抑えることは難しく、材料の弾塑性クリープ挙動を考慮した構造解析が必要となることから応力とひずみの解析誤差も大きくなる。

以上から、熱荷重に対する構造設計は、荷重想定と構造解析の評価精度を向上させ、バウンダリ破損に対する余裕を活かす事が出来れば、大幅に合理化出来ると考えられる。本報告書では耐圧設計とは大きく異なる熱荷重に対する設計の考え方を耐熱設計思想と呼ぶこととする。FBR 実用化には経済性と信頼性の向上が不可欠とされていることから [1]、その実現に向けて耐熱設計思想を取り込んだ設計基準の考え方とその開発方針を提案する。

(b) 高速増殖炉構造設計の特徴と課題

① 高速増殖炉設計作業の流れと想定事項

FBR 設計作業の流れの概略を表 4.8.1(1)-9 に示す。熱荷重は、圧力荷重と異なり設計仕様から直接規定されないことから、荷重条件設定のためにシステム設計から機器設計の段階で種々の検討と熱流動解析が実施されることが、設計作業の特徴の一つとなっている。

表 4.8.1(1)-9　設計作業の流れと想定事項

作業項目	左欄の各作業で考慮する事項
① 原子炉システムの概略設計(構造健全性の詳細は未検討の段階)	・プラント動特性 ・系統設計
② プラント想定事象の決定	事象の想定・選択(例:SG入口給水弁誤閉 vs 外部電源喪失 等)、保守的な回数設定。 事象確率を想定し、運転状態分類や荷重の重ね合わせを決める。
③ 機器設計	・機器区分、材料の選定、板厚の決定、溶接部位ならびに溶接法、検査法の選定
④ 熱流動解析	熱流動解析に伴う想定 ・熱流動解析モデル、数値解析法、境界条件 等
⑤ 荷重条件の設定(機械荷重及び熱荷重)	・④の解析結果を保守的に包絡する強度評価用熱過渡条件の設定 ・②を考慮して機械荷重(内圧、自重、地震荷重)と熱過渡条件を組み合わせることにより構造物の荷重条件を設定
⑥ 構造解析	・FEM コードの選択 ・解析モデルの設定
⑦強度評価	・構造設計基準に基づき破損モードを想定する ・破損モードに対する強度を基準に則り評価する

上記作業の流れはイメージを示したものである。実作業は互いにフィードバックがかかるので上から下への１本の流れにはならない。

設計作業の具体例として、サイクル機構内で設計研究として実施されたヘッドアクセスプラントのホットレグ配管の、原子炉手動トリップに対する熱過渡強度評価（図 4.8.1(1)-29）の流れを説明する[8]。システム設計の段階では、一次元熱流動解析コードによる系統熱過渡解析からプラントの動特性が決定される。次に機器設計により機器の寸法が定まると、プラント動特性を境界条件として機器内部の多次元熱流動解析が行われ、内部の流体混合を考慮した熱過渡条件が決定される。熱流動解析結果は、流体温度と熱伝達係数の時刻歴の様式で構造解析コードに受け渡され、非定常熱伝導解析により構造内部の温度分布が計算される。このようにして得られる温度分布を荷重として、弾性解析と設計係数の組み合わせまたは非弾性解析により応力とひずみが評価され、最後に強度評価が実施される。

以上の評価の各段階においては、強度評価結果に影響を及ぼす様々な因子が存在する（図 4.8.1(1)-30）ことから、その不確定性を包絡した設計係数が使用される。そこで、これらの設計係数の影響を比較するため、荷重想定、構造解析および強度評価の各段階において評価結果の中心値を使用した場合と設計係数を考慮した場合（図 4.8.1(1)-30 中表参照）とで予測強度へ現れる差を、熱弾性応力への換算によって調べた。強度に対する影響割合を図 4.8.1(1)-30 中の円グラフに示すが、本結果から荷重想定、構造解析および強度評価の各段階における設計係数が強度評価結果に及ぼす影響は同程度であり、それぞれに合理化の余地があることが分かる。

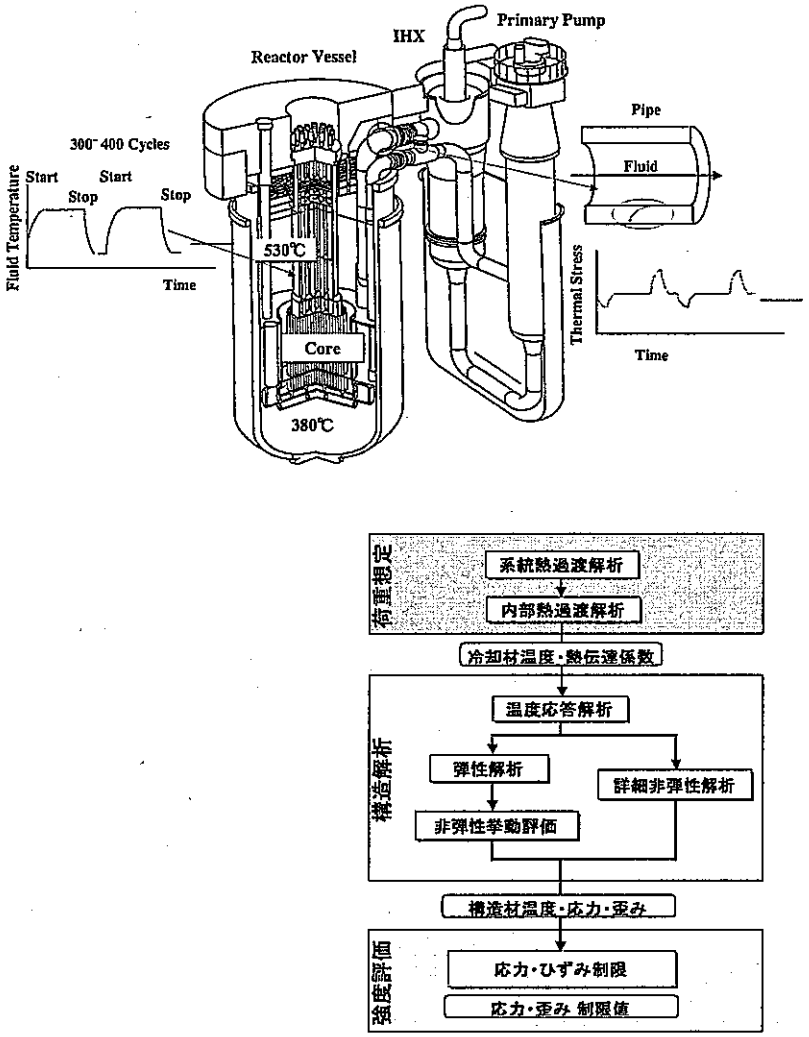
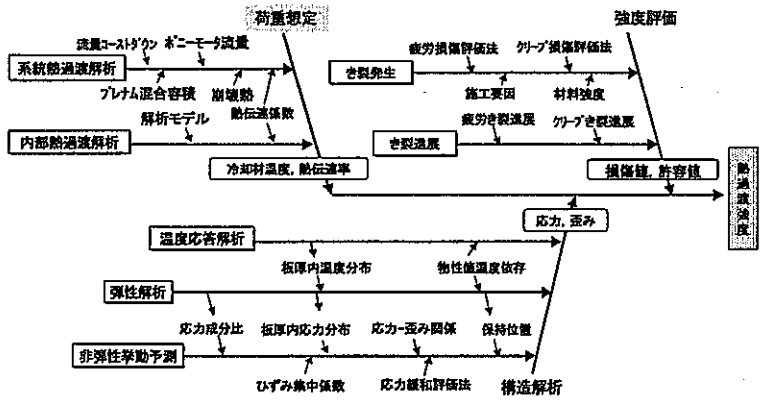


図 4.8.1(1)-29　ホットレグ配管の原子炉手動トリップに対する熱過渡強度評価の例



荷重想定	熱流動解析結果 VS. 設計用熱過渡曲線(勾配係数2適用)
構造解析	非弾性解析結果 VS. 弾性解析による非弾性挙動予測
強度評価	構造物強度試験平均値 VS. 下限値

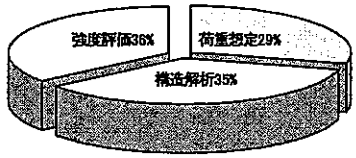


図 4.8.1(1)-30　ホットレグ配管の熱過渡強度評価結果への影響因子と感度解析結果

② 耐圧設計と耐熱設計

前節で述べた耐熱設計の特徴を耐圧設計と比較しながら整理すると表 4.8.1(1)-10のようになる。

荷重想定に関しては、圧力荷重が設計仕様で与えられるのに対し、熱荷重はプラント運転中に生じる冷却材温度変化から熱伝導問題を解くことにより求まるため、設計者自身が評価する必要がある。また、熱荷重の想定には熱流動と構造の両者を解析する必要があることから不確定性が大きくなり、それを包絡した保守的評価が試みられるが保守性の定量把握は難しい。

構造解析については、耐圧設計の圧力によって構造内部に生じる応力は外力との釣り合い式から定まるため、公式または解析によって高精度で計算出来る。これに対し熱応力は熱ひずみの拘束によって生じ、さらにひずみ自身が応力によって変化するため、その評価には応力とひずみの連成解析が必要となる。

強度評価においては、圧力荷重との釣り合いにより生じる応力は、同一の単位で表される材料の引張り強さおよび降伏応力により制限することによって破断および過大変形を防止することが出来る。これに対し、熱応力による主たる破損様式はその繰り返しによる（クリープ）疲労き裂の発生と進展であり、応力とひずみの両者に関係する。このため応力・ひずみから評価式によって計算されるクリープ疲労損傷係数を制限することで破損の防止を図っている。

表 4.8.1(1)-10　高温設計の要素である耐圧設計と耐熱設計の比較

	耐圧設計	耐熱設計
支配荷重	圧力:荷重制御型	熱荷重:変位制御型 緩慢なき裂進展のため破断に対して余裕がある。
荷重想定	圧力は設計仕様で規定 保守的な荷重想定が可能	熱荷重はプラント運転中に生じる冷却材温度変化から生じるため解析評価により設定 熱流動と構造の両者の解析が必要となることから不確定性が大 保守性の定量的把握は困難
構造解析	線形解析 支配方程式: 主として平衡方程式	材料非線形性を考慮した解析 支配方程式: 平衡方程式、適合条件、および構成式
強度評価	応力を材料の引張り強さおよび降伏応力により制限して破断を防止	応力・ひずみから計算されるクリープ疲労損傷係数を制限してき裂を防止

③ 従来の FBR 基準の課題

耐熱設計への適用という観点からみた場合の、従来の FBR 基準 [9] ～ [13] の課題を表 4.8.1(1)-11 に整理する。荷重想定に関しては前提条件として扱われ、基準は専ら構造の応答と強度評価を扱ってきたが、構造の応答評価を実施するための十分な熱過渡条件を設計上流から与えられることは稀であり、荷重条件自体の評価が必要となる。例えば、系統設計から与えられる機器出入口の温度や総流量を基に、機器内部の熱流動解析等を必要に応じて実施してきた。熱荷重は不確定性が大きいにも係わらず熱流動評価を基に設定された条件をワンスルーで構造解析に引き渡すため、過渡に保守的な条件となることがある。その結果、荷重推定精度の向上が設計合理化の１つの大きな壁となっている。特に原子炉容器液面近傍や配管合流部サーマルストライピング等は、荷重の不確定性が強度評価のそれを上回っていると思われ、荷重推定の適正化は合理化効果が大きいと考えられる。

構造解析に関しては、弾性解析に基づく保守的非弾性挙動予測が通常行われてきたが、ひずみ集中とラチェットひずみ評価の難しさが、過剰な裕度導入と評価精度の低下を招いている。図 4.8.1(1)-31 は、サイクル機構大洗工学センターで実施された熱過渡強度試験（破損試験）データによる破損限界と裕度の定量評価の例である [14]。図中のシンボルは、試験後にき裂発生部位と未発生部位の境界から抽出したき発生境界部(き裂発生点に相当)に対するクリープ疲労損傷の予測値である。凡例は BDS-MD が高速原型炉第１種機器の高温構造設計方針 BDS [9] の弾性ルートから設計係数を除いたもの、PROPOSAL は BDS を改良した高速増殖実証炉高温構造設計方針 DDS [10] の弾性ルートから設計係数を除いたものを表している。DDS は BDS より平均的には合理化されているが、評価結果のばらつきは同程度であり、弾性解析による非弾性挙動予測の精度は未だ改善の余地があると考えられる。

強度評価については、表 4.8.1(1)-12 のように一つの破損様式を破損との関係が直接的でないクライテリアを含む複数クライテリアの組み合わせで評価する体系となっている。このため、安全裕度の定量把握を難しくしている。特にひずみの制限は多くの破損様式の補助的規定となっていることから、上記の原因となっている。

最後に評価体系に関しては、応力が支配力学量であることから各破損モードに応じて許容応力による設計式を採用した耐圧設計の考え方が、そのまま耐熱設計に持ち込まれた[15]ために、耐圧設計の設計余裕に耐熱設計で新たに生じた不確定性を上乗せして包絡した過度に保守側の設計体系となっている。変位制御型荷重の特徴を活かした合理的な設計を支援する基準体系・評価体系の構築が望まれる。

表 4.8.1(1)-11　従来 FBR 基準の課題

荷重想定	荷重想定に関する指針が無い: 熱過渡条件の設定は設計者にゆだねられているため不確定性が大きく合理化の障害となっている。 サーマルストライピング等の荷重見落としによる破損事例がある。
構造解析	弾性解析に基づく保守的非弾性挙動予測 ラチェットとひずみ集中評価で精度が落ちる。
強度評価	一つの破損様式を破損との関係が不明確なクライテリアを含む複数の制限規定の組み合わせで評価するため裕度が不明確 ひずみ制限値の根拠が不明確
評価体系	耐圧設計評価体系を維持したまま耐熱設計に拡張

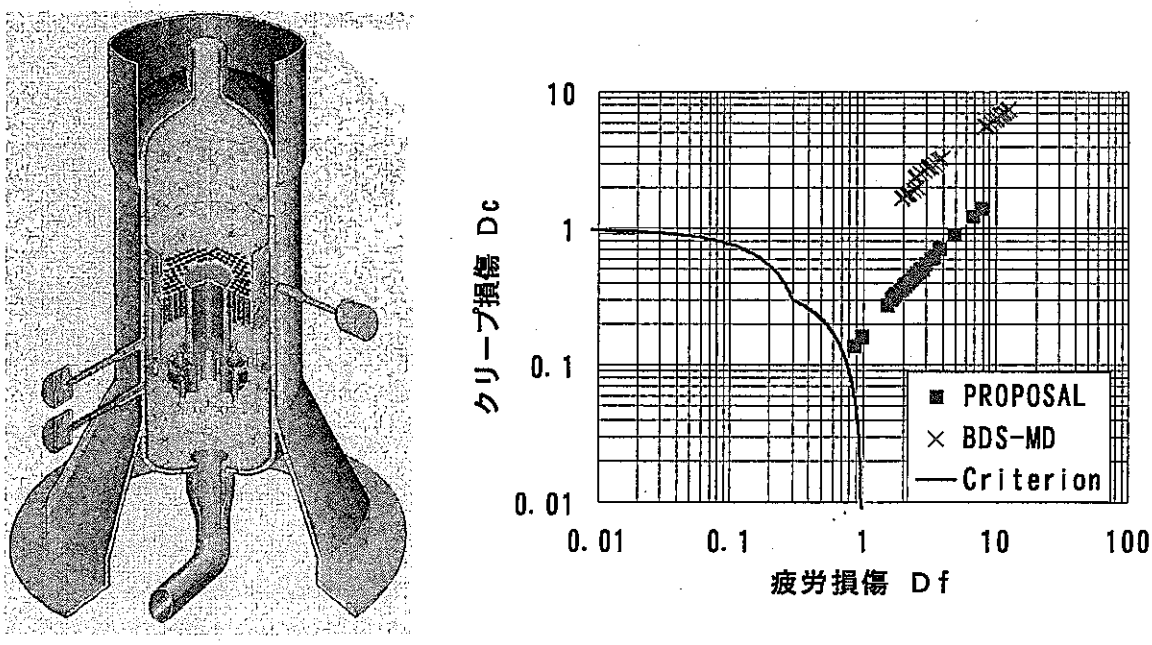


図 4.8.1(1)-31 熱過渡強度試験（破損試験）データによる破損限界と裕度の定量評価

表 4.8.1(1)-12　BDS/DDS の破損様式と強度評価の方法

規定 / 破損様式	弾性解析		弾性解析又は非弾性解析		
	一次応力の制限	特別な応力制限	ひずみの制限	クリープ疲労損傷の制限	座屈の防止
延性破断	○	△	△		
過大な塑性変形	○	△	○		
疲労破損			△	○	
弾塑性座屈	◇		△		○
クリープ破断	○	△	△		
過大なクリープ変形	○	△	○		
クリープ疲労破損			△	○	
クリープ座屈	△		△		○

○ 主要な規定　△ 補助的規定　◇ 崩壊の防止

(c) 耐熱設計思想を取り込んだ合理的 FBR 基準の方向性

① 構造設計基準の前提と主たる検討範囲

耐熱設計思想を取り込んだ構造設計基準を構築することが出来れば、熱荷重が支配的な機器に対して合理的な設計が可能となる。こうした新しい考えによる FBR 用構造設計基準 FDS(FBR Design Standard)を検討するため、設計基準の対象範囲を表 4.8.1(1)-13 に示すように従来のものから見直すこととした。BDS/DDS の範囲が強度評価と機能評価の一部であったのに対し、FDS では強度評価結果への影響が大きい荷重想定法と構造解析法を含む方針とする。さらに、将来的には基準の範囲を設計、製作、検査、維持にまで広げ、トータルとして必要な安全裕度を確保しつつ確率指標等を用いてそれぞれの間で適切に裕度を配分する新しい基準（包括的な基準）に発展させる計画である。ここでは検討範囲として、設計者が必要に応じて参照出来る指針および設計ツールも含めた。以下、主として FDS の範囲について述べる。

FBR 用構造設計基準の目的が、主として冷却材バウンダリの破損の防止であることを明確にし、機能維持目的のひずみ制限（強度評価と許容値が異なる）を対象外として、ひずみの制限値を設けない方針とする。但し、累積ひずみの定量評価には高度な技術を要することから、ひずみ算定法に関する指針を基準の外に設けることとする。

き裂の取り扱いに関しては、基準の目的を冷却材バウンダリ破損の防止に置くのであれば、き裂の防止に対してもバウンダリ破損限界からの余裕に基づき制限規定を設けるのが自然と考えられる。き裂発生から破損まで余裕のある変位制御型負荷の場合にはバウンダリ破損限界に基づく評価のメリットが大きく、これを利用したき裂発生条件に対する設計係数の合理化の可能性を検討する。

対象機器については、短期的には第１種機器と第３・４種機器のうち熱荷重が支配的となる部位を基準高度化の対象とする。中期的には破損事例が多く耐圧設計と耐熱

設計の両者が要求される蒸気発生器の伝熱管や管板も検討の対象に含める。

従来対象外であった荷重想定法を取り扱うこととするが、荷重に対しては一般性が低いことから、設計者が必要に応じて使用出来る評価指針として重要度に応じて順次整備する。特に FBR で不確かさの大きい熱荷重想定法を重点的に整備し、機械荷重に対しては最新技術を柔軟に取り込むこととする。

表 4.8.1(1)-13　構造設計基準の範囲

設計～維持	BDS／DDS の範囲	FDS の範囲	包括的な基準の範囲
① 原子炉システムの概略設計(構造健全性の詳細は未検討の段階)	×	×	×
② プラント想定事象の決定	×	×	△
③ 機器設計	× 基準の前提条件	× 基準の前提条件	△
④ 熱流動解析	× 設計作業の一部	△ 検討の対象	△
⑤ 荷重条件の想定(機械荷重及び熱荷重)	×	○	○
⑥構造解析	× 弾性解析を想定	○ 非弾性解析設計指針	○
⑦強度評価	○ 非弾性解析による強度評価は事実上範囲外	○	○
⑧ 機能評価	△ ひずみ制限	△ 変形評価手法提供	△ 構造健全性関連
⑨ 製作	×	×	△
⑩ 検査	×	×	△
⑪ 維持	×	×	△

○　対象範囲、△　一部対象範囲　×　対象外

②耐熱設計思想を取り込んだ基準および指針の提案項目

前節で説明した前提条件の下、耐熱設計思想に基づく設計基準合理化のための項目を次表のように提案する。また各提案項目の内容を以下に示す。

表 4.8.1(1)-14　設計基準/指針　の提案項目

評価体系	荷重制御型負荷と変位制御型負荷を区分 変位制御型負荷を合理的に評価する体系 機能性と柔軟性を備えた階層型基準体系
荷重想定	構造から熱流動へのフィードバックによる合理的評価指針 熱流動・構造解析高速化のためのツールを提供
構造解析	非弾性解析指針 非弾性解析の品質保証 弾性解析ベースのスクリーニング基準
強度評価	バウンダリ破損限界からの余裕に基づくき裂発生防止規定* 破損様式毎の現象と相関性の高い強度評価法
不確定性の取り扱い	中心値とバラツキの評価を基本とした不確定性の扱い 将来的には確率論的な考え方等を導入

＊将来的に包括的な基準と連携しき裂の発生と進展を評価

a. 評価体系

ア. 変位制御型負荷に焦点をあてた評価体系

荷重制御型負荷に対する強度を確保した上で、変位制御型負荷に焦点をあてた評価を実施する体系とする。変位制御型負荷として扱える荷重の領域と、強度に対する荷重制御型負荷の影響を無視し得る範囲を明らかにし、それらの判定条件を設ける。これにより、ほとんどが変位制御型として扱えると考えられる FBR のナトリウム系に対して、耐熱設計思想に基づく合理的評価を行えるようにする。

イ. 機能性と柔軟性を備えた階層型基準体系

新しい基準の範囲は、総合的な評価精度を向上させるため、荷重想定法、構造解析法、および破損様式毎の強度評価法を含むものとする。

体系については、JSME における民間規格策定を視野に入れ、機能性規格[17]である第1階層、設計基準の論理を記述した第 2 階層、および具体的評価式や数値、設計ツールを、モジュール形式で提供する第3階層からなる階層型の基準を提案する（図 4.8.1(1)-32)。第2階層の要求を満たすために、設計者は第3階層の評価式・数値・設計ツールを自由に選び組み合わせて使用することが出来るようにする。その実現のため、必要な評価式等を基準の論理に沿って見つけ出すためのインテリジェントなサポート機能を用意する。また、第3階層のモジュールを出来る限り相互関連の無いものにし、組み合わせを自由にする。さらに、第3階層を基準外の評価指針とすれば、最新の構造解析技術および強度評価技術を運用実績が必要な基準に取り込みやすくなる。

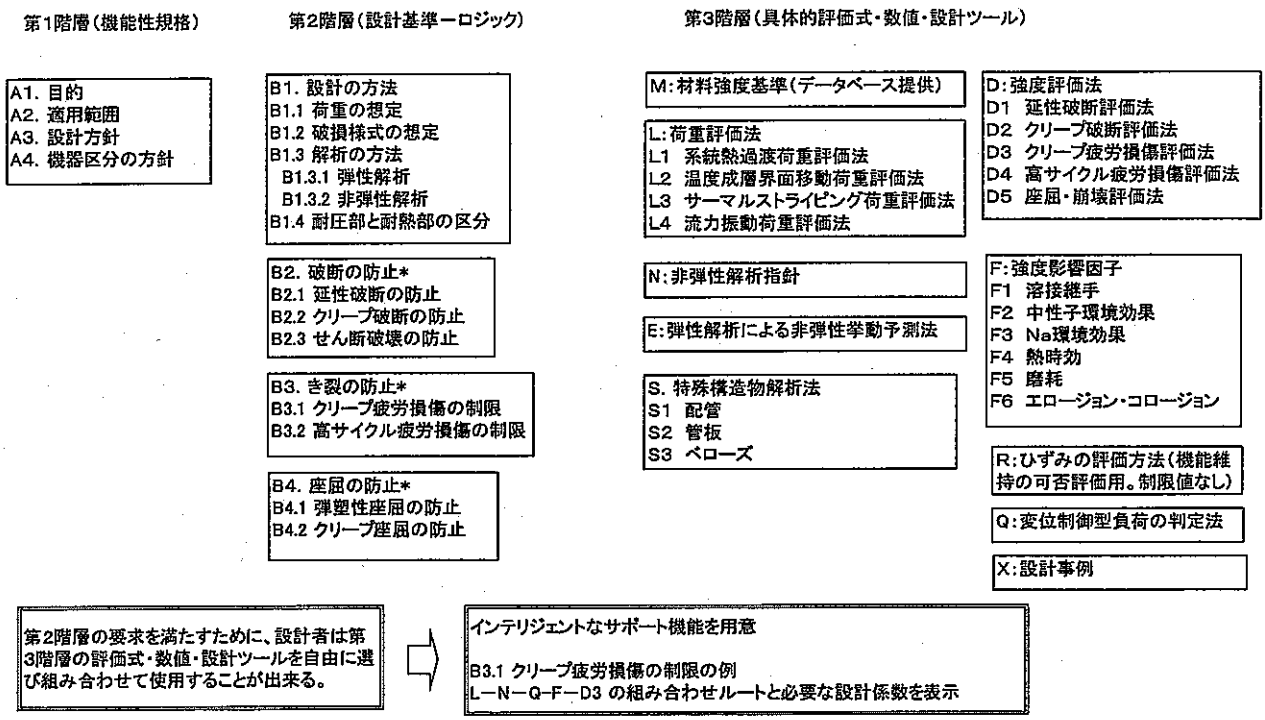


図 4.8.1(1)-32　機能性と柔軟性を備えた階層型基準体系のイメージ

b．荷重想定

ア．構造から熱流動へのフィードバックによる合理的評価

熱荷重に対する解析評価は、熱流動と構造に関する複数コードを逐次用いた膨大な作業であるため、従来は熱流動評価に基づき保守的荷重条件を設定し、それを構造側へワンスルーで受け渡して成立性を確認するという方法がとられてきた。ここで、系統熱過渡条件等の設定には膨大な数の事象組み合わせを考慮する必要があるが、こうした場合は複数の熱過渡曲線をまとめた上で設計係数をかけた現実には生じ得ない包絡条件が設定され、構造評価にとって過度に保守的となる場合があった。

これに対し、構造解析から熱流動解析へのフィードバックによる繰り返し評価を可能とする荷重想定法（図 4.8.1(1)-33）が出来れば、構造健全性を確保する上で最適な熱過渡条件を設定出来るようになる。また、各事象の熱過渡条件に対する発生応力（損傷値）を個々に評価することにより、荷重の中心値とバラツキを評価出来るようになれば、現実的な荷重想定が可能になる。

このような繰り返し評価を実現するには、熱流動と構造の解析を高速化する必要があり、そのためのツールとして、設計パラメータに対する感度解析法と熱流動・構造統合解析法が考えられる。

イ．設計パラメータに対する感度解析法

熱流動を含む各種設計パラメータの構造健全性への影響を評価するには、効率的な感度解析法が必要となる。ここで熱荷重は一般化が難しいことに留意し、過去に破損事例のあるサーマルストライピング等の事象や、設計合理化効果の大きい系統熱過渡等から、それぞれの現象に応じた方法を順次整備していくこととする。現在検討中の感度解析法の例を表 4.8.1(1)-15 に示す。周波数応答関数法の適用例として、流体温度ゆらぎに対する熱応力の周波数応答線図（無次元周波数 f^*－応力振幅のゲイン G）および疲労損傷係数の流体温度ゆらぎ周波数に対する感度線図を図 4.8.1(1)-34 に示す[18]。これらからサーマルストライピングに影響を及ぼす温度ゆらぎ周波数が特定出来る。

また緩和関数を用いた評価例として、流体温度のステップ変化に対する配管の応力応答特性を、緩和関数 $C_n e^{-1/\tau_n}$ の線形和で記述した場合の時定数 τ_n と係数 C_n の関係を図 4.8.1(1)-35 に示す。左図は熱伝達係数一定のまま配管板厚を変化させた場合の時定数の変化を調べたものである。薄肉の場合は時定数 τ_n の増大と共に係数 C_n が急速に小さくなることから時定数が短い成分が卓越しており、温度履歴の影響は短時間で消失する。板厚が増加すると時定数の長い成分が増加し温度変化の影響を長時間保持する傾向があることを定量的に示している。右図は板厚一定で熱伝達係数を増加させた場合の影響で、熱伝達係数が増加すると時定数が短くなり、早い温度変化にも追従し易くなることが理解出来る。

このように、構造時定数と熱過渡条件を比較することによって、応力に対し敏感な過渡条件や、影響の持続時間を評価することが可能となる。

最後に実験計画法であるが、これは複数の影響パラメータの感度を効率良く求める方法であり、感度解析に必要な解析ケース数を最小限にすることが出来る。

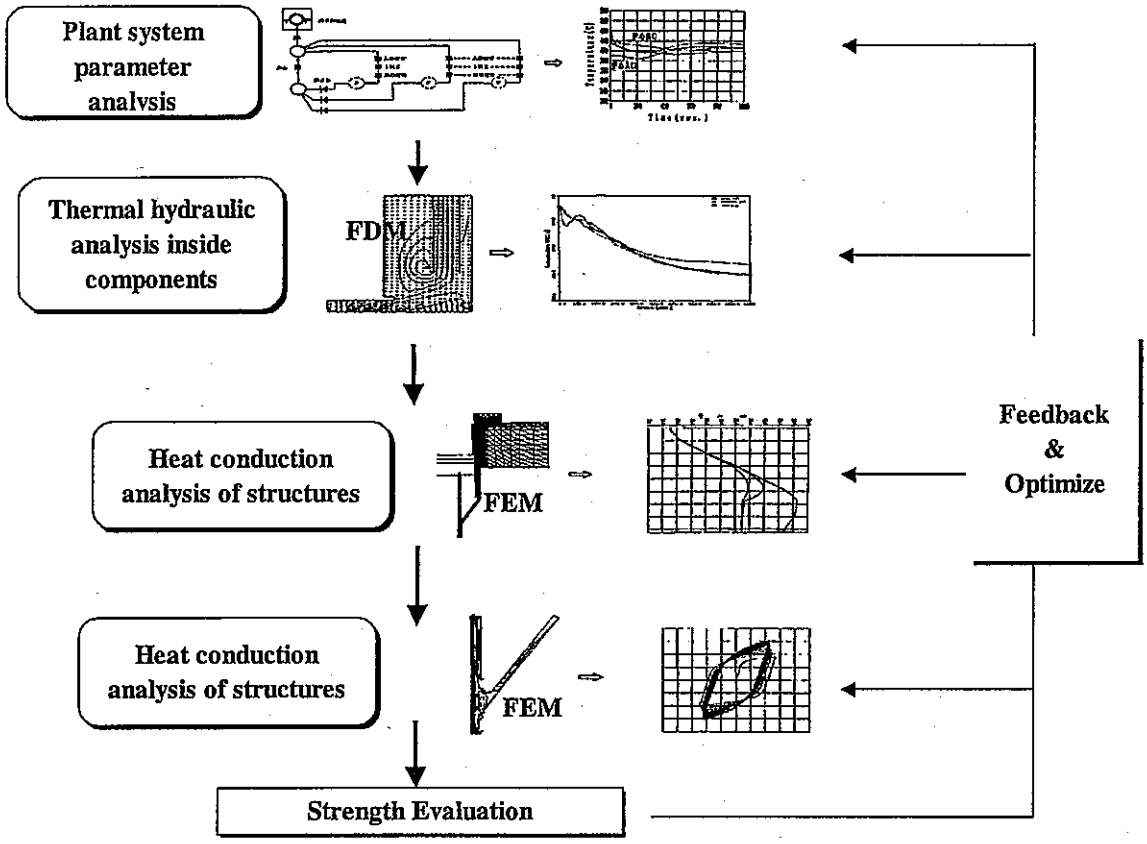
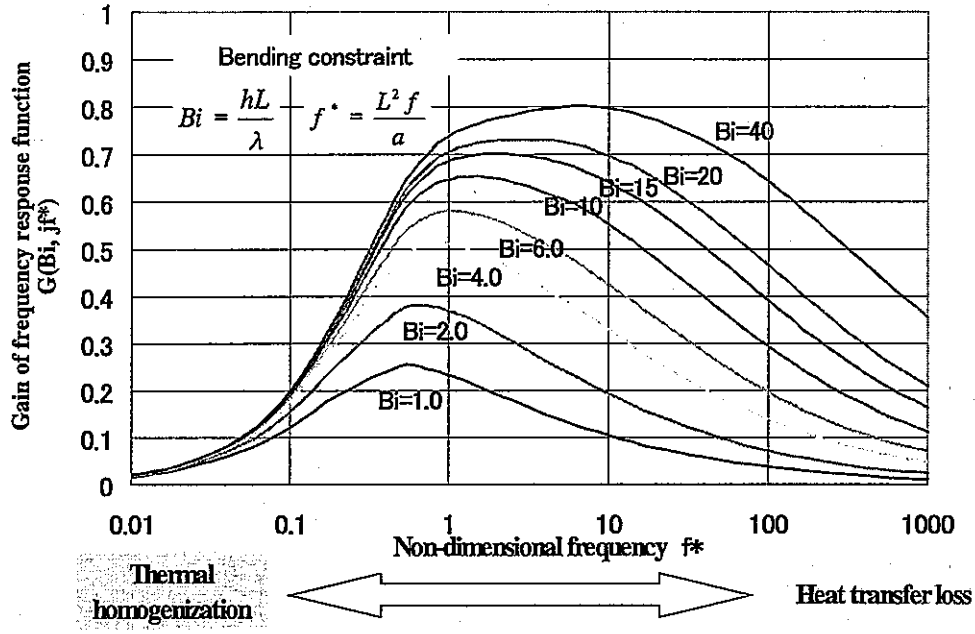


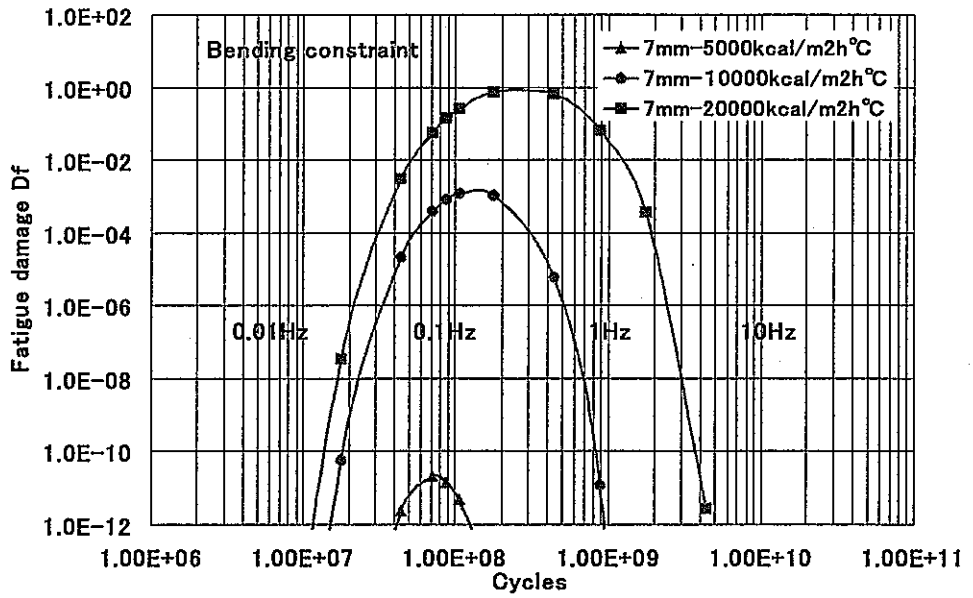
図 4.8.1(1)-33　設計パラメータに対するフィードバックを可能とする繰り返し評価フロー

表 4.8.1(1)-15　構造健全性の設計パラメータに対する感度解析法の例

熱荷重	感度解析法	備考
サーマルストライピング	周波数応答関数法	熱疲労に対する有感周波数を評価
系統熱過渡	緩和関数法	熱応力の応答時定数を評価
系統熱過渡	実験計画法	複数因子に対する感度を効率的に評価



流体温度ゆらぎに対する熱応力の周波数応答線図



疲労損傷係数の熱流動パラメータに対する感度(ΔT=100℃, 30 年)

図 4. 8. 1 (1) -34　流体温度ゆらぎによる疲労損傷係数の周波数感度評価線図

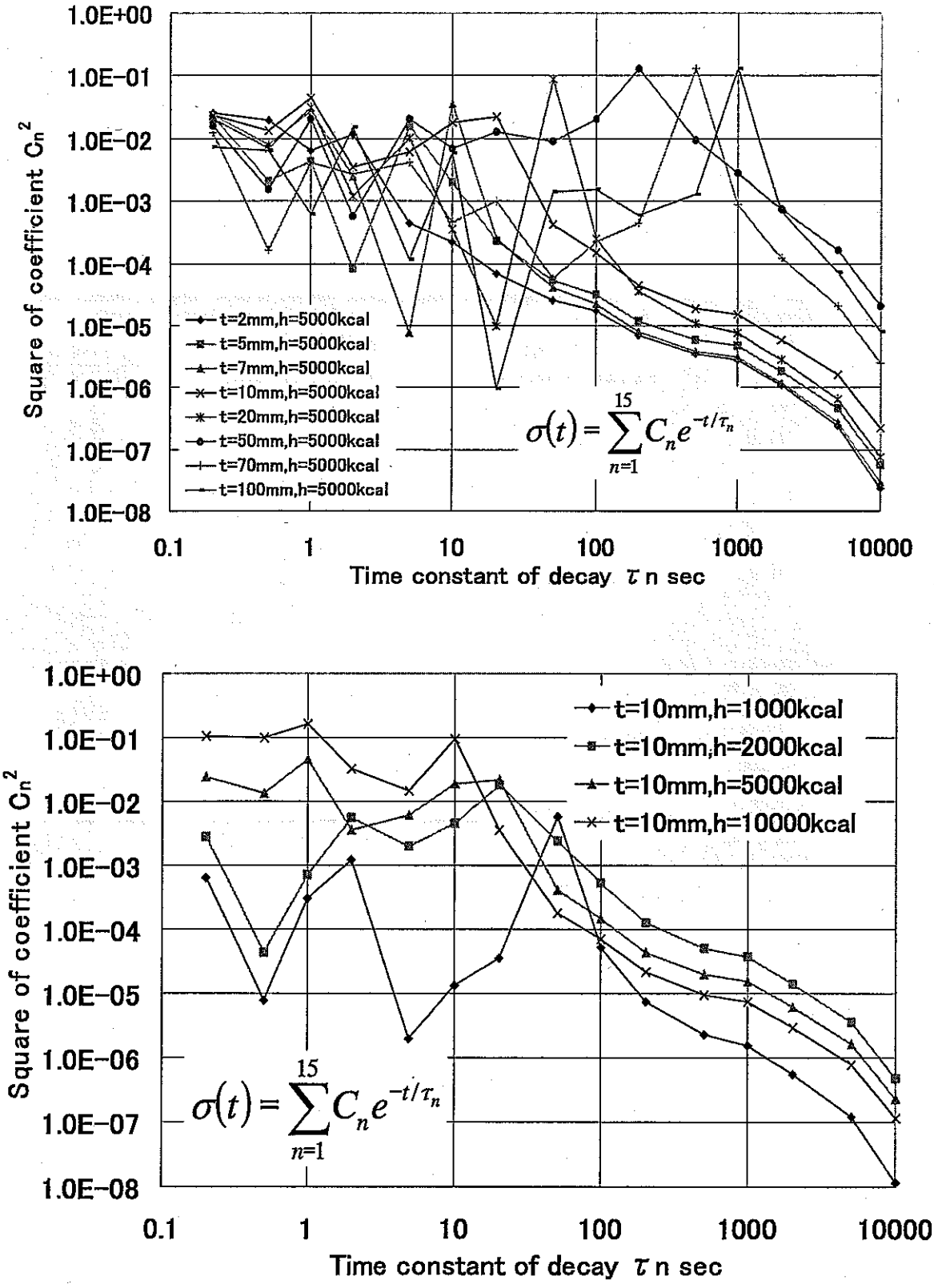


図 4.8.1(1)-35　ホットレグ配管の応答時定数評価

ウ. 熱流動・構造統合解析法

実機プラントには多くの設計パラメータがあることから、その実現には流体と構造の膨大なパラメータサーベイが必要となり、熱流動と構造を統合した効率的解析法が求められる。効率的解析のためのツールの例として、プラント熱過渡解析と構造解析を同時に実行する熱流動－構造統合解析コード[19]とサーマルストライピング数値解析システム[20]を図4.8.1(1)-36　に示す。

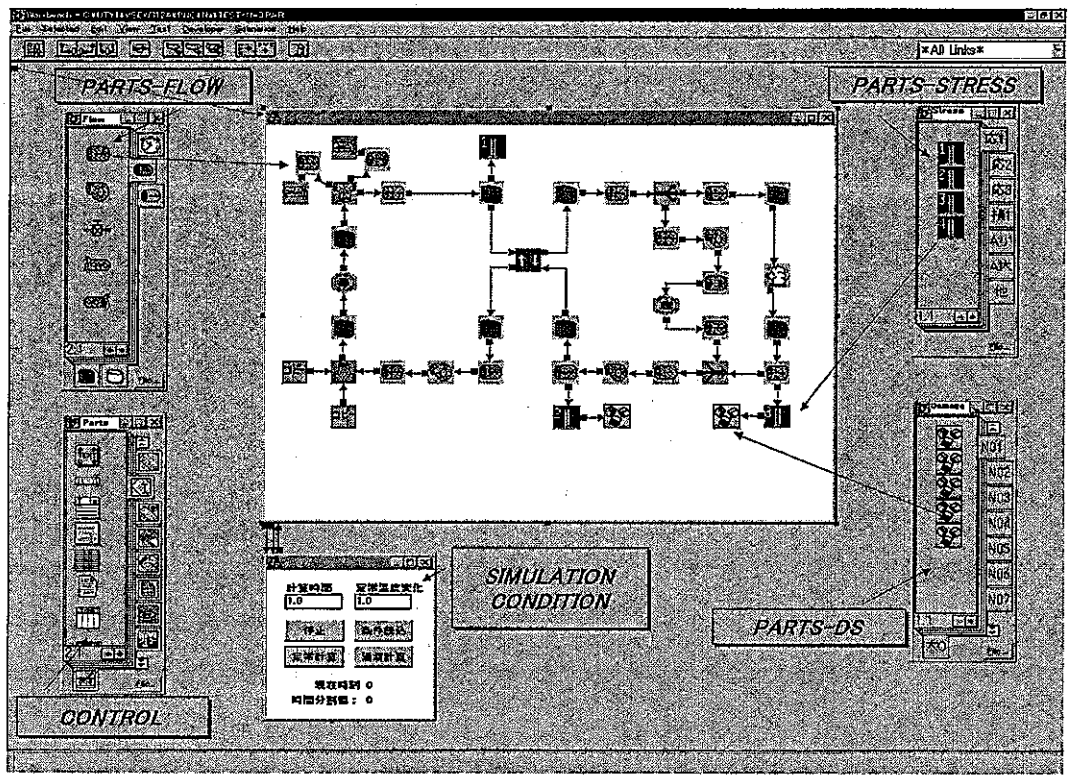


図4.8.1(1)-36(a)　系統熱過渡に対する流体・構造統合解析コード

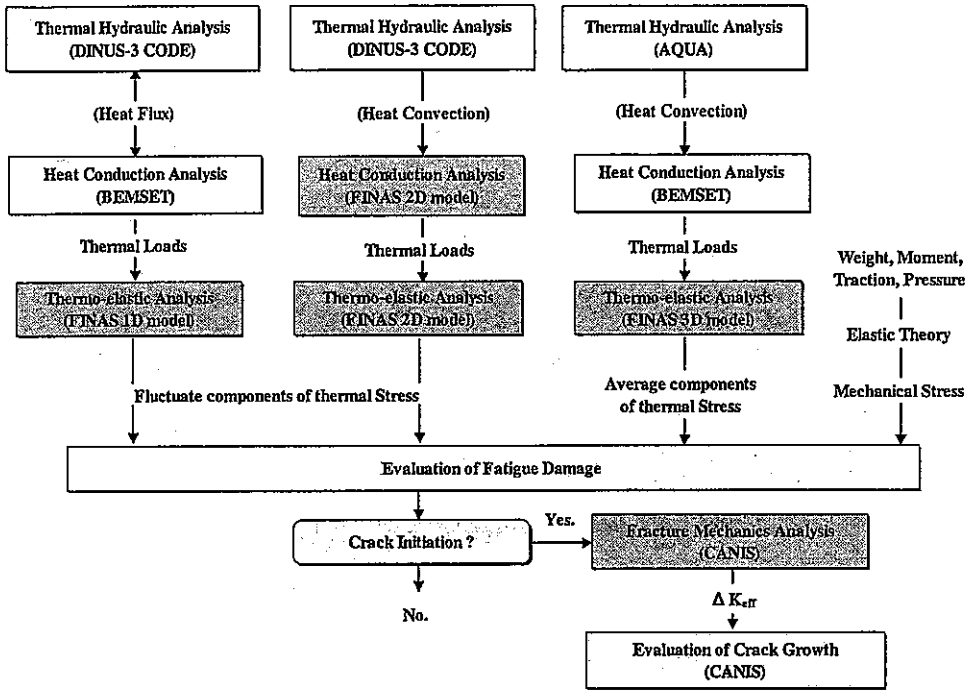


図 4.8.1(1)-36(b)　サーマルストライピング数値解析システム

c．構造解析

ア，非弾性解析指針

材料毎・荷重履歴毎に異なる材料の弾塑性クリープ挙動を、高精度に、あるいは適度な保守性をもって評価できる非弾性解析指針を与える。

設計への非弾性解析適用上の最大の課題は、構成方程式と負荷履歴に解が依存することである。設計適用の観点から弾塑性構成則を比較検討した例を表 4.8.1(1)-16　に示す。指針では、構成則と適用方法（負荷履歴の取扱い等）に関して推奨する方法を提示すると共に、解析モデル、プログラム、および設計者の技術力に関して品質保証することを目指す。

非弾性解析指針の長期目標は詳細構成則による中心挙動の予測とそれに基づく設計法の確立である。一方、短期的に実用化戦略調査研究[1]のニーズに応えていく必要があることから、求められる評価精度と計算の難易度に応じて、設計手法としての取り扱いが容易で従来の弾性解析による方法より合理的な予測結果を与える暫定案を適宜提示していく。議論の出発点として表 4.8.1(1)-17 のような例が挙げられる。

表 4.8.1(1)-16　設計評価手法用としての観点からの弾塑性構成則の比較検討状況

構成式	古典的構成則(等方硬化、移動硬化、弾完全塑性モデル)	詳細構成則(Chaboche、大野-王、電中研モデル等
長所	・316FR、改良 9Cr 鋼については既存 DB にて、必要な材料特性データを用意できる。 ・設計手法として取り扱いが容易(解析条件が結果に与える影響が比較的小)	・材料の硬化挙動を高精度に予測でき、応力及びひずみの解析精度が高い ・妥当性の検証が進みつつある
短所	材料の硬化挙動を高精度に予測できず、応力及びひずみの予測精度が低い	・多様な材料特性データを必要とする ・設計手法として取り扱いが難しい(例:解析条件が結果に与える影響が比較的大)

表 4.8.1(1)-17 議論の出発点としての非弾性解析の適用例

適用	推奨法	備考
弾塑性構成則	移動硬化則＋αリセット	単調応力－ひずみ曲線を繰り返し計算に適用してひずみを保守的に評価
クリープ構成則	Blackburn 型クリープひずみ式 ＋ ひずみ硬化則	弾性ルートで実績
疲労損傷評価	弾塑性クリープ解析のひずみ範囲と疲労曲線から評価	
クリープ損傷評価	・弾塑性クリープ解析のひずみ範囲と繰返応力－ひずみ曲線から初期応力を求め、ひずみ範囲に対応する弾性追従係数で応力緩和 ・緩和時間はクリープ損傷最大化時間配分法から決定 ・時間消費則によりクリープ損傷を計算*	中間保持緩和クリープ損傷予測に関しては、非弾性解析結果からの直接評価は非安全側との知見有
累積非弾性ひずみの評価	10 サイクルの弾塑性クリープ解析の累積ひずみを外挿	

*現状では緩和クリープ損傷を正確に記述するクライテリアは存在せず工学的割り切りを必要とすることから、設計ツールとして簡便な方法を採用した。

イ．弾性解析ベースのスクリーニング基準

弾性解析ベースの評価法は形状決定に使用されることから重要であり、さらなる簡素化と合理化を図った上で一通りの評価を出来るようにし、スクリーニング基準として残す。

d．強度評価

ア．バウンダリ破損限界からの余裕に基づくき疲労裂発生防止規定

変位制御型とみなされバウンダリ破損までの余裕が大きいと判定された負荷に対しては、荷重制御型負荷を受ける一般構造に対する設計係数 20 に比べて合理的な設計係数を使用出来るようにすることも視野を入れる。同一板厚の板表面のひずみ範囲が同じとなるような荷重制御型負荷と変位制御型負荷を繰り返し加えた場合、き裂発生までの繰り返し回数は同一と考えられるが、その後の進展挙動と破損に至るまでの寿命は図 4.8.1(1)-37 に示すように大幅に異なることが知られている。例えば厚さ７mm のステンレス板の表面に応力範囲約 300MPa 周波数 0.1Hz の繰り返し負荷を加えた場合の深さ１㎜からのき裂進展寿命を応力拡大係数とＰaris則を用いてシミュレーションした例を図 4.8.1(1)-38 に示す。応力の内訳を１次膜応力 20％＋２次曲応力 80％と２次曲応力 100%とした場合の寿命差は 100 倍近くあり、１次応力と２次応力では破断までの余裕が大きく異なることが分かる。図 4.8.1(1)-37 に戻ると、荷重制御型負荷と変位制御型負荷とで同等のバウンダリ破損確率とするには、そこからき裂進展を逆算して得られる発生に関して、変位制御型負荷に対するき裂発生が高くて良いことになり、その分だけき裂発生防止規定に対する設計係数を削減出来る可能性がある。

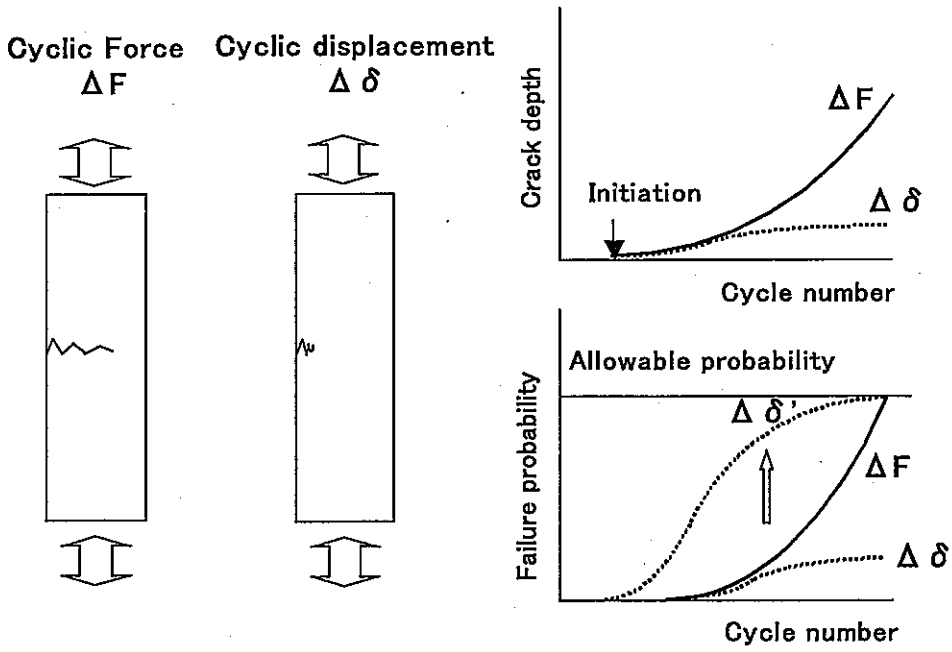


図 4.8.1(1)-37　荷重制御負荷と変位制御負荷に対するき裂進展挙動とバウンダリ破損確率

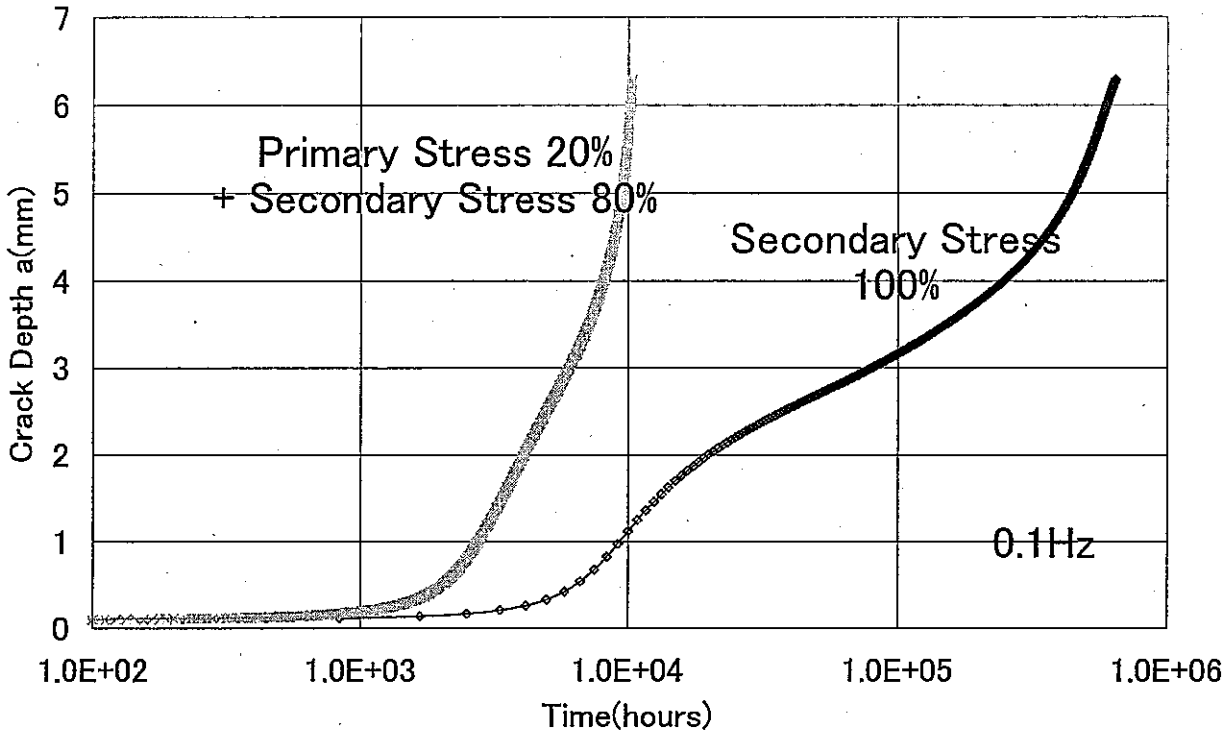


図 4.8.1(1)-38　1次応力成分の有無によるき裂進展寿命の違い

イ．破損様式毎の現象と相関性の高い強度評価法

強度評価法に対しては、実機で想定される破損様式（緩和クリープ疲労等）と相関性の高い損傷評価法を開発する。対象とする破損様式は荷重および強度影響因子を考慮した上で漏れのないものにする。ここで、変位制御型を対象とした合理的な強度評価を行うには、荷重制御型負荷の影響が小さいことが前提となる。このため、荷重制御型負荷を無視し得る範囲の判定条件を設ける。

e．中心値とバラツキの評価を基本とした不確定性の合理的扱い

荷重想定、構造解析、および強度評価の不確定性をそれぞれ包絡させて重ねると過剰な裕度につながることから、中心値とバラツキの評価を目指す。この場合は従来の包絡性と設計係数の考え方はバラツキの評価に置き換えられる。荷重想定のバラツキと材料強度のバラツキは本質的に別であるが、同じ材料強度のバラツキから派生する初期応力とひずみ算定の予測精度は互いに関連する。包括的な基準との関連において従属事象と独立事象を区分し、各種条件のバラツキに対するトータルとしての適正な保守性を確保するようにする。将来の包括的な基準との融合を見据えて確率論的考え方との整合性に留意して進める。

③提案項目に対する研究開発方針

これまでに提案した各項目を具体化するための課題と、その解決のための方策を述べる。

a．評価体系

変位制御型負荷に焦点をあてた評価体系を実現するためには、強度に対する荷重制御型負荷の影響を無視し得る範囲を明らかにした上で、変位制御型負荷として扱える荷重の判定法を用意する必要がある。判定条件には非弾性解析結果から求まる弾性追従係数等が使用可能と思われる。変位制御型から荷重制御型までの負荷形態をパラメータとした構造要素試験により、破損様式に対する荷重制御型負荷の影響が明らかになると考えられる。

また、想定する破損様式に漏れのないよう、FBR およびFBR 以外の高温機器の破損事例調査と分析が必要である。

b．荷重想定

荷重想定の一般化が困難であることに対しては、設計合理化への効果と難易度の観点から適用範囲を選定する必要がある。現段階では原子炉容器液面近傍、熱交換器管板、および配管合流部の優先順位が高いと思われる。また、熱流動パラメータに対する構造健全性への感度解析法を開発し、感度を有するものから熱流動解析コードと構造解析コードの統合技術を開発するのが、熱流動と構造の専門家の効率的な協力方法であると考えられる。

c．構造解析

非弾性解析用の構成則に関しては、精度の良いものについては高度の解析技術を必要とする傾向があることから、推奨法の提示とともに解析精度を保証するための試験データと検証問題の蓄積を進める必要がある。ここで、実機で問題となる構造不連続部を模擬した試験データを得るためには高温下における高精度のひずみ計測が課題となる。

非弾性解析と組み合わせる強度評価法は大きな課題の一つである。特に液面近傍部等で問題となる中間保持緩和クリープ損傷予測に関しては、非弾性解析結果からの直接評価は非安全側との知見が有るため、挙動および強度試験が必要である。

d．強度評価

バウンダリ破損限界からの余裕に基づくき裂発生防止規定を開発するには、負荷形態を変位制御型から荷重制御型まで変化させた場合の、破損現象を把握する必要がある。このため、変位制御型から荷重制御型までの負荷形態をパラメータとしたき裂の発生と進展、および破損限界試験が必要である。また、平均ひずみ成分が増加すると、

破損様式がクリープ疲労からラチェットクリープ疲労に移行する可能性があることから、その限界を明らかにするための試験が必要である。

(iv) 構造設計の合理化検討

(a) 配管系の最適化検討

ノズルを有する側部流出入面内配管引回しの最も単純化されたルーティングとして，超90度エルボ適用も視野に入れたS字型ホットレグ配管系について，炉容器出口ノズルと中間熱交換器入口ノズル間レベル差，炉容器出口ノズルと液面までの距離およびエルボ角度をパラメータとして検討を行い，エルボおよびノズルに発生する熱応力と各パラメータとの関係を調べ，その傾向を議論した。さらに，はり要素の計算結果に基づく告示501号ベースの評価とシェル要素の計算結果から応力を評価した場合を比較し，前者の簡便な合理化案を示した。また，超90度エルボ適用による応力の低減効果を評価し，従来の90度エルボによる配管引回しに対する代替として105度エルボによる配管引回しを提示した。

図4.8.1(1)-39にレファレンスとした側部流出入方式のホットレグ配管の形態，主用寸法および温度条件を示す。これに基づいて90度を超えるエルボも含めたS字型配管引回しについての主要寸法を以下のとおり設定した。

・配管板厚　　：h=15.9　mm
・配管口径　　：D=965.2　mm
・ノズル長さ　　：a=700　　mm
・水平方向距離　　：H=6500　mm
・鉛直方向距離　　：V=2000～9000mm
・エルボ部曲率半径　：R=965.2mm
・　エルボ部曲り角度　：θ=90 ～ 135deg
・

材料定数等については，R/V（ノズルを含む）は316FR鋼を想定し，配管系およびIHX（ノズル含む）は高クロム材を想定した。容器の熱膨張によって生じるノズル間の相対変位および配管の熱膨張量の算定には316FR鋼および高クロム材相当としてMod.9Cr-1Mo鋼の材料定数を用いた（高クロム材の材料定数として暫定的にMod.9Cr-1Mo鋼の材料定数を用いた）。また，配管系の応力解析においては，ヤング率，ポアソン比および線膨張係数について以下のMod.9Cr-1Mo鋼の550℃の値を使用した。

E＝15700kgf／mm^2

ν＝0.306

α＝12.35×10^{-6}mm／mm℃（室温20℃から550℃までの平均熱膨張係数）

荷重条件(内圧，負荷変位)および境界条件については以下のとおりである。

・内圧　　：p=0.147MPa（1.5kgf／cm^2）
・相対変位量　：ΔH(水平方向)=－61.71mm,
　　ΔV(鉛直方向)=　15.82～44.96mm

15.82 mm (V_1=2 m)
25.53 mm (V_1=3 m)
35.25 mm (V_1=4 m)
44.96 mm (V_1=5 m)

(ここで，V_1は炉容器ノズルから液面までの高さ)

配管系の相対変位については，図 4.8.1(1)-39 の温度分布と平均線膨張係数から求めた。

- 温度　：Ti=20℃ (初期)，Ts=550℃ (運転)，ΔT=530℃ (変動)
- 境界条件：配管系は中央点に関して点対称形状とし，境界条件も点対称となるように与えた。中央点では並進変位を拘束した。両端では回転を拘束し，相対変位量の 1/2 を強制並進変位として与えた。

計算ケースの主要パラメータは，エルボ曲り角度θ，鉛直方向距離 V，および炉容器ノズルから液面までの高さ V_1 とする。θ＝90／105／120／135 (deg) の４ケースとし，V の取り得る範囲を以下のようとった。

エルボ曲がり角度θ (deg)	中間直管長さ (mm) $L_2 \geqq D$	エルボと容器の干渉回避 (mm) $H-(L_1+R+D/2) \geqq D$
90	V≧2895.6	V≦∞
105	V≧3362.3	V≦15636.3
120	V≧3731.5	V≦8690.7
135	V≧3977.9	V≦6334.4

上の範囲から，V を１m単位として定めた。

使用プログラムは FINAS V.13.0 で，使用要素は 3 次元配管はり要素 PIPE2 (一部比較のため，3 次元シェル要素 QFLA4S を使用)，計算は，弾性，微小変形で行った。

はり要素によるすべての計算結果について，ノズルおよびエルボ部の最大応力強さを告示 501 号の方法によって評価し，次の暫定的な制限値から成立点をプロットすると，図 4.8.1(1)-40 のようになる。

- ノズル：　Sa = 300 (Mpa) = 30.6 (kgf/mm2)
- エルボ：　Sa = 600 (Mpa) = 61.2 (kgf/mm2)

90 度エルボの場合，成立するのは僅か 2 点であるが，超 90 度エルボの場合はより広い範囲で成立することがわかる。なお，クリティカルとなるのはエルボ部の応力であり，ノズル部の応力は低い。

シェル要素を使って詳細な計算を行った 1 例として 120 度エルボのメッシュ図と誇張した変形図を図 4.8.1(1)-41 および図 4.8.1(1)-42 に示す。このケースについて，配管軸線に沿った断面力と最大応力強さ分布に関するはり要素による評価との比較を図 4.8.1(1)-43 に示す。この場合，両者のエルボ端部での応力値には大きな差が生じている。これははり要素の評価が，曲げ荷重主体で端部効果を無視し，エルボ全領域の一様な断面扁平化を仮定しているためであり，このようなケースでは最大曲げモーメントとなる端部での簡易評価値と中央部での簡易評価値の平均値を取ることで，簡

便にシェル計算値よりも少し大きめの評価値が得られる。エルボの応力評価について，このような修正を施して先の成立範囲を見なおした結果を図 4.8.1(1)-44 に示す。成立する点が増えていることがわかる。図 4.8.1(1)-45 にはり要素計算全ケースのエルボ部の簡易応力評価値を横軸を鉛直高さV，エルボ角度と液面下高さV1をパラメータとして示す。この図からもエルボに発生する応力は，超 90 度エルボを使った場合，90 度エルボを使った場合に比べて大幅に低減されることがわかる。図中，90 度エルボについてエルボの応力が最も低くなるのは，ノズル間レベル差 V=7m，炉容器ノズルと液面間距離 V1=5m のケースであるので，これを 90 度エルボ配管引回しの候補として，図中に矢印で示すように同じ寸法で 105 度エルボを使った場合と V=5m で V1=4m で 105 度エルボを使った場合を代替案とする。前者ではエルボの応力は大幅に減少し，後者では 90 度エルボと同程度で若干低い応力でノズル間レベル差 V が最小となる。90 度エルボ配管引回しと 105 度エルボによる２つの代替案を比較して表 4.8.1(1)-18 に示す。

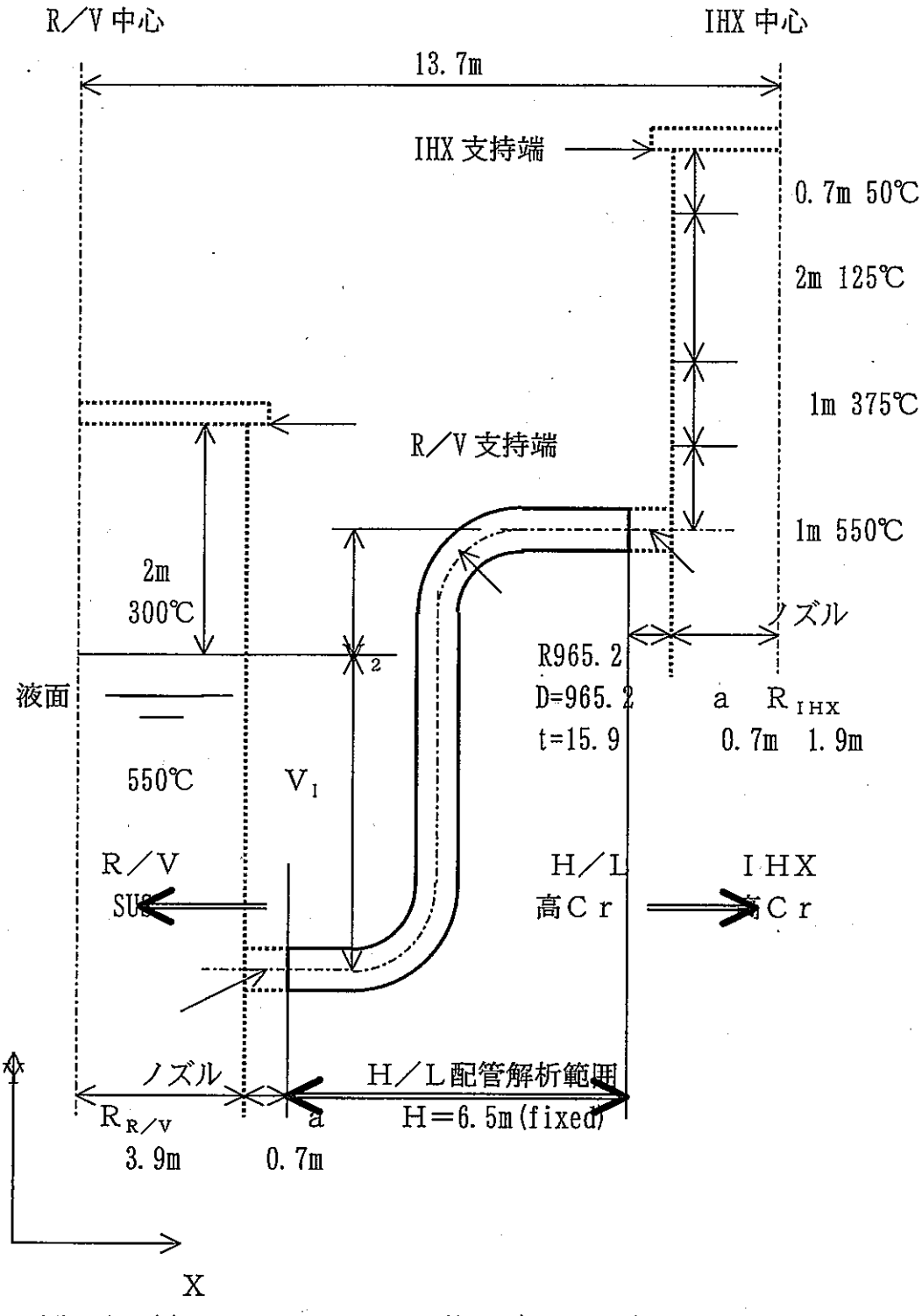


図 4.8.1(1)-39 レファレンス配管モデルおよび各部の温度

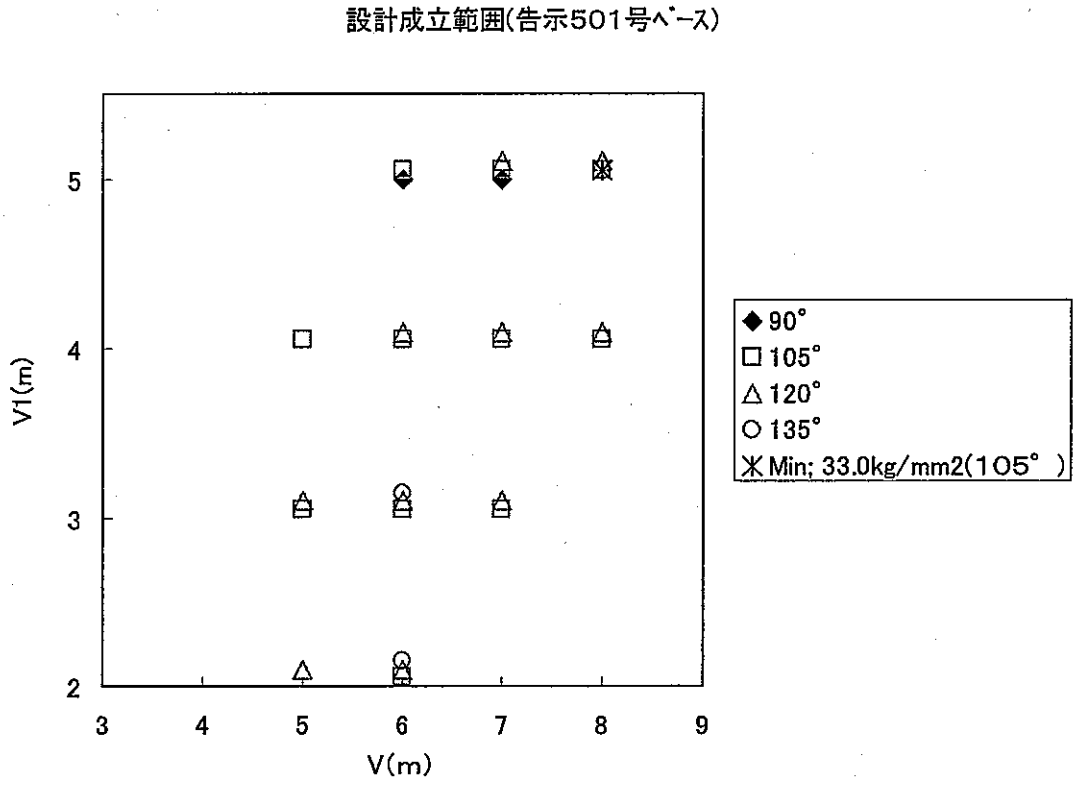


図 4.8.1(1)-40 設計成立寸法

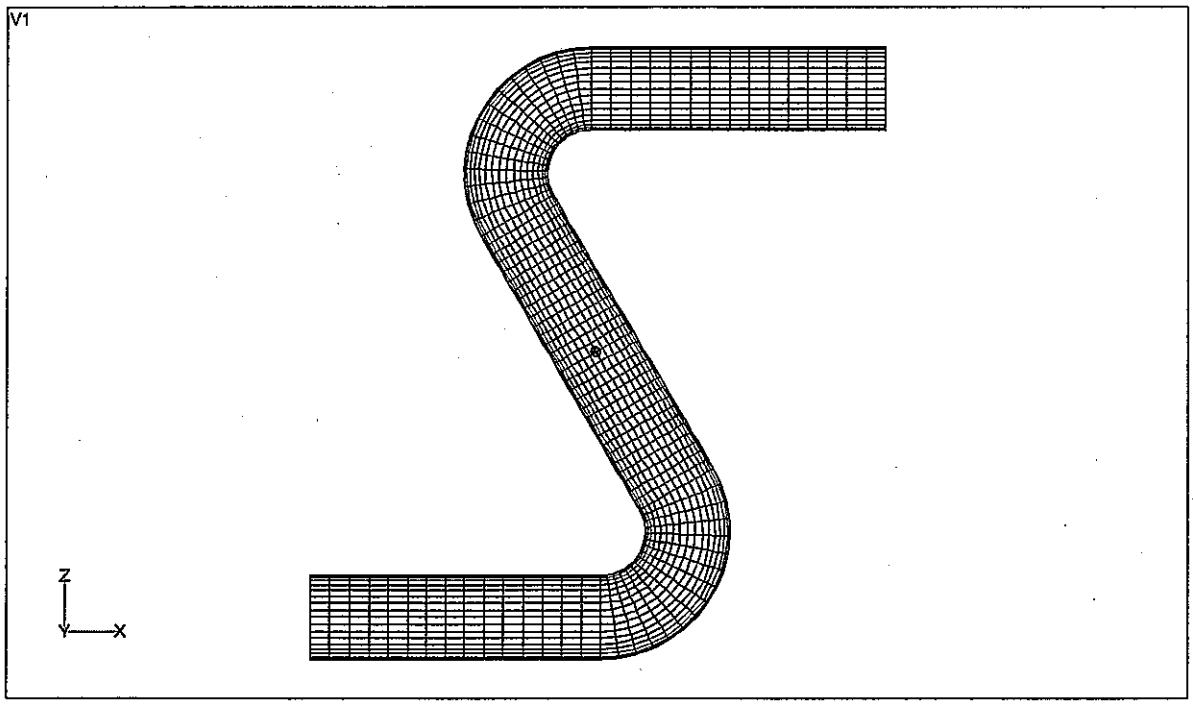


図 4.8.1(1)-41 １２０° エルボの解析モデル

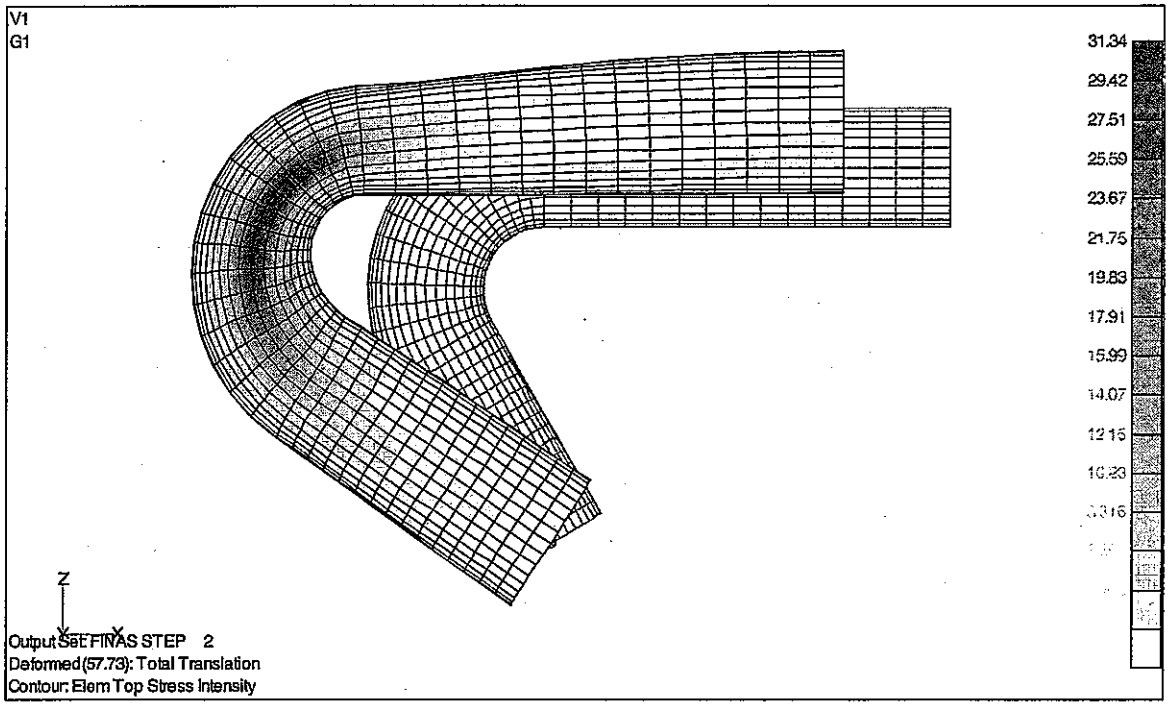


図 4.8.1(1)-42　１２０° エルボの変形図および内表面の応力強さコンター

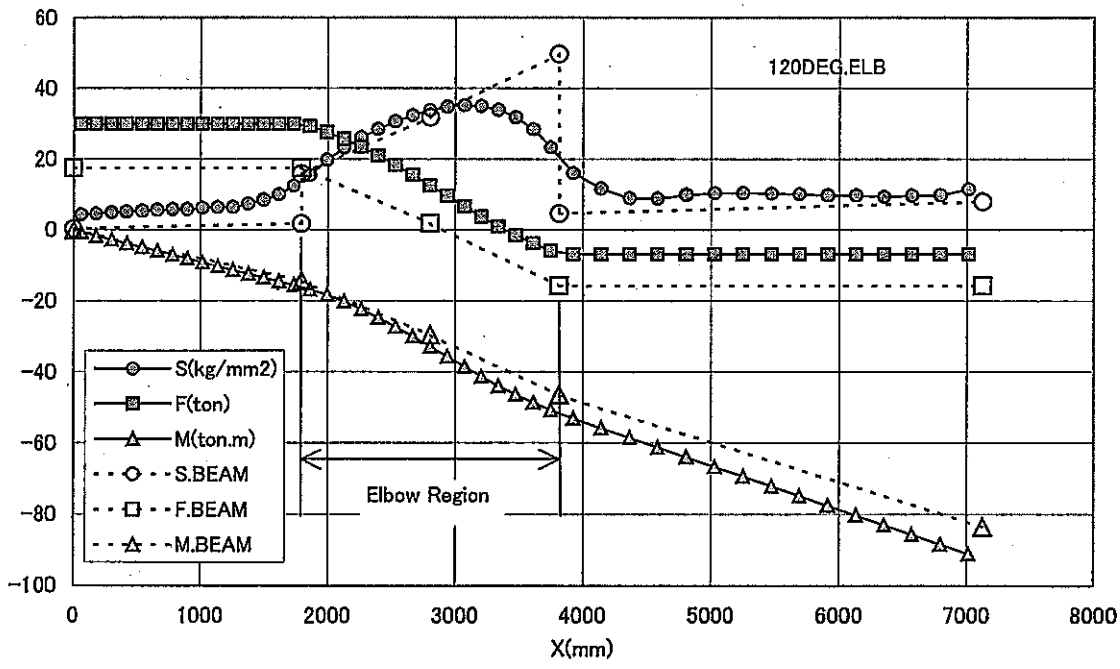


図 4.8.1(1)-43 断面力および応力の長手方向分布（120 度、V_1=3m）

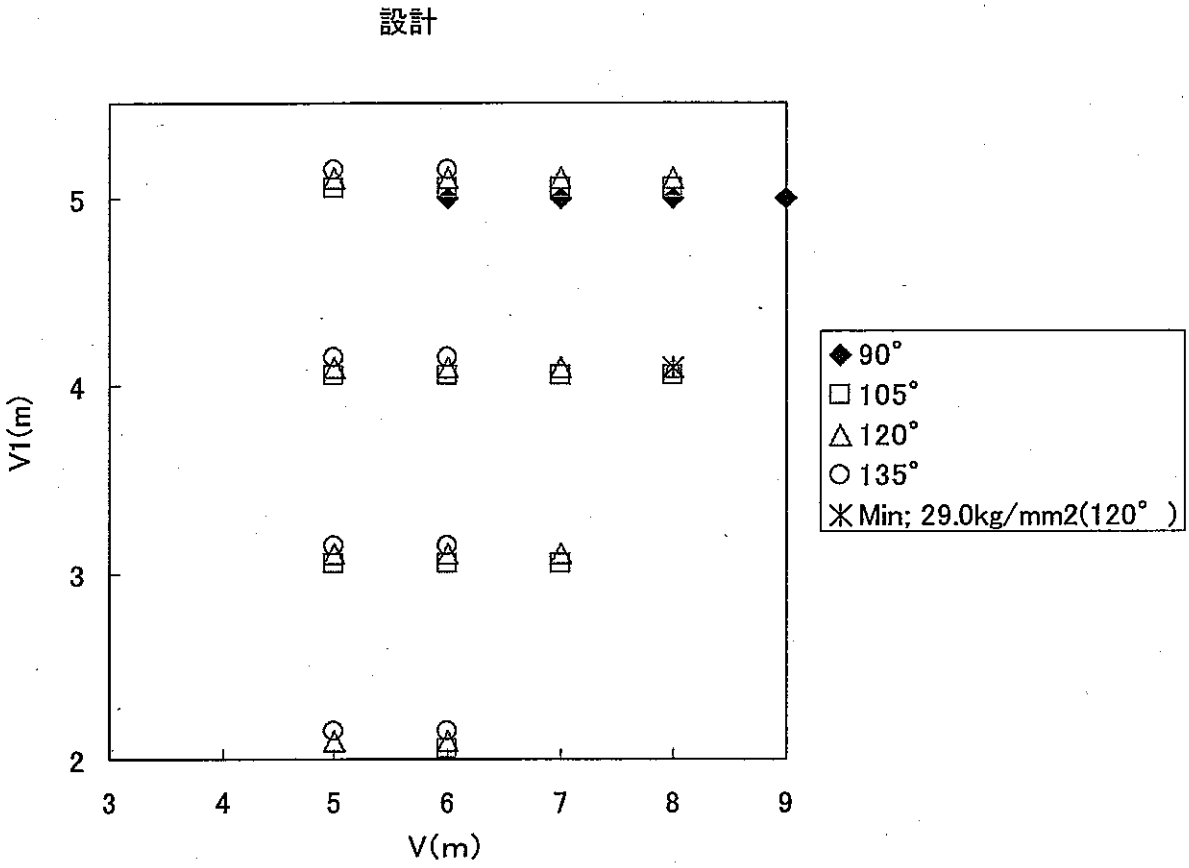


図 4.8.1(1)-44　設計成立寸法(エルボ部応力修正)

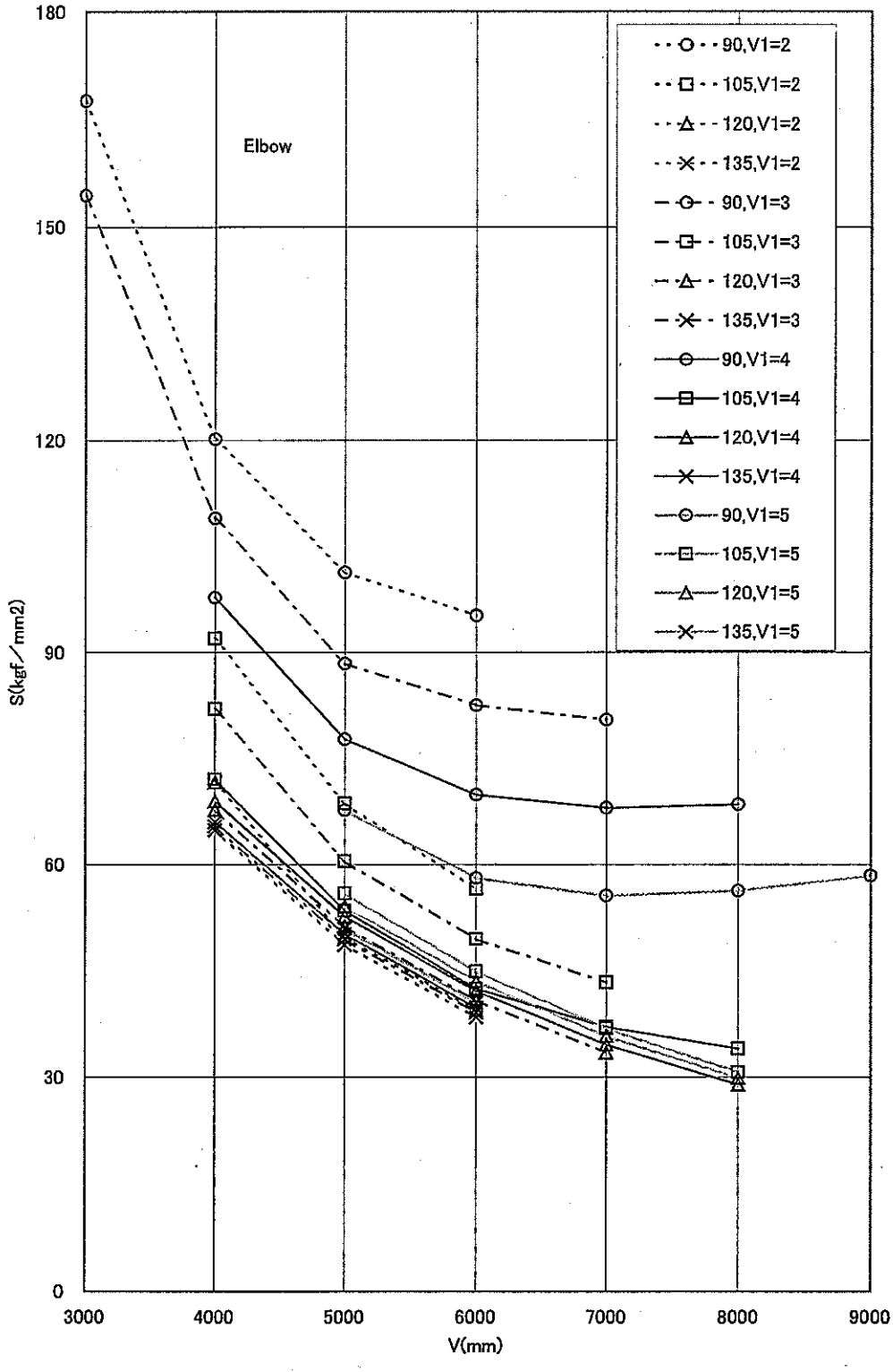


図 4.8.1(1)-45　はり要素計算によるエルボ部の応力と寸法の関係(応力値修正)

表 4.8.1(1)-18　105 度エルボによる配管引回し案

配管引回し案	V(m)	V1(m)	エルボ部応力(修正)(kg/mm2)	ノズル部応力(kg/mm2)	記事
90 度エルボ候補案	7	5	55.61	13.82	90 度エルボ中エルボ応力が最小
105 度エルボ代替案①	7	5	36.87	6.61	エルボ応力低減
105 度エルボ代替案②	5	4	53.53	3.16	ノズル間レベル差最小化

(b) 原子炉容器液面近傍応力緩和装置の提案

① 目的

高速炉の原子炉容器は、上端を 100℃以下に保つ必要があるコンクリート壁により支持され、炉心上部プレナムに 500℃以上の高温冷却材を有することから、冷却材液面から上端支持部の間に鉛直方向の大きな温度勾配が生じる。特に起動時においては昇温と液位上昇が同時進行することから勾配が厳しくなる（図 4.8.1(1)-1)。この結果、温度勾配の変曲点となる炉壁液面近傍部に原理的に高い熱応力が発生する。

ここで、(i)(a)⑤で検討したように発生熱応力はカバーガス空間の熱的境界条件に敏感であることから、熱的境界条件をアクティブに制御することによって、原子炉容器液面近傍の熱応力低減を図る。

② 原理

原子炉容器の起動時の温度分布を成り行きまかせにした場合、高温の冷却材に接した接液部と低温のガス空間部の温度勾配によって、昇温終了時に液面近傍炉壁外面に最大応力が生じる。

これを緩和するため、液面上部の低温炉壁を昇温中に加熱することによって、応力の要因となっている鉛直方向の温度勾配を小さくする。逆に、炉壁加熱によりコンクリート壁に支持される上端の温度が上昇しないように、炉壁上端近傍は冷却する。

③ 装置

原子炉容器液面近傍応力低減のために原子炉容器に取り付けたアクティブ温度制御熱荷重緩和装置を図 4.8.1(1)-46 に示す。

装置の範囲は低温ガスと高温ガスの循環装置およびその制御部である。アクティブ温度制御熱荷重緩和装置の制御シーケンスを図 4.8.1(1)-47 に示す。高温ガスについては、冷却材に接液する炉壁を熱源として利用出来ることから、特別の加熱装置を必

要としない。原子炉容器とガードベッセルのアニュラス空間内で壁鉛直方向に沿ったガス循環を行うことで、液面上部の炉壁の加熱が可能である。一方、炉容器上端温度を100℃に保つため、アニュラス空間内に仕切り板を設けて、ガス空間の下半分を加熱、上半分を100℃のガスで冷却する。

④ 特徴

ガス循環という簡素で非接触な方法で応力低減が可能である。原子炉容器とガードベッセルのアニュラス空間を流路とするため、物量の増加が無い。原子炉容器液面近傍の熱応力で想定される破損様式は回数が関係するクリープ疲労とラチェット変形であるため、頻度の少ない電源喪失や故障事象の影響を無視出来る。

⑤ 数値実験による検証

アクティブ温度制御による熱荷重緩和装置による原子炉容器液面近傍応力低減効果を数値実験により検証した。ガス強制循環熱伝達は5.82W/m²K とした。

図4.8.1(1)-49は比較を行った3ケース（温度制御無し、パッシブ温度制御、アクティブ温度制御）である。

数値実験による応力分布から評価されたき裂発生および変形の指標となる応力強さSnとを許容値と表4.8.1(1)-19に比較する。またそれぞれのケースに対する、原子炉起動時の最大応力発生時点における外表面に沿った炉壁鉛直方向の温度と応力分布を図4.8.1(1)-50、図4.8.1(1)-51および図4.8.1(1)-52に示す。表4.8.1(1)-19からアクティブ温度制御によって、原子炉容器液面近傍応力が許容値を余裕を持って下回ることが確かめられた。

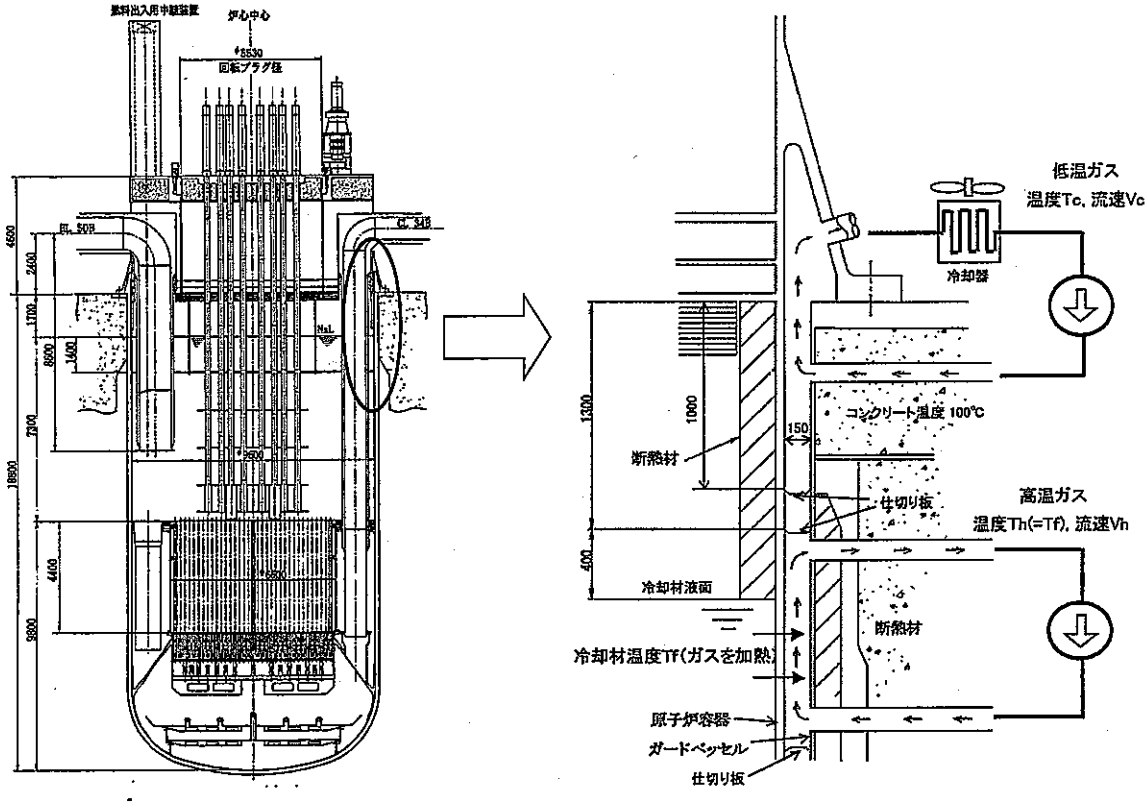


図 4.8.1(1)-46　原子炉容器液面近傍応力低減のために原子炉容器に取り付けたアクティブ温度制御熱荷重緩和装置

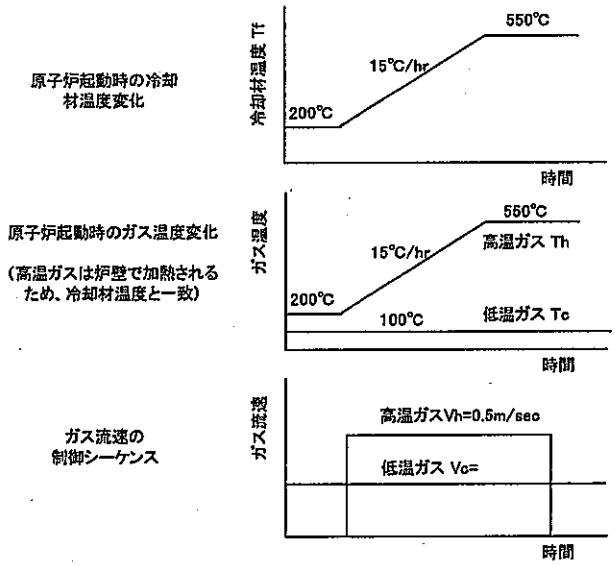


図 4.8.1(1)-47　原子炉容器液面近傍部アクティブ温度制御熱荷重緩和装置の制御シーケンス

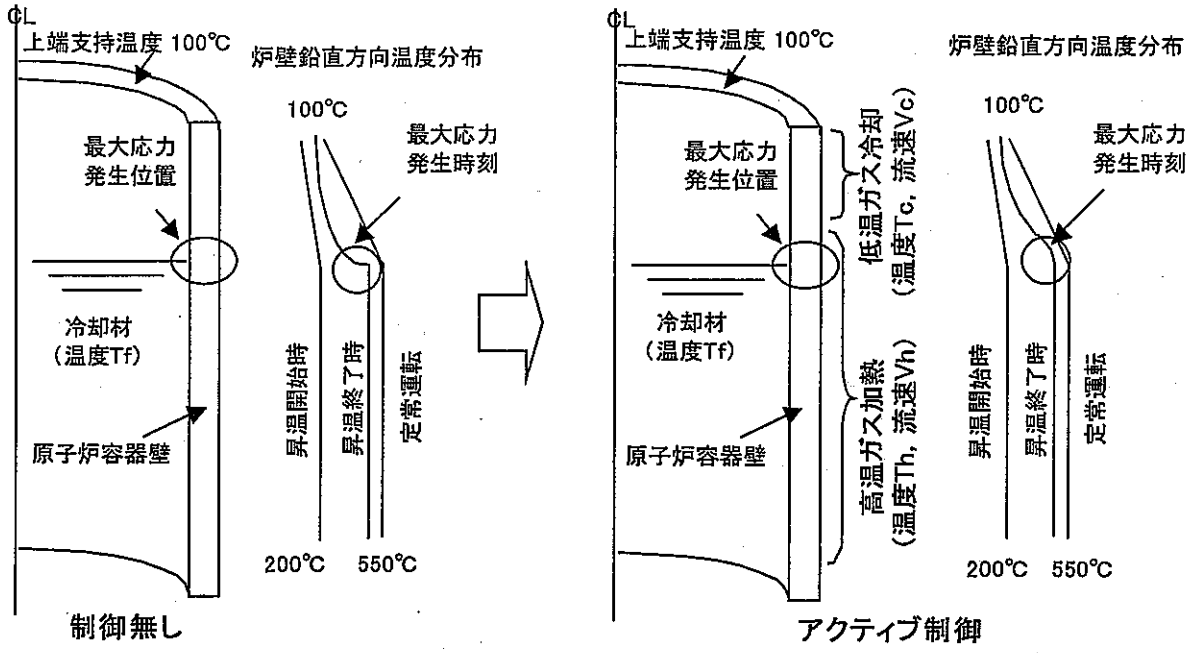
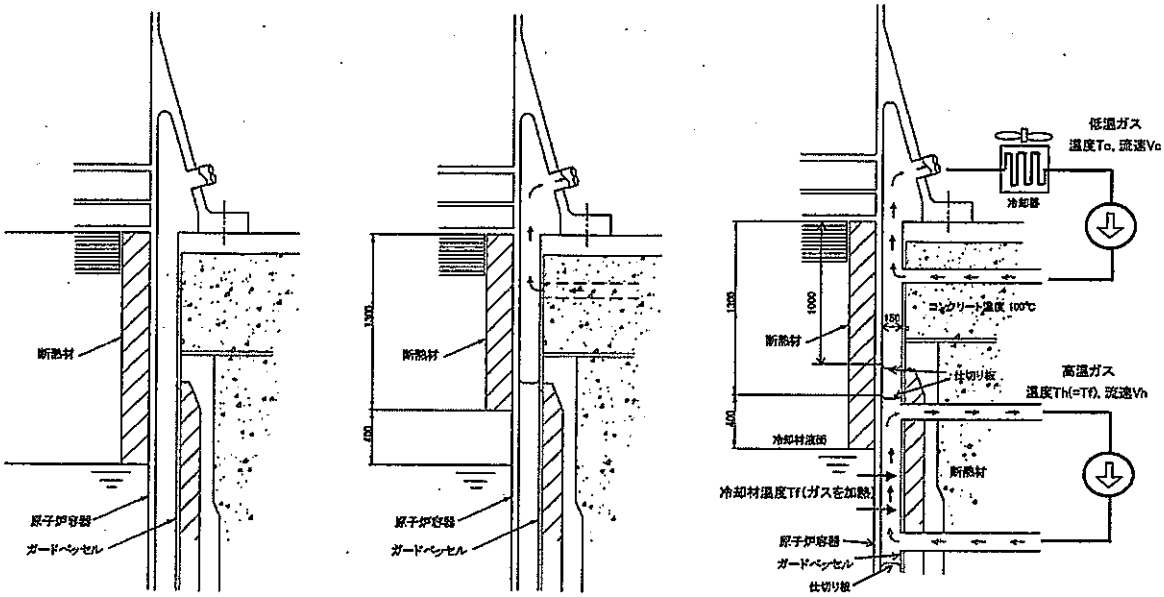


図 4.8.1(1)-48　原子炉容器液面近傍応力低減のための
アクティブ温度制御熱荷重緩和の原理

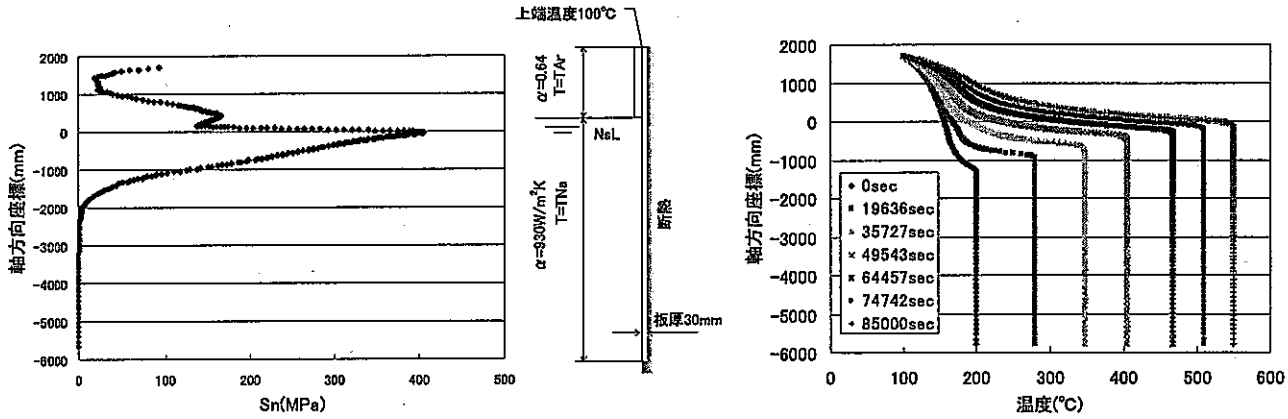


(a)温度制御無し　(b)パッシブ温度制御　(c)アクティブ温度制御

図 4.8.1(1)-49　数値実験による比較ケース

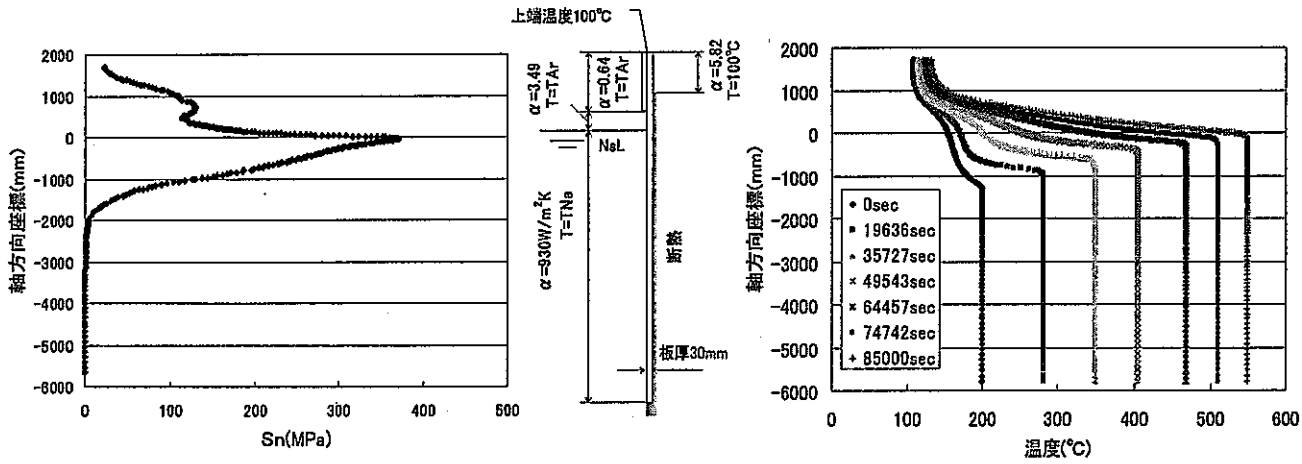
表 4.8.1(1)-19　炉壁鉛直方向の温度と応力分布
（ガス中輻射熱伝達無視、アクティブ温度制御無）

	温度制御無し	パッシブ温度制御	アクティブ温度制御
最大Sn	406(MPa)	372(MPa)	225(MPa)
許容値	400MPa	400MPa	400MPa



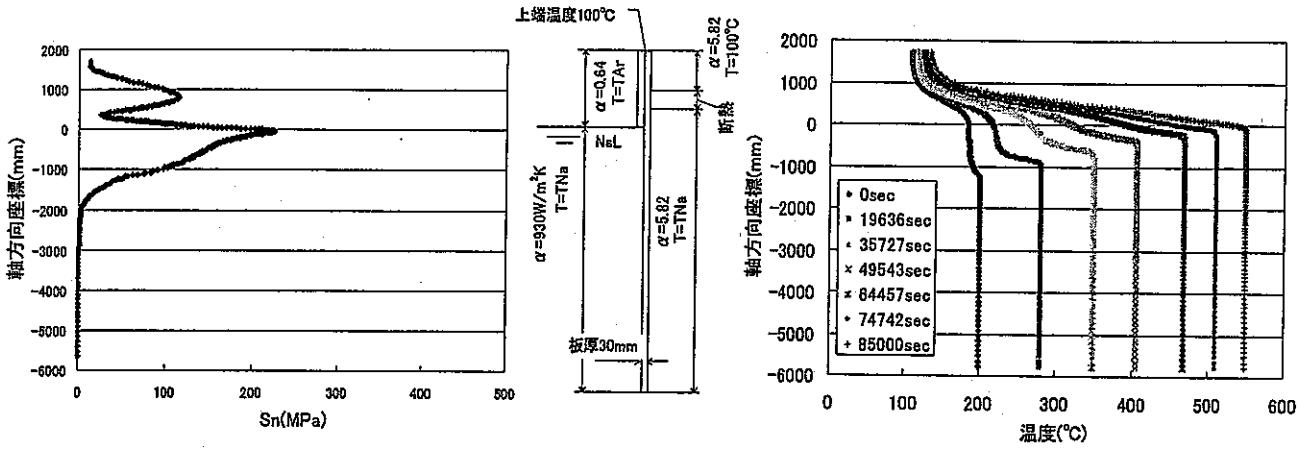
(a) 応力強さ範囲Snの)軸方向分布　　(b) 温度の軸方向分布

図 4.8.1(1)-50　温度制御無しのケース



(a) 応力強さ範囲Snの)軸方向分布　　(b) 温度の軸方向分布

図 4.8.1(1)-51　パッシブ温度制御のケース



(a) 応力強さ範囲Snの)軸方向分布　　(b) 温度の軸方向分布

図 4.8.1(1)-52　アクティブ温度制御のケース

[参考文献]

[1] 野田 宏, ‘高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の取組み状況’,原学会誌,Vol.42,No.7,(2000)

[2] Boyle, J.T. et al.(1987),'The assessment of Elastic Follow-up in High Temperature Piping Systems-Overall Survey and Theoretical Aspects', Int.J.of Pres. Ves. & Pipng, 29, pp167/194

[3] Kaguchi,T., et. al., ‘Design Procedure of Piping under Thermal Expansion at Elevated Temperature’, ASME/JSME PVP, San Diego, (1998)

[4] 谷川雅之、渡士克己、今津 彰、高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究 (I) IHX フローティングサポート方式の成立性に関する検討 第 2 報配管系の解析, PNC SN9410 88-031, (1988)

[5] Berton,M.N. et al, ' RCC-MR Design Rules for Class 1 Piping Components', Post SMiRT Conference on Construction Codes and Engineering Mechanics, Tokyo,(1991)

[6] 笠原直人,構造不連続部のひずみ集中挙動とコンプライアンス変化特性に基づく予測,機械学会,"論文集 A,66 巻 643 号,pp224/231,(2000)

[7] 堀 雅夫 監修, ‘基礎 高速炉工学‘, 日刊工業, (1993),

[8] 笠原直人、永田 敬,高速炉プラントにおける熱流動ー構造設計評価法の開発 (1) 平滑部材熱過渡強度因子の影響評価,原子力学会,秋の大会 D27,(1993)

[9] 永田他 (1988),'高速炉用高温構造設計基準に関する研究開発', 動燃技報,No.65 pp39/71

[10] Kawasaki,N. et.Al., Recent Design Improvements of Elevated Temperature Structural Design Guide for DFBR in Japan, SMiRT15, Div.F, F04/4 (1999)

[11] ASME,'ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec.Ⅲ,Subsection NH', New York, (1995)

[12] Afcen,'Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island(RCC-MR)', Paris,(1993)

[13] Nuclear Electric'R5 An Assessment Procedure for The High Temperature Response of Structures' ,(1996)

[14] Kasahara, N. et al.(1991), 'Database System of Structural Strength Tests to Validate Design Methods of FBR Components', Trans. of 11th SMiRT, Vol.SD1

[15] ASME (1974),'Background of the ASME Boiler and Presure Vessel Code for design of elevated temperature class1 components in Sec.Ⅲ', New York

[16]]三原隆継、他'FBR システム技術検討書－平成 11 年度報告－', JNC, TY9400 2000-024,(2000)

[17] Asada, Y., 'Image of Simplified Code & Standard Systems', ASME, PVP-Vol.360, pp111/114,(1998)

[18] 笠原直人, '流体温度ゆらぎに対する接液構造物の周波数応答関数', 機械学会, 計算力学講演会, 301,(2000)

[19] N. Kasahara et al.,' Object Oriented Design Procedure for Nuclear Components Against Thermal Transient Stress', ASME, PVP-Vol.360,pp115/122,(1998)

[20] 村松壽晴,笠原直人, サーマルストライピングに対する解析的評価手法の実炉データによる検証, サイクル機構技報, No.6, (2000),pp81/92

(2) プラントの低コスト化と長寿命化に係わる検討

(i) 目的

高速炉の実用化のためには，信頼性と経済性を同時に向上させることが必要である。経済性については、建設費のみならず、発電単価を低減することが必要である。このためには、プラント設計寿命を、軽水炉なみの 60 年に引き上げることも必要となる。このような観点から，従来より，高温構造設計に関して，新材料開発や設計評価体系の高度化検討が鋭意行われてきており，コスト削減や長寿命化に寄与する成果が得られている。しかしながら，実用化戦略調査研究にて新たに設定された経済性目標を達成するためには十分ではなく，さらに高度な新たな技術が必要となっている。本調査研究の目的は，高温構造設計におけるこのような新たな技術の調査を行い，有望な技術を摘出し，その効果及び研究開発課題の予備評価をおこなうことである。Phase II において，詳細評価を実施し，有望技術の絞込みを行うことである。

(ii) 方法

従来の高温構造設計の高度化研究は，いわば材料開発と強度評価に限定する形で進められてきたが，その過程で，従来は検討の対象とされてこなかった設計前提事象等にも踏み込むことにより大きな合理化効果が期待できることが認識されるようになってきた。そこで，本調査研究では，調査対象を従来の検討が行われてきた領域から大きく拡大し，プラントの材料選定，設計解析，製作・検査，運転・維持のすべての段階とした。これらのすべてについて，まず有望と考えられる技術の摘出を行った。次に，摘出した技術について，その効果と課題の概略を評価した。代表的なものについては，実証炉フェーズ I 設計に対する合理化効果を試算した。さらに，これらの有望技術を，実際に設計へ適用するためには，従来の高温構造設計基準をより大きな包括的な体系に発展させる必要があることを示し，その構造設計基準体系の概念を提示した。最後に，今後の計画を示した。

(iii) 有望技術の摘出

(a) 摘出の考え方

FBR プラントの建設コスト及び維持コストの低減と長寿命設計に寄与すると考えられる有望技術の摘出を行った。対象は，従来の狭義の設計に係わる事項のみではなく，材料選定，設計解析，製作・検査，維持（検査，評価，補修・取替）を含めて，コストと寿命の決定要因になり得る事項を広くサーベイした。FBR独自の技術に重点を置いた。また，現状で有望と考えられるもののほか，現状では成立性が必ずしも確実ではないが今後の研究開発によって有望となる可能性があるものを含めた。また，現在すでに R&D を実施中のものも対象に含めた。

(b) 摘出結果

有望技術の摘出結果を表 4. 8. 1 (2) -1 に示す。有望技術を、材料，設計，製作・検査，運転・維持の大項目に分類し，それぞれの有望技術について効果と課題の概略を示した。大項目ごとにポイントをまとめると以下の通りである。

① 材料

材料に関しては，新材料開発による効果が最も大きいと期待できる。まず，高クロム系鋼(12Cr 系鋼等)を採用し，その高熱伝導率，低熱膨張率を生かして許容応力を拡大することにより，物量削減等による建設コスト低減を期待できる。FBR への採用上の主な課題は，もともと火力プラント用に開発された本材料の化学組成を FBR の使用条件に合わせて最適化すること，溶接材料及び施工方法を開発することである。この他の新材料として，高速炉構造用 SUS316(316FR)の炭素量をさらに絞り込んで，クリープ疲労強度の向上を図った 316S-FR の開発も，許容応力の増加，長寿命化等の観点で有望である。

この他に，表面加工等による既存材料の強度向上も検討課題である。

② 設計

設計については，従来は，応力解析法や強度評価法に絞って検討が実施されてきたが，さらに合理化効果を得るためには，枠組みを広げて検討を行うことが必要である。すなわち，従来の検討項目に加えて，設計の前提事項である，機器の重要度分類、想定破損モード，破損の定義，負荷想定法等の検討を行うことにより大きな合理化効果が期待できる。

破損モードについては，想定外破損事象の防止による信頼性の向上という点から，過去の FBR の破損事例の調査等に基づき，遺漏なく設定するための検討を行う必要がある。破損の定義については，現状はき裂の発生を基準にしているが，機器の機能要求を明確にした上で欠陥寸法等に基づき定量的に定義することにより信頼性向上と設計合理化が可能となる。負荷想定については，想定事象から応力を算出する際の過度な保守性を排除することにより，設計合理化が可能となる。

一方従来から検討を行ってきた応力解析法に関しては，非弾性解析法を整備することが必要である。これによりひずみ範囲の評価精度が向上し，設計合理化に大きく寄与することが期待される。クリープ疲労等の強度クライテリアについては，現状の安全裕度を見直し，適正化することによる合理化が期待される。これは非常に効果が大きいと考えられるポイントである。このためには，強度評価法の特に長時間領域(実機使用条件相当の領域)における予測信頼性の向上が不可欠である。

安全裕度については，従来のように、個々の要因(荷重、ひずみ範囲等)に対する安全裕度にさらに不確定要因に対する裕度を上積みして設定するのではなく，想定破損モードについてのみ設定し，不確定要因については検査で対応するなどの考え方を採用することによる合理化が期待される。このように，安全裕度を設計解析のみで決定するのではなく，維持等とも連携しながら定める方向が，今後の検討の主流となると考えられる。

これらの合理化により，熱保護構造の簡素化等による物量削減などの建設コストの低減や長寿命化が可能となる。

さらに，LBB 評価の精度を上げることにより，漏えい対策設備の合理化により建設コスト削減を図る必要がある。

③ 製作・検査

製作・検査については，従来あまり検討されておらず，今後の検討による合理化が期待される。製作関係では，製作精度，据付精度，溶接施工法などの検討が，検査関係では材料検査，溶接検査等の検討が必要である。このうち，現時点で合理化効果が大きいと期待されるのは，溶接継手について，機器や部位に応じて適切な形状及び施工法の溶接継手を採用することによる合理化効果である。例えば従来は，TIG 溶接を前提に設計を行ってきた原子炉容器を，より高速の溶接が可能な SMAW 溶接を用いて製作すれば，工期短縮によるコスト削減効果が期待できる。この場合，SMAW 溶接継手の強度評価法を整備する必要がある。さらに，突合せ以外の継手形状の溶接施工法の採用により，高価な鍛造品の使用を回避することによる建設コストの削減が期待される。この場合も，評価法の整備が必要である。

このほか，材料や溶接の検査の合理化によってもコスト削減が期待される。

④ 維持（検査，評価，補修・取替）

維持（検査，評価，補修・取替）についても，従来は突っ込んだ検討は行われておらず，今後十分な検討が必要である。これにより信頼性の向上と合理化効果が期待できる。信頼性の向上については，軽水炉で維持基準が整備されつつあることを考えると，同等のものを FBR についても整備することは必須と考えられる。これにより，適切な方法による供用中検査の実施による維持コストの削減が期待される。これに加えて，新しい観点からの合理化効果として，プラントの設計段階において，検査の方法や頻度を考慮することにより，設計裕度を適正化するという効果が期待できる。これは，②でも述べた設計と維持における健全性の分担担保であるが，詳細は⑤で述べる。

検査については，想定破損モード，破損の定義を踏まえた上で，ナトリウム冷却特有の問題を考慮し，機器や部位に応じた非破壊検査の検出対象（き裂あるいはき裂に到る以前の損傷）と検出限界を明確にすることが必要である。さらに，連続漏えい監視と非破壊検査の位置付けの明確化により，合理的な検査が可能となる。検査個所と頻度の合理化という観点からはリスクインフォームド技術の利用による効果が期待できる。想定外事象による破損の防止と言う点では，広範囲を対象として，き裂発生の前段階で損傷を検知することができれば効果が大きいと考えられ，手法の開発努力が必要である。

評価については，高温破壊力学評価法を整備すべきである。さらに，プラントの信頼性向上の観点からは，き裂発生の前段階の損傷に基づき，健全性を評価する手法を整備することが望ましい。

補修（溶接），取替については，補修溶接の品質が当該部の健全性の鍵を握ると考えられることから，補修溶接法及び補修溶接部の強度評価法を開発すべきである。

⑤ 全般

プラントの設計においては，材料の許容値，設計解析，製作・検査，維持等のそれぞれにおいて，安全裕度が設定されるが，これらの積み重ねにより，全体と

して過剰な裕度が設定されている可能性がある。これを改め，全体としての裕度を適正なものとする必要がある。理想的には，リスク情報等に基づき，機器ごとに許容破損確率等を定め，これを満足するように各段階における裕度を設定する方法が考えられる(全体裕度の定量化と適正化)。この場合，各段階での裕度は，コストミニマムになるように配分(裕度交換)することができれば最も合理的である。例えば，設計で保守的な安全裕度を設定した場合にはメンテナンスフリーに近くする，反対に，設計で想定破損モードのみに対応する安全裕度を取った場合には，不確定要因には高度な供用期間中検査で対応するなどのオプションを考えることができる。このためには，各段階において多様な選択肢を用意しておく必要がある。このような思想による設計は，現状の基準体系では困難であるため，これを可能とするための基準体系の整備が必要である。

さらに，想定外事象への対応も含めた健全性担保の観点からは，現状では研究開発課題が多いものの，プラント全体をモデル化してリアルタイムで稼動状況をシミュレーションする方法等も検討してゆく必要がある。

(iv) 有望技術の採用による効果の試評価

(a)プラント構造における試評価

現状では，表 4.8.1(2)-1 に示した評価は定性的なものが多いが，今後 Phase II において，有望なものについては詳細な評価を行う予定である。ただし，現状で定量的な評価が可能なものについては，試計算を実施して合理化効果を評価した。対象は，日本原子力発電(株)で実施された実証炉設計研究フェーズⅠプラントの中間熱交換器上部管板とした。この部位は，設計時のクリープ疲労評価が最も厳しくなる部位の一つであることから選定し，設計時の想定負荷を用い，想定破損モードとしてFBR で防止すべき主要なモードであるクリープ疲労のみを考えて評価した。

評価対象の有望技術は，表 4.8.1(2)-1 から，効果が大きいと思われ，かつ現段階で定量評価が容易なものとして，設計の前提事項，設計解析，設計及び維持の連携(裕度分担)の観点から，以下を選定した。

① 想定事象に基づく過渡熱応力評価の合理化(設計の前提事項)

想定事象に対応する過渡熱応力を実験計画法に基づき合理的に評価し，従来の多直線化の際に含まれた保守性を軽減したものである。

② 非弾性解析(設計)

従来の弾性解析の代りに非弾性解析を用い，ひずみと応力の評価を合理化したものである。構成式として2直線近似を用いた場合の解を簡易的に求めた。

③ 設計と維持の裕度分担(設計及び維持の連携)

クリープ疲労で発生する欠陥を想定しても，供用中の進展により貫通き裂が発生する確率は十分小さいことを確率論的破壊力学により示した上で，設計時の安全裕度を軽減したものである(疲労寿命及びクリープ破断時間について，安全裕度を現状の 1/4 とした)。

④ 上記の組合せ

上記の「過渡熱応力の合理化」と「非弾性解析」の組合せ，「非弾性解析」と「裕度分担」の組合せを検討した。

これらの技術を用いた場合の合理化効果を図 4.8.1(2)-1 に示す。ここで取り上げた技術は，いずれも応力とひずみの評価の合理化につながるもので，その効果は実質的により高応力を許容できることにより例えば熱保護構造の削減による物量削減を通してコスト削減にもつながるし，反対に応力を従来なみとした場合には長寿命化が可能となる。現実には両者のバランスを考えることになる。このため，効果は，従来の評価法（弾性解析）による許容発生応力の増加率と，設計寿命の増加率の両方について示した。

許容発生応力の増加率は，「過渡熱応力の合理化」＜「非弾性解析」＜「設計と維持の裕度分担」の順となり，これらを組み合わせるとさらに大きな効果が期待できる。本試評価によると，許容発生応力は 2 倍程度まで増加できることが期待される。これが実現すると，まず薄肉化による物量削減が可能となる。さらに，現状では IHX 上部管板は応力低減のために複雑な削りだし加工をしているが，これをなくすことにより加工工数を減らすことによる工期短縮が期待できる。さらに，起動時等の運転（昇温速度等）に対する制約が減り，運転効率の向上も期待できる。これらの効果は基本的に原子炉容器等にも共通であると考えられ，プラント全体として合理化効果は大きいと期待できる。

寿命については，ほとんどの技術においても 2 倍以上の合理化効果が期待できる。

なお，本試評価結果について，以下の点に注意が必要である。①本試評価では破損モードとしてクリープ疲労のみを考慮している。応力の増加とともに他の要因がクリティカルとなる可能性もあるため，今後検討が必要である。②本試評価は現在 R&D を実施中の技術に基づき現状で期待できる合理化の可能性を評価したものであり，将来基準体系に採用されると考えられる評価法そのものによる評価ではない。評価の精度は，今後関係 R&D の進捗とともに高くなる。

(b)試評価で有望と判定された技術の開発検討

(a)に示した試評価において、破損確率の目標値を設定し、これを満足していれば設計が成立すると判定することにより、大幅な合理化の見通しがあることを示した。このためには、前提条件として、破損の定義が明確であること、それに基づいた破損確率が定量的に評価できること、欠陥発生を想定した場合でもその検査能力が保証できること、が必要である。この観点から、上記検討に加え、破損の定義、破損確率の評価法、検査について詳細な検討をおこなった。さらに、基本となる材料特性の向上の観点から、材料仕様の高度化による強度向上の可能性についても検討を行った。

① 破損の定義

安全裕度を適正化するために，その算出の根拠となる破損の定義を明確化することが非常に重要な課題となる。現状では、単軸材料試験の破断寿命を構造物のき裂発生寿命と考えているが、具体的にどの程度の深さのき裂が発生した時点なのかが明らかでなく、合理化検討の障害となっていた。そこで、本研究で

は、クリープ疲労寿命をき裂発生寿命とき裂進展寿命に分離する評価法の開発見通しを検討した。き裂発生寿命とき裂進展寿命の比(Ni/Nf)に影響を及ぼす因子として、結晶粒度、表面粗さ、表面効果、環境効果、応力集中、ひずみ速度効果、ひずみ保持効果を整理した上で、き裂発生と進展を予測するモデルを提案した。モデルにより、微小き裂進展挙動を予測した結果を図 4.8.1(2)-2 に示す。予測は実験結果に良く一致しており、本アプローチの有効性を示すことができた。

② 確率論の適用検討

安全裕度の定量評価のためには破損確率の評価が有力な手法となる。このため、基礎的検討として、クリープ疲労強度評価に対する確率論的アプローチを開発し、316FR に対して、550℃において、ひずみ制御のクリープ疲労試験を想定した条件について破損確率を算出した。さらに、現状の設計基準(DDS 案)の安全裕度を評価することを目的として、DDS 案で許容される応力に対する破損確率を算出した。クリープ疲労評価法の基本は時間消費型線形損傷則とし、応力ひずみ挙動、疲労強度、クリープ疲労強度を確率変数とし、き裂発生確率を、モンテカルロシミュレーションによって求めた。評価のフローチャートを図 4.8.1(2)-3 に示す。この結果をもとにして、材料試験に対する疲労損傷とクリープ損傷の確率分布を求めた。これを DDS 案による評価結果と比較したところ、DDS 案による評価結果は大幅に保守的であり、破損確率は 10^{-16} 以下であることが分かった。これは、クリープ疲労破損防止の評価法を合理化する上での有力な根拠となる。評価結果の例を図 4.8.1(2)-4 に示す。

③ 検査に関する調査

コストミニマム設計の成立を図るためには、機器の重要度や製作方法、使用条件等に応じて、様々な方法で最適な裕度配分を実現することが不可欠である。このためには、健全性の担保において、検査(PSI および ISI)に積極的な役割を期待することが考えられる。このため、本研究では、FBR の検査について、適正な裕度配分の観点から調査を行った。調査対象は、日本電気協会電気技術規定 軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査(JEAC4205)、ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI Division 1 および同 Division 3 とした。これらについて、基準体系、規定範囲、適用機器、検査スケジュール、検査項目を比較対照し、最適裕度配分検討のための基礎データを整備した。

④材料仕様の高度化

材料仕様については,化学成分範囲の絞り込み等により、強度や特性の向上およびばらつきの低減を図ることが期待される。本研究では、改良9Cr-1Mo 鋼、316FR 鋼を対象に、化学成分、熱処理、製品区分をパラメータとして、引張強度、耐力、伸び、硬さ、10万時間クリープ強度,疲労強度、クリープ疲労強度の変化を検討した。この結果、化学成分の絞り込みによる特性の変動幅は小さいものの、板、鍛造、管の製品区分ごと基準値を策定することにより、特に316FR 板材の許容値を向上させることができる見通しを得ることができた。

(v) システム化規格－有望技術による設計を実現するための新基準体系－の開発

(a) 新基準体系が具備すべき条件

上記で摘出，検討した有望技術を設計に適用するためには，これらを高温構造設計の基準体系に盛り込むことが必要になる。このためには，従来の高温構造設計基準や材料強度基準の枠組みでは不十分で，これらを，上記有望技術の反映が可能なように，拡張して新たな体系とすることが必要である。この新たな体系が具備すべき条件は，以下の通りである。

① 目標の明確化とその定量的な設定

従来から、FBRの実用化を目指して高温構造健全性評価法に関するR&Dが鋭意続けられるとともに、その成果が、構造設計に関する規格・基準類として整備されてきた。しかしながら、FBRの実用化という目標に照らして判断すると、以下のような問題点があることを認識しなければならない。

最初の問題点は、構造信頼性の確保である。1985年のスーパーフェニックスのナトリウム漏洩やもんじゅ二次系枝管のナトリウム漏洩とそれに引き続くプラントの長期停止に見られるように、必ずしも安全上の重要度の高くないとされるプラントの一部の構造健全性が十分確保されていなかったことに起因するトラブルが生じ、それによりプラントの運転が大きな影響を受けていることも事実として受け止める必要がある。これは、従来の構造設計基準が、基本的に公衆安全の確保の観点から構築された枠組みによっているためと考えることができる。

次の問題点は、経済性の向上である。経済性の指標は、建設費や発電単価である。原型炉もんじゅに続いて建設が期待された実証炉は、R&D実施中に生じた電力を取り巻く環境の変化によって、より経済性を向上させる必要が認識されるにいたった。その後、環境の変化を受け、新たな体制のもとで、平成11年度に、実用炉を目指した実用化戦略調査研究が開始されるに至っている。この中では、FBRの発電単価の目標値およびそれを達成するために実現すべき建設費の目安が、将来の軽水炉の実現予測値を参考に、明確に定められている。

以上から、構造健全性確保の立場からは、信頼性と経済性を同時にさらに向上させることを目標とすべきことが分かる。安全性については、信頼性に包含される形で向上するものと考えることができる。

次に、FBRプラントの信頼性および経済性は、構造健全性のみによって確保されるものではなく、動的機器の機能等によって総合的に確保されるものである。このなかで、構造健全性確保の立場からは、全体の目標に対する構造健全性の寄与を明らかにした上で、信頼性および経済性に対する独自の目標を設定することが必要となる。これは、必ずしも容易ではないが、それを踏まえた上で構造健全性評価の観点から、きちんとした現状認識を持って、できる限り具体化された目標を定量的に設定することが必要となる。このためには、対象とする機器構造の重要度に応じた信頼性目標を設定し、それを満たすという条件の中で最大の経済性を追求することが必要となる。

したがって、構造設計基準としての目標設定のポイントは、目標を設定すべき範囲(機器構造)と定量化の方法と考えることができる。目標を設定すべき範囲

は、プラント設計から運転・維持までの一連のプロセス(設計解析だけなのか、想定事象のような前提事項も含むのか、商業運転後の維持・保全も含むのか)および機器構造(例えば告示501号の第1種機器だけなのか、より広い範囲なのか)という点が問題になる。定量化の方法としては、目標値の設定(設備稼働率や建設費、運転維持費、発電単価等)手法とその数値が問題となる。プラントの信頼性と経済性を同時に向上させるためにはこれらの問題点に関して明確なアプローチを取る必要がある。後の項で検討する。

本項で述べた概念をフローチャートして表したものを図4.8.1(2)-5に示す。なお、本基準体系はシステム化規格と呼称するものとする。

② 目標を評価し実現するための具体的方法論

機器構造の健全性確保には、①であげたように、設計前提事項、設計解析、製作、検査、据付、運転、維持等、多肢にわたる分野が密接に関係する。構造健全性は、これらのすべてによって決まるわけであるから、本来設計時に、これらのすべての寄与を評価することが適切である(一般的な工業製品はこのようなアプローチをとっている)。ただし、現状では、原子力においては、設計時に検査計画を設定あるいは考慮したうえで、それを設計に反映して最適化を図るというようなアプローチが取られることは一般的ではない。検査は検査で製造後に別途検討されることが多い。これは逆に言えば、設計時には、検査を行うことによる健全性確保への寄与を考慮していないことであり、設計の保守性を増す要因となっていると言える。FBRにおいて、設計者としては一貫評価が必要であるという意識があっても現実には困難である理由は、ひとつには、それを可能にする技術(方法論)が整備されていないこと、もう一つには、規格・基準体系がそのようなアプローチを許していないことにあると考えることができる。前者に対しては、信頼性工学の手法等を参考に、構造健全性への寄与因子を定量的に評価し得る方法論を構築することにより解決できる。信頼性工学は広い工業分野で用いられており、特に建築工学におけるアプローチは参考になるものと考えられる。このように、他分野を含めて有望なアプローチは、新技術を含めて積極的に採用することで、設計本来のアプローチを可能にする規格・基準体系を構築すべきであると言える。図4.8.1(2)-6に、信頼性工学的なアプローチの考え方に関する概念図を示す。

③ 方法論の適用のために必要な情報

FBRにおける構造設計技術開発は一般的に長期的視野にたって行われる場合が多く、開発に時間を要すること、および主として信頼性の観点から、実績の豊富な技術が好まれる傾向がある。このため、構造設計の他分野での技術動向等を取り入れるのに時間がかりがちである。しかしながら、一般産業界では常に技術革新が行われている。これらの技術をタイミングよく反映することが必要である。例えば、溶接施工法、非破壊検査法等は、比較的技術革新が早く、FBRの信頼性および経済性の向上に大きく寄与する技術開発が行われていると考える

ことができる。従来は、先端技術は規格・基準に取り込まれるまでに時間がかかり採用への障害となることがあり得たが、今後は、規格・基準のすばやい対応や、新技術の採用に対してフレキシブルな規格・規準とすることによって、新技術の採用を促進する体系を整備すべきである。

④ 構造設計基準のあるべき姿

上記①～③に、構造設計のための健全性評価法のあるべき姿について考えたが、ここでは、これを受け、構造設計基準(規格)のあるべき姿を考える。構造健全性確保のための方法論は、目標、方法論、情報のそれぞれ一部が法規・規制や規格・基準の定めるところとなっていると考えることができる。

これは、所有者や製造者の事情に過度に影響を受けることなく信頼性を確保するための方策と考えることができる。この結果、経済性は、これらの法規・規制や規格・基準に規定されていない事項については比較的自由度が高い検討が可能となるが、これらに規定されている事項についてはその規定の範囲内での検討を行うことになる。このように、法規・規制、規格・基準は、一定の信頼性を保証するための位置付けであり、積極的に経済性を追及するためのツールではない。積極性に経済性を追求する方策は、所有者および製造者に一任されている。

今後は、規格・基準といえども、信頼性および安全性の向上のみならず、①で述べた、求められる目標のバランスに応じて、自由度の高い設計を可能とするようにすべきである。規格・基準としての体系案を図 4.8.1(2)-7 に示す。

(vi)システム化規格開発のための研究開発課題

(v)で検討した新基準体系をシステム化規格と呼ぶことにするとシステム化規格の開発に必要な主な研究開発課題は以下のとおりである。

① 目標の設定

信頼性に関する指標は計画外送電停止とし、その指標は計画外送電停止頻度および期間とする。経済性に関する目標は、実用化戦略調査研究で定められた、発電単価 4 円／Kw、建設費 20 万円／KW に対する構造健全性の寄与分とする。

② 範囲の設定

システム化規格の範囲は、時系列的には、材料、構造設計、製作・据付、検査(PSI)、運転、維持(検査、評価、補修、取替)とする。機器としては、第 1 種、第3種、第4種機器、炉心支持構造物、炉内構造物を基本とする。

③ 体系の設定

体系としては、図 4.8.1(2)-7 に示したように、部分基準を上位基準が統括する体系を基本に検討する。上位基準および部分基準については、以下に述べる。

④ 上位基準の規定の検討

上位基準は、重要度分類に応じた目標値を部分基準に受け渡し、対応する部分基準の選択肢を統括することにより、目標値達成の有無を判定し、設計成立性を判断する基準である。したがって、信頼性工学、リスク技術等の概念の組合せに

よる方法論を規定するものとなる。

⑤ 部分基準の規定の検討

部分基準は、設計上の選択肢を提供し、自由度の高い設計を実現することによりコストミニマムを達成するための技術の提示を行うものである。部分基準としては、材料基準、構造設計基準(FDS)、製作・据付基準、使用前検査基準、運転基準、維持基準等を考えることができる。これらについて、構造健全性への寄与因子について、規定を設けることになる。

⑥ 要素技術開発

システム化規格に必要な上位基準及び部分基準を開発するためには、上で検討した概念に関連して、様々の要素技術を開発することが必要となる。主として上位基準に関連する方法論構築のためには、確率論的強度評価を含む信頼性工学的アプローチを高温構造設計に対して開発する必要がある。さらに、目標値を明らかにし、それにおける構造健全性の寄与を明らかにするためには、リスク技術およびこれに関連する手法(FMEA 等の手法)の開発が必要である。また、目標及び裕度の定量化の観点からは、破損の定義を明確化することが必要となる。開発すべき主な要素技術の一覧を表 4.8.1(2)-2 に示す。

⑦ 想定外要因による破損の防止の検討

想定外事象とは、設計時に想定されない事象である。これには、意図的に想定しない事象と、想定できない事象がある。例えば、通常起動を 427 回想定して設計されたプラントにおいては、428 回目の起動は前者に該当する想定外事象である。また、原子炉容器の溶接部に存在する深さ 0.9t のき裂を PSI で見逃してここからクリープ疲労き裂が進展してバウンダリ破損が生じたとしたら、これは後者に該当する想定外事象である。

想定外事象でも破損に直ちに破損に結びつくもの(0.9t のき裂)と、直ちに破損に結びつかないもの(428 回目のき裂)がある。このことから、想定外事象のすべてが問題なのではなく、破損に結びつくものだけが問題であり、これを抽出することが必要であることが分かる。したがって、最も重要なものは、設計時に想定できないが、破損に結びつくものである。しかしながら、想定できない事象を、予め明らかにすることは理論的に不可能である。

一方、先行 FBR の破損事例は、すべてそのプラントにとっての想定外事象である(想定外事象に起因する)と考えることができる。なぜならば、どのような原因であれ、供用中に破損することを想定して設計・建設されるプラントは存在しないからである。破損に結びつく想定外事象をすべて洗い出すことは原理的に不可能であるが、先行 FBR の破損事例データベースを極めて有効な近似とみなし、これを調べた上で、有効な防止方策を検討することが必要である。

⑧ 関連分野の動向調査と連携

FBR システム化規格の概念は諸外国を含めて先例が無く、オリジナルな開発が必要となる。一方で、ASME(米国機械学会)や API(米国石油協会)におけるリスクベースを用いた新しい構造健全性確保の考え方などは参考になる。特に ASME では、確率

論に基づく設計をSectionIIIで検討するなど、FBRそのものではないが、新たな概念による規格・基準の高度化には極めて貪欲とも言える姿勢をとっている。ASME Boiler and Pressure Vessel Committeeの動きを注視し、将来の連携を含めて検討することが必要である。また、国内に目を転じると、軽水炉においてもシステム化規格の検討が着手されている。本実用化戦略調査研究では、軽水炉の動きと連携しながら、FBRシステム化規格の開発を進めてゆく。

上記の検討を踏まえて、システム化規格に関して、部分基準摘出の考え方、システム化の考え方、想定される開発段階と合理化効果、研究開発課題を表4.8.1(2)-3に示した。

(vii)まとめ及び今後の計画

本調査研究では，FBRプラントの建設コストおよび維持コストの低減と設計寿命の長寿命化に資すると考えられる有望技術を摘出し，効果と課題を予備評価した。現状で定量評価が可能な技術については試評価を行い，十分な合理化効果が期待できることを示した。さらに，これらの有望技術を設計に適用するために必要となる新基準体系(システム化規格)の概念を提示した。

PhaseⅡでは，有望技術の効果と研究開発課題を詳細に評価し，絞込みを行う。また，システム化規格について，骨格となる規定内容の検討と、PhaseIで抽出した研究開発課題の着実な実施を行う。

表4.8.1(2)-1 有望技術の摘出結果(1/3)

番号	大項目	番号	中項目	番号	小項目	番号	候補技術	説明	課題
1	材料	1	新材料の開発	1	強度の向上	1	原子炉容器等への改良ステンレス鋼(極低炭素316S-FR)の採用	316FRをベースに炭素量を0.001～0.006%(重量)に抑え、クリープ疲労強度を向上	成分・製造法の最適化、強度データ取得、溶接材料及び溶接法の開発
				2	耐熱性の向上	1	炉心支持構造への超耐熱材料(高融点材料)の採用(W、Mo等)	PAHR(Post Accident Heat Removal)評価成立性の拡大	強度データの取得、製作加工性(曲げ、切削、溶接等)の確保
				3	耐食性の向上	1	水系(海水系)への高耐食新材料の採用	軽水炉の新材料の取り込み	
		2	既存材料の利	1	軽水炉材料	1	軽水炉材料を低温部に採用する	単価削減による低コスト化	適用部位特定、強度データ取得
				2	火力材料	1	高Cr材料の採用	12Cr系鋼等を採用し、高強度、低熱膨張率の特性を生かす。	仕様最適化、強度データ取得、溶接材料及び施工法開発、環境効果データ取得、破壊力学データ取得
				3	石油・石油化学材料	1		-	-
		3	検査	1	検査の見直し	1	検査の見直し	原子力級特有の検査・管理項目を見直し、品質を確保したままコスト低減を図る	法規・規制等の拘束条件の調査
		4	材質の改善	1	表面改質技術	1	表面改質技術の開発	ショットピーニングを施すことにより疲労/クリープ疲労寿命を増加	施工技術の確立、環境効果、経年劣化の確認
		5	材料データベース	1	データ拡充	1	高Cr材料、他分野材料	有望材料のSMATへの登録	-
				2	機能拡充	1	年代別、成分幅、強度	検索機能の拡充	-
2	設計評価	1	負荷想定	1	負荷想定の合理化	1	想定事象の合理的設定	想定事象を運転状態も含めて見直し、合理的に設定(運転状態IIIのクリープ疲労評価等)	合理化論理の構築
				2	過渡熱応力評価の合理化	2	想定事象に基づき過渡熱応力を評価する際の過度な保守性の排除	実験計画法、統計処理等を用いて想定事象を合理的に抱絡する手法を開発	一般的な手法の開発
		2	機器区分	1	機器区分の見直し	1	機器区分を見直し、破損の定義とも関係付け、健全性要求を明確化する。	機器区分を見直し、破損の定義とも関係付け、健全性要求を明確化する。	機器区分設定論理の開発
						2	機器と機器区分の対応見直し	見直した機器区分に機器を適切に分類する	-
		3	破損モード	1	破損モードの抽出	1	FBRの破損事例の調査等により想定すべき破損モードを抜けなく抽出する。	国内外、プラント、試験設備の事例調査。	-
				2	破損の定義の明確化	1	欠陥寸法等で破損を定量的に定義	現状ではき裂発生を防止しているが、真に有害な欠陥のみを防止することによる安全裕度の適正化	微小き裂の評価、複数き裂の評価、熱過渡特有のアスペクト比の小さいき裂の評価法
				3	想定外破損モードへの対応	1	方法、論理の開発	安全裕度は想定破損モードに対してのみ設定し、想定外事象に対しては検査で対処することにより排除	検査方法や間隔などの論理構築
		4	1次応力制限	1	制限値の緩和	1	フェライト系鋼の1次応力制限の緩和	現状のSm=1/3Suから、Sm=1/2Suに変更する。	ASMEにおける安全率改定の動向等の調査
		5	ひずみ制限	1	制限値の緩和	1	ひずみ制限値の合理化	現状の膜1%、曲げ2%の制限を緩和あるいは機能性化す	-
		6	クリープ疲労	1	クリープ無視範囲の設定	1	Negligible creep curveの導入	材料・温度・時間の関数として、クリープ損傷を評価する必要のない条件を定める。	クリープ疲労強度との対応検討
				2	クライテリア改良	1	クリープ疲労クライテリア改良	時間消費則よりもさらに精度の高い評価法を導入することによる合理化	き裂発生～進展の統合評価の実現が必要。
		7	ラチェット	1	評価法合理化	1	非弾性解析による評価の合理化	高精度な構成則の使用による評価の合理化	構成則の高度化
		8	座屈	1	制限値の緩和	1	複合構造物の座屈限界評価の高度化	現状の単純円筒の評価法を発展させ、3次元構造体にも座屈制限を取り込む	評価法開発
						2	座屈安全率の合理化	座屈安全率の根拠を整備し、ベローズの座屈安全率を合理化する。	評価法開発
						3	大口径配管の採用	座屈評価法の整備による大口径配管の採用による物量削	評価法開発
		9	非弾性解析	1	全般	1	非弾性解析の全面適用	弾性解析に代わり非弾性解析を全面的に採用することによる評価の合理化	評価手法(評価法が満たすべき要件)の整備
				2	構成則の開発とその検証	1	2直線近似モデルや高精度モデルなどの選択肢を用意する	解析精度要求に応じた解析による精度と設計工数のバランス	FBR使用条件における材料挙動との対照による検証。
				3	負荷履歴の考慮法	1	非弾性解析は履歴の影響が現れるため、事象のモデル化方法を提示	考えられる事象の組み合わせを保守的にモデル化できる方法の提示	モデル化手法開発
				4	高速計算法の開発	1	並列計算による非弾性解析の高速化	高精度の構成則による解析のためには計算機の高速化が必要	FINASの並列計算対応化

表4.8.1(2)-1 有望技術の摘出結果(2/3)

番号	大項目	番号	中項目	番号	小項目	番号	候補技術	説明	課題
				5	簡易非弾性解析		弾性追従概念の利用による非弾性ひずみの簡易推定	ホップの類似を利用し、特定構造の弾性追従係数のみを非弾性解析により求める	手法の適用条件、一般性の確認
				6	応力分類		3次元構造、非弾性解析に適した応力分類の考え方の提示	従来ほど厳密に分類しない方向	一般的な手法の開発
		10	供用温度	1		1	機器全般の高温化	高温化による熱効率向上	燃料材料等とのバランス
		11	経年劣化	1	時効	1	時効効果係数の導入	ASME流の時効効果係数を導入し安全裕度を明確化	合理化効果の評価
					破壊靭性	2	サンプリング材の破壊靭性試験による脆化評価	余寿命評価の一環として位置付けられる	評価法の開発、データの取得
		12	環境効果	1	ナトリウム環境効果	1	ナトリウム環境効果評価法の整備		新材料(316SFR)、12Cr系鋼等のデータ取得と評価法構築
				2	エロージョン	1	エロージョン限界のガイドライン化	配管内流速を上げることによる合理化	ナトリウム流動試験による限界流速の把握
						2	局部腐食評価法の開発	現状考慮されていない局部腐食評価法を開発することによる信頼性向上	局部腐食評価法の開発
				3	中性子照射効果	1	中性子照射効果の評価法の高度化	高速中性子照射量の制限値、クリープ強度低減係数の合理化	スペクトル効果等に着目した評価法(実証炉用設計基準)の高度化
		13	LBB	1	手法の高度化	1	LBB評価法の高度化と設計導入	漏えい率で100g/s、漏えい量で500kg以下であればキャッチパン程度の簡便な漏えい対策設備で対応可能。	実証データの取得、フェライト鋼のLBB評価手法の開発、漏えい検出器の感度
						2	フェライト鋼に対する評価法の開発	降伏点と引張強さの差が少ないフェライト鋼に対して変位ベースの不安定破壊評価法を開発する	評価法開発
				2	供用中検査とのリンク	1	LBB成立性と供用中検査要求とのリンクの検討	LBBが成立する個所では、供用中検査に連続漏洩監視を考慮し、合理化を図る	LBB成立性と設計で考慮する破損モード、運転状態分類、機器区分の対応明確化
				3	設備の合理化	1	SG伝熱管破損時のNa-水反応の緩和	Na-水反応時の伝熱管の破損要因を明らかにし、初期破損規模及びき裂の自己拡大を評価することにより、Na-水反応の想定初期条件の緩和を図る	伝熱管のき裂の自己拡大挙動評価法の開発、高温ラプチャ評価用データの取得
3	製作・検査	1	溶接	1	構造・設計	1	同材継手の拡大採用	大型鍛造品に代えて板材の溶接構造を採用	溶接継手評価法の合理化、検証
						2	異材継手の拡大採用	RV(SUS)とルーフデッキ(SGV)、配管(12Cr)とルーフデッキ(SGV)、容器(SUS)と配管(12Cr)等に異材継手を設ける	溶接材料(バタリング材含む)、異材継手評価法の開発
						3	多様な形状の継手採用	炉内構造物、カバーガスバウンダリへの多様な形状の継手(T字継手、カバーガスバウンダリ)	適用可能な形状の抽出、強度評価法開発
				2	母材・溶接材料	1	高強度異材継手の開発	12Cr系鋼の異材継手のバタリング材の開発	界面破断の防止
				3	溶接施工	1	高効率/高速溶接法の開発	現状信頼性の観点からTIG溶接を用いている個所にEBWやレーザー接合を用いる	溶接条件、溶接材料の最適化、強度データの取得、強度評価法の開発
				4	検査	1	溶接検査の簡素化	自主検査、客先検査、官庁検査等重複実施している検査を簡素化し、工数の削減を図る	技術的には、検査の方法、回数等と欠陥検出確率の関係を明らかにすることが必要
				6	残留応力評価	1	溶接残留応力を予測	FEMシミュレーション等により残留応力を予測	評価法の高精度化
				7	新接合技術	1	新接合技術の導入	圧着、爆着等の技術開発	適用候補個所の洗い出し、適用性の調査
		2	製作・据付・検	1	製作	1	製作公差の緩和	原子炉容器の真円度等に対する要求を緩和	公差の適正値の設定
				2	据付	1	据付精度の緩和	原子炉構造等の据付精度の緩和	公差の適正値の設定
				3	検査	1	検査の簡素化	例えば、FBRは低圧であるにもかかわらず、一次系容器は耐圧検査が義務付けられている。このように本来必要ではないと考えられるものを省略する	検査要求の適正化検討
4	運転・維持	1	全般	1	維持基準の整備	1	維持基準の整備	軽水炉なみの維持基準を整備する	運転、検査、評価、補修・取替に関する規定の明確化を通じた維持コストの削減及び長寿命化
		2	運転	1	運転の最適化	1	過渡熱応力評価のフィードバックによる運転の最適化	過渡熱応力の評価結果を運転(昇温速度等)にフィードバックし、熱応力の発生を抑える	運転に関して調整可能な範囲の調査
		3	監視	1	プロセス量のモニタリング	1	プロセス量(温度、流量など)のモニタリングによる評価	温度等のモニタリングにより、クリープ疲労損傷等を演算する。軽水炉の疲労モニタリングに相当。	対象破損モード、演算精度、設計安全裕度削減のロジック
						1	ひずみセンサーの開発	溶射皮膜を形成しその抵抗変化を測定することによりひずみ・温度等を計測。火力タービン等で研究中。	技術開発
				2	材料情報	1	材料情報(特性、組織等)のモニタリングによる評価	非破壊試験(電子線回折法、陽電子消滅法、Aパラメータ法等)により割発生を直前に検知する。	検知技術開発、対象個所及び頻度同定ロジック、マクロき裂を許容した場合の使い分けロジック(対象、時期等)

表4.8.1(2)-1 有望技術の摘出結果(3/3)

番号	大項目	番号	中項目	番号	小項目	番号	候補技術	説明	課題
						2	ナトリウムの分析による材料損傷の推定	ナトリウム中の合金元素濃度の分析により、腐食等の発生を検知する	分析方法、精度等課題が大きい。
						3	材料サンプリング	損傷・き裂監視用サーベランスTPの採用	サンプリング位置の決定、試験片取り出し方法
						2	バイパスループの設置	材料監視用のバイパスループを設置する	プラントの負荷状態、材料の再現性等の課題が大きい
		4	供用期間中検	1	位置付け		設計、LBBとの関係の明確化	連続漏洩監視等との役割分担を明確化し、検査の合理化を	機器ごとの接近性、適用可能な非破壊検査法の明確化
				2	UT適用範囲の拡大	1	UT適用範囲の拡大		溶接部等の検査精度の向上
				3	検査手法高度化	1	ISI技術の高度化	FBR特有の検査技術(ナトリウム中可視化装置、ナトリウム中UT、ナトリウム中ロボット、高温用EMAT、高温UT、高温用ISIロボット)の高度化	システム規格、軽水炉なみ信頼性の獲得(漏えい監視による代替を中止)
				4	検査合理化	1	リスクインフォームド技術	リスクインフォームド技術の利用により、検査対象と頻度を合理的に設定	リスクインフォームド技術の調査、開発、データベース整備
		5	評価	1	き裂進展解析法整備	1	高温破壊力学評価法の整備	簡易法の整備	微小き裂の評価、複数き裂の評価、熱過渡特有のアスペクト比の小さいき裂の評価
				2	不安定破壊評価法整備	1	配管を対象とした変位ベースの不安定破壊評価法の開発	高延性のオーステナイト系鋼の不安定破壊評価は荷重ベースで行われるが、フェライト系鋼では適用範囲が狭くなるため、変位制御の評価法を開発する	評価法の開発
				3	非き裂性欠陥評価法整備	1	非き裂性欠陥(変位、組織変化等)の検知	非き裂性の欠陥を非破壊検査により検知する	検査技術の開発
				4	余寿命評価法整備	1	き裂前段階の損傷を検知し、余寿命を評価する	組織変化等のき裂の前段階の損傷を検知し、余寿命を評価する。	組織変化等をもとにした余寿命評価技術の開発
				5	確率論的欠陥評価法	1	確率論的欠陥評価技術	き裂の発生、進展を確率論的手法に予測する手法の開発	き裂発生に対する評価法の開発
						2	確率論的欠陥評価に必要なデータベースの整備	材料データ等の取得	試験データの洗い出しと評価
		6	補修・取替	1	改質	1	劣化材改質	ショットピーニング等による表面改質	改質技術の開発及び改質後の強度評価技術の開発
				2	補修	1	劣化材補修	溶接、ろう付け、レーザー等による補修技術の開発	補修技術の開発及び補修後の強度評価技術の開発
				3	取替	1	劣化機器・部位の取替	取替技術の開発	取替部の接続部の溶接等の強度評価法の整備
				4	取替前提設計	1	プラントの供用期間中に機器等の取替を前提とする設計	機器ごとに寿命を定めて設計する	取替を前提としない場合、する場合の建設コスト、維持コストの比較評価
				5	メンテナンスフリー	1	設計時にメンテナンスフリーを前提とし、検査、評価、補修・取替を前提としない	設計裕度と検査、補修・取替のコストのトレードオフの評価とその反映	メンテナンスフリーとするための判断基準、評価法の整備
5	全般	1	新しい基準体系	1	基準化範囲の拡大	1	材料、設計、製作・検査、運転・維持をカバーする基準体系の整備	信頼性及び経済性向上に資する技術の適用と、合理的な組み合わせを可能とするために基準体系として整備する	—
				2	選択肢の多様化	1	材料、設計、製作・検査、運転・維持の各段階において、評価法、施工法等について多様な選択肢を設ける	例えば、異なる溶接施工法に関する基準を用意しておき、適用部位の要求に応じて適切に選択できるようにする	—
				3	裕度交換	1	材料、設計、製作・検査、運転・維持の各段階間で、安全裕度の交換ができる体系の整備	例えば、設計時に保守的な裕度を設定した機器についてはメンテナンスフリーとするが、機器によっては小さめの裕度で設計し、供用中検査の強化で品質保証を行うなどの方法(裕度交換)を可能とする	—
				4	全体裕度の定量化	1	すべての段階を通じた裕度(全体裕度)を定量的指標で表示する体系の整備	例えば、破損確率等の定量的指標により、機器の裕度(健全性)を表す	—
				5	全体裕度の適正化	1	全体裕度の目標値を適切なレベルに設定するための技術	機器に要求される健全性のレベルを、例えばリスクに基づき合理的に設定し過剰な保守性を排する	—
		2	法規、規制、規格、基準、関係動向の調査	1	法規・規制	1	電気事業法、原子炉等規制法、安全設計審査指針	有望技術の適用にあたって考慮すべき法規・規制等の調査	—
				2	規格・基準	1	基準体系の動向、JSME、火原協、ASME、R5、6、RCC-M、MR、R-SEM、API	既存基準の調査により、合理化に資する知見を得る(ASMEの安全率改定、PDM、LRFD、RII、RIDの動向は特に参考になると考えられる)	—
						2	設計仕様と規格の関連調査(軽水炉、火力、航空、石油)	多分野の基準の調査により、合理化に資する知見を得る	—
				3	関連動向	1	軽水炉、火力の非破壊検査による寿命延長の実態調査	軽水炉、火力の長寿命化の動向調査を行うことによりFBRの長寿命設計に資する知見を得る	—
		3	コスト算定法の開発	1	コスト算定法	1	設計法、施工法等(選択肢の選択状況)に応じたコスト算定法の開発	例えば長寿命設計と交換前提設計、鍛造一体構造と溶接構造等のコスト比較を可能とし、コストミニマムとなるように選択肢を選択することを可能とする	—

表 4.8.1(2)-2　システム化規格に必要な主な要素技術

項目	目的及び内容
材料	材料仕様と強度・挙動のばらつきの関係を明らかにし、破損確率計算のためのデータベースを作成する。
破損の定義	バウンダリ等について許容できる限界の状態（限界き裂深さ等）からの余裕に基づき制限規定を設ける（構造健全性評価を行う）体系を構築することを目的として、き裂発生ー進展評価法を開発する。
確率論的破壊力学	既存の確率論的破壊力学手法を調査した上で、高温構造試験等への適用性を検討する。さらに設計評価適用上の課題を抽出した上で必要な技術開発を行う。
確率論	荷重分布、検査能力等、破壊力学以外の項目に対して確率論を適用して評価する可能性を検討し、必要な技術開発を行う。
検査技術	既存の主要な基準類の調査及び検査手法や精度に関する技術の洗い出しを行った上で、システム化規格への適用検討を行う。
リスクベース技術	RIーISI等の手法を調査し、システム化規格で、構造健全性目標値設定に適用するために必要な技術開発を行う。

表 4.8.1(2)-3(a)　部分基準摘出の考え方

		FBR 現状	ASME B&PV Code (LWR & FBR)	FBR システム化規格	
				案1(ASME 方式)	案2(FBR のニーズに即した方式)
材料選定		JIS、告示 501 号、DDS(案)材料強度基準	Sect. II	材料基準(仕様、許容値)	案1に加えて、システム条項、負荷想定基準、運転中(常時)監視基準など、合理化のために必要な基準を含めて柔軟に体系化(イメージを添付1に示す)。
負荷想定		−	−		
設計解析		告示 501 号、DDS(案)	Sect. III	設計・建設基準	
製作・検査		告示 501 号、省令 81 号	Sect. III, V, IX	設計・建設基準、溶接基準	
維持	供用期間中検査	−	Sect. XI, V	維持基準	
	評価	−	Sect. XI	維持基準	
	補修・取替	−	Sect. XI	維持基準	

表 4.8.1(2)-3(b)　システム化の考え方

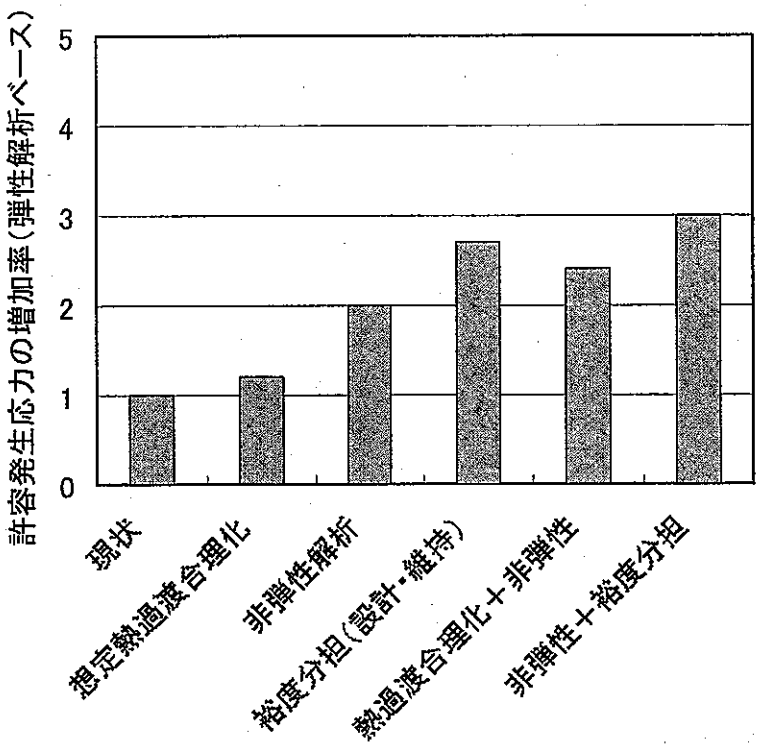
	概要	課題	コメント
(1) 破損確率に基づく方法	• すべての部分基準において選択肢ごとに破損確率を求め、これに基づき全体の健全性(=1−全体の破損確率)を求める。これを目標値以下にする。	• 部分基準における破損確率の求め方 • 全体の目標値の定め方	• 健全性が定量化され、明確な評価が可能。 • 部分基準や破損モードによって、破損確率の計算が困難(定義できない)なものがある。 • 全体の目標値(絶対値)を客観的に定めるにはリスク文化の醸成が必要。
(2) 品質保証水準に基づく方法	• すべての部分基準において選択肢ごとに品質保証の水準を表す指数を定め、これに基づき全体の品質保証水準を求める(各部分基準の指数の和、あるいは重みを考慮した和)。これを目標値以上にする。	• 部分基準の指数の定め方 • 部分基準ごとの重みの定め方 • 全体の目標値の定め方	• 健全性評価の作業は容易。 • 必ずしもリスク情報を用いないでも規格化可能。 • 指標を定めるためにはかなりの工学的判断が必要となる可能性。
(3) 安全係数に基づく方法	• 負荷想定、材料、設計解析等の部分基準において選択肢に対応する安全係数を定める。さらに、製作・検査や維持の部分基準も含めて、可能な選択肢の組み合わせを予め定めておく。	• 選択肢に対応する安全係数の設定と根拠付け • 組み合わせの選定	• 現状の設計基準と照らし合わせて違和感が少ない。 • 安全係数は、主要な破損モードに対する確率論的評価結果と工学的判断を組み合わせる形で策定するのが現実的と思われる。 •

表 4.8.1(2)-3(c)　システム化規格の開発段階と合理化効果

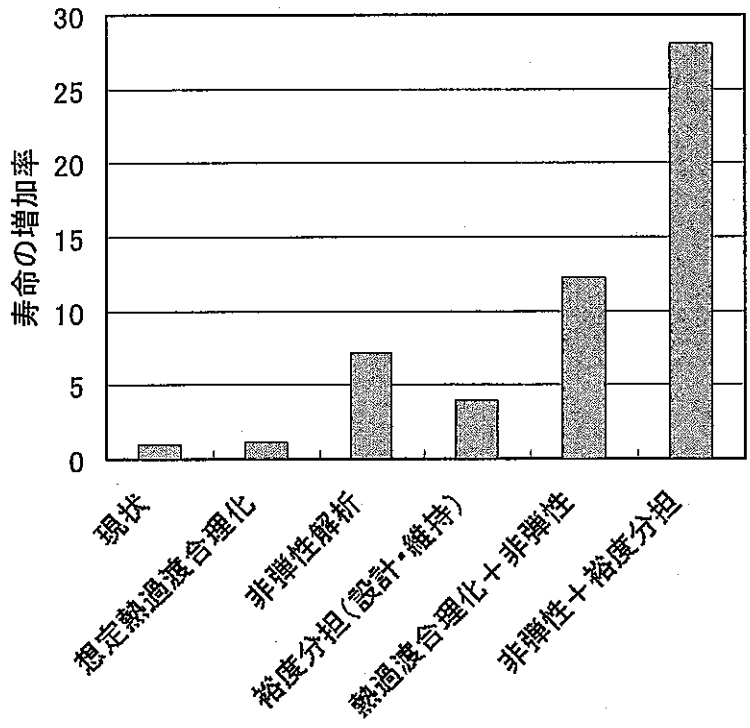
開発段階	部分基準の整備	部分基準の高度化	システム化	健全性要求適正化	概要	効果	注意事項	主な研究開発課題
I-1					• 維持基準など、FBR では現在明確に基準化されていないが必要であるものを基準化し、ASME B&PV Code なみの体系を構築する。	• ASME Code (軽水炉) なみの基準体系を整備することによる信頼性の向上効果。	• システム化規格の予備段階である。 • FBR の特徴を生かした基準整備がポイント。	• 決定論的欠陥発生／進展評価法
I-2					• I-1 で策定した以外に合理化効果が大きいと考えられ策定の必要な部分基準の作成 (負荷想定基準等) • 部分基準の高度化 (破損の定義の合理化等) • 部分基準の選択肢の拡大 (裕度交換は前提としない)	• 基準高度化による合理化効果。 • 例えば負荷想定の裕度適正化、破損の定義の合理化等による許容値拡大等の合理化効果。 • 例えば選択肢を拡大し、より適切な溶接施工法の採用を可能とすることによるコスト削減。	• システム化規格の予備段階である。 • かなりの合理化効果が期待できる。	• 設計前提条件明確化 • 破損基準明確化 • 部分基準の選択肢拡大と高度化のための調査研究
II					• 破損確率、品質保証水準、安全裕度等の指標により、裕度交換を前提とする体系とする。 • リスク情報は使用せず、全体健全性の目標値は現状なみとする。 • 部分基準の選択肢の拡大 (裕度交換を前提とする)	• 裕度交換により、設計の自由度が拡大することによる合理化効果。	• システム化規格。 • レファレンスとして、現状の設計における健全性の定量化が必要。 • かなりの合理化効果が期待できる。	• 確率論的欠陥発生／進展評価法 • 健全性指標作成・演算技術
III					• リスク情報などに基づき機器ごとの全体健全性の目標値を最適化する。	• 健全性の要求レベルそのものの変更による合理化効果。	• システム化規格。 • プラント依存の評価となる。事象の影響度の評価法整備が必要。	• 健全性目標値設定技術

表 4.8.1(2)-3(d)　システム化規格開発の主な研究開発課題

分類	項目	内容	備考
共通技術	設計前提条件	• 想定事象と負荷の合理的な設定(事象、振幅、回数、応力評価法を規定)→負荷想定基準 • 機器の破損の定義の明確化(安全性、経済性、社会的受容性に基づく定義)→健全性の定義 • 機器の健全性要求値明確化(安全性、経済性、社会的受容性に基づく定義)→信頼レベル • 機器ごとに健全性と信頼レベルを定義→機器カテゴリー	• 現状の設計による破損確率を予め評価する必要。これを合理化する(＝破損確率は増加する)場合の根拠の明確化が必要。米国の RII 導入(＝破損確率は増加する)妥当性の根拠付けの考え方を参考。 • 破損の定義の明確化については、各種維持基準において設計で許容されなかった欠陥が供用後に許容される論理(供用中に安全裕度が減少することを許容する論理)を確認し参考。また軽水炉の PTS 評価における仮想欠陥の考え方を参考。
	破損(健全性)基準	• 考慮すべき破損モードの明確化(トラブル事例調査等破損モード選定のロジック明確化) • 破損モードごとの影響因子明確化 • 破損モードごとの破損検知性明確化	• ASME B&PV Code Section III における LRFD、PDM の考え方を調査。 • ASME B&PV Code Case におけるリスク評価用の Degradation Mechanism 選定法参考。
	破損評価法	• 決定論的欠陥発生／進展評価法(欠陥:変形、き裂、減肉等) • 確率論的欠陥発生／進展評価法(確率論の対象となりうる欠陥および破損モードの同定) • 確率論的評価のためのデータベース調査と開発(開発可能性評価含む) • 確率論的評価の対象とならない破損モードの考慮方法明確化 • 複数の破損モードが重畳する場合の評価法 • 確率論的評価の感度解析、不確かさ評価	• 決定論的欠陥評価の基準化例は、軽水炉の維持規格案(欠陥評価)(現在意見公募中)、米国の ASME B&PV Code Section XI、英国の R6、R5、仏国の RSE-M を参考。 • 確率論的欠陥進展評価法については国内外における確率論的破壊力学コードによる原子炉容器や配管の評価例を参考。 • システム化規格においては、設計時の破壊確率評価と、供用期間中検査を目的とした評価の考え方を明確に整理する必要。その上で必要な手法及びデータベースを明らかにして開発・整備を行う。
	健全性指標作成・演算	• 破損確率による方法(求め方と部分基準相互の演算方法) • 品質保証水準による方法(求め方と部分基準相互の演算方法) • 安全係数による方法(求め方と部分基準相互の演算方法) • その他	• いずれの方法についても定量化の限界を見極め、いかに合理的に工学的判断を取り入れるかがポイントとなる可能性。
	健全性目標値	• リスク評価技術に基づく機器の健全性要求値明確化手法	• ASME Code では、軽水炉の供用中検査を対象として 3 種の Code Case があり、プラントへ適用中。日本でも調査研究を実施しているのでフォローが必要。ただし我が国では炉心損傷確率の議論の受容性がポイントとなる可能性。 • Section III では、リスク情報に基づく設計法を検討中。フォローが必要。
部分基準	部分基準の選択肢拡大と高度化	• 材料選定、負荷想定、設計解析、製作・検査、維持等の部分基準において選択肢として規定すべき項目を調査研究により抽出 • 抽出された項目を選択肢とするための研究開発 • 選択肢の健全性への寄与あるいは品質保証水準の明確化	• 摘出した部分基準に優先度をつけ、参考情報を有効活用し、効率的に開発を行う必要。
基準体系化	適用範囲	• 機器カテゴリーに基づく適用範囲の決定(ナトリウムバウンダリ、等)	• 3、4 種機器の考え方。
	条文化	• システム条項 • 部分基準 • 条文化方針の検討(構造、スタイル等)	• 国際整合性の観点から ASME 流を指向するか、オリジナリティー重視の観点から独自の方法を創出するか。
調査	法規・規制	• 原子炉等規制法、電気事業法、省令、告示 • 安全設計審査指針の構造設計関連項目	• システム化規格作成のための法規・規制への要求事項(?)を明らかにする。
	規格・基準	• 日本機械学会、火力原子力発電技術協会、発電設備技術検査協会、他 • ASME B&PV Code、Post Construction、O&M、API、他 • RCC-M、MR、RSE-M、R6、R6、他	
	関係動向	• 日本機械学会、火力原子力発電技術協会、発電設備技術検査協会 • ASME B&PV Code, Post Construction, O&M, API • その他	



(1) 許容発生応力の増加率(弾性解析ベース)



(2) 寿命の増加率

図 4.8.1(2)-1　合理化効果の試評価結果

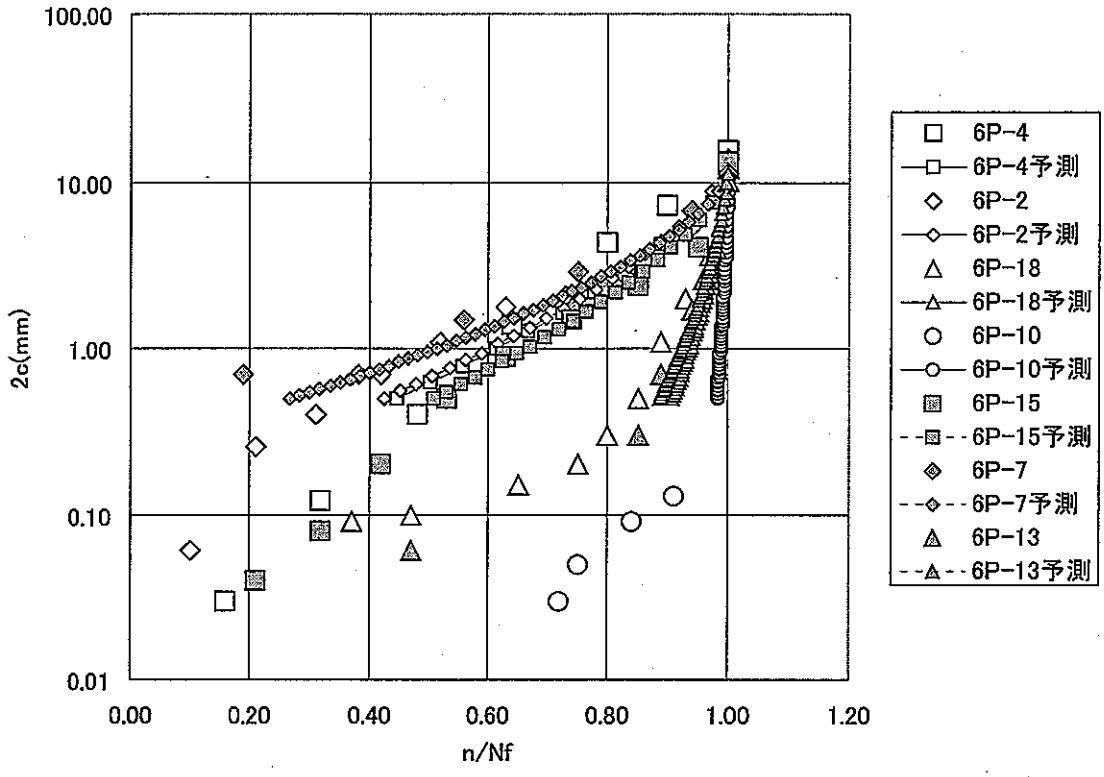


図 4.8.1(2)-2　微小き裂進展挙動の予測

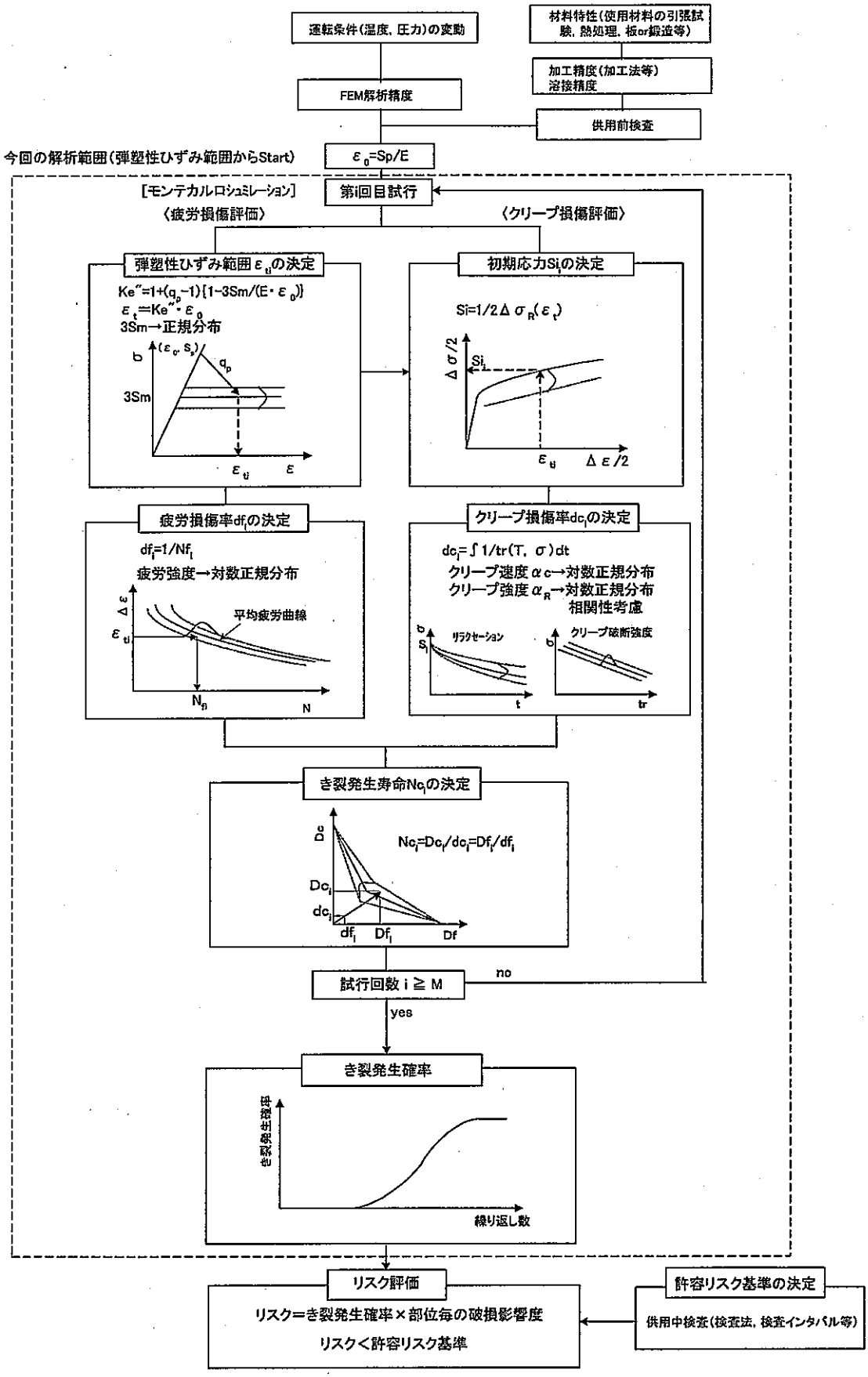


図 4.8.1(2)-3　　確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価

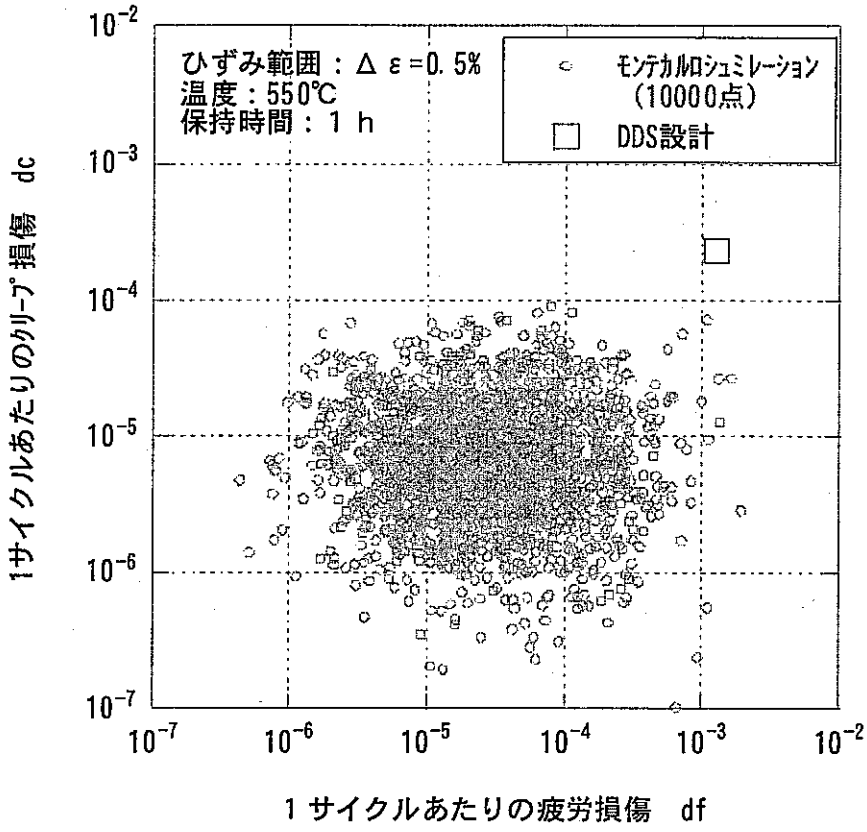


図4.8.1(2)-4　確率論的アプローチによるクリープ疲労強度評価結果

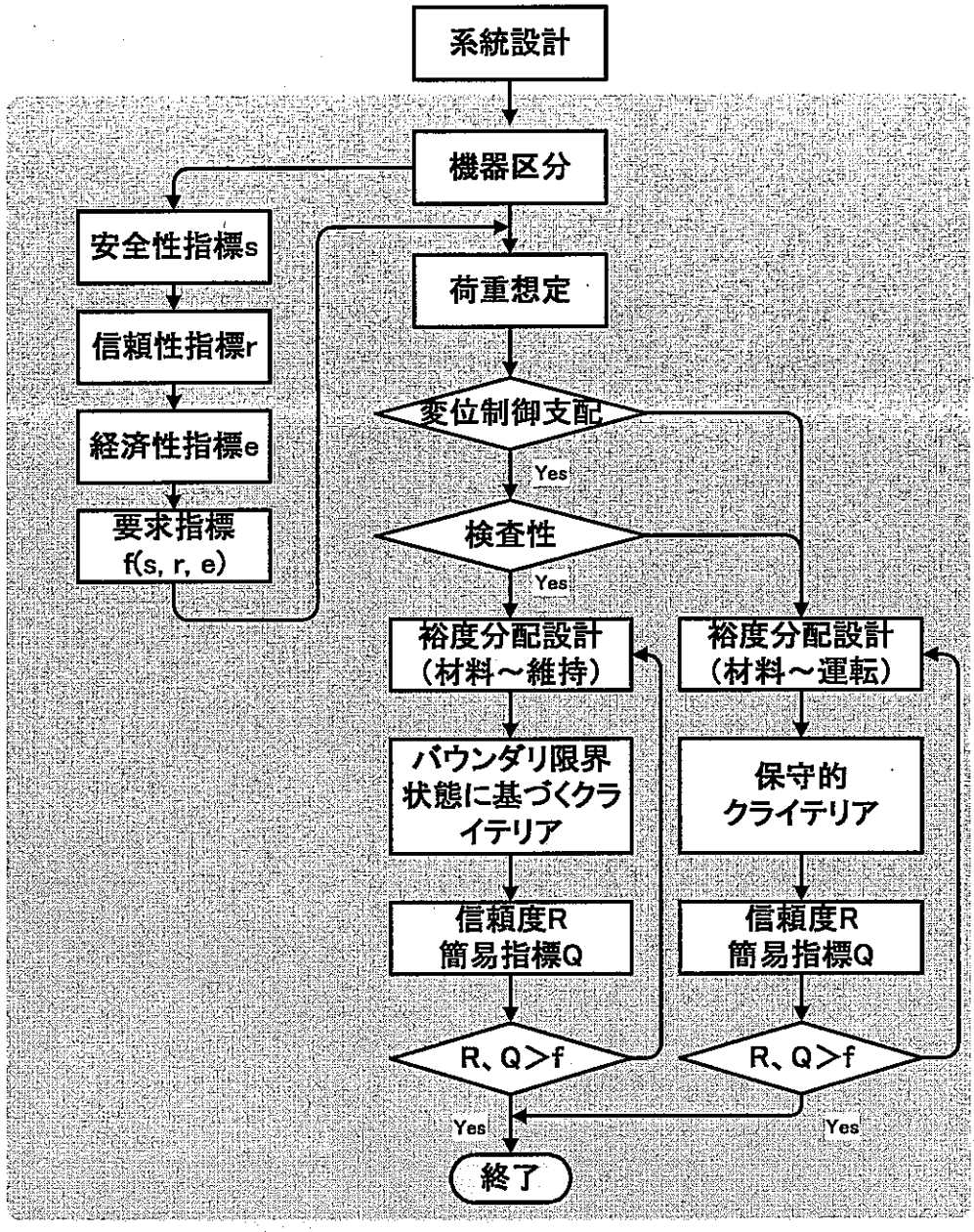


図 4.8.1(2)-5　　システム化規格の考え方のフローチャート

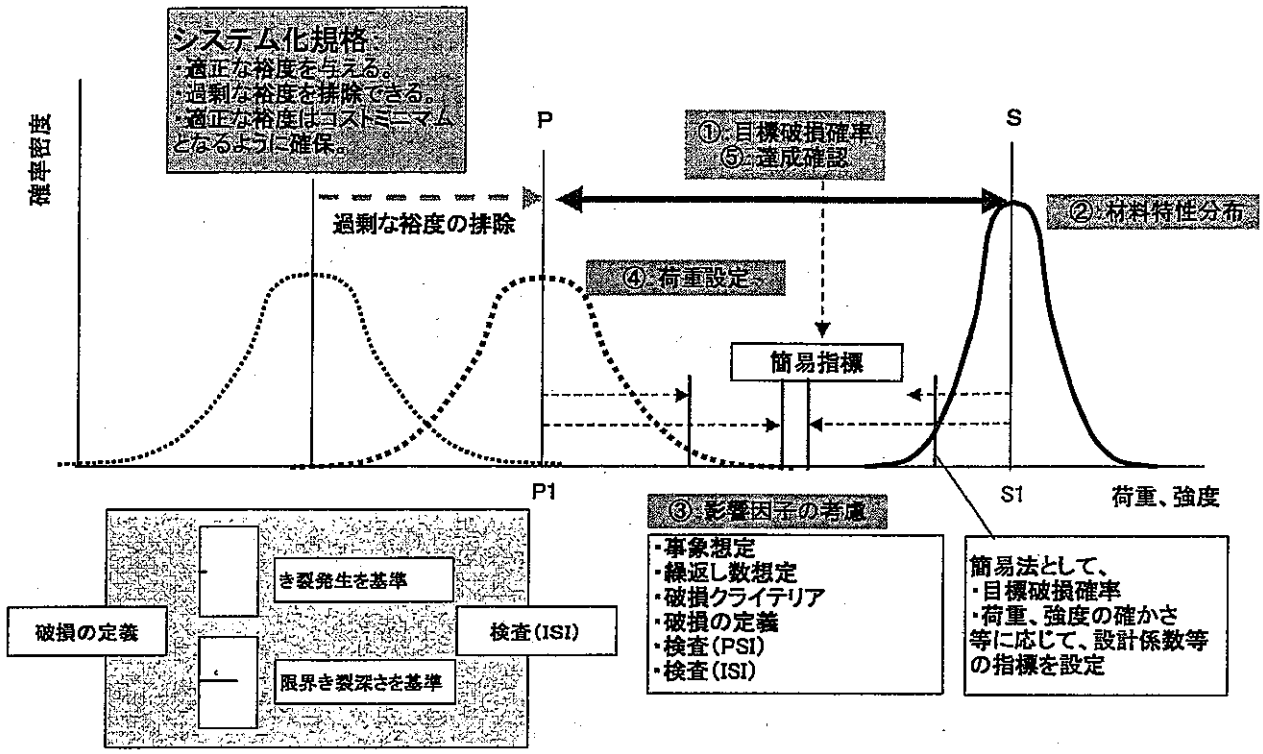


図 4.8.1(2)-6　　破損確率の目標値に基づく設計概念

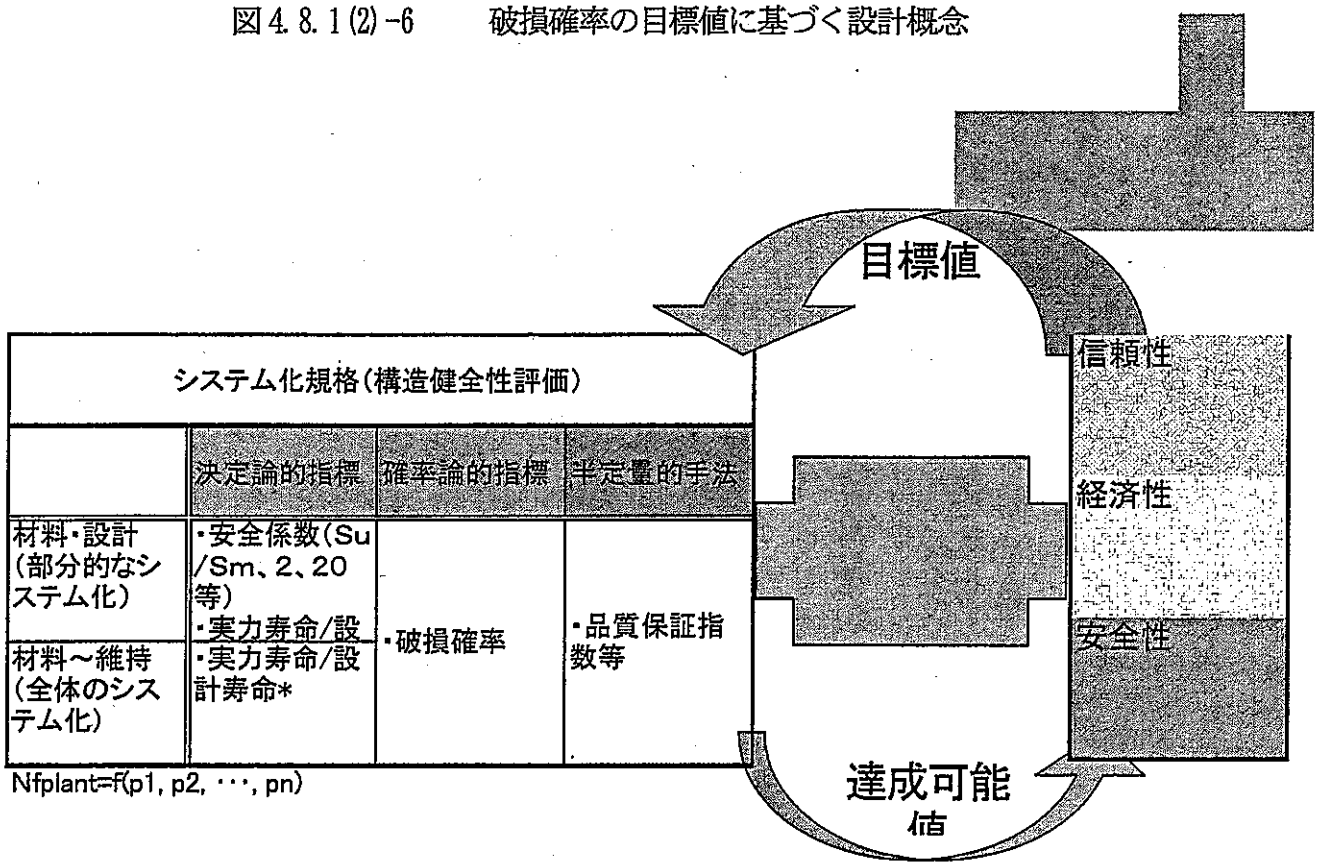


図 4.8.1(2)-7　　システム化規格における目標値実現の考え方

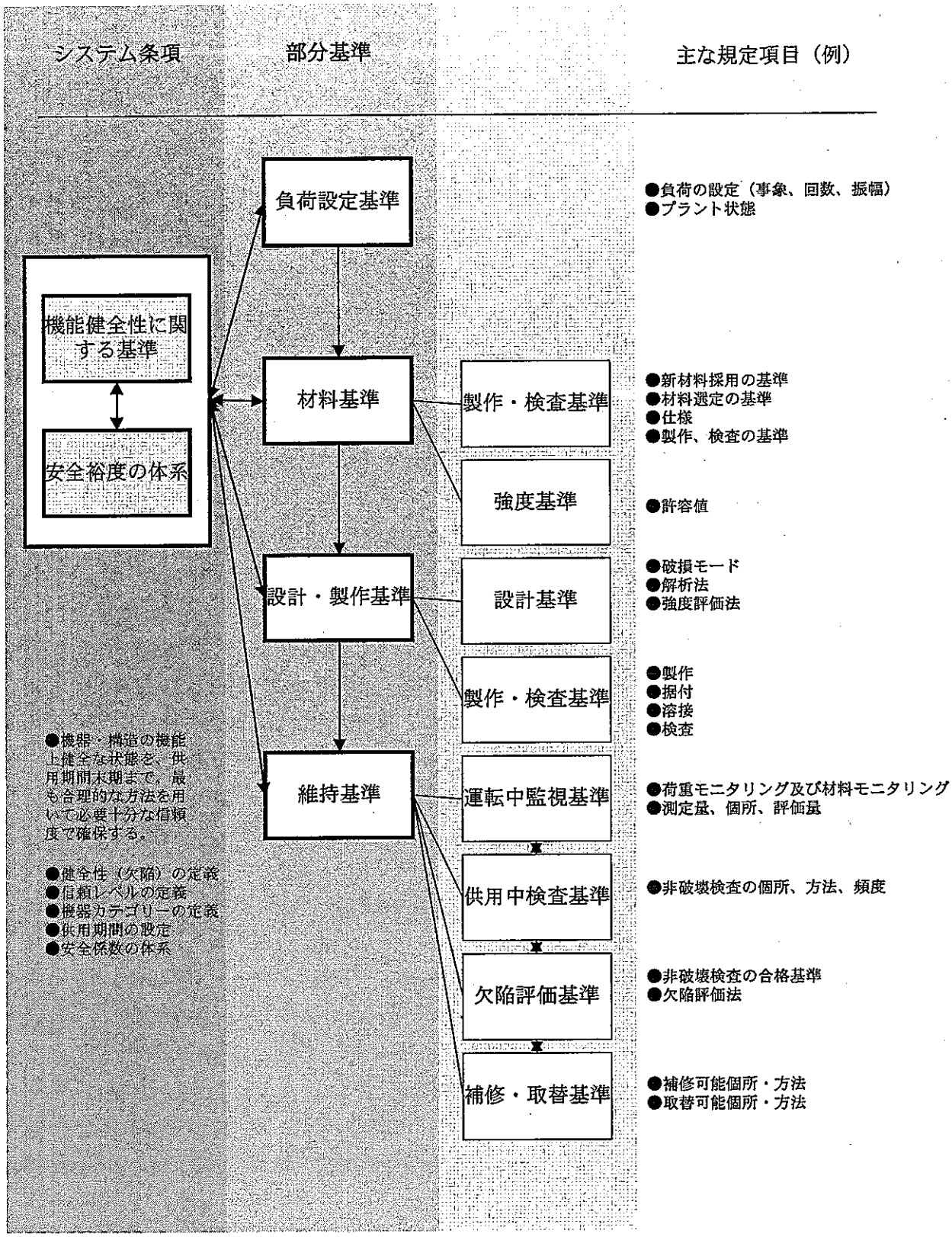


図 4.8.1(2)-8　　システム化規格の体系概念図

(3) ガス炉の設計基準

ガス冷却炉に特徴的な構造であるプレストレストコンクリート製圧力容器（PCRV）に関する設計基準であるASMEとBS（British Standard）について調査した。

(i) 英国基準(BS)の調査結果[1]

(a) 基準体系

PCRVに関する基準は、BS4975に示されている。表4.8.1(3)-1に基準の全体体系を示す。BSでは材料から設計、製作、試験及び検査に至るまでの規定が示されているが、今回の調査では設計にかかわる部分(Section 3; Design)を対象とした。

「Section 3; Design」での規定内容を要約すると、以下の通りである。

①全ての運転時荷重(内圧、温度)の組合せ及び圧力試験時において、PCRVの挙動は弾性的で、基準に定められた許容応力強さを越えないこと。

②PCRVの変形と破損は内圧に起因することが前提である。PCRVの応力解析において、破損のメカニズムが明らかであれば、ライナを含むPCRVの終局圧力の設計圧力に対する設計裕度は2.5とする。破損のメカニズムが不明であれば、構造モデル試験を行って、解析結果を検証すると共に、終局圧力下のPCRVの挙動を明らかにしなければならない。この場合、設計裕度は2.5以上となる可能性がある。

③破損の様相は漸進的なものでなければならない。また、設計圧力は運転圧力の1.1倍、試験圧力は設計圧力の1.15倍とする。

(b) 終局圧力

安全上重要な、PCRVが破損に至る終局圧力については、以下のように規定されている。

①ライナが健全な場合の終局圧力

ライナが健全な場合、ライナはリークタイトを維持し、内圧はライナを通じてコンクリートに伝わるため、内圧が増加することにより容器は変形あるいは破損に至る。このように破損形態が明確な場合には、終局圧力としては設計圧力の2.5倍の安全係数を見込んでおけばよい。なお、破損形態が明確でない場合安全係数は2.5倍以上となる可能性がある。

②ライナからのリークを伴う場合の終局圧力

ライナからのリークを伴う場合には、内圧がコンクリートに直接作用し、コンクリート内に”gas in cracks”の状態が生ずる。この場合には終局圧力としては設計圧力の1.5倍以上の安全係数を

見込むこととなる。なお、計算による評価では、キャビティ内面とPCRV外面間の圧力分布は、内面から外面に直線的に圧力が減少する近似でよいとされている。

(ii) 米国基準(ASME)の調査結果[2)]

(a) 基準体系

PCRV に関する基準は、Sec. Ⅲ Division2 に示されている。表4.8.1(3)-2に基準の全体体系を示す。ASMEでは材料から設計、製作、試験及び検査に至るまでの規定が示されているが、今回の調査では設計にかかわる部分(ARTICLE CB-3000; DESIGN)のみを対象とした。

ASMEにおいても、設計の基本的な考え方はBSと同様であり、種々の使用環境に対して組合せ荷重による応力が許容応力強さ以下に抑えられることを規定しているが、許容応力強さについてはBSとは異なる設定となっている。

(b) 荷重とその組合せ(ASME Section Ⅲ Division 2 ; CB-3220～3280)

PCRV への荷重として、①Construction、②Normal、③Abnormal、④Severe environmental、⑤Extreme environmental、⑥Failure を考慮するように規定されている。

(iii) PCRV構造が成立するための要求条件（設計クライテリア）について

(a) BS、ASMEに規定されるPCRVの設計クライテリア

安全上重要なPCRVの設計クライテリアとしては以下が挙げられている。

①運転期間中に想定される全ての荷重の組合せに対して、PCRV が弾性応答をするように設計を行うこと。

②大きな変形を伴う内圧上昇下で、破損モードは漸進的な挙動を示すこと(これにより、PCRVの破損が検知可能であり、切迫した破損が防止可能である)。

③PCRVは、破損に対して十分な安全裕度を有すること。

上記の設計クライテリアに対して、BS においては具体的に、以下をPCRV 設計の要求条件としている。なお以下の(b)及び(c)では、基準に基づいたPCRVの建設実績も多数あることから、BSを参考として記載する。BS基準の要求条件は、許容応力及び安全裕度である。

(b)BSの許容応力

PCRV各部の応力と変形の解析評価に際して、BSでは機械荷重及び熱荷重など、運転期間中に想定される全ての組合せに対して解析を実施す

るように規定している。解析に際して留意すべき事項として、以下を挙げている。

①考慮すべき荷重の組合わせ

a. 建設完了時点でのプレストレス力及び固定荷重

b. 試験圧力、プレストレス力と固定荷重；試験圧力＝1.15×設計圧力（設計圧力はユーザが設定する）

c. 設計圧力、プレストレス力、固定荷重及び熱応力（容器寿命の初期と末期）；設計圧力＝1.1×運転圧力

d. 起動及び停止時のプレストレス力及び固定荷重

e. 適宜地震荷重も考慮すること

②設計温度分布

a. 熱計算の不確定性等を考慮して、想定する温度分布には設計裕度を見込んでおくこと

③基礎の変形

a. プラント運転中の基礎の影響や容器の変形を考慮する必要がある。また、基礎からの荷重の再配分について考慮しておくこと

④コンクリートの物性への影響因子

a. コンクリート内の水分移動により、コンクリート物性が変化することを考慮すること

b. ライナから冷却材が徐々にリークする場合、コンクリートの物性や強度に与える影響を考慮すること

c. 基本的には 28 日強度に基づいて設計を行う。それ以上の強度が必要な場合には、実験的な確証が必要

28 日強度：調合後、28 日間養成したコンクリートの破壊試験から得られる破壊強度。コンクリートの強度を示す代表的な指標の一つ。

d. コンクリートは 100℃以上で圧縮強度の低下や物性の変化があるため、コンクリート温度を考慮すること。特に、石灰岩を骨材とする場合は、100℃以下でも強度低下が生じうる

e. コンクリートの照射効果を考慮すること(詳細は、付録 H に別途記載)。$0.5\times10^{22}n/m^2$ までの中性子束に対しては重要ではないが、それ以上の中性子束に対してはコンクリート物性の変化が生じる。

f. コンクリートとライナ等の構造物との相互作用を考慮すること

⑤テンドンの強度への影響因子

a. テンドンへの温度効果を考慮すること

b. テンドン材料は、100℃以下でリラクゼーションの小さいものが用いられるが、強度低下を考慮すると 200℃以上とすべきではない。

c. テンドンへの照射効果についても考慮すべきである。テンドン材の照射データは現状得られていないが、軟鋼と同様と考えられ $10^{21}n/m^2$

までの中性子束であれば照射効果は無視できる。

⑥その他

a. 引張応力が大きい場合、割れを抑える場合及び終局圧力を向上する場合には、補強(鉄筋)を設置すること

b. コンクリートとライナ等の構造物との相互作用を考慮すること

c. プレストレス力については、運転開始　前及び運転中にチェックを行い、所定の圧縮応力が発生するように、テンドンのリテンションや交換により、維持すること

d. 通常は、特に問題とならないため、考慮する必要はないが、建設中の容器やライナに作用する荷重をチェックする場合には考慮すること

解析方法については、コンクリートやテンドンの特性(時間及び温度の条件によってはクリープによる応力・ひずみ再配分が生ずる)を適切に考慮して選択すること（通常 PCRV にはコンクリート用の冷却系を有しており、ライナ及びテンドンのクリープは無視できる)、別の手法による解析結果との比較や構造物試験等により妥当性確認を行うこと、等が規定されている。

PCRV 内の応力は総体としては圧縮に保たれる必要があるが、外表面に発生する引張り応力については許容される。また、厚肉構造となり 2 軸あるいは 3 軸応力状態となることから、コンクリート内部における多軸圧縮応力時の許容応力強さの割増を認めている。さらに、クリープにより緩和する熱荷重等が原因で、貫通部や構造不連続部等に発生するピーク応力についても、条件によっては、許容応力強さを超えることを認めている。(a)に掲げる設計クライテリア①及び②を考慮して、PCRV のコンクリート及び鉄筋に対して、BS にて規定される許容応力を表 4.8.1(3)-3 及び表 4.8.1(3)-4 に示す。

(c) BS の安全裕度

過去に Hinkley Point B（英国の AGR）の PCRV を模した構造物（図 4.8.1(3)-1) を用いて内圧を設計圧力から徐々に増加させる試験が行われた。結果は以下の通りであった。

①設計圧力の 1.15 倍までの圧力であれば、PCRV 各部の応力-ひずみ関係は弾性的であり、き裂も発生しない。

②設計圧力の約 2.8 倍でシリンダーコンクリートの一部が破砕した。

③ 支配的な破壊形態は、スラブ及び壁のせん断または曲げ破壊、プレストレスト材の破断であった

BS では、これらの試験結果に基づき試験圧力を設計圧力の 1.15 倍、終局圧力を設計圧力の 2.5 倍としている。

(d) 安全係数の設定について

前項で述べた通り、BS では終局圧力に対する安全係数を、解析によって安全側にあることを確認することを前提に、2.5 としている。ただしこれは、PCRV の破壊機構が明らかな場合に限られる。破壊機構は、PCRV の形状やテンドン配置等の条件により変化する。

したがって、現状では AGR 等で前例のあるシングルキャビティ型 PCRV に対しては、破壊機構が前項の③と予想できるため、解析だけで安全係数を決定することが可能である。これに対してヘリウム炉等で採用されるマルチキャビティ型 PCRV については、一般には形状がより複雑となるため、構造物モデル試験を実施して、局所的なひずみ集中がないこと等を確認の上、安全係数を決定する必要がある。

(iv) PCRV の構造解析手法について

過去に国内で実施されたシングルキャビティ型 PCRV の解析による構造健全性評価方法を文献 [3] にて調査した。調査例では、有限要素解析結果と構造物モデル試験結果と比較して妥当性を検証している。

図 4.8.1(3)-1 に、解析対象と解析モデルを、表 4.8.1(3)-5 に解析条件を示す。上部スラブにはスタンドパイプゾーンとアクセスホールがあるが、アクセスホールについては数が少ないことからその影響は無視している。スタンドパイプゾーンについては、積層異方性置換を行い、破壊への影響を考慮している。

コンクリート要素には 3 角形一定ひずみ要素を用い、仮想材を介して z 軸方向の直接的な荷重の伝達を排除している。この仮定は、テンドンとコンクリートの摩擦が 0 とみなせることに相当する。

荷重条件の詳細は示されていないが、考慮されている荷重は①内圧、②プレストレス力であると考えられる。プレストレス導入から実験での終局荷重値(設計圧力(DP)×3.0)までを 17 段階に分割し、0.1DP あるいは 0.15DP 刻みで計算を行っている。

解析対象とした PCRV では、6 層のヘリカルテンドン(周方向と軸方向圧縮を 1 本で実施)が用いられているが、解析上は 3 層の θz 面内の線要素でモデル化している。軸方向のプレストレス力は、PCRV 上下端部で与え、コンクリート要素と線要素との結合点では径方向成分を与える。これは、テンドンは PCRV 上下端部で定着されており、軸方向荷重はこの定着によって負荷されることを模擬している。

テンドンによる等価外圧力は、以下により導出されている。

半径方向等価外圧力 $P_H = m \times N \times \cos\phi \ / \ rH$

軸方向等価外圧力 $P_V = m \times N \times \sin\phi \ / \ A$

ここで、m；円周方向材に換算した場合の巻付本数、N；1 本当りのプレストレス力、ϕ；壁展開面上での水平面からのテンドンの傾斜角、r；半径、H；PCRV 高さ、A；壁断面積である。

以上の仮定による解析結果の例を、図 4.8.1(3)-2 に示す。解析結果は実験結果と良い対応を示している。

参考文献

1) British Standard Specification for “Prestressed concrete pressure vesseles for nuclear engineering”, BS 4975, 1990
2) ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE SECTION Ⅲ DIVISION 2 Code for Concrete Reactor Vessels and Containments
3) 磯畑　脩、”有限要素法による３次元コンクリート構造物の弾塑性解析”、日本建築学会論文報告集２１１号、1973 年

表 4.8.1(3)-1　英国基準(BS)の内容構成

総則　適用範囲
定義
基本概念
前提条件

材料　コンクリート
鉄筋
プレストレスト導入システム
ライナ

設計　一般
PCRV 構造　設計条件、荷重状態と応力解析
運転荷重条件に対する解析
許容応力強さ
終局圧力解析
ライナ

施工　コンクリート
鉄筋
プレストレスト導入システム
ライナ

検査と試験　コンクリート
鉄筋
プレストレスト導入システム
ライナ

クロージャと支持されない貫通口
断熱及び冷却システム
自動圧力弁装置
完成後の試験と監視

Appendix

A.　PCRV 内の応力解析の開発経過
B.　設計と解析方法
C.　Local Stress の評価方法
D.　コンクリート内の多軸圧縮応力の評価方法
E.　終局荷重条件
F.　テンドンの腐食に関する規定
G.　ダクト内のテンドンの固定に関する規定
H.　コンクリートに対する照射効果
J.　フェライト鋼に対する高速中性子の照射効果
K.　ライナの疲労評価手法
L.　試験ワイヤ、ストランド等の製作方法に関する規定
M.　ドキュメントに関する規定
N.　参考文献

表 4.8.1(3)-2　米国基準(ASME)の内容構成

一般規定	関係者の責務と義務
	主たる必要文書
	品質保証
	検査
	マーキング
序論	適用範囲と一般規定
材料	一般規定
	コンクリート
	鉄筋
	プレストレスト材
	ライナ
	溶接材
設計	一般設計条件
	荷重の組合せ
	設計解析法
	設計許容値
	構造用コンクリート詳細設計
	ライナの設計許容値
	ライナの詳細設計
施工	一般規定
	コンクリート
	鉄筋
	プレストレスト導入システム
	ライナ
検査及び試験	一般規定
	コンクリート
	鉄筋
	プレストレス
	ライナ
構造的一体性試験	一般規定
	検収
	漏えい試験
加圧保護	範囲
	定義
	報告書
	性能
	設計圧力
	要求事項
	非再閉レリース装置
	証明に対する要求
	検査・報告
稼動中の監視	適用範囲
	モニター方法
	点検
	範囲
	結果の評価

表 4.8.1(3)-3　BS 基準におけるコンクリートの許容応力強さ

荷重状態	圧縮応力	引張応力
建設時	$0.4f_{cu}$	
①　完成時のプレストレス力と固定荷重	$0.4f_{cu}$	$1.4N/mm^2$
②　試験時の圧力、プレストレス力と固定荷重	$0.4f_{cu}$	$1.4N/mm^2$
③　設計圧力、プレストレス力、固定荷重と熱応力	$0.33f_{cu}$	$2.8N/mm^2$
④　起動及び停止時のプレストレス力と固定荷重	$0.33f_{cu}$	$2.8N/mm^2$

f_{cu}：28 日圧縮強度　　($1N/mm^2=10.197kgf/cm^2$)

表 4.8.1(3)-4　BS 基準における鉄筋の許容応力強さ

	BS4449 準拠の軟鋼鉄筋及び全ての丸鋼		保証降伏強度あるいは標準強度を有する高強度鉄筋及びモチ網筋
	有効径 40mm 以下	有効径 40mm を超える	
引張	$140N/mm^2$	$125N/mm^2$	$0.55f_y$ かつ $230N/mm^2$ 以下 *1 $210N/mm^2$ *2
せん断補強	$140N/mm^2$	$125N/mm^2$	$0.55f_y$ かつ $175N/mm^2$ 以下
圧縮	$125N/mm^2$	$110N/mm^2$	$0.55f_y$ かつ $175N/mm^2$ 以下

fy：保証降伏強度あるいは標準強度

*1)　有効径の 20mm 以下

*2)　有効径 20mm を超える

表 4.8.1(3)-5　スケールモデルに対する解析条件

項目		解析値
コンクリート	弾性係数　(MPa)	3.23×10^{4}
	ポアソン比	0.2
	1軸圧縮強度　(MPa)	67.2
	1軸引張強度　(MPa)	4.11
	2軸等圧縮時強度倍率	1.2
テンドン	断面積　(cm2)	2.23
	初緊張力　(N/本)	2.35×10^{5}
	弾性係数　(MPa)	1.95×10^{5}
	本数	192
	垂直等価外圧 (MPa)	7.25
	水平等価外圧 (MPa)　(A)	1.88
	水平等価外圧 (MPa)　(B)	1.75
	水平等価外圧 (MPa)　(C)	1.64
	降伏応力　(MPa)	1457
	引張強度　(MPa)	1725

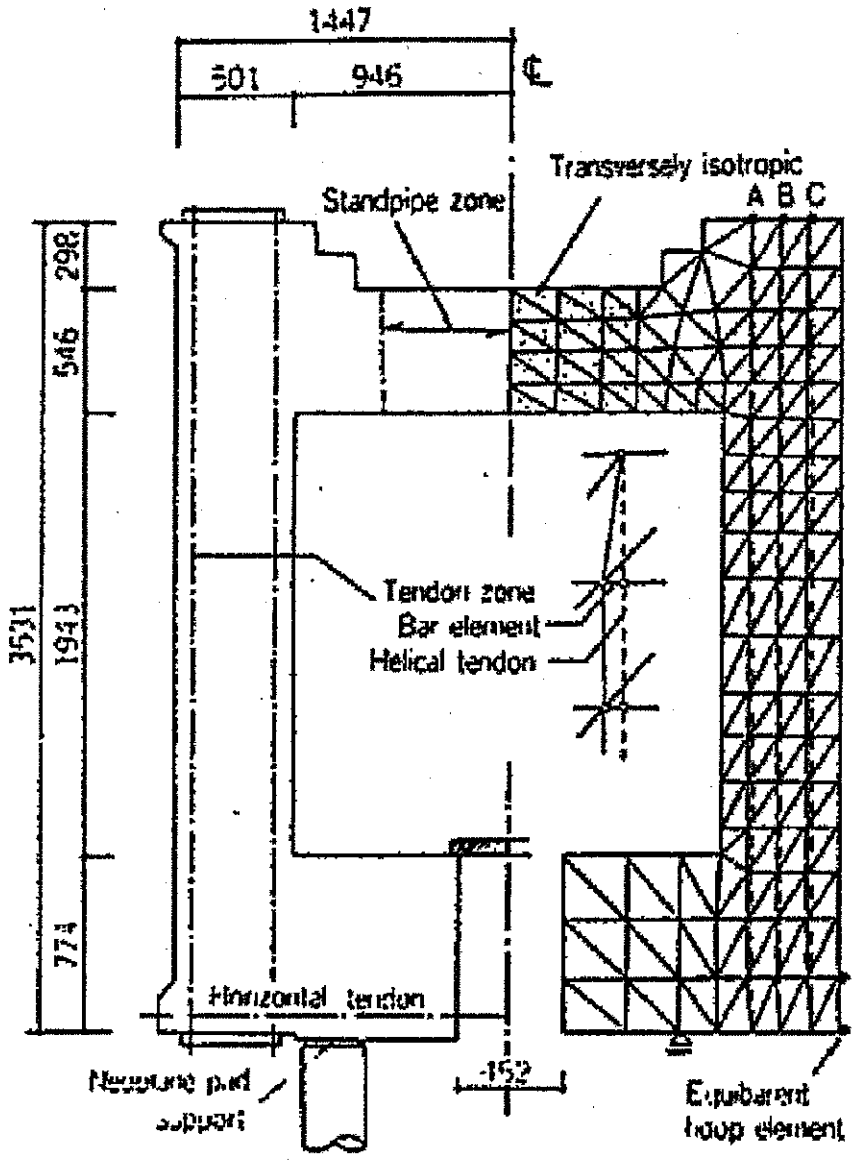
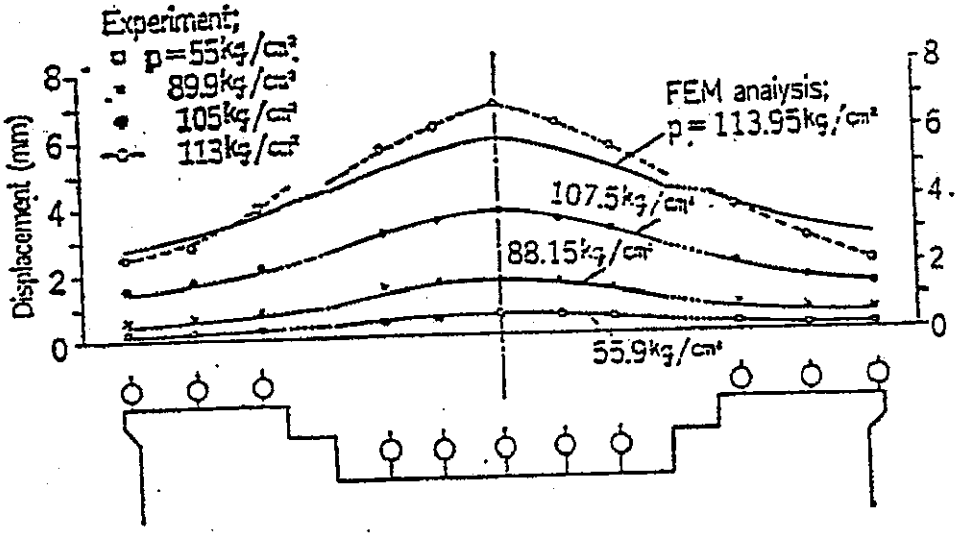


図 4.8.1(3)-1 PCRV 構造と解析モデル



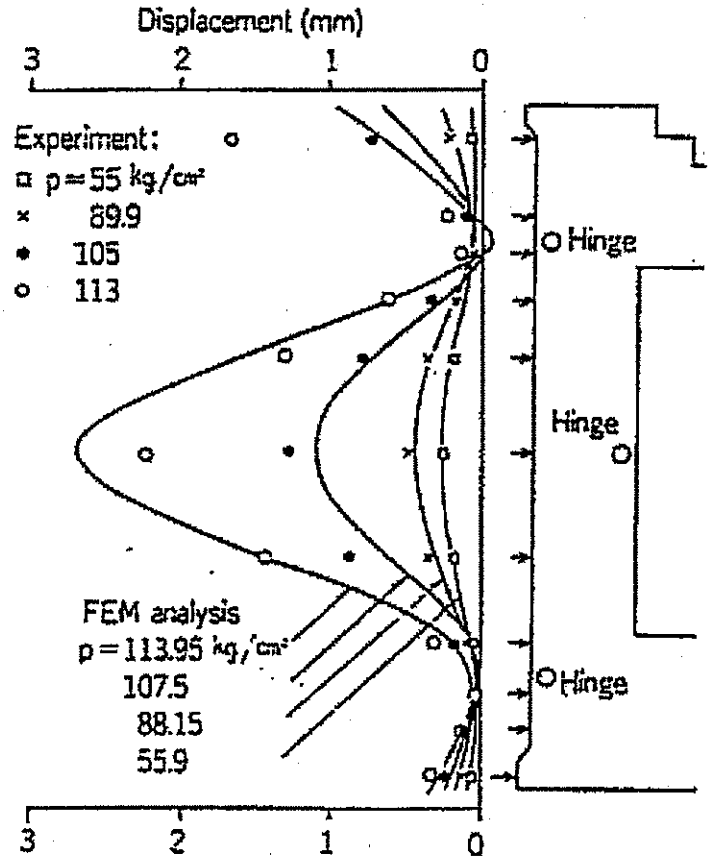


図 4.8.1(3)-2　PCRV 構造強度の解析結果の例

4.8.2 免震技術開発

「免震　(Seismic isolation)」は，対象構造物を柔かく支持して長周期の振動系を構成することによって，地震入力に対する構造物の加速度応答の低減を図る技術である。水平地震動に対しては積層ゴムを用いた免震構造が一般的であり，一般建築では既に実用化されている。その実効性は先の Loma Prieta 地震や兵庫県南部地震において実際に示された。原子力，特に高速炉への適用に関しても，電力中央研究所において長年にわたる試験研究が行われ，設計指針として取りまとめられている[1]。また、FBR 電力共通研究も時期を同じくして実施され、FBR 実証炉レファレンスとしてまとめられている。

一方，地震動は本来３次元的であり，上下動についても動的解析による設計評価が行われる方向性にあることなどを背景として，実用化戦略調査研究において３次元免震は物量削減を通じた経済性向上のための枢要技術として位置付けられている。

ここでは，上下動に対するプラント成立性の観点から３次元免震システムへの性能要求に関する検討結果を示し，次に，３次元免震として有望と考えられる構造形態のうち，建屋全体３次元免震ならびに建屋全体水平免震＋機器上下免震方式に関する PHASE I 検討結果をまとめる。

(1)　各種３次元免震方式及び各炉型への適合性検討

実用化プラント候補概念として現在検討されている各炉型のうちここでは大型炉である Na 冷却炉(ループ型炉、タンク型炉)、鉛冷却炉、ガス冷却炉の３種類に適合する３次元免震方式を検討する。

(i)各種３次元免震方式の特徴(METI)

３次元免震方式は、大別すると以下の３種類に分類されるが、併せて各免震方式の特徴を記載する。また、表 4.8.2-1 に各種３次元免震方式をまとめて示す。

(a) 建屋全体３次元免震

本方式は、原子炉建屋の上部基礎版と下部基礎版の間に３次元免震装置を設置するものである。免震層の位置は、建屋全体を水平免震し上下方向は耐震型としたいわゆる建屋全体水平免震方式と同じであり、建屋構造、機器レイアウトとも同方式と同様である。本方式の課題は、水平免震要素として必要な剛性ならびに減衰性能を確保しつつ上下方向の長周期化を実現する剛性ならびに減衰性能をいかに与えるかという点に集約される。さらに、上下方向の長周期化に伴って発生が予想される建屋全体のロッキング応答の対処方法が問題となる。

(b) 建屋全体水平免震＋部分建屋上下免震

本方式は、全体を水平免震した建屋の一部(部分建屋:原子炉構造ならびに１次系機器を含む格納施設)を周辺建屋から切り離し、その下部に上下免震装置を設置するものである。部分建屋は、上下方向に長周期化されロッキング応答が予想されること

から周辺建屋との間にロッキング防止装置を設置する必要がある。この方式では、建屋全体3次元免震方式に比べて地震時応答が大きくなることが予想されるほか、部分建屋と周辺建屋との上下方向相対変位を機器設計で吸収する必要がある。また、免震要素の追加ならびに建屋を部分的に分離することに伴う建物物量、建設コストの増加が予想される。本方式の課題は、ロッキング防止装置ならびに長周期化を実現する上下方向免震装置の開発であるが、特にロッキング防止装置については建屋間狭隘部に設置されることからメンテナンス方法を視野に入れた対応が必要となる。

(c) 建屋全体水平免震＋機器上下免震

本方式は、建屋全体は水平免震方式によるが1次系機器について別途上下免震する方式である。1次系機器は共通床(コモンデッキと称する)に支持され、この下部に上下免震装置が配置される。本方式は、コモンデッキと支持部分との上下方向相対変位を機器設計で吸収する必要がある。また、機器重心をコモンデッキ重心に近づけることでロッキングの発生を抑制することができる。なお、本方式の課題としては、長周期化を実現できる上下免震装置ならびに減衰装置の開発が挙げられるが、コモンデッキと支持部分との間の狭隘部にこれらの装置が設けられることから、開発には、部分建屋上下免震方式と同様メンテナンス方法を視野に入れた対応が必要となる。

(ii) 3次元免震方式の適合性比較評価(電共研)

炉型ごとの各免震方式の適合性検討結果を以下に示す。また、内容をまとめて表4.8.2-2に示す。

(a)Na冷却大型炉

建屋全体3次元免震方式は、建屋平面内に配置可能でロッキング抑制機能を有する免震装置の開発を前提にすれば、安全・系統設計上の問題がほとんど無く耐震設計の成立範囲も広いため、適合性は最も良い。

一方、建屋全体水平免震＋機器上下免震ならびに建屋全体水平免震＋部分建屋上下免震の両者は、耐震設計上の成立範囲や安全・系統設計上の課題はほとんど同じである。ただし、機器上下免震方式はコモンデッキが付加されるのみであるのに対し、部分建屋上下免震方式は上下免震される部分建屋の床や壁が2重に必要になることから建物物量ならびに建屋容積が機器上下免震方式に対して大きくなる。そのため、経済性の観点からは、2者のうち上下機器免震方式の方が有利であると考えられる。

以上のことから、Na冷却大型炉については、建屋全体3次元免震ならびに建屋全体水平免震＋機器上下免震の双方の方式が適合する。

(b)鉛冷却炉及びガス冷却炉

これら各炉型はNa冷却炉の2次系に相当する中間冷却系がないため、1次系エリアが原子炉建物の多くを占めており上下免震する建屋が建屋全体と大差ない。そのため、1次系を部分的に免震する必要性が低く、さらに1次系重量が大きいため上下免

震装置の配置が困難となることが予想される。以上のことから、鉛冷却炉及びガス冷却炉の場合は建屋全体3次元免震方式が適合する。

(2) 3次元免震導入効果の確認

(i) 3次元免震開発において考慮する地震条件の設定(METI)

地震条件は、3次元免震開発の最重要条件を構成すると同時に長周期成分を含む地震波の分析が研究途上にあること、さらに、現在、耐震設計基準類が見直されている最中であることから、3次元免震開発において考慮する地震条件は以下のような位置付けを与えて暫定することとした。

① 3次元免震装置開発用とする
② サイト選定時には別途サイト条件にもとづく設計用地震動を策定する
③ 開発する3次元免震装置の性能・機能には相応の余裕を確保する

これらを踏まえ、3次元免震開発において考慮する地震条件としてCase Study S2波を暫定することとした。Case Study S2波を図4.8.2-1に示す。本地震波は、FBR電共研にて検討した水平免震装置開発用に設定された模擬地震波と同じであり、やや長周期側では速度スペクトル2m/s(h=5%)を有し、短周期側のスペクトルについては、国内5プラントの設計用地震動を包絡して設定されている。図4.8.2-2に既往国内サイトの設計用地震動とCase Study S2波スペクトルとの関係を示す。

なお、3次元免震開発用としてクリティカルとなると考えられるのは上下方向地震動であるが、既往の知見を参考に振幅については速度スペクトルで上下/水平比率＝0.6と設定した。位相特性については、水平方向模擬地震波ではメキシコ地震の際のLa Unionにおける観測波の水平方向観測位相を用いたが、上下方向模擬地震波では上下方向の観測位相とした。

(ii) 地震観測記録とCase Study S2波の比較(METI)

Case Study S2波のスペクトルを地震観測記録と比較する。図4.8.2-3には兵庫県南部地震時の神戸大学ならびに神戸海洋気象台での観測記録、図4.8.2-4にはトルココジャリエ地震観測記録、図4.8.2-5には台湾集集地震観測記録をそれぞれCase Study S2波と比較して示す。これらから、Case Study S2波は観測記録の上限には近いが、観測記録を完全に包絡しているわけではなく、部分的にはCase Study S2波を上回る記録もあることが分かる。

このことからは、Case Study S2波は、3次元免震装置開発用の暫定波であり、この条件にて装置を開発し、プラント設計時にサイト依存の設計用地震波で免震装置をはじめとするプラント全体の安全性を確保することで、地震動の問題は解決されると考えられる。しかしながら、3次元免震開発において考慮する地震条件については、今後とも、軽水炉での関連研究の動向に注目しつつCase Study S2波の位置付けにつき検討することとする。

(iii)建屋/機器地震応答解析(電共研)

解析対象プラントは、実用化プラント候補概念のうち、Na 冷却炉(ループ型、タンク型)、鉛冷却炉、ガス冷却炉とする。

(a) 建屋地震応答解析

解析モデル及び解析パラメータ

解析対象とする建屋は、現状では、これら候補概念の建屋検討が進捗していないことから、平成 7 年度 FBR 電共研「実証炉プラント最適化研究(その 2)」で構築した矩形 RCCV 建屋とした。建屋地震応答解析モデルを図 4.8.2-6 に示す。なお、水平方向解析モデルには、免震装置の水平剛性が地盤ばねに比較して相当小さいため、水平方向地盤ばねはモデル化していない。上下方向解析モデルについては、地盤ばねの剛性が免震層の上下剛性値の近傍にあり免震層との相互作用を考慮する必要からモデル化した。地盤ばねは、本来、周波数に依存するものであるが、今回実施する時刻歴応答解析に適用できるよう、簡易法により周波数依存の地盤ばねを実数のばねと減衰係数に置換して設定した。

免震方式は、「建屋全体 3 次元免震」ならびに「建屋全体水平免震＋機器上下免震」の２方式とした。「建屋全体 3 次元免震」方式では、上下部基礎版に挟まれた免震層の上下方向免震振動数(fv)、上下方向減衰定数(hv)をそれぞれ、3.0～0.5Hz、2.0～60.0%の間で解析パラメータとして適宜設定した。建屋地震応答解析パラメータ一覧を表 4.8.2-3 に示す。また、水平方向の免震装置特性は、初期周期(T1)=1.0 秒、免震周期(T2)=2.0 秒、初期周期から免震周期への移行条件(降伏比 β)=0.1 一定とした。
なお、入力条件は、(i)にて設定した水平/上下方向の Case Study S2 波とした。

一方、「建屋全体水平免震＋機器上下免震」方式では、上下部基礎版に挟まれた免震層の上下方向免震振動数(fv)、上下方向減衰定数(hv)を、それぞれ 20Hz、2.0%一定とし、炉容器支持位置に設置する上下方向免震装置の特性を「建屋全体 3 次元免震」方式と同一のパラメータとして設定した。なお、本方式による地震応答解析は、水平免震／上下耐震(fv20Hz、hv2.0%一定)下での炉容器支持位置における床応答曲線を入力条件として用いることから、機器耐震解析として次章で取り扱った。

解析結果

建屋地震応答解析結果のうち、固有値解析結果を図 4.8.2-7 に、炉容器支持位置ならびに免震層部分の最大応答値を図 4.8.2-8 に、原子炉容器支持位置の床応答曲線(加速度)を図 4.8.2-9 にそれぞれ示す。

建屋固有値解析結果からは、水平方向 1 次固有値が fv20Hz 時に約 1.0 秒で並進モードとなっているのに対し fv0.667Hz 時には約 2.6 秒で回転モードとなっていること、さらに上下方向 1 次固有値が fv20Hz 時に約 0.1 秒で地盤ばねの影響を受けているのに対し fv0.667Hz 時には約 1.5 秒で地盤ばねの影響を受けず免震層の固有振動数のままとなっていることが分かる。つぎに炉容器支持位置の上下方向最大応答加速度値からは、特に fv1.5Hz から低振動数側での応答加速度の低減による免震効果が見て取れ

る。ただし、同振動数帯域での上下方向応答変位も同時に増大しており、両者のトレードオフが免震装置開発のキーポイントであることが分かる。さらに、原子炉容器支持位置での水平方向床応答曲線(加速度)からは、原子炉容器の水平方向固周期である約 0.2 秒に対しては応答値が免震層の上下方向振動数(fv)に依らずほぼ一定であるが、上下方向床応答曲線については原子炉容器の上下方向固有周期である約 0.1 秒に対しては、上下耐震とした fv=20Hz の場合に対する上下免震各ケースでの応答値低減が見て取れる、特に fv0.667、0.5Hz の場合は低減傾向が大きいことが分かる。

(b)機器耐震解析

機器耐震解析は、水平免震／上下耐震条件(fv20Hz、hv2.0%一定)下での原子炉容器支持位置における建屋地震応答解析結果の加速度値(水平、回転、上下)を入力条件とした。水平応答解析は水平／回転方向床応答曲線を入力、上下応答解析は上下方向床応答曲線をそれぞれ原子炉容器支持位置における免震装置下部に入力し、スペクトル応答解析により炉容器各部の応答を算定した。なお、解析は、Na 冷却炉ループ型、Na 冷却炉タンク型、鉛冷却炉、ガス冷却炉のそれぞれについて実施した。

各炉型の応答解析モデルならびに原子炉容器の固有値解析結果をそれぞれ図 4.8.2-10、11、12、13 に示す。また、原子炉容器板厚等の解析パラメータを表 4.8.2-4 に示す。固有値解析結果からは、各炉型とも水平方向 1 次固有振動数は 5Hz 程度、上下方向 1 次固有振動数は 10Hz 程度であることが分かる。

(3)　3 次元免震に対する性能要求の具体化

(i)機器設計成立に係る要求条件(電共研)

炉型毎の機器設計成立にかかわるクライテリアを表 4.8.2-5 に示す。これらは、機器設計上の現実的な評価と、厳し目の評価の 2 ケースについて設定した。　現実的な評価の場合、機器設計成立のためには今後、機器側での検討が必要になるのに対し、厳し目の評価ではもっぱら 3 次元免震装置の開発に依存することとなる。ここでは、3 次元免震導入の目的を考慮し、柔らかめの機器設計パラメータ(炉容器板厚が薄い)と厳し目の評価を組み合わせたケースを正の要求条件とした。

炉型毎の機器設計成立にかかわるクライテリアを、機器耐震解析から算定した炉容器各部の応答値と突き合わせ、機器設計成立性の可否を判定した結果を表 4.8.2-6 に示す。同表は、先に実施した免震方式の各炉型への適合性検討結果を踏まえ、Na ループ型炉については「建屋全体 3 次元免震方式」ならびに「建屋全体水平免震＋機器上限免震方式」の双方を、Na タンク型炉、鉛炉及びガス炉については「建屋全体 3 次元免震方式」を対象に作成したものである。なお、同表中の評価結果は、各設計項目について 1.0 以上の裕度をもって成立するものに○印をつけた。したがって、全項目について○印を得た免震層特性の組合せ(fv,hv)が 3 次元免震に対する機器側からの要求性能の具体化結果となる。

(ii)建屋全体3次元免震方式の実現性検討(METI)

本方式での3次元免震に対する要求条件は、表4.8.2-6よりfv1.0Hz以下、hv20～40%程度である。本条件を満足する3次元免震装置概念として、油圧シリンダ(上下免震)＋積層ゴム(水平)、空気ばね(上下免震)+積層ゴム(水平免震)、空気ばね(水平/上下免震)の各々につき、実機免震装置としての成立性見通しを確証するための検討を実施している。3次元免震概念の例を表4.8.2-7ならびに図4.8.2-14、15、16に示す。これらの上下方向免震周期は1.0～3.3秒程度となっている。

(iii)建屋全体水平免震＋機器上下免震方式の実現性検討(JNC)

本方式での上下免震に対する要求条件はfv1.0Hz前後,hv20～40%程度である。本条件を満足する建屋全体水平＋機器上下免震方式の構造概念について検討した。

免震対象（コモンデッキ方式）：

耐震上の重要度を考慮し合理的な設計を行うため、機器上下免震を要すると考えられる機器は1次系の機器に限定される。機器を別個に免震した場合、設計が煩雑になるばかりでなく、各機器の振動特性の相違により機器間を連結する配管に相対変位が負荷されることになる。この課題を解消するため機器を共通の床で支持し、床レベルで免震するコモンデッキ方式を選択した。コモンデッキ方式を採用した場合の概略構造は以下のようになる。格納容器にほぼ内接する一枚のスラブ構造（コモンデッキ）から原子炉容器及び中間熱交換器，主循環ポンプ等の1次系機器を吊り下げる。このコモンデッキを，各機器の周囲及びコモンデッキの周囲等に配した免震要素で上下方向に支持する。免震要素は建屋基礎から立上がったコンクリート構造で支持する。

免震要素（皿ばね）：

上下免震の要素に対して要求される機能として，以下が考えられる。

- 被支持構造物の自重を支持し，同時に鉛直方向の長周期化を図る（柔支持）。
- 上下以外の自由度に対しては高い剛性を有している。
- カタストロフィックな破損モードの想定が不要である。

これらの要求を満たす要素として，金属製の皿ばねを選定した。必要に応じて複数の皿ばねを直列または並列に重ねることで，所要の剛性とストロークを実現する。

試設計：

上下免震要素としての皿ばねの具体的設計が可能かどうかを，被支持構造物の総重量を10,000 tonとして，免震振動数1.0 Hzの場合について検討した。皿ばねの材料には市販のばね鋼（JIS SUP10またはSUP13）を使用することを想定し，JIS[(2)]の設計式を用いた。皿ばねの外径（最大φ1500）や板厚（最大 47mm）については、材料に応じて機械加工性、焼き入れ性等を考慮し、製造実績があるもの若しくは将来的に実

現可能性が高い範囲で選定した。 最大負荷時に皿ばねの最大応力が降伏点を超えない等、JIS 規格に基づき設計した。検討した免震要素の構造例を図 4.8.2-17 に示す。

上記の免震要素を 60 万 kWe 級ナトリウムループ型炉に適用した場合の配置計画例を図 4.8.2-18 に示す。この構造の場合、生体遮へい壁等の仕切り壁を切り欠くことになり、安全・系統設計上の問題が発生する。放射線の防護に関しては追加の遮へいを設置する、事故時の影響抑止に関してはカバーやケーシングを設置する等の設備対応を行うことで、成立の見通しがある。

(4) まとめ

現在行われている FBR 実用化戦略調査研究において、３次元免震は物量削減を通じた経済性向上のための枢要技術として位置付けられている。また、地震動は本来３次元的であり，上下動についても動的解析による設計評価が行われる方向性にあることなどを背景として３次元免震の開発に着手した。

FBR に適用性のある３次元免震方式としては、建屋全体３次元免震、建屋全体水平免震+部分建屋上下免震、建屋全体水平免震+機器上下免震の３種類の方式が挙げられるが、Na 冷却炉(ループ型、タンク型)、鉛冷却炉、ガス冷却炉について適用性を検討した結果、建屋全体３次元免震方式は、Na 冷却炉(ループ型、タンク型)、鉛冷却炉、ガス冷却炉すべてに、建屋全体水平免震+機器上下免震方式は Na 冷却炉に適用性があることが分かった。

次に、建屋/機器地震応答解析を実施して原子炉容器各部ならびに免震層の応答を算定し、これを炉型毎の機器設計成立性クライテリアと比較した結果、上下方向免震層特性として、建屋全体３次元免震方式では fv1.0Hz 以下、hv20～40%程度が、建屋全体水平免震+機器上下免震方式では fv1.0Hz 前後、hv20～40%程度がそれぞれ３次元免震開発に対する保守側の要求性能となった。

これらに対し、建屋全体３次元免震方式では、空気ばね＋積層ゴム、油圧シリンダ+積層ゴム、空気ばね単独の３種類について実機適用性のための概念検討を実施した。なお、PhaseⅡでは実機適用性の見通しを得るための確証試験を予定している。一方、建屋全体水平免震+機器上下免震方式では、機器上下免震装置として皿ばねを採用し、試設計を行い配置性/皿ばね要素成立性に関する検討を行った。PhaseⅡでは皿ばねの試作/性能確証試験を通じて実機適用性の見通しを検討する。

参考文献

(1) 平田和太，他，「高速増殖炉免震設計法に関する研究」 電力中央研究所報告 総合報告：U34，平成 10 年 12 月

(2) JIS B2706-1978 さらばね

表 4.8.2-1　各種 3 次元免震方式

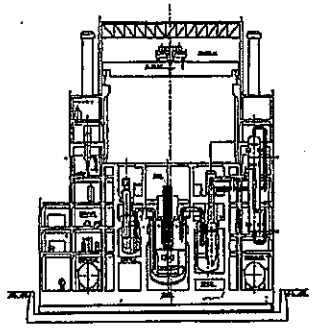
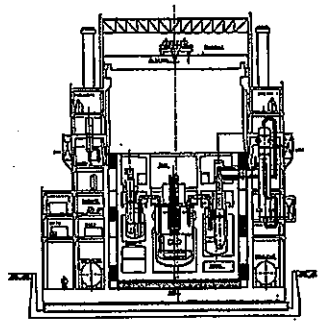
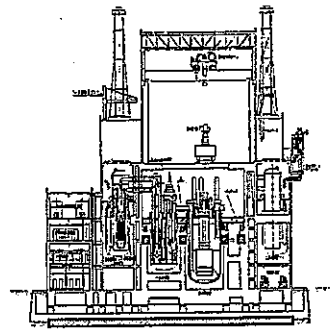
免震方式	建屋全体 3 次元免震	建屋全体水平 ＋部分建屋上下免震	建屋全体水平 ＋機器上下免震
概要	 □ ：3 次元免震装置	 ：水平免震装置 ：上下免震装置 ：ﾛｯｷﾝｸﾞ防止装置	 ：水平免震装置 ：上下免震装置

表 4.8.2-2　炉型毎の各免震方式の適合性検討結果

免震方式 炉型	建屋全体 3 次元免震	建屋全体水平免震 +部分建屋上下免震	建屋全体水平免震 +機器上下免震
Na 冷却炉	○	□*	○**
		・上下免震の対象範囲を限定できる。 ・ﾛｯｷﾝｸﾞ対策が必要であるが対応可能である。 ・高放射線ｴﾘｱの外にあるため上下免震装置のﾒﾝﾃﾅﾝｽは容易である。 ・物量及び建屋容積は機器上下免震方式よりも多くなる。	・上下免震の対象範囲を限定できる。 ・ﾛｯｷﾝｸﾞが生じにくい。 ・上下免震装置のﾒﾝﾃﾅﾝｽ対策が必要であるが対応は可能である。
鉛冷却炉	○	△	△
		・上下免震の対象となる 1 次系ｴﾘｱが原子炉建屋の多くを占めており建屋全体を 3 次元免震する場合と大差ない。 ・1 次系機器の重量が大きいため上下免震装置の配置が困難である。	同左
ガス冷却炉	○	△	△
		同上	同上

注記)　○：適合性が良い　□：適合性はあるが○に劣る　△：適合性が良くない

*：耐震上の成立範囲及びプラントとしての技術的成立性は機器上下免震と同程度であるが経済性が劣るため□とした。

**：○ではあるが耐震上の成立範囲は建屋全体 3 次元免震方式より狭い

表 4.8.2-3　建屋地震応答解析パラメータ一覧

方向	免震層の上下振動数 fv(Hz)	免震層の上下減衰定数 hv(%)					
		2	5	10	20	40	60
水平	20.0	○					
	3.0	○	○	○	○	○	○
	1.5	○	○	○	○	○	○
	1.0	○	○	○	○	○	○
	0.667	○	○	○	○	○	○
	0.5	○	○	○	○	○	○
上下	同上						

表 4.8.2-4　機器耐震解析パラメータ一覧

Na 冷却ループ型炉

解析ケース	RV 板厚(mm)	CSS 底版のﾔﾝｸﾞ率
Case　1	30	E×10*
Case　2	45	E×20
Case　3	60	E×50

*ﾘﾌﾞによる補強効果 E＝169KN/mm2
(316FR,400℃)

Na 冷却タンク型炉

	Case1	Case2	Case3
原子炉容器板厚(mm)	25	35	50
ﾃﾞｯｷ (ﾎﾞｯｸｽ構造部)	30	42	60
炉心支持構造 (ﾎﾞｯｸｽ構造部)	35	50	70

鉛冷却炉

RV 肉厚(mm)	40

ガス冷却炉

RV 肉厚(mm)	150

表 4.8.2-5 (1/4)　機器設計成立のためのクライテリア (Na 冷却ループ型炉)

項目	評価		備考
	現実的な評価	厳し目の評価	
炉心支持板中央の上下応答加速度	30m/s2	15m/s2	集合体の浮上り量の制限(30m/s2：浮上り量約 50mm に相当)
炉心支持板中央の上下応答変位	10mm	5mm	CR 引抜による反応度投入の制限 UIS 側の変位は小さいので無視 (引抜き量 10mm:反応度投入 50￠相当)
炉心支持板中央の面外変形	5mm	2.5mm	炉心のコンパクションによる反応度投入の制限 0変軽量 5mm：反応度投入 50￠に相当
建屋端部の変位 (建屋全体 3 次元免震方式の場合)	1.0m		水系配管に対する強制変位の制限 (変位＝水平・上下・ロッキングによる変異の SRSS)
コモンデッキの変位 (建屋全体水平免震+機器上下免震方式の場合)	0.1m		2 次系 Na 配管に対する強制変位の制限 (変位＝コモンデッキの上下変位)
原子炉炉容器の座屈	DDS の座屈規定		安全率 1.5

表 4.8.2-5 (2/4)　機器設計成立のためのクライテリア (Na 冷却タンク型炉)

項目	現実的な評価	厳し目の評価	要求機能
炉心支持板中央の応答加速度	30m/s2	15m/s2	燃料の浮上り
炉心と UIS の相対変位	10mm	5mm	反応度投入
炉心支持板中央と端部の相対変位	5mm	2.5mm	
制御棒挿入性	18mm		
原子炉炉容器の座屈	DDS の座屈規定		

表 4.8.2-5 (3/4)　機器設計成立のためのクライテリア (鉛冷却炉)

原子炉炉容器の座屈	DDS の座屈規定

表 4.8.2-5 (4/4)　機器設計成立のためのクライテリア (ガス冷却炉)

	上下の応答加速度		炉心支持板中央の上下変位	建屋端部の変位
	RV 支持位置	炉心支持板中央		
現実的な評価	○10m/s^2	20m/s^2	10mm	1m
厳し目の評価	10m/s^2	○10m/s^2	5mm	

注) ○：RV 支持位置、炉心支持板中央の 2 ヶ所のうち加速度制限の厳しい方を示す。

○：裕度 1.0 以上
△：裕度 1.0～0.8
×：裕度 0.8 以下

表 4.8.2-6 (1/4) 設計成立性ﾏｯﾌﾟ (Na ﾙｰﾌﾟ型炉)

免震方法		厳し目の評価											
		建屋全体 3 次元免震						建屋水平+機器上下免震					
剛性	免震層の上下剛性	免震層上下方向の減衰定数 hv(%)						機器上下免震装置の減衰定数 hv(%)					
		2	5	10	20	40	60	2	5	10	20	40	60
低め	2.0Hz	×	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		○	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	3.0Hz	×	×	△	○	○	△	×	×	×	×	×	×
		×	△	○	○	○	○	×	×	×	×	×	×
		△	○	○	○	○	○	×	△	○	○	×	×
		○	○	○	○	○	○	△	○	○	○	○	△
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	1.5Hz	×	△	○	○	○	○	×	×	△	○	△	×
		×	○	○	○	○	○	×	△	○	○	△	×
		△	○	○	○	○	○	△	○	○	○	○	○
		△	○	○	○	○	△	△	△	○	○	△	△
		○	○	○	○	○	○	×	×	○	○	○	○
	1.0Hz	○	○	○	○	○	○	△	○	○	○	○	△
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	△	○	○	○	○	△	△
		○	○	○	○	○	○	×	×	×	○	○	○
	0.667Hz	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	×	×	×	×	○	○
	0.5Hz	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○	×	×	×	×	×	△

注）評価項目:上から炉心支持板中央の上下応答加速度、上下応答変位、炉心支持板の面外変形、炉容器座屈、建屋又はコモンデッキ変位

表 4.8.2-6 (2/4)　設計成立性ﾏｯﾌﾟ (Naﾀﾝｸ型炉)

免震方法		厳し目の評価					
		建屋水平+機器上下免震					
剛性	免震層の上下剛性	機器上下免震装置の減衰定数 hv(%)					
		2	5	10	20	40	60
低め	20.0Hz	×	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—
		×	—	—	—	—	—
		○	—	—	—	—	—
	3.0Hz	×	×	×	△	×	×
		×	×	×	×	×	×
		○	○	○	○	○	○
		△	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○
	1.5Hz	×	△	○	○	○	○
		×	×	×	△	△	×
		○	○	○	○	○	○
		△	△	△	△	△	△
		○	○	○	○	○	○
	1.0Hz	○	○	○	○	○	○
		×	△	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○
		△	△	△	△	△	△
		○	○	○	○	○	○
	0.667Hz	○	○	○	○	○	○
		×	△	○	○	○	△
		○	○	○	○	○	○
		△	△	△	△	△	△
		○	○	○	○	○	○
	0.5Hz	○	○	○	○	○	○
		×	△	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○
		○	○	○	○	○	○

注）評価項目:上から炉心支持板中央の上下応答加速度、上下応答変位、炉心支持板の面外変形、炉容器座屈、建屋変位

表 4.8.2-6 (3/4)　設計成立性ﾏｯﾌﾟ (鉛冷却炉)

免震層の上下剛性 fv(Hz)	免震層の上下方向の減衰定数 hv(%)					
	2	5	10	20	40	60
20	×	—	—	—	—	—
3	△	○	○	○	—	—
1.5	△	○	○	—	—	—
1.0	○	—	△	○	—	—
0.667	—	—	—	○	○	—
0.5	—	—	—	○	—	○

注）評価項目：炉容器座屈

表 4.8.2-6 (4/4) 設計成立性ﾏｯﾌﾟ (ｶﾞｽ冷却炉)

免震層の上下剛性 fv(Hz)	免震層の上下方向の減衰定数 hv(%)					
	2	5	10	20	40	60
20	× × ○	—	—	—	—	—
3	× ○ ○	× ○ ○	△ ○ ○	△ ○ ○	—	—
1.5	× ○ ○	△ ○ ○	△ ○ ○	—	—	—
1.0	○ ○ ○	—	○ ○ ○	○ ○ ○	—	—
0.667	—	—	—	○ ○ ○	○ ○ ○	—
0.5	—	—	—	○ ○ ○	—	○ ○ ○

注）評価項目:上から上下応答加速度、炉心支持板中央の上下応答変位、建屋変位

表 4.8.2-7　建屋全体 3 次元免震装置の例

①装置の例			油圧ｼﾘﾝﾀﾞ（上下）+積層ｺﾞﾑ（水平）免震装置（図 4.7.2-14 参照）	空気ばね（上下）+積層ｺﾞﾑ（水平）免震装置（図 4.7.2-15 参照）	空気ばね（水平/上下）免震装置（図 4.7.2-16 参照）
②ｼｽﾃﾑの基本概念			積層ｺﾞﾑ（水平）とｱｷｭｰﾑﾚｰﾀ型空気ばね（上下）を直列に配置	鉛ﾌﾟﾗｸﾞ入り積層ゴム（水平）と二重金属ﾍﾞﾛｰｽﾞ空気ばね（上下）を直列に配置	内筒と外筒の間に張ったﾛｰﾘﾝｷﾞｼｰﾄをｹｰﾌﾞﾙで補強した空気ばね
③ｼｽﾃﾑの特徴			①積層ｺﾞﾑ＋ｱｷｭｰﾑﾚｰﾀ型空気ばねの組合せで 3 次元免震/支持機能を発揮 ②ｱｷｭｰﾑﾚｰﾀによりｺﾞﾑ膜空気ばねの強度不足は解消 ③小型で大容量 ④長周期可能 ⑤ﾛｯｷﾝｸﾞ防止機能 ⑥一部で油が漏れても建屋は傾斜せず免震機能を確保	①鉛ﾌﾟﾗｸﾞ入り積層ｺﾞﾑ＋二重金属ﾍﾞﾛｰｽﾞ空気ばねの組合せで 3 次元免震/支持機能発揮 ②二重ﾍﾞﾛｰｽﾞによる上下免震機構の信頼性向上 ③過大変形防止機構（厚肉積層ｺﾞﾑ）で上下剛性確保 ④上下減衰は電磁誘導式、水平は鉛ﾀﾞﾝﾊﾟ使用 ⑤免震要素を斜めに設置することによるﾛｯｷﾝｸﾞ抑制	①単体で 3 次元免震/支持機能発揮 ②大容量化可能 ③補強ｹｰﾌﾞﾙによりｺﾞﾑｼｰﾄの応力小 ④油連通管方式ﾛｯｷﾝｸﾞ防止装置 ⑤ﾌｪｲﾙｾｰﾌ機能 ⑥水平＋上下免震装置に比べ工期短縮 ⑦低ｺｽﾄ ⑧保守・補修性大 ⑨防火対策済
④システムの基本仕様	主要形状寸法		—	直径：2.8m　高さ：1.9m	直径：外筒内法 約 9.0m 高さ：搭高 3.0+浮上り分 0.5m）
	上下方向	周期（秒）	2.0（設定自由）	1.0	3.3
		減衰定数（%）	—	10～30 電磁誘導ﾀﾞﾝﾊﾟ	15（別置ﾀﾞﾝﾊﾟ）
		許容変位（m）	—	±0.1	±0.5
	水平方向	周期（秒）	2.0	2.0～4.0	4.2
		減衰定数（%）	—	10～30（鉛）	15（別置ﾀﾞﾝﾊﾟ）
		許容変位（m）	—	—	±1.5
	支持荷重（tf）		1000	1000	3800
	前提条件		—	ﾍﾞﾛｰｽﾞ最大圧力 ・主ﾍﾞﾛｰｽﾞ：115 気圧 ・補助　〃　：65 〃	内圧 9 気圧 （「高圧ｶﾞｽ法」に抵触しない範囲）
⑤実用化上の課題			①荷重支持ｼﾘﾝﾀﾞの作動信頼性確証（間欠作動の為） ②ﾚﾍﾞﾙ調整可能な荷重支持ｼﾘﾝﾀﾞの油圧供給ｼｽﾃﾑの確立 ③保守・補修法の確立	①３次元免震装置の特性確証 ・剛性、強度、減衰 ②３次元免震装置のｼｽﾃﾑ作動確証 ③３次元免震装置の長期信頼性確証 ・ﾍﾞﾛｰｽﾞ疲労 ・作動性	①ｺﾞﾑｼｰﾄ製作技術信頼性確証 ②ｺﾞﾑｼｰﾄの滑らかな作動性確認 ③空気漏れ最小化技術の確立 ④ﾛｰﾘﾝｸﾞｼｰﾄ

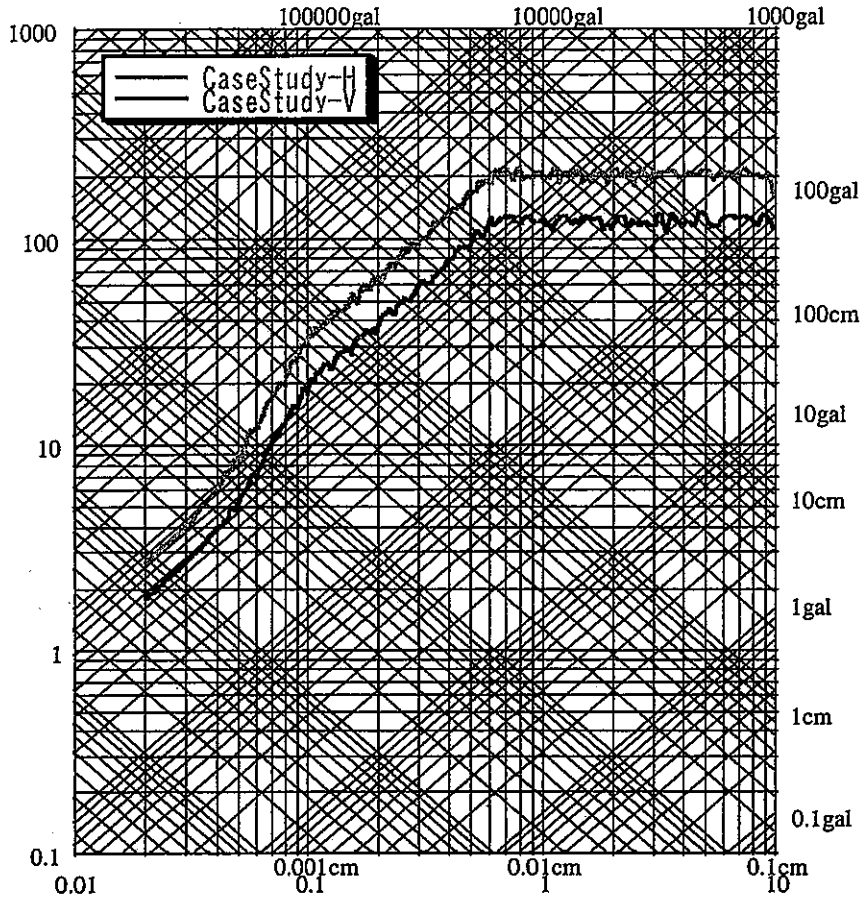


図 4.8.2-1 3次元免震開発用地震動(Case Study S2 波スペクトル)

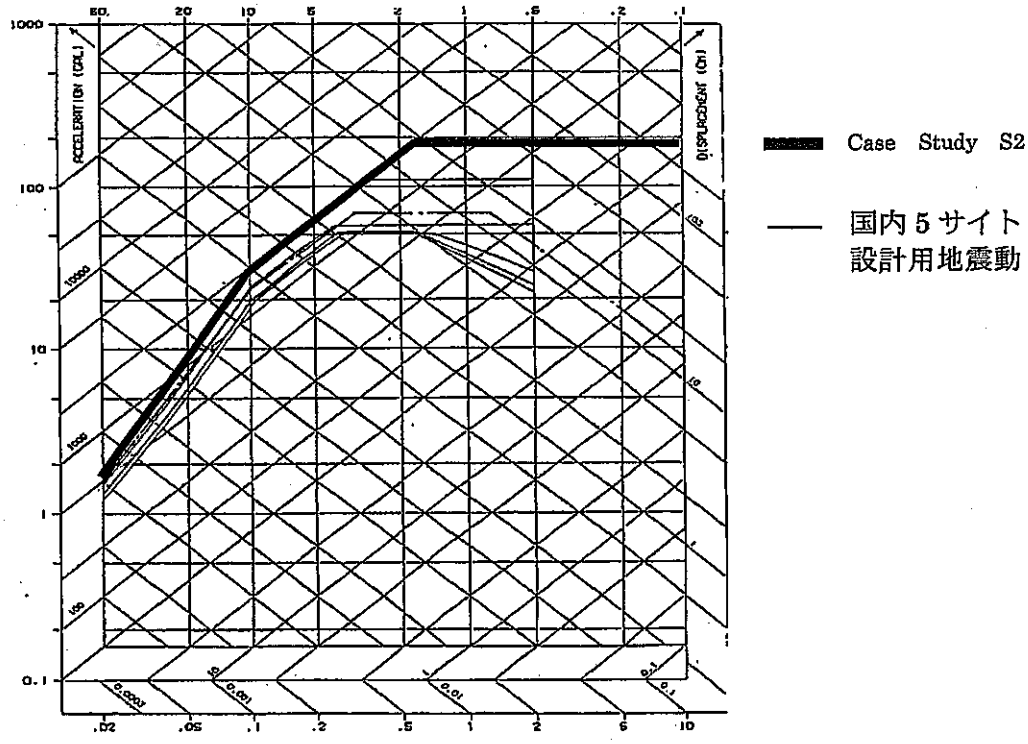
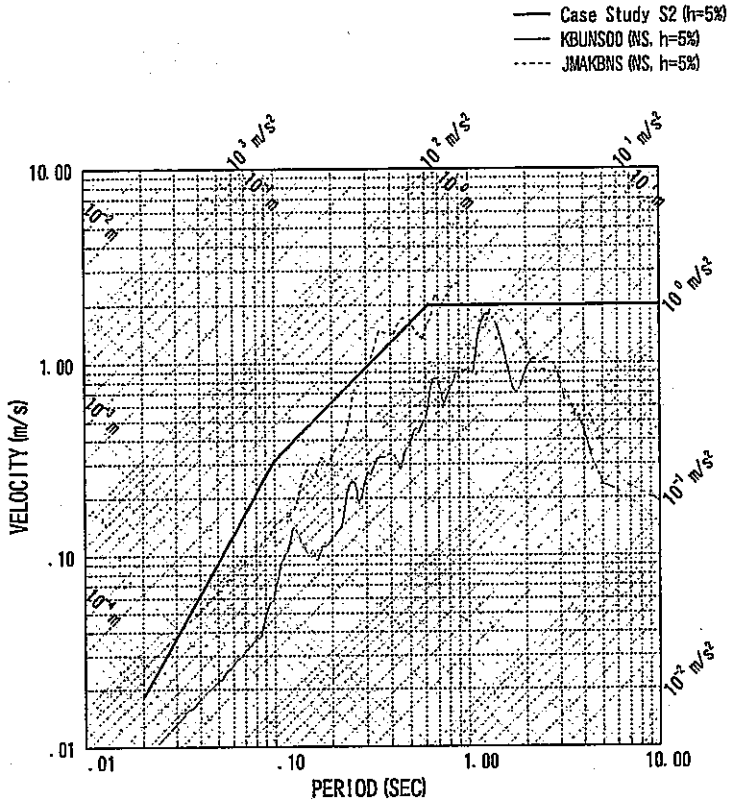
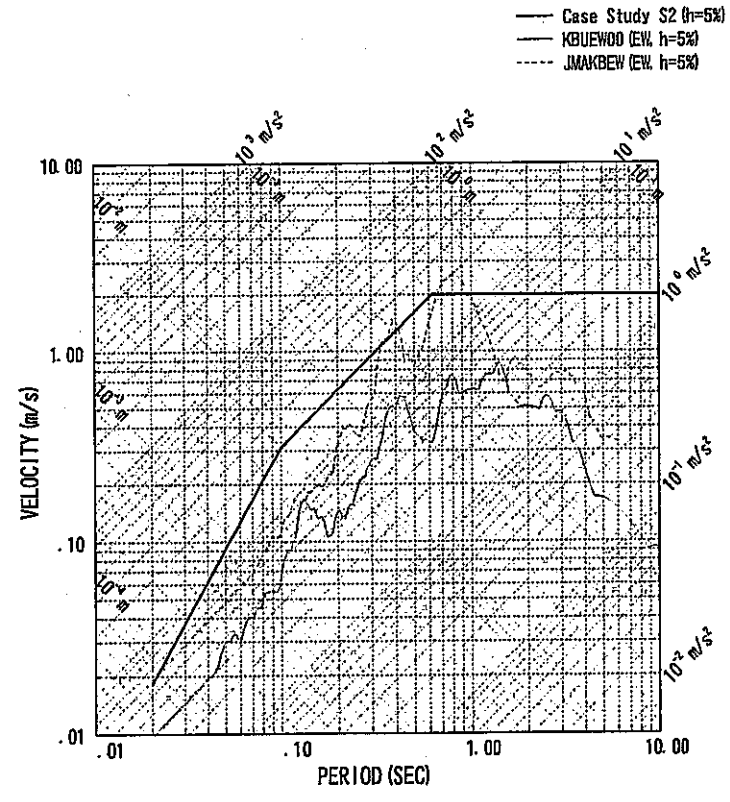


図 4.8.2-2 Case Study S2 波スペクトルと国内5サイト設計用地震動スペクトルの比較

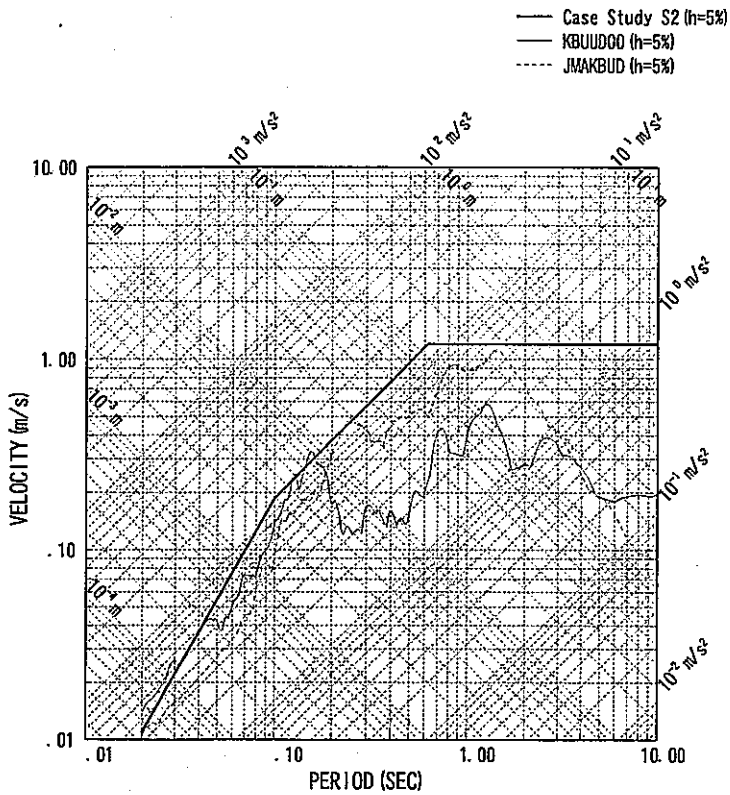


NS 方向



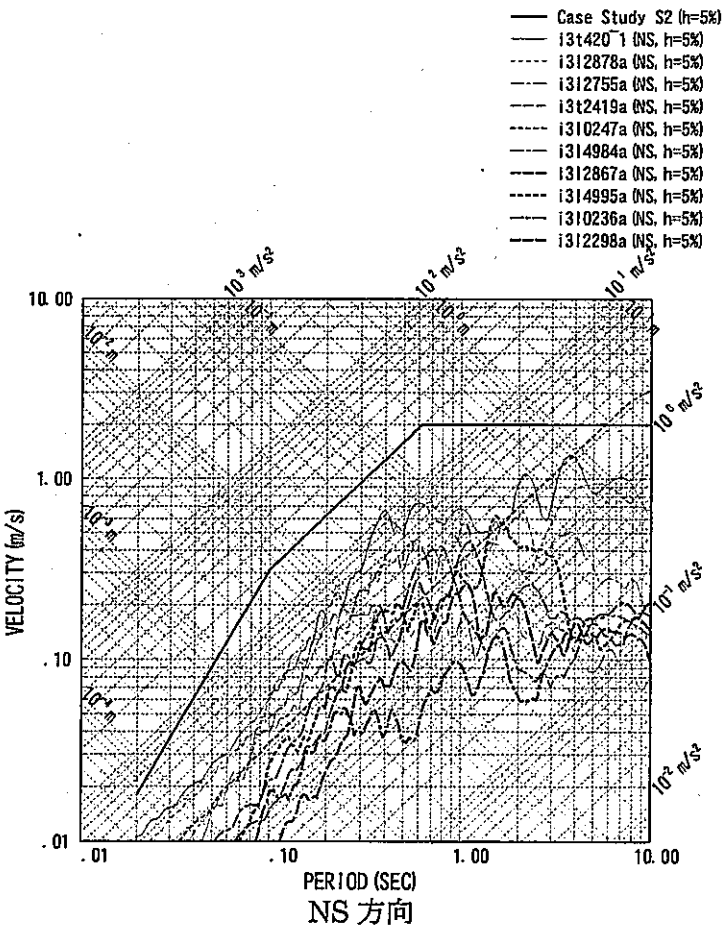
EW 方向

図 4.8.2-3 (1/2)　兵庫県南部地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較



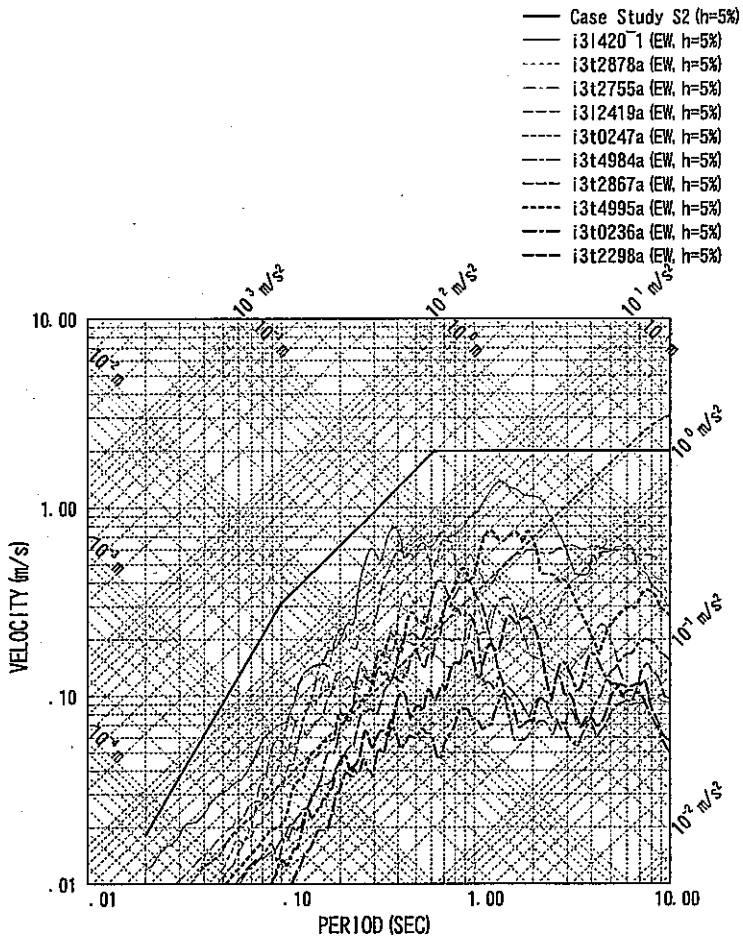
上下方向

図 4.8.2-3 (2/2)　兵庫県南部地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較

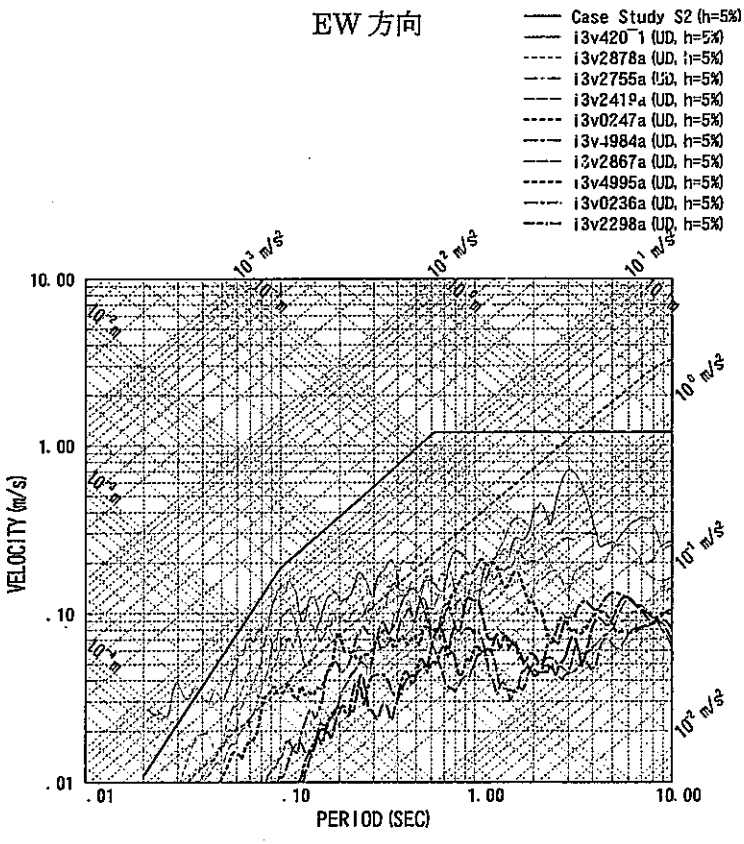


NS 方向

図 4.8.2-4 (1/2)　トルココジャリエ地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較

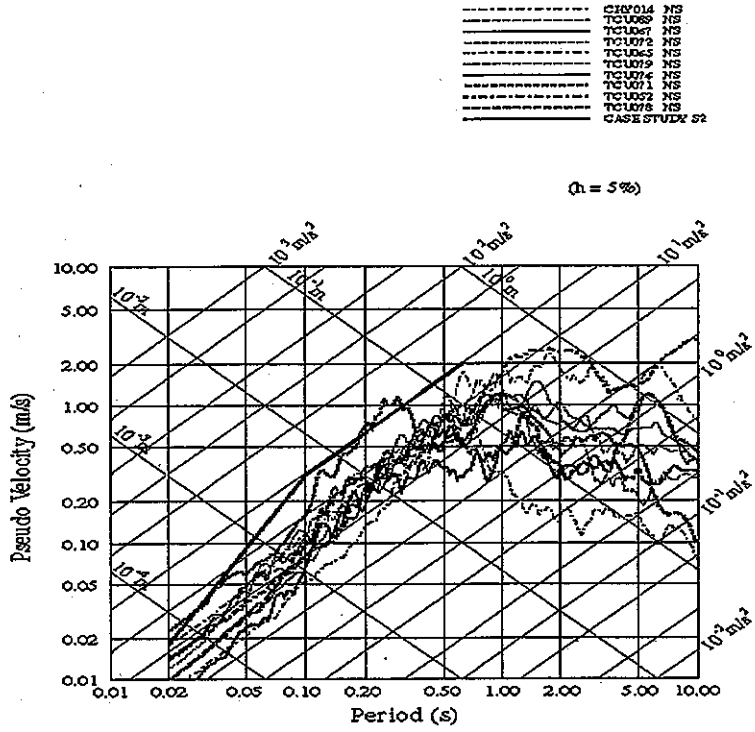


EW 方向

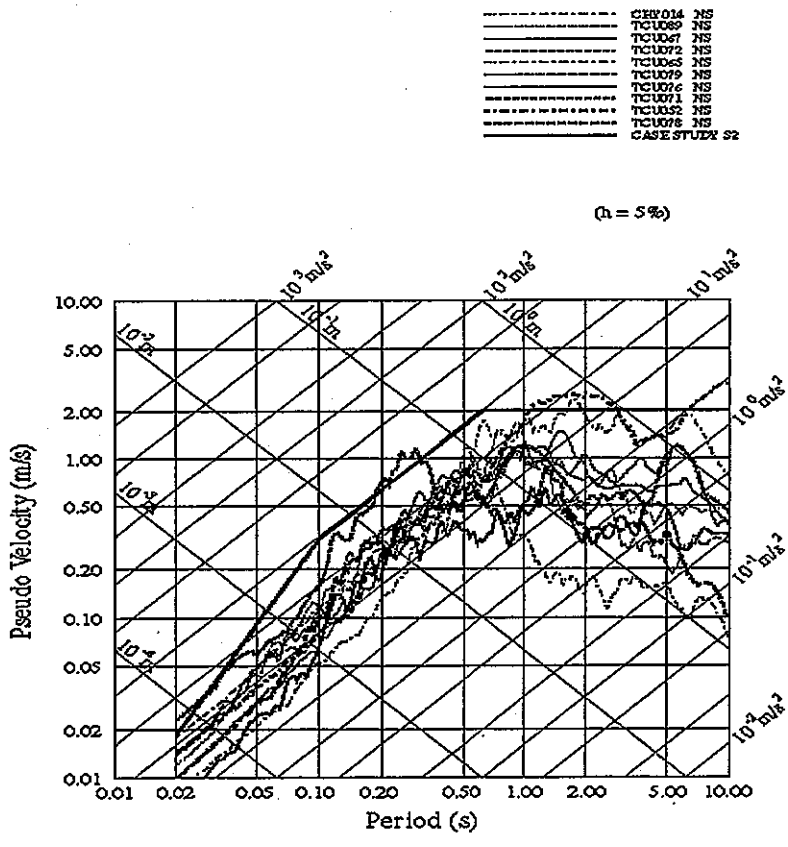


上下方向

図 4.8.2-4 (2/2)　トルココジャリエ地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較

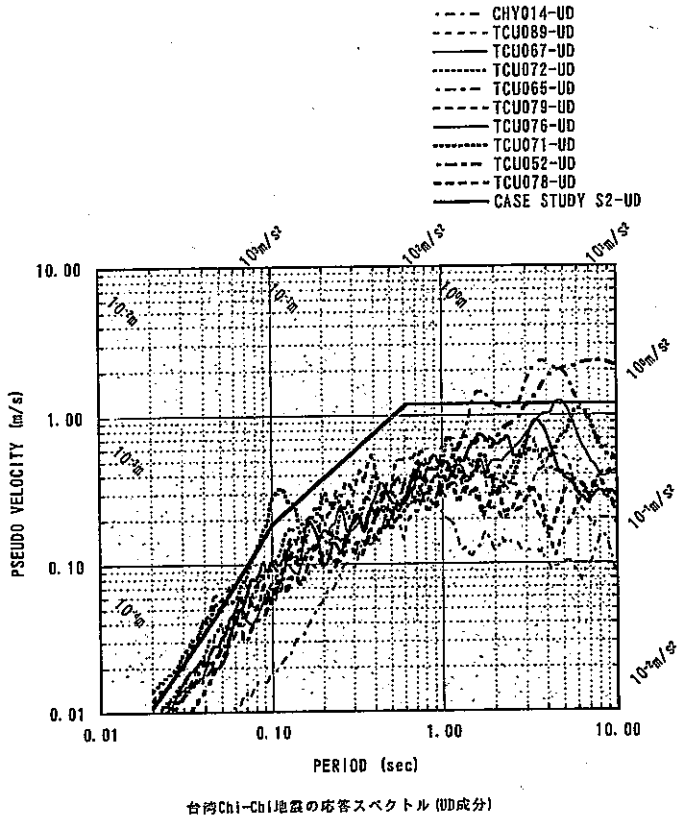


NS 方向



EW 方向

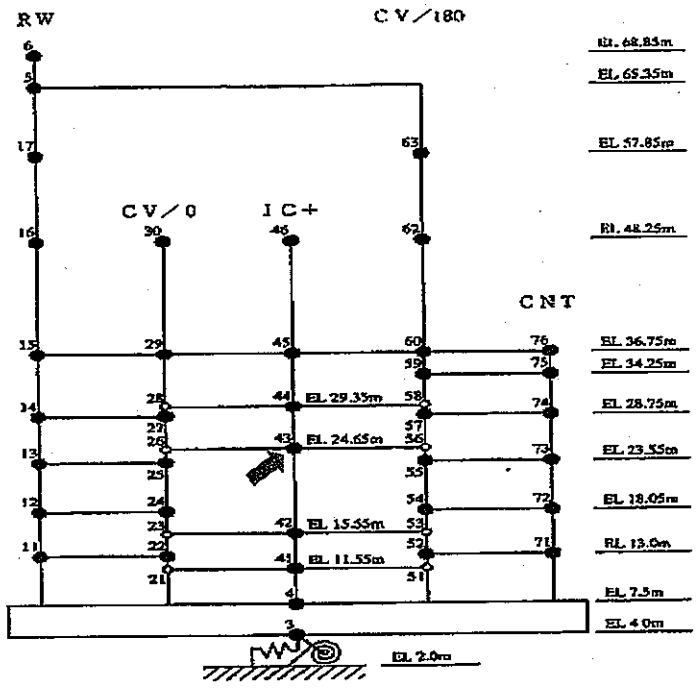
図 4.8.2-5 (1/2) 台湾集集地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較



