

大型高速炉設計研究成果報告書

—60万kW e級プラントの設計研究—

1992年5月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

大型高速炉設計研究成果報告書

— 60万kWe級プラントの設計研究 —

林 秀行*、 永田 敬**、 森山正敏***
石川 眞*、 中大路道彦*、 黒木修二*
山岡光明*、 鬼橋徳幸*、 若林利男****
前田清彦*、 一宮正和*、 山下芳興*

要 旨

大洗工学センターのプラント工学室では、平成2年度から、実用高速炉としてほぼ下限の出力規模と想定される60万kWe級プラントを対象として、電気事業者の行う実証炉の設計研究を適切に支援出来る技術的基盤を確立する事を主要目的とする「大型炉設計研究」を、大洗工学センター関連部課室の参画・協力を得て全所的展開の中で実施してきた。

本プラントの特長はループ型炉の本質的な長所を活かした1次主冷却系配管の短縮技術、系統の簡素化・信頼性向上、格納容器床下のメンテナンスフリー化等の基本的コンセプトを統合した「原子炉容器ヘッドアクセス方式」にあり、遮蔽プラグや燃料取扱系統の抜本的簡素化、プルトニウムの需給バランスに柔軟に対応出来る炉心概念等、原型炉までの技術・経験を活かしつつ高速炉の実用化に必要な技術的ブレークスルーにも挑戦したプラント概念になっている。

本報告は、電気事業者の建設意欲を喚起出来る実証炉段階のプラント概念を提示したこれら設計研究の成果を原子炉設置許可申請書の本文相当の「系統設計」、添付書類8相当の「各部設計」、添付書類10相当の「安全設計方針及び安全評価」、及び関連する「研究開発課題」に区分して整理・記述したものである。

* 技術開発部 プラント工学室

** 現：機器構造開発部 構造工学室

*** 現：高速増殖炉もんじゅ建設所 技術開発部 システム評価室

**** 現：技術開発部 中性子工学Gr

Progress Report of the Design Study on a Large Scale Reactor

-- Design Study on a 600MWe Class Plant --

H. Hayashi*, K. Nagata**, M. Moriyama***
M. Ishikawa*, M. Nakaoji*, S. Kuroki*
M. Yamaoka*, T. Onihashi*, T. Wakabayashi****
K. Maeda*, M. Ichimiya*, Y. Yamashita*

abstract

A design study on a large scale fast reactor was performed at OEC about 600 MWe class plant which might be the lowest power scale as a commercial one. The purpose of the study is set to present a plant concept which could stand together reality at the demonstration stage and innovativeness through commercialization, as well as to establish technological basis to support the design study of the utilities' plant.

Features of this plant are as follows.

- 1) Application of intrinsic merit of a loop type plant, and introduction of a reactor-vessel-head-access-piping system which produces a new concept of primary piping shortening technology, simplification of cooling systems, improvement in reliability of components, and free-maintenance of equipments underneath the operating floor.
- 2) Plant design based on the technologies and experiences up to the prototype reactor, and also challenge to the technological breakthrough for the commercialization of FBR, such as drastic simplification of a shielding plug and a spent fuel handling system.

This report describes the result of a design study on a large scale FBR plant, which will motivate utilities to construct the demonstration plant. This report consists of three parts of "System Design," "Sub-system Designs" and "Safety Design Guide and Safety Evaluation" which correspond to the text, the appendix VIII and the appendix X of the application of reactor construction permit respectively, and a part of R&D subjects derived from the design study.

* :Plant Engineering Office, Technology Development Division, OEC, PNC
** : present section ; Structural Engineering Section, System and Components Division, OEC, PNC
*** : present section ; System Engineering Section, Technology Development Division, Monju Construction Office, PNC
**** : present section ; Neutronics group, Technology Development Division, OEC, PNC

大型高速炉設計研究成果報告書

— 60万kWe級プラントの設計研究 —

[I] まえがき	1
[II] 系統設計	7
1. プラントシステム	8
1.1 システム概要	8
1.2 ヒートバランス	13
2. プラント配置	15
2.1 サイト内建屋配置	15
2.2 機器・系統配置	17
3. 設計基準	26
3.1 耐震設計基準	26
3.2 構造設計基準	28
3.3 燃料設計基準	30
3.4 遮蔽設計基準	32
4. 原子炉本体の構造及び設備	34
4.1 炉 心	34
4.2 燃料体	35
4.3 減速材及び反射材の種類	37
4.4 原子炉容器	37
4.5 放射線しゃへい体の構造	38
4.6 その他の主要な事項	39
5. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備	40
5.1 核燃料物質取扱設備の構造	40
5.2 核燃料物質貯蔵設備の構造及び貯蔵能力	40
6. 原子炉冷却系統施設の構造及び設備	42
6.1 1次冷却設備	42
6.2 二次冷却設備	43

6.3	非常用冷却設備	44
6.4	その他の主要な事項	45
7.	計測制御系統の構造及び設備	48
7.1	計装	48
7.2	安全保護回路	48
7.3	制御設備	50
7.4	非常用制御設備	51
7.5	その他の主要な事項	52
8.	原子炉格納施設の構造及び設備	54
[Ⅲ]	各部設計	56
1.	炉心設計	57
1.1	概要	58
1.1.1	設計条件	58
1.1.2	炉心主要仕様	59
1.1.3	燃料集合体仕様	59
1.2	核設計	70
1.2.1	炉心燃焼特性	70
1.2.2	制御棒特性	74
1.2.3	反応度特性	75
1.3	熱設計	94
1.3.1	炉心流量配分計画	94
1.3.2	燃交時集合体引抜き力評価	101
2.	燃料設計	148
2.1	燃料集合体仕様	149
2.2	燃料炉心温度評価	158
2.3	燃料被覆管CDF評価	166
2.4	FCMI評価	170
2.5	BDI, DDI評価	175
3.	遮蔽設計	182

3.1	概 要	183
3.2	炉心まわり遮蔽設計	186
3.3	運転床及び遮蔽プラグの遮蔽設計	205
3.4	UIS引き抜きキャスクの遮蔽設計.....	223
3.5	燃料取扱系の遮蔽設計	237
4.	原子炉構造	250
4.1	原子炉構造の概要	251
4.2	設計研究項目	256
4.3	耐震座屈強度の評価	258
4.4	液面近傍過渡熱応力の検討	287
4.5	炉上部プレナム熱流動の検討	323
4.6	炉内構造支持構造物の検討	344
4.7	下部プレナム構造の検討	366
5.	1次主冷却系設備	369
5.1	1次主冷却系の概要	370
5.2	設計研究項目	376
5.3	主配管ホットレグ部成立性	378
5.4	主配管ミドルレグ部成立性	404
5.5	主配管コールドレグ部成立性	427
5.6	冷却能力の確保に関する検討	447
5.7	中間熱交換器構造の検討	451
5.8	その他主要機器の設計	470
5.9	1次Na補助設備の検討	473
5.10	管台曲げ剛性及び応力係数の検討	505
6.	2次主冷却系設備	515
6.1	2次主冷却系の概要	516
6.2	2次主冷却系主要機器の検討	517
6.3	2次主冷却系配管引回しの検討	518
6.4	蒸気発生器構造の検討	543

6.5	2次Na補助設備の検討	551
7.	水・蒸気系設備	571
7.1	概要	572
7.2	主蒸気条件の検討	572
7.3	系統構成	574
7.4	プラント起動、停止時等の再循環システムの運用	576
7.5	解析コードによる手動トリップ時の系統運用の確認	581
8.	工学的安全施設	589
8.1	原子炉格納施設	590
8.2	ガードベッセル	595
8.3	補助冷却設備	597
9.	燃料取扱及び貯蔵設備	600
9.1	概要	601
9.2	炉心上部機構(UIS)引抜きによる燃料交換システム	604
9.3	燃料取扱系の系統構成	639
9.4	代表機器の構造概念	669
9.5	使用済燃料の自然循環除熱	690
10.	計測制御系統施設	728
10.1	原子炉計装	729
10.2	原子炉制御設備	770
10.3	原子炉保護設備	772
11.	建屋の耐震性の検討	778
11.1	概要	779
11.2	原子炉建屋一体化方式の検討	786
[IV]	安全設計方針及び安全評価	792
1.	安全設計の基本方針	794
2.	安全評価の方針	799
3.	運転時の異常な過渡変化(LOF型)	815
4.	事故	821

5. 蒸気発生器伝熱管損傷事象	834
6. 設計基準外事象	843
[V] 研究開発課題	865
[VI] あとがき	869

I. ま え が き

平成2年度、3年度における大型高速炉の設計研究は、元年度までのレファレンスプラント(100万kWe級)等の設計研究の成果を踏まえつつ、建設主体となる電気事業者の建設意欲を喚起出来る様、実用炉への展望を有すると共に、実証炉段階として存在感のあるプラント概念を確立・提示し、実証炉設計研究を適切に支援する事を主要な目的として実施した。

本プラントの全体鳥瞰図を図-1に示す。

設計研究の方針、特徴とその根拠は以下のとおりである。

1) 出力規模として60万kWe級のプラントを対象とする

現在の軽水炉の状況等から考えて、実用高速炉の電気出力は60万kWから150万kWの範囲と想定されるが、従来の動燃の設計研究は100万kWe、150万kWeと大出力側に偏っており、出力規模の小さい側を対象とした設計研究は手薄になっていた。

又、高速炉の実用化展望を着実に見通す為には下限出力側を出発点として技術的基盤を確立し、その後にループ数の増加とループ当たり容量の増大との適切な組み合わせで大型化への開発戦略を策定していく事が実際的と考えられる。

一方、「実証炉」の設計研究を適切に支援する観点からは、出力規模等を共通にする事によって技術的側面からの比較・検討を直接的に行う事が出来、より効果的な技術的支援が可能になると考えられる。

以上の観点から、本設計研究では実用炉としての下限の出力規模と想定され、「実証炉」とほぼ同一規模の60万kWe級プラントを対象として設計研究を展開した。

2) 建設費(初期投資額)の低減を図る

高速炉の実用化展望を見通す為には発電原価で軽水炉を凌駕する事が求められるが、実用化の為の出発点としての実証炉段階のプラントとしては先ず建設費(初期投資額)の低減を優先させてプラント仕様を選定・決定する事とした。

元年度までの設計研究では、建設費低減・物量極小を最優先課題としており、原子炉容器ヘッドアクセス方式による1次系配管の短縮、Na入ポット

保持筒方式による使用済燃料貯蔵設備の合理化等のプラントの骨子はそれら元年度までの成果を基盤とし、その成立性の技術的根拠、裏付けをより強固にしていく事を本設計研究の主要課題として取り組んだ。

又、原子炉出口温度や蒸気条件の選定においてはプラント熱効率の向上等と炉壁保護構造の簡素化や再熱器不要等の系統の簡素化・物量削減に係るバランスの観点から、後者を優先させつつもほぼ「中庸」の条件を選択をしている。

3) プラントの簡素・簡明化を追求する

高速炉の特徴の一つとして、プラント全体が大型でかつ精密なシステムである事があげられるが、軽水炉に習熟した電気事業者に理解しやすい簡素・簡明なプラント概念を提示する事が高速炉実用化のための一つの要件と考えられる。

以上の観点から原型炉段階までにおいては、軽水炉と比較してその構造が複雑・精密化している炉心上部機構や燃料取扱系統の在り方を抜本的に見直し、再構築してプラントの基本的構造を簡素・簡明化する事を追求した。

4) 基底増殖炉心の成立性の追求

高速炉が原子力発電システムの中に導入されていく推移・状況から考えて、その増殖性能にはPu需給バランスに適切に対応出来る柔軟性が要求されると思われる。

一方、運転サイクルの進行と共に出力分布等が大きく変動する半径方向ブランケットの存在は炉心熱設計や遮蔽設計上の負担要因であり、それを削除する事によって発電プラントとしての高性能化を図りうる可能性がある。

以上の観点から半径方向ブランケットを有する増殖比1.2程度の炉心を対象とした炉心設計とともに半径方向ブランケットを削除しつつ、ウラン資源の有効活用を図りうる基底増殖炉心(増殖比の設計上の目標値が1.05程度)の概念が燃焼度や運転サイクル期間への要求と適切な整合性を確保しつつ成立するかどうかの検討を行った。又、当該基底増殖炉心の熱設計、遮蔽設計、原子炉構造設計上の利点の定量的評価を実施した。

5) 運転・保守・補修性の重視

建設・運転主体である電気事業者の建設意欲を喚起する重要な要件として、40年間程度のプラント寿命中の運転管理に確信が持てる事があげられる。本設計研究では保守性の重視として格納容器床下をメンテナンスフリー化出来るプラント概念を追求し、補修性の観点からルースパーツの回収対策をプラントの構造成立性、経済性等を確保しつつ設計段階から適切に考慮することを基本方針とした。

6) 技術の連続性、信頼性の確保

原子力発電プラントの建設・運転においてはその社会的受容性を高度に確保する事が大前提となる。

高速炉の実用化を図る観点から革新的技術による安全性と経済性の向上も元より重要であるが原型炉段階までの開発成果を集約して技術の連続性・信頼性を確保し、社会的受容性の高い、合理的なプラント概念を設計根拠等と併せて提示する事が先行開発主体としての事業団の使命・責務と考える。

以上の観点から原型炉段階までの開発成果と設計経験を再評価し、実証炉段階として反映・採用すべき要素技術を見極めて信頼性の高いプラントとなる様に留意した。

上記の様に、平成2年度、3年度の大型高速炉設計研究においては実証炉段階のプラントとして存在感があると共に高速炉の持つ本質的課題に挑戦して実用化への展望を提示出来るプラント概念を構築する事を目的として設計研究を展開した。

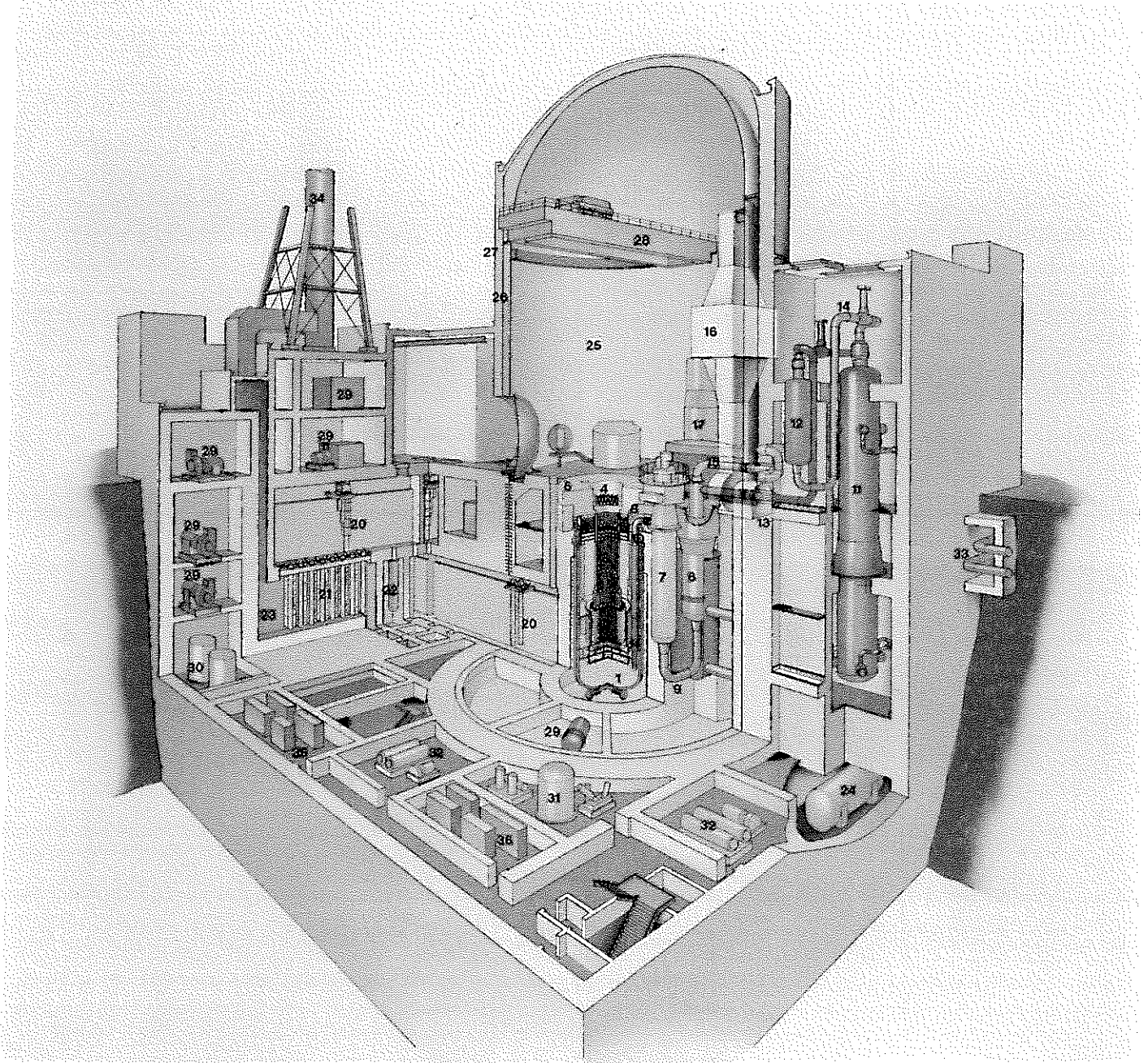
又、設計研究の進め方として、大洗工学センター関連各課室の参画、協力を得て内部実施を主体とした全所的取り組み体制を確立出来た。

各課室に依頼して実施した検討項目に関する詳細な技術成果は各実施部署においてそれぞれ成果報告書としてまとめられる事となっており、本報告書ではその要旨・結論のみを引用している。

本報告書では原子炉設置許可申請書の構成を参考として、その本文に相当する部分を第Ⅱ編の「系統設計」に、添付書類8に相当する部分を第Ⅲ編の「各部設

計」に、添付書類10に相当する部分を第IV編の「安全設計方針および安全評価」にまとめて示している。

又、設計研究の展開の中で摘出された主要な研究開発課題を第V編にまとめた。



60万KWe大型炉 (91年度設計研究)

II. 系統設計

1. プラントシステム

1.1 システム概要

本プラントは1次系の配管をすべてノズルにより原子炉容器に接続することなく、炉容器の上部から挿入する原子炉容器ヘッドアクセス方式を採用したループ型プラントである。電気出力が約64万kW、1次系ホットレグ、コールドレグ温度がそれぞれ530°C、380°C、2次系がそれぞれ505°C、325°Cで、タービン入口蒸気温度及び圧力が483°C、154kg/cm²である。熱輸送系は1次系、2次系、並びに水・蒸気系とおのおの3系統から構成する。本プラントの基本仕様を表1.1.1に示す。また、基本系統を図1.1.1に示す。

炉心は、混合酸化物の中空燃料を使用した均質炉心で、運転期間は毎サイクル12か月である。径方向ブランケットを有する高増殖炉心及び、実証炉段階でのプルトニウム需給バランスに柔軟に対応するとともに、径方向ブランケットの削除による炉心熱設計及び遮蔽設計の最適化を図る観点から、基底増殖炉心(BR=1.05程度、径方向ブランケットなし)の設計を実施した。

炉容器はヘッドアクセス方式を採用したことにより、ノズルのない単純な円筒容器となっている。炉心上部機構(UIS)は、燃料交換時に引き抜く構造とし、原子炉容器の外径の縮小と単純化を図っている。1次主冷却系にはオーバフロー系は設けず、起動時にのみ純化系を介して原子炉容器の液位を維持する方式を採用している。

中間熱交換器(IHX)は、無液面型であり、管内1次系方式として小型化をはかるとともに、胴と伝熱管との熱膨張差は胴中央部にコンボリューションを設けて吸収することとした。主循環ポンプは、製作、運転実績を重視して機械式とし、コールドレグ側に配置した。IHXと1次主循環ポンプのガードベッセルは、信頼性を向上させるため、一体化及び形状の単純化を図り、空隙は充填材で埋めることとした。1次冷却系統の機器・配管は格納施設内床下窒素雰囲気に設置するが、保守・補修性向上の観点から、床下における機器・配管のサポートはレストレント程度とし、メンテナンスが必要なスナッパやコンスタントハンガなどを床下に置

かないこととして床下のメンテナンスフリー化を図った。図1.1.2にヘッドアクセス方式の基本概念図を示す。

蒸気発生器(SG)は伝熱管に改良9Cr-1Mo鋼を用いた一体貫流ヘリカルコイル型である。プラントスクラム時等のプラント熱過渡緩和及び早期に再起動をはかるため、SGには気水分離器、分離タンク、及び再循環ポンプから構成する再循環システムを設けている。

崩壊熱除去系は、十分な除熱能力と流路確保における高い信頼性を確保できることから、IRACS(中間系分岐型補助炉心冷却系)方式を選定した。

その他、オーバーフロー系は設けずに、起動時の原子炉液位保持機能を1次Na純化系に持たせ、さらにメンテナンス時の操作性を考慮し、メンテナンス時冷却系を設けている。

原子炉格納施設は、合理的な範囲である程度の耐圧性を持たせ、周囲にアニュラスを設けたものとする事とした。形状は、原子炉冷却系統、UIS引抜き方式燃料取扱系等との整合性から円筒型とした。

燃料交換方式は、燃料交換の簡素化を図るべく、燃料交換時にUISを引き抜くこととした。使用済み燃料は、系統簡素化を考慮して、インセルクレーン方式で移送し、保持筒方式の貯蔵とした。又、使用済燃料は一定期間原子炉補助建屋内で減衰待ち貯蔵後隣接して設けた搬出待ち建屋で貯蔵することとした。減衰待ち貯蔵設備は、特に安全性確保のため、事故時には自然通風で除熱できることを条件とした。

表1.1.1 プラント主要目

項目	仕様	備考
原子炉出力	熱出力 160万kWt 電気出力 約60万kWe	実用炉出力規模: 60~150万kWe
炉型	ループ型、3ループ (原子炉容器ヘッドアクセス方式)	
原子炉出口温度	530°C 蒸気条件: 483°C、154kg/cm ²	
炉心	均質炉心、混合酸化物中空燃料 燃焼度(取出平均): 約9万MWd/t 材料: 改良オーステナイト鋼(PNC1520)	ラップ管材料としてフェライト鋼(PNC-FMS)をバックアップとする
運転期間	12ヵ月/サイクル プラント寿命 40年	
増殖比	約1.20 / 約1.05(基底増殖)	基底増殖炉心は径ブランケットなし
原子炉容器	材料: SUS316LCN鋼 炉壁保護: 起動時液位変動抑制システム + 熱遮蔽板	
炉心上部機構	単円筒型 燃料交換時引抜き	炉容器径の縮小、基本構造の単純化、サーマルストライピング対策構造の簡素化
1次主循環ポンプ	単段片吸込み、コールドレグ	
中間熱交換器	1次冷却材管側、無液面	
1次冷却材漏洩事故対策	長円形ガードベッセル (内部に充填材設置)	単純形状化
蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル型 伝熱管材料: 改良9Cr-1Mo鋼	
原子炉停止系	主炉停止系、 後備炉停止系	(SASSの有効性の検討)
崩壊熱除去系	補助炉心冷却系(IRACS)	
燃料取扱設備	可変アームバンタグラフ、フィン付ポット、インセルクレーン	UIS引き抜き方式と整合する設備の簡素化
使用済燃料貯蔵設備 (減衰待ち貯蔵)	空冷保持筒内貯蔵 (通常時強制通風、事故時自然通風)	搬出待ち貯蔵の分離、 冷却の信頼性確保
原子炉格納施設	鋼製筒型アンユラス付 (下部補助建屋埋込み一体型)	二重格納施設を形成
耐震設計	「もんじゅ」サイト条件 深く埋設した耐震建屋	高地震地帯設置可能

—
—
—

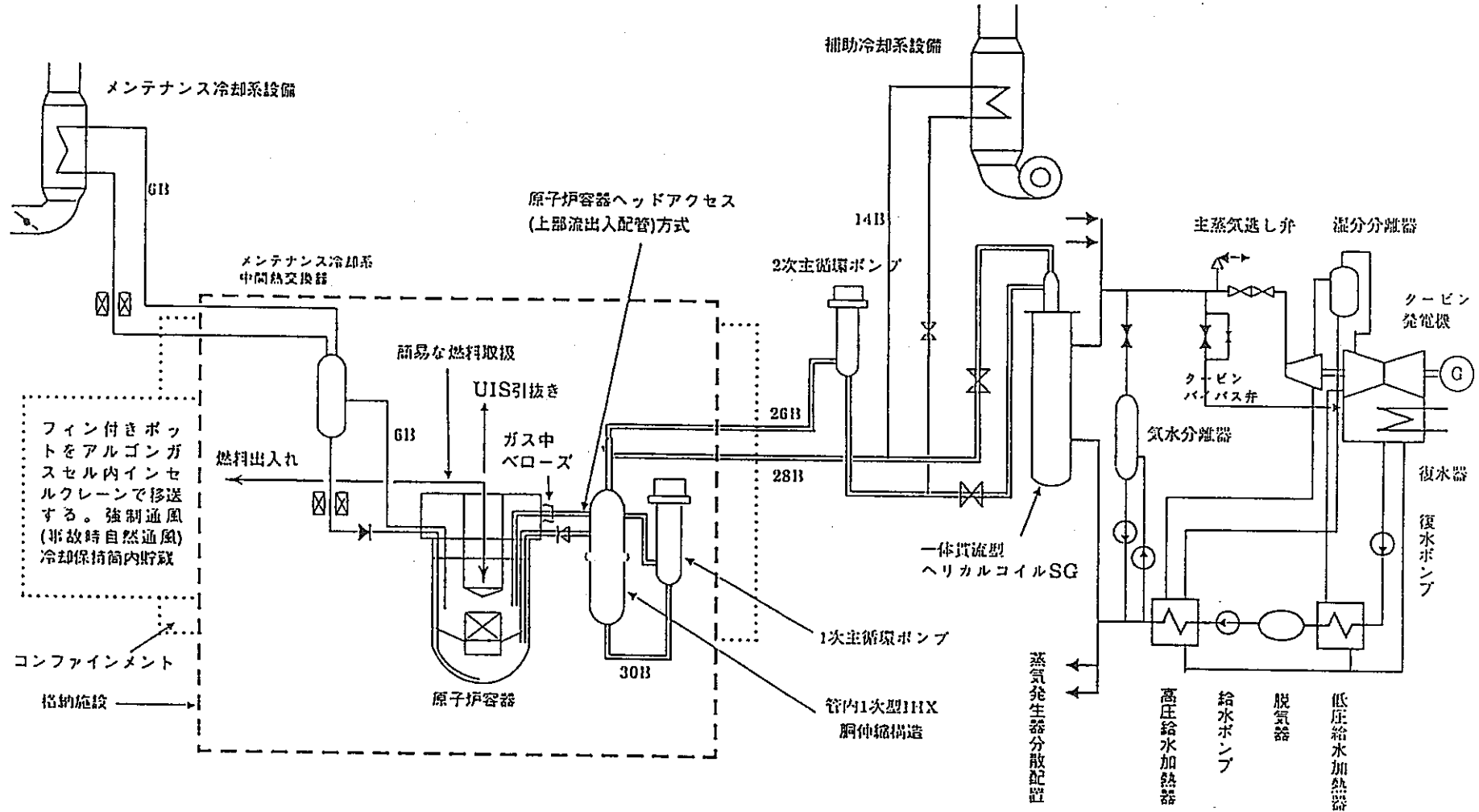


図1.1.1 プラントの基本概念

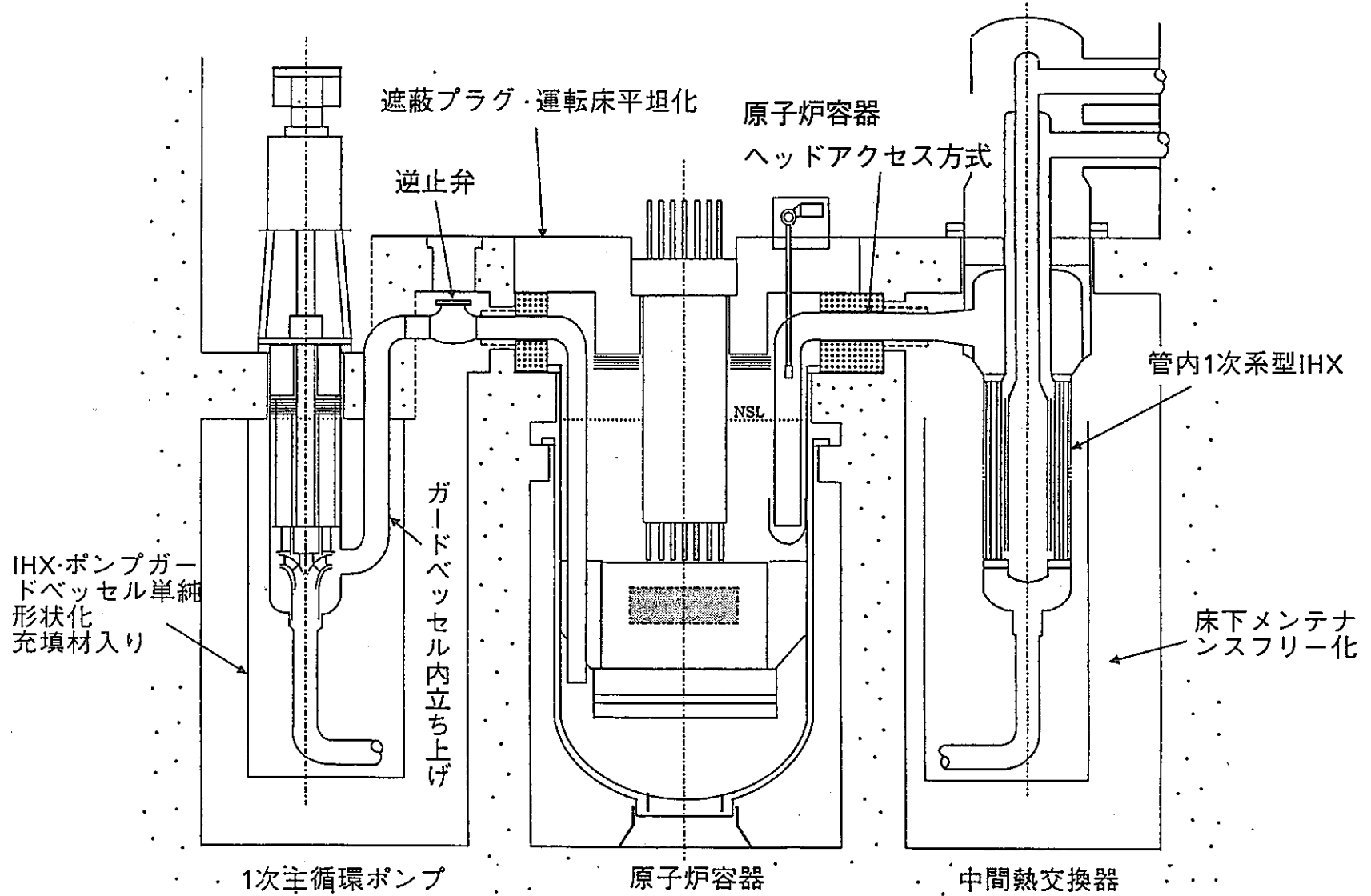


図1.1.2 ヘッドアクセス方式の基本概念

1.2 ヒートバランス

本プラントのヒートバランスは次の諸点を考慮して、図1.2.1の通り設定した。

- ① 原子炉出口温度は、以下の点から530°Cとした。
 - ・機器・系統の簡素化による経済性・信頼性の向上。
 - ・燃料及び構造の健全性の確保。
 - ・上記を考慮しつつプラント熱効率を向上。
- ② 原子炉容器出入口温度差は、これまでの熱過渡の設計経験から構造健全性が見通せる条件として150°Cとした。従って、炉心流量は熱出力160万kWから毎時約3万トンとする。ループ当たりでは毎時約1万トンとなる。
- ③ 蒸気条件は以下の点からタービン入口で483°C、154atgとした。
 - ・建設費の低減。
 - ・発電効率の向上。
 - ・オリフィスを設置せずに安定な水側の流動。
 - ・プラント高温停止のポテンシャル。
- ④ 2次系の冷却材温度は、1次系及び蒸気温度とこれまでの設計経験からIHXの対数平均温度差が30°C程度となるように505°C、325°Cとした。

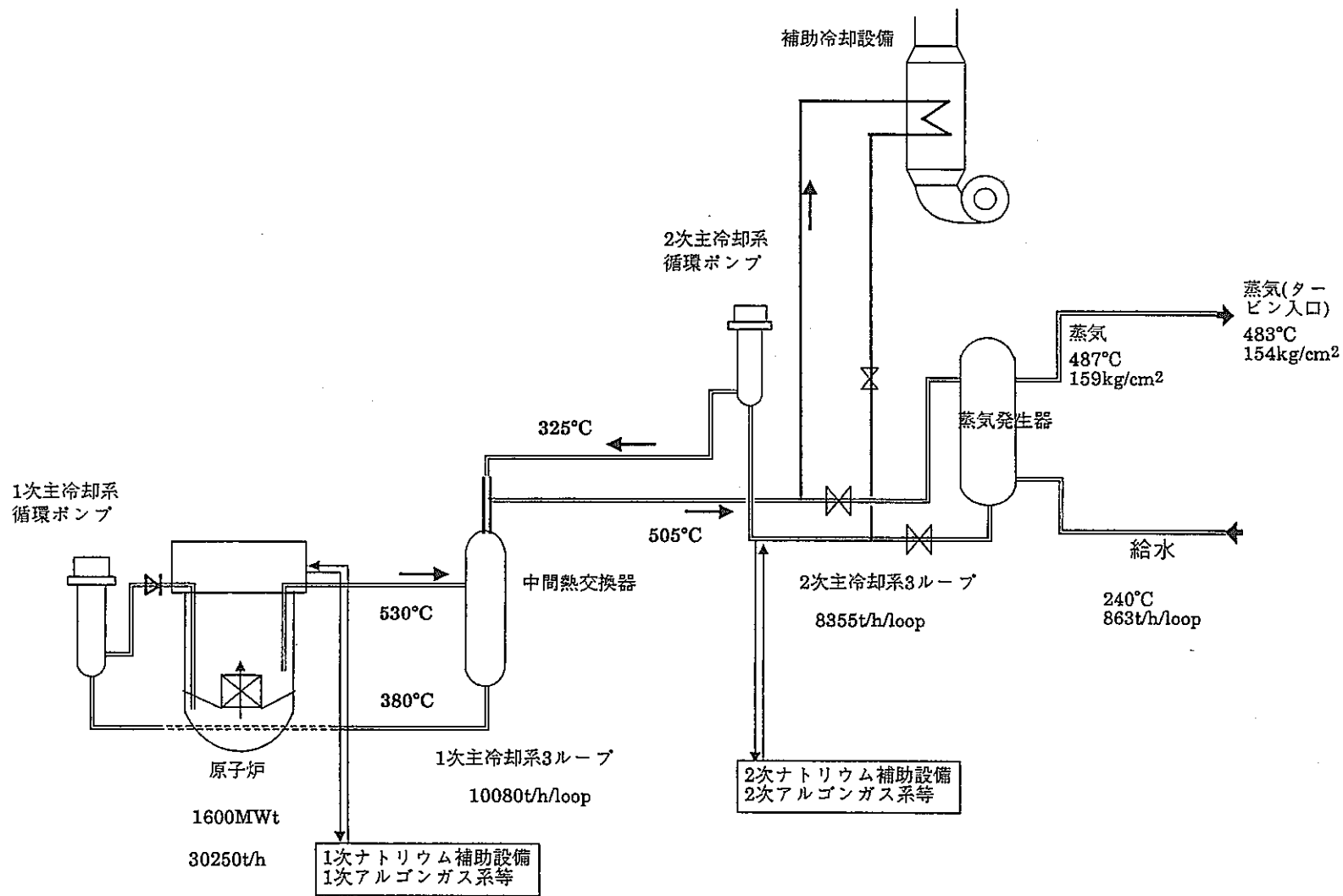


図1.2.1 系統ヒートバランス

2. プラント配置

2.1 サイト内建屋配置

サイト内には以下の建屋を設置する。

- ① 原子炉複合建屋(原子炉建屋及び原子炉補助建屋)
- ② タービン建屋
- ③ メンテナンス建屋
- ④ 使用済燃料搬出待ち貯蔵建屋
- ⑤ ディーゼル発電機建屋
- ⑥ サービス建屋(放射線管理、運転管理等)
- ⑦ その他(固体廃棄物貯蔵庫等)

発電所のプロットプランを図2.1.1に示す。

原子炉建屋及び原子炉補助建屋は、11.建屋耐震評価で述べる通り、格納容器を介して格納容器内部コンクリートと原子炉補助建屋を接合した構造としている。

原子炉建屋内には、原子炉構造、1次冷却系統、1次ナトリウム補助設備等を収納している。

原子炉補助建屋内には、2次冷却系統、燃料取扱及び貯蔵設備、中央制御室、換気空調設備、補機冷却系設備、廃棄物処理設備等を設置している。原子炉建屋と原子炉補助建屋は、日の丸型に設置している。

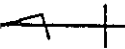
タービン建屋内には、タービン及び主発電機を収納している。

ナトリウム機器及び燃料取扱機器を主な対象としたメンテナンス建屋はを原子炉補助建屋に隣接して設置している。

原子炉補助建屋内の使用済燃料貯蔵設備は、減衰待ちまでとし、搬出待ち貯蔵は、専用の建屋を原子炉補助建屋に隣接して設置している。

非常用電源のディーゼル発電機は、独立の建屋に設置している。

サービス建屋、固体廃棄物貯蔵庫等も、それぞれ建屋を設置している。

PN 

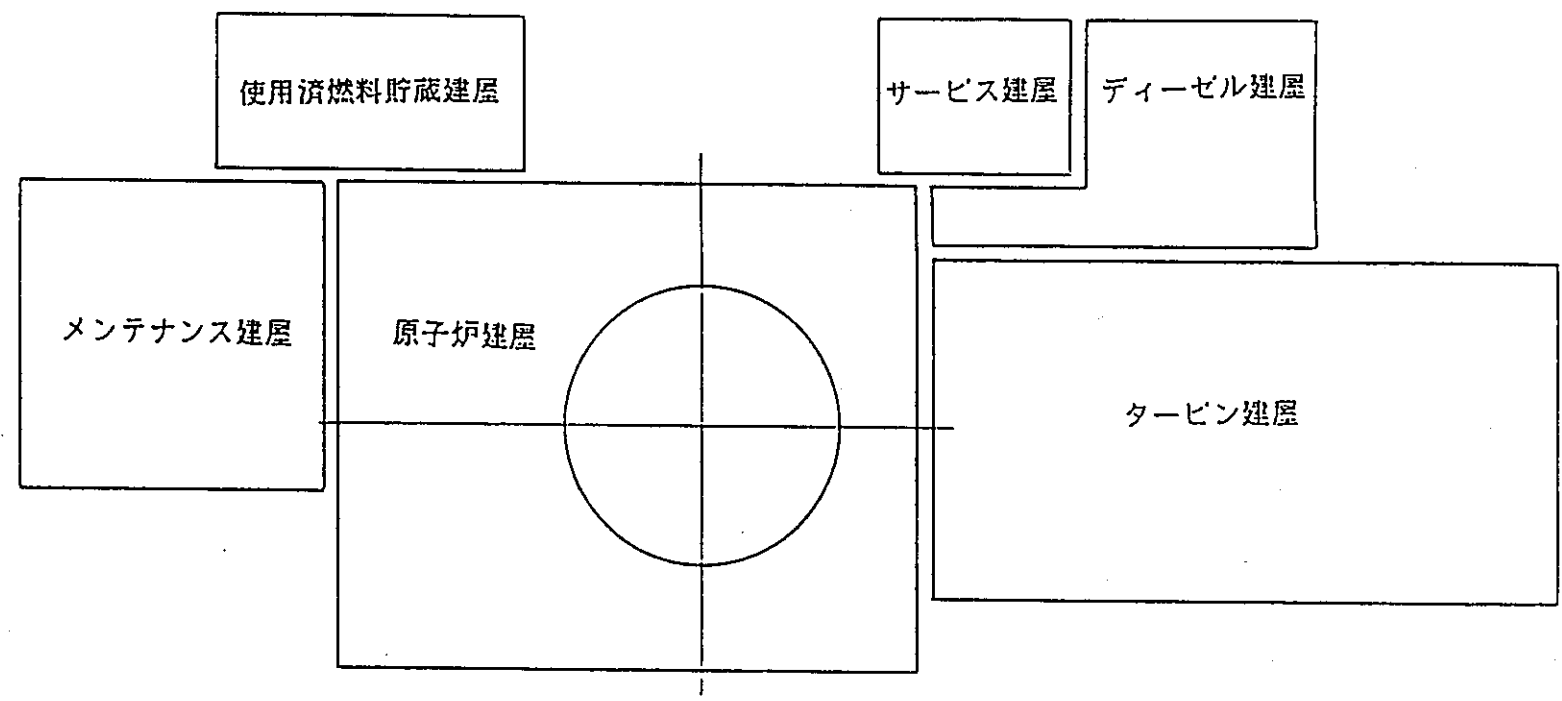


図2.1.1 プロットプラン

2.2 機器・系統配置

原子炉施設の配置計画図を図2.2.1～図2.2.5に示す。

2.2.1 原子炉格納容器内配置計画

格納容器内の機器配置計画は以下の考え方にに基づき実施した。

(1) 1次主冷却系

1次主冷却系は、IHX及び主循環ポンプのGV(ガードベッセル)を一体化し、3ループ対称に配置している。

IHX上部には、遮へい設計からの要求により、重コンクリートで側部90cm,上部95cm相当の厚さの遮へいを考慮した。

(2) UIS(炉心上部構造)の引抜き

UIS引き抜きストロークを最小にするため、運転床と遮蔽プラグ上面は同一レベルとなる配置とし、炉上部ピットは設けていない。

UIS及びUISキャスクの保管の為、1次冷却システムのループ間(225°方向)にピットを設けている。UIS引抜き時は遮蔽プラグ上面及びUISピットにカバーガスシールのため大口径ドアバルブを設置して、ポーラクレーンによりUISの引抜きを行うこととしている。

ドアバルブは、1次系配管のハンガ等のメンテナンスを考慮し、プラント運転中は格納容器外に保管している。

(3) 燃料取扱機器

燃料交換機は原子炉運転中は格納容器外に保管し、燃料交換時にUISと置き換える。燃料出入機も、UIS引抜き・挿入時にはUISキャスクとの干渉を避けるため、運転中は格納容器外に保管している。

燃料出入機のサイズを小型化するため、生体遮蔽の外側で燃料移送機に燃料を引き渡すこととしている。燃料移送機はインセルクレーン方式としている。燃料移送通路は、Arガス雰囲気とし、1次冷却システムのループ間(180°方向)に設けている。

(4) 1次ナトリウム補助設備

1次ナトリウム補助設備(コールドトラップ、エコノマイザ、ダンプタンク他)は、起動時の液位保持機能を純化系に付加したこと及びコールドトラップの冷却を考慮して30°方向に配置した。燃料移送通路の上部をこれらの系統のバルブ操作室とした。

(5) 格納容器

1次冷却系統及びUIS引き抜きを含む燃取機器の配置から、その外接線がほぼ円形となったこと、過去の設計・建設経験が豊富で耐圧性及び気密性が確実なこと等を考慮して、鋼製繭型アニュラス付とした。旋回クレーンのフック下は、最長機器であるIHXの長さから26mとした。

(6) その他

メンテナンス時冷却系統は、配置に余裕がある270°方向に配置することとした。

床下窒素雰囲気空調機器は、UISピットの側部、下側及び110°方向に配置する。床上雰囲気空調機器は、運転床上の空きスペースを利用する。

2.2.2 原子炉補助建屋内配置計画

2次系分散配置、保持筒方式使用済燃料貯蔵、管理区域の集中、機器搬出入ルート確保等を考慮して、補助建屋内の配置を検討した。その結果、補助建屋は、63m×75m、ベースマット下面から建屋上面まで高さ51.5mとなった。

(1) 2次主冷却系及び補助冷却系

2次主冷却系を格納容器に近接して補助建屋内の3方向に分散した配置とした。

2次ナトリウム補助設備は、各ループの下側に配置した。自由落下でドレンをできるように、ダンプタンクはベースマットにピット状に掘り下げた部屋に配置している。水・蒸気系の配管はNa系配管と分離してSGの側部に配置している。

(2) 燃料取扱・貯蔵設備

タービンと反対側に保持筒方式使用済燃料貯蔵セル、洗浄設備等の燃料処理設備、新燃料ラック、燃取操作室等の部屋を配置した。

自然循環による使用済燃料の除熱が可能となるよう出口側に高さ80mのスタックを設けている。

(3) その他

管理区域を燃料取扱・貯蔵設備側に集中して配置し、管理区域の区分を単純化するように配慮した。図2.2.6に管理区域区分の例を示す。その他機器搬出入ルート確保等を考慮した。

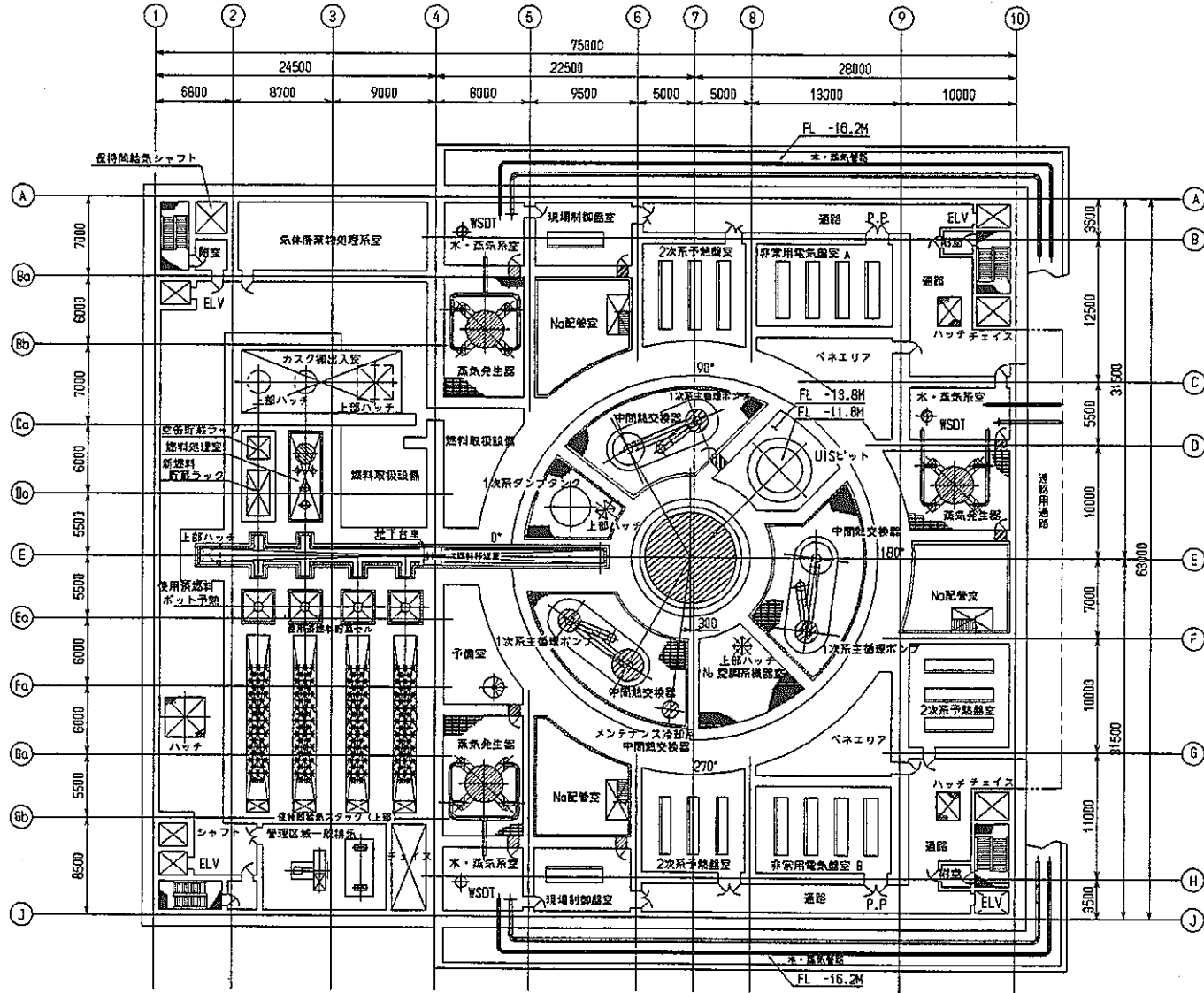


図2.2.1 原子炉施設全体機器配置図 (FL-13.0 M (B2 F))

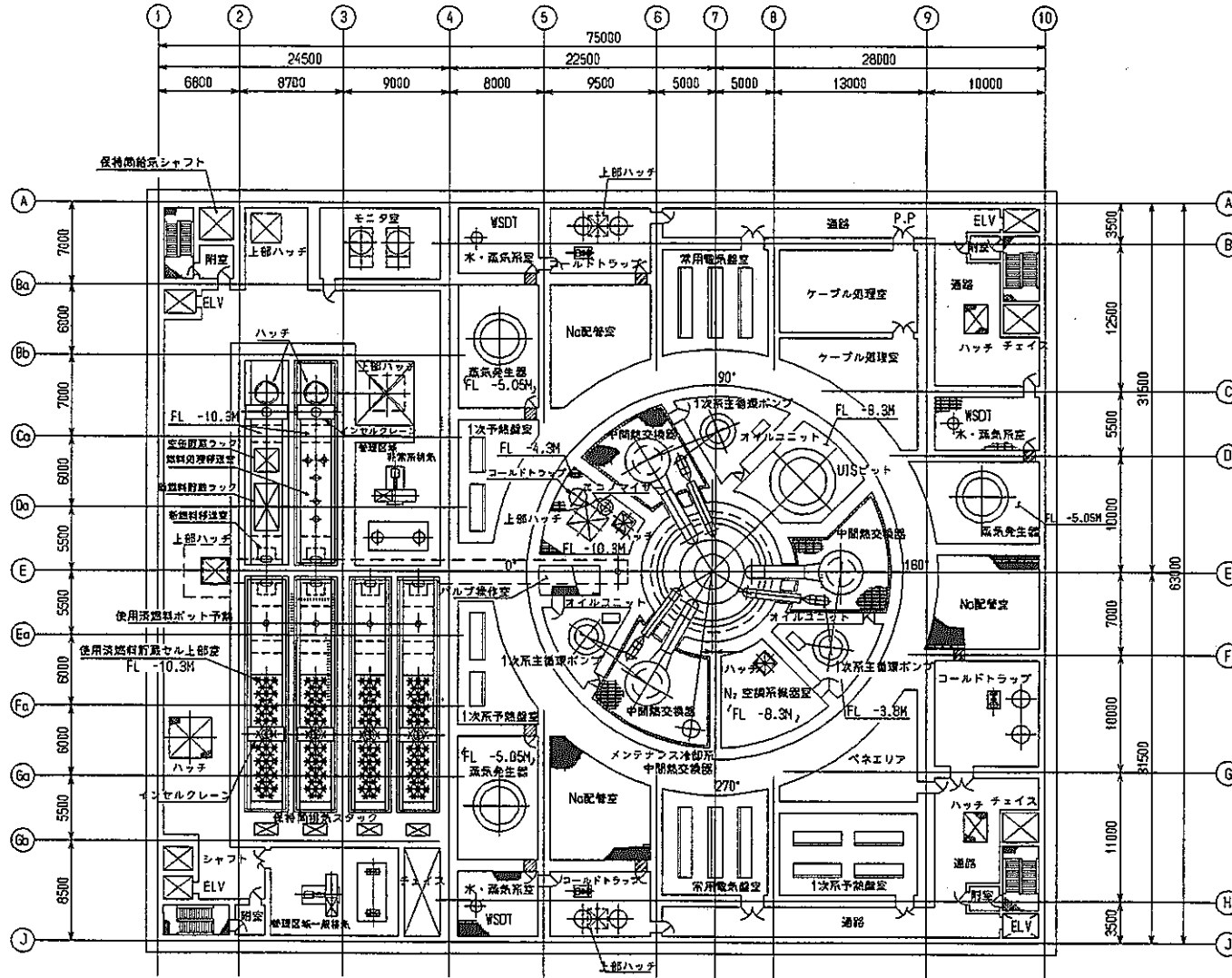


図2.2.2 原子炉施設全体機器配置図 (FL-8.3 M (B1 F))

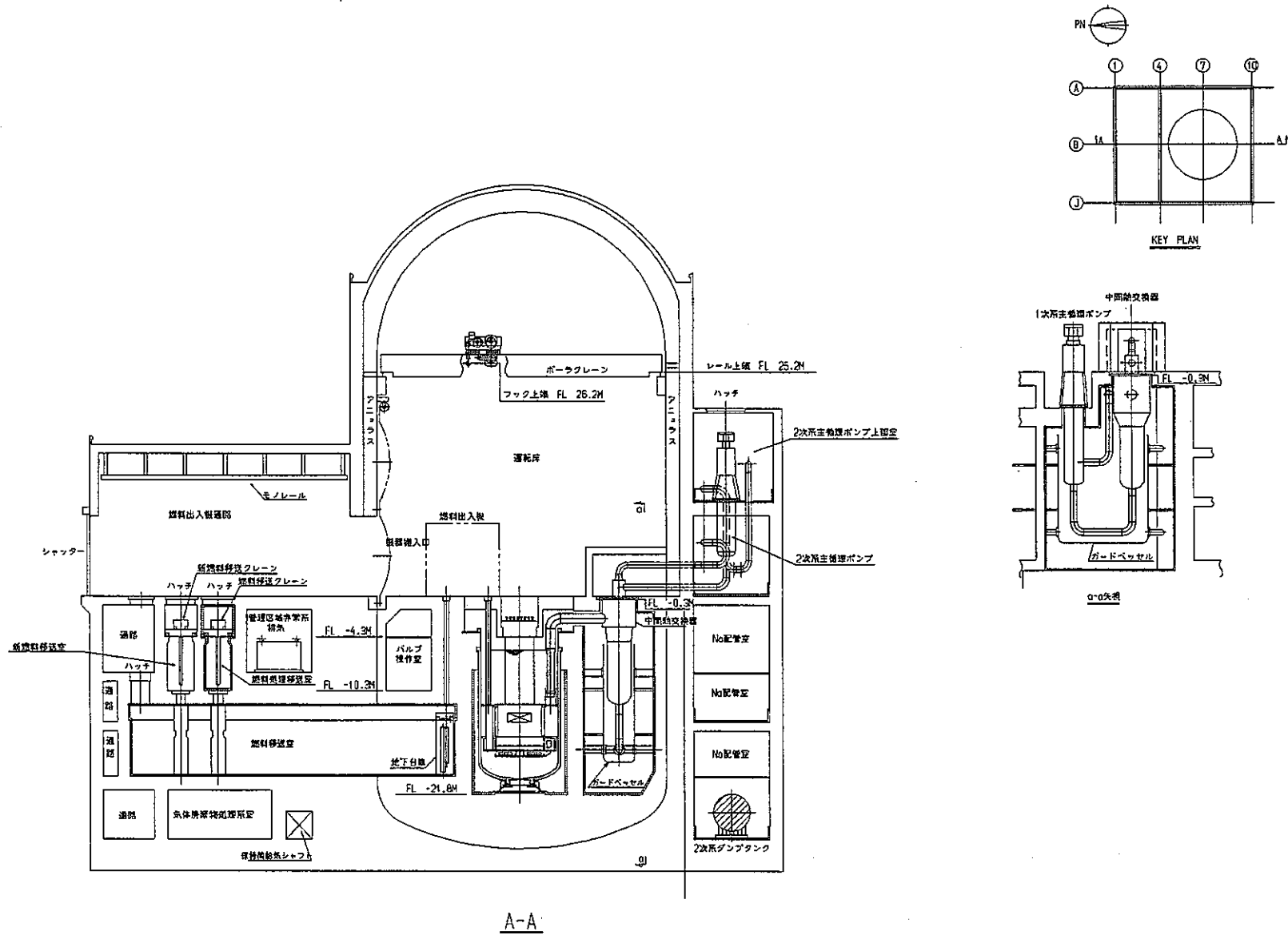


図2.2.4 原子炉施設全体機器配置図 (A-A 断面)

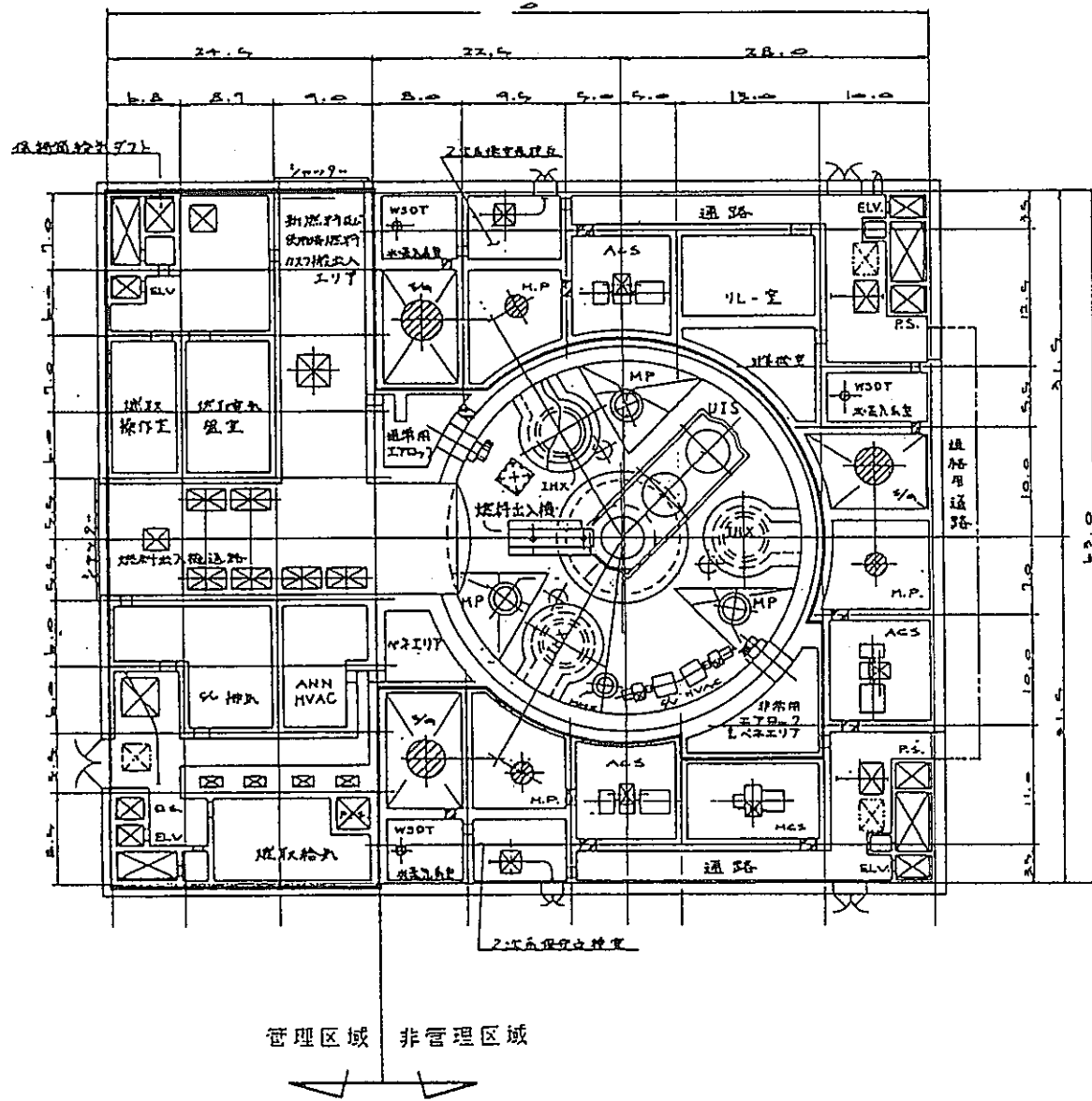


图2.2.6 管理区域区分 (例)

3. 設計基準

3.1 耐震設計基準

耐震設計で使用する床応答曲線は、標準的な地盤として軽水炉の改良標準化委員会で検討されているせん断波速度 $V_s=1000\text{m/s}$ の地盤を考え、高地震地帯用改良標準 S_1 波2波及びもんじゅ S_1 波に対する格納容器内運転床面における床応答加速度スペクトル等を考慮したものとしている。図3.1.1に床応答曲線と $V_s=1000\text{m/s}$ の地盤での高地震地帯用改良標準 S_1 波の近距離用と遠距離用の2波及びもんじゅ S_1 波に対する格納容器内運転床面における床応答加速度スペクトルを示す。なお、もんじゅサイト相当の地盤(せん断波速度 $V_s=2000\text{m/s}$)に対してもんじゅ S_1 波を想定した場合も、もんじゅの許認可後にオーソライズされている硬質地盤に対する基準地震動の低減(0.8倍)*を考慮することにより図3.1.1の床応答曲線により包絡される見込みである。但し、この場合、埋込みの効果を無視していること、概略の重量評価であること等を今後考慮していく必要があると考えられる。

*原子力発電耐震設計特別調査委員会報告書 昭和61年1月

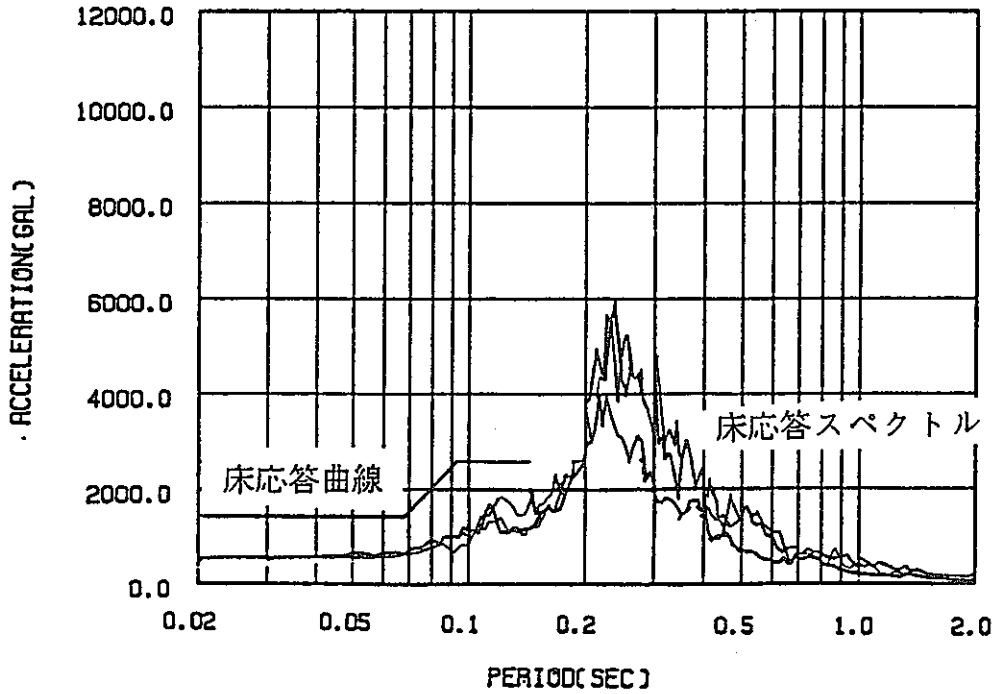


図3.1.1 床応答曲線

備考: 床応答曲線

7Hzから11Hz	2.7G
11Hzから15Hz	2.7G-0.3(f-11)G
	(fは固有振動数)
15Hz以上	1.5G

3.2 構造設計基準

もんじゅ主要機器の構造設計には、もんじゅ主要機器の構造設計上の特徴と構造材料に係る研究開発成果の反映を図ったもんじゅ用高温構造設計方針を適用した。

「もんじゅ用高温構造設計方針」は、同種の諸外国の構造設計基準と比較すると現段階でもより広い適用性と合理性とを備えたものとなっているが、最新の研究開発成果に基づき改めて検討すると、進行性変形の防止規定、クリープ疲労損傷評価法、座屈強度評価法などに、いくつかの点で改善を図る余地があるといえる。

最新の研究開発成果として、主として、クリープ疲労損傷評価法の改善を図った高温構造設計基準として「PNC SN9410 88-074 高速炉用高温構造設計基準(案)」(以下「高温構造設計基準(案)」という。)が、一方、主として高温強度特性に優れた高速炉構造用SUS316鋼及び改良9Cr1Mo鋼への適用性を新たに確保することを図った材料強度基準として「PNC SN9410 89-086 高速炉用高温構造設計基準 材料強度基準等 -高度化案-」(以下「材料強度基準(案)」という。)がそれぞれ刊行されている。また、合理的機器設計を進めるには溶接継手に関する強度評価法を新たに整備する必要があるが、最新の材料試験及び構造物試験結果を踏まえた溶接継手クリープ疲労評価法も順次整備されつつある。

更に、機器の大型化・系統簡素化に伴い、座屈強度評価法及び進行性変形評価法の詳細化が必要となるが、これらについては原電・電中研との協力の下で検討が進んでいる。

大型炉主要機器の構造設計の信頼性及び合理性の向上を図り、また構造設計基準への成果の集約に留意すべき構造材料に係る研究開発課題の明確化を図るには、大型炉設計研究の中で「高温構造設計基準(案)」等最新の技術基準案の試用に努める必要がある。

本観点から、91年度大型炉設計研究では「高温構造設計基準(案)」を強度評価に適用する上で必要なルーチンを整備しつつ、「高温構造設計基準(案)」を適用した場合の効果・留意点の把握に努めた。

中間的に得られている適用効果は概ね以下の通りである。

- (1) (クリープ疲労損傷評価法高度化効果) 原子炉容器液面近傍のように、応力範囲が過渡熱応力極値により定まる条件下では、中間保持効果を考慮した新たなクリープ疲労強度評価法は適用効果が大きい。
- (2) (高速炉構造用SUS316適用効果) 特にクリープ特性に優れた高速炉構造用SUS316を適用することによるクリープ疲労損傷制限の緩和効果は著しく、ホットレグ条件は従来の「もんじゅ用高温構造設計方針」に規定する「クリープ効果が顕著でない場合」に該当するか、又はそれに近い条件となる。
- (3) (座屈強度傾向) 91年度大型炉設計研究原子炉容器条件での剪断曲げ座屈挙動は塑性挙動による安全係数削減が期待できる領域にある。また、例えば幾何学的形状効果等座屈強度を支配する因子については、床応答条件・耐震支持方法等地震時に原子炉容器に生じる剪断力及び曲げ応力の大きさを直接支配する因子の影響が圧倒的に大きい。
- (4) [原子炉容器上部胴への適用効果] 上記のクリープ疲労損傷評価法高度化、高速炉構造用SUS316の適用性確保及び耐震座屈強度評価法高度化を前提とすれば、炉壁保護構造を熱遮蔽板程度に簡素化した原子炉容器上部胴の成立性を確保できる見通しが得られた。

3.3 燃料設計基準

燃料設計においては、下記の方針及び基準を満足するように設計を行うものとする。

(1) 燃料要素

燃料要素は、燃料温度、核分裂性ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪みを制限することにより、その健全性を確保する。

① 燃料中心溶融の防止

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料ペレットの中心溶融を防止するものとする。設計においては、EBR-IIにおけるPower to Melt試験データによって校正した燃料挙動解析コードCEDAR-II Bコードを用いるものとした。外側炉心燃料に対してCEDAR-II Bコードにより評価した溶融限界線出力717W/cm(融点2730°C)に対して、同コードの解析誤差を50W/cm(90°C)と見込むと共に、燃料製作公差に係る中心温度の不確かさを120°C(70W/cm)と評価した。定格時最高線出力は、出力分布誤差(1.05)、熱出力誤差(1.02)と計装系測定誤差(1.02)及び運転時の異常な過渡変化時に想定される過出力係数(1.13)を考慮しても燃料融点未滿となるように480W/cmと設定した。

② 被覆管内圧破損の防止

被覆管内圧は、被覆管にかかる引張り応力を抑え、円周方向へのクリープ破損を生じないように十分低く設計するものとする。このため、FPガス内圧による通常運転時のクリープ寿命分数和(CDF)を0.3以下と制限し、運転時の異常な過渡変化時を含めても内圧破損が生じないようにする。

CDFの算出においては長期荷重に対する設計応力強さ S_t として設計クリープ破断応力強さ S_R に0.8を乗じたものを用い、十分な裕度をもって1次応力による内圧破損を防止するものとする。

③ 被覆管の応力制限

被覆管の周方向膜応力について1次応力(FPガス内圧による応力)と2次応力(FCMI応力等)の和が設計降伏強さ S_y 以下となるように設計するものとする。

る。また、2次応力によるCDFの増加が十分に小さくなるように設計するものとする。

④ 被覆管の歪み制限

被覆管の歪みは燃料集合体の機能を健全に保持しうる範囲内に制限する。

⑤ 被覆管の疲労破損防止

被覆管の累積疲労サイクルは、クリープによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下となるように設計する。

(2) 燃料集合体

燃料集合体は、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限し、また集合体が他の構成部品の機能を阻害することがないようにすることで、その健全性を確保できるように設計する。

① 過大なバンドルーラップ管相互作用の防止

燃料ピンのスエリング、照射クリープによる外径増加によって発生するバンドルーラップ管の相互干渉を制限し、過大な被覆管最高温度の上昇、被覆管の変形を防止するものとする。このため、過去の照射データに基づき、相互干渉量を $3d_w$ (ワイヤ径3本分)以下に制限するものとした。

② ラップ管ーラップ管相互作用の防止

燃料集合体の装荷、引き抜き性を確保するため、ラップ管同士の干渉による応力の発生を防止するものとする。このため、パッド部以外でのラップ管同士の接触を避けるものとし、内圧とスエリング、照射クリープによるラップ管のふくれ量を集合体間ギャップ量以下に制限するものとした。

3.4 遮蔽設計基準

遮蔽設計では、通常出力運転時、燃料交換時及び保守・補修時において発電所従業員が受ける被曝線量が「原子炉の設置、運転等に関する規則等の規定に基づき、許容被曝線量等を定める件」に定められた許容値を越えないようにするのはもちろん、不必要な放射線被曝を受けないように各関係区域への立入り頻度、滞在時間などを考慮して、放射線線量率が下記の基準を満足するように設計することとした。

従業員立入り場所の線量率基準

区分*	放射線量率
A: 常時立入りのところ	6.25 μ Sv/hr.以下
B: 週48時間以内の立入りのところ	10 μ Sv/hr.以下
C: 週10時間以内の立入りのところ	60 μ Sv/hr.以下
D: ごく短時間以内の立入りのところ	500 μ Sv/hr.以下
E: 通常は立入り不要のところ	500 μ Sv/hr.を越える値

* A区分は管理区域外及び管理区域内の一部、その他は管理区域内

これをもとに、本プラントの炉容器周り、原子炉建屋内の主な従業員立入り場所の区分を下記のように設定した。

- 二次系(二次Na配管周り) A区分(運転中)
- 運転床(IHX周りを含む) A区分(運転中)
- 遮蔽プラグ直上 D区分(運転中)、A区分(炉停止10日後)
- 保持筒上部室 B区分(保持筒補修時)
- 原子炉建屋内通路 A区分
- 原子炉建屋屋上 A区分

また、燃料出し入れ機、UIS引き抜きキャスクについては、輸送容器基準を適用して表面で2mSv/hr.、表面から1mの距離で0.1mSv/hr.(いずれも炉停止10日後)となるように設計するものとした。

さらに、炉内構造物の健全性を確保するため、中性子照射量を制限するべく必要な遮蔽を施す。中性子照射量の制限値としては、SUS304に対する原型炉の基準を参考にして下記の値を設定した。

- 高速中性子(0.1MeV以上) 1×10^{21} nvt以下(40年×85%)

上記暫定基準は各炉内構造物の温度条件の違いを考慮していないが、もっとも温度条件の厳しい600°Cの場合に対応した保守的な設定としている。詳細設計段階では上記暫定基準を見直すこととしたい。

4. 原子炉本体の構造及び設備

4.1 炉心

(1) 構造

- a. 炉心は炉心燃料集合体、制御棒集合体、中性子しゃへい体等から成る。

これらの炉心構成要素を炉心支持板の上に配列し、その荷重を炉内構造支持構造物、炉心槽等の炉内構造物を介して原子炉容器で支持する。

1次冷却材であるナトリウムは、原子炉容器上部の遮蔽プラグを貫通させた1次冷却材入口配管より原子炉容器に入り、炉心下部において流量配分され、炉心の下部から上向に炉心内を通り抜け、原子炉容器上部から1次冷却材出口配管から出る。

- b. 炉心燃料領域は内側炉心と外側炉心の2つの領域に分け、外側炉心に核分裂性プルトニウム富化度の高い炉心燃料集合体を装荷する。燃料の取替は分散方式で1サイクルに全炉心の約1/3ずつ取替える。

c. 主要寸法

炉心燃料領域高さ	約1.0m
炉心燃料領域等価直径	約2.8m
軸方向ブランケット厚さ(上/下)	約0.35/0.35m
半径方向ブランケット等	なし

(2) 燃料体の最大そう入量

a. 炉心燃料集合体

炉心燃料集合体数	246体
核分裂性プルトニウム量	
初装荷炉心	(未定)
取替炉心	約2.5t
炉心燃料領域プルトニウム及びウラン(劣化ウラン)量の合計	
初装荷炉心	(未定)
取替炉心	約19.6t
軸方向ブランケットウラン量	約14.6t

(劣化ウラン)

(3) 主要な核的制限値

a. 最大過剰反応度

初装荷炉心	(未定)
取替炉心	約0.05Δk/k

b. 反応度停止余裕

最大反応度効果を持つ制御棒1本が、全引抜位置のままそう入できない場合でも、低温状態で炉心を臨界未満にできることとする。

c. 制御棒による最大反応度添加率

制御棒による最大反応度添加率は、最大反応度価値を有する1本の制御棒が、引抜き可能な最大速度で引抜かれても、原子炉冷却材バウンダリに損傷を与えないよう制限する。

d. 出力係数

出力係数は、全運転範囲において正にならないように設計する。

(4) 主要な熱的制限値

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時においても、燃料の被ふく管は過度の温度上昇による破損を生じることなく、燃料中心温度がその溶融点未満であり、冷却材は沸騰しないよう設計する。このため定格出力時に下記の条件を満たすこととする。

炉心燃料集合体の被ふく管最高温度(肉厚中心) 約 680°C

燃料中心最高温度 約2,400°C

4.2 燃料体

(1) 燃料材の種類

a. 炉心燃料

燃料材の種類 プルトニウム・ウラン混合酸化物ペレット

核分裂性プルトニウム富化度 $\left(\frac{\text{核分裂性プルトニウム}}{\text{プルトニウム及び劣化ウラン}} \right)$

初装荷炉心	(内側炉心/外側炉心/平均)	(未定)
取替炉心	(内側炉心/外側炉心/平均)	約17/21/19wt%
ペレットの初期密度	理論密度の約96%	

b. ブランケット燃料

燃料材の種類	二酸化ウランペレット(劣化ウラン)
ペレットの初期密度	理論密度の約96%

(2) 被覆材の種類

炉心燃料要素	改良オーステナイト鋼
--------	------------

(3) 燃料要素の構造

a. 構造

炉心燃料要素は、円筒形被ふく管にプルトニウム・ウラン混合酸化物ペレットと二酸化ウランペレットをそう入した後、ヘリウムを封入し、両端を密封した構造とする。

b. 主要寸法

燃料要素外径	約8.5mm
燃料要素有効長さ	炉心部 約1.0m
ブランケット部(上/下)	約0.35/約0.35m
被ふく管厚さ	約0.48mm

(4) 燃料集合体の構造

a. 構造

炉心燃料集合体は、炉心燃料要素をその下端で支持固定し、スペーサで相互の間隔を正三角形配列に保持して、断面六角形のラッパ管に収納したものである。

b. 主要仕様

燃料要素配列	正三角形配列
燃料要素ピッチ	約9.9mm
燃料集合体当たり燃料要素本数	217本

(5) 最高燃焼度

炉心燃料集合体	約103,000MWd/t
---------	---------------

4.3 減速材及び反射材の種類

- (1) 減速材 なし
- (2) 反射材 ステンレス鋼製中性子しゃへい体

4.4 原子炉容器

91年度大型炉設計研究でリファレンス条件としている原子炉容器の構造及び代表的使用条件を設置許可申請書本文の書式に準じて記すと以下のとおりとなる。

(1) 構造

- a. 原子炉容器は円筒形の胴部に皿形の底部を付した鋼製容器である。原子炉容器上部にはしゃへいプラグを設置し、ナトリウム液面上のアルゴンガス雰囲気に保つ。1次冷却材出入口配管は遮蔽プラグを貫通させ上部より原子炉容器内に挿入する。1次冷却材出入口配管遮蔽プラグ貫通部にはアルゴンガス雰囲気に保つシールベローズを設ける。通常運転時、原子炉容器のナトリウム液位を所定の液位範囲に維持するための1次ナトリウムオーバフロー系は設けない。原子炉容器は予熱設備を有する。

原子炉容器は、「原子炉等規制法」に基づく総理府令及び「電気事業法」に基づく通産省令に定めるところによるとともに、これらの法令において技術基準を定めてない高温構造にあつては別に定める構造設計方針に準拠して、設計、製作並びに検査を行い、これらに適合する構造とする。なお、必要に応じて日本工業規格、米国機械学会基準など権威ある規格、基準を援用する。また、供用期間中その健全性に関する監視又は計画的な検査を行い得る構造とする。

b. 主要寸法

胴部内径	約8.4m
全高	約16m
胴部肉厚	約50mm

c. 主要材料

オーステナイト系ステンレス鋼(高速炉構造用SUS316)

d. 主要ノズル取付位置

1次冷却材入口ノズル 遮蔽プラグ側面 3箇所

1次冷却材出口ノズル 遮蔽プラグ側面 3箇所

e. 支持方法

上部 原子炉容器上端のフランジ部にて原子炉容器ペダスタルにより支持する。

下部 横振防止機構により原子炉容器ガードベッセルを介して原子炉容器室床に支持する。

f. 使用環境に対する考慮

(a) 中性子照射による材質変化を抑制するために、内部にしゃへい体を設置し、過度の中性子照射を受けないようにする。なお、中性子照射による材質変化を監視するため、原子炉容器内に監視試験片そう入する。

(b) ナトリウム環境による腐食を抑制するために、ナトリウム中酸素濃度を抑制する。

(2)最高使用圧力及び最高使用温度

a. 上 部

圧 力 2kg/cm²G

温 度 550°C

b. 下 部

圧 力 7kg/cm²G

温 度 420°C

4.5 放射線しゃへい体の構造

(1)構 造

炉心からの高速中性子の漏れを制限するため、炉心燃料集合体の周囲に、中性子しゃへい体を設置する。

原子炉容器上部はしゃへいプラグによってしゃへいする。原子炉容器周囲の主要なしゃへい体は、原子炉容器室壁及び原子炉格納容器外側の外部しゃへい建物である。発電所周辺的一般公衆及び発電所従業員が受けると予想される放

射線被ばく線量が「原子炉等規制法」で規定される許容量を十分下回るようにしゃへい設計を行う。

(2) 主要寸法

a. 中性子しゃへい体

個 数	276体
主要材料	改良オーステナイト系鋼及びB ₄ C

b. しゃへいプラグ

固定プラグ最大径	約12m
引抜プラグ外径	約3.8m
厚 さ	約4m
主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼、炭素鋼

c. 原子炉容器室壁

壁 厚	約2m
-----	-----

4.6 その他の主要な事項

(1) 原子炉容器ガードベッセル

1次冷却材の漏えい時に原子炉容器内の冷却材を安全上必要な液位に確保できる構造とする。

型 式	円筒底部鏡板付上部開放型
高 さ	約14m
主 胴 部 内 径	約9m
主 要 材 料	オーステナイト系ステンレス鋼

5. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備

5.1 核燃料物質取扱設備の構造

(1) 核燃料物質取扱設備は次のものから構成され安全に燃料の取扱いができる構造とする。また、燃料集合体の原子炉容器内における交換及び原子炉容器からの出入れ操作は原子炉停止中に行う。特に、炉心直上での燃料集合体の取扱は、炉心上部機構を引抜きその空間を活用することに特徴を有する。

燃料交換設備	一式
燃料出入設備	一式
燃料貯蔵設備	一式
燃料検査設備	一式
燃料処理設備	一式
燃料搬出設備	一式

(2) 新燃料は、原子炉補助建物内の新燃料受入貯蔵設備から燃料移送通路を経て、燃料出入設備により原子炉容器内へ移し、燃料中継槽と燃料交換機により、炉心へ装荷する。

炉心の使用済燃料は上記と逆の手順で、燃料交換機により、炉心から引抜き、燃料中継槽と燃料出入設備により、原子炉容器外へ取出し、使用済燃料貯蔵設備、燃料処理設備を経て、燃料搬出設備に移送する。なお、必要に応じて燃料検査設備により検査する。

5.2 核燃料物質貯蔵設備の構造及び貯蔵能力

(1) 新燃料貯蔵設備

a. 構造

新燃料は原子炉補助建物内の新燃料受入貯蔵設備に貯蔵する。

新燃料は、貯蔵ラックにそう入して貯蔵し、いかなる状態においても臨界に達することのない構造とする。

b. 貯蔵能力

新燃料受入貯蔵設備 105体

(2) 使用済燃料貯蔵設備

a. 構造

使用済燃料は、通常原子炉補助建物内の使用済燃料乾式貯蔵設備に貯蔵する。
使用済燃料乾式貯蔵設備は使用済燃料等を貯蔵中いかなる状態においても臨界に達することがなく使用済燃料からの崩壊熱の除去が可能な構造とする。また、冷却材の浄化を行うため浄化設備を設ける。

b. 貯蔵能力

使用済燃料貯蔵設備	180体 (内予備90体)
-----------	---------------

6. 原子炉冷却系統施設の構造及び設備

6.1 1次冷却設備

(1) 冷却材の種類 ナトリウム

(2) 主要な機器及び管の個数及び構造

一次冷却設備(1次主冷却系設備)は3つのループからなる。1次冷却材は、原子炉で加熱された後、1次主冷却系中間熱交換器に入り、ここで2次冷却材と熱交換を行い、1次主冷却系循環ポンプを経て、再び原子炉に還流する。

原子炉トリップ時には、1次及び2次主冷却系循環ポンプ主モータをトリップし、低回転数のポニーモータ運転に引継ぐ。1次冷却材の自由液面はアルゴンガスでおおう。

1次主冷却系中間熱交換器及び1次主冷却系循環ポンプの外周にガードベッセルを設ける。また、1次主冷却系設備は、予熱設備を有する。

a. 1次主冷却系中間熱交換器

型 式	たて型無液面平行向流型
基 数	3(各ループ1)
容 量	約533MW
主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼 (高速炉構造用SUS316)
胴外径	約2.7m
全 高	約16m
伝熱管外径×肉厚	約22mm×約1.0mm

b. 1次主冷却系循環ポンプ

型 式	機械たて式型自由液面遠心式
基 数	3(各ループ1)
容 量	約 1.0×10^7 kg/h
揚 程	未定

c. 1次主冷却系中間熱交換器及び循環ポンプガードベッセル

型 式	長円筒底部鏡板付上部開放型
-----	---------------

基数	3(各グループ1)
主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼
高さ	約11m
主胴部内径	約4m×11m(長円)

d. 1次主冷却系配管

主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼 (高速炉構造用SUS316)
外径×肉厚	約0.8m×約15mm
	約0.8m×約21mm
	約1.1m×約30mm
	約1.2m×約70mm(以上原子炉容器出口配管)
	約0.8m×約13mm(原子炉容器入口配管)

(3) 冷却材の温度及び圧力

原子炉容器出口における温度	約530°C(定格出力時)
原子炉容器入口における温度	約380°C(定格出力時)
原子炉容器出口における圧力	約1kg/cm ² G(定格出力時)
原子炉容器入口における圧力	未定

6.2 二次冷却設備

(1) 冷却材の種類 ナトリウム

(2) 主要な機器の個数及び構造

二次冷却設備(2次主冷却系設備)は3つのループからなり、それぞれのループは1次主冷却系中間熱交換器を介して1次冷却材と熱交換を行い、1次冷却材からの伝達熱を蒸気発生器を介してタービン及び付属設備に伝達する閉ループである。

2次冷却材の自由液面は、アルゴンガスでおおう。

定格出力運転時の2次冷却材温度は、高温側で約505°C、低温側で約325°C、1次主冷却系中間熱交換器2次側入口圧力は未定である。また、2次主冷却系設備は、予熱設備を有する。

a. 蒸気発生器設備

型 式	ヘリカルコイル貫流式一体型
基 数	3 (各ループ1基)
容 量	約533MW/ループ
蒸気発生器	
主要材料	低合金鋼 (改良9Cr1Mo鋼)
胴 外 径	約3.3m
全 高	約27.5m
伝熱管外径×肉厚	約32mm×約3.5mm

ナトリウム・水反応生成物収納設備

反応生成物収納容器型式	たて置円筒型
基 数	3 (各ループ1)
燃焼処理方式	点火式
圧力開放板個数	6 (各ループ蒸気発生器出口1, 反応生成物収納容器出口1)

b. 2次主冷却系循環ポンプ

型 式	機械式たて型自由液面遠心式
基 数	3 (各ループ1)
容 量	約 8.4×10^6 kg/h

c. 2次主冷却系配管

主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼
外 径	約0.7m

6.3 非常用冷却設備

1次冷却材漏えい事故時の炉心冷却は、工学的安全施設の一設備である補助冷却設備によって行う。

補助冷却設備は、1次主冷却系循環ポンプ及び2次主冷却系循環ポンプのポニーモータ運転とあいまって、原子炉の停止時に、1ループでも炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去できる設計とする。

6.4 その他の主要な事項

(1) タービン及び付属設備

タービン及び付属設備は、蒸気発生器を介して2次冷却材と熱交換を行い、発生蒸気によって蒸気タービンを駆動する閉ループである。

a. 冷却材の種類 軽 水

b. 主要な機器の個数及び構造

(a) 蒸気タービン

型 式	串型3気筒4流排気非再熱式復水タービン
基 数	1
出 力	約600MW

(b) 主蒸気管

主要材料	低合金鋼
外径×肉厚	未定

(c) タービンバイパス系設備

タービンバイパス系設備により、必要に応じて蒸気を復水器に放出し、1次及び2次冷却材中に蓄積されている熱を除去する。

タービンバイパス弁

型 式	未定
個 数	未定
容 量	未定

(d) 蒸発器出口安全弁、過熱器出口安全弁及び主蒸気逃し弁

蒸発器出口安全弁

型 式	未定
個 数	未定
容 量	未定

過熱器出口安全弁

型 式	未定
個 数	未定

容 量	未定
主蒸気逃し弁	
型 式	未定
個 数	未定
容 量	未定

(2) 補助冷却設備

補助冷却設備は、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び事故時における原子炉停止時に炉心から核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去するものである。補助冷却設備運転時は1次主冷却系中間熱交換器を介して1次冷却材の熱を2次冷却材に伝え、この熱を補助冷却設備空気冷却器により大気に放射させる。

補助冷却設備は、予熱設備を有する。

a. 補助冷却設備空気冷却器

型 式	フィンチューブ強制空冷式
基 数	3
容 量	約20MW
主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼
送風機型式	未定

b. 補助冷却設備配管

主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼
外径×肉厚	未定

(3) 1次ナトリウム補助設備

1次ナトリウム補助設備は、機能に対応した系統に分け、1次ナトリウム純化系及び1次ナトリウム充填ドレン系から構成する。

1次ナトリウム純化系は、1次冷却材をコールドトラップにより純化するためのものである。

1次ナトリウム充填ドレン系は1次冷却材を充填及びドレン並びにドレンしたナトリウムを一時貯蔵するためのものである。

本設備は、予熱設備を有する。

(4) 2次ナトリウム補助設備

本設備は2次冷却材の純化、2次主冷却系及び補助冷却設備機器配管等の2次冷却材の充填及びドレン並びにドレンしたナトリウムの貯蔵を行うものである。

本設備は、予熱設備を有する。

(5) 1次アルゴンガス系設備

本設備は、1次主冷却系設備及び1次ナトリウム補助設備内のナトリウムの酸化を防止するため、カバーガスとして用いられるアルゴンガスの圧力、流量等を制御するためのものである。なお、本設備は、アルゴンガス浄化用の常温活性炭吸着塔及び減衰タンクを有し、1次アルゴンガスの循環回路を形成している。

(6) 2次アルゴンガス系設備

本設備は、2次主冷却系設備及び補助冷却設備、2次ナトリウム補助設備内のナトリウムの酸化を防止するため、カバーガスとして用いられるアルゴンガスの圧力等を制御するためのものである。

(7) メンテナンス冷却系設備

本設備は、1次主冷却系設備等のメンテナンス時に、炉心から核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去するためのもので、1次メンテナンス冷却系及び2次メンテナンス冷却系よりなり、最終除熱は、2次メンテナンス冷却系に設けた空気冷却器により行う。

本設備は、予熱設備を有する。

(8) 原子炉補機冷却水設

本設備は、原子炉補機の冷却を行うためのもので、熱交換器、ポンプ等からなる。

(9) 機器冷却系設備

本設備は、原子炉格納容器内に設置されるポニーモータ及び電磁ポンプからの放熱を除去するためのものである。

7. 計測制御システムの構造及び設備

7.1 計装

(1) 核計装の種類

原子炉の出力を監視し、制御するため、原子炉容器外周辺に設置した中性子検出器により、次の3領域に分けて中性子束を測定する。

線源領域	比例計数管	2チャンネル
広域	核分裂計数管	6チャンネル
出力領域	ガンマ線補償型電離箱	9チャンネル
	(安全保護系用)	6チャンネル
	計測制御用	3チャンネル)

(2) その他の主要な計装の種類

原子炉施設の適正かつ安全な運転のため、次に示す各計装を設ける。

原子炉計装

原子炉容器内計装

破損燃料検出装置

制御棒位置指示計装

プロセス計装

冷却系計装

蒸気発生器計装

ナトリウム補助設備計装

ナトリウム漏洩検出設備

7.2 安全保護回路

安全保護回路は、多重チャンネル構成とし、測定変数に対して原則として「2 out of 3」方式の回路を形成し、原子炉トリップ及び原子炉格納容器隔離等を行う。

(1) 原子炉停止回路の種類

次に示す信号により原子炉をトリップさせる原子炉停止回路を設ける。

線源領域中性子束高
出力領域中性子束高
広域中性子束高
出力領域中性子束変化率高
広域中性子束変化率高
1次主冷却系循環ポンプ回転数低
1次主冷却系循環ポンプ回転数高
2次主冷却系循環ポンプ回転数低
1次主冷却系流量低
1次主冷却系流量高
2次主冷却系流量低
原子炉容器出口ナトリウム温度高
中間熱交換器1次側出口ナトリウム温度高
中間熱交換器1次側出口ナトリウム温度低
蒸気発生器出口ナトリウム温度高
常用母線電圧低
タービントリップ
タービン第1段圧力低
原子炉容器ナトリウム液位低
燃料破損検出
原子炉格納容器隔離
地震加速度大
手動

(2) その他の主要な安全保護回路の種類

- 1) 原子炉格納容器隔離及びアニュラス循環排気装置よう素フィルタユニット切替え

次の信号により原子炉格納容器隔離弁を閉鎖させる回路及びアニュラス循環排気装置よう素フィルタユニットをバイパス状態から使用状態に切替える回路を設ける。

原子炉容器ナトリウム液位低
原子炉格納容器床上雰囲気圧力高
原子炉格納容器床上雰囲気放射能高
原子炉格納容器床下雰囲気温度高
ガードベッセル内漏洩ナトリウム液位高
手動

2) 補助冷却設備起動

原子炉トリップ遮断器の開信号及び手動の信号により、補助冷却設備を起動する回路を設ける。

7.3 制御設備

(1) 制御材の個数及び構造

原子炉の反応度を制御する制御棒は調整棒及び後備炉停止棒よりなる。通常運転時の反応度制御は主炉停止系の調整棒(微調整棒及び粗調整棒)の位置調整により行う。原子炉の出力調整は、調整棒の位置調整と冷却材の流量調整により、原子炉容器出口ナトリウム温度と流量がタービン負荷に応じた値をとるよう
に制御する。

1) 個数

微調整棒	3本
粗調整棒	10本

調整棒は、炉心燃料集合体間にはほぼ一様に分散配置する。

2) 構造

調整棒は、微調整棒と粗調整棒より構成される。中性子吸収材は、ステンレス鋼製の被覆管に充填し、クラスタ状に束ねて、ステンレス鋼製の保護管で包む。ナトリウムボンド、ベント構造とする。

3) 吸収材の種類

炭化ほう素

(2) 制御材駆動設備の個数及び構造

1) 個数

微調整棒	3
粗調整棒	10

2) 構造

調整棒駆動機構は各調整棒ごとに炉心上部機構上面に設ける。調整棒駆動機構は微調整棒用及び粗調整棒用からなる。両者は、それぞれの機能上の要求から構造が異なる。中央制御室から、微調整棒は自動または手動で、粗調整棒は手動で操作される。原子炉トリップ時には、トリップ信号により保持用電磁石を消磁すると落下して炉心に挿入される。同時に加速機構が働き加速挿入される。

3) 駆動方式

通常運転時	ボールスクリュ方式
原子炉トリップ時	重力落下加速方式

4) 挿入時間及び駆動速度

原子炉トリップ時挿入時間(全ストロークの85%挿入までの時間)

原子炉トリップ遮断器開後1.2s以下

通常挿入、引抜き速度

微調整棒	最大0.3m/min
粗調整棒	最大0.12m/min

5) 駆動距離

微調整棒	1.0m
粗調整棒	1.0m

(3) 反応度制御能力

1) 反応度制御能力(最大反応度効果を有する調整棒1本未挿入時)

0.06 Δ k/k以上

7.4 非常用制御設備

(1) 制御材の個数及び構造

非常用制御設備として後備炉停止棒による後備炉停止系を設ける。

1) 個数

6

2) 構造

中性子吸収材は、ステンレス鋼製の被覆管に充填し、クラスタ状に束ねて、ステンレス鋼製の保護管で包む。ナトリウムボンド、ベント構造とする。

3) 吸収材の種類 炭化ほう素

(2) 主要な機器の個数及び構造

1) 個数

6

2) 構造

後備炉停止棒駆動機構は各後備炉停止棒ごとに炉心上部機構上面に設ける。原子炉トリップ時には、トリップ信号により保持用電磁石を消磁すると落下して炉心に挿入される。同時に加速機構が働き加速挿入される。調整棒駆動機構とは可能な限り構造及び作動方式を変える。

3) 駆動方式

通常運転時

ボールスクリュ方式

原子炉トリップ時

重力落下加速方式

4) 挿入時間及び駆動速度

原子炉トリップ時挿入時間(全ストロークの85%挿入までの時間)

原子炉トリップ遮断器開後1.2s以下

通常挿入、引抜き速度

0.18m/min

5) 駆動距離

1.1m

(3) 反応度制御能力

0.024 Δ k/k以上

7.5 その他の主要な事項

(1) 原子炉制御設備

原子炉制御設備は、通常運転時の原子炉出力を制御するもので、原子炉容器出口ナトリウム温度、1次主冷却系流量、2次主冷却系流量、給水流量をそれぞれ

出力に対応した値になるように制御する。原子炉制御設備は以下のものから構成される。

- 原子炉出力制御系
- 主冷却系流量制御系
- 給水流量制御系
- 主蒸気温度制御系
- 主蒸気圧力制御系

(2) 制御棒引抜き阻止

中性子束、温度等のプロセス変数が設定値を超えた場合、異常の発生を未然に防ぎ、かつ、原子炉トリップに至る前に自動処置をとるために、制御棒の自動及び手動引き抜きを阻止するインタロック回路を設ける。

(3) セットバック

原子炉トリップに至らない異常時に、あらかじめ定めた変化率でプラントの出力を低下させるセットバック回路を設ける。

(4) 警報装置

中性子束、温度、流量等のプロセス変数、原子炉格納容器排気等の放射能が設定値を超えた場合、原子炉の安全性に関連する設備が作動した場合に、警報を発する回路を設ける。

(5) 中央制御室

原子炉施設の主要な計装及び制御機器は、中央制御室に設置し、集中的に監視及び制御を行う。

中央制御室については、想定される最も苛酷な事故時においても、運転員が中央制御室にとどまり各種の操作を行えるように遮蔽、換気設備を設ける。

8. 原子炉格納施設の構造及び設備

(イ) 構造

原子炉格納施設は、原子炉格納容器、原子炉補助建物の一部から厚生し、その基礎は直接岩盤で支持する。原子炉格納建物と原子炉補助建物との間の貫通部についてはコンファインメント部を構成する。通常、格納容器内の人の立ち入る部屋は空気雰囲気とし、運転床下の放射性ナトリウムを含む機器配管の置かれている部屋は、鋼製のライナを設け低酸素濃度の窒素雰囲気とする。

(1) 原子炉格納容器

型式	上部及び下部に鏡板を有する円筒形鋼製容器
本体材料	圧力容器用炭素鋼鋼板 3種
寸法 直径	約32m
全高	約71m
主要貫通部	機器搬入口、エアロック、配管貫通部、ダクト貫通部、電気配線貫通部、燃料移送室アクセス孔

(2) アニュラス部

原子炉格納容器と原子炉補助建物との間の、貫通部が通る区域にはコインファインメントとして、原子炉格納容器隔離及びアニュラス循環排気装置よう素フィルタユニット切替え信号が発信する事故時には負圧を維持する。

(ロ) 設計圧力及び設計温度並びに漏洩率

最高使用圧力	1.0 kg/cm ² G
最高使用温度	150°C
漏洩率	1%以下(最高使用圧力、常温窒素雰囲気において)

(ハ) その他の主要な事項

(1) アニュラス排気装置

アニュラス排気装置は、排気ファンと排気装置フィルタユニット(よう素フィルタユニット及び微粒子用フィルタユニットを含む)からなり、事故時にアニュ

ラス区域を負圧に維持する。また、事故時には排気装置フィルタユニットを
通して原子炉格納容器よりアニュラス区域に漏洩した放射性物質を除去する。

系統数 2(各100%容量)

よう素除去効率 99%以上(相対湿度約80%、温度約50°Cにおいて)

III. 各部設計

1. 炉心設計

1. 炉心設計

1.1. 概要

1.1.1 設計条件

炉心熱出力は電気出力60万kW級以上を余裕を持って対応できる1600MW(160万kW)、運転サイクル長さは12カ月、増殖比は径ブランケットを有する高増殖炉心については約1.20、径ブランケット無しの基底増殖炉心については約1.05を目標とし、炉心取出平均燃焼度を約9万MWd/tと設定した。

燃料は「常陽」、「もんじゅ」と同様にウラン-プルトニウム混合酸化物燃料、炉心材料は耐スエリング特性を向上した改良オーステナイト鋼(PNC1520鋼)とし、炉心型式は設計経験、実験解析経験が豊富なプルトニウム富化度2領域均質炉心として出力分布の平坦化、炉心のコンパクト化を図るものとした。

本設計では、燃料サイクルコスト低減の観点から、燃料の高線出力化を狙うと共に、プラント運用に制約を与える運転サイクル初期のプレコンデショニング(「ならし運転」)を不要とすることを狙って、これまで「常陽」、「もんじゅ」に採用されている中実ペレット燃料に代わり、中空ペレット燃料を用いるものとした。

新燃料のPu同位体組成は、実証炉時期の平均的組成として軽水炉燃料の高燃焼度化を考慮し、PWR、BWRからの取出Puの5年冷却後組成の平均値を用い、Pu-238:Pu-239:Pu-240:Pu-241:Pu-242 = 3:53:25:12:7 と設定した。表1.1.1には高燃焼度化軽水炉からの取出Puの同位体組成を冷却期間毎に示した。UはU-235が0.3%の劣化ウランを使用するものとした。

熱設計、燃料設計、安全設計の取り合い点である定格時の炉心燃料被覆管最高温度制限値は、これまでの検討結果を踏まえて高増殖炉心690°C、基底増殖炉心680°Cとして設計した。

1.1.2 炉心主要仕様

図1.1.1、図1.1.2に高増殖炉心及び基底増殖炉心の水平断面図および垂直断面図を示した。図に示されるように、炉心部はプルトニウム富化度の異なる2領域からなり、内側炉心燃料108体、外側炉心燃料138体で構成される。垂直断面図に示されるように炉心高さ1m、炉心等価直径は2.75mとなっている。原子炉停止系は独立2系統とし、主炉停止系制御棒13本、後備炉停止系制御棒6本で構成される。高増殖炉心では炉心の外周に径ブランケット燃料を2層配置して約1.20の増殖比を得るものとしているが、基底増殖炉心では同部をSUS遮蔽体に置換する。炉心回り遮蔽構成は高増殖炉心では径ブランケット燃料の外側にSUS遮蔽体1層、B4C遮蔽体1層、基底増殖炉心では炉心の外側にSUS遮蔽体2層、B4C遮蔽体2層を配置するものとしており、炉心外周の形状は2つの炉心で全く同一である。

表1.1.2に炉心主要仕様をまとめた。高増殖炉心の運転サイクル長さは375日で基底増殖炉心の365日より若干長い、これは2炉心の特性比較の観点から炉心燃料の燃焼度を同一としたためである。

1.1.3 燃料集合体仕様

表1.1.2に示されるように本60万kWe級炉心では、運転サイクル長さ12カ月と炉心取出平均燃焼度9万MWd/tに対応して8.5mmφの太径燃料ピンを用いた。また、燃料ペレットは中空ペレットを採用することとし、過出力係数、各種不確かさを考慮して、定格時の燃料最高線出力を480W/cmと設定した。設定に当たっては、CEDARコードによりサイクル初期の溶融限界線出力を評価し過出力係数と不確かさの合計として122%を見込んでも燃料中心が融点に達しないことを確認した。(図1.1.3参照) 中空ペレットによる燃料体積割合の減少を補償して増殖特性を向上させるために、燃料ペレット密度は96%TDの高密度仕様としている。

燃料被覆管は高温クリープ強度が優れるPNC1520鋼を採用していることにより、太径ピンでありながら「もんじゅ」の燃料被覆管(6.5mmφ、肉厚0.47mm)と同等の肉厚0.48mmとなっている。また、被覆管内圧の観点から、ガスプレナム位置を燃料ピン下側としており、燃焼度の増加に反して燃料ピン全長は2550mmで「もんじゅ」の2813mmから短縮されている。燃料ピンバンドルのスペーサ

方式は「常陽」、「もんじゅ」と同様にワイヤスペーサ方式としたが、1次冷却系機器仕様との取り合いから、炉心圧損を 5kg/cm^2 以下とするために、燃料ワイヤ径は $1.3\text{mm}\phi$ を選定した。集合体当たり燃料ピン本数は燃料取扱系での除熱容量の大幅な増加を避けるため、217本としている。図1.1.4には中空ペレットおよび燃料集合体の寸法関係の概略を表した。

表1.1.1 Pu同位体組成比(w/o)

Pu同位体	取り出し時	3年後	5年後	7年後	10年後
PWR(33100MWd/t)					
238Pu	1.45	1.58	1.57	1.57	1.55
239Pu	55.87	57.13	57.77	58.36	59.17
240Pu	24.38	24.65	24.93	25.20	25.57
241Pu	13.60	11.90	10.93	10.03	8.81
242Pu	4.69	4.74	4.79	4.84	4.91
PWR(49000MWd/t)					
238Pu	2.56	2.75	2.75	2.73	2.71
239Pu	52.33	53.57	54.23	54.85	55.71
240Pu	23.46	23.81	24.14	24.45	24.87
241Pu	15.14	13.28	12.21	11.21	9.86
242Pu	6.51	6.59	6.67	6.75	6.86
BWR(32000MWd/t)					
238Pu	1.56	1.72	1.71	1.70	1.68
239Pu	54.17	55.32	55.94	56.51	57.30
240Pu	25.28	25.60	25.90	26.18	26.57
241Pu	13.65	11.96	10.98	10.08	8.84
242Pu	5.35	5.41	5.47	5.53	5.61
BWR(45000MWd/t)					
238Pu	2.76	2.96	2.95	2.94	2.92
239Pu	49.87	50.98	51.60	52.18	52.97
240Pu	25.64	26.03	26.38	26.71	27.16
241Pu	14.77	12.96	11.91	10.94	9.61
242Pu	6.97	7.06	7.15	7.23	7.34

表1.1.2 炉心主要仕様 (1/5)

項 目	仕 様	備 考
1.基本プラント仕様		
1)出 力		
原子炉熱出力 (MW)	1600	
2)一次主冷却系冷却材		
原子炉入口温度 (°C)	380	
原子炉出口温度 (°C)	530	
冷却材流量 (kg/s)	8.41×10^3	10080t/h/loopより
3)プラント運転		
プラント計画寿命 (年)	40	暦年
稼働率 (-)	約0.85	
燃焼期間 (EFPD/サイクル)		
高増殖炉心	375	
基底増殖炉心	365	
2.炉 心		
1)炉心型式	均質炉心	
2)炉心富化度領域数	2	
3.炉心構成		
1)炉心構成要素数		
高増殖炉心		
a)内側炉心燃料 (体)	108	
b)外側炉心燃料 (体)	138	
c)主炉停止系制御棒 (体)	13	
d)後備炉停止系制御棒 (体)	6	
e)径ブランケット燃料 (体)	126	(2層)
f)SUS遮蔽体 (体)	72	(1層)
g)B ₄ C遮蔽体 (体)	78	(1層)

表1.1.2 炉心主要仕様 (2/5)

項 目	仕 様	備 考
<u>基底増殖炉心</u>		
a)内側炉心燃料 (体)	108	
b)外側炉心燃料 (体)	138	
c)主炉停止系制御棒 (体)	13	
d)後備炉停止系制御棒 (体)	6	
e)SUS遮蔽体 (体)	126	(2層)
f)B ₄ C遮蔽体 (体)	150	(2層)
2)炉心寸法		
a)高さ (mm)	1,000	
b)等価直径 (mm)	約2,750	制御棒を含む
c)高さ/等価直径比 (—)	0.364	
d)容積 (l)	約5,940	制御棒を含む
3)ブランケット厚さ		
a)軸方向厚さ(上/下) (mm)	350 / 350	
4)遮蔽体厚さ		
a)軸方向上部遮蔽 (mm)	約520	
b)軸方向下部遮蔽 (mm)	約250	
c)径方向遮蔽(等価厚さ)		
高増殖炉心 (mm)	約295	2層分
基底増殖炉心 (mm)	約590	4層分
5)炉心構成要素配列		
a)集合体配列ピッチ (mm)	160.7	
b)集合体全長 (mm)	3,700	炉心上部支持板から 集合体頂部迄の長さ

表1.1.2 炉心主要仕様 (3/5)

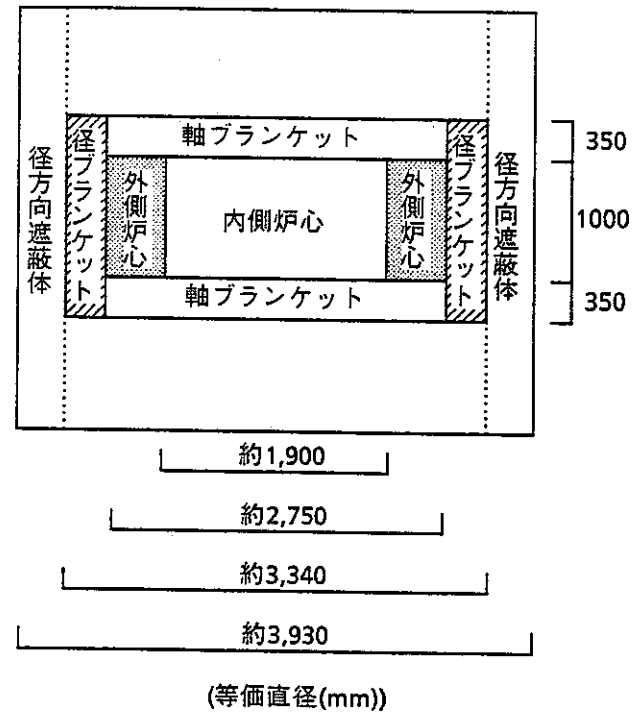
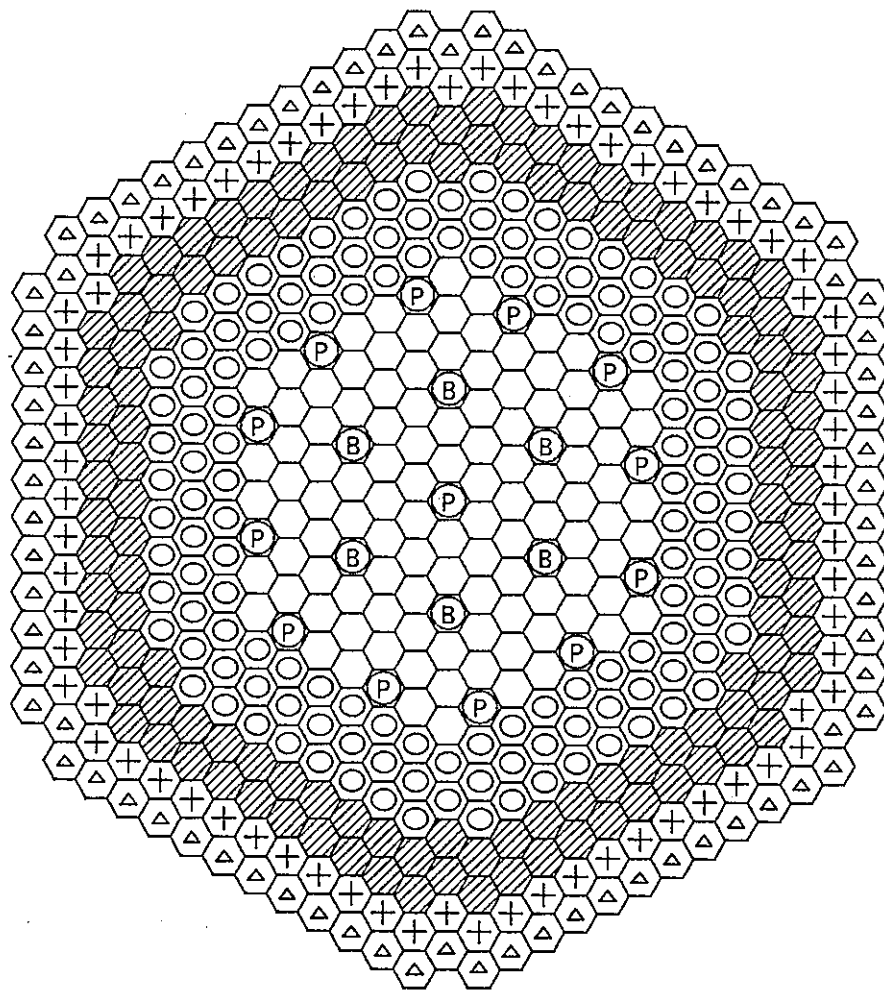
項 目	仕 様					備 考
6)炉心外接円						
a)炉心外接円 (mm)	約2,890					
b)制御棒外接円 (mm)	約1,930					
c)炉心マトリクス外接円 (mm)	約4,180					
7)組成体積比(v/o)	燃料 ギャップ 構造材 冷却材 吸収材					
a)炉心燃料集合体	38.2*	5.1	22.4	34.3	—	*ポア含む
b)主炉停止系制御棒	—	5.2	15.6	45.6	33.6	吸収体部
c)後備炉停止系制御棒	—	5.2	15.6	45.6	33.6	吸収体部
d)SUS遮蔽体 (暫定値)						
第1層	—	—	70.0	20.0		
第2層	—	—	80.0	20.0		
e)B ₄ C遮蔽体 (暫定値)	—	—	20.0	20.0	60.0	
4.燃料						
1)燃料ペレット材料						
炉心	PuO ₂ -UO ₂					
軸方向ブランケット	UO ₂					
2)プルトニウム富化度(w/o)						
(平衡炉心)						
高増殖炉心(内側/外側炉心)	17.12 / 20.85					PuO ₂ / (PuO ₂ +UO ₂)
基底増殖炉心(内側/外側炉心)	17.01 / 21.05					
3)プルトニウム同位元素比(w/o)						
初装荷炉心	²³⁸ Pu: ²³⁹ Pu: ²⁴⁰ Pu:					
平衡炉心	241Pu: 242Pu					
初装荷炉心	3: 53: 25: 12: 7					
平衡炉心	3: 53: 25: 12: 7					
4)ウラン同位元素比(w/o)						
炉心	235U: 238U					
炉心	0.3: 99.7					
ブランケット	0.3: 99.7					

表1.1.2 炉心主要仕様 (4/5)

項 目	仕 様	備 考
5)燃料ペレット密度(%TD)		
炉心	96	
ブランケット	96	
5.燃料交換		
1)燃料交換方式		
a)炉心	固定3バッチ分散方式	
a)径ブランケット(高増殖炉心)	固定4バッチ分散方式	
6.炉心構成要素計画寿命		
1)炉心燃料集合体 (サイクル)	3	
2)主炉停止系制御棒 (サイクル)	3	目標
3)後備炉停止系制御棒 (サイクル)	3	目標
4)SUS遮蔽体 (年)	40	暦年
5)B ₄ C遮蔽体 (年)	40	暦年
7.炉心燃料集合体		
1)炉心燃料ペレット		
a)材質	プルトニウム・ウラン 混合酸化物	
b)外径 (mm)	7.36	
c)内径 (mm)	2.0	
d)密度 (%TD)	96	
e)O/M比 (—)	1.98	
2)軸方向ブランケット燃料ペレット		
a)材質	劣化ウラン酸化物	
b)ウラン235含有率 (w/o)	0.3	
c)外径 (mm)	7.36	
d)密度 (%TD)	96	
e)O/M比 (—)	2.0	

表1.1.2 炉心主要仕様 (5/5)

項 目	仕 様	備 考
3)被覆管		
a)材質	改良オーステナイト鋼	
b)外径 (mm)	8.5	
c)内径 (mm)	7.54	
c)ペレット間ギャップ (mm)	0.18	直径ギャップ
4)燃料要素		
a)型式	インテグラル密封型 下部ガスプレナム	
b)全長 (mm)	1,000	
i)炉心燃料体長さ (mm)		
ii)ブランケット (mm)		
燃料体長さ(上部/下部)	350 / 350	
c)スペーサワイヤ径 (mm)	1.30	
d)ワイヤ巻付けピッチ (mm)	200	
5)燃料集合体		
a)形状	正六角形断面	
b)燃料要素配列ピッチ (mm)	9.85	p/d=1.16
	正三角形配列	
c)燃料要素数 (本)	217	
d)ラッパー管		
i)材質	改良オーステナイト鋼 (PNC1520鋼)	
ii)内対面間距離 (mm)	147.7	
iii)板厚 (mm)	4.0	
e)全長 (mm)	4300	

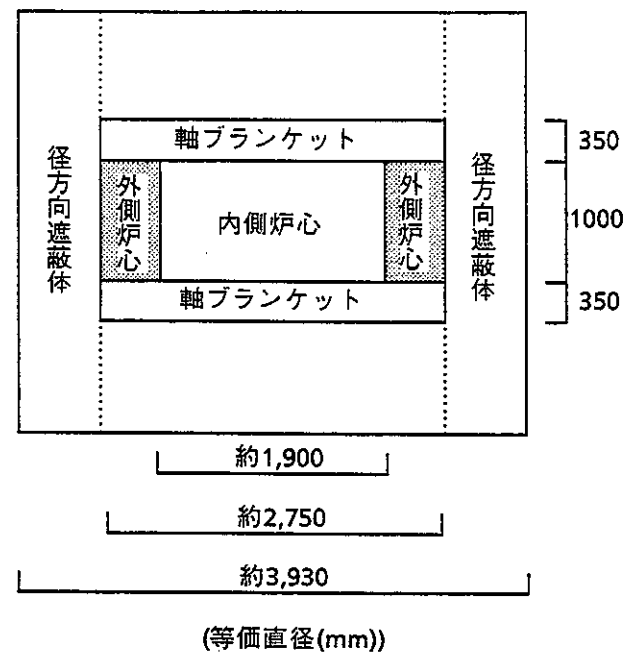
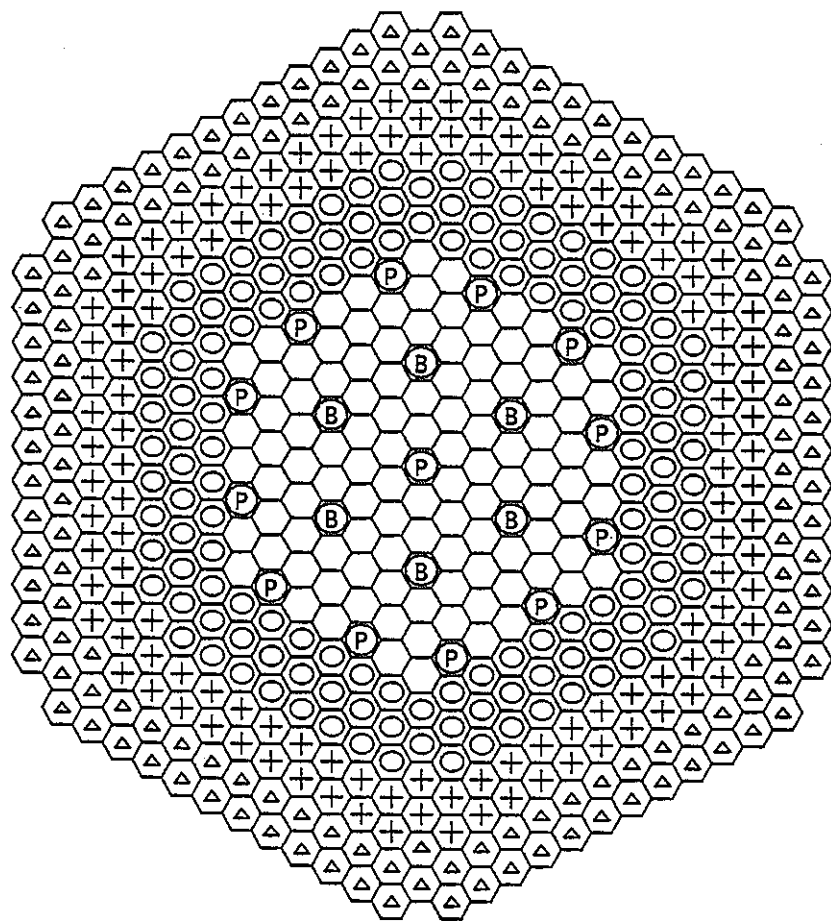


(等価直径(mm))

	内側炉心	108体
	外側炉心	138体
	ブランケット	126体
	SUS遮蔽体	72体
	B ₄ C遮蔽体	78体
	主炉停止系制御棒	13体
	後備炉停止系制御棒	6体

合計 541体

図1.1.1 高増殖炉心 炉心構成



⬡	内側炉心	108体
⊙	外側炉心	138体
⊕	SUS遮蔽体	126体
△	B ₄ C遮蔽体	150体
Ⓟ	主炉停止系制御棒	13体
Ⓟ	後備炉停止系制御棒	6体

合計 541体

図1.1.2 基底増殖炉心 炉心構成

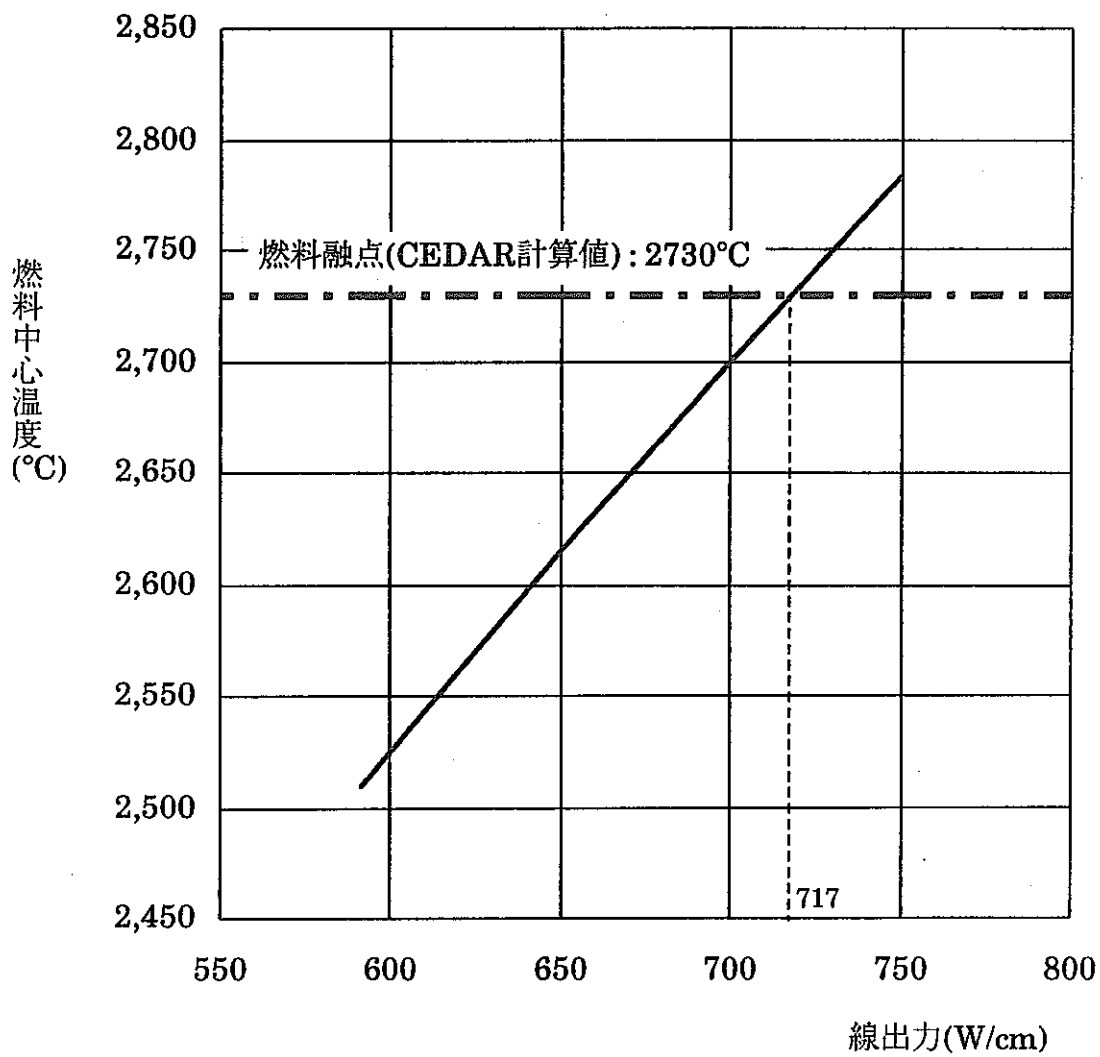


図1.1.3 限界線出力評価 (外側炉心燃料、燃焼初期)

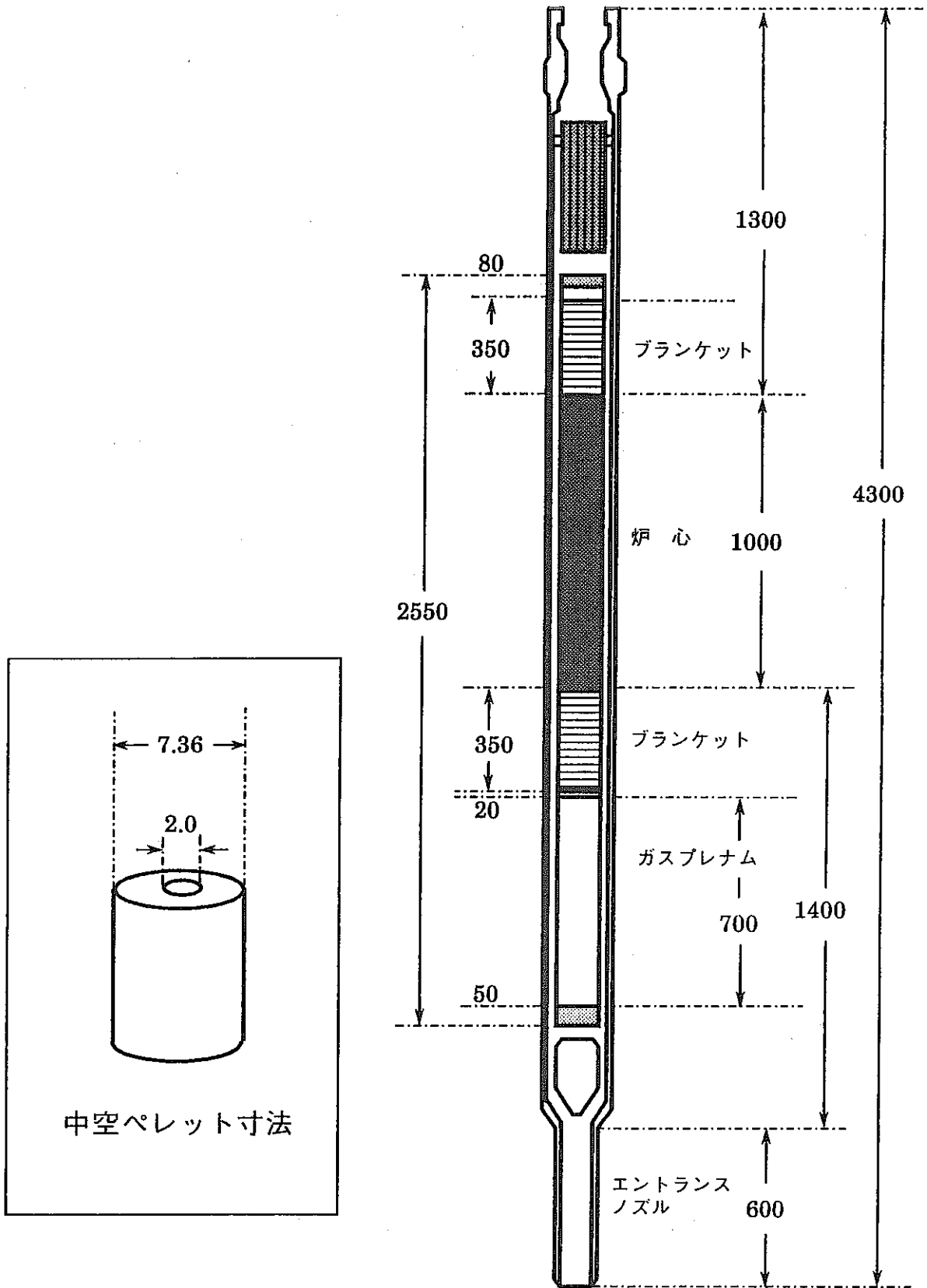


図1.1.4 燃料集合体寸法概略図

1.2 核設計

1.2.1 炉心燃焼特性

① Pu富化度の設定

平衡炉心のPu富化度はサイクルを通して所定の運転ができるように下記の項目を考慮して設定する必要がある。

- | | |
|-----------|-----------------------------|
| ・ 温度欠損反応度 | 低温停止時から高温零出力時までの反応度変化 |
| ・ 出力欠損反応度 | 高温零出力時から定格出力時までの反応度変化 |
| ・ 燃焼欠損反応度 | 1サイクル燃焼に伴う反応度欠損 |
| ・ 運転余裕反応度 | 外乱に対し、十分な制御棒微分反応度を持たせるために設定 |

Pu富化度の設定は、CITATIONによる7群RZ拡散燃焼計算を実施し、C/E補正、メッシュ効果、輸送効果、群縮約効果、3次元効果等の補正因子を考慮して設定した。表1.2.1には、補正項目と補正量とともに、Pu富化度設定における平衡炉心末期での実効増倍率を示した。

② 最大線出力評価

出力分布の評価は修正粗メッシュ3次元拡散燃焼計算コード「MOSES」を用いて評価した。最大線出力は、線出力を保守的に評価出来るように、サイクル初期は主炉停止系制御棒の深度を挿入反応度が燃焼欠損反応度より十分大きくなるように設定し、サイクル末期は全引き抜きとして解析した。

(1) 高増殖炉心

表1.2.2に高増殖炉心の炉心燃焼特性をまとめた。

(i) Pu富化度

出力分布平坦化とサイクル末期余剰反応度を満足させる内側炉心、外側炉心のPu富化度配分をサーベイし、3次元拡散燃焼計算によって出力分布を確認した結果、Pu富化度は内側炉心17.12(w/o)、外側炉心20.85(w/o)となった。

(ii) 出力分布

出力分布の評価は、「MOSES」コードによる3次元拡散燃焼計算によって行った。図1.2.1に1/3炉心体系による燃料交換パターンを示す。図に示さ

れるように、燃焼計算は実際の燃料交換を模擬して炉心3バッチ、径ブランケット4バッチとし、6サイクルの燃焼計算により平衡炉心を求めている。図1.3.1には平衡炉心3サイクルのサイクル初期、サイクル末期の集合体出力分布を示した。また、平衡炉心各サイクルの内側炉心および外側炉心それぞれの最大線出力を表1.2.3に示した。次節に述べる基底増殖炉心と全く同一の炉心配置としているので、径ブランケットの出力分担分だけ炉心出力が低下しており、最大線出力は設計目安値の480W/cmに対して余裕のある結果が得られている。表1.2.4には平衡炉心における各部出力分担を示した。

(iii)燃焼度

平衡炉心の炉心燃料の燃焼度を評価した。炉心燃料集合体は3バッチで燃料交換し、1サイクル375日の定格運転を行うので、定格出力状態での炉内滞在日数は1125日となる。炉心燃料集合体の燃焼度は以下の通りである。

炉心燃料取出平均燃焼度	85,700MWd/t
-------------	-------------

(iv)燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は表1.2.2に示すように2.70% $\Delta k/kk'$ (2次元RZ計算値)となった。

(v)増殖比

表1.2.2に示すように、増殖比は平衡初期1.243、平衡末期1.229となり設計目標値の1.2を満足している。この増殖比には、Pu-241の崩壊が考慮されている。

(vi)最大高速中性子束及びフルエンス

表1.2.2に示すように、高増殖炉心の最大高速中性子束は 2.85×10^{15} (n/cm²·sec)であり、最大高速中性子フルエンスは 2.77×10^{23} (n/cm²·sec)となった。この値は、スエリング、照射クリープの観点からPNC1520鋼の現状での限界目安値として設定した 3×10^{23} (n/cm²)を十分下回っている。

(2) 基底増殖炉心

表1.2.5に基底増殖炉心の炉心燃焼特性をまとめた。

(i) Pu富化度

高増殖炉心と同様に出力分布平坦化とサイクル末期余剰反応度を満足させる内側炉心、外側炉心のPu富化度配分をサーベイし、3次元拡散燃焼計算によって出力分布を確認した。Pu富化度は内側炉心17.01(w/o)、外側炉心21.05(w/o)となった。

(ii)出力分布

出力分布の評価は、高増殖炉心と同様であり、「MOSES」コードによる3次元拡散燃焼計算によって行った。図1.2.2に1/3炉心体系による燃料交換パターンを示す。炉心燃料の燃料交換は高増殖炉心と同じ3バッチである。

図1.3.4には平衡炉心3サイクルのサイクル初期、サイクル末期の集合体出力分布を示した。また、平衡炉心各サイクルの内側炉心および外側炉心それぞれの最大線出力を表1.2.6に示した。最大線出力は設計条件の480W/cmを満足している。表1.2.7には平衡炉心における各部出力分担を示した。

(iii)燃焼度

平衡炉心の炉心燃料の燃焼度を評価した。炉心燃料集合体は3バッチで燃料交換し、1サイクル365日の定格運転を行うので、定格出力状態での炉内滞在日数は1095日となる。炉心燃料集合体の燃焼度は以下の通りである。

炉心燃料取出平均燃焼度	85,900MWd/t
-------------	-------------

(iv)燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は表1.2.5に示すように2.82% $\Delta k/kk'$ (2次元RZ計算値)となった。

(v)増殖比

表1.2.5に示すように、増殖比は平衡初期1.045、平衡末期1.058となり設計目標値の約1.05を満足している。この増殖比には、Pu-241の崩壊が考慮されている。

(vi)最大高速中性子束及びフルエンス

表1.2.5に示すように、高増殖炉心の最大高速中性子束は 2.89×10^{15} (n/cm²·sec)であり、最大高速中性子フルエンスは 2.73×10^{23} (n/cm²)と

なった。この値は、スエリング、照射クリープの観点からPNC1520鋼の現状での限界目安値として設定した 3×10^{23} (n/cm²)を十分下回っている。

1.2.2 制御棒特性

(1)制御棒必要反応度価値

主炉停止系

主炉停止系は、最大反応度価値を有する1本がスタックし、残りの制御棒が全挿入されることにより、低温停止状態で炉を未臨界にできるものとする。また、主炉停止系の機能分担は、低温停止から高温零出力までの温度補償、高温零出力状態から定格出力状態までの出力補償、1サイクル燃焼による反応度欠損に対する燃焼補償、および運転余裕、燃料製作公差とする。

後備炉停止系

後備炉停止系は、全数挿入状態で低温停止、炉を未臨界にできるものとする。後備炉停止系の機能分担は、低温停止から高温零出力状態までの温度補償、高温零出力状態から定格出力状態までの出力補償および事故時投入反応度分とする。

上記の設計条件に対して、主炉停止系制御棒、後備炉停止系制御棒のそれぞれについて必要反応度価値を設定した。表1.2.8には、その必要反応度価値の内訳を示した。

(i) 計画余剰反応度

炉心燃料のPu富化度は、定められた運転サイクルに亘って定格出力状態を維持できるように、適切な余剰反応度を予め体系に持たせる必要がある。ここでは、体系の反応度が最大となる低温状態に対して、この運転に必要な反応度を添加するものとして計画余剰反応度を設定する。

計画余剰反応度の設定においては、各種の不確かさ要因の取扱いに任意性があり、制御棒設計との兼ね合いでプラントの運転に裕度を確保出来るように設定する。ここでは、核計算の不確かさに対して2 σ レベルの誤差幅を統計処理するものとした。臨界性の不確かさについては、運転開始初期段

階ではサイクル長さの短縮があってもよいものとし、計画余剰反応度には見込まないものとした。

(ii) 最大余剰反応度

制御棒の反応度価値は、計画余剰反応度に対して、各種の反応度不確かさがプラス側に出現した時にも、これを吸収出来るように設定されなければならない。臨界性の予測誤差については 1σ レベルの誤差幅しか考慮していないが、運転開始初期に臨界性予測誤差がこの誤差幅を超える場合には「もんじゅ」と同様に固定吸収体で反応度を吸収するものとして制御棒設計への負担を軽減する考え方を採用した。

(2) 制御棒集合体仕様

制御棒集合体仕様を表1.2.9に示す。B10濃縮度は、制御棒反応度価値が前節で示した最大余剰反応度を上回るように設定されるが、本年度設計では、炉停止余裕として $1\$(0.4\%\Delta k/kk')$ 程度上回るように決定するものとした。

(3) 制御棒価値評価結果

制御棒価値解析は、基準計算をMOSESコードによる7群、3次元拡散計算とし、輸送効果等の各種補正はJUPITER解析の結果を用いるものとした。表1.2.10に補正の内訳を示す。

表1.2.11に、制御棒価値の評価結果を示す。B10濃縮度については、主炉停止系、後備系ともに90%とした。表に示されるように、主炉停止系、後備炉停止系ともにワンロードスタックで低温停止可能な反応度価値を有している。

1.2.3 反応度特性

基底増殖炉心に対して過渡時の炉心動特性等の解析のために、各種反応度係数を評価した。解析はCITATIONコードによる2次元計算により燃焼計算を実行して平衡初期及び平衡末期組成を求め、それぞれの炉心組成に対しての固有値の直接計算あるいは中性子束及び随伴中性子束を用いた1次摂動計算で各種反応度係数を求めている。

(1) ドップラー係数

① 計算手法

ドップラー係数は、CITATIONコードによる18群中性子束及び随伴中性子束を用い、PERKYコードによる1次摂動計算で求めている。ドップラー係数の評価においては、基準燃料温度で作成した実効マイクロ群定数と基準温度プラス500°Cで作成した実効マイクロ群定数を使用した。

② 評価結果

表1.2.12にドップラー係数の評価結果を示す。ノミナル設計値は、PERKYによる計算結果に、JUPITER解析で得られたJFS-3-J2炉定数セットのバイアス補正係数を考慮している。本60万kWe炉心のドップラー係数は、炉心高さおよびPu富化度が余り変わらないことにより、従来の100万kWeクラス炉心と大きな差はない。

(2) 出力係数

① 計算手法

出力係数は、CITATIONコードでの直接計算による形状係数、PERKYコードによる燃料、構造材、冷却材の密度係数の評価結果と各部の熱膨張係数及び各部の出力当たりの平均温度上昇を用いて算出した。

② 評価結果

出力係数の評価結果を表1.2.13に示す。表に示すように、サイクル末期でのドップラー係数がサイクル初期よりも小さいことにより、出力係数もサイクル末期が1割程度小さくなっている。

(3) Naボイド反応度

① 計算手法

Naボイド係数およびNaボイド反応度はCITATIONコードによる18群中性子束および随伴中性子束を用い、PERKYコードによる1次摂動計算で求めた。

② 評価結果

表1.2.14には、Naボイド反応度の評価結果を示した。同表には、PERKYコードによる解析結果に対してJUPITER解析での中性子漏洩項、非漏洩項

に対する2成分フィッティングでの補正係数を乗じたノミナル設計値を示している。集合体内最大Naボイド反応度はラッパ管内のナトリウムのみボイド化した場合についてNaボイド係数が正の部分のみ積算したものでありCDA解析においてその評価結果に影響するものであるが、本60万kWe炉心に対する結果ではサイクル末期で4.4\$となった。従来の100万kWeクラス炉心と余り変わらない結果となっているが、炉心高さが同一であること、Pu富化度に大きな差がないことから予想された結果である。

(4) 動特性パラメータ

即発中性子寿命、遅発中性子割合等の動特性パラメータもPERKYコードによる18群摂動計算で求めた。表1.2.15には、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命に対する評価結果を示した。同表に示すように、実効遅発中性子割合は $3.65\sim 3.72\times 10^{-3}$ であり、電力実証炉合理化設計の 3.85×10^{-3} よりも若干小さい程度であり本質的な差はない。

表1.2.1 2次元R-Z、Pu富化度調整計算における平衡末期実効増倍率設定値

補正項目	補正量	備考
C/E補正(1)	-0.0055	(1)ZPPR-9, 日本原子力学会誌, 31,[12],p-16(1989)
メッシュ補正(2)	+0.0009	(2) Proceeding of the 1988 international reactor physics conference,vol.II,II-300
輸送補正(2)	-0.0026	
MOSES↔CITATION	-0.0005	JUPITER臨界実験基準計算値と設 計基準計算値(MOSES)との補正
群縮約効果	+0.0025	
ピン非均質効果	-0.003	
温度膨張補正	+0.0035	
3次元効果	+0.0005	2次元R-Z計算と設計基準計算値 (MOSES)との補正
CR効果	+0.0035	
燃焼効果	+0.0025	
合計	+0.0018	
平衡末期に臨界	1.0000	
運転余裕	+0.003	
2次元R-Z計算,平衡末期 実効増倍率設定値	<u>+1.0048</u>	

表1.2.2 高增殖炉心主要核特性

Pu富化度 (wt%)		内側炉心	17.12
		外側炉心	20.85
最大線出力 (w/cm)	平衡初期	内側炉心	470.4
		外側炉心	460.4
	平衡末期	内側炉心	442.4
		外側炉心	434.0
增殖比	平衡初期		1.243
	平衡末期		1.229
燃烧欠損反応度		(%Δk / kk')	2.70
取出平均燃烧度		(MWd / t)	85,700
最大高速中性子束		(n / cm ² ·sec)	2.85 × 10 ¹⁵
高速中性子照射量		(n / cm ²)	2.77 × 10 ²³
物質収支 (平衡炉心)	装荷Pu fissile量 (kg)		816
	取出Pu fissile量 (kg)		966
	取出/装荷重量比		1.184

表1.2.3 高増殖炉心の最大線出力 (3次元解析結果)

平衡炉心 サイクル 時期	高増殖炉心 内/外 Pu富化度比 17.12/20.85 (w/o)				
	内側炉心 最大線出力 (w/cm)		外側炉心 最大線出力 (w/cm)		
1Cycle	BOC	456.2	(7)	450.2	(49)
	EOC	420.7	(7)	430.2	(53)
2Cycle	BOC	465.7	(6)	460.4	(55)
	EOC	437.1	(2)	434.0	(47)
3Cycle	BOC	470.4	(4)	457.6	(48)
	EOC	442.4	(3)	430.6	(54)

(注1) ()内の数字は集合体番号。(図1.2.1参照)

表1.2.4 出力分担率履歴 (高増殖炉心) (Pu富化度17.12/20.85) (単位:w/o)

サイクル 時期	内側炉心	外側炉心	軸ブランケット (上部)	軸ブランケット (下部)	径ブランケット	
4Cycle	BOC	44.59	49.15	0.89	2.05	3.32
	MOC					
	EOC	45.58	46.09	1.48	2.71	4.14
5Cycle	BOC	45.07	48.79	0.88	2.03	3.24
	MOC					
	EOC	45.87	45.89	1.47	2.70	4.07
6Cycle	BOC	45.32	48.46	0.88	2.01	3.32
	MOC					
	EOC	46.00	45.70	1.47	2.69	4.14

(MCR50cm挿入、BCR全引抜/375Day6Cycle3Batchブランケット4Batch計算,10B50%)

表1.2.5 基底增殖炉心燃烧特性

Pu富化度 (wt%)		内側炉心	17.01
		外側炉心	21.05
最大線出力 (w/cm)	平衡初期	内側炉心	475.8
		外側炉心	479.5
	平衡末期	内側炉心	465.4
		外側炉心	455.6
增殖比	平衡初期		1.045
	平衡末期		1.058
燃烧欠損反応度		(% $\Delta k / k k'$)	2.82
取出平均燃烧度		(MWd/t)	85,900
最大高速中性子束		(n/cm ² -sec)	2.89×10^{15}
高速中性子照射量		(n/cm ²)	2.73×10^{23}
物質収支 (平衡炉心)	装荷Pu fissile量 (kg)		819
	取出Pu fissile量 (kg)		864
	取出/装荷重量比		1.055

表1.2.6 基底増殖炉心の最大線出力 (3次元解析結果)

平衡炉心 サイクル	時期	基底増殖炉心 内/外 Pu富化度比 17.01/21.05 (w/o)			
		内側炉心 最大線出力 (w/cm)		外側炉心 最大線出力 (w/cm)	
1Cycle	BOC	461.2	(7)	470.0	(49)
	EOC	442.7	(7)	452.2	(53)
2Cycle	BOC	469.1	(6)	479.5	(55)
	EOC	458.8	(2)	455.6	(47)
3Cycle	BOC	475.8	(4)	478.0	(48)
	EOC	465.4	(3)	453.0	(54)

(注1) ()内の数字は集合体番号。(図1.2.1参照)

表1.2.7 出力分担率履歴（基底増殖炉心）（Pu富化度17.01/21.05）（単位：w/o）

サイクル 時期	内側炉心	外側炉心	軸ブランケット (上部)	軸ブランケット (下部)	
4Cycle	BOC	45.49	51.42	0.94	2.14
	MOC				
	EOC	47.78	47.75	1.58	2.89
5Cycle	BOC	45.83	51.11	0.94	2.12
	MOC				
	EOC	47.98	47.57	1.58	2.88
6Cycle	BOC	46.21	50.74	0.94	2.11
	MOC				
	EOC	48.19	47.36	1.58	2.87

(MCR50cm挿入、BCR全引抜/365Day6Cycle3Batch計算,10B50%)

表1.2.8 制御棒の必要反応度

(単位 : %Δk/kk')

	項目	主炉停止系
計画 余剰 反応度	1. 出力補償(200°C~定格)	1.20
	2. 燃焼補償	2.82
	3. 燃料交換余裕	0.10
	4. 運転余裕	0.20
	5. 核計算不確かさ補償	0.68
	(1)出力補償予測誤差(2σ)	0.24
	(2)燃料製作公差(2σ)	0.30
	(3)燃焼補償予測誤差(2σ)	0.56
	不確かさの処理法	統計
	合計	5.00
最大 余剰 反応度	6. 核計算不確かさ	0.53
	(1)臨界性予測誤差(1σ)	0.44
	(2)燃料製作公差(2σ)	0.30
	不確かさの処理法	統計
	必要反応度の最大値	<u>5.53</u>

	項目	後備炉停止系
出力 補償	1. 出力補償(200°C~定格)	1.20
	2. 事故時投入反応度	0.20
	3. 核計算不確かさ (1)出力補償予測誤差(2σ)	0.24
	必要反応度の最大値	<u>1.64</u>

表1.2.9 制御棒仕様

項目	仕様
集合体配列ピッチ (mm)	160.7
パッド部外対面間距離 (mm)	159.7
集合体間ギャップ (mm)	5.0
案内管外径 (mm)	155.7
案内管肉厚 (mm)	4.0
案内管内径 (mm)	147.7
バイパス部直ギャップ幅 (mm)	10.2
保護管外径 (mm)	137.5
保護管肉厚 (mm)	1.0
保護管内径 (mm)	135.5
吸収体ピン配列ピッチ (mm)	19.7
吸収ピン本数 (本)	37
吸収ピン形式	Naボンド
被覆管外径 (mm)	18.4
被覆管肉厚 (mm)	0.4
被覆管内径 (mm)	17.6
ワイヤ径 (mm)	1.2
巻付けピッチ (mm)	165
シュラウド管外径 (mm)	16.4
シュラウド管肉厚 (mm)	0.1
シュラウド管内径 (mm)	16.2
ペレット径 (mm)	16.2
ペレット密度 (%TD)	95
B-10装荷量 (kg/37本ピン)	10.12
ペレットスタック長さ (mm)	900
吸収体ピン全長 (mm)	1200

表1.2.10 60万kWe設計の制御棒反応度ノミナル値

項目	数値 (()内は90年度設計使用値)	説明	出典
3次元拡散基準計算値 ●主炉停止系(ワンロードスタック) ●後備炉停止系(全数挿入)	7.82%Δ/kk' (6.85%Δ/kk') 3.14%Δ/kk' (3.18%Δ/kk')	MOSESコードによる 3次元Hex-Z体系 修正粗メッシュ7群拡散計算	
①エネルギー縮約補正	0.972 (0.972)	7群→18群(70群相当)	LF-91-51 (91.8)
②輸送・メッシュ補正	1.021 (0.896*×1.056)	3次元拡散 →3次元輸送(無限メッシュ相当) (*マスランピングを含む)	JUPITER解析会議資料 J-13-2 (90.12)
③制御棒非均質効果補正	0.88 (0.975**)	均質計算→非均質計算(B ₄ Cピンバンドルの ランピングを含む) (**マスランピングを含まず)	JUPITER共研報告書 PNC SY 9471 90-001 p.4.2.1.2-19 (90.3)
④体系計算コードの違いの補正	暫定的に1.0とする (考慮せず)	MOSESコード→CITATIONコード (主炉停止系制御棒全挿入で約5%の差がある と報告されているが、体系依存と考えら れ、誤差として見込まざるをえない)	MOSESの開発(Ⅱ) PNC N9520 89-08 p.13 (89.8)
⑤B10燃焼効果	0.95 (0.95)	制御棒の燃焼によるB10減少を5a/oと想定	
⑥E/C補正	1.018 (1.010)	ZPPR-10Cの制御棒値C/E(中心、第1、第2 リングを反応度で加重平均)から算出 (*ZPPR-10Cは6700ℓ(19CRP含)である。)	JUPITER解析会議資料 J-13-2 (90.12)
補正係数の合計	0.845 (0.863)	①から⑥の乗算	
補正後のノミナル値 ●主炉停止系(ワンロードスタック) ●後備炉停止系(全数挿入)	6.61%Δ/kk' (5.91%Δ/kk') 2.65%Δ/kk' (2.74%Δ/kk')	3次元拡散基準計算値×補正係数合計値	
補正後の最小値 ●主炉停止系(ワンロードスタック) ●後備炉停止系(全数挿入)	5.95%Δ/kk' (評価せず) 2.39%Δ/kk' (評価せず)	暫定誤差評価値として ±10%(2σレベル)を使用 (JUPITER共研では+10~-15%(2σレベル))	

表1.2.11 制御棒価値の評価（基底増殖炉心）

項 目	主炉停止系 (% $\Delta k/kk'$)	後備系 (% $\Delta k/kk'$)
<u>全数挿入時</u>		
● 3次元拡散計算値	9.29	3.14
● ノミナル設計値*1	7.85	2.65
● 最小値*2	7.07	<u>2.39</u>
<u>ワンロッドスタック時</u>		
● 3次元拡散計算値	7.82	2.68
● ノミナル設計値*1	6.61	2.26
● 最小値*2	<u>5.95</u>	2.03
必要反応度最大値	<u>5.53</u>	<u>1.64</u>
炉停止余裕	0.42*3	0.75*4

*1 基準計算値 × JUPITER実験解析に基づく各種補正 (計0.845)

*2 ノミナル計算値 × 設計予測誤差 ($\pm 10\%$ 、 2σ レベル相当)

*3 主炉停止系はワンロッドスタックに対する値である。

*4 後備停止系は全挿入に対する値である。

表1.2.12 ドップラ係数 (基底増殖炉心)

ドップラ係数 ($T dk / dT$)	平衡初期	平衡末期
2次元RZ拡散計算値	-8.47×10^{-3}	-7.88×10^{-3}
ノミナル設計値*1	-1.02×10^{-2}	-9.45×10^{-3}
最小値*2	-8.47×10^{-3}	-7.88×10^{-3}

*1 基準計算値 × JUPITER実験解析に基づく各種補正 (計1.20)

*2 ノミナル計算値 × 設計予測誤差 ($\pm 20\%$ 、 2σ レベル相当)

表1.2.13 出力係数 (基底増殖炉心)

領 域	平衡初期 ($\Delta k / k' / MWt$)	平衡末期 ($\Delta k / k' / MWt$)
2次元RZ拡散計算値		
● 燃料	-0.90×10^{-6}	-0.91×10^{-6}
● 被覆管	0.09×10^{-6}	0.10×10^{-6}
● ラッパ管	0.03×10^{-6}	0.03×10^{-6}
● 冷却材	0.22×10^{-6}	0.25×10^{-6}
● ドップラー	-2.58×10^{-6}	-2.35×10^{-6}
合 計	-3.15×10^{-6}	-2.88×10^{-6}

表1.2.14 Naボイド反応度 (基底増殖炉心)

ボイド反応度	全炉心 ^{*1}		集合体内最大 ^{*2}	
	平衡初期	平衡末期	平衡初期	平衡末期
ノミナル設計値 ^{*3}	4.3 \$	5.0 \$	3.9 \$	4.4 \$
最大値(参考用) ^{*4}	(5.5 \$)	(6.5 \$)	(5.1 \$)	(5.8 \$)

*1 炉心部の全Naをボイド化。

*2 炉心燃料集合体内Naのみボイド化(集合体内Naと全Naの体積比は0.821)。かつ、正反応度の領域のみを積算。

*3 基準計算値×JUPITER実験解析に基づくE/C補正(非漏洩項：-13.5%、漏洩項：+12.3%)

*4 ノミナル計算値×設計予測誤差(±30%、2σレベル相当)

表1.2.15 動特性パラメータ

項 目 (2次元RZ拡散計算値)	平衡初期	平衡末期
実効遅発中性子割合	3.72×10^{-3}	3.65×10^{-3}
即発中性子寿命	0.400 μsec	0.400 μsec

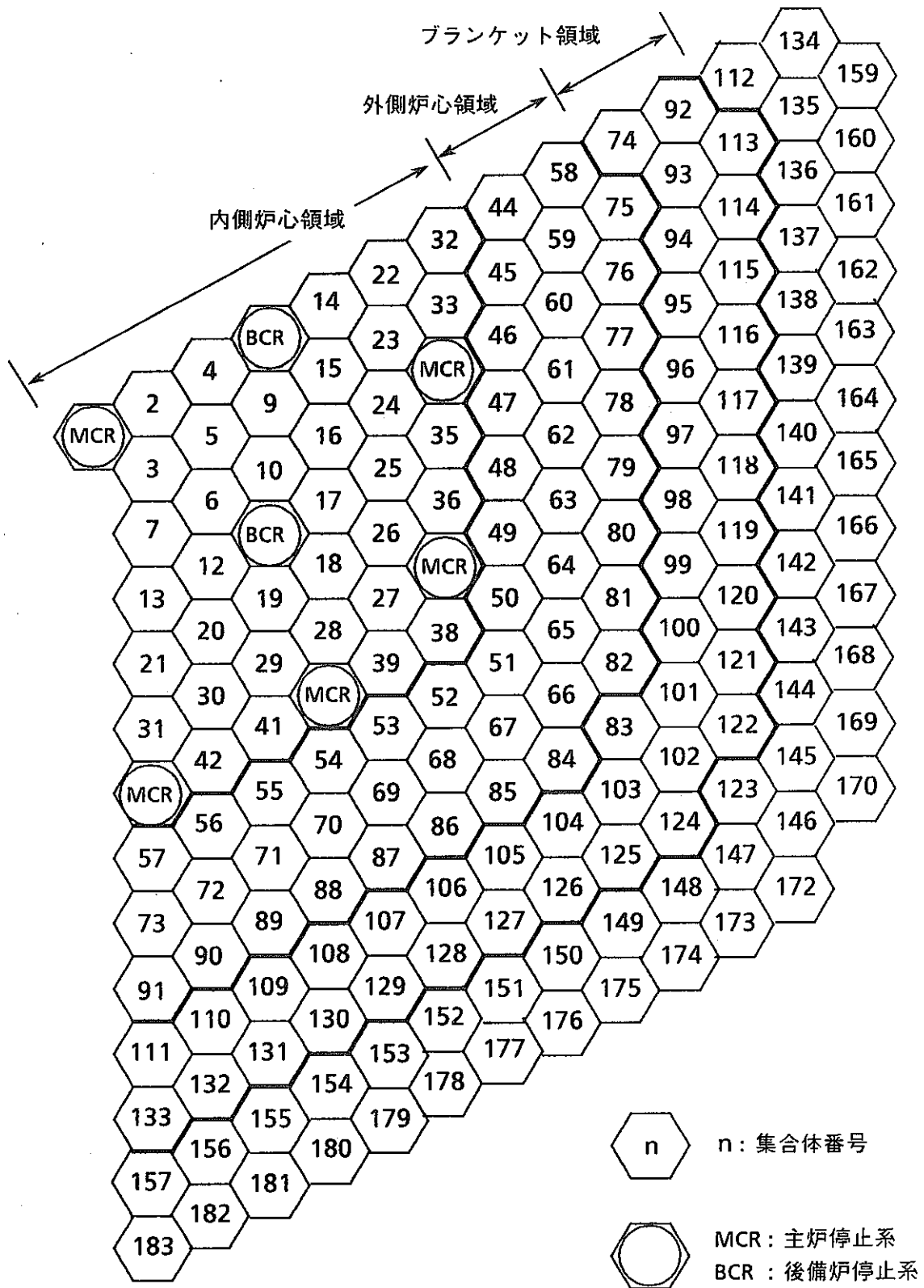


図1.2.1(1/2) 1/3炉心集合体番号マップ <60万kWe高増殖炉心>
 (I/C = 108本, O/C = 138体, MCR = 13体, BCR = 6体)

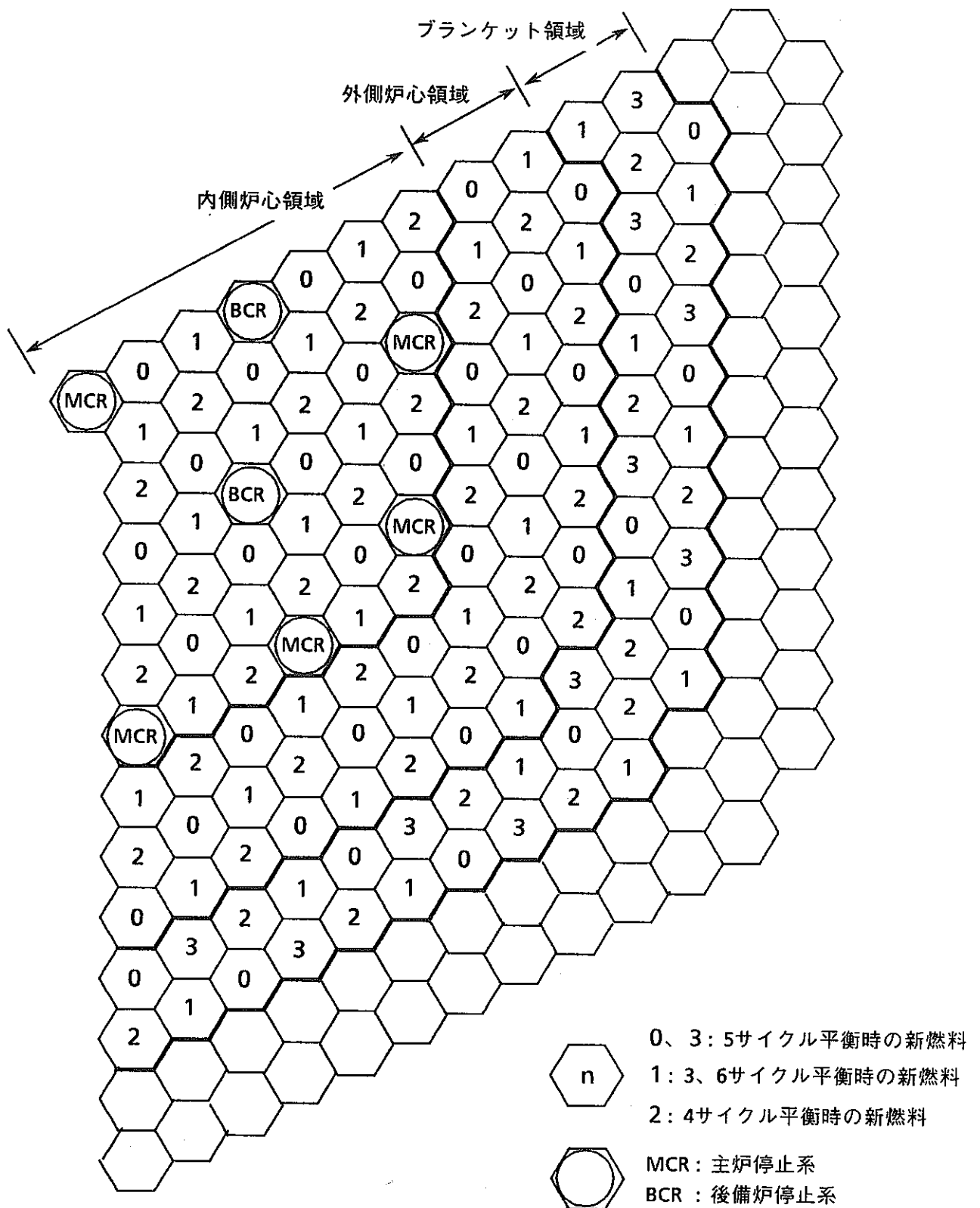


図1.2-1(2/2) 1/3炉心燃料交換パターンマップ <60万kWe高増殖炉心>

(I/C = 108本, O/C = 138体, MCR = 13体, BCR = 6体)

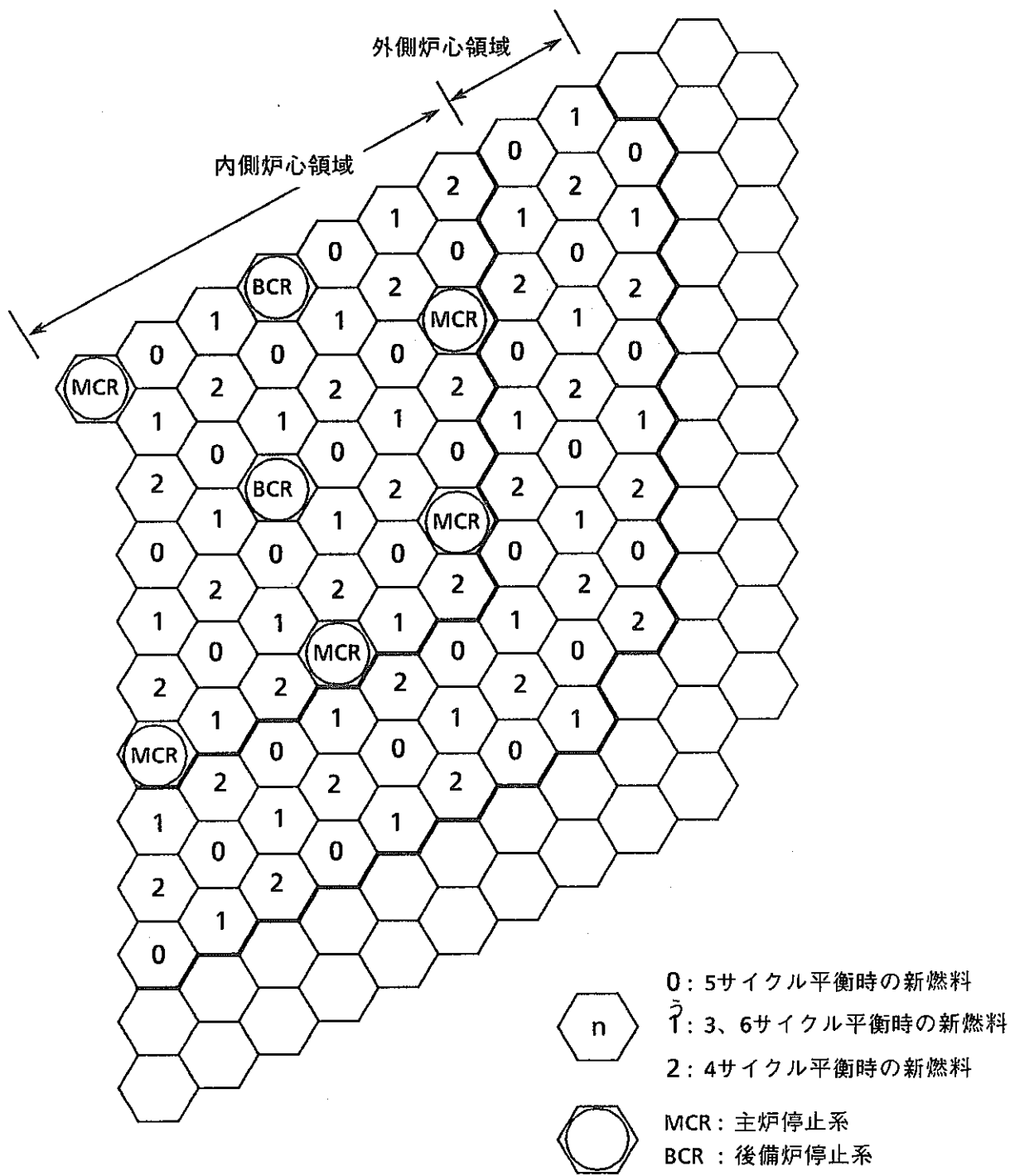


図1.2.2 1/3炉心燃料交換パターンマップ <60万kWe炉心基底増殖炉心>
 (I/C = 108本, O/C = 138体, MCR = 13体, BCR = 6体)

1.3 熱設計

1.3.1 炉心流量配分計画

(1) 炉心流量配分の考え方

冷却材流量配分は全ての炉心構成要素の健全性を確保するように必要流量を確保して適切に行う必要がある。熱設計、燃料設計、安全設計の取り合い点として各炉心構成要素に対して通常使用時の最高温度制限値等を設定し、これを満足するように流量配分を行う。以下に、各炉心構成要素の必要流量の考え方を示す。

(i) 炉心燃料

・炉心燃料被覆管最高温度—————高増殖炉心：690℃以下

基底増殖炉心：680℃以下

炉心燃料については通常時の被覆管最高温度(肉厚中心温度)を制限することによりFPガス内圧による燃料被覆管のクリープ損傷を十分小さく保つものとし、ガス内圧によるクリープ寿命分数和を0.3未満とするとともに、異常な過渡時の燃料被覆管最高温度を燃料健全性上問題がないレベル以下とするものとした。

本設計ではこれまでの炉心設計研究の結果を踏まえて高増殖炉心690℃、基底増殖炉心680℃と設定した。これは高増殖炉心では炉内滞在中の出力増加が大きな径ブランケット燃料の寿命末期に合わせて冷却材必要流量を設定するため、炉心燃料への冷却材流量割合が相対的に減少し、基底増殖炉心よりも10℃程度炉心燃料の被覆管最高温度が上昇せざるを得ないという検討結果に基づくものである。

(ii) 径ブランケット燃料

・径ブランケット燃料被覆管最高温度—————700℃以下

高増殖炉心の径ブランケット燃料については、燃料被覆管最高温度を700℃以下とするものとした。これは、径ブランケット燃料は燃焼度が低いことによりクリープ損傷が十分小さいことを考慮したものである。

(iii)制御棒集合体

- ・制御棒集合体出口ナトリウム温度―――460°C以上
- ・吸収体被覆管最高温度―――680°C以下

制御棒集合体の流量は、サーマルストライピングを軽減する観点から集合体出口ナトリウム温度を460°C以上とするものとしている。吸収体被覆管の最高温度については、「もんじゅ」では650°C以下としているが、本設計では炉心燃料被覆管と同等として、680°C以下を制限値とした。

(iv)SUS遮蔽体

- ・第1層SUS遮蔽体のラッパ管最高温度―――600°C以下
- ・第2層SUS遮蔽体のラッパ管最高温度―――550°C以下

炉心湾曲対策からSUS遮蔽体のラッパ管材料としてはPNC-FMSを用いることとしている。オーステナイト鋼遮蔽体に対する従来の制限温度700°Cと同等の制限条件として、Su値がほぼ同等となる600°Cを設定する。第2層目については、プラント寿命中無交換の条件として、50°Cさらに低減し、550°Cとすることとした。

(v) B4C遮蔽体

- ・吸収体被覆管最高温度―――580°C以下

Heガス内圧によるクリープ寿命が制限因子とならない設計(必要な場合はベント方式とする)方針であるが、プラント寿命中無交換を設計条件とする観点から、被覆管外面腐食量を十分低く抑えるものとし、ナトリウムの腐食速度が燃料被覆管の腐食速度の3/40以下になるように設定した。

(vi)サーマルストライピング対策

- ・制御棒-燃料集合体間および炉心燃料-径ブランケット燃料間の集合体出口温度差の制限目安値―――120°C程度

炉心上部機構(UIS)へのサーマルストライピングによる高サイクル熱疲労を緩和してその構造の簡素化を図るために設定する。SUS304に対する熱疲労を回避するためには、UISでの温度ゆらぎを60°C程度以下とする必要があるが、本設計では従来からの知見により、炉心燃料集合体出口から炉

心上部機構までのミキシングによる温度差の減少を60°Cと見込んで上記の目安値を設定した。

(2) 燃料集合体以外(NFBC)への必要流量の算定

炉心流量配分の計画にあたっては、まず、燃料集合体以外(NFBC)への必要流量を決定し、炉心燃料(高増殖炉心は炉心燃料と径ブランケット燃料)へ回すことが可能な冷却材流量を評価し、その後、炉心燃料集合体間での流量配分の最適化を図るものとした。

(i) 制御棒集合体

吸収体被覆管の最高温度については、平成2年度に制御棒熱流動解析コード VORTEXとSCANNERにより隣接集合体からの入熱を解析モデルに組み込んだ解析が実施されており、制御棒仕様の変更が僅少であることから、最終年度の平成3年度は前年度の解析結果と平成3年度に新たに計算し直した制御棒発熱量に基づいて吸収体被覆管最高温度と制御棒必要流量を簡易評価した。

表1.3.1に制御棒発熱量解析結果に基づいて決定した必要流量と被覆管最高温度の評価値を示す。隣接集合体からの入熱量は、上記前年度の解析結果を暫定値として共通に用いた。

(ii) SUS遮蔽体

SUS遮蔽体における発熱量は、2次元RZ遮蔽解析により求めた。ラッパ管の最高温度ノミナル値は、「もんじゅ」における遮蔽体流量と発熱量およびノミナル最高温度の関係から外挿するとともに、ホットスポットファクターについても「もんじゅ」の値を使用するものとした。なお、本設計での遮蔽体発熱量解析評価値にはE/C補正とともに不確かさを含めている(JASPER解析結果による)ので、「もんじゅ」のHSFに含まれている遮蔽計算の不確かさ分は除いた。

表1.3.2にSUS遮蔽体流量およびラッパ管最高温度等を示した。必要流量は制限条件を満足する範囲でラウンドナンバーとした。

(iii)B4C遮蔽体

B4C遮蔽体における発熱量も、SUS遮蔽体と同様の手法で評価した。吸収体被覆管最高温度評価に用いるホットスポットファクターは「もんじゅ」固定吸収体に対するものを暫定的に使用することとした。「もんじゅ」固定吸収体の平均線出力は340W/cm程度であり、60万kWe炉心でB4C遮蔽体を多数ピン型とする場合は保守的すぎると考えられるが、構造に自由度を持たせる観点から妥当とした。

表1.3.3にB4C遮蔽体流量および吸収体被覆管最高温度等を示した。必要流量は制限条件を満足する範囲でラウンドナンバーとした。

(iv)NFBCへの流量配分結果

表1.3.4に炉心燃料集合体以外への流量配分計画を「もんじゅ」の場合と比較して示したが、「もんじゅ」との大きな違いは、制御棒の流量割合である。「もんじゅ」では、制御棒被覆管の最高温度制限を650°C以下としているが、結果的には被覆管最高温度が540°C(ホットスポット)の時点で流量配分を取り合ったまま設計を終了している。「もんじゅ」でも、制限温度ぎりぎりまで流量を絞れば流量割合は1%以上削減できると考えられる。制御棒流量の大きな減少により、燃料集合体への流量割合は「もんじゅ」よりも1.5%増加して94.5%となった。なお、高増殖炉心においては径ブランケット燃料が2層、SUS遮蔽体1層、B4C遮蔽体1層となるが、基底増殖炉心に対する発熱量解析の結果からSUS遮蔽体2層分の流量は使えるものと判断し、炉心流量割合を95.3%とした。

(3) 炉心流量配分計画

炉心燃料への冷却材流量配分は燃料の健全性を確保出来るように、①通常時の燃料被覆管最高温度を0.3未満とする、②過渡時の燃料健全性を確保出来るように通常時の燃料被覆管最高温度を高増殖炉心は690°C以下、基底増殖炉心は680°C以下とする、③サーマルストライピング対策の観点から、燃料集合体出口温度と制御棒出口温度、炉心燃料集合体出口温度と径ブランケット燃料出口温度の温度差は120°C程度以下とするとの条件により決定した。以下にその決定方法について述べる。なお、燃料被覆管最高温度に対応する集合体流量の決

定は「もんじゅ」設計における集合体流量と集合体出力および燃料被覆管最高温度の関係を用いて簡易評価により行った。

(i) CDF制限による必要流量

FPガス内圧による被覆管のCDF評価は「もんじゅ」手法に準じた方法を用いた。具体的には、被覆管肉厚等の製作公差、材料物性、強度式については、全て、保守側に重ね合わせるものとし、一方、燃料線出力については、ノミナル値を使用している。また、代表燃料ピンについては、ホットスポット温度評価、CDF評価の観点から、サイクル初期、末期それぞれについて燃料集合体中の最高線出力ピンを用いるものとして保守性を持たせている。以下に、CDF計算における計算条件を挙げる。

- ・ 燃料被覆管肉厚 ————— 0.45mm(0.48-0.03)
- ・ 炉心燃料スタック長さ ——— 1005mm(1000+5)
- ・ 燃料ピンガスプレナム容積 — 31.25cc(下部700mm相当分)
- ・ 冷却材酸素濃度 ————— 3ppm
- ・ 被覆管外面腐食式 ————— 上限式
- ・ 被覆管内面腐食式 ————— 上限式
- ・ FPガス放出率 ————— 上限式
- ・ 燃料線出力 ————— ノミナル

(ii) 被覆管ホットスポット温度制限による必要流量

被覆管ホットスポット温度制限に対する必要流量を求めると同時に、SPECTACLEコードを用いてその時の燃料被覆管のクリープ寿命分数和を求める。

(iii) 集合体出口間最大温度差制限による必要流量

サイクル末期の制御棒集合体の出口温度は、主炉停止系制御棒460°C、後備系制御棒500°Cとなるように流量が決定されている。よって、同時期の隣接集合体出口冷却材温度はそれぞれ580°C以下、620°C以下でなければならない。また、高増殖炉心における炉心燃料集合体出口温度と径ブランケット燃料出口温度の温度差も120°C程度以下となるように流量配分する。

(iv) 流量領域区分

流量領域区分にあたっては、

- ・ 集合体流量がほぼ同一であること
- ・ 出来るだけ同心円状に区分すること
- ・ 1/6炉心の対称性を基準とすること

を念頭においた。

(4) 流量配分結果

(i) 高増殖炉心

図1.3.1に高増殖炉心における集合体出力マップを平衡炉心の4サイクルに亘って示した。また、図1.3.2には流量領域区分を示した。

① 集合体必要最小流量

表1.3.5に、CDF制限による集合体必要流量、被覆管最高温度制限による集合体必要流量、炉心燃料出口温度と制御棒出口温度の温度差制限による必要流量をまとめた。同表に示されるように、CDF制限による必要流量、出口温度差制限による必要流量を被覆管ホットスポット温度制限による必要流量が上回っており、集合体必要最小流量は被覆管ホットスポット温度制限による必要流量によって決定される。炉心燃料出口温度と径ブランケット燃料出口温度の温度差制限は、全炉心流量(1次系冷却材流量の94.5%)の余剰分によって調整するものとした。

② 炉心計画流量配分

表1.3.6に高増殖炉心の計画流量配分を示す。同表に示されるように、炉心燃料への流量割合は89.5%、径ブランケット燃料への流量割合は5.8%となった。出力分担割合の炉心燃料97.1%、径ブランケット2.9%の比よりも径ブランケット流量割合が増加しているが、これは径ブランケットのサイクル末期の被覆管最高温度を700°C以下とすることによるものである。なお、サーマルストライピング対策のため、径ブランケットに接する外側炉心燃料の流量を増加している。図1.3.3には平衡炉心第6サイクル末期の燃料集合体出口温度マップを示したが、炉心燃料と径ブランケット燃料の出口温度の温度差は最大125°C程度となっている。「もんじゅ」設計値に基

づく簡易評価により炉心計画流量配分時の燃料被覆管最高温度は炉心燃料678°C(第1流量領域)、径ブランケット燃料695°C(第9流量領域)となった。

(ii) 基底増殖炉心

図1.3.4に基底増殖炉心における集合体出力マップを平衡炉心の3サイクルに亘って示した。流量領域区分は高増殖炉心と同様である。

① 集合体必要最小流量

表1.3.7に、CDF制限による集合体必要流量、被覆管最高温度制限による集合体必要流量、炉心燃料出口温度と制御棒出口温度の温度差制限による必要流量をまとめた。高増殖炉心と同様にCDF制限による必要流量、出口温度差制限による必要流量を被覆管ホットスポット温度制限による必要流量が上回っており、集合体必要最小流量は被覆管ホットスポット温度制限による必要流量によって決定される。

② 炉心計画流量配分

表1.3.8に基底増殖炉心の計画流量配分を示す。図1.3.5には平衡炉心3サイクルの燃料集合体出口温度マップを示した。同図から分かるように制御棒に隣接する炉心燃料の出口温度最大値は568°Cであり、制御棒出口温度最小値のサイクル末期の460°Cとの温度差は108°Cとなった。本設計でのサーマルストライピング対策の制限目安値の120°Cを十分満足する結果となっている。「もんじゅ」設計値に基づく簡易評価により炉心計画流量配分時の燃料被覆管最高温度は炉心燃料670°C(第1流量領域)となった。

(5) 炉心流量配分まとめ

本設計の対象は平衡炉心のみであるが、高増殖炉心、基底増殖炉心ともに設定した最高温度制限値を余裕を持って満足できた。移行炉心等全ての炉心状態について評価することにより確認する必要があるが、本設計が「もんじゅ」ベースの簡易評価によっていることから、今後、詳細な燃料サブチャンネル解析等を実施することにより、更に最高温度制限値を引き下げられる可能性を有している。

燃料被覆管最高温度は

高増殖炉心 ----- 炉心燃料 : 678°C

ブランケット燃料：695°C

基底増殖炉心 ----- 炉心燃料：670°C

であり、被覆管最高温度の低減に対し、基底増殖炉心は高増殖炉心に比較して10°C程度のメリットを有する。

集合体出口温度差最大値は、

高増殖炉心 ----- 炉心-径ブランケット：125°C

基底増殖炉心 --- 炉心-主系統制御棒：108°C

となり、サーマルストライピング対策上の制限目安値120°Cをほぼ満足した。

1.3.2 燃交時集合体引き抜き力評価

(1) 燃料交換機設計側との取り合い

炉心構成要素の高速中性子照射による湾曲変形に基づく燃料交換時の集合体引き抜き力の増加に対しては設置可能な燃料交換機の構造を考慮して、炉心設計と燃料取扱系設計は燃料交換時集合体引き抜き力最大値を2.5トンとして取り合っている。この制限値は、本炉心設計の目標燃焼度約9万MWd/tが燃料健全性の観点から妥当か、また、今後の燃焼度向上の余地がどの位あるかを判断するための目安ともなるものである。

(2) 炉心湾曲解析

(i) 解析条件

基底増殖炉心について、炉心湾曲解析を実行した。解析条件を以下に示す。

・SUS遮蔽体ラッパ管材料 ----- PNC - FMS鋼 (無交換)

・炉心燃料ラッパ管材料 ----- PNC1520鋼(レファレンス材)および
PNC - FMS鋼(代替材)

・炉心燃料炉内滞在時間 ----- 12か月×3バッチ(86,000MWd/t)および
15ヶ月×3バッチ(107,500MWd/t)(燃焼度増加検討ケース)

・PNC1520鋼スエリング式 ----- 上限式およびノミナル式(91年式；
出典ZN9410 91 - 031)

・PNC - FMS鋼スエリング式 ----- 出典は同上

(ii)解析結果

炉心湾曲解析体系について、図1.3.6には集合体番号、図1.3.7には集合体軸方向ノード番号を示した。目標燃焼度86,000MWd/tの場合について図1.3.8から図1.3.10までに、スエリング式、ラップ管材料の組合せの別に、定格運転時の集合体接触荷重最大値、定格運転時エントランスノズル最大荷重、停止時残留変位、燃交時最大引抜き力の履歴を示す。また、下表には燃焼度増加のケースも含めて燃料交換時の集合体引抜き力最大値をまとめた。解析の結果、これまで60万kWe炉心の目標としている炉心取出平均燃焼度9万MWd/tの条件では、PNC1520鋼のスエリングがノミナル式程度であれば、湾曲解析の不確かさを考慮しても十分に成立すると判断することが出来る。しかしながら、スエリングが上限と仮定した場合、あるいは、スエリングがノミナル式程度でも取出平均燃焼度が11万MWd/t程度とした場合には集合体引き抜き力が1.7~1.8に上昇していること、また、最大荷重発生位置がパッドから集合体中央部のダクト部分に変わっている(運転時最大荷重履歴には発生集合体とその軸方向ノード番号を示した)ことから、燃焼度目標の現時点での増加は困難と考えられる。それは、接触荷重から求められる引抜き力が燃料交換機の容量以内であっても、集合体中央部が隣接集合体のパッド部と干渉して引抜き不可能となる事態が考えられるからである。PNC1520鋼のスエリングがノミナル程度であることを想定しても、オーステナイト鋼ラップ管での燃焼度の上限は現状では9~10万MWd/tのところにあると判断する。PNC-FMS鋼ラップ管の場合には、集合体湾曲の観点では問題が生じないが、BDIによる燃焼度限界を別途確認する必要がある。

炉心燃料の燃交時引抜き力最大値(トン)

	86000MWd/t 12か月×3バッチ	107500MWd/t 15か月×3バッチ
PNC1520ラッパ管 スエリング上限	1.7	4.6
PNC1520ラッパ管 スエリングノミナル	1.1	1.8
PNC-FMSラッパ管	0.38	0.46

引抜き力には自重は含んでいない。

表1.3.1 (1/2) 制御棒集合体必要流量

	主系統制御棒(中心)		主系統制御棒(外周)	
流量(kg/sec)	3.06		2.90	
	<u>BOC</u>	<u>EOC</u>	<u>BOC</u>	<u>EOC</u>
全発熱量(kW)	416	168	364	152
隣接集合体からの 入熱量(kW)	60*	142*	60*	142*
集合体出口Na温度(°C) (ノミナル)	503	460	495	460
被覆管最高温度(°C)				
ノミナル	561	498	550	498
ホットスポット	673	571	656	571
H.S.F.=1.62				

*は暫定値

表1.3.1 (2/2) 制御棒集合体必要流量

	後備系統制御棒	
流量(kg/sec)	1.71	
	<u>BOC</u>	<u>EOC</u>
全発熱量(kW)	154	172
隣接集合体からの 入熱量(kW)	69*	95*
集合体出口Na温度(°C) (ノミナル)	497	503
被覆管最高温度(°C)		
ノミナル	524	552
ホットスポット	606	650
H.S.F. = 1.57		

*は暫定値

表1.3.2 SUS遮蔽体必要流量

	「もんじゅ」 SUS遮蔽体第1層	60万kWe炉心 SUS遮蔽体第1層	60万kWe炉心 SUS遮蔽体第2層
流量(kg/sec)	0.138	0.8	0.5
全発熱量(kW)	26.25	145.8*	75.0*
遮蔽体出口Na温度(°C) (ノミナル)	547	523	490
ラッパ管最高温度(°C)			
ノミナル	564	535	503
ホットスポット	652 H.S.F.=1.53**	587 H.S.F.=1.33***	543 H.S.F.=1.33***

表1.3.3 B4C遮蔽体必要流量

	「もんじゅ」 固定吸収体	60万kWe炉心 B4C遮蔽体第1層	60万kWe炉心 B4C遮蔽体第2層
流量(kg/sec)	4.57	1.6	0.2
全発熱量(kW)	224.47	95.85*	11.6*
遮蔽体出口Na温度(°C) (ノミナル)	436	426	422
被覆管最高温度(°C)			
ノミナル	488	489	484
ホットスポット	558 H.S.F.=1.77** (7本ピン)	568 H.S.F.=1.72***	560 H.S.F.=1.72***

*は遮蔽計算の不確かさを含む

**は出力分布誤差と遮蔽計算の不確かさを含む

***は**(もんじゅのH.S.F.)から遮蔽計算の不確かさを除く

表1.3.4 炉心燃料集合体以外への流量配分

	集合体流量 (kg/sec)	集合体数 (体)	領域流量 (kg/sec)	流量割合 (%)	「もんじゅ」での 流量割合(%)
主系統制御棒(中心)	3.06	1	3.1		
主系統制御棒(外周)	2.90	12	34.8	0.6	2.9
後備系制御棒	1.71	6	10.3		
SUS遮蔽体第1層	0.8	60	48.0		
SUS遮蔽体第2層	0.5	66	33.0	2.5	1.1
B4C遮蔽体第1層	1.6	72	115.2		
B4C遮蔽体第2層	0.2	78	15.6		
ガス抜き孔					0.8
漏洩流量			203.2	2.4	2.2
合計			463.2	5.5	7.0

表1.3.5 流量領域毎の燃料集合体必要流量<高増殖炉心>

流量領域 番号*1)	集合体数 (体)	CDF制限による必要流量 (必要最小流量計算プログラムによる)*3)				被覆管H.S温度*2)制限による必要流量 (必要最小流量計算プログラムによる)*3)			出口温度差制限による 必要流量*3)	
		集合体 必要流量 (kg/sec)*4)	領域流量 (kg/sec)	CDF(-)	被覆管 肉厚中心 H.S温度(°C)	集合体 必要流量 (kg/sec)*4)	最大CDF(-)*5)	領域流量 (kg/sec)	集合体 必要流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)
1	30	32.1 (7)	963.0	0.2951	691.5	33.5 (4)	0.1968 (5)	1005.0	31.3	939.0
2	24	31.0 (20)	744.0	0.2932	694.3	32.2 (21)	0.1604 (16)	772.8	24.8	595.2
3	24	29.7 (25)	712.8	0.2905	695.4	30.5 (25)	0.2350 (23)	732.0	28.7	688.8
4	30	28.3 (41)	849.0	0.2919	691.8	28.7 (41)	0.2145 (39)	861.0	27.8	834.0
5	48	30.5 (55)	1464.0	0.2944	710.6	32.8 (55)	0.0789 (46)	1574.4	29.7	1425.6
6	36	27.6 (44)	993.6	0.2915	714.1	30.0 (44)	0.0552 (64)	1080.0	-	-
7	30	22.5 (58)	675.0	0.2978	727.3	25.3 (58)	0.0288 (79)	759.0	-	-
8	24	20.4 (76)	489.6	0.2975	723.8	22.8 (76)	0.0213 (85)	547.2	-	-
9	60	5.2 (97)	312.0	0.2903	751.2	6.0 (97)	0.0065 (83)	360.0	-	-
10	66	1.5 (118)	99.0	0.2947	779.5	1.8 (118)	0.0004 (128)	118.8	-	-
合計	372		7.30×10 ³ (86.8%)*6)					7.81×10 ³ (92.9%)*6)		

*1) 領域1~4：内側炉心領域、領域5~8：外側炉心領域、領域9~10：ブランケット領域
 *2) 被覆管肉厚中心H.S温度を炉心領域 690°C、ブランケット領域 700°Cと暫定
 *3) C/R出口温度：MCR 460°C、BCR 500°Cと暫定ノミナル温度差制限120°C
 *4) カッコ内の数字は領域内最大必要流量発生集合体番号
 *5) カッコ内の数字は領域内最大CDF発生集合体番号
 *6) 1次系全流量(8.41×10³kg/sec)に対する割合

表1.3.6 高増殖炉心計画流量配分

流量領域 番号*1)	集合体数 (体)	高増殖炉心	
		集合体流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)*2)
1	30	34.4	1032.0
2	24	33.0	796.8
3	24	31.2	748.8
4	30	29.2	876.0
5	48	33.4	1603.2
6	36	30.5	1098.0
7	30	25.7	771.0
8	24	25.0	600.0
小 計	246	出力分担割合 97.1%	7525.8(89.5%)
9	60	6.0 ₆	363.6
10	66	1.8 ₃	120.8
小 計	126	出力分担割合 2.9%	484.4(5.8%)
合 計	372		8.01×10 ³ (95.3%)

*1) 領域1~4:内側炉心領域、領域5~8:外側炉心領域、
領域9~10:ブランケット領域

*2) カッコ内の数字は、1次系全流量(8.41×10³kg/sec)に対
する割合

表1.3.7 流量領域毎の燃料集合体必要流量（基底増殖炉心）

流量領域 番号*1)	集合体数 (体)	CDF制限による必要流量				被覆管H.S温度制限(680°C) による必要流量			出口温度差制限による 必要流量*2)	
		集合体 必要流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)	CDF(-)	被覆管 肉厚中心 H.S温度 (°C)	集合体 必要流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)	CDF(-)	集合体 必要流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)
1	30	33.0	990.0	0.2926	685.6	34.5	1035.0	0.1935	32.9	987.0
2	24	31.8	763.2	0.2951	689.5	33.4	801.6	0.1481	25.7	616.8
3	24	30.6	734.4	0.2947	691.3	31.6	758.4	0.1903	30.0	720.0
4	30	29.1	873.0	0.2968	688.8	29.8	894.0	0.1541	29.0	870.0
5	48	31.8	1526.4	0.2975	710.0	34.7	1665.6	0.0527	31.1	1492.8
6	36	28.7	1033.2	0.2987	713.6	31.8	1144.8	0.0319	-	-
7	30	23.1	693.0	0.2928	729.4	26.7	801.0	0.0161	-	-
8	24	21.0	504.0	0.2960	728.8	24.2	580.8	0.0114	-	-
合計	246		7.12×10 ³ (84.6%)*3)				7.68×10 ³ (91.3%)*3)			

*1) 領域1~4：内側炉心領域、領域5~8：外側炉心領域

*2) C/R出口温度、MCR 460°C、BCR 500°Cと暫定、ノミナル温度差制限目安値120°C

*3) 1次系全流量(8.41×10³kg/sec)に対する割合

表1.3.8 基底増殖炉心計画流量配分

流量領域 番号*1)	集合体数 (体)	基底増殖炉心	
		集合体流量 (kg/sec)	領域流量 (kg/sec)*2)
1	30	35.7	1071.0
2	24	34.5	828.0
3	24	32.7	784.8
4	30	30.8	924.0
5	48	35.9	1723.2
6	36	33.0	1188.0
7	30	27.7	831.0
8	24	25.0	600.0
合計	246	出力分担割合 100.0%	7950.0(94.5%)

*1) 領域1~4:内側炉心領域、領域5~8:外側炉心領域、
領域9~10:ブランケット領域

*2) カッコ内の数字は、1次系全流量(8.41×10^3 kg/sec)に対
する割合

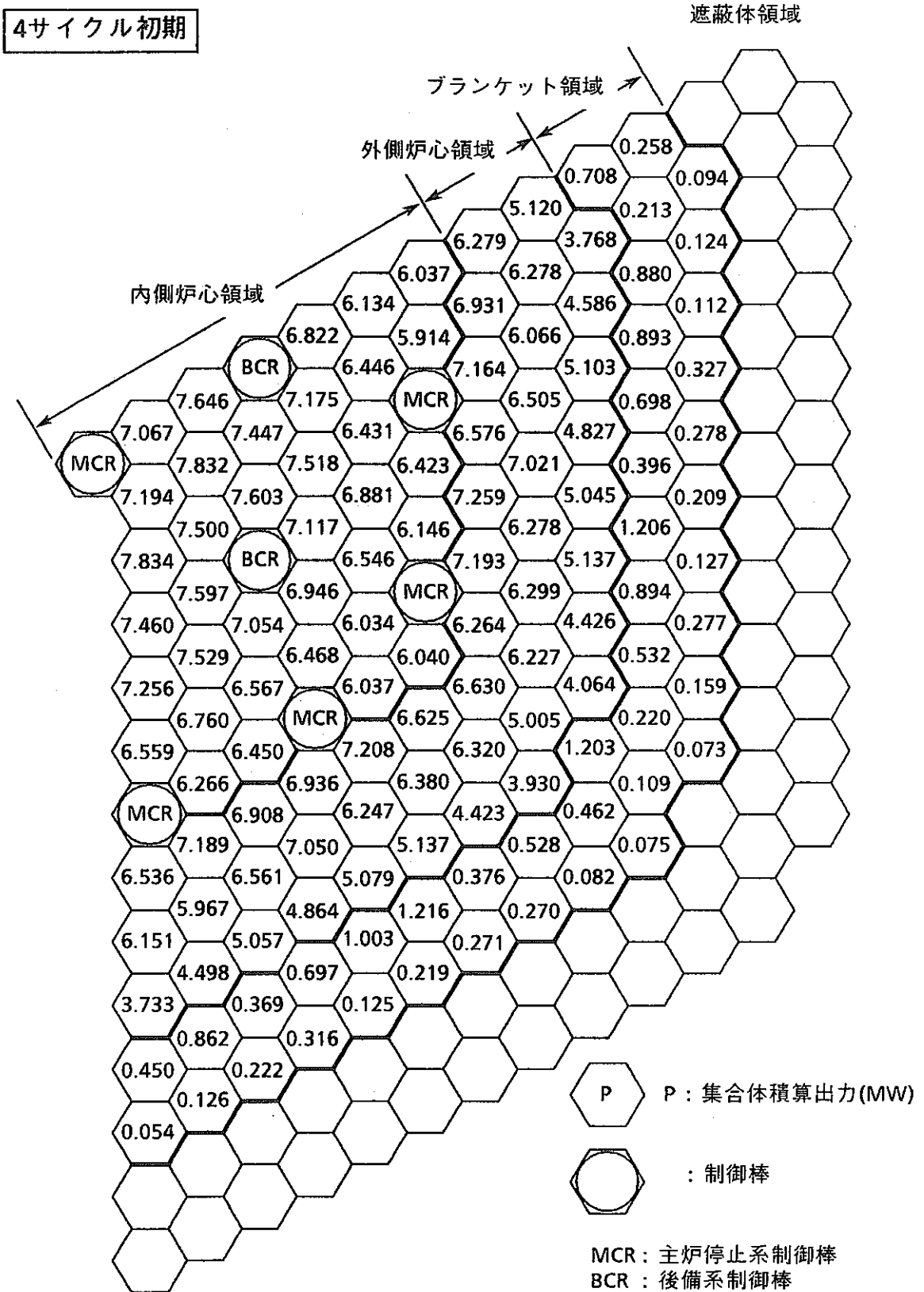


図1.3.1(1/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

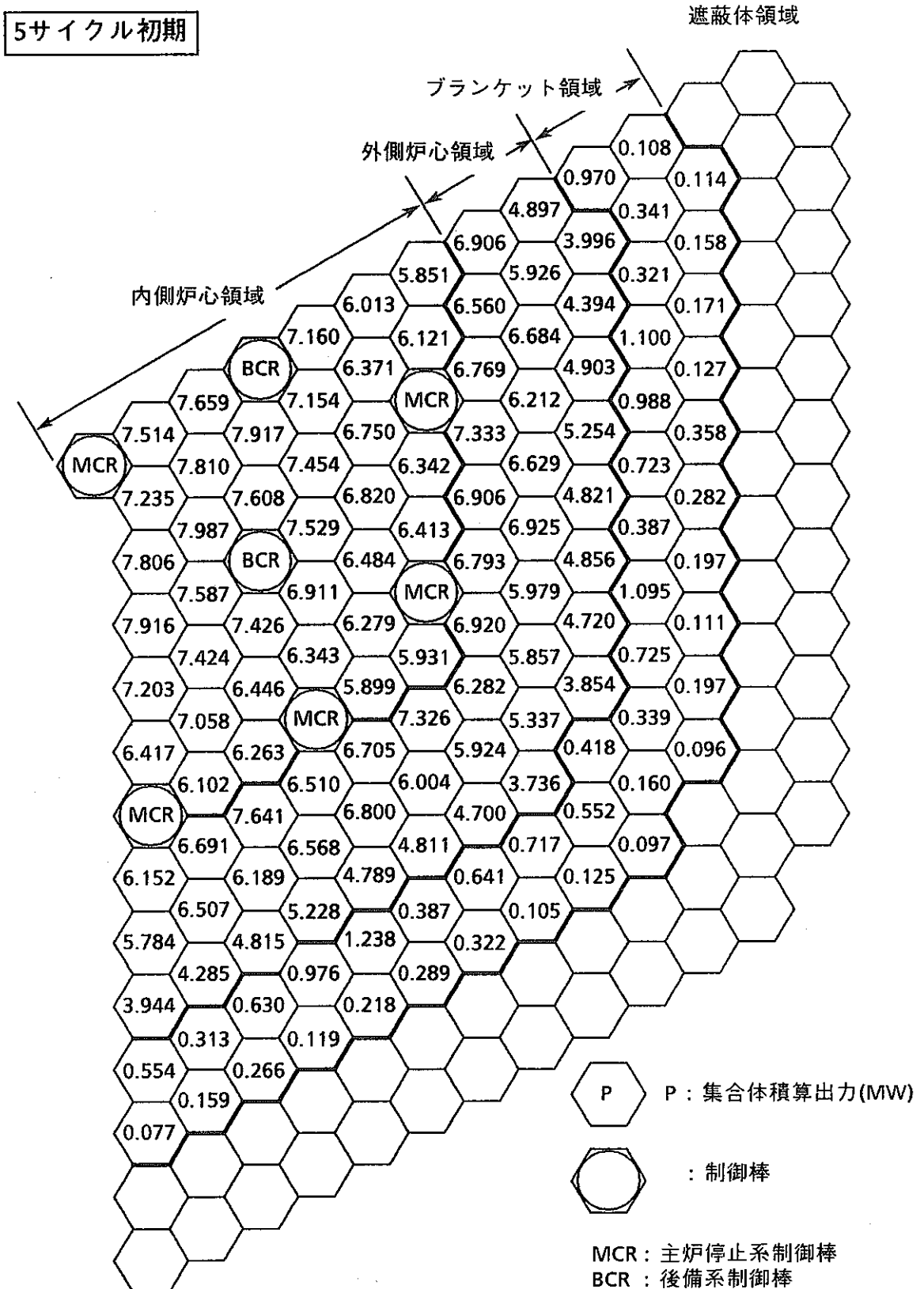


図1.3.1(3/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

6サイクル初期

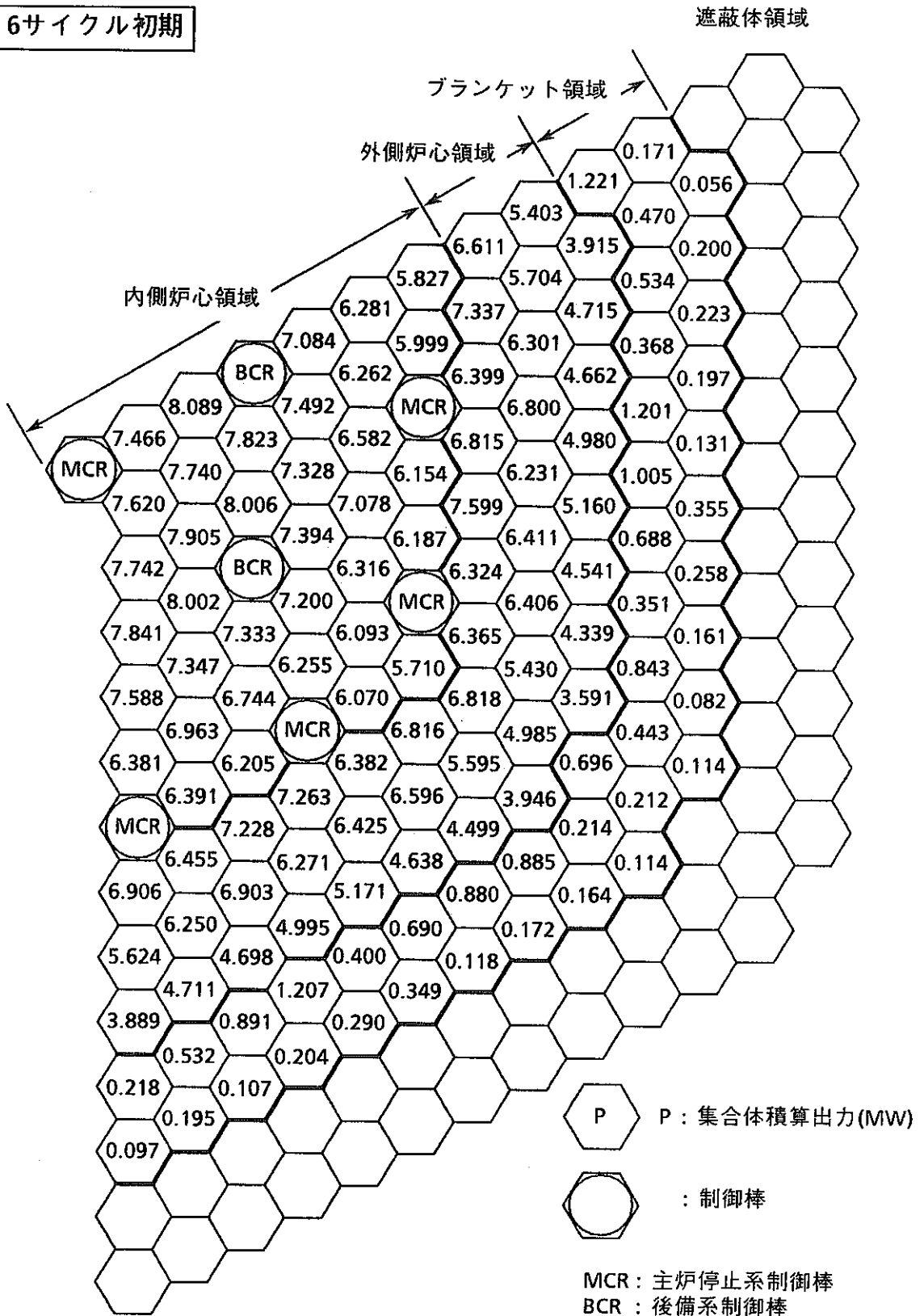


図1.3.1(5/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

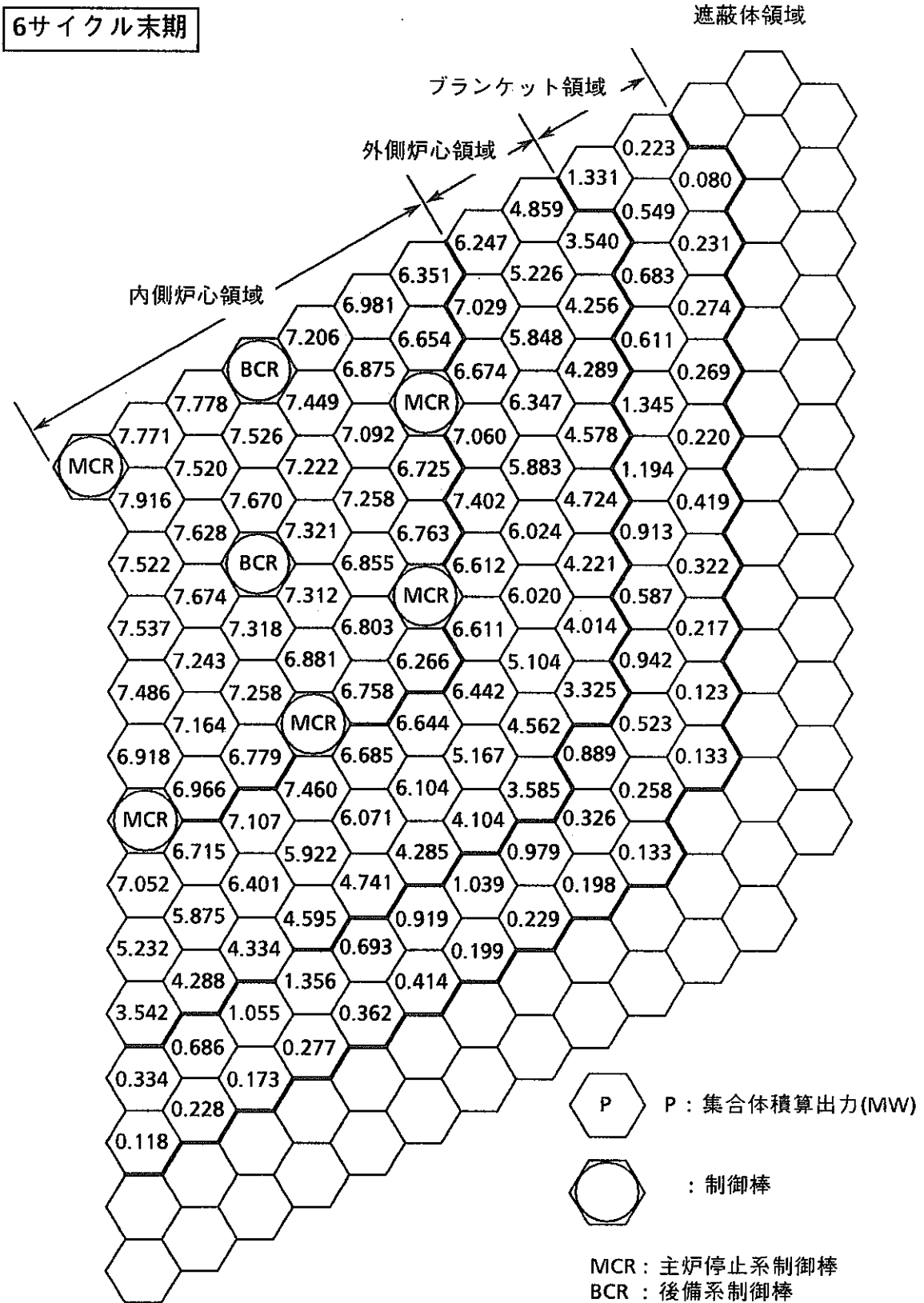


図1.3.1(6/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

7サイクル初期

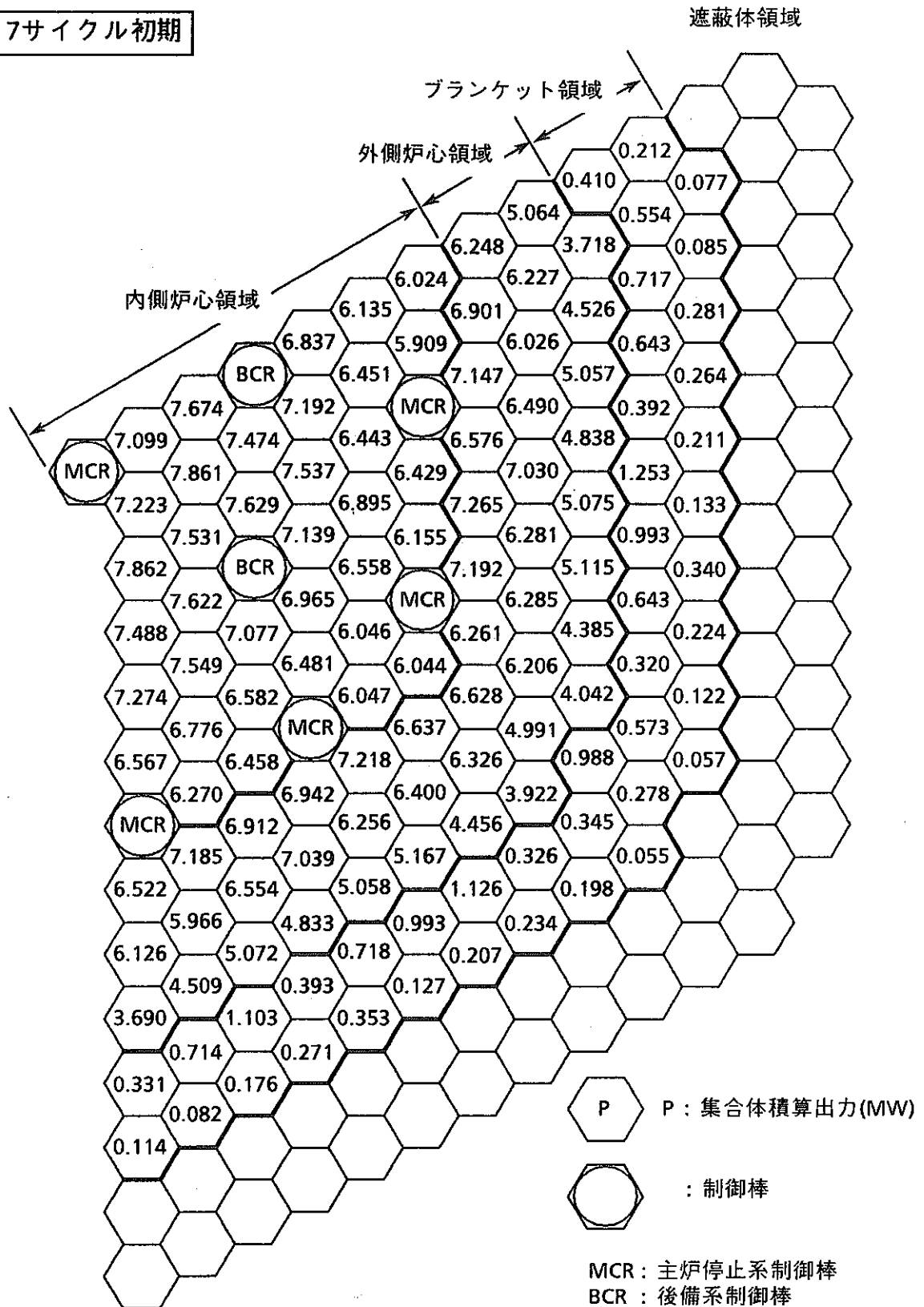


図1.3.1(7/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

7サイクル末期

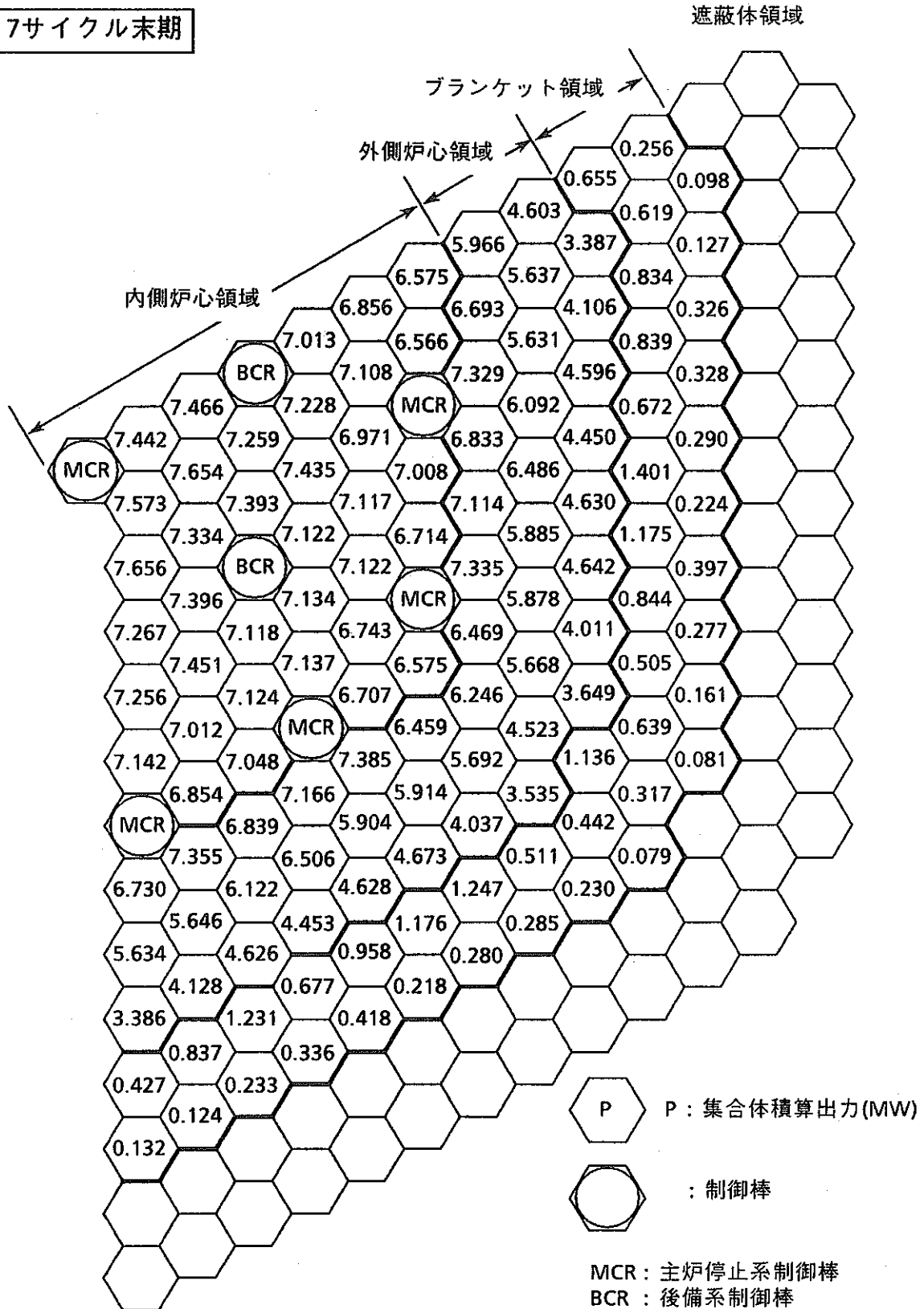


図1.3.1(8/8) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

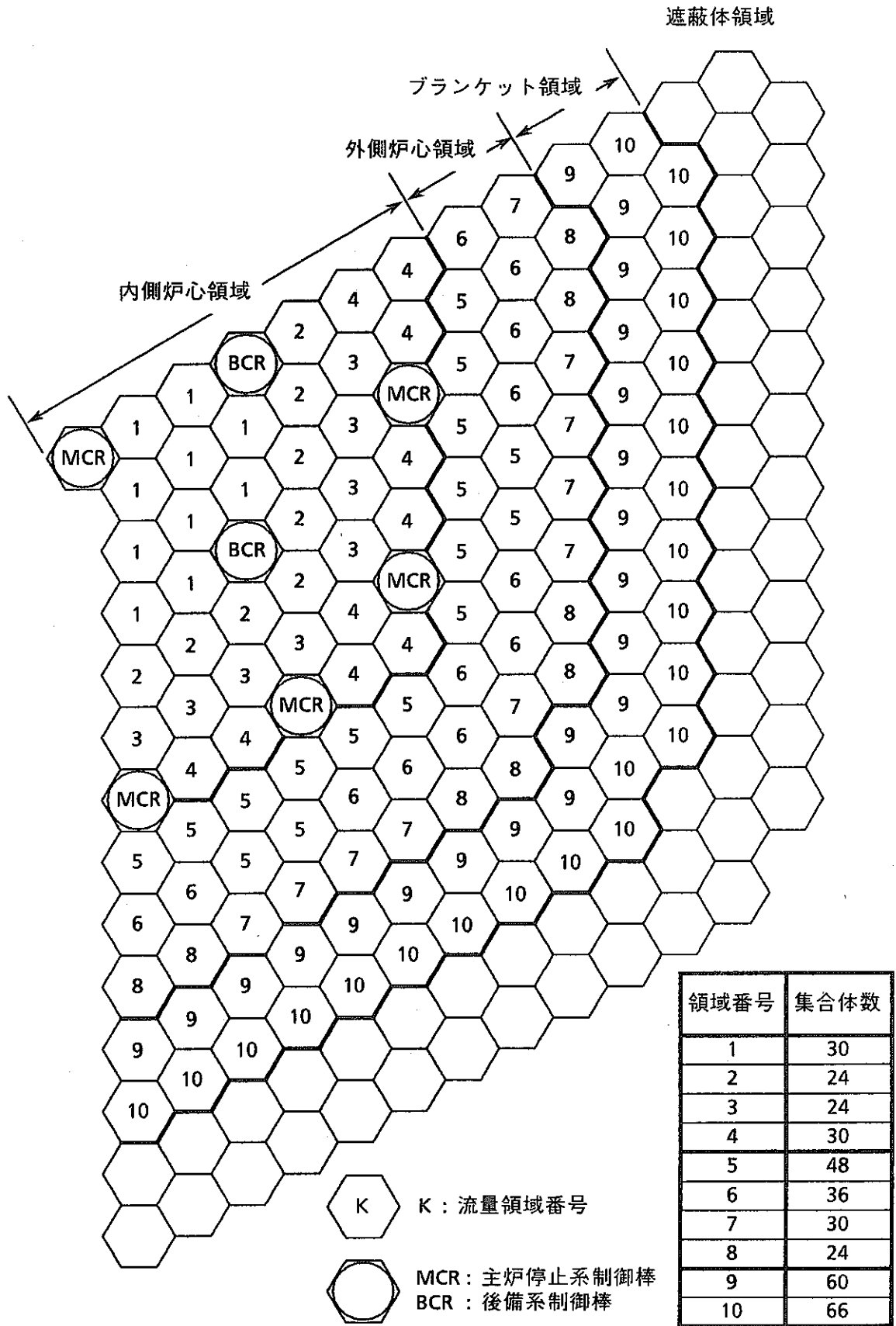


図1.3.2 流量領域区分マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

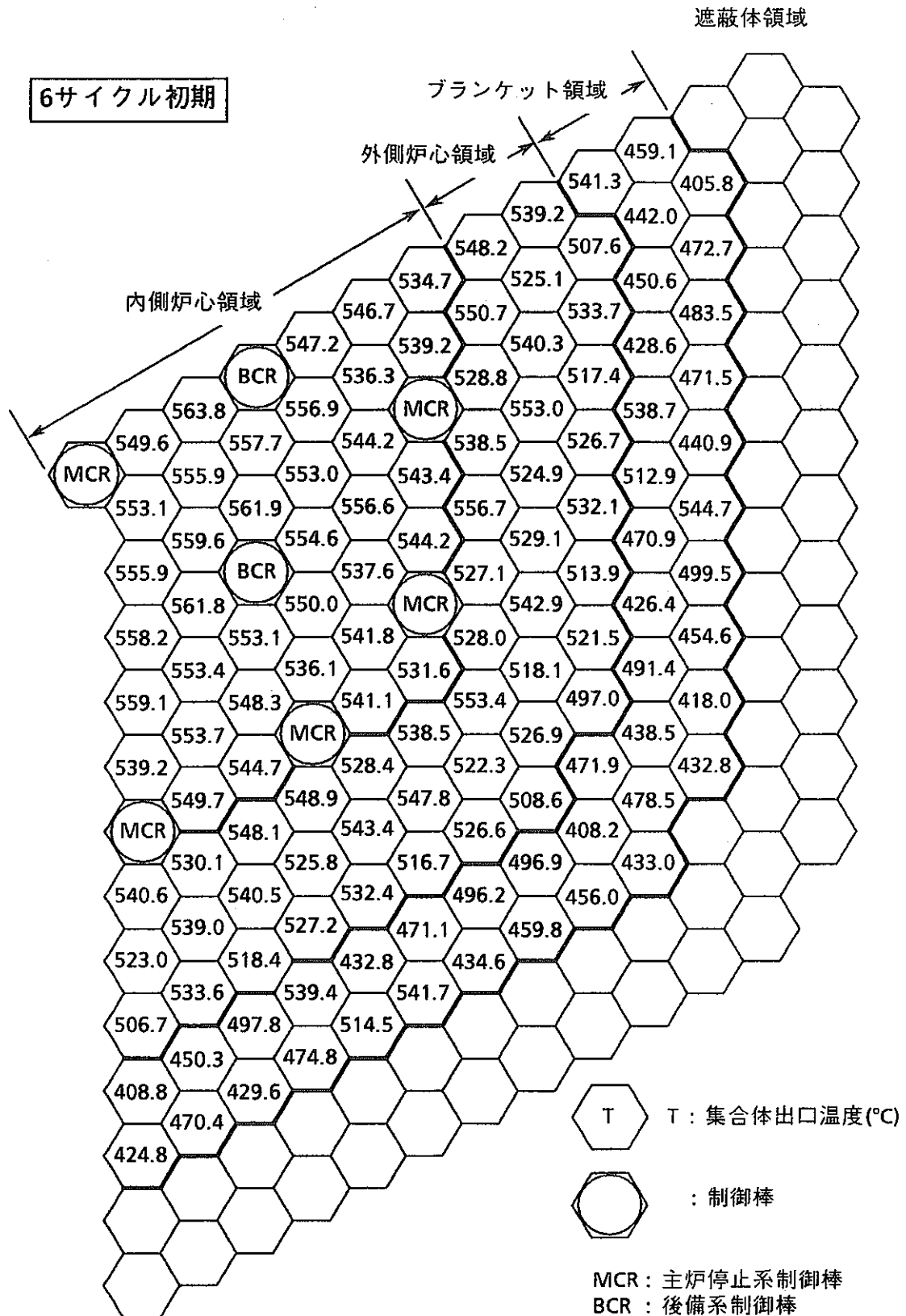


図1.3.3 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe高増殖炉心)

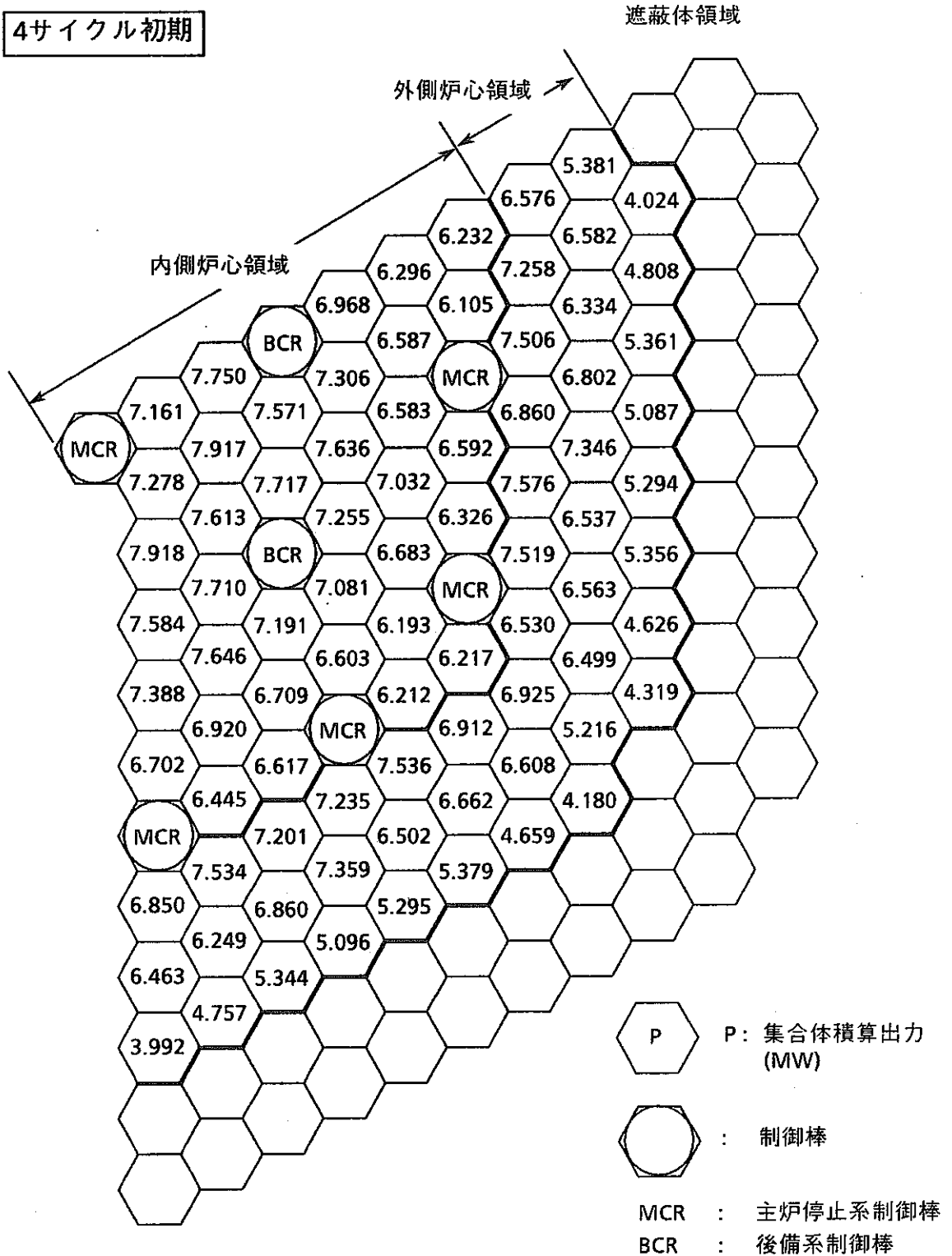


図1.3.4 (1 / 6) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

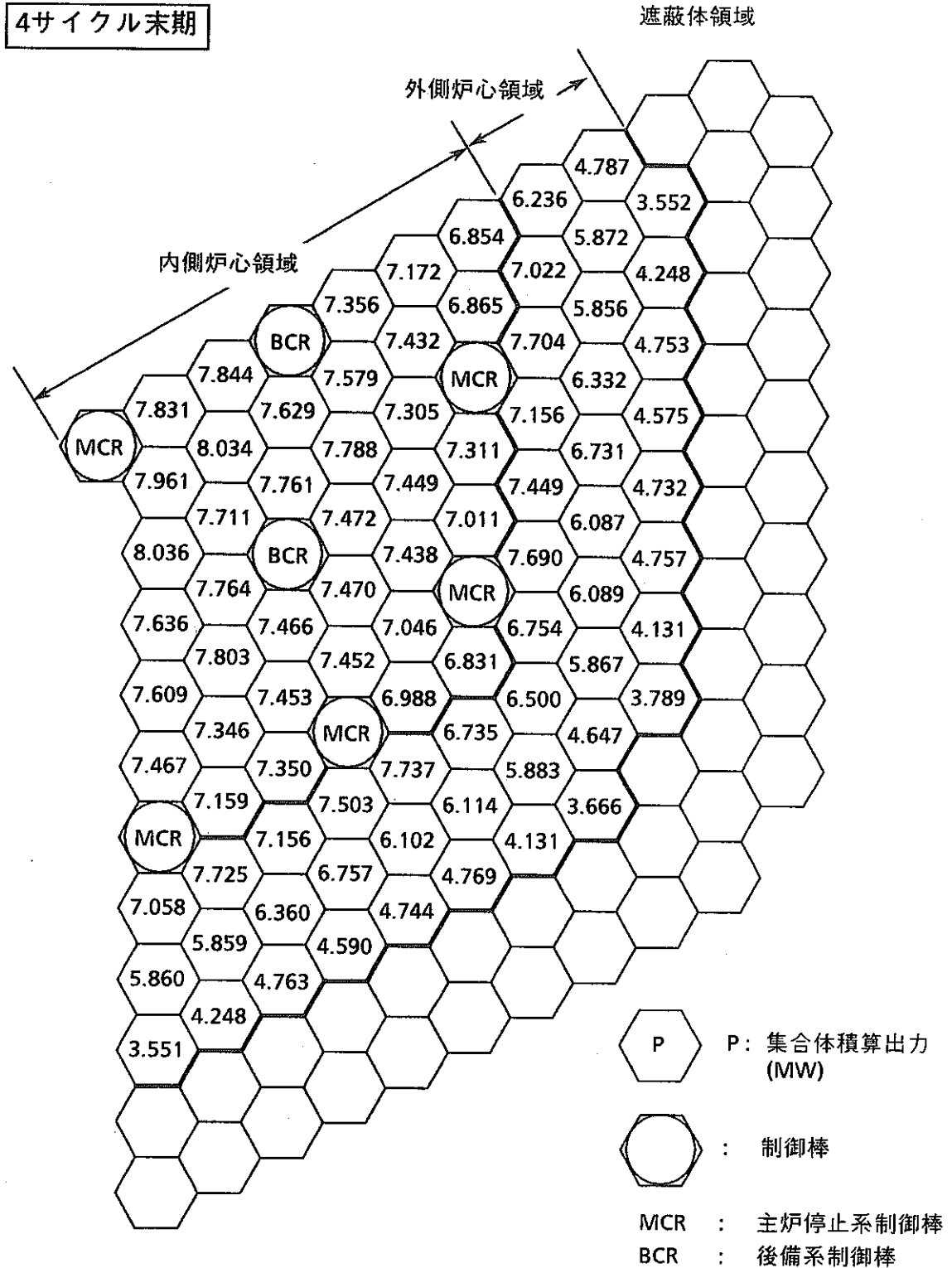


図1.3.4 (2/6) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

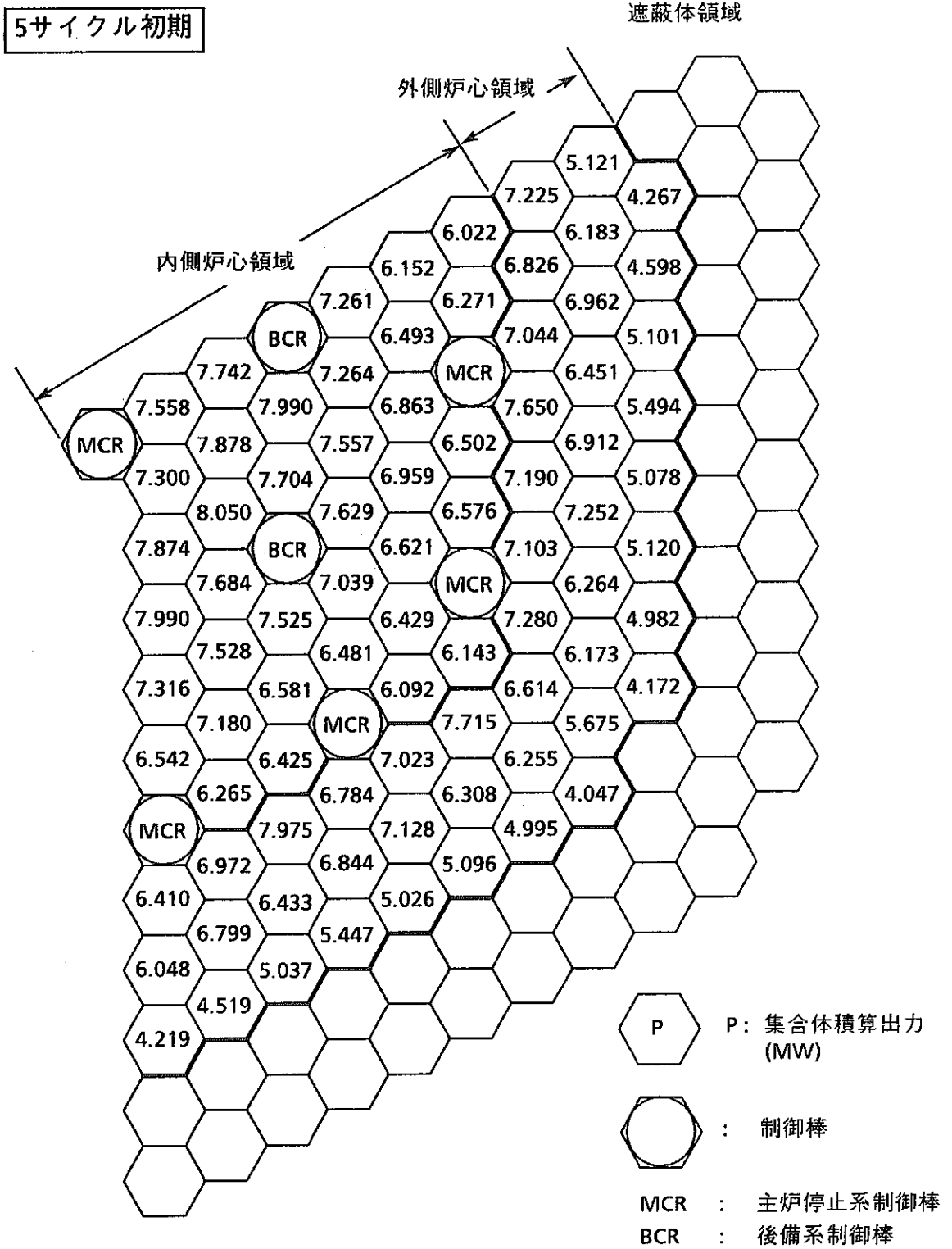


図1.3.4 (3/6) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

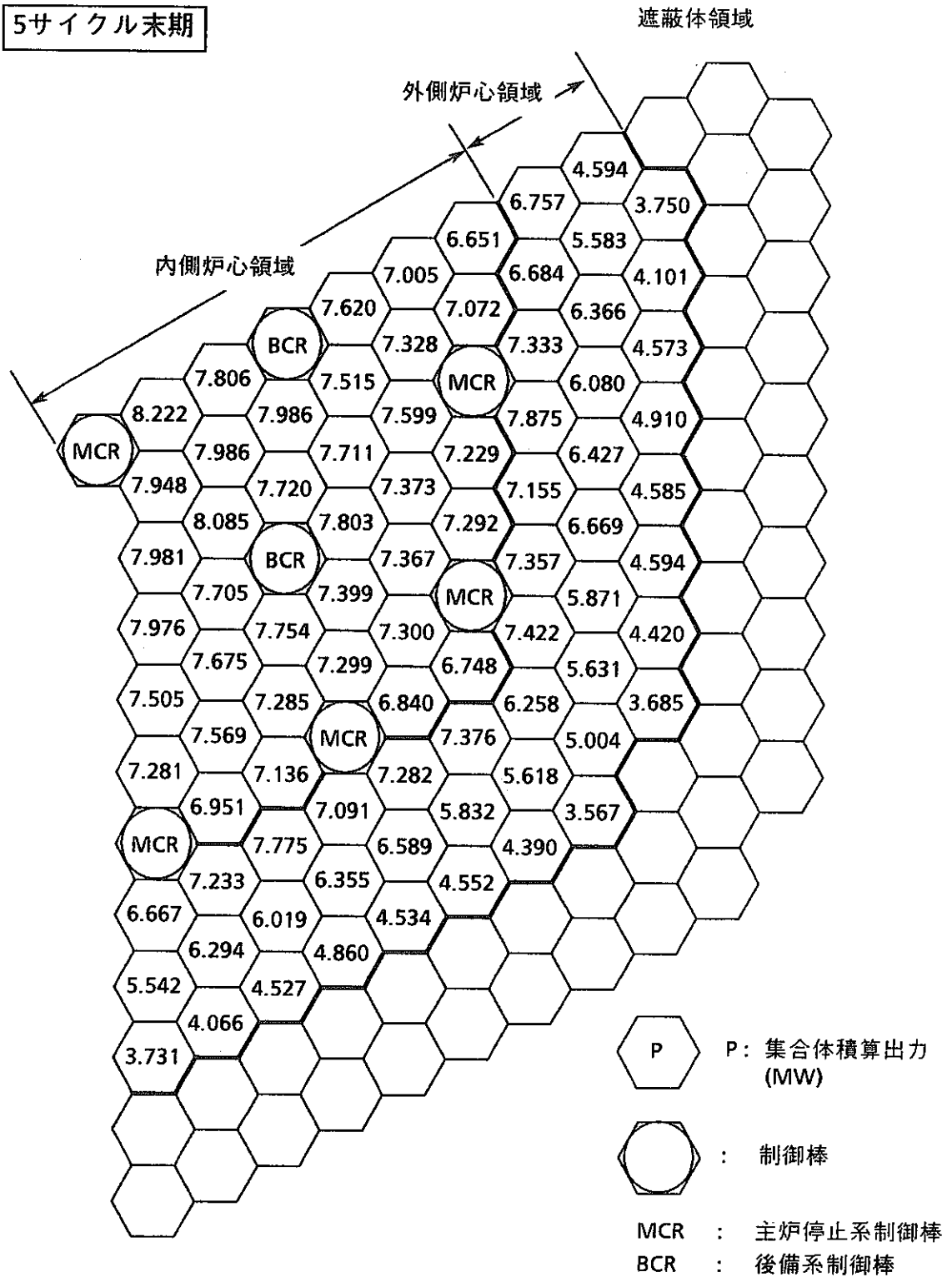


図1.3.4 (4 / 6) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

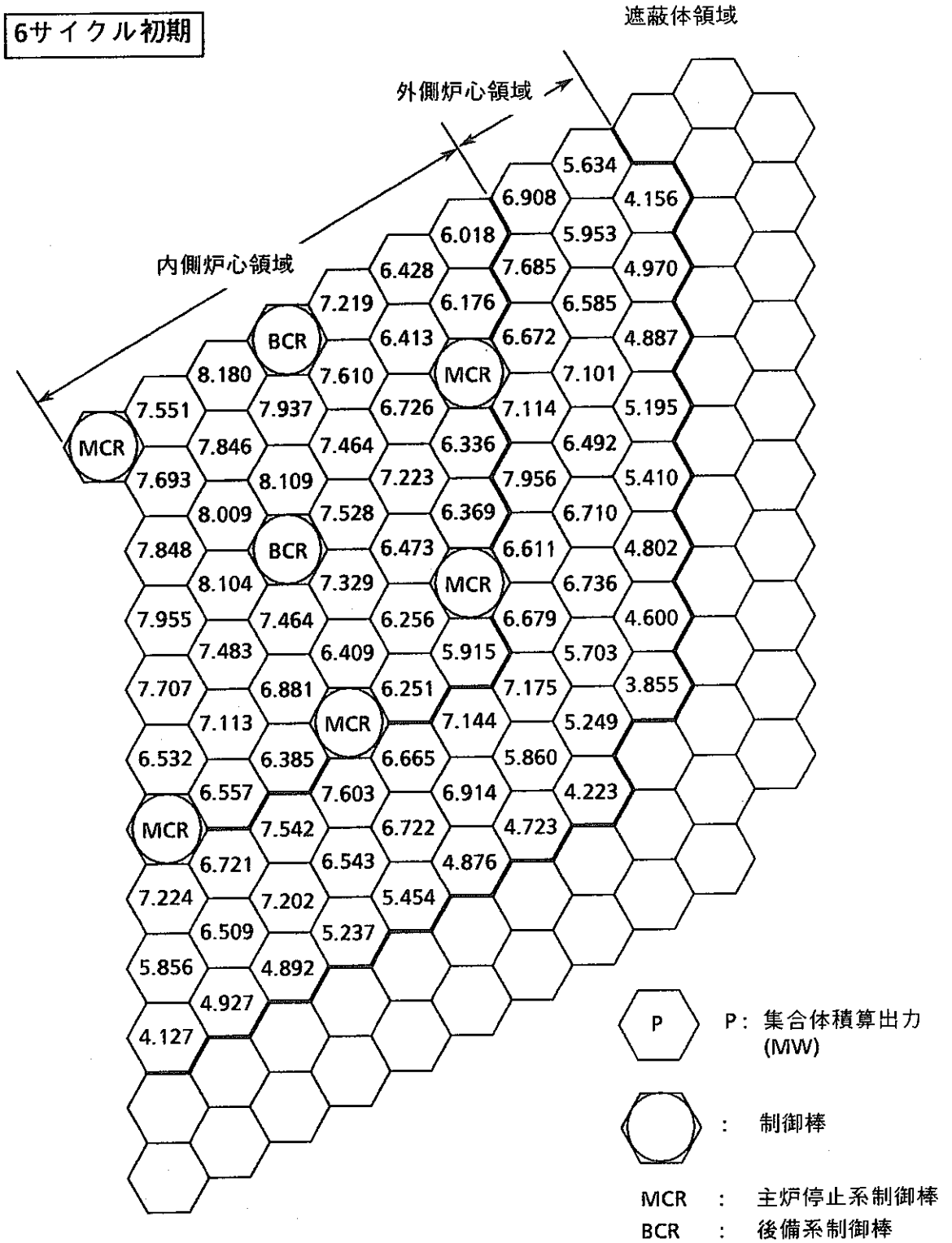


図1.3.4 (5 / 6) 集合体積算出力マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

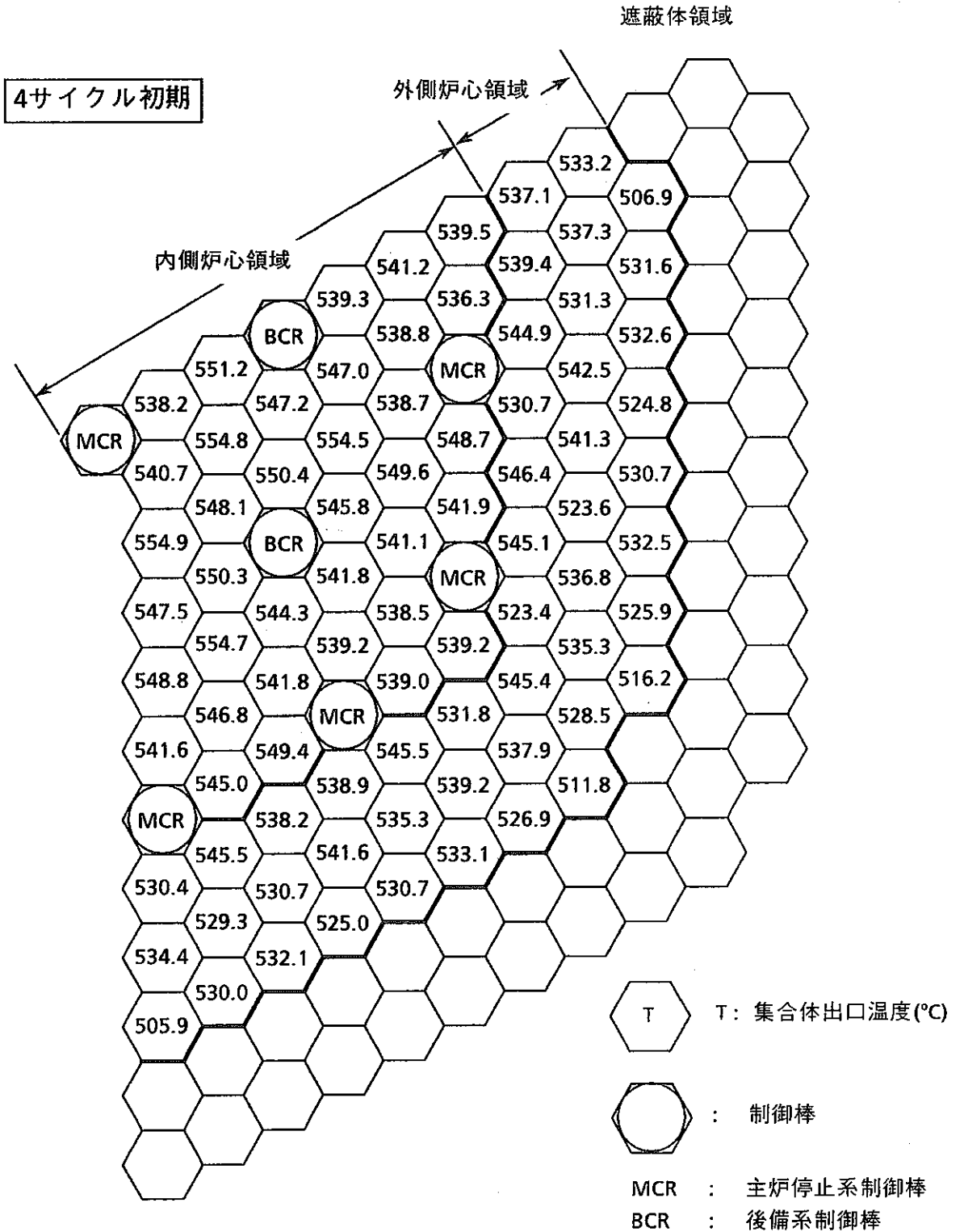


図1.3.5 (1/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

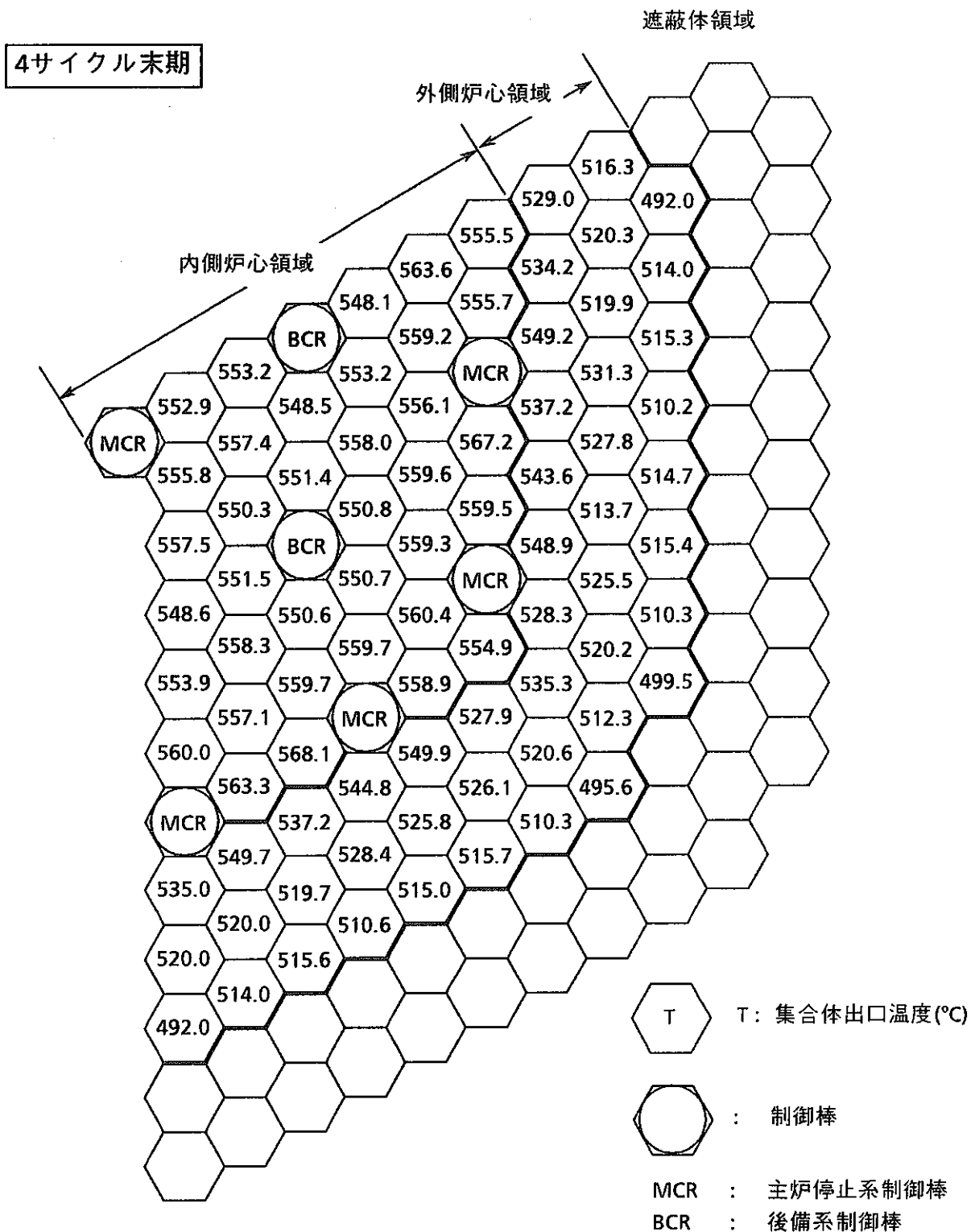


図1.3.5 (2/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

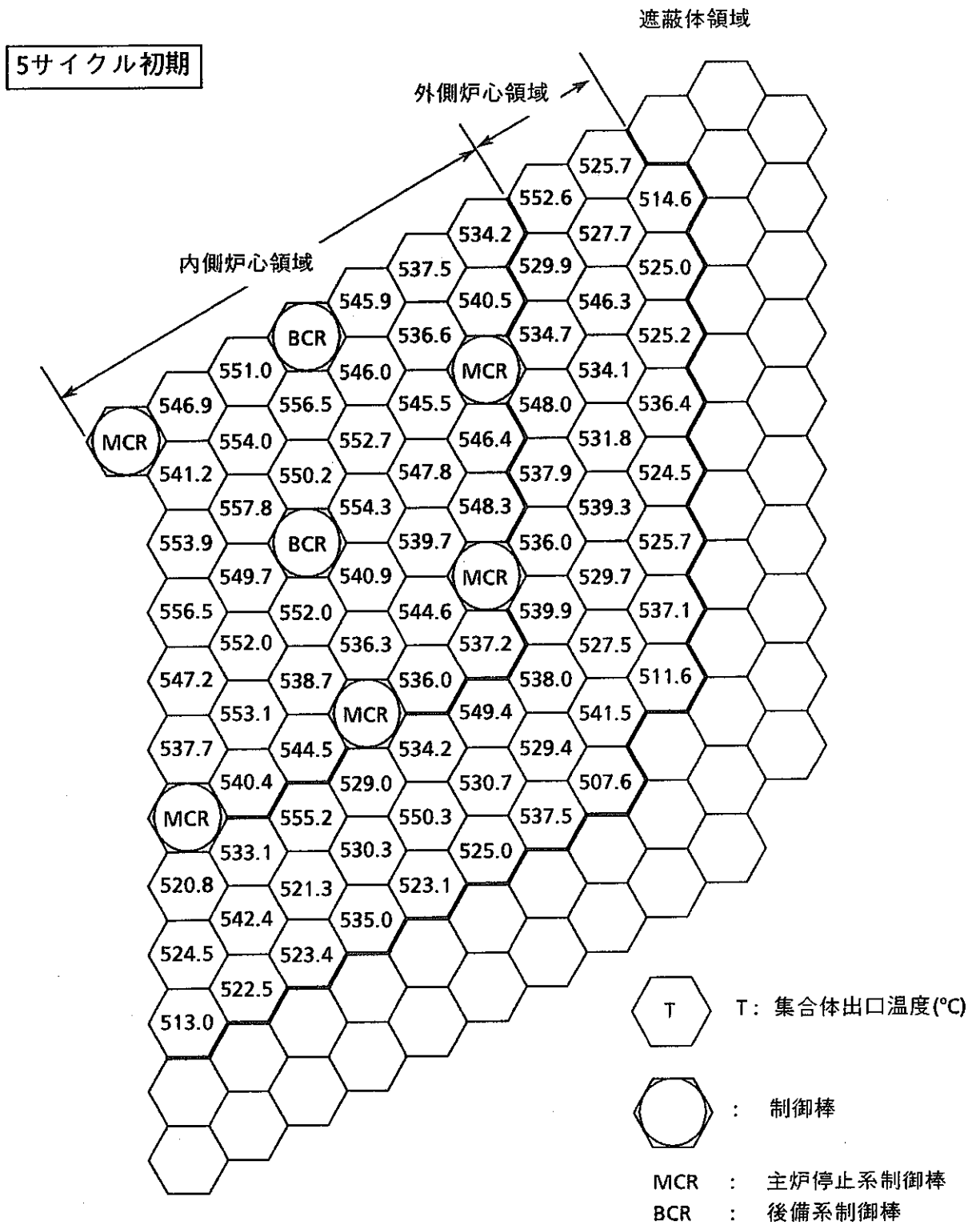


図1.3.5 (3/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

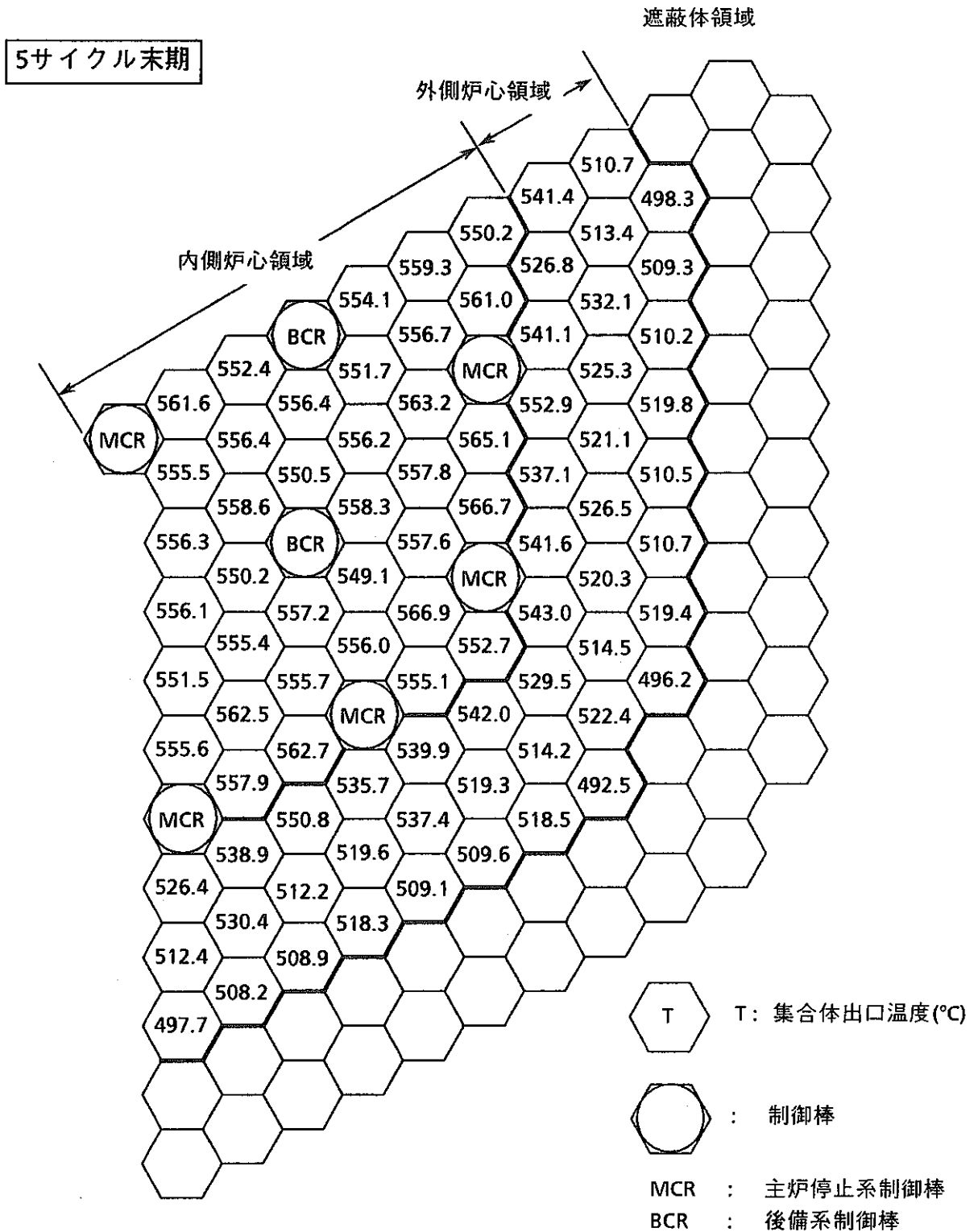


図1.3.5 (4/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

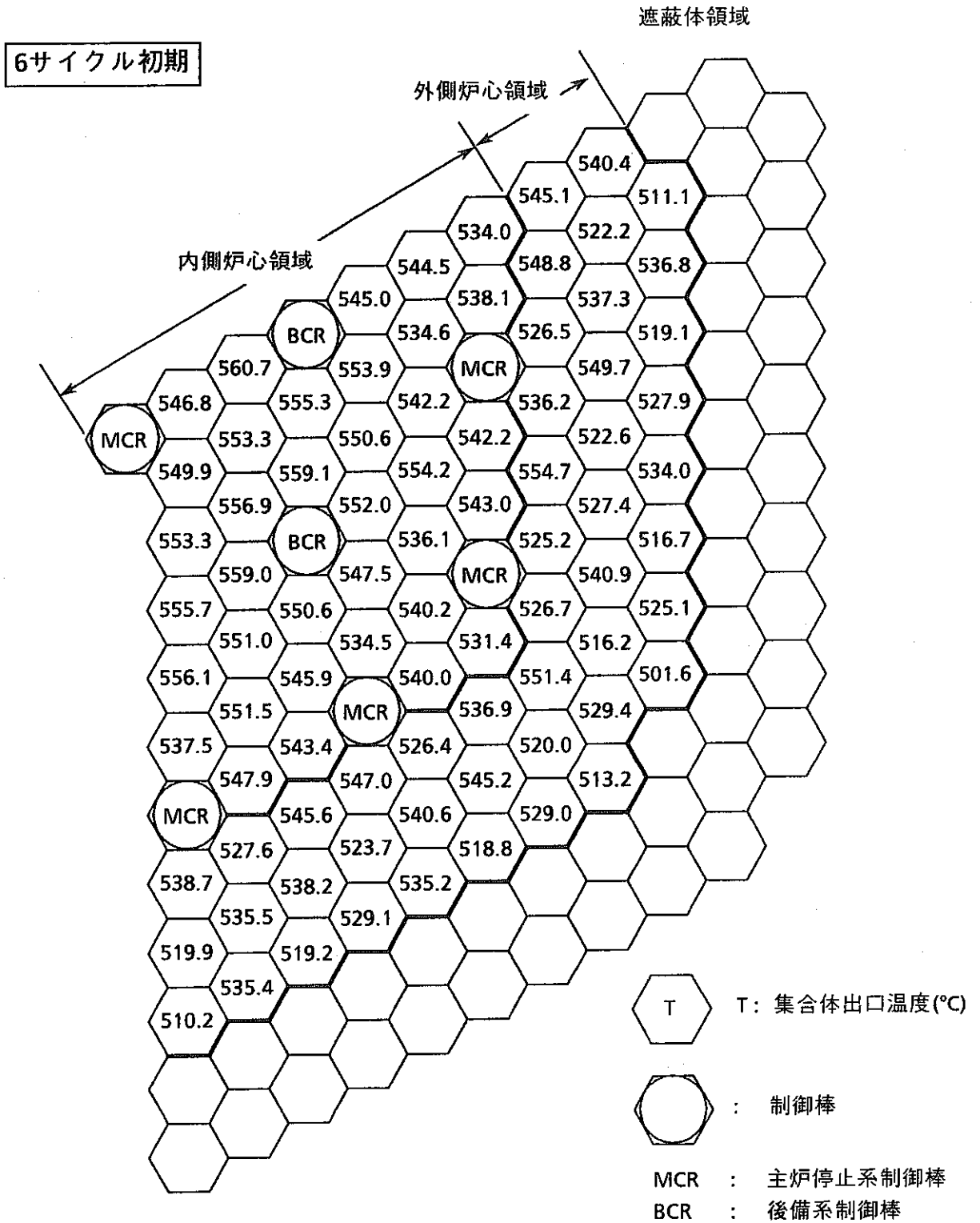


図1.3.5 (5/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

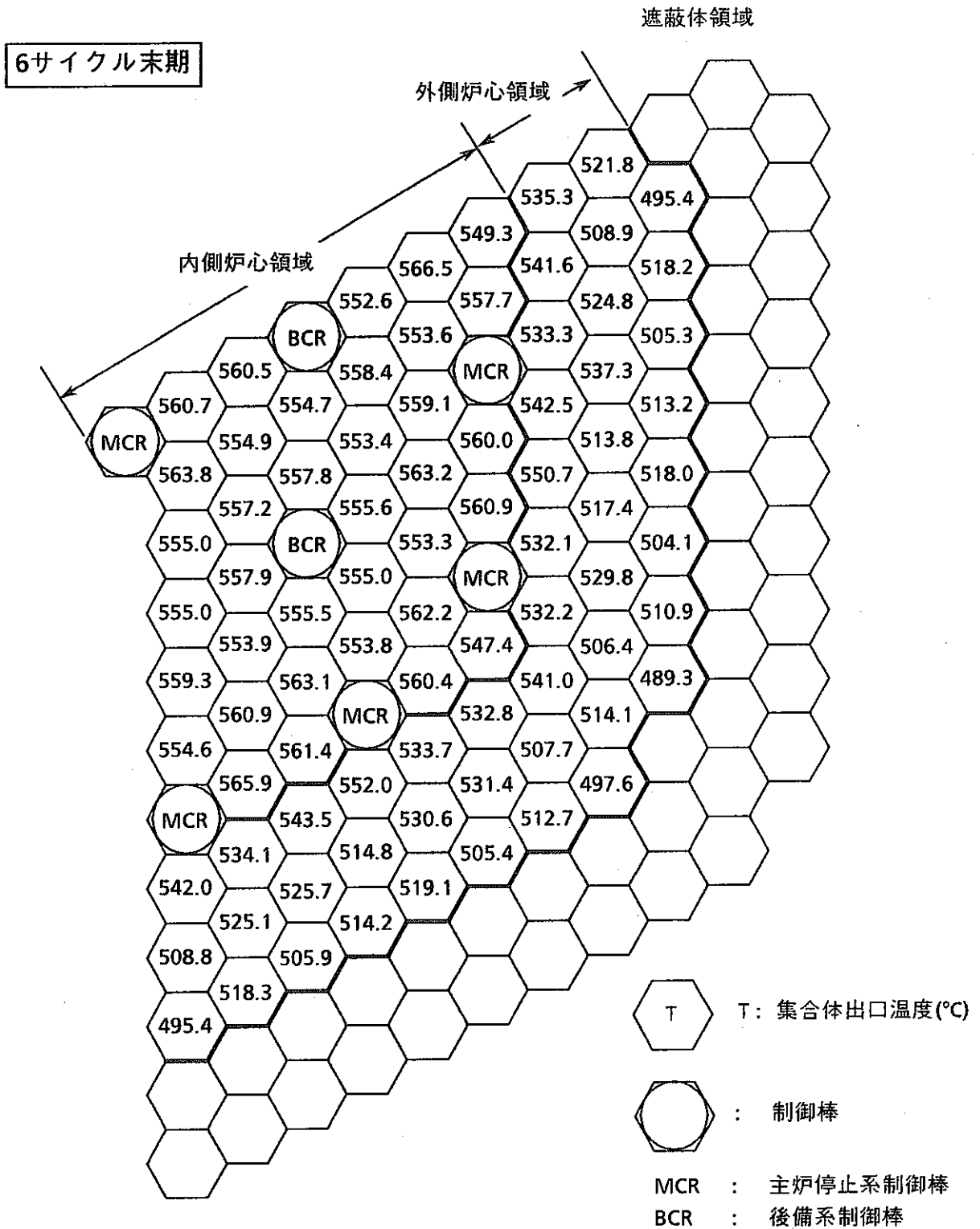


図1.3.5 (6/6) 集合体出口温度マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

<1/6炉心体系>

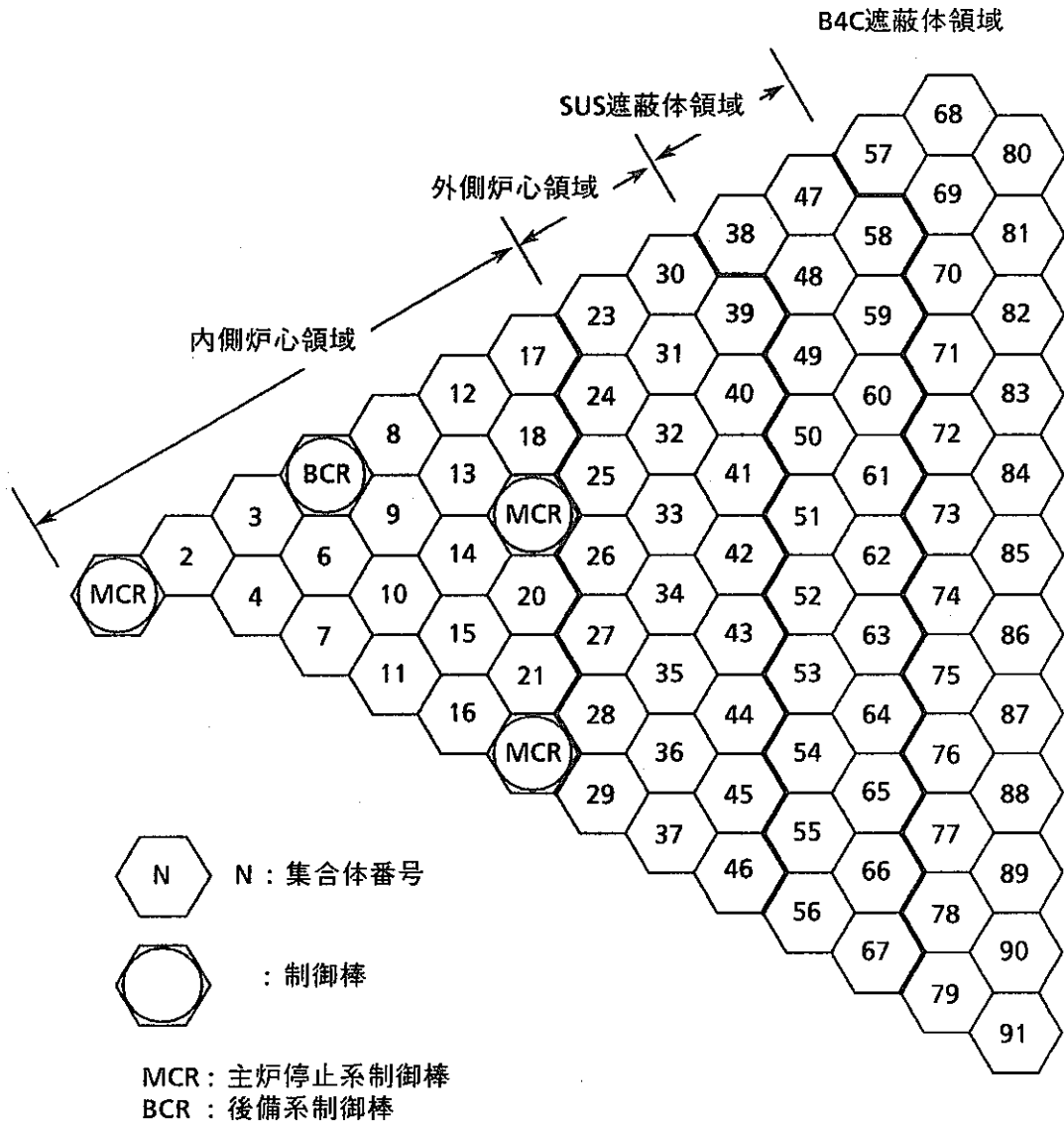


図1.3.6 「BEACON」集合体番号マップ (平成3年度60万kWe基底増殖炉心)

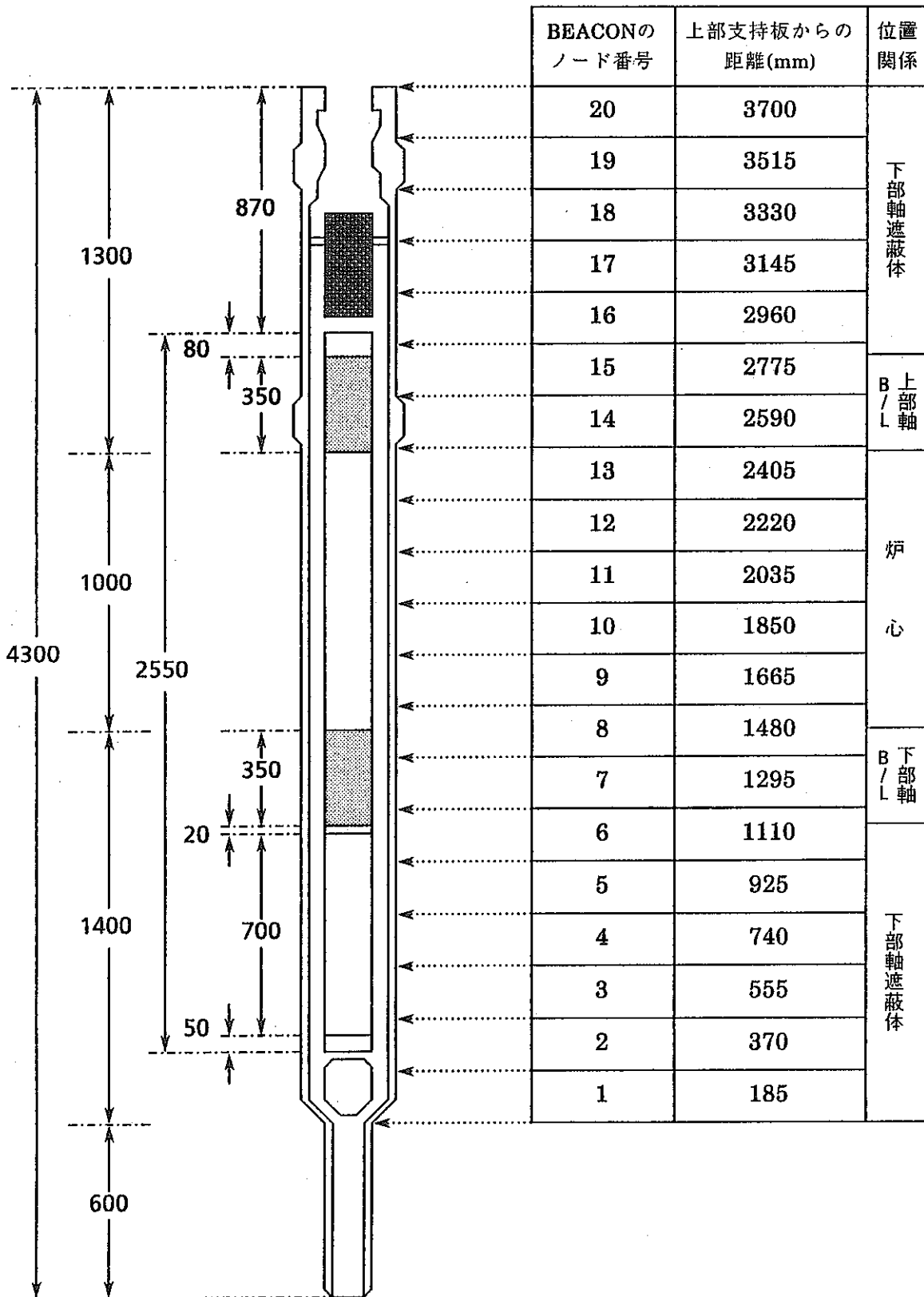


図1.3.7 「BEACON」のノードと軸方向距離

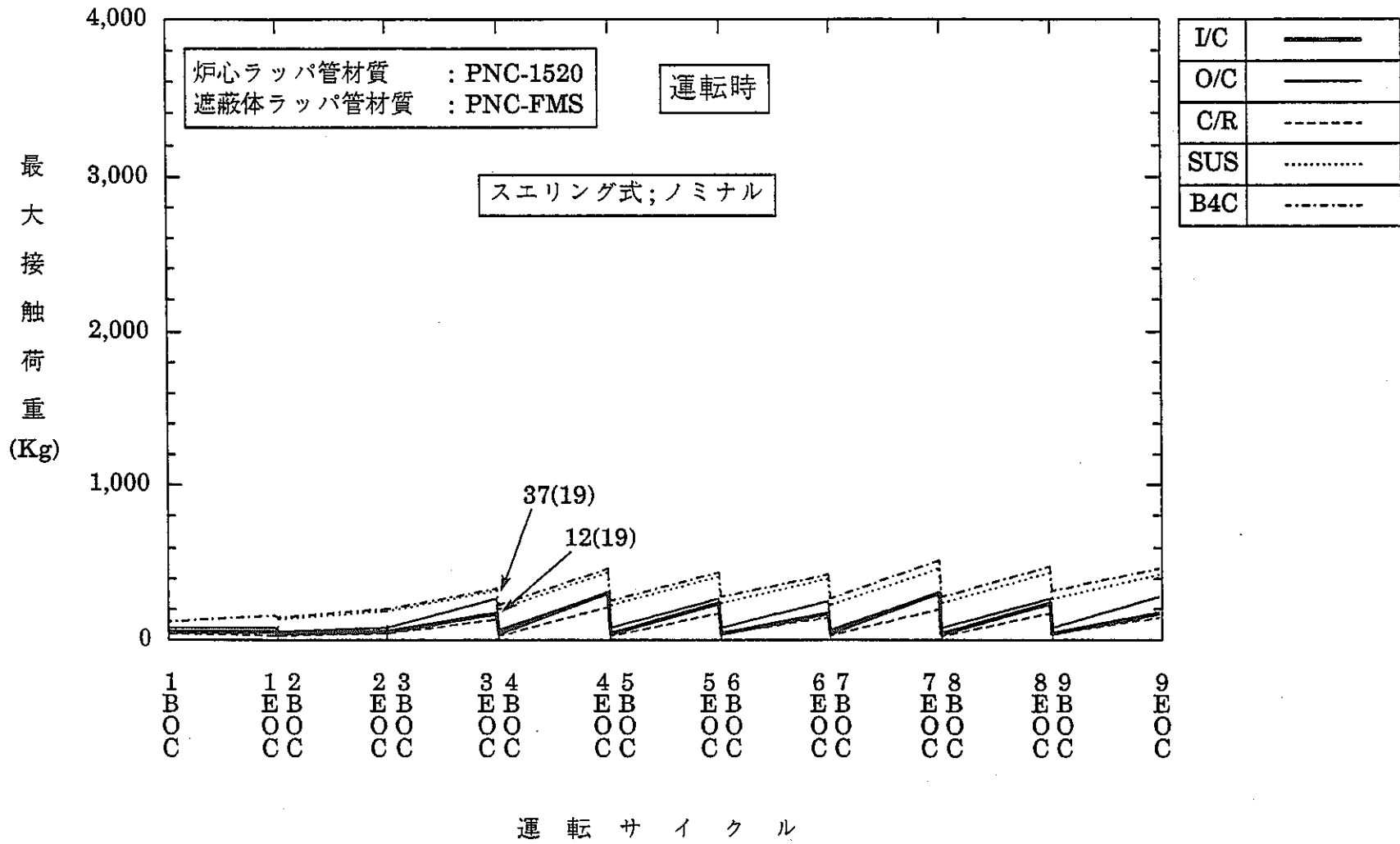


図1.3.8 (1/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大接触荷重<12×3バッチ>

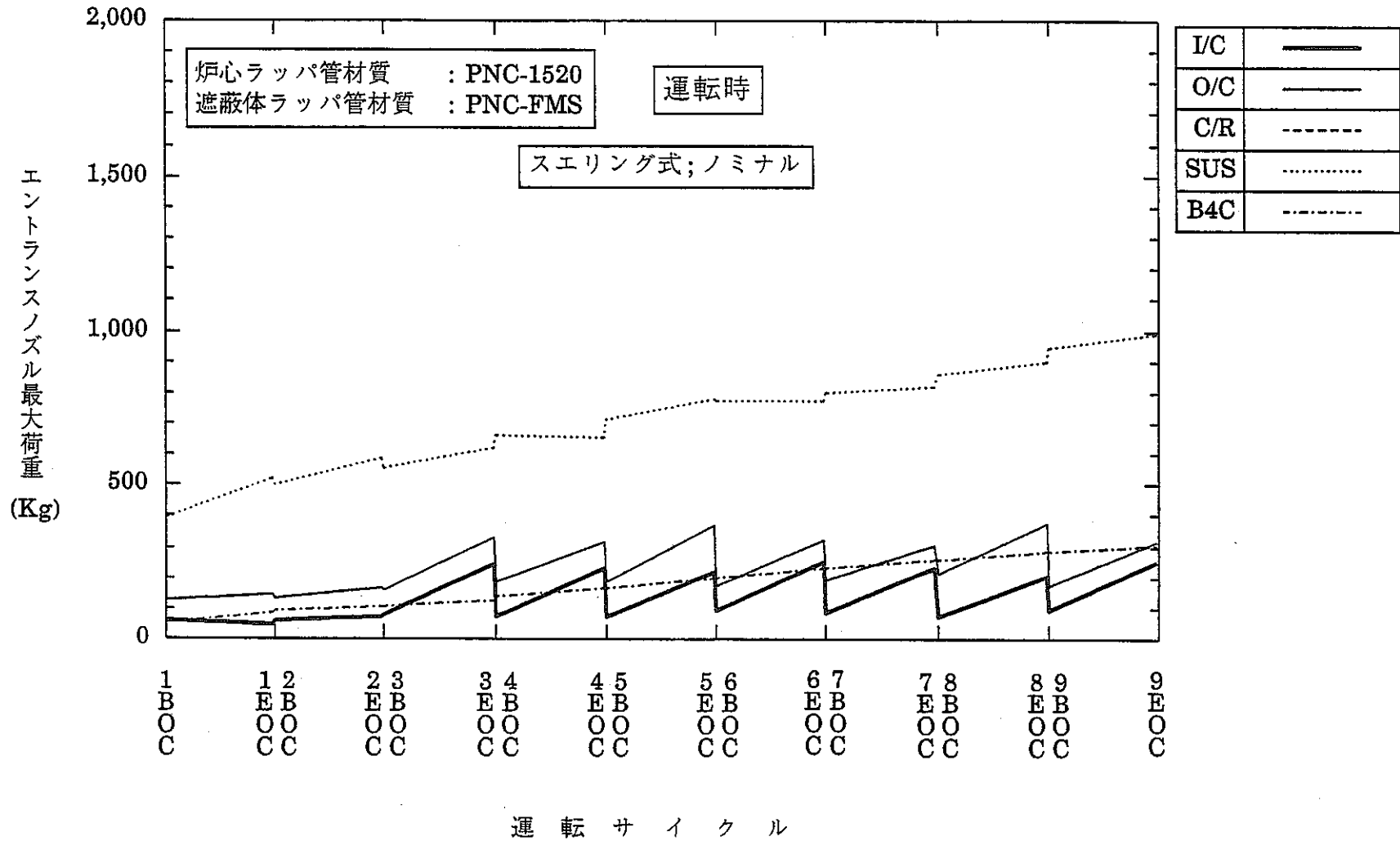


図1.3.8 (2/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 エントランスノズル最大接触荷重
 <12×3バッチ>

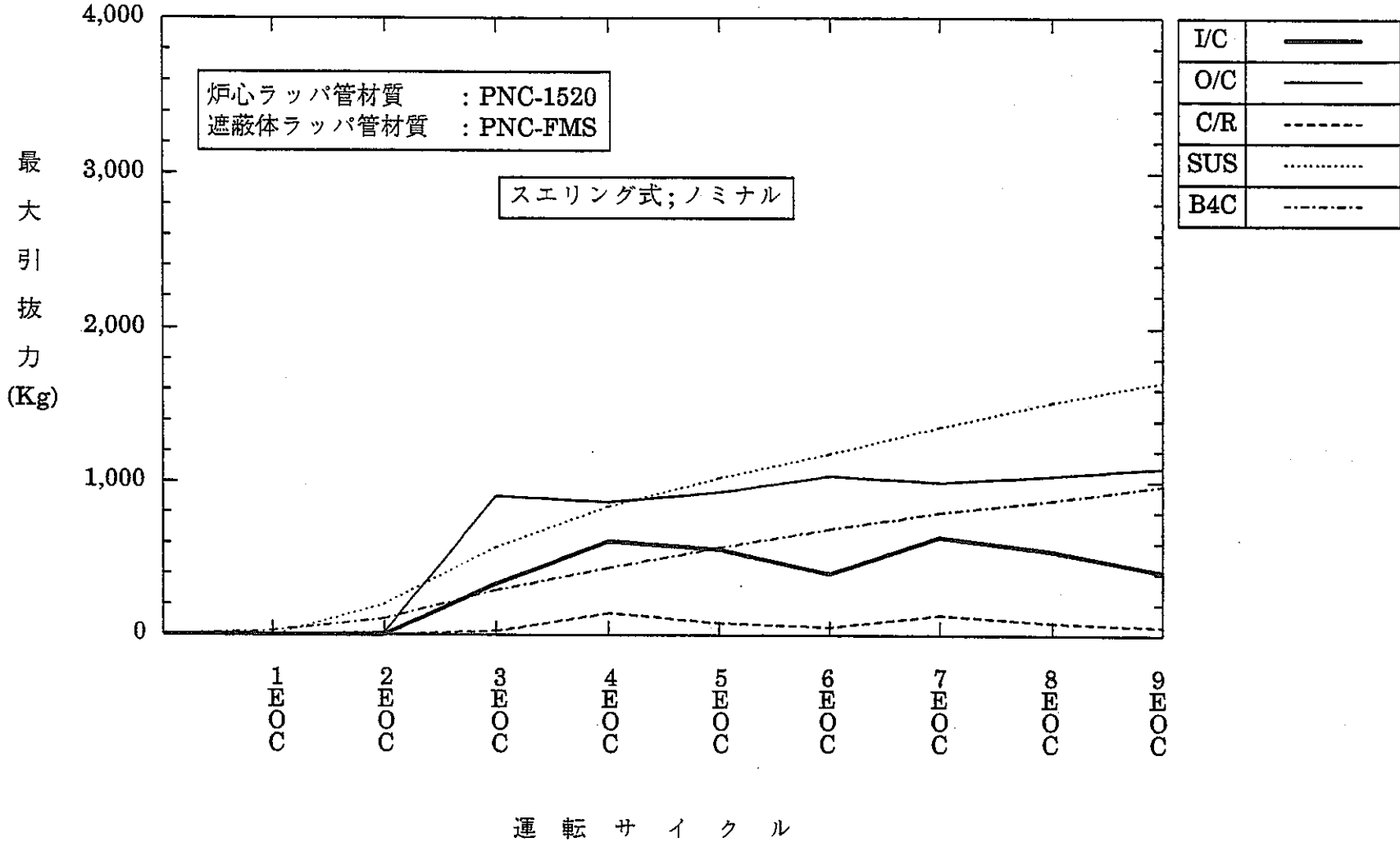


図1.3.8 (3/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大引抜き力<12×3バッチ>

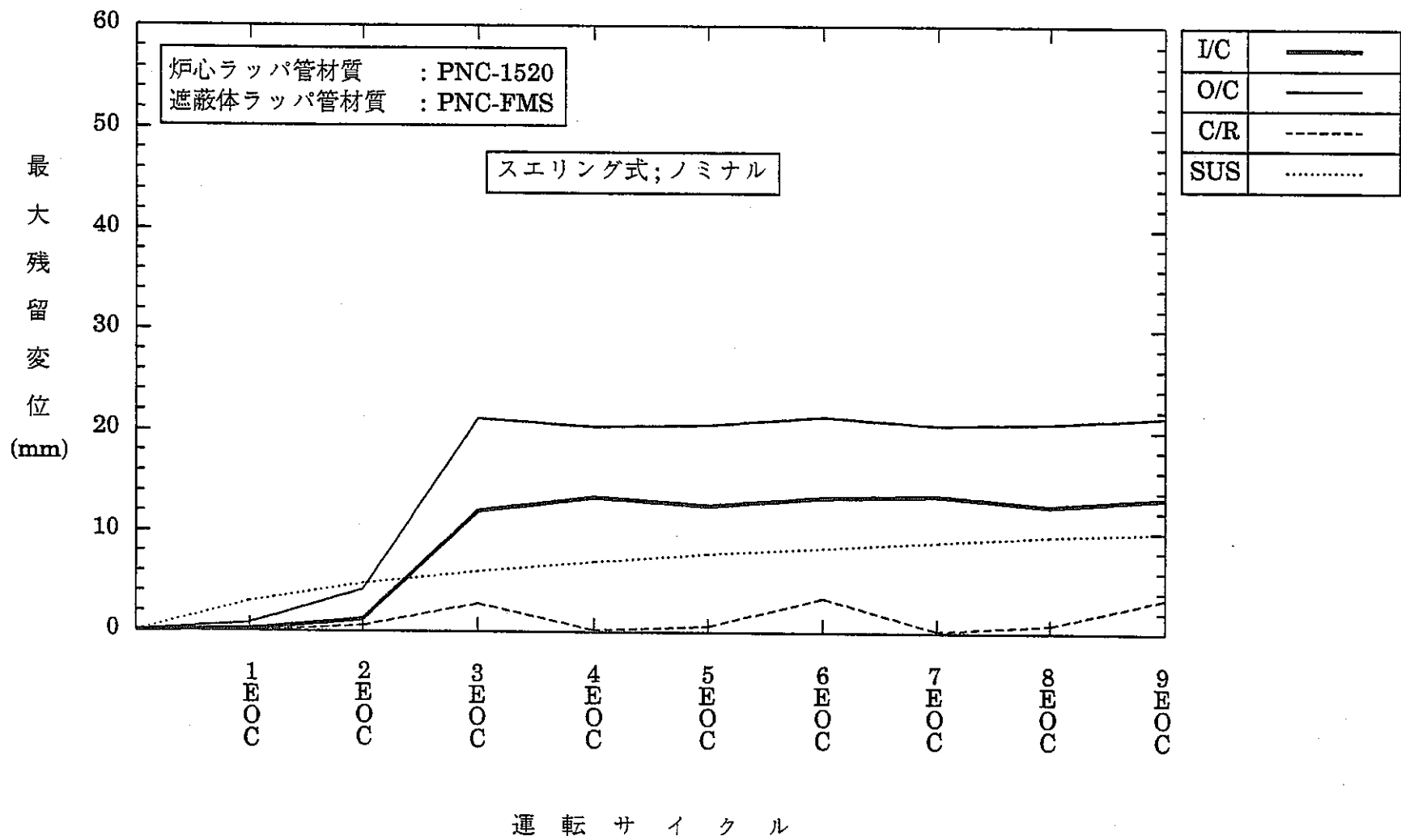


図1.3.8 (4/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大残留変位<12×3バッチ>

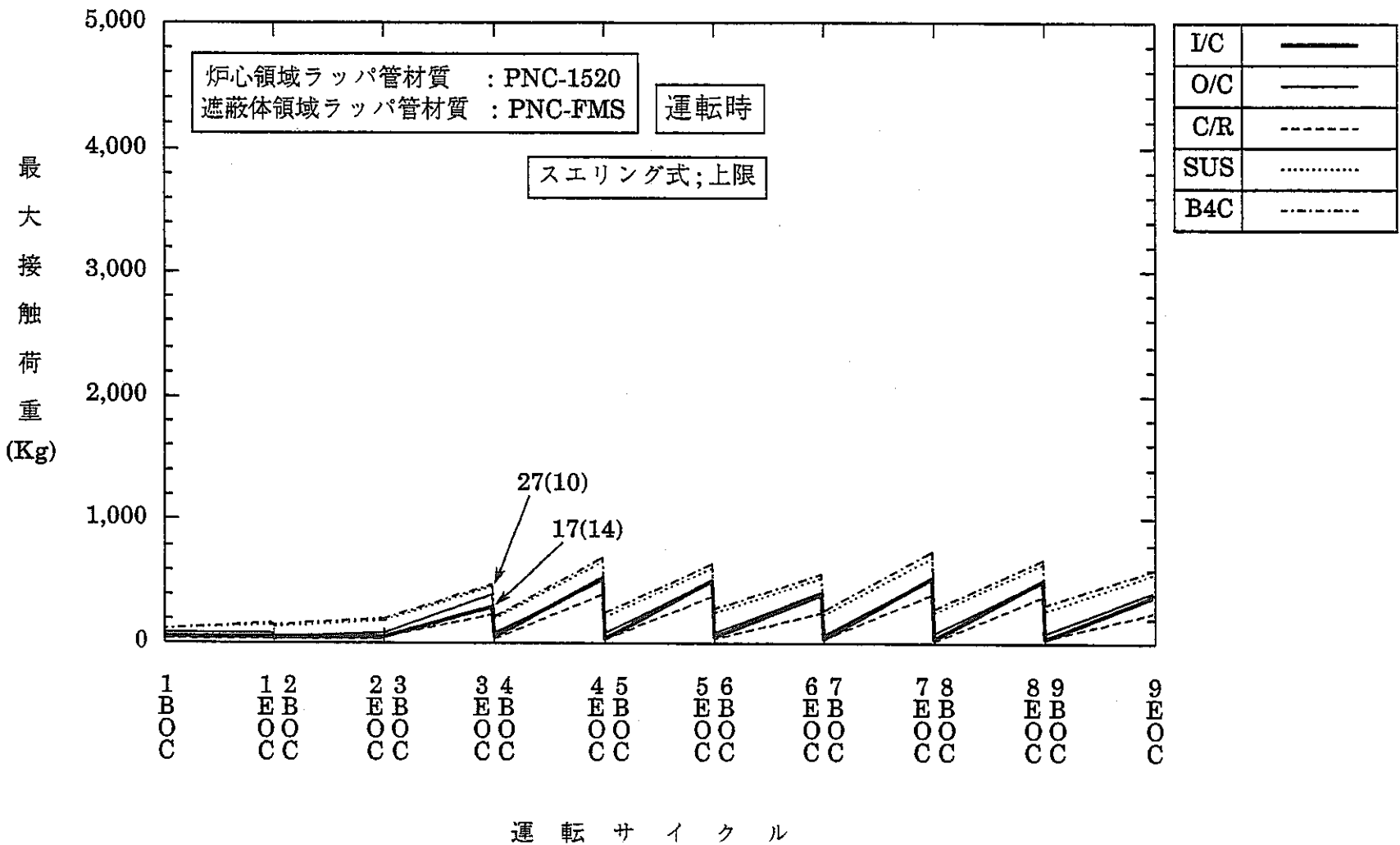


図1.3.9 (1/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大接触荷重<12×3バッチ>

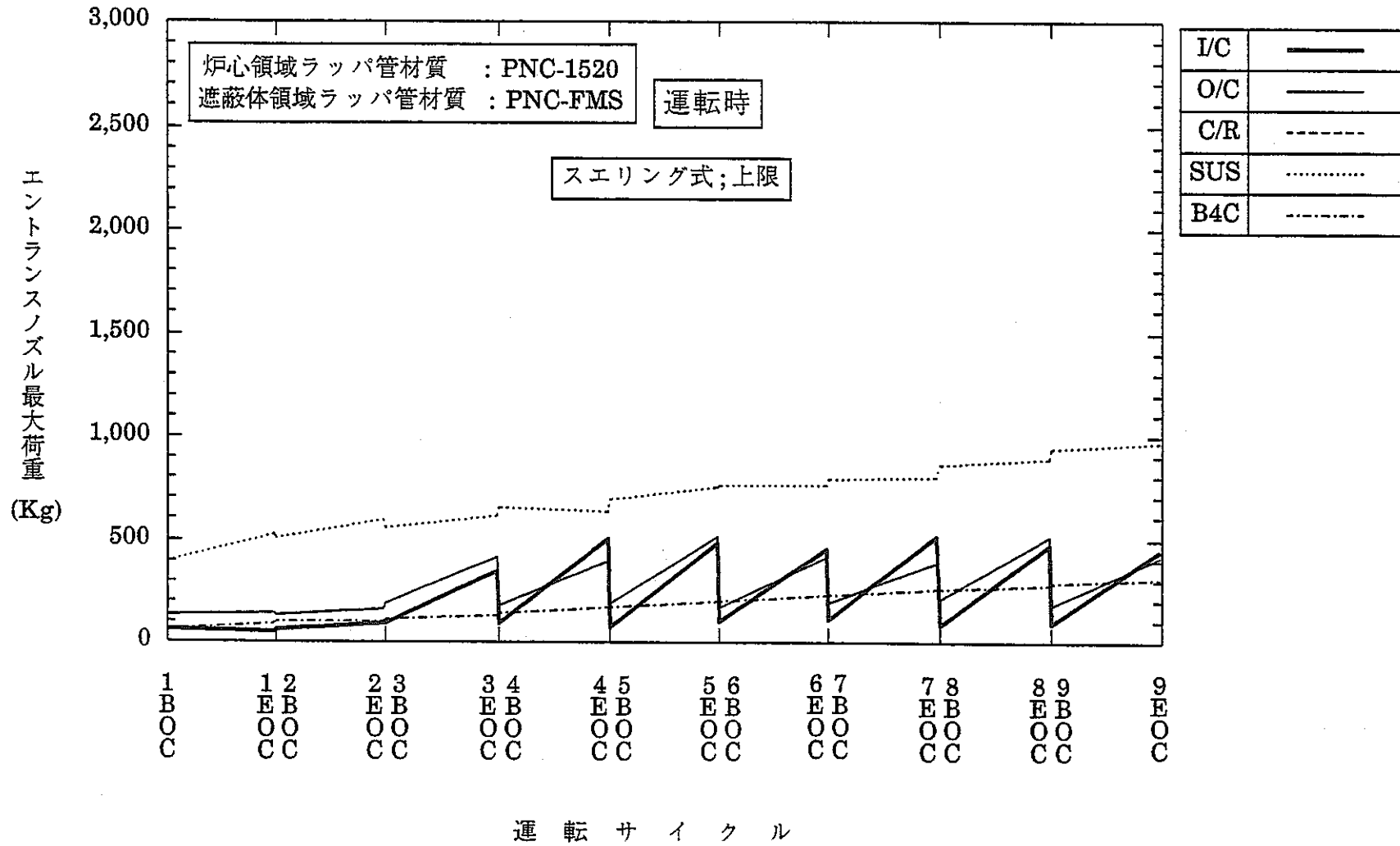


図1.3.9 (2/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 エントランスノズル最大接触荷重
 <12×3バッチ>

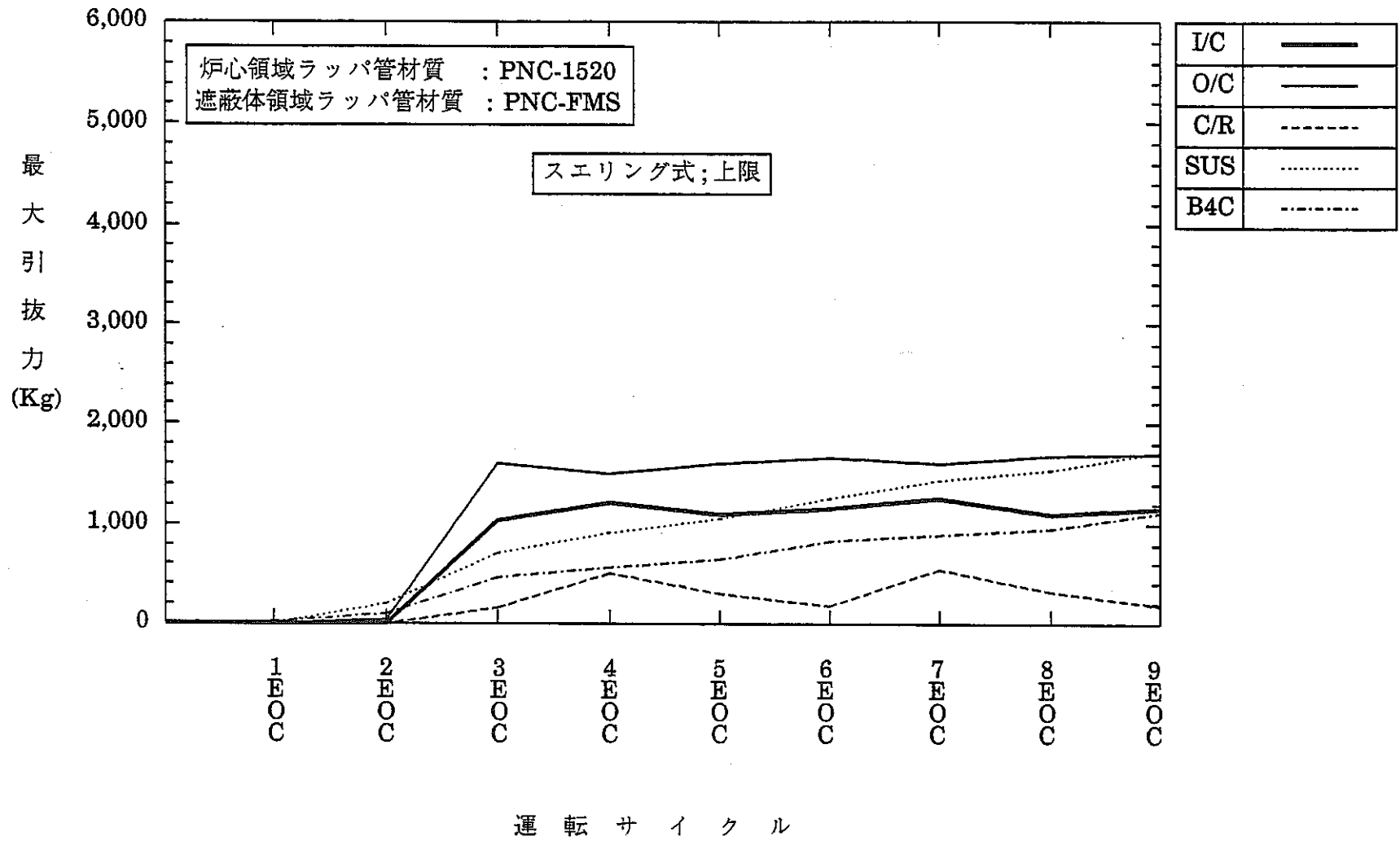


図1.3.9 (3/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大引抜き力<12×3バッチ>

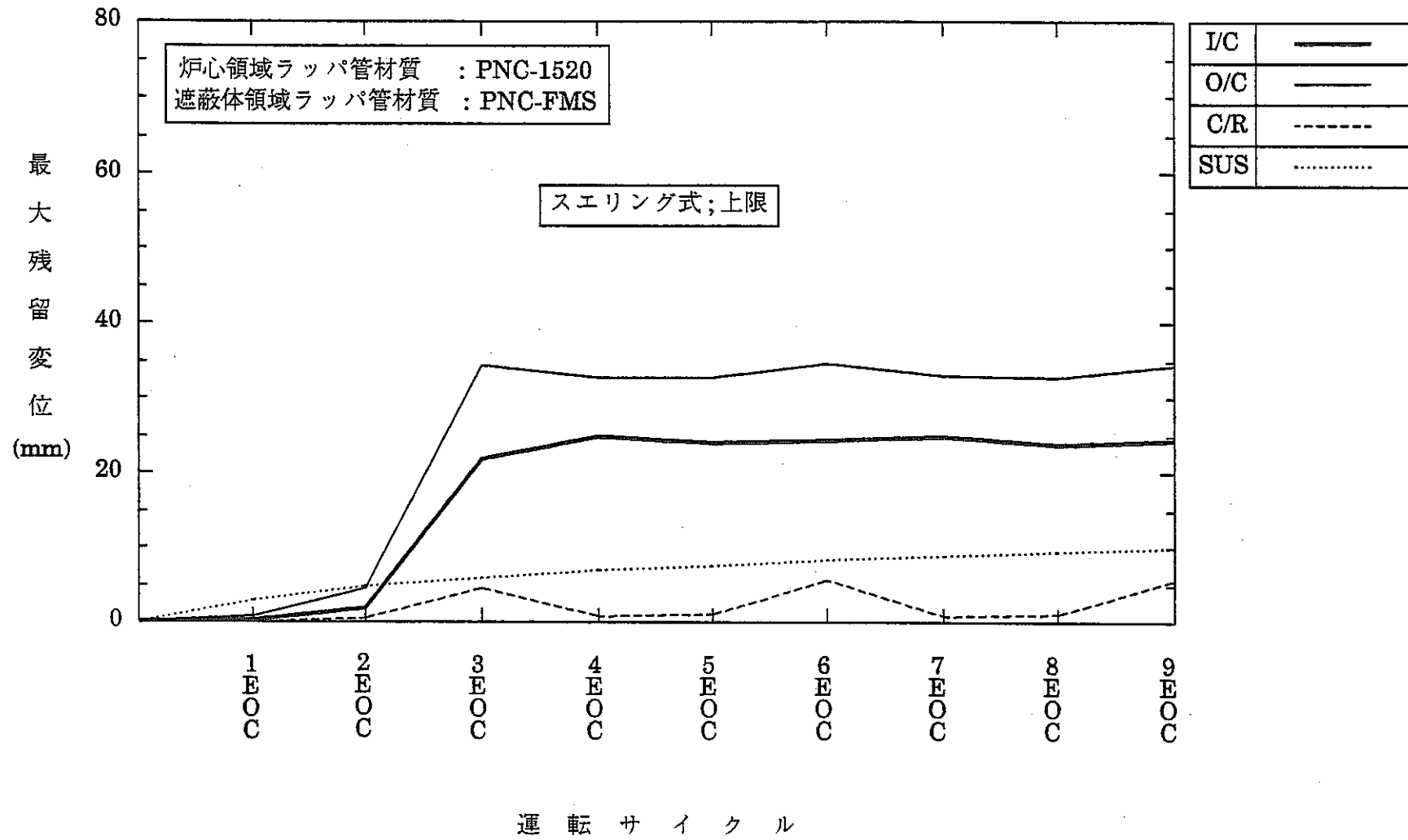


図1.3.9 (4/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大残留変位<12×3バッチ>

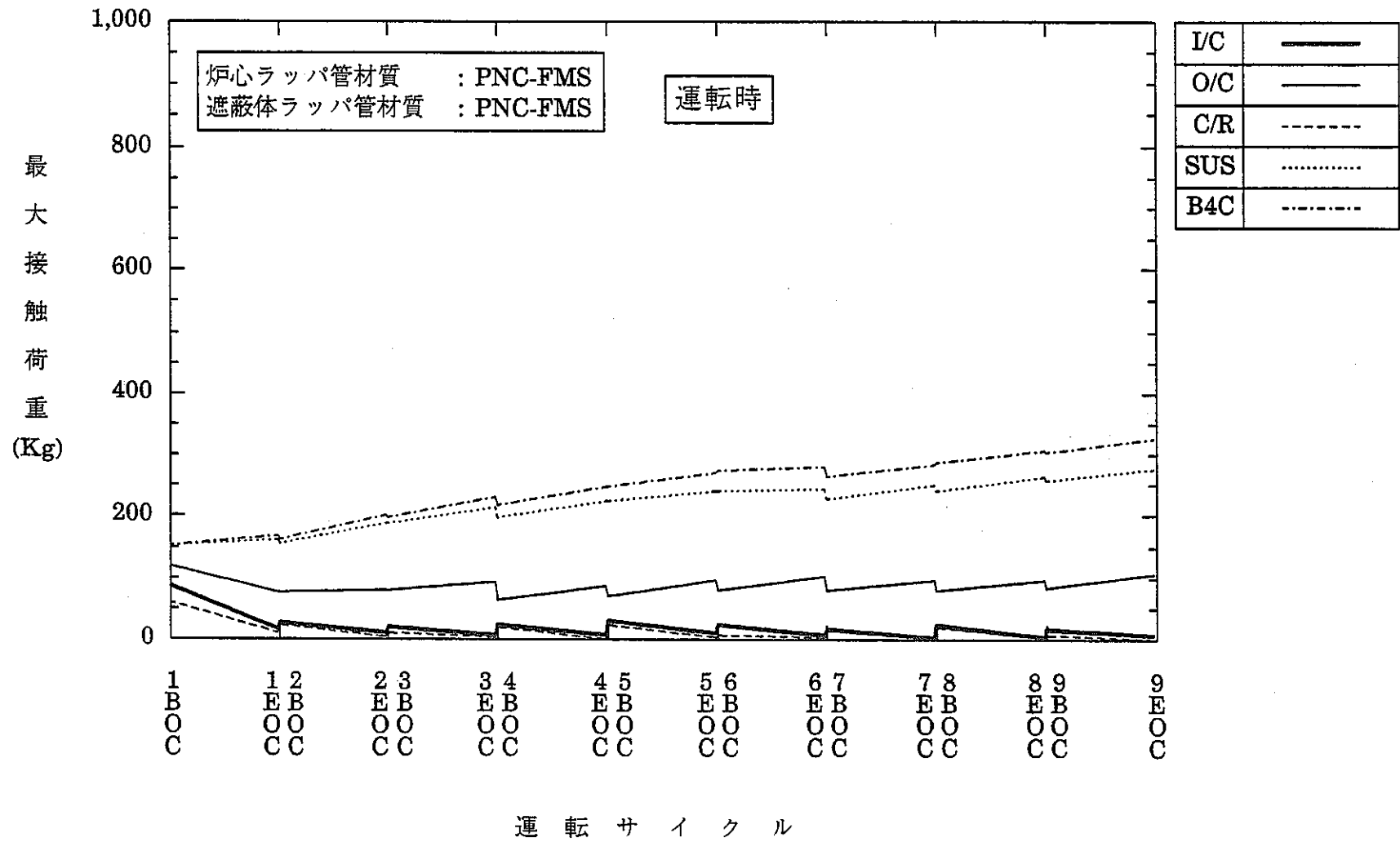


図1.3.10 (1/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大接触荷重<12x3バッチ>

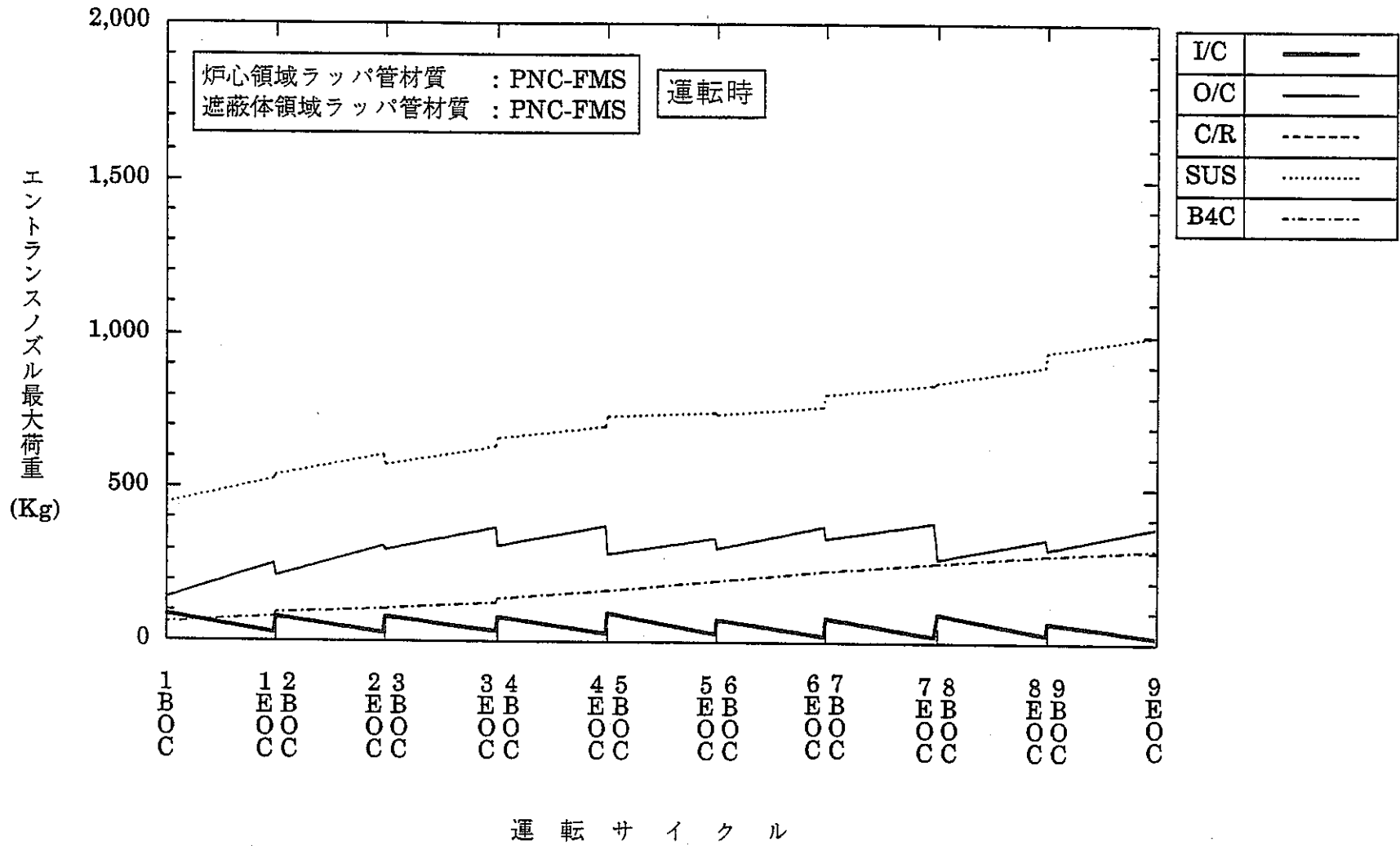


図1.3.10 (2/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 エントランスノズル最大接触荷重 <12×3バッチ>

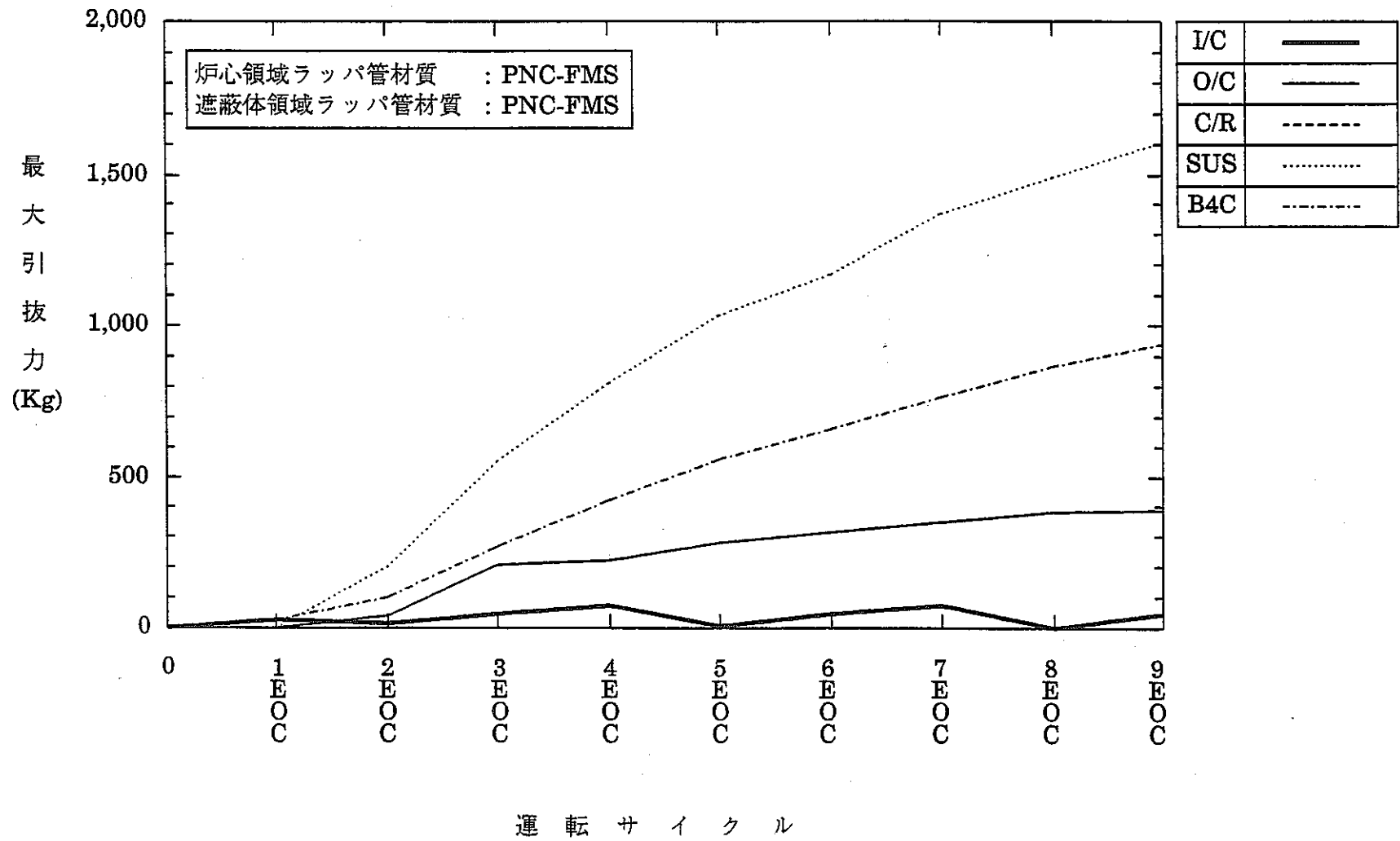


図1.3.10 (3/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大引抜き力<12×3バッチ>

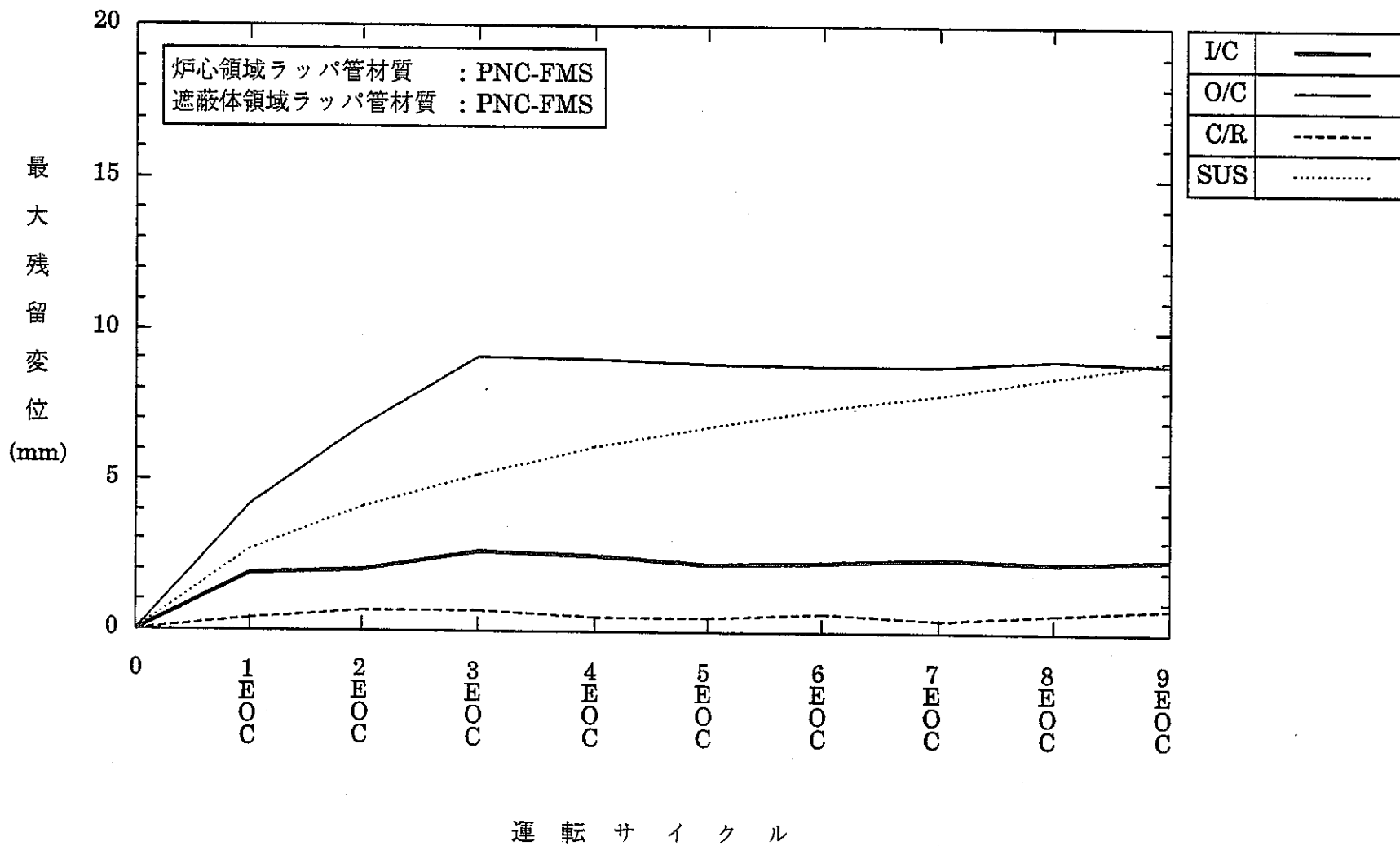


図1.3.10 (4/4) 平成3年度60万kWe基底増殖炉心 最大残留変位<12×3バッチ>

2. 燃料設計

2. 燃料設計

2.1 燃料集合体仕様

(1) 燃料集合体仕様設定の考え方

表2.1.1に、本60万kWe級大型炉プラントの炉心燃料仕様をまとめた。

(i) 燃料ピン外径

本設計では燃料サイクルコスト低減の観点から、太径燃料ピン・高線出力設計を指向するものとし、中空ペレット燃料を採用することとした。同時に従来の中実ペレット燃料では不可欠なサイクル初期のプレコンデショニング運転を不用とし、プラント運用上の制約を除くことも意図している。炉心取出平均燃焼度約90,000MWd/t、運転サイクル長さ12ヵ月、3バッチの燃料交換、通常時最高線出力480W/cmの条件から、燃料ピン外径8.5mm ϕ 、燃料スミヤ密度85%TD程度を目安に仕様を検討し、中空ペレット製造性の観点からペレット内径を2mm、ペレット外径を7.36mmとして、96%TDの高密度ペレットを選定した。