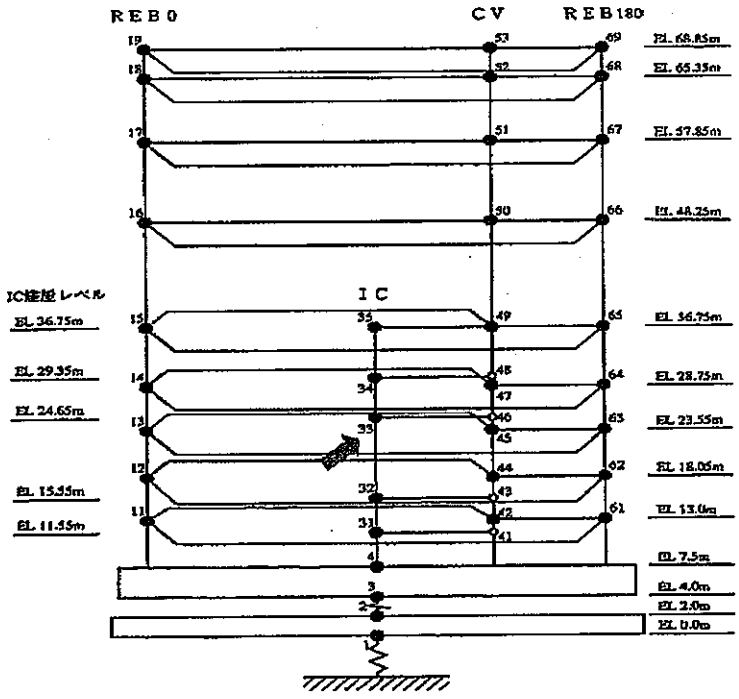
上下方向

図 4.8.2-5 (2/2) 台湾集集地震観測記録と Case Study S2 波スペクトルの比較

：炉容器支持位置



水平方向



上下方向

図 4.8.2-6　建屋地震応答解析モデル

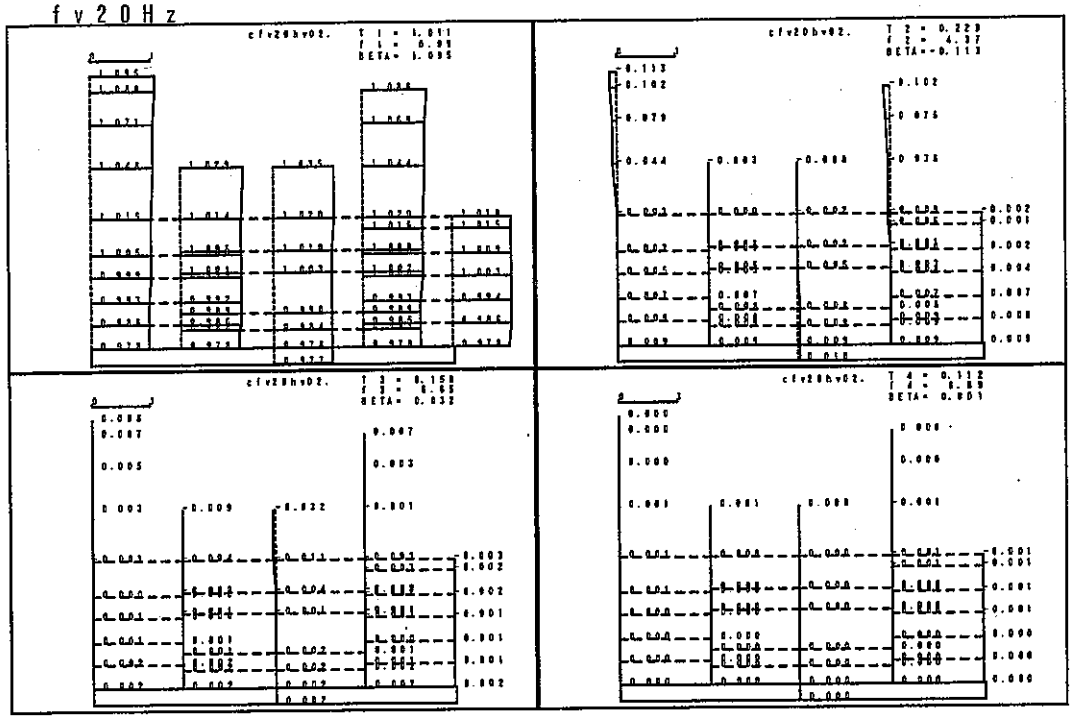


図 4.8.2-7 (1/4)　建屋固有値解析結果 (水平方向、fv20Hz)

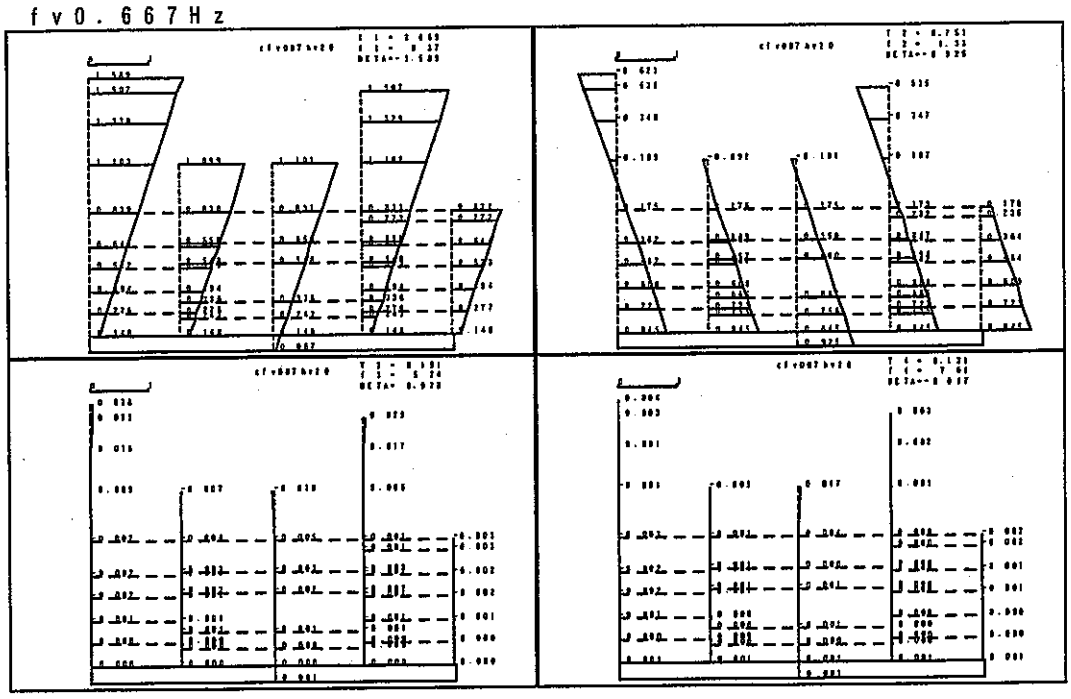


図 4.8.2-7 (2/4)　建屋固有値解析結果 (水平方向、fv0.667Hz)

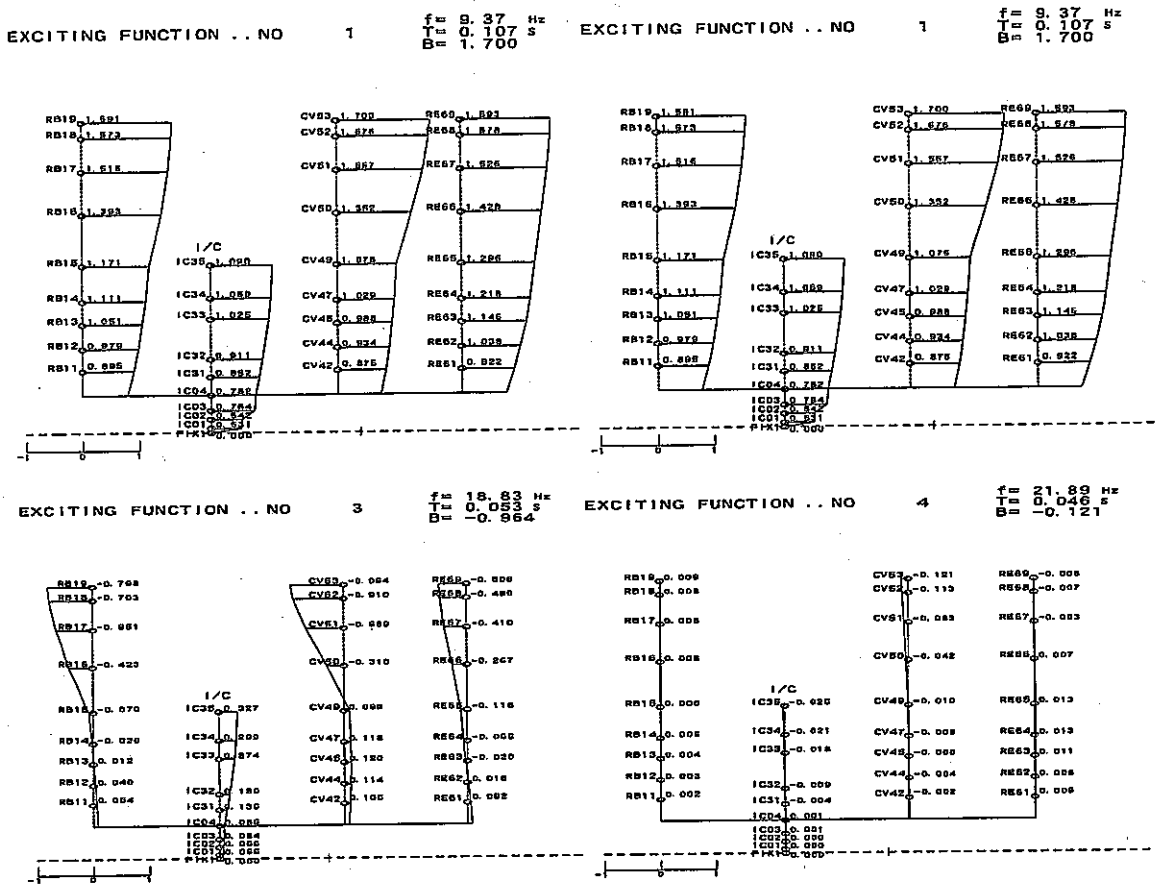


図 4.8.2-7 (3/4)　建屋固有値解析結果 (上下方向, fv20Hz)

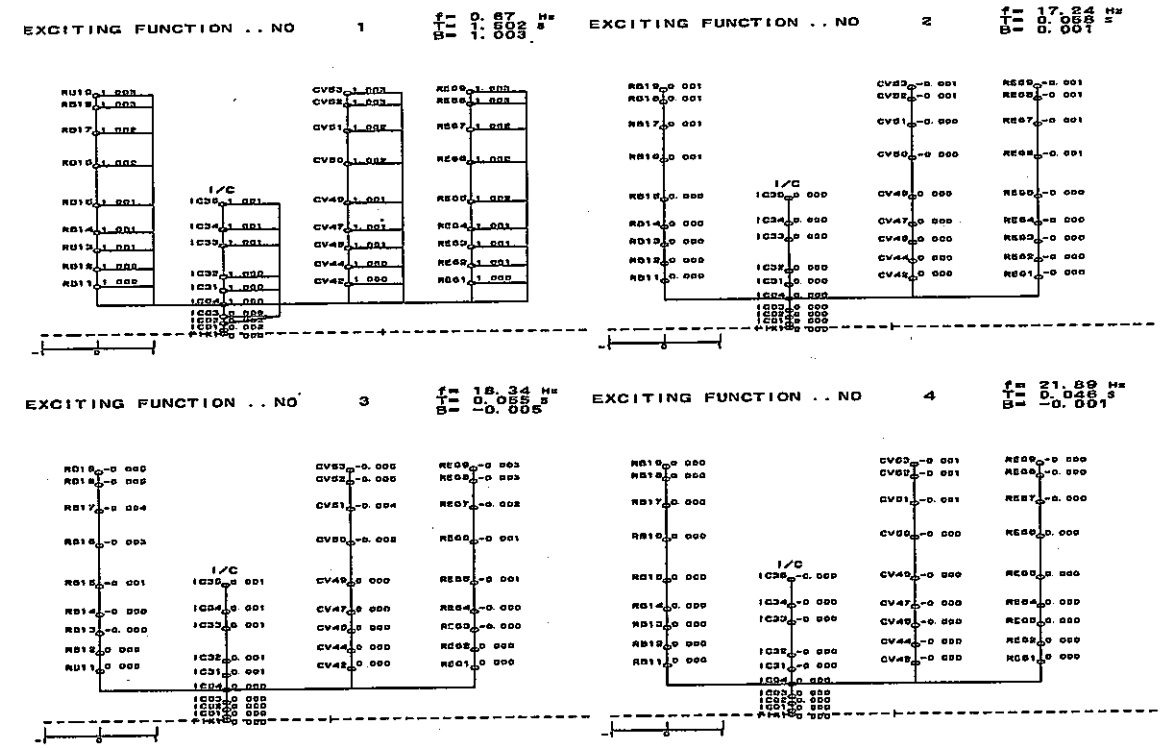
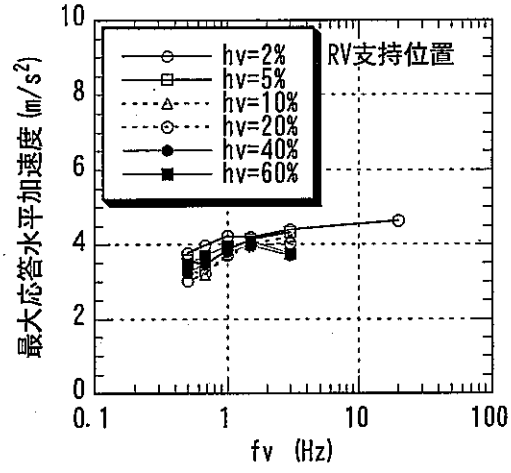
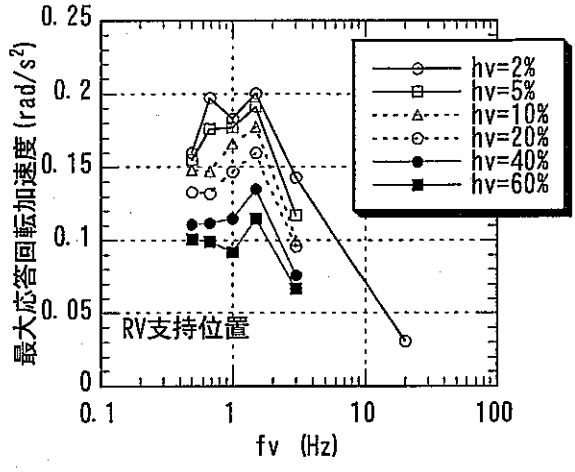


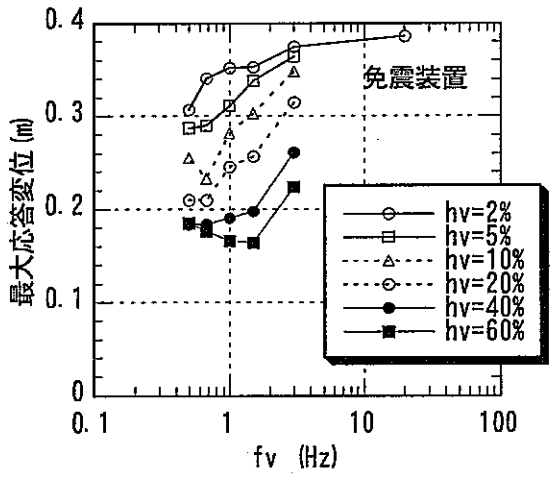
図 4.8.2-7 (4/4)　建屋固有値解析結果 (上下方向, fv0.667Hz)



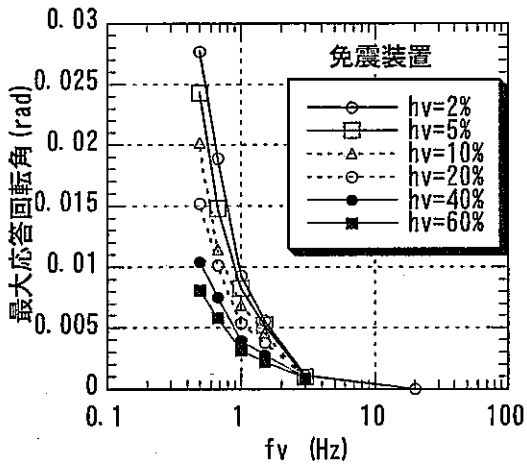
a)原子炉支持位置水平加速度



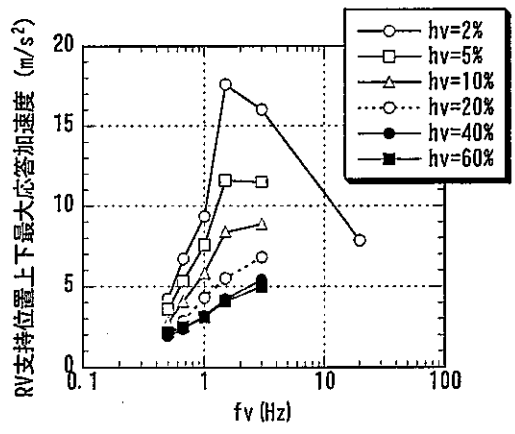
b)原子炉支持位置回転加速度



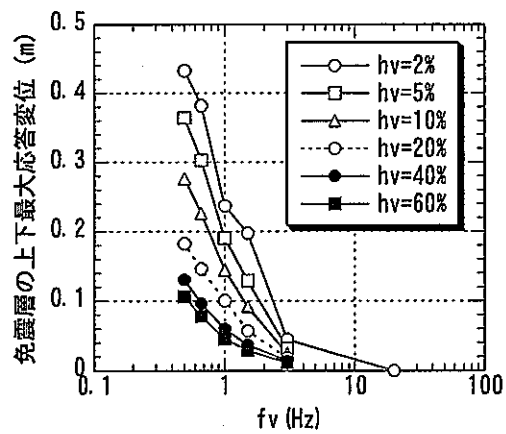
c)免震層水平変位



d)免震層回転角

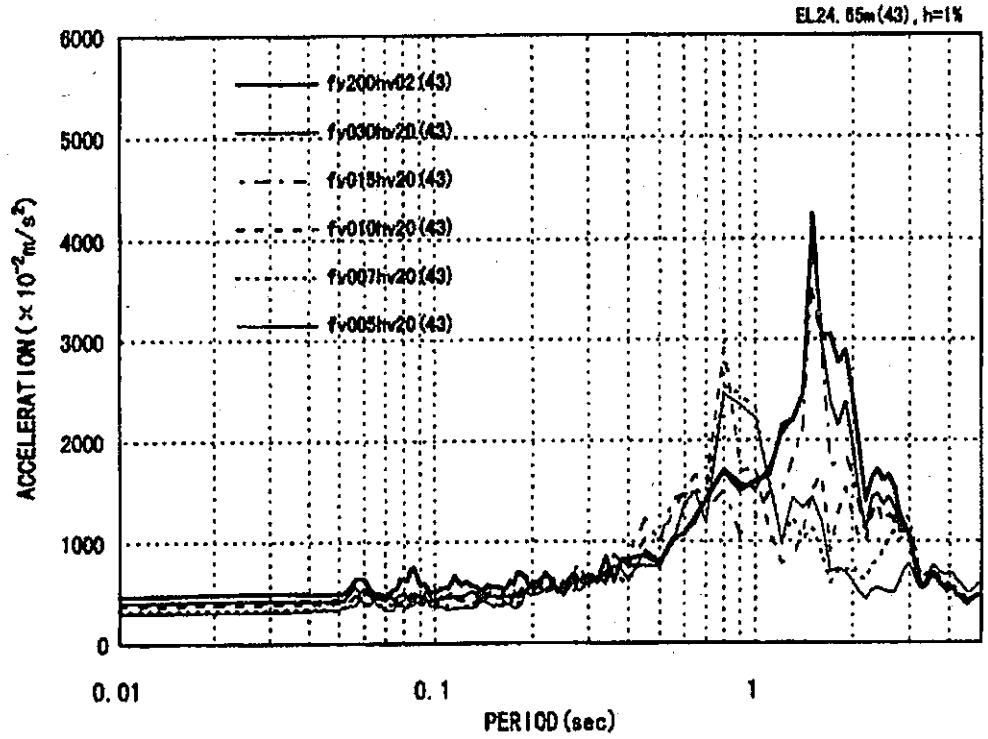


e) 炉容器支持位置上下加速度

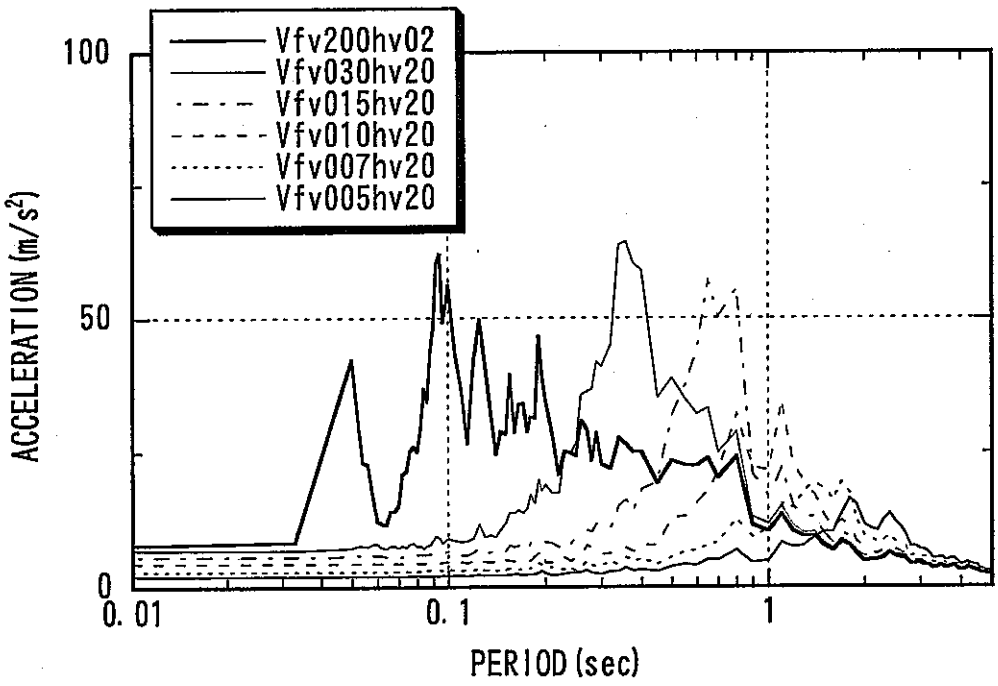


f)免震層上下変位

図 4.8.2-8　炉容器支持位置ならびに免震層部分の最大応答値

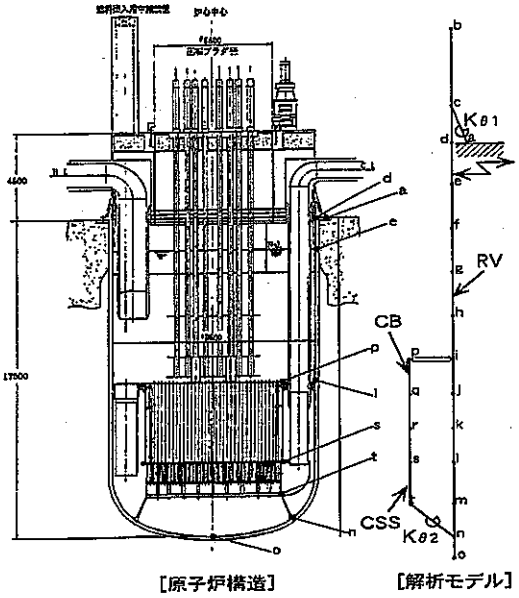


水平方向



上下方向

図 4.8.2-9　原子炉容器支持位置床応答曲線



[原子炉構造]　[解析モデル]

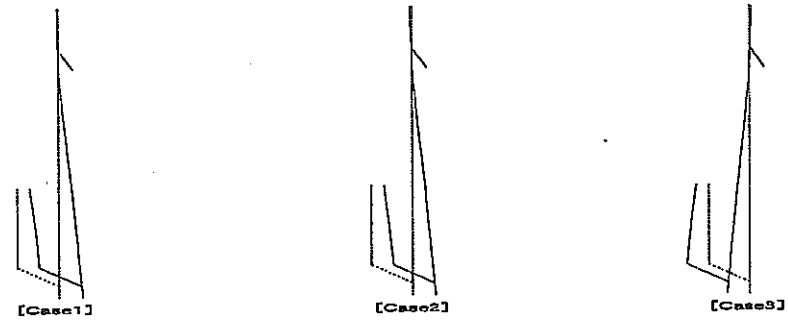
a～c：ルーフデッキ回転バネ
　　$K_{\theta 1}$=7.8×10^{13} kg･mm/rad
b～d：ルーフデッキ（剛体）
d～o：原子炉容器
i～p：仕切板（変位拘束）
p～s：炉心槽
s～t：炉心支持構造
n～t：炉心支持構造スカート部回転バネ
　　$K_{\theta 2}$=5.7×10^{13} kg･mm/rad

解析ケース	RV板厚
Case1	30 mm
Case2	45 mm
Case3	60 mm

Node	長さ L (mm)	ヤング率 E (N/mm²)	断面積 A ×10²(mm²)			断面2次モーメント I ×10³³(mm⁴)		
			Case1	Case2	Case3	Case1	Case2	Case3
b～c	3100	1.98E+07	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
c～d	1600	1.98E+07	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
d～e	1700	153964	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
e～f	1775	153964	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
f～g	1775	153964	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
g～h	1775	153964	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
h～i	1775	153964	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
i～j	1417	168674	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
j～k	1417	168674	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
k～l	1417	168674	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
l～m	1700	168674	0.91	1.36	1.82	10.52	15.78	21.04
m～n	1375	168674	1.63	1.63	1.63	13.07	13.07	13.07
n～o	875	168674	0.38	0.57	0.75	0.75	1.13	1.51
p～q	1417	168674	0.62	0.62	0.62	3.28	3.28	3.28
q～r	1417	168674	0.62	0.62	0.62	3.28	3.28	3.28
r～s	1417	168674	0.62	0.62	0.62	3.28	3.28	3.28
s～t	1700	168674	1.09	1.09	1.09	5.47	5.47	5.47

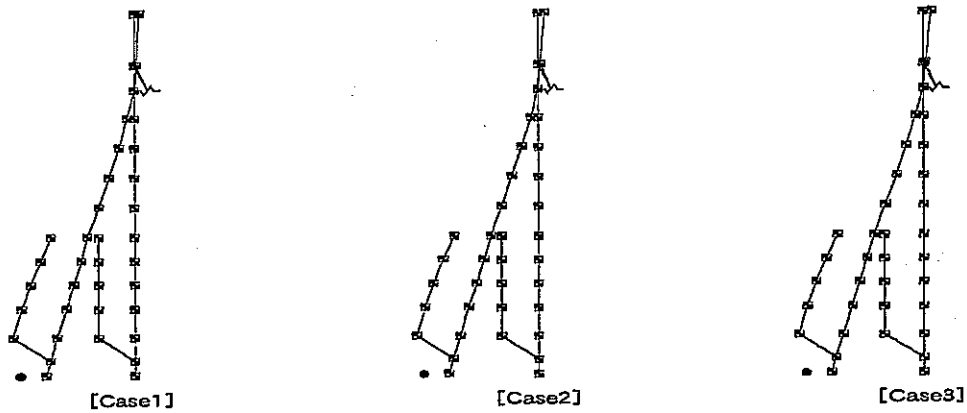
Node	付加マス M (kgf･s2/mm)		
	Case1	Case2	Case3
b	19.1	19.1	19.1
c	38.2	38.2	38.2
d	16.7	20.1	20.4
e	7.7	8.3	9.0
f	14.1	14.8	15.4
g	14.1	14.8	15.4
h	14.1	14.8	15.4
i	16.0	16.6	17.2
j	6.9	7.5	8.0
k	6.9	7.5	8.0
l	7.6	8.1	8.7
m	5.4	5.9	6.4
n	9.9	10.4	10.9
o	4.0	4.3	4.6
p	8.5	8.5	8.5
q	17.0	17.0	17.0
r	17.0	17.0	17.0
s	18.7	18.7	18.7
t	10.2	10.2	10.2

水平／回転方向解析モデル



[解析ケース]	[Case1]	[Case2]	[Case3]
RV板厚	t=30mm	1.5×t	2×t
上下支配モードの固有振動数	4.40Hz	5.01Hz	5.43Hz

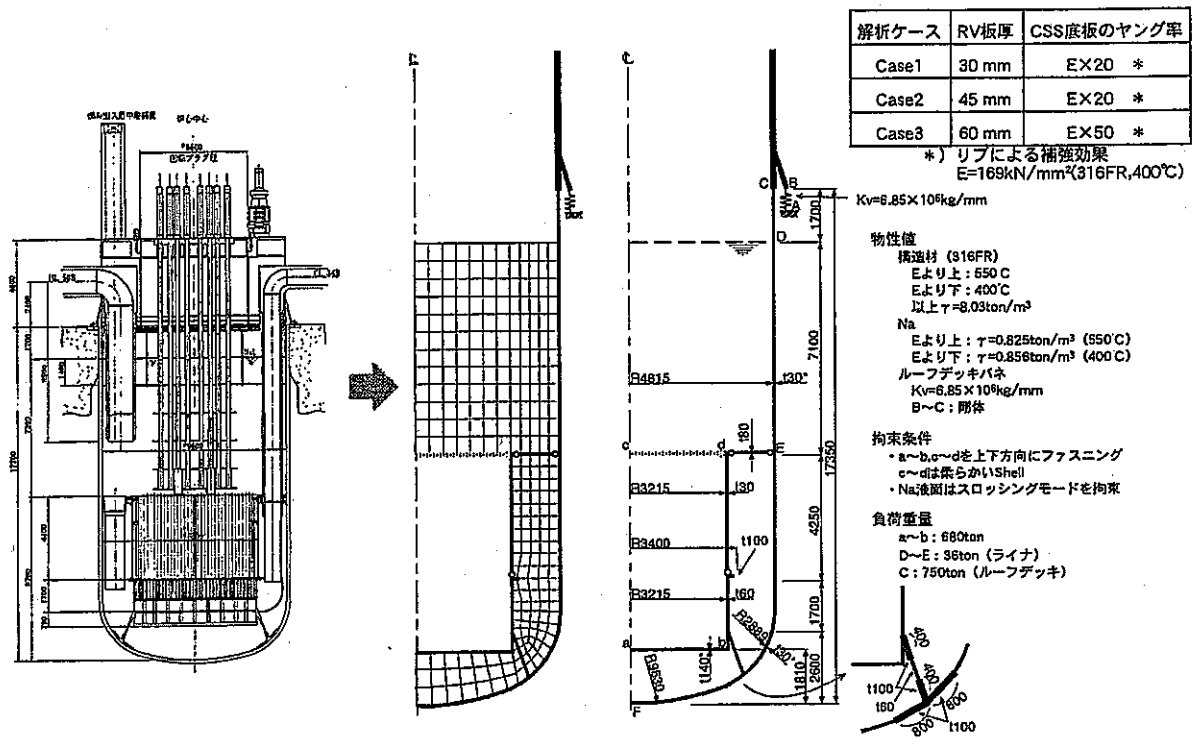
水平方向固有モード



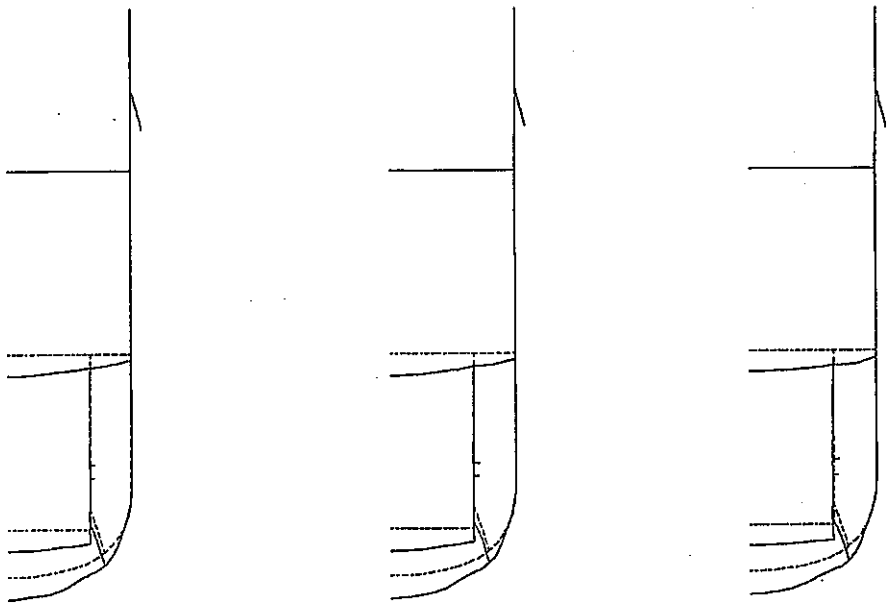
[解析ケース]	[Case1]	[Case2]	[Case3]
RV板厚	t=30mm	1.5×t	2×t
上下支配モードの固有振動数	4.35Hz	4.95Hz	5.36Hz

回転方向固有モード

図 4.8.2-10 (1/2)　Na 冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値



上下方向解析モデル

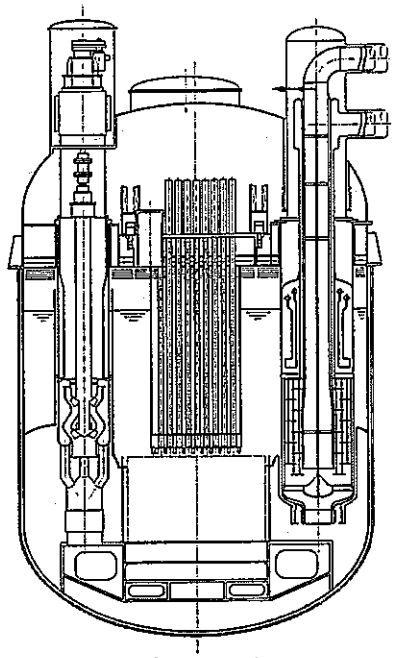


[解析ケース]	[Case1]	[Case2]	[Case3]
RV板厚	t=30mm	1.5×t	2×t
CSS底板剛性	20×E ＊	20×E ＊	50×E ＊
上下支配モードの固有振動数	9.47Hz	10.94Hz	12.44Hz

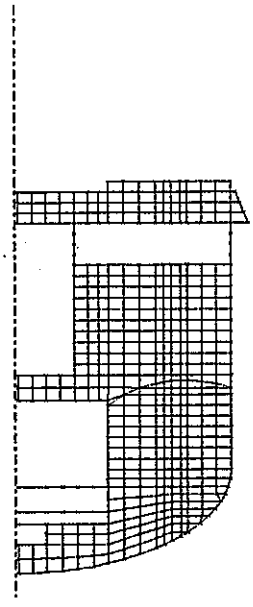
＊）E=169kN/mm²(316FR,400℃)

上下方向固有モード

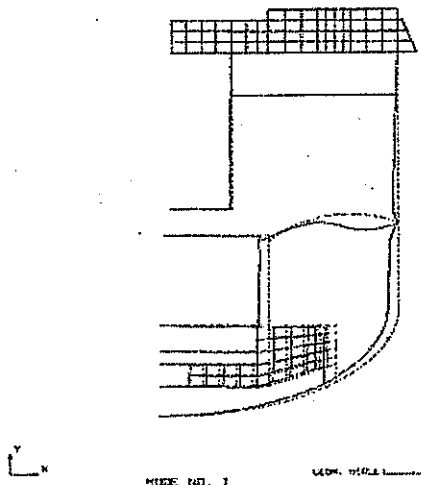
図 4.8.2-10 (2/2)　Na 冷却ループ型炉耐震解析モデル及び固有値



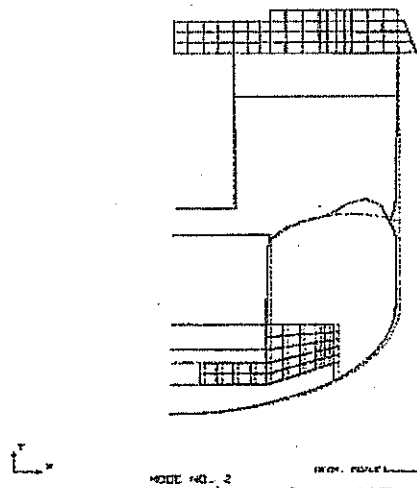
モデル化対象



耐震解析モデル

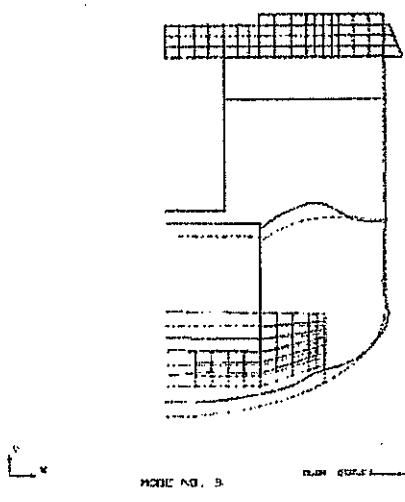


1次:4.75Hz

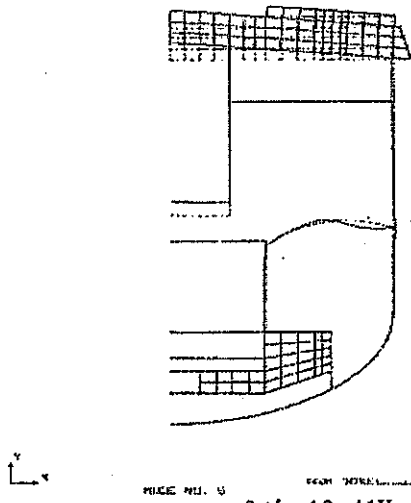


2次:6.46Hz

水平方向固有モード



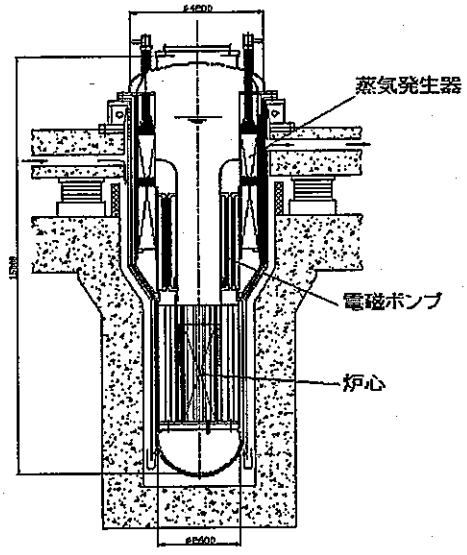
1次:7.34Hz



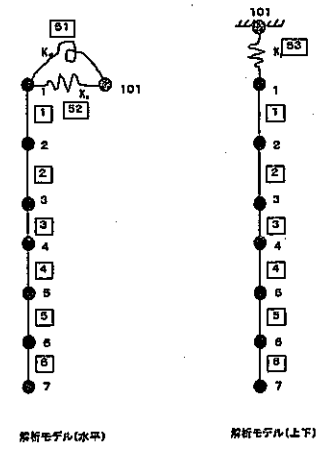
2次:10.41Hz

上下方向固有モード

図 4.8.2-11　タンク型炉耐震解析モデル及び固有モード



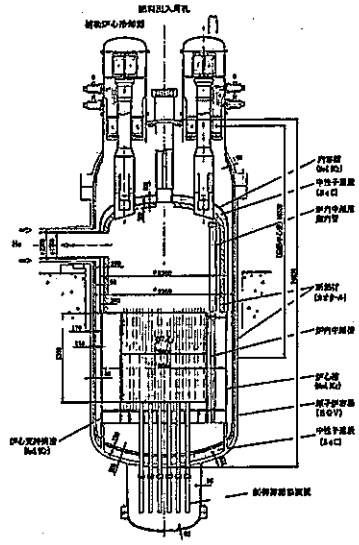
モデル化対象



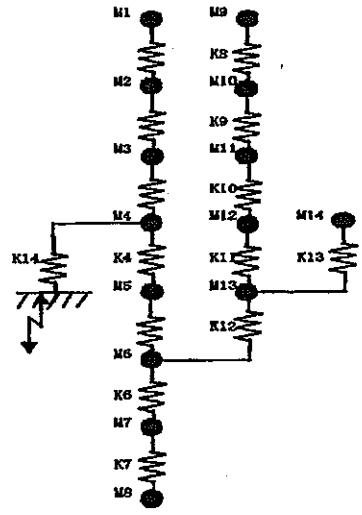
解析モデル

	固有値(Hz)	
	水平	上下
1次	4.13	12.47
2次	11.78	—
3次	22.84	—

図 4.8.2-12　鉛冷却炉の耐震解析モデルと固有値



モデル化対象



固有値解析結果　　解析モデル

次数	固有振動数(Hz)	振動モード	有効質量(kg·s/mm²)
1	12.1	RV、炉心支持板及び原子炉容器据付部	232.0
2	31.6	原子炉容器据付部	5.4
3	44.7	RV	0.8

図 4.8.2-13　ガス冷却炉の耐震解析モデルと固有値

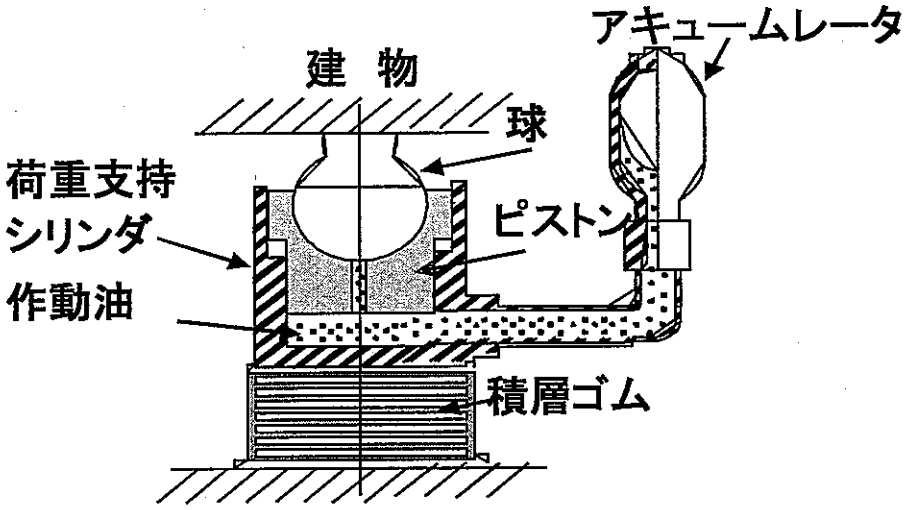


図 4.8.2-14　油圧シリンダ(上下)＋積層ゴム(水平)　免震装置の例

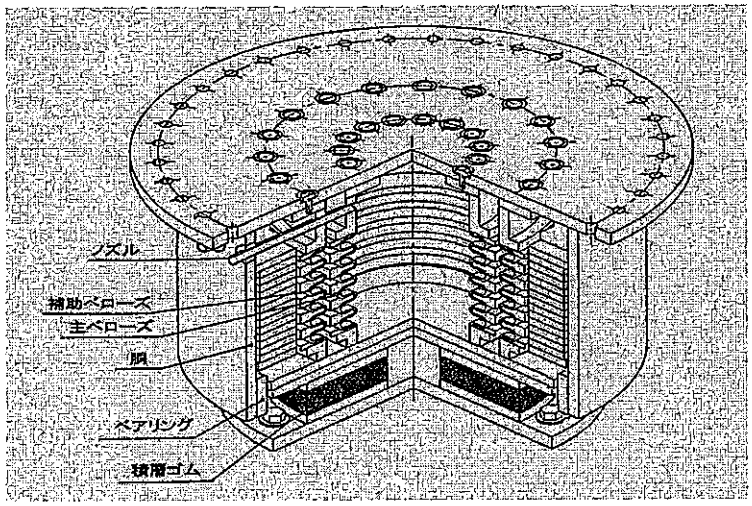


図 4.8.2-15　空気ばね(上下)＋積層ゴム(水平)　免震装置の例

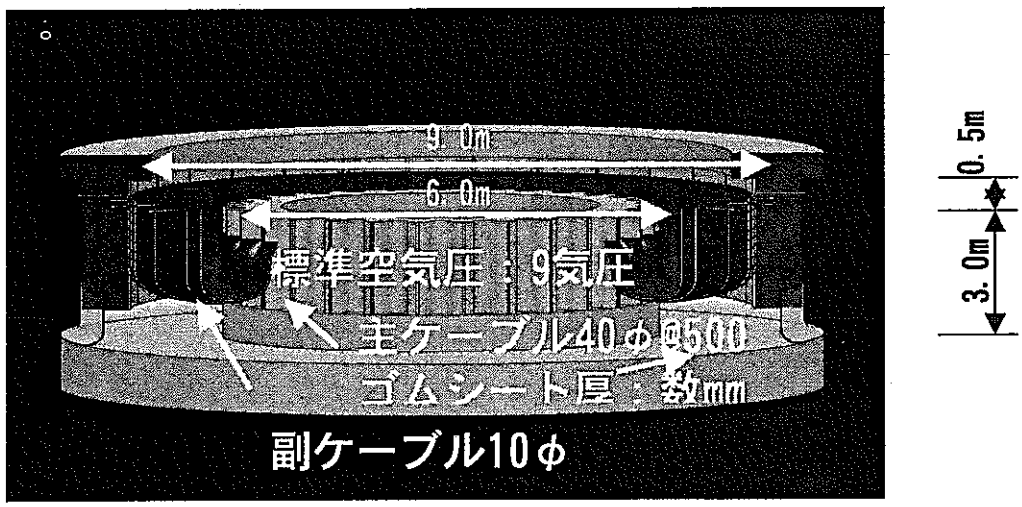
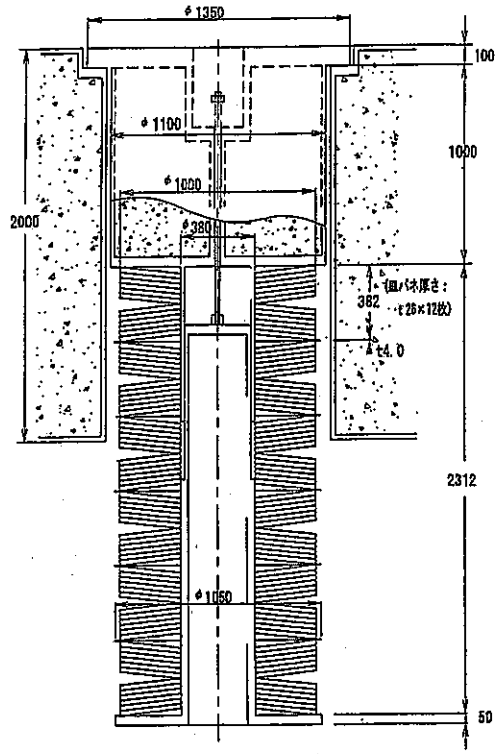
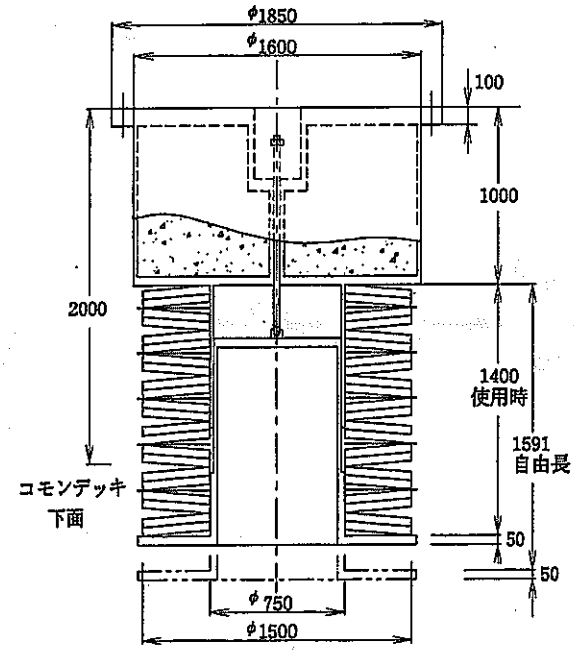


図 4.8.2-16　空気ばね(上下／水平)　免震装置の例

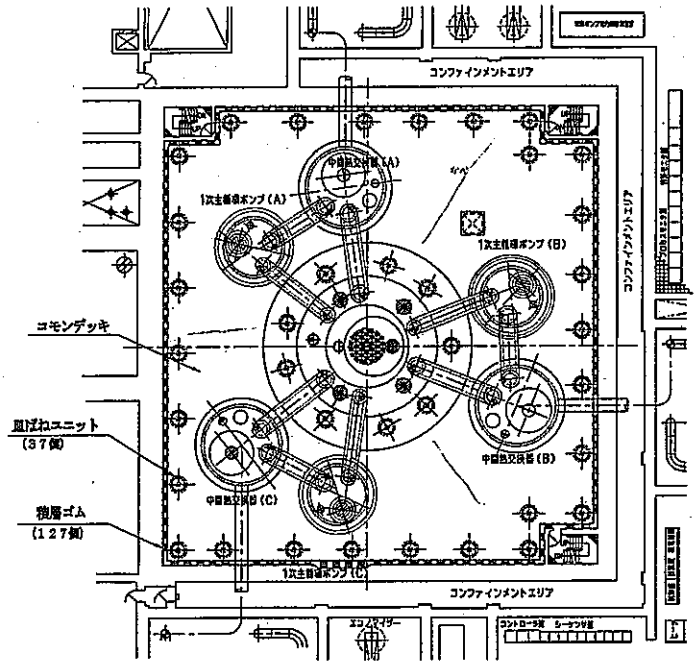


(a)　SUP10 製　外径φ1000　支持荷重　約 270 トン

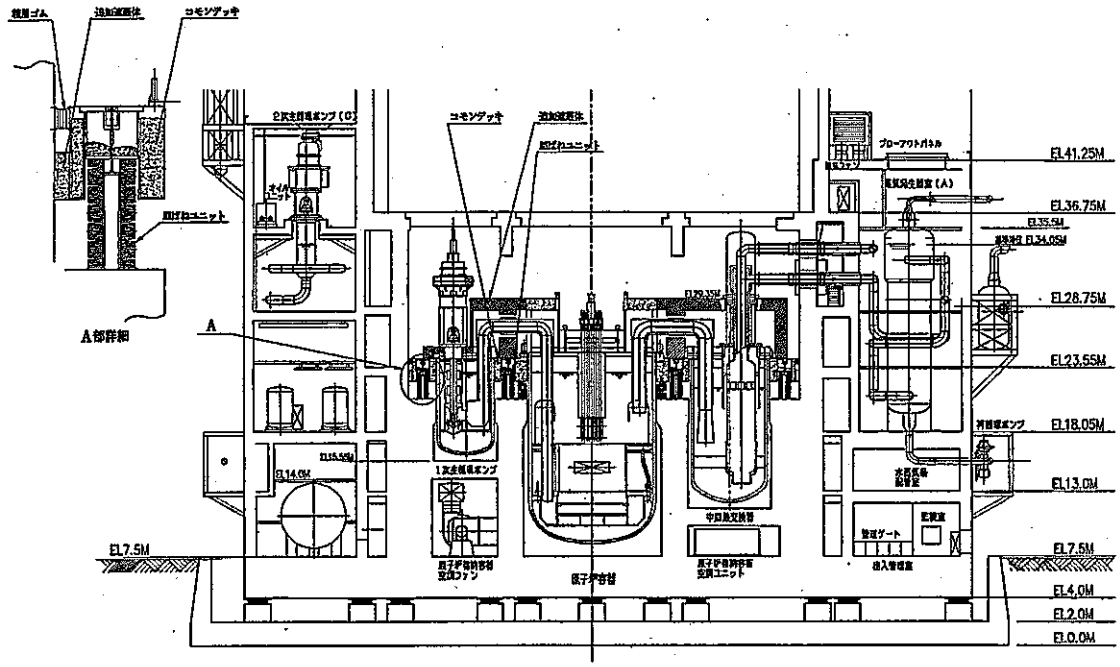


(b)　SUP13 製　外径φ1500　支持荷重　約 270 トン

図 4.8.2-17　　免震要素の構造検討例



(a)　　平面図



(b)　　立面図

図 4.8.2-18　　60 万 kWe 級ナトリウム冷却ループ炉の機器上下免震構造適用例

4.8.3 熱流動技術開発

(1) はじめに

実用化戦略調査研究において、高速炉の経済性向上や安全性確保、システム・機器の設計成立性評価に熱流動技術が担う役割は大きく、キーテクノロジーのひとつである。各プラント設計概念に関してさまざまな熱流動現象の分析を実施し、それを相互比較することにより有望な高速炉概念の選定に資すること、各設計概念において設計のクリティカルパスとなる熱流動現象は何であるかを見極めて効率的な研究開発を進めること、フェーズⅡで実施される候補概念の絞込みの判断材料を提供できるツールやデータを整備しておくことをフェーズⅠの目標とする。フェーズⅠでは、熱流動技術開発として崩壊熱除去特性評価、炉心・燃料体熱流動特性評価、多次元解析による各冷却材の熱流動特性評価とナトリウム冷却大型炉の原子炉容器内三次元熱流動解析、伝熱流動の相関式の調査を実施した。それぞれの研究内容は以下に示す通りであり、評価結果を本節の(2)項、(3)項、(4)項、(5)項にそれぞれ述べる。

① 崩壊熱除去特性評価

プラントの成立性を左右するきわめて重要な課題である崩壊熱除去に関して、各種冷却材の自然循環特性の比較・評価を検討する。機器・システムの簡素化が可能であり、受動的で信頼性が高くかつ安心感のある自然循環崩壊熱除去は実用化炉に不可欠である。ここでは、炉壁冷却系（RVACS）の除熱特性や除熱限界評価について述べる。また、ナトリウム冷却大型炉、炭酸ガス冷却炉、重金属冷却炉についてはプラント熱流動解析により、崩壊熱評価を実施した。

② 炉心・燃料体の熱流動特性評価

各種概念高速炉の炉心の成立性検討に必要な燃料体の伝熱流動特性の評価を実施する。フェーズⅠにおいては、従来の知見が相対的に少ない課題についての評価と手法の整備を優先的に実施する。このような観点から、ガス冷却との燃料体、特に被覆粒子燃料の除熱性能評価、ダクトレス燃料および集合体内ダクト付き燃料の熱流動評価、自然循環型重金属冷却炉の熱流動評価について記載する。

③ 重要な熱流動現象の分類と特性評価

安全系の局限化を追求したナトリウム冷却炉、炭酸ガス冷却炉、鉛-ビスマス冷却重金属炉に関して、その物理的/化学的性質や設計上の特質の違いから評価すべきと考えられる重要な熱流動現象を摘出する。さらに多次元熱流動解析を実施して、冷却材の違いによる熱流動現象の基本的特性を比較検討した。ナトリウム冷却大型高速炉に関しては、高度に経済性を追及した斬新な設計が採用されているため、原子炉容器内の三次元熱流動解析を実施した。その結果、実験研究も含めて詳細に検討すべきポイントを摘出した。

④ 物性値や相関式、構成式の評価

熱流動解析評価に共通して不可欠なデータは物性値や伝熱流動相関式である。ナトリウムに関しては必要なデータがそろっているが、ガス冷却炉、重金属冷却

炉に関しては十分とはいえない。そこでガス冷却炉と重金属冷却炉に関して実用化候補技術の明確化に必要な物性値、伝熱流動相関式や構成方程式の調査を実施する。また、機器合体や安全系の局限化などに伴い安全設計評価において必要となる相関式を検討する。

ここに述べた伝熱流動評価では、プラントの仕様が確定するに先立って現時点で重要と考えられる課題から検討を開始することとした。従って、評価にあたっては、一般的に適用できる結果を抽出できるように考慮したが、既存の設計例を参照して暫定的な設計条件や解析条件を与えたことを記しておく。

(2) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価

(i) RVACS 除熱特性評価

安全機能の局限化をねらった設計の一つとして、静的機能を積極的に導入した崩壊熱除去系の設計が考えられる。ここでは代表的な静的崩壊熱除去系である RVACS (Reactor Vessel Auxiliary Cooling System) の除熱性能特性を把握するため、S-PRISM 相当の設計を対象として崩壊熱除去特性解析およびパラメータ感度解析、RVACS 除熱限界評価を行った。

(a) S-PRISM 設計をベースとした崩壊熱除去特性解析

① 解析体系および解析条件

S-PRISM 相当の中型 FBR プラント（1000MW 熱出力）の自然循環による崩壊熱除去特性を、多次元プレナム流動解析コード CERES[1] を用いて評価した。図 4.8.3(2)-1 には系統の概略とモデル化の形状を示す。解析では、給水流量と SG 出口蒸気圧力・温度を境界条件としている。除熱は、自然通風による安全容器表面の冷却（RVACS）と SG 胴表面の冷却（SGACS）とした。なお、SG 保有水のブロー除熱を過渡開始直後から考慮している。原子炉容器内部のプレナム流動は R-Z ２次元とし、他の部位は１次元でモデル化した。本来は、安全容器全体が空気で冷却されるが、解析コードでは、アニュラス形状のオーバーフロー流路を形成する直胴部のみから除熱されるとしてモデル化した。除熱に寄与する直胴部高さはホットプレナム部（以下 HP）で 10.46m、コールドプレナム部（以下 CP）で 5.06m であり、原子炉容器外表面での側面積はそれぞれ 302 m^2、146m^2 である。図 4.8.3(2)-2 に RVACS 径方向構造を、図 4.8.3(2)-3 には RVACS 伝熱モデルの概要を示す。安全容器の輻射伝熱を促進させるためにヒートコレクターを挿入した場合の熱伝達率は、電力中央研究所の実験[2]から得られた相関式が適用される。

② 解析結果

SGACS を考慮した場合と考慮しない場合の２ケースの解析を実施し、SGACS の効果を評価した。RVACS の放熱面としては、HP のみと、HP と CP の両方を含めた直胴部の２ケースを行った。両者の組み合せで計４ケースの解析を行った。解析により得られたホットプレナム最高温度を表 4.8.3(2)-1 に示す。SGACS を考慮した場合の HP の最高温度は 592℃、555℃で、いずれも過渡開始後約 23 時間を経過した時点で到達している。一方、SGACS を考慮しない場合は、プラント全体の除熱量が低下するため温度が上昇し、658℃、601℃（過渡開始後約 30 時間）まで上昇した。

図 4.8.3(2)-4(1)～(4) に崩壊熱と除熱量の関係を示す。また、図 4.8.3(2)-5 に RVACS に関連した温度変化の一例を示す。オーバーフロー直後は、ダウンカマ部の流量が上昇するため除熱量が急峻に上昇するが、系統一巡の自然循環が安定するにつれ流量が低下する。その後は冷却材温度の上昇につれて徐々に除熱量が増大する。SGACS を考慮しない場合が冷却材温度は高いため、RVACS 単独の除熱

量は SGACS を考慮した場合を上回っている。RVACS と SGACS の最大除熱量を表 4.8.3(2)-2 に示す。文献値(S-PRISM の評価)は RVACS で 5.6MWth、SGACS で 4.4MWth である。これを表 4.8.3(2)-2 の値と比較すると、RVACS ではケース(4)がほぼ同等の値になっているのに対して、SGACS では半分以下の値となっている。

本解析を通し、S-PRISM 相当の炉では、RVACS のみ（ケース４）でホットプレナム最高温度が 650℃以下となることが分かった。SGACS を考慮した場合には、当然ながらより低温で推移するが、被覆管温度制限を考慮しつつ適用できる事象区分を検討することが今後の課題である。

(a) パラメータ感度解析

① 原子炉容器形状の効果

原子炉容器形状の変更に伴う形状パラメータと解析結果を表 4.8.3(2)-3 に示す。表中では、放熱面積がほぼ同一になるように原子炉容器径と高さを変化させている。解析の結果は、約２割の表面積拡大にもかかわらず、温度低減効果は SGACS を考慮した場合(ケース 3)を下回っている。表面積を増加させる場合に、容器直径と高さのどちらを増加させるかは、HP 最高温度に対しては差がない。但し、冷却材体積が増大したことにより、容器径拡大のケースでは、オーバーフロー発生および温度ピーク到達は遅くなっている。図 4.8.3(2)-6 に RVACS 除熱量の比較を示す。径方向拡大では基本体系と除熱性能にあまり差はないことがわかる。HP 最高温度の差は熱容量の違いによるものと考えられる。一方、高さ方向に拡大したケースでは、除熱能力は約１割増大している。高さ方向拡大のケースでは、径方向拡大に比べて熱容量が小さいためにオーバーフローするタイミングでの HP 温度は高いが、除熱性能が高いため結果として HP 最高温度は同程度となっている。高さを増加させる設計では、HP 温度が高くならず、オーバーフロータイミングが早くなるようにすれば、HP 最高温度の抑制が可能であることが分かった。オーバーフロー後のダウンカマ流量については、高さ方向に拡大したケースでの増大が顕著である。これは、高さを増したことによる自然循環ヘッドの増大がその理由と考えられる。

以上の結果からは、原子炉容器の面積が同一でも、高さ方向に拡大されている形状、すなわちアスペクト比が大きい（細長い）形状が有利であることが分かった。S-PRISM は、そうした傾向の形状となっている。

② １次元フローネットワークコードによる設計パラメータの感度解析

パラメータは、R/V と G/V 間のふく射率、スタック高さ、空気側流路圧損、空気側熱伝達性能、オーバーフロー開始液位、崩壊熱とした。表 4.8.3(2)-4 にそれぞれのパラメータ条件下でのホットプレナム最高温度を示す。表より、R/V と G/V 間のふく射率、空気側熱伝達性能、崩壊熱の変化は、ホットプレナム最高温度に顕著に影響を与えることが分かる。それに比してスタック高さ、空気側流路圧損、オーバーフロー開始液位は、ホットプレナム最高温度には大きな影響を与えない。以上の解析結果から、RVACS の性能向上には、R/V と G/V 間の熱移動の

促進（ふく射率向上のみならずパージガスの自然対流効果の促進など）および空気側熱伝達性能の向上がポイントと考えられる。

(c) RVACS 除熱限界評価

原子炉体積に対する HP 温度の感度解析（１次元）を行い、これらの結果の内外挿により RVACS を適用できる炉出力範囲を導出した。これを既存の原子炉（設計のみも含む）の炉出力と炉容器体積の関係とあわせて、図 4.8.3(2)-7 に示す。前述したように、炉容器のアスペクト比の影響は小さいので、炉容器体積のみをパラメータとした。合理的な設計範囲にある程度の幅を考慮すれば、RVACS 適用の上限は電気出力 50～60 万 KWe と推定される。さらに、CERES コードによる S-PRISM 相当炉の多次元流動解析からも、RVACS 単独でホットプレナム最高温度を 650℃以下に保持できる出力上限は、55 万 kW 前後と評価された。

本検討は、RVACS 単独での除熱を想定しているが、他の崩壊熱除去系との適切な組み合せを考慮すれば、より大型の炉にも適用が可能であると考えられる。

(ii) Na 大型炉崩壊熱除去特性評価

(a) 概要

ナトリウム大型炉（アドバンストループ型炉：旭）の崩壊熱除去 (DHR) 特性評価の観点から、プラント動特性解析手法の整備を進めている。旭炉については、主冷却系２ループ構成及び１系統の DRACS と IRACS の共存等、「もんじゅ」及び実証炉設計とは異なる概念の DHRS となる点、並びに、炉上部プレナム内の機器・構造物非対称配置及び大口径ホットレグ配管等、DHR 熱流動特性評価上、新たに留意するべき多くの項目が挙げられている。

現状、設計検討では、実証炉設計に用いられた FAST-M コード (MHI) がプラント動特性解析に用いられているが、上記の留意点を考慮した独自の詳細解析モデルを構築する観点から、Super-COPD コードを用いてプラント動特性解析モデルの整備を実施した。

(b) 実施内容

２ループ構成による逆流を含む非対称除熱モードを考慮する観点、DHX の上部プレナム内非対称配置の影響を考慮する観点、ホットレグの太径配管 (50B) 内の温度成層化等を考慮する観点から、以下の解析モデルの整備項目を行う。

a. ２ループ系プラント動特性解析モデルの整備 (IRACS:Na3 次系含む)
b. 炉上部プレナム周方向非対称解析モデルの整備
c. ホットレグ水平部の２次元解析モデルの整備

(c) 実施結果

①２ループ系プラント動特性解析モデルの整備

旭炉を対象として、Super-COPD コードを用いたプラント動特性解析モデルを整

備するとともに、FAST-Mコードとの比較確認及び1ループ逆流運転によるDHRモードについて崩壊熱除去特性解析を実施した。

FAST-Mコードとの比較結果を図4.8.3(2)-8に示す。一部、温度の応答に差が生じているが基本的には同等の解析結果が得られており、Super-COPDコード解析モデルは設計手法と同等の評価を行うことが確認された。

1ループ逆流運転によるDHRモードの例として、図4.8.3(2)-9に示すような外電喪失からの多重故障シーケンスについてDHR解析を実施した。図4.8.3(2)-10に結果を示す。Aループでは、ポニーモータ及びIRACSが作動しないことから、1次系において5%流量程度の逆流が生じている。そのため、Aループでは、原子炉出入口温度の逆転が発生している。本解析によって、ループ間で非対称な運転モードに対する解析モデルの適用性が確認された。

② 部プレナム周方向非対称解析モデルの整備

旭炉の炉上部プレナムは、炉容器のコンパクト化が図られていること、2ループ化、DHX1基の配置、切り込み付きコラム型UISなど、炉上部プレナム内の周方向の非対称性が大きい構成となっている。従来、炉上部プレナムモデルについては、プラント動特性解析の観点からは、周方向非対称性は考慮していなかったが、より詳細な熱流動特性を検討する観点から、炉上部プレナム周方向非対称解析モデルをSuper-COPDコードにより整備することとした。

図4.8.3(2)-11に炉上部プレナム周方向非対称解析モデル図を示す(図中には定格条件における流量計算結果を合わせて記入)。炉上部プレナム内の流動特性を評価する上で支配的と考えられる①ホットレグ方向(Aループ)、②ホットレグ方向(Bループ)、③燃料交換機挿入方向(UIS切り込み方向)④直接炉心冷却系熱交換器(DHX)方向の4方向を考慮している。垂直方向には、UISよりも下側の炉心出口領域、ホットレグ入口高さよりも下側の領域、ディッププレート下面までの3つの領域に分割し、隣接するそれぞれの領域についてネットワークを構成した。

作成した周方向非対称解析モデルについて、定格条件での定常計算を実施した。切り込みの有る場合と無い場合について解析を実施し、炉心から4つの領域に配分される流速を比較した。切り込みの有無は、流路面積比として、圧力損失に周方向の相違を与えて考慮した。図4.8.3(2)-12にその結果を示す。比較のため、3次元解析における各領域での流速概略値を図中にあわせて示している。切り込み方向を考慮した解析モデルの場合、切り込み方向の流速は、DHX方向の2倍近い値となっており、3次元解析での流速分布を定性的に予測可能であることが示された。

③ ホットレグ水平部の2次元解析モデルの整備

ホットレグ水平部の温度成層化について、旭炉は流速が大きく、温度成層化は比較的生じ難いと考えられるが、ホットレグには太径配管(50B)が採用されていることから、温度成層化の影響等を詳細に評価するため、ホットレグとIHX入口プ

レナム部の２次元解析モデルの整備を進めている。これまで、Super-COPD コードの全系モデルと２次元モデルを正流、逆流を問わずカップリングした。今後、解析対象とする除熱モードを検討し、水平管内の温度成層化について評価する計画である。

(d) まとめ

以上、ナトリウム大型炉（アドバンストループ型炉：旭）の崩壊熱除去特性評価の観点から、コンパクト化、２ループ化等のコストダウン方策に伴い、新たに考慮すべき熱流動課題を評価できるように、プラント動特性解析手法の整備とモデルの構築を実施した。今後の Phase Ⅱ研究において、本解析手法を用いて、技術的成立性に係わる個々の課題の評価を行う。

(iii) 炭酸ガス冷却炉崩壊熱除去特性解析

解析対象プラントを、現在設計研究が進められている EGBR とした。但し、崩壊熱除去系を含み設計未対応の部分は、実証炉設計の経験をベースとして仮想的な設計を設定した。解析コードとしては、ガス炉炉心動特性解析コード MR-X[3] に１次系ループや崩壊熱除去系モデルを組み込む等の改良を施したコードを適用した[4]。解析では、スクラム過渡自然循環崩壊熱除去時におけるプラント応答および各種パラメータの影響を確認するとともに、ガス炉で重要と考えられる減圧事故時のプラント応答も対象とした。以下にこれらの概要を述べる。

(a) 解析範囲および解析モデル

原子炉容器内構造物、一次主冷却系および崩壊熱除去系を解析対象とした。炉心定格運転状態から事故事象へ至る過渡時については、ANS 標準の崩壊熱曲線より崩壊熱を求めた。図 4.8.3(2)-13 に解析モデルを示す。ホッテストチャンネルについては、暫定出力ピーキング係数 1.3 に、電気出力 300MWe のヘリウムガス冷却高速炉に対する既往誤差評価データ[5]を参照することにより求めた出力に関する安全係数 1.09 を乗じて、1.42 倍の出力とした。さらに、燃料ペレットおよび被覆管の最高温度は、得られた解析結果の冷却材温度上昇、境膜温度差および燃料被覆管表面-中心温度差に対して、出力以外の安全係数として、それぞれ 1.030、1.152 および 1.020 を乗じて評価した。

(b) 自然循環崩壊熱除去解析

① 解析条件

想定シーケンスは次のとおりである。

0.0 秒 ：ガス循環機トリップ、半減時間 5 秒
1.5 秒 ：原子炉スクラム
60 秒 ：崩壊熱除去系空気冷却器ダンパー全開

600秒　　：SG隔離（SG保有水との熱交換停止）

流量の半減時間は、EGCRにおいて4～10秒が想定されていること、実証炉において5.5秒となっていることを考慮して5秒を暫定基準値とした。またパラメーター解析において半減時間10秒および60秒の場合も評価した。解析は崩壊熱量と自然循環による除熱量が逆転する時刻まで行った。

パラメータ解析では、径方向ピーキング係数、流量半減時間、崩壊熱レベル、系統圧力損失係数、崩壊熱除去系除熱容量、伝熱中心差、崩壊熱除去系起動遅れ時間の影響を確認した。

② 解析結果

図4.8.3(2)-14、図4.8.3(2)-15に全交流電源喪失時の自然循環による崩壊熱除去熱過渡挙動を示す。初期挙動において、スクラム遅れに起因する燃料と被覆管の温度上昇および一次ピークが見られ、約1.5秒間にそれぞれ約70℃および約50℃上昇した後、炉停止後は速やかに温度は下降する。その後各部の温度は、流量が出力に対して相対的に大きくなるため下降し続け、30秒前後から上昇に転じ、約100秒にて二次ピークを迎える。この時の燃料被覆管最高温度は564℃であり、ECGRが採用している事故時の制限目安温度900℃よりも十分低い。二次ピーク以降、下降した温度は約600秒にて極小値に至り、再び上昇へと転じる。これはSGの隔離を600秒にて行った影響である。その後炉心は約8000秒において三次ピークに到達し、この時の燃料被覆管最高温度は738℃である。三次ピーク後は崩壊熱除去系による除熱量が崩壊熱を上回るので各部の温度は単調下降する。

パラメータ影響解析については、各パラメータの影響を表4.8.3(2)-5にまとめる。流量半減時間、炉心－補助炉心冷却器伝熱中心差、補助系起動遅れ時間および系統圧力損失の増減に対して、崩壊熱は安全に除去されることがわかった。一方で、定格運転時の燃料被覆管最高温度は、径方向ピーキング係数、すなわちピンの発熱量に対して感度が高いことがわかった。

(c) 減圧事故解析

① 解析条件

起因事象は一次系のバウンダリ破断とし、破断孔面積はAGRやEGCRの評価で用いられた300cm^{2}とした。想定シーケンスは以下のとおり。

0秒　　：定格圧力4.2MPaにおいて1次系バウンダリ破断発生
30秒　　：原子炉スクラム、ガス循環機流量低下
90秒　　：崩壊熱除去2次系定格運転（100℃一定）
370秒　　：強制循環質量流量3%
630秒　　：SG隔離（SG保有水との熱交換停止）
最終圧力　：大気圧

炉内圧力の低下は、格納容器内圧力を大気圧として破断孔からの冷却材が音速にて漏洩するとした。また、ガス循環機はスクラムと同時にトリップするが、

再起動され、最終的に質量流量が定格比3%に制御されるものとした。

パラメータ影響解析として、流出抑制機構の敷設を想定して破損孔面積を100 cm^2に減少させた。さらに想定外の過酷事象として、減圧事故と全交流電源喪失事故を重ね合わせた事象の熱過渡を解析した。この場合、ガスの自然循環力は圧力に強く依存するため、格納容器内雰囲気圧力すなわち減圧事故後の最終圧力を0.7MPaに設定した。

② 解析結果

減圧事故時の熱過渡挙動を図4.8.3(2)-16および図4.8.3(2)-17に示す。一次系冷却材の漏えい開始から30秒間は炉心出力が100%に保たれるため、燃料被覆管温度は徐々に上昇し最高温度サブチャンネルにおいては、948℃に達している。30秒における炉内圧力は定格時に対して10%以上降下していることから、圧力センサーによる減圧の検知は十分行える。また、炉心出口温度は約12秒で定格値よりも50℃以上高くなっているので、炉心出口温度高による炉停止も可能と考えられる。各部の温度はスクラム後急激に低下し、50秒前後から再上昇し約340秒においてピークを迎える。この時の最高温度は742℃であり、スクラム直前の最高温度よりも低くなっている。

流出抑制機構の敷設により、流出口面積を100cm^2相当に制限した場合の減圧事故時の過渡挙動を図4.8.3(2)-18および図4.8.3(2)-19に示す。流出口面積300 cm^2および100cm^2に対する一次／二次ピーク温度（ホッテスト）は、それぞれ948／742℃および945／711℃である。流出抑制機構の効果としては二次ピーク温度低減への寄与が大きいことがわかる。但し、流出抑制機構によってスクラム時刻が変わることも考慮する必要がある。

減圧事故と全電源喪失を重ね合わせた事象に関して、格納容器内雰囲気圧力をパラメータとした解析を実施した。その結果、被覆管最高温度を溶融温度以下とするには、格納容器内圧力を0.7MPa、補助冷却器の伝熱面積を基本仕様の4倍とする必要があり、このとき被覆管最高温度は約1090℃であり、融点よりも300℃以上低い。この解析結果を図4.8.3(2)-20に示す。

(d) まとめ

プラント動特性解析より、以下の知見を得た。

- 原子炉トリップ時の自然循環崩壊熱除去能力は十分である。一方、減圧事故を重ね合わせれば、格納容器内雰囲気圧力を高く維持し、かつ補助冷却器の伝熱面積を大きくしない限り、自然循環での崩壊熱除去は困難である。
- 自然循環時の熱過渡挙動は、流量半減時間、炉心－補助炉心冷却器伝熱中心差、補助系起動遅れ時間および系統圧力損失の増減に対して敏感では無く、崩壊熱は除去される。一方、燃料被覆管最高温度は、径方向ピーキング係数、すなわちピンの発熱量に対して敏感である。従って、燃料発熱の局所ピーキングを抑制するとともに、高発熱チャンネルへの適切な流量配分を確保することが肝要である。

・ 減圧事故時過渡変化においては、1次ピーク被覆管温度を抑えることがポイントであり、燃料集合体出口温度高あるいは1次系圧力低の信号で早期に炉停止する必要がある。また、冷却材の流出抑制機構の影響の検討も必要である。
・ 今後、設計の進展に応じてより精度の高い評価を行うために、ガス炉プラント動特性解析コードの改良・整備および検証が必要である。

(iv) 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価

(a) 概要

Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性評価を行うことを目的として、多次元的な自然循環流動を考慮した統合型プラント動特性解析コードの整備を実施した。

従来、ループ型炉については、１次元フローネットワーク型の動特性解析コードを適用していたが、Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を実施するためには、温度成層化や局所的な２次流れ等の多次元的な熱流動評価が重要と考えられた。そのため、多次元蒸気発生器コード(MSG)を拡張整備し、設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉へ適用した。また、MSG コードと１次元プラント動特性解析コード（Super-COPD）を結合し、自然循環炉の核特性を考慮した崩壊熱除去特性について予備解析を実施した。

(b) 実施内容

① Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の崩壊熱除去解析

設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉について、多次元蒸気発生器解析コード(MSG)を用いた崩壊熱除去特性解析を実施する。

② 統合型プラント動特性解析コードの構築と予備解析

MSG コードと１次元プラント動特性解析コード（Super-COPD）を結合した、統合型プラント動特性解析コードを構築し、ANL で設計検討が進められている STAR-LM 炉を対象として、自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を予備評価する。

(c) 実施結果

① Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の崩壊熱除去解析

Pb-Bi 冷却中型自然循環炉(40 万 kWe)は、原子炉容器外胴に、ダウンカマを有したヘリカルコイル型の蒸気発生器を有している。また、循環ポンプ、IHX 等の機器を有しないことから、単純で円周方向に対称性の高い流路構成となっている。本解析では、従来、蒸気発生器用に開発を進めてきた r-z 円筒２次元の熱流動特性解析コード(Multi-dimensional Steam Generator Analysis Code : MSG)を用いて、Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の解析を実施することとした。MSG コードはヘリカルコイルの各層毎の熱交換を考慮しており、半径方向の温度分布について精度の高い解析が可能である。また、シェル側の流動についても、ダウンカマ領域、ヘリカルコイル領域、さらに、内筒内の領域を全て考慮可能であり、内筒内に炉心

領域を設定することによって、容易にPb-Bi冷却中型自然循環炉の流路体系を構成することが可能である。

図4.8.3(2)-21にr-z円筒2次元による解析メッシュを示す。炉心領域は、横方向の透過率をゼロとして、円筒のマルチチャンネルとした。ヘリカルコイル側のメッシュは伝熱管の全層数としており、比較的詳細なメッシュとなっている。SGの水・蒸気側はヘリカルコイル全層数を考慮したマルチチャンネルであり、ダウンカマ領域での熱交換も考慮している。UISについては多段のバッフルプレートを有する構造であり、縦方向の透過率によってそれらを考慮した。

図4.8.3(2)-22に定格自然循環条件での冷却材速度ベクトル及び温度分布コンタを示す。炉心の径方向出力分布は均一としている。蒸気発生器ヘリカルコイルの出口蒸気温度について、半径方向温度と給水流量分布を図4.8.3(2)-23に示す。各層の軸方向巻きピッチが等しい現在の設計では、内外層間の温度差がやや大きくなる傾向にあり、今後、設計作業の中で最適化を図る必要がある。

トリップ後ただちにSGを断熱し、PRACSによる崩壊熱除去モードになるシーケンスについて、解析例を図4.8.3(2)-24と図4.8.3(2)-25に示す。図4.8.3(2)-25に示すように、トリップ後、約2500秒程度まで、自然循環流量が非常に小さくなり、100秒前後では瞬間的に逆流が生じている。図4.8.3(2)-26の温度コンタに示すように、100秒前後では内筒の内側と外側で、高さ方向の温度分布がほぼ同等なり、自然循環力が失われることがその原因と考えられる。低流量状態は温度成層化が解消される約2500秒まで継続し、それ以降では自然循環流量は30%程度まで回復して安定な除熱状態となる。尚、燃料温度計算は実施していないが、逆流が発生する時点では既に出力が低下しており、冷却材と被覆管温度との膜温度上昇は2～3℃程度と評価された。

設計検討が進められているPb-Bi冷却中型自然循環炉について、MSGコードによる崩壊熱除去特性解析を実施し、その結果、PRACSを用いた崩壊熱除去については、温度成層化解消までの時間に留意した評価が重要であることが明らかになった。

②統合型プラント動特性解析コードの構築と予備解析

MSGコードと1次元プラント動特性解析コード（Super-COPD）を結合した、統合型プラント動特性解析コードを構築した。これによって、核計算（1ポイント）、炉心熱計算（マルチチャンネル）、プレナム流動（r-z円筒2次元）、SGヘリカルコイル熱流動（層毎の熱交換考慮）が過渡条件において可能となった。

ANLで設計検討が進められているSTAR-LM炉を対象として、自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を予備評価する。図4.8.3(2)-27に解析モデルを示す。冷却材、燃料、被覆管の各温度反応度及びドップラー反応度のフィードバックが考慮可能である。解析ケースは以下の4ケースとした。

(1) SG　　による崩壊熱除去
(2) RVACSによる崩壊熱除去
(3) 除熱源喪失時スクラム失敗事象（ULOHS）

(4)　制御棒誤引抜時スクラム失敗事象及び除熱源喪失(UTOP)＋ULOHS

各ケースでの崩壊熱除去特性解析結果を図4.8.3(2)-28から図4.8.3(2)-31に示す。SG除熱については、速やかに炉心出口温度が低下する。RVACS除熱については、炉心出力がRVACS除熱量より低下するまで一時的に温度が上昇し2次ピークを形成する。ULOHS解析ではドップラー反応度によって急激な温度上昇が押さえられ、炉心出口温度が750℃に達するまでに1000秒程度必要となっている。

UTOP+ULOHS事象については、引き抜き速度を非常に小さく設定した（自然循環起動操作の観点から、ゆっくりとした引き抜き条件を検討したため）ことから、比較的緩慢な温度挙動をしている。図4.8.3(2)-32に示すように、事故時のULOHS及びUTOP時には、炉容器下部において比較的温度差の大きい成層界面が形成されることを設計上留意するべきと考えられる。

(d) まとめ

以上、重金属冷却自然循環炉について、温度成層化等の多次元熱流動を考慮した崩壊熱除去特性解析を実施し、それらの基本的な特性について、予備的に評価した。

表 4.8.3(2)-1　基準形状での除熱性能

	ホットプレナム最高温度	
	RVACS+SGACS［℃］	RVACS のみ［℃］
HP 高さのみ	５９２（ケース１）	６５８（ケース２）
HP+CP 直胴部	５５５（ケース３）	６０１（ケース４）

表 4.8.3(2)-2　静的除熱性能比較（最大値）

	RVACS		SGACS	
	除熱量[MWth]	熱流束[kW/m²]	除熱量[MWth]	熱流束[kW/m²]
ケース１	3.72	12.3	2.18	14.9
ケース２	4.67	15.4	-	-
ケース３	4.93	11.0	1.97	13.4
ケース４	5.69	12.7	-	-

表 4.8.3(2)-3　原子炉容器形状の影響

	半径[m]	高さ[m]	面積[m²]	体積[m³]	HP 最高温度［℃］
基準体系	4.55	15.52	448	906	601
容器径拡大	5.46	15.52	537	1354	577
容器高さ拡大	4.55	18.63	538	1070	576

半径は原子炉容器内半径

高さは冷却材で満たされている直胴部の高さ（全高さから鏡板部の高さを除く）

面積は原子炉容器外表面

表 4.8.3(2)-4　各種パラメータの１次冷却材最高温度に対する感度

パラメータ減少	◀	基準ケースのパラメータ値	▶	パラメータ増加
ε = 0.85	ε = 0.80	輻射率 ε = 0.85	ε = 0.90	ε = 0.95
+25	+12	726℃	−11	−21
		スタック高さ30.07m	50m	
		726℃	−3	
×0.6	×0.8	空気流路圧損	×1.2	×1.5
−4	−2	726℃	+1	+3
×0.5	×0.8	空気側Nu(実験式)	×1.2	×1.5
+53	+14	726℃	−10	−19
	18cm	オーバーフロー液位差28cm	38cm	
	+3	726℃	+3	
×0.8	×0.9	崩壊熱	×1.1	×1.2
−70	−36	726℃	+36	+71

上段：パラメータ変更値　　下段：パラメータ変更による温度変化（℃）

表 4.8.3(2)-5 自然循環崩壊熱除去パラメーター解析結果の燃料被覆管最高温度一覧

パラメーター	単位	基準ケース	パラメーター解析ケース	一次ピーク温度(℃)	二次ピーク温度(℃)	三次ピーク温度(℃)
基準ケース結果 →			→	867	564	738
パラメーター番号				以下パラメーター解析結果		
1 径方向ピーキング係数	(-)	1.3	1.4	926	585	743
2 流量半減時間	(s)	5	10	848	574	738
			60	832	二次ピーク無し	740
3 崩壊熱レベル	(倍)	1.0	1.2	867	617	837
4 系統圧力損失	(倍)	1	2	908	626	790
5 崩壊熱除去系除熱容量:AHX伝熱面積	倍	1	2/3	867	565	779
6 伝熱中心差	(m)	約0.5	約11	867	680	750
7 崩壊熱除去系起動遅れ時間	(s)	60	360	867	632	762

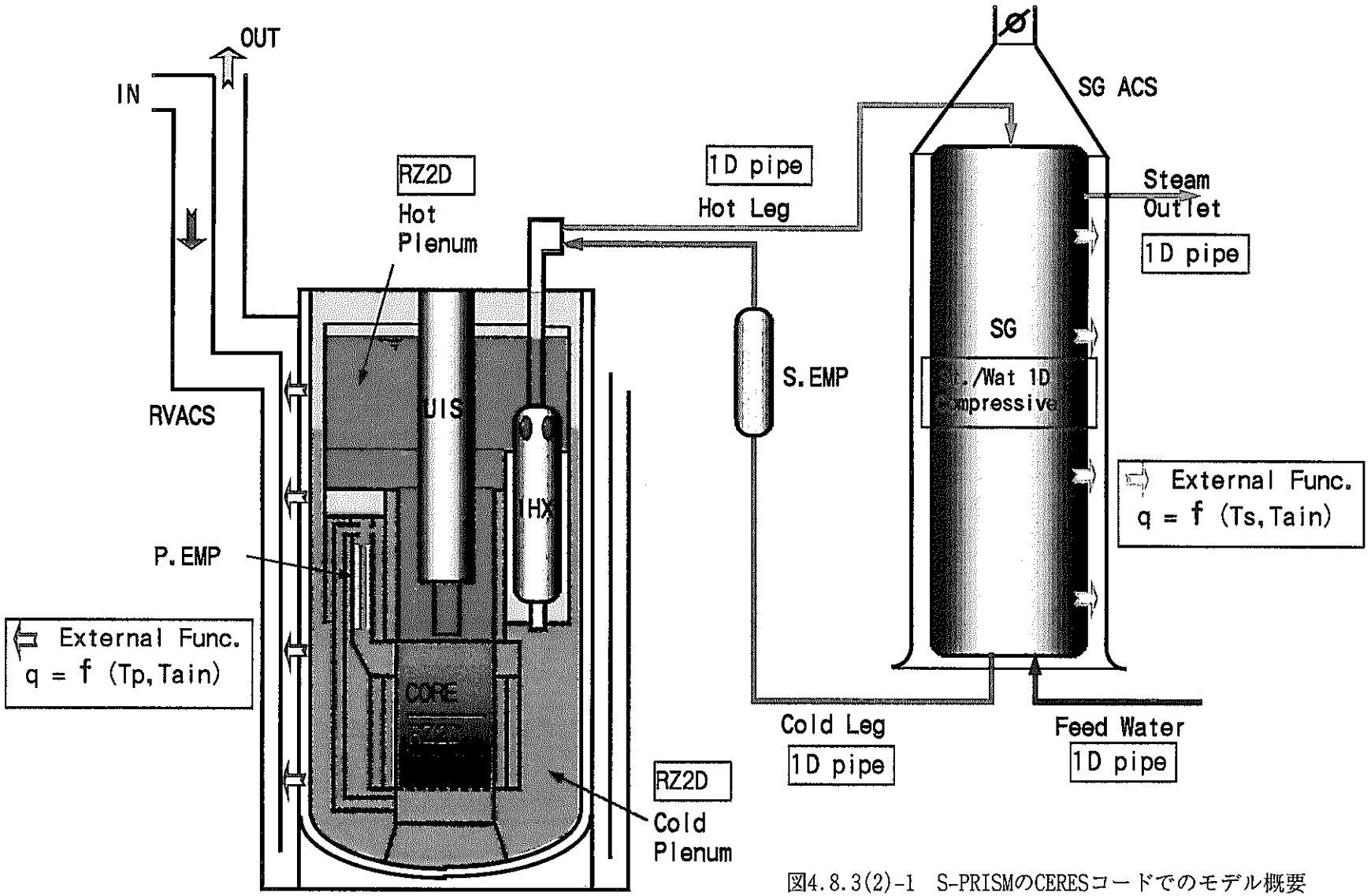


図4.8.3(2)-1　S-PRISMのCERESコードでのモデル概要

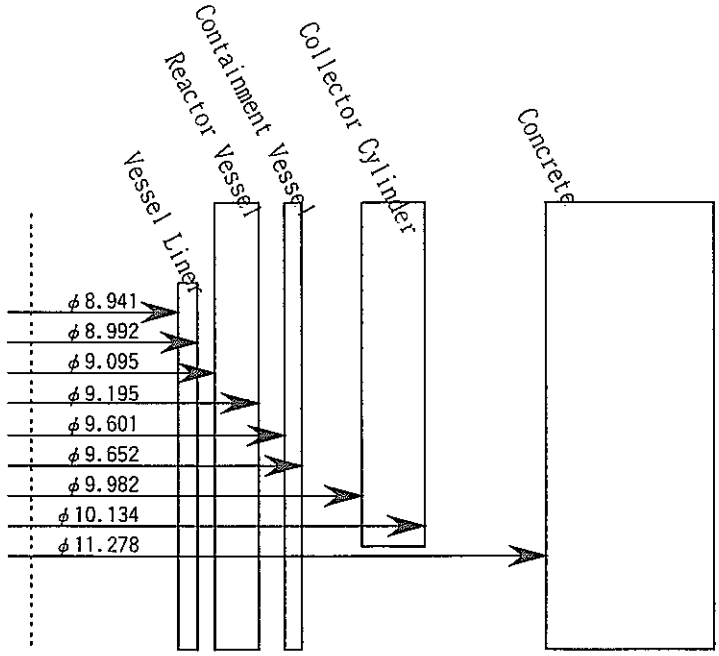


図4.8.3(2)-2　RVACS径方向構造

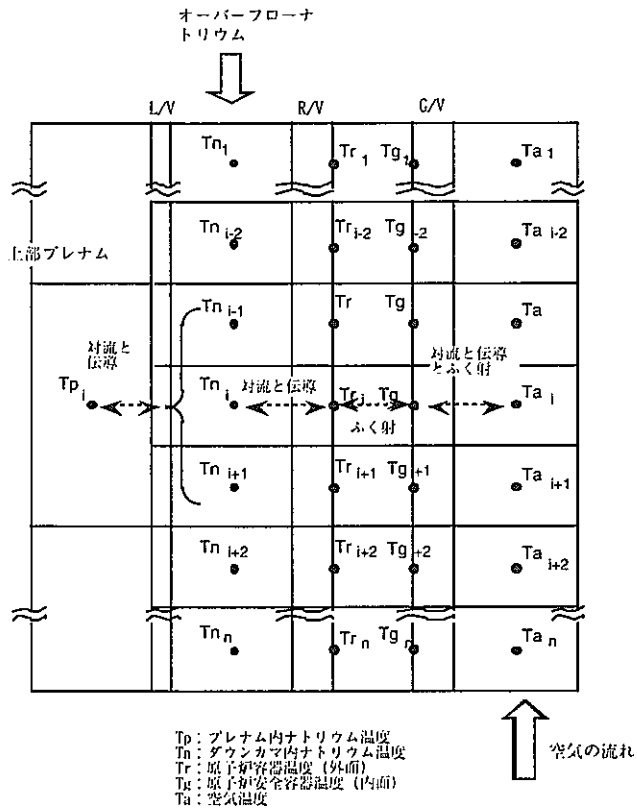


図 4.8.3(2)-3　RVACS 部　熱伝達計算のモデル

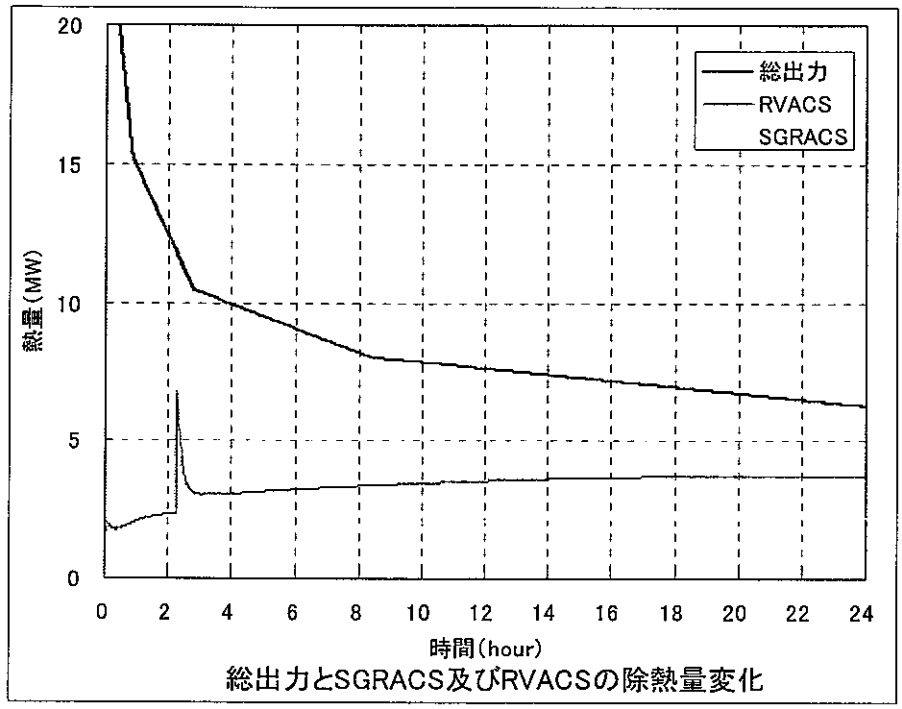


図 4.8.3(2)-4 (1) 除熱量変化 (HP 高さのみ、RVACS+SGACS)

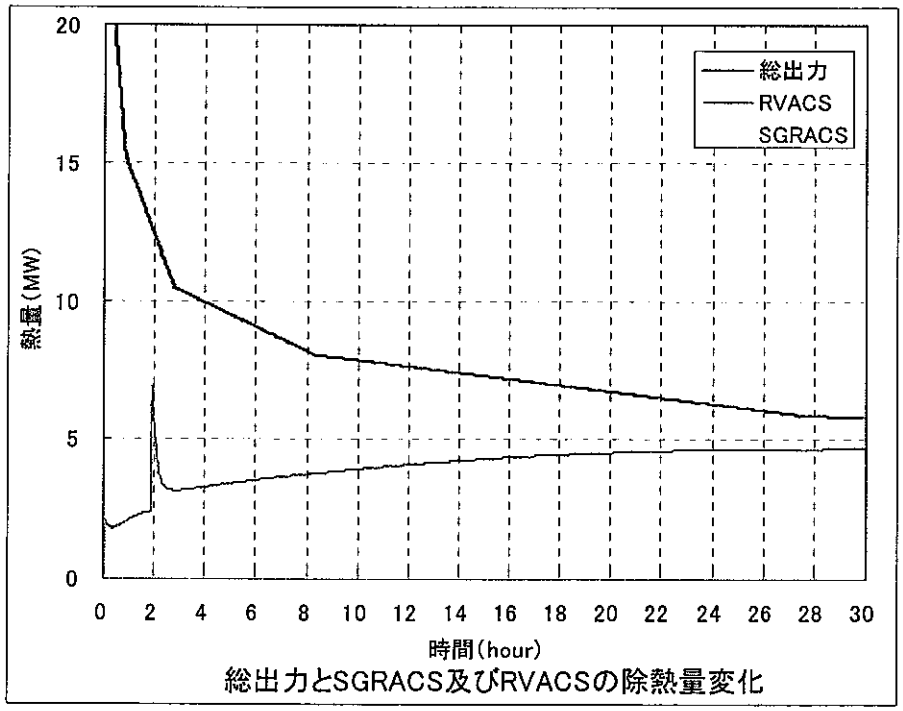


図 4.8.3(2)-4 (2) 除熱量変化 (HP 高さのみ、RVACS のみ)

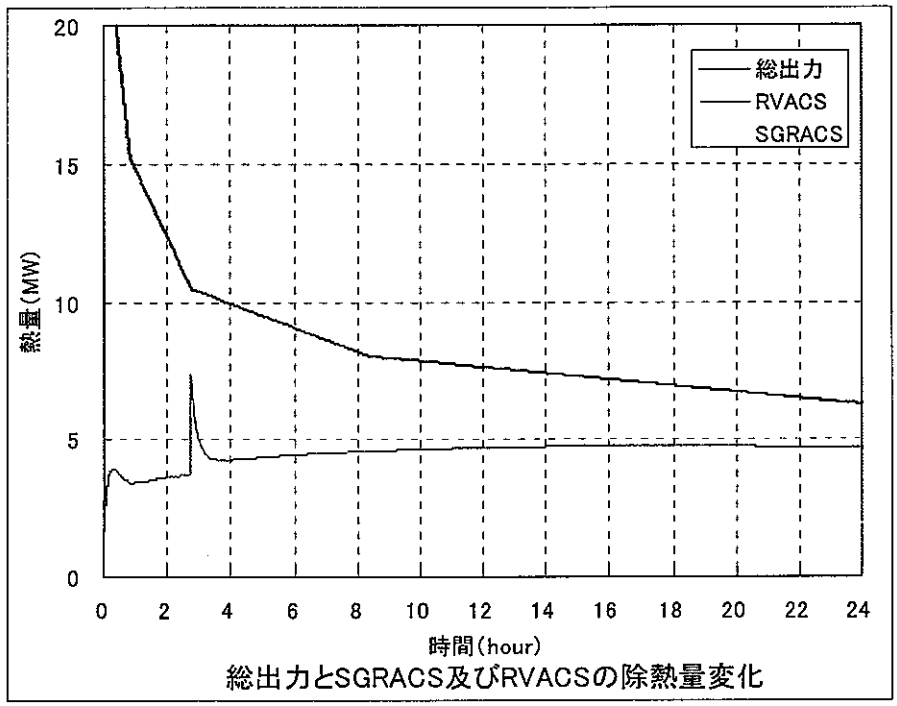


図 4.8.3(2)-4 (3) 除熱量変化 (HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS)

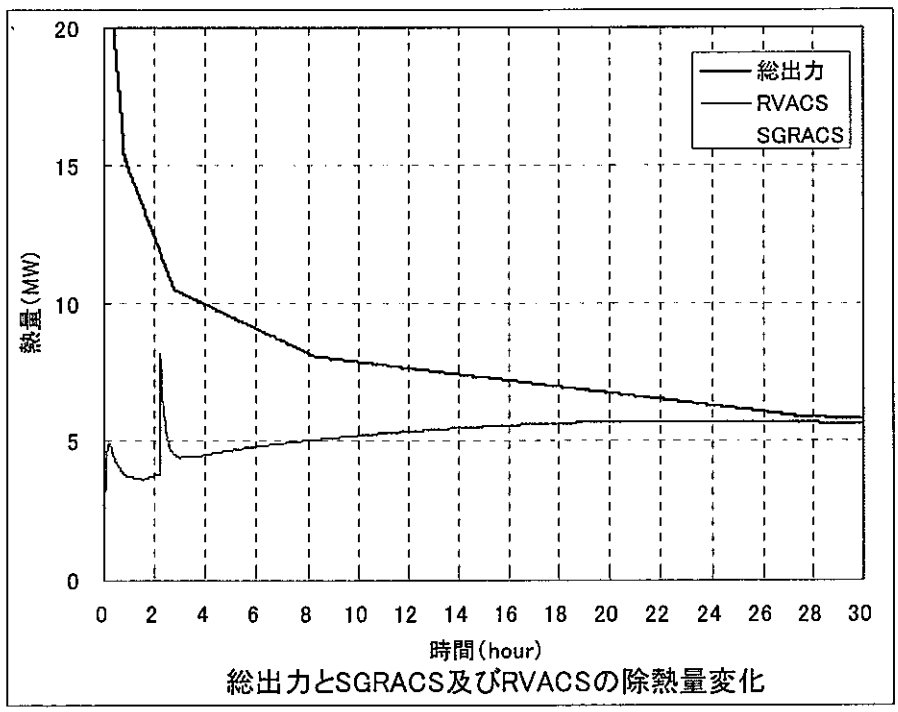


図 4.8.3(2)-4 (4) 除熱量変化 (HP+CP 直胴部、RVACS のみ)

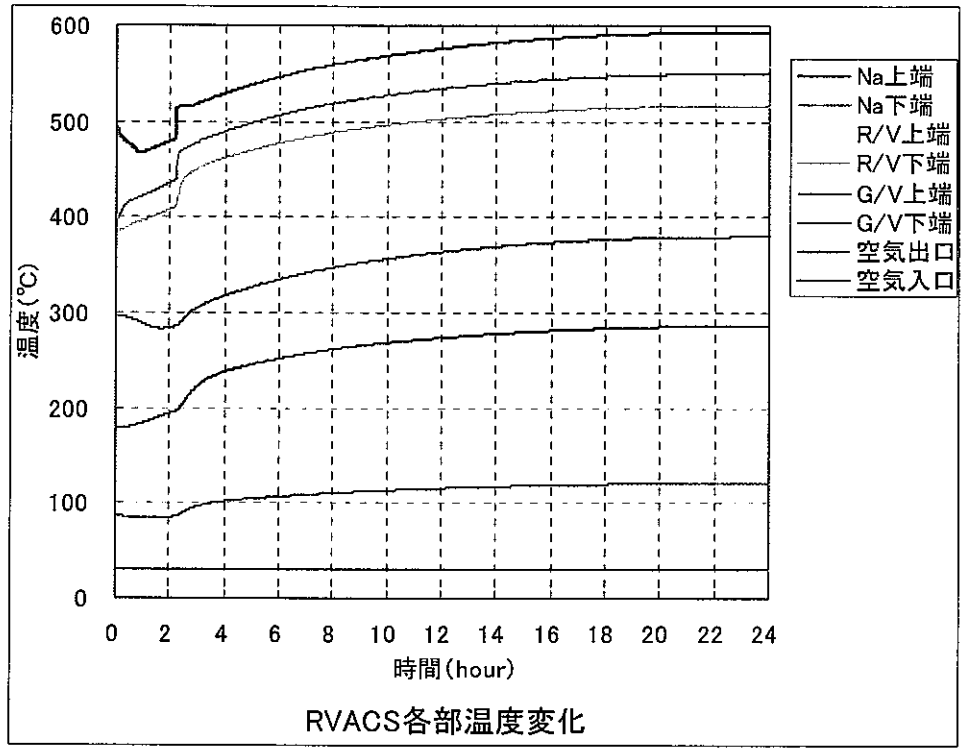


図 4.8.3(2)-5　RVACS 各部温度変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）

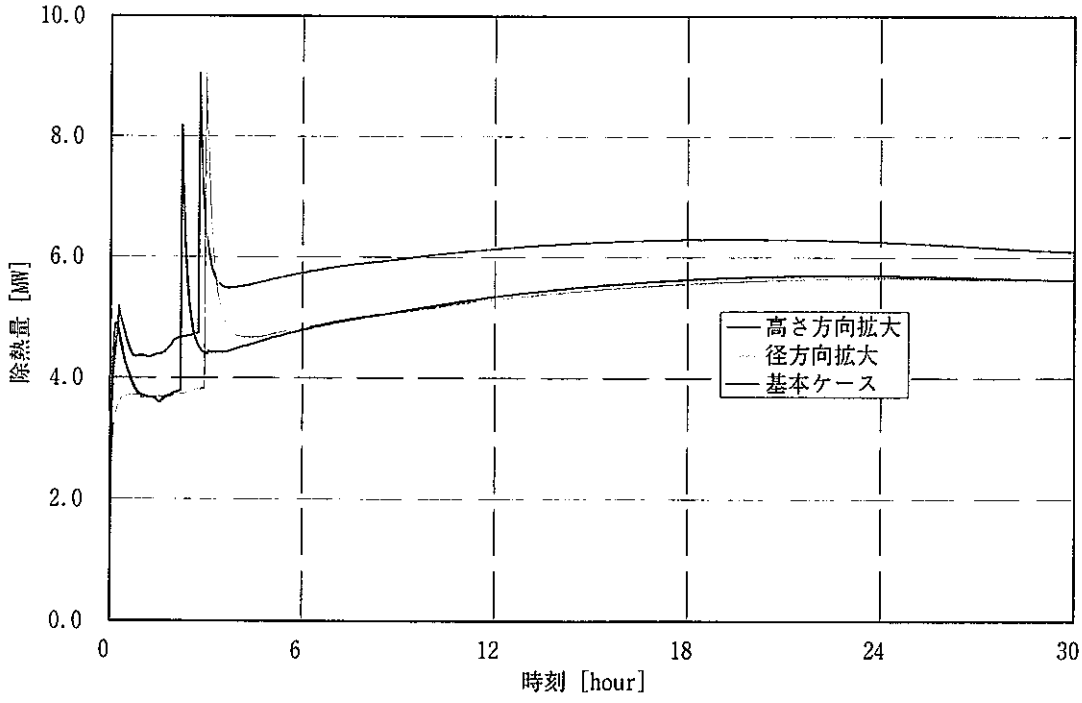


図 4.8.3(2)-6　RVACS 除熱量の比較

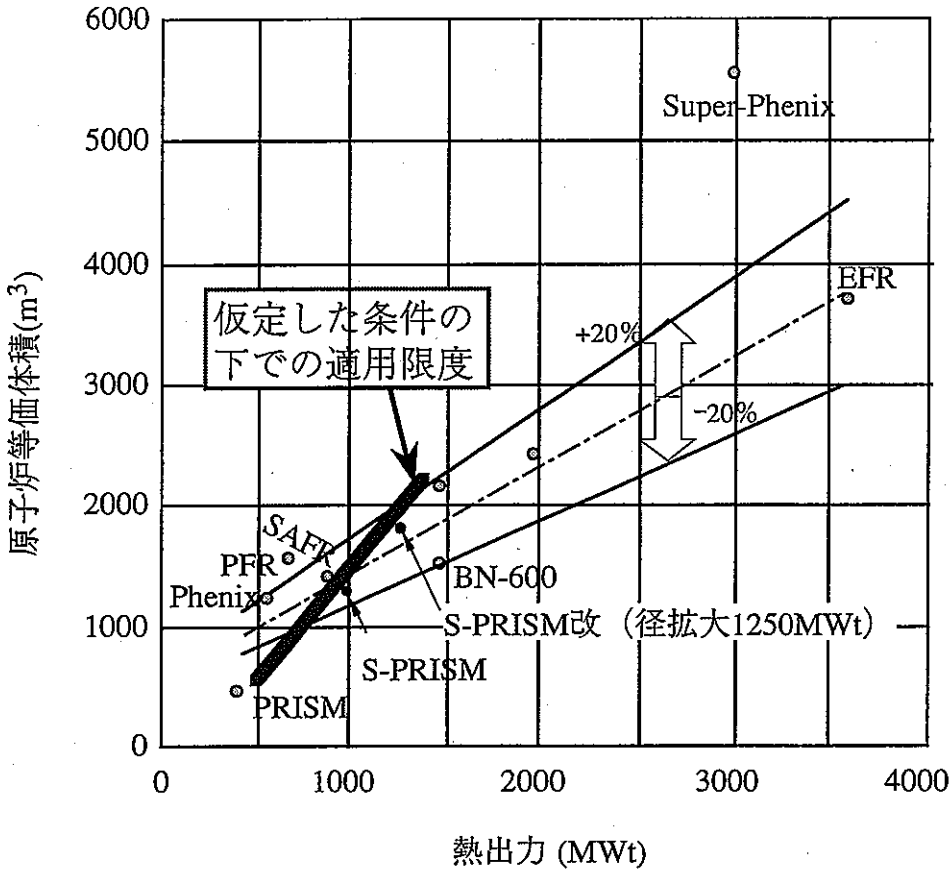


図4.8.3(2)-7　RVACSの適用範囲

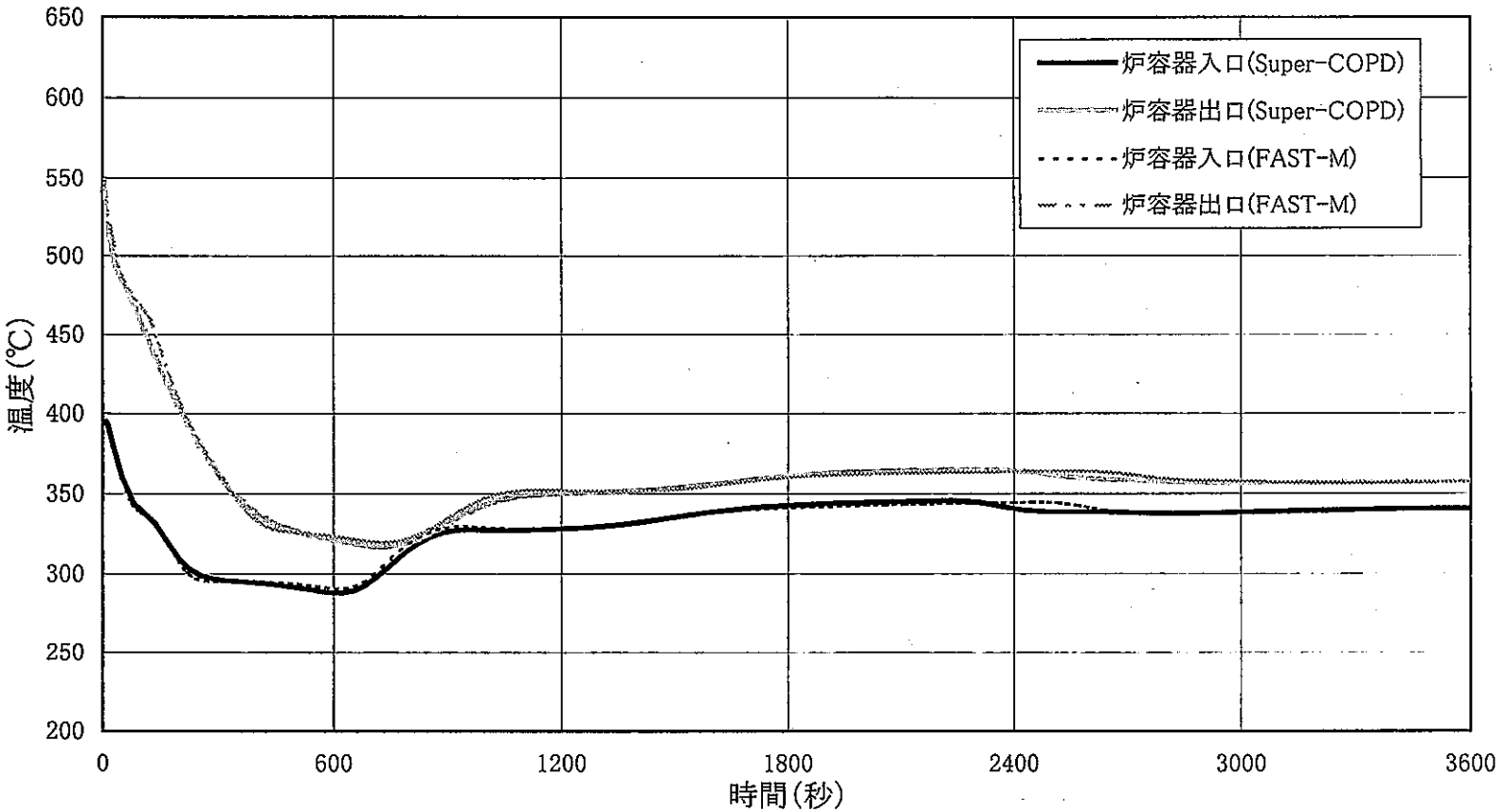


図4.8.3(2)-8 崩壊熱除去特性に関するSuper-COPDコードとFAST-Mコードの比較
(手動トリップ 炉容器温度(Aループ))

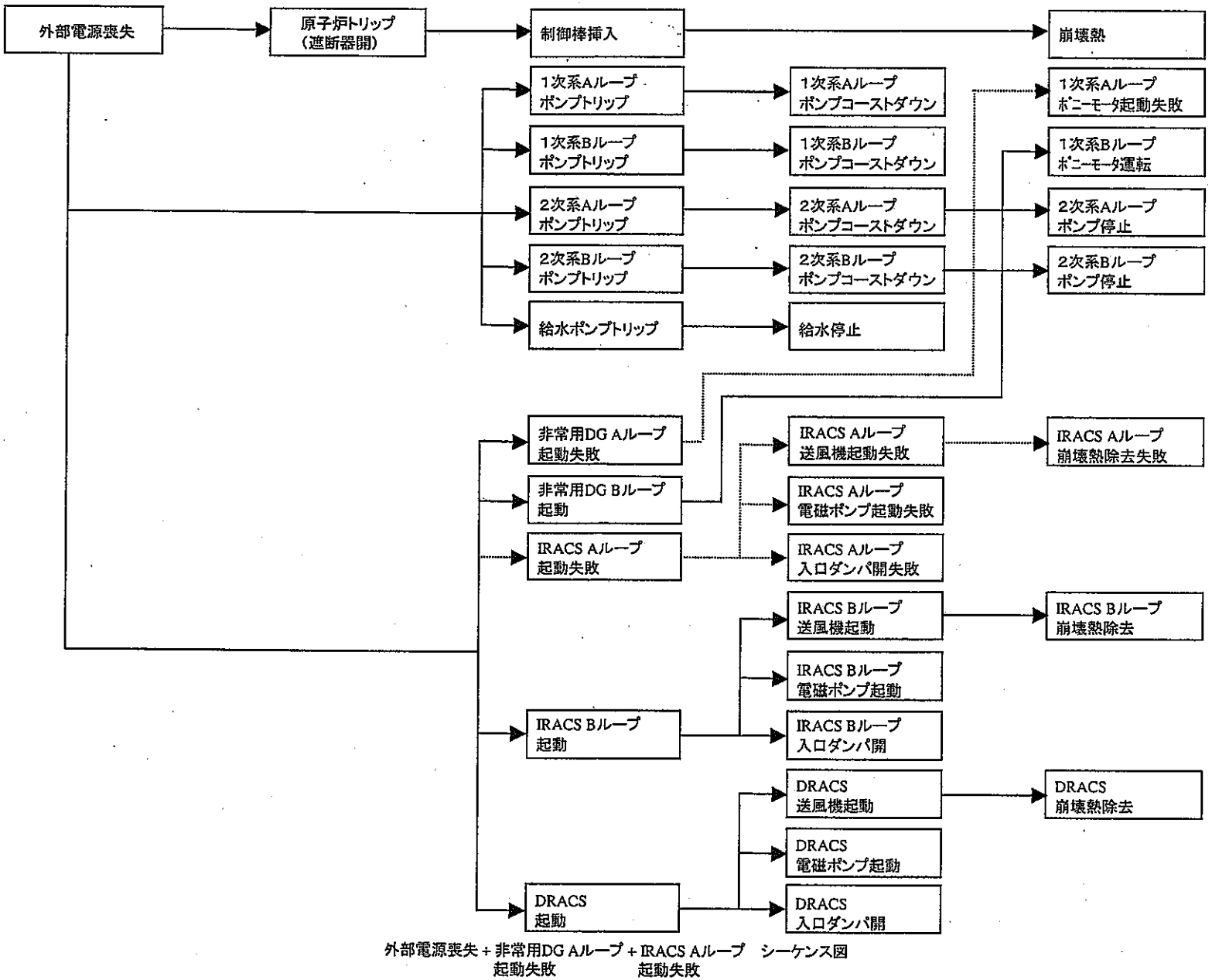
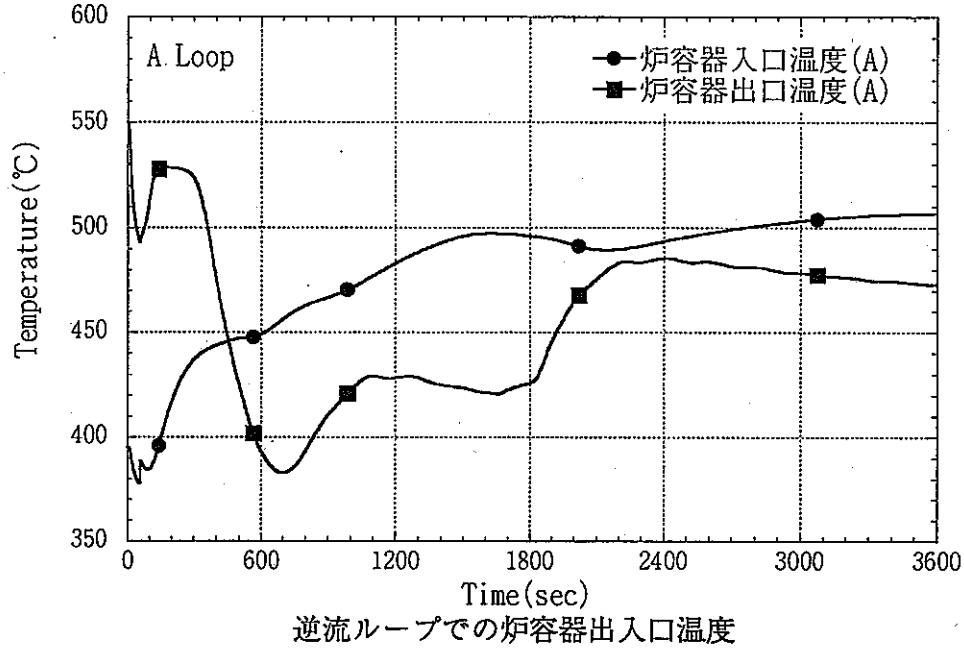
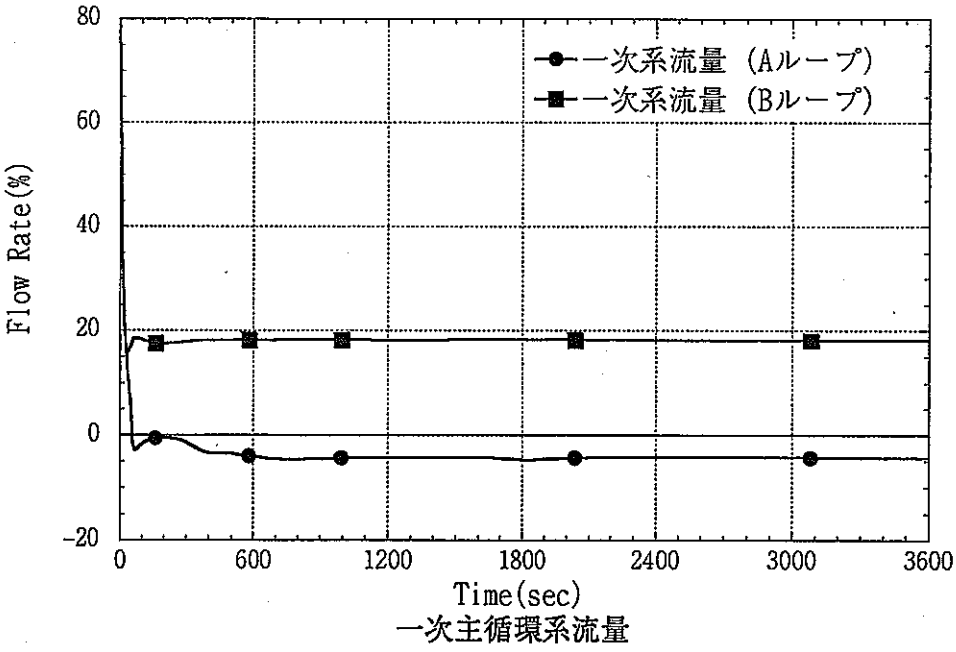


図4.8.3(2)-9　1ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関するシーケンス



逆流ループでの炉容器出入口温度



一次主循環系流量

図 4.8.3(2)-10　1ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関する解析結果

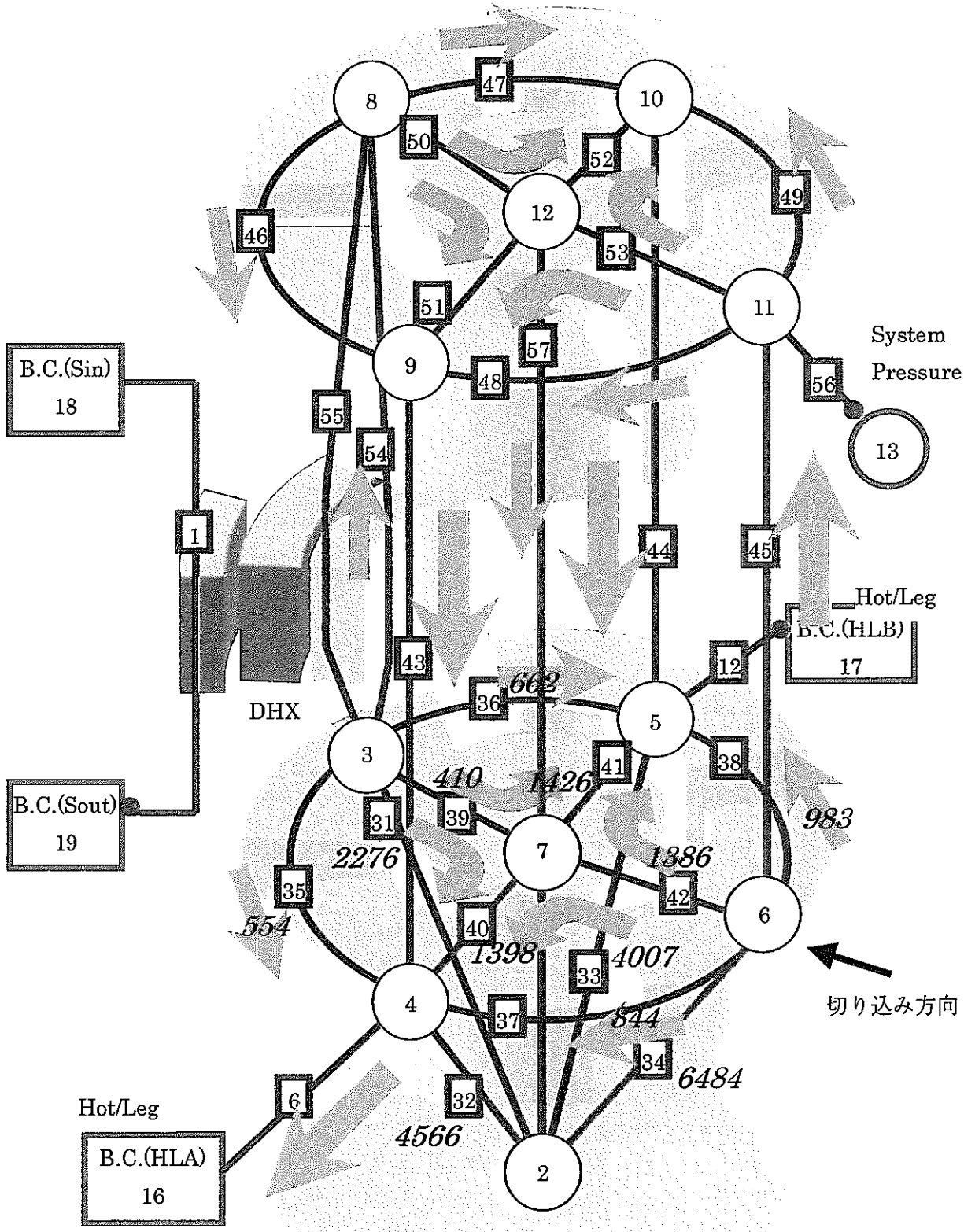


図 4.8.3(2)-11 定格運転時の上部プレナム内流路の流量

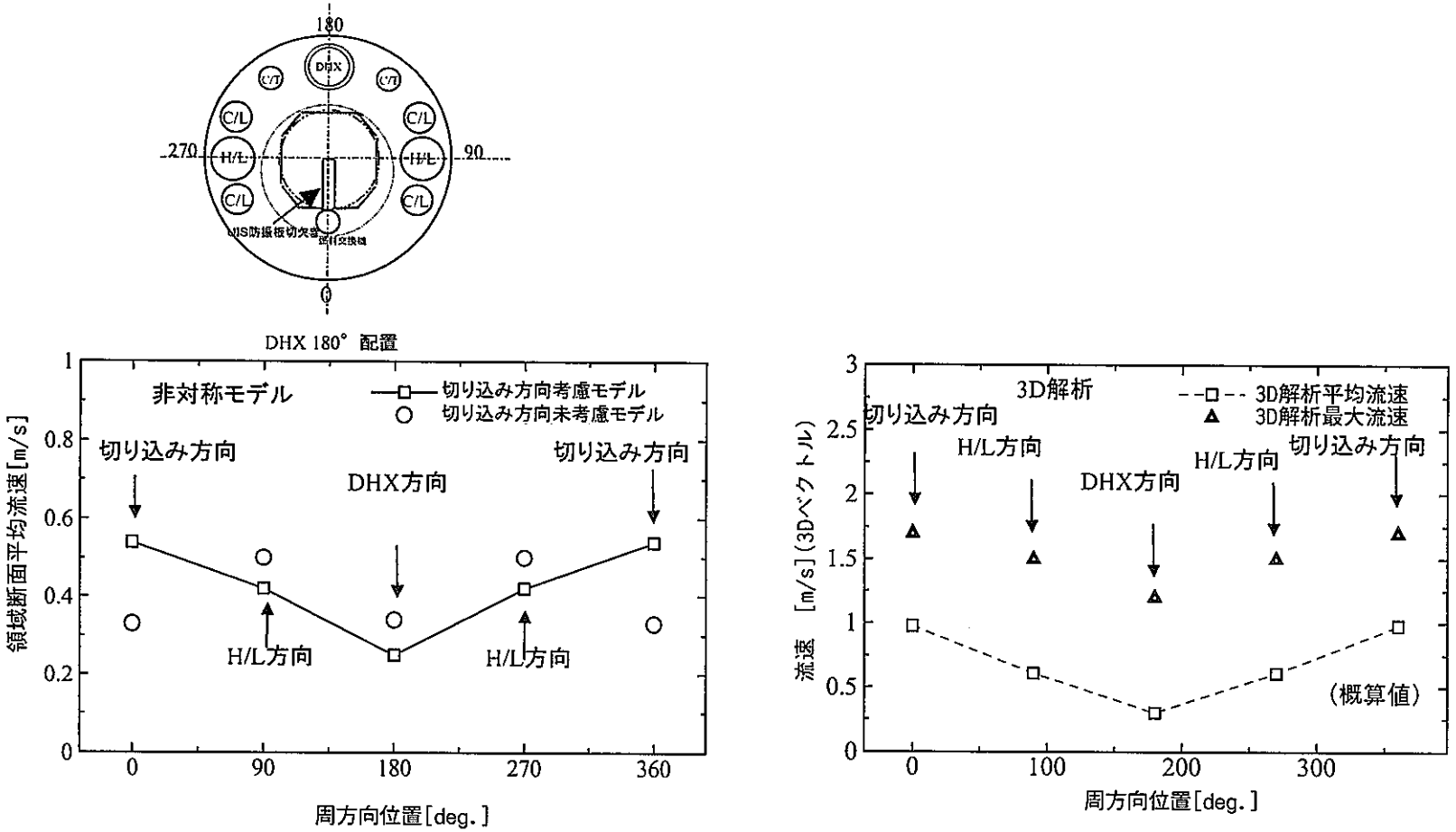


図4.8.3(2)12　切り込みの有無に関する炉上部プレナム内速度分布比較

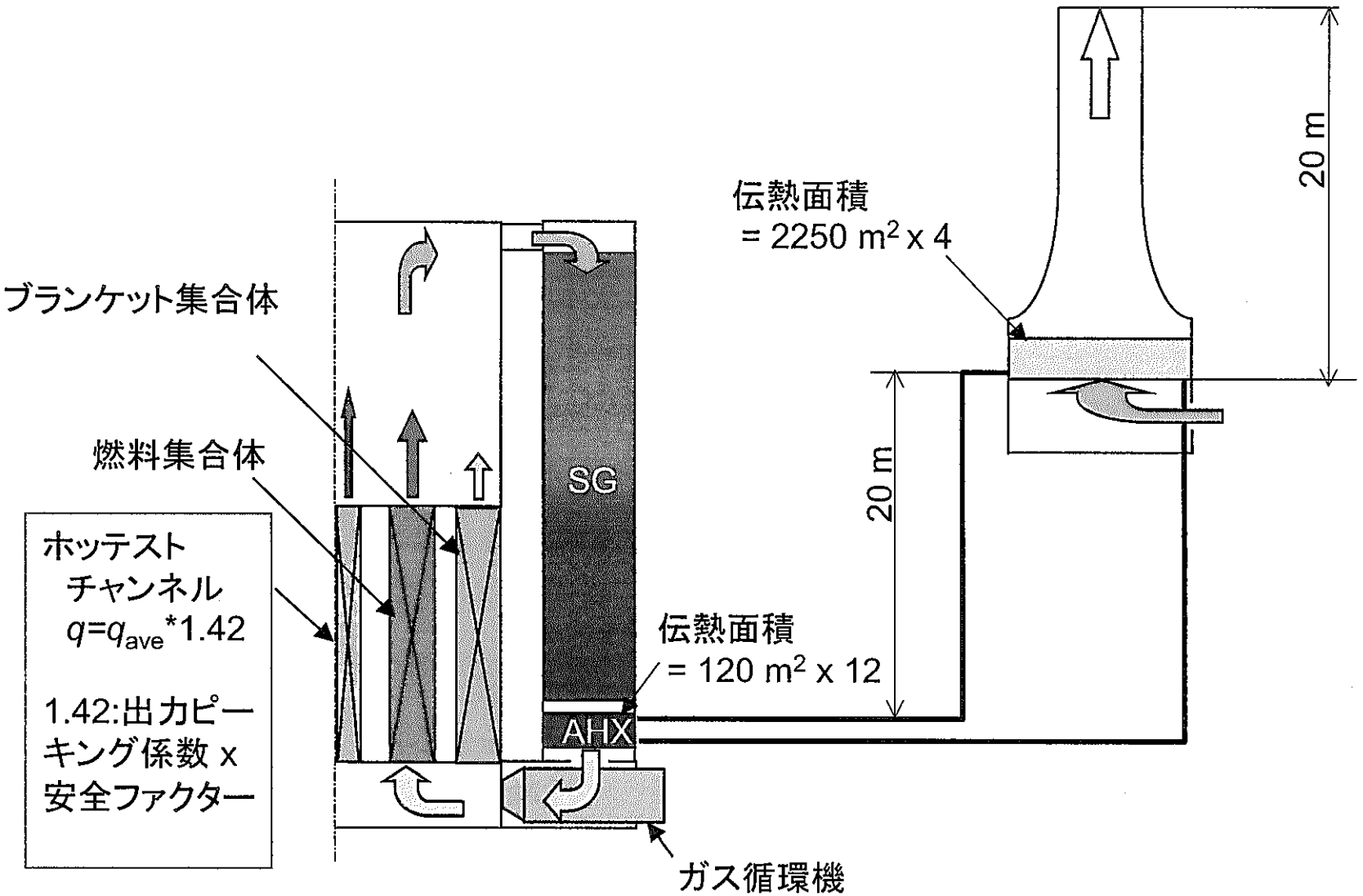


図4.8.3(2)-13 解析モデル概要

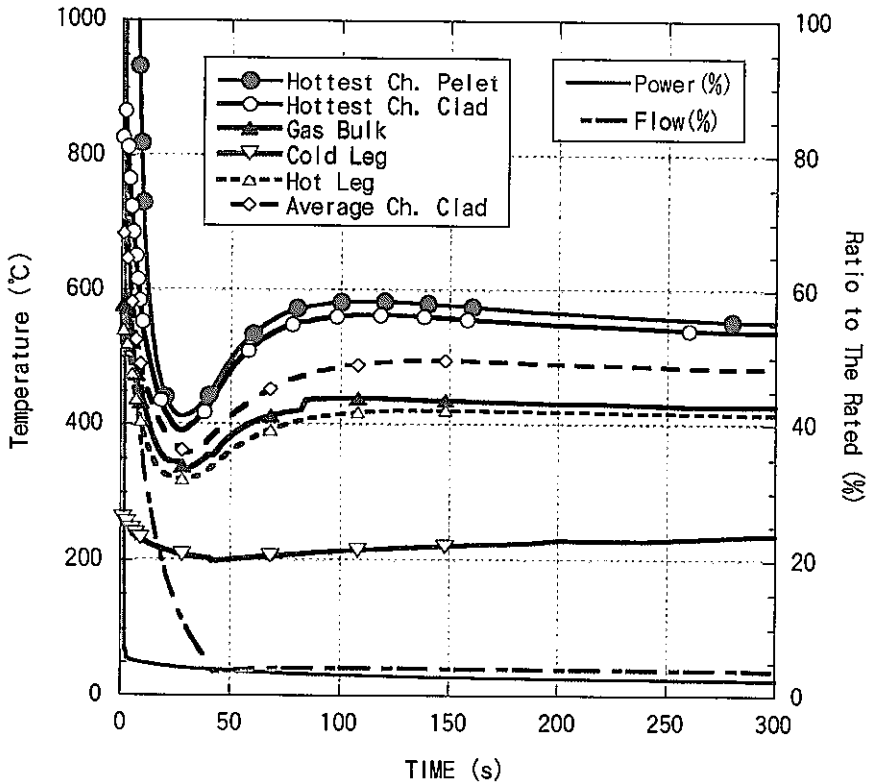


図4.8.3(2)-14 全交流電源喪失時の熱過渡挙動(短期)
(基準ケース)

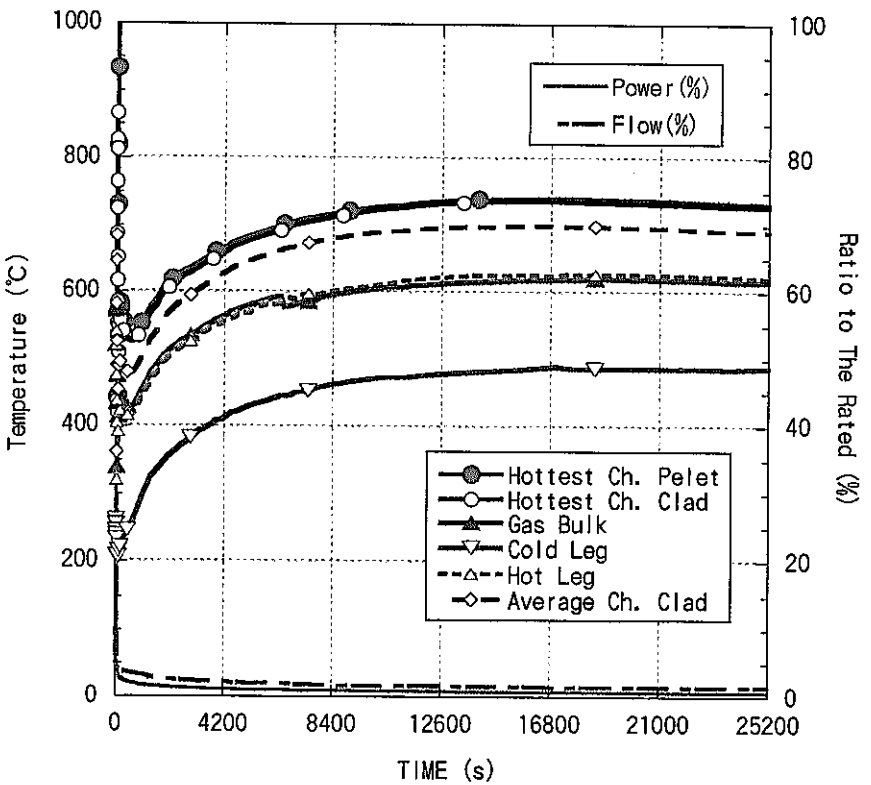


図4.8.3(2)-15 全交流電源喪失時の熱過渡挙動(長期)
(基準ケース)

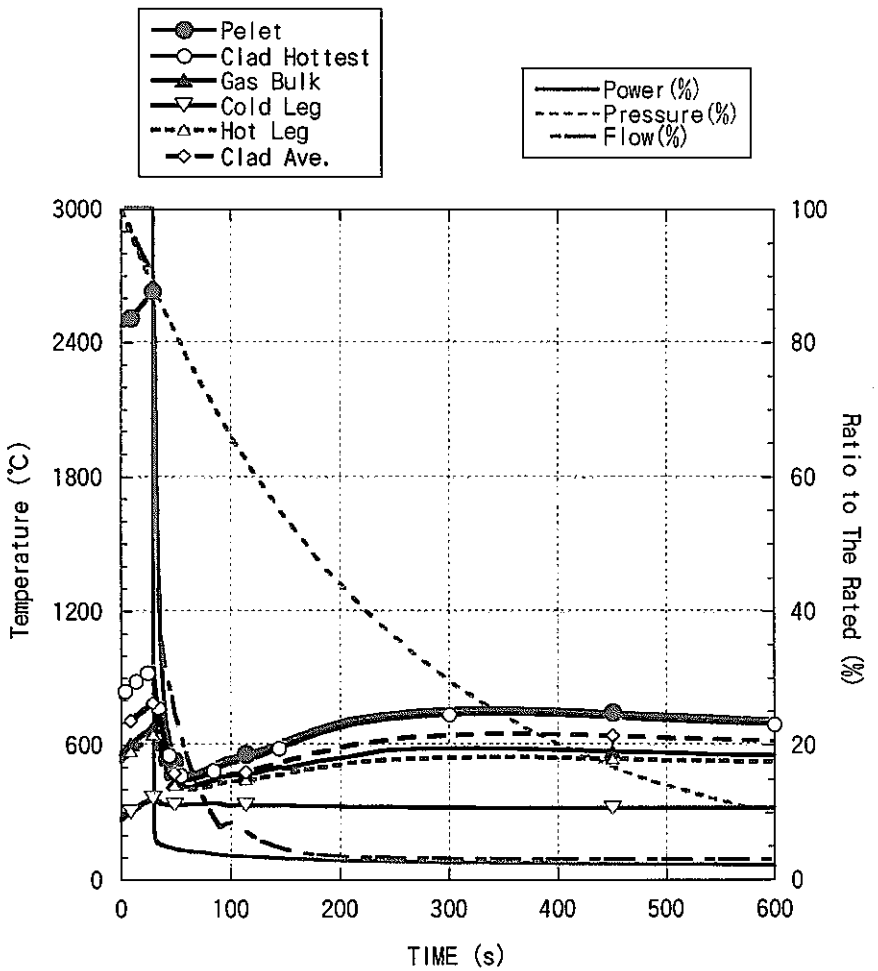


図4.8.3(2)-16 減圧事故時の熱過渡挙動(短期)
(開口面積300cm²)

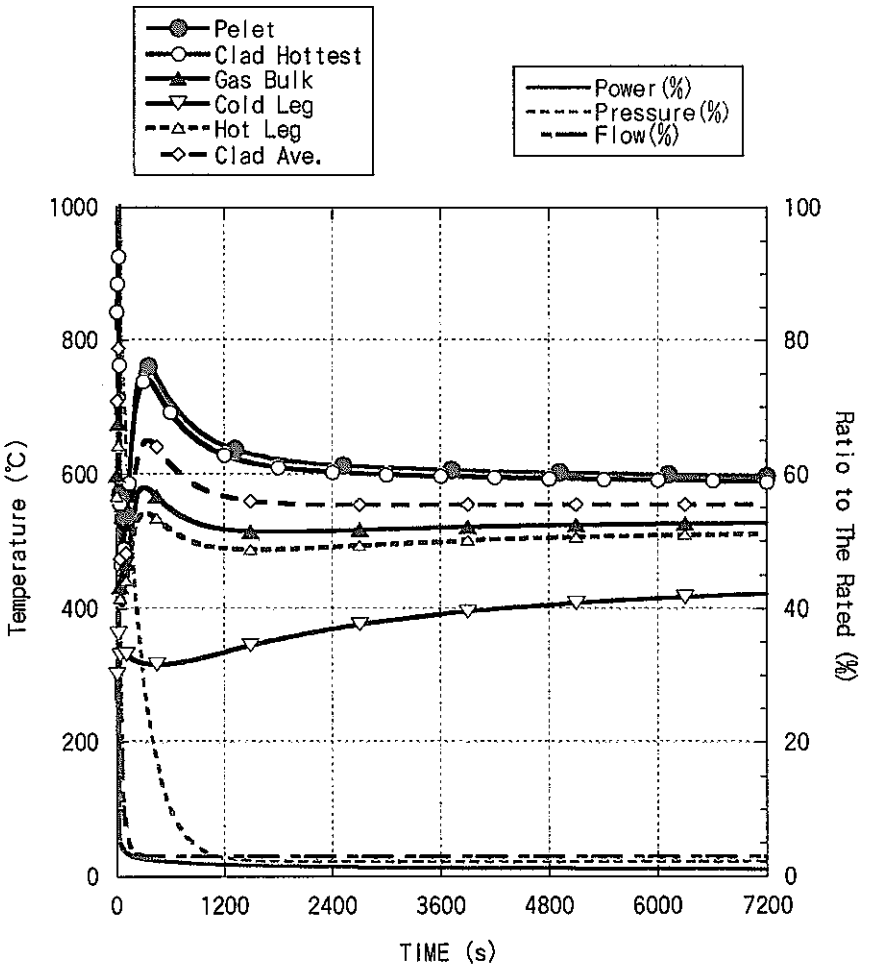


図4.8.3(2)-17 減圧事故時の熱過渡挙動(長期)
(開口面積300cm²)

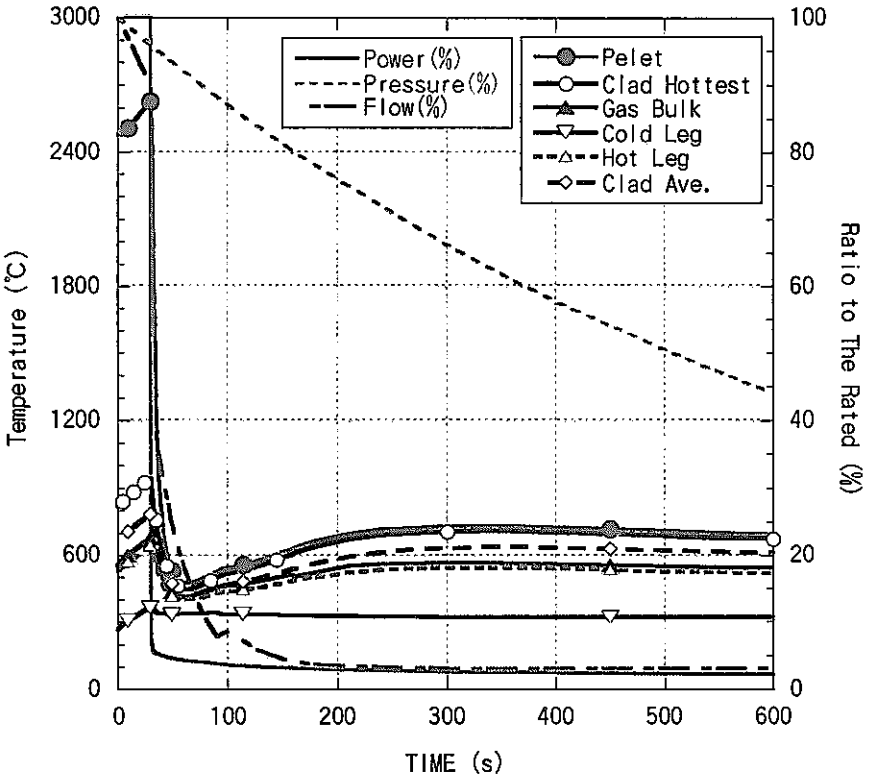


図4.8.3(2)-18 減圧事故時の熱過渡挙動(短期)
(開口面積100cm^2)

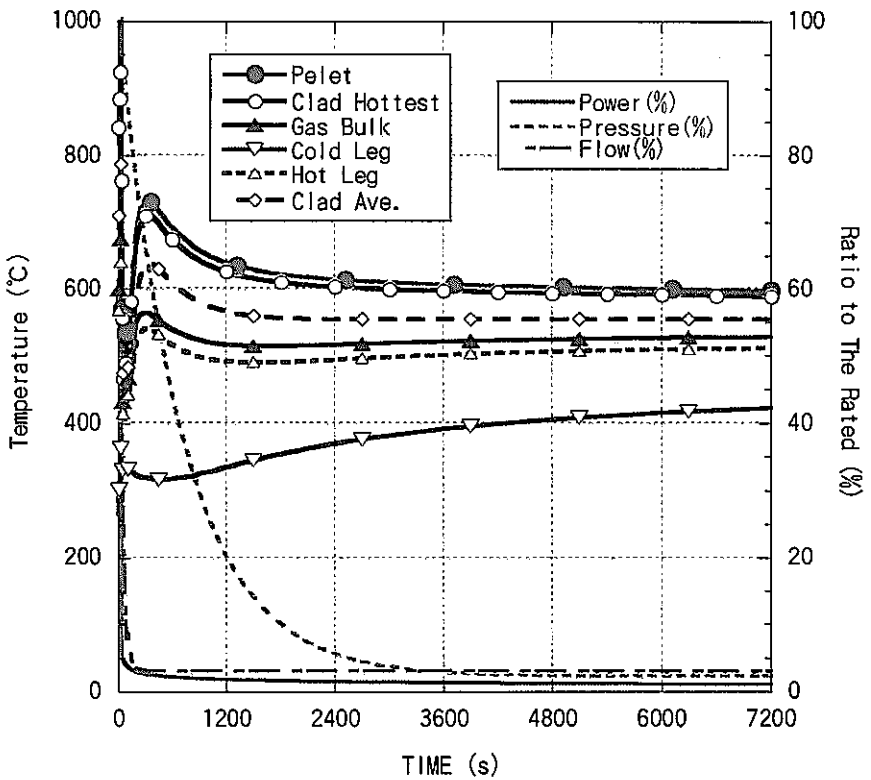


図4.8.3(2)-19 減圧事故時の熱過渡挙動(長期)
(開口面積100cm^2)

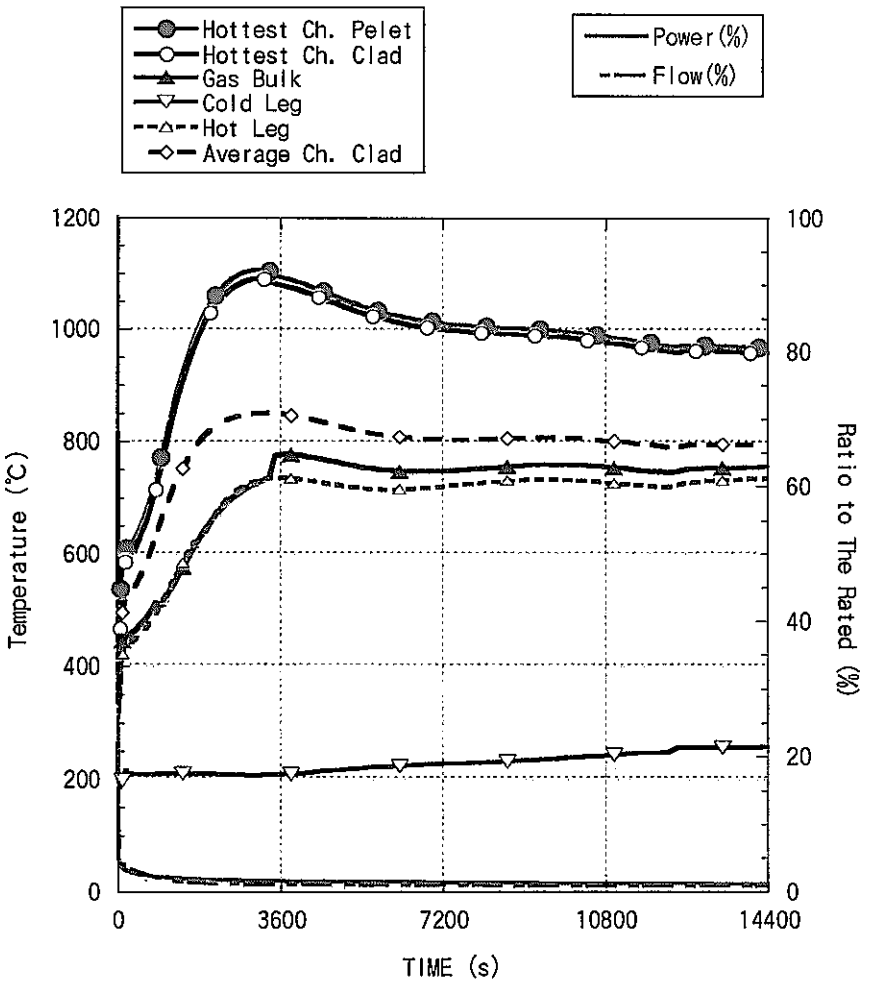


図4.8.3(2)-20　減圧事故と全電源喪失の重ね合わせ時の熱過渡挙動

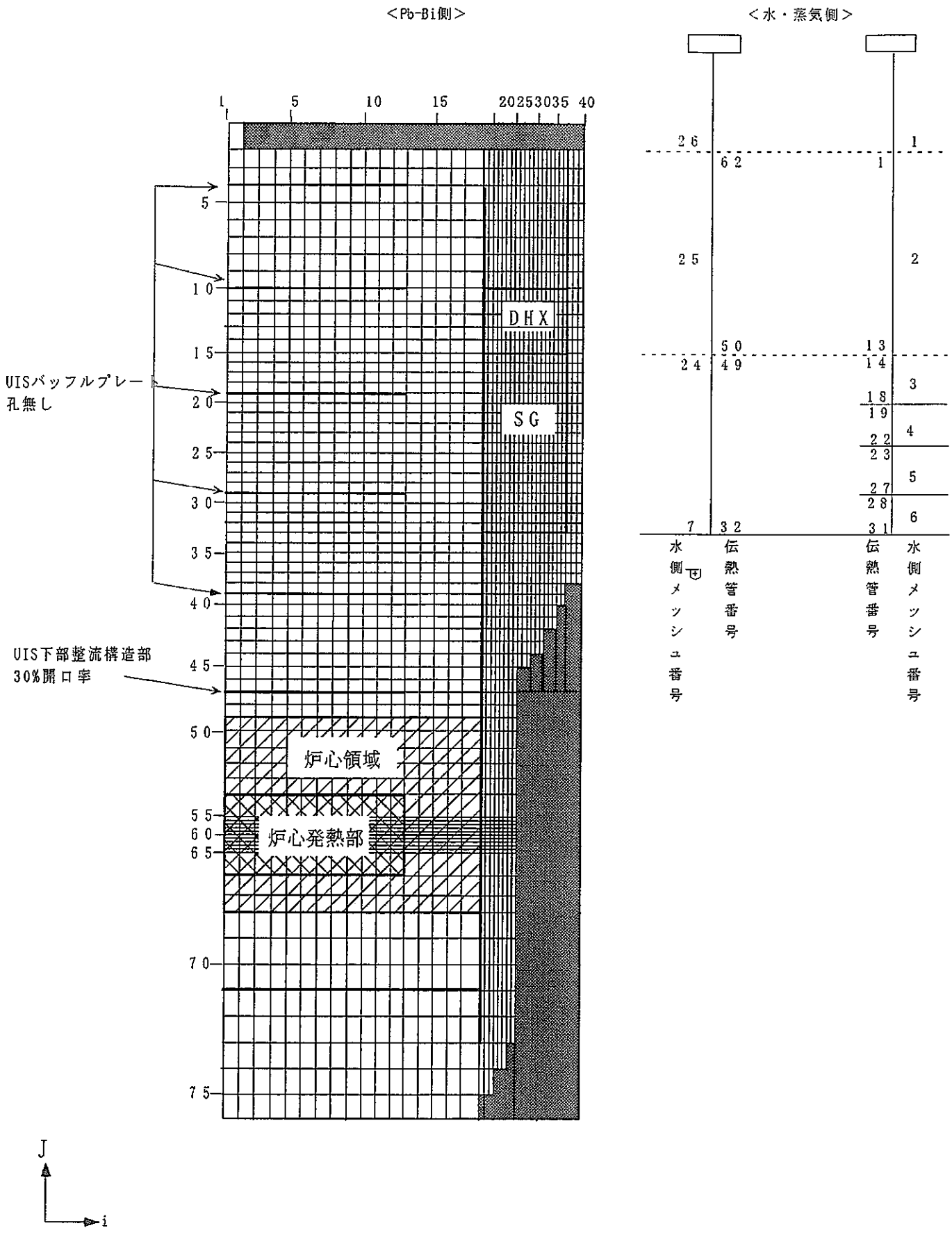


図 4.8.3(2)-21　Pb-Bi 冷却自然循環中型炉（40 万 kWe）解析メッシュ（MSG コード）

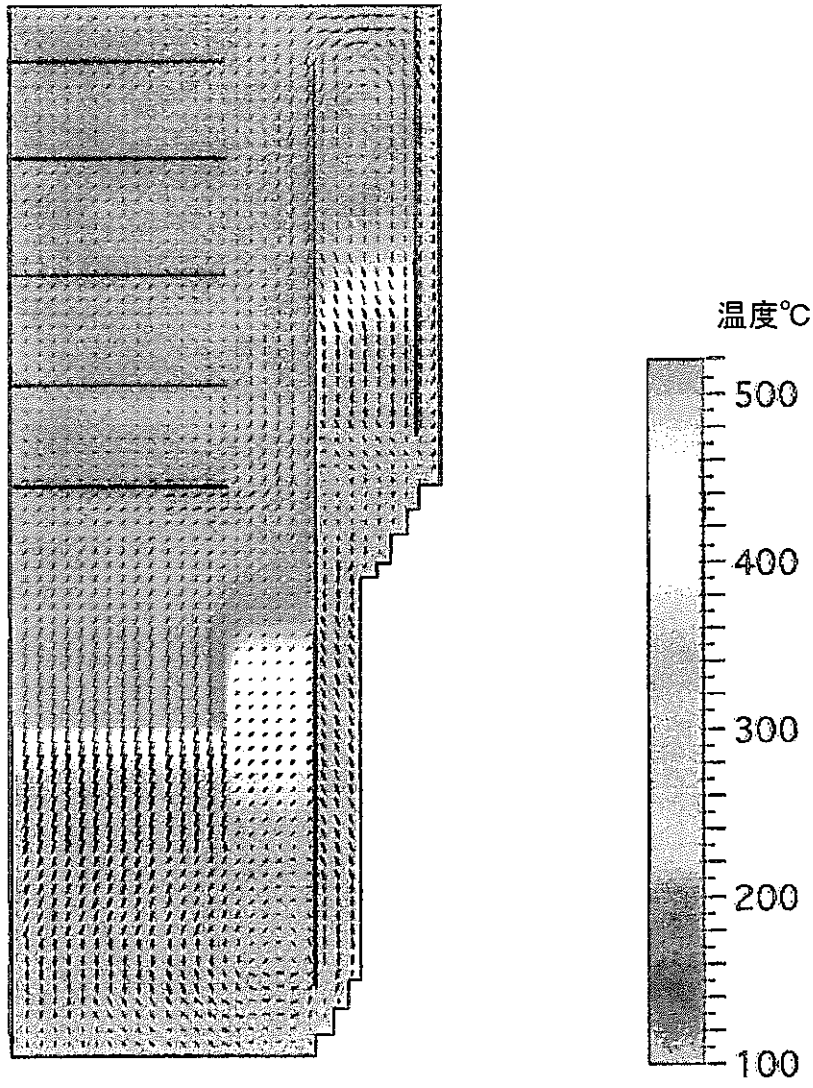


図4.8.3(2)-22 定常流動解析結果（流況及び温度分布、40 万 kWe）

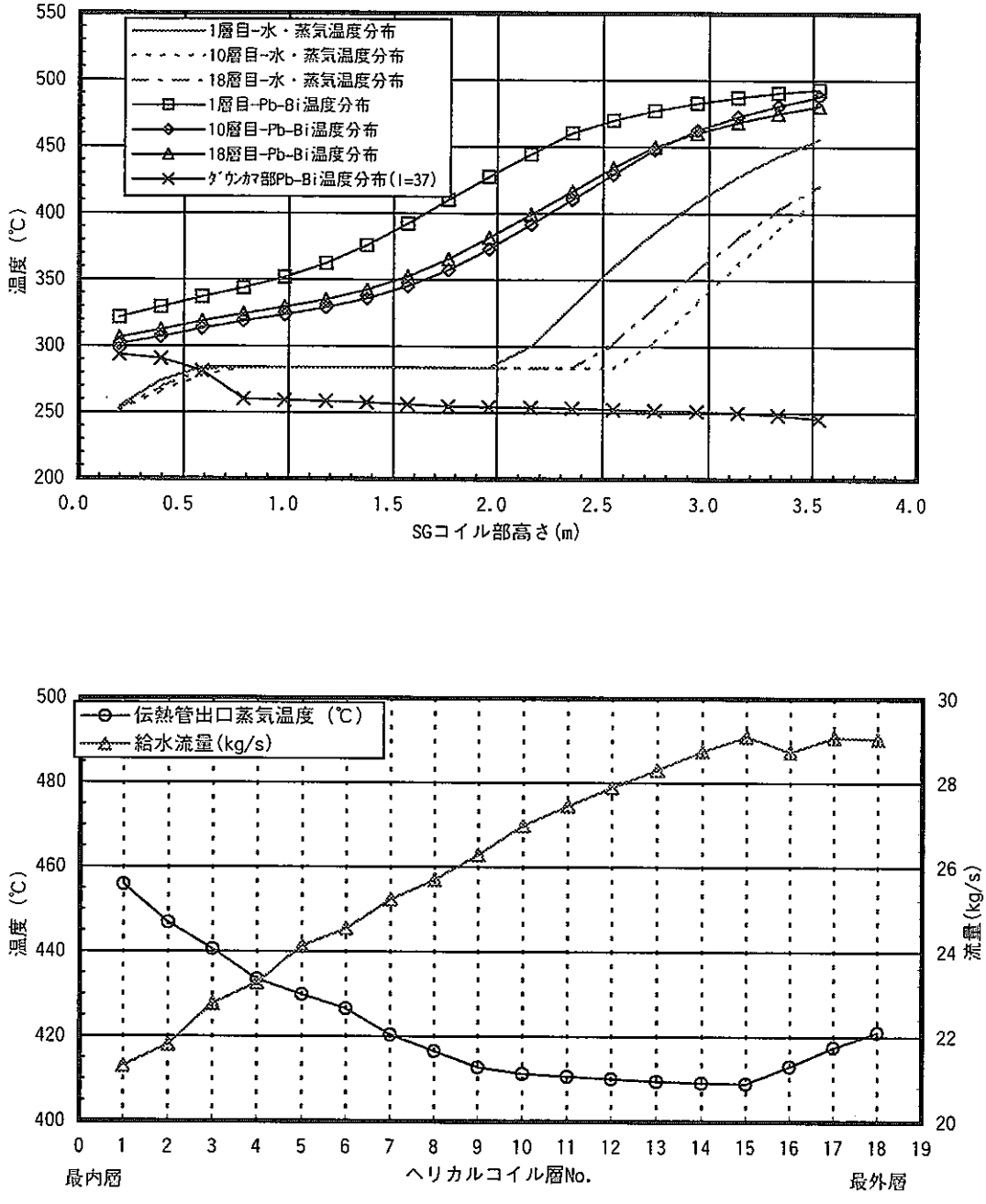


図4.8.3(2)-23　Pb-Bi冷却自然循環炉の蒸気出口温度及び給水流量分布

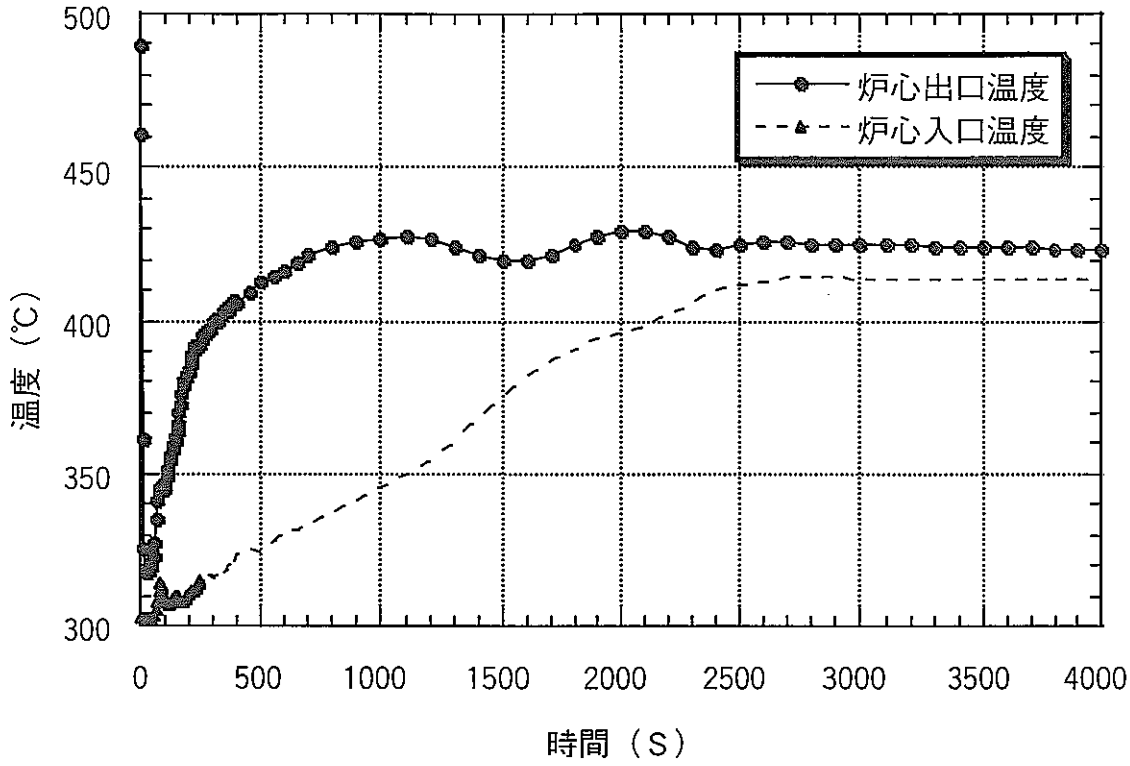


図4.8.3(2)-24 Pb-Bi自然循環炉の崩壊熱除去特性
炉心出口の温度変化（PRACS除熱、40万kWe）

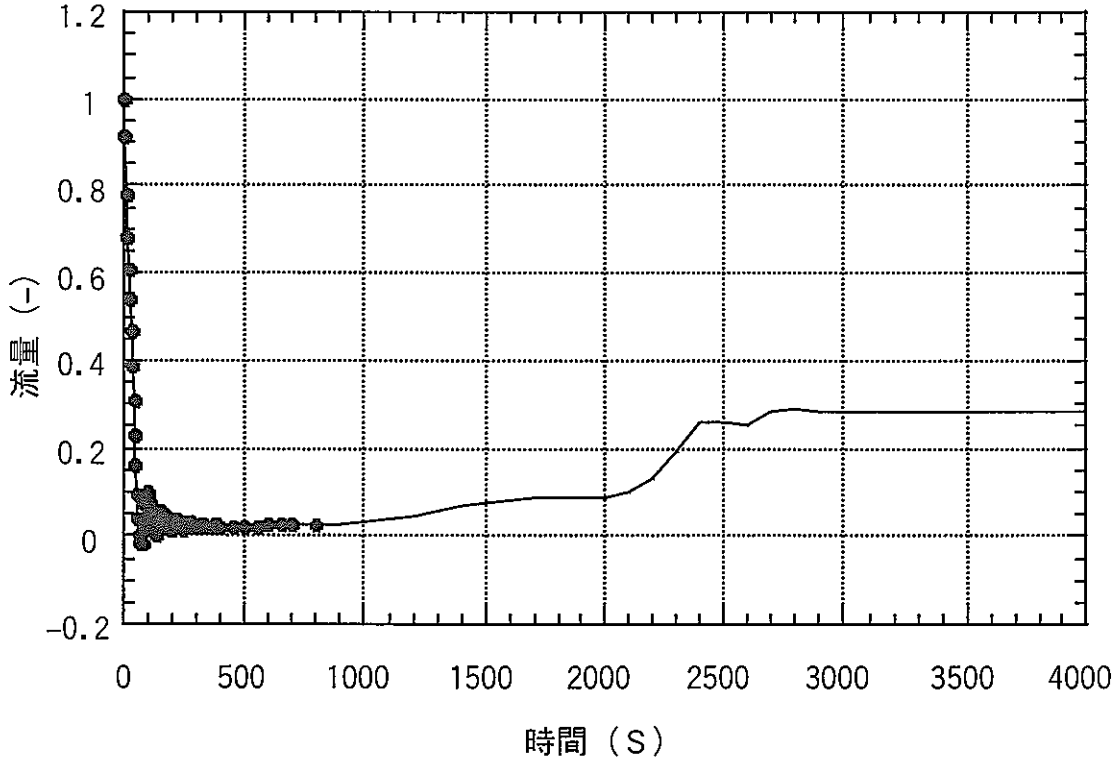


図4.8.3(2)-25 Pb-Bi自然循環炉の崩壊熱除去特性
炉心出口流量（PRACS除熱、40万kWe）

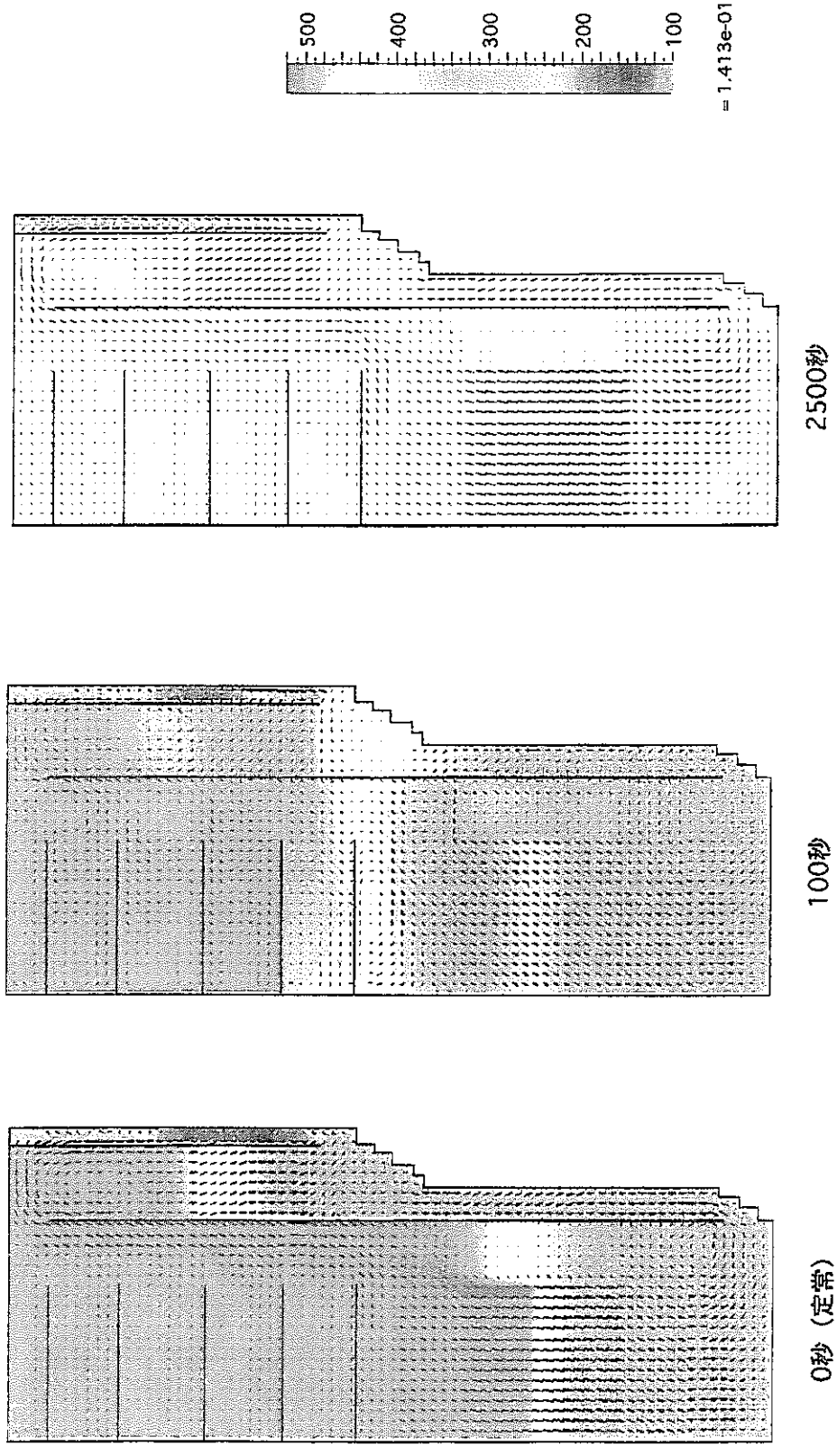


図4.8.3(2)-26　Pb-Bi自然循環中型炉のPRACS崩壊熱除去時の温度分布コンタ

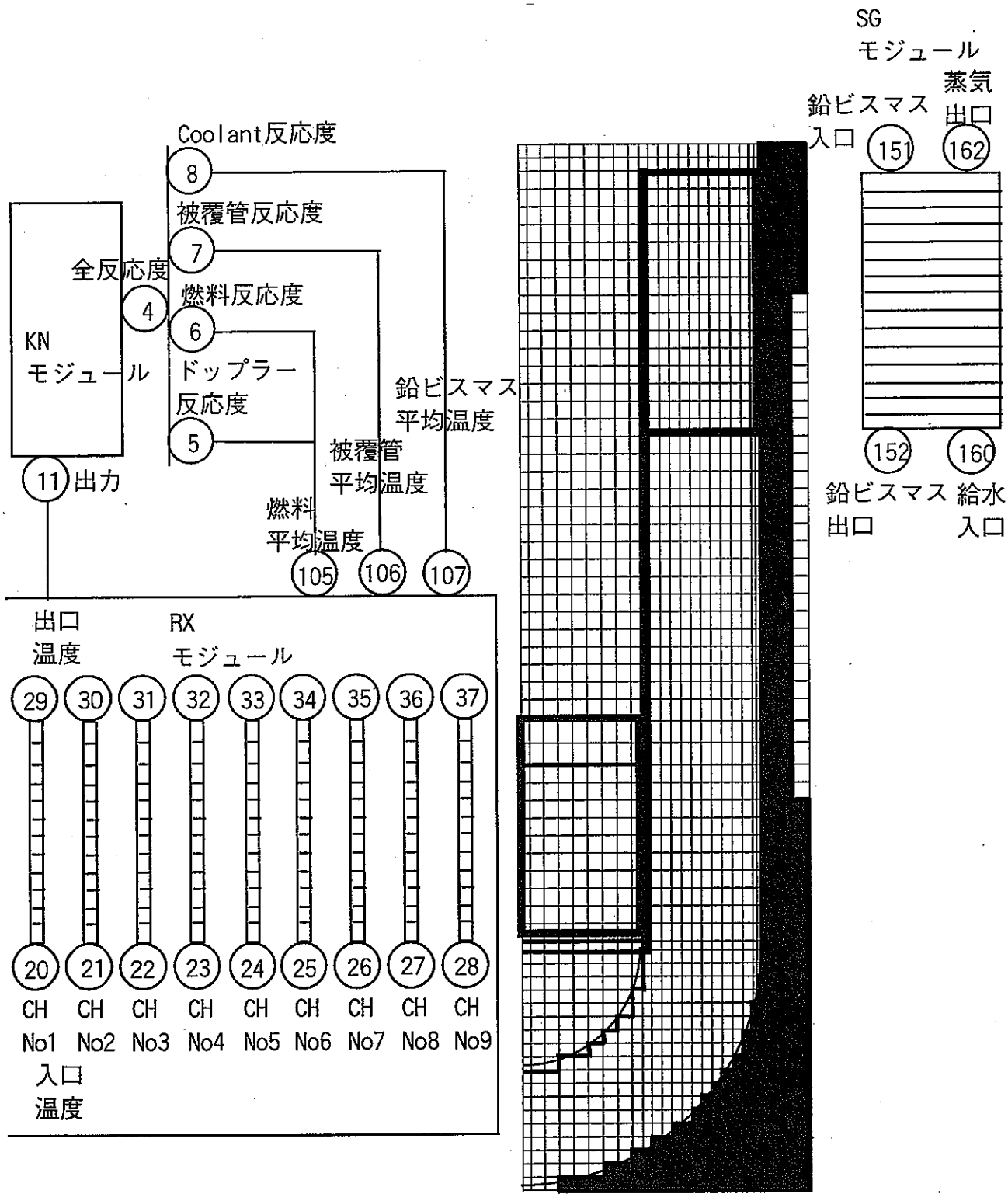
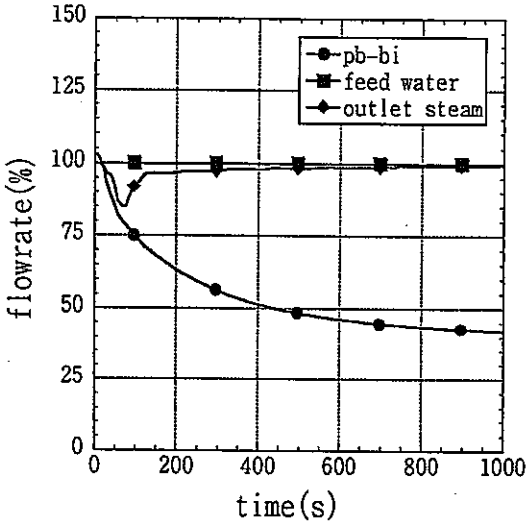
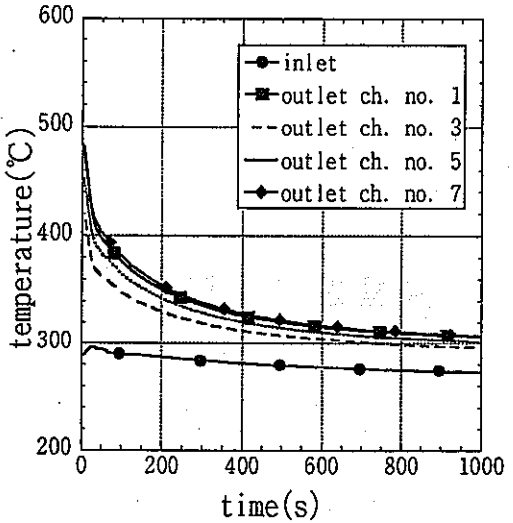


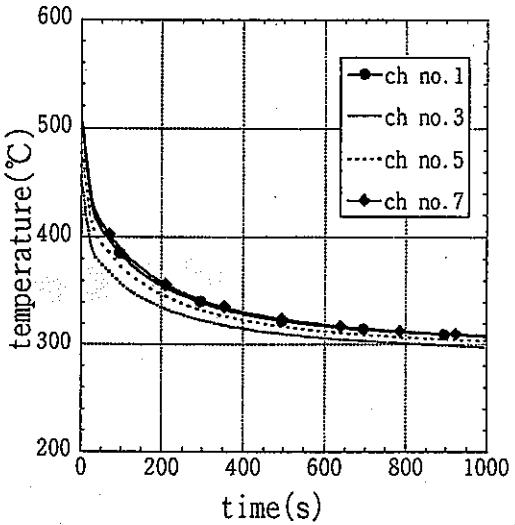
図4.8.3(2)-27　ANL Pb-Bi冷却自然循環炉解析モデル
（統合型プラント動特性解析コード）



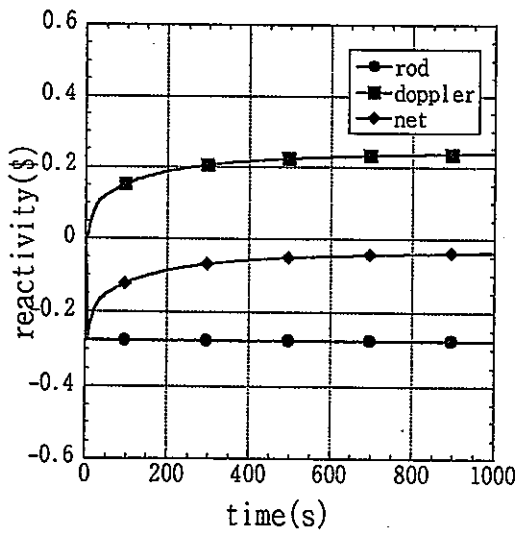
Pb-Bi Coolant, SG Feed Water and Outlet Steam Flowrate



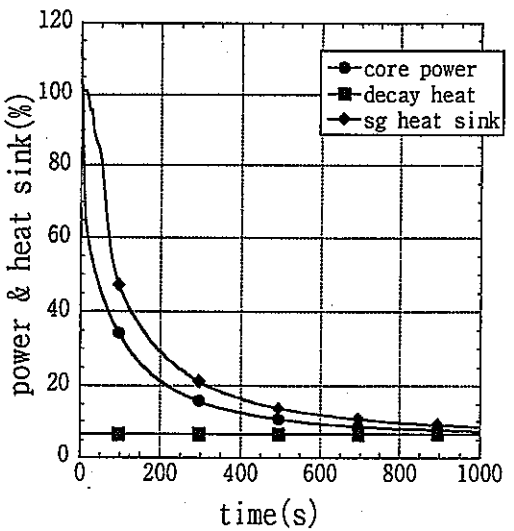
Core Inlet and Outlet Temperature



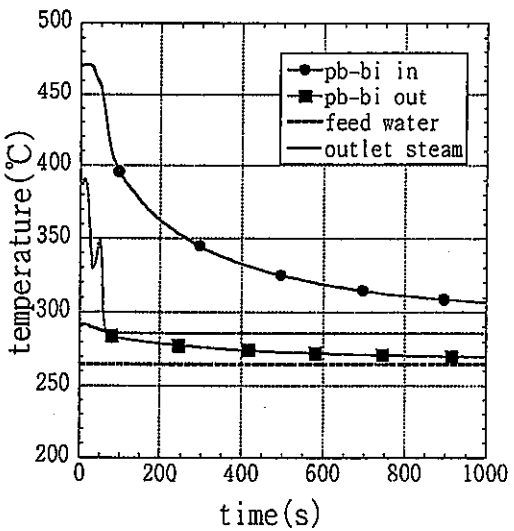
Peak Clad Temperature of Individual Channnels



Individual Reactivity Contributions

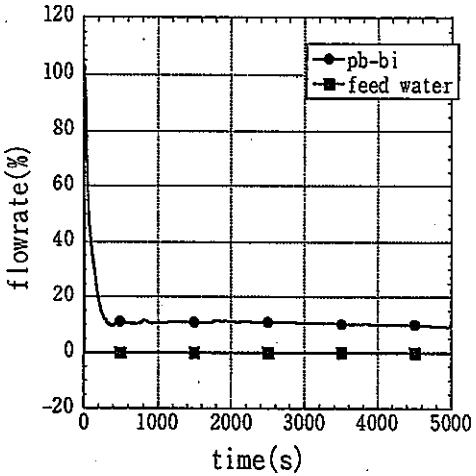


Core Power and Heat Removal by Steam Generator

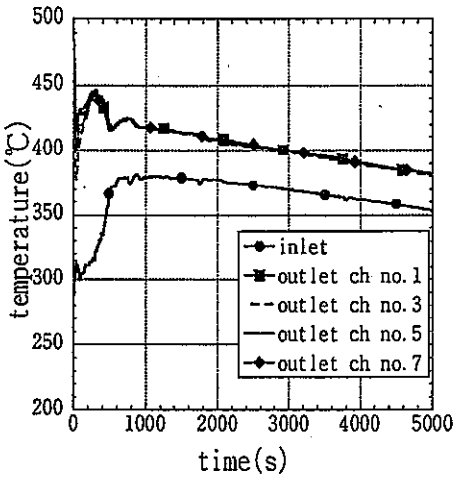


Steam Generator Inlet and Outlet Temperature

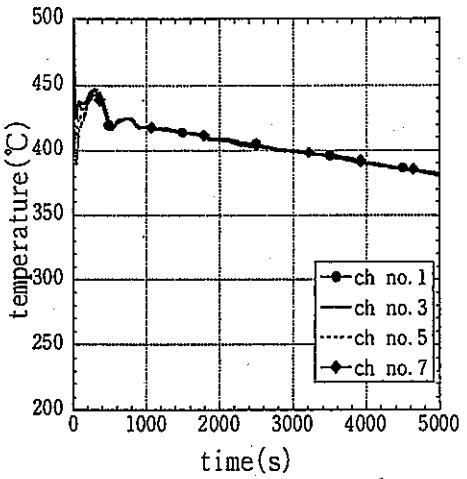
図 4.8.3(2)-28　SG 除熱による崩壊熱除去 (Pb-Bi 炉)



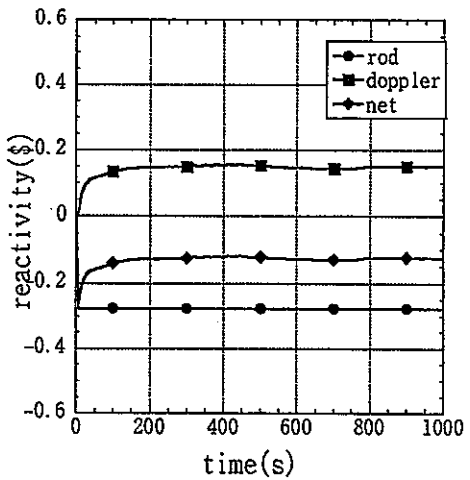
Lead Bismuth
Coolant Flowrate



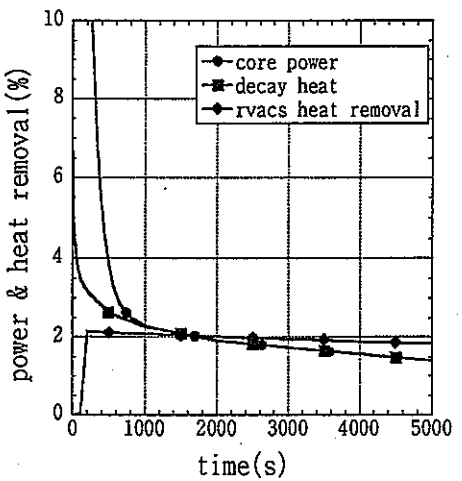
Core Inlet and
Outlet Temperature



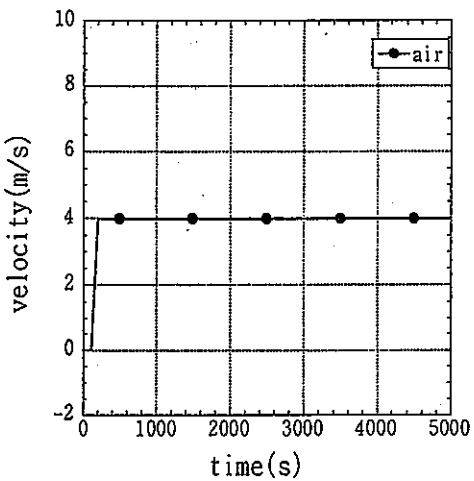
Peak Clad Temperature of
Individual Channnels



Individual Reactivity
Contributions

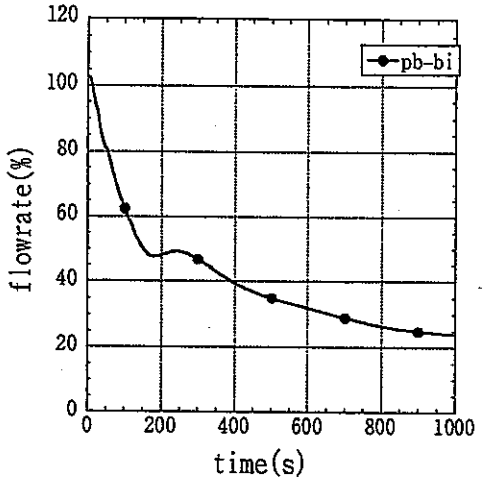


Core Power and Heat
Removal by RVACS

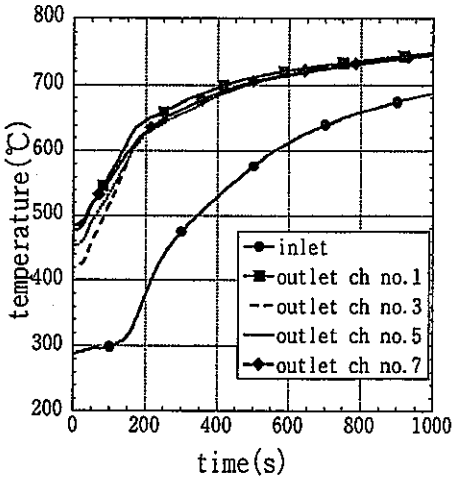


Air Velocity of RVACS

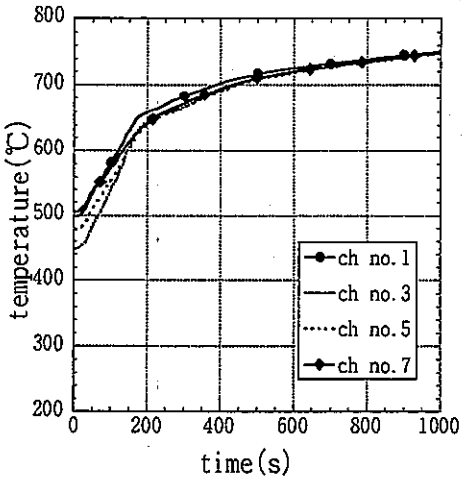
図 4.8.3(2)-29　RVACS 除熱による崩壊熱除去（Pb-Bi 炉）



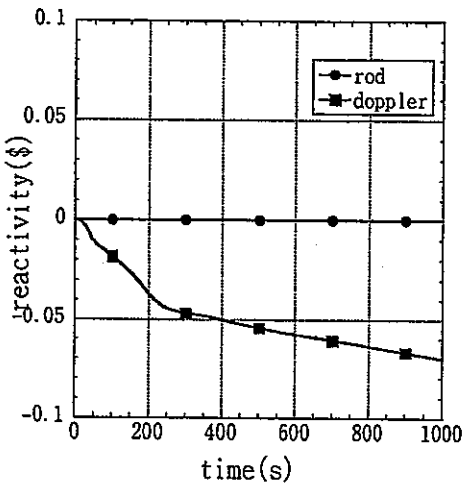
Lead Bismuth
Coolant Flowrate



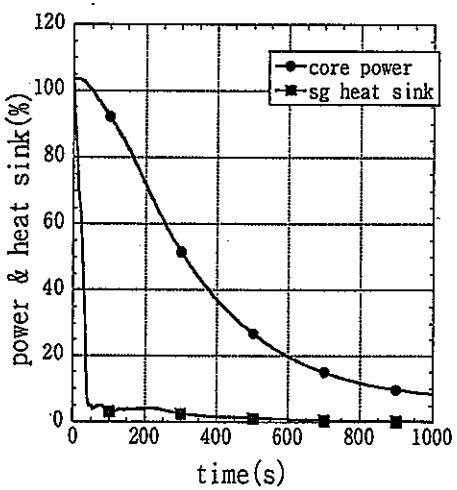
Core Inlet and
Outlet Temperature



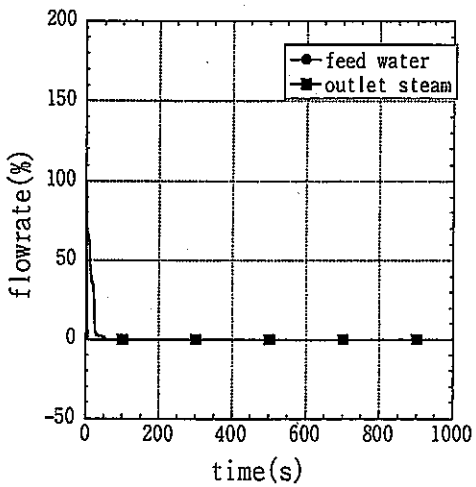
Peak Clad Temperature
of Individual Channnel



Individual Reactivity
Contributions

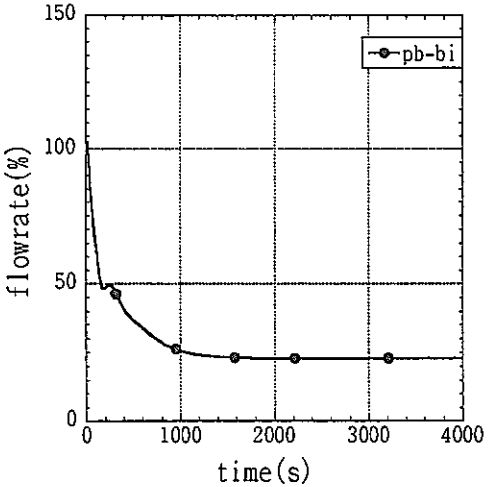


Core Power and Heat Removal
by Steam Generator

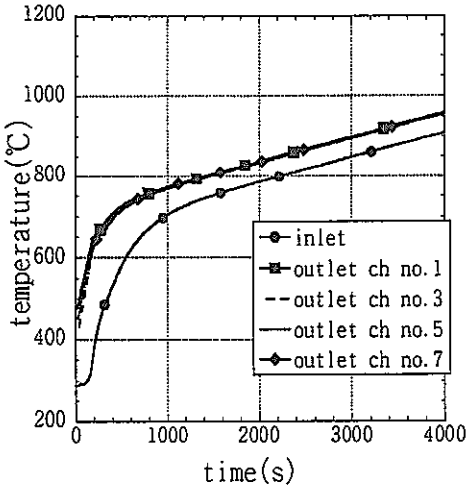


Feed Water and SG Outlet
Steam Flowrate

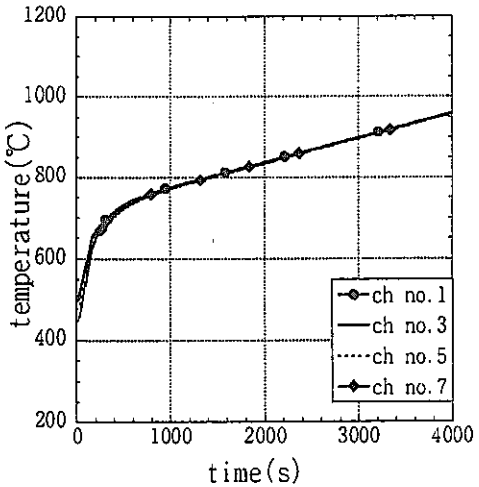
図 4.8.3(2)-30　除熱源喪失時スクラム失敗事象（Pb-Bi 炉）



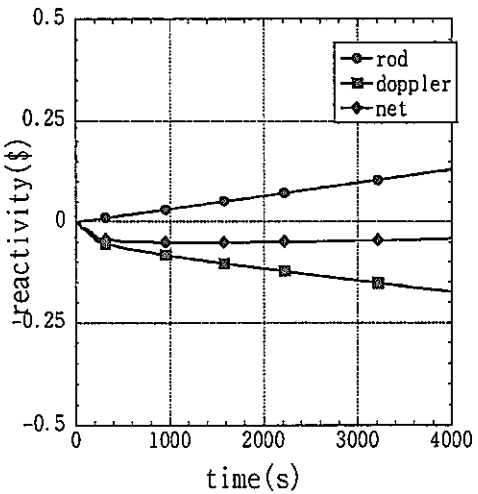
Lead Bismuth
Coolant Flowrate



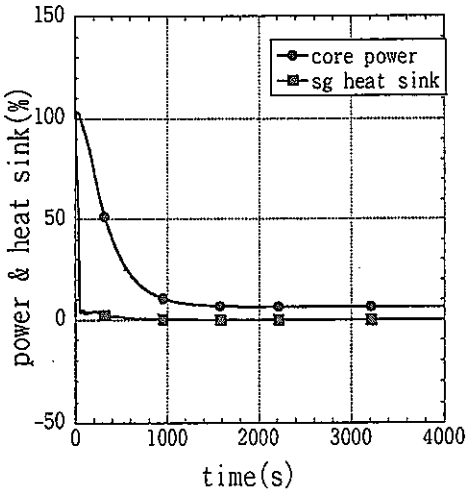
Core Inlet and
Outlet Temperature



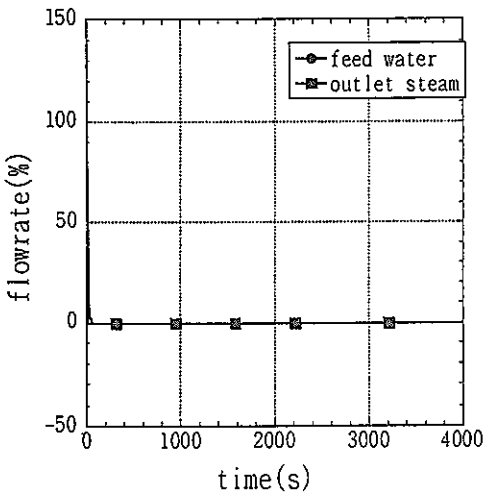
Peak Clad Temperature
of Individual Channnels



Individual Reactivity
Contributions

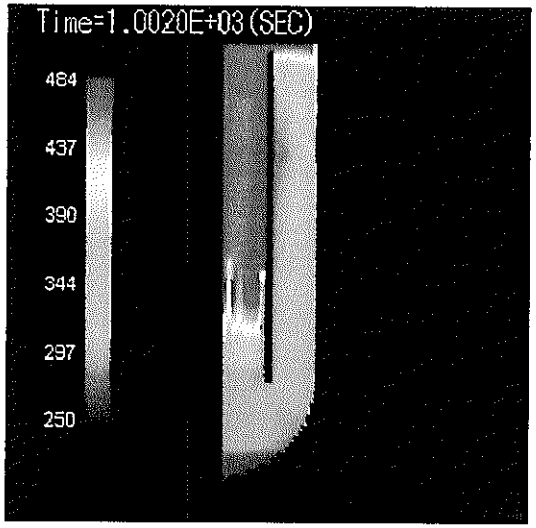


Core Power and Heat Removal
by Steam Generator

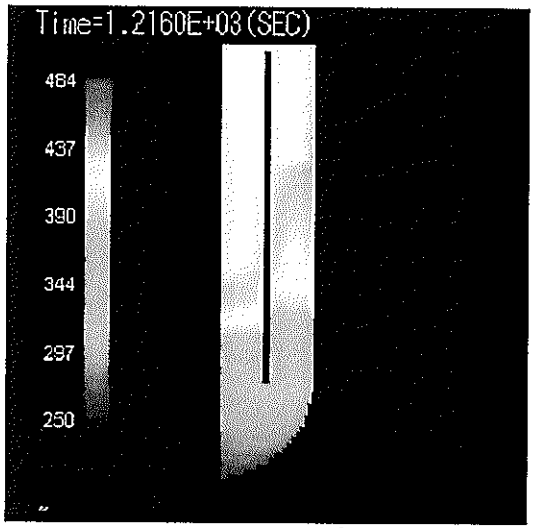


Feed Water and SG
Outlet Steam Flowrate

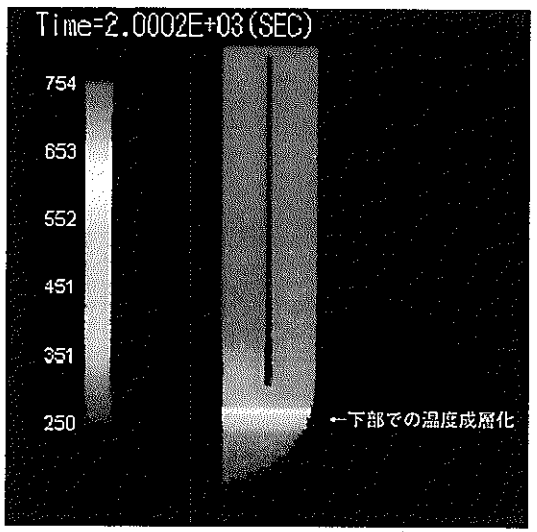
図 4.8.3(2)-31　制御棒誤引き抜き時スクラム失敗事象（ULOHS+UTOP）



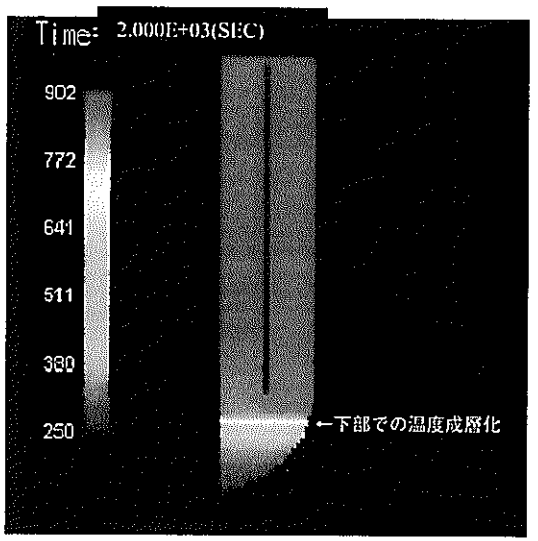
SG-DHR (初期)



RVACS-DHR (2次ピーク後)



ULHOS (2000sec)



UTOP+ULOHS
(2000sec)

図4.8.3(2)-32　ANL STAR-LM炉を対象としたプラント動特性解析(フィードバック反応度考慮)

(3) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析

炉心および燃料体の熱流動評価に関して、次の４つの項目を実施した。

- ヘリウムガス冷却炉被覆粒子燃料体熱流力特性解析
- 内部ダクト付燃料集合体の熱流力特性解析
- ダクトレス炉心熱流動解析
- 鉛－ビスマス冷却完全自然循環炉の炉心温度評価

以下、概要を示す。

(i) ヘリウムガス冷却炉被覆粒子型燃料体熱流力特性解析

ヘリウムガス冷却炉の燃料として、被覆粒子型燃料体が提案されている。ここでは、この燃料体内の被覆粒子燃料層における冷却特性を明らかにすることを目的として、2 種類の解析を実施した。１つは被覆粒子燃料層部全体の熱流力特性解析であり、平成 11 年度の燃料体設計例の１つをベースとして、定格流量時および低流量時における除熱特性を確認するために行ったものである。もう１つは被覆燃料粒子層局所詳細解析である。これは仮想的な仮定の下、局所的な流動場特性や燃料粒子内部あるいは粒子表面の温度分布特性を把握することを目的として実施したものである。以下にそれぞれの解析内容を示す。

(a) 燃料体内熱流力特性解析

① 解析体系および解析条件

対象とした被覆粒子型燃料体設計例を図 4.8.3(3)-1 に示す。この例では、冷却材は下部ブランケットを通過した後、燃料体容器内面と燃料部外周面に囲まれたアニュラス部に入り、燃料部を横方向に通過し、内筒部、上部ブランケット部の順に流れる。主な燃料体仕様は次のとおりである。

燃料体内直径	: 0.302 m
燃料領域内直径	: 0.120 m
外直径	: 0.278 m
高さ	: 1.5 m
幅	: 0.079 m
被覆燃料粒子直径	: 2.0 mm
平均出力密度	: 123.4 W/cc

解析では 2 次元軸対称を仮定し、多次元熱流動解析コード AQUA[6] を用いた。計算メッシュ分割図を図 4.8.3(3)-2 に示す。被覆粒子で構成される燃料部および上下ブランケット部流路をポーラスボディ手法を用いて模擬するとともに、圧力損失相関式としてポーラス状流路に一般に用いられる Ergun の式[7] を適用した。また、被覆粒子燃料層の内外周側面（冷却材出入口面）には粒子燃料を支持する構造があるが、そこでの形状圧損を考慮する場合には、多孔板用の圧力損失相関式[8] を適用した。燃料領域のポロシティは 0.4 とした。

② 定格運転状態燃料領域解析

まず、入口ヘリウムガス流速 110 m/s (4.83 kg/s)、入口温度 450 ℃、出口圧力 6 MPa を境界条件として、発熱の無い場合の燃料領域内流動場・圧力場を求めた。解析結果を図 4.8.3(3)-3 に示す。圧力損失として燃料層のポロシティのみの影響を考慮した場合は、冷却材は燃料層上部のみを通過し、下部領域はほとんど滞留状態となるため、除熱は不可能と判断される。これに対し、燃料層内外周側面に多孔板を配し形状圧損を与えた場合は、外周流路の圧力が全体で高くなり、結果として燃料層を横方向に通過する流れが燃料層下部領域まで広がり整流されることがわかる。最下端付近では小さな循環渦領域が残るものの、多孔板による形状圧損の調整によって、燃料層を横方向に通過する冷却材流量配分をコントロールできる可能性がある。

次に、燃料層内外周側面に多孔板形状圧損を考慮したケースの流動条件に加えて、燃料部に軸方向に chopped cosine の発熱分布を与えて、形成される冷却材温度場を確認した(図 4.8.3(3)-4)。おおよそ軸方向発熱分布に対応した冷却材温度分布が得られるが、最下端に発生する小さな循環渦の影響で温度ピークが現れる。温度ピークの程度によっては、このあたりの冷却材流路の設計あるいは流動抵抗、発熱量を工夫する必要があると考えられる。

③ 低流量時燃料領域解析

発熱量・流量ともに定格に対する 3%の定常条件に解析を実施した。解析結果を図 4.8.3(3)-5 に示す。燃料層を横方向に通過する冷却材流れは確保され、除熱が可能であることがわかる。但し、スクラム後の過渡時において燃料体の発熱のみにより自然循環に移行するような条件では、燃料層内で横方向流れではなく上昇流が発生、急激に温度が上昇し燃料の健全性が保てなくなる可能性がある。参考までに、燃料体の初期入口流量をゼロとし、出力比を 0.14%とした場合の過渡変化を計算した例を示す。図 4.8.3(3)-6 に燃料領域内流れ場変化の概念図を、図 4.8.3(3)-7 に冷却材温度場の変化を、図 4.8.3(3)-8 に流量および温度変化時系列を示す。この場合、過渡時で 3000℃近く、最終定常状態でも最高温度は 2000℃を超える。また、本設計例で上下ブランケットに相当する圧損を無視した場合では、1%出力でピーク温度は約 1900℃程度、最終的に最高温度は約 950℃程度となった。

(b) 被覆粒子燃料層局所詳細予備解析

① 解析体系および境界条件

面心立方格子（充填率：74%）を単位流路ユニットとし、これを流れ方向に 5 つ連結させた体系（以下、5 ユニットと称する）を計算体系とした。これは、燃料充填率を過大に設定するもので、除熱評価の観点からは保守的な想定である。単一流路ユニットのメッシュ分割図を図 4.8.3(3)-9 に示す。解析には汎用流体解析コード FLUENT を用いた。また、設定した境界条件は次のとおりである。

入口部	:	一様流速 0.5m/s、冷却材温度 460℃
出口部	:	一定圧力 6.0MPa
5ユニット側面部	:	対称境界条件（free-slip、断熱）
被覆粒子	:	燃料核および3層の被覆部を模擬 燃料核の平均体積出力密度 3.18×10^{-1} W/mm^3 表面熱伝達率は与えず直接計算（詳細メッシュ分割）
粒子間接触面積	:	2.5×10^{-4} mm^2

② 解析結果

冷却材挙動及び被覆粒子燃料の温度分布

流況の例として、第1ユニットの中心水平断面における冷却材流速ベクトル図を図 4.8.3(3)-10 に、その拡大図を図 4.8.3(3)-11 に示す。流れは被覆粒子燃料表面に沿っており、被覆粒子燃料後方部においてよどみ領域は確認されない。また粒子間の空隙部において高い流速場を形成している。他のユニットも同様である。図 4.8.3(3)-12 には、5 ユニットの中心水平断面内における温度コンター図を、また、ユニット1における温度コンター図および出口部垂直断面での冷却材温度コンター図を図 4.8.3(3)-13、図 4.8.3(3)-14 にそれぞれ示す。本予備解析条件では、上述のようによどみ領域が発生しないことから、冷却材空間内において局所的な温度ピークは見られない。第1ユニット出口近傍では冷却材バルク温度に対する被覆粒子表面の温度上昇はおおよそ 30℃程度となっている。図 4.8.3(3)-15 には第1ユニットの中心に位置する被覆粒子表面の温度コンターを示す。1つの被覆粒子の表面最高温度は、下流側で隣接粒子と接する場所に発生し、反対に最低温度は上流側の隣接粒子との接点に発生する（この場合、最高／最低温度の差はおおよそ 60～70℃程度となる）。これはヘリウムガスに比べ被覆材の熱伝導率が大きいためである。冷却材流速が相対的に遅い場合、5 ユニットの温度分布から被覆材の熱伝導の効果は無視できないことがわかる。被覆粒子燃料内の最高温度（燃料核中心付近）は、粒子表面平均温度に対して百数十度程度の上昇となった。

圧力損失に関する検討

燃料体全体解析においては、被覆粒子燃料層の圧力損失相関式として、充填層解析で通常使用される Ergun の式を適用しているが、ここでは Ergun の式の適用性を確認する目的として、非発熱条件による解析を実施し単位長さあたりの圧力損失を求めるとともに、Ergun の式との比較を行った。パラメータは、見かけの流速（実流速／ポロシティ）および被覆粒子径に基づいたレイノルズ数(Re 数)を用いた。図 4.8.3(3)-16 に、Ergun の式と FLUENT コードによる解析値から求めた単位長さ当たりの差圧の比較図を示す。低 Re 数領域（$28 \leq Re \leq 285$）においては良好な一致を示しているが、高 Re 領域においては Ergun の式が圧力損失を 32%程度高めに評価する結果となった。

(c) まとめ

被覆粒子燃料体について燃料体内熱流力特性解析および局所詳細予備解析を実施し、以下の知見を得た。

・定格運転条件においては、燃料層内外周側面（冷却材出入口面）に適切な形状圧損を設定することにより、燃料層内を通過する冷却材の流量配分はコントロール可能である。
・崩壊熱除去条件においては、燃料層での発熱のみで自然循環流量を立ち上げるような状態が発生すれば除熱は困難な可能性がある。入口流量が少しでも確保される限り、燃料層内の流れが複雑になることなく除熱は可能であると考えられる。
・局所詳細解析では、冷却材流動場・温度場、被覆粒子表面温度分布、被覆粒子内燃料核最高温度の傾向を把握するとともに、圧力損失相関式の適用性を確認した。

局所詳細解析では、計算機容量の制限から５ユニットという特殊な条件での解析となった。今後は設計の進捗に応じて、それに対応した全体解析・詳細解析を継続実施していく予定である。

(ii) 内部ダクト付き燃料集合体の熱流力特性評価

再臨界回避のための燃料排出機構として内部ダクトを有する燃料集合体の熱流力特性を把握することを目的とする。ここでは、サブチャンネル解析コードASFRE[7]に対して内部ダクトを模擬するための改良を行うとともに、数種類のバンドル体系について適用解析を行った。

解析においては、まず燃料集合体の径方向発熱分布をフラットと仮定し、もんじゅ燃料集合体の仕様をベースとして、127本ピンバンドル体系および271本ピンバンドル体系について、内側37本ピンバンドル分を内部ダクトに置き換えた条件にて解析を実施した。境界条件としては、燃料集合体平均出入口温度差が等しくなるように出力／流量比一定の条件とした。解析結果の一例を図4.8.3(3)-17に示す。内部ダクトが無い場合と比較して、内部ダクトに隣接するサブチャンネルへの流量配分が多くなり、そこでの冷却材温度が低下する一方、この影響によりピーク温度は高くなっている。127本と271本体系を比較することにより、これらの傾向は燃料ピン本数が少ないほど強くなることがわかる。これに対して、内部ダクト隣接サブチャンネルの流路面積を狭める工夫をすることにより、ピーク温度上昇を緩和できることも判明した。

さらに、燃料集合体内に径方向発熱分布がある場合についても、冷却材温度分布を求めた。解析対象は設計検討中の271本ピンバンドル体系である。やはり中心の37本ピンバンドル分を内部ダクトに置き換えた条件で解析を実施した。図4.8.3(3)-18に解析結果の一例を示す。これは、ラッパー管の１組の対角方向にリニアに出力分布をつけたケース（最大・最小発熱ピンがラッパー管対角のコーナー部にあるケース）で、燃料集合体径方向出力ピーキング係数（最高出力／平

均出力)を 1.25 としている。径方向出力分布がフラットな場合での比較と同様、内部ダクトの存在により通常バンドル体系よりもピーク温度が高くなり、かつフラットな場合に比べてその上昇割合も大きくなる傾向が見られた。具体的には、集合体出入口平均温度差約 200℃に対して、径方向出力分布がフラットな場合は、内部ダクトの存在により発熱上端でのピーク温度が通常バンドル体系のピーク温度に比べて 9℃程度高くなるのに対して、径方向ピーキング係数が 1.25 の場合は 16℃程度上昇する。この上昇幅は、出力分布の方向が燃料集合体の 1 組の対面方向の時もほぼ同様である。径方向ピーキング係数をパラメータとした解析により、内部ダクトを付けた場合のピーク温度上昇幅は、ほぼピーキング係数に比例することも明らかとなった。

(iii) ダクトレス炉心熱流動評価

ナトリウム冷却炉、鉛冷却炉では、ダクトレス炉心も選択肢の１つである。このため炉心内冷却材流量配分や温度分布特性を解析する手法の整備を実施するとともに、ナトリウム冷却大型炉の設計例を対象として炉心熱流動解析を実施した。

(a) 解析対象および解析モデル

図 4.8.3(3)-19、図 4.8.3(3)-20 に示すようなダクトレス炉心設計例（ナトリウム冷却炉)を解析の対象として、多次元熱流動解析コード AQUA を適用すべく、パラメータ解析用として二次元モデル、および詳細解析用として三次元モデルの作成を行った。

二次元解析モデルは、周方向流れが無いとの仮定のもと、炉心内を中心から同心円状に分割し同心円内の集合体を同一のコントロールボリュームとして扱うリングモデルで構成するもので、径方向には各層の燃料集合体を３メッシュ、集合体間ギャップを１メッシュとなるように分割している。それぞれの領域は、ポーラスボディ手法で流路を模擬し、軸方向・径方向別に流動抵抗モデルを適用するとともに、燃料ピン熱伝導モデルを用いた。制御棒および溶融燃料排出チャンネルについては、ダクトにて流路が構成されていることから、炉心領域とは別領域として一次元でモデル化し、炉心領域と伝熱パスで接続している（イメージを図 4.8.3(3)-21 に示す)。一方、三次元解析モデルは、図 4.8.3(3)-22 に示すように集合体内部と集合体間ギャップを分ける、いわゆるスタガード 1/4-集合体モデルを採用した。各種伝熱相関式の設定や燃料伝熱モデルは二次元モデルと同様である。

(b) 解析条件

今回は二次元モデルを使用したパラメータ解析を実施した。解析対象領域は、図 4.8.3(3)-20 に示すように軸方向に炉心下部構造体下端から上部プレナムまで、径方向に第 3 炉心領域までである。出力分布については、第 1 炉心領域を径方向に 2 分割、第 2 炉心領域を 3 分割および第 3 炉心領域を 3 分割し、

核計算から得られた出力データをもとに、各径分割領域毎に線出力平均値を与えた。軸方向については、各炉心領域の出力データをそのまま使用した。また、冷却材については、下部構造物下端から均一あるいは出力に対応した流量配分を与えて流入させるとともに、制御棒への流量配分は実証炉の値（1 次系全流量の 1.4％）を使用し、溶融燃料排出チャンネルについては 1 次系全流量の 0.1％ とした。また、解析上は上部プレナム部の右上端を冷却材出口として設定した。

解析パラメータは、冷却材入口流量配分、炉心部におけるグリッドスペーサの段数および集合体間ギャップ部の流動抵抗とし、それらの流動場・温度場に与える影響を確認した。なお、リファレンスケースを、入口流量均一、グリッド段数 4 段、集合体ギャップ部流動抵抗なしとした。

(c) 解析結果

リファレンスケース

図 4.8.3(3)-23 に垂直断面における流速ベクトル分布、冷却材温度コンター図を、図 4.8.3(3)-24 に冷却材温度および流速分布をそれぞれ示す。

冷却材の流れは、各炉心領域でのピン径・炉心高さが異なることなどから、第 2、第 3 炉心領域の上部で相対的に内向流が強くなる傾向が見られる。また、ギャップ 領域の形状圧損を考慮していないことから、ギャップ 内軸方向流速は集合体領域の流速（約 5 m/s）に比べ 2.5 倍程度速い流れとなる。炉心部におけるグリッドスペーサは流量配分やミキシングを促進する効果を持つ。

冷却材最高温度は 599℃で、第 1 炉心領域 2 層炉心上端に発生している。混合平均温度は 550 ℃であるから、ピーキング係数は 1.32 程度となる。また、ギャップ領域と集合体領域の温度差は、炉心中心付近の大きいところで 130℃程度である。この温度差は炉心上部ではミキシングにより小さくなる傾向にあるが、Na プレナム領域においても完全にはミキシングせず約 50 ℃の温度差が残る。径方向温度分布については、図 4.8.3(3)-24(a)に示されるように炉心中央における各層の外側温度が低下するが、これは内向流によりギャップ 領域低温冷却材との混合が起こるためである。

入口部流量配分の影響

出力比に比例させた流量配分では、相対的に内側炉心領域の流速が速くなるものの、下部構造物領域で流量再配分が進み、その効果を抑制する傾向となった。冷却材温度については、炉心上端で 594℃の最高温度となり、ピーキング係数はリファレンスケースに比べて約 3 % 低下し 1.28 となった。

グリッドスペーサ段数の効果

グリッドスペーサ の段数を増加させた場合、グリッドによるミキシング効果が増加するものの、同時に圧力損失の増加によりギャップ部の流量も増加する。このため、冷却材最高温度はリファレンスケースと同様の 599 ℃であった。

ギャップ領域のグリッドスペーサによる流路閉塞の影響

これまでの解析ケースではギャップ領域の流動抵抗を粘性によるせん断力しか考慮していなかったが、ここではギャップ領域の流量を抑制する手段として、グリッドスペーサでギャップ流路を閉塞した体系を解析した。図 4.8.3(3)-25 に垂直断面における流速ベクトル分布、冷却材温度コンター図および圧力コンター図を、図 4.8.3(3)-26 に冷却材温度および流速分布を示す。

グリッドスペーサ毎にギャップ流が集合体バンドル内に分散されるため、軸方向流速差が 1m/s 程度にまで縮小し、ミキシングも促進される。これにより冷却材最高温度は、第 1 炉心領域 2 層上端で 577℃となり、ピーキング係数は 1.17 に減少している。炉心部差圧としては、第 3 炉心領域＋Na プレナム領域で比較すると、リファレンスケースで 0.0733 Mpa であるのに対して、本ケースは 0.0907 MPa となった。

(d) まとめ

ナトリウム大型炉ダクトレス炉心設計例に対して、パラメータ解析を実施した結果、燃料集合体間ギャップの漏れ流量の影響が大きいこと、このギャップ流量をグリッドスペーサ等で抑制すれば、ピーキング係数を小さくすることも可能であることが明らかとなった。今後、設計の進捗に応じて、3 次元モデルによる詳細解析を実施する予定である。

(iv)　　鉛ビスマス冷却完全自然循環炉の炉心温度評価

(a)概　要

Pb-Bi 自然循環炉は定格で自然循環であることから、炉心流量配分については、ホットチャンネルの浮力による流量再配分効果が期待される。しかしながら、Pb-Bi の流量再配分効果についての既存の知見はほとんど無く、定量的な検討が重要となっている。ここでは、ｒ－ｚ２次元体系のＭＳＧコードにより自然循環解析を実施し、径方向出力分布とそのピーキング係数の変化に対する「自然循環による再流配係数」（以下、NC 再流配係数）を定量的に評価する。

(b)解析対象

STAR-LM(The Secure Transportable Autonomous Reactor)は、米国のアルゴンヌ国立研究所にて開発が進められている重金属冷却の小型炉概念（300MWt）である。SG 多次元解析用に開発されたＭＳＧコードを Pb-Bi 完全自然循環炉の評価手法として整備する観点から、比較的設計情報の得られている STAR-LM を対象とした解析を実施している。

図 4.8.3(3)-27 に STAR-LM の概念図を示す。炉心で加熱された Pb-Bi 冷却材は、内筒内を上昇し、上部プレナムで外胴側へ入り、蒸気発生器によって冷却され、下降流となって外胴側を流下し、下部プレナムにて再び内筒内へ流入する。１次冷却系に対する動的機器は一切不要であり、炉心とＳＧのレベルに関する伝熱中

心差に依存した自然循環流によって冷却が行われる。ここでの炉心とＳＧの伝熱中心差は6.25mである。

STAR-LMは、燃料はＵＮ(窒化ウラン)であり、高さは2m、直径2.5mの大きさの炉心である。ピン径は12.7mmの太径であり、圧力損失低減の観点から、P/D＝1.475とやや大きめの３角配列としている。炉心内の平均流速は約0.4m/sである。集合体に関する詳細は示されていないことから、１集合体あたりのピン数等は不明である。炉心の入口温度291℃、出口温度474℃であり、ナトリウム冷却炉と比較して、やや低温のヒートバランスとなっている。

(c)解析モデル及び解析条件

自然循環炉は、熱流動評価の観点からは周方向に十分な対称性を有していることから、座標系は従来から蒸気発生器計算に用いているｒ－ｚの円筒二次元とした。メッシュ体系を図4.8.3(3)-28に示す。原子炉容器の中心軸から半径方向に向かって外胴までの解析を実施する。炉心は同心円流路として、チャンネル間の冷却材混合はしないようにメッシュ間透過率をゼロとしている。また、そこでの境界条件は、フリースリップとし、P/Dより求めた圧力損失係数を与えている。内筒両側表面の境界条件はノンスリップとしている。径方向分布を有した熱出力を考慮できるように解析コードを整備した。軸方向分布は均一発熱を仮定している。SG２次側については、水系の流動は計算せず、除熱量を境界条件とした。同様にRVACSによる除熱量を炉容器壁の境界条件した。

完全自然循環炉のＮＣ再流配係数を評価する観点から、径方向出力分布をパラメータとした解析を実施する。図4.8.3(3)-29に示すように、径方向出力分布が中心部に凸のピークを有するケース、さらに、より装荷初期の分布に近い、中心部の出力が制御棒によって低く押さえられた凹の出力分布を模擬したケースで解析を実施した。解析ケースを表4.8.3(3)-1に示す。それらの結果から、平均の炉心出入口温度差に対する高温点評価係数（ホットスポットファクタ）を算定する。

(d)解析結果

中心部に凸の出力分布を有するCASE2について、図4.8.3(3)-30に各径方向位置の炉心出入口温度差（$\Delta T_{core,local}$）と炉心平均出入口温度差（$\Delta T_{core,ave}$）の比（ホットスポットファクタ）と各位置での径方向ピーキングの関係を示す。ホットスポットファクタは出力分布にあまり依存せずに、径方向ピーキングに比例する傾向を示している。中心部に凹の出力分布を想定したCASE3についても、図4.8.3(3)-31に示すように、ホットスポットファクタは出力分布にあまり依存せずに、径方向ピーキングに対して比例する傾向を示している。

図4.8.3(3)-32に全ケースについて、ホットスポットファクタから算出したＮＣ再流配係数と径方向ピーキングの関係を示す。これらは、比較的一本の線に乗る傾向を示しており、図4.8.3(3)-33に示すような出力分布の相違に伴う多次元的な流動の相違の影響は小さいことが分かる。

(e) まとめ

MSGコードを用いて、Pb-Bi自然循環炉のr-z2次元解析を実施し、NC再流配係数を評価した。その結果、NC再流配係数は、径方向出力分布の影響は比較的小さく、径方向最大ピーキング係数に依存した値で示されることが明らかになった。

表4.8.3(3)-1　自然循環炉心流動特性解析ケース

	出力分布	径方向最大ピーキング	SG 圧力損失係数	備　考
case 2A	$q_{1\sim10}$=cos 分布	2.00	0.39	中央凸
case 2B	$q_{1\sim10}$=楕円分布	1.41	〃	〃
case 2C	$q_{1\sim10}$=指数分布	1.07	〃	〃
case 3A	$q_{1\sim4}=q_{av}$ $q_{5\sim10}$=cos 分布	1.57	0.39	中央凹
case 3A-R1	〃	1.57	0.78	ＳＧ圧損２倍
case 3A-R2	〃	1.57	0.195	ＳＧ圧損 1/2 倍
case 3B	$q_{1\sim4}=q_{av}$ $q_{5\sim10}$=楕円分布	1.39	0.39	中央凹
case 3C	$q_{1\sim4}=q_{av}$ $q_{5\sim10}$=指数分布	1.20	〃	中央凹

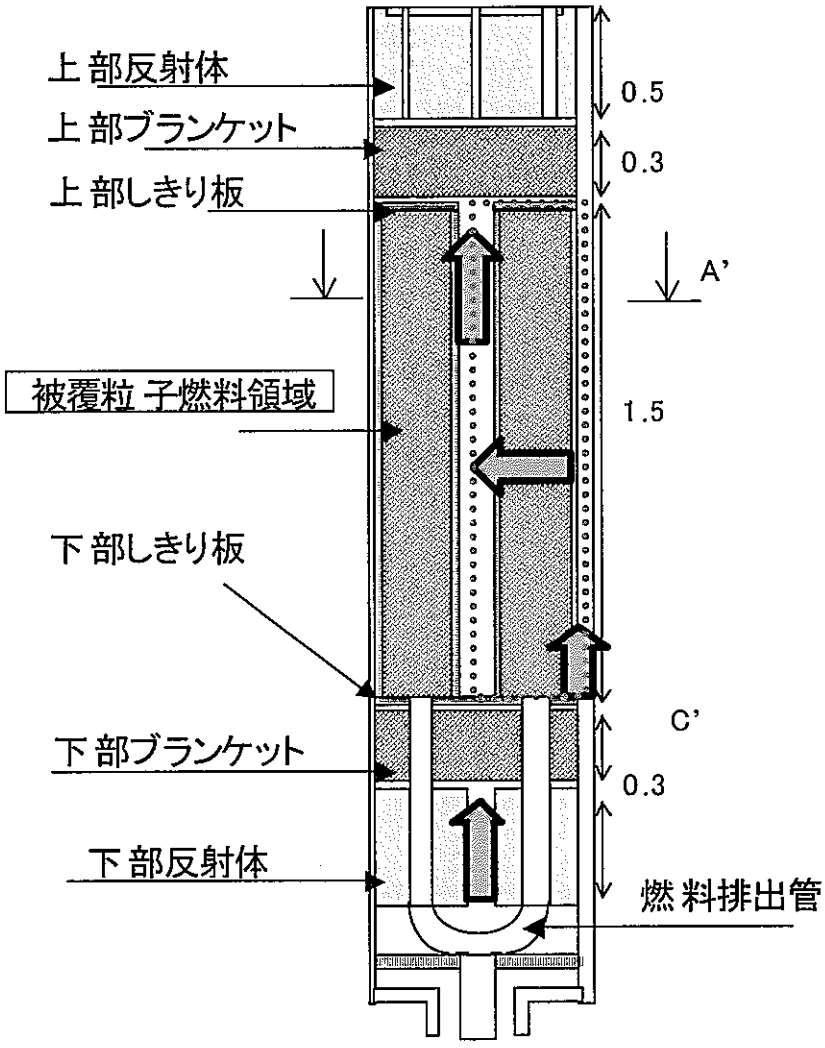

上部反射体
上部ブランケット
上部しきり板
被覆粒子燃料領域
下部しきり板
下部ブランケット
下部反射体
燃料排出管
0.5
0.3
A'
1.5
C'
0.3

図 4.8.3(3)-1 解析対象

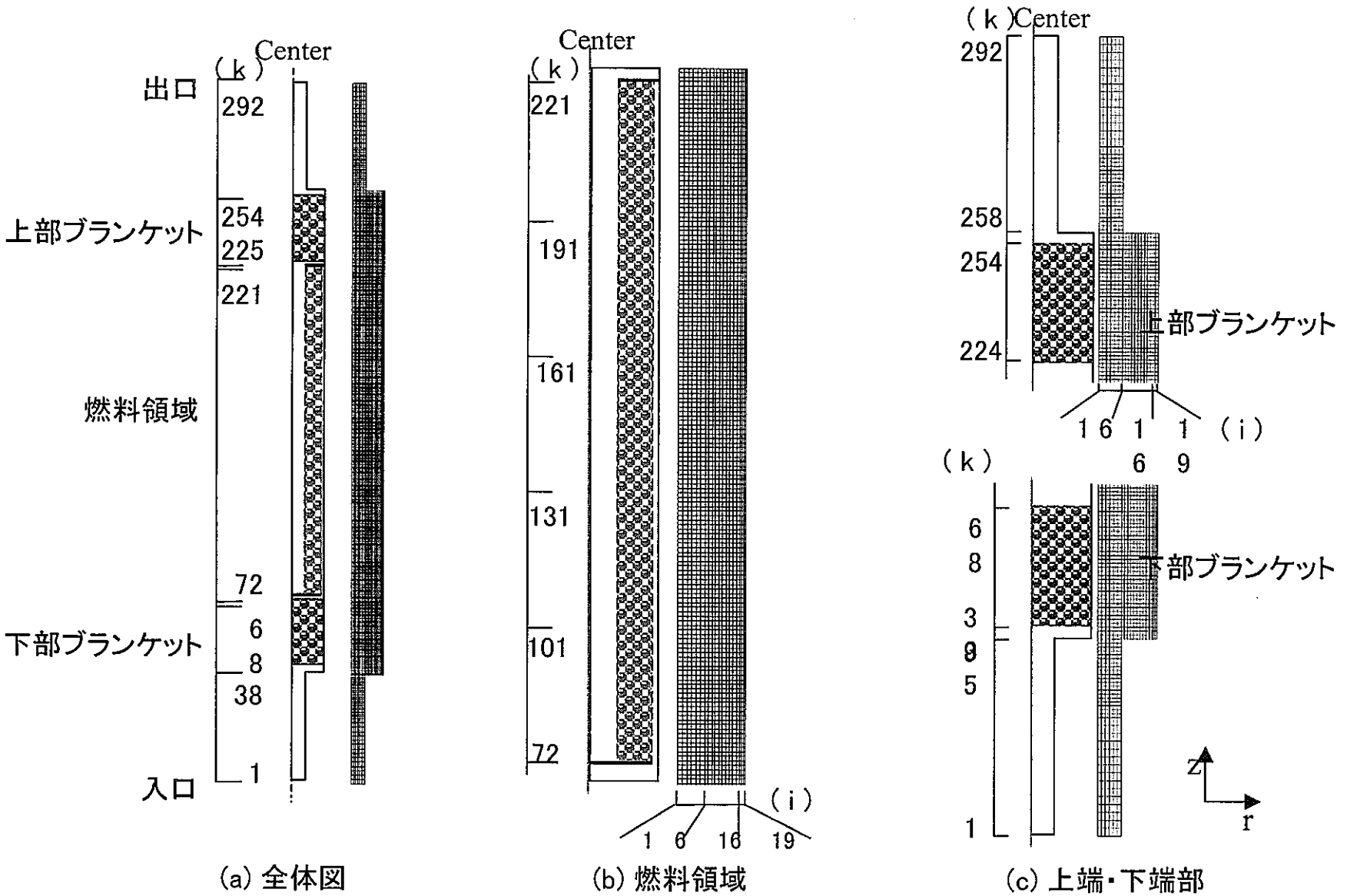
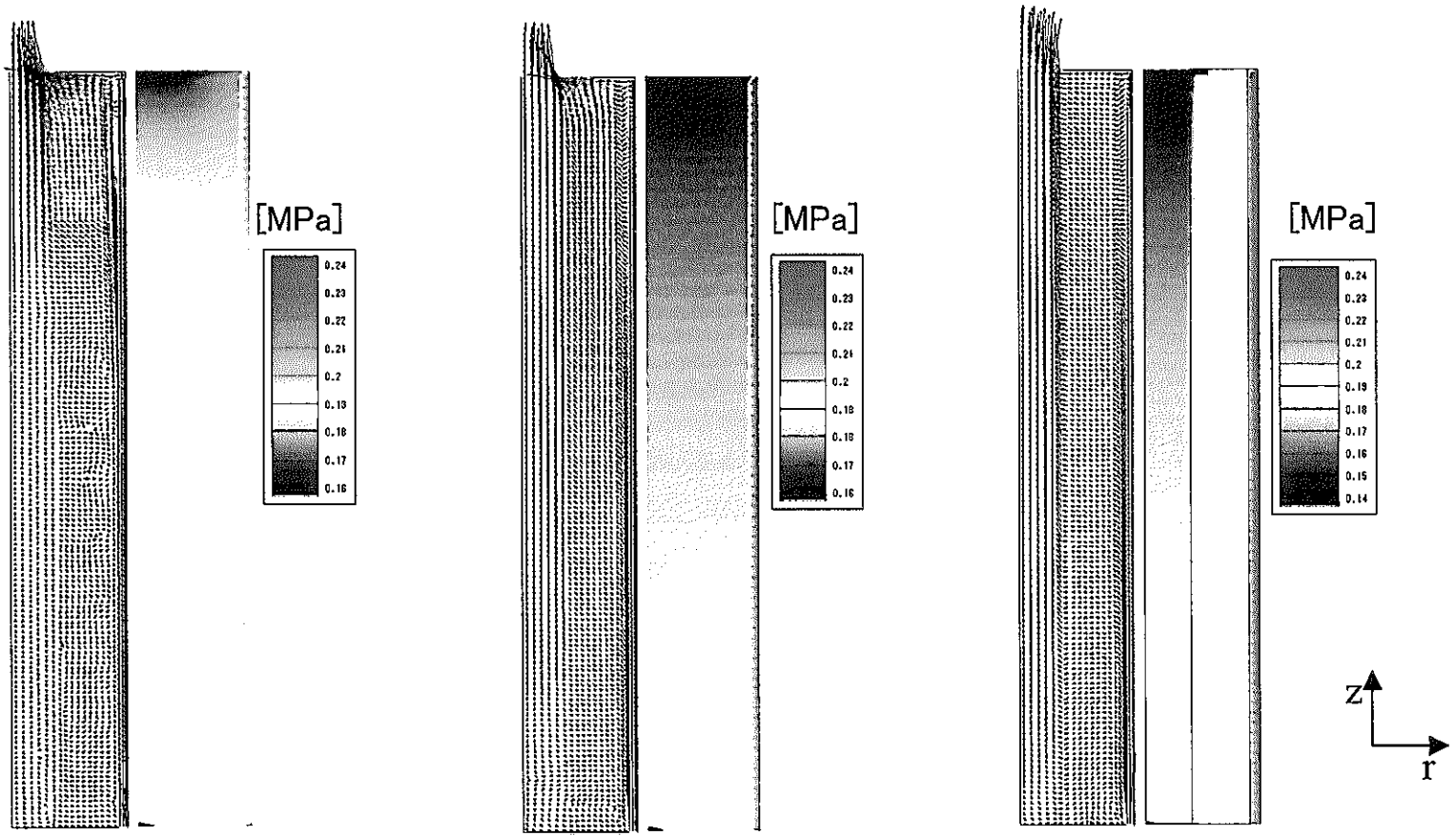


図4.8.3(3)-2 解析メッシュ分割（2次元軸対称体系）

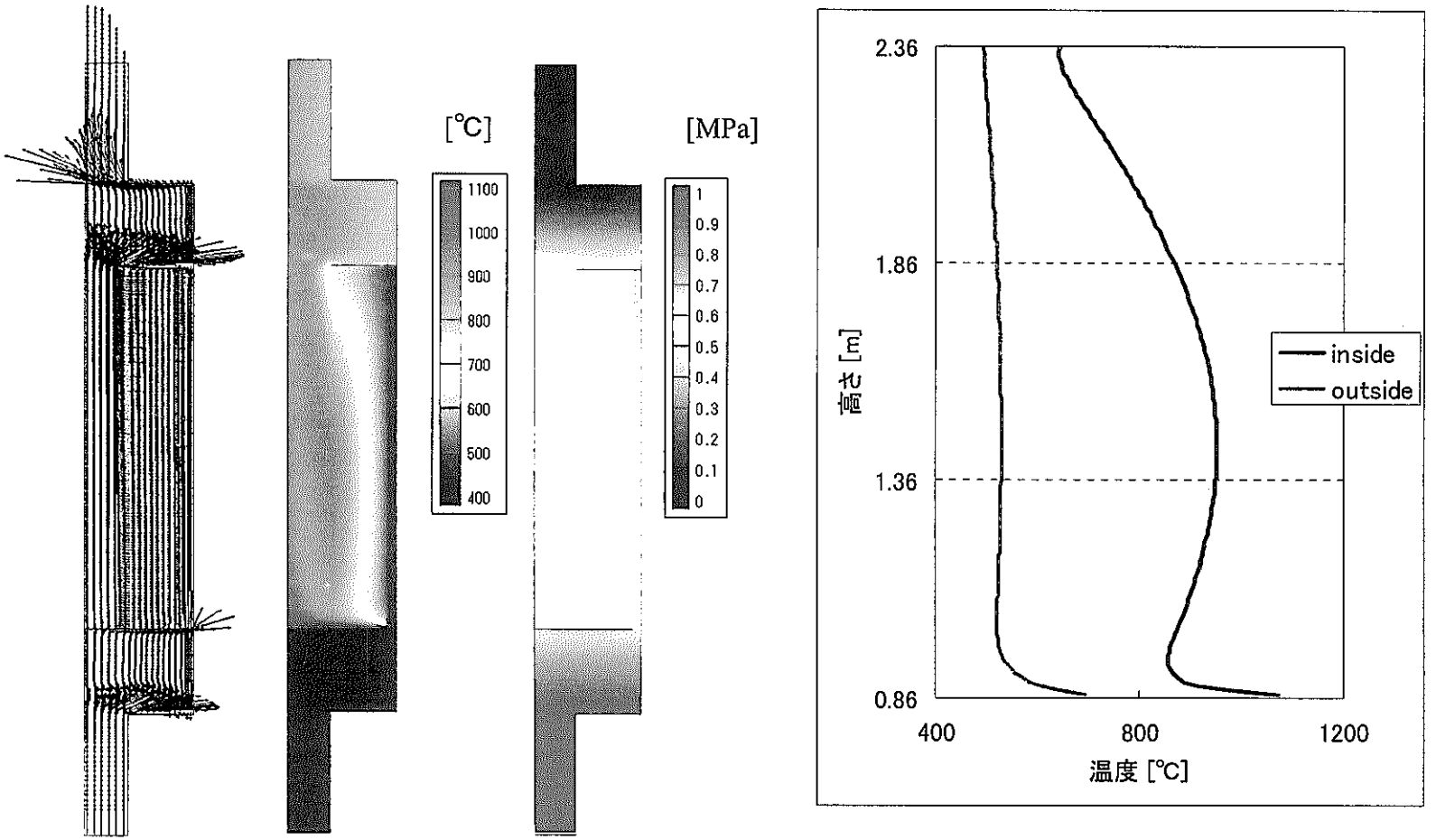


(a) 流速場(b) 圧力場
＜ポロシティのみ考慮＞

(a) 流速場(b) 圧力場
＜外周面形状圧損考慮＞

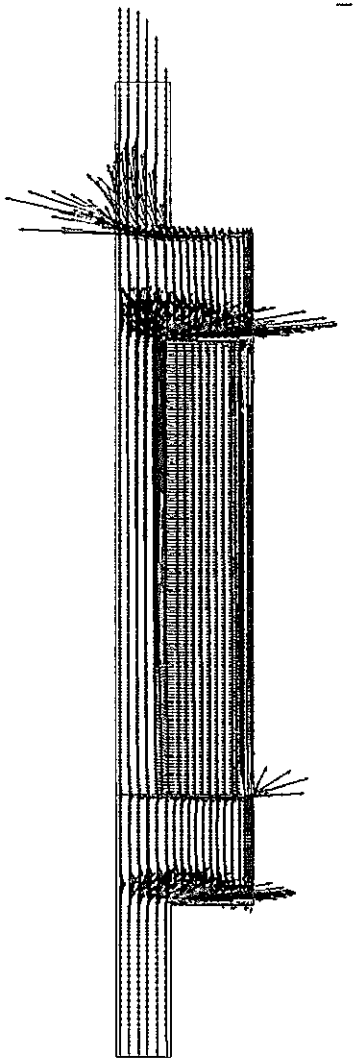
(a) 流速場(b) 圧力場
＜内外周面形状圧損考慮＞

図4.8.3(3)-3 被覆粒子燃料領域内流速・圧力分布の比較（非発熱）

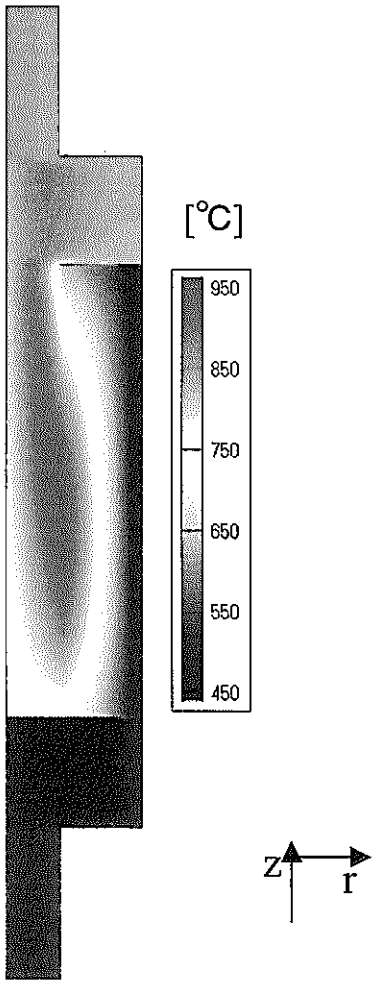


(a) 流速場　(b) 温度場　(c) 圧力場　(d) 燃料領域軸方向温度分布

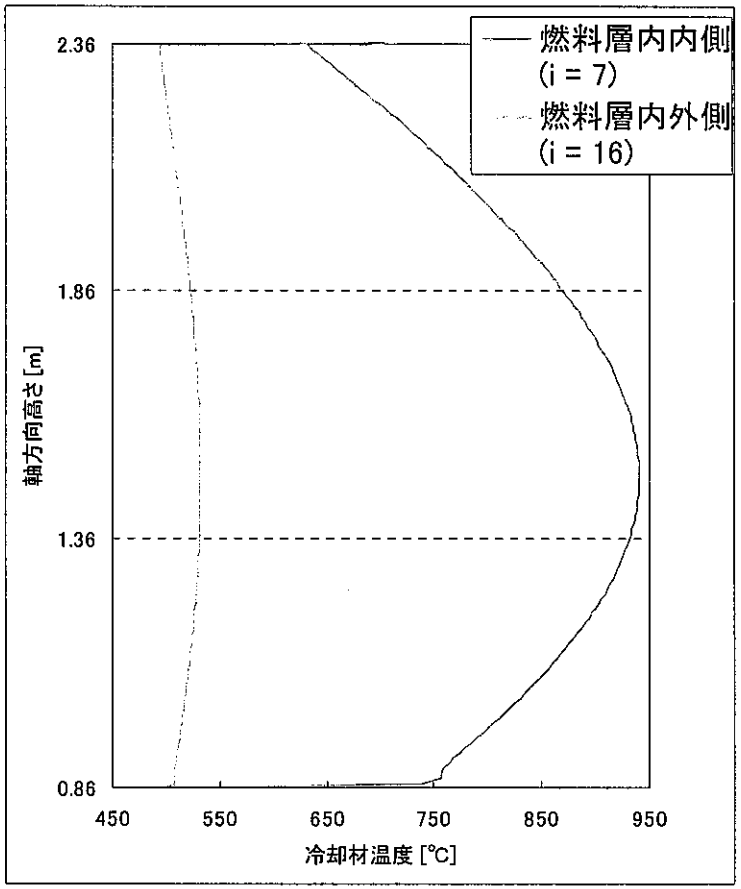
図4.8.3(3)-4 定格運転条件での解析結果



(a) 流速ベクトル



(b) 冷却材温度



(c) 燃料層内軸方向温度分布

図4.8.3(3)-5 3%出力・流量条件での解析結果

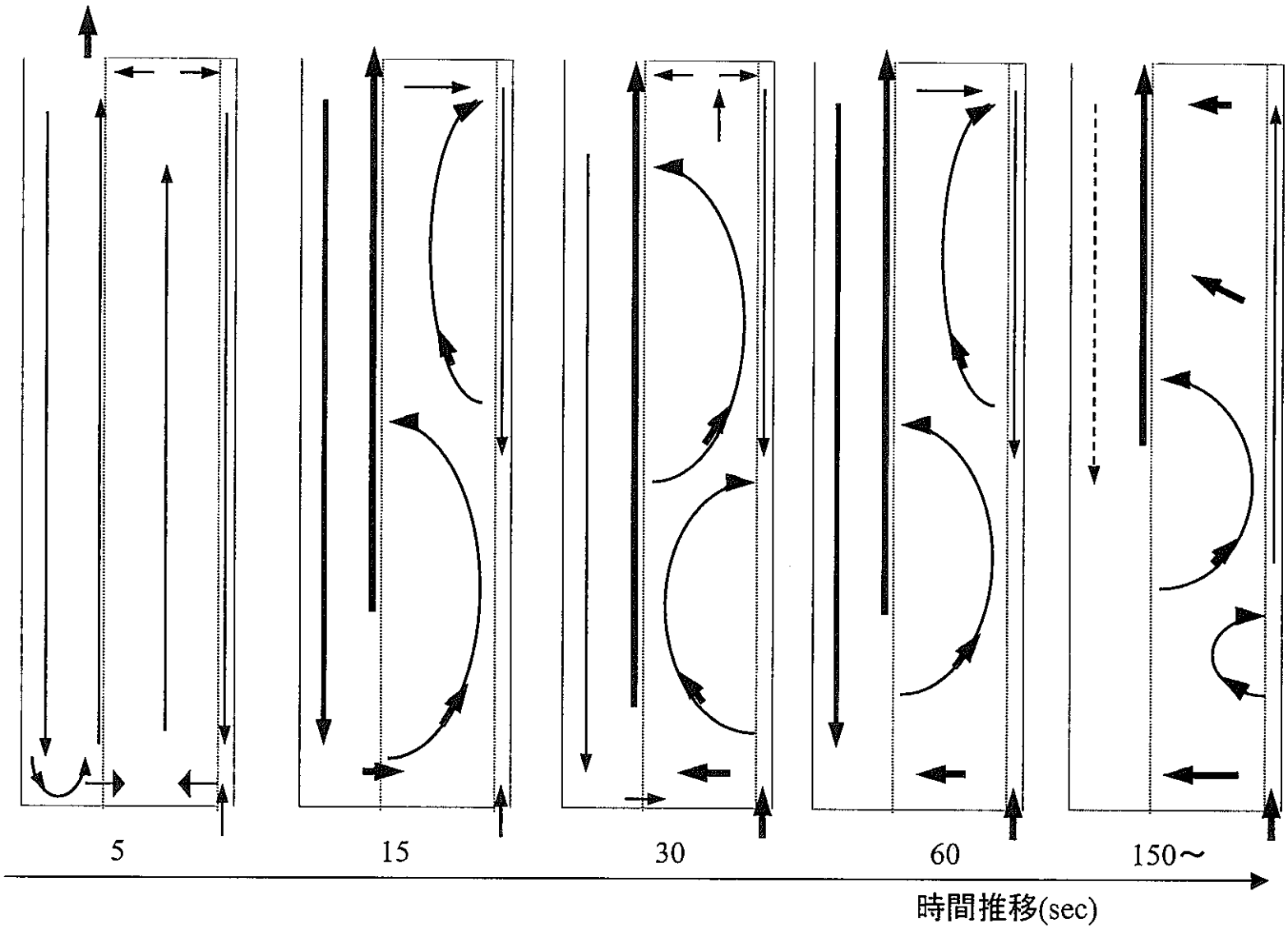


図4.8.3(3)-6 燃料領域流動様式推移イメージ（自然循環）

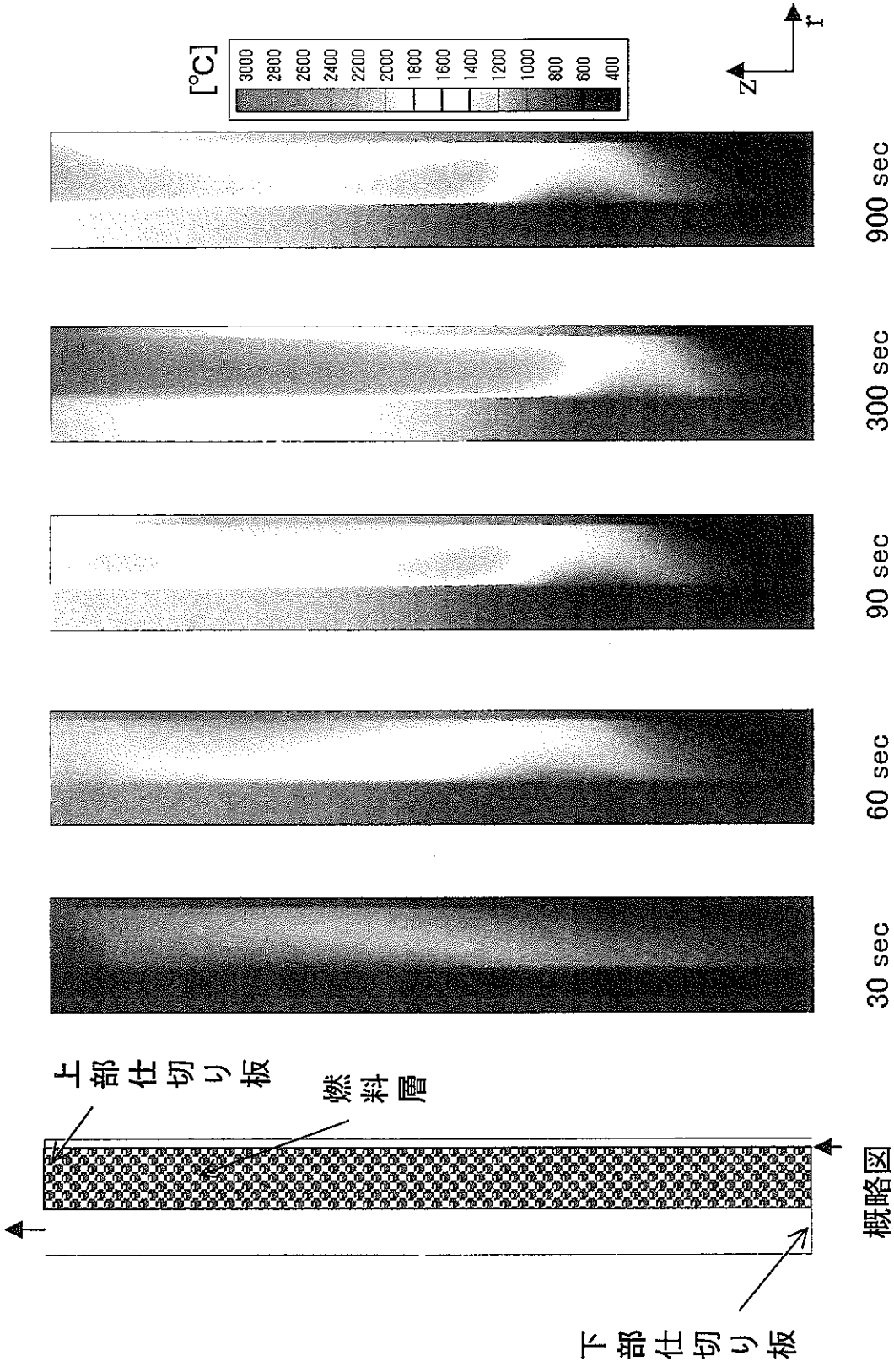
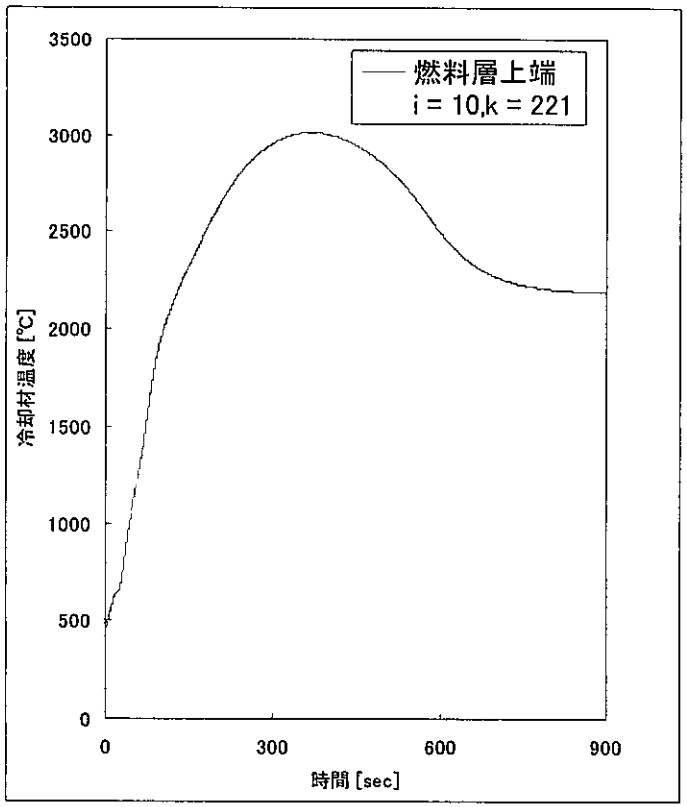
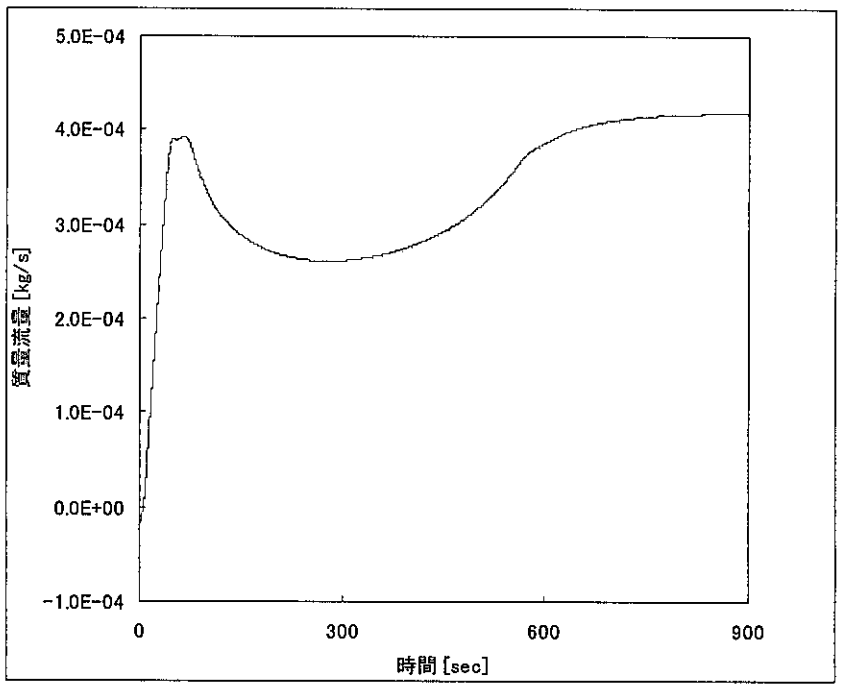


図4.8.3(3)-7 燃料領域温度場変化（自然循環）



(a) 最高温度発生個所における温度変化



(b) 流量時系列変化

図4.8.3(3)-8 冷却材温度・流量時系列変化

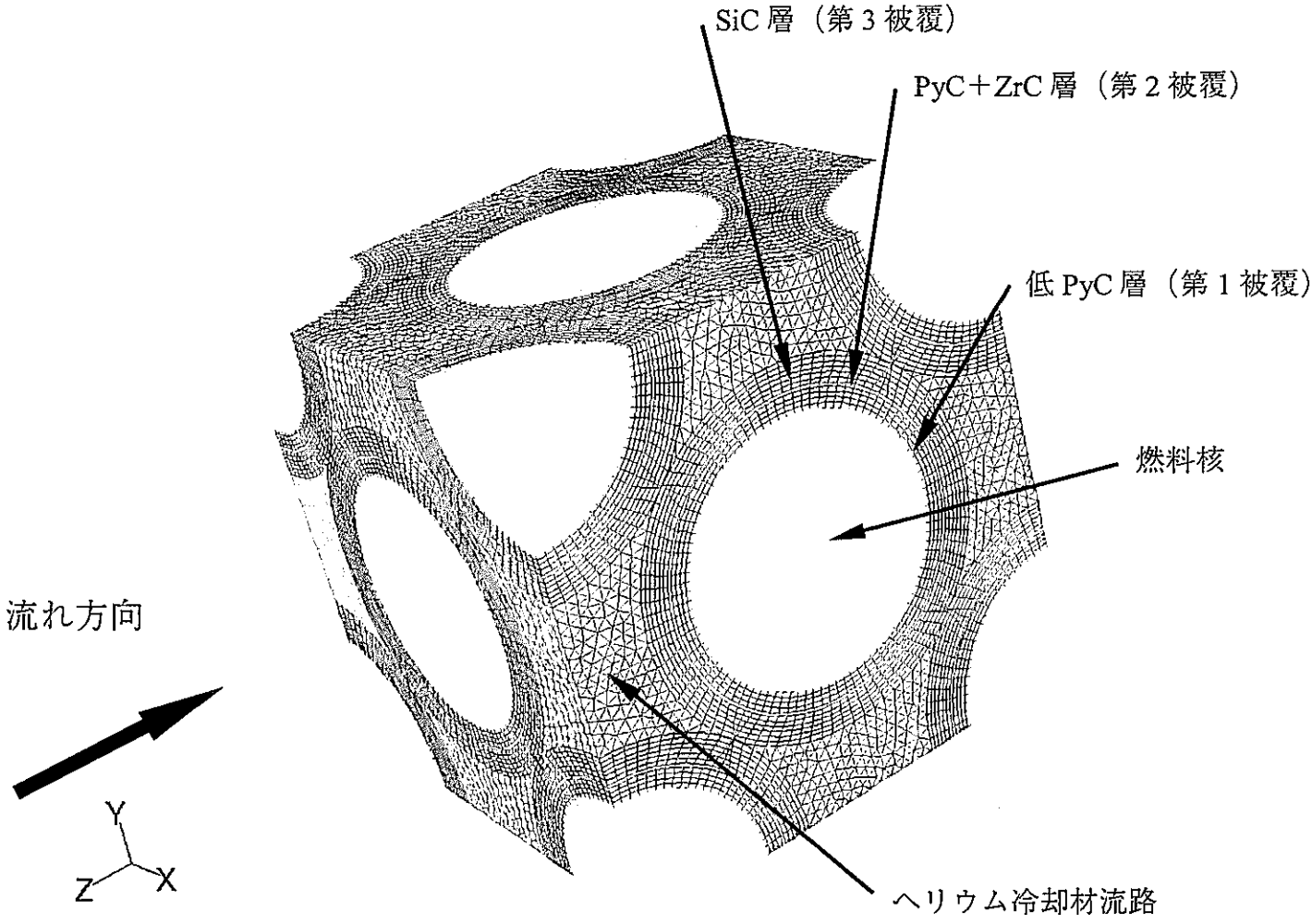


図 4.8.3(3)-9　単一流路ユニット（面心立方格子）のメッシュ分割図

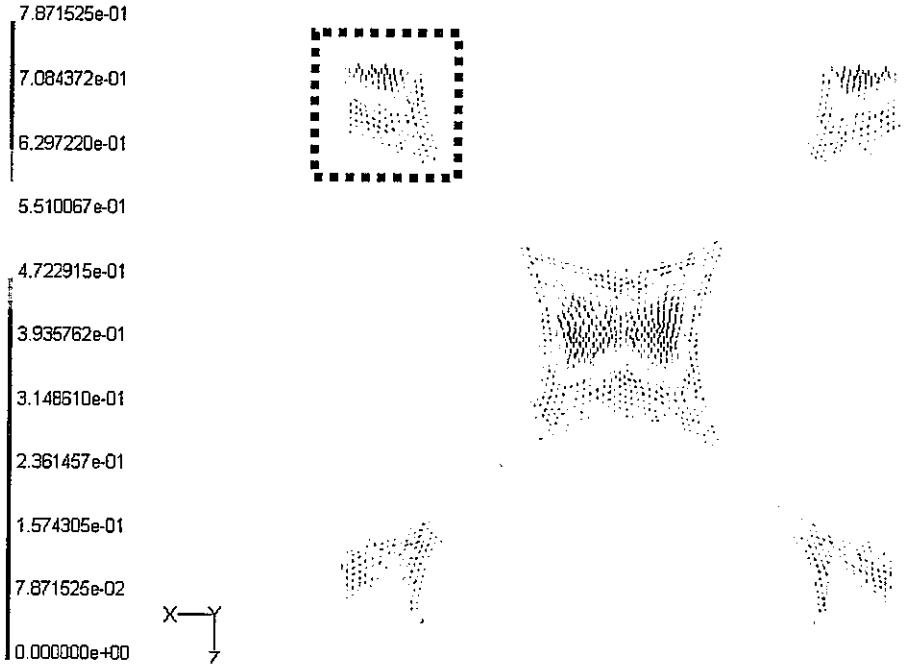


図 4.8.3(3)-10　第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図

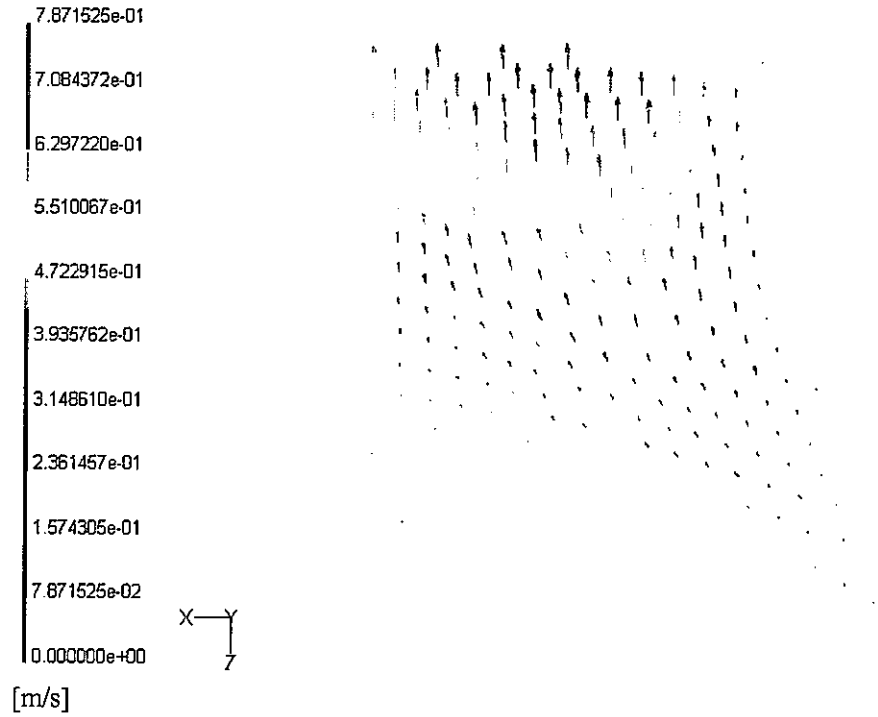


図 4.8.3(3)-11　第 1 ユニットにおける中心水平断面内流速ベクトル図
（出口部拡大図）

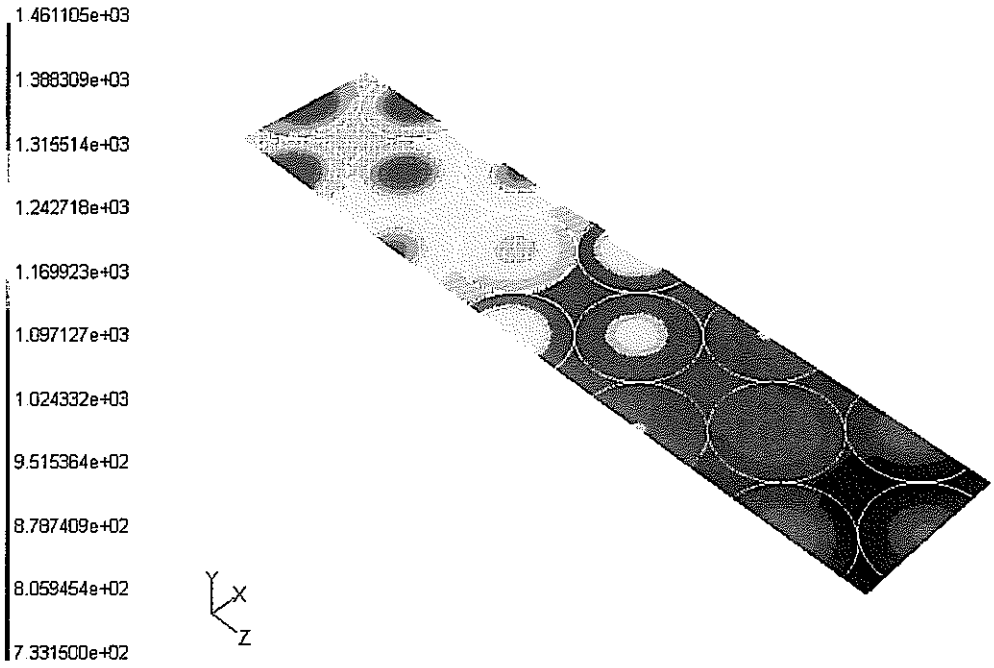


図 4.8.3(3)-12　5 ユニットの中心水平断面における温度コンター図

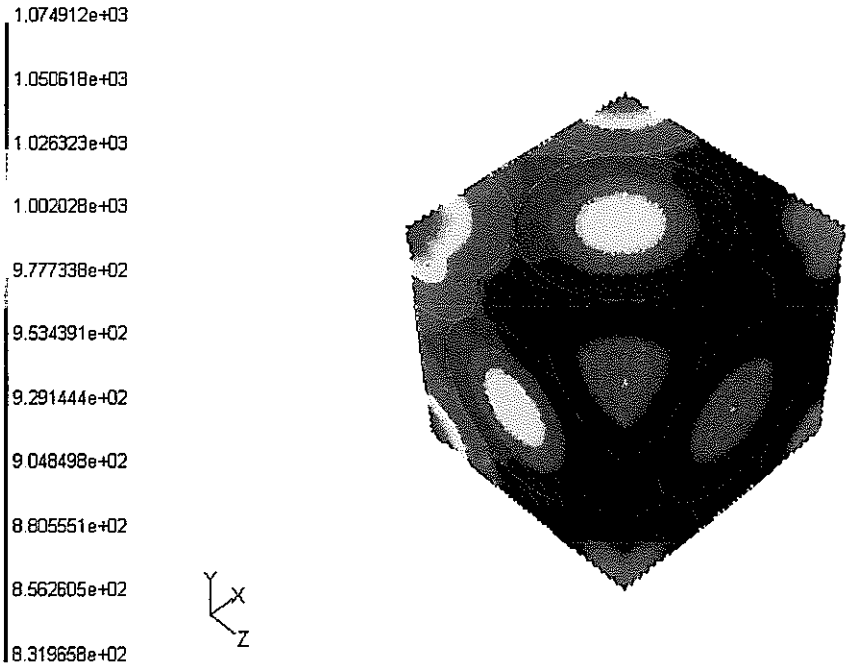
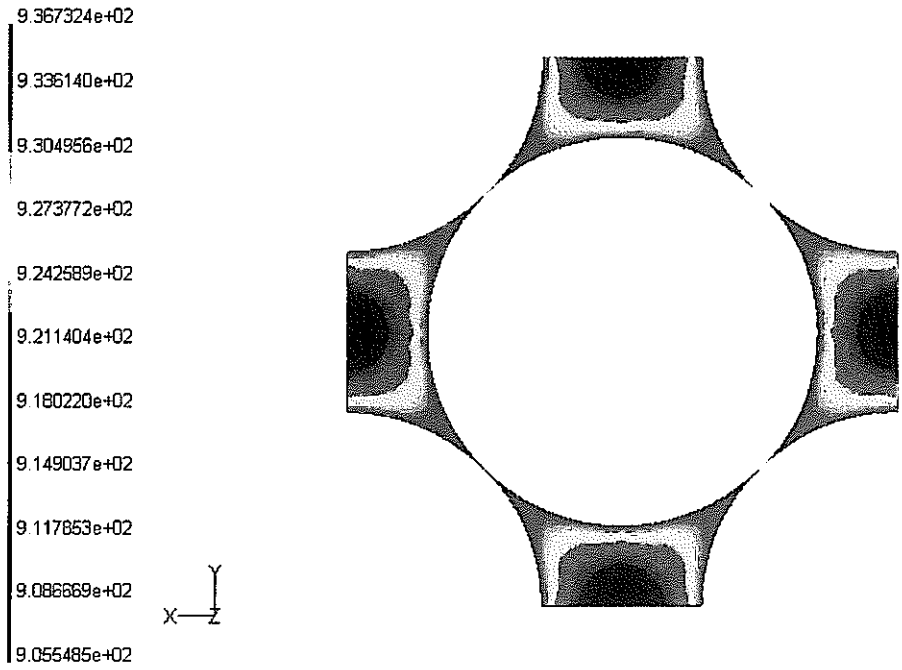
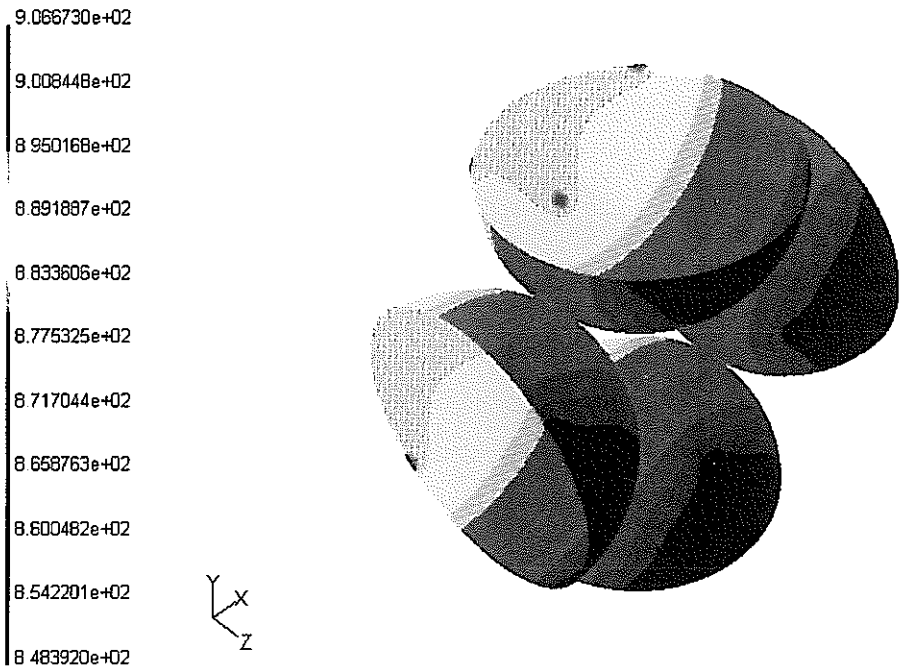


図 4.8.3(3)-13　第 1 ユニットの冷却材及び被覆粒子燃料温度コンター図



[K]

図 4.8.3(3)-14 第 1 ユニット出口部断面における冷却材温度コンター図



[K]