(ii) 被覆管肉厚

高温クリープ強度が改善された改良オーステナイト鋼(PNC1520鋼)を採用したことによりクリープ寿命分数和の観点からは従来設計よりも薄肉とすることが可能であるが、本設計では、PNC1520鋼の耐スエリング、耐照射クリープ特性の向上に伴うFCMI応力の増加を考慮して、0.48mmとすると共に、燃料ピン長さの短縮を目指すものとした。

(iii) 燃料ピン全長

被覆管肉厚0.48mm、通常时被覆管最高温度680°Cとし、暫定的な燃料線出力履歴により被覆管のクリープ寿命分数和とガスプレナム長さの関係をサーベイしてガスプレナム長さを決定した。図2.1.1には、燃料被覆管最高温度700°Cと680°Cの場合について示したが、燃料被覆管最高温度を20°C引き下げることにより、被覆管クリープ寿命分数和は約1/4に低下することが分かる。本設計では余裕をみてガスプレナム長さを700mmと設定し、燃料ピン全長を2550mmとした。

(iv) ワイヤ径、巻きピッチ、ポロシティ/リング

ラッピングワイヤ径、巻きピッチは、燃料体積比の確保に対する核設計側からの要求と炉心圧損の増加に対する冷却系側の制限から決定される。本設計では、燃料集合体全体の圧損を 4.5kg/cm^2 程度とし、燃料バンドル部圧損が約 3.5kg/cm^2 となるように仕様を決定するものとした。サーベイにおいては、これまでの設計経験から最大発熱集合体の流量を最大 37kg/sec とし、核設計側の要求である燃料体積比 37% 程度を出来るだけ満足できる仕様の組合せを検討した。燃料バンドルのポロシティ/リングについては、ワイヤ巻きピッチとの関係でウエアマークを生じない組合せとする必要がある。

本設計では、ラッパ管材料としてレファレンスをPNC1520鋼としているが、この場合は、同鋼のスエリングのピーク温度が 475°C 程度の低温側にあることによってラッパ管のスエリングの方が大きくBDIが発生しないので、ポロシティ/リングを小さくすることが可能である。また、ラッパ管材料代替案としてのフェライト/マルテンサイト鋼(PNC-FMS鋼)の場合にはラッパ管のスエリングが著しく小さいことからBDIの発生を考慮し、許される範囲でポロシティ/リングを大きめにとるものとした。図2.1.2にはウエアマークに関するセイフティマップに、本設計のレファレンス仕様と代替仕様を「もんじゅ」と共に示した。

(v) 集合体間ギャップ

従来のギャップ幅は、ラッパ管の照射によるふくれによってDDIが発生しないようにとの観点から決定していた。しかし、PNC1520鋼のスエリング特性が現在使用しているスエリング予測式(1990年式)のノミナル式程度が上限と考えられ始めていることから、これまでの検討経験をもとにPNC1520鋼ラッパ管の場合には、ラッパ管肉厚 4mm に対して集合体間ギャップを 5mm とした。代替案のPNC-FMS鋼ラッパ管の場合にはラッパ管のふくれが非常に小さいと予想されることから、集合体間ギャップを 4mm とし、それをポロシティ/リングを大きくしてBDIを防止するための集合体内対面間距離の増加にあてた。

表2.1.1には、燃料仕様の詳細についてレファレンス仕様と代替仕様を比較して示した。両仕様の集合体配列ピッチは同じであり、置き換え可能である。

(2) 集合体軸方向寸法

集合体軸方向寸法を決定するために、上記の燃料仕様の検討とともにエントランスノズル長さ、集合体上部軸遮蔽体部長さを検討し、原子炉構造設計側と軸方向長さ関係を取り合うものとした。

(i) エントランスノズル長さ

現状の集合体流量調節機構の構造はもんじゅと同じ横流入方式を念頭に置いている。本設計では「もんじゅ」方式とすることによるエントランスノズルの必要長さを600mmと設定した。

「もんじゅ」と同じ方式で流量調整する場合、流入孔位置でのキャビテーション発生を防止する観点から、流入孔でのナトリウム流速を「もんじゅ」と同程度にするものとした。「もんじゅ」の集合体最大流量が21.35kg/sec、60万kWe炉心での最大流量は多く見積もって37kg/secであることから、同一の流入孔数を前提とすると、断面積を流量比に等しくするものとして流入孔の径は32%増加させる必要がある。

集合体の径は集合体外対面間距離が「もんじゅ」110.6mm、60万kWe炉心が155.7mmであることから、エントランスノズル径も相似形がとれるとすれば、周方向の配置については特に問題は生じない。軸方向についても単純に相似形とする場合には「もんじゅ」の550mmを700mm程度とすることになる。流入孔の縦方向配置についてはR&D等により今後確認する必要があるが、本設計では、「もんじゅ」から50mm伸ばすことでキャビテーションの発生は防止できると判断し、600mmと設定した。

(ii) 制御棒パーキング位置と集合体上部寸法

「もんじゅ」以降、これまでの大型炉設計では制御棒挿入性の確保、吸収体体積比の増加の観点から、炉心集合体の上部の長さは上部軸遮蔽体の必要長さよりもむしろ制御棒全引き抜き時のパーキングのための必要長さから

決定されている。すなわち、全引抜き状態の制御棒吸収体部が下部案内管のハンドリングヘッドより下方に位置するように寸法関係を決めている。図2.1.3に炉心と制御棒吸収体の位置関係を模式的に示すが、これは「もんじゅ」の設計思想を踏襲したものである。過去の設計例から、ハンドリングヘッドとパッド部に少なくとも300mmは必要である。これに、吸収体上部の吊り構造と吸収ピン上部端栓部として100mmを必要とする。炉心部上端から集合体頂部までの長さは、これに吸収体の長さを加えたものである。

本設計では制御棒価値の余裕があることを前提として、集合体上部長さ短縮のために制御棒吸収体長さを100mm短縮して900mm、ストロークを950mmとすることにより、炉心頂部～集合体頂部を1300mmとした。

図2.1.4には集合体軸方向寸法の概略を示した。

表2.1.1 炉心燃料仕様

	項目	炉心燃料		径方向 ブランケット燃料 (高増殖炉心)
		PNC1520 ラッパ管仕様 (レファレンス)	PNC-FMS ラッパ管仕様 (代替案)	
燃料ペレット・被覆管仕様	ペレット形状	中空	←	中実
	ピン径	8.5mm	←	11.7mm
	燃料ペレット径	7.36mm	←	10.60mm
	中心空孔径	2.0mm	←	-
	ペレット間ギャップ	0.18mm	←	0.20mm
	燃料ペレット密度	96%TD	←	96%TD
	燃料スミア密度	84.72%TD	←	92.48%TD
	被覆管肉厚	0.48mm	←	0.45mm
ピン配列仕様	ワイヤ径	1.30mm	1.33mm	1.10mm
	燃料ピン配列ピッチ	9.85mm	9.91mm	12.85mm
	ワイヤ巻ピッチ	200mm	165mm	165mm
	ポロシテイ/リング	0.090mm/rng	0.148mm/rng	0.148mm/rng
	ガスプレナム長さ (上/下)	(mm) 50/700	←	←
	端栓部長さ (上/中間/下)	(mm) 30/20/50	←	←
	燃料ピン全長	2550mm	←	←
集合体仕様	集合体当り燃料ピン数	217本	←	127本
	内対面間距離	147.7mm	148.7mm	147.7mm
	ラッパ管板厚	4.0mm	4.0mm	4.0mm
	ラッパ管間ギャップ	5.0mm	4.0mm	5.0mm
	集合体配列ピッチ	160.7mm	160.7mm	160.7mm
	燃料体積比	38.2%	38.2%	50.1%

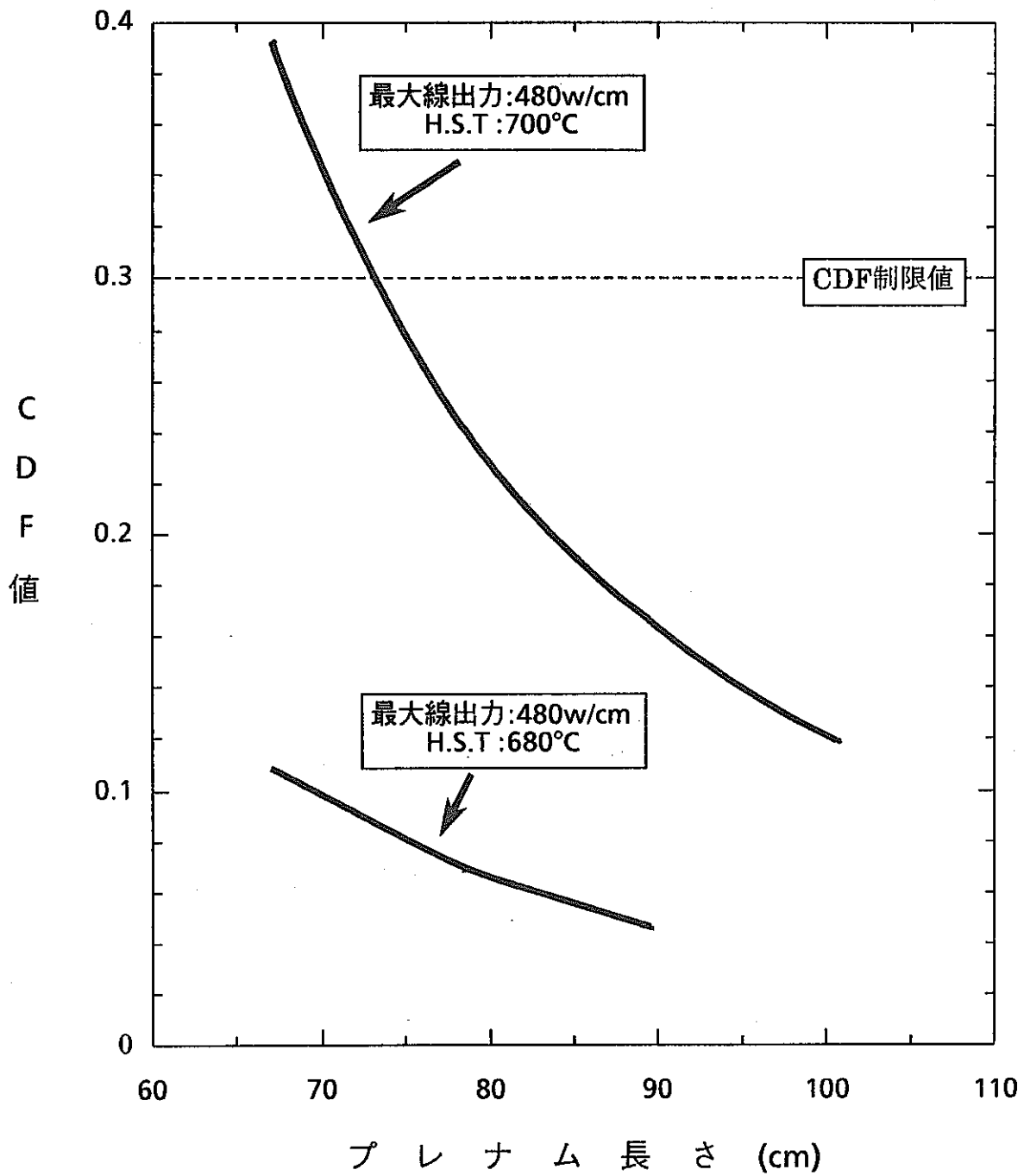
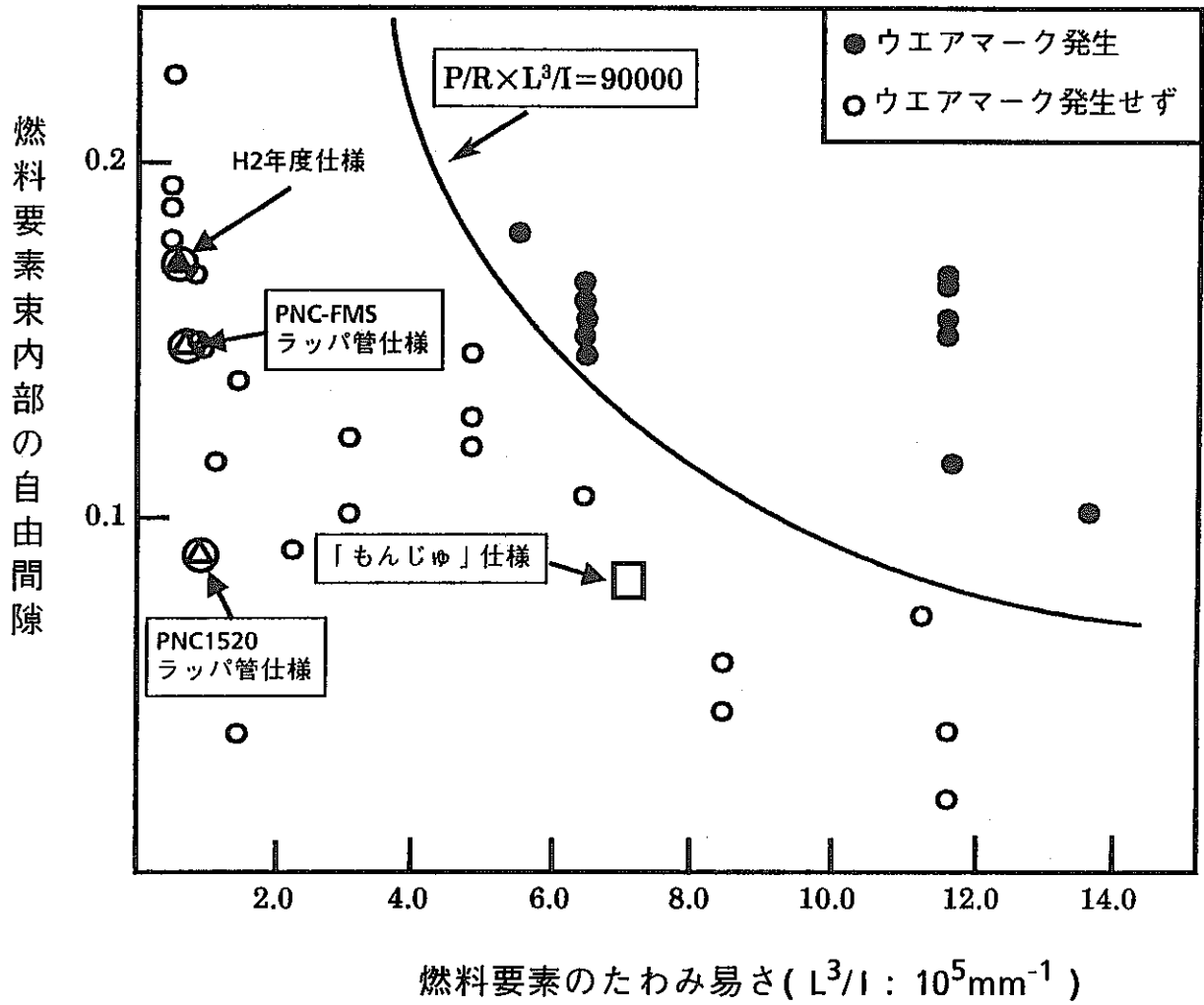


図2.1.1 プレナム長さに対する CDF 値
 <被覆管外径：8.5 mm, 被覆管肉厚：0.48 mm>

(P/R : mm)



I : 断面2次モーメント $I = (D_o^4 - D_i^4) \times \pi / 64$

L : ワイヤ巻ピッチ

D_o : 被覆管外径

D_i : 被覆管内径

図2.1.2 燃料仕様とウエアマーク

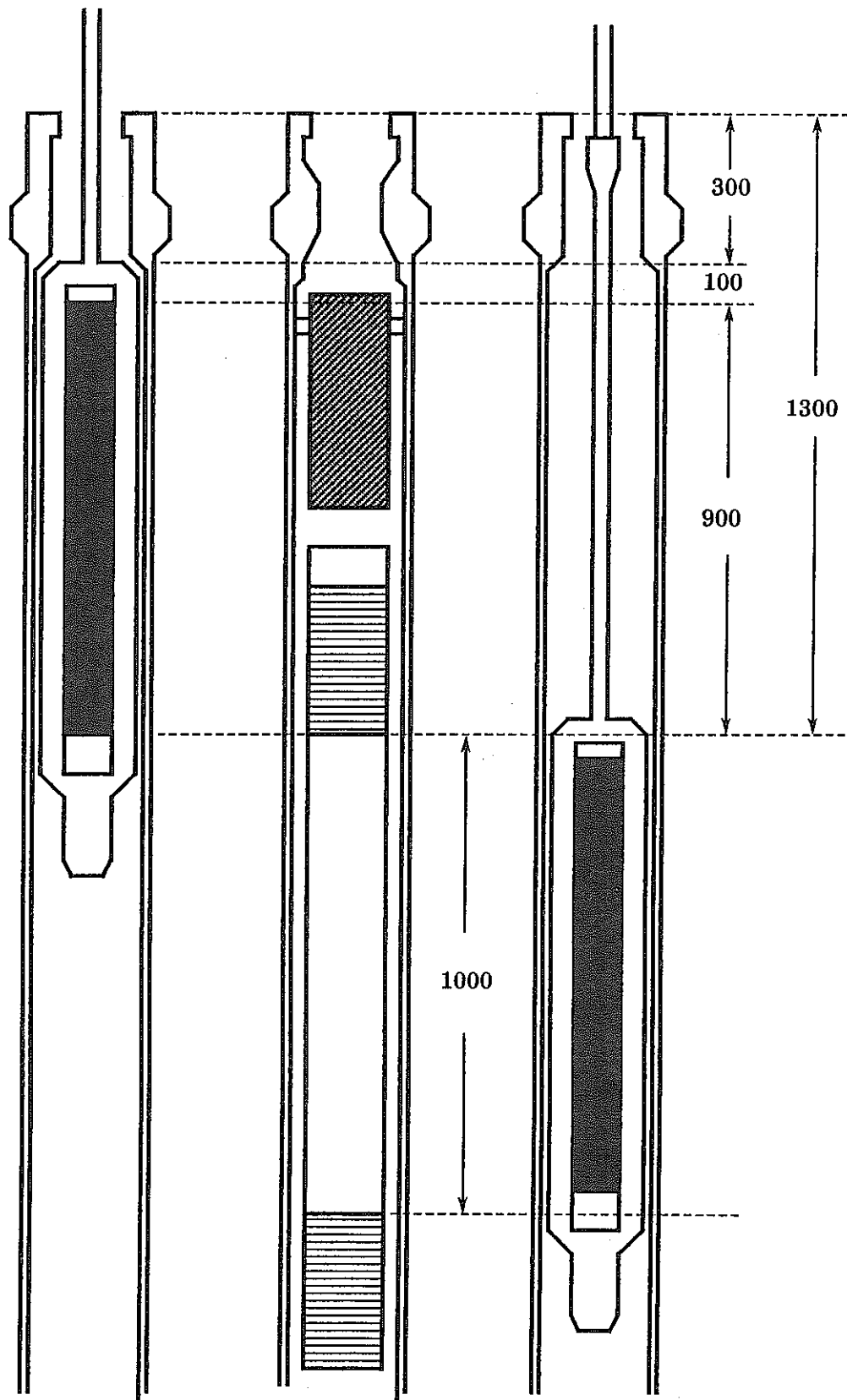


図2.1.3 制御棒-炉心 軸方向位置関係

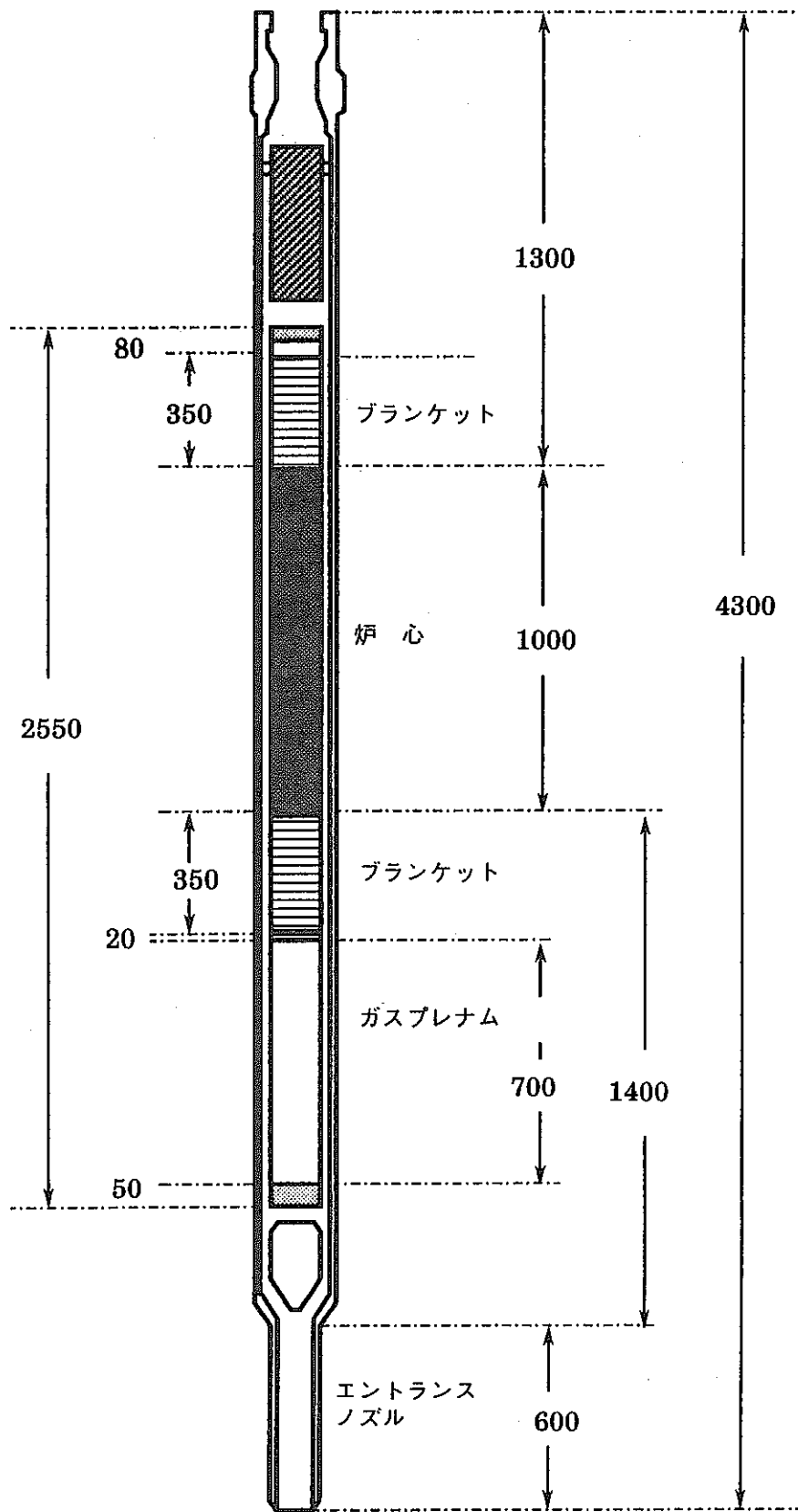


図2.1.4 集合体寸法概略

2.2 燃料中心温度評価

本設計では「もんじゅ」における3領域モデルに各種の温度不確かさ要因を積み上げる燃料ペレット高温点評価法に代わり、燃料挙動解析コードに基づく方法をとることとした。これは「もんじゅ」手法を踏襲する場合には中空ペレットを用いるとしても燃料の高線出力化が難しいと判断したためである。

本設計では燃料挙動解析コードCEDAR-II Bを用いて燃料中心のノミナル温度を評価するとともに、燃料製作公差に基づく温度不確かさ幅を同コードによる解析で別途求めて燃料中心ホットスポット温度を評価するものとした。

(1) 炉心燃料の線出力履歴

内側炉心、外側炉心のそれぞれについて最大線出力を経験する燃料ピンを代表として、燃料寿命中の通常時、過出力時の燃料中心温度を解析するものとした。図2.2.1に代表燃料ピンの線出力履歴を内側炉心、外側炉心について示した。同線出力履歴は集合体内の最大線出力ピンを包絡するよう選んでおり、温度評価に関して保守的なものとなっている。また、核計算のノミナル値は480W/cmを下回っている(470W/cm ; ペレット外発熱を含む)が、本検討では初期値を内側炉心、外側炉心とも480W/cmに規格化した履歴を用いた。

図2.2.1に示されるように、内側炉心、外側炉心とも線出力は燃焼と共に漸減している。

(2) 出力上昇パターン

燃料温度評価においては、サイクル初期のプレコンディショニングは無しとし、燃料線出力が8時間でゼロ出力から100%出力時の480W/cmに到達するものとした。過出力時の燃料温度解析は燃料組織変化に影響を与えないようにステップ状とした。

(3) 過出力時の燃料線出力

炉心燃料の過出力時線出力は、スクラム設定値と出力歪み及びその他の誤差分を考慮して設定する。燃料温度評価においては、定格時線出力の480W/cmに対して以下の過出力上昇分を設定した。

- ・ カロリメトリック誤差―――2%
- ・ 出力分布予測誤差―――5%

- ・計装系各種誤差—————2%
- ・炉出力上昇+出力歪—————13% (過出力係数113%)
- ・ペレット外発熱割合————— -1.5%(温度評価上は定格時にも考慮すべきであるが、解析コードで燃焼度が保存されないので過出力に対してのみ考慮した。なお、これは暫定値であるが「もんじゅ」における1.9%に対して、燃料仕様の違いに基づく構造材体積比の違い

($1-0.382 \times 0.96$)/($1-0.33 \times 0.85$) を考慮したものである)

以上の合計により過出力時最大線出力を定格480W/cmの120.5%として燃料温度を評価した。なお、出力歪は内側炉心、外側炉心で異なり、内側炉心が2%程度外側炉心よりも小さいが、本検討では、内側炉心でも外側炉心と同じ出力歪みを想定している。

(4) 燃料温度評価における燃料製作公差の取扱い

燃料温度評価上、重要な燃料製作公差としては中心空孔径、ペレット外径、ペレット焼結密度、ペレットO/M比、Pu富化度、燃料被覆管外径、燃料被覆管内径がある。検討では、これらの公差が燃料温度に及ぼす影響度を評価し、それらの不確かさを統計処理して解析値に加算し、ホットスポット温度とするものとした。表2.2.1、表2.2.2は、それぞれ内側炉心燃料、外側炉心燃料について各種燃料製作公差の感度解析を行った結果を整理したものであり、ノミナル仕様に対して、着目する公差のみをプラス、マイナスに振り、温度変化がプラス側になる時の変化幅を示したものである。製作公差による温度不確かさ幅はこれらを統計処理することにより求めている。

(5) 燃料温度履歴および成立性評価

図2.2.2には内側炉心燃料について、また、図2.2.3には外側炉心燃料について各燃焼サイクルの初期及び末期に過出力を経験するものとした時の燃料中心温度の履歴を示した。図に示されるように、出力の漸減が緩慢な内側炉心の方が温度評価上、厳しい結果となっている。

図に示した燃料温度評価値には解析誤差は含まれていないが、CEDARコードは、燃焼の進んだ燃料によるPower to Melt実験データも含めたコード・キャリブレーションを実施しており、EBR-IIの実験データの誤差を含めても

90°Cを解析誤差として見込めば十分であると判断される。よって、本設計ではCEDAR-II Bコードの燃料融点評価値に対して、これを90°C低く設定することによって解析誤差を見込む考え方をとった。図に示されるように、燃料寿命中を通じて、過出力時にも燃料中心温度は融点に対して70°C程度の余裕をもっていることが分かる。

なお、図から分かるように、過出力を想定すると燃料温度はサイクル初期だけでなく、燃焼末期にもかなり厳しい状況となっている。これは燃料ペレット熱伝導度の燃焼に伴う低下によるものであるが、燃焼による出力漸減の小さい内側炉心燃料が厳しい結果となっている。炉心設計においては、出来る限りサイクル初期に最高線出力を経験するような出力分布平坦化を目指すことが重要と考えられる。更に、燃焼の進んだ燃料に対するコード・キャリブレーションは、まだまだ十分とは云えず、高燃焼度側での燃料温度評価の精度を詰めることがR&D上の大きな課題である。

表2.2.1 燃料中心温度への各公差の影響 (内側炉心、過出力=122%)

日数	ノミナル	中心空孔径 ±0.2(mm)	ペレット 外径 ±0.05	ペレット 密度 ±2(%TD)	O/M比 ±0.02	Pu富化度 ±3%(相対)	被覆管外径 ±0.03	被覆管内径 ±0.025	統計処理
8h	2196.3	57.7	131.1	19.2	0	2.8	3.5	93.3	172
8h(過出力)	2501.6	47.8	87.0	10.4	0	2.7	3.0	60.8	117
8h	2205.1	56.8	123.3	20.2	0	4.3	5.1	90.4	164
182	2077.6	56.4	54.7	8.8	115.9	9.8	8.2	38.4	146
365(1)	2136.1	88.5	35.8	0	76.7	32.8	43.6	48.6	143
365(2)(過出力)	2445.3	93.4	37.7	0	71.8	34.9	46.0	52.2	146
365(3)	2147.2	91.3	37.6	0	79.3	34.6	45.6	50.8	144
365(4)	2117.6	79.9	48.2	0	88.4	29.3	37.5	48.9	129
365(5)(過出力)	2415.3	83.7	49.9	0	81.8	31.2	39.3	51.9	143
365(6)	2118.5	79.2	49.6	1.3	88.0	28.7	36.8	49.1	142
547	2162.1	80.0	48.2	0	87.5	28.6	36.6	50.1	145
730(1)	2173.9	78.1	39.4	0	75.6	28.9	38.2	45.8	133
730(2)(過出力)	2452.1	80.4	37.3	0	67.5	29.2	39.0	46.1	130
730(3)	2175.9	76.8	38.4	0	74.8	28.0	37.1	45.2	131
730(4)	2198.8	70.7	45.9	0	85.2	25.1	32.2	46.0	131
730(5)(過出力)	2477.5	74.1	51.9	0	83.3	27.3	33.8	47.8	139
730(6)	2200.8	69.9	45.7	0	85.8	25.0	31.5	45.2	134
912	2192.8	68.7	47.4	0	81.4	25.0	31.4	44.9	131
1095(1)	2158.1	87.8	44.6	0	83.1	39.5	48.4	57.7	154
1095(2)(過出力)	2446.4	75.3	45.7	0	74.5	26.2	34.2	43.8	131
1095(3)	2158.1	76.9	33.6	0	72.2	28.6	37.5	46.8	129

表2.2.2 燃料中心温度への各公差の影響 (外側炉心、過出力=122%)

日数	ノミナル	中心空孔径 ±0.2	ペレット 外径 ±0.05	ペレット 密度 ±2(%TD)	O/M比 ±0.02	Pu富化度 ±3%	被覆管外径 ±0.03	被覆管内径 ±0.025	統計処理
8h	2205.3	52.7	118.8	18.6	0	2.3	0.8	87.3	158
8h(過出力)	2509.5	44.7	74.0	9.7	0	1.3	1.1	56.4	104
8h	2215.5	50.4	108.7	19.3	0	2.1	1.0	83.4	147
182	2070.7	46.9	51.4	12.6	0	1.2	0	20.4	74
365(1)	2142.2	12.3	0	0	29.9	3.1	0	0	32
365(2)(過出力)	2453.6	13.0	0	0	22.7	3.2	0	0	26
365(3)	2153.1	12.8	0	0	32.3	3.2	0	0	35
365(4)	2147.2	16.5	14.0	0	46.3	1.9	0	0	51
365(5)(過出力)	2448.4	16.6	19.2	0	42.2	3.2	0	0	49
365(6)	2149.7	17.0	16.7	0	49.2	2.5	0	0	49
547	2182.2	19.6	21.0	0	55.8	3.2	0	0	63
730(1)	2186.0	12.8	6.2	0	37.0	3.5	0	0	40
730(2)(過出力)	2466.3	13.3	4.0	0	28.0	3.5	0	0	31
730(3)	2187.5	11.9	5.8	0	36.1	2.7	0	0	39
730(4)	2174.9	15.6	20.3	0	55.0	2.3	0	0	61
730(5)(過出力)	2451.9	15.7	20.9	0	52.0	2.4	0	0	58
730(6)	2175.6	15.3	19.9	0	55.4	2.4	0	0	61
912	2157.5	13.5	20.3	0	50.2	1.8	0	0	56
1095(1)	2140.8	10.0	5.3	0	29.1	2.6	0	0	31
1095(2)(過出力)	2411.9	9.4	3.4	0	23.7	2.4	0	0	26
1095(3)	2141.4	9.8	4.7	0	28.6	2.1	0	0	31

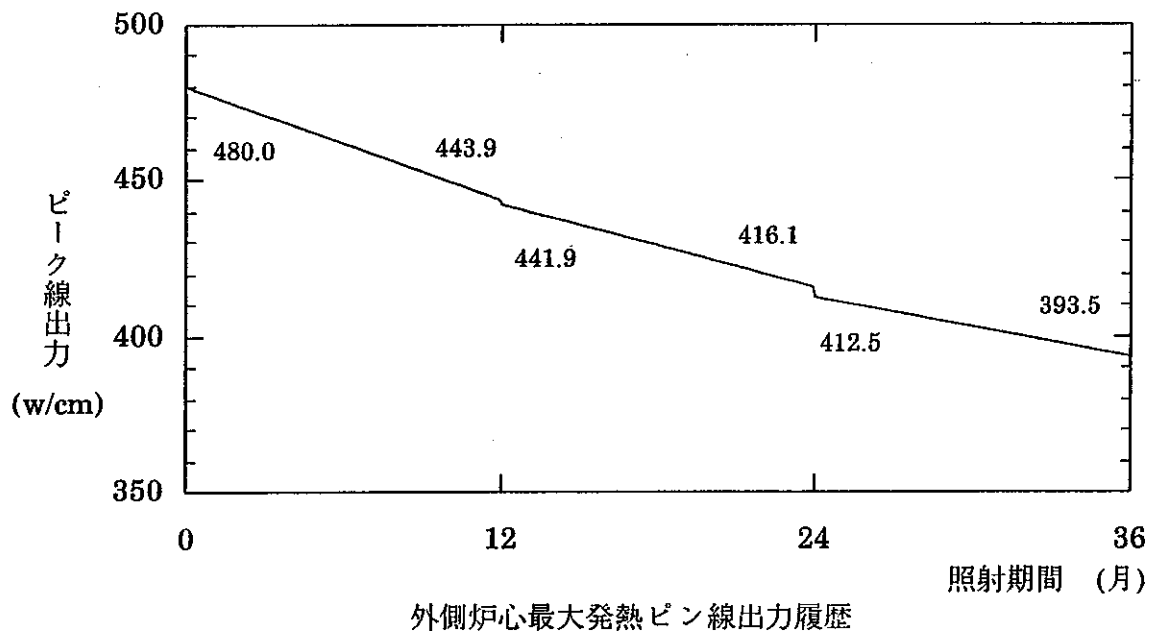
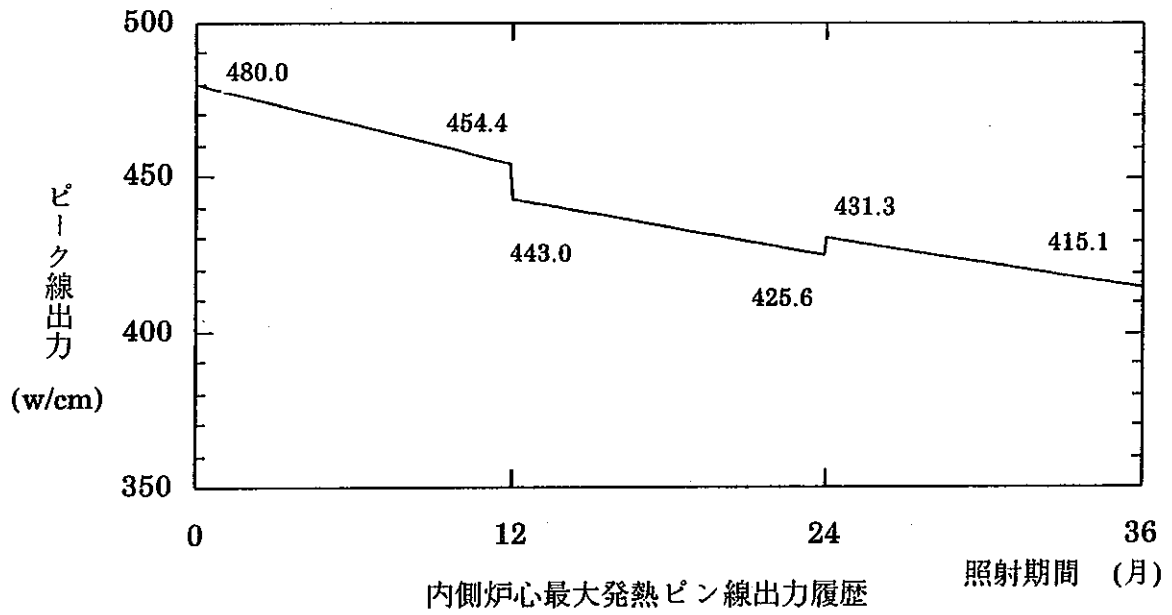


図2.2.1 代表燃料ピンの線出力履歴

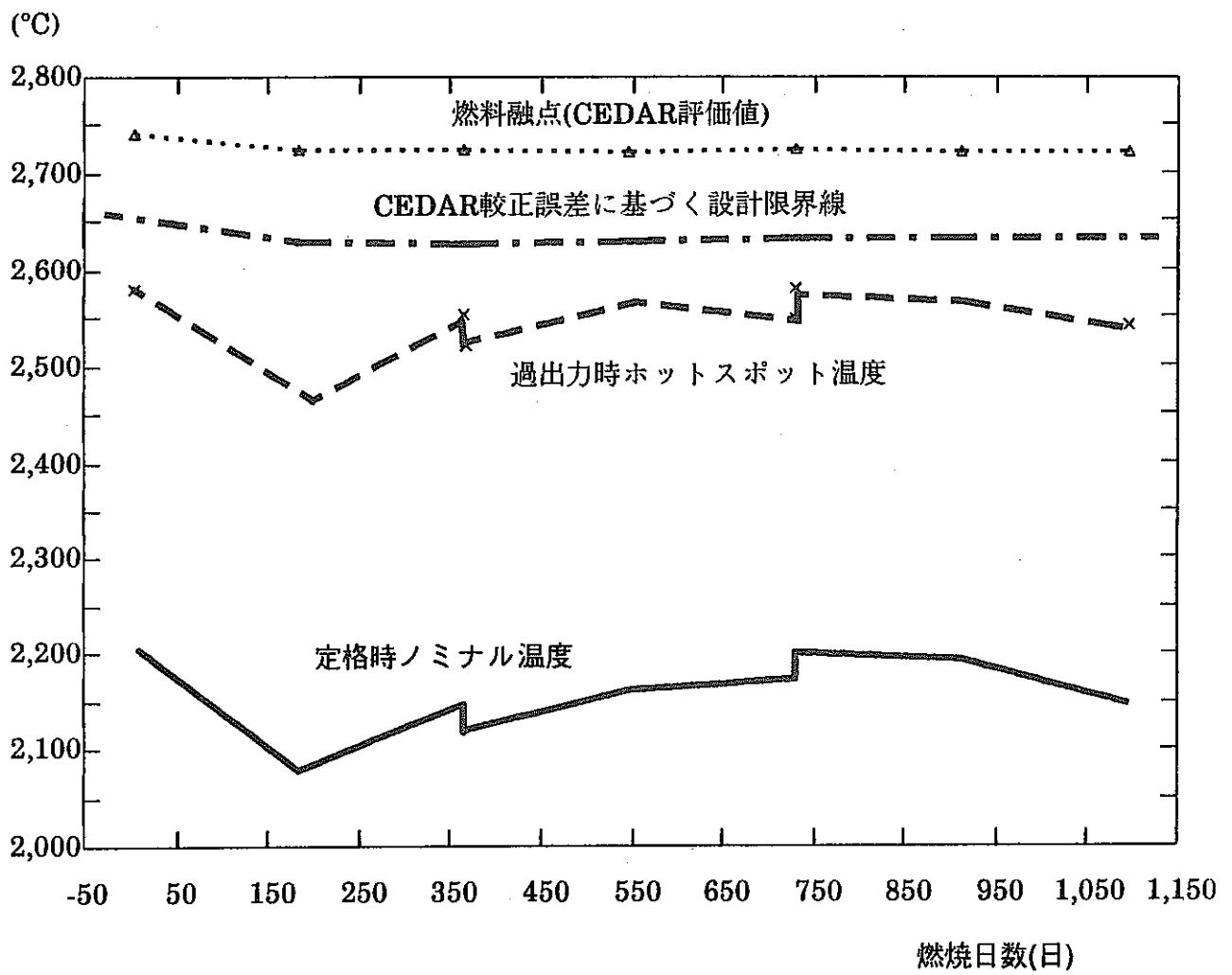


図2.2.2 通常時、過出力時の燃料中心温度 (内側炉心)

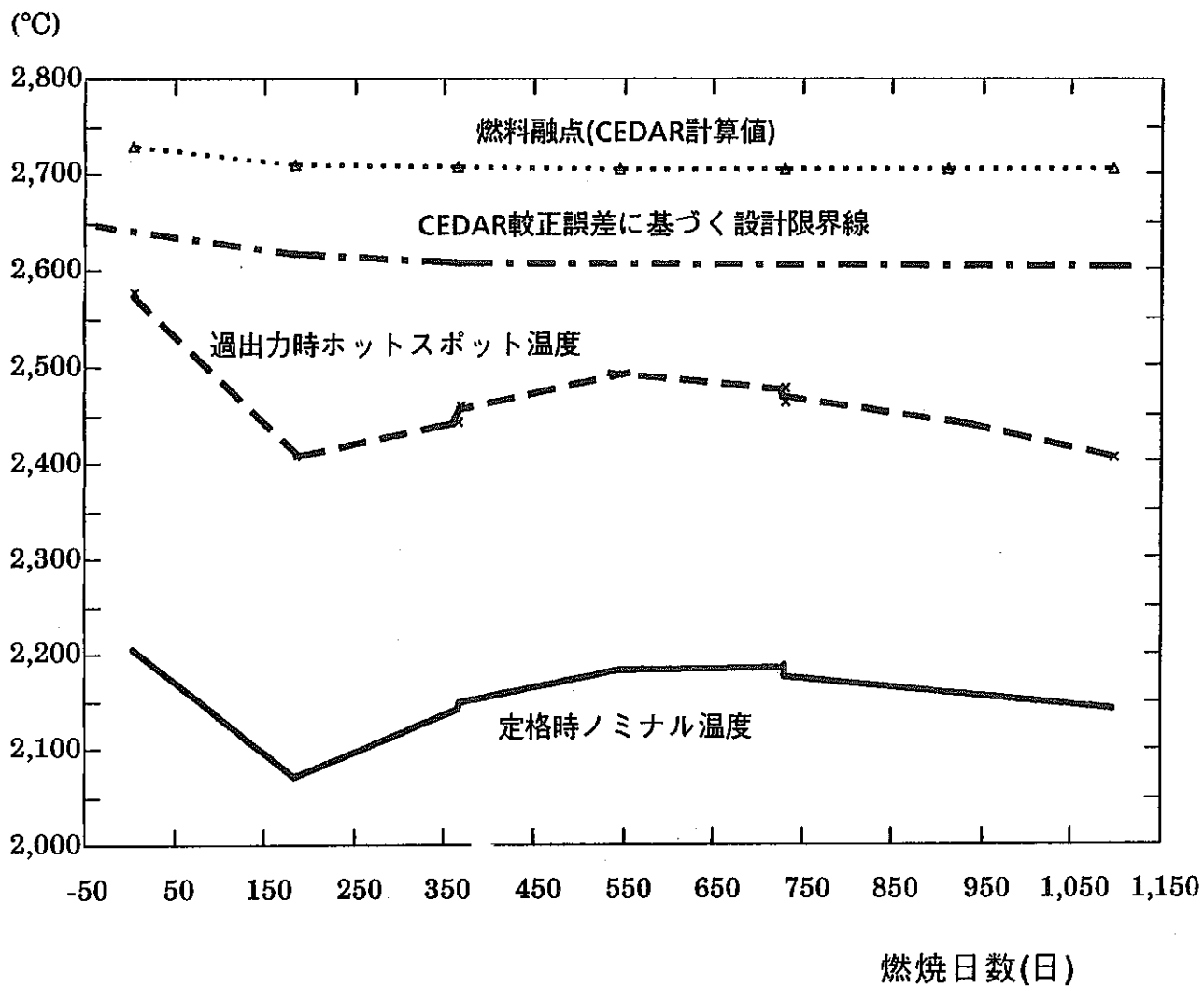


図2.2.3 通常時、過出力時の燃料中心温度 (外側炉心)

2.3 燃料被覆管CDF評価

(1) 評価方法

FPガス内圧による燃料被覆管のクリープ寿命分数和(CDF)をSPECTACLEコードにより評価した。評価においては、「もんじゅ」におけるCDF評価と同等の考え方に基づいた。すなわち、被覆管温度についてはホットスポット温度を用い、被覆管肉厚公差、被覆管内面腐食、被覆管外面腐食の最大値を系統的に重ね合わせた。また、ガスプレナム容積については、燃料ピン下ガスプレナムの容積のみを考慮し、上ガスプレナムおよびギャップ部の容積は考慮しないものとした。評価条件を以下に示す。

- ・ 初期被覆管肉厚 ----- 0.48 - 0.03 (mm)
- ・ 炉心部高さ ----- 1000 + 5 (mm)
- ・ 酸素濃度 ----- 3 (ppm)
- ・ ガスプレナム容積 ----- 31.25 (cc.)
- ・ 燃料線出力 ----- ノミナル値

(2) 燃料線出力、温度履歴

最大線出力を経験する内側炉心燃料ピンと最大燃焼度となる内側炉心燃料ピンについてCDFを評価した結果を示す。図2.3.1には、寿命初期に最大線出力を経験する内側炉心燃料ピン(集合体番号4)の線出力履歴と被覆管最高温度を680°Cとした時の温度履歴を示した。また、図2.3.2には、最大燃焼度となる内側炉心燃料ピン(集合体番号7)の線出力履歴と被覆管温度履歴を示した。

以上の2つの代表ピンに対する評価結果を表2.3.1に示したが、同表に示されるように、ガス圧による被覆管CDFの設計条件の制限値0.3を余裕をもって満足している。

表2.3.1 寿命末期の被覆管応力とCDF

	最大線出力ピン (集合体番号4)	最大燃焼度ピン (集合体番号7)
被覆管ホットスポット温度 (肉厚中心)	640.4°C	653.2°C
ホットスポット内面腐食量	100 μ	100 μ
ホットスポット外面腐食量	50.5 μ	61.2 μ
ホットスポット被覆管肉厚	0.300mm	0.289mm
被覆管フープ応力	11.3kg/mm ²	11.7kg/mm ²
CDF評価値	0.08	0.19

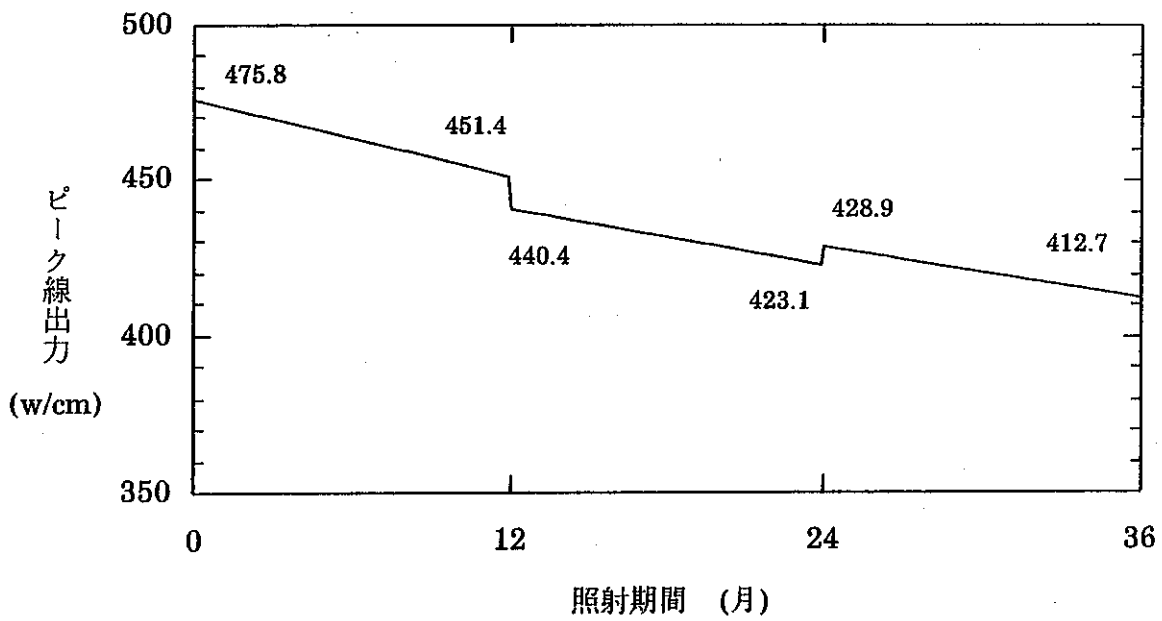


図2.3.1 (1/2) 内側炉心最大発熱ピンのピーク線出力履歴 (集合体番号4)

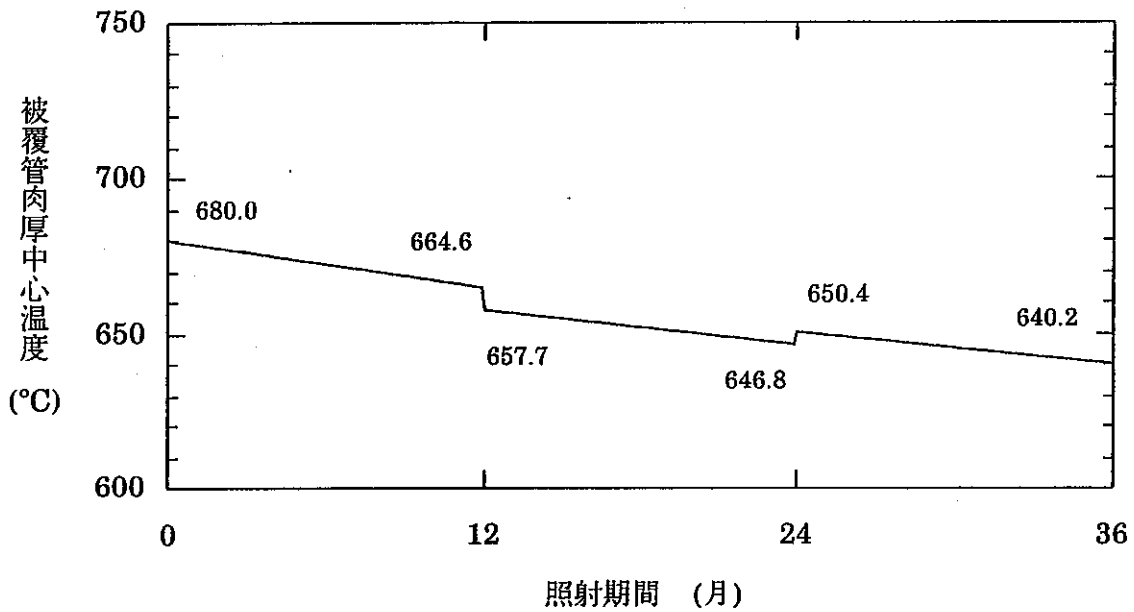


図2.3.1 (2/2) 内側炉心最大発熱ピンの被覆管肉厚中心H・S温度履歴 (集合体番号4)

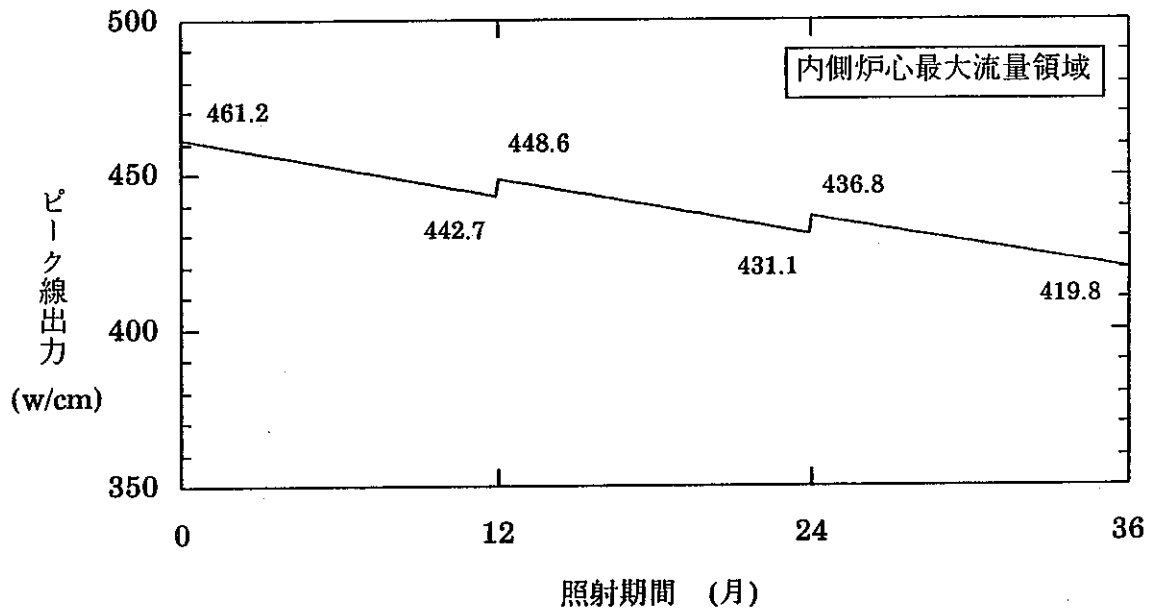


図2.3.2 (1/2) 内側炉心計画流量決定時のピーク線出力履歴 (集合体番号7)

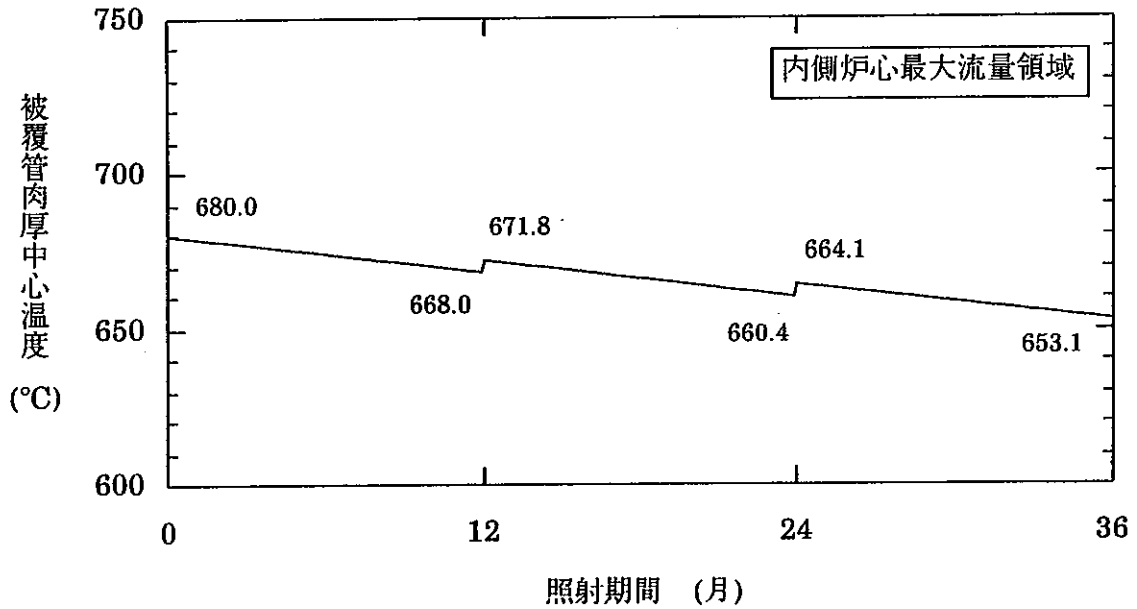


図2.3.2 (2/2) 内側炉心計画流量決定時の被覆管肉厚中心H・S温度履歴 (集合体番号7)

2.4 FCMI評価

燃料設計ではFCMIに対して、

- ① 通常時においてはFCMIによるCDFの増加が十分小さいこと
- ② 過出力時にはFCMIによる被覆管の過大な変形が生じないことを設計条件としている。

本設計では中空ペレット燃料を採用しているが、96%TDの高密度仕様であること、高線出力(480W/cm)設計であることから、FCMI挙動を評価しておくことにより、被覆管肉厚等の妥当性を確認するものとした。ここでは、FCMIが最も厳しいと考えられる内側炉心燃料の最大発熱燃料ピンについて、CEDAR-II BコードによりFCMI挙動を解析した。

(1) 解析方法

解析はFCMI応力に対して保守的な評価となるように燃料ペレット、燃料被覆管についてノミナル仕様で解析し、燃料製作公差の影響を別途感度解析によって評価するものとした。

(2) 対象燃料ピン

解析対象燃料ピンには最大発熱の内側炉心燃料ピン(集合体番号4)を選定した。図2.3.1(1/2)には、その燃料線出力履歴を示した。

(3) 被覆管周方向最大応力

燃料寿命中を通じての被覆管周方向最大応力を燃料ピンの軸方向の各ノードについてプロットし、ホットスポット温度に対応する設計降伏応力 Sy^* (照射効果、環境効果を含む)と対比して示した。図2.4.1は通常時、図2.4.2は過出力時の周方向最大応力を示す。図2.4.1に示されるように、通常時のFCMIによる周方向最大応力は12.5kg/mm²程度であり、FCMIによるCDFの増分はStベースで0.06程度であり、問題がないことが確認できた。過出力時のFCMIによる被覆管の周方向最大応力はかなり大きなレベルに達しており、 Sy^* に近い応力が発生している。「過大な変形を生じない」に対しては、応力が Sy^* 以下となれば設計成立性があると判断することが出来る。本検討では、過出力時のFCMI応力について、燃料製作公差による応力の変動を評価した。表2.4.1には燃料製作公差による最大周方向応力の増加を解析したものをまとめた。また、こ

これらの応力の増加を統計処理することによって評価するものとした。図2.4.2に示されるように、燃料製作公差によるFCMI応力の増加を考慮しても、設計条件の成立性の目安である「 S_y^* 以下」を満足しており、中空ペレットによる燃料仕様の妥当性が確認できた。

表2.4.1 周方向最大応力への燃料製作公差の影響 (過出力時)

ノード	ノミナル (kgf/mm ²)	時期	中心空孔 (±0.2mm)	燃料外径 (±0.05mm)	燃料密度 (±2%)	O/M比 (±0.02)	富化度 (±3%)	被覆管外径 (±0.03mm)	被覆管内径 (±0.025mm)	統計処理
1	7.613	3E	0.141	7.733	5.334	5.746	0.053	0.266	7.281	13.205
2	21.78	3E	0.785	2.478	0	2.471	0.081	0.706	0.350	3.673
3	26.32	3E	0.404	0	0	2.590	0.042	0.591	0.174	2.693
4	27.80	1M	2.504	0.730	0	2.976	0.127	0.457	0	3.986
5	28.69	1M	1.216	0.382	0	2.994	0.149	0.470	1.319	3.546
6	28.59	1M	1.080	0.172	0	2.805	0.120	0.427	0	3.043
7	28.02	1M	2.785	0.583	0	1.117	0.088	0.383	0.124	3.084
8	26.35	1M	0.992	0.784	0.531	4.062	0.112	0.433	1.584	4.592
9	17.56	1M	1.383	1.198	1.900	3.096	0.003	0.140	1.184	4.239

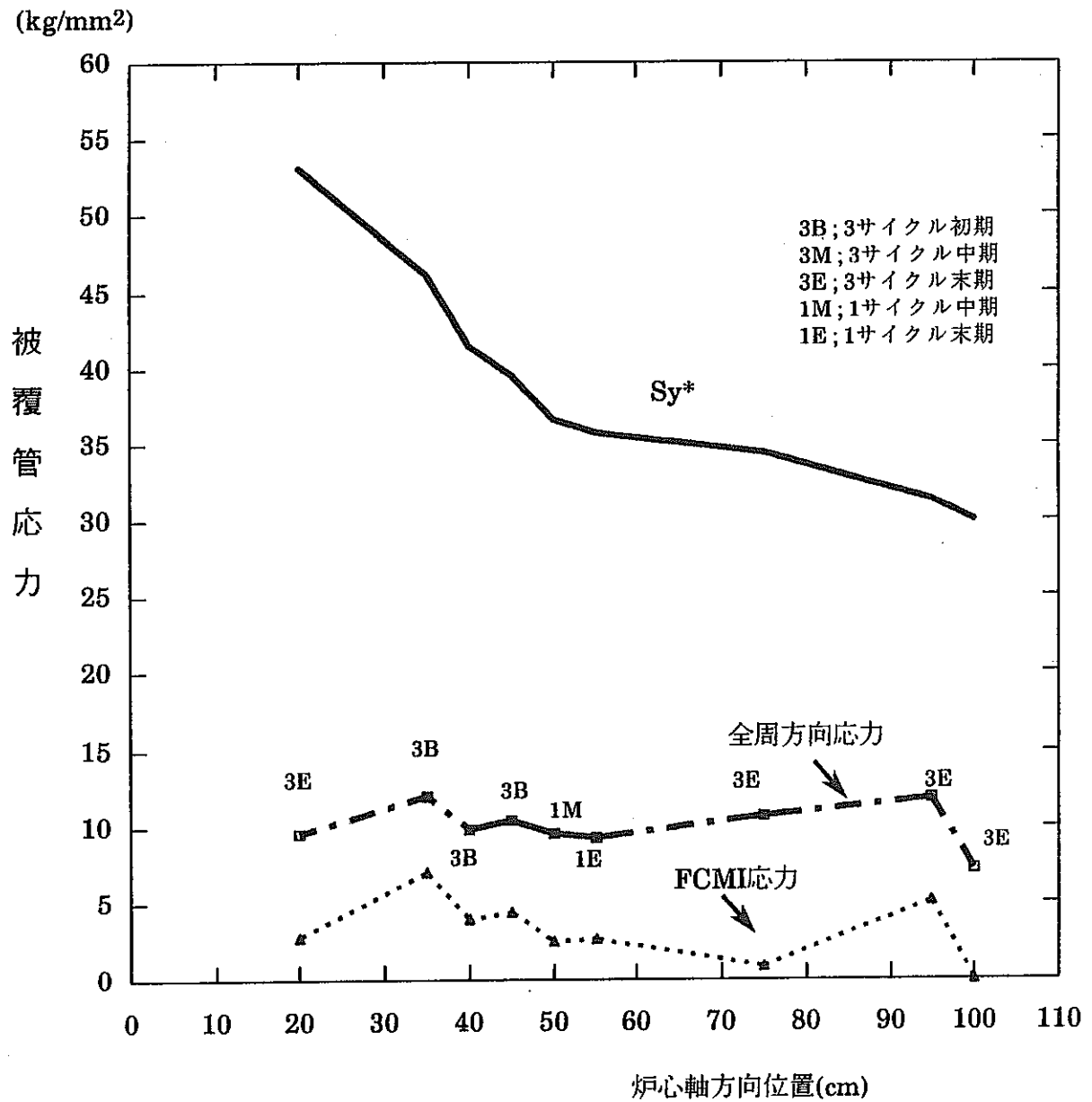


図2.4.1 通常時FCMI評価 (内側炉心燃料)

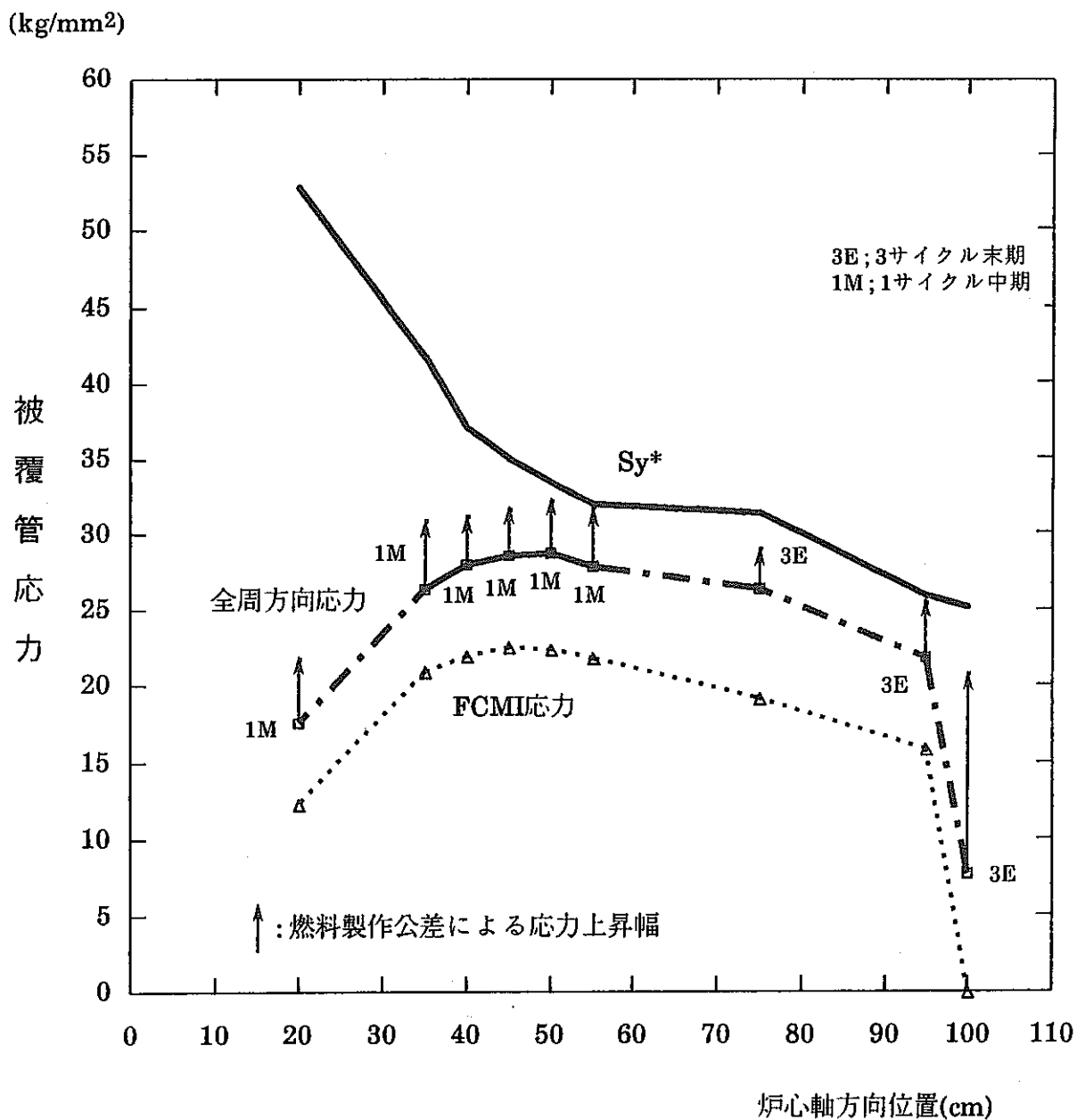


図2.4.2 過出力時FCMI評価 (内側炉心燃料)

2.5 BDI、DDI評価

現状の炉心材料での燃焼度制限因子は高速中性子照射によるスエリング、照射クリープで発生する燃料ピンバンドルとラッパ管の相互作用(BDI)、ラッパ管とラッパ管の相互作用(DDI)あるいは1.3.2節に評価した炉心湾曲であると予測される。本燃料設計で選定した燃料集合体仕様の妥当性を確認するため、SPECTACLEコードを用いて、炉心燃料のBDIとDDIを評価した。

(1) 健全性の判定基準

(i) BDI

BDI発生時の挙動としては、燃料ピンの楕円変形、冷却材流路の減少による圧損の増加による被覆管温度の上昇さらに挙動が激しい場合の燃料ピン同士の接触による燃料破損等の事象が想定されている。燃料バンドル挙動解析コード改良の結果、BDIの制限目安値として3dw(ワイヤ径で3本分の干渉量)程度までは燃料健全性が維持出来るとの見解が一般的となっており、本設計でもBDIの制限条件を3dwとした。

(ii) DDI

ラッパ管同士の干渉については、炉心湾曲の観点からも評価しており、DDIとしての制限条件は、ラッパ管のダクト部の接触を防止するものとした。ラッパ管間ギャップは本設計では5mmとしており、本設計での制限条件はラッパ管の膨れ量で5mm以下とした。

(2) 評価結果

PNC1520鋼被覆管、PNC1520鋼ラッパ管の組合せによるレファレンス仕様とPNC1520鋼被覆管、PNC-FMS鋼ラッパ管の組合せによる代替案の両者について、PNC1520鋼のスエリング予測式がノミナル評価式の場合と上限式の場合について評価した。

(i) PNC1520鋼ラッパ管仕様(レファレンス)

① BDI(燃料ピンバンドル-ラッパ管干渉量)

図2.5.1に評価結果を示した。同図は炉心中心を基準としてBDI量の軸方向分布を表したものである。同図に示されるようにBDI量はスエリング予測式がノミナル式の場合も上限式の場合もマイナスとなっている。つまり、

BDIは発生せず、燃料ピンバンドルとラッパ管とのクリアランスが大きくなっている。これはラッパ管の膨れ量が燃料ピンバンドルの膨れ量よりも大きいことを意味しており、現状のスエリング予測式のスエリング速度のピーク温度がほぼラッパ管中央部の温度に近い475°Cとなっていることによるものである。PNC1520鋼のスエリングピーク温度が現在の予測温度よりも大きく変動しない限りラッパ管がPNC1520鋼の場合にはBDIが燃料寿命の制限因子になることはないと予測される。

② DDI(ラッパ管膨れ量)

図2.5.2に評価結果を示した。図2.5.1と同様に、軸方向位置毎のDDI量(ラッパ管膨れ量)を示している。同図に示されるように、高速中性子束の高い炉心中央部でのラッパ管膨れ量が大きくなっており、健全性の判定基準は満足しているが、スエリング上限式ではラッパ管間ギャップの5mmに近い4.8mmとなっている。ノミナル式でもラッパ管膨れ量は3.5mm程度と大きな値になっている。今後の燃料高燃焼度化に関しては、DDIが制限因子となると予測される。

(2) PNC-FMS鋼ラッパ管仕様(代替案)

① BDI(燃料ピンバンドル-ラッパ管干渉量)

図2.5.3に評価結果を示した。図2.5.1と同様にBDIの軸方向分布を示している。PNC1520鋼ラッパ管の場合とは異なり、BDIが発生しており、炉心中央部でPNC1520鋼スエリング上限式の場合1.3dw、ノミナル式の場合で0.3dw程度となっている。これは、PNC-FMS鋼ラッパ管のスエリングが非常に小さく、PNC1520鋼燃料被覆管のスエリングの方が大きいため生ずるものである。本設計ではPNC-FMS鋼ラッパ管仕様に対しては、このスエリング差を予め考慮に入れてポロシティ/リングを大きくしてあること、また、PNC1520鋼燃料被覆管のスエリングが小さくなっていることによりBDIは発生するが、健全性上に問題のない量になっているということが出来る。将来の高燃焼度化に対してはPNC-FMS鋼ラッパ管の場合、BDIの抑制、BDI発生時の燃料挙動の解明が主要課題となる。

② DDI(ラッパ管膨れ量)

図2.5.4に評価結果を示した。同図に示されるように、ラッパ管膨れ量は非常に小さく、最大1mm程となっている。PNC-FMS鋼のスエリングが非常に小さいことを考慮して、この代替仕様案ではラッパ管間ギャップを4mmとレファレンス仕様よりも狭くしてあるが、DDIについては非常に余裕のある結果となっている。PNC-FMS鋼ラッパ管の場合はDDIが高燃焼度化の制限因子になることはないと考えられる。

(3) まとめ

レファレンス仕様、代替仕様のどちらの仕様でも制限目安値を満足する見通しがあることが分かった。上記の評価結果はスエリング、照射クリープについて上限式を用いており、最新のデータによる評価式の見直しを実施されれば、更に、制限目安値に対する裕度が拡大するものと判断される。今後の高燃焼度化に対しては、レファレンス仕様の場合はDDI、代替仕様の場合はBDIが寿命制限因子となることが予想されるが、実証炉以降の最適仕様については、今後の中性子照射データの蓄積によるスエリング評価式の精度向上を受けて再度見直しを図る必要がある。

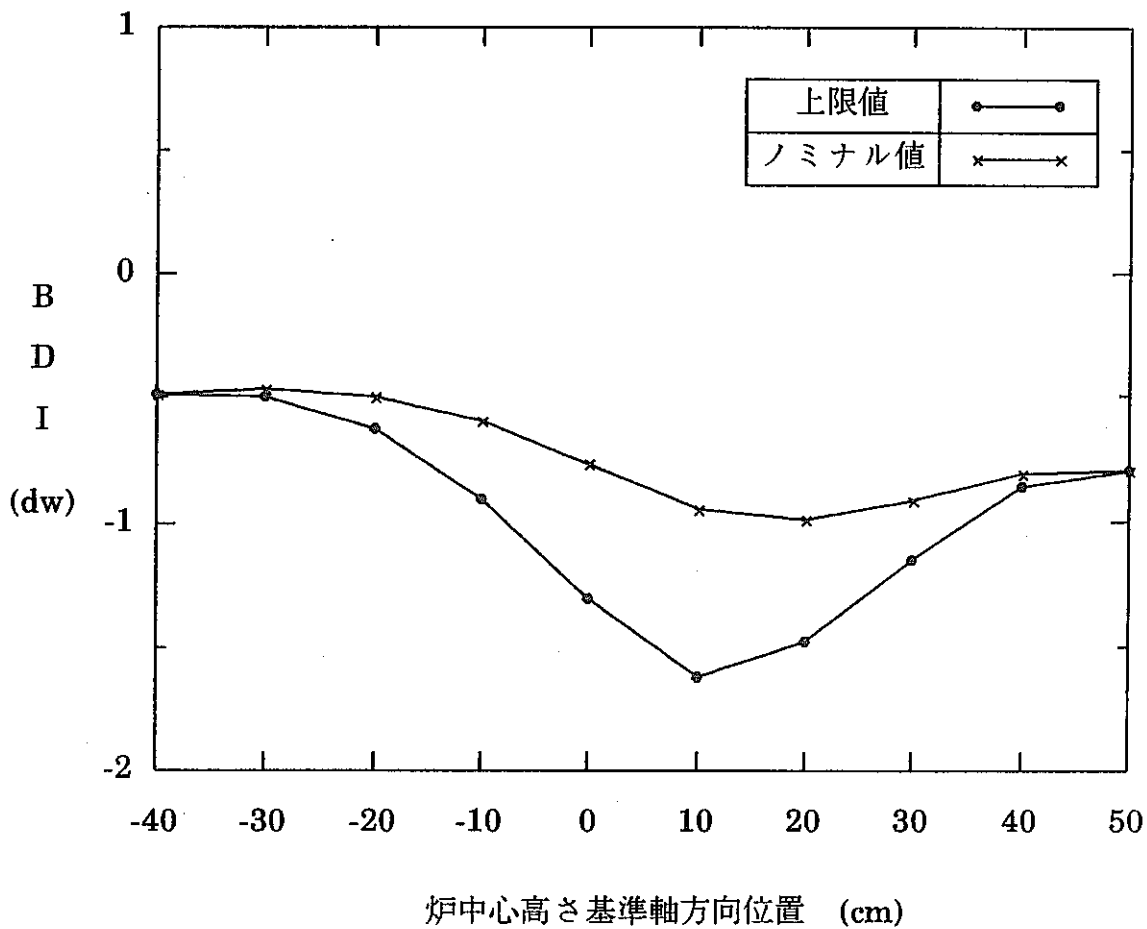


図2.5.1 基底増殖炉心のBID軸方向分布

[参 考] (PNC1520鋼)

スエリング式 係数	<ノミナル値>	<上限値>
R ₀	1.25	2.5
T _P	475	450
α	0.2	0.3

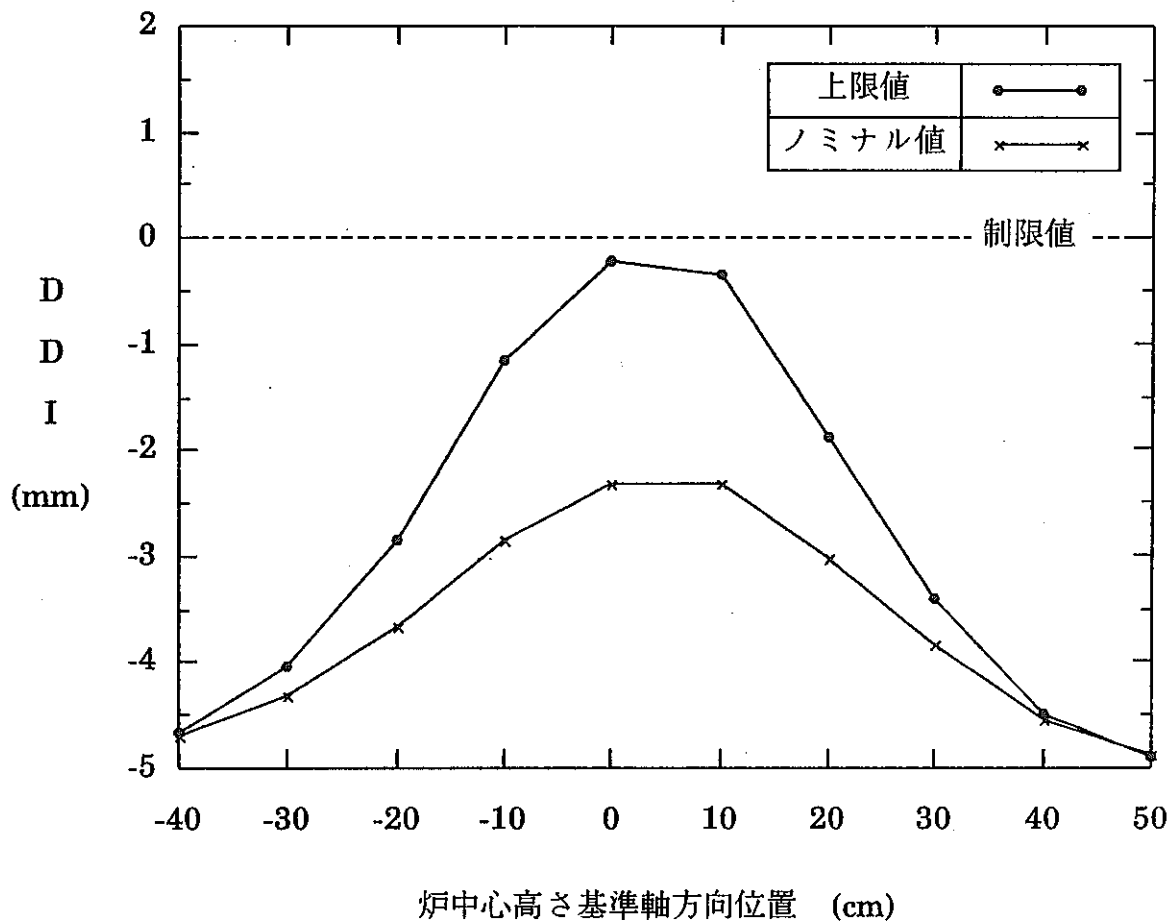


図2.5.2 基底増殖炉心のDDI軸方向分布

[参 考] (PNC1520鋼)

スエリング式 係数	<ノミナル値>	<上限値>
R_0	1.25	2.5
T_P	475	450
α	0.2	0.3

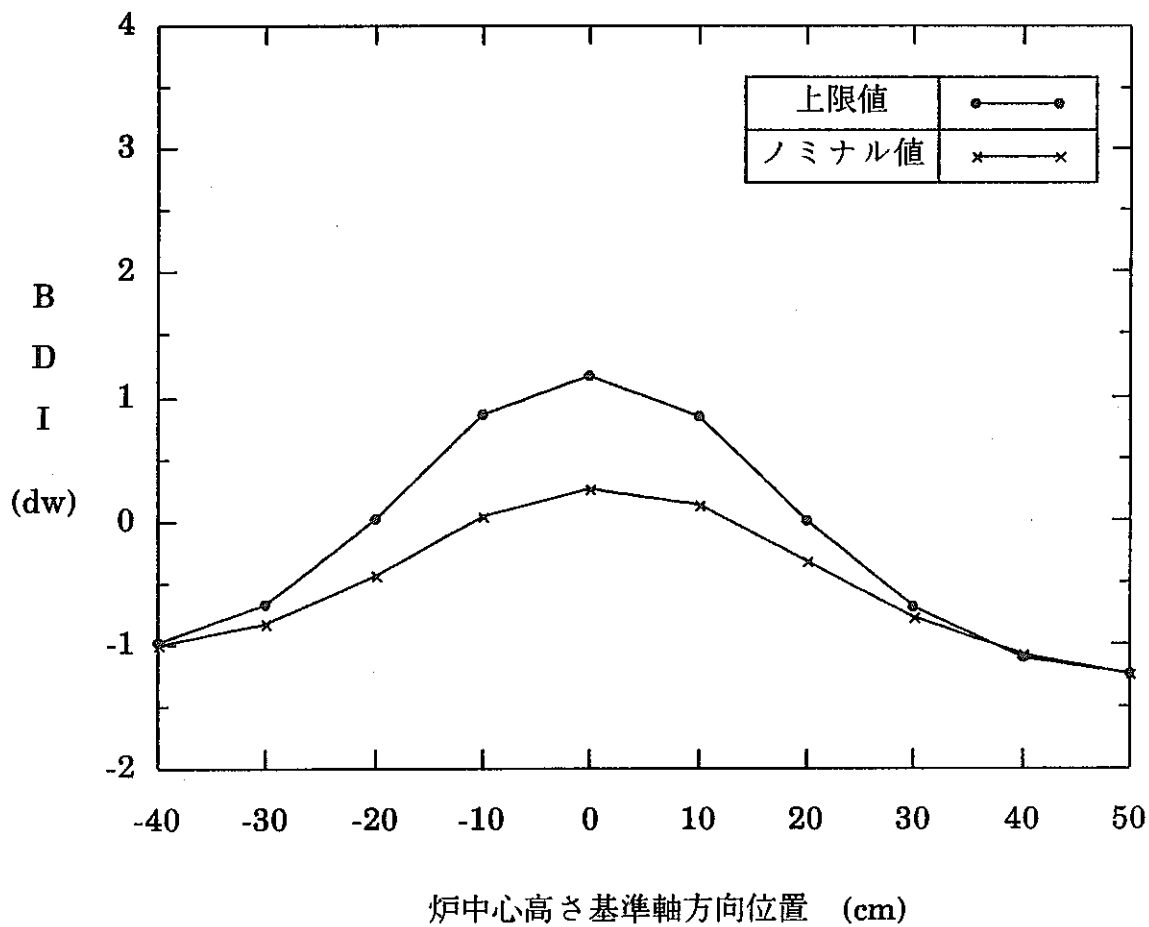


図2.5.3 BIDの軸方向分布<PNC-FMS鋼ラップ管>

[参 考] (被覆管、ワイヤー:PNC-1520鋼)

スエリング式 係数	<ノミナル値>	<上限値>
R_0	1.25	2.5
T_P	475	450
α	0.2	0.3

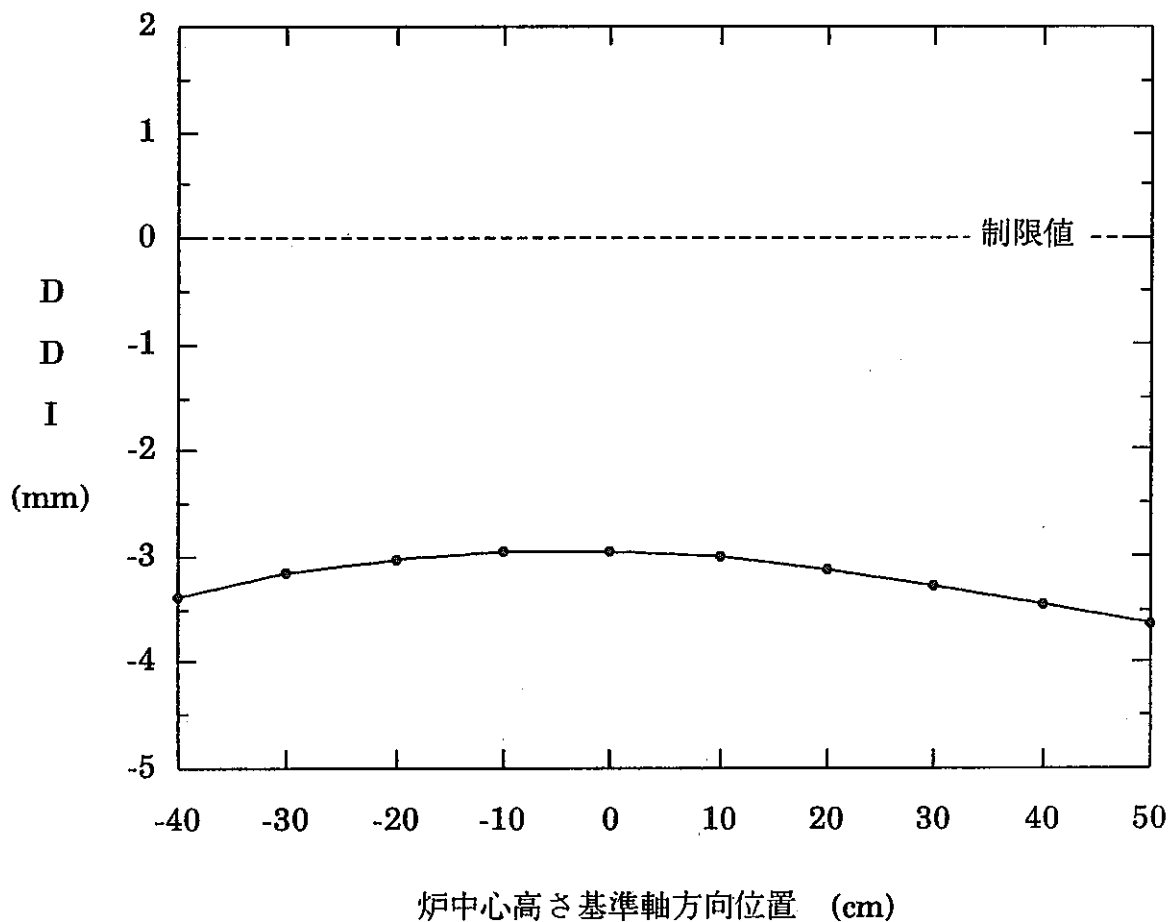


図2.5.4 DDIの軸方向分布<PNC-FMS鋼ラップ管>

[参 考] (被覆管、ワイヤー:PNC-1520鋼)

スエリング式 係数	<ノミナル値>	<上限値>
R_0	1.25	2.5
T_p	475	450
α	0.2	0.3

3. 遮蔽設計

3. 遮蔽設計

3.1 概要

(1) 炉心周り遮蔽の設計

炉内構造物中性子照射量及び二次Na配管表面線量率に対する設計基準を満たす炉心まわり遮蔽を選定した。設計基準は炉内構造物中性子照射量 1×10^{21} nvt以下、運転中の二次Na配管表面線量率 $6.25 \mu\text{Sv/hr.}$ 以下とした。結果を以下に示す。

① 炉心まわり遮蔽の構成を以下のように選定した。

- 径方向遮蔽(基底増殖炉心)

ステンレス鋼(ラップ管はフェライト鋼)2層+B₄C2層(天然)

- 径方向遮蔽(高増殖炉心)

ステンレス鋼1層+B₄C1層(90%濃縮)

- 軸方向遮蔽

上部B₄C(50%濃縮)52cm/下部B₄C(天然)25cm

② 遮蔽特性は、以下に示すように設計基準を満足する。上部軸遮蔽はUIS照射量制限からは天然Bとできると考えられるが、UIS放射化を制限する観点から50%濃縮とした。

	基底増殖炉心	高増殖炉心
高速中性子照射量(nvt)		
炉心槽	4.3×10^{20}	7.0×10^{20}
UIS	1.4×10^{20}	1.4×10^{20}
炉心支持板	9.1×10^{20}	9.1×10^{20}
二次Na配管表面線量率 ($\mu\text{Sv/hr.}$)	4×10^{-3}	1×10^{-2}

③ 遮蔽体の発熱量・B₄C遮蔽のHe生成量を評価するとともに、構造概念を検討した。

(2) 運転床及び遮蔽プラグの遮蔽設計

運転床及び遮蔽プラグ上面において線量率の設計基準を満足する遮蔽厚さを検討し以下の結果を得た。設計基準は、運転中で運転床 $6.25\mu\text{Sv/hr.}$ 、遮蔽プラグ上面 0.5mSv/hr. 、炉停止時は運転床・遮蔽プラグ上面ともに $6.25\mu\text{Sv/hr.}$ である。

- ① IHX周りの運転床では床下の1次Naによる線量率が厳しく、運転中に設計基準を達成するにはIHXを厚さ約90cmの重コンクリートで囲む必要がある。(天井は95cm) また、運転床も一部に炭素鋼を組み込んだ厚さ1500mmの重コンクリートとする必要がある。
- ② 遮蔽プラグ上面については、炉停止後の設計基準を満足するためにUISプラグを支持する固定プラグ垂直部を70mm厚く370mm(鉄相当)とすることが必要である。さらに、運転中の設計基準を満足するために固定プラグ垂直部及びUISプラグギャップを追加遮蔽230mm(鉄相当)で覆う必要がある。

以上の検討には、計装管や制御棒案内管等の貫通孔からの寄与を含めていない。これらの貫通孔からのストリーミングを抑制する対策が講じられていると仮定している。

(3) UIS引き抜きキャスクの遮蔽設計

UIS放射化量及びUIS引き抜きキャスクの必要遮蔽厚さを評価し、以下の結果を得た。設計条件は、炉停止10日後で遮蔽表面で 2mSv/hr. 、遮蔽から1mの距離で 0.1mSv/hr. とした。線源としてはUIS自体の放射化、付着したNa、付着したCPを考慮した。

- ① 線源としてUCS自体の放射化及び付着したNaのみを考えた場合、設計条件を満足するにはUIS下部の最大放射化部で約260mm(炭素鋼)が必要である。UIS上部ほど放射化が少ないのでこの部分から上方に向かってほぼ直線的に遮蔽を薄くできる。
- ② UCSに付着したCP線源については、簡易的にもんじゅの1次配管への付着量設計値を大型炉へ外挿評価した。これを線源に加えた場合には最大線

量率はこれを考慮しない場合と大差がないが、UIS上方では2けた程度線量率が增大する。

- ③ 必要最大遮蔽厚さはUIS材料の低放射化(Co-Taの低減)により約200mmへと低減できる。但し、CP線源の寄与を加えるとUIS上方でも同程度の厚さが必要となり、遮蔽重量を大きく削減することはできない。
- 今回のCP線源評価は暫定的なものであり、実測値の反映も含めて見直す余地がある。これにより遮蔽厚さが軽減できる可能性がある。

(4) 燃料取扱系の遮蔽設計

燃料出し入れ機、使用済燃料保持筒室(以下保持筒室)、保持筒室隣接通路及びSG室、保持筒冷却通路について遮蔽検討を行い、以下の結果を得た。

	設計条件	必要遮蔽厚さ
燃料出し入れ機	表面で2mSv/hr.、 遮蔽から1mの距離で 0.1mSv/hr.	ZrH _{1.7} 160mm、炭素鋼 560mm(計720mm)
保持筒上部室	隣接ラックに燃料が貯蔵さ れた状態で10 μ Sv/hr.	(普通コンクリート) 上部室の側壁は850mm ラックの側壁は1850mm
保持筒室隣接通路及び SG室	6.25 μ Sv/hr.	保持筒室との壁を普通コン クリート2600mm*
保持筒冷却風路出口	出口付近の壁外で 6.25 μ Sv/hr.	普通コンクリート1000mm

*重コンクリートでは約1600mm

3.2 炉心まわり遮蔽設計

炉心まわり遮蔽設計においては、原子炉構造の物量削減のために、可能な限り軽量・コンパクトな遮蔽構成を設計することとした。遮蔽体としては、実績豊富で信頼性の高いステンレス系遮蔽体(反射体)と、JASPER実験等で遮蔽特性が確認されているB₄C遮蔽体を用いることとした。

遮蔽構成の選定にあたっては、遮蔽設計基準である炉内永久構造物の中性子照射量(1×10²¹nvt以下)と二次Na配管線量率(運転中6.25μSv/hr.以下)を満足し、さらにUIS引き抜きを考慮しUIS低放射化に配慮した遮蔽構成とするものとした。B₄C遮蔽体については、発熱量、He生成量を評価した結果に基づき概略構造を選定した。

以下、設計結果を示す。

(1) 遮蔽構成と遮蔽体構造

(i) 遮蔽体構成

径方向及び軸方向遮蔽体構成を下表に示す。径方向遮蔽体構成は基底増殖炉心ではステンレス鋼反射体(またはフェライト鋼)とB₄C遮蔽体(天然)の組合せで4層構成であり、高増殖炉心ではステンレス鋼反射体とB₄C遮蔽体(90%濃縮)の2層構成である。(基底増殖炉心では炉心湾曲挙動の観点からフェライト鋼製ラッパ管の反射体を使用する可能性がある。) 高増殖炉心では径ブランケットを2層配置しているのので、これも含めると両炉心とも4層構成となる。軸方向遮蔽体構成は基底増殖炉心・高増殖炉心に共通である。

径方向遮蔽体構成

	基底増殖炉心	高増殖炉心	備考
径方向第1層	ステンレス鋼* (ラッパ管はフェライト鋼とする可能性あり)	ステンレス鋼*	上部と下部にはB ₄ C遮蔽体を配置
径方向第2層	同上	B ₄ C遮蔽体(90%濃縮)	同上
径方向第3層	B ₄ C遮蔽体(天然)	なし	
径方向第4層	同上	なし	

軸方向遮蔽体構成

	構成	備考
上部遮蔽体	B ₄ C遮蔽体(50%濃縮)52cm	ステンレス鋼反射体の上部・下部にも配置
下部遮蔽体	B ₄ C遮蔽体(天然)25cm	同上

(ii) 遮蔽体概略構造と組成比

遮蔽体概略構造を表3.2.1及び図3.2.1に示す。遮蔽体組成比を表3.2.2に示す。

① 径方向ステンレス鋼(フェライト鋼)遮蔽体(反射体)

詳細構造は未検討であり、遮蔽体組成比(構造材比率)は暫定であるが、もんじゅ反射体、実験炉(MK-II)反射体の組成比を参考に保守的に設定した。基底増殖炉心では炉心湾曲挙動の観点からラッパ管にフェライト鋼を用いる可能性がある。遮蔽性能はNiが少ないフェライト鋼の方が劣るため、遮蔽計算では基底増殖炉心の反射体の構造材は保守的に考えてフェライト鋼100%とした。高増殖炉心の反射体の構造材は遮蔽性能の観点からステンレス鋼100%とした。反射体の有効軸長は2500mmであり、(炉心の上部軸ブランケットから下部ガスプレナムまでに相当) その上部と下部には炉心燃料と同様にB₄C遮蔽体を設ける。

② B₄C遮蔽体

集合体内B₄Cピンの本数は、もんじゅの固定吸収体(B₄Cピン7本バンドルで設計出力224kW)の設計を参考として選定した。

B₄C吸収体の形状については、使用期間が長い径方向遮蔽体の場合はペレットを正案として粉末を代替案としているが、照射実験の結果に基づき長期間の使用での健全性を考慮してどちらかを選定するものとする。遮蔽計算においては、保守的にスミヤ密度の低い粉末を想定した。

B₄C遮蔽体では下部軸方向遮蔽を除き、被覆管健全性の観点からHeガスによる被覆管応力が過大となるため、Heベント機構を採用するものとした。

径方向 B_4C 遮蔽体の軸方向仕様の詳細は未定であるが、パッド部の下に約100mm軸長のベント機構が設けられる他は、ノズル上部まで B_4C 吸収体が設置できると考えられる。

(2) 基底増殖炉心の遮蔽特性

基底増殖炉心に対する炉内構造物の中性子照射量及び二次Na配管表面線量率の評価結果を以下に示す。

(i) 炉内構造物の中性子照射量

(a) 計算モデル

炉容器内の中性子束は二次元RZ輸送計算により求めた。断面積は100群のJSDJ2を用いて炉心中心軸上の径方向及び軸方向の一次元計算を行い、100群の中性子スペクトルを求め中性子21群へ縮約した。一次元計算コードはANISN-Wを用いた。二次元計算は21群断面積を用いてDOT3.5により行った。DOT3.5の角度分点数は30(S30)、PI展開次数は3(P3)とした。炉心組成は軸ブランケットのPu蓄積がもっとも大きく軸方向へのもれが最大となる平衡末期のものを用いた。また、制御棒領域はもっとも保守的に吸収体なしの引き抜き組成とした。

計算モデルにおいては、径方向 B_4C 遮蔽体の下部に炉外中性子検出器応答増大のためのプレナム(ストリーミング通路)を設けた。しかし、§10.1に示すように炉外中性子検出器応答の評価を行った結果、その成立性を見通しを得ているため、最終的にはこのようなプレナムは設けないこととした。従って、中性子照射量からは厳しい側の計算モデルとなっている。

また、径方向 B_4C 遮蔽体のベント機構はモデル化されていないが、これによって炉内構造物の中性子照射量の最大値は影響されないことを中性子束分布より確認している。

計算値に対する補正としては以下を考慮した。

- ① バルク減衰計算の不確かさとして、ブランケット外側で30%を見込み、そこからの減衰に対してはJASPER実験で得られた単層透過に対すE/C補正係数を用いる。尚、基底増殖炉心の径方向については炉心外側で30%を見込んだ。これは軸方向からの類推では保守的すぎるが、炉心に直接反射体が

接しており、このような体系の実験データがないことも考え合わせて保守的に設定した。

- ② 軸方向 B_4C 遮蔽均質化誤差(ストリーミング補正)はJASPER実験解析及び大型しゃへい実験に関する評価研究(原電共研)により得られた結果を用いる。

(b) 評価結果

炉心周り2次元中性子束分布(高速群、中速群、熱群)を図3.2.2~4に示す。中性子フルエンスは主として高速群を対象としたが、熱群についても概略評価を行った。代表点での中性子フルエンスを表3.2.3に示す。高速中性子フルエンス最大値は炉心支持板の $9.1 \times 10^{20} \text{nvt}$ である。これは設計基準の $1.0 \times 10^{21} \text{nvt}$ を満足する。

炉心槽の高速中性子フルエンスは、炉心中心面上よりも B_4C 遮蔽体の下部ガスプレナムがある高さ位置の方が約2倍高い。図3.2.2からもわかるように、この部分で中性子が漏洩しやすいためである。設計では、最終的にこのプレナムを設けないこととしたので、炉心槽の高速中性子フルエンス最大値は炉心中心面の $4.3 \times 10^{20} \text{nvt}$ となる。

計算モデルで考慮していない径方向 B_4C 遮蔽体のベント機構は集合体頂部に近い部分(パッド部より下の約100mmの領域)に設置される。図3.2.2からわかるように、この領域までに大幅に中性子束は減衰しているため、この部分に B_4C 吸収体が配置されなくても、各構造物の最大中性子照射量には影響がないことがわかる。

UIS下部の高速中性子フルエンスは $1.4 \times 10^{20} \text{nvt}$ で設計基準まで7倍の余裕があるため、この観点からは上部 B_4C 遮蔽体の長さ短縮または濃縮度低減が可能であるが、UIS放射化抑制、UISキャスク遮蔽軽量化の観点から遮蔽強化をはかった仕様となっている。(§3.4 UIS引き抜きに関する遮蔽の項を参照)

熱群中性子フルエンスについては補正係数を高速群と同一としたので、結果は参考値である。(計算精度は高速群のように明確でない)

(ii) 二次Na配管表面線量率

二次Na配管表面線量率の評価は1991年度設計体系では直接実施せず、1990年度設計体系(径方向遮蔽5層)での評価結果をもとに外挿評価した。以下、1990年度設計での評価のまとめと本年度設計での外挿結果について示す。1990年度設計での評価の詳細は、1990年度設計の成果報告書を参照。

(a) 1990年度設計体系での評価

炉心からの中性子は図3.2.2からもわかるように、炉心上方のNaを透過するとともに炉容器と生体遮蔽間キャビティをストリーミングした結果、カバーガス空間に到達し、その後、主冷却配管水平部周りのギャップをストリーミングしてIHXに入射し、二次Naを放射化する。図3.2.5に示す3ステップの21群エネルギー二次元輸送計算によりIHXへの入射中性子束を求めた。主冷却配管の主要寸法は下記の通りとした。

・主冷却配管外径 : 1100mm(厚さ40mm)

・主冷却配管とB₄C遮蔽の間隙 : 200mm

IHX近傍の中性子束分布を図3.2.6に示す。これよりわかるように、主冷却配管からIHXへ到達する中性子としては、主冷却配管とB₄C遮蔽との間隙よりストリーミングした成分が圧倒的であり、配管内Na中を透過する中性子の割合はきわめて小さい。

上記のIHX入射中性子束をもとにIHX二次Na放射化量を求め、さらに二次Na配管表面線量率を求めた。この際、減衰計算の不確かさや上部B₄C遮蔽均質化誤差等、評価に伴う誤差への補正を施した。その結果、表3.2.4に示すように二次Na配管表面線量率として $1.2 \times 10^{-3} \mu\text{Sv/h}$ が得られた。

(b) 1991年度設計体系への外挿評価

1990年度設計体系から1991年度設計体系への外挿は、両体系での炉容器まわり高速中性子束分布をもとに一次配管水平部入口近辺での高速中性子束の比により補正することにより行った。この結果、表3.2.4に示すように1991年度設計体系の二次Na配管表面線量率は1990年度設計体系の約3倍の値となった。しかしながら、二次Na配管表面線量率は約 $4 \times 10^{-3} \mu\text{Sv/h}$ となり、設計基準の $6.25 \mu\text{Sv/h}$ を十分満足している。

(3) 高増殖炉心の遮蔽特性

高増殖炉心の遮蔽特性については、基底増殖炉心の遮蔽特性をもとにして、別途、径方向一次元輸送計算により評価した体系の違いによる特性差を補正係数とすることにより評価した。

遮蔽特性の評価結果及び根拠を表3.2.5に示す。高増殖炉心では基底増殖炉心に比較して径方向の遮蔽能力がやや低下するために炉心槽の高速中性子照射量が増大し、 $7.0 \times 10^{20} \text{nvt}$ となっているが、設計基準は満足している。UISや炉心支持板の高速中性子照射量は基底増殖炉心の場合と同じ値である。

二次Na配管表面線量率は両体系間の炉心槽での高速中性子の比を補正係数とした。これがほぼ炉容器外キャビティでの高速中性子束に比例し、さらにこれがIHX入射中性子束に比例するとしている。現実には軸方向へ漏洩しNa液面を抜けた中性子の寄与もあり、これは径方向の遮蔽構成には依存しないと考えられるため、上記の評価は保守側である。評価結果は $1.0 \times 10^{-2} \mu\text{Sv/hr.}$ であり、設計基準を十分満足している。

以上のように、高増殖炉心の遮蔽特性は設計基準を満足している。

(4) 遮蔽体の発熱量、He生成量

基底増殖炉心についての遮蔽体の発熱量(FMS鋼遮蔽体、 B_4C 遮蔽体)、He生成量(B_4C 遮蔽体)、その他の評価結果を示す。

(i) 発熱量の評価

発熱としては $^{10}\text{B}(n,\alpha)$ 反応によるものと捕獲 γ 線によるものを考慮し、二次元輸送計算による21群中性子束、7群ガンマ線束に基づいて発熱量を求めた。ガンマ発熱断面積はGAMLEG-Nコードからの発熱断面積、 ^{10}B 反応断面積はJSDJ2の $^{10}\text{B}(n,\alpha)$ 反応断面積に1反応当たり2.79MeVとして求めたものとした。計算値への補正として、中性子束にはJASPER実験によるE/C補正を施し、発熱断面積には50%の誤差が含まれているものとした。

発熱量の評価結果を表3.2.6に示す。

径方向内側 B_4C 遮蔽体の1体あたり発熱量は101kWであり、もんじゅの固定吸収体が B_4C ピン7本バンドルで設計出力224kWであることから判断する

と、もんじゅと同じB₄Cペレットの場合はB₄Cピンの本数は7本が妥当である。一方、代替案のB₄C粉末を採用すると、B₄Cペレットに比べ熱伝導率が約1けた低下するため37本程度は必要と考えられる。この場合、7本の場合に比べてB₄C体積率は低下する。但し、遮蔽計算ではB₄C体積率として60%と保守的な値を用いているため(7本ピンでは実際66%となる)、37本としても実質的に同程度の遮蔽特性にできる。

径方向外側B₄C遮蔽体は7本ピンで設計しているが、径方向内側B₄C遮蔽体の約8分の1の発熱量であることからB₄Cペレットならば1本ピンで成立する可能性がある。但し、別途温度計算・熱流解析による成立性確認が必要である。上部B₄C遮蔽体も同様な発熱量であるが、冷却材温度が高いことを考慮して7本ピンとしている。さらに発熱量の小さい下部B₄C遮蔽体では1本ピンが妥当である。但し、約100mm径の超太径B₄Cペレットの製作性を考慮して7本ピンに変更しても同程度のB₄C体積率は確保できる。これは、軸方向遮蔽体では流量が炉心燃料の発熱量で決まり、流速制限のため十分流路を確保した上でB₄Cピンを配置しているためである。

(ii) B₄C遮蔽体のHe生成量・He内圧・被覆管応力の評価

B₄C遮蔽体のベント機構必要性を検討するため、He生成量と、密封型とした場合のHe内圧、被覆管応力の評価を行った。

He生成量は21群中性子束と¹⁰B(n,α)反応断面積に基づき求めた。計算値への補正として、中性子束にはJASPER実験によるE/C補正を施した。

表3.2.7にHe生成量の評価結果を示す。

He内圧はHe生成量をもとに100%He放出、Heの理想気体を仮定して評価した。被覆管の仕様は表3.2.1に示すものとした。He温度は径方向B₄Cと下部B₄Cでは380°C、上部B₄Cでは550°Cとした。

被覆管応力は周方向膜応力として以下の式で求めた。

$$F = P \times D \div (2 \times t)$$

F: He内圧による被覆管応力(kg/mm²)

P: He内圧(kg/mm²)

D: 被覆管直径(mm)

t:被覆管厚さ(mm) (腐食は考慮せず)

評価結果を表3.2.8に示す。He内圧は正確には照射による内圧の上昇分である。ここで、密封が可となる応力の上限値の目安として下記を考える。

- ① クリープが問題となる温度ではCDFの観点から燃料と同様に寿命末期で10kg/mm²程度。
- ② クリープが問題とならない場合では、 $S_m = \text{Min}(3/4 \cdot S_y, 1/2 \cdot S_u)$ として、30kg/mm²程度。

径方向第3層遮蔽体では、応力が287kg/mm²にも達している。しかもこれは集合体内の平均内圧をもとにしているため、炉心側の最大内圧ピンではさらに高くなる。(2~3倍) 応力は S_m をもはるかに上回っている。肉厚増加、プレナム長さ増加等では設計対応困難であり、ベント機構が不可欠である。

径方向第4層遮蔽体では、応力が平均ピンで26.3kg/mm²である。炉心側の最大内圧ピンではさらに高くなる。被覆管最高温度が580°Cと低く制限されていることからCDF制限を満足できる可能性があるが、寿命30年を考慮してベント型を正案とする。

上部軸方向遮蔽体では、温度条件が高く、CDFにより寿命が決定される。応力を10kg/mm²とするにはプレナム長さを343mmとする必要がある。(または被覆管肉厚の大幅な増加) そこで、上部軸遮蔽体については、軸方向寸法を短くするため焼結金属を用いた簡易型ベント構造(Naの侵入を許す)を採用する方向とする。

下部軸方向遮蔽体では、温度が低いいためクリープを考慮する必要がない。応力を S_m 程度とするにはプレナム長さを20mmとすると良い。また、プレナム長さを短くしたいなら肉厚を少し増加させて対応できる範囲である。どちらにしても構造上特に問題なく密封型とできる。

(5) まとめ

基底増殖炉心、高増殖炉心について遮蔽構成を選定し、高速中性子照射量及び二次Na配管表面線量率に関する設計基準を満足していることを示した。B₄C遮蔽体については発熱量・He生成量に基づき概略構造を検討した。高速中性子照

射量については両炉心とも設計余裕があまりないが、遮蔽体組成を保守的に設定していることから実質的な余裕は十分と考える。

表3.2.1 遮蔽体構造の概略

	被覆管・吸収体仕様	He生成への対応
径方向反射体	●ステンレス鋼製中実棒バンドル構造(7本または19本)*	—
径方向B ₄ C遮蔽体	●ステンレス鋼被覆B ₄ Cペレット(代替案:粉末) ●被覆管外径約54mm、肉厚1mm、7本ピン(粉末では37本ピン)	●基底増殖炉心、高増殖炉心ともHeベント型
上部遮蔽体	●ステンレス鋼被覆B ₄ Cペレット ●被覆管外径約50mm、肉厚1mm、7本ピン	●簡易ベント型(焼結金属)
下部遮蔽体	●ステンレス鋼被覆B ₄ Cペレット ●被覆管外径約110mm、肉厚1.5mm、1本ピン	●He密封型(プレナム20mm)

*基底増殖炉心ではラッパ管をフェライト鋼とする可能性あり

表3.2.2 遮蔽体組成比 (遮蔽計算使用値)

	構造材	B ₄ C	Na
径方向反射体 (基底増殖炉心)	FMS70%(第1層) FMS80%(第2層)	-	30%(第1層) 20%(第2層)
径方向反射体 (高増殖炉心)	SUS316 80%	-	20%
径方向B ₄ C遮蔽体 (天然ボロン)	SUS316 21%	60%×0.7*	19%
上部B ₄ C遮蔽体 (50%濃縮ボロン)	SUS316 14.2%	56.6%×0.9*	29.2%
下部B ₄ C遮蔽体 (天然ボロン)	SUS316 31.5%	39.5%×0.9*	29%

*スミヤ密度比(径方向では粉末の値、軸方向ではペレット)

表3.2.3 炉内構造物の中性子照射量 (基底増殖炉心)

評価位置	高速中性子フルエンス				熱中性子フルエンス 評価値 (補正済***)
	計算値	補正1*	補正2**	評価値 (補正済)	
A.炉心槽(炉心中心面)	1.99×10 ²⁰	2.16	-	4.3×10 ²⁰	3×10 ¹⁸
B.炉心槽****	2.97×10 ²⁰	2.89	-	8.6×10 ²⁰	2×10 ¹⁹
C.UIS下部	2.52×10 ¹⁹	2.02	2.82	1.4×10 ²⁰	1×10 ¹⁸
D.炉心支持板	2.53×10 ²⁰	1.59	2.25	9.1×10 ²⁰	1×10 ¹⁸
F.炉容器(最大位置)	7.62×10 ¹⁶	3.41	-	2.6×10 ¹⁷	5×10 ¹⁸
G.炉容器(下面)	2.76×10 ¹³	2.71	2.25	1.7×10 ¹⁴	2×10 ¹⁶

- * 炉心またはブランケット外側で1.3、遮蔽体では単層透過に対する補正係数 (JASPER実験)を適用、1cm当たり補正=1.0117(SUS)、1.012(B4C(2.51g/cc))、1.00068(Na)
- ** B₄C遮蔽均質化誤差:PNC ZY9471 92-002(1)大型しゃへい実験に関する評価研究 (V)の結果を基に、遮蔽体長さ と補正係数の直線性を仮定して設定
- *** 補正係数は高速中性子と同一と仮定
- **** B₄C遮蔽体下部に切り欠きを設けた場合の最大値

表3.2.4 二次Na配管表面線量率の評価 (基底増殖炉心)

	項目	値	根拠等
1990年度設計	二次Na放射化量	1.0×10 ⁻⁶ nCi/cc	1990年度設計体系での 伝熱管部最大値
	配管表面線量率と放射化量の比(換算係数)	(16mSv/h)/ (1.0μCi/cc)	PNC J201 85-05 二次系ナトリウム放射化量の評価と検討
	換算係数の不確かさ	1.3	同上
	減衰計算補正	18.5	炉心から16けた減衰 (1けた20%)
	軸遮蔽均質化補正	3.2	52cm長さのB ₄ C軸遮蔽
	二次Na配管表面線量率	1.2×10 ⁻³ μSv/h	上記全項目の積
1991年度設計	1991年度設計体系への外挿係数	100.5(=3.2)	一次配管水平部入口近辺での 高速中性子束の比
	二次Na配管表面線量率	3.9×10 ⁻³ μSv/h	

表3.2.5 高増殖炉心の遮蔽特性評価

評価量	評価値	根拠
高速中性子照射量(nvt) 炉心槽 UIS下部 炉心支持板	7.0×10^{20} 1.4×10^{20} 9.1×10^{20}	炉心槽の値は基底増殖炉心の炉心中心面での値をもとに、径方向一次元計算による両体系の比2.06(反射体組成の差も含む)と不確かさ補正係数1.71を考慮した。UIS下部、炉心支持板の値は基底増殖炉心の値と同一と考えられる。
二次Na配管表面線量率($\mu\text{Sv/hr.}$)	1.0×10^{-2}	基底増殖炉心の値をもとに、径方向一次元計算による高速中性子束の比(=2.5、炉容器外のキャビティでの高速中性子束がこれに比例と仮定)で補正

表3.2.6 遮蔽体発熱量 (基底増殖炉心)

項目	1体当たり発熱量(kW)			集合体数	総発熱量設計値(MW)	
	解析値	補正*	設計値			
径方向第1層(FMS)	85.7	1.81	155.1	60	9.31	合計 22.8 MW
径方向第2層(FMS)	37.6	2.09	78.6	66	5.19	
径方向第3層(B ₄ C)	43.5	2.33	101.4	72	7.30	
径方向第4層(B ₄ C)	4.66	2.61	12.2	78	0.95	
軸方向上部(炉心燃料)	4.61	3.03	14.0	-	-	
軸方向下部(炉心燃料)	0.73	2.39	1.7	-	-	

*減衰計算誤差、発熱断面積誤差(50%)を含む。

減衰計算誤差としては、炉心外端まで1.05、ブランケット外端まで1.30、遮蔽体以降はJASPER実験による単層透過実験のE/C値を適用

表3.2.7 ¹⁰B燃焼度と生成量 (基底増殖炉心)

項目	燃焼度 (capture/cc/寿命)		He生成量 (g/寿命)	寿命
	最大	平均		
径方向第3層(B ₄ C)	4.5×10 ²²	5.7×10 ²¹	835	40年×0.85
径方向第4層(B ₄ C)	2.4×10 ²¹	5.2×10 ²⁰	76.2	同上
軸方向上部(炉心燃料)	3.1×10 ²¹	2.8×10 ²⁰	10.8	3年
軸方向下部(炉心燃料)	4.1×10 ²⁰	9.2×10 ¹⁹	1.2	3年

*減衰計算誤差(表3.2.6参照)を見込んだ値

表3.2.8 B₄C遮蔽体のHe内圧、被覆管応力の評価

	プレナム長さ	He内圧 (kg/mm ²)	被覆管応力 (kg/mm ²)	He放出への対応
径方向第3層	700mm	11.3	287	ベント型とする
径方向第4層	700mm	1.03	26.3	ベント型とする
上部	10mm	14.0	343	ベント型とする
下部	20mm	0.88	31.5	密封型とする

*He密封型と仮定した場合

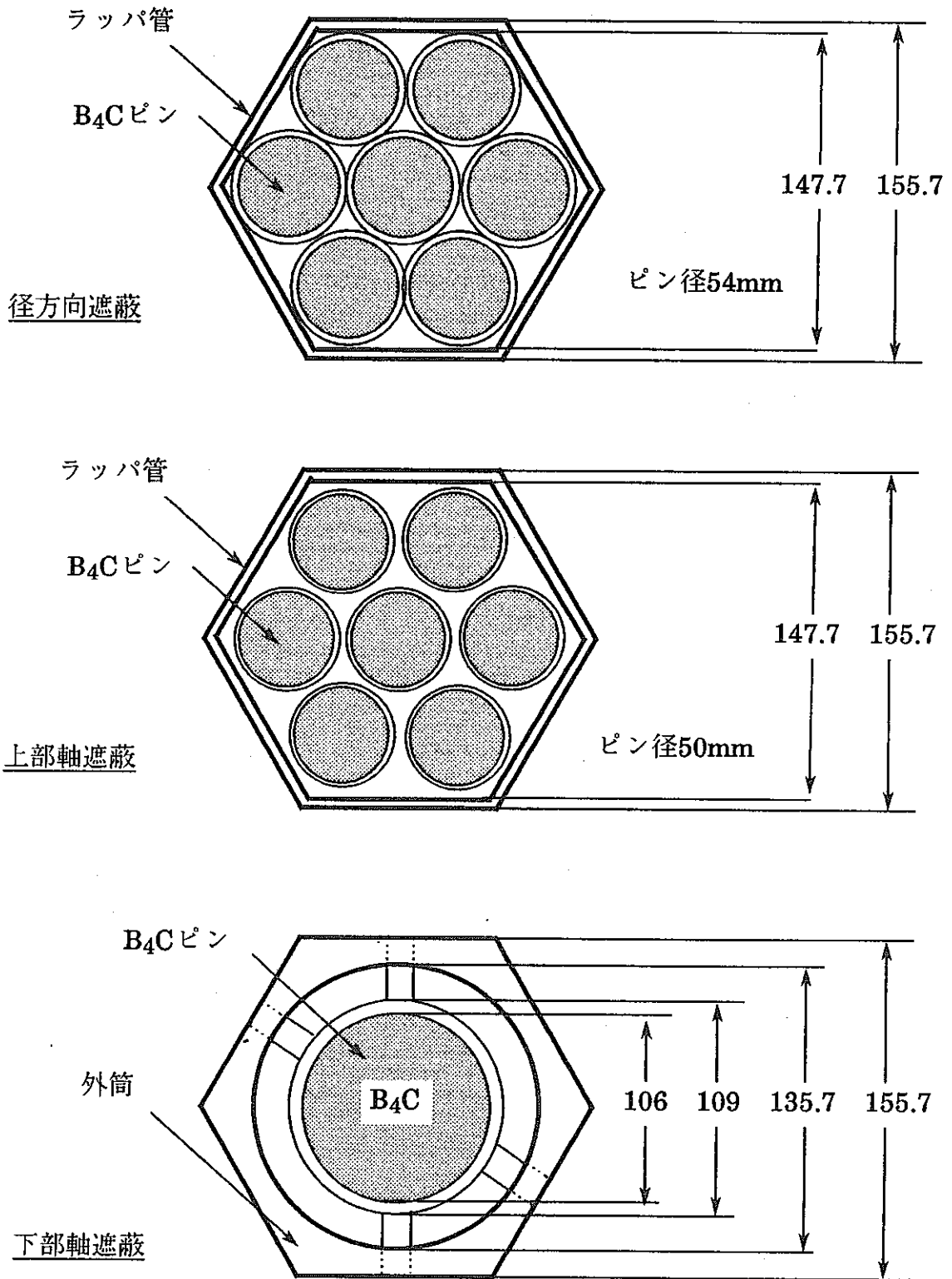


図3.2.1 B₄C遮蔽体構造断面図

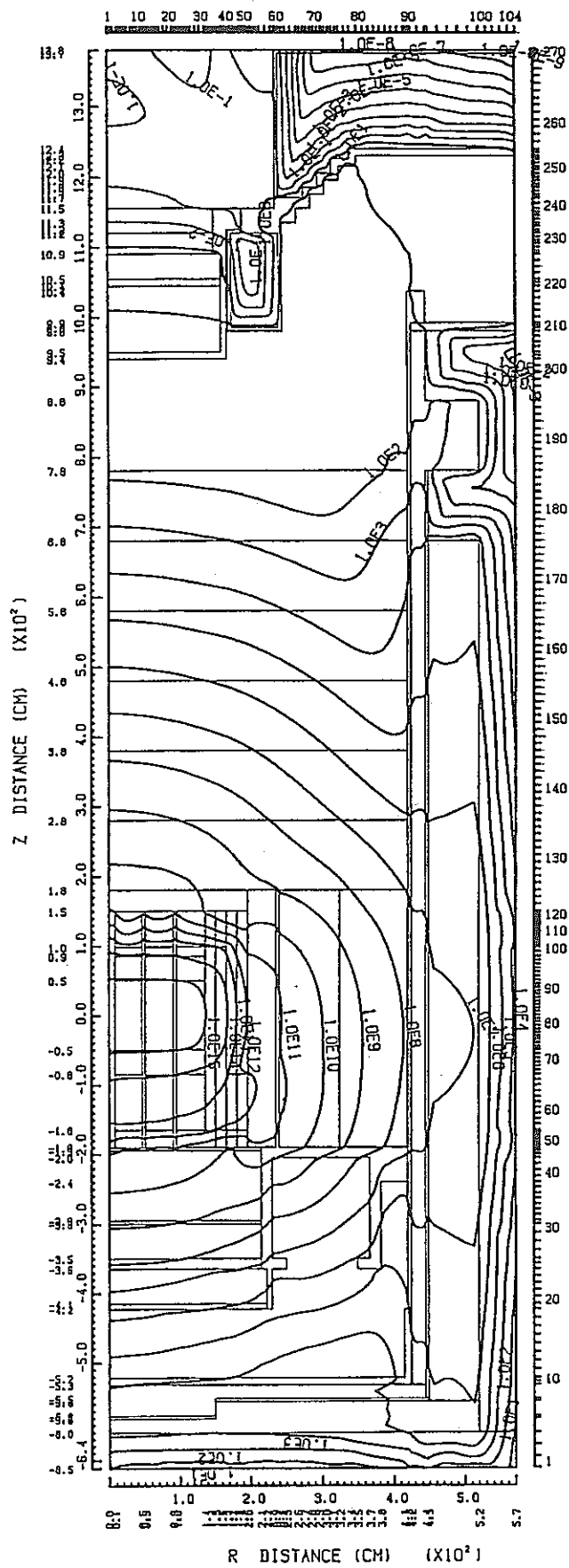


図3.2.2 原子炉容器まわり高速中性子束分布 ($E > 0.067$ MeV)

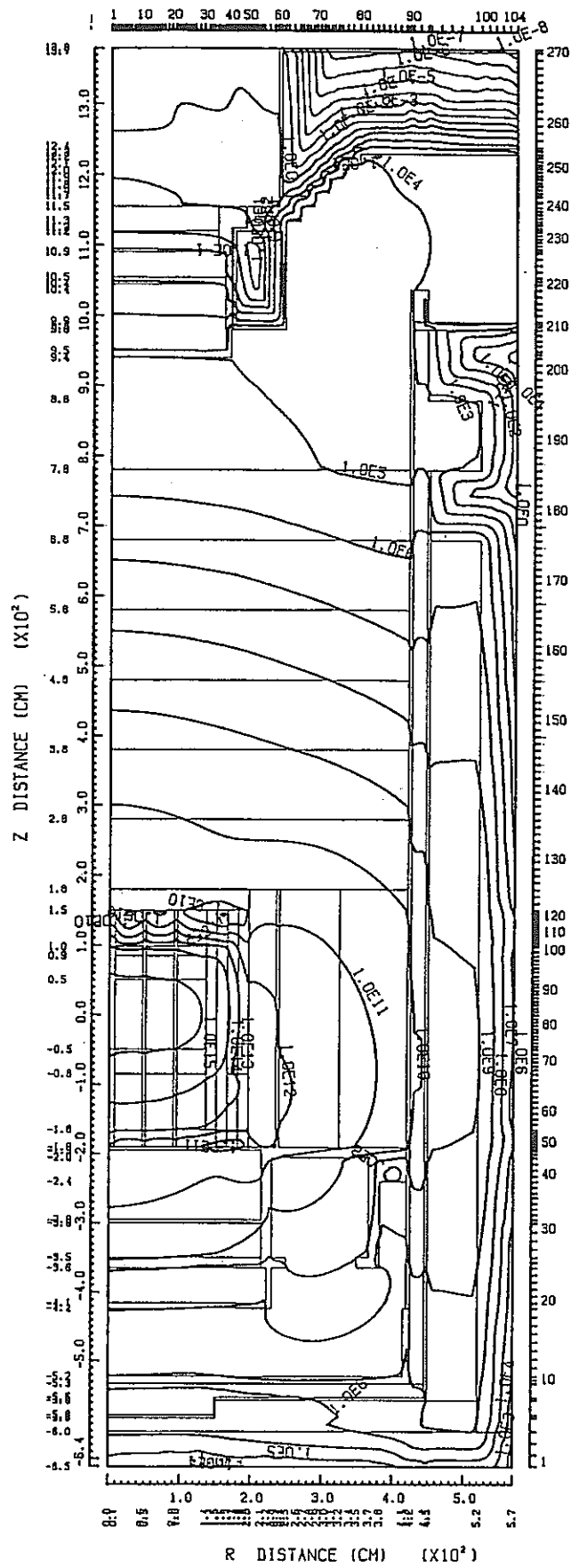


図3.2.3 原子炉容器まわり中速中性子束分布 (0.4 eV < E < 0.067 MeV)

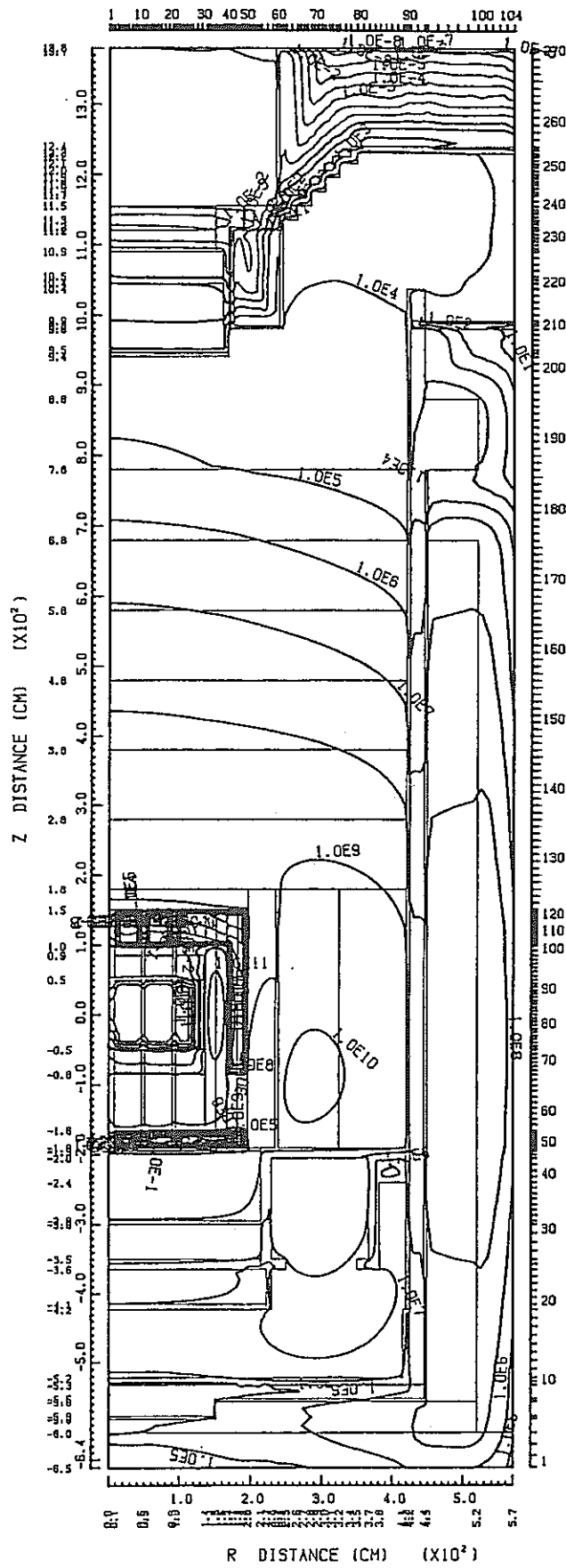


図3.2.4 原子炉容器まわり低速中性子束分布 ($E < 0.4 \text{ eV}$)

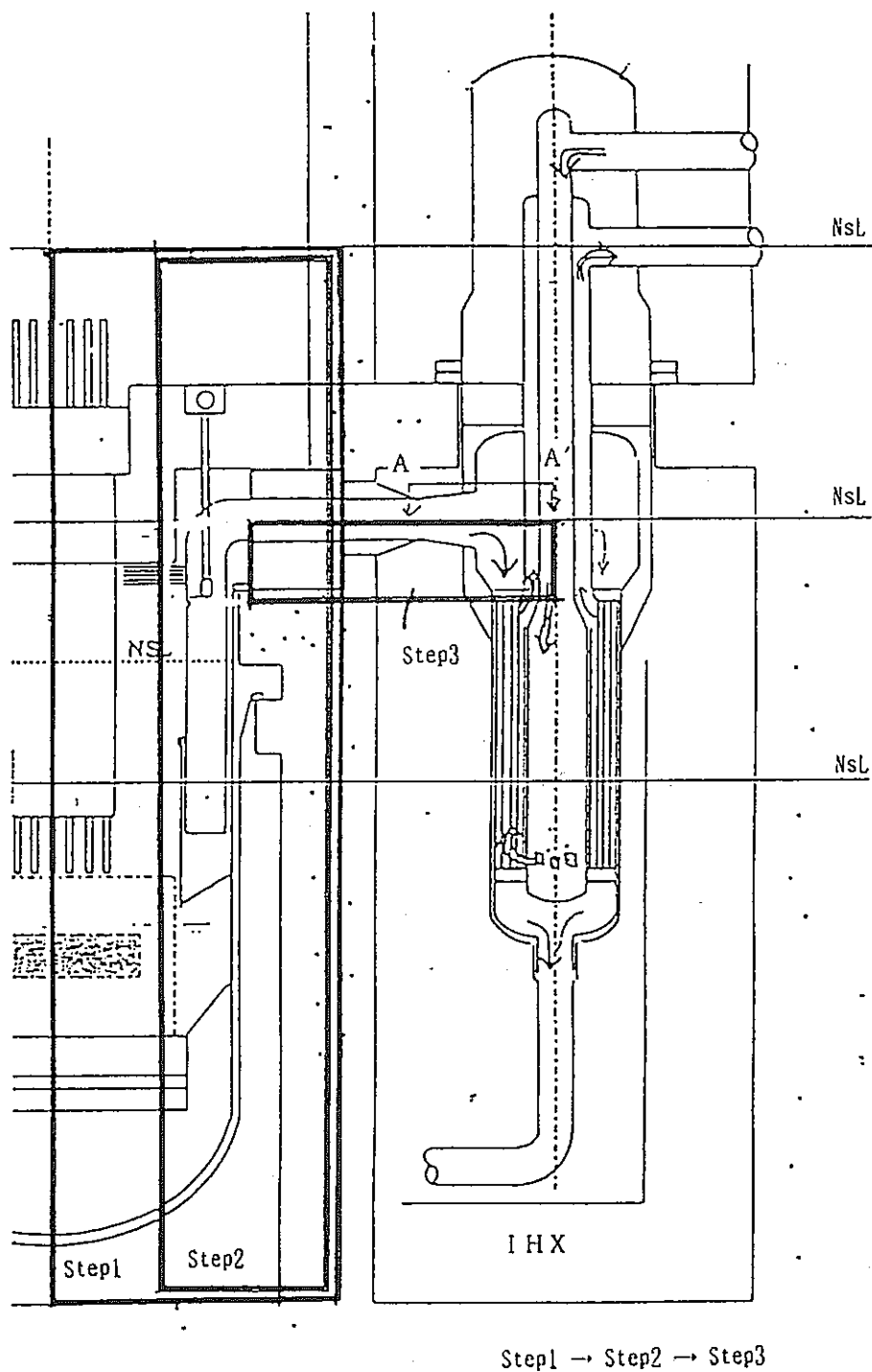


図3.2.5 2次Na放射化量評価のための計算の流れ

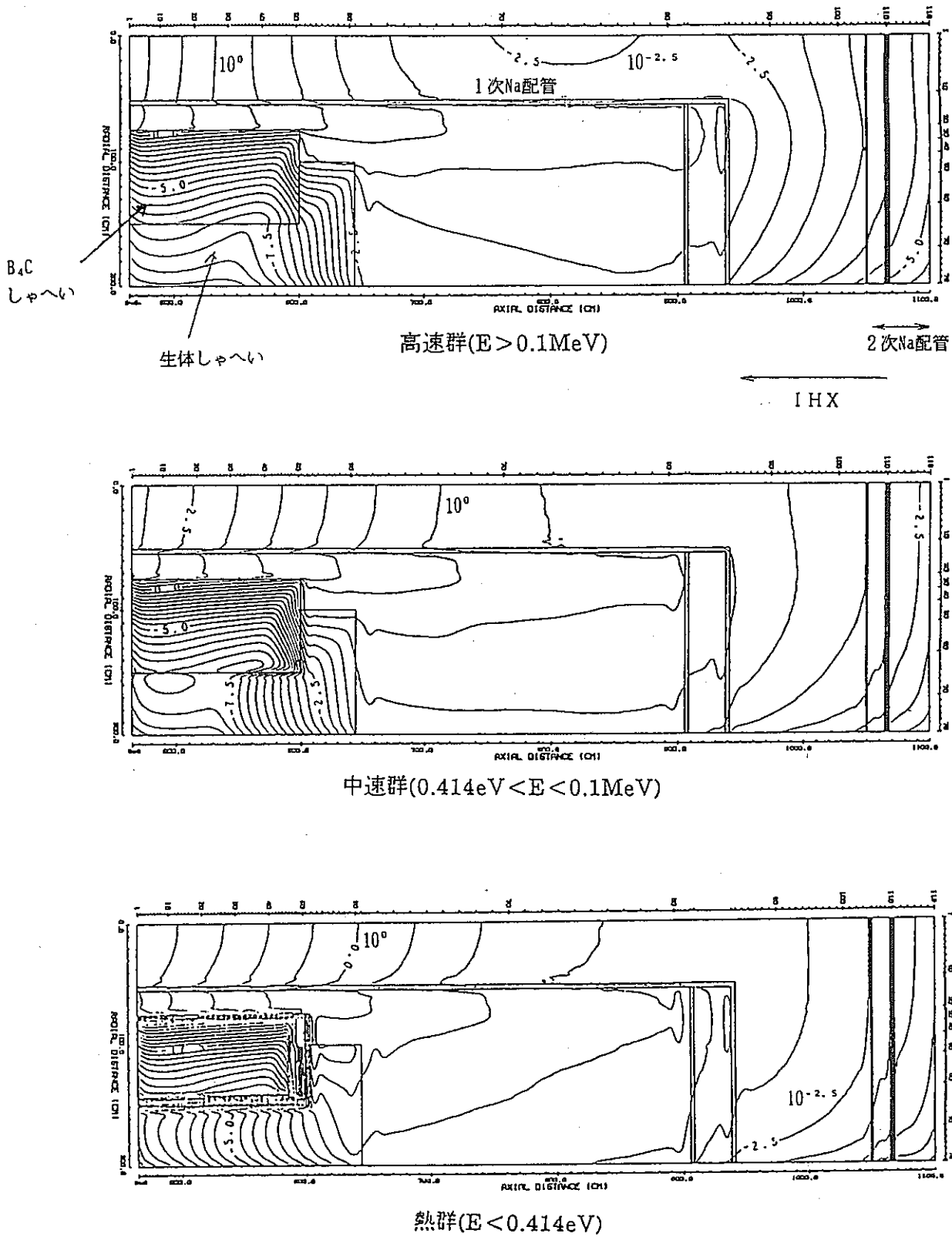


図3.2.6 中性子束分布 (ステップ3 - 配管, IHX周りストリーミングモデル)

3.3 運転床および遮蔽プラグの遮蔽設計

本プラントでは運転床および遮蔽プラグ直下に一次Na液面や一次Na配管があること、IHXの一部が運転床を貫通していること、遮蔽プラグの一部が配管との干渉を防ぐため薄くなっていること等から、運転床および遮蔽プラグ上面の線量率が厳しくなる可能性があり、運転中を含む点検作業、燃交作業等の観点から十分な遮蔽を設けることが必要である。以下に検討結果を示す。

(1) 設計基準

運転床および遮蔽プラグ上面の線量率が下記の設計基準を満足するように必要な遮蔽厚さを確保する。

- 運転床 運転中、炉停止後とも $6.25\mu\text{Sv/hr}$.以下(A区分)、
- 遮蔽プラグ上面 運転中は 0.5mSv/hr .以下(D区分)、炉停止後10日後で $6.25\mu\text{Sv/hr}$.以下(A区分)

但し、本プラントでは遮蔽プラグと運転床は連続しており明確な境界はない。ここでは、UISプラグ上面に対しては上記遮蔽プラグの設計基準を適用し、それ以外の連続した遮蔽プラグと運転床には上記運転床の設計基準を適用することとした。

プラント設計との取り合い条件としては、運転床厚さは1500mm(重コンクリートを主とする)、UISプラグ厚さは2150mm(ボイド部、熱遮蔽層合計1300mmを含む)、一次配管と干渉する遮蔽プラグ垂直部は300mm厚さとする。

(2) 線源の評価

線源としては、運転中、炉停止後とも1次Na中の Na^{22} ・ Na^{24} ・CP及び1次Na配管に付着したCPを考慮する。以下に線源評価結果を示す。尚、運転中については、炉心からの中性子と2次ガンマ線も線源として存在するが、この寄与は炉心上部のNa深さが十分大きい大型炉では冷却材の放射化線源の寄与に比べ無視できることが知られている。これについては、炉容器まわり二次元輸送計算による中性子束・ガンマ線束分布にもとづいて別途評価し、寄与が小さいことを確認する。

(a) 1次Na放射化量

1次Naの放射能は飽和状態では炉心全体の放射化核種(Na22・Na24)の生成率から決まっている。炉心全体の放射化核種(Na22・Na24)の生成率は中性子スペクトルやNaの体積割合の違いを無視すれば、原子炉出力に比例すると考えられる。そこで、ここでは単位出力当たりの放射化量を「もんじゅ」と同一として総放射化量を求めた。但し、「もんじゅ」設計値に不確かさとして2倍を考慮するものとした。以下に結果を示す。また、炉停止直後の放射能の変化を図3.3.1に示す。

1次Na放射化量

核種	単位出力当たり放射化量* (Ci/MWt)	総放射化量	単位体積当たり放射能 (Ci/m ³)
Na-24	6.8×10^4	1.1×10^8	1.3×10^5
Na-22	4.0	3.2×10^3	3.9

*「もんじゅ」設計値に不確かさ2.0を考慮

(b) 1次系Na中CP濃度及び配管付着量

CPとして評価する核種と生成反応を表3.3.1に示す。これは「もんじゅ」の設計で用いられているものと同じである。CP発生量は「もんじゅ」の炉心各領域ごとの設計値をもとに、冷却材の接液面積や構造材の違い(もんじゅではSUS316相当材、60万KWeではPNC1520)による親核種の含有率の違いを補正して得た。

1次Na中のCP及び配管付着量は上記CP発生量をもとに以下のように評価した。この評価法も「もんじゅ」と同一である。

- 1次Na中のCP CP発生量の10%が冷却材に溶存と仮定。1次Naの体積(821m³)で割り濃度を求めた。Na中CP濃度の時間変化を表3.3.2に示す。
- 1次Na配管付着CP CP発生量全部が均一に1次Na配管接液部に付着と仮定する。CP発生量を1次Na配管接液面積(6120m²)

で割り配管付着密度となる。配管に付着したCP放射能の時間変化を表3.3.2に示す。

表3.3.2からわかるように、CPは線源強度の強いものからMn54(半減期303d)、ついでCo58(同71d)、Cr51(同27.8d)、Co60(同5.26y)等比較的半減期の長いものが多い。従って、炉停止後10日程度では運転中と放射能強度はそれほど変わらない。

(3) IHX周辺運転床の遮蔽設計

線量率の計算値は設計基準($6.25\mu\text{Sv/hr}$.以下)の10分の1に抑えることを目標とした。10分の1とは計算上の誤差に対する余裕とここで含めていない他の線源の寄与も考慮したためやすである。

(i) 解析モデル

IHXを含む運転床の概略構成・寸法を表3.3.3の添付図に示す。主な線源として、1次Na水平配管とIHXの1次Na上部プレナムが考えられる。計算コードは二次元点減衰核積分法コードSPANを用いたが、このコードは二次元体系のみが扱える。そこで、体系を1次Na水平配管を線源とする体系とIHXの1次Na上部プレナムを線源とする体系の二つに分割した。運転床は厚さ1500mm(上面以外には6mmのライナーあり)の重コンクリート(比重3.5)とした。

(ii) 解析結果(追加遮蔽なしの場合)

空間線量率解析結果を表3.3.3に示す。空間線量率は運転中及び炉停止10日後・15日後で求めた。空間線量率は同一評価点への1次Na水平配管からの寄与とIHXの1次Na上部プレナムからの寄与にわけられている。これから以下のことがわかる。

- 運転中における最大線量率は 620mSv/hr .(位置⑦)であり、縦方向に貫通する2次Na配管を透過する1次Na冷却材線源からのガンマ線の寄与が支配的である。この位置から真下に下がっていくと線量率は大きく低下する。これはIHX貫通部の局所遮蔽により部分的に遮蔽されるためである。

- 運転床の重コンクリートは主に1次Na配管に対する遮蔽機能を持つが、位置③の結果より現状の1500mmの厚さでは1次Na配管だけの寄与を考へても線量率は $2.6 \times 10^{-3} \text{mSv/hr.}$ であり目標を上回る。厚さを増やすか、組成の一部を炭素鋼に変更するかが必要である。IHXからの寄与はさらに大きく、これにはIHXに面した運転床側部の炭素鋼を増厚する必要がある。
- 運転床から6m上の位置①の線量率も 16mSv/hr. に達する。これは天井で散乱して全体の線量率を増大させる。位置⑤⑥⑦での線量率と同時に目標を満足させることを考えると、IHX全体を囲む遮蔽を設けることが最も効率的と考えられる。

最大線量率位置⑦での線量率の炉停止後時間の効果を図3.3.2に示す。炉停止後の線量率は炉停止後8日くらいまでは Na24 (半減期 14.96hr.)の減衰にそつて減衰するが、炉停止10日以降については Na22 (半減期 2.62y.)及びCP(主要核種の半減期は約30日~300日)が主線源となるため、作業開始時期を遅らせても遮蔽体の削減は期待できない。

(iii)必要追加遮蔽厚さの評価

目標線量率($6.25 \mu\text{Sv/hr.}$ の10分の1)を満足させるために必要な遮蔽厚さを求めた。追加遮蔽の考え方は以下のとおりである。

- IHXからの線源に対しては、運転床から上の2次Na配管部を上側と側部を取り囲むドーム状の重コンクリートにより遮蔽する。
- 1次Na配管からの線源に対しては、運転床の重コンクリートと炭素鋼枠の厚さは1500mmで保存するが炭素鋼枠の増大により遮蔽強化をはかる。

以上の考え方により必要遮蔽を検討し、以下の遮蔽が必要との結果を得た。

● IHX周り

横壁900mm、天井950mmのドーム状の重コンクリートで囲むこと

● 運転床の構成

総厚さを1500mmに抑えるため重コンクリート以外に150mm分の炭素鋼を組み込むこと、さらにIHXに接した部分は側部に300mmの側部に炭素鋼を組み込むこと

この遮蔽を施した時の各部での線量率を表3.3.4に示す。このように運転床上の線量率は最大で0.46 μ Sv/hr.で目標線量率を満足している。

(4) 遮蔽プラグの遮蔽設計

ここでは、UISプラグとそれを支える固定プラグからなる遮蔽プラグの直上における運転中の線量率を評価する。線量率の設計基準は0.5mSv/hr.(D区分)であるが、運転床の場合と同様、目標値として0.05mSv/hr.とした。

(i) 解析モデル

遮蔽プラグの概略構成・寸法を図3.3.3に示す。主な線源として、炉容器内1次Naと1次Na水平配管が考えられる。尚、運転床との連続部は(3)の検討結果を反映して重コンクリート厚さ1350mm、炭素鋼厚さ150mmとした。計算コードは二次元点減衰核積分法コードSPANを用いた。二次元モデルで模擬するために、線源を図3.3.3に示すように分割してモデル化した。

- モデル1 炉容器内Naを線源とするモデル
- モデル2 一次Na配管垂直部を線源とするモデル
- モデル3 一次Na配管屈曲部(エルボー)を線源とするモデル
- モデル4 一次Na配管水平部を線源とするモデル

一次Na配管は二次元モデルで直接表わせないため、3つの領域に分割されており、モデル3では屈曲部が直管で近似されている。線量率は各モデルでの寄与をあわせたものとする。計算モデルは十分保守的に設定されていると判断できる。制御棒案内管や計装管等の貫通部は考慮していないが、これは制御棒案内管、計装管の内部構造を反映して、別途考慮するものとする。但し、UISプラグと固定プラグのオフセットギャップ(ギャップ幅20mm)は本モデルで考慮した。

尚、遮蔽プラグの最終的な構造設計では、固定プラグ垂直部の一部に冷却層と熱遮蔽層が設けられ、この部分で遮蔽能力が低下している。これについては、別途影響評価を行う。

(ii)解析結果

運転中及び炉停止10日後の線量率を表3.3.5に示す。

● 運転中

UISプラグ直上の評価点(図3.3.3の①～⑦)において目標線量率を大幅に上回る。(最大3700倍) 最大の理由はUISプラグを支持する固定プラグの垂直部が厚さ300mmと程度薄くなっているためである。また、UISプラグと固定プラグのギャップの直上(⑤)では液面からの寄与も大きく、このギャップを通してのストリーミングも影響している。

⑨の位置では一次Na配管の寄与が大きいですが、これは直下の配管ではなく対面位置の配管からの寄与である。目標線量率を満足するには、鉄板100mmあたり減衰率が0.065であることを考慮すれば3700分の1とするための必要追加遮蔽厚さは鉄板約300mmとなる。

尚、運転床(との連続部)の評価点⑩では運転床の目標線量率 $0.625\mu\text{Sv/h}$.を2倍程度越えている。但し、目標値は設計基準の10分の1に設定したためやすであり、計算モデルも保守的であることを考慮して、設計基準は現状でも満足されると判断する。

● 炉停止10日後

UISプラグ上では、評価点⑦で目標線量率の約7倍、その他の点でもやや目標線量率を上回る。これも、固定プラグの垂直部が薄いことが影響している。線量率を7分の1とするための鉄板厚さは約70mmである。UISプラグと固定プラグのギャップの直上(⑤)における液面Naからの寄与は目標値を下回っている。

上記を考慮すると、以下の追加遮蔽を設けることが適切である。

固定遮蔽の追加

UISプラグを支持する固定プラグの垂直部の厚さを約70mm増加して370mmとする。

運転中のみの遮蔽の設置

上記の固定遮蔽に加えて、運転中のみ230mm厚さの遮蔽を設置する。設置場所はUISプラグを支持する固定プラグの垂直部の内側に設置するか(UISギャップも覆うこと)またはUISプラグの上方全体を蓋のように設置するかの二通りである。後者の設置方法は本検討で考慮していない制御棒や計装管の貫通部からのストリーミング抑制上も有効である。

(5) 中性子と2次ガンマ線による線量率

これまでの評価では、冷却材の放射化線源の寄与以外は小さいとして考慮していない。ここでは他の線源として考えられる運転中の中性子・二次ガンマ線の寄与を評価する。

炉容器まわりの輸送計算に基づく中性子・ガンマ線束分布から求めた運転中の線量率分布を図3.3.4、図3.3.5に示す。これより、もっとも線量率の高いUISプラグ上で、中性子の寄与は $1.0\mu\text{Sv/hr.}$ (0.1mrem/hr.)、ガンマ線の寄与は $0.1\mu\text{Sv/hr.}$ (0.01mrem/hr.)で合計 $1.1\mu\text{Sv/hr.}$ (0.11mrem/hr.)である。中性子は炉心から15けた程度減衰しているので(図3.2.3参照)減衰計算に対する補正量は $1.2^{15}=15.4$ 程度となる。この補正を行うと $1.1\times 15.4=16.9$ 即ち、約 $20\mu\text{Sv/hr.}$ となる。これは目標値 $50\mu\text{Sv/hr.}$ よりも小さい。(4)で示した追加遮蔽を施すとさらに小さい値となる。

このように、運転中の中性子・二次ガンマ線による線量率は放射化線源による線量率に比べて小さく無視できることを確認した。

(6) 固定プラグ垂直部の冷却層、熱遮蔽層の影響

上記解析評価では、固定プラグ垂直部の冷却層、熱遮蔽層は考慮せず、重コンクリートとして扱ってきた。この影響を以下に検討する。

上記解析結果から、固定プラグの厚さは370mm以上必要である。冷却層、熱遮蔽層は図3.3.4に示す通り設けられている。(寸法は未決定) 本図から固定プラグの最も薄い部分とその近辺は炭素鋼のみで構成され、冷却層、熱遮蔽層を考慮しても実効的な遮蔽厚さは370mm以下とならない。遮蔽能力が低下するのは、炉停止時に脱着式遮蔽(350mm)がはずされた状態で、冷却層を透過し図

3.3.3の③に至る放射線に対する遮蔽である。この場合でも冷却層まわりの鉄枠が85mm以上あれば、370mm以上の実効厚さが確保できる。

(85mm×2+200mm、図3.3.3参照)

(7) まとめ

運転床ではIHX内一次Na、水平一次配管内Naからのガンマ線線量率が厳しく、以下の遮蔽が必要である。

● IHX周り

横壁900mm、天井950mmのドーム上の重コンクリートで囲むこと

● 運転床の構成

総厚さを1500mmに抑えるため重コンクリート以外に150mm分の炭素鋼を組み込むこと、さらにIHXに接した部分は側部に300mmの炭素鋼を組み込むことUISプラグ上もUISプラグを支持する固定プラグの垂直部が厚さ300mm程度と薄いため、液面Naや一次配管内Naからのガンマ線線量率が厳しく、新たに以下の遮蔽が必要である。(鉄換算)

● UISプラグを支持する固定プラグの垂直部の厚さを約70mm増加する。

● さらに運転中のみ、追加遮蔽を約230mm設ける。

以上の他に、固定プラグの冷却層のまわりの枠は85mm以上確保することが必要である。

本検討では制御棒案内管や計装管の貫通部からのストリーミングの寄与は含めていない。制御棒案内管や計装管の詳細構造を反映した検討が必要である。

表3.3.1 放射性腐食生成物とその生成反応

核種 \ 項目	半減期	生成反応	ターゲット核種の同位体存在比(%)
^{51}Cr	27.8d	$^{50}\text{Cr}(\text{n}, \gamma) ^{51}\text{Cr}$	4.35
		$^{52}\text{Cr}(\text{n}, 2\text{n}) ^{51}\text{Cr}$	83.79
^{54}Mn	303d	$^{54}\text{Fe}(\text{n}, \text{p}) ^{54}\text{Mn}$	5.8
		$^{55}\text{Mn}(\text{n}, 2\text{n}) ^{54}\text{Mn}$	100.
^{55}Fe	2.60d	$^{54}\text{Fe}(\text{n}, \gamma) ^{55}\text{Fe}$	5.8
^{59}Fe	45.6d	$^{58}\text{Fe}(\text{n}, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	0.29
^{58}Co	71.3d	$^{58}\text{Ni}(\text{n}, \text{p}) ^{58}\text{Co}$	68.3
^{60}Co	5.263y	$^{60}\text{Ni}(\text{n}, \text{p}) ^{60}\text{Co}$	26.1
		$^{59}\text{Co}(\text{n}, \gamma) ^{60}\text{Co}$	100.
^{99}Mo	66.7h	$^{98}\text{Mo}(\text{n}, \gamma) ^{99}\text{Mo}$	24.1
^{182}Ta	115.1d	$^{181}\text{Ta}(\text{n}, \gamma) ^{182}\text{Ta}$	99.9877

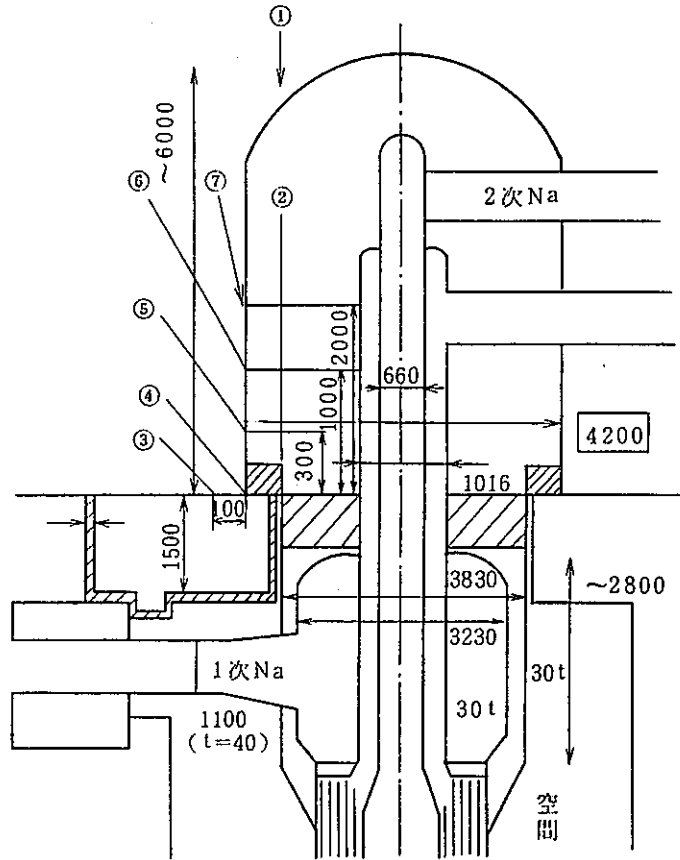
表3.3.2 1次系冷却材CP濃度 (配管表面及び冷却材中)

NUCLIDE	HALF LIFE	DECAY CONSTANT (1/S)	ACTIVITY DENSITY ON SURFACE OF PRIMARY SODIUM PIPING (Bq/cm ²)				ACTIVITY DENSITY IN PRIMARY SODIUM COOLANT (Bq/cm ³)			
			*0 DAY	*5 DAY	*10 DAY	*15 DAY	*0 DAY	*5 DAY	*10 DAY	*15 DAY
CR 51	27.800 D	2.89E-07	1.57E+06	1.38E+06	1.22E+06	1.08E+06	1.17E+04	1.03E+04	9.10E+03	8.03E+03
MN 54	303.000 D	2.65E-08	7.32E+06	7.23E+06	7.15E+06	7.07E+06	5.45E+04	5.39E+04	5.33E+04	5.27E+04
FE 59	45.600 D	1.76E-07	8.95E+04	8.29E+04	7.69E+04	7.12E+04	6.67E+02	6.18E+02	5.73E+02	5.31E+02
CO 58	71.300 D	1.13E-07	3.91E+06	3.73E+06	3.55E+06	3.38E+06	2.92E+04	2.78E+04	2.65E+04	2.52E+04
CO 60	5.260 Y	4.18E-09	6.04E+05	6.03E+05	6.02E+05	6.01E+05	4.50E+03	4.49E+03	4.49E+03	4.48E+03
MO 99	66.700 H	2.89E-06	2.24E+05	6.43E+04	1.85E+04	5.31E+03	1.67E+03	4.79E+02	1.38E+02	3.96E+01
TA 182	115.100 D	6.97E-08	1.50E+05	1.45E+05	1.41E+05	1.37E+05	1.12E+03	1.08E+03	1.05E+03	1.02E+03
TOTAL			1.39E+07	1.32E+07	1.28E+07	1.23E+07	1.03E+05	9.87E+04	9.51E+04	9.20E+04

* TIME AFTER SHUT - DOWN

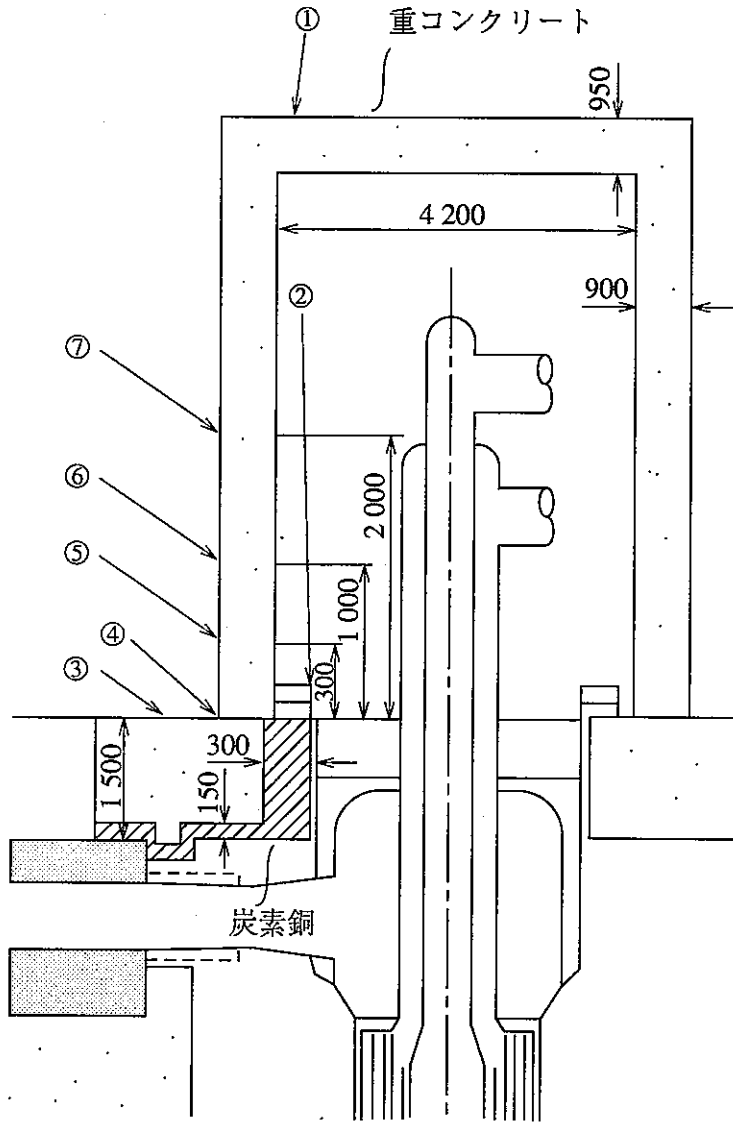
表3.3.3 運転床上の線量率計算結果

1 mSv=100mrem



		線 量 率 (mSv/h)					
		運 転 中		炉停止10日後		炉停止15日後	
		冷却材線源	付着CP	冷却材線源	付着CP	冷却材線源	付着CP
(1)	IHX	1.4×10^1	4.3×10^{-4}	2.7×10^{-4}	4.1×10^{-4}	6.6×10^{-5}	4.0×10^{-4}
	1次系配管	2.0×10^0	9.8×10^{-6}	4.6×10^{-5}	9.4×10^{-6}	1.6×10^{-5}	9.6×10^{-6}
	合計	1.6×10^1		7.4×10^{-4}		4.9×10^{-4}	
(2)	IHX	1.4×10^{-4}	6.8×10^{-10}	2.7×10^{-9}	6.4×10^{-10}	8.0×10^{-11}	6.4×10^{-10}
	1次系配管	5.6×10^1	3.6×10^{-4}	4.6×10^{-3}	3.5×10^{-4}	5.2×10^{-4}	3.4×10^{-4}
	合計	5.6×10^1		1.8×10^{-3}		8.6×10^{-4}	
(3)	IHX	1.7×10^0	3.0×10^{-5}	2.8×10^{-5}	2.8×10^{-5}	3.1×10^{-6}	2.8×10^{-5}
	1次系配管	2.6×10^{-3}	1.3×10^{-3}	4.1×10^{-3}	1.2×10^{-3}	1.6×10^{-3}	1.2×10^{-3}
	合計	1.7×10^0		5.6×10^{-5}		3.1×10^{-5}	
(4)	IHX	6.6×10^{-1}	1.2×10^{-5}	1.1×10^{-5}	1.1×10^{-5}	1.2×10^{-6}	1.1×10^{-5}
	1次系配管	1.1×10^{-2}	1.8×10^{-6}	1.8×10^{-7}	1.6×10^{-8}	1.6×10^{-8}	1.6×10^{-8}
	合計	6.7×10^{-1}		2.2×10^{-5}		1.2×10^{-5}	
(5)	IHX	5.2×10^{-5}	2.4×10^{-10}	8.7×10^{-10}	2.2×10^{-10}	2.5×10^{-11}	2.2×10^{-10}
	1次系配管	1.1×10^{-3}	1.8×10^{-10}	1.7×10^{-8}	1.7×10^{-10}	4.8×10^{-10}	1.7×10^{-10}
	合計	1.1×10^{-3}		1.8×10^{-8}		9.0×10^{-10}	
(6)	IHX	8.6×10^0	7.7×10^{-5}	1.7×10^{-4}	7.2×10^{-5}	3.8×10^{-5}	7.2×10^{-5}
	1次系配管	8.5×10^{-4}	1.4×10^{-10}	1.3×10^{-8}	1.3×10^{-10}	3.7×10^{-10}	1.3×10^{-10}
	合計	8.6×10^0		2.4×10^{-4}		1.1×10^{-4}	
(7)	IHX	6.2×10^2	7.8×10^{-1}	1.4×10^{-2}	7.3×10^{-3}	4.6×10^{-3}	7.1×10^{-3}
	1次系配管	6.6×10^{-4}	1.1×10^{-10}	1.0×10^{-8}	1.0×10^{-10}	2.9×10^{-10}	1.0×10^{-10}
	合計	6.2×10^2		2.1×10^{-2}		1.2×10^{-2}	

表3.3.4 運転床上の遮蔽対策及び線量率計算結果



1 μ Sv = 100 μ rem
= 100 μ rem

評価点	線量率 (μ Sv/h)		
	IHX	1次系配管	合計
①	4.6×10^{-1}	6.6×10^{-1}	4.6×10^{-1}
②*	1.4×10^{-1}	5.6×10^{-1}	5.6×10^{-1}
③	2.5×10^{-2}	2.7×10^{-1}	3.0×10^{-1}
④	5.9×10^{-2}	2.7×10^{-1}	3.3×10^{-1}
⑤	2.0×10^{-3}	1.2×10^{-1}	1.2×10^{-1}
⑥	1.9×10^{-1}	1.1×10^{-1}	1.1×10^{-1}
⑦	3.2×10^{-4}	7.3×10^{-1}	3.9×10^{-1}

* 参考データ

表3.3.5 遮蔽プラグとその周辺における空間線量率（運転中、 $\mu\text{Sv/hr.}$ ）

位置 (図3.3.3参照)	設計目標	Na液面からの 寄与	一次配管から の寄与	合計
①	500×0.1	0.00646	6800	6800
②	同上	0.00632	15000	15000
③	同上	-	-	-
④	同上	0.00367	32000	32000
⑤	同上	4420	34800	57900
⑥	同上	2.52	42100	42100
⑦	同上	151000	53500	186000
⑧	同上	1.10	-	-
⑨(運転床)	6.25×0.1	0.00345	11200	11200
⑩(運転床)	同上	0.58	0.894	1.47

注) - は計算値なしを示す。

表3.3.6 遮蔽プラグとその周辺における空間線量率（炉停止10日後、 $\mu\text{Sv/hr.}$ ）

位置 (図3.3.3参照)	設計目標	Na液面からの 寄与	一次配管から の寄与	合計
①	6.25×0.1	0.00149	-	-
②	同上	0.00148	-	-
③	同上	8.2×10^{-4}	-	-
④	同上	7.1×10^{-4}	0.600	0.600
⑤	同上	0.090	0.659	0.749
⑥	同上	3.9×10^{-5}	0.795	0.795
⑦	同上	3.27	1.01	4.28
⑧	同上	1.7×10^{-5}	-	-
⑨(運転床)	同上	5.6×10^{-5}	0.214	0.214
⑩(運転床)	同上	8.9×10^{-6}	1.4×10^{-5}	2.3×10^{-5}

注) - は計算値なしを示す。

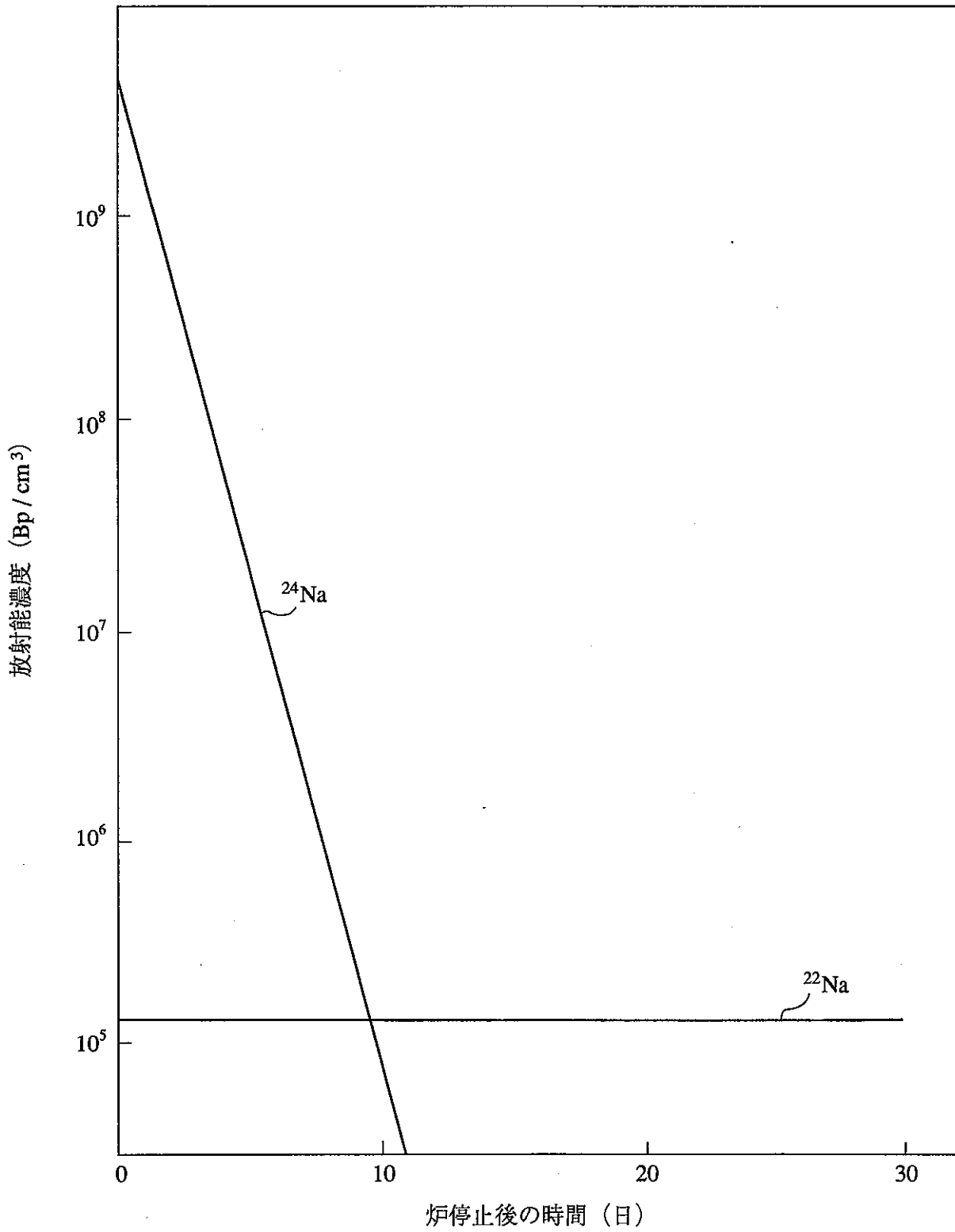


図3.3.1 冷却材誘導放射能濃度の経時変化

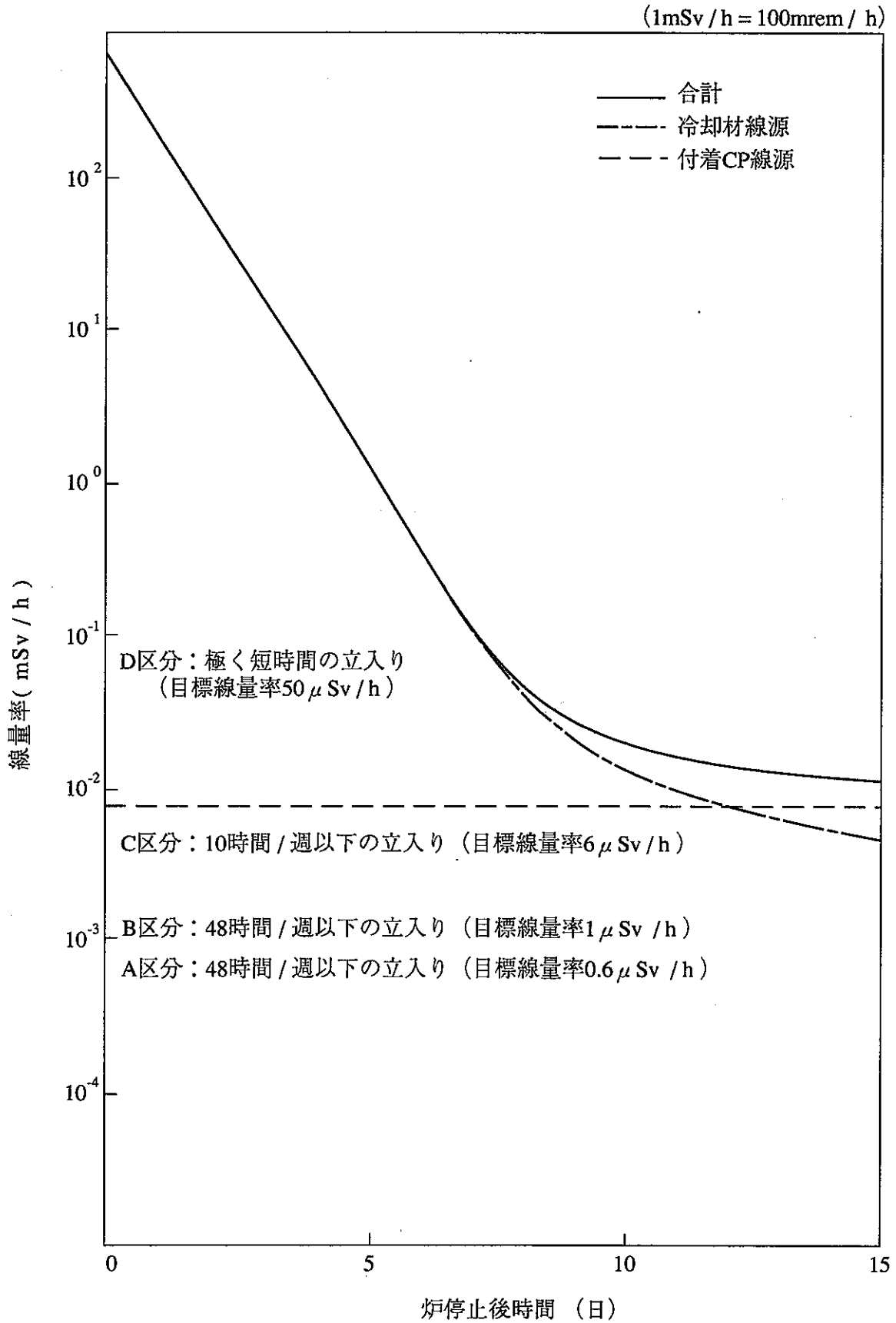


図3.3.2 運転床上の線量率経時変化

- 各モデルとも一次配管は直管で近似
- UISプラグと固定プラグのオフセット付きギャップは20mm幅でモデル化
- 脱着式遮蔽は運転中のみ設置

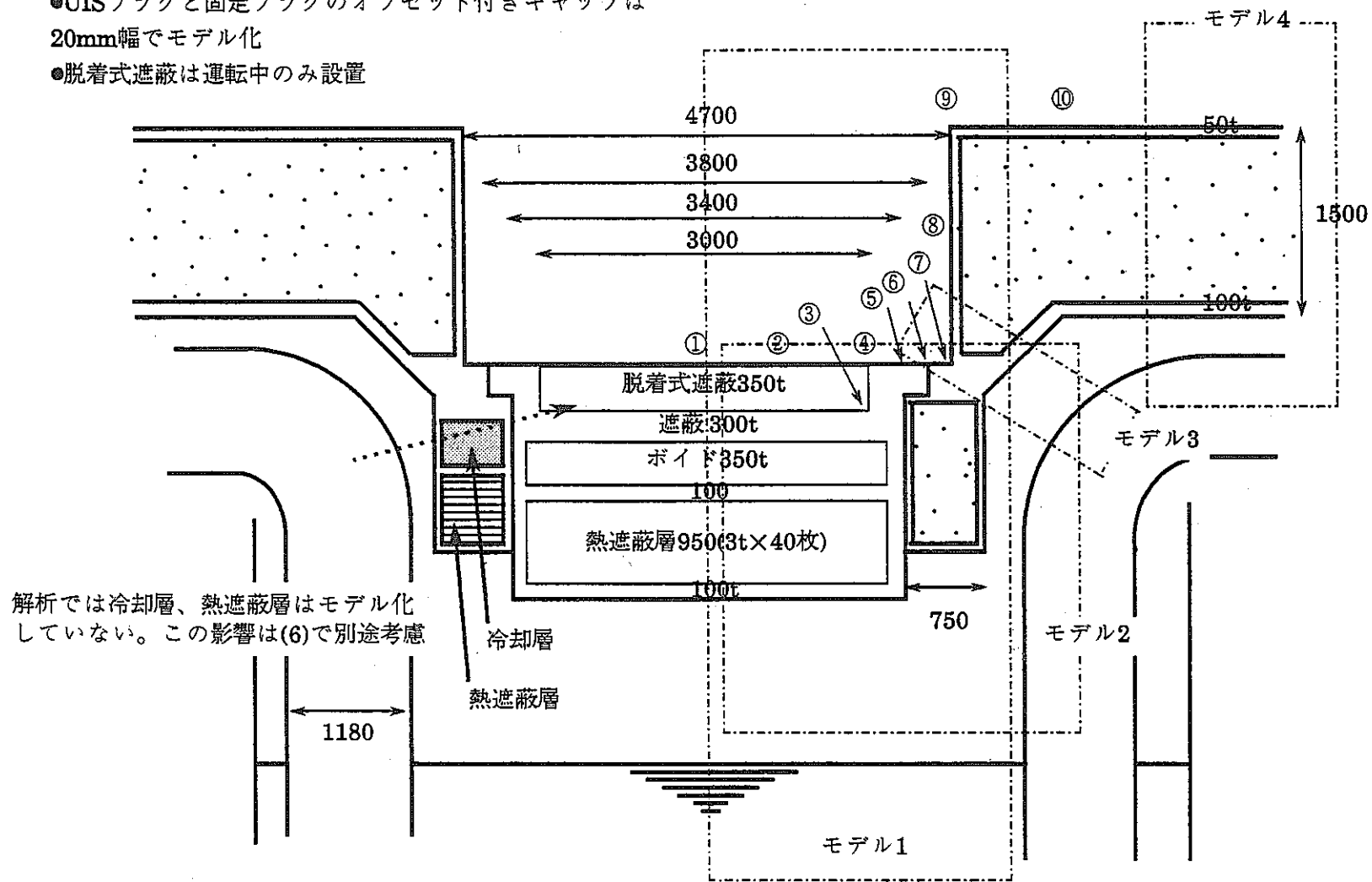
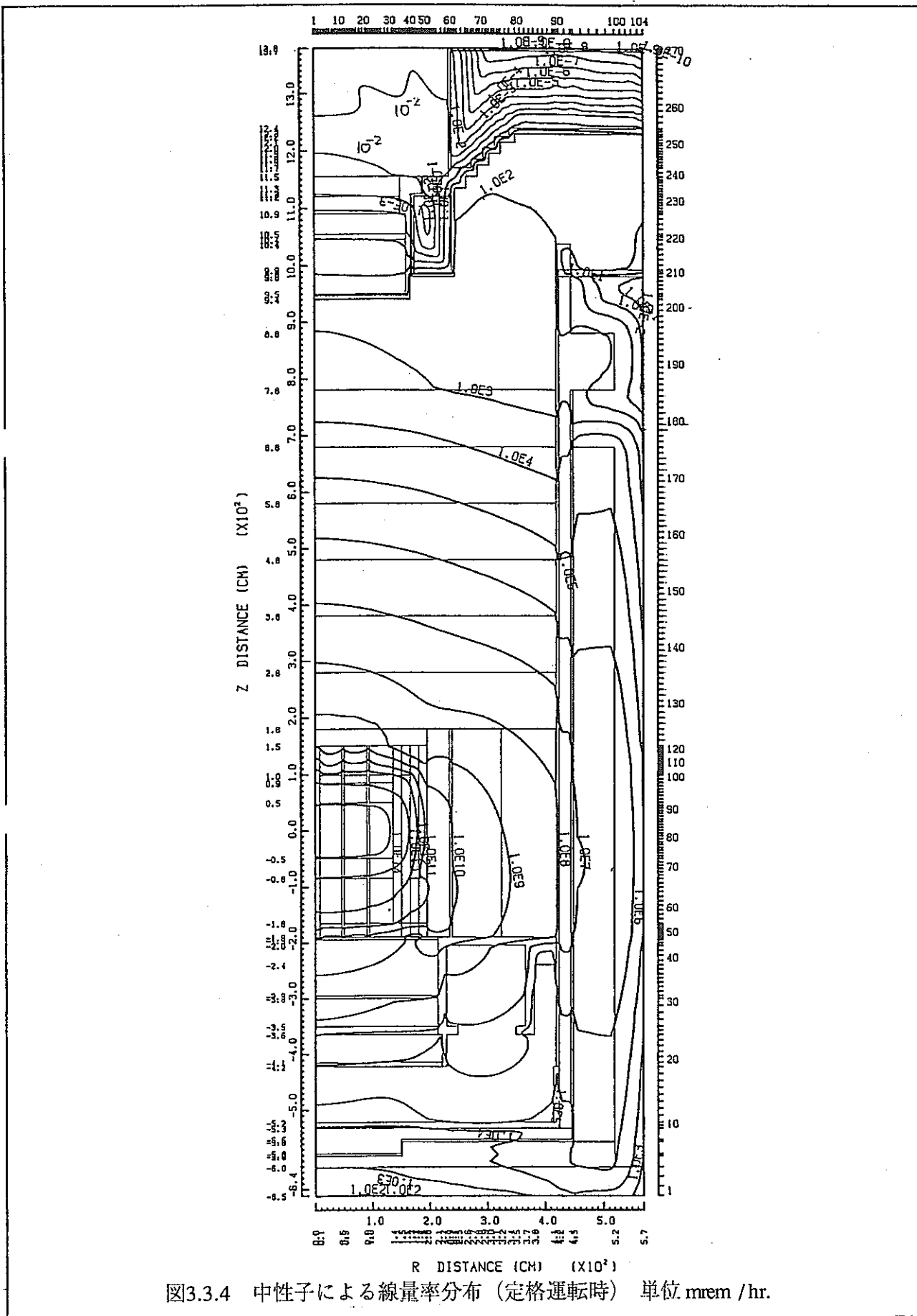


図3.3.3 遮蔽プラグまわり構造の概略寸法と解析モデル



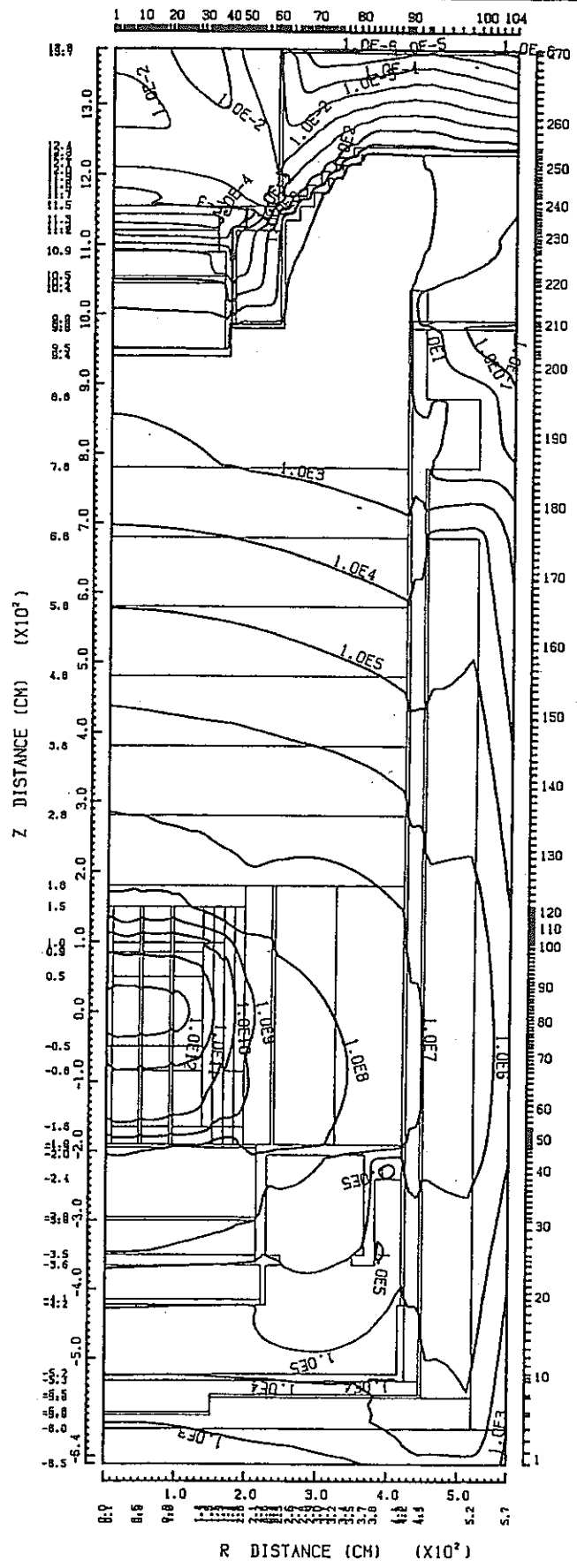


図3.3.5 二次ガンマ線による線量率分布 (定格運転時) 単位 mrem / hr.

3.4 UIS引き抜きキャスクの遮蔽設計

本プラントでは、UISを引き抜き燃料交換を行う方式を採用している。UISは炉心の直上にあり、運転により強く放射化されるため、作業員の被曝低減を考慮してUISキャスクは遮蔽機能を有する必要がある。ここでは、UIS放射化量を評価するとともに、必要な遮蔽厚さの評価を行った。

(1) 検討条件

- 上部軸遮蔽体仕様 天然 B_4C 62cm長さ、中心吸収体(1本ピン)
- 線源評価 UISはSUS316製とし、40年(85%)後の放射化量を求める。表面に付着したNa線源やCP線源を含めた場合の評価も行った。
- 線量率設計基準 炉停止10日後に、遮蔽表面で1mSv/hr.、遮蔽から1mの距離で0.1mSv/hr.とする。

但し、上部軸遮蔽体仕様は軸方向集合体仕様の見直しを反映して最終的に50%濃縮 B_4C 52cmとしている。また、発熱量を考慮して、ピン本数も7本としている。 B_4C を濃縮したのは、この仕様変更によりUIS放射化量を増大させないためである。これに関わる評価は別途(6)に示す。

(2) 線源の評価

炉心周り二次元遮蔽計算により得られた二次元中性子束分布によりUISの誘導放射能を算出した。放射化計算に用いたUISのモデルを図3.4.1に示す。この中性子束は計算値に対して減衰計算の誤差(一ケタ減衰当たり20%、 B_4C 軸遮蔽均質化誤差3.5)を考慮した。放射化量はプラント寿命40年(85%)の照射後を考えた。

UISの材質はSUS316であるが、放射化上はCoやTa等の微量元素が問題となる。これらの元素の含有量は計算上JIS規格の上限値(Co-0.25%、Ta-0.03%)とし、含有量低減効果はこれらの放射化量への寄与から別途評価するものとした。

放射化計算で考慮した反応を表3.4.1に示す。反応断面積はENDF/B-IVからのものを処理したものをを用いた。

UIS各領域(図3.4.1参照)のうち、放射化量が大きく、また、領域体積が大きく線量率へ最も寄与する領域Dの放射化量(誘導放射能)の炉停止後時間変化を図3.4.2に示す。炉停止後短時間(10³sec)ではCo60(半減期5.26y)、Mn56(同2.59h)の寄与が大きいが、半減期の短いMn56は急激に減衰し炉停止後10日ではCo60が支配的であり、Ta182(同115d)、Cr51(同27.7d)、Fe55(同2.6y)の順となる。

線源にはUISそのものの放射化以外に、さらに、§3.3で求めたNa及びCPの放射能強度を用いた。Naの付着量は0.1mm厚さ、CPの付着量は1次系配管と同一と仮定した。

(3) 必要遮蔽厚さの評価(CP線源を考慮しない場合)

二次元点減衰核積分法コードSPANによりUISの中心軸を軸とするRZ体系で線量率を評価した。

炉停止10日後の遮蔽なしの場合のUISの放射化に基づくUIS周り空間線量率を図3.4.3(軸方向分布)に示す。これより、UIS表面での空間線量率最大は $3 \times 10^3 \text{mSv/h}$ ($3 \times 10^5 \text{mrem/h}$)、UISから1mの距離での空間線量率最大は $7 \times 10^2 \text{mSv/h}$ ($7 \times 10^4 \text{mrem/h}$)である。ともに領域Dの軸方向中央の高さ位置に発生している。①で述べたように半減期の長いCo60が大きく寄与しているため時間による減衰はあまり期待できない。

設計余裕を考慮してUISキャスク周りの線量率を設計基準の2分の1とするためのキャスク遮蔽の必要厚さを検討した。キャスク遮蔽は炭素鋼とした。線量率の最も高い軸方向高さ位置での遮蔽厚さと空間線量率の関係を図3.4.4に示す。条件を満足するための遮蔽厚さは約260mmである。この場合、遮蔽厚さを決めているのは遮蔽から1mの距離の線量率(目標線量率は $0.1 \text{mSv/hr} \times 0.5$)であり、遮蔽表面では 0.09mSv/h と目標線量率($1 \text{mSv/hr} \times 0.5$)の約5分の1である。

遮蔽厚さを軸方向に260mm一定とした場合の空間線量率(遮蔽表面から1m、炉停止10日後)を図3.4.5に示す。本図より260mmの厚さが必要なのはUIS下部だけで他の部分は大幅に厚さを低減できることがわかる。本図には、付着Na(100 μm)による線量率の寄与も示されているが、これによる線

量率の増大はきわめて小さく、最大線量率の部分では影響が無視できる程度である。

(4) 必要遮蔽厚さの評価(CP線源を考慮した場合)

実際にはUIS表面にCPが付着しており、これが線量率に寄与すると考えられる。CPの付着挙動は場所・流速・温度等さまざまな条件で複雑に変化する。現状ではUIS表面への付着量を設定するにはデータが不足している。そこで、ここでは付着量は一次Na配管と同一と仮定して線量率への影響を評価する。一次Na配管へのCP付着量は§3.3で評価したものをを用いる。付着Na及び付着CPを考慮して遮蔽厚さを軸方向に260mm一定とした場合の空間線量率(遮蔽表面から1m、炉停止10日後)を図3.4.6に示す。付着CPの線量率への寄与は大きく最大線量率を約1.5倍に増大させる他、UIS上部での空間線量率を2けた程度増加させる。

(5) UIS材料低放射化の効果

前記のUIS放射化評価においては、CoやTa等の微量元素の含有量をJIS規格の上限値(Co:0.25%、Ta:0.03%)としたが、低放射化を考慮してこれらの微量元素を極力低減することが望ましい。実績から、Co・Taをともに0.01%にすることは可能とされている。そこで、このような低放射化をはかった場合の必要遮蔽厚さに及ぼす影響を検討した。

ここではUISキャスク遮蔽の軸方向ごとの必要遮蔽厚さを下記の3ケースについて評価した。結果を図3.4.7に示す。

- ケース1 UISそのものの放射化線源の寄与のみ考慮(低放射化考慮せず)
- ケース2 ケース1に対して低放射化を反映
- ケース3 ケース2に対してCP線源の寄与を加えた

この結果よりわかるように、UISの低放射化により必要遮蔽厚さは最大部分で約70mm薄く190mmにでき、上部の放射化が小さく必要遮蔽厚さが薄い部分でも20~30mm薄くできる。しかしながら、CPの寄与も含めると最大厚さ部分では約20mm増加する他、上部の必要遮蔽厚さを大幅に(100mm前後)増大させ、上部でも下部と同程度の厚さが必要となり、全体として大幅に遮

蔽重量を増大させることとなる。但し、CP付着量は1次Na配管と同一と仮定しており、炉心の直上にあるUISへのCP付着量は1次Na配管の場合と大幅に異なる可能性があるため、CPのUIS付着量の詳細評価を行うことによって遮蔽厚さの削減ができる可能性がある。

(6) 軸方向遮蔽体仕様の見直しの影響と方策

上記の評価において上部軸遮蔽体長さは62cm、1本ピンとしているがその後見直しが行われ最終的に長さ52cm、7本ピンとなっている。これによるUIS放射化への影響を以下に評価した。

評価は軸方向一次元輸送計算により、上部軸遮蔽体の長さ B_4C 濃縮度をパラメータとしてUIS放射化量への影響を評価した。放射化反応としては生成量の大きいCo-60・Ta-182・Cr-51・Fe-59を考え、評価位置としてはUIS下端近傍の放射化量の大きい領域とした。

表3.4.2にUIS下部から約100cmの領域での平均放射化量と上部軸遮蔽体の長さ B_4C 濃縮度の関係を示す。この結果より長さを10cm短くすることによりどの核種の生成量も3倍強増加する。生成量を増加させないためには B_4C 濃縮度を90%とすることが有効である。

燃料ピンを1本から7本とすると B_4C 均質化によるストリーミング係数が約3.5から約1.7へと減少する。即ち、これをも含めて考えると B_4C 濃縮度を50%程度とすることで仕様変更による放射化量変化は $1.7 \times 1.7 \div 3.5 = 0.8$ 、即ち0.8倍となり、放射化量増大を避けることができる。濃縮しない場合は放射化量は約2倍となる。

以上の評価に基づき、軸遮蔽体の仕様としては濃縮度50% B_4C 、長さ52cm、7本ピンとした。

(7) 今後の検討課題

(5)で述べたように、UIS遮蔽厚さの低減をはかるためUISの低放射化をはかった場合、CPの寄与の影響が無視できなくなり遮蔽厚さの低減はあまり気体できない。しかし、CPの評価については下記の点から不確かさが大きいと考えられる。

- 現状では一次Na配管への付着挙動に比べるとあまり実績データがなく一次Na配管への付着量を同程度と仮定したこと。
- 一次Na配管への付着量は「もんじゅ」の設計値を大型炉に外挿したものであるが、「もんじゅ」の設計値自身がかかなりの設計余裕を有する可能性があり、また、配管のようなCPが付着しやすい部分を対象としており、高温でCPが付着しにくいと予想されるUISでは過大評価となる可能性があること。

従って、UIS遮蔽厚さの低減をはかるためには、CPのUISへの付着挙動を考慮し線源としてより正確に評価する必要がある。

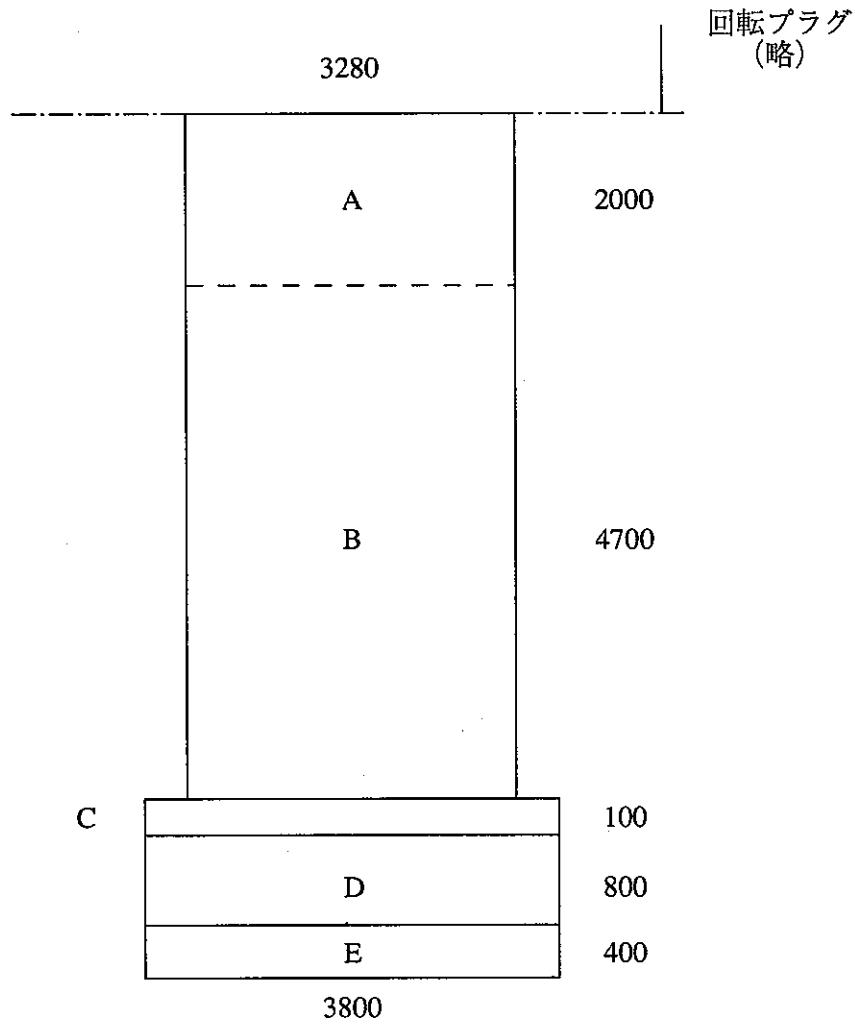
表3.4.1 UIS放射化評価に用いた核種

生成反応		放射化核種 (半減期)	
1. CR - 50	(N, γ)	CR - 51	(27.7D)
2. FE - 54	(N, γ)	FE - 55	(2.6Y)
3. FE - 56	(N, P)	FE - 54	(313D)
4. FE - 58	(N, γ)	FE - 59	(44.6D)
5. NI - 58	(N, P)	CO - 58	(71.3D)
6. NI - 60	(N, P)	CO - 60	(5.26Y)
7. NI - 62	(N, γ)	NI - 63	(92.0Y)
8. MN-55	(N, γ)	MN-56	(2.59H)
9. CO - 59	(N, γ)	CO - 60	(5.26Y)
10. TA - 181	(N, γ)	TA - 182	(115D)
11. MO - 98	(N, γ)	MO - 99	(66.7H)
12. CR - 52	(N, 2N)	CR - 51	(27.7D)
13. FE - 54	(N, A)	CR - 51	(27.7D)
14. MN - 55	(N, 2N)	MN - 54	(313D)

表3.4.2 UIS放射化量*に対する軸遮蔽仕様の影響（相対値）

	長さ62cm 天然B (基準)	長さ52cm 天然B	長さ52cm 50%B-10	長さ52cm 90%B-10
Co-60放射化量	1.0	3.23	1.71	1.02
Ta-182放射化量	1.0	3.24	1.71	1.03
Cr-51放射化量	1.0	3.23	1.70	1.03
Fe-59放射化量	1.0	3.22	1.74	1.03

*)UIS下端から1mの領域での平均放射化量



領域	含まれる構造物	SUS316の割合
A	継胴・熱遮蔽板・CRD案内管*・計装ウエル	0.131
B	同上+仕切り板	0.151
C	耐震構造物	1.0
D	熱遮蔽板・フィンガー・CRD案内管*	0.104
E	整流筒・下部管板・CRD案内管*	0.152

* 延長管も含む

図3.4.1 UISのモデル化（放射化計算用）

1CR 51 13TOTAL
 2MN 54
 3MN 56
 4FE 55
 5FE 59
 6CO 58
 7CO 60
 8NI 63
 9MO 99
 10TC 99m
 11TA182
 12TA182m

* SUS316の割合が0.104の場合の単位体積当りの濃度

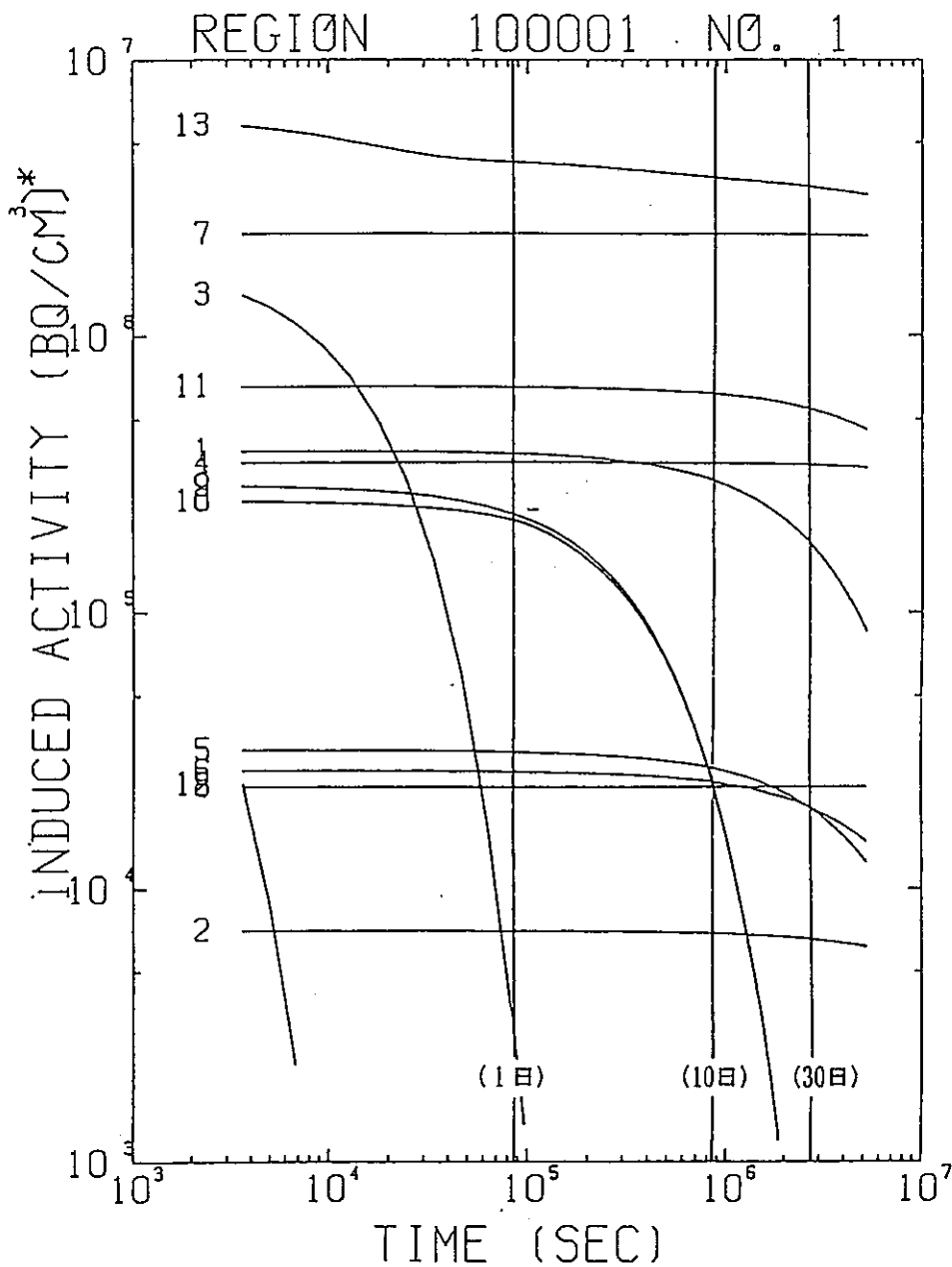


図3.4.2 UISの誘導放射能濃度経時変化

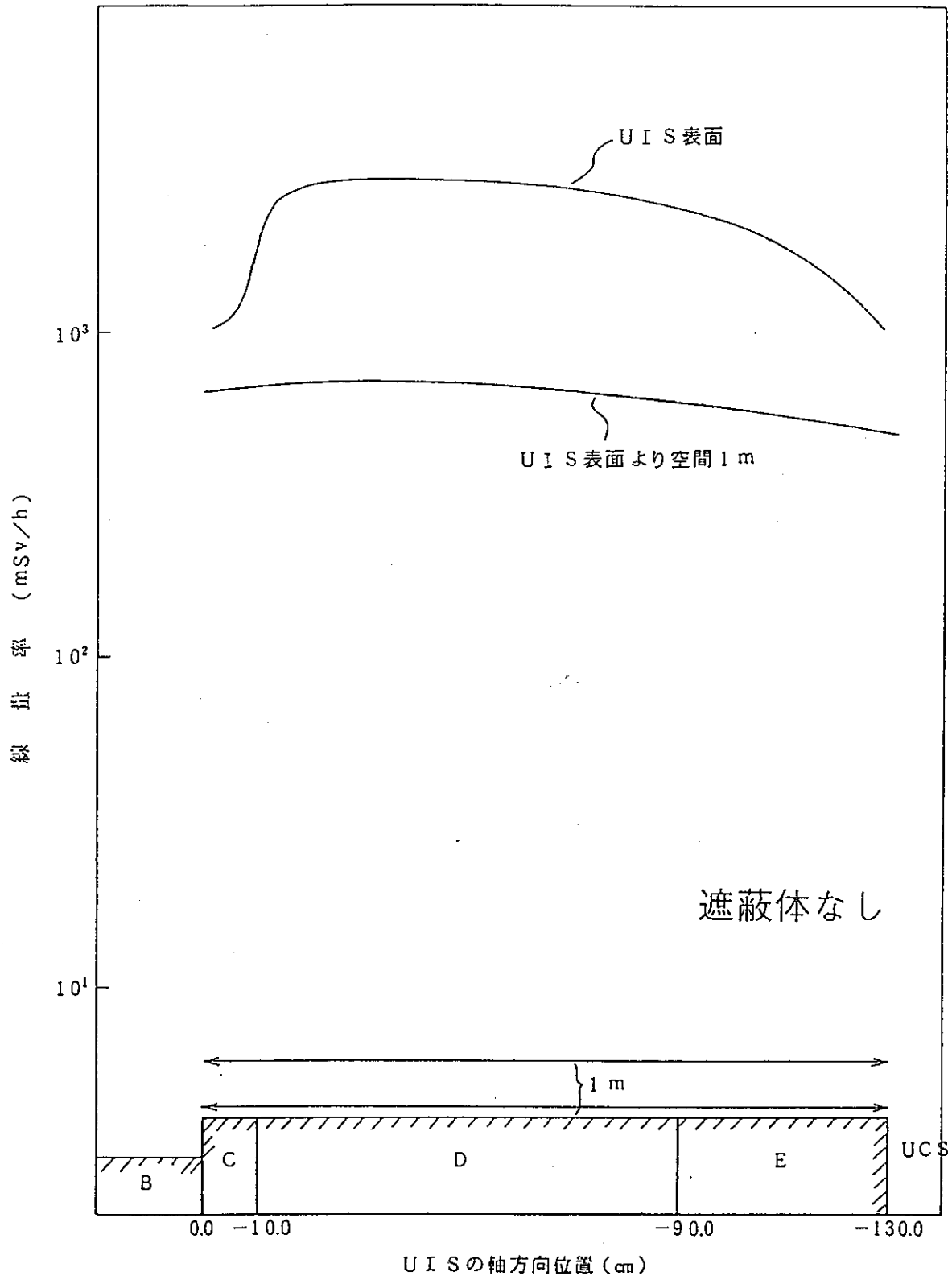


図3.4.3. 空間線量率軸方向分布 (炉停止10日後)

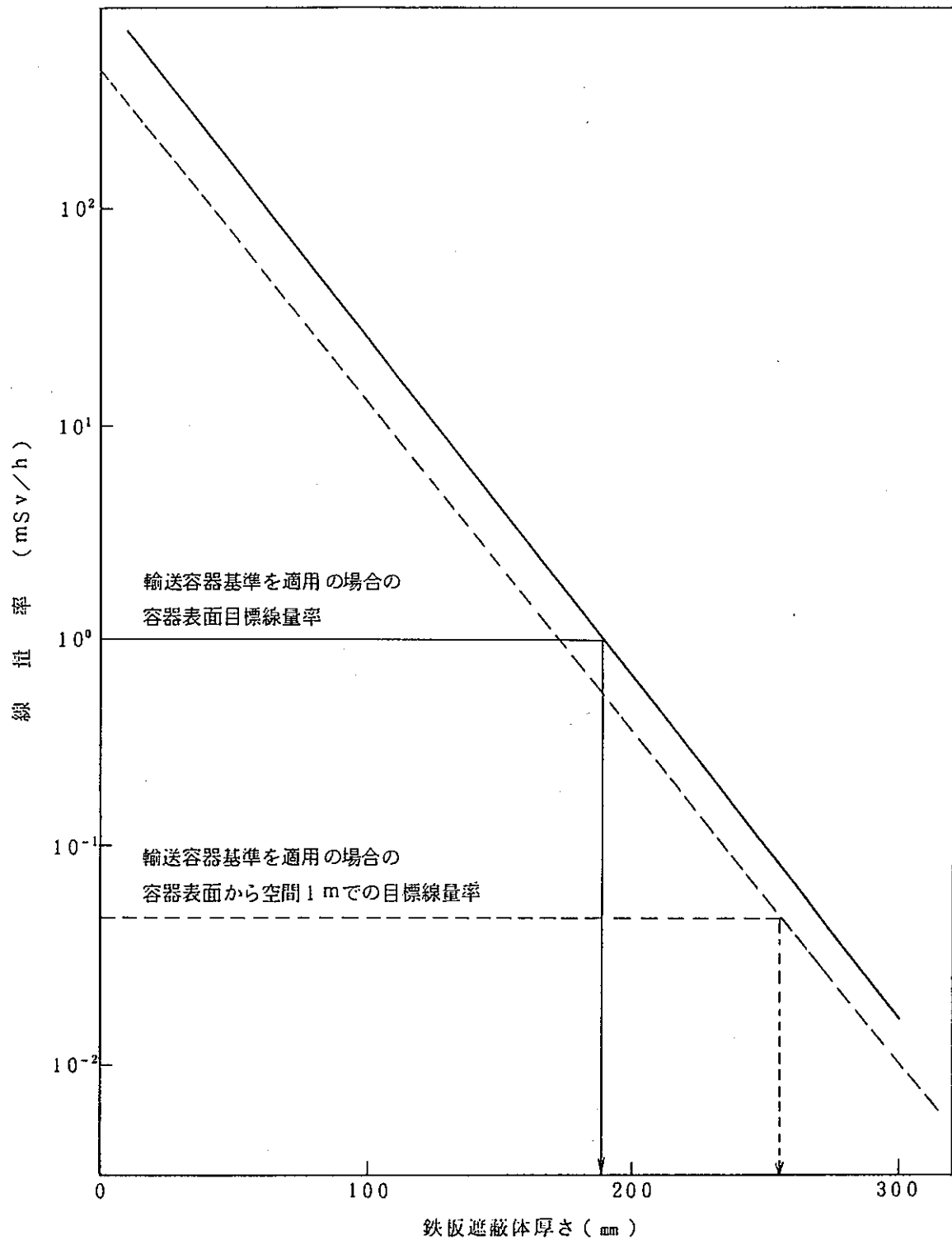


図3.4.4 キャスク遮蔽厚さと線量率の関係 (炉停止10日後)

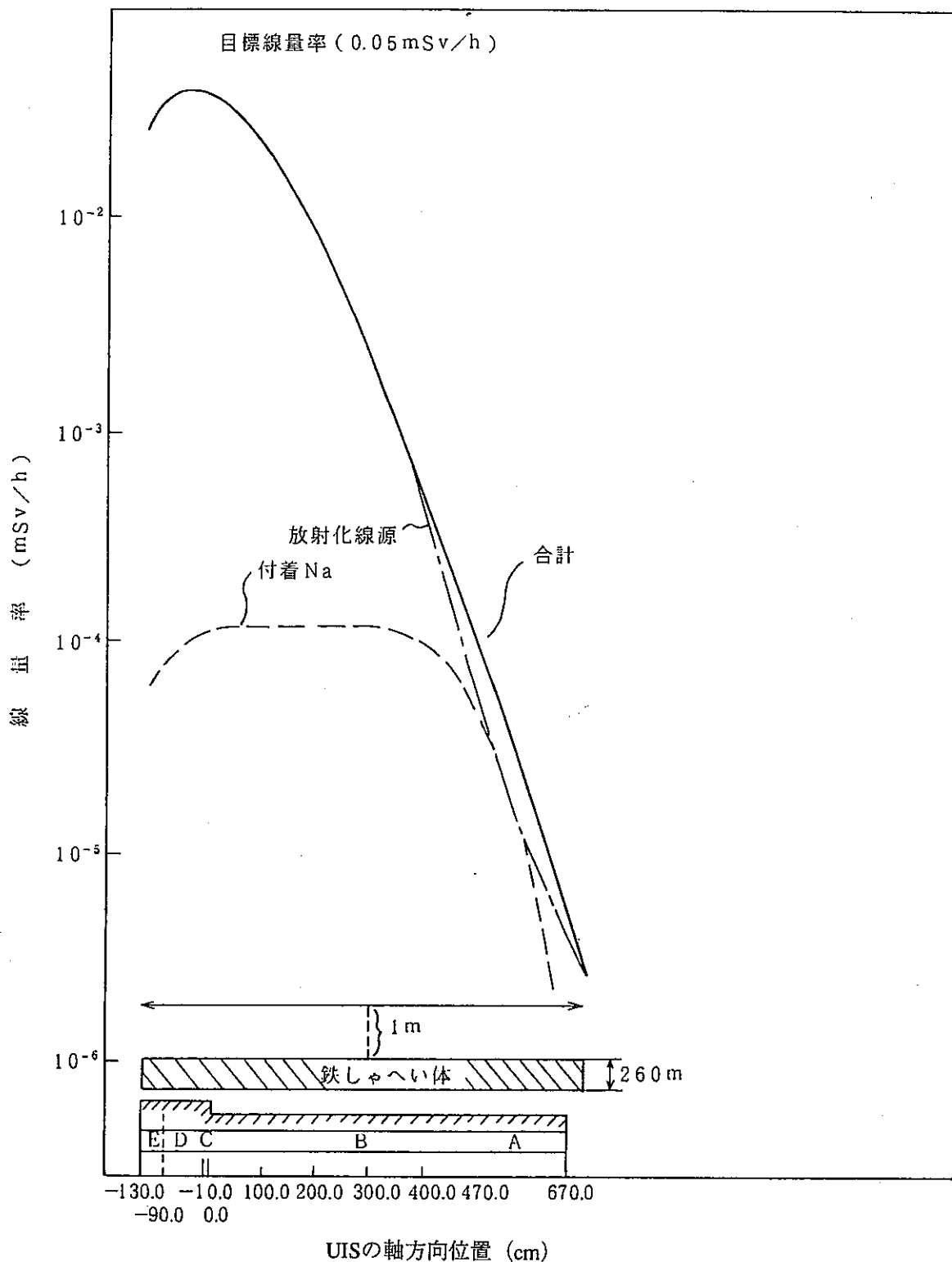


図3.4.5 キャスク表面から空間1mの位置での線量率分布 (炉停止10日後)

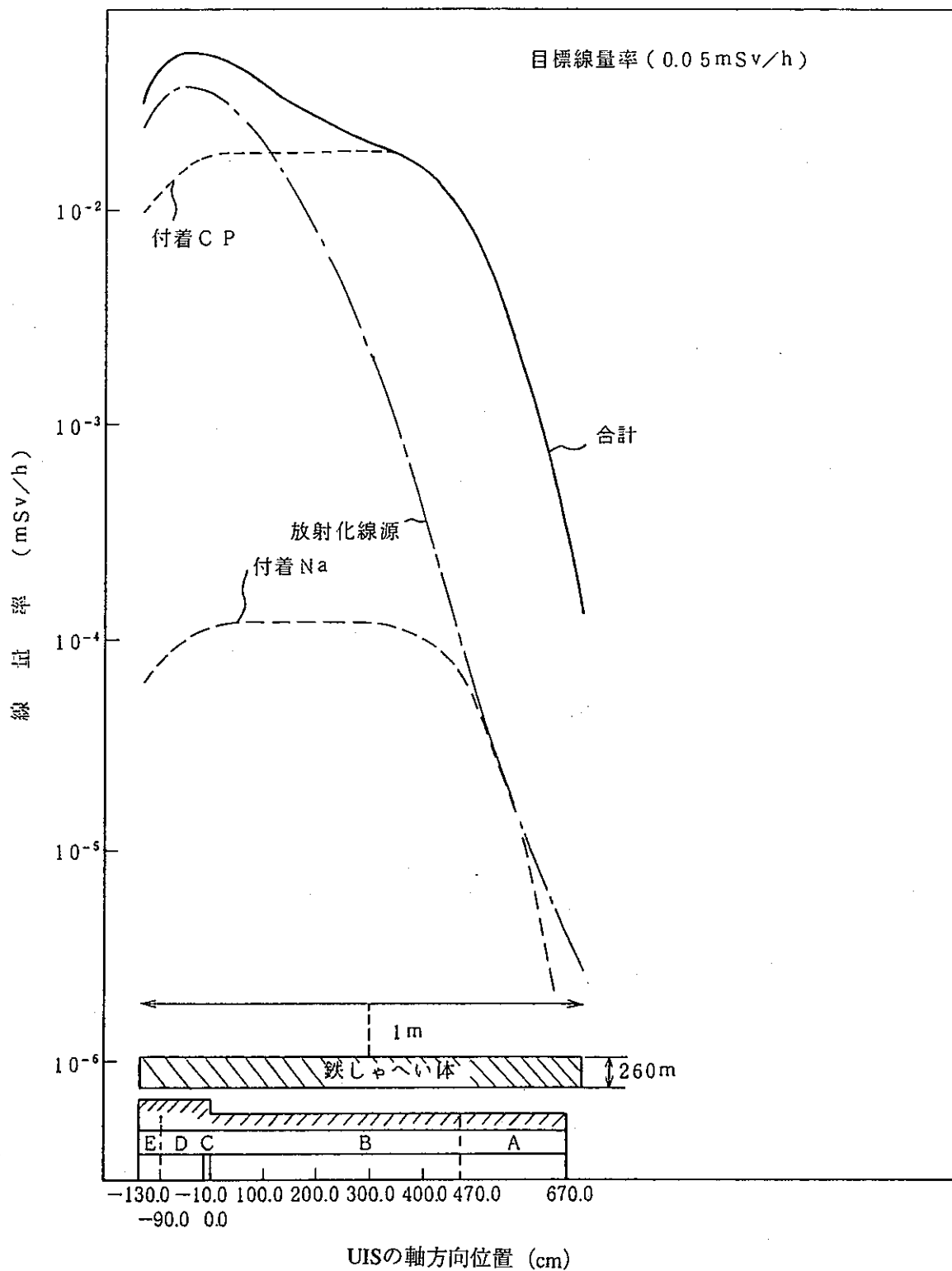


図3.4.6 キャスク表面から空間1mの位置での線量率分布 (炉停止10日後)

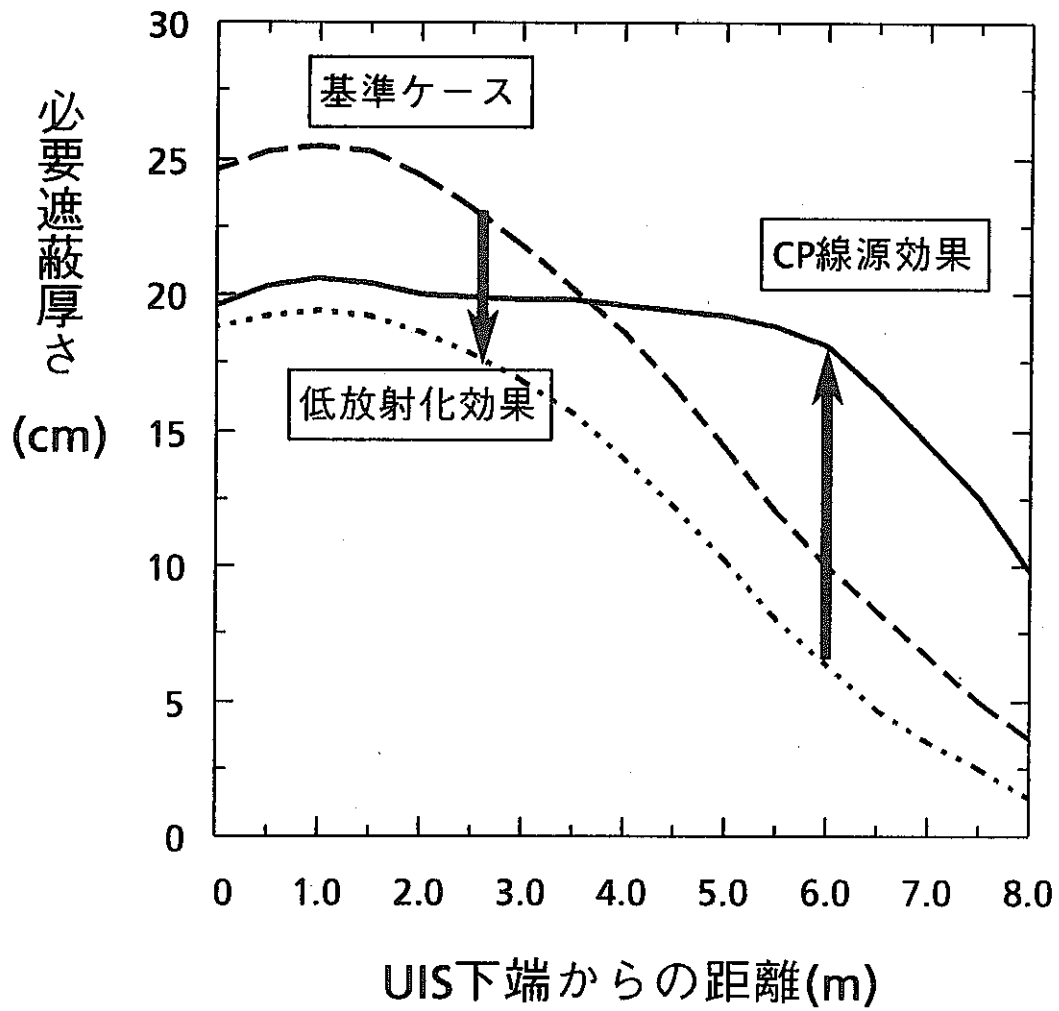


図3.4.7 UISキャスク遮蔽必要厚さ

3.5 燃料取扱系の遮蔽設計

(1) 検討項目と設計条件

燃料取扱系の遮蔽設計において検討した項目について説明する。

① 燃料出し入れ機の遮蔽

燃料出し入れ機の故障を想定し、使用済燃料を収納した状態での作業性確保の観点から必要な遮蔽を施す。構造上、燃料・遮蔽とも自然通風で冷却するため中性子遮蔽としてのポリエチレン、ガンマ遮蔽としての鉛は使用が困難である。そこで、遮蔽材としてZrH_{1.7}(中性子遮蔽)、炭素鋼(ガンマ遮蔽)を使用することとした。ZrH_{1.7}はKNKでの炉内使用実績もあり、十分使用できる。

② 保持筒上部室の遮蔽

保持筒室の補修を想定し、当該保持筒は空状態で隣接保持筒の燃料が線源とした場合に上部室での作業性確保の観点から必要な遮蔽を施す。

③ 保持筒隣接通路及びSG室の遮蔽

保持筒室に隣接して通路及びSG室があり、保持筒室との間に必要な遮蔽を施す。

④ 保持筒冷却風路の遮蔽

保持筒から排気口方向の冷却風路は屈曲が少なく、排気口の上部の壁に一回屈曲しただけの放射線が衝突し、近辺の線量率を増大させる可能性があり、必要な遮蔽を施すものとする。

各検討項目の設計条件を下表に示す。線源条件は燃料取扱系の除熱上の設計条件と同一の17kW/集合体とする。

燃料取扱系の設計条件

	線源	線量率
燃料出し入れ機	17kW/集合体 となる線源強さ	表面で2mSv/hr.、遮蔽から1mの 距離で0.1mSv/hr.(輸送容器基準)
保持筒上部室	同上	隣接した保持筒室に燃料が収容さ れた状態で10 μ Sv/hr.(B区分)
保持筒隣接通路 及びSG室	同上	6.25 μ Sv/hr.(A区分)
保持筒冷却風路	同上	風路の壁外で6.25 μ Sv/hr.(A区分)

(2) 線源の評価

(i) 評価方法

ここでは、最大出力集合体と平均出力集合体についてそれぞれ炉心での出力履歴をもとに燃焼計算を行い、炉心から取り出した後、設計条件である17kW/集合体となった時点での線源を比較し、両集合体の厳しい方の線源を代表として使用することとした。燃焼計算はORIGEN2を用いた。

(ii) 評価結果

両集合体が17kWとなった時点での線源強さを表3.5.1に示す。最大出力集合体は8.5日冷却後、平均出力集合体は13.5日冷却後にそれぞれ17kWとなった。ガンマ線レベルについては、線源として重要でない低エネルギー部を除き両集合体で差が小さい。中性子線源レベルは平均出力集合体の方が高い。そこで、以下の検討では平均出力集合体の線源を使用することとした。尚、中性子線源の核分裂スペクトルはORIGEN-JR内蔵データを用いた。

(3) 燃料出し入れ機の遮蔽

(i) 解析モデル

燃料から遮蔽体、出し入れ機外枠及び外側の空間を一次元円筒モデル化し、一次元輸送計算コードANISN-Wにより中性子21群ガンマ線7群の輸送計算を行った。燃料の線源としては炉心部のものを用いた。

(ii) 解析結果

遮蔽体を以下の構成とした場合の中性子束、ガンマ線による線量率分布を図3.5.1に示す。(燃料側より)炭素鋼60mm、ZrH_{1.7}160mm、炭素鋼500mm出し入れ機外側表面では20 μ Sv/h、表面から1mでは10 μ Sv/hとなり、設計基準に対して1けた程度余裕がある。中性子による線量率が支配的でガンマ線による寄与より2けた程度大きい。

(4) 保持筒上部室の遮蔽

(i) 解析モデル

使用済燃料の線源は表3.5.1に示されるようにガンマ線が8けた程度強く、また保持筒室の壁(遮蔽体)は普通コンクリートとするため、中性子の遮蔽性能が良く、経験的にガンマ線のみを対象として遮蔽を検討すればよいことがわかっている。そこで、線源はガンマ線のみとし、燃料及び保持筒室断面を二次元モデル化し、二次元点減衰核計算コードSPANにより保持筒上部室のガンマ線束を求めた。

ガンマ線束計算は保持筒内の各燃料ごとに、その燃料の保持筒内位置を反映して行い、全燃料の寄与を合計することにより最終結果を求めた。燃料相互の遮蔽効果は無視している。側壁は普通コンクリートとし、上部室の壁厚をパラメータとして保持筒上部室の線量率を求めた。尚、保持筒室の壁厚は上部室の壁厚より1000mm厚いとした。

(ii) 解析結果

保持筒上部室の側壁の厚さと保持筒上部室の線量率の関係を図3.5.2に示す。解析値に対する余裕として1けたとり、目標を $1.0\mu\text{Sv/h}$ とすると、必要遮蔽厚さは850mmとなる。即ち、必要壁厚は以下の通りとなる。

上部室壁厚 850mm

保持筒室壁厚 1850mm

(5) 保持筒に隣接した通路等の遮蔽

(i) 解析モデル

保持筒上部室の計算と同様に、二次元点減衰核計算コードSPANにより、各燃料ごとにガンマ線計算を行い、全燃料の寄与を合計することにより最終結果を求めた。体系は保持筒及び壁(普通コンクリート)を含む二次元体系とした。

(ii) 解析結果

図3.5.3に壁厚と線量率の関係を示す。設計基準に対して1けた余裕をとり、線量率を $0.625\mu\text{Sv/h}$ とすると必要な壁厚は2550mmである。

(6) 冷却風路出口での遮蔽

(i) 解析モデル

図3.5.4に解析体系を示す。冷却風路出口では保持筒からでて一回散乱(90°)した後に出口に到達する寄与が大きいと考えられる。また、一回散乱後のストリーミング距離は約20mと非常に大きい。これらを考慮して、以下の一回散乱線に対する簡易式を用いて、出口でのガンマ線束を求めた。

$$D = \alpha \times D_0 \times S \div L^2$$

ここでD: 評価点での線量率($\mu\text{Sv/h}$)

α : アルベドデータ

D_0 : 散乱面での線量率($\mu\text{Sv/h}$)

S: 散乱面の面積(cm^2) = $1.4 \times 10^5 \text{cm}^2$ (図9参照)

L: 散乱面から評価点までの距離(cm) = 2100cm

保持筒からでて一回散乱し上方へ向かう成分は平均的な散乱角度は90°であると考えられる。アルベドデータについては、図3.5.5に示すように散乱角度を90°とするとガンマ線源エネルギーが0.5MeVから10MeVでは保守的にみて 5×10^{-3} である。

$$D = 5 \times 10^{-3} \times D_0 \times 1.4 \times 10^5 \div 2100^2 = 1.6 \times 10^{-4}$$

散乱面での線量率 D_0 がわかれば評価点での線量率Dが計算できる。 D_0 は保持筒の遮蔽と同様に二次元点減衰核計算コードSPANにより計算する。

(ii) 解析結果

SPANにより $D_0 = 3.9 \times 10^9 (\mu\text{Sv/h})$ となった。従って、 $D = 6.2 \times 10^5 (\mu\text{Sv/h})$ となる。これを設計基準($6.25 \mu\text{Sv/h}$)まで低減するのに必要な遮蔽厚さ(普通コンクリート)を以下に評価する。設計余裕をみこんで目標線量率を設計基準の10分の1の $0.625 \mu\text{Sv/h}$ とすると、必要な減衰率は約 1×10^{-6} となる。

図3.5.6はコンプトン散乱によるエネルギー減少と散乱角との関係である。これからわかることは散乱角が大きいほど、また元のエネルギーが大きいほどエネルギー減少(比率)が大きいことである。この結果、散乱角90°では10MeVから0.5MeVのガンマ線はすべて0.25MeVから0.5MeVのガンマ線となる。従って、保持筒からでて一回散乱したガンマ線は保守的にみて

0.5MeV程度のエネルギーとなると考えることができる。図3.5.7は0.5MeVガンマ線の普通コンクリート中での減衰率を示したものである。これによると必要な厚さは約1000mmとなる。

以上より、冷却風路出口の外壁(普通コンクリート)の厚さとして1000mmを選定した。

(7) まとめ

燃料取扱系の遮蔽設計により得られた必要遮蔽厚さを以下にまとめる。

	設計条件	必要遮蔽厚さ
燃料出入れ機	表面で2mSv/hr.、 遮蔽から1mの距離で 0.1mSv/hr.	ZrH _{1.7} 160mm、炭素鋼 560mm(計720mm)
保持筒上部室	隣接ラックに燃料が貯蔵さ れた状態で10 μ Sv/hr.	(普通コンクリート) 上部室の側壁は900mm ラックの側壁は1900mm
保持筒室隣接通路及び SG室	6.25 μ Sv/hr.	保持筒室との壁を普通コン クリート2600mm*
保持筒冷却風路出口	出口付近の壁外で 6.25 μ Sv/hr.	普通コンクリート1000mm

*重コンクリートでは約1600mm

表3.5.1 崩壊熱17kW/集合体に相当する線源強度 (毎秒)

		平均燃焼度集合体 (炉停止8.5日後)	最大燃焼度集合体 (炉停止13.5日後)
中性子	自発核分裂	5.558E + 8	4.582E + 8
	(α , n)	4.654E + 7	4.706E + 7
γ 線	F P	8.162E + 16	8.170E + 16
	アクチニド	7.459E + 15	2.260E + 16

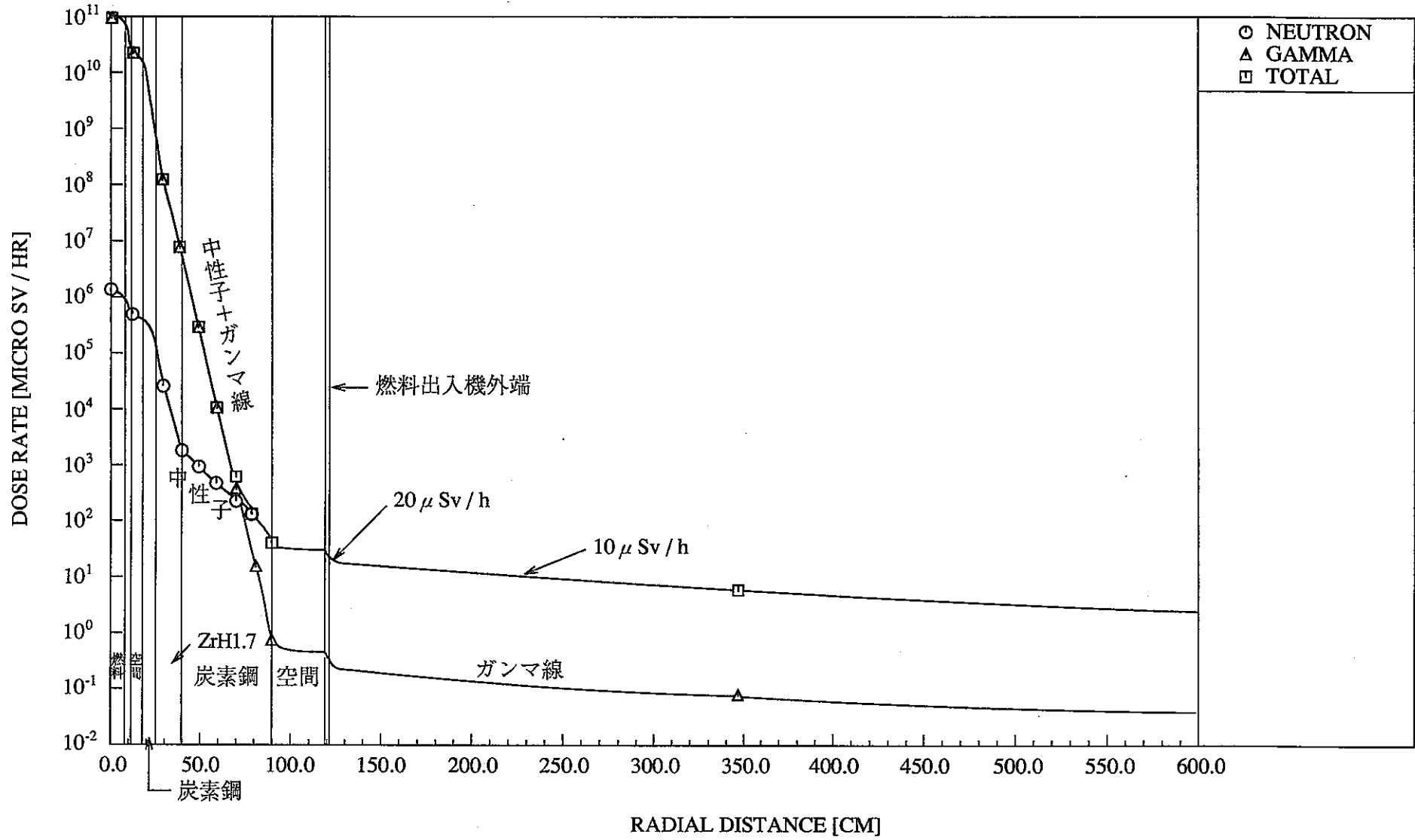


図3.5.1 燃料出入機まわり線量率分布

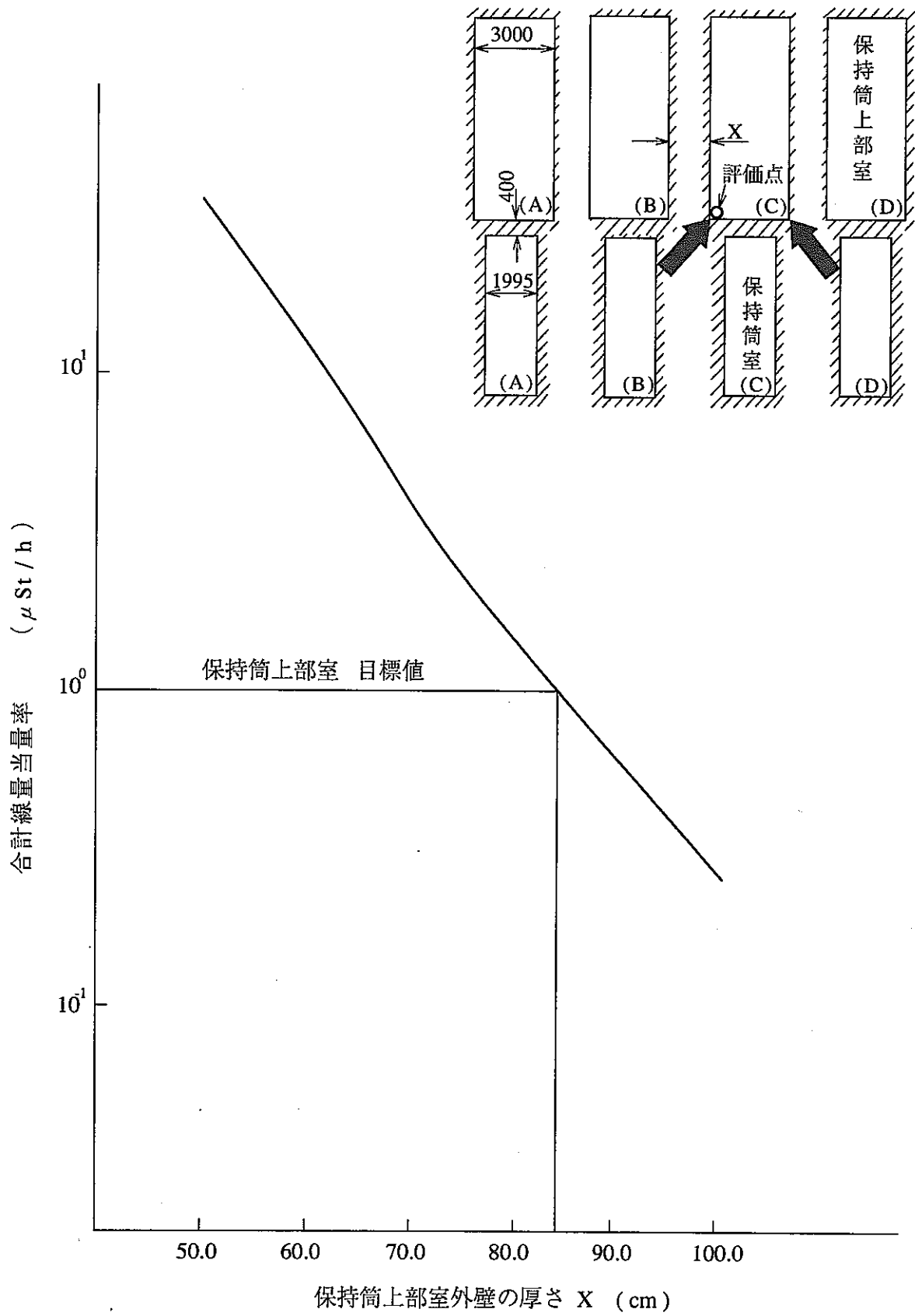


図3.5.2 保持筒上部室の線量率

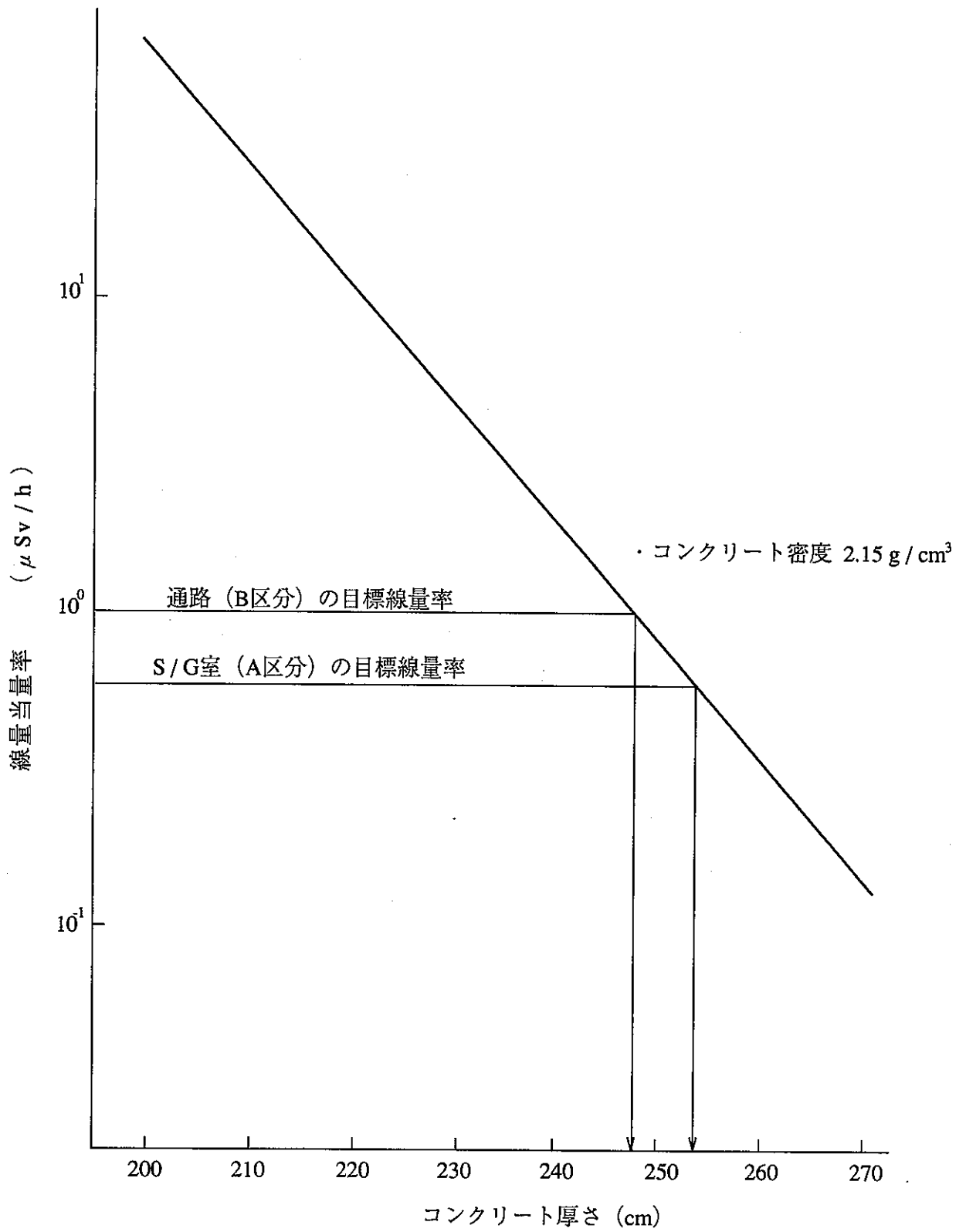
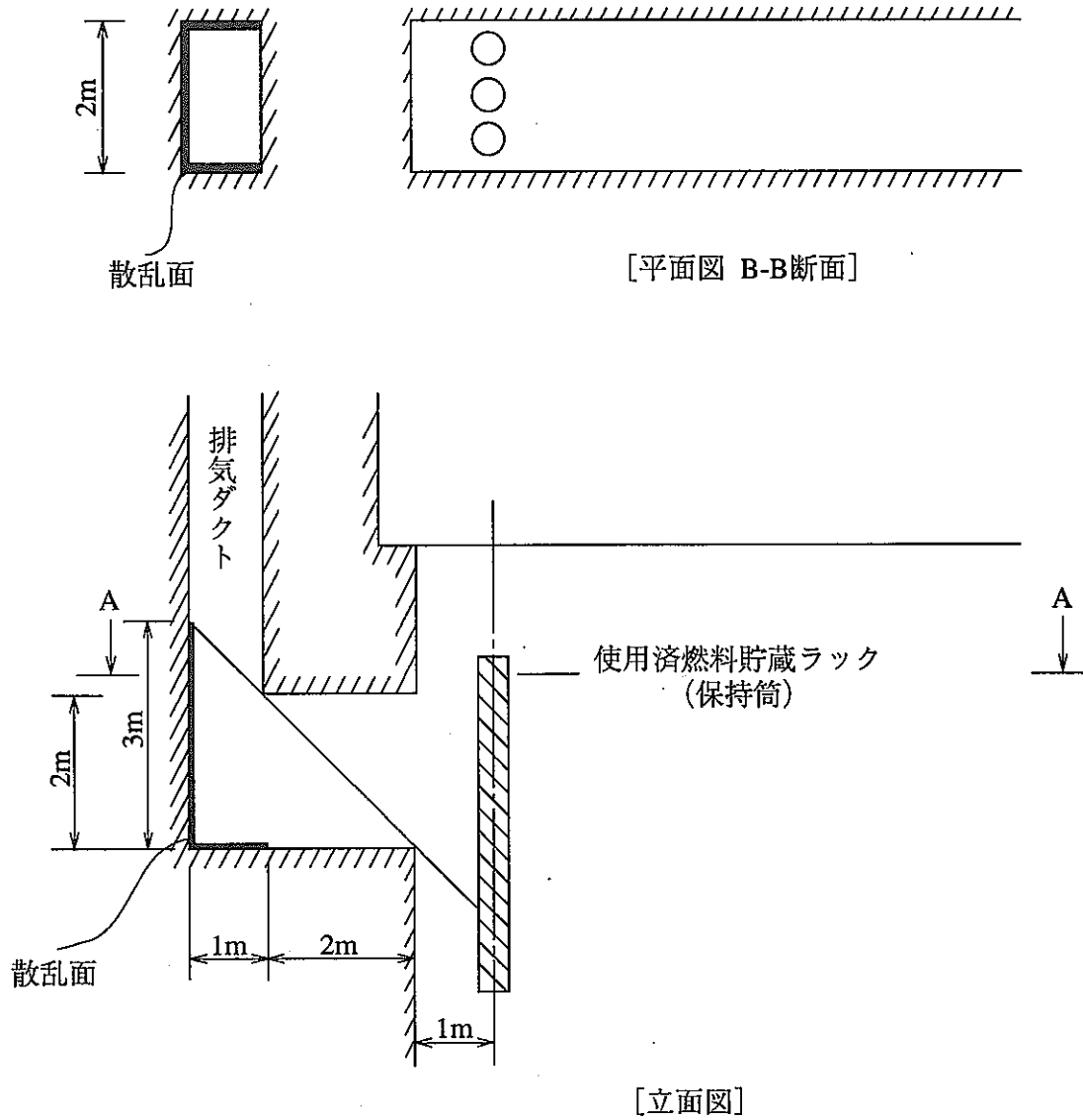
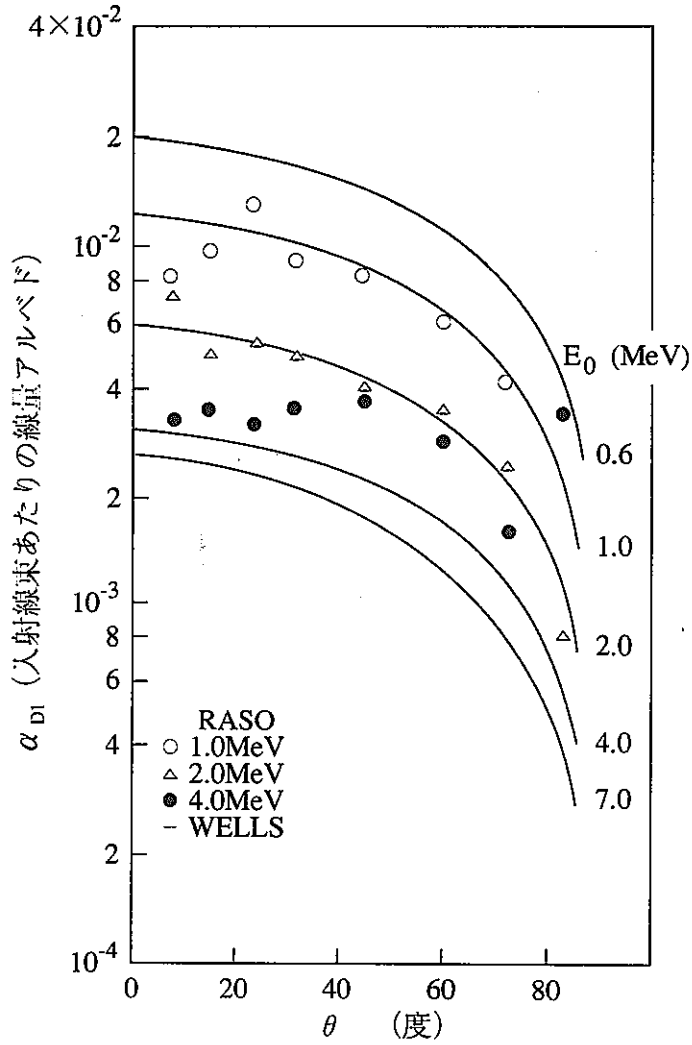


図3.5.3 保持筒まわりコンクリート壁中の線量率分布

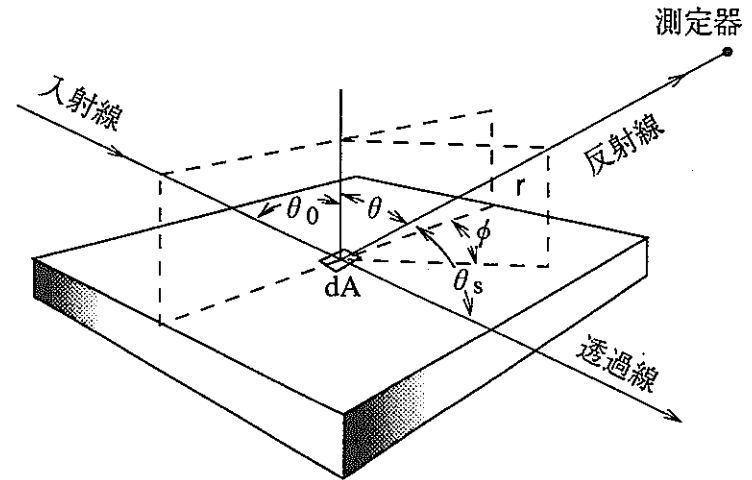


散乱面の面積 = $300 \times (100 + 200 + 100) + 200 \times 100 = 1.4 \times 10^5 \text{ cm}^2$

図3.5.4 保持筒冷却風路遮蔽の解析体系

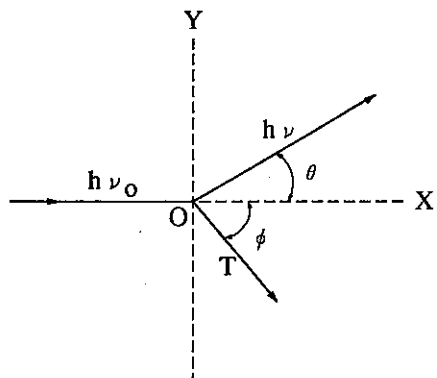


コンクリートに対する垂直入射 γ 線の微分線量アルベド



平板から放射線反射

図3.5.5 ガンマ線線量率アルベドデータ



コンプトン散乱 $h\nu_0$ は入射光子のエネルギー、 $h\nu$ は散乱光子のエネルギー、 T は反跳電子の運動エネルギー

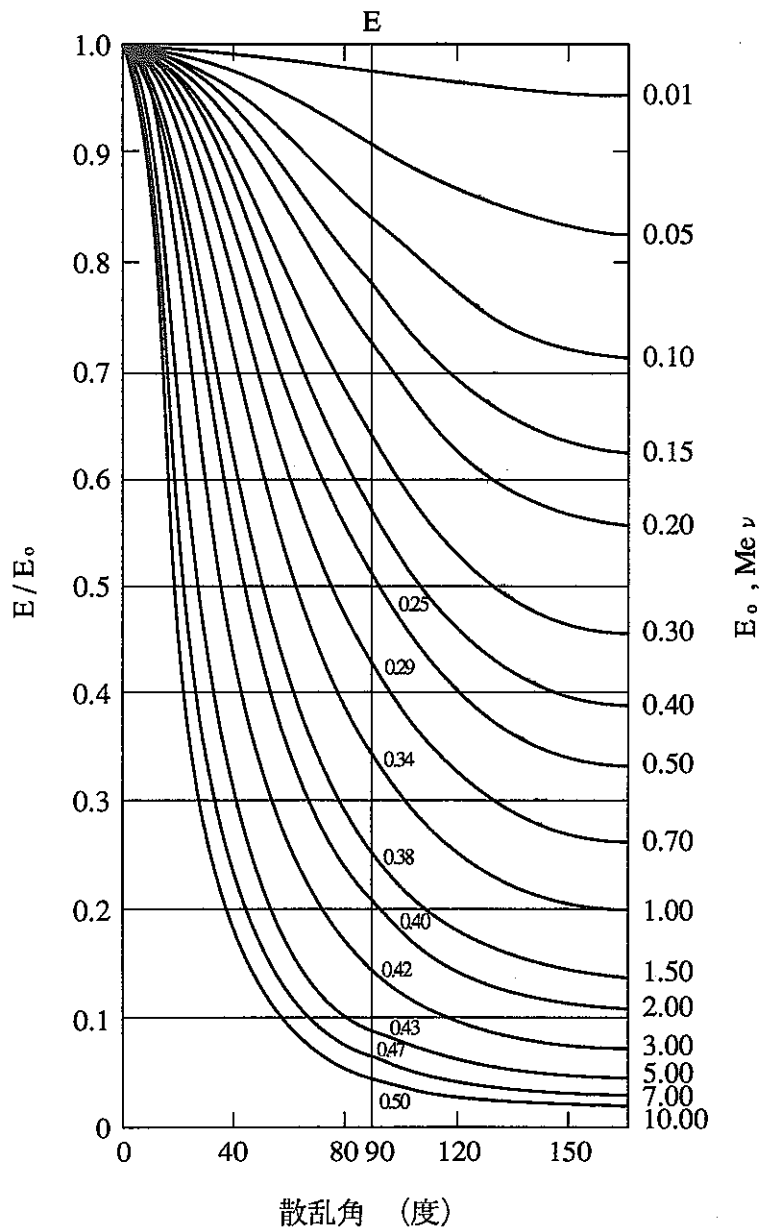


図3.5.6 コンプトン散乱によるエネルギー減少率と散乱角の関係

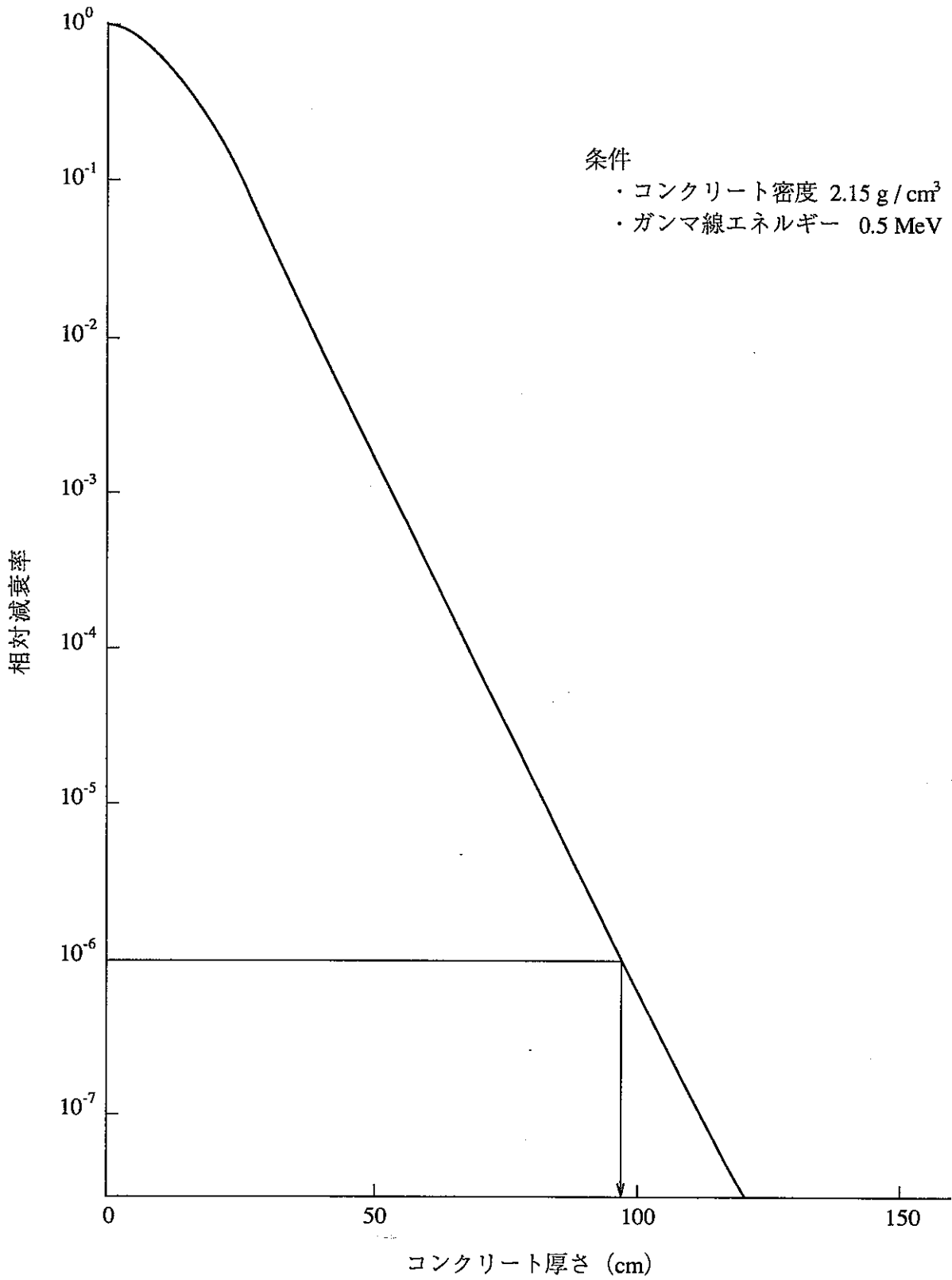


図3.5.7 ガンマ線線量率のコンクリート中の減衰

4. 原子炉構造

4. 原子炉構造

4.1 原子炉構造の概要

原子炉構造の構造概念図を図4.1.1に、又1次主冷却系を含めた鳥瞰図を図4.1.2に示す。主要寸法は表4.1.1に示すとおりである。

1次主冷却系主配管は炉容器ヘッドアクセス方式であり、炉容器上部フランジの上方から炉内に入る。

この結果、原子炉容器はノズルのない単純な形状となっており基本寸法は内径8.4m、高さ約16m(上部フランジから下部鏡まで)、厚さ50mmである。原子炉容器の材料は高速炉構造用SUS316である。

主配管ホットレグ部は炉容器径方向に自由に熱膨張できるが、炉容器周方向及び軸方向への変位を炉内に2ヶ設けるレストレント及び運転床付近に設ける鉛直方向スナッパにより拘束する。主配管コールドレグ部は、炉内構造支持構造物に固定している。ホットレグ部及びコールドレグ部共に遮蔽プラグリングガータ部の主配管貫通部にはカバーガスシールベローズを設ける。

遮蔽プラグは燃料交換時に炉心上部機構(UIS)を上方に引抜く構造として、炉心大型化に伴う炉上部径増加を抑制している。運転床と遮蔽プラグとを一体化しており、固定プラグ部の遮蔽プラグ上面を運転床レベルとしている。

炉上部プレナムは炉心頂部までの深さ6mであり出口配管まわりに外筒を設置する程度(もんじゅにおける「内筒」を設置しない。)の構造で混合の促進と系統熱過渡条件の緩和を図っている。

炉容器液面近傍は熱遮蔽板を設置する程度の簡素な高温炉壁構造である。

炉心部には、もんじゅと同様に炉心槽を設け、又炉心支持板と炉心拘束枠とにより燃料集合体及び遮蔽体の水平方向変位を抑制する。UIS下部に設けたピン(ランツェ)を炉心部(正確には「基底増殖炉心」における遮蔽体第2層部)に挿入し、炉上部構造と炉心との水平方向相対変位を抑制する。

燃料集合体にもんじゅと同程度の長さのエントランスノズルを設け、いわゆる側部流入型の炉内構造支持構造物を設ける。

下部プレナムは全体を高圧プレナムとして系統温度応答の緩和と流速抑制によるルースパーツトラップを図る。炉内構造支持構造物は縦リブを設けて剛性増加を図り、差圧等による鉛直方向変位変位を抑制する。

原子炉容器外側に円筒状の生体遮蔽壁を設ける。又原子炉容器まわりには上端を定格出力運転時炉容器内液位(NsL)程度とするガードベッセルを設ける。

炉容器内液位は、起動時に限って純化系を介して熱膨張分をドレンすることにより液位一定とするが1次主冷却系にオーバフロー循環系を設けないので定格出力運転時及び停止過程には液位成行となる。燃料交換時にはダンプタンクからの汲み上げにより定格出力運転時の液位まで液位を回復させる。

表4.1.1 原子炉構造主要寸法値

部 位	暫定寸法	備 考
炉容器内径 厚さ 高さ	8,400 ϕ 50 16,000	上部フランジ下面~下鏡下面
遮蔽プラグ外径 高さ(一般部)	12,000 ϕ 4,000	リングガータ側面まで
UIS外径(一般胴) (下部最大径)	3,000 ϕ 3,320 ϕ	
炉心槽内径 厚さ 高さ	4,600 ϕ 50 4,000	
炉内構造支持構造物最大径 一般部径 高さ	8,140 ϕ 7,640 ϕ 1,750	底板補強リブ(高さ 575)を除く。
運転床高さ(SP上面) 上部フランジ取付け面高さ 炉心頂部高さ	NsL+6,000 NsL+2,000 NsL-6,000	
出口配管鉛直部軸心 入口配管鉛直部軸心 出入口配管貫通部高さ 出口配管開口高さ 入口配管取付け部	6,800PCD 6,300PCD NsL+3,500 NsL-4,000 NsL-9,500	貫通配管軸心高さ

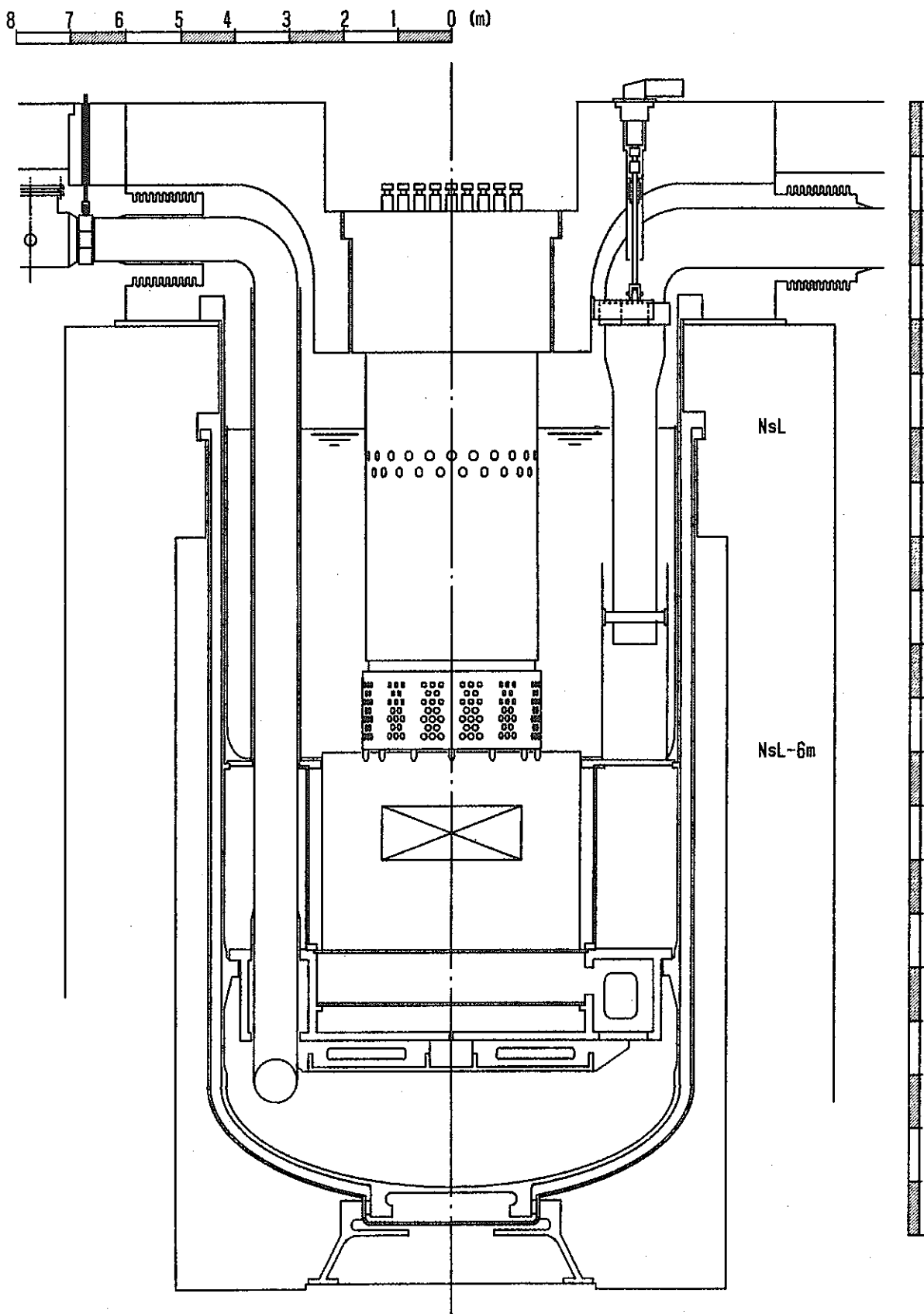


图4.1.1 原子炉構造・構造概念図

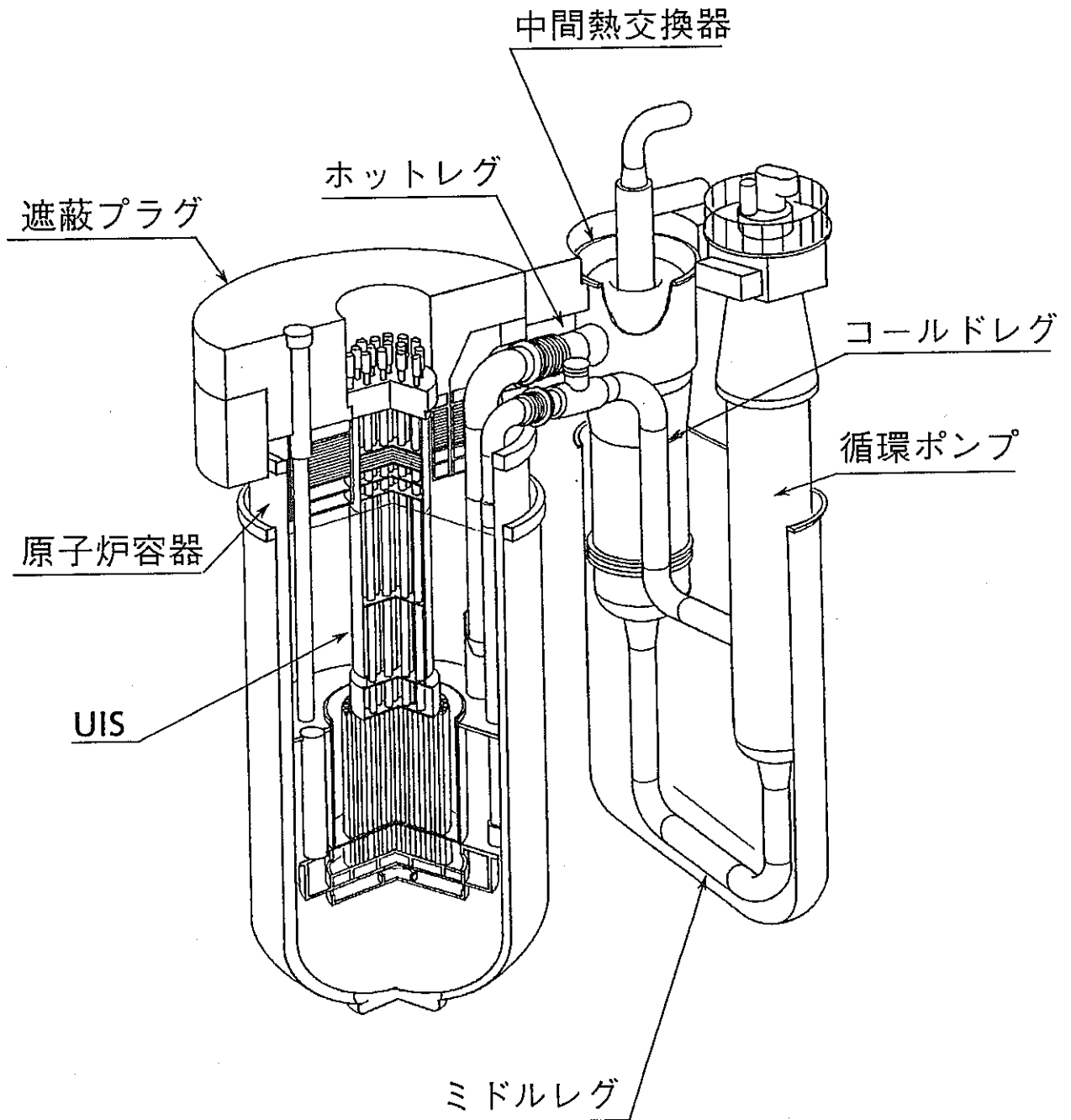


図4.1.2 一次主冷却系鳥瞰図

4.2 設計研究項目

原子炉構造の検討を進めるに際しての主要な設計目標は表4.2.1に示す通りである。

設計研究では表4.2.2に示す要件を満足させつつ上記目標又は課題の達成を図る必要がある。

本観点から表4.2.3に示す検討を実施した。

表4.2.1 91年度設計研究原子炉構造の検討における設計目標

設計目標	具 体 的 課 題
① 小型化 ② 簡素化 ③ 高性能化	大型炉心のもんじゅ並原子炉容器への搭載 ノズル削除・熱遮蔽板設置程度の高温炉壁構造 有効混合容積増加による系統熱過渡条件緩和

表4.2.2 成立性確保を図る主要な要件

項 目	具 体 的 課 題
① 機能確保 ② 健全性確保 ③ 運転保守性	炉心支持・核熱特性確保 冷却材及びカバーガスのバウンダリ形成 制御棒挿入性・燃料交換性・遮蔽 事故の収束(冷却材漏洩・その他) 耐圧・耐震・熱応力対策 検査性 ルースパーツ対策(炉心部への流入防止と回収)

表4.2.3 主要な設計研究項目と検討結果の概要

項 目	主要な検討結果
基本構造の策定 主配管構造 UIS引抜き型遮蔽プラグ構造 耐震性の検討(4.3節) 液面近傍部健全性の検討(4.4節) 上部プレナム熱流動の検討(4.5節) 炉内構造支持構造物の検討(4.6節) 下部プレナム構造の検討(4.7節)	<p>検討基本条件として基本構造を暫定した。 検討結果を反映して適宜見直しを図った。 別途5章に示す。 別途9章に示す。</p> <p>耐震パラメータ解析結果によれば、下部振止めを設置すれば厚さ50mmで強地震帯に設置可能な耐震性を確保できる。</p> <p>液面近傍過渡熱応力に関するパラメータ解析結果によれば、起動時液位維持・停止時液位成行とすることにより、熱遮蔽板設置程度の高温炉壁構造の成立性を確保できる。</p> <p>上部プレナム内層状化防止の上では内筒の設置は不要である。 系統温度応答緩和には出口配管外筒が有効である。 軸対称流動条件では炉壁設置型流動抑制板が表面流速抑制に有効である。 原子炉容器上部流出入配管方式では旋回流が著しく炉壁設置型流動抑制板の効果が薄れる。このため、当面UISについて 下部に流配機構を設けて旋回流を適度に抑制する。 必要に応じて上部に表面カウンタフローを構成する。 とすることをリファレンス条件とするが、実験を有効に取り入れた検討が今後必要である。</p> <p>下部流入型方式の構造具体化を図ったが、永久構造物側に流量配分機構を設けることを避ける観点から側部流入方式とした。 炉容器径削減上クリティカルな入口配管固定部まわりについて炉容器内径8.4m条件に適合する寸法条件を具体化した。 補強リブ効果を定量的に把握し、差圧による炉心浮上り量を2mm程度以下に抑制できるとの見通しを得た。 鉛直流速を1m/s以下程度とすればルースパーツの炉心内流入を抑制できる。 20%皿鏡構造が耐圧性確保と軸長削減上望ましい。</p>

4.3 耐震座屈強度の評価

(1) 原子炉容器重量

検討に際して想定した原子炉容器重量は表4.3.1又は図4.3.1のとおりである。
もんじゅの重量分布と比較すると以下が言える。

- ① 炉内構造物以外の単位長重量は概ね類似している。
- ② 炉内構造物重量が概ね1.5倍になっている。

単位長重量が類似しているのは、UIS引抜き型遮蔽プラグ構造、原子炉容器上部プレナムにおける内筒削除及び炉壁保護方式簡素化の結果といえる。炉心部ヘビーメタル重量がもんじゅに比べ4倍程度となっているにもかかわらず炉内構造物総重量の増加が1.5倍程度となっているのは、径方向ブランケットの削除及び遮蔽体削減による炉心重量増加の抑制並びに原子炉容器径増加抑制による炉内構造支持構造物の重量増加抑制の結果と考えられる。なお耐震座屈強度の検討は他の検討に先立って実施しており、原子炉容器重量算出に際してリファレンス条件として想定した構造は4.1に記した現段階での原子炉構造と軸長及び炉内構造支持構造物の形状が僅かに異なっている。

(2) 各部剛性

主要な部分の剛性値は表4.3.2に示す通りである。表中で「もんじゅと同じ」と記しているのはもんじゅ原子炉容器耐震解析における条件と同一値であることを示している。

原子炉容器径の増加及び原子炉容器重量増加を考慮すると、上部フランジ及び下部耐震振止め剛性はやや保守的な値想定である。一方UIS炉心タイイング部及び炉内構造支持構造物取付けフランジは現状では具体的剛性値算出が困難なことから、非保守的ではあるが剛接続を想定している。

なお、(1)の場合と同様に表中の剛性値は90年度設計研究条件に基づき定めた値であるが現状の条件と基本的に差違はない。

(3) 想定床応答曲線

原子炉容器据え付けレベルでの水平床応答条件を以下のように暫定した。

[S₁地震]

固有振動数	想定加速度	
7Hz~11Hz	2.7G	
11Hz~15Hz	2.7-0.3 (f-11)G	f: 固有振動数
15Hz以上	1.5G	

[S₂地震]

上記の1.5倍

もんじゅの床応答曲線と比較すると、設計研究での条件は格納容器と補助建屋を運転床レベルまで一体化することにより、もんじゅ床応答曲線に認められる7~8Hz付近のピーク(格納容器部の固有振動数に対応)を抑制している点に特徴がある。

(4) 座屈強度評価式

座屈強度評価式には、原電高速炉開発部が単調荷重条件下での円筒の剪断曲げ座屈試験結果を整理して作成した以下の式を使用した。

① 弾性座屈荷重

i) 軸圧縮座屈

$$F_e = 1.2 * (1 - 0.971B) * \frac{AEt}{D_o}$$

$$\beta = 1 - \exp\left(-\frac{1}{16} \sqrt{D_o/2t}\right)$$

E 縦弾性係数

A 断面積

t 厚さ

D_o 外径

ii) 曲げ座屈

$$M_e = 2.4 * (1 - 0.731\beta) * \frac{EtI}{D_o^2}$$

I 断面2次モーメント

E,t,Do i)に規定する値。

iii)剪断座屈

$$Q_e = 0.502 \frac{Et}{D_o} \left[\frac{D_o t}{L^2} \right]^{1/4} A (1 + 1.98 \sqrt{t/D_o})$$

E,A,t,Do i)に規定する値。

② 塑性修正式

$$\frac{X_{cr}}{X_e} + \left[\frac{X_{cr}}{X_p} \right]^2 = 1$$

X M、F又はQ

M,F,Q 曲げモーメント、軸圧縮力又は剪断力

X_{cr} 塑性効果を考慮した座屈荷重

X_e ①に規定する弾性座屈荷重

X_p 以下に規定する値

i)軸圧縮座屈

$$F_p = A * S_y$$

S_y 設計降伏点

A ①i)に規定する値。

ii)曲げ座屈

$$M_p = \frac{2K_s * I * S_y}{D_o}$$

K_s 断面係数、原子炉容器の場合 K_s = 1.27

S_y i)に示すとおり

I,Do ①i)又はii)に規定する値。

iii)剪断座屈

$$Q_p = 0.289 K_s * A * S_y$$

S_y,K_s i)及びii)に規定する値。

A ①i)に規定する値。

③ 軸圧縮・曲げ・剪断相互作用下での座屈防止式

$$\left[\frac{f_B^M M}{M_{cr}} + \frac{f_B^F F}{F_{cr}} \right]^3 + \left[\frac{f_B^Q Q}{Q_{cr}} \right]^3 \leq 1$$

M, F, Q 作用している曲げモーメント、軸圧縮力及び剪断力

M_{cr}, F_{cr}, Q_{cr} 2に規定する塑性効果を考慮した座屈荷重

f_B^M, f_B^F, f_B^Q 次項に規定する安全係数

④ 安全係数

S₁地震及びS₂地震に対してそれぞれ以下のとおりとする。

i) S₁地震の場合

$$\alpha_x \leq 0.6 \quad f_B^X = 2.0$$

$$0.6 < \alpha_x \leq 1.0 \quad f_B^X = 3.2 - 2\alpha_x$$

$$\alpha_x = X_{cr}/X_p$$

X_{cr}, X_p ②に規定する値

ii) 地震の場合

$$\alpha_x \leq 0.6 \quad f_B^X = 1.5$$

$$0.6 < \alpha_x \leq 1.0 \quad f_B^X = 2.1 - \alpha_x$$

α_x, X_{cr}, X_p 前号に規定する値

当面の検討では上記の内ii)を適用する。

(5) リファレンス条件の耐震座屈強度

① 固有振動数と入力加速度

リファレンス条件の固有振動数は以下のとおりである。

1次固有振動数 11.38Hz RV曲げモード

2次固有振動数 21.04Hz 鉛直振動モード

この結果入力加速度は3.879Gとなって、7Hz~11Hz領域で想定している入力加速度4.05G条件にかなり近い条件となっている。

② 剪断力分布(図4.3.2)

上部フランジのみで支持する場合の剪断力分布は重量分布に概ね対応するが、下部振止めを設けたリファレンス条件では剪断荷重を上部フランジと

下部振止めとで分担して支持することになる。炉内構造物重量が大きく、炉内構造支持構造取付け部(NsL-8,800)に大きな剪断荷重が加わるリファレンス条件では相対的に下部振止め側での剪断荷重分担の方が大きくなっている。負荷質量の大きい炉内構造物による剪断荷重の分布形態について、先ず炉内構造支持構造取付け部(NsL-8,800)での剪断荷重分担に着目すると、剪断荷重の上部フランジ側と下部振止め側での分担割合は約1:3程度となっている。次いで炉内構造支持構造取付け部への剪断荷重入力と上部炉心支持板部へのそれとを比較すると、前者の方が後者より圧倒的に大きい。剪断力の許容剪断力との比には、温度分布及び有効軸長が影響する。リファレンス条件では液面近傍部と下部鏡接続部が最大となり、その値は0.5を若干上回る程度となっている。

③ 曲げ応力分布(図4.3.3)

上部フランジのみで支持する場合には、炉内構造支持構造物取付け部に大きな剪断荷重が作用していることに対応して、曲げ応力は同取付け部から上部フランジに近づくにつれて概ね直線的に増加する。

これに対して、下部振止めを設けたリファレンス条件では炉内構造支持構造物取付け部に作用する剪断荷重の大部分を下部振止めが支持する形態となるので、全体的に曲げ応力は大幅に低下し、炉内構造支持構造物取付け部で最大(許容応力比約0.4)となり、液面近傍で零となるような分布形態となる。

④ 耐震座屈強度

②剪断力分布及び③曲げ応力分布から以下がいえる。

(a) リファレンス条件では剪断座屈強度が支配的である。

剪断座屈強度がクリティカルとなるのは、以下の部分である。

{ 上部プレナム液面近傍部
 { 下部プレナム鏡・胴接続部近傍

(b) 剪断座屈強度と曲げ座屈強度との相関を考慮すると、下部プレナム炉内構造

支持構造物取付け部近傍部分の座屈強度に注意する必要があると考えられる。

(c) いずれの部分についても、リファレンス条件は許容制限値に対して十分な余裕を持っており今後多少の設計パラメータの変更があっても耐震座屈強度は確保できるものと見通し得る。

(6) 剪断座屈強度傾向

リファレンス条件近傍での剪断座屈強度の傾向は以下のとおりである。

① 座屈形態(図4.3.4)

座屈限界荷重と塑性座屈荷重との比 α はリファレンス条件にて0.853となる。又考慮したパラメータ範囲の一部(厚さ20~30mm、又は室温条件)を除くと α 値は全て0.8以上となっている。この結果座屈安全係数はリファレンス条件にあって1.247、又同一部(前と同じ。)を除くと全て1.3以下となっており、塑性挙動を考慮した安全係数の設定が必要な条件にある。

② 内径(外径)の影響(図4.3.5)

リファレンス条件近傍での許容剪断力自体(τ_{cr}/f_b)に及ぼす内径(外径)の影響は小さく、例えば

内径8.4m → 10.4m

とした場合であっても許容剪断力の低下は約5%程度である。

一方、径が変化すると構造物の単位長重量及び剛性が大幅に変化し、その結果耐震固有値解析での剪断力の大きさ及び固有振動数(→入力地震動の大きさ)が変わる。

すなわち、剪断座屈限界に及ぼす径の影響は、主として剪断力の大きさと固有振動数とに及ぼす径の影響の観点から検討する必要がある。

③ 厚さの影響(図4.3.6)

許容剪断力(τ_{cr}/f_b)自体に及ぼす厚さの影響もさほど著しくなく、厚さ50mm近傍で厚さを±20%変化させた場合における変化は+6~-8%程度である。

一方、厚さが変化すると構造物の単位長重量及び剛性が変化し、それが耐震固有値解析での剪断力の大きさ及び固有振動数に有意な影響を及ぼすのは径の場合と同様である。

すなわち、剪断座屈限界に対する厚さの影響も、剪断力の大きさと固有振動数とに及ぼす厚さの影響の観点から検討する必要がある。

④ 軸長の影響(図4.3.7)

許容剪断力(τ_{cr}/f_b)に及ぼす軸長の影響はさほど大きくない。この結果以下が言える。

- (a) 液面近傍部の剪断座屈強度向上方策として、例えば上部炉心支持位置近傍を補強することにより有効軸長の削減を図ることが考えられる。

しかしながら、リファレンス条件では軸長を上部フランジ首下から炉内構造支持構造物取付け部中心までの長さ10,800mmとしているが、これを上部炉心支持位置近傍(例えば軸長 8,000mm)としても許容剪断力の増加は4%弱である。

したがって、上部炉心支持位置近傍の補強による程度の有効軸長の削減は液面近傍部の剪断座屈強度向上に殆ど意味がないといえる。

- (b) リファレンス条件では炉内構造支持構造物サポートをY型としているが、これをもんじゅと同様な箱型構造に変更することが考えられる。

この場合、液面近傍部剪断座屈強度評価で考慮すべき軸長は10,800 mmから12,200mm程度に増加するが、これによる剪断座屈に関する許容剪断力の低下は約1%である。

したがって、許容剪断力の大きさ自体については、Y型支持構造から箱型支持構造への変更は影響が殆ど無いといえる。

⑤ 温度の影響(図4.3.8)

許容剪断力(τ_{cr}/f_b)に及ぼす温度の影響はリファレンス条件とする 530°C 近傍ではそれほど小さくなく、例えば温度を 530°C から 400°C に低下させても、許容剪断力の増加割合は10%弱である。

したがって、例えば炉壁保護構造として炉壁冷却方式を採用する場合、金属温度の低下による許容剪断力の増加割合が小さいので、炉壁冷却効果は熱応力対策上許容可能な厚さの増加と解すべき性格のものといえる。

⑥ 材料の影響

SUS304鋼使用の場合に対する高速炉構造用SUS316鋼使用による許容剪断力の増加は4%程度であり、好ましい方向ではあるが差はさほど大きくない。

(7) パラメータ解析結果とその分析

リファレンス条件を基本とし、以下を変化させたパラメータ解析を行った。

イ 下部振止め剛性

ロ 上部フランジ剛性

ハ 原子炉容器厚さ

ニ 下部振止め削除条件(パラメータ:上部フランジ剛性)

ホ 箱型炉内構造支持構造物サポート条件(パラメータ:振止め剛性)

ヘ 側部振止め条件(パラメータ:振止め剛性及び振止め高さ)

検討結果は以下のとおりである。

① 下部振止め剛性の検討(図4.3.9)

(a) 下部振止め剛性を増加させると(1次)固有振動数が増加する。その結果入力加速度が低下し、各部の剪断力及び曲げ応力が低下する。

(b) 下部振止め剛性の増加に伴う固有振動数増加割合は

リファレンス条件 $2/3 \times 10^6 \text{kg/mm} \rightarrow 1.0 \times 10^6 \text{kg/mm}$ にて、

$$11.38 \text{ Hz} \rightarrow 12.11 \text{ Hz}$$

程度である。

(c) 下部振止め剛性の増加に伴う各部の剪断力及び曲げ応力の低下割合は、想定加速度の低下割合に概ね比例する。すなわち、下部振止め剛性が $5 \times 10^5 \sim 20 \times 10^5 \text{kg/mm}$ 程度変化する範囲では同一想定加速度に対する剪断及び曲げ荷重の分布形態はあまり変化しないといえる。

(d) 下部振止め剛性の増加に伴い振止め部変位は低下し、その割合は

リファレンス条件 $2/3 \times 10^6 \text{kg/mm} \rightarrow 1.0 \times 10^6 \text{kg/mm}$

にて、 $4.5 \text{ mm} \rightarrow 2.7 \text{ mm}$

程度である。

下部振止め剛性を支配するのはクリアランスであるとして、もんじゅの場合と同様に想定可能なクリアランスを 3mm 程度とすれば、90年度大型炉設計研究条件にて期待できる下部曲げ剛性は $1.0 \times 10^6 \text{kg/mm}$ 弱程度となる。

ただし、もんじゅ用原子炉容器製作において原子炉容器下部振止めのクリアランス抑制に細心の注意が払われたことを考慮すると、当面想定する下部振止め剛性はリファレンス条件として想定した $2/3 \times 10^6 \text{kg/mm}$ のままとして、ここに若干の余裕をとっておくのが適当と考えられる。

② 上部フランジ剛性(図4.3.10)

(a) 上部フランジ剛性を増加させると(1次)固有振動数が増加するが、増加割合は下端振止め剛性に比べて小さい。

(b) 上部フランジ剛性を増加させると液面近傍での剪断力及び曲げ応力は入力加速度が小さくなるにもかかわらず、むしろ僅かではあるが増加する傾向にある。炉内構造支持構造物取付け部及び下部プレナム胴・鏡接続部の剪断力及び曲げ応力は想定加速度の低下以上の割合で減少する。

すなわち、リファレンス条件近傍で上部フランジ剛性を増加させると、固有振動数はあまり変化しないが上部フランジ側での荷重分担が増加し、相対的に上部プレナム側の耐震座屈条件が(僅かではあるが)厳しい側に移行する。

(c) 上部プレナムと下部プレナムとでは、前者の方が厚さ減少に対する要請が強いことを考慮すると、上記傾向から上部フランジ剛性を増加させることは望ましくない方向であり、もんじゅと同一条件としたリファレンス条件 ($1.2 \times 10^{13} \text{kgmm/ラジアン}$)程度かむしろそれよりやや小さいあたりに最適条件があるものと考えられる。

③ 原子炉容器厚さ(図4.3.11)

(a) 原子炉容器の厚さを増加させると、以下の効果により許容値比が大幅に低下する。

イ 固有振動数の増加に伴う入力加速度の低下

ロ (重量増加による剪断荷重及び曲げ荷重の増大を上回る) 断面積及び断面2次モメントの増加による剪断力及び曲げ応力の低下

ハ 許容剪断力及び許容曲げ応力の増加

(b) a)であげた3つの効果の内、ロの効果が最も著しい。

(c) 床応答条件が10Hz程度で4.05Gに止まる条件では、S₂地震条件に対する限界厚さは35mm程度と推定できる。

ただし、現状における以下の不確かさを考慮すると、当面リファレンス条件としている厚さ50mm条件を維持しておき、上部プレナム液面近傍過渡熱応力の検討を経た上で改めてリファレンス条件とすべき厚さの検討を行うのが妥当と考えられる。

イ 床応答条件を10Hz程度で4.05Gに止まる点に関する定量的検討が現状では不十分であり、今後鋼製格納容器内コンクリート構築物に特に留意しつつ検討を進めるべき状況にある。

ロ 炉心流入方式の検討を中心とする炉心下部構造の検討が不十分であり、当該検討の結果次第では今後原子炉容器軸長の増加及び炉内構造物重量の増加を図る必要が生じる可能性がある。

(d) 振止め変位に関しては、厚さ変更に伴う影響が軽微である。これは、リファレンス条件近傍では厚さを変えても、下部耐震振止め部で支持する剪断荷重の大きさがあまり変化しないことを意味する。

④ 振止め削除条件(図4.3.12)

(a) 少なくとも原子炉容器厚さを50mmとする限り、以下の理由により上部フランジ剛性をどれ程剛にしても振止めを削除できる可能性は無いと考えられる。

イ (暫定的に加速度を4.05Gとして検討を進めているが)1次固有振動数が6Hzに達していない。

この固有振動数条件は建屋固有振動数に極めて近い条件にあり、想定すべき S_2 地震時の入力加速度は7Hz以上の領域での平坦値(ここでは4.05G)をかなり上回る。

ロ 想定すべき加速度が4.05G程度であったとしても、液面近傍部で生じる応力は剪断力にあっては約3割、また曲げ応力にあっては約4割許容水準を上回る。

⑤ 箱型サポート構造の適用性(図4.3.13)

(a) 箱型サポート条件の方が、Y型サポート条件より固有振動数が僅かに大きくなり、その結果想定加速度がやや低くなる。

(b) 想定加速度が若干小さくなることによる応力低減割合は、上部プレナム側より下部プレナム側の方が大きい。ただし、上部プレナム側でも、剪断力は僅かであるが減少する傾向を示す。

(c) 曲げ応力について、箱型サポートの場合は極値近傍が平坦化される結果、最大値が有意に小さくなっている。

(d) 上記(a)から(c)までを考慮すると、原子炉容器耐震座屈強度確保の観点からはY型サポート構造と箱型サポート構造とで著しい差違は無いが、どちらかといえば箱型サポートの方が望ましいと考えられる。

また、原子炉容器上部流出入配管方式では本サポート構造に入口配管固定部を設ける必要があることを考慮すると、配管の接続が斜角となり構造不連続が著しくなりがちなY型サポート方式より、箱型サポート方式の方が好ましいと言える。

ただし、炉内構造支持構造物のサポート形態は、炉心への流量配分の方式・下部プレナム内圧による炉心浮き上がり防止の観点に注意して選定する必要があることに注意が必要である。

⑥ 側部耐震振止め方式の適用性

(a) 振止め剛性をパラメータとするパラメータ解析結果によれば、側部振止め方式の場合には想定すべきクリアランスが下部振止めの場合よりかなり大きくなっても液面近傍部剪断力は低下する傾向にある。

したがって、原子炉容器耐震座屈強度で考慮すべき耐震振止め部でのクリアランス又はガタの観点だけに限定すれば、側部振止め条件は耐震座屈防止上許容できるクリアランスが大幅に大きくなるので、より望ましい支持方式といえる。

これは、コンパクト化を図った原子炉構造では、炉内構造物の自重に占める割合が大きくなるので、荷重集中点で耐震支持を図る側部支持の利点がより顕著になるためと解される。

- (b) 耐震振止め高さをパラメータとするパラメータ解析結果によれば、側部振止め高さを炉内構造支持構造取付け位置から上方に移動させるに伴い、固有振動数は僅かに低下するが、液面近傍部剪断力は低下する傾向にある。

この場合、炉内構造支持構造物取付け位置と側部耐震支持位置間の剪断力に注意する必要があるが、当該剪断力は厚さの増加を図ることにより削減可能であると共に、現状でも十分許容できる水準に止まっている。

したがって、側部振止め方式を採用する場合には、炉内構造支持構造取付け位置で直接支持するより、上方の適当な位置で支持する方が望ましいといえる。

- (c) 上記傾向にも係わらず、側部振止め方式の成立性を見極めるには今後いくつかの点について更に検討する必要があるので、当面成立性確保が見通し得る下部振止め方式をリファレンス条件とするのが適切である。

(8) 今後の検討課題

- ① 回転プラグ型遮蔽プラグ方式の適用及び今後の大型化展望に係る検討として、原子炉容器径増加及び炉心大型化の場合の耐震座屈強度の検討を行う必要がある。
- ② 下部耐震振止め設置により耐震座屈強度に余裕があるため検討を行っていないが、動的耐震座屈特性を考慮した強度評価法の適用性に関する検討を行っておくことが望ましい。
- ③ 上部プレナム内ナトリウムインベントリについて、実効重量に及ぼす自由液面の影響の考慮についての検討を行うことが望ましい。

- ④ 下部耐震振止めの等価バネ定数と製作性との関係を分析することが望ましい。
- ⑤ 内部構造物の耐震モデル化を改めて検討する必要がある。この場合、下部耐震振止め等で想定すべきガタと炉心群振動特性との関係に特に注意する必要がある。
- ⑥ ここでは水平地震入力についての検討に止めているが、鉛直地震動に対する検討も行うことが望ましいと考えられる。

表4.3.1 原子炉容器重量

部位	重量トン	内訳・備考等	
原子炉容器本体	218.569	厚さ40mmの時	190.729
		厚さ30mmの時	163.027
原子炉容器内Na	422.079	上部プレナム	246.330
		中間+下部プレナム	175.749
UIS	116.007	制御棒案内管(Na含)	18.282
		計装ウエル	12.583
		継胴内Na	26.436
炉心槽	382.973	集合体(Na含)	290.000
		炉心槽内Na	19.811
炉内構造支持構造物	162.886	連結管(Na含)	31.55
		内部Na	18.6945
受皿	38.517	内部Na	6.616
その他	122.457	熱遮蔽板	16.880
		上部炉心支持構造取付部	27.636
		炉内構造支持構造取付部	47.779
		炉心支持構造物取付ボルト	9.482
		HL配管外筒	22.542
計	1478.631	厚さ40mmの時	1450.513
		厚さ30mmの時	1422.527

表4.3.2 各部想定剛性

部 位	想定剛性(リファレンス条件)	もんじゅ条件との比較
上部フランジ	$K_x = \infty$ $K_\theta = 1.2 \cdot 10^{13} \text{ kg} \cdot \text{mm} / \text{ラジアン}$	もんじゅと同じ
下部耐震振れ止め	$K_x = 6.67 \cdot 10^5 \text{ kg/mm}$ $K_\theta = 0$	もんじゅと同じ
上部炉心支持板	$K_x = \infty$ $K_\theta = 0$	もんじゅと同じ
炉心・UISタイイング	$K_x = \infty$ $K_\theta = 0$	—
炉心構成要素	重量均等配分 剛性無視	もんじゅと同じ
炉内構造支持構造物取付フランジ	$K_x = \infty$ $K_\theta = 0$	もんじゅ: $K_\theta = 1.0 \cdot 10^{12} \text{ kg} \cdot \text{mm} / \text{ラジアン}$

重量 (ton) [上部フランジ以下の積算重量]

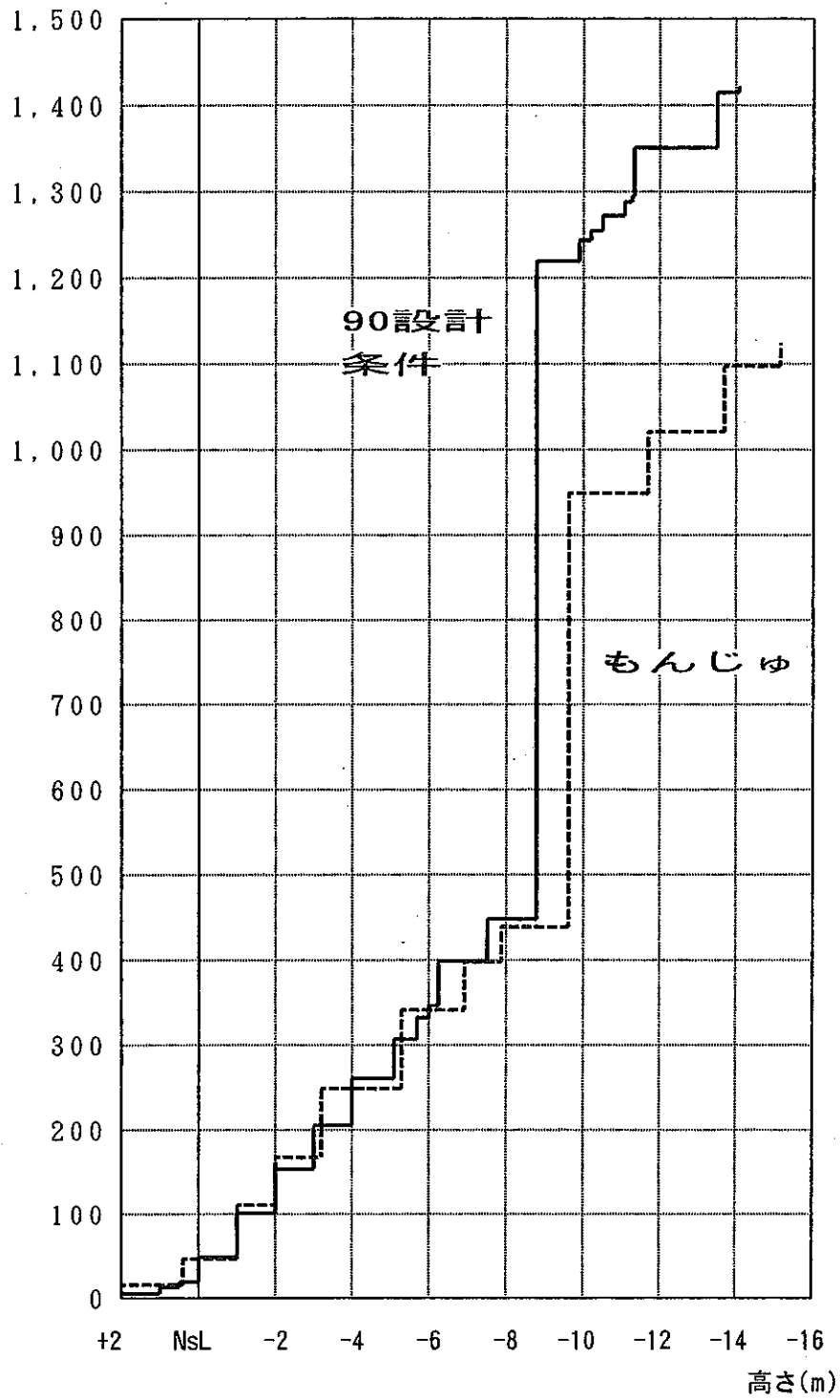


図4.3.1 原子炉構造重量分布

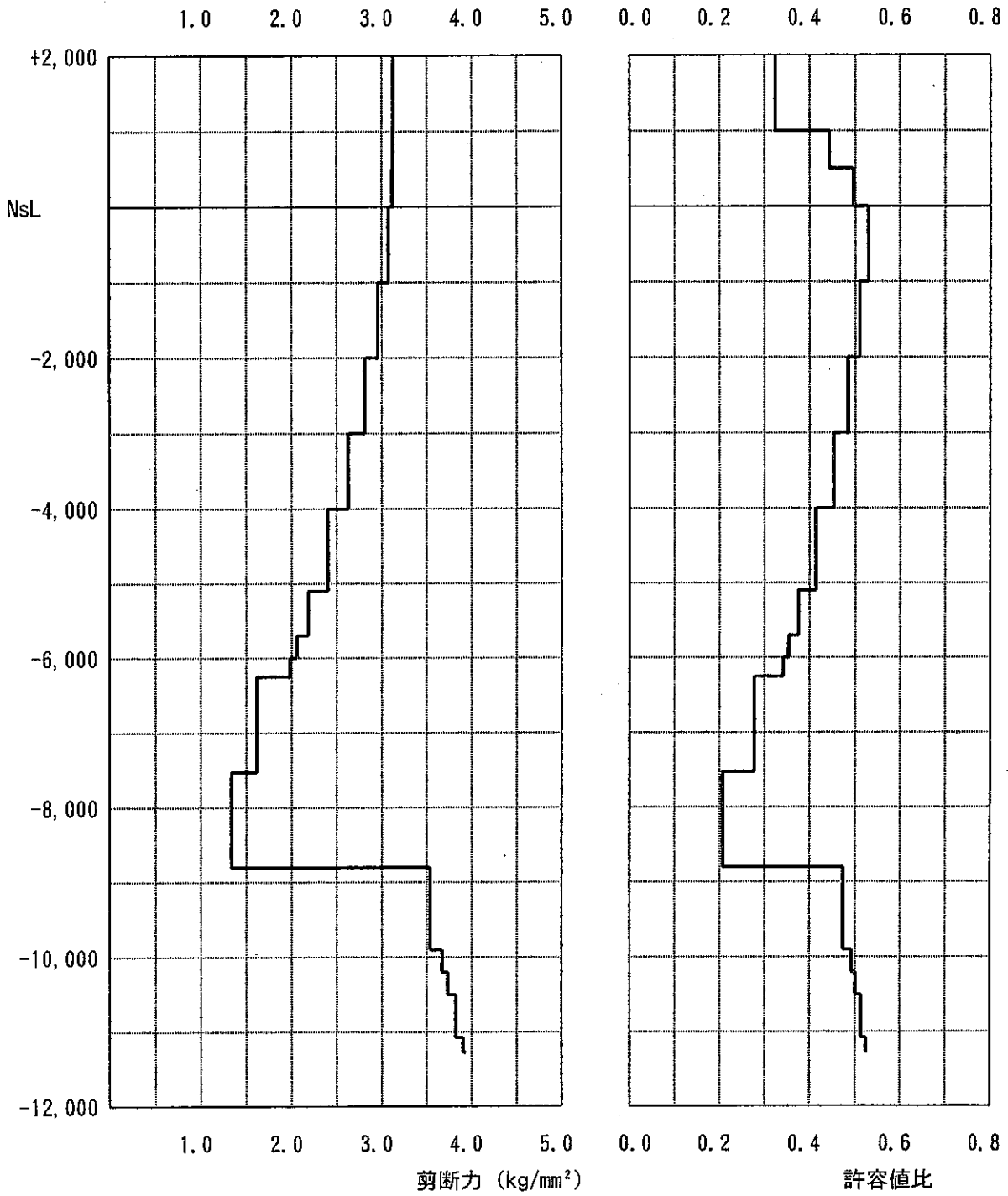


図4.3.2 リファレンス条件における剪断力分布

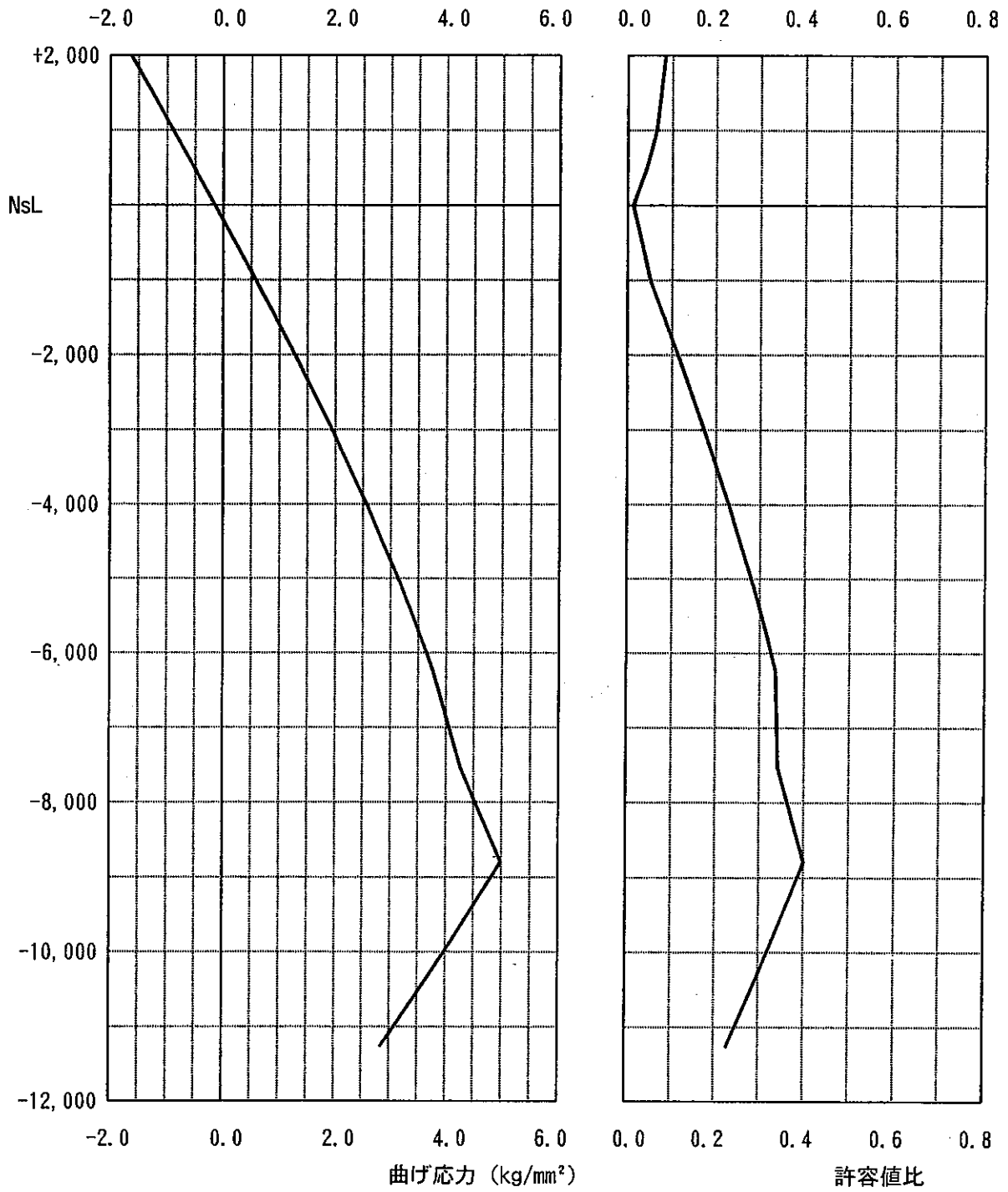


図4.3.3 リファレンス条件における曲げ応力分布

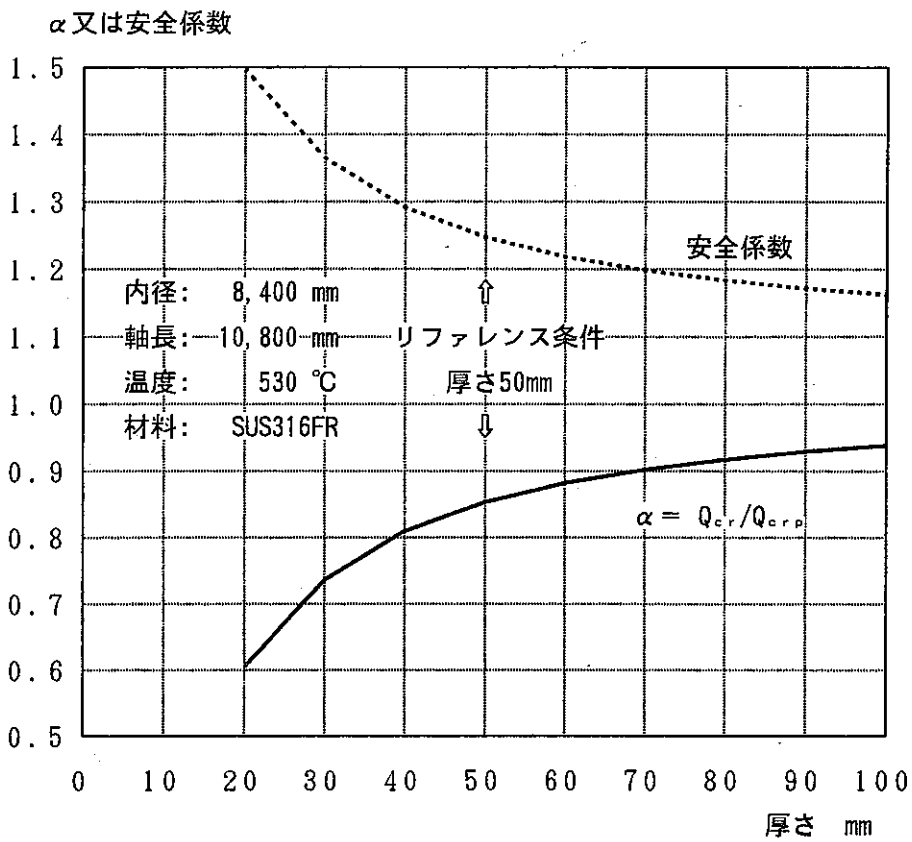
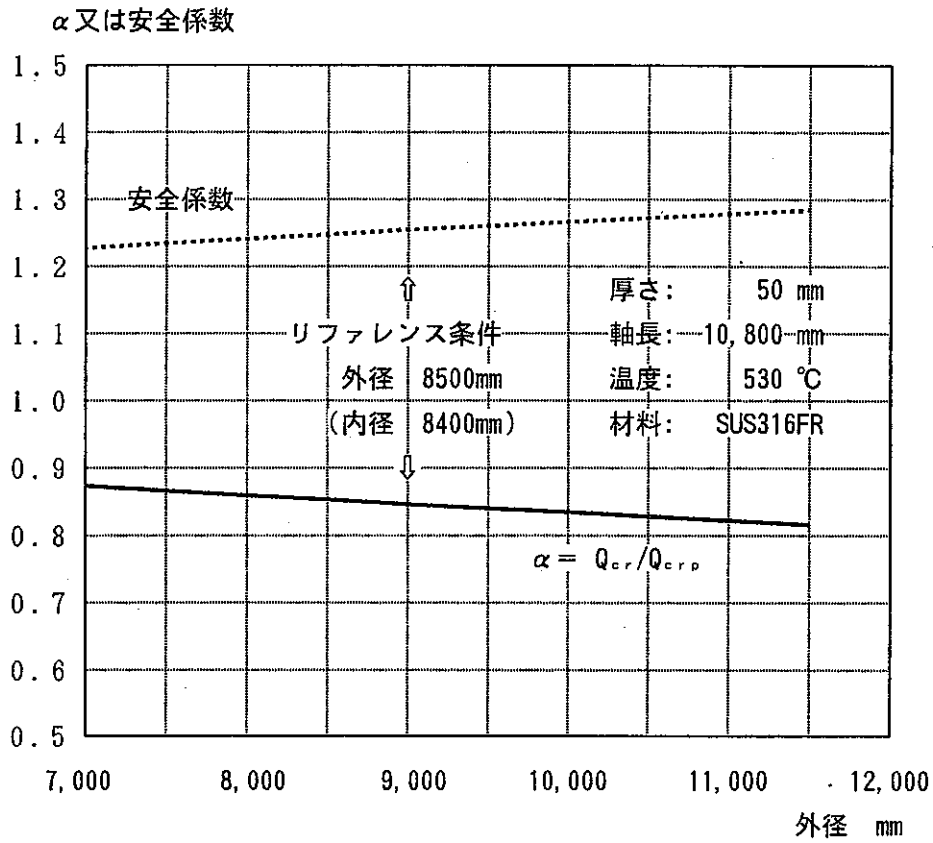


図4.3.4 (1) 剪断座屈強度傾向 (限界荷重比と外径及び厚さとの関係)