図 4.8.3(3)-15 第 1 ユニットにおける中央部被覆粒子燃料表面の温度コンター図

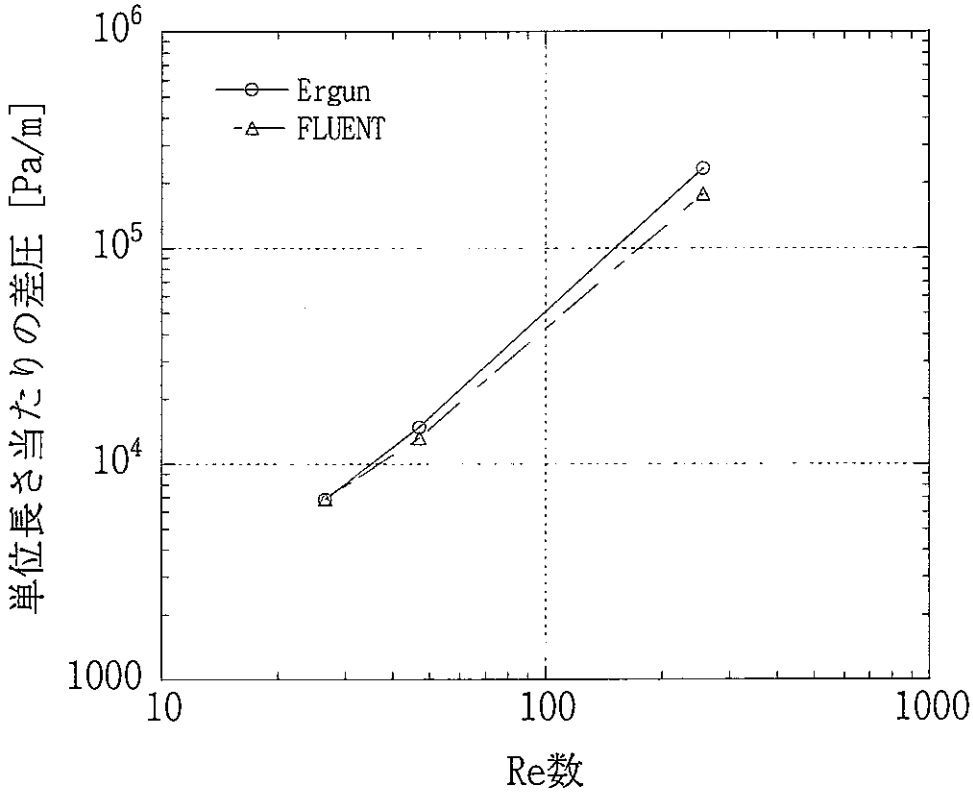


図 4.8.3(3)-16　Ergun の式と FLUENT コードの差圧の比較

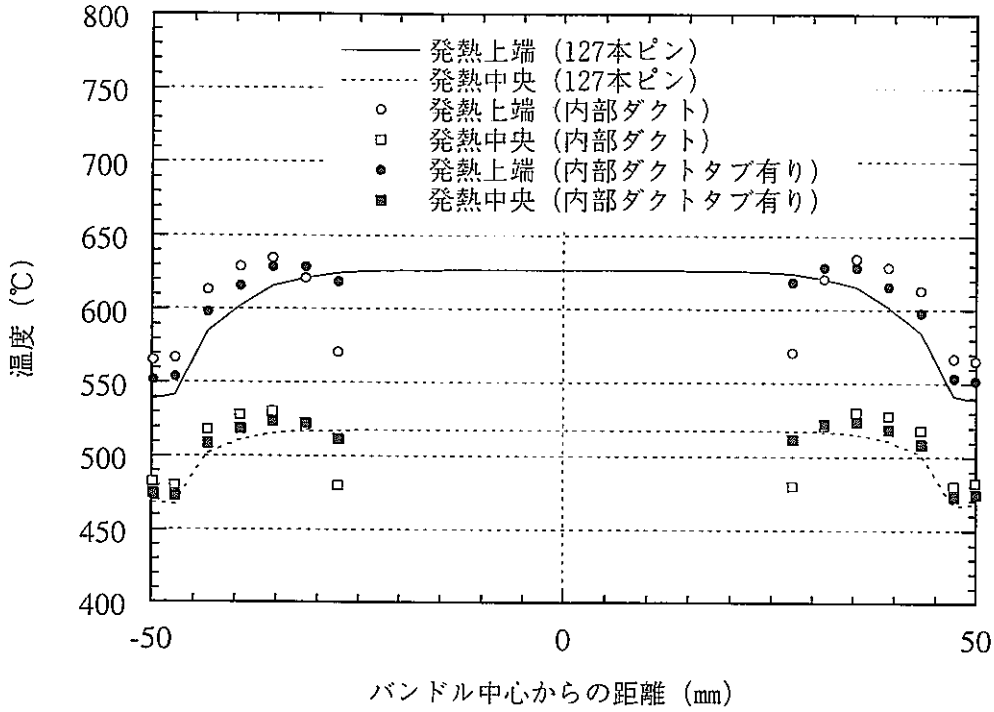


図 4.8.3(3)-17　127 本ピンバンドル体系における冷却材温度分布の比較

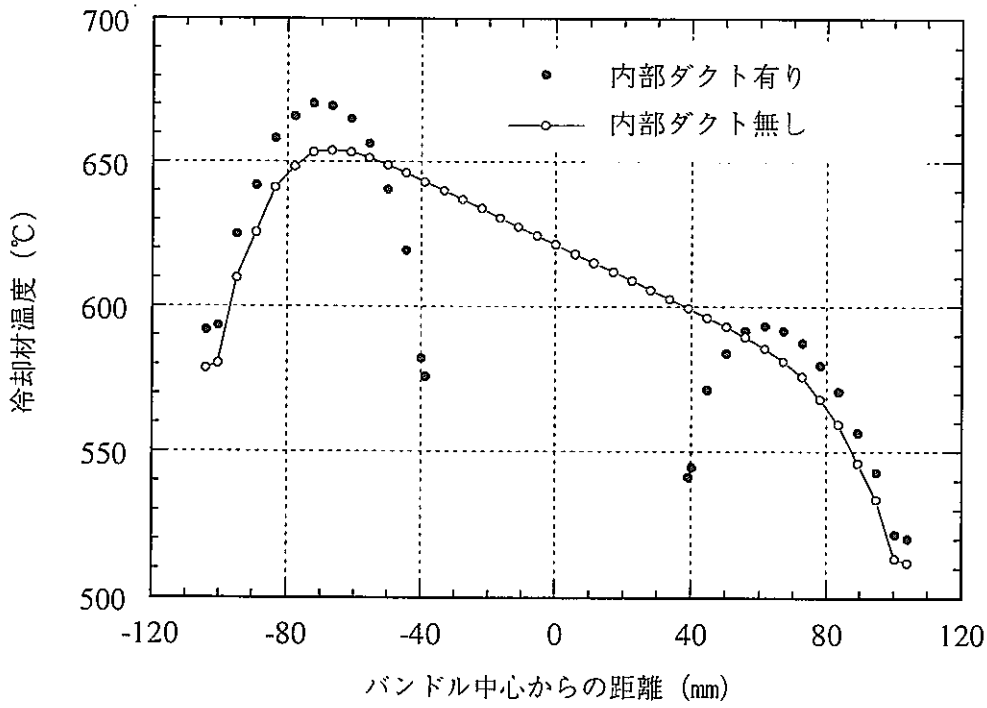


図 4.8.3(3)-18　271 本ピンバンドル体系における発熱上端冷却材温度分布の比較
（出力ピーキング係数：1.25）

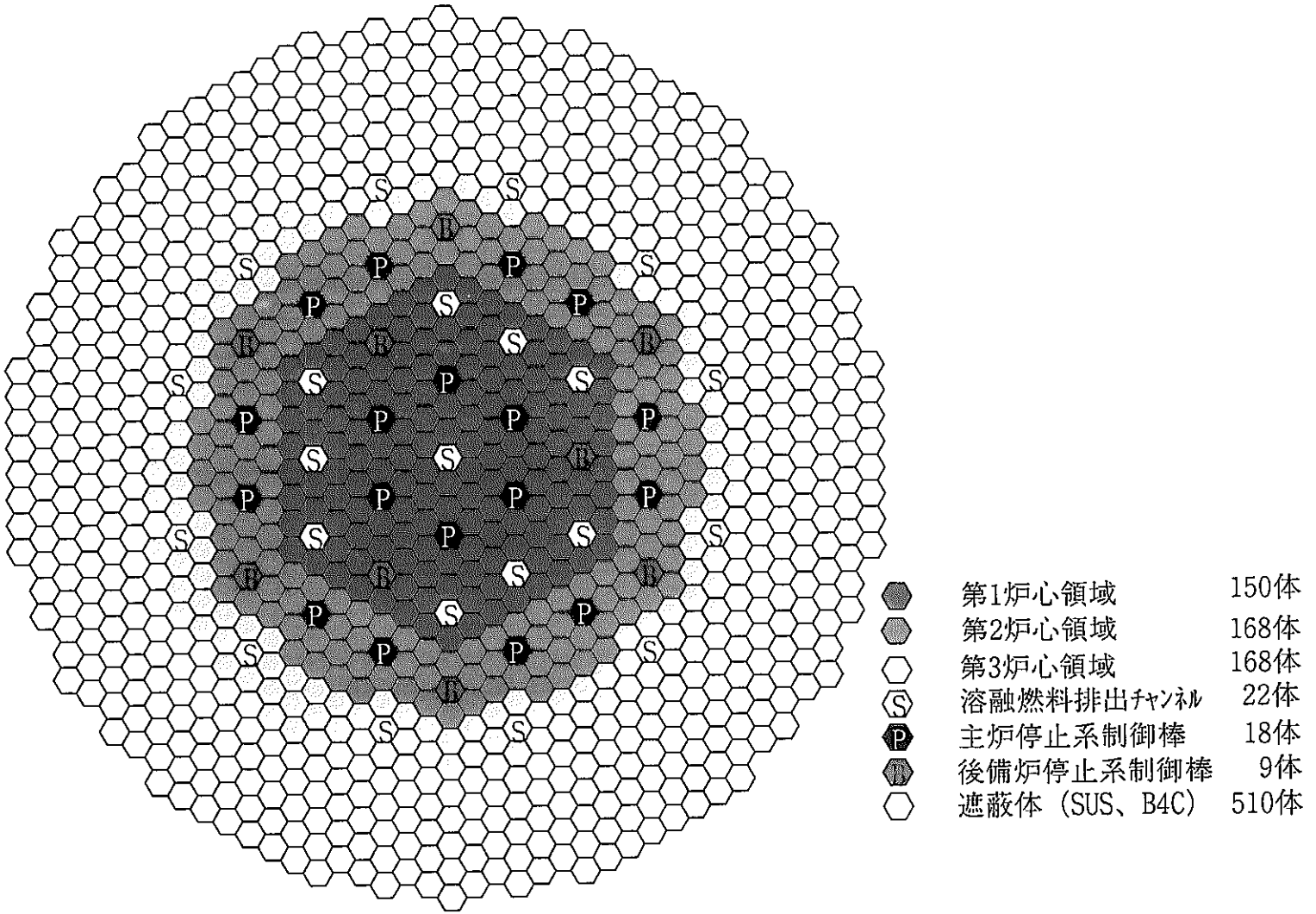


図4.8.3(3)－19　ダクトレス炉心の水平断面図

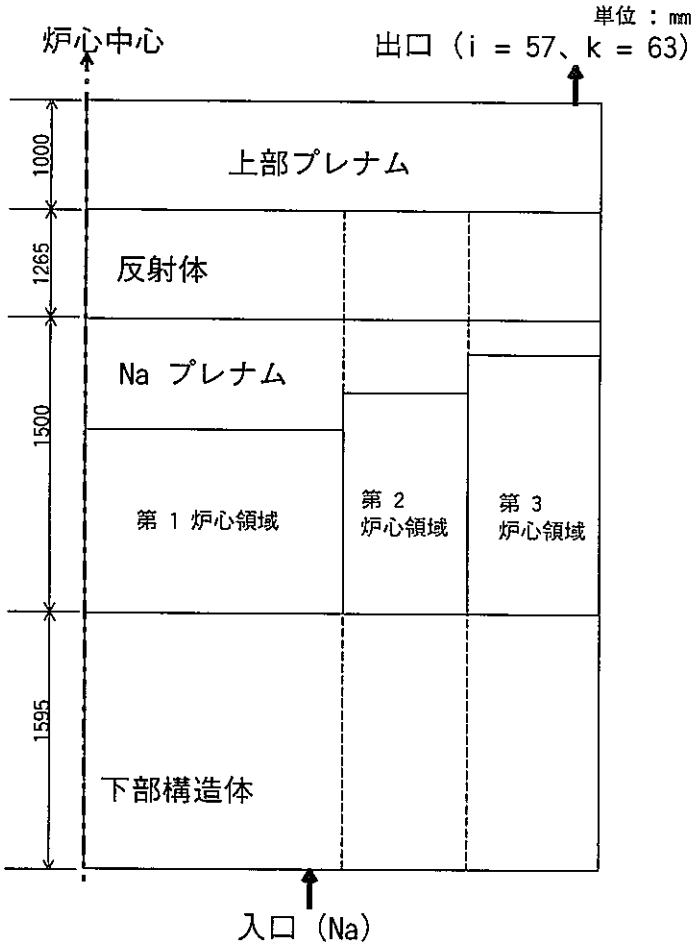


図4.8.3(3)- 20　2次元モデル解析対象領域

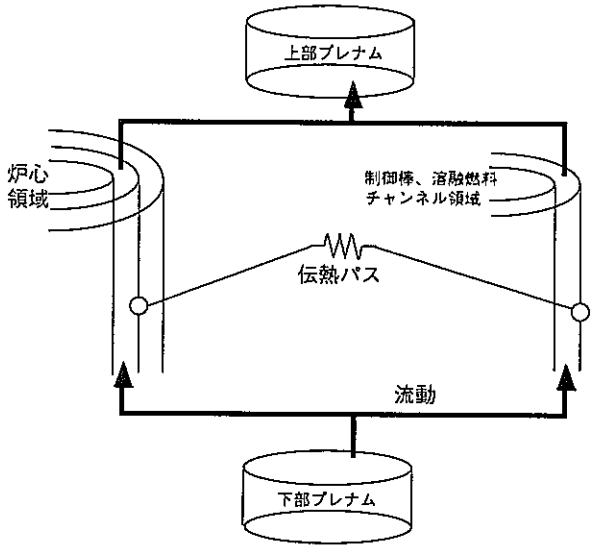


図4.8.3(3)-21　2次元体系モデルのイメージ

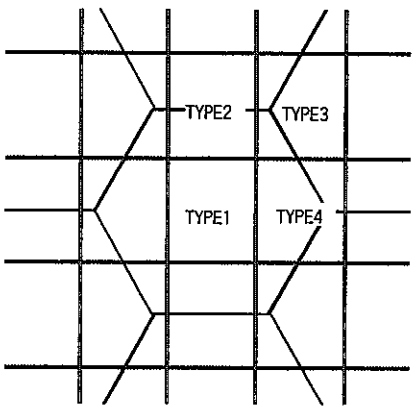
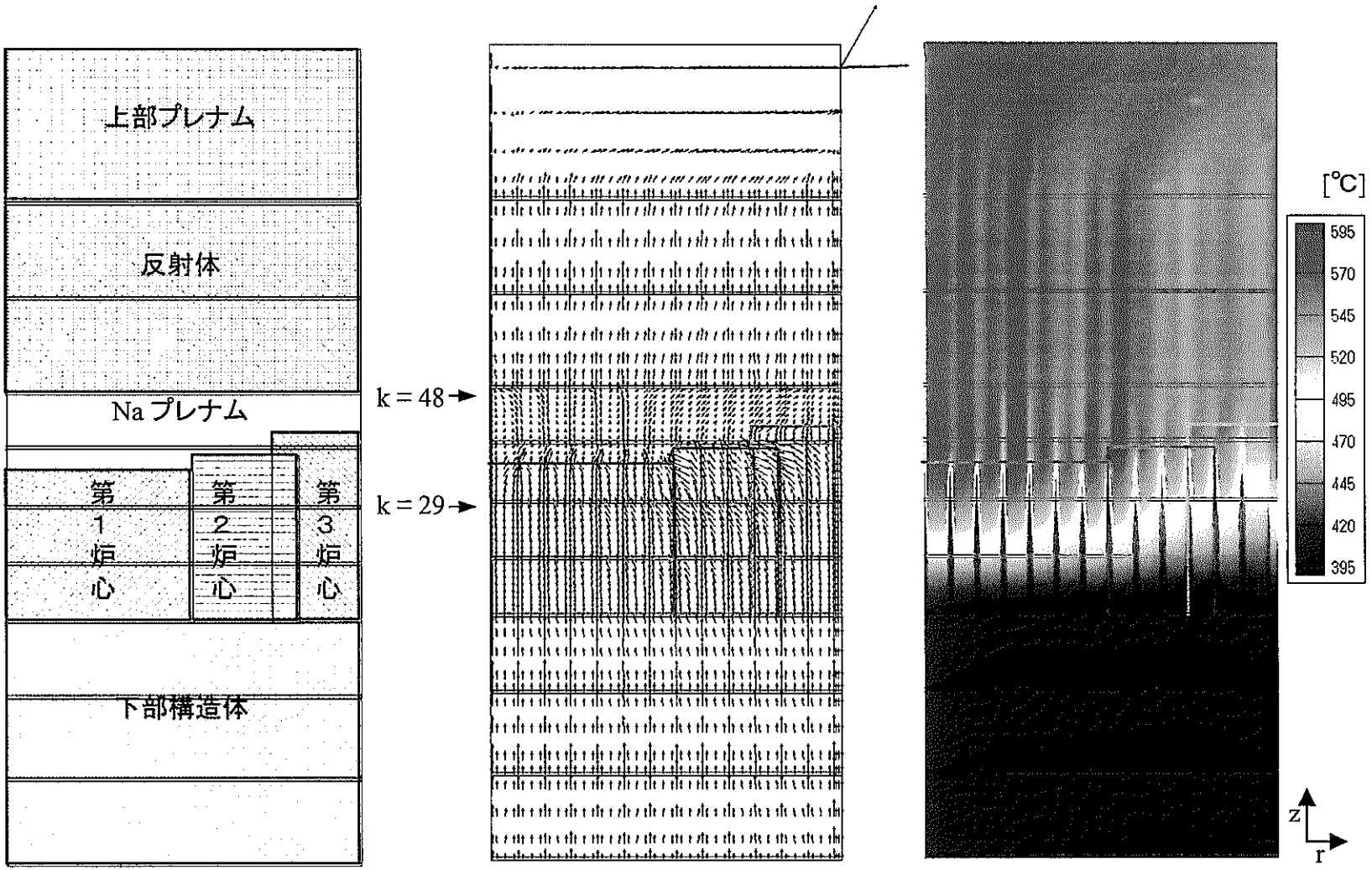
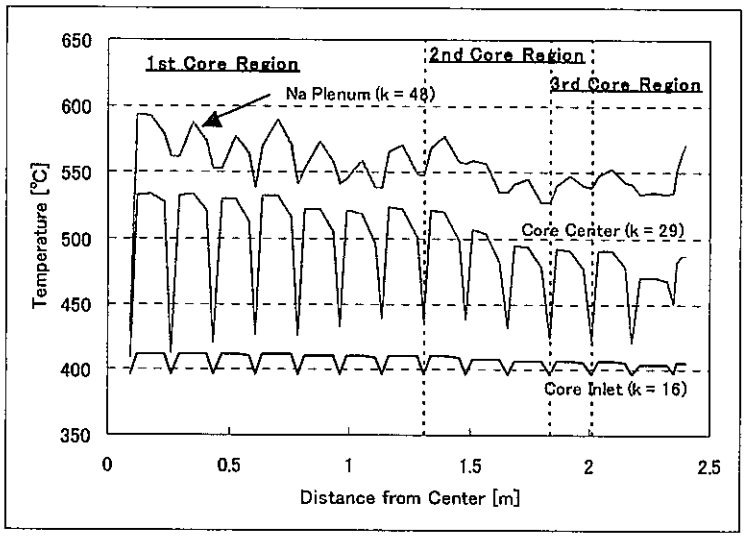


図4.8.3(3)-22 スタガード1/4集合体モデルにおける
コントロールボリュームタイプ

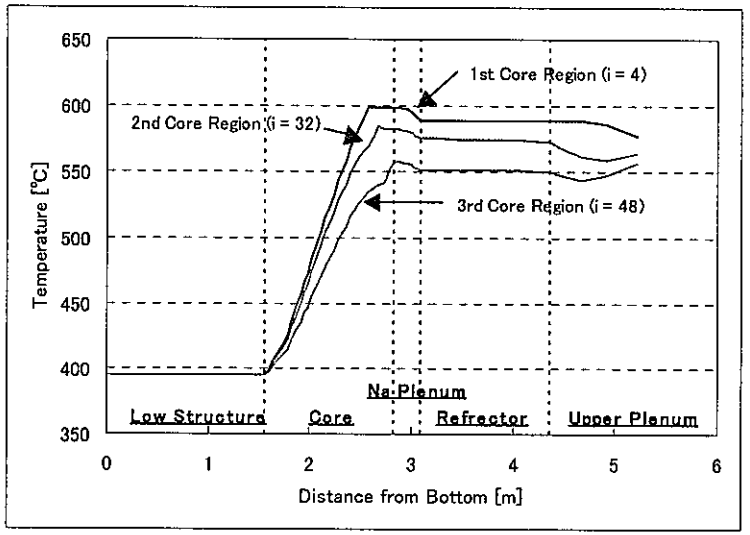


(a) 概要図　　(b) 流速ベクトル　　(c) 冷却材温度分布

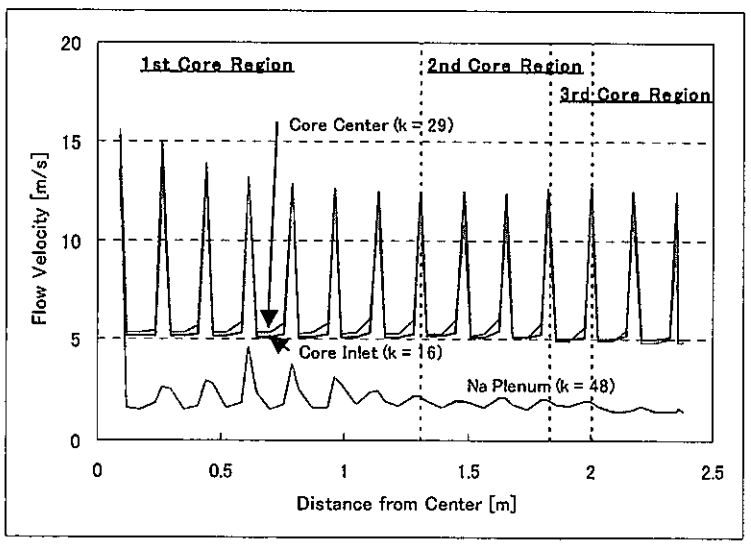
図4.8.3(3)-23　解析結果(リファレンスケース)



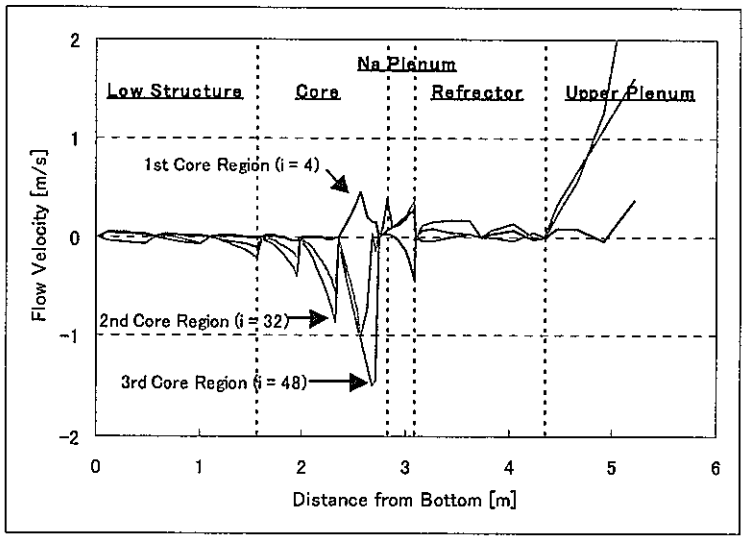
(a) 径方向温度分布



(b) 軸方向温度分布

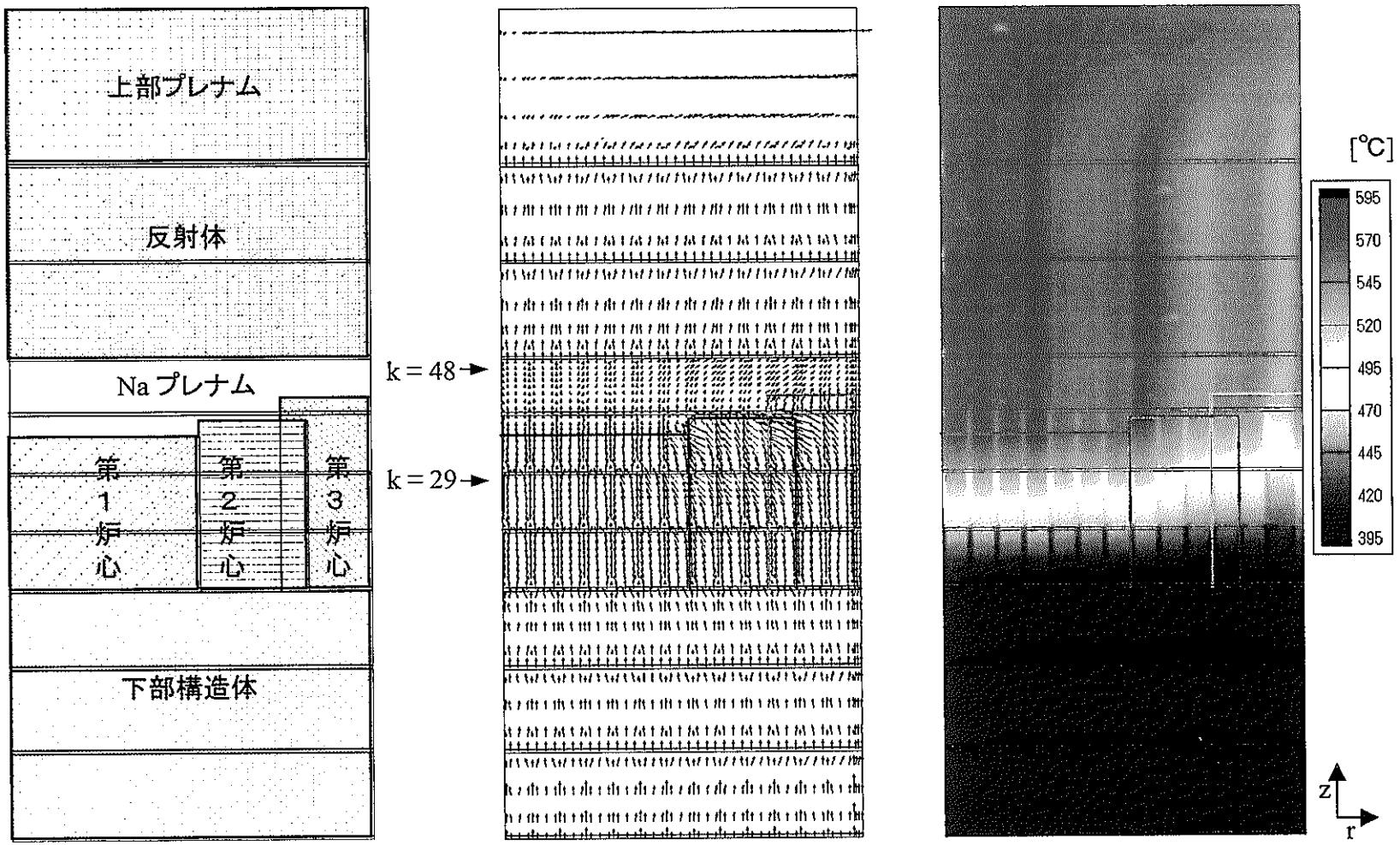


(c) 軸方向流速径方向分布



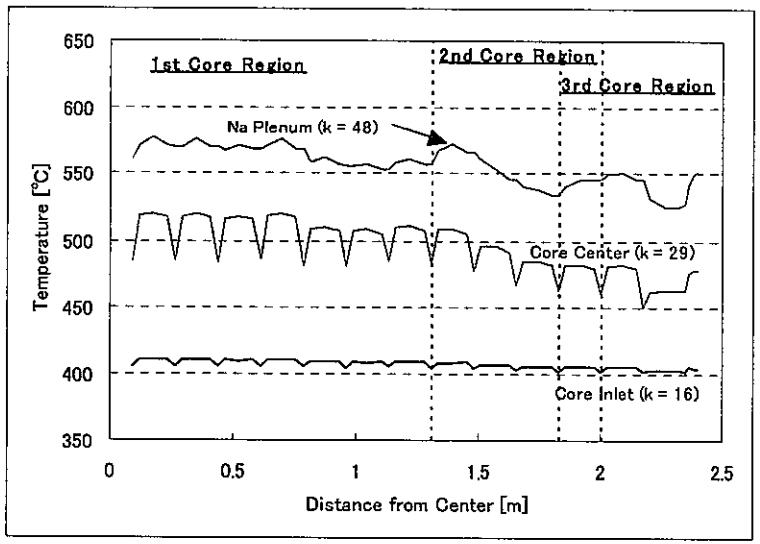
(d) 径方向流速軸方向分布

図4.8.3(3)-24　解析結果(リファレンスケース)

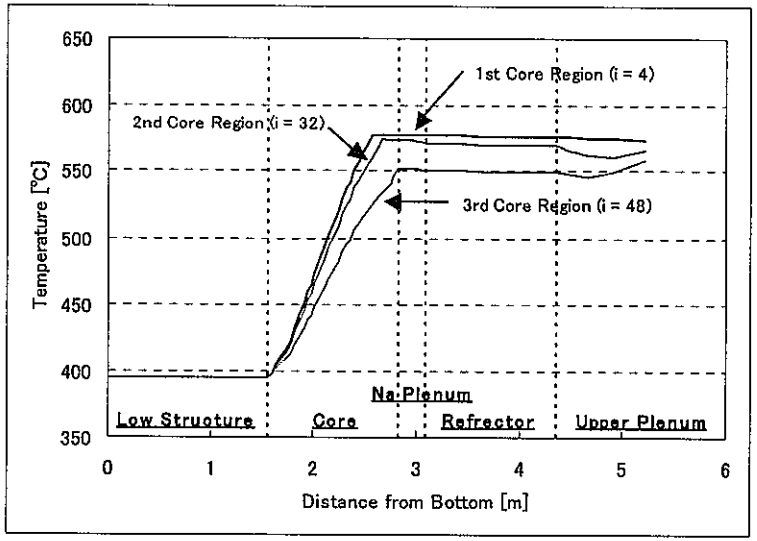


(a) 概要図　　(b) 流速ベクトル　　(c) 冷却材温度分布

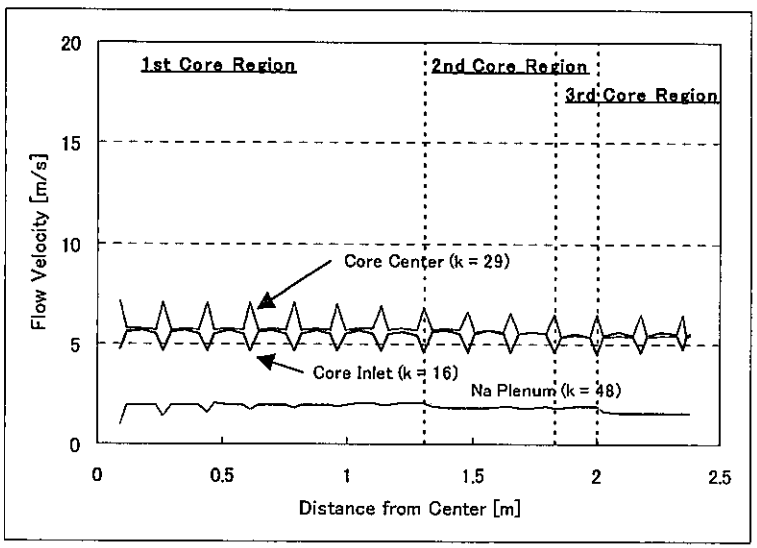
図4.8.3(3)-25　解析結果（集合体間ギャップ部一部閉塞ケース）



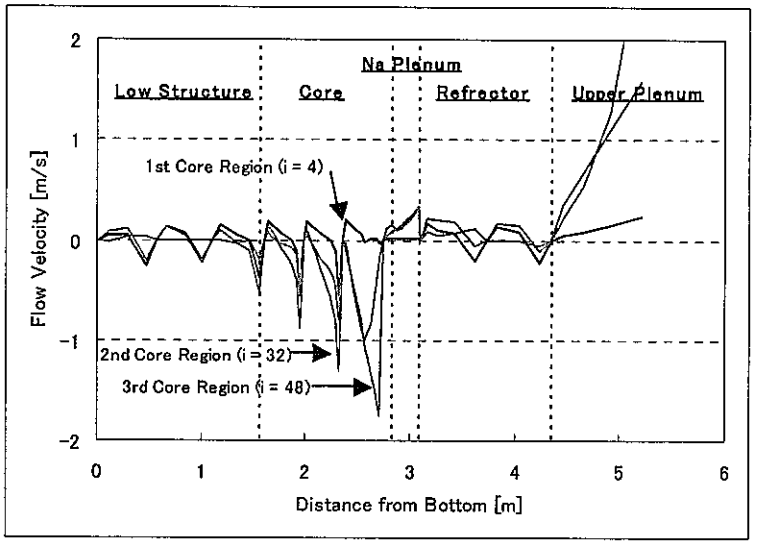
(a) 径方向温度分布



(b) 軸方向温度分布

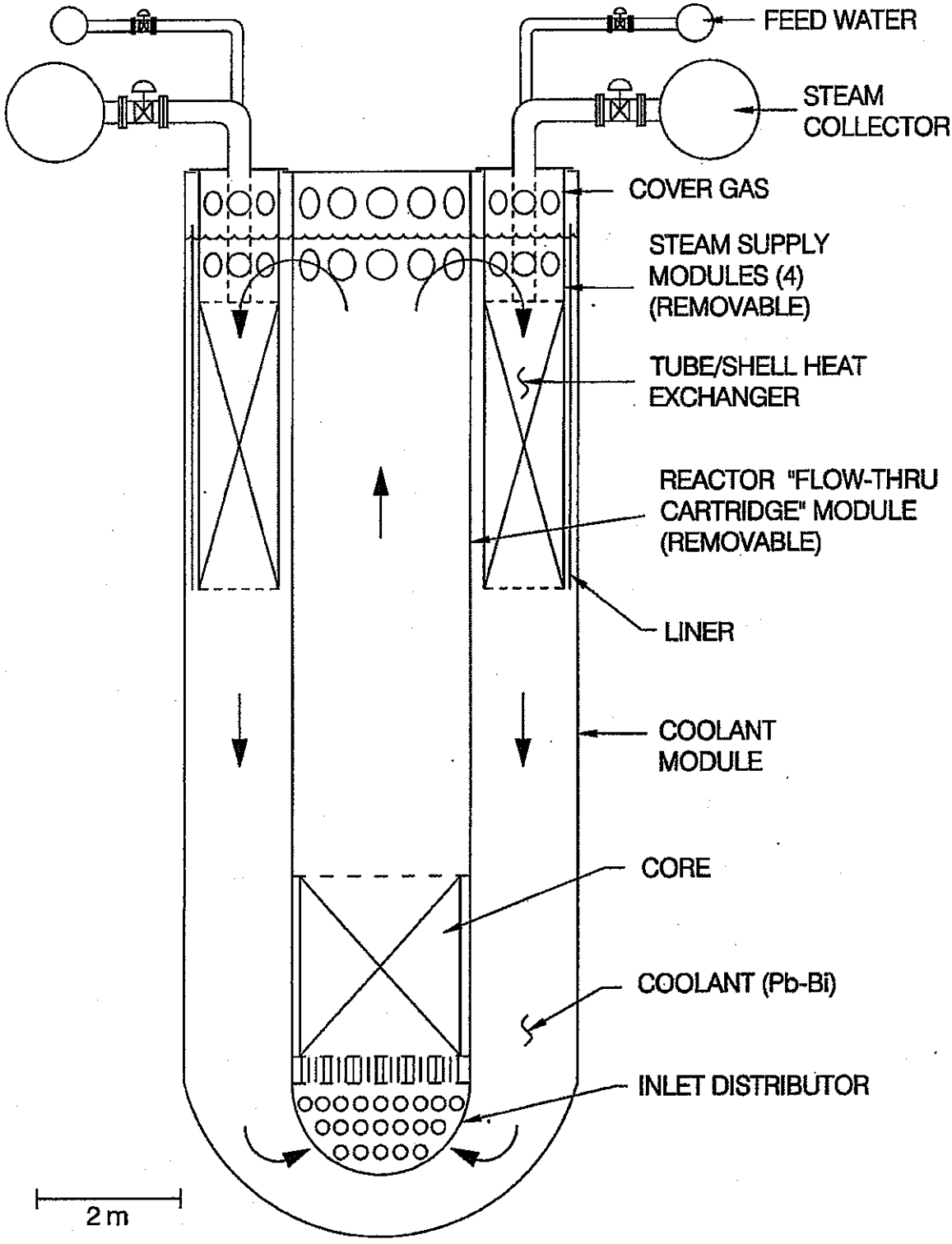


(c) 軸方向流速径方向分布

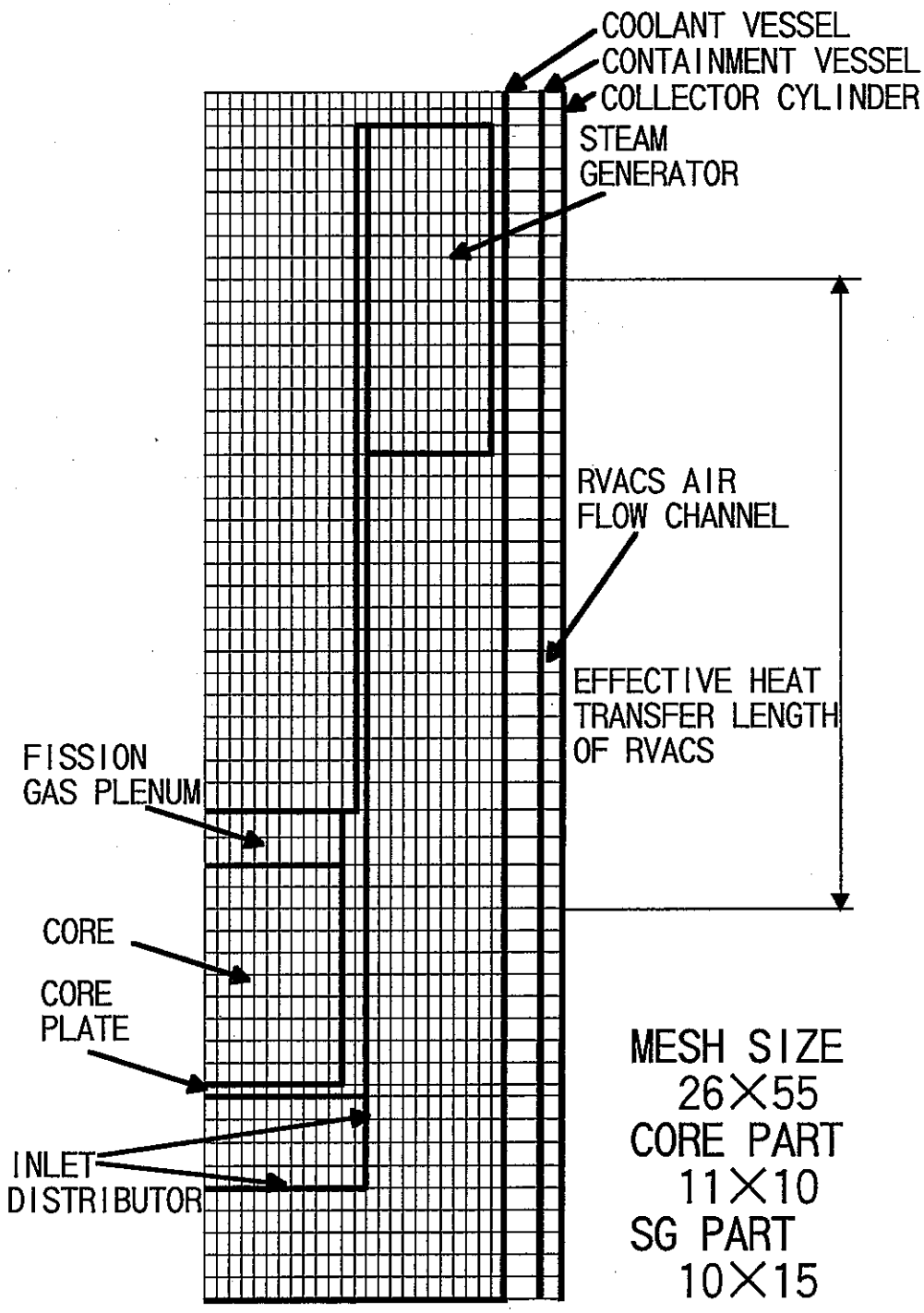


(d) 径方向流速軸方向分布

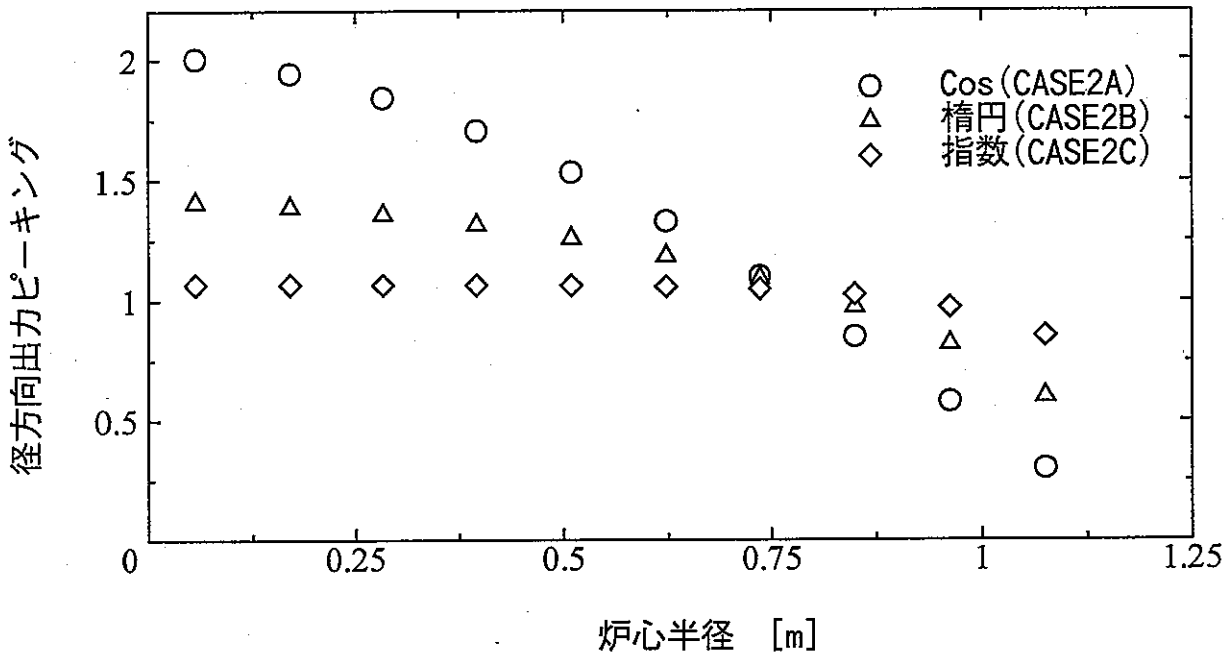
図4.8.3(3)-26　解析結果 (集合体間ギャップ部一部閉塞)



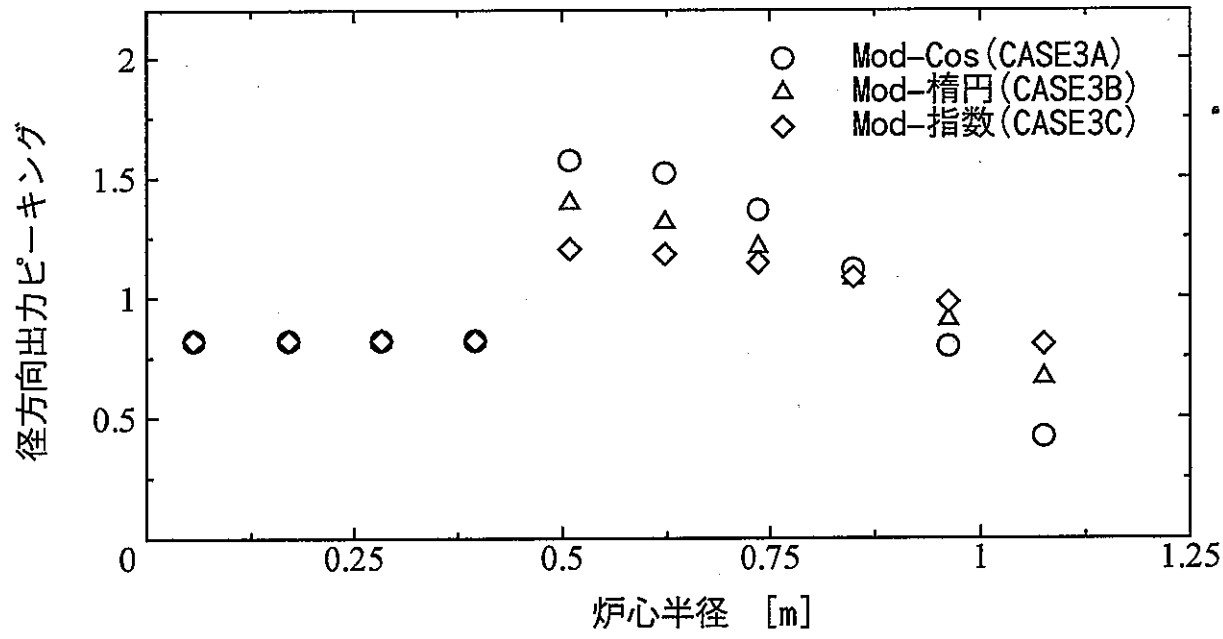
4.8.3(3)-27 ＡＮＬ ＳＴＡＲ—ＬＭ概念図



4.8.3(3)-28 Pb-Bi 自然循環炉解析モデル

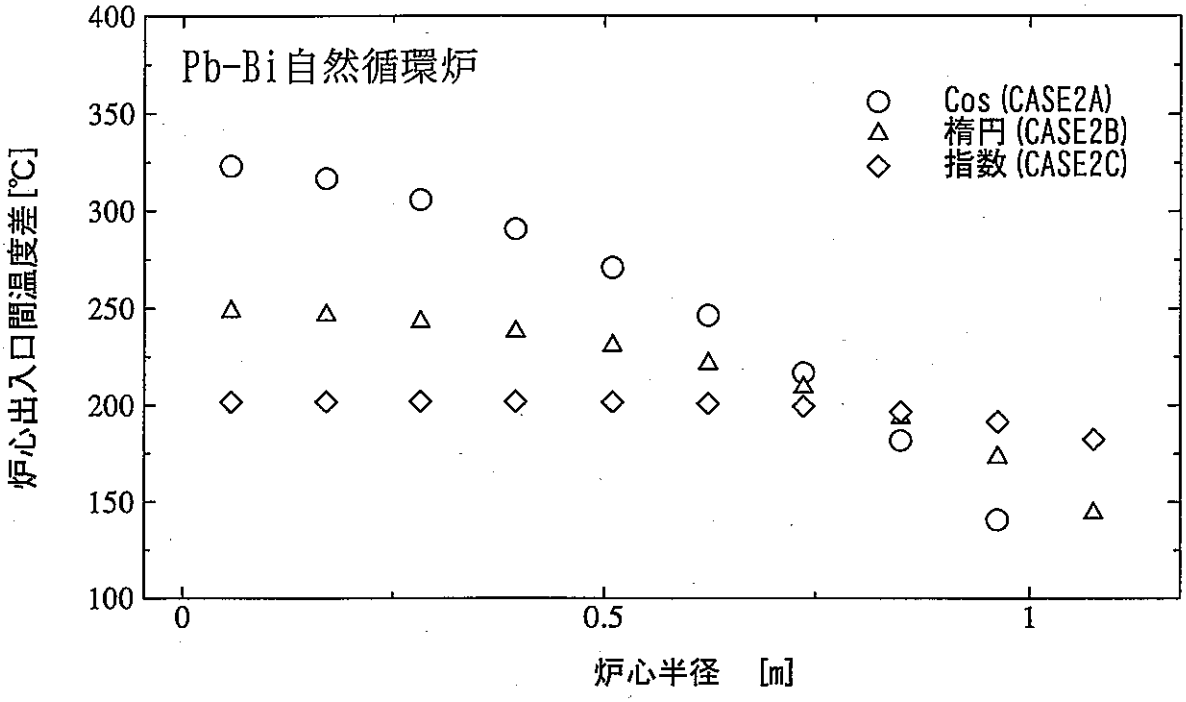


径方向出力分布（ＣＡＳＥ２）

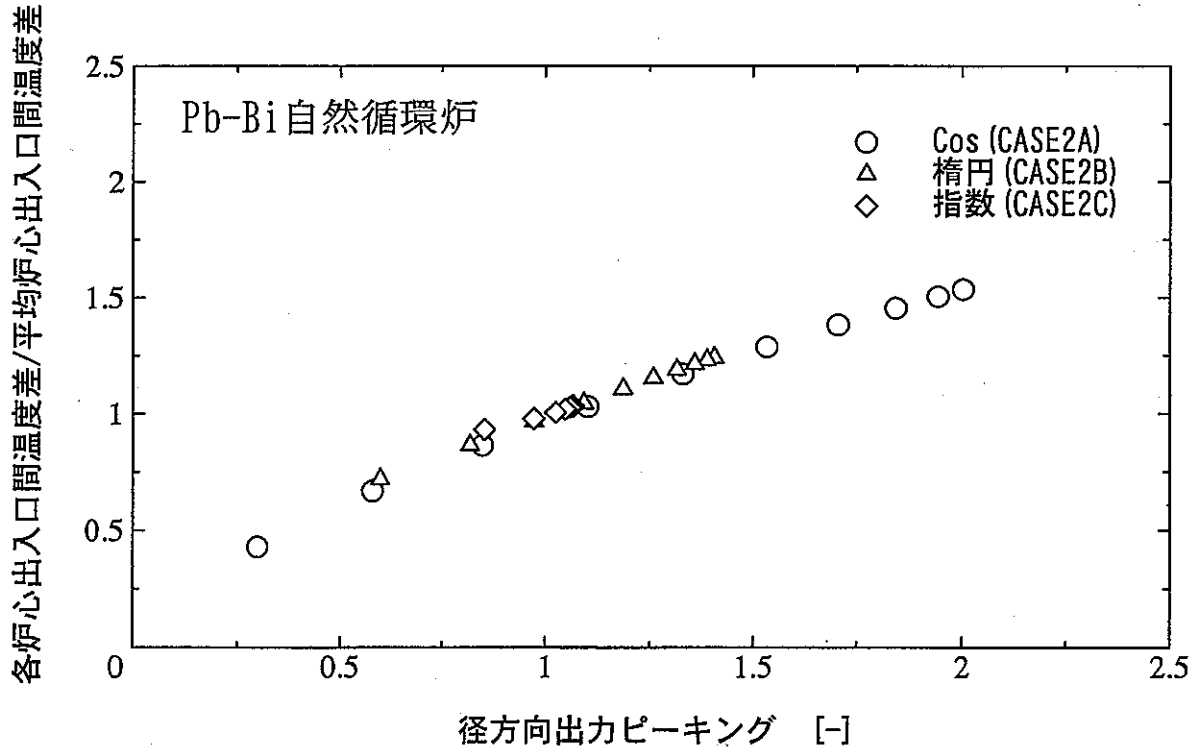


径方向出力分布（ＣＡＳＥ３）

図 4.8.3(3)-29 径方向出力分布 (Pb-Bi 炉)

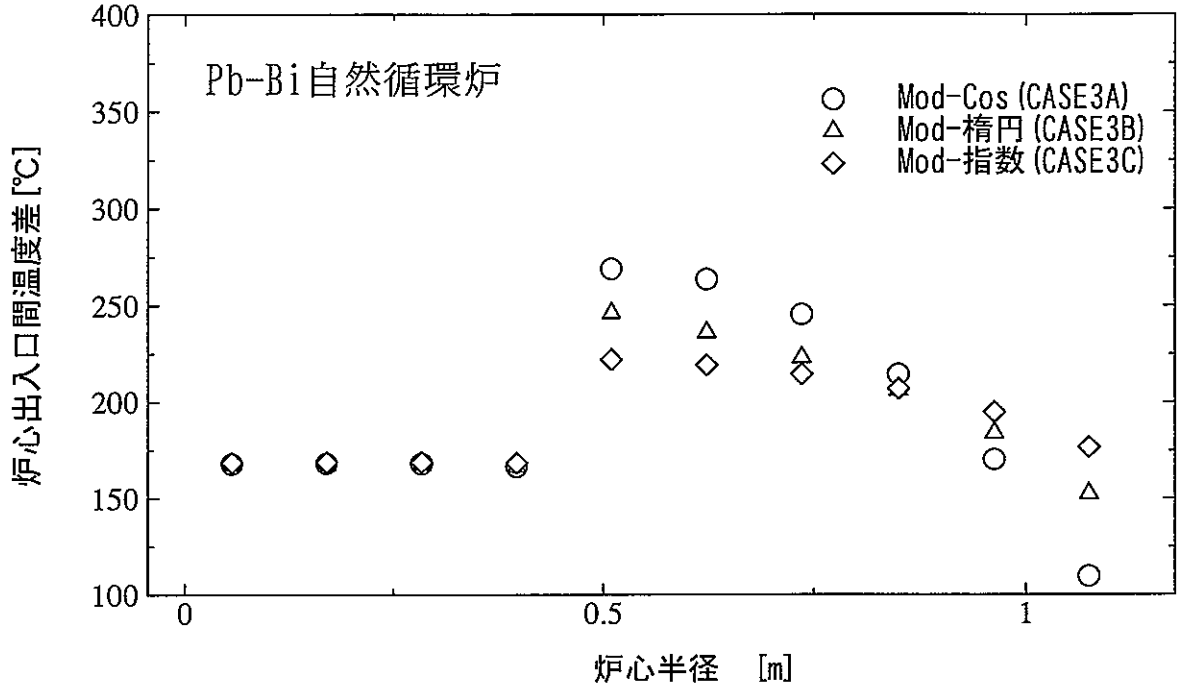


(1) 炉心出入口温度差の径方向分布（ＣＡＳＥ2）

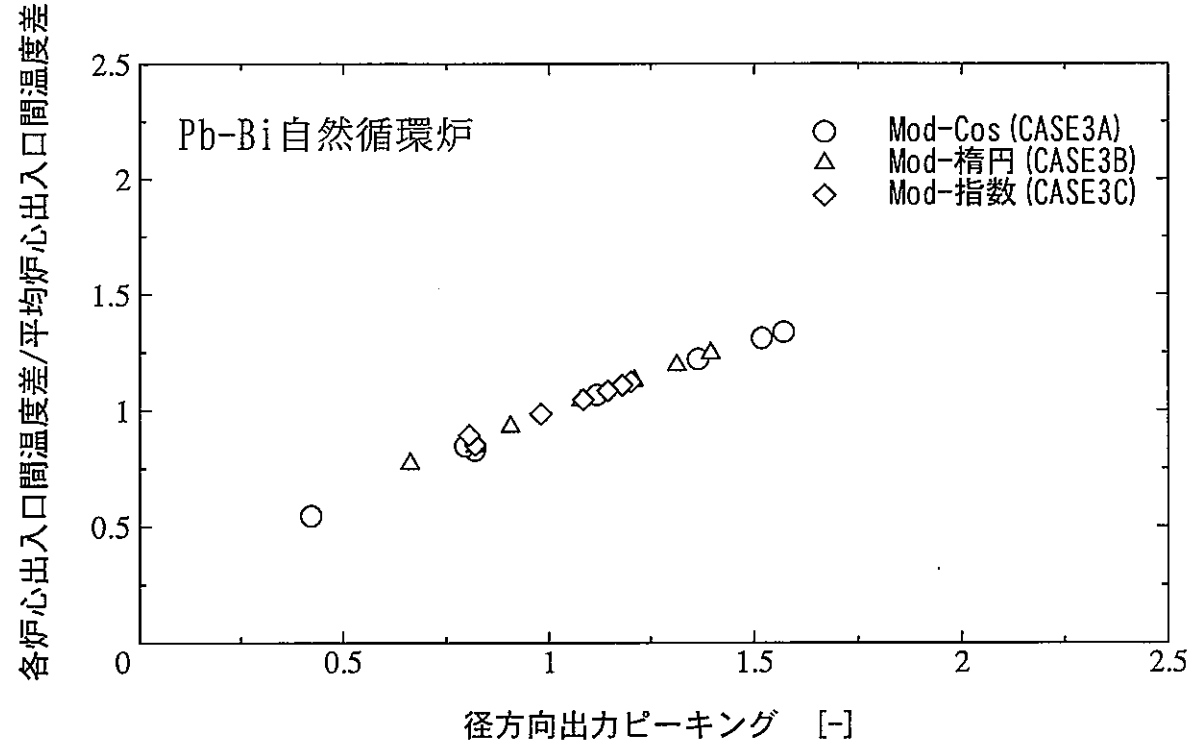


(2) 各 ch. でのホットスポットファクタと径方向ピーキングの関係（CASE2）

図 4.8.3(3)-30 炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ（Case 2）

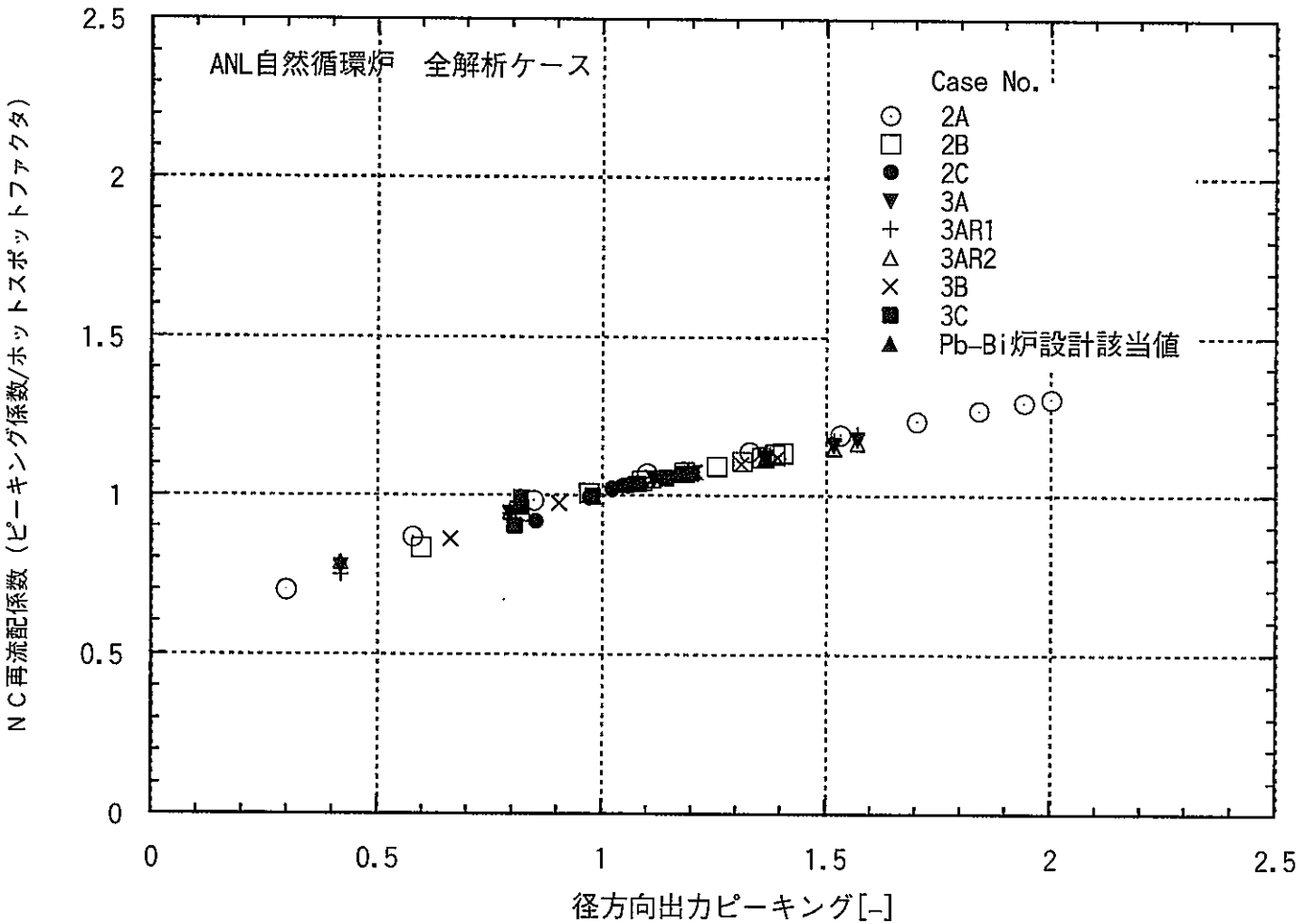


(1) 炉心出入口温度差の径方向分布（ＣＡＳＥ３）



(2) 各 ch. でのホットスポットファクタと径方向ピーキングの関係（CASE3）

4.8.3(3)-31 炉心出入口温度差の分布とホットスポットファクタ（Case 3）



4.8.3(3)-32 ホットスポットファクタから算出したＮＣ再流配係数と径方向ピーキングの関係

図 4.8.3(3)-33　各ケースの炉内温度分布

(4) 多次元解析による熱流動現象評価

(i) 目的

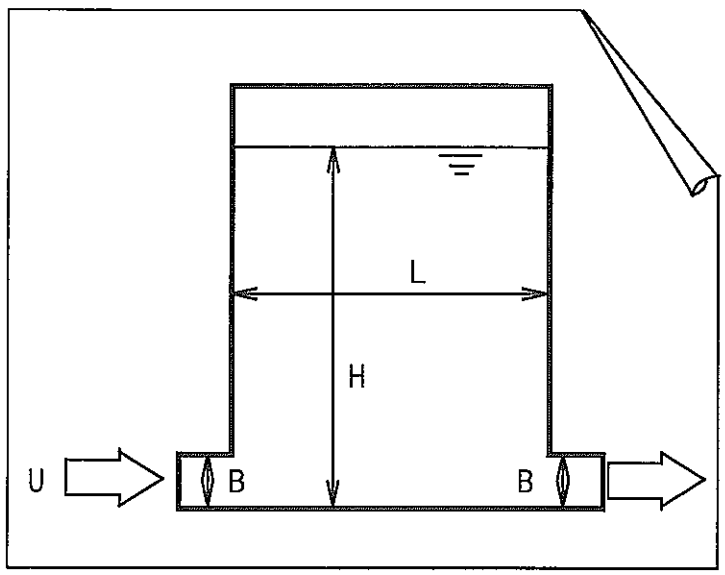
各種冷却材を用いた高速炉において顕在化する重要熱流動課題[9]((i) 気液界面現象:自由液面揺動、気泡巻込み、カバーガス溶存・輸送、(ii) 熱－流動相互作用:温度成層化、自然循環、(iii) 流動－構造相互作用:流力振動、(iv) 熱－流動－構造相互作用:サーマルストライピング、熱過渡、(v) その他:ミスト蒸着、キャビテーション))のうち、原子炉基本設計を左右するものとして (1) 自由液面揺動、(2) 温度成層化、(3) サーマルストライピングおよび (4) 自然対流の 4 課題を取り上げ、多様な作動流体を用いた場合のそれぞれの現象に対する特性変化を数値解析的に検討・評価する。さらに、ナトリウム冷却大型高速炉に対する基本特性として、炉内流動特性および温度成層化現象に関する検討を行う。

(ii) 重要熱流動現象の基本特性の検討

(a) 自由液面揺動

① 評価体系と条件

ガス巻込み現象に及ぼす縮尺効果および作動流体物性値効果を定量化するため、スケッチ 1 に示す基本形状を評価体系とした。



スケッチ 1　　ガス巻込み試験体系

解析評価条件をスケッチ 2 にまとめる。作動流体は、Na および Pb-Bi 合金の 2 種類である。

L (m)	H (m)	B (m)	Fr (= U / (g B) ** 0.5)		U (m/s)
0.3	0.8 L = 0.24	0.024	1.0	1.5	0.727721 (Fr = 1.5)
	0.6 L = 0.18				0.485147 (Fr = 1.0)
	0.4 L = 0.12				
1.0	0.8 L = 0.8	0.08			1.328631 (Fr = 1.5)
	0.6 L = 0.6				0.885754 (Fr = 1.0)
	0.4 L = 0.4				

スケッチ 2　　解析評価条件

数値解析には、これまでの基本検証により自由液面挙動の模擬性が確認されてきている単相多次元熱流動解析コード AQUA の VOF version[10]を使用する。Na 物性値については、AQUA コード内蔵のパッケージを、Pb-Bi 合金の物性値については、伝熱工学資料[11]記載のデータよりフィッティングした下式を用いた。

密度　　ρ (kg/m^3) = 1.073×10^4 - 1.218×T　　(4-1)

比熱　　Cp (kcal/kg℃) = 0.035　　(4-2)

動粘性係数　　ν (m^2/s) = 5.5796×10^{-7} - 2.5096×10^{-9}×T　　(4-3)

② 数値解析

数値計算条件を以下にまとめる。

座標系	:	x-z 直交 2 次元
メッシュ分割	:	Δx=Δz=1.0 (cm)
入口流速分布	:	一様 (断面平均値;スケッチ 2 参照)
入口温度	:	500℃
固体壁条件	:	非スリップ、断熱
自由液面条件	:	スリップ、断熱、表面張力未考慮
乱流モデル	:	不使用

a. 内部流動特性

図 4.8.3(4)-1 から図 4.8.3(4)-4 に、各条件における流速ベクトル図を示す。なお図中の流速ベクトルは、自由液面の変動と区別できるようにするため、解析体系より下側にスライドして表示してある。

各条件での内部流動状況より、以下の点が確認できる。

(1) Fr 数を一致させた条件では、横幅 L の変化によりレイノルズ数が異なっているにも係わらず、流速ベクトルの分布は概ね一致する。試験結果[12]と同様に、今回の条件範囲においては内部流動特性が Re 数にはほとんど影響されず、Fr 数が支配パラメータになっていると考えることができる。

(2) Pb-Bi 合金の動粘性係数は Na のそれの約半分程度であり、作動流体の差による内部流動状況への影響は極めて小さい。これは既往試験による結果、すなわち 2 倍程度の動粘性係数の差異が内部流動特性に与える影響は無視し得る程度に小

さいとする知見[12]と合致するものである。
(3) 初期液位Hが低いほど、またFr数が大きいほど、上昇流と下降流との空間分布が局所的であり、試験により確認された自由液面の乱れによるガス巻込み限界の特性[12]を表現している。

b. 自由液面特性

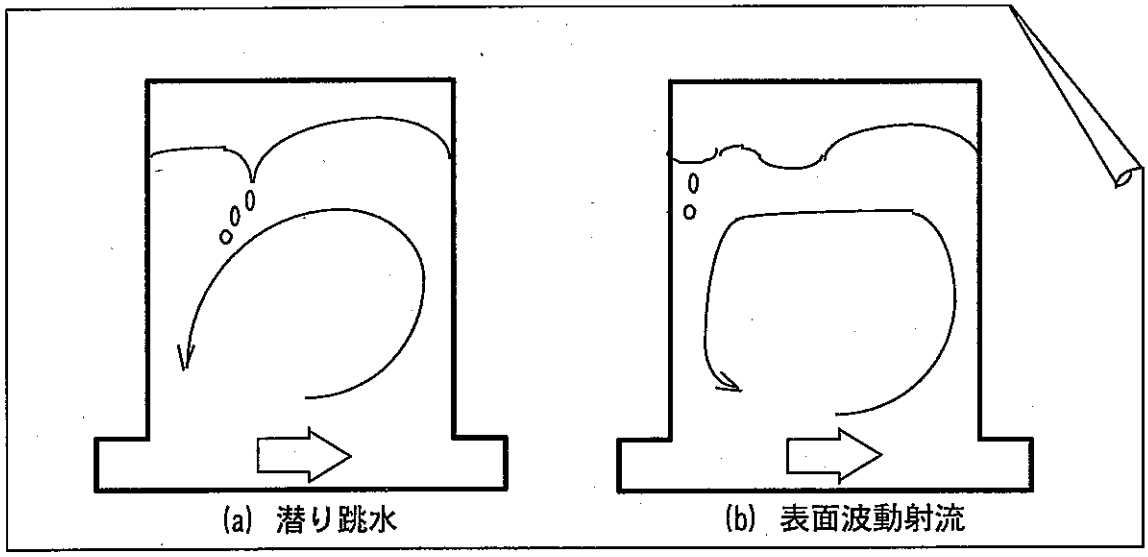
図4.8.3(4)-5から図4.8.3(4)-8に、各条件における自由液面高さ分布の比較を示す。結果より分かる通り、初期液位Hが小さいほど自由液面の高低差量が大きく、また横幅Lが小さいほど自由液面の高さ分布範囲が広い。これらの特徴は、作動流体に依らない。一方、自由液面勾配分布については、前述の自由液面高さ分布の特徴を反映したものとなっている。

潜込みによるガス巻込み特性に直接的な影響を与える自由液面流速の比較を、図4.8.3(4)-9から図4.8.3(4)-12に示す。なお図中の自由液面流速は、試験体入口部を原点としていることから負値として表示(自由液面右側から左側に向かう流れ)しているとともに、試験体入口流速で規格化を施している。全般的な傾向としては、試験体中央領域(0.1 < x/L < 0.9)で自由液面流速が大きくなっている。一方、試験体右側壁を上昇する内部流れ(流速W成分)が横方向にその向きを変更する領域近傍(x/L = 1.0)および自由液面横流れ(流速U成分)が下方向にその向きを変更する領域近傍(x/L = 0.0)においては、小さな値に止まっている。同一の横幅LおよびFr数の条件においては、初期液面Hが低い程、大きな自由液面流速が発生している。一方、Fr数およびHを固定した条件では、Lが大きい程、自由液面流速は増大する。なおこれらの傾向は、作動流体により大きく変化しない。

③ 検討

a. 自由液面形状に関する考察

Fr数を一致させた条件での自由液面形状の比較結果(H=0.8L条件)を、図4.8.3(4)-13に示す。既往知見によれば、スケッチ3に示すように潜り跳水と表面波動射流の2種類に分類される。すなわち、潜り跳水は、主流が流体中に潜込み、その潜込み点の下流領域に跳水あるいは淀みが生じるパターンであり、横方向単位距離当たりの自由液面勾配が比較的大きい条件の下で観察される。一方、表面波動射流は、主流が流体中に突入せず液面を波動状に流下するパターンであり、比較的液面勾配が小さい条件で発生する。そして、内部流速の増加により、表面波動射流パターンから潜り跳水パターンに遷移することが確認されている。今回の評価条件では概略的に、横幅Lが0.3mの場合が表面波動射流パターンに、横幅Lが1.0mの場合が潜り跳水パターンに対応すると考えられる。更に図4.8.3(4)-13(a)では、Fr数が1.0の場合が表面波動射流パターンに、Fr数が1.5の場合が潜り跳水パターンに相当する自由液面形状を示している。なお、表面波動射流パターンから潜り跳水パターンへの遷移流速は、0.727m/s近傍(入口流速換算;Fr=1.5)近傍であると考えられる。

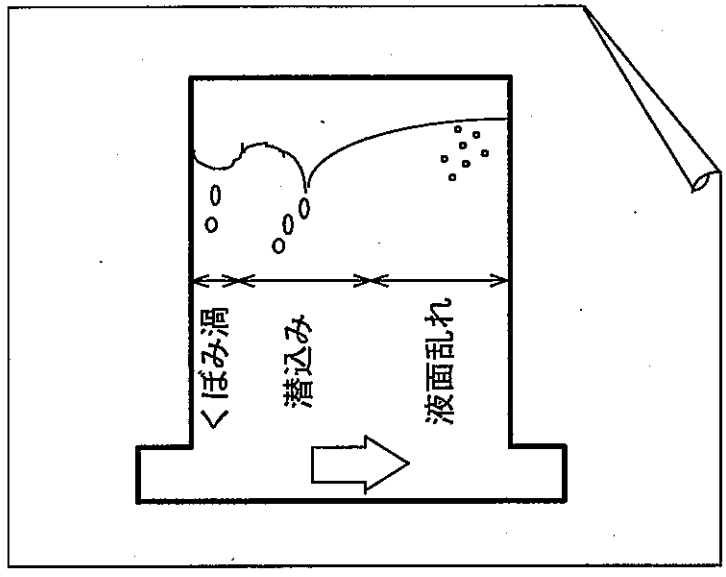


スケッチ 3　　自由液面形状の分類

図 4.8.3(4)-13 に見られるように、試験体スケールに依らず Fr 数一致条件で自由液面高さ分布が評価できるとする試験結果の傾向は、今回の評価では得られていない。また、二倍程度の動粘性係数の差異を持つ Na と Pb-Bi 合金では、自由液面形状に関して大きな違いは見られない。

b. 自由液面勾配に関する考察

Fr 数を一致させた条件での自由液面勾配の比較結果 (H=0.8L 条件) を、図 4.8.3(4)-14 に示す。これまでに行われた数多くのガス巻込み試験[12]によれば、スケッチ 4 に示した 3 種類のパターンに大別される。



スケッチ 4　　ガス巻込みパターンの分類

これらのうち、ガス巻込みパターンを図 4.8.3(4)-14 に示した自由液面勾配の比較結果と対応させると、横幅 L が 0.3m の場合には潜込みによるガス巻込みパターン (0.5 < x/L < 0.8 で変動大) が、一方 L が 1.0m の場合にはくぼみ渦および液

面乱れによるガス巻込みパターンが重要になるものと考えられる。

c. 自由液面流速に関する考察

図 4.8.3(4)-15 に、Fr 数を一致させた条件での自由液面流速の比較結果(H=0.8L 条件)を示す。図中の自由液面流速は、試験体入口流速で規格化を施している。比較結果より、Fr 数を小さく、また横幅 L を大きくした場合に、自由液面流速が大きくなることが分かる。これは、Fr 数が大きくなると自由液面右側での液面勾配が増加することにより重力方向への運動量輸送が活性化され、この結果自由液面横方向の流速が相対的に減少した結果であると解釈することができる。これはガス巻込み挙動を、自由液面流速と自由液面勾配の両者を適切に考慮して評価すべきものであることを示唆している。

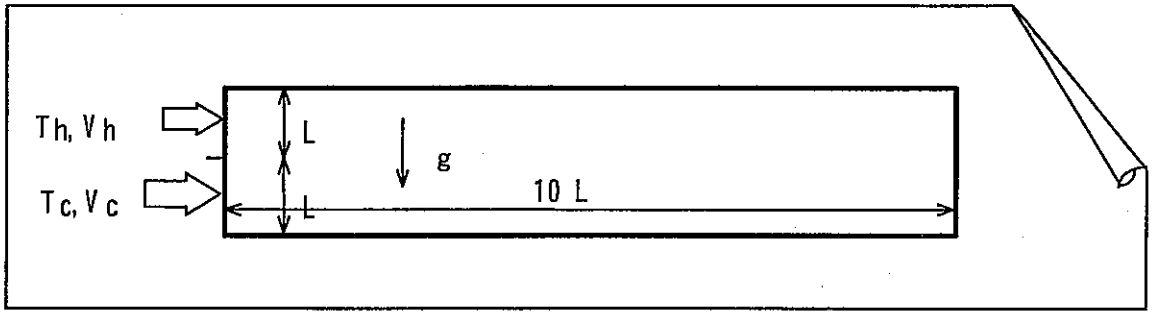
d. ガス巻込み限界に関する考察

既往試験により得られたくぼみ渦によるガス巻込み限界特性を指標として、解析による自由液面流速とガス巻込みとの関係を図 4.8.3(4)-16 にまとめる。同図中(a)は初期液位 H 依存性を示すものであり、(b)は横幅 L 依存特性である。結果として、L が 1.0m で且つ Fr が 1.5 の場合に、水試験から得られたくぼみ渦によるガス巻込み限界値(自由液面流速 U;約 0.4m/s)を超え、試験におけるガス巻込み生起結果と合致した。なお、表面張力係数の値は、水よりも Na の方が約 2 倍(Pb-Bi の場合は、水の約 5 倍)大きいことから、安全側の評価結果を与えるものと考えられ、水試験により得られたガス巻込み限界特性を用いることは妥当であると解釈できる。

(b) 温度成層化

① 評価体系と条件

文献[9]で使用した安定二成層流問題を評価体系とする。幾何形状を、スケッチ 5 に示す。



スケッチ 5　　安定二成層流評価体系

解析評価条件をスケッチ 6 にまとめる。作動流体は、Na、Pb-Bi 合金および CO_2 ガスの 3 種類である。

L (m)	Vh (m/s)	Vc (m/s)	Ri (=g β 2LΔT / ΔV ** 2)			Th (℃)	Tc (℃)
0.1	0.033	0.117	1.0	0.1	0.01	500.0	Val.

スケッチ 6　　解析評価条件

ここでの評価では、ダクト高さ L、高低温流速 (V_h および V_c) および高温側温度 T_h を固定した条件において、Ri 数 (すなわち低温側温度 T_c) を変更する。

数値解析には、差分法による直接シミュレーションコード DINUS-3[13] を使用する。Na 物性値については、DINUS-3 コード内蔵のパッケージを、Pb-Bi 合金については式 (4-1) - (4-3) を、CO_2 ガスについては、伝熱工学資料[3] 記載の 5MPa でのデータをフィッティングした下式を用いた。

密度　　ρ (kg/m^3) = 44.801 - 0.034425×T　　(4-4)

比熱　　Cp (J/kg K) = 1005.8 + 0.335×T　　(4-5)

動粘性係数　　ν (m^2/s) = - 1.8182×10^{-7} + 2.8×10^{-9}×T　　(4-6)

② 数値解析

以下に、数値計算条件をまとめる。

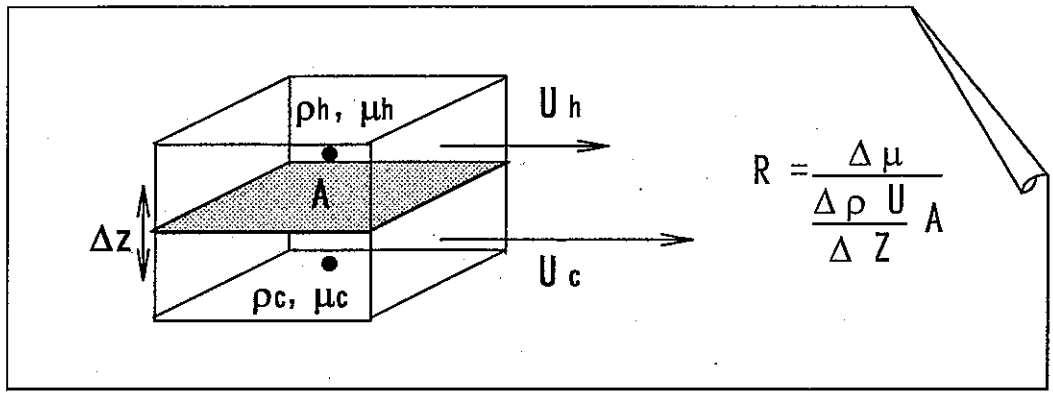
座標系	:	x-z 直交 2 次元
メッシュ分割	:	100i (Δx=1.0 (cm)) × 40k (Δz=0.5 (cm))
入口流速分布	:	一様 (断面平均値; スケッチ 6 参照)
入口温度	:	一様 (断面平均値; スケッチ 6 参照)
固体壁条件	:	非スリップ、断熱
乱流モデル	:	不使用

a. 渦度輸送特性

図 4.8.3 (4) -17 から図 4.8.3 (4) -19 に、各条件における渦度輸送特性 (1 秒間隔での瞬時分布) の比較を示す。ナトリウムを作動流体とした場合 (図 4.8.3 (4) -17) では、Ri 数が減少し成層化の程度が減ると、上下層間での剪断力による渦列の発生位置が下流側に移動することが分かる。この特性は、温度成層界面を挟んでの剪断力と同位置での粘性力とのバランスによって解釈することができる (スケッチ 7 参照)。すなわち、温度成層界面を挟んで運動量差Δ ρU の剪断力が断面 A を通してΔZ の距離間に働く場を考えると、剪断渦の生起条件は同位置での粘性力差とのバランス R によって支配される。現象論的には、入口部において粘性力差が運動量差を上回るため剪断渦列の発生は抑制されるものの、上下間での温度差が減少する下流側においては運動量差が粘性力差を上回るようになり、剪断渦列が

生起することになる。

同様な特性は、作動流体としてPb-Bi合金を用いた場合にも発生するものの、動粘性係数がナトリウムの約2倍であることから、剪断渦列の発生位置はナトリウムのそれに比べて下流側にシフトしている。



スケッチ7　　温度成層界面における力のバランス

作動流体をCO_2ガスとした場合には、動粘性係数の値がナトリウムの約45倍と大きいため、剪断渦列の発生が下流側に大きくシフトする(Ri=1.0条件)。しかしながら、Ri数の減少により、剪断渦列の生起位置が上流側にシフトする傾向を示し、液体とは異なる気体特有な特徴(粘性力に対する温度依存性)を反映したものとなっている。

b. 空間温度分布特性

図4.8.3(4)-20から図4.8.3(4)-22に、各条件における空間温度分布特性の比較をまとめる。各図中には、t=5.0秒での瞬時温度分布(最大温度差で規格化;赤:最高温度、青:最低温度)および5.0秒間(0.1秒間隔データ)の時間平均温度分布(最大温度差で規格化;赤:最高温度、青:最低温度)を記載している。作動流体を変更した場合の比較より分かる通り、剪断渦列が発生していない領域での温度分布は、各作動流体の熱伝導度に強く依存している。すなわち、熱伝導度が約66W/mK(at 627℃)と極めて大きな値を持つナトリウムでは、入口領域から中間温度層を表す黄色領域の割合が大きく、下流領域における剪断渦層による流体混合の活性化と相俟って上下温度分布の解消過程が極めてスムーズに進んでいる。一方、Pb-Bi合金の場合には、温度伝導度がナトリウムのそれの約1/4と小さいため、剪断渦列が発生していない領域での流体混合は極めて小さなものに止まる。CO_2ガスの場合にはこの傾向が更に顕著で、剪断渦列が発生していない領域において中間温度層はほとんど見られない。

以上の傾向を主流方向各断面で比較した結果が図4.8.3(4)-23から図4.8.3(4)-25であり、ナトリウム以外を作動流体とした場合にあっては、剪断渦列による流体混合以外に温度分布を緩和させる要因は見あたらない。

③ 検討

a. 温度成層界面上昇特性に関する考察

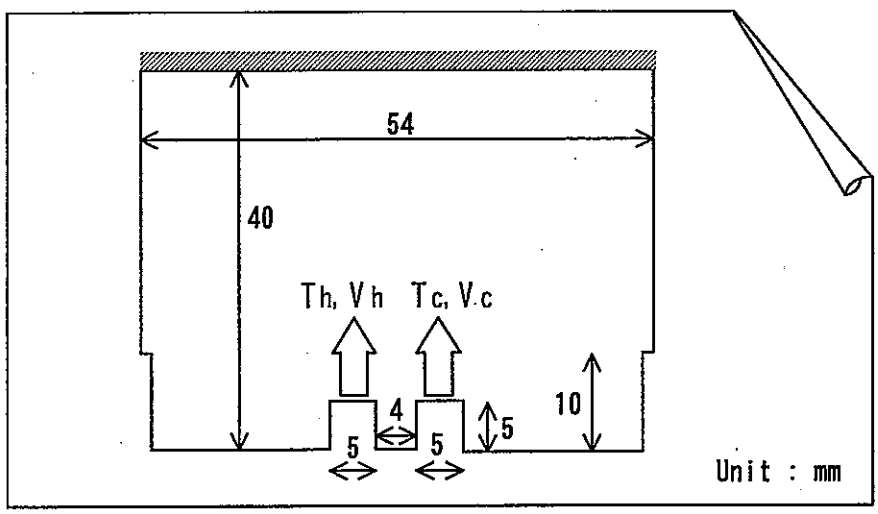
温度成層界面位置を最大温度差の中間値となる軸方向位置であると仮定し、この上昇特性を主流方向にまとめた。結果を図 4.8.3(4)-26 に示す。比較結果より分かる通り、ナトリウムおよびPb-Bi合金を作動流体とした場合には、Ri数の増加により界面上昇速度が増しているのに対し、CO_2ガスを作動流体とした場合にはRi数に依らず概ね一定の値を取る。剪断渦列が発生していない領域における温度成層界面の上昇特性は、既往研究結果による特性とは別の状態量に支配されているものと考えることができる。

b. 軸方向温度勾配特性に関する考察

図 4.8.3(4)-27 に、温度成層界面位置(図 4.8.3(4)-26 参照)における軸方向温度勾配の流れ方向分布特性を比較する。図中の縦軸は、入口部における温度勾配(最大値)により規格化を施している。作動流体としてナトリウムおよびPb-Bi合金を用いた場合には、ほぼ指数関数的な減少傾向を取るのに対し、CO^2ガスの場合は、むしろ直線的な減少傾向となっている。このことは、CO_2ガス中に温度成層化が発生した場合には、より積極的な界面解消策(例えば、強制対流条件の確保)を取らなければならないことを示唆している。

(c) サーマルストライピング

① 評価体系と条件



スケッチ8　サーマルストライピング評価体系

文献[9]で使用した平行衝突噴流問題を評価体系とする。幾何形状をスケッチ 8 に示す。ここでの評価の着目点は、噴流孔から流出した温度の異なる作動流体が混合を始めてからその下流側に位置する衝突物までの区間につき、発生する流体温度ゆらぎ挙動の振幅と周波数の空間分布についての差異を確認することにある。すなわち、サーマルストライピングを特徴づける4種類のパラメータ(主流乱流域における高低温流体の混合特性、境界層通過による温度ゆらぎの減衰特性、流体

－構造物非定常熱輸送による温度ゆらぎの減衰特性、および構造物熱的応答特性)の内、主流域における乱流混合特性を比較検討することにある。

解析評価条件を、スケッチ 9 に示す。作動流体は、Na、Pb-Bi 合金および CO2 ガスの 3 種類とする。

	Vh (m/s)	Vc (m/s)	β (Vh / Vc)	Re, AVE	Th (°C)	Tc (°C)
Na	2.0	2.0	1.0	25,500	320.0	280.0
Pb-Bi	0.968	0.968			320.0	280.0
CO_2	2.556	2.556			260.0	220.0
Na	0.968	0.968	1.0	12,300	320.0	280.0
Pb-Bi				25,500	320.0	280.0
CO_2				9,700	260.0	220.0

スケッチ 9　　解析評価条件

ここでの評価は、Re 数を一致させた条件での 3 ケースおよび流速値を一致させた条件での 3 ケースの合計 6 ケースとする。

数値解析には、直接シミュレーションコード DINUS-3[13] を使用する。Na 物性値については、DINUS-3 コード内蔵のパッケージを、Pb-Bi 合金については式 (4-1) から (4-3) を、CO_2 ガスについては式 (4-4) から (4-6) を用いた。

② 数値解析

以下に数値計算条件をまとめる。

座標系　　:x-y-z 直交 3 次元
メッシュ分割　:108i (Δx=0.5 (mm)) ×3j (Δy=0.5 (mm) ×80k (Δz=0.5 (mm))
入口流速分布　:一様 (断面平均値;スケッチ 9 参照)
入口温度　　:一様 (断面平均値;スケッチ 9 参照)
固体壁条件　:非スリップ (粘着条件)、断熱
乱流モデル　:不使用

a. 渦度空間分布特性

図 4.8.3(4)-28 に Re 数を一致させた場合の瞬時渦度分布特性の比較を、図 4.8.3(4)-29 に流速を一致させた場合の同分布特性の比較を示す。Re 数一致条件での瞬時渦度分布の比較では、Na を作動流体とした場合と Pb-Bi 合金を作動流体とした場合の結果について、空間的な渦度分布に相似性が認められる。しかしながら、CO_2 ガスを作動流体とした場合の空間渦度分布は前者の 2 つとは異なり、下流側に向かうに従って渦度スケールが細分化している様子が分かる。これら細分化した渦の強度は、下流側においても顕著な減衰傾向が見られず、慣性力が粘性力を大きく上回った結果であると解釈できる。一方、Na を作動流体とした場合の結果と Pb-Bi 合金を作動流体とした場合の結果は、流速差に起因して、渦度強度に差異が現れている。すなわち、Na を作動流体とした場合の噴流流速が 2.0m/s

とPb-Bi合金を作動流体とした場合のそれの約2倍と大きいことから、渦度の値自体が大きめとなっている。

図4.8.3(4)-29に示した流速一致条件での比較では、空間的な渦度分布に大きな違いは見られない。また、渦度値自体についても、有意な違いは確認できない。

以上より、サーマルストライピングに係わる渦度分布特性を含む流動挙動は、流速に大きく支配されていると解釈できる。

b. 空間温度分布特性

Re数を一致させた場合の瞬時温度分布特性の比較および流速を一致させた場合の同分布特性の比較を、それぞれ図4.8.3(4)-30および図4.8.3(4)-31に示す。Re数一致条件での瞬時温度分布の比較(図4.8.3(4)-30)では、Naを作動流体とした場合とPb-Bi合金を作動流体とした場合の結果について、概ね同様な空間温度分布傾向を与えるものの、Pb-Bi合金を作動流体とした場合の方が連行渦の影響がより下流側にまで達する。これは、流体物性としての熱伝導度の違いによるものと解釈でき、熱伝導度がNaの約1/4と小さいPb-Bi合金の場合、連行渦が混合しないまま下流側に輸送されるためと考えることができる。CO_2ガスを作動流体とした場合も同様に、連行された渦がより下流側にまで到達し、広い空間領域で温度分布が現れている。ただしこの場合、流速値自体が大きいことに起因した乱流混合によって、温度を均一化しようとする効果はPb-Bi合金を作動流体とした場合よりも大きい。

流速一致条件での比較(図 4.8.3(4)-31)では、熱伝導度の違いが顕著に現れたものとなっている。すなわちNaを作動流体とした場合には、きわめて滑らかな空間温度分布が生じ、高低温流体(赤色および青色)は天井面に配置した構造物表面まで到達していない。一方、熱伝導度がNaの約1/4と小さいPb-Bi合金を作動流体とした場合には、空間的な温度分布が下流側に大きく広がるとともに、高低温流体が天井面まで到達する。このような傾向は、CO_2ガスを作動流体とした場合にはより顕著で、噴流孔から流出した高低温流体が全く混合しないまま天井面にまで到達している。

図4.8.3(4)-32から図4.8.3(4)-36に、各条件における温度時系列特性を比較する。温度時系列データの抽出空間位置は、両噴流孔の中間軸に沿う軸方向6点(k=20:噴流孔上端面から5mm位置、k=30:同面から10mm、k=40:同面から15mm、k=50:同面から20mm、k=60:同面から25mm、およびk=70:同面から30mm(天井面から5mm))である。各図中には、全シミュレーション時間を時間軸としたものと、この中から0.05秒間だけの結果を抜き出した短時間軸のものを併記した。

全体的な傾向としては、噴流孔出口面から下流側に向かうにしたがって、温度ゆらぎ挙動の振幅と周波数が急激に減少する。また、Naを作動流体とした場合の温度ゆらぎ波形は、比較的正弦波に近いものの、Pb-Bi合金およびCO_2ガスを作動流体とした場合には、正弦波から外れるようになる。特にCO_2ガスの場合はこの傾向が顕著で、小スケールの渦の発生に伴う高周波成分が正弦波上に重畳した挙動を示す。

③ 検討

a. 温度ゆらぎ変動特性に関する検討

図 4.8.3(4)-37 に、温度ゆらぎ挙動の振幅および周波数を、軸方向について比較する。温度ゆらぎ振幅と周波数の規定では、レインフロー法[14]による波形分解結果の中から、最も度数の多い波を代表抽出した。図中の温度ゆらぎ振幅値は、噴流孔での最大温度差により規格化している。まず、Re 数一致条件での温度ゆらぎ振幅の比較では、作動流体に依らず概ね相似形の軸方向分布となっている。この内 Na については、その高い熱伝導度からその他の値よりも若干低めの振幅値を取る。一方、流速一致条件での温度ゆらぎ振幅の比較では、大きな違いが見られ、Re 数に従う乱流強度が温度ゆらぎ振幅分布に大きな影響を与えていると考えることができる。温度ゆらぎ周期については、Re 数を一致させた条件で各作動流体間に大きな違いが見られ、逆に流速を一致させた条件で概ね同一の結果を示している。なお、温度ゆらぎ周期は、流速の変化に対して概ね線形に増減する傾向を示していることが分かる。

以上より、サーマルストライピング特性の内、流体温度ゆらぎ振幅を評価する上では Re 数を一致させることが必要となり、温度ゆらぎ周期を評価するためには流速値を一致させる必要があると言える。

(d) 自然対流

① 評価体系と評価条件

作動流体による自然循環力の立ち上がり特性を比較する観点より、スケッチ 10 に示す矩形容器内サーマルキャビティ問題を評価体系とする。

解析評価条件をスケッチ 11 にまとめる。解析上のパラメータは、スケッチ 10 に示した通り、(1)内部発熱部の軸方向高さ h および(2)Ra 数である。なお、Ra 数は内部発熱を体系内に含む場合の式(4-7)を用いて規定する。

$$Ra=d^3 g \beta \Delta\theta \rho^2 C_p / \lambda\mu = d^3 \beta \rho g Q / \lambda\mu \qquad (4-7)$$

ここで、β:体積膨張率、ρ:流体密度、g:重力加速度、C_p:流体比熱、Q:体積発熱量、d:内部発熱領域高さ、μ:流体粘性係数、λ:流体熱伝導度である。作動流体は、Na、Pb-Bi 合金および CO_2 ガスの 3 種類である。

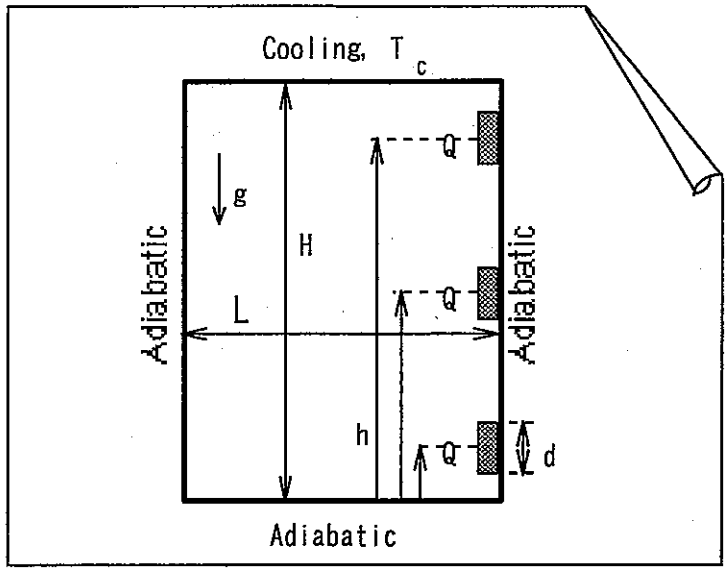
数値解析には、単相多次元熱流動解析コード AQUA の version 5.0[15]を使用する。Na 物性値については、DINUS-3 コード内蔵のパッケージを、Pb-Bi 合金については式(4-1)-(4-3)を、CO_2 ガスについては式(4-4)-(4-6)を用いた。

② 数値解析

数値計算条件を以下にまとめる。

座標系 :x-z 直交 2 次元
メッシュ分割 :50i(Δx=1.0 (cm))×1j(Δy=1.0 (cm)×100k(Δz=1.0 (cm))
初期流体温度 :400℃

固体壁条件　　:非スリップ、断熱
乱流モデル　　:代数応力モデル(ASM)



スケッチ 10　　解析評価体系

H (m)	L (m)	d (m)	h (m)	Ra (=βρ² gCp Q d³/(μ λ²))		T_c(°C)	Q (W/m³)
1.0	0.5	0.1	0.2 H	10^6	10^8	400.0	Val.
			0.5 H				
			0.8 H				

スケッチ 11　　解析評価条件

a. 空間温度分布過渡特性

図 4.8.3(4)-38 から図 4.8.3(4)-40 に、代表的な解析結果として、$Ra=10^8$ でかつ h=0.2H 条件における空間温度分布の過渡特性を 1,000 秒までの区間について示す。なお各図中の温度色は、1,000 秒間に体系内に現れた最高温度と最低温度とを用いて規格化を施している。最高及び最低温度の値は、各図の右端に記載した。

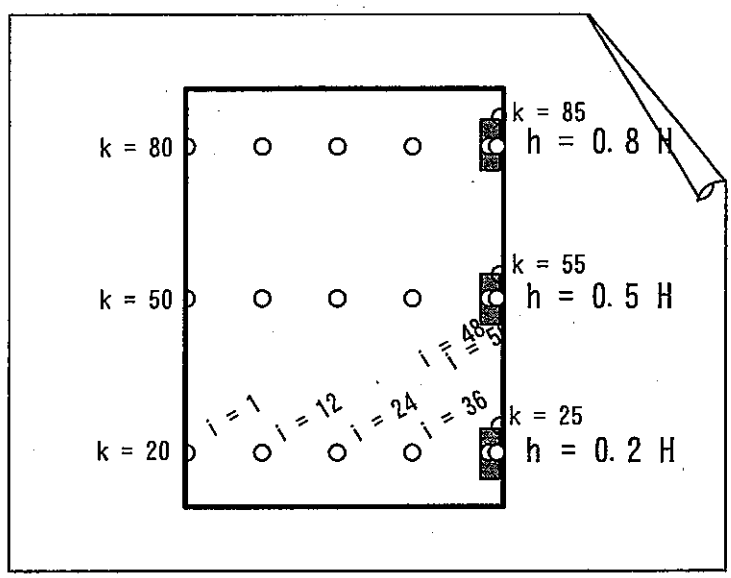
Na を作動流体とした場合の挙動(図 4.8.3(4)-38 参照)は、基本的に浮力噴流としての特徴を持ち、体積発熱量の大きな場合($Ra=10^8$)に連行領域の半値幅が小さくなる様子を見ることができる。この場合、熱伝導などによるエンタルピ拡散は相対的に小さく、浮力に伴う上昇運動量が支配的となる対流型の特性を示す。

Pb-Bi 合金を作動流体とした場合(図 4.8.3(4)-39 参照)にも基本的には同様な傾向を示すものの、Na を作動流体とした場合と比較すると、エンタルピ輸送に大きな時間遅れが生じていることがわかる。これは、Pb-Bi 合金の熱容量が Na の場合の約 1.5 倍、また熱伝導度が約 1/4 であることに起因している。

CO_2 ガスの場合の挙動(図 4.8.3(4)-40 参照)は、前記 2 種類の液体金属の場合と異なり、密度が小さいことに起因して自然循環力が発生し難い状況であることを裏付けている。

b. 温度時系列特性

図 4.8.3(4)-41 から図 4.8.3(4)-46 に、各条件での温度時系列特性を比較する。温度抽出点は、スケッチ 12 に示すように各ケースについて 7 点である。



スケッチ 12　　解析評価条件

Na および Pb-Bi 合金を作動流体とした場合の発熱部領域各点での過渡挙動は、発熱開始とともに温度上昇を開始し、ピーク値に到達した後一旦温度降下し、この後緩やかな温度上昇に転ずる点が共通項である。一方、CO_2 ガスの場合には、自然循環ヘッドが大きい場合のみ前記 2 種類の液体金属の場合と同様な挙動を示すものの、自然循環ヘッドが小さい場合には概ね単調増加の傾向を示す。

③ 検討

(a) 自然循環立ち上がり特性に関する検討

図 4.8.3(4)-47 に、ピーク温度到達時間と熱伝導度との関係を示す。なお、CO_2 ガスを作動流体とし、Ra 数を 10^6 とした場合には、明瞭なピーク挙動が見られなかったため、データから除外してある。また、ピーク温度到達時間に、発熱領域の軸方向位置の依存性が見られなかったため、h=0.5H の値を代表値として表示している。図に示した結果より分かるように、各作動流体を用いた場合のピーク温度到達時間は、Ra 数一致条件の下で評価可能であることが分かる。

(iii) ナトリウム冷却大型高速炉における基本特性の検討

(a) 原子炉容器内の流速分布

① 設計上の位置付け

原子炉容器内の流況及び流速分布は、冷却材の混合、炉内機器の流力振動、液面揺動及びガス巻込み挙動に対する支配要因として重要である。原子炉容器径の縮小に伴って内部の流速は増加するため、これが原子炉容器のコンパクト化限界を決定する場合も有り得る。

② 検討方針

実用化戦略調査研究で検討されている大型炉を対象とし、内部構造物の3次元配置、及びUIS切欠きを考えた場合の内部流動を評価する。設計上はディッププレートの設置を考えているので、炉内流動が液面近傍流速に及ぼす影響は小さいものと考えられるが、ホットプレナム内部の容積が減少するため炉内流速が大きくなることが予測される。特に炉上部簡素化により外胴を設けないコラム型にした場合、制御棒案内管がプレナム内部流動の影響を直接受けることになる。このため、コラム型UISを採用した場合の炉内流動特性を定量的に把握することを目的として3次元流動解析を実施する。

③ 解析事象

液面近傍流速は炉心出口流量が多いほど大きくなるものと推定される。このことから定格運転時を対象として解析を実施する。

④ 解析方法

a. モデル化方針

ア. 形状寸法

解析対象とする実用化戦略調査研究の原子炉容器形状を図 4.8.3(4)-48 に、180° セクタにおけるホットプレナム内部構造物配置及び各部の寸法を図4.8.3(4)-49に示す。このうちUISには切欠き部のある水平板が5枚あり、制御棒集合体の直上には制御棒上部案内管がある。また、制御棒集合体のうち後備炉停止系制御棒集合体直上にはSASS導入管が設置されている。

炉容器

・内径:9.6 m

UIS水平板

・設置位置:炉心頂部より0.35m、1.4m、2.9m、4.4m、5.9mに5枚設置
・最上部の水平板はディッププレートとする
・板厚:0.03m
・切欠き幅:0.34m
・外径:炉心等価直径(φ4.37m)を想定
・開口率:最上部のディッププレートを除いて1/3程度の多孔板

コールドレグ(CL)配管

・外径:φ1.0668m

ホットレグ(HL)配管
・外径:φ1.4732m
・吸込み位置:炉心頂部より 2.9m
(同吸込み位置はUIS水平板中央部と等しいものとする。)
コールドトラップ(CT)配管
・外径:φ1.0m
(軸方向にはホットプレナム内を貫通しているものとする。)
DHX
・外径:φ1.2mm
・DHX 下部位置:炉心頂部より 1.7m
原子炉プレナム
・高さ:5.9m
・炉心頂部からディッププレート下面までの距離を設定
制御棒上部案内管
・外径:φ0.20m
SASS 導入管
・外径:φ0.50m
・SASS 導入管下部位置:炉心頂部より 0.06m

イ. UIS形状のモデル化

UIS 水平板については 0.34m の幅で切欠き部があるが、解析モデルは円筒座標系であるので流路面積が等しくなるように切欠き部を扇形でモデル化する。

ウ. 炉心のモデル化

炉心部については内側炉心、外側炉心、ブランケット、遮蔽体の 4 領域で条件を設定する。炉心集合体出口近傍にはハンドリングヘッドが設置されており、流路面積はこの内径で規定される。一方解析モデルは円筒座標系であるので、流路面積を等価にするため集合体各列毎に出口流路面積を等価にしたスリット形状の流出部を想定し、炉心各領域の出口流速を設定する。

エ. 内部構造物のモデル化

ホットプレナムには図 4.8.3(4)-49 に示すように CL、HL、CT、DHX 等円筒形の構造物が配置されている。各構造物の形状を模擬するため、円筒座標系のメッシュ分割に対応して 99.9%構造物が占有する部位は構造体領域として指定し、それ以外の部位は体積多孔率及び面透過率を設定する。

b. 解析モデル

ホットプレナム内部構造物は 180° 対称で配置されていることから、周方向には UIS 切り欠き部中心から DHX に至る 180° セクタを解析対象とする。炉心上部には UIS 水平板 5 枚が設置されているが、最上部はディッププレートであって開

口がないため、軸方向には炉心出口部からディッププレート下面までを解析対象とする。このモデルを図 4.8.3(4)-50 に示す。総メッシュ数は(r, θ, z)=(80, 72, 62) =357, 120 である。UIS 水平板は図に示すように構造部と開口部を交互にモデル化しており、開口率は約 29%である。

c. 解法

- 運動方程式対流項差分 :QUICK
- エネルギー方程式対流項差分 :1 次風上
- k-ε 乱流モデル :1 次風上

⑤ 解析条件

電気出力 1, 500MWe (熱出力 3, 570MWt) の炉心条件設定する。炉心部を内側炉心、外側炉心、ブランケット、遮蔽体の 4 領域に分割して流速を設定する。また、遮蔽体の出口温度はコールドプレナム温度 (395℃) に等しいとし、それ以外の温度は出口平均温度がホットプレナム温度 (550℃) となるよう設定する。

⑥ 解析結果

垂直断面における流速分布を図 4.8.3(4)-51 に、温度分布を図 4.8.3(4)-52 に、また水平断面の流速分布を図 4.8.3(4)-53 に示す。垂直断面における流速分布に関しては、切欠き断面 (J=1) では、炉心より流出した冷却材は切欠き部内面に衝突した後斜め上方に吹き上がりディッププレートまで到達し、垂直方向の最大流速は約 0.9m/sec となっている。なお、切り欠き部は (r, θ, z) 座標系で面積を保存する形で模擬しているが相対的には炉心に近い方で面積が小さくなっている。このため、切り欠き部での上昇流は解析結果よりはさらに上向きになることが予測される。DHX 方向 (J=72;切り欠き部とは逆方向) であるが、水平板を上昇する流れが強い傾向にある。これは CRD 案内管、SASS 導入管の配置に依存しており、DHX 方向は流れに障害となる構造物がないためである。切欠きのない断面では、炉心より流出した冷却材は水平板に衝突して横に向かう流れと開口部を通過する流れとに分岐し、炉心に近い水平板ほど横方向に向かう流速が大きくなっている。

図 4.8.3(4)-52 より、プレナム内での混合状況は良好でほぼ 550℃一定の温度となっていることが分かる。但しここでの解析では炉心出口での温度分布 (内外炉心、制御棒、ブランケット) をモデル化していないが、切欠き部上昇流では冷却材混合が不十分であることから、炉心出口での温度分布がそのまま下流側に輸送される可能性がある。

図 4.8.3(4)-53 に、水平板下部における流速分布を下から順に k=9、k=20、k=34、k=49、k=62 について示す。結果より分かる通り、水平板に衝突した冷却材が横方向に向かう流れが支配的となっており、結果的に CRD 案内管等の構造物の間を通過する流れが大きくなっている。また、水平板の下部ほど径方向流速は大きくなっており、1 枚目の水平板 (k=9) 外周付近での最大流速は約 4m/sec となっている。ディッププレート下面 (k=62) での流況は、0° 方向の切欠き部より上昇してきた流

れが炉容器外周部へ約 2m/sec で向かう流れと、UIS に沿って約 1m/sec で流れる二方向に分岐する。一方 180° 方向の DHX から上昇してきた流れが UIS に沿って約-0.8m/sec で流れ、ホットレグ配管付近で 0° 方向からの流れと衝突している。

水平板 1 枚目と 2 枚目の中間における流速分布 (k=15) では、1 枚目の水平板下部から斜め上昇する主流付近での径方向流速が大きくなっているものの、水平板の内部に大きな流速は生じていないことから、垂直方向流速が支配的であるといえる。ホットレグ配管下部における流速分布 (k=36) では、冷却材の出口部近傍であるため流速が速くなっており、ホットレグ近傍最大流速は 3m/sec である。

⑦ 考察

a. プレナム内温度分布

炉心部出口部の温度は、炉心、制御棒、ブランケットの平均温度を 551.7℃、遮蔽体を 395℃と設定したものの、プレナム内での混合状況は良好でほぼ 550℃一定の温度となっている。但し今回の解析では炉心出口での温度分布 (内外炉心、制御棒、ブランケット) をモデル化していないが、切欠き部上昇流では冷却材混合が不十分であることから、炉心出口での温度分布がそのまま下流側に輸送される可能性があり、周方向温度分布が生じる要因となる。

b. UIS 領域の流速分布

ア. 計装ウェル廻りの径方向流速分布

計装ウェルは炉心直上に設置される構造物であるが、「もんじゅ」の場合炉心上部機構継胴内部では束ねられており、径方向流速の影響を受けるのは炉心頂部から炉心上部機構底板までの部位である。これと同様とすれば、水平多孔板 2 枚めまでの径方向流速が流力振動に影響すると考える (図中の a の領域)。径方向流速は図 4.8.3(4)-53 に示すように、構造物の間隙を通過する流れが大きくなっている。このため、流れが速くなっている部位を選択して高さ方向の流速変化を図 4.8.3(4)-54 に整理した。この結果より、水平板の内部よりも外周部付近での流速が大きく、また水平板の下部位置において流速が大きくなっており、最大流速は水平板 1 枚目の外周部で約 4.2m/sec となっていることが分かる。

イ. CRD 案内管廻りの径方向流速分布

計装ウェルと同様に高さ方向の流速変化を図 4.8.3(4)-54 に整理した。CRD 案内管は UIS 内部に設置される構造物であるが、外胴がないため全領域 (図中の b の領域) の径方向流速分布が流力振動に影響し、半径方向の荷重を受ける。この結果より、水平板 2 枚目以降も徐々に流速は小さくなることが分かる。

ウ. ディッププレート近傍流速

ディッププレートは炉心頂部より 5.9m に位置する構造物であり、切欠き部では炉心より流出した冷却材が斜め上方に吹き上がりこの位置まで到達する。垂直方向の最大流速は約 0.9m/sec である。

一方ディッププレート下面(k=62)での流況は、図4.8.3(4)-53(7/7)に示すように0°方向の切欠き部より上昇してきた流れが炉容器外周部へ向かうとともに、180°方向のDHX側から上昇してきた流れがUISに沿って流れ、ホットレグ配管付近で両流れが衝突している。水平流速は、切欠き部から上昇してきた流れが炉容器外周に沿って流れる部位が最大となり約2m/secとなる。なお、衝突流速は約1m/secである

エ. 炉内機器廻りの流速

炉内にある機器のうちホットレグ配管は冷却材出口部であるので、各方向から冷却材が流れこみ配管廻りの流速は大きくなる。ホットレグ配管(片持ち支持)近傍での直交流速に着目すると、いずれも最大3m/secとなっている。

オ. UIS切欠きの影響

UISに切欠きがあるため、炉心から流出した冷却材は斜め上方に吹き上がりディッププレートまで到達する。この流れは周方向流れとなって炉容器外周部へ向かうとともに、180°方向のDHX側から上昇してきた逆向きの周方向流れと衝突するため流れが不安定になる可能性があり、また機器にかかる変動圧力の要因となる可能性があると考えられる。さらに、切欠き部上昇流では冷却材混合が不十分であることから、炉心出口での温度分布がそのまま輸送され熱衝撃の要因になる可能性もある。

(b) 温度成層化

① 炉心出口部過渡条件

流量半減時間を6.5秒とし、主ポンプトリップ後40秒でポニーモータ(15%流量)に引き継ぐものとする。原子炉スクラム後20秒で、炉心出口温度はコールドプレナム温度に到達し、これ以降一定温度を保つものとする。

② 解析結果

a. 流速分布及び温度分布

ア. トリップ後11秒(図4.8.3(4)-55)

流量は定格時の約40%、炉心出口温度は約475℃である。J=1の切欠き部については定格運転時と同様に炉心より流出した冷却材は切欠き部内面に衝突し斜め上方に吹き上がりディッププレートまで到達している。またJ=72のDHX部(切り欠き部とは逆方向)についても水平板を上昇する流れが強い傾向にある。このため炉心から流出した低温冷却材は水平板4付近まで上昇している。水平方向についてはCRD案内管、SASS導入管の配置に依存しておりk=9、20においては流速の速い部位に低温領域が広がっている。またk=34より上部では切欠き部と水平板開口部の近傍が上昇流の影響で低温となっている。

イ.　トリップ後 24 秒 (図 4.8.3 (4) -56)

流量は定格時の約 20%、炉心出口温度は 395℃である。J=1 の切欠き部については炉心より流出した冷却材が切欠き部内面に衝突し斜め上方に吹き上がるが、流速が小さく低温であるため水平板 2 付近までしか上昇せず、低温冷却材が下部に潜り込んで炉壁側の高温冷却材が上方に押し上げられている。J=72 の DHX 部 (切り欠き部とは逆方向) についても低温冷却材は水平板 2 付近までしか上昇せず、炉壁側の高温冷却材が上方に押し上げられている。この影響で炉容器内部に循環流が生じており、水平板 3, 4 の開口部ではトリップ後 11 秒とは異なり下降流となっている。水平方向については CRD 案内管、SASS 導入管の配置に依存しており k=9、20 においては流速の速い部位に低温領域が広がっている。また k=34 より上部では炉内循環流の方向により温度分布が生じている。

ウ.　トリップ後 76 秒 (図 4.8.3 (4) -57)

流量は定格時の 15%、炉心出口温度は 395℃である。J=1 の切欠き部については炉心より流出した低温冷却材が切欠き部内面に衝突し、斜め上方に吹き上がり、水平板 3 付近 (HL 下部) まで上昇する。そこで下降流となり、界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成する。この流れの影響で低温領域は主流に従い広がるが、炉壁近傍は若干高温となる。J=36 の HL 部については低温冷却材が水平板 2, 3 中間付近まで上昇しているが、HL 配管下部は吸い込み部であるので壁面近傍では水平板 3 付近 (HL 下部) まで低温となっている。J=72 の DHX 部 (切り欠き部とは逆方向) については低温冷却材が水平板 2, 3 中間付近まで上昇しているが、炉内の流れが変動しているため水平板 3 の開口部では上昇流、水平板 4 の開口部では下降流となっている。水平方向に関し、k=9, k=20 では、切欠き部炉壁近傍において温度が若干高くなっている。これは、界面近傍の循環流のためである。また k=32 は温度成層界面付近の温度分布であり、切欠き部の上昇流と HL 配管下部付近が低温となっている。低温部は炉心から流出した冷却材の上昇に起因するものである。k=36 の HL 配管廻りは若干温度が高くなっているが、それ以外は水平方向に殆ど温度分布は生じていない。高温部は HL 吸い込みに向かって上部の高温冷却材が下降する流れが生じるためと推定される。k=49 より上部では炉容器内部の流速も遅くなり、周方向に大きな温度差が生じていない。

エ.　トリップ後 196 秒 (図 4.8.3 (4) -58)

J=1 の切欠き部については炉心より流出した低温冷却材が切欠き部内面に衝突し、斜め上方に吹き上がり、水平板 3 上方まで上昇する。そこで下降流となり、界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成する。この影響で炉壁近傍は若干高温となる。J=36 の HL 部については低温冷却材が水平板 3 上方まで上昇しているが、HL 配管近傍では吸込み位置が水平板 3 (HL 下部) であるため低温冷却材の界面がこの位置にある。J=72 の DHX 部 (切り欠き部とは逆方向) については低温冷却材が水平板 3 上方まで上昇しており、水平板開口部では上昇流があるためこれに従い部分的に上方で低温となっている。水平方向については k=9, k=20

では 395℃均一である。k=34, 36 では切欠き部壁面近傍の温度が若干高い。これは温度成層界面近傍に循環流が存在することに起因する。k=39 は界面付近であるが、切欠き部上昇流と水平板開口部が低温となり、HL 配管廻りが高温となっている。また、k=49 より上部では周方向に殆ど温度差は生じていない。

その後、温度成層界面は上昇し、380 秒には k=42 (炉心頂部＋3.61m) 付近、630 秒には k=44 (炉心頂部＋3.82m) 付近まで、942 秒には k=46 (炉心頂部＋4.03m) 付近まで達する。全体的な傾向は図 4.8.3(4)-58 に示す 196 秒の場合とほぼ同様である。

b. 軸方向温度分布

切欠き部、HL 部、DHX 部におけるトリップ後 51 秒-942 秒の軸方向温度分布を図 4.8.3(4)-59 に示す。図 4.8.3(4)-59(1/2) は中心から 0.84m の UIS 内部における温度分布であり、温度成層界面が HL 下端位置まで到達するのは 127 秒付近で、その後は界面が上昇しながら温度勾配が徐々に緩和される傾向となっている。なお、DHX 部においてトリップ後 127 秒で最大温度勾配 710℃/m を生じている。この時刻には、水平板 3 の位置に温度成層界面が形成され、さらに水平板 3 の開口部を通過する低温冷却材があるために上方まで低温領域となり温度勾配が急峻になったためであると推定される。

図 4.8.3(4)-59(2/2) は壁面近傍における温度分布を示している。温度成層界面が HL 下端位置まで到達するのは 127 秒付近で、切欠き部では 127 秒以降低温部が 395℃一定ではなく途中から若干の温度の高い領域が存在する。これは上記 a. で示したように、切欠き部において斜め上方に流出した流れが成層界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成するためである。また、温度成層界面近傍では 127 秒以降切欠き部における上昇流が低温領域を押し上げる要因となり、温度勾配が急峻になっている。ここでは 239 秒で最大温度勾配 690℃/m を生じている。HL 部ではトリップ後 76 秒で最大温度勾配 570℃/m を生じているが、これは図 4.8.3(4)-57(2/10) に示すように低温冷却材が HL 配管に吸込まれるため、低温冷却材が上昇し壁面近傍での温度勾配が急峻になったためであると考えられる。また、127 秒以降は低温部が HL 下端位置に限定されている。

次に周方向の温度差を比較するため、切欠き部、HL 部、DHX 部の 3 方向の温度分布を時間毎に整理したものを図 4.8.3(4)-60 に示す。同図(1/2) は中心から 0.84m の UIS 内部における温度分布であり、トリップ後 127 秒における DHX 部温度分布は、他の 2 方向に比べて温度成層界面において若干上方まで低温となっている。これは水平板開口部を通過する上昇流速が速いことが影響しているものと思われるが、それ以外の時間では周方向に殆ど温度差がない。同図(2/2) は壁面近傍における温度分布を示している。トリップ後 76 秒において HL 部で最大温度勾配 570℃/m を生じている要因は前述の通りである。また、127 秒以降は切欠き部での低温部が他の部位に比べて早く上昇している。これは炉心から斜め上方に流出した上昇流の影響である。なお、周方向温度差という観点でみると、切欠き部の温度が早く低下するため、約 100℃程度の温度差が生じている。

炉容器内部と壁面近傍との温度差を比較するため、時間毎に比較整理したものを図 4.8.3(4)-61 に示す。同図(1/3)は切欠き部であり、低温領域は内部に比べて壁面近傍の方が若干高い。これは上記 a.で示したように切欠き部において斜め上方に流出した流れが界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成するためである。127 秒以降炉壁近傍の温度勾配が急峻となるのは切欠き部上昇流の影響である。同図(2/3)は HL 部であり、127 秒以降の温度勾配は内外で殆ど差がない。同図(3/3)は DHX 部であり、トリップ後 127 秒では壁面近傍での温度勾配が急峻であるが、トリップ後 239 秒、630 秒では内外で殆ど差がない。図 4.8.3(4)-60 に示した周方向温度差とも合わせて考えると、切欠き部と水平板開口部を温度成層界面が通過する時点は温度勾配が急峻になるが、それ以外は殆ど同じ温度分布となっているものと推定される。

c. 温度変化

図 4.8.3(4)-62 に切欠き部、HL 部、DHX 部の任意の位置における温度変化を示す。同図(1/3)は切欠き部であり、トリップ後約 130 秒までは UIS 内部も、炉壁近傍も温度が変動しており変化幅も大きくなっている。特に炉壁近傍では k=36(HL 下部)においてトリップ後 30 秒で 100℃程度のコールドショックとその後に 100℃程度のホットショックを生じている。また、100 秒以降 k=34(水平板 3 下部)、k=36(HL 下部)において温度が変動しており、500 秒以降は k=49(水平板 4 下部)でも温度が変動している。これは上記 a.項で示したように切欠き部において斜め上方に流出した流れが界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成していることが主因と考えられ、水平板 3 下方から水平板 4 付近までの範囲は同様な現象が生じるものと推定される。また UIS 内部では 500 秒以降 k=4(水平板 4 下部)で温度が変動している。これは、温度成層界面の上昇とともに炉内流動による変動の影響を受けることが要因と推定される。

図 4.8.3(4)-62(2/3)は HL 部であり、トリップ後 130 秒までは UIS 内部も、炉壁近傍も温度が変動しているが切欠き部に比べて温度差は小さい。炉壁近傍では 130 秒以降も k=34(水平板 3 下部)、k=36(HL 下部)において温度が変動している。これは上記 a.に示したように HL 吸い込みに向かって上部の高温冷却材が下降する流れが生じ、例えば、トリップ後 196 秒の図 4.8.3(4)-58(7/10)に示すように HL 配管近傍が若干高温になることが要因と推定される。また UIS 内部、炉壁近傍とも 500 秒以降 k=4(水平板 4 下部)で温度が変動している。これは、切欠き部 UIS 内部の挙動と同じと推定される。

図 4.8.3(4)-62(3/3)は DHX 部であり、トリップ後 130 秒までは UIS 内部も、炉壁近傍も温度が変動しており変化幅も大きくなっている。特に炉壁近傍では k=20(水平板 2 下部)ではトリップ後 30 秒で最大 100℃程度のコールドショックとその後に 50℃程度のホットショックを生じている。また UIS 内部、炉壁近傍とも 500 秒以降 k=4(水平板 4 下部)で温度が変動している。これは、切欠き部 UIS 内部の挙動と同じと推定される。

③ 考察

a. 炉内状況

トリップ後 10 秒では、炉心出口冷却材は切欠き部や水平板開口部を通過して低温冷却材がディッププレートまで到達するが、その後流速と温度の低下に伴い低温冷却材が下部に潜り込んで炉壁側の高温冷却材が上方に押し上げられる。これにより、炉容器上部で循環流が生じ、高温流体と低温流体が混合しながら温度成層界面を形成する。温度成層界面が HL 下端に到達するのは約 130 秒である。

b. 成層界面温度勾配

切欠き部では、炉心より斜め上方に流出した上昇流が低温領域を押し上げる要因となり、温度勾配が最大で約 700℃/m、温度変位点も急峻となる。切欠き部以外では温度勾配が緩慢であるが、水平板 3 を温度成層界面が通過する時点は開口部を通過する上昇流が低温領域を押し上げる要因となり、温度勾配が最大で約 700℃/m となる。

c. 温度変動

トリップ開始直後、切欠き部では低温冷却材が斜め上方に吹き上がるが、その後 395℃の冷却材が下部に潜りこむことにより、高温の冷却材が上方に押し上げられる。この影響で切欠き部壁面近傍では、k=36 (HL 下部) において温度が一旦 450℃まで低下した後、550℃付近まで上昇しており、100℃程度のコールドショックとホットショックを続けて受けることになる。また、100 秒以降でも、斜め上方に流出した流れが界面付近の高温冷却材を巻き込んで内部で循環流を形成する。この影響で数 10℃程度の温度変動が継続して発生する。切欠き部以外でもではトリップ直後の温度変動が発生し、温度成層界面が形成された後も数℃程度の微小な温度変動が生じる。

d. 周方向温度差

温度成層界面が形成された後の切欠き部では上昇流の影響で低温部が他の部位に比べて早く上昇している。このため周方向では 100℃程度の温度差が生じる。

(iv) まとめ

高速炉の実用化に向け、多様な作動流体を冷却材として用いた場合の検討に資するため、原子炉基本設計を左右する重要熱流動課題として、(1) 自由液面揺動、(2) 温度成層化、(3) サーマルストライピングおよび (4) 自然対流の 4 項目を取上げ、作動流体として Na、Pb-Bi 合金、CO_2 ガスを想定して、それぞれの現象の特性変化を数値解析的に検討・評価した。得られた結果は、以下の通りである。

(a) 自由液面揺動

① Fr 数を指標とした内部流動特性および自由液面特性につき、Na を作動流体と

した場合とPb-Bi合金を作動流体とした場合で有意な違いは生じない。
② 液面近傍流速を指標としたガス巻込み限界につき、AQUA-VOFコードが実験結果と概ね一致する結果を与え、同コードがガス巻込み限界の1次評価に使用可能であることを確認した。

(b) 温度成層化
① 連行現象(上下層剪断渦)の発生位置は、Naあるいは Pb-Bi 合金を作動流体とした場合、Ri 数の減少とともに下流側に移動する。一方、CO_2 ガスの場合には、その発生位置はRi数の減少により上流側に移動する。
② 温度成層界面の解消速度は、流体物性としての熱伝導度に大きく依存した特性を示す。すなわち、CO_2 ガス中に温度成層界面が発生した場合には、より積極的な界面解消策を講じる必要があることを示唆している。

(c) サーマルストライピング
① CO_2 ガスを作動流体とした場合には、大きな粘性係数値と小さな熱伝導度との相乗効果によって、より下流側まで大振幅の温度ゆらぎが到達する。
② 作動流体を変更した場合、温度ゆらぎ振幅を評価するためにはReを一致させる必要が、温度ゆらぎ周期を評価するためには流速値を一致させる必要がある。

(d) 自然対流
① 基本的に、浮力噴流挙動に準じる特性を示す。ただし、自然循環力の立ち上がりの特性は、流体の熱容量および熱伝導度の影響を大きく受ける。なお、CO_2 ガスの場合には、自然循環ヘッドが大きい場合のみ、液体金属の場合と同様な温度過渡特性を示す。
② 各作動流体を用いた場合のピーク温度到達時間は、Ra 数一致条件の下で評価が可能である。

さらに、ナトリウム冷却大型高速炉に対する基本特性を把握するため、炉内流動特性および温度成層化現象に関する3次元熱流動解析を行い、以下の結果を得た。

(e) 炉内流動特性
① UIS 領域での流速分布では、水平板1枚目の外周部において、約 4.2m/s の最大流速を得た。計装ウェル部については、流力弾性振動回避のための適切な配慮が必要となる。
②ディッププレート下面での最大流速として、約 2.0m/s の値を得た。ラビリンス狭隘部を介した自由液面挙動との相互作用を今後の作業で定量化し、ガス巻込み生起条件に関する知見を得る必要がある。

(f) 温度成層化現象

① UIS 切欠き断面において、トリップ後 127 秒時点で約 710℃/m の温度成層化による軸方向温度勾配(最大値)が評価された。
② UIS 切欠き部炉壁近傍では、100℃程度のコールドショックに続き、100℃程度のホットショックを連続して受ける。これは、UIS 切欠きによる非対称炉内流れが主因である。

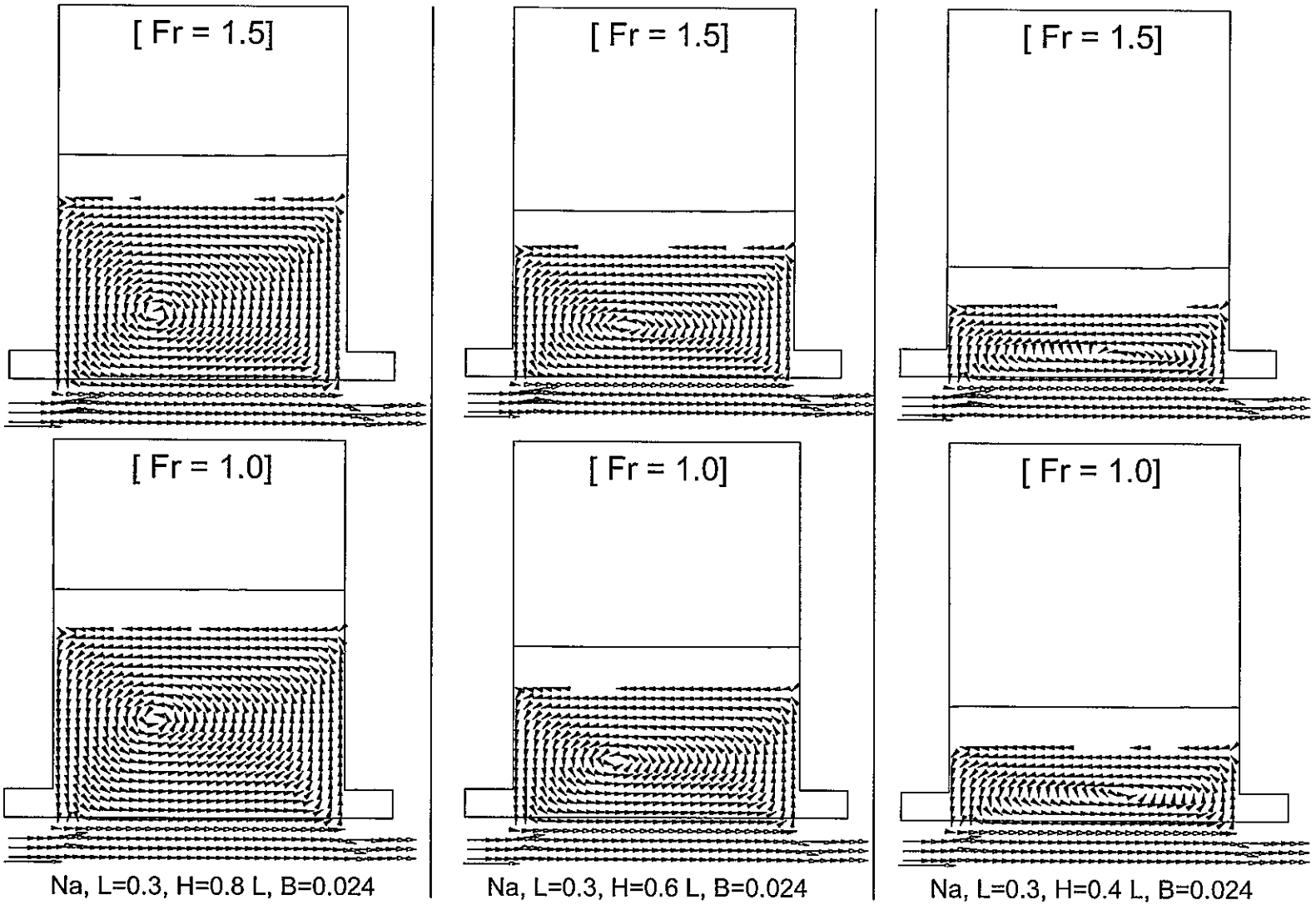


図4.8.3(4)-1 ナトリウムを作動流体とした場合の流速ベクトル場の比較 (L = 0.3 m 条件)

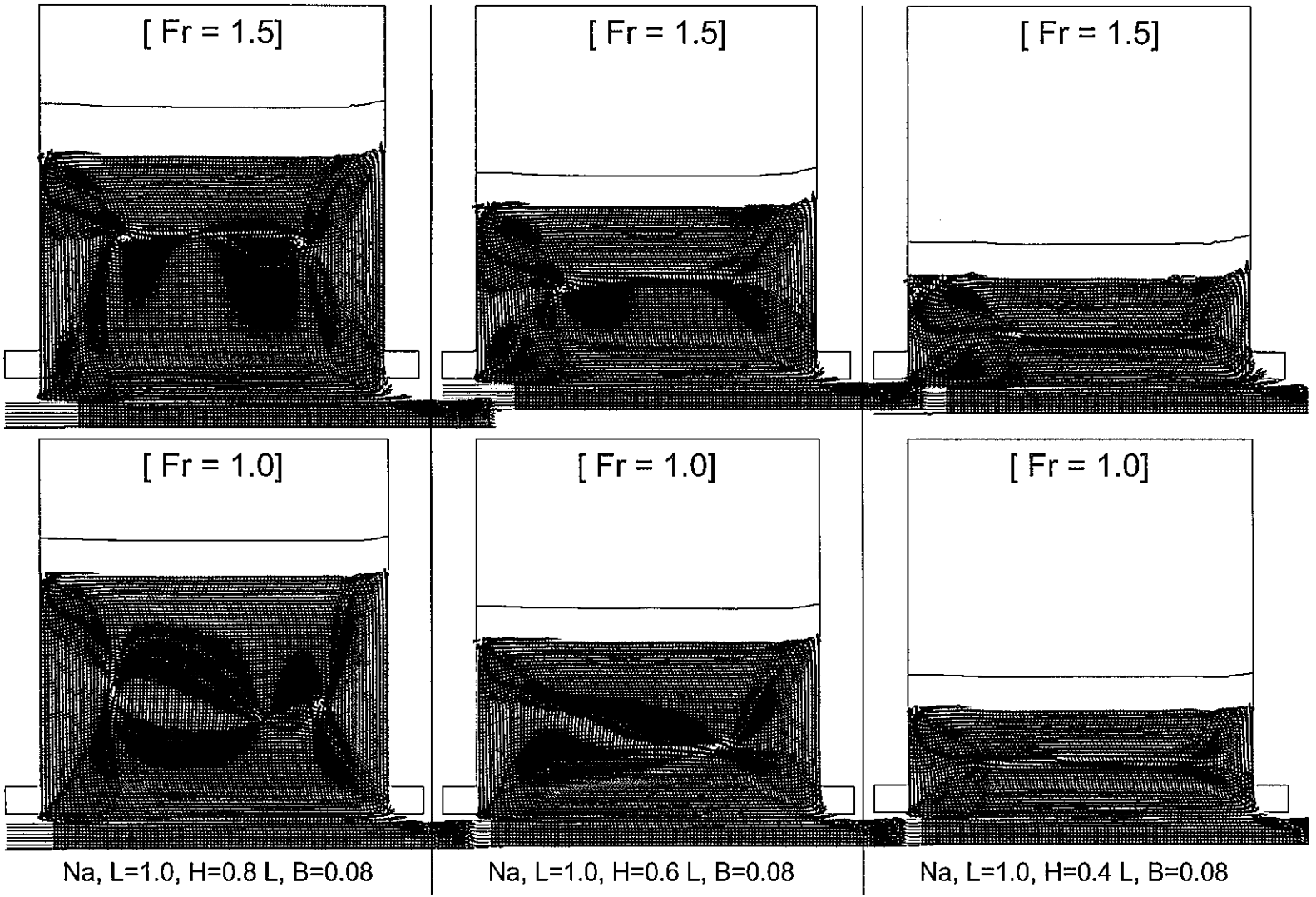


図4.8.3(4)-2 ナトリウムを作動流体とした場合の流速ベクトル場の比較 (L = 1.0 m 条件)

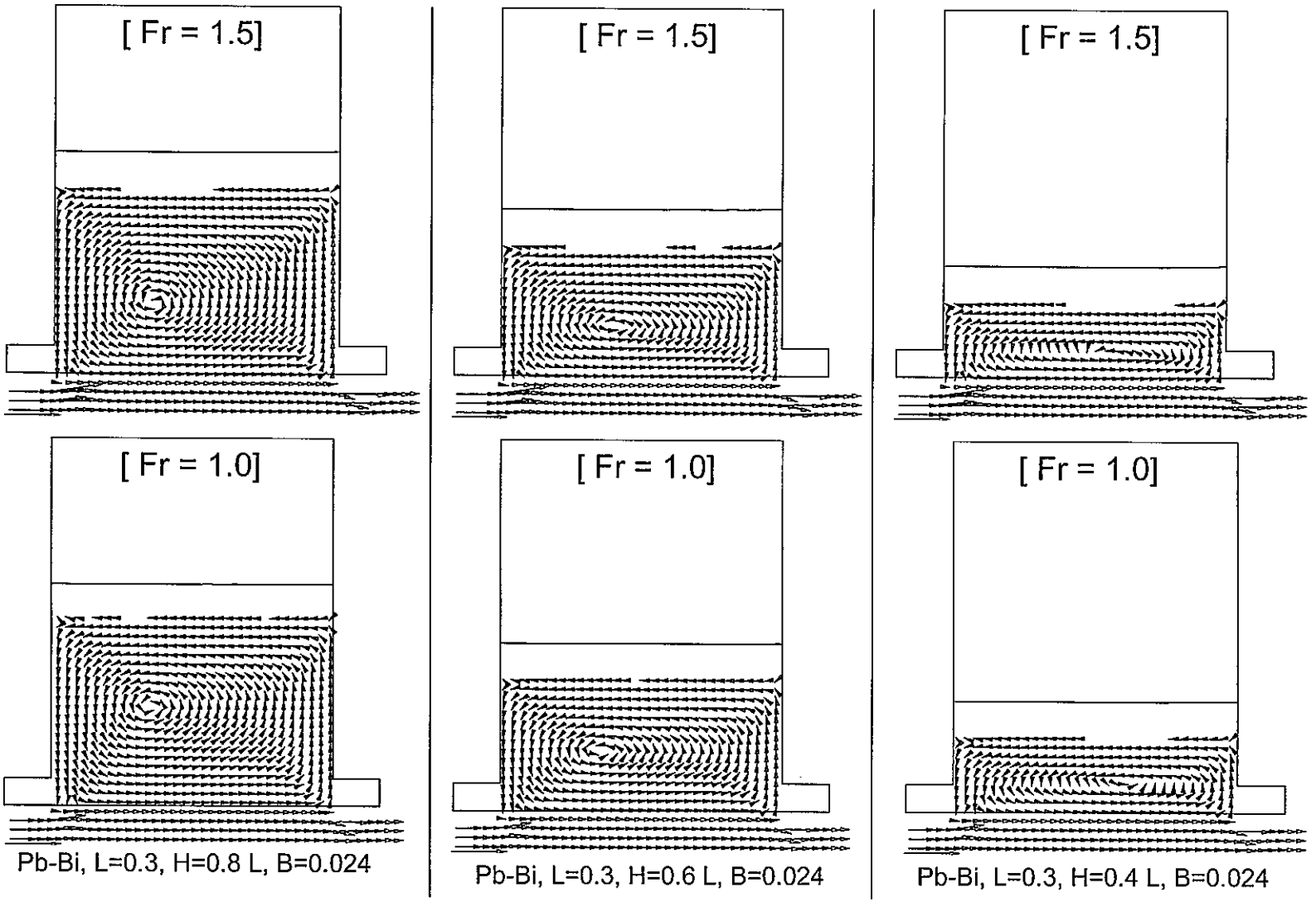


図4.8.3(4)-3 Pb-Bi 合金を作動流体とした場合の流速ベクトル場の比較 (L = 0.3 m 条件)

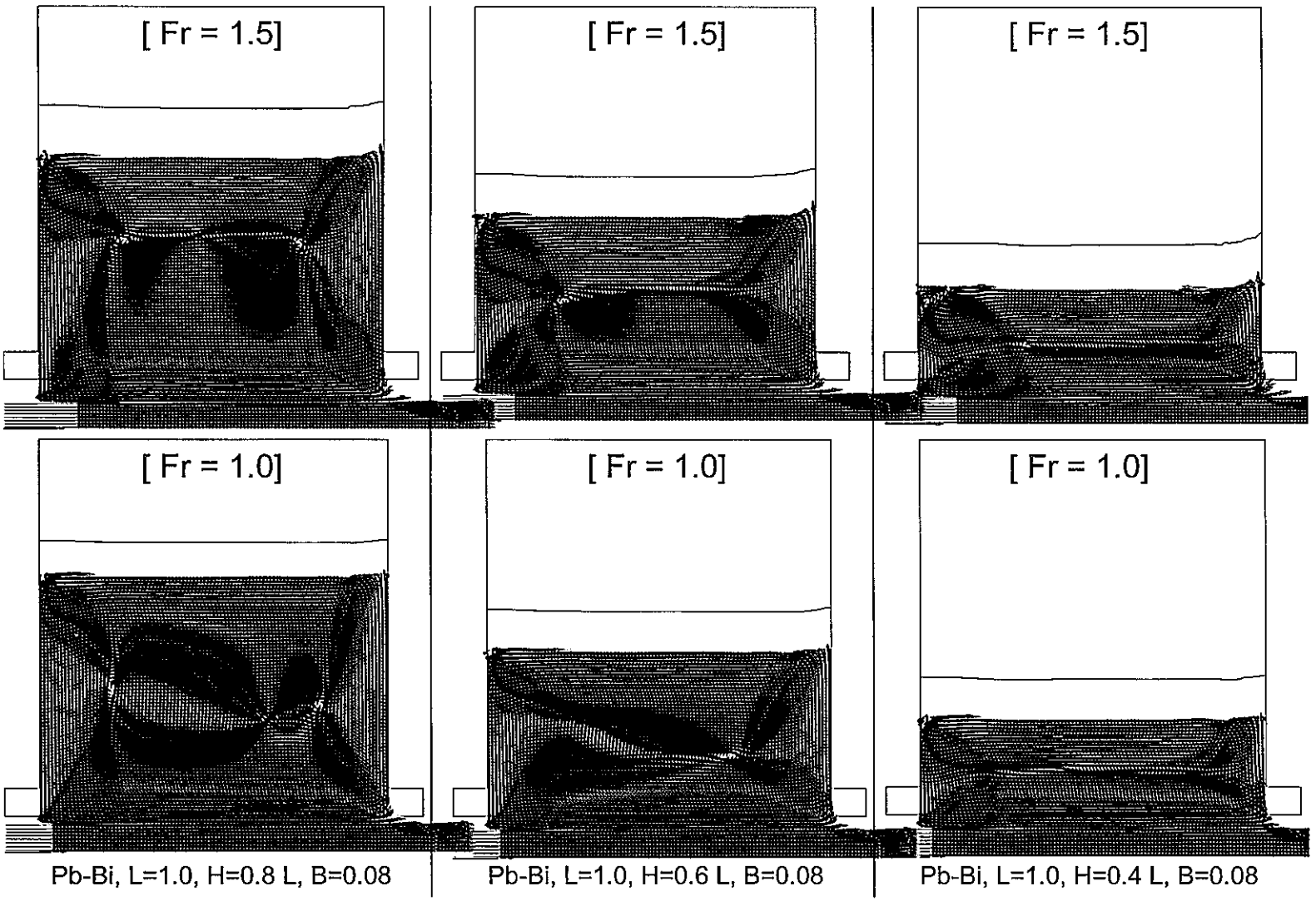
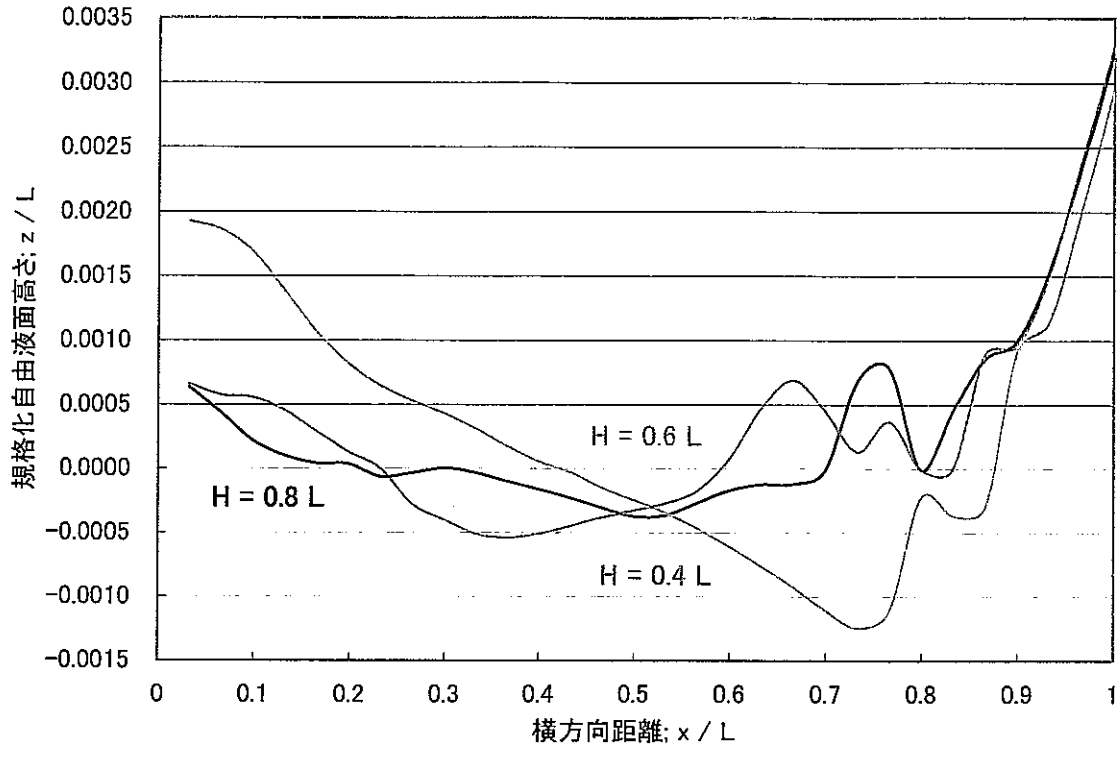
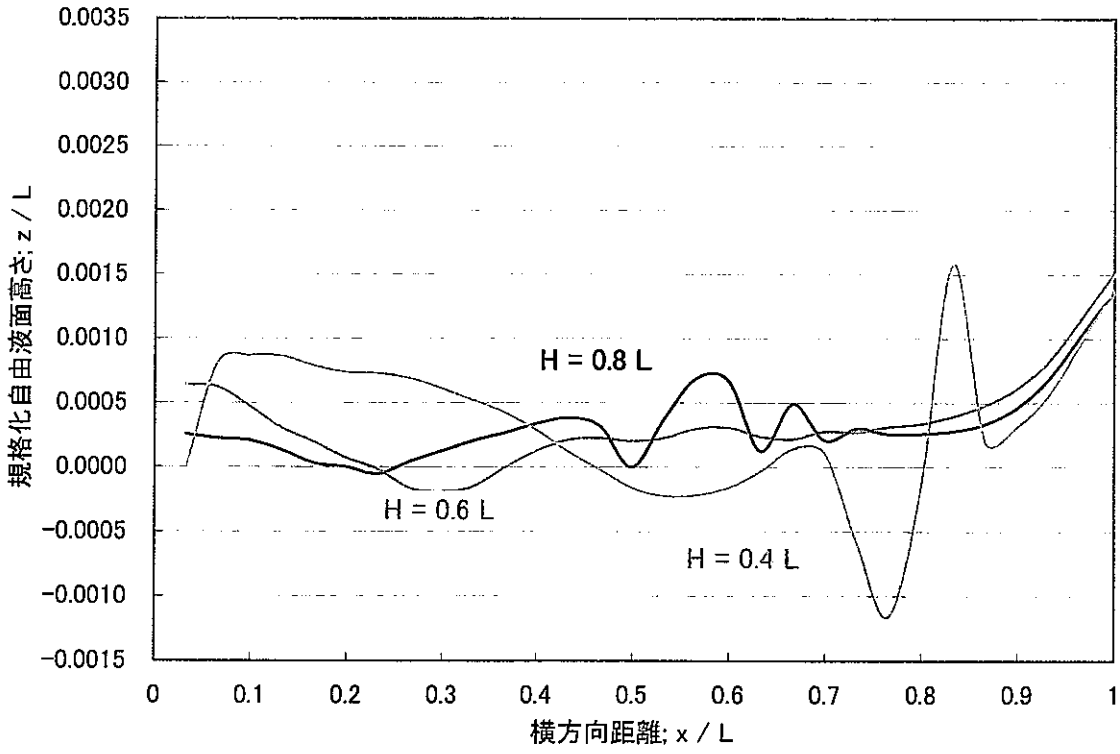


図4.8.3(4)-4 Pb-Bi 合金を作動流体とした場合の流速ベクトル場の比較 (L = 1.0 m 条件)

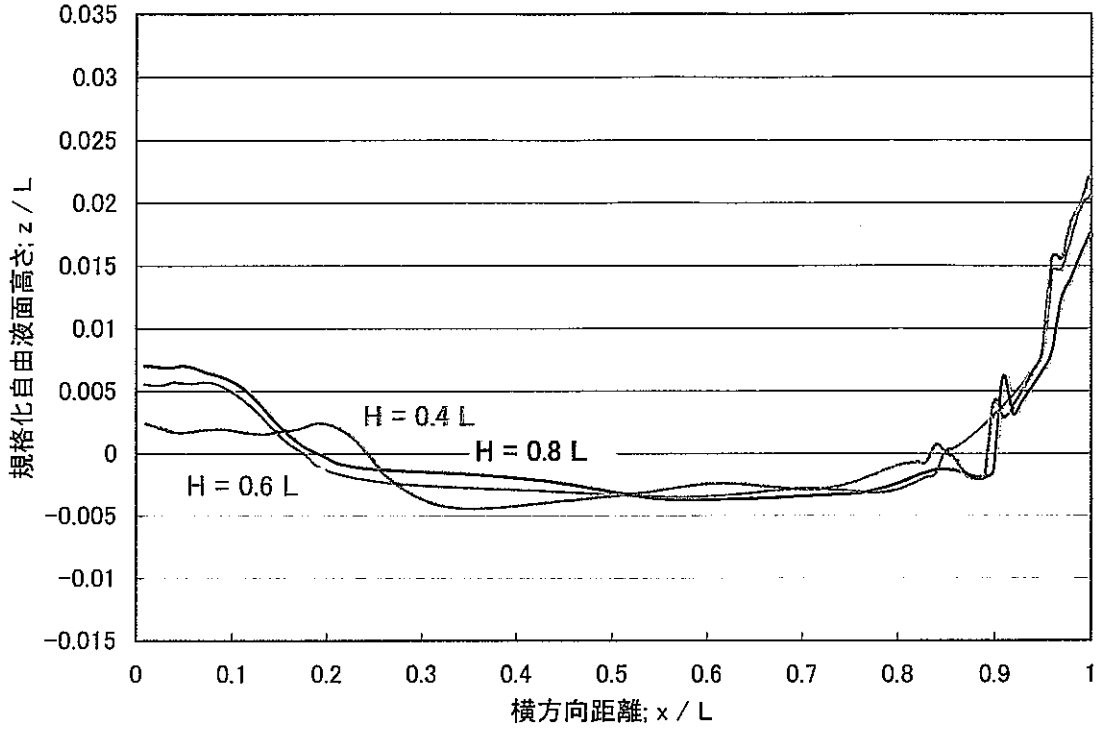


(a) Na, Fr = 1.5, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

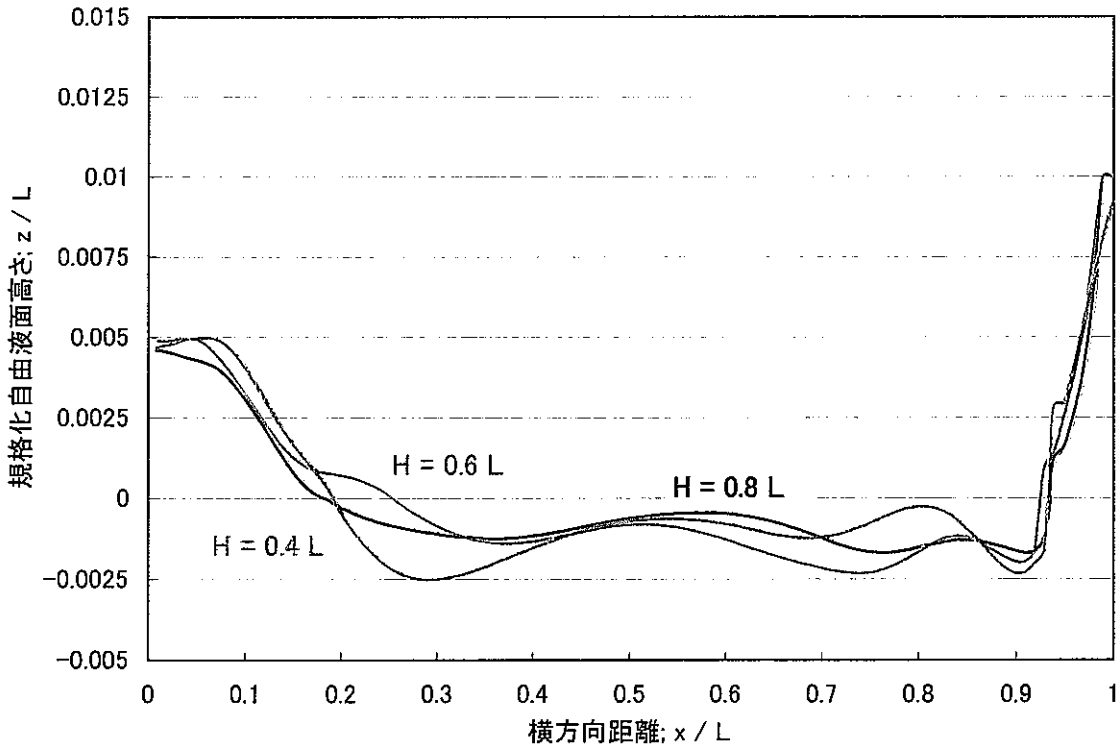


(b) Na, Fr = 1.0, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

図4.8.3(4)-5 Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件)

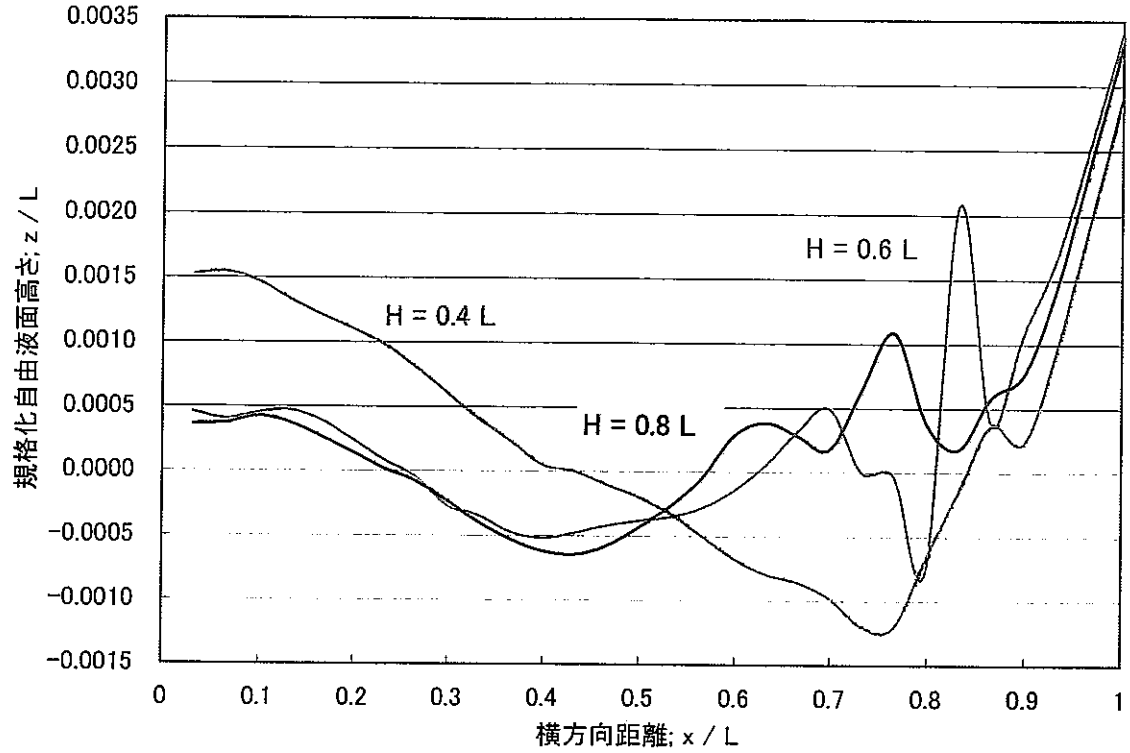


(a) Na, Fr = 1.5, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

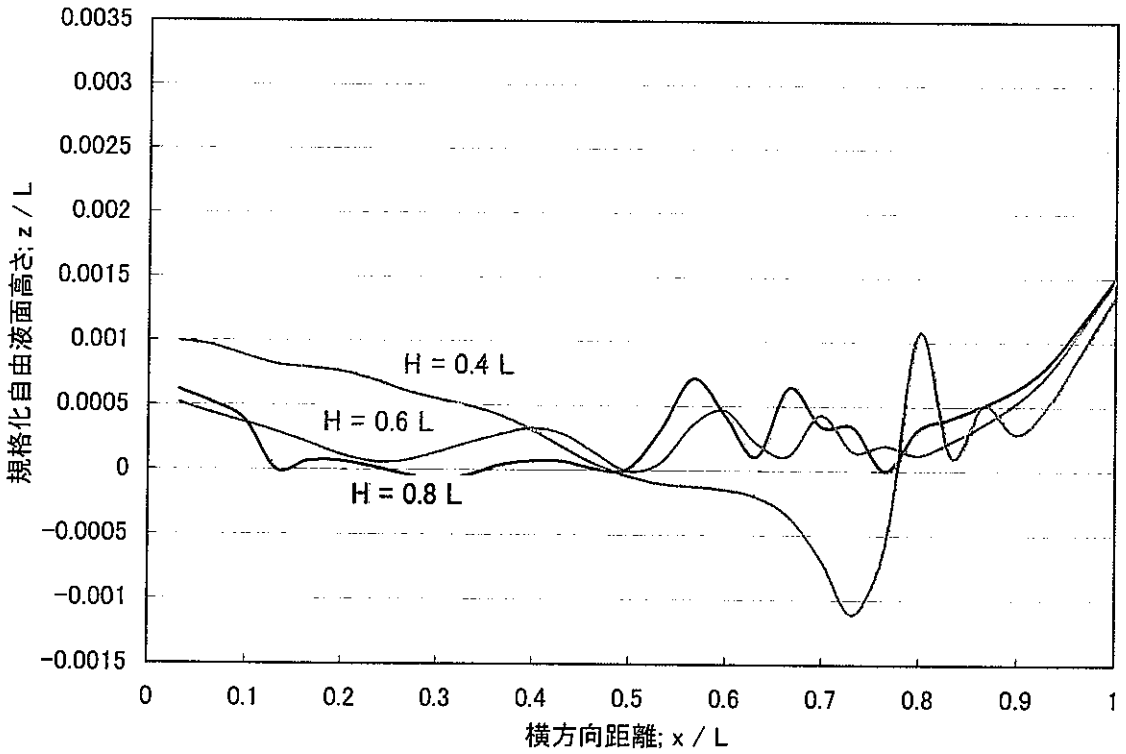


(b) Na, Fr = 1.0, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-6 Naを作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件)

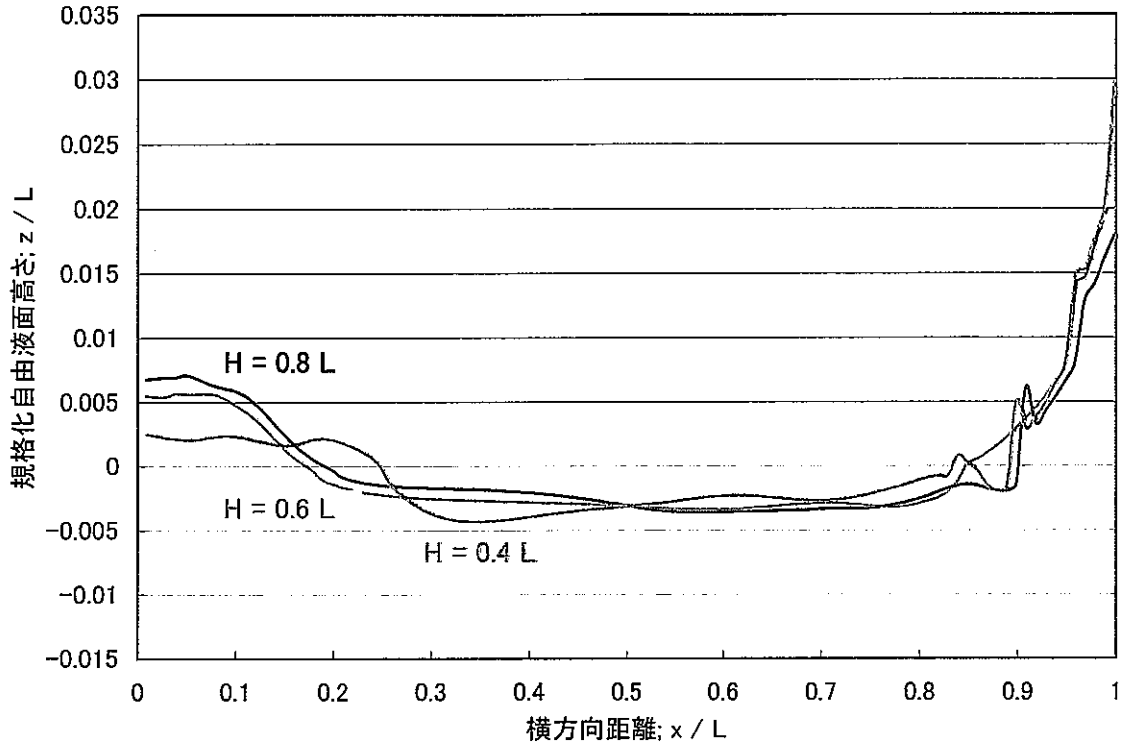


(a) Pb − Bi, Fr = 1.5, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

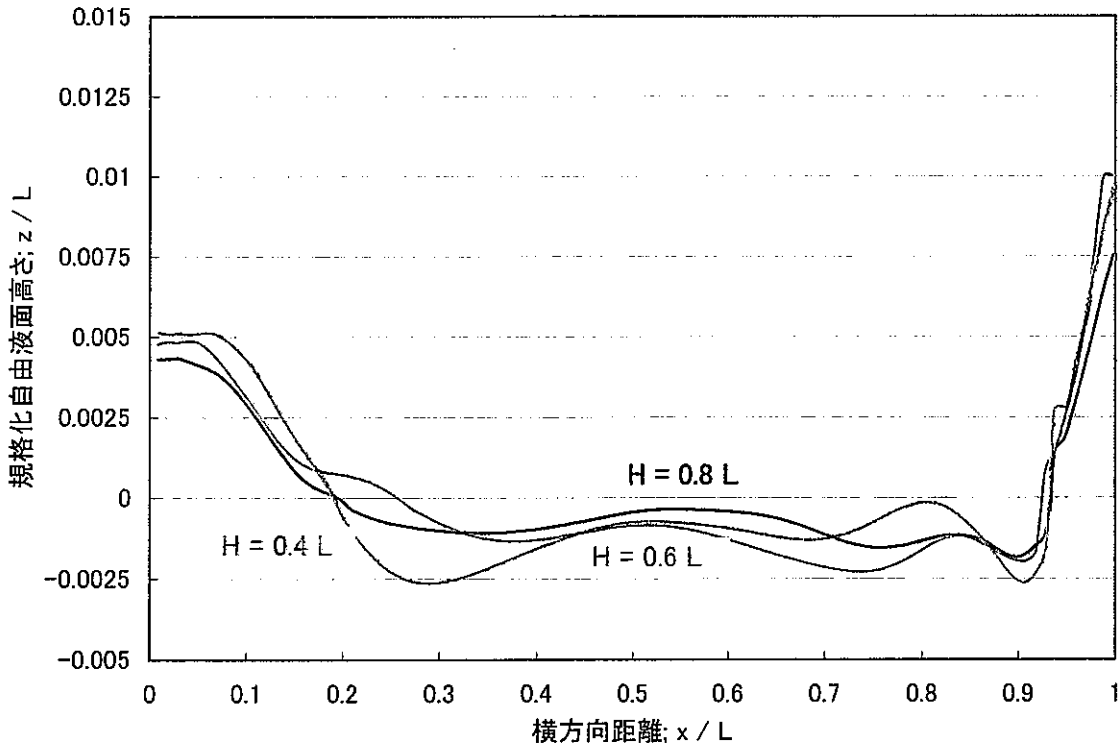


(b) Pb − Bi, Fr = 1.0, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

図4.8.3(4)-7 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=0.3m条件)

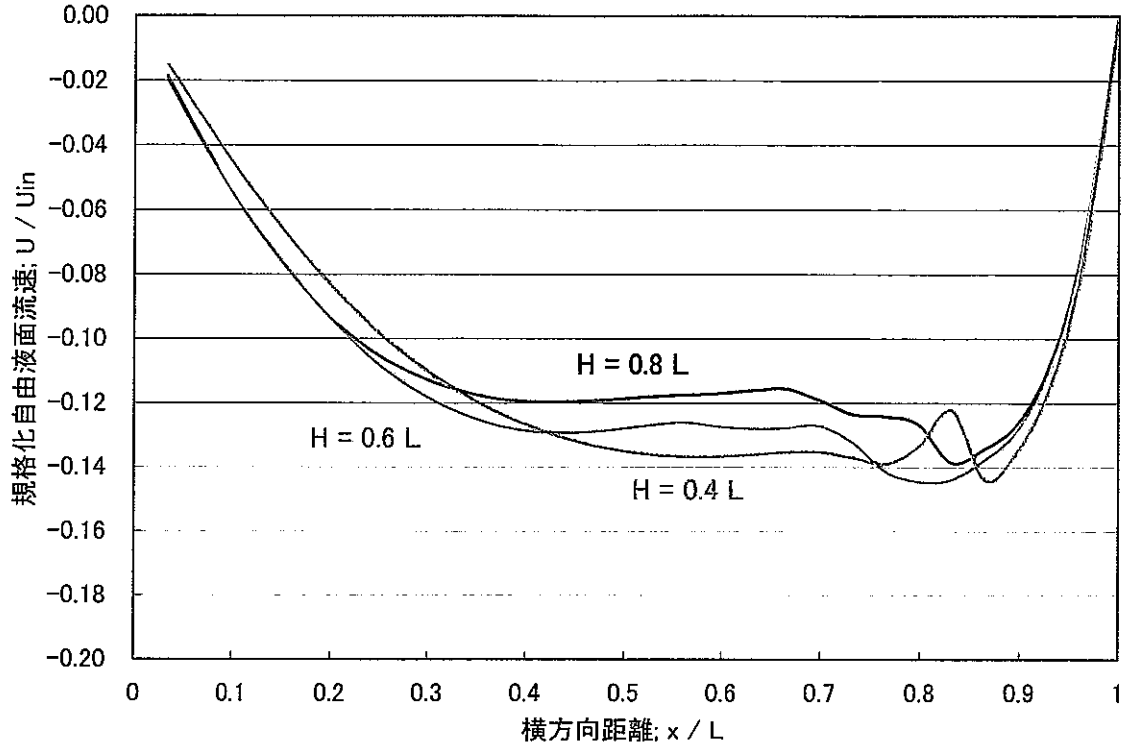


(a) Pb − Bi, Fr = 1.5, L = 1.0 (m), B = 0.024 (m)

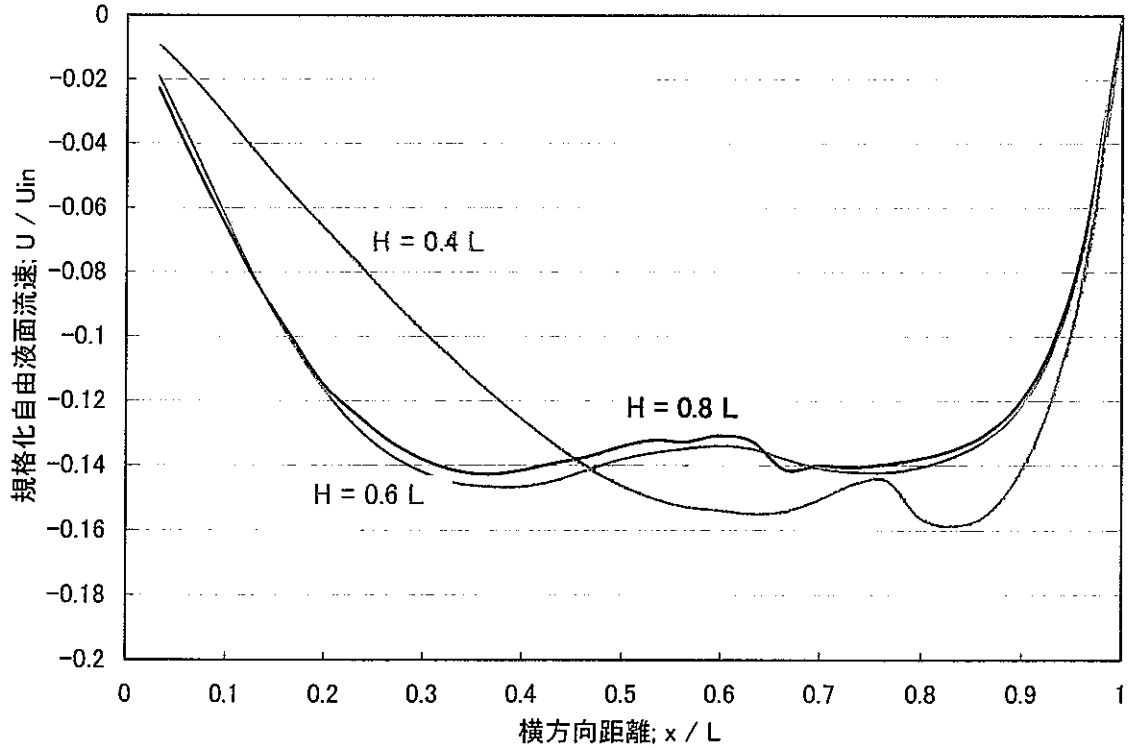


(b) Pb − Bi, Fr = 1.0, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-8 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面形状の比較 (L=1.0m条件)

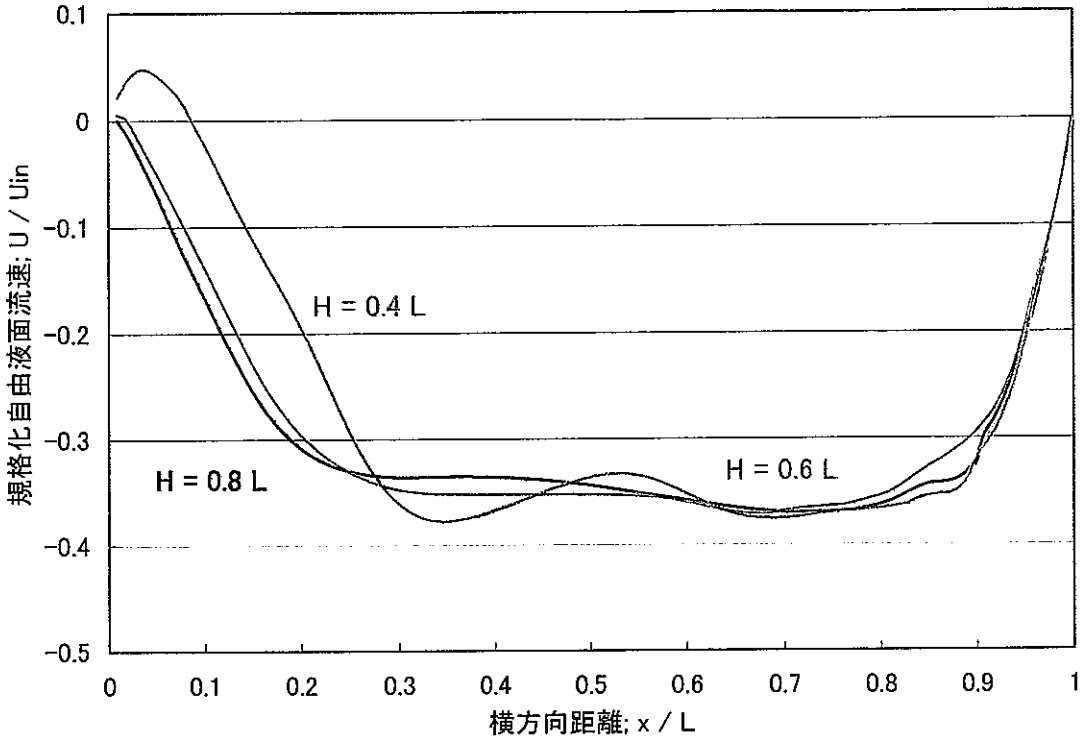


(a) Na, Fr = 1.5, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

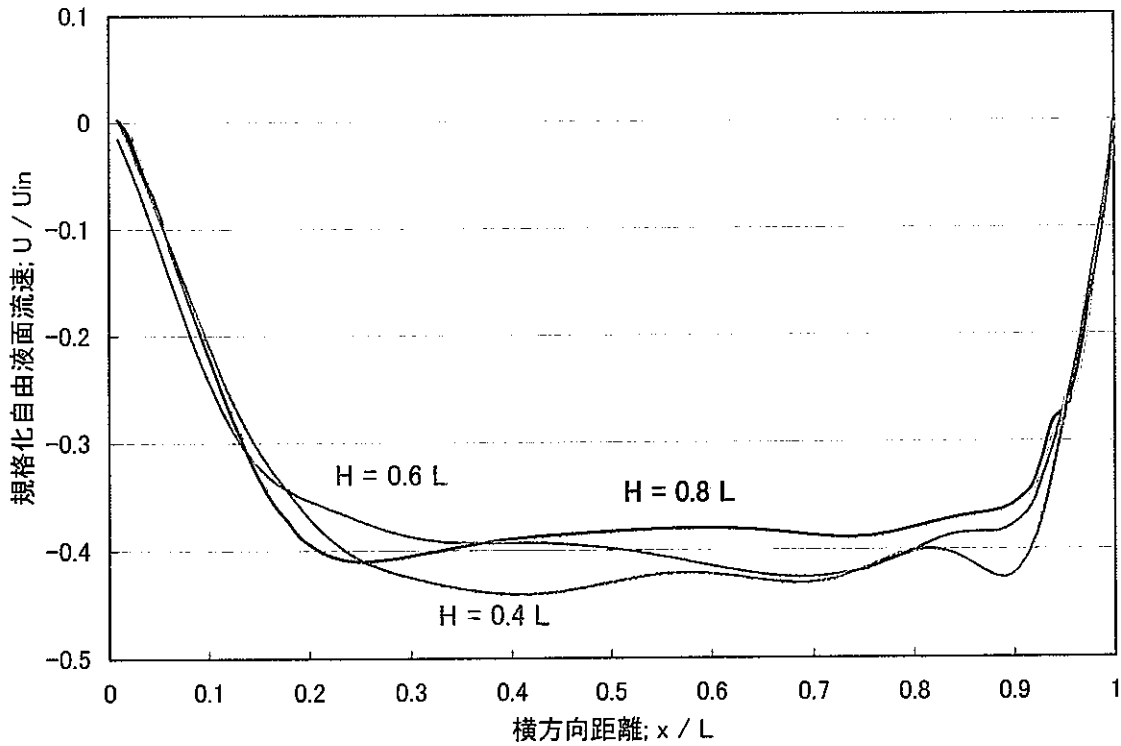


(b) Na, Fr = 1.0, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

図4.8.3(4)-9 Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件)

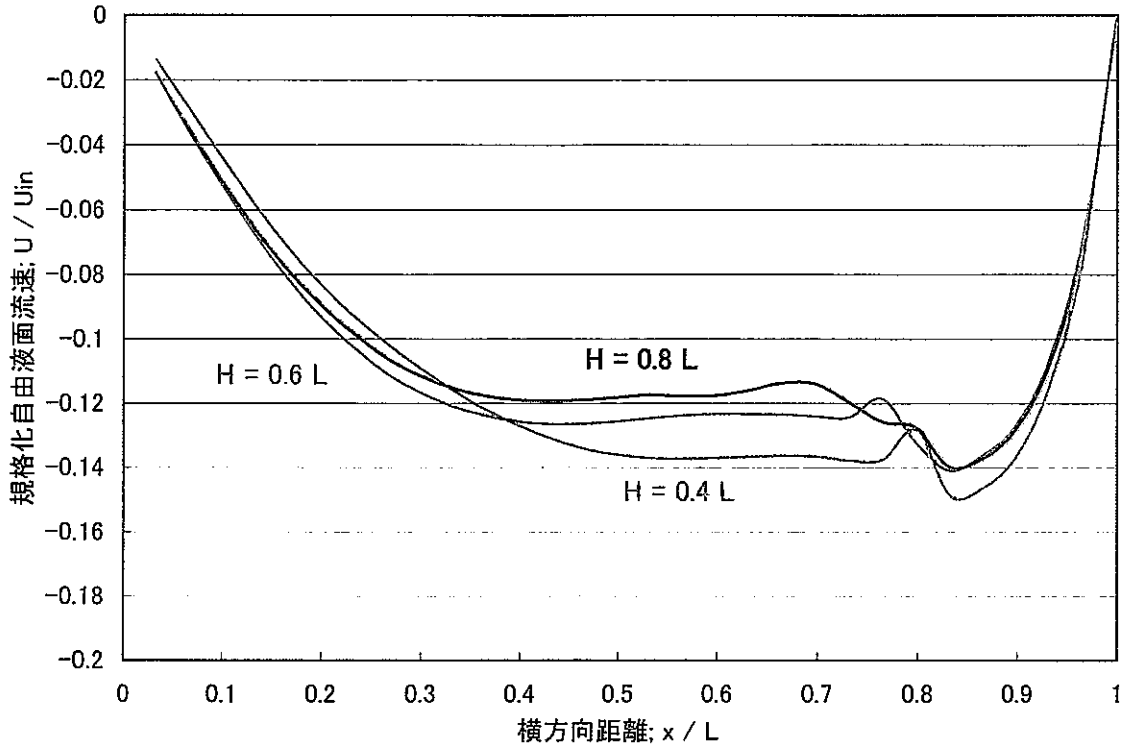


(a) Na, Fr = 1.5, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

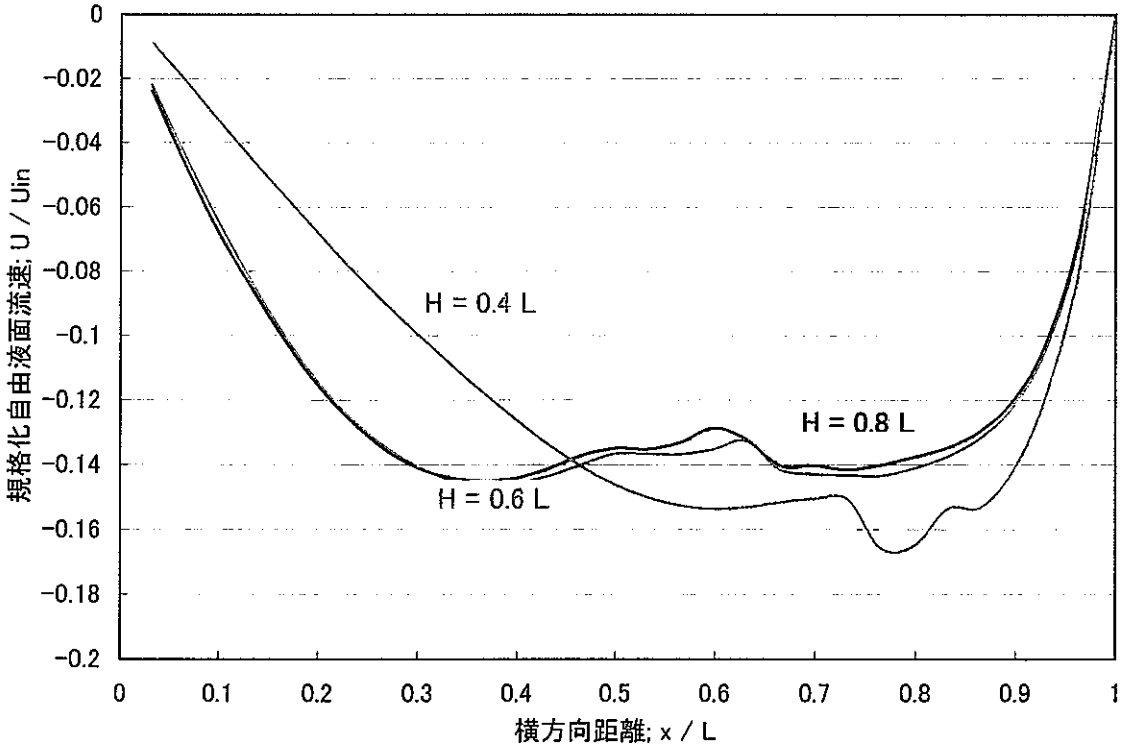


(b) Na, Fr = 1.0, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-10 Naを作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件)

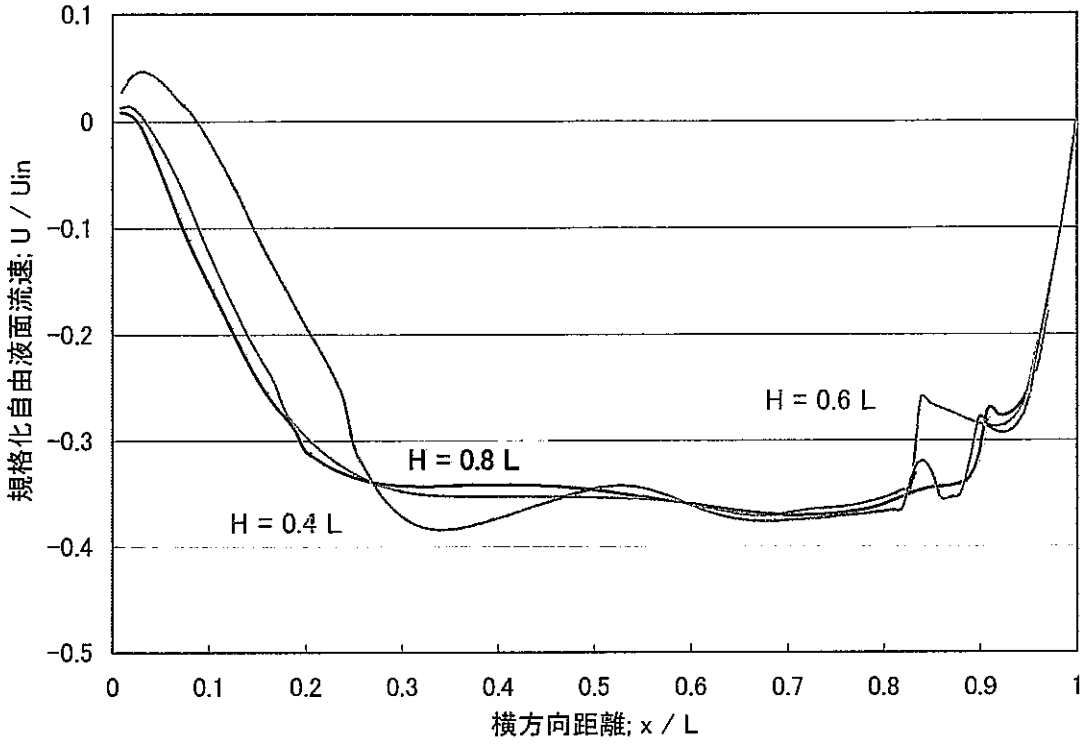


(a) Pb-Bi, Fr = 1.5, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

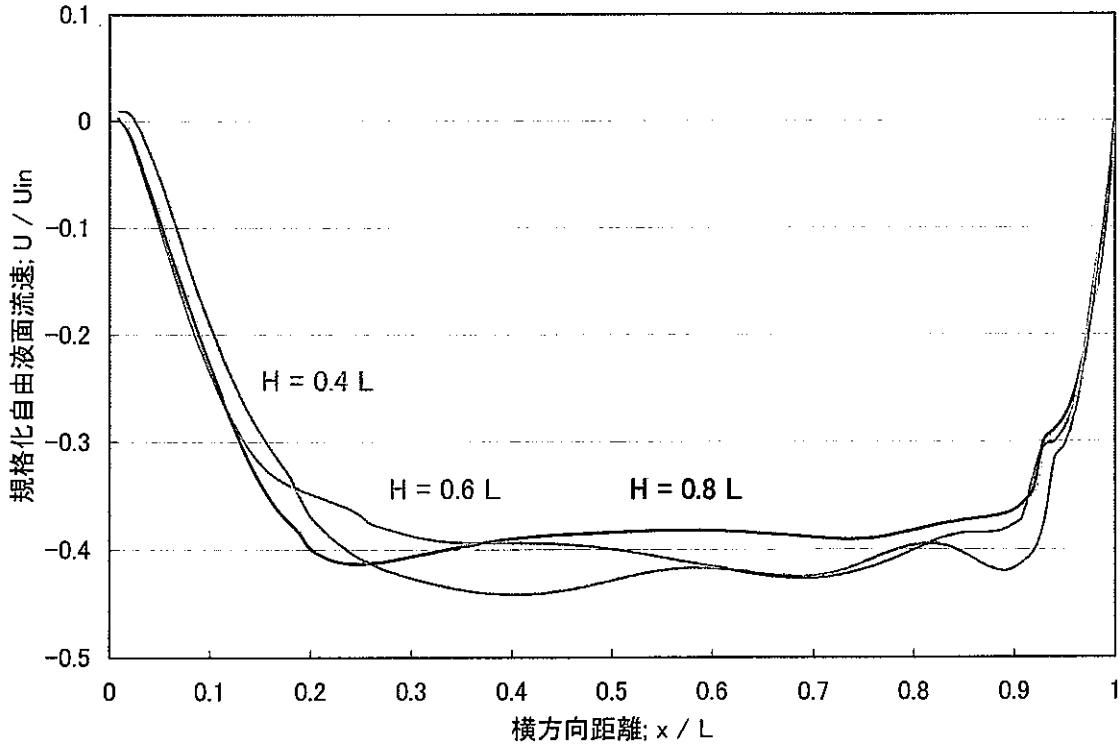


(b) Pb-Bi, Fr = 1.0, L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

図4.8.3(4)-11 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=0.3m条件)

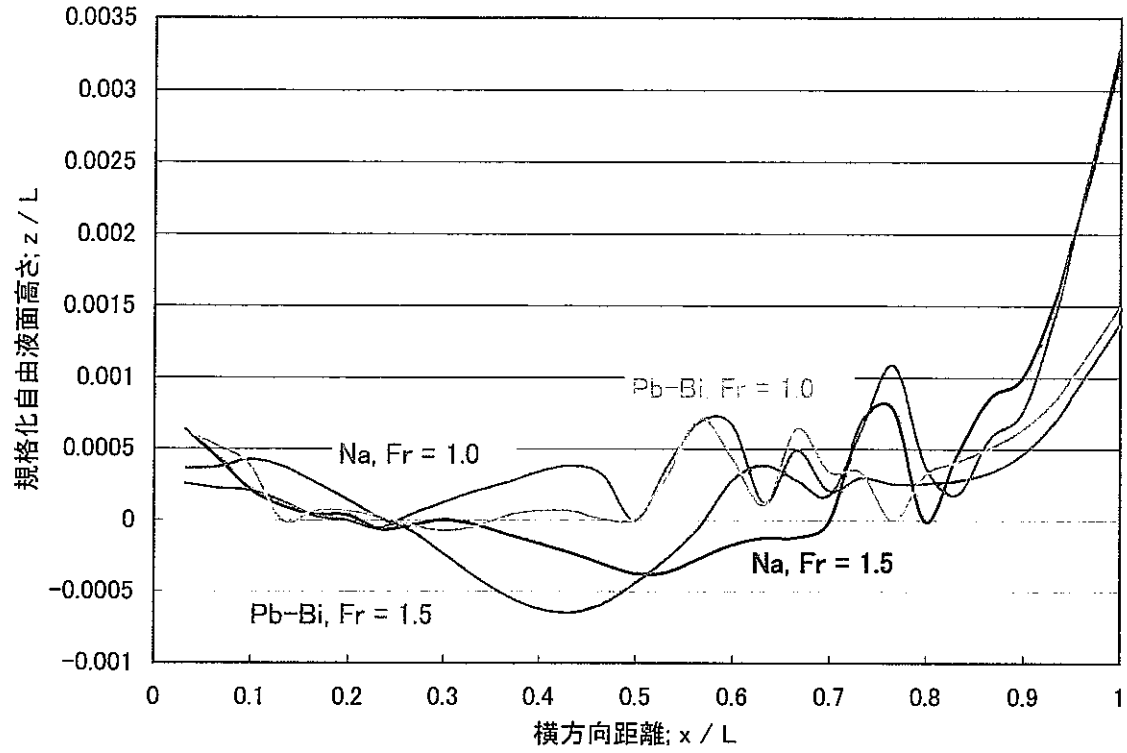


(a) Pb-Bi, Fr = 1.5, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

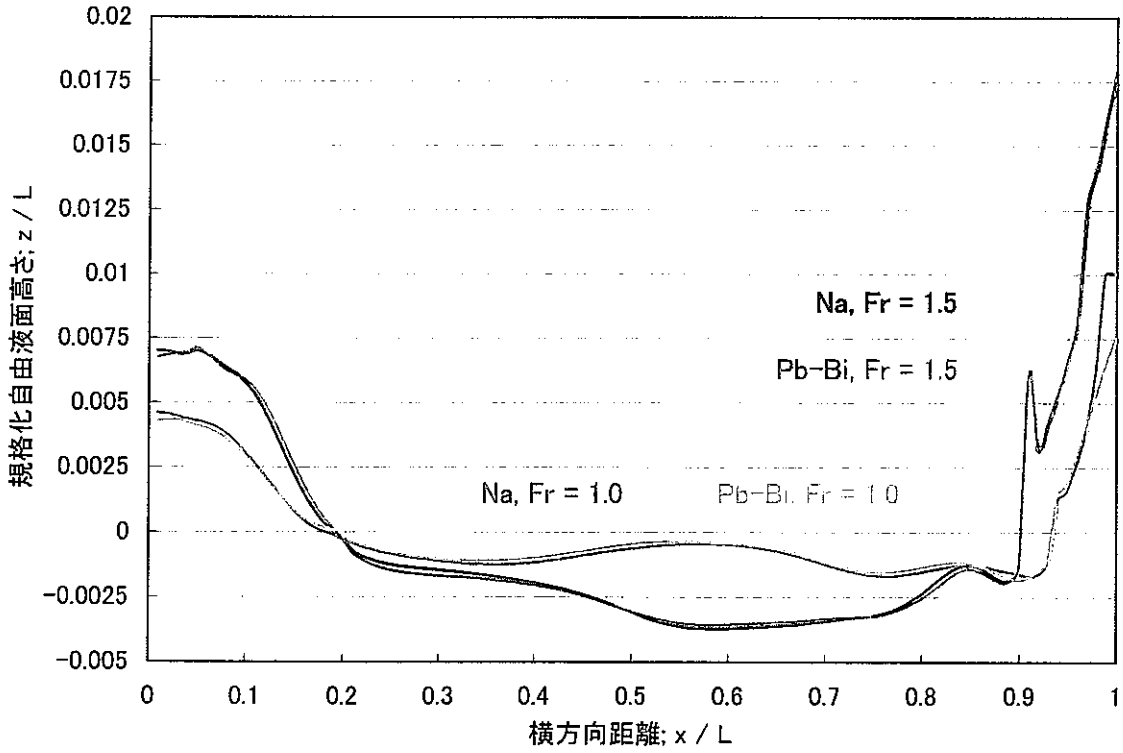


(b) Pb-Bi, Fr = 1.0, L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-12 Pb-Bi合金を作動流体とした場合の自由液面流速の比較 (L=1.0m条件)

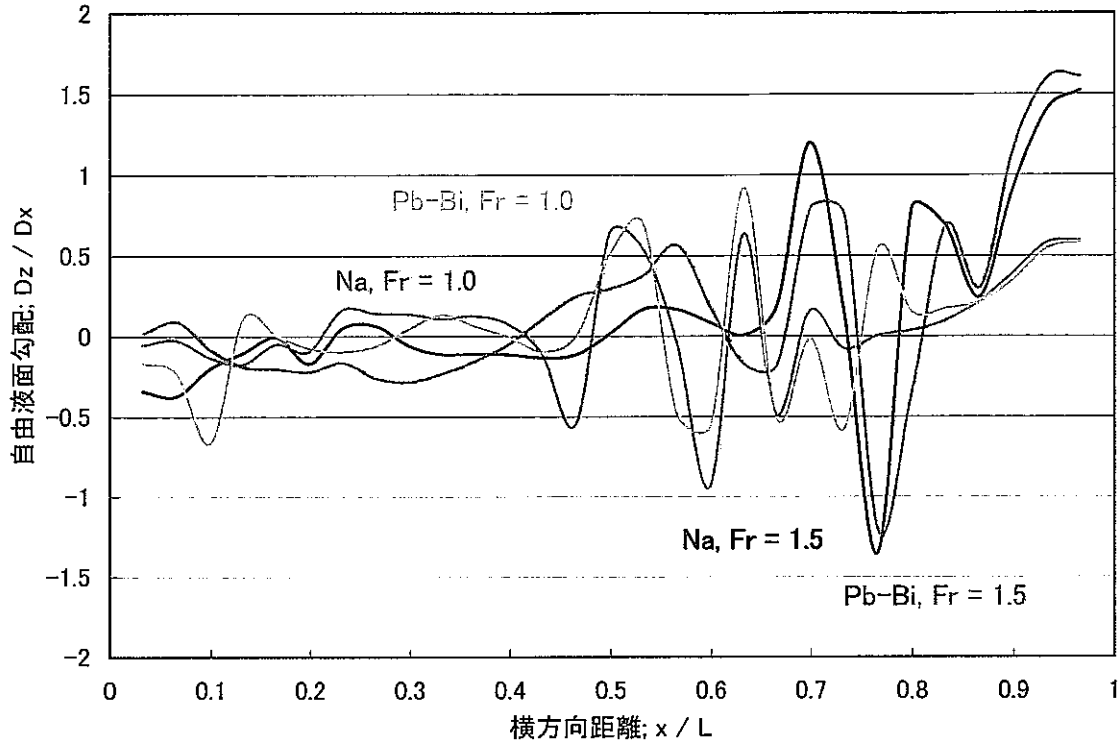


(a) L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

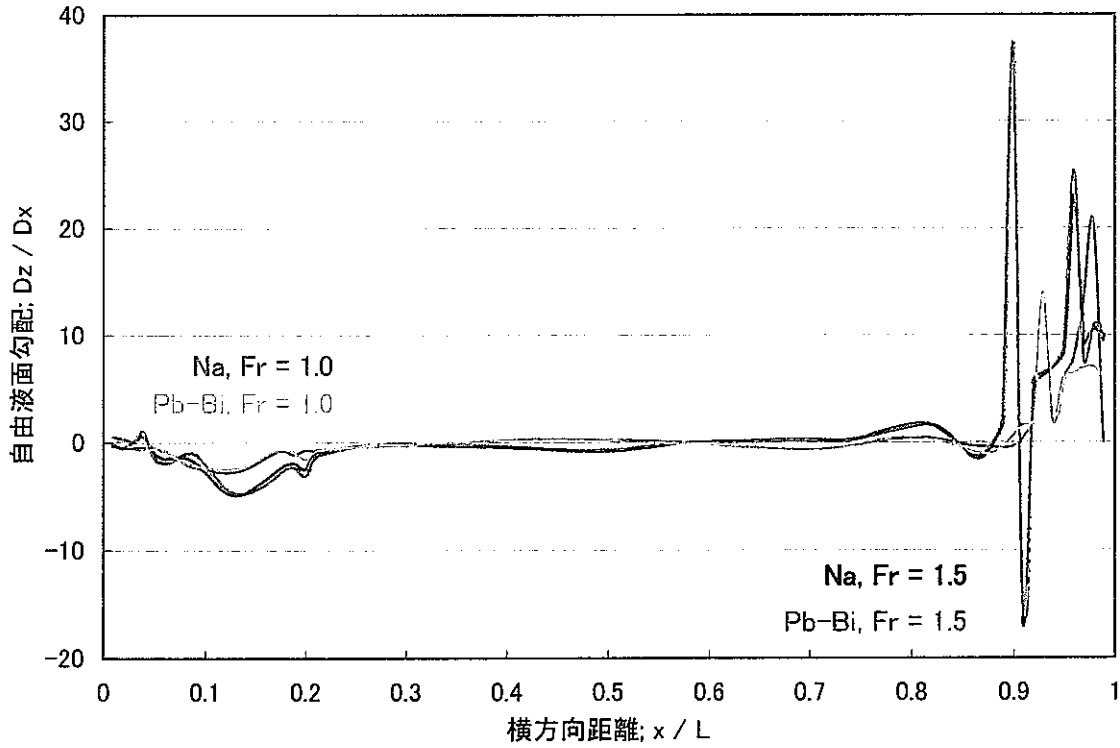


(b) L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-13 Fr数を一致させた条件での自由液面形状の比較 (H=0.8L条件)

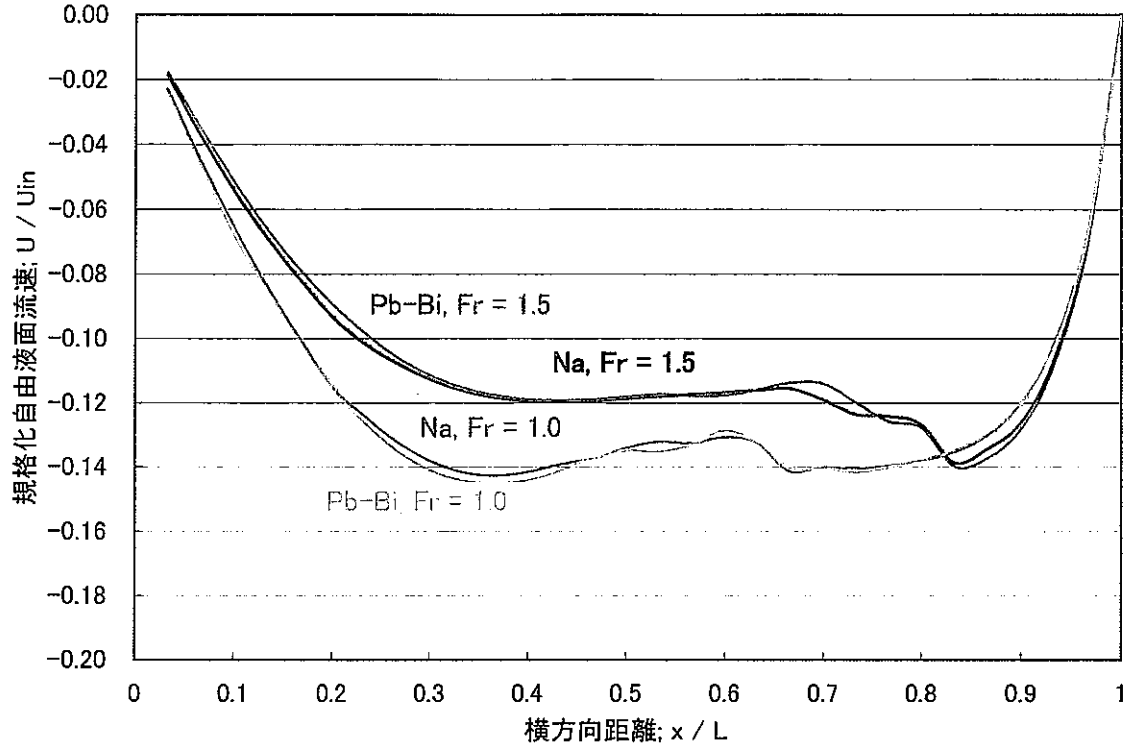


(a) L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

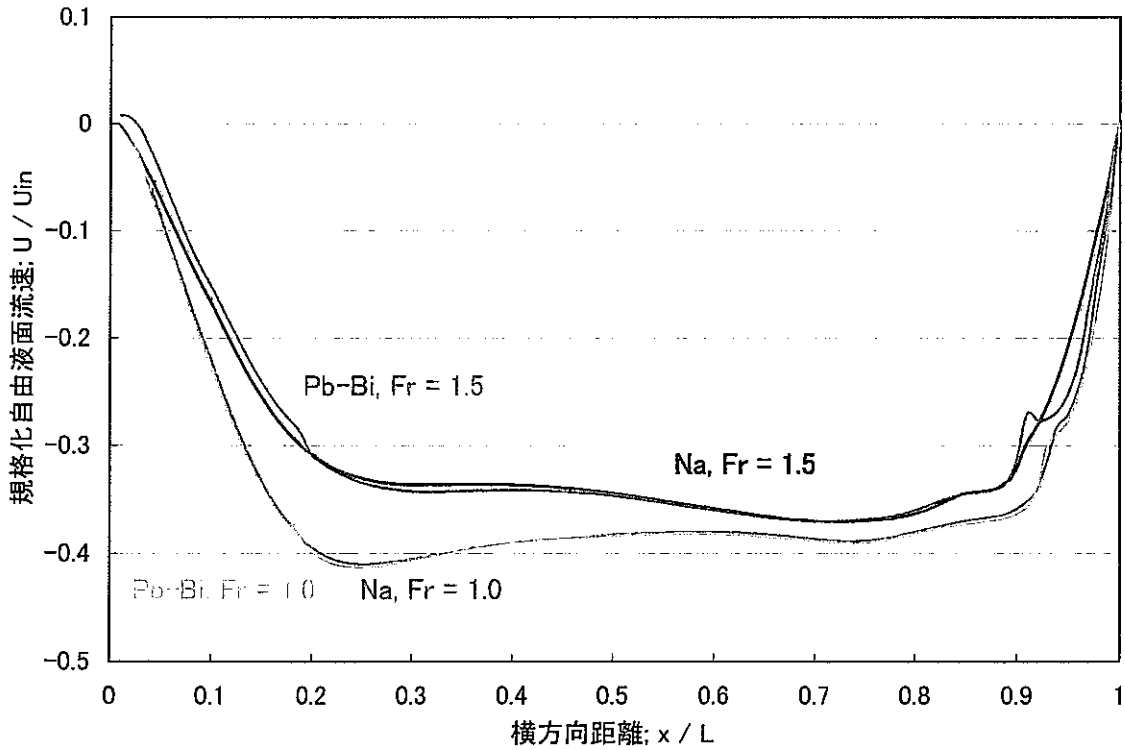


(b) L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-14 Fr数を一致させた条件での自由液面勾配の比較 (H=0.8L条件)

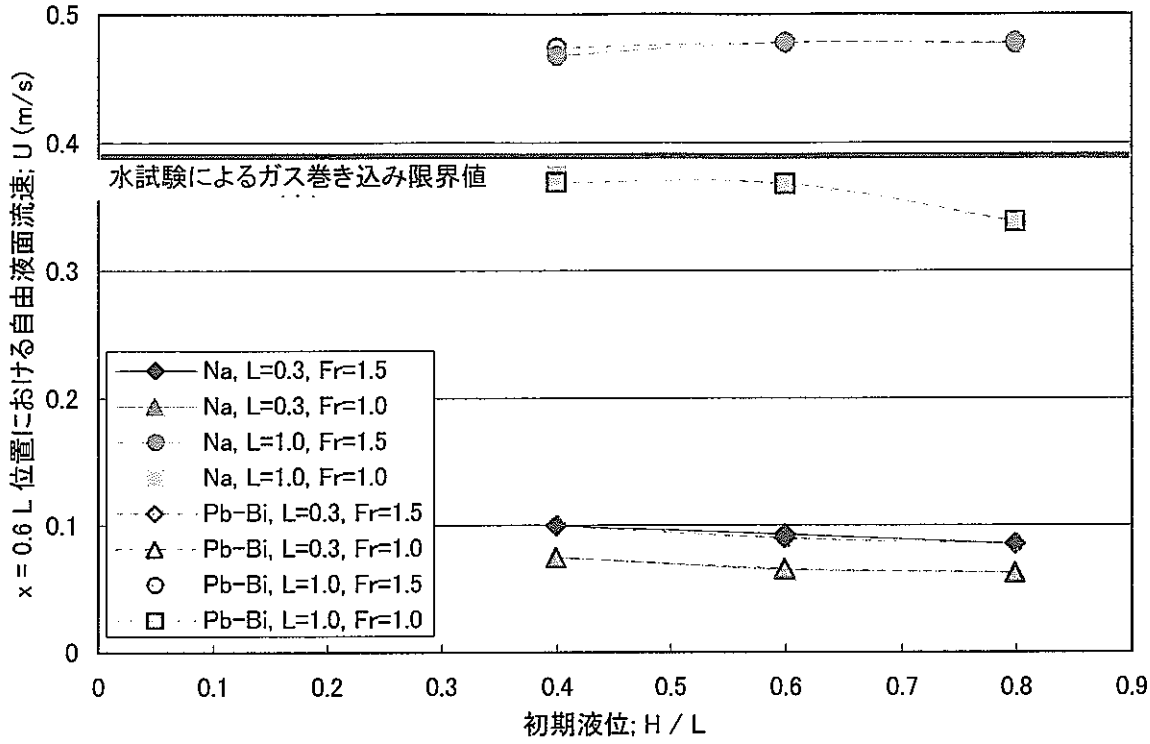


(a) L = 0.3 (m), B = 0.024 (m)

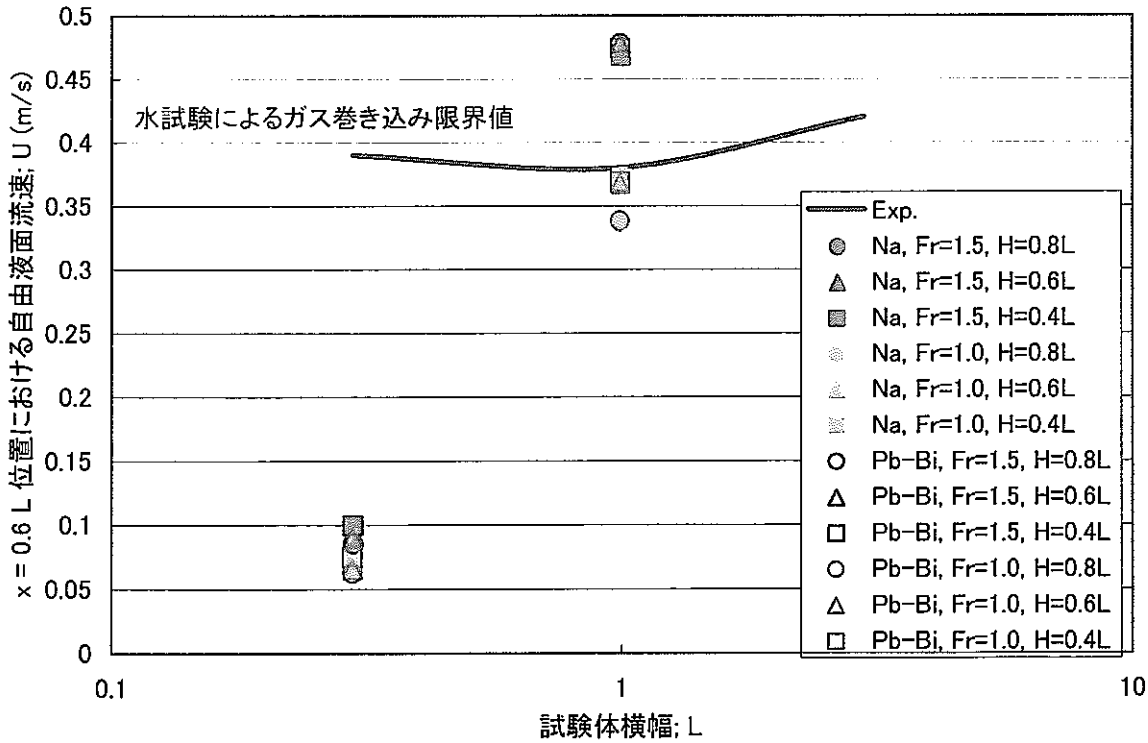


(b) L = 1.0 (m), B = 0.08 (m)

図4.8.3(4)-15 Fr数を一致させた条件での自由液面流速の比較 (H=0.8L条件)



(a) 初期液位による自由液面流速の変化とガス巻き込み限界値



(b) 試験体横幅による自由液面流速の変化とガス巻き込み限界値

図4.8.3(4)-16 くぼみ渦によるガス巻き込み限界特性と作動流体依存性

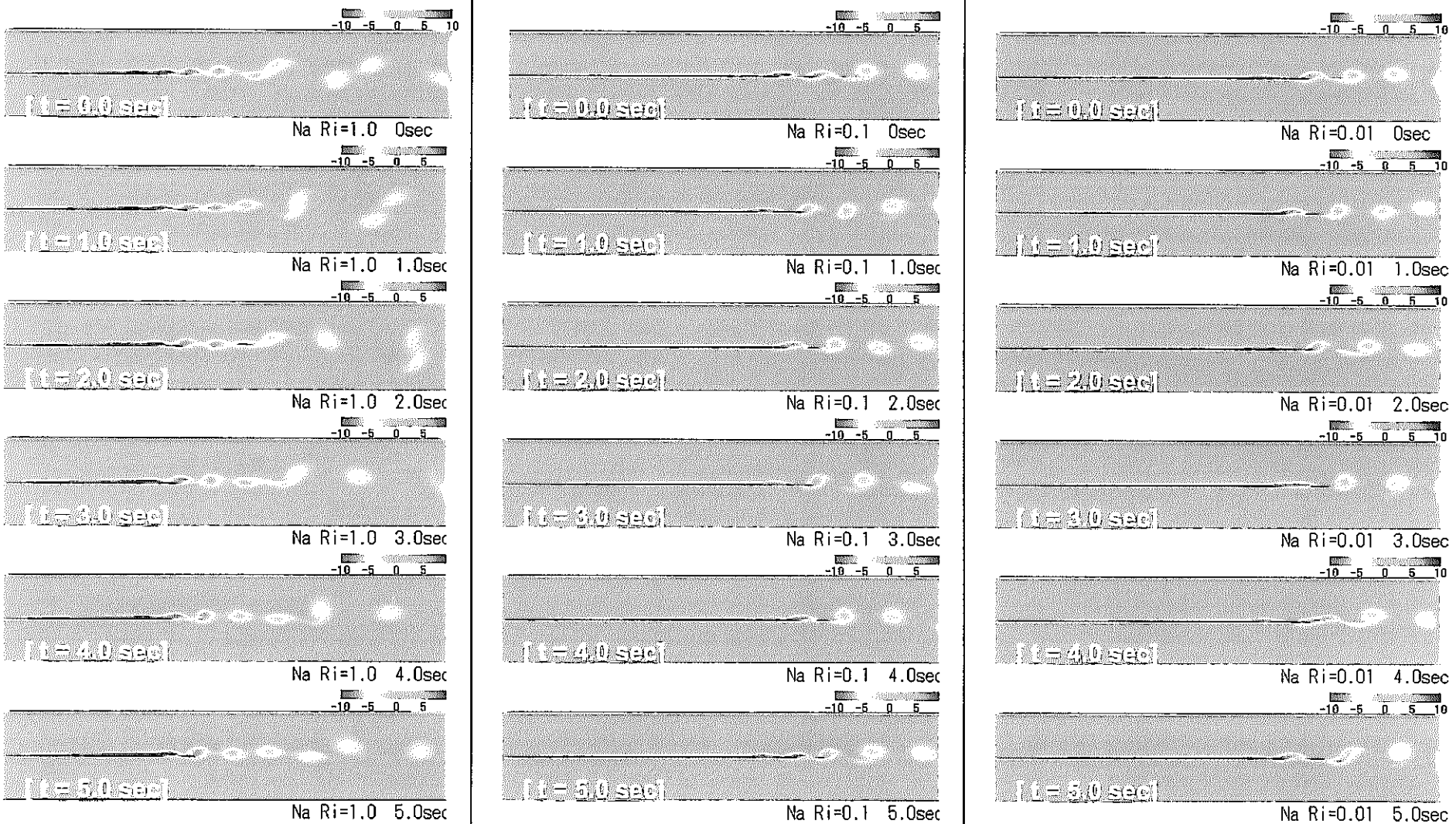


図 4.8.3(4)-17 ナトリウムを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較

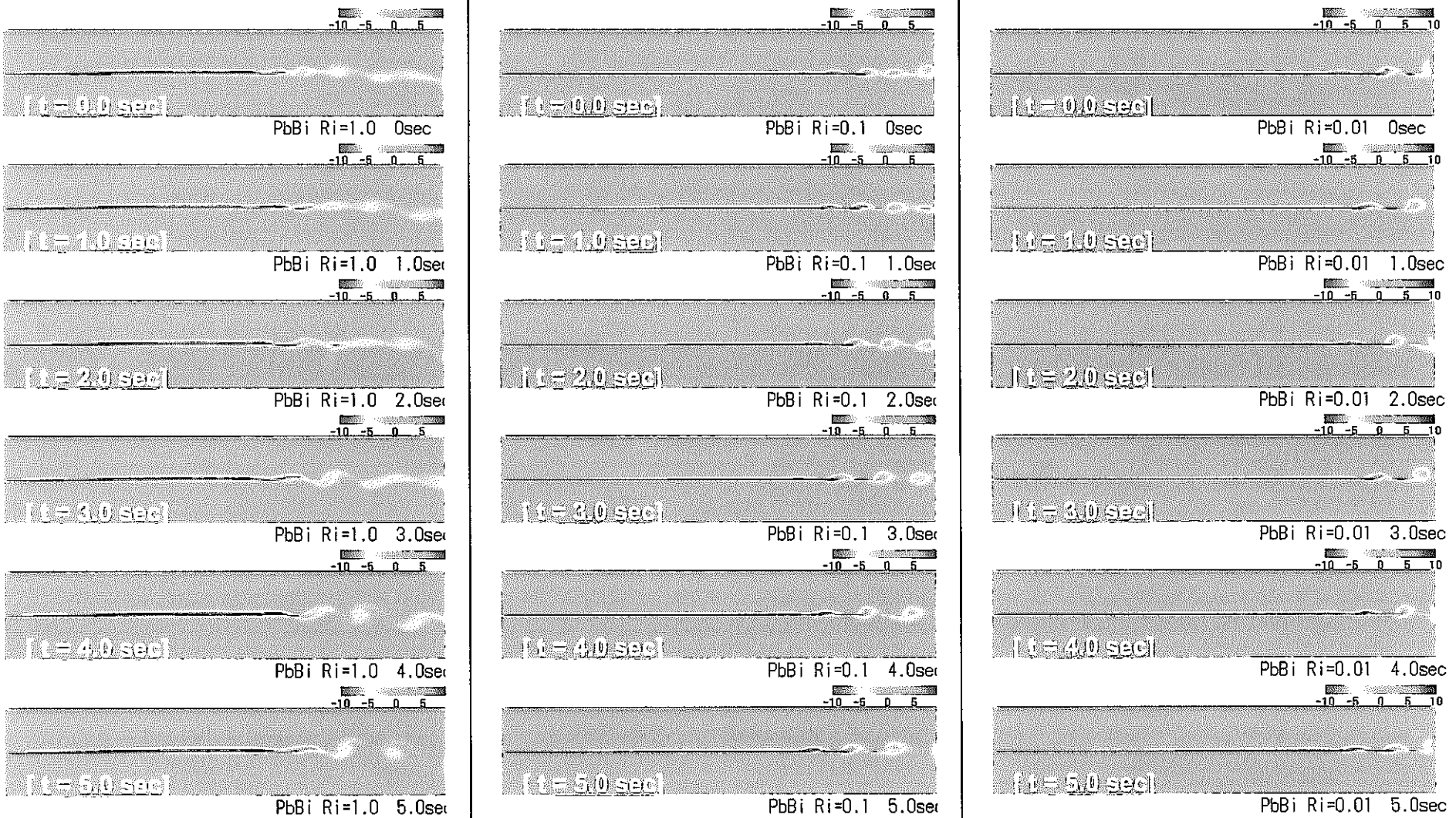


図 4.8.3(4)-18 Pb/Bi 合金を作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較

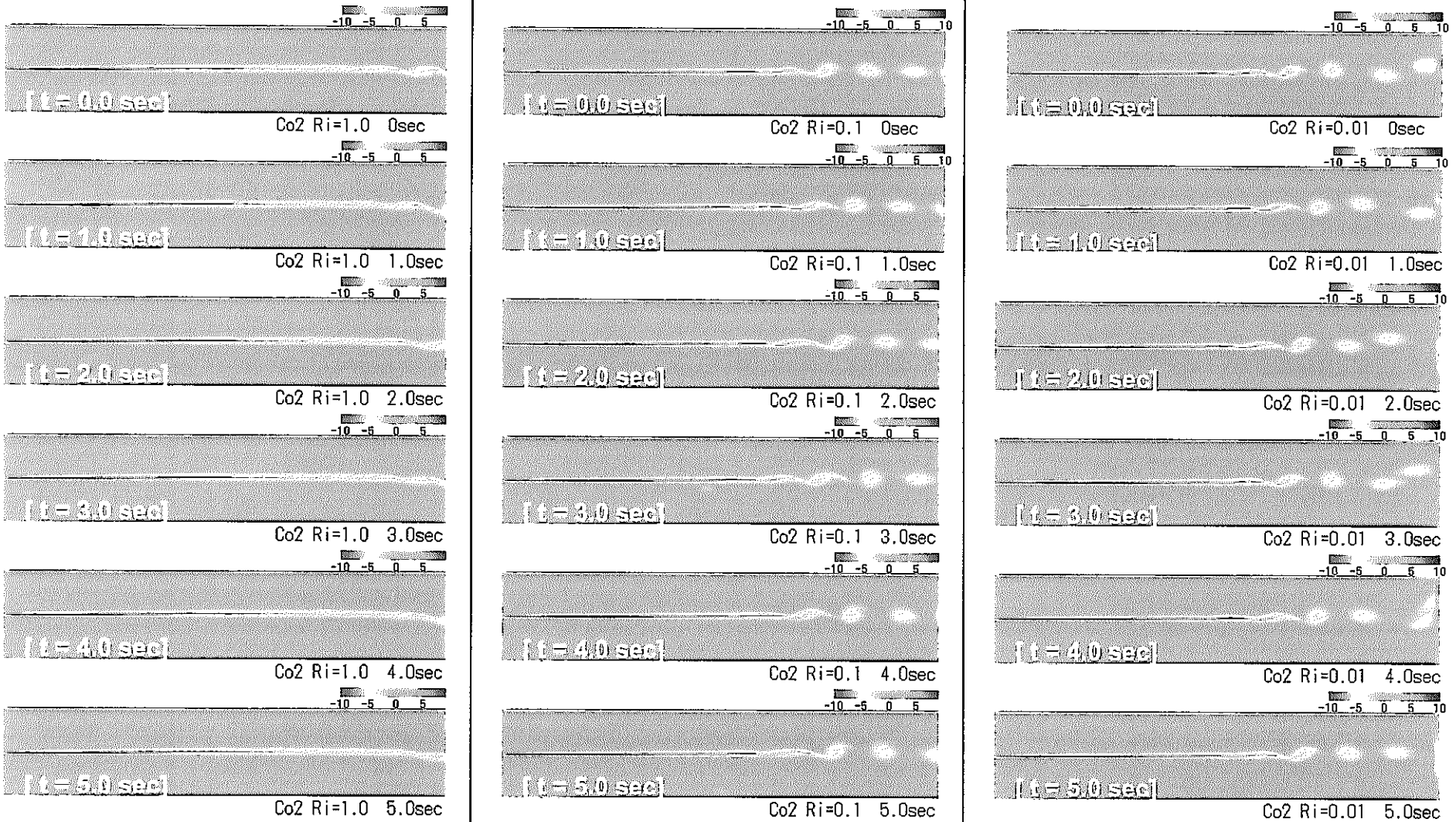
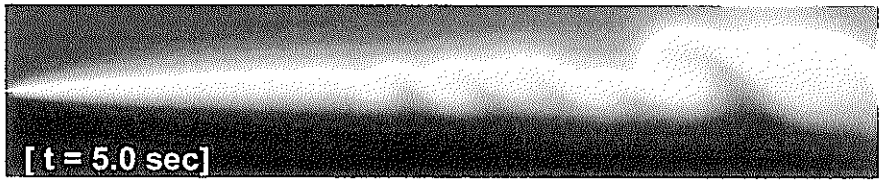
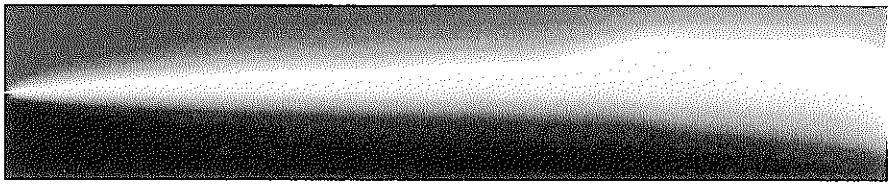


図 4.8.3(4)-19 Co_2ガスを作動流体とした場合の渦度輸送特性の比較

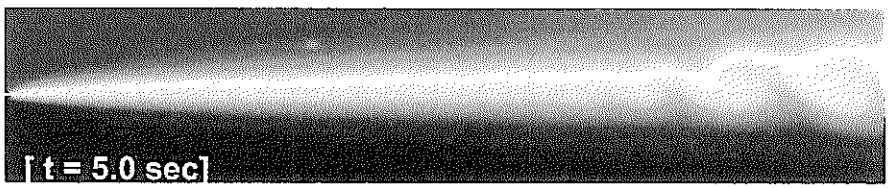


[t = 5.0 秒での瞬時分布]

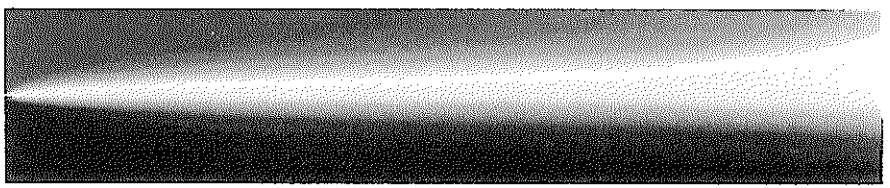


[5.0 秒間の時間平均分布]

[Ri = 1.0]

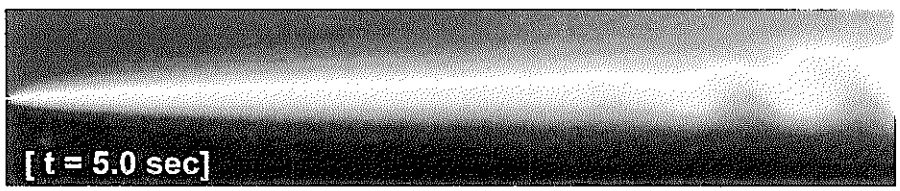


[t = 5.0 秒での瞬時分布]

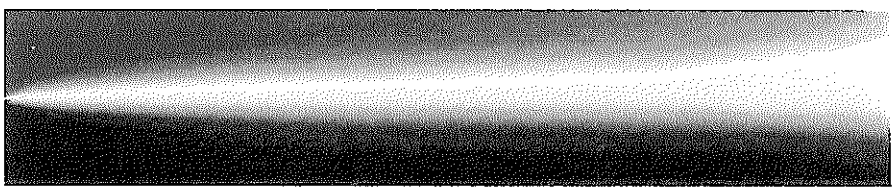


[5.0 秒間の時間平均分布]

[Ri = 0.1]



[t = 5.0 秒での瞬時分布]



[5.0 秒間の時間平均分布]

[Ri = 0.01]

図4.8.3(4)-20 ナトリウムを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較

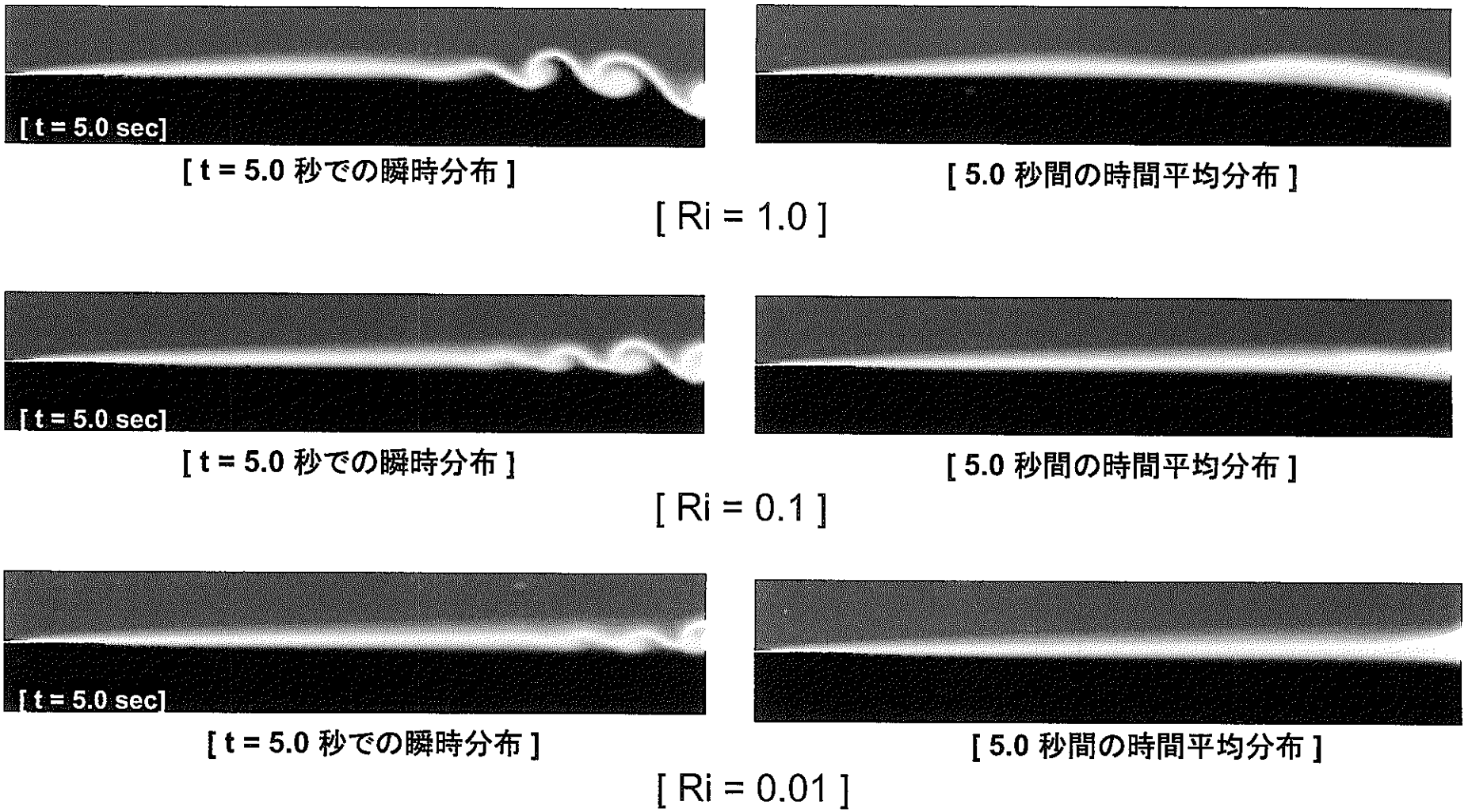


図4.8.3(4)-21 Pb / Bi 合金を作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較

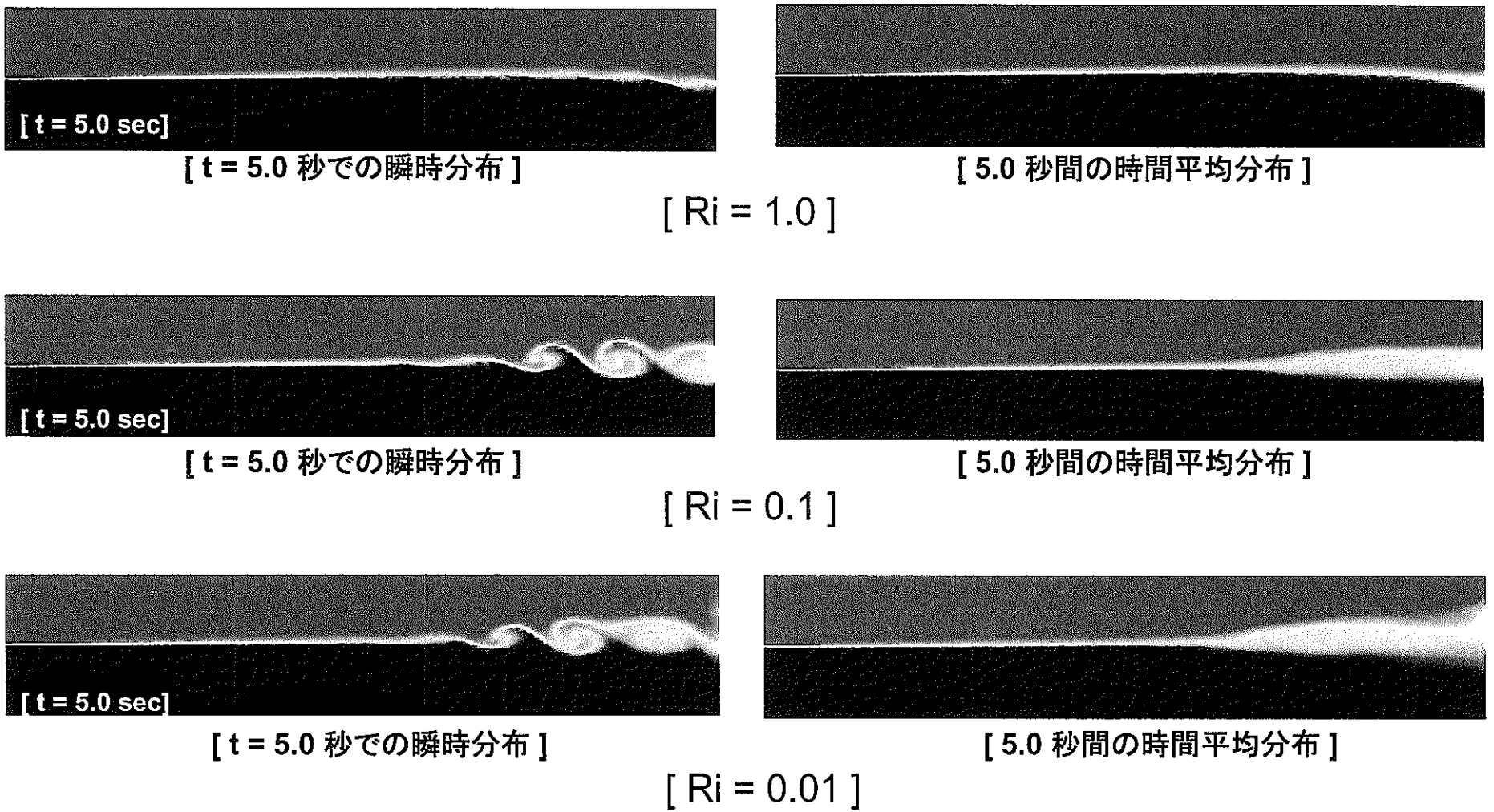


図4.8.3(4)-22 CO_2 ガスを作動流体とした場合の空間温度分布特性の比較

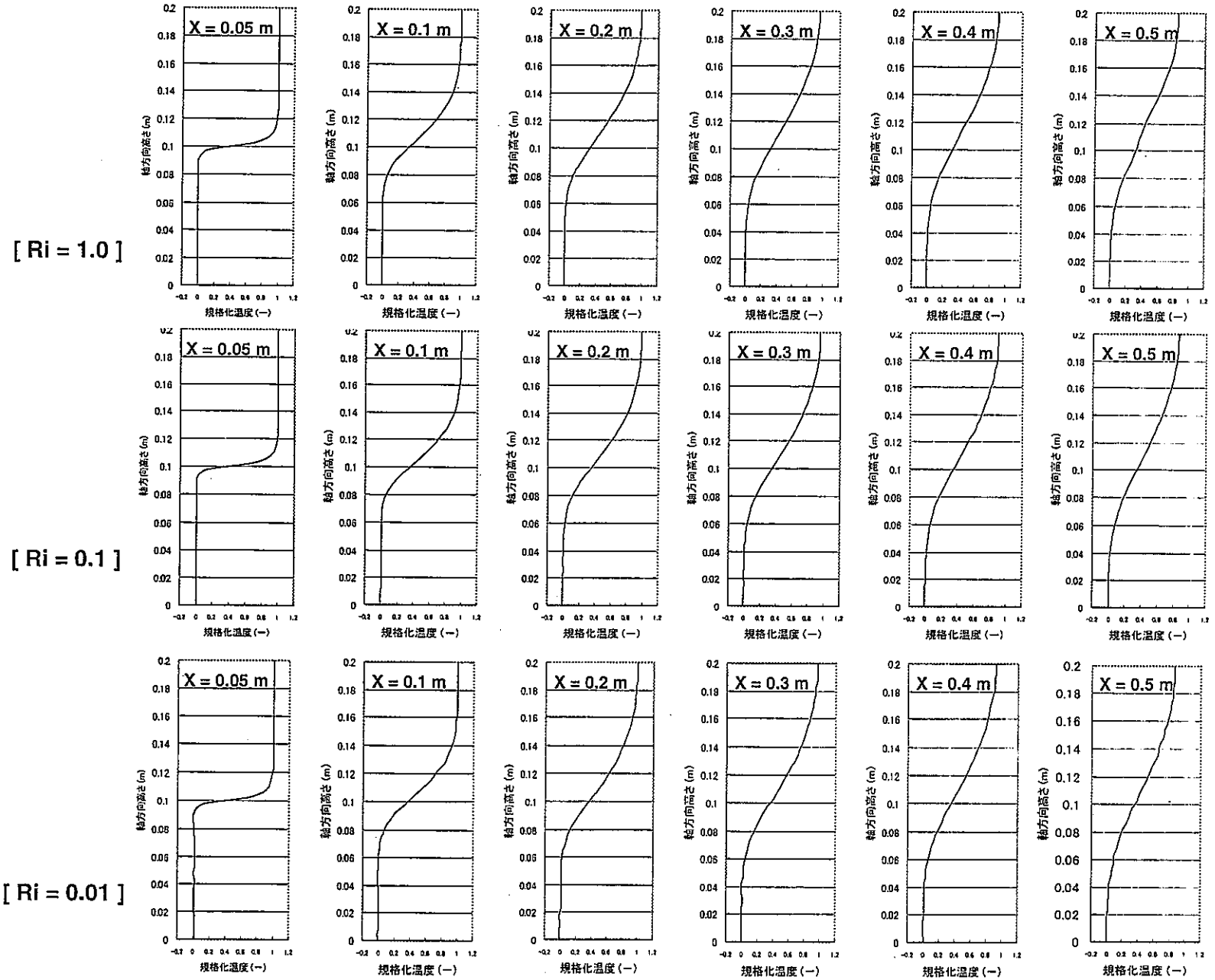


図4.8.3(4)-23 ナトリウムを作動流体とした場合の軸方向温度分布特性の比較

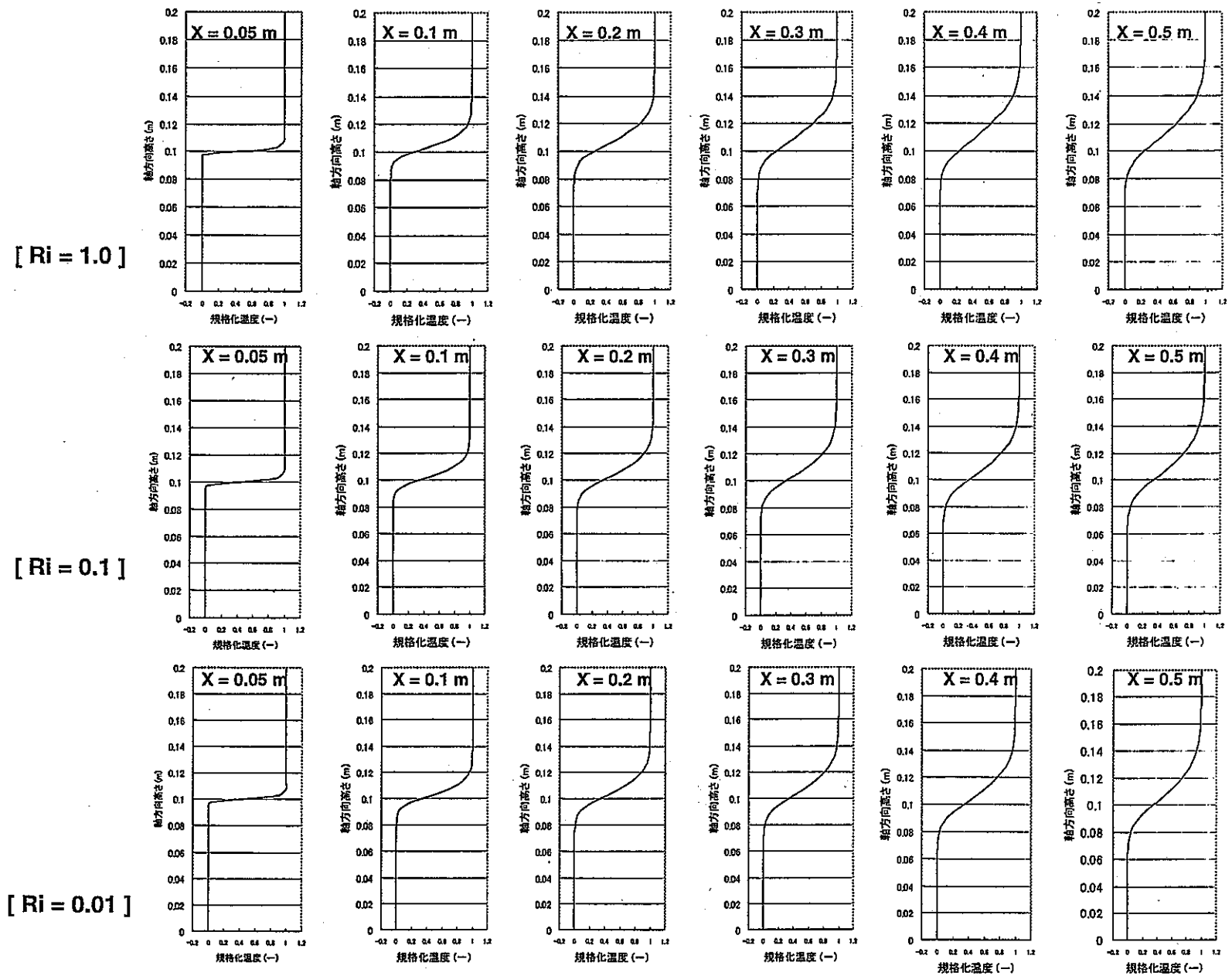


図4.8.3(4)-24 Pb / Bi 合金を作動流体とした場合の軸方向温度分布特性の比較

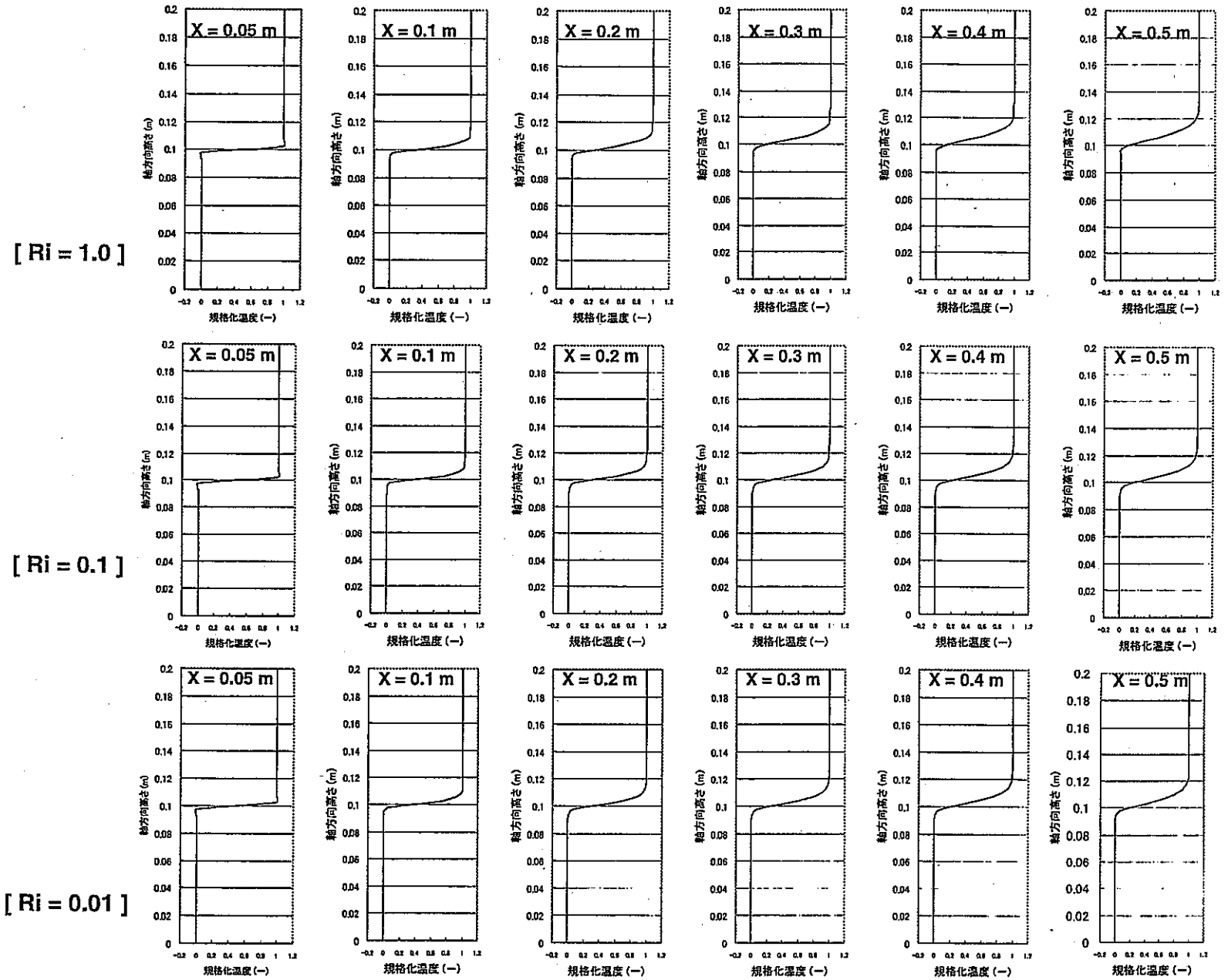


図4.8.3(4)−25 CO_2 ガスを作動流体とした場合の軸方向温度分布特性の比較

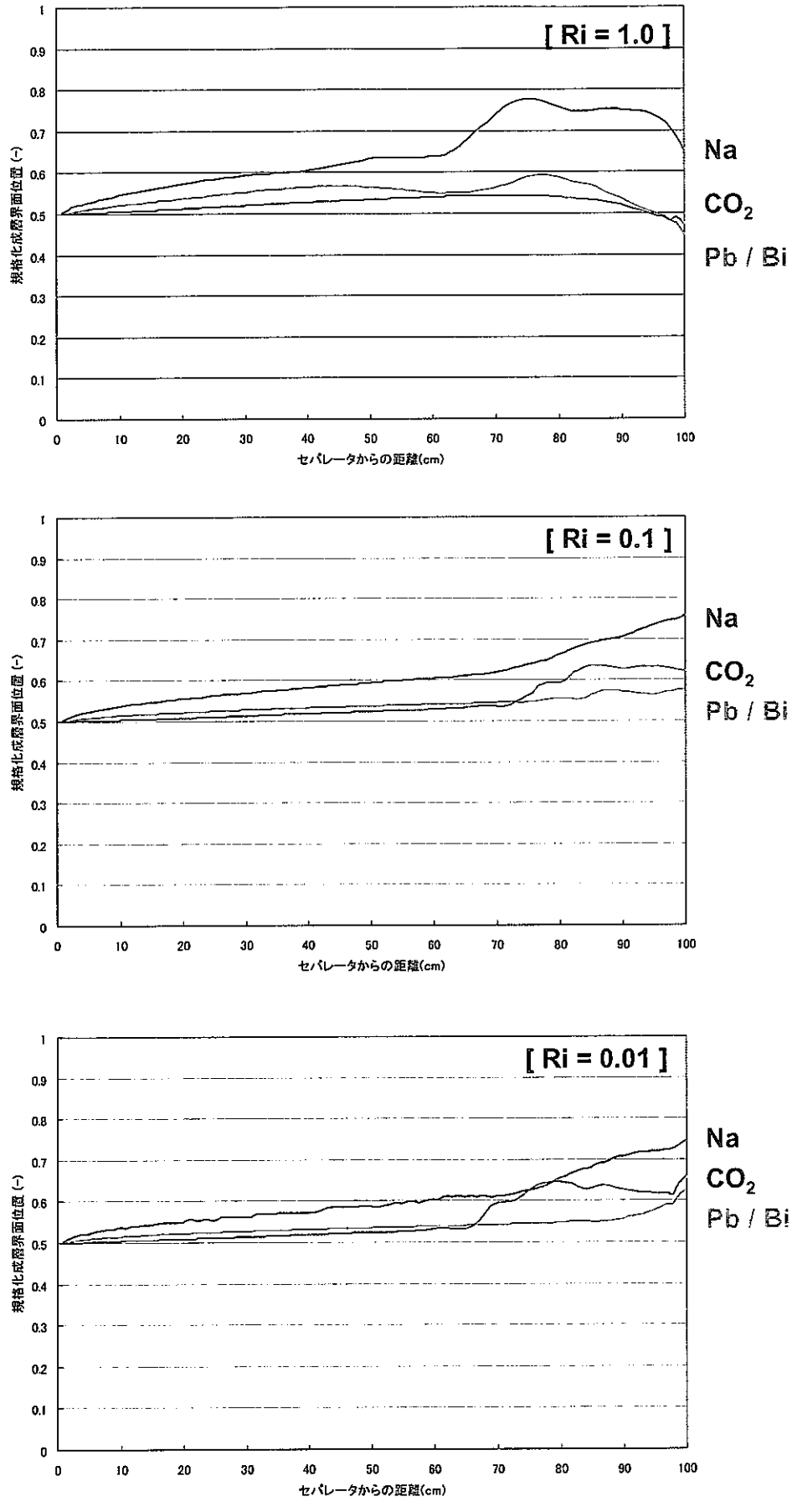


図4.8.3(4)-26 温度成層界面上昇特性の比較

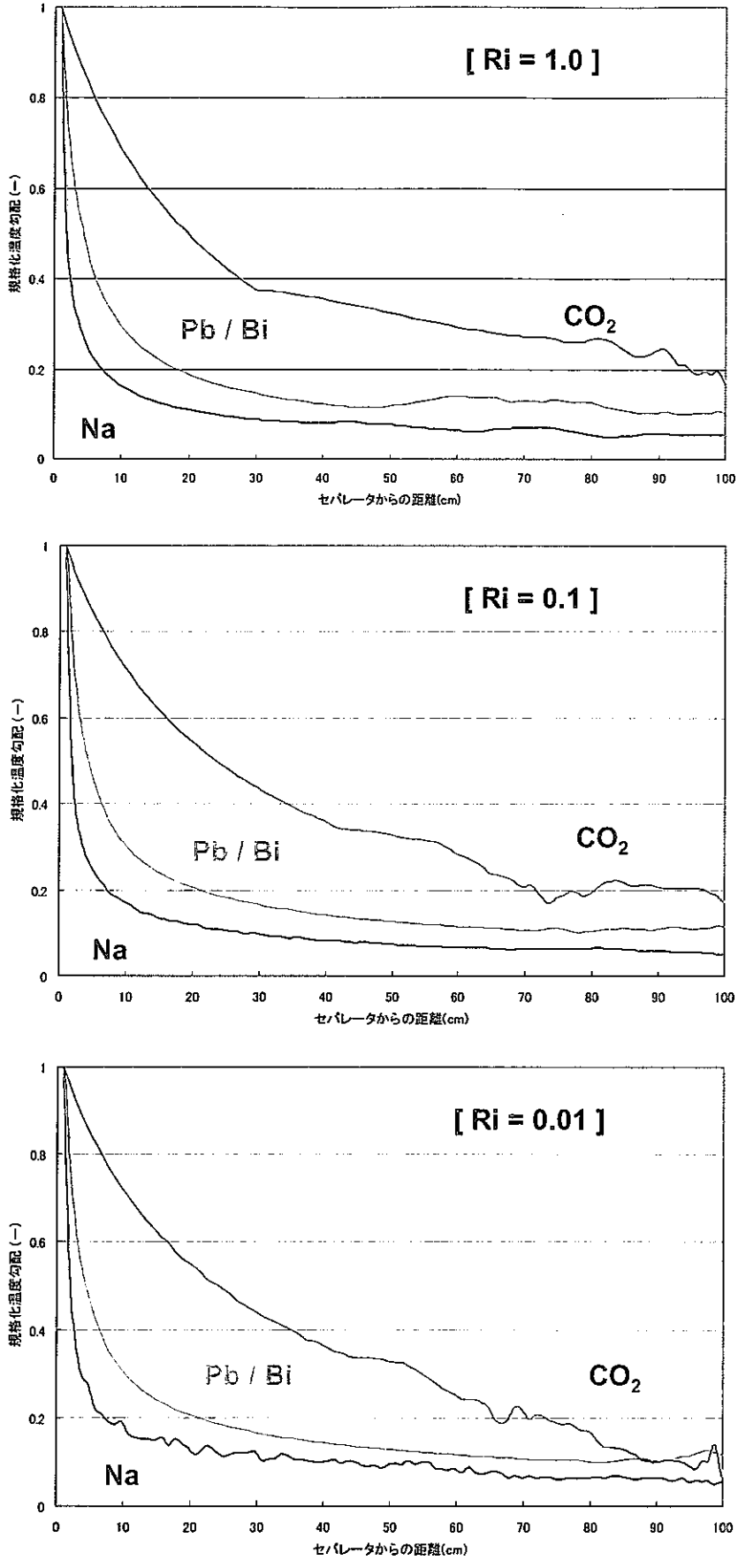


図4.8.3(4)-27 温度成層界面位置における温度勾配特性の比較

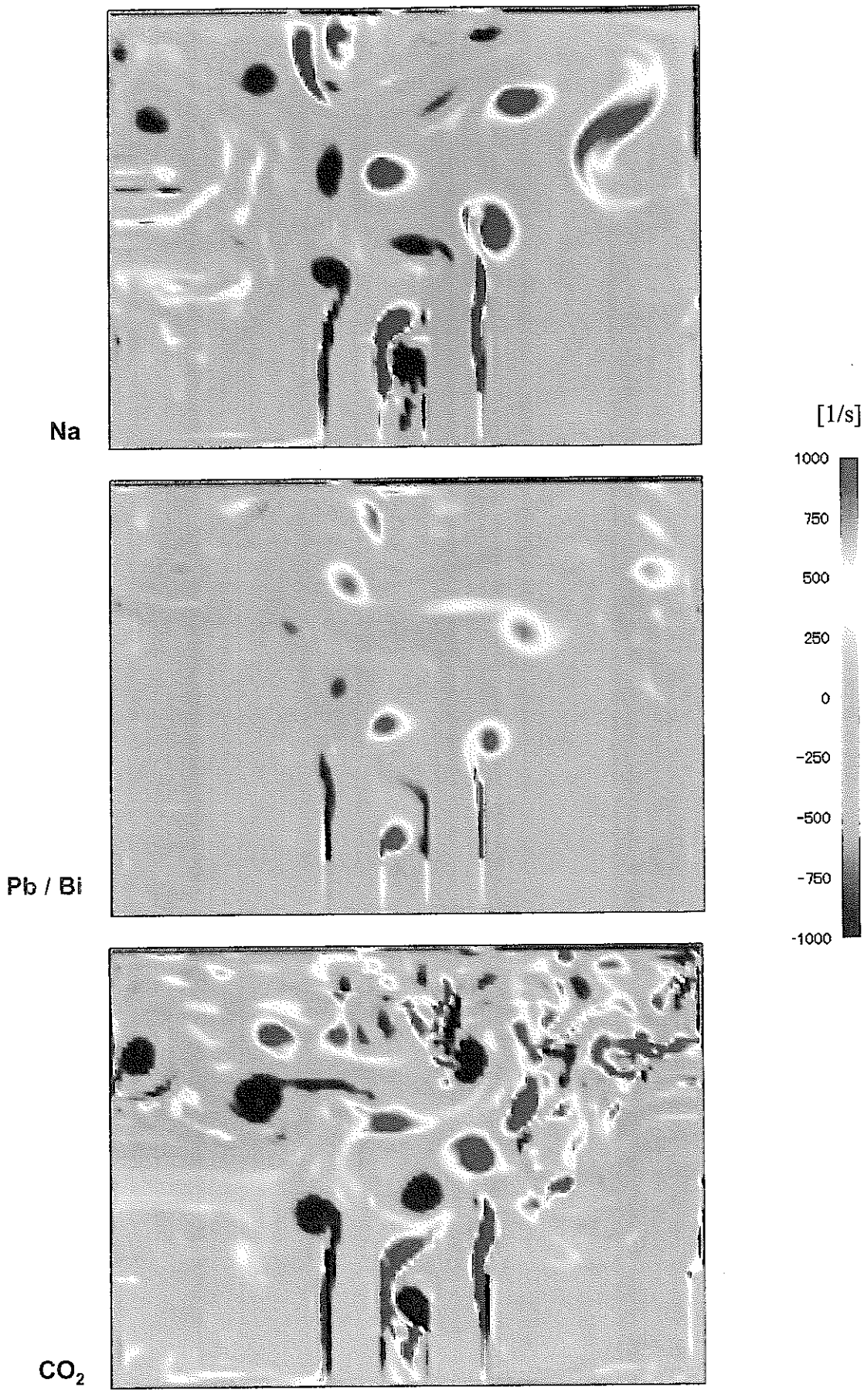


図4.8.3(4)-28 瞬時渦度分布特性の比較（Re 数一致条件）

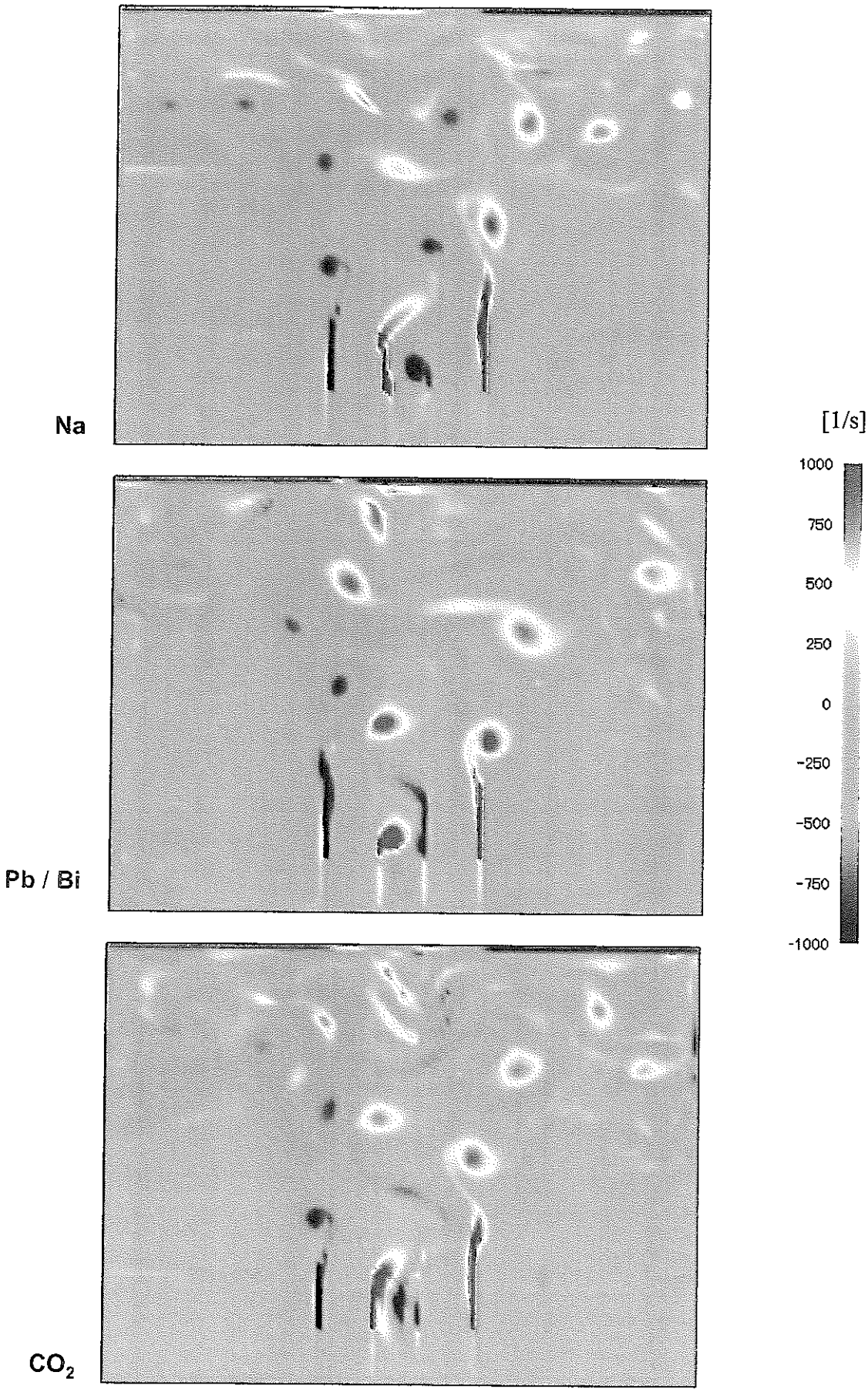


図4.8.3(4)-29 瞬時渦度分布特性の比較（流速一致条件）

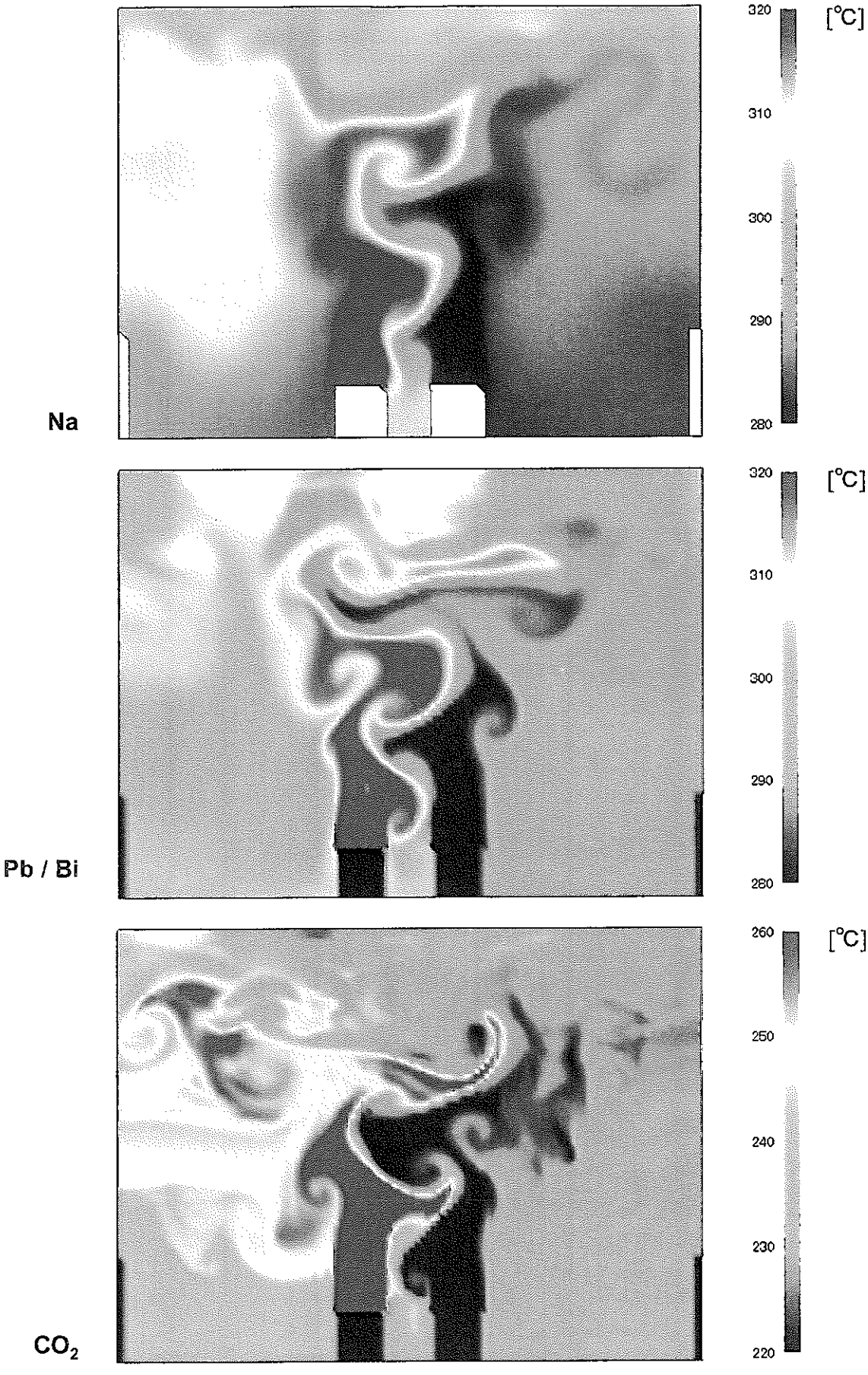


図4.8.3(4)-30 瞬時温度分布特性の比較（Re 数一致条件）

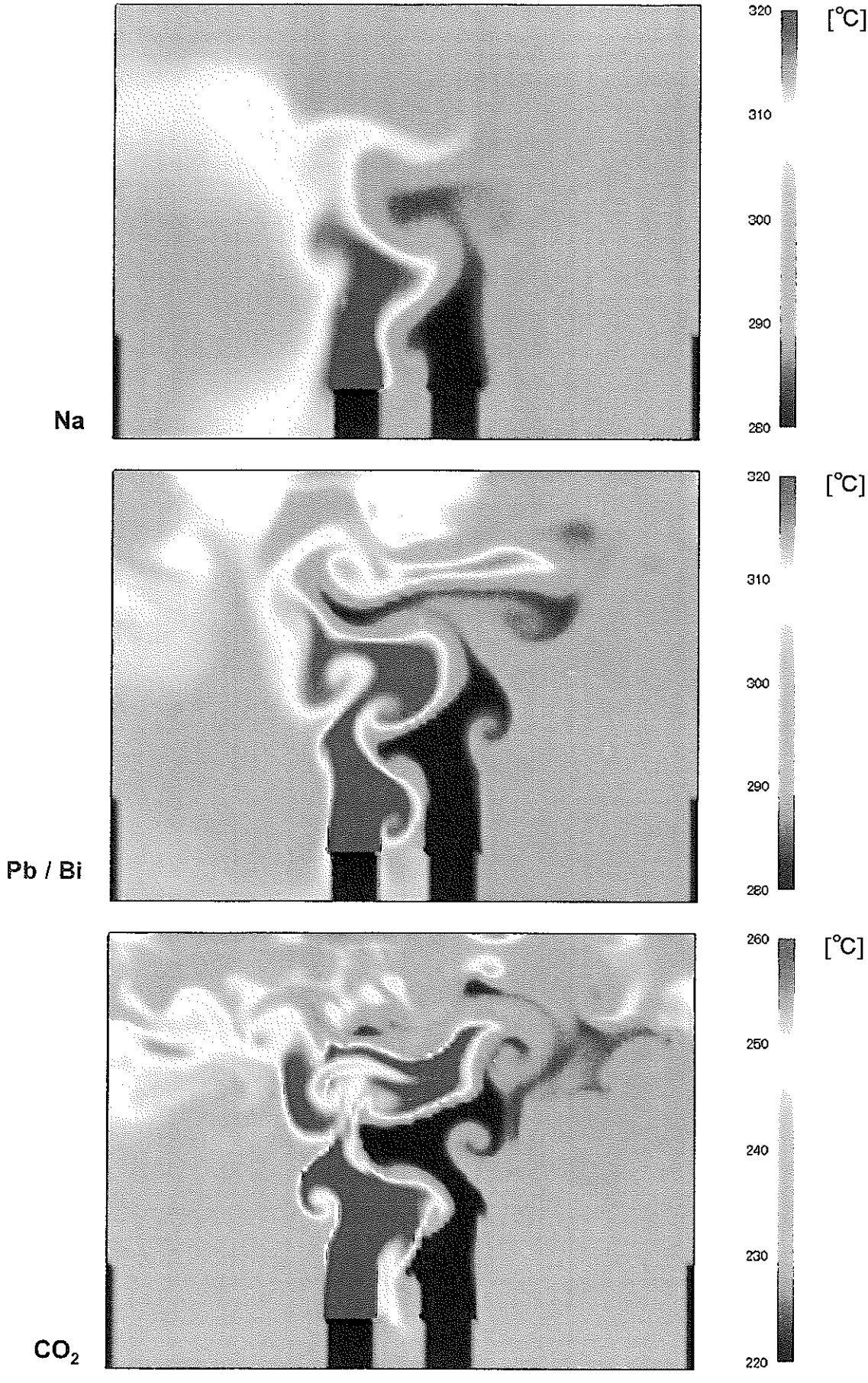


図4.8.3(4)-31 瞬時温度分布特性の比較（流速一致条件）

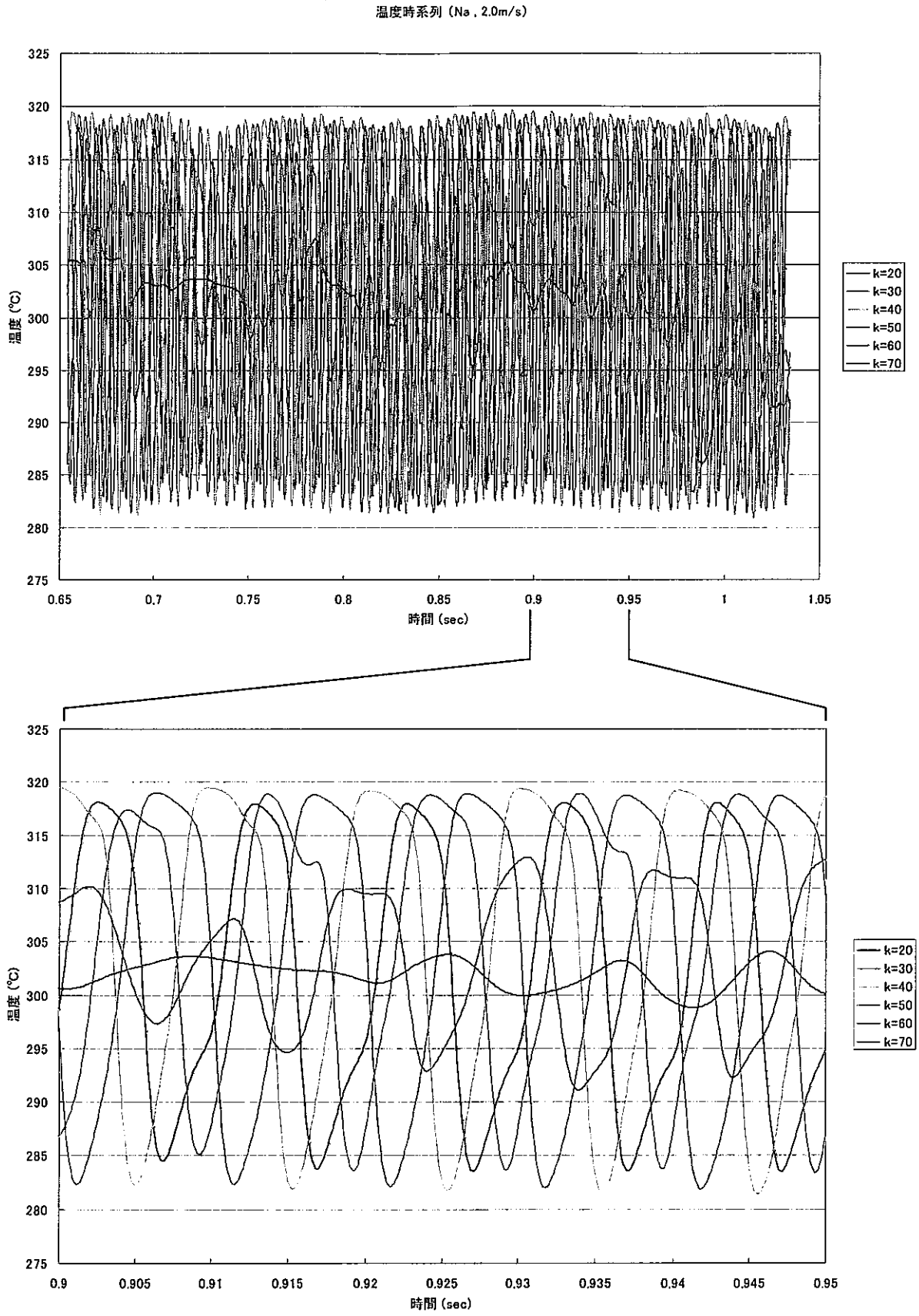


図4.8.3(4)-32 温度時系列特性の比較（Na; Re 数一致条件）

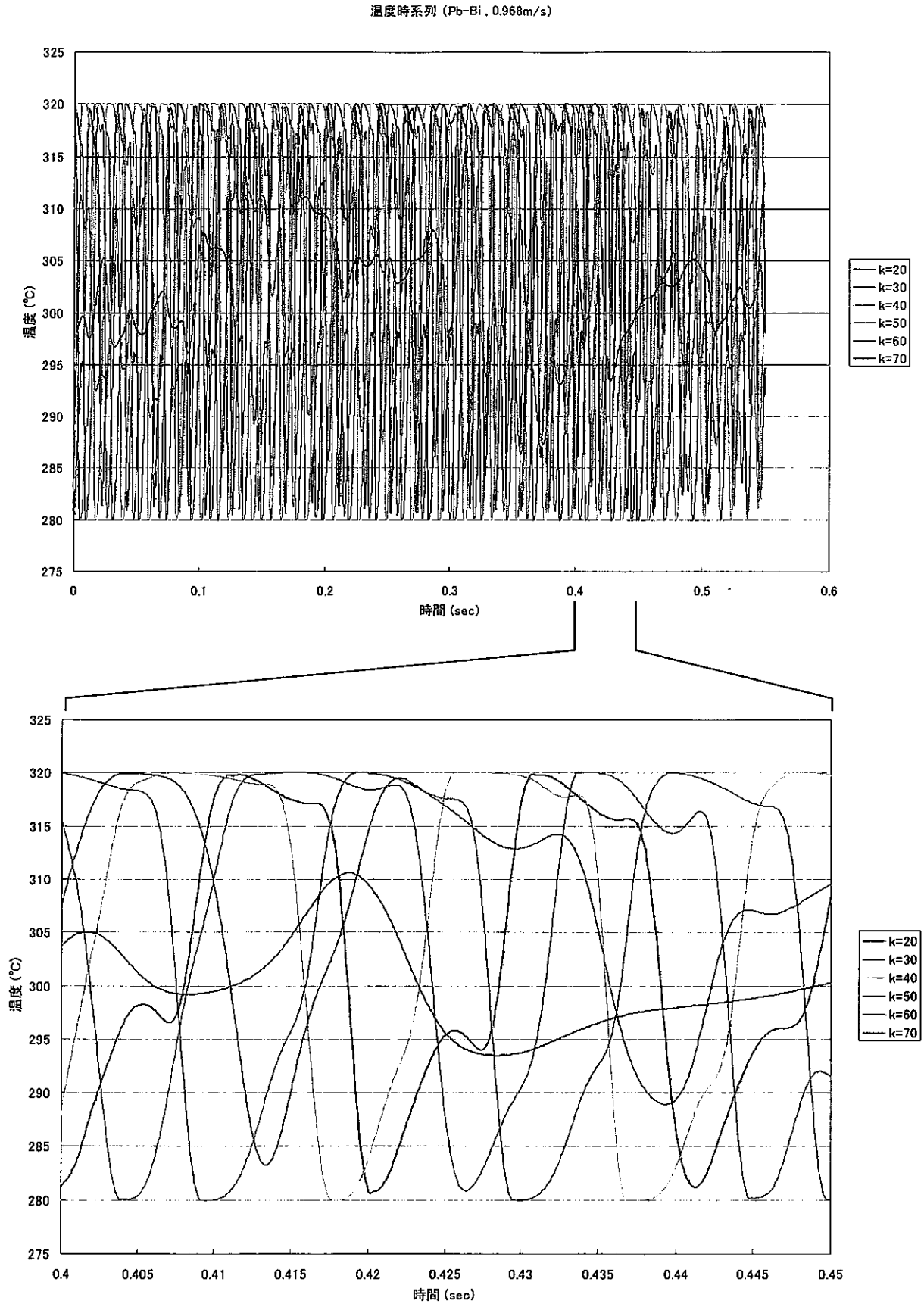


図4.8.3(4)-33 温度時系列特性の比較 (Pb / Bi; Re 数一致条件)

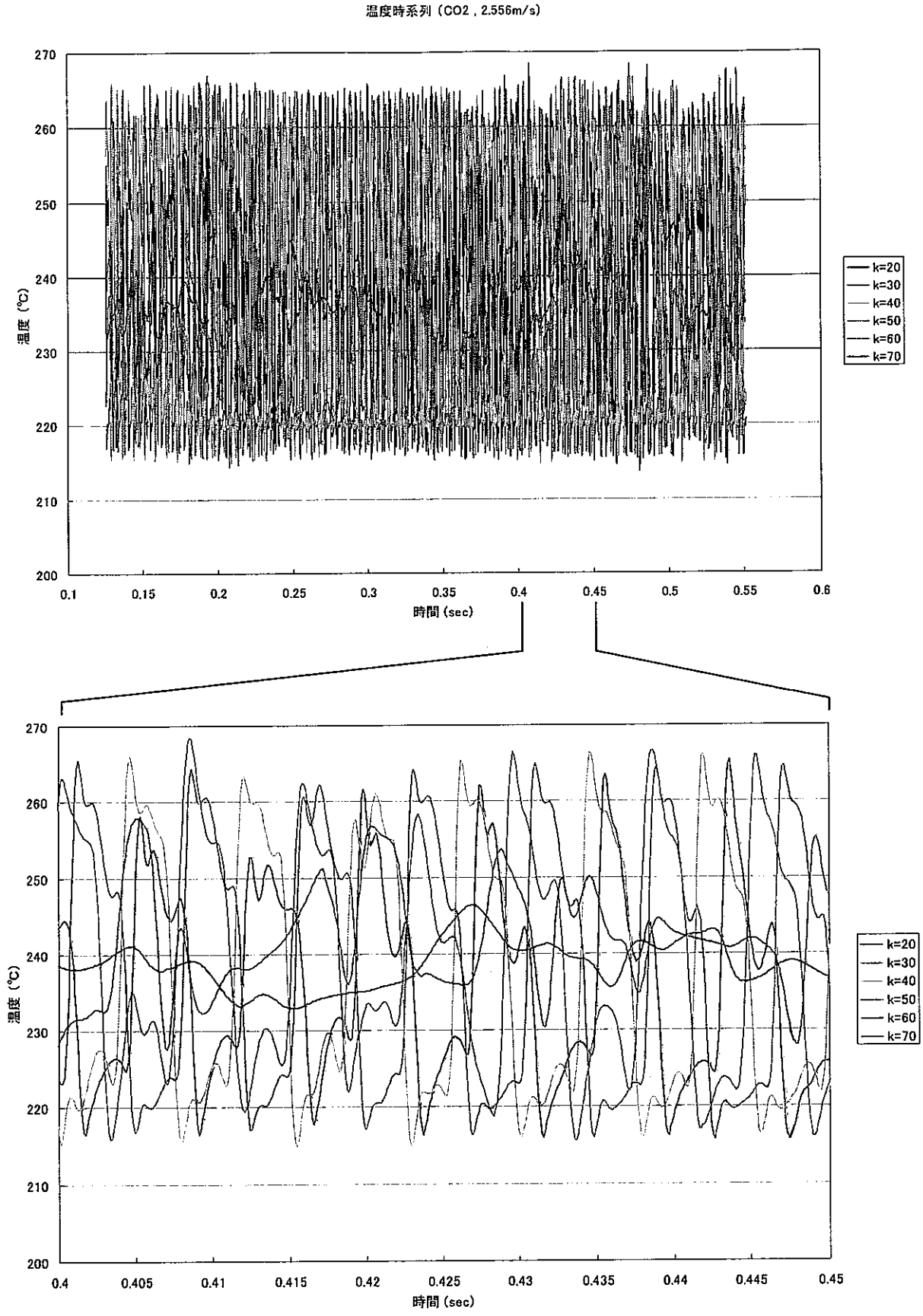


図4.8.3(4)-34 温度時系列特性の比較（CO_2; Re 数一致条件）

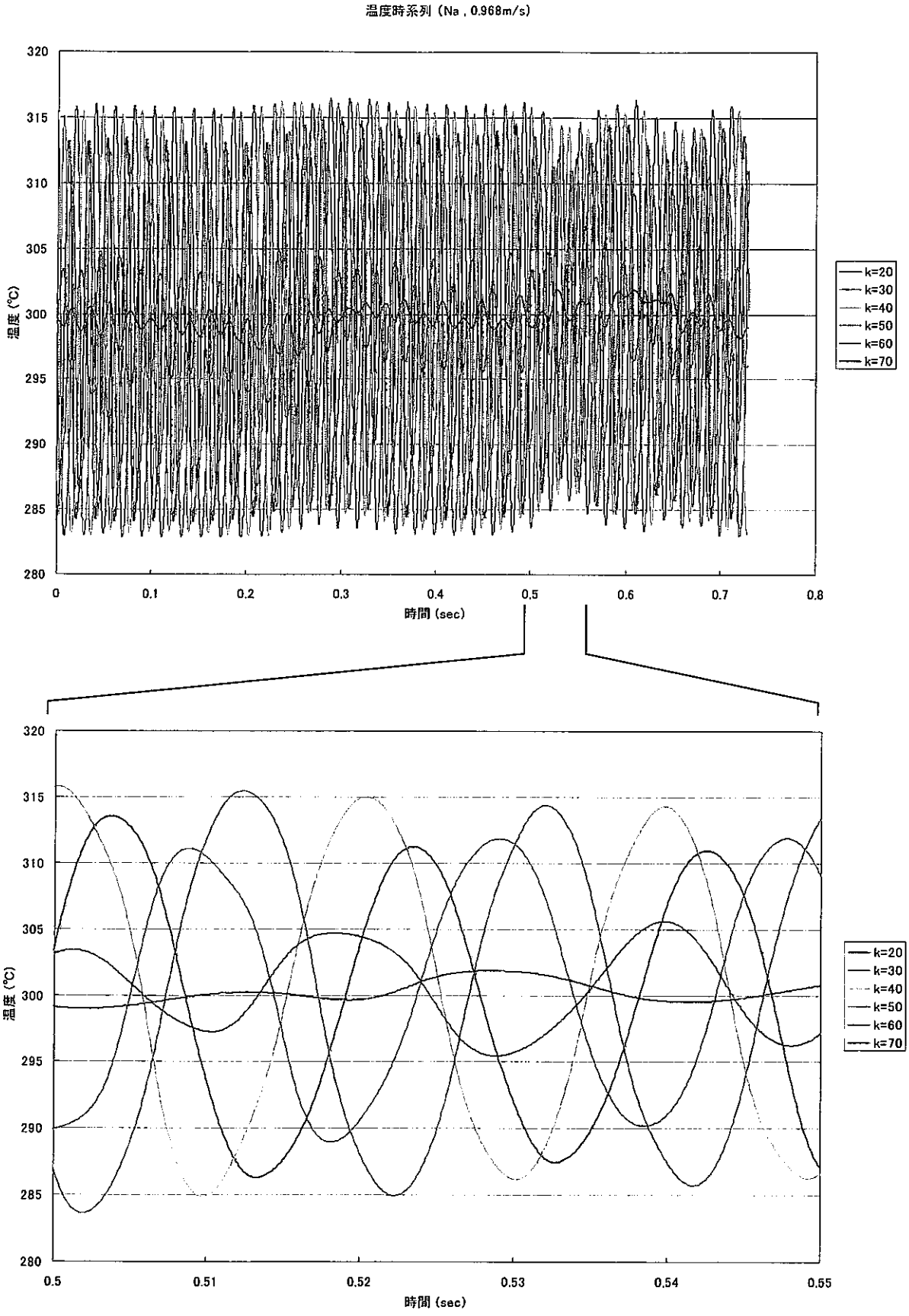


図4.8.3(4)-35 温度時系列特性の比較 (Na; 流速一致条件)