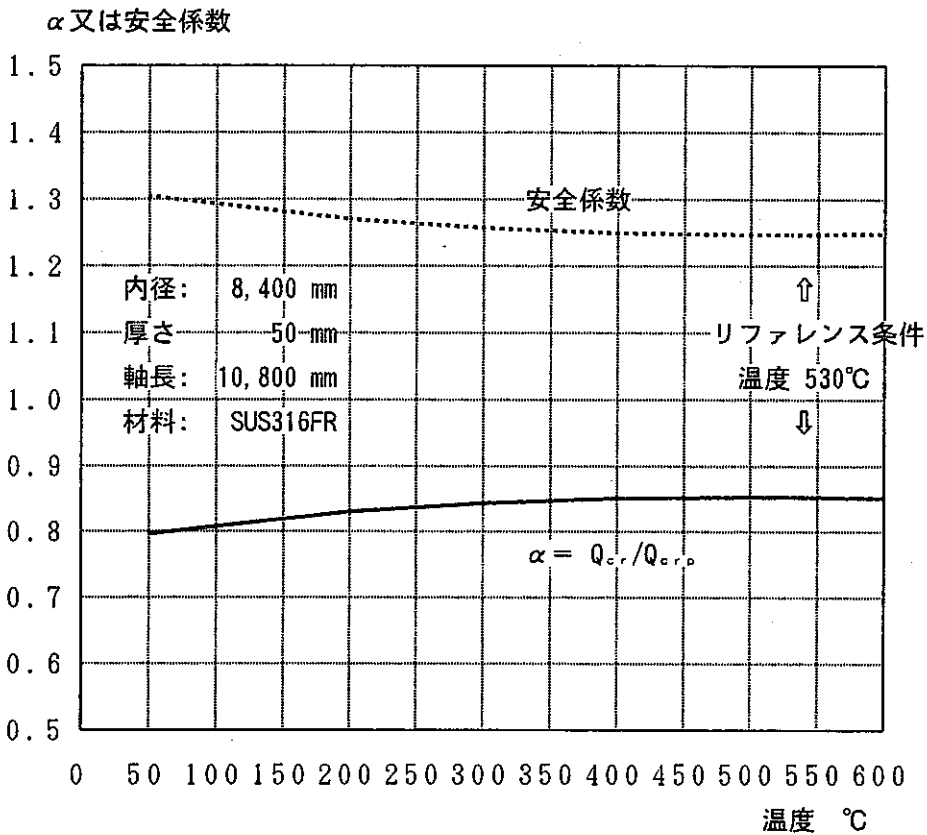
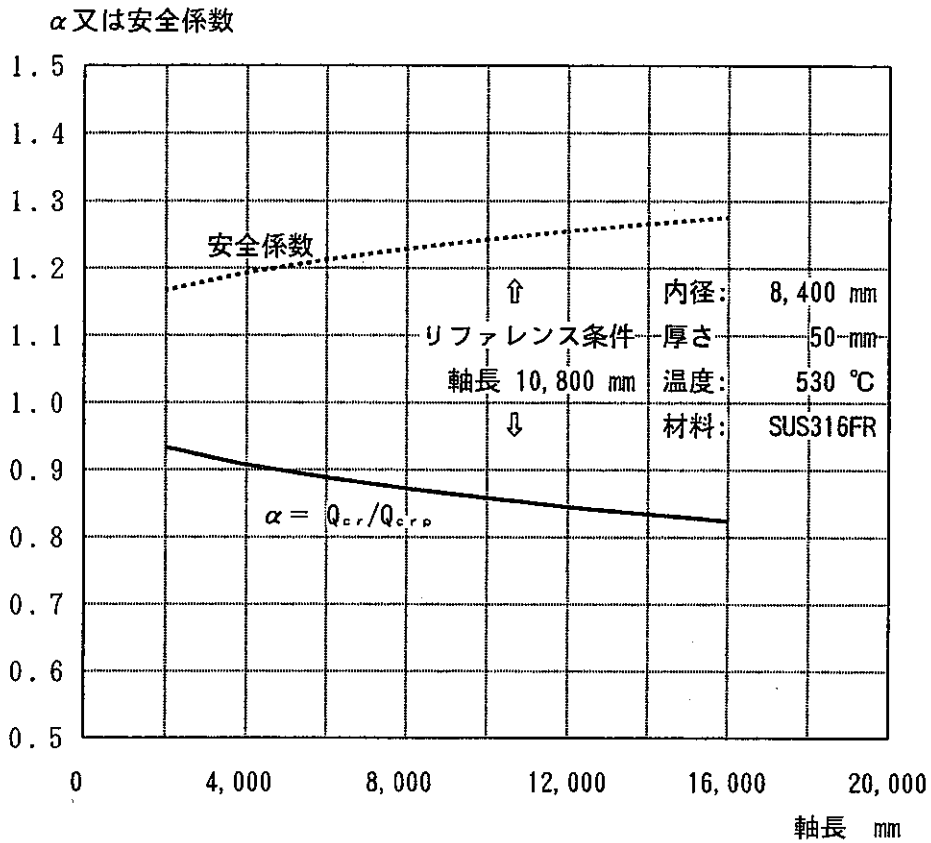


図4.3.4 (2) 剪断座屈強度傾向 (限界荷重比と軸長及び温度との関係)

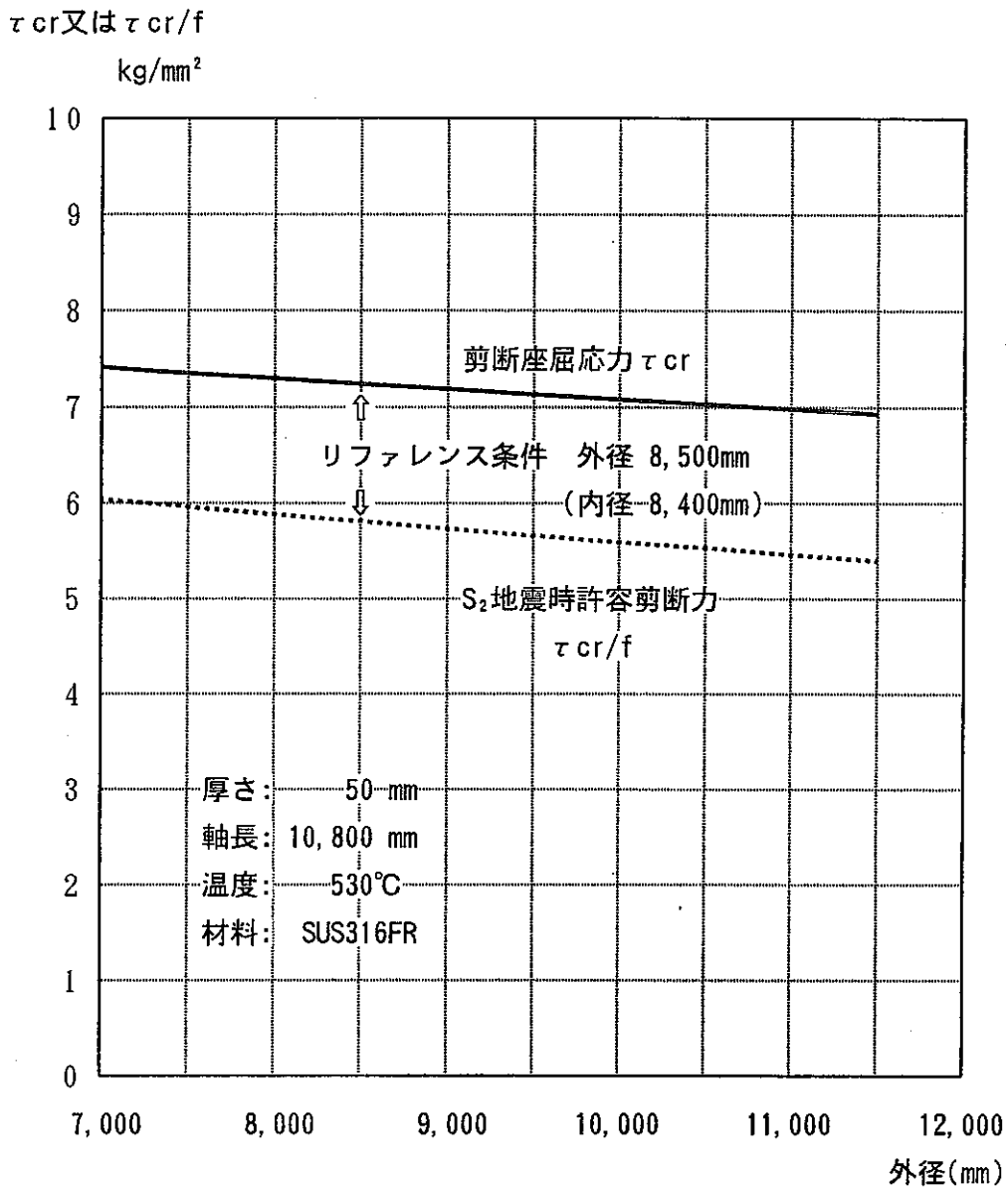


図4.3.5 剪断座屈応力に及ぼす容器径の影響

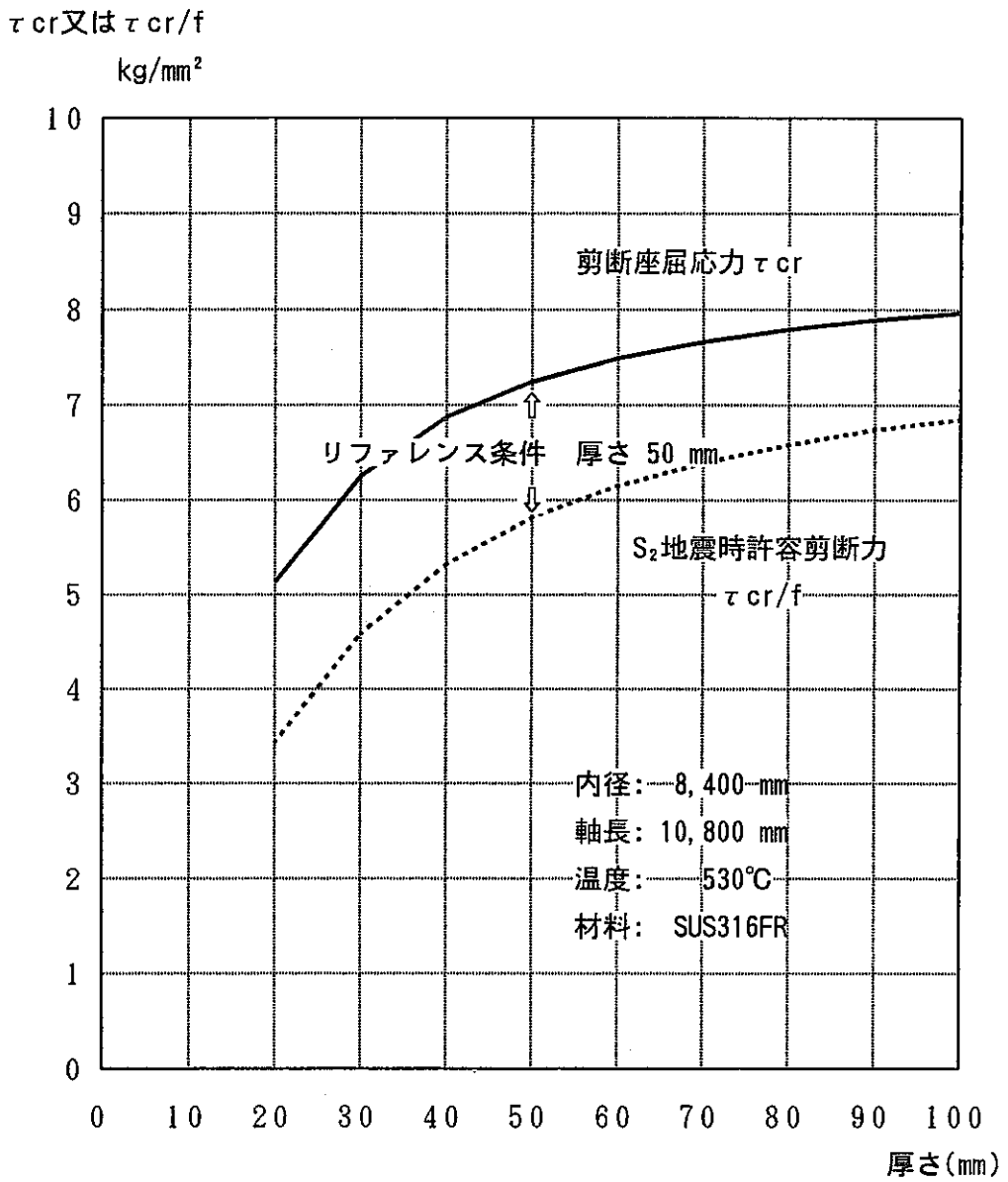


図4.3.6 剪断座屈応力に及ぼす厚さの影響

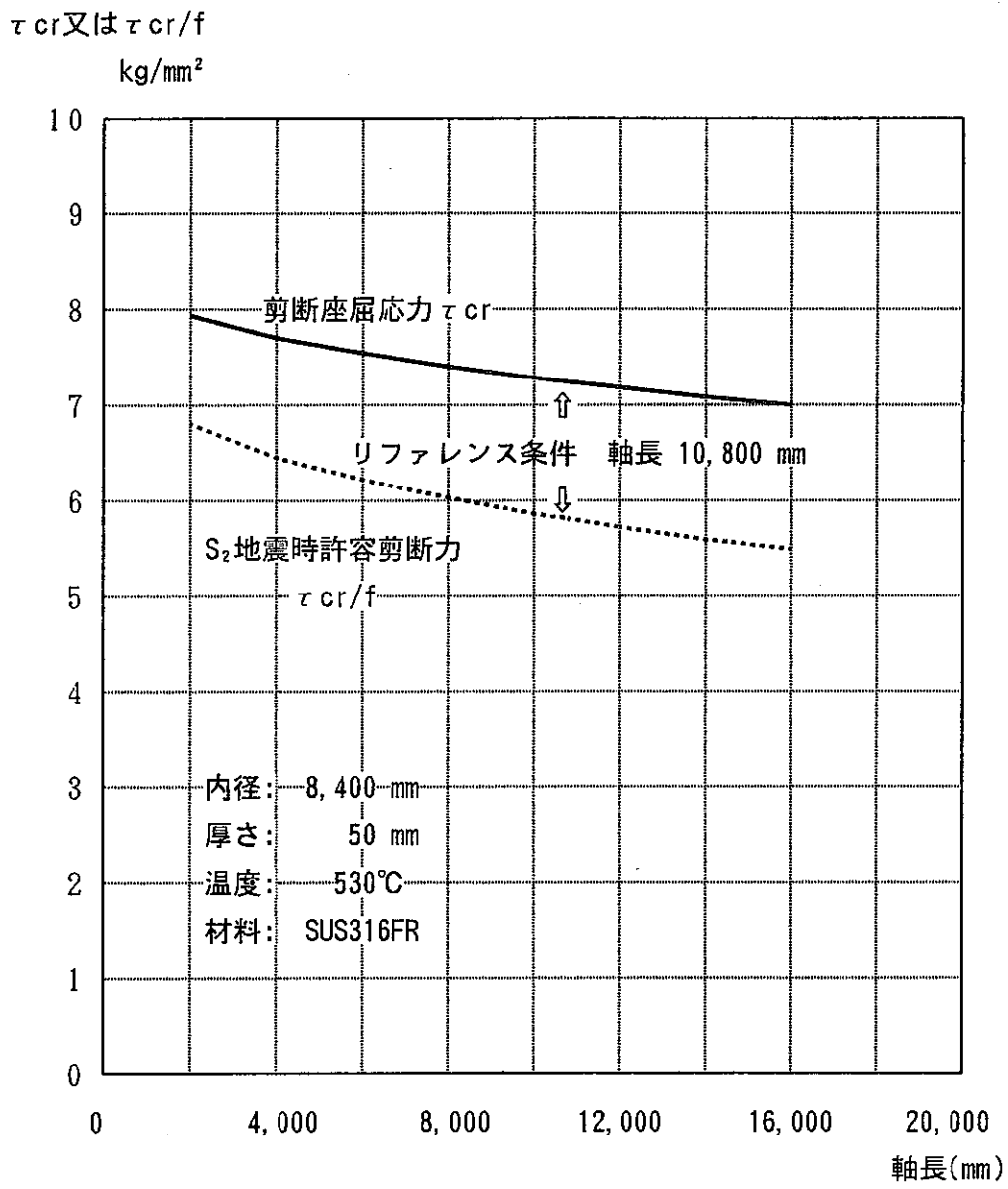


図4.3.7 剪断座屈応力に及ぼす軸長の影響

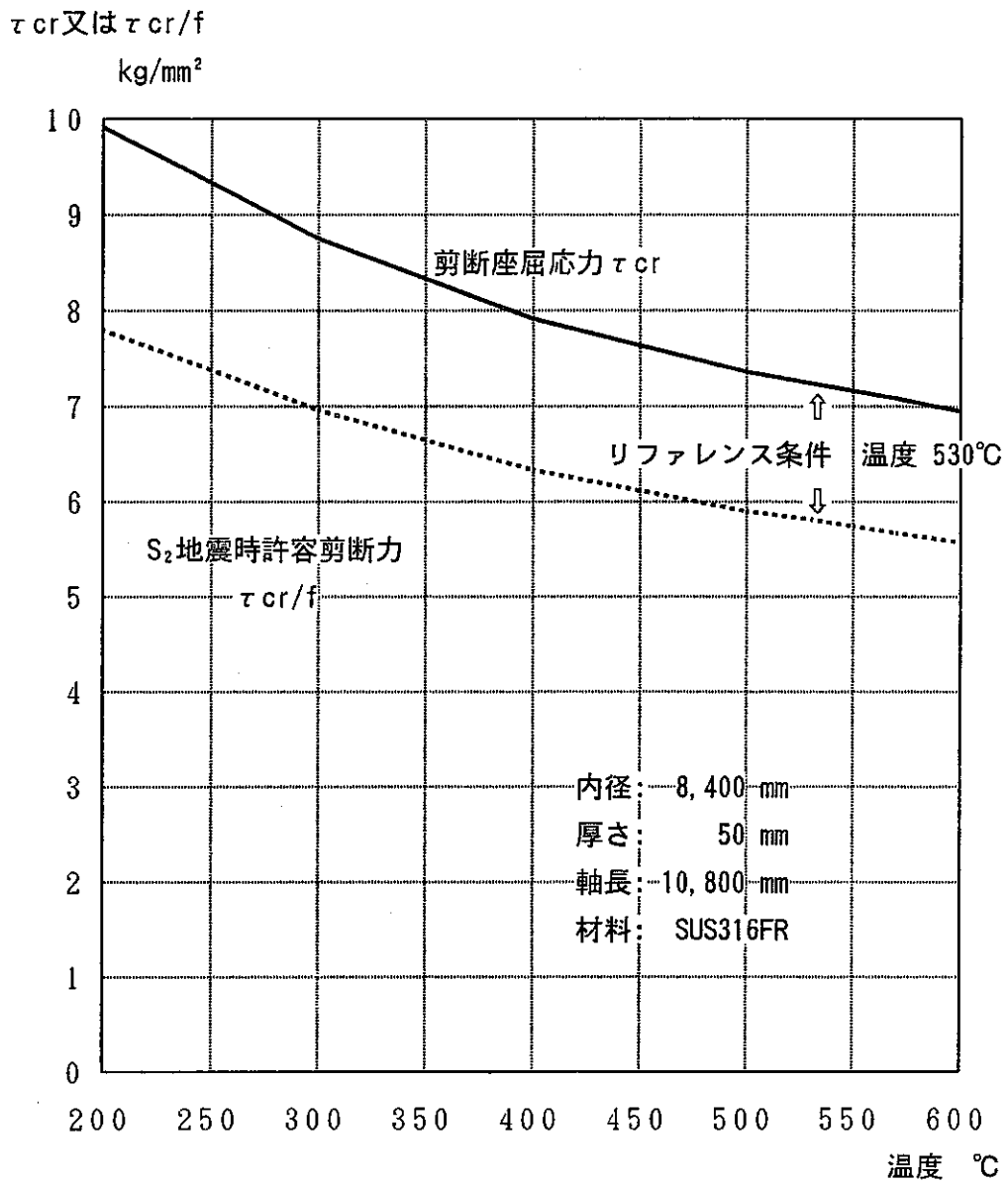
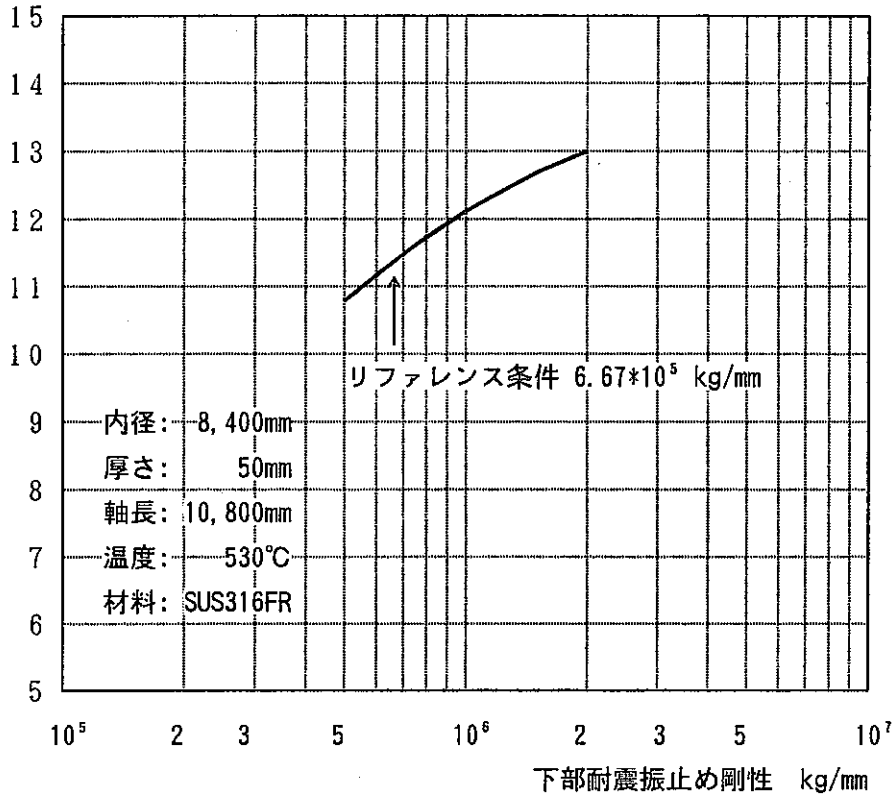


図4.3.8 剪断座屈応力に及ぼす軸長の影響

固有振動数 Hz



剪断力又は曲げ応力 kg/mm^2

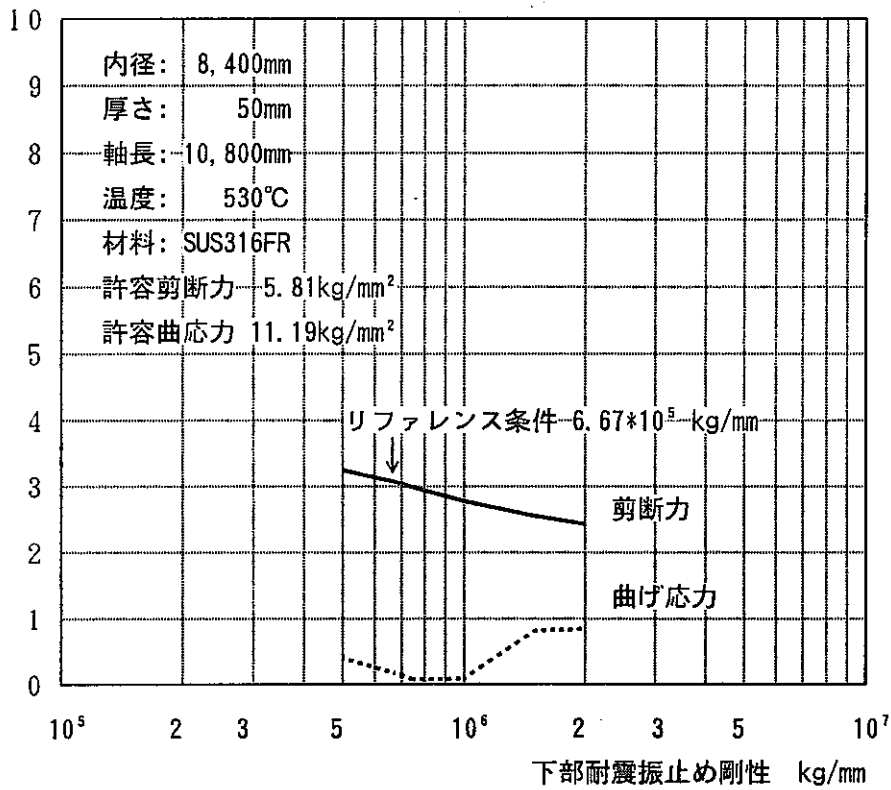
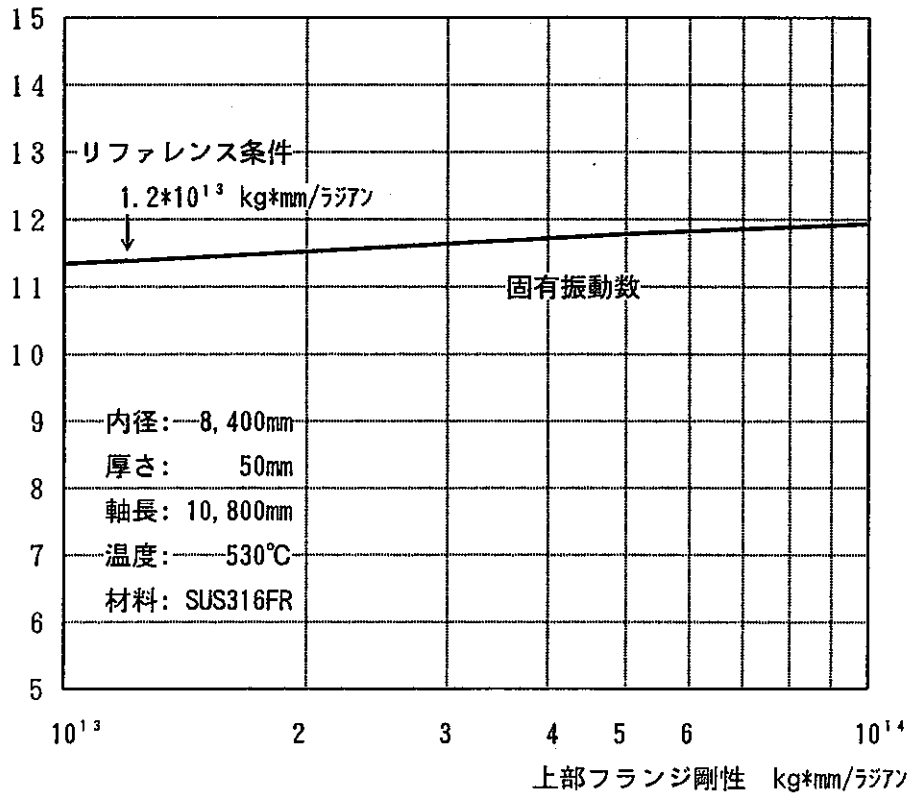


図4.3.9 下部振止め剛性の影響

固有振動数 Hz



剪断力又は曲げ応力 kg/mm²

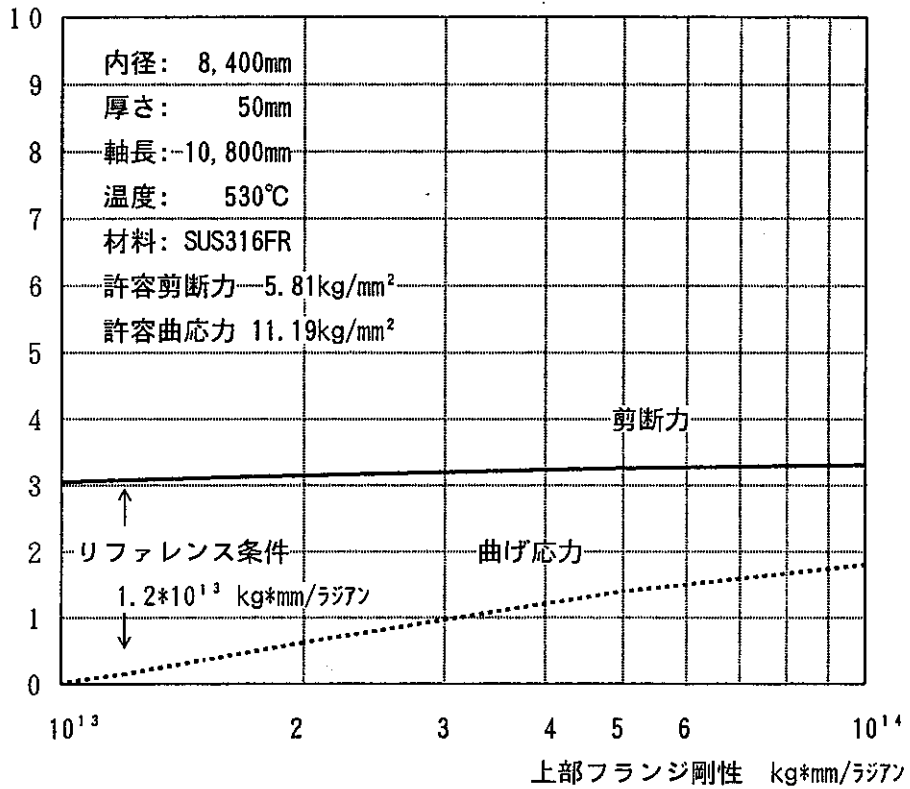
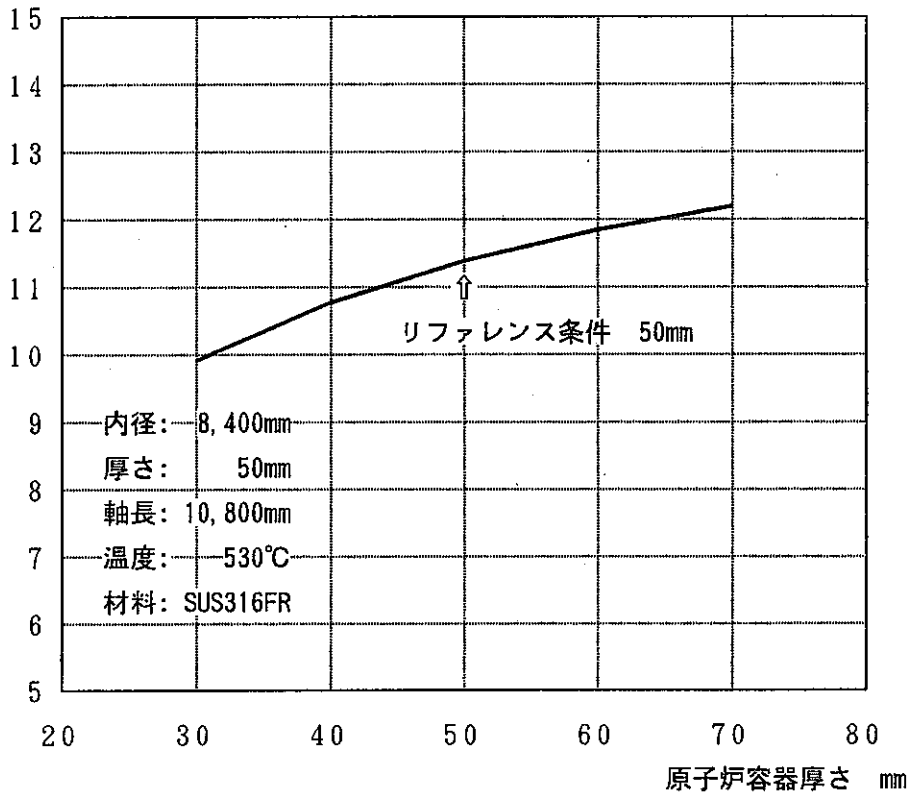


図4.3.10 上部フランジ剛性の影響 (液面近傍部)

固有振動数 Hz



剪断力又は曲げ応力 kg/mm^2

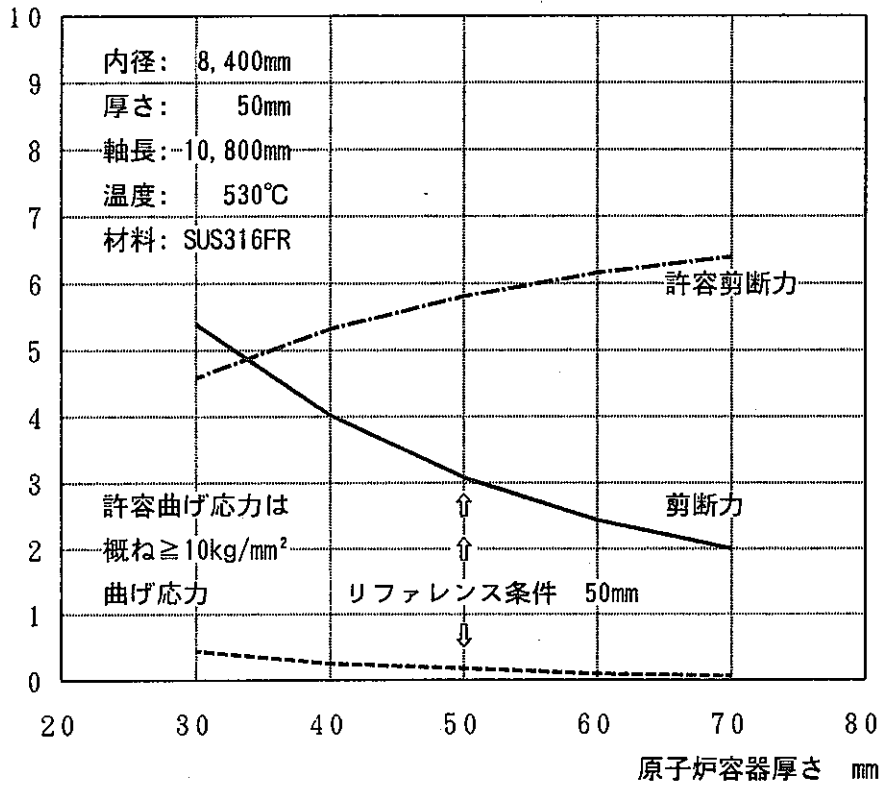


図4.3.11 原子炉容器厚さの影響

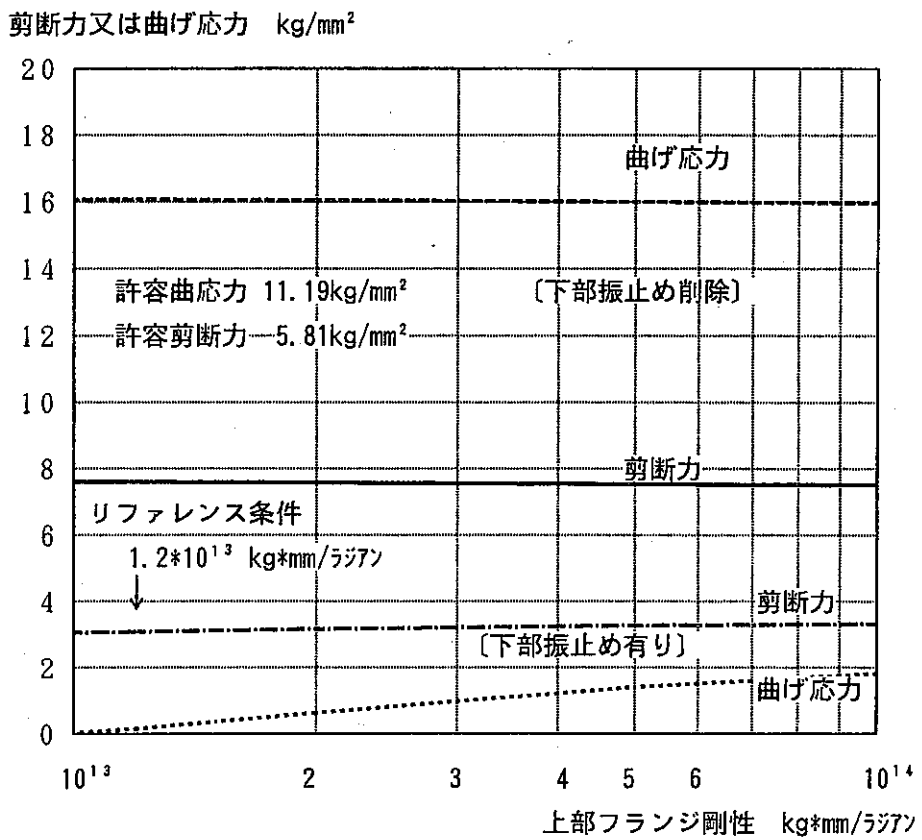
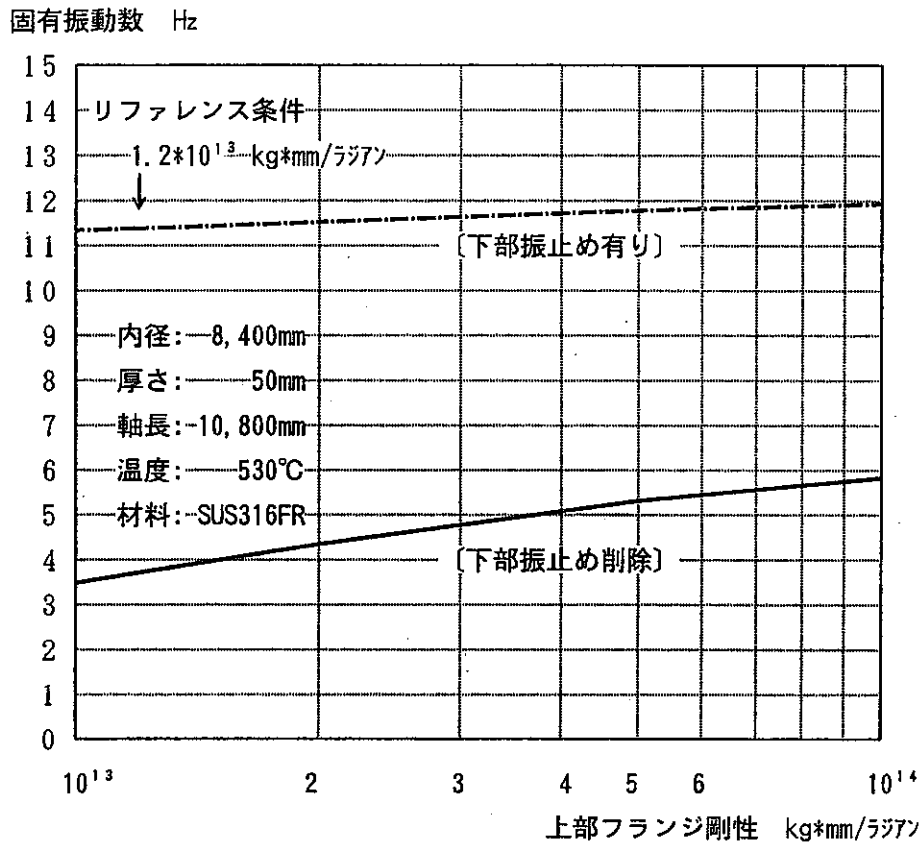


図4.3.12 下部振止め削除可能性の検討

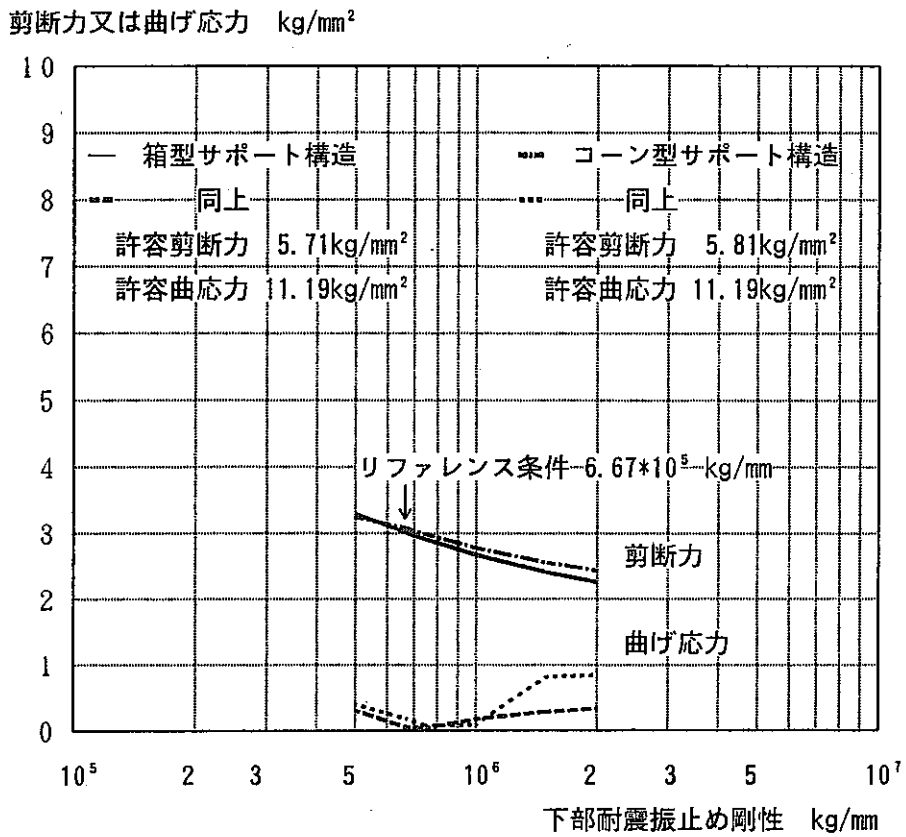
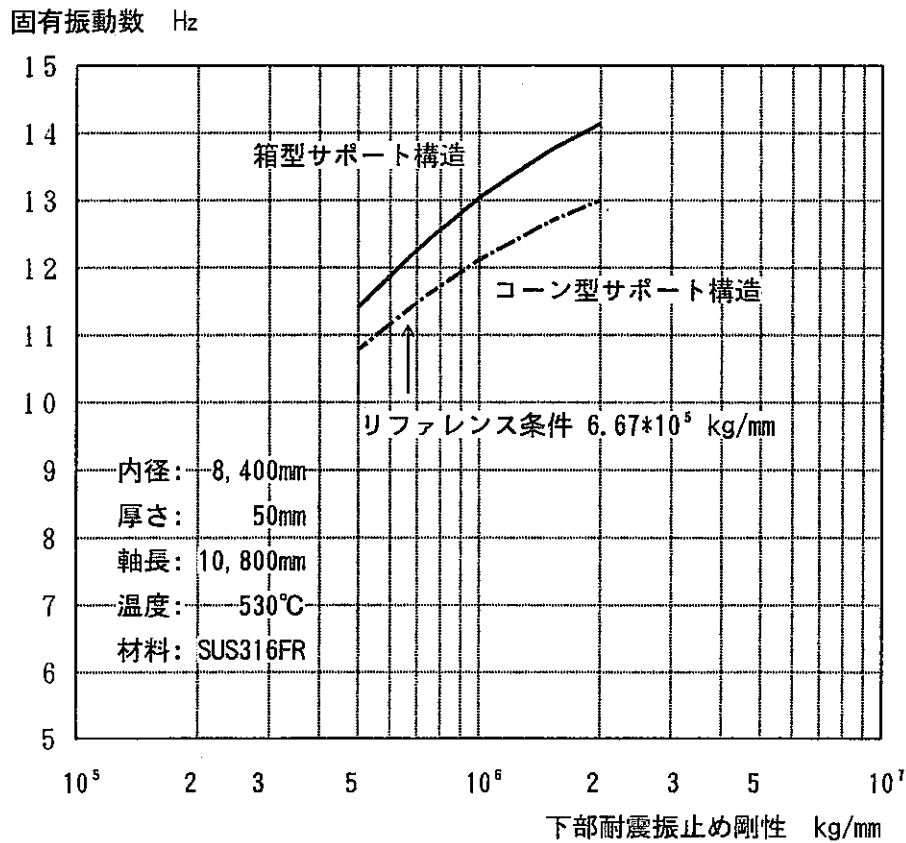


図4.3.13 箱型サポート構造適用性の検討

4.4 液面近傍過渡熱応力の検討

(1) 検討目的

原子炉容器が大型化するにつれて、高温となるNa部と低温に維持するカバーガス部の境界となる液面近傍部の熱応力が次第に増加する。図4.4.1は内径8.4m厚さ50mmの原子炉容器条件について実施した後述のパラメータ解析の結果の一部であるが、軽水炉に比べ比較的ゆっくりした昇降温速度(もんじゅでは15°C/h)で起動停止を行うにも係わらず、液面近傍部にかなり大きな過渡熱応力が生じることわかる。

このため、従来のプラントでは、バケット構造を用いた2液位制御方式(もんじゅ)、炉壁冷却方式(SPX、CRBR)又はガスダム方式等の炉壁保護構造を適用して液面近傍部の構造健全性を確保するようにしている。これらの炉壁保護構造はいずれも液面近傍過渡熱応力を抑制する優れた方法であるが、原子炉構造を複雑化する点に課題がある。

特に設計研究では系統簡素化の観点からオーバフロー循環系削除を追求しているが、オーバフロー循環系を削除し起動停止時共に液位が変動する場合には、液位を一定とした場合に比べて更に20%程度過渡熱応力が増加する。

ここでは、液面近傍過渡熱応力の特徴を活用して、オーバフロー循環系削除条件にて熱遮蔽板を設置する程度の簡素な高温炉壁構造の成立性を確保する方策を検討する。

(2) 検討方法

構造物の特定部位の構造健全性確保を図るための検討方法には一般に2通りの方法がある。1つは当該部位の形状、系統構成又は系統運用法を工夫して熱的及び機械的境界条件を最適化することにより負荷条件の軽減を図るアプローチであり、他者は所定の熱的及び機械的境界条件の下での評価法の精緻化により健全性が確保できる限界の拡張を追求するアプローチである。

原子炉容器液面近傍部について、当初の段階では、オーバフロー循環系削除及び熱遮蔽板程度の高温炉壁構造との条件の下では、熱的及び機械的境界条件について昇降温速度の抑制及び停止時高温待機状態導入程度の選択幅しか見い出されず、評価法精緻化が検討の主体にならざるを得ないと考えられた。

このため、初期段階では以下の作業を順次進めることとした。

- ① 種々の条件下でのパラメータ解析(温度応答解析・弾性熱応力解析)
- ② 熱ラチェット簡易解析法開発
- ③ 輻射効果解析(カバーガス部熱伝達の詳細把握)
- ④ 炉上部熱流動解析(ナトリウム層状化の詳細把握)
- ⑤ 詳細非弾性解析

上記の内①から⑤までの作業は、主として評価法精緻化による成立性確保を目指した作業といえる。

その後①及び②の検討を進める中で、(4)以降に示すように起動時液位維持・停止時液位成行方式の運用法を導入すれば大幅に液面近傍過渡熱応力を削減できるので、敢えて評価法精緻化を究めなくても高温炉壁構造成立性確保を達成可能との見通しが得られた。

このため、作業優先度を考慮して②から⑤までの作業は区切りの良い段階で中断することとした。

(3) 液位変動条件

設計研究ではオーバフロー循環系削除を追求している。図4.4.1に示されているように液面近傍過渡熱応力の大きさは液面変動条件により異なるので、原子炉容器液面変動条件を的確に把握することが重要である。

液面近傍部の評価に際して想定した系統温度と液位との関係を表4.4.1の各部インベントリ条件に従って求めると表4.4.2及び図4.4.2に示すとおりとなる。

原子炉容器液面近傍過渡熱応力評価では1次主循環ポンプ上部プレナムに自由液面があることを無視して液位を計算しているが、これは、以下の理由によるものである。

- ① 1次主循環ポンプ上部プレナムの自由液面高さは流量に応じた系統圧力損失により僅かではあるが変動する。
- ② 手動トリップ時の液位には系統各部の温度応答差が影響するが、表4.4.1及び図4.4.2ではこれを表の注記に記すように簡略化して計算している。

なお、表4.4.1の系統インベントリは表計算ソフトLOTUS123を用いて部材毎の容積を計算するようしており、一方、表4.4.2に示す液位変動評価は表

計算ソフトLOTUS123及びFORTRAN ベースの解析ルーチンを用いて計算するようにして、いずれも今後の設計研究の進捗により各部構造を見直した場合、容易に再計算できるようなルーチンとして整備されている。

(4) 熱遮蔽板部の詳細とそのモデル化

想定した原子炉構造は先に図4.1.1.に示したとおりであり、また、着目する上部プレナム原子炉容器壁についての条件を要約すると表4.4.3のようになる。熱遮蔽板としては当面表4.4.3のようにもんじゅ原子炉容器と同一の熱遮蔽板を設置するものとした。

表4.4.3に示す熱遮蔽板部分について、ナトリウム側の等価熱伝達係数を計算すると表4.4.4のようになる。

すなわち、熱遮蔽板部の熱伝達係数は厳密には流速及び温度に依存するが、表4.4.4から以下がいえるので、接液部の熱伝達係数を一律に $600\text{kcal}/(\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot^\circ\text{C})$ と想定するものとした。

- ① ガス巻き込み防止の観点から表面近傍での流速を 1m/s より十分小さい大きさに抑制する予定であるから、過渡熱応力が問題となる液面近傍部の定格出力運転時の流速は 0.5m/s より小さくなると予想される。
- ② 特に熱ラチェットに留意すべき手動トリップ条件では、流速が定常時の10%程度以下となるので、液面近傍部での等価熱伝達係数は $500\text{kcal}/(\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot^\circ\text{C})$ を上回ることはないと考えられる。

(5) 解析モデル

温度応答解析では上部フランジ(NsL+2,000)から上部炉心支持部(NsL-6,200)までを表4.4.5のようにモデル化した。

解析コードはFINASであり、温度応答解析及び弾性熱応力解析には8接点四辺形軸対称要素(前者にはHQAX8 後者にはQAX8)を使用した。温度応答解析では、定格出力運転時液面(NsL)以下の部分に熱伝達3接点軸対称要素を配置し、ユーザサブルーチンを用いて液位以下では所定の熱伝達係数を、一方液位より上方では断熱条件(熱伝達係数=0)を規定するようにした。上端(NsL+2,000)の温度は 50°C 一定とした。

機械的境界条件について、温度分布による熱荷重のみを荷重として考慮するものとし、他の荷重要因(内圧・自重等)及び上部フランジ剛性は無視するものとした。熱的境界条件について、接液部は熱遮蔽板効果を考慮して $600\text{kcal}/(\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot^\circ\text{C})$ の等価熱伝達係数を考慮し、他の部分は断熱とした。

(6) 液面近傍過渡熱応力の特徴と過渡熱応力対策

液面近傍過渡熱応力の挙動を周方向膜応力で代表させ、昇降温速度 $15^\circ\text{C}/\text{h}$ 条件について液位変動条件をパラメータにして記すと図4.4.2(起動時)及び図4.4.3(停止時)のようになる。

図4.4.2及び図4.4.3から以下が言える。

- ① 起動時の過渡熱応力について、液位変動が無い場合は液面から 50mm 程度低い位置で $-15\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度の圧縮応力極値が生じる。この場合圧縮応力極値は移動しない。
- ② 起動時の過渡熱応力について、液位変動がある場合は圧縮応力極値は $-20\text{kg}/\text{mm}^2$ 強まで増加する。更に液位変化に伴い圧縮応力極値が軸方向に移動すると共に、定格出力運転時液面近傍部に着目すると、昇温途中で $10\text{kg}/\text{mm}^2$ 弱(詳細に時間履歴を追うと $+9\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度)の正の極値が生じている。
- ③ 停止時の過渡熱応力について、液位変動が無い場合は液面から 50mm 程度低い位置で $+10\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度の引張応力極値が生じる。この場合引張応力極値は移動しない。
- ④ 停止時の過渡熱応力について、液位変動がある場合は引張応力極値は $-7\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度に減少する。更に液位変化に伴い引張応力極値が軸方向に移動するので、定格出力運転時液面近傍部に着目すると、過渡熱応力がほとんど変化しない。

すなわち、図4.4.1に示した液面近傍過渡熱応力範囲について、起動停止時の挙動を詳細に分析して評価すると、液位変動時には応力範囲を支配する応力極値が起動時のみに現れているのに対して、液位維持時には起動時に正・停止時に負の極値が生じている。したがって、起動時に液位を一定にし、停止時に液位

を成り行きとすれば、液面近傍過渡熱応力範囲を大幅に低下させることができると期待できる。

(7) 液面近傍過渡熱応力(通常起動停止時)

通常起動停止時の過渡熱応力を昇降温速度をパラメータとして解析した結果を示すと表4.4.6、表4.4.7及び図4.4.4のようになる。

ここにおいて、通常起動停止時の冷却材温度変化を180℃から530℃又はその逆のランプ状変化に簡略化して計算している。

これらの図表より起動時液位保持・停止時液位成行方式を導入すれば大幅に過渡熱応力を緩和できることがわかる。

なお、ここで検討対象としている通常起動停止はゆっくりした過程であり、後述するように純化系エコマイザの構造を工夫をすれば容易に液位維持が可能である。一方、液面近傍健全性確保の検討では、通常起動停止時の他に手動トリップに代表されるプラント緊急停止時を評価する必要がある。プラント緊急停止時の系統温度変化はプラント固有の特性に支配され、また速やかな変化であることから、その過程で液位維持を図るのは容易でない。起動時液位維持・停止時液位成行方式はこのようなプラント特性と良好に対応し、簡単な設備上の工夫で達成が可能であるといえる。

(8) 液面近傍過渡熱応力(手動トリップ時)

手動トリップ時の液面近傍過渡熱応力計算結果を表4.4.8及び図4.4.5に示す。

ここにおいて、手動トリップ時の冷却材温度変化を以下のように簡略化して入力条件としている。

- ① 原子炉入口温度(380℃)迄はステップ状に温度降下
- ② 原子炉入口温度(380℃)から高温待機状態温度(320℃又は300℃)迄は-20℃/sで温度降下

表4.4.8から以下がいえる。

- ① ステップ状変化($\Delta T = 150^\circ\text{C}$) + ランプ状変化($\Delta T = 80$ or 60°C)では、軸方向曲げ応力及び周方向膜応力共に正負の極値を生じる。
- ② 軸方向曲げ応力はNsL+50mmで大きな正の極値が生じ、一方NsL-600mmでその絶対値が1/2程度の負の極値を生じる。

- ③ 周方向膜応力は NsL-100mm で負の極値が、一方 NsL-400mm で正の極値が生じており両者の絶対値はほぼ同程度である。
- ④ 通常起動時との組合せでの過渡熱応力強さ範囲について、昇降温速度が 20~25°C/h となって初めて起動時昇降温速度の影響が生じる。昇温速度が 5~15°C/h の範囲では起動時昇降温速度は過渡熱応力強さ範囲に影響しない。

なお、昇温時の過渡熱応力の応力極値は、軸方向曲げ応力が正・周方向膜応力が負でここでの熱過渡条件で液面近傍に生じる過渡熱応力極値と類似している。なお、過渡熱応力はその応力範囲を問題とすることが多いので通例2つの応力極値間の応力範囲が最大となる時点の応力を分析することが多いが、手動トリップ時の液面近傍過渡熱応力について、軸方向曲げ応力又は周方向膜応力が最大となる時点は必ずしも応力範囲を規定する応力極値時点とはならない傾向があるので注意が必要である。

(9) 液面近傍過渡熱応力(もんじゅ熱過渡条件時)

(7)通常起動停止時及び及び(8)手動トリップ条件の液面近傍過渡熱応力評価では系統熱過渡条件について、前者にあつては単純なランプ状温度変化を、又後者にあつては単純な折れ線変化を想定している。

実際のプラントでは、例えば通常起動時にあつてはSG及びタービンの安定した立ち上げに必要な一定温度維持状態が挿入され、又手動トリップにあつては系統固有の温度応答特性が現れる。

設計研究では系統温度応答特性を把握するには至っていないので、暫定的に系統熱過渡条件が、表4.4.9に示すもんじゅ通常起動停止条件及び手動トリップ条件になるとして液面近傍過渡熱応力を計算すると表4.4.10及び図4.4.6のようになる。

表4.4.10の過渡熱応力計算値を先に示した表4.4.6(ランプ状昇降温条件)及び表4.4.7(ステップ状+ランプ状降温条件)と比較すると以下がいえる。

① [通常起動条件]

もんじゅ通常起動条件では以下のように応力が小さくなる。

軸方向曲げ応力最大値 — 7.9%

周方向膜応力最大値 - 10.1%

これは、もんじゅ通常起動過程には459℃で4時間及び493℃で1時間の一定温度保持過程があるためである。

91年度設計研究条件の通常起動過程の一定温度保持過程はもんじゅの場合より短くなると予想されるので、一定温度保持過程導入による過渡熱応力低減効果は10%弱程度と予想される。

② [通常停止条件]

もんじゅ通常停止過程では初期に-55℃/hでの温度降下があり、91年度設計研究でも同様な傾向になると予想されるが、表4.4.10からはその程度の温度降下は液面近傍過渡熱応力の大きさにほとんど影響しないことがわかる。

③ [手動トリップ条件]

表4.4.7と表4.4.10とを比較すると以下のようにになっている。

軸方向曲げ応力	NsL+ 50 mm	- 2.3%
	NsL- 50 mm	- 7.9%
	NsL- 600 mm	+ 3.8%
周方向膜応力	NsL- 50 mm	-11.9%
	NsL- 400 mm	- 4.5%

すなわち、系統温度応答詳細化により手動トリップ時の液面近傍過渡熱応力の大きさは10%弱程度小さくなると考えられる。

(10)液面輻射効果

輻射効果は通常温度応答解析では簡便に評価することが困難なため、上記一連の解析では保守的に輻射効果を見逃して温度応答を計算しているが、もんじゅ原子炉容器に関する研究開発の過程で、通常起動のようなゆっくりした昇温過程では液面近傍温度分布に液面輻射が有意な影響を及ぼすことが把握されている。

本観点から、構造工学室に依頼して、汎用応力解析コードFINASに輻射効果評価機能を賦与し、91年度設計研究条件での液面近傍過渡熱応力への影響を定量的に評価するよう依頼した。

詳細な内容は別途報告書にとりまとめられる予定であるが、液面上方の熱遮蔽板枚数をパラメータとして輻射効果を定量的に計算した結果を記すと図4.4.7のようになる。

図4.4.7より、輻射効果により起動時の液面近傍過渡熱応力は10~15%程度小さくなることわかる。

(11)成立性評価

液面近傍過渡熱応力に対する構造健全性確保見通しは、クリープ疲労強度及び熱ラチェットの両観点から検討する必要がある。

クリープ疲労強度について、91年度設計研究では原子炉容器主要構造材料にSUS316FRを使用する予定である。SUS316FRのクリープ疲労強度を、液面近傍熱応力挙動を保守的に型振り型又非弾性挙動が弾性追従パラメータ $q=3$ で包絡するとして計算すると表4.4.11のようになる。表4.4.11には比較の観点からSUS304を同一条件で使用した場合も合わせ記している。

表4.4.11から以下がいえ。

- ① 起動停止繰り返し数をもんじゅに準じて500回程度とすると、許容応力範囲が 30kg/mm^2 強となる。(SUS304の場合は 22kg/mm^2 強となる。)
- ② 手動トリップ時を含めた起動停止時の液面近傍過渡熱応力は、起動時の一時的温度保持過程及び液面輻射効果を考慮すると、表4.4.7及び表4.4.10に記載する値より10%程度小さくなると考えられる。
- ③ したがって、起動時液位保持・停止時液位成行方式の導入及び主要構造材料としてのSUS316FRの使用を前提とすれば、昇降温速度 25°C/h 程度までは必要なクリープ疲労強度を確保可能と考えられる。

熱ラチェットの防止について以下が言える。

- ① 従来型UIS構造では、制御棒挿入性確保(機能確保)の観点から相対変位を抑制する必要がある炉心とUISとを、前者は下方から、一方後者は上方から支持する方式としているので、原子炉容器の進行性変形を厳しく抑制する必要がある。

電力設計では、周方向膜応力を基本的に設計降伏点以下とすることにより、それを達成しようとしている。

- ② 91年度設計研究では炉心とUIS下部とをタイイングする構造としているので、制御棒挿入性確保(機能確保)の観点から原子炉容器の進行性変形をそれほど厳しく抑制する必要がなく、過大な塑性変形の防止は初期の微小非弾性変形を除き継続的な進行性変形が生じないとの単純な構造健全性確保の観点から図ることで足りる。

この場合の熱ラチェット防止のクライテリアは以下のとおりになると考えられる。

- (a) 熱応力極値が著しく移動しないこと、又は
 (b) 熱応力極値が有意に移動する場合にあっては周方向膜応力を基本的に $1.5S_m$ 以下とすること。

- ③ 91年度設計研究では起動時は液位を一定に維持するので、起動過程の過渡熱応力は②(a)により有意な進行性変形を生じないと期待できる。通常停止過程の過渡熱応力は極値移動形態を示すが、 $25^{\circ}\text{C}/\text{h}$ 程度までの降温速度での周方向膜応力は $1.5S_m$ より十分小さい水準に止まる。

手動トリップ時の周方向膜応力も概ね $1.5S_m$ より十分小さい水準に止まる。

- ④ したがって、91年度設計研究での液面近傍部は熱ラチェット防止も図り得る条件にあると結論できる。

- ⑤ ただし、以下の点に注意が必要である。

- (a) 液位一定時の過渡熱応力は、液位変動時の過渡熱応力に比べ熱ラチェットを生じにくいだが、軸方向熱応力分布は軸方向熱流束に依存するので、熱応力分布が移動型か非移動型かを明確に判断するには困難さが伴う。

保守的に液位一定の場合でも周方向膜応力を $1.5S_m$ 以下に抑制するとすれば、昇温速度の上限値は $15^{\circ}\text{C}/\text{h}\sim 20^{\circ}\text{C}/\text{h}$ となる。

- (b) 進行性変形の防止を $1.5S_m$ をクライテリアとして図るには、熱時効による加工効果の回復に留意する必要がある。

- (c) 熱ラチェット挙動には軸方向曲げ応力の重畳が有意な効果を及ぼすことが知られている。軸方向曲げ応力の重畳効果も適宜評価する必要がある。

(d) 周方向膜応力を基本的に降伏応力以下にするとのクライテリアは極値移動量がシェルパラメータ \sqrt{Rt} に比べて十分大きい場合に対応する。

実際の設計条件では、周方向膜応力が極値を示す領域はシェルパラメータに比べて小さい。これを適切に考慮する手法を見いだせば熱ラチェット防止に係るクライテリアを大幅に緩和できる。

表4.4.1 各部インベントリ

部 位		91年4月条件	最新条件
原子炉容器*1	上部プレナム	331.0m ³	318.1m ³ *2
	中間プレナム	120.3	124.8 *3
	炉心槽内	43.36	33.02 *4
	下部プレナム	99.02	165.7 *5
中間熱交換器*1	上部プレナム	44.25	52.68 *6
	伝熱部	26.99	26.99 *6
	下部プレナム	9.16	10.91 *6
主循環ポンプ*1	上部プレナム	29.65	29.65
	下部プレナム	21.88	23.52 *7
主配管*1	ホットレグ	21.90	26.22 *8
	ミドルレグ	20.20	20.20
	コールドレグ	26.06	42.04 *8
総 合 計		793.78m ³	873.74m ³

(注) いずれも室温時の容積、純化系インベントリは除外

- *1 中間熱交換器・主循環ポンプ・主配管はいずれも3ループ分
- *2 炉内配管内を配管容積に変更
- *3 同上、炉心槽径縮小及び炉内構造支持構造物をコーン型から箱型に変更
- *4 炉心槽径縮小
- *5 炉内構造支持構造物形状及び下部プレナム容器形状を変更
- *6 91年度設計検討結果を反映
- *7 鏡部内容積計算法見直し
- *8 炉内配管内を配管容積に変更

表4.4.2 液位変動条件

系統温度		液面近傍熱応力評価用		参考値 [ポンプ自由液面を考慮]
高温部	低温部	91年4月条件	最新条件	
530	380	0.0mm	0.0mm	0.0mm
500	380		-57.4	-53.95
470	380		-113.9	-107.2
440	380		-169.1	-159.4
410	380		-223.9	-211.3
380	380	-266.7	-277.5	-262.3
340	340		-423.0	-381.6
300	300		-564.8	-497.8
260	260		-703.2	-611.3
220	220		-838.5	-722.2
180	180	-863.3	-971.0	-830.8

(注)

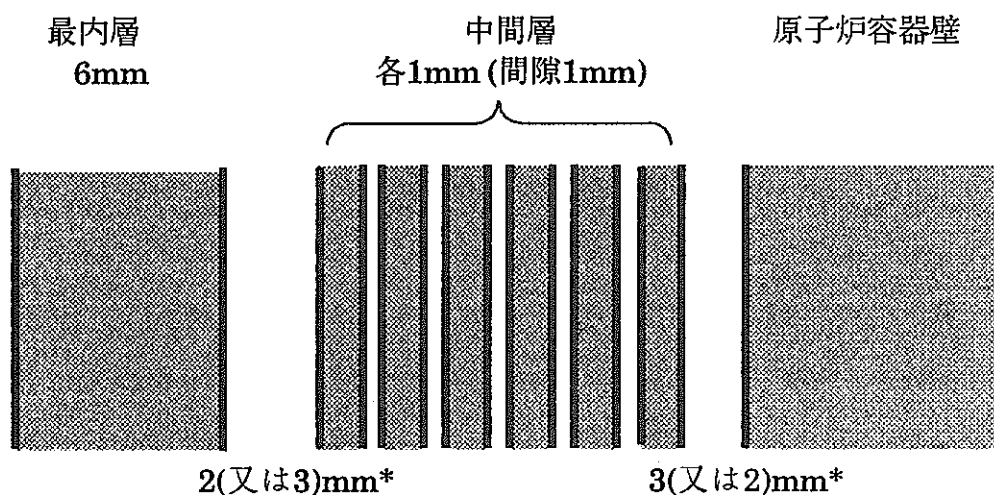
- ① 高温部 380℃以下は全系一様温度。380℃以上は低温部 380℃維持とする。
- ② 中間プレナム・炉心部及びIHX伝熱部は高温部と低温部の平均温度とする。
- ③ 参考値は最新条件にてポンプ自由液面高さを原子炉容器内と同一にした時の液位変動条件である。
- ④ 自由液面面積は、室温条件にて以下のとおりである。

原子炉容器上部プレナム 51.63m²
 主循環ポンプ上部プレナム 3.01m²(ポンプ1基当り)

表4.4.3 原子炉容器上部プレナム条件

部 位	寸 法 等	備 考
原子炉容器	内径 8.4 m 厚さ 50mm 上部フランジ取付高さ NsL+2,000 上部炉心支持板高さ NsL-6,200	
熱遮蔽板	最内層 6mm×1枚 中間層 1mm×6枚	もんじゅの場合と同一 クリアランス各 1mm

(注) 熱遮蔽板形状詳細



* 中間層は境界部を嵌合構造とするため、部位により最内層又は原子炉容器壁との距離は2mm又は3mmの振り分けとなる。

表4.4.4 熱遮蔽板部等価熱伝達係数の計算

熱遮蔽板部等価厚さ等			熱遮蔽板部等価厚さ等			等価熱伝達係数
温度	等価厚さ	熱伝達係数	温度	流速	熱伝達係数	
°C	mm	Kcal/m ² h°C	°C	m/s	Kcal/m ² h°C	Kcal/m ² h°C
530	15.470	1457.7	530	1.0	2139.1	866.9
500	15.318	1438.2		0.5	1242.7	670.8
450	15.076	1403.3		0.2	614.4	432.2
400	14.847	1365.9	300	1.0	2394.1	869.7
350	14.632	1326.2		0.5	1391.7	689.3
300	14.446	1292.0		0.2	688.9	457.9
250	14.286	1262.8	180	1.0	2561.5	826.1
200	14.134	1232.1		0.5	1489.2	670.4
180	14.076	1219.4		0.2	737.5	459.6

表4.4.5 解析モデル

位置	長さ	要素数*	要素厚さ	要素軸長	備考
NsL+2,000~NsL+1,400	600 mm	3	50mm	200 mm	上端50°C一定
NsL+1,400~NsL+ 800	600	6	同上	100	
NsL+ 800~NsL-1,300	2100	42 (26)	同上	50	
NsL-1,300~NsL-2,000	700	7 (7)	同上	100	
NsL-2,000~NsL-3,000	1000	5 (5)	同上	200	
NsL-3,000~NsL-6,200	3200	8 (8)	同上	400	
累 計	8200 mm	71 (46)			

* 8接点四辺形軸対称要素(HQAX8 又はQAX8)を使用

NsL以下の領域では内面側に熱伝達3接点軸対称要素を配置…要素数欄の括弧中の数

表4.4.6 液面近傍過渡熱応力 (昇温・又は降温過程)

Sn 応力強さ範囲:kg/mm²

昇降温速度 °C/h	昇温過程		降温過程	
	液位変動	液位一定	液位変動	液位一定
5	31.36	16.33	11.59	17.07
10	43.84	21.49	15.38	22.72
15	52.05	24.76	17.76	26.36
20	57.39	27.17	19.22	29.05
25	62.24	29.00	20.42	31.10

σ_{zbmax} 軸方向曲げ応力極大値: kg/mm²

昇降温速度 °C/h	昇温過程		降温過程	
	液位変動	液位一定	液位変動	液位一定
5	19.50 (-4.90)	16.52	- 6.56* ²	- 4.05
10	24.54 (-6.73)	20.15	-10.08* ²	- 8.31
15	27.32 (-7.93)	22.27	-12.06* ²	-11.04
20	28.95 (-8.71)	23.79	-13.34* ²	-12.96
25	30.31 (-8.95)	24.93	-14.37* ²	-14.42

*1 括弧中は極大値位置での逆方向極値

*2 NsL-900 mm近傍の極値

σ_{tmmax} 周方向膜応力極大値: kg/mm²

昇降温速度 °C/h	昇温過程		降温過程	
	液位変動	液位一定	液位変動	液位一定
5	-12.08 (3.33)	- 9.46	4.48* ²	3.78
10	-17.27 (6.31)	-12.63	6.63* ²	7.27
15	-20.81 (9.16)	-14.84	7.80* ²	9.72
20	-23.27 (10.71)	-16.54	8.22* ²	11.60
25	-25.63 (13.16)	-17.92	9.11* ²	13.13

*1 括弧中は極大値位置での逆方向極値

*2 NsL-900 mm近傍の極値

表4.4.7 液面近傍過渡熱応力 (昇降温組み合わせ)

応力強さ範囲:kg/mm²

昇降温速度 °C/h	起動時・停止時 共液位変動	起動時・停止時 共液位一定	起動時液位維持 停止時成行
5	31.36	25.52	20.15
10	43.84	36.44	25.31
15	52.05	43.60	28.58
20	57.39	48.73	30.91
25	62.24	52.63	32.74

表4.4.8 液面近傍過渡熱応力 (380°C迄のステップ後-20°C/hランプ)

高温待機	液位	部 位	時 点	σ_{zbmax}	σ_{tmmax}	σ_{rmmmax}
300°C 及び 320°C	成行	mm		kg/mm ²	kg/mm ²	kg/mm ²
		NsL-25	0.5時間後	(21.67)	(-13.55)	28.13
		NsL+50	0.5	24.04* ¹		
		NsL-600	1.0	-11.53* ¹		
		NsL-100	0.3		-14.52* ¹	
		NsL-400	0.5		14.16* ¹	

*1 厚さ中心温度を用いた簡易解析による解

[通常起動との組合せ]

高温待機温度 °C	通常起動時* ¹ 昇温速度	応力範囲
300	°C/h	kg/mm ²
	5	28.55
	10	28.55
	15	28.55
	20	30.63
320	25	32.35
	5	28.13
	10	28.13
	15	28.13
	20	30.15
	25	31.87

*1 通常起動:液位一定条件

表4.4.9 もんじゅにおける代表的熱過渡条件
(部位: 原子炉出口)

通常起動		通常停止		手動トリップ	
時間	温度	時間	温度	時間	温度
時間	°C	時間	°C	秒	°C
0.0	180	0.0	529	0	529
6.9	284	0.554	493	92	477
11.8	358	1.0	493	144	451
18.4	456	1.1	491	212	425
18.6	459	3.4	456	680	391
22.6	459	9.0	372	780	388
24.8	493	14.9	284	880	387
25.8	493	21.8	180	1380	387
27.6	529			2550	350
				3600	350
				10850	325
				46800	325

表4.4.10 もんじゅ熱過渡条件時液面近傍過渡熱応力

事象	液位	部位	時点	σ_{zbmax}	σ_{tmmax}	S_{nmax}
		mm		kg/mm ²	kg/mm ²	kg/mm ²
通常起動	一定	NsL-75	昇温完了時	(20.35)	(-12.59)	22.38
		NsL-100	昇温完了時	20.71		
		NsL-25	昇温完了時		-13.35	
通常停止	成行	NsL-900	降温完了直前	(-11.67)	(7.73)	17.79
		NsL-950	降温完了時	-12.06		
		NsL-850	降温完了-.6h		7.78	
手動トリップ	成行	NsL-400	2550 秒	(- 7.82)	13.66	23.44
		NsL+100	2550 秒	23.42* ¹		
		NsL-600	3600 秒	11.96* ¹		
		NsL-50	1380 秒		-13.58* ¹	
		NsL-400	2550 秒		13.52* ¹	

*1 厚さ中心温度を用いた簡易解析による解

表4.4.11 高温構造設計基準 (案) によるクリープ疲労評価 (1) SUS316FR

適用基準:高温構造設計基準(案) 疲労線図:線図C

材料:SUS316LNP 温度:530.0℃ 時間:300000.hr

Sm : 10.380kg/mm**2 E : 15873.kg/mm**2

SrH : 9.215kg/mm**2 Sg : 18.450kg/mm**2(Dc1=0.3)

Sy1 : 15.570kg/mm**2 Sy2 : 15.570kg/mm**2

(母材部評価)

** 計算結果 **

Teq	1.5Sm	SrH	Sg	Sn1	Sn2	K	q	Tc1	Tc2	Sy1	Sy2	Kcf	εtf	Nf	Kec	etc	σo	ΔDc	Na(0.3)	Namax	Dc1
530.	15.570	9.215	18.450	16.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.000	0.101	0.432E+06	1.000	0.101	8.00	0.000E+00	0.1296E+06	0.3311E+06	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	18.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.000	0.113	0.144E+06	1.000	0.113	9.00	0.000E+00	0.4308E+05	0.1101E+06	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	20.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.000	0.126	0.834E+05	1.000	0.126	10.00	0.000E+00	0.1903E+05	0.4864E+05	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	22.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.000	0.139	0.337E+05	1.000	0.139	11.00	0.000E+00	0.1012E+05	0.2585E+05	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	24.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.000	0.151	0.204E+05	1.000	0.151	12.00	0.000E+00	0.6107E+04	0.1561E+05	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	26.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.093	0.179	0.890E+04	1.000	0.164	12.98	0.000E+00	0.2870E+04	0.6825E+04	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	28.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.230	0.217	0.421E+04	1.000	0.176	13.94	0.000E+00	0.1262E+04	0.3225E+04	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	30.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.348	0.255	0.250E+04	1.000	0.189	14.85	0.000E+00	0.7508E+03	0.1919E+04	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	32.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.451	0.293	0.128E+04	1.054	0.212	16.42	0.000E+00	0.3876E+03	0.9895E+03	0.10
530.	15.570	9.215	18.450	34.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.542	0.330	0.647E+03	1.168	0.250	18.58	0.333E-05	0.1998E+03	0.2943E+03	0.18
530.	15.570	9.215	18.450	36.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.623	0.368	0.396E+03	1.270	0.288	20.36	0.773E-03	0.1050E+03	0.1087E+03	0.22
530.	15.570	9.215	18.450	38.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.696	0.406	0.268E+03	1.361	0.326	21.87	0.310E-02	0.5925E+02	0.5935E+02	0.28
530.	15.570	9.215	18.450	40.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	15.57	15.57	1.761	0.444	0.195E+03	1.443	0.364	23.17	0.825E-02	0.3457E+02	0.3459E+02	0.31

表4.4.11 高温構造設計基準 (案) によるクリープ疲労評価 (2) SUS304

適用基準:高温構造設計基準(案) 疲労線図:線図C

材料:SUS304 温度:530.0℃ 時間:300000.hr

Sm: 9.860kg/mm**2 E:15873.kg/mm**2

SrH: 4.430kg/mm**2 Sg: 9.251kg/mm**2(Dc1=0.3)

Sy1: 14.790kg/mm**2 Sy2: 14.790kg/mm**2

(母材部評価)

** 計算結果 **

Teq	1.5Sm	SrH	Sg	Sn1	Sn2	K	q	Te1	Te2	Sy1	Sy2	Kef	etf	Nf	Kec	etc	σo	ΔDc	Na(0.3)	Namax	Dc1
530.	14.790	4.430	9.251	16.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.000	0.101	0.432E+06	1.000	0.101	8.00	0.000E+00	0.1296E+06	0.3311E+06	0.10
530.	14.790	4.430	9.251	18.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.000	0.113	0.144E+06	1.000	0.113	9.00	0.000E+00	0.4308E+05	0.6318E+05	0.24
530.	14.790	4.430	9.251	20.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.078	0.136	0.383E+05	1.000	0.126	9.99	0.206E-03	0.2622E+04	0.7205E+04	0.54
530.	14.790	4.430	9.251	22.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.253	0.174	0.102E+05	1.000	0.139	10.87	0.100E-02	0.5681E+03	0.7867E+03	0.59
530.	14.790	4.430	9.251	24.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.398	0.211	0.461E+04	1.000	0.151	11.65	0.242E-02	0.2392E+03	0.2751E+03	0.48
530.	14.790	4.430	9.251	26.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.522	0.249	0.267E+04	1.000	0.164	12.34	0.485E-02	0.1224E+03	0.1408E+03	0.47
530.	14.790	4.430	9.251	28.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.627	0.287	0.137E+04	1.000	0.176	12.96	0.834E-02	0.6970E+02	0.7689E+02	0.46
530.	14.790	4.430	9.251	30.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.719	0.325	0.702E+03	1.028	0.194	13.76	0.143E-01	0.3977E+02	0.4083E+02	0.40
530.	14.790	4.430	9.251	32.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.799	0.363	0.422E+03	1.151	0.232	15.19	0.282E-01	0.2077E+02	0.2078E+02	0.29
530.	14.790	4.430	9.251	34.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.869	0.400	0.282E+03	1.260	0.270	16.40	0.426E-01	0.1377E+02	0.1396E+02	0.23
530.	14.790	4.430	9.251	36.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.932	0.438	0.203E+03	1.357	0.308	17.45	0.571E-01	0.1021E+02	0.1052E+02	0.20
530.	14.790	4.430	9.251	38.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	1.988	0.476	0.154E+03	1.443	0.346	18.40	0.717E-01	0.8065E+01	0.8407E+01	0.18
530.	14.790	4.430	9.251	40.00	0.00	1.000	3.000	530.0	530.0	14.79	14.79	2.039	0.514	0.122E+03	1.521	0.383	19.26	0.864E-01	0.6631E+01	0.6970E+01	0.17

応力範囲 (kg/mm²)

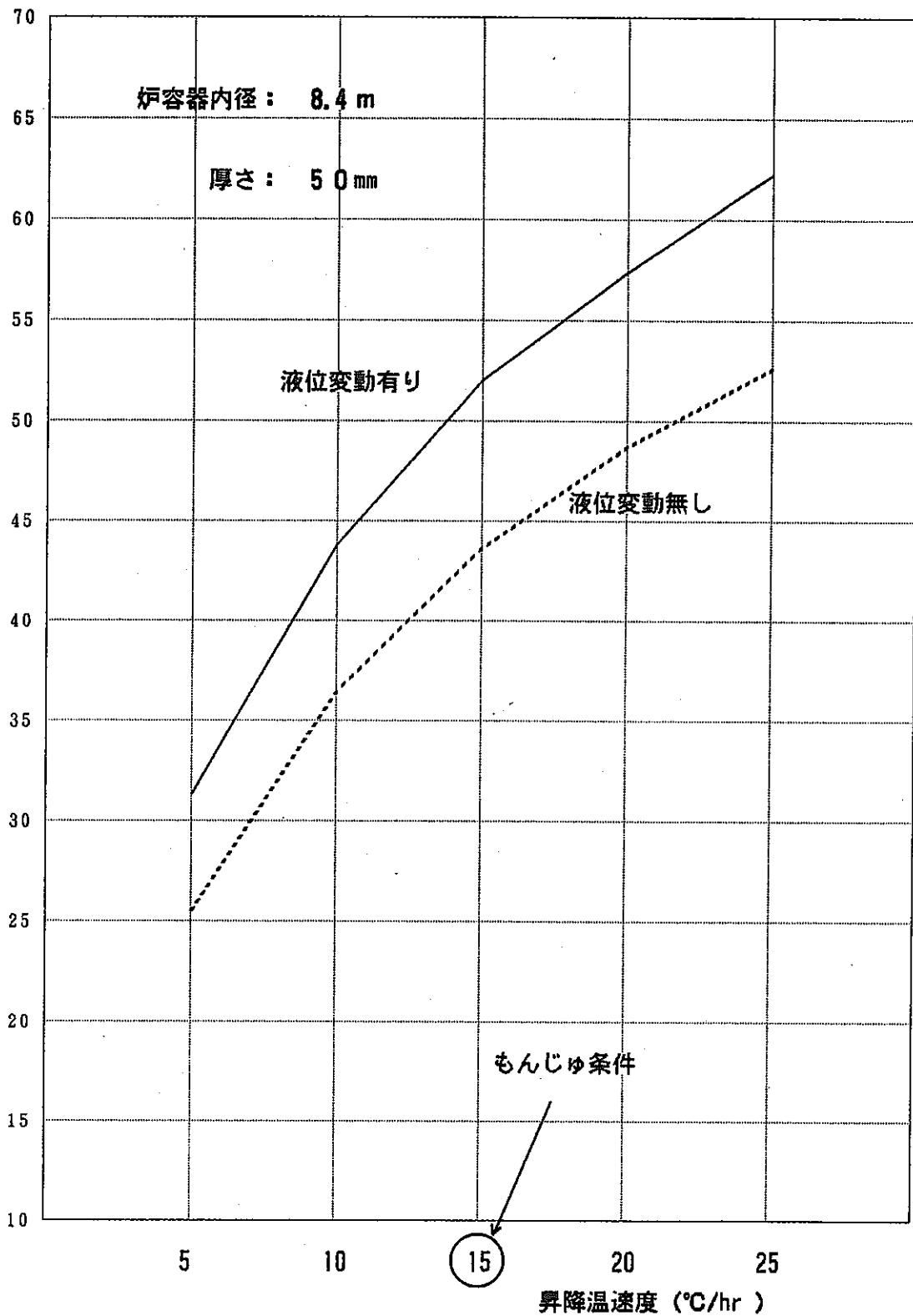


図4.4.1 大型の原子炉容器における液面近傍熱応力

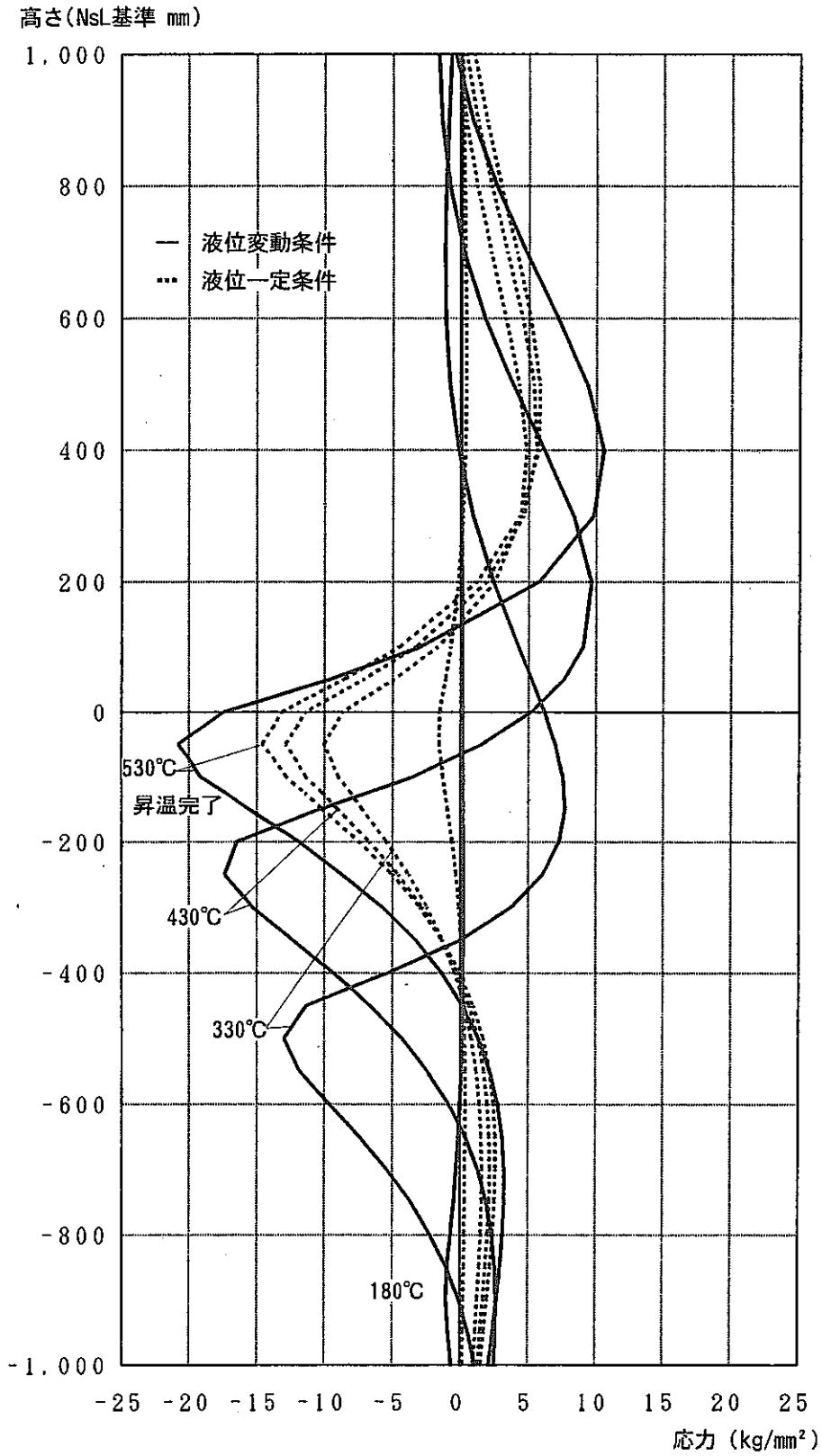


図4.4.2 通常起動時周方向膜応力 昇温速度 15°C/hr

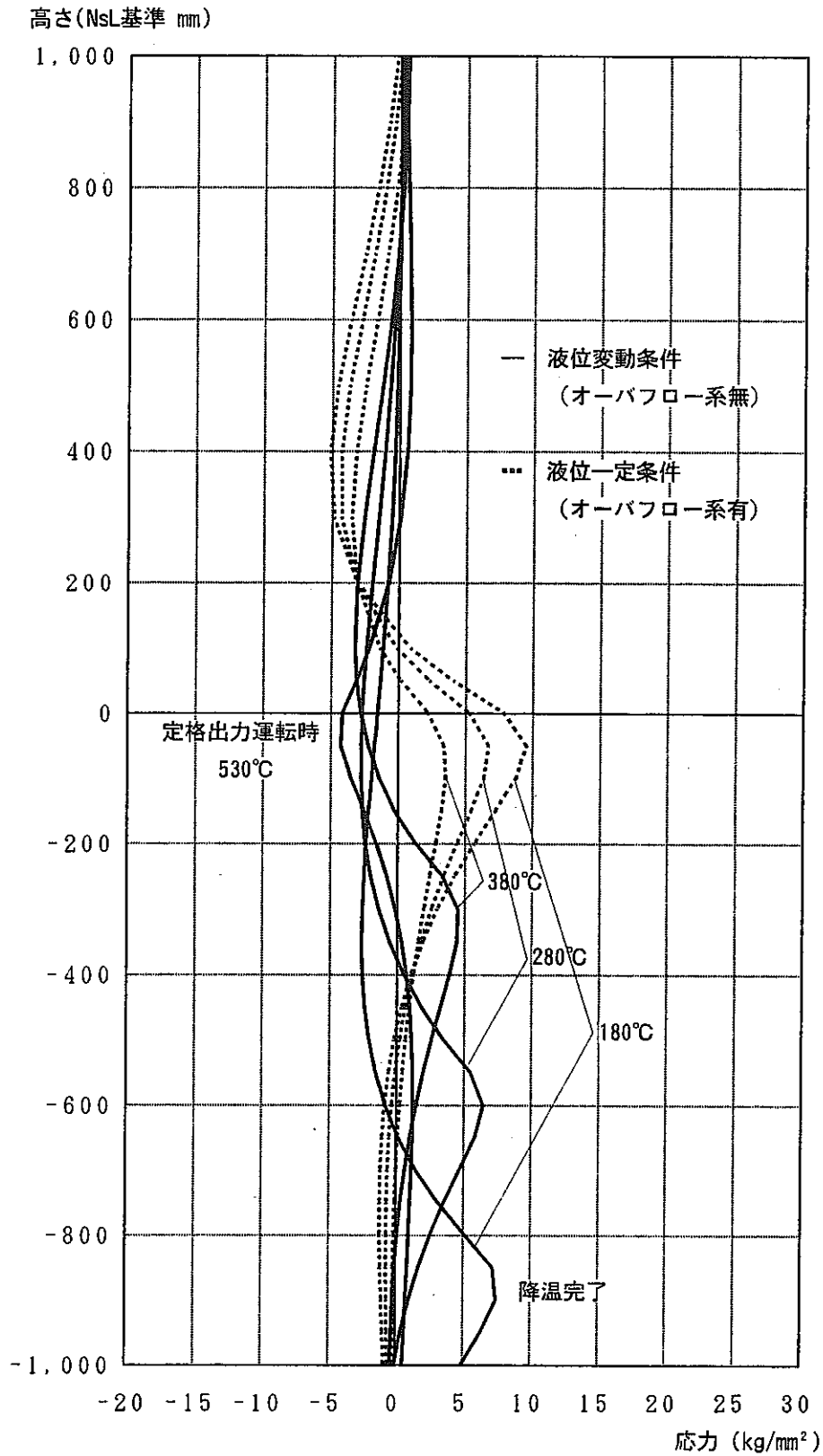


図4.4.3 通常停止時周方向膜応力 15°C/hr

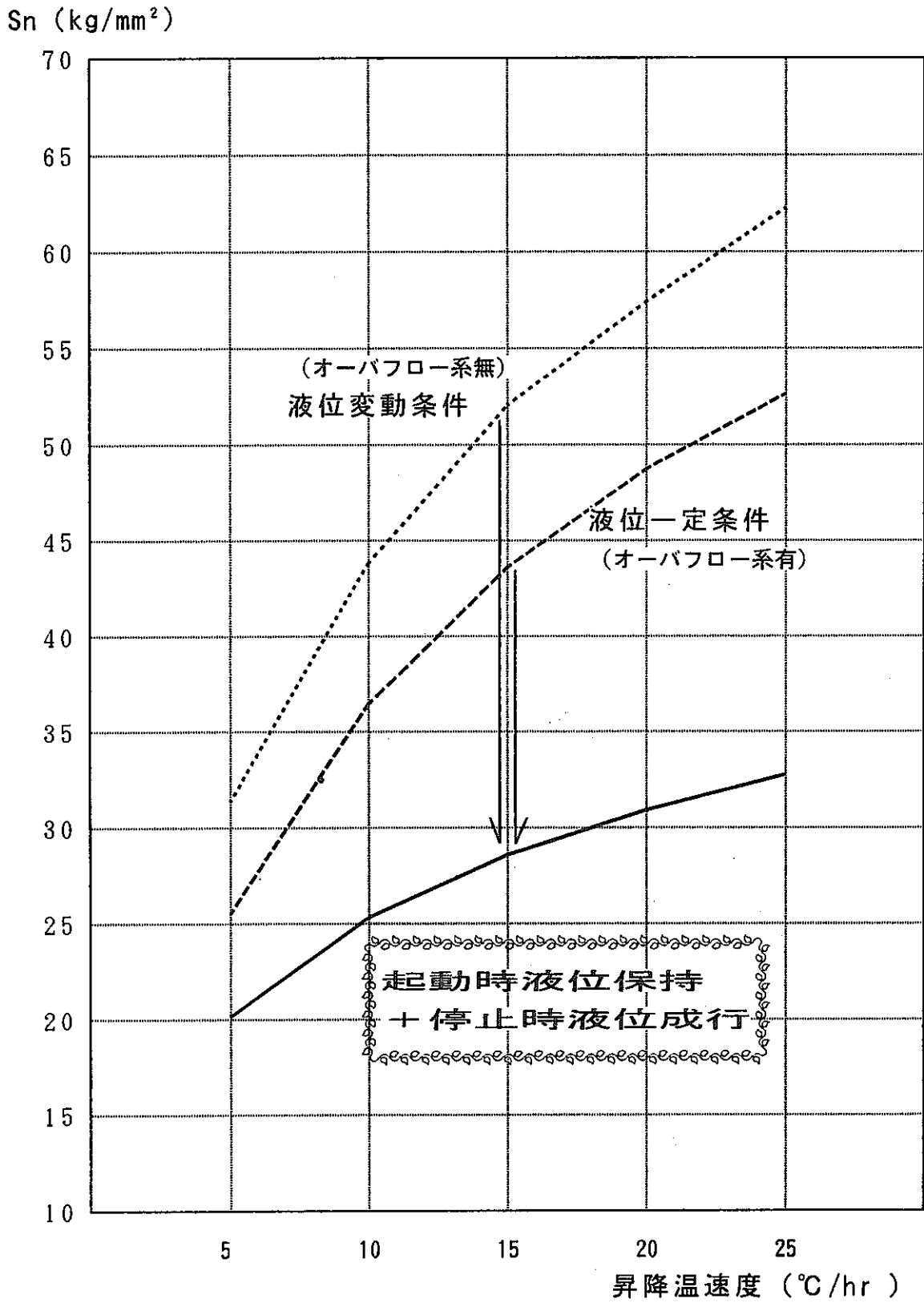


図4.4.4 起動時液位保持・停止時液位成行方式による液面近傍過熱応力範囲低減効果

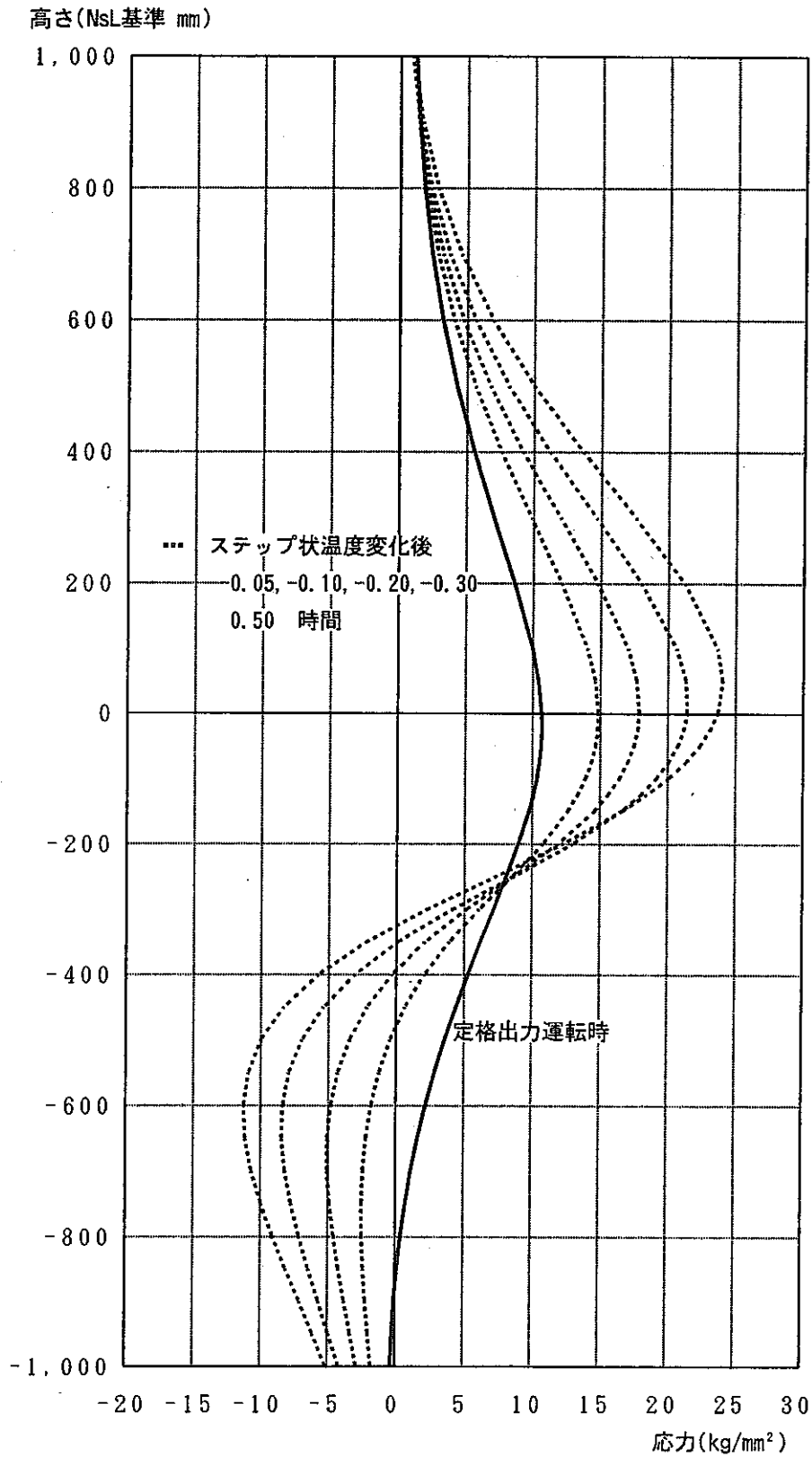


図4.4.5 (1) 軸方向曲げ応力分布 (380°C迄ステップ状+ -20°C/hr 降温)

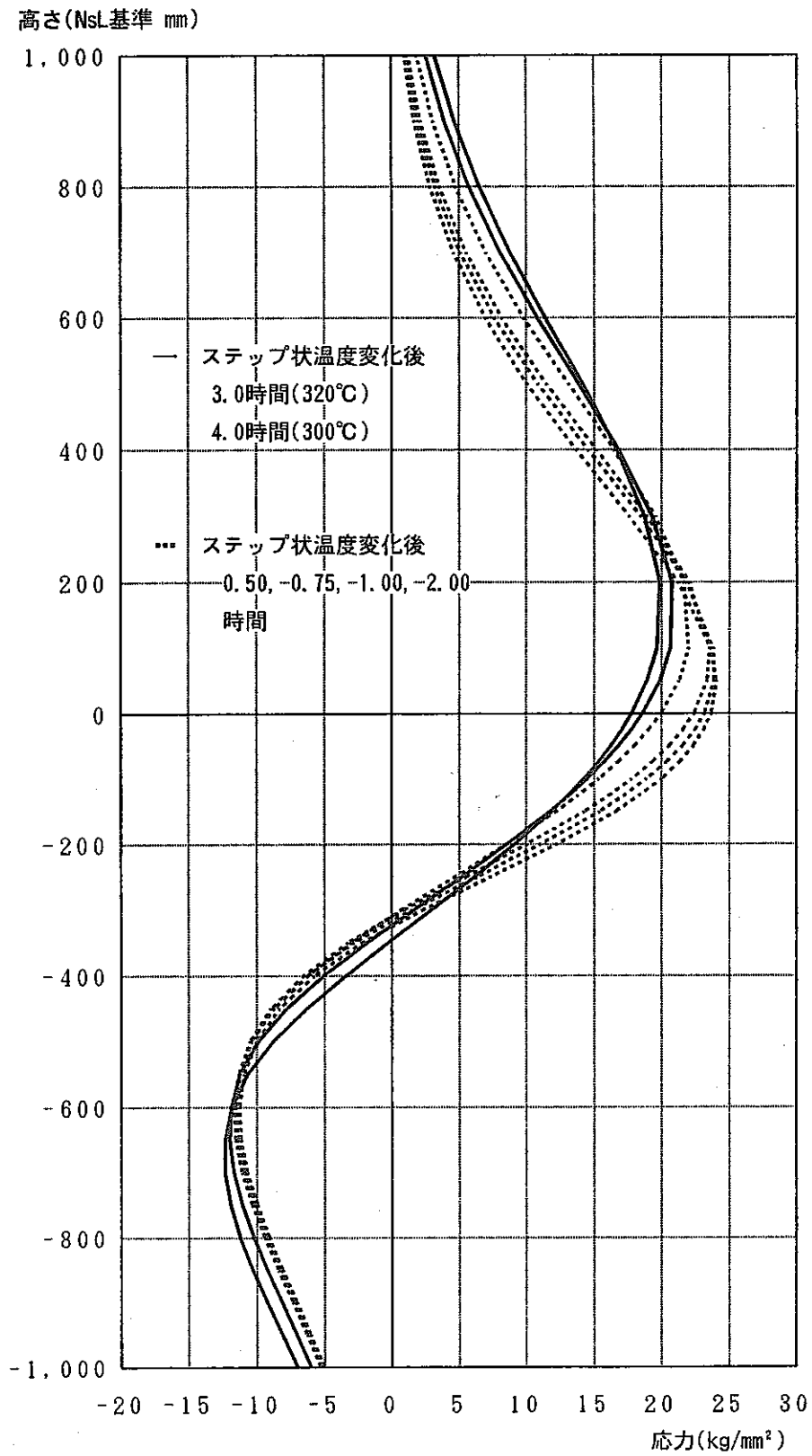


図4.4.5 (2) 軸方向曲げ応力分布 (380°C迄ステップ状+ -20°C/hr 降温)

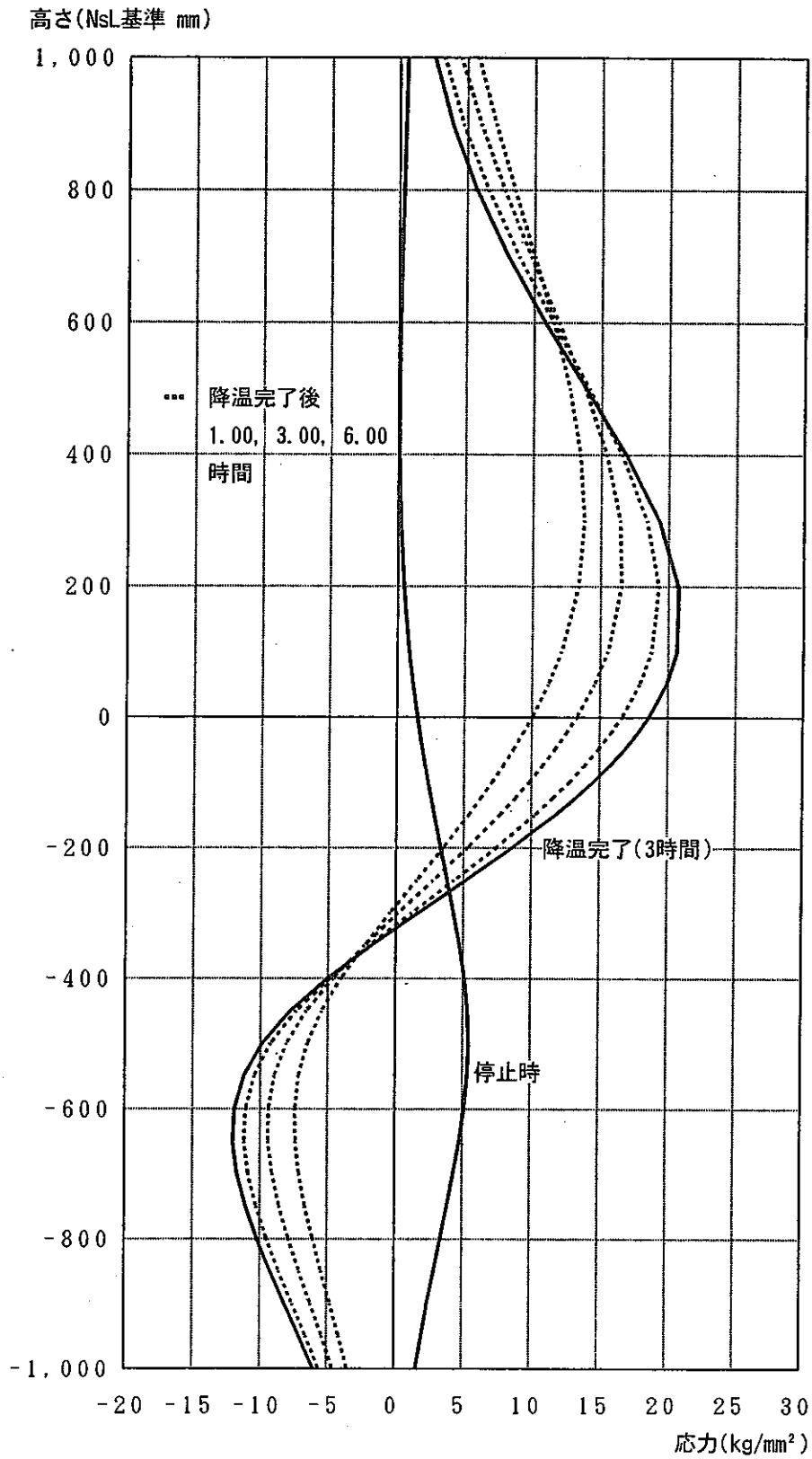


図4.4.5 (3) 軸方向曲げ応力分布 (380℃迄ステップ状+ -20℃/hr +320℃保持)

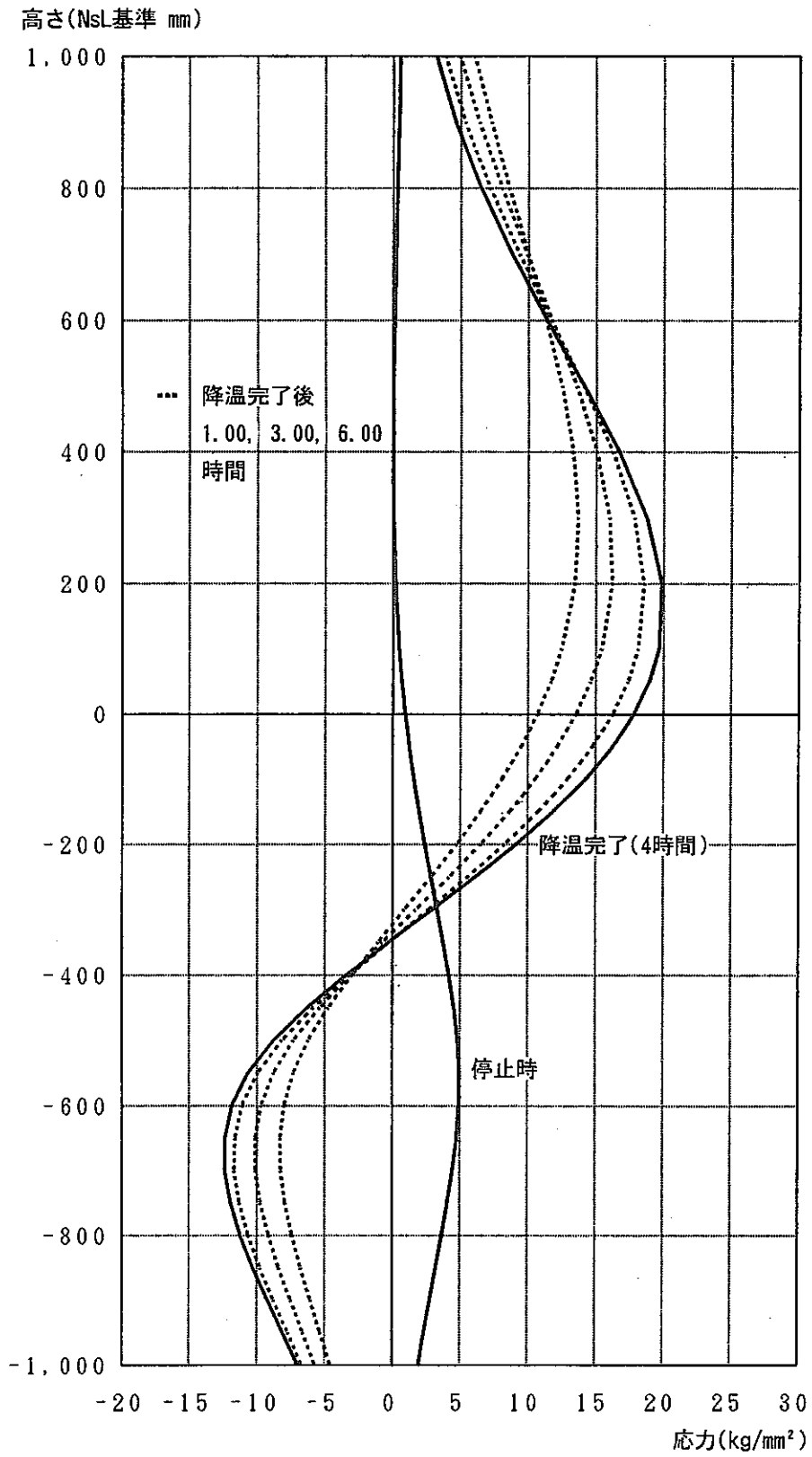


図4.4.5 (4) 軸方向曲げ応力分布 (380℃迄ステップ状+ -20℃/hr +300℃ 保持)

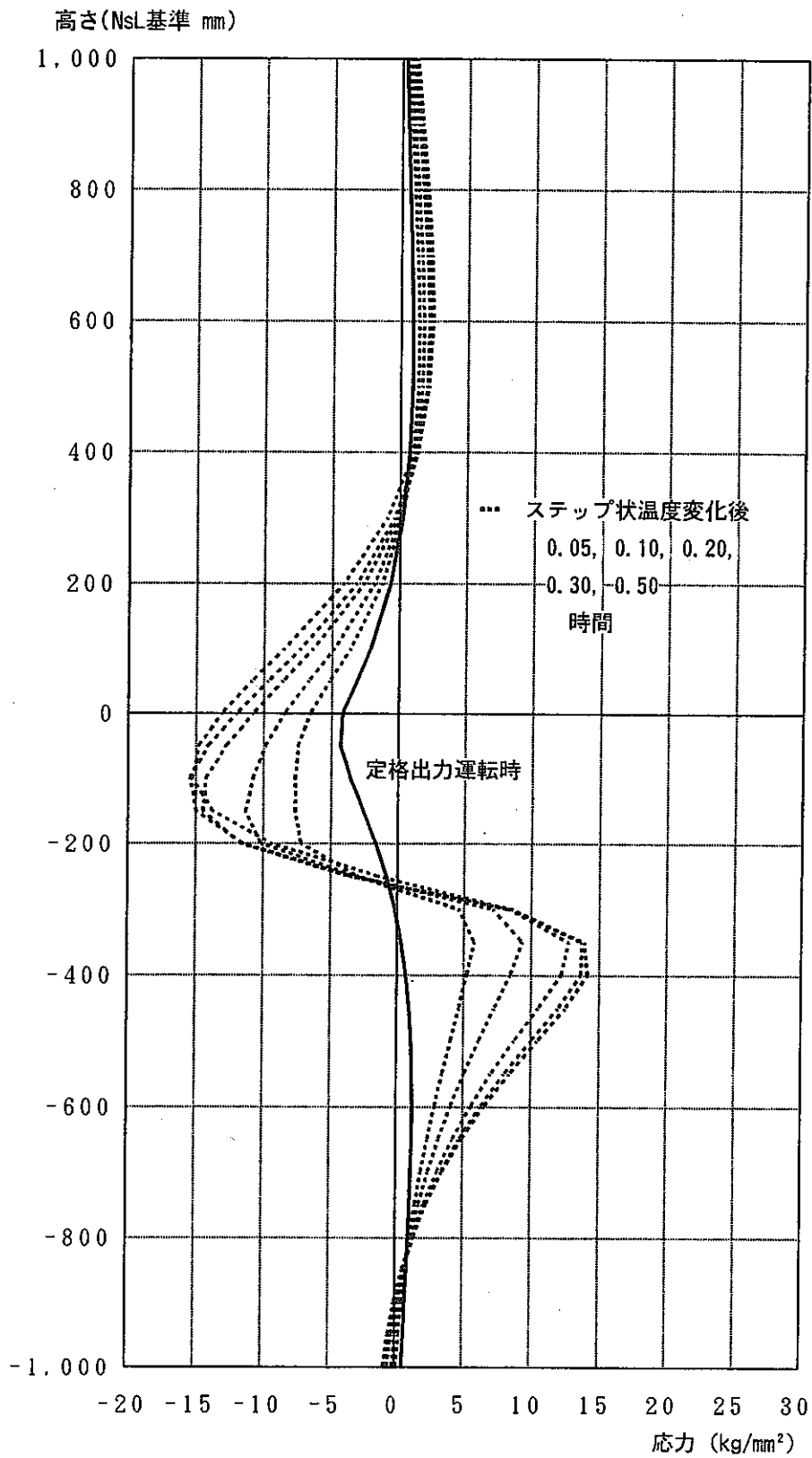


図4.4.5 (5) 周方向膜応力分布 (380°Cステップ -20°C/hr)

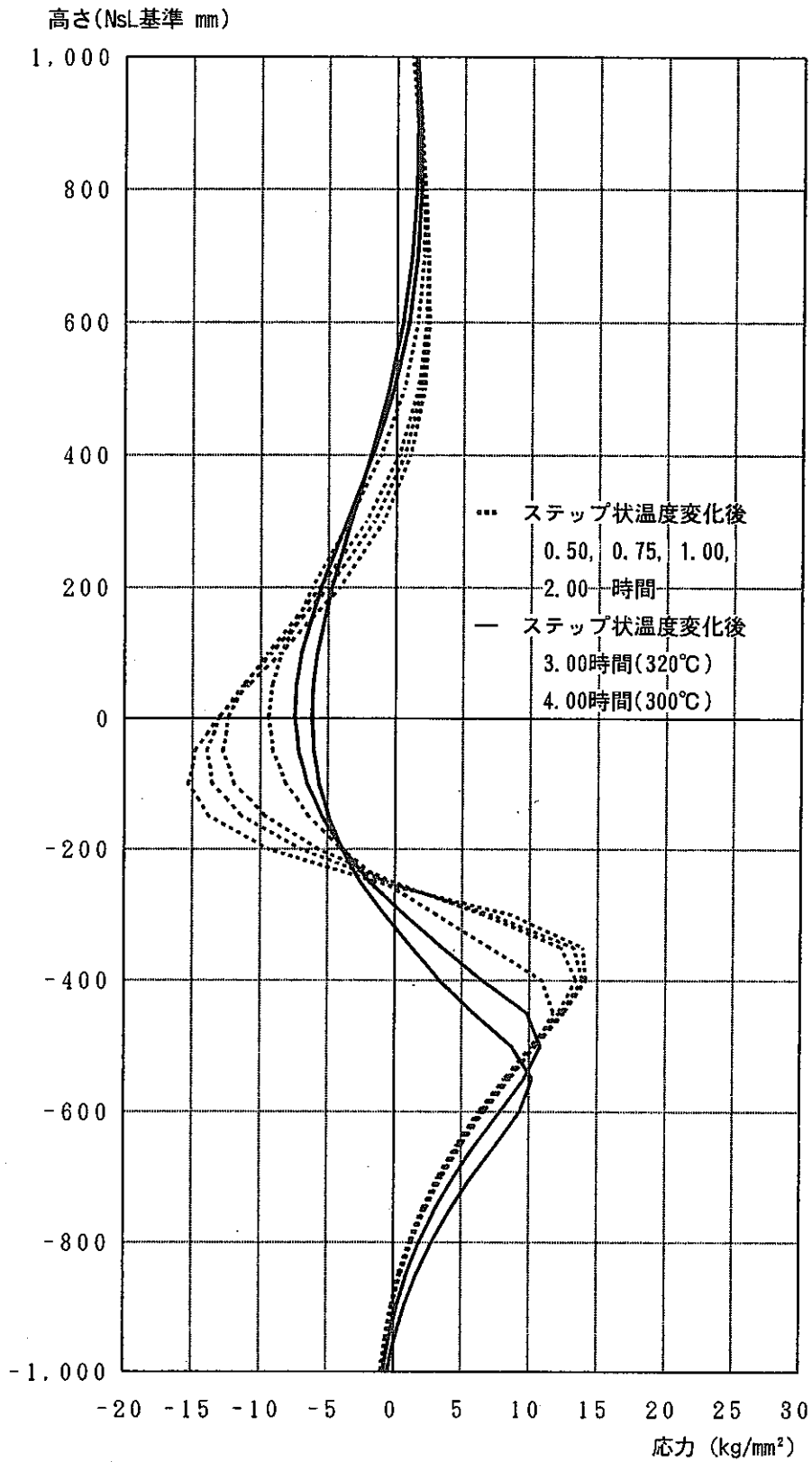


図4.4.5 (6) 周方向膜応力分布 (380°Cステップ -20°C/hr)

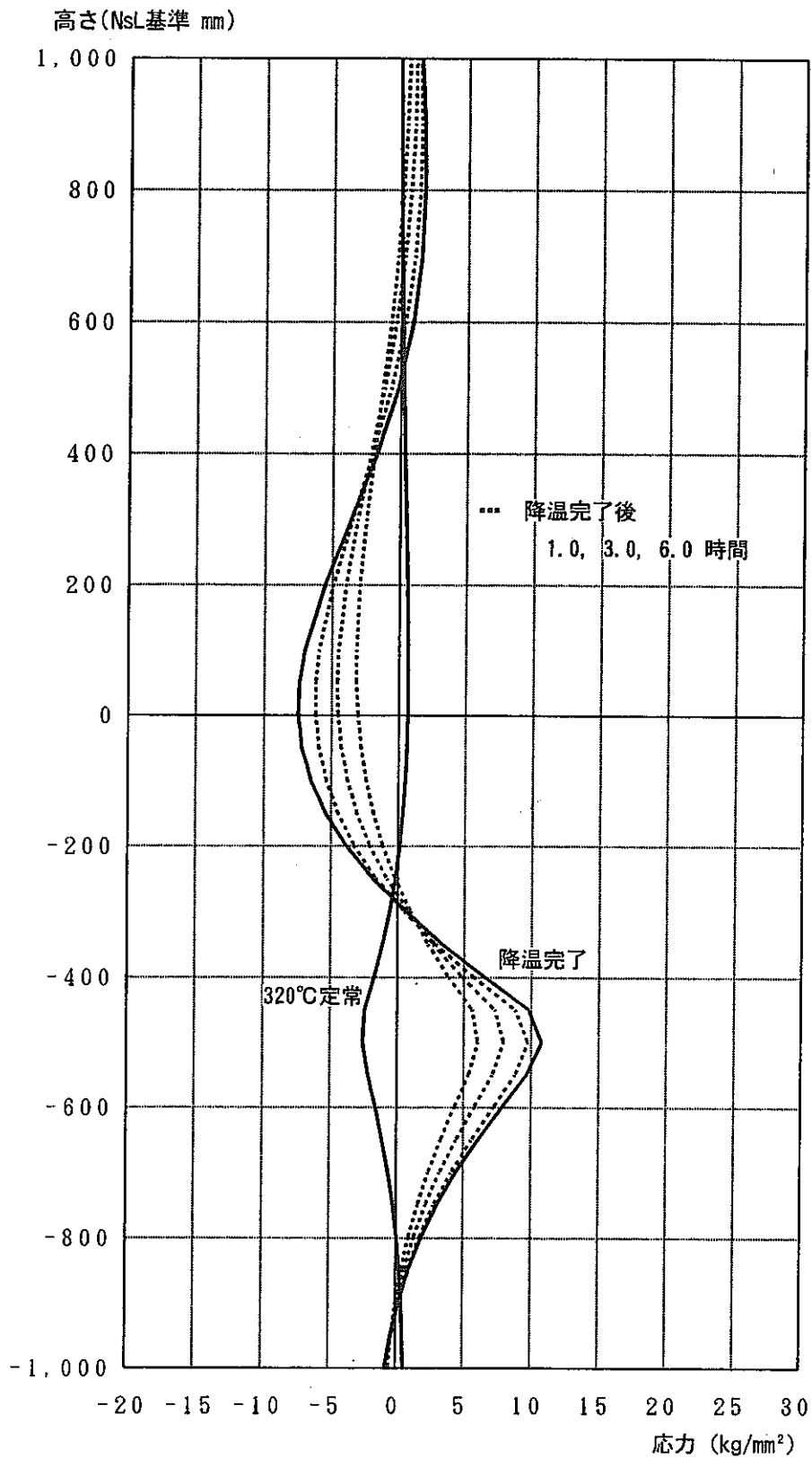


図4.4.5 (7) 周方向膜応力分布 (380°Cステップ状降温+ -20°C/hr +320°C保持)

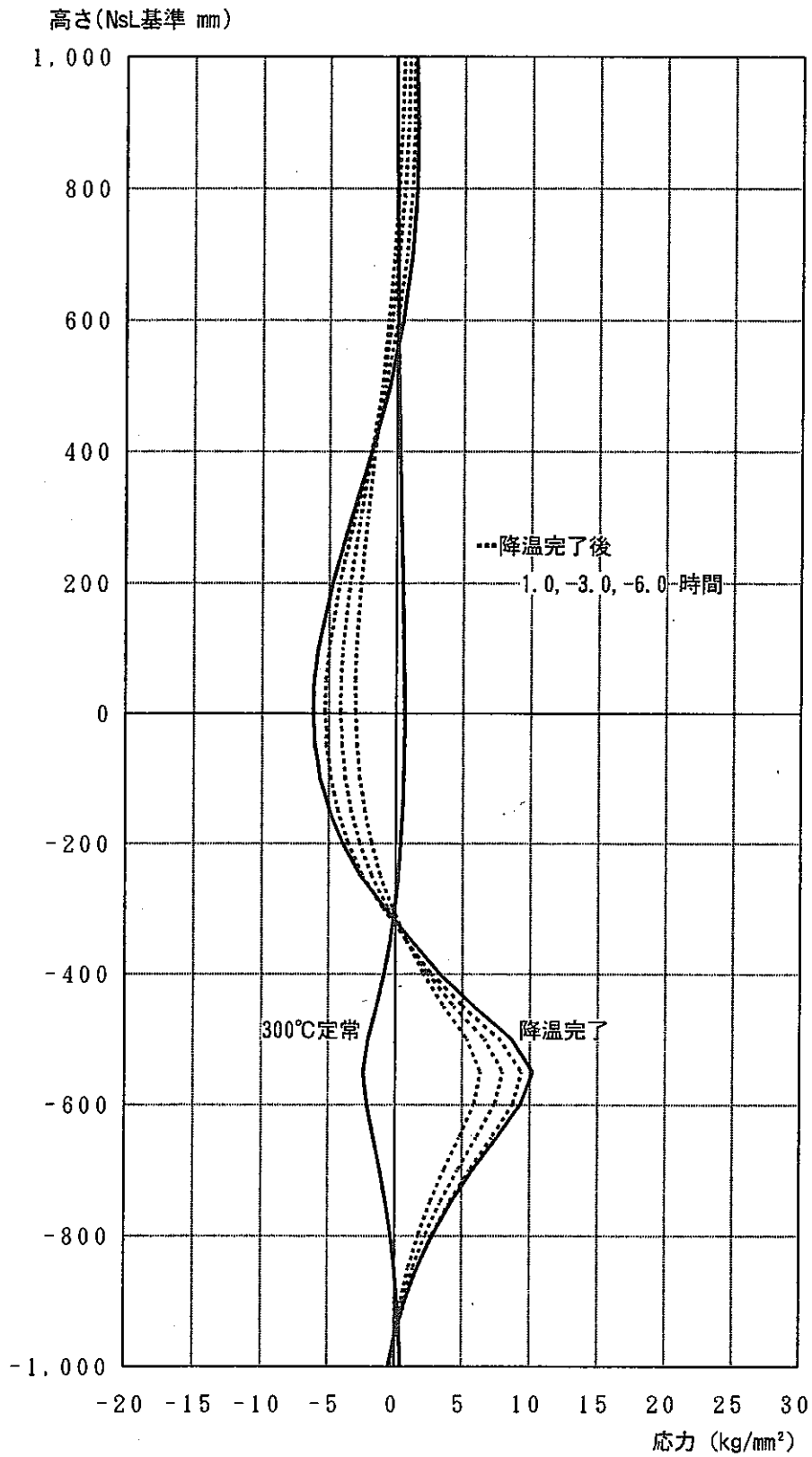


図4.4.5 (8) 周方向膜応力分布 (380°Cステップ状降温+ -20°C/hr +300°C保持)

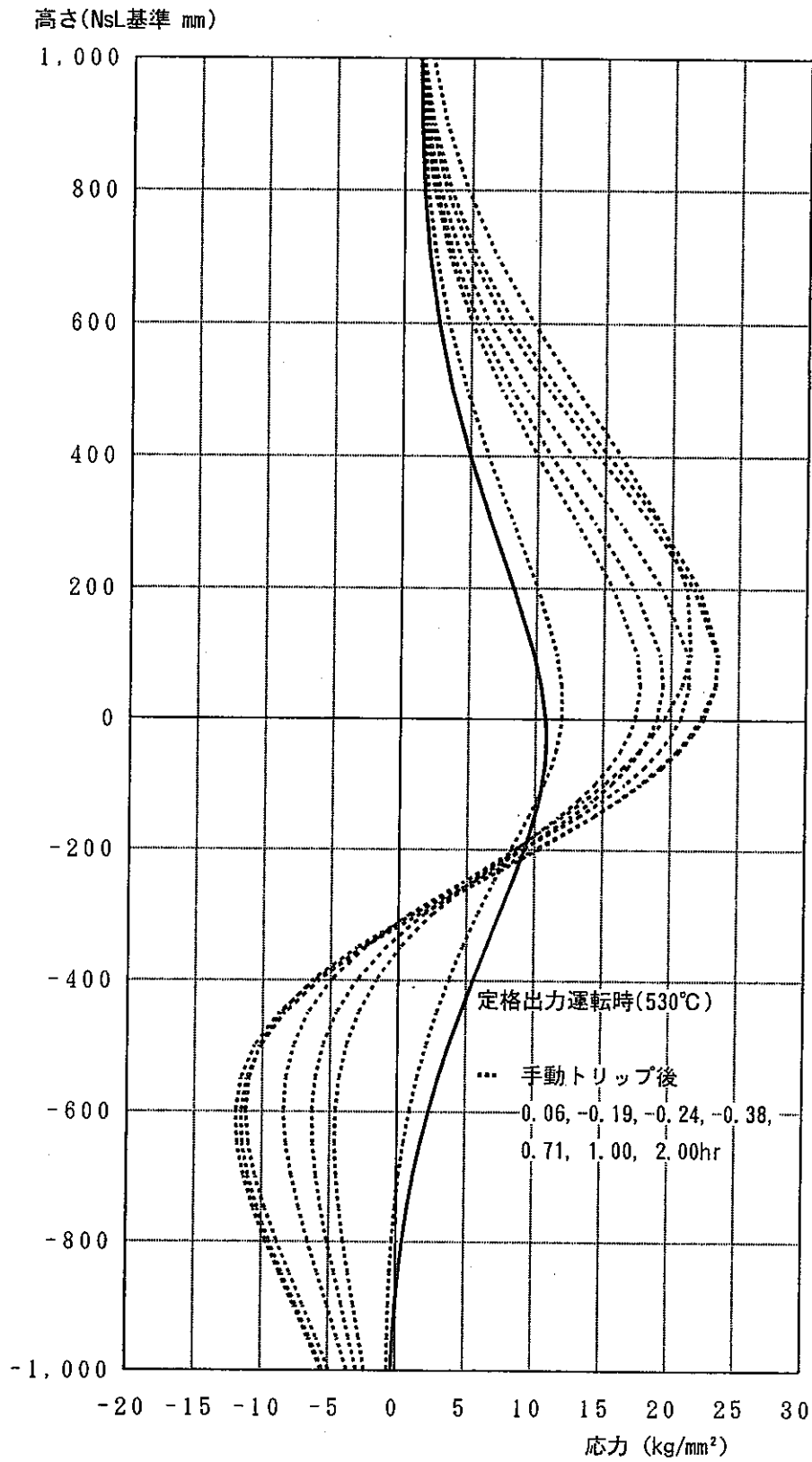


図4.4.6 (1) 軸方向曲げ応力分布 (もんじゅ手動トリップ条件)

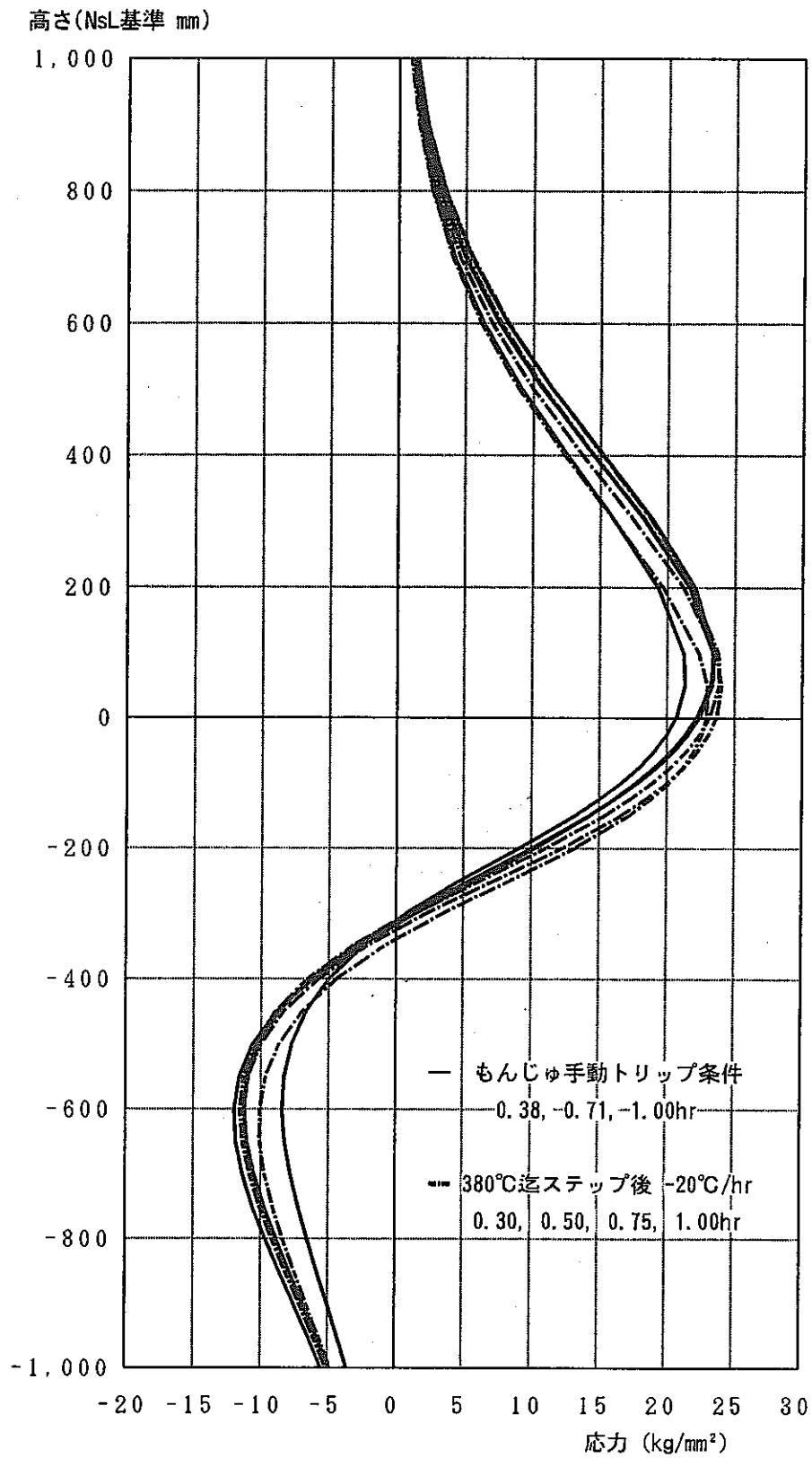


図4.4.6 (2) 軸方向曲げ応力分布 もんじゅ手動トリップ条件

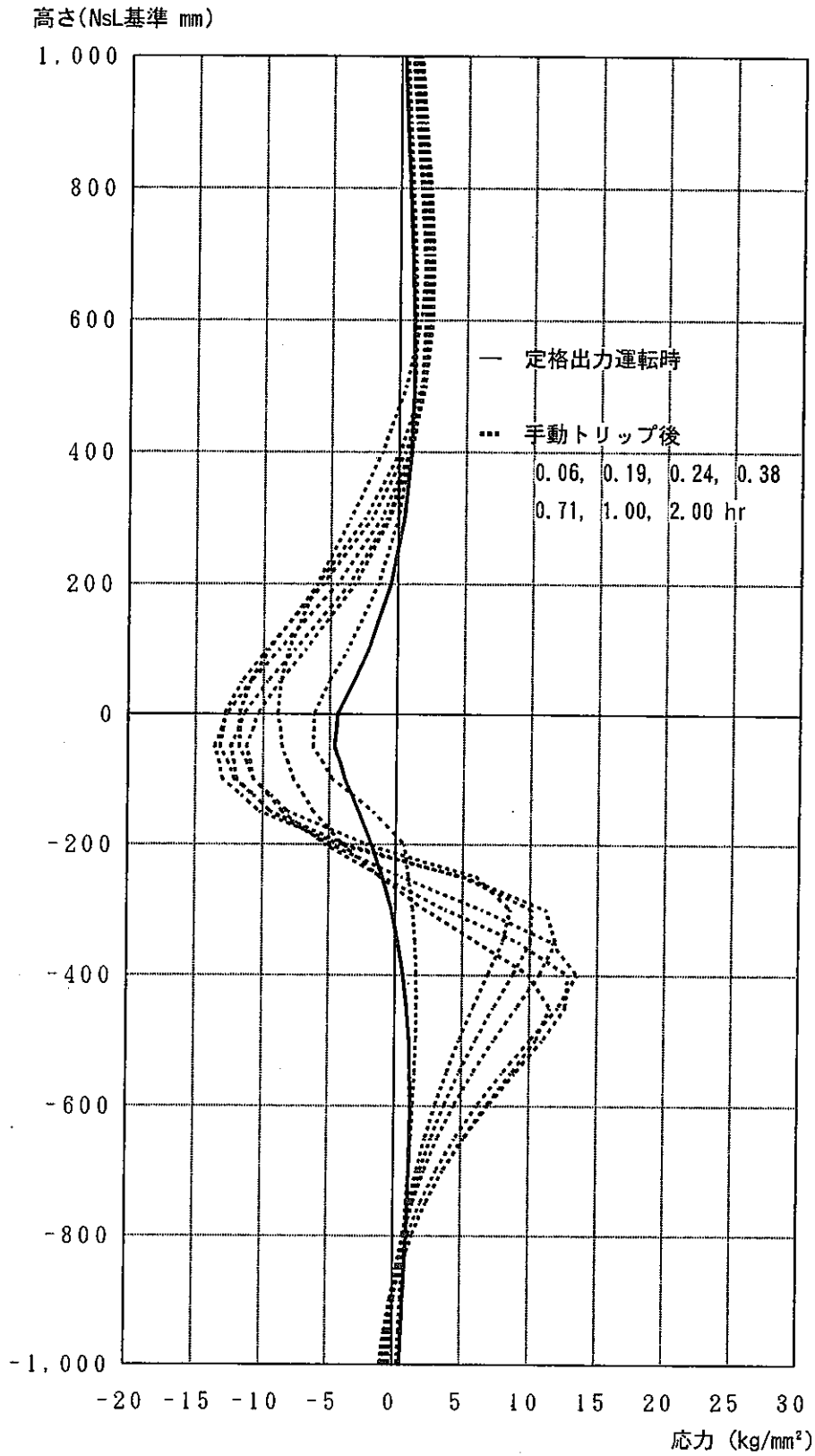


図4.4.6 (3) 周方向膜応力分布 (もんじゅ手動トリップ条件)

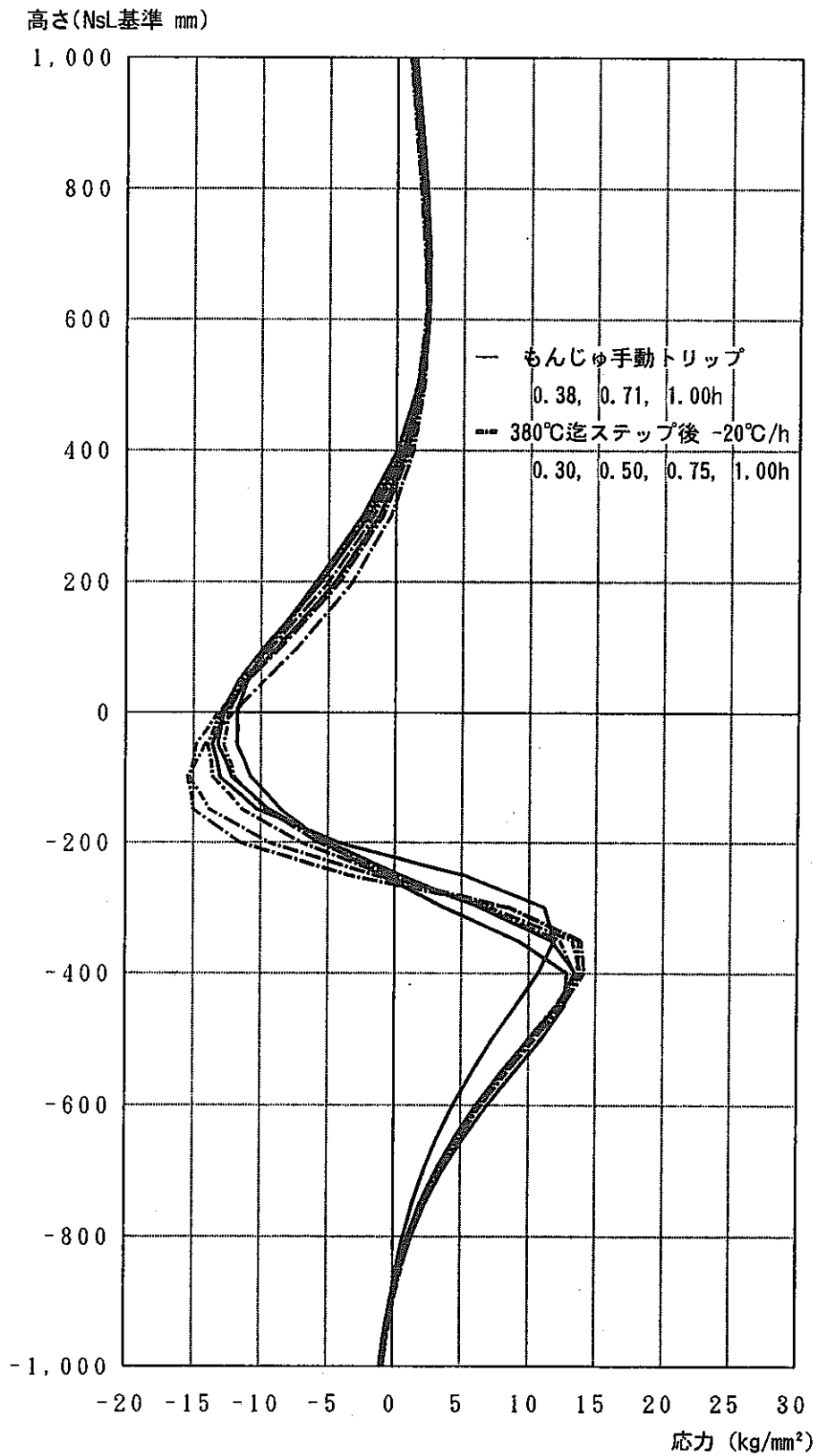


図4.4.6 (4) 周方向膜応力分布 もんじゅ手動トリップ条件

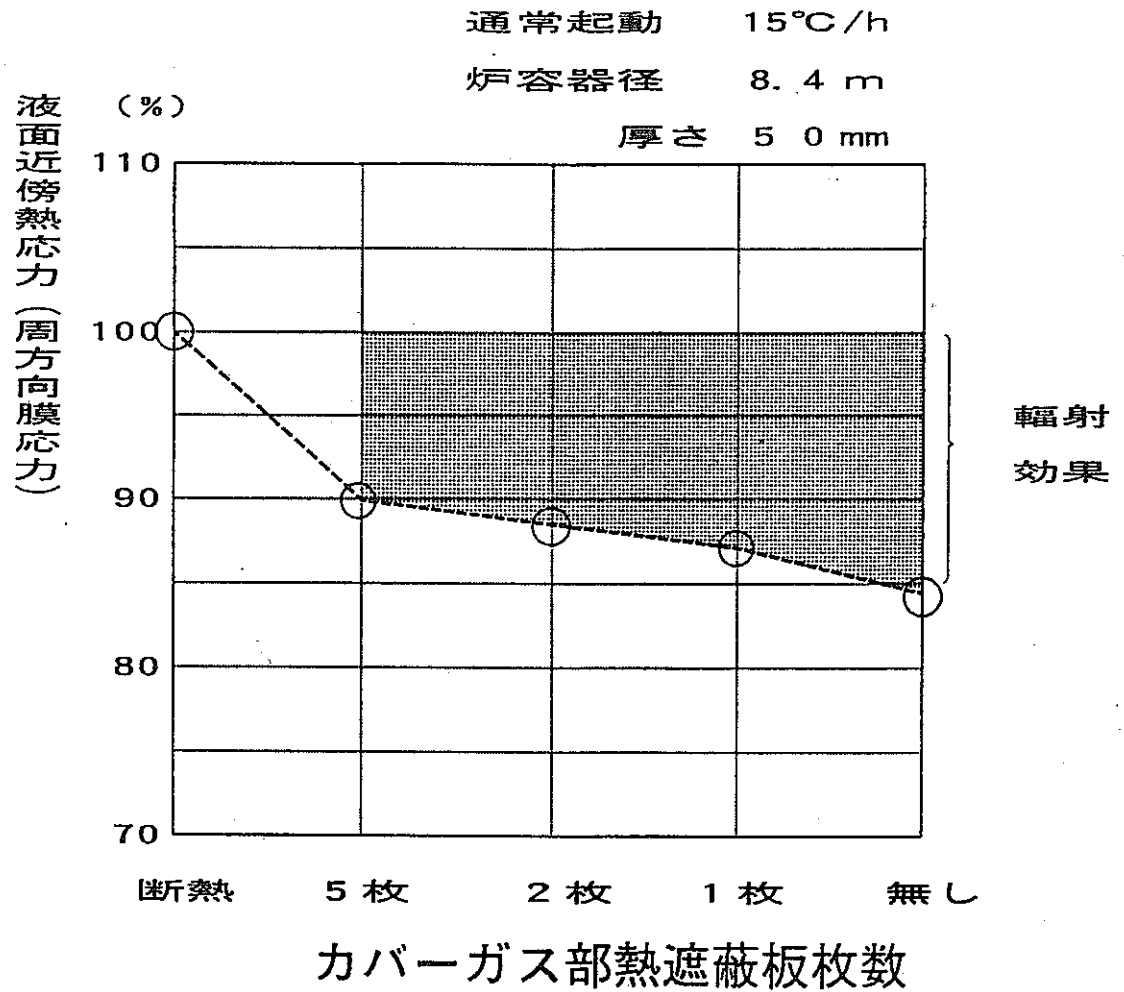
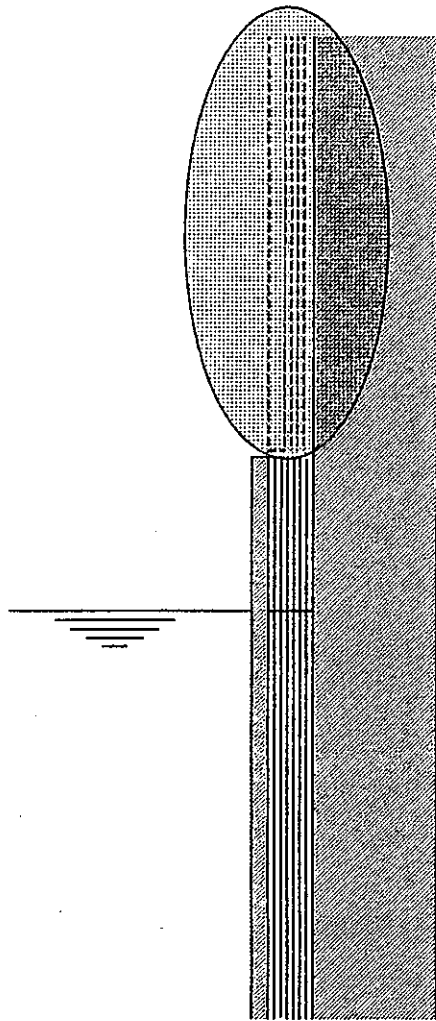


図4.4.7 カバーガス部輻射効果の検討

4.5 炉上部プレナム熱流動の検討

4.5.1 内筒設置の必要性の検討

平成2年度上半期において原子炉工学室に依頼して、炉容器上部プレナム熱流動解析により、炉容器上部プレナムへの内筒の設置の必要性の是非を検討した。検討結果の詳細は別途報告書として作成されているので、ここではその概要のみを記す。

(1) 検討条件

① 炉容器上部プレナム構造

解析対象とした60万kWeループ型炉原子炉容器上部プレナム条件の概略は4.1に記したとおりである。特に、出入口配管及びUIS条件は以下のようにしている。

出口配管(外径 812.8φ) 吸い込み口高さ NsL-4.0m

入口配管(外径1016.0φ) 下部プレナムまで貫通(保護管を含む外径)

配管配置 : 120°軸対称配置・出入口管間開き角度 30°

UIS継胴外径 3.2m

UIS下部熱遮蔽板外径 3.8m

原子炉容器内面には熱遮蔽板を設置する予定であるが、ここではそれを無視して上記の数値を計算条件としている。

② 内筒条件

以下の内筒を設置した場合と設置しない場合について検討した。ただし、内筒設置に係る基本特性を把握する観点から内筒フローホールは考慮していない。

内筒内径 5.3m

厚さ 40mm

上端高さ NsL-1.5m

③ 炉心及びナトリウム流動条件

定格出力運転時流量・温度は60万kWeループ型炉のヒートバランスの検討に基づく以下の値を使用した

定格出力運転時温度 530°C

流 量 30,250t/hr

厳密には中間プレナム部へのバイパス流が存在するが、本計算では全量が炉心部に流れるものとして計算している。

原子炉トリップ時条件は暫定的に以下の通りとした。

炉心崩壊熱 90年度大型炉設計研究条件

ポンプフローコーストダウン もんじゅ流量比曲線(ノミナル値)

(ポニーモータ流量9.6%)

④ 解析モデル

幾何学的対称性と予備解析結果の検討に基づき、図4.5.1に示すように入口配管中心を対称面とする1/3セクター(120°範囲)を解析対象とした。

現状での解析コードAQUAの機能では境界条件が鏡面对称条件に限定されること及び境界面の移動(液位変動)が扱えずらいことから、以下を無視した解となっている。

- 1) 入口配管中心を対称面とする 120°軸対称面での周方向流速成分
- 2) 液面部での鉛直方向速度成分
- 3) 冷却材温度変化に伴う液位変化

(2) 解析結果の概要

解析結果の代表例を図4.5.2から図4.5.4までに示す。

以下の分析では、原子炉容器内角度について、出口管中心を0°又最隣接入口管方向を負として表現している。ちなみにこの場合入口管中心は-30°及び+90°となる。

① 定格出力運転時流動状況 [内筒設置条件]

内筒内部では、内筒内面に沿った上昇流が顕著である。UIS継胴外面付近は、内筒内面付近の数分の1の流速となる。鉛直面内での旋回流が数箇所で見られ、UIS継胴近傍では上昇流ばかりでなく下降流が生じている部分もある。UIS継胴近傍では軸方向流と同程度の大きさの周方向速度ベクトルも認められる。

内筒外部では、原子炉容器内面に沿った下降流が顕著である。概ね原子炉容器内面に沿って下降し内筒外面付近で上昇する鉛直面内旋回流場が形成されている。液面近傍では、内筒端から外側に向かう流れと内側に向かう流れがあり、最大1.3m/sec程度の流速が認められる。

② 定格出力運転時流動状況 [内筒非設置条件]

原子炉容器内面に沿って上昇しUIS継胴に沿って下降する鉛直面内旋回流が主体であるが、炉心頂部近傍高さで原子炉容器壁に沿って下降し径方向に向かった後斜め上方に向かい主流線に合流する鉛直面内旋回流も認められる。

周方向流速について、液面近傍では+角度方向の速度ベクトルが認められ、一方 $NsL-2.0m$ 程度以下では逆に-角度方向の速度ベクトルが認められる。

液面近傍は内側に向かう径方向流が形成されており、最大流速は1m/sec程度である。

③ 手動トリップ時流動状況 [内筒設置条件]

内筒内部では、内筒内面に沿う上昇流が有意であり、また鉛直面内において数カ所で旋回流が形成される状況は変わらない。(旋回流の鉛直位置は多少移動する。)

内筒内部での温度境界の形成状況は位置により異なる。出口配管近傍～出入口管中央対応部では、内筒内面に沿って温度の低いナトリウムが速やかに上昇する結果、径方向に温度勾配が生じるが有意な軸方向温度成層化は認められない。一方入口配管位置対応部では35秒後あたりから内筒内面下部付近が下降流場となり、軸方向温度成層が形成される。この温度境界が内筒上端($NsL-1.5m$)に到達するのは約120秒後である。

内筒外部において、原子炉容器壁面に沿った下降流と内筒外面に沿った上昇流による鉛直面内旋回流が生じている状況は変わらない。

内筒外部での温度境界の形成状況も位置により異なる。出口配管近傍(-2.5°)～出入口管中央付近(+27.5°)では、原子炉容器内面に沿って温度の低いナトリウムが速やかに下降し、有意な軸方向温度成層化は認め難い。一方

入口配管付近(+67.5°)では有意な軸方向温度境界層(100°C/mをやや上回る程度)が生じる。この境界層は約120秒後頃より液面近傍部に形成され始めた後、約150秒後に下降を開始し、約300秒後に炉心上部支持板付近に到達し、解消する。

上記のように、原子炉容器内面に沿った流動状況が角度により異なる結果、原子炉容器壁近傍では一時期有意な周方向温度分布が生じる。すなわち原子炉容器壁に沿う下降流速が+20~+40°付近で大きく他はそれより小さいため、当該部分の温度が先行して低下し周囲が遅れるために周方向温度分布が生じている。NsL-4.0m付近では50°C/m程度の勾配で $\Delta T=50\sim 70^\circ\text{C}$ 程度となっている。この周方向温度分布は原子炉トリップ後20秒程度経過後生じ始め、約300秒後程度で解消している。

原子炉出口Naの温度変化は概ね単調であり、初期に-1°C/sec弱、平均すると-0.2°C/sec(-100°C/500秒)程度である。

④ 手動トリップ時流動状況 [内筒非設置条件]

出口配管近傍(-2.5°)での流動状況を出口配管への流線を中心に検討すると、定格出力運転時には炉心出口から直接流れ込む流線と、原子炉容器内面に沿って上昇し内筒外面に沿って下降する鉛直面内旋回流による流線とが混在している。手動トリップ後、しばらくは類似形態が維持されるが、30秒程度後より鉛直面内旋回流による流線が炉心から直接流れ込む流線を押し退ける形態となる。この傾向は300秒程度後まで(多少の押し合いへし合いする状況を経て)継続した後、定格出力運転時に近い状況に復帰する。

出入口管中央付近(+27.5°)での基本的流況(原子炉容器内面に沿って上昇しUIS継胴に沿って下降する鉛直面内旋回流が主体。炉心頂部近傍高さで原子炉容器内面に沿って下降し径中心方向に向かった後斜め上方に向かう主流線に合流する鉛直面内旋回流が副次的に存在する。)は原子炉トリップ時にも変わらない。原子炉容器内面に沿った上昇流の流速はかなり大きく、密度差により停留する状況は認められない。このため、上部プレナム上方で有意な軸方向温度勾配は生じていない。一方、上部プレナム下部(炉心頂部近傍高さ)では流速が小さいため有意な軸方向温度勾配が原子炉トリップ後20

秒～110秒程度の時間に現れる。温度差 $\Delta T_{\max} = 50^{\circ}\text{C}$ 程度であるが、温度差が生じる区間が1m弱領域であるため -100°C/m 程度の温度勾配となる。出口配管近傍(-2.5°)での流動状況は出入口管中央付近($+27.5^{\circ}$)での状況に類似しているが、原子炉トリップ20秒後にUIS下端近傍での流速が定格出力運転時の場合と逆転し、局部的旋回流が生じている。本局部的旋回流は300秒後まで存在しその後消滅する。

原子炉出口Na温度変化は単調でなく以下のようにになっている。

トリップ→40秒後	$-2^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度のコールドトランジェント	$\Delta T \approx 40^{\circ}\text{C}$
50秒後→100秒後	$+1^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度のホットトランジェント	$\Delta T \approx 30^{\circ}\text{C}$
120秒→500秒後	$-0.3^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度のコールドトランジェント	$\Delta T \approx 90^{\circ}\text{C}$
500秒→1000秒後	$-0.1^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度でコールドトランジェント継続	$\Delta T = 30^{\circ}\text{C}$

(計算1000秒まで)

内筒を設置した場合と比較すると、100秒後程度までの挙動に差違があるが、その後の挙動は(単調性が内筒設置の場合にやや劣るが)概ね同一である。

(3) 結果の検討

① 内筒設置必要性

本解析結果に基づき内筒設置の必要性を検討すると以下が言える。

1) [原子炉容器健全性…上部プレナム内温度成層化]

内筒を設置しない場合であっても、ポニーモータ流量がPNC TN9410 92-137

は、原子炉容器上部プレナム内に有意な温度成層化が生じていない。

これは、もんじゅと90年度大型炉設計研究とでは原子炉容器について以下の差違があることによると考えられる。

(a) 径が同程度(7m→8.4m)であるのに、流量が約2倍となっている。

(b) 原子炉出口配管開口部を原子炉容器壁から内部に移行し、また出口開口部の中心高さがNsL- 6,700→NsL-4,000 となっていることにより、原子炉容器内面に沿う上昇流が温度成層化を解消しやすい体系となっている。

したがって、原子炉容器上部プレナム内温度成層化防止の観点から内筒を設置する必然性はないと考えられる。

ただし、以下の点に注意が必要と考えられる。

(c) 『ポニーモータ流量』：ここでの解析ではポニーモータ流量及びコストダウン特性について、もんじゅノミナル条件(定格ポニーモータ流量: 9.6%)を適用している。ポニーモータ流量の低下又はコストダウン時定数の削減を図った場合には成層化が生じる可能性があることに注意が必要と考えられる。

(d) 『UIS下部熱遮蔽板形状及び高さ』：ここでの解析ではUIS下部熱遮蔽板として、水平板形状を想定し、又高さを端部流路面積が炉心領域面積と同程度となるようにしている。

成層化解消に有効な原子炉容器壁に沿った上昇流に対して、本部分の形態は有意な影響を及ぼすものと考えられる。

制御棒集合体出口近傍のストライピング対策及び圧力損失抑制の観点から、本部分の形状を大幅に変更した場合には、流動形態が大きく変わってくる可能性があることに注意が必要である。

(e) 『上部プレナム下部の成層化』：上部プレナム下部の局部的旋回流による温度成層は、持続時間が短いことから構造物の健全性維持に大きな影響を及ぼすことが無いと期待されるが、当該部分が幾何学的形状不連続部となる炉心上部支持板取付け部に近いことを考慮すると注意が必要と考えられる。

2) [系統熱過渡条件]

内筒を設置しない場合、以下の現象により厳しい系統熱過渡条件となっている。

- (a) 初期に炉心からのNaが直接流入し、 $-2^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度の厳しいコールドトランジェントが生じる。
- (b) 次いで、炉容器内面に沿った上昇流とUIS外面に沿った下降流による旋回流の流入が卓越し、 $+1^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 程度のホットトランジェントが生じる。したがって、系統熱過渡条件緩和の観点からは内筒を設置した方が望ましいといえる。
ただし、これについて以下が言える。
- (c) 初期のコールドトランジェントは、炉心からのNaが直接流入することにより生じている。したがって、適切な方法で炉心からのNaの直接流入を抑制すれば内筒を設置しなくても系統熱過渡条件を緩和することが可能と考えられる。

3) [周方向温度分布]

内筒設置の場合及び非設置の場合のいずれにあっても有意な周方向温度分布が認められる。

ただし以下の点を考慮すると、周方向温度勾配抑制の観点から内筒を設置する必要は無いと言える。

- (a) 温度差が生じている時間が短いので、熱遮蔽板程度の炉壁保護構造の設置を前提とすれば著しい熱応力は生じ難いと考えられる。
- (b) 相対的に内筒を設置した場合の方が、やや急峻な温度勾配となっている。

これは、内筒を設置した場合の方が、出入口管の存在による周方向流路減少による周方向非均一性が現れやすいためと考えられる。

- (c) 後に示すように、必要な対策設備は内筒を設置しない場合の方が行いやすいと考えられる。

以上の点を考慮すると、原子炉容器上部プレナム熱流動の観点からは内筒を設置すべき必然性はないといえる。

② 内筒設置に替わる対策設備→出口配管外筒の設置

①1)に記載した軸方向温度勾配抑制、2)に記載した系統熱過渡条件の緩和及び3)に記載した周方向温度分布抑制を果たすには以下に記す構造を設置すれば良いと考えられる。

1) 出口配管外筒構造

以下の機能を果たす外筒を出口配管部に設置する。

- (a) 炉心からのNaの直接流入の抑制(→原子炉容器内面近傍の上昇流を促進する効果も併せ果たす。)
- (b) 鉛直面内及び周方向旋回流の積極的形成→上部プレナム有効混合容積の増加
軸・周方向温度勾配の抑制
- (c) 出口配管面外方向耐震レストレント
ただし、形状選択に際して以下の留意が必要である。
- (d) 圧力損失の抑制
- (e) 原子炉冷却材漏洩事故時の流路確保
- (f) 燃料交換・出入ルート of 確保
- (g) 炉心燃料領域への燃料交換機のアクセス性確保及び遮蔽体領域への空間的アクセスパスの拡大
- (h) 流力振動の防止
- (i) 自らの構造健全性維持
- (j) 原子炉容器内壁間クリアランス→原子炉容器壁近傍流速(→温度分布)
- (k) 炉心槽及び炉心上部支持板との干渉

2) 炉心上部支持板上部熱遮蔽板構造

上部炉心支持板上部の熱遮蔽板構造は以下の役割を果たすよう工夫する。

- (a) 原子炉容器内面に沿う上昇流の形成促進→旋回流形成の促進
→ 軸方向温度勾配の抑制
上部プレナム内有効混合容積の増加
- (b) 周方向流速分布均一化及び(又は)周方向旋回流促進
→ 周方向温度勾配の抑制

(c) 局所旋回流の防止 → 局部的温度勾配の抑制

(d) 炉心上部支持構造取付け台の熱過渡条件緩和

3) 液面近傍熱遮蔽構造

必要に応じて、上記2)(a)~(d)に準じて熱遮蔽構造を工夫する。

この場合2)(d)に対応するターゲットは液面近傍部である。

4.5.2 上部プレナム構造具体化検討

平成2年度下半期では以下に記す4つの観点から原子炉容器上部プレナムでの熱流動に係る解析的検討を行い、それぞれ以下に記すような結論を得た。詳細は原子炉工学室より別途報告書にとりまとめられている。

(1) [出口配管外筒方式の有効性の確認] 外筒を出口配管周囲に設けた場合についての解析を追加した。その結果、炉心出口ナトリウム流の出口配管への直接流入を抑制すれば図4.5.5に示すように系統熱過渡条件が緩和できることが確認できた。

(2) [乱流効果の検討] 一連の解析には計算時間が少なく済む層流条件を使用している。一方実際の流動は乱流条件に近いと考えられる。本観点から二次元モデルにおける乱流条件での解と層流条件での解とを対比させ以下の結論を得た。

(a) 乱流条件を考慮すると、原子炉出口配管への炉心出口ナトリウムの流入量の増加 (初期における原子炉出口温度低下勾配の増加)及び上部プレナム内混合の促進(後期における原子炉出口温度低下勾配の減少)が認められる。

(b) ただし、90年度大型炉設計研究条件では原子炉容器上部プレナム熱流動に及ぼす乱流効果は著しくなく、熱流動状況は層流条件で概ね適切に記述できる。

(3) [二次元モデルの記述性] 内筒を非設置条件では原子炉上部プレナム内での出口配管位置の非軸対称性が著しいため、上部プレナム内熱流動状況と原子炉出口温度変化の両者を適切に記述できる軸対称二次元モデルを見いだすに至らなかった。逆にいえば、軸対称二次元モデルでの解だけにより、上部プレナム内熱流動状況と原子炉出口温度と同時に推定するのは困難と考えられる。

- (4) [有効混合容積] 出口配管外筒を設置した場合、原子炉出口温度を単純な混合モデルで表現する場合の有効混合容積は、原子炉容器上部プレナム容積としてUISを含む容積を使用した場合、約80%以上になると期待できる。UIS容積を考慮すると、これは原子炉容器上部プレナム内で100%に近い混合が得られていることに対応する。

4.5.3 液面近傍流速抑制に関する検討

平成2年度の検討により、上部プレナムはもんじゅでの「内筒」に替えて「出口配管外筒」を設置すれば、層状化抑制と系統温度応答緩和の両立が図り得ることが明らかとなったが、一方、液面近傍流速が1m/s程度となり、液面からのガス巻き込みの生じることが懸念された。

このため平成3年度では液面近傍流速抑制を主体に検討を進めた。

詳細な検討結果は別途報告書にとりまとめられているので、ここでは結果の概要のみを記す。

(1) 二次元熱流動解析

先ず、図4.5.6に示す二次元モデルを用いて炉壁設置型流動抑制板効果の検討を実施した。

その結果、図4.5.7に示すように、二次元条件下では炉壁設置型流動抑制板効果が有効であり、流動抑制板を3~4枚設置すれば表面流速を概ね零とできることが明らかとなった。

(2) 三次元熱流動解析結果

二次元モデルでの検討に引続き、三次元条件を考慮した解析を実施した。

予備的解析により、二次元モデルでの解析結果に認められる炉壁設置型流動抑制板効果が大幅に低減することが明らかとなった。

これは、91年度設計研究における炉容器ヘッドアクセス方式では、炉心上部での流れは周方向一様であっても、出口配管吸い込み部が周内3か所であること、及び入口配管3本が出口配管吸い込み部に隣接して配置されていることにより、入口配管側から出口配管側に向かう旋回流が著しく、二次元モデルで想定した軸対称流動条件と大幅に異なるためと解される。

このため、三次元モデルの解析では図4.5.8に示すように流動抑制板の径方向幅を大幅に増加させた条件(炉壁設置型流動抑制板から部分ディッププレートへの変更)での解を追加した。

解析結果は図4.5.9に示すとおりであり、部分ディッププレート幅を大きくしてやれば表面流速を大幅に削減できることが明らかとなった。

ただし、部分ディッププレート幅及び深さを大きくした場合には手動トリップ時に液面近傍部に滞流部が生じ、軸方向温度勾配(ストラティフィケーション)が生じやすくなる点に注意が必要である。

4.5.4 原子炉容器上部プレナム構造

以上4.5.1~4.5.3までの検討を踏まえて、以下のような原子炉容器上部プレナム基本構造を定めた。

① [UIS下部での周方向流量配分]

UIS下部に多孔付き円筒を設置する等して、径方向流速の増加(炉壁流の流速増加)と周方向に流量配分を図り、炉上部プレナム内旋回流を適度な水準に抑制する。

② [炉壁設置型流動抑制板]

①によりその設置効果促進を図ることにより、炉壁設置型流動抑制板による液面流速抑制を図る。

③ [液面近傍カウンタフロー]

必要に応じてUIS上部胴にフローホールを設置し、又UIS内部に一定程度の流量(上昇流)を流すことにより、液面近傍での内側に向かう径方向流に対するカウンタフロー形成を図る。

即ち、91年度設計研究条件は、原子炉容器の小型化を追求した結果、出口配管外筒設置による系統熱過渡条件緩和に注意すれば炉容器上部プレナムでの混合促進を図りやすい構造となっているが、一方その反面液面近傍での流速が大きく、液面でのガス巻き込みに注意して設計を進める必要がある。安易に液面近傍流速抑制の観点からディッププレートを設ける場合には本

来持っていた有効混合容積を大幅に低減することになるので、有効混合容積の確保と液面流速抑制のバランスに注意が必要である。

ここで、液面でのガス巻き込みには、出入口主配管・液面計等の液面に設置される部材近傍での局部流が有意な影響を及ぼすと考えられる。流動解析技術の現状を踏まえると、そのようなガス巻き込みに及ぼす局部流効果を解析的アプローチだけで把握するのは相当困難である。したがって有効混合容積増加と液面流速抑制との調和を図るべく今後進めるべき検討の内ガス巻き込み防止に係る検討では、適宜実験と実験結果の工学的分析を併用して検討を進める必要があると考えられる。

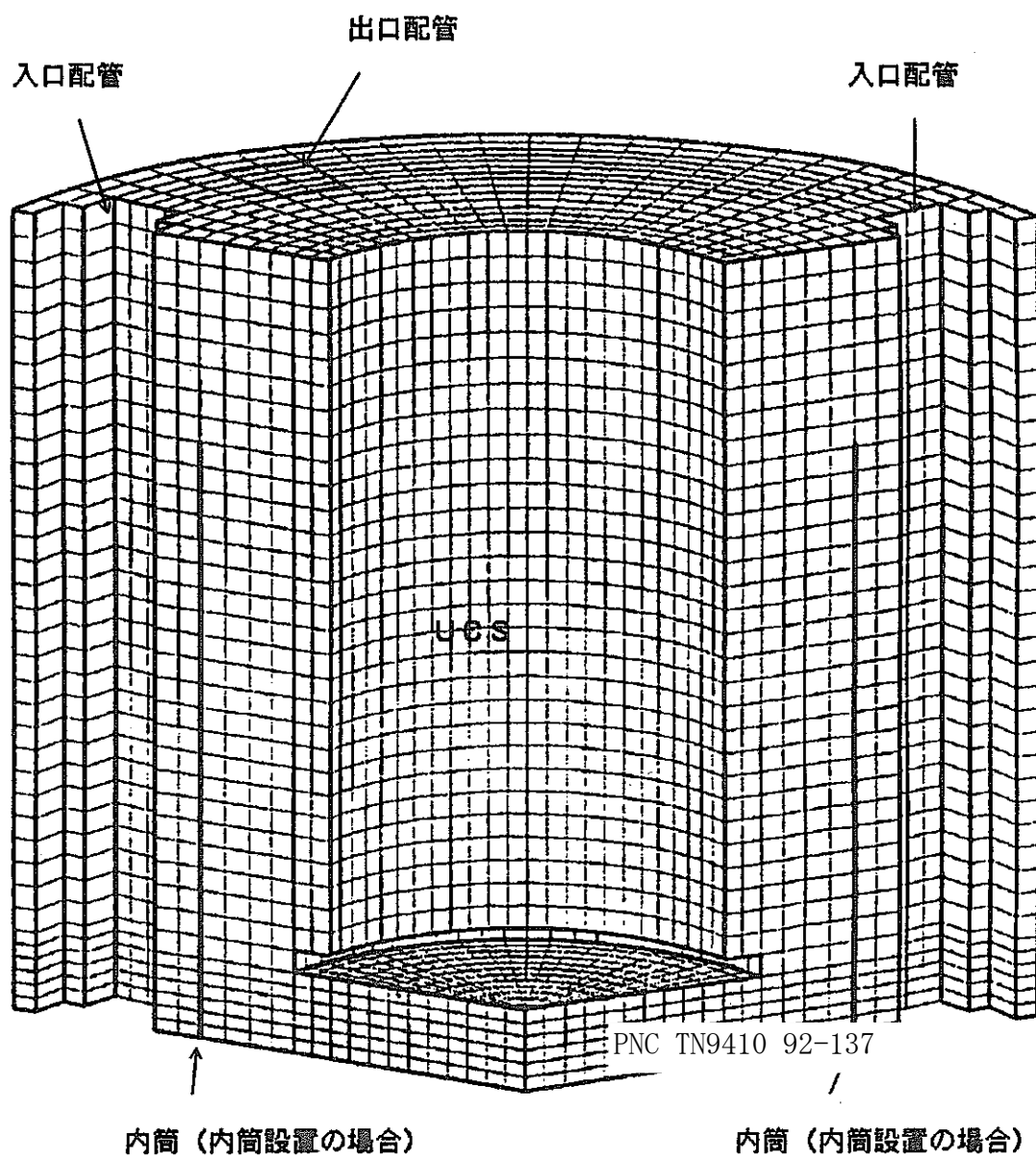


図4.5.1 原子炉容器上部プレナム熱流動解析モデル

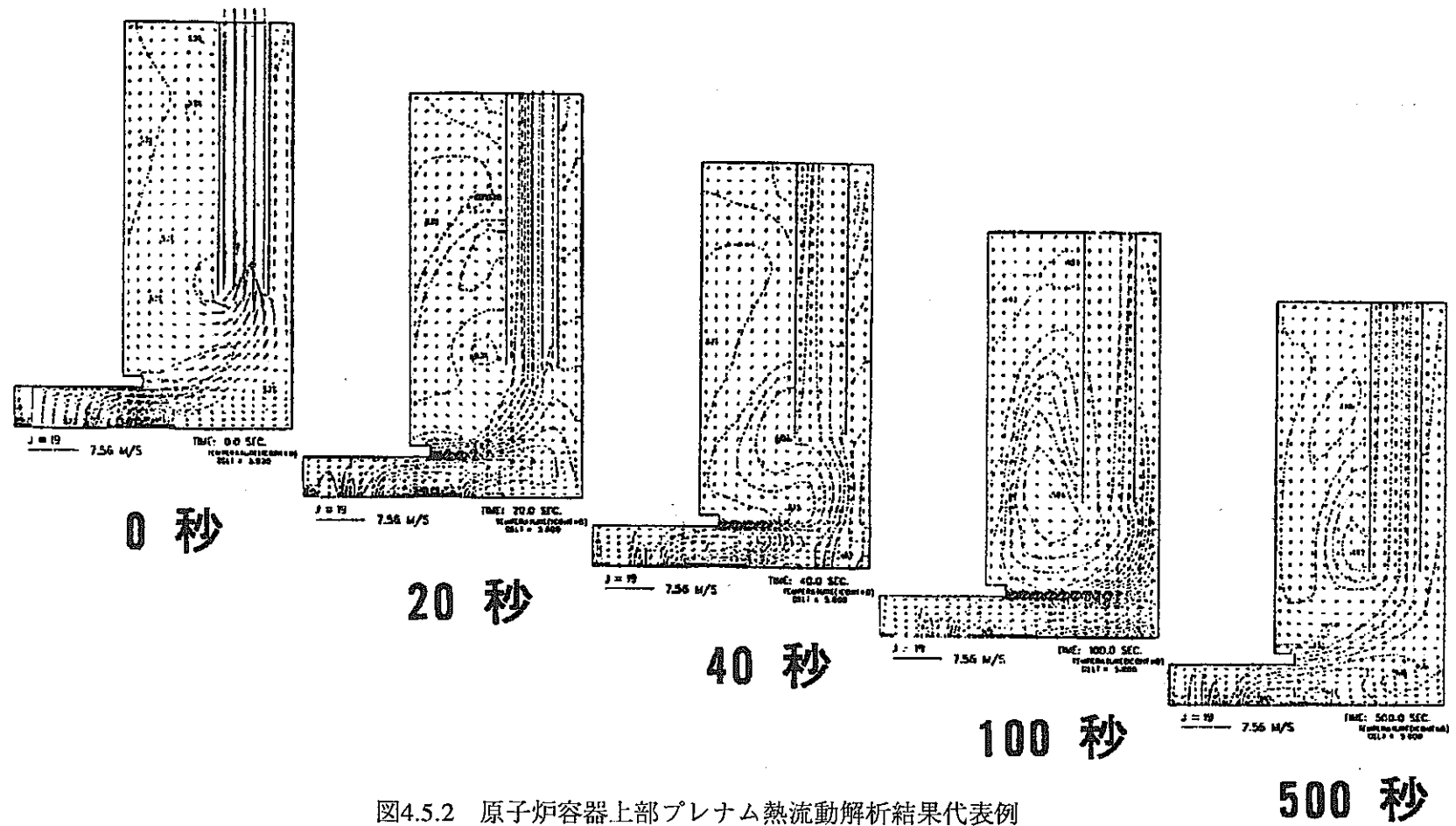


図4.5.2 原子炉容器上部プレナム熱流動解析結果代表例

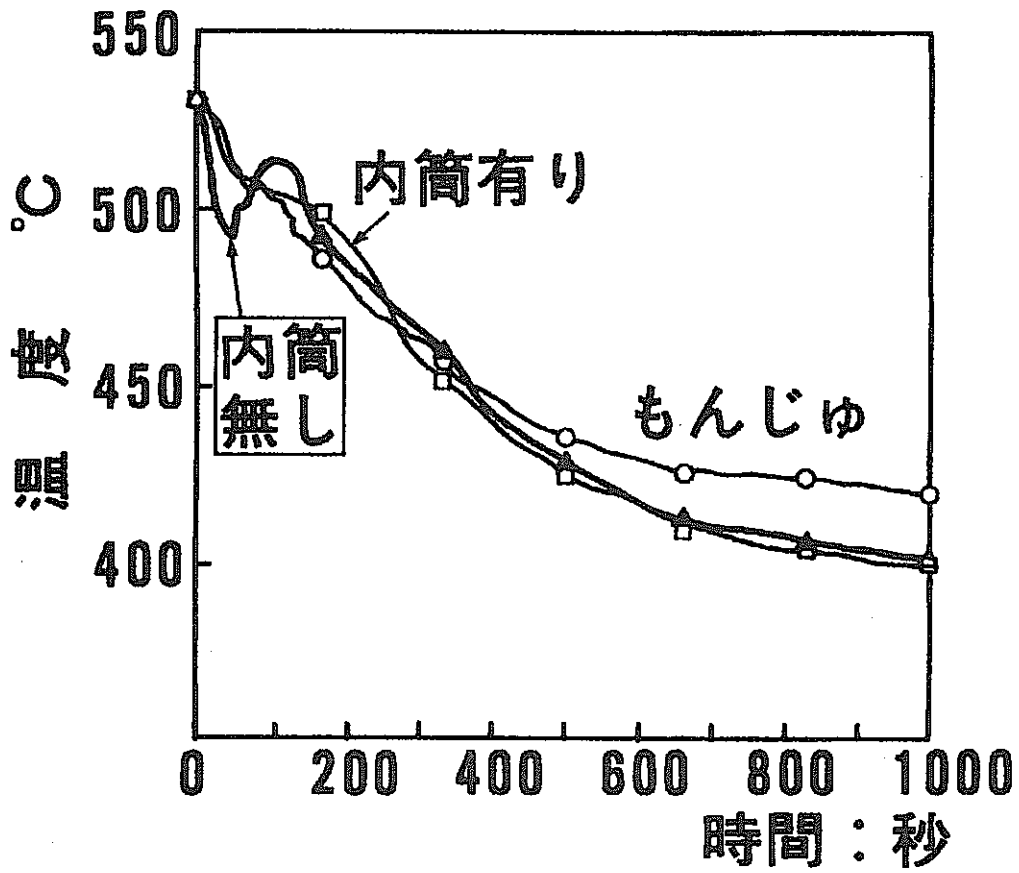


図4.5.3 原子炉容器上部プレナム熱流動解析結果 (原子炉容器出口温度)

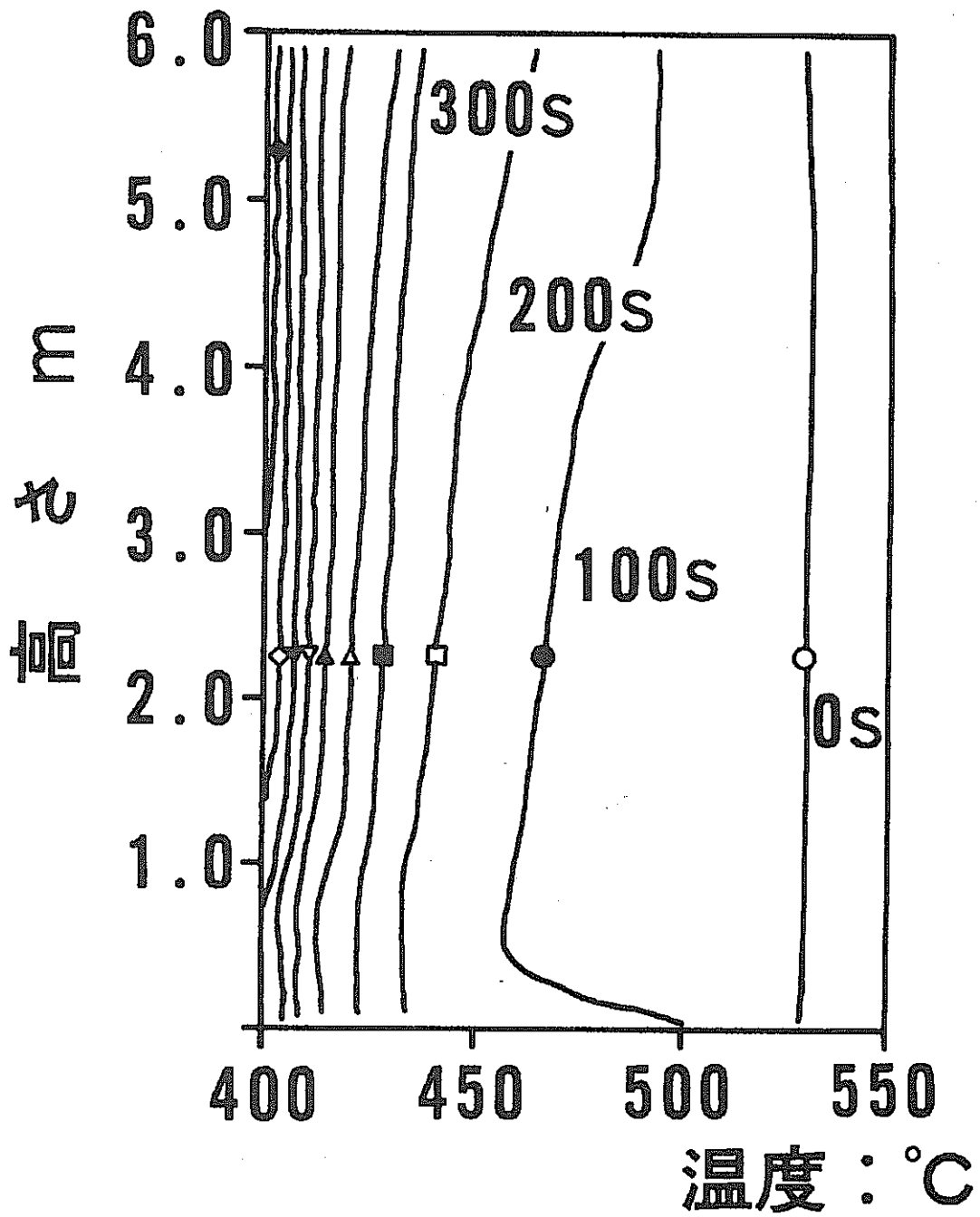


図4.5.4 · 原子炉容器上部プレナム熱流動解析結果 (軸方向温度分布)

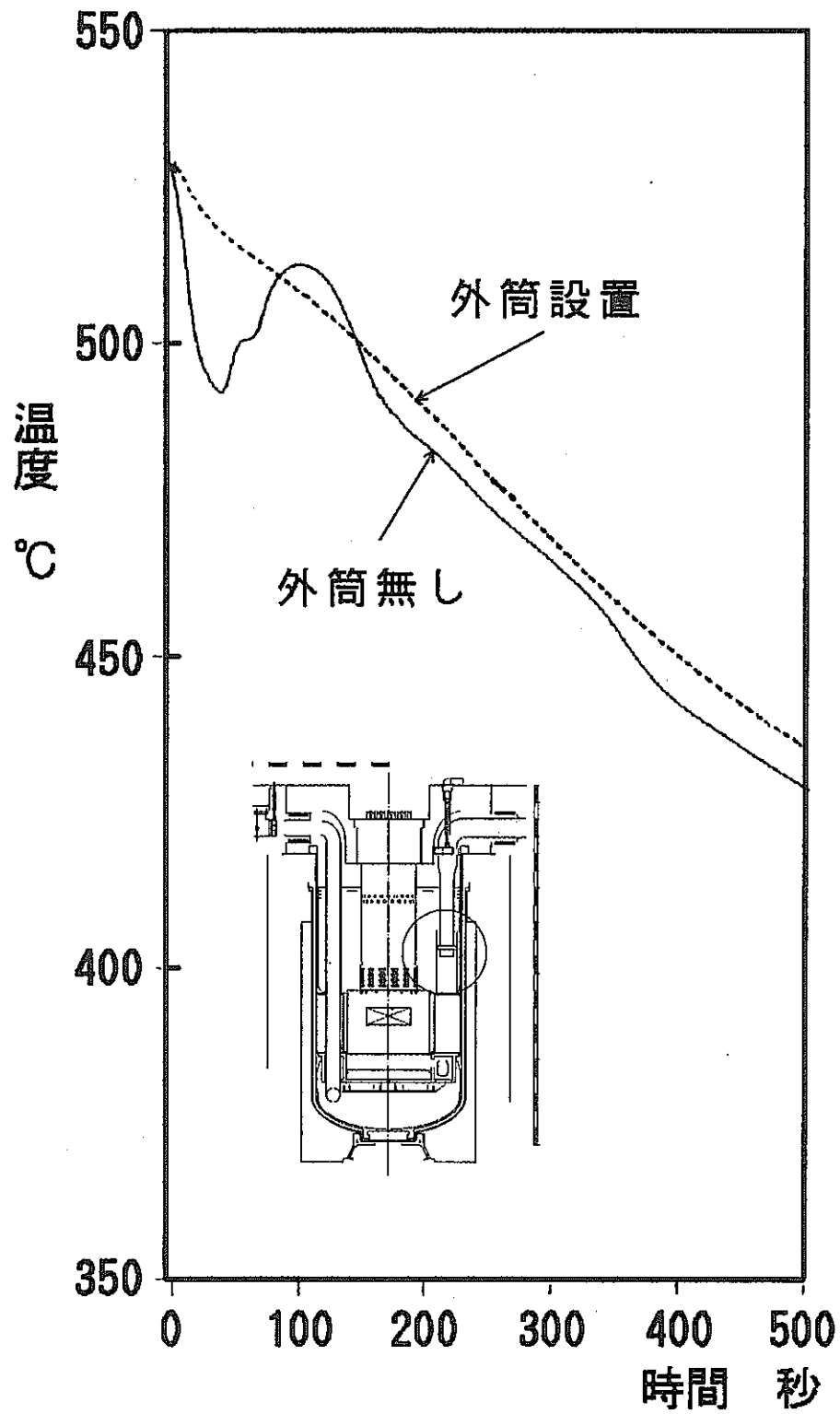


図4.5.5 原子炉容器出口温度に及ぼす出口配管外筒設置効果

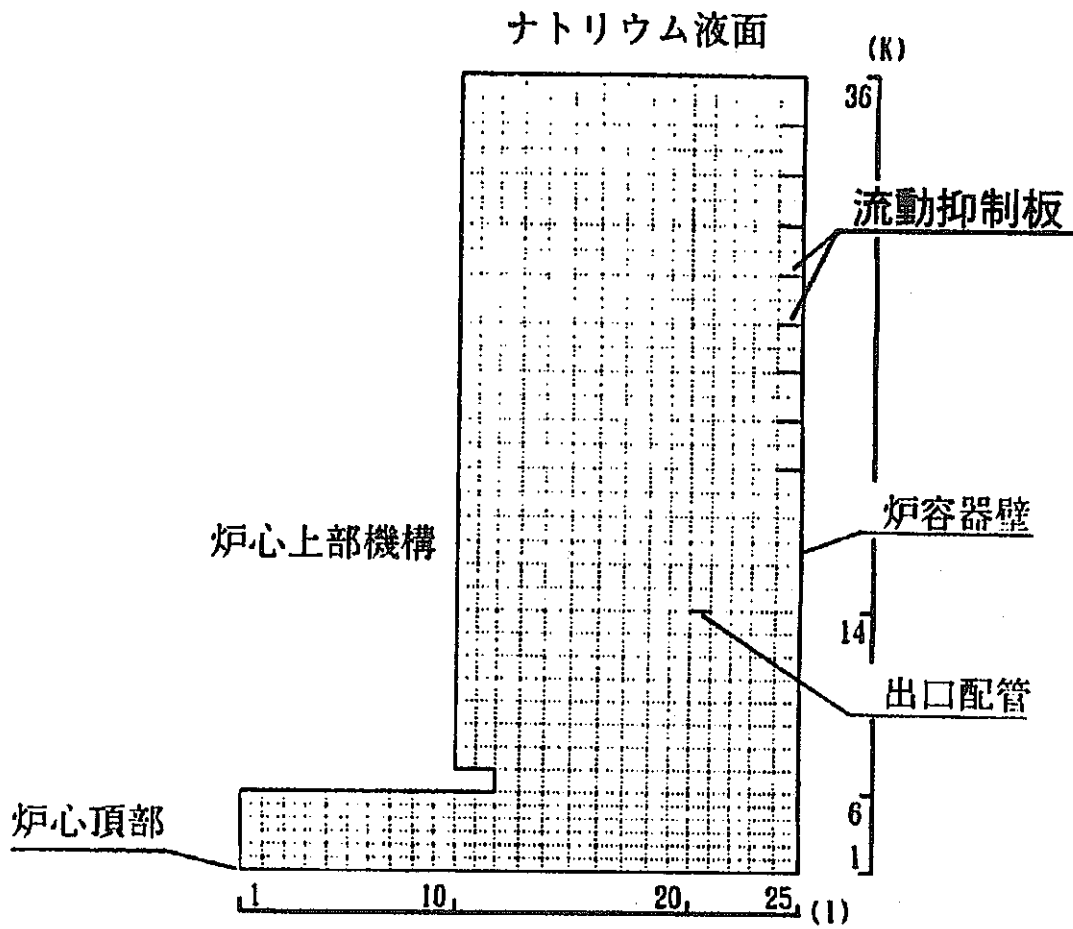


図4.5.6 流動抑制板効果の検討

解析コード AQUA

解析モデル 二次元軸対称

モデルサイズ 25×36

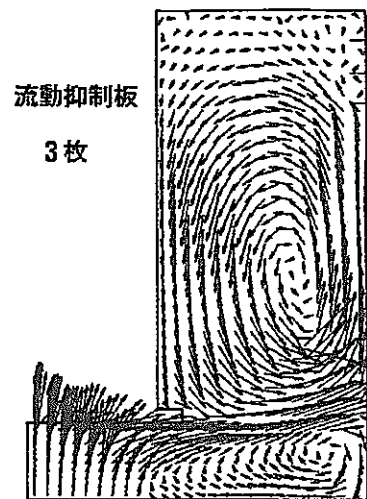
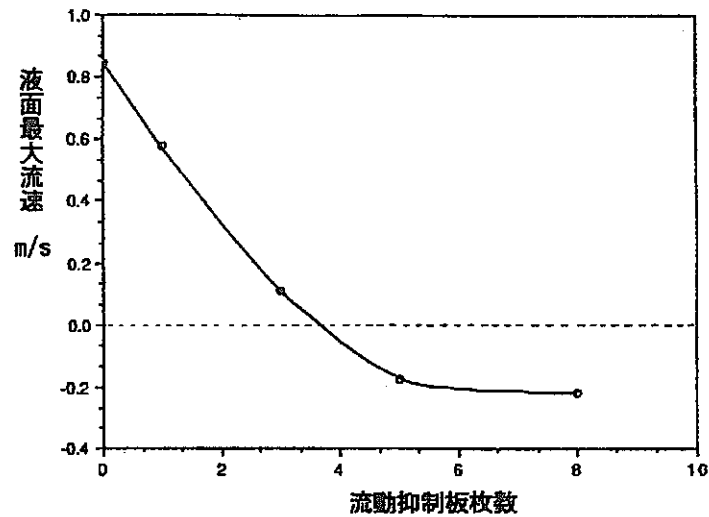


図4.5.7 流動抑制板設置効果 (軸対称流条件)

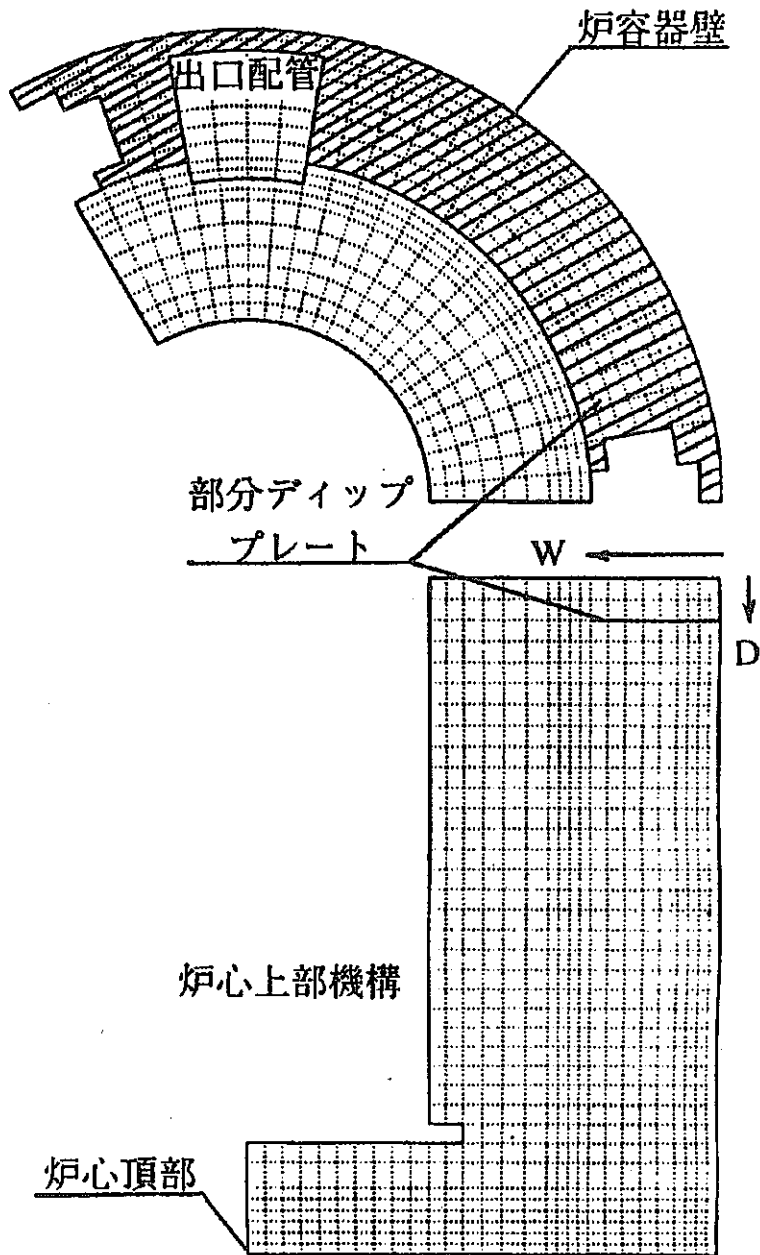


図4.5.8 部分ディッププレート効果の検討モデル

解析コード AQUA

解析モデル 三次元 1/3セクタ

モデルサイズ 25×24×36

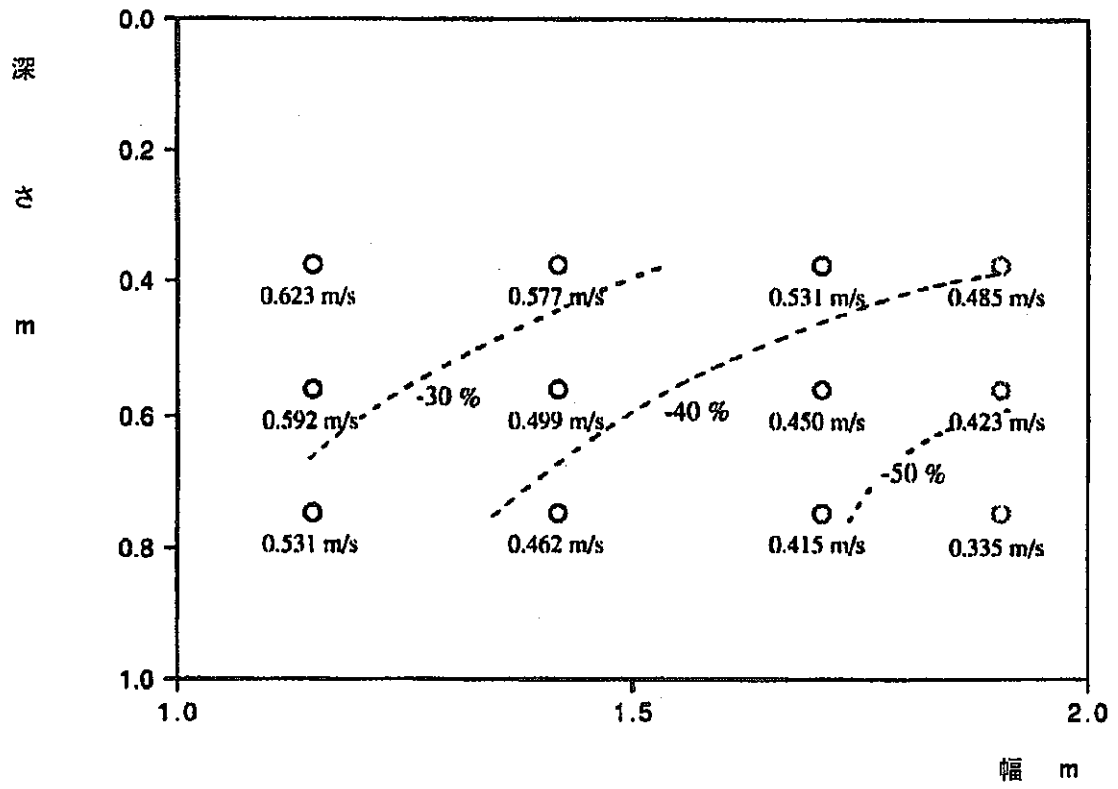


図4.5.9 部分ディッププレートの上表面流速抑制効果

4.6 炉内構造支持構造物の検討

4.6.1 炉内構造支持構造物の概要

90年度及び91年度の設計研究を経て定めた炉内構造支持構造物の形状は図4.6.1および図4.6.2に記すとおりである。

炉内構造支持構造物に関する主要な検討項目は以下のとおりである。

- ① 基本構造の検討
- ② ルースパーツ対策
- ③ 必要剛性の検討
- ④ 過渡熱応力対策

以下順を追って主要な検討結果を概説する。

4.6.2 基本構造の検討

(1) 下部流入方式の適用性

ルースパーツ対策に主眼を置いて、燃料集合体への冷却材流入方式を下部流入型とした場合の構造について検討した。検討結果の概要は以下のとおりであり、最終的には側部流入方式が適当との結論を得た。

- ① 集合体下部近傍の構造を図4.6.3に図示する形状にすると、条件が最も厳しい炉心第1領域におけるハイドロリックホールドダウン力及びフローホール部圧損は以下の程度となる。

ハイドロリックホールドダウン力：

$$(\text{自重}) - (\text{浮力}) - (\text{差圧作動力}) = 404.5 - 50 - 205.8 = 148.7\text{kg}$$

…… 0.367G までの鉛直地震動に耐えられる。

フローホール圧損： 0.14kg/cm² (流速7.5m/sec、圧損係数0.54)

- ② 図4.6.3に図示する構造は側部流入方式の連結管に比べやや複雑な構造であるとはいえ構造不連続はそれほど著しくないので、30~40年程度の寿命が確保可能と期待できる。

- ③ また、下部流入方式とした場合、集合体下部下方に長い直管部が存在する。この部分に流量調整機構を永久構造物として設置すれば、炉心領域毎に設けるべき集合体の流量調整機構を簡単な構造にできる利点が生じる。
- ④ この場合、ルースパーツ対策の観点から連結管下部に設けるべきフローホールは $\phi 10$ 孔96個程度となる。(流速 5m/sec 圧損 0.07 kg/cm^2)
- ⑤ ただし、構造の簡素さ及び炉内構造支持構造の耐圧剛性確保の容易さの点で下部流入方式より側部流入方式の方が優れていると考えられること、及び初装荷炉心・移行炉心・平衡炉心と異なる炉心体系で確実に流量配分は集合体側に流量配分機能を持たせた側部流入方式の方が図りやすいことから、当面リファレンス条件は側部流入方式とするのが適当である。

(2) 主配管貫通部構造

91年度設計研究ではUIS引抜き型燃料交換方式としているので、原子炉容器内径削減の上で寸法がクリティカルとなるのは炉内構造支持構造物主配管コールドレグ部取付け位置となる。

炉内構造支持構造物主配管コールドレグ部取付け構造は、コールドレグにかなり大きな熱過渡荷重が負荷されること又ISIが困難なことを考慮して、セーフエンド型溶接構造にするものとし、主要寸法をもんじゅのそれを参考にして以下のように定めた。

① 炉心槽内径

もんじゅと91年度設計研究とで炉心集合体配置は相似である。

もんじゅにおける炉心槽と最外周遮蔽体とのクリアランスは以下の通りである。

$$\begin{aligned} & \text{炉心槽内径-集合体配列ピッチ} \times \text{最多層部層数} \\ & = 3,905 - 115.6 \times 30 = 437.0 \end{aligned}$$

同一クリアランスを確保するとすれば

$$\text{炉心槽内径} = 437.0 + 160.7 \times 26 = 4,615 \text{ mm}$$

図4.6.1に記した炉心槽内径4700mmは、上記に若干の余裕を見た大きさである。

② 炉心槽取付けフランジ

もんじゅでは炉心槽取付けフランジを通例の外付けフランジ型としているが、91年度設計研究条件では本部分が炉容器内径を支配するクリティカル部位であることから内付けフランジ型として寸法の削減を図った。

フランジ幅はもんじゅと同じく200mm(胴厚さを含む)とした。

③ 炉内構造支持構造物取付けフランジ(炉内構造支持構造物側)

炉心支持構造の径が大きく受圧面積が大きくなるため、取付けボルトの径をもんじゅの場合(M90程度?)より大きくする必要がある可能性がある。

このためもんじゅのフランジ幅(220mm)より若干大きなラウンドナンバ値250mmとした。

④ 炉内構造支持構造物取付け台(原子炉容器側)

もんじゅより支持荷重が大きくなることを考慮してもんじゅの場合(250mm)よりも厚い300mmとした。

⑤ 主配管コールドレグ部PCD

上記①～④の寸法と整合するよう、PCDを6,300mmとした。

4.6.3 ルースパーツ対策

(1) 上昇流速抑制によるルースパーツトラップ

流れの中での物体の抵抗Rは下式で記述される。

$$R = 1/2 C_D \rho v^2 S$$

C_D 抵抗係数

ρ 流体の密度

v 流体の流速

S 物体の断面積

機械工学便覧(改訂第6版p8-20～23)によれば、抵抗係数の値は形状・流速(レイノルズ数)・流線と物体の交差角度に依存する。

抵抗係数に及ぼす形状及び流線と物体の交差角度の影響について、代表的形状として球・円柱・平板を対象にすると、球はその対称性から流路への置きかたに依存しない。円柱の場合は軸長が無限大の円柱を円柱軸が流れに直角になるよ

うに置いた場合が抵抗係数が最大となり、最大値は1.20である。平板の場合は縦横比 ∞ のものを平板面が流路に直角になるように置いた場合が最大で、最大値は2.01である。

流速効果について、球の抵抗係数は図4.6.4に示すようにレイノルズ数が小さい領域ではレイノルズ数に反比例し、レイノルズ数が 10^5 程度になるにつれて一定値0.44に漸近する。その後、レイノルズ数が $10^5 \sim 10^6$ の範囲で一旦急減するが、レイノルズ数が 10^6 以上の領域で再び増加し先の値0.44を上回らない一定値に漸近する傾向を示す。図4.6.5に示すように円柱も同様な傾向が認められる。平板の場合は図4.6.4(円板)及び図4.6.5(平板)では有意なレイノルズ数依存性を示さないようである。

原子炉容器下部プレナム条件(内径8.4m・温度380°C・Na密度861 kg/m³)では、定格流量30,250m³/hを鉛直方向ピストン流としてレイノルズ数を算出すると、それに対応する鉛直流速は0.176m/sであって、レイノルズ数は $Re=4.4 \times 10^6$ となる。このときの代表的形状に対する抵抗係数の値は表4.6.1のとおりとなる。

したがって、抵抗係数として表4.6.1の値を想定すれば、球・円柱・平板それぞれについて流体が作用する力を保守的に評価することができると考えられる。上記形状について、流速をパラメータとして自重と流動抵抗が同一となる寸法を算出すると表4.6.2のようになる。

表4.6.2から、下部プレナムで主配管入口管開口上端から炉内構造支持構造物流入口までのいずれかの断面内で、鉛直方向流速を0.35m/s以下程度としてやれば、径1mm以上又は厚さ1mm以上の円柱状又は板状のルースパーツは炉心に流入せず下部プレナム内に降下することがわかる。

(2) 炉内構造支持構造物流入口形状

図4.6.2に示した炉内構造支持構造物流入口形状の定め方は以下のとおりである。

- ① 流入口部での鉛直方向流速を1m/s以下とする。
- ② 流入口部での流速分布を考慮して、平均鉛直方向流速目標値を0.8m/sとする。

- ③ 上記によりルースパーツトラップ機能が不足する場合には、流入口部に多孔板を設置する。

図4.6.2に示した炉内構造支持構造物アニュラス部底板部の流入口は周方向15個、1個当りの断面積 0.9m^2 であって、有効流入面積は入口配管断面積を減じて 12.13m^2 となる。

この結果全流量が炉内構造支持構造物アニュラス部底板流入口を通して流れるとした場合の平均流速は 0.805m/s となる。

91年度設計研究では以下を総合的に考慮して、最終的に炉内構造支持構造物外胴にも流入口を設ける形状をリファレンス条件として選択するものとした。

- ④ 縦リブ補強の採用により炉内構造支持構造物の必要剛性は確保できる見通しであるが、一方当該補強リブと本体との接合部の過渡熱応力がかなり大きくなる。

- ⑤ 過渡熱応力低減には、下部プレナムでの有効混合容積増加を図り、熱過渡条件自体の緩和を図るのが得策である。炉内構造支持構造物外側のアニュラス部は径が大きく大きな容積を持っている。炉内構造支持構造物外側円筒胴に流入口を設けることにより本部分を有効混合容積として活用すれば、熱過渡条件を有意に緩和できると期待できる。

- ⑥ ルースパーツトラップの主体を下部プレナム内での鉛直方向流速の抑制に置くとすれば炉内構造支持構造物外側円筒胴に流入口を設けることにより、下部プレナム内での鉛直方向流速も抑制できる。

炉内構造支持構造物外側円筒胴流入口は1ヶ当りの開口面積が 0.235m^2 、15ヶでの総開口面積が 3.525m^2 で、アニュラス部底板部の流入速度抑制にはそれほど大きく寄与しないが熱過渡条件緩和に係る有効混合容積増加には大きな寄与があるものと期待できる。

いずれにせよ、適切な機会に以下の点を中心にルースパーツトラップ対策を改めて検討する必要がある。

- (a) 炉内構造支持構造物内への流入を防止すべきルースパーツ寸法
- (b) 下部プレナム内流速分布

4.6.4 差圧及び鉛直地震動に対する必要剛性の確保

(1) 検討方法

炉内構造支持構造物は以下に対する必要剛性を確保する必要がある。

- ① 炉心部差圧(5.5kg/cm²)に対する炉心浮き上がり量抑制
- ② 鉛直地震動入力に対する炉心浮き上がり量抑制

②には鉛直方向建屋床応答特性と炉心部の挙動に着目した原子炉構造の鉛直地震動に対する応答特性の把握が必要になり、現段階では詳細な評価が困難である。一方、差圧に対する応答と鉛直地震動に対する応答は挙動が類似しているため、①を余裕を持って満足すれば②も概ね満足できることが期待できる。

したがって、以下では①を主体に検討を進め、②については1G入力での変位量を参考値として算出するものとした。

従来の設計研究では、炉内構造支持構造物の剛性に加えて、連結管の寄与を一端を剛接続、他端をピン接続として評価しているが、非一体構造となる炉内構造支持構造物又は炉心支持板と連結管とに剛接続を期待するのは困難と考えられるため、ここでは主として炉内構造支持構造物に縦リブを取り付けることによりその必要剛性を確保する方策を検討するものとする。ここで縦リブは炉内構造支持構造物の底面及び側面に取り付けるものとした。底面に取り付ける縦リブは補強端側に受け皿としての機能を期待できる構造をとるものとした。

(2) 炉心浮き上がり量制限値

従来の設計研究での検討結果を参考に暫定的に炉心浮き上がり量制限値を6mmとするものとした。

ここで、図4.6.1に示す炉心支持構造では、差圧による浮き上がり量は

- ① 炉内構造支持構造物取付け台での変位
- ② 炉内構造支持構造物及び炉心支持板での変位

の和として生じる。

検討に際して暫定的に①を目標値0.5mm・制限値1mm以下とし、②を目標値2.5mm・制限値5mm以下として検討を進めるものとした。

(3) 炉内構造支持構造物取付け台構造

表4.6.3に示すように計21ケースの条件にてシェルモデルを用いた耐圧計算を行った。表4.6.3から暫定条件を満足できるいくつかの形状が見いだせるが、炉内構造支持構造物取付け台上部は寸法制約が大きいので上部厚さの抑制を図りつつ差圧による炉心浮き上がり量を目標値程度にできる表中7-Cと記した条件をリファレンス条件として選択するものとした。

(4) 炉内構造支持構造物の差圧に対する必要剛性の確保(1)

(簡易モデルによる検討)

詳細モデルによる検討に先立ち、図4.6.6に示す簡易モデル(軸対称シェルモデル)を用い、底板厚さ t をパラメータとして炉心部差圧(5.5kg/cm^2)が作用した場合の中央部変位を計算し、検討の方向性を検討した。検討結果は表4.6.4に示すとおりであり、底板中央部変位(表中F点)に対して底板端部変位(図中E点)の変位がかなり大きく、底板中央部変位を抑制するにはリング状側部(図4.6.6における四角形BCED)を補強する必要があることが明らかとなった。

(5) 炉内構造支持構造物の差圧に対する必要剛性の確保(2)

(縦リブ補強型炉内構造支持構造物)

簡易モデルでの検討結果に基づき、図4.6.7及び表4.6.5に示す条件で3次元シェルモデルを用いた耐圧計算を実施した。

図中のケースNo.AはからDまでの形状選定根拠は以下のとおりであり、最終的にケースNo.Dをリファレンス条件として選択した。なお、ケースNo.Cでアニュラス円筒胴外側にフローホールを設けたのは、下部プレナム内有効混合容積の増加とプレナム内鉛直方向流速抑制を狙ったものである。またケースNo.E及びFは底板補強ウェブ及びアニュラス構造内補強リブの補強効果を定量的に評価するための条件であり、いずれを削除しても差圧による炉心浮き上がり量が相当大きくなることがわかる。

ケース No.A 初期条件

No.B アニュラス内補強リブフローホールサイズ削減

No.C フローホールコーナに三角要素追加

アニュラス部外胴円筒部にフローホール追加

No.D アニユラス内補強リブフローホール幅削減→リファレンス条件
 リファレンス条件に選択したケースNo.Dの解析モデルを鳥瞰図で図4.6.8に、
 又解析結果の内応力分布を図4.6.9に、又変形を図4.6.10に示す。

(6) 鉛直地震動による鉛直変位

鉛直地震動による炉心浮き上がり量抑制に必要な剛性を炉内構造支持構造物が
 有しているか否かの見通しを判断するために、(5)の検討結果定めた炉内構造
 支持構造物に以下の荷重が作用するとした場合の変位を算出した。

① 炉内構造支持構造物重量	200トン	… シェル構造重量 として賦与
② 炉内構造支持構造物内Na	65トン	炉心槽より内側： → 低圧プレナム底板 への圧力荷重 $P=3.2 \text{ kg/cm}^2$ 炉心槽より外側： → 上板上面への圧力 荷重 $P=0.88 \text{ kg/cm}^2$
③ 炉心支持板及び連結管	22トン	
④ 炉心槽、集合体及び炉心槽内Na	383トン	
⑤ 上部プレナム及び中間プレナム内Na	366トン	

計算結果は以下のとおりである。

炉内構造支持構造物中央部変位(変位最大値) 0.993 mm

最大応力強さ(底板補強ウェブフローホールコーナ部) 3.43 kg/mm²

想定すべき鉛直地震動は、建屋鉛直方向床応答及び炉内構造支持構造物固有振動
 特性を考慮して定める必要があるが、建屋鉛直方向床応答曲線の極大値はもん
 じゅ設計及び電力設計を参考にすると2Gを上回ることはないと考えられる。
 したがって、(5)の検討結果定めた炉内構造支持構造物は鉛直地震動に対しての
 必要剛性を持っているものと判断される。

表4.6.1 代表的形状に対する抵抗係数 C_D (保守的的最大値)

形状	C_D	備 考
球	0.44	$Re=10^6$ 程度では0.2
円柱	1.20	軸心と流線が直角の時、又軸長 ∞ で C_D 最大 $Re=10^6$ で0.4 $Re=10^7$ で0.8 程度
平板	2.01	平面と流線が直角の時、又縦横比 ∞ で C_D 最大流速依存性が小さい。

表4.6.2 流動抵抗と自重とがバランスする寸法

形状	流体力と自重		バランス寸法		
	流体力	自 重	25m/s	0.5m/s	1m/s
球	$0.22 * \rho_{Na} v^2 * (\pi d^2 / 4)$	$G * \rho_{SUS} * (\pi d^3 / 6)$	0.23	0.93	3.72
円柱	$0.60 * \rho_{Na} v^2 * (d * l)$	$G * \rho_{SUS} * (\pi d^2 / 4 * l)$	0.54	2.15	8.61
平板	$1.005 * \rho_{Na} v^2 * (a * b)$	$G * \rho_{SUS} * (a * b * t)$	0.71	2.83	11.33

寸法は球及び円柱では直径、平板では厚さ(単位: mmで表示)

ρ_{Na} ナトリウムの密度(温度 380°Cで861 kg/m³)

ρ_{SUS} 構造部材の密度(温度 380°Cで7,792 kg/m³)

d 直径(m)

l 長さ(m)

a,b 縦横長さ(m)

t 厚さ(m)

v 流速(m/s)

G 重力加速度(9.8m/s²)

表4.6.3 炉内構造支持構造物取付け台部耐圧計算 [差圧5.5Kg/cm²]

解析 番号	上部補強			下部補強			最大応力強さ		鉛直方 向変位 mm
	平行長	テーパ長	最大厚	平行長	テーパ長	最大厚	膜	膜+曲	
1- A B C	mm	mm	100mm	mm	mm	100mm	5.41	9.59	1.495
	250	200	125	250	200	125	5.20	9.55	1.161
			150			150	5.04	9.44	0.985
2- A B C	500	200	100	500	200	100	3.95	9.30	1.162
			125			125	3.82	6.27	0.780
			150			150	3.68	5.46	0.587
3- A B C	750	200	100	750	200	100	2.94	9.41	1.087
			125			125	2.93	6.37	0.682
			150			150	2.89	4.60	0.476
4- A B C	1000	200	100	1000	200	100	2.67	9.45	1.070
			125			125	2.39	6.42	0.659
			150			150	2.40	4.64	0.447
5- A B C	500	200	100	0	500	200	5.23	9.35	1.039
			250			250	5.23	9.70	0.961
			300			300	5.19	9.84	0.910
6- A B C	500	200	100	0	750	200	4.39	6.45	0.799
			250			250	4.43	6.76	0.695
			300			300	4.41	6.99	0.628
7- A B C	500	200	125	0	750	200	4.05	5.73	0.676
			250			250	4.11	6.06	0.595
			300			300	4.10	6.29	0.543

(注)

- ① 最大応力強さの単位はkg/mm²
- ② 鉛直方向変位は炉内構造支持構造物端部(原子炉容器厚さ中心から400mm)での値
- ③ 原子炉容器下部プレナム部の内圧による変形を無視。
炉内構造物の重量は無視。

表4.6.4 簡易モデルによる計算結果 (差圧5.5Kg/cm²)

No.	底板厚さ	上向き変位		応力強さ最大値		
		F点	E点	膜	膜+曲げ	発生位置
	mm	mm	mm	kg/mm ²	kg/mm ²	
1	150	12.220	5.022	2.28	14.67	膜応力強さ最大は円筒CEの下から0.3m
2	200	8.672	4.201	2.13	13.68	膜+曲げ応力強さ最大は、No.1~4では円筒CE下端近傍、No.5/6では円筒BDの上端近傍
3	300	5.675	3.153	1.63	10.35	
4	400	3.951	2.324	1.21	8.28	
5	500	2.756	1.678	0.88	7.04	

表4.6.5 炉内構造支持構造物解析モデルと解析結果 (三次元シェルモデル)

No	アニュラス部フローホール			底板補強部フローホール		計算結果	
	縦リブ	内側円筒	外側円筒	縦リブ	外側円筒	変位	応力強さ
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	kg/mm ²
A	1125x1125		なし	なし	なし	2.499	11.35
B	875x875	500x540	なし	なし	なし	1.440	7.344
C	875x875+△コーナ		500x470	400x1300	2/3開放	1.974	6.534
D	875x750+		500x470	400x1300	2/3開放	1.816	5.791
E	ケースNo.Dよりアニュラス部補強リブを削除					5.51	15.10
F	ケースNo.Dより底板補強を削除					6.72	9.75

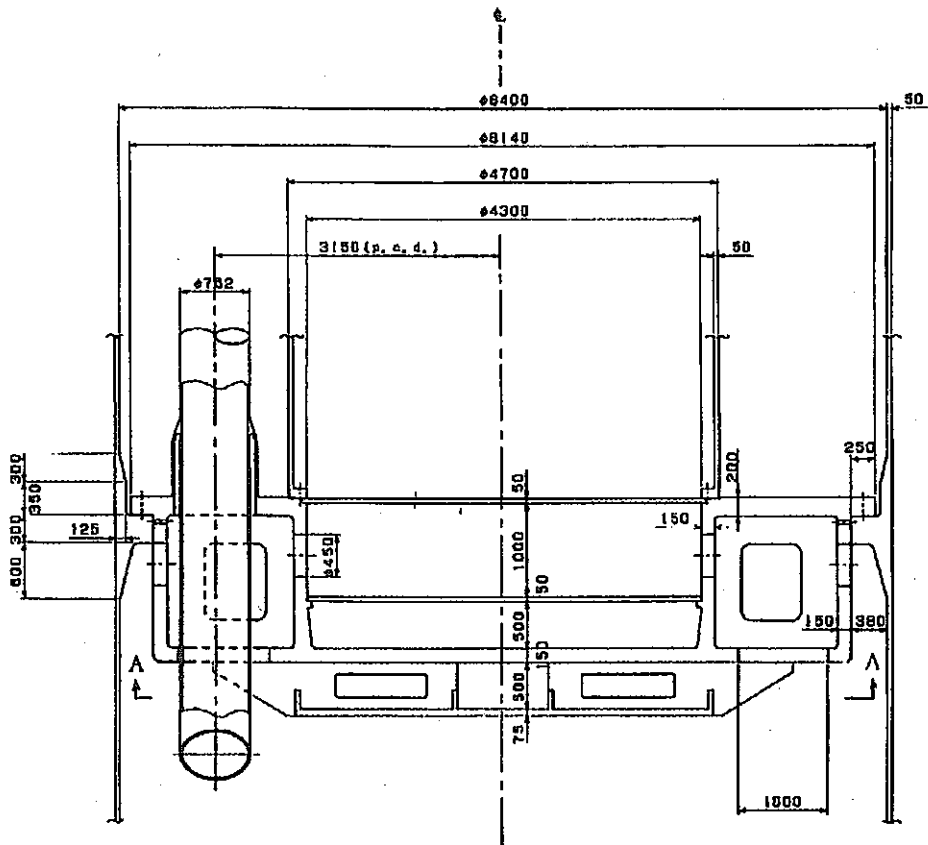


図4.6.1 炉内構造支持構造物・立面図 (91年度設計研究)

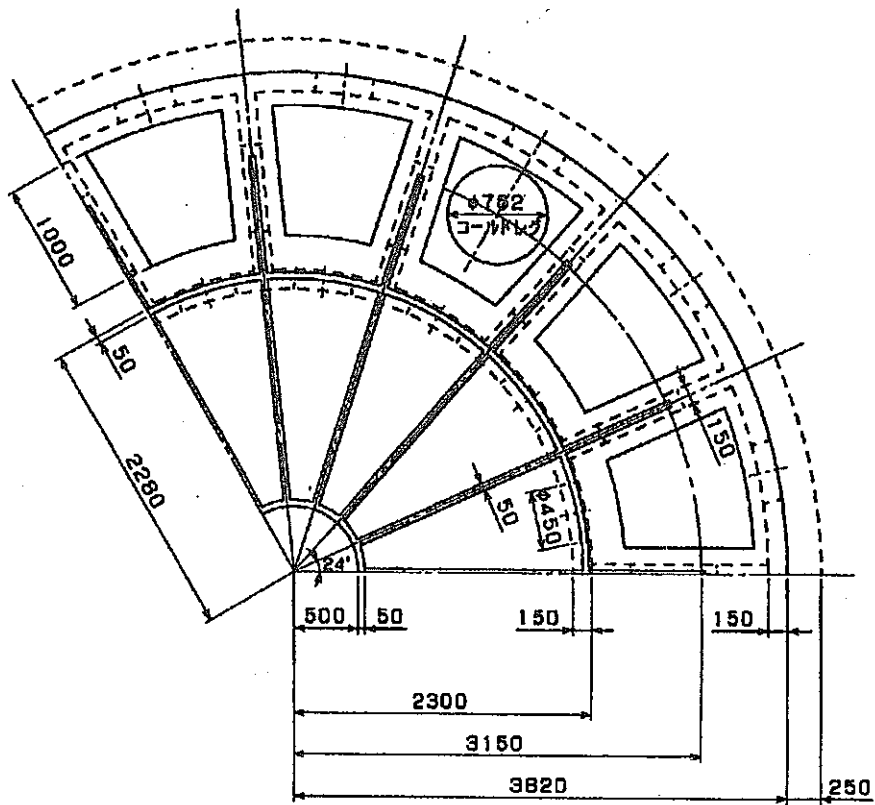


図4.6.2 炉内構造支持構造物・平面図 (91年度設計研究)

(図4.6.1 における断面 A A)

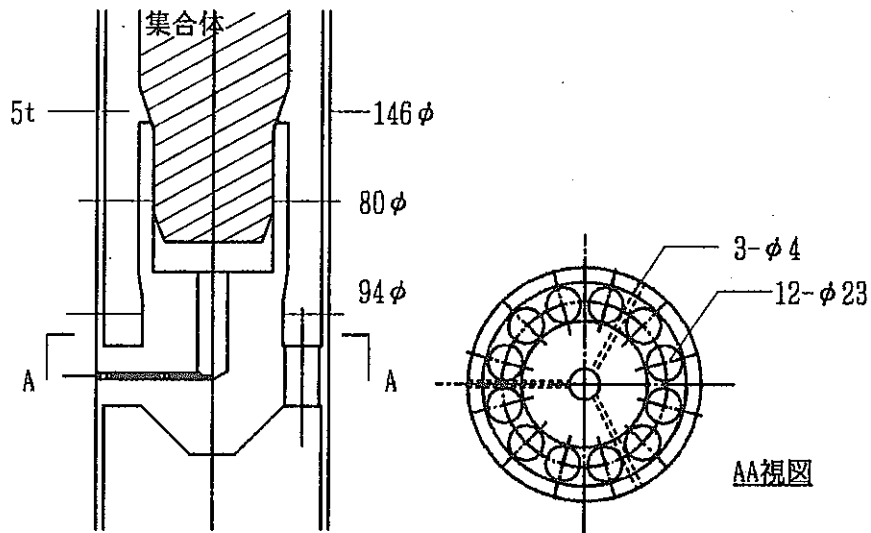


図4.6.3 下部流入方式基本構造 (91年度設計研究)

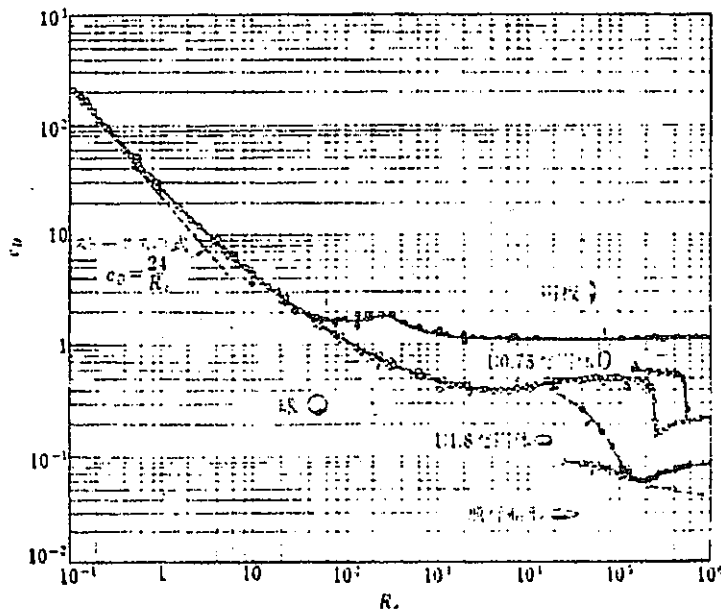


図4.6.4 球の抵抗係数 (機械工学便覧改訂6板P8-20)

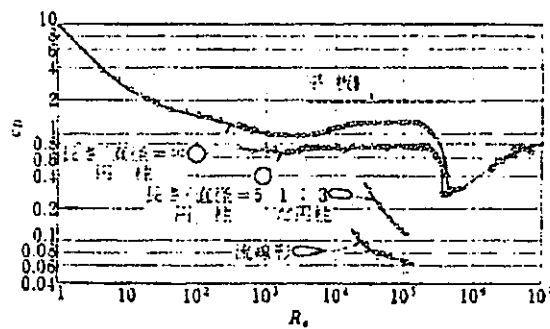


図4.6.5 円柱の抵抗係数 (機械工学便覧改訂6板P8-22)

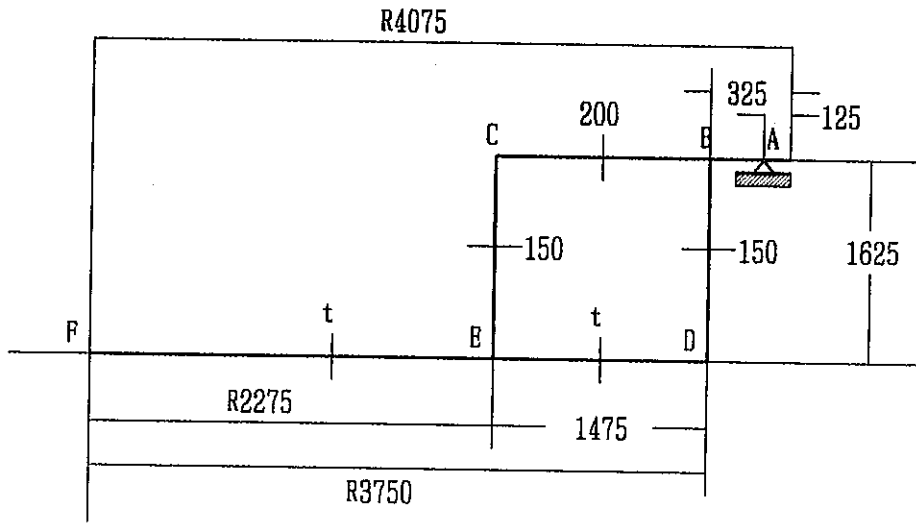


図4.6.6 炉内構造支持構造物 簡易モデル (軸対称)

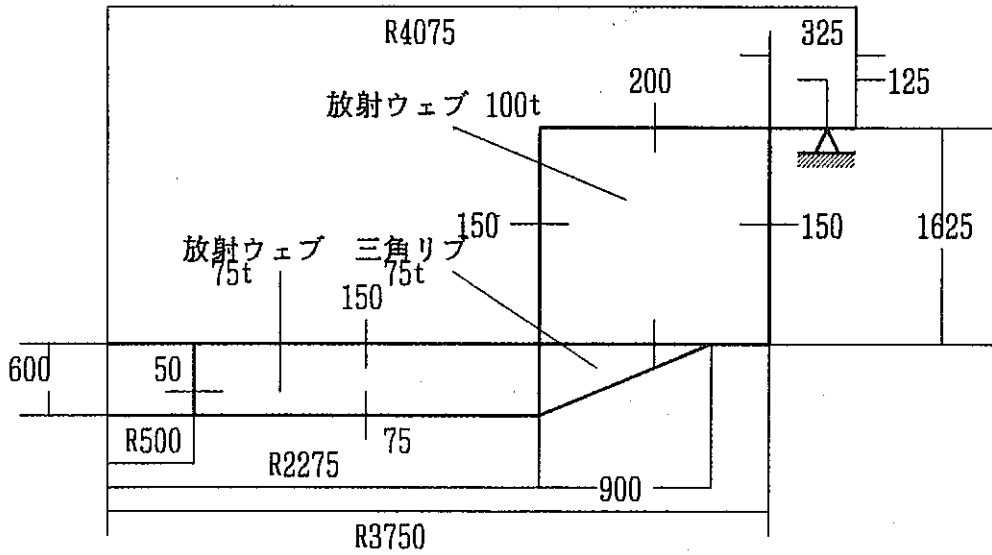


図4.6.7 炉内構造支持構造物解析モデル

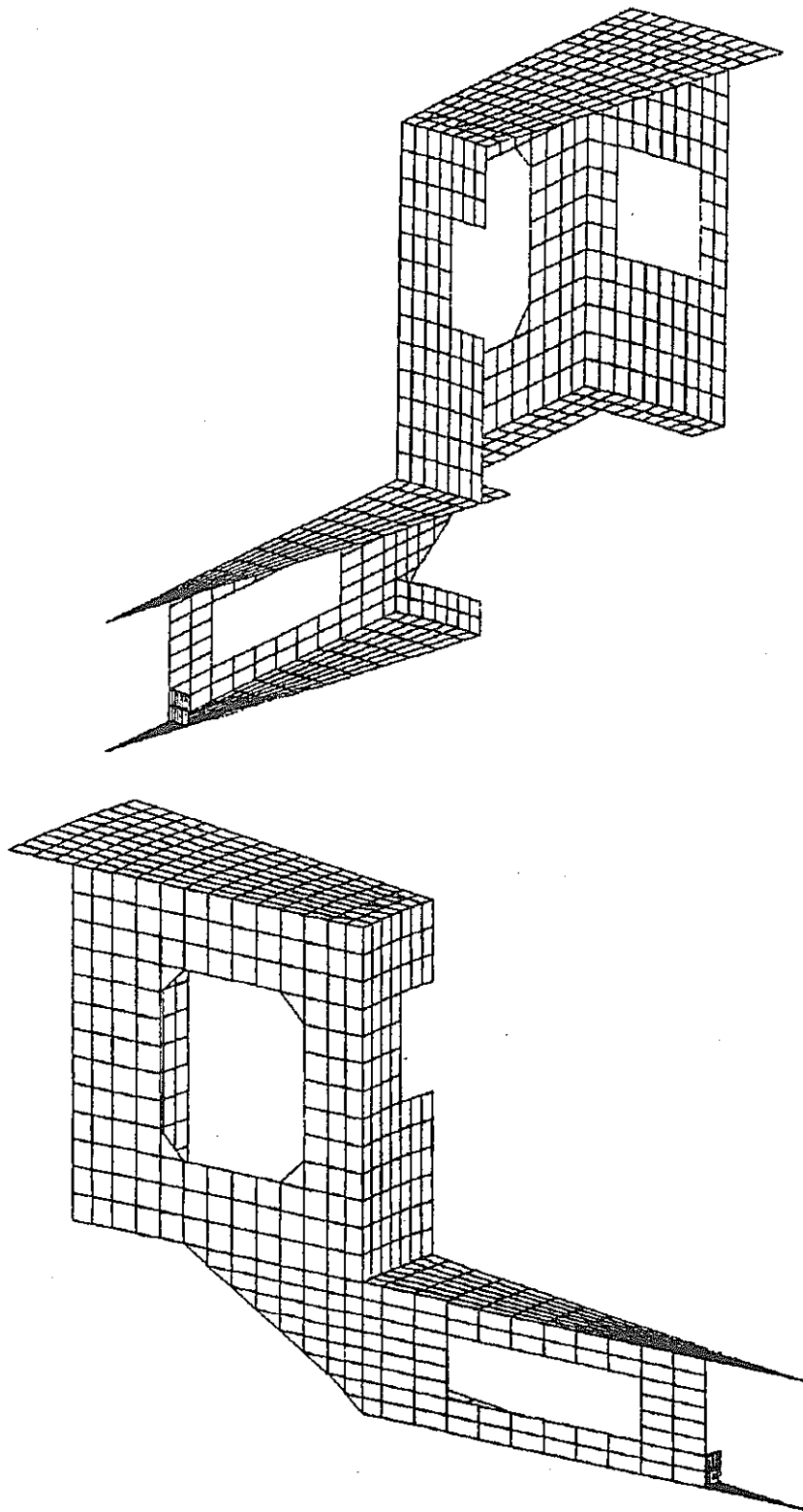


図4.6.8 炉内構造支持構造物解析モデル (三次元シェルモデル)

SHX =5.791

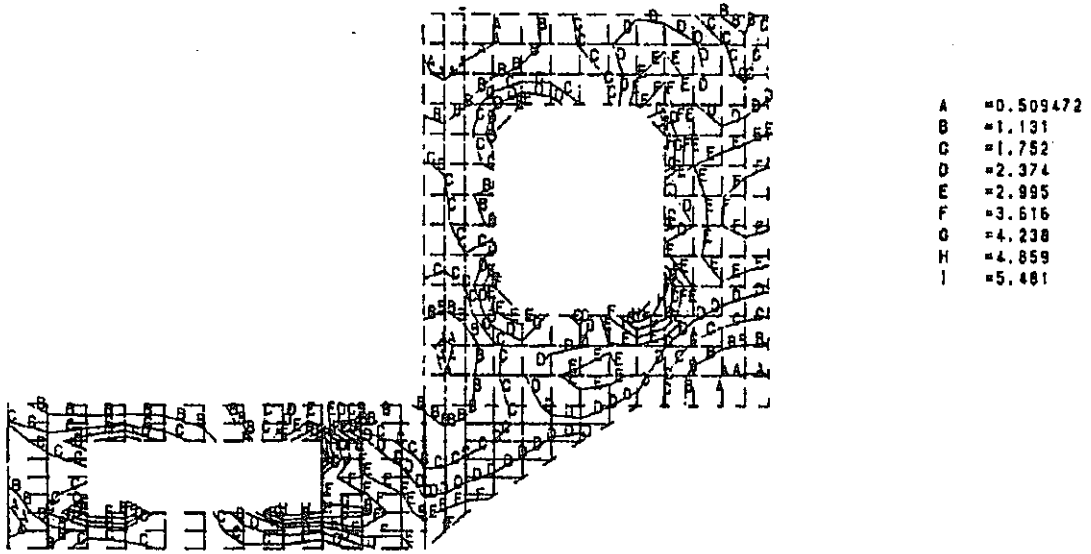


图4.6.9 炉内构造支持构造物应力分布 (差压 5.5 kg/cm²)

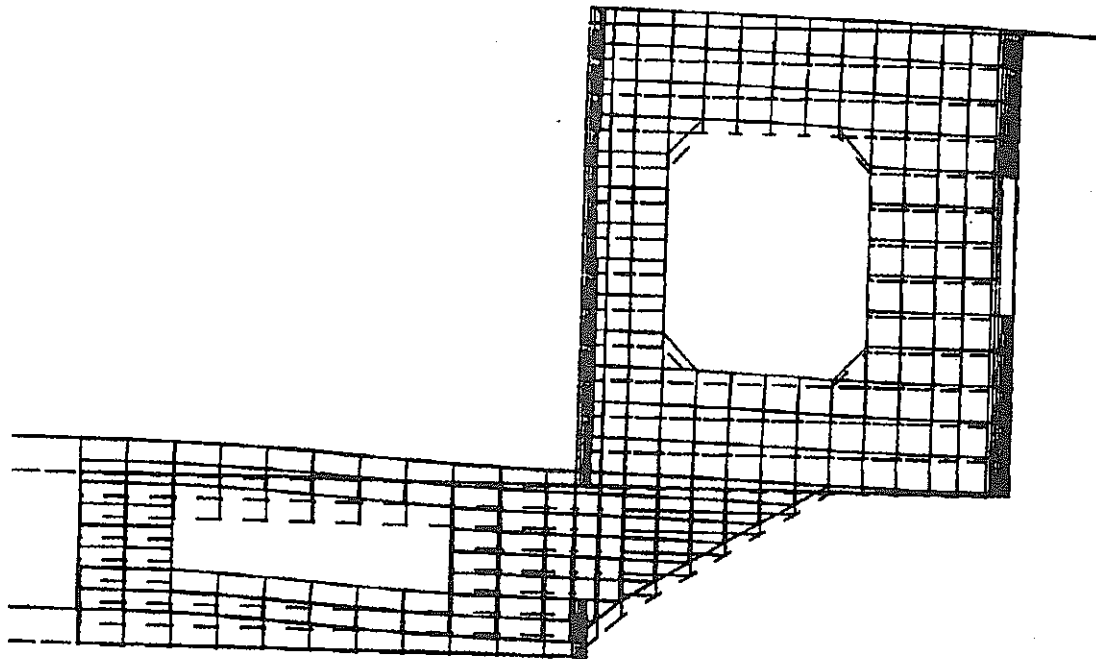


图4.6.10 炉内构造支持构造物变形图 (差压 5.5 kg/cm²)

4.6.5 過渡熱応力対策

(1) 検討方法

もんじゅ手動トリップ時の炉内構造支持構造物まわりの熱過渡条件は図4.6.11に示すとおりであり、初期にアップダウンを持つ複雑な温度応答特性となっている。

初期の熱過渡条件は2次主冷却系の運用法(特に2次主冷却系のフローコーストダウン及びポンプモータ流量の設定)に依存しており、91年度設計研究条件では未だ適切な設定を行うに到っていない。

そのためここでは図4.6.12に示す簡単な熱過渡条件を想定して、補強リブを持つ炉内構造支持構造物の過渡熱応力を算出し、今後過渡熱応力対策として必要な設計対応の検討を行う。

(2) 解析モデル

解析モデルの形状は図4.6.13に示すとおりであり、ANSYSの8節点三次元ソリッド要素を用い、要素総数は1481である。

熱的境界条件は図4.6.12中に示すとおりである。

使用物性値は熱伝導解析ではSUS316FR 400°Cの値を使用し、一方応力解析ではSUS316FRの温度依存性を考慮した値を使用している。(熱膨張応力は瞬時値を使用)

(3) 解析結果

過渡熱応力解析結果を代表部位(各時点において発生応力が最大となる5か所)の経時変化で示すと表4.6.6に示すとおりとなる。

(4) 結果の評価

表4.6.6から以下がいええる。

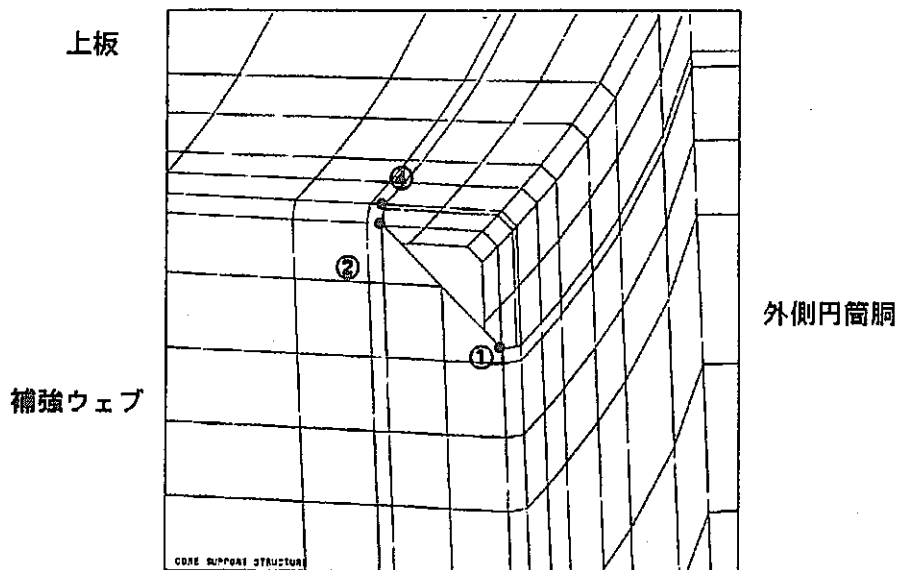
- ① 補強ウェブ取付けコーナ部で著しい過渡熱応力が生じている。主要な要因は下部プレナムと中間プレナム間での温度差にある。炉内構造支持構造物は最高使用温度が相対的に低いので現在の条件で構造健全性が維持できないとは断定できないが、少なくとも相当厳しい条件にある。適当な設計上の工夫を行うことにより過渡熱応力の低減を図ることが望ましい。

- ② 構造物の形状を工夫し構造不連続部での応力集中係数の低減を図るのは限界があるので、過渡熱応力の低減には、第一に熱的境界条件の見直しが有効と考えられる。
- ③ 中間プレナムへの流量は全体流量の1%程度であり、中間プレナム内平均温度が下部プレナム温度応答に対し大幅な時間遅れを生じるのは避けがたい。このような条件下で熱的境界条件の実質的な緩和を図るには、炉内構造支持構造物上板上部に熱遮蔽板的な薄板を設置し、下部プレナムから中間プレナムへの1%程度の漏洩流が当該薄板と炉内構造支持構造物上面との間を通過した上で中間プレナム内に流入するようにすれば良いと考えられる。
- ④ なお、炉内構造支持構造物の過渡熱応力評価には以下の課題があり、その後改めてその評価法を検討することが望ましい。
 - (a) 構造不連続部のモデル化
 - (b) 評価断面の取りかた

表4.6.6 代表的部位の過渡熱応力 (Mises 等価応力) 経時変化

時 点	部 位	応 力	時 点	部 位	応 力
0	①	10.13	2520秒(0.7hr)	①	55.38
	②	9.747		②	48.55
	③	9.340		③	48.41
	④	7.588		④	35.51
	⑤	7.484		⑤	34.91
1800秒(0.5hr)	①	54.14	2880秒(0.8hr)	①	53.85
	②	48.46		②	47.65
	③	46.86		③	46.81
	④	33.18		④	35.17
	⑥	32.45		⑤	34.72
1980秒(0.5hr)	①	55.81	3600秒(1.0hr)	①	50.42
	②	49.50		②	45.48
	③	48.48		③	43.69
	④	34.74		④	34.07
	⑥	33.71		⑤	33.72
2160秒(0.6hr)	①	56.07	7200秒(2.0hr)	①	41.73
	②	49.42		②	39.72
	③	48.83		③	37.47
	④	35.30		④	30.77
	⑤	34.39		⑤	30.34

応力の単位 : kg/mm²



③は内側円筒胴と補強ウェブ取付けコーナ (①対応部)

⑤は②より上方10mmの点

⑥は①より周方向に1要素分移動した点

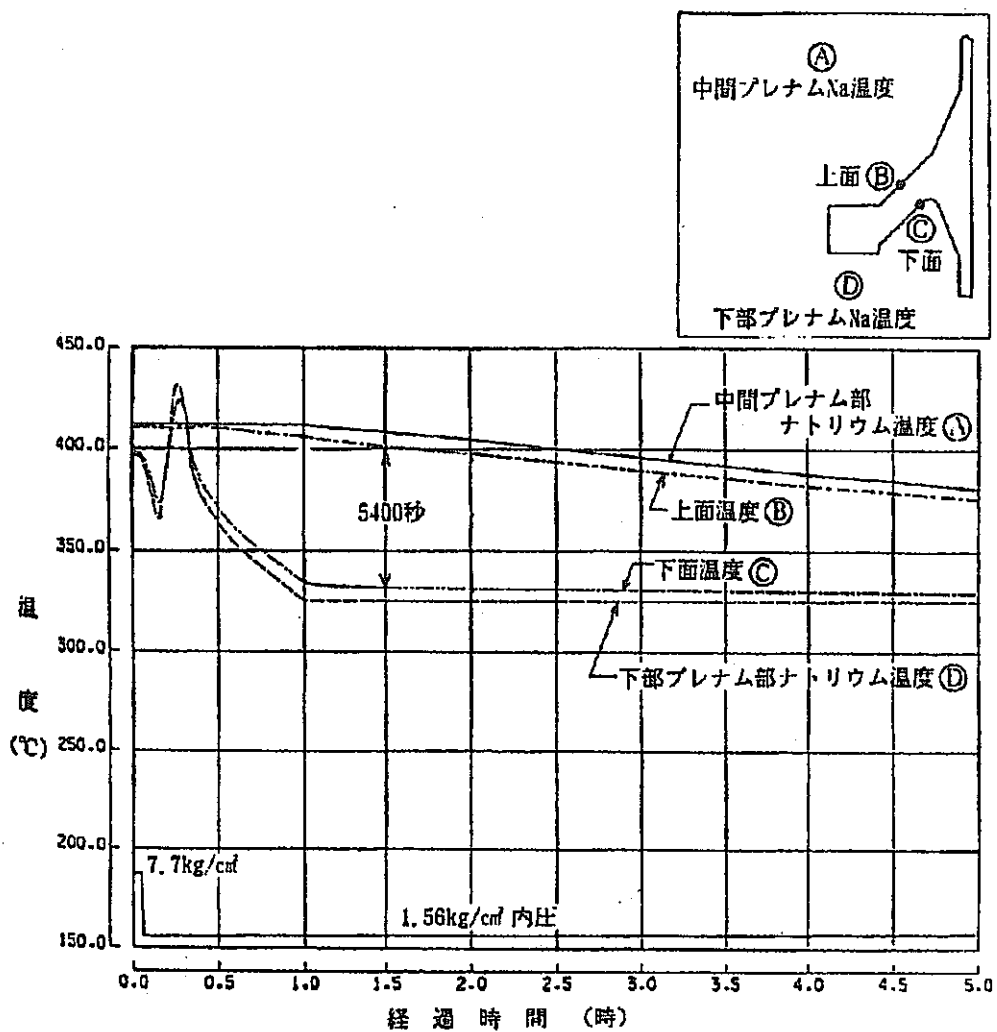


図4.6.11 炉内構造支持構造物まわり 手動トリップ条件 (もんじゅ)

部 位	温 度	α kcal/m ² h℃
A~B	T	1000
C~D~E~F	T	1000
G~H	T	1000
H~I~J~K	断 熱	0
K L	425℃	1000
L A	断 熱	0

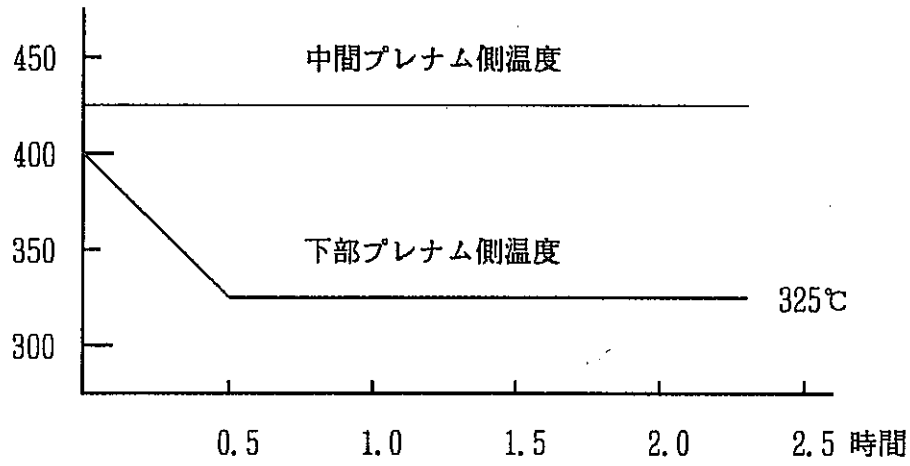
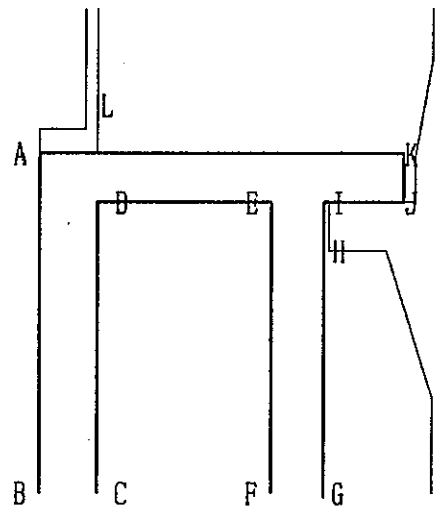


図4.6.12 想定熱過渡条件と熱的境界条件

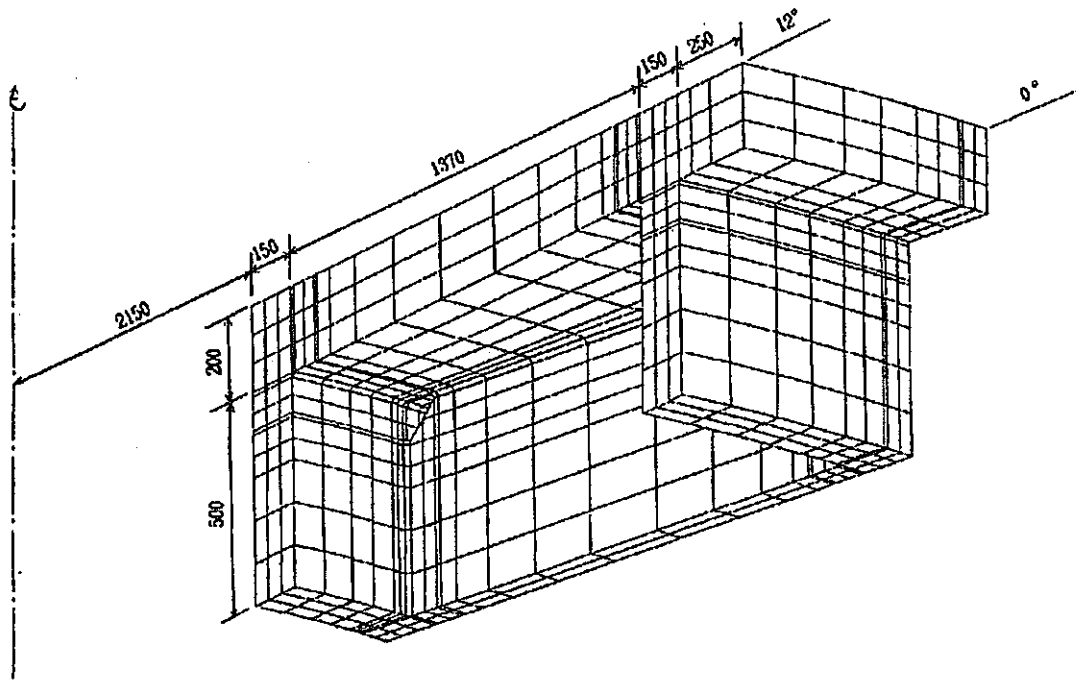


図4.6.13 炉内構造支持構造物 過渡熱応力解析モデル

4.7 下部プレナム構造の検討

91年度設計研究の下部鏡形状は以下の検討により20%皿形をリファレンス条件とした。

すなわち、原子炉容器軸長抑制を図りつつ、下部プレナムでの有効混合容積増加を図るには皿鏡形状を軸方向に圧縮した形とすることが望ましいが、十分な内圧座屈強度を確保する観点から20%皿形をリファレンス条件としている。

4.7.1 鏡部耐圧強度

鏡部厚さを100mmとした上で皿鏡の形状を15%~30%とし、内圧7kg/cm²とした場合の各部の応力をシェルモデルを用いて計算した結果は表4.7.1に示すとおりであり、いずれの形状も1次応力制限値(局部膜応力強さに対して1.5S_m=16.68 kg/mm²)を余裕を持って満足している。

すなわち、内圧に対する1次応力制限は原子炉容器下部鏡形状を規定する支配因子とはならない。

4.7.2 内圧座屈強度

内圧を受ける皿鏡の塑性崩壊座屈強度について、リバプール大学のGalletlyは下式を与えている。

$$P_c/\sigma_{YP} = 12.6(1 + 240\sigma_{YP}/E)(r/D)^{1.04}/[(D/t)^{1.09}(R_s/D)^{0.79}] \quad (R_s \geq D)$$

P _c	塑性崩壊圧力
σ _{YP}	降伏応力
E	縦弾性係数
r	ナックルの曲率半径
D	円筒の直径
R _s	クラウンの曲率半径

上式を用いて、各鏡形状に対する塑性崩壊圧力及び設計圧力P_d=7kg/cm²に対する係数を求めると表4.7.2のようになる。

胴鏡接合部の内圧による塑性崩壊は局部座屈様相を示すので、設計圧力に対する通例の安全率3の必要の是非は議論のあるところであるが、保守的に安全率3以上を確保するものとするれば皿鏡形状は20%以上とする必要があることになる。

表4.7.1 鏡部耐圧強度 (内圧 7Kg/cm²、鏡部厚さ 100mm)

鏡形状	鏡寸法	部位	PL	膜圧縮	膜+曲げ
15%皿	Rs=8,400 r =1,260	円筒	6.10		6.24
		テーパ	2.63		2.67
		ナックル	5.19	-3.35	8.19
		クラウン	3.94	-1.54	5.65
20%皿	Rs=8,400 r =1,680	円筒	6.05		6.14
		テーパ	3.20		3.29
		ナックル	4.02	-2.14	6.03
		クラウン	3.18	-0.48	4.91
25%皿	Rs=8,400 r =2,100	円筒	6.02		6.10
		テーパ	3.43		3.59
		ナックル	3.08	-1.11	4.67
		クラウン	3.15		4.53
30%皿	Rs=8,400 r =2,520	円筒	6.01		6.07
		テーパ	3.58		3.76
		ナックル	2.54	-0.35	4.06
		クラウン	3.19		4.26

応力の単位 kg/mm²

表4.7.2 塑性破壊圧力

鏡形状	Pc	Pc/Pd
	kg/cm ²	
15%皿	20.4	2.9
20%皿	27.5	3.9
25%皿	34.7	5.0
30%皿	42.0	6.0

5. 1次主冷却系設計

5. 1次主冷却系設備

5.1 1次主冷却系の概要

1次主冷却系は、図4.1.2の鳥瞰図に示したように、炉容器ヘッドアクセス方式主配管を特徴とする単純でコンパクトなループ型構成である。91年度設計研究で設定した主要構成機器の主な仕様は表5.1.1に示すとおりである。

中間熱交換器は直管型伝熱管を使用する点はもんじゅと同様であるが、伝熱管内を1次ナトリウム側とするいわゆる「管内1次方式」として機器の小型化を図っている。胴下部にコンポリューション構造を設けて伝熱管と胴との熱膨張差を吸収する。上部プレナム胴に非一体型サポートを設けて自重を支持する。

1次主冷却系主循環ポンプは、単段片吸込み型・吸込み比速度1200程度のもんじゅと相似のポンプであるが、ポンプオーバフロー戻し機構を内蔵させて系統構成の簡素化を図ることとしている。もんじゅと同様にポニーモータを設けて、原子炉トリップ時には適切な時定数でフローコストダウンさせた後、低流量ポニーモータ運転に引き継ぐ。

中間熱交換器、1次主冷却系主循環ポンプ及び同主配管の低部周りには上端を定格出力運転時原子炉容器内液位(NsL)程度とする一体化したガードベッセルを設ける。ガードベッセル内には充填材を挿入して実効容積を小さくする。

炉容器ヘッドアクセス方式の1次主冷却系主配管ホットレグ部は、中間熱交換器側だけを固定し、原子炉容器側へは自由に熱膨張できる構造である。同ミドルレグ部は中間熱交換器下部と主循環ポンプ下部とを接続するU字型構造であり、下部水平管中央に面外レストレントを設置する。同コールドレグ部はポンプから一旦中間熱交換器に向かった後原子炉容器に向かういわゆる面外引回し構造で、上部水平管部に逆止弁を設ける。主配管ホットレグ部及びコールドレグ部共に、原子炉容器遮蔽プラグ貫通部にはカバーガスシールベローズを設け、主配管の熱膨張変位の拘束を避け、熱膨張応力が過大となることを抑制している。コールドレグ部ポンプ近傍の鉛直管上部には渦電流式の主流量計を設ける。

1次主冷却系機器は鋼製繭型格納容器内の運転床下の窒素雰囲気室に3系統を120°対称に配置する。1次主冷却系主要機器を設置する床下には回転機器・メカニカルスナッパ等定検時に接近しての保守作業が必要なものは設置しない。

図5.1.1にBループを代表例として2次主冷却系を含めた平面配置図を示す。図5.1.2には比較用にもんじゅでのBループ平面配置図を示すが、両者を比較すると出力を2倍以上としているにも係わらず大幅に配置のコンパクト化が図られていることが理解できる。

なお、1次主冷却系の平面配置での基本寸法は以下のとおりである。

原子炉容器・IHX中心間距離	11.0m
IHX・ポンプ中心間距離	6.5m
ポンプ・コールドレグ立上り管中心間距離	4.0m
原子炉容器・ホットレグ炉内鉛直管中心間距離	3.4m
原子炉容器・コールドレグ炉内鉛直管中心間距離	3.15m
RV~IHX・IHX~ポンプ交差角	7.5度
IHX~ポンプ・ポンプ~コールドレグ立上り管交差角	15.0度

表5.1.1 1次主冷却系主要機器の主な仕様

(1) 中間熱交換器

項 目	主な仕様
型 式	たて置き無液面斜交流型 管内1次方式
容 量	533.3MWt
材 料	高速炉構造用SUS316 (SUS316FR)
主要寸法	全高 15,600mm (2次Na入口管中心~1次Na出口管台端) 伝熱部胴径 2,560mm OD (上部プレナム胴径 3,240mmOD)
流 量	1次側 10,080 t/h 2次側 8,355 t/h
温 度	1次側 入口 530°C 出口 380°C 2次側 入口 325°C 出口 505°C
伝熱管	寸 法 $\phi 21.7\text{mm}$ t1.0mm 本 数 4,920本 配列ピッチ 28.0mm 正三角形配列 有効伝熱長 4,800mm
その他	胴コンボリューションによる熱膨張差吸収 非一体型サポートによる上部プレナムでの自重支持 1次Na 入口管中心高さ NsL+3,500mm 出口管台高さ NsL-5,500mm 2次Na 入口管中心高さ NsL+9,500mm 出口管台高さ NsL+7,000mm 伝面中心高さ NsL-1,500mm

(2) 1次主循環ポンプ

項 目	主な仕様
型 式	機械式たて型自由液面遠心式
容 量	10,080 t/h
揚 程	未定
主要寸法	全高 8,500 mm (上部フランジ取付面~Na入口管台端) 胴径 $\phi 2,200$ mm OD (暫定値)
温 度	380°C (定格出力時)
その他	ポニーモータ設置 オーバフロー戻り機構を内蔵 上部フランジ取付高さ NsL+2,000mm Na入口管台高さ NsL-6,500mm 出口管台中心高さ NsL-4,500mm (=インペラ中心高さ)

(3) 逆止弁

項 目	主な仕様
型 式 口 径	スウィング型 ダッシュポット無し 呼び径 30B

(4) 流量計

項 目	主な仕様
型 式 センサ数	渦電流式 4(暫定数)

(5) 主配管

項 目	主な仕様
主要寸法	ホットレグ部 $\phi 812.8\text{mm} \times t 15.1\text{mm}$ NsL-4,000~NsL-2,000 $\phi 812.8\text{mm} \times t 20.6\text{mm}$ NsL-2,000~NsL+1,000 $\phi 1,140\text{mm} \times t 70.0\text{mm}$ エルボ部 $\phi 1,100\text{mm} \times t 30.0\text{mm}$ 残部 ミドルレグ部 $\phi 762.0\text{mm} \times t 12.7\text{mm}$ コールドレグ部 $\phi 762.0\text{mm} \times t 12.7\text{mm}$
材 料	高速炉構造用SUS316 (SUS316FR)

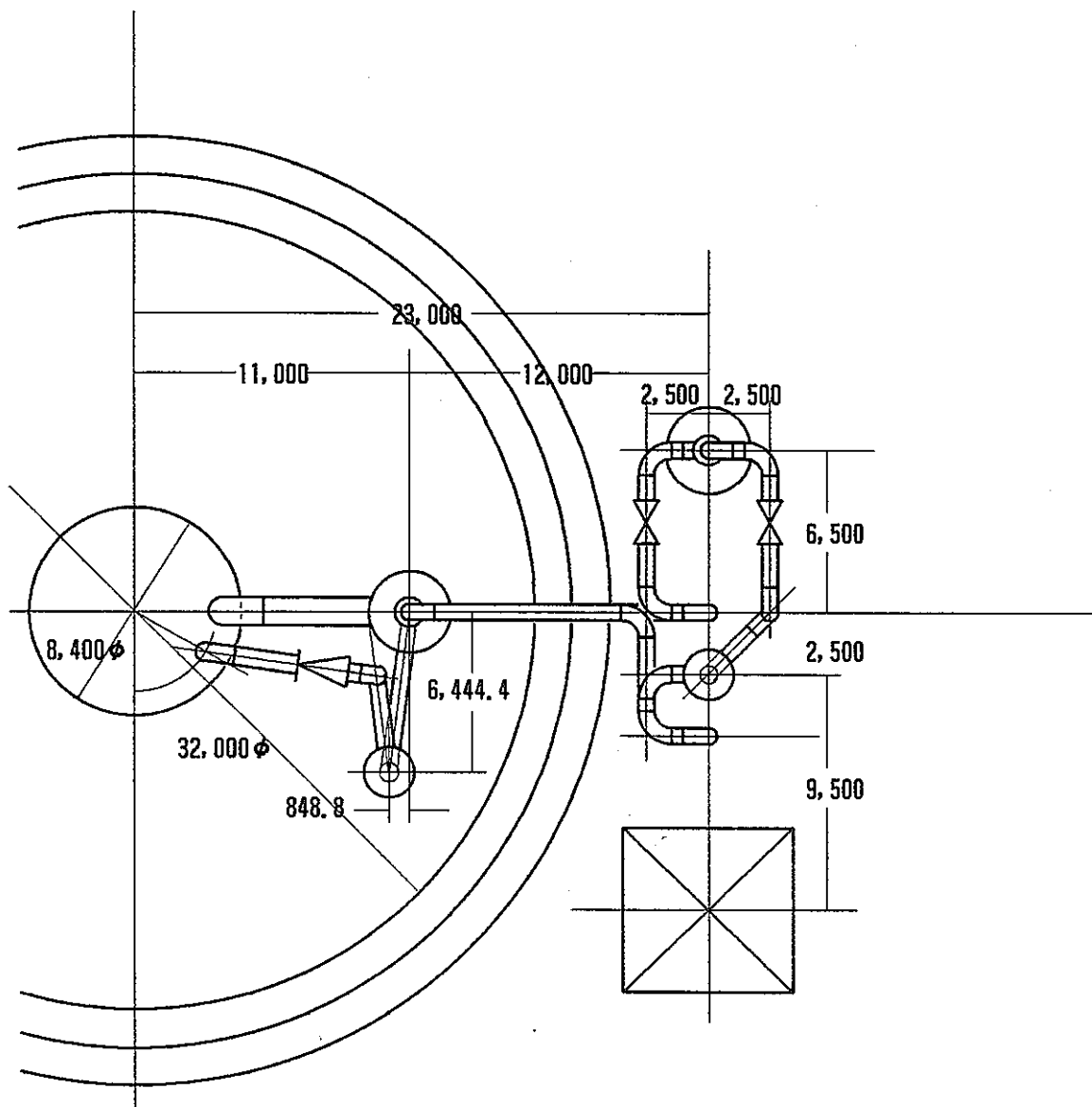


図5.1.1 91年度設計研究主冷却系統平面配置 (Bループ)

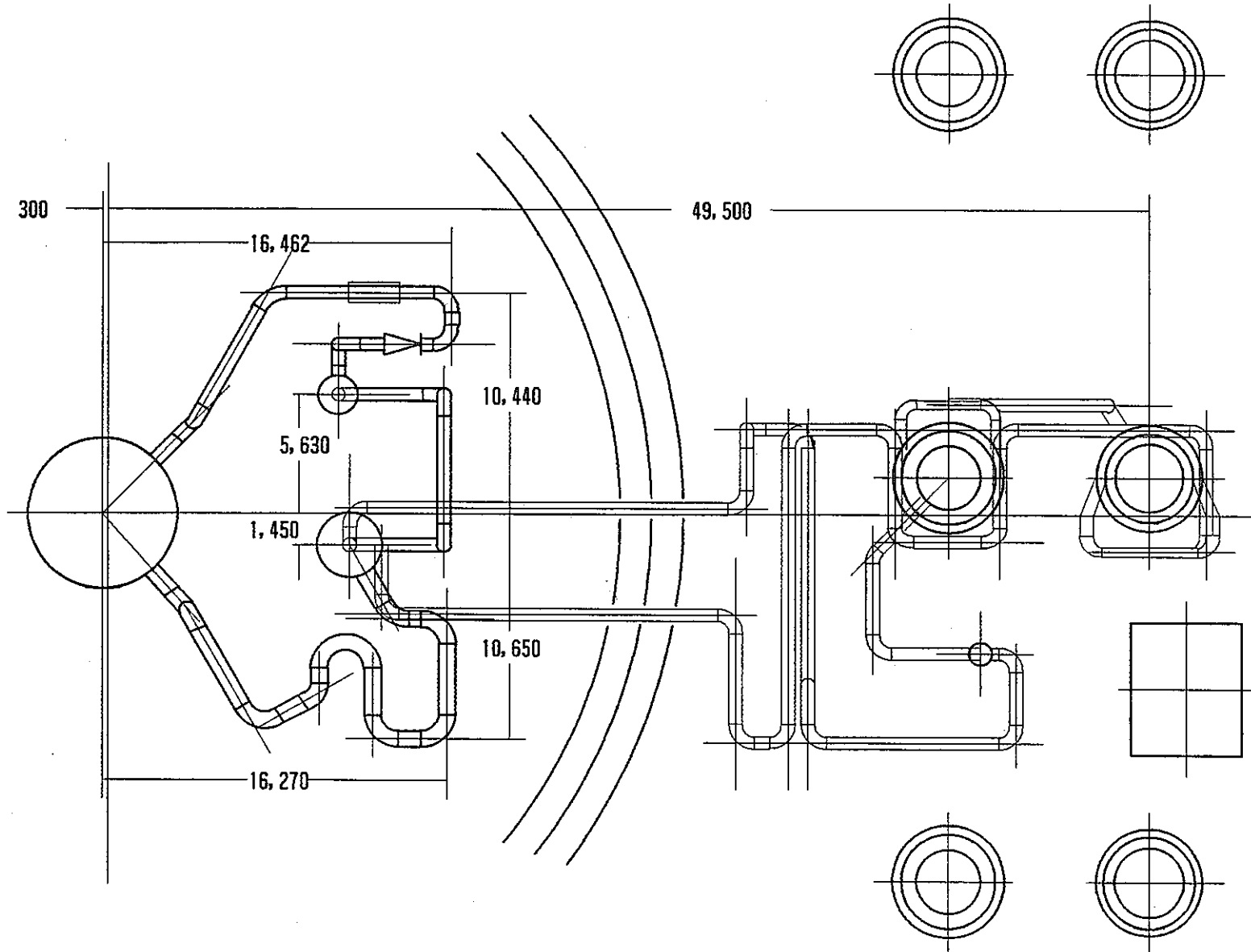


図5.1.2 もんじゅ主冷却系統平面図 (Bループ)

5.2 設計研究項目

1次主冷却系設備に関する設計研究項目と主要な検討結果を表5.2.1に示す。

表5.2.1 主要な設計研究項目と検討結果の概要

項 目	主要な検討結果
主配管ホットレグ部成立性 (5.3節)	<p>必要な耐震性を確保できる主配管ホットレグ部構造を具体化した。</p> <p>厚肉エルボ部が必要な過渡熱応力に対する強度を持つことを確認した。</p> <p>構造健全性確保を図り得るカバーガスシールベローズ構造を具体化した。</p>
主配管ミドルレグ部成立性 (5.4節)	<p>必要な耐震性と熱膨張応力に対する強度を確保できる構造を具体化した。</p> <p>大型化が可能であることを確認した。</p>
主配管コールドレグ部成立性 (5.5節)	<p>遮蔽プラグ貫通部にカバーガスシールベローズを仕様することにより、逆止弁の設置及び炉内配管の単純化を図った上で、必要な耐震性と熱膨張応力に対する強度を確保できる構造を具体化した。</p> <p>構造健全性確保を図り得るカバーガスシールベローズ構造を具体化した。</p>
原子炉冷却材漏洩事故時の炉心冷却能力の確保 (5.6節)	<p>原子炉冷却材漏洩事故時に炉心冷却能力を確保するための液位確保方策を具体化した。</p> <p>IHX・ポンプガードベッセルの基本構造概念を明確化した。</p>
中間熱交換器具体化 (5.7節)	<p>炉容器ヘッドアクセス方式に適合する管内1次型中間熱交換器構造を具体化した。</p> <p>非一体型サポート構造の基本的成立性を明らかにした。</p> <p>胴コンボリューションによる熱膨張差吸収方式の基本的成立性を明らかにした。</p>
その他主要機器構造の具体化 (5.8節)	<p>主循環ポンプの基本構造概念を明らかにした。</p> <p>逆止弁について、配管短縮効果によりウォーターハンマ抑制用にダッシュポットを設ける必要がないことを明らかにした。</p> <p>流量計について、断面内流速分布評価を行い、ポンプ出口近傍鉛直管上部に渦電流式流量計を設置可能であることを明らかにした。</p>
1次補助Na設備の具体化 (5.9節)	<p>起動時液位維持・停止時液位成行方式に適合する純化系・充填ドレン系機器設備を具体化した。</p>
管台の撓性・応力係数の検討 (5.10節)	<p>管台構造の外荷重に対する撓性及び応力係数を簡便に評価可能な簡易式を策定した。</p>

5.3 主配管ホットレグ部成立性

原子炉容器上部流出入配管方式主配管ホットレグ部はIHX側だけを固定し、原子炉容器側には自由に熱膨張できるL字型構造である。このため、一般に1次主冷却系主配管設計で考慮すべき以下の事項

- ①耐震性確保
- ②熱応力対策
- ③原子炉冷却材漏洩事故対策
- ④保守補修性対策

について、原理的に熱膨張応力が生じない条件にあるので、耐震性確保が第1の着眼点となる。

後述するように、耐震性確保のため部分的に相当な厚肉構造を使用するので、熱応力対策として原子炉トリップ等過渡条件下での過渡熱応力対策が重要である。また、原子炉容器遮蔽プラグ貫通部にカバーガスシールベローズを使用するので、当該ベローズの健全性確保見通しもその基本的成立性を把握する上で重要である。

以下では耐震成立性・過渡熱応力対策・カバーガスシールベローズ成立性の順に検討結果を概説する。

5.3.1 主配管ホットレグ部耐震成立性

(1) 想定床応答曲線と耐震成立性判断基準

想定した床応答曲線は原子炉容器耐震座屈強度の検討の場合と同一で、以下のとおりである。

[S₁地震]

固有振動数	想定加速度	
7Hz~11Hz	2.7G	
11Hz~15Hz	2.7-0.3 (f-11)G	f: 固有振動数
15Hz以上	1.5G	

[S₂地震]

上記の1.5倍

上記床応答曲線を想定した場合の主配管耐震成立性判断基準は実質的に以下のとおりとなる。

- ① 固有振動数下限値 7Hz
- ② エルボ及び管台部S₂地震時座屈制限

91年度設計研究1次主冷却系主配管の検討結果を踏まえると、上記の内①が支配的であり、①が確保される条件では②が満足される状況にある。

(2) 耐震解析用配管重量

配管重量算出の考えかたは以下のとおりである。

- ① 配管重量は室温時の寸法・重量を用いて算出する。
- ② 内部Na重量は配管の体積膨張を考慮した容積での定格出力運転時のNa密度を用いて算出する。
- ③ Na中配管の場合は、排除Na容積分を付加重量として加算する。
- ④ 保温はホットレグ部にあつては200mm・ミドルレグ部及びコールドレグ部にあつては150mmとする。

厳密にはホットレグ配管検討時には保温材厚さを200mmとし、それに内装板及び外装板を含めた厚さ計203.2mmを保温厚さとして重量を算出した。一方ミドルレグ配管及びコールドレグ配管検討時には、もんじゅ配管解析時の想定重量の調査を進め、もんじゅと同一条件とする趣旨から、外装板外径を(配管外径+2×150mm)、保温材厚さ133mmとした。

- ⑤ 内装板及び外装板は、ヒータ・取付け金具等付属物重量(もんじゅでは32B配管の場合で約10kg/m)を無視することを考慮してやや厚めの1.6mm厚を想定する。
- ⑥ 保温材はロックウール相当を想定する。

保温材単位重量は、ホットレグ部検討時には伝熱工学資料記載値として50kg/m³とした。一方ミドルレグ配管及びコールドレグ配管検討時には、もんじゅと同一条件とする趣旨から、130kg/m³とした。

上記に基づいて算出した1次主冷却系主配管ホットレグ部配管単位長重量を代表的条件について示すと表5.3.1のようになる。

大口径Na配管の特徴として、配管重量が総重量に占める割合は50%以下となっている。また、Na中配管部は付加重量が3割程度増加する。

なお、もんじゅではサポートクランプ重量をその他の付加重量として追加しているが、設計研究ではサポート位置がパラメータ解析段階では定め難いこと、耐震サポート数の大幅削減を狙っていることから重量に加えていない。このため、もんじゅ1次主冷却系ホットレグ配管に比べると相対的に若干小さい配管重量を想定していることになる。

なお、カバーガス中の水平管については、保守的想定としてエルボ端までの水平管部には保温材及び内外装板を配管に取り付けるものとして付加重量を算出している。

(3) 耐震解析用境界条件

原子炉容器内鉛直管下端高さは、別途記載する液位確保の考えかたに従い、NsL-4,000mmとした。また、水平管高さは、当初NsL+3,000mm条件で検討を開始したが、水平管部を増径する必要が生じたため、原子炉容器据付けフランジとの間のクリアランスを確保する観点からNsL+3,500mmに変更した。

IHX管台剛性について、IHX上部プレナム形状及び管台応力係数及び撓性係数の検討に先立ち主配管ホットレグ部の耐震解析を実施したため、IHX管台剛性を形状に応じて定めることが困難であった。このためIHX管台剛性は、耐震固有値向上の観点から水平管の増径を行うことを考慮して、先行した88年度設計研究(配管40B セーフエンド部 $\phi 1076\text{mm}$ t20.6mm、補強厚さ 管側 6.2mm 胴側12mm)での想定値(面内 2.50×10^{10} , 面外 $0.761 \times 10^{10} \text{kgmm/rad}$)を10倍して適用した。

レストレント及びスナップの剛性は厳密には作用荷重に依存するが、一連のパラメータ解析では暫定的に 10^4kg/mm 一律とした。

(4) 耐震解析結果と耐震成立性見通し

(3)で記した鉛直管下端高さの低下及び水平管高さの増加はいずれも固有振動数の有意な低下を生じる。これに加えて設計研究では耐震支持装置を床下メンテ

ナンスフリーを貫く観点から床上から容易にアクセス可能な鉛直方向レストレントと炉容器径方向レストレント程度に限定したので、88年度設計(鉛直管下端高さ $NsL-3,000\text{mm}$ 、水平管高さ $NsL+3,000\text{mm}$)での固有振動数 5.4Hz を 7Hz 以上とするのは必ずしも容易でなく、エルボのT継手への変更の検討等設計研究としては相当な回り道をし、多数の条件での耐震固有値解析を実施している。

最終的結論は図5.3.1に端的に示される。即ちエルボ及び水平管を思い切って大径・厚肉化をしない限り必要な耐震特性の確保は困難である。図5.3.1に示すように、水平管を $\phi 1000\text{mm}$ $t50\text{mm}$ とする程度でもエルボ厚さ 70mm 程度以下では解が見いだせない。水平管を $\phi 1100\text{mm}$ として初めてエルボ厚さ 70mm 程度で固有振動数 7Hz を確保できる条件が見いださうる。この場合には固有振動数 7Hz 程度の条件では水平管厚さを 30mm とした場合と 40mm とした場合とでそれほど著しい差は認められない。

リファレンス条件に選定した1次主冷却系主配管ホットレグ部の構造を図5.3.2に示すが、図中に示すように

- ① エルボの大径・厚肉化(外径 $\phi 1140\text{mm}$ $t70\text{mm}$)
- ② 水平管部の大径・厚肉化(外径 $\phi 1100\text{mm}$ $t30\text{mm}$)
- ③ 鉛直管の厚さ調整

により炉内部で鉛直方向スナッパと炉容器径方向レストレントを設ける程度で88年度設計研究での剛性想定値(面内 2.50×10^{10} 、外面 $0.761 \times 10^{10}\text{kgmm/rad}$)の10倍をもちいて設計した固有振動数は、 7Hz 以上及び S_2 地震時の座屈制限を満足している。また、その後、剛性想定値をそのままもちいても、 7Hz 以上及び S_2 地震時の座屈制限を満足することを確認している。従って、今後の検討では、88年剛性想定値をレファランスとしてもちいることとする。

5.3.2 主配管ホットレグ部過渡熱応力強度確保見通し

(1) 厚さ方向温度勾配による過渡熱応力の大きさ

耐震成立性の検討の結果、エルボ部を 70mm 程度に厚肉化すれば必要な耐震性を確保できることが明らかとなったが、一方手動トリップ等の原子炉トリッ

ブ時にはホットレグ部にかなり大きなコールドトランジエントが生じるので、このような厚肉部が十分な過渡熱応力強度を持つことが原子炉容器上部流出入配管方式主配管ホットレグ部の成立性を確保する上での主要な着眼点となる。

図5.3.4及び表5.3.2はホットレグ部で図5.3.3に示す種々の熱過渡条件に対する30mm厚~70mm厚の部材での過渡熱応力を一次元簡易過渡熱応力評価ルーチンにより計算した結果を表したものである。

図5.3.3に示す種々の熱過渡条件は以下のとおりであり、系統熱過渡条件を正確には把握し難い設計研究の現段階において、主配管ホットレグ部での過渡熱応力を推定するために選択した条件である。

- ① もんじゅ手動トリップ 設計用熱過渡条件
- ② もんじゅ手動トリップ COPDノミナル解析結果
- ③ もんじゅ制御棒誤引抜き 設計用熱過渡条件
- ④ 90年度設計手動トリップ AQUA内筒有り条件解
- ⑤ 90年度設計手動トリップ AQUA内筒有り条件解を $\beta=2$ で修正

ここで、①及び②はいわゆる公称値を用いて算出された熱過渡条件と設計用熱過渡条件との差を分析するために選んだ条件である。もんじゅの設計用熱過渡条件はプラントパラメータとして概ね保守的な公称値を使用して計算した解「COPDノミナル解析結果」に、温度変化幅に対する安全係数 α 及び温度変化速度に関する安全係数 β を乗じて定めることを基本としている。安全係数 α 及び β はプラント熱過渡パラメータ解析結果の分析により定められた値であり、ホットレグ部については $\alpha=1.4$ 、 $\beta=2$ である。この安全係数の定めかた自体設計研究の主要な課題の1つであるが、当面もんじゅでの安全係数程度を想定しておけば保守的に成立性を評価できると考えられる。

③はホットトランジエントを含む最も厳しい条件として選択したものである。

④は90年度設計研究条件での解であり、ポンプフローコーストダウンにもんじゅ条件(流量半減時間5.5秒)を想定していること及び炉心入口温度を一定とし

ているとの問題はあるが当面「COPDノミナル解」に相当する解と考えることができる。

⑤は④に厚さ方向温度勾配を保守的に算出する条件として温度勾配に関する係数 $\beta=2$ を適用したものである。

図5.3.3及び表5.3.2より、ホットレグ部の健全性確保見通しについては当面表5.3.3程度の厚さ方向温度勾配による過渡熱応力を想定しておけば良いといえる。

(2) 厚さ方向温度勾配によるひずみ集中

塑性変形又はクリープ変形により構造物が非弾性挙動を示す場合、応力集中部では一般にひずみ集中又は応力緩和速度の低下が生じる。高温構造設計ではそのようなひずみ集中又は応力緩和速度の低下を保守的かつ合理的に評価することが重要な着眼点となる。

もんじゅ用高温構造設計方針では弾性追従モデル又は弾性追従パラメータ q を定義することにより、統一的かつ合理的な評価手法を新たに定めている。弾性追従パラメータとしては保守的包絡値として $q=3$ が設定されている。

次期大型炉主要機器の構造設計には、この新規概念を発展させることにより、一層合理的な評価法を整備することが重要である。

厚さ方向温度勾配による熱応力は、従来より軽水炉設計でも一般的構造不連続によるひずみ集中に比べ非弾性挙動を示す場合のひずみ集中が小さいことが指摘されており、一部には弾性的に計算される応力をそのままひずみに換算して評価可能との考えも示されているが、詳細にその挙動を分析すると、弾性ポアソン比と非弾性挙動時のポアソン比との差及び厚さ内応力再配分効果により一定程度のひずみ集中が生じる。

図5.3.5は厚さ内ひずみ分布が zn 型になるとして等二軸条件下でのひずみ集中係数を解析的に計算した結果である。

一般に比較的ゆっくりした又は両面で熱伝達がある条件では厚さ内温度勾配は $n=1$ に近い形態となるが、急激な温度変化又は片側断熱条件では $n=2\sim3$ の温度分布形態が生じる傾向がある。

図5.3.5に示すように、ひずみ集中係数は厚さ内ひずみ分布形態及び最大応力値に依存するが、適切な弾性追従パラメータを使用する弾性追従モデルによるひずみ集中値は良好な予測結果を与え、特に弾性追従パラメータ $q = 5/3$ としてやれば、全ての条件を保守的に包絡する。

したがって、原子炉容器上部流出入配管方式主配管ホットレグ部のように厚さ方向温度分布による過渡熱応力が支配的な部分では弾性追従パラメータ $q = 5/3$ を適用してひずみ集中を評価することにより、保守的かつ合理的に構造健全性評価ができる。

(3) 高温構造設計基準(案)によるクリープ疲労損傷評価

もんじゅ設計以降の高速炉主要機器の構造設計を合理的に行うべく、もんじゅ用高温構造設計方針策定以降の研究開発成果を取り入れた高温構造設計基準(案)が準備されている。クリープ疲労損傷評価に着目すると、高温構造設計基準(案)がもんじゅ用高温構造設計方針を改訂しようとしている主要点を記すと以下のようなになる。

- ① 適用鋼種に高速炉構造用SUS316(SUS316FR又はSUS316LNP)及び改良9Cr1Mo鋼を追加する。
- ② 弾性追従概念を一般化し、条件に応じて3より小さい弾性追従パラメータの使用を許容する。
- ③ 中間保持評価法を導入し、正負極値の組合せ時の評価の合理化を図る。
- ④ 溶接部強度評価法を具体的に定める。

図5.3.6(1)~(9)は高温構造設計基準(案)を適用した場合の許容繰返し数を試算した結果の一例である。高温使用条件をもんじゅ条件(529°C 210,000時間)に合わせた試算結果のため、厳密には設計研究条件に則した再計算が必要であるが、およその成立性評価は可能である。

各図に基づいて成立性を評価すると以下のようなになり、設計研究条件では構造材料に高速炉構造用SUS316を使用する限り、エルボを含む厚肉部は過渡熱応力繰返しに対する必要強度を持ち、又厚さ50mm部までは溶接継手の配置も可能と考えられる。

図5.3.6(1)は片振り条件を想定した場合の試算結果であり、手動トリップは概ねこの条件で評価できる。手動トリップをもんじゅ同様300回程度とすれば、許容Sn値は43kg/mm²程度であり、主配管ホットレグ部エルボは余裕を持って許容範囲内にあるといえる。

図5.3.6(2)は制御棒誤引抜きに代表される両振り型となる場合の試算結果であり、負の極値の大きさが5kg/mm²程度の場合、正の極値の許容値が片振りの場合より2kg/mm²程度低下することを示している。制御棒誤引抜き事象の回数を手動トリップ並の300回としても主配管ホットレグ部エルボは余裕を持って許容範囲内にある。

図5.3.6(3)は過渡熱応力が極値を示す時点の温度の影響を検討したものであり、許容応力に極値温度は殆ど影響しないことを示している。

図5.3.6(4)は原子炉出口温度を550°Cへ20°C上げた場合の影響を検討したものであり、許容応力範囲は5kg/mm²程度低下するが、それでもなお主配管ホットレグ部エルボは許容範囲内にある。

図5.3.6(5)は構造材料をSUS304にする可能性を検討したものである。

SUS304とする場合は繰り返し数300回での許容Snが30kg/mm²弱となるので、主配管ホットレグ部エルボは辛うじて成立性が確保できるか、又は成立性確保が困難な状況となる。

図5.3.6(6)は参考用に適用基準の差を材料をSUS304として表示したものである。もんじゅ用高温構造設計方針では弾性追従パラメータを一律に3としている効果が現れている。

図5.3.6(7)~(9)は溶接部強度評価結果である。溶接部強度評価法は現在なお見直しを図りつつある段階にあるので断定的判断は困難であるが、現状での手法に従うと繰り返し数300回での許容Snが34kg/mm²程度となる。したがって当面厚さ70mmとするエルボには溶接部を設けない方向で検討を進めるのが賢明と考えられる。厚さ50mm部であれば手動トリップ時の過渡熱応力が25kg/mm²程度となるので幾何学的構造不連続が著しくない溶接部を配置することは可能と考えられる。厚さ30mmの部分は手動トリップ時の過渡熱応力が15kg/mm²以下となるので、現地溶接等ある程度の幾何学的

構造不連続を含む溶接部を配置することが可能となる。原子炉出口温度が550°Cとなる場合には厚さ50mm部への溶接継手の配置がぎりぎりの条件となる。SUS304では厚さ50mm部への溶接継手の配置は難しい。

5.3.3 カバーガスシールベローズ健全性

平成2年度に構造工学室に依頼してカバーガスシールベローズを主配管と同一温度(530°C)とした場合の成立性見通しを検討した。その結果、成立性を確保できる見通しはなくはないが、軸直角方向変位を数mm以下に抑制する必要があるとの結論となった。

IHX支持構造を鉛直方向変位が数mm以下となるように設計は困難なため、平成3年度には主配管とベローズ間に保温材を挿入し、ベローズを室温近傍(50°C)で使用するとした場合の成立性見通しの検討を行った。

以下は平成3年度に実施した検討結果の概要である。平成2年度及び平成3年度に行った検討の詳細は別途構造工学室から報告書として既発行又は発行予定である。

(1) スクリーニングルールを用いた形状サーベイ

検討にはベローズ詳細解析法と並行して整備を進めたベローズスクリーニングルール(Bellows-SCAN)を適用した。ベローズは厚さ・山高・ピッチ・山数と形状パラメータの数が多く、従来は簡単に成立性見通しを把握し難い難点があったが、ベローズスクリーニングルールを使用すると1次応力制限・進行性変形の防止・疲労破損の防止・座屈の防止といったベローズの構造健全性を確保する上で留意すべき制限への適合性見通しを簡便に評価することができる。

図5.3.7は1次主冷却径主配管ホットレグ部カバーガスシールベローズについてベローズスクリーニングを適用した結果を一括して表示したものである。

ベローズの使用条件は暫定的に以下のとおりとした。

内圧(設計圧力)	1.5kg/cm ²
軸方向変位	30mm
鉛直方向変位	10mm
温度	50°C

ここで、内圧は原子炉容器カバーガスの定格出力運転時の圧力が 1kg/cm^2 程度と考えられることから、その1.5倍と暫定したものである。

軸方向変位は予備解析にてベローズ長として概ね1.5m程度が必要になると見込まれたことから、当該ベローズの取付け長を考慮して定めたものである。

鉛直方向変位は、後述するIHXの胴サポート(非一体型サポート)取付け高さが、主配管ホットレグ部水平管中心から1m下方となることから、保守的に1m分の熱膨張変位が負荷されるとして暫定したものである。

図5.3.7では内径1600mm、山数10山、ピッチ・山高比を0.8とした上で厚さを0.5~10mmまでの20ケース、ピッチを20~320mmまでの16ケース総計320ケースの形状のベローズの成立性見通しを評価した結果を示している。白丸記しは成立性が確保できること、黒丸記しは成立性が確保できない可能性があることを示している。

図5.3.7に示した4つの条件を全て満足できる条件をまとめるて示すと図5.3.8のようになる。適用したベローズスクリーニングルールは、開発されてから未だ日が浅く、1次応力制限における通常運転時の圧力と設計圧力との区分、ひずみの制限の簡略化等に今後工夫すべき余地があり成立性を確保できる範囲を狭く示す傾向があるが、かなり広い条件で成立性を確保できるカバーガスシールベローズ形状が見いだせることがわかる。

(2) リファレンス形状の策定

上記スクリーニングルールを使用した検討を踏まえて、主配管ホットレグ部カバーガスシールベローズの形状を表5.3.4に示すように定めた。

なお、形状を策定するにあたり、定期検査時に遠隔で耐圧試験が実施できるように外側にバックアップベローズを設置するものとした。

また、表5.3.4のベローズについては「高速増殖炉第1種配管用ベローズ継手の高温構造設計方針(暫定案)-改訂第1版-」を適用して評価し、成立性を確保できる条件にあることを確認している。

5.3.4 今後の検討課題

上記検討を経て主配管ホットレグ部の成立性は概ね見通せる状況にあるが、今後以下の検討を追加し、成立性見通しを確実なものにするのが望ましいと考えられる。

- ① 炉内配管鉛直方向サポート構造の具体化
(過渡熱応力対策と必要剛性確保見通し)
- ② カバーガスシールベローズ取付け部(Y型接合部)健全性評価
(過渡熱応力対策)
- ③ 炉内配管保温施工法の具体化と配管破損対策
(検出性と破損時安全性)

表5.3.1 配管重量 (ホットレグ配管用)

Na 配 管 区 分	区分	窒素ガス雰囲気				Na中配管部			もんじゅ
	呼び径 外径 厚さ	44B 1117.6 20.6	40B 1016.0 20.6	36 B 914.4 20.6	32B 812.8 20.6	36B 914.4 20.6	32B 812.8 20.6	32B 812.8 20.6	
総重量 kg/m		1494.6	1291.0	1101.3	925.4	1523.3	1243.1	1148.1	937
重 量 内 訳	配管重量	562.4	510.3	458.2	406.2	458.2	406.2	299.8	222
	内部Na	772.0	633.1	508.0	396.7	508.0	396.7	408.1	417
	付加Na	—	—	—	—	557.1	440.2	440.2	
	保温材等	160.2	147.6	135.1	122.5	—	—	—	298
	保温材	57.0	52.5	48.1	43.6				
	内装板 外装板	44.6 58.6	40.5 54.6	36.5 50.5	32.4 46.5				

表5.3.2 種々の熱過渡条件に対する厚さ方向温度勾配による過渡熱応力

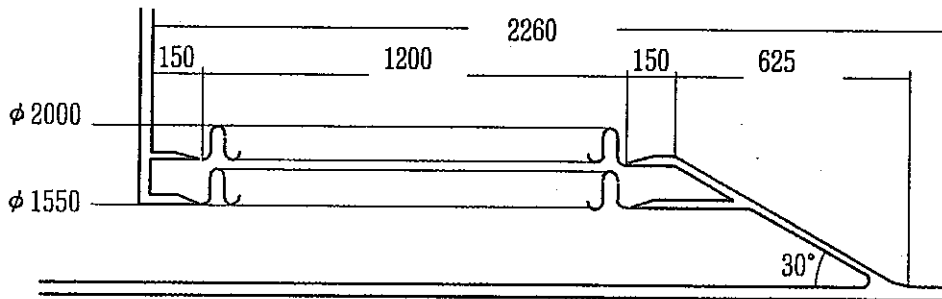
厚さ		Sn		Sf		Sn+Sf	
		最大値	時点	最大値	時点	最大値	時点
70 mm	① Mj手動トリップ	kg/mm ² 20.35	sec 250	kg/mm ² 9.61	sec 200	kg/mm ² 28.20	sec 200
	② Mj手動トリップ	15.65	250	7.39	200	21.69	200
	③ Mj制御棒誤引抜き	21.05	500	10.38	350	29.13	400
		-3.03	150	-2.08	100	-4.41	100
	④ AQUA内筒有り	16.08	500	7.00	300	21.84	500
⑤ AQUA内筒有 修正	21.00	350	9.79	200	28.51	350	
50 mm	① Mj手動トリップ	16.27	200	6.32	150	22.57	200
	② Mj手動トリップ	12.51	200	4.86	150	17.36	200
	③ Mj制御棒誤引抜き	17.35	400	7.02	350	24.11	400
		-2.74	150	-1.44	100	-3.90	100
	④ AQUA内筒有り	11.22	350	4.66	300	15.34	300
⑤ AQUA内筒有 修正	15.90	250	6.85	150	21.65	250	
30 mm	① Mj手動トリップ	9.29	150	3.18	150	12.48	150
	② Mj手動トリップ	7.15	150	2.45	150	9.60	150
	③ Mj制御棒誤引抜き	10.43	350	3.70	350	14.12	350
		-1.97	100	-0.77	100	-2.74	100
	④ AQUA内筒有り	6.14	300	2.21	300	8.35	300
⑤ AQUA内筒有 修正	8.97	150	3.62	150	12.59	150	

表5.3.3 厚さ方向温度勾配による過渡熱応力推定値
(膜+曲げ+ピーク)

厚さ	70mm	50mm	30mm
	kg/mm ²	kg/mm ²	kg/mm ²
正の極値	30	25	15
負の極値	-5	-4	-3

表5.3.4 ホットレグ部カバーガスシールベローズの仕様

	バウンダリベローズ	バックアップベローズ
谷内径	1,500 mm	1,800 mm
山高	100 mm	100 mm
ピッチ	80 mm	80 mm
厚さ	3.5 mm	3.5 mm
山数	15	15
使用温度	50 °C	50 °C
型式	内圧型	



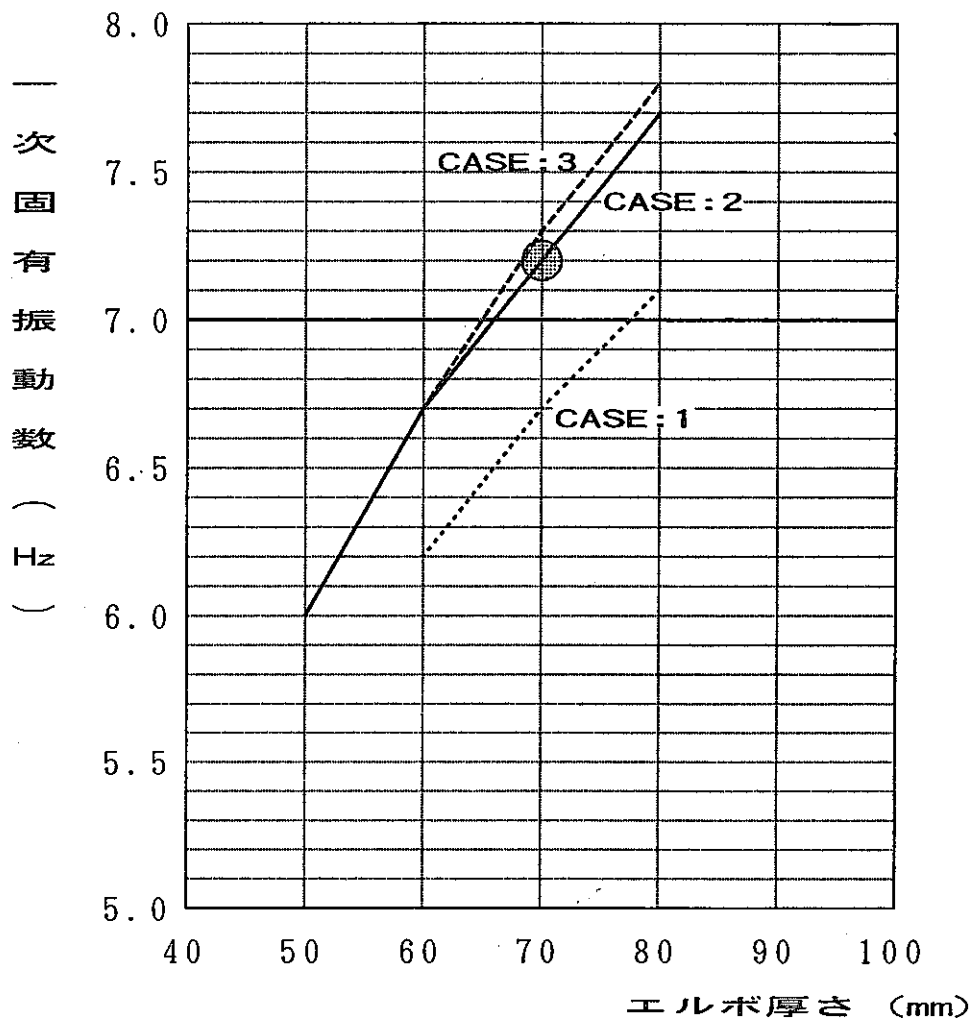


図5.3.1 ホットレグ部耐震固有値解析結果例

水平管高さ NsL+3500

鉛直管下端高さ NsL-4000

下部外径 812.8 厚さ 15.1

	水平管		エルボ部	鉛直管上部	
	口径	厚さ		口径	厚さ
CASE:1	1000	50	外径合せ	812.8	15.1
CASE:2	1100	30	内径合せ	812.8	20.6
CASE:3	1100	40	内径合せ	812.8	20.6

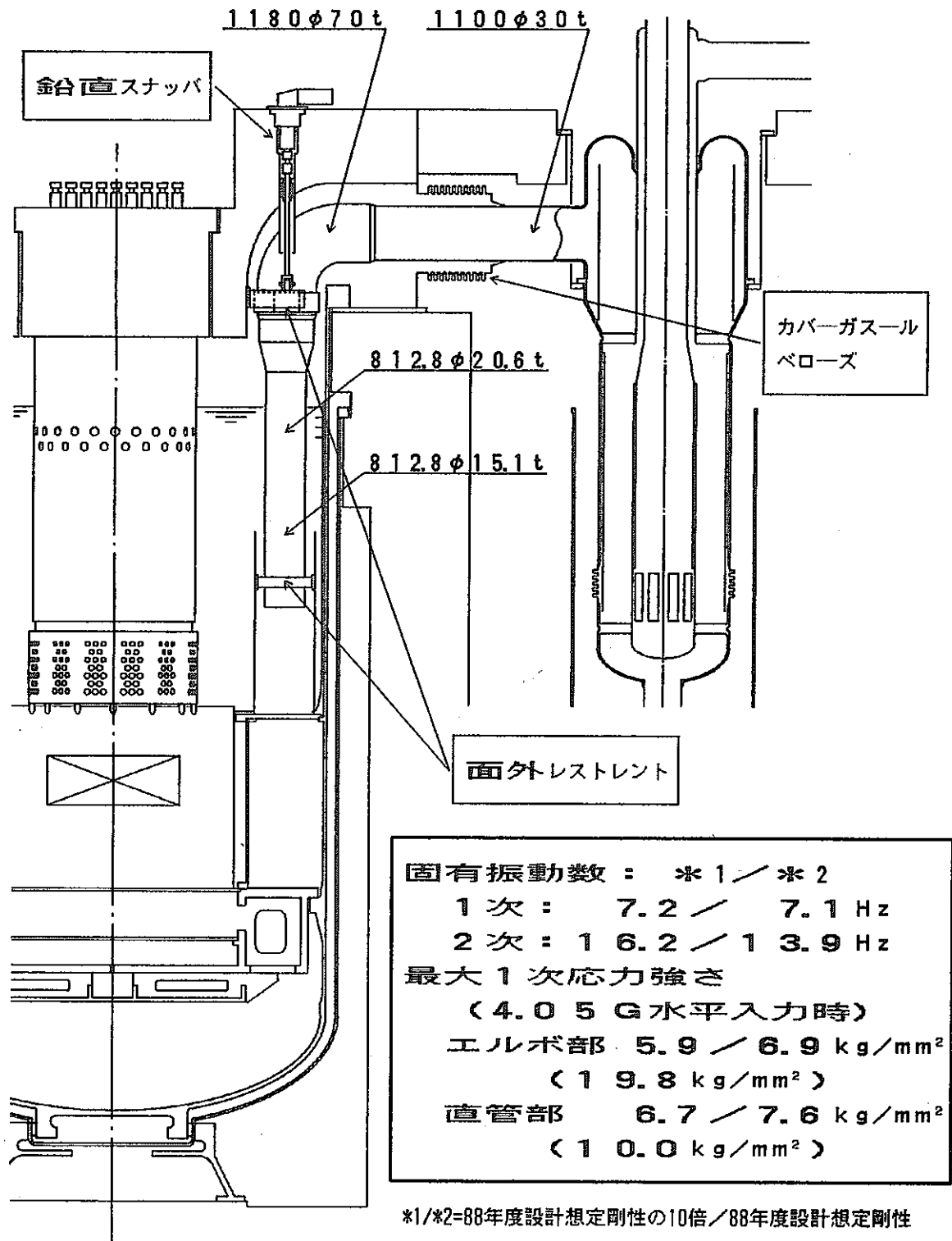


図5.3.2 一次系主配管ホットレグ部

- | | |
|------------------|-------------|
| ① AQUA解 (内筒設置条件) | ノミナル解相当 |
| ② " " | $\beta = 2$ |
| ③ もんじゅ手動トリップ | ノミナル解 |
| ④ " " | 設計曲線 |
| ⑤ もんじゅ制御棒誤引抜き | 設計曲線 |

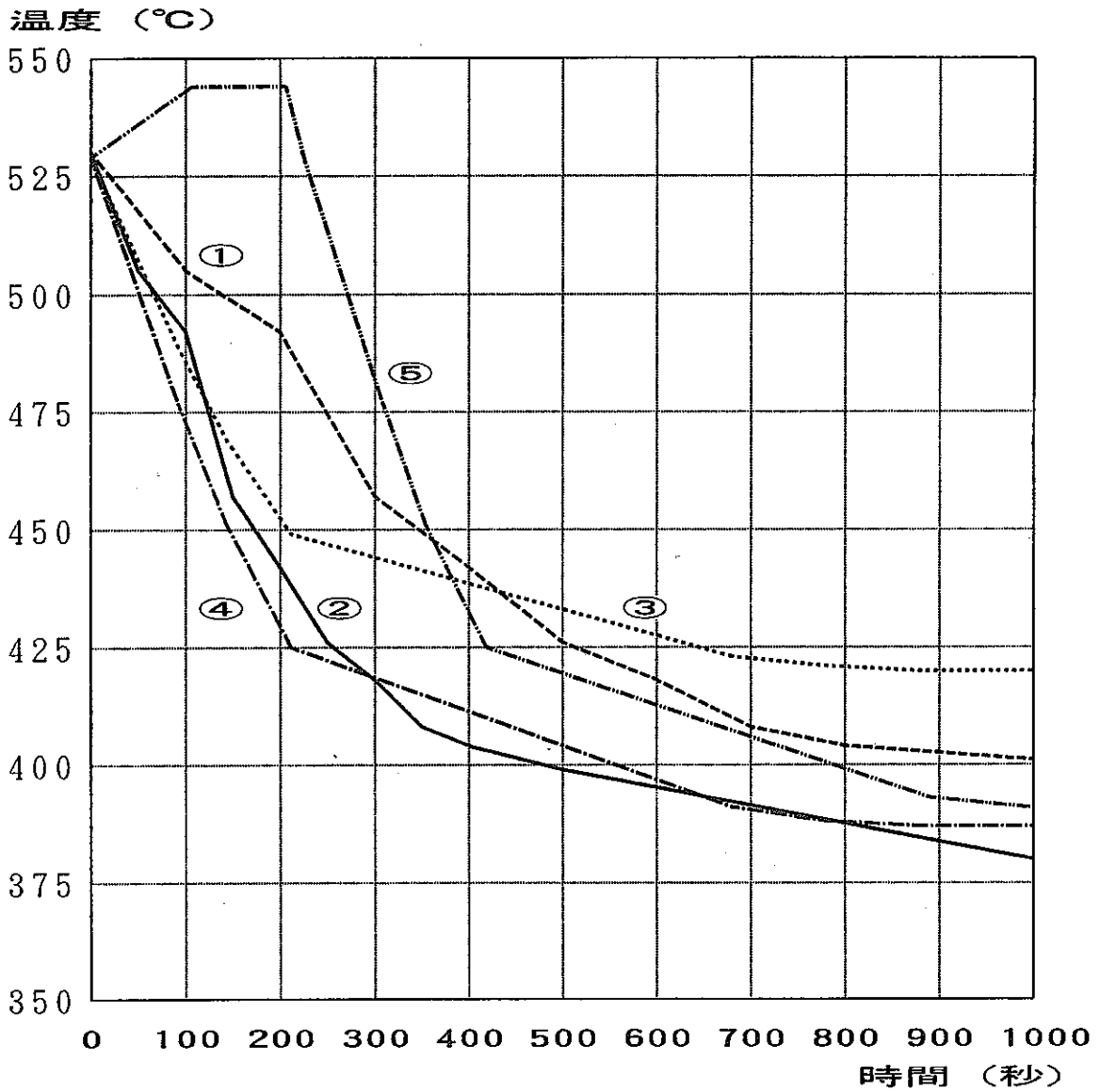


図5.3.3 想定熱過渡条件

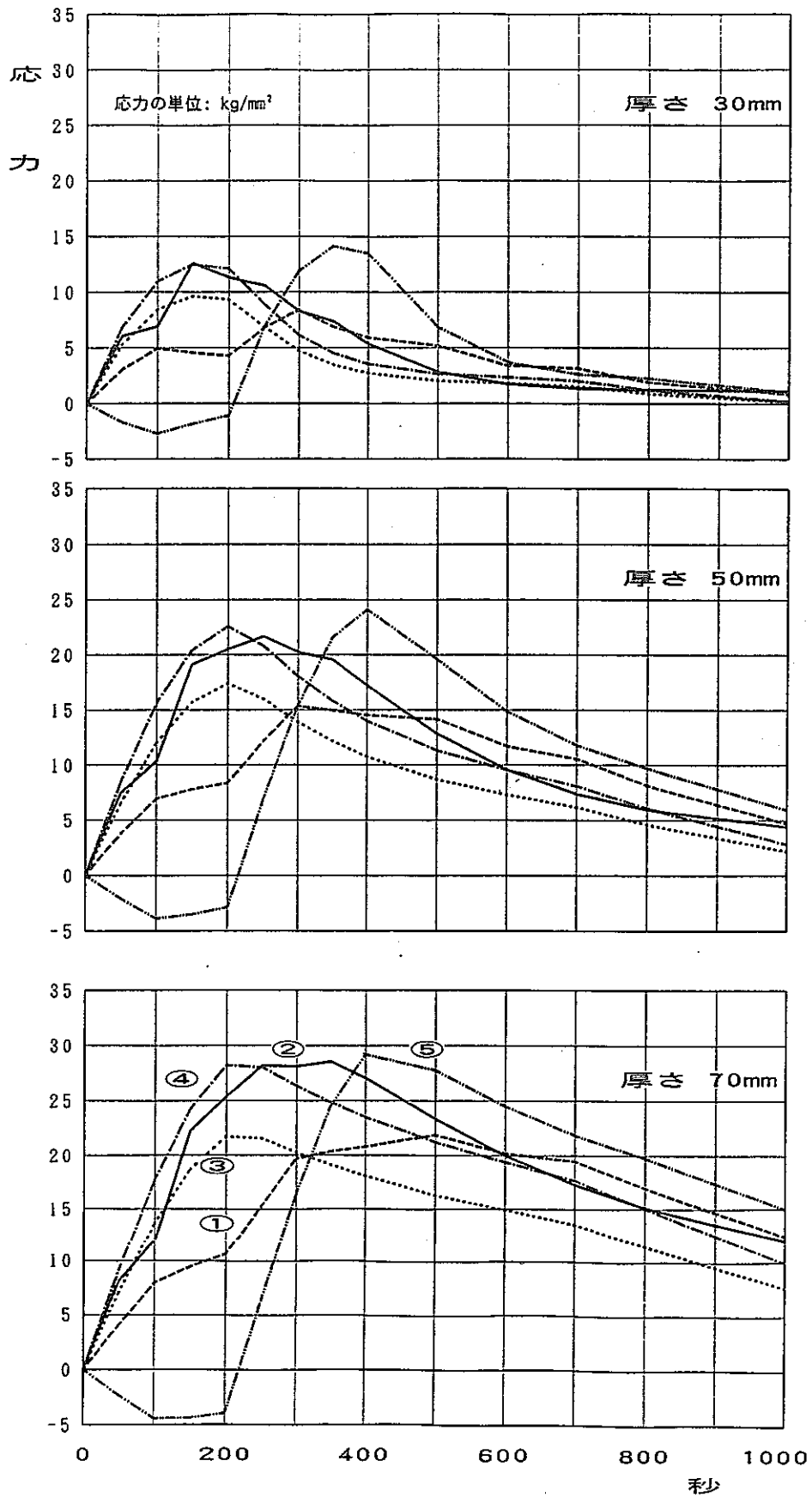


図5.3.4 厚さ方向温度勾配による過渡熱応力

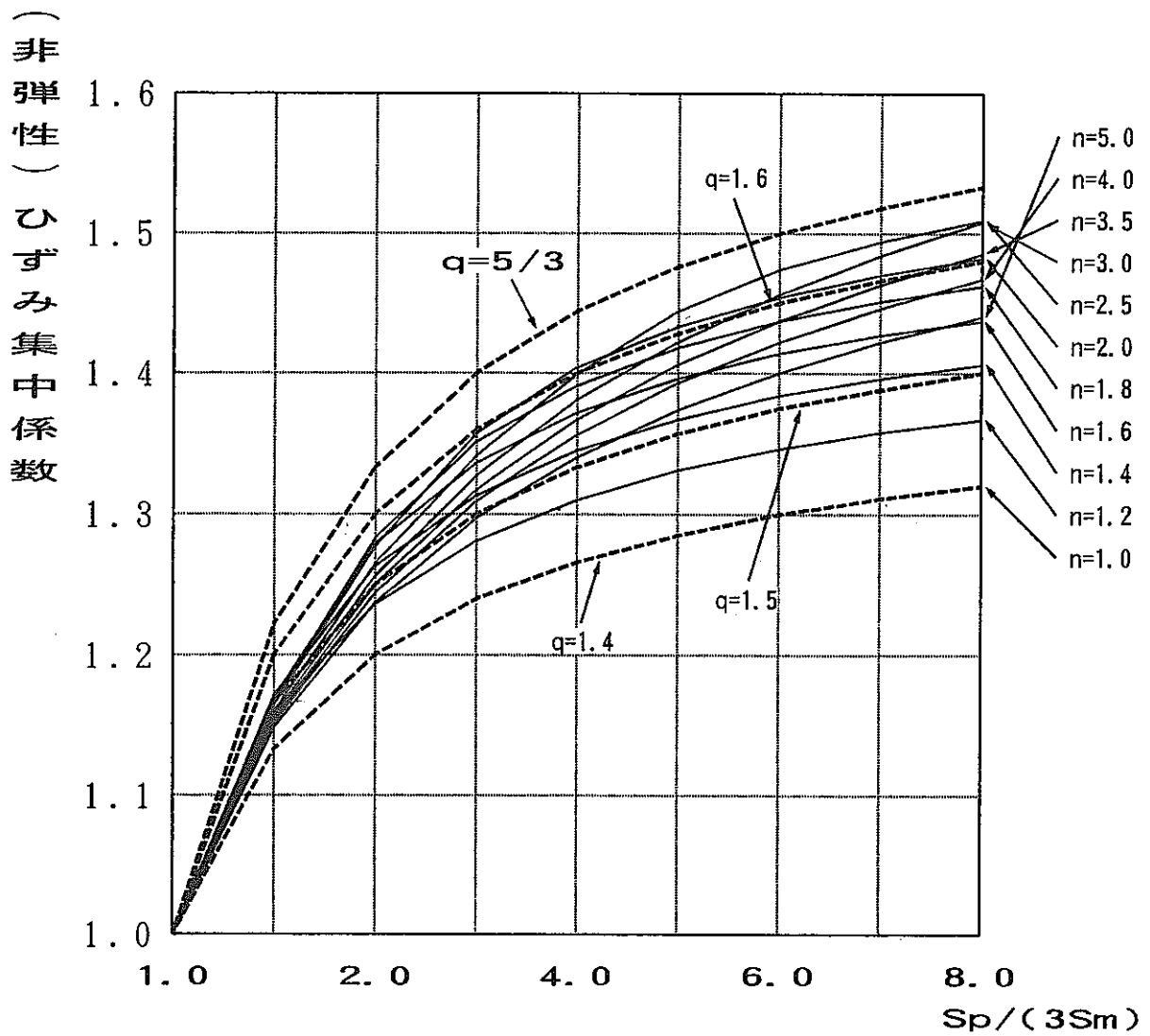
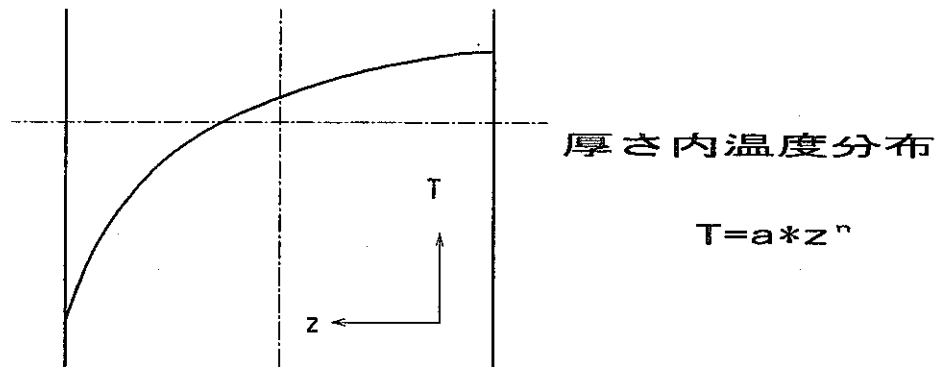