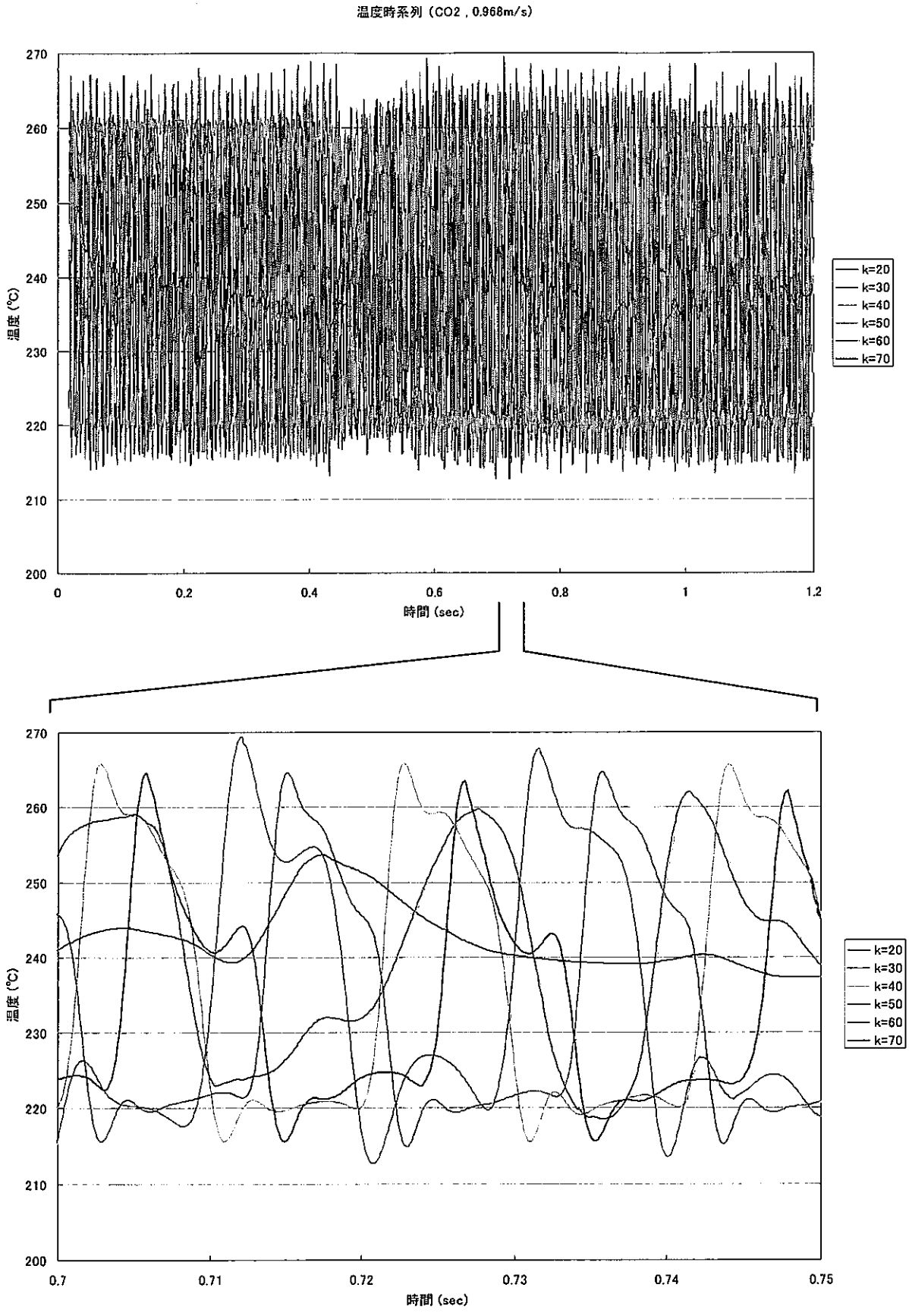


図4.8.3(4)-36 温度時系列特性の比較（CO_2; 流速一致条件）

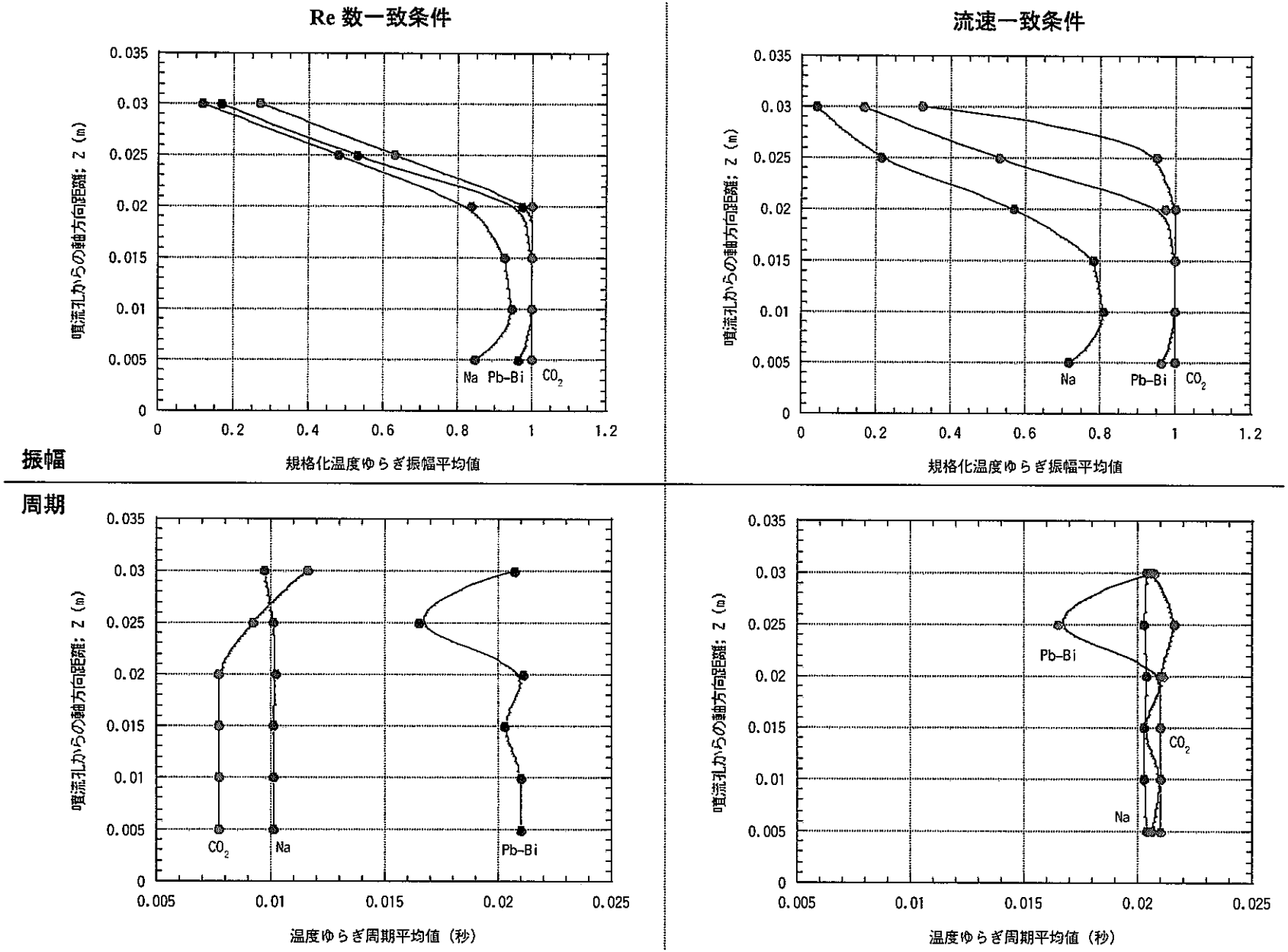


図4.8.3(4)-37 温度ゆらぎ変動特性の比較

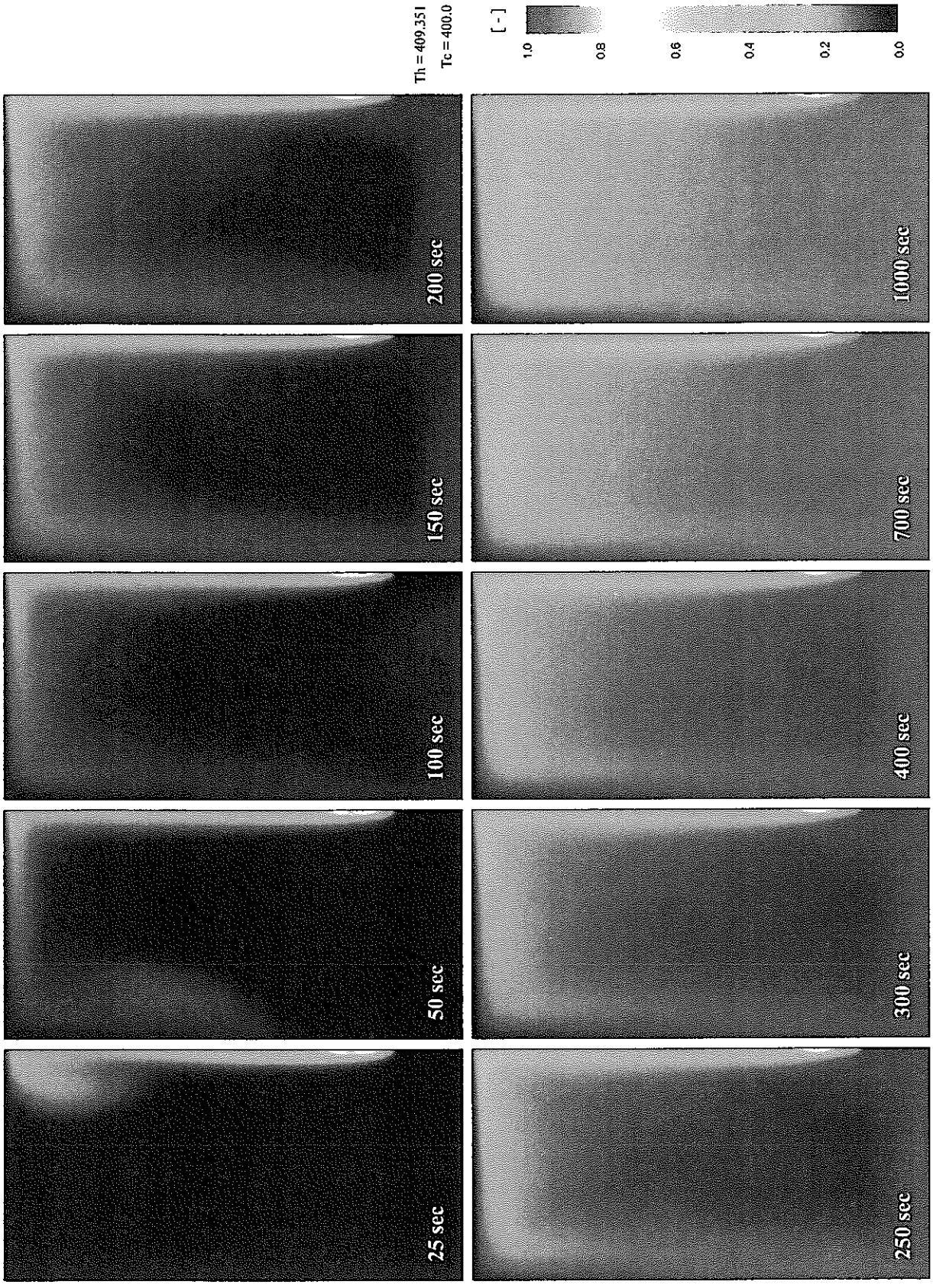


図4.8.3(4)-38 空間温度分布の時間推移 (Na, Ra = 10^{8}, h = 0.2 H)

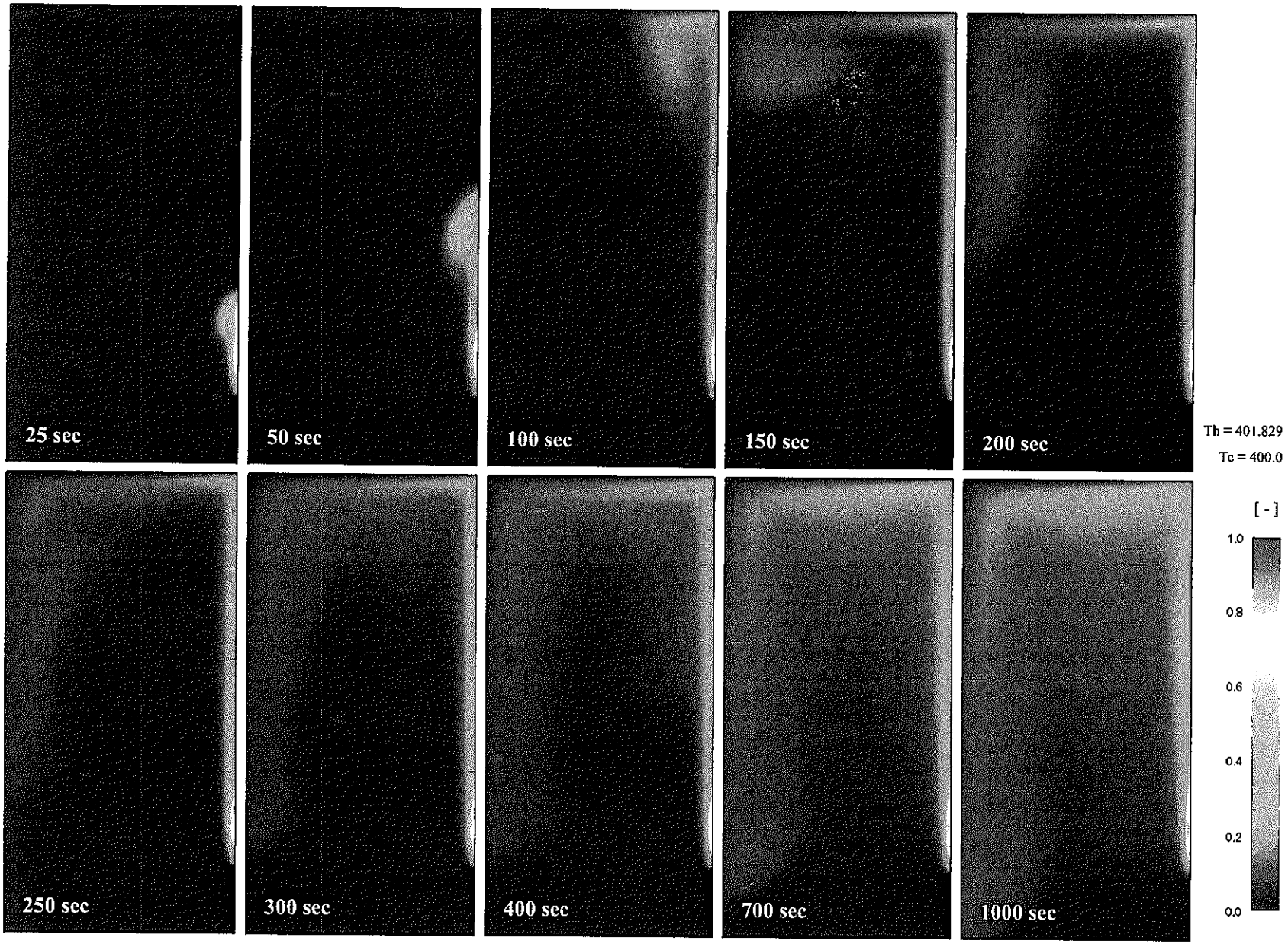


図4.8.3(4)-39 空間温度分布の時間推移 (Pb / Bi, Ra = 10^{8}, h = 0.2 H)

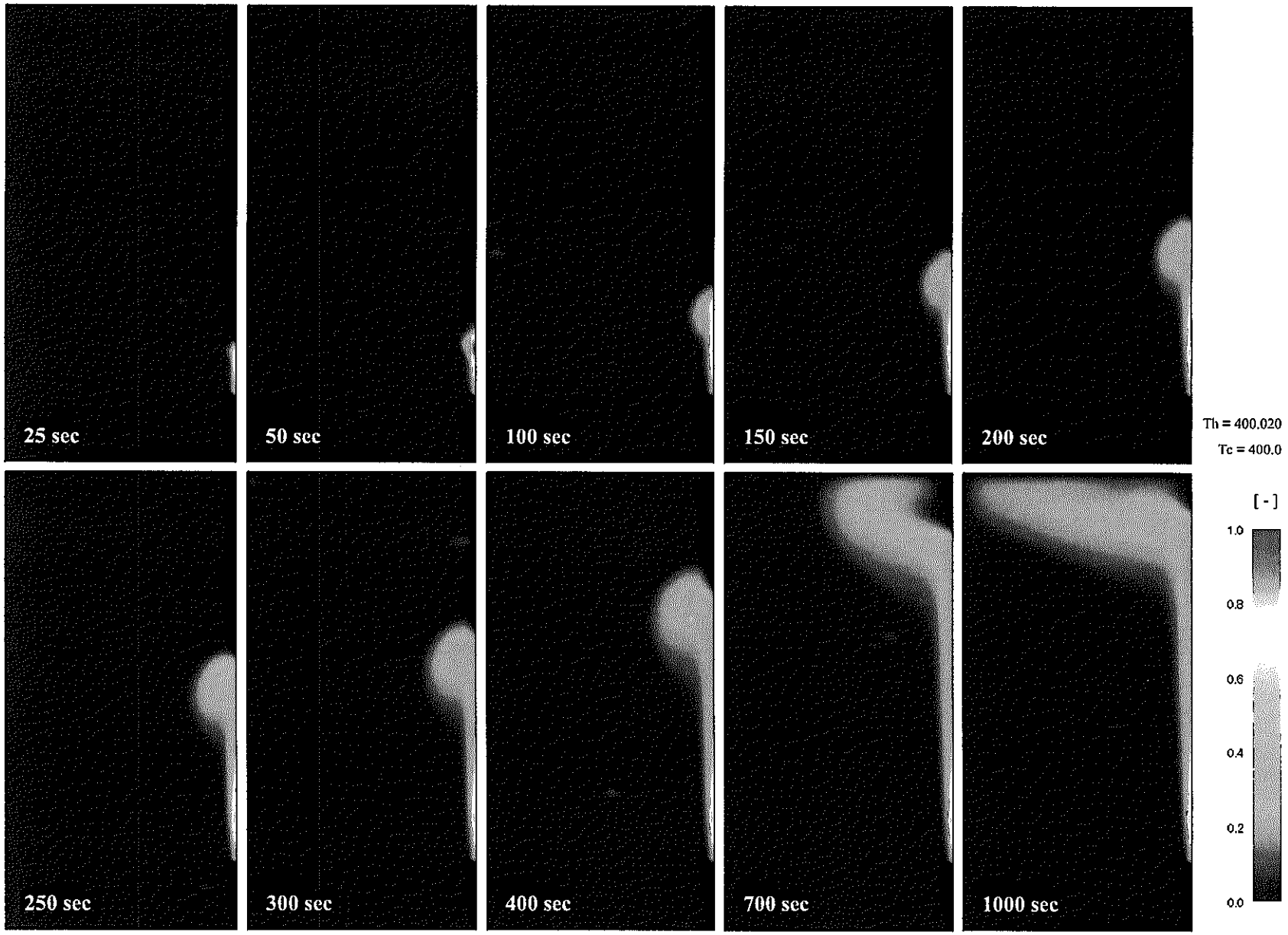


図4.8.3(4)-40 空間温度分布の時間推移 (CO_2, Ra = 10^8, h = 0.2 H)

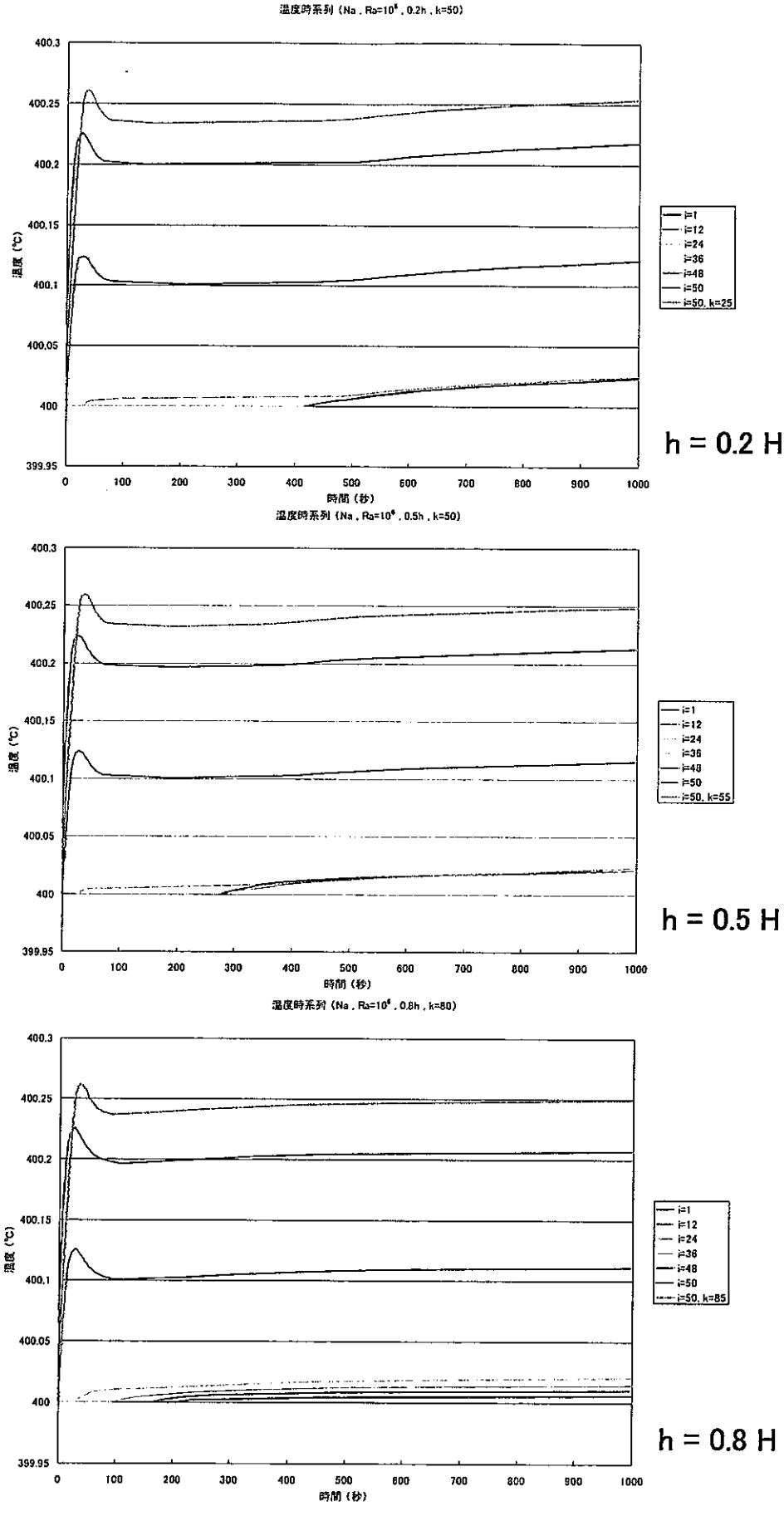


図4.8.3(4)-41 温度時系列特性の比較 (Na, Ra = 10^6)

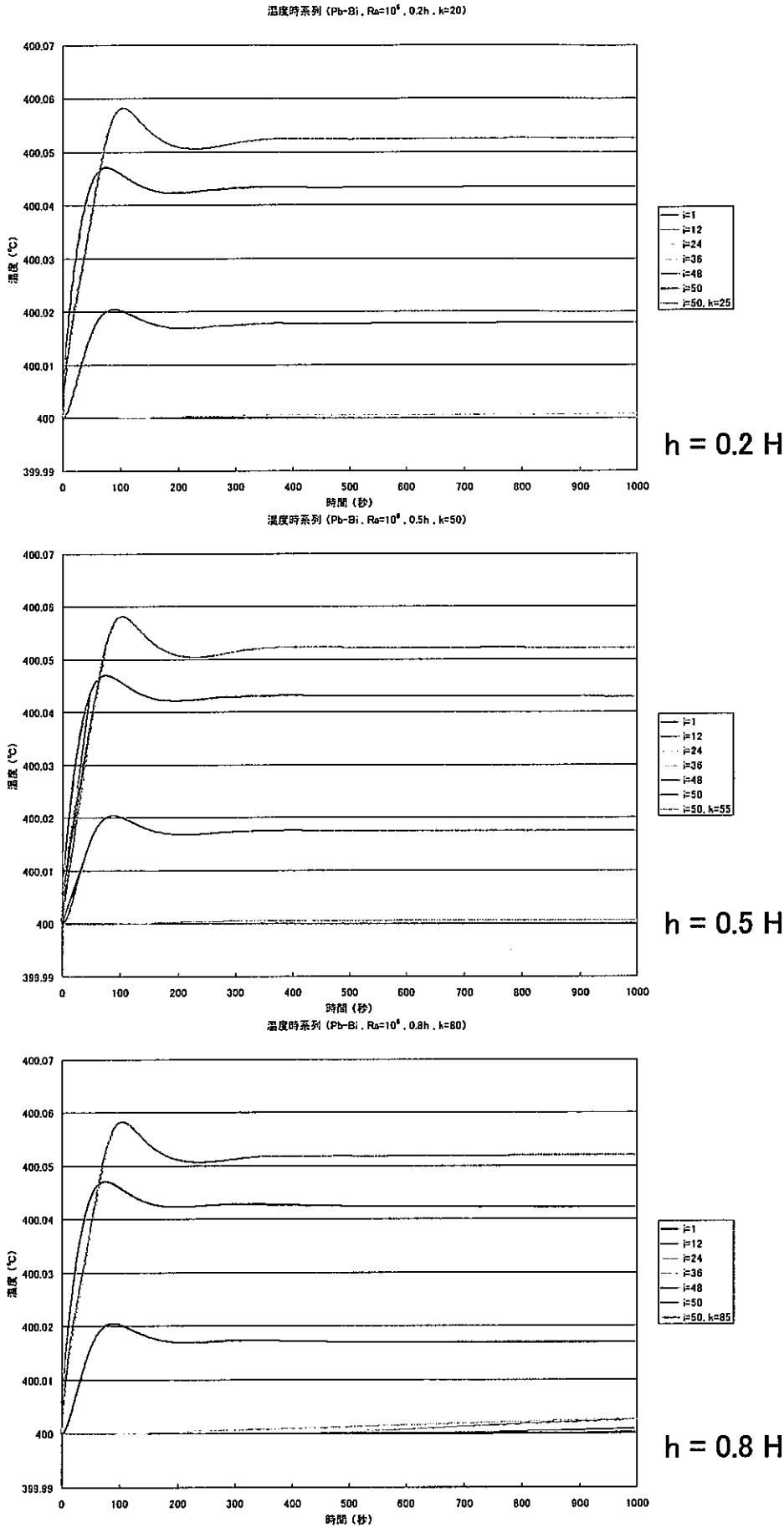


図4.8.3(4)-42 温度時系列特性の比較 (Pb / Bi, Ra = 10^6)

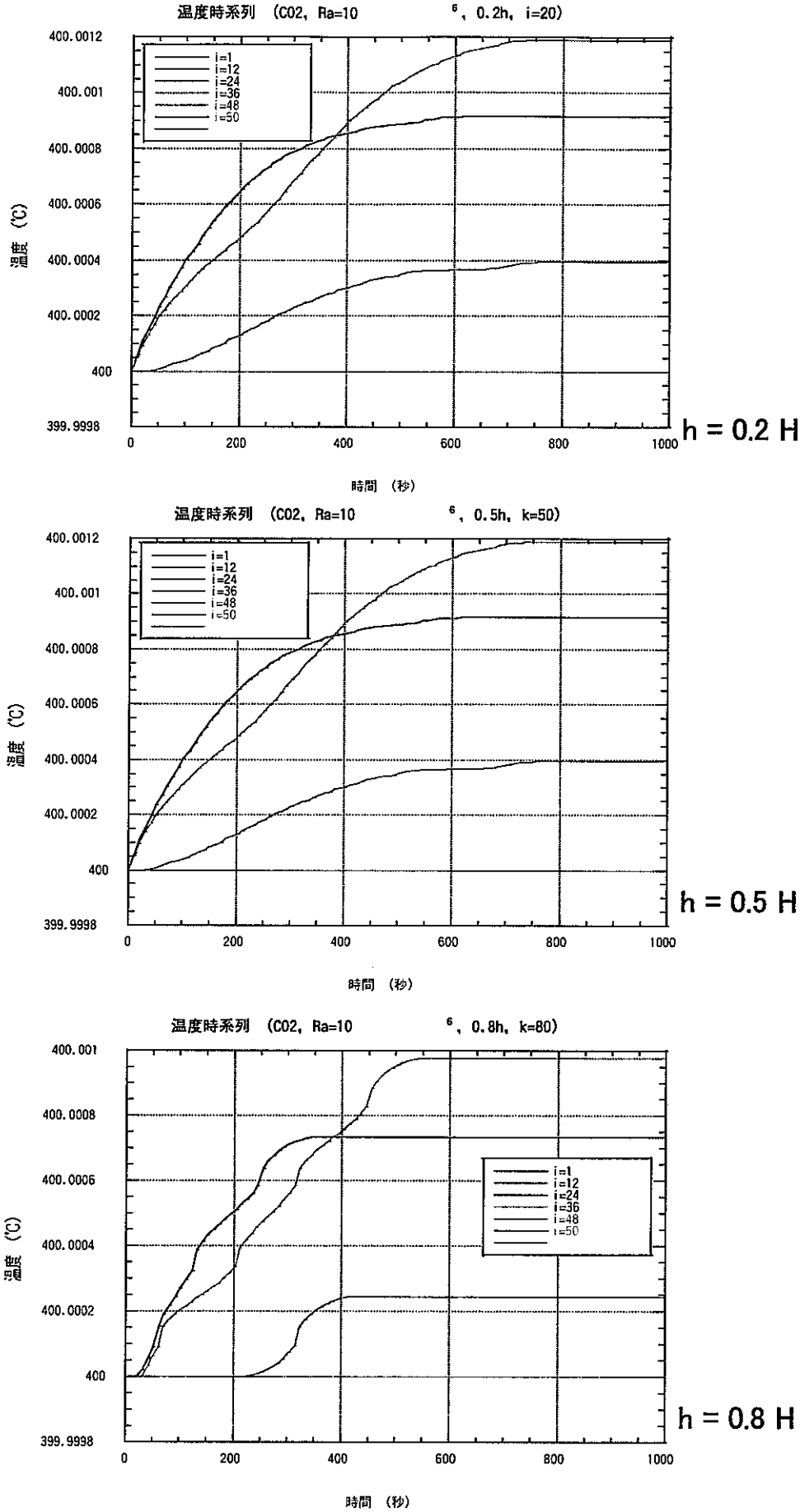


図4.8.3(4)-43 温度時系列特性の比較 (CO_2, Ra = 10^6)

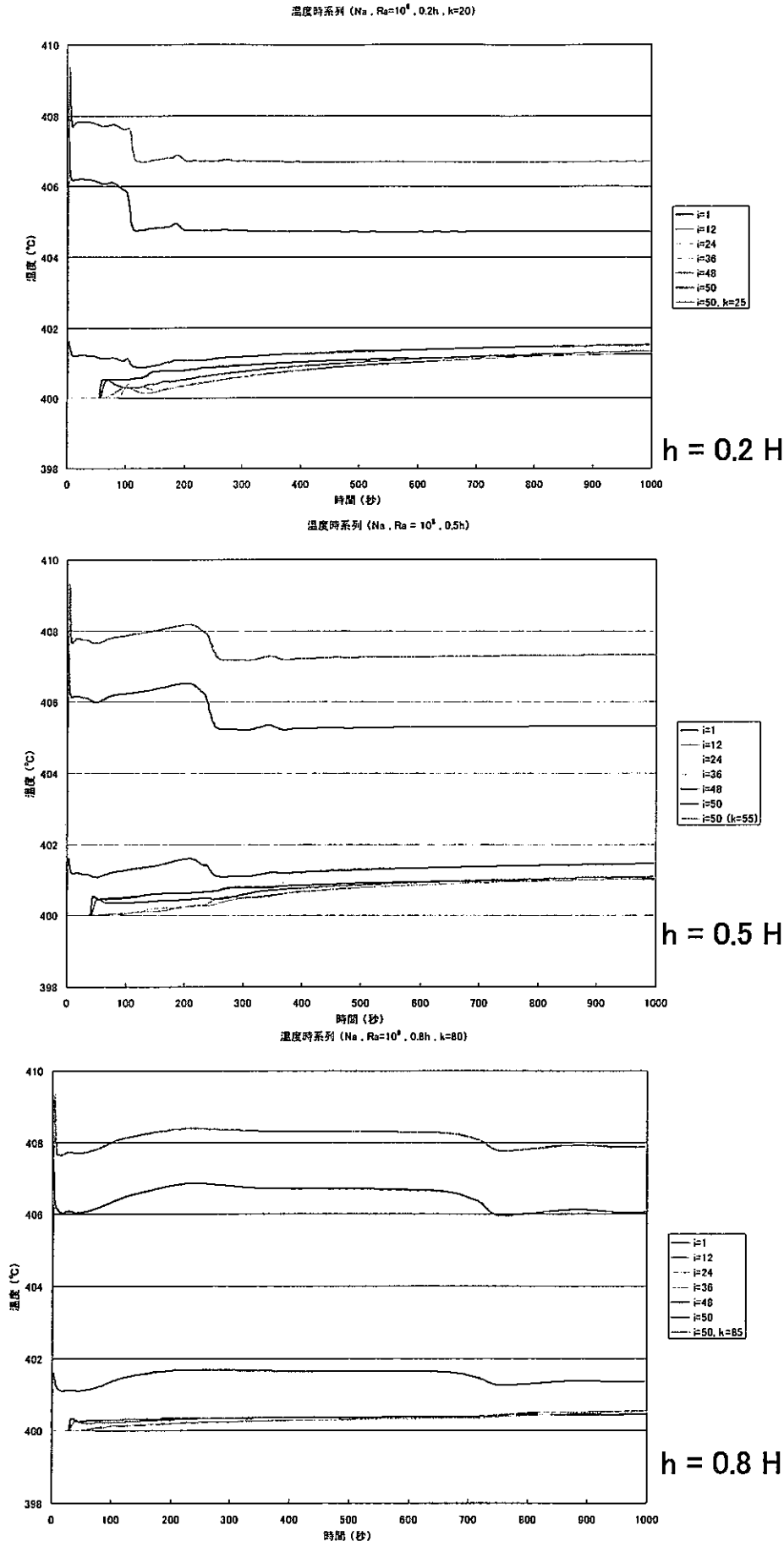


図4.8.3(4)-44 温度時系列特性の比較 (Na, Ra = 10^{8})

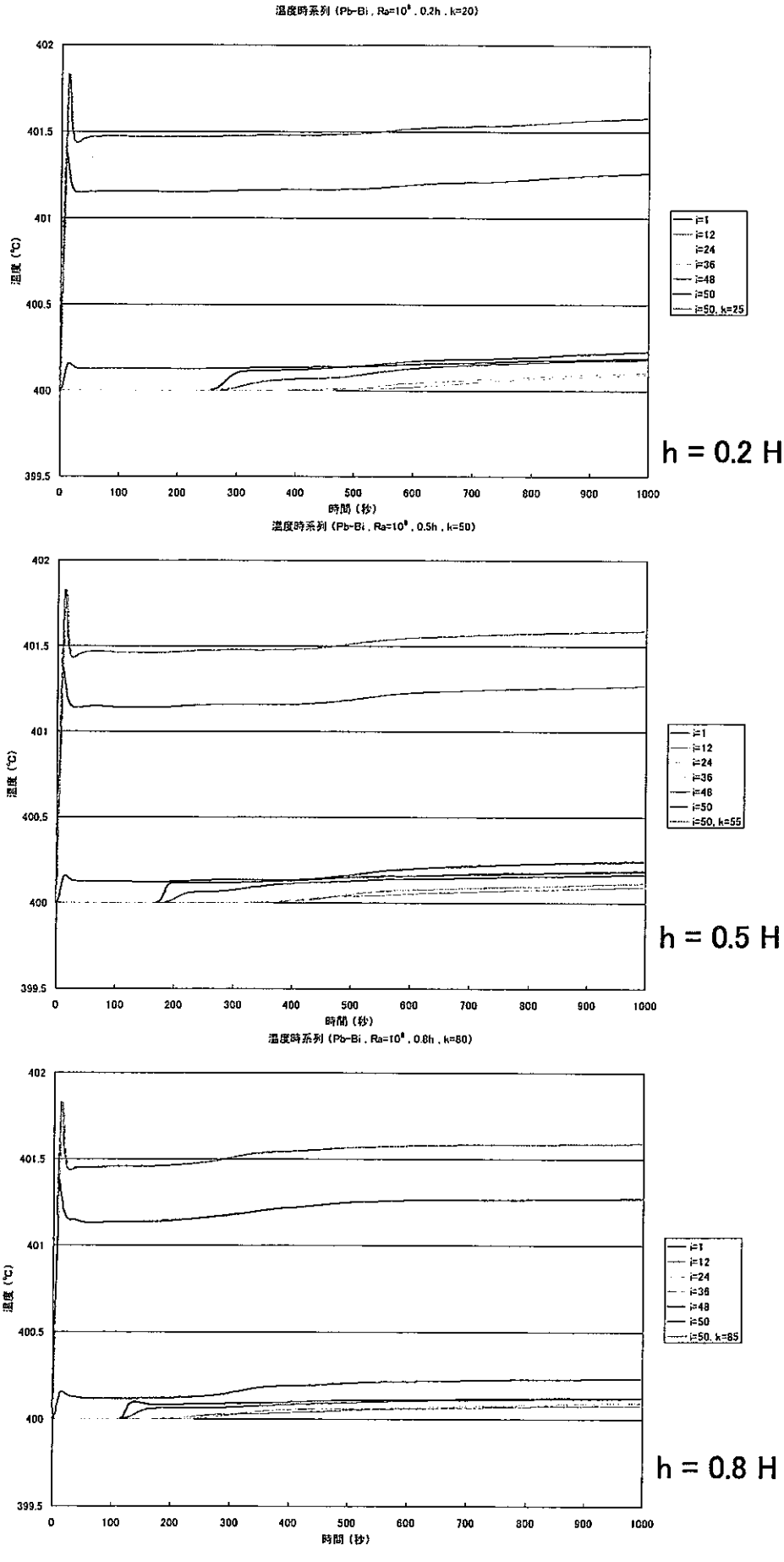


図4.8.3(4)-45 温度時系列特性の比較 (Pb / Bi, Ra = 10^{8})

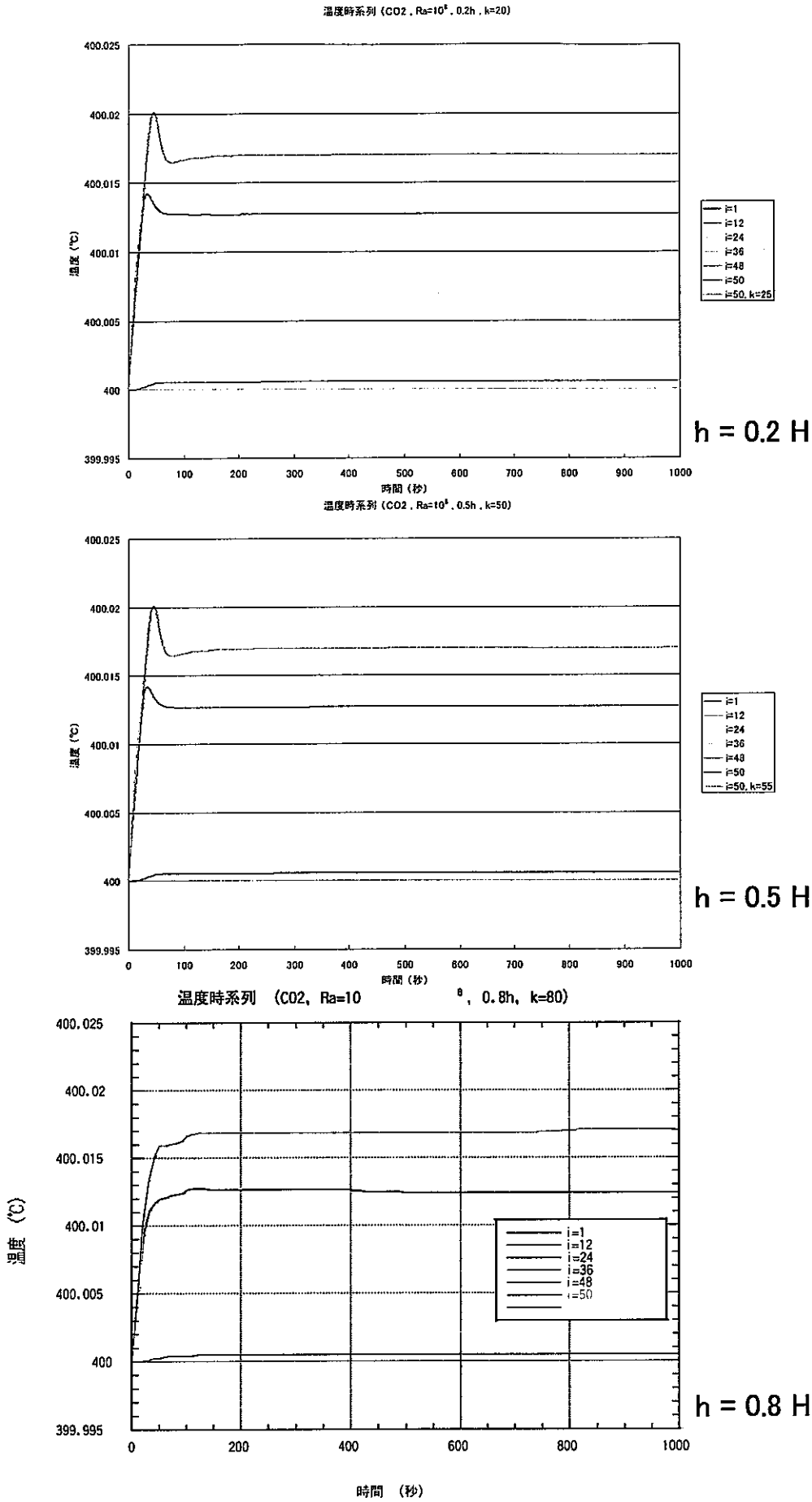


図4.8.3(4)-46 温度時系列特性の比較 (CO_2, Ra = 10 ^{8})

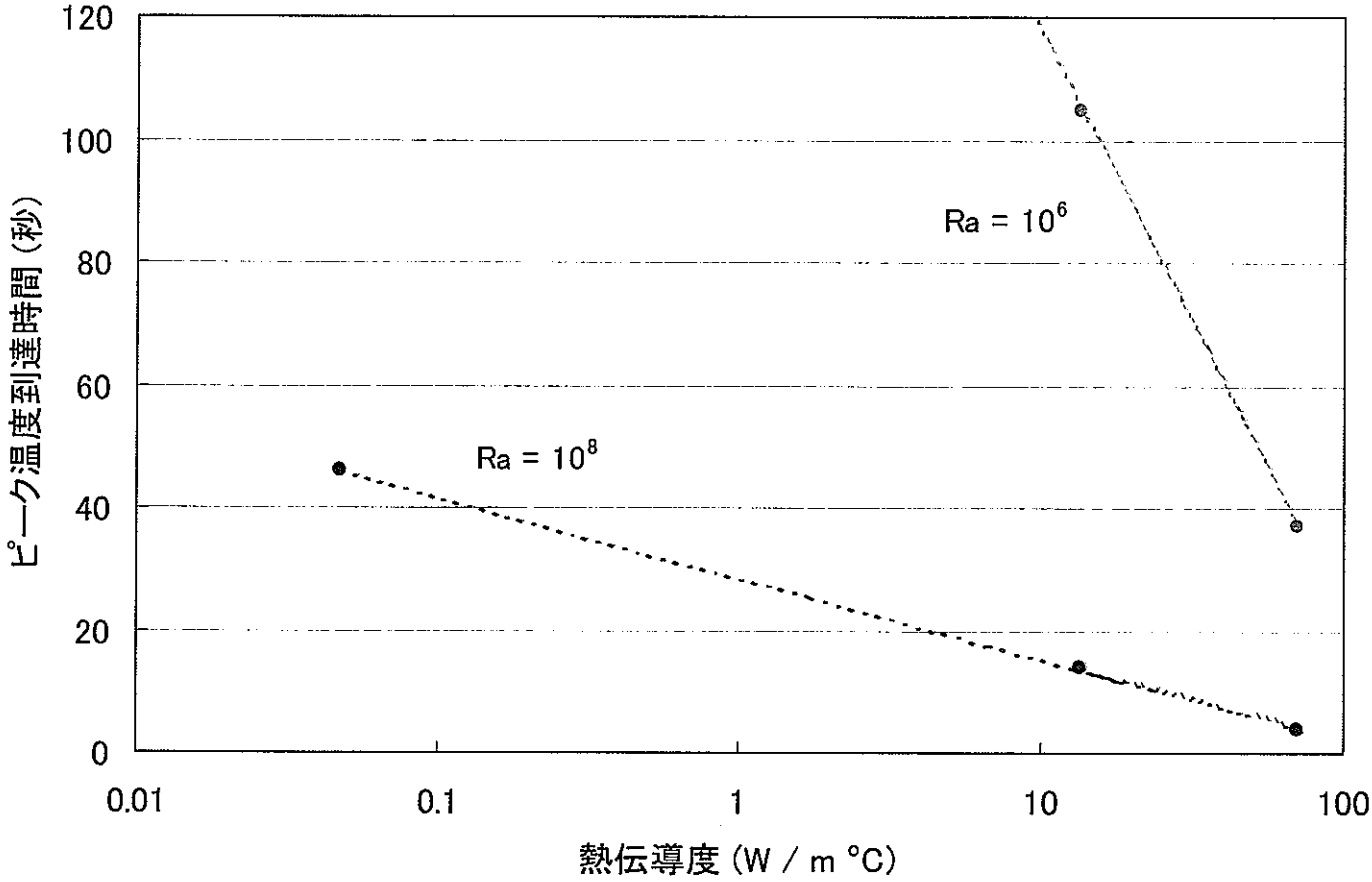


図4.8.3(4)-47 ピーク温度到達時間と熱伝導度との関係

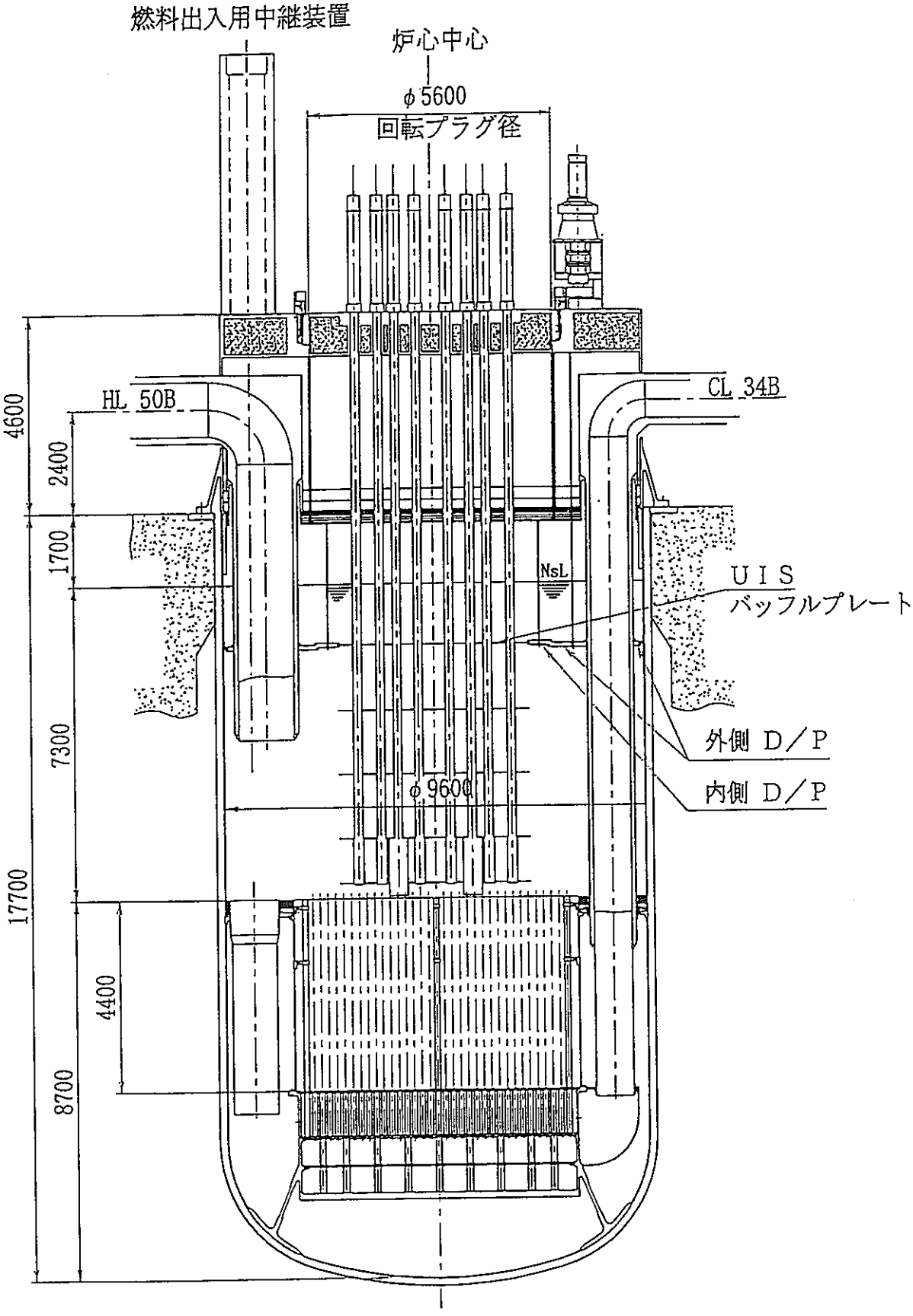


図 4.8.3(4)-48　ナトリウム冷却大型高速炉の原子炉構造

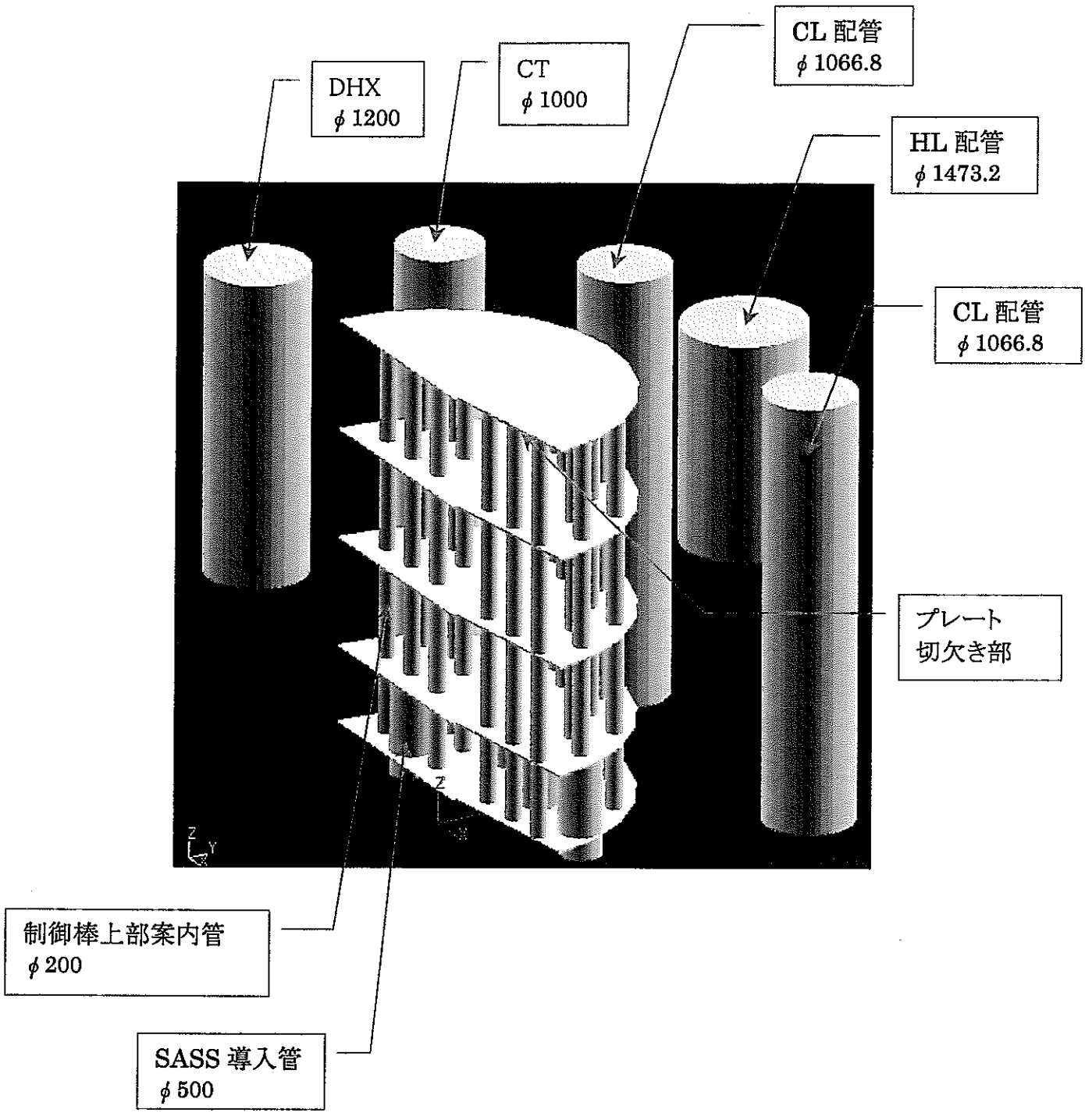


図 4.8.3(4)-49(1/2)　ホットプレナム各部位の寸法

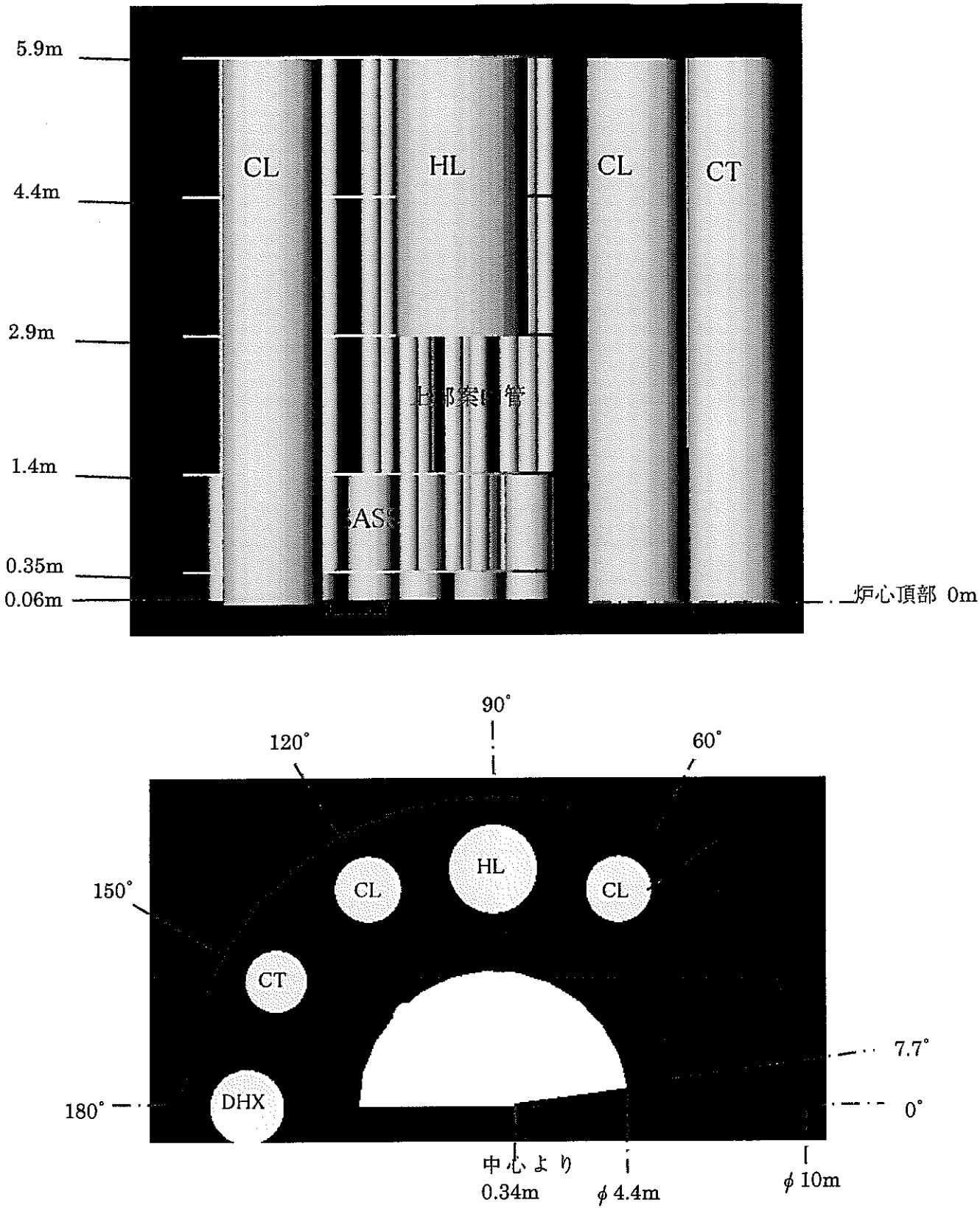


図 4.8.3(4)-49(2/2) ホットプレナム各部位の寸法

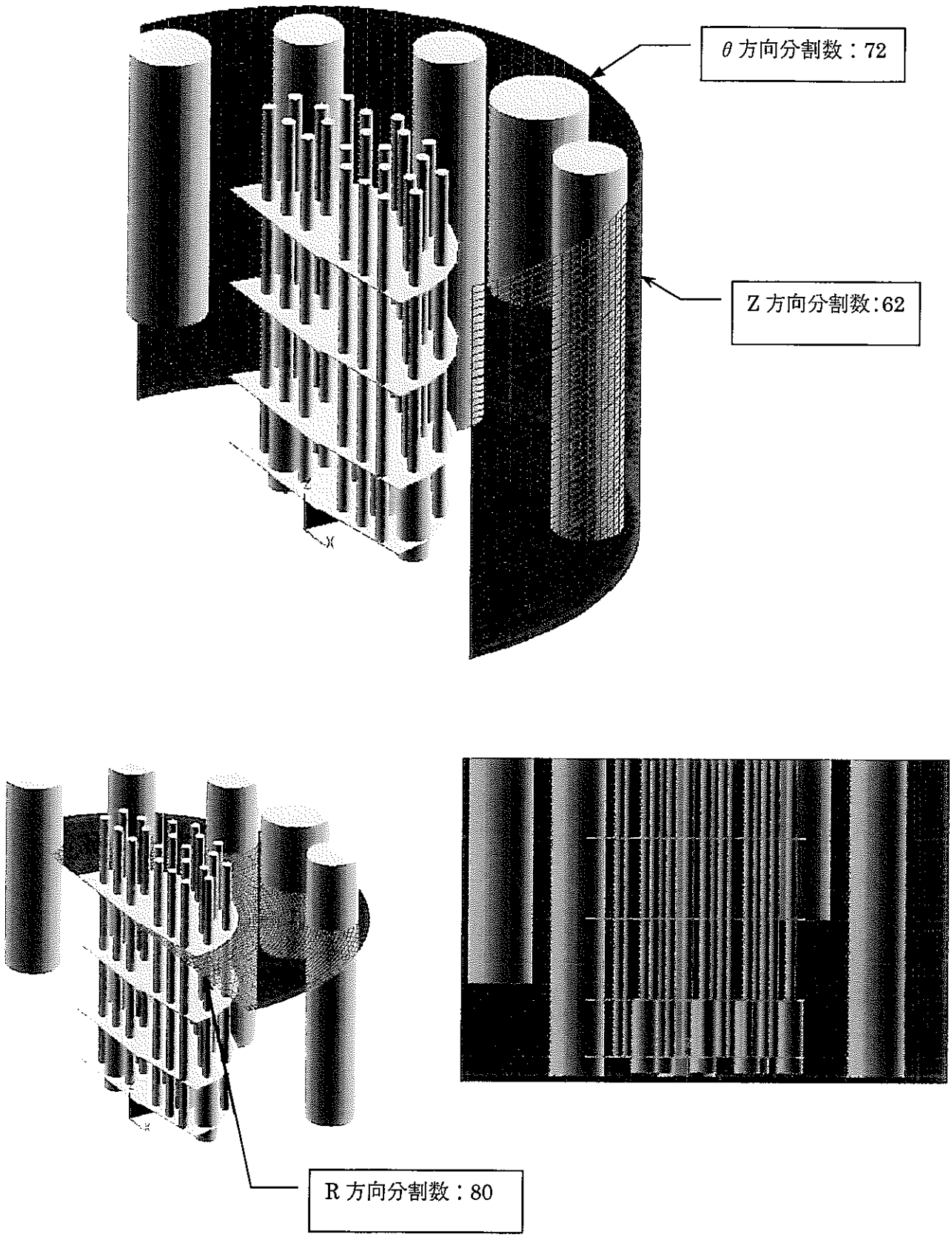


図 4.8.3(4)-50　解析モデル（コラム型 UIS 搭載ケース）

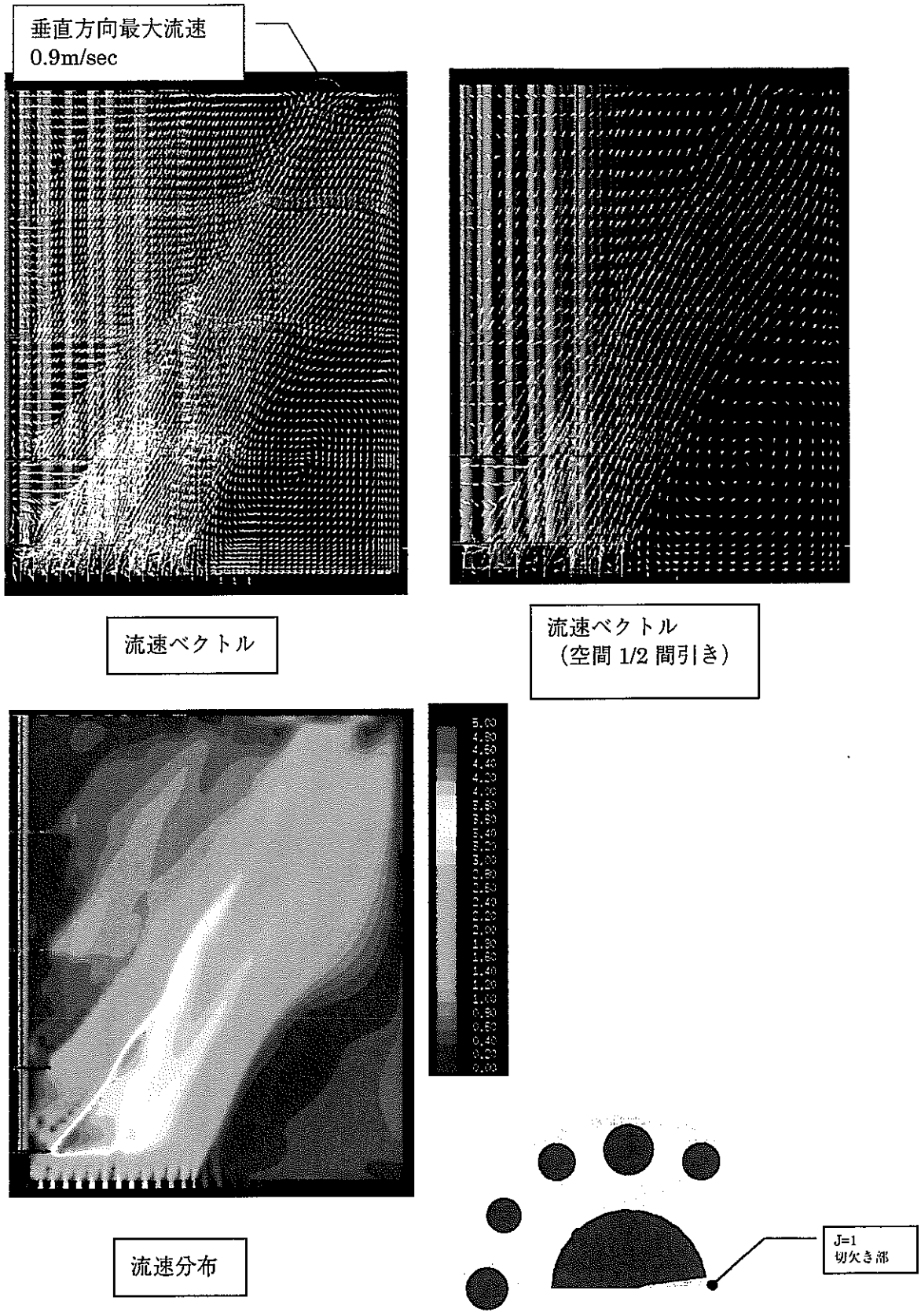
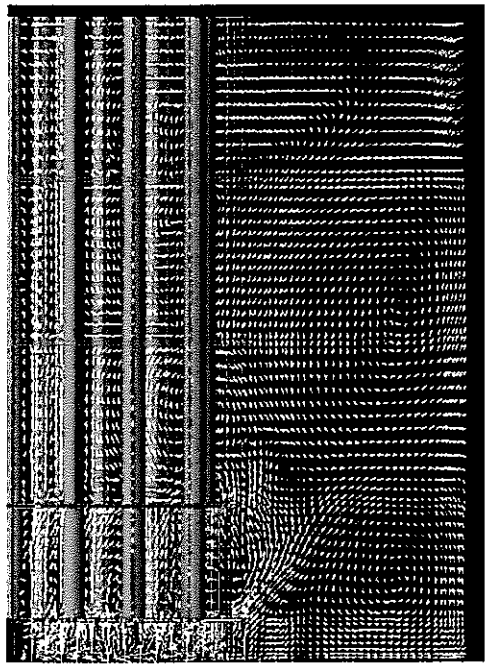
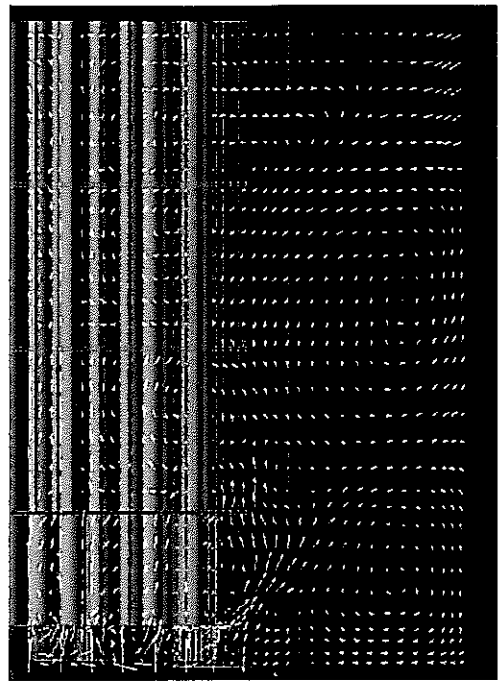


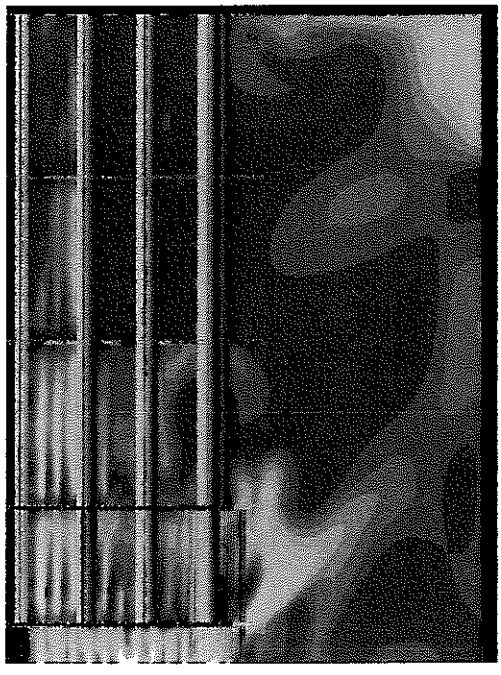
図 4.8.3(4)-51(1/6)　垂直断面流況（J=1：切欠き部）

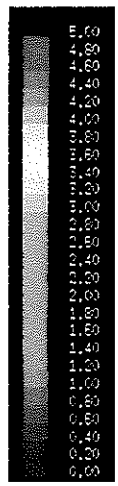


流速ベクトル



流速ベクトル
（空間 1/2 間引き）





流速分布

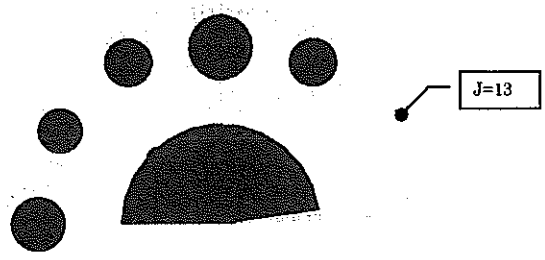
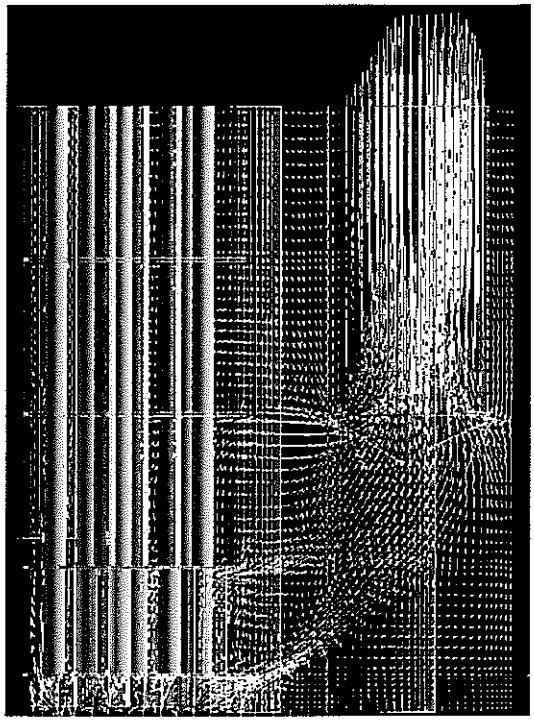
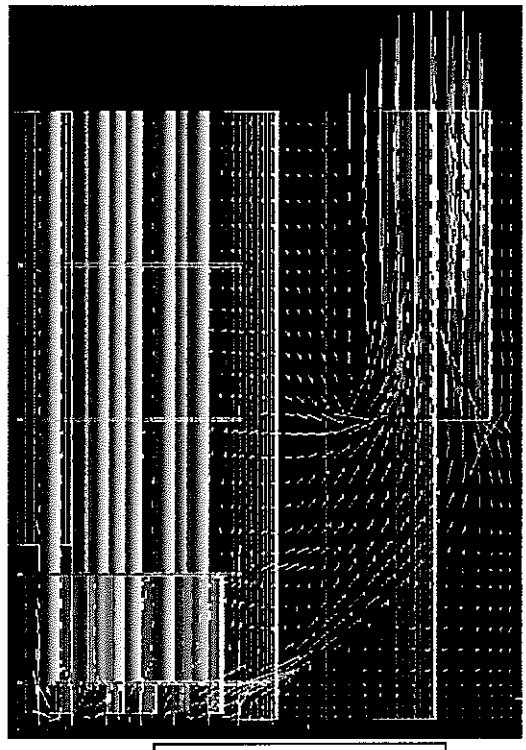


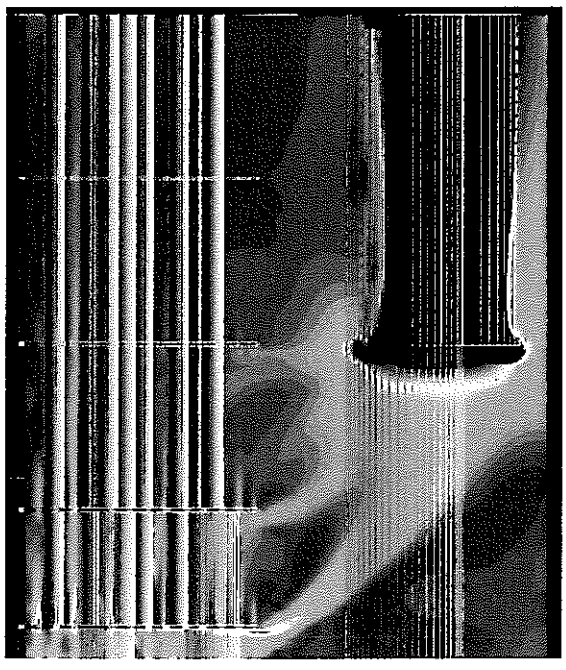
図 4.8.3(4)-51(2/6)　垂直断面流況（J=13）

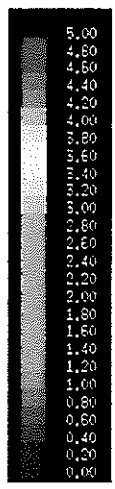


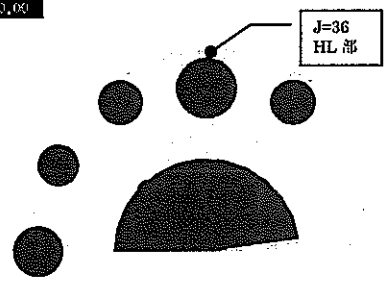
流速ベクトル



流速ベクトル
（空間 1/2 間引き）

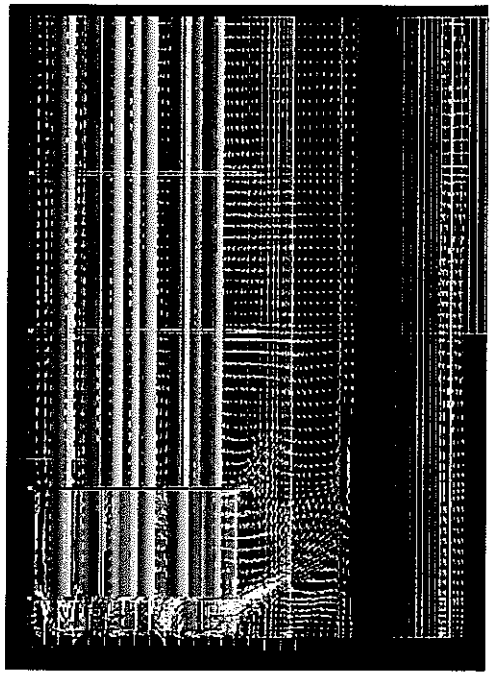




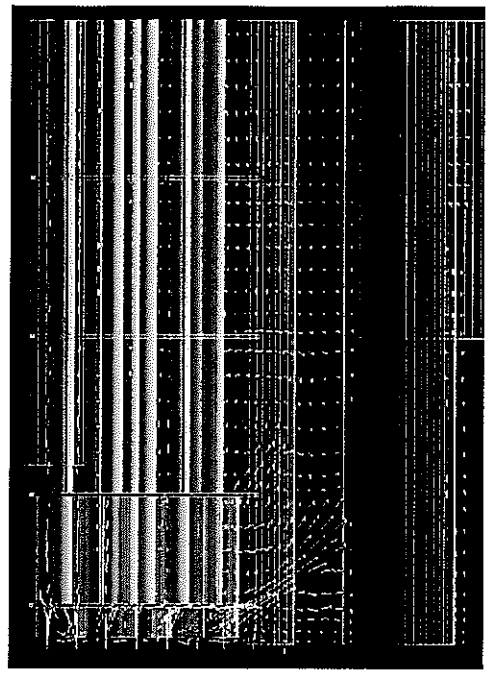


流速分布

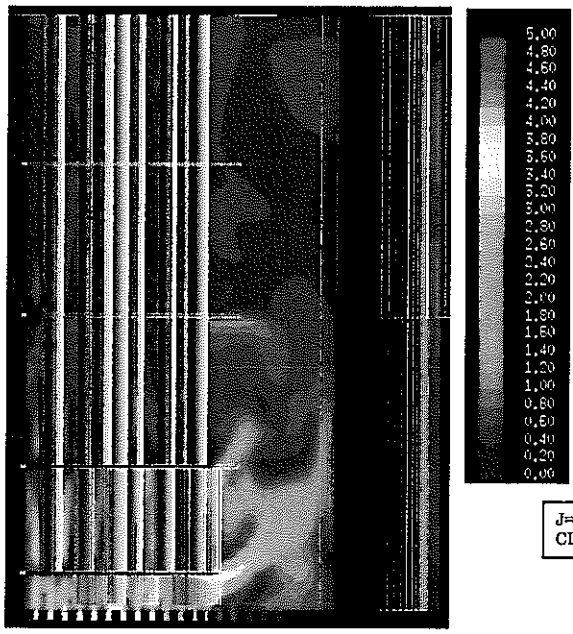
図 4.8.3(4)-51(3/6)　垂直断面流況（J=36：HL 断面）



流速ベクトル



流速ベクトル
（空間 1/2 間引き）



流速分布

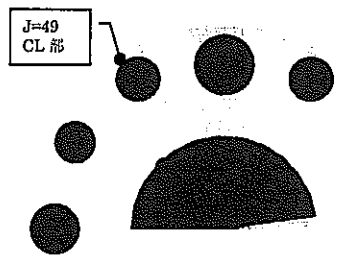
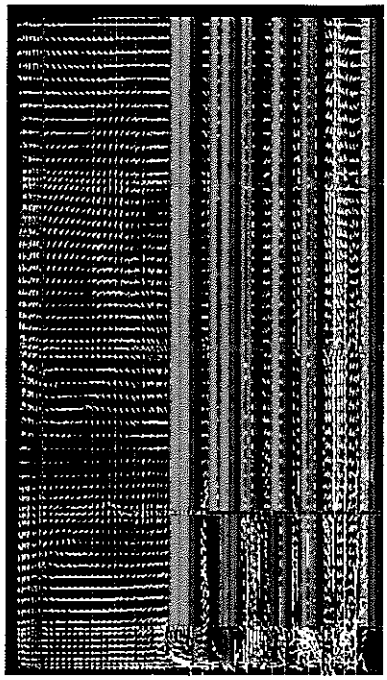
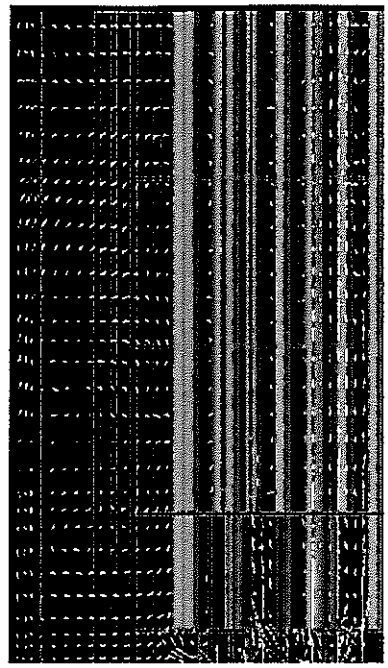


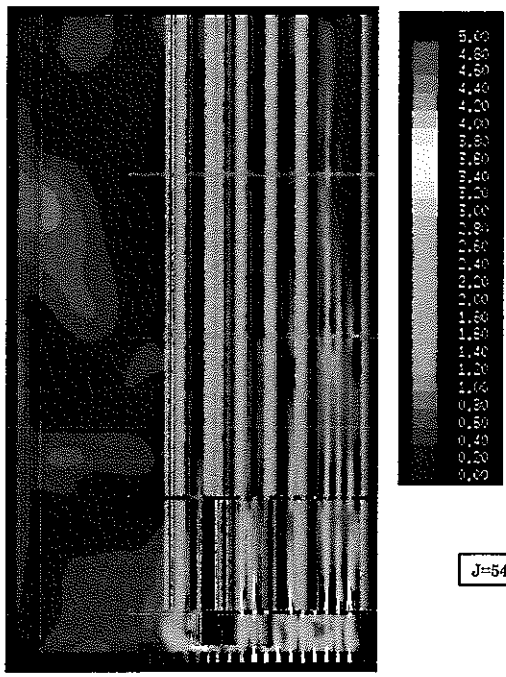
図 4.8.3(4)-51(4/6)　垂直断面流況（J=49：CL 断面）



流速ベクトル



流速ベクトル
（空間 1/2 間引き）



流速分布

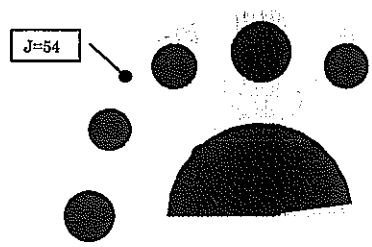


図 4.8.3(4)-51(5/6)　垂直断面流況（J=54）

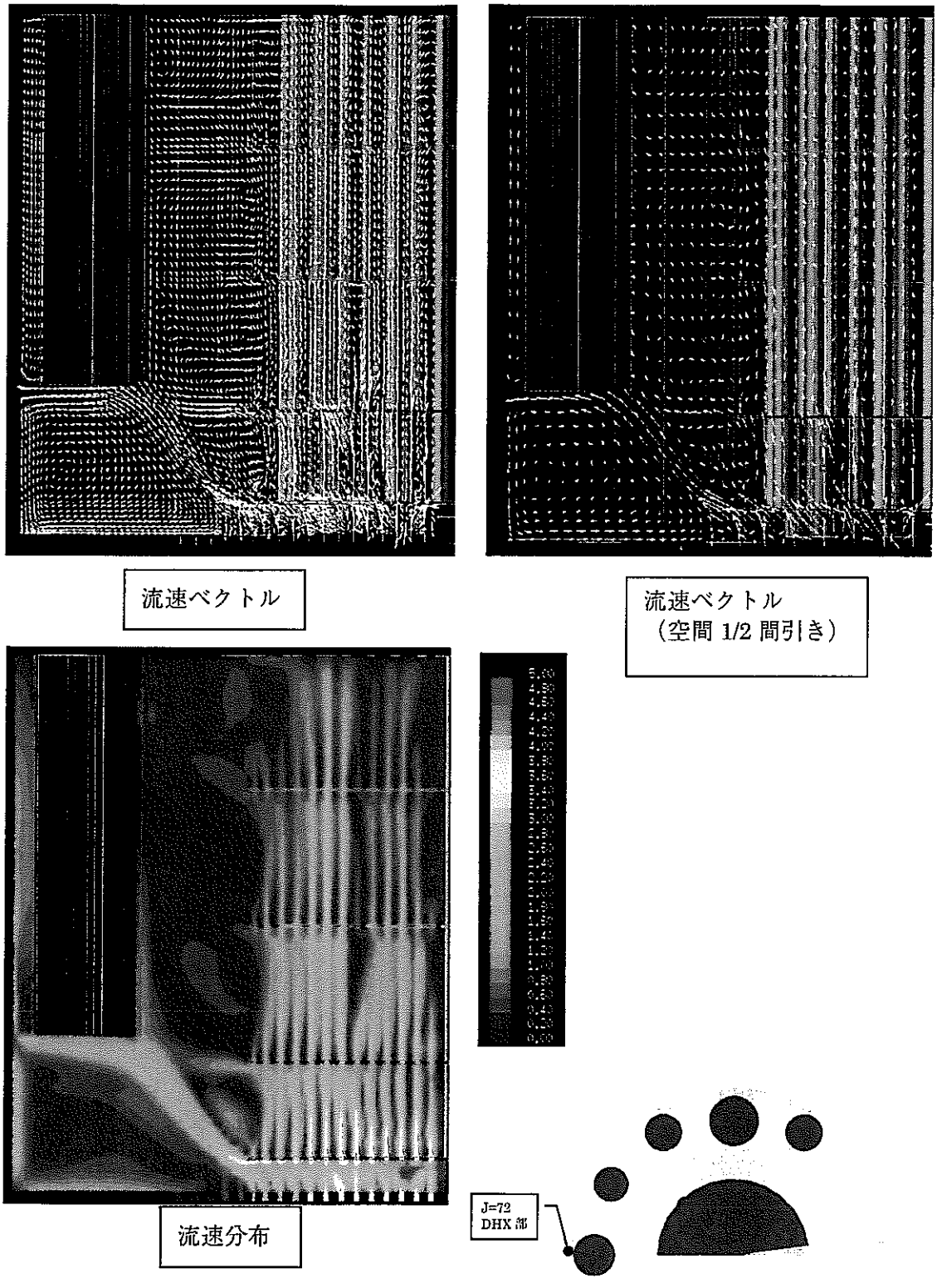
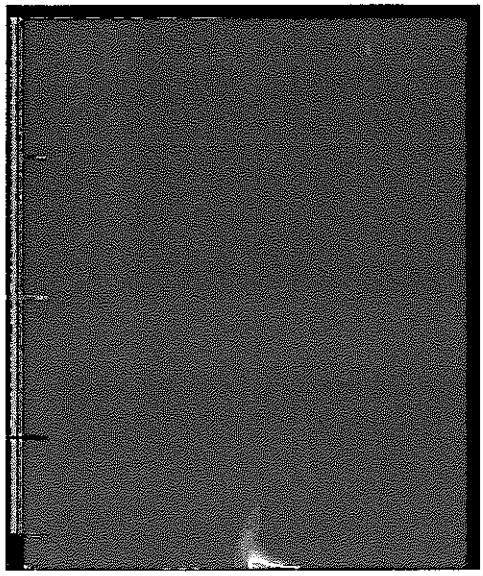
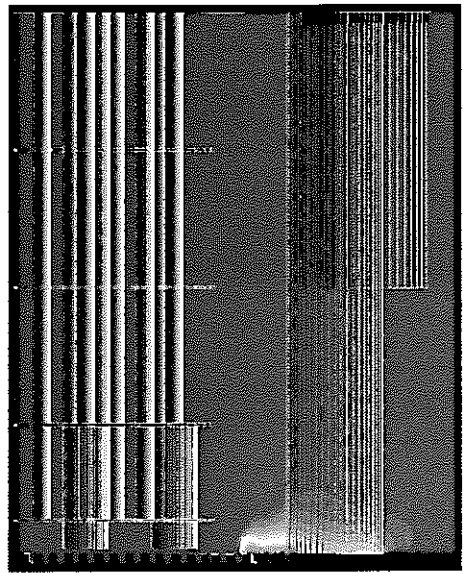


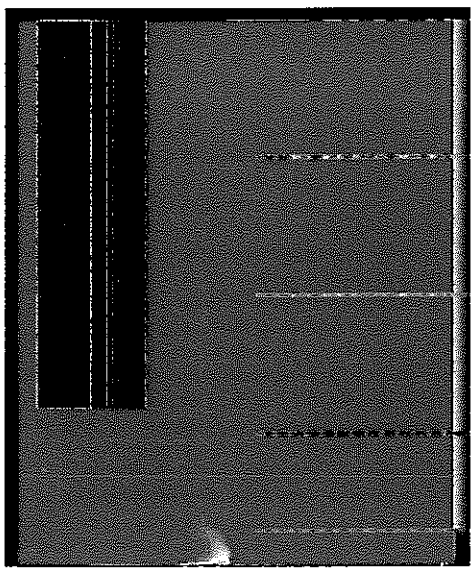
図 4.8.3(4)-51(6/6)　垂直断面流況（J=72：DHX 断面）



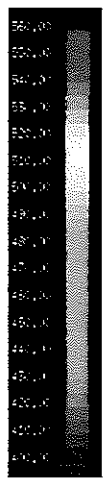
J=1：切欠き部



J=36：HL 部



J=72：DHX 部



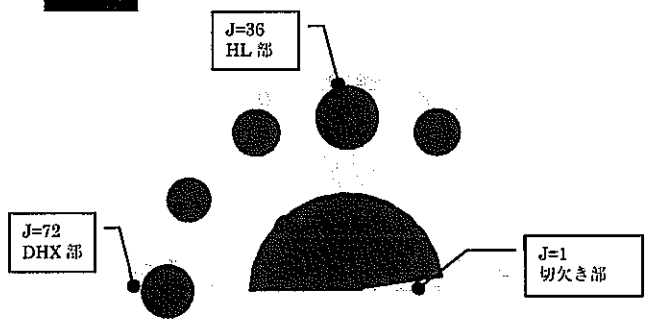


図 4.8.3(4)-52　垂直断面温度分布

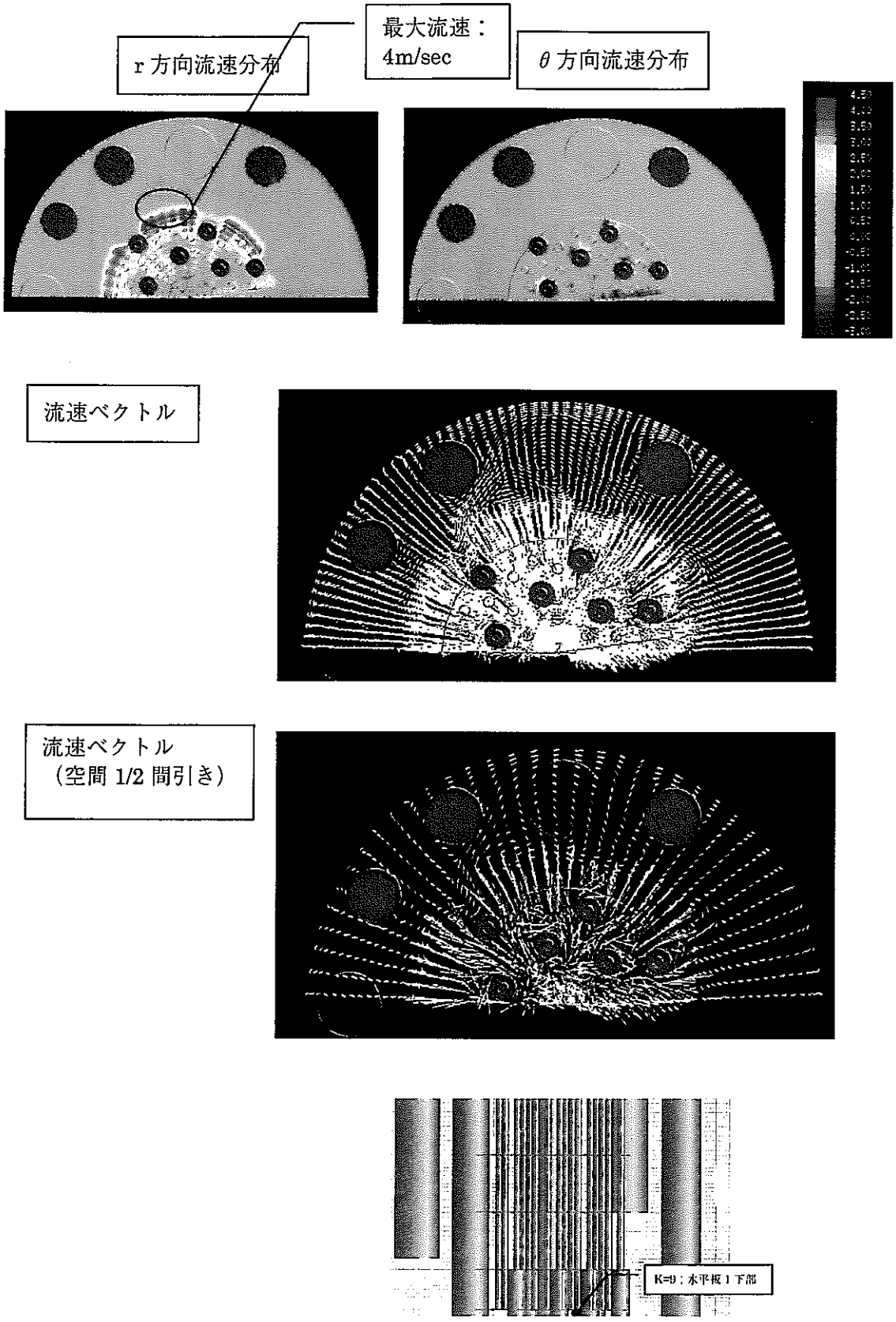


図 4.8.3(4)-53(1/7)　水平断面流況(k=9：UIS 水平板 1 下部)
炉心頂部＋0.32m

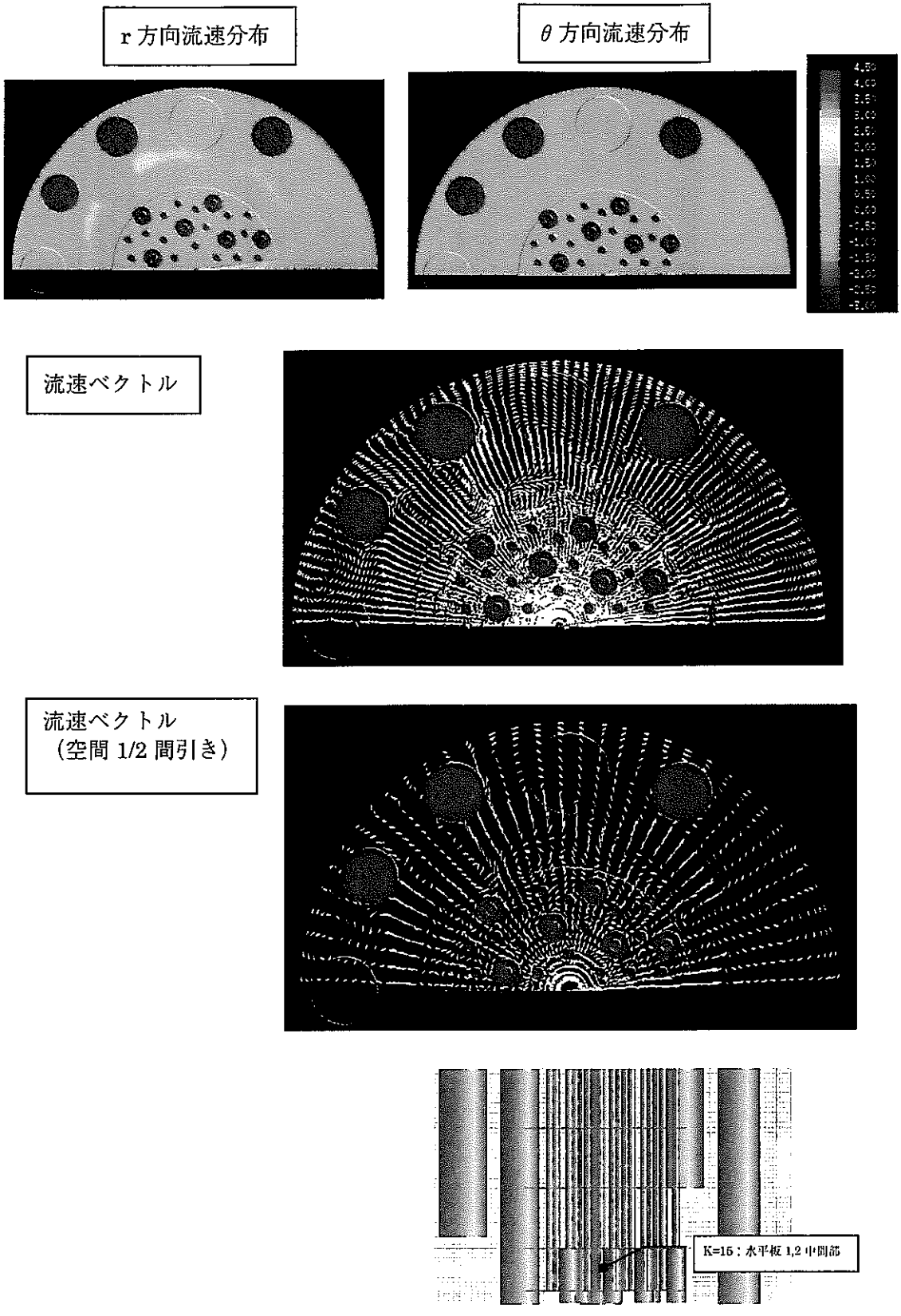


図 4.8.3(4)-53(2/7)　水平断面流況(k=15：UIS 水平板１、２中間部)
炉心頂部＋0.84m

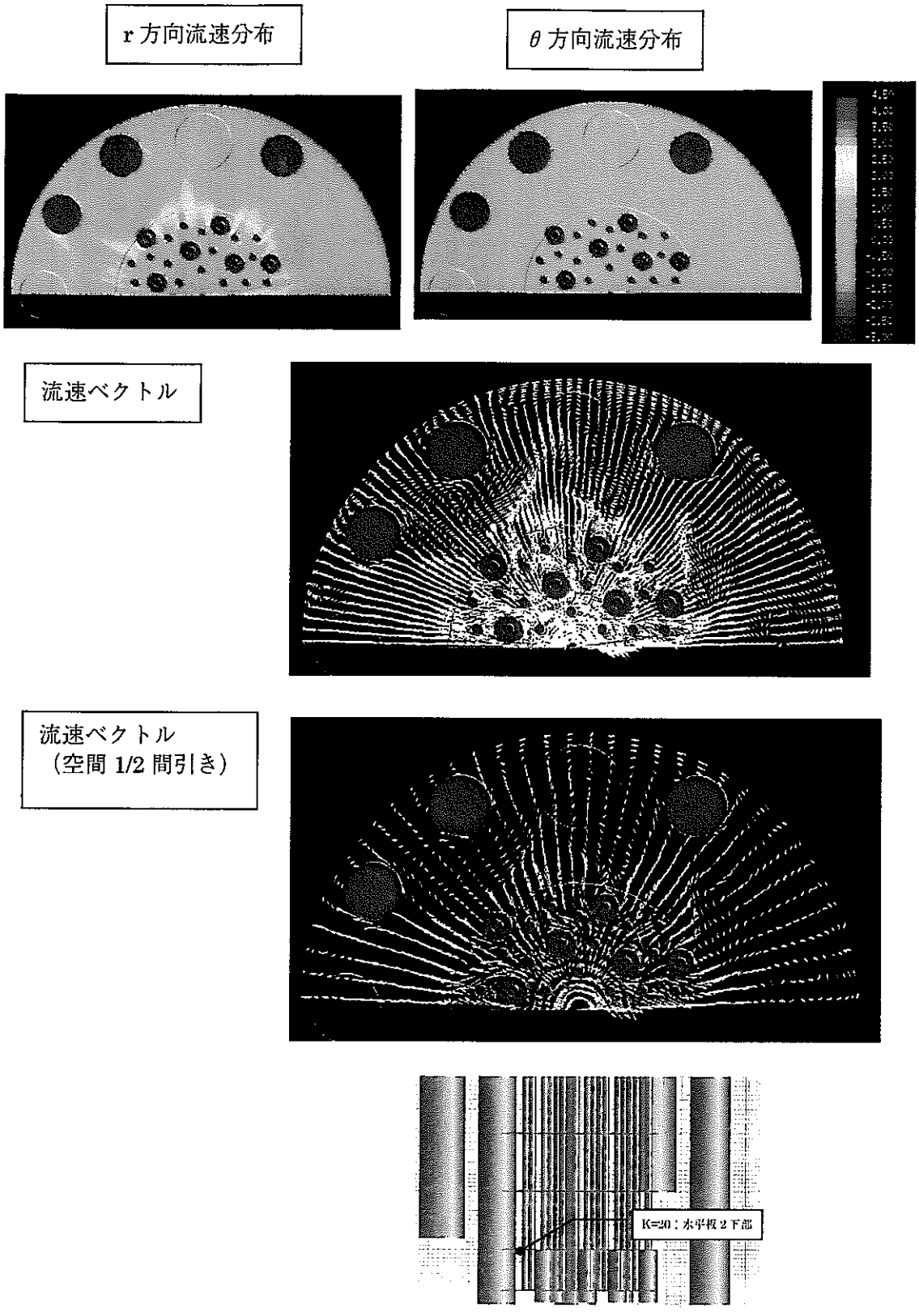


図 4.8.3(4)-53(3/7)　水平断面流況(k=20：UIS 水平板 2 下部)
炉心頂部＋1.35m

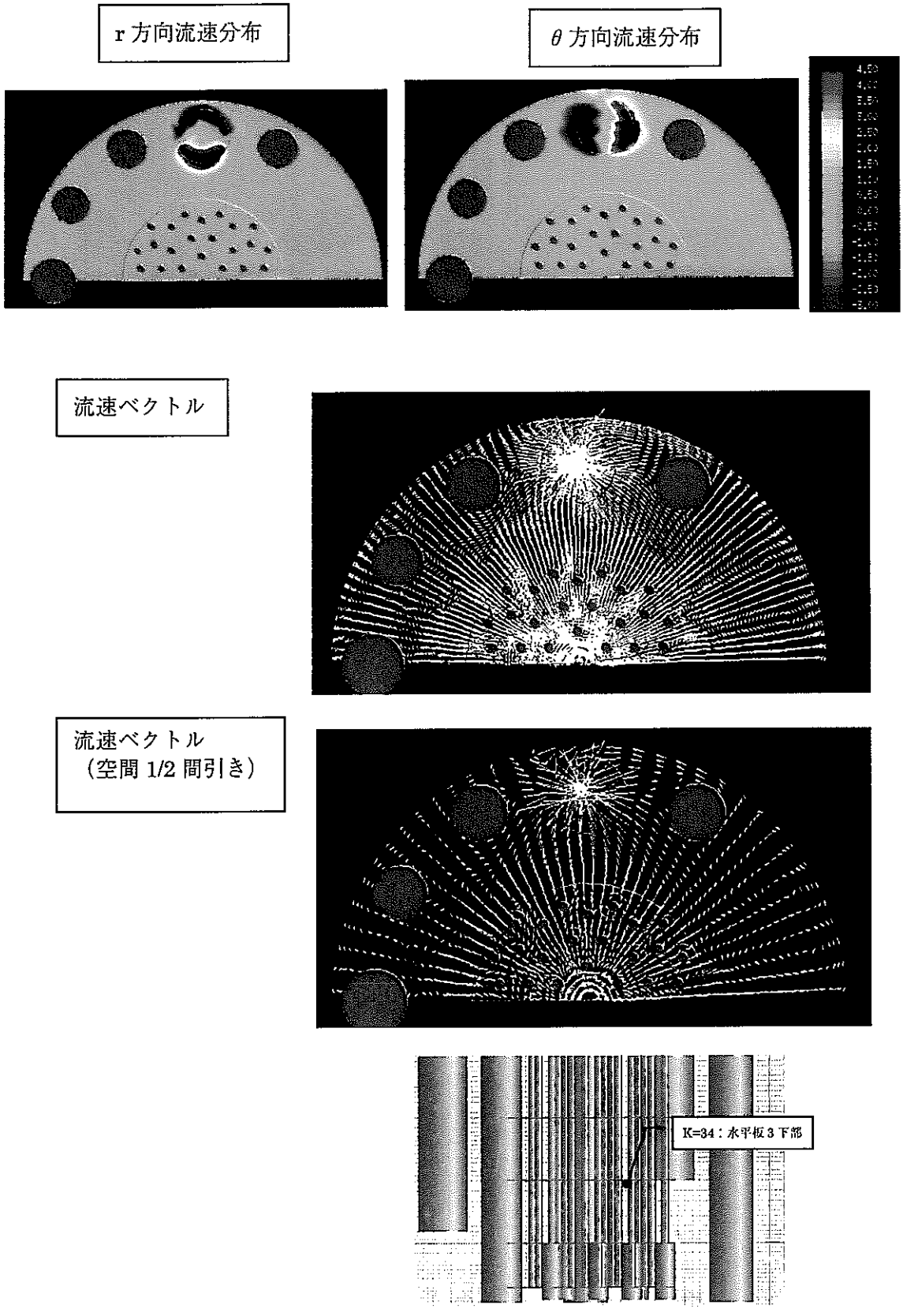


図 4.8.3(4)-53(4/7)　水平断面流況(k=34:UIS 水平板 3 下部)
炉心頂部＋2.84m

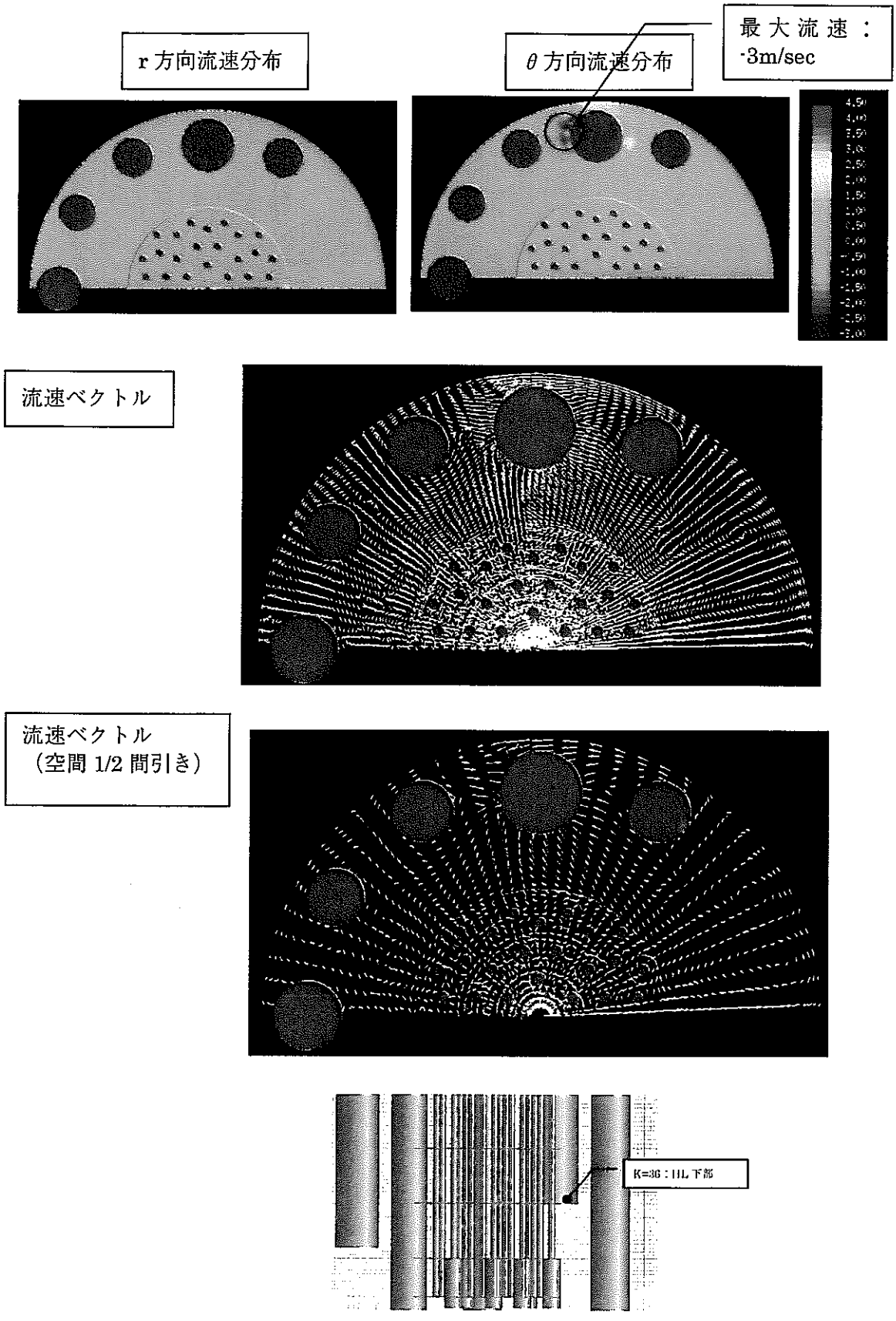


図 4.8.3(4)-53(5/7)　水平断面流況(k=36：HL 下部)
炉心頂部＋2.98m

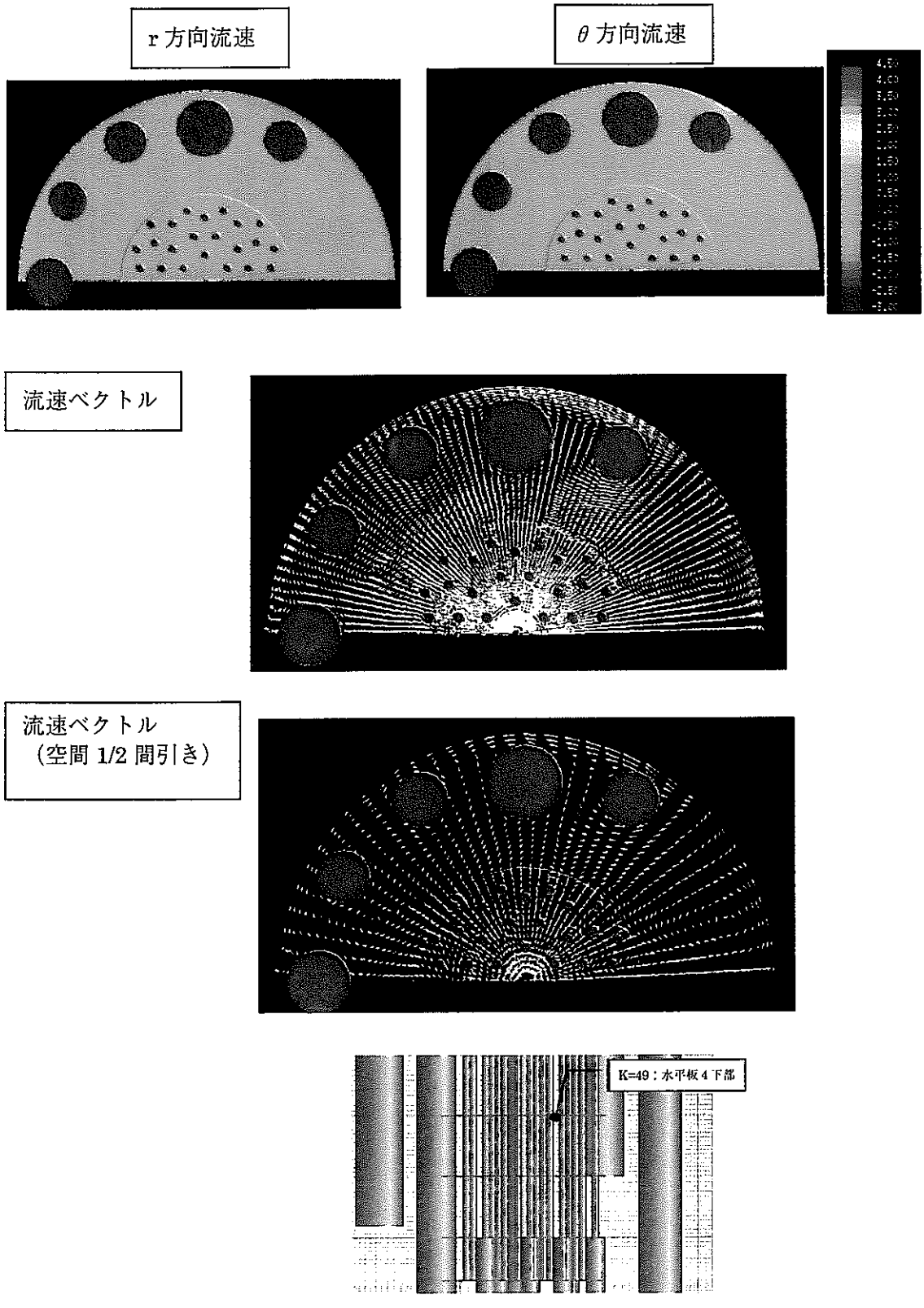


図 4.8.3(4)-53(6/7)　水平断面流況(k=49：UIS 水平板 4 下部)
炉心頂部＋4.35m

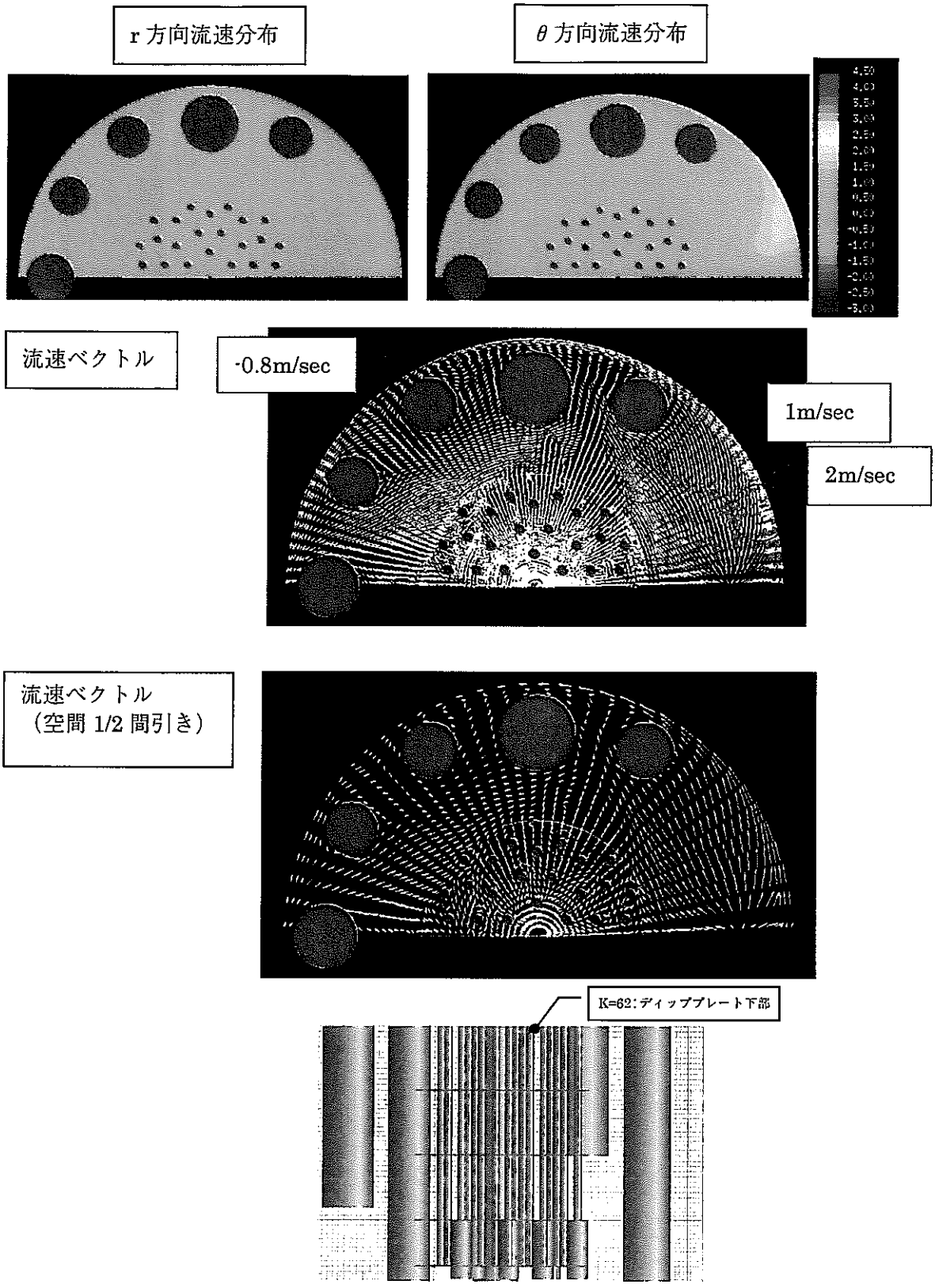
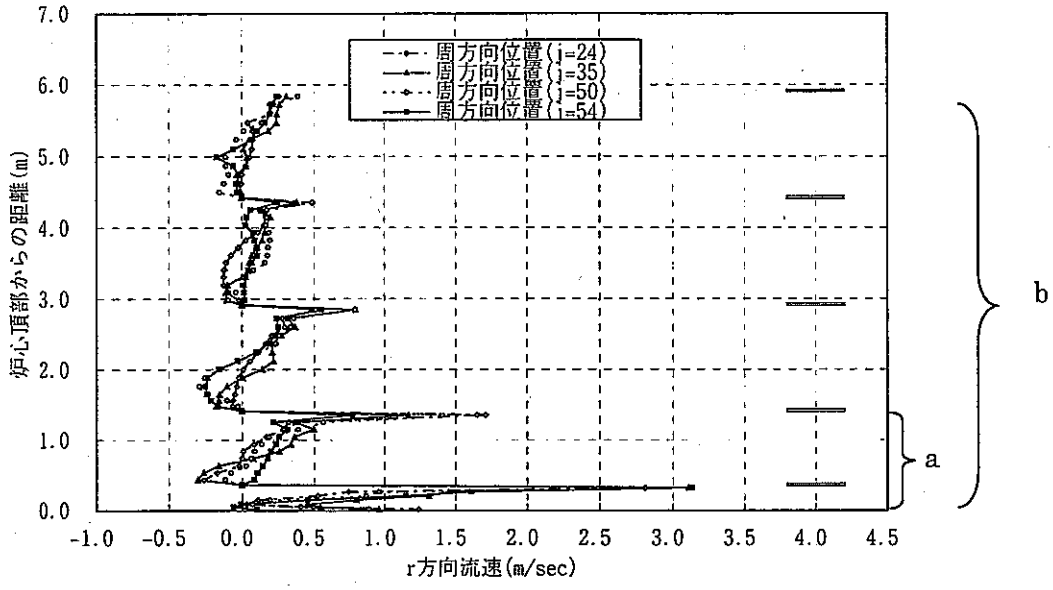
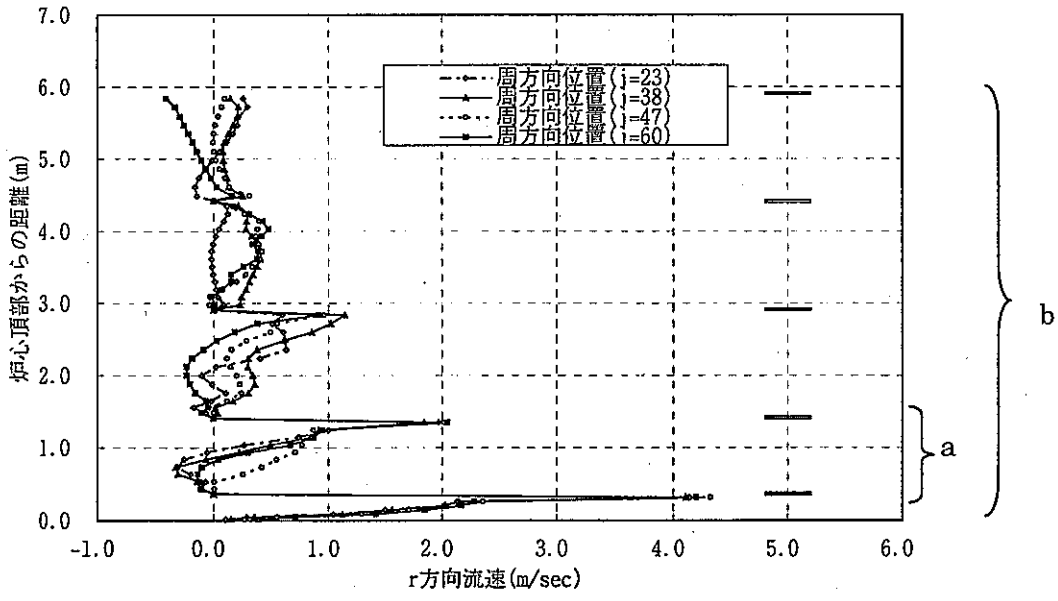


図 4.8.3(4)-53(7/7)　水平断面流況(k=62：ディッププレート下面)
炉心頂部＋5.84m



a. 中心から1.4mにおける径方向流速分布



b. 中心から2.2m（水平板外周）における径方向流速分布

注)
a：計装ウエル考慮範囲
b：CRD 案内管、SASS 案内管考慮範囲

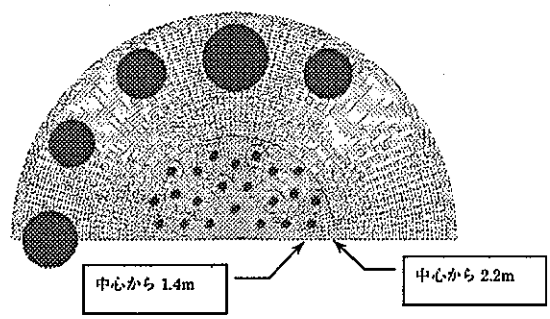
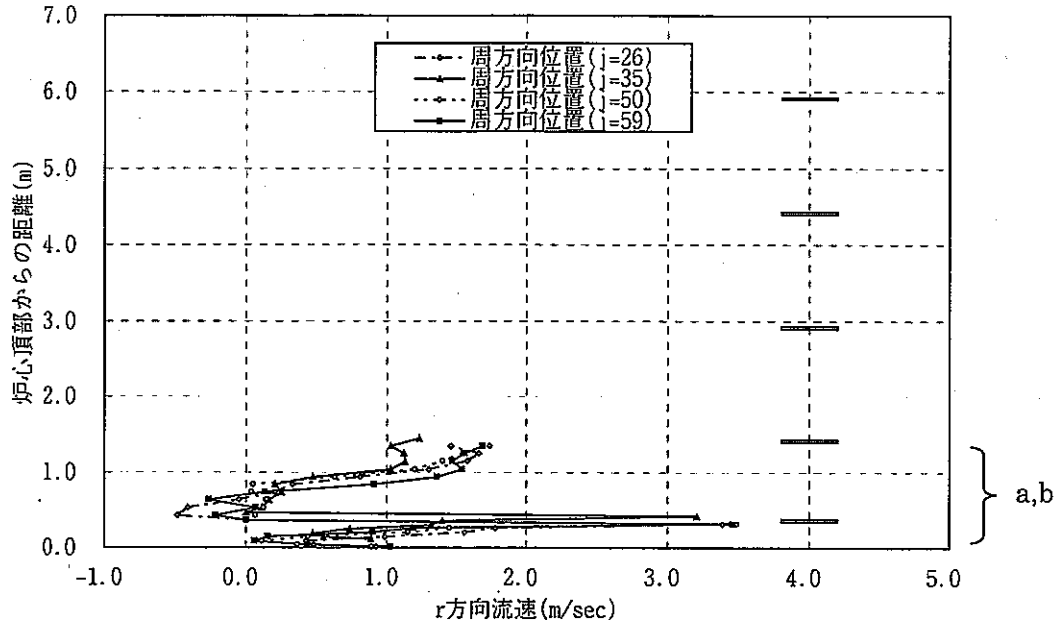
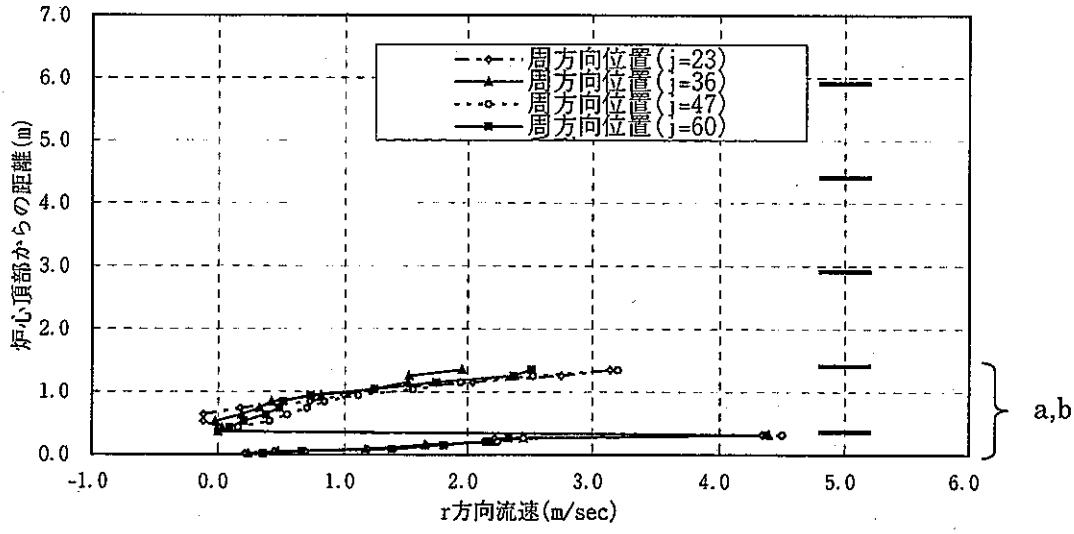


図 4.8.3(4)-54(1/2) UIS 水平板下部における径方向流速分布（コラム型 UIS 搭載ケース）



a.　中心から1.4mにおける径方向流速分布



b.　中心から2.2m（水平板外周）における径方向流速分布

注)
a：計装ウエル考慮範囲
b：CRD 案内管、SASS 案内管考慮範囲

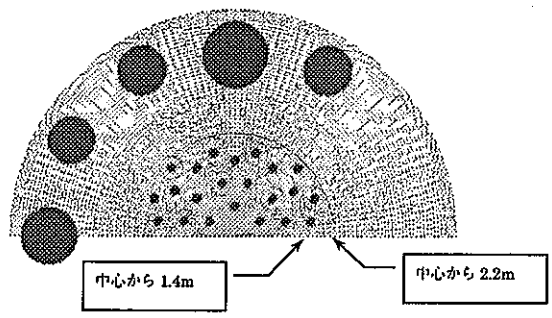
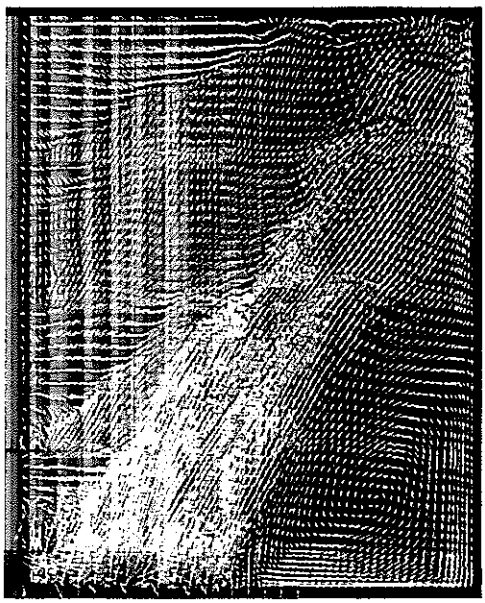
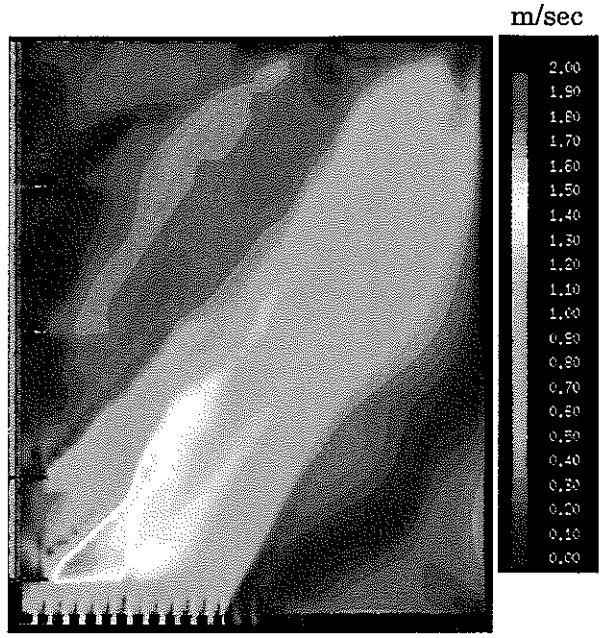


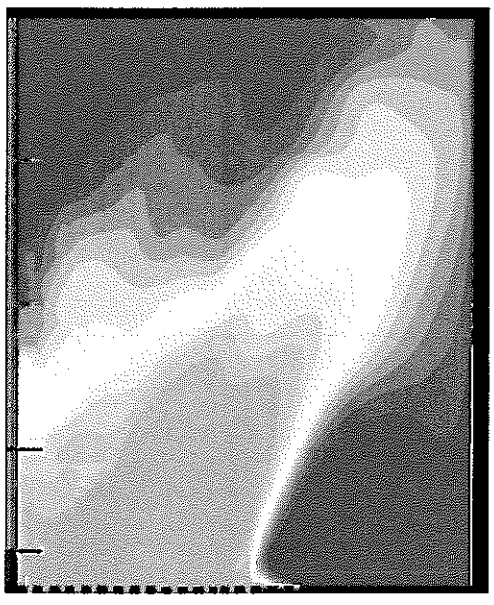
図 4.8.3(4)-54(2/2) UIS 水平板下部における径方向流速分布（従来型 UIS 搭載ケース）

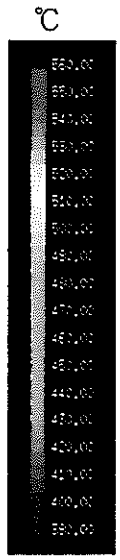


流速ベクトル



流速分布





温度分布

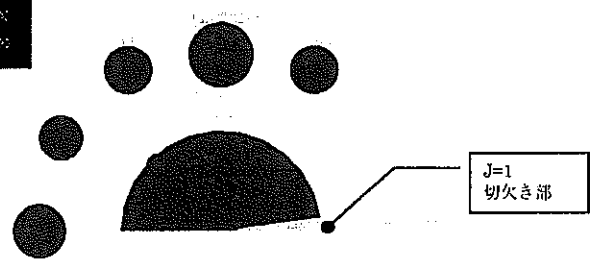
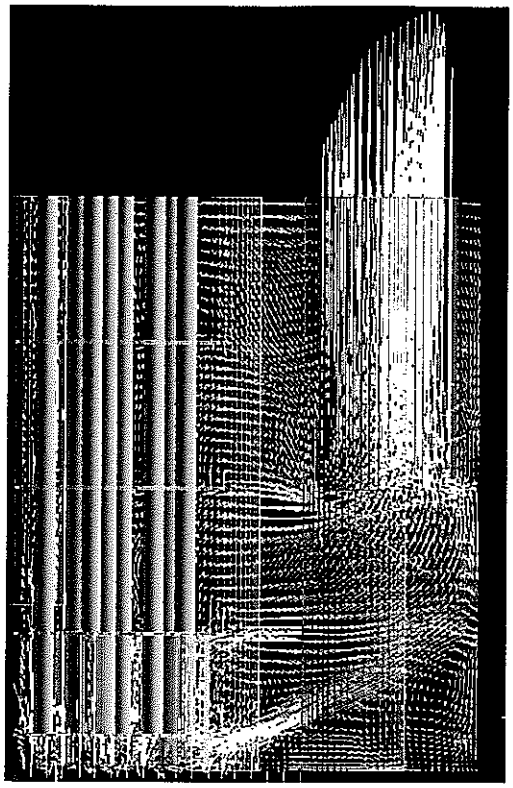
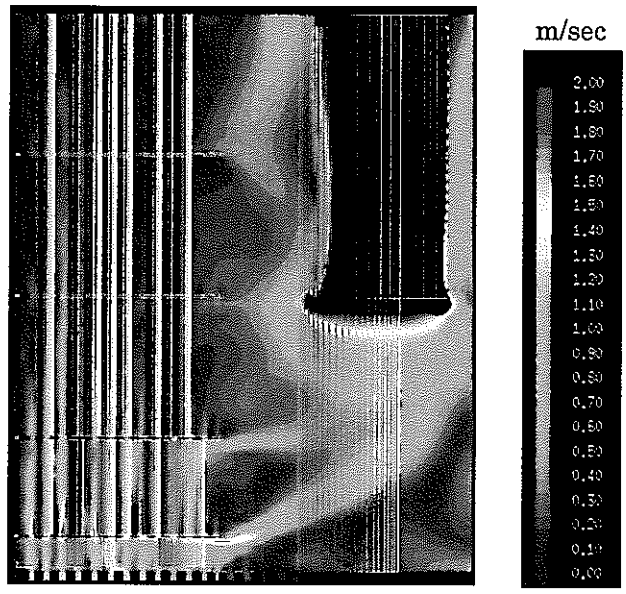


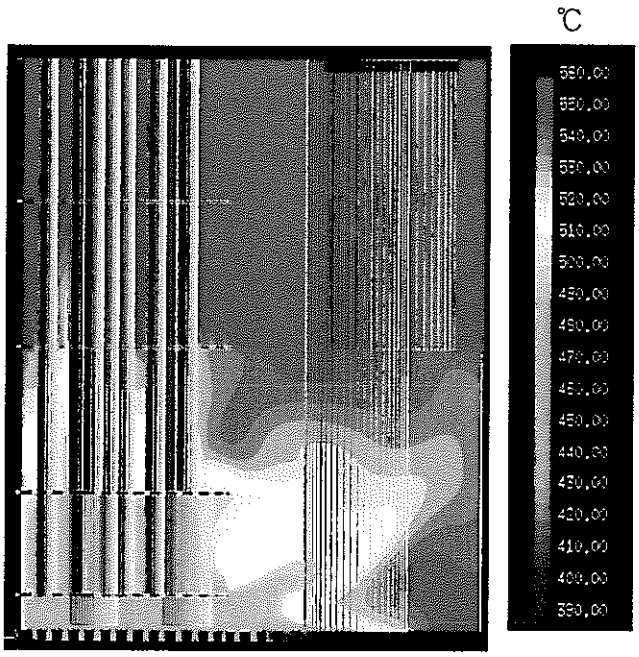
図 4.8.3(4)-55(1/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(J=1：切欠き部)



流速ベクトル



流速分布



温度分布

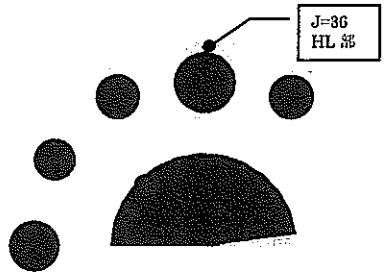


図 4.8.3(4)-55(2/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(J=36：HL 部)

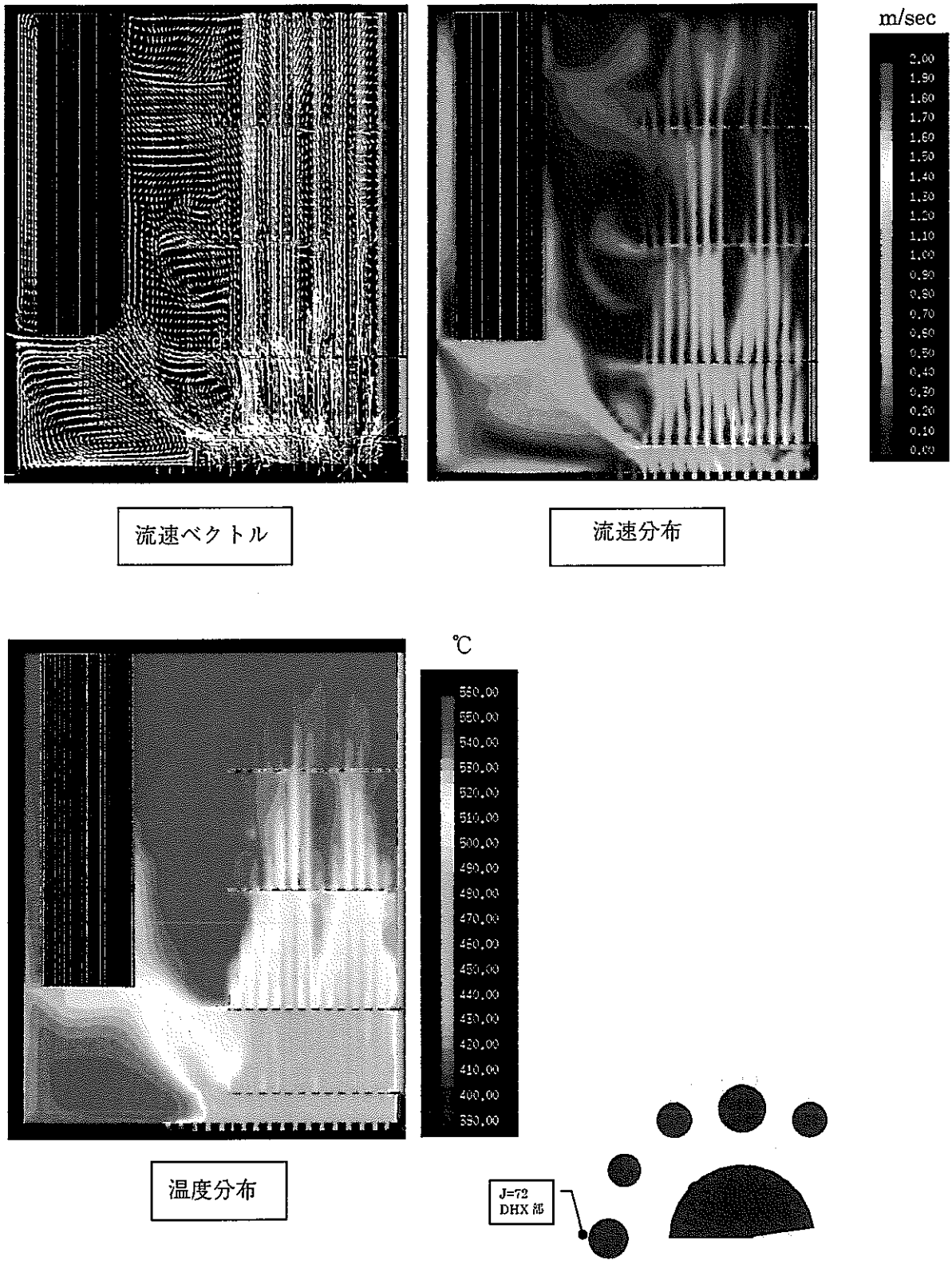


図 4.8.3(4)-55(3/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(J=72：DHX 部)

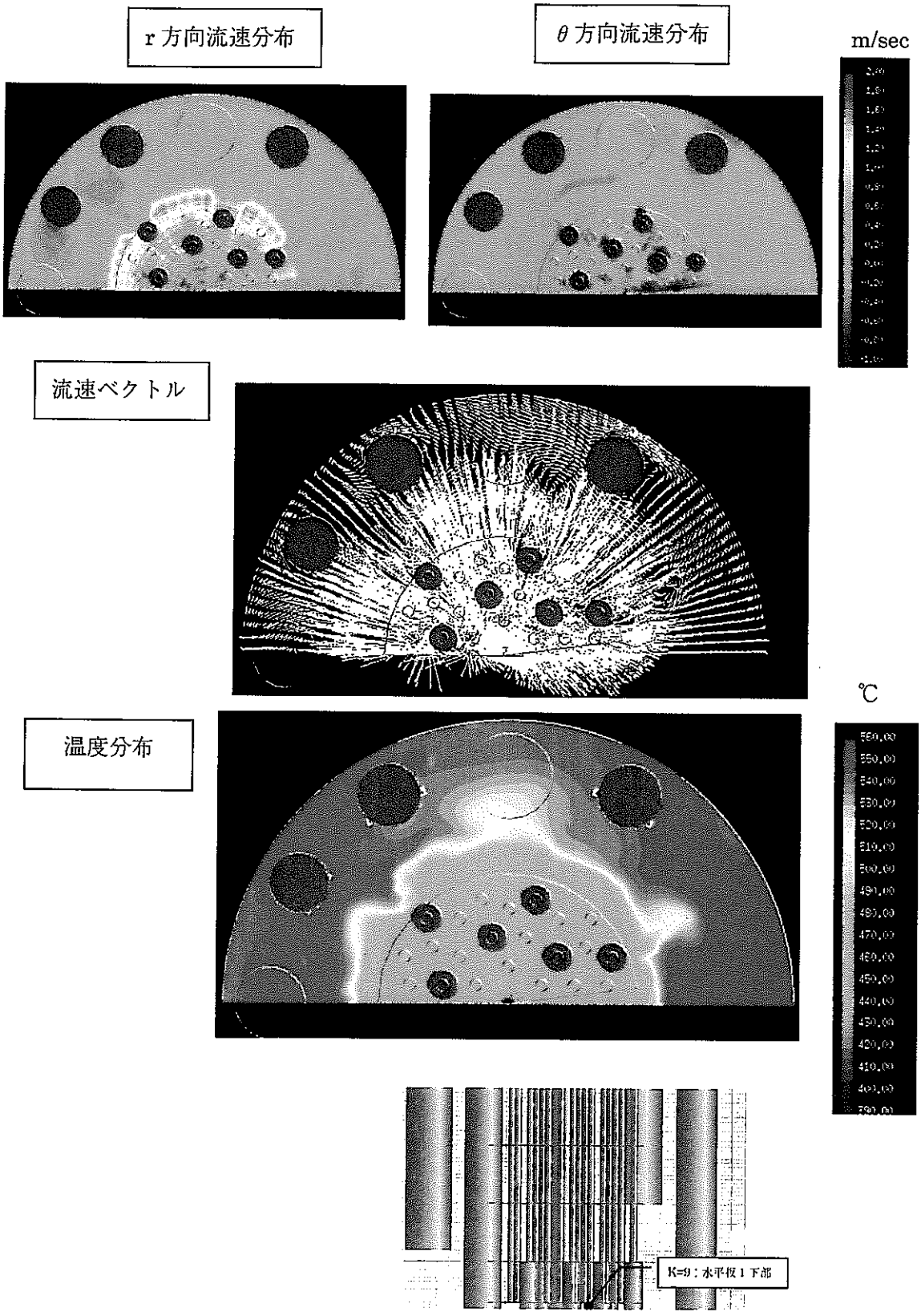


図 4.8.3(4)-55(4/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=9：UIS 水平板 1 下部)
炉心頂部＋0.32m

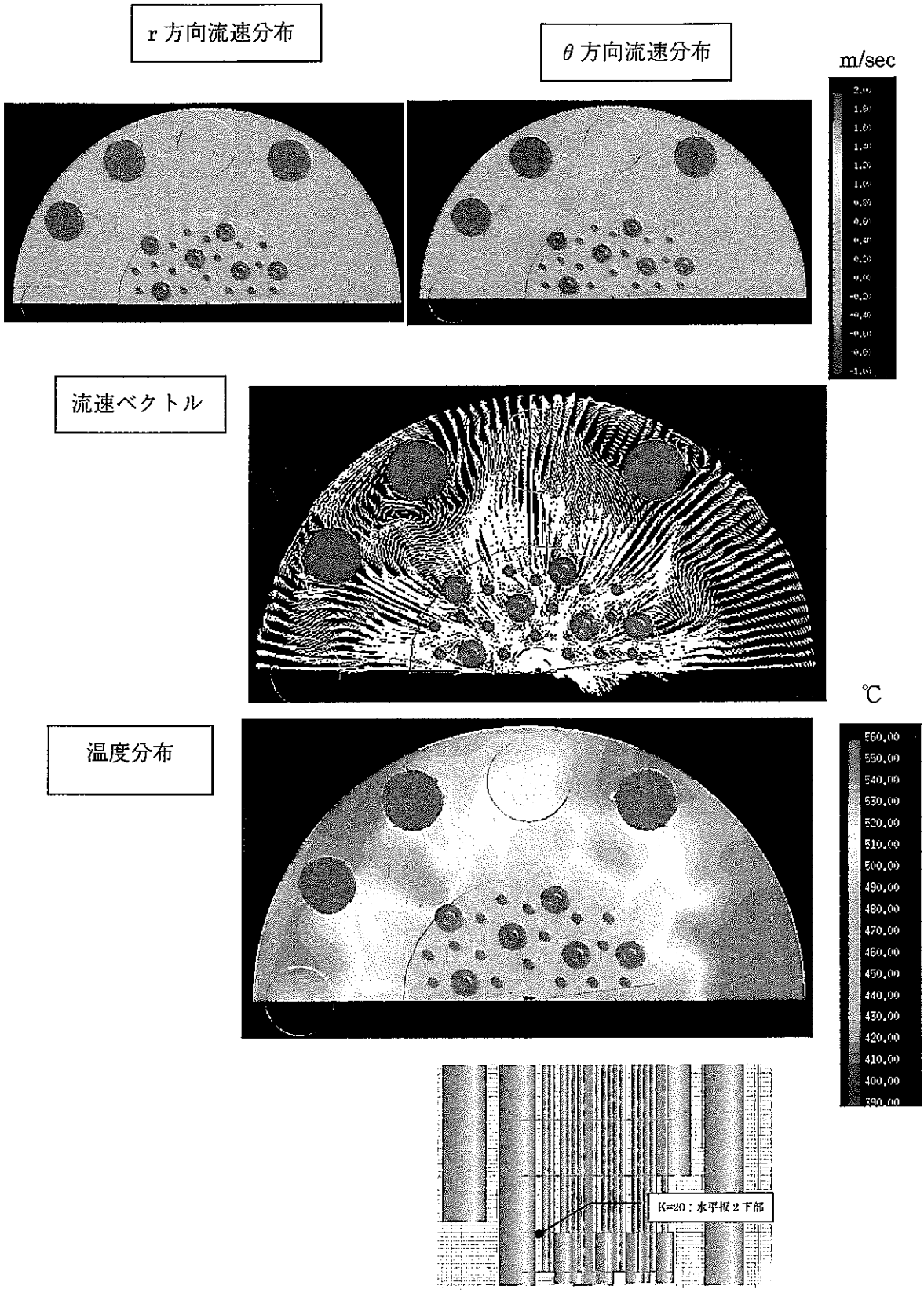


図 4.8.3(4)-55(5/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=20：UIS 水平板 2 下部)
炉心頂部＋1.35m

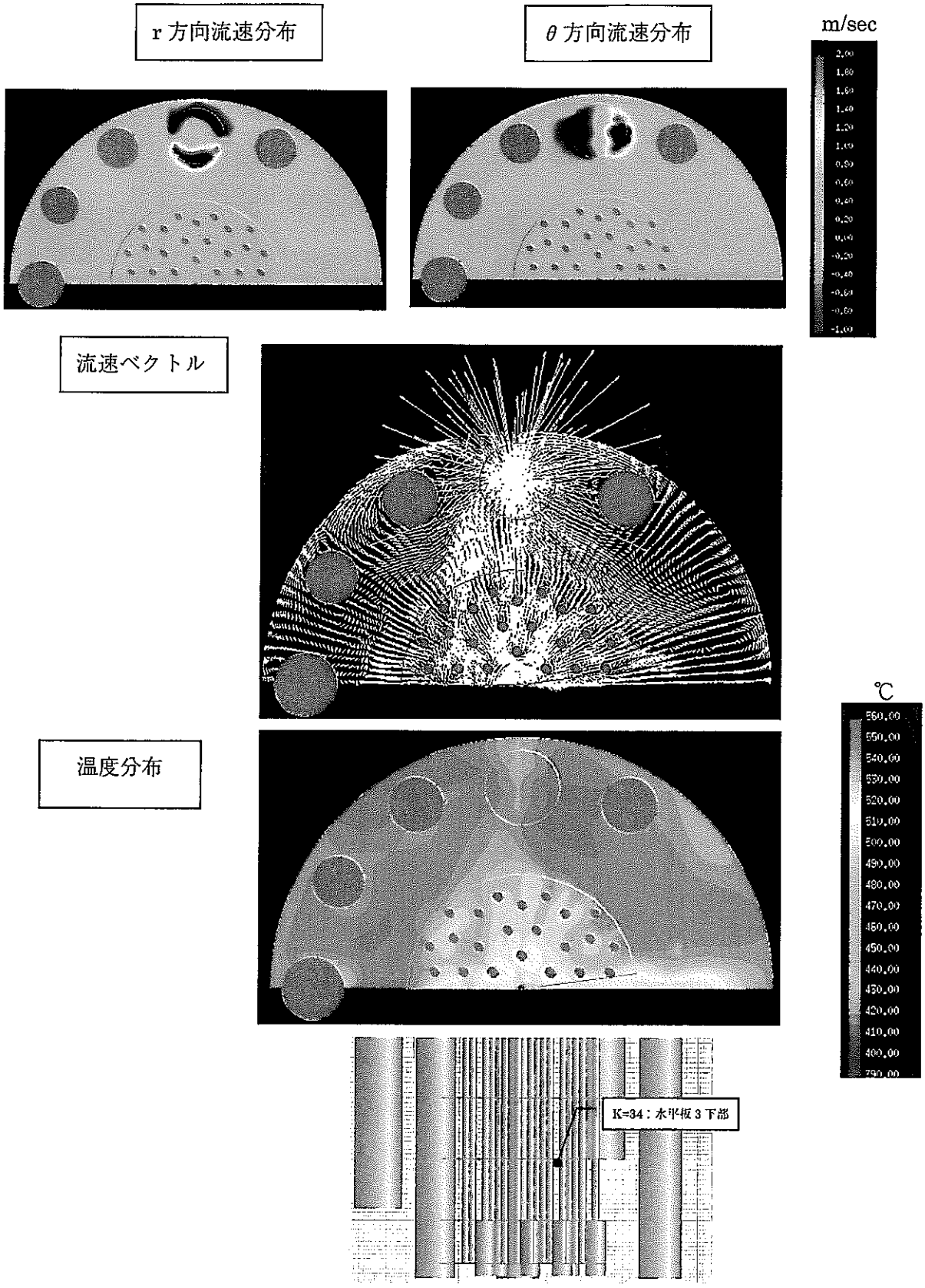


図 4.8.3(4)-55(6/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=34：UIS 水平板 3 下部)
炉心頂部＋2.84m

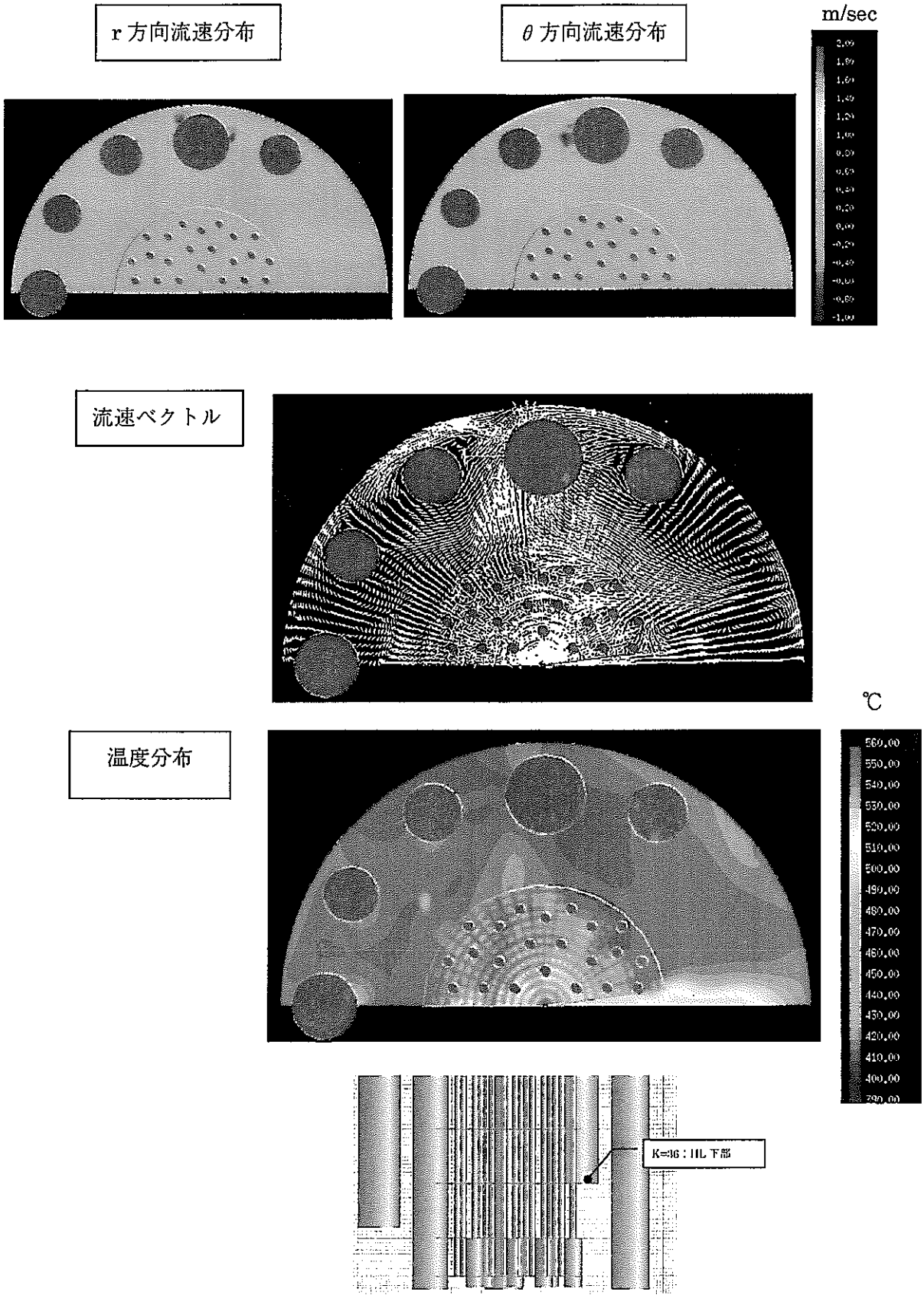


図 4.8.3(4)-55(7/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=36：HL 下部)
炉心頂部＋2.98m

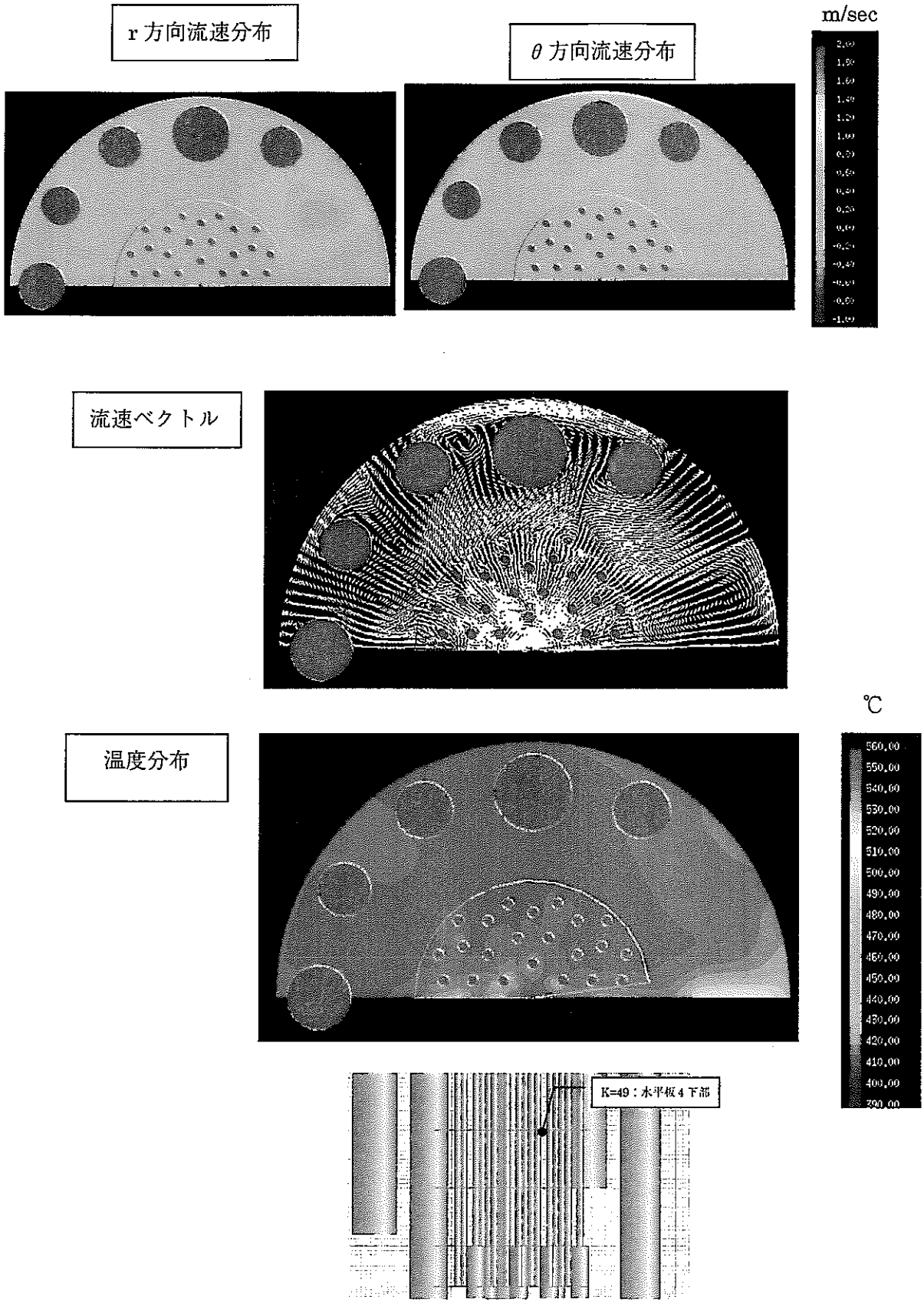


図 4.8.3(4)-55(8/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=49：UIS 水平板 4 下部)
炉心頂部＋4.35m

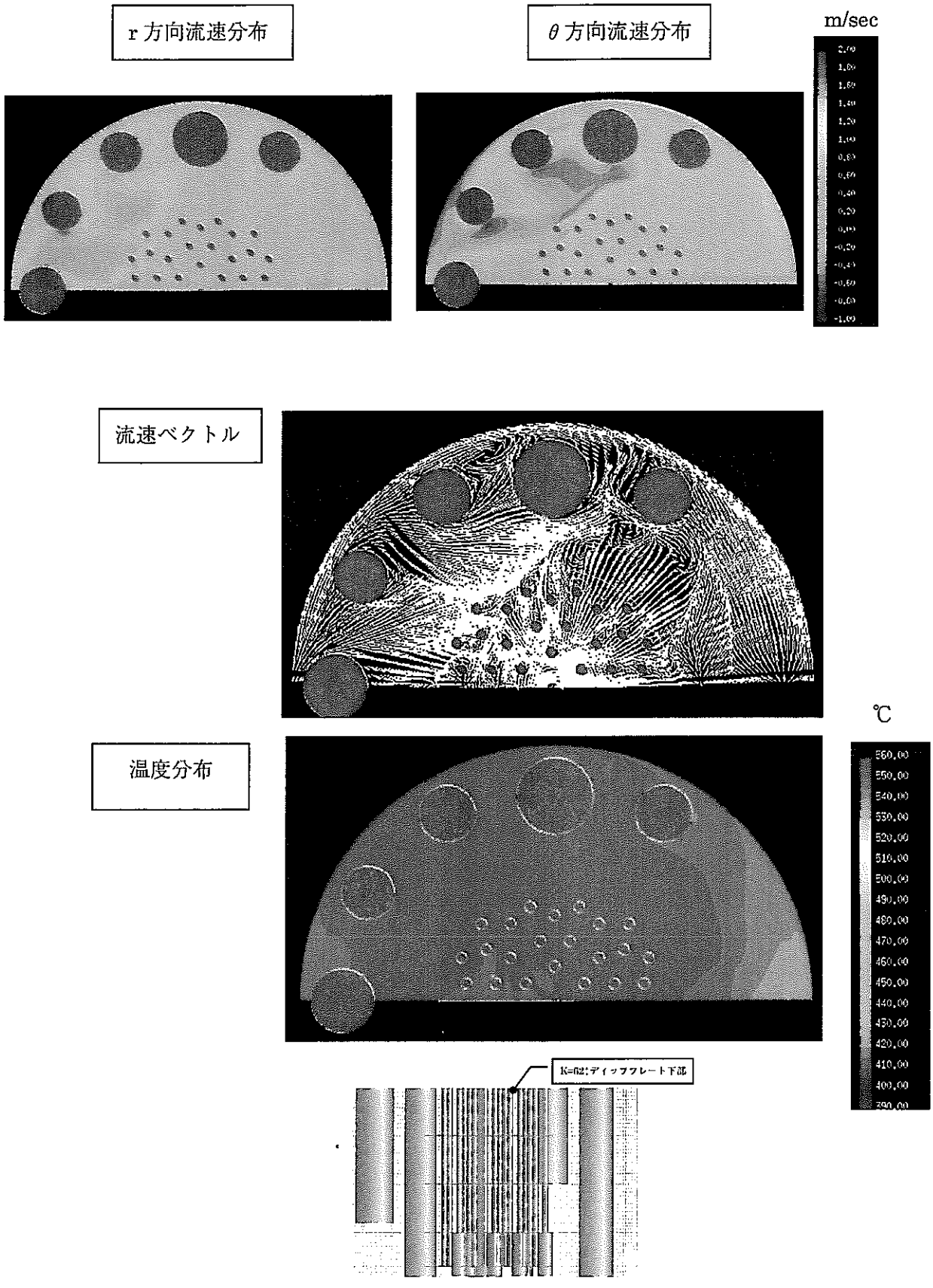
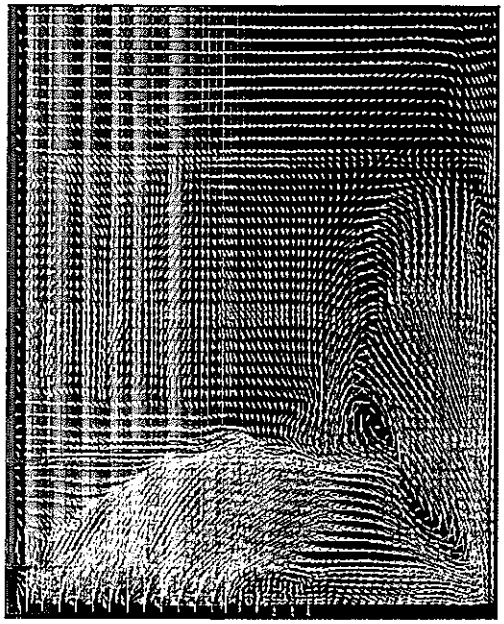
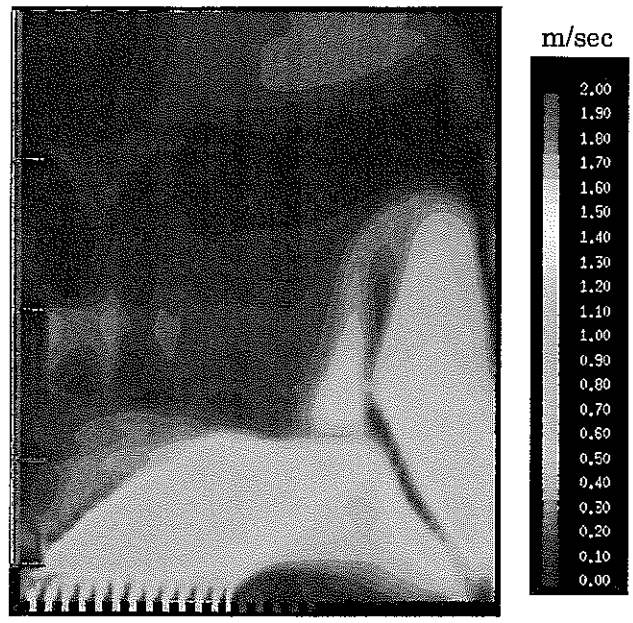


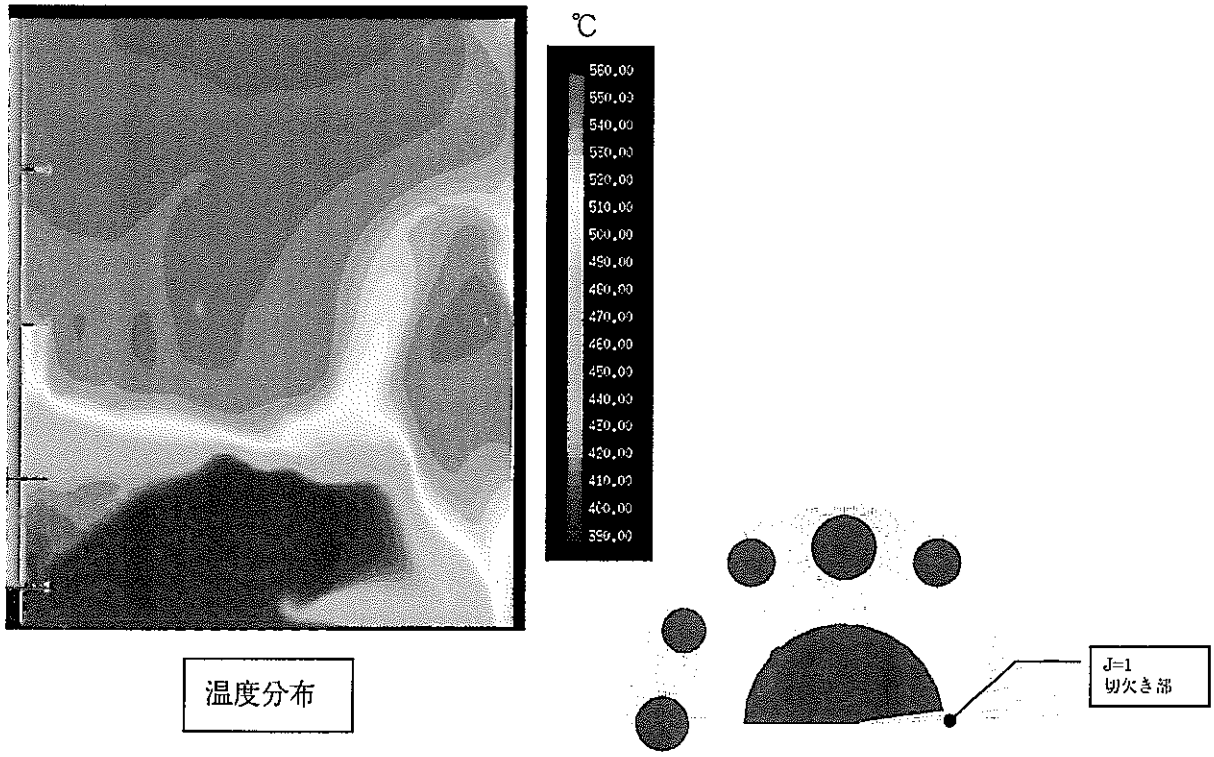
図 4.8.3(4)-55(9/9) トリップ後 11 秒における炉内挙動(k=62：デッププレート下面)
炉心頂部＋5.84m



流速ベクトル

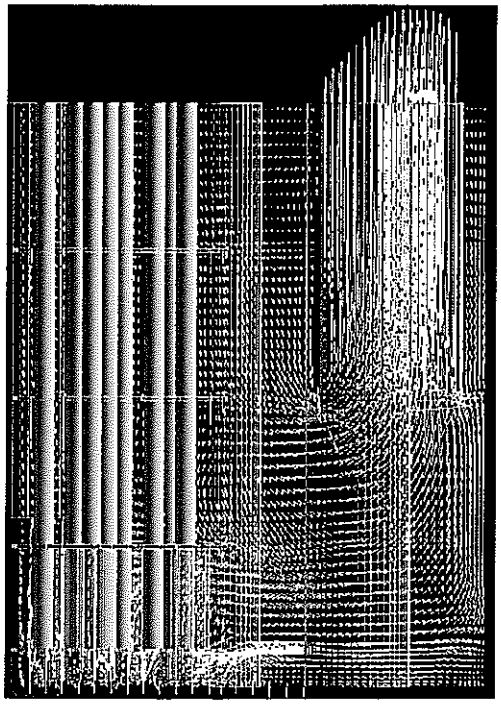


流速分布

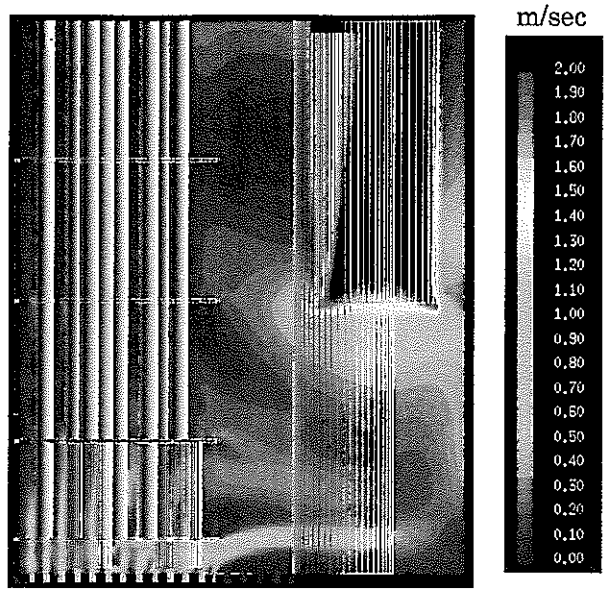


温度分布

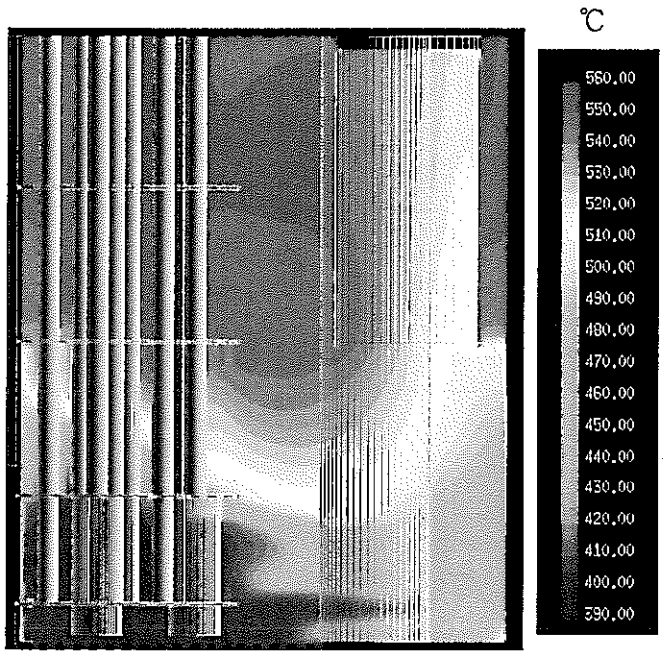
図 4.8.3(4)-56(1/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(J=1：切欠き部)



流速ベクトル



流速分布



温度分布

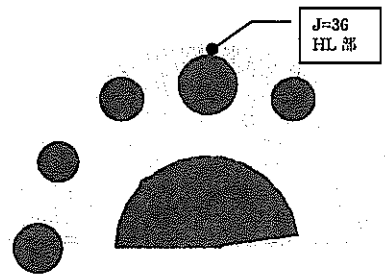


図 4.8.3(4)-56(2/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(J=36：HL 部)

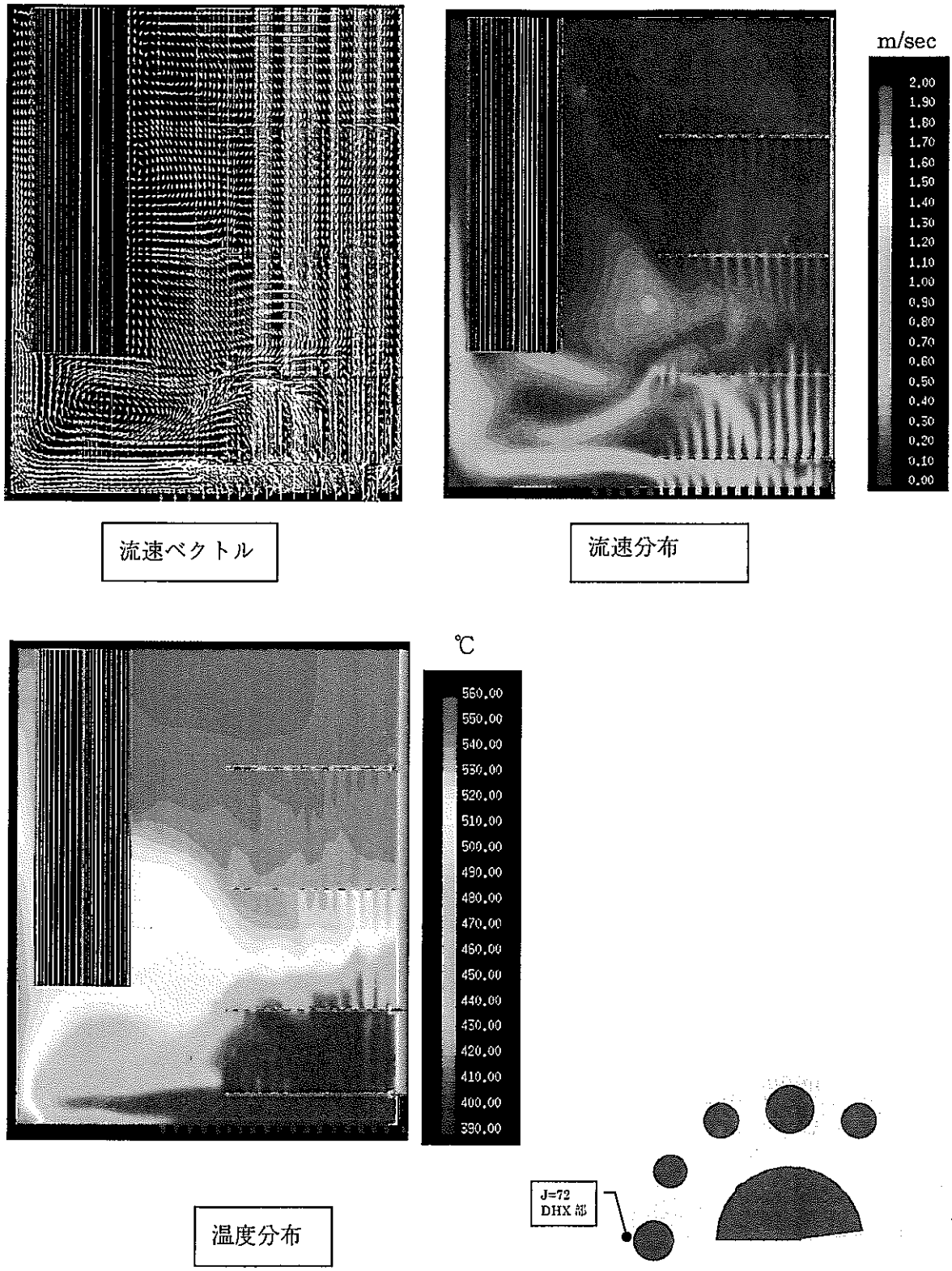


図 4.8.3(4)-56(3/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(J=72：DHX 部)

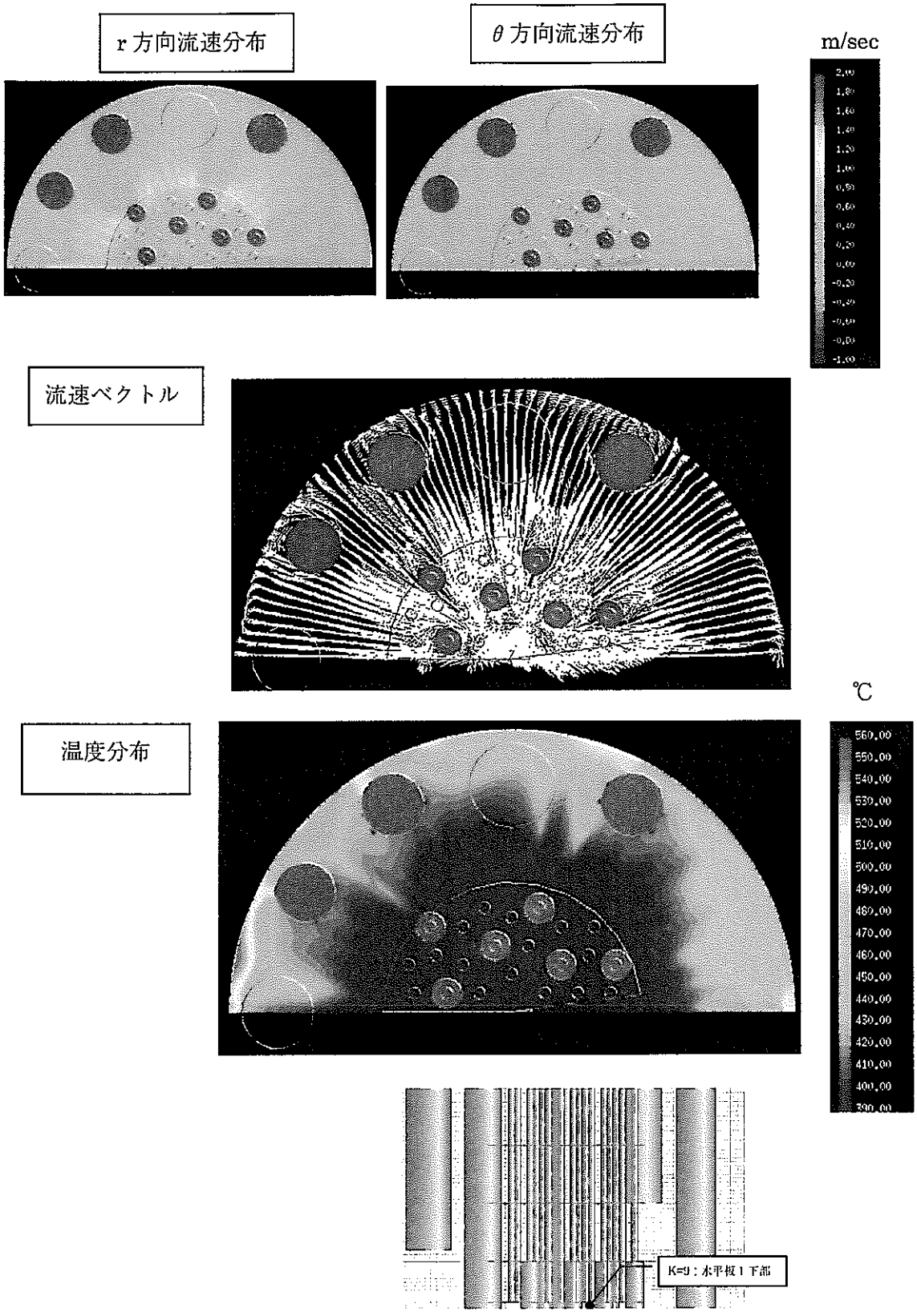


図 4.8.3(4)-56(4/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=9：UIS 水平板 1 下部)
炉心頂部＋0.32m

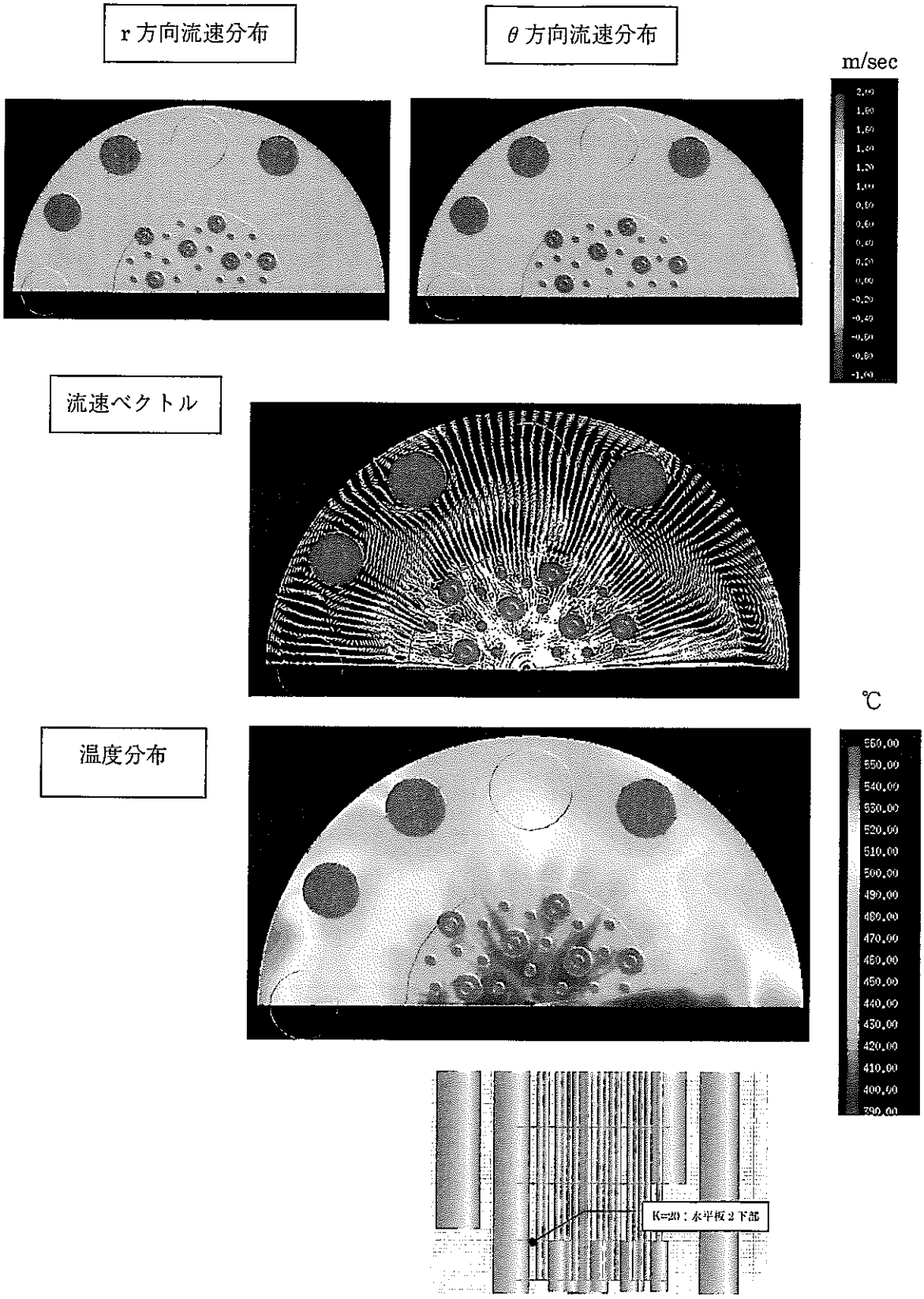


図 4.8.3(4)-56(5/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=20：UIS 水平板２下部)
炉心頂部＋1.35m

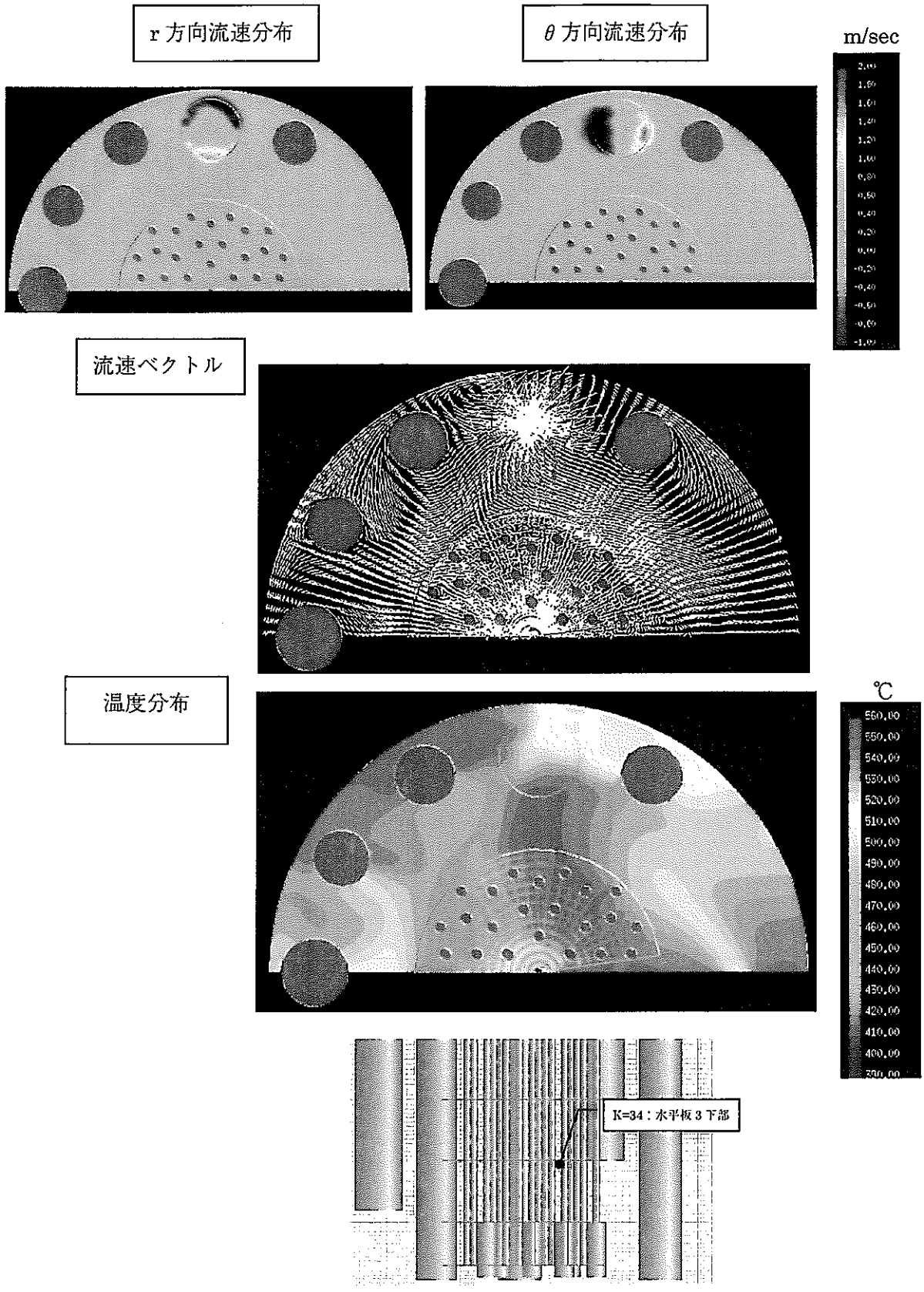


図 4.8.3(4)-56(6/9) トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=34：UIS 水平板３下部)
炉心頂部＋2.84m

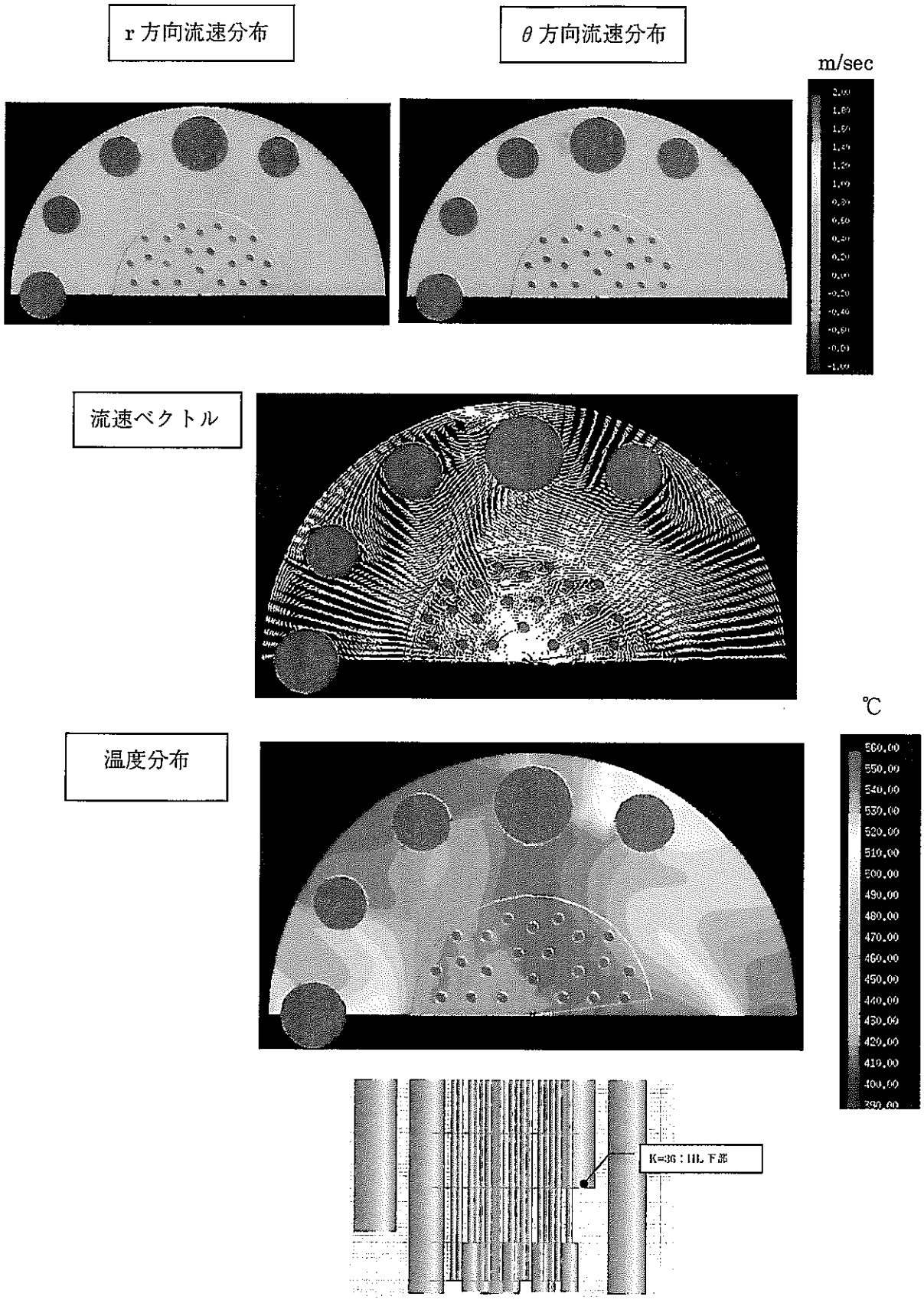


図 4.8.3(4)-56(7/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=36：HL 下部)
炉心頂部＋2.98m

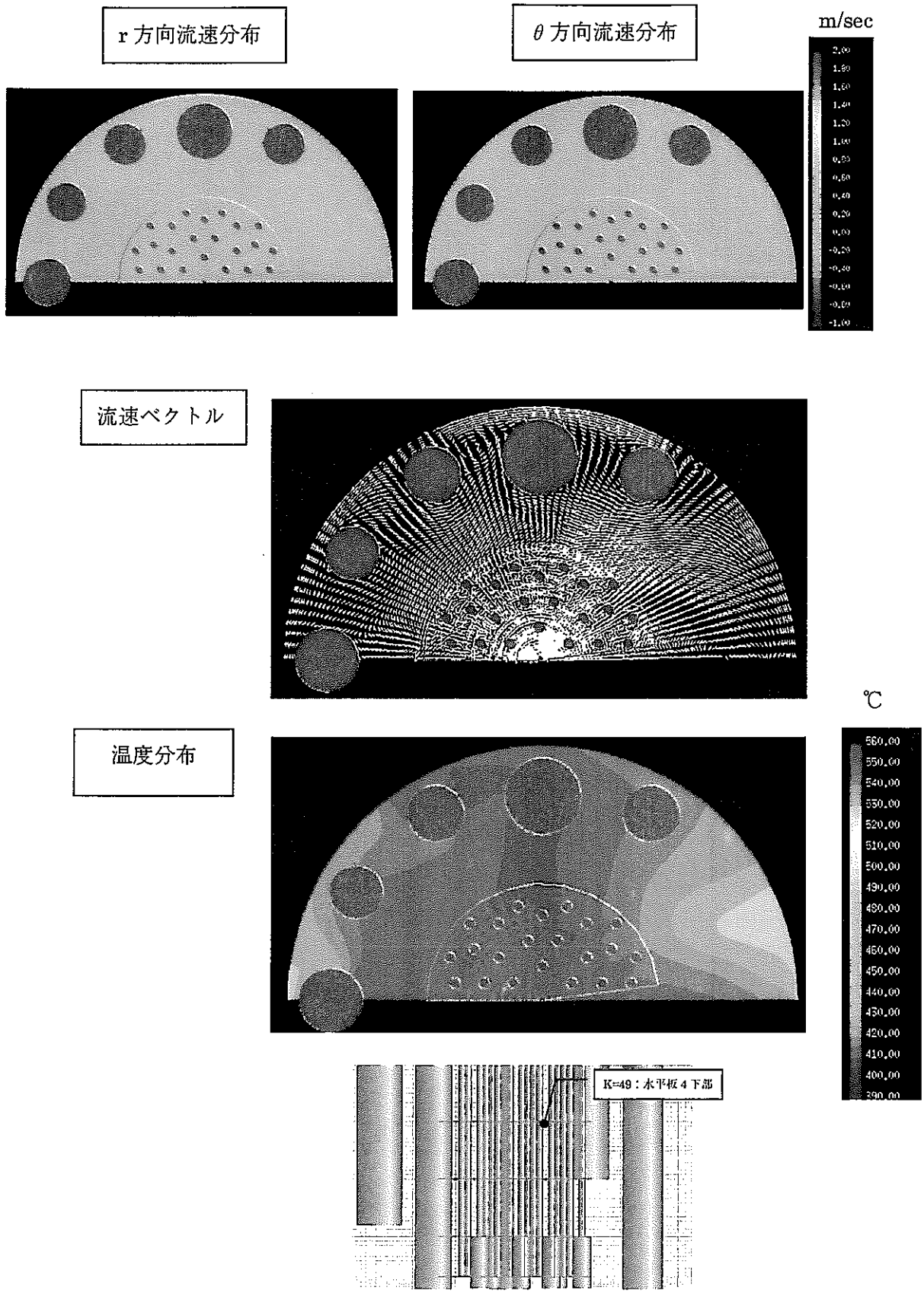


図 4.8.3(4)-56(8/9)　トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=49：UIS 水平板４下部)
炉心頂部＋4.35m

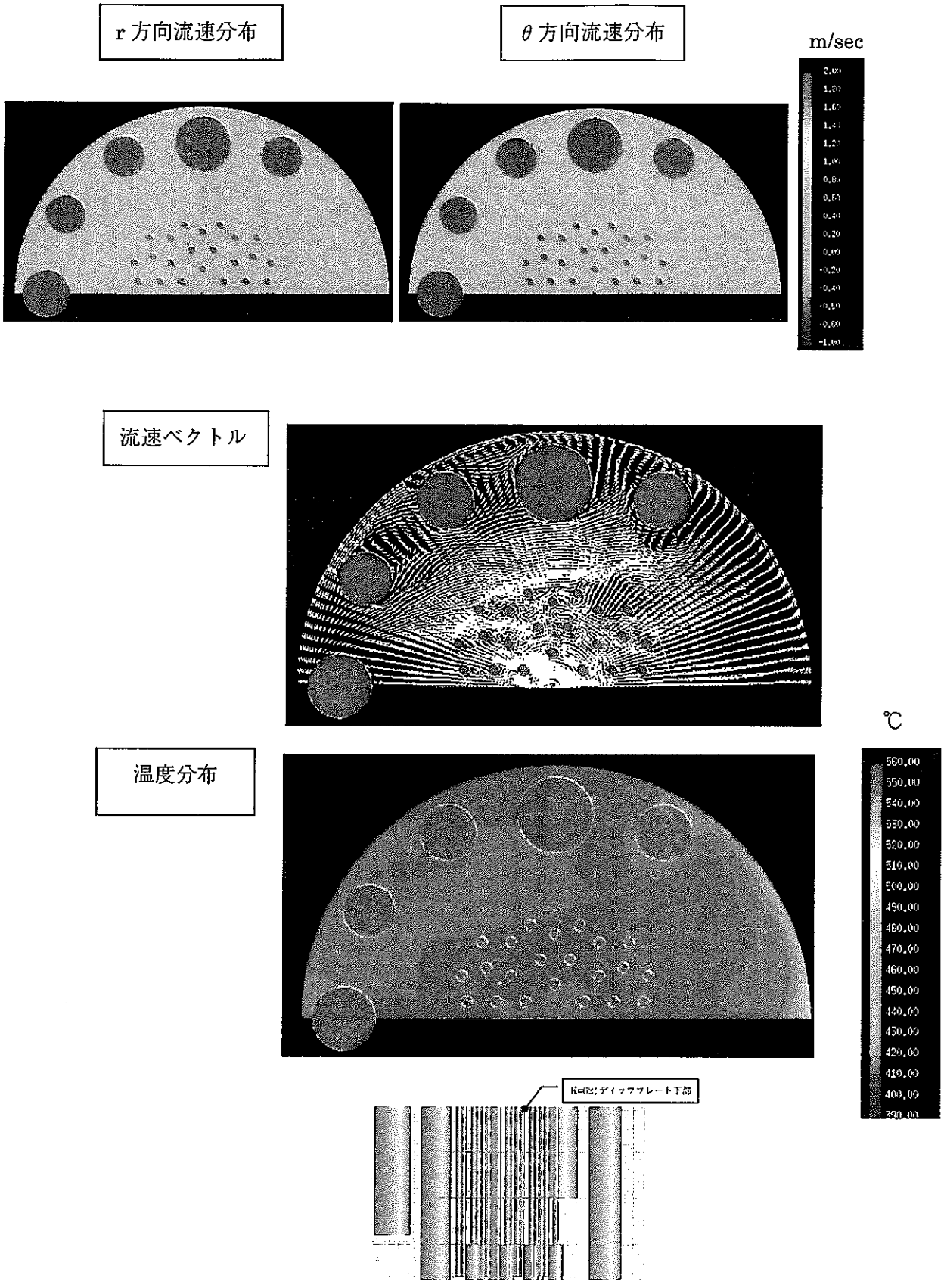
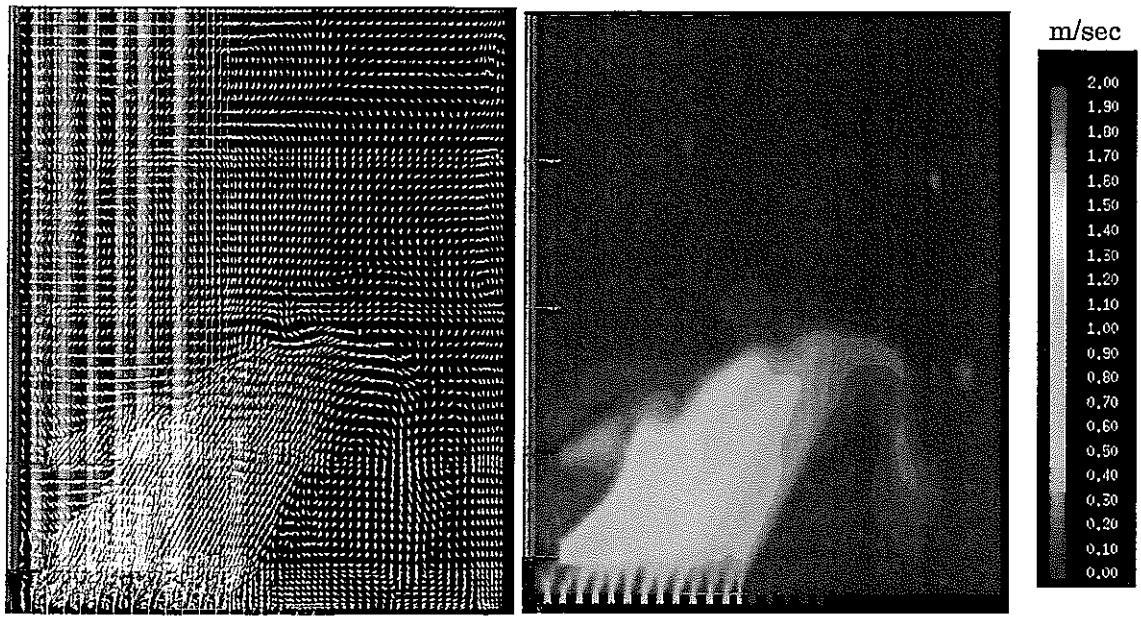
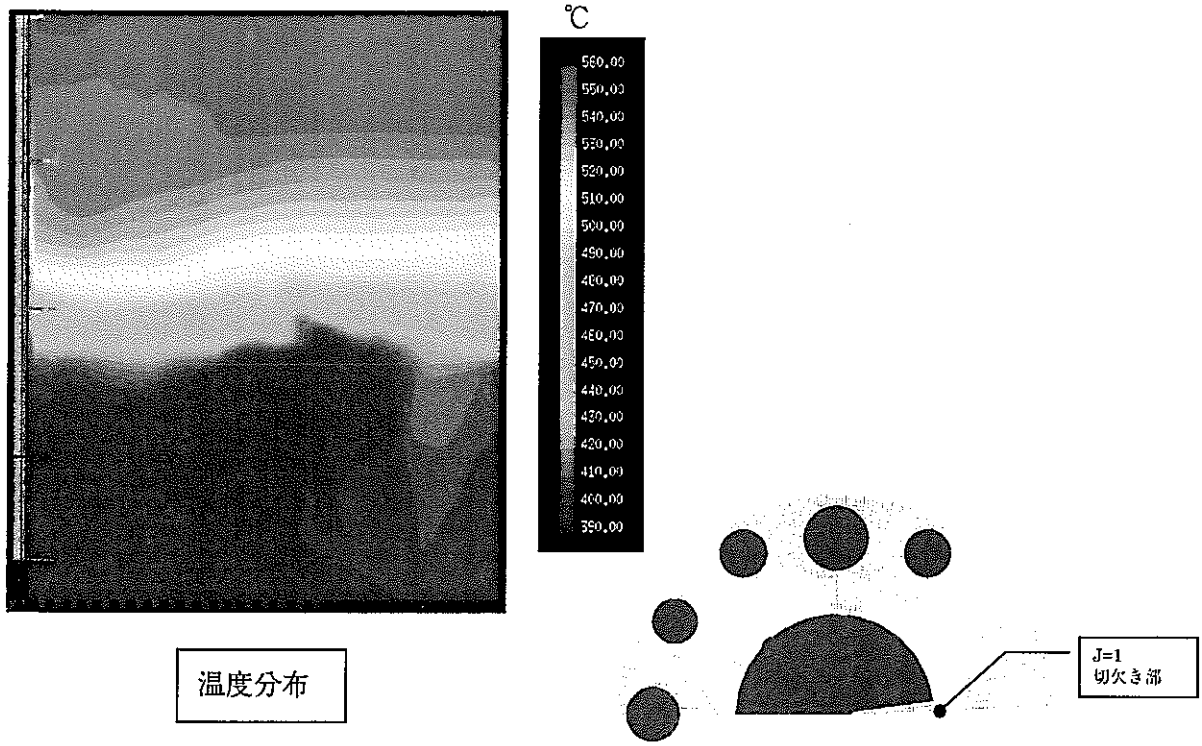


図 4.8.3(4)-56(9/9) トリップ後 24 秒における炉内挙動(k=62：デッププレート下面)
炉心頂部＋5.84m



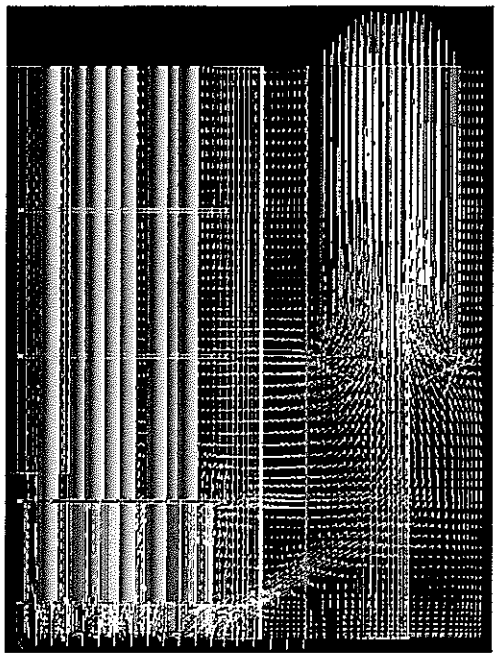
流速ベクトル

流速分布

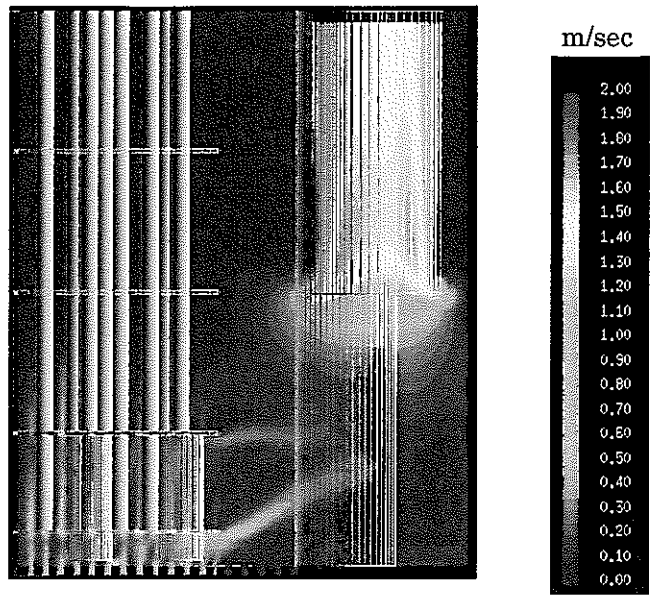


温度分布

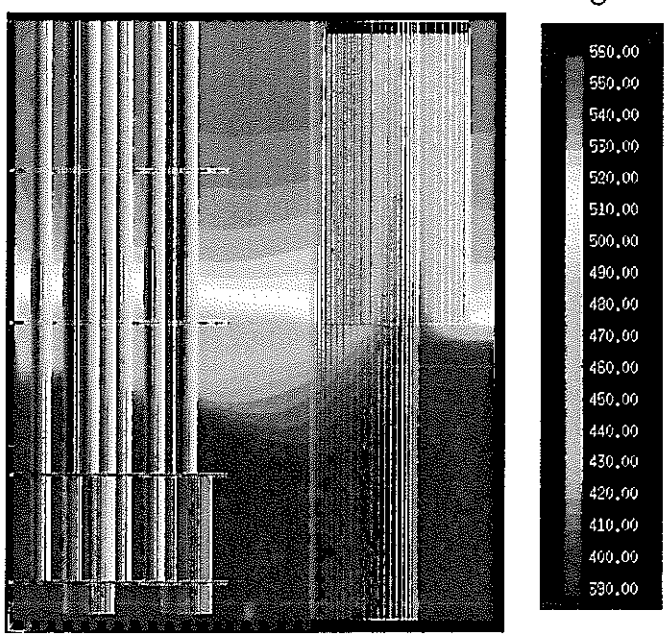
図 4.8.3(4)-57(1/10)　トリップ後 76 秒における炉内挙動(J=1：切欠き部)



流速ベクトル



流速分布



温度分布

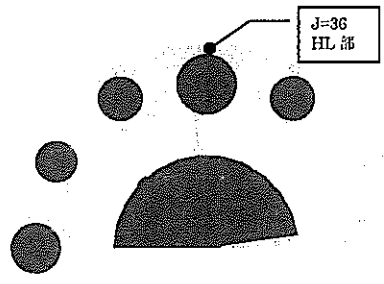
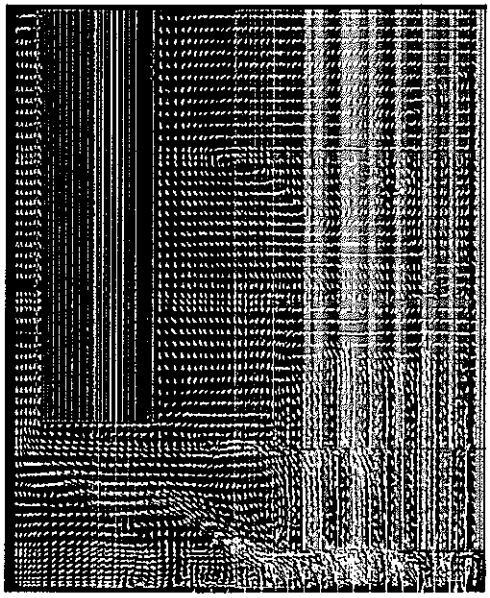
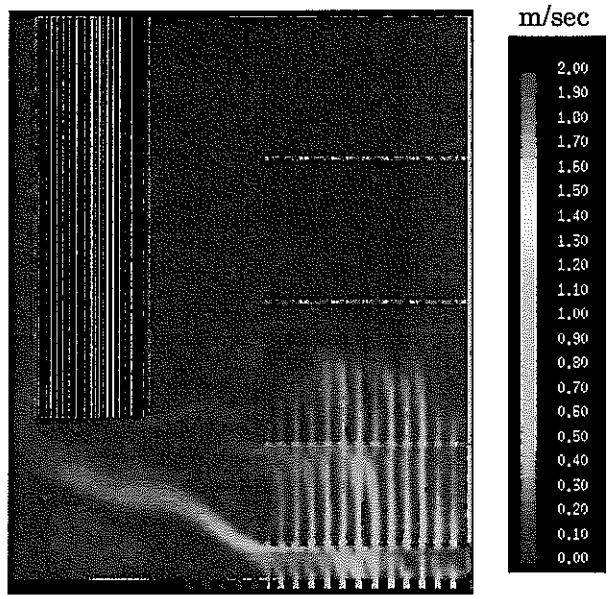


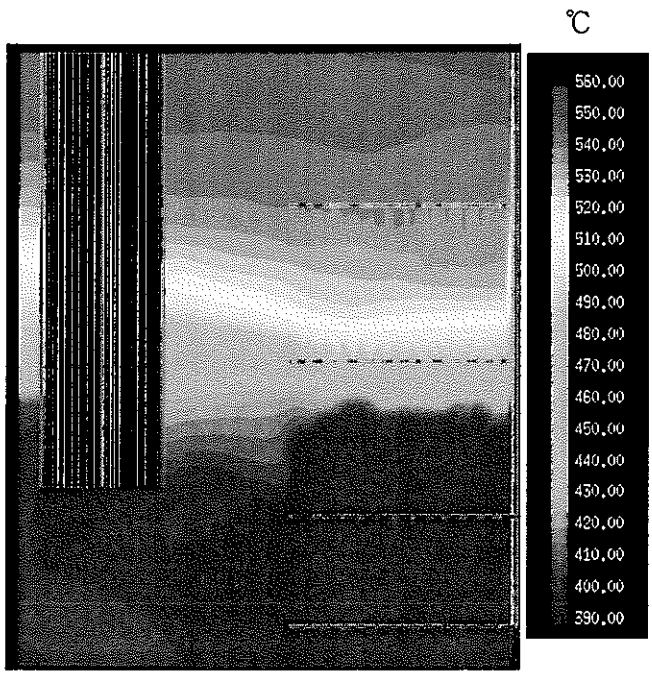
図 4.8.3(4)-57(2/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(J=36：HL 部)



流速ベクトル



流速分布



温度分布

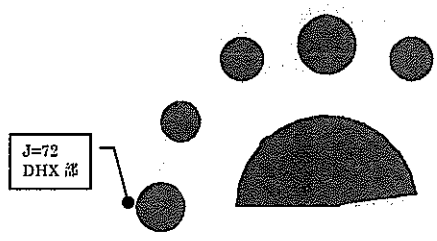


図 4.8.3(4)-57(3/10)　トリップ後 76 秒における炉内挙動(J=72：DHX 部)

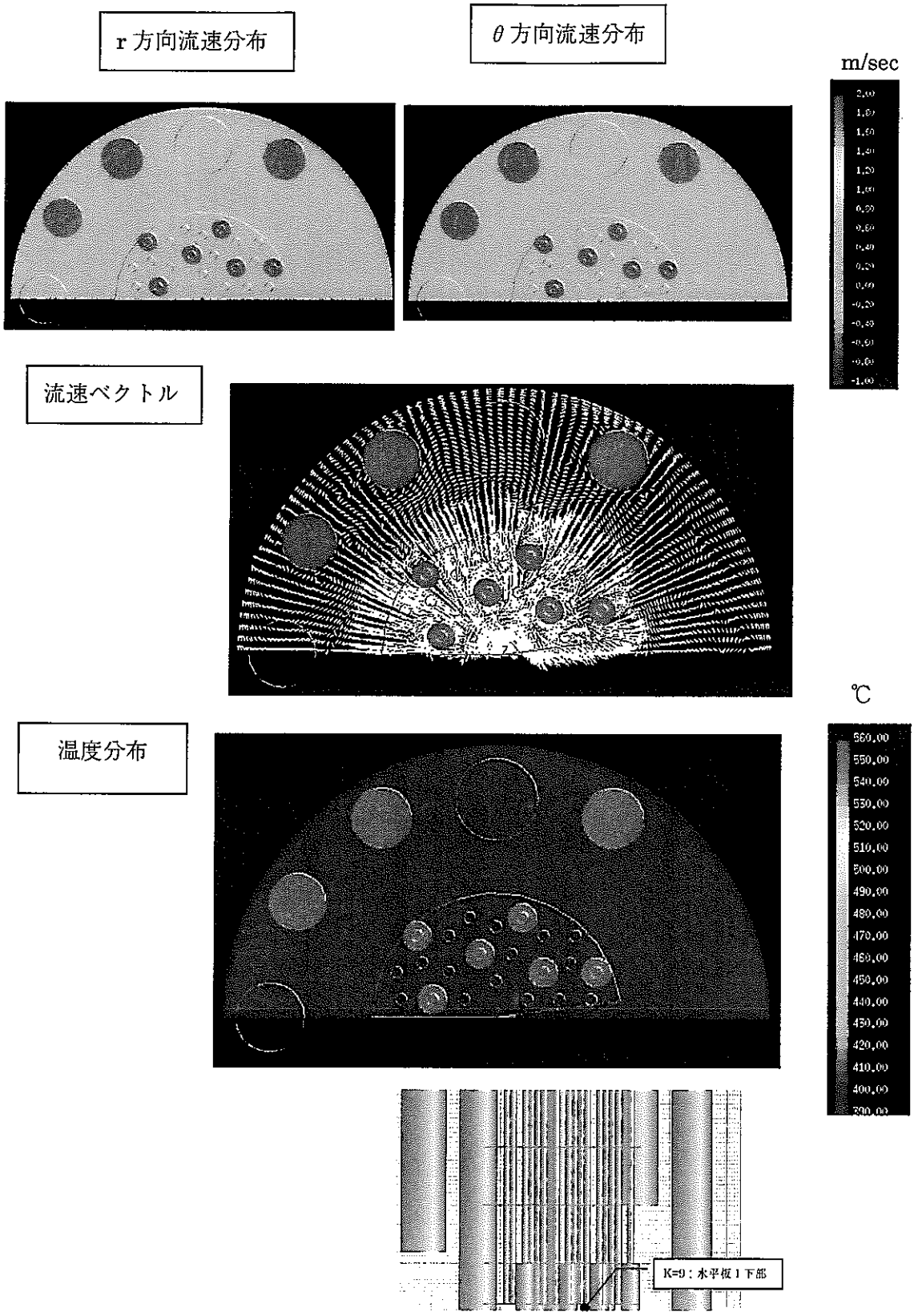


図 4.8.3(4)-57(4/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=9：UIS 水平板 1 下部)
炉心頂部＋0.32m

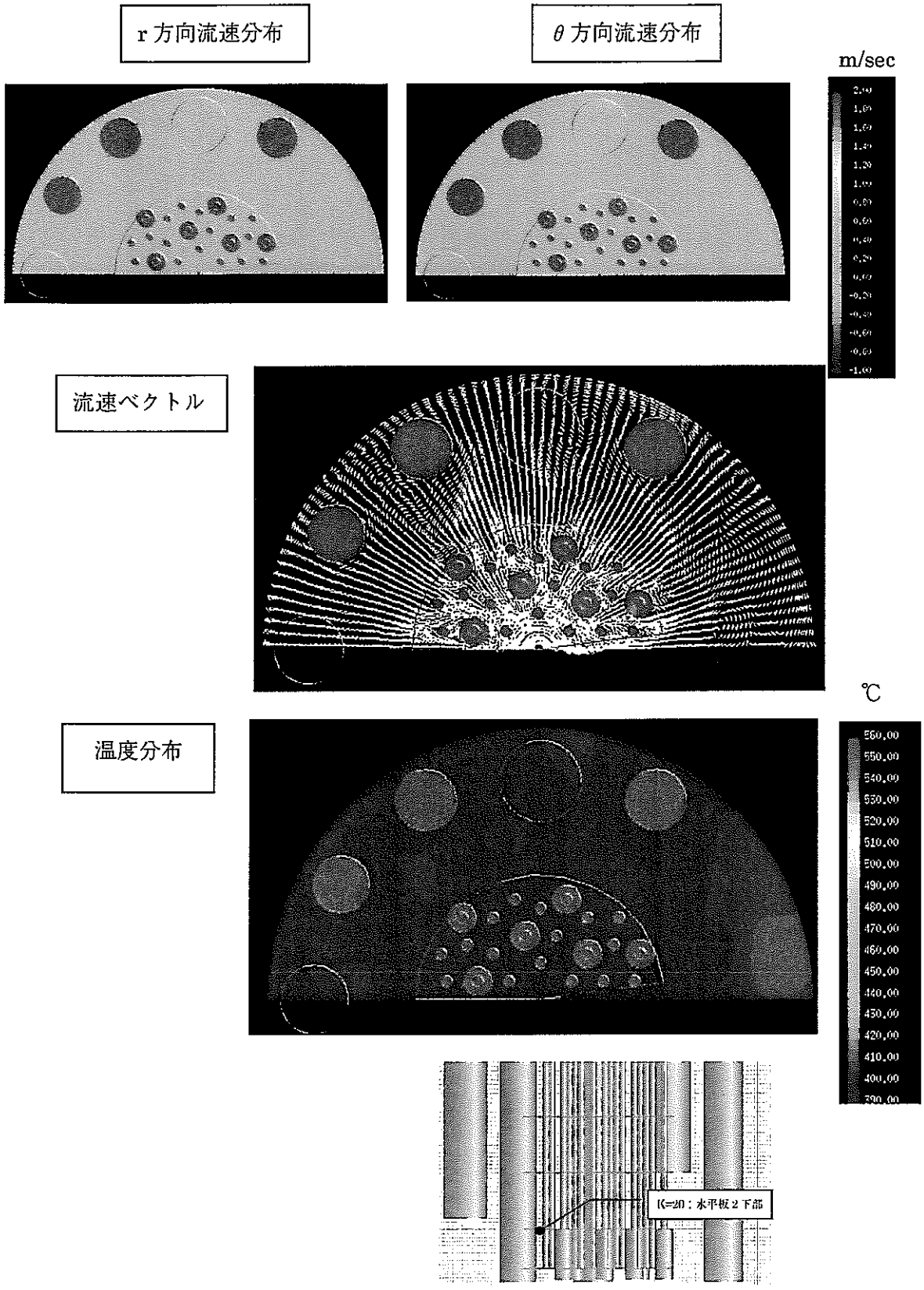


図 4.8.3(4)-57(5/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=20：UIS 水平板２下部)
炉心頂部＋1.35m

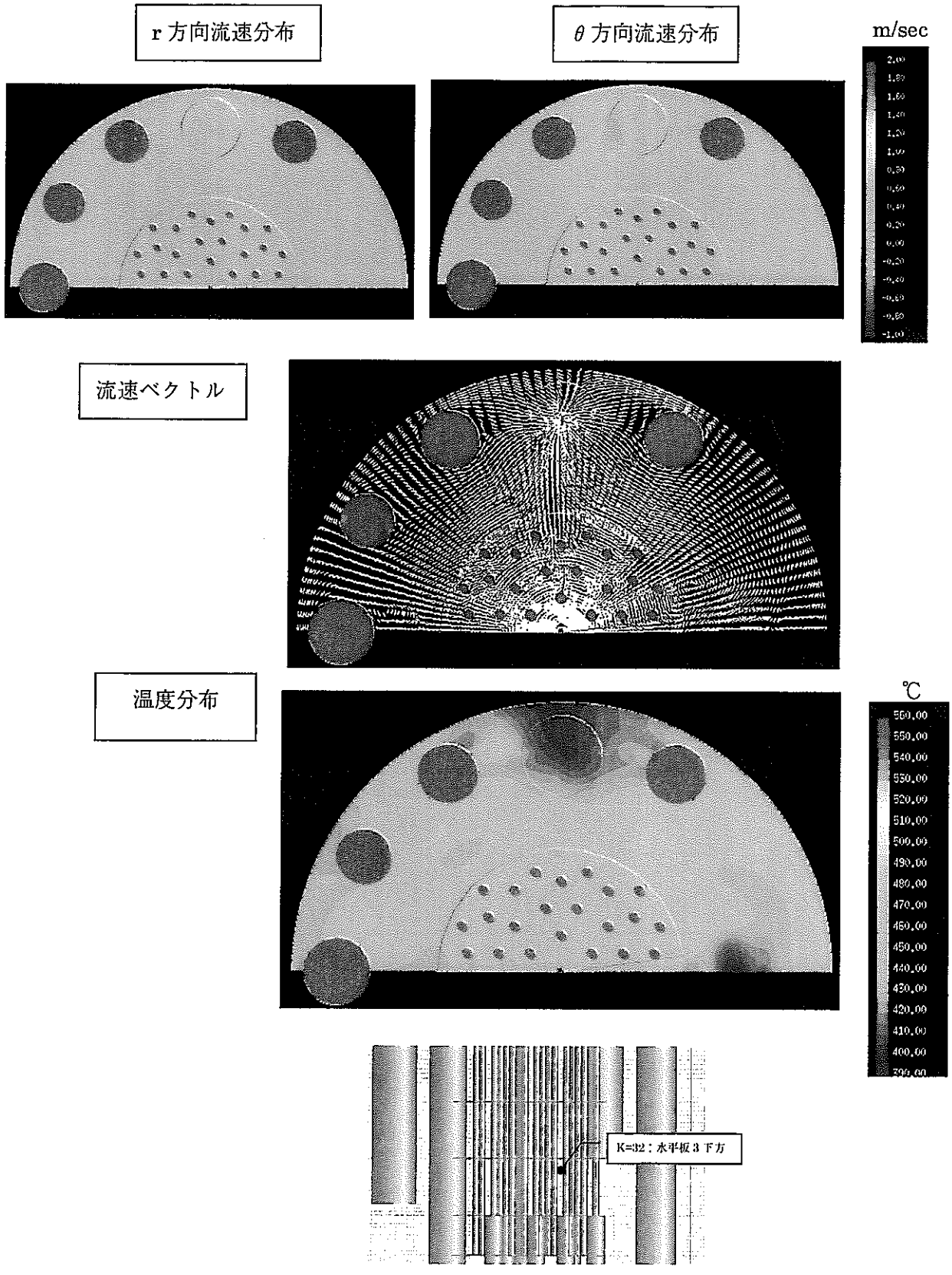


図 4.8.3(4)-57(6/10)　トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=32：UIS 水平板 3 下方)
炉心頂部＋2.6m

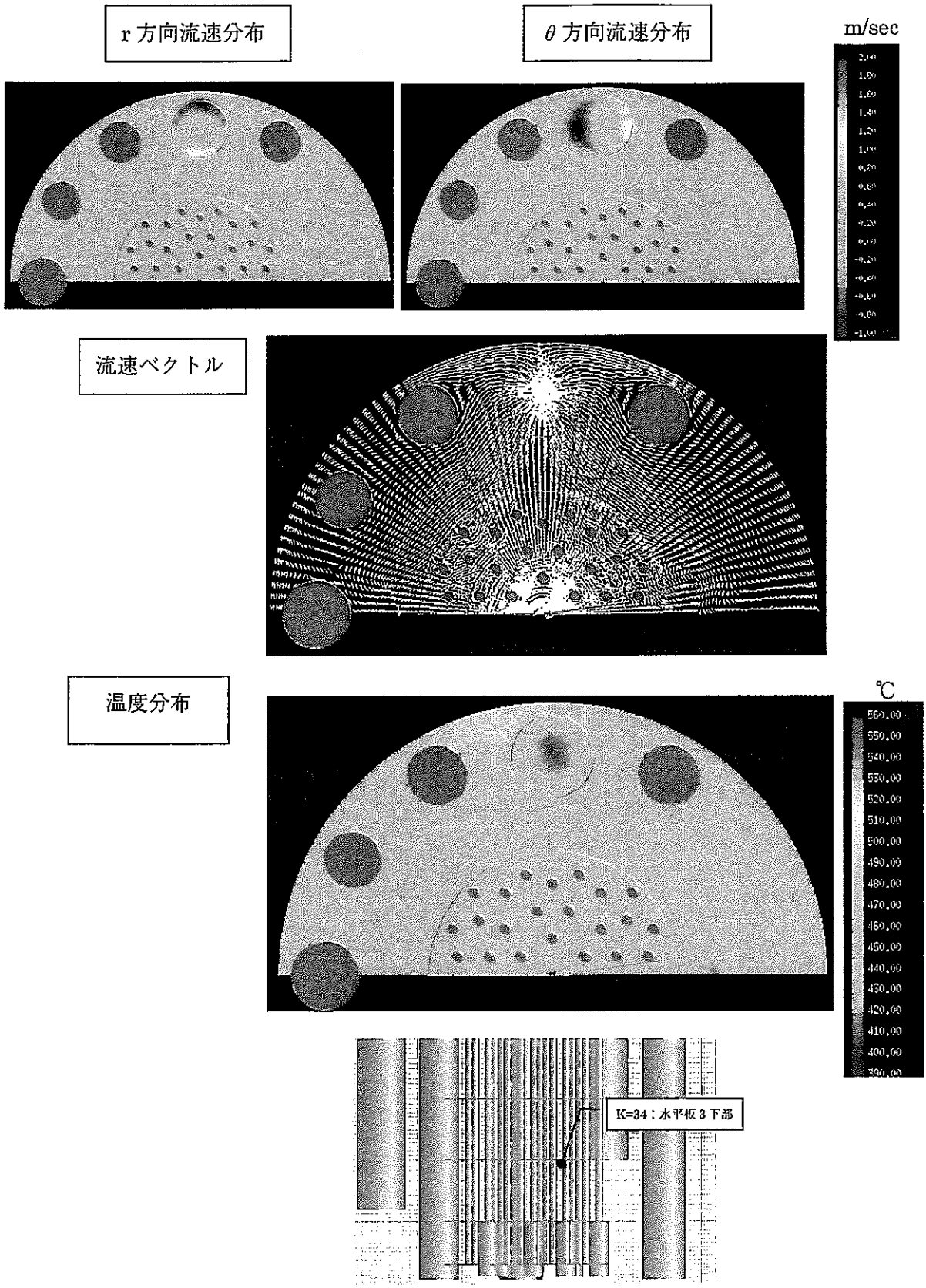


図 4.8.3(4)-57(7/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=34：UIS 水平板３下部)
炉心頂部＋2.84m

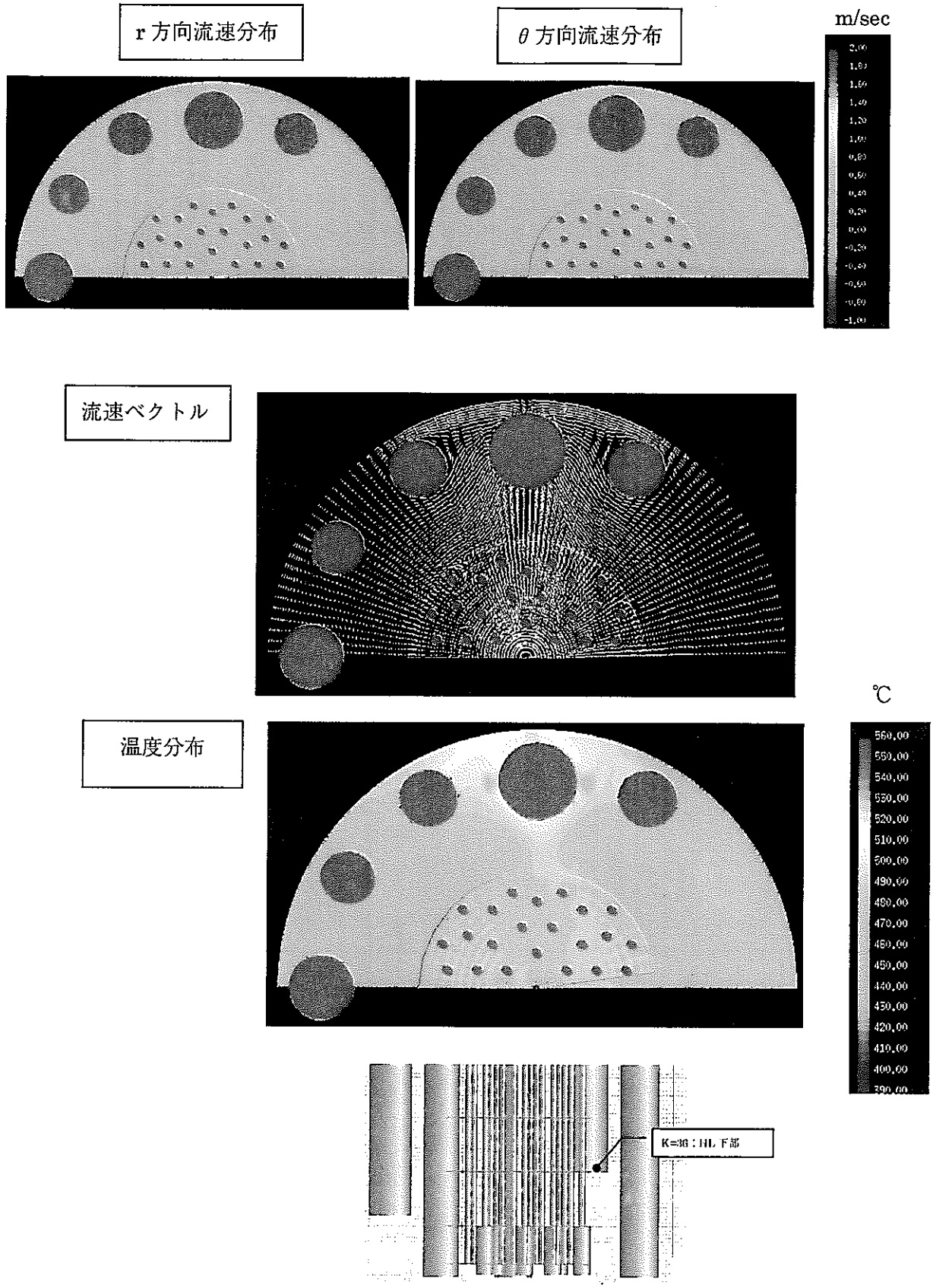


図 4.8.3(4)-57(8/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=36：HL 下部)
炉心頂部＋2.98m

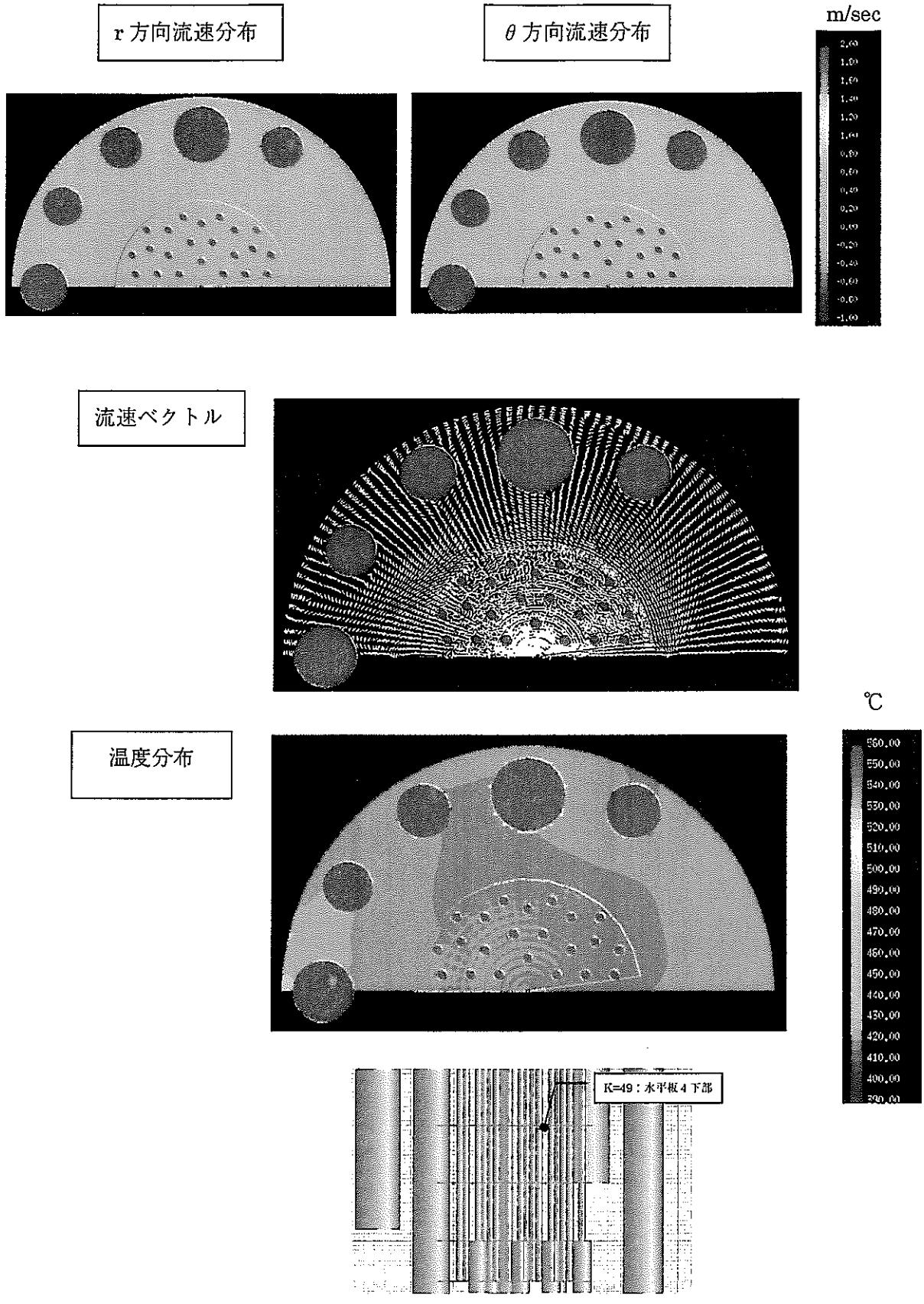


図 4.8.3(4)-57(9/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=49：UIS 水平板 4 下部)
炉心頂部＋4.35m

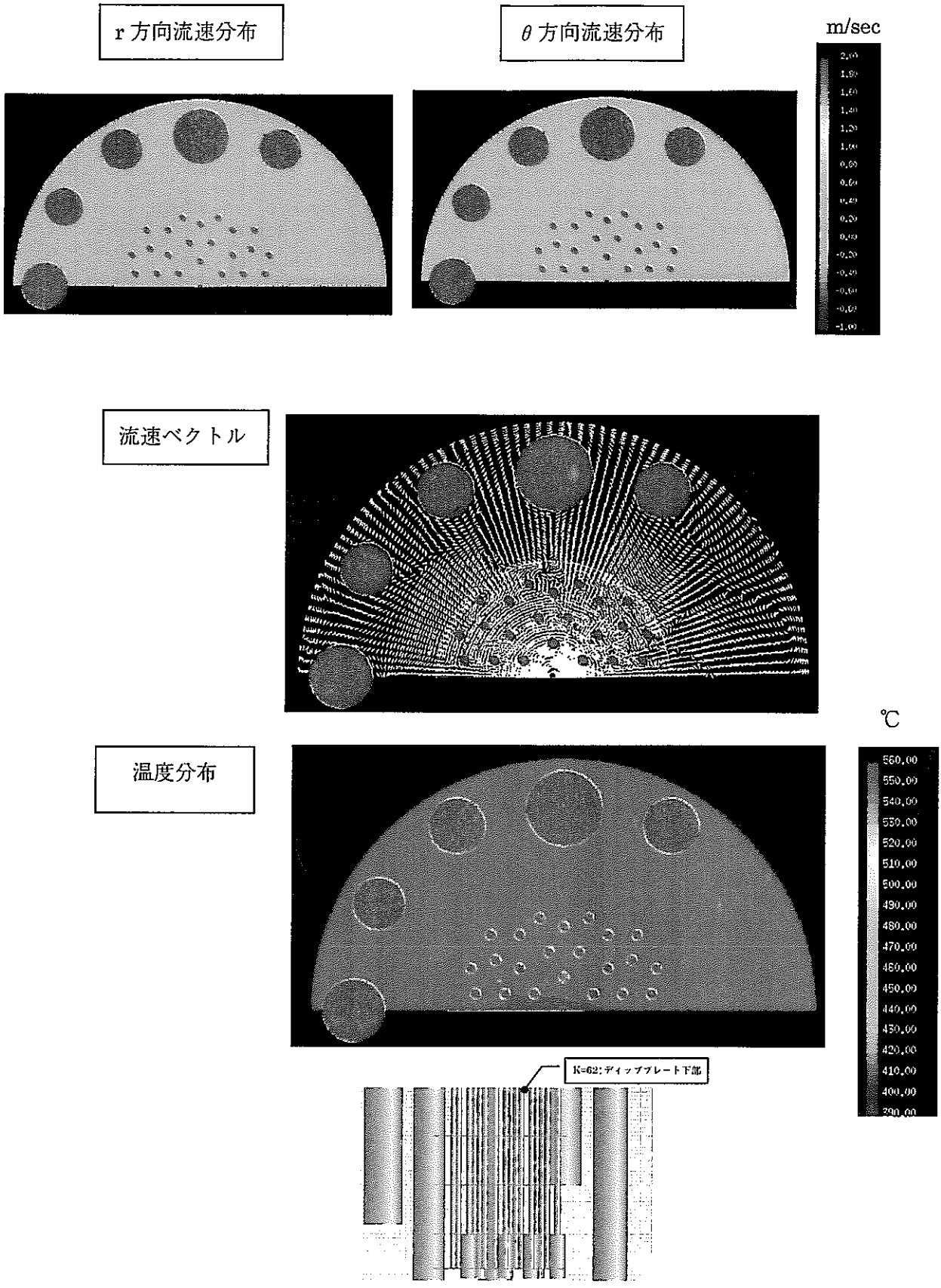
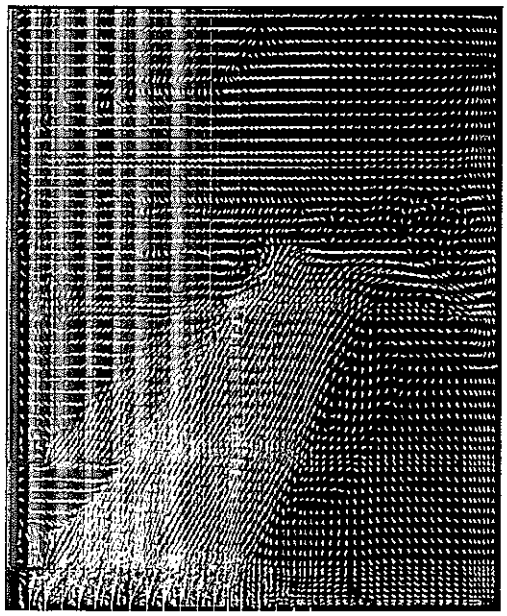
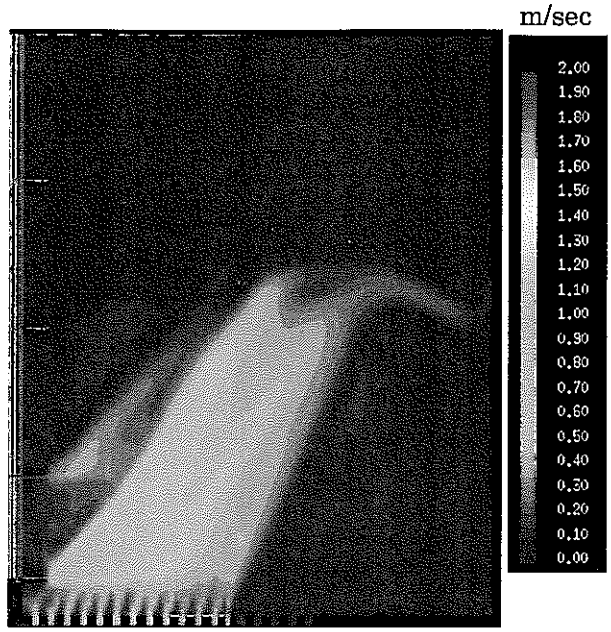


図 4.8.3(4)-57(10/10) トリップ後 76 秒における炉内挙動(k=62：デッププレート下面)
炉心頂部＋5.84m

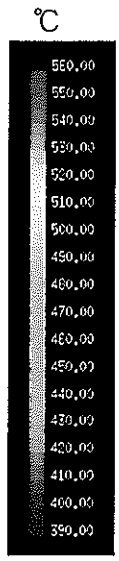


流速ベクトル



流速分布





温度分布

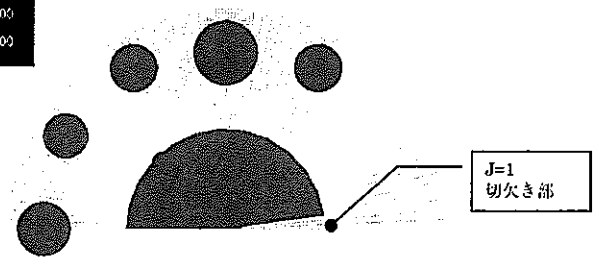
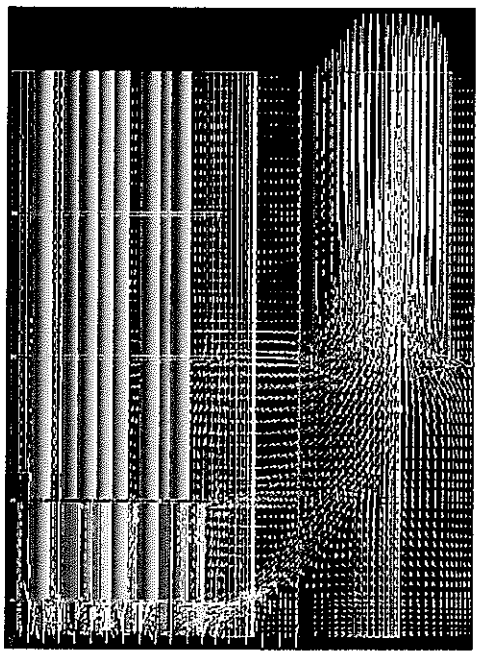
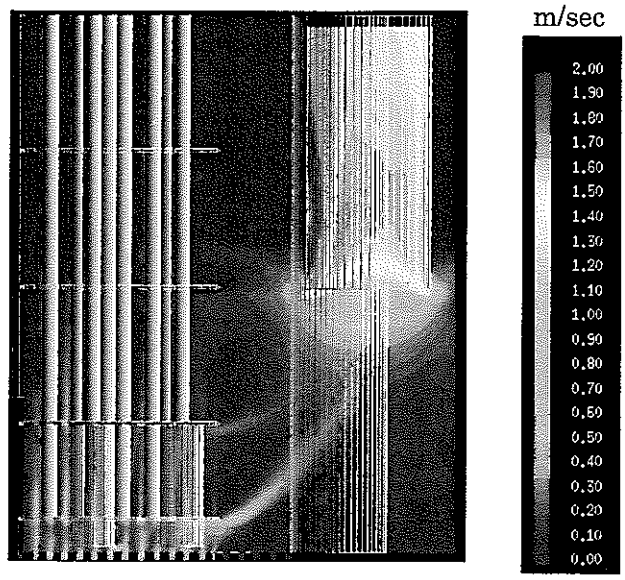


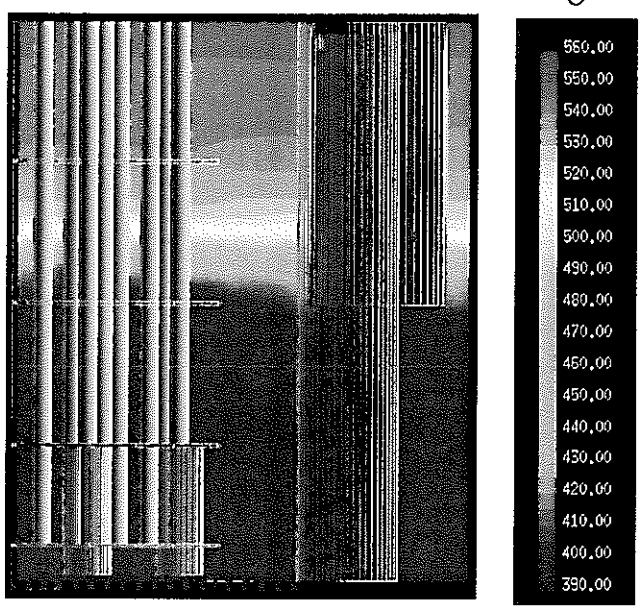
図 4.8.3(4)-58(1/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(J=1：切欠き部)



流速ベクトル



流速分布



温度分布

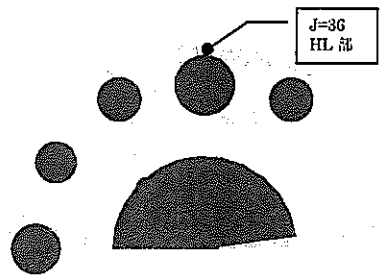


図 4.8.3(4)-58(2/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(J=36：HL 部)

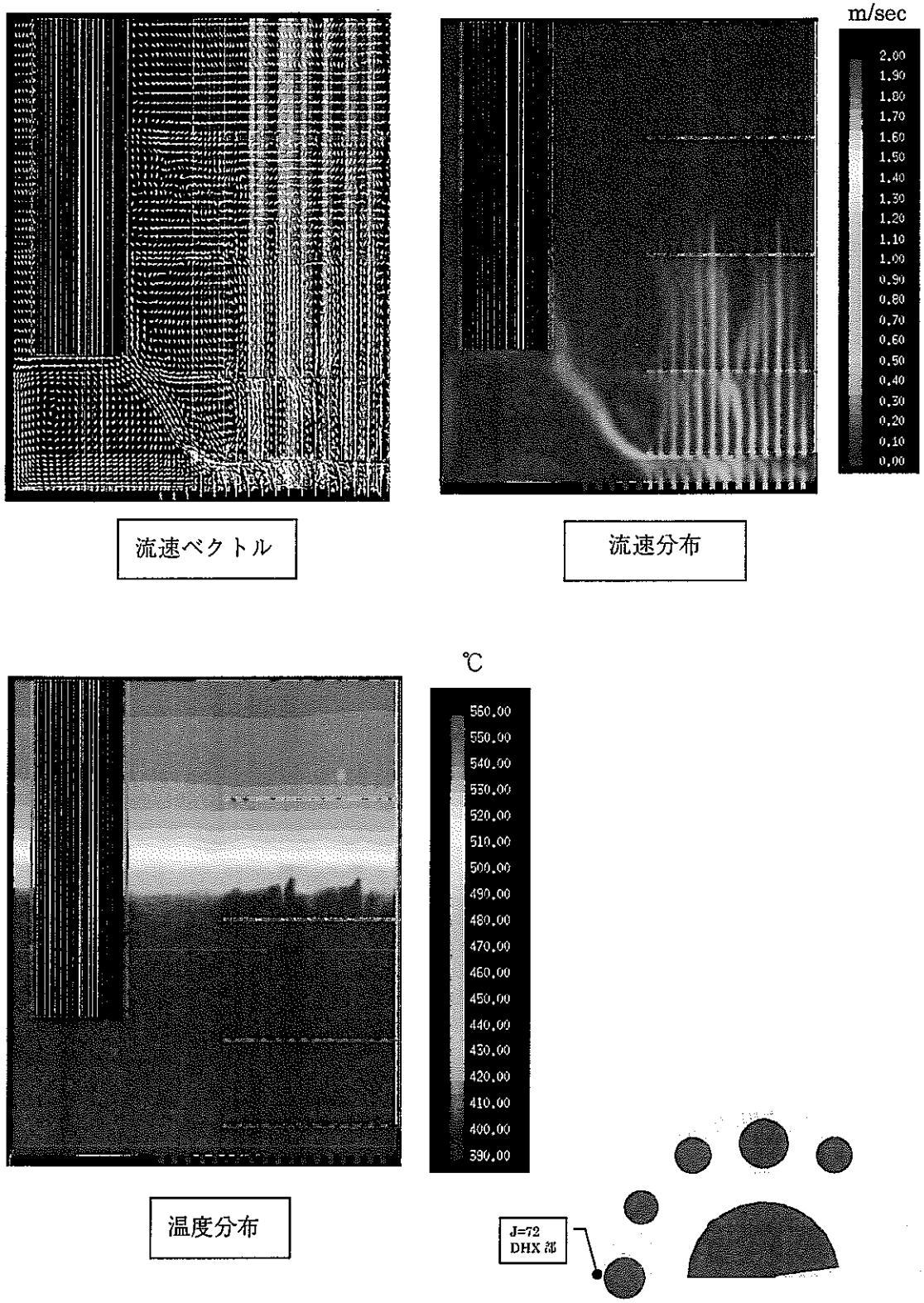


図 4.8.3(4)-58(3/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(J=72:DHX 部)

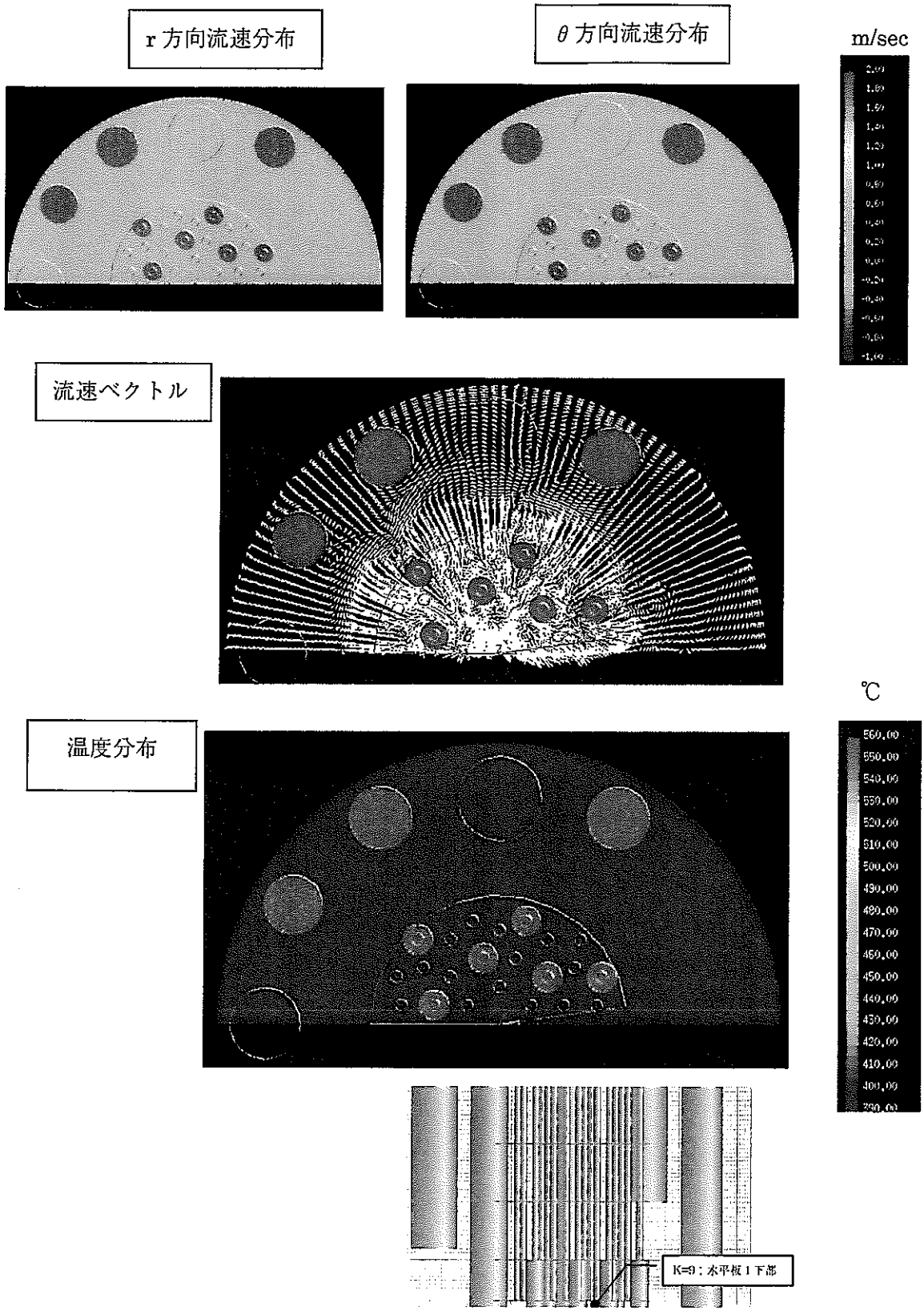


図 4.8.3(4)-58(4/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=9：UIS 水平板 1 下部)
炉心頂部＋0.32m

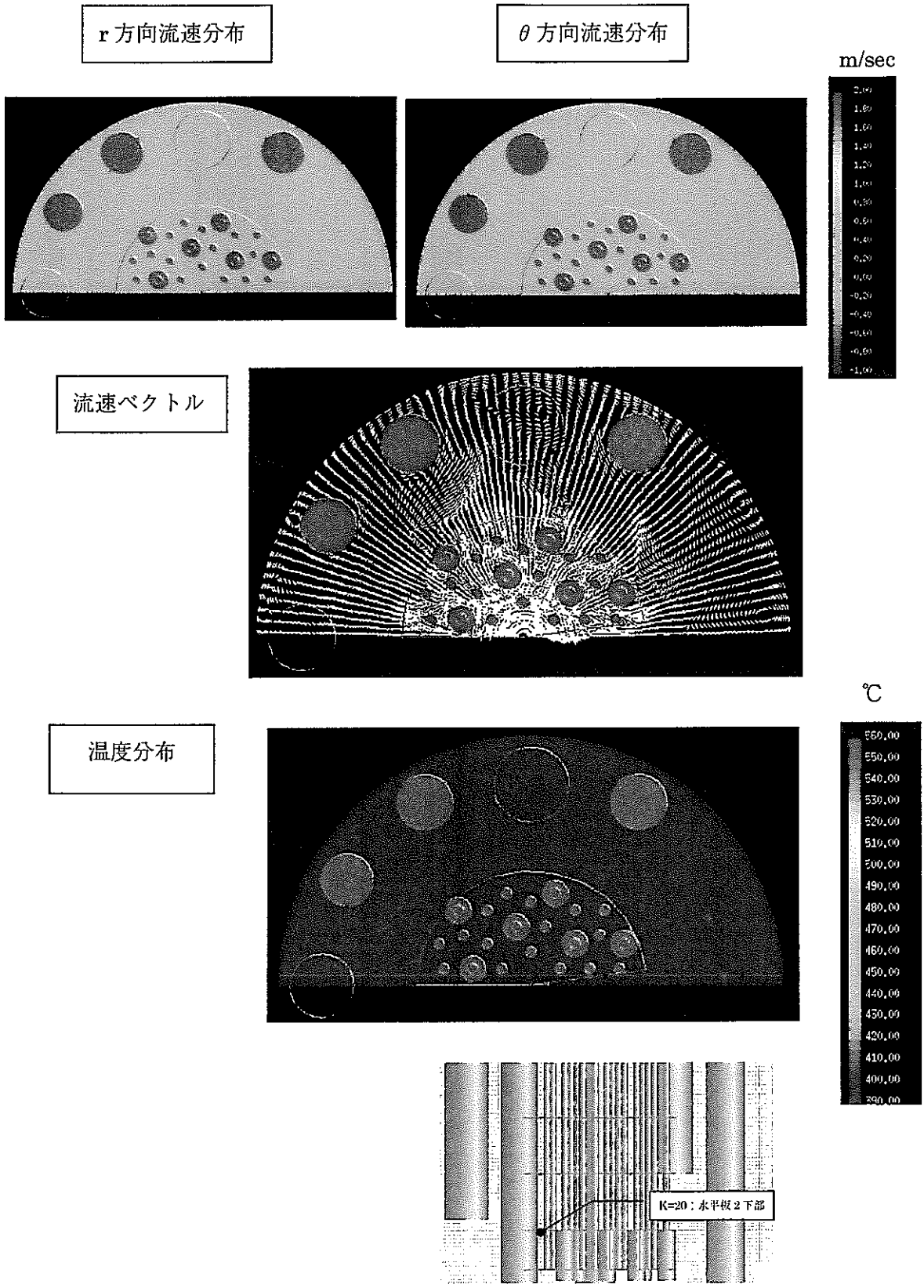


図 4.8.3(4)-58(5/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=20:UIS 水平板２下部)
炉心頂部＋1.35m

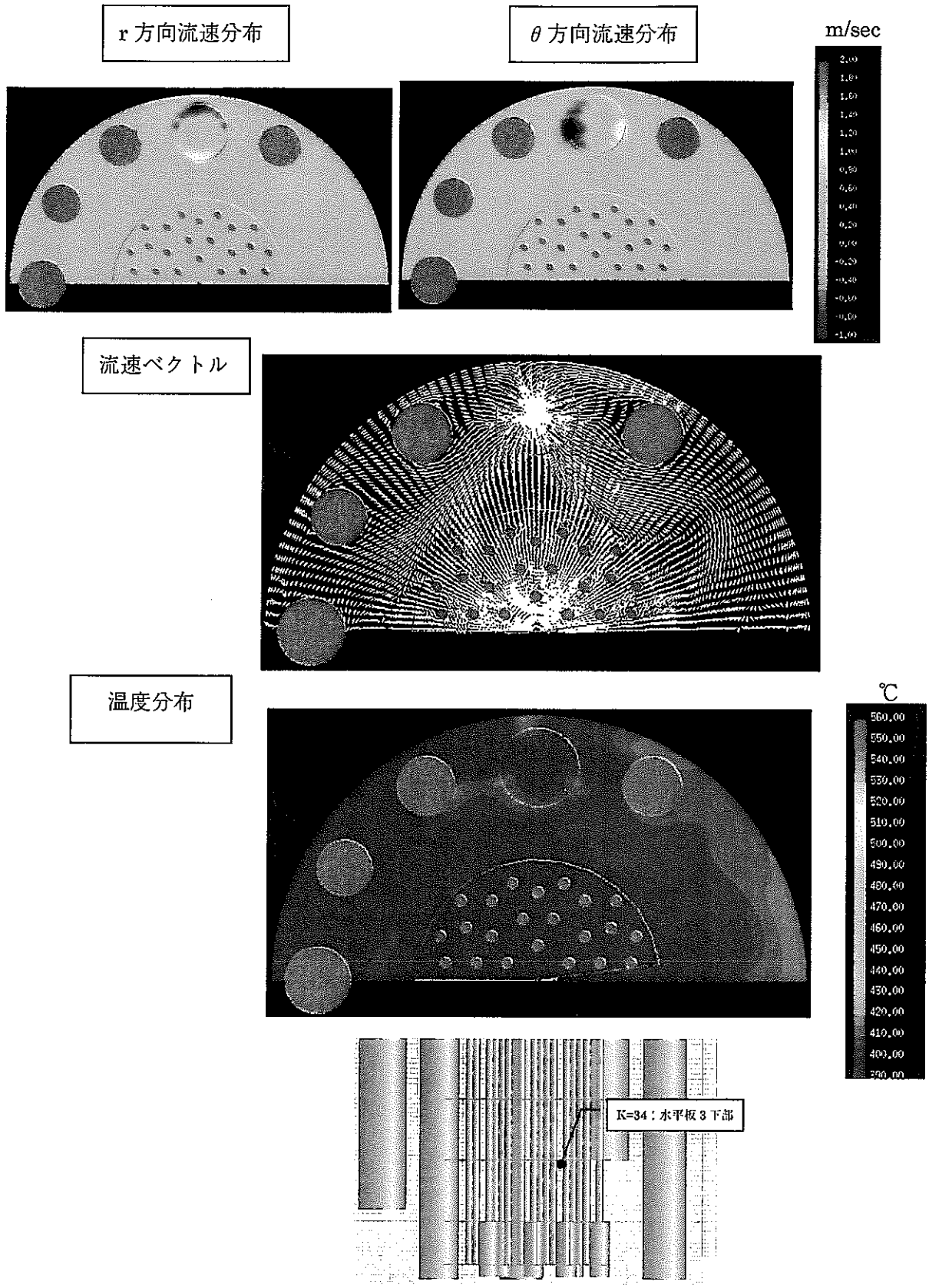


図 4.8.3(4)-58(6/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=34：UIS 水平板３下部)
炉心頂部＋2.84m

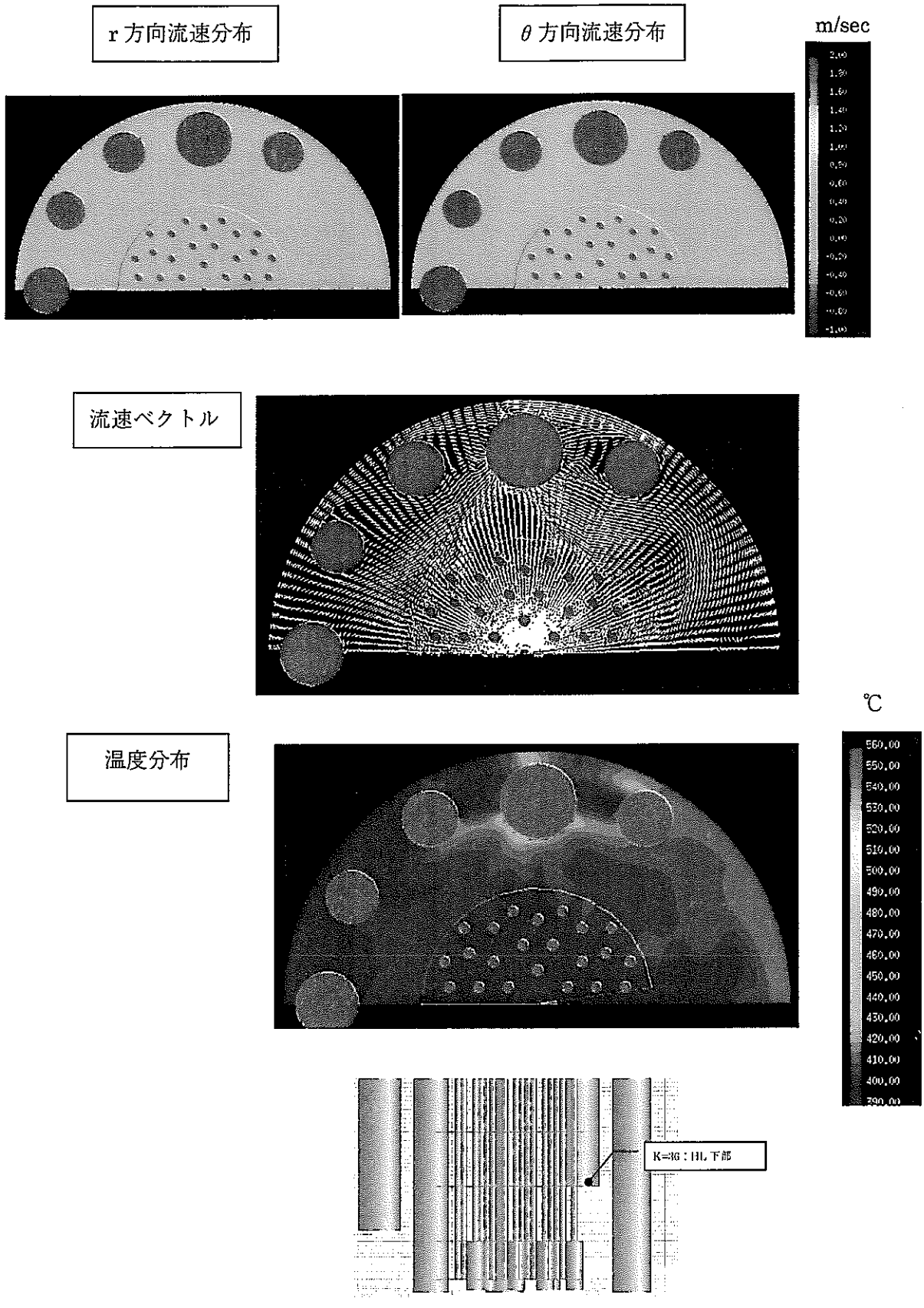


図 4.8.3(4)-58(7/10) トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=36：HL 下部)
炉心頂部＋2.98m

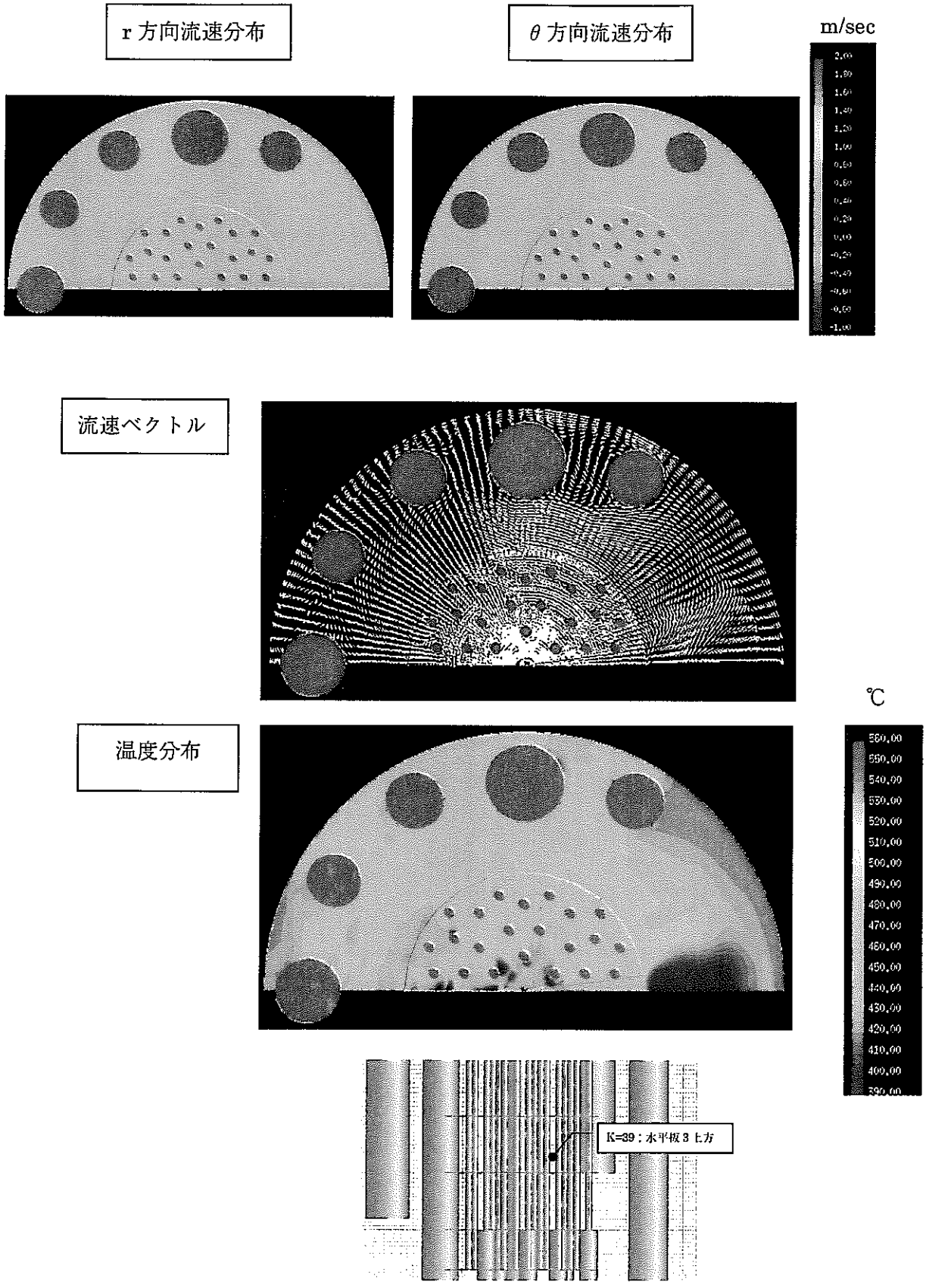


図 4.8.3(4)-58(8/10) トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=39：UIS 水平板 3 上方)
炉心頂部＋3.3m

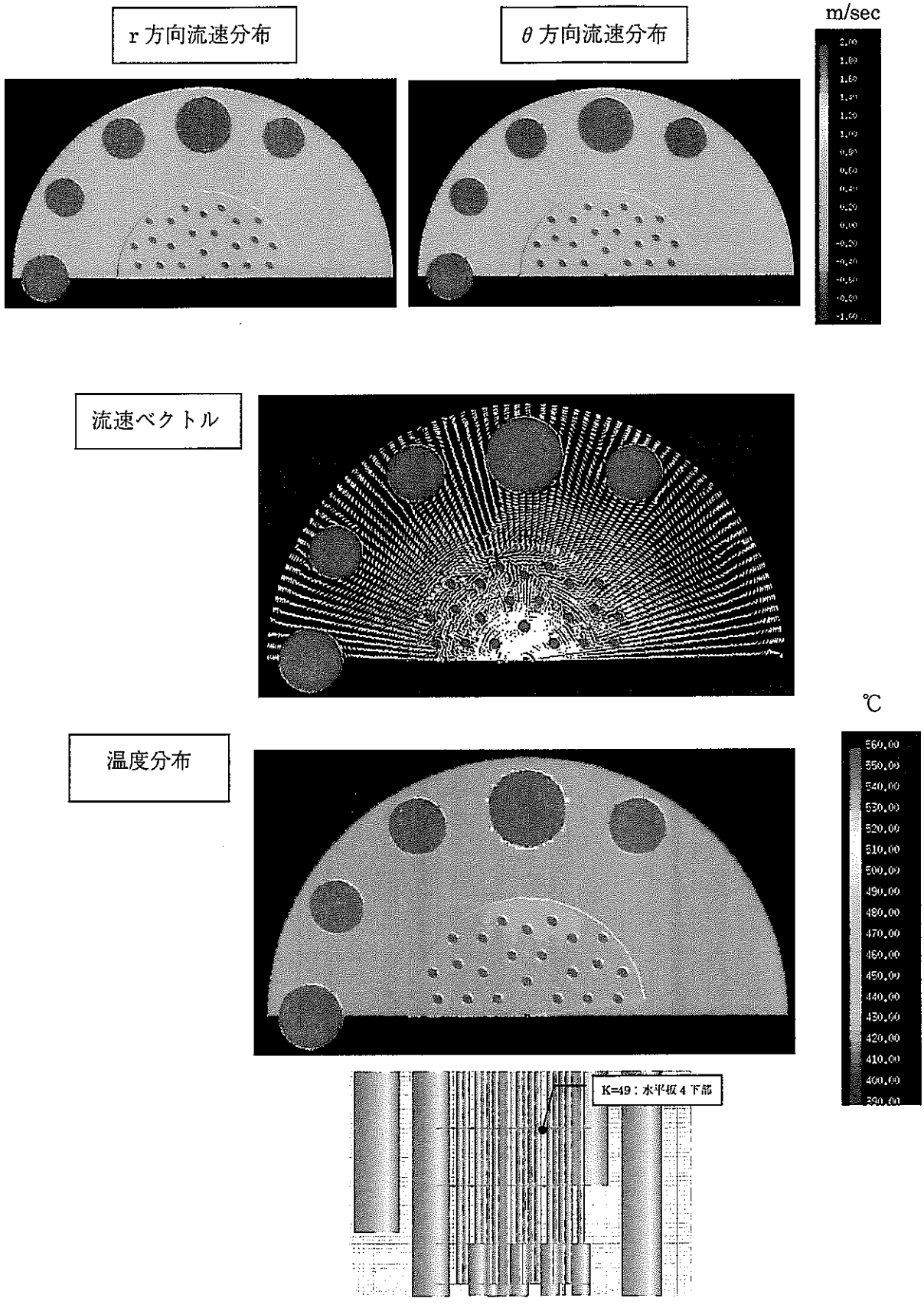


図 4.8.3(4)-58(9/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=49：UIS 水平板 4 下部)
炉心頂部＋4.35m

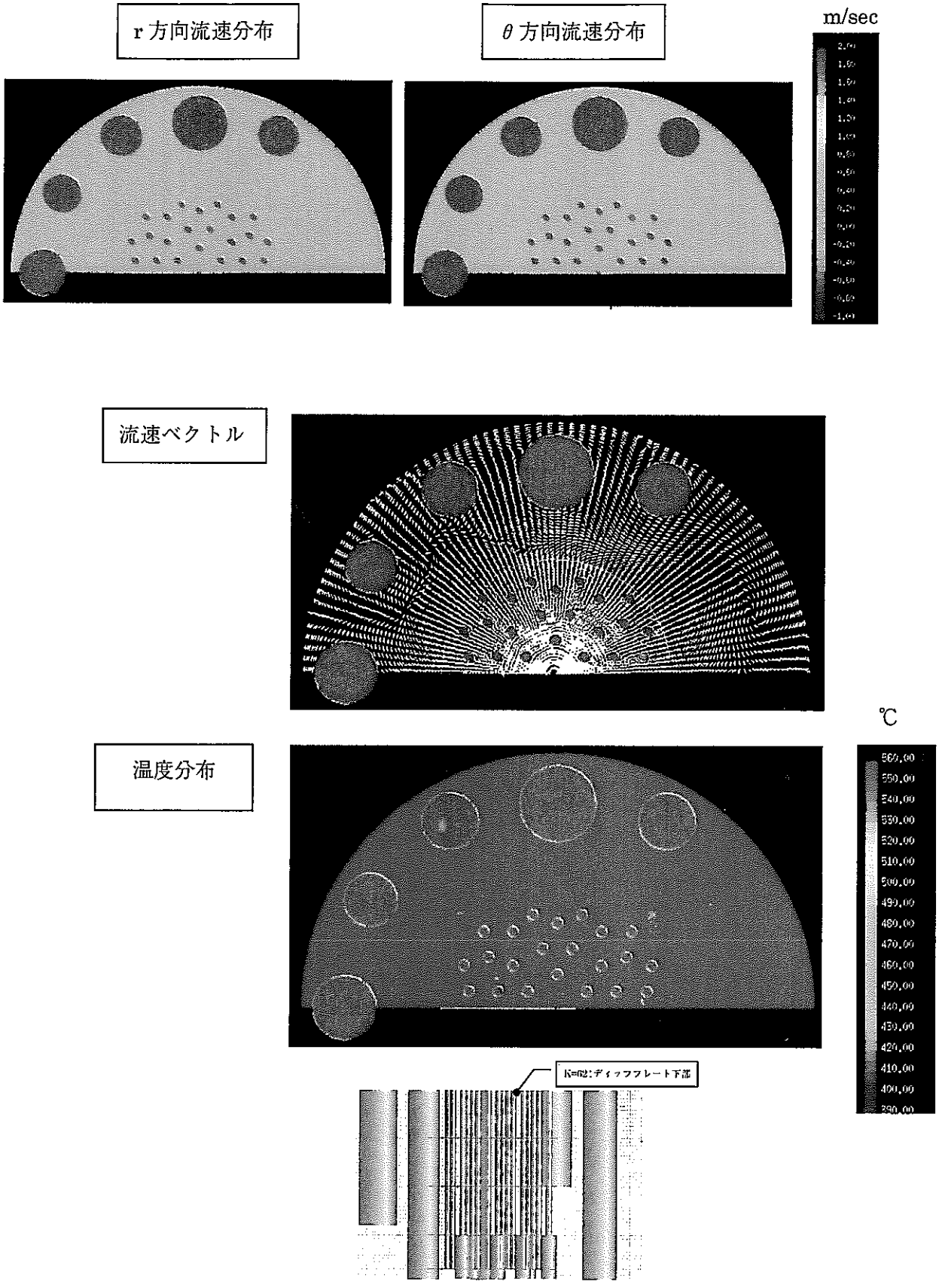
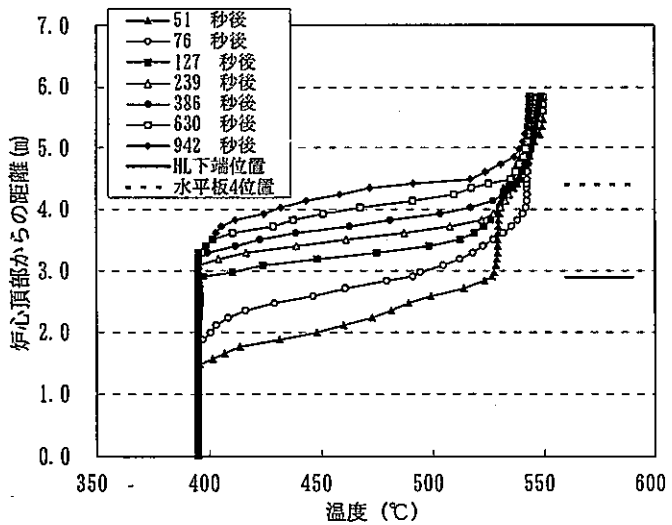
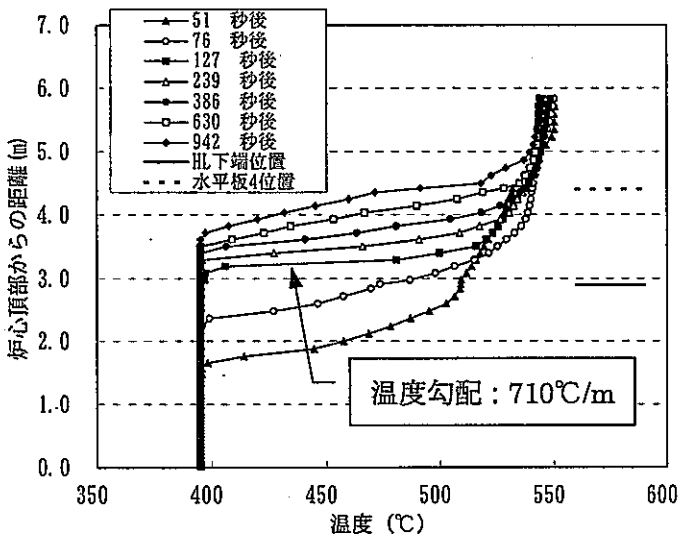


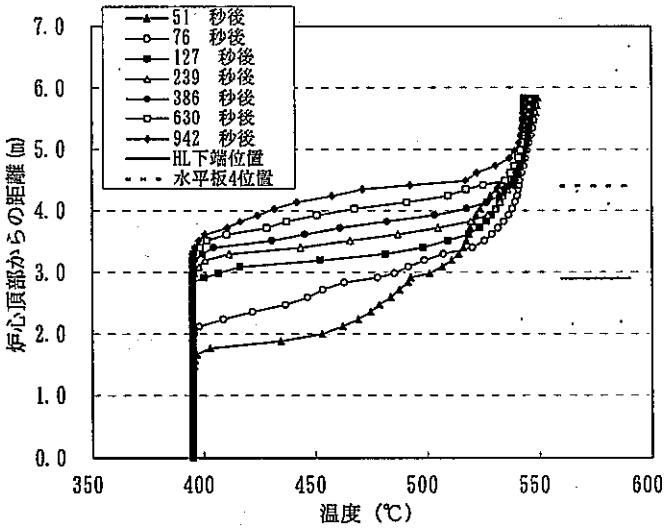
図 4.8.3(4)-58(10/10)　トリップ後 196 秒における炉内挙動(k=62：デッププレート下面)
炉心頂部＋5.84m