図5.3.5 厚さ内温度勾配型熱応力のひずみ集中係数

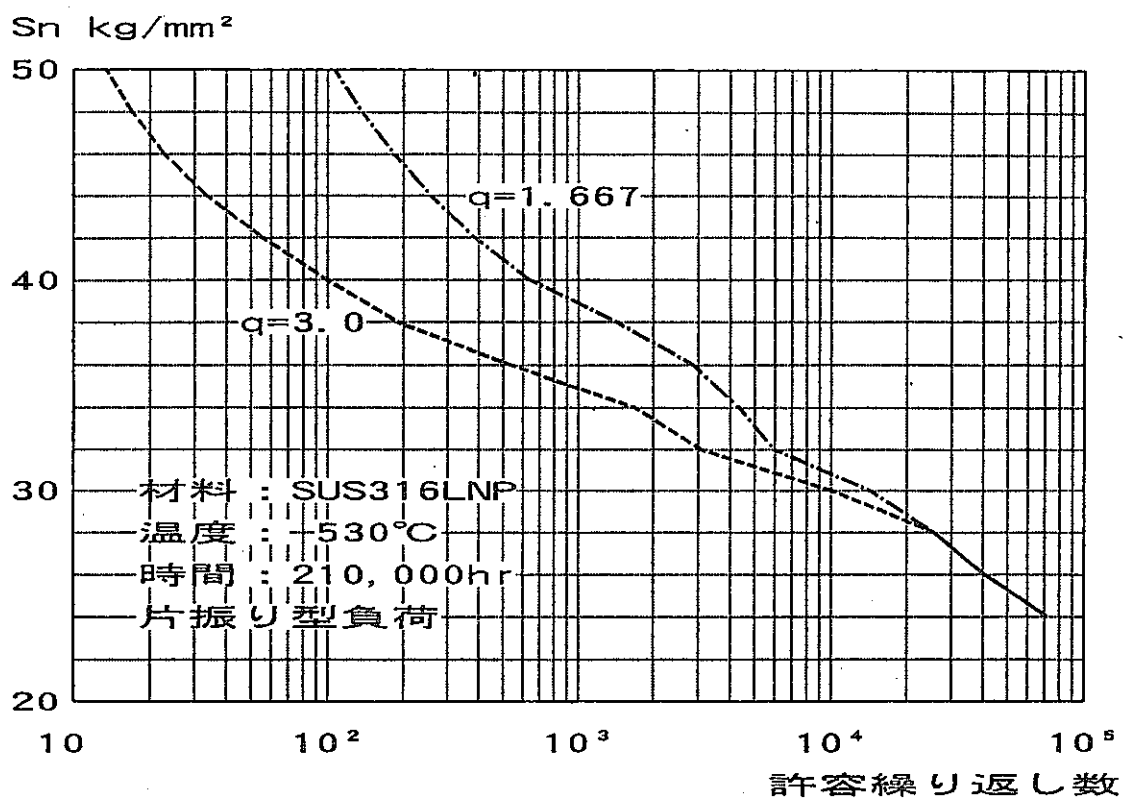


図5.3.6 (1) 高温構造設計基準 (案) による許容繰り返し数

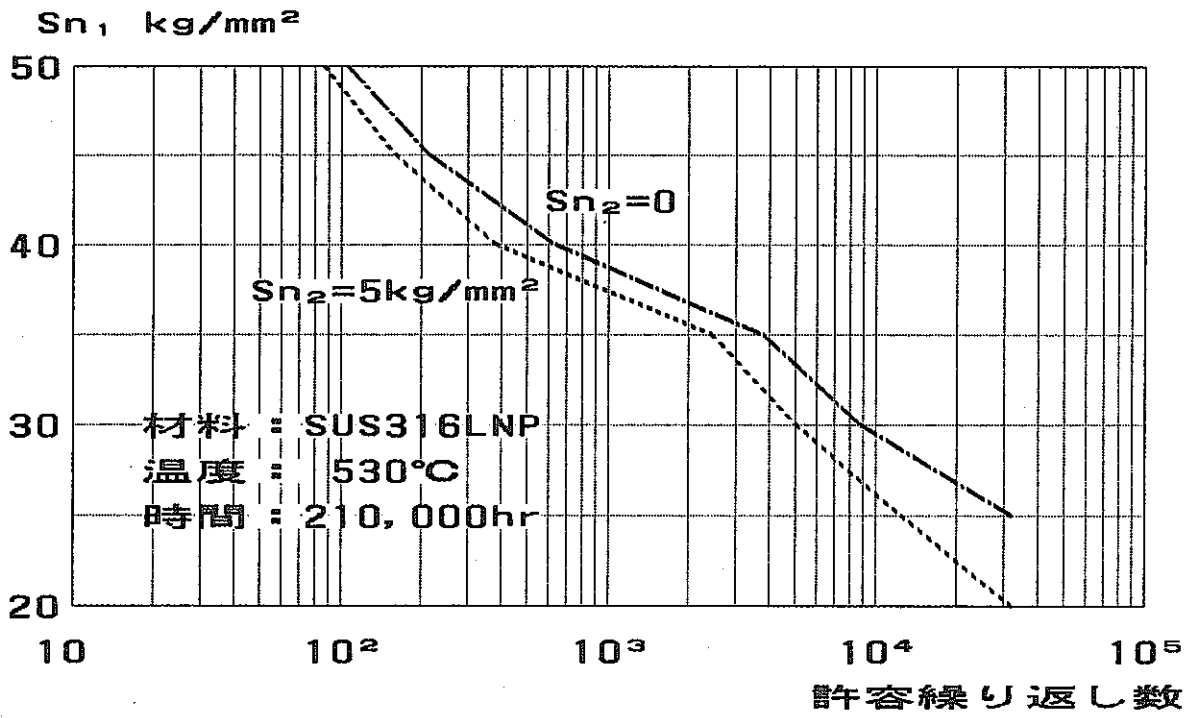


図5.3.6 (2) 負荷組合わせ効果

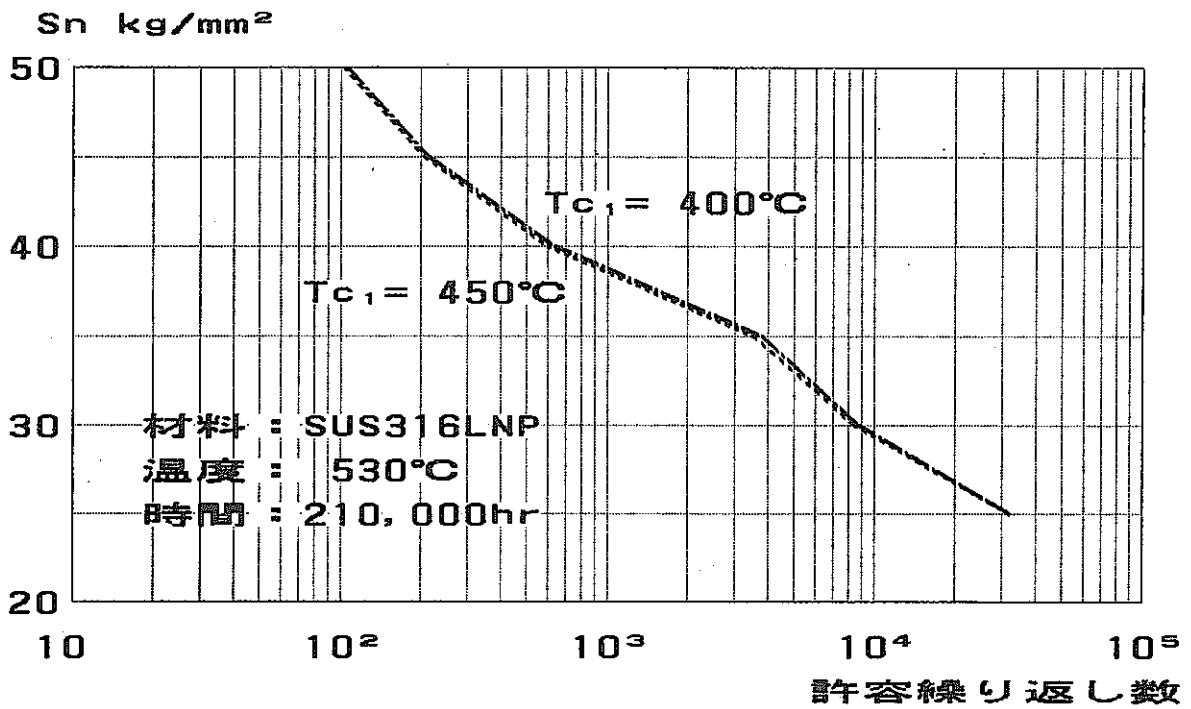


図5.3.6 (3) 極値温度効果

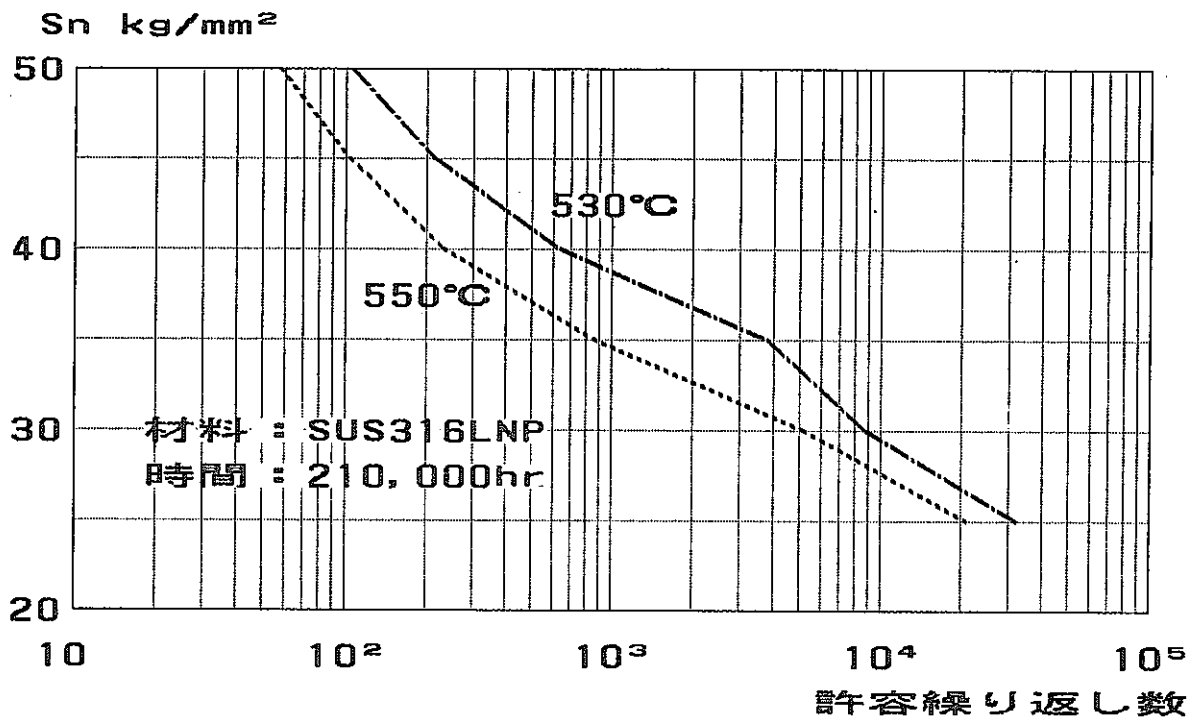


図5.3.6 (4) 定格出力運転時温度依存性

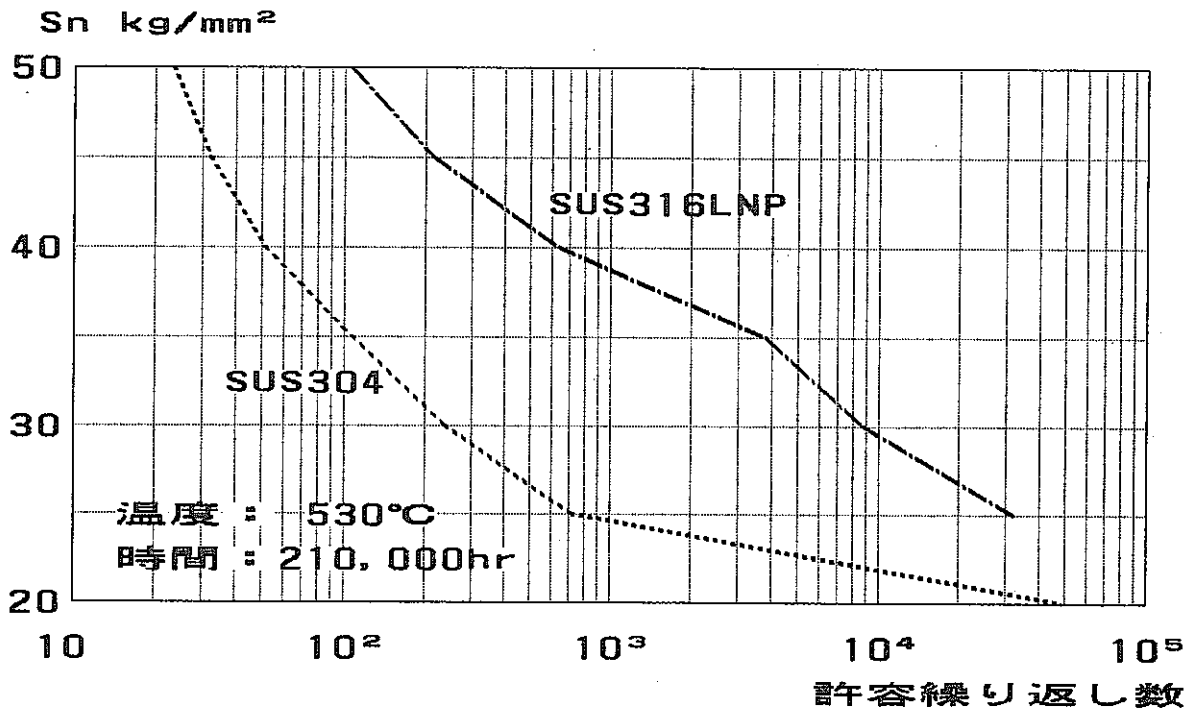


図5.3.6 (5) SUS304との対比

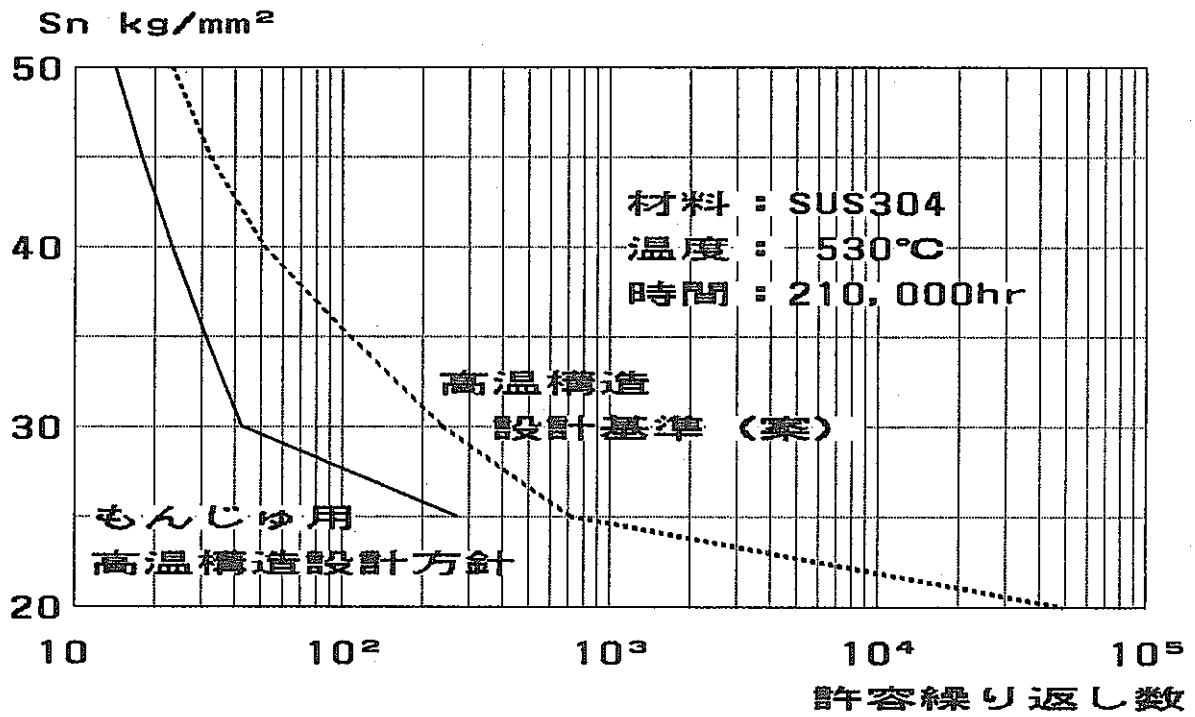


図5.3.6 (6) 設計基準の対比

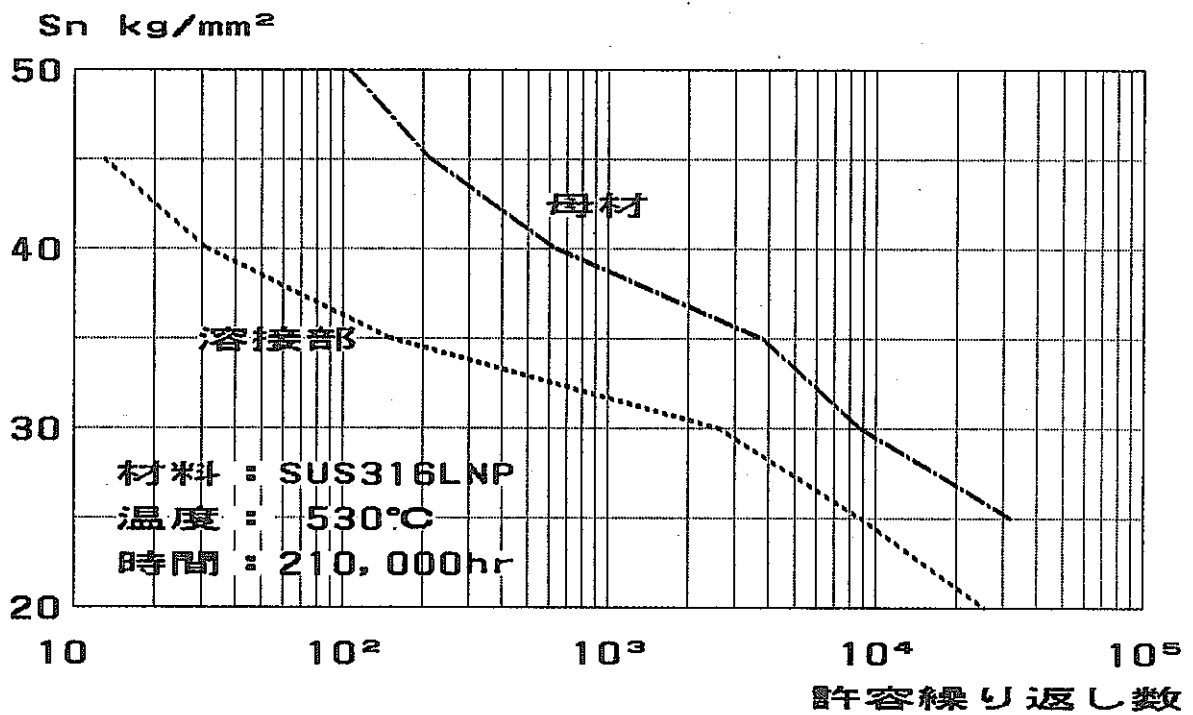


図5.3.6 (7) 溶接部強度 SUS316LNP 530°C

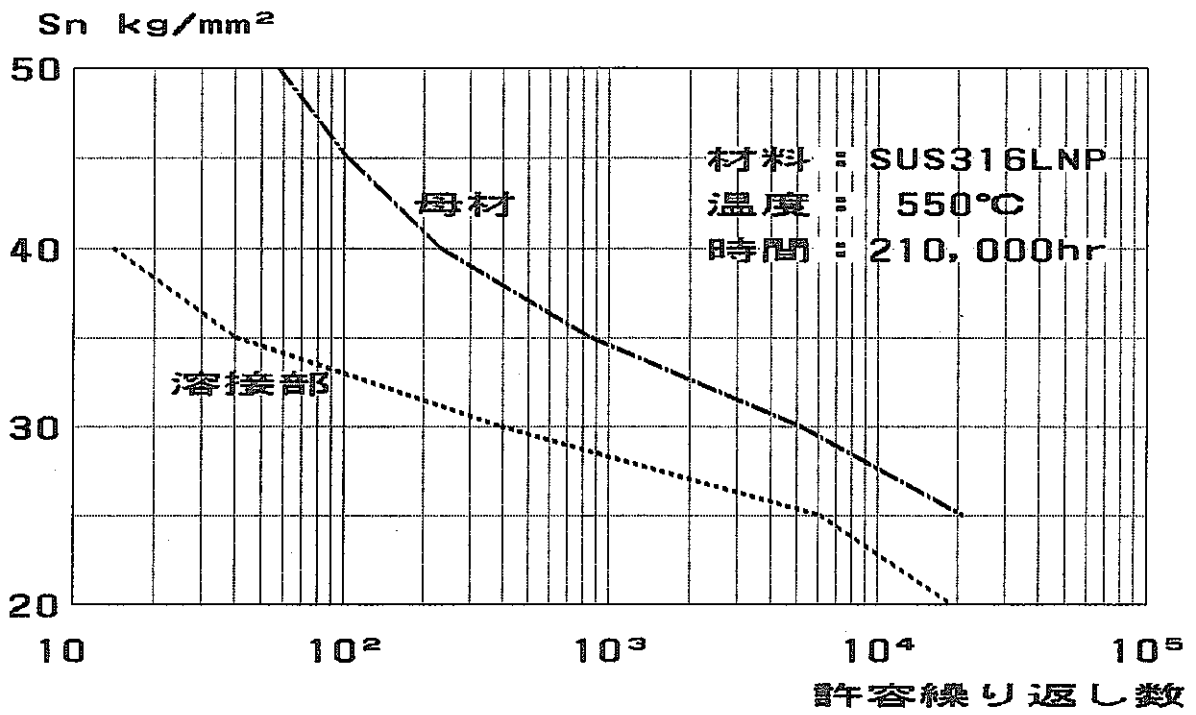


図5.3.6 (8) 溶接部強度 SUS316LNP 550°C

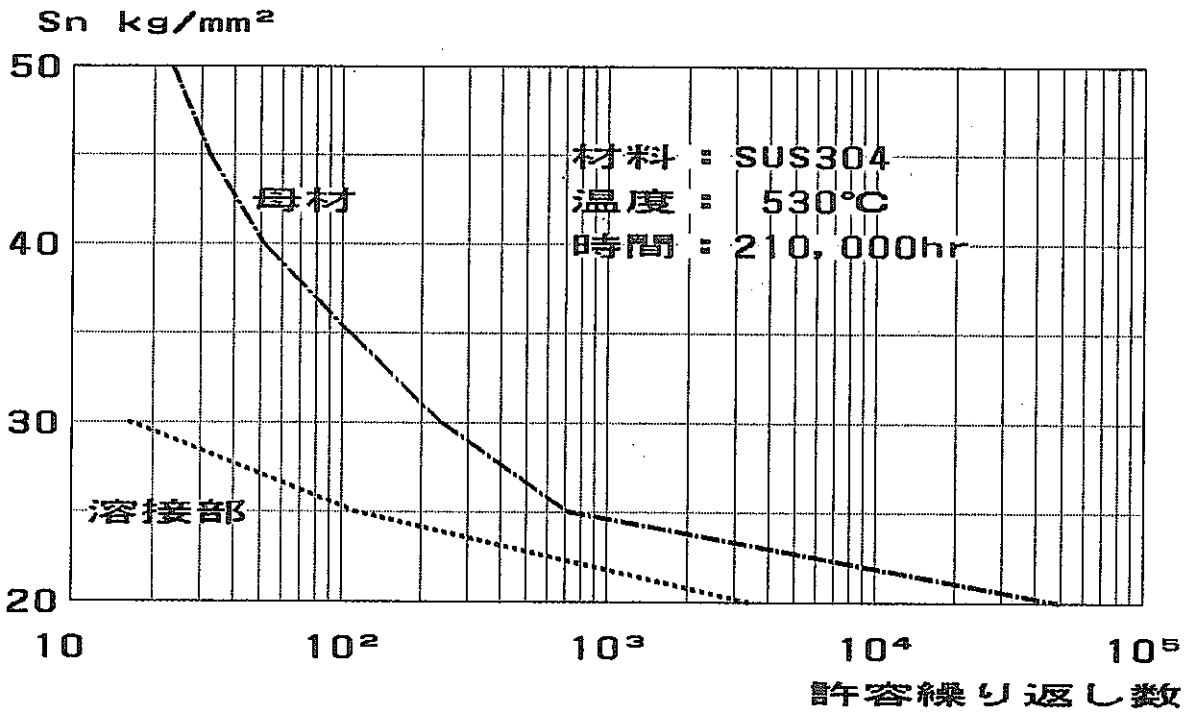
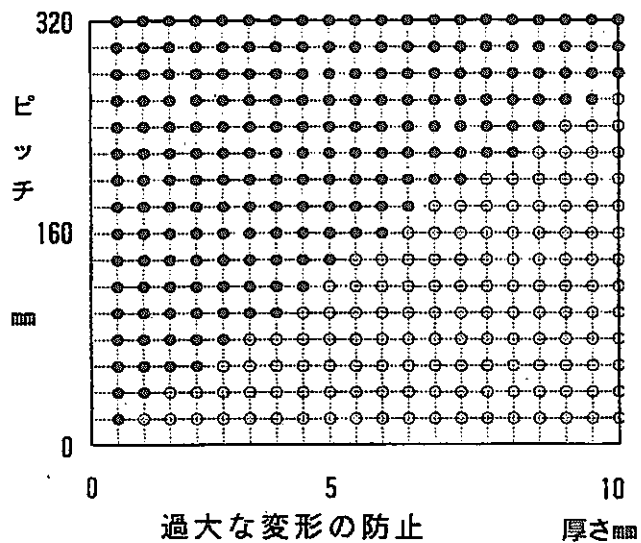


図5.3.6 (9) 溶接部強度 SUS304 530°C



条件
 内径 1600mm
 軸方向変位 30mm
 鉛直方向変位 10mm
 山数 10山
 ピッチ・山高比 0.8
 温度 50℃

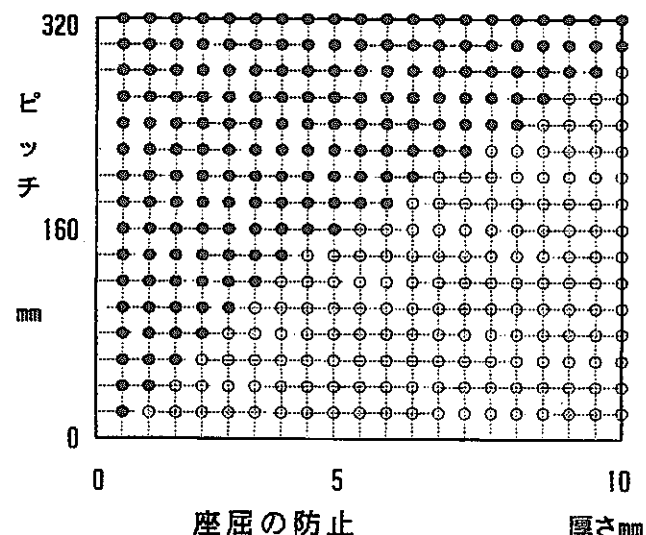
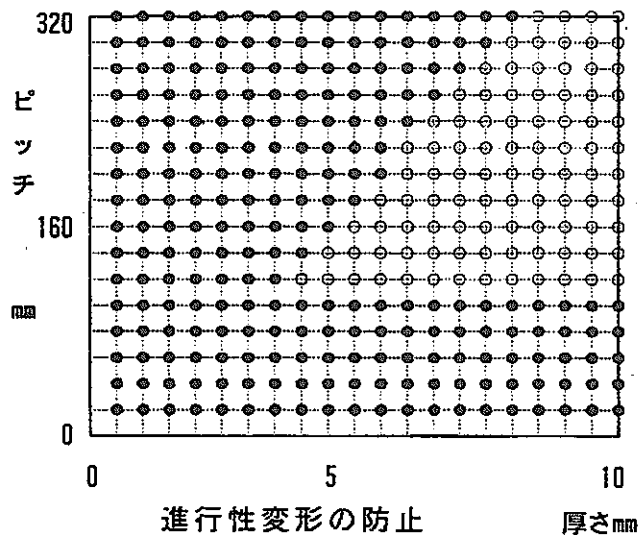
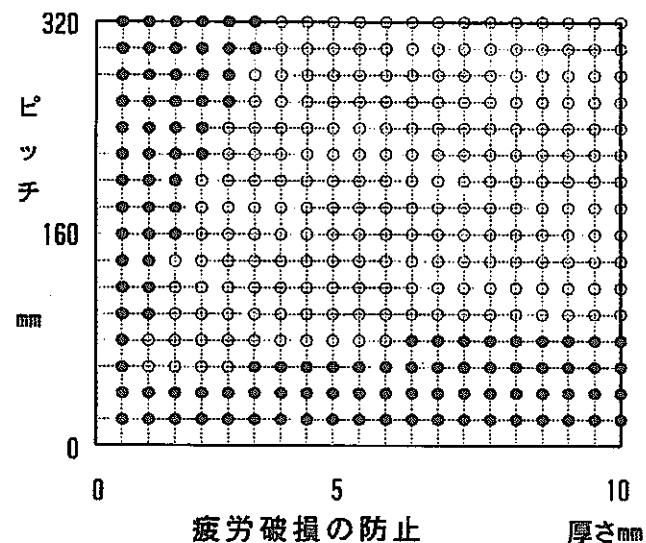


図5.3.7 ベローズスクリーニングルール適用例

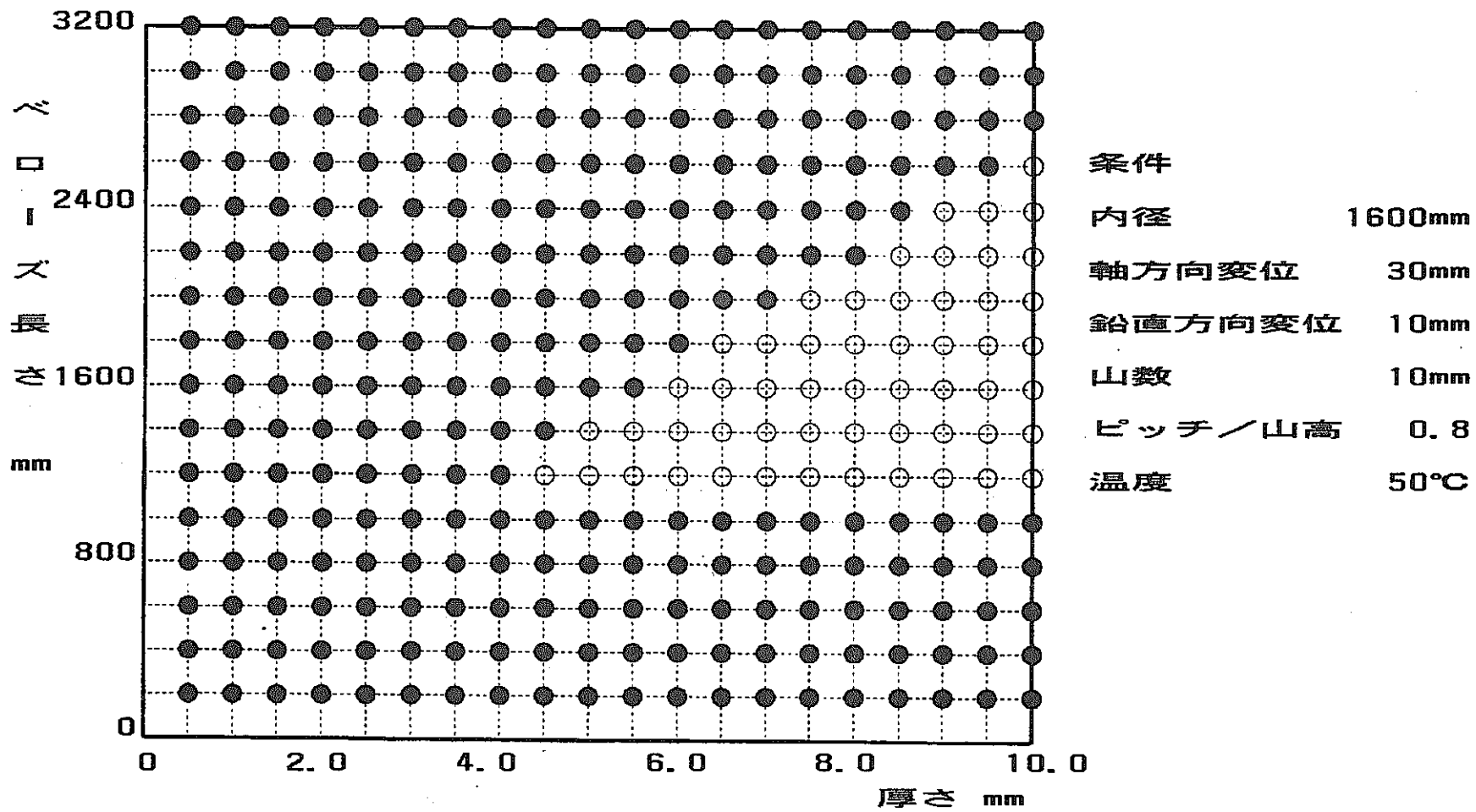


図5.3.8 ベローズスクリーニングルール適用例まとめ

5.4 主配管ミドルレグ部成立性

原子炉容器上部流出入配管方式主配管ミドルレグ部は、IHXと主循環ポンプそれぞれの下部プレナムを結ぶ単純なU字型配管である。

1次主冷却系主配管の設計上考慮すべき以下の一般的課題

- ①耐震性確保
- ②熱応力対策
- ③原子炉冷却材漏洩事故対策
- ④保守補修性対策(床下メンテナンスフリー)

に照らして本部分の設計研究上の課題を整理すると、③及び④の観点から制約される条件下で、①及び②の両立性を確保できる範囲が十分に広いか否かを判断する点にあるといえる。

即ち、③はIHX・ポンプガードベッセル内に設置し、ガードベッセル内に適切な充填材を設置することにより達成する。ガードベッセル自体の検討は別途行うものとして、主配管ミドルレグ部にあっては構造を簡略化し、引回し空間及び高さ(具体的には下部水平管の据付け高さ)の抑制がポイントとなる。④はミドルレグ部には定期検査時にアクセスして保守を行う必要がある耐震スナッパ等の設置を避けることにより達成する。後述するようにメンテナンスフリーの管軸方向レストレントの開発が望まれるが、当面は面外レストレントを設置する程度の条件での成立性範囲を明らかにするのが現実的である。

この結果、主配管ミドルレグ部の成立性検討は2つの管台に接続する単純なU字型管をU字中央で面外レストレントで耐震支持する条件での耐震性確保と熱応力対策の両立性確保問題に帰着する。

本観点から水平管高さ及びエルボ形状(ロングエルボ・ショートエルボの別)を主要パラメータとする熱膨張解析及び耐震固有値解析を実施し、成立性範囲を検討するものとした。

5.4.1 主配管ミドルレグ部検討条件

(1) 主配管条件

配管口径は呼び径 30B(762.0mm) 厚さ 12.7mm を基本条件とした上で、厚さについては 8.0mm から 17.5mm までの範囲をパラメータとして考慮するものとした。

エルボはロングエルボとショートエルボの両者の適用を考慮したが、最終的にはロングエルボの使用をリファレンス条件に選定することとしたため、本報告書にはロングエルボを使用した場合の解析結果のみを記載している。

水平管中央部に設ける面外レストレントは、熱膨張解析時は特に考慮せず、耐震解析時に限って面外方向剛性 10^4kg/mm を考慮した。

耐震解析で考慮すべき配管重量算出の考えかたは 5.3.1 で示した主配管ホットレグホットレグ部の場合と同一である。特に基本条件(30B Sch20S)についての配管重量を表に示すと表 5.4.1 のようになる。

(2) IHX 及びポンプ条件

IHX とポンプの軸心間距離は基本配置計画に従い 6,500mm に固定した。

主配管ミドルレグ部の成立性検討は中間熱交換器構造具体化に先立って実施しており、設定した IHX 及び主循環ポンプの寸法は以下のとおりである。91 年度設計研究を経て定めた IHX 構造と比較すると軸長を 500mm 長く想定している。

IHX 側条件

(a) サポート 据え付け位置	NsL + 6000
(b) サポート・胴 Y 接合部	NsL + 2500
(c) 上部管板上面	NsL + 2000
(d) 下部管板下面	NsL - 4000
(e) 出口ノズルシェル交点	NsL - 6000

ポンプ側条件

(a) 上部フランジ据付高さ	NsL + 2000
(b) オーバフロープレナム液面	NsL
(c) 高圧室仕切り上面	NsL - 3200

(d)出口ノズル軸心 NsL-4500

(e)入口ノズルシェル交点 NsL-6500

IHX及びポンプ本体は別途耐震支持を図る予定であるため、配管熱膨張解析及び耐震解析に際して、縦弾性係数を 10^{20}kg/mm^2 とすることにより剛構造を想定することとした。

管台剛性は従来限定された解析例に基づき暫定した。一連の解析で想定した管台剛性は表5.4.2に示すとおりである。(主配管ミドルレグ部の解析を実施した時点では後述の管台剛性の検討結果が得られていなかったことによる。後述するように管台剛性は成立性に与える影響が大きいため注意が必要である。)

温度分布としては、熱膨張解析及び耐震解析共、定格出力運転時の冷却材温度条件(ミドルレグ部主流路内 380°C)を使用した。IHX伝熱部(1次入口 530°C 、1次出口 380°C 、2次入口 325°C 、2次出口 505°C)及びサポート支持点(50°C)と接液部(IHXでは 530°C 、ポンプでは 380°C)間は線型温度分布を想定した。

(3) 熱膨張応力制限値

熱膨張応力は運転状態3に属する事象でもその大きさが 3Sm 以下となるように、定格出力運転時の熱膨張応力を 30kg/mm^2 以下に制限するものとした。制限値 30kg/mm^2 はもんじゅ熱過渡条件を参考に、以下の検討により求めた値である。

① もんじゅでの過渡条件に基づく倍率の検討

もんじゅのクロスオーバーレグ及びコールドレグ部における熱過渡条件に基づき、過渡事象時の熱膨張応力の最大値の定格出力運転時のそれに対する比を算出すると以下ようになる。

		倍率
定格出力運転時	397°C	(1.0)
手動トリップ	444°C 8秒間	(1.12)
制御棒誤引抜き	457°C 161秒間	(1.16)
蒸発器ドレン弁誤開	460°C 429秒間	(1.17)
主給水管破損事故	492°C 369秒間 (運転状態Ⅲ)	(1.25)

主蒸気管破損事故 466°C 405秒間 (運転状態Ⅲ) (1.18)

ここで倍率とは、熱膨張応力を室温(20°C; ドレン時に対応)との温度差で表現し定格出力運転時の値との比としたものである。

90年度設計条件では、プラント出力に対する系統インベントリが低下しているが、系統設計及び設計用熱過渡条件策定法高度化を図れば、設計用熱過渡条件をもんじゅ相当程度以下に収めることが可能と期待できる。

したがって、クロスオーバレグ及びコールドレグの過渡条件も含めた熱膨張応力は定格出力運転時の熱膨張応力を基準とすると

運転状態Ⅱ 1.2倍

運転状態Ⅲ 1.25倍

程度となると考えられる。

② 制限値の温度依存性の影響

定格出力運転時の温度(380°C)を基準にしてシェイクダウン基準値の温度依存性を求めるとつぎの表のようになる。表ではもんじゅ用高温構造設計方針に準じる場合低温側極値温度を20°Cととし、応力の単位はkg/mm²としている。

	高温構造設計方針準用		告示 501号での慣例	
	3Sm値	倍率	3Sm値	倍率
375°C	38.1	—	34.2	—
400°C	37.8	0.99	33.6	0.99
425°C	37.65	0.99	33.3	0.98
450°C	37.35	0.98	32.7	0.96
475°C	37.05	0.97	32.1	0.94
500°C	36.9	0.97	31.8	0.93
(380°C)	38.04	(1.00)	34.08	(1.00)

高温での応力緩和を無視

倍率は380°C条件を1.0とした値。

降伏応力の比率は、上表右欄と同一となる。

③ 判断基準値

少なくとも配管の熱膨張応力に対するシェイクダウン基準値に関する限り、降伏応力として応力範囲を規定する各極値それぞれでの温度の値を使用するもんじゅ用高温構造設計方針の方が合理的定めかたといえる。したがって、定格出力運転時の熱膨張応力制限値は両倍率を適用すると以下のようになる。

$$38.04 \div 1.25 \times 0.97 = 29.5 \text{ kg/mm}^2$$

$$\rightarrow 30 \text{ kg/mm}^2$$

$$34.08 \div 1.25 \times 0.93 = 21.1 \text{ kg/mm}^2$$

④ 管台部の熱膨張荷重による公称応力の制限値

運転状態3を含めてノズル近傍の直管部で熱膨張応力により圧縮・曲げ座屈を確実に生じないようにする保守的制限値は以下のように算出できる。

$$\sigma_n \leq S_y(380^\circ\text{C}) \times y / 1.25 \times 0.93 = 12.66 \times 1.3 / 1.25 \times 0.93 = 12.2 \text{ kg/mm}^2$$

管台の熱膨張応力の制限値は今後改めて検討する必要があるが、当面上記値を詳細検討を必要とするか否かを判断する目安値として管台の健全性見通しを検討するのが適当と考えられる。

(4) 床応答曲線・配管重量・耐震成立性判断基準

耐震解析で想定する床応答曲線及び成立性判断基準は5.3.1で示した主配管ホットレグ部の場合と同一である。

5.4.2 熱膨張解析結果

熱膨張解析結果を表5.4.3及び表5.4.4に示す。

表5.4.3及び表5.4.4に示した管台部及びエルボ部の定格出力運転時の熱膨張応力を主要変数とした管厚さ、水平管高さ、IHX出口管台剛性及びポンプ入口管台剛性を独立変数として対数回帰分析を行うと表5.4.5に示すように良好な回帰傾向が認められる。

IHX管台剛性の影響は比較的小さいのでIHX管台剛性を $1.12 \times 10^{10} \text{ kg}\cdot\text{mm}/\text{rad}$ と固定した上で、管厚さ、水平管高さ及びポンプ入口管台剛性をパラメータとし

て回帰分析結果に基づき定格出力運転時熱膨張応力を $30\text{kg}/\text{mm}^2$ 以下にするとの制限が満足できる範囲を評価すると図5.4.1に示すようになる。

図5.4.1から、水平管高さをNsL-10.0m(又はIHX側鉛直管長さを約3m)とした場合は成立性を確保できる範囲が狭いが、水平管高さをNsL-10.5m以下(又はIHX側鉛直管長さを約3.5m以上)とすれば広い範囲で制限を満足することがわかる。

なお、図5.4.1でリファレンス条件と示したポンプ管台剛性を $1.32 \times 10^{10} \text{kg} \cdot \text{mm}/\text{rad}$ とする条件について管台に接続する直管(厚さ12.7mm)部の公称応力を算出するとIHX管台側が $7.0\text{kg}/\text{mm}^2$ 、ポンプ管台側が $8.8\text{kg}/\text{mm}^2$ となって、5.4.1(3)に示した保守的制限値 $12.2\text{kg}/\text{mm}^2$ に対して相当余裕のある条件となっている。すなわち、管台部を表5.4.1に示す程度に補強したここで行ったパラメータサーベイの範囲では、1次主冷却系主配管ミドルレグ部の熱膨張応力制限に関して、エルボ部の制限が支配的であり、エルボ部が制限を満足すれば管台部は自動的に制限を満足する条件にあるといえる。

5.4.3 耐震固有値解析結果

耐震固有値解析の結果を表5.4.6から表5.4.9までに示す。

熱膨張解析結果の整理の場合と同様に1次固有振動数を主要変数とした管厚さ、水平管高さ、IHX出口管台剛性及びポンプ入口管台剛性を独立変数として対数回帰分析を行うと以下に示すように良好な回帰傾向が認められる。

標本数	51	自由度	46
切片値			9.5963112
標準偏差			0.0222223
厚さ(mm)			0.1800924
水平管高さ(m)			-3.411703 (NsLからの高さ)
IHX ノズル剛性			0.1419858 単位: $10^{10} \text{kg} \cdot \text{mm}/\text{ラジアン}$
Pump ノズル剛性			0.1286296 同上

係数を簡略化して、固有振動数 f を

$$f = C \times (t/10)^{0.18} \times (H/10)^{-3.41} \times k_{\text{IHX}}^{0.142} \times k_{\text{Pump}}^{0.129}$$

t 管厚さ(mm)

H	水平管高さ(m)	
k_{IHX}	IHX ノズル 剛性	$10^{10}\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$
k_{Pump}	Pump ノズル 剛性	$10^{10}\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$

と表すと、上記係数は

$$\text{平均値} \quad C = 8.6294467$$

$$\text{標準偏差} \quad 0.1794980$$

となる。

したがって、ここで検討対象としている呼び径 30B の U 字型クロスオーバーレグ配管については上記式から数%以下の誤差で 1 次固有振動数が簡便に算出できる。

試みに、厚さを 12.7mm とした場合、水平管高さに応じて以下の様になる。

水平管高さ 1 次固有振動数

$$\text{NsL-10.5m} \quad 7.62 \times k_{IHX}^{0.142} \times k_{\text{Pump}}^{0.129}$$

$$\text{NsL-11.0m} \quad 6.51 \times k_{IHX}^{0.142} \times k_{\text{Pump}}^{0.129}$$

ここで IHX 出口ノズルとポンプ入口ノズルの剛性の積を $2 \times 10^{10}\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$ 程度以上とするのは比較的容易であるため、本検討結果から水平管高さを NsL-11.0m 以上とすれば固有振動数 7Hz 以上との条件を確実に実現できると見通し得る。

また表 5.4.9 によれば熱膨張解析結果に基づき選択した管台剛性及び厚さ条件では、水平管高さを概ね NsL-11.0m 以上(又は IHX 側鉛直管長さを約 4m 以下)とすればエルボ及び管台の 1 次応力制限は余裕を持って満足できる。

以上の熱膨張解析結果と耐震解析結果とを踏まえてリファレンス条件として定めたミドルレグ部構造を主要な解析結果と共に図 5.4.2 に示す。

なお、図 5.4.2 は主配管ミドルレグ部の検討結果定めたものであり、耐震性制限に比べ熱膨張応力制限に対する余裕がやや小さい。設計研究ではその後 IHX 構造の具体化を図り IHX 1 次出口ノズル管台高さを 500mm 程度上げているので、最新条件ではややバランスの良い条件になっていると期待できる。

5.4.4 ミドルレグ部大型化時の成立性

(原子炉容器上部流出入配管方式大型化ポテンシャル)

原子炉容器上部流出入配管方式1次主冷却系主配管の大型化ポテンシャルについて以下がいえる。

- (a) ホットレグ部は耐震性確保の観点から60万kWe条件でも流速抑制の観点から必要な口径以上への大径化を図っているのでプラント大型化を図りやすい条件にある。
- (b) ミドルレグ部は60万kWe条件で成立性確保を図れる水平管高さの選択幅が必ずしも大きくないので、大型化ポテンシャルを評価するには定量的な評価検討を行う必要がある。
- (c) コールドレグ部は、引回しに選択幅があり、また熱膨張応力制限及び耐震強度確保を図る上での裕度が大きいので、大型化は困難ではないと予想される。

上記を踏まえて原子炉容器上部流出入配管方式の大型化ポテンシャルに関して、ミドルレグ部について原子炉出力を大型化した場合(電気出力:600MWe→1,200MWe、ループ数:3→4、ループ当り熱出力:533MWt→800MWt)の成立性見通しを、当該条件での熱膨張解析と耐震固有値解析とにより、熱膨張応力抑制と耐震固有振動数下限値確保の両立性の観点から検討した。

想定した主要条件は以下の通りである。

①配管寸法等

配管一般部	36B Sch10S(914.4 ϕ OD 12.7t)
エルボ	ロングエルボ 厚さ12.7又は15.9mm
IHX～主循環ポンプ中心間距離	7800mm (6500 \times 1.2)
IHX取付け高さ	NsL+6,000 (90年度設計研究条件と同じ)
管台高さ	NsL-6,000 (同上)
ポンプ取付け高さ	NsL+2,000 (同上)
管台高さ	NsL-6,500 (同上)
水平部高さ	NsL-11,000～NsL-13,000 (90年度設計研究ではNsL-10.5m)

②管台剛性等

部位	曲げ kg*mm/rad	振じり kg*mm/rad	並進 kg/mm	応力指数 (接続配管基準)
IHX出口	2.66*10 ¹⁰	10.0 *10 ¹⁰	1.0 *10 ¹⁰	2.13
ポンプ入口	4.19*10 ¹⁰	10.0 *10 ¹⁰	1.0 *10 ¹⁰	2.45

③ 温度分布

IHX		ポンプ	
高さ	温度(°C)	高さ	温度(°C)
NsL+6,000	50	NsL+2,000	50
NsL+6,000~+2,500	線型分布	NsL+2,000~NsL	線型分布
NsL+2,500~+2,000	530	NsL以下	380
NsL+2,000~-4,000	線型分布		
NsL-4,000以下	380		

④ 耐震支持等

IHX及びポンプ本体は剛とする。

水平部中央に面外レストレント(剛性10⁴kg/mm)のみを設置する。

主要な計算結果は以下の通りである。

解析条件	水平部高さ エルボ厚さ	NsL-11m 12.7mm	NsL-11.5 12.7mm	NsL-12m 12.7mm	NsL-13m 12.7mm	NsL-11.5 15.9mm
熱膨張応力 kg/mm ² 目安値 30kg/mm ²	IHX管台	24.9	21.7	19.2	14.9	21.7
	IHX側エルボ	34.4	30.4	27.3	22.7	27.9
	ポンプ側エルボ	30.3	24.8	20.7	15.4	18.7
	ポンプ管台	31.4	28.2	25.5	21.1	30.6
固有振動数 Hz 目安値 7Hz	1次モード	8.04	7.00	6.16	—	7.28
	2次モード	11.74	10.28	9.11	—	10.83
	3次モード	17.20	16.12	15.13	—	16.22

成立性確保条件を

$$\text{(熱膨張応力)} \leq 30\text{kg/mm}^2$$

$$\text{(固有振動数)} \geq 7\text{Hz}$$

として成立性見通しを検討すると以下が言える。

- ① 水平部高さをNsL-11.5m程度とすれば、90年度大型炉設計研究と同一概念でのミドルレグ部の成立性が確保できる。
- ② この場合、IHX側エルボ及びポンプ管台での熱膨張応力並びに1次固有振動数に余裕が無く、他方ポンプ側エルボ及びIHX管台の熱膨張応力には余裕がある。したがって、IHX側エルボ及びポンプ管台を若干増厚し補強すれば必要な解が得られるものと考えられる。
- ③ なお、ここでの検討は
 - (a) 通常建屋を強地震帯に設置
 - (b) ミドルレグ配管の耐震支持として水平管中央付近に面外方向レストレントのみを設置

との条件で行っている。その結果上記②の方法で両立性は確保できるが、やや成立性範囲が狭い難点がある。

この場合、固有振動数1次モードはいわば「ブランコの横揺れ」とも言えるU字型配管の水平面内振動である。このため、水平管中央付近に設けるレストレントを水平管軸方向にも拘束できるように変更すれば、現状での1次モードが抑制され固有振動数が増加して、熱膨張応力抑制と耐震固有振動数確保の両立が図りうる範囲が増大する。

ミドルレグ配管は一様温度の単純なU字型形状であり、熱膨張変形に際して中央部付近は当該軸方向に殆ど移動しないので、面外並進変位に加えて管軸方向並進変位を拘束するレストレントの設計は可能と考えられる。

したがって、通常建屋を強地震帯に設置するとの条件でループ当り熱容量を800MWt以上にしようとする場合にあっては、ミドルレグ配管水平部のレストレントを面外方向と管軸方向に機能するように設計するのが望ましいと考えられる。

5.4.5 今後の検討課題

これまでの設計研究で原子炉容器上部流出入配管方式主配管ミドルレグ部の成立性は概ね見通せる状況にあるが、定量的裏付けを確実なものとする観点から以下の設計研究成果を踏まえた再評価を実施することが望ましいと考えられる。

- ① IHX構造の具体化検討結果(1次Na出口管台高さの変更)
- ② 管台剛性・応力指数の検討結果

また、成立性自由度拡大を図るには、メンテナンスフリーの管軸方向にも拘束可能な下部水平管用耐震支持装置の検討を行うのが有効である。

表5.4.1 低温配管用重量

	30B Sch20S時	備 考
配管重量	236.8 kg/m	室温重量に基づき算出
Na重量	373.8 kg/m	配管熱膨張を考慮する。
内装板	19.7 kg/m	配管外壁とのクリアランス15mm、厚さ 1mm ステンレス鋼板
保温材	31.0 kg/m	厚さ 133mm ロックウール(80kg/m ³)
外装板	26.4 kg/m	厚さ 1mm鋼板

表5.4.2 (1) IHX出口管台剛性

	皿形鏡	皿形鏡	36B接続	球形鏡	球形鏡
	補強有り	補強無し	36B接続	補強有り	補強無し
胴 外径 厚さ	2,700mm 40mm	2,700mm 40mm	2,700mm 40mm	2,700mm 40mm	2,700mm 40mm
鏡頂部 半径 公称厚さ 補強厚さ	2,700mm 40mm 12mm	2,700mm 40mm 0mm	2,700mm 40mm 12mm	1,350mm 40mm 12mm	1,350mm 40mm 0mm
ノズル 呼び径*1 公称厚さ 補強厚さ コーナR	762.0mm 12.7mm 13.3mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 7.3mm 100.0mm	914.4mm 12.7mm 13.3mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 13.3mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 7.3mm 100.0mm
剛性 kg*mm/rad	1.69*10 ¹⁰	1.12*10 ¹⁰	2.66*10 ¹⁰	3.40*10 ¹⁰	2.26*10 ¹⁰
応力指数*2	3.74	3.96	4.49	3.14	3.33

*1 公称厚さ部の外径に対応

*2 ノズル補強部での公称応力に対する応力指数

表5.4.2 (2) ポンプ入口管台剛性

	球形鏡	球形鏡	36B接続	皿形鏡	皿形鏡
	補強有り	補強無し	36B接続	補強有り	補強無し
胴 外径 厚さ	2,200mm 30mm	2,200mm 30mm	2,200mm 30mm	2,200mm 30mm	2,200mm 30mm
鏡頂部 半径 公称厚さ 補強厚さ	1,100mm 30mm 9mm	1,100mm 30mm 0mm	1,100mm 30mm 9mm	2,200mm 30mm 9mm	2,200mm 30mm 0mm
ノズル 呼び径*1 公称厚さ 補強厚さ コーナR	762.0mm 12.7mm 6.8mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 2.3mm 100.0mm	914.4mm 12.7mm 6.8mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 7.3mm 100.0mm	762.0mm 12.7mm 2.3mm 100.0mm
剛性 kg*mm/rad	2.65*10 ¹⁰	1.77*10 ¹⁰	4.19*10 ¹⁰	1.32*10 ¹⁰	0.877*10 ¹⁰
応力指数*2	3.18	3.38	3.83	3.79	4.02

*1 公称厚さ部の外径に対応

*2 ノズル補強部での公称応力に対する応力指数

表5.4.3 主配管ミドルレグ部熱膨張応力パラメータ解析結果 (1)

解 析 条 件				定格出力運転時熱膨張応力 kg/mm ²			
管呼径	厚 さ	水平管高	ノズル剛性	IHXノズル	IHX-エルボ	ポンプ-エルボ	ポンプ-ノズル
30B	12.7	NsL- 9.0	IHX-ノズル ポンプ-ノズ ル共に 2.0×10^{10}	—	51.4	54.5	—
		NsL- 9.5		—	42.1	39.6	—
		NsL- 10.0		—	35.6	30.0	—
		NsL- 10.5		—	30.8	23.6	—
		NsL- 11.0		—	27.2	19.3	—
		NsL- 11.5		—	24.4	16.3	—
		NsL- 12.0		—	22.2	14.1	—
30B	8.0	NsL-10.5	基本条件値	14.6	36.2	37.5	17.5
	12.7		IHX-ノズル 1.69×10^{10}	18.0	32.0	25.7	24.6
	17.5		ポンプ-ノズル 2.65×10^{10}	19.4	29.8	19.3	30.5
30B	8.0	NsL-10.0	基本条件値	17.0	42.5	47.8	19.7
	12.7		IHX-ノズル 1.69×10^{10}	21.4	37.0	32.4	27.8
	17.5		ポンプ-ノズル 2.65×10^{10}	23.2	34.1	24.0	34.3
30B	8.0	NsL-9.5	基本条件値	19.8	50.9	62.5	27.0
	12.7		IHX-ノズル 1.69×10^{10}	25.5	43.9	42.5	31.5
	17.5		ポンプ-ノズル 2.65×10^{10}	28.0	40.0	31.2	38.9
30B	8.0	NsL-10.5	胴補強なし	16.4	33.2	32.0	20.4
	12.7		IHX-ノズル 1.12×10^{10}	18.9	29.6	21.3	27.8
	17.5		ポンプ-ノズル 1.77×10^{10}	19.3	27.7	15.6	34.0
30B	8.0	NsL-10.0	胴補強なし	19.2	38.7	40.4	22.9
	12.7		IHX-ノズル 1.12×10^{10}	22.5	33.9	26.4	31.2
	17.5		ポンプ-ノズル 1.77×10^{10}	23.2	31.5	19.1	38.0
30B	8.0	NsL-9.5	胴補強なし	22.4	46.2	52.5	25.6
	12.7		IHX-ノズル 1.12×10^{10}	26.9	40.0	34.2	35.2
	17.5		ポンプ-ノズル 1.77×10^{10}	28.1	36.8	24.5	42.9
30B	8.0	NsL-10.5	HX-ノズル 0.5×10^{10}	(7.3) ¹	28.8	23.9	(10.2) ²
	12.7		ポンプ-ノズル 1.0×10^{10}	(7.4) ¹	26.4	15.8	(13.7) ²
	17.5			(6.9) ¹	25.1	11.2	(16.9) ²
30B	8.0	NsL-10.0	HX-ノズル 0.5×10^{10}	(8.5) ¹	33.2	29.4	(11.3) ²
	12.7		ポンプ-ノズル 1.0×10^{10}	(8.8) ¹	30.1	19.0	(15.2) ²
	17.5			(8.3) ¹	28.5	13.3	(18.6) ²
30B	8.0	NsL-9.5	HX-ノズル 0.5×10^{10}	(9.9) ¹	39.2	37.5	(12.6) ²
	12.7		ポンプ-ノズル 1.0×10^{10}	(10.6) ¹	35.1	23.9	(17.0) ²
	17.5			(10.5) ¹	33.1	16.5	(20.8) ²

注1 応力指数を3.744(基本条件時)とした場合の値

注2 応力指数を3.183(基本条件時)とした場合の値

表5.4.4 主配管ミドルレグ部熱膨張応力パラメータ解析結果 (2)
(ポンプ鏡を1:2皿形とするパラメータサーベイ)

解 析 条 件				定格出力運転時熱膨張応力 kg/mm ²			
管呼径	厚 さ	水平管高	ノズル剛性	IHXノズル	IHX-エルボ	ポンプ-エルボ	ポンプ-ノズル
30B	8.0	NsL-10.5	IHX出口 3.40*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	12.2	33.9	33.4	20.0
	12.7			15.1	28.8	19.9	26.8
	17.5			16.3	26.1	12.9	31.6
30B	8.0	NsL-10.0	IHX出口 3.40*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	14.4	40.0	43.2	22.7
	12.7			18.2	33.4	25.8	30.6
	17.5			19.9	29.9	16.2	35.9
30B	8.0	NsL-9.5	IHX出口 3.40*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	16.9	48.3	57.5	25.5
	12.7			22.1	39.8	34.9	35.0
	17.5			24.6	35.1	22.2	41.2
30B	8.0	NsL-10.5	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	15.5	31.9	29.6	16.4
	12.7			17.5	28.2	18.9	21.8
	17.5			17.6	26.3	13.1	26.2
30B	8.0	NsL-10.0	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	18.1	37.2	37.4	18.4
	12.7			20.8	32.3	23.4	24.5
	17.5			21.2	29.9	20.0	29.3
30B	8.0	NsL-9.5	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	21.2	44.4	48.8	20.6
	12.7			25.0	38.0	30.5	27.7
	17.5			25.8	34.9	20.8	33.0
30B	8.0	NsL-10.5	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 0.877*10 ¹⁰	13.7	29.5	25.2	20.2
	12.7			15.0	25.8	14.7	25.9
	17.5			14.7	24.0	9.7	30.3
30B	8.0	NsL-10.0	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 0.877*10 ¹⁰	16.1	34.3	32.0	22.8
	12.7			18.0	29.6	18.3	29.1
	17.5			17.9	27.3	12.5	33.8
30B	8.0	NsL-9.5	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 0.877*10 ¹⁰	19.1	41.0	42.0	25.6
	12.7			21.8	34.8	24.1	33.0
	17.5			22.2	31.9	16.4	38.1

(注) 各ノズル剛性に対応する管側補強形状及びノズル応力評価用応力指数は以下の通り

ノズル剛性	IHX出口ノズル			ポンプ入口ノズル	
	kg*mm/ラジアン	3.40*10 ¹⁰	1.12*10 ¹⁰	1.32*10 ¹⁰	0.877*10 ¹⁰
容器側径;外径	mm	2,700	5,400	4,400	4,400
一般部厚さ	mm	40	40	30	30
補強厚さ	mm	12	0	9	0
管側 呼び径	mm	762	762	762	762
厚さ	mm	12.7	12.7	12.7	12.7
補強厚さ	mm	13.3	7.3	6.8	2.3
応力指数(管側補強部基準)		3.14	3.96	3.79	4.02

表5.4.5 (1) 対数線型回帰分析結果

		IHX-ノズル	IHX側エルボ	ポンプ側エルボ	ポンプノズル
係数	厚さ mm	0.2895843	-0.279388	-1.034303	0.5983347
	水平管高さ m	-3.563053	-2.967687	-4.690764	2.533003
	IHX-ノズル $10^6\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$	0.120909	0.0350034	0.0932777	0.0617648
	ポンプ-ノズル $10^6\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$	0.1902289	0.1858310	0.4676502	-0.001124
定数		10.413385	10.97388	16.427426	7.6299999
標準偏差		0.0590934	0.0231600	0.0619737	0.0896878

表5.4.5 (2) 対数線型回帰分析結果の整理

		IHX-ノズル	IHX側エルボ	ポンプ側エルボ	ポンプノズル
指数	厚さ m_1	0.290	-0.279	-1.034	0.598
	水平管高さ m_2	3.563	-2.968	-4.691	2.533
	IHX-ノズル m_3	0.121	0.035	0.093	0.062
	ポンプノズル m_4	0.190	0.186	0.468	-0.001
係数平均値		17.77	33.03	25.70	24.02
標準偏差		0.97	0.74	1.53	2.00

各部の応力を以下の式で表した場合の指数及び係数を意味する。

$$f = C \times (t/10)^{m_1} \times (H/10)^{m_2} \times k_{\text{IHX}}^{m_3} \times k_{\text{pump}}^{m_4}$$

t 管厚さ(mm)

H 水平管高さ(m)

k_{IHX} IHX ノズル 剛性 $10^{10}\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$

k_{pump} Pump ノズル 剛性 $10^{10}\text{kg}\cdot\text{mm}/\text{ラジアン}$

表5.4.6 厚さ・水平管高さをパラメータとする耐震固有値解析結果

解 析 条 件				固有振動数 Hz		
管呼径	厚 さ	水平管高	ノズル剛性	1次	2次	3次
30B	8.0	NsL-12.0	基本条件値	5.46	8.03	15.46
		NsL-11.5	IHX ノズル	6.26	9.11	16.84
		NsL-11.0	1.69*10 ¹⁰	7.25	10.49	18.39
		NsL-10.5	ポンプノズル	8.48	12.25	19.20
		NsL-10.0	2.65*10 ¹⁰	10.02	14.52	20.19
		NsL- 9.5		11.94	17.46	21.45
		NsL- 9.0		14.22	21.11	23.10
30B	12.7	NsL-12.0	基本条件値	6.03	9.20	16.82
		NsL-11.5	IHX ノズル	6.88	10.34	18.00
		NsL-11.0	1.69*10 ¹⁰	7.94	11.77	19.31
		NsL-10.5	ポンプノズル	9.29	13.60	20.80
		NsL-10.0	2.65*10 ¹⁰	10.02	15.95	22.52
		NsL- 9.5		13.30	18.96	24.51
		NsL- 9.0		16.27	22.51	27.08
30B	17.5	NsL-12.0	基本条件値	6.35	10.00	17.08
		NsL-11.5	IHX ノズル	7.23	11.16	18.06
		NsL-11.0	1.69*10 ¹⁰	8.32	12.61	19.18
		NsL-10.5	ポンプノズル	9.71	14.45	20.49
		NsL-10.0	2.65*10 ¹⁰	11.52	16.78	22.10
		NsL- 9.5		13.94	19.64	24.29
		NsL- 9.0		17.23	22.67	27.79

表5.4.7 ノズル剛性・水平管高さをパラメータとする耐震固有値解析結果

解 析 条 件				固有振動数 Hz		
管呼径	厚 さ	水平管高	ノズル剛性	1次	2次	3次
30B	12.7	NsL-12.0	基本条件値	6.03	9.20	16.85
		NsL-11.5	IHX ノズル	6.88	10.34	18.00
		NsL-11.0	1.69*10 ¹⁰	7.94	11.77	19.31
		NsL-10.5	ポンプノズル	9.29	13.60	20.80
		NsL-10.0	2.65*10 ¹⁰	11.02	15.95	22.52
		NsL- 9.5		13.30	18.96	24.51
		NsL- 9.0		16.27	22.51	27.08
30B	12.7	NsL-12.0	胴補強なし	5.43	8.48	16.28
		NsL-11.5	IHX ノズル	6.18	9.47	17.36
		NsL-11.0	1.12*10 ¹⁰	7.11	10.71	18.57
		NsL-10.5	ポンプノズル	8.29	12.30	19.97
		NsL-10.0	1.77*10 ¹⁰	9.82	14.39	21.57
		NsL- 9.5		11.85	17.12	23.44
		NsL- 9.0		14.57	20.59	25.75
30B	12.7	NsL-12.0	IHX ノズル	4.51	7.37	15.49
		NsL-11.5	0.5*10 ¹⁰	5.11	8.14	16.48
		NsL-11.0	ポンプ-ノズル	5.86	9.12	17.58
		NsL-10.5	1.0*10 ¹⁰	6.81	10.38	18.84
		NsL-10.0		8.06	12.04	20.29
		NsL- 9.5		9.74	14.27	22.00
		NsL- 9.0		12.05	17.27	24.10

表5.4.8 追加耐震固有値解析結果

解 析 条 件				固有振動数 Hz		
管呼径	厚 さ	水平管高	ノズル剛性	1次	2次	3次
30B	8.0	NsL-11.0	IHX ノズル	6.33	9.31	17.30
	12.7		1.12*10 ¹⁰	6.79	10.39	18.26
	17.5		ポンプ-ノズル	7.09	11.20	18.22
	8.0	NsL-10.5	1.32*10 ¹⁰	7.39	10.82	18.73
	12.7			7.91	11.93	19.58
	17.5			8.23	12.76	19.33
	8.0	NsL-10.0		8.73	12.81	19.61
	12.7			9.36	13.98	21.08
	17.5			9.74	14.82	20.62

表5.4.9 地震時1次応力強さ(S₂地震4.05G)

解 析 条 件				S ₂ 地震時1次応力強さ kg/mm ²			
管呼径	厚さ	水平管高	ノズル剛性	IHXノズル	IHX-エルボ	ポンプ-エルボ	ポンプ-ノズル
30B	8.0	NsL-11.0	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	5.0	13.3	19.4	6.2
	12.7			5.2	11.8	14.0	6.6
	17.5			5.2	11.2	12.3	6.7
30B	8.0	NsL-10.5	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	4.2	11.7	17.85	5.3
	12.7			4.3	9.8	12.5	5.6
	17.5			4.4	9.3	10.5	5.7
30B	8.0	NsL-10.0	IHX出口 1.12*10 ¹⁰ ポンプ入口 1.32*10 ¹⁰	3.5	10.3	16.5	4.3
	12.7			3.6	8.0	11.2	4.6
	17.5			3.6	7.6	9.25	4.7

表中ノズルと記した値は、ノズル部で生じる最大モメントを配管公称寸法に基づく断面係数で除した値である。

また、表中エルボと記した値は、エルボ部で生じる最大モメントを配管公称寸で除し、当該エルボのB2指数を乗じた値である。

運転状態4における制限値は以下のとおりである。

(SUS316、380℃)

管台に接続する直管 10.97 kg/mm²

エルボ 21.64 kg/mm²

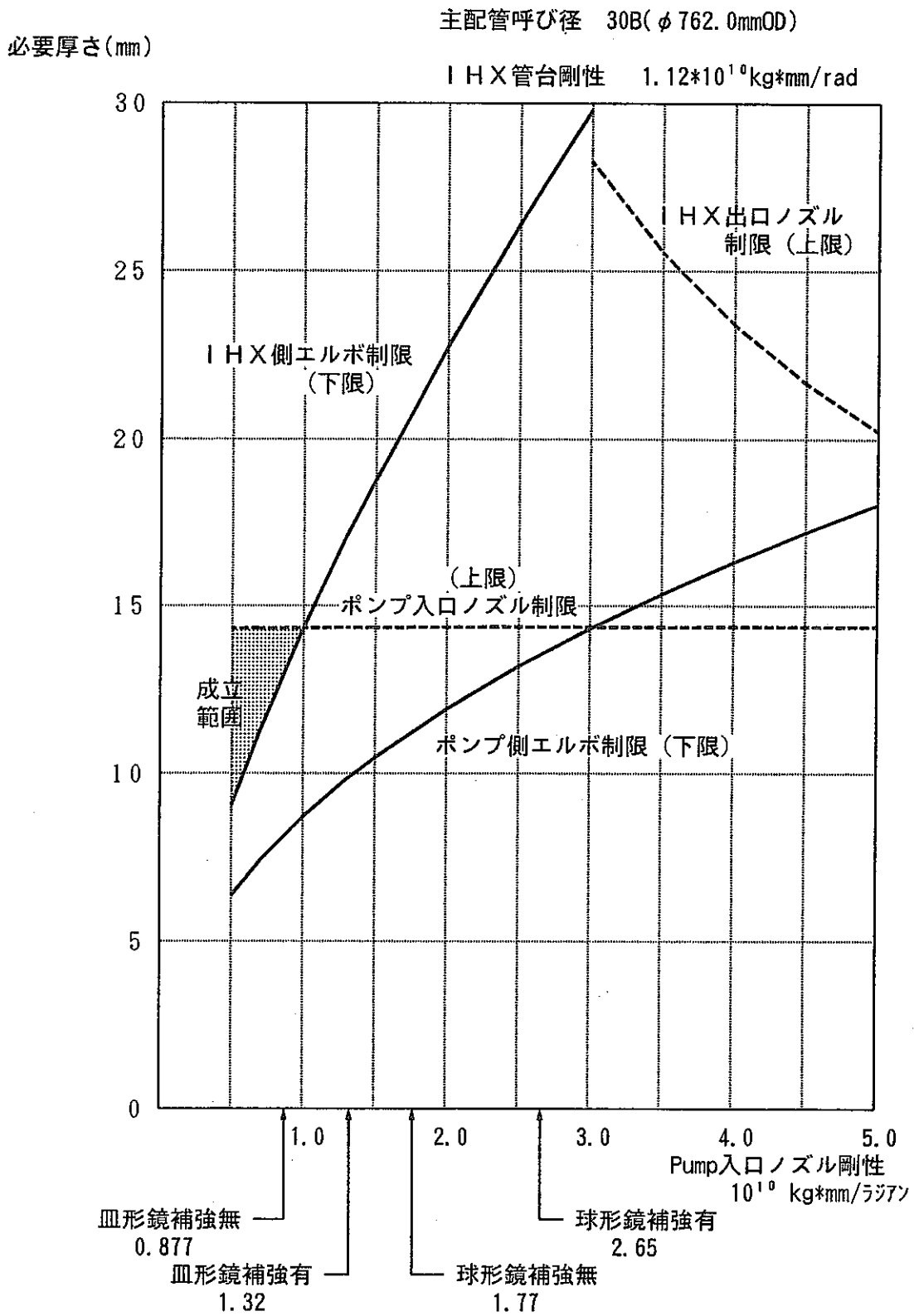


図5.4.1 熱膨張応力制限の検討 (水平管高さNsL-10.0m)

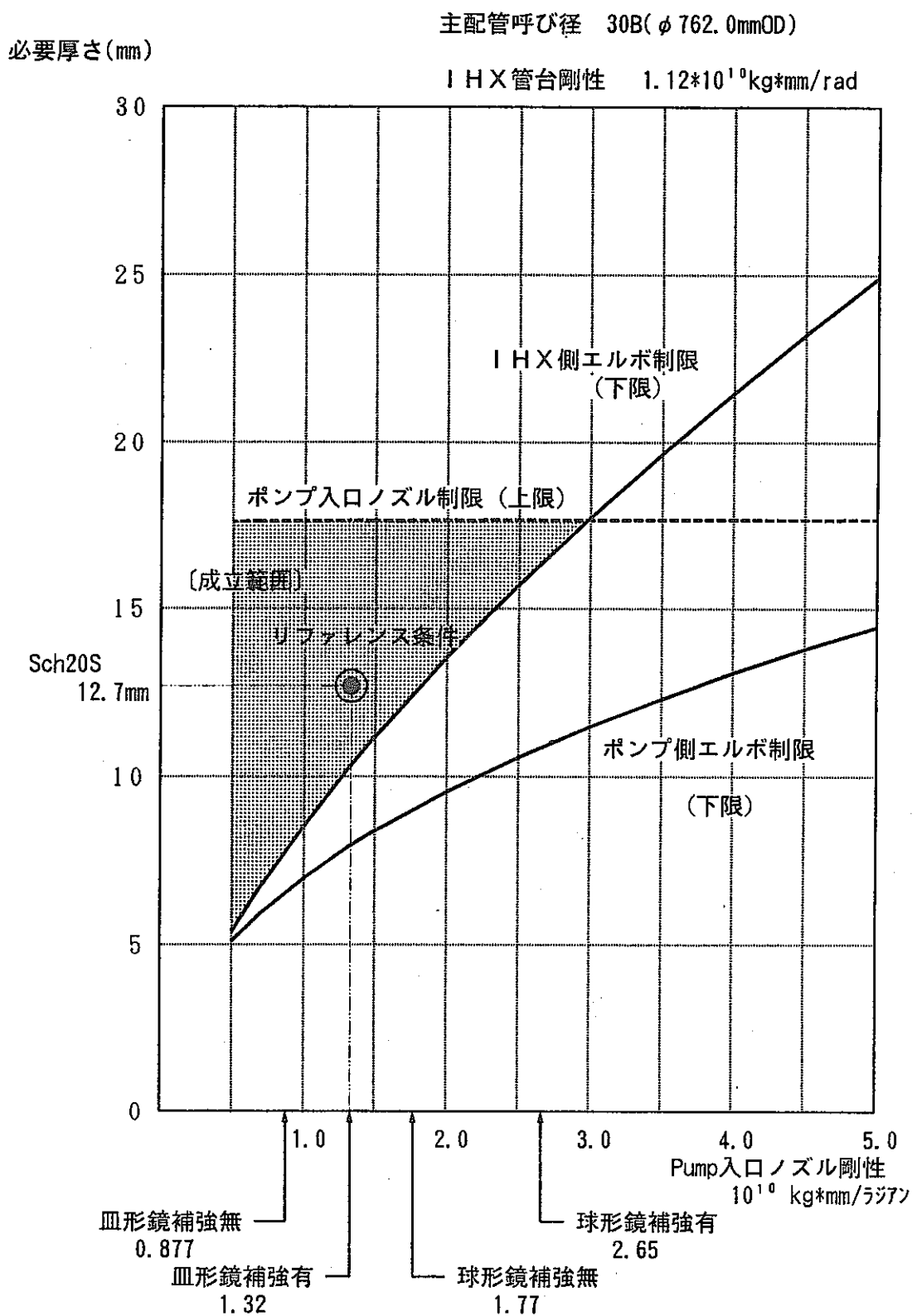


図5.4.1 (2) 熱膨張応力制限の検討 (水平管高さNsL-10.5m)

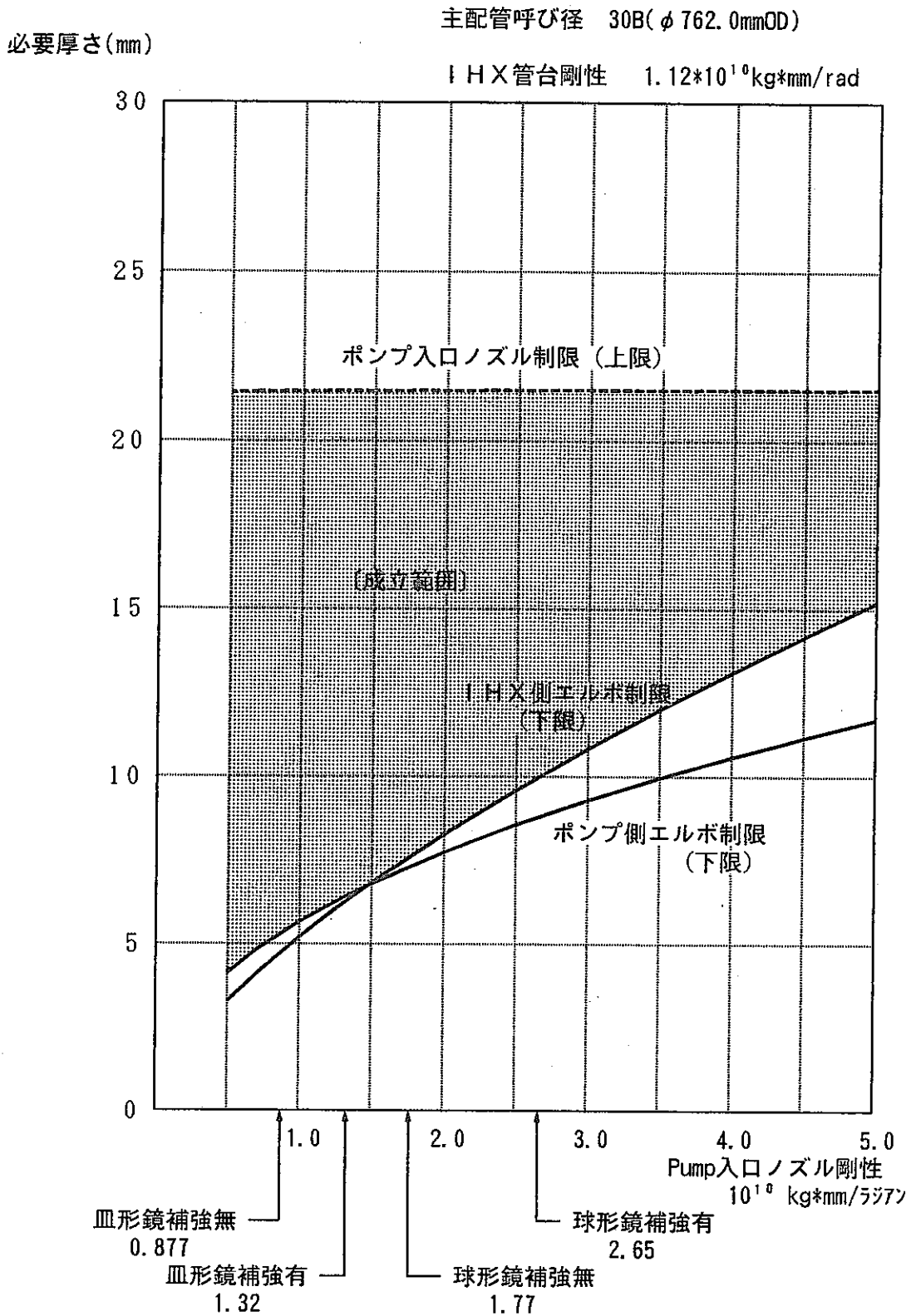


図5.4.1 (3) 熱膨張応力制限の検討 (水平管高さNsL-11.0m)

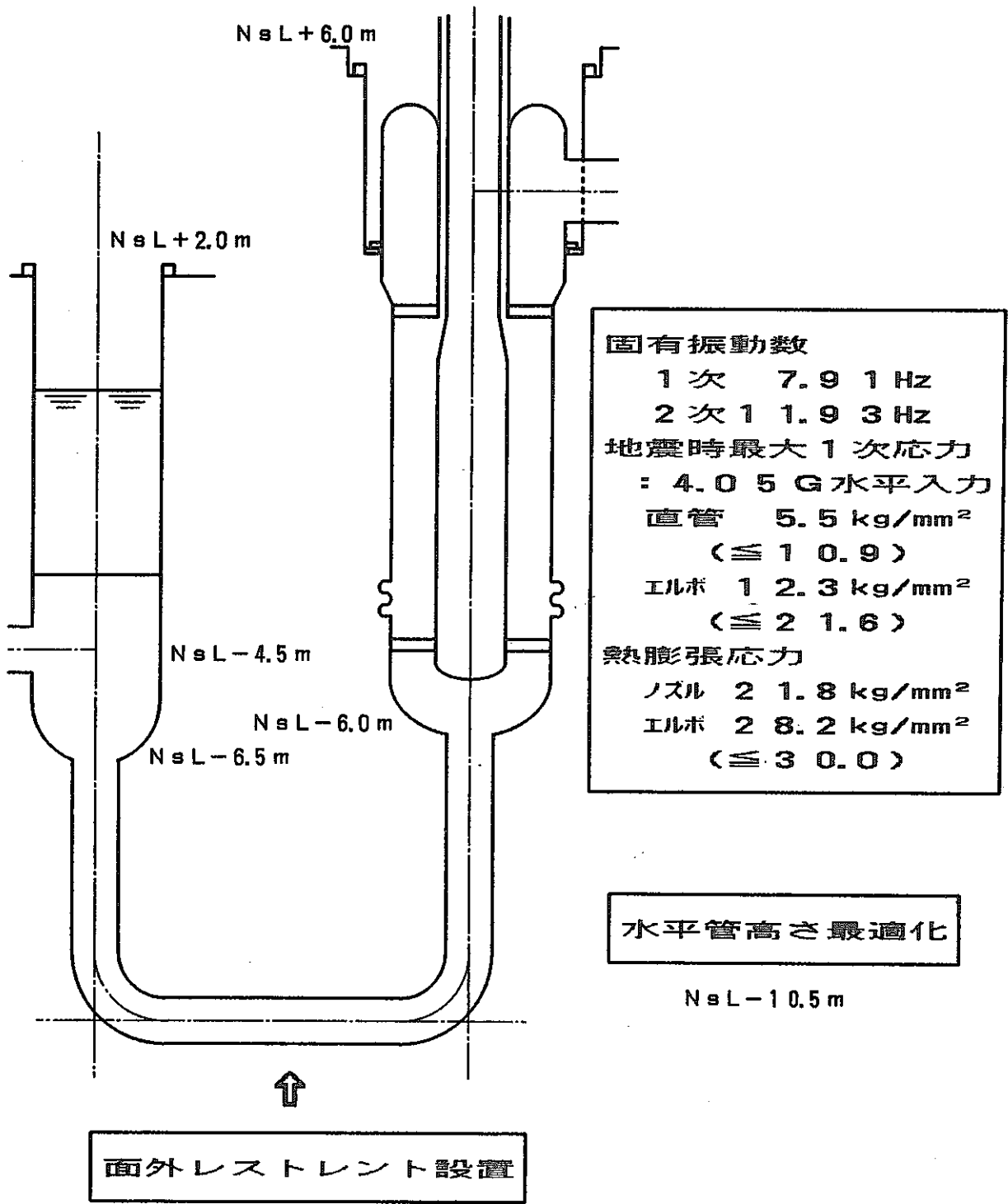


図5.4.2 一次主冷却系主配管ミドルレグ部

5.5 主配管コールドレグ部成立性

原子炉容器上部流出入配管方式主配管コールドレグ部は、1次主冷却系主循環ポンプから原子炉容器高圧プレナムまでを接続する配管部である。基本レイアウトは、一旦IHX側に向かったのち原子炉容器に向かういわゆる面外引回しとしている。即ち、図5.5.1の平面図及び図5.5.2の展開立面図に示すように、主循環ポンプから水平に引き出した後、IHX・ポンプガードベッセル内を立ち上げ、運転床下面近傍の高所水平部を原子炉容器に向ける。高所水平部には逆止弁を設置し、原子炉容器遮蔽プラグを貫通させ、原子炉容器カバーガス空間に入る。原子炉容器カバーガス空間に設けたエルボを介して鉛直管に接続し、原子炉容器内を高圧プレナムに向かい、炉内構造支持構造物上板部に接続する。

本主配管コールドレグ部の構造具体化に当たっては、1次主冷却系主配管の設計上考慮すべき以下の一般的課題

- ①耐震性確保
- ②熱応力対策
- ③原子炉冷却材漏洩事故対策
- ④保守補修性対策(床下メンテナンスフリー)

に加えて特に以下に注意して検討を進める必要がある。

- ⑤逆止弁の挿入性確保
- ⑥流量計の挿入性確保
- ⑦炉内配管簡素化
- ⑧遮蔽プラグ貫通構造簡素化(カバーガスシールベローズ健全性)

以下では上記課題を踏まえて実施した主配管コールドレグ部の熱膨張解析、耐震解析及びカバーガスシールベローズ構造具体化に係る検討結果を中心に概説する。

上記課題のうち、原子炉冷却材漏洩事故対策並びに逆止弁及び流量計については、別途項を改めて記載する。

5.5.1 検討条件

以下ではリファレンス条件確認解析時の解析条件設定法を中心に検討条件を記す。主配管コールドレグ部の検討では、検討初期段階では管台剛性・逆止弁形状・耐震支持部剛性等を必ずしも適切には定め難い状況にあり、このためこれらについてトライアンドエラー的に暫定的設定をしつつ検討を進めた。

(1) 主配管条件

配管口径は呼び径 30B(762.0mm) Sch20S相当(厚さ12.7mm)を基本条件とした上で、厚さについてSch10S相当(8.0mm)からSch40S相当(17.5mm)までの範囲をパラメータとして考慮した。

検討を経て定めたリファレンス条件は、図5.5.2(展開立面図)に示すように、一部のみ(ポンプ近傍鉛直管上部エルボ)ショートエルボとし他をロングエルボとする方式である。検討過程では全エルボをロングエルボとする条件を主体にパラメータ解析を行っている。

レストレント及びスナップの剛性について、リファレンス条件確認解析時は以下のように熱膨張解析と耐震解析とで剛性の使い分けをしている。

上部炉心支持板貫通部(NsL-6,250mm)での拘束条件は管軸直角2方向はレストレント相当、一方管軸回り回転以外の回転変位は熱膨張解析にあっては剛拘束、他方耐震解析にあってはフリーとした。

耐震解析で考慮すべき配管重量算出の考えかたは5.3.1で示した主配管ホットレグホットレグ部の場合と同一であり、特に基本条件(30B Sch20S)について、窒素ガス雰囲気設置の配管重量は表5.4.1と同一(687.7kg/m)であり、一方Na中部分については内外装板及び保温材重量(77.1kg/m)を排除Na重量(392.6kg/m)に置き換えるので1,003.2kg/mとなる。

(2) 基本レイアウト並びに原子炉構造及びポンプ条件

リファレンス条件の基本レイアウト並びに原子炉構造及びポンプ条件は図5.5.1(平面図)及び図5.5.2(展開立面図)に示す通りである。図に注記したが、図示したリファレンス条件を91年度設計研究を経て定めた最終的条件に比較すると以下に差がある点に注意が必要である。

	検討基本条件	リファレンス条件
① 炉容器内主配管コールドレグ部鉛直管取付け位置	3,500R	3,150R
② 同 取付け高さ	NsL-9,500	NsL-10,500

リファレンス条件確認解析時のポンプ出口管台の剛性は以下のとおり、熱膨張解析と耐震解析とで剛性を使い分けている。

(3) 逆止弁条件

逆止弁はもんじゅ用24B逆止弁形状及び重量を参考に以下のように形状及び重量を暫定した。

増径部全長	2,400mm (ただし、以下の2m区間について重量増を考慮)	
本体重量	3,950kg	} 全長2m区間の分布荷重として入力
内部Na重量	1,123kg	
保温材等付加重量	287.3kg	

リファレンス条件確認解析時の逆止弁剛性は、熱膨張解析にあつては剛想定、耐震解析にあつては接続配管相当と想定を使い分けている。

(4) 遮蔽プラグ貫通部及び逆止弁部耐震支持剛性

遮蔽プラグ貫通部及び逆止弁貫通部について、種々の貫通構造・耐震支持構造を念頭に置いた条件でのパラメータ解析を実施した。当該条件の内容は解析結果の項で説明する。

5.5.2 熱膨張解析結果

(1) リファレンス条件確認解析結果

リファレンス条件確認解析時の熱膨張解析結果は表5.5.3に示すとおりであり、Sch10S(8.0t)、Sch20S(12.7t)及びSch40S(17.5t)いずれの場合も暫定制限值である30kg/mm²を十分下回っており、熱膨張応力制限の観点からは成立性を確保できる範囲が十分広いことを示している。

なお、エルボ中で最大応力となるのは最も接近性を確保しやすい主循環ポンプ近傍鉛直管上部のエルボである。

(2) パラメータ解析結果

主配管コールドレグ部に関するパラメータ解析の内主要な結果を表5.5.4及び表5.5.5に示す。

表5.5.4はエルボのロング及びショートの違い並びに遮蔽プラグ貫通部の拘束条件を検討したものであり、前者についてはロングエルボとショートエルボとで大きな差がないこと、後者については剛拘束では熱膨張応力が大きくなりすぎるので面内回転及び鉛直方向変位を許容する構造にする必要があることを示している。

表5.5.5は管台剛性及び配管厚さの影響を検討したものであり、遮蔽プラグ貫通部を熱膨張変位吸収が可能とする構造にする限り、管台剛性及び配管厚さの熱膨張応力の大きさに及ぼす影響は小さいことを示している。

5.5.3 耐震解析結果

(1) リファレンス条件確認解析結果

表5.5.6及び表5.5.7にリファレンス条件での耐震固有値解析における固有振動数及び1次応力計算結果を示す。

固有振動数及び1次応力共に必要な制限値を余裕を持って満足している。

(2) パラメータ解析結果

主配管コールドレグ部に関する耐震パラメータ解析結果の代表例を表5.5.8及び表5.5.9に示す。

表5.5.8は耐震支持の位置と方向の影響に関するパラメータ解析の代表例であり、耐震支持装置を上部水平管軸方向(下表x)に1ヶ及び水平面内でそれと直角方向(下表y)に2ヶ取り付けるのが最も有効であることを示している。。これは、主配管コールドレグ部では上部水平管の軸方向並進運動・面外並進運動及び面外回転運動の固有振動数が低いことを表すものと考えられる。

表5.5.9はポンプ出口管台剛性の影響を検討したものであり、管台剛性の影響が顕著であることを示している。即ち、管台剛性を面内曲げ剛性で代表させると、剛性が $1.5 \cdot 10^{10} \text{kg} \cdot \text{mm}/\text{rad}$ では必要耐震支持装置の数が4となる。管台剛

性が3倍になると耐震支持装置は3ケですみ、逆に管台剛性が1/3になると必要耐震支持装置数が5ケ以上となる。

5.5.4 カバーガスシールベローズ構造具体化

コールドレグカバーガスシールベローズ構造具体化作業も、ホットレグ部の場合と同様にプラント工学室より構造工学室に作業依頼して実施した。

(1) 検討条件の概要

圧力(内圧)はホットレグカバーガスシールベローズの場合と同一で以下のとおりとした。

通常運転時カバーガス圧力	1.0kg/cm ²
設計圧力	1.5kg/cm ²

配管の熱膨張変位について、主配管コールドレグ部の定格出力運転時の主配管遮蔽プラグ貫通部での変位量は概ね以下のとおりとなる。

軸方向変位	10.8 mm
軸直方向変位	水平方向 0.0 mm
	鉛直方向 7.0 mm

自重及び地震時のたわみは上記熱膨張負荷に対して十分小さくなると考えられるので無視するものとした。

基本形状選定のためのスクリーニングはベローズを内圧型とし、又負荷条件を上記条件として実施した。

一方、スクリーニング結果を吟味する過程で以下の点を検討すべきことが明らかとなった。

- ① ベローズ座屈強度は内圧に対するより外圧に対する方が大きい。
- ② 特に遮蔽プラグ内に設置するベローズの形状を考慮した場合、内圧型より外圧型の方が保温材を配置しやすく、又設置後の接近性確保を図りやすい。
- ③ 手動トリップ事象で定格出力運転時より大きな熱膨張変位が負荷される可能性がある。

この結果、リファレンス形状の策定は1及び2より外圧型ベローズにすると共に、2)に示す検討を追加的に行い、手動トリップ条件を保守的に包絡できる条件として下記条件を設定した。

軸方向変位		22 mm
軸直方向変位	水平方向	2.2 mm
	鉛直方向	17 mm

本来であればスクリーニングを再実施することが望ましかったが、作業時間の関係上(3)に示すベローズ形状を暫定し、当該形状で上記条件が満足されることを直接詳細解析で検討することとした。

(2) 主配管コールドレグ部遮蔽プラグ貫通部変位

定格出力運転時の主配管コールドレグ部遮蔽プラグ貫通部近傍の鉛直方向変位は表5.5.10のようになる。

この場合の遮蔽プラグ貫通部近傍の鉛直方向変位は1)に記したように7mm程度となる。

一方、手動トリップとして表5.5.11に示すもんじゅ手動トリップ条件(設計熱過渡条件)程度の熱過渡を想定すると、主配管コールドレグ部配管部、原子炉容器上部プレナム及びポンプ下部胴の厚さ平均金属温度の応答を一次元熱伝導解析で求めるとそれぞれ表5.5.12から表5.5.14に示すようになる。

主循環ポンプ上部プレナム及び原子炉容器中間プレナムへの溢流をもんじゅの場合と同じく2%及び1.4%程度とすると、当該部分のインベントリがポニーモータ流量レベルにて全量置換するのに要する時間は表5.5.15に示す程度となるので、原子炉トリップ後数百秒間は主循環ポンプ上部プレナム及び原子炉容器中間プレナムの温度を一定と考えることができる。

したがって、手動トリップ時の主配管コールドレグ部遮蔽プラグ貫通部近傍の鉛直方向変位は原子炉トリップ後約500秒時点程度で最大となり、その値は表5.5.16に示す程度となる。

表5.5.16の値を参考にして1)に示した手動トリップ時コールドレグカバーガスシールベローズ負荷条件は以下のように定めた。

- ① 主配管コールドレグ部耐震支持装置について、管軸方向地震時変位を拘束するには逆止弁中央部で管軸方向変位を固定することが有効である。この場合外圧型でベローズを使用することを考慮するとベローズの軸方向変位について考慮すべき軸長は約3m、又3mの内1.7mは直接Naに接しない構造となる。
- ② この場合、管軸方向変位は平均温度が425°C程度になると考えてやれば保守的評価ができる。したがって、

$$\text{管軸方向変位} = 3,000 \times 17.78 \times 10^{-6} \times (425 - 20) = 21.60 \approx 22\text{mm}$$

- ③ 水平面内軸直方向変位は当面上記値の1/10を考慮する。

$$\text{軸直方向変位(水平)} = 22/10 = 2.2\text{mm}$$

- ④ 鉛直方向軸直方向変位は表5.5.16を寸法比例配分して定める

$$\text{軸直方向変位(鉛直)} = 1518/6868(22.12 - 15.49) + 15.49 = 16.83 \approx 17\text{mm}$$

(3) 構造の具体化

定格出力運転時の遮蔽プラグ貫通部の変位条件に基づくスクリーニング結果を参考に表5.5.17のベローズ形状を暫定し、条件が厳しいバウンダリベローズについて「高速増殖炉第1種配管用ベローズ継手の高温構造設計方針(暫定案)-改訂第1版」に従って強度評価を実施し、1次応力の制限、ひずみの制限、疲労損傷の制限及び座屈の制限を全て満足することを確認した。

詳細な結果は別途構造工学室発行の報告書中に記載されている。

(4) 配置の確認

選定したリファレンス条件についての平面配置を検討し、逆止弁(耐震振止めを含め保温厚さ500mmを考慮)及びホットレグ部炉内配管(保温厚さ200mm)とカバーガスシールベローズとの間に125mm以上のクリアランスが確保できることを確認した。

表5.5.1 レストレント及びスナップ剛性

	熱膨張解析	耐震解析
レストレント	3.0×10^4	1.0×10^4
スナップ	0	1.0×10^4

単位 : kg/mm

表5.5.2 主循環ポンプ出口管台剛性

	熱膨張解析	耐震解析
振じり	3.0×10^{11}	1.0×10^{11}
面内曲げ	5.0×10^{10}	1.5×10^{10}
面外曲げ	1.0×10^{10}	0.4×10^{10}

単位 : kg*mm/rad

表5.5.3 熱膨張反応 (定格出力運転時 ; (1次+2次) 応力強さ)

部 位	Sch10S (8.0t)	Sch20S (12.7t)	Sch40S (17.5t)
ポンプ出口ノズル	2.0 (30.0)	2.8 (30.0)	3.4 (30.0)
GV内エルボ	9.9 (30.0)	10.0 (30.0)	10.0 (30.0)
GV上エルボ	18.7 (30.0)	19.7 (30.0)	20.4 (30.0)
RV内エルボ	10.8 (30.0)	10.3 (30.0)	10.1 (30.0)
上部炉心支持部	8.7 (30.0)	8.5 (30.0)	8.3 (30.0)



リファレンス条件

単位 : kg/mm²

(括弧中:暫定制限值)

表5.5.4 コールドレグ部熱膨張解析例（拘束条件の検討）

解 析 条 件								熱膨張応力				
配管厚さ	エルボ種類	遮蔽プラグ貫通部固定方法						エルボ部			ポンプ 出口 管台	炉心 上部 支持
		Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	GV内	GV上	RV内		
12.7	ロング	○	○	○	○	○	○	16.8	20.5	9.9	1.7	6.3
		●	●	●	●	●	●	35.2	30.7	20.9		
12.7	ショート	○	○	○	○	○	○	23.1	25.9	12.0	1.6	5.8
		●	●	●	●	●	●	38.0	33.8	26.7		

解 析 条 件								熱膨張応力					
配管厚さ		遮蔽プラグ貫通部固定方法						エルボ部			ポンプ 出口 クロッチ	炉心 上部 支持	
直管	エルボ		Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	GV内	GV上			RV内
12.7	同左		○	○	○	○	○	○	15.4	19.6	9.6	2.4	5.8
12.7	同左	逆止弁中	●	●	○	●	○	●	11.1	19.0	8.7	2.5	7.4
12.7	同左	央を拘束	●	●	●	●	○	●	32.3	28.2	14.7	25.0	8.4
12.7	同左		●	●	○	●	●	●	28.4	23.8	36.8	20.6	7.0

(注) 想定ノズル剛性・逆止弁形状等が最終的に定めたリファレンス条件と異なるので絶対値の解釈には注意が必要である。

表5.5.5 コールドレグ部熱膨張解析例（ノズル剛性及び厚さの検討）

解 析 条 件								熱膨張応力					
配管厚さ		遮蔽プラグ貫通部固定方法						エルボ部			ポンプ 出口 クロッチ	炉心 上部 支持	
直管	エルボ		Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	①	②			③
8.0	同左	基本条件	○	○	○	○	○	○	18.1	19.7	11.6	1.3	4.8
12.7	同左		○	○	○	○	○	○	15.4	19.6	9.6	2.4	5.8
17.5	同左		○	○	○	○	○	○	13.2	19.2	8.3	3.5	6.4
8.0	同左	ノズル 剛性約 1/3	○	○	○	○	○	○	17.5	19.7	11.9	1.2	4.7
12.7	同左		○	○	○	○	○	○	14.5	19.6	10.1	2.0	5.7
17.5	同左		○	○	○	○	○	○	12.0	19.2	8.8	2.7	6.2
8.0	同左	ノズル 剛性約3 倍	○	○	○	○	○	○	18.2	19.7	11.5	1.4	4.2
12.7	同左		○	○	○	○	○	○	15.7	19.6	9.4	2.5	5.9
17.5	同左		○	○	○	○	○	○	13.7	19.2	8.0	3.8	6.7

(注) 想定ノズル剛性・逆止弁形状等が最終的に定めたリファレンス条件と異なるので絶対値の解釈には注意が必要である。

表5.5.6 リファレンス条件での振動固有値 (単位: Hz)

部 位	Sch10S (8.0t)	Sch20S (12.7t)	Sch40S (17.5t)
1次モード	7.1	7.7	8.0
2次モード	7.7	8.4	8.9
3次モード	10.3	11.8	12.5



リファレンス条件

表5.5.7 リファレンス条件での地震一次応力 (水平地震4.05G入力時)

部 位	Sch10S (8.0t)	Sch20S (12.7t)	Sch40S (17.5t)
ポンプノズル近傍 の直管	6.7 (11.0)	4.2 (11.0)	3.0 (11.0)
GV内エルボ	14.7 (21.6)	9.5 (21.6)	7.7 (21.6)
GV上エルボ	24.0 (21.6)	15.3 (21.6)	12.8 (21.6)
RV内エルボ	16.4 (21.6)	9.3 (21.6)	6.8 (21.6)
上部炉心支持部	7.4 (11.0)	5.0 (11.0)	4.2 (11.0)



リファレンス条件

(単位: kg/mm²)

(括弧中: 制限値)

表5.5.8 耐震固有値解析結果例（耐震支持位置効果の検討）

区分	解 析 条 件									固有振動数 Hz			
	厚さ	エルボ 種類	バネ 定数 条件	耐震支持位置						1次	2次	3次	
				エルボ1 上部	エルボ2 下部	逆止 弁①	逆止 弁②	逆止 弁③	SP貫 通部				エルボ3 下部
(a)	12.7 〃	ロング ショート	① ①								1.4 1.3	2.0 1.9	4.1 3.9
(d)	12.7 〃	ロング ショート	① 〃		x x	y y		y y			7.4 7.2	7.9 7.8	8.4 9.1
(f)	12.7 〃 〃 〃 〃 〃	ショート 〃 〃 〃 〃 〃	① 〃 〃 〃 〃 〃	y' y' y' y' y'	x x x x x	yz yz z y yz yz		z y yz yz yz yz			3.5 7.9 3.9 7.9 2.0 7.8	9.4 9.4 9.4 9.2 7.9 9.1	13.6 13.6 10.5 10.6 12.9 11.6

(注) 想定ノズル剛性・逆止弁形状等が最終的に定めたリファレンス条件と異なるので絶対値の解釈には注意が必要である。

表5.5.9 耐震固有値解析結果例（ノズル剛性の影響）

区分	解 析 条 件									固有振動数 Hz		
	厚さ	バネ定数条件 (括弧内はポンプ 出口管台剛性)	耐震支持位置							1次	2次	
			エルボ1 上部	エルボ2 下部	逆止 弁①	逆止 弁②	逆止 弁③	SP貫 通部	エルボ3 下部			
(a)	8.0 12.7 17.5	② $\begin{pmatrix} 1.0 \cdot 10^{11} \\ 1.5 \cdot 10^{11} \\ 0.4 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$		x	y			y			5.8 6.7 7.1	6.2 7.3 8.1
(b)	8.0 12.7 17.5	② $\begin{pmatrix} 1.0 \cdot 10^{11} \\ 1.5 \cdot 10^{11} \\ 0.4 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$		x	yz			y			6.2 7.2 7.9	7.7 8.6 9.0
(e)	8.0 12.7 17.5	④ $\begin{pmatrix} 3.0 \cdot 10^{11} \\ 5.0 \cdot 10^{11} \\ 1.0 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$		x	y			y			6.3 7.8 8.6	7.0 8.3 8.9
(d)	8.0 12.7 17.5	③ $\begin{pmatrix} 0.3 \cdot 10^{11} \\ 0.5 \cdot 10^{10} \\ 0.1 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$		x	yz			y			4.8 4.9 5.3	7.4 5.8 6.7
(f)	8.0 12.7 17.5	⑥ $\begin{pmatrix} 0.3 \cdot 10^{11} \\ 0.5 \cdot 10^{10} \\ 0.1 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$			yz		x		yz		5.0 5.7 6.3	8.1 9.2 9.8
(g)	8.0 12.7 17.5	⑥ $\begin{pmatrix} 0.3 \cdot 10^{11} \\ 0.5 \cdot 10^{10} \\ 0.1 \cdot 10^{10} \end{pmatrix}$	y'		yz		x		yz		8.1 9.2 9.8	9.8 11.6 12.3

(注) 逆止弁形状等が最終的に定めたりファレンス条件と異なるので絶対値の解釈には注意が必要である。

管台剛性は上から順に、捩じり・面内曲げ・面外曲げ

表5.5.10 コールドレグ配管遮蔽プラグ貫通部近傍鉛直方向変位

		長さ	平均温度	α_B	ΔZ 影響分
原子炉容器側	原子炉容器胴			$*10^{-6}$	
	フランジ～液面	2000	290	17.43	- 9.41
	上記～上部炉心支持板	6200	530	18.248	-57.70
	上記～配管取付け部*1	4300	380	17.607	-27.26
	小計				-94.37
原子炉容器側	配管				
	水平部*2～配管取付け部	14000	380	17.607	+88.74
	原子炉容器側変位				- 5.63
ポンプ側	ポンプ胴				
	フランジ～液面	2000	215	16.919	- 6.60
	上記～シールリング	3200	380	17.607	-20.28
	上記～インペラ中心*3	1300	380	17.607	- 8.24
	小計				-35.12
ポンプ側	配管				
	水平部～インペラ中心	8000	380	17.607	+50.71
	ポンプ側変位				+15.59

- *1 炉内構造物配管取付け部高さ NsL-10,500
- *2 遮蔽プラグ近傍水平管高さ NsL+ 3,500
- *3 ポンプインペラ中心高さ NsL- 4,500

表5.5.11 もんじゅ手動トリップ (設計用熱過渡条件)

[原子炉出口]		[IHX出口]	
時間(秒)	温度(°C)	時間(秒)	温度(°C)
0	529	0	397
92	477	17	362
144	451	47	335
212	425	202	335
680	391	365	397
780	388	505	444
880	387	513	444
1380	387	775	397
2550	350	1100	345
3600	350	1200	332
10850	325	1300	325
46800	325	46800	325

表5.5.12 主配管コールドレグ部配管部温度応答

[モデル]

等価厚さ	12.7	mm
有効厚さ	12.7	mm
外面熱伝達係数	0	(断熱)
内面熱伝達係数	5055.1	kcal/m ² h°C
熱伝導率	16.92	kcal/m ² h°C
密度	786.81	kg/m ³
定圧比熱	0.129	kcal/kg°C

(物性値計算温度 400°C)

(熱伝達率計算流速 1m/s)

[応答] もんじゅ手動トリップ IHX出口条件

時間(秒)	流体温度(°C)	金属温度°C	温度差(°C)
0	397.00	397.00	0.0
50	335.000	352.211	-44.789
100	335.000	336.810	-60.190
150	335.000	335.191	-61.809
200	335.000	335.020	-61.980
250	353.258	346.258	-50.742
300	372.276	364.464	-32.536
350	391.294	383.397	-13.603
400	408.750	401.581	+ 4.581
500	442.321	435.340	+38.340
510	444.000	438.457	+41.457
520	442.744	440.238	+43.238
530	440.950	440.705	+43.705
540	439.156	440.352	+43.352
550	437.363	439.476	+42.476
560	435.569	438.268	+41.268
600	428.393	431.953	+24.953
700	410.454	414.182	+17.182
800	393.000	396.457	- 0.543
1000	361.000	364.327	-33.673

注: 金属温度は厚さ
平均値
温度差は定格出力
運転時の金属
温度との差

表5.5.13 原子炉容器上部胴温度応答 (もんじゅ原子炉出口条件)

[モデル]

等価厚さ	65.035 mm
有効厚さ	50.000 mm
外面熱伝達係数	0 (断熱)
内面熱伝達係数	2860 kcal/m ² h°C
熱伝導率	18.072 kcal/m h°C
密度	782.05 kg/m ³
定圧比熱	0.134 kcal/kg °C

(物性値計算温度 500°C)

(熱伝達率計算流速 1m/s)

[応答] もんじゅ手動トリップ 原子炉出口条件

時間(秒)	流体温度(°C)	金属温度°C	温度差(°C)
0	529.00	529.00	0.0
50	500.739	528.062	- 0.938
100	473.000	524.200	- 4.800
150	448.706	517.758	-11.242
200	429.588	509.518	-19.482
250	422.239	500.334	-28.666
300	418.607	491.574	-37.426
350	414.974	483.418	-45.582
400	411.342	475.776	-53.224
500	404.077	461.777	-67.223
600	396.812	449.179	-79.821
700	390.400	437.692	-91.308
800	387.800	427.613	-101.387
1000	387.000	412.567	-106.433

注: 金属温度は厚さ
 平均値
 温度差は定格出力
 運転時の金属
 温度との差

表5.5.14 ポンプ胴温度応答

[モデル]

等価厚さ	30.0	mm
有効厚さ	30.0	mm
外面熱伝達係数	0	(断熱)
内面熱伝達係数	3857.0	kcal/m ² h°C
熱伝導率	16.92	kcal/m ² h°C
密度	786.81	kg/m ³
定圧比熱	0.129	kcal/kg °C

(物性値計算温度 400°C)

(熱伝達率計算流速 1m/s)

[応答] もんじゅ手動トリップ IHX出口条件

時間 秒	流体温度 °C	金属温度 °C	温度差 °C	管部温度差	配管との差
0	397.00	397.00	0.0	0.0	0.0
50	335.000	376.968	-20.032	-44.789	+24.757
100	335.000	360.453	-36.547	-60.190	+23.643
150	335.000	350.671	-46.329	-61.809	+15.480
200	335.000	344.651	-52.349	-61.980	+ 9.631
250	353.258	345.790	-51.210	-50.742	- 0.468
300	372.276	354.055	-42.945	-32.536	-10.409
350	391.294	366.454	-30.546	-13.603	-16.943
400	408.750	381.059	-15.941	+ 4.581	-20.522
500	442.321	412.397	+15.397	+38.340	-22.943
510	444.000	415.540	+18.540	+41.457	-22.917
520	442.744	418.181	+21.181	+43.238	-22.057
530	440.950	420.282	+23.282	+43.705	-20.423
540	439.156	421.975	+24.975	+43.352	-18.377
550	437.363	423.327	+26.327	+42.476	-16.149
560	435.569	424.380	+27.380	+41.268	-13.888
600	428.393	426.179	+29.179	+24.953	+ 4.226
700	410.454	419.993	+22.993	+17.182	+ 5.811
800	393.000	406.595	+19.595	- 0.543	+20.138
1000	361.000	375.724	-21.276	-33.673	+12.297

表5.5.15 ポンプ上部胴及び原子炉容器中間プレナム全容積置換時間

		ポンプ上部胴	原子炉容器中間プレナム
容量	容量	$\pi*(2.2/2)^2*3.2$ = 12.16m ³	$\pi*(8.4^2-5.4^2)/4*4.3$ = 139.8m ³
	重量	10.47トン	120.35トン
流量	基準流量	2%	1.4%
	ボニーモータ運転時	20.16 t/h	60.48 t/h
全量置換所要時間		1870 秒	7164 秒

表5.5.16 主配管コールドレグ部遮蔽プラグ貫通部鉛直方向変位

	寄与部位	長さ	ΔT	αA	Δz
原子炉容器側	定格出力運転時 [増分]		°C	*10 ⁻⁶	-5.63
	原子炉容器上部プレナム	6200	-70	20.28	+ 8.80
	主配管	14000	+45	19.56	+12.32
	合計				
ポンプ側	定格出力運転時 [増分]				+15.59
	原子炉容器上部プレナム	1300	+20	19.56	- 0.51
	主配管	8000	+45	19.56	+ 7.04
	合計				

表5.5.17 主配管コールドレグ部カバーガスシールベローズリファレンス条件

	バウンダリベローズ	バックアップベローズ
谷内径	1500 mm	1250 mm
山高	100 mm	100 mm
ピッチ	80 mm	80 mm
厚さ	3 mm	3 mm
山数	15 山	15 山
使用温度	200 °C	200 °C
型式	外圧型	

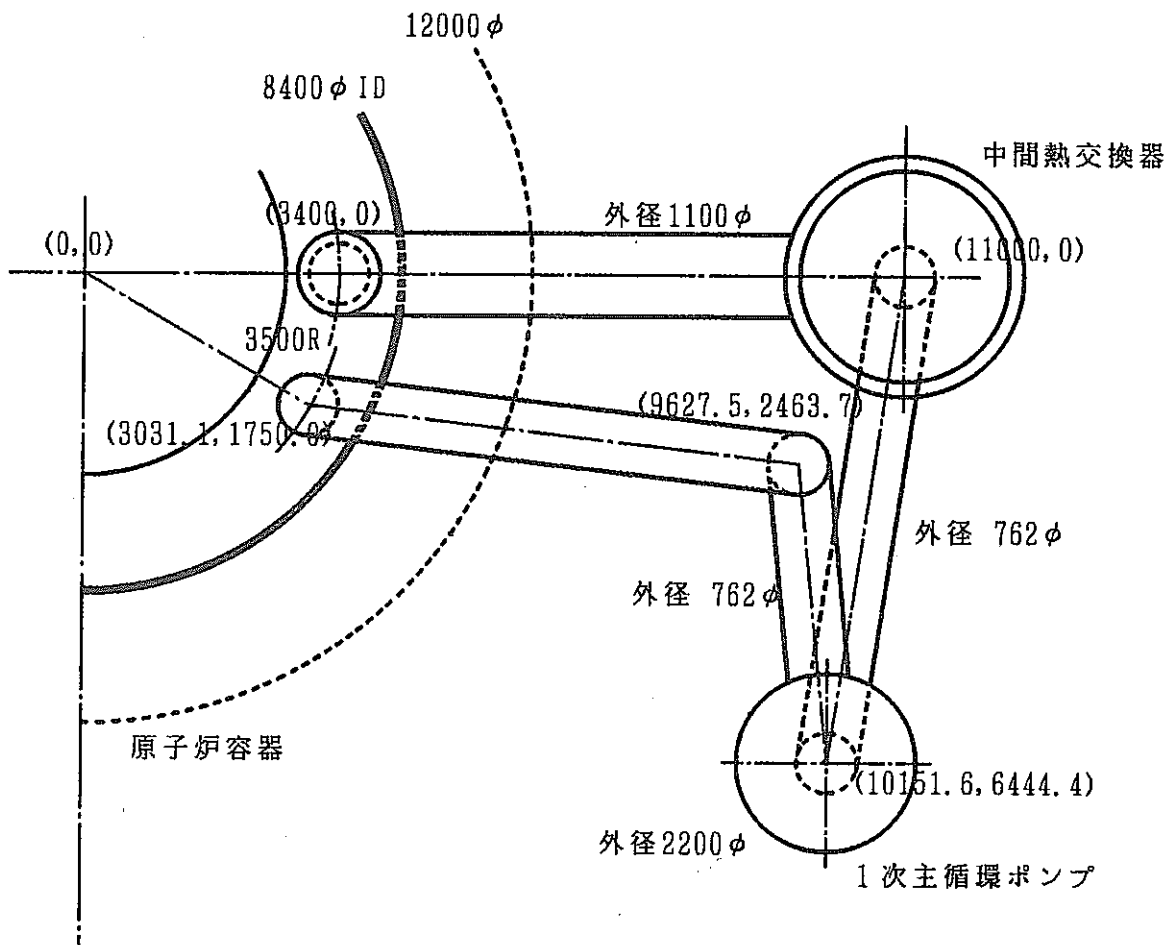


図5.5.1 一次主冷却系平面配置図

(注) 本図は主配管ホットレグ部、ミドルレグ部及びコールドレグ部成立性検討初期段階で設定した設置条件である。

その後の検討にて、主配管コールドレグ部炉内鉛直管中心を、3,500Rから3,250R（コールドレグ部遮蔽プラグ貫通部カバーガスシールペロースの検討時）、次いで3,150R（最終配置条件）に変更している。

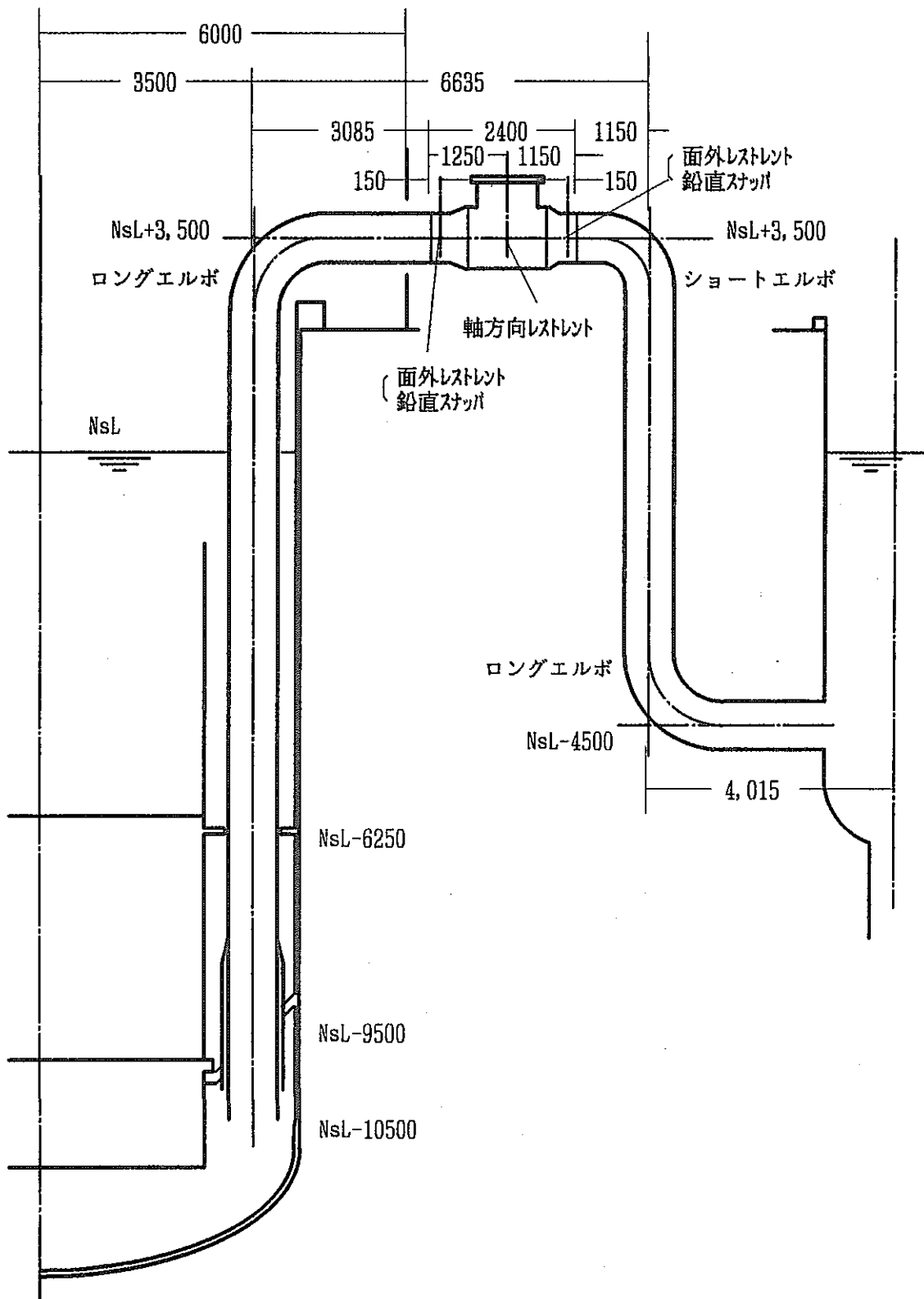


図5.5.2 主配管コールドレグ部展開立面図

(注) 熱膨張解析及び耐震解析におけるリファレンス条件として定めたもの。
91年度設計研究条件の結果炉内配管を一部変更している。

5.6 冷却能力の確保に関する検討

系統の圧力損失についての評価は実施していないが、概略の検討結果に依れば、配管破損時の一次冷却材の確保については、ガードベッセルGVによる容積制限100m³が満足されれば、入口配管部破損を含め、入口側配管などで冷却材漏洩事故が生じた場合でも冷却材の循環を維持できるものと考えられる。冷却材が漏洩した場合に、GV容積制限100m³を確保しうるか否かの成立性見通しは、原子炉容器用GVにあっては、RVとGVの間隙で操作するISI検査機器の開発、また、IHX・ポンプ用GVにあっては、体積制限のための充填材の材質・構造を如何に確保するか依存している。

以下に1次冷却材循環確保のための各機器の高さ関係について述べる。図5.6.1に機器の主要高さ関係を示す。

(1)機器の主要高さ

原子炉容器出口ノズル下端高さ	NsL-4,000
1次系配管コールドレグ部上部水平管高さ	NsL+3,500
1次主循環ポンプ羽根車中心高さ	NsL-4,500

(2)出口配管開口端高さと開口端露出防止の余裕

炉容器待機時の温度を180°Cとしたときに、出口配管開口端が露出するのを防止するための余裕は次のようになる。

Naの温度低下(530°C→180°C)による液位低下分	-970mm
Na100m ³ が漏洩するときのRVの液位低下	-1930mm
従って、NsLからの最低液位 [EsL] は	NsL-2,900

地震時スロッシング並びにガス巻き込み回避余裕としては、

$$(NsL-2,900)-(NsL-4,000)=1100mm$$

となる。今後、地震時のスロッシングによる液面の変動を計算し、上記余裕の妥当性を確認する必要がある。

(3)ガードベッセル上端下限高さ

原子炉容器上部流出入配管方式では、原子炉容器廻りの漏洩の検知および漏洩ループの識別が可能と想定し、3系統のうち2系統のポニーモータを運転するものとしポニーモータ運転時の水頭をもとめると、

$$\begin{aligned} \text{定格時系統圧損} \times (\text{流量比})^2 &= (7\text{kg/cm}^2 + 908.5\text{kg/cm}^3) \times (10\% \times 2/3)^2 \\ &= 0.342\text{mNa} \end{aligned}$$

従って、Na温度180°Cにおけるガードベッセル上端下限高さは、

$$(\text{NsL}-2,900)+350=\text{NsL}-2,550$$

なお、もんじゅではGVの上側にミドルレグ配管があり、配管高さ上限(運転中負圧防止)とGV上端下限の両立を図る観点から、上記GV上端下限をSsLとし、GV上端高さを注意深く定めている。一方91年設計研究ではミドルレグ配管をU字型構造としているので、SsLに相当する概念を設ける必要がない。GV上端をNsL近傍とし、かつ、配管高所引き回し部にリークジャケットを設け、基本的に1次主冷却系配管室にNaを流失させないことで冷却材漏洩事故対策とする方針である。

(4)カバーストック均圧化によるNa漏洩停止

Naの漏洩を検知し、原子炉容器のカバーストックの供給を止めれば、原子炉容器内液位の低下によって、カバーストックが膨張し、炉内外の圧力が均一となりNaを押し出す力がなくなる。

原子炉内カバーストックは容積約100m³、圧力1kg/cm²g程度であるので、Na100m³が漏洩するときのRVの液位低下は1930mm程度でカバーストックは圧力0kg/cm²g程度に低下しNaの流失はとまる。91年設計研究ではGV上端高さをNsL-1930より高い位置にあるNsL近傍にとり、GVのNaの流失保有量を十分大きくとるようにする。

(5)1次主循環ポンプ軸受部の露出防止

次主循環ポンプ軸受部が露出しない条件は、

$$\text{ポンプ軸受上面} < \text{EsL}(\text{NsL}-2,900) - (\text{RV内液面} \sim \text{ポンプ入口部までの圧損}) + (\text{ポニーモータヘッド})$$

もんじゅ1次主循環ポンプでは、ポンプ軸受上面から羽根車中心までの距離は700mmである。91年設計研究では、吸い込み比速度1200のもんじゅポンプと相似のポンプを使用することを想定している。相似則から91年設計研究のポンプ軸受上面位置を求めると、

$$\text{ポンプ軸受上面} = \text{羽根車中心高さ} + 700 \times (28/24)$$

$$=NsL-3,680 \quad (\quad EsL(NsL-2,900))$$

したがって、(RV内液面～ポンプ入口部までの圧損)=ポニーモータヘッド
と見なしても、ポンプ軸受上面は露出しないことになる。

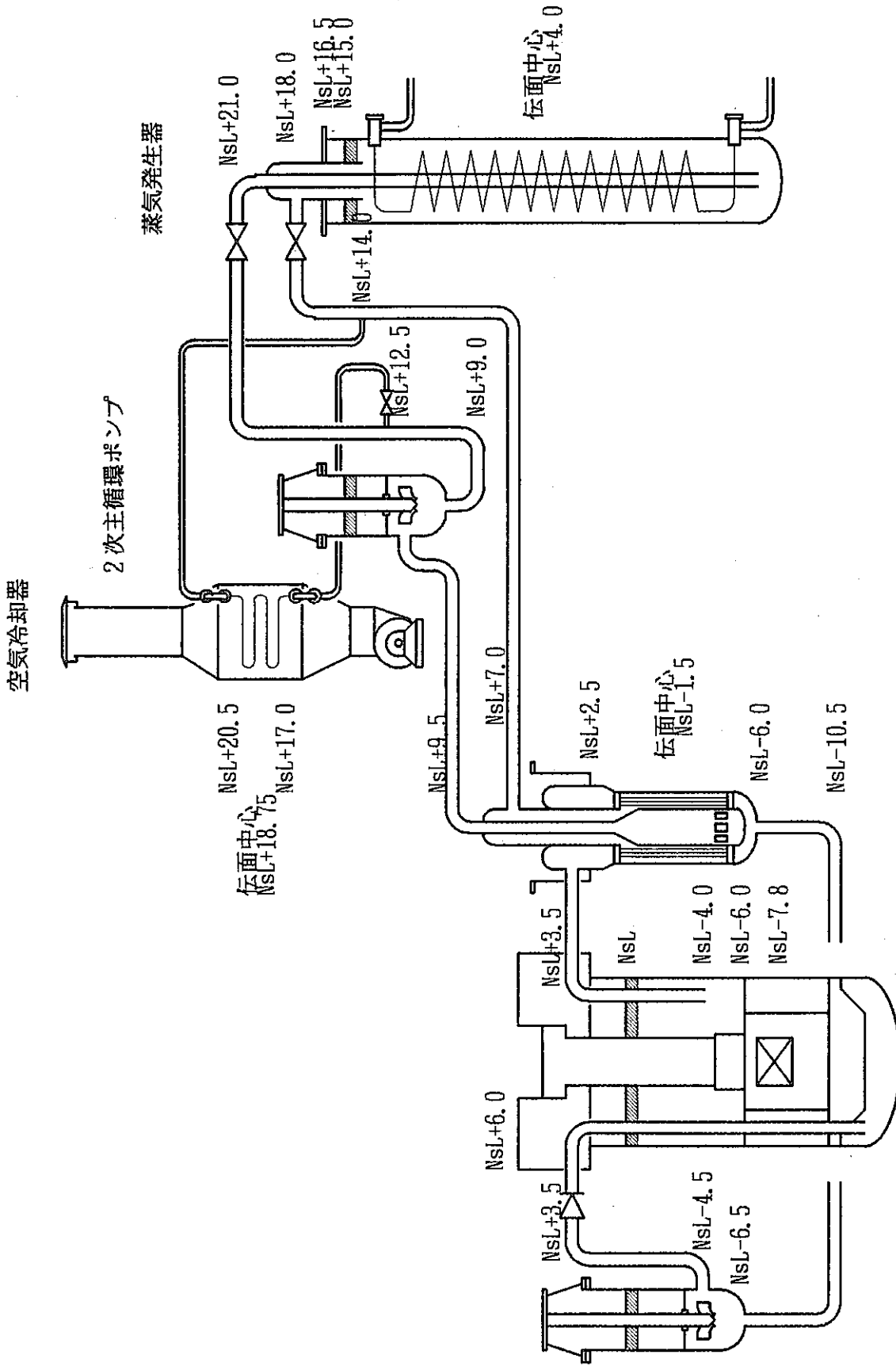


図5.6.1 主冷却系統高さ関係

5.7 中間熱交換器構造の検討

5.7.1 構造の検討

1次主冷却系中間熱交換器の設計仕様は表5.7-1の通りである。また、中間熱交換器全体の構造図を図5.7-1に、部品表を表5.7-2に示す。

(1) 上部プレナム構造

上部プレナム上部はセミトラス構造とし、残留ガスの除去を図る構造とする。頂部にはマンホールを設け、製作時の作業員や資材の出入れができるようにする。また、マンホールの先端にはガス抜きノズルを設け、プレナム上部に滞留ガスを除去できる構造とする。マンホールの位置や整流構造の大きさ等については、今後の検討により具体化して行くものとする。プレナム胴体は厳しい熱過渡荷重を受けるため、ノズル部や管板側の胴体部に遮断板を設置する。整流構造のバイパス流は、せき構造とこの熱遮蔽板で仕切る構造とする。

(2) 上部プレナム整流構造

1次側入口である上部プレナムは、入口ノズルから伝熱管入口への経路であり、管束に対して非対称な構造となっている。このため、伝熱管内の流量配分に影響を与え、伝熱性能の計画値との違いや伝熱管温度差による座屈荷重の増大が心配される。上部プレナムに、流量配分の均一化のための整流構造を設置するものとした。

整流構造については、製作性、メンテナンス性及び構造健全性を考慮して、せき構造を採用した。せきのサポート方法は、厳しい熱荷重条件下で構造の不連続部をできるだけ少なくし、かつ比較的緩やかな条件の上昇管側に非耐圧バウンダリー部材を設けサポートする方法を採用するものとした。

(3) 上昇管, 下降管

上昇管は、上部プレナム中心側の接続部材を使って上部プレナムに接続される。更に、下側は上部プレナムの内胴を形成し、上部管板に接続している。トラス部との接続部は構造不連続部であり、熱過渡条件からの構造の健全性を確保するため、内外面に熱遮蔽板を設置した。上昇管上部にはIHX 2次側出

口ノズルを水平方向に取出しており、これより少し上のレベルには鏡板を介して下降管に接続している。上昇管には、下降管の振れ止め部材を設置している。

下降管は、2重管構造で下端が開放されており、アニュラス部にはカバーガスが封じ込められ、2次側の出入口間の熱交換を防止している。また、下降管の下端は管束部の内シュラウドの内側とスライドする構造とし、下降管には軸方向の荷重がかからない構造となっている。

(4) サポート構造

サポート構造部については、従来の設計経験より、熱過渡条件等から厳しい熱応力が生じることが予想されるため極力これを回避する構造とし、かつ単純な構造が好ましいため、フランジタイプのスライド型サポートとした。サポート位置は、熱応力が厳しい管板部や1次入口ノズルから十分離れた距離となるような位置として設定した。

(5) 管板

管板のリム部は厚肉になり、熱過渡時の温度追従性が悪く、大きな熱応力発生の原因となる。特に外シュラウド側は、外シュラウド、胴体及びその間のギャップ等の構造のため厚肉化の原因となる。このため、管板部はその周辺部を大幅に切り欠く構造とする。

(6) 胴体コンボリューション

胴体コンボリューションは、自身でも十分な強度を持ち、かつ、伝熱管の軸方向剛性に比べて十分小さな値を持つベローズとした。

コンボリューションの寸法は、製作可能な範囲で10t×5×100p×100hを採用する。設置位置については、メンテナンス上ガードベッセル付近とし、IHXの下管板側に近い所に設置することにした。

(7) 管束部

伝熱管の配列は、3角配列でピッチは28.0mm、伝熱管本数は4920本である。バッフル板は450mmピッチで9段(サポート板をいれて11段)設置し、2次側ナトリウムの流れはジグザグ流とする。また、下降管から管束部への流入部については、内部シュラウドに窓を設けている。入口窓部、管束から上昇管へ

の流出部については、管束の最内層であり、流速が大きくなるため、伝熱管の流力弾性振動の防止のためのサポート板を設置している。

5.7.2 圧力損失計算

1次側及び2次側について、圧力損失を計算した。

1次側圧力損失の計算結果を表5.7-3に示す。計算箇所は1次入口ノズルから1次出口ノズルまでの11箇所とした。1次側圧力損失は 0.256kg/cm^2 と小さいことを確認した。

2次側圧力損失の計算結果を表5.7-4に示す。計算箇所は2次入口ノズルから2次出口ノズルまでの12箇所とした。2次側圧力損失は 0.842kg/cm^2 と小さいことを確認した。

5.7.3 伝熱計算

(1) 伝熱式

中間熱交換器は、斜行流式縦型熱交換器である。伝熱式は、管内平行流にはSeban-Shimazakiの式、管外斜行流にはMaresca-Dwyerの式を用いた。

$$\textcircled{1} \text{管内平行流} \quad Nu = 5.0 + 0.025Pe^{0.8} \quad (\text{Seban-Shimazaki の式})$$

$$\textcircled{2} \text{管外斜行流} \quad Nu = 6.66 + 3.126(P/D) + 1.184(P/D)^2 + 0.0155(\phi Pe)^{0.86} \\ (\text{Maresca-Dwyer の式})$$

(2) 伝熱計算

伝熱管本数4920本の場合、1次側平均流速は 2.21m/s 、2次側平均流速は 1.57m/s となった。また、有効伝熱管長さは、窓中心間距離をとって 4.83m となった。但し、余裕は4.8%である。

5.7.4 流力弾性振動

IHX伝熱管々部でのナトリウム流動による伝熱管振動が厳しいと予想される部分は、2次ナトリウム(1次管内)が管群を横切る箇所である。ここでは、流速が最も厳しいと考えられる下降管出口窓部の流力振動について評価した。

(1) 伝熱管固有振動数

伝熱管固有振動数は、支持条件を一端固定他端ピン支持、または両端ピン支持として次式で求める。

$$f_n = \lambda^2 / 2\pi l^2 \times \sqrt{EIg / \gamma_A} \text{ (s}^{-1}\text{)}$$

A部及びB部における固有振動数 f_n を求めると、

$$\textcircled{1} f_{nA} = 231 \text{ (s}^{-1}\text{)} \quad \textcircled{2} f_{nB} = 148 \text{ (s}^{-1}\text{)}$$

(2) 伝熱管励振振動数

$$f_s = vS / Do \text{ (s}^{-1}\text{)} \text{ より、} \quad f_s = 76 \text{ (s}^{-1}\text{)}$$

(3) 評価結果

$$\textcircled{1} f_s / f_{nA} = 0.329 \quad \textcircled{2} f_s / f_{nB} = 0.514$$

通常、固有振動数の $\pm 20\% \sim \pm 35\%$ 以上離れていれば共振しないとされていることから、評価結果は問題ない。

5.7.5 サポート構造の強度評価

(1) 解析モデル

上部プレナムのモデル化範囲は、サポート胴支持フランジの応力が上部プレナムに影響を与えない範囲とした。また、サポート胴はすべてモデル化した。

(2) 温度分布解析境界条件

図5.7-2に温度分布解析境界条件を示す。境界①は1次入口ナトリウムの温度条件として、熱伝達率は定格運転時で $10000 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ とした。境界②は保温材範囲であるため、温度 55°C 、等価熱伝達率 $0.7 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ とした。境界③は雰囲気境界であるため、温度 55°C 、熱伝達率 $10 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ とした。境界④は接触熱抵抗として、等価熱伝導率 $0.17 \text{ kcal/m h } ^\circ\text{C}$ とした。境界⑤は上部プレナム室であり、温度 100°C を用いた。境界⑥は保温材充填領域であるため断熱条件とした。図5.7-3に熱過渡条件を示す。熱過渡事象は、通常起動、通常停止、手動トリップの3ケースとした。

(3) 強度評価

熱応力解析から最大応力が発生する断面の強度評価を実施した。図5.7-4に評価断面を示す。

DDSによる評価結果を、表5.7-5に示す。Snの最大値は $41.1\text{kg}/\text{mm}^2$ であり、すべての断面で評価を満足した。また、BDSによる評価結果を、表5.7-6に示す。弾性追従係数を2とした結果、すべての断面で評価を満足した。

5.7.6 耐震計算

(1) 耐震評価

① 解析条件

解析ケースを表5.7-7に示す。解析モデルは多質点ビームモデルとし、質点41、要素33でモデル化した。解析に用いた応答スペクトルを図5.7-5に示す。

② 解析結果

振動モードについては、固有値及び刺激係数とも、ほぼ同様な値となっており、構造の成立上、コンボリューションの設定位置の影響は少ないと考えられる。また、耐震解析結果からの算出応力も、表5.7-8に示すように許容値を満足する。

(2) 胴体コンボリューションの評価

コンボリューションの剛性は、IHX外胴の熱膨張を吸収するために軸方向の剛性を外胴の軸方向の剛性よりも小さく、かつ耐震性の観点から曲げ剛性を大きくする必要がある。また、製作性の観点からはコンボリューションの軸方向高さを小さく抑えることが好ましい。

コンボリューションの剛性を、IHX外胴の剛性の1/100程度となるように設定する。外胴の板厚30mmとコンボリューションとの接続を滑らかにすること及び軸方向長さを500mm程度とすることを目標にして、板厚30mm、山数5山のコンボリューションを選定した。

5.7.7 管板

管内1次の場合、上部管板では、リガメント部の温度は伝熱管内流体である1次入口の温度変化に迅速に追従する。手動トリップ時の1次入口温度変化は、定格温度からのコールドショックとなるため、上部管板の熱応力は定格温度からの温度落差にほぼ比例する。

また、下部管板では、2次系ポンプスティック等の2次側の流動停止により、熱交換をしない1次側の高温のナトリウムが高温のまま下部管板のリガメント部を通過する。この場合、下部管板に厳しいホットショックが負荷されることになる。

上部管板及び下部管板のリムとリガメントの温度差をなるべく小さくし発生応力を小さくするため、リム部を薄くする構造とする。今後、リム-リガメント部及び管板-シュラウド部の構造健全性を確認する必要がある。

5.7.8 小型化構造の検討

IHX 外径を小さくするため、2次側上昇管及び2次側下降管の径を小さくした。また、管束部形状を検討した。2次側の管径を小さくするため、圧力損失の観点から上昇管及び下降管の管内流速の目標を5m/s程度とした。この結果、下降管内径は800mm、上昇管内径は1200mmとなった。

5.7.9 1次入口ノズルの鉛直方向変位

IHX の1次入口ノズルは、ホットレグによりR/Vに接続されており途中にベローズを設ける構造となっている。サポート胴側の熱膨張による変位とサポート胴のフランジから入口ノズルまでの熱膨張による変位を計算し、1次入口ノズルの鉛直方向変位を求めた。

(1) 定格運転時の鉛直方向変位

定格運転時の温度分布図による鉛直方向変位と熱過渡時の各節点温度による鉛直方向変位を計算した。1次入口ノズルの鉛直方向変位は、上方に1.53mmと小さく問題がないことが分かった。

(2) 熱過渡時の鉛直方向変位

通常起動、通常停止、手動トリップの熱過渡時における各節点温度をもとに鉛直方向変位を計算した。図5.7-6に熱過渡時の1次入口ノズルの鉛直方向変位を示す。通常起動時は上方に最大4.09mm、通常停止時は下方に最大-3.12mm変位することがわかった。また、手動トリップ時は下方に最大-1.28mm変位することがわかった。

5.7.10 結果のまとめ

- (1) 60万KWe大型炉設計研究の一環として、1次主冷却系中間熱交換器の構造の具体化を図った。
- (2) 伝熱計算により仕様の伝熱性能を確認し、また、流路の圧力損失は1次側で 0.256kg/cm^2 、2次側で 0.842kg/cm^2 となる。
- (3) 中間熱交換器のサポート構造はスライド型サポートとし、解析を含めた詳細検討により、健全性の確認ができた。また、定格運転時の1次入口ノズルの熱変位は、上方に1.53mmとなった。
- (4) 胴体にコンボリューションを使用しているが、適切なバネ定数を確保しつつ、管東部の高い剛性により高地震帯においても剛性を確保することができた。

表5.7.1 中間熱交換器の設計仕様

項目	仕様
形式	縦置無液面ジグザグ流式管型
設置数	3基
流動方式	管内1次型
交換熱量	533.3MWt
流量	1次側 : 1.008×10^4 t/h 2次側 : 8.355×10^3 t/h
温度	1次入口 : 530 °C 1次出口 : 380 °C 2次入口 : 325 °C 2次出口 : 505 °C
設計寿命	40年
伝熱管寸法	$\phi 21.7$ mm, t1.0mm
伝熱管本数	4920本
伝熱管配列ピッチ	28.0mm (正三角形配列)
材料	SUS316FR

表5.7.2 部品表

番号	名称	個数
1	1次側入口プレナム胴	1
2	1次側入口プレナム鏡	1
3	胴体	1
4	1次側下部鏡板	1
5	1次側ナトリウム入口ノズル	1
6	1次側ナトリウム出口ノズル	1
7	ベローズ	1
8	上部管板	1
9	下部管板	1
10	2次側上昇管	1
11	2次側下部鏡板	1
12	2次側下降管	1
13	バッフル板	11
14	2次側ナトリウム出口配管	1
15	2次側ドレン配管	1
16	伝熱管	4920
17	内側シュラウド	1
18	外側シュラウド	1
19	1次側プレナム整流板	1
20	サポートフランジ	1
21	サポート胴	1

表5.7.3 1次側圧力損失

No.	対象部	圧力損失 (kg/cm ²)
1-1	入口ノズル部	0.001
1-2	入口衝突部	0.070
1-3	入口曲り部	0.014
1-4	整流円筒上昇	0.001
1-5	整流円筒上部反転	0.01
1-6	上部プレナム	0.001
1-7	伝熱管入口	0.006
1-8	伝熱管内	0.131
1-9	伝熱管出口	0.005
1-10	出口鏡部曲り	0.004
1-11	出口ノズル	0.013
	1次側圧損合計	0.256

表5.7.4 2次側圧力損失

No.	対象部	圧力損失 (kg/cm ²)
2-1	入口ノズル曲り	0.078
2-2	下降管内 (小径)	0.03
2-3	下降管内 (大径)	0.003
2-4	下降管下部曲り	0.007
2-5	入口窓	0.031
2-6	入口部クロスフロー	0.009
2-7	管束部多孔板	0.189
2-8	クロスフロー	0.394
2-9	管束部出口	0.002
2-10	管束部出口曲り	0.025
2-11	上昇管内	0.047
2-12	出口ノズル部曲り	0.027
	2次側圧損合計	0.842

表5.7.5 DDSによる評価結果 (q=3.0)

評価点	Df	Dc	Df + Dc	D	判定
① - U	0.12	0.10	0.22	0.87	OK
① - D	0.06	0.10	0.16	0.87	OK
② - I	0.37	0.10	0.47	0.87	OK
② - O	0.02	0.10	0.12	0.87	OK
③ - I	0.25	0.10	0.35	0.87	OK
③ - O	0.02	0.10	0.12	0.87	OK

表5.7.6 BDSによる評価結果 (q=2.0)

評価点	Df	Dc	Df + Dc	D	判定
① - U	0.25	0.10	0.35	0.87	OK
① - D	0.11	0.10	0.21	0.87	OK
② - I	0.33	0.10	0.43	0.87	OK
② - O	0.03	0.10	0.13	0.87	OK
③ - I	0.25	0.10	0.35	0.87	OK
③ - O	0.02	0.10	0.12	0.87	OK

表5.7.7 解析ケース

解析ケース	コンボリユーション設定位置	固有値 (Hz)	
		1次	2次
CASE - 1	外胴下部	12.8	18.5
CASE - 2	外胴中央	13.0	18.4
CASE - 3	外胴上部	12.8	17.8

表5.7.8 耐震解析結果の評価

評価部位	材料	応力	算出応力 (kg/mm ²)			許容応力 (kg/mm ²)
			CASE - 1	CASE - 2	CASE - 3	
基礎ボルト	SCM435	引張	7.0	5.5	3.5	47.9
〃	〃	せん断	1.6	1.3	0.9	36.8
1次側胴板	SUS316FR	1次応力	1.05	1.06	1.06	11.8
下降管	SUS316FR	1次応力	3.28	3.86	6.19	11.8
外胴	SUS316FR	1次応力	1.76	1.14	0.31	11.8

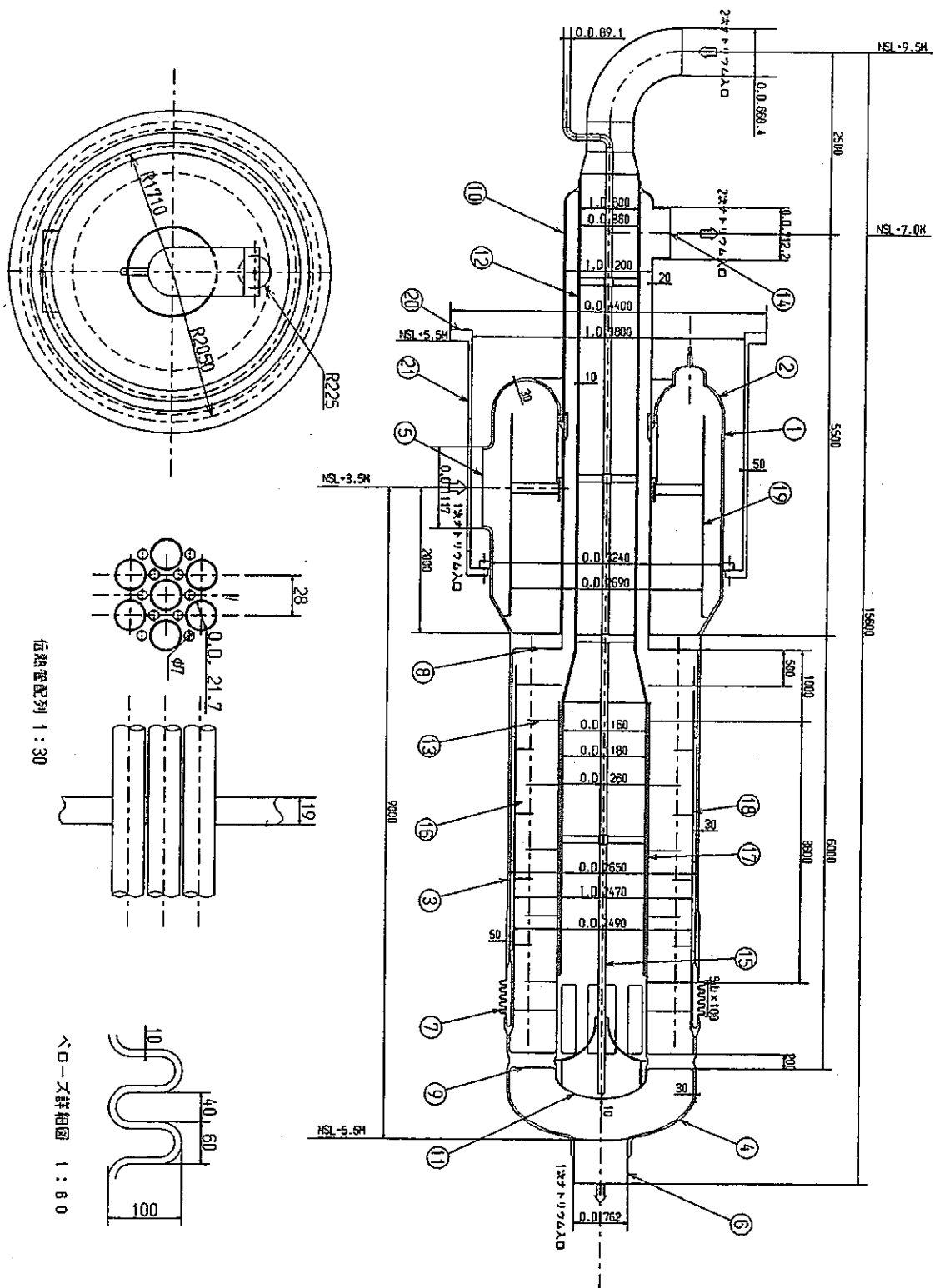


図5.7-1 中間熱交換器構造図

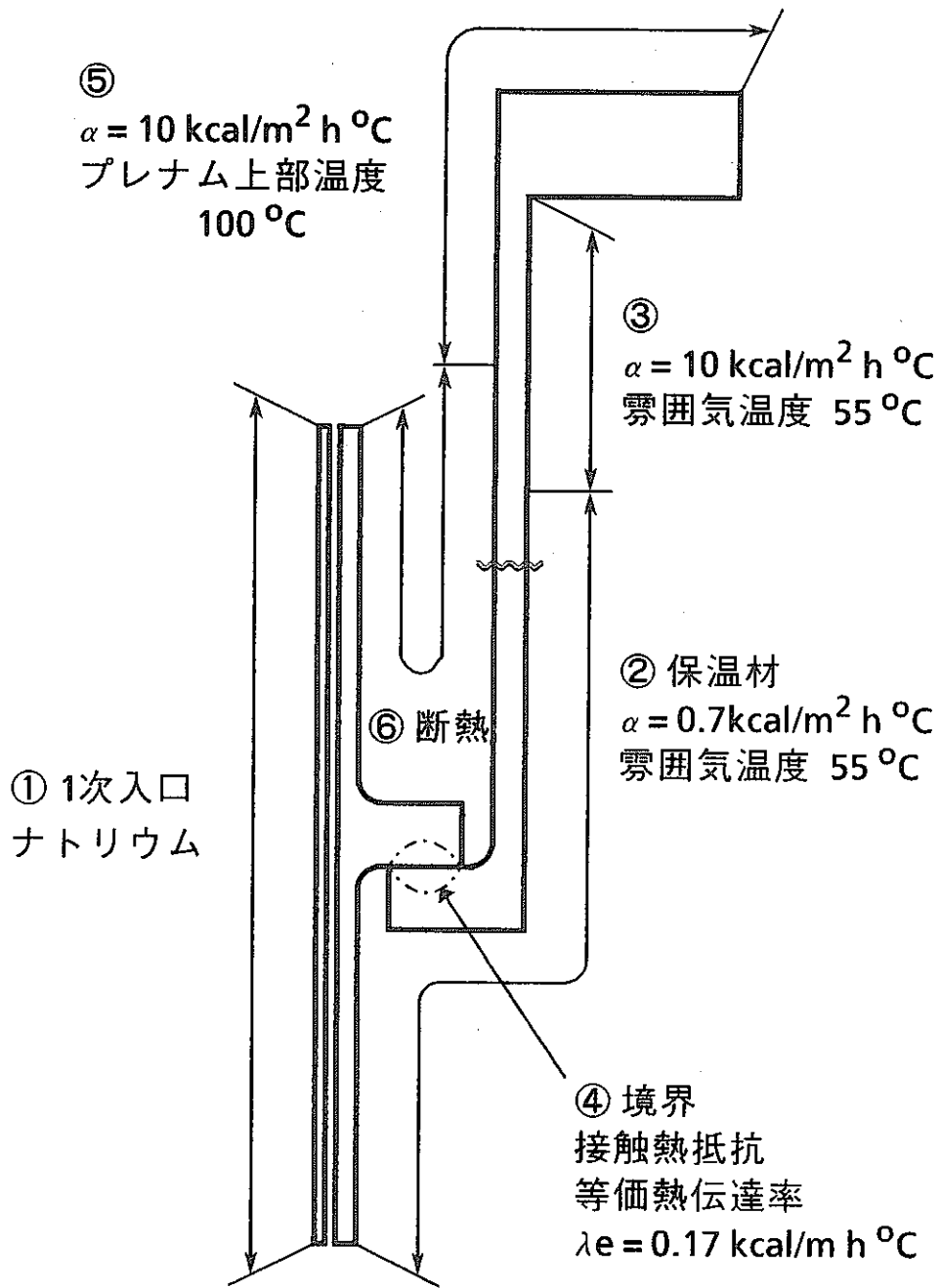


図5.7-2 サポート部温度分布解析境界条件

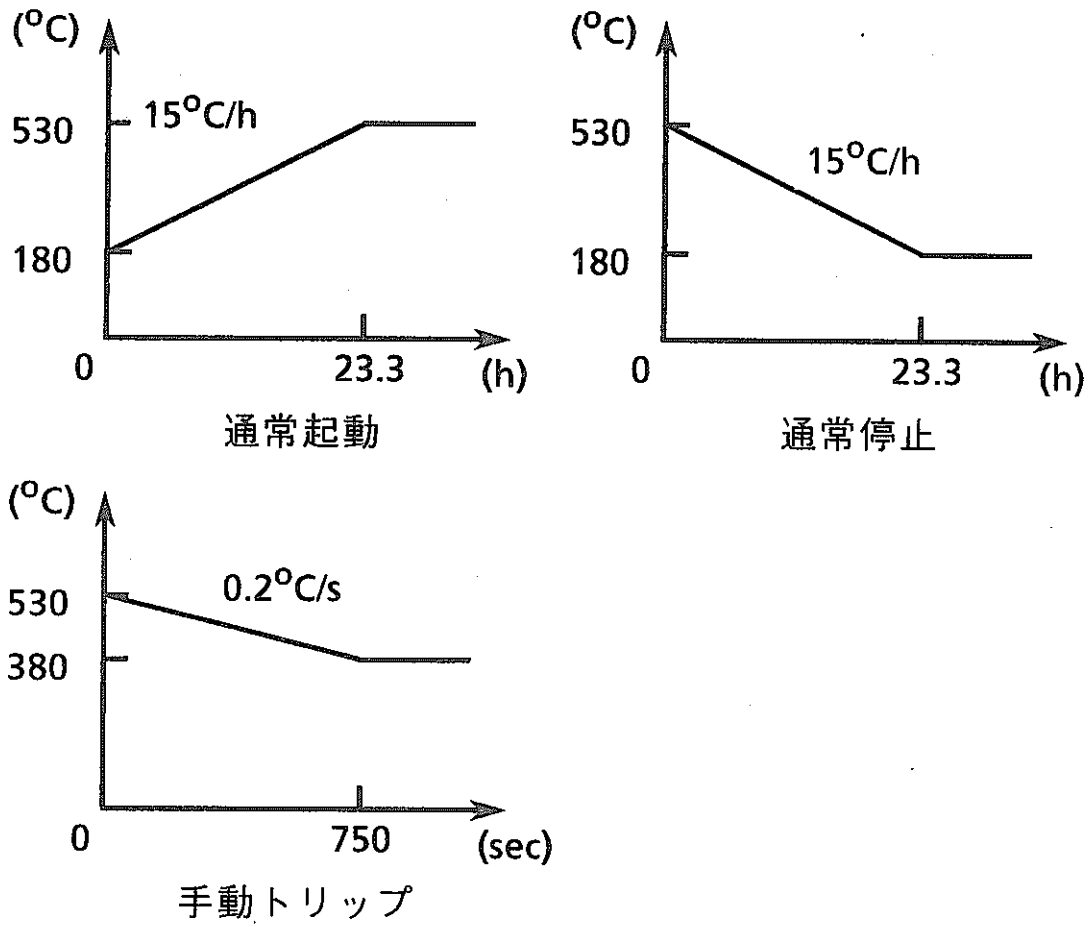


図5.7-3 熱過渡条件

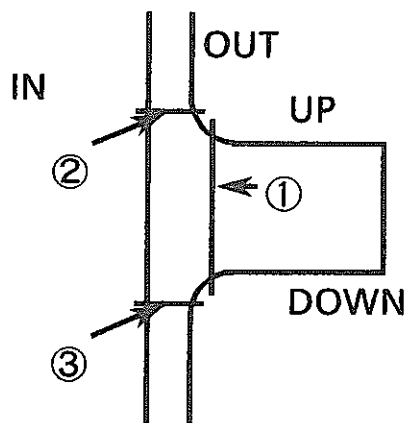


図5.7-4 評価断面

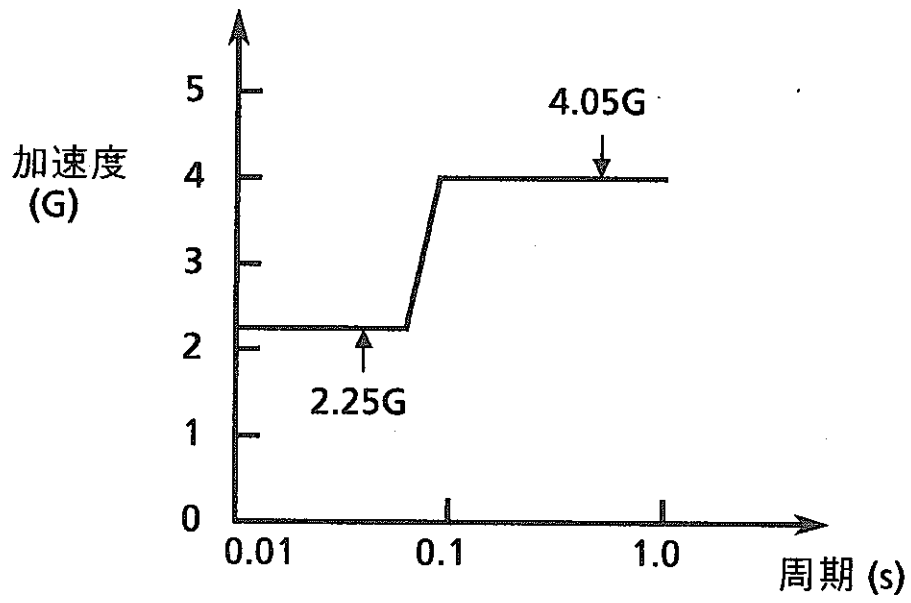
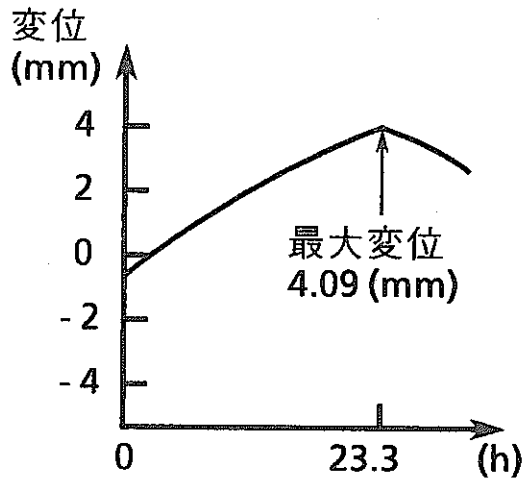


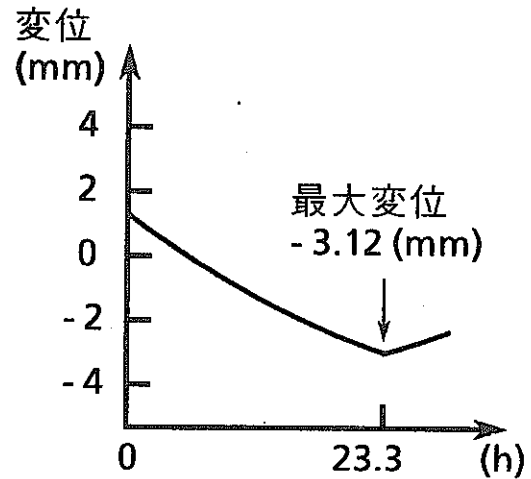
図5.7-5 応答スペクトル線図

1. 定格運転時 1.53mm (上方)