(1) 切欠き部ＵＩＳ内部(i=15, j=1)



(3) ＤＨＸ部ＵＩＳ内部(i=15, j=72)



(2) ＨＬ部ＵＩＳ内部(i=15, j=36)

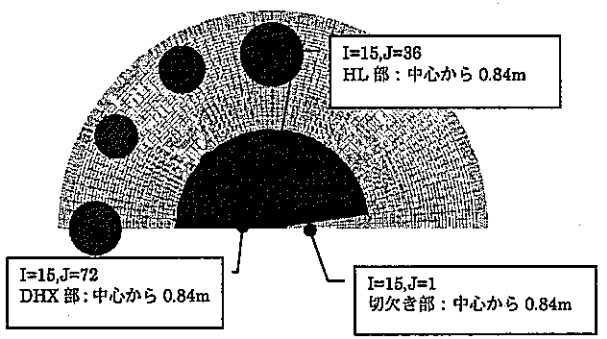
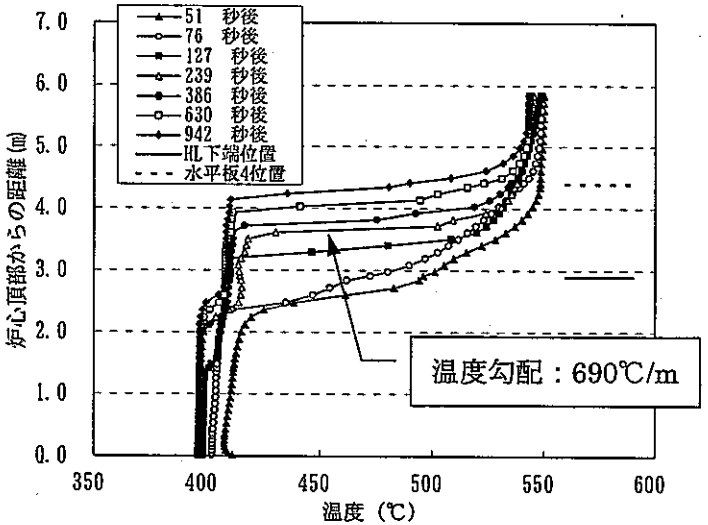
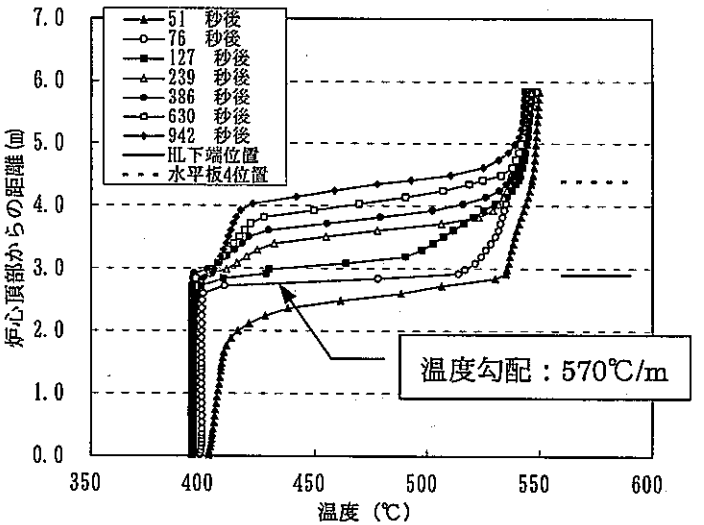


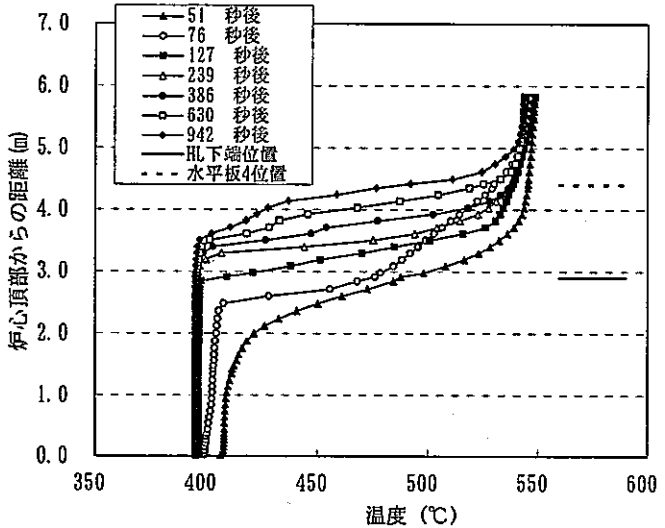
図 4.8.3(4)-59 (1/2) 軸方向温度分布の時間変化
(UIS 内部：中心から 0.84m)



(1) 切欠き部炉壁近傍 (i=80, j=1)



(2) ＨＬ部炉壁近傍 (i=80, j=36)



(3) ＤＨＸ部炉壁近傍 (i=80, j=72)

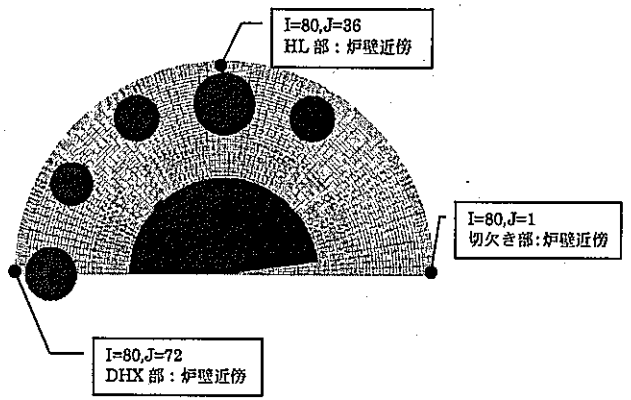
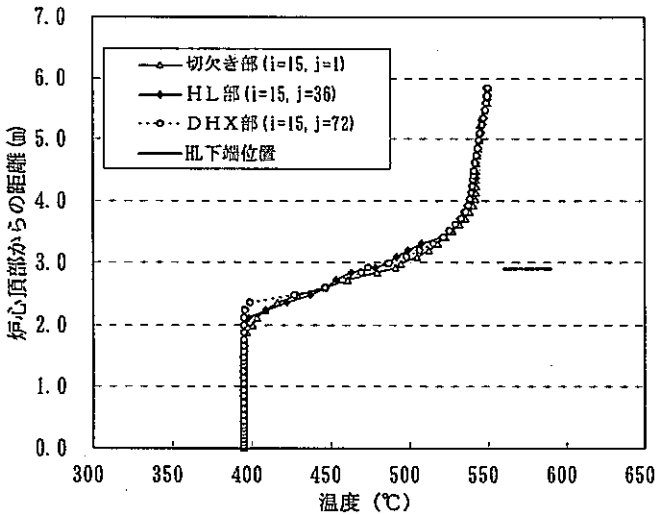
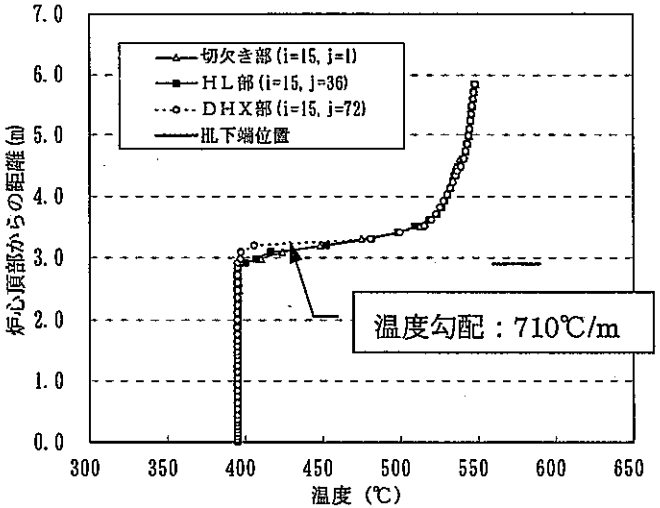


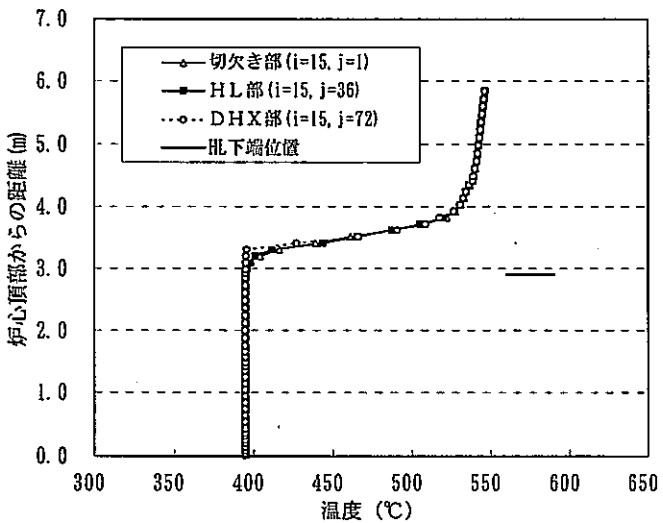
図 4.8.3(4)-59 (2/2) 軸方向温度分布の時間変化
（炉壁近傍）



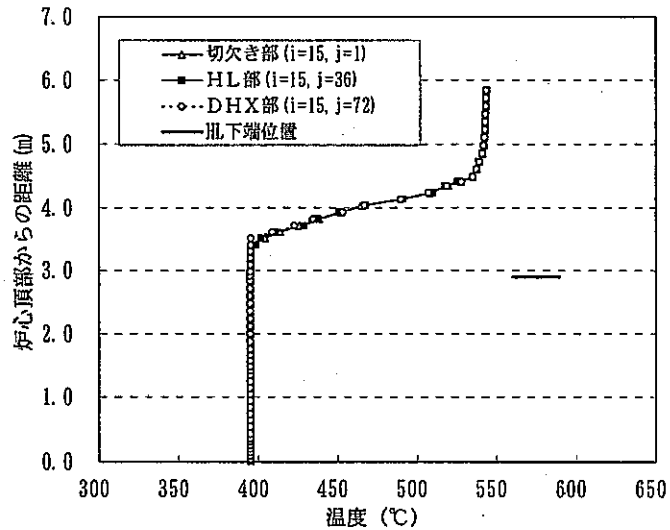
(1) UIS内部軸方向温度分布（トリップ後76秒）



(2) UIS内部軸方向温度分布（トリップ後127秒）



(3) UIS内部軸方向温度分布（トリップ後239秒）



(4) UIS内部軸方向温度分布（トリップ後630秒）

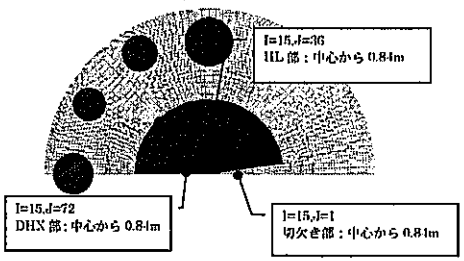
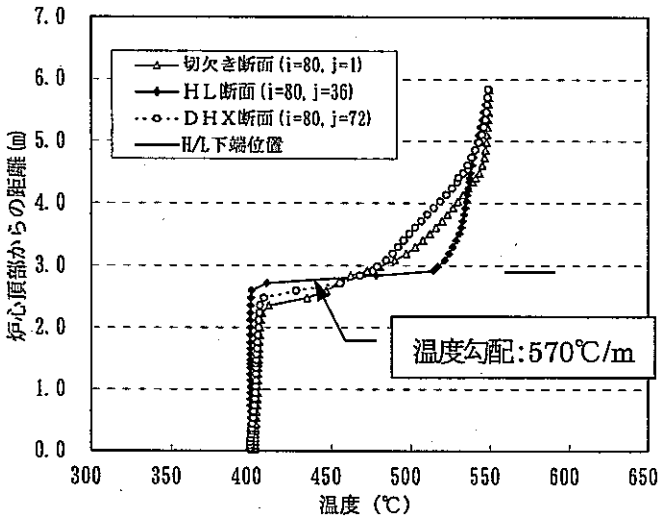
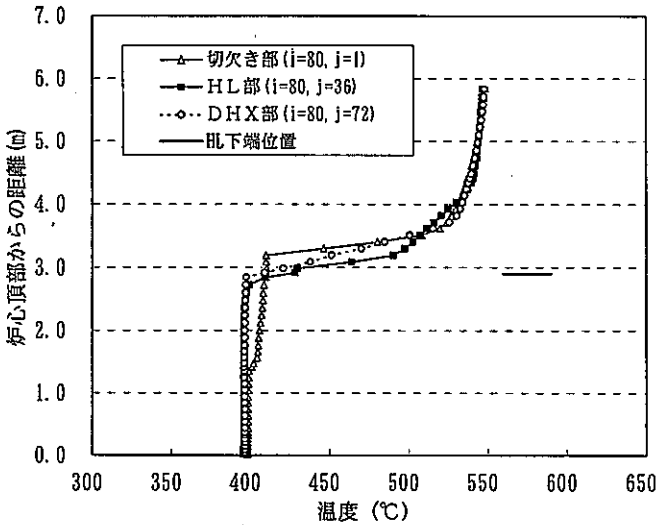


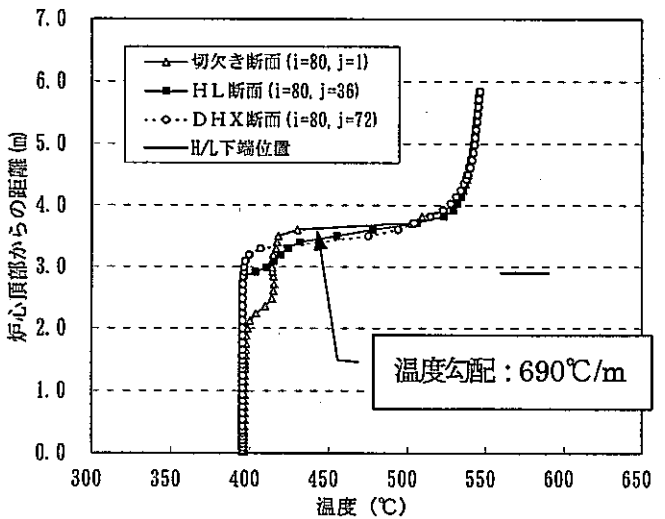
図 4.8.3(4)-60 (1/2) 3方向の軸方向温度分布比較（UIS内部：中心から0.84m）



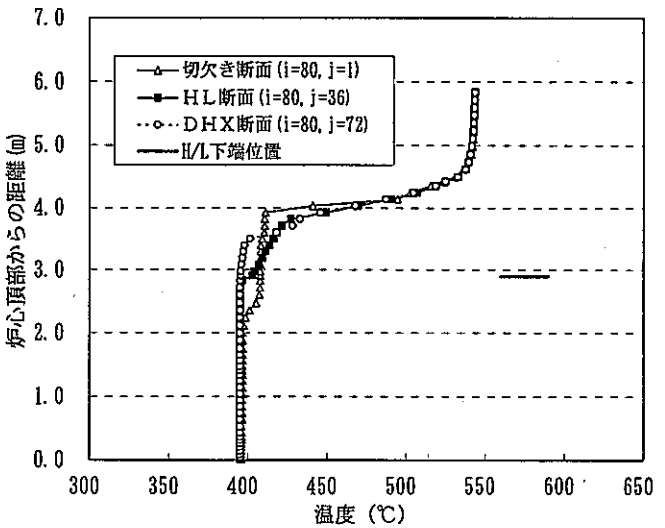
(1) 炉壁近傍軸方向温度分布（トリップ後76秒）



(2) 炉壁近傍軸方向温度分布（トリップ後127秒）



(3) 炉壁近傍軸方向温度分布（トリップ後239秒）



(4) 炉壁近傍軸方向温度分布（トリップ後630秒）

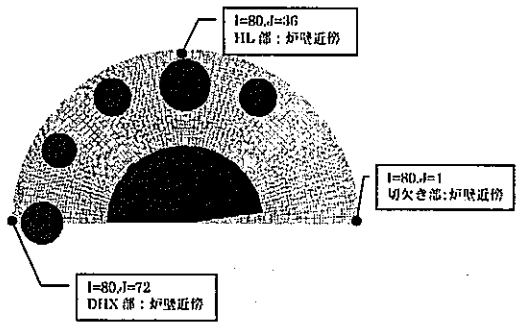
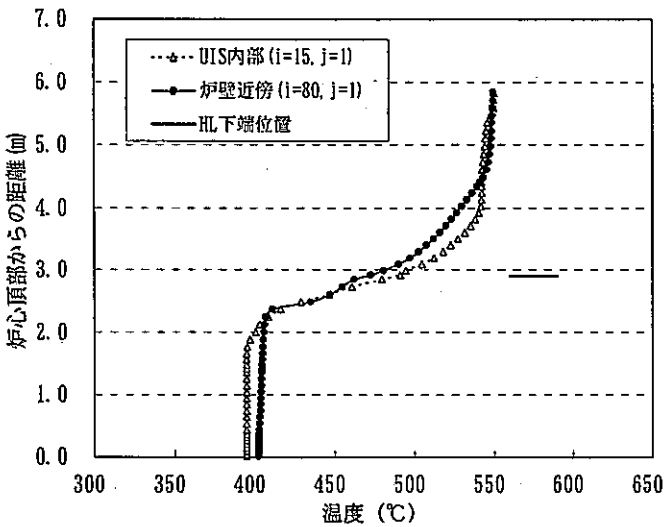
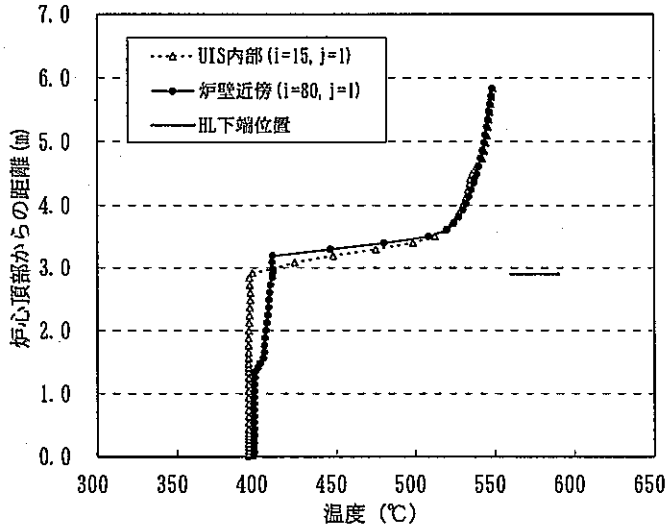


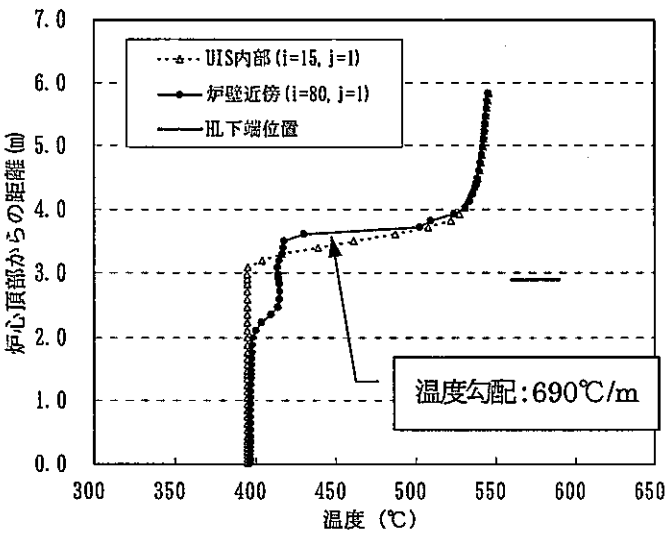
図 4.8.3(4)-60 (2/2) 3方向の軸方向温度分布比較(炉壁近傍)



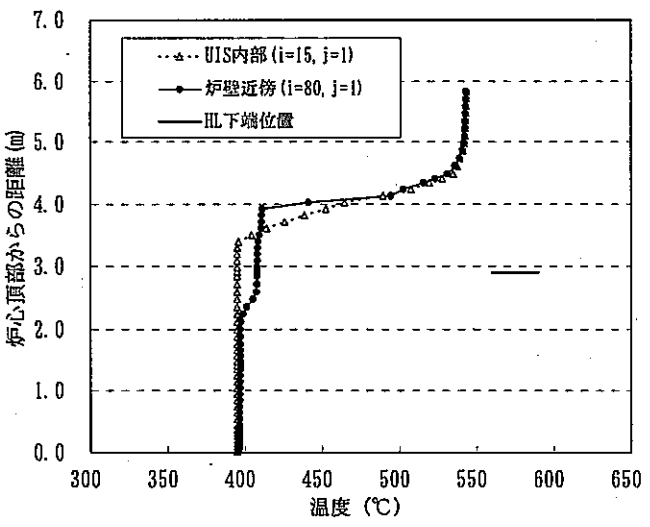
(1) 切欠き部軸方向温度分布（トリップ後76秒）



(2) 切欠き部軸方向温度分布（トリップ後127秒）



(3) 切欠き部軸方向温度分布（トリップ後239秒）



(4) 切欠き部軸方向温度分布（トリップ後630秒）

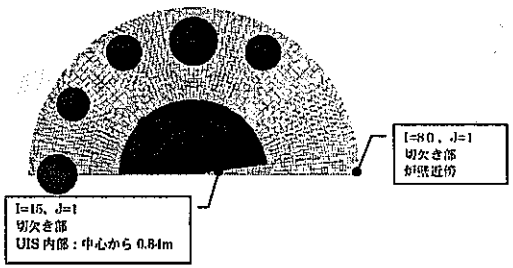
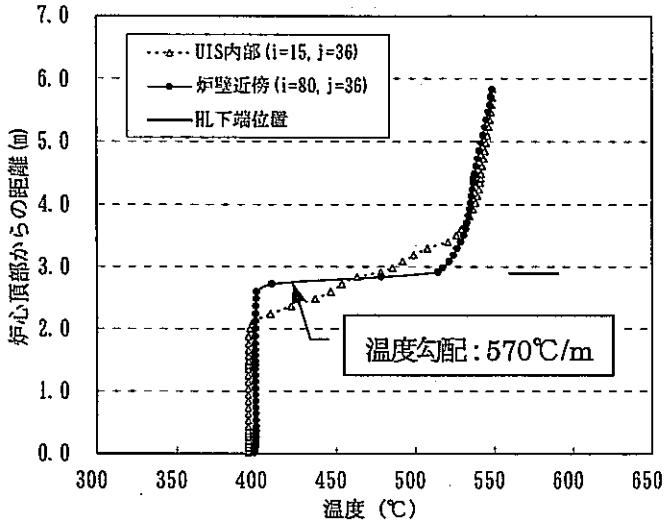
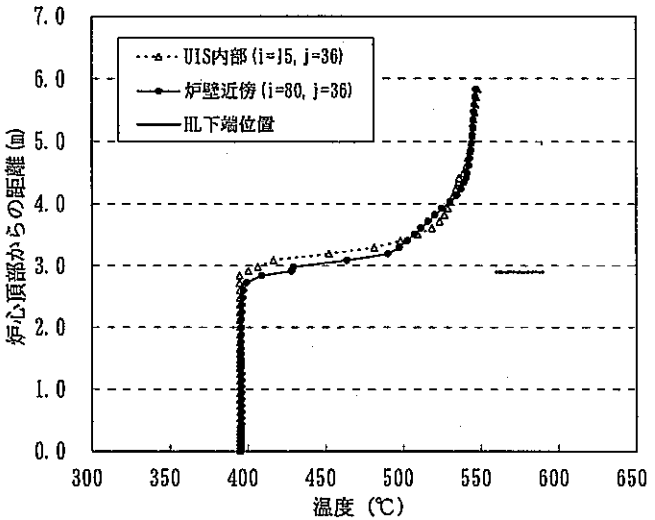


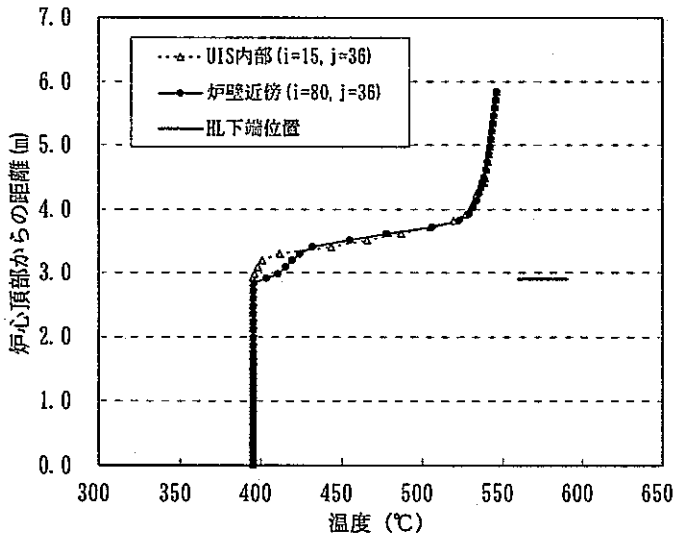
図 4.8.3(4)-61 (1/3) 炉容器内部／壁面近傍 軸方向温度分布比較（切欠き部）



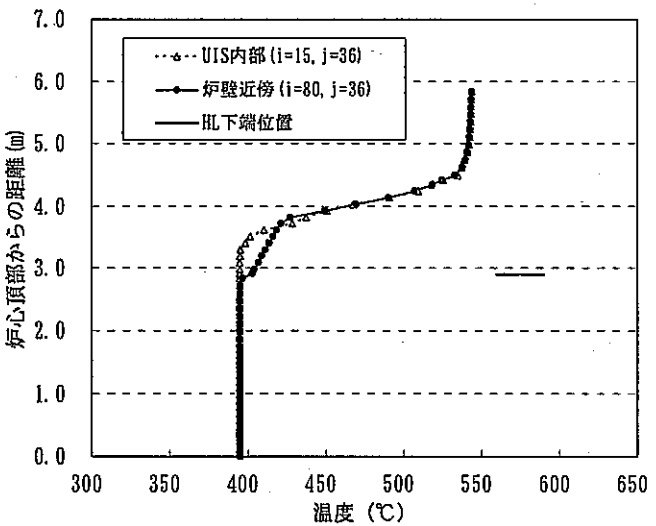
(1) HL部軸方向温度分布（トリップ後76秒）



(2) HL部軸方向温度分布（トリップ後127秒）



(3) HL部軸方向温度分布（トリップ後239秒）



(4) HL部軸方向温度分布（トリップ後630秒）

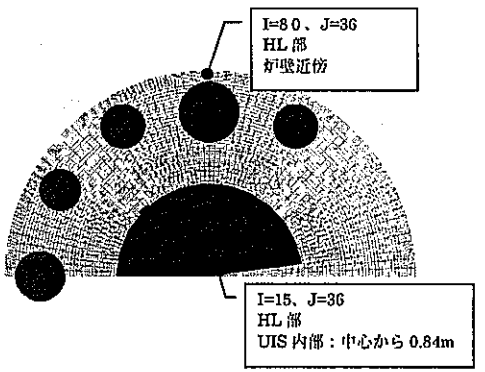
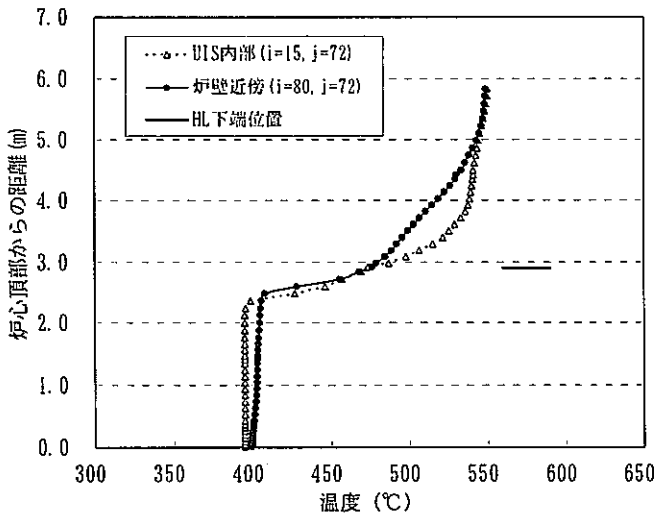
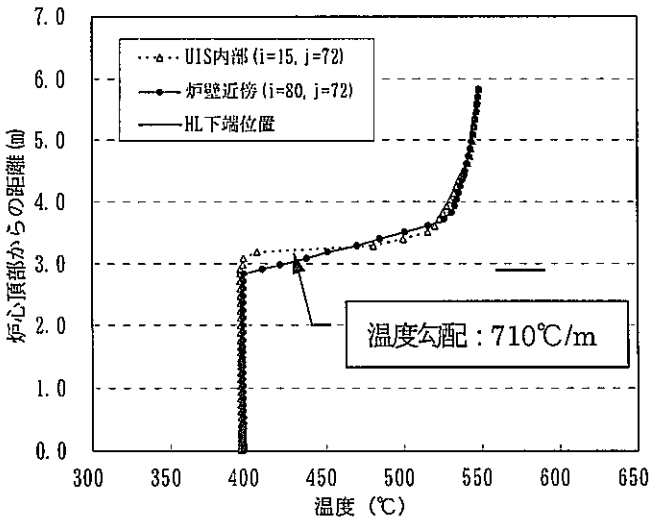


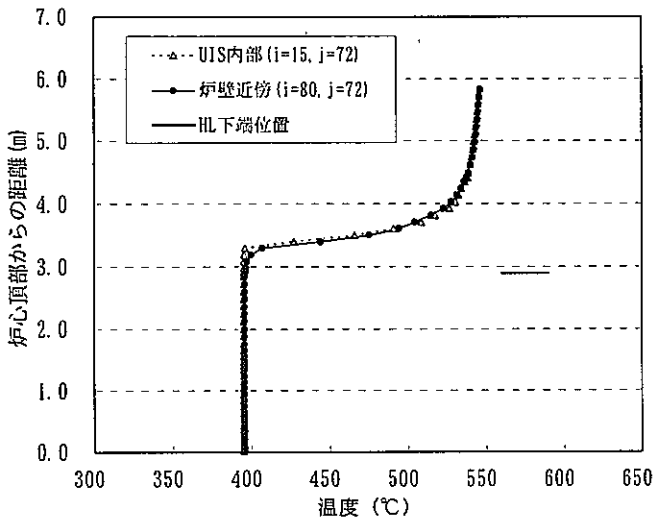
図 4.8.3(4)-61 (2/3) 炉容器内部／壁面近傍 軸方向温度分布比較（HL部）



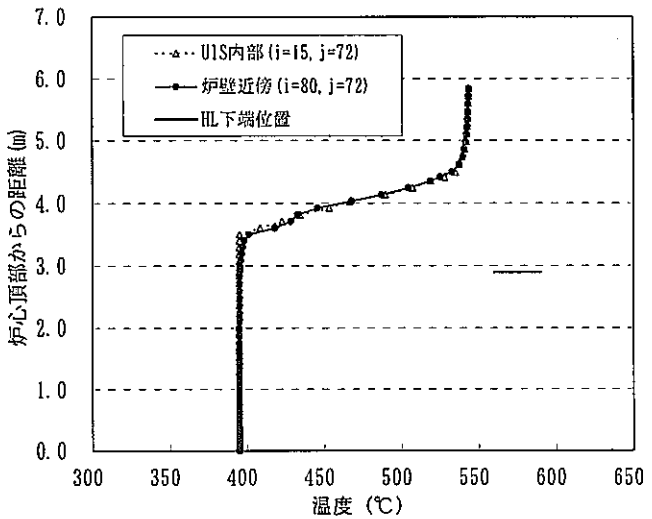
(1) DHX部軸方向温度分布（トリップ後76秒）



(2) DHX部軸方向温度分布（トリップ後127秒）



(3) DHX部軸方向温度分布（トリップ後239秒）



(4) DHX部軸方向温度分布（トリップ後630秒）

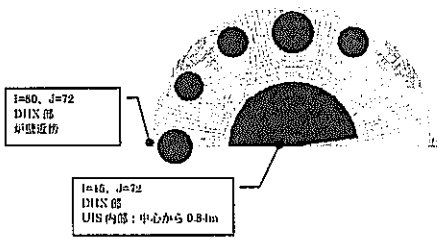
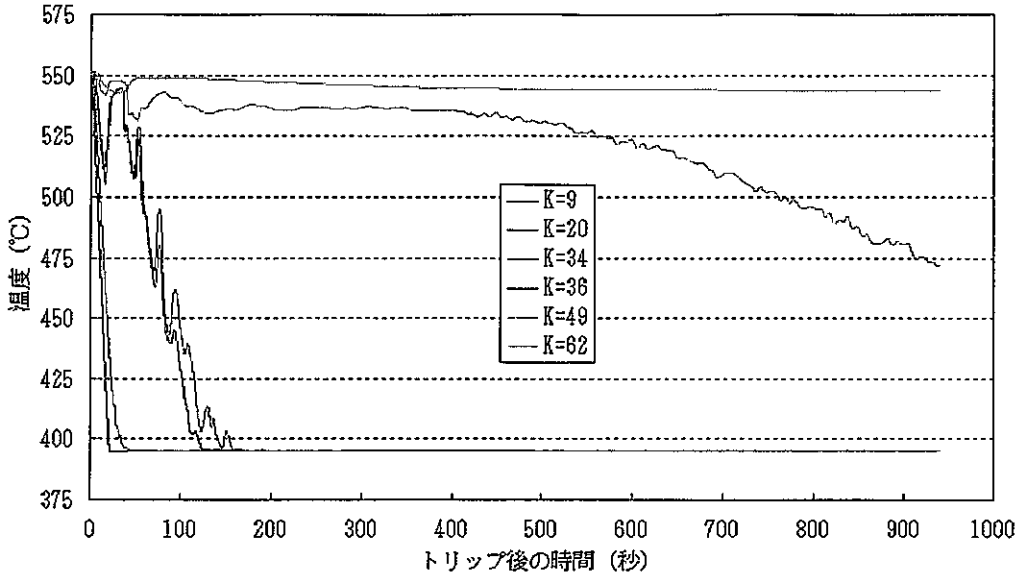
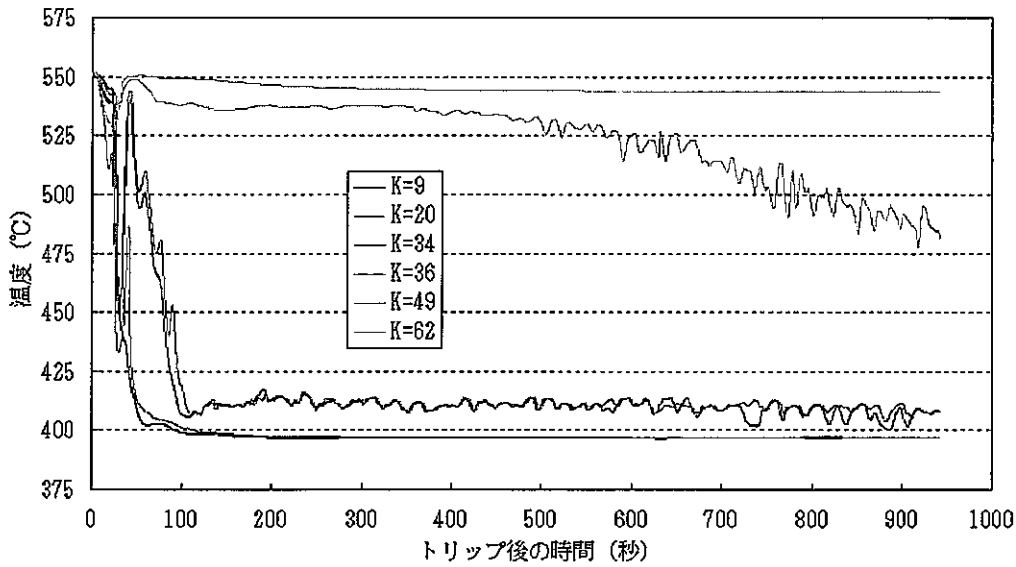


図 4.8.3(4)-61 (3/3) 炉容器内部／壁面近傍 軸方向温度分布比較（DHX 部）



a．切欠き部温度変化（ＵＩＳ内部：中心から0.84m）



b.　切欠き部温度変化（炉壁近傍）

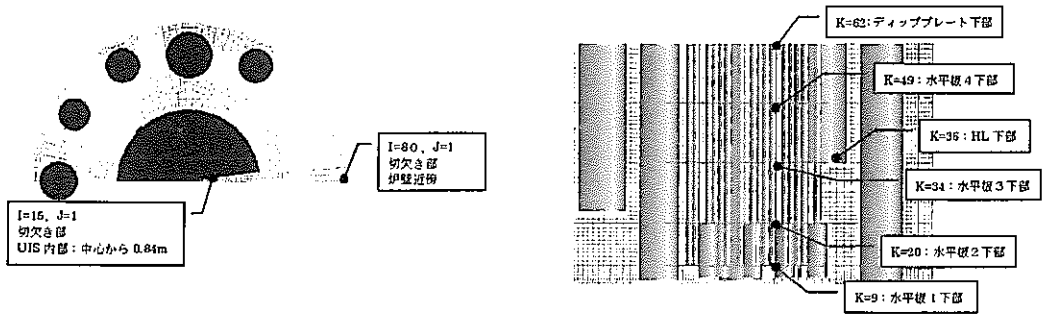
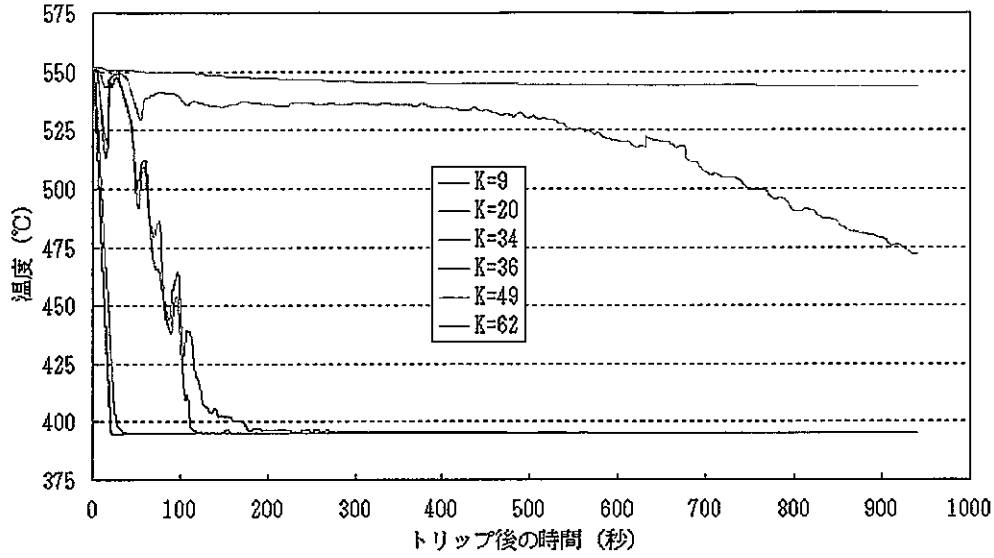
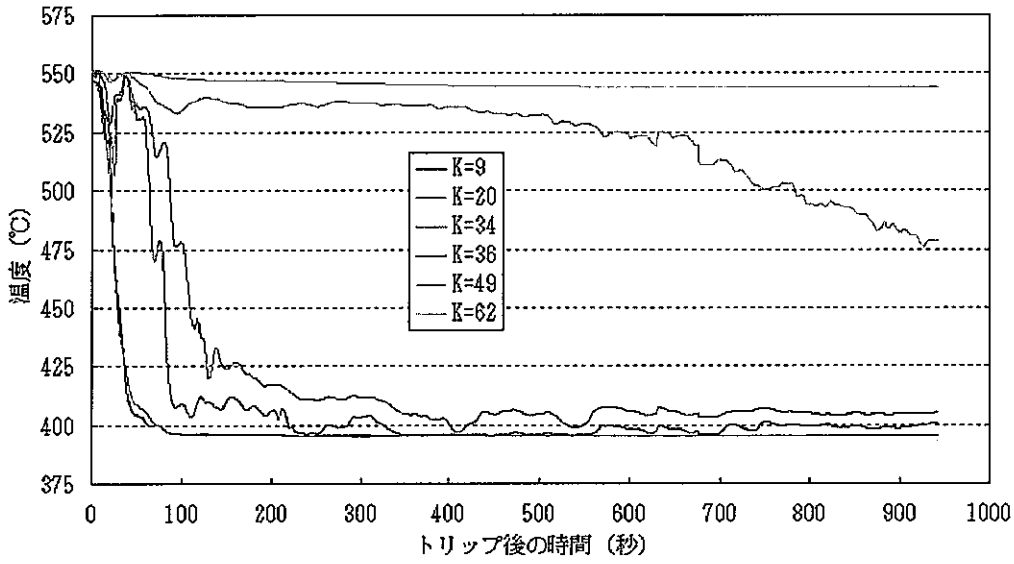


図 4.8.3(4)-62 (1/3)　トリップ後の温度変化（切欠き部）



c.　ＨＬ部温度変化（ＵＩＳ内部：中心から0.84m）



d.　ＨＬ部温度変化（炉壁近傍）

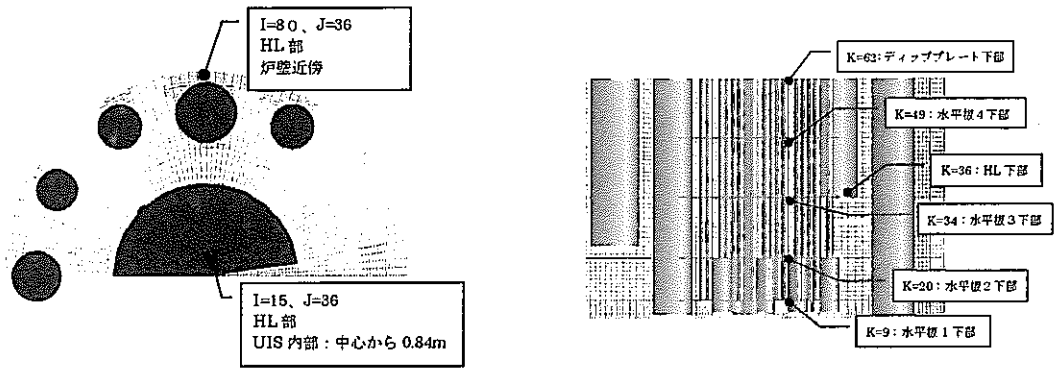
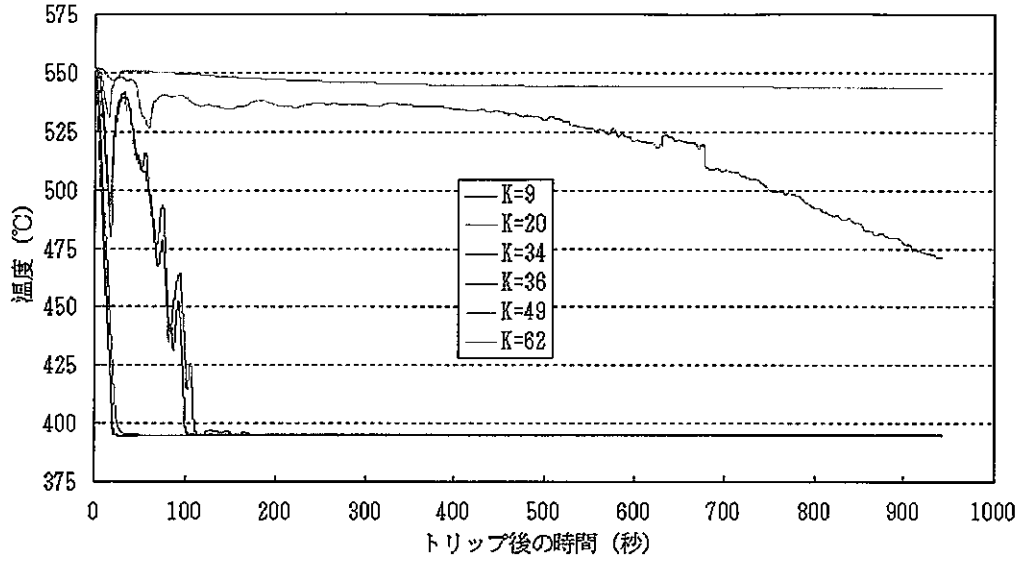
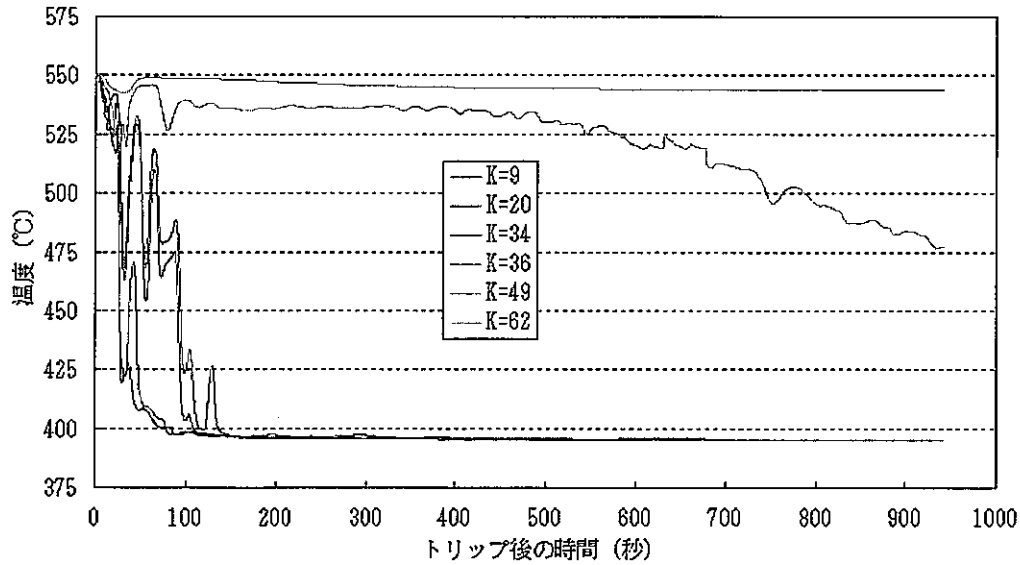


図 4.8.3(4)-62 (2/3)　トリップ後の温度変化（HL 部）



e.　DHX部温度変化（ＵＩＳ内部：中心から0.84m）



f.　DHX部温度変化（炉壁近傍）

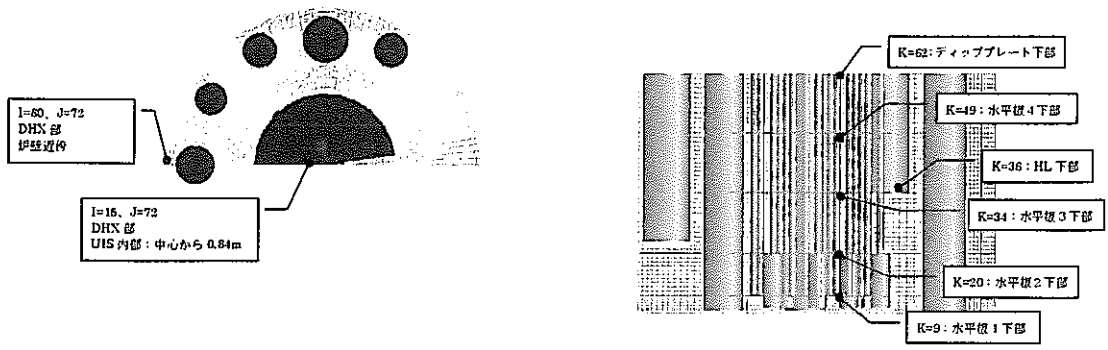


図 4.8.3(4)-62 (3/3)　トリップ後の温度変化（DHX 部）

(5) 伝熱流動相関式の調査

実用化戦略調査研究において新しい高速炉概念の候補となる、炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉を対象とした各種冷却材の伝熱流動相関式の調査を実施した。そこでは、各種炉型における炉心燃料設計やプラント動特性解析、安全評価解析に必要となる圧力損失、熱伝達率といった相関式の整備を目的としている。調査対象とした炉型はピンバンドル体系を前提としており、文献調査に基づいた複数の相関式を摘出し、これらを使用実績、データの信頼性、保守性、使い易さといった観点から比較検討を加えることにより適用候補を絞り込み、層流から乱流領域に適用可能な推奨相関式を選定した。

ガス冷却炉については、ガス炉特有の燃料形態を考慮して、燃料ピン表面が平滑面及び粗面（リブ付き面）に対して適切な伝熱流動相関式の選定を行った。一方、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉については、冷却材中に混入した酸化物等の不純物が非アルカリ液体金属の圧力損失及び熱伝達性能へ及ぼす影響について定性的な把握を行い、これを基に純度管理がなされている場合に対して推奨される伝熱流動相関式の選定を実施した。また、燃料ピン配列が四角配列のみならず三角配列の形態をとることも想定し、各燃料ピン配列に適応した評価式の提案を行った。

以下、摘出した各種冷却材の伝熱流動相関式と今回の相関式の調査過程において明らかとなった今後の課題項目について述べる。

(i) ガス冷却材伝熱流動相関式

(a) 平滑面伝熱流動相関式

平滑面圧力損失、熱伝達の評価をする上で、層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれのRe数領域に対する伝熱流動相関式を用いて行うこととなる。これら領域の境界Re数については、Cheng-Todreasが提案した評価式[16]を使用する。

$$Re_L = 300 \times 10^{1.7(P/D-1.0)} \qquad (5\text{-}1)$$

$$Re_T = 10000 \times 10^{0.7(P/D-1.0)} \qquad (5\text{-}2)$$

ここで、Re_Lは層流領域と遷移流領域の境界Re数、Re_Tは遷移流領域と乱流領域の境界Re数はピンピッチ、Dはピン径である。

① 平滑面圧力損失相関式

a. 層流領域（$0 < Re \leq Re_L$）

次のSparrowの式を用いる[17],[18]。

$$f = \frac{K}{\mathrm{Re}}\left(\frac{T_w}{T_b}\right) \tag{5-3}$$

$$K = -128 + 260(P/D) - 60(P/D)^2 \tag{5-4}$$

ここで、Pはピンピッチ、Dはピン径、T_wは被覆管壁の温度、T_bは冷却材のバルク温度である。適用範囲は、$1.3 < P/D < 1.5$。

b. 乱流領域（$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$）
次のMartelliの式を使用する[17]。

$$f = 1.04\left(0.0056 + 0.5\mathrm{Re}^{-0.32}\right) \tag{5-5}$$

適用範囲は、$\mathrm{Re} > 10^4$、$1.3 < P/D < 1.5$。

c. 遷移流領域（$\mathrm{Re}_L < \mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$）
Cheng-Todreasにより提案された方法を用いて補完した次式f_{TR}を使用する[16]。

$$f_{TR} = (1-\psi)^{\gamma} f_L + \psi^{\gamma} f_T \tag{5-6}$$

$$\psi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re} - \log_{10}\mathrm{Re}_L}{\log_{10}\mathrm{Re}_T - \log_{10}\mathrm{Re}_L} \tag{5-7}$$

$$\gamma = 9/10 \tag{5-8}$$

ここで、f_Lは修正Sparrow式より求める圧損係数、f_TはMartelli式より求める圧損係数である。

② 平滑面熱伝達相関式
a. 層流領域（$0 < \mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$）
Miyatakeの式を用いる[17],[19]。

$$Nu = \frac{3.1(P/D-1)^{0.1} + 324(P/D-1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D-1)^{2.4}} \tag{5-9}$$

ここでのNu数の代表長さはピン径である。適用範囲は、$1.1 \leq P/D \leq 4.0$。

b. 乱流領域（$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$）

修正 Petukhov の式を使用する[17],[20]。

$$Nu = Nu_{cir}\left[1-\phi(\mathrm{Pr})\left[\frac{D_2}{D_1}\right]^{n(\mathrm{Pr})}\right]\left(\frac{T_w}{T_{in}}\right)^{-0.2} \tag{5-10}$$

$$Nu_{cir} = \frac{(\xi/8)\,\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}{k+12.7\sqrt{(\xi/8)}\,(\mathrm{Pr}^{2/3}-1)} \tag{5-11}$$

$$\xi = (1.82\log_{10}\mathrm{Re}-1.64)^{-2} \tag{5-12}$$

$$k = 1.07+900/\mathrm{Re}-0.63/(1+10\,\mathrm{Pr}) \tag{5-13}$$

$$\phi(\mathrm{Pr}) = 0.45/(2.4+\mathrm{Pr}) \tag{5-14}$$

$$n(\mathrm{Pr}) = 0.16\,\mathrm{Pr}^{-0.15} \tag{5-15}$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}}P \tag{5-16}$$

$$\mathrm{Re} = \frac{u_m(D_2-D_1)}{\nu},\ \mathrm{Pr} = \frac{\nu}{a} \tag{5-17}$$

ここで、u_mは冷却材平均流速、D_1はピン径、T_wは管壁の温度、T_{in}は流路の入口部冷却材温度である。適用範囲は、$4\times10^3 < \mathrm{Re} < 6\times10^5$、$0.6 < \mathrm{Pr} < 1.5$。

c. 遷移流領域（$\mathrm{Re}_L < \mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$）

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率h_{TR}を使用する。

$$h_{TR} = (1-\psi)^{\gamma}h_L + \psi^{\gamma}h_T \tag{5-18}$$

$$\psi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re}-\log_{10}\mathrm{Re}_L}{\log_{10}\mathrm{Re}_T-\log_{10}\mathrm{Re}_L} \tag{5-19}$$

$$\gamma = 1.0 \tag{5-20}$$

ここで、h_Lは Sparrow の式より求めた熱伝達率、h_Tは修正 Petukhov 式より求めた熱伝達率である。

(b) 粗面（リブ付き面）伝熱流動相関式

粗面(リブ付き面)圧力損失及び熱伝達を評価する際には、Re数よりもむしろリブ高さに依存するラフネスレイノルズ数h^+により流動領域を区分する。従って、以下の各流動領域に適切な伝熱流動相関式を使用することとなる。

・流体力学的に滑らかな領域（$0<h^+\leq 5$） (5-21)
・流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域（$5<h^+<70$） (5-22)
・流体力学的に完全粗面の領域（$h^+\geq 70$） (5-23)

粗面(リブ付き面)伝熱流動評価をする上で定評ある相関式は、以下に示すDalle Donneの式である[21]。Dalle Donneの式は環状円管内で実施された実験データから相関式化した半経験式であり、内壁が粗面の流動現象に特有な、流体力学的に滑面から粗面に移る領域、流体力学的に完全粗面の領域に適用可能である。

$$\sqrt{8/f}=R(h_w^+)+2.5\ln\left(\frac{r_0-r}{h}\right)-\frac{3.75+1.25r_0/r}{1+r_0/r} \tag{5-24}$$

$$St=\frac{f/8}{1+\sqrt{f/8}\left[G(h_w^+)-R(h_w^+)\right]} \tag{5-25}$$

$$R(h_w^+)=R_0+0.4\ln\left(\frac{h}{0.01(r_0-r)}\right)+\frac{5}{\sqrt{h_w^+}}\left(\frac{T_w}{T_b}-1\right)^2+\frac{5100}{h_w^{+3}} \tag{5-26}$$

$$R_0=9.3\left(\frac{p-w}{h}\right)^{-0.73}-\left[2+\frac{7}{(p-w)/h}\right]\log_{10}\left(\frac{h}{w}\right) \quad \text{for } 1\leq\frac{p-w}{h}\leq 6.3 \tag{5-27}$$

$$R_0=1.04\left(\frac{p-w}{h}\right)^{0.46}-\left[2+\frac{7}{(p-w)/h}\right]\log_{10}\left(\frac{h}{w}\right) \quad \text{for} \quad 6.3\leq\frac{p-w}{h}\leq 160 \tag{5-28}$$

$$G(h_w^+)=G_0\,\mathrm{Pr}^{0.44}(T_w/T_b)^{0.5}\left[\frac{h}{0.01(r_0-r)}\right]^{0.053} \tag{5-29}$$

$$G_0=K_1 h_w^{+K_2} \tag{5-30}$$

$$K_1=3.0+0.3R_0 \tag{5-31}$$

$$K_2=0.32-0.017R_0 \tag{5-32}$$

$$h_w^+=hu^*/\nu_w=(h/D_{vol})\,\mathrm{Re}_w\sqrt{f/8} \tag{5-33}$$

$$\mathrm{Re}=\frac{u_m D_{vol}}{\nu}、\quad \mathrm{Pr}=\frac{\nu}{a} \tag{5-34}$$

$$D_{vol}=\frac{2(r_0{}^2-r_{vol}^2)}{r_{vol}}、\quad r_0=\sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}}P \tag{5-35}$$

ここで、$R(h_w^+)$、$G(h_w^+)$はラフネスパラメータ、rはピン半径、r_0はピン中心からせん断応力が零となる位置までの距離、r_{vol}はリブを考慮した体積平均によるピン半径、D_{vol}はリブを考慮した体積平均による水力等価直径、hはリブ高さ、pはリブピッチ、wはリブ幅である。下付き文字については、bは冷却材バルク温度T_bで、wは壁温度T_wで見積もることを示している。適用範囲は、$\mathrm{Re}_w \geq 3000$、$h_w^+ \geq 6$、$2 \leq (p-w)/h \leq 20$、$0.25 \leq h/w \leq 2$、$0.008 \leq h/(r_0-r) \leq 0.235$である。また、$R(h_w^+)$が$2.5\ln h_w^+ + 5.5$より大きい場合は$R(h_w^+)=2.5\ln h_w^+ + 5.5$に置き換え、$G_0<10$のときは$G_0$を10と置く。

Dalle Donneの式は二変数の連立方程式を解く必要があり、多次元の燃料集合体内熱流動解析コードにより数値解析を実施する場合多くのイタレイションを行わねばならない。従って、実用化戦略調査研究のPhase 1の段階においては、使い易さの観点から以下の推奨相関式を用いることとする。

① 粗面(リブ付面)圧力損失相関式

a. 流体力学的に滑らかな領域（$0<h^+ \leq 5$）

平滑面に対して推奨された熱伝達相関式を用いる。但し、リブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる[22]。

b. 流体力学的に完全粗面の領域（$h^+ \geq 70$）

次のBaumannの式を用いる[23]。

$$\sqrt{8/f}=2.5\ln(L/h)+R-G \tag{5-36}$$

$$R_0=a_1(p/h)^{a_2}+a_3(p/h)^{a_4} \tag{5-37}$$

$$a_1=18.5(h/w)^{-0.9473} \tag{5-38}$$

$$a_2=-1.143(h/w)^{-0.147} \tag{5-39}$$

$$a_3=0.33(h/w)^{0.1483} \tag{5-40}$$

$$a_4=0.758(h/w)^{-0.11} \tag{5-41}$$

$$R_{k1,k2}=2.900+1.490(h/L)-1.972(h/L)^2 \tag{5-42}$$

$$R_{0k1,k2}=2.900 \tag{5-43}$$

$$R=R_0+(R_0/R_{0k1,k2})(R_{k1,k2}-R_{0k1,k2}) \tag{5-44}$$

$$G=3.75 \tag{5-45}$$

$$L=D_{vol}/2 \tag{5-46}$$

$$h^+ = hu^* / \nu = (h / D_{vol}) \mathrm{Re} \sqrt{f/8} \tag{5-47}$$

ここで、h^+はラフネスレイノルズ数、u^*は摩擦速度、D_{vol}はリブを考慮した体積平均による等価直径、pはリブピッチ、hはリブ高さ、wはリブ幅である。
適用範囲は、$R_0 < 10$、$1 < p/h < 40$、$0.3 < h/w < 8$。

c. 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域（$5 < h^+ < 70$）
流体力学的に滑らかな領域と流体力学的に完全粗面の領域における圧損式を滑らかに補間した、次式fを暫定的に使用する。

$$f = f_R(\mathrm{Re}_R) + \left[3\{f_S(\mathrm{Re}_S) - f_R(\mathrm{Re}_R)\} + C\,\mathrm{Re}_S\, \dot{f}_S(\mathrm{Re}_S)\right](\phi - 1)^2 + \left[2\{f_S(\mathrm{Re}_S) - f_R(\mathrm{Re}_R)\} + C\,\mathrm{Re}_S\, \dot{f}_S(\mathrm{Re}_S)\right](\phi - 1)^3 \tag{5-48}$$

$$\mathrm{Re}_S = \mathrm{Re}(h^+ = 5) \tag{5-49}$$

$$\mathrm{Re}_R = \mathrm{Re}(h^+ = 70) \tag{5-50}$$

$$\dot{f}_S(\mathrm{Re}) = \frac{d}{d(\mathrm{Re})} f_S(\mathrm{Re}) \tag{5-51}$$

$$\phi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re} - \log_{10}\mathrm{Re}_S}{\log_{10}\mathrm{Re}_R - \log_{10}\mathrm{Re}_S} \tag{5-52}$$

$$C = (\log_{10}\mathrm{Re}_R - \log_{10}\mathrm{Re}_S)\ln 10 \tag{5-53}$$

$\mathrm{Re}(h^+ = 5)$と$\mathrm{Re}(h^+ = 70)$の値は、繰り返し法を用いて以下の式を解くことにより求める。

$$\mathrm{Re}(h^+ = 5) : (h/D_{vol})\mathrm{Re}\sqrt{f_S(\mathrm{Re})/8} - 5 = 0 \tag{5-54}$$

$$\mathrm{Re}(h^+ = 70) : (h/D_{vol})\mathrm{Re}\sqrt{f_R(\mathrm{Re})/8} - 70 = 0 \tag{5-55}$$

$f_R(\mathrm{Re})$はBaumannの式、$f_S(\mathrm{Re})$は推奨された平滑面圧力損失相関式である。但し、

ここでの$f_S(\mathrm{Re})$はリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。

② 粗面熱伝達相関式

a. 流体力学的に滑らかな領域（$0 < h^+ \leq 5$）
平滑面に対して推奨された熱伝達相関式を用いる。但し、リブを考慮した体積平均に
よる水力等価直径を用いる[22]。

b. 流体力学的に完全粗面の領域（$h^+ \geq 70$）
次の Webb の式を用いる[24],[25]。

$$St = \frac{\xi/8}{1+\sqrt{\xi/8}\left[4.5(h^+)^{0.28}\,\mathrm{Pr}^{0.57} - 0.95(p/h)^{0.53}\right]} \tag{5-56}$$

$$\sqrt{8/\xi} = 2.5\ln\left[D_{eq}/2h\right] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53} \tag{5-57}$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq})\,\mathrm{Re}\sqrt{\xi/8} \tag{5-58}$$

ここで、h^+はラフネスレイノルズ数、u^*は摩擦速度、D_{eq}は等価直径、hはリブ高さ、pはリブピッチである。適用範囲は、$0.004 < h/D_{eq} < 0.08$、$10 < p/h < 40$、$0.71 < \mathrm{Pr} < 37.6$。

c. 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域（$5 < h^+ < 70$）
平滑面に対して推奨された熱伝達相関式と Webb 式を Cheng-Todreas 提案の方法で補間した、移行領域熱伝達率hを暫定的に使用する。

$$h = (1-\phi)^{\gamma} h_S + \phi^{\gamma} h_R \tag{5-59}$$

$$\phi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re} - \log_{10}\mathrm{Re}_S}{\log_{10}\mathrm{Re}_R - \log_{10}\mathrm{Re}_S} \tag{5-60}$$

$$\gamma = 1.0 \tag{5-61}$$

$$\mathrm{Re}_S = \mathrm{Re}(h^+ = 5) \tag{5-62}$$

$$\mathrm{Re}_R = \mathrm{Re}(h^+ = 70) \tag{5-63}$$

h_Sは推奨された熱伝達相関式より求めた熱伝達率である。但し、ここでのh_Sはリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。h_Rは Webb 式より求めた熱伝達率である。

(ii) 鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動相関式
層流領域、遷移領域、乱流領域の境界Re数についてはガス冷却材伝熱流動相関式と同様、Cheng-Todreas 提案の評価式 5-1 式、5-2 式を用いる。

(a) 圧力損失相関式
① 三角配列に対する圧力損失相関式

a. 層流領域（$0 < \mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$）

次の Cheng-Todreas の式を用いる[16]。

$$f = C/\mathrm{Re} \tag{5-64}$$

$$C = 62.97 + 216.9(P/D-1) - 190.2(P/D-1)^2 \tag{5-65}$$

適用範囲は、$\mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$、$1.1 < P/D < 1.5$。

b. 乱流領域（$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$）

次の Cheng-Todreas の式を使用する[16]。

$$f = C/\mathrm{Re}^{0.18} \tag{5-66}$$

$$C = 0.1458 + 0.03632(P/D-1) - 0.03333(P/D-1)^2 \tag{5-67}$$

適用範囲は、$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$、$1.1 < P/D < 1.5$。

c. 遷移流領域（$\mathrm{Re}_L < \mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$）

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する[16]。

$$f_{TR} = (1-\psi)^{\gamma} f_L + \psi^{\gamma} f_T \tag{5-68}$$

$$\psi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re} - \log_{10}\mathrm{Re}_L}{\log_{10}\mathrm{Re}_T - \log_{10}\mathrm{Re}_L} \tag{5-69}$$

$$\gamma = 2/3 \tag{5-70}$$

ここで、f_L は層流領域の圧損係数、f_T は乱流領域の圧損係数である。

② 四角配列に対する圧力損失相関式

a. 層流領域（$0 < \mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$）

次の Cheng-Todreas の式を用いる[16]。

$$f = C/\mathrm{Re} \tag{5-71}$$

$$C = 35.55 + 263.7(P/D-1) - 190.2(P/D-1)^2 \tag{5-72}$$

適用範囲は、$\mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$、$1.1 < P/D < 1.5$。

b. 乱流領域（$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$）

次の Cheng-Todreas の式を使用する[16]。

$$f = C/\mathrm{Re}^{0.18} \tag{5-73}$$

$$C = 0.1339 + 0.09059(P/D-1) - 0.09926(P/D-1)^2 \tag{5-74}$$

適用範囲は、$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$、$1.1 < P/D < 1.5$。

c. 遷移流領域（$\mathrm{Re}_L < \mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$）

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する[16]。

$$f_{TR} = (1-\psi)^{\gamma} f_L + \psi^{\gamma} f_T \tag{5-75}$$

$$\psi = \frac{\log_{10}\mathrm{Re} - \log_{10}\mathrm{Re}_L}{\log_{10}\mathrm{Re}_T - \log_{10}\mathrm{Re}_L} \tag{5-76}$$

$$\gamma = 2/3 \tag{5-77}$$

ここで、f_L は層流領域の圧損係数、f_T は乱流領域の圧損係数である。

(b) 熱伝達相関式

① 三角配列に対する熱伝達相関式

a. 層流領域（$0 < \mathrm{Re} \leq \mathrm{Re}_L$）

次の Miyatake の式を用いる[26]。

$$Nu = \frac{3.1(P/D-1)^{0.1} + 324(P/D-1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D-1)^{2.4}} \tag{5-78}$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。適用範囲は、$1.1 \leq P/D \leq 4.0$。

b. 乱流領域（$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$）

次の Sleicher の式を使用する[27]。

$$Nu = 6.3 + 0.0167 Pe^{0.85}\,\mathrm{Pr}^{0.08} \tag{5-79}$$

適用範囲は、$10^4 < \mathrm{Re} < 10^6$、$0.004 < \mathrm{Pr} < 0.1$。

c. 遷移流領域（$Re_L < Re < Re_T$）

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

$$h_{TR} = (1-\psi)^{\gamma} h_L + \psi^{\gamma} h_T \tag{5-80}$$

$$\psi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_L}{\log_{10} Re_T - \log_{10} Re_L} \tag{5-81}$$

$$\gamma = 1.0 \tag{5-82}$$

ここで、h_L は Miyatake の式より求めた熱伝達率、h_T は Sleicher の式より求めた熱伝達率である。

② 四角配列に対する熱伝達相関式

a. 層流領域（$0 < Re \leq Re_L$）

次の Miyatake の式を用いる[26]。

$$Nu = \frac{3.6(P/D-1)^{0.2} + 32.2(P/D-1)^{1.5}}{1+9.1(P/D-1)^{2.2}} \tag{5-83}$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。適用範囲は、$1.2 \leq P/D \leq 4.0$。

b. 乱流領域（$Re \geq Re_T$）

Sleicher の式（4-79 式）を使用する[27]。

c. 遷移流領域（$Re_L < Re < Re_T$）

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

以上の各冷却材に対して推奨された相関式について Re 数に対する圧力損失係数と Nu 数（もしくは熱伝達率）の変化を、ガス冷却材用推奨式は図 4.8.3(5)-1、図 4.8.3(5)-2 に、鉛及び鉛-ビスマス冷却材用推奨式は図 4.8.3(5)-3、図 4.8.3(5)-4 に示す。各図では、冷却材バルク温度 Tb、圧力 P、及び Q/F（発熱量/質量流量）一定条件で Re 数をパラメータとし、図 4.8.3(5)-1、図 4.8.3(5)-2 では GBR4 体系を、図 4.8.3(5)-3、図 4.8.3(5)-4 では BREST300 体系を参照している。

(iii) グリッドスペーサの圧力損失及び熱伝達の評価

グリッドスペーサの設計は様々であり、任意のバンドル体系及びリブ形状による圧力損失と熱伝達への効果について、汎用性ある評価法を提案することはできないが、以下に示す資料に基づき保守側の観点から暫定値を決めるのが妥当と思われる。

(a) 圧力損失への効果

グリッドスペーサの圧力損失評価に際し Rehme の整理方法に従えば、n個のスペーサが設置されている条件下での圧力損失ΔPは以下のように表される[28], [29]。

$$\Delta P = \Delta P_0 + n\Delta P_{sp} \tag{5-84}$$

$$\Delta P_{sp} = \xi \frac{1}{2} \rho v_m^2 \tag{5-85}$$

$$\xi = C_V \bullet \varepsilon^2 \tag{5-86}$$

$$\varepsilon = A_{sp} / A \tag{5-87}$$

ここで、ΔP_0はベアバンドルの圧力損失、ΔP_{sp}はスペーサによる圧力損失、ξはスペーサによる圧力損失係数、ρは冷却材密度、v_mは冷却材のバンドル内平均流速、C_Vは修正形状圧損係数、εはスペーサによる閉塞割合、A_{sp}はスペーサ投影面積、Aはスペーサがない場合の流路断面積を表す。修正形状圧損係数C_Vの評価については、ピン表面が滑らかな場合は図 4.8.3(5)-5 を、リブが設置されている場合は図 4.8.3(5)-6 を参照する。

(b) 熱伝達への効果

グリッドスペーサの熱伝達に対する影響が、Zhukov らにより報告されている (NaK を作動流体流体としている) [30]。そこでは$Pe > 1000$の場合、グリッドスペーサ後方部において約 20%の熱伝達の増大が確認されており、総じてスペーサによる燃料ピン表面の温度上昇はないと報告している。

(iv) ガス、鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動相関式の今後の調査課題

ガス冷却材の評価式については、膜温度差が圧力損失係数及び熱伝達率に及ぼす効果を、様々に提案されているガス流体伝熱流動相関式を比較検討することにより確認した。特に、層流領域における平滑面圧力損失への影響が極めて大きくなることを、既存の圧力損失相関式から定量的な把握を行ったが (図 4.8.3(5)-7 に、圧力損失係数の膜温度差の依存性を示す)、実際の試験データの取得によりこれらの定量的な影響の把握をする必要がある。さらに、乱流領域における平滑面熱伝達については、過去様々に開発された相関式による熱伝達率及び膜温度差の

予測値がかなりの偏差を与える。図 4.8.3(5)-8 に、各熱伝達相関式より求めた膜温度差の比較を示す。よって、今回の調査で選定した熱伝達相関式が有する予測精度の確認作業を行う必要がある。また、リブ付き面については、流体力学的に滑らかな領域から完全粗面の領域に移行する領域において、様々に提案されている定評ある Dalle Donne の式から求めた圧力損失係数及び熱伝達率の予測値についても無視できない偏差が生じており、推奨式と実測値との差がどれくらいであるかは現在のところ不明である。図 4.8.3(5)-9 に移行領域における圧力損失係数の比較を、図 4.8.3(5)-10 に各熱伝達相関式より求めた膜温度差を示す。移行領域における伝熱流動評価については、推奨式の予測精度の確認もしくは高い精度を有する評価式の再調査が要求される。

一方、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動相関式に関しては、冷却材中の酸素濃度をパラメータとして含むような熱伝達相関式が必要となる[31], [32]。そのためには、文献調査の継続及び実際の試験によるデータの収集を図ることにより、冷却材中に混入した酸素が熱伝達性能に及ぼす影響についての定量的な把握と、冷却材中の不純物が液体金属と壁面間の“濡れ性”に影響を与えることにより生じるとされている“接触熱抵抗”についての現象解明が必須となる。また、熱流束条件下で理論値が 4.36 であるべき円管内の層流領域 Nu 数が、Re 数の減少と共に 4 から 1 の低下を示す、という報告が過去の研究の中でなされている[33], [34]（図 4.8.3(5)-11 に、円管内における様々な液体金属の Nu 数の実験値を示す）。従って、これらの熱伝達低下現象の原因を究明し、層流領域に適切な熱伝達相関式を摘出する必要がある。

今後は、これらの諸課題に焦点を絞った調査を継続するとともに、推奨した各種冷却材の伝熱流動相関式を用いた解析を実施し、炭酸ガス、ヘリウム、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉内における伝熱流動特性の調査を実施する予定である。ある程度詳細設計が進み技術的成立性を高精度に評価する必要が生じれば、有望な燃料集合体形態に関して実験により伝熱流動相関式の精度を確認することが必須となる。

(6) まとめ

多様な冷却材を用いた場合のシステムの熱流動評価ならびに、経済性を向上とシステムの簡素化を図るために安全系の局限化を採用した実用炉の熱流動評価を実施した。検討の対象としたプラントの仕様は、現段階で利用可能な設計例に基づいて設定した。その制約の中で、暫定的な条件設定とした場合もあるが、一般的な結論として以下を得た。

(1) 各種炉型における崩壊熱除去特性評価

RVACS に関しては除熱限界を定量的に示すとともに、今後の課題にも言及した。RVACS 適用の上限は電気出力 55 万 Kwe 程度である推定される。Na 冷却大型炉に関しては、原子炉容器や主冷却系配管内部の伝熱流動の多次元性を考慮してシステム動特性解析手法の整備、プラントモデルの構築を中心に実施した。重金属冷却炉に関しては、システム動特性を多次元解析できる手法の整備を実施した。

(2) 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析

ガス冷却炉については被覆粒子燃料体について燃料体内熱流力特性解析および局所詳細解析を実施した。また、ダクトレス燃料、内部ダクトつき燃料に関して、熱流動解析を実施し、特性を把握すると共に解析手順を確立した。鉛 - ビスマス冷却炉の自然循環炉心に関して、炉心の流量再配分の定量化を実施し、被覆管温度評価を実施した。いずれの炉型においても燃料体の除熱性能に関して本質的な問題はないことが示された。しかし、想定する事故事象を炉型ごとに合理的に設定することと除熱能力を促進させるための設計最適化が課題である。

(3) 多次元解析による熱流動現象評価

原子炉基本設計を左右する重要熱流動課題として、(1)自由液面揺動、(2)温度成層化、(3) サーマルストライピングおよび (4)自然対流の 4 項目を取上げ、作動流体として Na、Pb-Bi 合金、CO_2 ガスを用いた場合に、それぞれの現象の特性変化を数値解析的に検討・評価した。また、ナトリウム冷却大型炉の上部プレナムの三次元解析を実施し、熱流動上の課題を摘出した。プレナム流動は三次元的であり、内部構造物の影響によって複雑な流況となることが示された。またディププレート下面での最大流速が 2m/s となる結果が得られた。今後、詳細評価を継続実施する必要がある。

(4) 物性値や相関式、構成式の評価

ガス冷却炉、鉛冷却炉に関して、実用化候補技術の明確化に必要な物性値、伝熱流動相関式や構成方程式の調査を実施した。摘出された伝熱相関式は、必要に応じて解析コードに組み込み簡易解析を通して、その適用性の吟味を行った。使用実績、データの信頼性、保守性、使い易さといった観点から、適用候補を選定した。特にガス冷却炉と重金属冷却炉に関しては、選択された設計概念に関してその成立性を高精度に評価するため、実験により伝熱相関式の精度を確認する必要がある。

参考文献

[1] 植田伸幸、西　義久、木下　泉、「二重タンク小型炉の安全設計」、電力中央研究所研究報告 T92099、1992-10.

[2] 西　義久、植田伸幸、木下　泉、古谷正裕、「高速増殖炉における炉壁冷却崩壊熱除去系の伝熱性能改善に関する研究」、電力中央研究所研究報告 T45、1996-10.

[3] 小林 武, 藤井 貞夫, 「ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード取り扱い説明書」、 社内資料, 川崎重工業株式会社, 1979 年.

[4] 大島　宏之、他、「多様な冷却系システムの熱流動評価」、JNC TN9400 2000-077、サイクル機構研究報告書、2000 年.

[5] G. Melese and R. Katz, Thermal and Flow Design of Helium-Cooled Reactors, ANS, 1985.

[6] 前川　勇、他、「単相多次元熱流動解析コード AQUA」、JNC N9520 87-012、サイクル機構レポート、1987.

[7] H. Ohshima, et al., "Analysis of Thermal-Hydraulic Behavior in a Fast Reactor Fuel Subassembly with Porous Blockages," Proc. of International Meeting on Advanced Reactor Safety (ARS'97), Orlando, Florida (1997)

[8] 例えば、「機械工学便覧基礎編 A5 流体工学」、日本機械学会編

[9] 村松 壽晴、山口 彰、多様な作動流体を用いた場合に顕在化する重要熱流動課題の摘出、サイクル機構公開資料 JNC TN9400 2000-056 (2000).

[10] 松本 英一、村松 壽晴、AQUA-VOF コードの開発、- AQUA コードへの VOF モデルの組み込みと検証 -、動燃事業団 資料 PNC TN9440 95-005 (1995).

[11] 伝熱工学資料 改訂第 4 版、日本機械学会 (1997).

[12] 守屋祥一、米山 望、江口 譲、自由液面からのガス巻込み評価手法の検討、- 模型縮尺および試験流体物性値の効果 -、電力中央研究所 研究報告 U93004 (1993).

[13] T. Muramatsu, Single-Phase Multi-Dimensional Thermohydraulics Direct Numerical Simulation Code DINUS-3, ¯ Input Data Description ¯, PNC Technical Report PNC TN9520 98-001 (1998).

[14] T. Endoh, Damage Evaluation of Metals for Random of Varing Loading, Proc. Sympo. on Mechanical Behavior of Materials, Vol. 1, pp. 371 (1974).

[15] 村松 壽晴、単相多次元熱流動解析コード AQUA、- 乱流モデル利用手引書 -、動燃事業団 資料 PNC TN9460 94-003 (1994).

[16] S. Cheng and N. Todreas, Nucl. Eng. Design vol. 92 (1986) pp. 227-251

[17] A. E. Walter and A. B. Reynolds, Fast Breeder Reacter, Pergamon Press (1981)

[18] E. M. Sparrow and A. L. Loeffer, Jr., AIChE Jounal, 5 (1959) pp. 325-329

[19] E. M. Sparrow and A. L. Loeffer, Jr. , and H. A. Hubbard, Tras of ASME,

J. of Heat Transfer, 83
(1961) pp. 415-422
[20] B. S. Petukhov and L. I. Roizen. High Temp., 12 (1975) 935
[21] M. Dalle Donne and L. Meyer, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 20 (1977) pp. 583-620
[22] AEA Technology, A Review of Heat Transfer and Pressure Drop Correlation for GCFRs, AEA/R/NS/0027 (2000)
[23] W. BAUMANN and K. REHME, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 18 (1975) pp. 1189-1197
[24] R. L. WEBB, E. R. G. ECKRT and R. J. GOLDSTEIN, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 14 (1971) pp. 601-617
[25] R. L. WEBB, E. R. G. ECKRT and R. J. GOLDSTEIN, Int. J. Heat Mass Transfer vol.15 (1972) pp. 180-183
[26] O. MIYATAKE and H. IWASHITA, Int. J. Heat Mass Transfer vol.34 (1991) pp. 322-327
[27] C. A. SLEICHER, A. S. AWAD and R. H. NOTTER, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 16 (1973) pp. 1565-1575
[28] K. Rehme, Nucl. Technology, vol.17, (1973) pp. 15-23.
[29] K. Rehme, Nucl. Technology, vol.33, (1977) pp. 314-317.
[30] A. Zhukov and A. Sorokin, et. al., Research and Development Institute of Power Engjineering.
[31] V. I. Subbotin, M. K. Ibragimov, M. Nivanonsky, M. N. Arnol' dov and E. V. Nomofilova, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 4 (1961) pp. 79
[32] 西 義久、木下 泉、電力研究所報告：T98061 (1999)
[33] H. A. Johnson, J. P. Hartnett and W. J. Clabaugh, Transactions of the ASME, pp. 1191, 1953-8.
[34] 萩 三二、熱伝達の基礎と演習、東海大学出版会

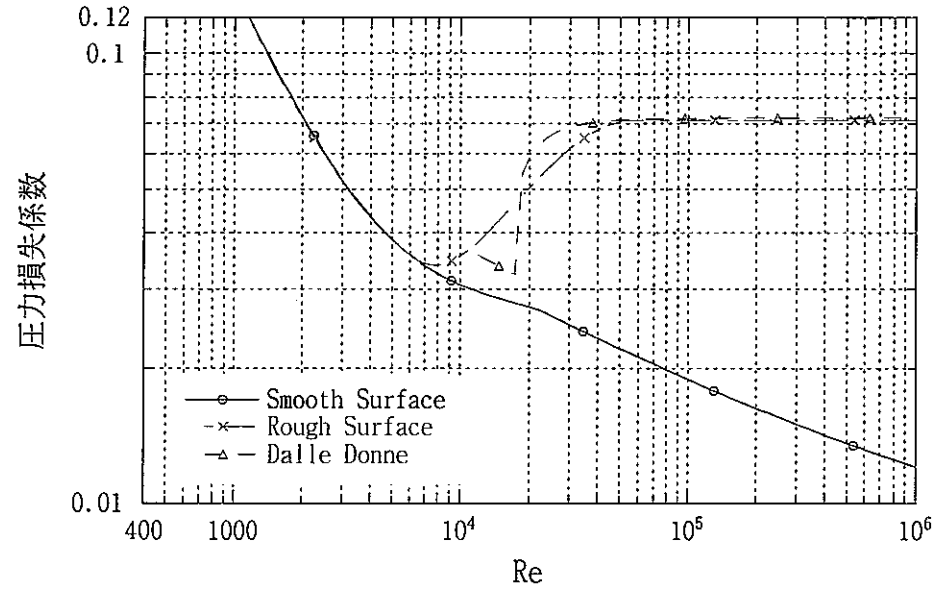


図 4.8.3(5)-1　推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数（GBR4 体系参照）

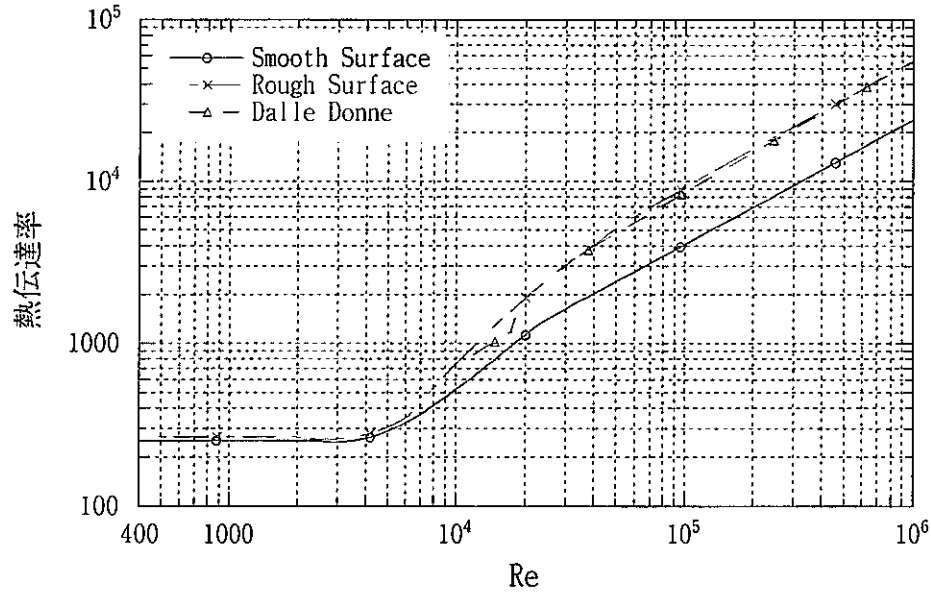


図 4.8.3(5)-2　推奨された熱伝達相関式による熱伝達率（GBR4 体系参照）

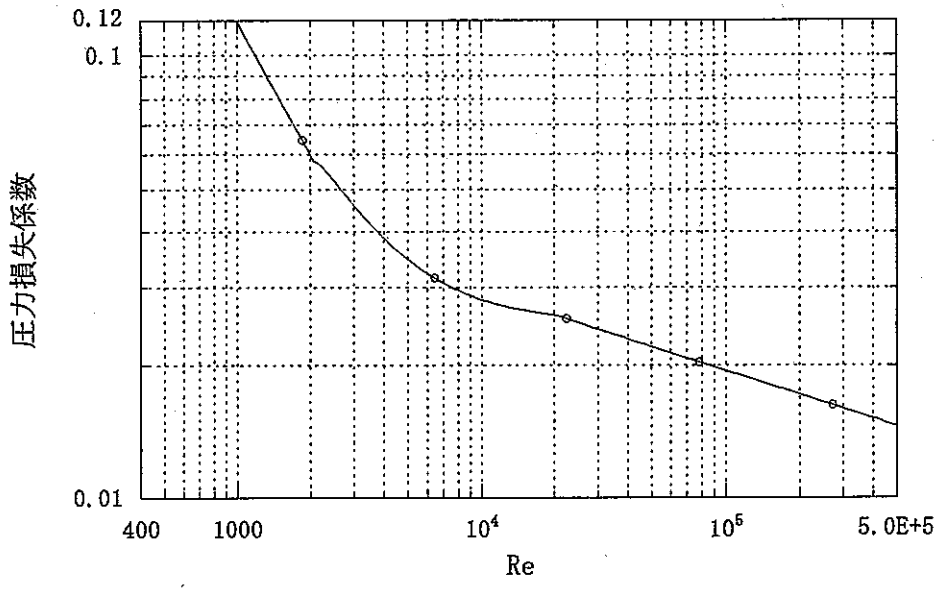


図 4.8.3(5)-3　推奨された圧力損失相関式による圧力損失係数（BREST300 体系参照）

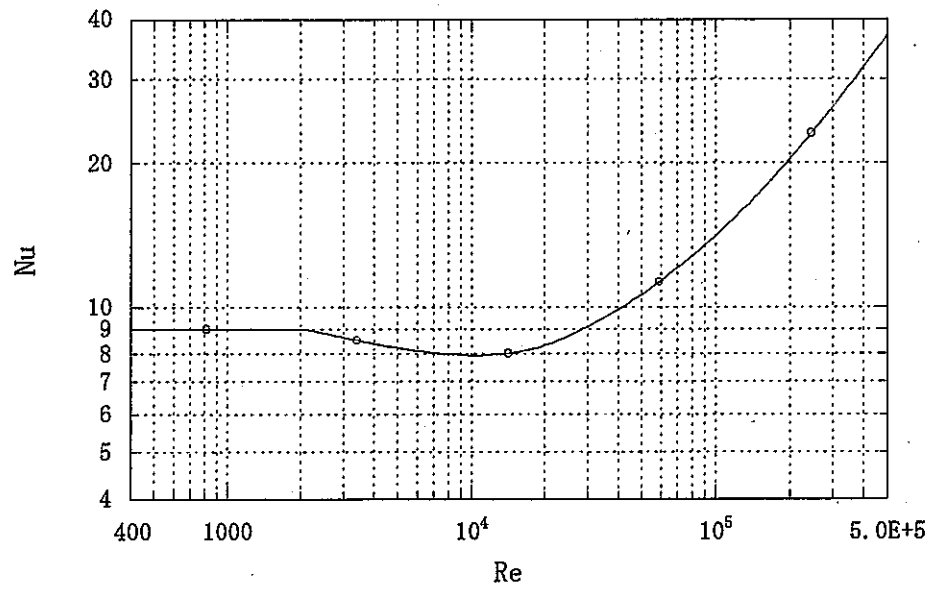


図 4.8.3(5)-4　推奨された熱伝達相関式による Nu 数（BREST300 体系参照）

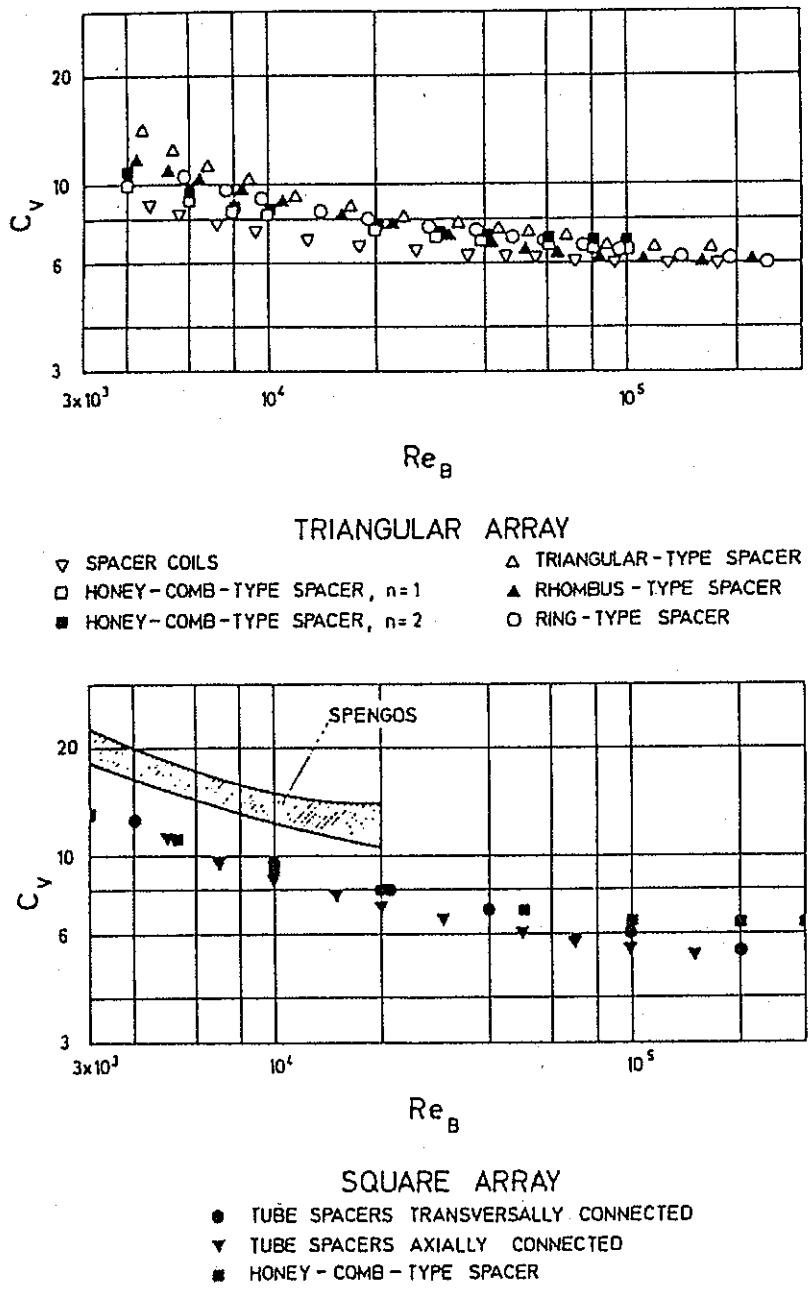


図 4.8.3(5)-5　ピン表面が滑らかな場合の修正形状圧力損失係数 C_v

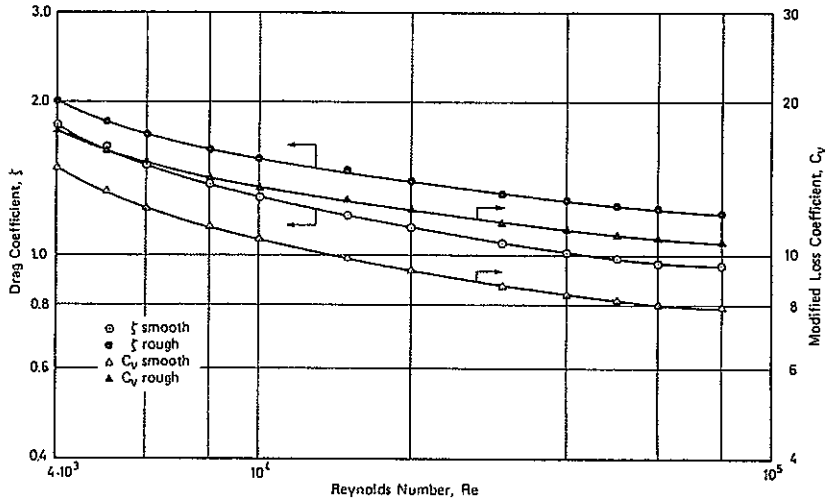


図 4.8.3(5)-6　ピン表面にリブが設置されている場合の修正形状圧力損失係数 C_V

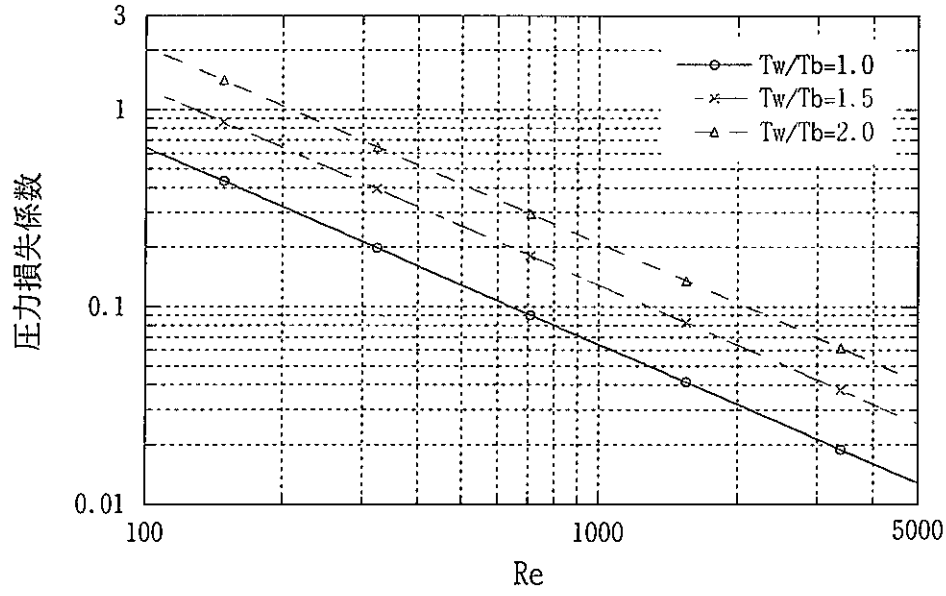


図 4.8.3(5)-7　膜温度差の層流領域圧力損失係数への影響

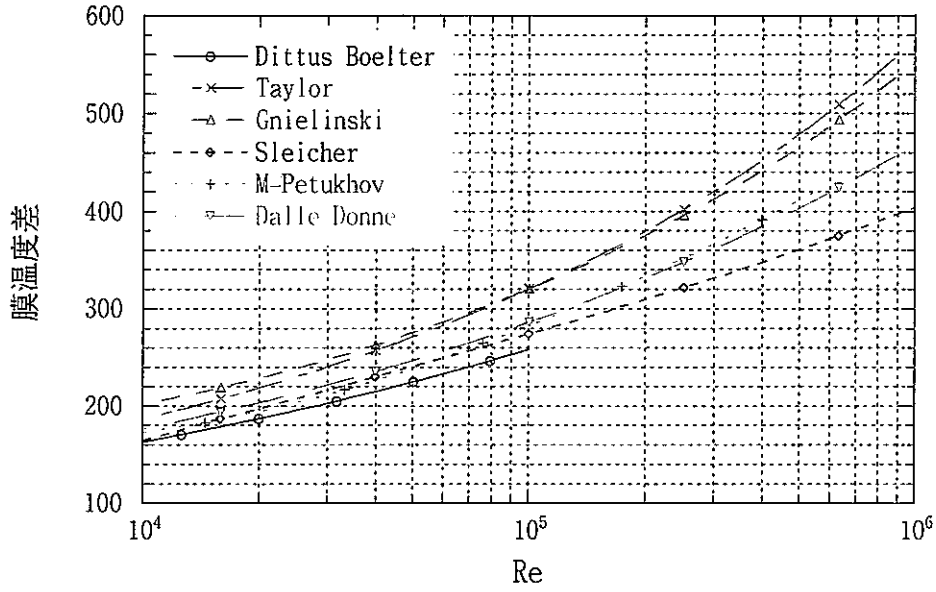


図 4.8.3(5)-8　乱流領域における膜温度差の比較（GBR4 体系参照）

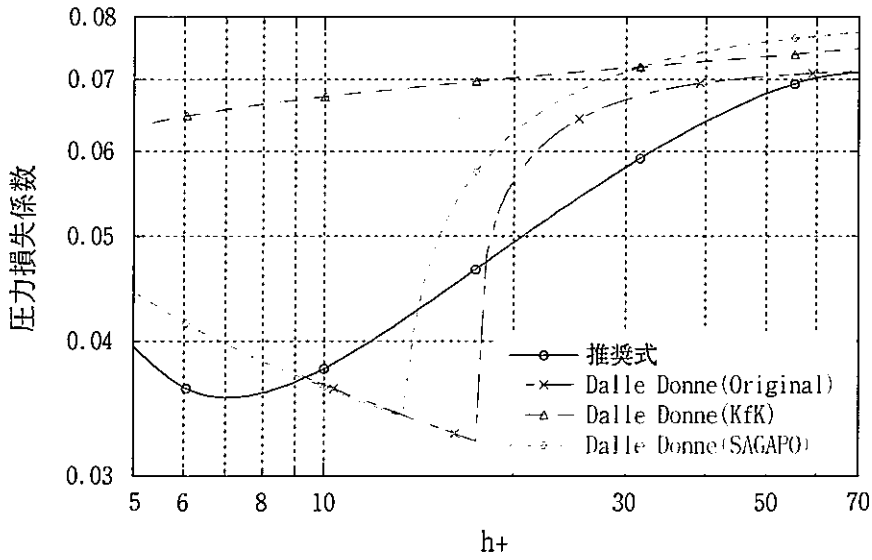


図 4.8.3(5)-9　移行領域における推奨式と Dalle Donne 式の比較(GBR4 体系参照)

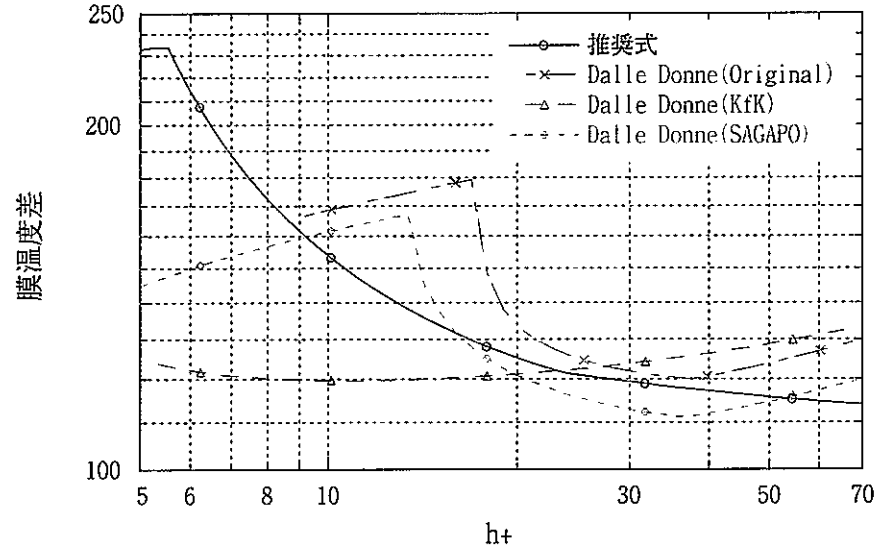


図 4.8.3(5)-10　移行領域における推奨式と Dalle Donne 式より求めた膜温度差の比較（GBR4 体系参照）

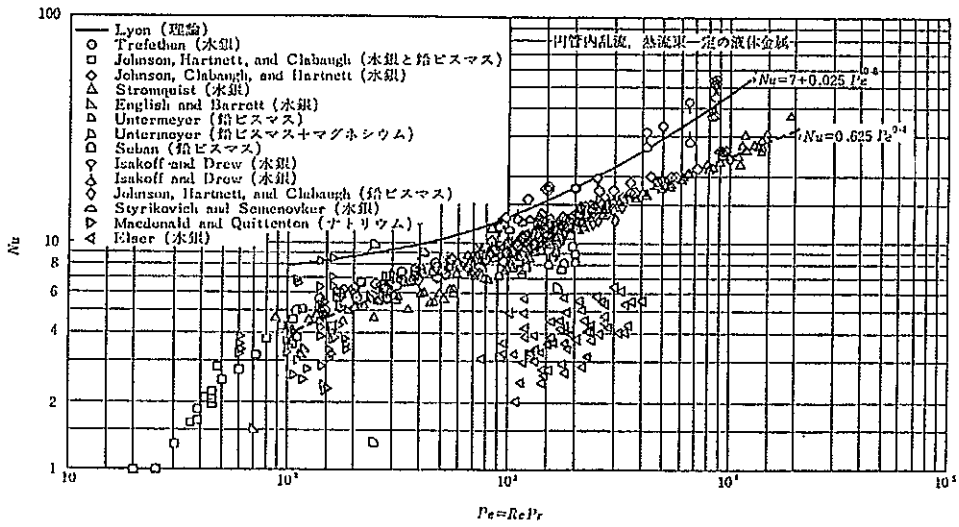


図 4.8.3(5)-11　円管内における様々な液体金属の Nu 数の実験値

4.8.4　安全技術開発

(1)　はじめに

本小節では、安全技術開発におけるPhase１の成果をまとめた。ここでは、各小節において(2) 安全設計方針の整備、(3) 安全系の局限化、(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討、の３つが重要な課題であり、

(2) 安全設計方針の整備では実用化の時代に目標とすべき安全性のレベルや各種冷却材、燃料形態での安全設計方針に関する検討をまとめた。

(3) 安全系の局限化ではナトリウム冷却炉において所要の信頼性レベルを維持したまま崩壊熱除去系、原子炉停止系を簡素化する方策を検討した。

(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討では、各炉の炉心安全性の検討であり、ナトリウム冷却炉についてはMOX燃料炉、金属燃料炉、窒化物燃料炉を対象とした。さらに重金属冷却炉、ガス冷却炉、水冷却炉についても検討し、共通事項として、局所事故、FCI（溶融燃料冷却材熱的相互作用）の可能性、炉心損傷時の臨界性の検討、受動的炉停止強化型（CDAフリー）概念の成立性に関する検討をおこなった。

各項での成果はプラント設計、炉心・燃料設計を通して炉プラントの検討に反映されている。

(2) 安全設計方針の整備
(i) 安全性の目標について

実用化戦略調査研究における「設計要求」では、安全性の観点で、軽水炉と同等ないしはそれ以上の安全性を確保するため、既存の基準類を参考とした設計とし、受動的な炉停止能力、自然循環による崩壊熱除去能力を備える事によって FBR プラントにおける炉心損傷発生頻度が 10^{-6}/炉年未満となる見通しを示すことを要求している。この目標設定の背景にある考え方を以下に説明する。

IAEA の INSAG（国際原子力安全諮問グループ）が作成した BSP（原子力発電所のための基本安全原則）において、炉心損傷発生頻度に対する定量的な目標が記されている。原文に加えて、その作成の背景を記した記事[1]を基に、その目標の意味をまとめると、以下のように整理される。

・過去に発生した炉心損傷事故（TMI-2 とチェルノブイリ）の再発を防止するために BSP が提唱された。
・しかし再発防止のための BSP を採ったとしてもそこには不確かさが存在すること（絶対安全は存在しないこと）を考慮して、目標を確率で表現した。
・過去の統計から直接得られる発生頻度値 10^{-3}/炉年を１～２オーダ削減した値が上記の目標値である。
・ただし、あくまでも重要なことは、原子力発電所が BSP を採り入れることである。
・定量的目標は、BSP を適切に採り入れれば当然の帰結として達成されるであろう値として示されているにすぎない。

一方、時代の流れとして安全性に対する人々の要求は高まる方向であると考えられるため、将来導入しようと計画している FBR 実用化炉については、設計から運転に至る一連の過程において、さらなる安全性の向上が求められる。したがって、設計においては、炉心損傷の発生防止のために受動的炉停止能力と自然循環による崩壊熱除去能力を備えることを要求している。これらを備えることによって、炉心損傷の発生頻度値としては、もう一桁小さな値、すなわち、10^{-6}/炉年未満が達成されるものと考えられる。FBR 実用化炉と同世代の軽水炉も同様にさらなる安全性の向上を目指すと考えられるので、その際の同世代軽水炉と同等以上の安全性を確保するためにも進むべき方向であると考えられる。

なお、上記目標に含まれる炉心損傷の原因の範囲については、原子力プラントの立地及び設計に際して考慮される如く、内的事象、及び外的事象を含むものと考えられる。

参考文献

[1] 能澤正雄、早田邦久、「原子力発電所のための基本安全原則」について、pp. 889～896、日本原子力学会誌、Vol. 30、No. 10（1988）

(ii) 各種プラント概念の一般的安全設計方針への適合性検討

平成 12 年度の評価対象とした 14 プラント概念について、実用化戦略調査研究で掲げている安全要求の充足性を、各プラント設計担当者が提供する情報に基づき検討した。

① 一般的安全設計方針と検討方法

実用化戦略調査研究では、プラント設計に対する基本的な安全要求を掲げており、これらを満足する設計とすることが、各概念に共通の安全設計方針となる。その基本を要約すれば以下となる。

深層防護に基づく安全設計
①通常運転時の安定運転性確保
②設計基準事象に対する事故拡大防止
③シビアアクシデントに対する防止方策と影響緩和

上記③項に関連した具体的要求
受動的炉停止能力の付与
全交流電源喪失への対応
再臨界回避

技術的安全目標
炉心損傷の発生頻度を 10^{-6}/炉年未満とする。

対象としたプラント概念の検討度合いはまちまちであり、従来知見や今回の検討で比較的構造成立性が見通しやすいものもあれば、主要機器の構造具体化そのものが開発課題となりうる概念も含まれている。このため、ここでの検討はシステム概念としての成立性に着目した。つまり、ここでの検討はプラント構成機器の耐震性を含めた寿命中の健全性が確保された設計となっていることを前提としており（これらの評価は別途実施される構造健全性評価に譲る）、深層防護の第１の砦である「通常運転時の安定運転性確保」がいずれの概念においても十分達成されているものとして、システム概念の妥当性を検討した。

安全設計方針を特定のプラント概念について具体化していくためには、安全設備設計の具体化と、その有効性の安全評価による確認のプロセスを何度か経る必要があると考えられるが、総じて言えばそのような検討が十分行われているとは言い難い。フィージビリティ研究の初期の現段階においては、過去に行われた類似概念の検討例及びそれを踏まえた工学的判断に照らし合わせて、検討対象とする各概念が上記の基本安全設計方針を満足する設備設計となり得るものである

かどうかについて定性的な検討を加えた。

言うまでもなく、原子力発電プラントにとって安全上最も重要なのは炉心燃料の破損防止であり、ここでは、これに着目して各概念の設備仕様の充足性について検討する。炉心燃料健全性の脅威となりうるのは直接的には、炉心出力と流量の不整合であり、異常事象としては制御棒誤引抜き等の「過出力型事象」、循環ポンプ故障あるいは冷却材バウンダリ破損等の「除熱低下型事象」が想定される。従って、これらの異常事象に対して炉心保護可能となるように「止める」「冷やす」に関わる安全設備を設ける必要がある。また、冷却材の化学的性質や系統圧力に応じて、バウンダリ破損時の漏洩冷却材による種々の異常が炉心健全性に影響を与える可能性もあるので（「漏洩冷却材の影響」）、このような異常に対して炉心保護可能となるよう必要な安全設備を設ける必要がある。以上の安全設備が各概念の特徴に応じて設置されており、異常事象に対する有効性見通しがあるか否かを検討する。

さらに、シビアアクシデント関連の要求事項である、「①受動的炉停止能力の付与」「②全交流電源喪失への対応」「③再臨界回避」への対応状況についても検討すると共に、炉心損傷発生頻度目標の充足性についても検討を行った。

炉心損傷発生頻度を評価するためには、厳密には故障率データの蓄積と PSA の実施が必要であり、現時点ではこの意味での炉心損傷評価は実施不可能である。ここでは、実証炉を含むこれまでのナトリウム冷却 MOX 炉心プラントへの PSA 適用研究の知見を参考とし、代表的な事故事象が同定されておりかつこれに対して原子炉停止系や崩壊熱除去系等の安全設備が有効に機能するよう設計されているとの前提のもと、原子炉停止系及び崩壊熱除去系が所定の信頼度を達成できるように多重化あるいは多様化されていることをもって炉心損傷発生頻度が目標である 10^{-6}/炉年を下回る見通しがあることを推定した。

② 検討結果

表 4.8.4(2)-1 に平成 12 年度の評価対象とした 14 概念について、その特徴と安全対策の概要をまとめた。ここでは、主要目と安全設備仕様について整理を行った。

また、表 4.8.4(2)-2 に各概念について実施された安全評価の概要をまとめる。

ここでは、代表的な事故事象（「過出力型事象」「除熱低下型事象」「漏洩冷却材の影響」）、受動的炉停止能力、全交流電源喪失時の炉心冷却能力、炉心損傷確率、立地評価について、それぞれの検討状況を記載した。ここでの解析結果や定性的な分析は、各プラント概念設計者によって実施されたもので、本検討として解析条件や解析手法等の詳細を吟味したものではないことを断っておく。

a. 事故に対する設備仕様の妥当性

以下にそれぞれの概念に対する現状評価をまとめる。現状評価が十分に行われ

ていない概念もあるが、総じていえば、以下に示すごとく、設備仕様の妥当性を判断するためには、今後さらなる検討を要する点が見受けられるが、現時点でその成立性を明確に否定できるものはないと判断する。

但し、ここでの評価はいわば、０次スクリーニング的なものであり、炉心安全の特徴的な部分に限定したものであることに留意を要する。つまり、いずれの概念においても今後体系的なシステム解析を行った段階で、新たな安全上の課題が摘出されうる。例えば、局所事故についてもこれがリスク支配要因とならないことを今後確認する必要がある。

ア．ナトリウム大型（ループ、タンク）、中型（ループ、タンク）

実証炉の安全設計を踏襲している部分もあり、これまでの経験から成立性の推定は比較的付けやすく、実際検討の深さは他の概念に比べて深い。基本的な安全設備は、キュリー点電磁石方式のＳＡＳＳを設置した２系統の炉停止系と自然循環除熱可能な多重性あるいは多様性を有する崩壊熱除去系の設置等実証炉を踏襲しており、その有効性見通しを代表的な異常事象の解析結果から得ていることから妥当と判断される。

イ．ＰＳＲ（加圧型ナトリウム冷却炉）

ナトリウム炉ではあるが１次系を加圧し、２次系を削除している点に特徴がある。従来型のナトリウム炉で想定される程度の制御棒誤引抜きや流量減少に対しては従来型の設備対応で見通しあり。SG 伝熱管破損については、水側へのナトリウム流出となるため、ナトリウム-水反応は微小であり炉心への影響がないことを期待しているが、成立の見通しを得るためには、工学試験による確認が必要である。また、システム高圧化に伴い、新たな異常の原因が発生する可能性もある。

ウ．鉛-ビスマス中型

窒化物燃料炉心を採用した完全自然循環冷却方式としている点が特徴。完全自然循環方式とすることにより、流量減少型事象への耐性は高い反面、ドップラー係数はナトリウム大型炉の半分以下と小さく反応度投入型事象に対する裕度は小さくなっている。制御棒引抜き速度の低減により燃料破損回避可能としているが、成立見通しを得るためには出力制御設備の具体化が必要。また、２次系を削除したシステムであることから、ナトリウムの場合に比べて影響が小さくなることは予想されるもののＳＧ伝熱管破損時の影響を定量的に把握する必要がある。

エ．炭酸ガス炉

ナトリウム炉に比べて炉心の低線出力化（平均 107W/cm）を図ることによって、安全裕度の確保を指向している。バウンダリ破損に伴う減圧事故が代表的な事故

事象とされているが、バウンダリ破損想定個所がＰＣＲＶ貫通部に限定されることから、減圧抑制構造を設けることにより除熱低下を抑制することにより炉心保護が可能な見通しである。外部電源喪失等によりガス循環機全台の動力が停止した場合、流量半減時間が 4.4 秒と短く６秒程度で被覆管温度が 900℃を超えることになるので、迅速なスクラムが必要となる。制御棒誤引抜きに対しては、十分な評価は行われていないが、ドップラー係数は大型ナトリウムＭＯＸ炉並であり、ＮＩＳ設置個数の適正化等によって成立の可能性はある。

オ．ヘリウムガス炉（被覆粒子型）

窒化物燃料を TiN で被覆した粒子状燃料を装荷した炉心とヘリウムガスタービンを組み合わせた概念。炉心構造材に SiC を用いているため、ドップラー係数は通常のナトリウム MOX 炉に比べて大きいことと、燃料体が直径約２ｍｍの微細な粒子となっているため熱除去しやすい点が安全上の特徴となっている。減圧事故に対しても、最も保守的な想定として主配管のギロチン破断を想定してもスクラムに成功すれば、炉心保護が可能な見通しである。制御棒誤引抜きについても、十分成立の見込みはあると考えられる。

カ．ヘリウムガス炉（耐熱被覆管型）

窒化物燃料をニオブ合金被覆した燃料ピンを装荷した炉心とヘリウムガスタービンを組み合わせた概念。炉心出力密度は比較的高く、中性子吸収効果の比較的大きいニオブ合金の影響によりドップラー係数が小さいため、耐熱被覆管の採用を考慮しても事故時の燃料損傷までの炉心としての裕度はそれほど高くなく、減圧事故対策として、冷却材流出抑制機構とコンプレッサーの回転慣性を活用した流量減少抑制効果の活用が必要であり、これらの構造具体化と安全上のクレジット確保見通しを得ることが課題である。制御棒誤引抜きについては、耐熱材被覆と高熱伝導度の窒化物燃料の採用により成立の可能性はあると考えられる。

なお、ガスタービンによる直接発電システムにおいては、負荷の喪失等によって炉心出口冷却材が直接炉心入口側に周りこむ可能性があり、タービン系の故障の影響と運用方法について十分検討する必要がある。

キ．小型炉

小型炉としては、ナトリウム冷却炉と鉛ビスマス炉が検討されている。ナトリウム炉については現在検討中である。

鉛ビスマス炉は、システムとしては、中型鉛－ビスマス炉と類似の概念であるが、ドップラー係数は中型炉に比べて大きく制御棒誤引抜きに対しては中型炉に比べて余裕がある。

ク．水　炉

水炉については、加圧水型、沸騰水型、超臨界型のプラント概念について検討されているが、ここでは加圧水型、沸騰水型について検討した。いずれも、既存の軽水炉の安全設計をベースとしており、増殖可能な炉心とするため加圧水型では冷却材を重水とすると共に冷却材密度係数を負とするための炉心配置上の工夫を行っている、沸騰水型では高ボイド率化を図ると共に２段扁平炉心としてボイド係数を負に維持している。いずれの概念も既存軽水炉の設計基準事故に対しては成立見通しありとしている。

b. 受動的炉停止能力

ナトリウム大型炉においては、実証炉に比べてドップラー係数がやや小さくなっており、実証炉と同様のキュリー点電磁石方式の SASS を使用する場合、切り離し温度を引き下げる必要はあるものの、実証炉向けに検討している感知合金を適用可能な見通しである。なお、径方向非均質炉心において SASS 設置制御棒に隣接して内部ブランケット集合体を設置する場合、制御棒周りの冷却材温度の幅が大きくなり、誤落下防止を考慮すると SASS の作動温度幅が狭くなる傾向にあるので、設計具体化段階においては、集合体配置上の工夫、切り離し設定温度、感知合金部の冷却材混合促進等の詳細レベルでの検討が必要となる。

鉛ビスマス中型炉では、完全自然循環型故ＵＬＯＦは問題なく、ＵＴＯＰに着目される。実証と同様の感知合金を適用した場合、反応度投入率を 0.05¢/s に抑制し、SASS の作動温度を 620℃とすることにより成立見通しありとの結果が得られている。

炭酸ガス炉では、全数のガス循環機の動力が停止した場合温度上昇が早いので、炉心出口部での温度感知方式では対応が困難である。制御棒の保持電源をガス循環機動力からとり、ガス循環機動力が停止した場合に制御棒を落下させる方法が検討されている。

ヘリウムガス炉では、冷却材の炉心出口温度が 850℃と高温であり、キュリー点電磁石方式を採用する場合、切り離し温度の高温化を図る必要があるが、コバルト含有率を増加させることによって切り離し温度を 950℃程度にできる可能性がある（ただし、材料の機械特性は未検討)。ガス炉の場合、液体金属炉に比べて温度応答が悪いので、感知合金部の伝熱向上を図る必要もあり、SASS ハードについては新たに開発する必要がある。被覆粒子型の場合、ATWS では SASS に期待せずとも燃料破損限界目安以下で温度静定に向かう可能性がある。減圧事故時に自然循環除熱で炉心保護を行う場合には、作動温度 950 ℃、応答遅れ 300 秒の SASS の作動が必要である。耐熱被覆管型の場合、ULOF(流量半減時間 60 秒)、UTOP（投入反応度 2.5¢/s）に対して、作動温度 950℃、応答遅れ 100 秒の SASS の作動によって炉心保護できる可能性がある。

水炉では、既存軽水炉と同様にボイド反応度係数が負に保たれており、ATWS に対しても出力上昇は抑制されるので、受動的炉停止機能なしでも制御棒挿入あ

るいはホウ酸水注入により炉停止可能としている。

c. 全交流電源喪失時の炉心冷却能力

ナトリウム大型・中型炉については、実証炉までに開発された解析技術を適用した評価が行われており、いずれの概念においても自然循環除熱が可能としている。ただし、中型タンクではRVACSを採用しており、ガードベッセル内ガスを介した伝熱特性については、試験研究による確認が必要である。

鉛ビスマス中型炉については、通常時より自然循環方式であり、全交流電源喪失は厳しい事象とならずPRACSによる自然循環冷却が可能としている。

炭酸ガス炉については、非常用ボイラ給水系によってメインボイラに重力によって水を供給することにより除熱することを計画しているが、その有効性評価は今後の課題である。

ヘリウムガス炉については、被覆粒子型、耐熱被覆管型いずれも原子炉容器上部に設置した補助炉心冷却器により自然循環冷却が可能と評価されている。

水炉については、具体的な評価は行われていないが、既存軽水炉並みの除熱能力は有するものと考えられる。

d. 炉心損傷確率

前項までの課題が克服されたとの前提にたち、かつ、検討方法の項で述べた条件に基づけば、いずれの概念においても原子炉停止系及び崩壊熱除去系は系統概念として適切な多様性あるいは冗長性を有しており、炉心損傷確率 10^{-6}/炉年を達成できる可能性はあると判断される。もちろん、これをより確実なものとするためには、設計詳細化と体系的なPSA評価が必要である。

e. 立地評価

立地評価については、従来我が国で適用されている包絡性を持ったソースタームを想定した場合のひばく量評価値を、実証炉での評価を出力規模比例で外挿することにより推定した。大型炉では、出力規模の増大により評価値が増大するが、コンファインメントの循環風量を確保することにより実証炉での評価値並とすることができる見通しである。ただし、ソースターム想定の妥当性を裏付けるためには、炉心損傷事象におけるソースターム移行挙動を評価して包絡性を確認する必要があり、ガス炉及び鉛ビスマス炉については今後の課題となる。

f. 炉心損傷対策

再臨界回避については、最も検討が進んでいるナトリウムMOX炉においても検討途上にあり、いずれの概念においても今後の課題である。別途実施される炉心損傷事象推移分析の進捗を踏まえて、対策設備の具体化を進める必要がある。極低頻度事象といえども炉心損傷回避を狙った概念も検討されているが、それらの

概念において炉心損傷を考慮する必要性については今後も継続検討が必要と思われる（炉心損傷回避が主張できるほど十分高い耐性を有しているか、考慮する事象に抜けがないか等）。

③ まとめ

平成 12 年度の評価対象とした 14 プラント概念について、実用化戦略調査研究で掲げている安全要求の充足性を、各プラント設計担当者が提供する情報に基づき検討し、安全要求を満足するために必要となる課題を摘出した。

安全設計上の成立性を明らかにするためには、安全性を含む総合的な観点から候補概念をある程度絞り込んだ上で、摘出された課題解決のための検討に加え、安全性を確認する体系的な分析・評価を実施する必要がある。

(iii) 受動安全性の検討：ガス冷却炉、重金属冷却炉における SASS の必要性と適用性

前項(ii)に示すように平成 12 年度の検討においては、ガス冷却炉として炭酸ガス冷却炉、被覆粒子型ヘリウムガス冷却炉、耐熱被覆管型ヘリウムガス冷却炉の３概念、重金属冷却炉として鉛ビスマス冷却中型炉および小型炉の検討が行われており、それぞれの概念について SASS（Self Actuated Shutdown System: 自己作動型炉停止系）の必要性と適用性が検討されている。それぞれの検討状況は前項の受動的炉停止能力の項にも記載している。

SASS を必要とするか否かについては設計に負うところが大きく、ドップラー効果等の負の反応度フィードバック効果を高め、事故時の冷却材循環流量減少抑制を図った概念であれば、SASS が不要とできるかあるいは作動要求条件を緩和することができる。さらに、要求条件として ATWS よりも厳しい事故に対しても炉心保護を求めるか否かによっても SASS の必要性は変わってくる。

以下に今年度検討対象とした概念における SASS の必要性と適用性について述べる。なお、ここでは、実証炉向けに開発されてきたキュリー点電磁石方式の SASS のハード（切り離し温度 680℃、30Ni-32Co-Fe）がそのまま適用可能か、あるいは新たな開発が必要かとの観点から検討している。

①鉛ビスマス中型炉

UTOP 対策として SASS が必要となる。熱伝導性に優れた窒化物燃料を採用していることと鉛ビスマスの沸騰までの余裕が大きいことから、実証炉向けに検討した感知合金の開発経験を適用したキュリー点電磁石方式の SASS が開発できる可能性がある。ただし、伝熱特性や耐環境性はナトリウム炉のそれとは異なっているので、これらの影響に関する検討が必要である。感知合金の伝熱時定数はナトリウム炉の場合 1 秒に対し約 6 秒であり、これをカバーするために、切り離し温度の引き下げや感知合金のスリット構造の工夫等が必要となる。また、ナトリウム炉向けの感知合金では、Ni が含まれておりこれが腐食の原因となるので、Ni を含まない合金を検討する必要がある。ナトリウムと鉛ビスマスでは比重が異なり制御棒ハードそのものの構造も異なるので、構造設計そのものも新たに検討する必要がある。図 4.8.4(2)-1 に概念例を示す。

現状の評価では、出力歪を考慮した定格出力からの UTOP（反応度挿入率 0.05¢/s）に対して被覆管温度を 1000℃程度に抑えるためには、620℃程度を作動温度とする必要がある結果となっている。また、起動時の 200℃等温状態からの UTOP では、燃料被覆管温度に冷却材温度が追従しないため SASS では対応できない結果となっている。起動時の UTOP 対策については、本概念のみの特有の課題ではなく、他の概念についても検討の必要がある。

②炭酸ガス炉

現状の短時間の流量半減時間では ULOF に対して冷却材出口温度感知方式での対応は困難である。このため、ULOF 事象に対する耐性を確保するためには、まず、電源喪失時の流量減少抑制対策、他方式の受動的炉停止機構の採用、炉心の低線出力化による時間余裕増大等を検討する必要があり、これらの検討と合わせて SASS 適用性検討を行うべきである。現状では ULOF 対策として、制御棒の保持電源をガス循環機動力からとり、ガス循環機動力が停止した場合に制御棒を落下させる方法が検討されている。

現状の評価では、仮に被覆管最高温度として 1000℃まで許容できるとした場合、切り離し温度を 630℃程度、スリット幅を半分として伝熱面積の倍増が可能との前提で伝熱時定数を 7 秒程度に短縮できたとして、計算上は ULOF に対応可能である。UTOP に対しては、0.004%Δk/k/s(1.13¢/s)の反応度挿入率に対して、実証炉用の感知合金で対応可能な見通しがある。

炭酸ガス炉にキュリー点電磁石方式の SASS を適用する場合、その応答特性の評価、構造検討と並んで、炭酸ガス環境での腐食の影響についても検討する必要がある。

③ヘリウム炉

被覆粒子型ヘリウム冷却炉では、減圧事故+炉停止系不作動+強制循環冷却失敗でも炉心溶融の防止を要求とする場合、SASS が必要となる。耐熱被覆管型ヘリウム冷却炉では、ATWS 対策として SASS が必要となる。

これらにキュリー点電磁石方式の SASS を適応する場合、目安として作動温度 950℃、応答時間については被覆粒子型の減圧事故時 300 秒、耐熱被覆管型の ULOF、UTOP 時 100 秒が求められ、新たに感知合金材料を開発する必要がある。また、吸収体構造も含めた SASS 構造の具体化が必要である。図 4.8.4(2)-2 に概念例を示す。

切り離し温度の高温化に対応する方法として、コバルト含有率を増加させることが考えられ、コバルト含有率を 80～90%とすることによって切り離し温度を 950℃程度にできる可能性がある（ただし、材料の機械特性は未検討)。

切り離し温度 950℃に対応する感知合金が開発され、実証炉用と同等のスリット形状とできた場合、その温度応答時定数は、定格条件で 10 数秒、減圧条件で 270 秒程度となり、応答性については要求条件を満足する見通しがある。

表4.8.4(2)-1　各種炉型のプラント設計上の特徴（1／3）

比較項目	Ｎａ炉（大型ループ）	Ｎａ炉（大型タンク）	Ｎａ炉（中型ループ）	Ｎａ炉（中型タンク）	ＰＳＲ
電気出力	1,500MWe	1,500MWe	500MWe	500MWe	1,500MWe
原子炉熱出力	3,570MWt	3,660MWt	1,190MWt	1,220MWt	3,950MWt
系統構成	一次冷却材：Ｎａ（強制循環）×２ 二次冷却材：Ｎａ（強制循環）×２ 三次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×１	一次冷却材：Ｎａ（強制循環） 二次冷却材：Ｎａ（強制循環）×２ 三次冷却材：水・蒸気（強制循環タービンを駆動）×１	一次冷却材：Ｎａ（強制循環）×２ 二次冷却材：Ｎａ（強制循環）×１ 三次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×1/3	一次冷却材：Ｎａ（強制循環） 二次冷却材：Ｎａ（強制循環）×１ 三次冷却材：水・蒸気（強制循環タービンを駆動）×1/3	一次冷却材：Ｎａ（強制循環）×３ 二次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×１
冷却系機器構成	IHX/ﾎﾟﾝﾌﾟ：２基（機器合体型式、機械式ポンプ） ＳＧ　：２基 タービン　：１基 二次ポンプ：２基（機械式） 給水ポンプ：２基（タービン動）	ＩＨＸ　：２基 SG/2次ポンプ：２基（機器合体，電磁式ポンプ） タービン　：１基 一次ポンプ　：３基（機械式） 給水ポンプ　：２基（機械式）	IHX/ﾎﾟﾝﾌﾟ：２基（機器合体型式、機械式ポンプ） ＳＧ　：１基 タービン　：１基/３炉心 二次ポンプ：１基（機械式） 給水ポンプ：2基（ﾀｰﾋﾞﾝ動）/3炉心	ＩＨＸ　：２基 SG/2次ポンプ：２基（機器合体，電磁式ポンプ） タービン　：１基/３炉心 一次ポンプ　：３基（機械式） 給水ポンプ　：２基/３炉心（機械式）	SG：3基 タービン：1基 一次ポンプ：3基（機械式） 給水ポンプ：２基（ﾀｰﾋﾞﾝ動）
崩壊熱除去系構成	DRACS；１系統　IRACS：２系統 二次系：Ｎａ強制循環 空気系：空気強制循環 除熱量（100%×3、ＦＣ／ＮＣ） ＤＲＡＣＳ 23/11 MWt ＩＲＡＣＳ 22/11 MWt	ＰＲＡＣＳ：４ループ（50%×4） 二次系：Ｎａ強制循環 空気系：空気強制循環 (注)自然循環による除熱も可 FC/NC：18.5/10.0MWt/ループ	PRACS：２系統　IRACS：１系統 二次系：Ｎａ自然循環 空気系：空気自然循環 除熱量（100%×3、NC） PRACS　8MWt×２ IRACS　6MWt×１	RVACS：１系統　SGACS：１系統 （150%（RVACSのみで100%）） 空気系：空気強制及び自然循環 DRACS：FC/NC：7.7/5.8MWt SGACS：FC/NC：4.2/3.1MWt	PRACS：３系統 二次系：Na強制循環 空気系：空気強制循環 (注)自然循環による除熱も可 除熱量（100%×3、23MWt） Na炉（大型ﾙｰﾌﾟ）と同程度を想定
炉心出口圧力	約0.2ＭＰａ	約0.1MPa	約0.2ＭＰａ	約0.1MPa	5.9MPa（二次系を削除するため主蒸気圧より高圧化）
冷却材温度	一次冷却材：　550℃／ 395℃ 主蒸気条件：495℃／16.57MPa	一次冷却材：　550℃／ 395℃ 主蒸気条件：　487℃／ 15.4MPa	一次冷却材：　550℃／ 395℃ 主蒸気条件：495℃／16.57MPa	一次冷却材：　550℃／ 395℃ 主蒸気条件：　487℃／ 15.4MPa	一次冷却材：　500℃／ 350℃ 主蒸気条件：400℃／4.9MPa
炉心燃料	ＭＯＸ燃料炉心	MOX燃料	ＭＯＸ燃料炉心	MOX燃料	ＭＯＸ燃料炉心
炉心冷却材流量	1.82E04 Kg/s	18660kg/s	6.06E03 kg/s	6220kg/s	2.07E04 kg/s
炉心圧損	約0.3MPa	約0.5MPa	約0.3MPa	約0.5MPa	約0.3MPa
原子炉容器	薄肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径：9.6m　、　板厚：30mm	薄肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径/板厚：13.3m/25mm	薄肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径　：6.6m　、　板厚：30mm	薄肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径/板厚：9.3m/25mm	厚肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径：6.8m　、　板厚：80mm
主要な安全系設備					
原子炉停止	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（SASS付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）
炉心冷却	液位保持（ＧＶ，外管） 一次ポンプ（コーストダウン） 一次系ポニーモータ（２台） DHRS（３系統-FC/NC）	液位保持（ＧＶ） 一次ポンプ（コーストダウン） ポニーモータ（３台） ＰＲＡＣＳ（４系統ーFC/NC）	液位保持（ＧＶ，外管） 一次ポンプ（コーストダウン） DHRS（３系統-NC）	液位保持（ＧＶ） 一次ポンプ（コーストダウン） ポニーモータ（３台：暫定） RVACS１系統＋SGACS１系統（FC/NC）	液位保持（ＧＶ，外管） 一次ポンプ（コーストダウン） ポニーモータ（３台） DHRS（３系統-FC/NC）
格納容器	ﾗｲﾅ内張り鉄筋ｺﾝｸﾘｰﾄ製格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	原子炉容器上部ドーム、原子炉容器ＧＶコンファイメント及びガス処理系	ﾗｲﾅ内張り鉄筋ｺﾝｸﾘｰﾄ製格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	原子炉容器上部ドーム、原子炉容器ＧＶコンファイメント及びガス処理系	ﾗｲﾅ内張り鉄筋ｺﾝｸﾘｰﾄ製格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ
炉心損傷対策	ボイド反応度制限 軸方向ブランケット一部削除 下部プレナムでデブリベット冷却	炉内ＧＥＭ＋上部Ｎａプレナム 溶融燃料排出チャンネル 下部プレナムでデブリベット冷却	ボイド反応度制限 軸方向ブランケット一部削除 下部プレナムでデブリベット冷却	ボイド反応度制限 溶融燃料排出チャンネル 下部プレナムでデブリベット冷却	1次系高圧化によりNa沸点が1800ｋとなり、SASSの信頼性向上により炉心損傷回避の可能性あり
冷却材漏えい対策	原子炉容器　：ＧＶ設置 配管　　：エンクロージャ 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 Na水反応生成物収納設備	一次系　：ＧＶ設置 二次系　：エンクロージャ 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 Na水反応生成物収納設備	原子炉容器　：ＧＶ設置 配管　　：エンクロージャ 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 Na水反応生成物収納設備	一次系　：ＧＶ設置 二次系　：エンクロージャ 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 Na水反応生成物収納設備	原子炉容器　：ＧＶ設置 配管　　：エンクロージャ SGNa漏えい：Na漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 1次Arｶﾞｽ緊急減圧系
その他	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：：ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電機２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ２系統
備考					

表4.8.4(2)-1　各種炉型のプラント設計上の特徴（2／3）

比較項目	Pb-Bi炉（中型炉）	CO2ガス炉（被覆管型）	Heガス炉（被覆粒子型）	Heガス炉（耐熱被覆管型）	
電気出力	400MWe	1369MWe	1,124MWe	約1,133MWe	
原子炉熱出力	1,053MWt	3600MWt	2,400MWt	2,400MWt	
系統構成	一次冷却材：Pb-Bi（自然循環） 二次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×1/4	一次冷却材：炭酸ガス（強制循環） 二次冷却材：水・蒸気×1系統（強制循環、タービンを駆動）	一次冷却材：Heガス（強制循環、ガスタービンを直接駆動）×4	一次冷却材：Heガス（強制循環、ガスタービン直接駆動×4ループ）	
冷却系機器構成	ＳＧ　：１基（RV組込型） タービン　：１基/４炉心 一次ポンプ：なし（自然循環） 給水ポンプ：２基/４炉心（機械式）	ＳＧ　：１２基 ガス循環機：８基 タービン　：１基 給水ポンプ：３基（機械式）	ガスタービン　：４基 圧縮機　：２×４基 再生熱交換器：４基 前置冷却器　：４基 中間冷却器　：４基	コンプレッサー：２×４基 再生熱交換器：４基 ガスタービン　：４基 前置冷却器　：４基 中間冷却器　：４基	
崩壊熱除去系構成	ＰＲＡＣＳ：３ループ 二次系：Pb-Bi自然循環 空気系：空気自然循環 除熱量　6.6MWt×３(100%×３)	崩壊熱ボイラ給水系：50%×４系統 二次系：水・蒸気強制循環 三次系：水強制循環、空気冷却 非常用ボイラ給水系：50%×４系統 二次系：水・蒸気強制循環、大気開放（自然循環も可）	DRACS：４系統 二次系：加圧水強制循環 空気系：空気強制循環 （注）自然循環による除熱も可 除熱量（50%×４、FC/NC）	DRACS：４系統 二次系：加圧水強制循環 空気系：空気強制循環 （注）自然循環による除熱も可 除熱容量：50%×4系統	
炉心出口圧力	約1.1ＭＰａ	約４ＭＰａ	約６MPa	約６．０ＭＰａ	
冷却材温度	一次冷却材：　492℃／ 312℃ 主蒸気条件：　400℃／6.5MPa	一次冷却材：　530℃／ 266℃ 主蒸気条件：490℃／18.5MPa	一次冷却材：　850℃／ 460℃	一次冷却材：　850℃／ 460℃	
炉心燃料	窒化物燃料炉心	ＭＯＸ燃料炉心（又はMN燃料）	MN被覆粒子燃料	窒化物燃料炉心・ニオブ合金被覆管	
炉心冷却材流量	4.01E04 kg/s	12000kg/sec	1.18E3 kg/s	1185kg/s	
炉心圧損	約 0.012MPa	約0.3MPa	約0.1MPa	0.35MPa	
原子炉容器	薄肉鋼製容器（ライナ型ＧＶ付き） 容器径　：9.8m　、　板厚：50mm	ＰＣＲＶ 容器内径：約17m　厚さ：約4m	厚肉鋼製容器 容器内径：9.3m　、板厚：170mm	鋼製容器 容器内径：8.91m，板厚：175mm	
主要な安全系設備					
原子炉停止	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	主炉停止系 後備炉停止系（ＳＡＳＳ付き）	
炉心冷却	液位保持（ライナ型ＧＶ） 一次系自然循環 ＰＲＡＣＳ（３系統ー自然循環）	圧力維持（PCRV内に全一次系を格納、貫通部流出抑制機構） ガス循環機（低速運転） 崩壊熱ボイラ給水系、非常用ボイラ給水系	冷却材圧力保持（流出抑制機構，外管） CV耐圧化 DHRS（４系統-FC/NC）	冷却材保持（流出抑制機構） 補助ガス循環器（４台） DHRS（４系統-FC/NC）	
格納容器	ライナ張りコンクリート製格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	スチール・コンクリート格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	鋼製格納容器 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	鋼製格納容器	
炉心損傷対策	完全自然循環冷却方式及び炉心固有の特性による炉心損傷回避	軸方向ブランケット一部削除 炉心下部構造（コアキャチャ）	被覆粒子燃料の高温特性を利用した受動安全による炉心溶融排除	ポット式コアキャッチャーによるデブリの分割保持および冷却	
冷却材漏えい対策	一次系　：ライナ型ＧＶ設置 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 カバーガスＲＤ 水蒸気放出プール	一次系　：ＰＣＲＶ貫通部に流出抑制機構。漏えい冷却材は格納容器で保持， 水漏えい：炉内に過分検出器。 水系隔離	配管　：流出抑制機構，外管 CV耐圧化：漏洩ガスはCVで保持	配管　：流出抑制機構 格納容器　：減圧後圧力を0.4MPaに保持	
その他	各種安全保護系信号 非常用電源：ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電機２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ４系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ発電機２系統	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ２系統	
備考					

表4.8.4(2)-1　各種炉型のプラント設計上の特徴（3／3）

比較項目	小型炉（Ｎａ冷却型）	小型炉（Pb-Bi冷却型）	重水冷却炉（加圧水型）	水冷却炉（沸騰水型）	超臨界圧水増殖炉
電気出力	50MWe	50MWe	1200MWe	1,356MWe	1,698MWe
原子炉熱出力	125MWt	132MWt	3480MWt	3,926MWt	3,832MWt
系統構成	一次冷却材：Ｎａ×1 二次冷却材：Naまたは不活性媒体（1次、2次：強制又は自然循環）×1 三次冷却材：水・蒸気×1(強制循環)	一次冷却材：Pb-Bi（自然循環） 二次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×1	一次冷却材：重水（強制循環）×４ 二次冷却材：水・蒸気（強制循環、タービンを駆動）×1	一次冷却材：水・蒸気×１ （給水：強制循環 ／再循環：自然循環）	一次冷却材：超臨界圧軽水×１ （強制循環）
冷却系機器構成	IHX/SG：1基（機器合体） 1次ポンプ：2基(EMP)(RV内設置 orRV外設置) タービン　：１基 二次ポンプ：1基 給水ポンプ：2基（機械式）	ＳＧ　　：１基（RV組込型） タービン　：１基 一次ポンプ：なし（自然循環） 給水ポンプ：１基（機械式）	ＳＧ　　：4基 タービン　：１基 一次ポンプ：４基（機械式） 給水ポンプ：４基（機械式）	タービン駆動給水ポンプ：２台 電動機駆動給水ポンプ　：２台 タービン：１基	タービン駆動給水ポンプ：２台 電動機駆動給水ポンプ　：２台 タービン：１基
崩壊熱除去系構成	RVACS、PRACS：各100%×１系統 PRACS等：自然循環 RVACS：自然通風	PRACS ２系統(1MWt×２) 二次系：Pb-Bi自然循環 空気系：空気自然循環 RVACS１系統(1MWt)	ＳＧ及び余熱除去系：４ループ ＥＣＣＳ	残留熱除去系：３系統 （ＥＣＣＳ低圧注水系兼用）	残留熱除去系：３系統 （ＥＣＣＳ低圧注水系兼用）
炉心出口圧力	0.1MPa	約1.2ＭＰａ	約　15.5ＭＰａ	約7.2MPa	約25MPa
冷却材温度	一次冷却材：　510℃／　355℃ 主蒸気条件：453℃／10.7MPa	一次冷却材：　492℃／　312℃ 主蒸気条件：　400℃／6.5MPa	一次冷却材：　325℃／　290℃ 主蒸気条件：　277℃／6.25MPa	主蒸気条件：282℃(飽和)/7.2MPa 給水温度　：268℃	主蒸気条件：523℃/25MPa 給水温度　：280℃
炉心燃料	金属燃料炉心	窒化物燃料、長寿命炉心	ＭＯＸ燃料炉心	ＭＯＸ燃料	ＭＯＸ燃料
炉心冷却材流量	633kg/sec(125MW)	5000kg/s	1.6E04 kg/s	5000kg/s	1970kg/s
炉心圧損	0.05MPa	約 0.01MPa	約 0.27MPa	約0.04MPa	約0.4MPa
原子炉容器	薄肉鋼製容器（ＧＶ付き） 容器径　：3.34m（肉厚 25mm）	薄肉鋼製容器 容器径：約3.7m 、板厚：50mm	厚肉鋼製容器 容器径：約６m、板厚：約220mm	厚肉鋼製容器 容器径/板厚：8.9m/170mm	厚肉鋼製容器 容器径/板厚：4.5m/360mm
主要な安全系設備					
原子炉停止	反射体 停止棒	主炉停止系 後備炉停止系	主炉停止系（制御棒） 後備炉停止系（制御棒）	制御棒及び制御棒駆動系 ほう酸水注入系	制御棒及び制御棒駆動系 ほう酸水注入系
炉心冷却	液位保持（ＧＶ） 一次ポンプ（電圧確保コーストダウン） 自然循環 DHRS（上述）	液位保持（ＧＶ） 一次系自然循環 PRACS２系統＋RVACS１系統；自然循環	一次系ポンプコーストダウン&自然循環 ＳＧ及び余熱除去系 ＥＣＣＳ（低圧注入系、高圧注入系、蓄圧注入系）	非常用炉心冷却系：３区分 （高圧炉心注水系，低圧注水系，原子炉隔離時冷却系）	非常用炉心冷却系：３区分 （低圧注水系，蓄圧注入系） （補助給水系：隔離時冷却系相当）
格納容器	鋼製ライナ付き建物	鋼製ライナ付建物、ＧＶ 非常用ｶﾞｽ処理系付ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄ	PCCV、ｱﾆｭﾗｽ空気再循環設備、 原子炉格納容器スプレイ系	原子炉格納容器（耐圧型）を設置 格納容器冷却系：３系統	原子炉格納容器（耐圧型）を設置 格納容器冷却系：３系統
炉心損傷対策	炉心支持板上での再臨界防止	完全自然循環冷却方式及び炉心固有の特性による炉心損傷回避	炉心固有の特性による再臨界回避 ・負の反応度係数 ・溶融燃料の排出及び冷却	負のボイド反応度（自己制御） 冷却材の沸騰除熱によりデブリ冷却	負のボイド反応度（自己制御） 冷却材の沸騰除熱によりデブリ冷却
冷却材漏えい対策	原子炉容器　：ＧＶ設置 1次系配管　：2重管 2次系配管　：エンクロージャ 水漏洩：水漏洩検出、反応生成物収納設備等又はNa水の直接接触排除	一次系　：ＧＶ設置 水漏えい：水漏えい検出系 水系隔離，ブロー設備 カバーガスＲＤ 水蒸気放出プール	ＥＣＣＳ（低圧注入系、高圧注入系、蓄圧注入系） 加圧器逃がし弁 加圧器安全弁	自動減圧系：８弁 非常用炉心冷却系：３区分 （高圧炉心注水系，低圧注水系，原子炉隔離時冷却系）	自動減圧系：６弁 非常用炉心冷却系：３区分 （蓄圧注水系，低圧注水系）
その他	安全保護系信号：NIS、出口温度 非常用電源：TBD	各種安全保護系信号 非常用電源：TBD	各種安全保護系信号 非常用電源：ＤＧ４系統	各種安全保護系信号 非常用D/G設備：３系統	各種安全保護系信号 非常用D/G設備：３系統
備考					

JNC TY9400 2001-012

表4.8.4(2)-2　各種炉型プラントに対する安全評価の比較（1／3）

比較項目	Ｎａ炉（大型ループ）	Ｎａ炉（大型タンク）	Ｎａ炉（中型ループ）	Ｎａ炉（中型タンク）	ＰＳＲ
(1)過出力型事象	制御棒誤引抜き時の出力歪みを考慮して、ＴＯＰ型事象における燃料健全性（融点未満）を確認。 １次冷却材流量増大は実証炉の知見より成立する見通し。	制御棒引き抜き時の出力歪みを評価中。検出系の強化（NIS個数の増加等）で対応可能な見通し。	未評価 実証炉及び大型Ｎａループ炉の知見よりいずれの事象も成立する見通し	未評価 ただし、実証炉の知見より成立する見通し。	未評価 高圧に伴う制御棒飛び出しは防止機構の設置で対応
(2)除熱低下型事象	最も厳しい１次ポンプ軸固着事故時に対して安全保護系応答時間、健全ポンプトリップ遅れ時間、１次系流量半減時間等をパラメータとし、被覆管肉厚中心温度が 900℃未満を満足することを確認。 その他の事象は実証炉の知見より成立する見通し	代表事象として、下記を想定し炉心燃料・冷却材バウンダリの健全性を確認。 ・外部電源喪失 ・一次主循環ポンプ軸固着 ・一次系配管破損 ・崩壊熱除去系の除熱特性	未評価 実証炉の知見よりいずれの事象も成立する見通し。 ２ループ化に伴い一次系ポンプ軸固着が厳しくなるが、大型炉と同様に成立の見通し。	代表事象として、下記を想定し、炉心燃料・冷却材バウンダリの健全性を確認。 ・外部電源喪失 ・二次系流量異常/流量喪失 ・崩壊熱除去系の除熱特性	未評価 一次系高圧化、中温化による冷却材沸騰に対する裕度、熱的裕度の拡大のため特に問題とならない見通し。
(3)漏えい冷却材の影響	ＳＧ伝熱管破損伝播解析によりＤＢＬ（1+0本破損）を確認。 実証炉と同様GV、外管等によるNa漏えい対策により影響は問題ない見通し	SG伝熱管のDBE想定の検討を実施。1DEGが成立する見通し。 SG伝熱管破損時の初期スパイク圧，準定常圧によるIHXへの荷重を評価。健全性が確保できることを確認。	未評価 実証炉と同様の対策（GV、ｴﾝｸﾛｰｼﾞｬによるNa漏えい対策、水漏えい検出系、水系隔離、ブロー設備等のSG水リーク対策）により影響は問題ない見通し。	SG伝熱管破損時の初期スパイク圧によるIHXへの荷重を評価。健全性が確保できることを確認。	未評価 Na漏えい：GV、外管の設置により対応 Na・水反応：反応生成物の炉心への移行は抑制され問題ない見通し
安全性判断基準 (概念検討のための目安)	冷却材の沸騰防止 被覆管温度：異常な過渡830℃以下 事故900℃以下 燃料の溶融防止 バウンダリ温度：650℃以下他	冷却材の沸騰防止 被覆管温度：異常な過渡/事故： ：830℃以下/900℃以下 燃料の溶融防止 バウンダリ温度：650℃以下他	冷却材の沸騰防止 被覆管温度：異常な過渡830℃以下 事故900℃以下 燃料の溶融防止 バウンダリ温度：650℃以下他	冷却材の沸騰防止 被覆管温度：異常な過渡/事故： ：830℃以下/900℃以下 燃料の溶融防止 バウンダリ温度：650℃以下他	冷却材の沸騰防止 被覆管温度：異常な過渡830℃以下 事故900℃以下 燃料の溶融防止 バウンダリ温度：650℃以下他
(1)受動的炉停止能力	SASSによるULOF/UTOP時の炉停止達成見通しあり。	SASSによりULOF/UTOP時に炉停止達成見通しあり。	未評価 SASSによりULOF/UTOP時に炉停止の見通しあり。	未評価 SASSによりULOF/UTOP時に炉停止の見通しあり。	未評価 SASSによりULOF/UTOP時に炉停止の見通しあり。
(2)全交流電源喪失時の炉心冷却能力	伝熱中心差による自然循環特性に優れ、全電源喪失時の健全性（原子炉出口冷却材温度：約580℃）を確認。	二次系以降は非安全系。 完全浸積型PRACSで約2%の炉心流量の確保を確認。	伝熱中心差による自然循環特性に優れ、簡易評価により成立性（原子炉出口冷却材温度：約580℃）を確認。	RVACS＋SGACSとIWF促進策の組み合わせで、約1%の炉心流量を確保し、炉心冷却が可能であることを確認。	未評価 二次系以降は非安全系。PRACSの自然循環により成立の見通し。
(3)炉心損傷確率 (10-6/炉年以下)	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。	炉停止系と崩壊熱除去系の信頼性確保，サイフォンブレイクの排除により、10-6/炉年以下と判断。	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。	炉停止系と崩壊熱除去系の信頼性確保，サイフォンブレイクの排除により、10-6/炉年以下と判断。	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。
(4)立地評価	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約120mSv 全身 約 10mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約120mSv 全身 約 10mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約100mSv 全身 約 4mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約100mSv 全身 約 4mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約120mSv 全身 約 10mSv

JNC TY9400 2001-012

表4.8.4(2)-2　各種炉型プラントに対する安全評価の比較（2／3）

比較項目	Pb-Bi炉（中型炉）	CO2ガス炉（被覆管型）	Ｈｅガス炉（被覆粒子型）	Ｈｅガス炉（耐熱被覆管型）
(1)過出力型事象	・制御棒引抜き時の過渡変化は、ＣＲ駆動速度制限で対応可能 ・ＳＧ伝熱管破損時の炉心への水蒸気侵入は殆どなく印加反応度は問題とならない見通し。	未評価 出力112%(実証炉のスクラムレベル)での被覆管温度は790℃程度であり、成立する見通し。	反応度事象についてはドップラ反応度効果が大きく成立性を確認。 （減圧事象（燃料最高温度：約1200℃）に包絡）	制御棒誤引抜き時の出力歪みを考慮して、ＴＯＰ型事象における燃料（融点未満）および被覆管の健全性を確認。耐熱被覆管および熱伝導率の高い窒化物燃料の採用および負のドップラー効果による。
(2)除熱低下型事象	未評価 ・自然循環運転採用によるＬＯＦ事象の排除 ・ＳＧ除熱喪失に対して、ＳＧ出口温度高により炉心保護し、PRACSにより充分な冷却が可能な見通し。	減圧事象が最も厳しいと考えられるが、PCRV貫通部には流出制機構を設け減圧速度を制限し、格納容器により圧力を維持することにより成立することを確認した。	炉心冷却能力減少の観点から減圧事象が最も厳しいが、炉心の健全性を確認。 （減圧事象（燃料最高温度：約1200℃）に包絡）	減圧事故が最も厳しいと考えられる。配管部に流出抑制機構を設けて減圧時定数を延ばし、減圧後の格納容器内圧力を0.4MPaに保持する。これらの対策により被覆管最高温度は1492℃であり制限目安1500℃を満足する。
(3)漏えい冷却材の影響	未評価 ・断熱ブロック付ライナ型ＧＶによる漏えい冷却材保持。ライナ外側コンクリート内に冷却コイル設置し、ライナ及びコンクリートを低温維持。 ・ＳＧ伝熱管破損時の炉心への水蒸気侵入は殆どなく問題ない見通し。	一次系はPCRV内にあるため配管破断は想定しない。 冷却材は放射化しておらず、冷却材の漏えいは放射能放出上問題とはならない。	減圧事象時、ヘリウム圧力は格納容器と均圧となるが、鋼製格納容器により耐圧性維持。 （簡易評価により確認、約0.65MPa[abs]）	格納容器・コンファインメントによる事故時の環境への放射性物質放出を抑制。冷却水の漏洩は、コンプレッサー損傷および数程度以下の反応度投入をもたらす見通し。炉心冷却は健全ループにて可。
安全性判断基準 (概念検討のための目安)	異常な過渡変化：燃料の健全性確保 燃料温度融点以下（窒化物燃料：高温分解点以下）、被覆管温度制限 事故：燃料溶融割合制限 被覆管温度制限 1000℃(暫定)	被覆管温度 過渡：830℃以下 ＤＢＡ：900℃以下	燃料最高温度：DBE 1600℃、 BDBE 2200℃	ﾎｯﾄﾁｬﾝﾈﾙ被覆管温度：定格時1200℃、事故時1730℃（与圧時）／1500℃（減圧時）、過酷事象時2000℃、平均ﾁｬﾝﾈﾙ被覆管温度：事故時1500℃、コールドレグ温度　：事故時650℃
(1)受動的炉停止能力	ＳＡＳＳによるＵＴＯＰ、ＵＬＯＨＳ時の 成立性を評価	ULOF、UTOP事象の解析によりSASSへの要求を整理。	SASSによる「減圧事象時のｽｸﾗﾑ失敗＋DG2台起動失敗」に対する成立性見通しを確認。 （燃料最高温度 2033℃）	SASSによるULOF,UTOPにおける成立性見通しを確認。
(2)全交流電源喪失時の 炉心冷却能力	全交流電源喪失より厳しい事象（外部電源喪失＋ダンパ2基開失敗：PRACS１系統自然循環）に対する成立性見通しを確認。	メインボイラ給水系（重力による給水）により除熱可能。有効性評価は今後の課題。	DRACS自然循環による成立性見通しを確認（減圧事象（燃料最高温度2033℃）に包絡）	自然循環崩壊熱除去時の被覆管最高が1633℃であり制限目安1730℃を満足し成立するものと判断
(3)炉心損傷確率 (10-6/炉年以下)	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。	炉停止系、崩壊熱除去系が多重化されており、10-6/炉年以下と判断	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。	炉停止系、崩壊熱除去系、非常用DGが多重化されていること、減圧事故対策がとられていることから10-6／炉年以下と判断
(4)立地評価	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約 80mSv 全 身 約 3mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約 120mSv 全 身 約 10mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約 120mSv 全 身 約 7mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約 120mSv 全 身 約 7mSv

表4.8.4(2)-2　各種炉型プラントに対する安全評価の比較（3／3）

比較項目	小型炉（Ｎａ冷却型）	小型炉（Pb-Bi冷却型）	重水冷却炉（加圧水型）	水冷却炉（沸騰水型）
(1)過出力型事象	未評価 但し、反射体の引き抜き速度制限、ﾛｯﾄﾞｽﾄｯﾌﾟ等により、反応度投入を制限する。	未評価 Pb-Bi中型炉の結果から成立の見通し	未評価 ・出力上昇型事象の過渡変化は、加圧型軽水炉と同様の見通し	代表事象として、下記を想定し、判断基準を満足することを確認。 ・給水加熱喪失 ・制御棒の異常な引き抜き
(2)除熱低下型事象	未評価	未評価 ・自然循環運転採用によるＬＯＦ事象の排除 ・ＳＧ除熱喪失に対して、ＳＧ出口温度高により炉心保護し、PRACSにより十分な冷却が可能な見通し。	稠密炉心のため、PWRより炉心部圧損が増大し、LOF型事象が厳しくなるが、PWRと同等の流量ｺｰｽﾄﾀﾞｳﾝ特性とすることで、ＤＮＢ余裕は確保できることを確認した。	代表事象として、下記を想定し、判断基準を満足することを確認。 ・全給水流量喪失 ・負荷の喪失 ・圧力制御系の故障
(3)漏えい冷却材の影響	未評価 1次系は2重管とする 2次系はｴﾝｸﾛｰｼﾞｬ等で囲むNa水反応は、鉛Bi等を適用して排除	未評価 ・ＧＶによる漏えい冷却材保持。 ・ＳＧ伝熱管破損時の炉心への水蒸気侵入は殆どなく問題ない見通し。	未評価 原子炉冷却材喪失、蒸気発生器伝熱管破損ともＰＷＲと同様で特に問題とならない見通し。	冷却材は化学的に安定。 代表事象として、下記を想定し、判断基準を満足することを確認。 ・高圧炉心注水系配管破断 ・主蒸気管破断
安全性判断基準 (概念検討のための目安)	燃料融点以下、 被覆管830℃(異常な過渡) 900℃(事故) ﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘ650℃以下(事故)	異常な過渡変化：燃料の健全性確保 燃料温度融点以下（窒化物燃料：高温分解点以下）、被覆管温度制限 事故：燃料溶融割合制限 被覆管温度制限 1000℃（暫定）	異常な過渡変化；燃料の健全性確保、燃料温度融点以下、最小DNBR制限（1.0） 事故；冷却可能な炉心体系の確保	ABWRの判断基準に準じる。 最小限界出力比(MCPR)：1.06以上 被覆管最高温度：1200℃以下 被覆管酸化厚み：15%以下 （燃料エンタルピ，原子炉冷却材バウンダリ圧力，放射線被ばく　等）
(1)受動的炉停止能力	UTOP許容投入反応度は10～20¢。電源喪失時ULOF、1台ﾎﾟﾝﾌﾟ絶縁破壊時AWSは、流量半減時間14秒で沸騰防止可	UTOP、ULOHS解析により受動的炉停止系なしでの成立性を確認	ボイド反応度係数は負に設定されており、出力上昇は抑制されるため、独立２系統の炉停止系（制御棒）のみで、受動的炉停止系は設置しない。	未評価 後備炉停止系(ホウ酸水注入系)で炉停止が可能。 ABWRの知見より成立の見通し。
(2)全交流電源喪失時の炉心冷却能力	300秒間は10%以上、長期にわたっては4%の炉心流量が確保され、ホッテスト温度は初期温度を超えることはない。	未評価 Pb-Bi中型炉の結果から成立の見通し。	未評価 短時間（30分程度）の全交流電源喪失に対して、ＰＷＲと同様に、タービン動補助給水ポンプにより崩壊熱除去可能と判断される。	未評価 格納容器内の熱容量により、全自然循環による炉心からの崩壊熱除去が可能と判断される。
(3)炉心損傷確率 (10-6/炉年以下)	ATWS,PLOHSを考慮して10E-6以下と評価。	ＡＴＷＳ，ＰＬＯＨＳを考慮して10-6/炉年以下と判断。	未評価 PWRと同様な見通し	未評価 基本的に現行のABWRシステムを利用しているため、軽水炉と同等の信頼性を確保できる。
(4)立地評価	ｶﾊﾞｰｶﾞｽﾊﾞｳﾝﾀﾞﾘの気密性、よう素のＮａ中除染係数を考慮し、ｶﾊﾞｰｶﾞｽ中に初期ｿｰｽﾀｰﾑを想定し、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを削除。＊ 甲状腺 約 1　mSv 全 身　約　0.01mSv	先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。 甲状腺 約 10　mSv 全 身　約　0.4mSv	未評価 PWRの知見より成立の見通し。 格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。	未評価 ABWRの知見より成立の見通し。 格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置。

＊先行炉と同様な包絡性を持ったソースタームを想定し、格納容器、ｺﾝﾌｧｲﾝﾒﾝﾄを設置する場合、
甲状腺 約 10　mSv
全 身　約　0.4mSv

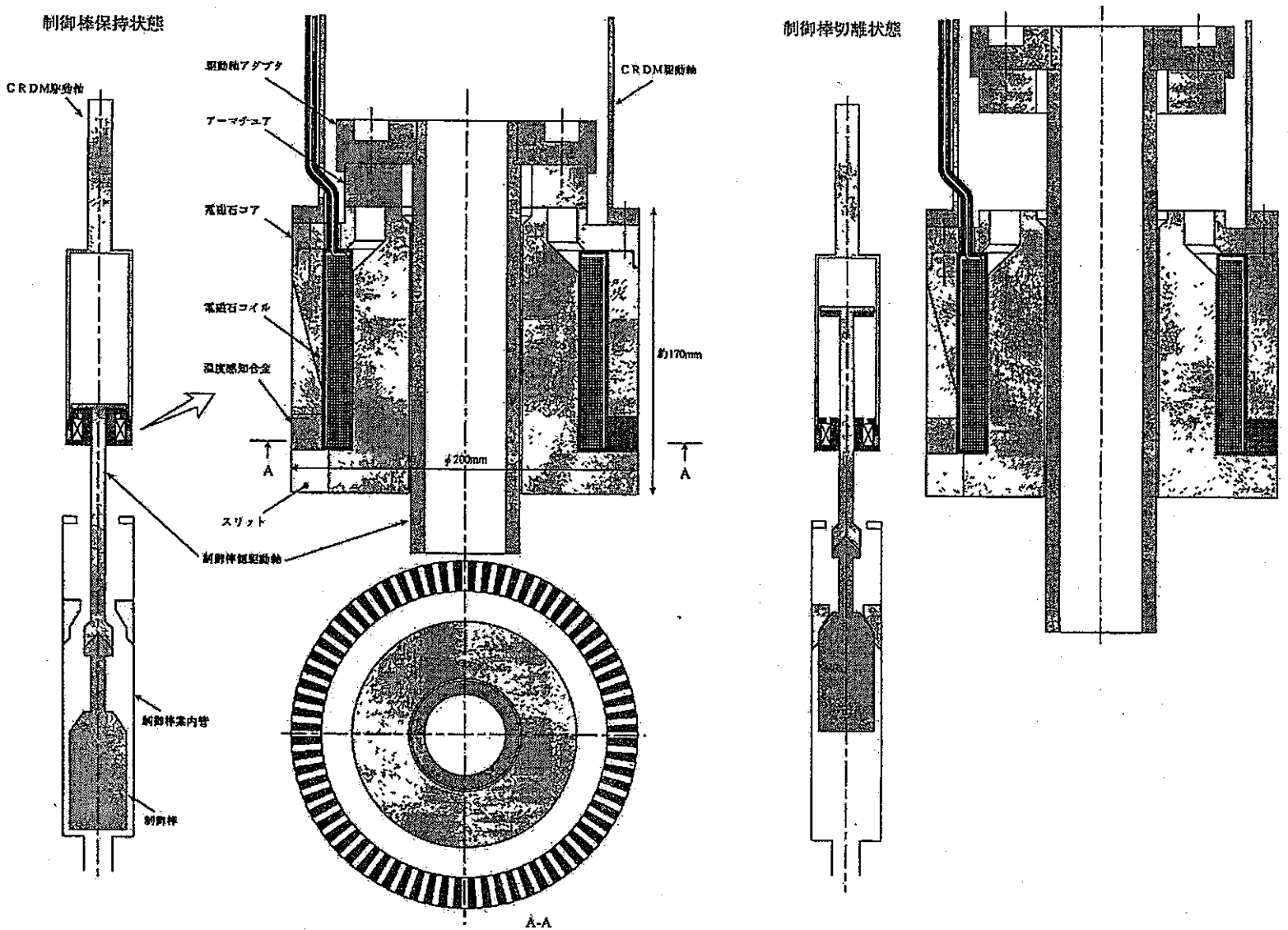


図 4.8.4(2)-1　鉛ビスマス冷却炉用 SASS 概念例

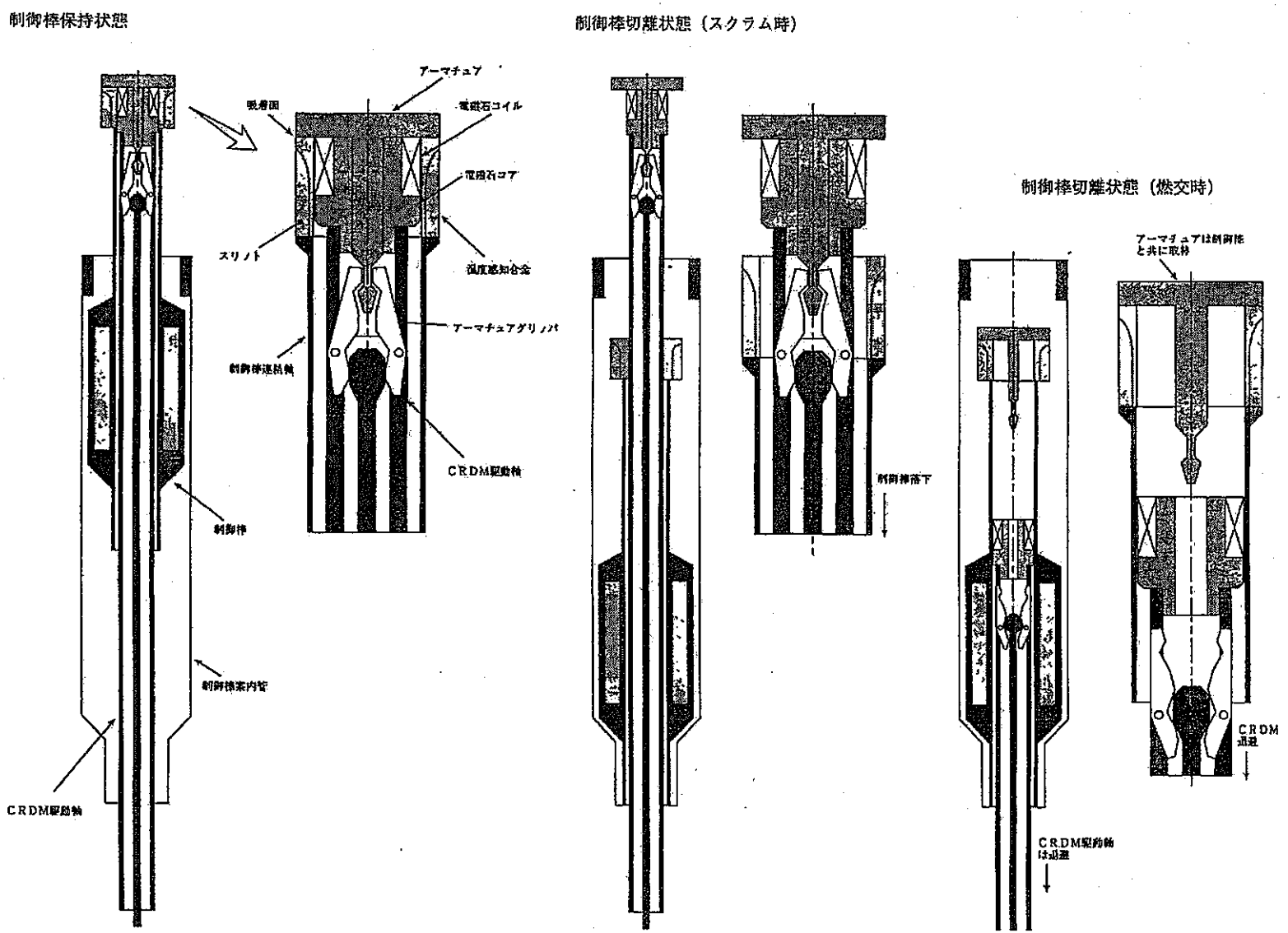


図 4.8.4(2)-2　ヘリウム冷却炉用 SASS 概念例

(3) 安全系の局限化

(i) 自然循環方式の崩壊熱除去系の採用によるコスト低減化の検討

(a) 目的

実用炉プラントの経済性を追求する一つの方策として、安全系設備を局限化して安全設備及び関連するBOP設備の合理化を図る方策がある。崩壊熱除去系に着目すると、強制循環除熱方式であれば、崩壊熱除去系の運転のためには関連するBOP設備(電源設備、補機冷却設備、換気空調装置等)が必要である。図4.8.4(3)-1に例を示す。これらの設備に対しては、安全上の要求から多重性が要求されると共に、安全系としてのQA重要度が要求されることになる。一方、安全系局限化方策の1つとして自然循環による崩壊熱除去系が考えられるが、この方式の採用により、ポニーモータ等の削減、関連するBOP設備の削減または設備容量の低減化等が図られプラント建設コストの低減化が見込まれる。昨年度の検討では、「実証炉フェーズⅡプラント」に対して自然循環による崩壊熱除去系の採用に伴うプラント建設コストの低減効果を検討し、結果として約2.2%の建設費低減効果が得られた。本検討では、本検討書で現在も検討が進められているナトリウム大型炉のひとつを取り上げ、自然循環による崩壊熱除去系を採用するために必要とされる設計インパクトも考慮するようにして実施したものである。

(b) 検討手順

本検討の前提条件は以下の通りである。

a. 対象プラント

4.1.3(1)(ii)(a)で検討されている「ナトリウム冷却ループ型炉(1次系機器合体・ループ数削減)」のプラント設計を対象とした。

b. 受動的崩壊熱除去系の採用

対象プラントでは、崩壊熱除去系としてDRACS 1系統+IRACS 2系統の強制+自然循環除熱能力を有する構成としているが、これに対して、自然循環除熱のみの受動的崩壊熱除去系を採用した場合を想定した。本検討では、自然循環による受動的崩壊熱除去系を成立させるために必要な、系統見直し、設備インパクト等も考慮した。

c. 合理化検討対象設備

以下の系統・設備を対象として、受動的崩壊熱除去系を採用した場合の設備合理化案を検討した。

- 崩壊熱除去系:DRACS 1系統およびIRACS 2系統
- BOP設備:崩壊熱除去系関連の電気設備(非常用DGを含む)、補機冷却系、空調設備等
- 原子炉建屋の容積

(c) 検討結果

a. 崩壊熱除去系関連設備の整理

対象プラントにおける崩壊熱除去系（１次主冷却系、DRACS および IRACS）と関連する BOP 設備の構成、各設備の機能従属性を整理した。図 4.8.4(3)-1 に整理した結果を示す。崩壊熱除去系関連設備の特徴は以下の通りである。

- DRACS は１系統で構成され、強制+自然循環除熱能力を有する。
- IRACS は２系統で構成され、強制+自然循環除熱能力を有する。
- １次系は２系統で構成され、炉外の１次系循環流量を確保するために、安全系のポニーモータを有している。
- 非常用電源設備としては、大型のディーゼル発電機２台の構成となっている。
- 原子炉補機冷却系は、常用系と安全系が混混在する２系統の補機冷却海水系で構成される。補機冷却水系は常用系のみであり、安全系の設備の冷却には関与していない。
- 空調用の非常用冷水系は２系統の安全系として構成され、各安全設備の熱負荷を除熱する機能を有している。

b. 安全系・BOP 設備の合理化検討

上記設備について、強制循環能力を削除した場合に合理化が期待される具体的な設備仕様、設備構成及び原子炉建屋の仕様に関する項目を崩壊熱除去系関連設備の機能従属関係図（図 4.8.4(3)-1）を基に摘出した。摘出された合理化項目を表 4.8.4(3)-1 及び図 4.8.4(3)-2 に整理した。主な合理化項目を以下に列挙した。

- １次系は、炉外の循環を自然循環とするため強制循環流量を確保する必要がなくなることから、ポニーモータを削除する。なお、メンテナンス時の低流量運転は１次主冷却系ポンプの主モータで行う計画とする。
- DRACS の強制循環設備である A/C 用送風機及び電磁ポンプ（EMP）を各 1 台削除する。
- IRACS の強制循環設備である A/C 用送風機及び電磁ポンプ（EMP）を各 2 台削除する。
- 1 次系ポンプのポニーモータ削除により非常用電源設備の高速起動が不要となるため、非常用発電機の型式をディーゼル式（起動時間 10sec）からガスタービン式（同 20sec）に変更する。
- 安全系の非常用電源設備としては、大型の発電機２台の発電容量を削減する。
- 原子炉補機冷却海水系の除熱容量を削減する。
- 空調系は、崩壊熱除去に関連する安全系設備の削減に対応して空調容量を削減し、合わせて空調用冷水系の容量も削減する。
- 電気設備は、崩壊熱除去系に関連する安全系設備の削除・削減に伴い、対応

する電気盤、ケーブルを削除する。
・ 原子炉建屋は、崩壊熱除去系に関連する安全系設備の削除・削減に伴う設置スペースを削減する。

この結果を基に、強制循環能力を用いずに自然循環能力のみによって崩壊熱除去を行う方式（受動的崩壊熱除去系）を採用した場合の合理化案をまとめると崩壊熱除去系及び関連 BOP 設備の構成は、図 4.8.4(3)-3 のようになった。

c. 受動的崩壊熱除去系を採用した場合のシステム成立性検討

自然循環崩壊熱除去系が成立するための崩壊熱除去系仕様を設定し、詳細解析コードによるプラント安全解析を実施してシステム成立性について確認した。

ア 解析条件

主要な解析条件は次のとおりである。

・ 自然循環力を算出する機器高低関係は、図 4.8.4(3)-4 に基づく条件とする。
・ 自然循環力のみによる DRACS および IRACS の熱交換器の設計諸元は図 4.8.4(3)-5 および表 4.8.4(3)-2～5 に示す条件とする。なお、各崩壊熱除去系の除熱容量は次のように設定した。IRACS の除熱容量は、外電喪失時に DRACS 使用不能である状況を想定し、IRACS の除熱容量をパラメータとして簡易プラント過渡解析を実施した結果、1 次系ホットレグの冷却材温度が制限温度 650℃に 20℃余裕を見た 630℃を越えないように設定した。DRACS の除熱容量は、先に設定した IRACS 除熱容量として外電喪失時に IRACS1 基使用不能である状況を想定し、DRACS の除熱容量をパラメータとして簡易解析を実施した結果、1 次系ホットレグの冷却材温度が 630℃を越えないように設定した。
・ DRACS および IRACS 以外の炉心および冷却系の系統・機器データは、検討対象プラントのオリジナルデータと同じ条件とする。
・ 空気冷却器ダンパは、単一の故障により全閉とならないように 50%×2 基として設計されるものとする。また、手動にて開閉できるように設計されるものとするが、解析上は保守側評価となるように故障ダンパは閉のままとする。

イ 過渡解析方法

一次元フローネットワーク過渡解析コード「FAST-M」によりプラント全体の過渡解析を行う。解析モデル図を図 4.8.4(3)-6 に示す。

ウ 解析結果

システム成立性の判断条件を次のように定めた。

事象 II　：コールドレグ温度 550℃
事象 III　：コールドレグ温度 550℃
事象 IV　：ホットレグ温度 650℃

解析は、表 4.8.4(3)-6 に示す事象レベルごとに最も厳しいと考えられる下記3事象を検討ケースとして選定した。

II-3　「外部電源喪失」(全NC代表ケース)

III-7　「外部電源喪失＋IRACS空気冷却器ダンパ故障
(事象III代表ケース)

IV-9　「蒸気発生器伝熱管破損＋外部電源喪失」
(2次系1ループ不可のケース。IVで最も厳しい)

解析を実施した結果の概要を、表 4.8.4(3)-7 に示す。いずれのケースでも制限値を越えることはなく、図 4.8.4(3)-4、5 および表 4.8.4(3)-2～5 で設定した仕様により受動的崩壊熱除去系として成立することを確認した。

ただし、事象 IV-9 の解析条件としての蒸気発生器伝熱管破損を蒸気発生器から断熱としており、1 次系からの入熱によりわずかではあるが自然循環量が存在することで事故ループの 2 次系の熱容量が期待できることから、1 次系ホットレグ最高到達温度が多少緩和されていると考えられる。蒸気発生器伝熱管破損時のプラントの事象推移として予想される事故ループの 2 次系状況としてはサイフォンブレークにより循環が喪失するのが相当であることから、2 次系の熱容量に期待できなくなる分、今回の解析結果と比べて若干温度が高くなると考えられる。しかし事故ループの熱容量とプラント全体の熱容量との関係から、制限温度650℃以上にはならないと判断した。

d. 合理化に伴うコスト低減効果の試算

上記の合理化案を基に、対象となる個々の系統・設備、及び建屋の合理化仕様を検討し、これらの結果を基に各系統・設備毎の経済性向上効果（コスト削減効果）の程度を概略試算した。ナトリウム冷却ループ型炉の建設費をベースにコスト低減効果を試算した結果、約 2.5%の建設費低減効果が得られた（表 4.8.4(3)-8)。

この低減割合の主な内訳は、1 次冷却系（ポニーモータおよび崩壊熱除去系）で約 0.2%、電気・計装設備で約 0.4%、諸設備（補機冷却系等）で約 1.3%、間接費で約 0.4%である。建物・構築物と土木工事を合わせたコストは約 0.2%の削減となっている。

(d) 考察

一般に受動的崩壊熱除去系を成立させるためには、伝熱中心差を大きく取る必要が生じることから建屋高さに影響し、必ずしもコストダウンに直結するものではない。しかし対象プラント概念では崩壊熱除去系に IRACS を採用しており、もともと伝熱中心差が大きいことから自然循環化が容易であったといえる。例えば、

崩壊熱除去系局限化の対象がDRACS採用のプラントである場合、自然循環化のために伝熱中心差を大きく取ることが建屋に対する影響を大きくすることが懸念される。このことから、今回の検討で得られた約2.5%の削減効果は、他のどのプラント概念でも同じ効果が得られるものではないことを認識すべきである。

システム成立性の検討において、冷却材温度をシステム成立性の判断条件とし、評価対象事象についてはすべて判断条件を満足する結果となっている。しかしながら、詳細解析を実施したいずれの条件でも、炉容器出口温度が最高温度近傍で長時間（数時間～10数時間）維持されていることから、炉容器液面近傍その他の温度条件の厳しい箇所におけるクリープ疲労損傷値が懸念される。システム成立性を厳密に判断するのであれば、このような構造の健全性についても注意を払う必要がある。

(d) まとめ

ナトリウム冷却大型ループ型炉のプラント概念に対して次のような安全系局限化方策を検討した。

- 自然循環のみによる受動的崩壊熱除去方式を採用する際の崩壊熱除去系及びBOP設備の合理化項目を検討した。
- 崩壊熱除去系については自然循環のみによる崩壊熱除去が成立するための具体的な仕様変更について検討した。この仕様については、1次元フローネットワーク過渡解析コードにより代表的な事象に関してプラント全体の過渡解析を実施し、その成立性を確認した。
- 以上の結果を基に経済性向上効果（コスト削減効果）の程度を概略試算した。その結果、約2.5%の建設費低減効果が得られた。

今後の課題としては、次のことが挙げられる。

- 液面近傍など、温度条件の厳しい個所の構造健全性評価
- 更なる合理化・コストの低減を目指したBOP設備等の設計検討

(ii) 後備系を SASS のみとする場合の合理化効果の概算

(a) 信頼性の観点から見た SASS の特徴

有望な自己作動型炉停止機構（SASS）として、キュリー点電磁石式やヒュージブルメタル式が検討されている。それらは、受動的な安全特性を有しているため、信頼性の観点では能動的な原子炉停止機構と比べて不作動要因が少ないという利点を持つ。具体的には、以下に述べるとおり。

①異常を検知して作動するために、検出器や信号変換器といった検出チャンネルや原子炉トリップ信号を発生させるための設備が不要である。このため、入力信号故障や計装電源喪失による作動失敗が無い。

②キュリー点電磁石式の SASS を例にとると、制御棒の保持と切り離しの仕組みは、機械的な動作を伴わず、磁石の保持力の変化のみを利用したものであるため、制御棒切り離し失敗要因として、機械的な故障による作動失敗が無い。

③異常を検知して負の反応度を原子炉炉心へ投入するまでの一連の行為に必要な設備は、全て原子炉内に配置されていることから、原子炉外における火災、妨害活動等の外乱による作動失敗が無い。

このような利点を有する SASS について信頼性の観点から考慮しなければならないのは、性能の不確かさであると考えられる。SASS は周囲の冷却材温度上昇を感知して作動する特性を有しているが、異常時における冷却材温度の予測値と SASS 作動温度の予測値には不確かさが存在する。前者は炉心や冷却系の設計に依存し、後者は SASS 自身の設計によって決定される。この不確かさのために、仮に設計において両予測値を一致させたとしても、実際の異常時における冷却材温度が SASS 作動温度に到達している確率は 1 でない。このような不確かさに起因する作動条件成立の確率をここでは信頼度とみなす。フェーズⅡにおける SASS 開発目標は、この「信頼度」を高めることである。

(b) 安全系の局限化による合理化（建設コスト削減率）

①問題設定及び利点と開発課題の整理

SASS 付きの後備炉停止系から手動スクラム信号も含めて原子炉トリップ信号を一切削除することを「後備炉停止系を SASS のみとすること」と定義し、これに対する合理化効果を検討した。後備炉停止系を SASS のみとすることによって生じる利点と開発課題を表 4.8.4(3)-9 にまとめた。

利点は、後備炉停止系へ入力される原子炉トリップ信号に係る設備（論理回路を構成するリレーや半導体素子、保持電源遮断回路を構成する原子炉トリップ遮断器、それらを収めた盤）が削減されることに伴う建設コスト及びランニングコストの削減、さらには、関係する検出器を含むアナログ回路構成機器が安全系でなくなることによるランニングコストの削減と関連設備の故障による誤スクラムの可能性が無くなることであると考えられる。

一方、開発課題として考慮しなければならないことは、後備炉停止系における原子炉トリップ信号の削除に伴う信頼度の低下を補うだけの信頼度を SASS によって確保

することと SASS が安全系になることに伴うランニングコスト及び設備コストの増加を抑制することであると考えられる。

②大型炉についての方針

以上を踏まえて、原子炉トリップ信号に着目し、大型炉の建設費の大雑把な内訳を検討したところ、プラント制御系と安全保護系を合わせた設備のコストは全建設コストの概ね１％程度であると見込まれ、プラント制御系と安全保護系の中で原子炉トリップ信号が占める割合は、高く見積もっても 1/2 程度であると思われる。さらに、原子炉トリップ信号の中で後備系へ入力されるものが占める割合は 1/3 以下である（なお、この割合は設備のコストの割合でなく、表 4.8.4(3)-10 に示した原子炉トリップ信号の数の割合であり、信号の種類の数、検出器の数、チャンネルの数等、数える対象によって数の割合は異なる）。以上をまとめると、図 4.8.4(3)-7 のように表されるが、ここから推定される合理化効果は、高く見積もっても全建設コストの 1/6％(0.2％弱）である。

一方、大型炉を対象とした安全系の局限化による合理化方策としては、「(i) 自然循環方式の崩壊熱除去系の採用によるコスト低減化の検討」で述べたように、崩壊熱除去系について自然循環除熱方式のみとする設計が提案されており、この設計を採用した場合の建設コストの削減率は、約 2.5％と試算されている。

安全系の局限化による合理化方策として、「後備炉停止系を SASS のみとする案」と「崩壊熱除去系を自然循環除熱のみとする案」の間で、建設コスト削減率についての試算結果を比較すると、後者の方が大きい。ランニングコストの試算は行っていないが、建設コストは物量に概ね比例するという考え方に従って試算していること、同じ安全系であるならば物量の多い方が維持・保全に費やす労力も大きいと考えられることから、建設コストにランニングコストを加えたとしても、前述の２者間のコスト削減率の大小関係は変わらないと推定される。以上のことから、大型炉については、コスト削減効果のより大きな「崩壊熱除去系を自然循環除熱方式のみとする設計」に焦点を当てて、開発をすすめるべきと判断する。

③小型炉についての方針

同様に、建設コスト削減率を検討する。図 4.8.4(3)-7 に示す建設コスト算定条件の第１項は、プラントの全物量コストに占める安全保護系の割合である。原子炉トリップ信号の種類や数は、プラントの出力規模によって異なるものではないため、小型炉については、第１項の分子が一定で、分母が大型炉よりも小さくなると考えられる。すなわち、大型炉のコスト削減率よりも大きい可能性がある。このため、小型炉の合理化に当たっては、定量的なコスト評価を行った上で、「後備炉停止系を SASS のみとする設計」に向けた開発の要否について判断する余地があるといえる。

次に、この場合の SASS 信頼度についての開発目標を検討した。原子炉スクラム後の炉心損傷シーケンスや発生確率の不確かさを考慮すると炉心損傷発生頻度を 10^{-6}/炉年未満に抑えるためには、原子炉スクラム失敗による炉心損傷の発生頻度の点推定値は概ね 1.5×10^{-7}/炉年程度以下である必要がある。SASS 作動失敗確率への要求は、こ

の目標値に加えて起因事象発生時に主炉停止系が作動に失敗するような事象の発生頻度に依存する。これらの発生頻度について、文献[1]を基に試算値を表 4.8.4(3)-11にまとめた。

各起因事象発生時に主炉停止系を作動させる原子炉トリップ信号は１種類しか期待できないと想定して試算すると、SASSの作動失敗確率の目標値は、点推定値で炉心流量減少（LOF）及び除熱源喪失（LOHS）に対して概ね 0.001/要求以下、そして過出力（TOP）に対して概ね0.01/要求以下であることが求められる。この前提条件を仮に２種類の原子炉トリップ信号に期待できると変更するならば、LOF時、LOHS時およびTOP時のSASS作動失敗確率の点推定値の目標は、各々0.004/要求以下、0.004/要求以下、0.04/要求以下に緩和される。なお、信号の種類を増やしても目標値が約４倍しか増加しないのは、原子炉トリップ遮断器や制御棒挿入についての共通原因故障発生確率が支配的なためである。

④合理化しない場合のSASSの開発目標

後備炉停止系をSASSのみとしない設計方針をとった場合のSASSの開発目標を検討した。この場合、発生頻度の高い「異常な過渡変化」に対する原子炉トリップ第３信号の合理化の有無について、以下の２ケースが考えられる。

a. 原子炉トリップ第３信号を合理化

原子炉トリップ第３信号を合理化する設計では、各起因事象に対して、主炉停止系と後備炉停止系に各々１種類だけ原子炉トリップ信号を入力することとなる。この場合、原子炉スクラム失敗に伴う炉心損傷発生頻度の点推定値を、文献[1]を参考に試算すると評価の考え方によって 10^{-7}? 10^{-6}/炉年の範囲で幅を持つ。この幅の上限が目標を満足するためには、発生頻度の高いLOF及びLOHS型事象に対してSASSの作動失敗確率は0.1以下であることが求められる。

b. 原子炉トリップ第３信号を設置

原子炉トリップ第３信号を設置する設計では、信号の選定や検出器の開発等においてコスト増があると考えられる。この場合、SASSが無くとも炉心損傷発生頻度についての目標を満足できる見通しである。ただし、SASS は、「(a)信頼性の観点から見たSASSの特徴」に述べたような利点を有するため、SASSを設置することによって安心感の醸成につながると考えられる。

(c)まとめ

SASS は受動的な原子炉停止機構として信頼性の観点から優れた点を有することから、SASSの性能の不確かさを低減するためのSASS自身の開発を進めるとともに、SASSの性能を十分に発揮できるように炉心設計や冷却系設計で配慮することが望ましい。後備炉停止系をSASSのみとすることによる合理化効果は、小型炉については有意である可能性を残しているものの大型炉については最優先で取り組むほど大きくないと判断する。フェーズⅡにおいては、何れの炉に対しても原子炉トリップ第３信号の合理化を最低ラインの目標としてSASS付き炉心の設計を進めることとし、分かりやすい安全論理と安心感の醸成のために SASS 信頼度の向上を目指した開発を行うべきと考え

る。

参考文献

[1] 栗坂、可児、「安全設計評価事象の区分に関する研究」、PNC TN9410 97-050、1997年5月

表 4.8.4(3)-1 安全系、ＢＯＰ設備の合理化項目表

No.	設　　備	合　理　化　項　目
1	１次系主冷却系設備	① 炉外の循環パスを自然循環とするため強制循環系の１次系ポニーモータを削除 （プラント起動、メンテナンス時等の低流量運転は、主モータで対応する）
2	直接炉心冷却系設備 DRACS	① 自然循環除熱のみとするため２次系 EMP を１台削除 ② 自然循環除熱のみとするため A/C 用送風機を１台削除
3	間接炉心冷却系設備 IRACS	① 自然循環除熱のみとするため２次系 EMP を２台削除 ② 自然循環除熱のみとするため A/C 用送風機を２台削除
4	電気設備	① １次系ポニーモータ削除により、非常用発電機の型式をディーゼル式からガスタービン式に変更 ② DRACS/IRACS 系の EMP、送風機削除及び安全系の非常用電源削減により非常用電源-A,B 系母線の容量削減 ③ DRACS/IRACS 系の非常用電源削減等により非常用発電機-A,B の容量削減 ④ その他、本合理化により、電気盤、ケーブル等を一部削減
5	補機冷却海水系設備	① 非常用発電機の型式をディーゼル式からガスタービン式に変更することにより海水系の除熱量削減 ② 空調系の除熱容量削減により海水系の除熱量削減
6	空調系設備	① 1 次主循環ポンプ室のポニーモータ削除により C/V 内空調の除熱容量を削減 ② EMP、送風機の削除により DRACS 室 A, IRACS 室 A,B の空調容量削減 ③ 非常用電源-A,B 系容量削減による非常用発電機-A,B 室空調の除熱容量削減 ④ １次系ポニーモータ削除による非常用空調冷水系の容量削減（1 次主循環ポンプモータ冷却系の除熱容量削除）
7	原子炉建屋	① 非常用発電機-A,B 系室：非常用発電機容量削減により空調容量及び設置スペース削減 ② 非常用冷凍機 A,B 室：冷凍機容量削減により設置スペース削減 ③ 非常用発電機燃料ﾀﾝｸ A,B：非常用発電機容量削減によりタンク容量削減 ④ 非常用発電機排気ｶﾞﾗﾘ A,B 室：非常用発電機-A, Bの容量削減により設置ｽﾍﾟｰｽ削減 ⑤ 安全系盤 A,B 室：安全系削減により設置スペース削減 ⑥ DRACS 室 A/IRACS 室 A,B：EMP, 送風機の削除により DRACS 室及び IRACS 室の設置スペース削減 ⑦ 空調機ユニット A,B：空調機容量削減により空調ユニットスペース削減

表 4.8.4(3)-2　DRACS DHX 仕様

		ループ型炉仕様（自然循環時）	合理化仕様
型式		平交流式直管型	
交換熱量		11MWt	16MWt
温度	1 次側	630/494.6℃（入口／出口）	530/375.9℃（入口／出口）
	2 次側	400/530℃（入口／出口）	300/445℃（入口／出口）
流量	1 次側	2.33×10^5 kg/h	2.945×10^5 kg/h
	2 次側	2.426×10^5 kg/h	3.092×10^5 kg/h
伝熱管本数		342 本	270 本
伝熱管仕様	材質	12Cr	
	寸法	φ21.7×t1.0	
有効伝熱長さ		3350mm	2000mm
有効伝熱面積		78.1m^2	36.8m^2
伝熱管配列		円周配列	
配列ピッチ		30/31.4mm（径方向／周方向）	
管内圧力損失		86kg/m^2	138kg/m^2
管外圧力損失		11.5kg/m^2	14.4kg/m^2

表 4.8.4(3)-3　DRACS A/C 仕様

		ループ型炉仕様（自然循環時）	合理化仕様
型式		ヘリカルコイル型	
交換熱量		11MWt	16MWt
温度	2 次側	530/400℃（入口／出口）	445/300℃（入口／出口）
	空気側	50/350℃（入口／出口）	50/350℃（入口／出口）
流量	2 次側	2.426×10^5 kg/h	3.092×10^5 kg/h
	空気側	1.3×10^5 kg/h	1.870×10^5 kg/h
伝熱管本数		243 本	425 本
伝熱管仕様	材質	12Cr	
	寸法	φ45.0×t2.9	
コイル高さ		4.6m	7.3m
有効伝熱面積		1,553m^2	4,358m^2
配列ピッチ		110/70mm（径方向／軸方向）	
管内圧力損失		96kg/m^2	88kg/m^2
管外圧力損失		7.5kg/m^2	6.6kg/m^2

表 4.8.4(3)-4　IRACS DHX 仕様

		ループ型炉仕様（自然循環時）	合理化仕様
型式		平交流式直管型	
交換熱量		11MWt	18MWt
温度	1次側	630/605.4℃（入口／出口）	530/495.5℃（入口／出口）
	2次側	400/530℃（入口／出口）	300/460℃（入口／出口）
流量	1次側	1.282×10^{6} kg/h	1.488×10^{6} kg/h
	2次側	2.40×10^{5} kg/h	3.156×10^{5} kg/h
伝熱管本数		801 本	1080 本
伝熱管仕様	材質	12Cr	
	寸法	φ34.0×t1.1	
有効伝熱長さ		1600mm	1200mm
有効伝熱面積		137m^2	138m^2
伝熱管配列		円周配列	
配列ピッチ		54/56.5mm（径方向／周方向）	
管内圧力損失		1kg/m^2	1.4kg/m^2

表 4.8.4(3)-5　IRACS A/C 仕様

		ループ型炉仕様（自然循環時）	合理化仕様
型式		ヘリカルコイル型	
交換熱量		11MWt	18MWt
温度	2次側	530/400℃（入口／出口）	460/300℃（入口／出口）
	空気側	50/350℃（入口／出口）	50/350℃（入口／出口）
流量	2次側	2.426×10^{5} kg/h	3.156×10^{5} kg/h
	空気側	1.3×10^{5} kg/h	2.104×10^{5} kg/h
伝熱管本数		243 本	425 本
伝熱管仕様	材質	12Cr	
	寸法	φ45.0×t2.9	
コイル高さ		4.6m	7.1m
有効伝熱面積		1560m^2	4241m^2
配列ピッチ		110/70mm（径方向／軸方向）	
管内圧力損失		99.1kg/m^2	89.2kg/m^2
管外圧力損失		7.7kg/m^2	8.0kg/m^2

表 4.8.4(3)-6　全自然循環による崩壊熱除去系の解析ケースの選定

番号	事象		1次系ポンプ		2次系ポンプ		水・蒸気系		DHRS			除熱量検討ケース	
	起因事象	単一故障想定	A系	B系	A系	B系	A系	B系	DRACS	IRACS A系	IRACS B系		
Ⅱ-1	2次主ﾎﾟﾝﾌﾟﾄﾘｯﾌﾟ(A)	－	15%FC	15%FC	NC	15%FC	×	○	待機	待機	待機	×	水系による除熱あり
Ⅱ-2	水系除熱喪失	－	15%FC	15%FC	15%FC	15%FC	×	×	NC	NC	NC	×	Ⅱ-3で代表
Ⅱ-3	外部電源喪失	－	NC	NC	NC	NC	×	×	NC	NC	NC	○	全NC除熱の代表ケース
Ⅱ-4	SG伝熱管漏洩(A)	－	15%FC	15%FC	(NC)	15%FC	×	○	NC	×	NC	×	水系による除熱あり
Ⅲ-1	1次主ﾎﾟﾝﾌﾟ軸固着	－	NC	15%FC	NC	15%FC	○	○	待機	待機	待機	×	1次系が逆流するが、水系による除熱あり
Ⅲ-2	SG-A系伝熱管破損	－	15%FC	15%FC	×	15%FC	×	○	NC	×	待機	×	水系による除熱あり
Ⅲ-3	主給水管破損	－	15%FC	15%FC	(NC)	15%FC	×	×	NC	NC	NC	×	Ⅱ-3より裕度大
Ⅲ-4	1次系Ｎａ漏洩(A)	－	15%FC	15%FC	15%FC	15%FC	○	○	待機	待機	待機	×	水系による除熱ケース
Ⅲ-5	2次系Ｎａ漏洩(A)	－	15%FC	15%FC	×	15%FC	×	○	NC	×	NC	×	水系による除熱あり
Ⅲ-6	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ1基開失敗(DRACS)	NC	NC	NC	NC	×	×	NC/2	NC	NC	○	50%DRACS+IRACS 2基によるNC除熱の代表ｹｰｽ
Ⅲ-7	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ1基開失敗(IRACS-A)	NC	NC	NC	NC	×	×	NC	NC/2	NC	○	DRACS+IRACS×1.5基によるNC除熱の代表ｹｰｽ
Ⅳ-1	2次系Ｎａ漏洩(A)	＋外部電源喪失	NC	NC	×	NC	×	×	NC	×	NC	×	崩壊熱ﾚﾍﾞﾙ低下後にNaをﾄﾞﾚﾝするものとして検討外
Ⅳ-2	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ2基開失敗(IRACS-A, B系)	NC	NC	NC	NC	×	×	NC	NC/2	NC/2	○	DRACS+50%IRACS×2 基によるNC除熱の代表ｹｰｽ
Ⅳ-3	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ2基開失敗(DRACS)	NC	NC	NC	NC	×	×	×	NC	NC	○	IRACS2基によるNC除熱の代表ケース
Ⅳ-4	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ2基開失敗(IRACS-A系)	NC	NC	NC	NC	×	×	NC	×	NC	○	DRACS+IRACS1基によるNC除熱の代表ケース
Ⅳ-5	外部電源喪失	＋A/Cﾀﾞﾝﾊﾟ2基開失敗(DRACS, IRACS-A)	NC	NC	NC	NC	×	×	NC/2	NC/2	NC	○	50%DRACS+IRACS×1.5基によるNC除熱の代表ｹｰｽ
Ⅳ-6	SG伝熱管破損(A)	＋水系除熱喪失	15%FC	15%FC	×	15%FC	×	×	NC	×	NC	×	Ⅳ-1より裕度大
Ⅳ-7	全動力電源喪失	－	NC	NC	NC	NC	×	×	NC	NC	NC	×	Ⅱ-3より裕度大
Ⅳ-8	外部電源喪失	＋2次系Ｎａ漏洩(A)	NC	NC	×	NC	×	×	NC	NC	NC	×	ｴﾝｸﾛｰｼﾞｬにより除熱可能
Ⅳ-9	SG伝熱管破損(A)	＋外部電源喪失	NC	NC	×	NC	×	×	NC	×	NC	○	2次系1ﾙｰﾌﾟ不可の場合のNC除熱代表ケース

15%FC：15%回転数による強制循環（サイリスタ制御による主ポンプ低速運転）

NC：自然循環　　×：停止状態

○：水系にて崩壊熱除去運転を行う　　待機：待機状態

空気冷却器ダンパは手動にて解放できると共に、単一の故障により全閉とならないように５０％×２基として設計。

表 4.8.4(3) -7　　崩壊熱除去特性解析結果概要

事象名	原子炉容器出口 最高温度（℃）	原子炉容器入口 最高温度（℃）	被覆管肉厚中心 最高温度（℃）	被覆管解析 ＣＤＦ値	評　価
外部電源喪失	５６８	５０７	※ ７２４	0.0035	原子炉冷却材バウンダリ及び被覆管の健全性は確保される。
外部電源喪失 ＋ＩＲＡＣＳダンパ閉	５６８	５１０	※ ７２４	0.0042	原子炉冷却材バウンダリ及び被覆管の健全性は確保される。
ＳＧ伝熱管破損 ＋外部電源喪失	５９６	５４７（Aﾙｰﾌﾟ） ５９６（Bﾙｰﾌﾟ）	※ ７２４	0.15	原子炉冷却材バウンダリ及び被覆管の健全性は確保される。

【参考：「ナトリウム冷却大型ループ型炉」の崩壊熱除去特性】

全電源喪失	５７９	５３６	※ ７４３	0.02	原子炉冷却材バウンダリ及び被覆管の健全性は確保される。

※２次ピークの値。計算結果の出力間隔が粗く、必ずしも最高温度ではなく、参考値である。

【評価条件】

事象区分	原子炉容器入口 最高温度（℃）	原子炉容器出口 最高温度（℃）	被覆管肉厚中心 最高温度（℃）
運転状態〔Ⅱ〕	－（５５０）	６００	８３０
運転状態〔Ⅲ〕	５５０	６５０	９００
運転状態〔Ⅳ〕	６５０	６５０	沸点以下（９２０）

表4.8.4(3)-8　プラント建設費削減効果表

単位(%)

分　類	機器・設備	旭	合理化仕様
間接費		17.4	17.0
土木工事		8.6	8.6
建物・構築物		5.1	5.0
諸設備(補機冷却系等)		13.4	12.1
電気・計装		7.9	7.5
タービン発電機		12.7	12.7
２次系／蒸気発生器		8.7	8.7
燃料取扱系		3.1	3.1
１次冷却系	中間熱交換器 １次ポンプ １次系配管 崩壊熱除去系 遮へい体 ガードベッセル	14.6	14.4
原子炉構造	原子炉容器 炉内構造物 炉上部構造 炉心構成要素 ガードベッセル	13.4	13.4
合計		100	97.5

(-2.5% 削減)

[備考]：「ナトリウム冷却大型ループ型炉」の建設費を100%にした場合の比率

表 4.8.4(3)-9　後備炉停止系を SASS のみとする場合の利点と開発課題

利点	開発課題
①後備炉停止系についての安全保護系回路（原子炉トリップ遮断器やトリップ信号の多数決回路）が削除され、建設コストとランニングコストの低減につながる。	①後備炉停止系へ原子炉トリップ信号が入力されなくなるため、その分、後備炉停止系の信頼度が低下する。
②削除対象となる原子炉トリップ信号を発信するための検出チャンネルが安全保護系から切り離される。そのため、当該検出チャンネル故障に起因する誤スクラムの可能性がなくなる。また、チャンネルを構成する機器が安全系でなくなるため、サーベイランス試験の実施頻度を低減でき、ランニングコストの低減につながる。	②SASS が安全系に位置づけられるため、サーベイランス試験が義務となる。そのために、ランニングコストの増加や、例えば SASS の性能・機能を確認するための付属設備が必要となる等、建設コストの増加につながる。

表 4.8.4(3)-10　原子炉停止系信号の例

主炉停止系	後備炉停止系
出力領域中性子束高（高設定）	広域中性子束高（高設定）
出力領域中性子束高（低設定）	広域中性子束高（低設定）
出力領域中性子束変化率高（増加）	広域中性子束変化率高（増加）
出力領域中性子束変化率高（減少）	広域中性子束変化率高（減少）
制御棒位置偏差大	１次冷却材流量低
代表集合体出口温度高	２次主循環ポンプ回転数低
中間熱交換器１次出口温度高	代表集合体出口温度高
１次主循環ポンプ回転数高	地震加速度（水平）大
１次主循環ポンプ回転数低	地震加速度（垂直）大
２次主循環ポンプ回転数低	手動
遅発中性子束レベル高	
原子炉容器液位低	
１次主循環ポンプ容器液位高	
外管内漏洩液位高	
常陽母線電圧低	
タービントリップ	
地震加速度（水平）大	
地震加速度（垂直）大	
格納施設隔離信号	
手動	

表 4.8.4(3)-11　原子炉停止失敗事象の発生頻度の試算

起因事象	起因事象発生頻度(/炉年)	起因事象＋主炉停止系失敗発生頻度(/炉年)		SASS の非信頼度を以下の値に目標設定する。(/demand)		起因事象+主炉停止系失敗+SASS 失敗発生頻度(/炉年)	
		1 信号期待	2 信号期待	1 信号期待	2 信号期待	1 信号期待	2 信号期待
過出力	4.0e-3	7.2e-7	1.6e-7	0.01	0.04	7.2e-9	6.4e-9
炉心流量減少	3.2e-1	5.6e-5	1.2e-5	0.001	0.004	5.6e-8	4.8e-8
除熱源喪失	5.4e-1	9.7e-5	2.2e-5	0.001	0.004	9.7e-8	8.8e-8
合計	8.6e-1	1.5e-4	3.4e-5			1.6e-7	1.4e-7

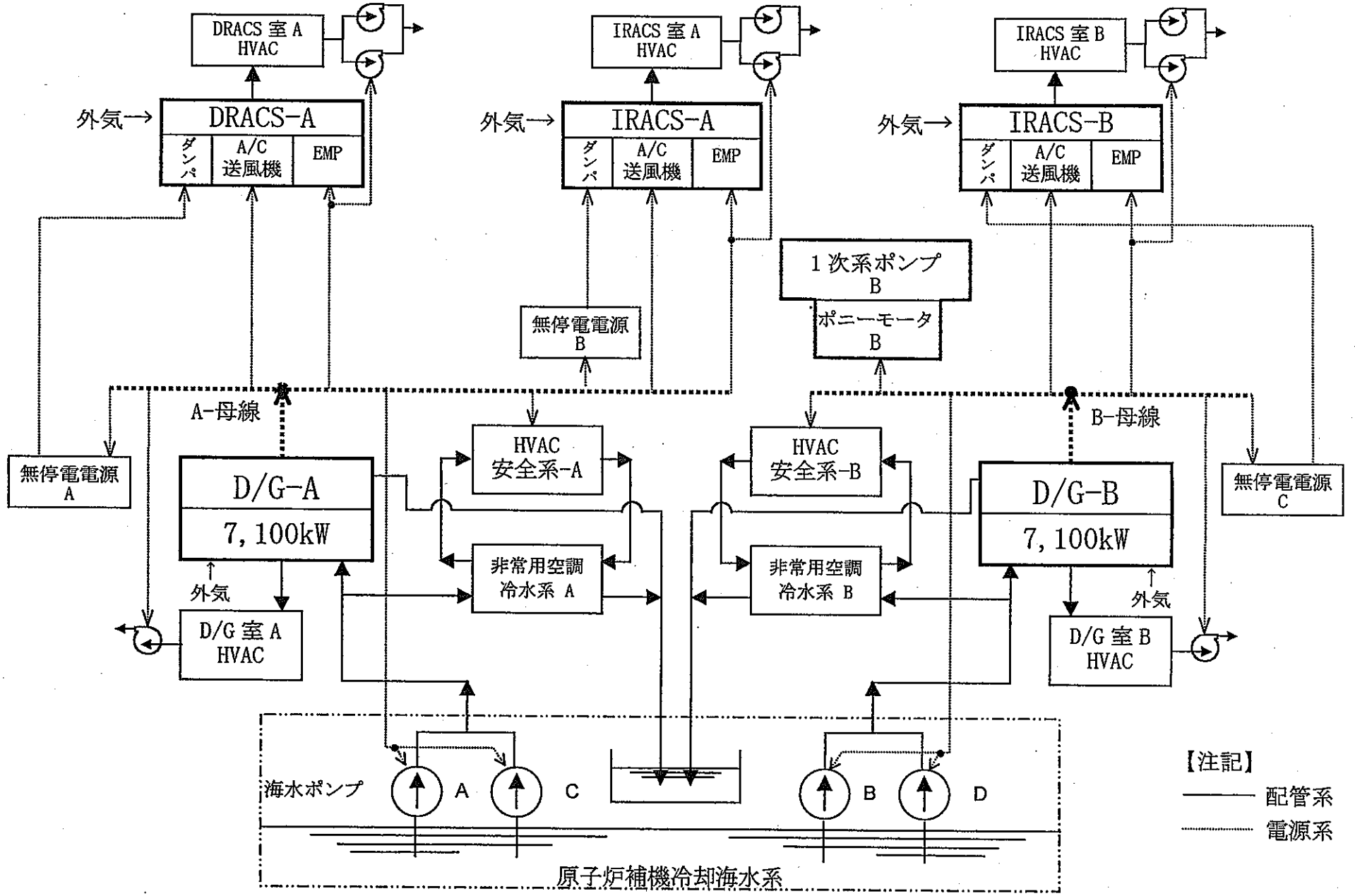


図 4.8.4(3)-1　ナトリウム冷却ループ型炉の崩壊熱除去系関連設備

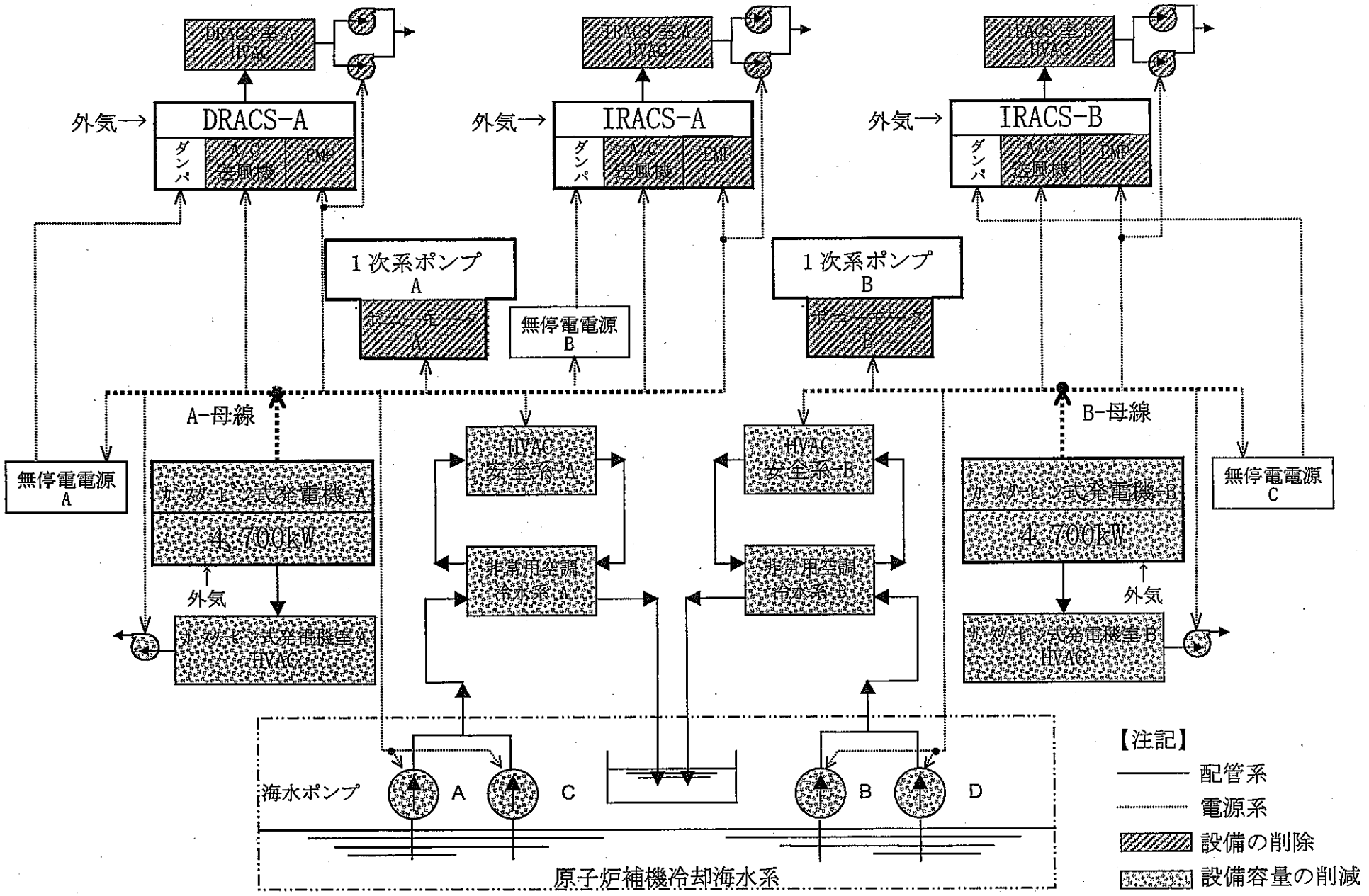


図 4.8.4(3)-2　受動的崩壊熱除去系採用による安全系の合理化案

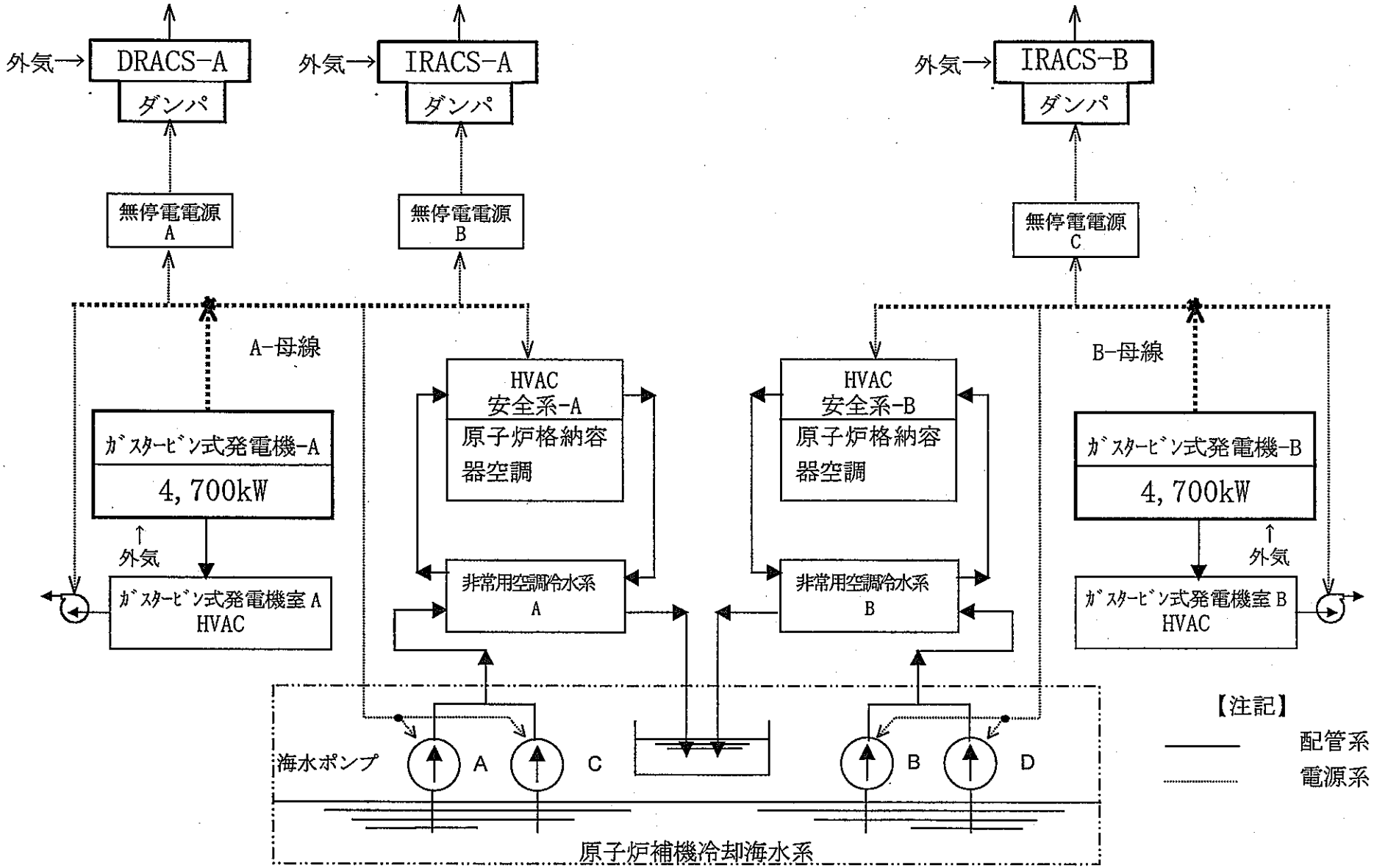


図 4.8.4(3)-3　受動的崩壊熱除去系採用による安全系構成図

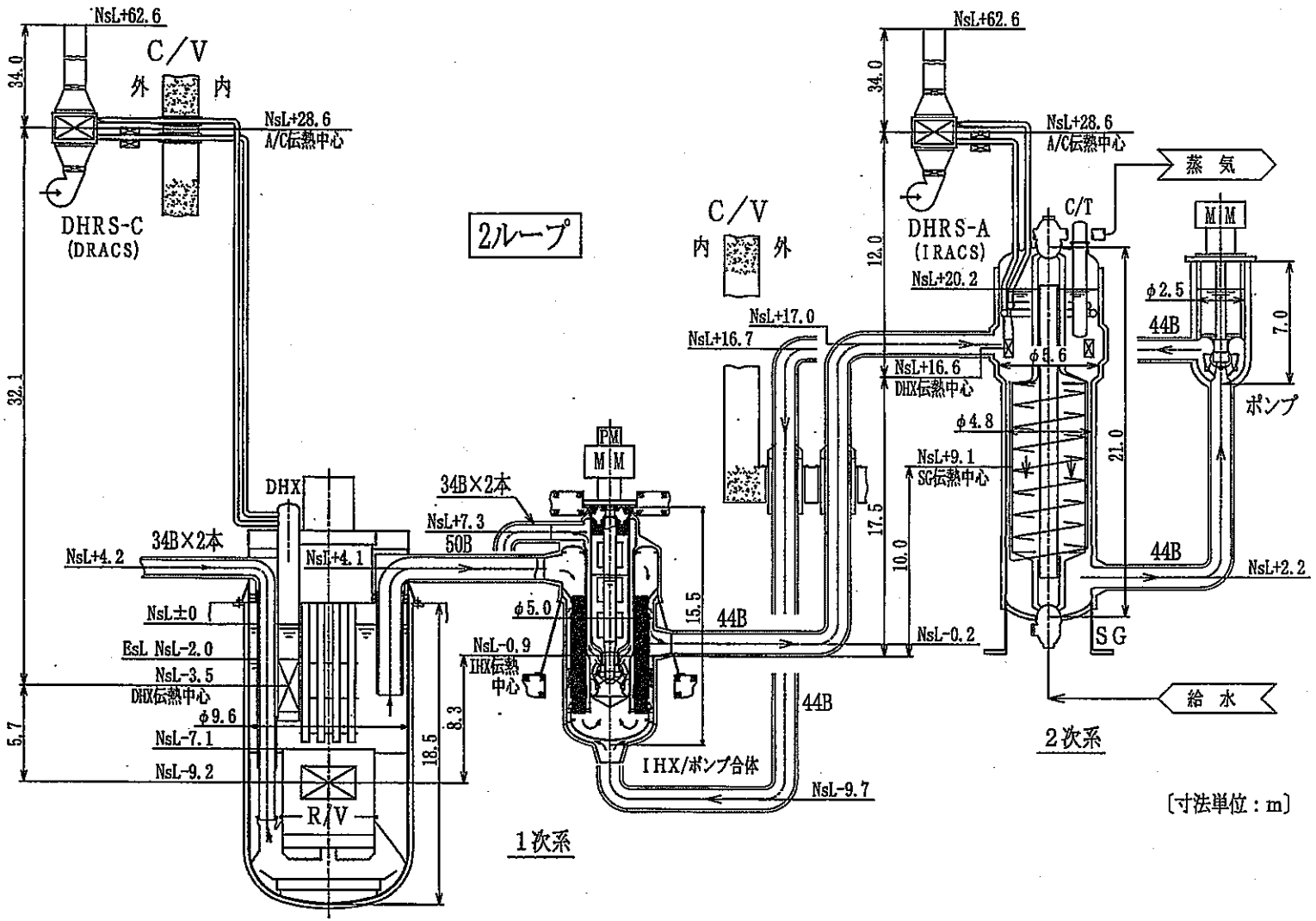


図 4.8.4(3)-4　Na 冷却大型ループ型炉の機器高低関係図

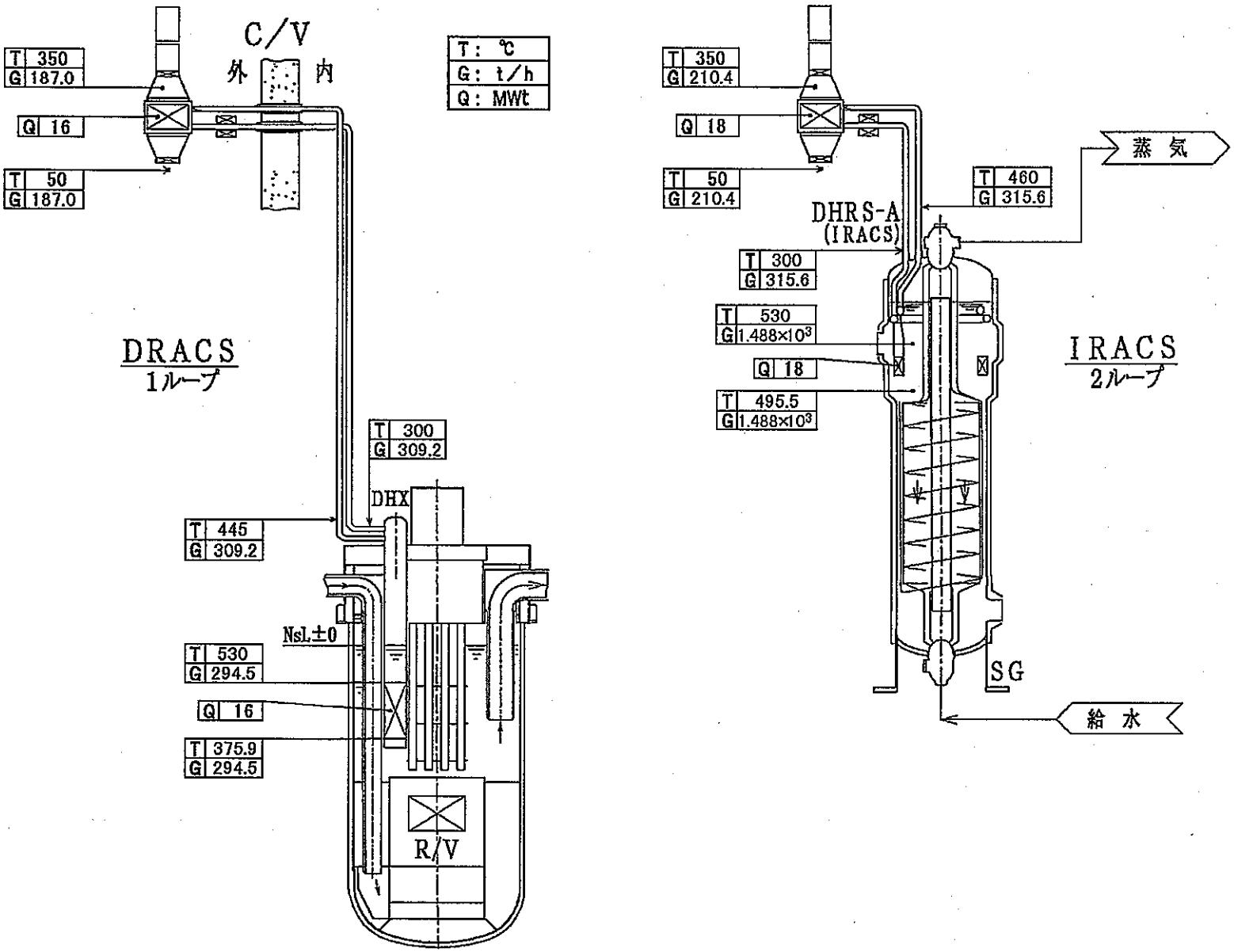


図 4.8.4(3)-5　受動的崩壊熱除去系 機器サイジング用ヒートバランス

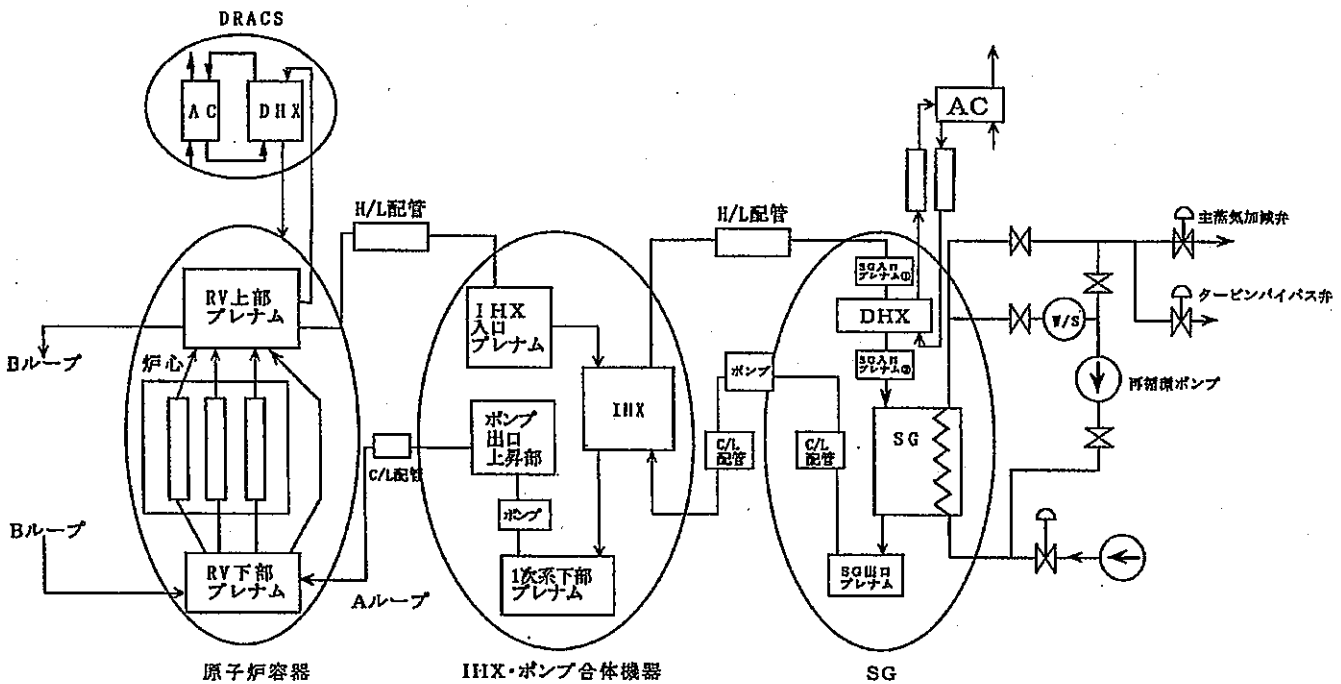


図 4.8.4(3)-6　　解析用システムモデル図

$$\text{約}1\% \times \frac{\text{プラント制御系+安全保護系}}{\text{全体}} \times \frac{1/2 \times \text{原子炉停止系に関連する安全保護系}}{\text{プラント制御系+安全保護系}} \times \frac{1/3 \times \text{後備炉停止系に関連する安全保護系}}{\text{原子炉停止系に関連する安全保護系}}$$

図 4.8.4(3)-7　建設コスト算定条件

(4) 多様なプラントにおける炉心安全性の検討

(i) ナトリウム冷却ＭＯＸ燃料炉の評価

(a) 各炉心のＣＤＡ評価

Phase1 においては、Na 冷却 MOX 燃料大型炉心として、先ず高い性能を狙ったフィッサイル長 120cm（集合体内 SASS 付き、ボイド反応度 7.4＄）の第１炉心が設計された。この炉心の炉心安全性を調べるためにULOF事象起因過程解析をSAS4Aコードにより実施した結果、以下に示すように厳しい結果となった。この結果を踏まえてボイド反応度をより低減したフィッサイル長 80cm の第２炉心（内部ダクト付き、ボイド反応度 5.4＄）が設計され、同様に SAS4A による解析の結果、事象推移は緩慢となるものと判定された。また、さらなる炉心性能向上とボイド反応度の低減を目指して、フィッサイル長 100cm の径方向非均質炉（ABLE 集合体、ボイド反応度 5.1$）が設計され、起因過程評価を実施した。その結果、事象推移は緩慢なものとなり、また、内部ブランケット集合体が健全な状態で残るために、径方向に炉心崩壊領域が分断された状態で遷移過程へ進むことが予想された。

本節ではこれら 3 つの炉心に対する評価結果を示す。対象とした炉心の諸元を表 4.8.4(4)-1 に示す。

① 第１炉心（120cm 炉心）

ここで対象とするナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心の第１炉心は、高燃焼度（取り出し平均 15 万 MWd/t)、高いボイド反応度（正値部合計 7.4 ＄。集合体ギャップ及び内部ダクト内 Na を除く)、高い炉心長（フィッサイル長 120 cm） 、太いピン径（被覆管外径 9.7mm）という特徴をもつ。SAS4A コードでは通常は炉心燃料集合体を最大 34 のグループ（チャンネル）に分けてモデル化するが、今回の評価では、多数の集合体を１つのチャンネルで模擬することによる事象の同時性を排除するために、より詳細にチャンネルを分割し、140 チャンネル（図 4.8.4(4)-1）モデルによる解析を SAS4A コードで行った。

ボイド反応度の大きさに注目して、解析ケースを以下のように設定、流量半減時間は 5.5 秒とした。

a. Void 7.4 $ ケース（標準ケース）

表 4.8.4(4)-2 に主要な解析結果を示す。また、ケースの出力、全反応度、及び炉心燃料平均温度の挙動を図 4.8.4(4)-2 に示す。

ボイド反応度が 7.4＄の場合には、即発臨界超過となった。

② 第２炉心（80cm 炉心）

この第２炉心は Na ボイド反応度を低減した炉心となっており、ボイド反応度 5.2＄（正値部合計。集合体ギャップ及び内部ダクト内 Na を除く)、フィッサイル長 80 cm

という特徴をもつ。ただしこのために燃料のPu富化度は増加し、ドップラー係数も小さくなっている。

解析体系は従来通り各リング位置毎に燃焼サイクル数が同じ集合体を同一チャンネルにするという基本方針の基に、リング位置、流量領域、集合体出力について、同一のものだけをグループ化することにし、考え得る最も詳細な145チャンネルとしてモデル化した。

解析ケースを以下のように設定し、流量半減時間は5.5秒とした。

b. Void 5.2$ ケース（標準ケース）

表4.8.4(4)-2に主要な解析結果を示す。また、出力、全反応度、及び炉心燃料平均温度の挙動を図4.8.4(4)-2に示す。

ボイド反応度が5.2$の場合には、起因過程でのエネルギー発生はなく、緩慢に遷移過程に進む結果となり、炉心高さを低くした効果が現れたと考える。

③ 第3炉心（100cm径方向非均質炉心）

この第3炉心は炉心性能を向上し、Naボイド反応度を低減した炉心となっており、ボイド反応度5.1 $（正値部合計。集合体ギャップ及び内部ブランケット内Naを除く）、フィッサイル長100 cmという特徴をもつ。ただしこのために、第2炉心同様に燃料のPu富化度は増加し、ドップラー係数も小さくなっている。

解析体系は従来通り各リング位置毎に燃焼サイクル数が同じ集合体を同一チャンネルにするという基本方針の基に、リング位置、流量領域、集合体出力について、同一のものだけをグループ化することにし、考え得る最も詳細な192チャンネルとしてモデル化した。

ボイド反応度に注目して、解析ケースを以下のように設定した。他ケースと同様に、流量半減時間は5.5秒とした。

c. Void 5.1$ ケース（標準ケース）

表4.8.4(4)-2に主要な解析結果を示す。また、出力、全反応度、及び炉心燃料平均温度の挙動を図4.8.4(4)-2 に示す。

ボイド反応度が5.2$の場合には、起因過程でのエネルギー発生はなく、緩慢に遷移過程に進む結果となった。遷移過程への接続する炉心状態は、フィッサイル集合体はほとんどボイド化し、燃料はフィッサイル領域の上下へ分散し、UAB領域へ侵入している集合体も見られる。ブランケット集合体は、一部で冷却材が沸騰しているが、ピン破損には至っておらず、ラッパー管も健全な状態である。以上の結果から、径方向非均質化によって、ボイド反応度の低減は起因過程での緩慢な事象推移を達成し、径方向に炉心崩壊領域が分断された状態で遷移過程へ進むことがが予想された。

(b) 再臨界回避方策の有効性評価

ナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心では、炉停止に失敗して ULOF 事象が発生し、大規模な溶融燃料プールが形成されてはじめて、径方向揺動（スロッシング）等によって燃料が移動、集中し、正の反応度印加が誘発されて厳しい即発臨界に至る可能性があることが分かっている。

このような再臨界発生の可能性を排除するために、燃料破損集合体内の溶融燃料が同集合体と隣接集合体のラッパ管壁を破損して燃料プールが隣接集合体へ拡大する前に、各集合体毎に燃料を速やかに軸方向炉心領域外へ流出させる。この概念に基づいた内部ダクト付き集合体や、ABLE 集合体(Axial Blanket Eliminated：軸方向ブランケット燃料削除型)を装荷した再臨界回避炉心が提案されており、再臨界回避方策における燃料排出能力を検証する目的で、日本原子力発電株式会社との共同研究により、カザフスタン共和国の IGR 炉で EAGLE 計画が実施されている。

本検討では、ABLE 集合体及び内部ダクト付き集合体における集合体規模での燃料排出の有効性を、２次元多相多流体解析コード SIMMER-III の熱流体力学計算部を用いて比較評価した。

a．評価方針

本検討では、個々の再臨界回避方策を施した集合体における燃料排出能力を比較評価する。再臨界回避達成の要求条件として、燃料を軸方向へ排出するためには、平均燃料エンタルピーが固相融点を超えて燃料を可動化することが必要である。

また、核的未臨界達成のため、数秒以内に全炉心燃料量の 30～40%が炉心燃料領域から排出することが求められている。本検討では、燃料排出能力の比較のため、40%の燃料量が流出する時点を再臨界回避を達成する１つの目安とした。

b．再臨界回避方策

本評価で検討対象とする ABLE 集合体及び内部ダクト付き集合体は、集合体形状が健全状態を損なう前に、破損燃料を優先的に炉心領域外へ排出することを意図して設計されている。解析に使用した集合体幾何形状データを表 4.8.4(4) -3 に示す。

ABLE 集合体（図 4.8.4(4)-3(1)）では、燃料集合体に内蔵される 271 燃料ピンのうち、中央の 37 本ピンの上下軸ブランケット燃料を削除する。ABLE 集合体は、一部の軸ブランケット燃料を削除するのみであるため、核的性能へのインパクトは小さい。

内部ダクト付き集合体（図 4.8.4(4)-3(2)）では、燃料集合体内の中央 37 本ピンの占有面積及び流路断面積を内部ダクトで置換する。内部ダクト付き集合体は、中央の約１割の燃料ピンを内部ダクトで置換するため、核的性能への影響は ABLE 集合体と比べて大きい。

c．解析条件

炉心損傷事故に至る起因事象として、異常な過渡時のスクラム失敗事象のうち、発生頻度が最も高く炉心損傷に至るまでの時間的余裕が比較的短い ULOF 事象を想定する。フローコーストダウンカーブは流量半減時間 10 秒とする。

起因過程での出力履歴としては、図 4.8.4(4)-4 に示すような SAS4A 解析結果の例をテーブル入力で与えている。

d. 評価結果と考察

ア. ABLE 集合体の場合

ABLE 集合体の物質移動挙動、燃料分布、炉心燃料領域の平均燃料エンタルピーを、それぞれ図 4.8.4(4)-5～7 に示す。

燃料破損は、LOF 開始から 29.42 秒後に発生する。燃料破損から約 0.1 秒後には燃料固相融点を超過して、炉心領域内の燃料は可動化すると、破損燃料は軸ブランケット削除部分から優先的に流出する。

ABLE 集合体では、被覆管を溶かして燃料流出パスを拡大するため、炉心領域の圧力はスチール蒸気圧が主体であり、燃料排出の駆動圧となっている。

破損燃料は、上下方向への侵食を続け、破損後 1.25 秒後に LAB 下側の被覆管を溶融破損し、LAB が可動化する。LAB の可動化によってさらに下方への燃料排出が促進される。

先行して流出する燃料によって下方で FCI が生じ、一旦排出された燃料がナトリウム蒸気圧によって再び炉心燃料領域に押し戻される（キックバック）が、上方への燃料流出パスがあるために大幅な燃料増大とはならない。

燃料破損後 1.36 秒には炉心燃料質量は初期の 40%減少に至る。当該時刻での燃料分布は、炉心燃料領域の上下にほぼ均等に分散している。

解析結果の分析から、先行的に排出される燃料粒子の実効的な粘性率が SIMMER-III では過小評価されている可能性があることが明らかとなった。CABRI 炉内安全性試験計画における EFM1 試験の結果等の分析から（後述）、実際には燃料粒子はポーラス状の粘性の高い粒子として扱われるべきであることが明らかとなった。このような燃料粒子の実効的粘性率の模擬については、Phase-II にてモデル改訂を行い、評価を実施する予定である。

イ. 内部ダクト付き集合体の場合

内部ダクト付き集合体の物質移動挙動、燃料分布、炉心燃料領域の平均燃料エンタルピーを、それぞれ図 4.8.4(4)-5～7 に示す。

燃料破損は LOF 開始から約 29.43 秒後にバンドル中央のピンにおいて発生する。燃料破損から約 0.1 秒後には、炉心領域の燃料エンタルピーが固相融点を超えて可動化すると、内部ダクト壁を溶融し、破損燃料は内部ダクトから優先的に流出する。内部ダクト壁の最高温度は約 1277K、燃料平均温度は約 3094K である。内部ダクト内の冷却材は未沸騰状態であるが、沸騰点に近接している。

内部ダクト壁は、燃料破損から約 0.17 秒経過後に破損する。内部ダクト壁が破損すると、内部ダクト内の冷却材と FCI を起こしてナトリウム蒸気により最大約 44 気圧の圧力を発生し、これが燃料排出の駆動圧となっている。

破損燃料は、主にピン束境界及びラッパ管壁側に吹き寄せられており、徐々に UAB を溶かしつつ上方へ流出するとともに、ラッパ管壁を侵食する。

破損燃料は、ほぼ全量が内部ダクト内を通って炉心入口側へ排出される。内部ダクトの上方については、オリフィスによって冷却材の流出が抑制され、冷却材はナトリウムプレナム部に留まっている。LAB 上部で閉塞している燃料はナトリウム蒸気圧によって押し出され、内部ダクト中に排出される。

燃料破損から約 0.87 秒後には炉心領域の燃料質量は初期の 40%流出に至る。

ウ．再臨界回避方策における燃料流出挙動の比較

それぞれの再臨界回避方策の燃料流出挙動の比較から、燃料破損から数秒の範囲で破損燃料を軸方向排出させる場合には、内部ダクト付き集合体の方が ABLE 集合体よりも燃料排出は速く、再臨界回避方策としてより有効である。

内部ダクト付き集合体の場合、60％以下の範囲でやや緩慢な燃料排出となっているが、可動な破損燃料のほとんどを排出し、軸ブランケット燃料とピン束間に燃料が残存する状態となっているためである。但し、炉心入口プレナムの昇圧によって、後続の燃料排出が抑制される可能性があるため、今後は炉心入口プレナムの体積等を模擬して評価する必要がある。

ABLE 集合体の場合、被覆管を溶かしつつ流出パスを拡大しており、特に、LAB が可動化によって燃料排出が顕著となっている。ABLE 集合体の場合は、ピン束間への燃料侵入が重要な因子となるが、解析結果の分析から、先行的に排出される燃料粒子の実効的な粘性率が SIMMER-III では過小評価されている可能性があることが明らかとなった。（次節参照）EFM1 試験結果等の分析から、実際には燃料粒子は、ポーラス状の粘性の高い粒子として扱われるべきであることが明らかとなった。燃料粒子の実効的粘性率の模擬については、Phase-II にてモデル改訂を行い、評価を実施する予定である。ABLE 集合体からの燃料排出速度が若干遅くなると考えられるが、LAB 可動化直前の炉心領域の燃料エンタルピーはリキダス点近くまで上昇しており、燃料の可動性は十分に高まっていることなどから、通常の集合体に対する ABLE 集合体の有利性は変わらない。

e．CABRI-FAST EFM1 試験からの燃料移動挙動に関する考察

CABRI-FAST 炉内安全性試験計画における EFM1 試験は、出力プロファイルや投入エネルギーの観点から、最も実機解析条件に近い試験である。EFM1 試験結果の既往分析評価[1]を参考に、金相写真を確認することにより、ABLE 集合体の燃料流出の妥当性について検討した。

EFM１試験は単ピン試験のため、実機集合体の場合と異なり、周囲への冷構造材

への熱損失が大きく、燃料は固化しやすい環境であることに留意する。

試験燃料ピンは、最大燃焼度 7.8a/o(6.4at%)の MOX 燃料を内蔵した SCARABIX ピン（CABRI タイプ）を使用している。同燃料は、フィッサイル長 75cm, 上下軸ブランケット長 3 / 2cm, 太径中空燃料である。

出力履歴は、図 4.8.4(4) -8 に示すように、被覆管溶融開始時点から TOP が投入されており、燃料閉塞開始時点までに投入されるエネルギーは約 1.15kJ/g 程度である。

燃料領域下方の燃料流出挙動を確認するため、特に、-50mmBFC 付近、-120mmBFC 付近の断面金相写真について記述する。

ア．-50mmBFC 付近の金相写真（図 4.8.4(4) -9(1)）

LAB の溶融破損は確認できないが、LAB 下側の被覆管は、破損燃料によって溶融侵食され、流路が拡大している。この被覆管の溶融侵食は、LAB の存在しない部分を燃料流出パスとして確保した ABLE 集合体の有利性を示唆している。

イ．-120mmBFC 付近の金相写真（図 4.8.4(4) -9(2)）

炉心燃料領域下端から、10.5～14cm の範囲では、燃料は被覆管を巻き込んで、ポーラス状の一体化した状態で閉塞、固化を生じている。ピン束間への固体粒子燃料の先行流出については、SIMMER-III 解析結果は、過大評価している可能性があり、固体粒子のみが流路に存在する場合には実効的な粘性が増大し、流出が抑制されることが示唆された。

EFM1 試験結果では、LAB 下方の被覆管は一部溶融破損し、流路が拡大している。以上から SIMMER-III 解析結果における ABLE 集合体の LAB 削除部分からの優先的な燃料排出現象は概ね妥当であると考える。したがってピン束間への燃料侵入に関わる粒子粘性モデルが改修されたとしても、ABLE 集合体の有利性は変わらないものと考えられる。ただし LAB 崩壊が実際に起こり得る現象か否かについては検討の余地がある。

f．結論

遷移過程における再臨界回避方策のうち、ABLE 集合体及び内部ダクト付き集合体について集合体規模での比較評価を実施し、燃料流出挙動の特徴や再臨界回避の有効性を確認した。

ABLE 集合体の場合には、破損燃料は被覆管を溶かしつつ、軸ブランケット削除部分から優先的に流出パスを拡大して流出する。このため、スチール蒸気圧が燃料排出の駆動圧となっている。破損燃料は上下方向にほぼ均等に流出し、燃料破損から約数秒以内に 40%の初期燃料量を炉心領域外へ排出する。

内部ダクト付き集合体では、内部ダクト壁を溶融破損し、内部ダクトへ破損燃料が流出する際に生じる FCI 圧力（ナトリウム蒸気圧）が燃料排出の駆動圧となる。破損燃料はほぼ全量が炉心入口側へ流出し、燃料破損から約 1 秒以内に 40%の初期

燃料量を炉心領域外へ排出する。

内部ダクト付き集合体の場合の方が速い燃料排出の観点から有効である。内部ダクトからの燃料流出挙動の妥当性を確認するために、EAGLE プロジェクトによる実験的知見が重要となる。

ABLE 集合体の場合でも、内部ダクト付き集合体の場合よりも燃料流出速度は小さいが、軸ブランケット燃料削除部分から、燃料を排出させることが可能である見通しを得た。

但し、内部ダクト付き集合体については、先行して排出される燃料によって炉心入口プレナムが昇圧し、後続の燃料排出が抑制される可能性があること、ABLE 集合体については、燃料粒子排出に過大評価の可能性があること、燃料キックバックの可能性があることが懸案事項として残存している。

g．Phase-II での検討課題

本検討から、ABLE の再臨界回避能力は、内部ダクト方式と比較して劣ることが明らかとなったが、Phase-II では、ABLE 集合体の再臨界回避に対する十分性の可否について定量的評価を行う。検討のポイントを表 4.8.4(4)-4 に示す。

特に、ABLE 集合体において下方に侵入した燃料の固化閉塞の形成の有無に着目して検討を実施し、閉塞を形成する場合の再臨界の可能性について確認する。この検討結果を元に、ABLE 集合体への設計要求への根拠の整理を行う。また、ABLE 集合体を採用する場合の PAMR, PHR のシナリオを明らかにする。

内部ダクト付き集合体では EAGLE プロジェクトによる実験的知見からの検証、内部ダクトの必要流路断面積及びラッパ管壁、内部ダクト壁の必要肉厚の検討等について、設計要求の根拠の整理を行う。

なお、検討の過程においても、内部ダクト型、ABLE に勝るより良い概念を常に求め続けることは銘記しておく必要がある。

参考文献

[1] 小野田雄一、佐藤一憲、“CABRI-FAST EFM1 試験における破損後燃料移動挙動“、サイクル機構技報 No.7、JNC TN1340 2000-002、p71(2000.6)

(c)ＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価

ナトリウム冷却炉の炉心損傷評価において、原子炉容器内事象終息を達成するためには、溶融燃料の炉心部からの早期排出による再臨界回避と並んで、核的事象終息後の損傷炉心物質の原子炉容器内での保持・冷却が必要となる。このため、いわゆる起因過程、遷移過程の後続過程として、損傷炉心物質が最終的な保持場所に移行する過程である事故後再配置過程（ＰＡＭＲ）及び保持場所での冷却性を評価する事故後冷却過程（ＰＡＨＲ）の評価が行われる。ここでは、実用化候補概念の一つとしたナトリウム冷却炉を対象として実施されたＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価の概要とフェーズⅡ以降で検討すべき課題についてまとめる。

①検討にあたっての着目点及び留意点

従来の確率論的な安全評価の一環としての炉心損傷事象推移評価においては、現象論的なイベントツリーを工学的判断を含めて展開する手法がとられてきており、事象推移の後半に位置するＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価においては、上流側事象推移の広範なスペクトルをカバーすべく、炉心部からの様々な流出経路、流出に要する時間等の諸条件について、合理的に推定される幾つかのシナリオを想定し検討を行ってきている。実用化戦略調査研究においては、いわゆる再臨界回避を安全要求の一つとして掲げており、この要求の主旨が、「例え技術的には起こるとは考えられないような事象に対しても大規模放射能放出に至らないことを技術的に確認することによって安全裕度を確保することであり、かつ、これを合理的かつ一般に理解しやすい方法で行うこと」と解釈されることから、事故後の冷却性についても確率論的な評価に止まらず、技術者自らが確信を持てる方策を追求する必要がある。再臨界回避では、ＣＭＲ(Controlled Material Relocation： 制御された物質の再配置)概念、すなわち再臨界にいたる事象推移が回避されるように、燃料が溶融した場合の排出経路を予め炉心設計上考慮しておくとの考え方に基づいた検討が行われており、ＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価においてもこの考えと整合した検討が必要である。すなわち、与えられた設計に対して想定されるシナリオに沿った検討を行うのではなく、その確実さや検証性、必要となるＲ＆Ｄ、設計インパクト等を考慮して、目指すべきＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ事象推移を明らかにし、これを実現するために必要となる設計研究及び安全研究を展開していくことが求められる。

検討を行うにあたっては、別途検討されている再臨界回避方策（炉心からの溶融燃料排出挙動）との整合性及び検討対象とするプラントの設計上の特徴を考慮する必要がある。ナトリウムＭＯＸ炉において、再臨界回避方策として、その燃料排出挙動の評価が具体的に行われているものは、現状では内部ダクト（制御棒案内管の活用も同様の挙動となる）、軸方向ブランケット一部削除（ＡＢＬＥ）があり、ここでは、この２つの概念を検討対象とする。いずれの概念

についても、その燃料排出能力について現在評価中であり、その検討状況を適宜本評価に反映していく必要がある。内部ダクトについては、現在ＥＡＧＬＥプロジェクトによって、その燃料排出能力の実験的な把握が進められているところであるが、これまでの解析コードベースの予備評価によれば、その燃料排出能力は高く、数秒の内に炉心インベントリの数十％が炉心入口プレナムに流出する可能性がある。ＡＢＬＥについては予備解析の途上にあるが、上下ともに軸ブランケットを一部削除した場合に有効な方策となり得ることが示されている。下部へ流出した燃料は、燃料ピン束下部のガスプレナム領域において一時的に固化して停止する可能性がある。

プラントとしては、フェーズＩでは、大型炉、中型炉がそれぞれループ型とタンク型について検討されており、小型炉も対象となっているが、大型ループ型炉が燃料インベントリに対するナトリウムインベントリの比が小さくＰＡＭＲ／ＰＡＨＲの観点から厳しい条件となっていることから、これを検討対象とした。

現状のＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価において、炉内終息を成功させるための検討アプローチは次のようなものである。

- 炉心から流出してきた溶融燃料を流出先に存在する単相ナトリウム（ナトリウムが単相状態を維持することによって構造破壊につながる過大な圧力発生を防止）によって冷却し、固化させる（クエンチ）。
- クエンチした燃料は微粒化して原子炉容器内の水平構造物上に堆積して、冷却可能形状となる（デブリベッド形成）。
- デブリベッドを冷却する冷却材のヒートシンクとの循環経路を形成させる。
- 溶融燃料流出過程における溶融燃料のジェット状のアタックに対して、事故後冷却に必要な構造物を保護する。

現状のナトリウム冷却大型ループ型炉の設計では、入口プレナムでの溶融燃料クエンチ、保持冷却能力確保のため、以下のような工夫がなされている（図4.8.4(4)-10参照）。

- 多量の燃料が流入した場合にも、クエンチ、冷却可能なデブリベッド形成が可能なように、炉心入口プレナム内のナトリウム体積を増大させると共に、入口プレナム内に、デブリの受け皿となる水平板状の構造物を多段に設置
- 多量の溶融燃料の流入に対して閉空間と見なされる低圧プレナム（制御棒や径方向遮蔽体等の低発熱部へ冷却材を供給するためのプレナムで冷却材供給もととなる高圧プレナムとの間の流動抵抗大）内ではクエンチが困難であるため、主たる溶融燃料排出先を高圧プレナムとする。

- 低圧プレナムの存在は実効的な高圧プレナムの体積を減少させることになるので、クエンチ能力確保の観点から、低圧プレナムを削除した構造とする。(低圧プレナムを削除する場合、低流量集合体にはオリフィス付連結管等によって適正流量を供給する必要があり検討課題となる。)
- 入口プレナムに移行し、クエンチした燃料は多段のデブリ保持構造の最上段に堆積することになるが、そこでの冷却可能量には限界があるので、冷却限界に達する前に余剰な燃料デブリを下段の保持構造に移行させる必要がある。このため、保持構造上にデブリ移行経路となるフローホールを設ける(図 4.8.4(4)-10 中の「デブリ溢出機構」)。固体粒子状の燃料デブリによって、デブリベッドが形成される場合、その表面は、ある程度の流動性を有していると考えられている。この性質を利用して、フローホールをデブリの冷却限界厚さ未満の高さに設置しておき、デブリの堆積レベルがその高さを越えようとした場合に、フローホールを通して粒子状の固体デブリが下段の保持構造へとオーバーフローすることを期待している。このフローホールは、冷却材の循環経路を兼ねることが期待される。
- 内部ダクト、制御棒案内管といった溶融燃料がジェット状に流出してくる可能性がある部位の直下では、構造材の燃料ジェットによる侵食破損を防止するための構造対策を考慮する。

②燃料移行、クエンチ、デブリベッド形成挙動の評価(ＰＡＭＲ評価)

単相クエンチ達成に必要となるナトリウムインベントリの目安として、溶融燃料の持つエンタルピーとナトリウムが沸騰までに吸収可能なエンタルピーのバランスから、溶融燃料質量の 3 倍のナトリウム量を用いているが、実際にはクエンチ挙動は燃料流出先の局所的かつ動的な現象であり、クエンチ可能かどうかは、ナトリウムインベントリのみならず、プレナム形状に大きく依存すると考えられる。現状の大型ループ炉の場合、燃料集合体のエントランスノズルが開口部を持つ炉心入口プレナムは、下部プレナムの最上層に位置しており、ここへの燃料流出を想定する場合、その下層にある大部分のナトリウムはクエンチには寄与しない可能性が高い(入口プレナム全体のナトリウム堆積 210m^3 に対して、エントランスノズル部のナトリウム堆積 25m^3)。エントランスノズル部に存在するナトリウムのみがクエンチに寄与すると仮定し、冷却材の循環(コールドレグからの流入と、溶融燃料流出後の燃料集合体からの流出)を考慮した場合について、クエンチ可能となる溶融燃料受け入れ条件を概算し、次の結果を得た。

- 融点近傍にある溶融燃料の一度のクエンチ可能量は、全炉心燃料(スチール込みの全インベントリ７４トンを想定)の１０％である。従って、更なる溶融燃料受け入れのためには、コールドレグから再度冷たい冷却

材が供給されるのを待つ必要があり、このために必要な時間は、ポニーモータ運転時で数十秒、自然循環時で百数十秒程度である。

- 単相クエンチ達成のための溶融燃料受け入れ条件の目安は次のとおり。
  - １０％の燃料流出を間欠的に繰り返す場合の許容時間間隔
    - ポニーモータ運転時：１０数秒
    - 自然循環時：百数十秒
  - 連続的に流出する場合の許容流出率（流出にかかる時間）
    - ポニーモータ運転時：0.6%/sec (約２００秒)
    - 自然循環時：0.125%/sec(約１０００秒)

なお、ここでは、燃料流出が完了した集合体の流路は閉塞せずに開口していることに期待している。つまり、燃料流出後の流路が確保されることを安全上の要件としている。このことは、次節のＰＡＨＲの検討においても同様である。

この条件の内部ダクト方式及びＡＢＬＥ方式への適用性について以下に検討する。

a. 内部ダクト付炉心についての検討

原子炉容器内のナトリウムインベントリは有限であり、いずれの方向への燃料流出の場合にも、クエンチ能力は、燃料の流出率、流出量、流出時の燃料温度に依存する。内部ダクト付炉心では、現状では、燃料移動の駆動力として重力が活用できることから、炉心下部への流出、すなわち、入口プレナムへの流出を意図しており、かつ、燃料移動に関する現象の単純化を狙って、ダクト内に侵入した燃料の大部分は、途中閉塞等のプロセスを経ることなく数秒の内にデブリ保持場所となる入口プレナムへ移行することを意図している。このため、内部ダクト方式はＡＢＬＥに比べてＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ対策の観点ではより厳しい条件を与えることになる。

これまでの評価によれば、再臨界回避（核的炉停止）達成に必要な排出燃料量の目安は炉心インベントリの４０％とされており、遷移過程における全炉心プールへの拡大時間が秒のオーダーである可能性があることから、現状の内部ダクト付炉心への要求条件としては、少なくとも４０％の燃料を数秒の内に入口プレナムへ排出する必要がある。

上記評価に示すように、現状の大型ループ炉の設計はこれに対応できないため、内部ダクト方式に対応するためには入口プレナムの構造変更が必要である。単相クエンチ達成のために有効な方策として、初期に溶融燃料が流出してくる部分の体積を増加させることが考えられる。このような、変更を施した概念案を図 4.8.4(4)-11 に示す。この例では、燃料流出先を低圧プレナムとし、最上段のデブリ保持構造より上の空間を大きくすることによりクエンチに寄与するナトリウム量を増加させている。さらに中間プレナム部のナトリウムを活用するため、炉心支持構造スカートにフローホールを設けている。デブリ冷却のため

の冷却材流れには、径方向遮蔽体部及び中間プレナムからの下降流と径方向ブランケットでの上昇流に期待した炉内自然循環を想定している。

b. ＡＢＬＥ集合体装荷炉心についての検討

内部ダクト方式に比べて、現時点での流出挙動の不確かさは大きい。再臨界回避（核的炉停止）達成のための条件は内部ダクト方式と同様であり、少なくとも炉心インベントリの４０％以上を数秒の内に炉心燃料領域外に流出させる必要がある。別途実施されている、ＡＢＬＥ集合体からの燃料流出挙動に関する解析的評価の現状は、下部のみ軸ブランケット削除とするよりも上下共に中心３７ピン程度の軸ブランケットを削除したほうが燃料排出効果は高いとの結果を示している。このことから、ＡＢＬＥ集合体においては燃料流出の初期には、炉心上下両方向に燃料分散が生じるものと考えられる。

下部に流出する燃料は、炉心の下方に位置する燃料ピンのガスプレナム部で固化することが推定される。一旦固化した燃料は、その場では除熱できないので燃料ピン下部を含む燃料集合体下部のスチール構造物を溶融させながら重力により下方に移動していくことが考えられるが、このような挙動を合理的に推定するに足る物理現象に関する情報は現状では得られていない。燃料集合体内に溶融燃料が止まり、下部ピン束を抜けてエントランスノズルから入口プレナムへ流出する場合には、事象推移は緩慢であり、各集合体毎の燃焼状態に応じた発熱レベルの差とあいまって、入口プレナムに到達する時点の燃料温度、発熱レベルが低下すると共に、集合体間の非同時性が拡大されると期待される。これらの条件は、いずれもクエンチ、崩壊熱除去を楽にする方向である。燃料流出までにかかる時間の推定は難しいが、例えば、下部の軸ブランケット削除部を通過して流出してきた燃料がガスプレナム部にて固化した状態から、炉停止直後の崩壊熱によってガスプレナム部の被覆管（長さ 1000mm を想定）と下部端栓（同じく 40mm を想定）を溶融させるのにかかる時間はおよそ１００秒程度である（燃料量は全長の 1/2、ナトリウムは燃料侵入時に沸騰喪失したと想定）。入口プレナムへの経路には、他に燃料ピンを固定するノックバー、下部遮蔽体、エントランスノズル部での流量調節機構があるので、これらの構造物での固体燃料のジャミング、燃料からの熱移行による構造強度喪失に伴うジャミング解消といったプロセスを経て燃料流出するとすれば、崩壊熱の減衰効果とも合わせると数百秒程度の時間はかかるものと推定される。このような移行モードの場合、燃料は固体かあるいは固体に近い状態であり、構造物を溶融させながらの緩慢な落下となるであろうことと考えあわせると、クエンチは現状設計でも達成できる可能性がある。但し、この場合、燃料は微粒化せずに、チャンク状となってデブリ保持板上に落下する可能性があり、そのような場合には、多層構造となっている保持構造の下層への燃料移行が機能しない可能性もある。

一旦下部ピン束部で固化した状態から入口プレナムへ移行する過程における

再臨界の可能性についても検討しておく必要があり、今回モンテカルロコードＭＶＰを用いて下部ピン束部の同一高さに燃料とスチールが一様に存在する状態での臨界計算を実施した。この結果、全炉心インベントリの６５％が同一高さに集中した場合に臨界になりうることが分かった。このことは移行過程での未臨界維持の目安として位置付けられるので、この概念を追求していく場合には、この目安を上回らないことを担保しうるシナリオの構築が今後求められることになる。

本概念を追求するにあたっては、流出燃料の移行挙動に関する実験的知見の取得が不可欠である。

③デブリ冷却性評価（ＰＡＨＲ評価）

デブリベットの冷却性は、もちろん、その初期条件となる、デブリベットの配置、発熱レベルに依存するが、基本的な要求として以下の２点があり、大型ループ炉を対象にこれら２点についての検討を実施した。

- デブリベッドが形成される燃料保持冷却場所とその容量が確保されること。
- 冷却材循環流路が確立され、デブリベッドからヒートシンクへの熱輸送が可能なこと。

図 4.8.4(4)-10 に示すように、現状の大型ループ炉の設計においては、炉心入口プレナム内でデブリ保持に活用できると考えられる水平板は４段ありその総面積は約 110m^2 である、これらの上に燃料デブリがスチールと共に堆積しポロシティー５０％のデブリベッドを形成するとした場合、デブリベッド上面の冷却材温度を６００℃としてデブリベッド内ナトリウムのドライアウトを生じるベッド高さは、炉停止後 1000 秒相当の崩壊熱レベルで 13cm、10000 秒で 20cm と評価されている。このことから、炉停止後 1000 秒の時点では、全炉心インベントリの９２％、10000 秒後では 100％の保持、冷却能力を有しているものと判断される。

冷却材の循環パスが形成され、安定したデブリベッドの冷却が可能であることを確認するために、デブリ・フローネットワークコードを用いた解析を実施した。解析では、デブリが 4 段の保持構造上に堆積した状態を想定し、デブリベットの発熱条件をパラメータとし、1 次冷却系は強制循環及び自然循環の両ケースとした。今回の解析では、燃料流出後の燃料集合体には健全燃料並みの流動抵抗を想定しており、1 次系の冷却材循環がしやすい条件となっている点に留意を要するが、強制循環の場合、炉停止後２００秒に相当する発熱量、自然循環の場合炉停止後１５００秒に相当する発熱量に対してデブリはドライアウトすることなく冷却可能な結果となった。ただし、本システムでは、原子炉容器内に設置したＤＨＸと蒸気発生器内に設置したＩＲＡＣＳが共用されるため、ＤＨＸの除熱量が大きい場合には自然循環状態において冷却材の循環を阻害する可能性もあり、自然循環による事故後冷却のためにはＤＨＸとＩＲＡＣＳの

除熱量のバランスを検討する必要がある。

④今後の課題

以上、大型ループ炉を対象として実施されたナトリウムＭＯＸ炉のＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ評価の概要を述べた。デブリベッドが形成された後の冷却性に関しては、ある程度手法が整備されていることもあり、炉停止後 1500 秒程度経過した後にデブリベッドが形成される場合には、自然循環除熱状態でも安定冷却が可能な見通しが得られたといえる。これに対し、事故後移行過程での燃料移動、クエンチ、デブリベッド移動に関しては不明確な点が多く、ナトリウム冷却の大型ＦＢＲにおいて、炉心損傷事故影響の炉容器内終息達成の見通しを得るためには、重点的な検討を行っていくべきと考えられる。具体的な課題を内部ダクト方式とＡＢＬＥ方式に分けて以下に示す。

内部ダクト方式

- 全炉心インベントリの数十％オーダーの燃料が数秒で炉心入口プレナムに流出してくることを想定しており、これをクエンチ可能とするためには、実効的にクエンチに寄与するナトリウム量を確保すべく入口プレナム構造を工夫する必要がある。
- 多量の溶融燃料が入口プレナムに流入する際の動的なクエンチ挙動を燃料の微粒化挙動を含めて把握する必要がある。
- デブリベッドが流動化し、下層の保持構造に移行する過程を評価する必要がある。
- 溶融燃料流出後の燃料集合体内に冷却材流路が形成される過程を評価する必要がある。

さらに、溶融燃料の流出挙動に応じて次の検討が必要となる。

- 流出が緩慢であり、炉心部に半分程度未満の燃料が残留する場合には、その冷却性に関する検討が必要となる。
- 数秒以内にクエンチ可能量を超える燃料が流出すると予想される場合には、燃料流出抑制、上部プレナムへの流出、あるいはクエンチ失敗時の冷却の可能性を検討する必要がある。

ＡＢＬＥ方式

- 燃料下部ピン束での燃料挙動（閉塞、再溶融、移動等）を把握し、どのような設計条件であれば、燃料排出が可能なのか、流出燃料の性状、温度、発熱量がどうなるのかを明らかにする必要がある。
- 燃料が入口プレナムに流入する際のクエンチ挙動、微粒化が生じうるか

どうかを把握する必要がある。

- 燃料がデブリ化しない場合には、燃料再溶融を考慮した保持構造間の移行過程を検討する必要がある。
- 溶融燃料流出後の燃料集合体内に冷却材流路が形成される過程を評価する必要がある。
- 移行過程での再臨界が生じないことを確認する必要がある。
- 流出が緩慢であり、炉心部に半分程度未満の燃料が残留する場合には、その冷却性に関する検討が必要となる。

(d)上部プレナム付き炉心の起因過程での有効性評価

a．上部Naプレナム付き炉心について

ボイド反応度を低減するための上部Naプレナム付き炉心の設計概念（Ref.1）は、チェルノブイリ事故の原因を受けて1988年に見直されたロシアの安全基準（最新版はOPB-88/97、Ref.2）において「炉心は、BDBEも含み、そのいかなる反応度変化も制御不能なエネルギー発生を引き起こさぬように設計されること」との要求に応えるためにBN-800の設計において採用された概念である。

b．ULOF事象解析例：BN-800型炉心

このような設計に対する事故解析例はロシアによるBN-800の解析を始めとして我が国でも実施されてきたが（Ref.3）、冷却材の沸騰、燃料の破損の可能性までを含めた評価はIAEA/EC共催によるULOF事象のベンチマーク解析において初めて実施された（Ref. 4, 5）。

これらの解析において重要な点は、解析対象炉心の仕様を表4.8.4(4)-5に示すように、これらの炉心が中型の出力規模（1500MWth）であり、炉心全体のボイド反応度が合計でゼロ近傍にある点である。表4.8.4(4)-6（Ref. 5）に示すように、解析対象とした炉心の正値領域のみのボイド反応度はフィッサイル高さが85cmであるためにプラス2.7ドルに留まっていることに加えて、上部Naプレナム領域はマイナス3.3ドルの負の反応度価値を有しており、炉心全体ではマイナス0.6ドルの負のボイド反応度となっている。

しかしボイド反応度の径方向の分布は、図4.8.4(4)-12に示すように、Naプレナム部のボイド反応度はほぼ一様な負値であるが、炉心部を加えると炉心の中央部の集合体では正となる。また、同図の上に出力流量比の順序を記したが、これで見るように、ULOF事象時には、沸騰は炉心の中央部、すなわち合計で正のボイド反応度を持つ集合体から沸騰が開始することが分かる。すなわち、全炉心では若干負のボイド反応度を有していても、沸騰が開始すると、一時的に負の反応度効果が現れるものの、次いで正のボイド反応度効果が現れることが予想できる。

図4.8.4(4)-13に示す通り、解析対象炉における先行沸騰集合体（Ch.13）では沸騰は上方へ拡大した後に炉心部へ潜り込み、結果として正のボイド反応度効果を呈す。なお、ここで使用したSAS4Aコードの沸騰モデルは集合体を1次元でモデル化するものであるため、集合体周辺部の冷たい冷却材がピン束を通過してきた高温の冷却材と混合することにより上部ナトリウムプレナム部において沸騰の上方への拡大が抑制される効果が過小評価されていることに注意する必要がある。

沸騰開始後は被覆材スティールの溶融・移動が正反応度効果となり、全反応度の上昇、出力の上昇をもたらす。（図4.8.4(4)-14, 15）

このケースの図4.8.4(4)-15から分かるように、上部ナトリウム部のボイド反応度

はマイナス3.3ドルの負値であるものの、解析結果では、しかも使用したモデルが上方への沸騰拡大を過大評価していると考えられるにも係わらず、過渡中のボイド反応度の負値はマイナス0.7ドル程度が絶対値としては最大であり、以後は炉心部への沸騰拡大により正のボイド反応度の効果が現れている。

このようなボイド反応度がゼロ近傍である炉心におけるULOF事象では、炉心の径方向膨張（-50¢程度）や制御棒の相対挿入（燃料の膨張による制御棒の相対的な挿入現象）・制御棒駆動軸の膨張による挿入（-20¢程度）等による負の反応度効果を考慮するか否かが結果を大きく左右する可能性がある。すなわちこの効果を無視する上記のケースの場合には冷却材沸騰（上方へ、次いで下方へ）、被覆材溶融、スティール移動反応度（正）の印加により燃料破損に至った（Ref.5）。他方、これらの負の効果を考慮する場合には結果はマイルドとなる。しかし、炉心の径方向膨張のみを100%考慮した図4.8.4(4)-16のパラメトリックケースでも、やはり冷却材の沸騰、被覆材の溶融移動が生じて、正反応度効果が生じ、炉心の損傷に至っている。

さらに、炉心の径方向膨張に加えて、制御棒駆動軸の膨張による負の反応度効果をも100%考慮する場合には、冷却材の沸騰が間欠的に発生する安定状態が継続するとの結果が得られている。ただし、長期的には一巡した高温Naが炉心の入口へ戻ってきて入口Na温度の上昇が生じるはずであるが、そのような効果は評価されていない。

c．沸騰挙動に関する議論

上でも若干触れたが、このような上部Naプレナム付き炉心における沸騰挙動については、いくつかの議論がある。すなわち、フィッサイル上端部かつピン束の中央部で発生した沸騰領域は、初期にはピン束周辺を流れてきた比較的低温の周辺流れによる冷却によって凝縮してしまうが、その後の沸騰領域の拡大挙動については、

(1) 徐々にまず上方へ発達し、次いで出力が十分に低下しない場合には下方へ、即ちフィッサイル部へ潜り込む、とする説と、

(2) 周辺流れによって沸騰領域の上方への発達が抑制される間に、フィッサイル部への潜り込みが先行的に生じる、

との2説である。これらを決定する因子は、出力レベル、ピン束の周辺部とピン束中央部との割合比（小規模バンドルでは周辺流れ効果が大きい）、上部Naプレナム部と炉心部のボイド反応度の大小、などであり、これらの相関関係で沸騰挙動が支配されると考えられる。

また、ロシアによる解析では、安定的な沸騰の持続には、インターラッパーフローによるラッパー管外側からの冷却の効果が大きいとしている。

d．タンク型大型炉について

H11年度のタンク型大型炉におけるULOF事象については、COBRA-4Iコードを使っ

て解析が行われており、上部プレナムでの冷却材混合効果の想定の有無によって、上方へのボイド拡大は大きく影響を受ける結果となっている。また、下方への拡大については、出力に依存して、GEM 等受動安全による負の反応度効果が効いて出力が低下している場合には下方へはほとんど拡大しないが、出力低下しない場合には拡大する結果となっている（Ref. 6)。

これは SAS4A による BN-800 の解析結果と同様である。今後上部ナトリウムプレナム付き大型炉心の評価を行う予定であるが、ほぼ同様の結果が予測される。

この評価の目的は上部 Na プレナム部の負のボイド反応度効果が CDA 事象の緩和に有効か否かの明確化にある。このタンク型大型炉では表 4.8.4(4)-6 に示すように炉心部分のボイド反応度がプラス約７ドルであるのに対して上部ナトリウムプレナム部ではマイナス 1.5 ドルでしかない。これは上記の解析結果に照らすと、前述の解析対象炉心では上部ナトリウムプレナムのボイド反応度がマイナス 3.3 ドルであったのに比べてタンク型大型炉心のそれは半分でしかなく、また炉心部の正のボイド反応度もタンク型大型炉心では正側に２倍以上あるため、たとえ炉心の径方向膨張効果等を100%考慮したとしても、ULOF 事象において炉心損傷を防止できるほどの有意な効果は全く期待できないものと推定できる。

しかしながら、このような炉心においては炉心部の正のボイド反応度効果を若干ながら緩和する効果は見られるものと考えられる。すなわち、起因過程における即発臨界超過の支配因子はボイド反応度の挿入率であるが、炉心中央部でのボイドの拡大による正の反応度挿入率が、炉心周辺部での上部 Na プレナム部へのボイドの拡大による負の反応度挿入率によって一部相殺されるのであれば、上部 Na プレナム設計による事故影響の緩和効果はある程度は認められるであろう。この効果については今後実施する解析評価において明らかにしていく。

ｅ．試験による確認について

上部 Na プレナム付き炉心における負の反応度効果を安全評価に採り入れるためには、ピン束部での沸騰の拡大挙動を十分に把握しておかなければならない。このためには Na ループ（例えば Ref.7）を用いた試験が必要であるが、その際、

(1) ピン束条件の発熱を模擬できること、

(2) 出力を可変とできること、

(3) ピン束の模擬ができればベストであるが、それが困難である場合には、周辺流れ効果の割合を可変とできること、

(4) 集合体内部、及び入口側出口側の圧損について実機の体系を模擬できること、

などが重要であろう。

参考文献

1) Matveev, V. I., et al., Physical grounds for Further Improvement of Fast Sodium Reactor Safety, Proc. Of the Intl. Fast Reactor Safety Mtg., vol. 2, p.25, Snowbird, Utah, USA, 1990.

2) GENERAL PROVISIONS GOVERNING THE SAFETY OF NUCLEAR POWER STATIONS, Chap. 4, Article 4.2.3, *OPB*-88/97, *NP*-001-97 (*PNAE G*-01-011-97), Gosatomnadzor (GAN), Nov. 1997.

4.2.3. The core, together with the components thereof which affect reactivity, must be designed in such a manner that any reactivity changes effected through the use of controls or any changes in reactivity effects during operational states, as well as in the presence of design basis and beyond design basis accidents, do not cause an uncontrollable increase in energy release within the core which leads to fuel element damage in excess of the prescribed design limits.

3) K. Kawashima, et al., Int. Conf. Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants (ANP'92), Vol.2 P9-3 (1992).

4) H. Niwa, " Boiling and post-failure analysis of ULOF accidents," Final report of an IAEA and EC joint activity on Transient and accident analysis of a BN-800 type LFMR with near zero void effect, Chapter 4, IAEA-TECDOC-1139, May 2000.

5) 丹羽、「BN-800 型上部ナトリウムプレナム付炉心の ULOF 事象解析」、原子力学会 1999 年春の年会 I-24

6) 本プラントシステム技術検討書、タンク型大型炉心

7) Y. Saito, et. al., "A high temperature sodium test facility for development of passive safety devices in FBRs," J. Nucl. Sci. Technol., Vol.37, No. 1, pp.66-74, 2000.

(e) MOX-Na：ボイド反応度制限６＄の根拠説明

a．背景

Na 冷却 MOX 燃料炉では、炉心の大型化に伴いボイド反応度が正となることから、特に冷却材の沸騰を伴う ULOF 事象において即発臨界超過によるエネルギー発生の可能性が問題とされてきた。特に炉心設計におけるボイド反応度の目安について既に多くの検討が為されている。

1990 年頃までに SAS3D コードにより実施された実機解析例に基づくと、ボイド反応度が６～７ドル以上では炉容器の健全性が問題となるようなエネルギー発生があるものと予測されていた[1]。

その後、実用炉として大型炉を目指す際の課題としてボイド反応度の問題がクローズアップされて来た結果、大型解析コードの結果としてのみならず、より機構論的な分析が進められてきた[2-5]。本資料ではこれらに基づき、Na 冷却 MOX 炉においてボイド反応度の目安を６＄とした根拠を説明する。

b．ULOF 起因過程における即発臨界超過回避の条件

ULOF 事象起因過程において発生する諸現象は、熱流力現象、核的フィードバック、炉心出力の変化の３つに分けられるが、これらは互いに密接に関わり合っている。この関係を添付資料１に示す[6]。

さて、従来の研究によれば、ULOF 起因過程におけるエネルギー発生すなわち即発臨界超過が回避される条件は以下の２つである。

(1)　沸騰の拡大によるボイド反応度の挿入率が出力の上昇（すなわち燃料温度上昇率の増加）を介して負のドップラー反応度挿入率によりキャンセルされ得ること、
(2)　破損した燃料の分散によってボイド反応度の挿入を十分に相殺し未臨界状態に導けること

(1)ボイド反応度挿入率の相殺について

(1)-1　沸騰拡大によるボイド反応度挿入率

CABRI 炉内安全性試験における ULOF 模擬試験においては、フィッサイル頂部で発生した沸騰がフィッサイル長の 1/2 まで拡大するのに要する時間は線出力との関係で次のように測定されている。図 4.8.4(4)-17 参照。

Test	Linear heat rate [W/cm]	Arriv. At PPN time [s]	LOF time const. [s]
B1	438	4.9	5.5 - 6.5
BG1	471	3.6	7 - 8.1
BH1	499	3.6	6.5 - 8
BI1	622	2.4	7 - 8

この表より、沸騰の拡大速度はLOFの時定数ではなく線出力に強く依存していることが分かる。CABRIの試験体では冷却材流路断面積が実機の３倍程度あることから、実機ではこれよりも速く沸騰領域が拡大すると考えられる。SAS4A等の解析結果によれば出力が定格に維持されている状況では１－２秒で沸騰域がフィッサイル長全体に拡大するとの結果が得られている。

仮にボイド反応度価値６ドルを有する炉心で全集合体が同時に沸騰を開始して１秒で全炉心のボイド化が完了すれば、ボイド反応度挿入率はおよそ6$/sと見積もれるが、実際には、実機における沸騰開始の非同時性、ある集合体で沸騰が拡大する際の、入口プレナムを介した他集合体へのNaの回り込み・沸騰拡大抑制効果によって全炉心の同時沸騰は抑制される。他方、沸騰拡大による正のボイド反応度印加によって出力が増加することにより、沸騰拡大速度が速まる効果がある。

通常の沸騰によるボイド反応度の挿入率は、最大ボイド反応度、ある時刻に沸騰進行中の集合体数の割合、その集合体が分担するボイド反応度、沸騰の拡大速度等からそのオーダーを見積もることができる。前節と同様に、大型炉において最大ボイド反応度を６$、沸騰進行中の集合体割合を50％、従って、それらの集合体が分担するボイド反応度を４$、沸騰の拡大速度を出力が数Po～数十Poに上昇した状態では0.5秒で集合体軸長全体が沸騰するとすれば、沸騰によるボイド反応度挿入率は、

$$\rho_v = \frac{4\$}{0.5\,s} = 8\,\$/s \qquad (1)$$

と計算される。

実機（表4.8.4(4)-7）の解析結果[8]を表4.8.4(4)-8に示すが、ボイド反応度５$の設定では上記の燃料破損時のボイド反応度挿入率は7～8$/s、６$の設定では10～18$/s、7$の設定では19～24$/s、８$の設定では21～35$/sとなっており、(1)式の評価がボイド反応度５～６$までは正しいことが分かる。

(1)-2　ドップラー効果等による負の反応度挿入率

他方、ドップラー及び軸方向膨張反応度は、通常の沸騰によるボイド反応度の挿入による燃料温度上昇に時間遅れなく追随して負に挿入される。これらの反応度は全炉心の一点近似で次の式で表せる。

$$\rho_{Dop} = \frac{\alpha_{Dop}}{\beta_{eff}} \cdot \ln\left(\frac{T_f}{T_f^0}\right) \qquad (2)$$

$$\rho_{aex} = x_{aex} \cdot \Delta L = x_{aex} \cdot L^0 \cdot \alpha_{aex} \cdot (T_f - T_f^0)$$

(3)

ここで、

ρ_{DOP}：ドップラー反応度
α_{DOP}：ドップラー係数
β_{eff}：遅発中性子割合
$T_f \cdot T_f^0$：燃料温度、初期燃料温度
P aex：燃料軸方向膨張反応度
χ_{aex}：燃料軸方向膨張反応度係数
ΔL：燃料軸方向膨張量
L^0：初期燃料高さ
α_{aex}：燃料軸方向熱膨張反係数

(2)、(3) 式を時間微分すると (4)、(5) 式のように温度の時間微分項が現れる。

$$\dot{\rho}_{Dop} = \frac{\alpha_{Dop}}{\beta_{eff}} \cdot \frac{\dot{T}_f}{T_f}$$

(4)

$$\dot{\rho}_{aex} = x_{aex} \cdot L^0 \ \alpha_{aex} \cdot \dot{T}_f$$

(5)

他方、出力の上昇した断熱加熱状態では、燃料温度の時間微分項は次式のように炉の出力と関係づけられる。

$$\dot{T}_f = \frac{P \cdot N}{M \cdot C_F}$$

(6)

ここで、

P：比出力
N：定格出力
M：燃料質料
C_F：燃料比熱

(4)、(5)、(6) 式より、ドップラーと燃料軸方向膨張反応度の挿入率は、炉の出力と次式のように関係づけられる。

$$\dot{\rho}_{Dop} + \dot{\rho}_{aex} = f_{neg}\left(\frac{\alpha_{Dop}}{\beta_{eff}} \cdot \frac{1}{T_f} + x_{aex} \cdot L^{0} \cdot \alpha_{aex}\right) \cdot \frac{P \cdot N}{M \cdot C} \qquad (7)$$

ここで

f_{neg}　：ボイド化によるドップラー係数の減少、燃料溶融によって温度変化が生じない、燃料軸方向膨張が生じない、等の不寄与分を排除するための係数

(7) 式の各パラメータに以下の値を代入すれば、燃料破損時（およそT^{f}_{f} ＝2400 K ）には、負の反応度挿入率として比出力 P の関数として (8) 式が得られる。

６０万ｋＷｅ炉心

α_{Dop} = - 10 E-3 [T dk / dT]

β_{eff} = 3.7 E-3

T^{f}_{f} = 2400 [K]

x_{aex} = - 0.6 [$ / cm]

L_0 = 100 [cm]

α_{aex} = 6.8 E-6 [1 / K]

N = 1600 E6 [J/sec]

M = 22 E3 [kg]

C_f = 500 [J/kg K]

$$\dot{\rho}_{Dop} + \dot{\rho}_{aex} = -0.23\, f_{neg} P \qquad (8)$$

SAS の解析結果を参照すると、f_{neg} はおよそ 0.5 であり、よって (8) 式はおよそ次のように書き換えられる。

$$\dot{\rho}_{Dop} + \dot{\rho}_{aex} = -0.1\, P \qquad (9)$$

即ち、比出力 P が 100 Po となれば負の反応度成分の挿入率はおよそ －10 $/sec 程度であると見積もることができる。なお、燃料の先行破損直後からは燃料の溶融が広範囲にわたり開始するために更に減少して (9) 式の係数が 0.05 程度となる場合もある。

以上の議論から、通常の沸騰によるボイド反応度の挿入率が数 $/sec であるならば、ドップラーや燃料の軸方向膨張によって比出力が数 10 Po のレベルでこれをキャンセルできることになる。実際には出力の上昇はボイド反応度の上昇に先行される訳であるからボイド反応度の挿入率を常にはキャンセルはできないが、全反応度が 1$ に

近接してペリオドが短縮されて出力の上昇が早まれば、数 10 Po に達することによってキャンセルがなされ得る。

(1)-3　炉の動特性を介した確認

以上では、ボイド反応度挿入率が数ドル/ｓ程度であればドップラー等の負の反応度効果により出力が数十 Po に上昇することによって相殺し得ることを示したが、実際の炉心の反応度-出力の動特性においてその通りであることを確認しておく必要がある。

再臨界の動特性について：

－図 4.8.4(4)-18 には 100 万 kWe 級の FBR 炉心の動特性パラメータを用いた外部反応度挿入率 1$/s、5$/s、10$/s、20$/s、の４ケースに対する１点近似動特性方程式の解が示されている。負の反応度効果として、燃料の昇温によるドップラー効果のみを考慮した。燃料の溶融潜熱による融点での温度上昇緩慢化とこれによるドップラー効果の低下も考慮してある。この図より、10$/s 以下の反応度挿入率であればドップラー効果によって全反応度は１$を超過しない（即発臨界とはならない）ことが示されている。20$/s の場合には約 20ms の周期にてドップラー振動している。各ケースとも、燃料温度の融点到達によりドップラー効果が低下し、反応度、出力、燃料温度が急上昇している現象が現れている。

このように、通常の動特性パラメータを持つ Na 冷却 MOX 燃料高速炉では 20$/s 程度の反応度挿入率では、ドップラー効果のみで相殺することは困難であることが分かる。
この値を、　Endo ら[2]は「限界反応度挿入率」と呼んだ。

以上から、ボイド反応度６ドル程度の炉心で見られる沸騰によるボイド反応度挿入率は、まず、出力の上昇によるドップラー効果及び燃料の膨張による負の反応度効果によって相殺され、即発臨界には達しない状態が得られることを示した。

(2)ボイド反応度挿入量に対する負反応度と未臨界の達成について

上記(1)ではボイド反応度の挿入率をドップラー等の負の反応度効果により相殺し得ることを示したが、図 4.8.4(4)-18 に示されるように、ドップラー効果のみでは挿入されるボイド反応度の総量（数ドル）に対して炉を未臨界状態へ移行させることはできない。

この負反応度効果は燃料の破損・分散によって挿入される。ここでは出力の上昇に応じて十分な速さの燃料分散が生じて、ボイド反応度の挿入との競合過程に打ち勝つことが必要である。

CABRI、TREAT における試験結果から、エネルギー投入速度と燃料分散速度の関係が整理されており、高いエネルギー投入速度においてはより速い燃料分散速度が得られることがわかっている。この燃料破損・分散挙動を解析コード SAS3D、SAS4A でモデル化し、実機体系での解析を行うことによって、ボイド反応度の挿入と燃料破損・分散との競合過程を評価することができる[3, 4, 7]。これらの比較検討の過程を図4.8.4(4)-19 に説明した。この結果より、典型的な炉心設計においては、ボイド反応度が６＄程度まででであれば、ULOF 起因過程において即発臨界超過による有意なエネルギー発生には至らないことが分かる。

さらに、JNC で設計された炉心の例を紹介する[8]。対象とした２つの炉心は Table1 に仕様を示すボイド反応度が各々5.4 ドル、7.4 ドルの炉心であり、SAS4A による解析結果が Table2 にまとめられている。SAS チャンネル数を 140 チャンネル程度として炉心を詳細にモデル化した場合の解析結果を見ると、少なくともボイド反応度が６＄以下であれば、燃料平均温度のピークでも 3010K（ケース 6）以下であり、厳しいエネルギー発生には至っていない。８０cm の炉心でボイド反応度が７＄のケース 11 においても厳しいエネルギー発生とは至っていないものの、今後、低除染燃料を使用するなどによってボイド反応度が増大する場合に備えて、６＄程度との目安は堅持しておくべきであると考えられる。

以上のように、SAS4A コード等及び CABRI 試験データに基づく検討から、通常の出力、流量比分布を有する炉心では炉心設計上のボイド反応度の目安は約６ドルであることが導かれている。ただしこの値はあくまでも目安値であり、実際の炉心設計が得られた段階では、出力流量比分布、燃焼度分布等を考慮した解析を行い確認することとしている。

ｃ．バイパック燃料の場合

燃料としてバイパック燃料を用いる場合にも、ｂ．で述べた説明は基本的に共通である。ただしバイパック燃料において変化し得るポイントは以下の通り。

(1) 燃焼初期には再組織化が未了であり、径方向、軸方向全域にわたって粒子状である。燃焼が進んだ段階でも、軸方向端部、及び径方向周辺部では粒子状の組織が残る。

(2) 粒子状の組織は、燃焼の初期から被覆管との接触を保つためにギャップコンダクタンスが向上し、有る程度の燃料の低温化に寄与し、また FP ガスの放出を抑制する可能性がある。他方、小さな粒子状の組織では FP ガスの放出がより容易となる可能性もある。

(3) これらは燃料のスウェリングや、破損閾値にも影響する。

(4) 破損後の燃料分散については、FP ガスの保持量がその分散に影響するとともに、仮に微小な粒子が残存している場合には気相とのドラッグが強く分散が容易となる可能性がある。

以上のうち(3)、(4)については試験データはない。しかしこれらについては燃焼が進んだ燃料においては、ペレット燃料との差異は無視できるのではないかとの推測もある。

これらは解析評価を通してその効果を或る程度は検討することは可能であるが、少数であれ破損及び破損後分散挙動に関する実験データを取得し、解析を通してその影響を定量的に把握しておくことが必要であろう。

d. ボイド反応度目安値の緩和の可能性

炉心のボイド反応度を低減する工夫（上部ナトリウムプレナム付き炉心、スペクトルシフト炉心等）ではなく、通常の設計による炉心に対する６＄との目安値に対して、この値自身を緩和できる（より大きくする）余地はないかにつき、簡単に触れておく。

上記の検討において無視したメカニズム、保守側にとった条件等のうちで、将来、知見の蓄積によって考慮できるようになるメカニズムはないか、あるいは緩和できる条件は無いか、を問う問題であるが、現状考え得る事項は、溶融燃料の燃料ピン内移動のみである。これは中空燃料ペレットを採用する場合に、特に軸ブランケットをも中空とすれば、燃料溶融後、被覆材の破損が生じるまでの時間内で生じ得るメカニズムであり、CABRI 試験においてもその存在は確認されている。ただし成立条件の幅（ウィンドウ）が狭いために、安全設計に採り入れるには慎重な検討が必要であり、炉内試験による確認も必要となろう。詳細には次節、溶融燃料の燃料ピン内移動の小節にて検討する。

参考文献

1 森山正敏、中井良大、丹羽　元、三宅　収、「高速増殖炉大型炉の安全性に関する検討」、動燃事業団公開資料 PNC TN9410 92-068、1992 年 3 月.

2 H. Endo, et . al., ″A Study of the Initiating Phase Scenario of Unprotected Loss-of-Flow in a 600MWe MOX Homogeneous Core,″ Proc. IAEA/IWGFR TCM on Material-Coolant interactions and Material Movement and Relocation in LMFRs, IWGFR/89, O-arai, Japan, p.297, (1994).

3 H. Niwa, ″Model Development of SAS4A and Investigation on the Initiating Phase Consequences in LMFRs Related with Material Motion,″ Proc. IAEA/IWGFR TCM on Material-Coolant interactions and Material Movement and Relocation in LMFRs, IWGFR/89, O-arai, Japan, p.281, (1994).

4 丹羽　元、「FBR の ULOF 起因過程事象推移に対するボイド反応度等の影響」日本原子力学会 1995 年春の年会要旨集 B-30.

5 H. Niwa, ″A Comprehensive Approach of Reactor Safety Research Aiming at Elimination of Recriticality in CDA for Commercialization of LMFBR,″ Progress in Nuclear Energy, Vol.32, No.3/4, pp. 621-629, 1998.

6 飛田吉春、他、「高速増殖原型炉 ULOF 事象の評価研究」動燃事業団公開資料 PNC TN9410 97-079、1997 年 9 月、p.14.

7 K. Satoh, et al., ″A Study of Core Disruptive Accident Sequence of Unprotected Events in a 600MWe MOX Homogeneous Core,″ Proc. Intl. Conf. On Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants (ANP'92), vol. IV, p. 40.1-1, Tokyo, Japan, Oct. 25-29, 1992.

8 川田、「実用炉の CDA 起因過程評価（仮題）」、JNC 公開報告書、作成中

添付資料　1　　ULOF事象起因過程の事象推移と支配因子の説明

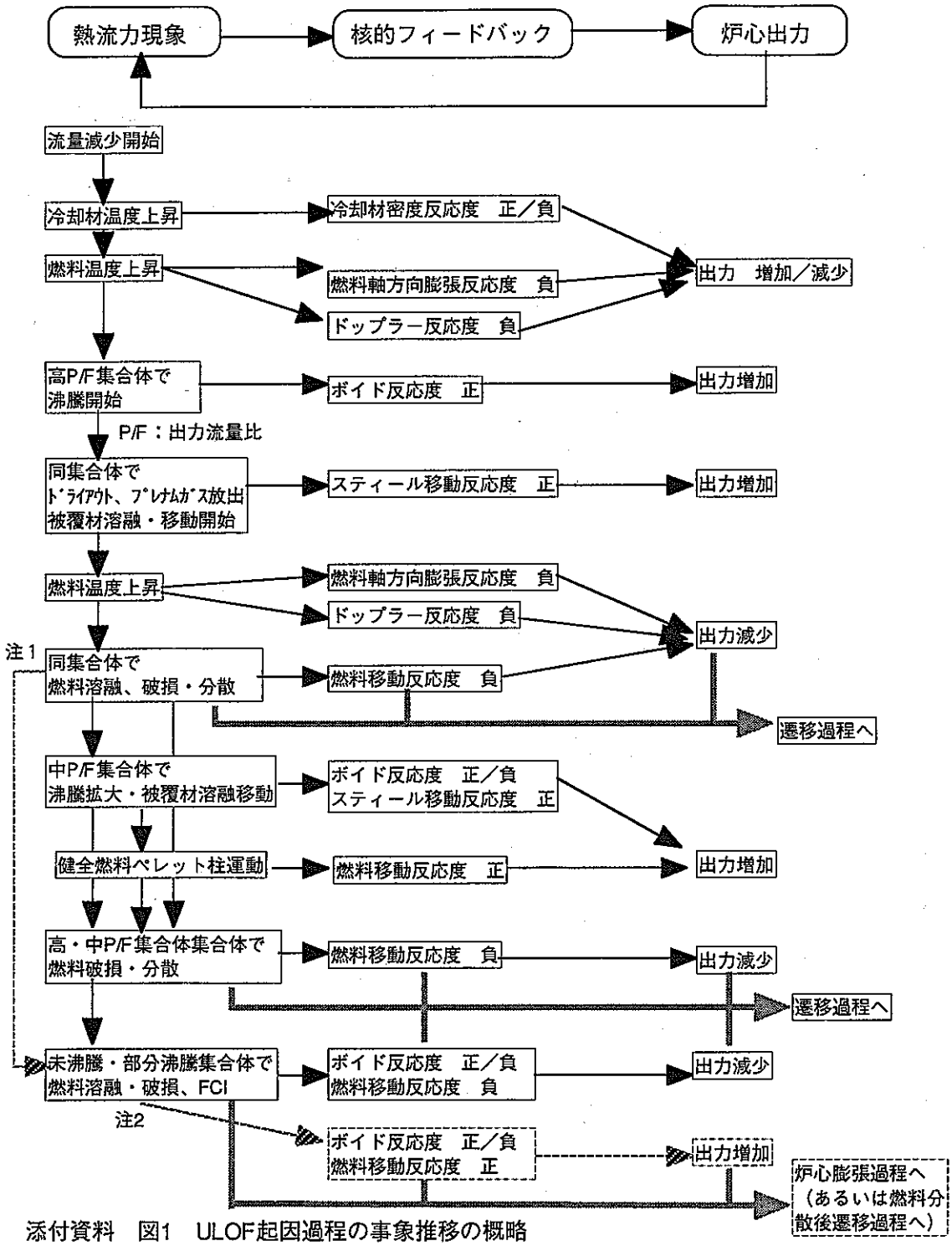
ULOF事象の事象推移は核的挙動と熱流動挙動が動的に作用し合う現象であり、概略下記のように進展する。概略図を添付資料図1に示す。

①流量減少開始
②冷却材温度が上昇し、冷却材密度反応度が入る。「もんじゅ」炉心の中央部ではわずかに正である。
③除熱低下により燃料温度が上昇し、燃料軸方向膨張反応度（負）、ドップラー反応度（負）が入る。②での冷却材密度反応度との和で全反応度の正負が定まり、出力の増減が定まる。しかし出力が上昇した場合には燃料軸方向膨張反応度とドップラー反応度が負のフィードバックとして働くので、この段階での出力変化は小さい。
④出力流量比（P/F: power-to-flow ratio）の高い集合体で、冷却材温度の高いフィッサイルの頂部から沸騰が開始し、ボイド反応度が入る。「もんじゅ」では、炉心上下端部での沸騰であれば中性子の漏洩が勝って負の効果であるが、中央部では正である。沸騰領域の拡大とともに全反応度は上昇し、出力も徐々に上昇する。
⑤沸騰領域はフィッサイル部頂部から上方及び炉心中心部へ拡大していき、数秒以内にドライアウトを生じる。被覆管（スティール）温度は上昇し、およそ1200℃を越えると強度を殆ど失って、プレナムガスの放出が始まる。ただしこの時には既に沸騰領域は炉心下端近傍まで拡大しているので、プレナムガスの放出によって沸騰領域がさらに拡大しても、ボイド反応度を大きく変化させることはない。次いで被覆材の溶融が生じ、ナトリウムの蒸気流によって溶融被覆材は上方 UAB（上部軸ブランケット）部へ移動する。これは正の反応度フィーバックとなる。
⑥「もんじゅ」程度のボイド反応度の炉心（正値部の合計でも 2.6$）の場合、沸騰によるボイド反応度の挿入は、出力上昇、燃料温度上昇によって作用する燃料軸方向膨張反応度とドップラー反応度の負のフィードバックによって相殺され、全反応度の挿入率としては僅かに正（1～2$/s以下）となる（2－3、4、5）。
⑦全反応度は主としてボイド反応度の挿入によって負のフィードバックを僅かに上回りつつ上昇する。全反応度が0.9$程度に達すると、出力も比較的短い炉周期（100msのオーダー）で上昇するので、燃料が溶融し、破損・分散に至る。燃料分散の駆動力はナトリウム蒸気圧、FPガス圧であり、燃料が高温になればスティール蒸気圧、次いで燃料蒸気圧も効いてくる。燃料の分散は負の反応度効果となり、出力は低下する。
⑧その後、中・低P/F集合体での沸騰発生・拡大、及び被覆材溶融移動が生じる。⑦における燃料分散による負の反応度が十分でなければ、これらの効果によって再度の出力上昇が生じ得る。しかし炉心周辺部におけるこれらの現象による反応度効果は、炉心中心部での同様の現象による場合よりも弱く、かつ、既に破損した高 P/F 集合体内部での追加的な燃料分散が発生するため、起因過程の後期に生じるこれら

の現象によっては大きな出力バーストには至らない。

⑨健全燃料ペレット柱（燃料スタブと呼ぶ）の運動が、起因過程の後期に生じうる。これは次小節で述べるように、プレナムガスの放出・減圧が不十分で、かつ被覆材がその昇温により強度が低下した場合に生じるものである。CABRI 等の実験結果では、数 cm の移動に過ぎないことが観測されている。これはわずかに正の反応度効果を与えるが、新たに生じる中・低 P/F 集合体での燃料破損、分散や、既に破損した集合体での追加的な燃料分散によって相殺される。

⑧’炉心の有するボイド反応度が大きな炉心（たとえば６ドル以上）で LOF の時定数が数秒の場合では、上述の⑥や⑦において、沸騰領域の拡大によるボイド反応度の挿入率が高いために全反応度の増加が速く、従って出力の増加も速くなる。この場合には中・低 P/F の未沸騰・部分沸騰集合体で燃料の溶融が急速に進み、バースト型の燃料ピン破損が生じる。燃料ピン内の溶融燃料は破損口へ向かってピン内を移動し、冷却材流路中へ吹き出される。この燃料は冷却材と FCI（fuel-coolant interaction）を生じ、急速に冷却材のボイド化を進めるため、ボイド反応度の印加も加わる。バースト型破損における破損口の軸方向位置に依存して、破損口へ向かうピン内の溶融燃料移動による反応度効果が正あるいは負となる。



添付資料　図1　ULOF起因過程の事象推移の概略

注1）ボイド反応度大（＞6～7＄）の炉心や高P/F集合体での燃料分散を過小評価するなど保守的な想定をした場合
注2）燃料破損位置を軸方向中心とするなど保守的な想定をした場合

(f) 中空燃料のピン内燃料移動機構による CDA 緩和効果

① 概要

ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心のボイド反応度制限緩和の観点から、中空ペレット燃料の「ピン内燃料移動機構（被覆管破損以前の段階で溶融燃料がピン内を移動する現象）」に着目し、CABRI 試験などの現状知見を整理した。更に、炉心流量喪失時スクラム失敗事象(ULOF)を対象としてピン内燃料移動機構を採り入れた実機解析を行い、ボイド反応度制限緩和の可能性を検討した。

② ボイド反応度制限の緩和

現状のナトリウム冷却 MOX 燃料炉心 CDA 評価においては、起因過程での即発臨界超過による厳しい出力過渡を回避するため、炉心のボイド反応度(燃料集合体ピン束部合計値)を 6$以下に設計することを推奨している（4.8.4(4)(i)(e) 参照）。

しかし、1500MWe 級の大型炉心概念を構築するには、ボイド反応度制限は炉心設計の拘束要因となる。例えば均質 2 領域炉心で 1.2 以上の増殖比を確保する場合、ボイド反応度低減方策を行わない限り、炉心のボイド反応度は 7.5$から 8$となる。従って、ボイド反応度制限が緩和されると、炉心の設計自由度が拡大し、FBR 導入戦略に柔軟に適合できる炉心概念の創出が助長される。

一方、現在のボイド反応度制限は、MOX・ペレット燃料に対する多くの炉内外試験と実機解析の知見に基づいて設定されたものである。ボイド反応度制限値の設定根拠の 1 つとして、上記知見によって検証された SAS4A 等の詳細事故解析コードによる体系的な実機評価が挙げられる。これらの事故解析コードは、燃料破損判定や炉心物質移動現象に関し不確かさのある部分について、保守性を有するモデル化が為されている。

従って、起因過程での現象理解の進展に応じて事故解析コードの物理モデルの高度化を図り、過剰な保守性を排除することにより、現状のボイド反応度制限を緩和できる可能性がある。中空燃料炉心の場合、今後のボイド反応度制限論理と解析モデルに取り込むべき有力な機構として、炉内試験でしばしば観測される被覆管破損前の溶融燃料のフィッサイル領域上下への吹き出し現象、即ち「ピン内燃料移動機構」が挙げられる[1]。

③ ピン内燃料移動による CDA 緩和メカニズム

a. ピン内燃料移動機構

中空燃料におけるピン内燃料移動機構とは、ULOF 時の過出力状態において、被覆管破損以前に溶融燃料が FP ガス圧力を駆動力としてピン内を移

動し、炉心領域から流出するメカニズム（Extrusion、あるいはSquirtingとも呼ばれる）である。ULOF事象においてピン内燃料移動が生ずる場合、以下の2効果によって炉出力・反応度挙動が緩和される。図 4.8.4(4)-20にピン内燃料移動機構の概念図を示した。

- 被覆管破損前段階での燃料移動：負反応度効果による出力低減効果
- 被覆管破損の遅延：ULOF時の未沸騰集合体でのFCI発生抑制による正ボイド反応度効果の低減効果

ULOFにおける上記緩和メカニズムの特徴を次項に説明する。

b. ピン内燃料移動機構によるULOF時炉心挙動緩和

ULOF時には炉中心部の高出力集合体での冷却材沸騰により正のボイド反応度が挿入され過出力状態に至る。その後、ボイド化した集合体領域での燃料破損に伴う軸方向燃料分散によって負反応度が挿入される。一方、沸騰が進展していない中、低出力集合体(未沸騰集合体)では、初期の出力応答に依存して燃料破損が生ずる。冷却材未沸騰領域において有意な燃料溶融を伴ったピン破損が生じると、溶融燃料は急速に冷却材流路中に放出されFCIが発生する。FCIによって冷却材が急速にボイド化するとともに、破損口の軸方向位置に依存して正の燃料移動反応度が挿入される。このため、未沸騰領域での破損集合体が増加すると、先行ボイド化集合体における燃料分散の負の反応度を相殺して炉出力の急昇に至る。これをLOF-d-TOPと称する。

上記のFCI型破損が発生し得る集合体の全集合体に対する割合（ここではFCIポテンシャルと呼ぶ）は、LOF-d-TOP時の即発臨界超過の有無に関する指標となる。ボイド反応度が小さい炉心では、初期出力上昇時の未沸騰領域の割合が小さくFCIポテンシャルは低い。このため、未沸騰領域でのFCIに起因した正反応度が挿入されても先行ボイド化集合体での燃料分散による負の反応度によって相殺され、厳しい出力バーストは回避される。

一方、ボイド反応度が大きな炉心では、初期出力上昇時の未沸騰領域の割合が高くFCIポテンシャルが大きい。このため、未沸騰領域での破損判定と破損後物質移動挙動に依存して即発臨界超過に至る場合がある。しかし、未沸騰領域での被覆管破損挙動とピン内燃料移動機構を現実的に考慮すると、以下の機構によって即発臨界超過が回避され、緩慢な事象推移に終始する可能性がある。

- 未沸騰集合体でのピン内燃料移動は溶融領域の圧力緩和によって被覆管破損を遅延させる効果があり、この間に冷却材沸騰領域が拡大しFCIポテンシャルは減少する。

- ピン内燃料移動による負反応度効果によって出力過渡が緩慢になり、FCIポテンシャルは減少する。

④ ピン内燃料移動機構に関する実験的知見

a. 実験的知見の概要

1970年代に、米国TREAT炉を用いたPINEX計画がFFTFおよびCRBRの許認可対応研究として実施され、中空燃料の被覆管破損以前にピン内を燃料が移動する現象が初めて確認された。その後、1980年代から現在に至るまで、仏国のCABRI炉を用いたCABRI-1、2、CABRI-FAST計画が推進され、燃料破損限界と被覆管破損前後の燃料移動挙動に関する定量的な知見が集積されつつある。

それぞれの炉内試験から得られたピン内燃料移動機構に関する知見は以下のようにまとめられる。

b. TREAT炉を用いたPINEX試験

PINEX計画では、FFTFの燃料を模擬した燃料ピン（軸長 86.6cm、直径5.84mm、中空孔直径0.81mm、GETRにて前照射したピーク燃焼度約2at.%）を用い、TREATによって2種類の単純な過出力試験が行われた。PINEX試験で得られた以下の知見に基づいて、実機における急速なUTOP事象の炉出力・反応度挙動を緩和するピン内燃料移動機構が確認されたとの報告がなされている[1、2]。

- 反応度挿入率5$/sに相当する過渡出力を印加したPINEX-2試験では、溶融燃料が燃料ペレットの中心空孔を通過した。更に、図4.8.4(4)-21に示すように、燃料上下の反射体（中心孔直径 1.8mm、長さ 10cm）を貫通してガスプレナム部に流出した。被覆管破損は発生せず、装荷燃料の 4.5%(約 10g)が 150ms（ピン内燃料排出率：65g/s/pin）で炉心外に流出した。
- PINEX-3試験では、PINEX-2の1/10のパルス(50¢/s相当)が印加されたが、被覆管破損が発生し、燃料移動量は装荷燃料の0.6%(PINEX-2の 1/8)に留まった。燃料流出が抑制された原因として下記要因が指摘された。
  - ✧ GETRとTREATが熱中性子炉であるため、前照射時のFPガスが実機に比べ燃料表面に偏在化し、パルス印加時にペレット内の中性子束歪を生じたため、充分な融体駆動力が発生しなかった。
  - ✧ 装荷燃料が長いため燃料上下端近傍の出力密度が小さく、燃料移動が阻害された。反応度挿入率の大きいPINEX-2では、

これらの条件が克服されていたので燃料流出が顕在化した。

- 上記課題を改良した HUT5-2A 試験によってピン内燃料移動が確認されたため、実機では 50¢/s の条件でも CDA 緩和能力が期待できるとしている。ただし、後述するように、過出力が緩慢になるほど燃料スウェリングが顕在化して早期破損の可能性が高まる。PINEX-3 試験での早期破損の結果は、その兆候と見ることも可能と思われる。

上述の急速な過出力試験の結果は、実機の ULOF 事象における物理メカニズムを理解するためのデータとして活用することができる。

c． CABRI 炉を用いた過出力試験

CABRI-FAST 計画は、それ以前の CABRI-1、-2 試験の結果に立脚して、中空燃料の破損限界と燃料移動挙動を定量化することを目的として実施された。PINEX 同様、単純過出力条件での PF2 と LT2 試験の知見は以下のようにまとめられ、ピン内燃料移動による CDA 緩和の可能性が指摘されている[3,4,5]。

- 1.26kJ/g の条件でパルスを印加した LT2 試験では、溶融燃料が中心空孔を通過し、装荷燃料の約 6%(12g)がガスプレナム部に流出した。被覆管は破損しなかったが、被覆管外径の最大歪は 1.1%に達した。
- LT2 試験よりエネルギー投入量が 30%少ない（0.90kJ/g）パルスを印加した PF2 試験では、燃料溶融量は微少で燃料移動量は装荷燃料の１%(2g)以下であった。被覆管破損は発生せず、ΔD/D は 0.5%以下であった。

d． CABRI 炉を用いた流量減少時過出力試験（LOF+TOP 型試験）

CABRI 計画では、ULOF 時における未沸騰領域での破損モードと破損後挙動に着目した試験が多数行われている。これらの試験結果から、ULOF 条件下での燃料破損限界が、燃料スミア密度、被覆管温度、及び燃料加熱速度に依存し、以下の特性を有することが報告されている[3]。

- 燃料加熱速度が 5kJ/g/s 以上の条件では、燃料溶融に伴う溶融領域圧力負荷が主な破損要因であり、被覆管温度と燃料スミア密度及び燃料内の FP ガス保持量が破損限界を支配する。
- 燃料過熱速度が１kJ/g/s 程度の条件では、燃料が未溶融の段階において燃料スウェリングが顕在化し、燃料や被覆管温度の条件によっては破損限界が著しく低下する。固相燃料膨張とスウェリングによる被覆管への機械的負荷は、燃料溶融が開始・進行すると緩和される。中空燃料などの低スミア密度燃料では、燃料溶融の開始以降は

被覆管への機械的負荷が中断する。このため、低スミア密度燃料での燃料破損限界は、下記のように二極化する傾向にある。燃料溶融が進行しピン内燃料移動を生ずると被覆管破損が更に遅延し、破損の二極化が助長される。

- スウェリングによって燃料溶融到達以前に早期に破損する場合（早期破損：ピン内燃料移動の発生可能性小）
- 早期破損を免れ、被覆管への負荷の緩和により大幅に破損が遅延する場合（遅延破損：ピン内燃料移動の発生可能性大）

- 低スミア密度燃料での燃料破損限界が二極化した例として、中空燃料の CABRI-LT4 試験(遅延破損：ピン内燃料移動発生)と LTX 試験（早期破損：ピン内燃料移動の発生なし）が挙げられる。両者の燃料条件と過渡条件はほぼ同一であったにも拘わらず、破損限界には大きな差異が生じている。

ピン内燃料移動が生じるためには早期破損を免れる必要があり、その成否は燃料加熱速度と被覆管温度に依存する。

燃料加熱速度が大きい場合(5kJ/g/s 以上)、早期破損の可能性は低下し、ピン内燃料移動の発生可能性が増加する。但し、高過出力条件での試験は、高スミア密度燃料のみで実施され、低スミア密度燃料での試験例はない。また高スミア密度燃料でのピン内燃料移動は観測されていない。従って、高過出力条件における低スミア密度燃料のピン内燃料移動の可能性については既存データの更なる分析によって検討してゆく必要がある。

燃料加熱速度が比較的小さい場合(1 kJ/g/s 程度の条件)には、上記の通り、早期破損と遅延破損の両モードの発生可能性がある。破損遅延の場合はピン内燃料移動の可能性は大きく FCI ポテンシャルは低減される。一方、早期破損の場合でも、ガスプレナムからの FP ガス放出によって FCI の発生は抑制され、FCI ポテンシャルは低減される。即ち、いずれのモードが発生しても FCI ポテンシャルは低減されることになり、CDA 緩和効果を期待できる可能性がある。

⑤ ピン内燃料移動による CDA 緩和効果の予備的評価

a. ピン内燃料移動解析モデル

ピン内燃料移動機構による CDA 緩和効果の見通しを得る目的で、2600MWt 級炉心を対象として ARGO コードを用いた予備的な ULOF 事象評価を行った[6]。ただし、本評価で用いたピン内燃料移動モデルには、CABRI 試験で指摘された燃料加熱速度に依存した被覆管破損判定が反映されてい

ないなど、今後の SAS4A コードなどによる詳細評価が必要であることに留意する必要がある。

対象炉心のボイド反応は 5$を基準（EOEC におけるノミナル値）として 7$までの範囲について評価を実施した。炉心は ARGO コードの 17 チャンネルモデルで表現し、直径 2mm の中空孔を有する燃料を仮定した。図 4.8.4(4)-22（a）に ARGO チャンネルの配置と主要な炉心特性を示した。

ARGO コードのピン内燃料移動解析モデルは、ピン内燃料移動持続条件、燃料溶融キャビティから炉心外へのピン内燃料排出率、及び被覆管(燃料)破損条件によって記述される。前項に記載した各種の知見に基づいて、それぞれの解析条件を以下のように設定した。

- ピン内燃料移動持続条件は、キャビティ内燃料の液相融点到達から被覆管（燃料）破損発生時刻までと仮定し、ボイド化集合体、および非ボイド集合体の両者について発生可能と想定した。ただし、ボイド化集合体では、燃料破損以前の段階でも被覆管強度が低下しピン内燃料移動が阻害されることが考えられるため、当該集合体でのピン内燃料移動を考慮しない条件も設定可能とした。
- ピン内燃料排出率(g/s/pin)は、キャビティ内の溶融燃料生成速度による等しいと仮定するが、入力で与える最大値を超過しないものとする。Bulk Freezing Model による解析に基づいて、ピン内燃料最大排出率の基準値を 30g/s.pin と設定する[6]。この値は、PINEX2(約 65g/s/pin、[2])の結果と比較して小さく、PINEX 試験条件相当の速い過渡では妥当な条件と判断される。ただし、より緩慢な過渡条件においては、早期破損の可能性が考慮されていないため妥当性は明確ではない。
- ボイド集合体での燃料破損、未沸騰集合体での被覆管破損は、共に、燃料溶融断面割合が 50%到達時に発生すると仮定した。未沸騰集合体での 50%燃料断面溶融割合制限は、高い燃料溶融条件での破損となり同時に軸方向中心近傍での破損となるため、FCI 時の反応度挿入率を過大に与える可能性がある。ボイド化集合体については、ピン内燃料移動を考慮しない評価を実施することによって破損判定条件の不確かさをカバーした。

ARGO コードの燃料破損到達以降での燃料挙動解析モデルは、破損条件を判定するノードの冷却材の有無に依存して、以下のように設定した。

- 燃料破損ノードに冷却材が存在しないチャンネルでは、分散型破損が生ずると仮定し、分散速度は CABRI-BI3 試験を参照して 6m/s と設定した。
- 破損到達ノードに冷却材が存在するチャンネルでは FCI 型破損が発

生すると仮定し、ボイド化速度は CABRI-BI2 試験を参照して 30m/s と設定した。

b. ULOF に対する CDA 緩和効果の評価

本評価では、基準条件での評価に加え、ボイド反応度の効果、未沸騰集合体でのみピン内燃料移動を考慮した効果、ピン内燃料排出率の効果など、各種の条件が ULOF 時の炉心挙動に及ぼす影響を検討した。

ピン内燃料移動による ULOF 時の炉心挙動緩和効果を検討した結果を以下にまとめた。ここには、炉心のボイド反応度を現在の制限値を超過する 7$と想定した場合の結果を記載する。

- ピン内燃料移動を無視した場合、ボイド反応度が 7$の条件では、最大全反応度 1.02$、最大到達出力 629Po の即発臨界超過事象となる。これに対して未沸騰集合体でのピン内燃料移動を考慮すると、炉心過渡挙動は著しく緩和され即発臨界が回避される（最大全反応度 0.76$、最大到達出力 8.6P)。
- 炉心過渡挙動の緩和効果は、ピン内燃料排出率に比例して増大する。図４.8.4(4)-22(b)、(c)、(d)には燃料排出率をパラメータとした場合の炉出力・反応度挙動を示した。図示するように燃料排出率が基準条件の 25%（8g/s/pin）程度でも大きな緩和効果が期待できる。

以上の結果から、ULOF 事象における炉出力・反応度挙動はピン内燃料移動の如何によって緩和され、ボイド反応度制限を緩和できる可能性があることが示された。但し、現状の簡易的な評価では、早期破損メカニズムを考慮せず、更に、炉出力変化に追随したピン内燃料移動を考慮していない。このため、前者については CDA 緩和効果を過少に、後者については緩和効果を過大に評価している可能性がある。従って、今後は、早期破損メカニズムを考慮して ULOF シナリオを見直し、過出力応答への依存性を適切に反映したピン内燃料移動モデルに基づいて CDA 緩和効果を定量化することが重要になる。

⑥ まとめと Phase-II での課題

ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心(中空燃料炉心)の ULOF 事象に着目して、ピン内燃料移動機構を採り入れることによるボイド反応度制限の緩和可能性について検討した。

PINEX および CABRI 等の炉内試験の知見を整理してピン内燃料移動機構に関する特徴を摘出した。この結果、低スミア密度燃料では早期破損が生じなければ有効なピン内燃料移動が期待できることが示された。また、早期破損が生じた場合でも FCI ポテンシャルが低減され、CDA 緩和効果が

確保できる可能性があることが指摘された。

上記の知見に基づいて、ULOF 事象での CDA 緩和効果に関する予備的な実機評価を実施した。この結果、ピン内燃料移動機構により炉心挙動が緩和される可能性があり、ボイド反応度制限を緩和できる見通しが得られた。但し、ボイド反応度制限値を定量化するには、低スミア密度燃料の特性を考慮して、SAS4A コードなどの詳細解析モデルに過出力応答に依存した早期破損メカニズムとピン内燃料移動モデルを反映する必要があることが明らかとなった。

以上の検討結果に基づいて、実用化戦略調査研究の Phase-II における必要研究課題は以下のように摘出される。

(1) ピン内燃料移動挙動に着目した TREAT、CABRI 等の既往炉内試験結果の分析（特に低スミア密度燃料の高過出力条件での応答の推定）
(2) 上記分析結果に立脚し、過出力応答への依存性を反映した SAS4A モデルの開発と実機評価への適用
(3) 上記(1)を踏まえた TREAT、IGR 炉などを用いた新たな試験計画の立案
(4) 振動充填燃料炉心におけるボイド反応度制限の検討（上記の議論はペレット燃料に関するものである。FBR の実用炉段階では、ペレット燃料のみならず振動充填燃料を用いる可能性もあることから、振動充填燃料炉心に対するボイド反応度の在り方について検討する必要がある）

⑦ 参考文献

[1] D.R.Poten, F.J.Martin, and P.C.Ferrell, "Internal fuel motion as an inherent shutdown mechanism for LMFBR accidents: PINEX series experiments," Proc. of ANS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, P.2-218, 1981.

[2] P.Coddington, and D.J.Hill, "Internal fuel motion and its effect on TOP accidents", Proc. Int. Mtg. Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August19-23, Vol.IV, p.2030, ANS(1979).

[3] Y.Onoda, and I.Sato, " Interpretation of the CABRI- LT4 test with SAS4Acode analysis," to be published.

[4] 佐藤「CABRI-FAST 試験における燃料破損および燃料溶融挙動」、日本原子力学会、1995 年春の年会、B28

[5] 佐藤、深野「CABRI-FAST 炉内試験評価(I)：パルス型過出力時の中空燃料挙動」日本原子力学会、1996 年春の年会、E 29

[6] 石田、遠藤、久保「中空燃料による高速炉の ATWS 時影響緩和効果の予備的評価」日本原子力学会、1999 年秋の大会、G38

(ii) ナトリウム冷却金属燃料炉心の評価

(a) 金属燃料のボイド反応度 8$の根拠説明

①金属燃料炉心のボイド反応度制限の必要性

ナトリウム冷却金属燃料炉心は、スクラム失敗事象(ATWS)が発生しても、燃料熱伝導度が大きいことに起因して、炉出力が低下・整定し炉心損傷を回避できる可能性が大きい。しかし炉心のボイド反応度が大きい場合、炉心流量喪失型のスクラム失敗事象(ULOF)では、冷却材が沸騰し炉心損傷事象(CDA)に至る。 更に炉心のボイド反応度が大きく、且つ、被覆管破損が遅延した場合等に、即発臨界を超過する可能性がある。従って、再臨界回避の観点からは、起因過程における金属燃料炉心特有の燃料損傷挙動の特徴を把握し、即発臨界を超過しないボイド反応度の炉心設計上の制限値を明確にする必要がある。

本節では、金属燃料炉心の CDA 時の即発臨界を回避するためは、炉心のボイド反応度を 8$以下に制限することが必要とされる根拠を説明する。

②金属燃料炉心固有の炉心損傷機構

CDA 時の金属燃料炉心の挙動は、炉心物質の物理的特性の組み合わせ(ナトリウム沸点、燃料融点、および共晶に伴う被覆管液相貫通温度の相互関係)で特徴付けられる。米国アルゴンヌ研究所 (ANL) などによる研究によって、金属燃料炉心の CDA 時の炉出力・反応度挙動は、MOX 燃料炉心に比較すると、以下のメカニズムによって比較的緩慢であることが指摘されている[1]。

- ナトリウム沸点(炉心部では約 1230K)、燃料融点(1346(個相融真)-1480(渡相融真)K)、および Fe-U、Pu 共晶反応による被覆管の急速な液相形成に伴う減肉破損温度(以下、被覆管破損温度と略記、1273-1373K))がほぼ同等のレベルにある。
- このため、冷却材沸騰による集合体のボイド化、燃料溶融、被覆管破損、および冷却材チャンネルに流出した溶融燃料の FP ガスによる分散現象とがほぼ同じタイミングで発生する。
- ナトリウム沸騰によるボイド拡大と破損燃料の分散タイミングとの同時性が強いため、冷却材沸騰による正の反応度効果が燃料分散による負反応度効果に相殺され、炉心の正ボイド反応度効果の顕在化が抑制される。

③ CDA 事象推移と実験的知見

U-Pu-Zr 三元合金を燃料組成とし、上下軸ブランケットを有する金属燃料炉心の CDA 事象推移の特徴とこれを裏付ける実験的知見を以下に説明する。

a. 燃料溶融と冷却材沸騰の同時発生

金属燃料では、20 万 MWD/t までの燃焼度範囲で熱伝導度が測定され、MOX 燃料の 5 から 15 倍の範囲にある[2]。このため、燃料軸方向温度分布は図 4.8.4(4)-23(a)に示す様に炉心上端部近傍で最高値を示し、燃料が融点に到達すると溶融キャビティが形成される。一方、冷却材の沸点は、システム圧力に依存して 1230K 程度であるため、燃料溶融キャビティの形成・成長と同期してナトリウム沸騰が開始する。

b. 燃料被覆管の早期破損

ナトリウム沸騰の近傍では、被覆管の燃料との共晶反応が急速に進行するため被覆管融点は 1273～1373K 程度まで低下し、液相形成に伴う減肉破損が生ずる。燃料被覆管の減肉速度の温度依存性に関する測定結果では[3]、肉厚が 0.4mm の被覆管の場合、1273K では約 40 秒で、1373K では約 0.4 秒の極めて短時間で減肉破損することが報告され、これらは、燃料被覆管の早期破損の可能性を示唆している。

c. ナトリウム沸騰と燃料軸方向分散の競合過程

被覆管破損に伴って、溶融キャビティ中の燃料はボイド化途上にある冷却材領域へ放出される。放出燃料は、ガスプレナムの FP ガスによって軸方向に分散され負反応度要因となり、正のボイド反応度効果を相殺して原子炉出力の急激な増加を抑制する。溶融燃料の軸方向分散現象は、ANL の TREAT 炉を用いた M7 試験などによって、TOP 型事象について確認されているが[4]、LOF 型事象については未確認である。しかし、LOF 型条件での MOX 燃料に関する多くの知見から推定すると、リキダス点以上の溶融金属燃料は、FP ガス圧力を駆動力として容易に軸方向に分散すると推定される。

d. 即発臨界超過限界反応度挿入率

金属燃料炉心の CDA は上記のメカニズムによって比較的緩慢に推移する特性を示す。しかし、ボイド反応度が大きい場合、沸騰による正反応度効果が顕在化し、実効的な正反応度挿入率が「即発臨界超過限界反応度挿入率（第 4.8.4.(4)(i)(e)項参照)」を超過すると即発臨界に至る。特に、燃料被覆管破損のタイミング、燃料分散速度、燃料軸方

向膨張効果などの不確かさが炉心過渡挙動(実効的な正反応度挿入率)に影響する。

④ ボイド反応度制限値の評価

現在、金属燃料炉心のボイド反応度制限値に関しては、2600～3500MWt級の金属燃料炉心を対象として、JNC/FBEC (ARGOコード)、電力中央研究所 (CANICコード)、およびANL (SAS4Aコード) による系統的な評価結果が報告されている。ここでは、ARGOコードによる評価例を中心として、各機関に於ける金属燃料炉心のボイド反応度制限値の評価結果概要を説明する。

a. ARGOコードによる評価結果

ARGOコードを用いた解析では、2600MWt級の金属燃料炉心を基準とした評価が行われ、起因過程での即発臨界を回避するためのボイド反応度の制限条件を 8$と評価している。本評価での主要解析条件を表4.8.4(4)-9に示した。ここでは、炉心を17チャンネルで表し、ボイド領域での燃料分散速度、およびFCIによるボイド拡大速度を夫々入力で指定する。ボイド反応度の解析範囲は4$～12$、ドップラー係数は大型炉心での保守的想定値である-4.2×10^{-3}TdK/dT を設定し、以下の知見を得ている。

- 金属燃料炉心(基準炉心)の即発臨界超過限界反応度挿入率 $d\rho_c/dt$ は、燃料膨張反応度効果の有無に依存して 27$/s から 43$/s の範囲にある。図 4.8.4(4)-23(b)には、金属燃料炉心に対する $d\rho_c/dt$ をMOX燃料炉心の場合と比較して示した。MOX燃料炉心の評価値 (18から21$/s) に比較すると、金属燃料炉心の即発臨界超過限界反応度挿入率は燃料熱容量/ドップラー係数比が2倍以上大きいことに起因して、1.5倍から2倍程度大きくなる。即ち、金属燃料炉心はMOX燃料に比べ、即発臨界に対する耐性の大きい炉心と言える。
- CDA時の炉心過渡挙動は、沸騰による正ボイド反応度効果と燃料分散による負反応度効果の競合過程によって特徴付けられる。図4.8.4(4)-24 には、ボイド反応度が 8$の炉心について、被覆管破損温度が最確値(1273K)の条件での出力・反応度挙動を示した。ナトリウム沸騰による反応度挿入率は約 1.5$/s、燃料分散による反応度挿入率は約-0.6$/s と評価され、正味の正反応度挿入率は即発臨界超過限界反応度挿入率の数十分の一であり即発臨界を超過することはない。
- 被覆管破損温度が増加すると、燃料分散タイミングが遅延し正ボイド反応度効果が増加するため過渡現象が厳しくなる。

以上の評価結果に基づいて作成したボイド反応度制限マップを図4.8.4(4)-25 に示した。ここでは、燃料軸方向膨張効果をパラメータとして、ボイド反応度と被覆管破損温度に関する即発臨界超過限界を示した。同図に示すように、被覆管破損温度が上限値（約 1400K）以下の条件では、燃料軸方向膨張効果の寄与を無視しても、ボイド反応度が 8$以下の炉心では即発臨界を超過することはない。

b. CANIS コードによる評価

CANIS コードを用いた解析では、3500MWt 級の金属燃料炉心を基準として評価を行っている。本コードの基本概念は ARGO コードに類似したもので、主要解析条件も ARGO コードによる解析とほぼ同等である。ただし、燃料分散速度を、ARGO コードによる解析(0.6m/s)より大きく（3～10m/s）想定している点が異なる。CANIS コードによる評価結果は以下のようにまとめられる。

- ボイド反応度が 8 ドルの炉心では、被覆管破損温度を保守的に 1473K と想定しても、ナトリウム沸騰による反応度挿入率が 10$/s～12$/s、燃料分散による反応度挿入率は-18$/s～-11$/s、正味の反応度挿入率は高々8$/s 程度に留まる。この値は即発臨界超過限界反応度挿入率の 1/3 から 1/5 であり、即発臨界を超過しない。
- 被覆管破損温度条件が最確値（1273K）では、ボイド反応度が 10$以上の炉心でも即発臨界を超過することはない。

CANIS による評価結果は、燃料分散速度に関する解析条件の差異を考慮しても、ARGO による結果と整合し、炉心のボイド反応度を約 8$未満とすることによって、起因過程での即発臨界によるエナジェティックスを回避できると結論している。

c. ANL の評価

ANL では、SAS4A コードを用いた実機評価が中型炉心(840MWt、RHC、ボイド反応度 5.7$) および大型炉心（3500MWt、RHC、ボイド反応度 7.2$）に対して行なわれた[1]。ここでは、解析によって得られた以下の知見に基づいて、ATWS を超える厳しい LOF 型事象（一次系電磁ポンプの瞬時流量喪失＋スクラム失敗）を想定しても即発臨界超過によるエナジェティックスは発生しない、との結論を得ている。

- 瞬時流量喪失のような高速度の過渡変化では、ピン内での燃料軸方向膨張（Extrusion）が重要な負反応度投入メカニズムとなる。Extrusion に対する燃料熱伝導度、あるいは燃焼度の影響は小さく、これは、瞬時 ULOF での主要な即発臨界超過抑制要因となる。

- Extrusion は、ナトリウム沸騰直後（被覆管破損以前の段階）に発生し、その後、被覆管破損に伴う燃料分散過程によって炉停止する。

⑤ まとめと Phase-II での課題

以上の結果から、3000MWt 以上の大型金属燃料炉心では、被覆管液相貫通温度と燃料分散速度に関する保守性を考慮し、更に、ドップラー係数およびその他の燃料損傷現象の不確かさを重畳しても、炉心のボイド反応度を 8$未満とすることによって、起因過程での即発臨界によるエナジェティックスを回避できると判断される。

上記評価結果をより確実にする観点から、調査研究 Phase-II で実施すべき課題は以下の 3 点に集約される。

- LOF 型事象でのナトリウム沸騰-燃料分散競合過程による正ボイド反応抑制機構の検証を目的とした IGR 炉、TREAT 炉を用いた炉内試験計画の立案。
- 被覆管の共晶による液相貫通機構を明らかにし、被覆管破損判断条件を明確にするための炉外試験計画の立案と着手。
- SAS4A コード金属燃料解析モデルの整備と検証計画の立案。

参考文献

[1] R.A.Wigeland, R.B.Turski, and P.Pizzica,” Tradeoff of sodium void worth and burn-up reactivity swing : Impact of balanced safety position in metallic-fueled core,” Proc. of the international Meeting on Advanced Reactor Safety, 2, P.1062-1069, Pittsburgh, 1994

[2] J.H.Kitel ″Plutonium and plutonium alloy as nuclear fuel materials″, Nucl. Engg. Design, Vol15, pp.373-440, 1971

[3] T.H.Bauer, “ Cladding failure mechanism for metallic fuel in Integral Fast Reactor,” Tras. of 9th Int. Conf. on Structural Mechanics of Reactor Technology, Laurence, 1987

[4] T.H.Bauer, “Behavior of modern metallic fuel in TREAT transient overpower test,” Nucl. Technol., Vol.92, p.325-352, 1990

(b)　　金属燃料炉心における再臨界回避方策の要否

①　再臨界回避方策の必要性

前節に述べた様に、大型金属燃料炉心では、被覆管の急速な液相形成に伴う減肉破損温度と燃料分散速度に関する保守性を考慮しても、炉心のボイド反応度を 8$以下とすることによって、起因過程での即発臨界によるエナジェティックスを回避できると判断される。

しかし、起因過程に於いて炉心過渡現象が緩慢に推移しても、起因過程末期での炉心外への燃料流出が抑制されると、ラッパー管壁が共晶による液相形成に伴って貫通し、破損集合体が連結した燃料プールが形成され、核的あるいは流力的外乱によって融体が運動すると、即発臨界超過の可能性が著しく増加する。特に、融体プールのスロッシングによる即発臨界過程では、機械的エネルギーの放出量が最大となる。

従って、再臨界回避の観点からは、金属燃料炉心の場合でも MOX 燃料炉心と同様に、起因過程末期に燃料が炉心外に流出し、プール形成が抑制されることが重要である。溶融金属燃料の燃料流出ポテンシャルが小さければ積極的な再臨界回避方策が必要となるが、金属燃料固有の性質によって燃料流出ポテンシャルが大きければ特段の再臨界回避方策は不要となる。

本節では、大型金属燃料炉心の起因過程末期の炉心状態を分析し、溶融金属燃料の燃料流出ポテンシャルを評価して再臨界回避方策の要否を検討した結果を記述する。

②　起因過程末期での炉心外への燃料流出挙動評価

金属燃料炉心を対象とした ULOF 時の起因過程末期に於ける炉心外への燃料流出挙動に関する研究は、CANIS コードを用いた電力中央研究所の評価、ARGO コードを用いた FBEC による評価、および ANL による評価の 3 例があり、これらの知見は以下の様にまとめられる。

a.　CANIS コードを用いた評価

電力中央研究所では、CANIS コードを用いた ULOF 時の起因過程末期に於ける炉心状態の評価と炉心外への燃料流出挙動に関する分析が行なわれ、ボイド反応度が 8$の炉心について以下の知見を得ている。

- 冷却材が沸騰するとボイド領域が拡大し、約 10 秒前後でピン束部全域がボイド化する。その後、炉心上部近傍（炉心高さ Z/L=0.75）で被覆管が減肉破損し、FP ガス圧力を駆動力として燃料の軸方向分散が生ずる。炉心上方向に分散した燃料は、ボイド化した上部軸ブランケット部を貫通しガスプレナム部に閉塞する。

- 本解析では、下部残存燃料ピン束の長さは約 26cm と評価され、この領域に分散燃料が進入することになる。分散燃料に修正 Bulk Freezing モデルを適用すると、CANIS コードによる ULOF 時の起因過程末期に於ける炉心状態（溶融燃料の平均温度 1523-1623K、被覆管温度 673-873K、燃料分散速度が 5m/s の条件）では貫通長さが約 42cm と評価された（第 4.8.4.(4)(ii)(c)項参照）。
- 従って、炉心部の溶融燃料は、炉心燃料下端を超過して更に下方向に移行できるポテンシャルを有すると判断される。

以上の議論から、CDA 時に生成された融体は炉心燃料下端を超過できるものの、下部軸ブランケットが存在すると再固化して閉塞する可能性が摘出された。

b. ARGO コードを用いた評価

FBEC では、ボイド反応度が 4-10$の金属燃料炉心を対象として ARGO コードを用いた評価が行われ、起因過程末期での炉心外への燃料流出の可能性について下記知見を得ている。

- 炉心上部に分散した燃料は、電中研の評価と同様に、上部軸ブランケットおよびガスプレナム部に閉塞する。炉心下部に分散した燃料は、残留ピン束部あるいは下部軸ブランケット部に閉塞しプラグを形成する。
- 炉心下部の残存燃料ピン束の長さは、ボイド反応度、被覆管破損温度などの影響を強く被る。ボイド反応度が 8$の炉心の場合、ARGO コードで評価した典型的な ULOF 時の起因過程末期炉心状態（燃料平均温度 1500K、残留ピン束の被覆管平均温度 1273K、破損燃料の平均圧力が 35bar）では、残留ピン束長さが 43cm となる（最高出力チャンネルでの軸方向温度分布と残留ピン束長を図 4.8.4(4)-26 に示した）。
- この状態に対し、Epstein の Bulk Freezing モデルを適用すると、貫通長さは 20cm となり、炉心燃料下端部に一時的に閉塞が生ずると予想される。その後、崩壊熱あるいは遷移過程初期の出力バーストなどによって、閉塞プラグは再度溶融し、容易に炉心下部まで移行するが、下部軸ブランケットが存在すると、再々度凍結し閉塞が形成されると考えられる。
- 一方、被覆管破損が遅延する条件（破損温度 1473K）では、炉心温度が上昇し、残存燃料ピン束の長さは約 27cm と短縮される。燃料温度の増加によって貫通長さも約 70cm まで増加する。即ち、この条件では、融体は炉心燃料部下端を超過するが、下部軸ブランケットが存在すると燃料排出は抑制される。

以上の検討から、炉心下部での融体再固化挙動は炉心のボイド反応度と被覆管破損温度に依存し、ボイド反応度が 8$以下の炉心では、融体は炉心燃料下端を超過できるポテンシャルを有するものの、下部軸ブランケット領域で閉塞することが結論された。この結論は、電中研が得た知見とほぼ同等である。

c. ANL の評価

起因過程での核的挙動が整定した後の融体挙動に関し、ANL では ALMR(PRISM)の許認可支援の観点から、J. Cahalan 等によって、In-Vessel Retention Task Force が 1990 年代初頭に結成された。

In-Vessel Retention Task Force は、ALMR(PRISM)の炉内終息シナリオを構築することを目的として、ULOF と UTOP 全フェーズに対する実機評価を行い、以下の知見を得ている[1]。 検討炉心は PRISM-MODB(840Mwy、RHC、ボイド反応度 5.7$)、および大型 ANL 炉心（3500MWt、RHC、ボイド反応度 7.2$）の 2 種類であり、これらは何れも軸方向ブランケットが無い。

- ナトリウム沸騰によって反応度挿入率は 10$/s となり、炉心燃料集合体の大部分は損傷する。しかし、燃料ピン破損前の Extrusion によって炉出力上昇が抑制され、燃料破損後の分散過程によって炉停止状態に至り、上方向に移動した燃料はガスプレナム領域に再固化する。
- 下方向に移動した燃料は炉心燃料ピン束下端部を通過し、炉心下部に設置されている遮蔽体を貫通して炉心入り口プレナムに流出すると評価された。
- 燃料が炉心外に放出された後、燃料デブリは炉心プレナムの底板上に堆積する。燃料の堆積形態は、ポロシティが 90%以上の多孔質でよりひも状の固体金属燃料によるデブリベッドが形成され、安定に除熱される。

ANL の評価では、ボイド反応度が約 8$以下の軸ブランケットの無い炉心では、融体が集合体外に流出する可能性が大きいことが示された。ANL も、遷移過程において炉心部での燃料プール形成を抑制し起因過程の段階で事故を終息させることが重要と考えている。ALMR(PRISM)の初期設計では、遮蔽体の水力等価直径 Dh がピンバンドル部と同一（Dh＝3.5mm）であったため、融体が遮蔽体部で固化し閉塞すると評価され、このため、遮蔽体の水力等価直径を 25mm に増大し炉心外への燃料流出を促進する方策が施された。ANL はこれらの設計対応を再臨界排除方策とは呼称していないが、基本的考え方は、我々と同等である。

③　金属炉心の再臨界回避方策の要否と今後の課題

以上の各種検討結果から、ボイド反応度が 8$程度の大型炉心では、ULOF 時の燃料破損現象に係わる各種の不確かさ（残存ナトリウムの被覆管温度への影響、残存ピン束長さ、破損燃料温度、燃料分散速度など）を考慮しても、起因過程末期までに溶融燃料が炉心下部まで移動する可能性が大きいと考えられる。ただし、軸ブランケットを有する炉心では、融体がブランケット部を再固化せずに貫通し、燃料集合体外に確実に流出できる可能性は小さい。従って、損傷燃料を燃料集合体外に排除し、炉心部での燃料プール形成を抑制する為には、燃料流出経路における融体の再固化を抑制することが重要であり、このためには、下部軸ブランケットの削除、あるいは短尺化等の再臨界回避方策が必要と判断される。

下部軸ブランケットを削除、あるいは短尺化して有効な燃料流出ポテンシャルを確保するには、調査研究 Phase-II に於いて以下の方策を具体化することが重要である。図 4.8.4(4)-26 には金属燃料炉心に要求される下記の再臨界回避方策の概念図を示した。

① 燃料ピン支持：　燃料ピン束下端の熱容量低減のための上部支持方式の採用
② 下部端栓：　熱容量の少ない小型端栓構造
③ 下部遮蔽体：　冷却材抵抗の小さい砲弾型遮蔽体
④ エントランスノズル：　大口径スリット構造
⑤ 炉心下部プレナム：　燃料クエンチに十分なナトリウムインベントリを持つプレナム

参考文献

[1] L.Baker, R.H.Sevy, J.E.Cahalan, E.E.Morris, and R.A.Wigeland, “In-vessel retention of core debris in integral fast reactor sever accident sequences,” IFR Technical Memorandum 258, 1995.

(c) 金属燃料炉の PAMR/PAHR

金属燃料炉において、起因過程での即発臨界が回避できた後、破損した燃料要素からの燃料物質の移動に伴う再臨界を回避する必要がある。再臨界排除のためには、原子炉上部プレナム（ホットプレナム）ないしは炉心下部プレナム（入口プレナム）に溶融燃料が移動することで、炉心領域で凝集する燃料の総量が臨界を維持するに満たないようにすることが必要となる。

金属燃料炉心では、炉心上部に約 1.5m のガスプレナムが設置されており、これに上部遮蔽体やハンドリングヘッドを加えると、上部構造は約 2m となる。起因過程解析の結果からは、沸騰開始後、沸騰領域の拡大は上方ほど速いため、この領域の被覆管温度は比較的高温となる。しかしながら、破損初期の代表チャネルを除いては、溶融燃料が固化することなく通過して、原子炉上部プレナムに溶融燃料が移動するのは困難と判断される。そこで、炉心下部領域への燃料移動について、その可能性を検討する。

金属燃料は、酸化物燃料と比べた場合に、融点が低いことと比熱が小さいことから、融けやすく固まりやすいという性質を持っている。そのため、酸化物燃料のように、局所的な溶融領域（プール状）を形成してから排出するというシナリオは考えにくい。すなわち、下部排出経路が閉塞した後、再溶融から溶融領域が拡大する時には、下部流路が再度開放されるまでにラッパー管が健全であるかという点と、再溶融後の排出のための駆動力に乏しいと考えられるからである。こうした特徴から、再臨界回避のための燃料排除は、破損被覆管からの燃料分散とほぼ同時になされなければならないと考えられる。

図 4.8.4(4)-27 に、溶融した金属燃料の移動概念を示す。(a)は、溶融燃料が冷却材チャネルを移動中に被覆管と熱交換するだけの単純排出であり、(b)は、被覆管と低融点の液相を形成しながら移動するものであり、(c)は、被覆管融点以上の温度を有する場合に被覆管を溶融しながら移動する ablation を意味している（液相形成も同時に生じる）。後者ほど、貫通しやすい形態である。レファレンスとしている 150 万 kW 級の炉心では、冷却材チャネルの水力等価直径は約 3.44mm であり、下部遮蔽体では約 25mm と約 7 倍となっている。そのため、溶融部先端が遮蔽体領域へ達することができれば、後続の融体ほど高温であることから、下部領域への排出が可能と考えられる。

冷却材サブチャネルを等価な円管流路として、溶融燃料の分散距離（貫通長さ）を予備的に解析した。沸騰領域の拡大、または、燃料分散に伴い冷却材ナトリウムは排除されるものと考え、ドライな流路と仮定した。燃料バンドルより下部には軸方向遮蔽体があり、バンドル部よりも等価直径が大きくなる（分散しやすくなる）が、同一形状とみなして解析した。燃

料占有面積から、燃料要素 1/2 本が１サブチャネルに対応する。燃料要素内外での断面積比は 1.185 である。これは、要素外では、溶融部長さの 1.185 倍を占めることを意味する。貫通長さの評価には、bulk freezing 相当のモデルを用いた。また、燃料の融点は 1188℃とした。溶融燃料がプラグに至る現象は瞬時であり、ヒートシンクは被覆管となるため、下部軸ブランケット、端栓の熱容量は無視しうると考え、本解析では考慮していない。

図 4.8.4(4)-28 に示すように、溶融領域は炉心上半分と仮定し、それらは上方へ 20%、下方へ 30%分散するものとした。起因仮定の解析では、上下対象に分散するとしているが、ここでは下部への溶融コラム長が長くなる観点からやや長くしている。下部へ分散する溶融燃料の全長は約 281mm となる。起因仮定の解析結果から、被覆管破損領域が早期に拡大することが得られており、下部への移動は、溶融領域下端（炉心中心位置）から分散するものと仮定した。

溶融コラム全てが炉心下端領域より下方へ移動した状態を下部排出に成功したとみなすと、必要な貫通長さは、軸ブラ＋下部端栓＜溶融コラム長さの関係から、未溶融炉心領域高さ（炉心高さの 1/2）に溶融コラム長を加えて、約 700mm となる。

被覆管の温度分布は、沸騰初期の温度分布を参考として、炉心上端を 1000℃、炉心下端を 400℃として内挿した（右図）。炉心下端以下は 400℃一定とした。図 4.8.4(4)-29 に貫通長さの速度依存性を示す。溶融燃料の平均温度を 1400℃としても、必要貫通長さ 700mm を得るためには、7～8m/s の分散速度を必要とする。

図 4.8.4(4)-30 に、CANIS による起因過程解析での被覆管の温度変化を示す。これは、ボイド反応度 8$、被覆管破損条件 1200℃とした基準ケースの結果であり、一番に最初に破損する代表チャネル１の変化である。また、図 4.8.4(4)-31 に同代表チャネルの破損履歴と被覆管の破損領域の変化を示す。両図から、被覆管破損領域が急速に進展すること、上記の予備評価条件に比べて被覆管の温度が炉心下部領域でも高温であることが分かる。

そこで、CANIS の解析結果を詳細に分析し、破損した各代表チャネルの状況を加味して、下部排出の可能性を検討した。

表 4.8.4(4)-10 に、レファレンス金属燃料炉心での下部燃料排出可能性をまとめた。各代表チャネルを破損した順に並べている。分散位置は、被覆管破損位置の拡大を考慮したもので、溶融割合は、その時の軸方向割合である（径方向に温度を平均して溶融の有無を判断した）。必要長さは、予備評価における定義ではなく、分散開始位置－下部遮蔽までの距離とした（融体先端が大きな水力等価直径領域に達すればよいとした）。

破損順位が後方になるほど、破損位置は上方になり、溶融平均温度は低下しするため、下部排出のための条件は厳しくなっていく。貫通長さは、

分散速度５m/s で評価したものである。図 4.8.4(4)-31 に代表チャネル１と、下部排出が微妙なチャネルの速度依存性を示す。ここでは、代表チャネル９と 10 は排出可能性ありと判断したが、それ以降は困難と判断した。溶融燃料の半分が下方へ排出されるとして、累積排出量を計算した。内側炉心と外側炉心の合計は４１４体であり、これで規格化した。同時に、溶融領域の割合（これは、溶融部ではなく集合体数そのもので計算）も示す。

下部へ排出された量は約 10%であり、これは軸方向コンパクションを仮定した排出必要量（構造材との混合あり）の 30%を大きく下回っている。ただし、内側炉心の一部と外側炉心のほとんどは健全であること（部分溶融はあっても被覆管は健全）から、別途核計算でその臨界性を確認する必要がある。

次に、排出時の溶融燃料先端で生じる FCI、特に微粒化について検討した。

炉心下部での溶融燃料と液相ナトリウムの FCI による微粒化特性を調べるため、融点及び流体の変形を支配する物性値（動粘性係数と表面張力）が金属燃料に比較的近い溶融銅を用いて、現在、電中研と北海道大学が共同で基礎実験を実施している[1]。表 4.8.4(4)-11 に、溶融銅と溶融燃料の代表的な物性値をまとめて示す。

実験装置の概略を図 4.8.4(4)-33 に示す。実験は、ステンレス製のるつぼ内で電気ヒーターを用いて溶融させた銅を、内径 6mm のノズルを介し、ナトリウム液面より 5cm の位置から重力落下させる体系で実施した。溶融銅はジェット状でナトリウムへ浸入する。

表 4.8.4(4)-12 に実験条件を示す。参考のため、JRC Ispra で行われた溶融銅_ナトリウム実験[2][3]、ANL で行われた溶融金属燃料_ナトリウム実験[4]の条件を併記した。また図 4.8.4(4)-34 と図 4.8.4(4)-35 に、銅及び金属燃料とナトリウムの接触時温度条件マップをそれぞれ示す。本実験及び ANL の実験では、全ケースにおいて瞬時接触界面温度はナトリウムの沸点を超えるものの、溶融金属の融点より低い条件となっている。したがって、溶融ジェット表面ではナトリウムと接触した瞬間に凝固クラストの形成とナトリウムの核沸騰の発生が予想される。なお、表 4.8.4(4)-12 中に示す瞬時接触界面温度は、半無限物質が接触した場合の１次元熱伝導の解として、溶融金属の潜熱放出を考慮して求めている。

図 4.8.4(4)-36 に、本実験で得られた粒径分布と、JRC Ispra 及び ANL で得られた粒径分布を併せて示す。本実験及び JRC Ispra の結果より、溶融銅の初期温度、つまり溶融銅の過熱度が高くなるにつれて微粒化は進展していることがわかる。また、ともにナトリウムとの接触と同時に凝固クラ

ストの形成が予想される本実験結果とANLの金属燃料の結果を比較すると、例えば溶融ジェットの過熱度が74℃である銅(図4.8.4(4)-36中の◇)の方が、100℃のウラン(●)あるいはウランージルコニウム二元燃料(◆)より微粒化が大きく進展していることがわかる。

西村らによれば、ナトリウムとの接触時に凝固クラストが形成される温度条件での溶融金属ジェットの微粒化は、ジェット内部に捕らえ込まれたナトリウムの急速な沸騰(内部起因型の熱的破砕機構)により生じると報告されている[1]。この内部起因型の熱的破砕の進展を支配する因子としては、溶融ジェット内に捕らえ込まれたナトリウムの沸騰により生じる圧力の大きさと、ナトリウムとの接触により形成される凝固クラストの厚さが挙げられる。前者は溶融ジェットからナトリウムへの伝熱量に依存するため、溶融金属の過熱度と凝固の際に放出される潜熱が重要な要素となる。後者は溶融金属の過熱度とナトリウムのサブクール度に加え、溶融金属の熱伝導率及び熱拡散率によって決定される。

ここで、過熱度が74℃の銅と100℃のウランージルコニウム二元燃料について、各温度条件及び物性値をもとに同一時間内に溶融金属ジェット表面に形成される凝固クラストの厚さを計算したところ、銅の方が10%程度厚くなることがわかった。一方、表4.8.4(4)-11に示した各金属の溶融潜熱を比較すると、銅の方が約3倍大きい。したがって、内部起因型の熱的破砕機構を仮定すると、銅の方が凝固クラストの厚さは10%程度厚いものの、溶融潜熱が約3倍大きいためにジェット内部での沸騰が激しくなり、結果的に微粒化が進展したと考えられる。ただし、溶融金属の落下量や溶融ジェット径は両実験で大きく異なることから、これらの因子が微粒化に及ぼす影響については今後検討する必要がある。

続いて、炉心下部まで移動した溶融燃料と液相で残存しているナトリウムとのFCIで生じる溶融燃料の微粒化の可能性について検討する。

小山らが実施した、冷却材流路の局所閉塞に関する実験結果[5]によると、燃料要素外表面に巻いたワイヤの直径より小さい粒径を持つ異物は、冷却材流路内で捕捉されることなく自由に移動できる。現在検討している1500MWe級の炉心で使用されるワイヤ径は1.65mmであるため、保守的に考えれば1mm程度以下の微粒子については局所閉塞を起こすことなく移動できると想定される。したがって、炉心外へ分散可能な溶融燃料の割合を見積もるという観点から，1mm以下の微粒子の生成割合に着目して検討した。

先に述べたように、溶融ジェットの破砕はジェットの過熱度の上昇とともに進展する。また、ナトリウムとの接触に伴いジェット表面に凝固クラストが形成される温度領域での微粒化は、溶融潜熱に大きく影響される。

したがって、ここでは近似的に溶融潜熱を顕熱に換算し、その値を溶融金属の初期温度に加算して溶融金属の見掛けの過熱度を算出し、1mm 以下の微粒子の重量割合との関係を調べた。

図 4.8.4(4)-37 に、1mm 以下の微粒子の重量割合と微粒化の熱的パラメータである溶融金属の見掛けの過熱度との関係を示す。図より、見掛けの過熱度を基準にとり微粒化の進展を考えた場合、1mm 以下の微粒子の割合は溶融金属の種類や溶融ジェット径あるいはジェット落下量によらず、ほぼ１本の曲線で表せることがわかる。

表 4.8.4(4)-13 に、本実験条件と実機炉心下部での FCI 条件を比較して示す。実機炉心下部での FCI 時の温度条件を、ナトリウム温度 400℃、溶融燃料温度 1500℃と仮定すると、見掛けの溶融燃料過熱度は約 450℃となる。図 4.8.4(4)-37 より、見掛けの過熱度が 450℃のときの 1mm 以下の微粒子の割合を求めると 10～20%程度となった。ただし、この過熱度領域のデータ数が少なく、またデータにばらつきも見られるため、本過熱度領域でのさらなるデータの蓄積が必要である。

以上の FCI についてまとめると、電中研及び JRC Ispra で実施された銅の微粒化結果と ANL での溶融金属燃料を用いた実験結果をもとに、炉心下部で生じる FCI による溶融燃料微粒化の可能性を予備的に評価した結果、炉心外へ分散可能と考えられる 1mm 以下の微粒子の割合は 10～20%程度であることがわかった。ただし、本結果は溶融金属燃料の温度条件のみをもとに評価した結果であり、実際にはナトリウム温度やナトリウムとの接触速度、溶融ジェット直径等が微粒化に及ぼす影響を考慮して評価する必要がある。酸化物燃料の微粒化に関する知見あるいは各種金属の水中での微粒化結果に基づけば、これらの因子はより微粒化を進展させる方向に働くと予想されるため、実際には本評価結果以上の微粒化が期待できる。今後、より確度の高い評価を行うために、金属燃料を用いた場合のこれら因子の影響を明らかにする必要がある。

最後に、炉心下部領域へ排出された溶融燃料の冷却性について検討した。図 4.8.4(4)-27 の右図にあるように、炉心入口プレナム内で溶融燃料がクエンチング可能かどうかの評価を行った。排出量は、事象に応じて変化すると考えられるが、ここでは最大量として全ドライバ燃料とした。初期燃料温度と冷却材との平衡温度をパラメータとして、必要な冷却材ナトリウムの体積を図 4.8.4(4)-38 に示す。冷却材の初期温度は 400℃とした。

現在設計が進められている 150 万 kW 級のプラントシステムでは、炉心入口プレナム体積は 100～150m^3 程度と考えられるが、十分にクエンチングが可能であることが分かる。

また、クエンチング後は、FCIの検討結果やS-PRISMの検討例にあるように、熱伝導が良好なことから、デブリの冷却は容易と考えられる。ただし、今後、ポロシティなどを考慮した温度評価は必要である。

参考文献

(1)Nishimura, S. et al., "Transformation and Fragmentation Behavior of Molten Copper in Sodium", Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-8), Apr. 2-6, Baltimore, MD (2000).

(2)Schins, H. and Gunnerson, F.S., "Boiling and Fragmentation Behavior during Fuel-Sodium Interactions", Nucl. Eng. Des., 91, pp.221-235 (1986).

(3)Benz, R. and Schins, H., "Boiling Fragmentation of Molten Stainless Steel and Copper in Sodium", Nucl. Eng. Des., 72, pp.429-437 (1982).

(4)Gabor, J.D. et al., "Breakup and Quench of Molten Metal Fuel in Sodium", Int. Top. Mtg. on Safety of Next Generation Power Reactors, Seattle, WA, May 1-5, pp.838-843 (1988).

(5) Koyama, K. et al., "Study on Local Blockage in FBR Fuel Subassembly", Int. Conf. On Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Kyoto, Oct. 28-Nov. 1, pp.p3.5-1-p3.5-10 (1991).

(6) Vierow, K., "Integrated Steam Explosion Analysis with the VESUVIUS Code", PhD Thesis, University of Tokyo (1999)

(iii) ナトリウム冷却窒化物燃料炉の安全上の課題

ナトリウム冷却窒化物(MN)燃料炉心の炉心損傷(CDA)事象推移の概要と評価上の課題を、代表的事象として ULOF を例にとって検討した(図 4.8.4(4)-39)。ナトリウム冷却窒化物燃料炉心の CDA 事象推移評価では、1) MN 燃料の熱解離挙動[MN→M+1/2N_2(g)]が CDA 事象推移に与える影響、2) 溶融窒化物燃料/ナトリウムの熱的相互作用(MFCI)では大規模蒸気爆発発生のポテンシャルは有るか、が主要なポイントとなる。

MN 燃料はその物性に起因して ULOF 起因過程では、MOX 燃料と比較して低い燃料運転温度により燃料内の残留 FP ガス量が多いために燃料溶融時の FP ガス圧が高くなること、また、これに熱解離窒素ガス圧(図 4.8.4(4)-40)とスチール蒸気圧等が加わり、燃料破損後の早期燃料分散 (負の反応度挿入効果) が促進され、出力バーストの規模を抑制する効果が予測される。その反面、熱解離反応には大きな反応吸熱 (953 kJ/kg : 溶融潜熱 208kJ/kg の約 4.6 倍) を伴い、ドップラ反応度挿入フィードバックの遅延をもたらすため、出力バーストを増長する影響もある(SAS4A コードによる解析を実施中)。これらの特性と平成 11 年度の起因過程解析結果(ARGO コード使用)を考慮すると、窒化物燃料炉心のボイドワース制限値は酸化物 MOX 燃料炉心の場合と同程度(5～6$)となり、これをさらに緩和する要素は無い。

再臨界排除方策により早期遷移過程で燃料を炉心外へ排出して炉停止することが必要な点は他の燃料の場合と同様である。その場合、高熱伝導率特性のため排出径路での固化するまでの侵入長が MOX 燃料よりも小さくなることを考慮した燃料排出方策が必要となる。熱解離により炉容器内に解放される窒素ガスは事象静定後の炉容器加圧源となるため、解放されるガス量を現実的に評価するには解離反応吸熱と解離ガス圧による燃料分散を考慮した出力バースト評価が重要となる。

MN 燃料ではその高熱伝導率特性に起因して、排出先等での溶融燃料とナトリウムの FCI では、大規模蒸気爆発発生の必要条件が容易に満たされる(図 4.8.4(4)-41)。しかし、熱解離ガス発生を伴う場合は、ナトリウムとの液・液接触が妨げられるため、激しい FCI は抑制される可能性も有り、試験による確認が必須である。また、事故後熱除去過程では、排出先下部プレナムでのクエンチ冷却評価のために MN 燃料のナトリウム中のデブリ化挙動試験データが必要である。高熱伝導率特性は、MOX に比べて、デブリの自然循環除熱を容易にすることが予想される。熱解離で生じる金属燃料成分のために、燃料保持構造の共晶破損防止対策が必要となるこれは、金属燃料の場合と類似している。

(iv) 重金属冷却炉の安全性

a． 序

実用化戦略調査研究の最初のステップであるフェーズⅠでは、幅広い技術的選択肢の評価を行っている[1]。そこで、本研究では、技術的選択肢の一つである鉛冷却高速炉を対象としてATWSにおける炉心崩壊事故の事象推移解析をSIMMER-III を用いて行った。ATWSの代表的事象としてULOFを想定した。

b．鉛冷却MOX炉の設計情報

本研究では、解析の対象炉心としてBREST-300 炉[2]をベースに、大洗工学センターの炉心燃料システムグループによって設計されたMOX燃料とラッパー管を採用した鉛冷却MOX炉心を解析対象とする。

本研究において解析を行った鉛冷却 MOX 炉の設計情報を表 4.8.4(4)-14 及び表 4.8.4(4)-15 に示す。解析の対象としたのは表 4.8.4(4)-14 の通常圧損炉心である。炉心の幾何形状については、炉心の燃焼計算で使用された図 4.8.4(4)-42 を用いる。ナトリウム冷却炉では炉心上方にB4Cの遮蔽体が設置されているが、鉛冷却炉では鉛が反射体としても有効であるため、B4C 遮蔽体は不要である。炉心周辺の各構造材の幾可形状は炉心燃料システムグループから提供されたもの以外は高速増殖炉実証炉の設計と同様の形状を仮定して入力データを作成した。炉容器内の構造物の概略形状、及び流路構成はBREST-300 炉と同様の形状を仮定した。

c．解析体系及び解析条件

(1) 解析体系

SIMMER-III による解析体系を図 4.8.4(4)-43 に示す。径方向はダウンカマーまで、軸方向は下部プレナムからカバーガスまでを径方向 10 メッシュ軸方向２４メッシュでモデル化する。内側炉心には径方向3メッシュ、外側炉心には径方向2メッシュがそれぞれ割り当てられる。BREST-300 炉では冷却材は炉容器内の液面よりも高い位置にポンプで汲み上げられ、その水頭圧力差を駆動力として循環している。解析体系では、ダウンカマー上部に圧力境界条件を与えることでこの水頭圧力を模擬するようにした。設計データでは鉛冷却MOX炉の炉心各リング毎の平均出力密度と流量が与えられているが、これは出力密度に応じて炉心出口温度が均一となるように、すなわち全炉心でP/F値が一定となるように決められた流量配分であり、実際の燃焼進展に伴うP/F 値の分布を反映したものではない。このため、本解析では暫定的に典型的なナトリウム冷却炉心におけるP/F分布を用いて、各集合体の流量を求める。実証炉炉心は324集合体を有する一方、鉛冷却炉炉心は85集合体（５径方向リング）からなり、炉心内での相対的径方向位置に基づいて、実証炉炉心のP/F値を平均して鉛冷却炉炉心の各集合体径方向リングに割り当てることにより、鉛冷却炉炉心のP/F値を決定した（表4.8.4(4)-16参照）。

(2) 解析ケース

炉心崩壊事故の起因事象としては、ナトリウム冷却炉のATWSの代表事象であるULOF (Unprotected Loss of Flow) を想定する。流量減少時間は過去のBREST-300における解析例[3]から10 sとする。重金属冷却炉では、ULOF時においても自然対流ヘッドによって定格の10～20%程度の流量が確保され、炉心損傷が回避できる可能性があるとされているが、今回の解析は重金属冷却炉の炉心損傷時の特徴を明らかにすることを目的としているため、ほぼ指数関数的な流量減少曲線を用いる。図 4.8.4(4)-44に本解析で適用した流量減衰挙動を燃料ピンの破損直前の 50 s までプロットしたグラフを示す。

解析ケースは、ＦＰガス放出を考慮しないケース１と考慮するケース２、さらに自然対流ヘッドの影響を考慮したケース３の計３ケースの解析を行う。これまでの知見によって鉛冷却炉のＣＤＡにおける特徴である、被覆管の移動浮上による反応度印加によって再臨界が駆動されないことが確認されている。ケース１は、被覆管の溶融浮上による反応度印加と炉心の崩壊が進行した後に燃料が鉛冷却材中を沈降することによる出力変動挙動を解析する。

ケース２では内側炉心を構成する燃料集合体３リングにそれぞれ径方向メッシュを割り当て、P/F 値の違いによる被覆管破損の非同時性の影響を評価する。集合体リング間の被覆管破損の非同時性により反応度印加率が低下すると予想される一方で、先行して破損する集合体においては、隣接する健全集合体への下部プレナムを通しての冷却材逆流のために、炉心中心方向へボイドが拡大する可能性もあり、これらの反応度印加に対する増減要因の影響を評価することがこのケースの主な目的である。

重金属冷却炉では、除熱高低差を大きく取ることで ULOF 時においても自然対流ヘッドによって定格の 10～20%程度の冷却材流量を確保でき、かつ冷却材の沸点が高いことから炉心の健全形状を維持できる可能性がある。ケース１及びケース２では、重金属冷却炉の炉心損傷事故における事象推移の特性を解明するために自然対流ヘッドを無視する（すなわち冷却材密度の温度変化無しとする）想定を行ったが、ケース３では冷却材密度の温度変化を考慮して自然対流による冷却材流量確保が可能となる条件で解析を行った。ただし、後述するように、燃料被覆管の温度が1000Kを超えるとクリープ破損によって被覆管が破損すると考えられるため、被覆管の破損温度閾値を1000Kとして、ＦＰガス放出によるボイド反応度印加の影響を評価する。

ｄ．解析結果と考察

図 4.8.4(4)-45 にケース１の出力と反応度の履歴を示す。80 s 近辺での出力変動は被覆管の溶融浮上による緩やかな出力上昇とこの出力上昇によって鉛冷却材が一時沸騰してボイド反応度が印加されたものであるが、再臨界には至っていない。つづいて、120 s の時点で燃料の沈降と鉛冷却材の沸騰に伴う流動で燃料が集中することで出力ピークが約 14000 Po となる厳しい再臨界が発生している。

ＦＰガスプレナムからのＦＰガス放出を考慮したケース２では、図 4.8.4(4)-46 に

示すように炉心内の燃料・被覆管・冷却材の温度が数回の振動を示している。これは、被覆管の破損によってＦＰガスが放出されると、ＦＰガス気泡の浮力によって下部プレナムの低温の鉛冷却材が炉心に流入するためである。またＦＰガスの放出は炉心上部で発生し、かつ気泡は主に炉心の上方向に拡大するため、中性子の漏洩の効果が大きくなりボイド反応度が印加されることはない。炉心の内側から外側の集合体にかけて順次ＦＰガス放出が発生してこのような振動挙動が終息した後は、ケース１と同様の事象推移になると考えられる。

炉心中心部の集合体出口における冷却材温度と燃料被覆管の最高温度は図4.8.4(4)-47 に示すように 100 s の時点でそれぞれ約 1010 K と 1050 K を最高値とした後に 980 K 及び 950 K で準定常状態となる。燃料被覆管もその融点に達しないため、溶融破損することはない。しかしながら、被覆管はその温度が 1000 K に達すると数秒でクリープ破損すると考えられるため、本解析では被覆管温度が 1000K に達した時点で被覆管が破損し、ＦＰガス放出が生じるとの条件を適用している。このＦＰガス放出は 44 s の時点で発生するが、ケース２と同様の理由によりボイド反応度は挿入されず、出力は緩慢に低下して 250 s の時点で定格出力の 40 %に低下する。

ｄ．鉛冷却 MOX 炉の炉心安全性に関する考察とまとめ

(1) 鉛冷却炉における炉心損傷事故の特性

鉛冷却炉の炉心崩壊事故における事象推移を特徴づけているのは、冷却材の高い沸点と密度である。冷却材の沸点が構造材の融点よりも高いことから、炉心崩壊事故の初期の過程でナトリウム冷却炉のような冷却材沸騰によるボイド反応度が印加されることはないが、被覆管の溶融浮上とガスプレナムからのＦＰガスの放出によるボイド反応度の印加が生じる。今回の解析（ケース２及び３）からＦＰガス放出によるボイド反応度印加は、被覆管の破損が炉心の上部で生じることとＦＰガス気泡が主に炉心の上方向に拡大するために中性子の漏れの効果が大きくなり、ＦＰガス放出による反応度印加によって厳しい再臨界が駆動されることのないことが確認できた。

ＦＰガスの放出に続いて被覆管の溶融と浮上によって反応度が印加される。この被覆管の溶融移動による反応度挿入率は 1.0 $/s 以下であり、これによって厳しい再臨界が駆動されることはないが、被覆管反応度の挿入による炉出力の上昇に伴って鉛冷却材が沸騰することでボイド反応度が印加される。ただし、鉛の蒸気泡の拡大によって冷却材中に分散している燃料も燃料と鉛の密度がほぼ等しいことから冷却材と同時に移動して炉心中心から炉心上下境界へ移動するため、反応度印加率は 10 $/s 程度に緩和され、厳しい再臨界が駆動されることはない。

なお、ケース１において炉心内で被覆管が溶融を始めた時点（77.5 s）では、炉心上方の上部ガスプレナム領域の被覆管と鉛冷却材の温度は約 1400K と低温であり、溶融したスティールが流入すると再固化して閉塞を形成する可能性も考えられる。本ケースではスティールの浮上とともに、炉心部の高温の鉛が同時に流入して、スティー

ルは固化することなく上部プレナム領域へ浮上していく結果となった。しかし、上部軸ブランケット等の比較的低温で熱容量の大きな領域が存在する炉心では、その領域でスティールが固化して閉塞を形成する可能性もあり、今後の検討課題として残る。

初期のＦＰガス放出と被覆管の溶融浮上による出力変動が収まった後の事象推移は、単相の冷却材中に分散した燃料固体粒子の挙動によって支配される。ケース１では、燃料の冷却材中の重力沈降による冷却材の沸騰、その後の冷却材の流動による燃料集中に駆動されて厳しい再臨界が生じている。燃料粒子の鉛冷却材中での終端速度を概算すると、未破損の燃料ペレットに相当する直径 8 mm の燃料粒子の場合、0.46 m/s となる。従って、被覆管が溶融喪失して炉心が崩壊した後に、冷却材の上向きの流速として約 0.5 m/s を確保でき、かつその時点で炉心の上方に燃料が閉塞を起こすような構造材がなければ、燃料粒子の沈降による再臨界の発生を防ぐことができるといえる。重金属冷却炉では伝熱高低差を高く取ることで自然対流ヘッドによってある程度の流量を確保することが可能であり、本解析の対象とした BREST-300 をベースとした鉛冷却 MOX 炉においても、定格出力の 40%程度の出力で健全炉心に対して約 0.6 m/s の流速が確保されており、炉心崩壊事故において燃料を上部プレナムへ移行できるだけの冷却材流量を確保できる可能性が高い。再臨界が生じるまでは、炉心内で圧力を生じるような現象はないため、内部の圧力で自然循環が阻害されることはないと考えられる。ただし、プラント側の設計によっては、冷却材のサイフォンブレークが生じて流動経路が失われる可能性もあり、事故の起因事象に対して冷却材の流動経路が常に確保されるような設計とすることが必要である。このように、自然循環流量は設計と炉心損傷事故の事象推移に依存するため、崩壊炉心における再臨界発生の可能性については、炉心・プラント設計と事故の起因事象について個別に評価と検討を行う必要がある。

重金属冷却炉では、冷却材の沸点が構造材の融点よりも高いために、高温化した冷却材に対する炉容器内構造物および炉容器の健全性の確保が事故影響の炉内格納が成立するために重要となる。例えば、自然対流によって炉心の形状が保持されているケース３においても、上部プレナム温度は 950 K に達しており、この温度が炉容器、もしくは一次系機器に伝えられるとその機械的健全性を確保することが困難な温度条件である。また、このような高温の鉛冷却材に対して除熱能力を維持できることも事故影響の炉内格納に必要である。

(2) 鉛冷却炉における再臨界回避方策

これまで、ナトリウム冷却炉においては、内部ダクト付き集合体、ABLE 集合体などの炉心損傷事故時に厳しい再臨界を回避する設計対応策が提案されてきている。これらの方策は溶融した燃料と冷却材であるナトリウムの熱的相互作用（FCI: Fuel Coolant Interaction）の結果発生するナトリウム蒸気圧によって冷却材を急速にボイド化させて燃料の流出経路を確保するとともに、そのナトリウム蒸気圧を燃料の流出駆動力として活用する概念である。従って、冷却材の沸点が高い重金属冷却高速炉

では、これらのナトリウム冷却炉における再臨界回避方策は有効ではないと考えられる。一方、重金属冷却炉では燃料の密度が冷却材の密度に比べてわずかに大きいものの、ほぼ等しい。また、冷却材の沸点は構造材の融点よりも高く、炉心の崩壊は単相冷却材中における被覆管の溶融から開始する。従って、被覆管が溶融浮上して、炉心の燃料が機械的支持を失った状態で、燃料を上方向に動かすのに必要な冷却材流速（0.5 m/s 以上）が確保されており、かつ炉心上方の構造材が溶融喪失していれば、損傷を開始した燃料集合体から順次、燃料が上部プレナム領域へ排出され、厳しい再臨界を回避することが可能となる。このためには、自然循環能力を確保するために伝熱高低差を大きく取る一方で、炉心の上方向には低温で熱容量の大きな構造材（軸ブランケット、遮蔽体など）を設置せず、また常に冷却材の流動経路がサイフォンブレークなどによって失われない設計とすることで、再臨界回避が達成できると考えられる。

e．重金属冷却金属燃料の炉心損傷事故における事象推移

重金属冷却金属燃料炉の評価は実施していないが、ここでは今回の鉛冷却 MOX 炉の解析による知見に基づき、定性的な考察を行う。まず、ATWS 事象に対する受動安全性による事象終息では、燃料の熱伝導度が高い点は有利であるが、運転状態から燃料破損までの温度余裕が MOX 燃料に比べて低い点は不利である。従って、Na 冷却炉に対する得失の結論を得るには定量的な評価が必要とされる。ANL 型（U-15%Pu-10%Zr）の燃料では融点が 1250K と冷却材の沸点、及び被覆管の融点よりも低い。金属燃料のナトリウム冷却炉で指摘されているように溶融した燃料がピン内を上方へ向かって移動し、炉心の上方で被覆管との共晶形成によって燃料破損し、冷却在中に燃料が放出された場合、Na 冷却炉では FCI と FP ガス圧によって燃料が分散するが、重金属冷却炉では燃料が急速に冷却されて閉塞を形成する可能性がある。ただし、この溶融燃料のピン内移動によって十分な量の燃料が炉心外へ移動すれば出力低下によって炉心損傷の事象進展が終息する可能性もあり、金属燃料を採用した重金属冷却炉の設計が実用化調査研究で提案される場合は、このピン内燃料移動による反応度緩和効果を詳細に検討する必要がある。

炉心出口で閉塞が形成されると、炉心内の温度が急上昇し、燃料の溶融と破損が進行する。燃料の比重は約 15 程度と鉛冷却材よりも大きいため、溶融した燃料は冷却材中を炉心下方へ沈降し、炉心入り口の温度が燃料融点よりも低いために、炉心入り口近傍で閉塞を形成すると予想される。燃料の軸ブランケット領域への侵入挙動は、炉心部に残存するＦＰガスの圧力に依存するが、燃料の融点以下の重金属冷却材に満たされたピン束流路への侵入であるため、Na 冷却炉に比べると短い侵入長となると予想され、最終的には本解析のケース１のような再臨界の発生する可能性が高い。また、沈降する燃料が液体となっている可能性が高いことから、燃料の体積率が 100%となり、反応度レベルが高くなる可能性がある。また、重金属冷却炉共通の課題として、高温化した冷却材に対する炉容器健全性と冷却機能の確保が炉容器内格納の成立

性にとって重要である。

炉心における再臨界回避方策に対しては、上述のように炉心上方における燃料の閉塞形成がMOX燃料炉に比べて先行して生じ易い点が不利となるが、炉心燃料が損傷する時点ですでに燃料が液体となっており、十分な流動性を得ている点では有利である。

f．重金属冷却窒化物燃料の炉心損傷事故における事象推移

ここでは重金属冷却金属窒化物炉についても定性的な考察を行う。まず、ATWS 事象に対する受動安全性による事象終息では、燃料の熱伝導度が高いことがMOX燃料に比べて有利である。炉心損傷事象における事象推移は燃料からの窒素乖離が生じなければ、MOX 燃料とほぼ同様になる。重金属冷却炉では、CDA の事象推移は緩慢で燃料が融点に達するのは炉心崩壊が進行した後であり、また燃料が融点に達したとしても周囲の冷却材で容易に冷却されるため、事象推移シナリオに対する窒素乖離の影響は小さく、ほぼMOX燃料炉と同様のシナリオとなると予想される。ただし、再臨界により高温の溶融燃料が生じた場合には、窒素乖離による一次系バウンダリに対する負荷発生（炉容器内圧上昇）の可能性が残る。再臨界回避方策の概念とその成立性は MOX 燃料炉とほぼ同様である。

g．炉心安全性に関わるPhase2における課題

現在、候補概念の一つとして鉛ビスマスを冷却材とした自然循環冷却窒化物燃料炉が提案されている。この候補概念について炉心損傷事故の起因事象を同定するとともに炉心損傷事象解析を実施し、炉心安全の観点からの候補概念絞り込み材料を提供する。また、Phase1 の解析では検討しなかた被覆管のクリープ変形の影響を解析で取り入れる必要がある。

参考文献

[1] 早船、他「実用化戦略調査研究（FBRプラント）—平成１０年度予備調査　幅広い技術選択肢の検討—」、JNC TN9400 99-080、Oct. 1999.

[2] Adamov, E. O., et al., “Conceptual Design of BREST-300 Lead-Cooled Fast Reactor,” ARS 94, Vol. 1, 17-21, 1994.

[3] Orlov, L. L.., et al.,”Lead Coolant as a Natural Safety Component,” Mtg. on the Concept of Long-Term Nuclear Power Development around Inherent Safety Reactors with New Fuel Cycle, 1999.

(v)ガス冷却炉の安全性

(a) ガス冷却炉のＣＤＡ評価

ａ． 序

実用化戦略調査研究の最初のステップであるフェーズⅠでは、幅広い技術的選択肢の評価を行っている。本研究では、技術的選択肢の一つであるピン型燃料炭酸ガス冷却高速炉を対象としてATWSにおける炉心崩壊事故の事象推移解析をSIMMER-III[1]を用いて行った。ATWSの代表的事象としてULOFを想定した。ガス炉の特徴を反映した減圧事故の評価はPhase2移行に実施する予定である。

ｂ． ピン型燃料炭酸ガス炉（EGCR）の設計情報

富士電機（英国 NNC 技術支援）により設計されたEGCRは、炭酸ガス冷却熱中性子炉AGRと同様に4.2MPaの炭酸ガスを冷却材とし、詳細な設計経験を有するMOX燃料を用いた欧州先行ナトリウム冷却高速炉を基に設計されたものである。EGCRの特徴として、ナトリウムより炭酸ガスの熱容量が小さいため燃料ピン配列ピッチが広く、ナトリウム冷却炉に比べて集合体当りの燃料ピン数が少ないため、炉心は多くの集合体（550体）で構成されている。また、軸ブランケット長さが上下ともに10cmと短いので、燃料が固化閉塞しにくく、再臨界回避に有効である。

ｃ． 解析体系及び解析条件

(1) 解析体系

図4.8.4(4)-48に解析体系を示すように、SIMMER-III Version2.Gを用いて2次元円筒座標系で解析を行った。本解析では、径方向に5メッシュ（内側炉心3メッシュ、外側炉心1メッシュ、径方向ブランケット1メッシュ）を設定した。径方向のメッシュサイズは当該集合体の面積を円筒形状に換算した。ただし、制御棒案内管は無視した。グリッドスペーサも詳細設計データがないため、ここでは無視した。

(2) 冷却材物性値

炭酸ガスは理想気体として扱い、状態方程式には標準の解析モデル、熱物性値はSIMMER-IIIに組み込まれた理論モデルを使用する。解析で使用した物性値は参考文献[2]～[4]を参照した。

(3) 燃料ペレット

SIMMER-IIIの簡易燃料ピンモデルでは中空の燃料ペレットは取り扱えないので、ここでは中心空孔をポロシティの中に加えて計算を行った。また、ペレットは5%のポロシティを含むものと考えた。ただし、ポロシティの増加分だけ固体燃料熱伝導率は低下するため、補正を加えた。

燃焼末期炉心の燃料ペレット内には粒内･粒界にFPガスが含まれており、これは燃料溶融後あるいはペレット破損後に放出し燃料分散の駆動力となる。本解析で用いたFPガス含有率は、典型的な高速炉で用いられたもので、炉心部で約3.6×10^{-3}g/g-tuel、

ブランケット部で約 2.7×10^{-3}g/g-tuel とした。

(4) 流動様式

ピン束内における流動化燃料の流動様式は foamy flow になると推測されている[5]ことより、本解析においても高いボイド率でも気泡流になるように設定した。

(5) 定常計算

炉心圧力が 4.2MPa 程度で総質量流量が設計値に合うように上下部境界における圧力を決めた。また、典型的な高速炉の出力流量比(P/F)データを用いると、本解析における P/F 値は径方向に、1.13, 1.09, 1.01, 0.92, 0.7 の分布を持つので、本解析では、エントランスノズルにおいてオリフィス係数を調整し、流路ごとに流量を配分することにより、表 4.8.4(4)-17 に示すような P/F 値を得た。図 4.8.4(4)-49 に midplane における各リングの質量流量の時間履歴を示す。30 秒で十分な定常状態に達しており、所定の P/F 値とほぼ一致している。この調整されたオリフィス係数を以後の解析で使用する。

(6) 構造材破損条件

被覆管の破損条件には溶融割合 1.0 を用いた。これは被覆管温度が liquidus 温度に到達したら被覆管を液体スティールへ移行させ、ピン束表面を液膜として移動させるように設定した。ここで、溶融割合とは溶融潜熱に対する solidus エネルギーとの差で表す。一方、燃料の破損条件には、ガス冷却炉では高エネルギー条件で瞬時に燃料が溶融移動すると予想されるため溶融割合 0.8 を用いた。

(7) 燃料の固化条件

燃料流出経路として上下軸ブランケット領域のピン束流路があるが、融体から被覆管への熱損失と融体の固化に伴う流動性の低下によって燃料の固化・閉塞が形成される。本体系では、ナトリウム冷却炉に比して水力等価直径が約 3 倍大きい（約 12mm）ので、再臨界回避に極めて有効な流出経路である。燃料の固化モデルについて、これまで Bulk freezing model [6]が用いられてきたが、融体侵入長を実験値に対してかなり保守側に評価している。一方、サイクル機構で開発された Fuel caps freezing model [7]はスティール円管に対する融体侵入長を適正に評価できる[8]。そこで、本解析では、ピン束における固化挙動については十分に検証されていないが、後者の固化モデルをベースに計算した。

(8) 核計算

核データとして ABBN 型の無限希釈断面積ファイルと自己遮蔽因子ファイルを入力とする。これらは JENDL3.2 ベースの 70 群基本核データライブラリ JFS3-J3 を基に、18 群に縮約したものである。Sn 輸送理論に基づいた中性子束計算には TWODANT モデルを使用した。

d． 解析結果と考察

図 4.8.4(4)-50 に反応度と出力の時間履歴を示す。被覆管溶融移動のみにより、即発臨界に達し、約 130Po、4FPS の出力ピークが発生するが、これはドップラーによる負の反応度効果により収まる。流路ガスの溶融燃料による急加熱及びＦＰガス放出により約 90bar（定常 40bar）の圧力が生じる。溶融燃料は上下方向へ移動するが、大部分は流動抵抗の小さい下方へ流出する。本解析対象とした設計では下部軸ブランケット（LAB）が 10cm と短いことから、溶融燃料は閉塞を形成せずに継続的に炉心外へ流出し、未臨界状態に静定する。上記の結論は、被覆管溶融移動の集合体間の非同時性を考慮して被覆管溶融移動による反応度印加率を低下させても定性的に変わらない。

ｅ． 簡易モデルによる燃料侵入長の評価

(1) 実験結果と簡易モデルによる予測値との比較

燃料流出挙動を調べた代表的な炉外実験[9]には、UO_2-steel 系の単管流路の Geyser 試験（CEA Grenoble）、Blokker 試験（JRC Ispra）及び UO_2/Mo-steel 系の単管流路の SMPR 試験（UKAEA Winfrith）が挙げられる。そのほかに、ピン束内の固化挙動を調べた ANL Spencer の実験（燃料-スティール系の 7 本ピン束体系）が挙げられる。ここでは、融体の固化挙動を微視的物理メカニズムに基づいた Fuel caps freezing model で簡易評価を行う。

Bulk freezing model と同様に、同モデルを簡略化した形に表すと、融体侵入長 Z_p は次式で表される。

$$Z_P = \frac{\rho_l D_h V}{4h_l}\left\{C_l \ln\frac{T_{l0}-T_{llfw}}{T_{liq}-T_{llfw}}+\frac{\theta L_f}{T_{liq}-T_{llfw}}\right\}$$

上式は過冷却温度 T_{llfw} で大きく左右され、UO_2-steel 系の単管流路における固化実験では、T_{llfw}=2940K と評価されている。なお、式中の熱伝達係数 h_l は Dittus-Boelter による相関式である。

表 4.8.4(4)-18 は上記で挙げた実験で得られた融体侵入長（Zp_exp.）を示す。また、上式で予測された融体侵入長（Zp_model）も併せて示している。図 4.8.4(4)-51 は予測値と実験結果を比較したものである。予測値は実験結果とほぼ一致しており、Fuel caps freezing model は±50%以内で適正に評価できることが分かった。実機のピン束における固化現象は、被覆管が溶融して融体に混合し、被覆管が溶融し燃料のエンタルピを低下させるとともに、ブランケット燃料粒子が流動抵抗を増大させるため、単管流路における固化・閉塞とは挙動が異なるが、上式により概略評価ができることが示された。ただし、ピン束流路の固化実験はデータ数が少なく信頼性にやや欠けるため、実験データの拡充が望まれる。

(2) ガス冷却炉心における燃料侵入長

提案されているガス冷却炉心はピンピッチが大きく水力等価直径が約 12mm と大きい。このような幅広いピン束流路への燃料侵入長を簡易モデルで予測する。パラメー

タは水力等価直径、融体温度、融体速度である。MOX 燃料とスティール壁が接触したときの壁表面の過冷却層における温度は T_{IIfw}=2860K を使用した。

ガス冷却炉における燃料侵入長の予測値を表 4.8.4(4)-19 に示す。また、水力等価直径に対する融体侵入長を整理したものを図 4.8.4(4)-52 にプロットした。パラメータである融体温度及び融体速度は、全炉心解析で見られた典型的な値である 3100K 及び 3m/s を基準値（Case1）とした。表中には、水力等価直径 10mm、融体温度 3050K、融体速度 0.3m/s の場合の融体侵入長（Case2-6）も参考のために示している。Case1 における燃料侵入長は 2.0m で、これまでの解析で示したように、溶融燃料は十分に流出できることを示している。Case2～6 でも融体侵入長は 70cm を超え、この範囲内では軸ブランケット長 50cm の高増殖炉心においても燃料流出が期待できる。ただし、実際の炉心では、燃料流出経路に流動抵抗となるグリッドスペーサがあるので、不確定性幅を考慮して、現時点では保守的に見ておくべきである。

ｆ．　ピン型 MOX 燃料炭酸ガス冷却炉の炉心安全性に関する考察とまとめ

炭酸ガス冷却炉における即発臨界は被覆管溶融移動のみによって生じるため、これを回避する方策は存在しない。ただし、ガス冷却炉では再臨界が発生したとしても、スラグインパクトの作動流体としての液体冷却材が存在しないため、炉容器バウンダリへの機械的負荷は極めて小さい。一方、燃料破損直後の炉心高圧発生により、UCS がミサイル化して上部プレナムへ飛び出す可能性があり、設計対応が必要であると考えられる。今回解析の対象とした炉心はナトリウム冷却炉に比べて、LAB 長さが 10cm と短く、ピンピッチが広いので、いったん燃料が溶融すれば、ピン束流路を通した燃料の炉外流出能力が高く、内部ダクト集合体、軸ブランケット一部削除（ABLE）等の再臨界回避方策は不必要である。一方で、高増殖率を目標として 40cm 程度の LAB 長さを採用した場合、固化モデルなどの不確定性を考慮すると、炉心外への大量の燃料流出は困難であると考えられる。ただし、ABLE 概念によって再臨界排除は可能と考えられる。現時点の評価では、熱的な負荷が炉容器破損の主な原因と考えられるため、事故影響の炉内格納を達成するためには、コアキャッチャーが必須であると考えられる。なお、コアキャッチャーを設計する際、炉心燃料の再配置による再臨界発生を防ぐため、幾何形状等を工夫する必要がある。

ｇ．　窒化物燃料の適合性

窒化物燃料を用いた炭酸ガス冷却炉においても事象推移は定性的には MOX 燃料炉と同様のものになると考えられる。MOX 燃料との違いで考慮すべき現象は窒素解離の影響である。再臨界発生時に燃料が溶融して窒素が解離すると、炉心の圧力がより高くなり、UCS のミサイルを加速する懸念があるが、窒化物燃料の解離圧は 4000 K でも 10 気圧以下であることから、MOX 燃料に比べて大きく加速されることは無いと考えられる。解離窒素による一次系への圧力負荷の影響はもともと高圧システムであるため、ナトリウム冷却炉に比べて小さい。一方、コアキャッチャーの成立性の判断では、窒

素解離後に生成する金属燃料の MOX に比べて高い熱伝導率の影響を考慮する必要がある。

h． 炉心安全性に関わる Phase2 の課題

Phase2 においては UCS のミサイル化の防止策と候補概念におけるコアキャッチャー概念の具体化と炉内格納成立性の評価を行う必要がある。また、高増殖率を目標とした 40cm 以上の軸方向ブランケットを採用した炉心における ABLE 概念の有効性を確認する。

記号表

h : Heat transfer coefficient [W/m^2/K].
D_h : Hydraulic diameter [m].
C : Specific heat [J/kg/K].
ρ : Density [kg/m^3].
L_f : Latent heat for fusion [J/kg].
T : Temperature [K].
V : Velocity of liquid fuel [m/s].
Z_p : Penetration length [m].
θ : Fractional latent heat (= volume fraction of solid particles in liquid).

Subscripts

0 : Initial value.
l : Liquid fuel.
liq : Liquidus point.
Ilfw : Supercooled liquid layer.

参考文献

[1] Sa. Kondo, et al., "Current Status and Validation of the SIMMER-III LMFR Safety Analysis Computer Code," *Proc. 7-th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-7249)*, Tokyo, Japan (April 1999).
[2] R. C. Reid, J. M. Prausnitz and B. E. Poling, "The Properties of Gases and Liquids," McGraw-Hill Book Company, pp.667, (1988).
[3] E. L. Cussler, "Diffusion, mass transfer in fluid systems," Cambridge University Press, pp.105, (1997).
[4] 日本機械学会, 「技術資料 流体の熱物性値集」, pp.202, (1982).

[5] 野中ら, 「国際共同CABRI炉内試験計画の進展とその成果」, Vol.82, pp.49, *動燃技報* (1992).

[6] G. Berthoud, "Relocation of Molten Fuel: Determination of the Interfacial Resistance," *Proc. IAEA/IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors*, O-arai, Japan, pp. 331 (June 1994).

[7] D. J. Brear, et al., "Modeling of fuel Freezing for Reactor Safety Analysis," *日本原子力学会 1997年秋の大会 予稿集*, H57 (October 1997).

[8] Sa. Kondo, et al., "Phase 2 Code Assessment of SIMMER-III, A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis," *Japan Nuclear Cycle Development Institute report*, JNC TN9400 2000-105 (September 2000).

[9] C. Le Rigoleur, et al., "Review of European Out-of-Pile Tests and Analyses of Molten Material Movement and Relocation and of Molten Material-Sodium Interaction," *Proc. IAEA/IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors*, O-arai, Japan, pp. 331 (June 1994).

(b)ガス冷却炉におけるCDA起因事象の選定、立地評価でのソースタームの設定

①CDA起因事象の選定

CDA起因事象の選定の考え方としては、まず炉心やプラントの安全上の特徴を捉えて重要となり得る起因事象をリストアップした上で、次にプラント設計に基づいてそれらの発生し易さを考慮して選定することとする。

一般にガス冷却高速炉では、炉心やプラントの安全上の特徴として、以下が挙げられると考えられる。

a. 高速炉炉心の特徴として運転状態では炉心が最大反応度体系にないこと、
b. 冷却材が高圧であり、
c. 冷却材の密度、熱容量が小さく相変化が無いこと。

原子炉における安全確保の基本は「止める」「冷やす」「閉じ込める」の３点であるので、上記の特徴を踏まえた上で、これらにチャレンジする起因事象を検討する。

「止める」へのチャレンジ

ATWS事象

ULOF：「冷やす」へのチャレンジでもあり、重要度は高いと考えられる。Na冷却炉のように大きな正のボイド反応度はないが、冷却材密度低下による若干の正の反応度効果があり、（冷却材喪失反応度はCO2炉で＋１＄強）、炉心損傷までに十分な時間余裕を取ることが困難。SASS等が無ければ炉心損傷は防止できない。

UTOP：炉心が大型化する傾向のあるガス冷却炉では特に制御棒誤引き抜き（slow TOP）による出力ひずみの効果に留意する必要がある。Na冷却炉では冷却材の沸騰が生じない限り引抜制御棒に隣接する損傷集合体近傍での燃料破損に留まるが、冷却材の相変化という昇温抑制効果の無いガス炉では損傷部の拡大がNa冷却炉のように防止され得るか否かを確認する必要がある。

ULOHS：１次系のシステムが簡素である場合には冷却材のループ周回時間が短い可能性があるので、注意が必要である。

制御棒の飛び出し：高圧システムであることから、制御棒等の反応度制御装置を有する炉では、軽水炉の場合と同様にその飛び出しの影響を考慮する必要がある。

「閉じ込める」へのチャレンジ

減圧事故＋スクラム成功＋強制冷却成功：「冷やす」へのチャレンジでもある。何らかの工学的安全施設が作動して（単一故障基準考慮）冷却成功を確認するのがLWRのLOCA＋ECCS成功のシナリオであるが、ガス冷却高速炉においてもまずはDBEとして減圧事故が安全系の作動により無事に終息することを確認する必要がある。

減圧事故＋スクラム失敗＋強制冷却成功：これは「事故without scram」事象であり、上述のATWS事象よりも発生頻度は低いかもしれない。しかし、高圧系の高速炉であるガス冷却高速炉が、その安全上の特徴（「止める」「閉じ込める」に対する弱点）を重ね合わせたこのような事象に対してどの程度の耐性を有するかについては、その発生頻度（共通原因故障に留意）とコンシケンスとを確認しておくべきと考えられる。（CCDFカーブがどの位置に来るのかを確認する。）

減圧事故＋スクラム成功＋強制冷却失敗：これは「事故後強制冷却失敗」の重ね合わせ事象であり、やはり上述のATWS事象よりも発生頻度は低いかもしれない。しかし、高圧系の高速炉であるガス冷却高速炉が、その安全上の特徴（「冷やす」「閉じ込める」に対する弱点）を重ね合わせたこのような事象に対してどの程度の耐性を有するかについては、その発生頻度（共通原因故障に留意）とコンシケンスとを確認しておくべきと考えられる。（CCDFカーブがどの位置に来るのかを確認する。）

以上のリストに対して、プラントの設計に依存した発生し易さを考慮してCDA起因事象を選定する。

各炉設計に対するPSAはPhase２にて実施する予定であり、現状では発生頻度の評価値は無いが、減圧事故＋スクラム成功＋強制冷却成功といった設計基準で考慮する事故事象に対する安全性を確認した上で、第１案としてはATWSを考慮し、他の重ね合わせ事象である２事象（減圧事故＋スクラム失敗＋強制冷却成功、減圧事故＋スクラム成功＋強制冷却失敗）の発生が十分に抑制されていることを確認することが必要であろう。ATWS事象のうち、どの事象が支配的であるかについては現状では十分な評価が為されておらず、特定し得ない。

ｂ．ガス冷却炉における立地評価でのソースタームの設定

LWRにおける立地評価におけるソースタームは以下の通り（表4.8.4(4)-20参照）。

重大事故：炉心内蔵の希ガス、ヨウ素のそれぞれ２％、１％が無条件に格納系内に放出されると仮定。（燃料棒プレナムからの放出を想定）

仮想事故：炉心内蔵の希ガス、ヨウ素のそれぞれ１００％、５０％が無条件に格納系内に放出されると仮定。（溶融相当を想定）

他方、「もんじゅ」の立地評価では以下の通り（表4.8.4(4)-20参照）。

重大事故：炉心内蔵の希ガス、ヨウ素のそれぞれ１０％、１％

仮想事故：炉心内蔵の希ガス、ヨウ素、プルトニウムのそれぞれ１００％、１０％、１％

これらの値は立地評価審査指針には設定の具体的根拠の記述は無いものの、「安全

設計評価の結果を参考として」定められる値であり、よって、燃料棒の破損や炉心溶融を想定し、かつ炉心物質や冷却材の特性を考慮して定められたものである。

HTTR（原研）におけるソースタームの想定も表4.8.4(4)-20に示したが、値としてはLWRと全く同様の想定である。

ガス冷却高速炉における立地評価のソースタームの想定について

立地評価におけるソースタームの値は「安全設計評価の結果を参考として」定められる値である。LWR、「もんじゅ」においては重大事故では燃料ピン破損を、仮想事故では炉心損傷を想定し包絡したソースタームが設定された。しかしHTTRにおいては炉心の溶融は想定されなかった。このことから、ガス冷却炉における立地評価用ソースタームは、炉心、プラントの特徴に応じて定められると考えられる。すなわち、実用化戦略調査研究において検討されている炉心損傷を想定しない原子炉プラントについては、その特徴を反映したソースタームを設定してよいであろう。

まず、炉心損傷を想定し得るガス冷却高速炉における仮想事故のソースタームについては、希ガスについては軽水炉や「もんじゅ」における値と同等（１００％）と考えねばなるまい。ヨウ素については、水やNaといったヨウ素をトラップできる液相が炉容器内に存在しないことから、格納容器内に設定するソースタームは、LWRの値（50%）と同等か、さらに大きくなる可能性がある。HTTRでは軽水炉と同等としている。しかし、特に炉容器内で溶融した燃料を早期に冷却する手段が無い場合には（例えばコアキャッチャーが設置されていたとしても燃料の再溶融を防止できないような場合には）、揮発性FPの全量が原子炉容器内に放出されると考える必要が生ずる。減圧事故のように１次系バウンダリの破損を仮定するならば格納容器内に多量のヨウ素が放出される可能性があるため、原子炉容器内でのプレートアウト挙動などの減衰効果を見極めて想定する必要があろう。
プルトニウムについても同様に、Na冷却炉の場合と同等（１％）か、さらに大きくなる可能性があろう。
ただし当面は、検討の出発点として、仮想事故の線源として軽水炉と「もんじゅ」の値を包絡する値である、希ガス100%、要素50%、プルトニウム1%を使用することとする。

また、炉心損傷事象の影響緩和対策を要しないレベルにまで炉心損傷に対する受動的安全特性を強化したガス冷却高速炉における仮想事故のソースタームについては、炉心の溶融は想定しないとして、実際には安全評価の結果を参照することになるが、ここでは、燃料の全数破損、高温化（ただし溶融はしない）のような事象を想定する

こととする。その場合のソースタームは、現状では、HTTR の例を参考として、希ガス 100%、ヨウ素 50%とし、プルトニウムは 0%とすることが適当であると考えられる。

ガス冷却炉においては水やナトリウムによるエアロゾルの大幅な低減効果が期待できないため、格納系設計でのソースターム低減策の工夫が必要となるかもしれない。軽水炉の立地評価では格納容器スプレイやアニュラスでの除去も単一故障基準を課した上で考慮していることから、ガス炉にて格納容器スプレイを設置して立地評価に対応することは問題ない。ただし、HTTR（原研）では格納容器スプレイを設置しておらず、プレートアウトによる除染係数２を想定しているのみであるが、それでも立地評価のめやす線量を満たしている。なお、HTTR は 30MWth の小型炉であるが、同様の考え方を大型高速炉についても適用できるか否かについては別途、安全設計方針の整備の中で簡易には評価されている。その結果では、格納容器スプレイを設置しなくても、ガス炉ではフィルターの目詰まりを考慮する必要がないといった特徴を考慮し、またコンファインメントの循環風量を確保すること等により、軽水炉なみのソースタームに対してもめやす線量を満たしうるとの見通しが得られている。

(vi) 水冷却炉の安全性

a. 序

水冷却 FBR における炉心崩壊事故（CDA）は、格納容器内での事象終息を目標とする。したがって、格納バウンダリに対する熱的・機械的負荷を定量的に評価するため、炉心損傷に伴う溶融物質の移動およびそれに伴う反応度挿入の概略を解析的に求める。

対象とする事象は、いわゆる Protected Melt Down (PMD)事象と Anticipated Transient Without Scram (ATWS)を選定する。PMD を選定する理由は、本概念が現行軽水炉プラントを利用することを前提とした概念であるという観点を踏まえ、発生頻度の高い事象を代表事象として選定することが適切と判断したためである。一方、ATWS 事象では、炉心構成が最適配置でなく、炉心崩壊事故（CDA）において即発臨界が生じる可能性があるという高速炉の安全上の特質が早期に顕在化するため、これによる格納系への負荷発生の可能性を評価する観点から選定した。この２つの事象の評価を以て、水冷却 FBR の再臨界問題に対しての実用化戦略調査研究フェーズ１での結論をまとめる。

現在、PMD 事象の評価については、従来の軽水炉の安全評価手法を適用し、必要に応じて再臨界性の可能性とその影響評価を実施する。この PMD 事象評価の進捗については次節で報告することとして、ここでは ATWS 事象評価の進捗状況について報告する。

水冷却 FBR では炉心損傷が起こる事象は起因事象によらず炉心から冷却材が喪失して冷却不全に陥る場合に生ずるとされている。その場合、溶融燃料が徐々に下方に移動して 1 次元的なコンパクションにより反応度が入ると考えられる。この反応度挿入によって損傷領域が拡大し、最終的に厳しい再臨界事象が生じる可能性を評価する。

b. 検討炉型の選択と検討対象外の炉型の扱い

検討を行う候補概念は BWR 型リファレンス炉心 - 高除染燃料とする。この理由は以下の通りである。

(1) SCFBR は公募型研究として大学委託にて行っているため、設計データの充足度と JNC のニーズへの柔軟な対応といった点で不向きである。
(2) PWR 型増殖炉は、設計研究を行っており必要なデータを取り揃えることは可能であるが、BWR 炉と比較すると経済性の面で不利があり、有望な概念とは言えない。

なお、検討対象外の炉型については、それぞれ以下のように扱うこととする。

(1) SCFBR は、フェーズ１での結論においては炉心損傷時の事象評価を検討課題として挙げるに止める。本格的な評価はフェーズ２へ先送りとなる。
(2) PWR 型 FBR については、現在電力共同研究でおこなっている定性的な事象進展評価のみとする。すなわち、事象進展評価に基づく定性的評価を行うが、格納バウンダリに対する熱的・機械的負荷の定量的評価はフェーズ２へ先送りとなる。

c. 高転換比 BWR 型炉の再臨界性評価

(1) 評価の方針

評価ケースは日立の定性的評価による代表的ATWSシナリオ（SLCシーケンス）に沿ったものとする。ただし、冷却材が喪失して炉心が露出し、低出力状態で炉心の崩壊が進行するという、高転換比BWRにおける炉心崩壊開始後の事象推移の起因事象に対する依存性は小さく、解析結果は他のATWSの事象推移にもほぼ対応すると考えられる。炉心損傷が始まる時点を評価のスタート時点とし、炉心損傷の拡大を評価する。評価の位置付けとしては 高転換比BWR型炉の特徴を捉えるということに主眼を置き、詳細な評価はPhase 2以降の課題となる。

評価対象である炉心損傷に至るシナリオはおおよそ次のようになると考えられる。①ATWS事象に対してほう酸水注入系(SLC)が不作動であった場合、炉心出力が残留熱除去系による格納容器からの除熱量を上回り、格納容器は炉心から流出した蒸気により過熱・過圧される。②格納容器が破損してECCSポンプが機能喪失し、その結果、炉心が冷却材不足によって露出する。③水冷却炉はボイド反応度が負であるために冷却材が喪失しても核的には臨界状態とはならないが、炉心の冷却が不充分であるために崩壊熱により徐々に炉心溶融を起こす。

(2) 解析体系

本解析で使用した解析体系図を図 4.8.4(4)-53 に示す。この解析体系を用いて崩壊熱レベルで炉心が溶融する挙動を 2 次元核熱流力コード SIMMER-III を用いて評価する。炉心溶融を起こし、溶融燃料が下方に移動する過程は数分～数十分のオーダの事象である。SIMMER-III で全炉心を細かくメッシュを切って解析する場合には現状の計算機の能力から見て高々十数秒のオーダの計算までしか現実的でないため、径方向には熱流体計算のメッシュは４メッシュとしている。ただし、核計算に用いるメッシュは軸方向、径方向とも充分小さく設定する。ほぼ出力密度の等しい内側領域（炉心全体の約50%）をまとめて１領域とし、出力密度変化の著しいその外側領域を更に３つに分けた。核計算に関する初期条件は表 4.8.4(4)-21 の通りである。日立殿によると炉心崩壊開始時点での出力はほぼ崩壊熱であるとのことなので、fission power は暫定的に崩壊熱の 10^{-6} であるとした。なお、今回の解析では崩壊熱は常に一定（2.5×10^{-2}Po）であるという条件で解析を行なった。解析初期状態の温度は、燃料、構造材とも日立殿より提供されたボイド化炉心の Doppler 係数計算体系の温度（図 4.8.4(4)-54 参照）に設定して被覆管溶融直前まで崩壊熱で加熱することにより得た。

(3)物性値

被覆管はジルカロイ２の物性値を用いている。被覆管にジルカロイを用いている軽水炉では炉心崩壊事故において燃料と被覆管の共晶反応によって燃料の融点が低下するとされている。ここでは、燃料の融点を2500Kとして解析を行っている。

ｄ．　解析結果と考察

解析結果を図 4.8.4(4)-55 に示す。100s と 130s 前後でそれぞれ下部炉心上部、上

部炉心下部の被覆管が溶融移動することで反応度が印加されるが、反応度は0.6$程度にとどまるため、即発臨界には至らない。180s で下側炉心下部の被覆管が溶融移動を開始することで反応度が 1$を超過し、1000Po 程度の出力ピークが発生する。発生エネルギーは約 12 FPS である。出力ピーク発生時点での炉心温度が低いため、ピーク発生直後の燃料平均温度は1900K、炉心の平均圧力も87 MPa（解析体系圧力79 MPa）であり、この再臨界による炉容器への熱的機械的影響は殆ど無い。この出力ピーク発生後、燃料は内部ブランケット及び下部軸ブランケット領域へ侵入して反応度は急速に低下し、核的な事象進展は終息する。

ｅ．　物質配位の変化による反応度変化（静的核計算）

被覆管の溶融移動、燃料の溶融崩壊によって生じる可能性のある物質配位パターンについて反応度変化を計算した。使用したコードは TWOTRAN の 70 群計算、核データは JFS3 J3.2 修正炉定数版である。解析体系を図 4.8.4(4)-56 に示す。まず、被覆管の溶融移動による反応度変化を評価した結果を表 4.8.4(4)-22 に示す。温度は図 4.8.4(4)-54　に示した温度分布を用いた。被覆管が溶融して炉心から流下することで、最大 4.5 $ 程度の反応度が印加される。

次に燃料の溶融崩壊によって燃料が１次元的にコンパクションする場合の反応度変化を評価する。炉心は軸方向に２メッシュ設定しているので、上下の炉心内の上下２メッシュの数密度を調整することで１次元コンパクションを模擬した。解析結果を表 4.8.4(4)-23 に示す。炉心がコンパクションすると、反応度は低下する。これは炉心が扁平形状であるため、炉心がコンパクションする事による中性子の漏れの増加が効いているためと考えられる。

炉心の溶融崩壊が進行し、上下炉心と内部ブランケットが均一に混合した配位を想定した場合の反応度変化を評価した結果を表 4.8.4(4)-24 に示す。基準計算と混合後の体系の温度は図 4.8.4(4)-54　の温度分布を体積重みで平均した温度（1260K）を用いた。高増殖比 BWR は２つの扁平炉心で内部ブランケットをはさんだ設計となっているため、上下の炉心と内部ブランケットが混合されると２つの炉心が近接することと同様の効果となり、10.5 $という大きな反応度が印加される。

ｅ．　高転換比 BWR の ATWS 事象推移解析のまとめ

高転換比 BWR の ATWS 事象では、崩壊熱レベルの低い出力で炉心の溶融崩壊が進行する。被覆管が溶融流下することによる反応度印加量が約 4.5 $であり、極めて低い核出力における反応度印加であることから、被覆管の溶融移動のみによって再臨界が発生する。ただし、炉心のエネルギーレベルの低い状態からの再臨界であるため、この再臨界による炉容器の格納機能への影響はほとんどないと考えられる。被覆管移動による出力変動が終息した後は、炉心位置での１次元コンパクションによる反応度印加が生じないことから、被覆管溶融移動による挿入反応度を補償するまで燃料の温度が上昇した後に、徐々に出力が低下する緩慢な挙動になると予想される。その後の事

象推移は反応度レベルが初期から高いことを除けば、PMD と同様になると考えられる。

f． 高転換比 BWR における再臨界排除方策

ボイド反応度が負であり、かつ冷却材喪失によって炉心損傷が開始する高転換比 BWR では、炉心崩壊過程の事象推移は緩慢になり、燃料が崩壊するとしても初期にはその可動性は低い。従って、Na 冷却炉で提案されている燃料排出型の再臨界排除方策は有効ではない。しかし、本解析で示されたように、被覆管の炉心からの流出によって駆動される再臨界は炉容器に対する負荷とはならず、かつその後の事象推移も緩慢に推移することから、ATWS 事象に対しては再臨界排除方策を採る必要は無いと考えられる。一方、PMD 過程では、炉心の崩壊が進行して上下炉心と内部ブランケットが混合するような状況となり再臨界に至る可能性が高い。今後の評価において、この再臨界による格納系への負荷が大きいとの見通しが得られた場合は、PMD における再臨界は炉心健全形状が喪失し、かつ炉容器内外の各所で生じることから、毒物を混入させたり、融体を空間的に分離して保持するような方策となる。これらの方策の具体化とその有効性の確認は今後の課題である。

g． 水冷却高速炉の炉心安全性に関わる Phase2 の課題

高転換比 BWR については、前述のように PMD 過程における再臨界排除方策の必要性判断、必要とされた場合の具体化と有効性の確認が課題となる。PWR 型増殖炉及び SCFBR についても候補概念の絞り込みのためには ATWS と PMD における事象推移評価が必要である。

(vii) 各種候補燃料概念に係る局所事故の特性と安全研究課題の検討

(a) 局所事故に関して求められる特性

炉心局所における異常の影響については、第一には環境中への有意な放射性物質の放散を防止することが重要であり、全炉心の損傷に至るような可能性が確実に排除される必要がある。また、一方では、異常が軽微な段階でこれを検知して必要な措置をとることは、安全性の確保は勿論のこと、原子炉を設置・運転する側の財産保護の観点からも必要なものである。

このような観点から各種の候補燃料概念に共通に求められる特性としては、異常の拡大速度がそれに対する対応策に必要な時間スケールとの関係で十分に緩慢であることが挙げられる。

以下においては、これまでの研究による知見が豊富なＮａ冷却ＭＯＸペレット型燃料の場合を基本に、候補燃料に求められる具体的な安全上の特性について述べる。また、他の各種候補燃料／冷却材概念については、既存の知見からの類推を交えて考えられる特性について述べるとともに、これらのオプションを進める上で解明されるべき課題について示す。

(b) 各候補燃料概念の基本応答

① Ｎａ冷却型の概念

ａ．ＭＯＸペレット燃料

図 4.8.4(4)-57 はＮａ冷却ＭＯＸペレット型燃料を基準として、局所事故で想定される種々の状況と異常拡大防止の観点からのポイントを示したものである。局所事故のイニシエーターとして代表的なものには、燃料ピン自然破損及び冷却材流路中に存在する異物による流路閉塞が挙げられる。Ｎａ冷却型ＭＯＸペレット燃料については、多くの実験的研究や解析的研究がこれまでになされている。このような研究よると、異物による流路閉塞がもたらす温度上昇は一般に小さく、短期的な被覆管破損には至り難い。従って、極端に大きな流路閉塞をアプリオリに想定しない限り、流路閉塞からの被覆管破損（少ない温度上昇でも長期的には破損し得る）事象は、少数燃料ピンの自然破損からの事象進展と基本的に類似のものと考えられる。このような状況においては、燃料ピン間の破損伝播の起こり難さが重要な安全特性となる。Ｎａ冷却型のＭＯＸ燃料については、このようなピン間破損伝播が極めて起こり難く、タグガスやＤＮ信号の観測及びこれらを踏まえた安全対策を適切に行うにより、異常の初期段階での安全確保が十分に可能であるとの見通しが得られている。

一方、極端に大きな流路閉塞をアプリオリに想定した場合、冷却材の沸騰と燃料損傷に至り得るが、この場合、破損燃料からは大量のＤＮ先行核が冷却材中に移行することが示されており、このＤＮ信号を基に炉停止を確実に行うことで、損傷を燃料集合体の規模に制限することが可能であるとの概略見通しが得られている。なお、このような極端に大きな流路閉塞の想定は、特定のシナリオに対応した影響評価というよりも、「緩慢な事象進展段階での異常検知」に対して、これを敢えて無視した条件での「安全性の深みを確認する」との意味合いが大きい。

今後の設計高度化の観点からは、線出力の増加や、より高い燃焼度の達成が求められており、これらの高性能化の安全特性に与える影響の確認が残された課題となっている。特に、炉心の大型化や高線出力化においては、制御棒誤引抜き事象時（スクラム作動を前提としてスクラムまでの挙動に注目）に引抜制御棒周辺の局所的な発熱が大きくなり、燃料溶融を生じる事態も想定し得る。一般にＭＯＸペレット型燃料ピンの破損限界は高く、このような状況に対しても、平均的な特性を持つ燃料ピンの健全性は確保できる。しかしながら、このような状況に少数燃料ピンの破損を想定した場合でも、炉心損傷のような事態への進展は確実に防止されるべきであり、この領域に対応した溶融燃料放出とその安定冷却性にかかわる研究は今後とも継続される必要がある。また、より高い燃焼度条件においてはプレナム・ガス量が増加し、燃料溶融を伴った比較的短時間の損傷拡大過程においては放出ガスによる除熱阻害が増加する可能性がある。除熱阻害が増加すると損傷拡大速度が増加し得るため、このような高燃焼度条件の影響について検討・確認する必要がある。

ｂ．バイパック燃料及びTRU燃料など

バイパック燃料についてのRBCB運転経験はBOR-60の例など極めて少ないが、破損ピンからの燃料流出が生じ難いなど、ペレット燃料の挙動と大きな差は見られない。またMOL7B試験では、燃料粒子の大きなスフィアパック型のＵＯ２燃料によるRBCB運転の実績があり、やはりペレット燃料と同等の特性と見ることができる。

このようにUO2燃料による限られた情報からではあるが（Naとの反応の観点からはMOXのほうが相対的に厳しいと考えられる）、バイパックを含めた粒子型燃料の局所事故に係る特性については、通常のＭＯＸペレット型の場合と基本的に同等と推定できる。

この他、TRU燃料等の局所事故についても、その特性は通常のＭＯＸペレット型と同様と考えられる。

なお、RBCB条件下での異常診断技術の観点からは、これらの燃料の相違によ

って通常ＭＯＸペレット燃料に対するものと異なる可能性があり、将来的には実験的に確認してゆく必要がある。

ｃ．金属燃料

金属燃料については、充分な RBCB 運転経験が EBR-II から得られている。これによると、燃料ピン間の破損伝播は極めて起こり難く、またＤＮ先行核の冷却材中への移行はＭＯＸ燃料に比べるとオーダーが下がるものの、異常診断が可能なレベルのＤＮ信号は得られるものと考えられる。

なお、金属燃料に特有の現象としてピン破損時のボンドＮａ喪失が挙げられるが、これによって異常の進展が極端に促進されるような事態は想定し難い。ただし、具体的な燃料設計に応じてボンド喪失の影響を評価する必要があり、場合によっては必要な設計対策が求められる可能性もある。

比較的規模の大きな閉塞を初期条件とした場合の損傷拡大挙動についての直接的なデータはないが、燃料の熱伝導率が高いことは損傷部分の高温化を抑制する効果を与え、溶融燃料のエンタルピーが相対的に低いことは移動先での冷却材によるクエンチ性を高める効果を与えるものと考えられる。このような現象論的推定に基づくと、金属燃料の損傷拡大速度はＭＯＸ燃料並みか、これよりも緩慢であると考えられる。

制御棒誤引抜事象において少数ピン破損を想定した場合の冷却性の観点からは、溶融燃料の冷却材流路中への急速な放出が問題となる。金属燃料では、被覆管と燃料成分の共晶反応が破損限界そのものに影響すると考えられるものの、燃料ピンの伝熱性能が高く、破損後冷却性の観点から懸念されるような燃料溶融の可能性は相対的に低いと考えられる。また、TREAT　Ｍシリーズ試験の結果では冷却材流路中に放出された燃料が冷却材流によってスウィープアウトされており、仮に溶融燃料の放出を想定した場合でも、損傷拡大の初期段階での冷却ポテンシャルが高い。

ｄ．窒化物燃料

ここでは、Ｎａを冷却材とした従来型の窒化物燃料について述べる。Ｎａ冷却の場合については、線出力をＭＯＸ燃料と同等に設定する限り、基本的にＭＯＸ燃料に類似の特性を持つものと推定される。特に、窒化物の高いＮａとの共存性は RBCB を極めて安定なものにするものと考えられる。

Ｎａボンドの場合については、破損時のボンド喪失の影響について検討／確認する必要があるが、ガスボンドを想定する限りＭＯＸ燃料や金属燃料と同様、ピン間破損伝播が短時間に生じるような状況は考え難く、ＤＮ信号による RBCB フェーズでの異常診断についても原理的には可能と思われる。

但し、燃料内には大量のＦＰガスが蓄積していることに加えて、燃料昇温時に窒素ガスの解離の可能性がある。これらのガスの発生は、異常部分の冷却性をさらに低下させ得るため、一定規模の初期損傷を想定した場合の損傷拡大挙動については、これらのガス発生の影響を確認する必要がある。

なお、制御棒誤引抜事象時の燃料溶融の可能性は金属燃料の場合同様、低く抑えられる。ただし、燃焼度の進んだ段階では、燃料溶融がなくとも FCMI が顕在化し得るため、集合体単位での多数ピンの同時的な破損と急速なガス放出など冷却性の観点からの懸念材料については将来的な確認を要する。

この他、現状の設計では採用される方向にはないが、窒化物燃料の特性を最大限に引き出すべく線出力を大きく設定する場合には、損傷拡大速度に顕著な影響を与えるものと考えられ、比較的規模の大きな初期閉塞を想定した場合、炉停止時点での損傷拡大範囲が大きくなるものと考えられる。

ｅ．炭化物燃料

炭化物燃料については RBCB データが若干得られており、線出力をＭＯＸ燃料と同等に設定する限り、基本的にＭＯＸ燃料に類似の特性を持つ。ピン間の破損伝播は生じ難く、破損ピンからのＤＮ放出は金属燃料とＭＯＸ燃料の中間的なレベルといえ、ＤＮ信号による RBCB フェーズでの異常診断も可能と思われる。

なお、窒化物の場合と同様、定格線出力を大きく設定する場合には、損傷拡大速度が大きくなり、比較的規模の大きな初期閉塞を想定した場合の炉停止時点での損傷拡大範囲は大きくなる。

②　ガス冷却型の概念

これまでの設計研究においては、CO2 冷却型とＨｅ冷却型の二つが候補になっており、前者については酸化物ペレット型燃料が標準的な候補とされる。一方、後者については、窒化物のペレット型燃料、及び窒化物燃料を核とした被覆燃料粒子概念が候補とされている。

このようなガス冷却型の概念においても、炉心局所の異常に係わる診断手段としては、冷却材中に移行したＦＰガス、及びＤＮ先行核のモニタリングがある。ただし、これらの要素に対し各検出器で得られる信号レベルは、Ｎａ冷却の場合とは異なるものと考えられ、異常診断成立性の判断のために実験データに基づく確認が必要である点は共通課題である。なお、ＦＰガスについては１次系冷却材がガスであることによって、Ｎａ冷却の場合のカバーガスに較べて希釈率が大きくなるので注意を要する。

制御棒誤引抜事象時の破損燃料冷却性の観点からは、ローカルな過出力レベル、燃料破損限界、破損後の除熱性の３つの要素が重要になる。Na 冷却 MOX 大型炉については、これまでの設計研究により中性子検出器の配置などを適切に設計することで、燃料溶融に至るリスクを十分に少なくできる見通しが得られている。これに対し、ガス炉については具体的な設計が必ずしも明確になっておらず、ローカルな過出力をどの程度に抑制できるのかには不確定性がある。従って、制御棒誤引抜事象時のローカルな過出力レベルがより大きくなる状況も想定しておく必要がある。

この他、Ｎａ冷却との違いとして、事故後の損傷部分からの崩壊熱除去の困難性が考え得る。即ち、損傷部分周辺のガス流は除熱能力がＮａの場合よりも劣ると考えられ、損傷部分からの崩壊熱除去が十分に行えるかどうかにも留意する必要がある。

ａ．ＭＯＸペレット型燃料（スティール被覆管）

Ｎａ冷却の場合と異なり、FSRP(Fuel Sodium Reaction Product)形成がなく、ピン破損を生じた場合の破損口拡大のポテンシャルは低い。また、ピン破損時のガス放出が除熱に与える影響も小さく、RBCB の安定性とピン間破損伝播のし難さについては良好な特性が予想される。

但し、冷却材流路閉塞を想定した場合、閉塞部周辺を流れるガス流がＮａ並みの除熱能力を与えるかどうかについては疑問があり、検討を要する。一般にガス冷却では、一度形状が崩れた場合の除熱性能低下の懸念が大きく、異常の検知性能によっては、炉心損傷のリスクを十分に排除できるかどうかが問題となり得る。

制御棒誤引抜事象時については、前述のようにローカルな過出力レベルに不確定性があり、Ｎａ冷却よりも燃料溶融ポテンシャルが増加することも考えられる。また、少数ピン破損を想定した場合の溶融燃料放出時の破損伝播ポテンシャルの観点でも、スティール被覆とガス冷却の組み合わせでは、厳しい方向にシフトする。

ｂ．窒化物ペレット型燃料（高耐熱合金被覆管）

RBCB 挙動やピン間破損伝播のし難さについては、前述のＭＯＸペレット型と同様と推定される。また、燃料の熱伝導率が高いことは、流路閉塞等局所の除熱低下時にも燃料溶融が生じ難く、溶融燃料の移動に伴う損傷拡大のポテンシャルを抑制する効果を与える。更に、融点の高い合金を使用することで、被覆管による燃料形状維持機能も増加する。但し、一方ではガス冷却であるが故に、閉塞周辺からの除熱性能がＮａ冷却に較べて低下することが考えられ、これら

を総合した場合に異常拡大挙動がＮａ冷却ＭＯＸペレット型に較べてどのように位置づけられるのかは不明確である。

制御棒誤引抜事象については、燃料溶融のリスクが低いことから良好な特性が予想される。

ｃ．窒化物被覆燃料粒子

現在検討が進められている被覆燃料粒子型の燃料については、燃料粒子を納めた容器が集合体サイズに及び、ピン間破損伝播という概念が当てはまらない。そこで、冷却材流路形状の健全性という視点で異常の初期過程をとらえることとする。流路閉塞には入口流路閉塞（アニュラス状燃料装荷部分内側に位置する網目状の内筒構造に対する閉塞）と燃料粒子部分での閉塞、あるいはこれらの共存が考えられる。広い範囲に及ぶガス透過性の高い閉塞に対しては、燃料温度が上昇することで、コーティング破損が考えられる。このようなコーティング破損が比較的広い範囲に及ぶと、ＦＰガスやＤＮ信号から、異常は検知し得るものと推定される。ただし、狭い範囲の透過性の低い閉塞想定によって燃料温度が１６００℃程度を越える条件では、窒素の解離が考えられ、残る金属の溶融移動が可能になると思われる。このようなメカニズムによる損傷拡大については全く知見がなく、異常の検知性との関係からの議論は難しい。

制御棒誤引抜事象については、燃料自体の伝熱性能が高いことから問題とはなり難いと推定されるが、窒素の解離と金属の分離が課題となり得るため、検討を要する。

(c) 現状のまとめ

各候補燃料概念毎に、局所事故に係る概略特性と検討課題について表4.8.4(4)-25 に示す。なお、炭化物については設計研究における現在の優先度が低いことから除外した。総じてナトリウム冷却型については、ＭＯＸを基本とした知見が応用でき、窒化物のガス放出の影響を除けば、局所事故のに係る大きな懸念事項は現状では見当たらない。ただし、これらについても、異物混入防止手段の相違など、今後より細かな検討を加えて行く過程では見直される余地は充分にある。これに対してガス冷却の概念については、異常診断の達成レベルに不確定性が大きい。また、燃料形状が変化して冷却材との接触面積が低下した場合に、ガスはナトリウムに比べて伝熱能力と熱容量が劣るため断熱的な損傷拡大挙動が予想され、損傷拡大速度はＭＯＸを初めとするナトリウム冷却概念よりも大きくなるものと考えられる。さらには、損傷部分の炉停止後の崩壊熱除去についても、ガス炉については不確定性が大きい。

このように、ガス冷却の概念については局所事故における事象進展を厳しく

させる要素がいくつか含まれており、その安全特性の見極めには今後の実験的な研究が不可欠である。

(viii) 各種燃料・冷却材系のFCIマップ

概 要

炉心損傷(CDA)過程における溶融燃料と冷却材の熱的相互作用(MFCI: Molten-Fuel/Coolant Interaction)の激しさは冷却材/溶融燃料の温度・物性値等に依存する。FCIによる大規模蒸気爆発発生のポテンシャルを各種燃料(MOX、金属燃料、窒化物燃料)/冷却材(ナトリウム、鉛、水)の組合わせについて相対比較した。この比較のために、大規模蒸気爆発発生のポテンシャルを生じる燃料/冷却材の温度条件領域(モードB、C領域)を示すFCIモードマップ(Sa. Kondo et al./JNC)を各種燃料/冷却材の組み合わせについて作成し、事故シナリオのとの対応により、当該ポテンシャルを相対比較した(図4.8.4(4)-58～-63)。

[ナトリウム冷却材の場合]

MOX燃料及び金属燃料では、大規模蒸気爆発発生のポテンシャルを生ずるに必要な溶融燃料温度過熱度が高く、CDA最確シナリオでは当該ポテンシャルは無い。MOX燃料の場合、多数の炉内・炉外試験データはこれを裏付けている。窒化物燃料の場合、その高い熱伝導率に起因して、当該ポテンシャル発生の下限燃料温度が下がり、燃料溶融が起こると、即、ポテンシャルを発生する。しかし、窒化物燃料の熱解離による窒素ガス分圧は融点で約1atmとなり液・液接触を妨げるため、激しいFCI発生は否定される可能性も有る。しかし、融点温度以上での窒化物燃料の熱解離挙動及びナトリウムとのFCI試験データは皆無のため、試験データ取得が必須である。

[鉛冷却材の場合]

鉛はその自発核生成温度が高く(3884℃)、いずれの燃料の場合も、当該ポテンシャル発生の溶融燃料下限温度は燃料の大気圧沸点を大幅に超える(図4.8.8(4)-63で液・液接触のウインドウが無い)。CDAシナリオを念頭に置くと、鉛を冷却材とする炉心では大規模蒸気爆発発生のポテンシャルは無い。

[水冷却材の場合]

MOX/水系のFCIマップ図4.8.8(4)-62は水の臨界温度(374℃)が他の冷却材に比べて非常に低いために、上記の他の系と様相が異なり、初期接触温度が自発核生成温度を超えるための最低燃料温度は燃料の固体温度領域にくる。しかし、燃料の固体領域では液・液接触を生じないために、この領域では大規模蒸気爆発発生のポテンシャルは無い。溶融MOX及び溶融窒化物燃料と水のFCIでは、液・液接触温度が水の自発核生成温度(<374℃)を大幅に超え、大規模蒸気爆発発生のポテンシャルを生じる温度領域に入る(モードC領域)。しかし、溶融コリウム(UO_2+ZrO_2+SS)/水の多数の炉外試験データでは大規模蒸気爆発は観測されていない。水炉の場合も窒化物燃料の熱解離窒素ガスがFCIに与える影響は、ナトリウム炉の場合と同様に重要である。しかし、溶融窒化物燃料と水のFCI試験に関する知見は皆無である。

(ix) 各種燃料による臨界性マップ

① 検討方針

a. 検討の目的は、多様な炉心間の再臨界性の一次評価に役立つ臨界性マップを作ることであり、炉心損傷時の溶融体系を想定して、基本的な炉心パラメータについて臨界解析を行う。

なお、再臨界特性の詳細については、各炉心ごとの設計仕様に基づいて、SIMMER-III コードなどを用いた CDA 解析を行う必要がある。

b. 検討の範囲は、Phase 1 で候補概念として取上げられている炉型、出力規模、燃料形態などの範囲内で設計された炉心とする。

すなわち、炉型としては Na 冷却炉、鉛冷却炉、水冷却炉、ガス(CO_2 、He)冷却炉など、燃料形態としては MOX 燃料、金属燃料、窒化物燃料など、出力規模としては小型炉から大型炉までを検討対象としている。

c. 検討に用いる解析方法は、多様な炉心の核特性を同一の核データを用いて計算できる汎用性と、核燃料施設を対象に評価されている臨界安全ﾊﾝﾄﾞﾌﾞｯｸ・ﾃﾞｰﾀ集と同じレベルの計算精度を有する核解析ｺｰﾄﾞｼｽﾃﾑとする。

② 解析内容

a. 解析対象

本検討では、プラント出力規模の検討範囲を小型炉から大型炉までとしているが、Phase 1 の炉心設計例から、核分裂性 Pu (Pu fis) 富化度については 10～30 %程度までを解析範囲としておけば十分カバーできる。また、燃料温度については常温から 3000K 程度の高温までを解析範囲とする。

b. 解析方法

全炉心の溶融体系を想定し、これらを 1 次元あるいは 2 次元体系でモデル化して、SRAC ｺｰﾄﾞｼｽﾃﾑ [1] を用いて解析する。

○ 中性子核反応断面積データ： 核データライブラリ JENDL-3.2 から作成した 107 群断面積

○ 核計算コード：

球、平板体系 ； 1 次元 Sn 輸送計算コード ANISN

円柱、円錐体系 ； 2 次元 Sn 輸送計算コード TWOTRAN

なお、2 次元体系（円柱、円錐体系）の臨界計算では、1 次元平板体系モデルで求めた 107 群ｽﾍﾟｸﾄﾙ (ANISN) で縮約した 18 群縮約断面積を用いる。

③ 解析結果

a. 反射体の効果

炉心溶融時に反射体となりうる炉内構造材や冷却材などの各種の物質(SUS、Zr-2、Na、H_2O、Pb、ブランケット燃料など）を対象に、平板体系における反射体厚さと臨界厚さの関係を解析し、各物質ごとの反射体効果を評価した。そ

の結果、Na 冷却増殖炉を主な比較対象とする場合には、SUS 反射体を 30cm 程度設置しておけば、他の物質に比べて十分な反射体効果が得られ、安全側の臨界性評価になることが示された。

b. 炉心形状の効果

溶融炉心体系の形状効果について、MOX 燃料からなる円柱体系（2 次元体系）の臨界高さ、平板体系（1 次元体系）の臨界厚さの計算結果をまとめて図 4.8.4(4)-64 に示す。この図の２つの円柱体系モデルでは、もんじゅクラス（28 万 kWe）から実用炉クラス（160 万 kWe）までの炉心サイズをカバーするように、炉心等価直径を 1.8m および 4.6m としている。平板体系の臨界厚さは、Pu fis 富化度に関わらず常に円柱体系の臨界高さより小さく、これらを安全側に包絡する傾向が見られる。したがって、溶融炉心体系を平板体系でモデル化しておけば、安全側の臨界性評価になるとともに、Pu fis 富化度がおよそ 15%以上の高い領域では、円柱体系モデルの良い近似になっている。

c. 燃料形態の効果

Pu fis 富化度に対する燃料形態ごとの臨界特性（燃料ポロシティ= 0）を比較して、図 4.8.4(4)-65 に示す。MOX 燃料、窒化物燃料、金属燃料の順で燃料密度が高くなり、中性子ｴﾈﾙｷﾞｰｽﾍﾟｸﾄﾙが硬くなっていくので、Pu fis 富化度が同じならば、臨界性が高くなっている。しかし、炉心性能（運転期間、取出燃焼度など）が同程度であれば、窒化物燃料や金属燃料などの高密度燃料炉心では、定格運転炉心の平均 Pu fis 富化度が小さくなるので、再臨界性に大きな差が生じることはない。

d. 燃料ポロシティの効果

燃料中のポロシティの存在は、臨界性を下げる方向に寄与している（負の反応度効果）。さらに、燃料ポロシティ中に溶融した炉内構造材や冷却材（SUS、Zr-2、Na、H_2O、Pb など）が混入することを想定すると、混入するのが H_2O 以外の物質である場合には、中性子吸収効果が支配的なため、臨界性をより一層下げる方向に寄与する。

これらの混入物質の中では、SUS の負の反応度効果が最大であり、図 4.8.4(4)-66 に示す SUS 混入ケース（燃料ポロシティ= 0.3）と混入しないケース（図 4.8.4(4)-65）とを比較すれば分かるように、平板体系の臨界厚さが２倍以上に増大している。

e. その他

その他の炉心パラメータとして、燃料温度、Pu 同位体組成、燃料スミア密度、燃焼度などについて臨界性に及ぼす影響を評価している。

④ 再臨界性の比較

a. Na 冷却増殖炉の比較

一例として、MOX 燃料を装荷した Na 冷却増殖炉について、全炉心が溶融して軸方向一様にコンパクションした場合を想定して臨界性マップ上にプロットした結果を図 4.8.4(4)-67 に示す。出力規模あるいは炉心サイズに応じて、Pu fis 富化度はもんじゅ→実証炉→実用炉の順で低下しているが、炉心高さ（図中の数値；単位 cm）が同じ順序で増大しているのでコンパクション時の炉心高さと臨界体系高さとはほぼ一定の間隔を保っており、これら 3 炉心の再臨界性には大きな差がないと言える。

b. 水冷却増殖炉の比較

対象とするのは、BWR 型炉（RBWR）、PWR 型重水炉（HPWR）、および超臨界圧水炉（SCFR）であり、主要な炉心仕様を表 4.8.4(4)-26 に示す。これらの炉心間の再臨界性を比較するために、上と同様に、臨界性マップの上に炉心高さ（図中の数値；単位 cm）および溶融体系高さをプロットした結果を図 4.8.4(4)-68 に示す。

この図から分かるように、RBWR の炉心高さは 68cm と低いため、溶融後の高さは反射体なしの臨界体系高さに近ずくレベルまで低くなっている。一方、HPWR および SCFR の炉心高さは、従来型軽水炉に比べれば低く設計されているが、なお 180cm および 336cm と高いため、溶融後の高さは臨界体系高さを示すカーブの上方に留まっている。したがって、HPWR や SCFR などの高い炉心は、再臨界の可能性が相対的に高いと言える。

⑤ まとめ

冷却材、燃料形態などの異なる多様な高速増殖炉を対象に、炉心損傷事象における炉心溶融体系を想定して、各種の炉心パラメータについての臨界体系データ集を作成した。

a. 臨界体系データ集に基づいて、Pu fis 富化度、燃料ポロシティなどの主要なパラメータについての臨界性マップをまとめた。これらの臨界性マップは、多様な炉心間の再臨界性の比較や再臨界防止方策の要否などの一次判断に使用できる。

b. MOX 燃料炉心に対する臨界高さと Pu fis 富化度の関係は、約 9%を境に傾向が異なっており、この値以上では、Pu fis 富化度の増大とともに臨界高さが緩やかに減少するが、この値以下では、Pu fis 富化度の低下とともに臨界高さが急速に増大してゆく傾向を示す。

したがって、再臨界性の低い炉心設計を実現するためには、炉心の平均 Pu fis 富化度を下げることや炉心高さを低くすることが有効である。また、燃

料流出機構を装備した燃料集合体概念などは炉心溶融時の再臨界性の低減に有効である。

c. 上記の Pu fis 富化度依存性は、燃料形態に関わらずほぼ同じ傾向を示すが、MOX 燃料に比べて燃料密度が高く中性子ｴﾈﾙｷﾞｰｽﾍﾟｸﾄﾙの硬い窒化物燃料や金属燃料では、Pu fis 富化度が同一の場合、臨界高さがより小さな値になっている。しかし、炉心性能（運転期間や取出燃焼度など）が同程度であれば、窒化物燃料や金属燃料の炉心平均 Pu fis 富化度は MOX 燃料に比べて小さくなるので、再臨界性に大きな差は生じない。

d. 代表的な三つの水冷却増殖炉を比較すると、炉心高さの低い BWR 型炉（RBWR）の再臨界性は、PWR 型重水炉（HPWR）や超臨界圧水炉（SCFR）に比べて低いことが示された。

水冷却増殖炉では炉容器の直径が相対的に小さいので、燃料溶融デブリが炉容器底部に堆積して再臨界に至るシナリオが想定されるので、再臨界防止策の一つとして、底部に堆積した溶融デブリのポロシティ内にホウ酸水を注入した場合の効果について検討した。その結果、ホウ酸濃度や燃料の溶融状態によっては未臨界にできることが示された。なお、ポロシティ内にホウ酸水が混入するかどうかなどの課題については、別途検討が必要である。

参考文献

[1] 奥村啓介 他、「SRAC；汎用核計算コードシステム」、JAERI-Data/Code 96-015、日本原子力研究所、1996

(x) 受動的安全特性強化型（CDA フリー）概念の成立性に関する議論

① 背景

この議論の発端は、被覆粒子燃料 He 冷却炉における「『CDA フリー概念』の設計要求」であった。ただしここでの検討は、同様に受動的安全特性強化型の中型鉛ビスマス炉や小型炉にも適用されるものである。

「CDA フリー」とは、「炉心溶融（メルト）に対する影響緩和対策を講じる必要がない炉心・プラント」の意味である。影響緩和対策とは溶融燃料の移動によって生じる再臨界を回避する方策やコアキャッチャーを指す。

（たとえ燃料破損が生じて FP の放出があっても、冷却形状が維持されていれば炉心溶融とは考えない。従ってそのような事象に対してはコアキャッチャーの出番は無い。ただし放出されるかも知れない FP を閉じ込めるための格納系は必要である。しかしこの格納系は炉心溶融対策とは考えない。）

「CDA フリー」との用語が、検討に際して混乱を生じさせた。たとえ「CDA フリー炉心」であっても、融点を有する燃料を使用している限り、炉心溶融の発生を排除することはできない(*1)。ただし「CDA フリー」を目指す炉心・プラントにおいてはそのような事象は極めて生じ難いような設計であることから、CDA 緩和対策を不要化できるのではないか、との考え方が提案された。すなわち、「CDA フリー概念」とは、「CDA 緩和対策不要化概念」の意味であることが合意された。

＊１：例えば、ガス冷却炉において仮に「減圧事故＋スクラム失敗＋強制冷却失敗」のような重ね合わせ事象においても燃料溶融に至らない炉心であっても、想定する破損口の大きさ、反応度係数の不確かさ、冷却パスの阻害、（燃料昇温時に）燃料コンパートメントの破損→燃料粒子落下、等により、溶融を想定することは可能。

② 「CDA 緩和対策不要化概念」となる設計要求条件

上記の定義から、「CDA フリーとなる設計要求条件」との問題は、下記のように書換えられる。

(1) CDA 緩和対策を不要とすることが可能か。

(2) 可能とできるならば、その判断は何をもって為すか。確率論的に、CDF (core damage frequency) 値で判断するのか、炉心溶融の回避を要求する事象のリストか（決定論的に）。 そしてその内容は。

(1)に対して：

CDA 緩和を目的とした装置が常に陽に必要であるということはなく、CDF が極めて

小さいことが明らかであるような炉心・プラントでは設計において炉心損傷対策を講じずとも、あるがままの格納施設が炉心溶融事象に対してある程度の余裕（影響緩和効果）があることを安全評価によって示せればよいと考える。あるいは、そのような仮想的な炉心溶融を想定する評価は、安全設計の是非を判断するための評価と言うよりも、全く異なる観点である緊急事対策を予め検討しておくための安全評価として位置づける方が適当であろう。

しかしながら、これらはいずれも安全評価の範疇であり、設計においては「陽な緩和対策をとらなくても良い」場合があり得ることから、(1)の問いに対する答えはYESとしてよい。すなわち「CDA緩和対策を陽には採らなくともよいとすることは可能である。」

(2)に対して：
上記(1)の回答が既にCDFをもってしていることから明らかなように、確率論的に行うことが、包括的であり、漏れがないと考える。

③CDA緩和対策不要化のための設計要求条件の具体的なレベルについて
以後の議論を簡明にするために、事故の発生頻度をイメージしたクラス分類を行っておく。ただし頻度の数値は固定されたものではない。また、これは便宜的なものであり、他で行われている分類と類似の名称やクラス分類となっている部分もあるが、当面は本資料の中だけで用いるものである。表4.8.4(4)-27参照。

クラス１：異常な過渡事象
クラス２：事故（軽微事故、希有事故）
クラス３：クラス２よりも更に低い発生頻度の起因事象。あるいはクラス１の起因事象＋スクラム失敗。BDBE。「５項事象」として扱ったATWSはこの分類。
クラス４：クラス３よりも更に低い発生頻度の起因事象。クラス１の事象＋スクラム失敗＋強制冷却失敗等の多重故障、クラス２（以上）の起因事象＋スクラム失敗などの多重故障。

現行、軽水炉においては許認可においてはクラス２までを評価し、立地評価仮想事故においてクラス３以上の事象に相当する線源量を想定している。しかし新設炉においてはPSAやシビアアクシデント対策は許認可に際して聴取されることから、実質、クラス３の事象に対しては何らかの緩和対策が講じられていると考えられる。

したがって、陽な炉心溶融対策をとらなくともよいとするには、少なくともクラス３の事象に対する耐性があり（クラス１～３の分類に対して炉心溶融には至らない）、クラス４以上の事象に対して初めて炉心溶融の可能性が出てくる、という程度の安全

レベルが、最低限度として必要であろう。これは1E-8/ry程度に相当すると考えられる。また、これは内的、外的事象を含めて考えるべきものである。しかしここでは、設計の判断としてクリアな記述としておくために、以下のように考えることとする。

「クラス３までの事象に対しては炉心溶融には至らず、かつクラス４の代表的な内的事象対して炉心溶融に至らなければ、設計においては炉心溶融対策を不要としてよいと判断する」

ただし、安全評価については、炉心の固有の安全性を確認し、あるいは緊急時対策を検討するといった、設計とは異なる観点で実施される。

「代表的な事象」とは、その炉の安全上の特徴を考慮して選定されるものとする。たとえば高圧のシステムであれば圧力バウンダリの破損を起因として多重故障を重ね合わせた事象となるであろう。

上記の説明からも理解できるように、クラス４の事象に対して炉心溶融に至らないこととの記述は、炉心溶融対策不要化の必要条件ではあっても、十分条件であることを十分に説明してはいない。従来、何らかの緩和対策を講じていた事故事象の発生頻度レベルを遙かに超えるレベルにまで炉心の固有の安全性を高めるならば、設計において炉心溶融対策を講じなくとも良いかも知れない、との期待を表現したものに過ぎない。

さて、この記述に対して、いくつかの疑問が呈されることが容易に想像できる。

ア．クラス４の事象に対する耐性があるとは1E-9～E-10/ryのCDFであるが、そのような小さなCDFは実証できない、

イ．内的事象でも1E-8あたりには炉心支持板破損や局所事故からのCDAがあるのではないか、

ウ．外的事象、たとえば地震によるリスクの方が大きいのではないか、

確かに、現在のPSAの技術や経験によっても1E-7～E-8/ryのレベルを立証することでさえ困難と考えられる。これは、イ．やウ．で挙げられる不確かさの大きい内的、外的事象が重畳してくるためである。これらのうちで、局所事故については、その前兆事象を捉えて燃料、集合体に関する設計上の対策を講ずることや検出系の改善によってその発生頻度を低減していくことが有効である。

また、地震等の外的事象から炉心溶融に至るシーケンスのうち、通常の内的事象（PLOHS、ATWS、及び上で考慮するクラス４事象）に帰着されるシーケンスは、クラス４事象に耐性のあるプラントでは炉心溶融に至らないと考えられる。炉心や炉心支持板に直接的に損傷が及ぶような事象が残されるが、一般に炉心周りは強固に作られることからその頻度は比較的低いと考えられ、また、そのような事象による炉心溶融

が生じる場合に対しては通常の炉心溶融影響緩和対策は既に有効ではないと考えられる。

④被覆粒子燃料 He 冷却炉について

現在の被覆粒子燃料 He 冷却炉の設計においては、出力密度は 30W/cc 程度と下げることによって「減圧事故＋スクラム失敗＋強制冷却失敗」に対して燃料の健全性は損なわれるものの、溶融には至らないことを狙っている。これは上述のクラス４の事象に対する耐性があることを意味し、したがって CDA 影響緩和対策を講じない設計を指向している。もしそのような炉心の安全性が達成されるのであれば、従来概念と比較して極めて高い安全性が達成されていると理解できる。

ただし、全く運転経験の無い炉であるため、その安全性のレベルが設計段階のみならず製作の段階、４０年に及ぶ運転寿命中の経年変化、多くの運転員・保守員の世代交代等を経てなお確保されるかどうか、等は別の問題であることは指摘しておく。

このような新規の炉において、安全評価により固有の安全性を確認し、仮に炉心溶融を想定しても格納系によってあるいはアクシデントマネジメントを加えてその影響を緩和できることが示されていれば、公衆の信頼は大きく増進すると考えられる。

(xi)まとめとPhase２計画

本小節(4)多様なプラントにおける炉心安全性の検討では、多様なプラントにおける炉心安全性を下記の目標レベルを念頭において検討した。ただし定量的な目標については、現在、原子力安全委員会にて定量的安全目標の議論がおよそ２年の計画で始められたところであることから、今後はそこでの議論に注目し、実用化戦略調査研究に速やかに反映していくこととする。

定性的な目標

安全性の目標：炉心損傷に至る恐れのある事象の発生防止。その発生を仮定しても原子炉内で自然に終息。

より決定論的な、定量的な目標（今後原子力安全委員会における定量的安全目標の議論を反映していく）

１）代表的な炉心損傷の起因事象に対して、短時間で炉心損傷に至る場合には、受動的な炉停止能力を有するか、あるいは、受動的機構により事象進展を緩和し、運転員の介在により事象終息を図ることが可能な設計とすること。なお、短時間で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

２）代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を排除できる設計（再臨界排除）とする。

３）短時間（24 時間程度をめやす）の全交流動力電源喪失に対して、原子炉を安全に停止し、かつ、停止後の崩壊熱除去を自然循環により達成できる設計であること。

４）上記１）～３）により、炉心損傷発生頻度 1E-6/炉年未満。

Phase１において検討した各プラントに対する炉心安全性の観点からの検討結果を表 4.8.4(4)-27 にまとめた。

○ 炉心安全性の検討によって不適合と判断された組み合わせはナトリウム冷却窒化物燃料炉のみである。ただしこれも金属燃料との比較により、窒化物燃料は金属燃料の場合と同程度の炉心性能が得られるにもかかわらず、開発課題が多いために、金属燃料よりは優先度が低いと判断されたものである。

○ 重金属冷却炉については、MOX 燃料において炉心損傷を想定した場合に、燃料の沈降によって再臨界が発生した。MOX 燃料は鉛冷却在中で固体状態で沈降していくことから、Na 冷却炉において考案したような再臨界回避方策は鉛冷却材では有効ではない。MOX 燃料は炉心性能の観点で既に対象外とされたが、しかし炉心性能の観点で有望な窒化物燃料炉においても、炉心損傷を想定した場合の有効な再臨界

回避方策は見いだされていない点は同様である。ただし同組み合わせでは、CDA 影響緩和対策を不要とする概念を狙った完全自然循環型のプラントが検討されており、その場合には ULOF 事象の想定そのものが不要となる。ただし炉心性能上は魅力のないものとなってしまい、強制循環型の検討も予定されている。したがって、現状では上記の理由によって不適合とは判断しない。金属燃料との組み合わせでは、燃料融点が低いことから、MOX 燃料、窒化物燃料とは異なる事象推移となる。被覆材溶融以前にピン内で燃料が溶融、上方へ移動し、共晶反応によって被覆材を破損させると予想される。冷却材中に流出した燃料については固化して閉塞を生成する可能性と、液体あるいは固化した微粒子の形態で自然循環流に乗って流出する可能性もあり、事象推移には不確かさが大きい。よって、炉心設計が検討されていない現状では、不適合とは判断しない。

○ ガス冷却炉については CO2 冷却型について、コアキャッチャーの設計成立性も含めて、原子炉内の終息が可能と判断した。He ガス冷却炉は耐熱ピン型も被覆粒子型も CDA 影響緩和対策不要化を狙っていたために本節における炉心損傷事象の検討は実施していない。しかし耐熱ピン型は CDA 影響緩和対策不要化目標を達成できず、コアキャッチャーの設置を検討中であり、これの設計成立性については、H13 年度に検討する。He ガス冷却被覆粒子型燃料については出力密度の低下によって CDA 影響緩和対策不要化を達成できる見通しが得られているが、炉心性能上は魅力が低下しており、H13 年度に CDA 影響緩和型とした場合の成立性についても検討することとしている。したがって、現状ではこれらの組み合わせについてはいずれも不適合とは判断しない。

○ 水冷却 FBR については特に BWR 型について検討を実施中である。同概念は水冷却３概念中、炉心損傷時の再臨界可能性が最も低い。ATWS 事象については評価の結果、被覆材の移動による反応度挿入は緩慢であり、これによる再臨界事象は問題とならず、続いて炉停止状態からの炉心損傷事象（PMD モード）に類似した極めて緩慢な CDA シナリオへ進むと考えられる。PMD モードの炉心損傷シナリオについては評価を実施中であるが、炉心のアスペクト比から、厳しい再臨界の可能性は低いと予想される。PWR 型、SCFBR 型はともに高い炉心長、小さな炉容器径から、炉心損傷時には、炉心部、及び圧力容器下部での再臨界の発生可能性が BWR 型と比較して高いと予想されるが、SCFBR については H13 年度以降に評価を行う予定であるため、現状では不適合との判断はしていない。

Phase２計画について

○ 再臨界回避方策の有効性を試験（EAGLE 計画）・解析を通して確認する。
まずは内部ダクト型に集中して、再臨界問題に解があることを示すことを目的とし

て EAGLE 計画を推進する。次いで ABLE 型のようなより炉心への影響の小さな方策について、成立性を検討する。ABLE 型について Phase 2 の間に炉外試験を実施することを念頭に、H13 年度から検討を開始する。

○Na 冷却ループ型炉における再臨界回避方策を用いた場合の PAMR/PAHR 成立性検討

コンパクト化された炉容器内での事故後熱除去は一般に厳しい方向となる。内部ダクト型や ABLE 型の再臨界回避方策を採用した場合の事故後物質移動、崩壊熱除去のシナリオを作成し、解析モデルの開発、必要な試験計画の検討を行う。

○ガス冷却炉コアキャッチャーの設計、妥当性評価

He 冷却の耐熱ピン型炉においては当初は CDA 影響緩和方策不要化を指向したが、達成は困難な見通しであり、コアキャッチャーの設置が検討されている。H13 年度には被覆粒子型燃料炉も含めた He 冷却型炉の検討を継続することとしており、このため、耐熱ピン型のコアキャッチャーの設計を検討して、その成立性を評価する必要がある。

○ 重金属炉の炉心損傷過程の検討。

重金属冷却炉において CDA 緩和対策不要化を達成できなければ、再臨界回避方策、コアキャッチャー等の検討が必要となる。本件については重金属炉の設計進捗を見極めて判断することとする。

○ 新概念炉の予備的 PSA 評価の実施

各種概念炉のリスク低減を合理的に達成するために、各々について予備的 PSA を実施し、各プラントにおけるリスク低減要素の検討、プラント間のリスク比較を行い、Phase 2 における絞り込みに対する判断材料とする。

○ 各種燃料、冷却材炉心用 CDA 解析モデル開発

金属燃料、窒化物燃料、ガス冷却材、重金属冷却材等に対する CDA 解析モデルを開発し、検証計画も併せて検討していく。当面は Na 冷却金属燃料炉について開始する。

表4.8.4(4)-1　Na冷却MOX炉心：解析対象炉心諸元

	第1炉心	第2炉心	第3炉心
- General -			
Power (MWt)	3800	3800	3570
Burnup, Max/Av. (10^4 MWD/MTM)	15.0	15.0	14.4
Core Height (cm)	120	80	100
Axial Blanket Length (cm) Upper/Lower	1.2 / 10.0	40 / 40	40 / 40
Pu Enrichment Inner/Outer-EC-Core	17.1 / 19.4 (Pu / Pu+U)	22.2 / 27.7 (Pu / Pu+U)	24.69
Coolant: Inlet/Outlet Temp. (c)	395 / 550	395 / 550	395 / 550
- Fuel Design -			
No. of Fuel Assemblies	462	576	408
Inner/Outer No. of Pins/Assembly	234 / 271	294	331
Hex Cell Pitch (mm)	195.4	194.5	201.0
Fuel Pin Pitch (mm)		9.85	10.2
Inner/Outer Duct Outer Face-to-Face (r	64.6 / 192.4	60 / 191.5	198
Inner/Outer Duct Wall Thickness (mm)	1.5 / 3.0	1.0 / 5.0	5.0
Clad Outer Diam. (mm)	9.7	8.8	8.8
Clad Thickness (mm)	0.6	0.6	0.6
Clad - Pellet Gap Width (mm)	0.09	0.09	0.09
Pellet Inner/Outer Diam. (mm)	2.26 / 8.32	2.28 / 7.42	2.28 / 7.42
Pellet Density (%TD)	95	95	95
- Core Reactivity Coeffs. - (Used in SAS4A for EOEC-ULOF Analysis)			
Max Void Worth ($) (EOEC)	7.4*	5.2*	5.1*
Core Fuel Doppler (10^{-3} Tdk/dT)			
Na-in Core	-7.3	-6.6	-6.4
Na-Out Core	-5.4	-4.9	-5.5
Beta Effective (10^{-3})	3.45	3.36	3.31
Prompt Neutron Life Time (Na-in, micr.sec)	0.508	0.398	0.363

Note

* Not Including ex-wrapper sodium worth

表4.8.4(4)-2　Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果（標準ケース）

Case	LOF halving time [s]	Void worth (positive sum) [$]	Peak net reactivity [$]	Peak nomalized total power [P/Po]	FPS value from boiling initiation to maximum fuel temperature	Peak ave. fuel temperature [K]	Boiling initiation [s] (Ch.)	Fuel motion initiation in voided channel [s] (Ch.)	Void reactivity ramp rate at fuel motion initiation [$/s]	Fuel motion initiation in unvoided channel [s] (Ch.)
a. Void 7.4 $ ケース (第1炉心)	5.5	7.4	1.015	1200	22	3210	11.456 (Ch.71)	12.818 (Ch.10)	23	12.822 (Ch.5)
b. Void 5.2 $ ケース (第2炉心)	5.5	5.2	0.964	110	12	2750	14.957 (Ch.59)	18.124 (Ch.95)	11	18.140 (Ch.41)
c. Void 5.1 $ ケース (第3炉心)	5.5	5.1	0.952	100	19	2770	12.772 (Ch.52)	17.221 (Ch.41)	6	-

表4.8.4(4)-3　集合体幾何形状データ

ラッパ管外対面間距離	206.4mm
肉厚	10mm
内部ダクト外対面間距離	64.6mm
肉厚	1.5mm
集合体本数　内部ダクト付き	234本
内部ダクトなし	271本
炉心軸長	120cm
燃料ペレット外径	8.32mm
内径	2.62mm
被覆管外径	9.7mm
内径	8.5mm
上／下部軸ブランケット長	29cm / 38cm
上／下部インシュレーターペレット長	2cm / 2cm
上／下部ガスプレナム長	0cm / 104.5cm
冷却材入口／出口温度	395℃ / 550℃

表4.8.4(4)-4　Phase-IIでの検討のポイント(ABLE集合体)

1．各集合体における燃料の炉心からの流出挙動（再臨界回避能力）の注目点

高P/F集合体：　燃料温度（投入エネルギー）・燃焼度（FPガス圧）、下部被覆材温度、冷却材位置、下部FPガスプレナム圧、インシュレイター等の影響、下部被覆管の内部侵入の有無、被覆材の溶融・取り込み挙動、固化の有無、上方への流出。これらによる主要な支配因子の摘出。

低P/F集合体：　高P/F集合体の注目点に加えて、FCIによる固体燃料粒子の分散（特に下方）、ピン束内を分散した燃料の固着・閉塞後の挙動、Na蒸気圧の影響等。

2．集合体からの流出挙動：PAMR-1

・燃料集合体内での固化の可能性（その場合の臨界性、スティールとの混合・分離、再溶融挙動、他集合体との溶融時間差、等）

・UABをも一部削除した場合の燃料流出、戻り現象。この現象の定量的評価及び安全評価上の設計へのUAB一部削除要求の正当化の可否を検討。

3．全炉心挙動

起因過程から遷移過程末期までの全炉心シナリオ、流出挙動の起因事象への依存性、等。

4．燃料集合体から下部高圧プレナムへの流出挙動：PAMR-2

集合体間の流出の時間差、プレナム内Na挙動（流出・流入クエンチ・蒸発・流出のプロセス反復の有無。これらのプロセスによるクエンチの可能性）　等

表4.8.4(4)-5　解析対象炉心仕様

		単位	解析対象炉心
熱出力		MW	1500
炉心形式			均質3領域
燃料集合体数			481
フィッサイル長さ		cm	84
内部ブランケット厚さ		cm	no
上部ナトリウムプレナム高さ		cm	35
燃料サイクル数		cycles	3
燃料ピン	直径	mm	6.6
	被覆材厚さ	mm	0.4
	集合体あたりピン本数		127
集合体ピッチ		mm	100
炉心等価直径		mm	2374
ボイド反応度	正値合計	$	4.5
	フィッサイル領域	$	2.7
	上部ナトリウム層	$	-3.3
	フィッサイル領域＋上部ナトリウム層	$	-0.6

表4.8.4(4)-6　上部Naプレナム付き炉心設計例
各領域のボイド反応度（単位：$）

領域	BN-800型	実用炉クラス設計例*
炉心部	+2.7	約7
炉内GEM	—	-1
上部Naプレナム	-3.3	-1.5
合計	-0.6	+4.5～+5.5**

*：Na冷却大型タンク型炉
**：炉内GEMの考慮の有無に依存

表4.8.4(4)-7　Na冷却MOX炉心：解析対象炉心諸元

	Na-MOX大型炉 (120cm)	Na-MOX大型炉 (80cm)
- General -		
Power (MWt)	3800	3800
Burnup, Max/Av. (10^4 MWD/MTM)	15.0	15.0
Core Eq. Diam. (cm)	459	510
Core Height (cm)	120	80
Axial Blanket Length (cm) Upper/Lower	1.2 / 10.0	40 / 40
Pu Enrichment Inner/Outer-EC-Core	17.1 / 19.4 (Pu / Pu+U)	22.2 / 27.7 (Pu / Pu+U)
Coolant:		
Inlet/Outlet Temp. (c)	395 / 550	395 / 550
- Fuel Design -		
No. of Fuel Assemblies	462	576
Inner/Outer No. of Pins/Assembly	234 / 271	294
Hex Cell Pitch (mm)	195.4	194.5
Fuel Pin Pitch (mm)		9.85
Inner/Outer Duct Outer Face-to-Face (r	64.6 / 192.4	60 / 191.5
Inner/Outer Duct Wall Thickness (mm)	1.5 / 3.0	1.0 / 5.0
Clad Outer Diam. (mm)	9.7	8.8
Clad Thickness (mm)	0.6	0.6
Clad - Pellet Gap Width (mm)	0.09	0.09
Pellet Inner/Outer Diam. (mm)	2.26 / 8.32	2.28 / 7.42
Pellet Density (%TD)	95	95
- Core Reactivity Coeffs. - (Used in SAS4A for EOEC-ULOF Analysis)		
Max Void Worth ($) (EOEC)	7.4*	5.2*
Core Fuel Doppler (10^{-3} Tdk/dT)		
Na-in Core	-7.3	-6.6
Na-Out Core	-5.4	-4.9
Beta Effective (10^{-3})	3.45	3.36
Prompt Neutron Life Time (Na-in, micr.sec)	0.508	0.398

Note

* Not Including ex-wrapper sodium worth

表4.8.4(4)-8　燃料破損時ボイド反応度挿入率

炉心*	ボイド反応度 [$]	燃料破損時ボイド反応度挿入率 [$/s]	最高到達ネット反応度 [$]	最高到達炉心燃料平均温度 [K]
第1炉心 炉心高さ 120cm	5.0	8	0.966	2900
	6.0	18	1.004	3010
	7.4（ノミナル）	24	1.015	3210
	8.0	35	1.021	3190
第2炉心 炉心高さ 80cm	5.2（ノミナル）	8	0.967	2780
	6.0	11	0.976	2830
	7.0	19	0.994	2930

*H11年度設計による炉心

表　4.8.4(4)-9　ARGO コードによる ULOF/CDA 主要解析条件

(1) **被覆管破損温度**：　ANL 炉外試験結果により、最も確からしい 1273K(最確値)から保守的な 1473K までの範囲を想定。

(2) **燃料分散速度**：　ULOF 条件での燃料分散速度は、ボイド領域での燃料分散速度は実験的に確認されていないため、MOX 燃料について CABRI/BI3 試験で得られた分散速度（約 6m/s）の 1/10(0.5m/s)を保守的に想定。

(3) **燃料軸方向膨張**：　燃料膨張率に関する物性値を、0%から 100%の範囲を想定。

(4) **Extrusion**：　上部軸ブランケット付き炉心を議論するため、想定せず。

(5) **FCI 時のボイド拡大速度**：　ボイド拡大速度は TREATM7 試験結果（約 11-14m/s、[5]）を参照して 10m/s と設定。

表 4.8.4(4)-10　金属燃料での下部燃料排出可能性のまとめ

ch.	破損時刻 [秒]	分散位置	溶融燃料温度 [℃]	貫通長さ [cm]	必要長さ [cm]	成否	S/As	溶融割合	累積排出量 [%]	累積溶融割合 [%]
1	12.06	0.2	1507	44.1	25.0	○	6	0.8	0.6	1.5
2	12.13	0.3	1456	47.2	33.5	○	6	0.8	1.2	2.9
3	12.14	0.3	1451	47.6	33.5	○	6	0.8	1.7	4.3
4	12.16	0.3	1428	47.7	33.5	○	12	0.8	2.9	7.2
5	12.20	0.4	1533	58.3	42.0	○	12	0.8	4.1	10.1
6	12.23	0.4	1388	52.4	42.0	○	12	0.7	5.1	13.0
7	12.34	0.5	1359	56.6	50.5	○	12	0.7	6.1	15.9
8	12.41	0.5	1328	54.9	50.5	○	18	0.6	7.4	20.3
9	12.50	0.6	1306	59.5	59.0	△	24	0.5	8.8	26.1
10	12.65	0.6	1273	56.1	59.0	△	24	0.5	10.3	31.9
13	12.78	0.8	1255	69.1	76.0	×	12	0.4		34.8
17	13.07	0.7	1233	57.4	67.5	×	6	0.4		36.2
19	13.14	0.7	1230	58.1	67.5	×	6	0.4		37.7
11	13.21						12			40.6
21	13.28						24			46.4
16	15.65						12			49.3
18	16.87						6			50.7

表 4.8.4(4)-11　溶融銅と溶融金属燃料の物性値

	Cu	U	U-Pu-Zr	U-5Zr
融点[℃]	1084	1133	1246 (Liquidus)	1251 (Liquidus)
密度[kg/m^3]	7919	17000	14200	15400
比熱[kJ/kg/K]	0.495	0.201	0.214	0.21
熱伝導率[W/m/K]	169.4	34	18	33
熱拡散率[mm^2/s]	43.2	7.79	5.6	10
融解熱[kJ/kg]	205	38.2	28.0	60
動粘性係数[mm^2/s]	0.47	0.384	0.408	0.39
表面張力[N/m]	1.272	1.55	—	—

表 4.8.4(4)-12　実験条件の比較

実験条件	CRIEPI	JRC Ispra	ANL	ANL
溶融金属の種類	Cu	Cu	U	U-5Zr
溶融金属落下量 [kg]	0.02～0.03	3.9, 4.0	3	3
T_h-T_{mp} [℃]	18?198	843, 943	100	10, 100
T_c [℃]	280	400	600	600
T_i [℃]	877～1010	1528, 1602	962	968, 1019
溶融金属ジェット直径 [mm]	6	—	25	25
Naとの接触速度 [m/s]	約1	—	2	2

表 4.8.4(4)-13　実験条件と実機炉心下部での FCI 条件の比較

FCI条件	実験条件(Cu, CRIEPI)	実機条件(U-Pu-Zr)
溶融金属放出量	20?30g	約160g*1
溶融金属初期温度	1102～1282℃	1300～1500℃
Na初期温度	280℃	400～500℃
溶融金属ジェット径	6mm	3.44mm*2
Naとの接触速度	約1m/s	10m/s～
溶融金属の形態	液体(単相)	フロス状(気液二相)
溶融金属とNaの接触体系	広いNaプール	燃料ピンバンドル間の狭いNa流路

*1　燃料溶融領域は炉心上半分とし、そのうちの1/2が炉心下部でのFCIに寄与すると仮定。

*2　冷却材流路サブチャネルの等価直径。

表 4.8.4(4)-14 鉛冷却 MOX 炉の設計情報（1）

	Na冷却MOX 18ヶ月炉心	鉛冷却18ヶ月炉心		鉛冷却倍増時間短縮炉心	
		通常圧損炉心	低圧損炉心	通常圧損炉心	低圧損炉心
原子炉熱出力 (MW)	→	700	←	700	←
原子炉電気出力 (MW)	→	300	←	300	←
原子炉出入口温度 (出口/入口)	→	540/420	←	540/420	←
運転サイクル長さ (ヶ月)	→	18	←	12	←
燃料交換バッチ数	→	5	←	5	←
炉心集合体数 (IC/OC)	→	84 30/54	←	84 30/54	←
径ブランケット集合体数	→	78	←	78	←
制御棒本数	→	7	←	7	←
炉心高さ (cm)	→	120	←	80	←
炉心等価直径 (cm)	196	216	235	216	235
炉心出力密度 (W/cc)*	～190	～160	～135	～215	～180
軸ブラ厚み (上/下;mm)	→	12/100	←	400/400	←
ガスプレナム長 (上/下;mm)	→	298/1275	←	310/975	←
燃料ピン全長 (mm)	→	2975	←	2975	←
ピン本数 (本)	→	271	←	397	←
燃料スミヤ密度 (%TD)	→	82	←	82	←
被覆管内径 (mm)	→	8.5	←	6.9	←
被覆管肉厚 (mm)	→	0.6	←	0.55	←
被覆管外径 (mm)	→	9.7	←	8.0	←
ワイヤ径 (mm)	1.4				
ワイヤ巻きピッチ (mm)	150				
ピン配列ピッチ (mm)	11.5	12.50	13.60	10.30	11.25
P／D	1.186	1.289	1.402	1.288	1.413
ラッパ管内対面間距離 (mm)	186.4	207.0	226.0	207.0	226.0
ラッパ管肉厚 (mm)	3	3	3	3	3
集合体間ギャップ (mm)	3	3	3	3	3
集合体配列ピッチ (mm)	195.4	216.0	235.0	216.0	235.0
集合体ピッチ面積 (cm^2)	330.6	404.1	478.3	404.1	478.3
実効燃料体積比 (%)	38.14	31.21	26.37	30.13	25.45
集合体冷却材流量 (kg/sec)	44	407	407	407	407
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	5.44	2.29	1.61	2.28	1.61
レイノルズ数	6.8×10^4	9.3×10^4	9.2×10^4	7.8×10^4	7.7×10^4
グリッド圧損* (7段 ; kg/cm^2)	-	0.79	0.39	0.78	0.39
バンドル部全圧損 (kg/cm^2)	2.76	2.76	1.09	3.20	1.25

*圧損評価
・鉛の物性（密度、粘性係数、定圧比熱）の出典は、日本機械学会「伝熱ハンドブック」、93年2月
・グリッドはRhombusタイプを想定（グリッドの流路断面に対する投影面積比を0.25）
・ペアバンドル部圧損はBlasiusの相関式、グリッド部圧損はRehmeの式において、Cv=6.5と設定

表 4.8.4(4)-15 鉛冷却 MOX 炉の設計情報（2）

計算条件および計算結果	18ヶ月炉心			倍増時間短縮炉心		
	鉛冷却炉心		Na冷却炉心	鉛冷却炉心		Na冷却炉心
	通常圧損炉心	低圧損炉心		通常圧損炉心	低圧損炉心	
原子炉熱出力(MW)	700	←	←	←	←	←
運転サイクル長さ(ヶ月)	18	←	←	12	←	←
炉心高さ(cm)	120	←	←	80	←	←
炉心等価直径(cm)	216	235	196	216	235	196
軸ブラ厚み(上／下:mm)	12/100	←	←	400/400	←	←
ガスプレナム長(上／下:mm)	298/1275	←	←	310/975	←	←
ピン本数	271	←	←	397	←	←
集合体配列ピッチ(mm)	216	235	195	216	235	195
実効燃料体積比(%)	31.2	26.4	38.1	30.1	25.5	36.7
Pu富化度(内側／外側)	19.04/24.74	21.11/26.83	18.29/23.84	23.79/29.48	26.15/31.93	22.64/28.23
燃焼反応度(%Δk/kk')	3.63	4.20	3.39	4.50	4.80	4.10
最大線出力(W／cm)	363.9	361.7	364	347.2	344.5	338.3
増殖比「平衡末期」 (R/B1層の時)	1.1 (1.027)	1.045 (0.976)	1.131 (1.037)	1.217 (1.144)	1.165 (1.096)	1.274 (1.178)
fissile Pu量(t)「平衡末期」	1.821	1.897	1.798	1.468	1.543	1.452
原子炉倍増時間(年) (R/B1層の時)	69.1 (237.9)	227.3 (-)	50.3 (154.8)	27.7 (42.0)	42.4 (79.8)	20.5 (31.0)
高速フルエンス(n/cm2)	5.21E+23	4.87E+23	4.96E+23	4.53E+23	4.23E+15	4.29E+23
ドップラー係数(Tdk/kk'/dt)	3.80E-03		5.69E-03	2.97E-03		4.61E-03
炉心平均燃焼度(MWd／t)	143200	143800	140600	146300	146500	143000

表4.8.4(4)-16鉛冷却炉炉心のP/F

典型的なナトリウム冷却MOX炉のP/F分布						
CH NO.	S/A数	P	P／F	燃焼度(A%)	バッチ	FPガス保持率
1	1	1.37	1.15	5.355	1	0.53
2	12	1.15	1.13	4.558	1	0.53
3	12	1.13	1.12	8.743	2	0.44
4	6	1.21	1.09	4.814	1	0.54
5	6	1.29	1.09	14.280	3	0.26
6	6	1.21	1.09	13.443	3	0.29
7	6	1.21	1.09	13.443	3	0.29
8	6	1.28	1.08	5.04	1	0.54
9	12	1.10	1.08	4.376	1	0.56
10	6	1.28	1.08	9.705	2	0.37
11	6	1.09	1.08	8.412	2	0.46
12	12	1.18	1.06	9.098	2	0.40
13	6	0.90	1.04	3.553	1	0.61
14	12	1.02	1.03	4.074	1	0.59
15	6	1.14	1.03	12.871	3	0.32
16	12	1.04	1.02	11.866	3	0.38
17	6	0.95	1.02	3.794	1	0.60
18	12	1.00	1.01	11.426	3	0.38
19	12	0.98	0.99	7.627	2	0.50
20	12	0.85	0.99	6.532	2	0.59
21	12	0.91	0.98	7.083	2	0.57
22	12	0.91	0.97	3.62	1	0.62
23	6	0.97	0.97	7.553	2	0.51
24	6	0.97	0.97	7.553	2	0.51
25	12	0.88	0.95	10.095	3	0.46
26	12	0.95	0.95	10.816	3	0.41
27	6	0.93	0.94	10.679	3	0.41
28	12	0.82	0.93	3.275	1	0.62
29	12	0.79	0.92	8.971	3	0.56
30	6	0.84	0.91	6.563	2	0.60
31	12	0.99	0.89	3.956	1	0.61
32	12	0.72	0.81	5.509	2	0.66
33	6	0.81	0.74	9.227	3	0.54

鉛冷却MOX炉のP/F分布		
P/F * S/A数	S/A数	リング平均P/F
1.15	25	1.1236
13.548		
13.392		
6.546	42	1.08336
6.52116		
6.51984		
6.516		
6.474		
12.924		
6.456	42	1.05314
6.45		
12.744		
6.258		
12.324		
6.156	84	0.99793
12.276		
6.138		
12.096		
11.856		
11.832		
11.784		
11.688		
5.796	102	0.90588
5.796		
11.412		
11.352		
5.658		
11.112		
11.064		
5.436		
10.704		
9.66		
4.41		

表 4.8.4(4)-17 冷却材流量配分

Ring No.	No. of S/A	Orifice coefficient	Normalized power density	Mass flow rate (kg/s)	P/F	Pressure at inlet	Pressure at exit
1	37	90	1.000	9.679E+02	1.127	57 bar	38 bar
2	117	110	0.903	2.873E+03	1.084		
3	180	165	0.728	3.837E+03	1.004		
4	216	260	0.564	3.818E+03	0.908		
5	186	20300	0.053	4.083E+02	0.730		

表 4.8.4(4)-18 実験の融体侵入長と Fuel caps freezing model による予測値との比較

Test No.	Tube Diameter D_h (mm)	Initial Melt Temperature T_{l0} (K)	Initial Wall Temperature T_{w0} (K)	Initial Velocity V (m/s)	Zp_exp. (m)	Zp_model (m)	Zp_model /Zp_exp.
Geyser tests performed using pure UO2 in thick-walled steel tubes.							
Geyser 4	4.0	3270	293	3.2	0.60	0.61	1.02
Geyser 7	4.0	3270	1273*	4.1	0.75	0.65	0.87
Geyser 8	4.0	3270	1273*	4.0	0.48	0.65	1.34
Geyser 9	4.0	3270	293	1.8	0.47	0.52	1.11
Geyser 11	4.0	3270	293	1.9	0.80	0.53	0.66
Geyser 12	4.0	3270	293	3.0	1.00	0.60	0.60
Geyser 13	4.0	3270	293	1.7	0.45	0.51	1.14
Geyser 15	4.0	3270	293	3.3	0.73	0.62	0.84
Blokker tests performed using pure UO2 in circular and rectangular channels.							
Blokker 1	4.0	3270	673	3.6	0.4	0.63	1.57
Blokker 3	8.5	3270	673	5.3	2.00	1.74	0.87
Blokker 4	9.9	3270	673	7.4	2.00	2.26	1.13
Blokker 5	9.9	3270	673	3.3	1.50	1.89	1.26
SMPR tests performed using 80%UO2/20%Mo thernite mixture in circular and rectangular channels.							
SMPR05 1	3.3	3600	293	3.3	0.166	0.30	1.78
SMPR05 2	3.3	3600	293	1.7	0.159	0.24	1.51
SMPR05 3	3.3	3600	293	1.4	0.179	0.22	1.25
SMPR05 4	3.3	3600	293	0.94	0.176	0.19	1.09
SMPR02-d1	3.3	3600	293	3.3	0.330	0.30	0.90
SMPR02-d2	4.7	3600	293	3.3	0.520	0.46	0.89
ANL Spencer tests performed using UO2 in 7-pin bundle.							
CRBR test#1	2.84	3470	1170	3.51	0.430	0.49	1.13
CRBR test#3	2.84	3470	570	2.62	0.340	0.45	1.32
CRBR test#6	2.84	3470	870	4.10	0.430	0.51	1.18

表 4.8.4(4)-19 ガス冷却炉心における燃料侵入長の予測

Case No.	Tube Diameter D_h (mm)	Initial Melt Temperature T_{l0} (K)	Initial Wall Temperature T_{w0} (K)	Initial Velocity V (m/s)	Zp_model (m)
Case 1	12.0	3100	700	3	2.00
Case 2	12.0	3050	700	3	1.76
Case 3	12.0	3100	700	0.3	1.09
Case 4	12.0	3050	700	0.3	0.96
Case 5	10.0	3100	700	0.3	0.85
Case 6	10.0	3050	700	0.3	0.75

表4.8.4(4)-20　立地評価における線源想定の比較

	軽水炉	「もんじゅ」	HTTR
重大事故			
希ガス	2%	10%	2%
ヨウ素	1%	1%	1%
プルトニウム	―	―	―
仮想事故			
希ガス	100%	100%	100%
ヨウ素	50%	10%	50%
プルトニウム	―	1%	―

表 4.8.4(4)-21　核計算に関する初期条件

項目	初期条件
定格出力（Po）	3188 MWth
崩壊熱	2.5×10^{-2} Po
Fission power	2.5×10^{-8} Po
初期反応度	-1.0% Δk/k = -2.64$

表 4.8.4(4)-22　被覆管の溶融移動による反応度変化

		keff	$
基準		1.03494322	
ケース1	上部炉心の被覆材を削除	1.04751718	3.05
ケース2	下部炉心の被覆材を削除	1.04503655	2.46
ケース3	ケース1+ケース2	1.05674958	5.25
ケース4	上部炉心のみ削除した被覆材を内部ブランケットに移動	1.04024339	1.30
ケース5	下部炉心のみ削除した被覆材を下部ブランケットに移動	1.05055785	3.78
ケース6	ケース4+ケース5	1.05371916	4.53

表 4.8.4(4)-23 炉心のコンパクションによる反応度変化

		keff	$
基準		1.03494322	
ケース1	上／下=0.95/1.05	1.03493047	0.00
ケース2	上／下=0.9/1.1	1.03489065	-0.01
ケース3	上／下=0.8/1.2	1.03474772	-0.05
ケース4	上／下=0.5/1.5	1.03373027	-0.30
ケース5	上／下=0.3/1.7	1.03259599	-0.58

表 4.8.4(4)-24 炉心内の物質均一化による反応度変化

		keff	$
基準		1.03357029	
ケース1	炉心内物質分布を均一化	1.07818675	10.5

表 4.8.4(4)-25　各種候補燃料／冷却材概念の局所事故に係る安全特性の知見のレベル

候補燃料概念	酸化物 pellet（ vipac 、TRU 燃料）	金属燃料	窒化物 pellet	酸化物 pellet	窒化物 pellet Nb 合金被覆	窒化物被覆粒子
	Ｎａ冷却			ガス冷却		
ピン間破損伝播が起こり難い(異常の初期過程)	◎（△）	◎	○＊	△	△	？
異常診断成立性の見通し	◎（△）	◎	△	？	？	？
規模の大きな初期流路閉塞からの損傷拡大を集合体規模で抑制することの成立見通し	○（△）	△	？	？	？	？
制御棒誤引抜事象における燃料溶融等を制限するための設計成立性見通し	○（△）	○	△＊	？	△	？
集合体規模損傷部分の崩壊熱除去成立性	△（△）	△	△＊	？	？	？

◎　データに基づく見通し有り。
○　概略見通し有り。個別データ蓄積は必要。
△　現象論ベースの推定では有望。今後の確認が必要。
？　見通し不明。今後の検討／確認が必要。
＊　超高線出力型では不明

表　4.8.4(4)-26　　水冷却増殖炉の炉心仕様

項　　目	RBWR	HPWR	SCFBR	備　　考
電気出力　MW	1356	1200	1698	
冷却材	沸騰軽水	重水	超臨界圧水	
炉心高さ　m	0.68	1.8	3.36	
炉心等価直径　m	7.4	4.7	3.5	
炉容器内径　m	8.9	6.5	4.8	1)軸方向非均質燃料
燃料集合体数	900 [1]	174 [1]/36 [2] /103 [3]	270 [2]/163 [3]	2)ドライバー燃料 3)内部ﾌﾞﾗﾝｹｯﾄ(IB) 燃料
燃 料	MOX	MOX	MOX	
Pu fis 富化度 (1) [4]　%	10.2	8.1	7.0	4)炉心+ IB の平均
Pu fis 富化度 (2) [5]　%	18.0	13.1	13.2	5)炉心燃料集合体部の値

表4.8.4(4)-27　事故のクラス分類と軽水炉、FBR原型炉における事象想定・立地評価との対応

例示	分類	記　述	軽水炉	軽水炉の立地評価*	FBR原型炉	FBR原型炉の立地評価*
	クラス1	異常な過渡変化	異常な過渡変化		異常な過渡変化	
～10^{-2}/ry	クラス2	事故（軽微事故、希有事故）	事故 LOCA+ECCS成功	重大事故はクラス2の事故の線源を包絡＝燃料破損相当（線源＝2/1/-%）	事故	重大事故はクラス2の線源量を包絡＝燃料破損相当（線源＝10/1/-%）
～10^{-5}/ry	クラス3	クラス2よりも低頻度の起因事象 クラス1事象＋スクラム失敗、BDBE （5項事象、ATWSはこの分類）	LOCA+ECCS失敗は事故＋安全系不作動故、クラス3～4に位置する	仮想事故では重大事故の線源をさらに保守側に設定＝炉心損傷相当（線源＝100/50/-%）クラス3	ULOF、UTOP（線源＝1/1/0.1%）	仮想事故では重大事故の線源をさらに保守側に設定＝炉心損傷相当（線源＝100/10/1%）
～10^{-8}/ry	クラス4	クラス3よりも低頻度の起因事象 クラス2事象＋スクラム失敗、AWS				

・軽水炉の仮想事故での想定はINSAG3の値（CDF 10^{-5}/ry、条件付きCV破損確率10^{-1}）とCDFについては整合している

IAEA/INSAG3

F/S

立証性の限界

クラス4の事象の発生頻度は立証困難（立証性の問題）

*：立地評価では事故評価で評価した事象における線源量を保守側に包絡して設定しているだけであり、その程度の線源量となる事故がその近傍の確率で発生すると想定しているわけではない。

表4.8.4(4)-28　FBRシステムの炉心安全性検討結果まとめ（Phase 1）

対象技術 ＼ 燃料形態		固体燃料			液体燃料
		MOX	窒化物（MN）	金属	U + Pu
Na炉	大型炉タンク型	再臨界回避方策としてボイド反応度６ドル以下、内部ダクト型1)や下部軸ブラー部削除2)集合体により達成。炉内終息のためにPAMR/PAHR成立の確認が必要。	金属と窒化物は炉心性能は同等だが、MNには解離問題と激しいFCIの可能性があるためR&Dコスト高。よって金属燃料と比較してMNの優先度は低いと判断。	再臨界回避方策としてボイド反応度８ドル以下、下部軸ブラ削除集合体により達成。	－
	大型炉ループ型				－
	中型モジュール炉				－
重金属炉	大型炉	システム側の検討により対象外となった。			－
	中型モジュール炉 自然循環冷却方式	強制循環冷却方式についてCDA評価を実施。燃料破損後、燃料沈降により再臨界発生。ただし炉心性能不足のため対象外となった。	冷却材の高沸点と燃料の高融点により受動安全特性は強く、完全自然循環型によりCDA影響緩和対策不要化を狙ったが、炉心性能としては低い。CDA評価は未実施だが、CDA事象推移はMOXに類似と予想。MN-鉛系ではFCIの問題は無く、解離の問題は残る。冷却材昇温時の構造健全性の問題あり。炉心損傷時の再臨界回避方策については、現状、有効な方策は見いだされていない。	CDA評価未実施。燃料の融点が低いため、MOX、MNとは異なる推移。受動安全性ではMNよりやや不利。冷却材昇温時の構造健全性の問題あり。	－
ガス炉	CO2ガス炉、ピン型	CDA評価を実施。広いピン間ギャップを介して燃料流出し再臨界回避。軸ブラー部削除も有効。ｺｱｷｬｯﾁｬｰの設計成立性が問題として残る。	CDA評価未実施。事象推移はMOXと類似であろう。解離の問題は小さい。ｺｱｷｬｯﾁｬｰは未検討。	温度制限のために適用しないと判断され、対象外となった。	－
	Heガス炉、耐熱ピン型	CDA評価未実施だが、事象推移はCO2冷却と類似であろう。ｺｱｷｬｯﾁｬｰの設計成立性が課題として残る。	CDA影響緩和対策不要化を狙ったが、達成は難しい。CDA評価未実施。事象推移はMOXと類似であろう。解離の問題は小さい。ｺｱｷｬｯﾁｬｰの成立性をH13年度に検討。	同上	－
	Heガス炉、被覆粒子型	炉心性能不足により対象外。	出力密度低減によりAWS時にもCDA影響緩和対策を不要とする概念を狙ったが、炉心性能は低下した。CDA影響緩和対策との併用も含めて、H13年度にも検討を継続する。	－	－
水炉	BWR	ATWS時の再臨界事象はマイルド。LOCA炉停止後のCDA評価実施中。３概念中では最も再臨界回避の可能性は高いが、リスクへの影響も検討中。	－	－	－
	PWR	CDA評価未実施だが、高い炉心長と小さな炉容器径から、再臨界発生の可能性は高いとの見通し。これによるリスクの増大については未検討。下記SCFBRの結果と同様になると考えられる。	－	－	－
	SCFBR	CDA評価未実施だが、高い炉心長と小さな炉容器径から、再臨界発生の可能性は高いとの見通し。これによるリスクの増大の可能性についてはH13年度以降に評価の予定。	－	－	－
溶融塩炉		－	－	－	未検討
小型炉	Na炉	高内部転換率を狙うためMOXは不適と判断された。	金属燃料より更に受動安全性を強化し易い。AWS時にもCDA防止を目指し、影響緩和対策を不要とする概念を狙い、達成できる見込み（確認要）。	小型炉故に受動安全性を強化し易い。AWS時にもCDA防止を目指し、影響緩和対策を不要とする概念を狙い、達成できる見込み（確認要）。	－
	重金属炉		同上（冷却材昇温時の構造健全性の問題が加わる。）	同上	－
	ガス炉	保留（大型炉次年度検討結果により対象とするか否かを判断）		－	－

－：検討対象外

1), 2)：EAGLE炉内炉外試験計画により成立性の見通しを得る計画

安全性以外の理由で不適または保留と判断された技術

安全性の理由で不適と判断された技術

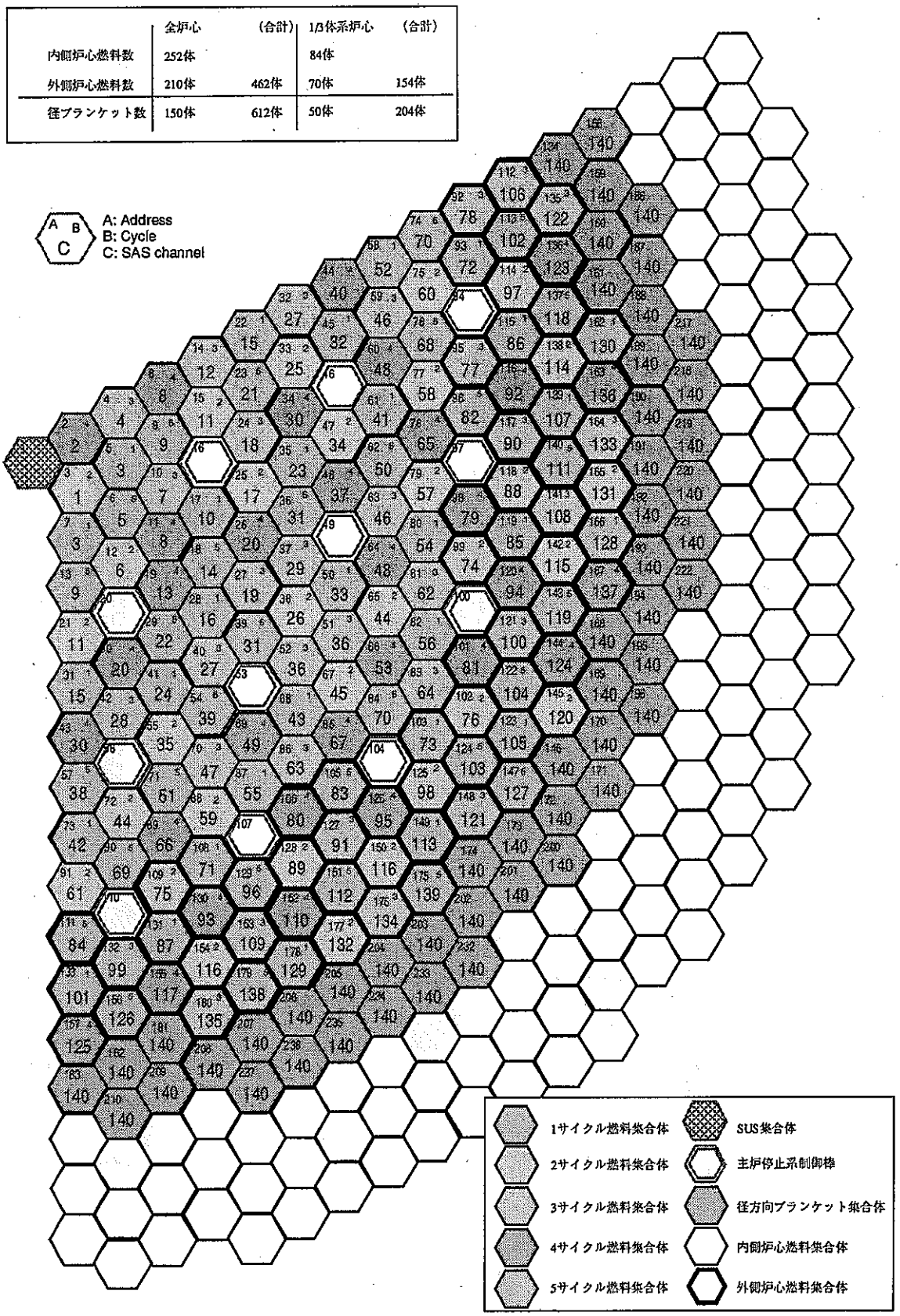
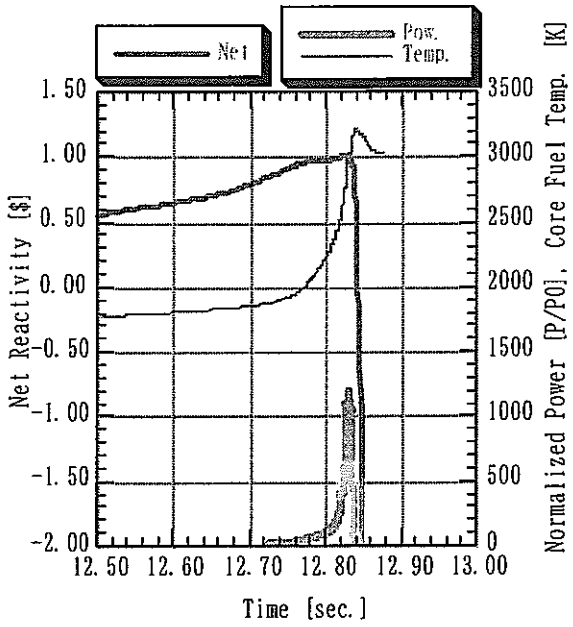
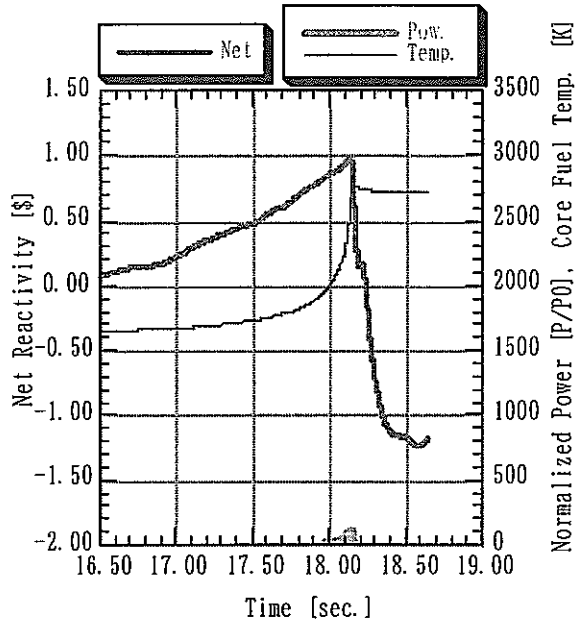


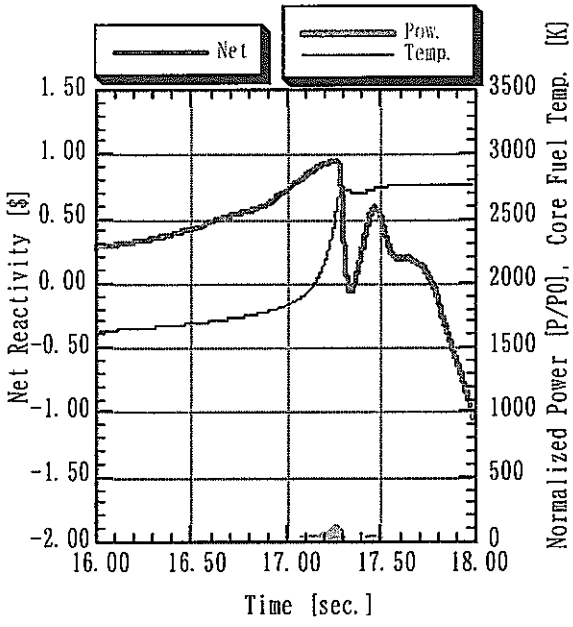
図 4.8.4(4) -1　Na 冷却 MOX 燃料炉心解析モデル（第１炉心：炉心高さ１２０cm）



a. Void 7.4 $ ケース（第１炉心）



b. Void 5.2 $ ケース（第２炉心）



c. Void 5.1$ケース（第３炉心）

図 4.8.4(4)-2　Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果□
（標準ケース）

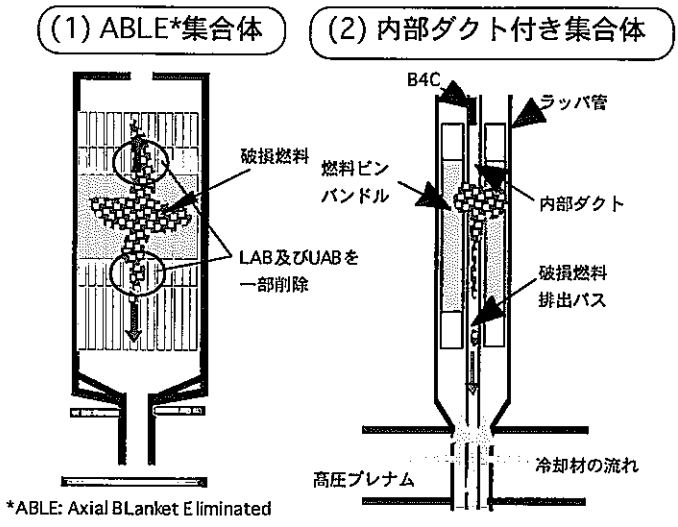


図4.8.4(4)-3　再臨界回避方策案

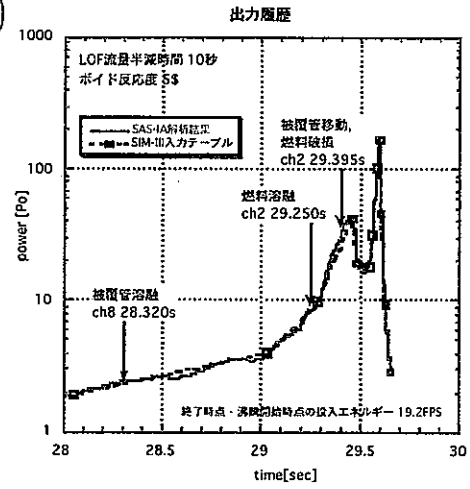


図4.8.4(4)-4　出力履歴

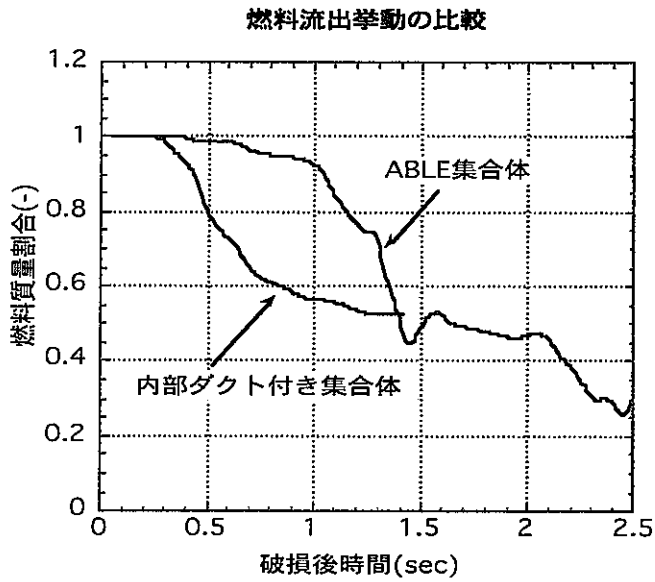
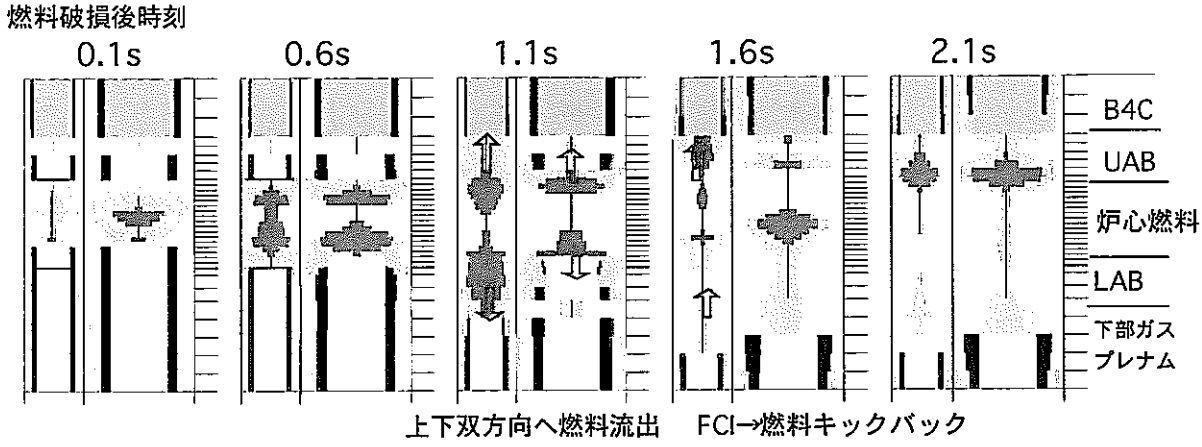
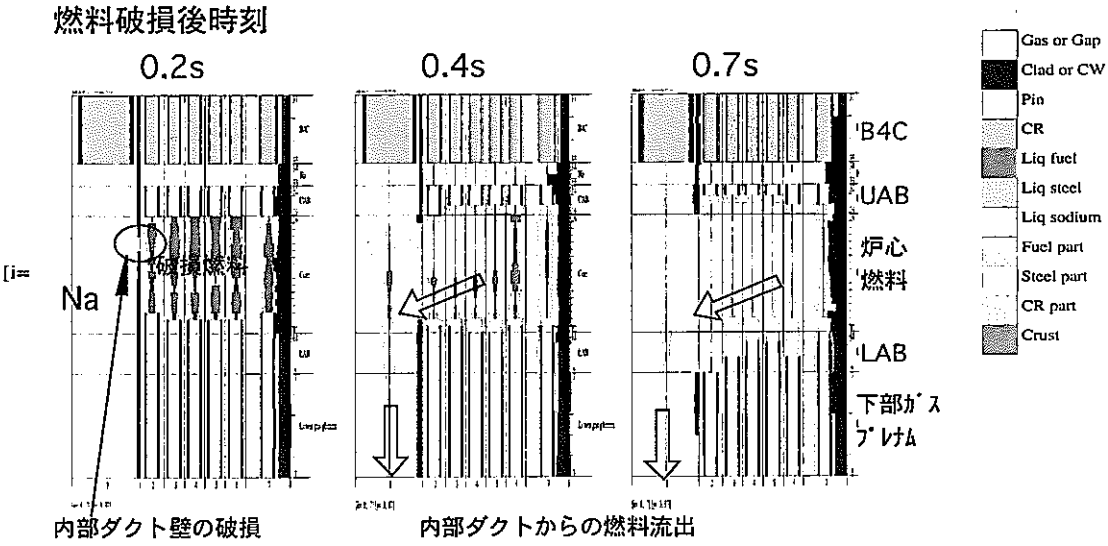


図4.8.4(4)-5 燃料流出挙動の比較



(1) ABLE集合体



(2) 内部ダクト付き集合体

図4.8.4(4)-6 燃料分布の比較

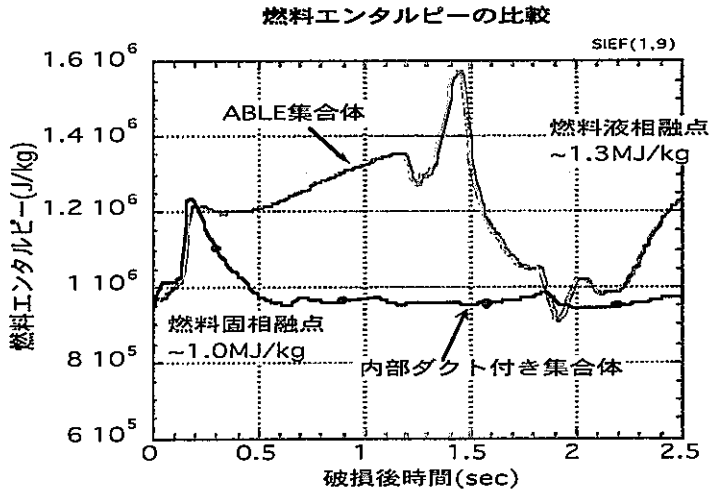


図4.8.4(4)-7 燃料平均エンタルピーの比較

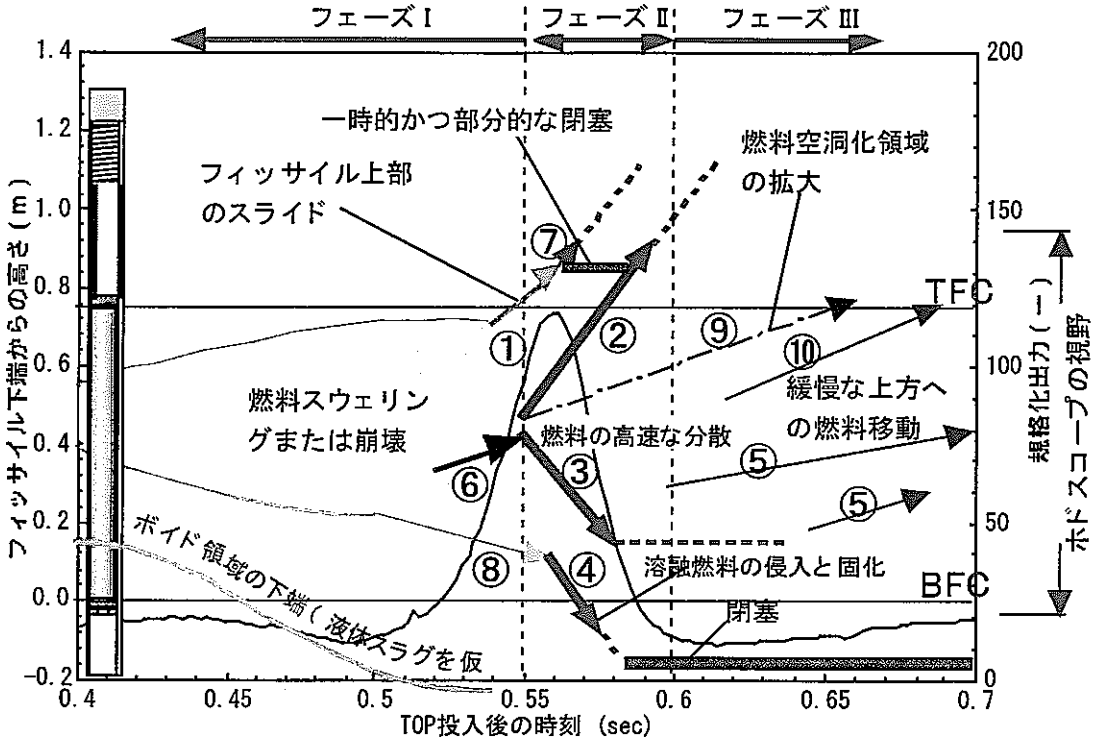
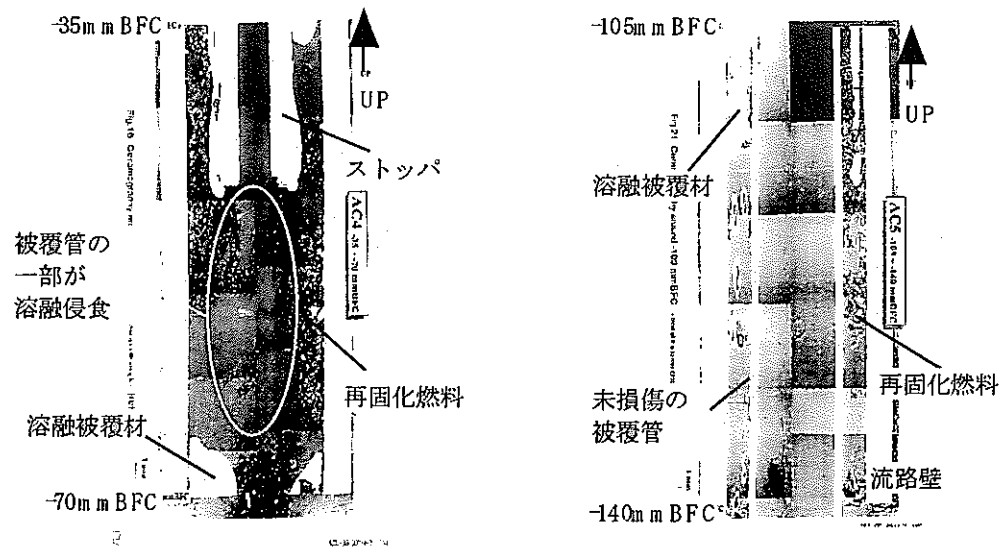


図4.8.4(4)-8　EFM1試験の出力履歴



（1）-50mmBFC付近の金相写真　　（2）-120mmBFC付近の金相写真

図4.8.4(4)-9　EFM1試験結果

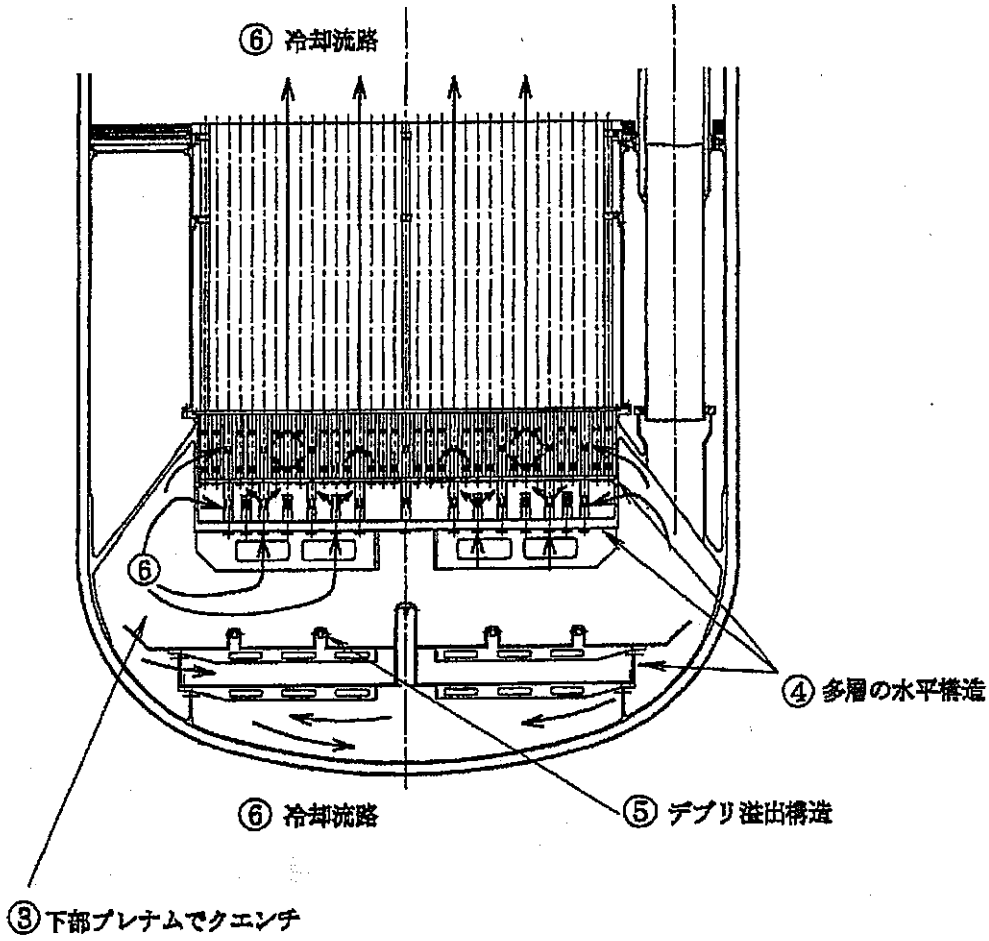


図 4.8.4(4)-10　ナトリウム冷却大型ループ型炉の PAHR 対策

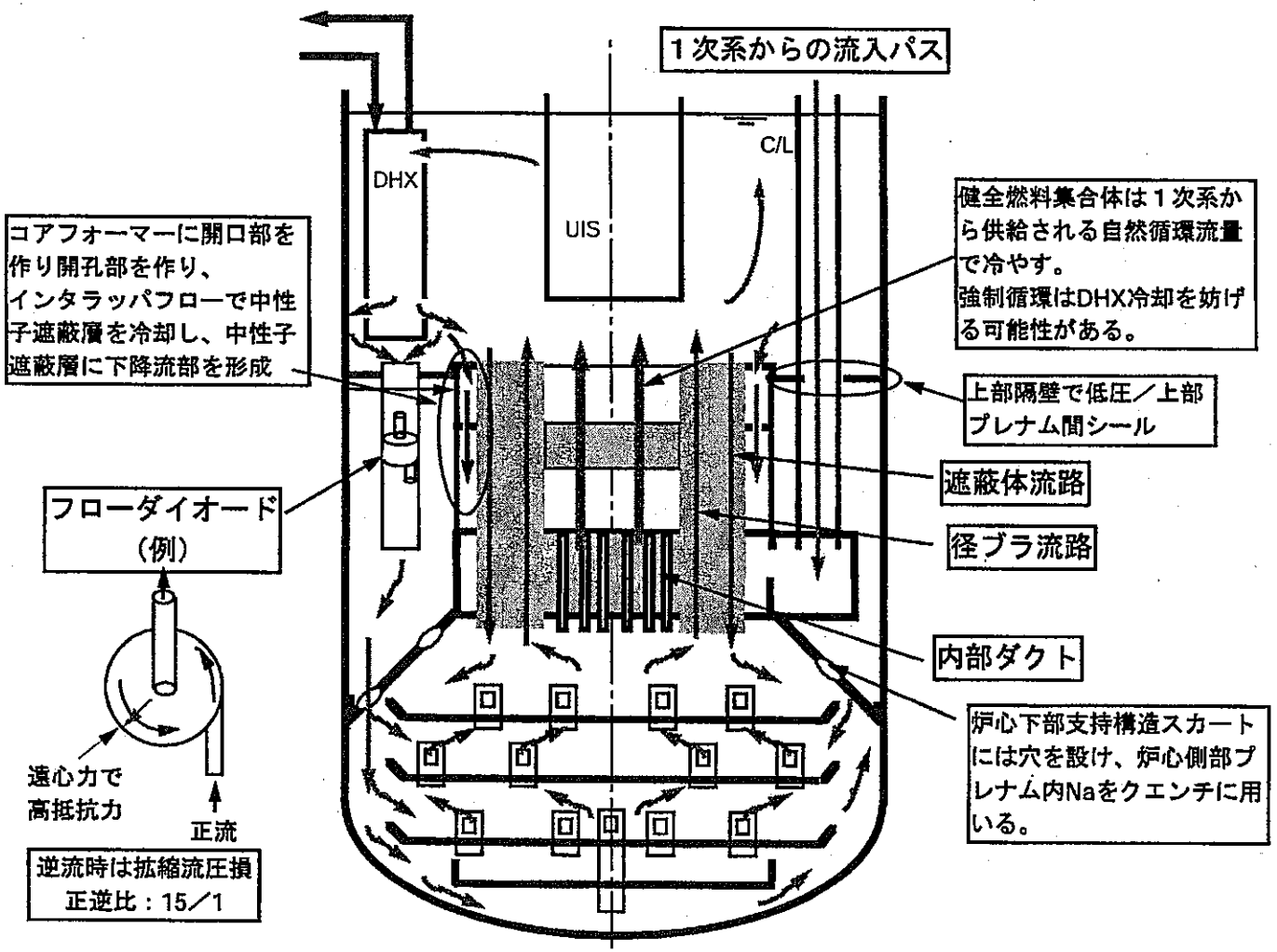


図 4.8.4(4)-11　内部ダクト方式に対応するための PAHR 対策構造案

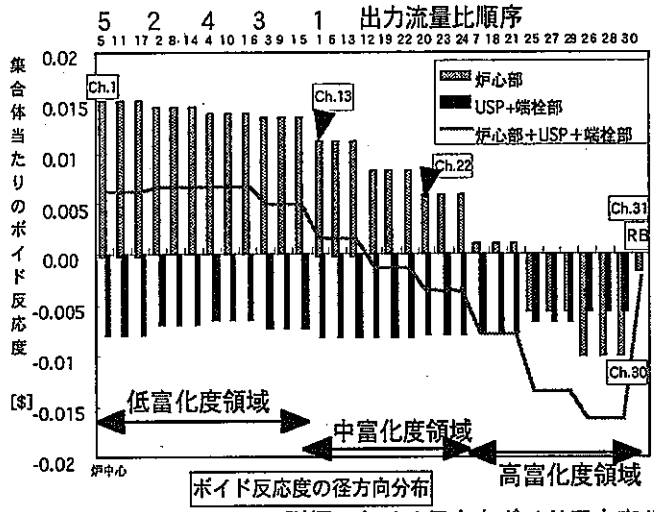


図4.8.4(4)-12 BN-800型炉における径方向ボイド反応度分布
→Naプレナム部のボイド反応度はほぼ一様な負値となるが、
炉心部を加えると中央部では正となる。

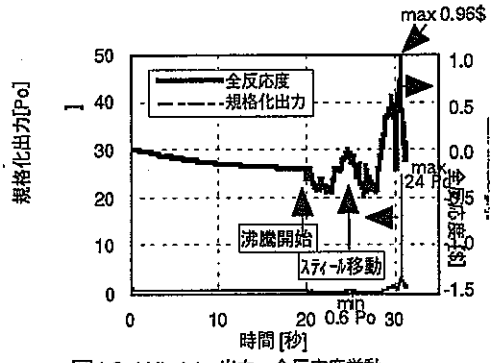


図4.8.4(4)-14 出力、全反応度挙動

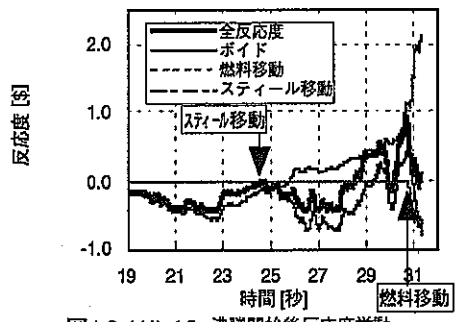


図4.8.4(4)-15 沸騰開始後反応度挙動

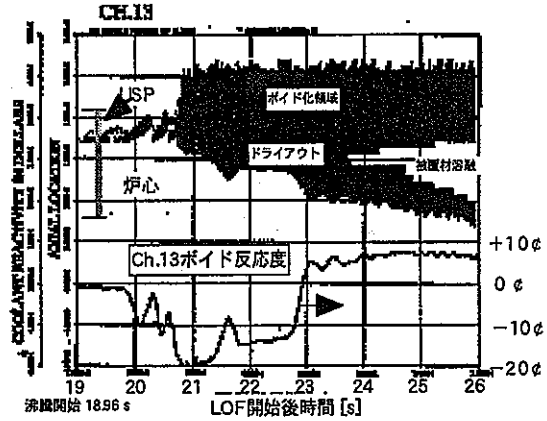


図4.8.4(4)-13 冷却材沸騰領域の拡大挙動（基準ケース、Ch.13）

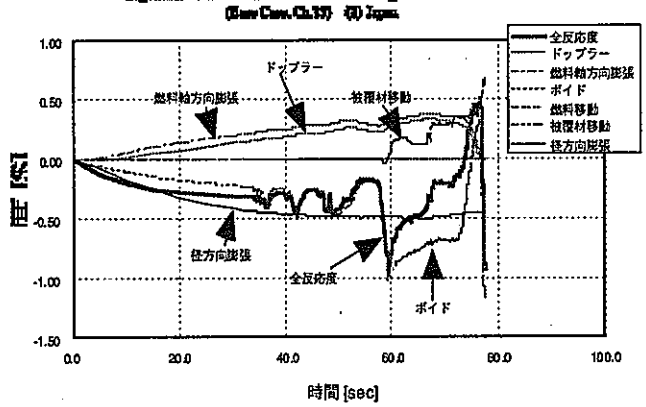


図4.8.4(4)-16 パラメトリックケース：径方向膨張反応度（100%）

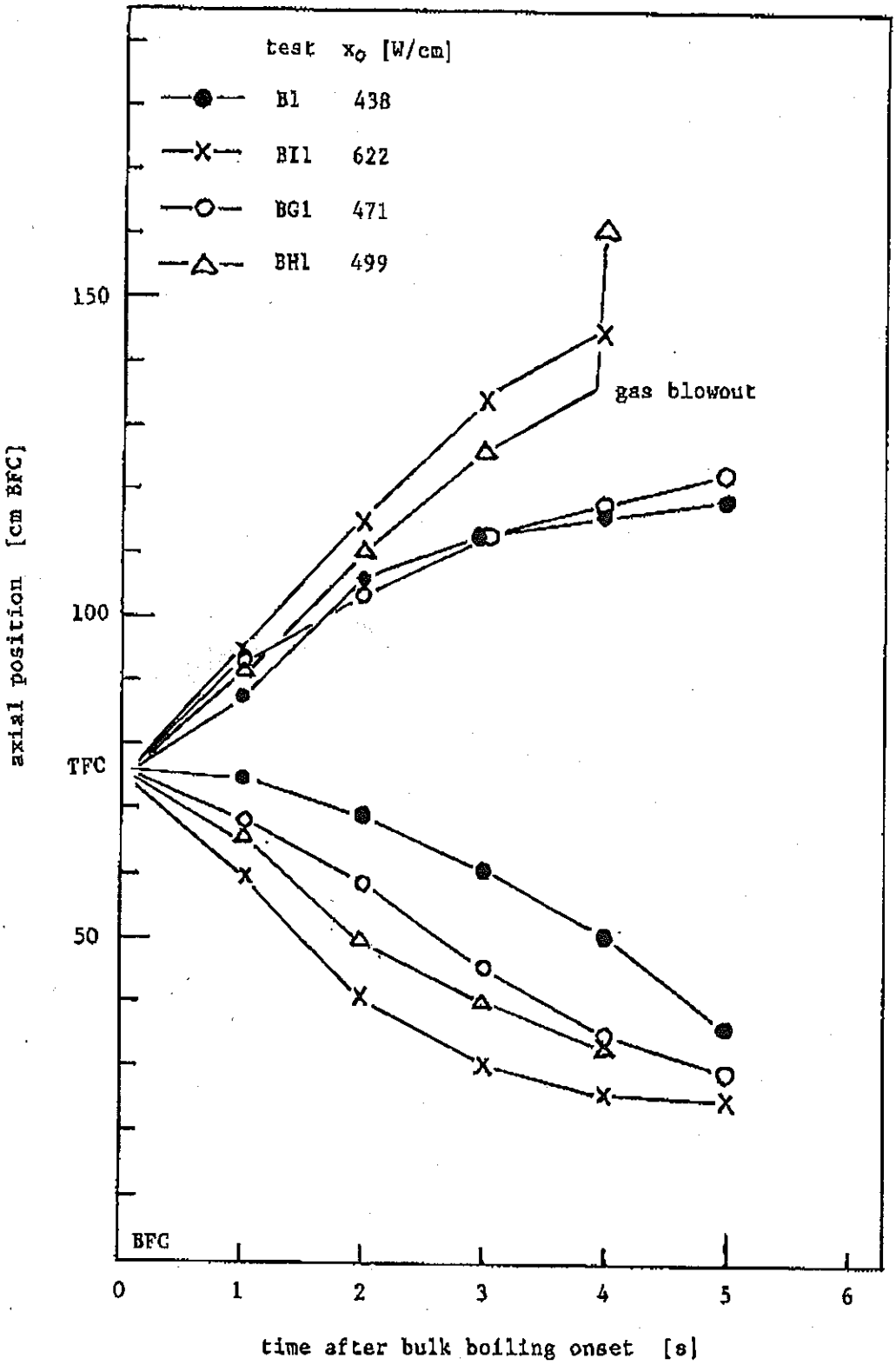


Fig. 1.18 Comparison of voiding evolution

図4.8.4(4)-17 燃料線出力と沸騰拡大挙動との関係

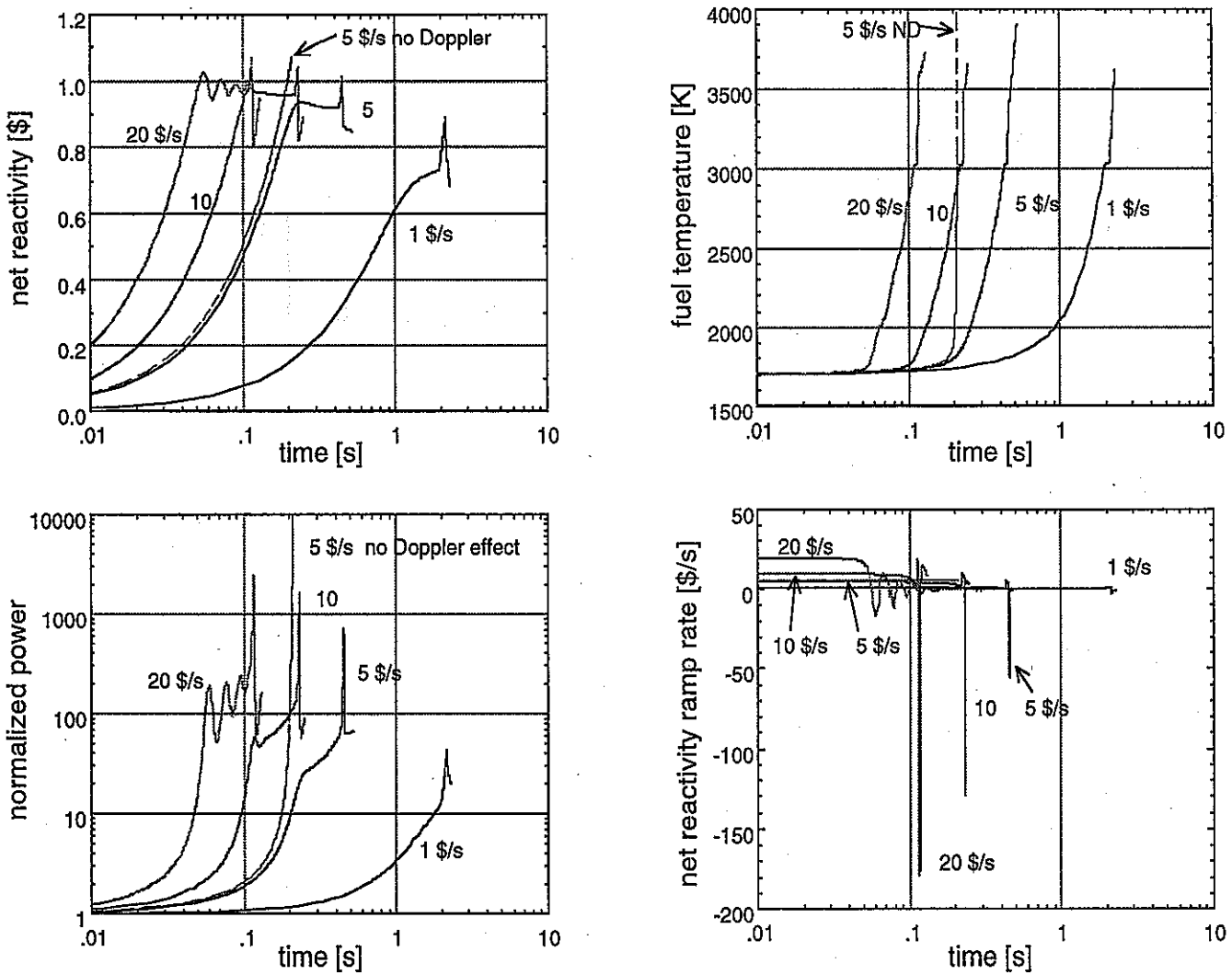
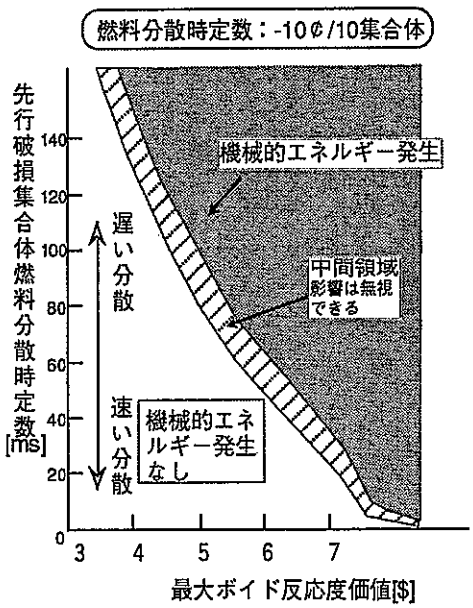


Fig. Core behavior under external reactivity ramp insertion considering Doppler effect

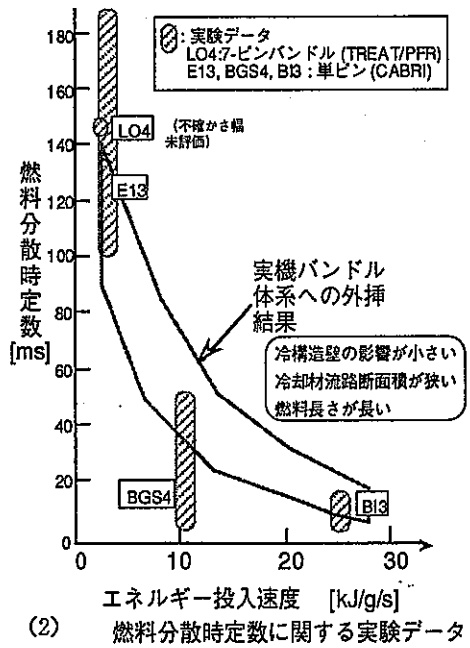
図4.8.4(4)-18 1点近似動特性による高速炉炉心の外部反応度挿入率（1、5、10、20$/s）に対する応答（ドップラー効果のみ考慮）

ポイント：先行して破損する沸騰集合体での燃料の軸方向の分散には、
大きな負の反応度効果がある。

CABRI試験では、数10Poの出力条件下で、数10ms 以内に−0.1 [$] 相当の燃料分散が観測されている。（60万kWeクラス集合体１０体換算）



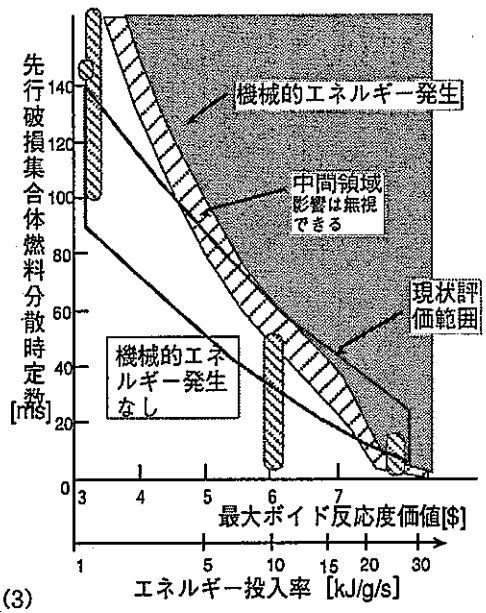
（1） 実機体系での最大ボイド反応度と発生エネルギーとの相関



(2) 燃料分散時定数に関する実験データと実機バンドル体系への外挿

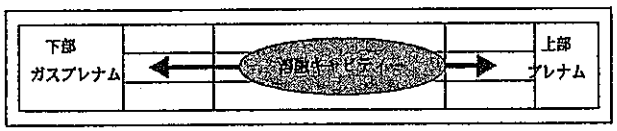
最大ボイド反応度の大きな炉心では、先行燃料破損以降、ボイド反応度の挿入と燃料分散による負反応度挿入との反応度競合過程が生じる。
図３－１　SASコードにより、最大ボイド反応度の異なるいくつかの炉心に対して、意図的に燃料分散の速度を変えて、反応度競合過程の結果としてのエネルギー発生の大小を評価した結果を図示した。燃料分散が遅い場合には未沸騰中破損が生じるためにエネルギー発生量が増大する傾向が分かる。
図３－２　TREAT、CABRIでの燃料分散速度の試験結果を図３－１と同じ縦軸を用いて表示した。横軸はエネルギー投入率。また、試験は小規模体系で実施されたものであるため、解析コードにより実機バンドル体系へ外挿した結果も表示した。
図３－３　図３－１において、SASコードの解析で得られた最大ボイド反応度の異なる各炉心での燃料破損時の出力を図３－２の横軸と対応づけることによって重ね合わせたものである。この図から、最大ボイド反応度が５＄までであれば、現状評価範囲の上限を見てもエネルギー発生については影響の無視できる中間領域にあることが分かる。

このように、事象推移の支配因子に関する考察に基づいて条件を制御した解析結果と炉内試験結果とを統合する事により、実機においてエネルギー発生が生じないとの条件を明確に提示することができた。

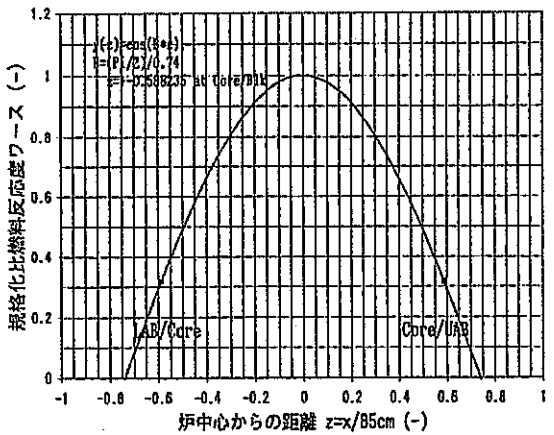


(3) 燃料分散試験結果と実機ULOF評価結果の対応

図4.8.4(4)-19　ULOF起因過程においてエネルギー発生を生じない条件
−燃料分散による全反応度の低下条件−



LAB　　炉 心　　UAB



燃料反応度価値: 1集合体平均 30 ¢

図4.8.4(4)-20 ピン内燃料移動機構の概念

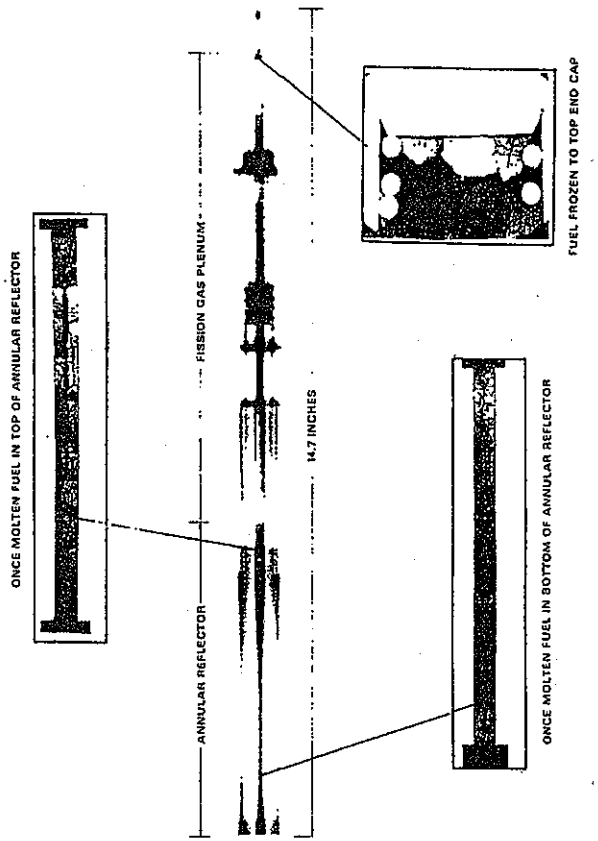
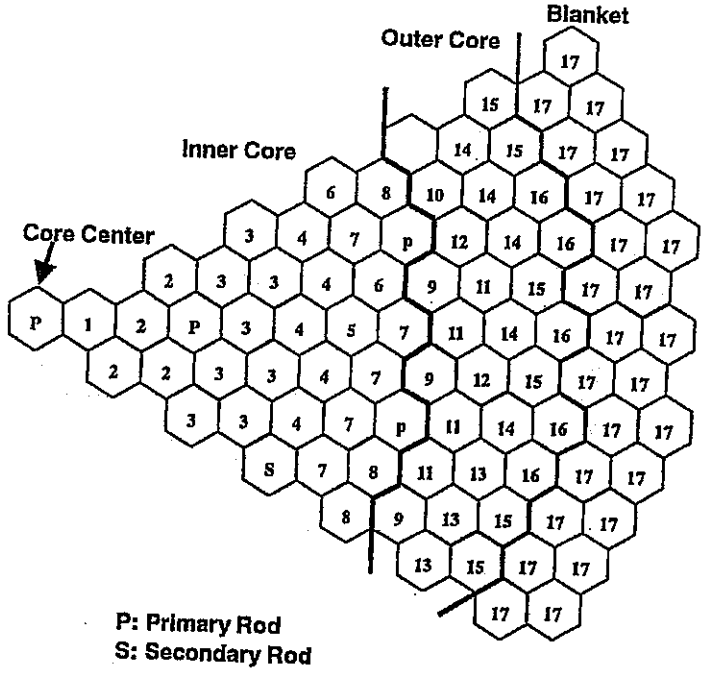


FIGURE 1. Fuel Microstructures Corresponding to Selected Regions in the PINEX-2 Fuel Pin Plenum Region Post Transient Radiograph.

図4.8.4(4)-21 PINEX-2 過渡試験後の燃料ピンのラジオグラフ[1]



解析対象 1000MWe 炉心設計仕様

項　　目	設 計 仕 様	備　　考
炉心熱出力 (MWt) / 電気(MWe)	2600 / 1000	
炉心高さ (m)	1.0	
等価直径 (m)	3.31	
体積 (m^3)	8.605	
冷却材出入口温度 (C)	550 / 395	
燃料ピン最大線出力 (W/cm)	≦ 430	
燃料組成	PuO2+UO2	Pu wt% ～20
燃料ピン径 (mm) / ピン配列ピッチ (mm)	7.5 / 8.84	2mmφ中空ペレット
被覆管肉厚 (mm)	0.42	
燃料ペレット直径 (mm)	6.51	
炉心/上下軸ブランケット長 (m)	1.0 / 0.35	
燃料ピン数/集合体	271	
燃料集合体数 / 集合体配列ピッチ (mm)	354 / 162	
平均線出力 (W/cm)	271	
平均出力密度：		
(kW/liter-core)	302	
(W/cc-MOX)	813.3	
(W/g-MOX)	80.4	
燃料インベントリー;		
MOX 質量/ピン (g/pin)	315.4	
MOX 質量/集合体(kg/assembly)	85.5	
MOX 質量/炉心 (ton)	30.3	
反応度係数:		
ボイド反応度	5$	
ドップラ係数 Tdk/dT	-8.5E-3	

図 4.8.4(4)-22(a)　解析対象炉心の集合体配置と炉心仕様

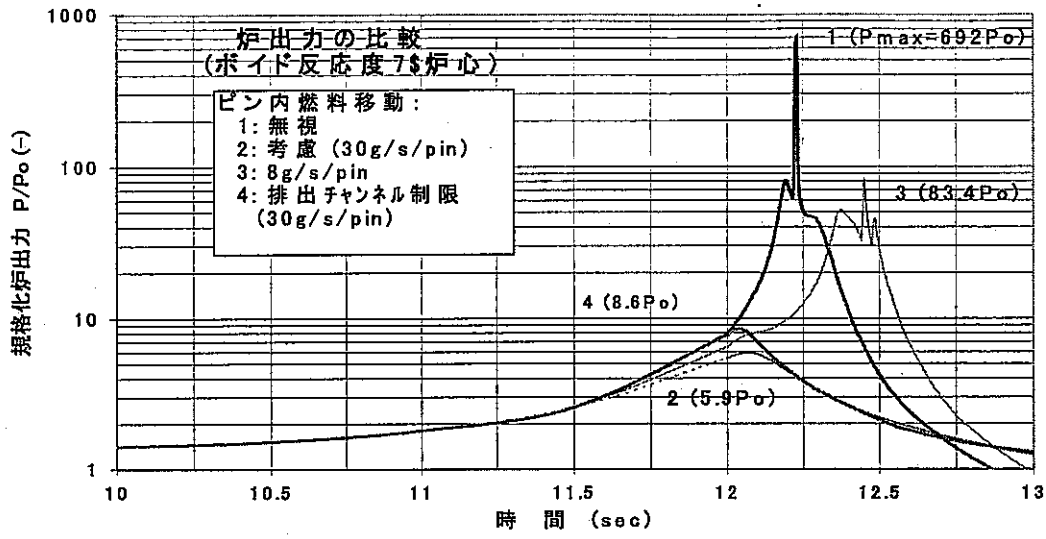


図 4.8.4(4)-22(b) ULOF 時炉出力のピン内移動率依存性比較
(ボイド反応度 7$炉心)

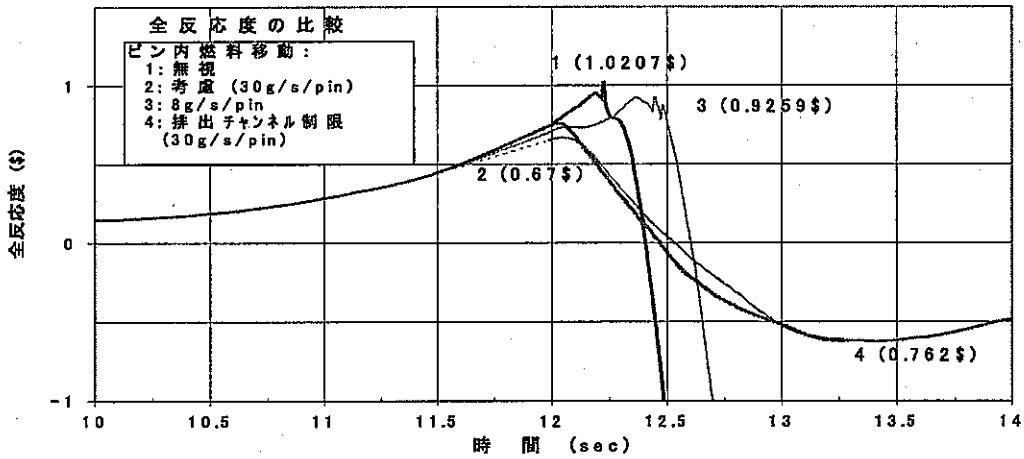


図 4.8.4(4)-22(c) ULOF 時全反応度の比較 (ボイド反応度 7$炉心)

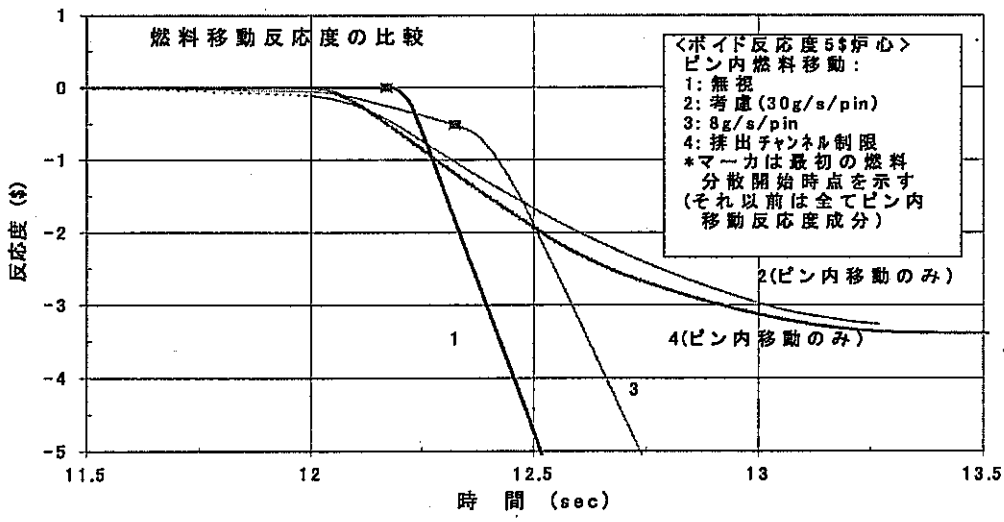


図 4.8.4(4)-22(d) ULOF 時の燃料移動反応度の比較 (ボイド反応度 7$炉心)

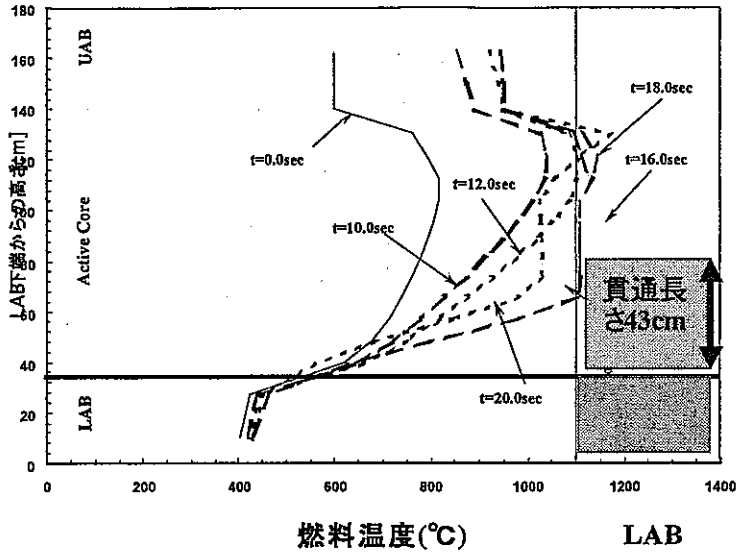


図 4.8.4(4)-23(a)　ULOF 時燃料軸方向温度分布の変化

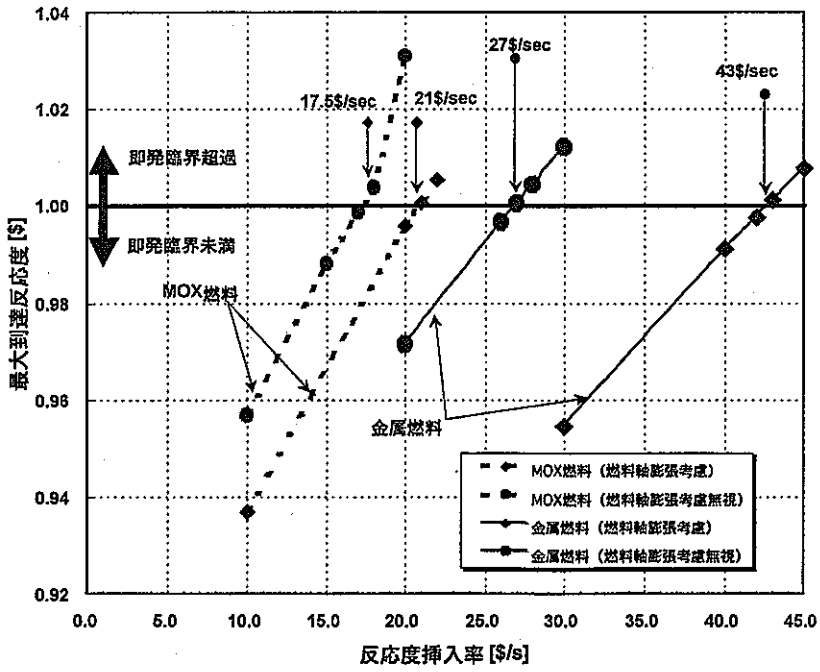


図4.8.4(4)-23(b)　即発臨界超過限界反応度挿入率の比較
（金属燃料炉心とMOX燃料炉心）

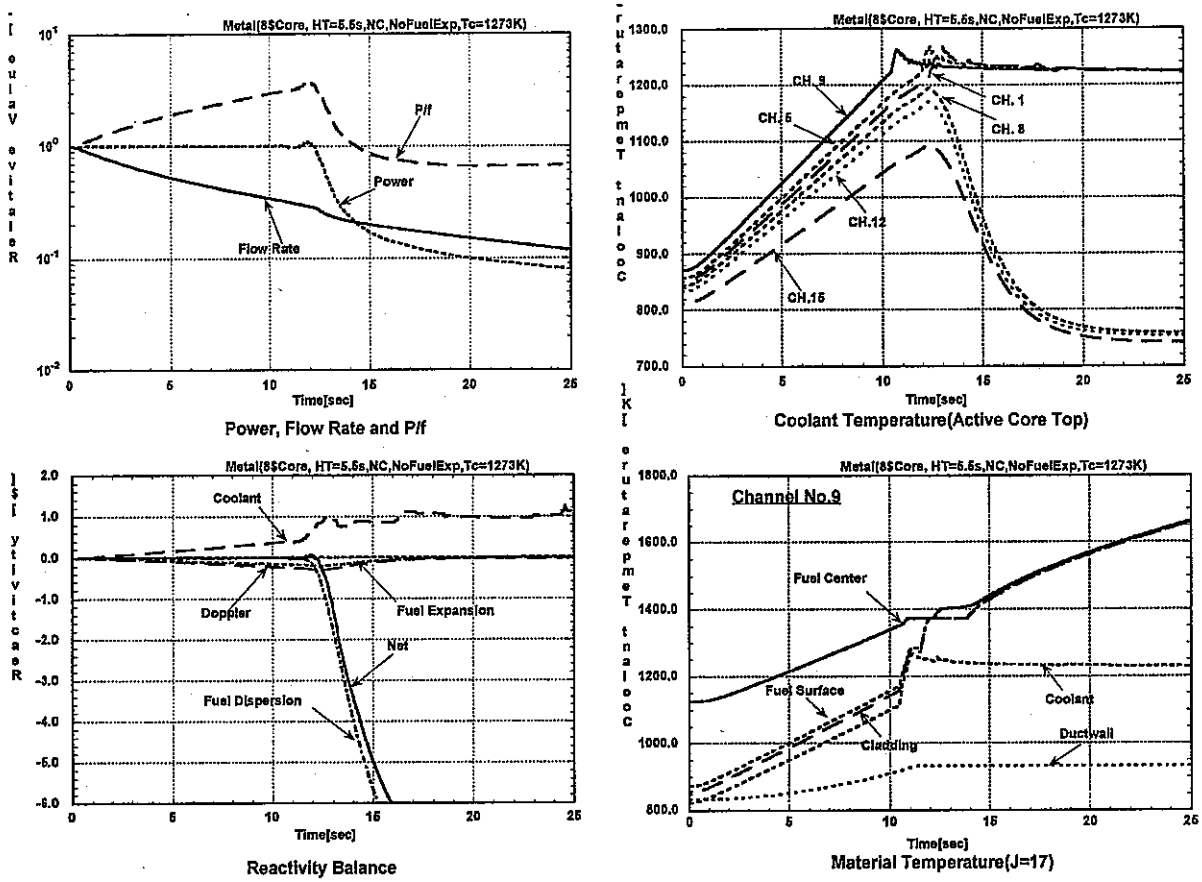


図4.8.4(4)-24　金属燃料炉心におけるULOF時過渡変化
（ボイド反応度8＄炉心、流量半減時間5.5秒、燃料軸膨張考慮）

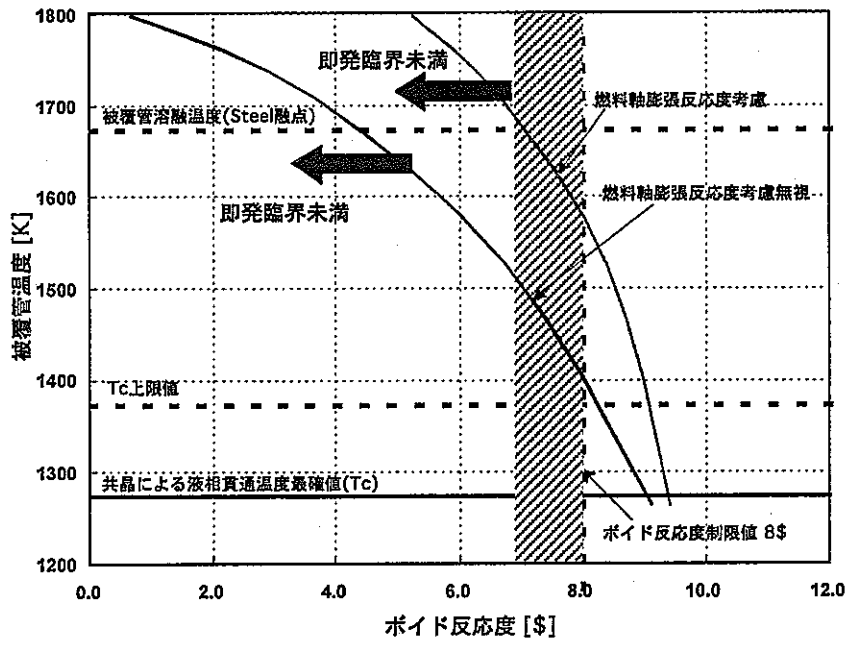


図4.8.4(4)-25　金属燃料炉心のボイド反応度制限マップ

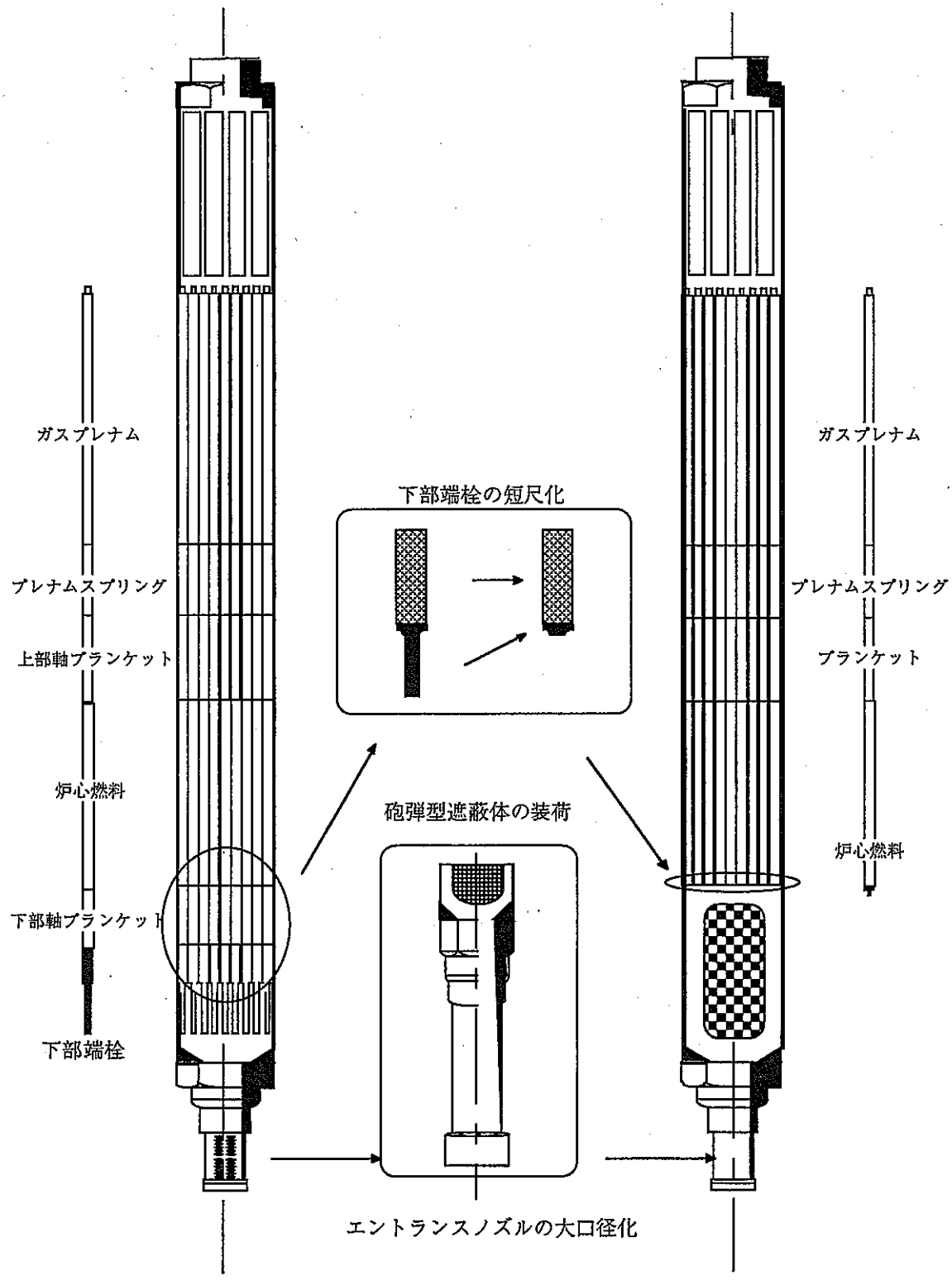
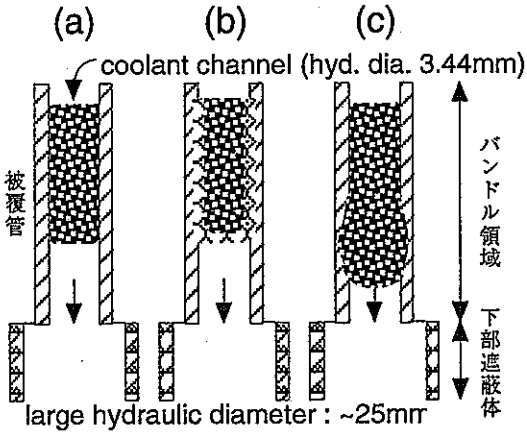


図4.8.4(4)-26 金属燃料炉心の再臨界回避概念（例）

溶融燃料移動概念

下部プレナムへの排出
(a) 単純排出（今回の検討）
(b) 液相形成考慮（融点の低温化）
(c) Ablation （T_f > m.p. of cladding）



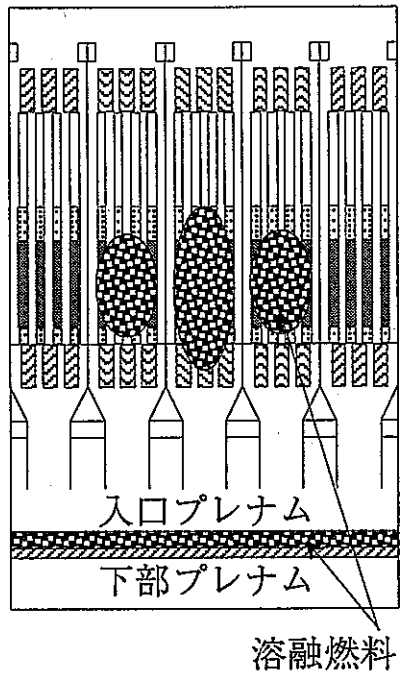
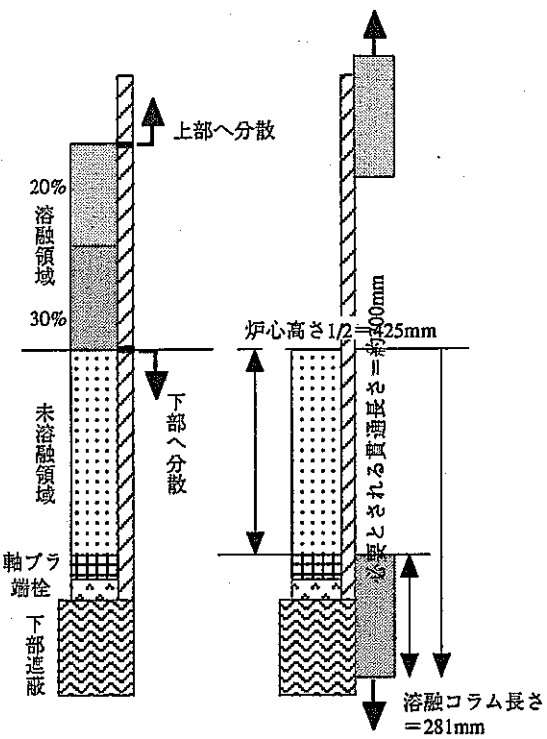


図 4.8.4(4)-27　溶融金属燃料の移動概念



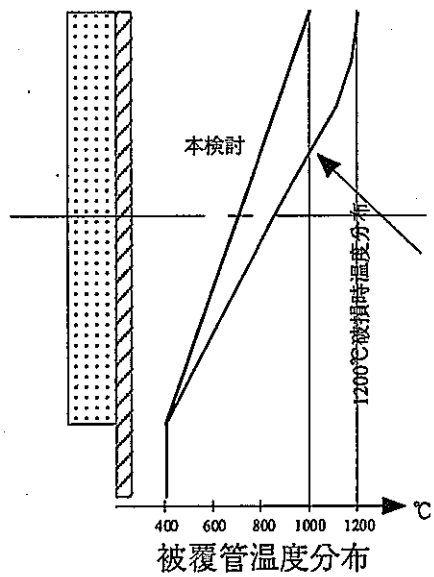


図 4.8.4(4)-28　溶融燃料排出に必要な条件

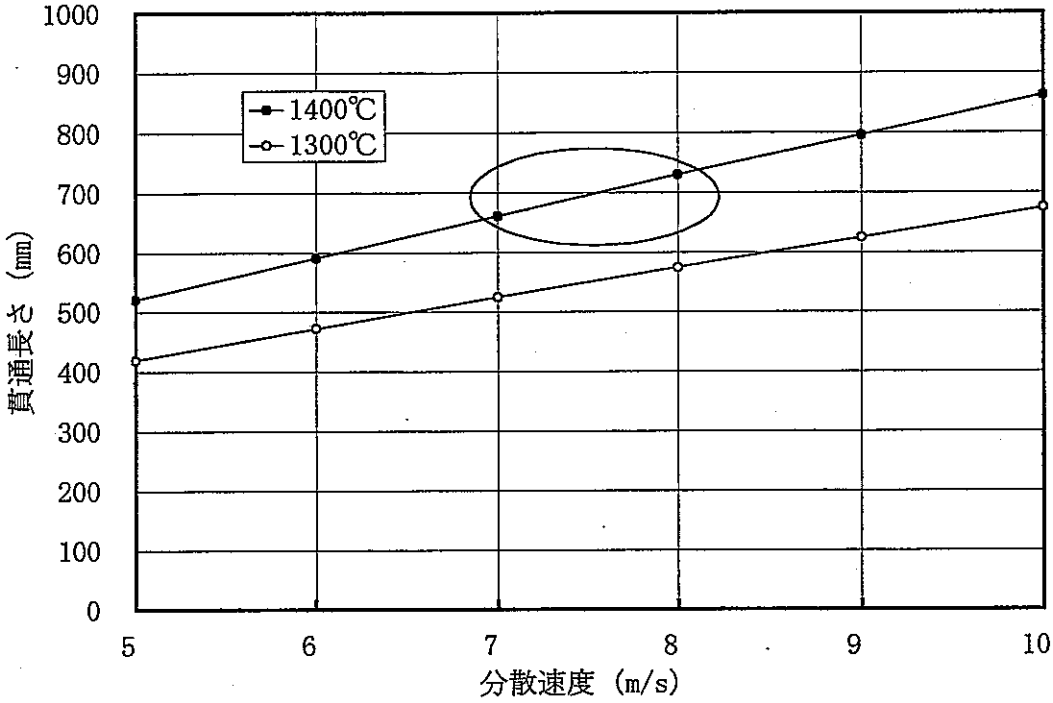


図 4.8.4(4)-29　貫通長さの評価結果（予備評価）

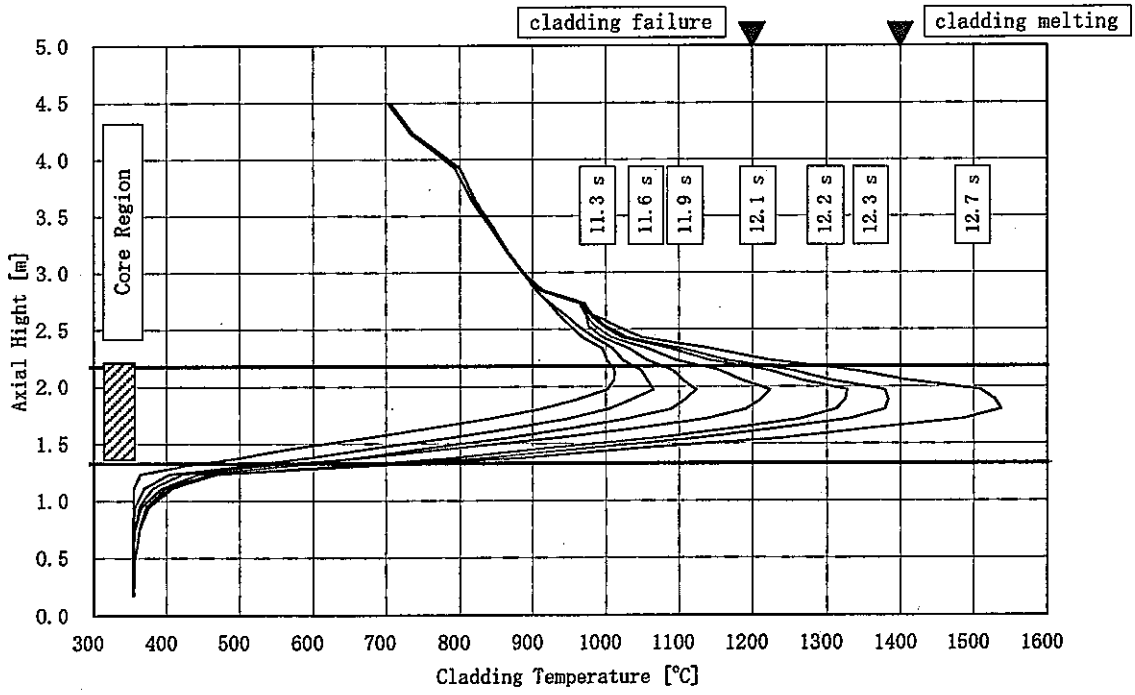


図 4.8.4(4)-30　被覆管温度の変化（基準ケース）

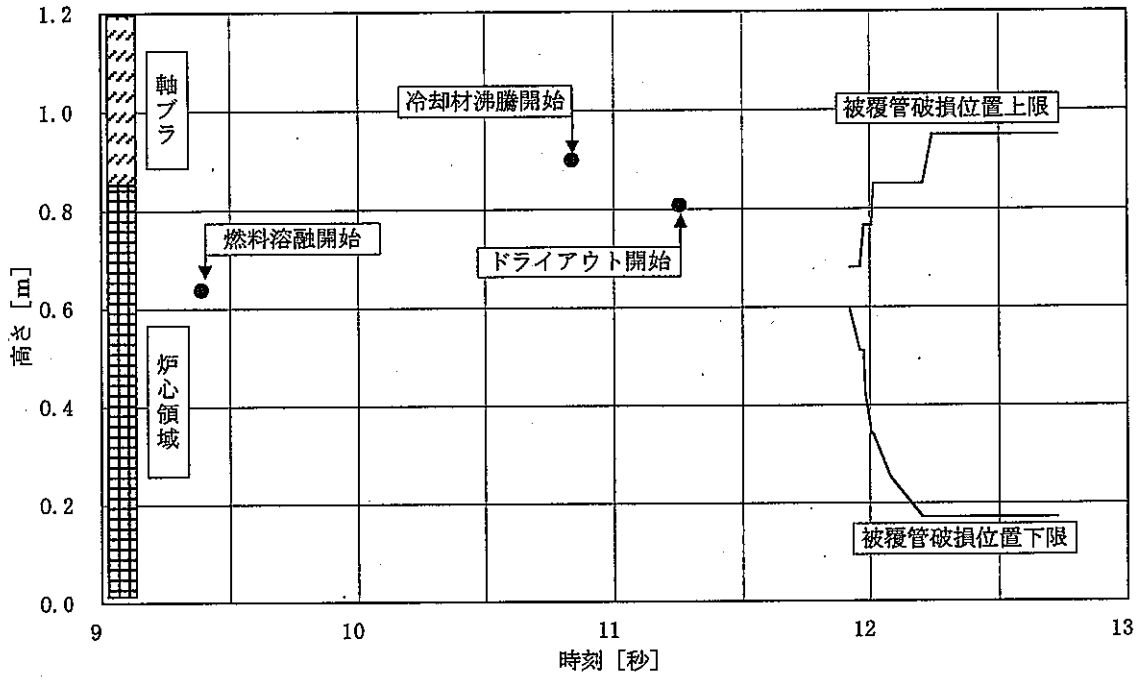


図 4.8.4(4)-31　燃料要素破損履歴（基準ケース）

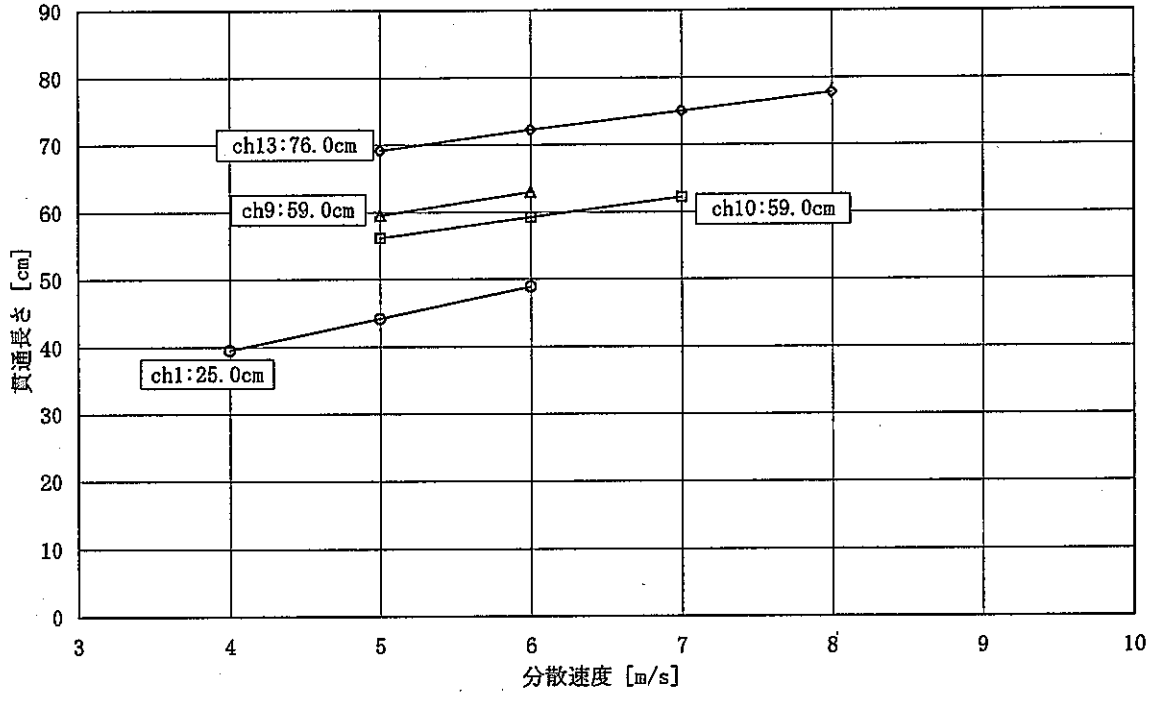


図 4.8.4(4)-32　貫通長さの評価結果（起因過程解析結果反映）

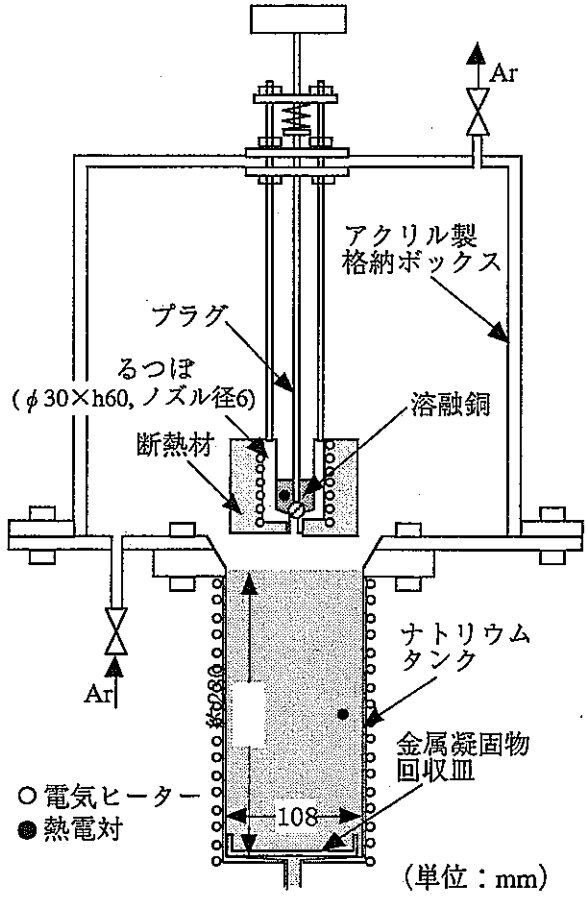


図 4.8.4(4)-33　銅－ナトリウム系の FCI 実験装置

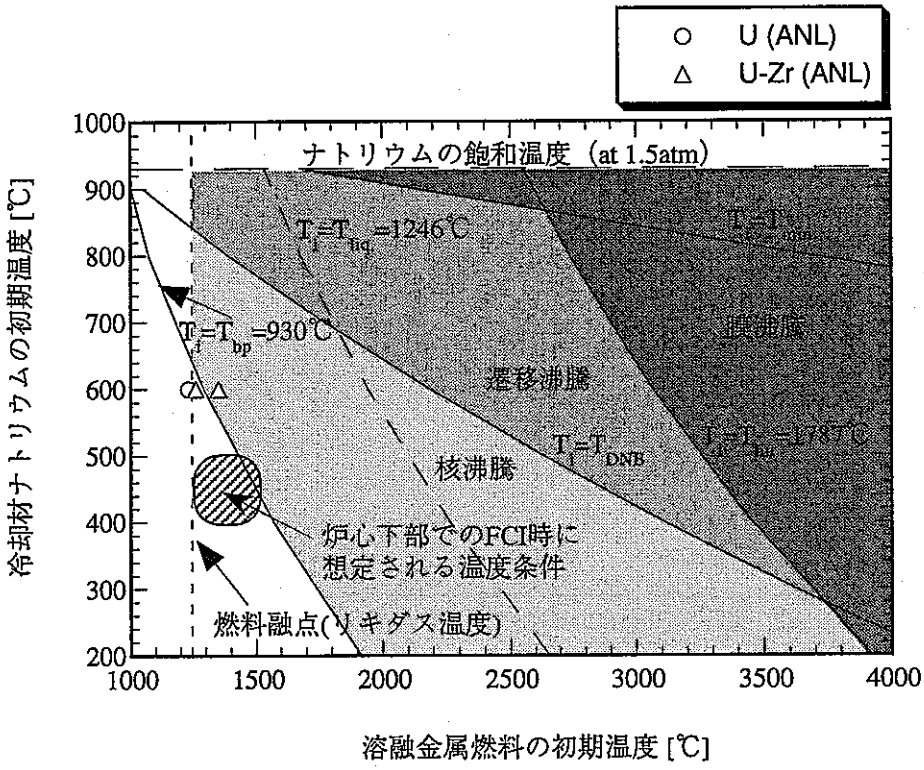


図 4.8.4(4)-34　金属燃料とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ

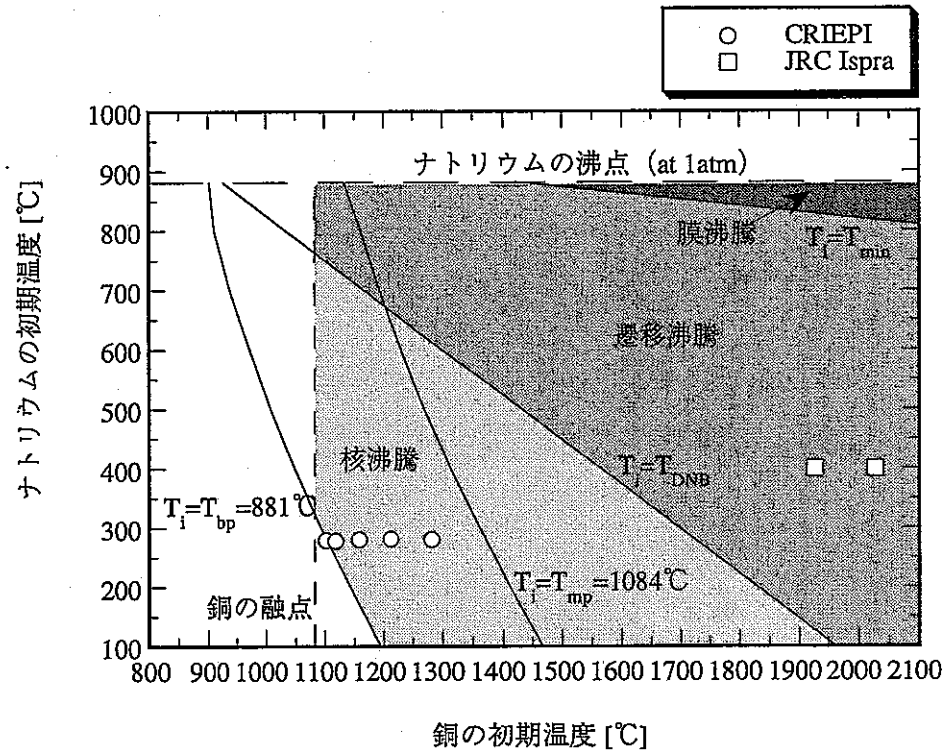


図 4.8.4(4)-35　銅とナトリウムの直接接触時の温度条件マップ

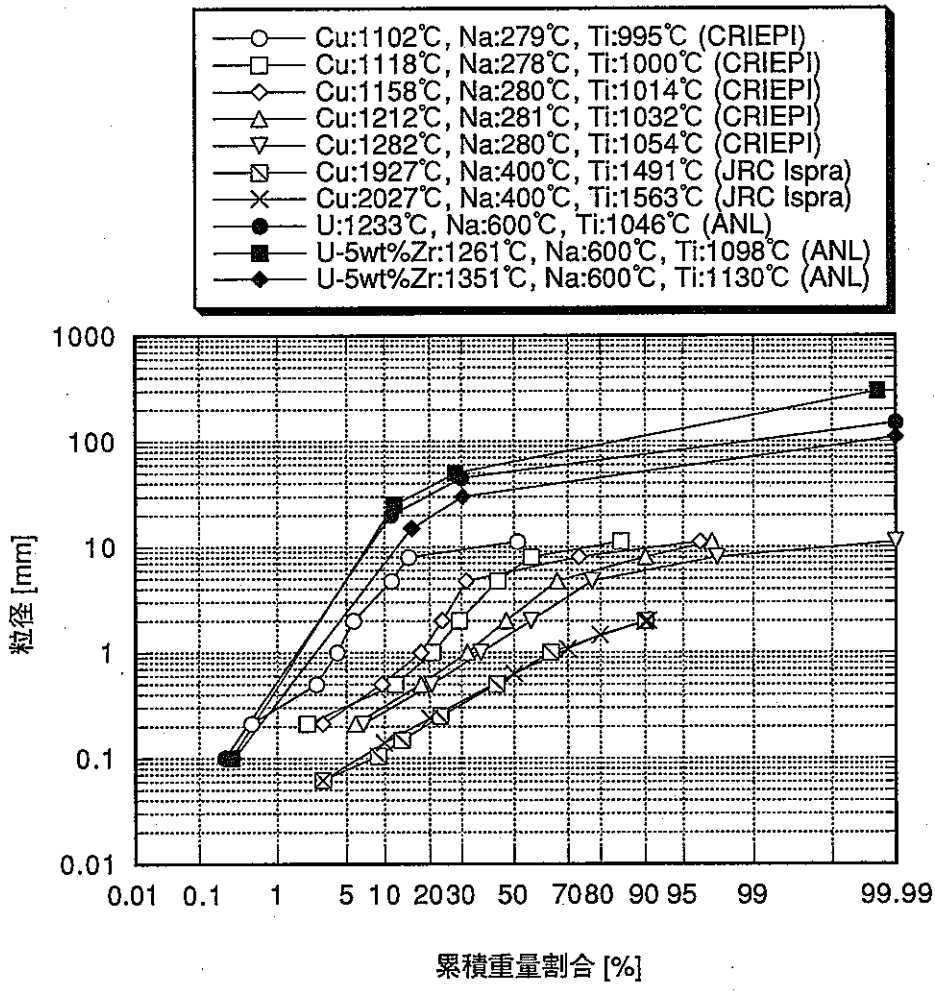


図 4.8.4(4)-36　粒径分布の比較

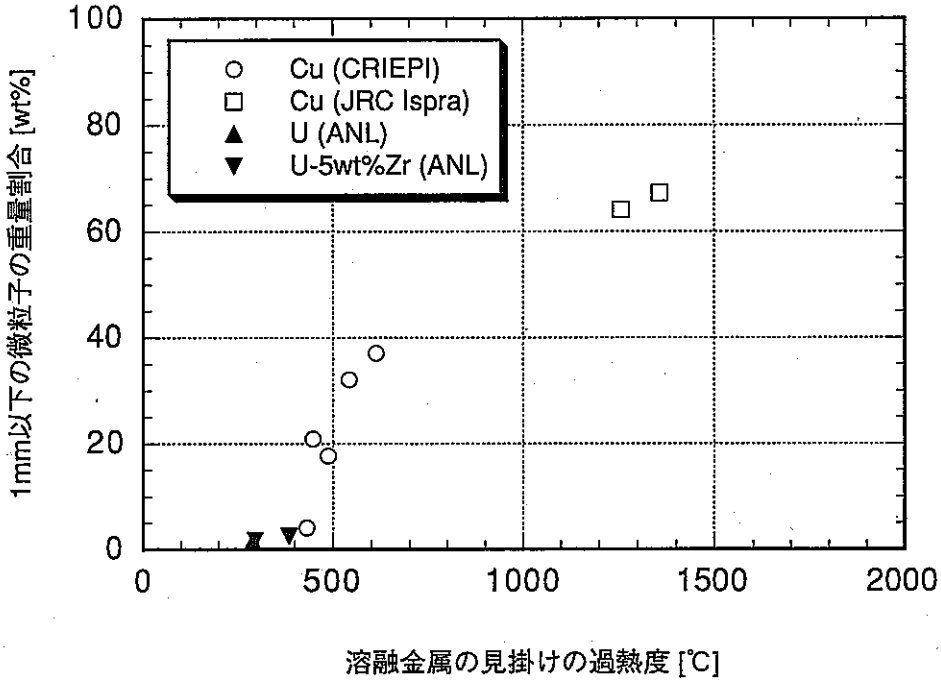


図 4.8.4(4)-37　1 mm 以下の凝固物割合と過熱度の関係

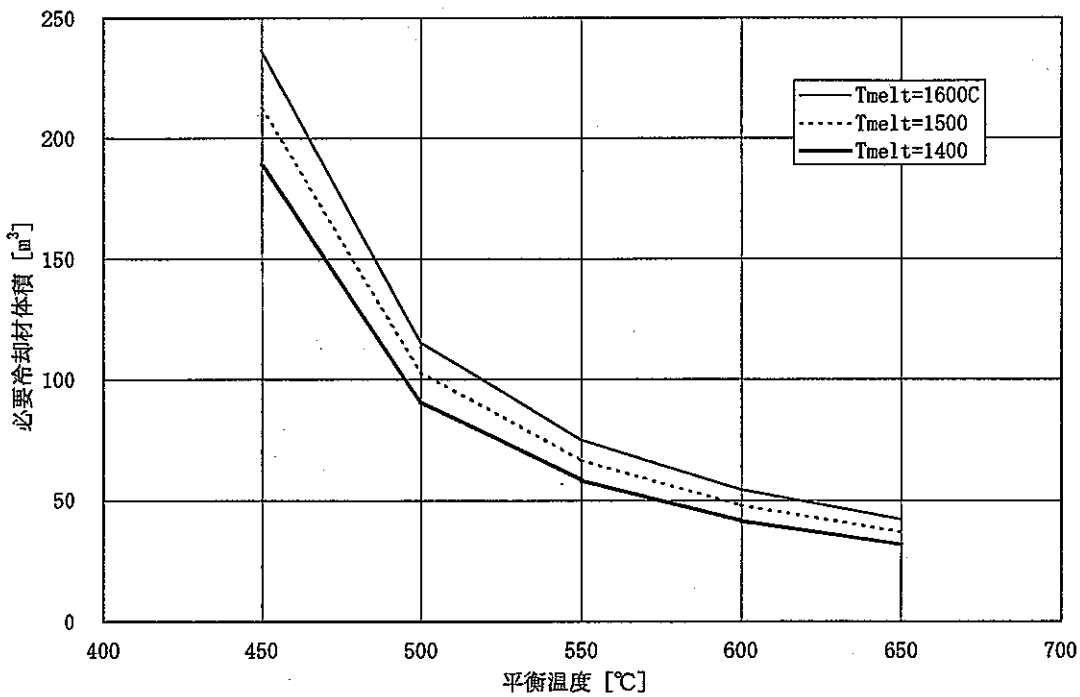


図 4.8.4(4)-38　クエンチングに必要な冷却材体積

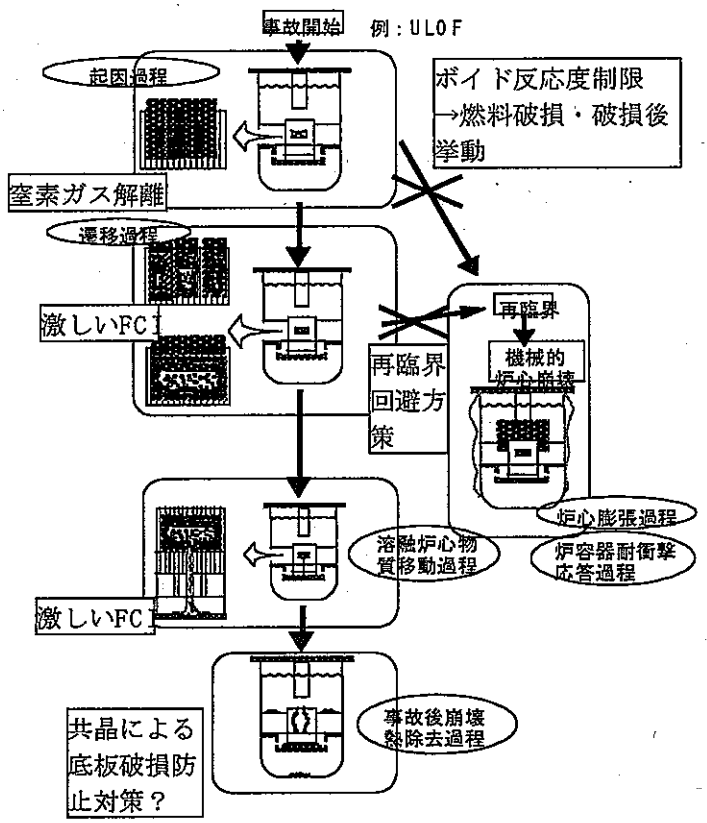


図 4.8.4(4)-39　窒化物燃料炉心の炉心崩壊事故炉容器内事象推移と課題

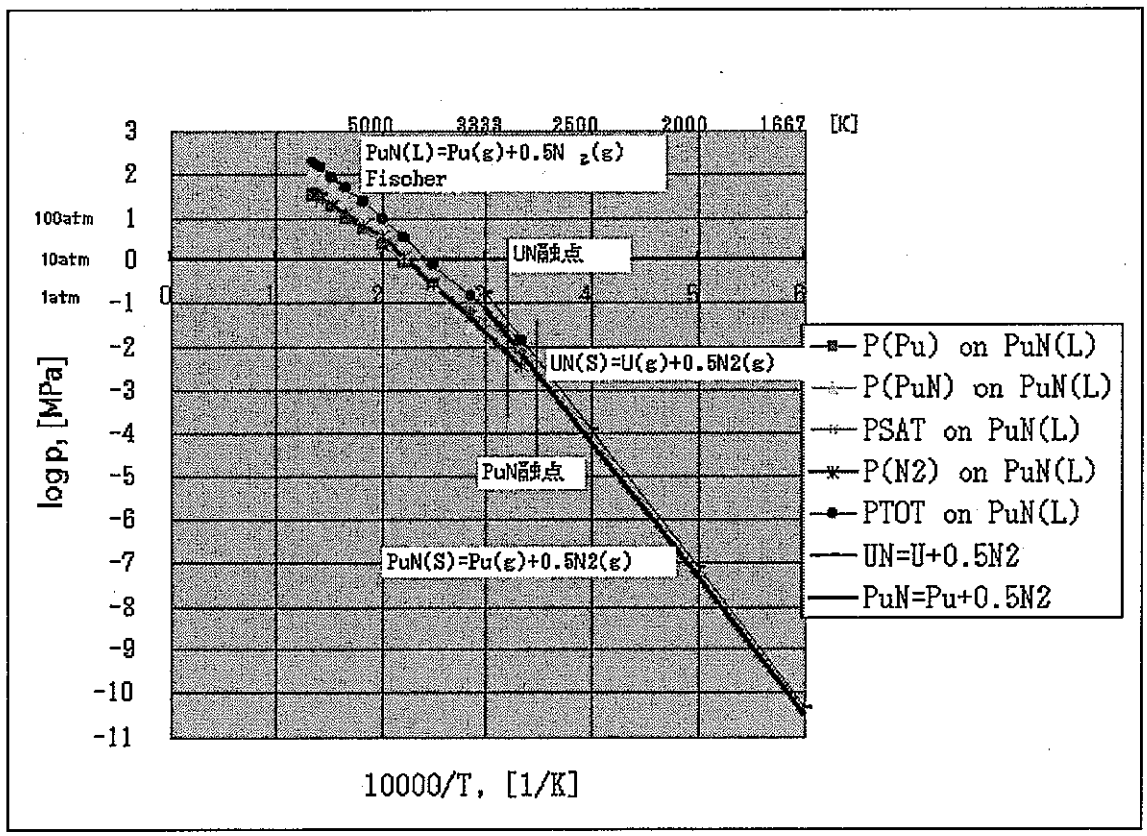


図 4.8.4(4)-40 UN, PuN 上の解離窒素分圧, Pu 蒸気圧及び全蒸気圧

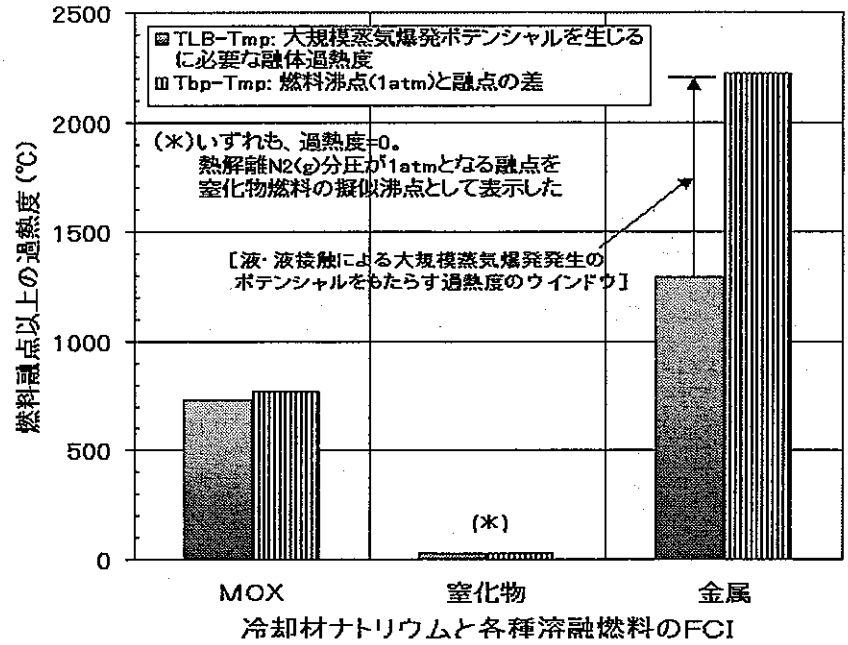


図 4.8.4(4)-41　激しい FCI 発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、燃料沸点(Tbp)と燃料融点(Tmp)の差

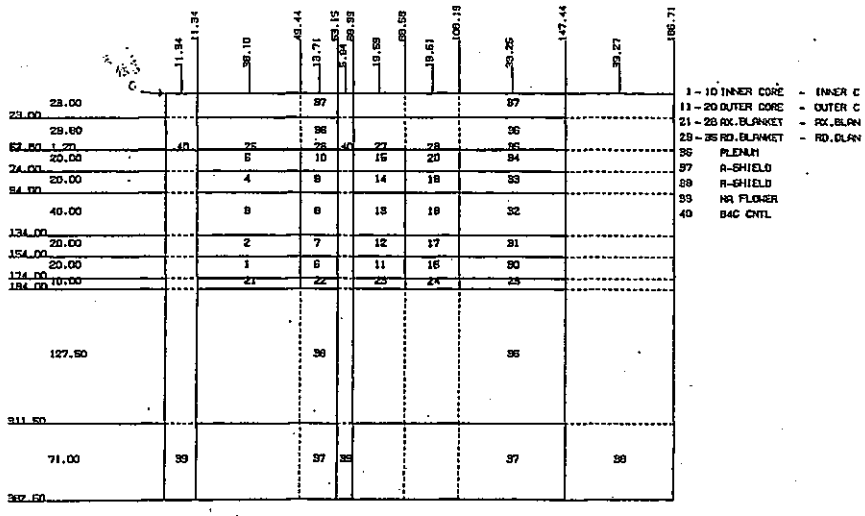


図 4.8.4(4)-42 鉛冷却 MOX 炉の炉心周辺の幾可形状（燃焼計算体系）

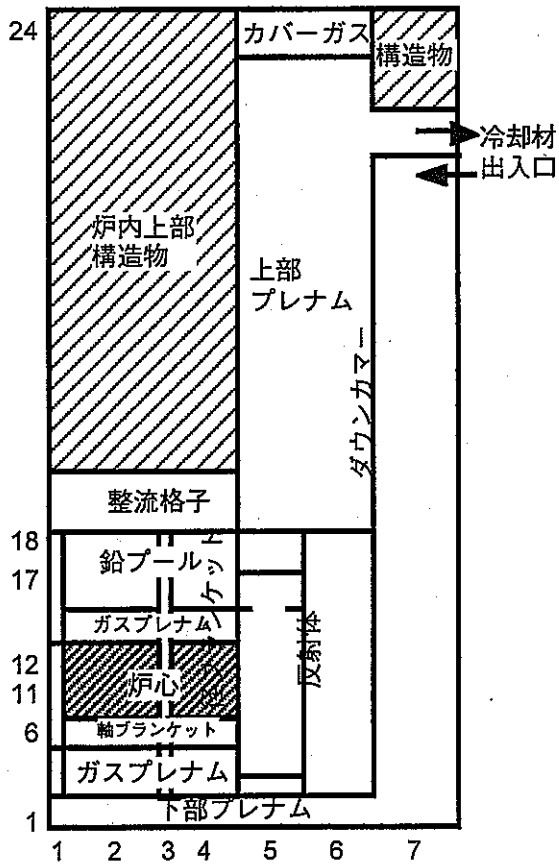


図 4.8.4(4)-43 鉛冷却 MOX 炉解析体系の概念図

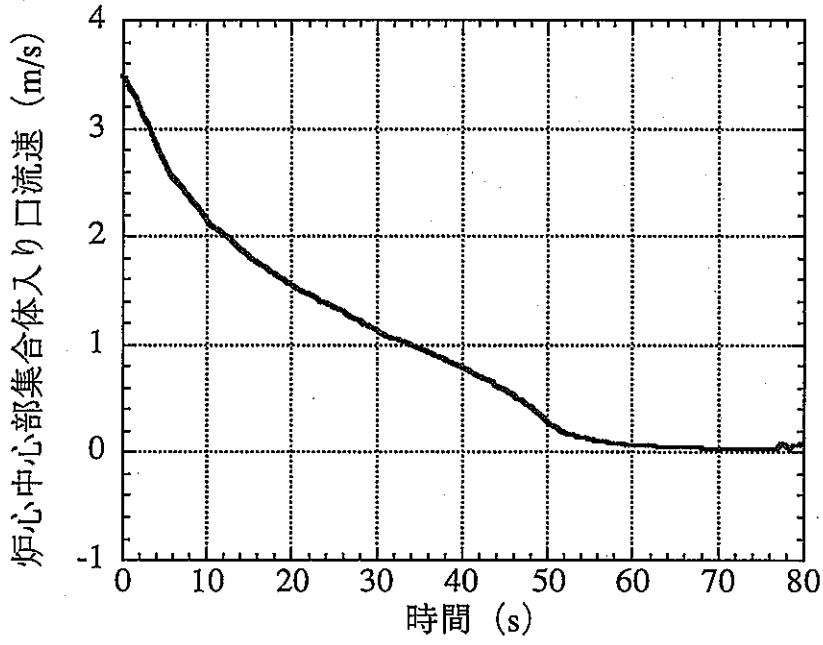


図 4.8.4(4)-44 定格出力における流量変化

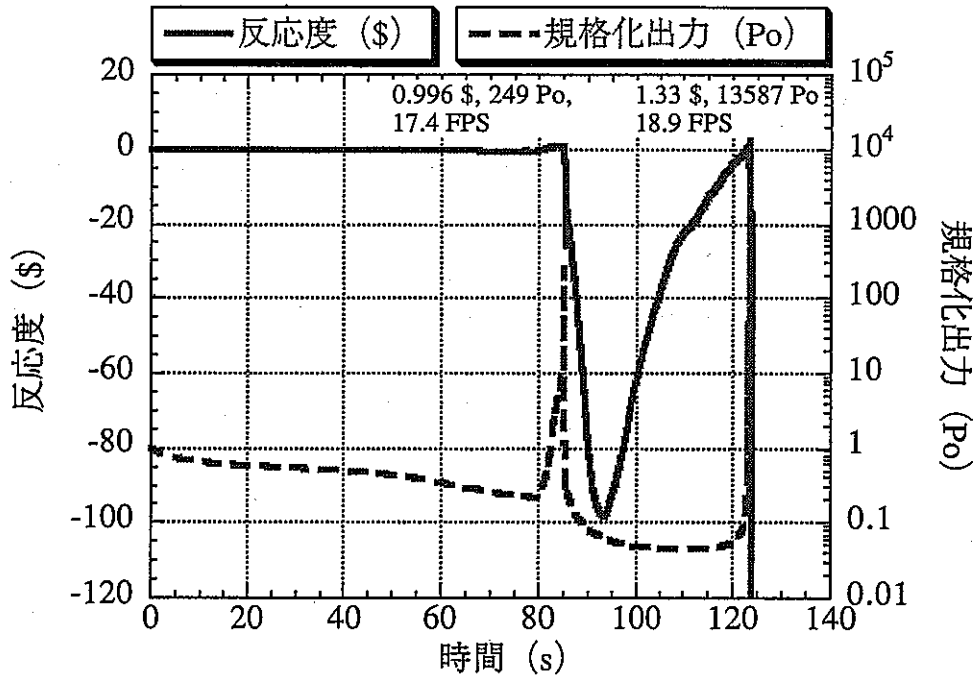


図 4.8.4(4)-45 鉛冷却 MOX 炉解析ケース 1 における出力と反応度履歴

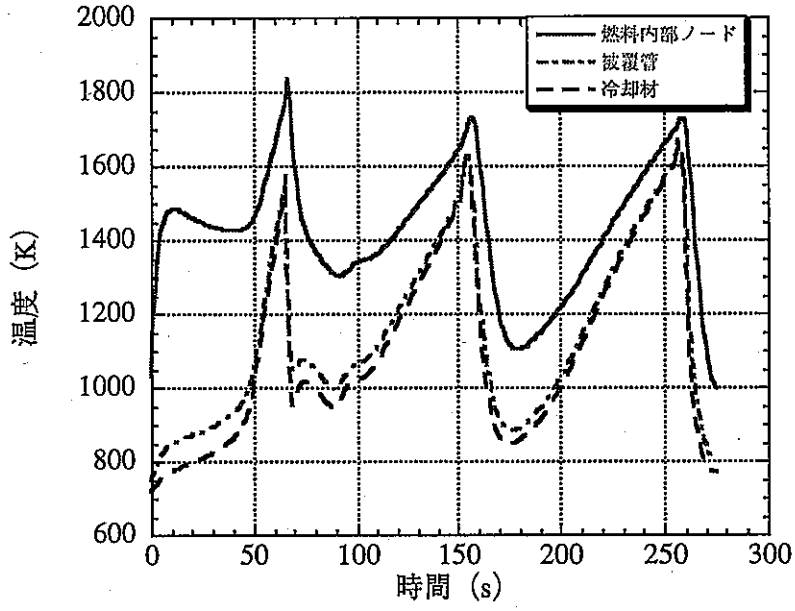


図 4.8.4(4)-46 ケース 2 における炉心中心での各成分の温度時間変化

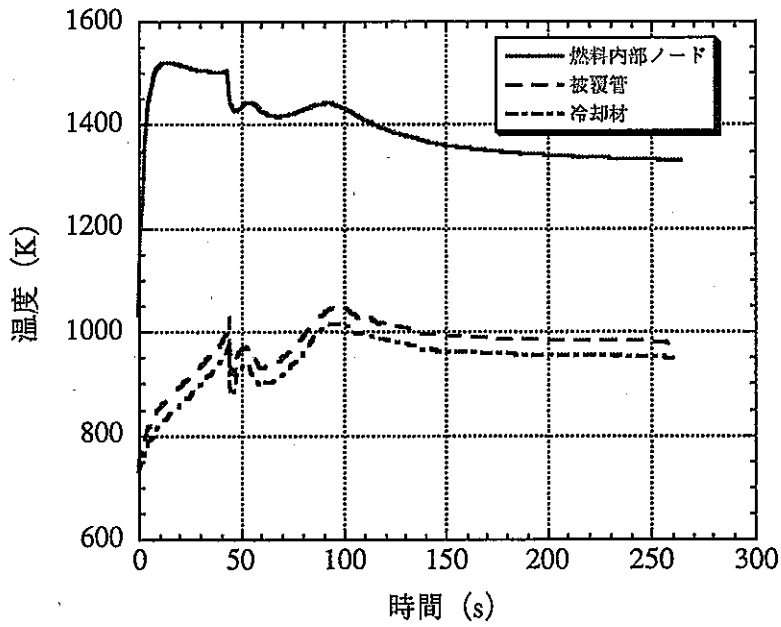


図 4.8.4(4)-47 ケース 3 における炉心中心集合体での各成分の温度時間変化

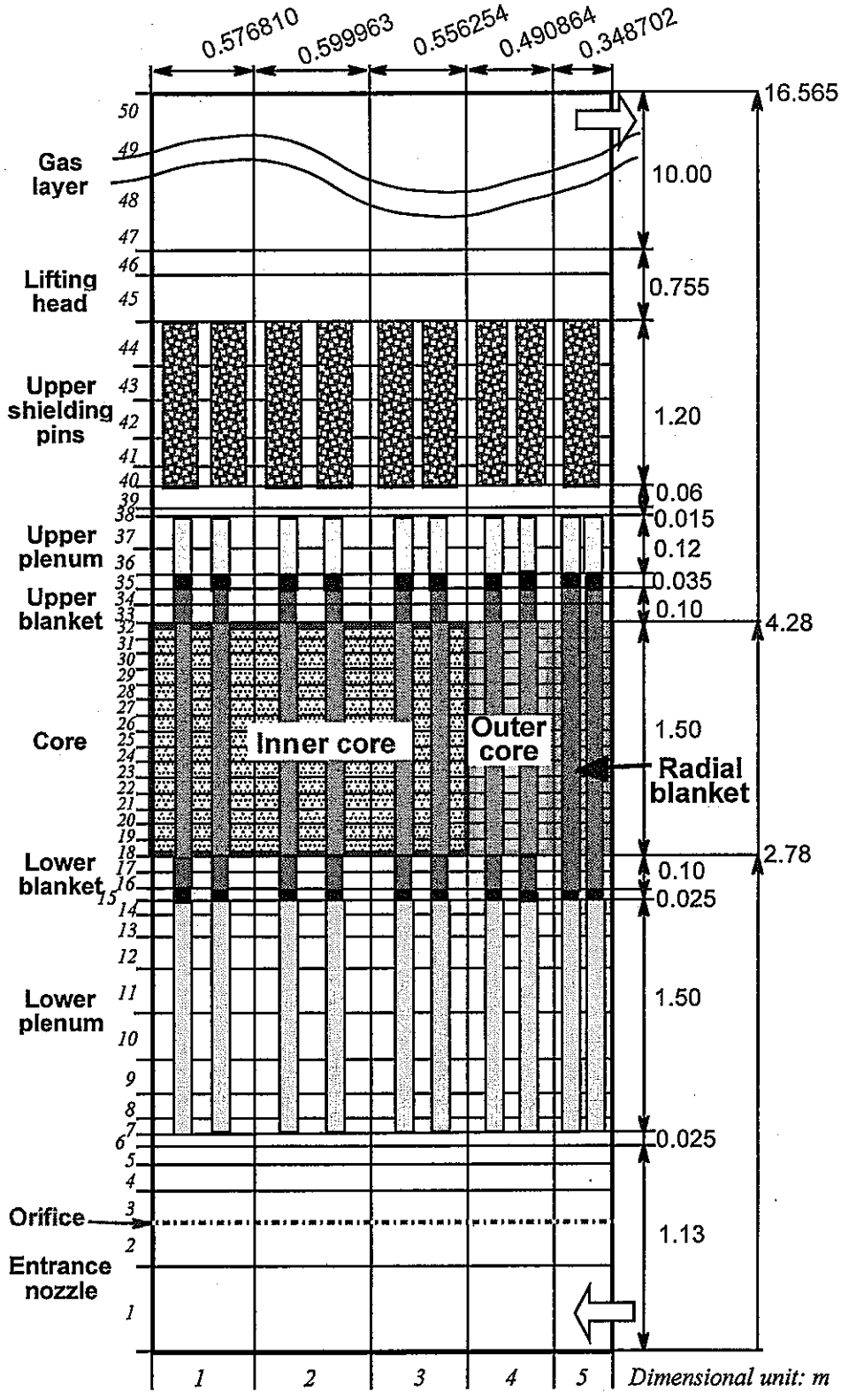


図 4.8.4(4)-48 解析体系

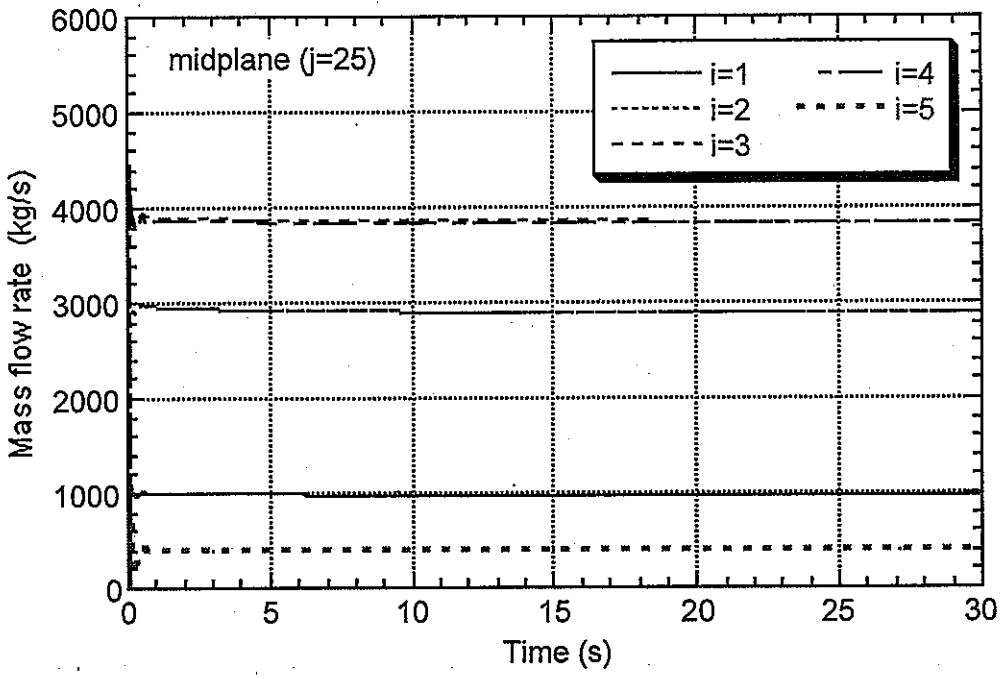


図 4.8.4(4)-49　定格出力における流量変化

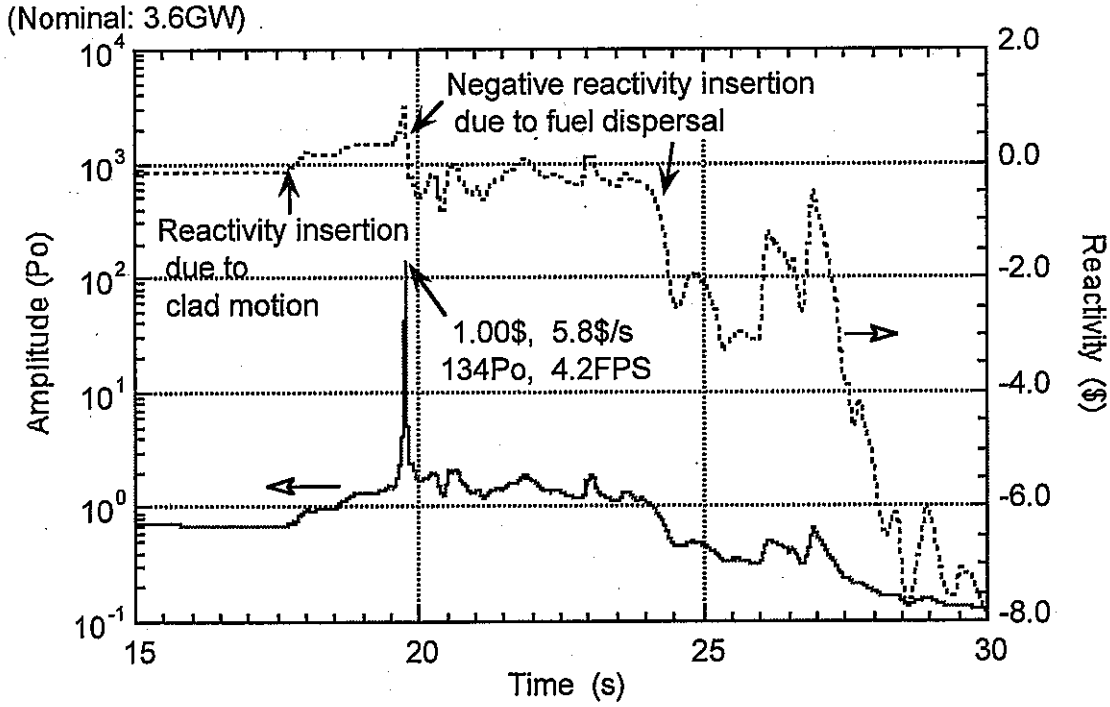


図 4.8.4(4)-50 ピン型 MOX 燃料炭酸ガス冷却炉の炉心損傷事象における出力と反応度履歴

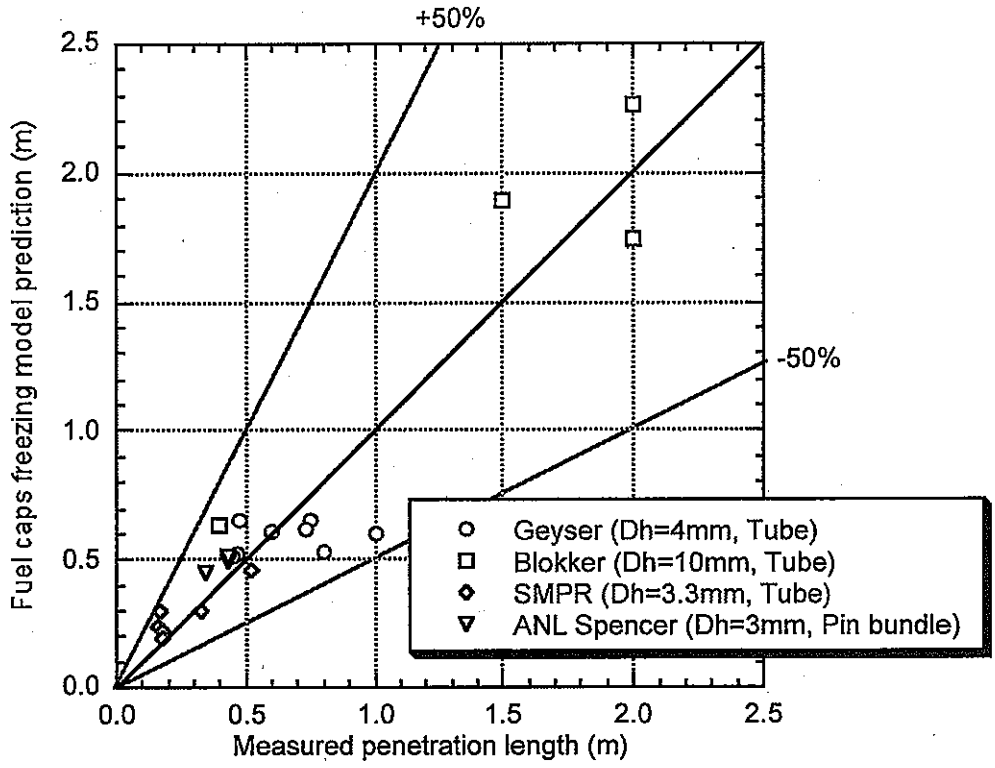


図 4.8.4(4)-51 実験の侵入長と Fuel caps freezing model による予測値との比較

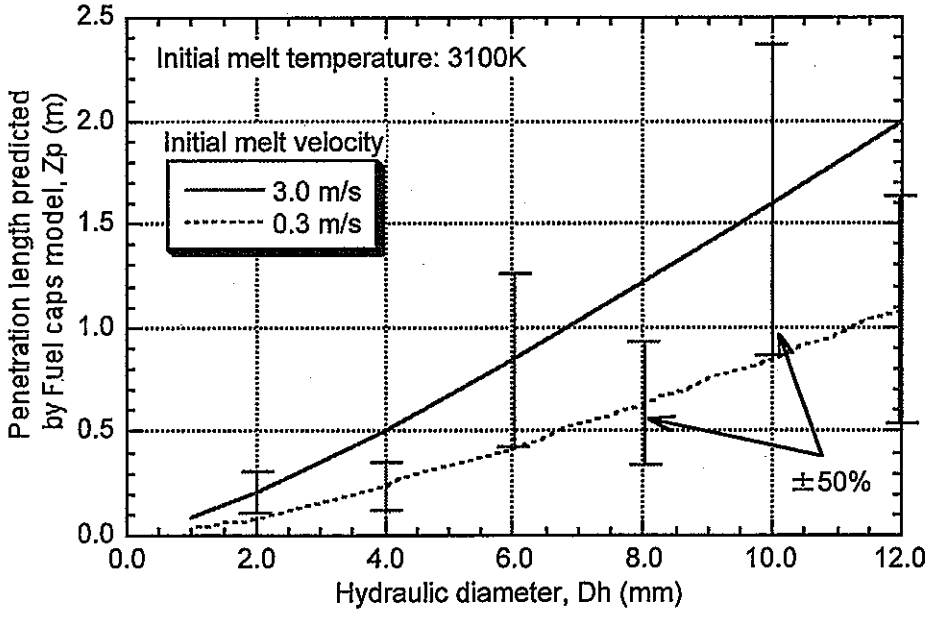


図 4.8.4(4)-52 水力等価直径と融体侵入長の予測値との関係

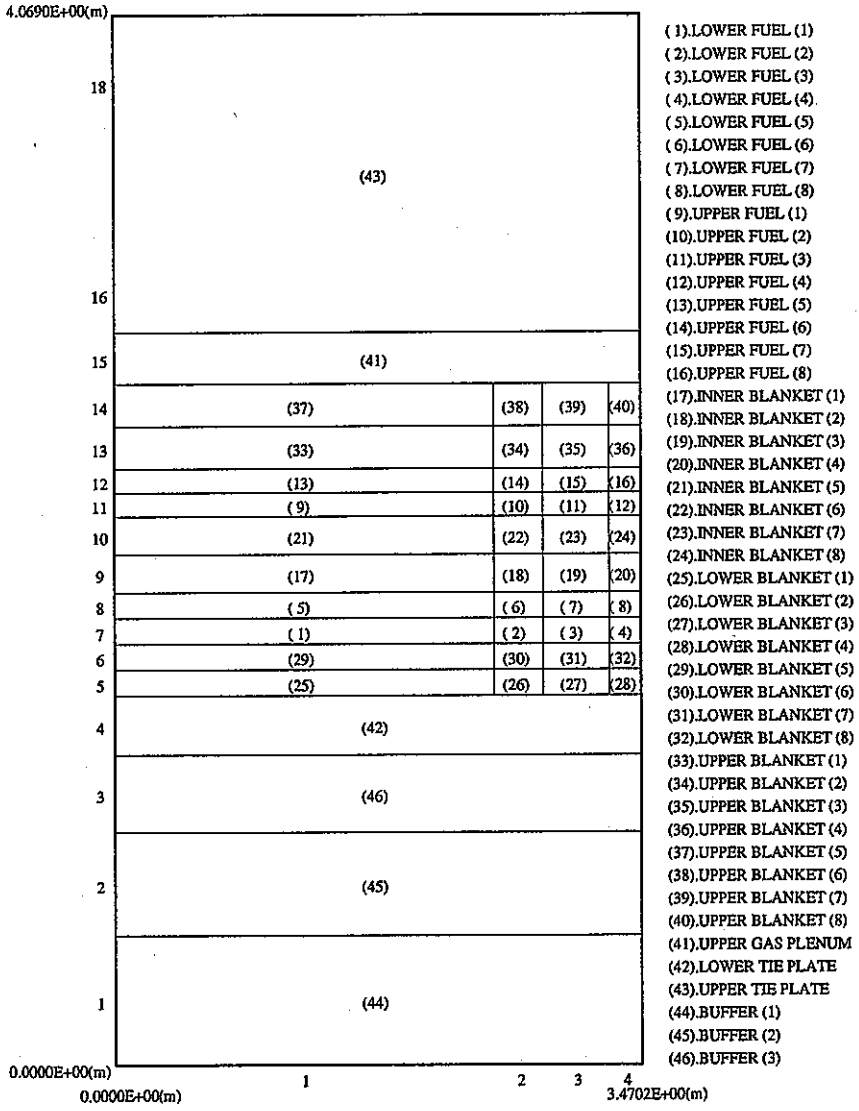


図 4.8.4(4)-53 高転換比 BWR の SIMMER-III による ATWS 事象推移解析体系図

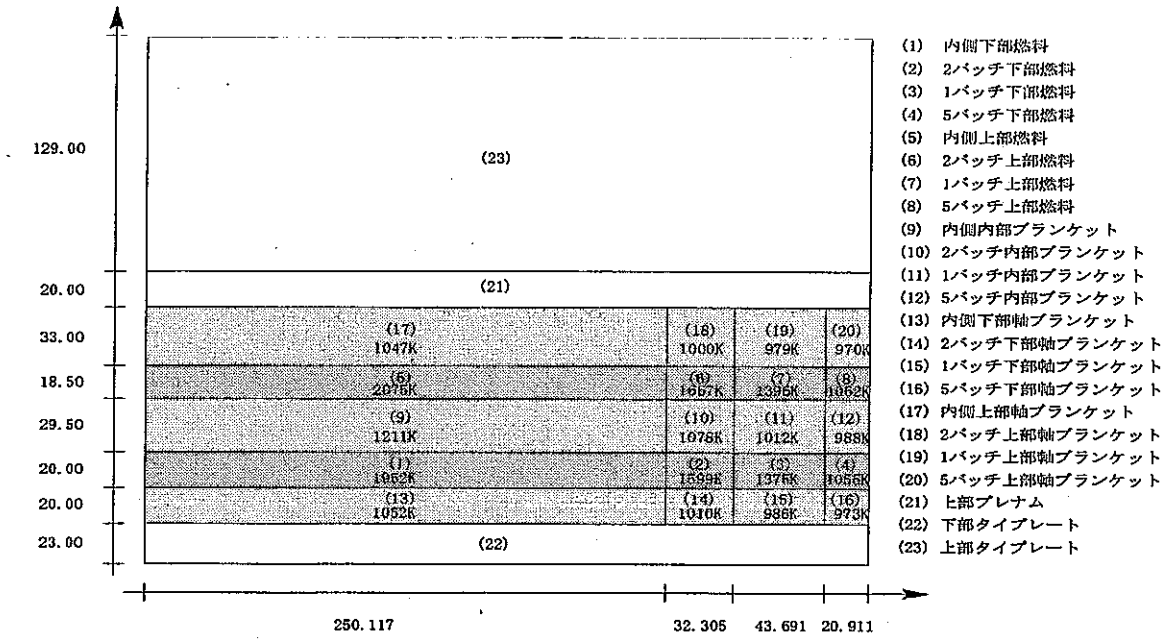


図 4.8.4(4)-54　SIMMER-III 解析の初期温度条件

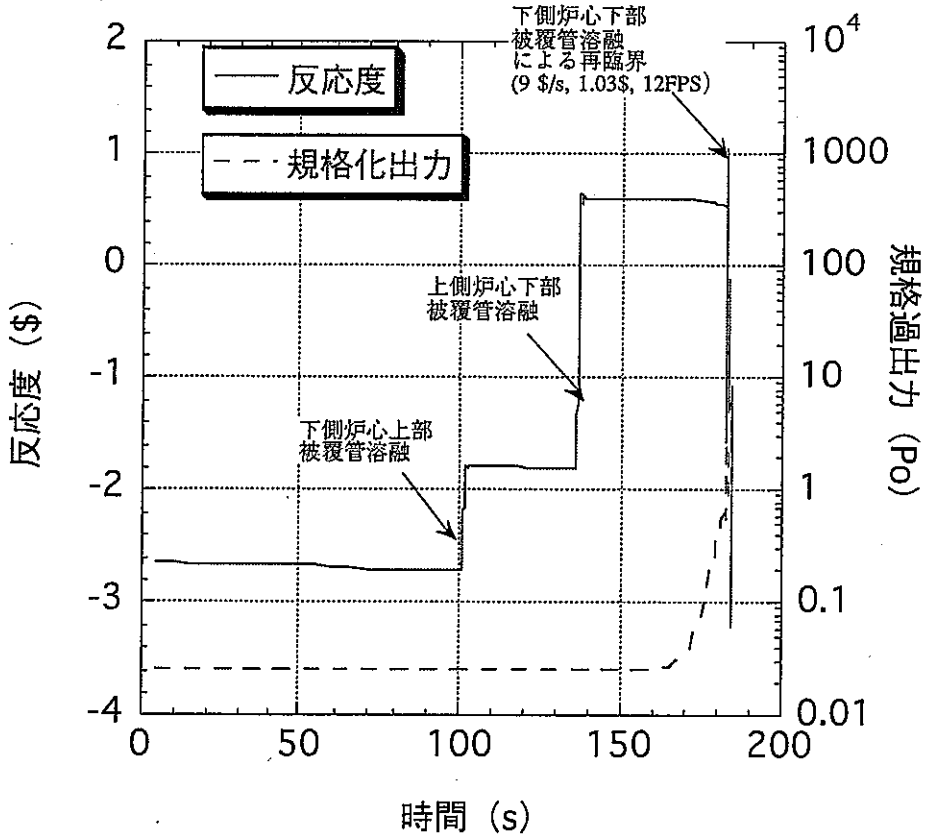


図 4.8.4(4)-55　高転換比 BWR の ATWS における反応度と出力の時間履歴

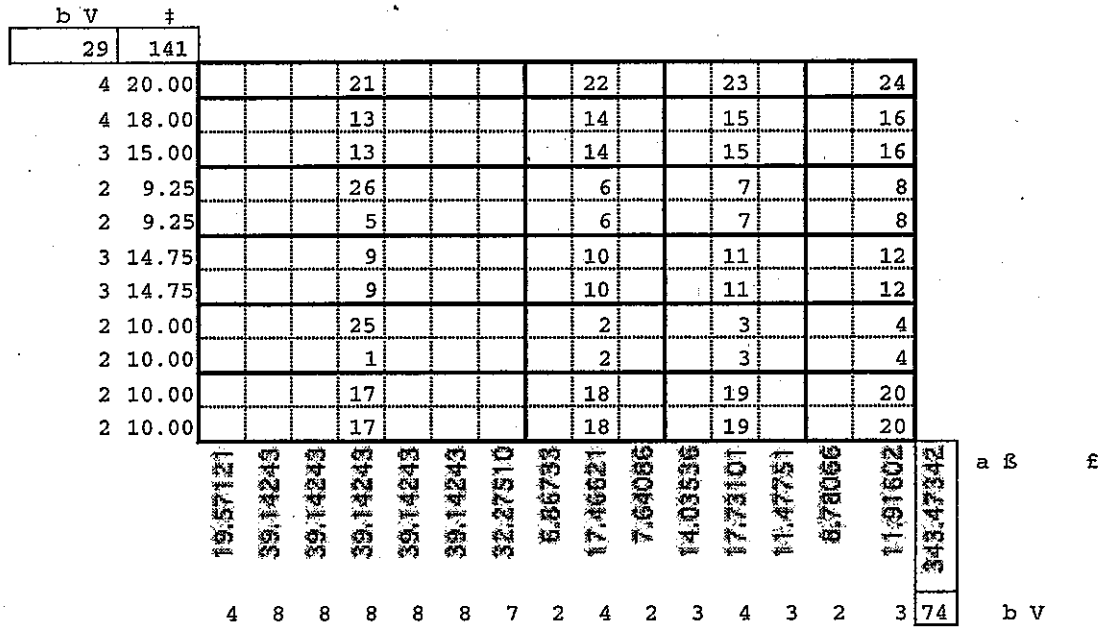


図 4.8.4(4)-56　静的核計算体系図

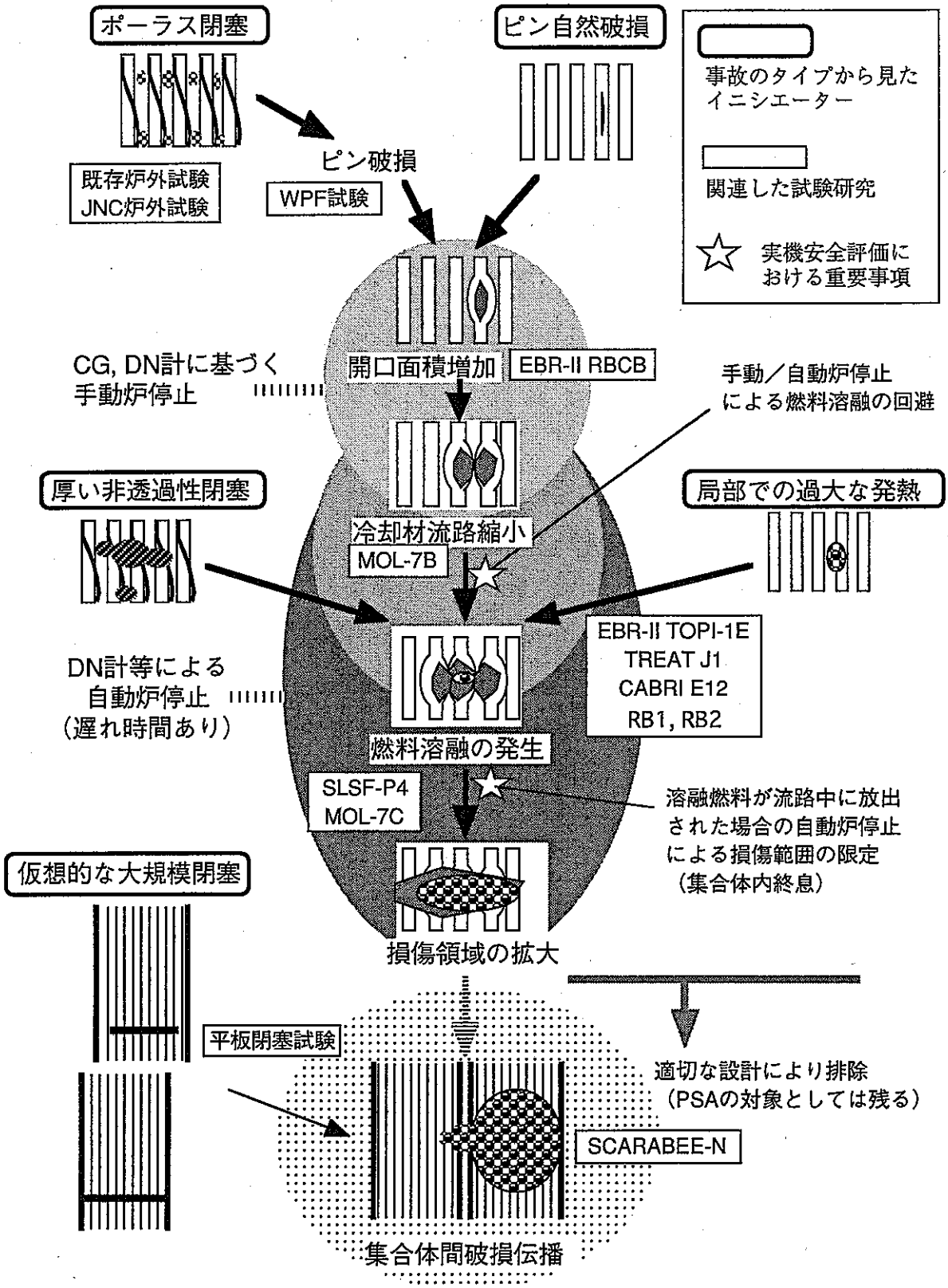


図4.8.4(4)-57　高速炉の燃料集合体内における異常拡大防止に係わる事象進展の概念

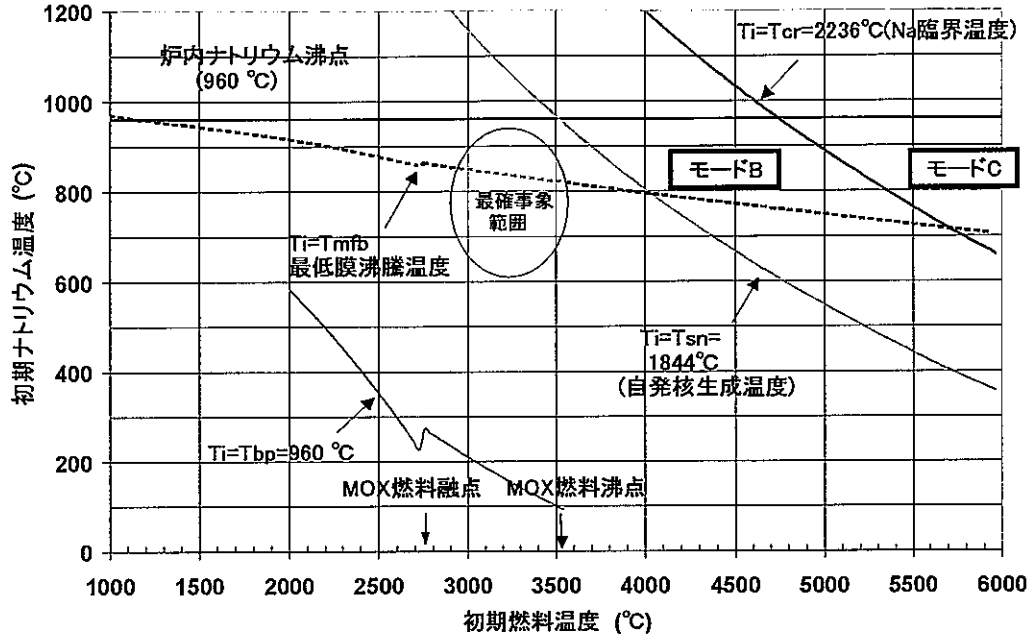


図 4.8.4(4)-58 酸化物燃料(MOX)/Na 系の FCI モードマップ
(モードB，C領域：大規模蒸気爆発発生ポテンシャル有り)

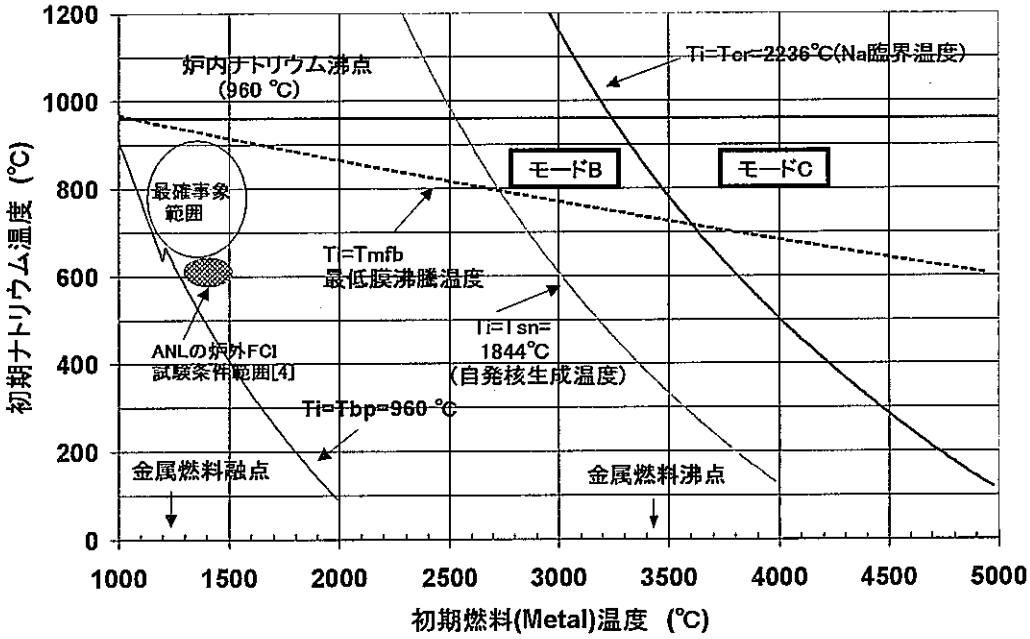


図 4.8.4(4)-59 金属燃料/Na 系の FCI モードマップ

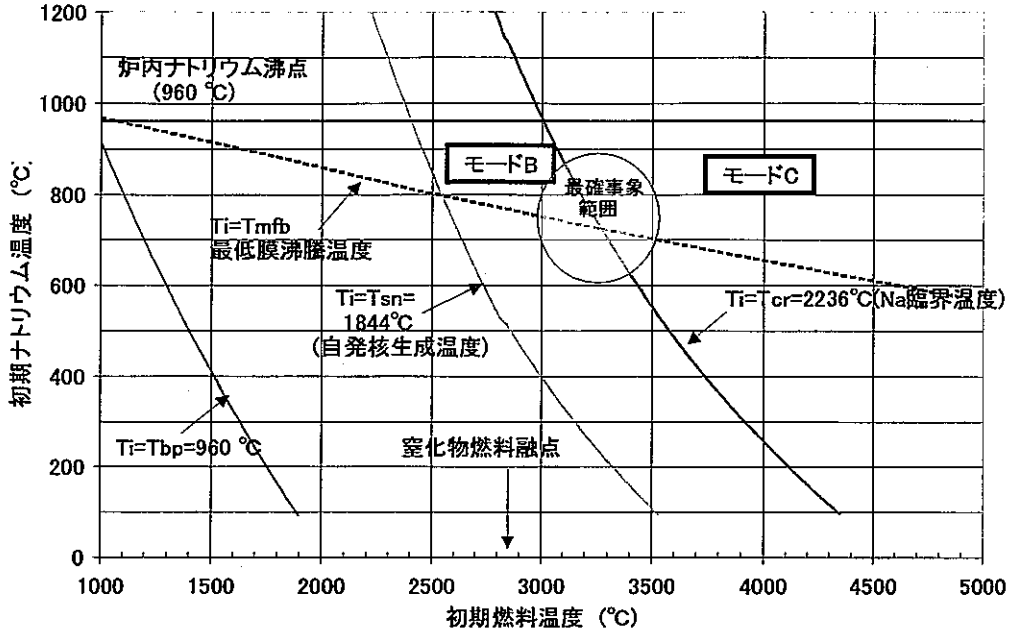


図 4.8.4(4)-60 混合窒化物燃料(MN)/Na 系の FCI モードマップ

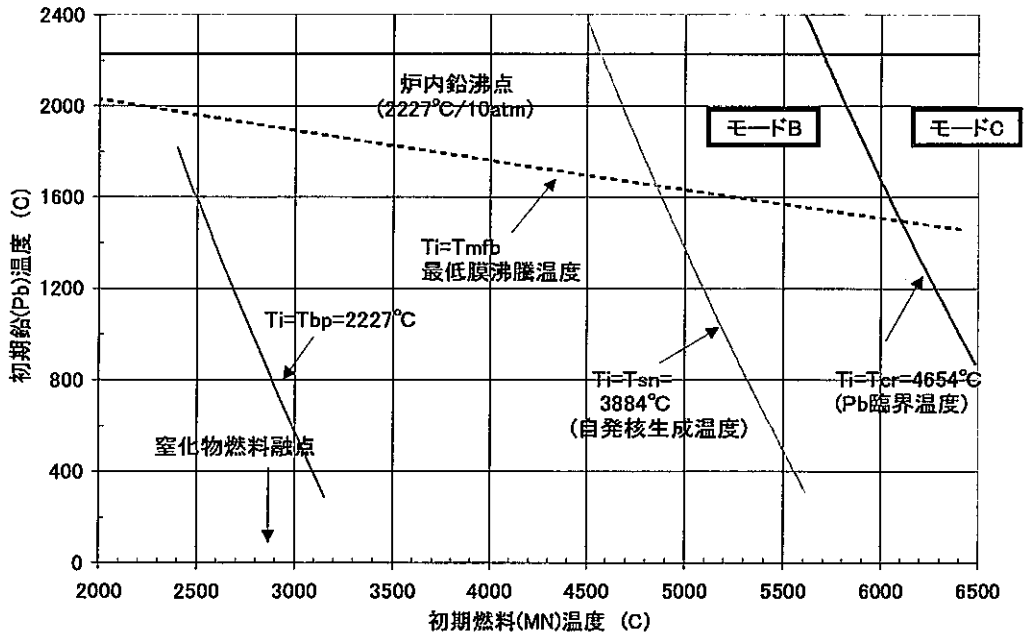


図 4.8.4(4)-61 窒化物燃料/鉛冷却材系の FCI モードマップ

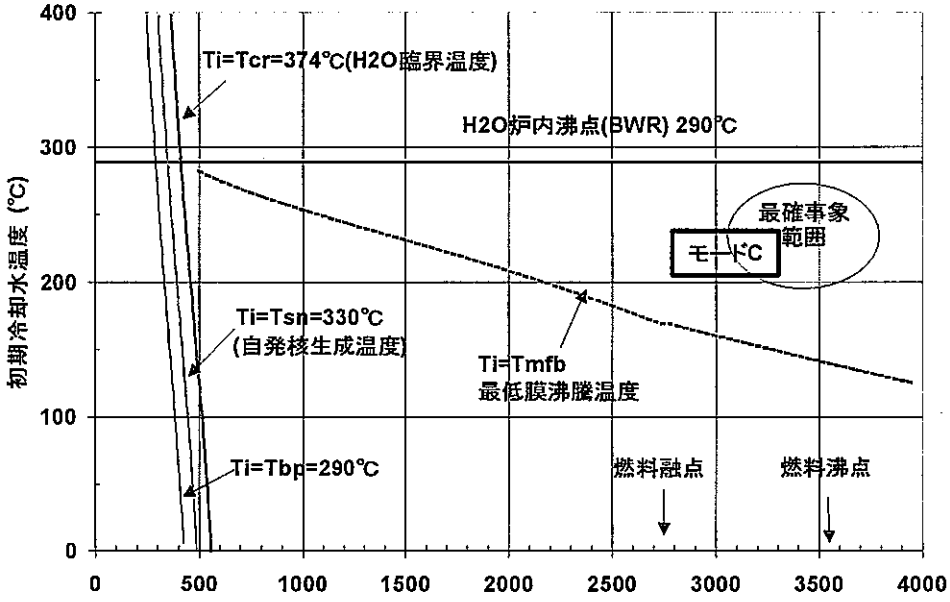


図 4.8.4(4)-62 酸化物燃料(MOX)/水系の FCI モードマップ

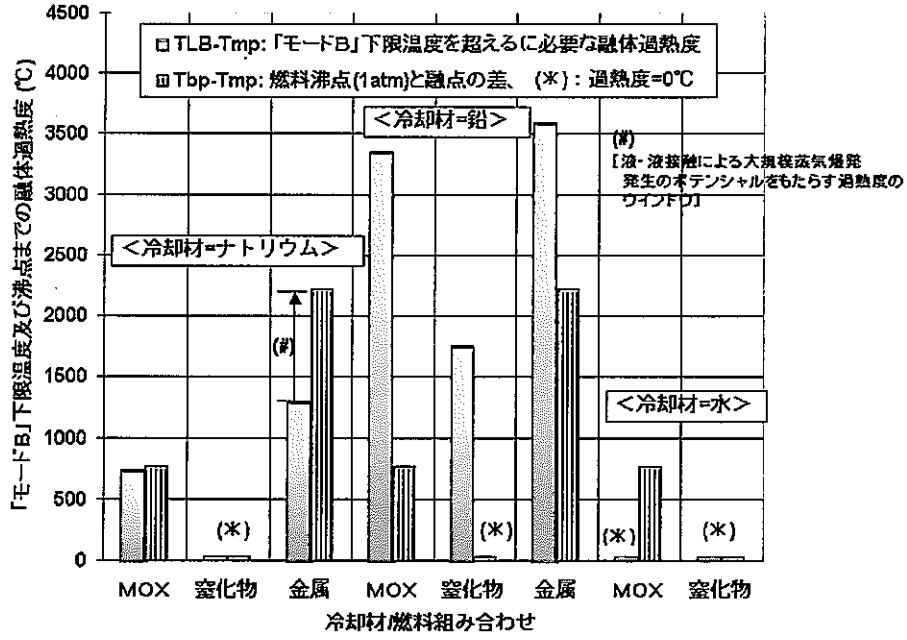


図 4.8.4(4)-63 激しい FCI 発生ポテンシャルに必要な溶融燃料過熱度、燃料沸点(Tbp)と燃料融点(Tmp)の差

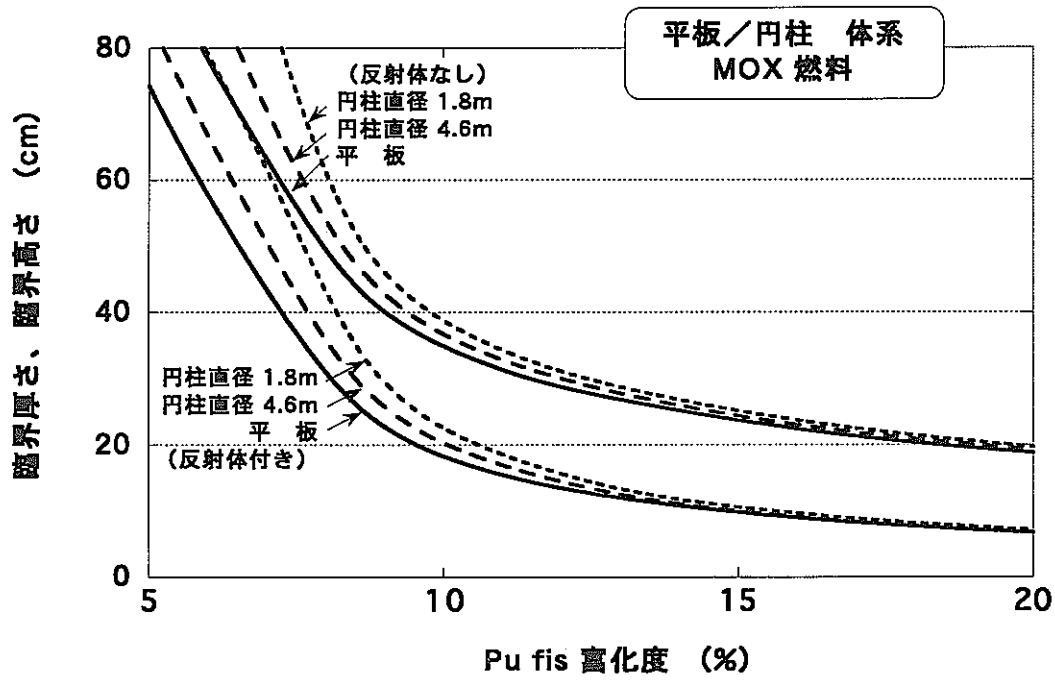


図　4.8.4(4)-64　　円柱臨界高さおよび平板臨界厚さと Pu fis 富化度の関係（MOX 燃料）

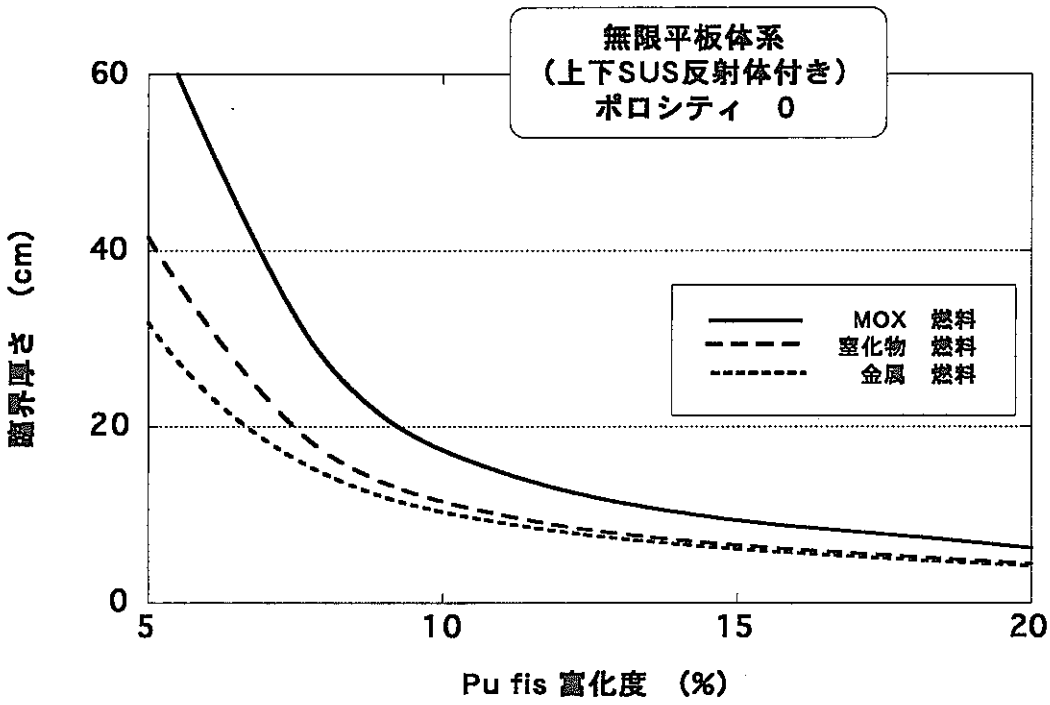


図　4.8.4(4)-65　　各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（燃料ﾎﾟﾛｼﾃｨ＝０）

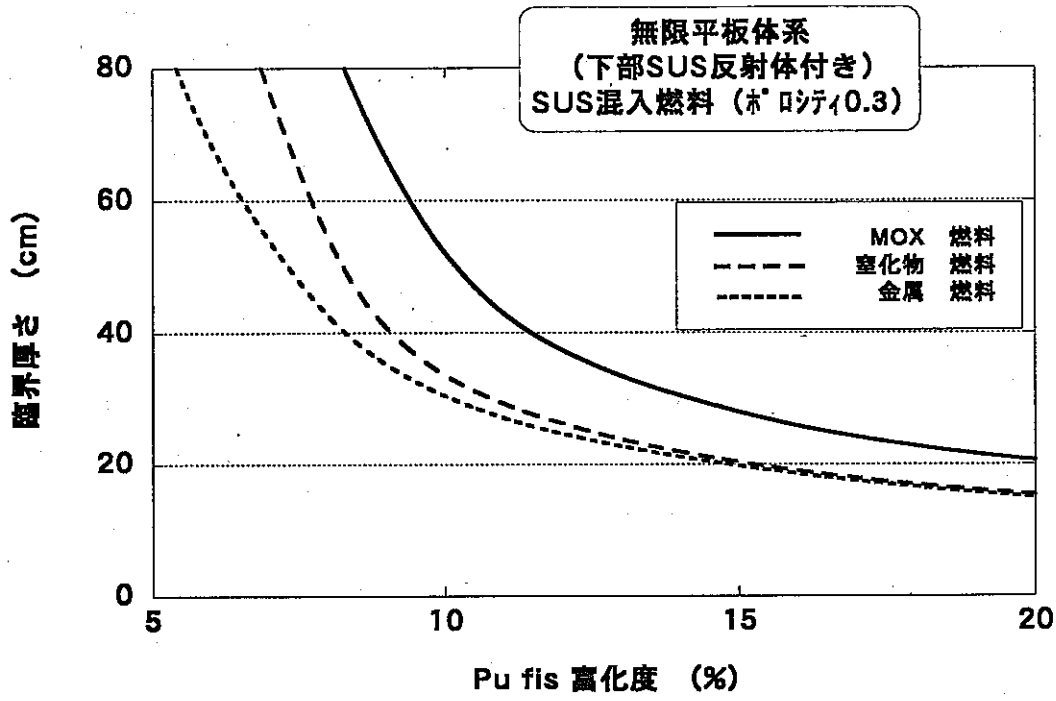


図 4.8.4(4)-66 各種燃料からなる平板体系の臨界厚さ（スチール混入）

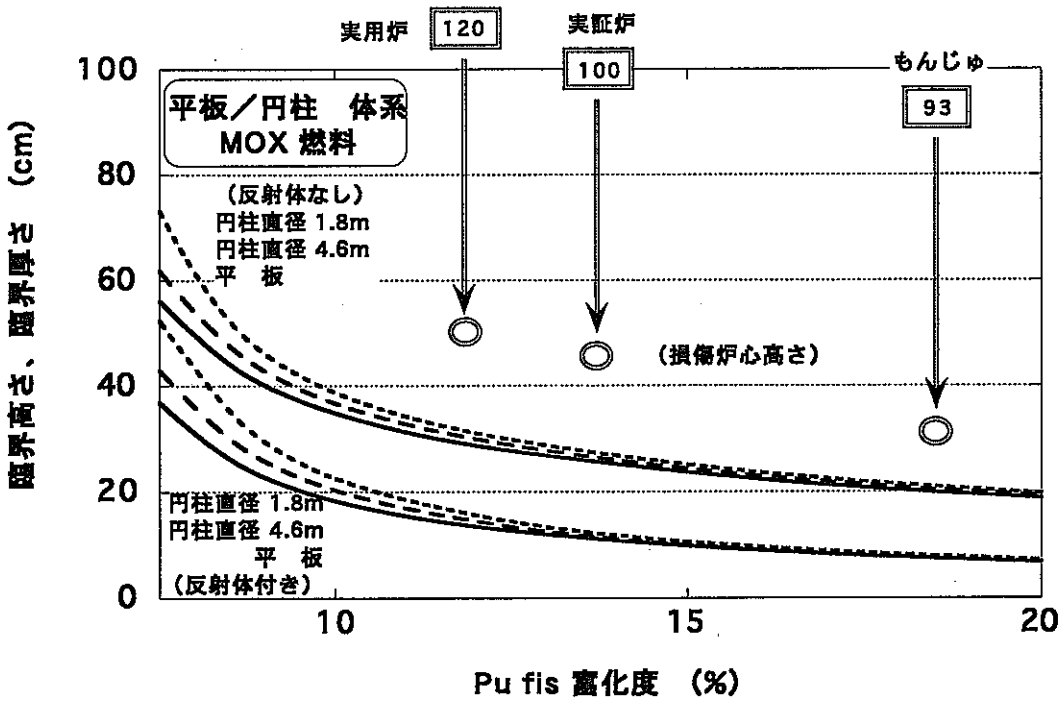


図 4.8.4(4)-67 Na 冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較

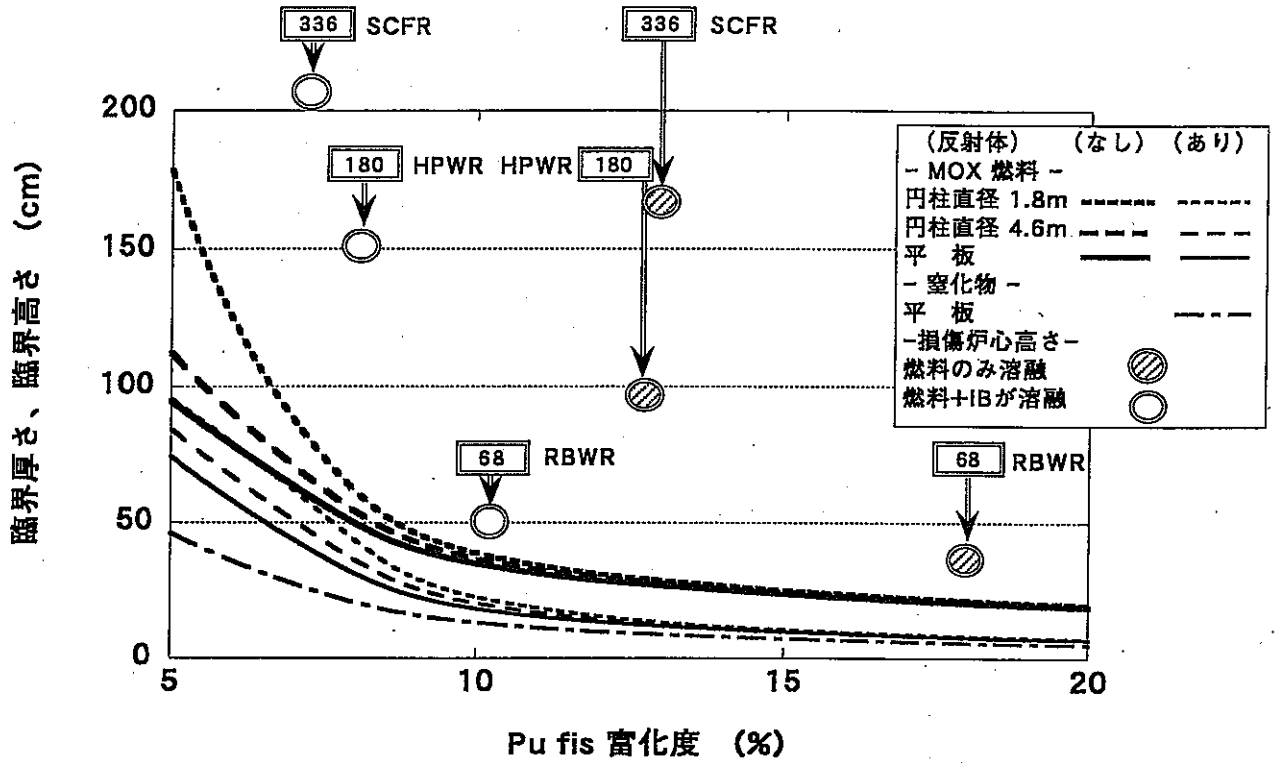


図 4.8.4(4)-68 水冷却増殖炉：損傷炉心高さと臨界高さの比較

4.8.5 プラント技術評価

ＦＢＲの経済性目標である将来の軽水炉に比肩できる発電コストを達成するためには炉の建設コスト、燃料サイクルコストと共に、運転・保守コストの低減を図っていく必要がある。このため、原型炉「もんじゅ」、実験炉「常陽」、軽水炉等のプラント運転保守経験をベースに、ナトリウム冷却炉の運転・保守コスト低減方策について検討した。特に、運転・保守コスト低減に当たっては、①所内負荷率の低減、②稼働率の向上（定検期間の短縮）が２つの大きな柱であるため、これを中心として検討を行った。

これら検討により摘出した運転・保守コスト低減方策をナトリウム冷却実用炉に適用して、その効果を確認した。また、ナトリウム冷却炉の検討結果をベースとして鉛－ビスマス冷却炉、ガス冷却炉について運転保守上の課題を摘出、検討し、定検期間等を推定した。

運転保守コスト低減方策の検討は、本社・ＦＢＲサイクル開発推進部、大洗工学センター・実験炉部及びシステム開発部、国際技術センターで運転保守ワーキンググループを構成すると共に、もんじゅの運転経験・設備点検実績を有するもんじゅ建設所の協力を得て検討を進めた。また、摘出した運転保守コスト低減方策の実用炉への適用については、システム開発部で実施の実用炉概念検討と協調を取りながら検討を行った。

(1) 運転コスト低減に関する検討

(i) 所内比率低減方策の検討

ＦＢＲの所内比率は、２次ナトリウム系があること、ナトリウムの凍結防止のため予熱が必要なこと、ナトリウムの温度が高いことから冷却のための換気空調系負荷が大きくなること等から、軽水炉のそれに比べて高くならざるを得ない。一方、ＦＢＲの熱効率はナトリウムの温度が高いことから逆に軽水炉のそれより高くなっており、同じ炉出力に対する送電端電気出力はＦＢＲの方が高くなるので、所内比率が高いという理由のみでＦＢＲが軽水炉より経済性で劣ると言うことにはならない。（因みに、軽水炉の所内比率を4.2%、熱効率を 35%、ＦＢＲの熱効率を 41%と仮定すると、ＦＢＲの所内比率は 18%以下であれば、炉出力が同じ場合のＦＢＲの送電端電気出力は軽水炉のそれを上回ることになる。別の言い方をすると、熱効率を１%上げるということは所内比率を２%強低減することと等価であると言える。従って熱効率の向上は送電端電気出力増加に有効な手段であるが、これについては別途検討されるのでここでは検討対象としない。）

しかしながら所内比率をできるだけ低くすることは、経済性向上に有効と考えられるので、その低減方策について以下の通り検討した。

(a) 所内比率の調査

もんじゅ、実証炉及び軽水炉の所内比率は、表 4.8.5-1 に示すとおり 10.9%、5.9%（機械式２次主循環ポンプの場合 5.6%）及び 4.2%である。

実証炉の所内比率は、もんじゅのそれに比べてほぼ半減しているが、この主要因は建屋容積の縮小、補助ナトリウム系の合理化（ナトリウムオーバーフロー系、充填・ドレン系の削除、ナトリウム純化系の簡素化等）等によるものである。

実証炉の所内比率をみると、系統圧損や除熱容量等により負荷容量の決まる熱輸送系（１次・２次主冷却系及びタービン発電機設備）及び補機冷却系の所内比率で 4.3%に達しており、軽水炉並の所内比率 4.2%以下を達成することは難しい。因みに、２次系削除概念とすれば所内比率を１%程度低減可能である。

(b) 所内比率低減方策の検討

もんじゅの設備別各負荷率を 1.0 としたときの実証炉と軽水炉の各負荷率（電気出力で正規化した値）は、表 4.8.5-1 の通りである。この表から分かるように１次主冷却系、タービン発電機設備及び補機冷却系統設備については、実証炉の負荷率は軽水炉のそれと同等である。前述のようにこれら設備の負荷容量は、除熱容量や系統圧損により決まるため、温度をあげて効率を上げるか、系統圧損を下げることができれば低減できる可能性はあるが、これについてはプラント概念を構築する中で構造健全性等を確保しつつ最適な系統設計がなされるのでここでは検討対象としないものとする。

実証炉においては上記の熱輸送系と補機冷却系の負荷で所内比率は 4.3%を占めており、これを除く負荷は合計で 1.6%である。更に、発電設備でない管理建物電源と電源損失（所内負荷合計の２%と仮定）分、建屋の容積で決まる照明電源分及び一時的にしか使用しない機器洗浄設備分の負荷 0.4%を差し引くと残りは 1.2%となる。従って、実証炉の所内比率から更に大幅な低減は難しいと言える。

この残り 1.2%の殆どは、換気空調設備（0.8%）、燃料取扱設備、計装電源設備、予熱ヒータ設備である。特に実証炉の換気空調設備は、軽水炉の 10 倍となっており、低減が望まれる。以下これら設備の負荷低減方策について検討した。

① 換気空調設備

換気空調設備の合理化の要点は、

ａ．建屋容積・面積削減

ｂ．各室内許容温度増大

c．配管長低減、電源盤等発熱源の減少
d．保温材の性能向上、保温厚さの増加、適正化
e．ナトリウム補助設備の削減

等であり、もんじゅでの設計と実績との差異をベースとした設計余裕を適切に保った設備設計とすることにより低減の余地があると考えられるが、プラント概念に依存するため次年度プラント毎に適用方策を検討するものとする。

② 燃料取扱設備

実証炉の燃料取扱設備負荷の３／４は、炉外燃料貯蔵設備で占められており、メーカ提案にもあるように使用済燃料の直接取出方式を採用してこれを削除すれば、所内比率は0.1%低減される。

③ 計装電源

計装電源設備の負荷を低減するには、計装の数を減らすことが端的な方法であり、具体的にはループ数の削減が考えられるが、これについては建設費低減の観点から別途検討されている。将来的には、光ファイバーによる計装設備のスリム化の可能性があるが、現時点ではその適用性も含め未知数である。

④ 予熱ヒータ設備

予熱ヒータ設備合理化の要点は、

a．ヒータ発熱密度の増加による本数削減
b．放散熱量補正係数の適正化
c．タンク等下部へのヒータブロック集中化によるヒータブロック数の削減（昇温後に作動するのは下部のヒータブロックのみ）
d．ＳＧ予熱に対する補助蒸気の利用
e．主冷却系等基本的に初期ナトリウム充填時にしか使用しないものへのガス予熱の適用（ガス予熱の場合、初期充填時仮設設備で予熱することにより本設設備を削減することができ、かつ定検時の点検対象の削減となる）

等であり、もんじゅでの設計と実績との差異をベースとした設計余裕を適切に保った設備設計とすることにより低減の余地があると考えられる。

(ii) ユーティリティーの調査

もんじゅの運転に必要でありかつ軽水炉と異なる主なユーティリティは、アルゴンガス、窒素ガス、軽油である。

もんじゅは、平成７年 11 月８日の原子炉起動から同 12 月のプラントト

リップ試験まで、40%出力で連続運転された。もんじゅでは、月単位でガス、軽油等のユーティリティ使用実績を取りまとめてきており、この結果をもとに運転中のユーティリティ使用量を下記の方法で推定した。

(a) 使用した実績データ

① 平成7年11月度：停止～運転（40%出力）

11 月7日の起動後、初めて所内変圧器に切り替えて一月の 70%以上を一定出力運転していることから、運転中のユーティリティ所要量を見積もるのに適していると考えられる。

② 平成7年 9月度：運転～停止

9月5日の原子炉停止後、一月の 80%以上を停止状態としており、停止時のユーティリティ所要量を見積もるのに適していると考えられる。

(b) 概算方法

各月における原子炉状態とユーティリティの使用実績の概要は表 4.8.5-2 に示す通りである。各ユーティリティの運転中と停止中の所要量はそれぞれ一定であると仮定し、9 月および 11 月の使用量実績から運転中および停止中の1日当り所要量を求め、月当りの量に換算した。

(c) ユーティリティ所要量の推定結果

以上の方法により推定したユーティリティ所要量を、運転中（40%出力）および停止中に分けて表 4.8.5-2 に示す。

① 軽油（補助ボイラ）

運転中は、停止中の約 10 倍の軽油を消費する推定結果となっている。この結果は、運転中消費量を一定と仮定して求めたものであることから均一化されているが、特に起動時には SG 等の蒸気予熱や給水加熱等のために 2 缶の補助ボイラが集中的に軽油を消費する。定常的には、空調用蒸気、液体廃棄物系の廃液濃縮用、Ar や N2 ガスの気化加熱用等に消費される。

なお、プラントの通常運転時にはプラントトリップ時の SG 管板熱過渡緩和等のため 1 缶のボイラを継続運転するが、出来るかぎりタービン抽気を利用する設計となっている。

運転コスト低減の観点からは、通常運転時の所要蒸気は全てタービン抽気で賄うのが望ましく、ツインプラント構成を採ることによってプラント停止時の所要蒸気を隣接プラントの抽気で賄う設計とすれば、基本的に軽水炉と同様の消費量とできる。

② 軽油（ディーゼル発電機）

3 台存在するディーゼル発電機に対して、1 台当り 1 回／月の頻度で実施するサーベランス試験の際に消費される。表 4.8.5-2 に示す消費量は、11 月の試験実績回数（2 回）で除算し、一回当りの消費量として推定した結果である。基本的に軽水炉と同じく通常運転中は、試験時のみ運転されるので軽水炉との差はない。

③ アルゴンガス

推定結果では、運転時は停止中の約 2 倍のアルゴンガスを消費する。1 次系のカバーガス圧力は、停止中と運転中でそれぞれ低圧モードおよび高圧モードで一定の圧力に制御されており、ガス中の Na ミストトラップ、ベーパートラップ、放射性希ガスの吸着、浄化を経て再循環して使用される。この際、ナトリウム温度の変化によるガス体積変化については、余剰分は気体廃棄物処理系を経て廃棄され、また不足分は供給系から補給されることにより圧力を一定に保つ。また、表 4.8.5-2 の推定結果には含まれないが、ナトリウムのドレンおよび充填の際にはアルゴンガスを消費する。従って、通常定検においてナトリウムドレンをする必要のない設計とすることが望ましい。

④ 窒素ガス

推定結果からは、運転中および停止中ともに同量の消費量となっている。主に主冷却系の窒素雰囲気部等に使用されることから、点検等で人が立入る際には空気置換のために消費される（表 4.8.5-2 の推定結果には含まれていない）。尚、実証炉の設計のようにナトリウム配管等を配管、エンクロージャ等で覆って 2 重化し、窒素雰囲気部の容積を削減すれば消費量は大幅に削減できると考えられる。

(2) 保守コスト低減に関する検討

(i) 定検期間短縮に関する検討

ナトリウム冷却炉の定検期間短縮の検討に当たっては、常陽の定検実績、軽水炉の定検実績及びもんじゅの使用前検査実績、設備点検実績を踏まえて策定された定検の計画工程をベースとして、電力で検討されている実証炉の定検計画の妥当性を評価すると共に、ナトリウム冷却ＦＢＲの定検工程の目安と設計上配慮すべき事項、必要な開発課題を摘出した。

(a) 定検工程に関する調査

① もんじゅの定検工程の調査

高速増殖原型炉「もんじゅ」は日本初の高速増殖発電炉であり、その定検においては、燃料にプルトニウム、冷却材にナトリウムを使用し、送電系統に連係した発電を行うなどの「もんじゅ」の特徴を考慮した検査項目、内容、周期等を選定する必要があると考えられる。

しかしながら、「もんじゅ」の実機設計の段階では、定検工程に係る十分な検討はなされておらず、また試運転段階であり定検の経験も無いことから、定検工程の最適化が完了していない。

このような状況にあって、標準的な定検工程パターンについては「もんじゅ」の再起動に向け、起動前までに策定することとして、現在検討がなされている。

現在までの実績を踏まえた机上の検討結果では、

- 現状レベルで実現可能な、燃料交換を含む標準定検工程期間として118日、
- 更なる定検工程の短縮を目指して、プラント運用条件、設備の改善、予備機の確保等、さまざまな対策を施すことを前提に、当面の目標定検工程期間として90日、

という結果が得られている。

また、今後の運転・保守経験の積み重ねや設備の高度化を反映し、将来的には更なる定検工程の短縮に向けた検討も実施する必要がある。

a. 定検工程策定上の前提条件

上記もんじゅの定検工程 118 日策定に当たっての前提条件は以下の通りである。

（作業体制等）

- 燃料交換作業（準備、後片付け含む）のみシフト作業とし、その他の作業は日勤作業ベース（１０時間／日程度）
- 制御棒駆動装置（ＣＲＤ）駆動部、１次・２次主循環ポンプの軸封部等の点検は工場に持ち帰って実施

（プラント条件）

- 崩壊熱除去ループをメンテナンス中も２系統確保（電源系、補機冷却系等含む）
- １次、２次共主冷却系点検時当該ループＮａをドレン
- ２本以上の制御棒引き抜きは行わない
- 燃料交換作業は、炉停止１０日後以降
- 燃料交換時及び制御棒駆動機構点検時炉容器Ｎａ液位を通常運転時液位（NsL）に維持

・ １次系ドレン時は、炉容器Ｎａ液位を最低液位(SsL）に維持

b. 定検のクリティカルパス

上記前提条件の下に策定された第１段階のもんじゅ目標標準定検工程 118 日のクリティカルパスは、以下の通りである。尚、右欄括弧内は、作業を全てシフト体制で実施した場合の日数を示す。

		（シフト作業化）
・ ＣＲＤ作動試験	4 日	(2 日)
・ ＣＲＤ取外し	8 日	(4 日)
・ １次主冷却系本格点検（Ａ系）	29 日	(21.5 日)
（ドレン/点検/予熱/充填）：(2/15/10/2)		(2/7.5/10/2)
・ 燃料交換準備作業（シフト作業）	5 日	(5 日)
・ 燃料交換作業（シフト作業）	15 日	(15 日)
・ Ａ系ポンプポニーモータテストラン	2 日	(1 日)
・ １次主冷却系簡易点検（Ｂ系）	23 日	(18.5 日)
（ドレン/点検/予熱/充填）：(2/9/10/2)		(2/4.5/10/2)
・ Ｂ系ポンプポニーモータテストラン	2 日	(1 日)
・ ＣＲＤ据付	10 日	(5 日)
・ ＣＲＤ性能試験	10 日	(5 日)
・ 昇温	2 日	(2 日)
・ 起動試験（炉特性試験）	8 日	(4 日)
合計	118 日	(84 日)

但し、本工程は燃料交換作業を除き日勤作業ベースで策定されているため、軽水炉のようにクリティカル作業をシフトベースで実施すれば少なくともナトリウムのドレン・予熱・充填及び昇温作業を除く作業期間は半分に短縮されるので、軽水炉と比較する場合には 118 日ではなく右欄の 84 日と考えるのが妥当である。尚、炉特性試験については、性能試験中（使用前）のこれに相当する試験に、シフト体制で７日を要している。しかし将来的には、測定及びデータ整理の合理化・自動化により、計画工程並（日勤ベースで８日）で実施できると想定した。

c. 定検工程短縮の検討状況

もんじゅの定検工程については、平成５～７年度にかけて標準的な定検工程とその短縮化に向けた検討がなされたが、最終段階で２次ナトリウム漏洩事故が起こったため、その後詳細な検討は中断されている。

平成７年度末までの検討結果によれば、定検期間を第１段階の目

標標準工程である 118 日（１次主冷却配管ＩＳＩを考慮した最長のケース(１回／３定検)は 130 日）から段階的に 90 日に短縮していくための方策及び課題として以下の項目が摘出されている。

- ＣＲＤ駆動部取外し・据付作業と１次主冷却系作業の並行作業化（ＣＲＤ駆動部点検作業時の炉容器液位 NsL 維持条件の排除対策要）
- ＣＲＤ点検内容見直し（性能試験の合理化含む）及び予備機保有による点検作業期間の短縮
- 中間熱交換器の２次側高圧維持条件の緩和による２次系作業の柔軟化、独立化
- １次主循環ポンプの軸封部予備品具備による点検期間の短縮
- 炉容器計装の点検、交換作業の詳細化（クレーン、エリア利用計画の具体化等）
- 蒸発器及び過熱器用のラプチャーディスク交換周期延長と交換時間の短縮
- 非常用ディーゼル発電機、海水ポンプ点検期間の短縮
- ポーラクレーンの高速化
- 点検用仮設設備の常設化

その他定検短縮の観点から、新規プラントの設計に当たって考慮しておくべき事項としては、以下のものが考えられる。

- もんじゅの目標標準工程をみると、１次主冷却系点検のためのドレン/予熱/充填作業に２８日を要している。軽水炉と同等とするためには、こういった作業を排除できる設計とする必要がある。特に、２次系については、ＳＧ伝熱管ＩＳＩと共にＳＧのラプチャーディスク交換作業について配慮が必要となる。
- 建屋クレーンやオペフロの取り合い調整の限界が定検期間短縮を妨げる要因となることが十分考えられるため、設計段階から仮置き・点検スペースの割り振り、クレーンの増設可能性を考慮しておく必要がある。
- もんじゅでは構造等の異なる３種類ＣＲＤが採用されており、取り扱い工具も３様で作業の調整等に時間を要している。工程短縮の観点からは取扱工具、方法は同一のものが望ましい。
- ＣＲＤバックアップシール交換は、狭い空間で長尺の取り扱い工具での作業であり、ＣＲＤ駆動部の短尺化等改善が必要である。
- ラプチャーディスク等点検・交換することが明らかなものに

ついては、交換作業が容易にできる場所や足場等を工夫する必要がある。

d. 更なる定検短縮に向けた検討課題

上記もんじゅの定検短縮方策の検討は、実証炉で考えられているようなナトリウムを基本的にドレンしないで定検を実施するといった抜本的方策を取り入れたものではない。一方、ＦＢＲ実用化に向けて定検工程を短縮するためには、これらの抜本的対策を取り入れることが必須と考えられる。このため、これら対策を取り入れたもんじゅの定検短縮の可能性とそのために必要な検討課題について以下の通り検討した。

まず、１１８日工程を前提にして、

・ 主冷却系のドレンをしなくても定検可能
・ クリティカルになる作業はシフト体制で実施

とすると、既にシフト体制としている燃料交換作業(20 日)と昇温(２日)を除く 118－20－2＝96 日はシフト体制の適用により半分の 48 日となり、合計 70 日の定検工程が達成できることになる。この日数は第１世代の軽水炉の定検日数と同程度であり、基本的にナトリウムドレンを必要とすることがＦＢＲの定検を長くする大きな要因であることが分かる。

又、この日数はＣＲＤ駆動部、主循環ポンプの軸封部予備品のローテーションパーツ化、燃料交換作業の効率化等を図れば、更に短縮できる余地がある。

一方、海水ポンプの角落とし（防汚塗装）作業等がクリティカルとなる可能性があるが、軽水炉並の期間で実施できればクリティカルとならないので設備改善の必要はあるかもしれないが、クリティカルから外すことができると考えられる。

次に、主冷却系のナトリウムドレンを不要とできるかについてであるが、もんじゅで主冷却系のドレンを必要とする理由は、

・ 窒素雰囲気室（原子炉容器室、１次冷却系設備及び１次補助Ｎａ系設備の各室）を空気置換する（人が立ち入る）必要がある場合ドレンする
・ ＩＳＩ等作業実施のために当該部の温度を下げる必要がある場合(ＩＳＩ装置の耐熱温度からの制限がある等)ドレンする
・ ＩＳＩ等作業実施に当たって人が接近する必要（保温の取り外し、ＩＳＩ装置のセット、直接目視検査等）があり、雰囲

気温度及び線量率を下げる必要がある場合ドレンする
- 小口径配管の凍結防止のためドレンが必要で、かつ主系のドレンをせざるを得ない場合ドレンする
- ＩＨＸの２次側を１次側より高圧に維持するため、原則として２次系をドレンする場合１次系もドレンする（ＩＨＸの漏洩がないことを液位監視等により確認できる場合は除外できる）
- 電源系の点検をする場合、ループの監視できない状態が生ずるのを避けるためドレンする（ドレンが望ましいが必須ではないと考えられる）

であり、

具体的作業としては、

ア．１次主冷却系作業の内、ドレンを必要とするものは
- １次主配管の体積検査（１回／３定検）
- １次主配管の目視・遠隔目視検査（１回／３定検）

上記２件については、３定検に１回であるがドレンが必要となる。標準定検で実施する項目で主冷却系のドレンを必要とするものはないと思われるが、主冷却系をドレンせずに補助ナトリウム系の必要なドレンがすべてできるかについては今後検討しておく必要がある。

イ．２次主冷却系作業の内、ドレンを必要とするものは
- ＳＧ伝熱管の体積検査
  （高温用伝熱管体積検査装置があれば不要）
- 蒸発器・過熱器ラプチャーディスク交換

２次主冷却系については、蒸発器・過熱器のラプチャーディスク交換のため、ドレンする。この場合工程上のクリティカルに挙がってくることになる。設備点検での最短実績から推定すると４６日かかるので定検工程は５日延びることとなる。

e. その他

以上主冷却系のドレンについて検討してきたが、主系のドレンをしない場合には、ドレンを必要とする補助ナトリウム系の作業がクリティカルとなる可能性があるので、これについても詳細に詰める必要がある。

② 実証炉（フェーズ２）の定検工程の調査

a．定検項目の選定

先行ＦＢＲ（「常陽」等）における定期検査項目の考え方を参考として軽水炉の定期検査と同等となるよう定検項目を設定している。結果としてもんじゅで設定したものと設備の違いを除き、ほぼ同じものとなっている。

b．定検工程策定上の前提条件

（作業体制等）

・クリティカル作業については全てシフト作業
・ＣＲＤ駆動部、主循環ポンプ軸封部等はローテーションパーツとして予備品を準備
・定検期間中は炉停止時のみ実施可能なものに限定

（プラント条件）

・炉停止１日後以降直接炉心冷却系で冷却
・（炉停止６０時間後以降１系統の自然循環で除熱可）
・１次、２次共主冷却系のドレンはしない
・１次主循環ポンプのデッキ上面へは、炉停止 10 日後以降立入可
・燃料交換作業は、炉停止 30 日後以降可
・ナトリウム液位は成り行き
・下記の装置が実用化されている
・原子炉容器ＩＳＩ装置
・炉内構造物ＩＳＩ装置
・高温用ＳＧ伝熱管体積検査装置

c．定検のクリティカルパス

実証炉の定検工程は、表 4.8.5-3 に示す通りであり、そのクリティカルパスを以下に示す。

・１次主循環ポンプデッキ上面への立ち入り減衰待ち（内、ポンプ点検準備、解線　３日）	10 日
・１次主循環ポンプメカニカルシール点検（交換）	19 日
・燃料交換、後始末	10 日
・格納容器ハッチ漏洩試験	2 日
・ＣＲＤ性能試験	3 日
・出力上昇（炉特性試験）～並列	1 日
合計	45 日

(b) 定検工程短縮に関する検討

① もんじゅの実績をベースとした実証炉定検工程の妥当性

実証炉の定検項目のそれぞれについてもんじゅの点検実績からその妥当性をチェックした結果を表 4.8.5-4 に示す。この内、クリティカル項目についての検討結果は以下の通りである。

a．１次主冷却ポンプのメカニカルシール交換（21 日；内クリティカル 19 日）

もんじゅでの実績では、アイソレ／ケーブル取り外し～工場点検～モータカップリング完了までの実績が、日勤ベースで３０日（内、工場点検１４日）である。

実証炉がもんじゅと異なる点は、

- ポンプが大型化していることと
- シフト作業としていること
- 工場持ち帰りをなくして、メカシールを予備品と交換するのみとする（もんじゅの場合、工場点検の１４日と並行して実施している現場での部品手入れ、フラッシング等作業のための１０日程度となる）

ことである。従って、もんじゅの実績にシフト作業を取り入れれば、13 日程度の作業と考えられることから、実証炉の計画日数内での点検実施は可能であり、むしろ短縮できる余地があるといえる。

b．燃料交換、後始末（９．５日）

燃料交換作業については、もんじゅのＳＫＳの実績では１体当たり 90 分かかっているが、燃料交換機側作業と燃料出入機側作業の完全並行作業化、回転プラグの高速化、コンピュータ機能の向上による機器作動指令時間の短縮等を図ることにより、１体当たり 50 分程度に短縮できると考えられるが、それでも 8.5 日は要すると考えられる。

また、燃料交換後始末作業については、燃料交換機輸送キャスク及びプラグ取扱機の増数による並行作業化、配置の工夫、横倒し作業の排除等合理化が図られているが、もんじゅの７割程度の７０時間（３．５日）はかかると考えられる。

従って、合計１２日程度は要すると推定される。

c．格納容器ハッチ閉・漏洩試験（２．５日）

格納容器ハッチ漏洩試験そのものは、シフト作業で２日も要するとは考えられないが、並行実施するＤＧ自動負荷試験、DRACS 自動起動試験は官庁立会になると考えられるので、２日をみておくこ

とは妥当。

d．ＣＲＤ性能試験（３日）

ＣＲＤ性能試験は、ＣＲ全数のラッチ・デラッチ（位置ゼロ調整、結合・切り離し等）、常駆動試験（インターロック含む）、スクラム試験を行うものである。もんじゅに比べて実証炉の設計はラッチ・デラッチ操作が容易になっているが、もんじゅで現在計画している内容を１本ずつ詳細に全て実施すれば、倍程度の期間を要することになる。

実証炉並の期間とするためには、交換した制御棒のみ詳細な試験を実施しそれ以外の制御棒の試験は最小限とする、複数の制御棒の試験を並行して実施する、一部のインターロック試験を炉特性試験時に実施する等の工夫が必要

e．炉特性試験（１日）

軽水炉の実績でも２日。特に、最小停止余裕及び過剰反応度測定検査が官庁受検項目となるので最低でも２日要。軽水炉でも当初４日から実績を積みながら２日に短縮しており、ＦＢＲでも同様の合理化努力が必要。

以上を総合すると１次主循環ポンプ点検期間が短縮される余地があるが、燃料交換期間等が長くなると考えられ、結果的に４５日程度に収まることから、実証炉の工程は概ね妥当といえる。但し、官庁検査のための日程調整について検討する必要がある。

② ナトリウム冷却ＦＢＲ定検工程の目安の検討

ＦＢＲの定検工程を支配しているのは、基本的に燃料交換作業である。軽水炉の燃料交換は水中を燃料移動させるため除熱上の問題がないが、ＦＢＲの燃料交換作業は、燃料をポットに入れて炉外に取り出すのでその除熱のため燃料取扱系の冷却性・多重性が要求される。この燃料取扱系の設計を合理化するため、燃料交換作業は基本的にできるだけ燃料の発熱が小さくなる定検工程の後半に持っていくことが望ましい。

この観点から、燃料交換作業以降の工程については、燃料交換後に実施する必要のある以下の作業・試験のみを実施することになる。

- 格納容器ハッチ閉・漏洩試験（非常用ＤＧ自動負荷試験、炉心冷却系自動起動試験等並行実施）
- ＣＲＤ性能試験
- 起動試験（炉特性試験）

一方、燃料交換までに終えておく必要がある主要作業としては以下がある。

(燃料交換開始以降、格納容器内立ち入り不可となるため)

- 炉上部作業（炉内及び炉外計装の点検・交換、ＣＲＤ駆動部点検、原子炉容器及び炉心支持構造ＩＳＩ）
- 格納容器局部漏洩率試験（格納容器ハッチ等を除く）

(燃料交換中の燃料取扱系の除熱性能を担保するため)

- 非常用電源系（ＤＧ含む）点検
- 非常用海水系点検
- 補機冷却系点検

(工程上終えておくことが望ましいもの)

- １次冷却系点検（主循環ポンプ軸封部点検含む）
- ２次冷却系点検（ＳＧ伝熱管検査含む）
- 常用電源系点検

これらの項目の内、ＦＢＲ固有なものは、炉上部作業と１次及び２次冷却系の点検であり、その他の項目は基本的に軽水炉と同等である。非常用電源系・海水ポンプ等の軽水炉と同等な作業項目では、いずれも軽水炉の最短実績で１８日程度に収まっている。

また、タービン発電機については、軽水炉並にシフト作業を取り入れればクリティカルとはならない。

以上のことから、実証炉の設計をベースとした定検短縮の可能性についての目安は以下のとおりに集約される。

・ 降温	0.5 日
・ ＣＲＤ作動試験	2 日
・ １次主冷却ポンプ点検 orＤＧ点検等	18 日
・ 燃料交換・後始末	12 日
・ 格納容器ハッチ閉・漏洩試験	2.5 日
・ ＣＲＤ性能試験	3 日
・ 起動試験（炉特性試験）	2 日
・ 官庁立会検査日程調整	2 日
合計	42 日

上記は、実証炉の定検実施に当たっての制限条件である

- １次主循環ポンプのデッキ上面への立入制限の排除
- 燃料交換作業の開始条件の緩和（炉停止後３０→２０日）

の対策を行った場合で、かつ実証炉の設計と同等（燃料交換体数等）の

場合に可能性のある工程である。従って、これをベースとして実用化プラントの定検短縮について検討するものとする。

(c) 定検工程短縮のための条件

① 設計に配慮すべき事項

前項までの定検に関する検討により摘出された、定検短縮の観点から設計に反映すべき事項は以下の通りである。

(工程上の制約条件の緩和方策)

- 炉心崩壊熱が定検中も多重性を持って除去でき、かつその多重性を担保するためにＤＧ等の点検着手が遅れることのない設計とすること（具体的には、ＤＧ、海水系、補機冷却水系等は、原則として炉停止２４時間後以降点検着手可能とすること）
- １次系容器等のデッキ上面に立入が必要な場合、放射線の減衰待ちのために工程が遅れることのない設計とすること
- 炉停止２０日後以降、燃料交換作業が可能な燃料取扱系の設計とすること

(各作業工程の短縮方策)

- １次・２次共主冷却系はＮａドレンすることなく各機器、計装等の点検、交換、検査ができる設計とすること
- 原子炉建屋は矩形とする等建屋クレーンの増設が可能な設計とすると共に、増設クレーンにより炉上部作業・１次主循環ポンプ点検が並行実施可能な設計とすること（ポンプ点検等を専用の架台・クレーンで実施可能とする場合はこの限りではない）
- 格納容器ハッチの仮置き場所、主要機器（ＣＲＤ駆動部、炉内外計装、主循環ポンプ・モータ、燃料交換機、機器輸送キャスク、プラグ取扱機、ＩＳＩ装置等）の仮置き、点検スペースを確保すること
- 燃料及び制御棒交換体数ができるだけ少なくなるよう設計すること
- 燃料交換機はできるだけ１基で可能な設計とすること（実証炉のように２基とすると２日程度定検期間延長になる）
- 補助Ｎａ系は必要最小限に簡素化し、点検対象を削減すること
- 小口径のＮａ配管を排除してヒータ等点検時凍結防止のためのＮａドレンを不要とする設計、もしくはヒータ点検の自動化等により点検時間を短縮して凍結防止を図った設計とすること
- 予熱設備の内、主冷却系設備等初期のＮａ充填時のみ予熱の必要な設備については、ガス予熱等仮設設備で対応できる方策をとることにより本設設備の簡素化を図った設計とすること

② Ｒ＆Ｄによる開発、確認を要する事項

前項までの定検に関する検討により摘出された、定検短縮の観点からＲ＆Ｄによる開発・確認を要する事項は以下の通りである。

- 長寿命制御棒（３運転サイクル化目標）の開発
- 高温用ＳＧ伝熱管体積検査装置の開発
- 原子炉容器外壁等目視検査装置の高度化・小型化
- 原子炉容器異材継手等体積検査装置の高度化・小型化
- ナトリウム中目視検査装置（炉内構造物等）の開発

(ii) 保守・補修コスト低減に関する検討

運転保守コストを低減するためには、稼働率を向上させること、即ち上記の定検短縮と共にトラブルによる長期停止を回避することが重要である。そこでトラブル時の早期復旧方策について以下の通り検討した。

トラブル時の早期復旧を図るためには

- トラブルの早期検知と拡大防止
- 原因究明の迅速化
- 復旧作業時間の短縮

について方策をとる必要がある。

(a) トラブルの早期検知と拡大防止

トラブルの早期検知は、トラブルが大きくなる前に必要な措置を取って拡大防止を図ることにより復旧を容易にすることができる。ＦＢＲにおいては、プラント特性、振動などの異常診断に加え、Na 漏洩検知とＳＧにおける水漏洩検知が重要である。この内、Na 漏洩検知については既に十分な精度を有する検出設備が開発されているが、ＳＧの水漏洩検知については感度のよい音響計、固体電解質水素(酸素)計の開発を進める必要がある。更に、軽水炉との大きな相異点は、ナトリウム中では水中並に目視検査ができていないというところにあり、軽水炉並の保守性を確保する観点からはナトリウム中の目視検査装置を開発することが必須である。

また、もんじゅを対象に開発を進めている異常監視・診断システム、構造健全性モニタリングシステムを確立し、実用化することが望まれる。

(b) 原因究明の迅速化

トラブルの早期復旧のためには、その原因を究明することが必須であり、これを迅速に行う必要がある。このためには、当該部位の運転中の熱過渡、応力等の履歴、腐食環境（酸素濃度）等を監視できることが有用である。このための方策としては

・Na 純度を常時監視するための固体電解質水素(酸素)計の開発
・クリティカル部位の熱履歴等から設計余裕を常時把握するシステムの開発

等が有効であり、また将来的には光ファイバーを用いた温度、流量、圧力、放射線等を同時にかつ分布計測するシステムが開発されれば画期的な監視システムとなる可能性がある。

(c) 復旧作業時間の短縮

復旧作業期間を短縮するためには、機器の特性から想定される故障の発生頻度と万一の故障発生時の補修の難易度に基づき、予め補修方法を設計で考慮しておく必要がある。基本的には、できる限り引き抜き及び搬出補修が可能な設計にすることが望ましいが、Na 系の容器、配管等のやむを得ない構造物については遠隔インプレース補修で設計するものとする。

このため、炉心近傍機器（炉心支持構造物、原子炉容器、炉内構造物、ルーフデッキ等)、配管等の遠隔インプレース補修装置を開発する必要がある。

(3) 実用化に向けた運転保守コスト低減方策の適用性検討

上記で摘出した運転保守コスト低減方策をナトリウム冷却実用化候補プラントの概念検討に適用し、定検工程短縮を主眼に検討した。また、ナトリウム冷却炉の運転保守コスト低減方策をベースとして、鉛－ビスマス冷却炉、ガス炉について検討を行った。

(i) ナトリウム冷却ループ型炉

(a) 所内比率の低減

大型ループ型炉における所内比率は、実証炉（フェーズ２）の約 5.9%に対して主に以下のような設計上の変更、工夫により軽水炉と同等の約4.1%に抑えることができる見通しを得た。

・炉心低圧損化による１次主循環ポンプ動力の低減
・２次主循環ﾎﾟﾝﾌﾟの電磁ポンプから機械式への変更による負荷の低減
・建屋容積縮小による換気空調系負荷の低減
・炉外燃料貯蔵槽削除による負荷低減　等

(b) 定検工程短縮に関する検討

① 定検工程に関係するプラントの特徴

定検工程に影響するナトリウム冷却ループ型炉の特徴は以下に示す通りである。

- ○ 熱出力 3,570MWt、電気出力 1,500Mwe（２ループ）のツインプラント構成である。
- ○ １次系容器は、上部流入方式となっており、ポンプデッキ上面の線量率はデッキを配管が貫通するトップエントリ方式の実証炉より低く抑えられている。
- ○ 原子炉建屋を矩形として建屋クレーンを２基に増設し、炉上部作業と１次主循環ポンプ点検を並行実施可能としてクレーンの取り合いによる工程遅延を排除している。
- ○ 炉外燃料貯蔵槽を削除して水プール直接取り出し方式としている。
- ○ ＤＧ、海水系、補機冷却水系等は、２系統構成としている。
- ○ 崩壊熱除去系は、IRACS２系統、DRACS１系統としている。
- ○ 炉心高さは 0.8m、燃料集合体は内側炉心 316 体、外側炉心 266 体、ブランケット 198 体、制御棒は 55 体である。
- ○ 燃料交換バッチ数は４バッチ（燃料交換体数 195 体）で、運転サイクル長さは 17 カ月である。

② 定検工程策定の前提条件

定検工程策定に当たっては、以下の前提条件（各機器の設計条件等）を踏まえて検討した。

- ○ 定検期間は、発電機解列～発電機並列までとする。（全炉型共通）
- ○ 定検期間短縮のため、定検期間中は炉停止時のみ実施可能な原子炉構造、熱輸送系の点検を中心に行うものとし、格納施設外の燃料取扱設備、放射性廃棄物処理設備、共通補修設備等の点検は原子炉運転中に実施するものとする。（全炉型共通）
- ○ １次主循環ポンプデッキ上面への立入は炉停止４日後以降可能となるよう遮へい設計を行う。
- ○ ＤＧ、海水系、補機冷却水系、崩壊熱除去系等は炉停止 24 時間後以降点検開始可能な設計とする。
- ○ 燃料交換を炉停止２１日後以降開始可能となるよう燃料取扱系を設計する。
- ○ 標準定検のためのオペフロ等の仮置き、点検スペースは確保されているが、標準外定検の回転プラグ点検についてはスペースが確保できないため、１次主循環ポンプ点検とシリーズに実施する。
- ○ 制御棒駆動機構、主循環ポンプ軸封部等必要なローテーションパーツを具備し、点検期間の短縮を図るものとする。（全炉型共通）
- ○ 原子炉容器等ＩＳＩ装置（外面から目視・体積検査）、炉内構造物用ＩＳＩ装置（ナトリウム中目視検査）、高温用ＳＧ伝熱管体積検査装置が開発されているものとする。（全炉型共通）

○　１日の作業時間は、通常８時間、シフト作業時 22 時間とする。（全炉型共通）

○　官庁検査のための曜日調整、時間調整はないものとする。（全炉型共通）

③　定検工程検討結果

上記のプラントの特徴、前提条件を踏まえてナトリウム冷却ループ型炉の定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-5 に示す。

当炉のクリティカル工程は、降温→１次主循環ポンプ点検→燃料交換・後始末→格納容器ハッチ閉→ＤＧ自動起動試験→ＣＲＤ性能試験→炉特性試験→昇温となり、標準定検としては約 40 日、標準外定検としては格納容器全体漏洩率試験のために３定検毎に＋５日、回転プラグの分解点検のために４定検毎に＋11 日必要となる。したがって、平均定検日数としては約 45 日となる。但し、回転プラグの分解点検期間については、点検に時間を要するフリーズシールがないなど簡素な構造とはしているが、もんじゅの設備点検実績からすると倍程度の時間は要すると考えられ、今後設計の詳細化に当たっては点検の容易化を検討する必要がある。また、点検周期がエラストマシールの耐久性から決まっているため、長寿命の同シールを開発することも有効な方策である。

以下に、主要な点検項目に対する検討内容を示す。

ａ．ＣＲＤ試験関係工程

ＣＲＤの試験としては、定検初期に行う作動試験、駆動部点検、燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを確認するために実施するものであるが、運転中の荷重監視、定検時の炉停止操作時にスクラムさせる等により確認できるため、省略可能である。但し、工程上はクリティカルパスになっていないので作動試験を見込んだとしても全体工程には影響しない。

性能試験については、通常の定検を行うものとして工程を組んでいるが、制御棒本体が交換になることから使用前検査として官庁立会となる場合には１～２日程度工程が延びると考えられる。

一方、性能試験項目の内、常駆動試験は基本的に駆動装置側の試験であるため、制御棒交換前に前倒し（オフクリティカル）で実施し、制御棒交換後に位置ゼロ調、ラッチ・デラッチ試験およびスクラム試験（スクラムのための制御棒引き抜き時、常駆動試験結果との比較評価を行う）を実施することにより、工程を１～1.5 日程度短縮可能と考えられる。

ｂ．炉上部作業と１次主循環ポンプ点検の並行作業化

天井クレーンの増設が可能であり、クレーンを１台増設することにより、炉上部作業と１次主循環ポンプ点検作業のクレーンの取り合いによる手待ちを回避することとした。

クレーンの増設を行わない場合には、ＣＲＤ駆動部点検作業、燃交準備作業および制御棒交換作業が１次主循環ポンプの点検と並行実施できなくなるため、７日程度全体工程が延びることになる。

ｃ．１次主循環ポンプ点検

１次主循環ポンプの点検については、天井クレーンの増設により炉上部作業との干渉を回避し、遮へいの適正化によりデッキ上面への立入制限を緩和したことにより、工程を前倒しして全体工程の短縮化を図った。

点検項目として軸封部点検(メカニカルシールの予備品と交換)、モータ軸受け点検を毎定検実施することとし、総点検期間を 22 日、内クリティカルを 20 日と設定した。

点検期間としては、もんじゅの設備点検実績、軽水炉１次主冷却材ポンプの同種作業実績からすると長いが、ポンプが大型化していること、現状では詳細構造が具体化されていないこと、軽水炉と異なりアルゴンガス軸シールを行いながらの作業となること等から、妥当なものと判断される。

ｄ．制御棒および燃料交換作業

交換対象燃料等集合体数は、制御棒 55 体（全数)、燃料 195 体（1/4 バッチ）である。また、炉外燃料貯蔵槽を削除して使用済燃料の水プールへの直接取り出し方式としたため、従来燃料交換機側がクリティカルとなっていたが、本炉では燃料出入機の移動がクリティカルとなっており、この取扱い時間については検討の結果、１体当たり 53 分とできることが分かった。但し、燃料出入機の走行速度、燃料の昇降速度は、もんじゅのそれより高速化（但し、低速で取り扱う必要のある部分の速度は変更なし）できることを前提としている。

ｅ．炉物理試験工程

本試験は、もんじゅでの今後の試験実績を踏まえた合理化、試験データの即時自動処理化により、軽水炉での実績並に合理化されるものとして２日と設定した。

(c) 中型モジュール・ループ型炉に関する検討

① ループ型中型モジュール炉の特徴

ループ型中型モジュール炉の運転保守の観点からの特徴は以下の通りである。

○ 熱出力 1,190MWt の原子炉モジュール３基で、1,500MWe タービン１基のツインプラント構成。
○ 各原子炉モジュールは、１次ナトリウム系は２ループ、２次ナトリウム系１ループで構成されている。したがって、１次主循環ポンプは２基／モジュール、ＳＧは１基／モジュール設置されている。
○ 燃料取扱系は、６モジュールで共用する。
○ ＳＧは物量低減の観点から、大型炉のヘリカルコイル型を直管型に変更している。このため、伝熱管本数が 3,535 本と多くなっている。
○ 非常用ＤＧは２基／モジュール、崩壊熱除去系は IRACS１系統、PRACS２系統／モジュールが設置されている。
○ 燃料集合体数は、炉心燃料 222 体、ブランケット 60 体、制御棒は 19 体である。
○ 燃料交換バッチ数は、４バッチ（燃料・制御棒交換体数 90 体）、運転サイクル長さ 17 カ月である。
○ 所内比率は、大型炉に比べて単位出力当たりの建屋容積が大きくなることから、大型炉の 4.1%から 4.5%に増加する。

② モジュール炉の経済性向上方策の検討

ａ．定検工程の検討結果

上記モジュール炉の特徴を踏まえて、定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-6 に示す。

モジュール炉の場合、大型炉に比べて交換する燃料体数、制御棒体数が少ない等から大型炉でクリティカルとなっている工程については 10 日程度短縮できる可能性があったが、直管ＳＧ採用により体積検査対象伝熱管本数が多くなるため、これがクリティカルとなって１モジュールの定検期間は大型炉より約６日短い 34 日となった。

標準外定検としては、格納容器全体漏洩率試験のため＋５日／３定検、回転プラグ定検のため＋５日／10 定検が必要となり、平均定検日数としては 37 日となる。

ｂ．稼働率向上方策の検討

本モジュール炉において、１号炉の定検時にタービンを合わせて定検し、１号炉の運転中に２号炉、３号炉を順次定検するとした場合、その稼働率は 89.1%となり、大型炉の稼働率 92.7%に比べてかなり低くなる。（本プラントは６モジュールのツインプラント構

成で、４～６号炉についても同じであるため、以下３モジュール分について述べることとする。）

これは１号炉の定検時にタービンの定検をするため、２・３号炉が停止する必要がないのに停止するためである。そこでモジュール炉の稼働率を向上するため

○ ３モジュールをできるだけラップさせて定検し、タービン定検による他モジュールの不要な停止期間を短縮する

○ タービンの定検インターバルを炉側のそれより長くしてタービン停止による不要な停止の影響を軽減する

という、２つの方策について検討した。

前者については、完全にラップさせることができれば、モジュール炉の定検期間は 34 日で大型炉の定検期間 40 日より短いため大型炉の稼働率を上回ることができる。しかし、モジュール炉の燃料取扱系は共用設備であるため、燃料交換作業はシリーズに実施せざるを得ない。これを考慮した最短工程は、１・２・３号炉を７日遅れでラップさせた場合となる。この場合の稼働率は 92.6%で大型炉のそれとほぼ同じである。但し、この場合、ＳＧ伝熱管検査装置は３倍、その他の治工具、検査装置については２倍程度必要となり、短期間に作業が集中するので保守作業員の確保が課題となる。また、１つのユニット遅れが他ユニットに影響するため、ユニット間の作業の工程調整も課題となる。

後者については、基本的に原子炉とタービンの定検インターバルを同じにする必要がないことに着眼したものである。大型炉の場合原子炉の停止はタービンの停止と連動するが、モジュール炉の場合は、いずれかのモジュールの原子炉の定検と合わせてタービンの定検を実施すればよいことになる。したがってタービンの定検インターバルを長くすれば、その分稼働率の向上が図れることになる。

電気事業法で火力の蒸気タービンについては原則として４年以内に定検することを義務づけられていることおよび FBR の蒸気条件は過熱蒸気であり火力のタービンに近いことから、将来規制緩和により当炉のタービンの定検インターバルは４年以内とできるものとする。この場合の稼働率は 92.1%（定検パターンを表 4.8.5-13 に示す）となり、大型炉に比べて劣るがその差は 0.5%である。また、モジュール炉の場合、５～６カ月間隔で順次原子炉の定検を実施することになるので、タービンの信頼性を実証しながら徐々に定検インターバルを長くしていくことができることも長所である。

以上の検討結果を踏まえると、後者は稼働率で前者に少し劣るがそれでも 92%程度と高く、定検ラップによる実施上の困難さがないことから後者をレファレンスと考えることとする。

c．モジュール炉の保守コストの推定

モジュール炉の保守コストについて大型炉との差異について検討を行った。検討にあたっては、大型炉の原子炉側の定検・修繕工事費をタービン側のそれと同等と想定した。この場合、タービン側の工事費についてはモジュール炉と大型炉で差異はない。原子炉側については作業項目について両者に殆ど差がないので、工数が両者の定検日数に比例するもの（40 日対 34 日×３モジュール）とする。この場合、大型炉の原子炉側工事費に対してモジュール炉のそれは約 2.5 倍要することになる。タービン側も含めた全体としては、モジュール炉の工事費は大型炉のそれの約 1.75 倍（50%×2.5＋50%＝175%）要すると推定される。

(d) 運転保守上の課題と開発計画

ＦＢＲの運転保守技術を確立するという観点からは、まず実機であるもんじゅを活用して安定運転により信頼性を実証することが第一であり、これについては第(3)(vi)項に記載のとおりである。

運転保守コスト低減の観点からＲ＆Ｄにより開発すべき技術としては以下のものが挙げられる。

① 高温用ＳＧ伝熱管体積検査技術の開発

軽水炉と同等（40 日程度）の定検工程を達成するためには、工程を長期化させる検査のためのナトリウムドレンおよび降・昇温作業を不要とできる、高温（200℃程度）でのＳＧ伝熱管の体積検査技術を開発することが必須であり（この技術が開発できない場合、15 日程度定検工程が延びることになる）、早期にその見通しを得ておく必要がある。この観点から少なくともフェーズ２でセンサ部分の成立見通しを得ておくことが望ましい。

② ナトリウム中目視検査技術の開発

軽水炉並の運転保守性を確保しＦＢＲ実用化に繋げていくためには、ナトリウムをドレンせずに炉内等の状況を検査・確認できる技術を開発していくことが重要であり、この技術の開発見通しを早期に得ておく必要がある。この観点から、少なくともフェーズ２において目視検査用 UT センサの成立見通し（高解像度化、画像化処理時間の短縮）を得ておくことが望ましい。

③ 長寿命制御棒の開発

制御棒交換体数を削減して定検工程短縮を図ると共に、廃棄物量の低減を図るためには、長寿命制御棒を開発することが有効であり、かつその実証には長期間を要するため、早期に開発を進めることが望まれる。

④ 原子炉容器外面等目視・体積検査装置の高度化・小型化

原子炉容器外面等目視・検査装置については、既にもんじゅ用に開発されたものがあるが、実用化に向けてはその小型化を図る必要がある。但し、その開発時期としては、もんじゅでの同装置の改良・高度化やロボット技術の進展を踏まえてフェーズ３以降とする方が効率的と考えられる。

⑤ トラブルの予防保全技術の高度化

トラブルの早期検知による拡大防止の観点から、これまでもんじゅを対象に開発が進められている異常監視・診断技術や構造健全性モニタリング技術については、これら技術の確立に時間が要することから継続実施し着実に技術の高度化を図っていく必要がある。

(ii) ナトリウム冷却タンク型炉

(a) 定検工程に関する検討

① 定検工程に関係するプラントの特徴

定検工程に影響するナトリウム冷却タンク型炉の特徴は以下に示す通りである。

- ○ 熱出力 3,660MWt、電気出力 1,500MWe（２ループ、但し１次主循環ポンプは３基）のツインプラント構成
- ○ タンク型炉のため、ポンプデッキは炉ルーフデッキとなるので線量率は低く、放射線減衰待ちによる立入制限はない。
- ○ 天井クレーンは１基としている。
- ○ 炉外燃料貯蔵槽を簡素化して２～４体の燃料交換槽とし、炉容器～燃料交換槽間の移動を行う燃料出入機と燃料交換槽～水プール間の移動を行う燃料出入機を設置する方式としている。
- ○ 海水系、補機冷却水系等は２系統構成、ＤＧは３基としている。
- ○ 崩壊熱除去系は、PRACS４系統としている。
- ○ 燃料集合体は、炉心燃料 522 体、ブランケット 186 体、制御棒は 45 体、溶融燃料排出チャンネル 16 体である。
- ○ 燃料交換バッチ数は４バッチ（燃料等交換体数 227 体）で、運転サイクル長さは 21 カ月である。

② 定検工程策定の前提条件

定検工程策定に当たっては、以下の前提条件（各機器の設計条件等）

を踏まえて検討した。

○　１次主循環ポンプデッキ上面への立入制限がないため、系統の降温、格納容器ハッチ開に引き続いて、１次主循環ポンプの点検に着手する。

○　ＤＧ、海水系、補機冷却水系等は炉停止 24 時間後以降開始可能な設計とする。

○　燃料交換を炉停止２６日後以降開始可能となるよう燃料取扱系を設計する。

○　１日の作業時間は、通常８時間、シフト作業時 22 時間とする。

○　官庁検査のための曜日調整、時間調整はないものとする。

③　定検工程検討結果

上記のプラントの特徴、前提条件を踏まえてナトリウム冷却タンク型炉の定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-7 に示す。

当炉のクリティカル工程は、降温→１次主循環ポンプ点検→燃料交換・後始末→格納容器ハッチ閉→格納容器ハッチ漏洩率試験→ＣＲＤ性能試験→炉特性試験→昇温となり、標準定検としては約 45 日、標準外定検としては格納容器全体漏洩率試験のために３定検毎に＋５日、回転プラグの分解点検のために４定検毎に＋10 日必要となる。したがって、平均定検日数としては約 49 日となる。

以下に、主要な点検項目に対する検討内容を示す。

ａ．ＣＲＤ試験関係工程

ＣＲＤの試験としては、定検初期に行う作動試験、駆動部点検、燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを確認するために実施するものであるが、運転中の荷重監視、定検時の炉停止操作時にスクラムさせる等により確認できるため、省略可能である。但し、工程上はクリティカルパスになっていないので作動試験を見込んでいる。

性能試験については、通常の定検を行うものとして工程を組んでいるが、制御棒本体が交換になることから使用前検査として官庁立会となる場合には１～２日程度工程が延びると考えられる。

一方、性能試験項目の内、常駆動試験は基本的にＣＲＤの機能を確認する試験であるため、制御棒交換前に前倒し実施し、制御棒交換後に位置ゼロ調、ラッチ・デラッチ試験およびスクラム試験（官庁検査）を実施することにより、工程を１日程度短縮可能と考えられる。

ｂ．炉上部作業と１次主循環ポンプ点検の干渉

天井クレーンの増設は可能であるが、増設しても１次主循環ポン

プ点検作業も炉上部作業となるため、他の炉上部作業との並行作業化が難しく、メリットが出ないので増設しないこととした。

ＣＲＤ駆動部点検作業、原子炉容器等 ISI 作業、および計装品点検、交換作業が１次主循環ポンプの点検と並行作業となり、クレーンの取り合いで干渉するが１基のクレーンで実施可能とした。今後、設計を詳細化していくとクレーンの増設が必要になる恐れはある。燃料交換準備作業以降の作業については、炉上部の配置上クレーンを必要とするポンプ点検作業と並行実施不可能なため、ループ型炉に比べて工程が長くならざるを得ないことになる。

c．１次主循環ポンプ点検

１次主循環ポンプの点検項目、点検期間は、ループ型炉と同等である。

d．制御棒および燃料交換作業

交換対象燃料等集合体数は、制御棒 45 体（全数）、燃料 178 体（1/4 バッチ）、溶融燃料排出チャンネル４体（1/4 バッチ）の計 227 体である。また、炉外燃料貯蔵槽を２～４体収容できる燃料交換槽とし、燃料交換中に燃料交換槽から使用済燃料を取り出して乾式洗浄後水プールに浸漬することとしている。この場合にクリティカルとなる燃料出入機の取扱い時間を１体当たり 47 分として計８日と設定した。但し、燃料出入機の走行速度、燃料の昇降速度は、もんじゅのそれより高速化できることを前提としている。

また、本工程では、制御棒を毎定検全数交換することとしているが、今後開発を計画しているナトリウムボンド軸非均質制御棒を採用すれば少なくとも半減可能（１日弱工程短縮可能）と考えられる。

e．炉物理試験工程

本試験は、もんじゅでの今後の試験実績を踏まえた合理化、試験データの即時自動処理化により、軽水炉での実績並に合理化されるものとして２日と設定した。

(b)　中型モジュール・タンク型炉に関する検討

①　タンク型中型モジュール炉の特徴

タンク型中型モジュール炉の運転保守の観点からの特徴は以下の通りである。

○　熱出力 1,220MWt の原子炉モジュール３基で、1,500MWe タービン１基のツインプラント構成。

○　１次主冷却系の構成は基本的に大型炉と同じく、１次主循環ポンプ３基／モジュール、中間熱交換器２基／モジュールであるが、２次主冷却系はＳＧ１基／モジュールである。

○ 燃料取扱系は、６モジュールで共用する。
○ 非常用ＤＧは２基／モジュール、崩壊熱除去系は原子炉容器のガードベッセルおよびＳＧエンクロージャを空気で冷却する方式、即ちRVACSおよびSGACSを採用している。
○ 燃料集合体数は、炉心燃料 150 体、ブランケット 102 体、制御棒は17体、溶融燃料排出チャンネル２体である。
○ 燃料交換バッチ数は４バッチ（燃料等交換体数 82 体）、運転サイクル長さ18カ月である。

② 定検工程の検討結果

上記モジュール炉の特徴を踏まえて、定検工程について検討した。定検工程表を表4.8.5-8に示す。

モジュール炉の場合、大型炉に比べて交換する燃料体数、制御棒体数が少ない等から大型炉より約７日短い38日となった。

標準外定検としては、格納容器全体漏洩率試験のため＋５日／３定検、回転プラグ定検のため＋５日／12 定検が必要となり、平均定検日数としては41日となる。

③ モジュール炉の経済性向上方策の検討

ループ型炉と同様に

○ ３モジュールをできるだけラップさせて定検し、タービン定検による他モジュールの不要な停止期間を短縮する
○ タービンの定検インターバルを炉側のそれより長くしてタービン停止による不要な停止の影響を軽減する

という、２つの稼働率向上方策について検討した。

前者については、１・２・３号炉を８日遅れでラップさせた場合が稼働率最大の 92.5%、後者については稼働率 91.7%（定検パターンを表4.8.5-13に示す）というループ型炉と同様の結果となった。

(c) 運転保守上の課題と開発計画

ナトリウム冷却ループ型炉に同じ。

(iii) 鉛－ビスマス冷却炉

(a) 所内比率の推定

鉛－ビスマス炉の所内比率は、実証炉の所内負荷データを元に出力・建屋容積等の比率や、主冷却系および崩壊熱除去系への完全自然循環冷却の採用によるポンプ負荷の削減、２次主冷却系の削除による負荷の削除等を

考慮して推定した結果、表 4.8.5-9 に示す通り約 2.8%となった。

実証炉の所内比率 5.9%に比べて半減した理由は、実証炉で所内負荷の約 50%を占めていた１次および２次主循環ポンプを削除したことが大きい。尚、今後詳細に設計を進めていくことにより、ポロニウムの移行による被ばくを軽減する必要性から、建屋換気率を上げる必要が生じた場合には、換気空調系の負荷が増えて所内比率が増加する可能性がある。

(b) 定検工程に関する検討

① 定検工程に関係するプラントの特徴

定検工程に影響する鉛－ビスマス冷却モジュール炉の特徴は以下に示す通りである。

- ○ 熱出力 1,053MWt／モジュール、電気出力 1,600Mwe／４モジュール、即ち、原子炉４モジュールに対して１基のタービン設置のツインプラント構成である。
- ○ 燃料取扱系は、８モジュールの共用設備である。
- ○ １次主冷却材が鉛－ビスマスのため、２次系は設けず直接水・蒸気系で冷却する。
- ○ 主冷却系に全自然循環を採用しており、ナトリウム炉でクリティカルとなっていた１次主循環ポンプ点検はない。
- ○ SG は原子炉容器内設置で、伝熱管の体積検査に係る作業は炉上部作業と干渉する。
- ○ 非常用 DG は２基設置し、主に補機および空調に接続する。崩壊熱除去系は自然循環であり、DG には接続されない。
- ○ 天井クレーンは１基としている。
- ○ 燃料取り出し方式は、ナトリウム冷却ループ型炉と同じく水プール直接取り出し方式である。
- ○ 海水系、補機冷却水系等は２系統構成、ＤＧは２基としている。
- ○ 燃料集合体は、炉心燃料 426 体、ブランケット 132 体、制御棒は 36 体である。
- ○ 燃料交換バッチ数は 10 バッチ（燃料交換体数 57 体）で、運転サイクル長さは 19 カ月である。尚、制御棒については、中性子束レベルがナトリウム冷却炉の 1/2 程度であることから２バッチ（制御棒交換体数 18 体）とした。

② 定検工程策定の前提条件

定検工程策定に当たっては、以下の前提条件（各機器の設計条件等）を踏まえて検討した。

- ○ 点検の開始は、原子炉容器ホットプレナム温度が炉停止 24 時間

後水系除熱により約 300℃まで降温され、PRACS 除熱に切り換えられた後とする。尚、その後 ISI 実施のため 250℃程度以下に維持する。

- ○ ISI 機器については、ナトリウム炉で開発を予定しているものと同等の検査速度・検査精度を有するものが開発されているものとする。
- ○ SG 伝熱管は、体積検査を毎定検全数実施するものとし、管板が３つあるため検査装置３基で並行作業とする。
- ○ 燃料交換は、燃料出入機を共用としているため、同時に複数のモジュールで実施することはできない。交換作業の開始は炉停止１０日後以降（集合体崩壊熱１０KW 以下）可能な燃料取扱系の設計とする。尚、炉内中継槽に燃料ポットが配置上１個しか設置できない（ナトリウム炉では、２個設置してそれを回転させて使用する構造となっている）ため、燃料１体あたりの取扱い時間は、ナトリウム炉より 60 分と想定する。
- ○ ＤＧ、海水系、補機冷却水系等は炉停止 24 時間後以降点検開始可能な設計とする。

③ 定検工程検討結果

上記のプラントの特徴、前提条件を踏まえて鉛－ビスマス冷却モジュール炉の定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-10 に示す。

当炉のクリティカル工程は、降温→ＣＲＤ駆動部点検→SG 伝熱管 ISI 準備作業→原子炉容器 ISI→原子炉構造等 ISI→SG 伝熱管 ISI 後始末→燃料・制御棒交換→格納容器ハッチ閉→格納容器ハッチ漏洩率試験→ＣＲＤ性能試験→炉特性試験→昇温となり、標準定検としては約 39 日、標準外定検としては格納容器全体漏洩率試験のために３定検毎に＋５日、回転プラグの分解点検のために 10 定検毎に＋10 日必要となる。したがって、平均定検日数としては約 42 日となる。

以下に、主要な点検項目に対する検討内容を示す。

ａ．ＣＲＤ試験関係工程

ＣＲＤの試験としては、定検初期に行う作動試験、駆動部点検、燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを確認するために実施するものであるが、運転中の荷重監視、定検時の炉停止操作時にスクラムさせる等により確認することとし、省略することとした。

性能試験については、燃料溶融防止の観点からＣＲＤの駆動速度を遅くしているため、ナトリウム冷却炉と同じ手順で試験を行うと倍程度の９日間要することになる。

このため、性能試験項目の内、常駆動試験は基本的にＣＲＤの機能を確認する試験であるため、制御棒交換前に前倒し実施し、制御棒交換後に位置ゼロ調、ラッチ・デラッチ試験およびスクラム試験（官庁検査）を実施することにより、クリティカル工程を４日程度に短縮させることとした。

但し、制御棒本体が交換になることから使用前検査として官庁立会となる場合には１日程度工程が延びると考えられる。

b．炉上部作業と SG 伝熱管検査の干渉

天井クレーンの増設は可能であるが、増設しても SG 伝熱管検査も炉上部作業となるため、他の炉上部作業との並行作業化が難しく、メリットが出そうにないので増設しないこととした。

ＣＲＤ駆動部点検作業、原子炉容器等 ISI 作業、および計装品点検、交換作業が SG 伝熱管検査とクレーンの取り合いで干渉するが、１基のクレーンで実施できるものと想定した。

c．制御棒および燃料交換作業

交換対象燃料等集合体数は、制御棒 18 体（1/2 バッチ）、燃料 57 体（1/10 バッチ）の計 75 体である。１体あたりの燃料交換に要する時間は、ナトリウム炉で要求される使用済燃料の厳重な洗浄が緩和されることから燃料洗浄時間の短縮は可能であるが、前提条件で述べたとおり炉内の燃料ポットが１個のみの設置となっており案内管の上昇・下降操作も必要となることから、60 分とナトリウム炉より長く設定した。

本炉はモジュール型であり、８炉心に対して１つの燃料プールが設置されている。このため、燃料プールに最も近い炉心と最も遠い炉心では、燃料の移送距離が 75m程度異なる。これを考慮すると制御棒・燃料交換工程は、燃料プールにもっとも近い炉心の場合で 3.5 日、最も遠い場合で 4.5 日程度となる。

d．炉物理試験工程

本試験は、もんじゅでの今後の試験実績を踏まえた合理化、試験データの即時自動処理化により、軽水炉での実績並に合理化されるものとして２日と設定した。

e．タービン点検工程

タービンの分解点検に必要な期間は、軽水炉での最短実績が 37 日である。本炉のタービンは 1,600Mwe と出力が大きいが、軽水炉より蒸気温度が高いため出力に比較してタービンは小さくなるので基本的に軽水炉並の期間で点検可能と想定し、クリティカルにはならないものとした。

④ 稼働率向上方策

本モジュール炉において、１号炉の定検時にタービンを合わせて定検し、１号炉の運転中に２号炉、３号炉、４号炉と順次定検するとした場合、その稼働率は88.8%となり、大型炉に比べてかなり低くなる。

そこで本モジュール炉の稼働率を向上するため、ナトリウム冷却中型モジュール炉と同じく

○ ４モジュールをできるだけラップさせて定検し、タービン定検による他モジュールの不要な停止期間を短縮する

○ タービンの定検インターバルを炉側のそれより長くしてタービン停止による不要な停止の影響を軽減する

という、２つの方策について検討した。

前者については、モジュール炉の燃料取扱系は共用設備であるため、燃料交換作業はシリーズに実施せざるを得ないことを考慮した最短工程は、１・２・３・４号炉を８日遅れでラップさせた場合となる。この場合の稼働率は 92.4%で大型炉のそれに匹敵する。但し、この場合、ＳＧ伝熱管等検査装置、その他の治工具については２倍程度必要となり、短期間に作業が集中するので保守作業員の確保が課題となる。また、１つのユニット遅れが他ユニットに影響するため、ユニット間の作業の工程調整も課題となる。

後者については、基本的に原子炉とタービンの定検インターバルを同じにする必要がないことに着眼したものである。大型炉の場合原子炉の停止はタービンの停止と連動するが、モジュール炉の場合は、いずれかのモジュールの原子炉の定検と合わせてタービンの定検を実施すればよいことになる。したがってタービンの定検インターバルを長くすれば、その分稼働率の向上が図れることになる。

電気事業法で火力の蒸気タービンについては原則として４年以内に定検することを義務づけられていることおよび FBR の蒸気条件は過熱蒸気であり火力のタービンに近いことから、将来規制緩和により当炉のタービンの定検インターバルは４年以内とできるものとする。この場合の稼働率は 91.9%（定検パターンを表 4.8.5-13 に示す）となる。また、モジュール炉の場合、４～５カ月間隔で順次原子炉モジュールの定検を順次実施することになるので、タービンの信頼性を実証しながら徐々に定検インターバルを長くしていくことができることも長所である。

以上の検討結果を踏まえると、後者は稼働率で前者に少し劣るがそれでも 92%程度と高く、定検ラップによる実施上の困難さがないことから後者をレファレンスと考えることとする。

(c) 運転保守上の課題検討

鉛-ビスマス冷却炉については、所内比率、定検工程の検討に加えて、実用化に向けた保守、補修コスト低減の観点から技術課題を摘出すると共に、考えられる課題解決方策について検討した。

① 保守性に関する検討

ａ．点検着手条件の整理及び定期点検に及ぼす影響評価

定検着手上、当該炉特有の制約がないか検討し、着手条件、定検工程への影響を評価した。その結果、ポロニウムの発生、移行に伴う格納容器内の浄化については、カバーガス中にベーパトラップを設け、通常運転中カバーガスを循環させてその濃度を低く抑えることにより、定検開始前に時間をかけて格納容器内の浄化を行う必要がなく、定検工程への影響はない見通しである。また、1 次冷却材温度が 300℃にまで下がった時を定検開始とすれば、炉停止後 24 時間以内で定検開始が可能であり、定検工程への影響はない見通しである。

ｂ．ＣＲＤの駆動部点検と性能試験

当該炉に適合する制御棒駆動方式の概念を摘出し、保守・補修、性能試験について検討し、定検工程への影響を評価した。その結果、制御棒のスクラム方式は、フェイルセーフの観点から浮上り挿入型を採用することとした。この場合の駆動部は、ナトリウム炉のそれと基本的に同様の構成となり、ベローズによりバウンダリが維持され、キャスクを用いることなく容易に取外し、分解点検、シールの交換が行えることから、定検工程はナトリウム炉の場合と同じである。駆動部の分解・点検後の性能試験についてもナトリウム炉と同様であるが、駆動速度が低速になることによって定検工程に影響が生じるものの、常駆動試験を燃料交換前に行うなどの工程短縮化方策を取込むことによって、定検工程への影響は小さくできる。

ｃ．主循環ポンプ点検

当該炉では完全自然循環方式の冷却系を採用しているが、強制循環を想定した場合の主循環ポンプの点検について検討した。その結果、定量的な腐食量の評価ができないが、インペラの取外し点検を予定せざるを得ず定検工程へのインパクトは大きいと判断される。この場合の引抜き・据付手順は基本的にナトリウム炉と同じであるが、付着のＰｏを含む鉛－ビスマスの洗浄と浮上り対策の工夫が必要である。また、軸封部の点検・交換はナトリウム炉のそれと同等とできることを確認した。

ｄ．燃料交換

燃料集合体の浮上り防止構造の概念を摘出し、燃料交換手順を検討し定検工程への影響を評価した。その結果、燃料集合体の浮上り防止構造は、構造が簡単で固着が考えられないラッチスプリングを用いたメカニカルホールドダウン方式を採用することとした。燃料移送ポットはタングステンの錘を付けて浮上りを防止することとした。また、同ポット内では自然循環冷却ができる構造とした。

燃料交換作業は、炉内中継装置のラックが配置上単基とならざるを得ないため炉心⇔燃料交換機⇔炉内中継装置⇔燃料出入機の工程がクリティカルとなる。燃料集合体は、燃料貯蔵プールでの保管に先立ってガスブロー及び蒸気ブローにより気密性を保った洗浄槽で洗浄するが、その時間は炉内クリティカル工程に収まるものと推定した。貯蔵プールのガス空間にポロニウムが持ちこまれるが、水プール上にエアカーテンと排気フィルターを設置することにより捕獲できる見通しである。

以上のように、ポロニウムによる作業員の被ばく対策については、何らかの設計対応はとれると判断されるが、換気系の設計等を具体化し合理的なものとするためにはポロニウムの特性把握試験が不可欠である。

e．炉内構造物の目視検査

Ｎａ中目視検査装置の適用性について、Ｎａと鉛－ビスマスの特性から検討した。その結果、Ｎａと鉛－ビスマス中での音速が同程度であることからナトリウム中目視検査装置と同程度の周波数で同程度の解像度が得られると推定される。但し、鉛－ビスマスのぬれ性及び超音波伝播（減衰）特性については、試験により確認しておく必要がある。

② 補修性等に関する検討

a．冷却材漏えい検出、漏えい箇所同定

冷却材漏えい検出の考え方、検出方法、復旧方法について検討した。その結果、冷却材漏えいが想定される原子炉容器、膨張ポット及びＰＲＡＣＳ系統は、ナトリウム炉のような漏えいに伴う火災や腐食性反応生成物による構造物破損が無いと推定されることから、ＬＢＢの観点から小規模の漏えいを早期に検出できればよいと推定した。この場合の漏えい検出器は、ナトリウム炉用に開発されているレーザ型漏えい検出器と接触式漏えい検出器、液面計及び温度計が適用できる。なお、従来ナトリウム炉において使用されてきたＲＩＤ、ＤＰＤは、鉛－ビスマス冷却材は漏えい時にエアロゾルが発生しないことから適用できない。

b．ＳＧリーク検出、復旧方法

水漏えい対策及び検出手段、補修方策について検討した。その結果、水漏えいが発生しても水酸化物を含む反応生成物は生成せず、水素、酸素等のガスも発生しない。したがって、固体電解質水素計及び酸素計による検知は有効でなく、漏えいした水蒸気がカバーガス空間に移動するとして、その湿分、圧力により検出するものとする。大漏えいの場合は、ラプチャディスクの破裂によりカバーガス空間に流出した水蒸気を水蒸気放出プールに逃す対策をとる。中・小漏えいの場合は、圧力及び湿分の上昇により、漏えいを運転員が判断することとした。

伝熱管破損位置の同定及び補修については、ナトリウム炉のような反応生成物による隣接伝熱管のウェステージは生じないので当該伝熱管のみを対象とでき、破損伝熱管の同定は鉛－ビスマスのインリークやガス加圧による検知が、補修は施栓による対応となり、従来ナトリウム炉向けに検討されてきた施栓方法が適用できると考えられる。

c．ドレン方法

原子炉容器内 1 次冷却材または崩壊熱除去系 2 次冷却材をドレンして補修する必要が生じた場合のドレン方法について検討した。その結果、熱交換器を除く崩壊熱除去系 2 次冷却材は、自然落下によりドレンできる。熱交換器内の冷却材は膨張タンクのカバーガス圧を加圧することによってドレンできる見通しである。一方、ＳＧ伝熱管の下端程度まで原子炉容器内 1 次冷却材をドレンする場合、汲み上げポンプの開発（重金属用のポンプとしては既存のものがあるが、高性能・高揚程化が必要）やドレンした鉛－ビスマスの保管場所確保が課題となる。

(d) 運転保守上の課題と開発計画

上記運転保守性の検討から摘出された課題について、その重要度を踏まえてフェーズ２までに見通しを得る必要のある課題について検討した。鉛－ビスマス炉においては、高温用ＳＧ伝熱管体積検査技術、鉛－ビスマス中目視検査技術の開発がナトリウム冷却炉同様に必要になるが、基本的にはナトリウム冷却炉で開発される技術が適用可能と考えられる。但し、鉛－ビスマスのぬれ性、超音波の減衰特性、導電率等の特性を把握するための試験は、成立性を見通す上で別途必要になる。

鉛－ビスマス炉特有の課題としては、ビスマスの中性子照射によってポロニウムによる作業員の被ばく低減が重要である。これまでの調査では、ポロニウムの蒸発速度、蒸気圧等の海外文献はあるが十分でなく、除去技術に関する情報はない。したがって、燃料交換機、燃料集合体等の鉛－ビ

スマスの洗浄方法、洗浄時のポロニウムの挙動、除去技術を開発していく必要がある。ポロニウムがα線源で作業員の吸入を防止すればよいこと、温度を下げれば回収できることから何らかの設計対応が可能であるため、成立性を左右するものではないと考えられるので緊急性は低いが、フェーズ３で概念設計を開始するまでには実施しておくことが望ましい。尚、ポロニウムは天然のウラン鉱中に存在し、入手可能である。

(iv) ヘリウムガス冷却炉

(a) 所内比率の推定

実証炉フェーズ２設計の所内負荷から設備や出力、建屋容積の違いを考慮して、ヘリウムガス炉の所内比率を推定した。本炉の所内比率は、ナトリウム炉にある１次および２次主循環ポンプ負荷がないこと、ガスタービン発電機設備の負荷が蒸気タービン発電機設備のそれより小さいこと等により、約2.8%と評価した。

(b) 定検工程に関する検討

① 定検工程に関係するプラントの特徴

定検工程に影響するヘリウムガス冷却炉の特徴は以下の通りである。

- ○ 熱出力2,400MWt、電気出力1,124Mwe（４ループ）
- ○ 制御棒駆動機構は炉心下部に設置されており、炉上部作業との干渉がない。但し、制御棒交換は炉上部から行う。
- ○ ガスタービン直接発電であり、２次系、水蒸気系がなく、タービンは格納容器内設置となる。
- ○ ガスタービン４基が格納容器内にあるため、この点検による定検の長期化を防ぐ方策が必要となる。
- ○ 冷却材の循環はタービン軸に取り付けられた低圧および高圧コンプレッサで行うため、ナトリウム冷却炉でクリティカルとなっている１次主循環ポンプ点検がない。
- ○ 冷却材がヘリウムのため、格納容器蓋開放時に冷却材が上方に拡散するのを防ぐため、キャスク等の機密設備が必要となる。
- ○ 海水ポンプ等補機冷却設備は、２系統構成。
- ○ 非常用系２系統設置し、非常用電源としてガスタービンを２基設置する。DRACS は 50%容量×４基設置で、２基／１系統で非常用電源に接続される。
- ○ 燃料交換作業中にガスの強制循環流が喪失しても燃料の温度上昇は自然冷却により低く抑えられる。
- ○ 炉心高さは3.2m、燃料集合体は内側炉心246体、外側炉心192体、ブランケット144体、制御棒は31体である。

○ 燃料交換バッチ数は７バッチで、運転サイクル長さ 18 カ月である。

② 定検工程策定の前提条件

定検工程策定に当たっては、以下の前提条件（各機器の設計条件等）を踏まえて検討した。

○ 炉心崩壊熱除去は、解列後１日はガスタービン冷却、２日目以降は崩壊熱除去系へ引き継ぐ。
○ 原子炉冷却材圧力は、停止７日目以降大気圧とする。冷却材のヘリウムガスは崩壊熱除去運転中に５日間かけて回収する。逆に起動時のヘリウムガス供給は４日間で行う。
○ 非常用ガスタービン発電機、海水系、補機冷却水系等は、原子炉冷却材圧力が大気圧となる停止７日目以降、１系統ずつ点検する。
○ 燃料交換が停止２２日目以降可能なように燃料取扱設備を設計する。
○ 燃料交換方式は、燃料直接取り出しで水プール内に乾式貯蔵する。
○ 機器等の仮置き、点検スペースは確保されている。
○ １日の作業時間は、通常８時間、シフト作業時 22 時間とする。
○ 官庁検査のための曜日調整、時間調整はないものとする。
○ ガスタービンは、電気事業法により 24±１カ月に１回の開放点検が義務づけられているが、本検討では将来の規制緩和を期待して、１定検当たり１基の開放点検を実施するものとする。即ち、４サイクル（約６年）に１回の点検となる。
○ 再生熱交換器、前置冷却器、中間冷却器の伝熱管の ISI は、漏洩の連続監視を想定し、定検期間中の特別な検査は実施しないものとする。

③ 定検工程検討結果

上記のプラントの特徴、前提条件を踏まえて、ナトリウム冷却炉の定検工程をベースにヘリウムガス炉の定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-11 に示す。

ヘリウムガス炉のクリティカル工程は、降温→ガスタービン蓋開放のための炉心崩壊熱減衰待ち→ガスタービン点検（予備機との交換）→燃料交換・後始末→格納容器ハッチ漏洩試験→ＣＲＤ性能試験→炉特性試験→昇温となり、標準定検としては４０日程度、標準外定検としては格納容器全体漏洩率試験のために３定検毎に＋５日必要となる。したがって、平均定検日数としては４２日程度となる。

以下に、主要な点検項目に対する検討内容を示す。

a．ＣＲＤ試験関係工程

ＣＲＤの試験としては、定検初期に行う作動試験、駆動部点検、燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを確認するために実施するものであるが、運転中の荷重監視、定検時の炉停止操作時にスクラムさせる等により確認できるため、省略可能である。但し、工程上はクリティカルパスになっていないので作動試験を見込んだ。

性能試験については、通常の定検を行うものとして工程を組んでいるが、制御棒本体が交換になることから使用前検査として官庁立会となる場合には１日程度工程が延びると考えられる。

b．ガスタービン点検工程

ガスタービンの点検は１定検当たり１基の開放点検を行うものとし、定検項目としてはタービン翼の目視および PT、軸受けの目視点検を想定した。点検期間の短縮を図るため、ガスタービンを予め点検済の予備機（１基／２ユニット）に交換し、定検期間外に取り外したガスタービンの点検を行うケースをレファレンスとした。

（ガスタービンを１定検毎に１基点検する場合）

600MWt/281Mwe クラスの発電用ガスタービンの点検実績は試運転終了までで、40 日～45 日程度（日勤ベース）である。本ガスタービンは、縦置きであること、および放射能を内包する機器であることによる作業低下を考慮して上記の 1.2 倍の点検期間を想定した。定検短縮を図るためには、天井クレーンを２基設置して炉上部作業とガスタービン点検を並行作業で行い、かつシフト体制で点検を行う必要がある。以上によりガスタービンの点検期間は天井クレーン２基設置でシフト 25 日と設定した。

尚、１定検当たり２基の開放点検を行う場合には天井クレーン３基とすれば、ほぼ同期間で定検可能となる。

（ガスタービン１基を予備機に交換）

上記で設定した 25 日の点検期間の内、タービン翼の目視およびＰＴの期間７日を予備機に交換することにより削減できる。予備機への入れ替え期間を１日とすると、このケースでの点検期間は 19 日となる。

c．原子炉容器、炉心支持構造物等 ISI 工程

ISI の必要作業期間は、炉内の ISI 等冷却材が透明なためナトリウム炉より容易に検査可能と思われるが、同等の検査期間とした。

d．燃料交換工程

交換対象燃料集合体数は、制御棒 31 体を含めて１定検当たり 115 体である。また、燃料集合体の全長がナトリウム炉の約 1.8 倍とな

っている。これらを考慮して工程を設定した。

e．炉物理試験工程

本試験は、軽水炉での実績並に合理化されるものとして２日と設定した。

(c) 運転保守上の課題と開発計画

ヘリウムガス炉の運転保守上の課題としては、原子炉容器が 200mm と厚肉であることから、そのＩＳＩ装置の開発が挙げられるが、現状技術の延長上にあるので、フェーズ３以降に開発に着手することで良いと考えられる。

(v) 炭酸ガス冷却炉

(a) 定検工程に関する検討

① 定検工程に関係するプラントの特徴

定検工程に影響する炭酸ガス冷却炉の特徴は以下の通りである。

- ○ 熱出力 3,600MWt、電気出力 1,500Mwe（４ループ）でナトリウム炉でいう２次系はない。
- ○ 原子炉容器は、鋼製ライナー付 PCRV であり、ライナー内側は断熱材で覆われている。また、全ての１次系機器は PCRV 内に設置されている。
- ○ 制御棒駆動機構は炉心下部に設置されており、炉心上部機構やそれに繋がる回転プラグ等炉上部構造がない。但し、制御棒交換は炉上部から行う。
- ○ 冷却材の循環は、２基/系統×４系統のガス循環機により行い、メインボイラー（熱交換器）３基/系統×４系統で蒸気を発生させ、蒸気タービンを回して発電する。
- ○ ガス循環機は、予備機を２基（１基/ユニット×ツイン）準備し、定検時は交換のみ行い、運転中に点検する。
- ○ ＤＧは４基設置し、通常運転中は１基でガス循環機２基に電源を供給するが、定検停止中はメンテナンスモードとしてガス循環機４基に電源を供給する。また、ＤＧは１２MW 程度の大容量となっている。
- ○ 補機冷却系海水ポンプは、１００％×４基で、補機冷却水系は２系統である。
- ○ 燃料交換機、燃料出入機での燃料取扱中は３系統のガス冷却系により燃料を冷却する。
- ○ 燃料集合体は 814 体、制御棒は 33 体である。
- ○ 燃料交換バッチ数は５バッチ（燃料等交換体数 196 体）で、運

転サイクル長さは24カ月である。

② 定検工程策定の前提条件

定検工程策定に当たっては、以下の前提条件（各機器の設計条件等）を踏まえて検討した。

- ○ 停止５日後以降は大気圧まで減圧しても、定格運転時の約 50% 体積流量あれば炉心崩壊熱除去が可能である。このため定検中を通してガス循環機５基以上、ＤＧ２基以上を確保できるように各機器の点検を行う。従って、停止後５日目以降、ＤＧ、補機冷却系、ガス循環機等の点検に着手可能となる。
- ○ 原子炉冷却材圧力は、停止５日目以降大気圧とするが、AGR と同様に遠隔検査を行うこととし、空気置換は行わない。
- ○ 機器の点検は、AGR と同じく 1/4 区画／１定検を点検対象とする。即ち、ガス循環機等の点検は４定検に１回でよいものとした。
- ○ ボイラ（熱交換器）の伝熱管については、東海１号と同じく ISI は実施せず、特定箇所の肉厚測定、外観検査を実施するものとする。
- ○ PCRV、ライナーおよび断熱材の検査については、国内基準がないため英国基準を満足するものとする。
- ○ 燃料交換が停止２６日目以降可能なように燃料取扱設備を設計する。
- ○ 燃料交換方式は、燃料直接取り出しで水プール内に裸で浸漬貯蔵する。
- ○ 機器等の仮置き、点検スペースは確保されている。
- ○ １日の作業時間は、通常８時間、シフト作業時 22 時間とする。
- ○ 官庁検査のための曜日調整、時間調整はないものとする。

③ 定検工程検討結果

上記のプラントの特徴、前提条件を踏まえて、ナトリウム冷却炉の定検工程をベースに炭酸ガス炉の定検工程について検討した。定検工程表を表 4.8.5-12 に示す。

炭酸ガス炉のクリティカル工程は、炉心崩壊熱減衰待ち→補機冷却系点検（ＤＧ点検）→燃料交換・後始末→格納容器ハッチ漏洩試験→ＣＲＤ性能試験→炉特性試験→昇温となり、標準定検としては４５日、標準外定検としては格納容器全体漏洩率試験のために３定検毎に＋５日必要となる。したがって、平均定検日数としては約４７日となる。

以下に、主要な点検項目に対する検討内容を示す。

ａ．ＣＲＤ試験関係工程

ＣＲＤの試験としては、定検初期に行う作動試験、駆動部点検、燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを確認するために実施するものであるが、運転中の荷重監視、定検時の炉停止操作時にスクラムさせる等により確認できるため、省略可能である。但し、工程上はクリティカルパスになっていないので作動試験を見込んだ。

性能試験については、通常の定検を行うものとして工程を組んでいるが、制御棒本体が交換になることから使用前検査として官庁立会となる場合には１日程度工程が延びると考えられる。

b．ガス循環機点検

ガス循環機点検は、AGR の定検と同じく１定検当たり２基/８基を予備機に交換するものとし、クリティカルとなるのを避けた。点検頻度は８年毎となるが、AGR と同等である。

但し、定検中も５基以上のガス循環機を確保する必要があるので、電源の DG とガス循環機冷却系の確保が図れるよう詳細な運用を検討する必要がある。

c．原子炉容器、炉心支持構造物等 ISI 工程

ISI の必要作業期間は、炉内の ISI 等冷却材が透明なためナトリウム炉より容易に検査可能と思われるが、同等の検査期間とした。

PCRV に関する国内基準はないため、AGR に適用されている英国基準に準拠して検査するものとした。PCRV コンクリート表面の目視検査によるコンクリートの亀裂、変形の有無や冷却パイプからの水漏れの形跡の確認、コンクリート内のひずみ（ひずみゲージ）、温度測定（熱電対）、炭酸ガス漏洩モニタによる断熱材やライナーの健全性確認、ISI カメラによる断熱材表面（カバープレート）の健全性確認、レーザー等の光学測定系によるトップスラブ等での PCRV の変形確認、テンドンの抜き取り検査（運転中）等を行う。

d．ボイラー点検

炭酸ガス炉では、２次側の圧力が高く、伝熱管破損時には蒸気が PCRV 内にリークインするのみであり、冷却材の流出（減圧事故）にはならない。また、蒸気侵入による反応度投入は負であり、反応度事故にはならないし、冷却材と蒸気の反応も起こらない。したがって JEAC-4205 に準拠すれば体積検査は不要である。

以上により、ボイラーの検査としては、東海１号と同様に伝熱管の特定箇所の肉厚測定、外観検査程度を実施するものとした。尚、ボイラー部での湿分モニタは実施する。

e．DG、補機冷却系点検

DG、海水ポンプは、それぞれ４基となっているが、点検を並行

実施することとし、ナトリウム炉と同期間で実施できるものとした。

f．燃料交換工程

交換対象燃料集合体数は、制御棒33体を含めて1定検当たり138体である。炉内中継位置が1ヶ所であることから、1体あたりの取扱い時間を約60分とナトリウム炉より長く設定した。

g．炉物理試験工程

本試験は、もんじゅでの今後の試験実績を踏まえた合理化、試験データのコンピュータ即時処理化により、軽水炉での実績並に合理化されるものとして2日と設定した。

(b) 運転保守上の課題と開発計画

炭酸ガス炉については、ＡＧＲをベースとしており英国基準を満足しているので、成立性に係わるような運転保守性の課題はないと思われる。

(vi) もんじゅを用いた確立・実証が期待される実用化に向けた運転保守技術

「もんじゅ」に期待されるＦＢＲ実用化に向けた運転保守技術として第一に挙げられるのは、送電網に組み入れ、信頼できる発電設備として期待することができることを実証すること、即ち安全・安定な運転実績を達成することである。更にこれを達成した上で運転保守経験を積み、改善しながら以下のような運転保守技術を確立・実証していくことが期待される。

特に、ＦＢＲ実用化に向けて軽水炉に比肩する発電コストを達成するためには、軽水炉並の定検工程が達成できることが必須であり、これを裏付け、実証していくことが重要である。このため、特にＦＢＲ固有の定検作業項目について定検として工程管理した実績がないこと、実用化に向けた定検工程の検討にあたってもんじゅの設備点検実績、機能試験結果等を元に合理化を見込んでいること等から、今後もんじゅで定検実績を積みながら改善を図り、定検工程を合理化・短縮化していくことが期待される。

(a) 定検合理化（短縮）技術の確立・実証

① 定検工程管理技術の確立、運用

定検を全体として工程管理し、これを合理化して短縮を図っていくことが重要である。軽水炉においても定検実績を積みながら、設備の改良、作業相互の調整による手待ち時間の排除、検査の合理化、一括隔離手順の整備等を進めて合理化を図ってきている。

もんじゅにおいても定検の経験はなく、今後実績を積みながら定検の合理化、短縮化を進めていく必要がある。特に、ＣＲＤ駆動部点検、炉内外計装点検等の炉上部作業と1次主循環ポンプ点検等のクレーンや機器、装置・工具類の仮置き・点検スペースの取り合いなどを含めた各種

作業の工程調整経験を蓄積し、各種作業の手待ち時間の排除方策、点検架台の追設やクレーンの高速化といった設備改善による定検期間の短縮方策、各種作業の円滑な実施や誤操作・トラブル防止を踏まえた系統隔離手順の簡素化・単純化（一括操作化）方策、習熟等を踏まえた作業の効率化・短縮化方策等を確立していくことが重要である。

② 実用化に向けた主要作業の合理化・短縮化の実証

実機の定検の合理化・短縮化を進めるためには、まず定検作業全体を経験してクリティカルパスを明確にし、その取り合い条件等を踏まえて全体の合理化を検討していく必要があるが、実用化に向けては特に以下の点が重要と考えられる。

a．ＣＲＤ駆動部点検作業

もんじゅにおいては、駆動部を取り外して工場に持ち帰って点検後取り付けるという作業となっているため、長期間を要している。実用化に向けてはこの作業期間の大幅短縮のため、予備品を具備し定検中は交換のみ行い、定検終了後点検することとしており、この効果を実機で確認しておく必要がある。

b．ＣＲＤ作動試験・性能試験

ＣＲＤの試験としては、ＣＲＤ点検前に行う作動試験、駆動部点検および制御棒・燃料交換後に行う性能試験がある。この内、作動試験についてはＣＲＤに不具合のないことを定検初期に確認し、起動前に実施する性能試験等で不具合がみつかって工程が後戻りする可能性を排除するために実施するものである。したがってこの作動試験は運転中の荷重監視、定検停止時にスクラムさせることによる動作確認あるいは部分的な作動試験による動作確認等で十分その目的を達成できる可能性が高く、今後もんじゅで試験による実績・評価を積んでＣＲＤの信頼性を確認することにより、合理化していくことが望まれる。

ＣＲＤ性能試験は、制御棒位置ゼロ調整、常駆動試験および落下試験から成るが、100％流量と 10％（ポニーモータ）流量の両方で実施、かつ各試験を３回実施している。これらについては、軽水炉と同様、試験データを蓄積・評価し合理化していくことが望まれる。

c．１次主循環ポンプ点検作業

１次主循環ポンプのメカニカルシールは、工場持ち帰り点検としているため長期間を要している。実用化に向けてはこの期間の短縮

を図るため、予備品を具備することとしており、この合理化効果をもんじゅで実証することが望まれる。

d．制御棒・燃料交換およびその準備・後片付け作業

燃料交換準備および後片付け作業の短縮を目指した、燃料交換機等輸送キャスク、プラグ取扱装置等の適正員数、ガス置換作業の効率的実施方法（回数、手順等）等を確立し、実用化に向けた設計に反映することが望まれる。

燃料交換作業については、もんじゅの機能試験で作業性の確認がなされているが、今後燃料集合体の照射による曲がりデータの取得と引き抜き・挿入性の確認および使用済燃料による工程の実証が必要となる。更に、工程短縮の観点から、燃料交換機側作業と燃料出入機側作業の完全並行作業化（もんじゅでは燃料出入機側のドアバルブの操作を燃料交換機の操作盤から行う必要があるためと思われるが、この操作を燃料交換機側作業に組み込んで実施しており手待ち時間が生じている）、コンピュータ機能の向上による機器作動指令時間の短縮等合理化を進め、その効果を実証することが望まれる。

制御棒交換作業については、工程短縮の観点からは制御棒の長寿命化を図って交換本数を削減することが最も有効な方策であり、実用化に向けた長寿命制御棒（ナトリウムボンド・シュラウド付制御棒）をもんじゅに採用しその健全性を実証していくことが重要である。

e．炉特性試験の合理化

数回の炉特性試験を行い、平衡に達した炉心においては、基本的に設計の妥当性は確認されており、詳細な試験を実施する意味は少ない。従って、軽水炉と同様、設計の妥当性を確認するキーとなるデータ（例えば、臨界点予測）、安全上確認すべきデータ（例えば、停止余裕、過剰反応度）、運転上必要なデータ（例えば、微調整棒の制御棒価値）等を効率的に取得・評価する手順（データ処理の自動化含む）を確立して、試験の合理化を実証することが望まれる。

(b) 点検・保守基準の確立

保守・点検実績およびトラブル・故障等実績を蓄積し、これらをデータベースとして整備・分析して設備、機器部品等の点検内容、点検交換頻度等の合理的な点検・保守基準を確立することが望まれる。

(c) 保守・補修技術の高度化・実証

実機運転の大きな意義の一つは、トラブル・故障等を経験し、それを克服することによって技術を改良・向上させていくことである。もんじゅでの運転保守経験を踏まえて、設備の改良・改善を図り合理化・高度化し、実用化に向けた設計に反映すると共に、運転保守技術、ナトリウム取扱い技術として確立していくことが重要である。

プラントの安定運転のためにはトラブルによる長期停止を回避することが重要であり、このためにはトラブルを早期に検知し拡大防止を図ることのできる技術を開発・確立する必要がある。この観点から、異常監視・診断技術、構造健全性モニタリング技術、ナトリウム漏えい検知技術、ＳＧ水漏えい検知技術等を高度化し、もんじゅという実機環境下でその有効性を検証することが望まれる。これら技術の確立には長期間を要するため、着実に推進していく必要がある。

また、被ばく低減に向けた取り組みも重要であり、実機の放射線作業環境、腐食生成物等の蓄積挙動、作業用遮へいの有効性等の実績を踏まえて、実用化に向けて遮へい等の合理的な設計に反映を図ると共に、作業時の被ばく低減方策を確立していくことが望まれる。

(4) まとめ

もんじゅ、軽水炉の実績、実証炉の設計等をベースにナトリウム冷却炉の運転保守コスト低減に向けて可能な方策を摘出し、これらの方策を実用化プラントの概念検討に適用すると共に、運転保守コスト低減のために必要な技術開発課題、開発計画を検討した。また、ナトリウム冷却炉の検討結果をベースとして鉛－ビスマス冷却炉、ガス炉について同様に検討した。主な成果は以下の通りである。

(i) 運転コスト低減方策の検討

(a) 所内比率低減方策の検討

実証炉の所内比率は 5.9%で、もんじゅの 10.9%に比べ約半分に合理化されているが、軽水炉の 4.2%に比べると多くなっている。実証炉の所内比率をみると系統圧損や除熱量で決まる熱輸送系及び補機冷却系の負荷で4.3%に達しており、軽水炉並の 4.2%以下とすることは難しい。（但し、軽水炉に比べて熱効率が良い（軽水炉 35%程度に対してＦＢＲは 41%程度）ので、所内比率を軽水炉並にしなければ、経済性で比肩できるようにならないわけではない。電気出力を増加させる効果としては、熱効率を１％あげることと、所内比率を２％強低減することとは等価である。）この熱輸送系の負荷の低減については、炉心の低圧損化等建設コスト低減に向けたプラント概念の検討の中で別途検討されている。尚、２次系削除概念とすれば約１％所内比率を低減することができる。

熱輸送系および補機冷却系の負荷ならびに管理建物照明電源等の発電設備以外の負荷を除く実証炉の所内負荷は、所内比率で 1.2%であり、換気空調設備、燃料取扱設備、計装電源、予熱ヒータ設備の負荷が該当する。これら設備についてもんじゅの機能試験の評価結果を踏まえた負荷低減方策を摘出した。

(b) ユーティリティの検討

運転コストに係わる主なユーティリティとしては、軽油、アルゴンガス、窒素ガスである。もんじゅでのこれらユーティリティ使用実績について調査した。この内、軽油については、もんじゅの場合補助ボイラーの使用量が多くなっているが、タービン抽気を活用すれば基本的に軽水炉並の使用量となる。アルゴンガス、窒素ガスの使用量については、プラント概念に依存するが、基本的にナトリウムのドレン・充填に伴うアルゴンガスの消費、アルゴン・窒素ガス雰囲気容積の縮小化による使用量の低減が有効である。

(ii) 保守コスト低減方策の検討

(a) 定検工程短縮方策の検討

もんじゅの設備点検実績、もんじゅ及び実証炉の目標標準定検工程、軽水炉の実績定検工程を調査・分析し、定検短縮方策を検討した。

実証炉の目標標準定検工程である４５日の妥当性について、もんじゅの設備点検実績、軽水炉の定検実績をベースに検討した。定検の各作業項目の内、ＦＢＲ固有の作業項目については、もんじゅの設備点検実績をベースにして設計の違いを考慮して検討、軽水炉と同等な作業項目については最新の軽水炉の実績と比較検討を行い、概ね妥当なことを確認した。但し、ＦＢＲ固有の作業項目については、定検として全体を工程管理した実績がないこと、もんじゅの設備点検実績、機能試験結果等をベースに合理化を見込んでいること等から、今後もんじゅで定検を積み重ね、改善を図りながら工程を合理化していくことが重要である。

上記検討を通して定検工程の支配因子(作業項目)を特定し、定検短縮の観点から設計に反映すべき事項を摘出した。

(b) 保守(補修)コストの低減

保守(補修)コストを低減させるためには、定検短縮と共にトラブルによる長期停止を回避することが重要である。１次系機器・構造等に万一のトラブルを想定した場合（もしくは健全性確認を行う必要が生じた場合）に、ナトリウムが不透明であるためナトリウムを抜き取らなければ状態確認が難しく、また系統への空気の侵入を防ぎながらの作業となるため復旧作業

が難しいことである。この欠点を克服するためには、ナトリウム中目視検査装置・体積検査装置、及びナトリウム中インプレース補修装置の開発が必須であり、かつこれら装置の開発には長期間を要するため、早期に開発に着手することが望まれる。

また、トラブルの兆候を早期に検知することも重要であり、この観点から異常監視・診断システム、構造健全性モニタリングシステムの開発・高度化やＳＧの水漏洩検知設備の高度化等を進め、もんじゅに適用して技術として確立し実用化していく必要がある。

(iii) 実用化に向けた運転保守コスト低減方策の適用性検討

上記で摘出した運転保守コスト低減方策をナトリウム冷却実用化プラントの概念検討に適用した。また、ナトリウム冷却炉の運転保守コスト低減方策をベースとして、鉛－ビスマス冷却炉、ガス炉についても検討を行った。

(a) ナトリウム冷却炉

（大型炉）

ループ型炉については、天井クレーンの増設による並行作業化、放射能減衰待ち期間の短縮等により、40 日程度の定検工程となった。

タンク型炉については、天井クレーンを増設しても主循環ポンプ点検と炉上部作業の並行作業化ができないため、45 日程度の定検工程となった。

（中型モジュール炉）

中型モジュール炉（ループ型炉）において、１号炉の定検時にタービンを合わせて定検し、１号炉の運転中に２号炉、３号炉を順次定検するとした場合、３炉の平均稼働率は 89.3%となり、大型炉の稼働率 92.7%に比べてかなり低くなる。（１モジュールの定検工程は 34 日）

これは１号炉の定検時にタービンの定検をするため、２・３号炉が停止する必要がないのに停止するためである。そこでモジュール炉の稼働率を向上するため、

- ○ ３モジュールをできるだけラップさせて定検し、タービン定検による他モジュールの不要な停止期間を短縮する
- ○ タービンの定検インターバルを火力の蒸気タービン並の４年以内に長くしてタービン停止による不要な停止の影響を軽減する

という、２つの方策について検討した。

前者については、燃料取扱系が共用設備であるため燃料交換作業をシリーズに行う必要があることから、１・２・３号炉を７日遅れでラップ定検した場合が稼働率で最高の 92.7%となった。

後者については、原子炉とタービンの定検インターバルを合わせる必要がないというモジュール炉の特性を活かした方策といえるが、稼働率は 92.1%となった。前者の場合、ＳＧ伝熱管体積検査装置が３倍、その他の

治工具、検査装置が２倍程度必要であり、かつそれに見合った要員の確保が必要となることを考えると、後者の方が稼働率では若干劣るが、優れる。後者の場合、原子炉モジュール側は５～６カ月間隔で順次定検を実施するので、タービンの信頼性を確認しながら定検インターバルを徐々に長くしていくことができることも長所となる。

また、モジュール炉の保守コストについて大型炉との差異について検討を行った。検討にあたっては、大型炉の原子炉側の定検・修繕工事費をタービン側のそれと同等と想定した。この場合、タービン側の工事費についてはモジュール炉と大型炉で差異はない。原子炉側については作業項目について両者に殆ど差がないので、工数が両者の定検日数に比例するもの（40 日対 34 日×３モジュール）とする。この場合、大型炉の原子炉側工事費に対してモジュール炉のそれは約 2.5 倍要することになる。タービン側も含めた全体としては、モジュール炉の工事費は大型炉のそれの約 1.75 倍（50%×2.5＋50%＝175%）要すると推定される。

(b) ガス冷却炉

炭酸ガス炉については、基本的に 1/4 区画ずつ定検する（例えば、ガス循環機の点検は１回／８年となるが、ＡＧＲと同等）という前提で、45 日程度の定検工程となった。

ヘリウムガスタービン炉については、毎定検ガスタービン１基／４基を予備機に交換する（即ち、１回／６年の交換頻度）という前提で 40 日程度の定検工程となった。電気事業法でガスタービンの点検は２年以内となっているが、本炉のヘリウムガスはクリーンであるため、６年とできるものとした。

(c) Pb-Bi 冷却中型モジュール炉

Pb-Bi 炉については、定検実施上の課題を検討し、39 日程度の定検工程となる見通しを得た。

(iv) 運転保守コスト低減のための課題と開発計画

ＦＢＲ実用化に向けた運転保守技術を確立するという観点からは、まず実機であるもんじゅが送電網に組み入れ、信頼できる発電設備として期待することができることを実証すること、即ち安全・安定な運転実績を達成することが第一である。更にこれを達成した上で運転保守経験を積み、改善しながら運転保守技術を確立・実証していくことが期待される。

特に、ＦＢＲ実用化に向けて軽水炉に比肩する発電コストを達成するためには、軽水炉並の定検工程が達成できることが必須であり、これを裏付け、

実証していくことが重要である。このため、特にＦＢＲ固有の定検作業項目について定検として工程管理した実績がないこと、実用化に向けた定検工程の検討にあたってもんじゅの設備点検実績、機能試験結果等を元に合理化を見込んでいること等から、今後もんじゅで定検実績を積みながら改善を図り、定検工程を合理化・短縮化していくことが期待される。

運転保守コスト低減の観点から、フェーズ２より開発すべき要素技術として以下を抽出した。

(a) 高温用ＳＧ伝熱管体積検査技術の開発
(b) ナトリウム中目視検査技術の開発
(c) 高燃焼度燃料の開発
(d) 長寿命制御棒の開発
(e) 異常監視・診断技術、構造健全性モニタリング技術等の予防保全技術の高度化（基礎・基盤技術として継続実施）

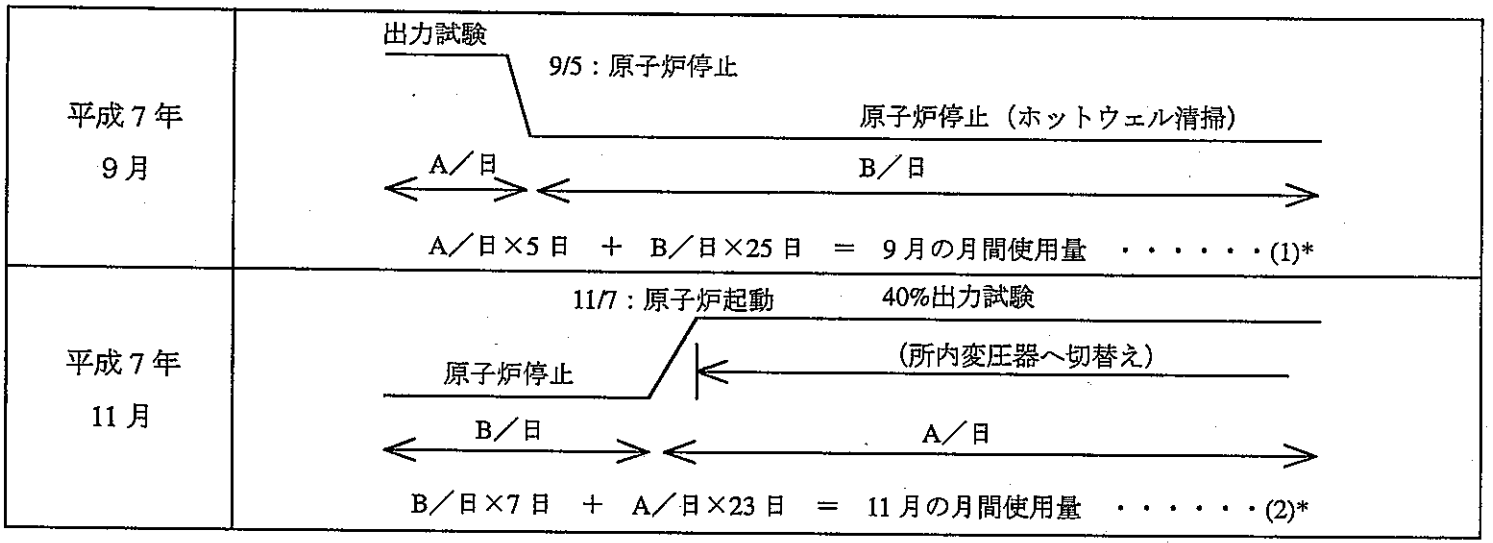
尚、鉛－ビスマス炉固有の課題として、燃料交換機、燃料集合体等の鉛－ビスマスの洗浄方法、洗浄時のポロニウムの挙動、除去技術の開発が必要であり、概念設計開始までに開発して置くことが望ましい。

表4.8.5-1 所内負荷率の比較

	実証炉		もんじゅ		軽水炉 (110万kW級)
電気出力(MWe)	671		283		
ループ数	3		3		4
所内負荷率(%)	5.9		10.9		4.2
負荷種別	負荷容量(MW	比率*	負荷容量(MW	比率*	比率*
原子炉冷却系統設	18.97	0.79	10.18	1.00	0.50
(1次主冷却系)	*11.82*	0.69	*7.21*	1.00	0.70
(2次主冷却系)	*7.15*	1.02	*2.97*	1.00	0.00
タービン発電機設備	8.71	0.57	6.41	1.00	0.90
換気空調設備	5.22	0.31	7.16	1.00	0.03
補機冷却系統設備	1.26	0.17	3.05	1.00	0.14
予熱ヒーター設備	0.27	0.08	1.40	1.00	0.00
その他	5.16	0.86	2.54	1.00	0.14
(圧縮空気供給系	*0.24*		*0.19*		
(計装電源)	*1.01*		*1.64*		
(照明、雑動力電	*0.55*				
(燃料取扱設備)	*0.25*				
(炉外燃料貯蔵設	*0.76*		*0.64*		
(使用済燃料プー	*0.06*				
(廃棄物処理系)	*0.10*				
(機器洗浄設備)	*1.06*				
(管理建物電源)	*0.36*				
(電源損失)	*0.78*				
合計	39.58		30.74		

( )内は内訳を示す。
*)もんじゅの各負荷を1.0として、電気出力を考慮して正規化した比率。

表 4.8.5-2　ユーティリティ使用量の推定結果



*）(1)および(2)式を連立してA／日、B／日を算出。

	使用実績				月間使用量の推定結果	
	9 月		11 月		運転中	停止中
	運転日数	停止日数	運転日数	停止日数	A／日×30 日（百万円*）	B／日×30 日（百万円*）
	5 日	25 日	23 日	7 日		
軽油（補助ボイラ）	350kl		1100kl		1400kl（84）	140kl（8）
軽油（D/G）	5.3kl		2.5kl（試運転２回）		1.3kl／回（0.2；3 回／月として算出）	
ガス（アルゴン）	21000m^3		32000m^3		36000m^3（23）	18000m^3（11）
ガス（窒素）	91000m^3		91000m^3		91000m^3（6）	91000m^3（6）
（合計）					（113）	（25）

*）コストは、積算資料（H12 年 1 月号）に基づき各単価を軽油：60 円／l、Ar ガス：630 円／m^3、N2 ガス：65 円／m^3 として算出。

表 4.8.5-3　実証炉（フェーズ 2）の定期検査工程

【備考】
①太線は、クリティカルパスを示す。
②( )内はフェーズ１からの変更を示す。

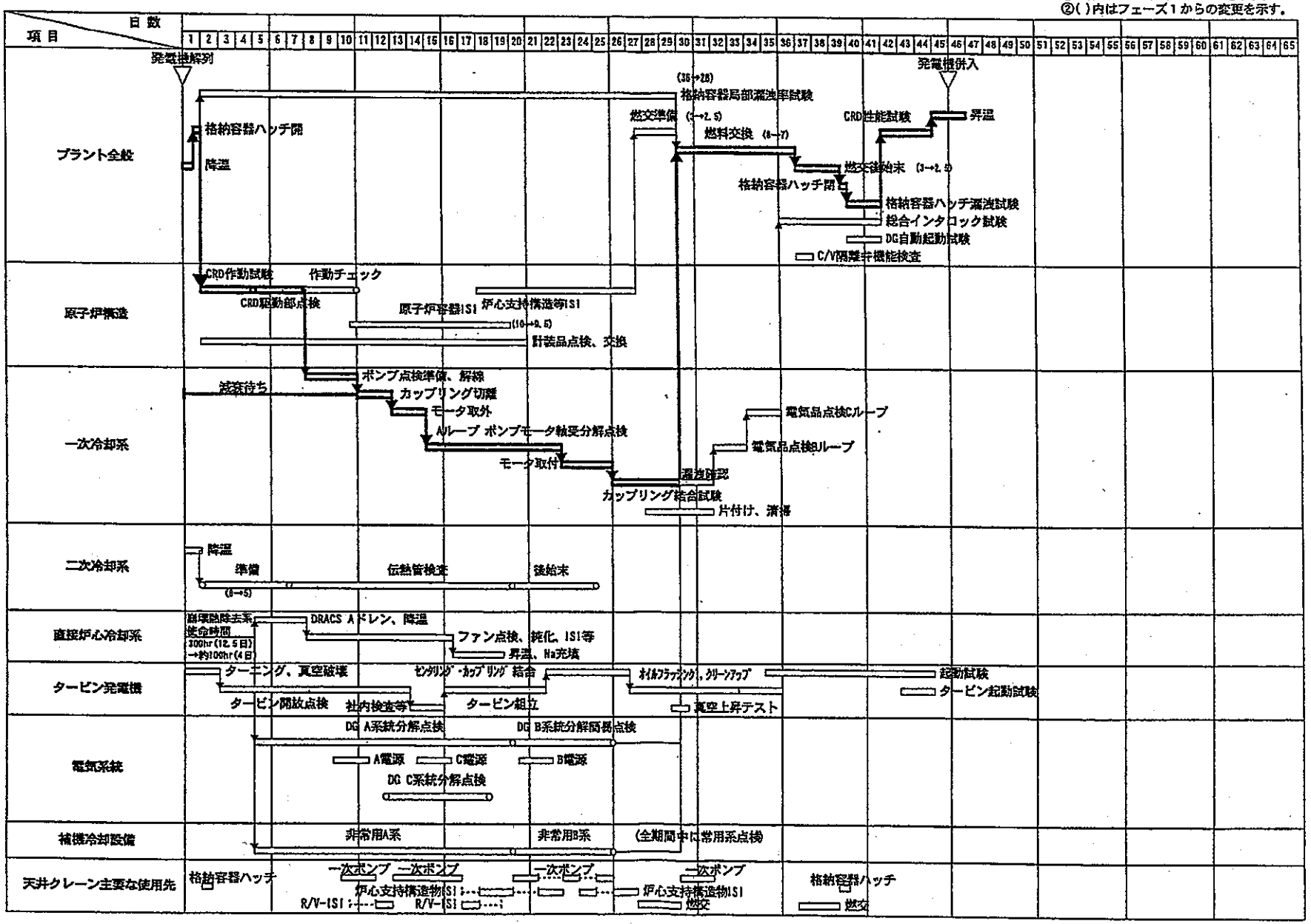


表4.8.5-4 実証炉ともんじゅの主要定検工程

区分	項目	実証炉 作業内容	数量	日数 クリティカル	日数 クリティカル外	体制	前提条件	もんじゅ 作業内容	数量	日数 クリティカル	日数 クリティカル外	体制	前提条件	実証炉工程の妥当性評価
プラント全般	燃料交換	準備	193体		2.5日	3交替	マニプレータ式FHM 直動式FHM ITVM炉内常設方式 初期段階炉心対象	準備		5日		3交替	約100時間	機器移送用キャスク等の増台、横倒し不要とする等改善されているが70時間(3.5日)程度は要すると思われる。 燃料交換機側作業と燃料出入機側作業の完全並行作業化、回転プラグの高速化、計算機指令時間の短縮、燃料交換機の旋回点の変更等により、50分／体程度まで短縮可能と考えられ、燃交期間としては8.5日となる。
		燃料交換		7日		3交替		燃料交換		15日		2交替	90分／体	
		後始末		2.5日				後始末			5日	3交替	約100時間	
	格納容器	格納容器ハッチ開閉		.5日	.5日									
		貫通部局部漏洩率試験(B,C種)	B種:80ヶ所 C種:20ヶ所		28日	3交替	検査箇所の30%を並行作業実施	貫通部局部漏洩率試験(B,C種)	B種:53ヶ所 C種:68ヶ所		約70日			軽水炉の実績からクリティカルになるような作業ではないと考えられる。
		ハッチ漏洩試験		2日										
	降温				.5日									軽水炉の実績でも2日を要しており、最小停止余裕及び過剰反応度測定が官庁立会と考えられるので少なくとも2日は要する
	昇温			1日			原子炉特性試験含む			10日			原子炉特性試験(8日)含む	
原子炉構造	CRD駆動機構	CRD作動試験	30体(全数)		3日			CRD作動試験	19体(全数)	4日				CRD駆動部の取外・取付作業は、実証炉のように駆動部予備品を準備し交換のみを行うのであれば、もんじゅでも同様に短縮可(駆動部取外時、駆動軸の固定作業に時間を要している)
		駆動部切離し 駆動部取外・取付	10体		1日 2日		予備品と交換	駆動部取外 駆動部分解点検 駆動部取付	10体	8日 10日	67日		取外したCRDは、工場で点検実施	
		駆動部点検(電気試験、漏洩試験)	30体(全数)		4日									
		性能試験(CRラッチ・デラッチ、常駆動試験、スクラム試験)	30体(全数)	3日		2交替	官庁検査は、記録確認として立会検査はないものとする。	性能試験	19体(全数)	10日			官庁立会検査10体含む	実証炉並の期間で実施するためには、もんじゅでの実績を踏まえた試験項目の必要最小限化、複数制御棒の試験の並行実施等工夫が必要。
1次冷却系	計装品	点検・交換	中性子計装:2or3体 温度計装:約100本 液位計装:4本		19日		原則として検出器のみ交換	点検・交換			68日			天井クレーンの取り合い調整が必要。
	1次主循環ポンプ	点検準備、減衰待ち	1基(A)	10日		3交替	軸封部は予備品と交換する。	点検準備	1基(A)		約30日		取外した軸封部は工場で点検実施	軸封部予備品を準備し交換のみを行うのであれば、もんじゅでの実績から15日程度で可能と考えられ、モータの分解点検を考慮しても20日程度(作業場所の確保要)で実施可能と考えられる。
		カップリング切離、モータ取外		4日										
		軸封部点検		8日				軸封部点検						
		モータ取付		3日				モータ取付						
		試運転		4日	2日			試運転	3基	4日				
	主冷却系						Naはドレンしない	Naドレン	1ループ(A)	2日			Naをドレンし実施	Naをドレンしなければ、1次主循環ポンプ点検がクリティカルになる
								本格点検		15日				
								予熱		10日				
								Na充填		2日				
	その他	電気品点検	2ループ(B, C)		4日		Naはドレンしない	Naドレン	1ループ(B)	2日			Naをドレンし予熱ヒータ点検等実施 CループについてはAループ点検時に並行実施	
								簡易点検		9日				
								予熱		10日				
								Na充填		2日				
2次冷却系	蒸気発生器	伝熱管検査	1基(A)		23日		Naをドレンせずに実施(カバーガスで加圧し、伝熱管外周のNaを排除) 150℃程度の温度で実施	ドレン・降温 蒸発器伝熱管検査 予熱・充填	1基(A)		17日 20日 16日		伝熱管温度40℃以下で実施	
								ドレン・降温 過熱器伝熱管検査 予熱・充填	1基(A)		17日 15日 16日			
	Na-水反応生成物収納設備	ラプチャーディスク交換	1ループ(A)				Naはドレンしない	ドレン・降温 ラプチャーディスク交換 予熱・充填	1ループ(A)		10日 29日 16日		伝熱管温度60℃以下で実施	
	計		45日						118日					

注)冷却系については例としてAループを本格点検するケースとした

表 4.8.5-5 ナトリウム冷却ループ型炉　定期検査工程

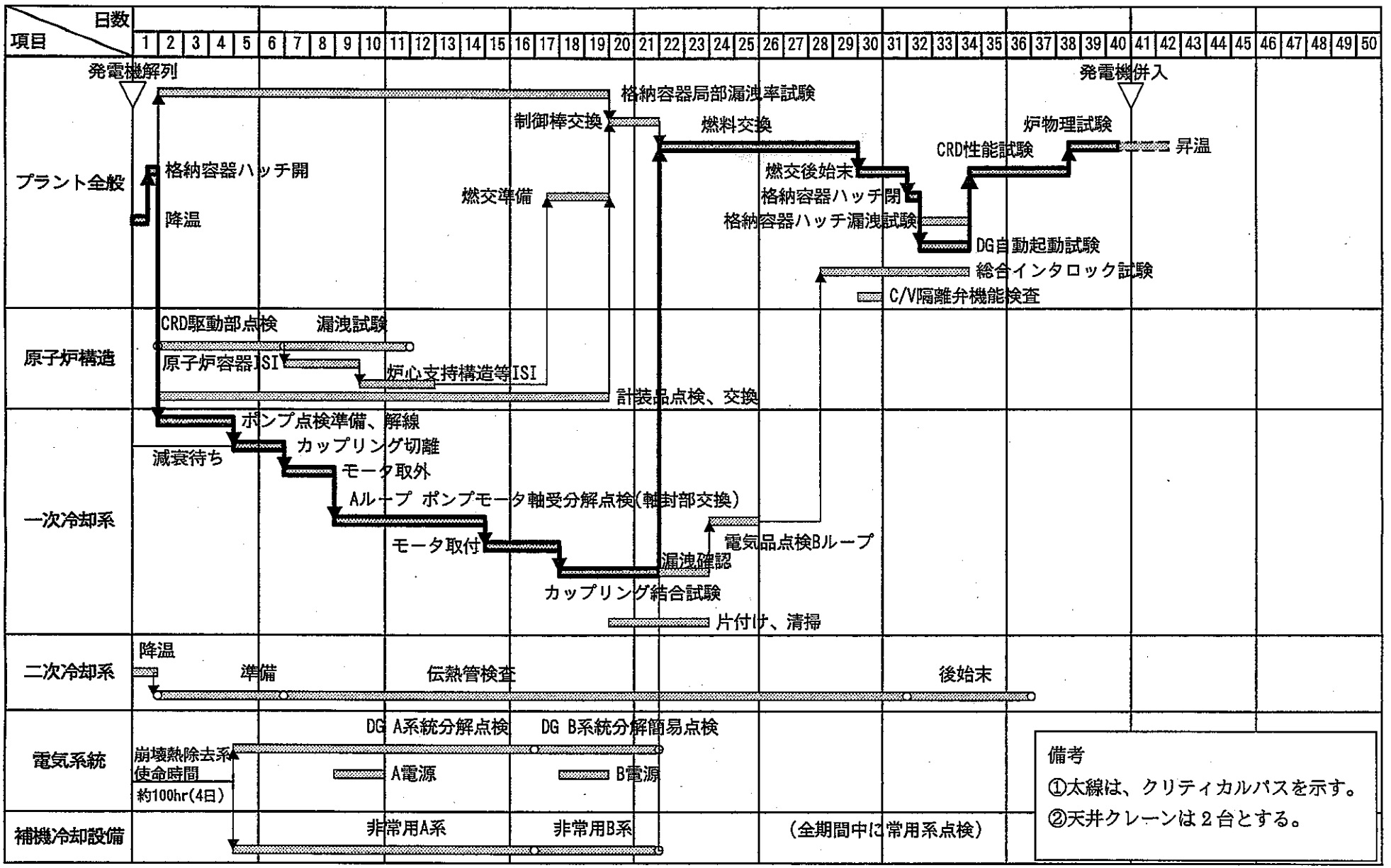


表 4.8.5-6 ナトリウム冷却ループ型中型モジュール炉　定期検査工程表

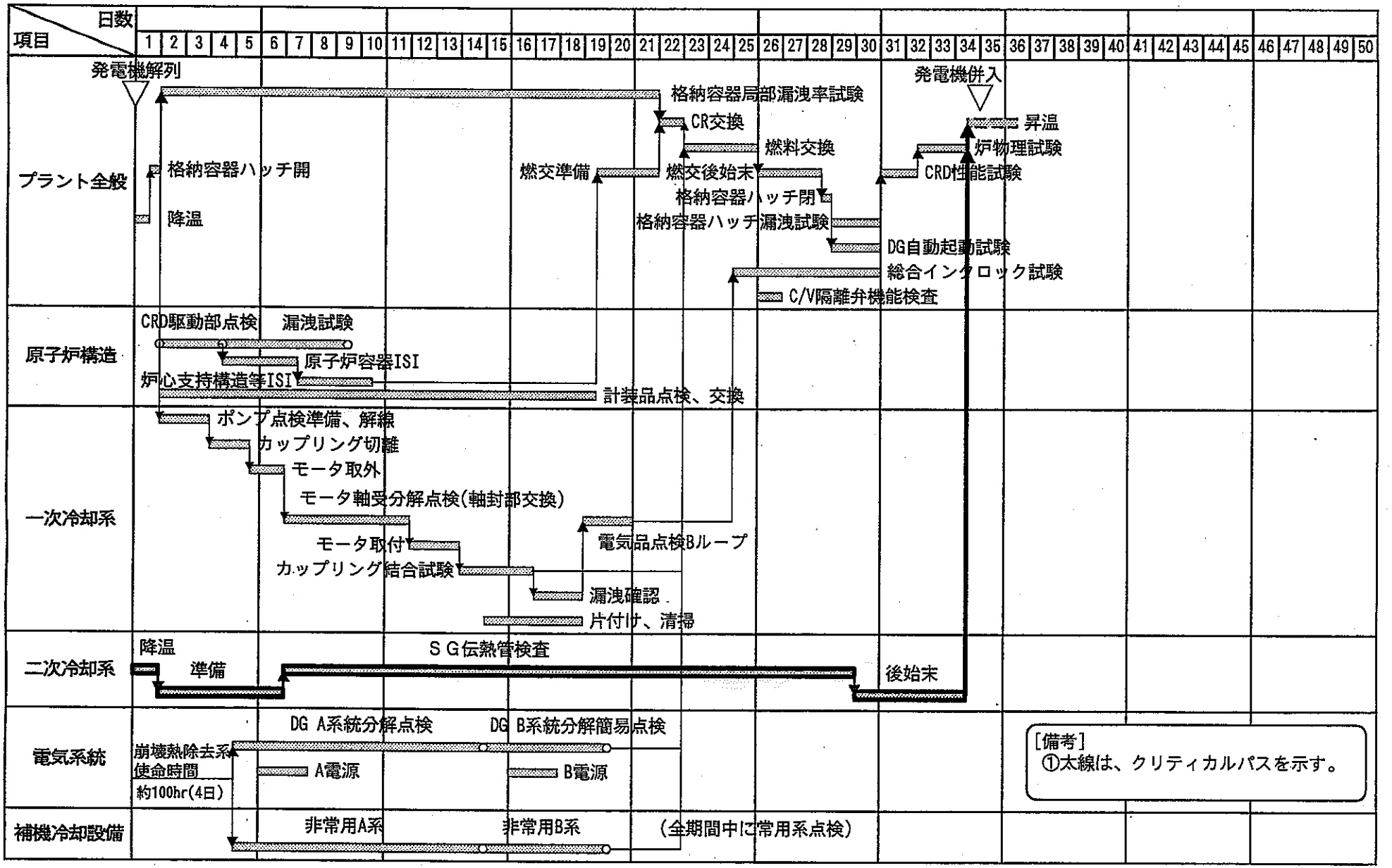


表4.8.5-7　ナトリウム冷却タンク型炉　定期検査工程表

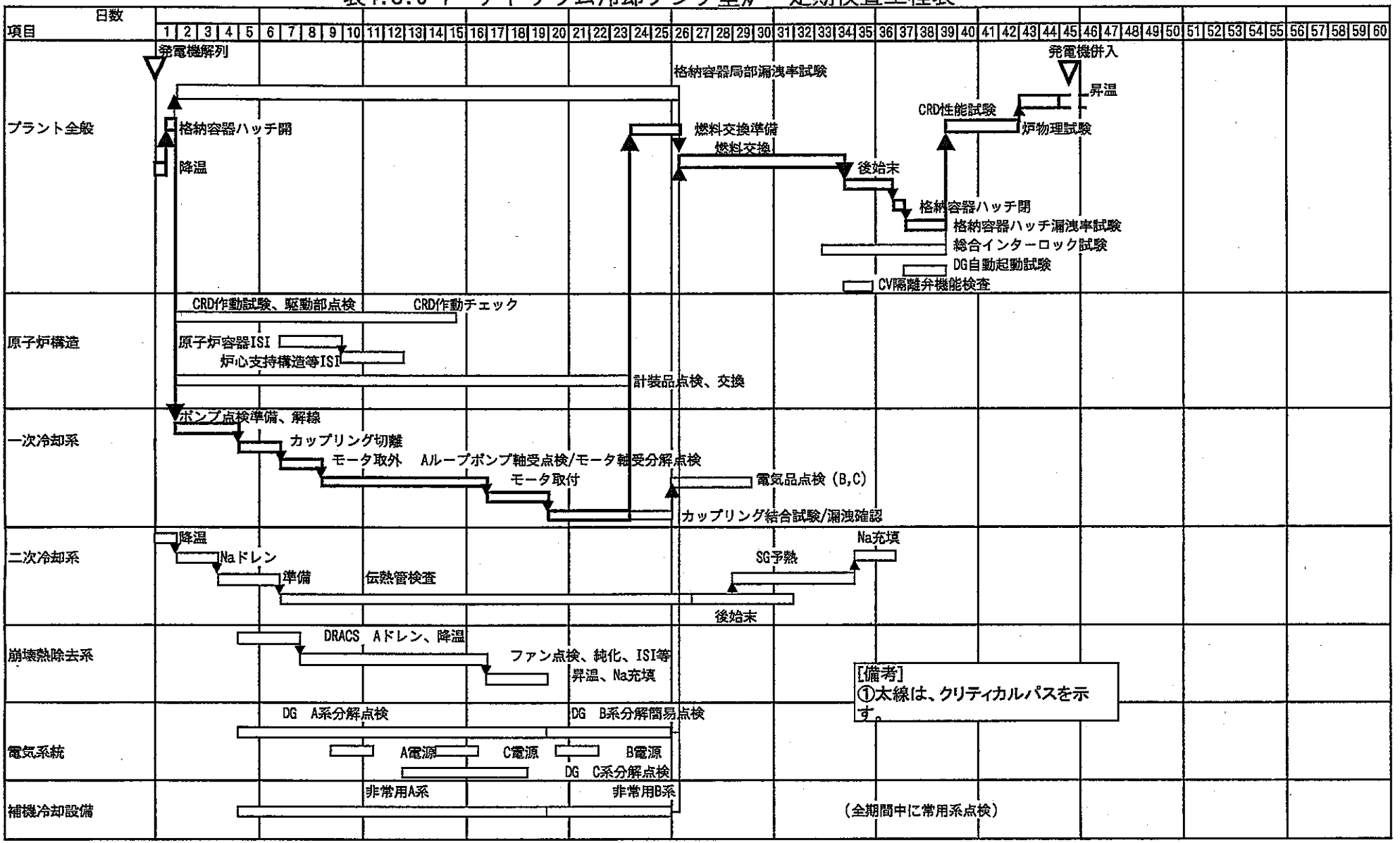
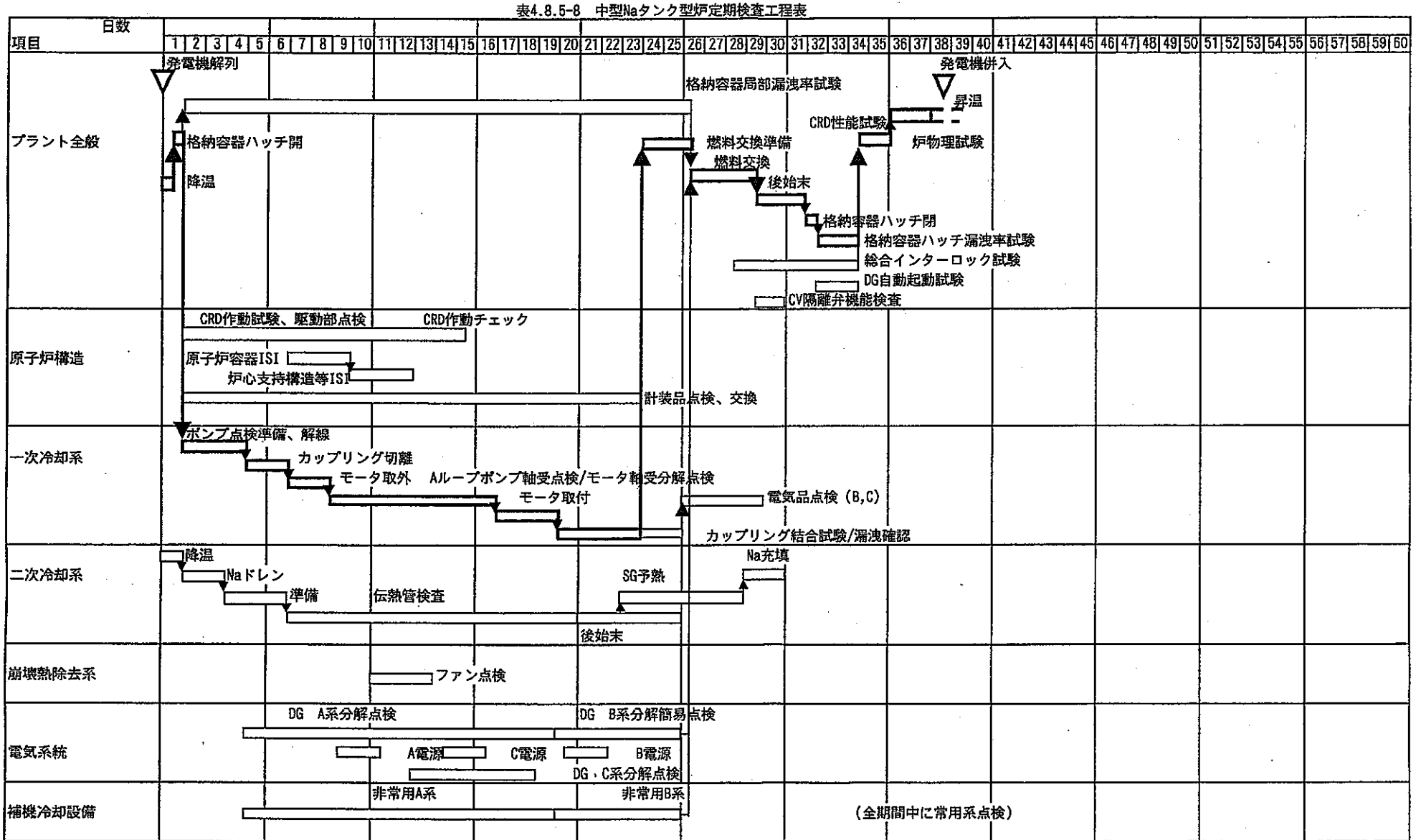


表4.8.5-8　中型Naタンク型炉定期検査工程表



注）太字はクリティカルパスを示す。

表4.8.5-9 鉛-ビスマス冷却炉所内負荷推定

No	系統名	鉛-ビスマス冷却炉		Na実証炉フェーズ2設計		所内負荷率推定根拠
		メンテナンス時	定格運転時	メンテナンス時	定格運転時	
1	原子炉構造	360	105	75	22	制御棒本数比率で推定(36＊4／30＝4.8) 制御棒が1モジュール36本あり、4モジュール分とする
2	1次主冷却系	0	0	263	11,800	自然循環の採用によりポンプ削除
3	2次主冷却系	0	0	0	7,030	2次系削除によりなし
4	1次Na純化系	98	41	41	17	4モジュールの出力との比2．383倍
5	1次Arガス系	7	7	3	3	4モジュールの出力との比2．383倍
6	2次Arガス系	0	0	30	0	2次系削除によりなし
7	2次補助Na、Pb系	0	0	93	93	2次系削除によりなし
8	水漏えい検出系	0	0	0	0	固体電解質型水素計、酸素系の採用により削除
9	補機冷却系	2,121	3,003	890	1,260	4モジュールの出力との比2．383倍
10	タービン発電機設	0	20,941	0	8,786	4モジュールの出力との比2．383倍
11	換気空調設備	12,955	12,955	5,218	5,218	原子炉建屋体積比率と出力比率で推定 1．042×2．383＝2．483倍
12	廃棄物処理系	448	448	188	188	4モジュールの出力との比2．383倍
13	燃料取扱設備	82	149	137	250	出力比率で推定、1炉分で共用 1モジュールの出力との比0．596倍
14	炉外燃料貯蔵設備	0	0	777	757	EVST削除合理化により負荷削除
15	機器洗浄設備	632	632	1,060	1,060	出力比率で推定、1炉分で共用 1モジュールの出力との比0．596倍
16	使用済燃料プール	36	36	61	61	出力比率で推定、1炉分で共用 1モジュールの出力との比0．596倍
17	圧縮空気供給設備	560	560	235	235	4モジュールの出力との比2．383倍
18	直接炉心冷却系	120	0	1,104	0	ダンパのみ
19	予熱設備	191	191	1,159	272	1次純化系のみのため、実証炉の2次充填、ダンプタンク、C/Tの計(約80kw)の出力倍とする。
20	計測制御電源	2,407	2,407	1,010	1,010	1次純化系のみのため、実証炉の2次充填、ダンプタンク、C/Tの計(約80kw)の出力倍とする。
21	照明設備	1,366	1,366	550	550	原子炉建屋体積比率と出力比率で推定 1．042×2．383＝2．483倍
22	総合管理建物電源	429	429	360	360	4モジュールの出力との比2．383倍 となるが、大きすぎるため 事務棟まで出力倍は大げさと考え 2．383×0．5倍とした。
23	電源損失	436	865	265	779	1～22項の合計の2%
24	発電機励磁用電源	0	0	0	0	ブラシレス励磁機の採用により送電端出力から容量を除外
所内負荷合計(kW)		22,248	44,136	13,519	39,751	
定格電気出力(MWe)			1,600		671	
所内負荷率(%)			2.8		5.9	

[備考]：Na実証炉フェーズ2設計の所内負荷率より鉛-ビスマス炉の所内負荷を推定。

	Pb-Bi	実証炉
出力	400	671.3
ユニット	4	1
全出力	1600	671.3
建物体積	20	19.2
出力比(1モジュー	0.596	
全出力比	2.383	
体積比	1.042	
全出力・体積比	2.483	

表 4.8.5-10 鉛－ビスマス冷却炉　定期検査工程表

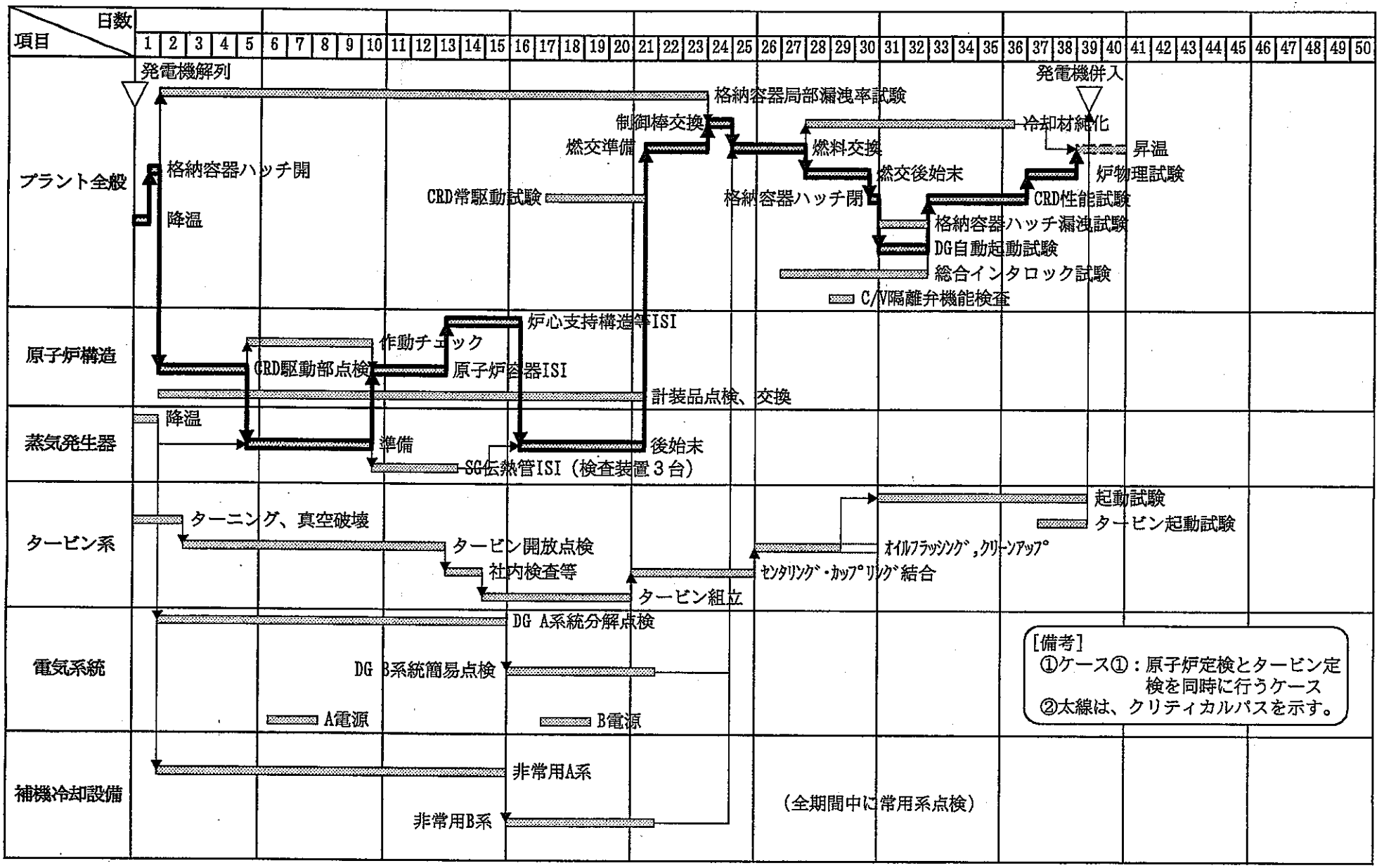


表 4.8.5-11 ヘリウムガス炉　定期検査工程表

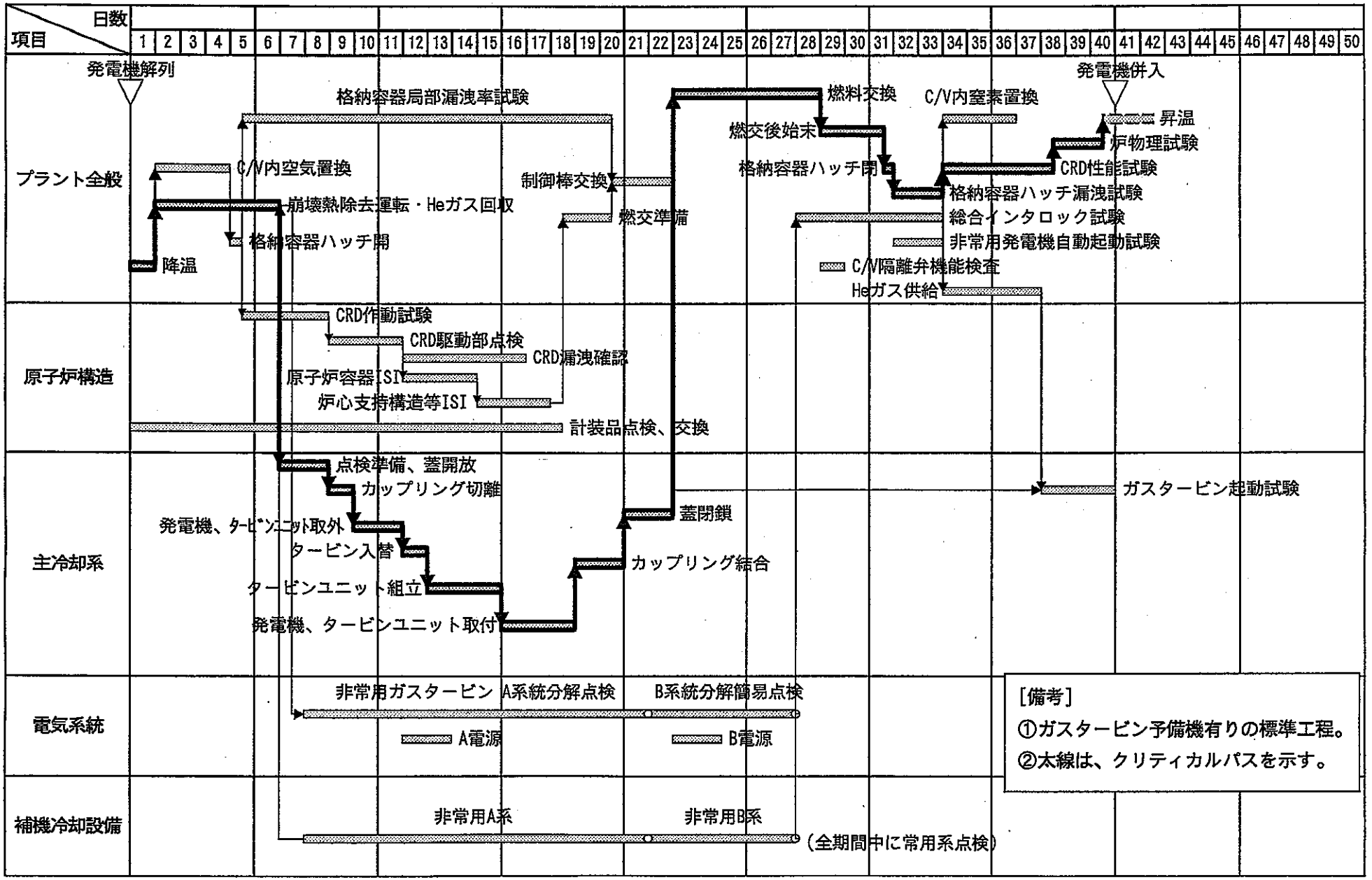
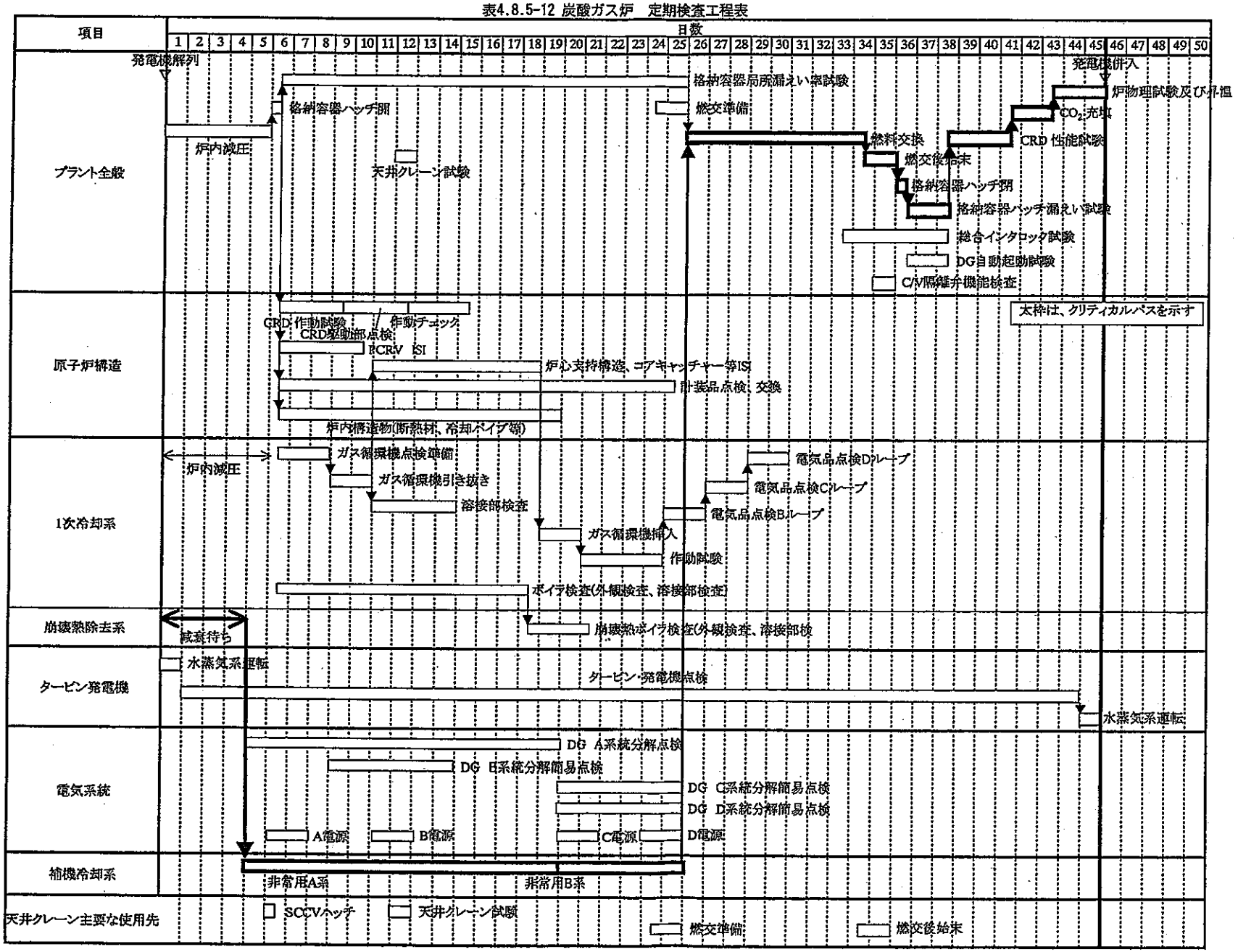


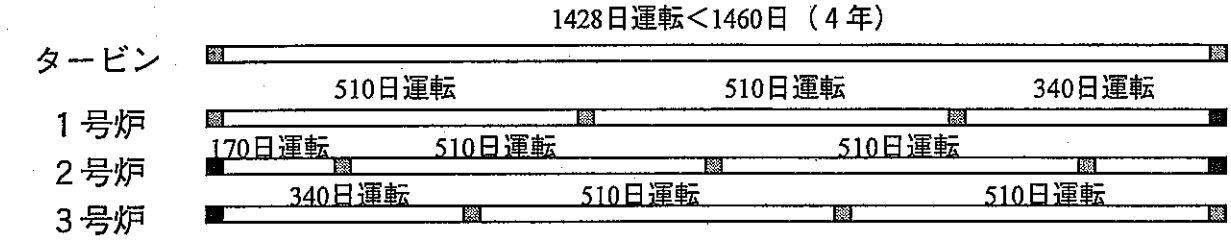
表4.8.5-12 炭酸ガス炉　定期検査工程表



JNC TY9400 2001-012

表4.8.5-13 モジュール炉の標準定検パターン

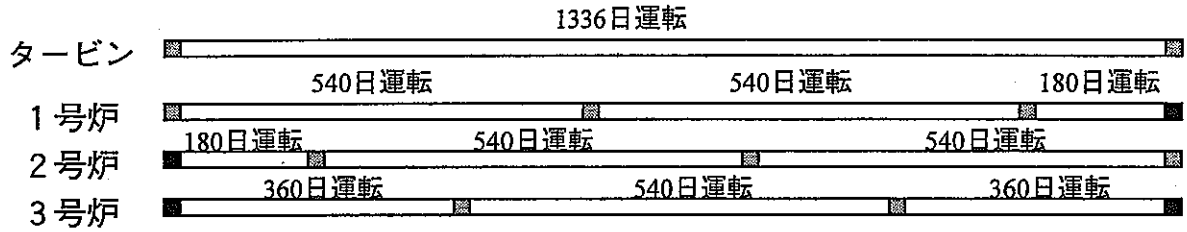
1．ナトリウム冷却ループ型モジュール炉



■ ：定検による停止

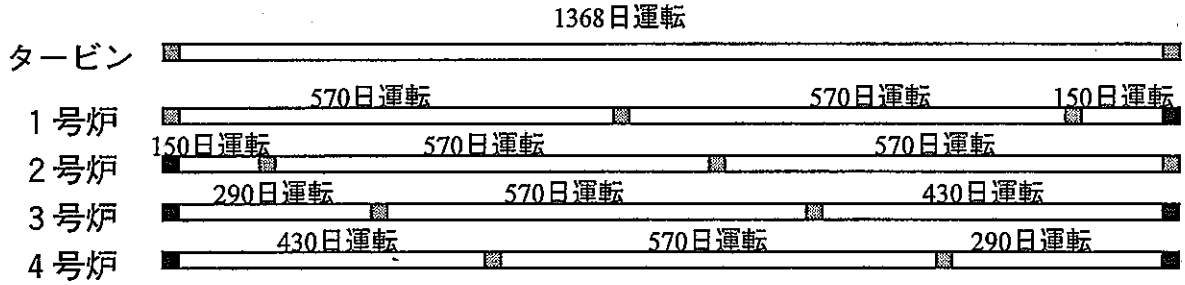
■ ：タービン定検に伴う停止（待機状態）

2．ナトリウム冷却タンク型モジュール炉

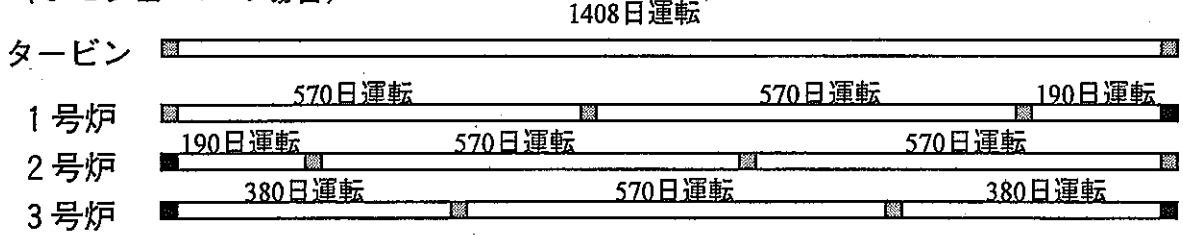


3．鉛ービスマス冷却モジュール炉

（4モジュールの場合）



（3モジュールの場合）



4.9 アイデア公募の結果

4.9.1 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性と大出力化の検討

(1)提案内容

超臨界圧軽水冷却炉とは、東京大学にて約 10 年かけて開発されてきた概念で、熱中性子炉（SCLWR)、高速炉（SCFR）の検討が行われてきた。この概念は、現在の火力ボイラーの主流である貫流型直接サイクルを採用し、相変化のない超臨界水を冷却材とすることで、現行の軽水炉と比較してシステムの大幅な簡素化、コンパクト化および熱効率の飛躍的向上が可能になるものである。フェーズⅠでは以下の検討を実施した。

① 超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFR）について、大出力化の可能性を検討する。併せて、得られた出力等の性能を同じ炉心等価直径を持つ SCLWR と比較する。

② 増殖性能に対する設計パラメータの感度についてまとめるとともに、SCFR の増殖可能性について検討する。

(2)成果

（ｉ）大出力化の検討

大型炉心の設計研究を実施した。炉心の概念を図 4.9.1(2)-1 に示す。設計に際しては、現行軽水炉と同様に、冷却材バウンダリ破損に起因して、減圧によるボイド化と冷却材自体の喪失が生じるため、ボイド反応度及び反応度係数を負にすることに留意した。よって、薄い水素化ジルコニウム（$ZrH_{1.7}$）の層を炉心燃料とブランケットの境界に配置した、径方向非均質炉心を採用した。冷却材喪失時には炉心燃料で発生する高速中性子が水素化ジルコニウム層で減速されること及びこの結果、ブランケットでの中性子吸収が増加することから、負のボイド反応度効果をもたらす。この水素化ジルコニウム層はブランケット中に局在するため、冷却材が存在する通常運転時においては炉心燃料の中性子スペクトルは水素化ジルコニウム層の有無によってほとんどかわらない。

表 4.9.1(2)-1 に設計した炉心仕様を示すが、本研究では３種類の炉心を設計した。SCFR 上昇流型とは、冷却材流れが炉心部及びブランケット部を上昇する一般的な概念である。これを基に、炉心出口温度の向上を図ったものが SCFR 下降流型である。給水の一部を上部ドームに導き、これを制御棒案内管を通じてブランケット集合体へと流入させることで下降流冷却を行い、下部プレナムにてダウンカマを流れてきた給水と混合、燃料集合体中を上昇、冷却する概念である。さらに、外周部のブランケット集合体を燃料集合体に置き換えることで、出力の上昇を図ったものが SCFR 高出力型である。

いずれも熱効率が 43%を超え、冷却材密度係数を正（ボイド係数負と同義）に保ちつつ電気出力 1600MW を上回る概念である。熱中性子炉である SCLWR-H（電気出力 1212MW）と、同一の原子炉圧力容器内径の条件の下に比較検討し表 4.9.1(2)-1 に示すが、電気出力で最大約 1.7 倍増加できることがわかる。出力増大という観点からは、燃料配置を稠密にできる高速炉の方が、十分な減速材領

域を必要とするSCLWRよりも出力密度を高めることができるため有利である。すなわち、超臨界圧軽水冷却炉では、高出力を目指した高速炉にすればさらに経済性が向上することが示された。

（ⅱ）増殖性の検討

（ⅰ）にて述べた高速炉として大出力化が図られた炉心を基に、燃料棒径、燃料棒間隔、冷却材密度、ブランケット燃料棒径に注目して増殖性能向上の検討を行った。その結果、燃料棒を太径化するとともに、径ブランケットは練炭型にして燃料体積比を増加させることで増殖性能を向上させた。得られた炉心概念及び仕様を図4.9.1(2)-2及び表4.9.1(2)-2にそれぞれ示す。ブランケット下降流冷却型にて、増殖比1.042(核分裂性プルトニウムの残存比で定義)、電気出力1431MWが達成できた。なお、ブランケット集合体を一般的な燃料棒にて構成しても増殖性は確保できる。

(3)まとめ

水冷却高速増殖炉の候補概念の１つとして、実用化戦略調査研究での検討対象とした。さらに、サイクル機構で別途実施したプラントの機器配置検討に本成果を反映した。詳細については、水冷却炉に関する節に記した。

4.9.2 二相流自然循環型液体金属ＭＨＤ発電システムに関する研究

(1)提案内容

実用化FBRでは更なる安全性の向上を目標の一つとしており、その一つの方法として、水以外の作動流体を用いる革新的発電システムを導入することが考えられる。

二相流自然循環型液体金属MHD発電システムはこの方策として期待されているものであり、液体金属冷却高速炉における従来の水蒸気タービン発電方式に代わって、除熱・発電系に高密度液体金属二相流の自然循環力を利用した発電システムである。

本発電システムの原理図を図4.9.2(1)-1に示す。本発電方式は従来の二相流自然循環型液体金属MHD発電システムを改良したもので、MHD発電機の前に気液分離器を設置し、MHD発電機に液相のみの液体金属が流入する方式を採用することによって発電効率の向上を図っている。

(2)成果

二相流自然循環型液体金属MHD発電システムについて、以下の検討を実施した。

（ⅰ）サイクル解析

本発電システムの高速炉への適用性を評価する第１段階として、高速炉条件下での凝縮性熱力学作動流体及び非凝縮性熱力学作動流体を用いた場合のサイクル解析を実施した。

解析の結果、非凝縮系の発電サイクルをエリクソンサイクルに近づけることが可能であり、高速炉条件での発電効率を試算した結果、40%以上の発電効率が

得られる可能性があるとの結果を得た。一方、二相流上昇部におけるボイド率の増加、気液スリップ比の増加によってサイクル効率は低下すること、また、MHD発電効率や非凝縮系でのポンプ効率がサイクル効率に大きな影響を及ぼすことが課題点として挙げられた。

（ii）二相流自然循環基本特性実験

成立性評価の第 2 段階として、本システムのサイクル効率に大きく係わることが予測されている本システムの単相下降流部に、MHD 圧損が負荷された場合の気液二相流自然循環特性を調べた。作動流体としてはウッズメタル（密度 9517kg/m^3 150℃）－窒素系を採用し、MHD 圧損の代わりにボールバルブで圧損を模擬した装置を使用し、単相流下降部での圧損と二相流部でのボイド率、気液スリップ比の関係を調べた。さらに水を作動流体して同様の実験を行い、物性値の影響についても調査を行った。ウッズメタル－窒素ガス二相流自然循環試験装置を図 4.9.2(2)-1 に示す。

自然循環力は MHD 圧損および管路の諸損失とつりあっていると考えられる。すなわち、

$$F_{up} = \Delta P_{valve} + \Delta P_{others}$$

一方、自然循環力は

$$F_{up} = \rho_l gh - \rho_t gh = \rho_l gh - \left\{\alpha\rho_g gh + (1-\alpha)\rho_l gh\right\}$$

となり、液相密度は気相密度に比べて十分に大きいことから

$$F_{up} = \alpha\rho_l gh$$

と仮定した。したがって、ボイド率は

$$\alpha = \frac{\Delta P_{valve}}{\rho_l gh} + \frac{\Delta P_{others}}{\rho_l gh}$$

と表すことができる。

ΔP_{others} は管路の摩擦損失や装置の形状圧損等によるものであることから単相流下降部の流速 j_l^2 に比例すると仮定し、フルード数 $F_r=j_l^2/gD$ を用いると以下のように整理できることが分かった。

$$\frac{\Delta P_{others}}{\rho_l gh} = CF_r$$

ここに C は定数であり、水の場合は 4.36×10^{-2}、ウッズメタルの場合は 2.64×10^{-1} となる。以上より、ボイド率評価モデルとして

$$\alpha = \frac{\Delta P_{valve}}{\rho_l gh} + CF_r$$

が得られた。

さらに気液スリップ比は次式で与えられ、得られたボイド率評価モデルを代入して得られた予測式と実験値を比較した結果、良い相関が得られている。

$$S_f = \frac{u_g}{u_l} = \frac{\rho_l}{\rho_g} \times \frac{M_g}{M_l} \times \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right)$$

S_f：気液スリップ比
α：ボイド率
ρ_l：液相密度（一定）
ρ_g：気相密度（一定）
M_l：液相質量流量
M_g：気相質量流量（一定）

なお、実機においてバルブ圧損ΔP_{valve}はMHD磁場による負荷で発生するMHD圧損ΔP_{MHD}に該当し、発電器内の流体平均速度U、電気伝導度σ、磁束密度B、MHDダクト長さL、MHD発電器損失に関する項ηを用いて以下の式で与えられる。

$$\Delta P_{MHD} = \eta \sigma U B^2 L$$

したがってボイド率は

$$\alpha = \frac{\Delta P_{MHD}}{\rho_l g h} + CF$$

$$= \frac{\eta \sigma U B^2 L}{\rho_l g h} + CF$$

となり、さらに

フルード数：$F_r = \frac{U^2}{gD}$

相互作用変数：$N = \frac{\sigma B^2 L}{\rho_l U}$

を用いると

$$\alpha = \left(\frac{U^2}{gD} \cdot \frac{D}{U} \right) \cdot \left(\frac{\sigma B^2 L}{\rho_l U} \cdot \eta \frac{U}{h} \right) + CF_r$$

$$= F_r N \times \left(\frac{D}{U} \cdot \eta \frac{U}{h} \right) + CF_r$$

$$= C' \times F_r N + CF$$

（ただし、C'は比例定数で、$C' = \eta \frac{D}{h}$）

と表せる。

（iii）気液混合方法改良実験

本システムのサイクル効率は気液スリップ比が大きく影響しており、サイクル効率向上のためには気液スリップ比を低減させることが重要となるため、気相の混合方法を工夫することにより気液スリップ比の低減方策について検討を行った。

はじめに図 4.9.2(2)-2 に示す水－窒素系実験装置を用いた実験により、気相をパルス状に二相流部に吹き込ませることでボイド率がどのように変化するかを調べた。実験の結果、以下に示す気相の吹き込み時間比 T_{off}/T_{on} とボイド率との関係式が得られ、吹き込み時間間隔比を大きくすることによってボイド率を増加させ、スリップ比を減少させることが可能であることが明らかとなった。

$$\alpha = \left(0.382 \times \frac{T_{off}}{T_{on}} + 1.58 \right) \times j_g^{0.87}$$

ただし、j_g は気相見かけ流量である。

次に実機への使用が想定される Pb-Bi（密度 10453kg/m^3 227℃）－窒素系を作動流体として同様の実験を行った。今回の実験では有意な気液スリップ比の減少は見られず、定量的な評価にはより広範囲な実験データによる整理が必要としている。

（iv）次世代高速炉への適応性評価

実験によって定式化された気液スリップ比を用い、図 4.9.2(2)-3 に示す次世代小型高速炉に本システムを適用した場合の検討結果を表 4.9.2(2)-1 に示す。その結果、システム最高温度 800K、最高圧力 3.0Mpa の場合では、45%の高いサイクル効率が期待でき、実機適用への高いポテンシャルを有していることが明らかとなった。ただし、発電効率に影響を及ぼす発電機効率、気液分離器効率やポンプ効率等については未検討であり、実機への適用性については、構成機器の効率向上が開発課題として残されている。

(3)まとめ

本研究によって、本発電システムは原理的には可能であり、魅力的な概念であることが示された。しかしながら実用化に至るためには、発電機や気液分離器等の構成機器の効率向上について基礎的な開発研究を進める必要があり、実機への適用についてはさらに構成機器の開発を進める必要がある。

4.9.3 新型蒸気発生器を用いた二次系削除型コンパクト化 FBR の開発

(1)提案内容

ナトリウム冷却炉の主冷却系廻りの経済性向上方策として、従来、二次主冷却系削除に係る研究開発が進められてきたが、これを実現するためには、蒸気発生器の伝熱管破損を想定してもナトリウム－水反応の発生を防止できる有効な方策の検討が重要である。

新型蒸気発生器の採用、すなわち、二次系簡素化による経済性および安全性の向上をねらって、フェーズⅠでは、以下の検討を実施した。

① 一次ナトリウム系と水蒸気系の間に不活性な中間媒体（鉛ビスマス）を用いた新型蒸気発生器を取り入れて徹底的にコンパクト化を図った NSSS 概念を構

築し、概念を具体化する。

② 新型蒸気発生器を初めとする NSSS 概念の技術的な成立性およびプラントとしての経済性（物量）を評価する。

(2)成果

(ⅰ) プラント概念の構築

形状コンパクト化に有効なU字管・二重管型蒸気発生器を選定して、交換熱量 915MWt/ループの条件で（150 万 kWe 級の 4 ループ構成プラントに相当)、サイジングおよび構造概念の検討を行った。

伝熱管は、伝熱性、水リーク検知性などを考慮して、外管 φ27.2mm×t1.53mm、内管 φ22.2mm×t1.89mm の二重構造とし、間隙部（間隙幅 1mm）に鉛ビスマス熱媒体を充填した。容器内に合計 2090 本の伝熱管を配置し、水蒸気管板を上方に設置した条件で約 φ3m×約 h28m の全体形状を実現した。

また、U字管・二重管型蒸気発生器を利用して、ポンプ組み込み方式、上部流出入方式、側部流出入方式の 3 種類の原子炉構造概念図を作成した。このうち、上部流出入方式の原子炉構造とU字管・二重管型蒸気発生器を採用したプラント概念を図 4.9.3(2)-1 に示す。

(ⅱ) フィージビリティおよび経済性評価

上記のU字管・二重管型蒸気発生器の安全性について、内外管の破損事象を独立事象とした場合には、伝熱管損傷率とリーク検知性より、貫通小リークは DBE（設計基準事象）とせざるを得ないが、貫通大リークは BDBE（設計基準外事象）とできる見通しを得た。

経済性について、NSSS の物量は 4 ループ構成で約 2650 トン、2 ループ構成で約 2350 トンと、二次系を有するナトリウム冷却炉よりも約 10%の物量低減を実現した。

(3)まとめ

鉛ビスマス熱媒体を利用した U 字管・二重管型蒸気発生器とこれを使用したプラント概念を構築し、経済性評価などを行った。その結果、本概念の導入により約 10%の NSSS 物量を低減できる見通しを明らかにし、二次系簡素化概念の導入による経済性向上の見通しを示した。

4.9.4 Compact Pool Type LMFBR(CPFR)に関する研究

(1)提案内容

本研究の目的は、総体的なプラントのサイズを小さくすることにより、費用を軽減したプラント設計を実現することにある。その実現は、既に存在する技術あるいは存在する技術に多少の改良を加えた範囲の技術の使用による。

CPFR という概念は、NNC が有する、商業用の LMFBR (CDFR 及び EFR)の開発に関する豊富な経験に基づいている。CPFR という概念は、既存の知識及び証明済みの技術によって得られる利益を具体化するものであり、コンパクトな設計という

特徴を導入することにより、より先進的な技術となる。

EFR の研究・設計経験を基に、湾曲長円型 IHX、1 次主循環ポンプ、蒸気発生器及び炉容器サイズの低減という建設コスト低減方策について、検討評価する

(2)成果

プラントの基本仕様は、以下のとおりである。

・原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
・電気出力	１５００MWe
・熱出力	３６００MWt
・ループ数	２ループ
・１次系 Na 温度	５４５℃／３９０℃
・１次系流量	４．２×$10^4$$m^3$/h/ループ
・燃焼度	１８０GWd/t
・増殖比	１．２
・中間熱交換器	４基
・１次主循環ポンプ	２基（機械式ポンプ）
・蒸気発生器	２基
・崩壊熱方式	ＤＲＡＣＳ（４）＋ＳＧ-ＡＣＳ（２）
・炉内燃料交換	マニプレータ式燃料交換機

（ｉ）ループ数削減

ＥＦＲの１次系は３ループ＋６IHX 構成、２次系は６ループ＋６ＳＧ構成を採る。それに対してＣＰＦＲでは、１次系は２ループ＋４IHX、２次系は２ループ＋２ＳＧ構成である。ＩＨＸやＳＧ等の熱交換器及び主循環ポンプ等の大型機器を、製作・工事に支障が無い範囲で、可能な限り大容量化することは建設コスト削減のメリットがある。

（ii）ＩＨＸについて

タンク型炉であるＣＰＦＲのＩＨＸは、形状を湾曲長円型にし配置スペースを有効活用することにより、単基出力の増大（ＥＦＲの 1.5 倍の 900MW）及び基数の削減を行い、同時に原子炉容器径の縮小を可能としている。しかしながら、湾曲長円型という形状と単基出力の増大により、ＩＨＸ管板に発生する応力、熱流動等については、更に詳細に解析する必要がある。

また、飯盒型ＩＨＸの製作費については、従来の円筒形ＩＨＸ６基分と飯盒型ＩＨＸ４基分で同等と評価している。

(iii) １次主循環ポンプについて

１次主循環ポンプは、両吸込み単段ダブルインペラ方式を採用し、湾曲長円型ＩＨＸとの組み合わせにより、原子炉容器径を 15m（従来 17.2m）に縮小している。

２ループにおけるポンプ１台トリップ時の炉心流量、被覆管温度等について、従来の３台ポンプ時と比較検討しており、ポンプ出口に逆流防止用逆止弁の設置

対策も検討しているが、更なる詳細解析が必要である。

(iv) 燃料取扱系

炉上部の簡素化を目的に、従来の２重回転プラグから単回転プラグを採用している。また、ＵＩＳには切欠きを設け、2.1m の腕を持つパンタグラフ式の燃料交換機を設置し、炉上部の簡素化及び炉容器径の低減を可能としている。

(v) 物量評価

ＣＰＦＲの原子炉、蒸気発生器建屋及び補助建屋の体積は、ＥＦＲの約 36.5 万 m^3 から約 31.7 万 m^3 にコンパクト化されている。また、一次系及び２次系のトータル物量については、ＥＦＲの約 5100 トンから約 3650 トンに削減されており、建設コスト削減に寄与している。

(3)まとめ

以上の検討から、CPFR の建設コストは EFR に比べかなり低減可能であると推定できる。EFR はその経済性評価によると軽水炉と比較して 1.2 倍程度の建設コストになると予測されており、軽水炉に比肩する経済性を達成するポテンシャルを有していると考えられる。本研究の成果は後述するナトリウム冷却大型タンク型炉（機器・系統コンパクト化）の検討で記述した。

4.9.5 熱電素子直接発電

(1)提案内容

熱電材料（多くは半導体）を図 4.9.5(1)-1 のように熱的に並列、電気的に直列に接続し、接合部間に温度差を与えると、ゼーベック効果により熱起電力が発生する。これにより、熱エネルギーを電気エネルギーに直接変換することができる。

本発電方式をＦＢＲに適用した場合、プラントシステムの大幅な簡素化、メンテナンスの簡素化、Na 水反応の排除など、多くのメリットが期待できるが、従来の熱電発電システムでは発電効率が 5%程度と低く、高効率化が課題となっていた。

米国ローレンス・リバモア国立研究所（ＬＬＮＬ）より応募のあった本研究では、小型高速炉小型液体金属冷却炉（Na 冷却、重金属冷却）に適用できる高効率（～30%）の熱電発電システムの実現可能性に関する見通しを得ることを目的として、熱電材料及び直接エネルギー変換システムの調査を行うとともに、システムの予備的概念設計を行い、小型高速炉に対する適用性を評価した。

(2)成果

(i) 熱電材料に関する調査

熱電発電システムの効率 η は素子の ZT 値（性能指数Ｚと素子平均温度Ｔの積）で決まり、ZT 値が大きいほど高い効率が得られる。Ｚ値の定義は次のとおりである。

$$Z=\alpha^2\sigma/\kappa$$

ここで、 α ：ゼーベック係数

σ ：電気伝導率

κ ：熱伝導率

すなわち、システムの効率を向上するためには、電気伝導率が高く、熱伝導率が小さいという矛盾した物性を持つ材料を開発し、システムの運転温度を高くする必要があるが、現状で得られる熱電材料では、ZT=1 程度が上限であり、この場合、システム効率は僅か 5%程度である。発電プラントとして 30%程度の効率を狙うためには、ZT=10 程度とする必要があり、高性能の熱電材料の開発が求められる。

熱電材料について広い範囲で調査した結果、近年、米国ジェット推進研究所（ＪＰＬ）で開発されたスクッテルダイト系の材料（$CeFe_4Sb_{12}$（ZT=1.4:400～700℃/ｐ型）、$CoSb_3$（ZT=0.9:200～627℃/ｎ型））をベースに新材料の開発を進めるのが有望であることが分かった（表 4.9.5(2)-1 参照）。

(ⅱ) 直接エネルギー変換システムに関する調査

熱電発電システムの効率を向上するためには、高性能の熱電材料を開発するだけでなく、最適使用温度の異なる数種類の熱電材料をカスケードに組み合わせ、高温側から低温側までの温度差を効率よく利用したシステムを構築する必要がある。高温側を液体金属冷却材、低温側を空冷とし、３種類の熱電材料でカスケードに構成したシステム概念を図 4.9.5(2)-1 に示す。

前述の高性能熱電材料の開発と、その性能を活かす熱電発電システムの開発により、今後、次のような性能向上が期待できる。

① 現状利用可能な熱電材料を使用 ：効率5 ～10%
② よりよい熱電材料を探し出し、かつカスケードを最適化：効率10～20%
③ 冷却方式を空冷から液冷に変更 ：効率15～20%
④ 900℃の運転温度を可能とする ：効率20～25%

(ⅲ) 予備的概念設計

既に実用化されている宇宙炉ＳＰ１００の熱電発電機（出力 500W のユニットにまとめられている）の設計を調査した（図 4.9.5(2)-2 参照）。このシステムは、米国における熱電発電の最新の研究成果を結集して開発されたものである。

本システムをベースに小型高速炉用熱電発電機に拡張して行く場合の問題点を定性的に検討したが、液体金属冷却材に対する耐食性、熱応力対策、接合部の成分の熱拡散に起因する出力の時効性等について十分な検討が必要であることが分かった。

なお、25MW 程度の熱電発電システムを想定して熱電発電機（熱交換器）の物量を概略検討したが、ZT=1～1.1 の熱電材料では 3m×25000 本以上という膨大な数の伝熱管が必要になる見通しである。ZT=1.4 の熱電材料が使用できれば 5000 本程度まで削減可能と予測されるが、この場合でも、通常の蒸気タービン発電システムに匹敵する経済性を有するシステムを構築するのは困難と考えられる。

(3)まとめ

将来的に開発可能と思われる材料も含め、熱電発電システムの効率を検討したが、現状知見では通常の蒸気タービン発電システムに匹敵できる経済性を有するシステムの構築は困難と考えられる。今後は、この分野の研究動向を引き続きフォローして行くこととし、実機への適用の見通しが得られた段階で実用化戦略調査研究への反映を考える方針とする。

4.9.6 RBEC: Critical Lead-Alloy Cooled Fast Reactor

(1)提案内容

鉛合金冷却高速炉の設計経験が豊富なクルチャトフ研究所（KI）により提案された。①重金属冷却材の特徴、②KI で検討している RBEC（鉛ビスマス冷却炉）のプラント概念の整理、③ロシア国内で実施された重金属冷却プラントの相互比較、④RBEC 概念最適化、⑤RBEC 概念の総合評価の５項目について実施した。

(2)成果

上記 5 項目の内、④RBEC 概念の最適化及び⑤RBEC 概念の総合評価（炉心性能、安全性、経済性）は本報告書執筆時に実施中であるため、本報告書には記載していない。KI の提案内容によれば、④RBEC 概念の最適化に関しては、現状の RBEC 概念は経済性のポテンシャルが低いものと推測されるため、重金属冷却炉の経済性を向上させるためにプラントシステムをどのように最適化すべきかを検討し（２次系削除、窒化物燃料、自然循環炉等)、システム最適化に関する検討を行う予定である。

（ｉ）重金属冷却材の特徴

重金属冷却材（Pb 及び Pb-Bi）と Na を核、熱流動等の主要物性に着目し比較している。これらの冷却材に関する特に目新しい知見は報告されていない。高速炉の冷却材の候補としてコスト的に不利な可能性のある Pb-Bi に対し、Pb-Mg（融点 250℃）が代替冷却材候補の１つとして挙げられている。ただし、Pb-Mg を適用するためには、新たな腐食対応技術が必要であり、Pb-Mg を高速炉の冷却材に適用することは困難と考えられる。

（ⅱ）RBEC（340MWe 鉛ビスマス冷却炉）のプラント概念

KI では、今後 10～20 年程度で建設するものと仮定して、確立された技術的知見に基づき、重金属炉プラント概念（RBEC：340MWe 鉛ビスマス冷却炉）を構築している。概念図を図 4.9.6(2)-1 に、基本仕様を表 4.9.6(2)-1 に示す。RBEC 概念は、他のロシア研究機関で検討されている重金属炉概念と異なり、2 次系削除を採用していない（中間系あり：１次系タンク式（ポンプ×12 基、IHX×12 基)、２次系６ループ)。KI では、この理由として、SGTR 対応策の不明確性等（圧力増大抑制対策、水・蒸気分離方策）を挙げている。炉心には、MOX 燃料、ダクトレス炉心を採用しており、また、径方向ブランケットに加え、集合体内にブランケット燃料ピンを混在させ、高増殖（約 1.44）を指向している。耐震設計は、ロシア基準 MSK8 を対象としている（日本での震度４に相当)。経済性に関しては、鋼材物量（Metal consumption）が 3500t と報告されており、内訳が不明である

が、これをNSSS重量と仮定すると、単位出力当りのNSSS構材重量は約10ｔ／MWeと過大であり経済性のポテンシャルは低いものと考えられる。。

(iii) 重金属冷却プラントの相互比較

RBEC概念と、他のロシア国内研究機関で検討されているBREST概念(RDIPE)、SVBR概念(IPPE)の3種についてプラント仕様が報告されている。報告されているプラント仕様は全て、国際会議等で公開されている内容のみであり、KIとしての考察は報告されていない。

(3)まとめ

ロシアの代表的研究機関であるクルチャトフ研究所にて検討している重金属高速炉に関する情報を入手し、H11年度成果では上記評価の通り参考となる革新的アイデアは存在しないことが明らかとなった。H12年度の成果を入手後、重金属冷却炉の性能向上に有効となる情報は、重金属炉システム設計研究に反映する予定である。

4.9.7 自然循環冷却方式重金属冷却炉の運転特性に関する研究

(1)提案内容

完全自然循環冷却方式の重金属（鉛及び鉛ビスマス）冷却炉は、化学的に不活性な冷却材特性を活用して、簡素で高効率なプラントシステムを構築できる可能性がある。本研究テーマは、1次主冷却系のポンプを削除した当該プラントの運転特性に係わる技術的成立性の評価を目的とするものであり、フェーズⅠでは以下の作業を実施した。

- 自然循環冷却方式重金属冷却炉プラントの動特性解析を実施できるように、解析対象に合わせて既存の解析コードを改修し、過渡変化を対象とした試計算により改修の妥当性を確認した。
- 各種過渡事象条件下で冷却材流量と温度の時間変化を追跡し、定常状態に至るまでの時間を評価し、自然循環炉の基本的な運転特性について知見を得た。

(2)成果

解析対象としたプラントは、ANLで検討が進められている自然循環方式鉛ビスマス炉である。熱出力30万kWtの2次系削除・タンク型小型炉、窒化物燃料、Pb-Bi冷却であり、RVACS方式の崩壊熱除去系を採用している。プラント概念図およびプラント基本仕様をそれぞれ図4.9.7(2)-1及び表4.9.7(2)-1に示す。

本研究では、解析対象である上記プラントの運転特性を把握するために、1次元フローネットワークモデルによる動特性解析コードを用いてプラントに生じる過渡変化について解析を実施し、以下の結果を得た。

(ｉ) 起動（0→100%出力）

給水温度266℃、炉心崩壊熱出力0.26MWtの炉停止状態から、定格出力300MWtまで出力を上昇させるのに必要なに対応する反応度（29.4_）を5秒で挿入したと想定した場合のプラント過渡応答解析を行った。この反応度挿入速度はプラン

ト挙動の安定性を確認するために評価上想定したものであり、実際にはステップ状にもっと時間をかけて反応度を挿入することになる。解析結果によれば、反応度挿入時刻から約400秒後に出力が310MWtでピークにと到達し、定格出力300MWtを上回るものの、その後300MWtに漸近していく。被覆管最高温度および炉心出入口温度には、この解析でもオーバーシュートは見られない。蒸気発生器内では反応度挿入後120秒で沸騰を開始し、290秒で過熱蒸気が発生する。

（ii）炉停止（100→0%出力）

定格運転状態から炉停止状態に移行する際のプラント過渡応答挙動の評価を行った。給水流量は定格流量を維持したまま、定格運転状態から-29.5_の反応度を5秒で挿入した。この時炉出力は300秒後に10%まで低下する。原子炉スクラムの場合には更に大きな負の反応度を急速に挿入するので、事象推移は更に急激になる。

（iii）タービン負荷変動（100→50%出力）

定格運転状態でのタービン負荷変動に対するプラント過渡応答挙動の評価を行った。タービン2基の定格出力運転からタービンを1基トリップする事象を想定する。定格出力300MWtから150MWtへ変化させるため-11_の反応度を5秒で挿入する。給水流量は60秒で50%となる。冷却材流量は炉心出入口温度差が小さくなる分低下する。蒸気の過熱度は、最初の60秒で給水流量が低下するために上昇するが、炉心出力が下がることにより600秒後にはほぼ定格の過熱度に戻る。

(3)まとめ

既存のプラント動特性解析コードの改修および入力データの整備により、自然循環方式の重金属冷却炉概念の運転特性評価が可能となった。また、自然循環方式のプラントに想定される代表的な事象についてこのコードによりプラント応答特性を詳細に解析し、自然循環方式重金属冷却炉の運転特性に関する知見を整理した

表 4.9.1(2)-1　SCFR の基本仕様及び SCLWR との比較

	SCFR 上昇流型	SCFR 下降流型	SCFR 高出力型	SCLWR-H
熱／電気出力 [MW]	3893/1693	3893/1728	4522/2017	2755/1212
冷却材入口／出口温度 [℃]	280/478	280/526	280/531	280/508
熱効率 [%]	43.5	44.4	44.6	44.0
運転圧力 [MPa]	25	25	25	25
実効炉心高さ／直径 [m]	3.20/3.28	3.20/3.28	3.20/3.28	4.20/3.28
燃料	MOX	MOX	MOX	UO_2
燃料／ブランケット集合体数	278/141	278/141	342/77	128/
平均出力密度 [MW/m^3]	144*	144*	167*	78
圧力容器内径[m]	4.5	4.5	4.5	4.5
燃料棒外径／ピッチ [mm]	8.8/10.1	8.8/10.1	8.8/10.1	8.0/9.5
被覆管材／厚さ [mm]	ｲﾝｺﾈﾙ/0.52	ｲﾝｺﾈﾙ/0.52	ｲﾝｺﾈﾙ/0.52	ｲﾝｺﾈﾙ/0.40
Pu fissile 富化度 [%]　(内／中／外)	12.25/12.63/11.25	12.27/13.60/11.56	12.75/10.94/11.5	5.3(U)
Pu fissile インベントリー [t]	9.0	9.2	10.8	4.4(U)
平均燃焼度 [GWd/t]	56.9	62.5	64	45
冷却材密度係数 [$dk/k/(g/cm^3)$]	3.16×10^{-2}	1.57×10^{-2}	3.64×10^{-2}	0.4
体積比 （燃料／冷却材／構造材／制御棒）	55.5/33.0/10.9/0.6	55.5/33.0/10.9/0.6	55.3/33.0/10.9/0.8	30.3/57.5/11.3/0.91

表 4.9.1(2)-2　SCFR の基本仕様

熱／電気出力［MW］	3245/1431
冷却材入口／出口温度［℃］	280/520
熱効率［%］	44.1
運転圧力［MPa］	25
実効炉心高さ／直径［m］	3.20/3.50
燃料	MOX
燃料／ブランケット集合体数	282/151
最高線出力［W/m］	390
平均出力密度（ブランケット含む）［MW/m^3］	105
燃料棒外径／ピッチ［mm］	10.2/11.5
練炭型ブランケット水路内径/ピッチ［m］	4.26/10,1
被覆管材／厚さ［mm］	ｲﾝｺﾈﾙ/0.54
練炭型ブランケット被覆材/厚さ［mm］	ｲﾝｺﾈﾙ/0.26
Pu fissile 富化度［%］　（内／中／外）	13.86/12.58/13.13
Pu fissile インベントリー［t］	9.9
平均燃焼度［GWd/t］	37.8
冷却材ボイド係数［pcm/%void］	−4.5
ドップラー反応度係数［pcm/K］	−0.26
体積比[%] （燃料／冷却材／構造材／制御棒）	56.8/25.8/17.1/0.3
Pu fissile 残存率	1.042

表 4.9.2(2)-1　小型出力高速炉への適用例

二相流部断面積を直径１ｍのチューブを使用した場合
尚、MHD 発電機については一機として計算した。

Tmax(K)	800	800	800
Tmin(K)	320	320	320
Pmax(MPa)	10	5.0	3.0
Pmin(MPa)	0.1	0.1	0.1
ボイド率	0.3	0.3	0.3
気液スリップ比	1.47	1.47	1.47
二相流高さ(m)	261	121	67
各コンポーネント効率	0.95	0.95	0.95
冷却材炉心入口出口温度差(_)	19.2	8.3	4.3
MHD 磁場(T)	2.1	1.7	1.5
MHD 入口流速(m/s)	48.7	31.2	22.7
MHD ダクト長さ(m)	3.0	3.0	3.0
MHD 入口部断面積(m^2)	0.018	0.035	0.057
二相流部断面積(m^2)	0.79	0.79	0.79
液相体積流量(m^3/s)	0.48	0.48	0.48
気相質量流量(kg/s)	18.1	9.1	5.4
原子炉熱出力(MWth)	14.0	6.0	3.2
ポンプ出力(MWe)	6.4	2.7	1.4
発電機出力(MWe)	12.6	5.4	2.9
サイクル効率	45%	46%	46%
$\eta/_c$	74%	76%	77%
正味発電出力(MWe)	6.2	2.8	1.5

表 4.9.5(2)-1　候補となる熱電材料の特性一覧

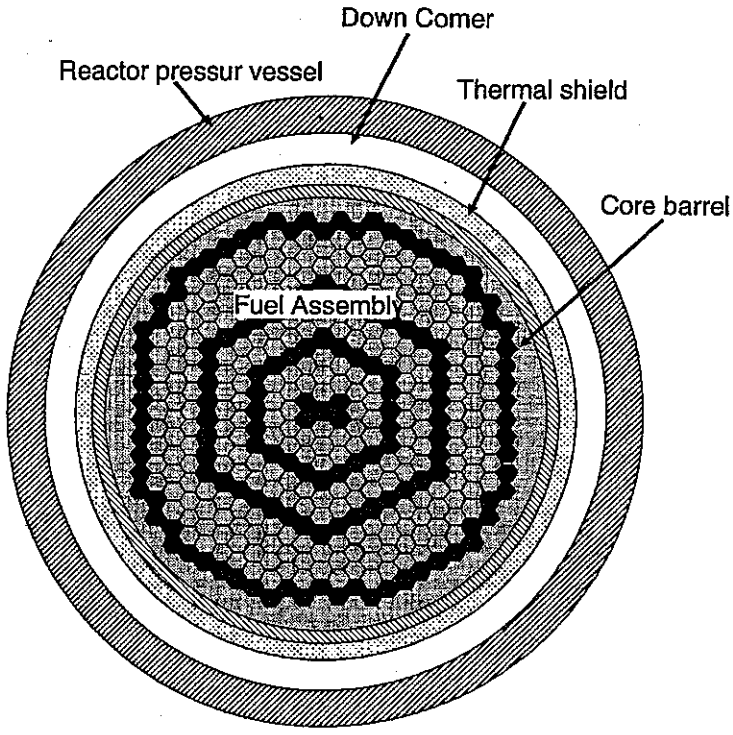
Family	Type	Compound	T(K)	ZT	Source
Tellurides	p	$Bi_{0.5}Sb_{1.5}Te_3$	300	0.98	Rosi, 1968
	n	$Bi_2Te_{1.4}Se_{0.6}$	300	0.72	Rosi, 1968
	p	$Bi_{0.4}Sb_{1.6}Te_3$	350	1.05	Caillat, 2000
	n	$Bi_2Te_{2.85}Se_{0.15}$	350	0.90	Caillat, 2000
	p	PbTe	600	1.05	Rosi, 1968
	n	PbTe	600	1.05	Rosi, 1968
	n	$Pb_{0.75}Sn_{0.25}Te$	900	1.44	Wood, 1988
	p	$(GeTe)_{0.95}(Bi_2Te_3)_{0.05}$	750	1.28	Wood, 1988
	p	$AgSbTe_2$	650	1.17	Wood, 1988
	p	Amorphous As_2Te_3	773	0.33	Mott, 1979
Si-Ge Alloys	p	$Si_{70}Ge_{30}$	1000	1.00	Rosi, 1968
	n	$Si_{70}Ge_{30}$	1000	1.10	Rosi, 1968
Silicides	n	$FeSi_2$ + 3% Co	1000	0.08	Matsubari, 1992
	p	Ru_2Si_3	700	0.002	Ohta, 1992
	n	Ru_2Si_3	500	0.006	Ohta, 1992
Sulfides	p	$Ce_{3-x}S_4$ $(0.00 < x < 0.33)$	1000	0.43	Cutler, 1964
	p	$Ce_{3-x}S_4$ $(0.30 < x < 0.33)$	1000	1.03	Cutler, 1964
	n	$LaS_{1.445}$	1000	1.53	Kamarzin, 1981
	p	US	573	0.06	Gmelin
Skutterudites	p	β-Zn_4Sb_3	675	1.40	Caillat, 2000
	p	$CeFe_4Sb_{12}$	900	1.40	Caillat, 2000
	n	$CoSb_3$	850	0.90	Caillat, 2000
	p	$IrSb_3$	773	0.50	Caillat, 1992
HTSCs	p	$YBa_2Cu_3O_{6.3}$	300	0.06	Macklin, 1990
Polymers	p	Polyacetylene + $FeCl_3$	300	0.02	Yoon, 1991
Superlattice		PbTe/Te		1.9	Harman, 1998

表 4.9.6(2)-1　RBEC 主要目

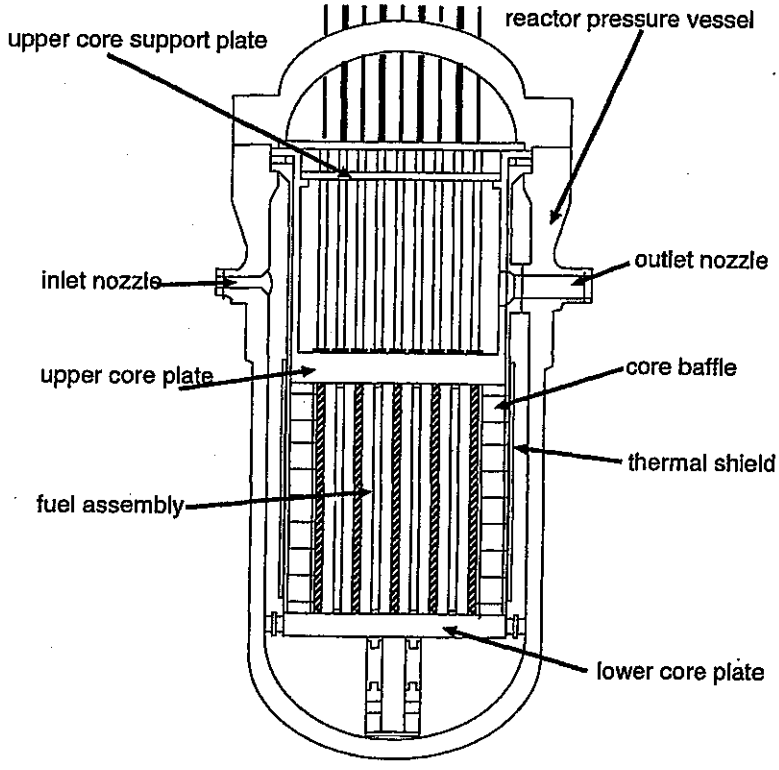
Primary circuit	
Coolant	Pb-Bi
Thermal power, MW	900
Electric power, MW	340
Number of loops	6
Number of reactor pumps	12
Total reactor flowrate, t/h	220,000
Core inlet/outlet coolant temperature, °C	400/500
Primary coolant pressure in the core, MPa	2
Helium pressure above the level of primary and intermediate coolant, MPa	0.09
Power removed by coolant natural circulation with rated heating-up, % of rated power	11
Total power of air cooling heat exchangers, % of rated power	3
Total mass of Pb-Bi, t	~6500
Metal consumption, t	3500
Seismic resistance (MSK-64)	8
Fuel cycle duration, year	4
Time interval between refuelings, year	1
Annual excess fuel production (292 eff.days), kg	~160
Design lifetime of main equipment, year	40
Intermediate circuit	
Coolant	Pb-Bi
Number of intermediate heat exchangers (IHX)	12
Intermediate temperature at steam generator inlet/outlet, °C	480/380
Turbine circuit	
Coolant	water
Feedwater temperature, °C	260
Generated steam pressure, MPa	15
Generated steam temperature, °C	460
Steam production, t/h	1580

表 4.9.7(2)-1　鉛ビスマス炉（ANL 公募概念）の基本仕様

No.	項　目	基本仕様
1	原子炉型式	Pb-Bi 自然循環冷却一体型（2 次系削除）
2	電気出力（発電端）	－
3	熱出力	300MWt
4	ループ数	1 ループ
5	1 次冷却材温度	474℃/291℃(出口／入口)
6	1 次系流量	40,356t/h（流速 0.384m/s,炉心流路断面積 2.86m^2）
7	水／蒸気温度	266℃/347.3℃
8	主蒸気圧力	7MPa（飽和蒸気温度 286℃）
9	給水流量	558t/h
10	タービン発電機	不明
11	プラント稼働率	不明
12	炉心・燃料	（非均質炉心）Pb-Bi ボンド UN 燃料
13	遮へい体外接円径	（炉心直径：2.5m、原子炉モジュール外径：2.94m）
14	燃焼度	約 58000MWd/t
15	増殖比	不明
16	原子炉停止系	炉停止棒
17	炉心安全性	RECS（ガードベッセル冷却）による自然循環除熱
18	①受動的炉停止方策	反応度フィードバックによる出力制御
19	②再臨界回避方策	不明
20	炉心支持方式	炉容器上部吊り下げ方式
21	炉壁保護構造	サーマルライナ構造
22	炉心上部機構	制御棒駆動機構のみ
23	中間熱交換器	なし
24	1 次主循環ポンプ	なし
25	蒸気発生器	直管式×４基
26	崩壊熱除去方式	RECS＋SG を利用した除熱×4
27	漏えい対策	不明
28	原子炉格納施設	コンクリート格納施設＋ガードベッセル
29	燃料取扱い方式	炉心モジュール交換方式
30	免震	必要
31	プラント寿命	不明
32	原子炉建屋	不明



(a) 水平断面



(b) 垂直断面

図 4.9.1(2)-1　超臨界圧軽水冷却高速炉の構成

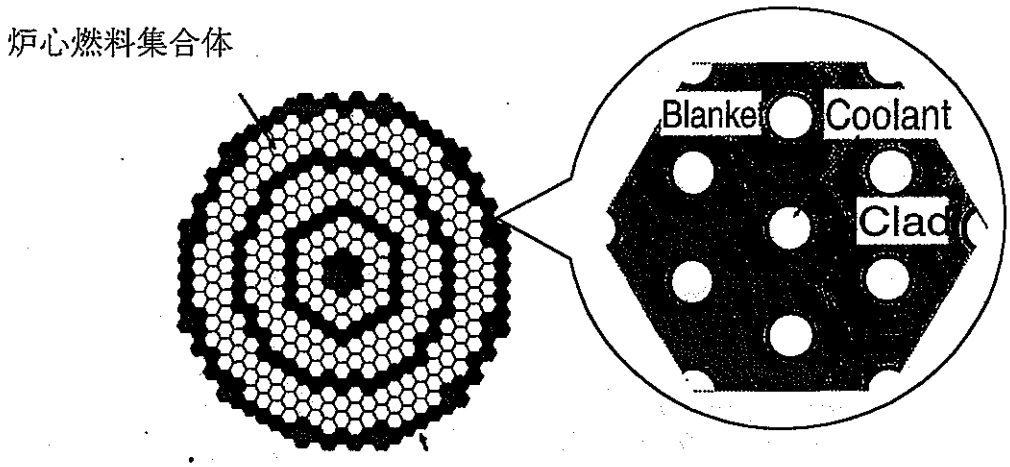


図 4.9.1(2)-2　増殖炉心の概念図

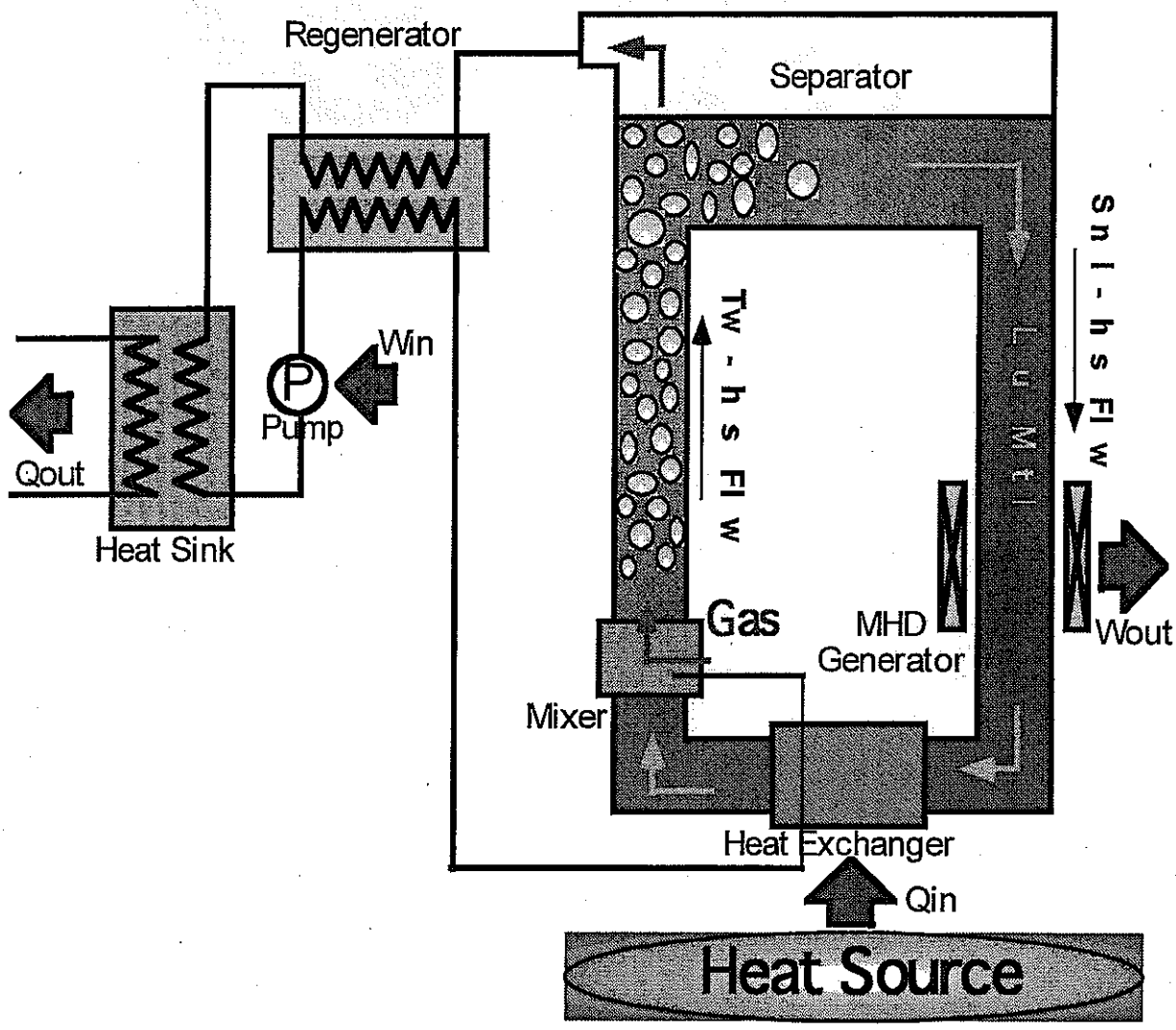


図 4.9.2(1)-1　二相流自然循環を用いた液体金属ＭＨＤ発電システム

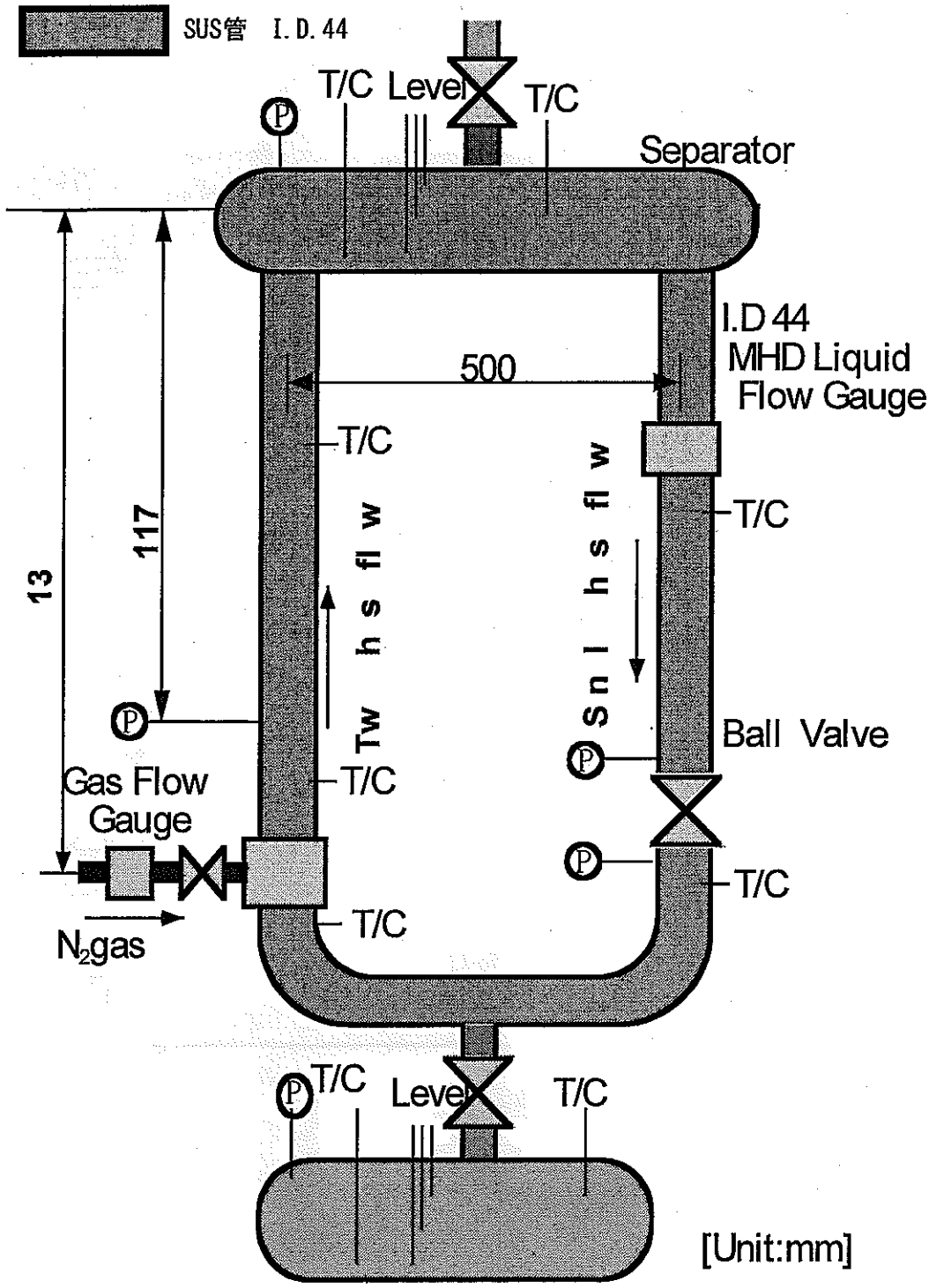


図 4.9.2(2)-1　ウッズメタル－窒素ガス二相流自然循環試験装置

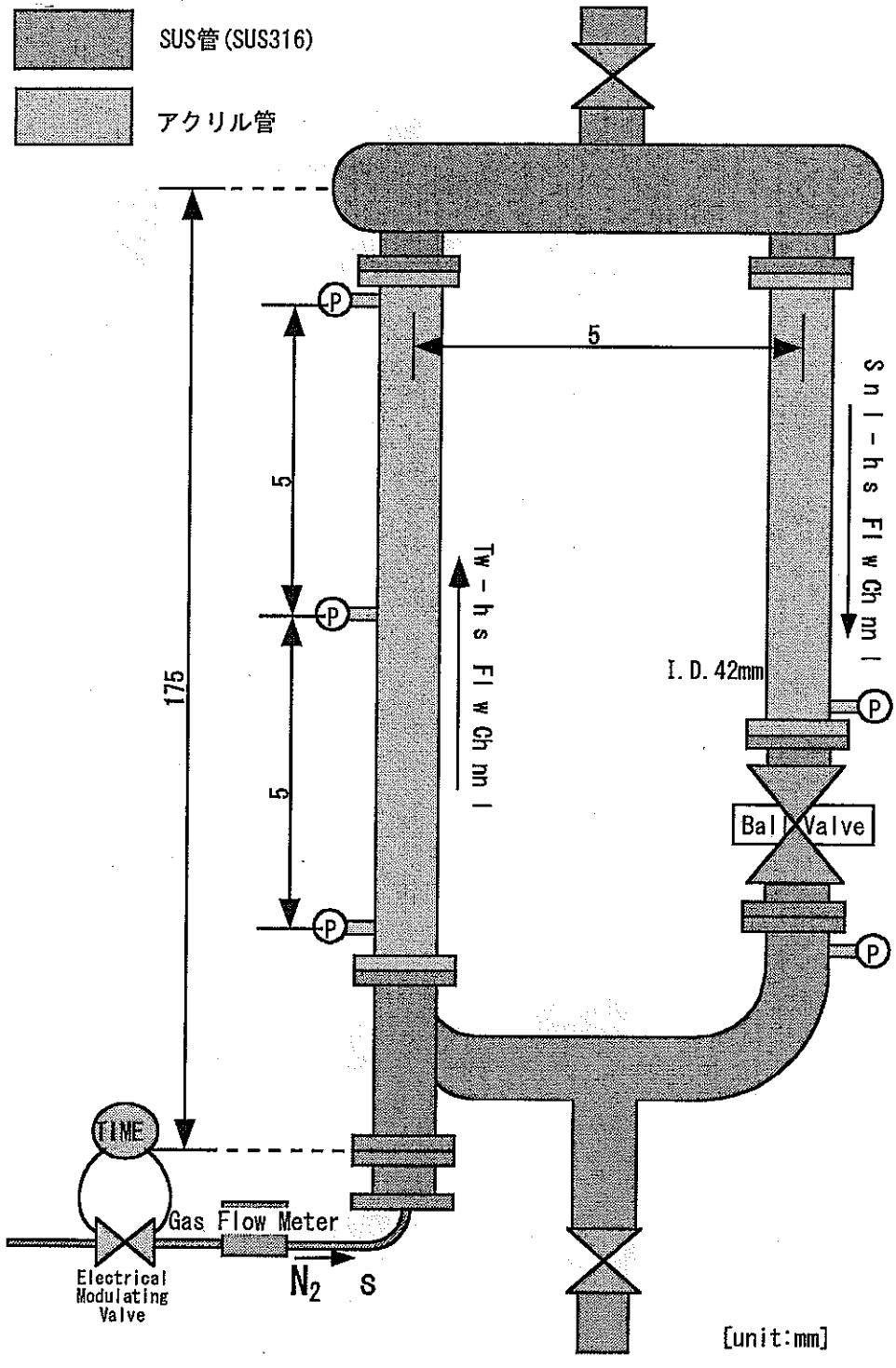


図 4.9.2(2)-2　水－窒素系実験装置概要

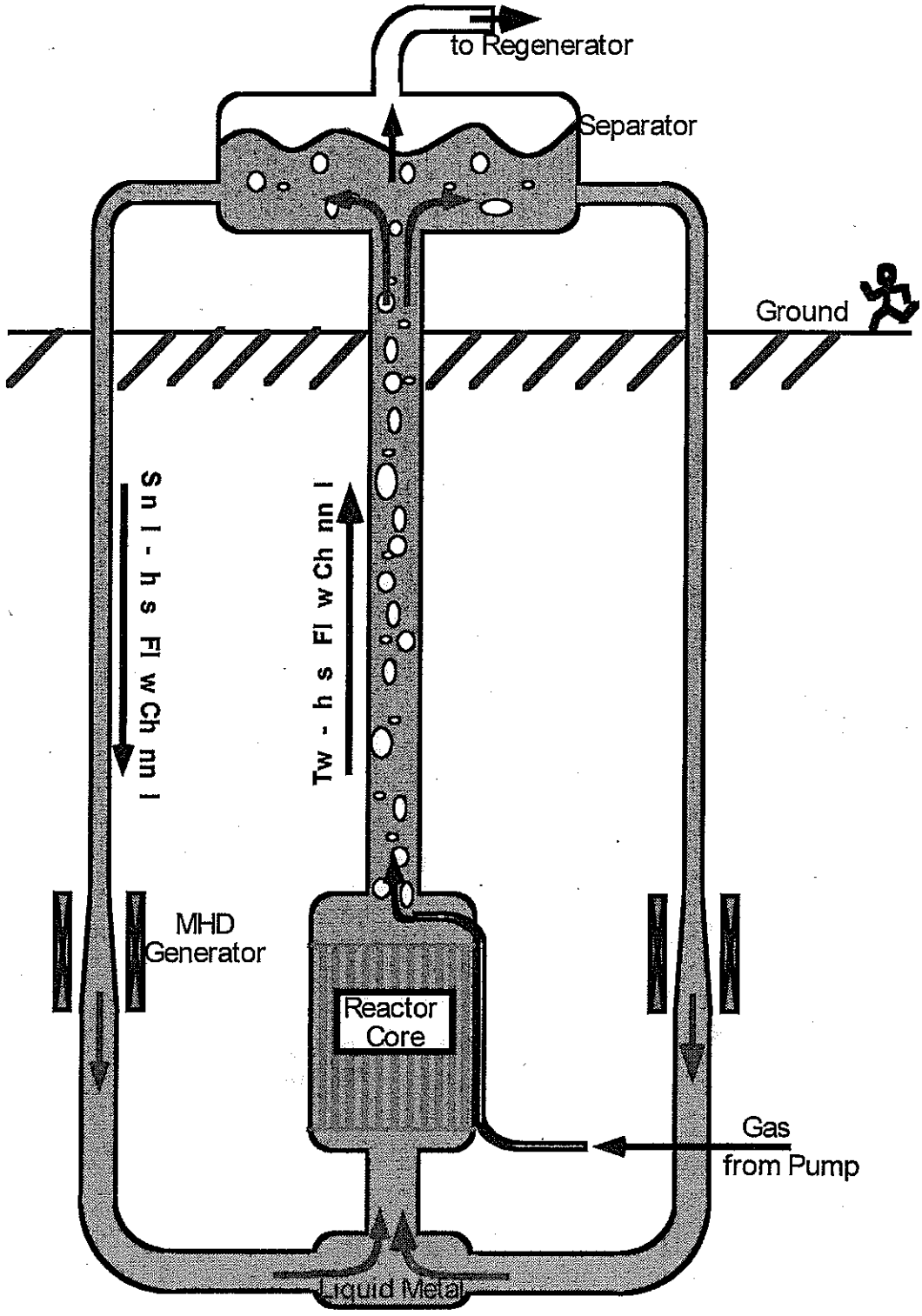


図 4.9.2(2)-3　次世代型小型出力高速炉への適用の一例

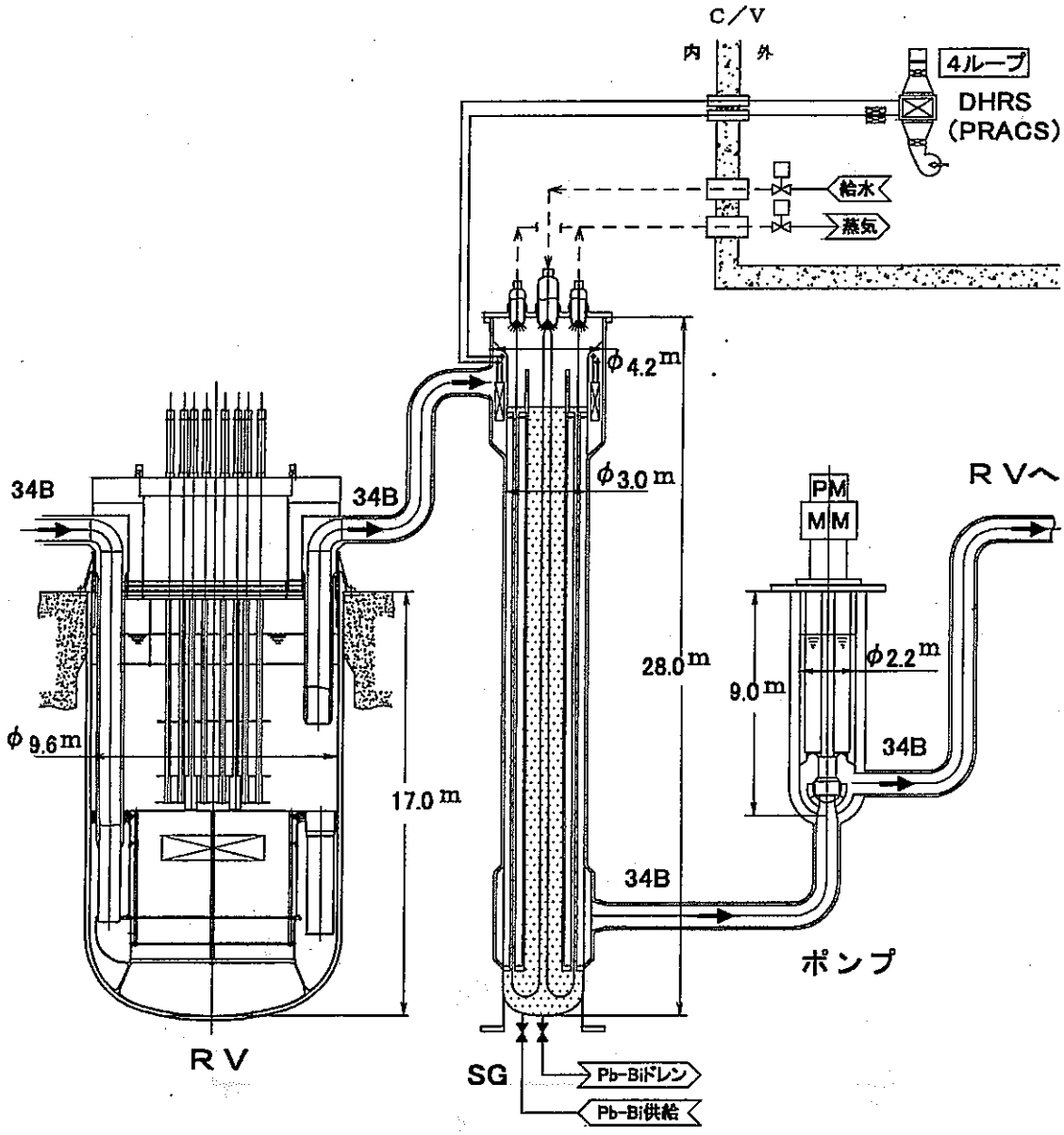
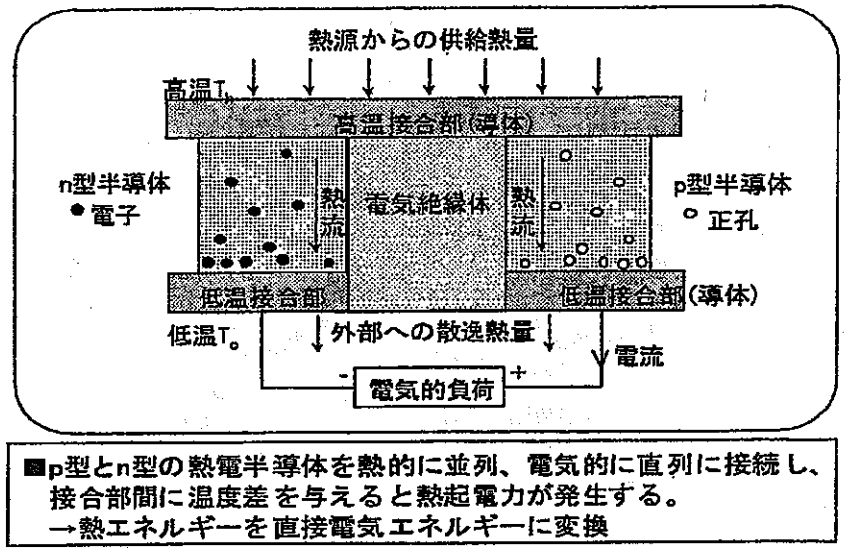


図 4.9.3(2)-1　Pb-Bi熱媒体チューブ型SG（U字型）
を用いたプラントの概念



出典：「IEA-C9821 平成10年度　高速増殖炉利用システム開発調査報告書（ＦＢＲ新技術フィージビリティ調査）」
平成11年3月　財団法人エネルギー総合工学研究所

図 4.9.5(1)-1　熱電発電の原理

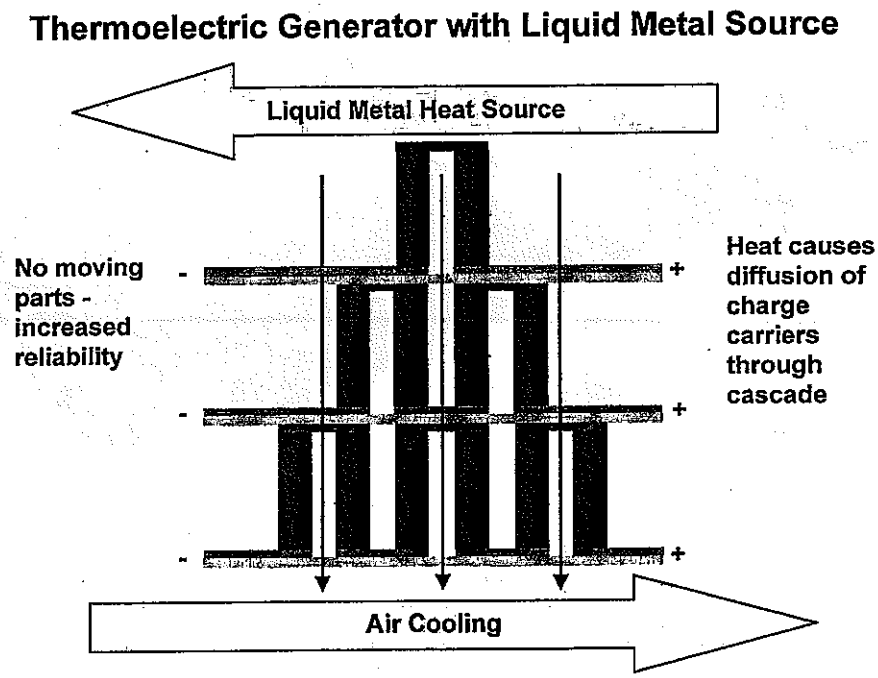
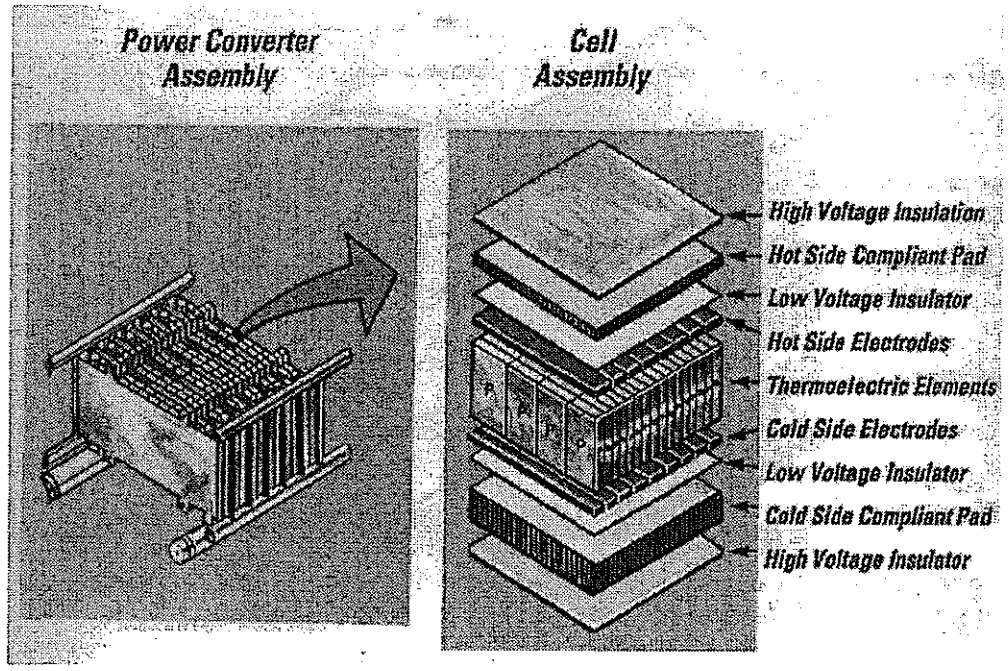


図 4.9.5(2)-1　熱電発電システム概念



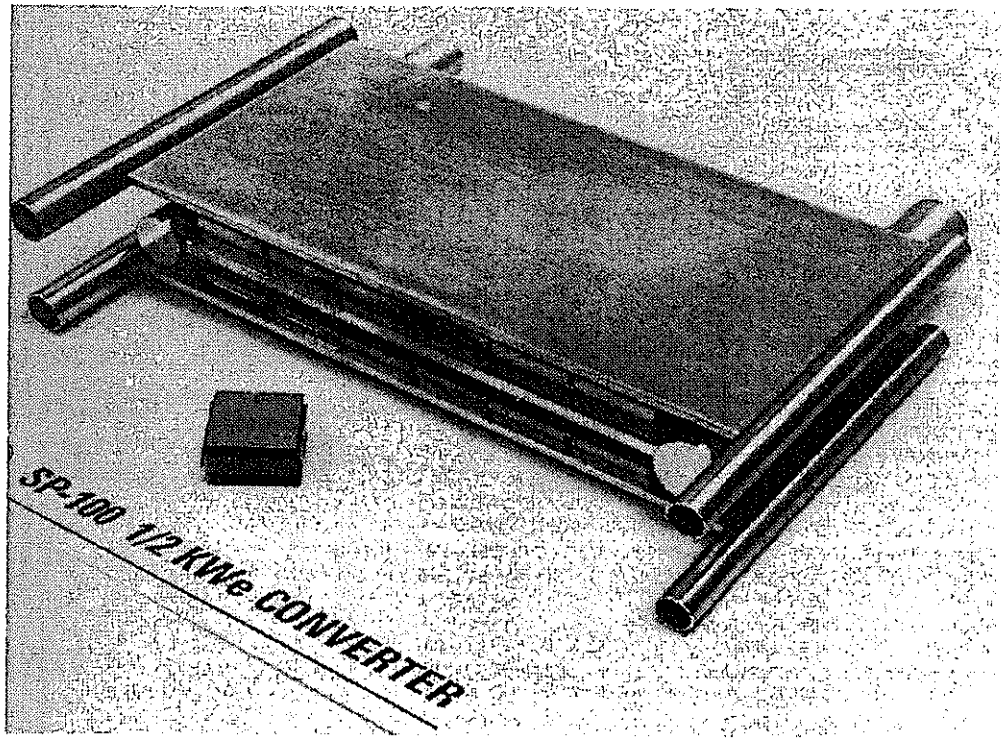


図 4.9.5(2)-2　SP100 の熱電発電機

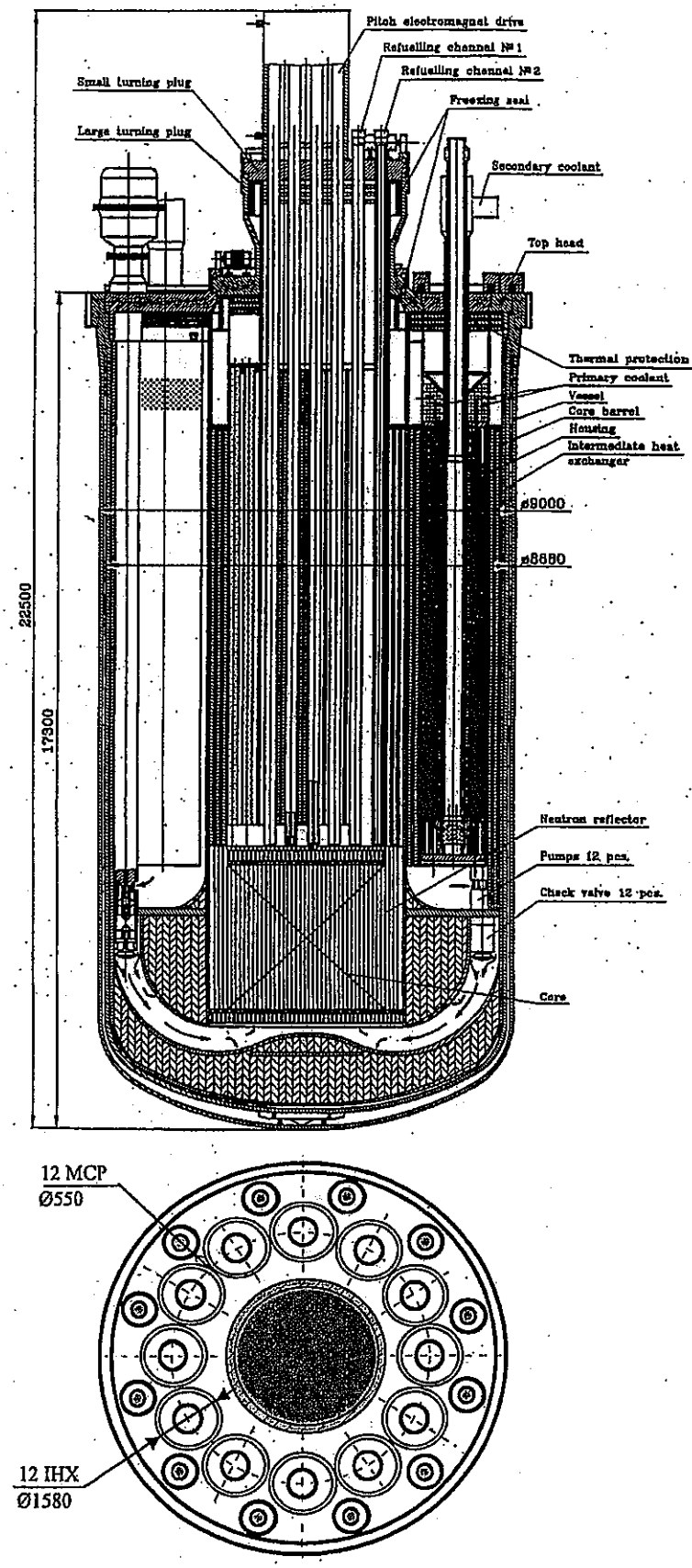


図 4.9.6(2)-1　RBEC 概念図

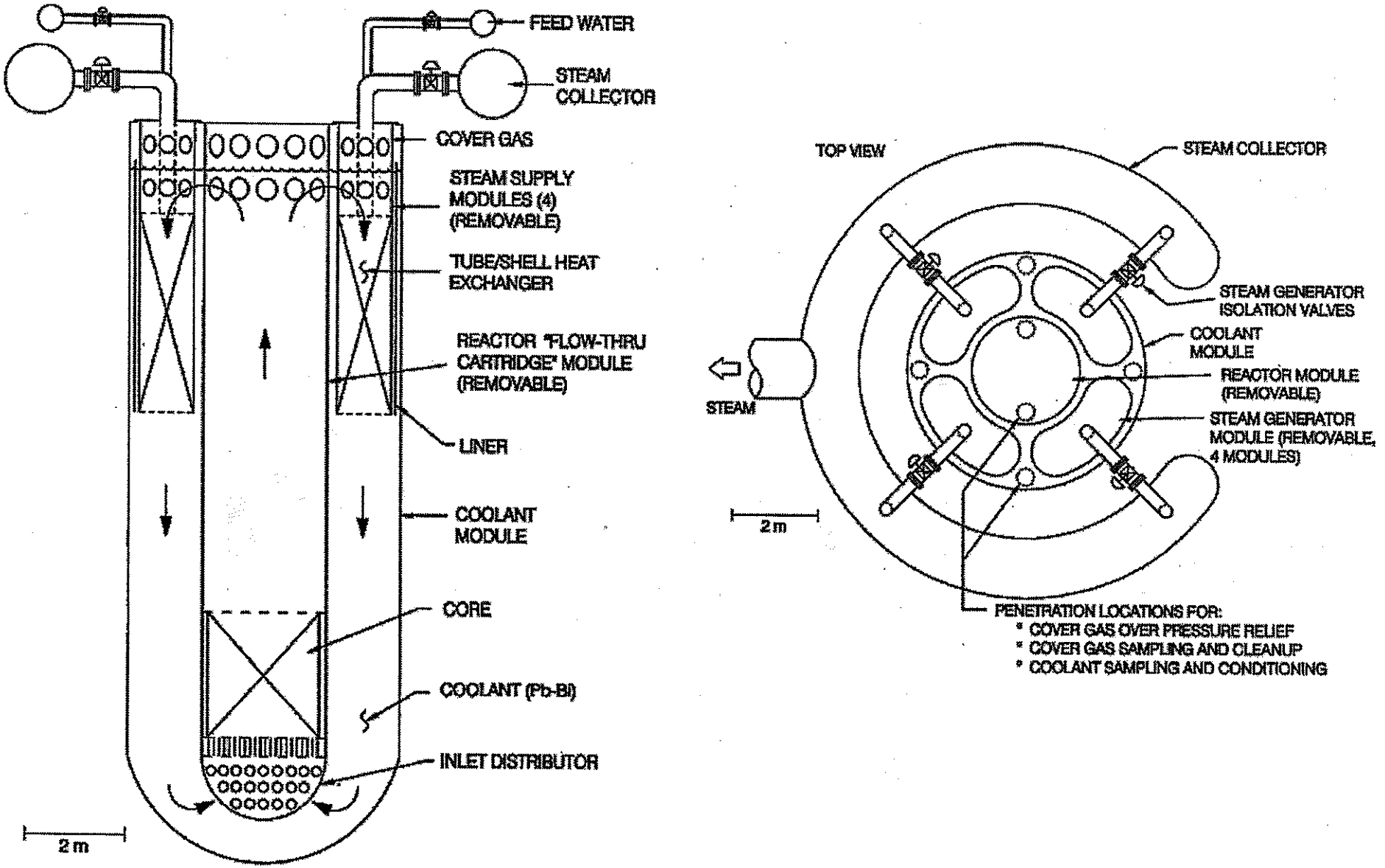


図 4.9.7(2)-1　Pb-Bi 自然循環冷却原子炉概念

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ

5.1　Na 冷却炉の評価

5.2　重金属炉の評価

5.3　ガス炉の評価

5.4　水冷却炉の評価

5.5　溶融塩炉の評価

5.6　小型炉の評価

5. フェーズⅠでの評価と今後の課題のまとめ

5.1 Na冷却炉の評価

5.1.1 大型炉

有望なNa冷却大型炉の概念を抽出するべく、フェーズⅠ初年度の1999年度には、下記の４つの候補概念（ループ型炉１概念、タンク型炉３概念）を摘出し、設計要求への適合性を検討するとともに、経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転・保守補修性について評価した。

ループ型炉

①ループ型炉（１次系機器合体・ループ数削減）

タンク型炉

①タンク型炉（２次系機器合体・ループ数削減）

②タンク型炉（機器合体・集中配置）

③タンク型炉（機器・系統コンパクト化）

その結果、4.1.3(1)(i)に記したとおり、いずれの概念も経済性目標である20万円/kWe以下の建設コストをクリアできる見通しがあり、設計要求に適合できる見通しがあるとの評価結果が得られた。

これを踏まえ、フェーズⅡに向けてこれらの中から最も有望なNa冷却大型炉概念を抽出するため、フェーズⅠ最終年度の2000年度には、ループ型炉及びタンク型炉についてそれぞれ下記の方針で設計検討を進めた。

ループ型炉

1999年度の検討の結果、１次系機器合体・ループ数削減を取り入れたループ型炉概念は、ＮＳＳＳ物量が約2600t、原子炉建屋容積が約11.5万m^3/プラントであり、物量に関しては４つの概念の中で最も小さくなった。

そこで、経済性目標をクリアする見通しのある有望な候補概念として本概念を位置付け、技術的成立性に関する検討を進め、主要な技術課題の解決の見通しと必要なＲ＆Ｄ課題を明らかにする。また、物量データベースを整備し、経済性評価を行う。

タンク型炉

1999年度に、タンク型炉について３つの候補概念を検討したが、物量に関してはいずれの概念もループ型炉より大きくなった。しかしながら、これらの３つの概念で採用されているコストダウン方策はそれぞれ異なっており、互いの長所を相互に取り入れることによりさらなる物量削減を図る余地があると考えられる。

そこで、これらの概念を統合し、より優れた経済性を有する新たなタンク型炉概念の構築を図る。また、構築した概念について物量データベースを整備し、経済性評価を行う。

2000年度の検討結果は4.1.3(1)(ii)に記しているが、以下、上記の方針に沿って検討したNa冷却大型炉の候補概念（Na冷却大型ループ型炉及びNa冷却大型タンク

型炉）について、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性及び運転・保守補修性に関する評価結果を比較し、それを踏まえて、フェーズⅡに向けて最も有望なNa冷却大型炉概念を抽出する。

（1）評価結果の比較検討

（i） 経済性

（a） 主要物量の比較

ＮＳＳＳ合計物量は、Na冷却大型ループ型炉（以下、「ループ型炉」と呼ぶ）で約2628t、Na冷却大型タンク型炉（以下、「タンク型炉」と呼ぶ）で約2770tとなった。また、原子炉建屋容積は、ループ型炉で約24万m^3/ツインプラント、タンク型炉で約26万m^3/ツインプラントとなった。

（b） 建設工期、所内負荷率、定期検査期間及び稼働率

建設工期及び所内負荷率は、ループ型炉で約46ヶ月及び約4.1%、タンク型炉で約49.5ヶ月及び約4%である。また、定期検査期間（標準）はループ型炉で40日、タンク型炉で44日であり、稼働率はそれぞれ92%、93%となる。

なお、タンク型炉の運転サイクル長は21ヶ月であり、ループ型炉の17ヶ月に比べて長いが、１次ポンプの軸受点検／モータ軸受分解点検に時間がかかることなどから定期検査期間も長くなっており、稼働率としては、両者同程度の値となっている。

（c） 建設コスト

コマンドコストコードによる建設コストは、ループ型炉、タンク型炉とも20万円/kWe以下となった。

（d） まとめ

上記の通り、いずれも経済性目標（20万円/kWe）を達成できる見通しである。ループ型炉の建設コストがやや低めに評価されているが、概念検討段階の評価でもあり、経済性に関しては、両者はほぼ同等と見ることができる。

（ii） 安全性

（a） 原子炉停止系

両者とも、独立２系統の急速炉停止系（主炉停止系及び後備炉停止系）を有しており、炉停止に関する高い信頼性を確保している。また、ループ型炉ではＳＡＳＳ、タンク型炉ではＳＡＳＳ及びＧＥＭを採用し、受動的炉停止能力を確保している。なお、タンク型炉のＧＥＭは、再臨界回避方策としての溶融燃料排出チャンネルを兼用するものである。

（b） 崩壊熱除去系

崩壊熱除去に関しては、ループ型炉は２系統のＩＲＡＣＳ＋１系統のＤＲＡＣＳ、タンク型炉は４系統のＰＲＡＣＳを設置し、各系統に必要除熱量の100%の除熱容量を持たせており、高い信頼性を確保している。また、両者とも「全交流動力電源喪失」を想定しても自然循環のみによる崩壊熱除去が

可能となるよう、これらの系統に高い自然循環除熱能力を持たせている。

（c） 格納系

格納系に関しては、格納容器内の Na バウンダリをすべて二重構造とし、Na 漏洩をその中に局限する設計としていること等から、ループ型炉は建屋一体型ライナ内張り矩形鉄筋コンクリート製格納容器、タンク型炉はガードベッセル＋上部ドーム式格納境界、という簡素な格納方式を採用している。

（d） 再臨界回避方策

ループ型炉、タンク型炉ともボイド反応度を６＄未満に制限し、起因過程での再臨界回避を図っているが、特にタンク型炉では、上部 Na プレナム付き炉心を採用し、その効果も含めてボイド反応度を低減する方策をとっている。

また、遷移過程での再臨界回避方策として、ループ型炉では軸方向ブランケットペレット一部削除（ＡＢＬＥ）概念を採用し、溶融燃料の炉心領域外への早期排出を図っている。一方、タンク型炉ではＡＢＬＥ概念の採用の他に、溶融燃料排出チャンネル設置、厚肉ラッパ管燃料集合体のリング状配置による溶融燃料プール連結の防止といった方策を採用している。

ＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ対策としては、ループ型炉、タンク型炉とも原子炉下部構造を工夫し、炉心下部プレナムにおいて溶融燃料を冷却するに十分な Na 容積とデブリ保持面積を確保することとしている。

（e） まとめ

以上のように、それぞれ課題はあるものの、ループ型炉、タンク型炉とも、受動的炉停止能力の付与、全交流動力電源喪失への対応、再臨界回避、炉心損傷発生頻度の低減（10^{-6}/ry 未満）という実用化戦略調査研究での設計要求事項を満足できる見通しである。

なお、再臨界回避については、両炉型とも、試験等により溶融燃料の炉心領域外への早期排出方策の有効性、ＰＡＭＲ／ＰＡＨＲ対策の有効性を検証して行く必要がある。

（iii） 構造健全性

（a） 構造設計の前提条件

使用材料が、原子炉構造 316FR、冷却系 12Cr 系鋼（HCM12A）であること、基本的には実証炉用高温構造設計方針案（ＤＤＳ）に則って構造設計を行うが、ＤＤＳの有する裕度を合理化した新たな基準の考え方（非弾性解析の採用、１次応力の許容値の拡大等）を一部先取りしていることは、ループ型炉、タンク型炉とも共通である。

また、３次元免震技術を採用し、M6.8 相当の地震条件に対して機器の健全性（耐座屈性）及び炉心の耐震性（集合体浮き上がり、反応度投入の抑制）を確保していることも両者共通である。

（b） 主要機器の構造健全性

① ループ型炉の構造健全性評価

熱応力に対する構造健全性については、原子炉容器の炉壁保護構造を簡素化してホットベッセル化したこと、配管を短縮したこと、ループ数削減及び機器合体によりＩＨＸ及びＳＧが大型化したこと等、本プラントの構造上の特徴と熱過渡特性上の特徴を考慮してクリティカルとなる箇所（原子炉容器のホットレグ配管吸込部と液面近傍、１次系配管、ＩＨＸ上部管板及びＳＧ出口蒸気管板）を摘出し、構造健全性評価を行った。その結果、上述の構造設計基準の高度化等により、それぞれ成立の見通しがあるとの結論を得ている。

また、耐震性については、原子炉容器の耐座屈性と炉心の耐震性について評価しているが、原子炉容器が比較的厚肉かつ小径であることから、タンク型炉と異なり、原子炉容器の耐座屈性ではなく炉心の耐震性がクリティカルとなること、炉心の耐震性を確保するためには上下方向固有振動数が５Hz以下の３次元免震が必要となることが分かっている。

本プラントでは、機械式ポンプとＩＨＸ伝熱管を近接配置する１次ポンプ・ＩＨＸ合体機器を採用しており、伝熱管のフレッティング摩耗が懸念されるが、予備的な評価の結果、寿命期間中の伝熱管摩耗深さを許容値以下に抑えることが可能との見通しを得ている。

また、ＬＢＢの成立性については、実証炉等に比べて厳しい条件ではあるが、１次主配管、２次主配管ともＬＢＢの成立が可能な見通しである。

なお、本プラントでは、炉上部プレナム内や主配管内の Na 流速の高速化と関連して、炉容器液面からのカバーガス巻き込み、炉内構造物（ディッププレート、ＵＩＳ等）への熱荷重及び流力荷重、１次主配管の不安定振動やキャビテーション等が課題となる。これらの課題に対しては、３次元熱流動解析による炉上部プレナム内流況の把握、既往知見ベースでの検討等を実施し、課題解決に向けて一定の見通しを得つつあるが、今後、炉内流動試験や配管の不安定振動特性試験を通じて実験的・解析的知見を蓄積し、設計の最適化を図って行く必要がある。

② タンク型炉の構造健全性評価

本プラントでは､経済性向上に向けて原子炉容器径を極力小さくするため、ＩＨＸを湾曲長円形とし、それを原子炉容器内に非対称に配置している点に構造上の特徴がある。そのため、本プラントの構造健全性評価においては、このようなＩＨＸ概念の成立性に重点を置いている。

本ＩＨＸは、圧損上の制約、ＰＲＡＣＳとの取り合い、シール構造の取り易さといった点を考慮して管内１次としているが、胴に加わる圧力荷重（定格運転状態＋1.1MPa：安全保護系相当の音響計を設置し、ＳＧ水リーク時のＤＢＬを１＋０本に低減することを前提）に耐えるよう、バッフル板を胴に固定して強度メンバーとしている。胴部に発生する曲げ応力、バッフル板

自身に加わる面内応力を評価し、バッフル板の枚数、ピッチ及び板厚を、それぞれ９枚、430mm 及び 15mm としている。

湾曲長円形ＩＨＸとすると、管束部流れの不均一により伝熱管間温度差が大きくなり伝熱管座屈の発生が懸念される、また、湾曲長円形管板の熱応力に対する構造健全性が懸念される。特に、後者についてはＰＲＡＣＳコイルが管板直上に設置されていることから、起動時のコールドショックや冷却材温度ムラの影響が考えられる。これらについては、バッフル板を多孔板構造とすること、ＰＲＡＣＳコイルの配置等を工夫すること等によりクリアできる見通しである。

湾曲長円形ＩＨＸの成立性に係る課題の他に、熱応力に対する構造健全性、耐震性、ＬＢＢの成立性、Na 流速の高速化に伴う熱流動課題等について検討する必要があるが、ループ型炉での検討結果から見て、基本的には解決可能であるものと考えられる。なお、ＩＨＸを原子炉容器内に非対称に配置していることから、原子炉容器内熱流動、温度分布の確認が特に重要である。

（ｄ） まとめ

以上のように、それぞれ課題はあるものの、ループ型炉、タンク型炉とも、構造健全性の確保は可能と考えられる。

（ⅳ） 製作建設性

（ａ） 製作性

ループ型炉、タンク型炉とも、ループ数削減等に伴って大容量化する機器の製作性に難が出てくる可能性があるが、ＩＨＸ、ＳＧ等の主要機器の寸法を抑え、工場製作が可能な範囲としている。なお、タンク型炉の場合は、湾曲長円形ＩＨＸの製作性について検討を行う必要がある。

ループ型炉の原子炉容器は、現有設備でのリング鍛造・削り出しが可能な直径（９ｍ台）及び肉厚（30mm）に抑えている。また、タンク型炉の原子炉容器は板溶接で製作することになるが、特に大きな課題はない範囲である。

なお、ループ型炉、タンク型炉とも、大口径主配管の製作性、12Cr 系鋼薄肉管（ＩＨＸ伝熱管）の製作性について確認が必要である。

（ｂ） まとめ

以上のように、ループ型炉、タンク型炉とも製作上大きな課題のある構造物はない見通しである。また、検査性、組立・輸送・据付性及び現地試験性で課題となる構造物もない見通しである。

（ⅴ） 運転・保守補修性

（ａ） 運転性

ループ型炉、タンク型炉とも運転上の大きな課題はないと考えられるが、原子炉容器内の Na 流速が高くなるので、液面からのカバーガス巻き込み防止が特に重要な課題となる。

なお、固体電解質水素計、音響計などの検出性能と信頼性を高めることに

より、ＳＧ水リーク時のNa水反応の規模と影響を局限することができるが、タンク型炉の場合、上述の湾曲長円形ＩＨＸの成立性との関連で、ＩＨＸ胴に加わる圧力荷重を抑制する観点から、このような対応によりＤＢＬを１＋０本に低減することが必須の要件となっている。

（ｂ） ＩＳＩ

表 5.1.1-1 にループ型炉とタンク型炉の検査性について比較した結果をまとめた。ループ型炉、タンク型炉とも１次冷却材バウンダリの目視・体積検査、炉内構造物の検査、炉心支持構造物の検査等が可能であるが、検査のためのアクセス性及び検査の容易性について見ると、下記のとおりタンク型炉はループ型炉に比べ不利である。

① 炉内構造物の検査の際、タンク型炉は１次ポンプ及びＩＨＸを撤去してアクセスする必要がある。また、検査対象となる炉内構造物がループ型炉に比べて多く、隔壁構造も複雑である。

（ｃ） 検出性

ループ型炉、タンク型炉とも冷却材漏洩の検出及び漏洩箇所の同定、ＳＧ水リークの検出及び漏洩箇所の同定、主循環ポンプ（電磁ポンプを含む）の異常検出、遅発中性子の検出が可能である。

なお、破損燃料検出系での遅発中性子の検出については、両炉型とも１次系が炉心に近接配置されているため、従来の概念以上の工夫が必要である。

（ｄ） 保守補修性

表 5.1.1-1 にループ型炉とタンク型炉の補修性について比較した結果をまとめた。ループ型炉、タンク型炉とも炉内構造物の補修、１次ポンプの補修、ＩＨＸの補修等が可能であるが、補修のためのアクセス性及び補修の容易性について見ると、下記のとおりタンク型炉はループ型炉に比べ不利である。

① １次ポンプ及びＩＨＸが炉容器内に設置されているタンク型炉では、これらを補修する際の遮蔽対策がより重要となる。

② ループ型炉の場合、１次ポンプの引抜き孔からＩＨＸの伝熱管及び管板にアクセスできるので、ＩＨＸ伝熱管のインプレース補修が可能である（ただし、インプレース技術開発は必要）。一方、タンク型炉の場合、コンパクト化に有利な管内１次方式のＩＨＸであることから、２次主配管を切断してＩＨＸを炉容器から引抜き、その上で補修を行う必要がある。

③ ループ型炉の場合、機器が分散して配置されており、機器が集中配置されているタンク型炉に比べて、並行作業を行い易い利点がある。

（ｅ） まとめ

以上のように、ループ型炉、タンク型炉とも、運転・保守補修性に関する大きな課題は基本的にはないといえる。

ただし、タンク型炉に関しては、湾曲長円形ＩＨＸの成立性との関連でNa水反応の検出性能及び信頼性の向上が求められること、１次主循環ポンプや

ＩＨＸ伝熱管の補修がループ型炉に比べて相対的に困難であること等、ループ型炉に比べて不利な点がいくつか存在する。

（２） フェーズⅡ候補概念の選定

以上のような、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性及び運転・保守補修性に関する評価結果の比較に基づき、フェーズⅡに向けて最も有望な Na 冷却大型炉概念として Na 冷却大型ループ型炉を選定する。

選定根拠は以下の通りである。

（ｉ）経済性、安全性、構造健全性及び製作建設性については、前述のとおり両者とも同等といえる。

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

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

（３） 今後の課題

Na 冷却大型ループ型炉の開発課題を以下にまとめる（炉心・燃料関連の開発課題については本報告書からは除く）。本プラント概念の成立見通しを確かなものとして行くために、フェーズⅡ以降の研究計画の中に下記課題を解決するためのＲ＆Ｄを盛り込んで行く必要がある。

なお、本プラントは基本的には従来型の Na 冷却ループ型炉を発展させた概念であり、全く新しい新技術・新概念の開発は必要としない見通しである。

① ＩＨＸ－１次ポンプ合体機器の伝熱管摩耗量評価ツールの開発・検証
② 炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み等）の把握
③ 大口径配管等における不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握
④ 構造設計基準の高度化
⑤ 12Cr 系鋼の開発及び材料強度基準の整備
⑥ ＬＢＢ評価基準の整備及び 12Cr 系鋼への適用性評価
⑦ 上下免震装置の開発
⑧ 再臨界回避方策(軸方向ブランケットペレット一部削除等)の有効性検証
⑨ 炉容器内での損傷炉心物質の安定冷却保持方策の有効性検証
⑩ 高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵のための要素技術開発
⑪ Na 中可視化技術の開発
⑫ Na 中機器の供用期間中補修技術の開発

表5.1.1-1　アドバンストループ型炉とアドバンストタンク型炉の保守補修性の比較

項目			アドバンストループ型炉		アドバンストタンク型炉	
検査性	検査のためのアクセス性	１次冷却材バウンダリ	○	容器とガードベッセル、配管と外管の間の間隙を確保して検査機器をアクセス。	○	容器とガードベッセルの間の間隙を確保して検査機器をアクセス。
		炉内構造物	◎	アクセスホールを通しての検査が可能。	△	１次ポンプ及びＩＨＸを撤去してアクセスする必要がある。
		炉心支持構造物及び入口プレナム	○	炉心待避後、１次Ｎａをドレンして検査。	○	炉心待避後、１次Ｎａをドレンして検査。
	検査の容易性		◎	検査対象となる炉内構造物が少ない。なお、溶接線長さはタンク型炉より長くなるが、機器が分散している利点を活かして効率的な検査を計画し得る。	△	検査対象となる炉内構造物が多く、かつ、隔壁構造が複雑。
補修性	補修のためのアクセス性	炉内構造物	○	炉心待避後、１次Ｎａをドレンして補修。	○	炉心待避後、１次Ｎａをドレンして補修。
		１次ポンプ	◎	ＩＨＸからの引抜き補修が可能。	△	炉容器からの引抜き補修が可能であるが、遮蔽対策が重要となる。（ポンプ破損時に、ルースパーツ対策という観点からの注意も必要）
		ＩＨＸ	◎	インプレース補修が可能（ポンプ引抜き孔からのＩＨＸの伝熱管及び管板へのアクセスが可能）。	△	２次主配管を切断した上で、炉容器からの引抜き補修を行う必要がある。遮蔽対策が重要となる。
	補修の容易性		◎	機器が分散しており、並行作業を行い易い。また、補修対象となる炉内構造物が少ない。	△	機器が集中しており、並行作業を行い難い。また、補修対象となる炉内構造物が多い。

◎：有利な事項、○：両者同等な事項、△：不利な事項

5.1.2 中型モジュール炉

表4.1.3(2)-5及び表4.1.3(2)-6に示したように、中型炉は類似概念の大型炉と比較して構造健全性を確保しやすく、製作建設性がより容易となる。一方、運転保守性についてモジュール概念特有の運転保守計画が必要となる。経済性に関しては、大型炉と比較して物量・コストともに大きくなる。これは、ループ型・タンク型ともに示される傾向である。中型炉は、経済的に大型炉概念（1500MWe級ツインプラントを想定）に近接するも匹敵することは難しく、開発過程を含めたプラント概念を示し、プラント建設費以外のメリットを提示していくことが必要となる。

そこで、両中型モジュール概念の比較及び大型炉概念との比較を表5.1.2-1に示すように評価した。要点を下記に示す。

経済性

最終的なコスト評価は、ほぼ同等の数値となっているが、物量、原子炉建屋容積、建設工期といった点でループ型炉の方がコストダウン要素が多い。

安全性

大きな違いはない。ただしタンク型においては、RVACS+SG-ACSによる炉心崩壊熱除去方策の信頼性確認のための試験が必要となるとともに、炉内流動解析においてより複雑な解析を必要とする。

構造健全性

原子炉構造においては、通常鍛造設備での鍛造品が使用できるとともに、より構造がコンパクトなループ型の方が構造健全性を確保しやすい。

１次冷却系は、ループ型が合体機器構造（振動体を内部に配置された同心円構造体）、タンク型が炉内機器（構造･流動非対称となる湾曲長円IHX）といった性質の異なる課題をそれぞれ持っている。

２次冷却系は、ループ型が直管SG、タンク型が合体機器（電磁ポンプ）という課題をそれぞれ持っている。

製作建設性

製作性の観点からは、特殊な製作になると思われるものとしてバッフル板が胴部支持構造を兼用する湾曲長円IHXが挙げられる。

また建設性は、両者とも現地建設工程が減ったため高信頼性を期待できる。

運転保守補修性

保守・補修性に関しては、ループ型炉の方が機器が分離配置されており、開発品となる１冷却材機器の補修が低照射量条件で可能となる。

また、原子炉容器内の溶接線長が短く、ルースパーツ発生源となる可能性のあるボルト数が少ないという定性的特徴から１次系冷却材ドレンが必要となる可能性が低い

総合評価

経済性に関しては、物量、原子炉建屋容積、建設工期の観点からループ型炉の方がコストダウン要素が多い。

構造健全性、保守・補修性に関しては、原子炉容器の信頼性に起因してループ型炉の方が高信頼性要素が多い。

製作建設性に関しては、タンク型炉に湾曲長円型 IHX という製作課題がある。

安全性、運転性、開発課題に大きな違いはない。

更なるコストダウンに対しては、ループ型が中型炉のコストダウン要素を生かしたまま、750MWe 規模への出力拡大の可能性があるのに対し、本概念のタンク型では、RVACS 容量の限界によりこれ以上の出力増加は難しい。

また、２次系簡素化に関しても IHX が炉外配置になっているループ型炉の方が導入によるコストダウン効果が大きい。

これらのことからループ型炉の方が中型モジュール炉の開発候補としてふさわしいと判断した。

5.1.3 二次系簡素化概念

合計８種類の二次系簡素化概念を対象として、経済性、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性、プラントとの整合性、技術開発課題の比較評価を行い、今後、検討対象とすべき概念を選定した。比較対象とした二次系簡素化概念は、以下のとおりである。

- 案1−1 ： 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ
- 案1−2 ： 鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ
- 案2−1 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧ
- 案2−2 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ
- 案2−3 ： 鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ
- 案3−1 ： 固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ
- 案3−2 ： 固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ
- 案4 ： 一次系高圧化ＳＧ

(1) 経済性

物量およびコマンドコストコードを利用したコストに着目して、経済性の比較評価を行った。

経済性評価では、フェーズＩにおける設計段階を考慮して、以下の事項に留意した。

- コスト評価の不確かさを考慮して、コストパラメータと想定される設計仕様を併記した。
- 材料・加工方法が大幅に異なる概念が取り込まれているため、物量以外に、主要構造材である12Cr系鋼の代表的材料・機械加工コスト（ユニットコスト）を基準とする等価物量を算出した。
- コマンドコストコードを使用して、二次系簡素化概念およびこれを取込んだプラント全体のコスト指数を算出した。コスト指数は、1500MWe級のループ型・ナトリウム冷却炉（2ループ構成）を基準とした。
- 二次系簡素化概念のコストは、原子炉構造を除く一次主冷却系、二次主冷却系、二次補助系を対象とした。このうち、二次系簡素化概念本体は、機器仕様に基づく詳細評価を行った。

ＳＧ仕様および物量の評価結果を表5.1.3-1に示す。

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2)、案2の鉛ビスマス熱媒体チューブ型の3概念（案2−1、2−2、2−3)、一次系高圧化ＳＧ（案4）の単位交換熱量あたりの物量は、二次系を有する概念の0.37トン/MWt（従来型ＳＧとＩＨＸの合計物量658トンから計算される数値）より小さい。これらの5概念の等価物量も、二次系を有する概念以下である。

二次系簡素化概念の経済性評価を表5.1.3-2、二次系簡素化概念を取込んだプラント全体のコスト評価を図5.1.3-1に示す。

二次系簡素化概念の中で、鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧは、コスト指数が 45～75 と小さい。鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案１－2）は、バブリングの採用に伴い形状コンパクト化が可能で、コスト指数は90と、二次系を有する概念よりも経済性向上が可能な見通しである。一方、固体熱媒体型ＳＧは、固体熱媒体の材料・加工コストが原因でコスト指数が二次系を有する概念の約1.2倍以上と大きく、これの導入による経済性向上は困難と考えられる。

また、二次系簡素化概念を取込んだプラント全体コストについて、二次系簡素化概念により相違するが、最大で約10%の低減が可能な見通しである。

表5.1.2-1 プラント概念の比較

分野	500MWeループ型モジュールプラント(6モジュール構成)	500MWeタンク型モジュールプラント(6モジュール構成)
経済性 (括弧内は対大型炉比率)	△物量23.7ton/kWe (1.35) △原子炉建屋容積 1033m³/万kWe (1.29) ○建設コスト (CCC)18.6万円/kWe (1.09) 建設コスト (メーカ)23.9万円/kWe ◎建設工期 32ヶ月 (0.70) ○平均定期検査期間 47日 (標準37日) ○稼働率約92% (ほぼ同じ) ○所内負荷 約4% (ほぼ同じ)	△物量25.4ton/万kWe (1.37) ×原子炉建屋容積 1190m³/万kWe (1.36) △建設コスト (CCC)19.5万円/kWe (1.12) 建設コスト (メーカ)24万円/kWe ◎建設工期 40ヶ月 (0.81) △平均定期検査期間 53日 (標準40日) ○稼働率約91% (ほぼ同じ) ○所内負荷 約4% (ほぼ同じ)
	×大型炉との比較: 物量は1.35倍、原子炉建屋容積は、1.29倍 コストが1.09倍になっているのは建設工期0.70倍及びモジュール効果 (13%) 等により物量以外のコストダウン効果が働いているため	×大型炉との比較: 物量は1.37倍、原子炉建屋容積は、1.36倍 コストが1.12倍になっているのは建設工期0.81倍及びモジュール効果 (13.6%) 等により物量以外のコストダウン効果が働いているため
	炉型による比較 物量、原子炉建屋容積、建設工期においてループ型炉にコストダウン要素が多い。 32ヶ月の建設工期は、本プラントの原子炉建屋 (FL35m以下3800トン) 一括輸送を行う大型ユニット工法を採用したため。	
安全性	○独立2系統の炉停止系 ◎PRACS×2+IRACS×1 (完全自然循環) ○燃料排出パスを伴う再臨界回避方策	○独立2系統の炉停止系 ◎RVACS×1+SG-ACS×1 (強制循環) ○燃料排出パスを伴う再臨界回避方策
	◎大型炉との比較: 崩壊熱除去系に対しては、動的機器の削除あるいは系統数削減といったコストダウン方策が採用可能となる。 また、安全性の確保は、構造健全性における熱過渡条件と同様に中型炉の方が容易であり、裕度はより大きく確保可能。	
	炉型による比較 崩壊熱除去系以外にループ型とタンク型における大きな違いはない。 ただし、炉内流動が複雑化するタンク型のほうがより高度な設計を必要とする。	
構造健全性	○3次元免震の採用が必要 ○12Cr系鋼の開発が必要 ◎原子炉容器径が6m台 (機内鍛造) ◎最大28B配管を使用 (高流速条件) ◎1次機械式ポンプ/IHX合体機器 (IHX外径3000mm) ○直管型SG (管板厚250mm)	○3次元免震の採用が必要 ○12Cr系鋼の開発が必要 ◎原子炉容器径が9m台 (板溶接構造) ◎炉内湾曲長円(FLASK)型IHXの採用 ◎2次電磁ポンプ/ヘリカルコイルSG合体機器 ◎2次系上下平行配置型配管引き回し
	◎大型炉との比較: 直管SG以外は、熱過渡特性の緩和、機器径の縮小により構造健全性は大型炉と比較し確保しやすい。 直管SGは、大型炉 (管板径120mm) と比較し熱過渡応力が高くなるが、管板径300mm程度以上まで熱過渡に関する構造健全性は確保できる見通しである。	◎大型炉との比較: 主冷却系の構成は大型炉と同じであり、熱過渡特性の緩和、機器径の縮小により構造健全性は大型炉と比較し確保しやすい。
	炉型による比較 原子炉構造は、通常鍛造設備での鍛造品が使用できるとともに、より構造がコンパクトなループ型の方が構造健全性を確保しやすい。 1次冷却系は、ループ型が合体機器 (振動体内部配置型同心円構造)、タンク型が炉内機器 (構造・流動非対称IHX) となる。 ループ型は振動、タンク型は炉内流動の課題 (共に見通しはあり) が発生する。 2次冷却系は、ループ型が直管SG、タンク型が合体機器と配管上下平行配置となる。 課題は、いずれも見通しがあると判断している。	
製作建設性	◎原子炉容器径6m台 ○直管型SG ◎1次機械式ポンプ/IHX合体機器 ◎大型ユニット工法	◎原子炉容器9m台 ◎湾曲長円型IHX
	◎大型炉との比較: 製作性に関しては、直管SGがヘリカルコイル型と比べ劣る項目は見当たらない。そのため、大型炉より優れている。	◎大型炉との比較: 大型機器のサイズが小さくなるためそのため、大型炉より優れている。
	炉型による比較 製作が特殊 (精度要求に注意が必要) になる機器としては、バッフル板が支持構造を兼用する湾曲長円型IHXが挙げられる。 大型ユニット構造や船殻構造 (中型建屋船殻ユニット構造) の採用により建屋製作及び機器仮設置が工場敷地内に移行した、これにより製作の信頼性向上が期待できる。また、両炉とも現地での機器の設置は一体吊り込み工法により容器内に機器を設置した状態で建屋に据え付ける、現地での精度調整が少なくなり高信頼性を期待できる。	
運転保守補修性	△TGの部分負荷運転が必要。 △TGトリップ時のTG共有全炉心における手動トリップが要求される。 ○TG点検時TG共有全モジュールが停止することを考慮すると、稼働率は大型炉とほぼ同じ。	△TGの部分負荷運転が必要。 △TGトリップ時のTG共有全炉心における手動トリップが要求される。 ○TG点検時TG共有全モジュールが停止することを考慮すると、稼働率は大型炉とほぼ同じ。
	×大型炉との比較: 共用している燃料取扱系及びTGの制限からモジュール炉特有の運転方法が必要となる。	
	炉型による比較 保守・補修性に関しては、ループ型炉の方が機器が分離配置されており開発品となる1冷却材機器の補修が低照射量条件で可能となる。また、原子炉容器内の溶接線長が短く、ルースパーツ発生源となる可能性のあるボルト数が少ないという定性的特徴から1次系冷却材ドレンが必要となる可能性が低い。	
開発課題	・再臨界回避方策の検討 ・6m/s台の高流速条件での配管の使用 (不安定振動、エロージョン、コロージョン) ・1次機械式ポンプ/IHX合体機器 (振動、摩耗) ・高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵 ・大型ユニット工法 (含む船殻構造等建屋構造の検討) ・構造設計基準の高度化 ・3次元免震装置の開発 ・Na中機器の共用期間中補修技術 ・炉内流動挙動の把握 ・直管SG ・12Cr系鋼の開発 (含むLBB) ・Na中可視化技術	・再臨界回避方策の検討 ・湾曲長円型IHX ・大容量電磁ポンプの開発 ・RVACS+SG-ACS (空冷式容器除熱型崩壊熱除去系) の信頼性確保 ・高発熱使用済燃料の水プール直接貯蔵 ・構造設計基準の高度化 ・3次元免震装置の開発 ・Na中機器の共用期間中補修技術 ・炉内流動挙動の把握 ・配管上下平行配置構造の詳細化 ・船殻構造等建屋構造の検討 ・12Cr系鋼の開発 (含むLBB) ・Na中可視化技術
	大型炉との比較: 大型炉と異なる開発課題は、大型ユニット工法、直管SGとなる。 本項目は、コストダウンの目的のため導入されたものであるので、大型炉開発のための実証プラントとしての位置付け時は、両概念は採用しない。 共通課題については、形状に起因する機器 (IHX、SG) に関する課題は、中型炉の方が開発が容易である。解析、基準、検査等基盤技術に関する課題は、大型炉と同等となる。	大型炉との比較: 大型炉と異なる開発課題は、RVACS+SG-ACS (空冷式容器除熱型崩壊熱除去系) の信頼性確保である。 共通課題については、形状に起因する機器 (IHX、電磁ポンプ) に関する課題は、中型炉の方が開発が容易である。解析、基準、検査等基盤技術に関する課題は、大型炉と同等となる。
炉型による総合評価	経済性に関しては、物量、原子炉建屋容積、建設工期の観点からループ型炉の方がコストダウン要素が多い。 構造健全性、保守・補修性に関しては、原子炉容器の信頼性に起因してループ型炉の方が高信頼性要素が多い。 製作建設性に関しては、タンク型炉に湾曲長円型IHXという製作課題がある。 安全性、運転性、開発課題に大きな違いはない。 更なるコストダウンに対しては、ループ型が中型炉のコストダウン要素を生かしたまま、750MWe規模への出力拡大の可能性があるのに対し、本概念のタンク型では、RVACS容量の限界によりこれ以上の出力増加は難しい。 また、2次系簡素化に関してもIHXが炉外配置になっているループ型炉の方が導入によるコストダウン効果が大きい。 これらのことからループ型炉の方が中型モジュール炉の開発候補としてふさわしいと判断した。	

◎：大型炉と比較すると経済性や信頼性等の観点から優れている項目。
○：大型炉及び同出力の他炉型と比較してほぼ同様の経済性や信頼性等が確保できる項目。
△：大型炉あるいはユーザー要求と比較すると経済性や信頼性等の劣ると判断される項目。
×：大型炉との比較及び同出力の他炉型との比較において、両観点から劣ると判断される項目。

表 5.1.3-1　二次系簡素化概念の仕様及び物量

番号				案1-1	案1-2	案2-1	案2-2	案2-3	案3-1	案3-2	案4	(参考)		
項目			単位	液体金属を利用したプール型		液体金属を利用したチューブ型			固体媒体を利用		一次系高圧化SG	二重管SG	従来型SG	従来型IHX
				鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG[7]	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG	固体銅熱媒体HIP型SG	固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG				
交換熱量			MWt/基	1785	1785	1785	1785	1785	1900	900	1317	1785	1785	1785
定格運転条件[1]	Na側	出入口温度	℃	550/395	550/395	550/395	550/395	550/395	550/395	550/395	500/350	550/395	520/335	550/395
		流量	kg/h/ループ	3.27×10^7	3.27×10^7	3.27×10^7	3.27×10^7	3.27×10^7	3.48×10^7	1.65×10^7	2.49×10^7	3.27×10^7	2.73×10^7	3.27×10^7
	水・蒸気側	蒸気温度	℃	498	498	498	498	498	497	487	400	498	498	520(Na温度)
		給水温度	℃	240	240	240	240	240	240	240	220	240	240	335(Na温度)
		蒸気圧力	kg/cm^2g	175	175	175	175	175	175	159	50	175	175	–
		流量	kg/h/ループ	2.89×10^6	2.89×10^6	2.89×10^6	2.89×10^6	2.89×10^6	3.08×10^6		2.10×10^6	2.89×10^6	2.89×10^6	2.73×10^7
主要目	Na側伝熱管	型式	–	直管	直管	–	–	–	直管	直管二重管	–	–	–	直管
		外径/肉厚	mm	25.4/1.1	25.4/1.1	–	–	–	37.8/2.2	33.6/1.1 25.4/1.1	–	–	–	25.4/1.1
		本数	本	11139	8255	–	–	–	2270	6180	–	–	–	9660
		材質	–	12Cr系鋼	12Cr系鋼	–	–	–	SUS316	12Cr系鋼	–	–	–	12Cr系鋼
		有効伝熱長	m	14	8.5	–	–	–	31.3	7.4	–	–	–	6
		伝熱面積	m^2	12440	5600	–	–	–	8433	3630	–	–	–	4370
	水・蒸気側伝熱管	型式	–	ヘリカルコイル	ヘリカルコイル	直管二重管	密封ヘリカルコイル二重管	直管三重管	直管	ヘリカルコイル	ヘリカルコイル	ヘリカルコイル二重管(組網線入り)	ヘリカルコイル	–
		外径/肉厚	mm	31.8/3.0	25.4/3.1	19.0/1.4 15.4/1.7	31.8/3.0 21.8/2.2	22.2/1.0 15.9/1.6	16.4/2.2	31.8/2.5	48.6/3.8	31.8/2.2 26.6/1.6	31.8/3.1	–
		本数	本	922	1572	5806	1219	5995	4539	430	404	861	780	–
		材質	–	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	Inconel800/SUS316	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	–
		ヘリカルコイル高さ	m	14	8.7	–	15.2	–	–	7.4	8.7	7.4	10.7	–
		有効伝熱長	m	146	81	19.1	59.5	23.3	31.3	106	53.8	65	98.5	–
		伝熱面積	m^2	13490	10180	6610	7250	9740	7300	4540	3317	5520	7680	–
	全体形状		m	φ7.8×h26	φ6.76×h26.5	φ3.1×h25.15	φ5×h22.2	φ3.7×h31.7	d1.98×w3.50×h37.8	φ5.8×h17.5	φ3.93×h19.1	φ5.9×h16(ポンプ内蔵)	φ4.9×h21	φ5×h15.5(ポンプ内蔵)
主要な補助系構成[2]	中間媒体ドレン系		–	○(容量大)	○(容量大)	○(容量中)		○(容量中)						
	中間媒体純化系		–	○	○	○	△(R&Dにて検討要)	○						
	中間媒体分離系(リーク後対応)		–	(本体内で保持)	(本体内で保持)	○		○						(比較の基準)
	Naドレン系		–	○(サイホンブレーク有)	○(サイホンブレーク有)	○(サイホンブレーク有)	○	○(サイホンブレーク有)			○	○		
	水ブロー系		–	○	○	○	○	○	○	○	○(反応生成物容器兼)	○		
	バブリング系		–		○									
物量[3]	鋼材重量		ton	1081	543	326	558	582	349	480	420	600	405	253
	構材材質		–	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	Inconel800/SUS316	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼	12Cr系鋼
	中間媒体重量		ton	6270	3900	70	160	277	414	440	–	–		790
	中間媒体材質		–	Pb-Bi	Pb-Bi	Pb-Bi	Pb-Bi	Pb-Bi	Ds-Cu	Al	–	–		2次Na
等価物量	鋼材12Cr等価物量		ton(12Cr)	1081	543	326	558	582	954	480	(検討対象外)	(検討対象外)		658
	中間媒体12Cr等価物量		ton(12Cr)	251	156	3	6	11	1615	440				40
	合計等価物量		ton(12Cr)	1332	699	329	564	593	2528	920				698
評価指標	単位伝熱面積 (水・蒸気側)		m^2/MWt	7.56	5.66	3.7	4.06	5.46	3.85	5.04	2.52	3.09	4.3	(2.45)
	単位物量[5]		ton/MWt	0.61	0.3	0.18	0.31	0.33	0.4	1	0.32	0.34		0.37
	単位等価物量 (12Cr)		ton/MWt	0.75	0.39	0.18	0.32	0.33	1.33	1.02	0.32	0.34		0.39
コスト	プラント全体コスト比[6]		–	105	98	91	96	95	105	107	93	(検討対象外)		100

注1)案3-1及び案3-2は交換熱量などの検討条件が相違　注2)リーク検知系、アルゴンガス系は記載せず
注3)二次系簡素化概念本体の物量を対象(補助系の物量は含まず)
注4)単位等価物量は、各材料の材料コスト及び加工コストの比率を用い、12Cr系鋼の物量を基準とする指標に換算した物量
注5)構造機能材重量を熱出力で除した物量
注6)2次系有り概念を100とした時のプラント全体のコスト比率
注7)経済性向上効果の大きい上部流出入方式の仕様を記載

表 5.1.3-2 二次系簡素化概念 コスト評価

番号			コスト基準	案1-1	案1-2	案2-1	案2-2	案2-3	案3-1	案3-2
項目		単位	従来型2次系有りループ型プラント	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG[7]	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG	固体銅熱媒体HIP型SG	固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG
想定交換熱量[1]		MWt/基	1785	1785	1785	1785	1785	1785	1785	892.5×2
単位等価物量		ton/MWt	0.39	0.75	0.39	0.18	0.32	0.33	0.97	1.02
コスト比率[2]	IHX	ポイント	23	0	0	0	0	0	0	0
	一次系ポンプ[3]	ポイント	7	7	7	7	7	7	7	9
	一次系配管	ポイント	2	2	2	2	2	2	2	2
	二次ポンプ	ポイント	3	0	0	0	0	0	0	0
	二次系配管	ポイント	5	0	0	0	0	0	0	0
	SG[4]	ポイント	45	108	70	25	55	48	103	115
	二次補助系[5]	ポイント	15	11	11	11	11	11	6	6
NSSS相当合計コスト[6]		**ポイント**	**100**	**128**	**90**	**45**	**75**	**68**	**118**	**133**

注　一次系高圧化プラント概念は、プラント全体として別途評価を行っているため本表には記載していない。次ページの表に記載した。

注1　設計交換熱量のSGコストを試算後、比較のため1785MWtへ0.7乗則で補正している。案3-1の補正前のSGコストは、198ポイントである。
ただし、案3-2は鋳造概念であるため、スケールアップが困難と判断し、892.5MWt換算で他の概念の倍の基数とした。

注2　比較のため、従来型2次系有りループ型プラントの1次系機器、2次系機器、2次補助系（一部）のコストを取り出し、それを100ポイントとして使用した。
ここで考慮していない要素は、建屋、崩壊熱除去系等があるが、各概念によって大きく変動する要素はないと判断し、本評価では考慮していない。
本評価及び安全性評価において選定された概念については、プラントとの整合性を今後取っていく予定である。

注3　ポンプ合体概念を採用するかどうかにおいて、ポンプ容器等のコスト増となるが、ここでは、同基数同流量の場合同コストにして計算している。
一次系配管についても配管長等異なるが、コスト割合自体が小さいため同コストにしている。

注4　SGについては、詳細な機器コスト評価を行った。2次系簡素化SGコストが従来型のIHX、SG、2次系合計の76ポイント以下が一つの目安値になると思われる。

注5　従来型二次補助系としては、Na-水反応生成物収納設備　3ポイント、冷却材純化・貯蔵設備　11ポイント、2次Na　1ポイントの系統のみ考慮している。
液体中間媒体の場合、冷却材純化・貯蔵設備を従来型の同コスト、固体中間媒体の場合、1次系のみのコストを計上した。

注6　本評価におけるコスト変動要素は以下のとおりである。
案1-2　バブリングによる伝熱性能向上能力の過大評価による伝熱面積の増加
案2-1　本概念は、通常の二重管SGと比較し安全性上の向上が見受けられなかったため、ラフな概念段階のものである。
詳細概念設計により物量は増加するものと考えられる。。
案2-3　三重管の同時破断を防止する観点から、伝熱管肉厚増加の可能性有り。その場合、物量増加。

注7　案1-2はバブリング装置を採用しているがそのコストは、SGのコスト内に含まれている。

(2) 安全性

ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルおよびナトリウム側バウンダリの破損対応に着目して、安全性の比較評価を行った。各項目の主要な内容は以下のとおりである。

(ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャル)

・共通要因破損の排除
・片側リークによる従属破損の排除
・同時リーク発生頻度の低減
・同時リーク時のナトリウム－水反応規模の緩和

(ナトリウム側バウンダリの破損対応)

・炉心安全確保
・リーク後の復旧対応

安全性の評価結果を表5.1.3-3に示す。

各二次系簡素化概念のうち、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1－2）および固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3－1）は、鉛ビスマスリーク対応や、固体熱媒体部でのき裂進展の考え方など今後の研究開発に期待する部分が大きいが、ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管の独立設置に伴い、共通要因による貫通破断を想定する必要のないこと、同時リーク時にナトリウム－水反応が発生せず、ナトリウム－水反応事故排除のポテンシャルが高いことを考慮して、高いレベルで安全要求条件を満足していると評価した。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2－2）および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2－3）は、内外管間隙幅拡大などの設計対応を行っているが、チューブ型伝熱管の構造上、貫通破断時には従来型ＳＧと同程度のナトリウム－水反応が発生する。ただし、案2－2は密封構造二重管の採用による同時リーク発生頻度の低減、案2－3はリブ付き隔壁管の設置によるナトリウム－水反応規模緩和効果の特徴を有する。また、一次系高圧化ＳＧ（案4）は、ギロチン破断時にも炉心安全を確保できる可能性を有しており、案2－2および案2－3と合わせて、安全要求条件を満足していると評価した。

一方、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型ＳＧ（案1－1）は、水蒸気伝熱管ホイップ時のナトリウム伝熱管破損の可能性、鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧ（案2－1）は内外管の構造・製作分離を説明できないこと、固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案3－2）は案3－1と比較してアルミニウム中のき裂進展挙動などに係る知見が不明であるため、所定の安全要求条件に到達していないと判断した。特に、案1－1の水蒸気伝熱管ホイップの検討から明らかなように、ナトリウム系と水蒸気系の空間分離は隔壁を用いて徹底する必要がある。

表 5.1.3-3　二次系簡素化概念　安全性の比較評価

番号[1]			案1-1		案1-2		案2-1		案2-2		案2-3		案3-1		案3-2		案4	
概念			液体金属を利用したプール型				液体金属を利用したチューブ型						固体媒体を利用				一次系高圧化SG	
			鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG		固体銅熱媒体HIP型SG		固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG			
Na−水反応排除のポテンシャル	共通要因破損の排除	環境の分離	・同一鉛ビスマスと接触も腐食防止技術確立に期待	●	・同一鉛ビスマスと接触も腐食防止技術の確立に期待 ・各伝熱管は隔壁により異なる空間に設置	●	・同一鉛ビスマスと接触も腐食防止技術の確立に期待	●	・同一鉛ビスマスと接触も腐食防止技術(密封空間)の確立に期待	●	・同一鉛ビスマスと接触も腐食防止技術の確立に期待	●	・固体銅を設置して、Na、水・蒸気伝熱管の環境分離	○	・固体アルミニウムを設置して、Na、水・蒸気伝熱管の環境分離	○	－	－
		構造の分離	・Na、水蒸気伝熱管は独立に設置	○	・同左	○	・間隙幅が狭く、構造分離の説明困難	△	・間隙幅を拡大し、かつ、リブなどにより内外管の接触防止(リブなどを介する線接触のみ)	○*	・リブ付き隔壁管を設置し、内外管を構造分離し、接触防止	○	・銅を介してNa、水蒸気伝熱管を接合 ・固体銅全体で荷重負荷	●*	・アルミニウムを介してNa、水・蒸気伝熱管を接合 ・ただし、アルミニウムの降伏点が低く、塑性変形による荷重吸収に期待	●	－	－
		製作の分離	・各伝熱管は別々に製作	○	・同左	○	・内外管を組合せた状態で溶接・機械加工を実施(ただし、管-管溶接不要) ・鉛ビスマス充填工程必要	△	・ヘリカルコイル加工済みの内外管を挿入後、管-管溶接を実施(溶接位置は内外管で相違) ・鉛ビスマス充填工程必要	●	・内外管を別々に製作して、挿入	●	・各伝熱管は別々に製作後、HIP接合	●	・各伝熱管は別々に製作後、アルミニウム鋳造	●	－	－
	片側リークによる従属破損の排除	き裂進展の防止	・伝熱管独立設置も、水蒸気伝熱管ホイップ時にNa伝熱管破損の恐れあり[illegible]	△	・Na、水蒸気伝熱管は異なる空間に設置し、従属破損排除	○	・間隙部への組網線挿入により対応	○	・間隙幅確保により対応	○	・リブ付き隔壁管設置により対応	○	・圧縮応力場で固体銅中のき裂進展速度は[illegible] ・き裂が伝熱管表面に到達しても接合界面に沿って進展する見通し	●	・き裂進展速度は不明(案3-1のように圧縮応力場で[illegible]) ・き裂が伝熱管表面に到達しても、低強度の接合界面に沿って進展と推測	△	－	－
		中間媒体とNa、水との反応	・激しい化学反応が発生しない鉛ビスマスを採用	●	・同左	●	・同左	●	・同左	●	・同左	●	・Na、水蒸気による銅の腐食速度低[illegible] ・上記のき裂進展速度と合せて、定期的な伝熱管検査で対応可能な見通し ・ただし、リーク検知系(検知性能低)も設置[illegible]	●	・水蒸気によるアルミニウム腐食が懸念[illegible] ・有効なリーク検知手段なし(鋳造のため、リーク検出孔の設置困難)	△	－	－
		一次Na、水・蒸気圧力荷重による残りの伝熱管破損の回避	・構造設計により対応 ・R&Dは必要であるが、Na伝熱管検査により水蒸気伝熱管破損時の肉厚担保可能	●	・同左	●	・構造設計により対応 ・外管検査精度が低く、内管破損時の肉厚担保に大きな期待できず	△	・構造設計により対応 ・外管検査困難も耐圧検査可能	△	・同左	△	・固体媒体の構造設計により対応	●	・固体媒体の構造設計により対応	●	－	－
	同時リーク発生頻度の低減	同時リーク範囲(隣接伝熱管との同時リーク重ね合わせ)	・リーク水領域が大きく、多数の伝熱管との重ね合せを考慮する必要があるため、低リーク検知性能と合わせて、発生頻度の低減困難	△	(同時リーク時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要性小)	(○)	・鉛ビスマス充填効果は小さく、発生頻度の低減困難	△	・各伝熱管で独立の鉛ビスマス空間を有しており、隣接伝熱管リークの重ね合せ不要(同時リーク発生頻度10[illegible]/炉年以下の実現可)	○	(同時リーク時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要性小)	(○)	(同時リーク時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要性小)	(○)	(同時リーク時のNa−水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要性小)	(○)	－	－
		リーク検知性能	・鉛ビスマスリーク検知性能の向上必要[illegible]	△	(上記と同様に、リーク検知性能向上の必要性は比較的小)	(○)	・鉛ビスマスリーク検知性能の向上必要[illegible]	△	・ガス圧監視により比較的早期にリーク検知可能な見通し[illegible]	○	(上記と同様に、リーク検知性能向上の必要性は比較的小)	(○)	(上記と同様に、リーク検知性能向上の必要性は比較的小)	(○)	(上記と同様に、リーク検知性能向上の必要性は比較的小)	(○)	－	－
	同時リーク時のNa−水反応規模の緩和		・水蒸気側大リーク/Na側小リーク条件で反応規模[illegible] ・伝熱管ホイップ挙動より大リークの重ね合せを考慮せざるを得ない[illegible]	△	・小径の蒸気泡がNa伝熱管設置空間に移行する程度で、同時リークを想定しても反応規模小の見通し(案2-3よりもポテンシャル高)[illegible]	●	・早期同時リーク検出により1DEG以下とできる見通し ・構造分離の説明困難で、貫通破断想定の恐れ有り[illegible]	△	・早期同時リーク検出により1DEG以下とできる見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動モードが相違する伝熱管の開発必要	●	・外管表面への水リーク率は低く、同時リークを想定しても反応規模小の見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動モードが相違する伝熱管の開発必要	●	・三重の固体バリアを介するため、反応規模小の見通し[illegible]	●	・同左	●	・Na高圧化に伴い、1DEG想定時も炉心安全を確保できる可能性有り ・放射能濃度計、音響計等により早期リーク検出	●
Na側バウンダリの破損対応	炉心安全確保		・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性を有するが、最大リーク量が1000ton以上と大きく、R&D必要	●	・同左	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1,1-2よりリーク量小も(25ton)、R&D必要	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・R&D必要であるが、リーク量最小(0.13ton)	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1,1-2よりリーク量が小さいが(185ton)、R&D必要	●	(固体媒体で課題なし)	－	(固体媒体で課題なし)	－	(中間媒体なし)	－
	復旧対応		・リーク量最大で復旧対応の検討必要 ・ただし、大部分のリーク鉛ビスマスは容器内に滞留する可能性有り	●	・同左	●	・リーク量は比較的大で復旧対応の検討必要 ・別途、鉛ビスマスの分離設備を設置すべき可能性あり	●	・リーク量最小で、復旧対応も他の概念より容易[illegible]	●	・リーク量は比較的大で復旧対応の検討必要 ・別途、鉛ビスマスの分離設備を設置すべき可能性あり	●	(固体媒体で課題なし)	－	(固体媒体で課題なし)	－	(中間媒体なし)	－
安全性評価[2]			・伝熱管ホイップによるNa伝熱管破損の可能性や、同時リーク発生頻度より、Na−水反応排除のポテンシャルが高いと言い難い	△	・鉛ビスマスリーク対応の開発必要であるが、同時リーク時のNa−水反応規模が小さく、DBEとしての取扱も可能な見通し	◎	・構造・製作分離の説明困難で、二重管SGに対する安全上の優位性小	△	・同時リーク時のNa−水反応排除不可、貫通破断排除のための伝熱管開発必要 ・ただし、密封構造の採用により10^{-7}/年以下の同時リーク発生頻度を実現でき、鉛ビスマスリーク量も最小	○	・鉛ビスマスリーク対応(リーク量は案1-2より小)、貫通破断排除のための伝熱管開発必要であるが、同時リーク時のNa−水反応規模が小さく、DBEとしての取扱も可能な見通し	◎	・構造分離の考え方を含めて開発項目は多いが、き裂進展、腐食速度が小さく、同時リーク時のNa−水反応を排除できる見通し	◎	・固体媒体でのき裂進展に係る知見不明 ・必ずしも早期検知の必要はないが、有効なリーク検知手段なし	△	・1DEG想定しても炉心安全を確保できる可能性あり	○

注1)記号の意味は以下のとおり。 ○:要求条件を満足、●:要求条件を達成する見通しもR&Dによる確証必要、△:要求条件を満足していない　注2)ただし、安全性評価では、◎(○よりも高いレベルで要求条件を満足)、○、△の3種類の記号で評価
注3)灰色は安全性評価を行う上で主要なの判断要素とした項目

(3) 構造健全性

一次系高圧化ＳＧ（案 4）を除くいずれの二次系簡素化概念も中間熱媒体の採用により重量が増加するが、免震設計の導入や適切な本体胴の肉厚設定により耐震性を確保できる見通しである。

また、適切な伝熱管－本体胴の熱膨張差吸収構造を設定するとともに、固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3－1）では定常時の熱応力評価などを実施した。いずれの概念も熱過渡に対する構造健全性評価を実施しておらず、また、伝熱管相互の温度差による座屈が懸念されるが、管板構造の工夫や材料変更などの設計対応により構造健全性を達成できる見通しと考えられる。案 3－1は、材料、伝熱管配列の工夫により熱膨張差などに対する構造健全性を確保できる可能性を有するが、設計自由度は制限される。

上記以外に、固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案3－2）は、伝熱管－固体アルミニウム間の熱抵抗低減に関して、鋳造工程で伝熱管表面に生成するアルミニウム拡散層の接合強度に期待している。この拡散層は高温状態ではく離し、接合強度が低下すると報告されているため、現状技術では構造健全性確保の見通しは低いと判断した。

また、鉛ビスマス熱媒体プールおよびチューブ型ＳＧは、鉛ビスマスの使用に伴い、腐食量が小さい 12Cr 系などのフェライト鋼を採用しており、鉛ビスマス中酸素濃度制御などの耐腐食技術開発に期待している。特に、案2－2および2－3のチューブ型ＳＧでは、間隙部の鉛ビスマスが滞留状態となることや（逆に金属溶解度の飽和により腐食量を限定できる可能性あり）、リブなどを使用した間隙部の構造上、鉛ビスマス中で摺動・フレッティング磨耗が発生する可能性を有しており、水蒸気側からの水素透過の影響を含めて腐食性への影響を把握する必要がある。

(4) 製作建設性

鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接型ＳＧ（案1－1）および分離設置型ＳＧ（案1－2）、一次系高圧化ＳＧ（案4）の3概念は、伝熱管本数増加に伴い溶接作業などが煩雑となる部分はあるが、製作対応は可能である。ただし、案1－1は、鋼材重量が 1000 トン以上と大きく、現状仕様では機器一体輸送が困難である。

鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧの3概念は、間隙部への鉛ビスマス充填やリブ付き隔壁管の設置などの新しいアイデアを取込んでおり、要素試験データをもとに適切な仕様の伝熱管を開発する必要がある。特に、鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2－2）は、ヘリカルコイル加工済みのリブ（または、ワイヤスペーサ）付き内外管の挿入性、密封状態の間隙部への鉛ビスマス充填方法に係る技術課題を解決する必要がある。他の鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧよりも技術開発のハードルは高い

と考えられ、U字管形状への変更も視野に入れて、今後の検討を進めなければならない。

固体熱媒体型ＳＧの２概念は、いずれも製作性に関する技術課題が多い。固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧは（案 3−1)、ＨＩＰ製造技術開発の必要性に加えて、現状のＨＩＰ製造設備能力では対応不可である。一方、固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案3−2）は、大型構造物の鋳造性やアルミニウム拡散層厚さの制御方法に係る技術課題の解決が困難と考えられる。

(5) 運転・保守補修性

一次系高圧化ＳＧ（案 4）を除くいずれの二次系簡素化概念もナトリウム伝熱管の検査、補修方法などの技術課題を有している。特に、鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧの３概念は、内管内側より外管（ナトリウム伝熱管）検査を行うことを想定しており、検査方法の開発と平行して、安全シナリオとの整合を検討する必要がある。

リーク検出性について、現状技術では、鉛ビスマス熱媒体プールおよびチューブ型ＳＧのナトリウム伝熱管破損、固体熱媒体型ＳＧの伝熱管破損の早期検知は困難である。ただし、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2)、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3)、固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3−1）の３概念は、(2)項「安全性」に記載したように、同時リーク時のナトリウム−水反応規模が小さく、リーク検出時間への要求緩和が可能である。また、鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2−2）は、伝熱管ごとに鉛ビスマス空間が独立しているため、カバーガス圧監視により比較的早期にリーク検知が可能な見通しである。

(6) プラントとの整合性

二次系簡素化概念をプラントに組み込む場合、一次系ポンプ配置、崩壊熱除去系の選定、建屋への影響、二次補助系の構成が大きな整合点となる。

プラントとの整合性の整理結果を表5.1.3-4 に示す。

鉛ビスマス熱媒体プールおよびチューブ型ＳＧと比較して、固体熱媒体型ＳＧは、崩壊熱除去系の選定に関連するコスト増加要因を有する一方、中間熱媒体のドレン・純化系、反応生成物処理系を削除できるため、概念選定の大きな要因にならないと考える。

一次系高圧化ＳＧは、一次ナトリウム高圧化（5.9MPa）に伴って、原子炉容器への 12Cr 系鋼の採用、ナトリウム配管側部流入方式による原子炉容器径の縮小に加えて、一次ナトリウム低温化（500℃）と炉壁冷却による低温域での原子炉容器の使用、ＵＩＳ引抜きによる燃料交換方式の採用など、プラント側への影響は大きく、十分に検討する必要がある。

表 5.1.3-4 二次系簡素化概念 プラントとの整合性の整理

番号	(参考)	案1-1	案1-2	案2-1	案2-2	案2-3	案3-1	案3-2
項目	従来型2次系有りループ型プラント	液体金属を利用したプール型		液体金属を利用したチューブ型			固体媒体を利用	
		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG	固体銅熱媒体HIP型SG	固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG
ポンプ配置	・一次ポンプはIHXと合体 ・二次ポンプはミドルレグを配置し分離設置	・ミドルレグを設置し、ポンプは分離配置 ・SG側ホットレグ入口部のフロア高さ上昇につきホットレグ配管は3エルボ引き回し	・SG内に配管を有するためポンプ合体及び分離配置の選択が可能 ・3エルボ引き回しは、案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・ポンプ配置は案1-1と同じ ・900MWt×4基構成のためSG高さは低い、そのためT/E型配管採用可能。
崩壊熱除去系(SG2基を有する大型炉の場合)	DRACS×1 IRACS(2次冷却材:Na)×2	DRACS×1 PRACS(Na)[1)]×2	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	DRACS×3 or DRACS×1+別系統PRACS×2	・案3-1と同じ
建屋への影響	-	・SGは、原子炉建屋内(C/V)配置のため、原子炉建屋の容量は増加 ・SGを含む二次系がなくなるので、原子炉補助建屋の容積は減少 ・原子炉建屋の方がコストは高いが、トータルとしては若干減少する傾向	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ	・案1-1と同じ
二次補助系の構成	・二次Naドレン系、純化系有り ・ラプチャーディスクより分岐するNa-水反応性生物分離設備有り	・Pb-Biドレン系、純化系有り ・Pb-Biの一次系への流入対策要	・ドレン・純化 案1-1と同じ ・Pb-Biの流入 案1-1と同じ ・伝熱性能向上のためバブリング系統有り	・案1-1と同じ	・密封された状態でPb-Biの腐食を押さえられるかR&Dが必要	・案1-1と同じ	・補助系統は必要ない	・案3-1と同じ

注1)案1、案2の概念では、IRACS(2次冷却材:Pb-Bi or Na)を選択することも可能であるが、
上下伝熱中心差を確保できかつ炉心を直接冷却できるナトリウムが存在するため、PRACS(Na)を選択している。

(7) 技術開発課題

伝熱性能（経済性)、安全性、構造健全性、製作建設性、運転・保守補修性の観点より、各二次系簡素化概念の技術開発課題を整理した。技術開発課題の整理結果を表5.1.3-5に示す。

鉛ビスマス熱媒体プールおよびチューブ型ＳＧでは、「ナトリウム伝熱管破損対応」、「水蒸気伝熱管破損対応」、「鉛ビスマス耐腐食技術」の技術課題が共通である。

共通課題のうち、ナトリウム伝熱管破損対応について、一次ナトリウム側への鉛ビスマス移行を考慮すると、下方に堆積するなどの鉛ビスマスリーク挙動の把握、鉛ビスマスリーク制限条件の明確化、鉛ビスマスリーク検知方法の開発を行い、鉛ビスマスリーク時に運転対応が多少遅れても安全上支障の無いことの説明が重要である。ただし、鉛ビスマスチューブ熱媒体・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2−2）は、鉛ビスマスリーク量が極めて小さく、かつ、比較的容易に早期検知が可能であるため、技術開発のハードルは低い。鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2）および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3）は、鉛ビスマス中のリーク水がナトリウム伝熱管表面に流れ込まないこと（ナトリウム伝熱管と水蒸気伝熱管の空間分離）を明らかにする必要がある。

鉛ビスマス耐腐食技術について、特に鉛ビスマス熱媒体チューブ型ＳＧでは、間隙部の鉛ビスマス流動状況や摺動・フレッティング磨耗などの新たな破損要因追加を考慮すると、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧよりも技術開発のハードルが高い可能性を有しており、アプリオリな貫通破断の排除を視野に入れた適切な仕様の伝熱管を開発する必要がある。

共通課題以外では、鉛ビスマス熱媒体プール型ＳＧの伝熱性能に係る課題が重要である。案1−2では、バブリングの採用により経済性向上を実現しており、候補概念を選定する上、クリティカルな課題となっている。

固体熱媒体型ＳＧでは、伝熱性確保の観点より伝熱管と固体熱媒体を接合するため、構造健全性および製作建設性の技術課題が重要である。固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3−1）における構造健全性確保およびＨＩＰ製造能力拡大、固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案3−2）における大型構造物の鋳造性およびアルミニウム拡散層厚さの制御性・はく離防止対策のいずれも技術開発のハードルは高い。

一次系高圧化（案4）では、高圧条件下でのナトリウム−水反応挙動を把握する必要はあるが、ＳＧ本体に係る技術課題は比較的少ない。ただし、プラント全体への影響を十分に留意した上で、検討・開発を進めていく必要がある。

表 5.1.3-5　二次系簡素化概念 技術開発課題の整理

番号		案1-1	案1-2	案2-1	案2-2	案2-3	案3-1	案3-2	案4
概念		液体金属を利用したプール型		液体金属を利用したチューブ型			固体媒体を利用		一次系高圧化SG
		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG	鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG	鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG	固体銅熱媒体HIP型SG	固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG	
伝熱性能	基本性能	・鉛ビスマスの伝熱相関式の把握（濡れ性、酸化皮膜等の影響を含む）	・同左	・なし	・なし	・なし	・伝熱管−固体銅間の熱抵抗の把握（経時変化を含む）	・伝熱管−固体アルミニウム間の熱抵抗の把握（経時変化含む）	・なし
	管群効果、伝熱向上方策など	・管群体系への伝熱相関式の適用性の明確化（管群では隣接局所自然対流のが干渉により伝熱性能低下）	・バブリングによる伝熱性能向上効果の把握（バブル注入方法などを含む）	・なし	・なし	・なし	・管群体系の伝熱設計手法の明確化	・同左	・なし
安全性	Na伝熱管破損対応	・鉛ビスマスリーク挙動の把握	・同左	・同左	・同左（リーク量が少なく、他の概念よりも重要度小）	・同左	・Naによる銅の溶解・腐食挙動の把握	・Naによるアルミニウムの溶解・腐食速度の把握	−
		・炉心安全、構造健全性確保に係る判断条件の明確化	・同左	・同左	・同左	・同左	・なし	・なし	−
		・リーク検出方法の開発（固体電解質リーク検知計等）	・同左（ただし、Na−水反応排除に伴い早期リーク検知を要求されないことに期待）	・同左	・なし（ガス圧監視で対応の計画）	・同左（Na−水反応排除に伴い早期リーク検知を要求されないことに期待）	・同左（き裂進展速度が遅いことを利用して基本的には伝熱管検査で対応。案3-2より対応容易）	・同左	−
		・Naと鉛ビスマス分離などの復旧方法の具体化	・同左	・同左	・同左（リーク量が少なく、他の概念よりも重要度小）	・同左	・なし	・なし	−
	水蒸気伝熱管破損対応	・蒸気爆発、腐食への影響を含めた鉛ビスマス中でのリーク水挙動の把握	・同左（蒸気泡がNa伝熱管設置空間に移行しないことの確証）	・同左	・同左	・同左（鉛ビスマス充填、隔壁設置効果の確証）	・高温水による銅の溶解・腐食挙動の把握	・高温水によるアルミニウムの溶解・腐食挙動の把握	（同時リーク対応に記載）
		・湿分計等によるリーク検出性能の確認	・同左	・同左	・同左	・同左	・リーク検出方法の開発（き裂進展速度が遅いことを利用して基本的には伝熱管検査で対応。案3-2より対応容易）	・同左	・放射能濃度計などによるリーク検出性能の確認
	中間媒体破損対応（固体媒体）	−	−	−	−	−	・固体銅のき裂進展挙動の把握（き裂が進展しない条件の明確化）	・固体アルミニウムのき裂進展状況の把握	−
	同時リーク対応	・Na伝熱管内でのNa−水反応挙動の把握	・同左（案1-1よりもNa伝熱管内へのリーク量小）	・Na−水反応挙動の把握（従来型二重管SGと同じ） ・貫通破断排除シナリオの構築	・同左（従来型二重管SGと同じ） ・貫通破断排除シナリオの構築	・同左（案2-1、2-2よりもリーク量小） ・貫通破断排除シナリオの構築	・Na伝熱管内でのNa−水反応挙動の把握（Na伝熱管内へのリーク量小）	・同左（Na伝熱管内へのリーク量小）	・伝熱管内でのNa−水反応挙動の把握
		・同時リーク対策設備の具体化	・同左（リーク量小で、対応は比較的容易の見通し）	・同左（従来型の二重管SGと同じ）	・同左（従来型の二重管SGと同じ）	・同左（リーク量小で、対応は比較的容易の見通し）	・同左（ガス中の連絡管部）	・同左（ガス中の連絡管部）	・同左
		・水蒸気伝熱管ホイップ対応の明確化	・なし	・なし	・なし	・なし	・なし（連絡管部での対応明確化）	・なし（連絡管部での対応明確化）	・なし
構造健全性	構造健全性	・熱過渡、伝熱管相互の温度差に対する構造健全性	・同左	・同左	・熱過渡に対する構造健全性 ・内外管相互の摺動・フレッティング磨耗対策	・熱過渡、伝熱管相互の温度差に対する構造健全性 ・内外管、リブ付き隔壁管相互の摺動・フレッティング磨耗対策	・材料強度データの取得 ・HIP接合強度の把握（経時変化を含む） ・熱膨張差に起因する発生応力低減方策の確証	・材料強度データの把握 ・鋳造接合強度の把握 ・アルミニウム塑性変形による荷重吸収方策の確証	・なし
	耐震性	・大型重量物の耐震性	・同左	・なし	・なし	・なし	・なし	・なし	・なし
	中間媒体との共存性	・鉛ビスマス耐腐食性技術の開発	・同左（バブリングによる影響を含む）	・同左（鉛ビスマス滞留状態による影響を含む）	・同左（鉛ビスマス密封滞留状態による影響を含む）	・同左（鉛ビスマス滞留状態による影響を含む）	・接合界面における強度低下の有無の確認（銅へのCr等の拡散）	・同左（鋳造および高温運転時における伝熱管表面のアルミニウム脆化、はく離）	・なし
製作建設性		・なし	・なし	・間隙部への鉛ビスマス充填方法の開発	・間隙部への鉛ビスマス充填方法の開発 ・ヘリカルコイル加工済み内外管の挿入性 ・内外管で振動モードの相違する伝熱管の開発	・内外管で振動モードの相違する伝熱管の開発	・HIP材料、製造条件、製作手順などの最適化（コスト低減） ・製造能力の拡大	・大型鋳造物の製作性 ・鋳造によるアルミニウム拡散厚さの制御性	・なし
運転・保守性		・Naおよび水蒸気伝熱管検査、プラグ方法の開発	・同左	・同左	・同左	・同左	・伝熱管および固体銅検査方法の開発	・伝熱管および固体アルミニウム検査方法の開発	・なし

注1）アンダーラインは概念の成立性を左右する重要な課題

(8) 総合評価

上記の検討結果に基づく二次系簡素化概念の総合評価結果を表5.1.3-6に示す。

各二次系簡素化概念のうち、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案 1−2)、鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2−2)、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3)、一次系高圧化ＳＧ（案4）の4概念が「二次系を有する概念を基準とするコスト低減」および「ナトリウム−水反応排除のポテンシャル向上」の主要な要求条件を満足できる見通しである。ただし、一次系高圧化ＳＧ（案 4）は、一次ナトリウム高圧化に伴い、ナトリウム配管側部流出入方式などナトリウム冷却大型炉と異なる概念を取込む必要があることや、原子炉容器・配管の構造健全性、炉上部の高圧化対応などプラント側への影響が大きいことを第一義的に考慮しなければならないと評価した。

上記以外の概念を選定しなかった理由は、以下のとおりである。

・鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置ＳＧ（案1−1）　：鉛ビスマスの隣接セル対流の干渉により、逆に伝熱性能が低下して、二次系を有する概念の約1.28倍とコストが高い。また、水蒸気伝熱管ホイップによるナトリウム伝熱管破損伝播や、リーク水領域に多数のナトリウム伝熱管が存在し、同時リーク発生頻度が比較的高いことを考慮すると、ナトリウム−水反応排除のポテンシャルが高いと判断できない。

・ 鉛ビスマス熱媒体チューブ・直管二重管型ＳＧ（案 2−1）　：物量最小で、コスト低減効果が最大の概念である。ただし、従来型二重管ＳＧと同様に、構造・製作分離の説明が困難で、かつ、同時リーク発生頻度および万一の同時リーク時におけるナトリウム−水反応規模に対する安全要求条件を満足できない。

・固体銅熱媒体ＨＩＰ型ＳＧ（案3−1）　：ナトリウム−水反応排除のポテンシャル向上の可能性を有するが、二次系を有する概念の約1.18倍とコストが高い。現状のＨＩＰ製造設備能力で対応できないことや、将来のＨＩＰ技術向上を考慮しても、詳細設計に伴い逆にコスト増加の恐れが大きいことから、経済性向上の可能性は低い。また、材料変更などの設計工夫を取込むことにより、構造健全性を確保できる可能性を有するが、設計自由度は限定される。

・固体アルミニウム熱媒体鋳造型ＳＧ（案3−2）　：二次系を有する概念の約1.33倍とコストが高い。案3−1と同様にナトリウム−水反応排除のポテンシャル向上の可能性を有するが、大型鋳造物でのアルミニウム拡散層厚さ（伝熱管と固体アルミニウム間の熱抵抗値を担保）の制御性・はく離防止対策、固体アルミニウム中のき裂進展

挙動の把握に係る技術開発のハードルが高い。

経済性および安全性の要求条件を満足する4概念のうち、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2）は、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3）よりコストが大きいが、バブリングを前提にした工夫により、二次系を有する概念に対して10%のコスト低減を実現できる可能性を有している。伝熱管の独立設置に伴い、アプリオリな貫通破断想定が不要であることに加えて、同時リーク時のナトリウム−水反応排除のポテンシャルは最大と考えられる。

鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3）は、狭い空間内でナトリウム伝熱管および水蒸気伝熱管を分離するため、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2）よりもナトリウム−水反応規模の緩和効果は小さく、かつ、アプリオリな貫通破断想定を排除するために内外管の振動モードが相違する伝熱管を開発する必要がある。ただし、二次系を有する概念の約0.68倍とコスト低減効果が大きく、伝熱管破損に伴うリーク鉛ビスマス量（最大値）も比較的小さい。

以上より、今後、検討対象とすべき二次系簡素化概念として、鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型ＳＧ（案1−2）および鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3）の2概念を選定する。

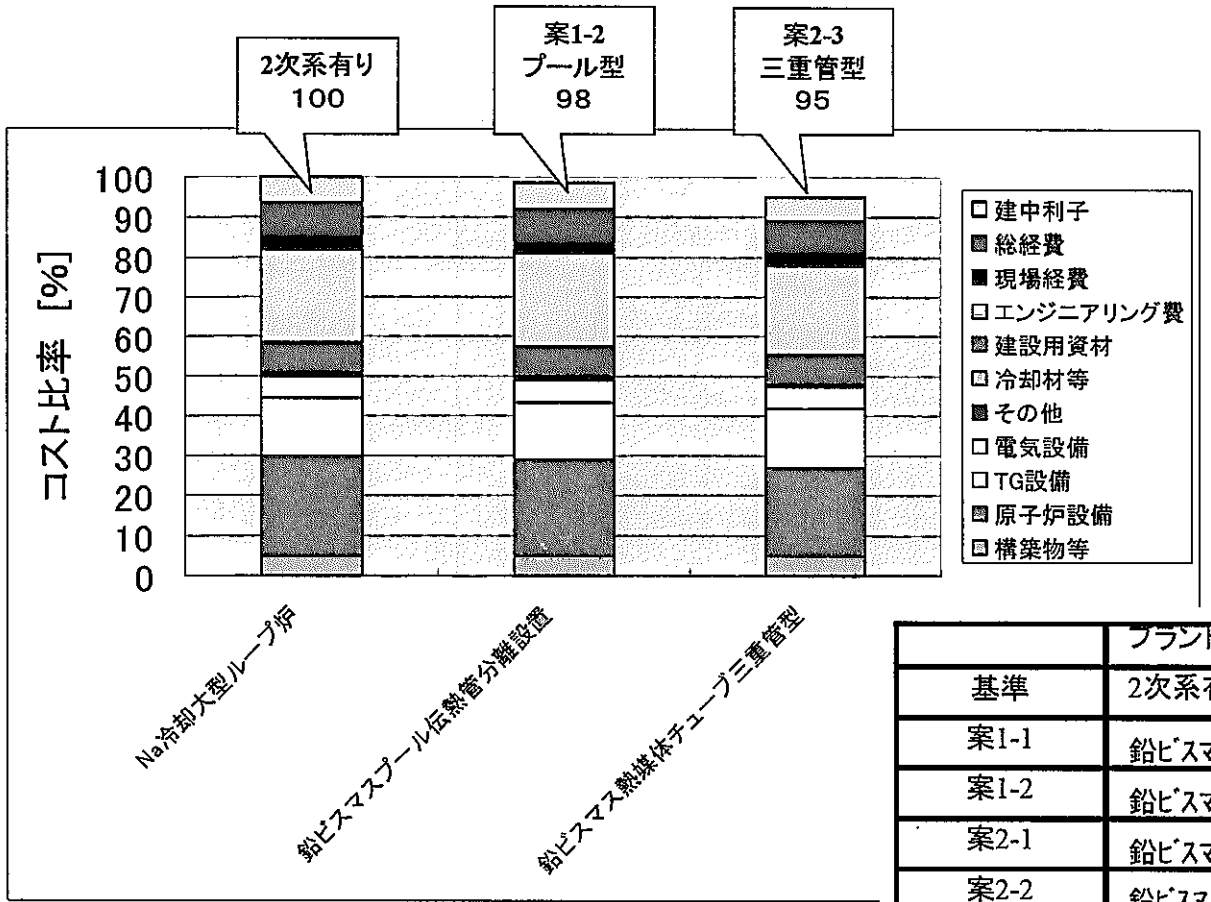
また、鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型ＳＧ（案2−2）は、従来型二重管ＳＧと同様に同時リーク時にナトリウム−水反応が発生するが、10^{-7}/年以下の同時リーク発生頻度を実現できることや、リーク鉛ビスマス量0.13トンと最小であることを考慮して、鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型ＳＧ（案2−3）を補完する形で検討を行うこととする。

表 5.1.3-6　二次系簡素化概念　総合評価

番号			案 1-1		案 1-2		案 2-1		案2-2		案 2-3		案 3-1		案 3-2		案4	
概念			液体金属を利用したプール型				液体金属を利用したチューブ型						固体媒体を利用				一次系高圧化SG	
			鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管近接設置型SG		鉛ビスマス熱媒体プール・伝熱管分離設置型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・二重管型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・密封ヘリカルコイル二重管型SG		鉛ビスマス熱媒体チューブ・三重管型SG		固体銅熱媒体HIP型SG		固体アルミニウム熱媒体鋳造型SG			
経済性	物量[2] (ton)	鋼材	1081	△	543	○	326	○上	558	○	582	○	730	△	1785	△	420	○上
		中間媒体	6270		3900		70		160		277		(上記に含む)		(上記に含む)		0	
	コスト比[2]		126	△	90	○	45	○上	75	○	68	○	118	△	133	△	(93、プラント全体)	○上
安全性	Na-水反応排除のポテンシャル	共通要因破損の排除(構造・製作の分離)	・Na、水蒸気伝熱管は独立に設置	○	・同左	○	・間隔幅が狭く、構造分離の説明困難 ・内外管の組合せ状態で溶接・機械加工を実施	△	・間隔幅を拡大し、かつ、リブなどにより内外管の接触防止 ・内外管別々に製作も鉛ビスマス充填等のR&D必要	●	・リブ付き隔壁管を設置し、内外管を構造分離し、接触防止 ・内外管別々に製作	●	・HIP接合するが、き裂等は伝熱管に伝播しない見通し	●	・アルミニウムを介して伝熱管を接合するが、アルミニウム塑性変形に期待	●	-	-
		片側リークによる従属破損の排除	・近接設置に伴い、水蒸気伝熱管ギャップ時にNa伝熱管破損の恐れあり	△	・Na、水蒸気伝熱管は異なる空間に設置し、従属破損排除	○	・伝熱管破損時の負荷荷重を想定した肉厚設定により対応可能 ・蒸気損耗も小さい見通し	○	・同左	○	・伝熱管破損時の負荷荷重を想定した肉厚設定により対応可能 ・隔壁により蒸気損耗回避	○	・圧縮応力場で固体銅中のき裂進展速度低 ・Na、水蒸気による銅の腐食速度も低で、従属破損排除の見通し	●	・き裂進展に係る知見がなく、有効なリーク検知手段なし ・水蒸気によるアルミニウム腐食が懸念	△	-	-
		同時リーク発生頻度の低減	・リーク水領域に多数のNa伝熱管が存在するため、発生頻度の低減困難 ・鉛ビスマスリーク検知性能の向上必要	△	(同時リーク時のNa-水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要小)	○	・鉛ビスマス充填効果は小さく、発生頻度の低減困難 ・鉛ビスマスリーク検知性能の向上必要	△	・各伝熱管で独立の鉛ビスマス空間を有しており、10^{-1}/炉年以下の同時リーク発生頻度の実現可	○	(同時リーク時のNa-水反応規模は小さく、発生頻度低減の必要小)	○	(同左)	○	(同左)	○	-	-
		同時リーク時のNa-水反応規模の緩和	・水蒸気側大リーク、Na側小リークで反応規模小に ・伝熱管ギャップ挙動より大リークの重ね合せを考慮せざるを得ない	△	・小径の蒸気泡がNa伝熱管空間に移行する程度で、同時リークを想定しても反応規模小の見通し(案2-3よりもポテンシャル高)	●上	・早期同時リーク検出により1DEG以下とできる見通し ・構造分離の説明困難で貫通破断想定の恐れ有り	△	・早期同時リーク検出により1DEG以下とできる見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動モードが相違する伝熱管の開発必要	●	・外管表面への水リーク率は低く、同時リークを想定しても反応規模小の見通し ・貫通破断排除のために、内外管の振動モードが相違する伝熱管の開発必要	●	・三重の固体バリアを介するため反応規模小の見通し	●	・同左	●	・1DEG想定時も伝熱管内のNa-水反応に制限され、炉心安全防護を確保できる見通し	◎
	Na側バウンダリの破損対応	(一次Na系への鉛ビスマスリーク)	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性を有するが、リーク量が多く、R&D必要	●	・同左	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1、1-2よりリーク量小もR&D必要	●	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・R&D必要であるがリーク量最小	●上	・既往知見より炉心安全に影響のないことを説明できる可能性あり ・案1-1、1-2よりリーク量小も、R&D必要	●上	-	-	-	-	-	-
構造健全性			・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈に留意する必要あり ・鉛ビスマス腐食は酸素濃度制御により対応 ・免震に加え、適切な肉厚設定により耐震性確保	●	・同左	●	・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈に留意する必要あり ・鉛ビスマス腐食は酸素濃度制御により対応(滞留状態)	●	・熱過渡に対する構造健全性、内外管相互の磨耗対策に留意する必要あり ・鉛ビスマス腐食は酸素濃度制御により対応(密封滞留状態)	●	・熱過渡に対する構造健全性、伝熱管座屈、内外管相互の磨耗対策に留意する必要あり ・鉛ビスマス腐食は酸素濃度制御により対応(滞留状態)	●	・伝熱管および銅の材質、伝熱管配置を工夫して、熱膨張による応力低減の可能性あるが、設計の自由度は限定	●?	・伝熱管との熱膨張差はアルミニウムの塑性変形で吸収、長期間の高温状態ではアルミニウム拡散層がはく離し、接合強度低下の恐れ	△	・従来型SGと同じ	○
製作建設性			・鋼材重量が大きく、機器一体輸送が困難	△	・大きな課題なし	○	・間隙部(部分的組網挿入り)への鉛ビスマス充填方法のR&D必要	△	・鉛ビスマス充填、ヘリカルコイル加工済み内外管の挿入性、内外管で振動モードの相違する伝熱管のR&D必要	●	・内外管で振動モードの相違する伝熱管のR&D必要	●	・材料データ採取を含めて、HIPによる製作方法のR&D必要	●	・複雑な大型構造物に対して均一、かつ、所定厚さのアルミニウム拡散層の生成は困難	△	・従来型SGと同じ	○
運転・保守補修性			・Naおよび水蒸気伝熱管検査・補修のR&D必要	●	・同左	●	・内外管の検査・補修のR&D必要(ISIによる外管肉厚担保のハードル高)	●	・同左	●	・同左	●	・Na伝熱管検査・補修のR&D必要	●	・同左	●	・従来型SGと同じ	○
プラントとの整合性			・プラント配置、Na系統条件等と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・ヘアリング採用、Na配管取合工夫等により、配置への影響緩和 ・IRACS、一次主循環ポンプとの合体可能	○	・プラント配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・プラント配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACS、一次主循環ポンプとの合体可能	○	・プラント配置、Na系統条件と整合可能 ・IRACSとの合体可能	○	・プラント配置、Na系統条件と整合可能 ・機器合体には適合せず	○	・同左	○	・一次Na高圧化に対し、炉容器および配管の構造健全性、炉上部高圧化対応などの課題大	△
技術開発課題			・伝熱性能の向上 ・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管ギャップ対応		・ヘアリングによる自然循環性能の向上 ・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管破損対応(鉛ビスマス中リーク挙動)		・Na伝熱管破損対応 ・貫通破断排除のシナリオ構築		・Na伝熱管破損対応 ・貫通破断排除のシナリオ構築 ・伝熱管の製作技術		・Na伝熱管破損対応 ・水蒸気伝熱管破損対応(狭い空間内での内外管分離) ・貫通破断排除のシナリオ構築 ・伝熱管の製作技術		・構造健全性対応 ・製作技術、製造能力の拡大		・構造健全性対応 ・水蒸気伝熱管破損対応 ・製作技術		・伝熱管破損対応	
総合評価			・コスト大に加えて、Na-水反応排除のポテンシャルも小さく、候補概念に選定しない	△	・Na伝熱管破損対応の課題を有するが、二次系有リ概念よりも経済性向上の見通しを有し、案2-3よりもNa-水反応排除のポテンシャルが高いため、検討対象概念に選定	◎	・物量甚小であるが、従来型二重管SGと同様に構造・製作分離が困難で、かつ、Na-水反応の可能性に対する安全要求条件を満足できないため、候補概念に選定しない	△	・製作方法、同時リーク時のNa-水反応規模の課題を有するが、10^{-7}/年以下の発生頻度を実現でき、かつ、鉛ビスマスリーク量が最小であることを考慮して、案2-3を補完する形で検討	◎	・二次系有り概念よりも経済性向上の見通しを有し(案1-2より高)、リブ付き隔壁管設置によるNa-水反応排除のポテンシャルに期待して、検討対象概念に選定	◎	・Na-水反応排除のポテンシャルを有するが、将来のHIP技術進歩を考慮しても、経済性向上は困難である。また、構造健全性確保の可能性を有するが、設計自由度が限定されることを考慮して、候補概念に選定しない	△	・Na-水反応排除のポテンシャルを有するが、コスト大。また、アルミニウム拡散層厚さの制御性、はく離防止対策などの技術開発のハードルが高いため、候補概念に選定しない	△	・経済性および安全性は要求条件を満足できる見通しも、一次Na高圧化に伴い、プラント側への影響を先ず一義的に評価しなければならない	△

注1)記号の意味は以下のとおり。 ○:良し、 ●:現状良いと判断するが、R&Dによる確証必要、 △:悪い　　ただし、総合評価では◎(選定)、△(検討対象外)で記載
注2)1785MWt条件での物量、注3)1500MWeの二次系有りプラント100に対する相対値(一次主冷却系、二次主冷却系、二次補助系を対象)、ただし、案4はプラント全体を対象　注4)灰色は総合評価を行う上での判断要素

2次系簡素化概念導入によるプラントコストの変化(1500MWe×2ツインプラント条件)概算



参考

2次系有概念で原子炉設備が占める割合:
全体の25%

主冷却系(1次+2次+SG)が原子炉設備
中で占める割合:36%

プラント全体コスト比率

	プラント名称	コスト比
基準	2次系有りプラント	100
案1-1	鉛ビスマスプール・伝熱管近接設置型	105
案1-2	鉛ビスマスプール・伝熱管分離設置型	98
案2-1	鉛ビスマスチューブ・二重管型	91
案2-2	鉛ビスマスチューブ・密封ヘリカルコイル二重管型	96
案2-3	鉛ビスマスチューブ・三重管型	95
案3-1	固体銅HIP型	105
案3-2	固体アルミニウム鋳造型	107
案4	一次系高圧化プラント概念	93

図 5.1.3-1 二次系簡素化概念 プラント全体コスト比較

5.2　重金属炉の評価

実用化戦略フェーズⅡは「開発工程」ではなく、フェーズⅢ以降の真の「開発工程」に入るための「選択の行程」である。従って、フェーズⅡにおける課題項目としては、「開発」の意志決定をするために必要最小限の課題に絞り込む必要がある。重金属炉は冷却材として鉛ビスマス合金を採用しており、液体金属冷却材という面からはナトリウム冷却炉と共通する部分もあるが、全てが共通という訳ではなく、原子炉冷却材として採用する場合の留意点は、既に4.2(1)で述べた通りである。「4.2.6(2)d.開発課題の摘出」では、フェーズⅠのプラント概念設計研究で対象とした鉛ビスマス冷却中型モジュール炉を対象とした開発課題を摘出した。これらの摘出された種々の課題点に対して、特に、ナトリウム冷却炉とは異なり工学的知見・運用経験が決して豊富ではないことを考慮して、フェーズⅡにおける課題点として以下の技術的課題を選定した。

(1)腐食制御技術
(2)ポロニウム対策
(3)2次系削除型プラントでのSG安全性
(4)保守・補修性
(5)その他の要素技術開発（新材料の開発、燃料健全性評価）

以上は、要素技術に関わる課題である。一方、これまでの中型モジュール重金属炉の概念設計研究の結果、現時点では、20万円/kWeの経済性目標は達成されていない。しかしながらモジュール単基出力の増大等の方策によりより一層の経済性向上の可能性があることから、更なる性能向上を目指したプラントシステム設計研究を実施し、重金属炉プラントとしての経済性、安全性等についてその限界を見極めつつプラント設計としての最適化を図る必要がある。よって、

(6) プラントシステム設計研究

をフェーズⅡでも継続して実施することとした。

以下では、各々の課題について、課題点の内容、及び成立性の見通しを得る為の技術開発項目との観点からまとめた。

(1)　腐食制御技術

ナトリウムに比して腐食性の高い鉛ビスマスと構造材との共存性を確保するためには、冷却材バウンダリや炉内構造物、炉心材料の腐食防止対策技術を確立する必要がある。腐食防止対策としては、これまでのところ、ロシアIPPEで開発された防護酸化皮膜による防食・腐食制御技術が最も有望と思われる。本方策は、冷却材中の溶存酸素濃度の適切な調整・管理により冷却材と接する鋼

材表面上に安定酸化皮膜（Fe_3O_4）を形成し、鋼材成分の鉛ビスマス中への溶出量を制限するというものである。酸素濃度が極端に小さいと酸化皮膜は形成されず、一方で酸素濃度の過多による固体酸化鉛の形成を阻止する必要がある。

本方策については、これまでにロシアがメインとなって種々の鋼材に対する材料腐食試験を実施してきており、有望な材料の鋼材成分等の情報も得られているが、これらの情報を参考にしつつ国内鋼材の腐食特性を把握すると共に、現状の（ロシアが開発した）防食技術・腐食制御技術の有効性を明らかにする必要がある。よって、設計研究によって得られたプラント運転条件を対象として、国内鋼材（ODS 鋼、12Cr 鋼等）の適合性を確認する材料試験を実施する。溶存酸素濃度や温度等の試験条件に対しては、目標とする運転領域内での条件のみならず、制限領域付近（酸素濃度過小・過多、定格時温度以上等）における条件設定を行い、本防食技術の限界を把握することが重要である。特に、プラントの事故時には炉心材料の温度が定格運転時の制限値（650℃：暫定）を超えて約 1000℃程度になると想定されている。本温度領域での燃料健全性の確保はプラントの受動安全性の成立性にとって重要なポイントである。特に、炉心材料（被覆管等）については、装荷前に酸化皮膜形成処理を行うことにより耐性が高まることが指摘されており、本処理方法についても見通しを得ておく必要がある。

防護酸化皮膜については、その安定性が重要であり容易に剥離しないこと、当該材料に要求される寿命期間中に防護酸化皮膜が安定に形成され続けることの確認が必要である。

酸素濃度制御技術としては、酸素成分注入方法、酸素成分除去方法（冷却材中還元反応）、酸素濃度測定技術等の基本技術に対する成立性の見通しを得る必要がある。プラント停止状態から定格運転時までの運転状態の変化に伴う冷却材温度変動に対応して、酸素濃度制御が十分に可能であることを確認することが重要である。特に、完全自然循環駆動方式の場合には、酸素濃度調整の際に全系統に渡って濃度が均一化するまでの時間が、強制循環方式に比して長期化すると考えられるが十分対応可能であるとの見通しを得る必要がある。

(2) ポロニウム対策

主として中性子によるビスマスの放射化により生成するポロニウムに対して、作業員、公衆の内部被曝防止の観点からの安全対策の成立性の見通しを得る必要がある。

ポロニウムの通常時の移行経路としては、概略、以下の様になる。

冷却材中

→ガス空間（→大部分はコールドトラップ等のポロニウム除去装置）
→ガスバウンダリからの定常リーク
→格納バウンダリまたはコンファインメントセル内空間
→セル内換気空調系
→大気中制御放出

となる。ガス空間としては炉容器カバーガスのみでなく、燃料交換時の燃料移送機、燃料洗浄・移送セルを考慮する必要がある。作業員の被曝に関しては、格納容器床上や燃料貯蔵プール室のポロニウム濃度が重要となる。

事故時には、バウンダリ破損等によりポロニウムの移行経路が上述の制御された状態から逸脱することとなり、適切な事故シナリオ（設計基準事象）の設定の基で十分な対応が図られることの見通しを得ておく必要がある。

上記の評価に際しては、ポロニウム生成、移行、沈着挙動に関する現象の把握が重要である。鉛ビスマス冷却材中でのポロニウムの存在形態(単体 or、化合物)や、温度に依存した冷却材からの移行量等はこれまでの諸外国における研究成果が適用できると考えられる。しかし、ガス空間中でのポロニウム沈着挙動については、エアロゾルの粒径分布測定等により定量的評価の為の基礎データを新たに得る必要がある。またポロニウムエアロゾルの形態の解明等の基礎特性の把握が重要である。従って、ポロニウムエアロゾル成分、エアロゾル物性、エアロゾル粒子径等の基礎特性を試験ポット等を用いて評価する。加えて、カバーガスへの移行率、構造材表面への吸着率等の特性について、冷却材、カバーガス及び構造材の温度をパラメータとした評価を行い、海外データとのクロスチェックを行うことが望ましい。

(3)蒸気発生器の安全基礎特性

重金属プラント概念では、鉛ビスマス冷却材の化学的活性度の低さを活用して、2 次系削除概念を採用し、1 次系冷却材回路中に蒸気発生器（SG）を組み入れた構成としている。鉛ビスマス冷却材中での伝熱特性の把握として、酸化皮膜が存在する条件下等での伝熱流動試験を実施し、管群体系での鉛ビスマス伝熱流動相関式を整備する。

安全性の観点からは、蒸気発生器伝熱管破損事故（SGTR）に対する安全対策の成立性の見通しを得る必要があり、SGTR 時の水・蒸気移行挙動、反応生成物を考慮した化学反応挙動の把握を目的とした基礎試験を実施する。

(4)保守・補修性

鉛ビスマス冷却材に関わる保守・補修技術の成立性の見通しを得ることを目的に、冷却材取扱技術に関連した基礎特性試験を実施する。具体的には、鉛ビスマス冷却材の濡れ性、集合体引き抜き時の残存鉛ビスマス冷却材量の把握、集合体洗浄方法の成立性の確認を行う。

(5)その他の要素技術開発

その他の開発課題としては、新材料の開発、燃料健全性評価が挙げられる。新材料の開発では、鉛ビスマス冷却材との共存性の確保を目的として、鋼材成分の調整・最適化、新たな表面コーティング方式等の酸素濃度制御によらない耐食技術の開発の見通しを得るための作業である。

燃料健全性評価では、文献調査等により既存データを整理し、フェーズⅢ以降での材料照射試験計画を検討する。

(6)プラントシステム設計研究

本フェーズで概念設計研究を実施したプラント概念では、現時点では、20 万円/kWe の経済性目標は達成されていない。しかしながら予備的な評価からモジュール単基出力の増大等の方策により一層の経済性向上の可能性があることを確認した。そこで、炉心核熱設計の詳細化等に基づく単基出力増大の追及、NSSS 物量の低減化、モジュール間での共用化を考慮した BOP 概念の詳細化・合理化、建屋配置の具体化等を実施し、経済性向上を目指した設計研究を実施する。加えて、多次元伝熱流動解析による炉心冷却性能、自然循環流動の詳細把握を行い、安全設計の成立性や設計合理化方策の摘出を行い、設計研究へのフィードバックを図る。耐震性の観点からは、現状の設計では 3 次元免震技術の適用が必須となっていることから、3 次元免震技術の適用性の見通しについて更なる検討を実施する。また、炉心性能（増殖性、燃焼度、安全性等）の追求の観点からは、自然循環方式に限定せず、強制循環方式も視野に入れた炉心性能の見極めが必要と考えられる。

5.3 ガス炉の評価

冷却材と燃料との組み合わせからガス炉の候補概念として、

① ピン型燃料炭酸ガス炉

② ピン型燃料ヘリウムガス炉（蒸気タービン発電、ガスタービン発電）

③ 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉

の３種類の概念をフェーズⅠで検討した結果、安全性を中心としてプラントシステム概念の成立性や軽水炉に比肩する経済性の評価、および今後の課題についてまとめる。

5.3.1 ピン型燃料炭酸ガス炉

改良型ガス冷却炉ＡＧＲのプラント技術を利用することにより、開発要素を少なくし、現有技術の延長線上での性能向上と経済性の追求を着眼点としたプラント概念を検討した。

プラント概念検討の結果、ＡＧＲのプラント技術を活用することによりいくつかの開発要素はあるものの、溶融燃料搬出経路を取り入れた炉心設計や炉心溶融に対するコアキャッチャーにより再臨界回避方策が達成できると評価された。しかし、先行ガス高速炉設計概念（ＥＴＧＢＲ）のままでは経済性目標を達成できないことから、大幅な物量削減による設計見直しを行ったが、冷却材がナトリウムに比べ熱伝達に劣る炭酸ガスのため、蒸気発生器(ボイラ)の物量が大きいことに加え、ＡＧＲにないコアキャッチャーや格納容器の安全設備が追加されたこと、あるいはガス循環機等所内負荷が大きいために、経済性目標を達成することが困難な見通しであることがわかった。また、安全性に関しては炉停止、崩壊熱除去に係る安全方針および格納容器やＳＡＳＳの採用により安全性が確保されること、プラントシステム概念が成立する見通しを得た。

なお、今後の課題として、安全性を実証するためにＣＤＡ事象推移評価、コアキャッチャー冷却性の確証、炉心熱流動特性確認、ＳＡＳＳの開発、および出力規模を増大したことにより設備が大型化されたため、構造健全性や製作性の観点から冷却系機器（ガス循環機・ボイラ）の性能確認、ＰＣＲＶ・ＳＣＣＶの健全性確認、主要機器振動特性確認が必要である。

5.3.2 ピン型燃料ヘリウムガス炉

（ｉ）蒸気タービン発電

欧州で検討されたＧＢＲ４の設計を参考にして、高圧のヘリウムガスを冷却材とし、新たな開発要素を少なくし、現有技術の延長線上での性能向上と経済性を追求したプラント概念を予備的に検討した。

プラント概念が成立するかどうか判断できるまでの検討はされていないが、ピン型燃料炭酸ガス炉と比べ高耐圧となるＰＣＲＶや局所格納容器の開発について技術的開発課題が大きいと考えられる。また、先行概念であるヘリウムガス炉ＧＢＲ４と炭酸ガス炉ＥＴＧＢＲにおける経済性検討の結果、ＧＢＲ４は系統圧力

が高いためＰＣＲＶ体積が大きくなり、ＥＴＧＢＲより建設コストが高くなる見通しである。

（ii）ガスタービン発電

耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉（ＣＤＡ防止機能強化型）は、ピン型燃料と直接サイクルガスタービン発電の組み合わせにより、高いプラント熱効率と中間熱輸送系を排除することによる経済性を追求するとともに、炉心溶融に係る対応を不要とするように安全性の向上を目指すプラント概念を検討した。

安全性評価の結果、設計想定事象である減圧事故に加えて、スクラム失敗、動的機器不作動を重畳した過酷な想定事象時に事象の進展が早く受動的制御素子挿入装置の作動を期待することがむずかしく、炉心溶融に至らない概念の成立が困難であることが明らかとなった。

しかし、耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉は、良好な炉心性能と高いプラント熱効率の直接ガスタービン発電により経済性の観点から魅力があるため、コアキャッチャーを利用した炉心損傷時影響閉じ込め型のプラント概念を継続して検討する余地が残されている。

5.3.3 被覆粒子燃料ヘリウムガス炉

被覆粒子燃料と直接サイクルガスタービン発電の組み合わせにより、高いプラント熱効率と中間熱輸送系を排除することによる経済性を追求するとともに、炉心溶融に係る対応を不要とするように安全性の向上を目指すプラント概念を検討した。

プラント概念検討の結果、炉心性能が低下するものの、減圧事故に加えてスクラム失敗、動的機器不作動を重畳した過酷な想定事象時においても冷却材流出流量を制限する機構や受動的制御素子挿入装置を強化することに加え、被覆粒子燃料の耐熱性を利用して炉心溶融に係る対応を不要と評価できるプラントシステム概念が成立する見通しを得た。また、経済性についても、ヘリウムガスで直接ガスタービン発電するためシステムが簡素化されることにより、経済性目標をほぼ達成する見通しである。

なお、今後の課題として、実機相当の高速中性子フルエンスでの実績がなく知見も少ない被覆粒子燃料、燃料集合体の開発、また実績のない縦置ガスタービンの採用によるヘリウムガスタービン発電設備の要素技術開発、および高温における構造健全性から原子炉圧力容器の断熱材・ライナーの開発、安全性の確保から補助炉心冷却系逆止弁、受動的制御素子挿入装置の開発や事故時自然循環による除熱性能の確証が必要である。

以上のことから、現状の知見をベースに有望なガス炉概念を抽出することは留保して、ピン型燃料ヘリウムガス炉（ガスタービン発電）および被覆粒子燃料ヘリウムガ

ス炉について、引き続き技術的成立性を中心に検討を進めて知見を蓄積することとする。すなわち、ピン型燃料ヘリウムガス炉（ガスタービン発電）は、ＣＤＡ影響緩和型プラント概念の成立性や経済性評価を検討し、被覆粒子燃料ヘリウムガス炉は炉心性能の向上や安全性の評価を行う。このピン型燃料ヘリウムガス炉（ガスタービン発電）および被覆粒子燃料ヘリウムガス炉の検討結果を踏まえ、ピン型燃料炭酸ガス炉を含めた比較検討を行い、ガス炉として開発目標を満たし魅力的な候補概念を抽出することとする。

5.4 水冷却炉の評価

ここでは、4.4 での検討に基づいて、実用化戦略調査研究にて設定している「高速増殖炉の概念検討における設計要求」（以下、「ユーザー要求」と称す）への適合性について検討を行う。

5.4.1 設計要求事項に対する適合性

(1)前提条件

(a) 構造健全性（含耐震性）

原子炉構造や主蒸気系の材料は、現行軽水炉と同一のものを使用することを前提としている。地震条件についても現行軽水炉並である。

主要機器の健全性を、熱応力、地震、振動、内圧及び腐食の観点から評価した場合、高転換比 BWR 型炉、高転換比 PWR 型炉については、現行軽水炉の圧力及び温度条件範囲内であるため、特に問題は無いと考えられる。

超臨界圧軽水冷却高速増殖炉（SCFBR）では、蒸気条件の高温・高圧化に伴い、炉内構造物の腐食及び安全弁等の機器の高温・高圧化についての対応が必要である。

(b) 製作建設性

現行軽水炉プラントを利用することを前提としている。したがって、製作性、製作時の検査性で課題となる構造物はない。また、組立・輸送・据付性については、原子炉容器、炉内構造物等の重量物は、工場組立、輸送、据付が確実にでき、製作時の現地試験性で課題となる構造物もないと考えられる。

(2)経済性

（a）建設費及び発電単価

高転換比 BWR 型炉、SCFBR の建設費は、それぞれ ABWR 程度、ABWR を下回るものと推定される。高転換比 PWR 型炉の建設費は評価していないが、PWR との設備比較から PWR の建設費を大きく下回ることはないと考える。

（b）燃焼度

高転換比 BWR 型炉は、炉心の内部ブランケットを含めた燃焼度が 6 万 MWd/t、内部ブランケットを除いた燃焼度が約 8 万 MWd/t 程度である。高転換比 PWR 型炉は内部ブランケットなし集合体の炉心部の燃焼度が 5.7 万 MWd/t、内部ブランケットあり集合体の内部ブランケットを除いた炉心部の燃焼度が 4.5 万 MWd/t である。SCFBR は、4.3 万 MWd/t である。

水冷却炉の燃焼度はナトリウム冷却炉に比べて低いという傾向はあるが、この程度の燃焼度でも現行軽水炉では十分な経済性が得られているという現状もあり、これ以上の燃焼度が必要かどうかは発電単価の評価を見て判断する必要がある。

（c）連続運転期間

高転換比 BWR 型炉、高転換比 PWR 型炉、SCFBR は、それぞれ連続運転期間を 24 ヶ月、15 ヶ月、13 ヶ月として炉心設計を行っている。

高転換比 BWR 型炉及び高転換比 PWR 型炉は、採用しているシステムがそれぞれ ABWR、PWR とほぼ同様であり、機器のメンテナンス上も特に問題が発生する可能性はなく、法令さえ整備できれば、24 ヶ月、15 ヶ月という連続運転期間を達成できると考える。

SCFBR は、放射線下における超臨界水の化学的挙動が把握され、機器への影響が確認でき、機器のメンテナンス上問題が発生しないことが確認できれば、13 ヶ月という連続運転期間は達成できると考える。

（d）稼働率

高転換比 BWR 型炉、高転換比 PWR 型炉、SCFBR の稼働率は、連続運転期間と定期点検期間からそれぞれ約 95%、約 94%、約 91%となり、目標である 90%以上の稼働率を達成できている。

高転換比 BWR 型炉の連続運転期間は 24 ヶ月である。高転換比 BWR 型炉は、再循環ポンプ（含むインターナルポンプ）を有していないという特徴があることから、ABWR の定検工程を参考に、その期間は 41 日程度と推定できる。

高転換比 PWR 型炉の連続運転期間は 15 ヶ月である。PWR において定検短縮のため検討されている、1)パーマネントキャビティシール、2)全自動原子炉容器ボルト取扱装置、3)超高速全自動渦電流探傷システム、が開発できることを前提に、その期間を 30 日程度とできると推定できる。

SCFBR の連続運転期間は 13 ヶ月であり、定検期間は、ABWR 及び PWR の定検工程を基に 39.5 日程度になると推定した。

（e）建設工期

高転換比 BWR 型炉、高転換比 PWR 型炉、SCFBR の建設工期は、それぞれ 48 ヶ月、48 ヶ月、45 ヶ月を達成できる見込みであり、建設工期の目標である 50 ヶ月を十分満足できる。

高転換比 BWR 型炉及び高転換比 PWR 型炉は、それぞれ ABWR、PWR とほぼ同等の設備構成を有していることから、ABWR、PWR と同等の建設工期を達成できると判断した。

SCFBR は、ABWR に類似の建屋構成を有しているが、ABWR に比べて原子炉建屋が一階層少ないことから、建屋一階層分に相当する建設期間の短縮が可能である。したがって、SCFBR の建設工期は 45 ヶ月を達成できると推定した。

(3)資源の有効利用

水冷却炉のうち、高転換比 BWR 型炉及び高転換比 PWR 型炉では、いくつかの再処理工程に基づいた低除染燃料を想定したところ、ほぼ上記設計目標で与えられている混入範囲上限程度（最大 4.5w/o）まで MA が混入しても増殖性を確保できることを示せた。また、FP の混入率は最大 1.5w/o 程度であり、低除染燃料を使用する自己マルチリサイクルを含め、増殖比 1.2 を超える高増殖性は期待できないが、増殖性は得られることが分かった。SCFBR においては、MA 混入率 5w/o まで、FP 混入率 3.2w/o までの混入範囲で、それぞれ単独または同時混入条件でも、増殖性（残存比＞1.01）を確保できることを見通せた。

すなわち、水冷却炉は、設計要求の範囲で低除染燃料を受け入れつつ増殖性を確保することができるが、1.2 を超える高増殖性は期待できない。これは、ボイド反応度係数・ボイド反応度を負にする安全上の対応によるものである。特に、ブランケットの短尺化による中性子の漏れの促進が増殖性能を低下させている。なお、本検討においては、高圧システムであることに鑑み、実用化されている軽水炉プラントと同様に冷却材バウンダリ破損を設計基準事象として想定するため、安全上の観点から負のボイド反応度係数・反応度を有する必要があると考え、これを前提条件として与えてある。

また、水冷却炉は、燃焼欠損反応度の補償が制約となり、炉心の平均燃焼度は 4.3 万・6 万 MWd/t とナトリウム冷却炉の 0.3・0.4 程度までしか達成できないと考えられる。このため、単位出力当たりのプルトニウム装荷量がナトリウム冷却炉に比べて３倍程度になり、再処理量も多くなるという特徴を有する。

(4)環境負荷低減

既に述べたが、水冷却炉では増殖性を保ちつつ、TRU を燃焼させることが可能である。ただし、ボイド反応度・ボイド係数を負にするため、混入させる燃料組成に応じ、軸方向に燃料仕様（炉心の高さ・富化度、ブランケットの高さ）を調整する必要がある。

(5)核拡散抵抗性

高転換比 BWR 型炉は径方向ブランケットを有しないため、集合体単位ではブランケット単独再処理による高品位プルトニウムの生産はできず、核不拡散性に優れている。一方、高転換比 PWR 型炉及び SCFBR は、径方向ブランケット集合体を有するため、再処理手順の工夫が必要である。

なお、水冷却炉では低除染燃料のマルチリサイクルが可能であり、この場合、核分裂性プルトニウムの同位体組成割合が減少し、さらに、MA・FP が混入するため、抵抗性を増大させることができる。

(6)安全性

現行軽水炉プラントを利用することを前提としているため、「軽水炉」の「指針、基準」に適合できるよう設計されている。しかし、以下の点は熱中性子炉と異なるため、水冷却炉の安全性の観点からは重要であると考えられる。

・増殖性確保のため、冷却材としての役割を持つ水を炉心から極力排除している。
・高速中性子を用いるため、ナトリウム冷却炉と同様に炉心体系が最大臨界形状にない。

１点目については、炉心設計にて対応可能と判断する。沸騰水型・加圧水型では、定常時の最小限界出力比・限界熱流束比が現行炉と同等の裕度を持つように、超臨界圧軽水冷却型については、相変化が生じない超臨界流体の特性を利用し、被覆管温度制限以下になるように設計している。さらに、反応度係数についても現行軽水炉と同じ特性を有する設計上の工夫がなされている。つまり、炉心除熱性が低下する冷却材密度の低下事象に対して負のフィードバックを有し、さらに、冷却材喪失時のボイド反応度も負で設計されている。このため、現行炉システムにて、設計基準事象を満たすことができると考えられる。

２点目については、設計基準事象を超えた炉心損傷事故時において、その影響が顕在化する可能性がある。ただし、ナトリウム冷却炉と異なり負のボイド反応度を有することから、除熱喪失によって炉心損傷へと移行する。したがって、起因事象から炉心損傷に至るまでは、現行軽水炉と同等の時間を要すると考えられる。すなわち、炉心損傷を防止するアクシデントマネージメントの介在余地がある。ただし、仮に炉心損傷に至り物質配位が変化すれば、反応度挿入の可能性はある。これが、現行軽水炉のシビアアクシデントと異なる点である。

以上をまとめると、水冷却型増殖炉は、炉心損傷に至らない範囲では軽水炉と同等と見なすことができ、熱水力的に成立性はあると考えられる。高速炉としての特性を示すのは、炉心損傷後のみと考えられる。したがって、再臨界問題については、現行軽水炉のシビアアクシデントと対比しながら検討する必要があり、仮に反応度が挿入された場合、その結果が格納系に対してどの程度負荷を増すことになるのか等、定量的な検討をもって判断していく必要がある。

(7)運転・保守・補修性

現行軽水炉プラントをベースとしているため、特に問題はないと考えられる。ただし、高転換比 PWR 型炉ではトリチウム除去装置の設置が前提であり、SCFBR では ^{16}N 対策として通常運転時におけるタービン系への立ち入り制限、放射化腐食生成物のタービンへの移行対策として水質管理技術の確立が前提となる。

(8)開発課題

(1)～(7)において、各炉型の設計及び設計要求に対する充足性を述べたが、この中には新しい技術開発の成立を前提に評価したものもある。ここで、表 5.4-1 に水冷却炉の開発課題を分類し、その見通しをまとめる。この表から高転換比 BWR 型炉及び高転換比 PWR 型炉は、実証試験が必要ではあるものの基礎的な研究開発を含んだ課題はなく、現段階で概念の成立性が十分見通せていると考えられる。SCFBR については、放射線条件下での超臨界水の化学的挙動を把握した上で防食技術を確立する必要があり、これは燃料集合体の健全性維持を左右する研究開発項目となる。その他については現行 ABWR、PWR 及び超臨界火力発電プラントと類似の機器が多く、その知見を利用できることから成立性が見通せていると考えられる。

以下、各炉型の開発課題について記述する。

（a）高転換比BWR型炉

本概念については、概念の成立性を左右するような重要な開発課題はなく、現状の知見から概念の成立性は十分見通せている。ただし、実機プラントを建設するためには、下記に示すような評価及び確証試験が必要となると考える。

・照射試験による燃料健全性の確認

高転換比 BWR 型炉の燃料集合体は、ABWR と同じく、燃料被覆管にジルカロイ-2、チャンネルボックスにジルカロイ-4 を用いている。BWR では実績のある材料であるが、高転換比 BWR 型炉は ABWR に比べて炉内のボイド率が高く、燃焼度も高いことから、照射試験によってその燃料集合体の健全性を確認する必要がある。

・臨界試験による炉心設計手法の確認

現行の炉心設計では、増殖性能等は誤差も含んで低めに評価しているが、最終的には、臨界試験によって、設計した炉心が所定の性能を発揮できることを確認しておく必要がある。

・照射、腐食を考慮した燃料集合体形状維持評価

高転換比 BWR 型炉の燃料集合体は燃料ピン間隔が 1.3mm と狭いことに特徴がある。4.4.3 で述べたように、現状ある実験データから、1.3mm 燃料ピン間隔であれば、運転中の異常な過渡変化及び事故を考慮しても、十分な炉心冷却性能を有しているとの見通しがある。今後、照射及び腐食等の形状変化を考慮しても使用中にその冷却材流路が健全に維持されることを確認しておく必要がある。

・炉内自然循環に伴う運転制御性等の確認

高転換比 BWR 型炉は炉心の必要流量が ABWR の 1/3 程度と少ないことから、インターナルポンプを削除した。同様にインターナルポンプを有さない 100 万 kWe 級 SBWR の設計研究例があることから、本炉型も十

分な運転制御性を有すると推定できる。今後、炉内自然循環である本炉の運転制御性について評価する必要がある。

・実規模燃料集合体を用いた伝熱相関式の策定

BWR では、新燃料を採用する際には、実規模の燃料集合体を用いて試験を行い、伝熱相関式を策定している。前出のように、現状ある実験データから燃料冷却性に対しては十分な見通しがあるが、実機製作の際には BWR で行われているのと同様な実規模燃料集合体を用いて試験を行い、伝熱相関式を策定し燃料冷却性に対する裕度を確認しておく必要がある。

・炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討

本研究では、ABWR との知見を参考に、高転換比 BWR 型炉が炉心損傷に至るまでの事象評価を実施し、ABWR とほぼ同等である見通しを得た。今後、炉心が損傷してからの挙動を ABWR 比較しつつ評価するとともに、ABWR と同様に格納容器内終息が可能であることを確認しておく必要がある。

（b）高転換比PWR型炉

本概念については、概念の成立性を左右するような重要な開発課題はなく、現状の知見から概念の成立性は十分見通せている。ただし、実機プラントを建設するためには、下記に示すような評価及び確証試験が必要となると考える。

・照射試験による燃料健全性の確認

高転換比 PWR 型炉は、PWR の燃料集合体と異なり、SUS 製のラッパ管を有している。また、燃料被覆管も PWR のジルカロイ-4 と異なり、SUS を採用する予定である。高転換比 PWR は、燃焼度は PWR と大きく異ならないが、燃料ピン間隔が 1mm と狭いことから、燃料集合体の使用中の形状変化については厳しくなる可能性があり、燃料集合体の構成部材の照射条件下でのデータを取得しておく必要がある。

・臨界試験による炉心設計手法の確認

高転換比 PWR 型炉は、3 種類の集合体（内部ブランケットあり燃料集合体、内部ブランケット無し燃料集合体、ブランケット集合体）を互い違いに配置した、複雑な配置の非均質炉心である。このような複雑な形状の炉心に対して、現行の炉心設計手法の適用性を判断するために、臨界試験を実施する必要がある。

・照射、腐食等を考慮した燃料集合体形状維持評価

高転換比 PWR 型炉の燃料集合体は燃料ピン間隔が 1mm と狭いことに特徴がある。4.4.3 で述べたように、現状ある実験データから、1mm 燃料ピン間隔であれば、運転中の異常な過渡変化及び事故の DNBR 評価対象

事象において、十分な炉心冷却性能を有しているとの見通しがある。今後、照射及び腐食等の形状変化を考慮しても使用中にその冷却材流路が健全に維持されることを確認しておく必要がある。

・炉心再冠水試験による事故時の炉心冷却性の確認

本研究では、設計基準事象の内 DNBR 評価対象事象に対しての評価を行い、1 次冷却材喪失事故（LOCA）等については評価を行っていない。今後、高転換比 PWR 型炉の 1 次冷却材喪失事故等について評価する必要がある。高転換比 PWR 型炉は、PWR と燃料長は大きく異ならないが、燃料ピン間隔が 1mm と小さくなるため、炉心全体での圧損が大きくなるだけではなく、LOCA 時に被覆管膨れ挙動の影響が顕在化する可能性がある。したがって 1 次冷却材喪失事故について評価するためには、炉心再冠水時データを試験によって取得し、さらに被覆管膨れ挙動についても検討することが必要となる。

・実規模燃料集合体を用いた伝熱相関式の策定

本研究では、現状ある実験データを基に KfK の伝熱相関式を用いて炉心における冷却性を評価している。燃料冷却性に対しては十分な見通しがあるが、実機製作の際には、実規模燃料集合体を用いて試験を行い、燃料冷却性に対する裕度を確認しておく必要がある。

・炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討

高転換比 PWR 型炉が炉心損傷に至るまでの時間的裕度は、PWR と同程度と推定される。しかしながら、炉停止系の構成等が PWR と異なっていることから、今後炉心損傷に至るまでの事象進展評価を実施する必要がある。また、炉心が損傷してからの挙動を PWR と比較しつつ評価するとともに、PWR と同様に格納容器内終息が可能であることを確認しておく必要がある。

・高揚程ポンプ（1 次冷却材ポンプ）の確証試験

4.4.3 で述べたように、PWR と燃料長は大きく異ならないが、燃料ピン間隔が 1mm と小さくなるため炉心全体での圧損は大きくなり、揚程が 137m のポンプを採用する必要がある。また、運転時の異常な過渡変化及び事故時に十分な炉心流量を確保する観点から、PWR に比べてフライホイールの大きいポンプを採用する必要がある。この程度のポンプの開発に関しては大きな問題はないと考えるが、使用経験のないポンプであることから、確証試験は必要となる。

（c）SCFBR

本概念については、実機プラントを建設するために必要な評価及び確証試験に加え、以下の課題に見通しをつける必要がある。

・超臨界圧水の放射線環境下での化学的挙動

超臨界火力発電プラントにおいては、高純度水を用い、アンモニアによる PH 調整、ヒドラジンによる溶存酸素濃度の管理をすることによって、構造材料の腐食を防止している。放射線環境下では、放射線分解によって不安定で反応性に富むフリーラジカルが生成するため超臨界水の挙動が通常の条件下と異なる可能性がある。したがって、超臨界水の放射線環境下での化学的挙動を把握しておく必要がある。

実機プラントを建設するためには、下記に示すような評価及び開発が必要となると考える。

・照射試験による燃料健全性の確認

SCFBR は、SUS 製の被覆管を採用している。高圧条件下では一般的に被覆管の SCC は促進される方向にある。一方、高温条件下では SCC は緩和される方向にある。現行軽水炉に比べて、高温、高圧である SCFBR の様な条件下での SUS の照射挙動は十分に解明されておらず、照射試験によって SUS 被覆管の健全性を確認しておく必要がある。

・臨界試験による炉心設計手法の確認

SCFBR の炉心は濃縮領域の異なる 12 領域から構成されている非均質炉心である。また、炉心の一部に ZrH も配置している。このような複雑な形状の炉心に対して、現行の炉心設計手法の適用性を判断するために、臨界試験を実施する必要がある。

・炉心除熱性についてのバンドル体系での確証試験

現状ある実験データから燃料冷却性に対しては十分な見通しがあるが、実機製作の際には実規模燃料集合体を用いて試験を行い、燃料冷却性に対する裕度を確認しておく必要がある。特にバンドル体系における超臨界水の伝熱劣化現象を把握することが重要となる。

・炉心再冠水試験による事故時の炉心冷却性の確認

燃料ピンの長さは現行 PWR と同程度であるが、燃料ピン間隔が 1.3mm と小さいことから、炉心圧損が大きくなるだけでなく、LOCA 時に被覆管膨れ挙動の影響が顕在化する可能性がある。したがって 1 次冷却材喪失事故について評価するために、炉心再冠水時データを試験によって取得し、さらに被覆管膨れ挙動についても検討することが必要となる。

・ベント管蒸気凝縮の実証試験

原子炉圧力容器を合理的に配置するために、原子炉格納容器内のサプレッションプールの形状を現行の軽水炉から変更した。サプレッションプールにおける蒸気の凝縮量は、実験的知見に基づいたものであるため、本概念のようにサプレッションプールの形状を変化させた場合には、蒸気の凝縮試験が必要となる。

・高圧仕様の大口径安全弁の開発

本概念では主配管にBWRで標準的な口径φ150mmの安全弁を採用しているが、運転圧力がBWRの7.2MPaに対して25MPaと高いことから、新しいバネ材を開発する等、高圧仕様の安全弁を開発する必要がある。

・超臨界蒸気を用いた湿分分離過熱器の開発

本概念では中圧タービン排気系統に湿分分離加熱器を設置し、熱効率の向上を図っている。本概念における湿分分離加熱器は、BWRと比較して 1)高圧仕様となること、2)飽和蒸気の潜熱の利用ではなく超臨界水を利用するためチューブ内の温度勾配が大きくなること等、の理由によってBWRとは異なった湿分分離加熱器を開発する必要がある。

・炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的検討

起因事象から炉心損傷に至るまでの事象進展は、他の水冷却炉と同様な時間的裕度を持つと考えられる。ただし、超臨界圧炉概念について、設計基準外事象の評価例はない。したがって、今後、炉心損傷に至るまでの事象進展評価及び炉心が損傷してから終息するまでのシナリオについて検討し、併せて格納系への負荷及び放射性物質の移行挙動といった観点から評価しておく必要がある。

5.4.2 実用化戦略調査研究フェーズ1における水冷却増殖炉の評価

前節までで、軽水および重水を冷却材とする水冷却型の高速増殖炉の特性、ユーザー要求への適合性について評価した。実用化戦略調査研究フェーズ1のユーザー要求は、一言でいえば、中性子経済に優れた炉心を搭載した経済性のあるプラントの備えるべき特性ということができる。

水冷却増殖炉の最大の特徴は、負のボイド反応度を維持するという設計思想にある。これは、高転換比BWR型炉では通常運転時において2相ボイド状態にあること、超臨界圧軽水冷却高速増殖炉では通常運転時において気相状態にあること、また、高転換比PWR型炉では配管破断等のDBE時の減圧沸騰に対して正の反応度印加とならないようにするためにとられている方針である。この点が、ナトリウム冷却炉において、通常状態から事故状態まで沸騰がないために、正のボイド反応度を許容する設計思想との大きな違いである。

このような特徴を有する水冷却増殖炉について前節までの結論を要約すると、1に近い増殖性は確保できるものの、マイナーアクチノイド混入時の高増殖比の実現が困難である点、また、高燃焼度の達成が困難である点から、中性子経済に優れた炉心の構成が難しく、水冷却増殖炉では高速増殖炉へのユーザー要求を完全には満足できないことがわかる。したがって、水冷却増殖炉は、実用化戦略調査研究が実用化段階で要求する高い増殖性を持った中性子経済に余裕のある高速増殖炉としての候補概念とはなり得ない。

ただし、ここで検討したとおり、増殖比が 1 をやや上回る程度にできる見通しであり、現行軽水炉のワンススルー・サイクルと比べて、ウラン資源の節減効果もあり、プルトニウム・リサイクルシステムを構築することは可能と考えられる。しかも、水冷却増殖炉では現行軽水炉で実績のある既存の原子炉システムを使用することができ、運転費、保守費の低減が可能であり、新たな開発費は、実用化戦略調査研究の中で対象としている他の冷却材と比較して小さい。言いかえると水冷却増殖炉は、現行軽水炉の延長線上の技術として、現有の使用済み燃料貯蔵量の低減や余剰プルトニウムの有効利用など、原子力発電が直面する当面の課題に早期に対応できる技術として意義があるものと考える。

表 5.4-1 水冷却炉の課題

	高転換比 BWR 型炉	高転換比 PWR 型炉	SCFBR
炉心設計			
照射試験による燃料健全性評価	○	○	○
照射、腐食を考慮した燃料集合体健全性維持評価	○	○	●
実規模燃料集合体を用いた燃料冷却性の確認	○	○	○
臨界試験による炉心設計手法の確認	○	○	○
安全設計			
炉心再冠水による事故時の炉心冷却性評価	－	○	○
BDBE に対する事故シーケンスの評価	－	○	○
炉心損傷時の溶融物質の移動と反応度挿入、格納容器への負荷についての定量的評価	○	○	○
機器設計	○	○	○
	• 炉内自然循環特性に伴う運転制御性等の確認	• 高揚程ポンプの確証試験	• 高揚程ポンプの確証試験 • ベント管蒸気凝縮の実証試験 • 高圧仕様大口径安全弁の開発 • 超臨界蒸気を用いた湿分分離加熱器の開発

●：プラントの成立を左右する重要な開発課題

○：実機プラントを建設するために評価及び確証試験が必要となるもの

－：必要ないもの、或いは、済んでいるもの

5.5 溶融塩炉の評価

5.5.1 設計要求に対する適合性

設計要求事項に対する対応について、見通し及び今後の検討方針等としてまとめた結果を表5.5.1-1に示す。この「設計要求事項」は元来Na冷却炉のような固体燃料炉を前提とした項目で構成されているため、一部に「流動（溶融塩）燃料炉」向けでない内容もあるが、その場合には適宜読み替えや注記を加えている。この表の中で、特に説明を要する項目および「○」ではなく「△」や「×」と評価された項目について以下に補足する。

①設計成立の見通しについては、特に構造設計の面で適切な構造材料候補の選定（現状はHastelloy-Nを暫定）等未解決の問題があり、詳細な成立性評価が行える段階ではない。

②使用済燃料貯蔵プールは燃料交換をする場合を想定した要求事項で、溶融塩炉等の流動燃料には該当しない。

③Pu燃焼については、燃料交換（追加）不要とする概念の本プラントにおいては機能要求としては必ずしも適切なものではないが、運転中のPu追加対応は可能である。

④ブランケットでの純粋Pu生成については、（親物質が燃料と同じ領域に存在する）1領域体系のため対象外であり、また運転終了後の再処理工程においても「純粋」なPuの生成はない。

⑤軽水炉やもんじゅの設計指針、基準類への適合については、流動燃料に適した指針類の設定が必要である。

⑥保守・補修性については、1次系全体への燃料及びＦＰの付着と高温条件により遠隔操作技術の開発が必要であるが、Na炉の1次系と比較して特に高温での操作が課題となる。

5.5.2 フェーズⅠでの評価結果

(1) 経済性

経済性の指標となる「物量（設備および建物）」「工期」「効率」についての検討状況は次の通りである。

(i) 原子炉及び冷却系の物量、建屋容積

主要機器物量：（１モジュール当たり）

原子炉容器：270ton　炉内構造物：660ton
安全容器：130ton　中間熱交換器：252ton
蒸気発生器：380ton

原子炉容器内径は約9mで、Na冷却大型炉（1,500－1,600MWe級）と同程度であるが、本概念では４モジュールで程度の出力となるため、出力換算では約４倍の原子炉物量となる。

原子炉建屋容積：32m×108m×30mH、約10万m³／４モジュール
単位出力当たりの原子炉建屋容積はNa冷却大型炉と同程度である。（ただし、タービン建屋に付属する運転操作エリアを除く。）

(ii) 建設工期

建屋容積の合計および高さはNa冷却大型炉と同程度であり、１プラントの４ループがモジュール化されているのと同様の構成であることから、目標の50ヶ月工程の達成は可能と考えられる。

(iii) 所内負荷率

燃料塩の熱輸送能力（密度×比熱）は液体金属と同等以上であるが、燃料塩および２次系（鉛）の融点が高いため予熱温度は高く運転時の放散熱も多いため、目標の4.3%以下の達成は困難と考えられる。

(iv) プラント稼働率

燃料交換不要であるが定検時におけるＦＰの炉外への除去作業は必要であり、また１次系だけでなく２次系も放射化するため高温での遠隔操作が基本となることから各種点検やＩＳＩの所用期間は増加すると考えられる。

(v) 建設単価を推定

溶融塩炉は発電コストのうち特に燃料費を著しく低減できる可能性をもった原子炉概念で、その有効性について議論するには溶融塩燃料サイクルを前提とした発電単価の推定が必要であり、再処理及び燃料加工施設の検討も必要である。フェーズＩでは原子炉施設を中心とした概略物量評価の段階であり、発電コストを推定できる状況にはないが、以下に固体燃料炉と比較した場合の一般的な特徴を示す。

① 燃料費：ごく簡素な工程で製造可能な上、ペレット等への成型加工が不要である。
② 炉と再処理が一体：溶融塩燃料の再処理は炉と一体で簡易な設備で行えるため、別途大規模な再処理専用工場を建設する必要がない。また、再処理、廃炉に伴う廃棄物量が少ない。
③ 燃焼度向上：究極の溶融塩炉においてはオンラインでの連続再処理が燃焼度向上／経済性向上には不可欠であり、このプロセス技術開発が必須となる。本検討概念では再処理はプラント運転終了後にまとめて実施し、その燃料を再使用することとしている。
④ 原子炉構造の物量がNa冷却大型炉（1,500－1,600MWe級）と比べて約４倍となり、仮に冷却系の物量は同程度としても目標の20万円／kWeの達成は困難と考えられる。

(2) 構造健全性（含耐震性）

(i) 構造設計の特徴

炉容器は内径約φ9m、高さ約 10mの規模であるが、溶融塩の比重は Na の約３－４倍程度であり主要な炉内構造物が黒鉛で燃料部材もないことから全体としての炉内重量はそれほど大きくなく、建屋３次元免震の採用を前提とすれば耐震性については大きな問題とはならないと考えられる。

(ii) 主要機器の構造健全性

溶融塩の比熱はナトリウムと同程度であるが、熱伝導度は 1/70 程度と小さく、プラントトリップ時の熱過渡は緩和される。

塩化物溶融塩の構造材料との共存性は現時点では詳細不明であり、さらに本検討概念のＩＨＸ伝熱管は１次系塩化物溶融塩／２次系鉛による環境効果を同時に受けることになり特に厳しい。（なお、フッ化物溶融塩炉については、構造材料は Hastelloy-N（Ni-Cr-Mo-Fe 系合金）で成立する見通しがついており、塩化物でも見通しがあることが指摘されている。[1, 2]）

炉内構造物への累積中性子照射量は 40 年で 10^{23}nvt 程度に達すると考えられるが、現状では黒鉛で 10^{22}nvt 程度、Hastelloy-N では 10^{20}nvt 程度がめやすとする知見[5, 6]もあり、遮蔽体の設置や交換可能な構造対応が求められ、物量の増加や経済性への影響が大きいと考えられる。

(3) 安全性

(i) 安全性の特徴

液体燃料であるため負の反応度温度係数が期待でき、通常運転時において溶融しているので「炉心溶融」の心配もないことに加えて、運転中のＦＰ除去により余剰反応度を低く抑えることができるので核的逸走事故の恐れはない。

(ii) 原子炉停止系

運転棒＋炉停止棒(各 6 本)で構成されるが、溶融塩炉の固有安全性（負の反応度温度係数、不活性冷却材）に基づくシステム検討により、要求機能の緩和（加速機構なしの重力落下スクラム等）が期待できる。その一方で、高温運転に伴う設計条件の難化が予想される。

(iii) 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系は SGHRS+SGACS(自然循環)で構成され、崩壊熱除去系の信頼性、成立性の面で特に大きな問題はない。全交流電源喪失時には 24 時間を目安とした自然循環のみによる崩壊熱除去能力がある。

(iv) 格納系

・コンクリート格納施設

・溶融塩炉は原子炉と再処理・燃料製造が一体となった概念であり、設計に依存する面はあるが「炉」として見た場合には被覆管や粒子燃料のような被覆がなく一般に放射性物質（燃料やＦＰ）に対する障壁が薄い。

・フッ化物溶融塩特有の課題である（燃料溶融塩中の ^{6}Li による）トリチウムの発生は、塩化物では回避される。

(v) 再臨界回避方策

固体燃料において想定されるシナリオでの再臨界回避は、炉心周囲の反射体効果、核分裂物質濃度の低減、炉心領域以外での再臨界性低下の設計対応により可能と考えられる。（他のシナリオを想定する必要性については検討要）

(4) 製作建設性

(i) 製作性

・主要機器の概略寸法は次の通りであり、大きさの観点からは製作建設性に大きな問題はないと考えられる。

Ｒ／Ｖ:内径約φ9m、高さ約 10m

ＩＨＸ:シェル内径約φ1.9m、高さ約 9m

ＳＧ:シェル内径約φ4.5m（電磁ポンプ内蔵部内径約φ6m)、
シェル高さ約 23m

・液体燃料のため燃料集合体の加工組立は不要となる。

(ii) 検査性

特に課題となる構造物はない。

(iii) 据付性

特に課題となる構造物はない。

(iv) 現地試験性

特に課題となる構造物はない。

(5) 運転・保守補修性

(i) 運転の容易性

次の特徴が利点として挙げられる。

・他の炉型では運転サイクルの決定要因となりうる燃料被覆管損傷の問題がなく、運転サイクルの長期化が期待できる。

・塩化物溶融塩の融点は、MSBR（フッ化物溶融塩）の融点から約 500℃程度と

推定され、プラントの起動・停止時間の短期化の可能性がある。
- 燃料交換が不要であるうえに、最も危険とされる燃料製造や輸送の過程が溶融塩炉では実質的にないに等しいので、固体燃料炉のコ・ロケーション概念以上に核不拡散性に優れているといえる。
- 燃料部材の固体廃棄物が生じないのでダクトレス燃料や遮蔽体再利用式燃料集合体以上に環境への負荷が軽減される。また、フッ化物溶融塩炉では炉心領域の黒鉛を数年毎に全交換する必要があるが、塩化物溶融塩炉では炉心領域に黒鉛構造物がないので廃棄物の発生は抑えられる。

課題としては次の項目が摘出された。
- １次系冷却材(燃料)の流量変化が燃料の平均炉心滞在時間の変動に直結することとなり、炉心領域での遅発中性子発生割合に変化を生じるため過渡事象や負荷追従制御の観点からの検討が必要である。

(ii) ＩＳＩ
- １次系は燃料塩及び系統全体の放射化によりアクセス性が悪く、遠隔補修が必須となる。
- バウンダリ検査対象部位が高温（約450～650℃）で、特に１次系は燃料及びＦＰが付着しているため計装系を含む装置開発及び遮蔽対策が課題となる。

(iii) 保守・補修性
- 溶融塩は不活性であるが単に冷却材であるだけでなく同時に燃料でもあり運転温度が高温のため、漏洩した場合には常時保温されたドレンタンクに収納する必要がある。
- 原子炉運転停止期間中の凍結防止設備や高温下の遠隔操作によるポンプ補修機器を開発する必要がある。
- 炉心周囲に設置される反射体の材料としてHastelloy-Nを暫定したが、中性子累積照射量が40年で10^{23}nvt程度にまで達する見込みのため、照射データの取得や交換可能な構造対応を検討する必要がある。

(iv) 機器へのアクセス性
- ＩＨＸにおいて１次系のＦＰから出る遅発中性子による２次系冷却材の放射化の問題（鉛の場合は相対的に軽微）があり、２次系機器へのアクセス性が課題となる。
- 溶融塩の融点は500℃程度と推測され、燃料交換・定検時の運転温度が高温となるため保守･補修･ＩＳＩ機器の開発および作業性の改善が必要となる。

5.5.3 検討結果のまとめと課題

溶融塩炉については基礎的な研究を除いては我が国の既往研究では検討されたことがなく全てが課題であると言っても過言ではないが、溶融塩そのものについては液体金属技術と同程度か場合によっては容易な側面(Na のような強い被酸化性がなく不活性）がある、とされている。[3]

このように、他の原子炉形態に比べて塩化物溶融塩炉は研究量が極めて少ないため、現段階では塩化物溶融塩炉の実用化ＦＢＲとしての経済性ポテンシャルを評価することが命題であり、この観点から特徴と課題を整理することとする。

(1) 固有の安全性

- ＴＯＰ型事象に対しては、運転中ＦＰ除去（炉外排出は定検時）により余剰反応度が小さくできる（1%Δk/kk'以下）ため、裕度が大きい。
  [ＦＰの運転中連続除去が可能な流動燃料炉に共通]
- ＬＯＦ型事象に対しては、反応度温度係数が負で熱容量も液体金属より大きいため温度変化の割合は緩和される。[液体燃料炉に共通の特徴]
- 流量増加型の事象に対しては、（負の反応度温度係数による）反応度増加で出力上昇するが温度フィードバックにより軽減される。[液体燃料炉に共通]
- 冷却材流路破断事象については、今回の検討対象プラント概念はタンク型でありＧ／Ｖの設置で対応可能と考えられるが、一般的には冷却材＝燃料であり燃料の流出となるため、反応度的には負の事象となるので安全側に推移すると考えられる。[流動燃料炉に共通]
- 再臨界回避については、炉心周囲の反射体効果、核分裂物質濃度の低減、炉心領域以外での再臨界性低下の設計対応により排除可能と考えられる。

(2) フッ化物溶融塩炉との相違点

- 黒鉛：塩化物溶融塩炉ではフッ化物溶融塩炉に必要な減速材（黒鉛）が炉心領域に不要なため、その材料開発及び数年毎の交換という保守性・経済性の課題が回避可能となる。
- トリチウム：フッ化物溶融塩にはＬｉの（n, α）反応により生成するトリチウムの問題があるが、塩化物溶融塩にはＬｉが含まれないのでこの課題は回避される。

(3) 経済性向上に係わる主要な課題

- 炉心出力密度は約 40W/cc で Na 冷却大型炉（1,500MWe 級ループ型）と比べて 1/4 程度であり、その結果 Na 冷却大型炉の原子炉容器と同程度の大きさで出力規模は約 1/4 (400MWe) となり、4 モジュールで同程度の規模となる。このため出力当たりでは原子炉構造の物量が Na 冷却炉と比べて約 4 倍とな

る。[塩化物溶融塩炉固有の課題]

- 原子炉構造の物量を削減するためには、炉心出力密度の向上と燃料インベントリの削減が重要となるが、各々次の問題点を有する。
- 原子炉出入口温度差(Δt)を一定とした場合、炉心出力密度と燃料塩の炉心滞在時間は反比例の関係にあるが、遅発中性子の炉外での損失を少なくするためには燃料塩炉心滞在時間の短縮には限度があり、結果として炉心出力密度を大きくすることは困難である。(フッ化物ではU-233の遅発中性子反応度寄与率β=0.3%に対してPu-239ではβ=0.25%であり、この観点からは高速炉/塩化物は熱中性子炉/フッ化物よりもさらに不利となる。)
- 遅発中性子反応度寄与率の点に関連して、流量変化=燃料の炉心滞在時間変動(例えば、流量減少が起こると燃料滞在時間は長くなり遅発中性子の炉心領域での発生割合が漸増する)となり、負荷追従制御の観点からも検討が必要となる。
- 天然のClには約75%の割合でCl-35、約25%の割合でCl-37が存在するが、Cl-35の(n, α)および(n, p)反応断面積は2桁以上大きいのでCl-37を濃縮することにより中性子経済を向上させることが可能である。仮にCl-37を100%とした場合を想定して概算した結果によると、$PuCl_3$とUCl_3の濃度は25%程度削減できると推測される。ただし、炉心出力密度が遅発中性子の炉外での損失の問題から変更できないので出力規模を確保するためには炉心体積および燃料インベントリは変更できず、$PuCl_3$とUCl_3の濃度を削減した分だけNaClを増やす必要が生じる。なお、Clの濃縮方法およびコストに関しては文献も見当たらず知見がないが、Cl-35とCl-37の質量数の比が小さく濃縮コストは決して低くはないと考えられる。
- フッ化物の燃料組成(MSBRでは'$LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$;71.7-16-12-0.3mol%)においてThF_4及びUF_4のモル比は10数%であるが、塩化物ではUCl_3及び$PuCl_3$の合計割合はより大きいため、重金属及び核分裂物質の割合が多くなる。[塩化物では融点を550℃程度以下にするためにはUCl_3及び$PuCl_3$の合計割合を50-60mol%程度に制限する必要があるとの見解もあり、この観点においても高速炉/塩化物は熱中性子炉/フッ化物よりも不利となる。]
- 溶融塩のバウンダリ構成材料の候補としてはHastelloy(Ni基)合金があるが、溶融塩炉向けとしては開発途上段階にあり、またSUS材と比べてもかなり高価となる。さらに、Na炉と同程度の経済的な構造材料が開発されても、燃料インベントリが削減されない限り原子炉施設の経済性向上は困難である。

(4) 開発課題

(i) 新技術、新概念についての課題

・溶融塩物性データ取得
・溶融塩熱流動特性評価技術
・容器構造材料の開発
・溶融塩ポンプ・ＩＨＸ・弁・計器等の開発
・ＦＰ除去装置及び再処理装置の開発
・予熱方法

(ii) 概念の成立性を左右する重要な課題

・溶融塩炉は１次系全体が燃料であり、そのインベントリの削減が最重要な特有の課題である。
・溶融塩炉の安全設計方針（放射性物質の閉込め）について、固体燃料との相違を踏まえて適切に設定する必要がある。

(iii) 開発の容易性

・固体燃料炉の開発とは全く異なる路線（固体燃料炉が機械工学的技術であるのに対して液体燃料炉は化学工学的技術の側面が強い）ではあるが、溶融塩技術と液体金属技術との共通性もあり詳細に比較評価する必要がある。

(5) 結論

塩化物溶融塩炉は、固有の安全性、再処理費や燃料費の著しい合理化効果という長所があるが、逆に燃料インベントリ、原子炉の物量*、経済的な構造材料開発の見通し、高温およびＦＰ付着環境での保守・補修対策の必要性に係わる短所が深刻であることを考慮すると、次の検討ステップへの移行は時期尚早と考えられる。

（＊原子炉構造を中心とした原子炉施設の物量が多い現状では、仮に燃料費が著しく低減しても発電コスト全体として軽水炉に比肩する経済性の達成は困難と推測される。）

参考文献

(1) Alexander, L. G., Molten-salt Fast Reactors, Proc. Conf. Breeding, Economics and Safety in Large Fast Power Reactors, p. 553, ANL-6792, Oct. 7-10, 1963
(2) Nelson, P. A. et al., Fuel Properties and Nuclear Performance of Fast Reactors Fueled with Molten Chrorides, Nuclear Applications and Technologies, vol. 3, p. 540, 1967
(3) 菅野昌義他, 溶融塩炉開発の現状と将来, 日本原子力学会誌, 第 16 巻第 5 号 p. 249, 1974
(4) トリウムサイクル調査研究専門委員会, 5.5 節　溶融塩炉, トリウムサイクル―研究開発の現状と発展の道―, 日本原子力学会, 1980
(5) 長谷川正義、三島良績監修「原子炉材料ハンドブック」日刊工業新聞社、1977
(6) 溶融塩増殖炉研究専門委員会, Ⅲ-6 節, 溶融塩増殖炉-MSBR 研究の進歩と開発への展望-, 日本原子力学会, 1977

表5.5.1-1 設計要求事項への対応(溶融塩タンク型モジュール炉)

分類	設計要求事項(注1)	設計対応有:○ 可:△ 依存無:×	見通し及び検討方針
前提条件			溶融塩炉
	−炉心燃料及び冷却材の検討対象		NaCl-PuCl3-UCl3
	−原子炉出力レベルの選定		400MWe×4モジュール。400MWeは炉心体積(炉出力)と実効増倍率の関係から実効増倍率が1．0を上回るように設定。
	−機器・構造設計		
	●設計成立の見通し	△	腐食環境に良好なハステロイ−Nを構造材として暫定しているが、高温の塩化物溶融塩との共存性確認が必要である。また、熱過渡荷重等の評価が必要であり、現状では構造健全性を見通していない。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	○	上記材料基準、構造設計基準の整備が必要。 溶融塩炉の安全設計方針の整備が必要。
	−耐震・免震設計		
	●耐震重要度分類	○	現行基準に対応した重要度分類。
	−設計成立の見通し		
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	○	原子炉建屋は水平・上下3次元免震を採用予定。地震動は左記を考慮。
	◎国内立地点の最大地震動条件	○	同上
	●使用済み燃料貯蔵プール設備:4炉心分	−	溶融塩炉への要求事項ではない。(燃料交換不要で使用済燃料プールも不要であるが、冷却系に燃料保有量がある。)
	−プラント寿命		
	●40年(リファレンス)	○	燃料交換無しで、40年以上の運転が可能な設計としている。
経済性	◎60年程度の寿命延長追求	○	FP除去性能に依存するが60年を追求可能。
	●発電単価:5円／kWh程度(耐用年数で減価償却)	△	原子炉施設と再処理・燃料加工のコスト割合を含めた総合的な評価が必要である。
	●建設費:20万円/kWe以下	△	溶融塩特有のコストの考え方(燃料交換無し、再処理プラントに依存しない等。)で、経済性メリットを追求。
	◎燃焼度:15万MWd/t 程度	△	6万MWd/t程度(燃料製造・再処理の容易性でカバー)
	◎運続運転期間:12〜24ヶ月	○	燃料交換なし(40年)
	◎適正な炉心出口温度	○	650℃。溶融塩の融点の観点から出口温度を設定。
	◎稼働率:90%程度	○	定期検査の頻度に依存するが、達成可能。
資源の有効利用	◎建設工期:50ヶ月以内	○	50ヶ月以内を目標。
	−増殖比		
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	○	炉内固定ブランケットにより可能。
	◎増殖比1．2程度(高増殖)		1.03(ブランケットなし)−1.19(ブランケットあり)
	●低除染燃料装荷時の影響検討	○	高速スペクトルにより通常FBR並みの影響、富化度増大要するが、大きな変更不要
	−TRU燃焼		
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	○	燃料製造・再処理の容易さから、従来FBRより広い対応範囲
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	○	燃料activity増加への対応は必要だが、従来炉に比べて負担は少ない。(製造・再処理容易、40年無交換)
環境負荷低減	●Pu専焼炉としてのPu燃焼効率の範囲	△	運転中にPu追加の条件では燃焼反応度劣化を補償可能(追加容易)、燃料組成調整も容易(高Pu富化度)
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	○	プラント運転中に発生する放射性廃棄物は反射体 とFP除去装置から発生する安定核種金属とそのプロセス廃棄物 のみ。基本的に形態は金属なので発生量は最少で、そのまま処分できるので、処分し易い。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	○	廃止措置はまず、液体燃料をプラント内で再処理してから取り出すので、新たな再処理施設が不要である。再処理施設由来の放射性廃棄物が発生しない。液体燃料を取り除いた後は通常の廃止措置の手順を用いて廃炉できるので新たな開発要素が少ない。
	●FPの核変換による放射能低減に関する検討	○	容易に燃料中に混入可能。(経済的負担少) 但し、FP除去しない条件で成立する設計へ変更要する。
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	○	燃料製造・再処理の容易さから、従来FBRより広い対応範囲
核拡散抵抗性	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	○	燃料activity増加への対応は必要だが、従来炉に比べて負担は少ない。(製造・再処理容易、40年無交換)
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計		再処理においもPuは純度70at%以上にはならない。
	●低除染燃料等の適用可能性	○	燃料サイクルへの影響小なので適用性大。(乾式再処理により本来的に低除染)
安全性	●ブランケットでの純粋Pu生成に対する対策	○	想定する再処理装置では、Pu／(U+Pu)＝0．7程度の分離度
	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	×	安全性確保の基本的考え方は同じとしても、燃料形態の違い等により、安全設計方針、構造設計・材料設計方針等は適用できないと考えられる。
	−実用化時代に要請される安全要求への適合		
	●受動的炉停止能力	○	固有の大きな負の燃料密度係数により可能
	●自然循環による崩壊熱除去能力(全交流電源喪失)	○	SGACSにより自然循環除熱。
	●再臨界排除能力	○	多量の漏洩防止、漏洩溶融塩が1個所に集まらない設計により可能
運転・保守・補修性	●炉心損傷発生頻度10−6/ry未満となる見通し	○	
	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	△	溶融塩付着機器のメンテナンスはホットセル等の対応が必要であり、困難を要する。故障機器は予備品交換するなどの対応が必要。
	●補修区分の検討	○	運転、保守・補修の観点から考慮。
	●アクセスルート・スペースの確保	○	運転、保守・補修の観点から考慮。
	●生体遮蔽の設計	○	運転、保守・補修の観点から考慮。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	△	一次系機器は遠隔操作が必要

(注1) ●:設計要求事項(詳細設計終了時点での必須項目)
◎:設計要求事項(詳細設計終了時点での目標項目)

5.6 小型炉の評価

5.6.1 自然循環方式タンク型 Na 冷却炉

設計要求事項に対する対応について、「4.6.1(2)「設計要求事項」に対する小型炉の意味付け」を踏まえて評価した結果を以下に示す。

(1) 経済性

本概念の小型炉の NSSS 物量は約 80ton/万 kWe で、大型炉の物量（＜20ton/万 kWe）や中型モジュール炉の物量（＜30ton/万 kWe）に比べるとかなり大きく、S-PRISM（＜70ton/万 kWe）よりもさらに大きい結果となった。したがって、建設単価はほぼこの物量に比例する程度の値となることが推測される。

原子炉および冷却系の合計物量:約 400ton／5 万 kWe (80ton／万 kWe)
プラント当たりの原子炉建屋容積：R/B:8,300m3 (1,700m3／万 kWe)
T/B:17,000m3
建設工期：約 24 ヶ月

なお、その他の指標については次のようになっている。

稼働率：95％以上
定期検査期間：15～25 日

(2) 安全性

原子炉停止系

独立 2 系統の制御棒方式に関して成立見通しに特に問題はない。

【受動的炉停止能力】

① ULOF：自然循環炉のため ULOF は発生しない。

② UTOP：ATWS としての制御棒 1 本の誤引き抜き（通常引き抜き速度）を越える条件（3¢／sec）を AWS として評価した結果、自然循環炉ということで出力上昇に伴い流量も増加することから、短尺炉心(1mH)で燃料集合体の径方向膨張による負の反応度は小さいが 20¢ 程度の反応度挿入までは許容される見通しである。なお、反応度挿入速度がさらに小さい場合（制御棒の通常引き抜き速度相当）には、炉心入口温度の上昇により炉心支持板反応度が入るため燃料の最高到達温度は緩和されることとなり、別の表現では上記 20¢ の制限値も拡大されることになる。

③ ULOHS：SG 除熱機能喪失を想定した結果、金属燃料の高熱伝導度という特徴と炉心支持板反応度の挿入が期待できる程度の比較的緩やかな事象のため、特別な受動安全設備（SASS 等）がなくても高温静定が可能な見通しが得られている。次に、AWS としての ULOHS については、ATWS としての ULOHS が 2 次系以降の除熱機能喪失であることから、これに 1 次系の除熱機能喪失を重ね合わせた ULOF＋LOHS を想定することができる。これについては、自然循環炉では ULOF の発生は回避できるため ULOHS の結果からみて成立する見通しである。

崩壊熱除去系

崩壊熱除去系については、PRACS(自然循環)×2 系統＋RVACS(自然循環)として、4.6.2(3)(ii)で示された検討の方向性により充分な信頼性を確保できる見通しがある。また、自然循環崩壊熱除去系であることから全交流電源喪失が外部電源喪失とほぼ同じ事象であり、十分な耐性を備える。

格納系

格納系については、タンク型の利点として 1 次系配管がないことから原子炉上部のトップドームと下部は G/V を格納バウンダリとすることで物量的に極めて合理化された格納系となっている。

再臨界回避方策（ＣＤＡ防止強化）

今後より詳細に検討する必要があるが、崩壊熱除去系を全て自然循環方式とすることにより炉心損傷発生頻度が 10^{-6}／ry 未満となる見通しがある。

(3) 構造健全性（含耐震性）

主要機器の構造健全性

基本的な構造材料は SUS316FR と Mod.9Cr-1Mo 鋼であり構造設計基準に関しては従来の実証炉設計方針に適合する。中性子照射については、炉心寿命（30年）中の燃焼度は 6 万 MWd/ton 程度であることから、炉心材料は既存炉と同等の照射量であり大きな課題はない。ただし 9Cr 鋼の照射制限についての基準を今後整備する必要がある。

特に考慮すべき特殊な構造等の存在

特に考慮すべき特殊な構造としては、ホットレグ/コールドレグ境界のベローズがある。

(4) 製作建設性

全般

既存技術により十分製作・建設可能な範囲内で設計されている。

現地試験性

製作時の現地試験で課題となる構造物はない。

自然循環炉では主循環ポンプがないので核熱以外の入熱方法が課題となるが、現状は補助電磁ポンプによる入熱を考えている。これを削除可能か否かは今後の課題となる。

(5) 運転保守性

運転性

原子炉本体については従来炉と同様のため特に問題はない。自然循環炉では主循環ポンプがないが、現状は補助電磁ポンプによる入熱・起動運転を考えている。これを不要とすることが可能か否かは今後の課題となる。

負荷追従運転については、制御棒式の制御を選定していることもあり特に問題はないと考えられる。

ＩＳＩ・検出性

従来炉と同様のため大きな問題はないが、タンク型のため遅発中性子の検出が課題となり、金属燃料の特性を活かした方策（RBCB 運転の可能性等）を含めて今後検討する必要がある。

保守・補修性

原子炉本体・SG ともに従来炉と同様のため特に問題はない。

(6) 開発課題

大型炉・中型モジュール炉と共通の課題以外に小型炉特有の課題として次の事項がある。

－自然循環炉の炉内流動挙動（温度成層化等）・運転要領詳細化
－金属燃料の特徴を活かした再臨界回避方策および有効性検証
－SG 水リーク想定（1+0）の妥当性の確認
－RVACS の性能評価
－炉内 1 次系 EMP
－保守・補修性の大幅な簡素化のための具体策

また、経済性向上の観点からは次の検討が必要である。

－炉心／原子炉容器のコンパクト化
－12Cr 鋼採用による冷却系機器のコンパクト化
－長寿命炉心と燃料交換炉心との経済性詳細比較

5.6.2 準強制循環方式ループ型 Na 冷却炉

設計要求事項に対する対応について、「4.6.1(2)「設計要求事項」に対する小型炉の意味付け」を踏まえて評価した結果を以下に示す。

(1) 経済性

本概念の小型炉の NSSS 物量は約 60ton/万 kWe で、大型炉の物量（＜20ton/万 kWe）や中型モジュール炉の物量（＜30ton/万 kWe）に比べるとかなり大きいが、S-PRISM（＜70ton/万 kWe）よりは小さい結果となった。したがって、物量的にはかなり合理化されていると考えられる。

原子炉および冷却系の合計物量:約 300ton／5 万 kWe (60ton／万 kWe)
プラント当たりの原子炉建屋容積：R/B:12,000m3 (2,400m3／万 kWe)
T/B:17,000m3
建設工期：約 24 ヶ月

なお、その他の指標については次のようになっている。

稼働率：95％以上
定期検査期間：15～25 日

(2) 安全性

原子炉停止系

原子炉停止系として反射体（炉心周囲に環状 6 分割設置）と炉停止棒（炉心中心に 1 体）の独立 2 系統の炉停止系を備える。

【受動的炉停止能力】

① ULOF：ATWS としての ULOF としては、外部電源喪失により電磁ポンプのダブルステータが 2 基ともフローコーストダウンありで停止する事象にスクラム失敗を重ねる事象を想定し、AWS としてはさらに 2 基のうちの 1 基についてはフローコーストダウンなし（機械式ポンプの軸固着相当）の条件を重ねた。その結果、AWS では炉心径膨張反応度が投入される場合とそうでない場合で成立条件が異なり、炉心径膨張反応度が投入される場合は残る 1 基の流量半減時間が 14 秒程度確保されれば成立するが、投入されない場合は 200 秒間にわたり定格の 40％流量を保持する必要があることが示された。

② UTOP：本概念の反射体制御では、出力制御は 6 分割のうち交互の 3 体を同時に昇降させる運用とし、この場合に 6 体のレベルがそろった状態から上下にずれると負の反応度が入るようになっている。また、燃焼補償では 6 体を同時に引き抜くことになるが、出力制御とは独立の極めて低速（1-1.5mm／月）の駆動性能を有する駆動装置を使用しているため、異常発生時にも時間的な裕度が充分あり UTOP の想定対象からは除外できる。そこで、ATWS としての反射体 3 体の誤引き抜き（制御棒 1 本の通常速度での誤引き抜きに相当）を越える条件（3¢／sec）を AWS として想

定した。その結果、ULOF と同様に炉心径膨張反応度が投入される場合とそうでない場合で成立条件が異なり、炉心径膨張反応度が投入される場合は 20¢までの反応度が許容されるが、投入されない場合は 10¢までとなった。なお、反応度挿入速度がさらに小さい場合（制御棒の通常引き抜き速度相当）には、自然循環炉と同様に炉心入口温度の上昇により炉心支持板反応度が入るため燃料の最高到達温度は緩和されることとなり、上記 10-20¢の制限値も拡大されることになると考えられる。

③ ULOHS：SG 除熱機能喪失を想定した結果、金属燃料の高熱伝導度という特徴と炉心支持板反応度の挿入および自然循環 PRACS の起動が期待できる程度の比較的緩やかな事象のため、特別な受動安全設備（SASS 等）がなくても高温静定が可能な見通しが得られている。次に、AWS としての ULOHS については、ATWS としての ULOHS が 2 次系以降の除熱機能喪失であることから、これに 1 次系の除熱機能喪失を重ね合わせた ULOF＋LOHS を想定することができる。これについては、ULOF の結果に準じる内容となる見通しである。

崩壊熱除去系

崩壊熱除去系は、自然循環 PRACS＋RVACS の構成で受動安全性を強化した。このため、PLOHS 発生頻度も十分に低く抑えられる見通しである。また、自然循環崩壊熱除去系であることから全交流電源喪失が外部電源喪失とほぼ同じ事象であり、十分な耐性を備える。

格納系

格納系については、2 次系を簡素化し一体型 IHX-SG を採用しているため、SG を格納容器内に設置する必要が生じることから、矩形で必要容積を効率的に確保できるライナ内張り一体型コンクリート格納施設としている。このため、NSSS 物量は自然循環炉より少ないが、原子炉建屋容積は増加する結果となった。

再臨界回避方策（ＣＤＡ防止強化）

再臨界回避方策については、低出力密度、自然循環力強化、制御系の反応度小などの特徴により、ATWS に対して負の反応度フィードバックによる高温静定ができることはもとより、一部の事故＋スクラム失敗事象に対しても高温静定が可能となっていることから、炉心損傷発生頻度も低く抑えられる見通しである。また、万一炉心損傷事象が発生したとしても金属燃料とボイド反応度制限を満たすことにより、内部ダクト等の特別な設計対応がなくても回避できる見通しがある。

(3) 構造健全性（含耐震性）

主要機器の構造健全性（詳細未検討）

中性子照射については、炉心寿命（30 年）中の燃焼度は 9 万 MWd/ton 程度であることから、炉心材料は既存炉と同等の照射量であり大きな課題はない。ただし 9Cr 鋼の照射制限についての基準を今後整備する必要がある。

特に考慮すべき特殊な構造等の存在

特に考慮すべき特殊な構造としては、伝熱管分離型 2 次系簡素化一体型 IHX-SG およびホットレグ/コールドレグ境界のベローズがある。

(4) 製作建設性

既存技術により十分製作・建設可能な範囲内で設計されている。

(5) 運転保守性

運転性

原子炉本体については従来炉と同様のため問題はないが、一体型 IHX-SG（特に Pb-Bi リフトポンプ）の起動方法に関する検討が必要となる。

負荷追従運転については、反射体制御式であるが 6 分割を 3 体ずつ交互にスライドさせることで微小反応度の制御を可能とし、受動安全性を確保しつつ定格の 60-100％の範囲での負荷追従が可能となる見通しを得ている。

ＩＳＩ・検出性

原子炉本体については従来炉と同様のため特に問題はないが、一体型 IHX-SG の伝熱管検査については検討が必要となる。

保守・補修性

原子炉本体については従来炉と同様のため特に問題はないが、一体型 IHX-SG の保守・補修性については IHX 側伝熱管のインプレース補修技術の検討が必要となる。

(6) 開発課題

大型炉・中型モジュール炉および 2 次系簡素化技術（含重金属関連技術）と共通の課題以外に小型炉特有の課題として次の事項がある。

－炉内流動挙動（温度成層化、ガス巻込み、燃料交換時等）の把握
－配管等での不安定振動特性、エロージョン・コロージョン特性の把握
－金属燃料の特徴を活かした再臨界回避方策および有効性検証
－SG 水リーク想定（1+0）の妥当性の確認

－RVACS の性能評価
－炉内 1 次系 EMP
－反射体駆動機構（油圧シリンダ、出力制御、燃焼補正の 3 種類合体）
－保守・補修性の大幅な簡素化のための具体策
（Na 中機器の供用期間中補修技術の開発）

また、経済性向上の観点からは次の検討が必要である。
－炉心／原子炉容器のコンパクト化
－12Cr 鋼採用による冷却系機器のコンパクト化
－長寿命炉心と燃料交換炉心との経済性詳細比較
－2 次系簡素化ＳＧの合理化効果の詳細検討

5.6.3 自然循環方式タンク型鉛ビスマス冷却炉

設計要求事項に対する対応について、「4.6(1)(ii)「設計要求事項」に対する小型炉の意味付け」を踏まえて評価した結果を以下に示す。

(1) 経済性

建設単価については、中型モジュール炉（40 万 kWe／基）の場合においても大型炉の目標（20 万円/kWe 以下）の達成は困難な状況の中で、小型炉は出力当たりの物量（ton/万 kWe）が以下に示すように中型モジュール炉の 2 倍以上となっている。

原子炉および冷却系の合計物量:約 386ton／5 万 kWe(77ton／万 kWe)
プラント当たりの原子炉建屋容積：R/B:8,700m3(1,740m3／万 kWe)
T/B:7,000m3
建設工期：30 ヶ月

なお、その他の指標については次のようになっている。

稼働率：95％以上
定期検査期間：30 日
所内負荷率：中型炉の知見から目標（4.3%以下）は達成可能

(2) 安全性

原子炉停止系

Na 冷却炉と同様に独立 2 系統の制御棒方式で成立見通しに問題はない。

【受動的炉停止能力】

① ULOF：自然循環炉のため ULOF は発生しない。

② UTOP:ATWS として制御棒 1 本の誤引き抜き(通常引き抜き速度相当 0.1¢／sec；最大 40¢）を想定した。その結果、ドップラー反応度と炉心支持板反応度が受動的な安全機能として働き、正の因子として冷却材温度反応度等の影響はあるものの全体としては燃料被覆管最高制限、冷却材沸点、燃料の融点ともに許容範囲に収まる見通しである。より厳しい条件下（例えば制御棒 1 本の急速誤引き抜き等）での成立性については、現状ではロッドストップの追設などにより制御棒駆動装置の基本機能の見直しが必要となると考えられ、今後の課題である。

③ ULOHS：SG 給水止め弁誤閉を想定し、窒化物燃料の高熱伝導度という特徴と炉心支持板反応度の挿入が期待できる程度の比較的緩やかな事象のため、特別な受動安全設備（SASS 等）がなくても高温静定が可能な見通しが得られている。次に、AWS としての ULOHS については、ATWS としての ULOHS が 2 次系以降の除熱機能喪失であることから、これに 1 次系の除熱機能喪失を重ね合わせた ULOF＋LOHS を想定することができるが、自然循環炉では ULOF の発生は回避できるため対象外となる。

崩壊熱除去系

崩壊熱除去系については、中型炉ではPRACS(自然循環)×3系統で構成されているが、4.6.2(3)(ii)で示された検討の方向性により、鋼製容器型G/Vの採用でRVACSの適用が可能であること、またシステム構成を多様化することにより信頼度がさらに高まることを考慮し、PRACS(自然循環)×2 系統+RVACS(自然循環)として充分な信頼性を確保できる見通しがある。また、自然循環崩壊熱除去系であることから全交流電源喪失が外部電源喪失とほぼ同じ事象であり、十分な耐性を備える。

格納系

格納系については、中型炉ではライナ内張り一体型コンクリート格納施設としているが、鋼製容器型G/Vを採用した小型炉ではこのG/Vを格納バウンダリの一部とし、原子炉上部はトップドームで覆う方式としている。このため、G/V の格納バウンダリとしての許認可性と、格納バウンダリ内部に万一の SG事故を想定して設置した非常用ガス処理系の機能確認が課題となる。

再臨界回避方策（ＣＤＡ防止強化）

今後より詳細に検討する必要があるが、炉心損傷発生頻度が 10^{-6}／ry 未満となる見通しはある。

(3) 構造健全性（含耐震性）

構造設計の前提条件

構造設計基準に関しては基本的に中型炉と同様従来の実証炉設計方針に適合し、冷却材による腐食防止対策も中型炉と同様の方法で管理することになるが、燃料交換時の不純物混入が少ない分だけ容易と考えられる。

主要機器の構造健全性（詳細未検討）

主要構造部材は冷却材との共存性・腐食対策の観点から12Cr系鋼となるが、原子炉容器・炉内構造物・冷却系ともに大きな問題となる部位は基本的にはないと考えられる。また格納施設についても構造健全性上問題となりそうな部位はない。

特に考慮すべき特殊な構造等の存在

中型炉と共通する課題以外に小型炉特有の課題として次の事項がある。

- ダクトレス一体型炉心
- 炉心支持構造(皿ばね)

(4) 製作建設性

製作性・検査性

工場製作・検査で大きな問題となる構造物はない。

組立・輸送・据付性

原子炉容器、炉内構造物、炉上部構造等の重量物は、モジュール化・ユニット化して輸送・据付を一括して行うことが想定される。

現地試験性

製作時の現地試験で課題となる構造物はない。

主循環ポンプがないので核熱以外の入熱方法が課題となる。現状は補助蒸気予熱系による入熱を想定しているが、G/V の外側からの加熱となるため、加熱条件や有効性を今後詳細に評価する必要がある。

(5) 運転保守性

運転性

核加熱開始前に自然循環力の確保のため炉心部の予熱と PRACS による除熱が必要となり、制御棒の引き抜きによる出力上昇と冷却材温度上昇による冷却材流量の増加率を整合させる必要がある。特に起動条件の設定に要する予熱時間の評価が未検討であり、今後の課題となる。

負荷追従運転については、制御棒式の制御を選定していることもあり特に問題はないと考えられる。

ＩＳＩ

原子炉冷却材バウンダリの外表面およびカバーガスバウンダリの範囲については、基本的に Na 冷却炉と同様の検査性が確保されると考えられる。
熱交換器（IHX、SG 等）伝熱管についても同様である。しかし、炉心支持構造物等の原子炉冷却材バウンダリ内部の構造物については、Na のような超音波透視装置の適用性について未検討である。

検出性

冷却材の漏洩検出や位置の同定については、基本的に Na 冷却炉と同様と考えられるが、遅発中性子の検出については窒化物燃料を前提とした場合遅発中性子先行核の冷却材中への移行挙動や SG 内蔵タンク型炉内（1 次系配管がない）での測定についての検討が必要となる。

保守・補修性

機器の取扱い条件に関する問題として、Po 対策、冷却材ドレンの必要性、

冷却材純度管理基準・方法を踏まえた炉内構造物の引抜・炉心一括交換方法等の具体的な検討が必要である。

(6) 開発課題

冷却材に関係する重金属中型炉と共通の課題以外に小型炉特有の課題として次の事項がある。

－ダクトレス一体型炉心の設計手法(核特性計算、熱流動)
－一体型炉心の輸送時の事故対策
－格納施設非常用ガス処理系
－タンタル制御棒および駆動機構
－RVACS の性能評価
－炉心一括交換設備

また、経済性向上の観点からは次の検討が必要である。

－ヒートバランスの最適化による冷却系機器のコンパクト化
－単基出力規模の拡大(炉心出力密度の増加、自然循環力と強制循環力のバランスによる安全性と経済性の両立)
－建設工期短縮(30→24ヶ月)

5.6.4 課題と今後の検討の方向性について

(1) 全般

今年度の小型炉検討においては、Na と Pb-Bi で取り巻く環境の違いを考慮して若干異なるアプローチを採用した。具体的には、Na 冷却炉については比較的多くの既往研究があり、その代表事例としての４Ｓを出発点とし、設計要求事項への適合を図った。Pb-Bi 冷却炉については、Na ほど検討事例がないことから重金属中型炉での知見に基づき検討することとした。今年度の全体的な検討の流れを図 5.6.4-1 に示す。このうち、Na 冷却炉に関する具体的な進め方を図 5.6.4-2 および表 5.6.4-1 に示す。

検討したプラント概念の概要を 5.6.1 から 5.6.3 の内容を踏まえて表 5.6.4-2 に、また受動安全性に関する内容を中心とした検討結果を表 5.6.4-3 に整理して示す。

(2) 受動安全性

表 5.6.4-3 の内容について、AWS／ATWS に関する項目を中心に比較内容を簡略化して示すと次のようになる。

AWS／ATWS に対する評価結果

炉心・プラント概念 項目＼	Na［自然循環］ ＋制御棒	Na［準強制循環］ ＋反射体	Pb-Bi［自然循環］ ＋制御棒
Rapid ULOF／ULOF	—／—	△*／(○)	—／—
UTOP(AWS)／UTOP	△／○	△*／○	△／○
ULOF+LOHS／ULOHS	○／(○)	○／(○)	○／(○)

(＊：炉心径膨張反応度を考慮すると条件緩和)

その他の事象の考え方

TIB(局所閉塞)	□(ｾﾐﾀﾞｸﾄﾚｽ)	←	□(ﾀﾞｸﾄﾚｽ)
PLOHS	○(10^{-7}/ry 以下)	←	○(10^{-7}/ry 以下)
Na－水反応	2 次系有 (2 重管ＳＧ)	2 次系簡素化 (新型 SG)	Pb-Bi

○：成立見通しあり、△：条件付成立、×：不成立、(○)：ATWS は AWS で包絡、□：詳細未検討

上記の表からは、今年度検討対象とした炉心・プラント概念は燃焼反応度を１％以下に抑制し、制御棒／反射体の価値を低減しているため、ATWS として想定した事象の範囲では SASS 等に期待しなくても炉心の固有の性質により静定することが示された。(従来実証炉等では ATWS の領域で SASS や GEM 等に期待していた。)

しかし、AWS の領域では、３種類のどの炉心・プラント概念でも TOP 型事象に対する成立性が最も厳しいことが分かる。これは、金属燃料や窒化物燃料では熱伝導が良好であるために反応度投入に伴う燃料の温度上昇が冷却材への

熱伝達で緩和されるため最も大きな負の反応度フィードバックであるドップラー効果が MOX 燃料に比べて効きにくいことが主な原因である。一方 ULOHS では炉心支持板の負の反応度が投入されるために安全目標が達成されている。このように、AWS の領域での安全性を向上させるためには、炉心支持板反応度のようなドップラー効果以外の負のフィードバックを増加させる必要がある。しかし、炉心支持板反応度は原子炉入口温度の上昇に伴う反応度であるため、原子炉出口のホットプレナム温度上昇が入口のコールドプレナム温度上昇を導くためにはかなりの時間を要し、TOP 型事象のような急速な反応度投入には有効な反応度とはなり得ない。この観点からは、炉心出口近傍の温度上昇による負の反応度投入が可能となる別の方策が必要となる。その代表事例が SASS などの受動安全装置や炉心径方向膨張反応度である。SASS は炉心の上方に設置する装置で炉心の出力規模には依存しないが、制御棒による炉停止装置であることに変わりはなく、「受動的」ではあるが炉心に固有の性質を利用した炉停止機能を有するわけではない。しかし、炉心径方向膨張反応度は燃料集合体中間パッド部の熱膨張による炉心の広がりによる負の反応度であり、炉心の固有の性質として考えることができる。ただし、現在の知見では集合体数が多くなるほど不確定な要素が多くなり、集合体の変形挙動を正確に評価することはより困難になるため、集合体数の少ない炉ーすなわち小型炉ーに適した炉心固有の安全機能であると言える。なお、今後の研究の進展により順次規模の大きな炉心へも適用範囲を拡大することが可能になることは言うまでも無い。したがって、まず小型炉の分野からこの技術を炉心設計に取り組むことに着手することは妥当な手順と言える。

(2) 経済性

(i) Na 冷却小型炉

表 5.6.4-2 の内容のうち、経済性に係わる Na 冷却炉の NSSS 物量データ (ton/MWe) をまとめた結果が次頁の表である。

今年度は４Ｓ概念（タンク型）から出発し、まず完全な自然循環炉（タンク型）を考えた。このため炉心圧損低減の必要性から炉心は扁平化し、原子炉構造の物量は増加した。(→A の部分）次に、原子炉構造物量の削減と２次系簡素化を意図してタンク型からループ型へ（IHX を原子炉容器外部に設置、→B の部分)、さらには IHX と SG の合体（→C の部分）へと検討を進めた。この中で、IHX と炉心の高低差を大きく取れるループ型の利点を活かし、炉心圧損の若干の増加（完全自然循環炉心から準強制循環炉心に置き換え）を許容して炉心径の縮小をはかり、原子炉構造の物量も削減することとした。しかし、２次系簡素化では不活性中間媒体（今年度は Pb-Bi を検討）が別途必要になり、また格納施設内部に SG を設置するために建屋容積が増加する結果ともなり、建屋コストだけでなくプラント全体の建設

工期短縮の観点からは不利となる。

(( ) 内数値は推定値)

冷却材		Na		
2次系		2次系有		2次系簡素化*
炉型		タンク型	ループ型	ループ型
扁平炉心	100%自然循環 (φ2.52m×1mH)	原子炉：4 IHX：1.6 SG：2.3 計：約8	(原子炉：4) (IHX：>2) (SG：2.3) (計：>8)	(原子炉：4) (IHX+SG：2.4) (計：約6.5)
扁平炉心	準強制循環 (φ2.38m×0.9mH)		(原子炉：4) (IHX：>2) (SG：2.3) (計：>8)	(原子炉：4) (IHX+SG：2.4) (計：約6.5)
準強制循環 (H/D≒1) (φ1.5m×1.42mH)			(原子炉：3.5) (IHX：>2) (SG：2.3) (計：～8)	原子炉：3.5 IHX+SG：2.4 計：約6
強制循環 (H/D>1) (φ0.83m×2mH) 【4S】		原子炉：3.3 IHX+EMP：1.2 SG：(2.3) 計：(約6.8)		*+Pb-Bi：約9 が別途必要

また、4.6.2(3)(ii)での議論により小型炉ではRVACSが極めて重要となるが、この除熱能力確保のため原子炉容器寸法（特に全高）の削減には限界があり、この点で炉内スペースを有効活用する観点からもSG以外の機器(IHX等)を炉内に収納するタンク型を基本とすることが有利となると考えられる。

したがって、今後は前述の表中の準強制循環炉心／タンク型（→D の部分）の方向に検討を進め、自然循環力およびRVACS／タンク型の活用による受動安全性向上と、NSSS物量および建屋を含む付属設備の合理化による総合的な経済性向上を指向する必要がある。

(ii) Pb-Bi冷却小型炉

表5.6.4-2の内容のうち、経済性に係わるPb-Bi冷却炉のNSSS物量データ(ton/MWe)の内訳を次頁の表に示す。

Na炉と比べた特徴としては、原子炉構造の割合が大きく、特に炉内構造物の物量が原子炉容器と同程度となっていることである。このため2次系が削除されているにもかかわらずNSSS物量全体としてはNa炉との差はない。炉内構造物が多いのは、本概念の特徴である炉心一括交換方式とするために炉心を装荷・搬出するための円筒状構造物が2重に追設されていることが主な要因である。この構造物は燃料交換に限定して使用する設備で、使用頻度は少ないが炉内に常設するため他のプラントと共用することができない。したがって、今後は全体物量のバランスにも配慮した燃料交換方

式の見直しが必要と考えられる。

冷却材		Pb-Bi
2次系		2次系無
炉型		タンク型(SG内蔵)
扁平炉心	100%自然循環 (φ1.95m ×1mH)	原子炉：7 原子炉容器：2.3 炉内構造物：2.3 炉上部設備：1 安全容器：1.1 SG：0.7 計：約7.7

また、表5.6.4-2に示すように強制循環型（SVBR-100等）は自然循環型と比べて出力規模当たりの物量が低減されることは明らかであり、Naと同様に炉心径の縮小を指向した強制循環力の導入も検討する必要がある。

表 5.6.4-1 Na 冷却小型高速炉検討の進め方

項目	対策（考え方）	参考評価	備考
1. 炉心･燃料の固有の性質を用いて受動安全性を追求	・自然循環、低線出力（炉心径増加は許容）、ドップラ効果等 ･Na ボイド反応度が負であることには固執しない。	（リサイクル炉心の設計研究）	ボイド反応度が負でない場合の安全論理を具体的に成文化することが必要。
2. 負の反応度フィードバック増加（AWS 相当の ULOF、UTOP 対応）	・短尺化（4m→～2m）で炉心径方向熱膨張（炉心湾曲）の確保（要 R&D） ・径方向膨張反応度も加えて、想定事象により投入される反応度を反応度フィードバックにより高温静定できるようにする。	（リサイクル炉心の設計研究） 径方向膨張の実証性に問題がある。	・径方向膨張の不確定性がピンの長短で変化するかどうか。 ・想定事象の具体化が必要。静定のための上限を求める作業でもよい。
3. 局所流路閉塞への対応	・以下の方策により閉塞部分以外からの冷却材流入を促す →（強制循環）（セミ）ダクトレス集合体 →自然循環 （両案とも成立性検討が必要） ・破損伝播の防止が重要となる。	もんじゅ設置許可申請書の局所閉塞、燃料破損の項検出に失敗すれば、AWS 相当の事象。	・従来対策では、出口温度計、破損燃料検出装置（遅発中性子法）による検出→炉停止信号 ・従来対策では、大規模な閉塞（例えば 1 集合体全閉塞）については考えていない。
4. フローコーストダウンなし ULOF 事象対応（AWS 相当）	・高温静定されるような炉心設計 ・自然循環能力を増強して適切な流量を確保		・機械式ポンプでも軸固着を想定すれば同様の事象となり、ポンプの形式を変えることが本質的な解決法とは思えない。ポンプ形式の議論よりは LOF 事象に対する対応の観点で検討。 ・この条件でも高温静定できれば、径方向膨張反応度に期待する割合を減らすことも考えられる。
5. 崩壊熱除去系	独立、冗長性を備える、自然循環による崩壊熱除去系を充実させ、信頼度を向上させる。 高ヘッド差 IRACS、高ヘッド差 PRACS、RVACS	RVACS の各種評価 自然循環崩壊熱除去系の検討等	
6. ナトリウム－水反応排除対策	（方法 1） 2 次系簡素化 SG を用いた概念。不活性（固体）中間媒体採用。この場合は 1 次 EMP 内臓 SG 等の可能性も検討。 （方法 2） 2 次系を介した従来の事故対応策	水蒸気系ブロー失敗時は大きな破損が想定される。	2 次系簡素化 SG については大型炉でも検討中。小型炉作業としては大型炉で検討されているものに対して小型炉に適用する際の有利不利等を考慮する。
7. 格納容器内に SG を持ち込む際の対策	高圧系を CV 内に持ち込むことになるので、SG の外部リーク時の高圧対応が必要。	Pb-Bi 小型炉（東芝 4S）の CV 設計例（1999 年度研究）	経済性評価に影響
8. 内部転換比向上燃焼反応度低減炉心で長寿命化（30-40 年）	中性子経済をよくするために H/D≒1 となる炉心設計とする。このため長尺燃料は採用しない。 このことによる利点は ・初期燃料装荷量の低減 ・炉容器高さの低減（項目 8 参照）		ボイド反応度負は困難となるが、本概念では標榜していない。
9. 燃料破損対策	・RBCB(Run Beyond Cladding Breach)運転の可能性 ・燃料交換の考え方 炉心長寿命化から、燃料交換頻度は低減されるため、燃料交換機はプラントごとに備える必要がなく、交換部署が 1 台持っていれば足りる。交換作業が大規模な工事になる点は、これまでの 4S の考え方を踏襲してよい。		・RBCB 運転については、どこが検討するか（外注？内作？作業するためのデータ？） ・燃料交換についてはシステム簡素化による利益と、交換頻度および交換が必要となったときの手間を考慮し、よいものを採用する。
10. 「H/D≒1」炉心概念への炉容器形状の適合	・炉容器寸法は IRIS の目標値と同程度	→炉心コンパクト化による炉容器高さ削減 →IHX 径増加／高さ削減（伝熱面積は確保） →RVACS 除熱容量の確保／増加 →PRACS 容量削減 →部分自然循環で 1 次 EMP 容量・吐出圧低減 →軸寸法削減	
11. 2 次系簡素化	ナトリウム水反応排除対策（項目 6）を踏まえた 2 次系簡素化を指向		
12. 工期短縮（NERI 目標値／着工～燃料装荷 36ヶ月以内の達成）	建屋高さ・容積削減（炉容器径増加の効果を相殺） 工場作成範囲拡大、船殻構造等	海上輸送を考慮し、ユニット数削減（17→11）、R/V 及び R/V 内機器を別の場所で組立て、全体を一括据付けることにより大幅な工期短縮*（30→25.5ヶ月）	船殻構造はコスト高だが、工期短縮につながり、総コストの比較次第で採用見込みあり。 *：日本機械学会（No. 890-60）シンポジウム公演論文集 p. 215-220, 1989
13. 定検期間短縮 目標稼働率 95%以上	・NSSS 動的機器の個数削減 ・分解点検が必要なものはスペア交換とし、点検整備は工場で行い次回定検に備える。 ・点検項目・工程の合理化	案(1) 1 週間×1 回／年、8 週間×1 回／5 年の点検で平均 95%をクリア 案(2) 30 日／2 年で定検 タービンユニットはパージ型でローテーション →IVS で使用済燃料取出し待機時間の大幅短縮	NSSS の項目合理化によりタービン発電機の点検がクリティカルとなることが予想される。
14. 運転性向上	・反応度制御棒の追加設置（負荷追従対応強化） 誤引き抜きには注意を払う スクラム加速機能不要の簡素化 CRDM 長寿命 CR ・燃料交換の簡素化（項目 7 参照）	・要検討 ・同上 ・同上 ・FHM のみで交換可能 →IVS で新燃料輸送なし破損燃料保管対応	自然循環炉の負荷追従運転 プラント寿命途中での燃料取出し、再挿入（1 回）費用と FHM コスト（複数プラントで共用）の比較
15. 保守補修性向上	・炉内構造物の交換可能性等 ・炉心と熱交換器の分離による保守性向上（2 次系簡素化の場合）		

表 5.6.4-2 JNC 小型炉の検討結果（H12）の概要とその他の事例

項目＼プラント名（開発主体）	4S (CRIEPI/日)	自然循環方式 タンク型 Na 冷却炉 (JNC-H12)	準強制循環方式 ループ型 Na 冷却炉 (JNC-H12)	自然循環方式 タンク型 Pb-Bi 冷却炉 (JNC-H12)	STAR-ENHS (UCB 他/米 NERI)	STAR-LM (ANL/米)	SVBR-100 (IPPE/露)	IRIS (W, MIT, UCB 他)	自立安全性を有する小型一体炉 (MHI)	He ガス炉 (PBMR 型) (エネ総研)
用途	多目的	発電	発電	発電	多目的熱源	発電	発電	発電	多目的	発電
原子炉型式	タンク型 (2 次系あり)	タンク型 (2 次系あり)	ループ型 (2 次系簡素化)	SG 内蔵タンク型 (2 次系なし)	2 重タンク型 (2 次系あり)	SG 内蔵タンク型 (2 次系なし)	SG 内蔵タンク型 (2 次系なし)	SG 内蔵一体型	SG 内蔵一体型	直接発電
電気出力 (MWe)	50	50	50	50	50	約 100*1	100	50-150	150	約 100
熱出力 (MWt)	125	125	125	132	125	300	260	(不明)	(不明)	226
冷却材温度 (℃)	510	510	510	492	540-560	474	460	(不明)	(不明)	900
平均／最大線出力 (W/cm)	約 80／253	約 50／150	約 210／250	153／261	80～120	約 90*1	約 220	(不明)	(不明)	約 5W/cc (炉心平均)
炉心寿命 (年)	10	30	30	30	15 (核的には 30)	15*1	10	8-15	2 (3 バッチ)	オンロード燃料交換
燃料形態	金属	金属	金属	窒化物 (N-15)	金属	UN*1	MOX or MN	MOX or 金属	10-20%濃縮 U	被覆粒子型 MOX
平均燃焼度 (万 kWd/t)	約 4.5	6	9	8.3	約 10 (peak)	(不明)	約 9	(不明)	(不明)	約 8 (目標)
増殖比	0.7	1.01	0.99	0.94-1.02	(不明)	(不明)	1.02	～1 (低減速)	(熱中性子炉)	1.0 以上
冷却材	Na	Na	Na (Pb-Bi)	Pb-Bi	Pb-Bi	Pb-Bi	Pb-Bi	軽水	軽水	He
冷却材循環方式 1 次冷却系	強制循環 (含 NC～10%)	自然循環	強制＋自然循環 (～23%)	自然循環	自然循環	自然循環	強制循環 (機械式ポンプ)	自然循環	自然循環 (OP 強制循環)	強制循環
冷却材循環方式 崩壊熱除去系 (強制=FC, 自然=NC)	PRACS (FC/NC) ×1 +RVACS (NC)	PRACS (NC) ×1 +RVACS (NC) *	PRACS (NC) ×1 +RVACS (NC) *	PRACS (NC) ×2 +RVACS (NC)	RVECS (NC)	RECS (NC)	残留熱除去コンデンサ (NC) +RVACS (NC) *2	RVACS ((NC)	R/V 内から直接崩壊熱除去 (NC)	熱伝導、輻射 (大熱容量)
特有の受動安全装置	なし	なし	なし	なし	なし	なし	(SASS)	なし	なし	なし
原子炉容器寸法 内径 (φm) ／高さ (m)	2.5／約 23	約 4／約 18	約 3.3／約 18	3.7／約 21.5	約 2.5／約 20	約 3／？	4.2／約 6	3.5／約 15	約 6／約 18	～6／18 (PBMR)
NSSS 物量 (ton/MWe)	原子炉：3.3 IHX+EMP：1.2 SG：？ 計：4.5+α	原子炉：約 4 IHX：約 1.6 SG：約 2.3 計：約 8	原子炉：約 3.5 IHX+SG：約 2.4 計：約 6	原子炉：約 7 SG：約 0.7 計：約 7.7	約 4	(不明)	約 2.8	(不明)	(不明)	約 10 (PBMR)
原子炉建屋容積 (万 m3)	約 1.5	約 0.83	約 1.2	約 0.87	(不明)	(不明)	約 8	(不明)	(約 2) 16 モジュール平均	約 5.5 (PBMR:T/B 込)
建設工期 (年)	(2)	2	2	2.5	(不明)	(不明)	4	(不明)	2-3	2 (PBMR)
定検日数／稼働率		15-25／＞95%	15-25／＞95%	30／＞95%						
建設単価 (万円／kWe)	(＜70)									
炉心の特徴	・ 長尺炉心 (φ0.83m×2-4mH) ・反射体制御	・ 扁平炉心 (φ2.52m×1mH) ・制御棒方式	・ H/D≒1 炉心 (φ1.42m×1.5mH) ・反射体制御	・ 扁平炉心 (φ1.95m×1.25mH) ・制御棒方式				・目標炉心寸法 φ1.5m 程度		
備考		*:出入口 2 系統	中型炉 (50 万 kWe) NSSS 物量 ～2.6ton/MWe	中型炉 (40 万 kWe) NSSS 物量 ～2.7ton/MWe		*1:' 99 年度 JNC 公募仕様	*2:水自然循環系統を G/V 周囲に設置		・都市近接立地	・He ガスタービンの直接発電 ・C/V なし

表 5.6.4-3　ＪＮＣ小型高速炉の受動安全性検討結果の概要

項目		実証炉 [MOX、67.2 万 kWe]	PRISM (S-PRISM) [金属、14-38 万 kWe]	４Ｓ（オリジナル） [金属、5 万 kWe]	Na 冷却小型炉 (JNC) [金属、5 万 kWe]		Pb-Bi 冷却炉 (JNC)
					自然循環	準強制循環	自然循環 [MN, 5 万 kWe]
設計基準事象 (DBE)		スクラム又は静定で収束		一般的な安全評価→Doppler の効果のみ考慮			
運転時の異常な過渡変化 (省略)		(結果を最も厳しくする機器の単一故障・外電喪失・1 ﾛｯﾄﾞｽﾀｯｸを想定)					
事故	Na－水反応事故	SG での Na－水反応事故 (伝熱管 4 本ギロチン破断) →ラプチャーディスク開放信号で 2 次ﾎﾟﾝﾌﾟﾄﾘｯﾌﾟ、水・蒸気側急速隔離、水・蒸気ﾌﾞﾛｰ→原子炉ﾄﾘｯﾌﾟ	SG 伝熱管破損を想定 (12 時間の隔離又は水ダンプ失敗を仮定)	SG での Na－水反応事故 →SG 下端にラプチャーディスク付圧力開放配管を設置 (IHX 圧力を 9kg/cm2 以下に保持)	同左	不活性中間媒体 (Pb-Bi) 新型 SG を採用	(Pb-Bi 冷却)
	気泡通過	(22 ﾘｯﾄﾙの気泡) 炉心一斉通過→出力上昇、伝熱低下→燃料温度上昇→スクラム (出力領は中性子束高)	54$/s で 0.8$の反応度が挿入されるが即発臨界には至らないし沸騰は起こらない	(ゼロボイド炉心)	最大ボイド反応度<8$ (先行研究知見より)	同左	(高融点であること、および先行研究知見もなく、現状は HOLD) ボイド反応度～6.5$
重大事故および仮想事故 →立地条件の適否を評価		・1 次冷却材漏洩 ・気体廃棄物処理設備破損 [↓仮想事故として] ・1 次冷却材漏洩 (大規模)		(基本的に放射能インベントリが小)	同左 (都市近接立地としての適合性は未検討)	同左	同左
設計基準外事象 (BDBE)		GEM 又は SASS	GEM, Rod stops (又は SASS)	スクラム失敗事故→全ての反応度係数を考慮	SASS に期待しない方向を指向	同左	同左
ＡＴＷＳ／異常な過渡変化時のスクラム不作動事象	UTOP (通常速度)	3¢/sec の反応度挿入 SASS で静定	全 CR 瞬引抜きを想定 (12hr 後にスクラム)；RVACS のみ除熱も想定 →Rod stops (+SASS；GLOBAL’99) Doppler と熱膨張による負の反応度ﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸで静定	反射体瞬引を抜きを想定挿入反応度は 50¢と評価、線出力密度が通常の 1/3 程度なので燃料の融点には余裕 (地震時反応度挿入+外電喪失も想定)	(制御棒制御＋低燃焼反応度) 許容挿入反応度は 20¢以上 (挿入速度 0.02¢/s を想定) SASS なしで静定	(反射体制御＋低燃焼反応度) AWS で包絡／許容挿入反応度 20¢以上 (炉心径膨張反応度に期待しない場合 10¢以上)	(制御棒制御＋低燃焼反応度) 挿入反応度 40¢ (挿入速度 0.1¢/s) ﾄﾞｯﾌﾟﾗｰ反応度と炉心支持板 SASS なしで静定
	ULOHS (DHRS は機能)	検討実施	支持板の負の反応度挿入 (ULOF+LOHS も評価)	RVACS で ULOF より穏やかに推移する	(PRACS+RVACS) 冷却材温度上昇による正の反応度をドップラー反応度が相殺し、その後炉心支持板反応度効果により SASS なしで高温静定	(PRACS+RVACS) 同左	(PRACS+RVACS) 炉心支持板反応度の効果により SASS なしで高温静定
	ULOF	SASS+GEM で炉停止	ULOF+LOHS；EMP1 基の突然停止の他に全 EMP 停止 (1 基はｺｰｽﾄﾀﾞｳﾝなし) も想定→GEM (+SASS；GLOBAL’99) LOHS で RVACS のみ機能し LOF で GEM が作動	共晶点の 720℃以下に収まる (炉心の熱膨張と集合体の軸方向膨張が支配的) 流量半減時間として 10 秒必要	(100％自然循環)	(～23％自然循環) “Rapid LOF” の事象で包絡	(100％自然循環)
スクラム想定事象	(P) LOHS (All DHRS’s)	(4×DRACS (FC/NC)) 検討実施	2 次系機能喪失 LOHS を想定 [↓RVACS の条件] ・36hr の 75％閉塞 (航空機事故) ・12hr 全閉塞 (ｶﾞｽﾀｰﾋﾞﾝ) その後 25％閉塞解除 →HCDA の概参照	長期に渡る全電源喪失、航空機墜落による PRACS 及び RVACS ｽﾀｯｸ破損 (ただし原子炉建屋部分=50％については機能すると仮定) →650℃以下に保持	(1×PRACS (NC)+RVACS／出口２系統) PRACS (NC) のみで R/V 出口温度 510℃以下に保持、全電源時 RVACS のみで 650℃以下を目標に除熱容量を設定	(1×PRACS (NC)+RVACS／出口２系統) 同左	(2×PRACS (NC)+RVACS) 1×PRACS (NC) のみでｺｰﾙﾄﾞﾚｸﾞ 550℃以下、RVACS のみでﾎｯﾄﾚｸﾞ 650℃以下を目標
	LOP1	燃料破損及び冷却材沸騰なし (炉心流量減少→「外管内漏洩液位高」でスクラム成功を想定)	2 次系配管ギロチン破断、R/V からの漏洩・火災を評価 (R/V 漏洩は DBE に位置付け)	(タンク型)	同左	(ループ型) 外容設置	(タンク型)
	TIB (Total Instantaneous Blockage)	燃料集合体入口大規模閉塞事象を想定しても、数体の燃料の部分損傷段階でスクラムし収束する (DN 法による破損燃料検出を想定)	1 燃料集合体の全閉塞を仮定 →当該集合体以外には破損伝播しないで収束	発生しにくさ (ﾙｰｽﾊﾟｰツなし、密封ｶﾊﾞｰｶﾞｽ、Na と共存性のよい金属燃料) に加え、万一発生しても金属燃料の良好な熱伝導により事象が緩和される	「発生しにくいｼｽﾃﾑ」＋ダクトにフローホールを穿孔したセミダクトレスを計画	「発生しにくいｼｽﾃﾑ」＋ダクトを局所穿孔 (炉心径方向膨張・湾曲による負の反応度に期待するためダクトあり。)	(ダクトレス一体型炉心)
	OCL (炉心過冷却；全ての反応度温度係数が負の場合想定)	想定外	想定外	炉心支持構造過冷却による小反応度投入となるが、UTOP より温度上昇幅は少ない	(100％自然循環)	(4S と同程度と推測)	(100％自然循環)
AWS／極めて稀な又は過酷な事故＋スクラム失敗	Rapid ULOF (without coastdown)	想定外	4EMP ｺｰｽﾄﾀﾞｳﾝなし停止+no scram で広範囲の燃料溶融及び被覆管破損に至るが開放されるエネルギーは少なくバウンダリは破損しない (ANL の評価)	想定外	(100％自然循環)	AWS「EMP1 基瞬時停止+残り 1 基もﾄﾘｯﾌﾟ (ﾌﾛｰｺｰｽﾄﾀﾞｳﾝ調整) +ｽｸﾗﾑ失敗」を想定→冷却材温度は条件付で許容値以内	(100％自然循環)
	UTOP (急速引き抜き)	想定外	全 9CR のﾛｯﾄﾞｽﾄｯﾌﾟが故障し最大引き抜き速度の 2 倍で引き抜かれた場合を想定 (8$)	想定外	(制御棒制御＋低燃焼反応度) 許容挿入反応度は 20¢程度 (挿入速度 3¢/s を想定)	(反射体制御＋低燃焼反応度) 許容挿入反応度は 20¢程度 (炉心径膨張反応度込み、挿入速度 3¢/s を想定)	(制御棒制御＋低燃焼反応度) 許容挿入反応度 (最大値、速度) の更なる増加策は今後の課題
	全電源喪失＋スクラム失敗 (≒ULOF+LOHS)	想定外	当初はスクラムありで全電源喪失 (24hr) を想定したが、最終的には 36hr の ULOF+LOHS に変更	崩壊熱除去は自然循環、負の反応度フィードバックで炉停止	(100％自然循環+RVACS) ULOF と ULOHS の結果から成立見通しあり	(～23％自然循環+RVACS) 同左	(100％自然循環+RVACS) 同左
(HCDA) ＊上記の事象の結果として到達する可能性のある最悪の場合		発生する機械的エネルギーは約 150MJ で、R/V 内部で終息する 炉心損傷確率：3×10⁻⁶/ry (ｱｸｼﾃﾞﾝﾄﾏﾈｰｼﾞﾒﾝﾄでさらに 1/50 程度に低減可能)	CDA の起因事象 ・PLOHS ・想定より高い崩壊熱 ・RVACS の除熱量減少 燃料及び被覆管は溶融するが再臨界には至らず炉容器内で終息する (500MJ の格納が可能)		未検討	未検討	未検討

技術的には起こるとは考えられない事象

金属燃料＋固有の炉停止能力 (GEM) で過酷事故対応 (CDA 防止強化型) を指向 →後に「設計対応」も追加

現状では「CDA 防止強化型」の定義が必ずしも明確ではないが、PLOHS 等をアプリオリに想定すると炉心は溶融するので、炉心溶融時の検討 (緩和併用型) も必要と考えられる。

JNC TY9400 2001-012

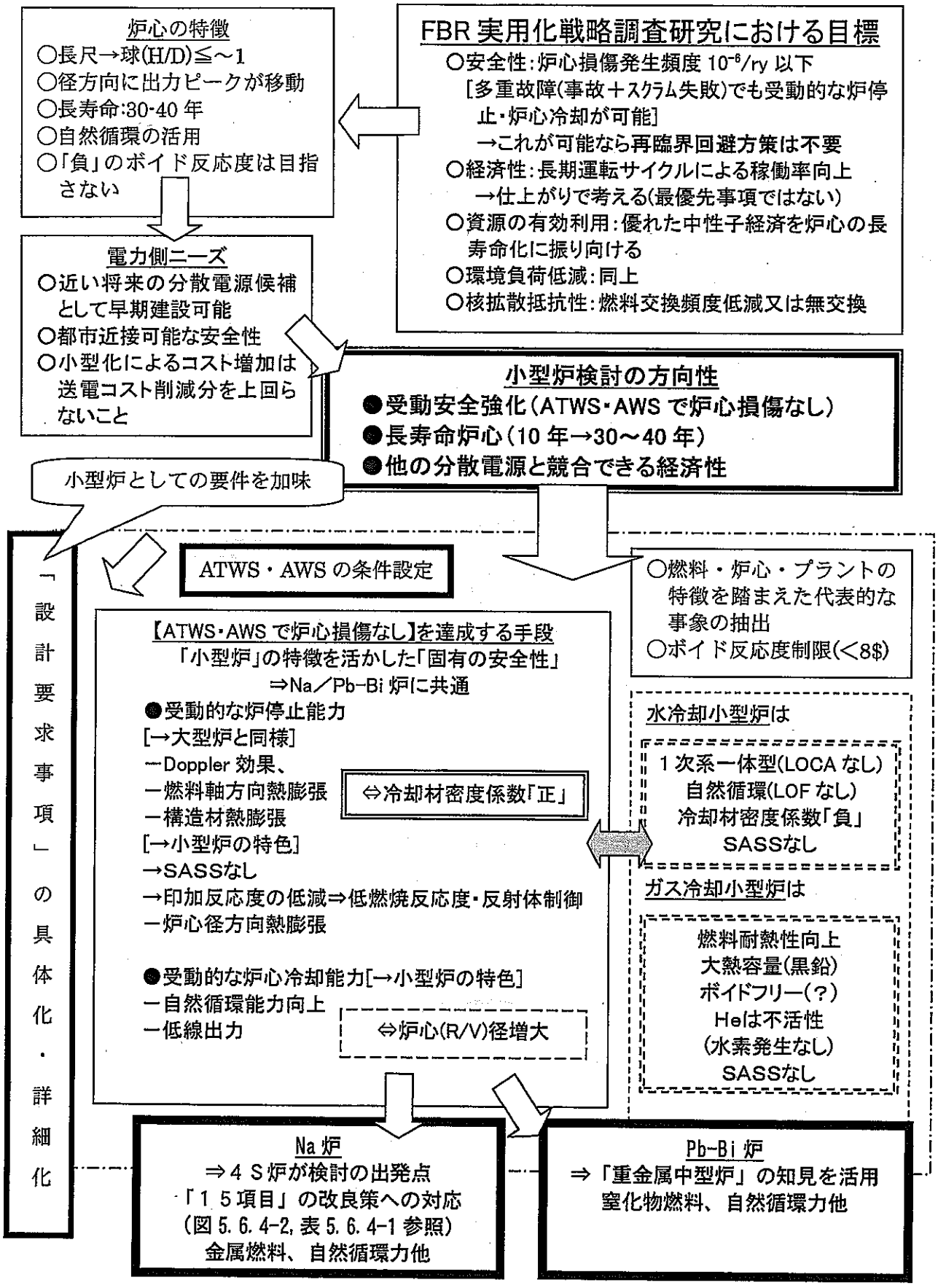


図 5.6.4-1　JNC 小型高速炉の H12 年度検討の流れ

4S の技術課題

(1) 核設計精度向上(長尺燃料、反射体移動の燃焼計算)
(2) 長尺燃料照射挙動(実績は～1m；FFTF)
(3) 反射体駆動機構信頼性実証(油圧機構の信頼性ﾃﾞｰﾀ)
(4) 臨界近接時自動制御システム(実験炉等での最適化)
(5) 構造材用高クロム系のフェライト鋼照射特性
(6) 長尺炉心径膨張(集合体湾曲効果)の確実性
(7) 局所閉塞事故対応
(8) 熱出力一定運転(84～110%の範囲で給水流量制御は可能)
→負荷追従運転対応
→海水温度変化による熱効率変動対応
(9) 大掛かりな燃料交換の頻度低減(炉停止後冷却期間～3ヶ月)
→更なる長寿命化
(10) IHX 合体 EMP の補修方法改善

4S の構造的な特徴

○ゼロボイド炉心：φ83cm×4mH
○原子炉容器径：φ2.5m×23mH
○タンク型：IHX・1 次 EMP の R/V 内蔵
○環状 6 分割反射体制御
○安全棒（炉中心 1 体）
○環状 IHX
○PRACS＋RVACS
○EMP 内蔵ヘリカルコイル 2 重管 SG
○炉上部燃交機器簡素化
○原子炉出力制御装置なし→給水流量制御

4S の基本設計思想

(1) 実用化までの開発期間および開発に要する技術者数など、総開発費が少ない
(2) 工場内試作試験など Na 炉の習熟期における開発経営リスクが小さい
(3) 立地地点の拡大、離島などの分散電源として、わが国でも有効
(4) モジュール構成による稼動信頼度の高い大型パワーステーションも可能
(5) 設計標準化、連続生産により飛躍的な経済性が期待される
(6) 単純で、原子炉に操作する機器がなく運転員不要のため、異常発生の可能性が極めて低い
(7) すべて工場製作・工場検査であり、高品質のものが短期間で製作可能
(8) ボイド反応度およびすべての反応度温度係数が負で、本質的な安全特性
(9) 制御棒および制御棒駆動機構がなく、反応度事故の可能性排除
(10) 非常用電源および動的緊急炉心冷却系統なしでも、極端な事故仮想に対して炉心損傷なし
(11) 10 年または 30 年燃料無交換で複雑な燃料交換設備なく IAEA の核管理が飛躍する
(12) 砂漠拡大防止、途上国の需要など、グローバルなニーズにも対応

FBR 実用化戦略調査研究における目標

○安全性：炉心損傷発生頻度 10^{-6}/ry 以下
（受動的な炉停止・炉心冷却が可能）
○経済性：長期運転サイクルによる稼働率向上
○資源の有効利用：優れた中性子経済を炉心の長寿命化に振り向ける
○環境負荷低減：同上
○核拡散抵抗性：燃料交換頻度低減又は無交換

小型炉検討の方向性

●受動安全強化（ATWS・AWS で炉心損傷なし）
●長寿命炉心（10 年→30～40 年）
●他の分散電源と競合できる経済性

【受動安全性強化】

1. 炉心・燃料の固有の性質を用いて受動安全性を追求
→自然循環、低線出力（炉心径増加は許容）、ドップラー効果等
→Na ボイド反応度が負であることには固執しない
2. 負の反応度フィードバック増加
→短尺化(4m→～2m)で炉心径方向熱膨張(湾曲効果)の確保
[ULOF、UTOP 対応]
3. 局所流路閉塞への対応
→ダクト構造での成立性見極め
→(セミ)ダクトレス化 等
4. フローコーストダウンなし ULOF 事象対応(AWS 相当)
→自然循環流量増加(炉心圧損低減) 等
5. 崩壊熱除去系
→独立性・冗長性を具備する。
（自然循環による信頼度向上）
6. Na－水反応排除対策
→不活性(固体)中間媒体採用(1 次 EMP 内蔵 SG 等の可能性)
7. 格納容器内に SG を設置するための対策(2次系削除の場合)

【長寿命炉心】

8. 内部転換比向上／燃焼反応度低減炉心で長寿命化
（30～40 年）
→低圧損・中性子経済向上を指向した「H/D～1」炉心概念
＊必要に応じて Np 混合、高速炉用ﾊﾞｰﾅﾌﾞﾙﾎﾟｲｿﾞﾝ等も考慮
9. 破損燃料対策
→RBCB(Run Beyond Cladding Breach)運転の可能性
（→燃料交換手順の簡素化も要検討）

【他の分散電源と競合できる経済性】

目標炉容器寸法：～φ3.5m×15-18mH（IRIS と同程度）

10. 「H/D～1」炉心概念への炉容器形状の適合（炉容器径増加；φ2.5m→～φ3.5m）
→炉容器高さ削減(23mH→～15-18mH)で物量増加回避
→IHX 径増加／高さ削減(伝熱面積は確保)
→RVACS 除熱容量の確保／増加→PRACS 容量削減
→部分自然循環で1次 EMP 容量・吐出圧低減→軸寸法削減
11. 2 次系簡素化
→Na－水反応排除対策(No.5)を踏まえた 2 次系簡素化を指向
12. 工期短縮(NERI 目標値／着工～燃料装荷 36 ヶ月以内の達成)
→建屋高さ／容積削減(炉容器径増加の効果を相殺)
→工場プレハブ範囲拡大、船殻構造等
13. 定検期間短縮(目標稼働率 95%以上)
→NSSS 動的機器の個数削減、パッケージ交換
14. 運転性向上
→負荷追従強化→反応度制御棒の追加設置(誤引抜き(TOP)対応強化)
（スクラム加速機能不要の簡素化 CRDM・長寿命 CR）
→燃料交換の簡素化(炉心寿命が 10～20 年程度の場合)
15. 保守補修性向上
→炉内構造物の交換可能性 等
→炉心と熱交換器(SG&EMP)の分離による保守性向上(2 次系簡素化の場合)
【⇒15 項目の詳細は表 5.6.4-1 を参照】

図 5.6.4-2　ＪＮＣ小型高速炉（Na 冷却）の H12 年度基本検討方針

6. 今後の計画

6.1 フェーズⅡ計画案

6.2 フェーズⅡにおける課題

6. 今後の計画

6.1 フェーズⅡ計画案

2001 年度から開始するフェーズⅡ調査研究では、5 年後のフェーズⅡ終了時点（2005 年度末）で、実用化概念を選定する。すなわち、フェーズⅡ終了時点では、各概念の実現性が見通されていなければならない。そのためには、この選定のために必須のデータを取得する必要がある。

具体的には、フェーズⅡでは、実用化候補概念の成立性を左右する枢要技術について工学試験を含めた評価を行い、FBR サイクル全体としての最適化及び評価を行う。これらの評価を通じて原子炉概念として、最も有望な概念１つと代替概念１つを抽出することとなる。

1999 年度および 2000 年度の 2 ヶ年で実施したフェーズⅠ調査研究の結果、既存の国内外の情報では不足で、さらにデータを取らねばならない点、あるいは、フェーズⅠの研究をさらに進めねばならない点が明確となった。これらをまとめると、フェーズⅡにおいては、次節のような課題に関する研究が必要である。

6.2 フェーズⅡにおける課題

6.2.1 候補概念の設計研究

フェーズⅠにおける概念検討で採用した経済性達成のための技術について、各概念の設計をより詳細化し、成立を見通せる設計の幅（設計ウインドウ）を把握する。

また、フェーズⅡの設計研究は工学試験を含む要素技術開発の結果を反映しながら進めることになるため、各概念とも必要な要素技術開発の成果を適切に設計に反映できるように考えた 5 年間の設計研究エンジアリングスケジュールに沿って実施する。

対象となる炉型は次の 5 炉型である。

- Na 大型炉
- Na 中型モジュール
- 重金属炉
- ガス炉
- 多目的小型炉

6.2.2FBR 共通技術開発

FBR 共通技術開発では、冷却材及び炉型に限定された課題ではなく、共通に必要な以下の枢要技術について研究を行う。

この内、CDA 対策技術の開発及び SASS の開発についてはそれぞれカザフスタンの IGR での試験計画及び常陽での試験計画が進んでおり、基本的にその計画に沿って進める。それ以外については、設計研究へタイムリーに成果を反映できるような研究計画を策定して、必要な検討作業と、必要な工学試験の準備を進める。

(1) CDA 対策技術の開発

炉心が溶融するような仮想的炉心崩壊事故時に、溶融した物質が炉心外へ排出される挙動に係わる物理メカニズムを把握するために、炉内および炉外試験を組み合わせた実験を行う。これにより、再臨界問題回避の基本的な見通しを得ることができる。

(2) SASS の開発

ナトリウム中での高温・照射場での SASS の機能維持の確認を行うとともに、ガスおよび鉛ビスマス炉用の SASS の基本構造を概念設計する。

(3) 3 次元免震装置の開発

免震要素となる皿バネの基本的な力学特性を把握し、設計式を導出する。また、3 次元免震装置の構造概念を構築し、基本原理を把握する。

(4) 電磁流動特性評価研究

電磁流量計、電磁ポンプについて、大口径配管、大流量を見通した電磁流動特性を把握する。

(5) 高クロム鋼の開発と材料基準の整備

FBR 適用条件の材料特性式および材料強度基準値の充実とその暫定値を提示する。また、フェライト系高クロム鋼の特徴である過渡熱応力耐性、耐食性を極限まで高め、かつ高温強度特性が従来耐熱ステンレス鋼並以上である材料組成および製造条件を明らかにする。

(6) 構造健全性に係わる解析・評価技術の開発

非弾性解析法に基づく設計法を確立するために、弾塑性クリープ変形を受ける構造物の破損現象および破損限界を明らかにする。

(7) 破断前漏洩 (LBB) 論理の高度化

12Cr 配管での LBB 成立見通しを検討し、LBB 論理構築に関する課題の提示および適用範囲を暫定評価する。

6.2.3冷却材ごとの固有技術開発

冷却材ごとの固有技術開発については、抽出された実用化候補概念からの要求条件を整理して、設計研究へタイムリーに成果を反映できるような研究計画を策定して、必要な検討作業と、必要な工学試験の準備を進める。主要な項目は以下の通りである。

(1) Na 冷却炉

(i) 合体機器の研究開発

ポンプ励振力・振動伝達特性を 1/5 スケール水試験で把握するとともに、ナトリウム中伝熱管比摩耗試験を行い比摩耗量データを取得する。これにより、合体機器の成立性を評価する。

(ii) 2 次系削除用新型 SG の開発

3 重管 SG について、伝熱管の試作、摺動摩耗試験、水管破損挙動、ナトリ

ウム管破損挙動等を把握し、その成立性を評価する。

（iii）簡素化炉上部構造の開発

切り込み UIS の採用、大出力かつコンパクトな炉容器の採用による偏流、ガス巻き込み等について、その解決方法を見通す。

（iv）ISI・検査技術の開発

液体金属中の目視検査性能を確認し、検査装置を活用できる炉内構造物等の形状を明確にする。

（v）水プール直接冷却試験

EVST 削除にかかる高発熱使用済み燃料の冷却特性を把握する。

（vi）ループ数削減に伴う構造健全性評価

大口径配管と高流速との組み合わせにより懸念される流体力に基づく不安定振動やキャビテーションについて、実験的に把握し設計の見通しを得る。

(2) 重金属炉

（i）鉛ビスマス腐食特性評価

酸素濃度制御システムおよび酸素センサーによる腐食抑制技術の有効性を確認し、適切な防食/腐食抑制技術の開発を行う。

（ii）鉛ビスマス除去・洗浄

鉛ビスマス冷却材の洗浄技術、主要浸漬機器の保守・補修技術および ISI゛技術に対する技術的成立性の見通しを判断できるデータを取得する。

（iii）ポロニウムの基礎特性評価

ポロニウムの物性（蒸気圧、気液平衡分配係数、ポロニウムエアロゾル特性値等）を把握し、鉛ビスマス冷却炉のソースターム評価に必要となるデータを取得する。

（iv）鉛ビスマス用蒸気発生器の基礎的安全特性評価

SGTR 時の鉛ビスマスと水蒸気との共存性、鉛ビスマス伝熱流動特性評価のための基礎データを取得し、システム成立の見通しの判断に資する。

(3) ガス炉

（i）コア・キャッチャの開発

炭酸ガス炉及び耐熱合金被覆管ヘリウムガス炉について、CDA 時の事象推移評価を行うとともに、コア・キャッチャに要求される性能を把握する。

（ii）ガス炉用 SASS の開発

炭酸ガス炉及びヘリウム炉について、概念が成立することを見通すための安全解析により SASS に要求される性能を把握する。

おわりに

実用化戦略調査研究フェーズⅠにおいて、FBRプラントシステムを構成する冷却材と燃料の種類との組合わせを網羅的に検討した。ここでは、これまでに蓄積された国内外の技術情報によって、技術的成立性及び経済的成立性について評価した。その結果、実用化候補概念を実現し得る冷却材として、ナトリウム、鉛ビスマス、ガス、水を選択した。このうち、ガスについてはフェーズⅠの研究期間を1年間延長し、この間に炭酸ガスとするかヘリウムとするか決める予定である。

フェーズⅠで選択した冷却材により構築したプラント概念は、前章までに述べたように、いずれも安全性を担保した上で、電気出力あたりの建設コストが20万円程度になっており、当初の目標を満たしたものとなっている。もちろん、冷却材により高速中性子の経済性（炉心特性）には優劣がある。また、開発すべき事項の難易度にも差がある。

フェーズⅠでは、冷却材の特徴をあまり考慮せず、一律に先の5つの目標を満たすことを条件として、「物量」および「建設コスト」を指標として比較した。異なる冷却材について、このような同一の境界条件で同一の指標を用いて比較した研究は、本研究が始めてである。これにより、それぞれの冷却材が持つ弱点を設計で強化するための方策とそのコストが明確となった。

平成13年度から5ヶ年の予定で開始したフェーズⅡでは、それぞれの冷却材毎に、その成立性を左右する課題について具体的な事実を確認し、その解決の見通しを得ること、また、それぞれの冷却材の特徴を最大限生かしたプラント像を構築することを一つの目的としている。本研究により、原子炉プラントについて、実用化時代に要求される要件を満たす実用化像を提示できるものと考えている。なお、上記選択の際に、将来、技術の進歩に伴って実現の可能性のあるものを、本調査研究の結果として潰すことのないよう注意を払っていくことはいうまでもない。

謝辞

本報告書をまとめるにあたり、各執筆者の書いた原稿をまとめ、校正をし、必要なワープロ、作図の作業を行って原稿を整えるという最も煩雑な力のいる仕事をこなした堀江千秋氏（原子力システム株式会社）に筆者一同厚く感謝致します。

崩壊熱除去系の信頼性評価作業を行った和田明氏（原子力システム株式会社）、また、新型蒸気発生器のサイジングのために熱伝導解析作業を行った井川健一氏（原子力システム株式会社）に感謝致します。