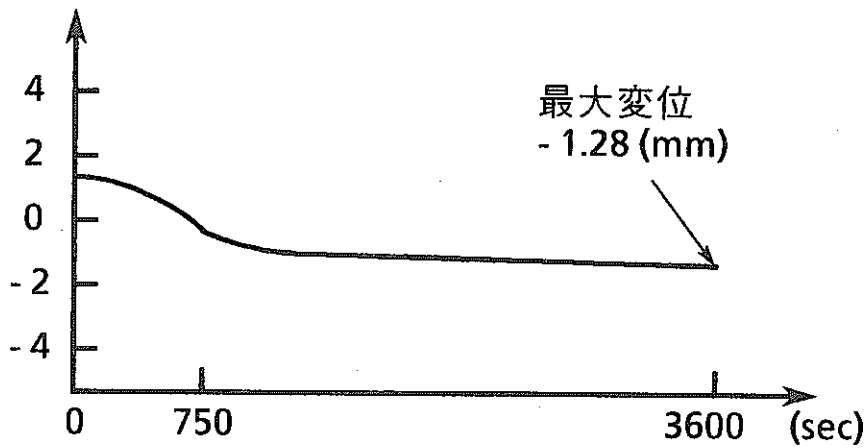
2. 熱過渡時



① 通常起動



② 通常停止



③ 手動トリップ

図5.7-6 1次入口ノズルの鉛直方向変位

5.8 その他主要機器の設計

(1) 1次主循環ポンプ

1次主循環ポンプは、機器システム開発室に依頼して実施したポンプ型式調査、形状・寸法・重量の推定及びオーバフローカラム削除方式に係る検討結果を踏まえて型式・代表寸法等を表5.8.1のように定めた。

すなわち、従来の設計研究ではダブルインペラ方式又はインデューサ方式等の高性能新型機械式ポンプの適用が検討されているが、当面60万kWeループ型炉の1次主冷却系では従来実績に優れたもんじゅと相似の単段片吸い込み型ポンプを使用するものとした。

ただし、系統簡素化の観点から静圧軸受け部漏洩流を内部で戻すオーバフロー内蔵方式とするものとした。

オーバフロー内蔵の方式としては

フローホール付きスタンドパイプ方式

戻しラインへの流調弁設置

バイパスラインへの流調弁設置

が具体的方法として考えられるが、リファレンス条件を特定するには到らなかった。

系統主要機器構造を順次定めたので必要揚程を算出可能な段階にあるが、現在のところ揚程算定作業が未実施状態に止まっている。

(2) 1次主流量計の検討

電磁流量計では大型となって設置が困難であることから、機器システム開発室に依頼して主循環ポンプ近傍鉛直管上部に整流管付き渦電流式流量計の適用性を検討した。

ここで、電磁流量計ではその出力が管内平均流量に対応するのに対して、渦電流式流量計は検出部(プローブ)が小さく、出力は局所流量に対応するので、ポンプ出口ノズル近傍のエルボで生じた管内流速分布の計測精度又は直線性への影響が適用性を検討する上での課題となる。

本観点から、定格流量時(10m³/min相当)とポニーモータ流量時(1m³/min相当)それぞれについて、エルボから鉛直管部分での流動状況を保守的に評価する目的で、AQUAを用いた2次元層流モデルにより解析した。

センサ取り付け位置は、水平管下端から4.5mとし、又プローブは管中心から200mmの位置に $\pi/2$ おきに4個取り付けるものとした。

解析結果によれば、4個のプローブ位置中流速最大部と流速最小部との流速比は1:0.56(10m³/min)又は1:0.57(1m³/min)で、プローブ間での流速差は大きいですが、全体流量の変動による差違は小さいことが明らかとなり、渦電流式流量計を設置できる見通しが得られた。

今後構造具体化を含めた総合的検討を追加することが望ましいと考えられる。

(3) 逆止弁

機器システム開発室に依頼して、従来炉での逆止弁型式、チルチング型適用の是非及びダッシュポット削除の可能性を検討した。

その結果、チルチング型は従来使用実績もあり必要に応じて適用可能であること及び配管短縮の結果逆止弁作動時の弁閉鎖が緩閉止モードとなるのでナトリウムハンマ防止の観点からはダッシュポットが不要であることが明らかになった。

上記結果を参考にした上で、逆止弁の型式・代表寸法等をもんじゅ逆止弁に基づき表5.8.2のように定めた。

すなわち、チルチング型の適用も可能であるが、当面はもんじゅに関する研究開発により動特性を把握しやすいスウィング型を選択した。

軸長はもんじゅ(接続配管口径24B、軸長1700mm)を30/24倍すると上記よりは小さな長さとなるが、主配管コールドレグ部の耐震サポートを逆止弁まわりで集中的に確保することからやや長い軸長を設定するものとした。

表5.8.1 1次主循環ポンプ型式・代表寸法等

項目	仕様	
型式 定格容量 揚程 最高使用圧力 最高使用温度	機械式縦型自由液面遠心式 ポニーモータ設置 オーバフロー内蔵型 10,800 ton/h 未策定 吐出側 10kg/cm ² G 吸込側 2kg/cm ² G 420°C	常陽・もんじゅへの適用実績による 方式未定
軸長 出口管台高さ 胴径 胴厚さ 吸込み比速度	8.5m NsL-4,500 mm 約2,200 mm 30 mm 約1,200	上部フランジ取付け面~入口管台 =インペラ中心高さ もんじゅと相似程度

表5.8.2 逆止弁型式・代表寸法等

項目	仕様	
型式 接続管径 最高使用圧力 最高使用温度	スウィング型 ダッシュポット無し 30B(φ762.0) 10kg/cm ² G 420°C	もんじゅへの適用実績による 配管短縮効果
軸長 重量	2,400mm 5,360kg	

5.9 1次Na補助設備の検討

(1) 概 要

1次冷却系について、ナトリウム補助設備(オーバフロー系、純化系及び充填ドレン系)の設備を検討した。

オーバフロー系については、液位制御単独を目的とするオーバフロー系は設置せず、純化系構成に無理を生じない範囲で達成可能な液位制御機能を確保する方針とした。1次主冷却系は原子炉液面近傍熱応力を緩和する観点から起動時液位一定、定格出力運転時並びに原子炉トリップ又は原子炉停止時に液位い成り行きとする機能を純化系(厳密には純化系エコノマイザ)に賦与する方針とした。

純化系については、1次主冷却系にあつては新燃料にもんじゅ相当の酸素量が付着するものとしてコールドトラップの必要捕獲容量を定めるものとした。また、純化系と1次主冷却との取り合い位置は原子炉容器上部プレナム部とした。

充填ドレン系については、ダンプタンク容量は3ループに対して1ループドレン容量とした。原子炉液面近傍熱応力を緩和するための原子炉容器内の液位調整時を除く、点検時のループドレンは原則として実施しない方針とし、補修時に必要な場合には、仮設の配管を設けて1次系ダンプタンクにドレンするものとした。

(2) 1次純化系系統設計

1) 純化系流量の検討

初期純化、通常運転時純化、燃料交換後純化、メンテナンス後純化の各運転モード別純化流量を設定する。

① 検討条件

(a) 通常運転時、燃料交換後の純化系流量は、1.0ヶ月で目標酸素濃度に純化できる流量とする。

(b) メンテナンス後の純系流量については、2基のコールドトラップを並列運転して1.0カ月に目標酸素濃度に純化できる流量とする。

(c) 初期純化は運開前の純化時間があるため2ヶ月の純化運転とする。

(d) 目標純度は2ppm (O₂)以下とする。

(e) 1次ナトリウムインベントリは800tonとする。

表-1にナトリウムインベントリの集計結果を示す。

(f) 燃料交換により持込まれる酸素量は下記より、1.0kg/回とする。

もんじゅでの予想混入量 : 26.0kg

熱出力補正 : 1,600/714

$$\ast \frac{26.0}{30 \times 2} \times \frac{1,600}{714} = 0.97 \doteq 1.0 \text{kg/回}$$

(g) 酸素の溶解度は、下記Eichelbergerの式を用いる。

$$\log C = 6.239 - \frac{2447}{T}$$

C: Wppm酸素

T: °K

コールドトラップ運転温度は定格で120°Cとする。

$$\ast C = 1.03 \text{ [ppm]}$$

(h) 1次系コールドトラップの酸素捕獲率は0.7とする。

② 検討結果

以上の検討により、1次ナトリウム純化系の各運転モードにおける純化流量は表5.9.1の通りとする。

③ もんじゅでの純化流量

“もんじゅ”の1次ナトリウム純化系流量は、次の運用となっており、細部の運転モードの分類は、系統設計上は計画されていない。

[もんじゅでの純化流量]

(i) 初期純化

1次系OF/T及び1次ナトリウム充填ドレン系ダンプタンクA・B・Cに受入れた初期ナトリウムおよび系統内を循環したナトリウムを純化する。

純化流量: 10t/h

純化目標: 酸素濃度10ppm以下

(ii) 通常運転時の純化

1次系OF/Tを介して1次ナトリウムの純化を行う。

純化流量: 10t/h

純化目標: 酸素濃度

10ppm以下(入口条件)

2ppm以下(出口条件、目標)

2) 純化系ヒートバランスの検討

純化流量の検討結果をベースに、次のモードの純化系ヒートバランスを設定する。

(i) 機器サイジング条件

(ii) 初期純化時ヒートバランス

(iii) 通常運転時ヒートバランス

(iv) 起動時部分ドレン時ヒートバランス

① 検討条件

(a) 機器サイジング条件は、純化流量の最大流量10t/hと、エコノマイザ入口最高温度530°Cより設定する。

(b) コールドトラップ温度は120°Cとする。

(c) 初期純化時のエコノマイザ入口温度は250°Cとする。

(d) コールドトラップの冷却ガスは、窒素ガスとし、15kg/cm²の加圧ガスとする。

② 検討結果

各運転モードの運転状態を表した純化系ヒートバランスを次の図に示す。

図5.9.1 : 機器サイジング条件

図5.9.2 : 初期純化時ヒートバランス

図5.9.3 : 通常運転時ヒートバランス

③ 起動時部分ドレン時のヒートバランス

プラント起動時においては、原子炉容器内ナトリウム液面を一定に維持するため、熱膨張分の1次系ナトリウムを、エコノマイザに設

置しているオーバフロー管より、ダンプタンクに部分ドレンする運用が計画されている。

(a) 検討条件

- (i) エコノマイザ入口温度は530°Cとする。
- (ii) オーバフローのナトリウム流量は2t/hとする。
- (iii) ダンプタンクにドレンされるナトリウム温度は300~350°C程度とする。

(b) 検討内容

オーバフローされたナトリウムが530°Cより300°C以下に除熱されるためには、エコノマイザ内で、冷却する必要がある。

本検討では、コールドラップ(C/T)へ入る除熱されたナトリウムで、オーバフロー管を冷却する方法にした場合のヒートバランスを検討する。

尚、この時の純化流量は、10t/hと6t/hの2ケースをサーベイする。

(c) 検討結果

起動時部分ドレン時の純化系ヒートバランスを次の図に示す。

図5.9.4 : 起動時部分ドレン—I (純化流量10t/h)

図5.9.5 : 起動時部分ドレン—II (純化流量6t/h)

検討結果では、オーバフローのナトリウム温度を300°Cにするため、C/Tの入口温度が、Case I では194°C、Case II では223°Cに上昇し、目標の150°Cより高くなる。このため、C/T内での除熱量が増加し、60kw/基より約140kw/基となる。

尚、C/Tの除熱量が増加しても、C/Tの伝熱面積(6m²)は必要面積(5.7m²)をカバーしているため、C/Tへの影響は無い。

(d) 運用課題

プラント起動時においては、タービン通気前に、R/V出口温度を一定にするため昇温を停止することがある。この場合、起動時部分ドレン量が一時停止することが考えられ、これにより、エコ

ノマイザの出口温度(C/T入口温度)が数分で194°Cより150°Cに低下する恐れがある。

この場合の課題と対策は、次の通りである。

[課題]

(i) C/Tの入口温度が40~50°C/数分に変化する場合の、C/T冷却側制御特性の追従性

→制御上は問題ないが、アンダシュートによる過冷却の恐れがある。

(ii) C/T内の捕獲性能に対する影響

→C/T冷却部がメッシュ部とは別領域にあることから問題ないと判断する。(但し運用上は注意が必要)

[対策]

(i) 純化流量を15t/h程度にすれば、C/T入口温度は、150~170°C以内の変化におさまる。

(ii) オーバフローの出口Na温度を300°Cから350°Cに上げる。

3) 系統構成の検討

① 概要

本設備は、純化系1ループから構成され、純化流量及びヒートバランスの検討結果を反映して、系統構成、仕様を設定する。

② 設計条件

機器種別	第3種機器、又は第4種機器
耐震クラス	B(S ₁)
最高使用温度	550°C(ナトリウム入口)
最高使用圧力	5kg/cm ² G(ナトリウム系)
内部流体の種類とその純度	
種類	放射性ナトリウム
純度	酸素2ppm以下
設計寿命	40年

③ 系統仕様

(a) 系統説明

図5.9.6に1次ナトリウム純化系の系統図を示す。

本系統は、コールドトラップ、エコノマイザ、電磁ポンプ等で構成されるナトリウム系と冷却器、循環プロア、サージタンク等で構成されるコールドトラップ冷却系から成る。ナトリウムを内包する設備は原子炉建物内、それ以外の設備は原子炉建物外に設置される。

原子炉容器より汲上げられたナトリウムは、エコノマイザを経由してコールドトラップに流入し、不純物を除去された後、再びエコノマイザにて昇温され原子炉容器に戻される。

一方、コールドトラップのナトリウムを冷却した窒素ガスは、格納容器外に設置される冷却器で補機冷却水により冷却され、循環プロアにより加圧され再びコールドトラップに流入する。

また、系統内ナトリウムの一部は、プラッキング計へバイパスし、ナトリウム中の不純物濃度が測定される。

(b) 系統主要目

ループ数	1
流体	放射性ナトリウム
純化流量	
酸素濃度2ppm以下:	1~2t/h
酸素濃度2ppm以上:	2~6t/h
純化目標	2ppmO ₂

(c) 運転

純化系の各運転モードにおけるナトリウム流量は次の表5.9.2の通りとする。

以上より、1次純化系の運転状態は図5.9.2, 5.9.3, 5.9.4に示す通りである。

(3) 1次純化系機器設計

1) コールドトラップ容量の検討

① 概 要

1次純化系コールドトラップのメッシュ部必要容積を捕獲不純物量より求める。

② 条 件

- (a) 不純物混入量は、もんじゅの設計データをベースとする。(表5.9.3示す。)
- (b) 初期純化時の不純物量および通常運転時の不純物量を合わせて、2基のコールドトラップで捕獲し、交換無しとする。
- (c) 捕獲容量の設計余裕は30%とする。
- (d) SGの水素透過率は $1.0 \times 1.0^{-10} \text{kg/m}^2 \cdot \text{s}$ (9Cr-1Mo鋼)とする。(C/Tを無交換とするため、保守的な水素透過率とする。)

③ 検 討

(a) 不純物混入量

初期純化時および通常運転時の1次系不純物混入量を算出した結果は、次の通りである。

純化時期	酸素 kg	水素 kg	酸素換算合計kg
初期時	24.4	2.8	68
通常時	52.0	14.5	280
合 計	76.4	17.3	348

混入量算出の根拠及び詳細事項を表5.9.4に示す。又、特に重要である、2次系からの水素透過量9.1kgの評価を、(b)項に示す。

(b) 2次系からの水素透過量

1次系の水素濃度及び1次系に混入する水素透過量は次の計算により求まる。

(i) 前提条件

- ① 配管、機器表面から雰囲気への水素拡散は無視する。
- ② 燃取系から1次系に持込まれる水素の効果は、平衡濃度算出上は無視する。
- ③ 1次系及び2次系とも平衡状態になっているものとする。

(ii) 平衡式

1次系の水素濃度X (ppm)、2次系の水素濃度Y (ppm)とすると、

$$D_{IHX} \times \frac{y_{Na} \cdot (Y-X) \times 10^{-6} \times S_{IHX}}{t_{IHX}} = W_{P.CT} \times (X - C_{P.O}) \times 10^{-6} \times \eta_{P.CT} \quad \dots (1)$$

$$S_{SG} \times \phi_{SG} = D_{IHX} \times \frac{y_{Na} \cdot (Y-X) \times 10^{-6} \times S_{IHX}}{t_{IHX}} + W_{S.CT} \times (Y - C_{P.O}) \times 10^{-6} \times \eta_{P.CT} \quad \dots (2)$$

(iii) 計算

(1)・(2)式より

$$X = \frac{AC + \frac{A^2B}{A+B} C_{P.O} + AD \cdot C_{S.O}}{A \cdot (A+B) - A^2 + D(A+B)} + \frac{B \cdot C_{P.O}}{A+B} \text{ (ppm)} \quad \dots (3)$$

ここで、

$$A = \frac{D_{IHX} \times y_{Na} \times 10^{-6} \times S_{IHX}}{t_{IHX}}$$

$$B = W_{P.CT} \times 10^{-6} \times \eta_{P.CT}$$

$$C = S_{SC} \times \phi_{SG}$$

$$D = W_{S.CT} \times 10^{-6} \times \eta_{S.CT}$$

D_{IHX} : ステンレス中水素拡散係数 = $3.61 \times 10^{-11} \text{m}^2/\text{s}^*1$

y_{Na} : Naの比重量 = $847.7 \text{kg}/\text{m}^3$ (at 455°C)

S_{IHX} : IHXの透過面積 = $1900 \text{m}^2 \times 3$ ループ

t_{IHX} : IHXの伝熱管肉厚 = $1.0 \times 10^{-3} \text{m}$

$W_{P.CT}$: 1次純化系流量 = $2 \text{t}/\text{h} = 0.5555 \text{kg}/\text{s}$

- η_{P-CT} : 1次系CTの水素捕獲率=0.8*3
- S_{SG} : SGの透過面積=3800m²×3ループ
- ϕ_{SG} : SGの水素透過率=1.0×10⁻¹⁰kg/m²s*2
- W_{S-CT} : 2次純化系流量=25t/h×3ループ=20.8kg/s
- η_{S-CT} : 2次系CTの水素捕獲効率=0.8*3
- C_{P-O} : 1次CT制御温度に対応したNa飽和水素濃度=0.055ppm*4
- C_{S-O} : 2次CT制御温度に対応したNa飽和水素濃度=0.055ppm*4

以上の式よりコールドトラップに対するプラント寿命中(40年)の水素透過量は、9.1kg/40年となる。

$$L_{PH_2} = W_{P-CT} \times (X - C_{P-O}) \times 10^{-6} \times \eta_{P-CT} \times 3,600 \times 24 \times 365 \times 0.85^{*5} \times 40$$

$$\therefore L_{PH_2} = 9.1\text{kg}/40\text{年} - H_2$$

又、この時の1次系水素濃度は、74.1ppbとなる。

尚、プラント起動時に純化流量を10t/hとし、時間を50hr×40回とした場合の水素透過量は、約0.3kg-H₂となる。

(注) *1 M.R.Louthan, jr 他 NuclTech26(1975)による。

$$D_{IHx} = 4.7 \times 10^{-7} \exp\left(-\frac{6495}{T}\right)$$

*2 Mod.9Cr-1Mo鋼伝熱管の拡散水素評価試験

(PNC SN9410 90-034)をベースにして保守的な値に設定した。

*3 昭和60年度設計データによる。

*4 VISSERSの式による。Log C=6.067-2880/T (ppm), T(°K)

*5 定格出力での運転率は85%とする。

(iv)評価

上記の水素平衡式を用いて、次の項目をパラメータとした1次系水素の評価結果を、図5.9.7に示す。

パラメータ : 1次系純化流量 = 1~ 6 t/h
2次系純化流量 = 10~40 t/h

(c) コールドトラップメッシュ部必要容積

不純物に対するメッシュ部容積は、もんじゅでを使用した次の式より算出する。

$$\text{O}_2 \text{ 捕獲容量 kg} = \text{メッシュ体積 m}^3 \times 970 \text{ kg/m}^3 \times 0.074 \quad \text{注1)}$$

本式より酸素、水素の捕獲量は次の値となる。

$$\text{酸 素 : } 0.0139 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$\text{水 素 : } 0.213 \text{ m}^3/\text{kg} = 0.0139 \times 15.3 \quad \text{注2)}$$

(a)項の不純物混入量に対するメッシュ部必要容積は

$$\text{酸 素 : } 0.0139 \times 76.4 = 1.06 \approx 1.1 \text{ m}^3$$

$$\text{水 素 : } 0.213 \times 17.3 = 3.68 \approx 3.7 \text{ m}^3$$

捕獲容量の設計余裕を30%とした時のメッシュ部必要容積は

$$(1.1 + 3.7) \times 1.3 = 6.3 \text{ m}^3$$

コールドトラップは、2基設置する注3)ことから1基当りのメッシュ部容量は $6.3/2 = 3.2 \text{ m}^3$ となる。

注1)コールドトラップ設計指針 (PNC SN241 79-21)による。

注2)CRBRPのデータ「SA014. KNG80-01(7)」より

$$\text{O}_2 : 0.3 \text{ ft}^3/\text{lb} = \frac{8.49 \times 10^{-3} \text{ m}^3}{0.454 \text{ kg}} = 0.0187 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$\text{H}_2 : 4.6 \text{ ft}^3/\text{lb} = \frac{0.13 \text{ m}^3}{0.454 \text{ kg}} = 0.287 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$\text{水素から酸素への換算値} = \frac{0.287}{0.0187} = 15.3$$

注3)通常運転では1基のみ運転し、メッシュ部が詰まった場合、他方に切替える。

(d) 検討結果

1次系純化系コールドトラップの基数とメッシュ部容積は次のとおりとする。

必要メッシュ部容積	6.3m ³ /40年
コールドトラップ基数	2基(無交換)
メッシュ部容積	3.2m ³ /基
捕獲不純物量	初期純化時 68kg - O ₂
	通常運転時 280kg - O ₂
	合 計 348kg - O ₂

2) 1次系コールドトラップの機器設計

前項で検討したコールドトラップ容量ベースにコールドトラップの除熱計算及び構造設計を行い、構造仕様及び構造概念を設定する。

① 設計条件

(a) 運転条件(純化系機器サイジング条件より設定)

定格温度	入口 150/50 °C (Na/窒素ガス)
出口 120/90 °C	(Na/窒素ガス)
定格流量	5/4.85t/h (Na/窒素ガス)
コールドトラップ温度	120°C
冷却材圧力	15kg/cm ² G

(b) 設計条件

設計温度	300°C
設計圧力	5/17kg/cm ² G (Na/窒素ガス)
機器種別	第3種機器、又は第4種機器
耐震クラス	B(S ₁)
耐用年数	40年

(c) 基数 2基(予備基無し)

(d) メッシュ部必要容積 3.2m³/基

(e) 捕獲不純物量

初期純化時	68kg - O ₂
通常運転時	280kg - O ₂
合 計	348kg - O ₂

(f) 機能条件

(i) コールドトラップ最低温度の冷却性能

酸素濃度を2ppm以下に維持するため、最低温度は120°Cにする必要があることから、この冷却性能を有すること。

② 構造仕様

(a) 構造説明

(i) 主要目

1次系コールドトラップの主要目を表5.9.5に示す。

(ii) 全体構成

図5.9.8に1次系コールドトラップの構造概念を示す。

① ナトリウム系

ナトリウム入口ノズルから管束部に流入したナトリウムは、冷却部の管内を流れる加圧窒素ガスにより120°Cまで冷却され、円筒状のメッシュ部の中心方向へ流出する。

このようにして、コールドトラップ温度まで冷却されたナトリウムは、メッシュを通過する間に不純物が捕獲され、純化される。

純化されたナトリウムは、メッシュの中心に設けた上昇管を出た後、1つにまとめられて出口ノズルへ流れる。

② 冷却ガス

窒素ガス入口から流入した加圧窒素ガスは、仕切室で多数のU字式伝熱管に分配され、管外のナトリウムを冷却した後、仕切室で1つにまとめられて出口ノズルへ流出する。

③ メッシュ部

メッシュ部は、不純物の捕獲密度を高めるため次の点を考慮した。

- ・メッシュ部温度を均一とする。
- ・メッシュ部の流入面積を大きくする。
- ・メッシュ部の厚さは30mm以下とする。
- ・メッシュは次の仕様とする。

メッシュ線系 $\phi 0.254 \text{ mm}$

メッシュ充填率 200kg/m^3

以上よりメッシュ部は、外径400mm、高さ3500mmの中空円筒を8個設けたもので、ナトリウムが側面から流入する構造とした。

* メッシュ仕様は、「コールドトラップ設計指針」で推奨する範囲の平均値を採用しているが、本構造での確認試験等が必要である。

3) 1次系エコノマイザの機器設計

エコノマイザの伝熱計算及び構造設計を行い、構造仕様及び構造概念を設定する。

① 設計条件

(a) 機器サイジング条件

温度条件	入口 530/120 °C (1次/2次)
	出口 150/497 °C (1次/2次)
流量	10t/h
交換熱量	1.36Mwt

(b) 設計条件

設計温度	550°C
設計圧力	5kg/cm ² G
機器種別	第3種機器
耐震クラス	B(S ₁)

耐用年数	40年
(c) 基数	1基

(d) 機能条件

(i) エコノマイザ除熱性能

530°C、10t/hの純化Naを150°Cまで除熱出来る機能を有すること。

(ii) 起動時液位維持機能

1次系起動時のNa熱膨張分を、エコノマイザよりダンプタンクにオーバフローさせ原子炉容器の液位維持機能を有すること。

(iii) オーバフローNaの除熱機能

起動時のオーバフローNaをエコノマイザで300~350°C程度に除熱出来る機能を有すること。

(iv) 原子炉容器からの入口ノズル高さは、低温停止時の液面低下を考慮して、NsL-1.5mとする。

② 構造仕様

(a) 構造説明

(i) 主要目

1次系エコノマイザの主要目を表5.9.6に示す。

(ii) 全体構成

図5.9.9に1次系エコノマイザの構造概念を示す。

本1次純化系エコノマイザは、縦置有液面平行流式直管型で、外径φ0.7m、全高4.8mの熱交換器である。

主な特徴は、以下の通りである。

- ① プラント起動時における、原子炉容器Na液位保持を確保するため、エコノマイザ内に液面を設け、オーバフロー機能を有する。
- ② オーバフローするNaは、エコノマイザ内で350°C以下に除熱され、ダンプタンクにドレンされる。

③ 低出力運時の液面低下を考慮して、入口ノズルは、NsL-1.5mに設置し、管束入口窓は、NsLからNsL-1.0mの間に3ヶ所設けている。

④ 管束部は、上部に引抜ける構造となっている。

(4) 1次充填ドレン系系統設計

1) 系統構成の検討

① 概要

本検討は、1次系の1ループドレン及び充填を可能とするための系統構成、仕様を検討する。

設定に当たっては、1ループドレン・充填の手順及び、1次系起動時部分ドレン・汲上げ手順の検討をベースに合理化を計った系統仕様の設定を実施する。

② 設計仕様

(a) 検討条件

検討条件を以下に記す。

- ① 1次系1ループのドレン・充填が可能な系統とし、1系統で構成する。
- ② プラント起動時の部分ドレン量を保有し、部分ドレン量の汲上げの機能を有する。
- ③ ダンプタンク容量は、1ループドレンが可能な容量とし、基数は1基とする。
- ④ 充填・ドレンは、基本的にアルゴンガスの圧力差により行う。
- ⑤ 1ループドレン時のドレンラインは、ポンプ本体を引抜き、常設のドレンラインの止弁より仮設管を接続し、M/L管下部まで挿入する仮設配管方式とする。

(b) 設計条件

機器種別	第3種機器
耐震クラス	B
最高使用温度	350℃

最高使用圧力	5kg/cm ² G
内部流体の種類とその純度	
種 類	放射性ナトリウム
純 度	酸 素 2ppm以下
設計寿命	40年

③ 系統仕様

(a) 系統説明

図5.9.10に1次充填ドレン系系統図を示す。

本系統は、ドレン配管及びダンプタンクから成るドレン系、サイホンブレーク管及びガス抜きポットから成るサイホンブレーク系より構成される。

又、起動時部分ドレン及び汲上げに関しては、1次純化系の配管、エコマイザ、電磁ポンプ等を利用して系統構成される。

尚、ドレン管と1次系との接続は、ポンプ本体を引抜き、仮設配管を挿入して接続する仮設配管方式である。

(b) 系統主要目

本検討により設定した本系統の系統仕様を整理すると以下のようになる。

- ①系 統 数 : 1系統
- ②流 体 : 放射性ナトリウム
- ③1ループドレン容量 : 約71m³
- ④機器主要目

イ)ダンプタンク

図5.9.11に構造を示す。

- 型 式 : 縦置円筒型
- 基 数 : 1基
- 幾何容量 : 85m³
- 寸 法 : φ4.2m×H7.5m
- ロ)1次系ガス抜きポット: 1基

表5.9.1 1次純化系の純化流量

運転モード	酸素濃度(ppm)	純化流量(t/h/CT基数)
通常運転時	2以下	1~2/1基
燃料交換後	3.3→2	1.5~2/1基
メンテナンス後	7.0→2	6/2基
初期純化時	30.5→2	10/2基

表5.9.2 1次純化系の運転モード

運転モード 運転状態	初期純化 時	通常運転時			
		酸素濃度 2ppm以下	燃料交換後	メンテナ ンス後	プラント 起動時
コールドトラップ(1)	○	○	○	○	○
コールドトラップ(2)	○	-	-	○	○
電磁ポンプ	○	○	○	○	○
純化流量(t/h)	10	1~2	1.5~2	6	10以上

表5.9.3 もんじゅコールドトラップ負荷容量

	No.	不純物混入経路	酸素 kg	水素 kg	設 定 根 拠	備 考
初期純 化時負 荷	1	Na 地金	6.9	0.4	1次系受入れNa量約890ton 酸素; 受入9.8ppm, 残存2ppm, 水素; 受入0.57ppm, 残存0.1ppm	*2 酸素; コールドトラップ設計指針 (SN241 79-21) による 50MW・SG施設データ $3.3 \times 10^{-4} \text{kg/m}^2$ 水素; 上記酸素の値の1/8とする。 *1 CRBRデータ (SA014, KNG80-01(7)) による換算係数
	2	雰囲気からの混入	0.2	~ 0	雰囲気Ar置換後, 残留Air中に残るO ₂ 量	
	3	機器・配管表面付着	5.7	0.7	Na接液面積; 16200m ² *2 ステンレス鋼付着データ 酸素; $3.3 \times 10^{-4} \text{kg/m}^2$ 水素; $4.1 \times 10^{-5} \text{kg/m}^2$	
	4	炉心構成要素付着 (ダミー燃料含)	2.2	0.3	Na接液面積; 6500m ²	
		小 計	15.0	1.4	酸素換算不純物 酸素換算不純物負荷量 $15 + (15.3 \times 1.4) = 36 \text{kg-O}_2$	
通常 運転時 負 荷	1	燃料交換時	26.0	3.3	燃料表面付着量, 酸素 $3.3 \times 10^{-4} \text{kg/m}^2$, 水素 $4.1 \times 10^{-5} \text{kg/m}^2$	
	2	2次系からの透過	-	7.4	・ IHXでの水素透過率は, IHX内部温度分布考慮 ・ 2次Na純化系C/T流量は従来通りで変更なし。	
	3	1次系メンテナンス時	4.0	0.1	・ 1次主循環ポンプ引き抜き時を考慮。ポンプ引き抜きは 1回/ループ×3ループと想定。 ・ ステンレス鋼付着量; 酸素 $3.3 \times 10^{-4} \text{kg/m}^2$, 水素 $4.1 \times 10^{-5} \text{kg/m}^2$ *2	
	4	1次系C/T付着	0.9	0.1	・ Na接液面積 2700m ² ・ ステンレス鋼付着量; 酸素 $3.3 \times 10^{-4} \text{kg/m}^2$, 水素 $4.1 \times 10^{-5} \text{kg/m}^2$ *2	
		小 計	30.9	10.9	酸素換算不純物負荷量 $30.9 + (15.3 \times 10.9) = 198 \text{kg-O}_2$	
	合 計	45.9	12.3	$45.9 + (15.3 \times 12.3) = 234 \text{kg-O}_2$		

表5.9.4 1次系不純物混入量

	不純物混入経路	酸素	水素	設定根拠	算出式
初期 純 化 時	Na 地金	6.2	0.4	もんじゅのNa量 890ton と大型炉のNa量 795ton との比率より求める。	$O_2 : 6.9kg * 795/890 = 6.2 kg$ $H_2 : 0.4kg * 795/890 = 0.36 \approx 0.4kg$
	穿囲気からの混入	0.5	0.1	もんじゅと大型炉の出力比率より求める。	$O_2 : 0.2kg * 1600/714 = 0.45 \approx 0.5kg$ $H_2 : \sim 0 kg * 1600/714 \approx 0.1kg$
	機器・配管表面付着	12.8	1.6	もんじゅと大型炉の出力比率より求める。	$O_2 : 5.7kg * 1600/714 = 12.8kg$ $H_2 : 0.7kg * 1600/714 = 1.6kg$
	炉心構成要素 (含ダミー燃料)	4.9	0.7	もんじゅと大型炉の出力比率より求める。	$O_2 : 2.2kg * 1600/714 = 4.9kg$ $H_2 : 0.3kg * 1600/714 = 0.7kg$
	合計	24.4	2.8	酸素換算不純物量 $24.4 + 2.8 * 15.3^{*1} = 67.2kg \approx 68kg$	
通常 運 転 時	燃料交換時 U I S 引抜き ^{*5)}	38.8 3.2	4.9 0	もんじゅと大型炉の出力比率に燃料交換回数を考慮して求める (もんじゅ6ヶ月、大型炉12ヶ月交換)	$O_2 : 26.0kg / (30年 * 2回/年) * 1600/714 * 40回 = 38.8kg$ $H_2 : 3.3kg / (30年 * 2回/年) * 1600/714 * 40回 = 4.9kg$
	2次系からの水素透過	0	9.1	SG→2次系→IHX→1次系への水素透過量を求める。 9Cr鋼SGの水素透過率; $1 * 10^{-10} kg / m^2 \cdot s^{*3)}$	水素透過量の検討項目参照
	1次系メンテナンス時	12.0	0.3	1次系ポンプ引抜きを1回/10年で想定する。 混入量は、もんじゅと大型炉の出力比率より求める。	$O_2 = 4.0kg / 3回 * 1600/714 * 4回 = 12.0kg$ $H_2 = 0.1kg / 3回 * 1600/714 * 4回 = 0.3kg$
	1次コールドトラップ付着	1.2	0.2	C/Tのメッシュ容積より求める。 SUS鋼付着量; $O_2 = 3.3 * 10^{-4} kg / m^2$; $H_2 = 4.1 * 10^{-8} kg / m^2$	$O_2 = 3.3 * 10^{-4} * 400m^2 / m^2 * 3m^3 / 基 * 3基^{*4)} = 1.2kg$ $H_2 = 4.1 * 10^{-8} * 400m^2 / m^2 * 3m^3 / 基 * 3基 = 0.2kg$
	合計	55.2	14.5	酸素換算不純物量 $55.2 + 14.5 * 15.3^{*1} = 277.1 \approx 280kg$	

〔備考〕 *1) ; 水素量より酸素量への換算係数〔CRBRデータによる。(SA014.KNG80-01(7))〕

*2) ; SUS鋼付着量の酸素は、コールドトラップ設計指針(PNCbSN241.79-21)による。
又、水素は酸素の1/8とする。(もんじゅベース)

*3) ; 9Cr鋼の水素透過率は、Mod.9Cr-1Mo 鋼伝熱管の拡散水素評価試験(PNC SN9410 90-034)をベースにしてC/Tが無交換であるため保守的な値に設定。

*4) ; C/T基数3基; 通常C/T 2基+予備C/T 1基

*5) ; 燃交時にUISを引抜くため、引抜き時の酸素付着量を加える。(もんじゅポンプ引抜き時の1/10とする→ $0.8kg / 回 * 40回 = 3.2kg$)

表5.9.5 1次コールドトラップ主要目

項 目	仕 様	単 位
形 式	窒素ガス強制冷却式 メッシュ充填型	—
基 数	2	基
有効充填材容量	3.2	m ² /基
不純物捕獲容量	175	kg-O ₂ 換算/基
設計条件*)		
交換熱量	60	kW/基
運転条件		
運転流量*)		
Na側	5.0	t/h
N ₂ 側	4.85	t/h
運転温度*)		
Na側入口/出口	150/120	°C
N ₂ 側入口/出口	50/90	°C
設計温度	300	°C
設計圧力		
Na側	内圧/外圧	kg/cm ² g
N ₂ 側	内圧/外圧	kg/cm ² g
設計結果		
有効伝熱面積	6.0	m ²
管束部高さ	1.3	m
伝熱管寸法		
伝熱管外径/肉厚	25.4/1.0 ^{+0.4-0}	mm
伝熱管本数	60	本
伝熱管形式	U字管式	本
伝熱管配列	正四角形配列	
ピッチ	38.0	mm
概略寸法		
胴 径	1.5	m
全 高	5.0	m
材 質		
伝 熱 管	SUS304	—

*) 機器のサイジング用の運転条件を示す。

表5.9.6 1次エコノマイザ主要目

項目	仕様	単位
形式	縦置有液面平行流式直管型	—
基数	1	基
設計条件*)		
交換熱量	1.36	Mwt
運転条件		
運転流量*)		
1次側	10	t/h
2次側	10	t/h
運転温度*)		
1次側入口/出口	530/150	°C
2次側入口/出口	120/497	°C
設計温度	1次側/2次側	°C
設計圧力		
1次側	内圧/外圧	kg/cm ² g
2次側	内圧/外圧	kg/cm ² g
設計結果		
有効伝熱面積	9.9	m ²
管束部高さ	2.5	m
伝熱管寸法		
伝熱管外径/肉厚	25.4/1.0 ^{+0.4-0}	mm
ヘリカル層数	2	層
伝熱管本数	55 第1層; 24 第2層; 31	本
伝熱管配列	円周配列直管式	
円周方向ピッチ	37.0	mm
半径方向ピッチ	42.0	mm
概略寸法	300/950	kg/m ²
胴外径	0.7	m
全高	4.7	m
材質		
伝熱管	SUS304	—

*) 機器のサイジング用の運転条件を示す。

T	温度 °C
W	流量 t/h
Q	交換熱量 KWt

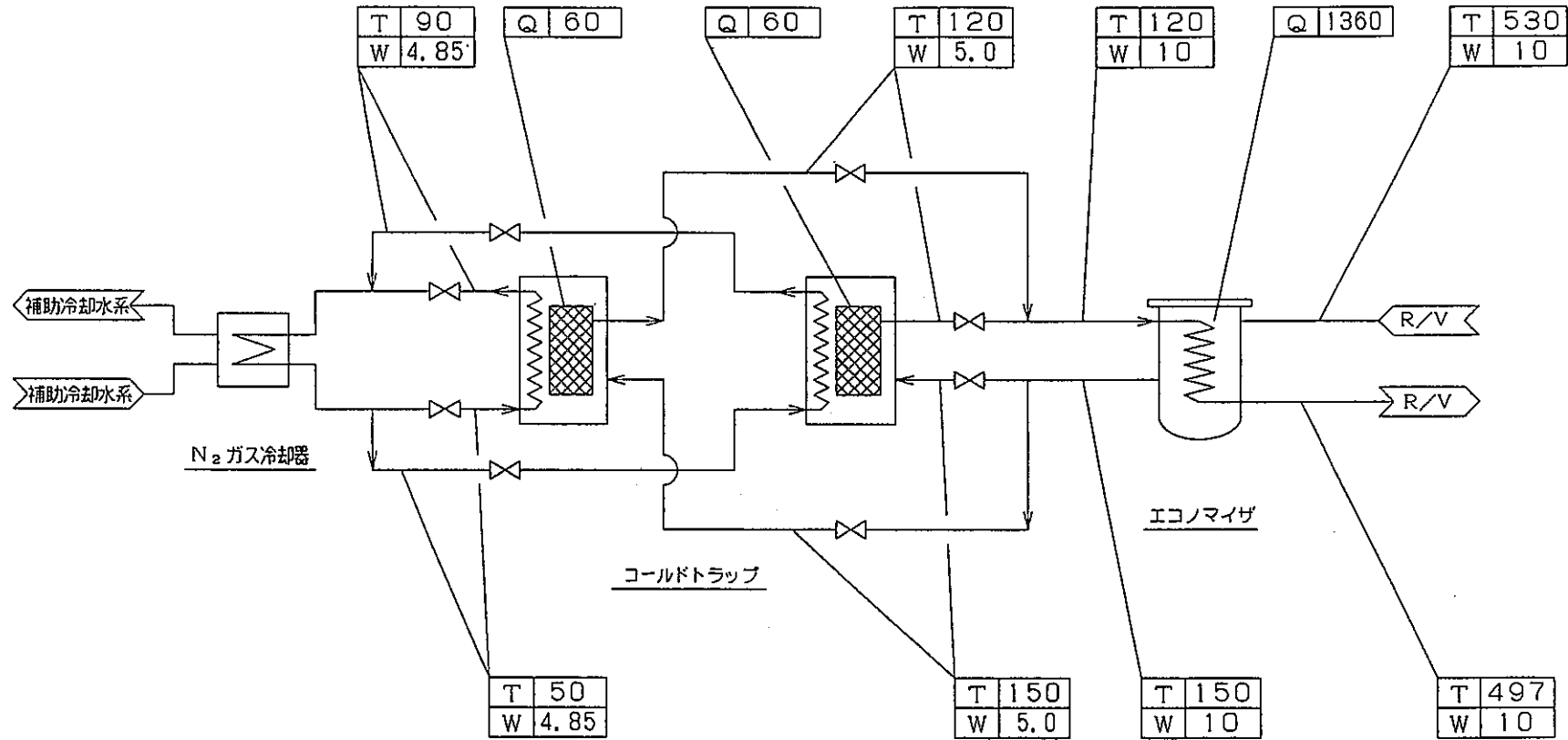


図5.9.1 1次純化系ヒートバランス図 (機器サイジング条件)

T	温度 °C
W	流量 t/h
Q	交換熱量 KW t

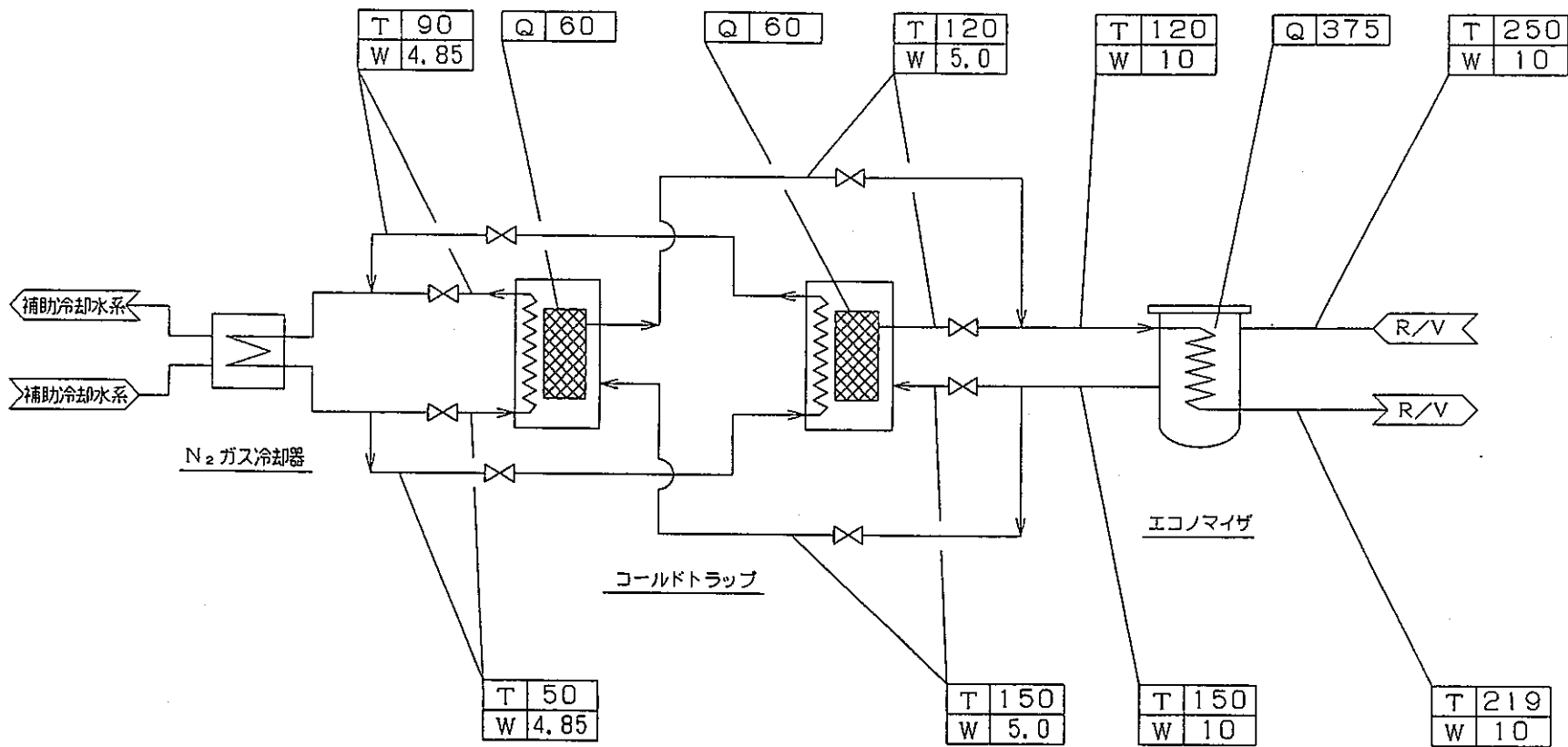


図5.9.2 1次純化系ヒートバランス図 (初期純化時)

T	温度 °C
W	流量 t/h
Q	交換熱量 KWt

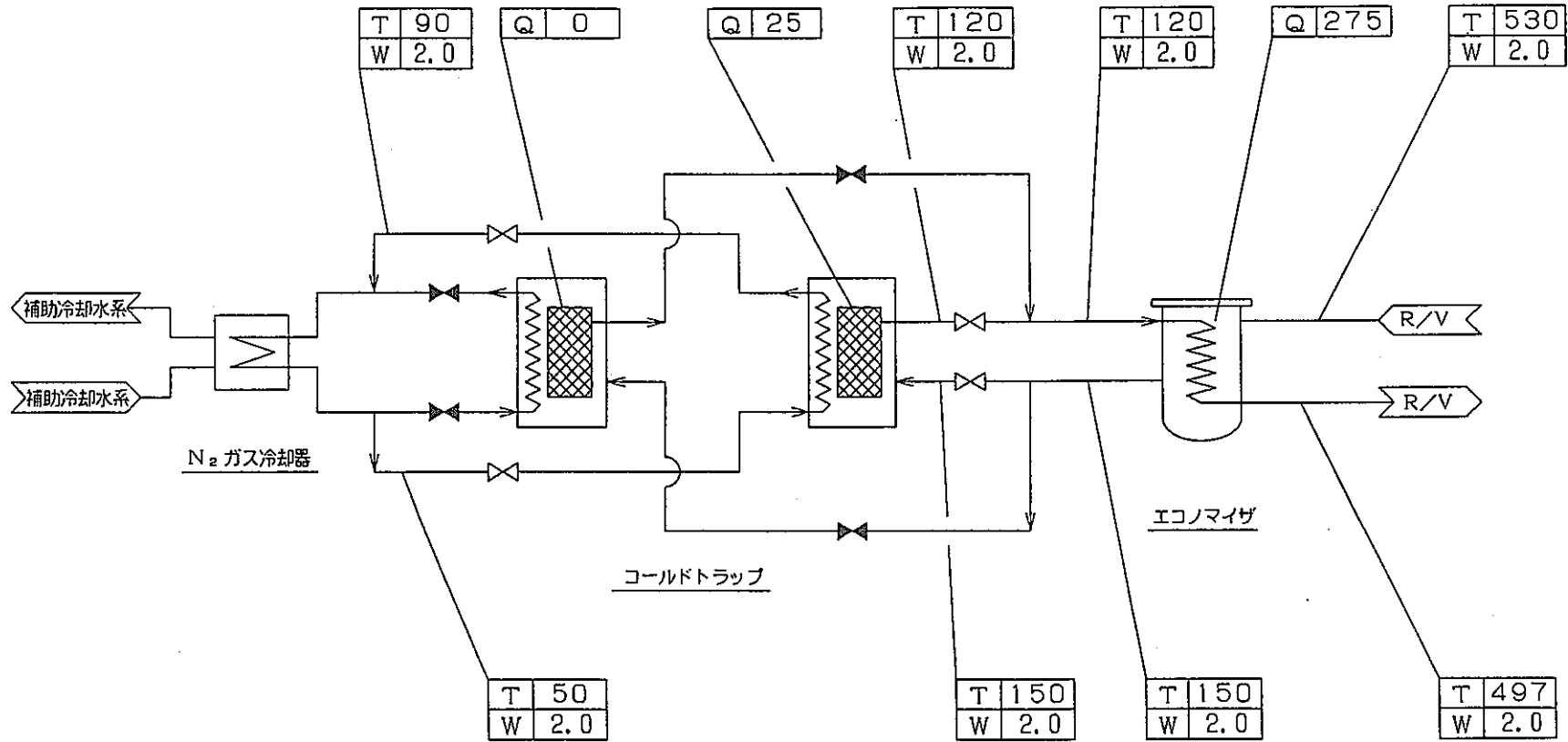
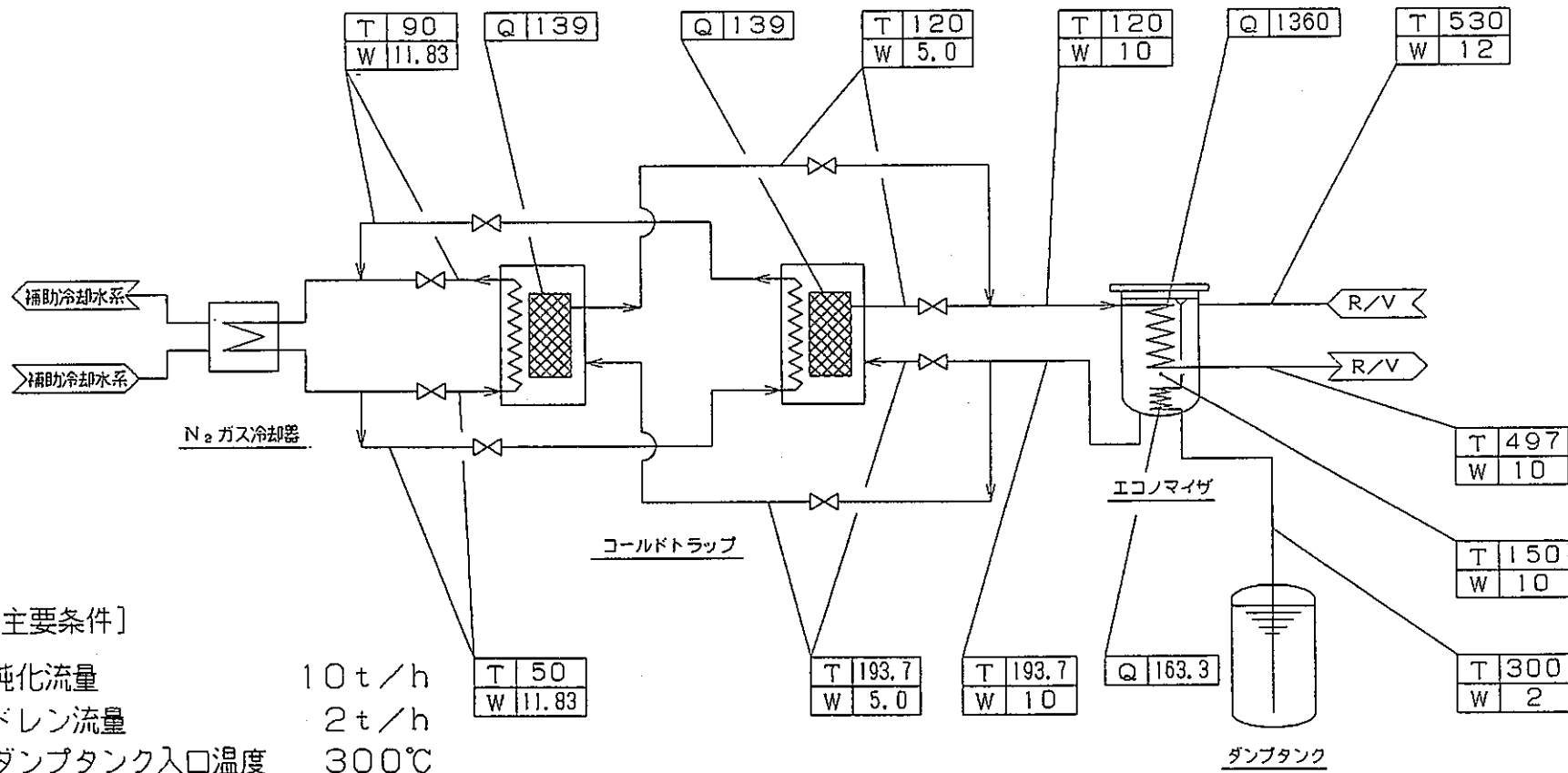


図5.9.3 1次純化系ヒートバランス図 (通常運転時)

T	温度 °C
W	流量 t/h
Q	交換熱量 KWt



[主要条件]

純化流量 10 t/h
 ドレン流量 2 t/h
 ダンプタンク入口温度 300°C

図5.9.4 1次純化系ヒートバランス図 (起動時部分ドレン) -I

T	温度 °C
W	流量 t/h
Q	交換熱量 KWt

— 498 —

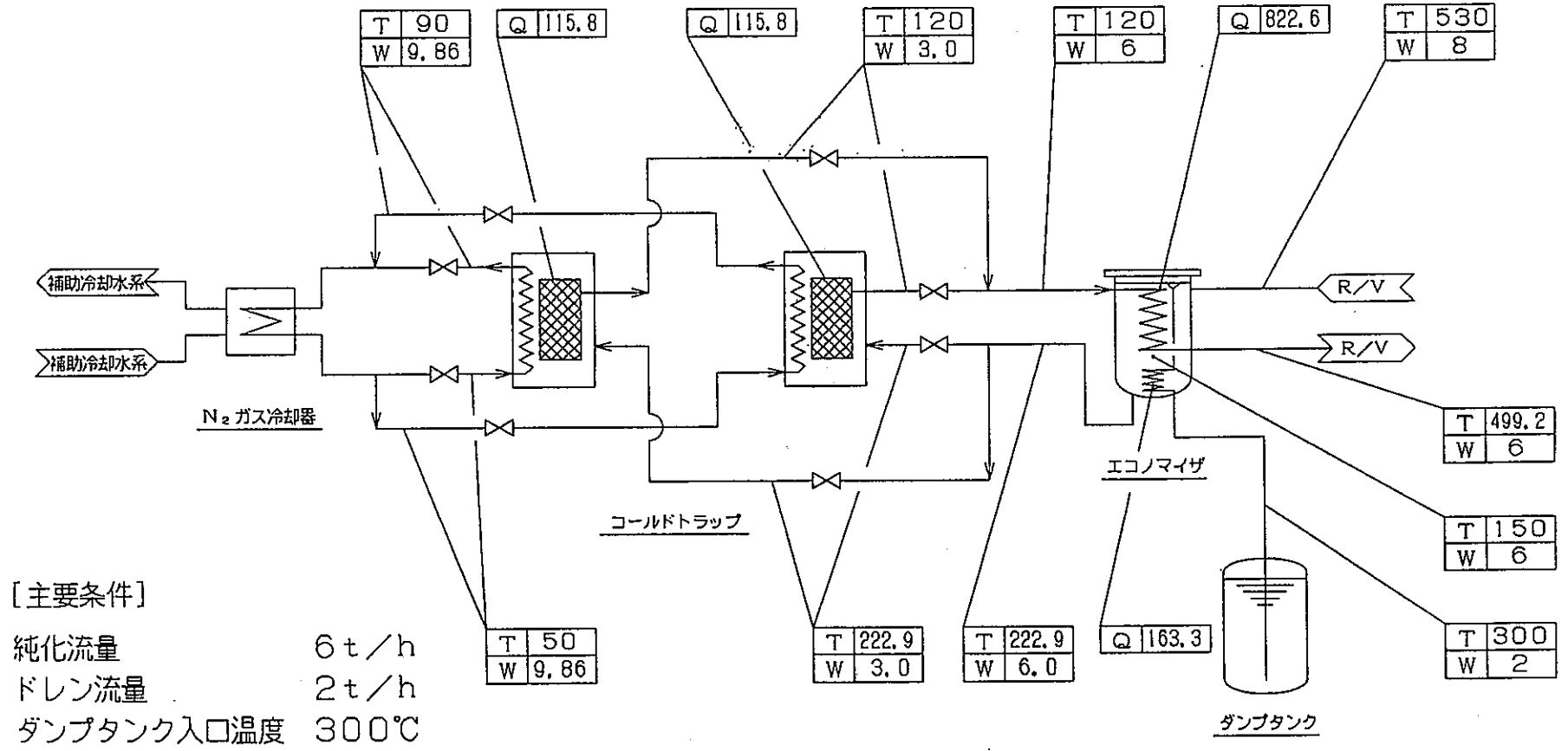


図5.9.5 1次純化系ヒートバランス図 (起動時部分ドレン) -II

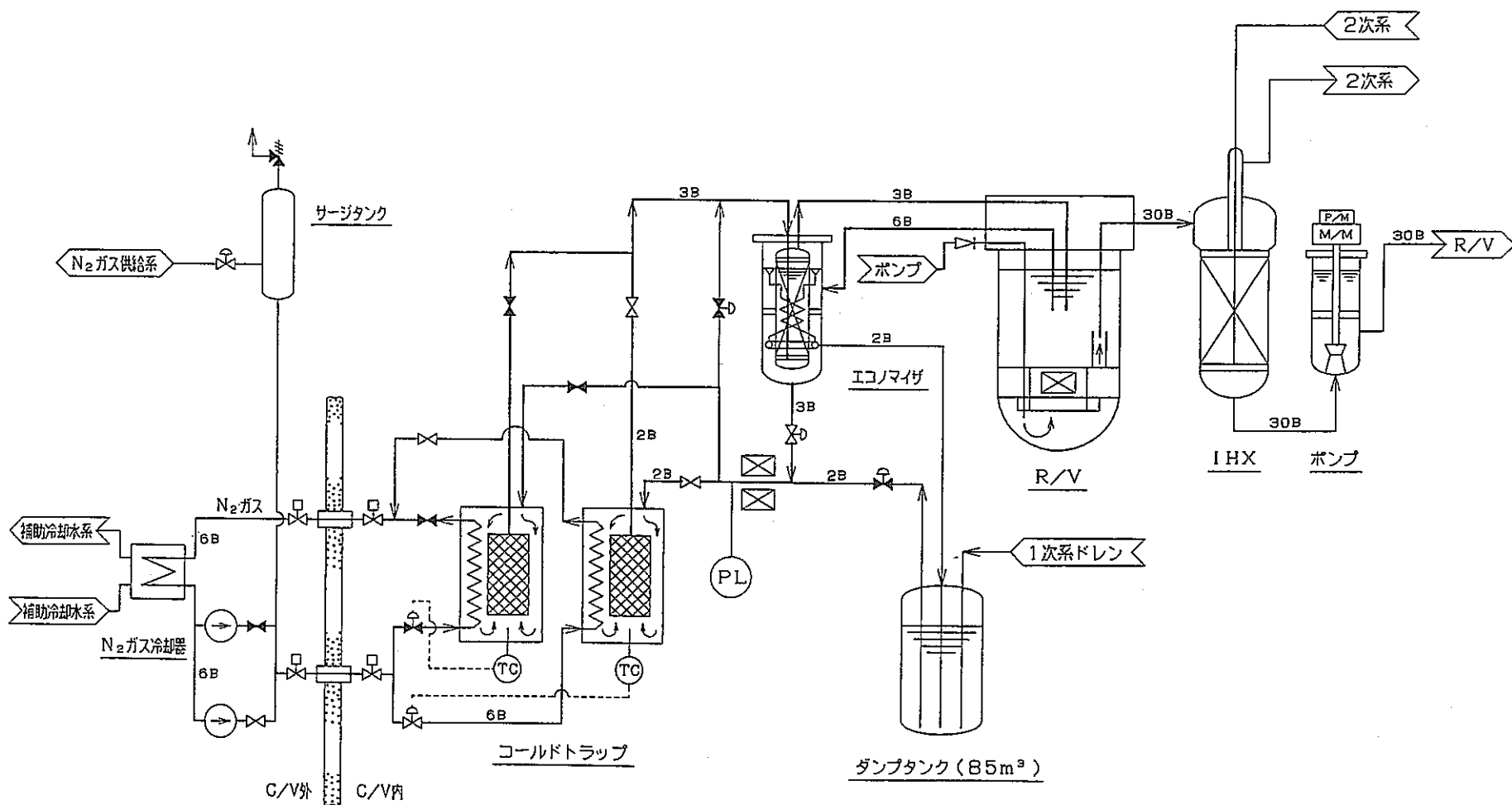


図5.9.6 PNC大型炉設計1次純化系系統概念図

条 件

- ・ 1次系C/T温度 120℃/55ppb
- ・ 2次系C/T温度 120℃/55ppb
- ・ SGからの水素透過量 $1.0 \times 10^{-10} \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

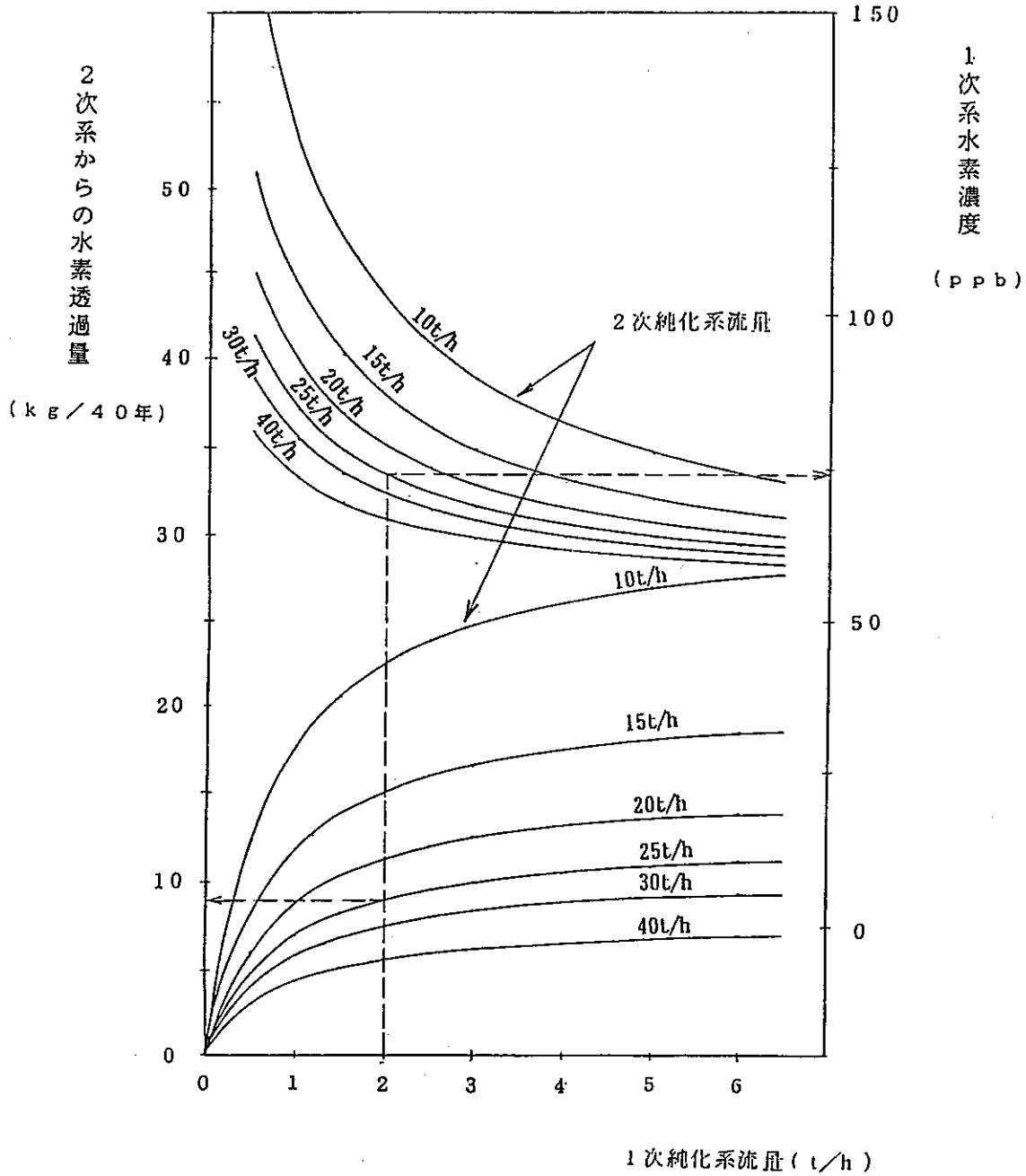
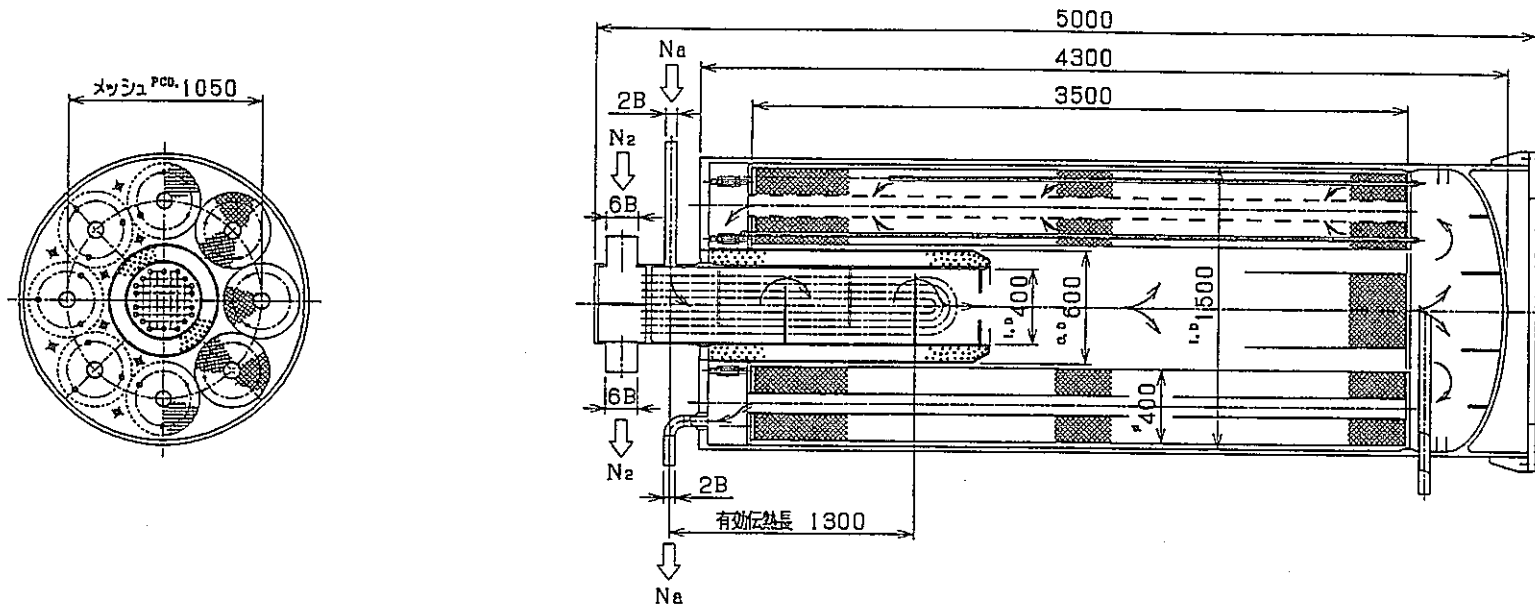


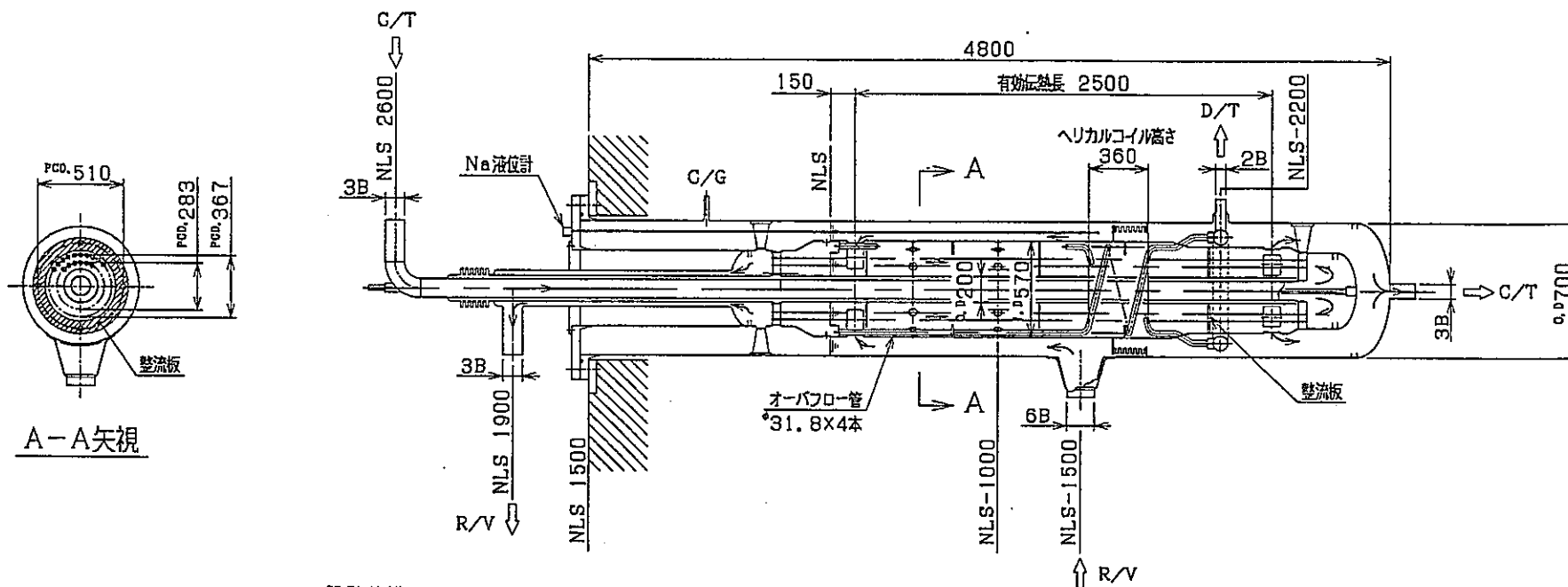
図5.9.7 2次系からの水素透過量



設計仕様

型式	強制窒素ガス冷却式メッシュ充填型	
数量	2基	
有効充填材容量	3.2m ³ /基	
不純物捕獲容量	175Kg-O ₂ 換算/基(目標値)	
定格交換熱量	60 Kw/基	
定格仕様	ナトリウム側	窒素ガス側
定格流量	5.0 t/h	4.85t/h
定格温度 入口	150 ℃	50 ℃
出口	120 ℃	90 ℃
材質	SUS304	

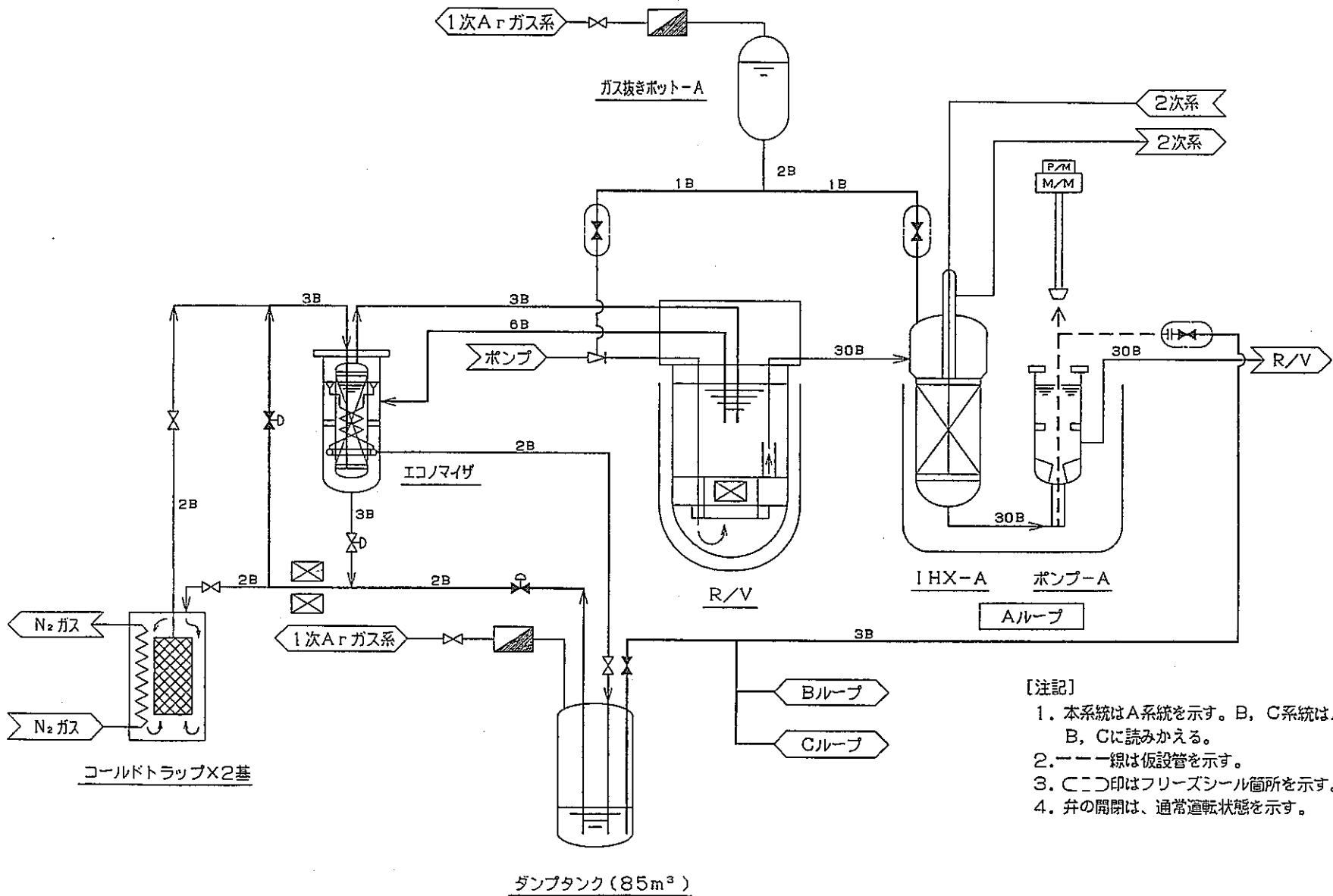
図5.9.8 PNC大型炉設計研究1次純化系コールドトラップ概念図



設計仕様

型式	縦置有液面平行流式直管型	
数量	1 基	
定格交換熱量	1.36 MWt	
伝熱管	形式	円周配列直管式
	外径×肉厚	25.4×1.0 ^{±0.4}
	層数	2 層
	本数	55 本
	ピッチ円周/半径	37/42 mm
伝熱面積	9.9 m ²	
有効伝熱高さ	2300 mm	
定格仕様	1 次 側	2 次 側
定格流量	10 t/h	10 t/h
定格温度	入口	530 ℃
	出口	120 ℃
		497 ℃
材質	SUS304	

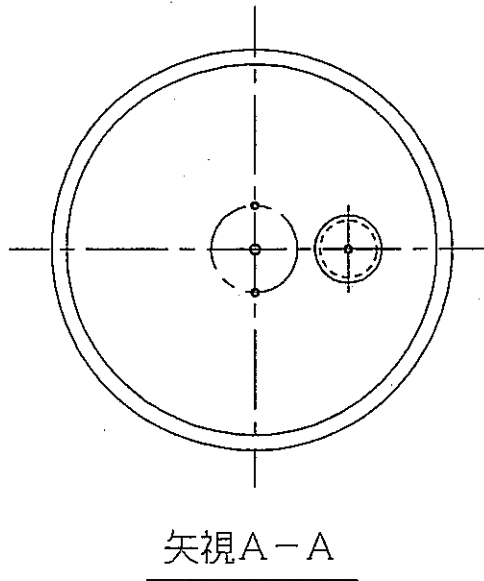
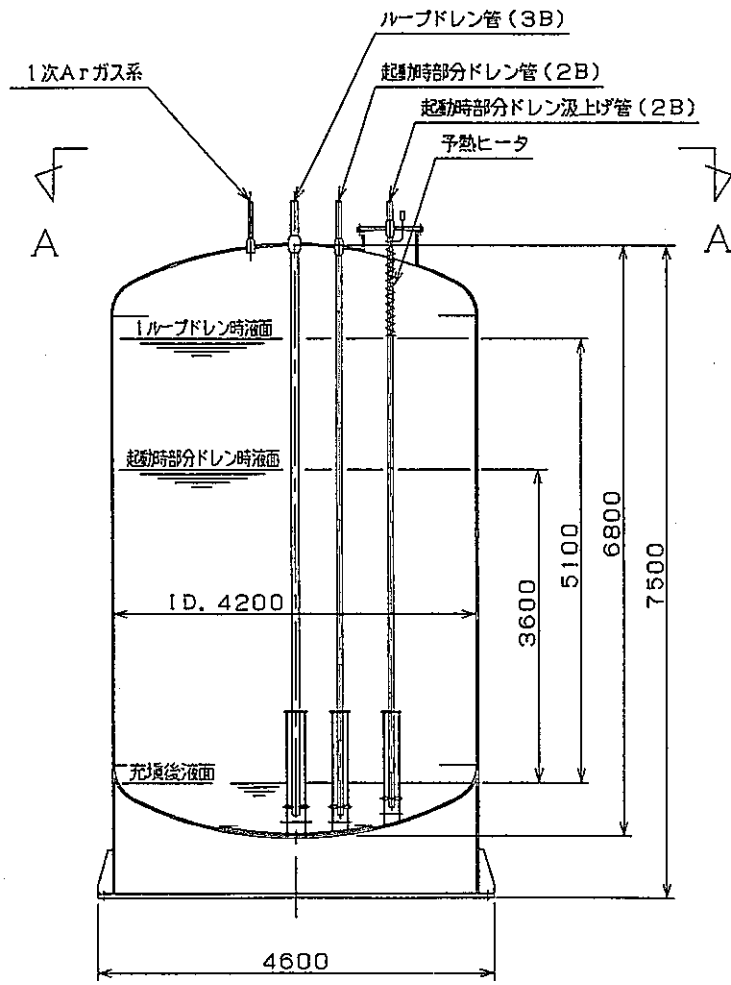
図5.9.9 PNC大型炉設計研究1次純化系エコノマイザ概念図



— 503 —

- [注記]
1. 本系統はA系統を示す。B, C系統はAをB, Cに読みかえる。
 2. 一線は仮設管を示す。
 3. C印はフリーズシール箇所を示す。
 4. 弁の開閉は、通常運転状態を示す。

図5.9.10 PNC大型炉設計研究1次充填ドレン系系統概念図



設計仕様		
型式	縦置円筒型	
基数	1基	
流体	放射性ナトリウム	
Na1ループドレン量	71m ³	
起動時部分ドレン容量	50m ³	
幾何容量	85m ³	
設計圧力	内圧	5 kg/cm ² g
	外圧	1 kg/cm ² g
設計温度	350℃	

図5.9.11 PNC大型炉設計研究1次充填ダンプタンク概念図

5.10 管台曲げ剛性及び応力係数の検討

5.10.1 概要

大型炉の設計研究においては、配管系の熱膨張解析及び耐震解析に適用すべきノズルの剛性及び応力係数を、簡便に求めることが必要である。弾性応力解析結果80ケースにより、コーナアールの影響を考慮した簡易評価式を作成した。解析は、軸対称球殻ノズルを対象として、所定の負荷に対する弾性応力解析をFINASにより実施した。解析パラメータは、球殻の半径と板厚、ノズルの管径と板厚及びコーナアールを変更した計80ケースである。

5.10.2 球殻に接続するノズルの簡易式の導出

(1) 角変位の算出

ノズルの回転角については、高さ方向変位 U_z から求めることにし、球殻の半径と板厚、およびノズルの板厚が最大または最小となる条件について、角変位増分の変化を調べた。この結果、角変位増分については、バラツキの少ない梁変形の部分が存在し、データとして確実性が高いと判断できる。

(2) ノズル剛性

以下の剛性を有する回転バネをシェル交差部に想定する。

$$K = k / (d / EI)$$

k : たわみ係数

容器中心からシェル交差部までは剛体接続とし、シェル交差部から配管側は補強に応じたはりで近似する。使用する直径 d および管の断面2次モーメント I は補強を考慮して定める。

(3) クロッチ部最大応力

配管方程式に準じて、下式により最大応力強さを算出する。

$$S = C_2 \sigma_n \quad C_2: \text{曲げモーメントに対する応力指数}$$

$$\sigma_n = M / Z$$

M : 交差部に作用する曲げモーメント

Z : 交差部の補強を考慮した断面係数

$$Z = \pi d^2 t / 4$$

(4) 簡易式の算出

ノズルの回転角については、高さ方向変位 U_z から算出した。また、ノズル端部の影響を取り除くため、ノズル端部から2つ球殻側の積分点を使用した。この部分ではノズルの変形が梁変形となっている。また、2接点円錐台シェル調和級数要素 NCONIC2 を適用しているため、単位荷重によるモーメント入力はシェルの回転半径を乗じた値とした。

FINAS による弾性応力解析は計80ケースである。解析パラメータは、球殻の半径と板厚、ノズルの管径と板厚、およびコーナーアールの計5パラメータである。

回帰計算により求められた撓み係数、内面応力係数、及び外面応力係数は以下のようになる。

① 指数を小数点以下1ケタとした場合

撓み係数	$k = f_1 \cdot D^{1.2} T^{-0.9} d^{-0.2} t^{0.3} r^{-0.2}$
内面応力係数	$C_2 = f_2 (D/Tr)^{0.5} d^{0.6} t^{0.1}$
外面応力係数	$C_2 = f_3 (Dd/T)^{0.4} t^{0.2} r^{-0.5}$

ここで、 $f_1 = 3.31 \times 10^{-2} (\text{mm}^{-0.2})$

$f_2 = 7.93 \times 10^{-2} (\text{mm}^{-0.2})$

$f_3 = 3.64 \times 10^{-1} (\text{mm}^{-0.1})$

② 指数を小数点以下2ケタとした場合

撓み係数	$k = f_1 \cdot D^{1.22} T^{-0.87} d^{-0.22} t^{0.29} r^{-0.24}$
内面応力係数	$C_2 = f_2 \cdot D^{0.51} T^{-0.52} d^{0.58} t^{0.08} r^{-0.47}$
外面応力係数	$C_2 = f_3 \cdot D^{0.44} T^{-0.41} d^{0.40} t^{0.22} r^{-0.53}$

ここで、 $f_1 = 3.54 \times 10^{-2} (\text{mm}^{-0.18})$

$f_2 = 8.29 \times 10^{-2} (\text{mm}^{-0.18})$

$f_3 = 2.95 \times 10^{-1} (\text{mm}^{-0.12})$

上式中の記号 D, T, d, t は以下の通りである。

$$D = D_o - T_o + T_r \quad d = d_o - t_o + t_r$$

$$T = T_o + T_r t = t_o + t_r$$

D_o : 容器外径 T_o : 容器厚さ(一般部) T_r : 容器補強厚さ

d_o : 管外径 t_o : 管厚さ(一般部) t_r : 管補強厚さ

r : コーナアール半径

ただし、ノズル曲げ剛性は、管を「はり」とし、また、球殻胴と球殻・管接続部間を剛体接続とした場合の、球殻・管接続部での等価バネである。

5パラメータによる回帰分析で回帰分析時の標準誤差は、撓み係数では5.7%、内面応力係数では7.2%、外面応力係数では7.0%となった。係数をまるめた簡易式においても、標準偏差はほぼ同程度となった。指数を小数点以下1ケタとした場合、標準偏差は、撓み係数では5.5%、内面応力係数では7.1%、外面応力係数では7.3%となった。また、指数を小数点以下2ケタとした場合、標準偏差は、撓み係数では5.3%、内面応力係数では7.0%、外面応力係数では7.0%となった。

5.10.3 パラメータ数削減による簡略化

(1) バラツキについての検討

5パラメータによる回帰分析では、撓み係数 k 、内面応力係数 C_2 、及び外面応力係数 C_2 の表示式における t 及び r の指数値は小さくなった。このため、ノズルの板厚 t 及びコーナアール r について、値の変化による係数 k 、係数 C_2 のバラツキを検討した。

撓み係数 k とノズルの板厚 t との相関関係($T=3000\text{mm}$)を図5.10-1に、コーナアール r との相関関係を図5.10-2に示す。内面応力係数 C_2 とノズルの板厚 t との相関関係($T=3000\text{mm}$)を図5.10-3に、コーナアール r との相関関係を図5.10-4に示す。また、外面応力係数 C_2 とノズルの板厚 t との相関関係($T=3000\text{mm}$)を図5.10-5に、コーナアール r との相関関係を図5.10-6に示す。

相関関係のグラフから判断すると、撓み係数 k とノズルの板厚 t 及びコーナアール r の間には良好な相関がみられる。これに対し、内面応力係数 C_2 及び外面応力係数 C_2 では、コーナアール r との相関は良好であるが、ノズルの板

厚 t との間には必ずしも相関はなく、バラツキの範囲内であると考えられる。したがって、内面応力係数 C_2 及び外面応力係数 C_2 の回帰分析では、ノズルの板厚 t を除いた4パラメータとすることが可能と推測できる。

(2) 4パラメータによる簡易式の算出

4パラメータによる回帰分析について、求められた内面応力係数 C_2 、及び外面応力係数 C_2 は以下のようなになる。

① 指数を小数点以下1ケタとした場合

内面応力係数	$C_2 = f_2' (D/Tr)^{0.5} d^{0.6}$
外面応力係数	$C_2 = f_3' (Dd/T)^{0.4} r^{-0.5}$

ここで、 $f_2' = 0.105 \text{ (mm}^{-0.1}\text{)}$

$f_3' = 0.642 \text{ (mm}^{0.1}\text{)}$

② 指数を小数点以下2ケタとした場合

内面応力係数	$C_2 = f_2' \cdot D^{0.51} T^{-0.52} d^{0.58} r^{-0.47}$
外面応力係数	$C_2 = f_3' \cdot D^{0.44} T^{-0.41} d^{0.41} r^{-0.51}$

ここで、 $f_2' = 0.104 \text{ (mm}^{-0.10}\text{)}$

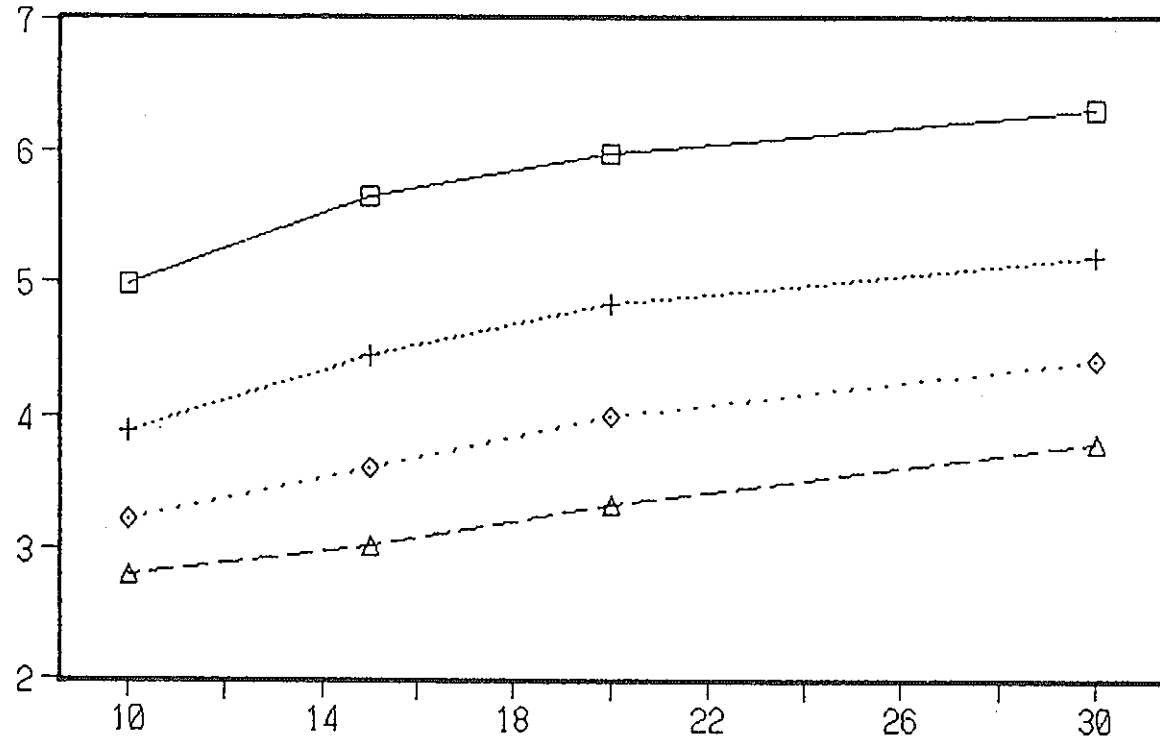
$f_3' = 0.471 \text{ (mm}^{0.10}\text{)}$

4パラメータによる回帰分析で回帰分析時の標準誤差は、内面応力係数では7.8%、外面応力係数では10.9%となった。係数をまるめた簡易式においても、標準偏差はほぼ同程度となった。指数を小数点以下1ケタとした場合、標準偏差は、内面応力係数では7.6%、外面応力係数では11.0%となった。また、指数を小数点以下2ケタとした場合、標準偏差は、内面応力係数では7.6%、外面応力係数では10.8%となった。

以上の結果から考察すると、内面応力係数 C_2 についてのみ、ノズルの板厚 t の項を削除することが可能と判断できる。

[$D=3000$ (mm), $d=750$ (mm), $r=100$ (mm)]

たわみ係数
k



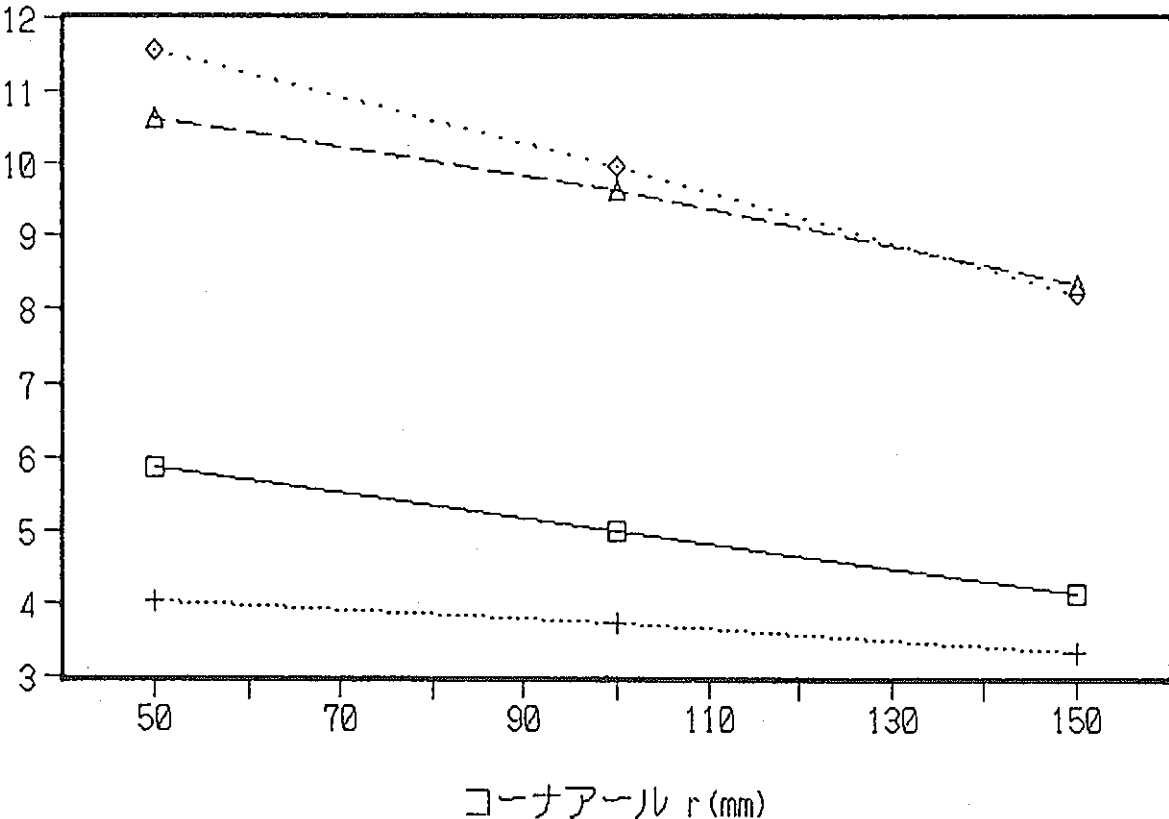
ノズルの板厚 t (mm)

□ T = 30 (mm) + T = 40 (mm) ◇ T = 50 (mm) △ T = 60 (mm)

図5.10-1 撓み係数kとノズルの板厚tとの相関関係

[T=40(mm), t=15(mm)]

たわみ係数
k

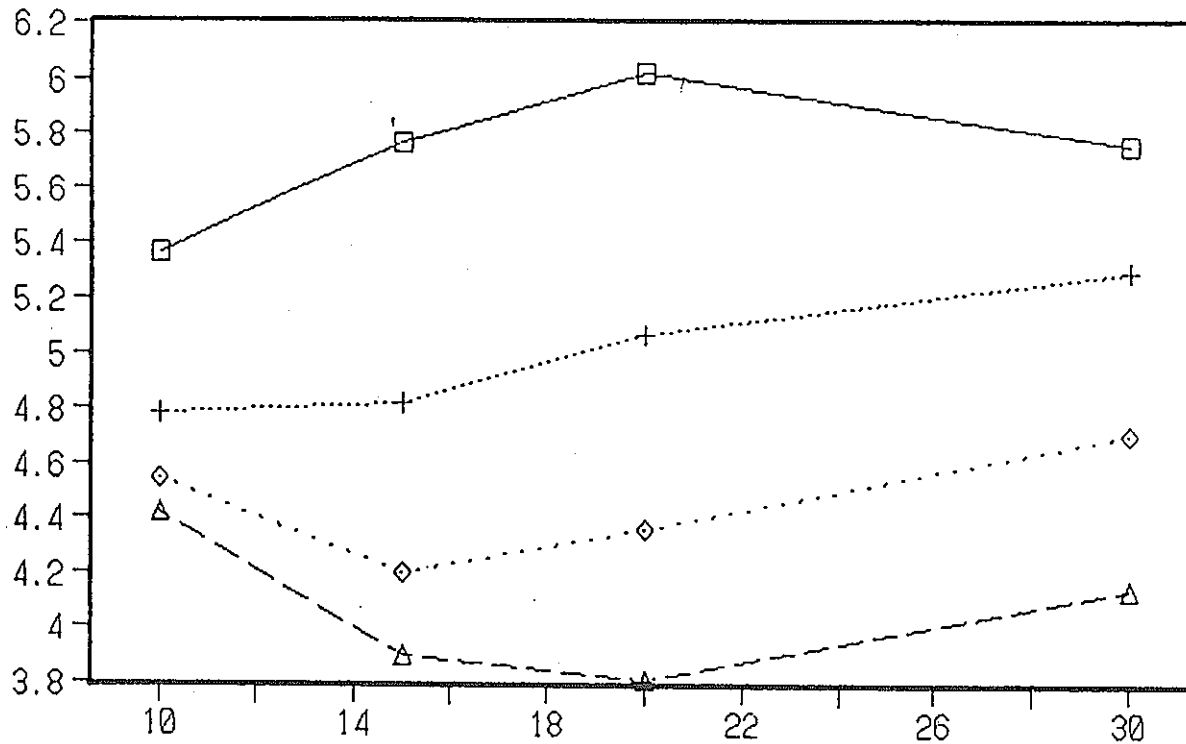


□ D=3000, d=500 + D=3000, d=1000 ◇ D=6000, d=500 △ D=6000, d=1000

図5.10-2 撓み係数kとコーナーアールrとの相関関係

[$D=3000$ (mm), $d=750$ (mm), $r=100$ (mm)]

内面応力係数 C2



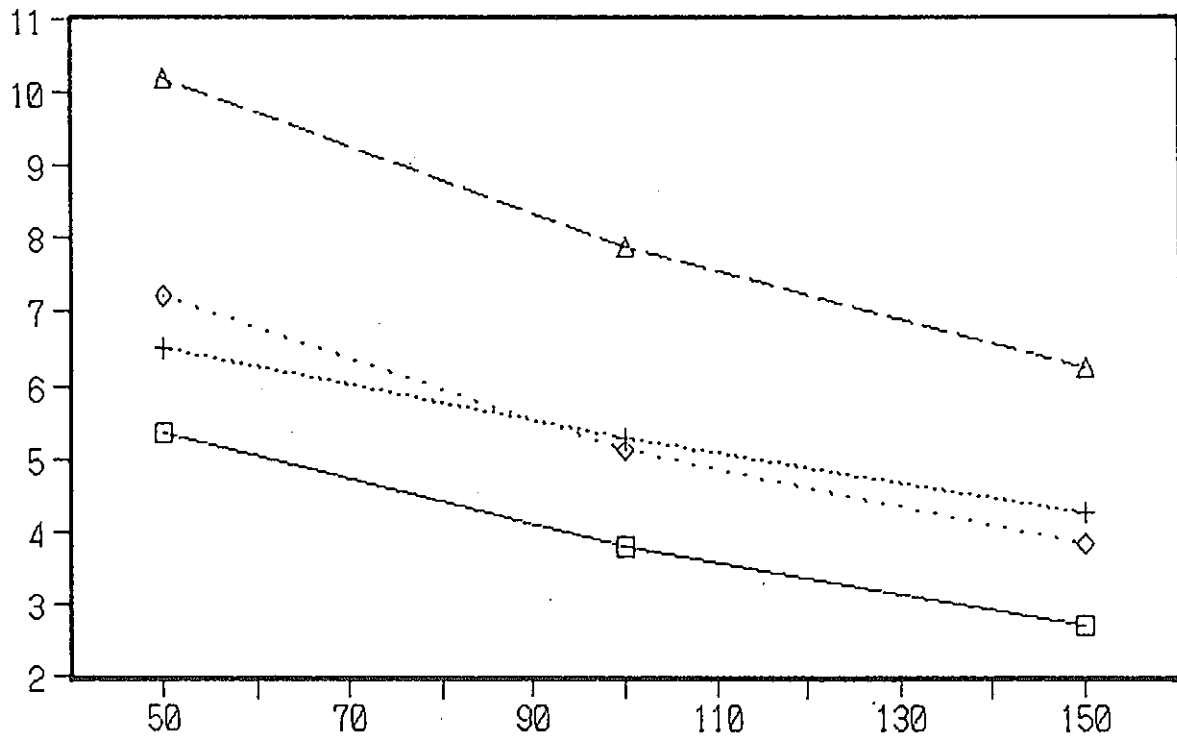
ノズルの板厚 t (mm)

□ T = 30 (mm) + T = 40 (mm) ◇ T = 50 (mm) △ T = 60 (mm)

図5.10-3 内面応力係数C2とノズルの板厚tとの相関関係

[T=40(mm), t=15(mm)]

内面応力係数 C₂



□ D=3000, d=500 + D=3000, d=1000 ◇ D=6000, d=500 △ D=6000, d=1000

図5.10-4 内面応力係数C₂とコーナーアールrとの相関関係

[$D=3000$ (mm), $d=750$ (mm), $r=100$ (mm)]

外面応力係数 C_2

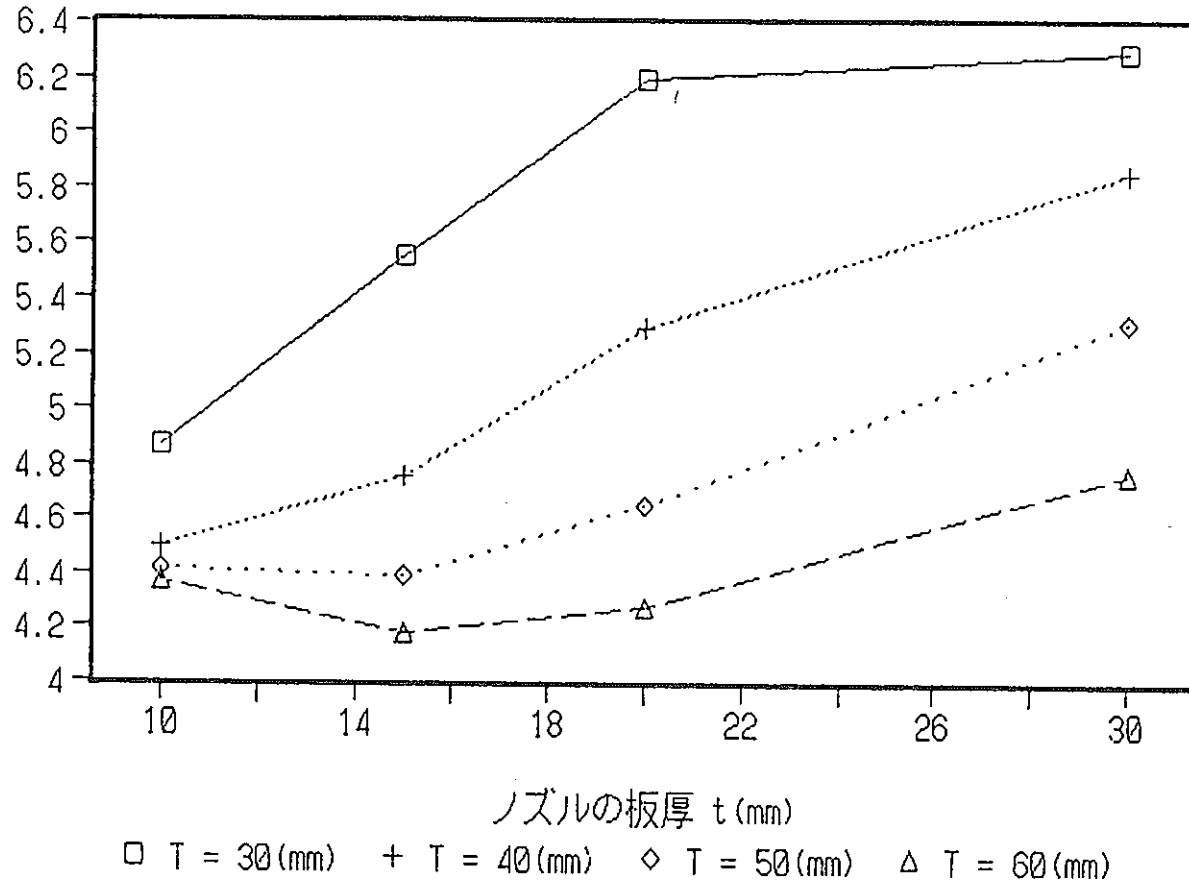
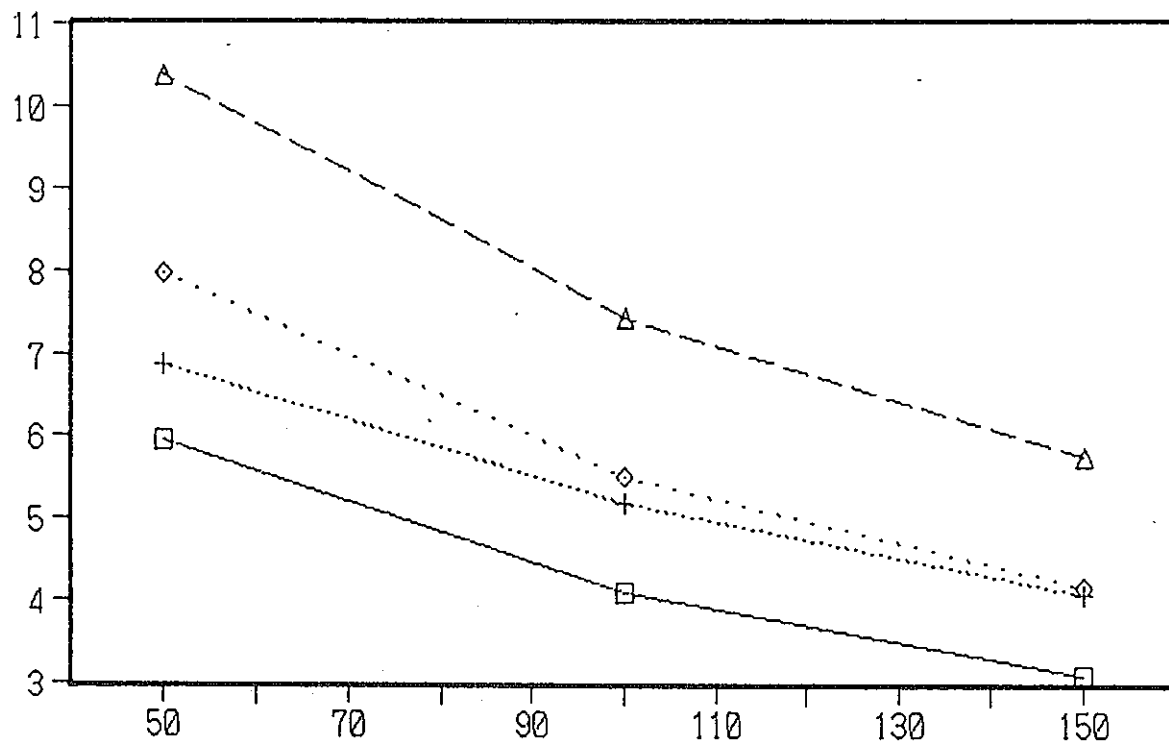


図5.10-5 外面応力係数 C_2 とノズルの板厚 t との相関関係

[T=40(mm), t=15(mm)]

外面応力係数 C₂



コーナール r (mm)

□ D=3000, d=500 + D=3000, d=1000 ◇ D=6000, d=500 △ D=6000, d=1000

図5.10-6 外面応力係数C₂とコーナールrとの相関関係

6. 2次主冷却系設計

6. 2次主冷却系設備

6.1 2次主冷却系の概要

2次主冷却系は、図6.3.1に示すように、格納容器外に120度間隔に分散配置した蒸気発生器(SG)を中心に、2次主循環ポンプ、補助冷却設備空気冷却器、2次主冷却配管等で構成されている。主要機器の主な仕様を6.2項に示す。

蒸気発生器は伝熱管をヘリカルコイルとし、蒸発器と加熱器を一体とした一体貫流式を採用した。主な材質は改良9Cr-1Mo鋼を使用した。蒸気発生器の構造検討結果は項を改めて後述する。

2次主冷却循環ポンプは、機械式縦型単段片吸込自由液面遠心式とした。

2次主冷却配管は、口径を28インチしないし26インチ、板厚をスケジュール20とし、材質はオーステナイト系ステンレス鋼316FRを選定した。配管の支持は基本的には機器の管台部によるものとし、格納容器貫通部は無拘束ベローズ、その他の配管支持部もスナッパ、レストレントを採用し、配管の熱変形、耐震性を考慮した。2次主冷却配管の配置については、床上配置を基本とし、配管の熱応力解析によって、引き回しを暫定した。引き回し配管距離に着いては、かくループ83~85メートルとなり、もんじゅの場合の234~370メートルを大幅に下回る結果となった。

空気冷却器はIHXとの伝熱面積中心差が高さ方向で20メートル以上となるように配置した。空気冷却器と2次主冷却配管と結ぶ配管については、具体化していない。

6.2 2次主冷却系主要機器の検討

2次主冷却系設備については、主として系統ヒートバランスの観点から主要機器について以下のように仕様を暫定して検討を進めた。

a. 蒸気発生器設備

型 式	ヘリカルコイル貫流式一体型
基 数	3 (各グループ1)
容 量	約533MW/グループ
蒸気発生器	
主要材料	低合金鋼 (改良9Cr1Mo鋼)
ナトリウム・水反応生成物収納設備	
反応生成物収納容器型式	たて置円筒型
基 数	3 (各グループ1)
燃焼処理方式	点火式
圧力開放板個数	6 (各グループ蒸気発生器出口1, 反応生成物収納容器出口1)

b. 2次主冷却系循環ポンプ

型 式	機械式たて型自由液面遠心式
基 数	3 (各グループ1)
容 量	約 8.4×10^6 kg/h

c. 2次主冷却系配管

主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼
外 径	約0.7m

d. 補助冷却設備空気冷却器

型 式	フィンチューブ強制空冷式
基 数	3 (各グループ1)
容 量	約20MW
主要材料	オーステナイト系ステンレス鋼

6.3 2次主冷却系配管引回しの検討

91年度設計研究での配置設計及び系統特性評価で参照可能な2次主冷却系機器配置及び主配管引回しに係るリファレンス条件を定めた。

(1) 方法

1) 主要機器基本寸法の暫定

常陽及びもんじゅ主要機器並びに従来の設計研究結果等を参考にして主要機器の基本寸法を暫定する。

2) 主要機器配置の暫定

以下の目標

- ①配管長及び配置空間の最小化
- ②系統対称性確保
- ③自然循環除熱能力の向上(IHX / AC間伝熱中心高さ差20メートル以上等)
- ④高温待機状態の実現

を満足できる条件を以下の条件の下で定める。

- ⑤主要機器格納容器外配置
- ⑥SG分散配置
- ⑦もんじゅ型IRACS方式
- ⑧エルボを用いた通常引回し方式の優先的検討

3) 基本レイアウトの暫定

2次主冷却系主配管に係る熱膨張解析結果等に基づき、適切な基本レイアウトを定める。

- ①格納容器内径 $\phi 32,000\text{mm}$
- ②中間熱交換器配置 $\phi 22,000\text{mm}$
- ③運転床高さ $\text{NsL} + 6000\text{mm}$

4) 熱膨張応力評価

基本レイアウトについて考慮すべき種々の条件に対する熱膨張解析を行い、熱膨張応力抑制の観点から成立性を確保できる条件を明らかにする。

5) リファレンス条件の暫定

前項までの検討結果に基づきリファレンス条件を暫定する。

(2) 検討結果

1) 主要機器基本寸法の暫定

2次主冷却系に係る主要機器の基本寸法暫定値は表6.3.1「2次主冷却系配管引回し検討における高さ等取り合い条件」に記したとおりである。

ここで特筆すべき点は以下のとおりである。

[蒸気発生器]

- ① 蒸気発生器ナトリウム側を上部流出入型とした。

これにより、Na配管引回し室と水蒸気配管引回し室とを空間的に分離できるようにすると共に、蒸気発生器部を部分的にNaドレンしても空気冷却器を用いた崩壊熱除去運転を行い得るようにした。

- ② 蒸気発生器を有液面型(液面高さを2次主冷却系主循環ポンプ上部プレナム内自由液面と同一とする。)とし、上部構造を平板フランジ型とした。

これにより、2次主冷却系のナトリウム温度変化に伴う液位変動抑制を図ると共に、ナトリウム接液部に異材継手を設ける必要が生じないようにした。

[2次主冷却系主循環ポンプ]

- ③ 下部流入・側部流出の在来型ポンプとした。

この結果、ポンプ回りについては補助冷却系から中間熱交換器までの系統の単調勾配特性が損なわれることとなる。

- ④ ポンプオーバーフローカラム設置是非は今後検討によるものとし、当面ポンプ径としてポンプオーバーフローカラム削除が可能な径を想定すると共に、ポンプ回りにポンプオーバーフローカラムを設置可能な空間を確保するようにした。

[空気冷却器]

- ⑤ 空気冷却器ヘッドへのNa出入口部をもんじゅ型の単一管台から常陽型の複数(2ヶ)管台とした。

これにより、空気冷却器出入口Na配管の空気冷却器との取り合い点は空気冷却器対称面上となる。また取り合い点が2m程度入口側で高く、出口側で低くなる。

2) 主要機器配置の暫定

暫定した全体平面配置及び基本としたBループ平面配置等は図6.3.1~6.3.8以降に示すとおりである。また、高さ関係等の詳細取り合い寸法は、表6.2.1「2次主冷却系主配管引回し検討における高さ等取り合い条件」に記したとおりである。

ここで考慮した主要事項は以下のとおりである。なお以下では主要機器配置に係る事項及び配管引回しに係る事項の順に説明しているが、説明内容に記されるように両者は相互に密接に関連している。

[格納容器内主配管配置と格納容器貫通部]

- ① 構造工学室で行った予備検討結果に基づき、2次主冷却系主配管格納容器貫通部を無拘束ベローズとした。

この結果格納容器内主配管を熱膨張変位吸収のために引き回す必要がなくなるので、格納容器内配置空間最小化及び構造簡素化を目的に、格納容器内主配管を同一鉛直面内で径方向の直線的配置とする最も単純な引回しとした。

[平面位置関係]

- ② 壁(外部遮蔽壁・仕切り壁)面と主配管との間にメンテナンスに必要なクリアランスが確保できるように、壁面と配管中央線を1m以上離すことを原則にした。
壁厚は1mと暫定した。
- ③ 蒸気発生器まわりについて、Na配管引回し室(2次主冷却系主循環ポンプ室及び蒸気発生器上部室)と水蒸気配管引回し室(蒸気発生器室)との間に床及び仕切り壁を設け、両者を空間的に分離した。
- ④ 以下の両者を考慮して、蒸気発生器中心と格納容器内2次主冷却系主配管引回し面との距離を6.5mとした。

- (a) 蒸気発生器胴部について、水・蒸気系管台が胴から突出することを考慮した上で、主配管・仕切り壁・蒸気発生器水・蒸気系管台相互間に保守に必要な適度なクリアランス確保を図る。

蒸気発生器中心までの必要距離(胴部)

$$\geq (\text{SG半径;含む水蒸気系管台})+(\text{クリアランス})+(\text{壁厚})+(\text{クリアランス})$$

$$= 2,500+1,000+1,000+1,000=5,500$$

- (b) 蒸気発生器出入口止め弁を蒸気発生器上部室に集中配置すると共に、出入口止め弁前後にバイパス弁用小口径管引出しと蒸気発生器上部室・ポンプ上部室間の仕切り壁設置が可能な長さを持つ直管部を設ける。なお、蒸気発生器上部室・ポンプ上部室間仕切り壁は、領域区分上必要は無いが、隣接して高い位置に配置される空気冷却器及び補助冷却系配管の耐震性確保に必要な建屋剛性確保を容易にするには本部分に強度壁を設けることができるようにしておく方が望ましいと判断して必要スペースを確保するようにした。

蒸気発生器中心までの必要距離(上部配管)

$$\begin{aligned} &\geq (\text{エルボ})+(\text{ティーを含む直管})^{*1}+(\text{止め弁}) \\ &\quad +(\text{ティーを含む直管})^{*1,*2}+(\text{エルボ}) \\ &= 1,000+800+1,800+1,800^{*2}+1,000=6,400 \end{aligned}$$

*1 バイパス弁取付け用小口径ティー

*2 1m厚の壁を貫通することを考慮

- ⑤ ポンプ胴・主配管・仕切り壁相互間に保守に必要な適度なクリアランス確保が図り得るよう2次主冷却系主循環ポンプ中心と格納容器内2次主冷却主配管引回し面間距離を2.5mとした。

(ポンプ上部構造及びポンプオーバフローカラムを削除した場合のポンプ胴とホットレグ主配管立上り部間距離に余裕が余り無い点注意が必要である。必要に応じて水平距離の増加を検討する必要がある。)

- ⑥ Bループの蒸気発生器中心とポンプ中心とで想定される面を格納容器内2次主冷却主配管引回し面と垂直に配置し、又蒸気発生器出入口止め弁と

外部遮蔽壁間に適切な保守用クリアランスを確保する観点から、前者の面と外部遮蔽壁最外周間距離を4mとした。

又、ループ対称性確保を容易にするために、主配管ホットレグ部の立上りを当該面内とし、当該立上り中心をA/Cループを矩形建屋に合わせて配置する場合の回転中心とした。

- ⑦ 空気冷却器中心と格納容器内2次主冷却主配管引回し面間距離を、3ループでの主配管・仕切り壁・空気冷却器ダクト間のクリアランスをループ対称性を確保しつつ得る観点から12mとした。

[鉛直位置関係]

- ⑧ 熱膨張解析を簡便に行う観点から、ドレン勾配を無視することにした。
- ⑨ ポンプ羽根車中心を主配管コールドレグ部のポンプ管台への取付け中心高さとした。
- ⑩ オーバフロー系削除に伴う液位変動を考慮して、ポンプ上部寸法を以下のようにした。

	もんじゅ2次系	91年度設計研究条件
羽根車中心～Na液面	2.0m	3.0m
Na液面～フランジ取付高さ	1.2m	1.5m

また、ポンプ下部寸法は、高圧部と低圧部の仕切りにベローズ等を使用しないもんじゅ1次主冷却系主循環ポンプ(羽根車中心～入口管台が1.6m)程度の簡易な構造の採用が可能な寸法とした。

	もんじゅ2次系	91年度設計研究条件
羽根車中心～入口管台	1.1m	1.5m

(もんじゅ2次主冷却系主循環ポンプでは仕切りにベローズを使用)
 なお、2次主冷却系の内最もNaインベントリが大きい蒸気発生器構造の検討が進んでいないことから、上記寸法の暫定に際して系統温度変動に伴う液位変動の定量的評価を行っていない。

上部構造に係る寸法について、原子炉トリップ時に高温待機条件確保を追求していること、又2次主冷却系では水蒸気系破損想定時に著しいホットランジエントが生じることを考慮すると、羽根車中心～Na液面間距離は削減の可能性を持ち、一方Na液面～フランジ取付高さは増加の必要性が生じる可能性がある点に注意が必要である。

- ⑩ 蒸気発生器高さは、蒸気発生器内Na液面と2次主冷却系主循環ポンプ上部プレナム内のそれとを同一にした。他の寸法を従来の一体貫流型蒸気発生器に係る設計研究等を参考にして定め、液面を基準にして高さを定めた。

蒸気出口管板～Na液面間距離及びNa液面～フランジ取付け高さ間距離をそれぞれ2.0m及び1.5mとしているが、前号で記した理由並びにポンプの静圧軸受けの場合と異なり蒸気発生器管板はNaが低温になった場合にカバーガス中に露出しても支障が無いことを考慮すると、蒸気出口管板～Na液面間距離はやや甘く、他方Na液面～フランジ取付け高さ間距離はやや余裕が無い寸法になっていると考えられる。

- ⑪ 空気冷却器はIHXとの伝熱面積中心差が20メートル以上となるようにした。

[A/Cループ]

- ⑫ ループ対称性を確保する観点から、A/Cループは120°回転対称位置を基本とした上で、蒸気発生器等を主配管ホットレグ部立上り管中心を回転軸として30°サブ回転させて配置した。

ここでサブ回転は、補助建屋内の主要な壁が東西・南北方向となること、及び水蒸気系主配管を補助建屋外壁に沿って配置することから行ったものである。なお、空気冷却器は30°サブ回転させたままでは外部遮蔽壁と干渉するので、その中心が外部遮蔽壁外周から4,000mmの位置となるように移動させている。

3) 配管基本レイアウト

解析で想定した配管基本レイアウトは、図6.2.6～6.2.8に記したとおりである。

配管基本レイアウトを定めるに当たり考慮した主要事項は以下のとおりである。

- ① 配管引回しはロングエルボを基本とした。26Bロングエルボ ($R=990.6$)及び28Bロングエルボ ($R=1066.8$)の曲げ半径を考慮して、基本ピッチを2.5mとした。
- ② 格納容器貫通部を無拘束ベローズとすることに伴い、格納容器内引回しを最も単純な同一鉛直面内配置条件とした。(ホットレグ:エルボ無し。コールドレグ:1エルボ)
- ③ ループ対称性確保を容易にするために、主配管ホットレグ部の立上りを中間熱交換器から12メートルの位置(Bループでは蒸気発生器中心とポンプ中心とからなる面内)に配置し、当該立上り中心をA/Cループを矩形建屋に合わせて配置する場合のサブ回転中心とした。
- ④ 蒸気発生器出入口止め弁を蒸気発生器上部室に並んで設置することにより、運転時及びメンテナンス時に接近することが多いと考えられる弁への接近性向上を図った。また、蒸気発生器部を部分的にNaドレンしても空気冷却器を用いた崩壊熱除去運転を継続できるようにした。
- ⑤ ホットレグ部について、A/CループはBループに比べて熱膨張変位が大きくなるので、蒸気発生器上部での引回し長さをBループでの2.5mに対して、A/Cループでは4mとした。
- ⑥ ミドルレグ部はポンプ室側で立ち下げた後直接ポンプに向かうようにした。

この場合、Bループでは下部水平管に関する(鉛直管の)中心間距離が約3.5mとなり、一方蒸気発生器側を30°回転させた形となるA/Cループでは同距離が2.5mとなる。

⑤及び⑥を合わせた主配管引回しのループ間差は以下のようになっている。

(a) エルボ数は同一

(b) 全長はA/CループがBループより2m長い

- ⑦ コールドレグ部は出口管台を格納容器側に向け、必要に応じてポンプオーバフローカラム等を設置できるスペースを反対側に確保するようにした。

4) 主配管熱膨張解析

① 主要解析条件

2次主冷却系主配管の格納容器貫通部は無拘束ベローズ方式とし、基本的に以下の条件で熱膨張解析を行うものとした。

温度分布	定格出力運転時
配管(直管及びエルボ)厚さ	12.7mm (Sch20S)
口 径 ホットレグ	φ711.2
コールドレグ	φ660.4
格納容器貫通部での拘束	無視
管台剛性	剛想定

なお、91年度設計研究の一部として、本条件で得られた変位を負荷条件としてベローズ設計を構造工学室に依頼する予定である。当該ベローズ設計の結果を踏まえて、必要に応じて格納容器貫通部ベローズ及び管台の剛性を考慮した解析を実施する計画である。

② 主要パラメータ

考慮した主要パラメータは以下の通りである。

(a) 蒸気発生器支持高さ

蒸気発生器支持高さを上部平鏡部 (NsL+16.5m) から下端 (NsL-6m) まで変化させる。(蒸気発生器支持高さを下げるとホットレグ部で熱膨張応力が低減し、他方ミドルレグ部では増加する。)

(b) エルボ厚さ

必要に応じてエルボ厚さを一部増厚してエルボでの応力割合を調整する。(最大熱膨張応力が制限目標値を僅かに上回る場合に実施)

(c) 引回し条件

蒸気発生器上部フランジ部でサポートすることの可能性を把握する観点から以下の条件についての検討を行った。

(a) 鉛直管上部に4エルボ追加

2.5mスパンにて4エルボを追加

(b) 鉛直管位置を2m補助建屋側に伸長

基本条件: SGとポンプの中心軸を結ぶ線上(IHXからの水平距離12メートル)

→ IHXからの水平距離14メートル

蒸気発生器上部フランジ部でのサポート方式の成立性追求は、当該部分でサポートする場合には、Na配管を配置する上部室と下部室との完全な区分が自動的に実現できることによるものである。

③ 判定条件

定格出力運転時の最大熱膨張応力を以下のとおりとする。

ホットレグ部 $\leq 30\text{kg/mm}^2$

ミドルレグ及びコールドレグ部 $\leq 25\text{kg/mm}^2$

④ 解析結果の概要

解析結果の概要は、図6.3.9～図6.3.12に示す通りである。

⑤ 結論

以下を条件とすれば、ホットレグ部4エルボ・ミドルレグ部5エルボ・コールドレグ部7エルボを用いた基本レイアウトにより、熱膨張応力を成立性目安値以下とすることができると見通し得る。

(a) 蒸気発生器を重心高さ付近で鉛直方向に支持すること。

(b) コールドレグ部格納容器貫通部に近接するエルボを増厚すること。

(3) 今後の検討結果

ここで91年度設計研究リファレンス条件として定めた2次主冷却系主要機器配置及び主配管引回しは、系統特性解析等今後検討を展開していく上での出発点となるものであり、今後以下に記す観点からの見直し・修正を図るべきものである。

1) 格納容器貫通部ベローズ成立性評価

ここで得られた格納容器貫通部近傍での変位条件に基づき、格納容器貫通部ベローズ構造を定め、特に当該ベローズの応力制限及び配置制限への適合性に注意して、その成立性を評価する必要がある。

2) ドレン性確保及び系統過渡温度応答を考慮した高さの見直し

ここでの検討では本来必要なドレン勾配を考慮せずに高さを設定している。特に機器基本高さは建物設計・系統設計への影響が大きいため、必要ドレン勾配(1/50~1/100)を考慮した高さ再設定を行う必要がある。

また、既に記したように、系統インベントリと系統過渡温度応答を考慮して必要液位及びカーガス空間長を定量的に検討する必要がある。

3) 構造成立性見通しの確保

ここでの検討は、2次主冷却系配置及び主配管引回しに関する基本方針に対応する代表的引回し条件での定格出力運転時の熱膨張応力を暫定制限值に制限しているにすぎず、今後以下の検討が必要である。

① 格納容器貫通部ベローズ剛性を考慮した熱膨張応力評価

② 過渡条件を含めた熱膨張応力評価

③ 耐震性確保(固有振動数及び地震応力の制限)

④ 過渡熱応力評価

上記の内、③については、建物構造及びナトリウム漏洩対策設備との関係(必要固定点採取性)、格納容器内構造簡素化、耐震サポートの数最小化と構造簡素化(レストレントへの置換及び固定アーム長型サポートの適用性検討等)を具体的に検討する必要がある。

4) 系統特性最適化に基づく見直し

例えば以下の観点からの検討が必要と考えられる。

① 系統応答特性評価と応答特性緩和対策

ここでの検討では主配管呼び径を28B又は26Bとし、又引回し空間の最小化を図っている。この結果2次主冷却系はかなり早い系統応答特性を持つ体系となっている。系統熱過渡条件緩和の観点から、2次主冷却系応

答特性の緩和の必要性和コンパクト化と矛盾しない解決方策の具体的検討を行うべきと考えられる。

② 自然循環特性評価

ここでの検討では、空気冷却器と中間熱交換器伝熱面積中心高さ差20メートル以上として空気冷却器高さを定めているが、自然循環特性を定量的に把握し、当該伝熱面積中心高さ差の設定値の妥当性を検討する必要がある。

③ 系統圧力損失評価

主配管呼び径を管内流速8m/secを基本として定めていること、蒸気発生器を上部流出入型としていることから系統圧力損失がやや大きくなり、ポンプ動力が大きくなっている恐れがある(所内負荷率の増加)。系統圧力損失と必要なポンプ動力とを評価し、プラントとしてのバランスを検討する必要がある。

5) 建物設計による見直し

① 機器配置及び建物設計への反映

先ずはここで定めた機器配置及び主配管引回しを配置設計及び建物設計に反映する必要があるが、更に例えば以下の点について建物設計との調整を図りつつ検討を進める必要がある。

② 蒸気発生器上部室・ポンプ上部室間隔壁の必要性

不要であれば蒸気発生器中心～主配管ホットレグ部立上り中心間距離を6.5mから5～5.5mに削減できる。

③ 自重及び耐震支持構造物サポート取り付け点の確保

6) 大口径Na配管ベローズを使用した配置・引回し検討

大口径Na配管ベローズを使用した場合の配置及び主配管引回しを具体的に検討するのが有効と考えられる。

7) 流量計の選定と配置

ここでの検討では流量計を無視して検討を進めている。電磁式/渦電流式の選択及び設置位置の検討を行う必要がある。

8) ナトリウム漏洩対策設備との関係

設計の現段階でナトリウム漏洩対策設備の詳細化を図るのは困難であるが、キャッチパン方式が主体になると考えられる2次主冷却系用ナトリウム漏洩対策設備を簡素化するには、ナトリウム機器支持構造物用の建屋側固定点を床以外の部分に求めるのが有効である。

3)③及び5)の検討に際して、固定点を床以外とすることを原則とし、当該原則を貫く上での課題を整理する必要があると考えられる。

表6.3.1 2次主冷却系主配管引回しにおける取り合い高さ

部 位		高 さ	備 考
主中間熱交換器	出口(ホットレグ)管台高さ	NsL+ 7,000	水平管中心 スライドサポート 取付位置
	入口(コールドレグ)管台高さ	NsL+ 9,500	
	伝熱管伝面中心	NsL- 1,500	
	伝熱管有効高さ	6,000	
	本体支持高さ	NsL+ 2,500	
CV貫通部	ホットレグ配管貫通部	NsL+ 7,000	
	コールドレグ配管貫通部	NsL+ 9,500	
蒸気発生器	入口(ホットレグ)管台高さ	NsL+18,000	出口エルボ中心 解析結果に基づく
	出口(コールドレグ)管台高さ	NsL+21,000	
	上部平板高さ	NsL+16,500	
	蒸気出口管台高さ	NsL+13,000	
	給水入口管台高さ	NsL- 5,000	
	伝熱管伝面中心	NsL+ 4,000	
	有効高さ	14,000	
	ヘリカルコイル部上端	NsL+11,000	
	ヘリカルコイル部下端	NsL- 3,000	
	下端高さ	NsL- 7,000	
	ナトリウム液面高さ	NsL+15,000	
支持高さ	NsL+ 5,000		
蒸気発生器出入口止め弁	蒸気発生器入口止め弁	NsL+18,000	
	蒸気発生器出口止め弁	NsL+21,000	
2次主冷却系 主循環ポンプ	入口管台高さ	NsL+10,500	
	出口管台高さ	NsL+12,000	
	軸受け上端高さ	NsL+12,800	
	ナトリウム液面高さ	NsL+15,000	
	上部フランジ高さ = 支持高さ	NsL+16,500	
補冷却系空気 冷却器	入口管水平部高さ	NsL+22,500 以上	
	Na入口ヘッド中心高さ	NsL+20,500	
	Na出口ヘッド中心高さ	NsL+17,000	
	出口管水平高さ	NsL+15,000 以下	
	伝熱管伝面中心	NsL+18,750	

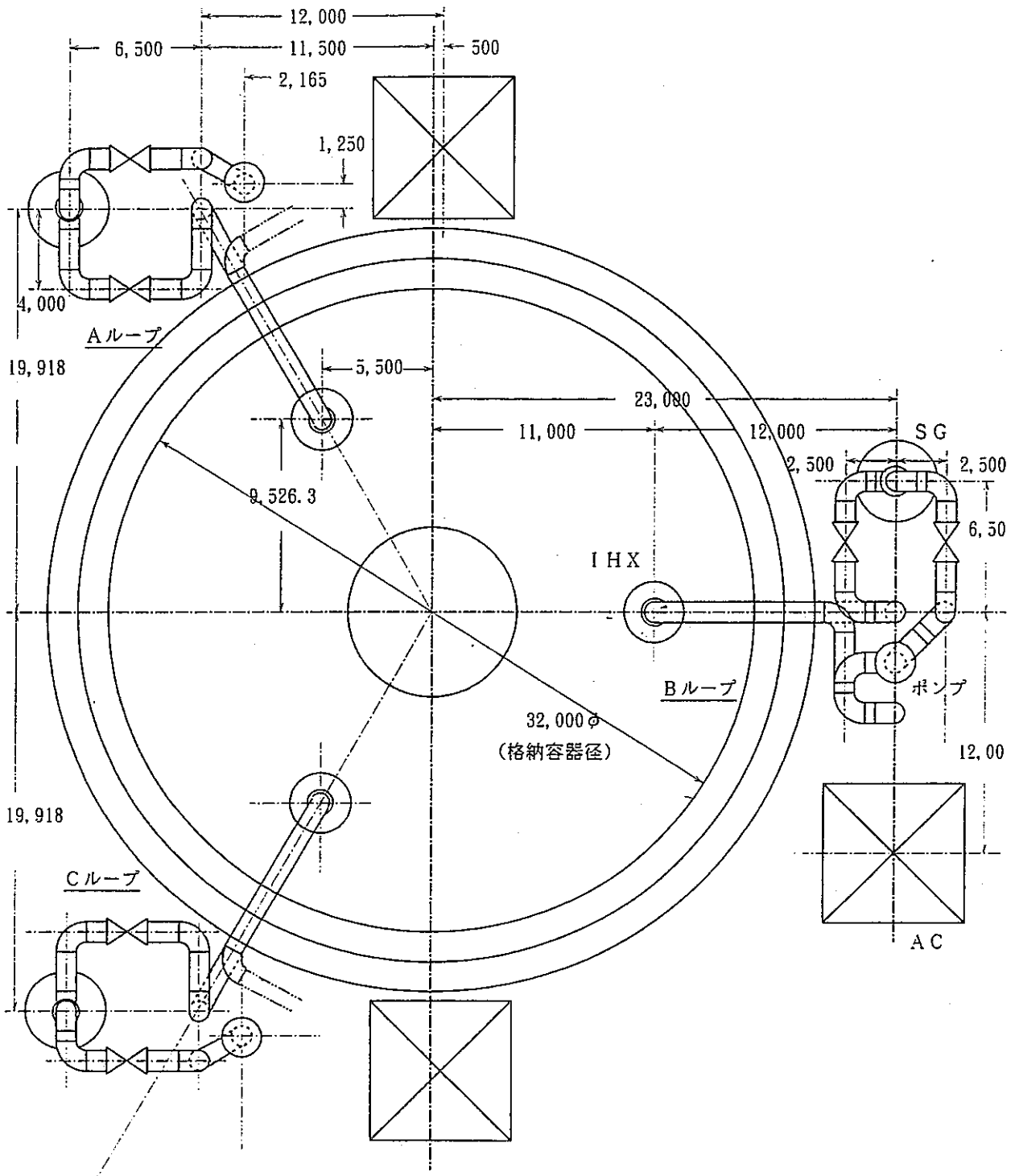


図6.3.1 2次主冷却系全体配置図

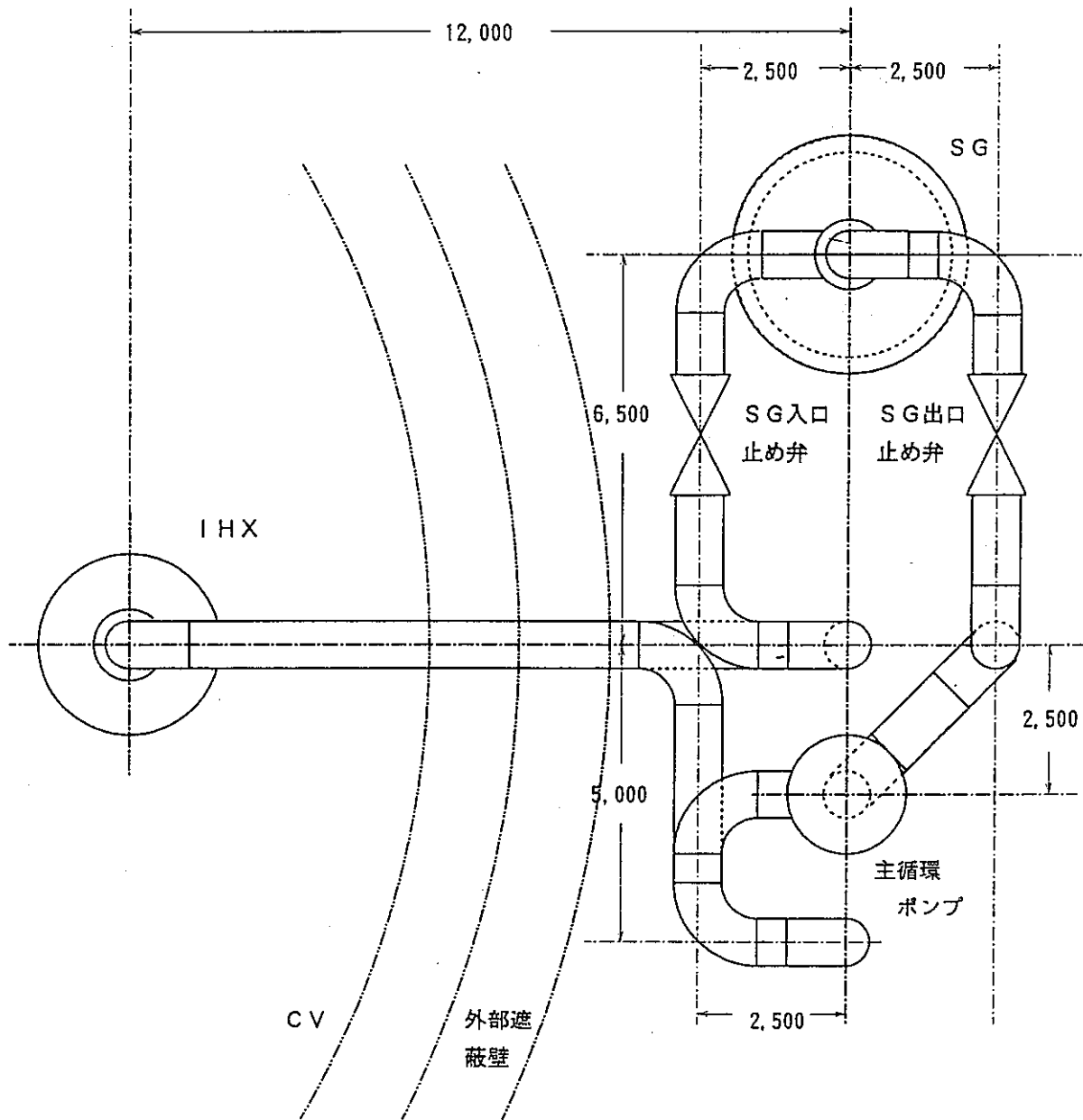


図6.3.2 2次主冷却系主配管基本平面図 (Bループ)

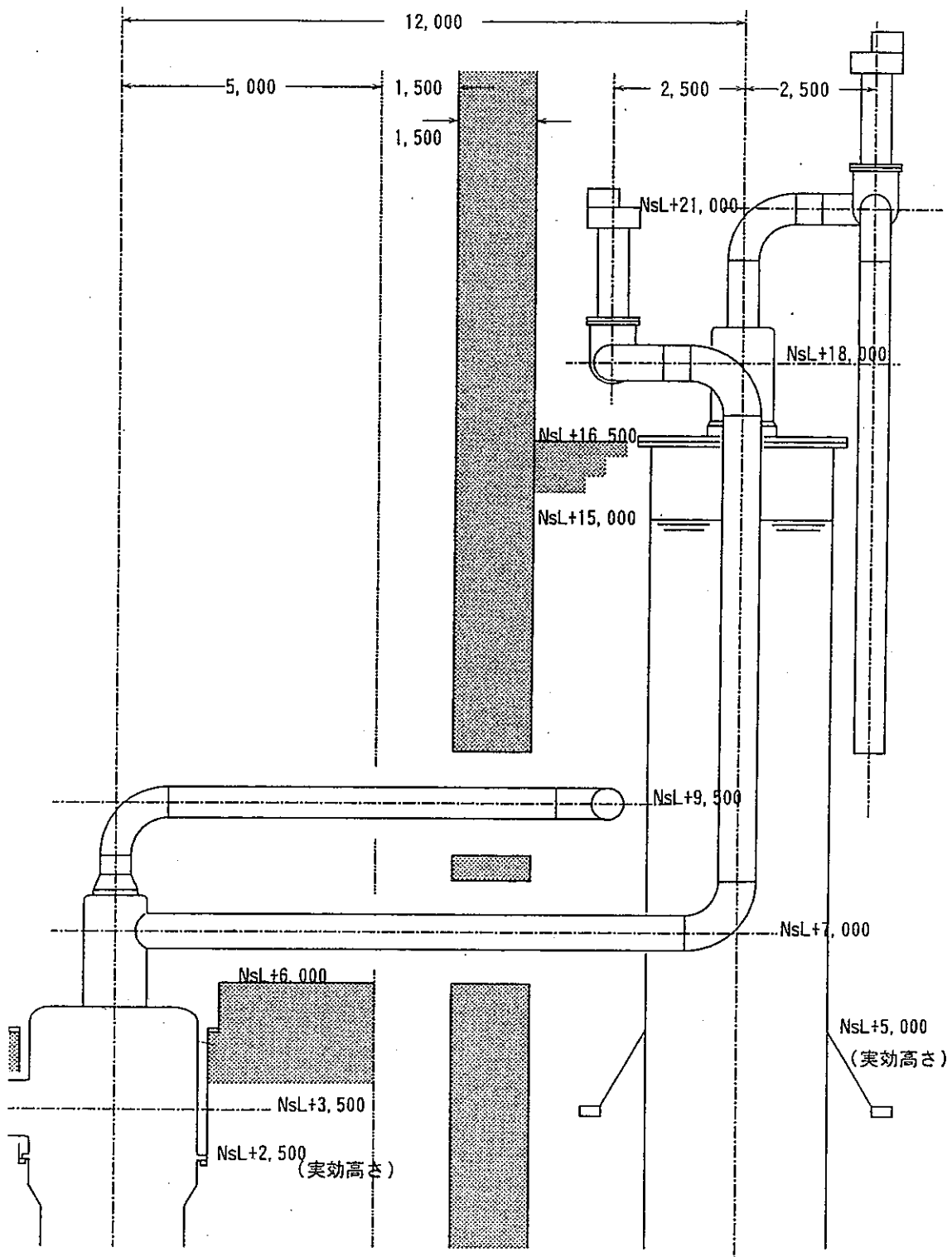


図6.3.3 2次主冷却系主配管引回し (SG側側面図)

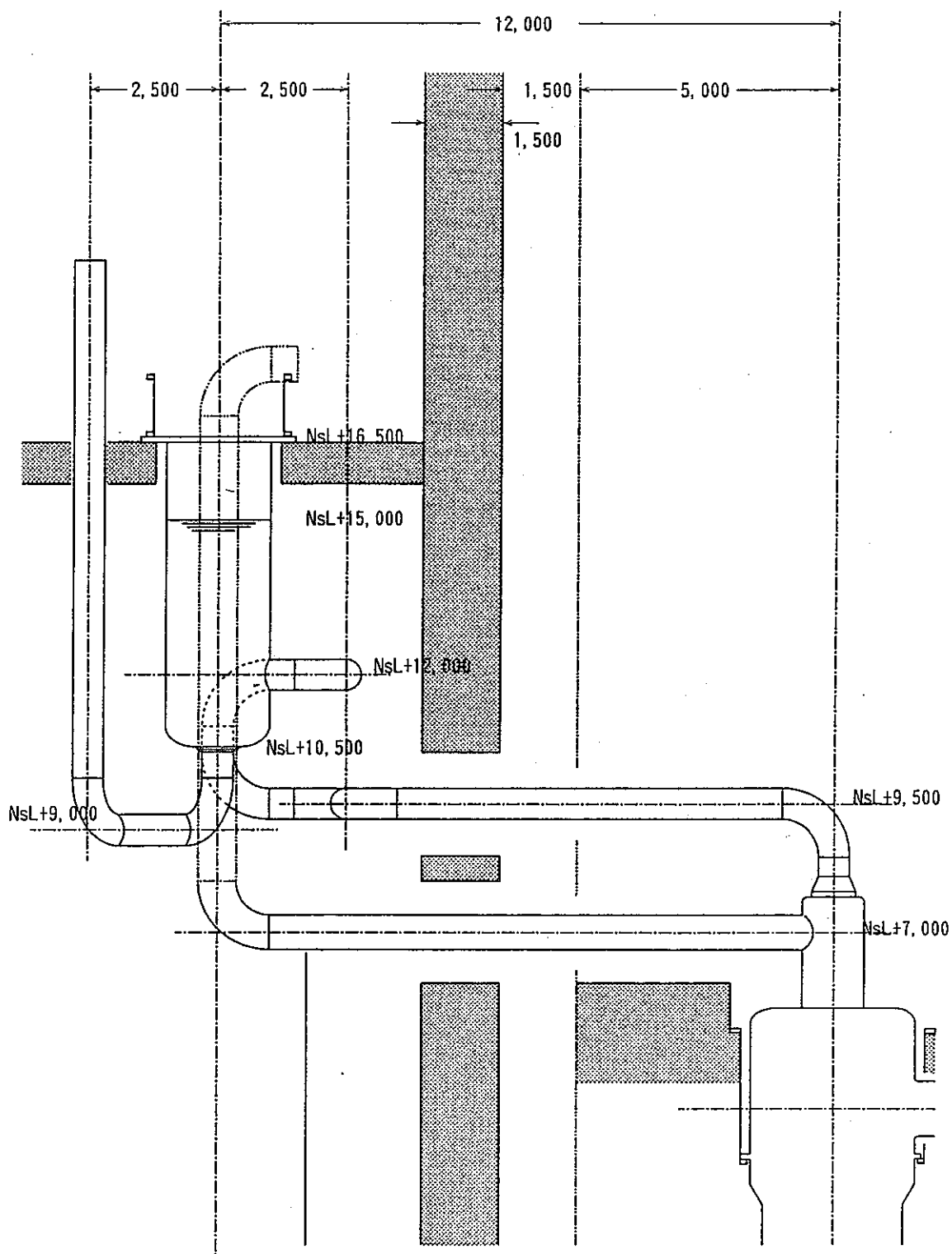


図6.3.4 2次主冷却系主配管引回し (ポンプ側側面図)

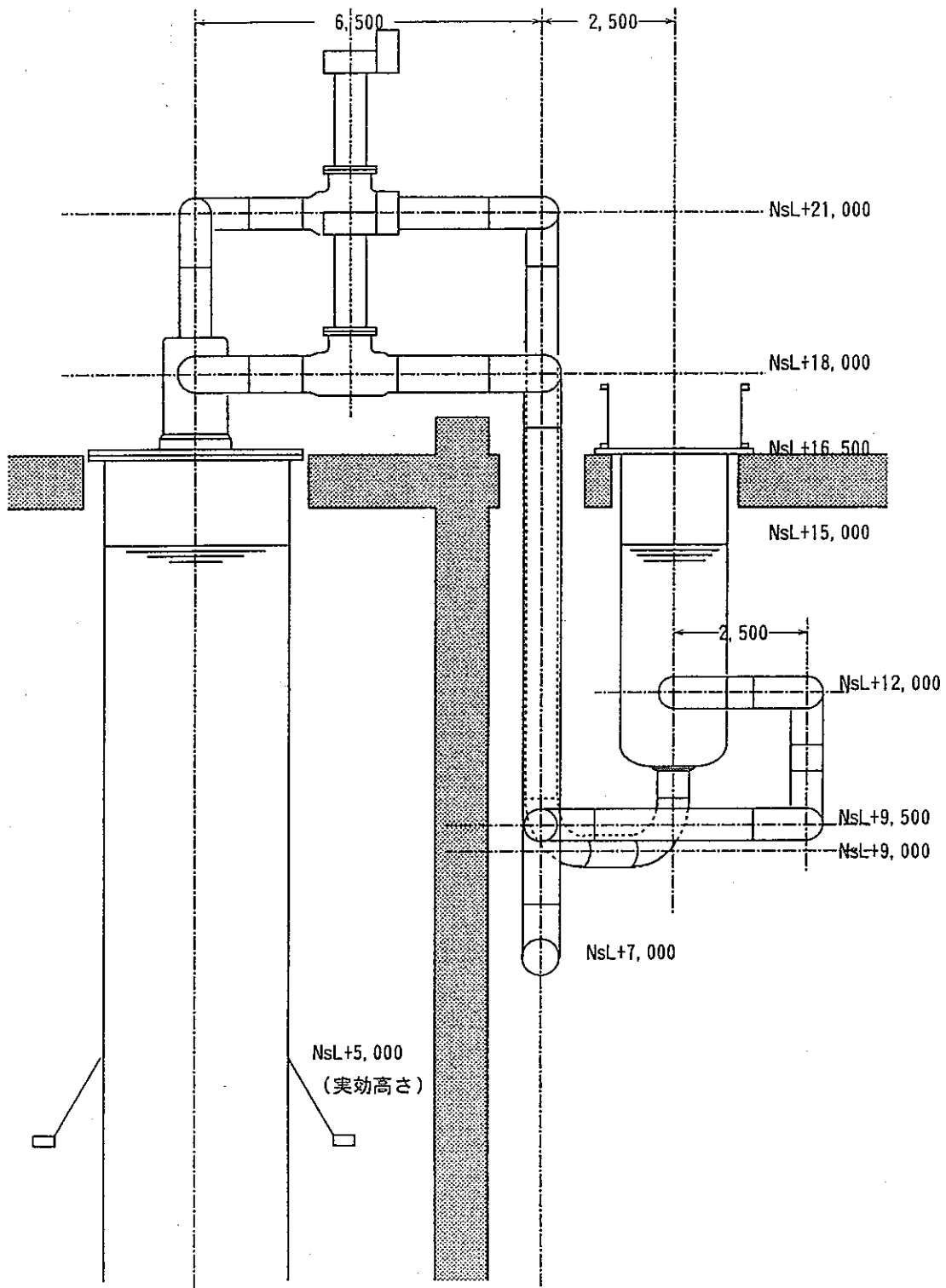


図6.3.5 2次主冷却系主配管引回し (補助建屋内立面図)

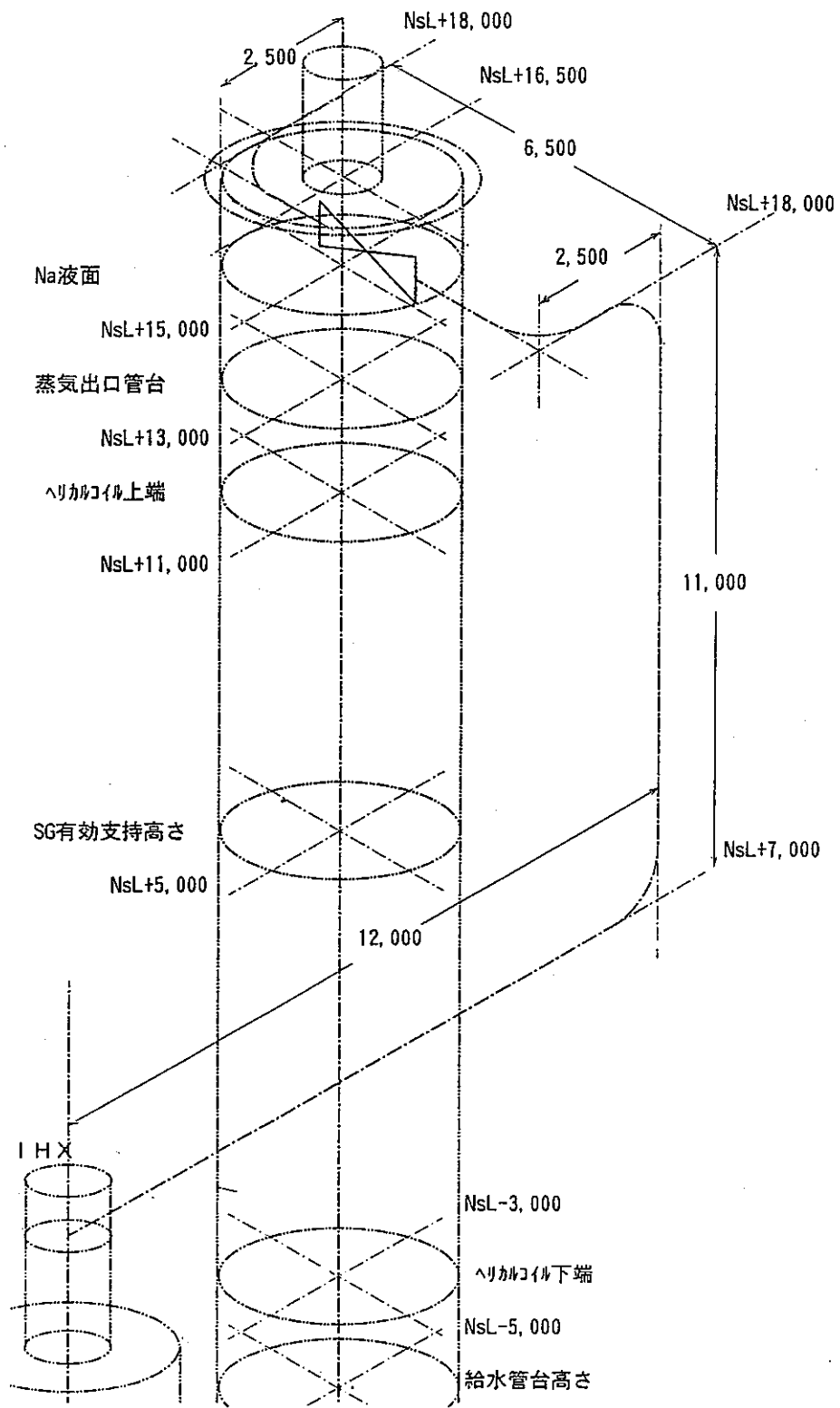


図6.3.6 2次主冷却系ホットレグ部

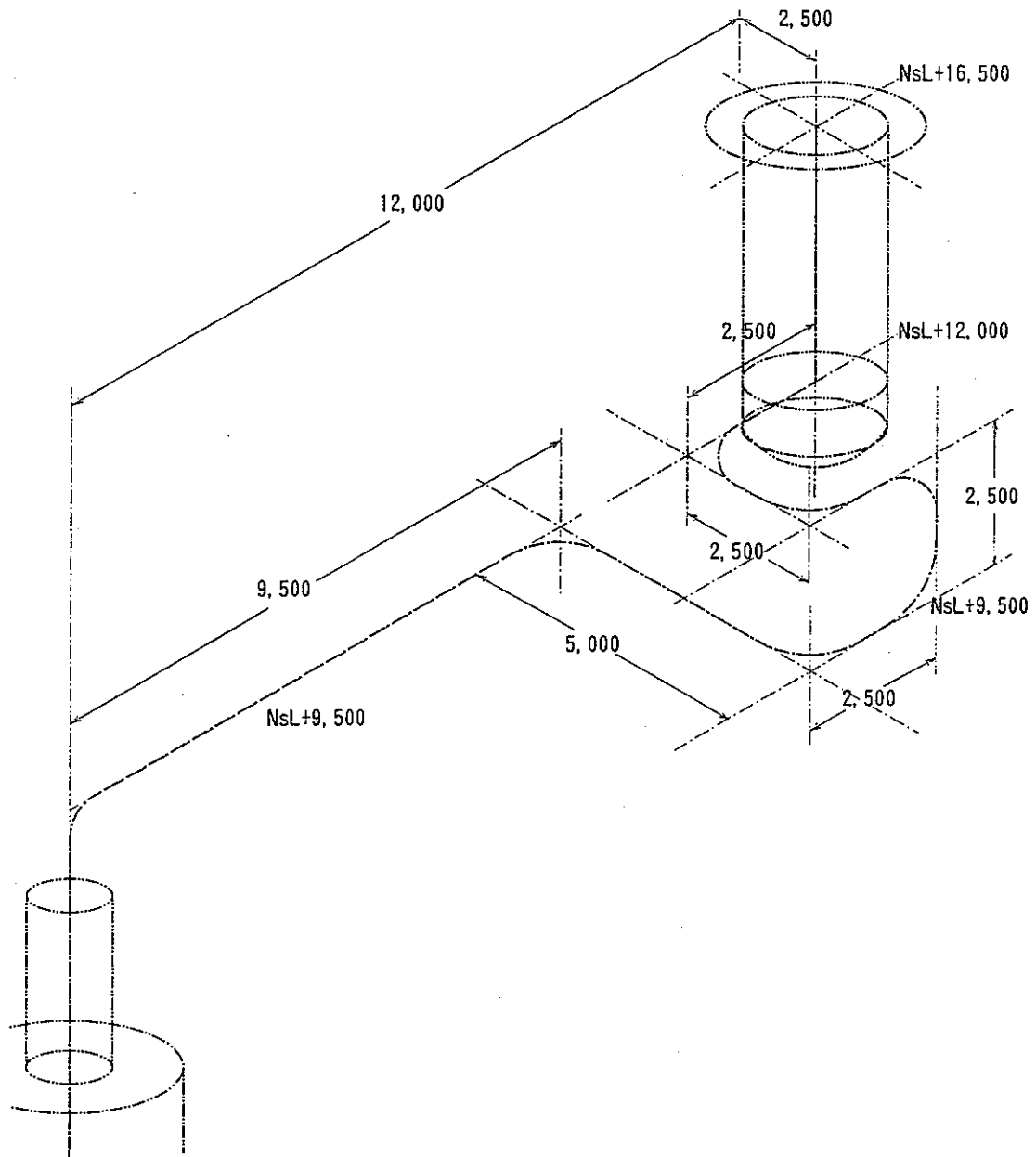


図6.3.7 2次主冷却系主配管コールドレグ部

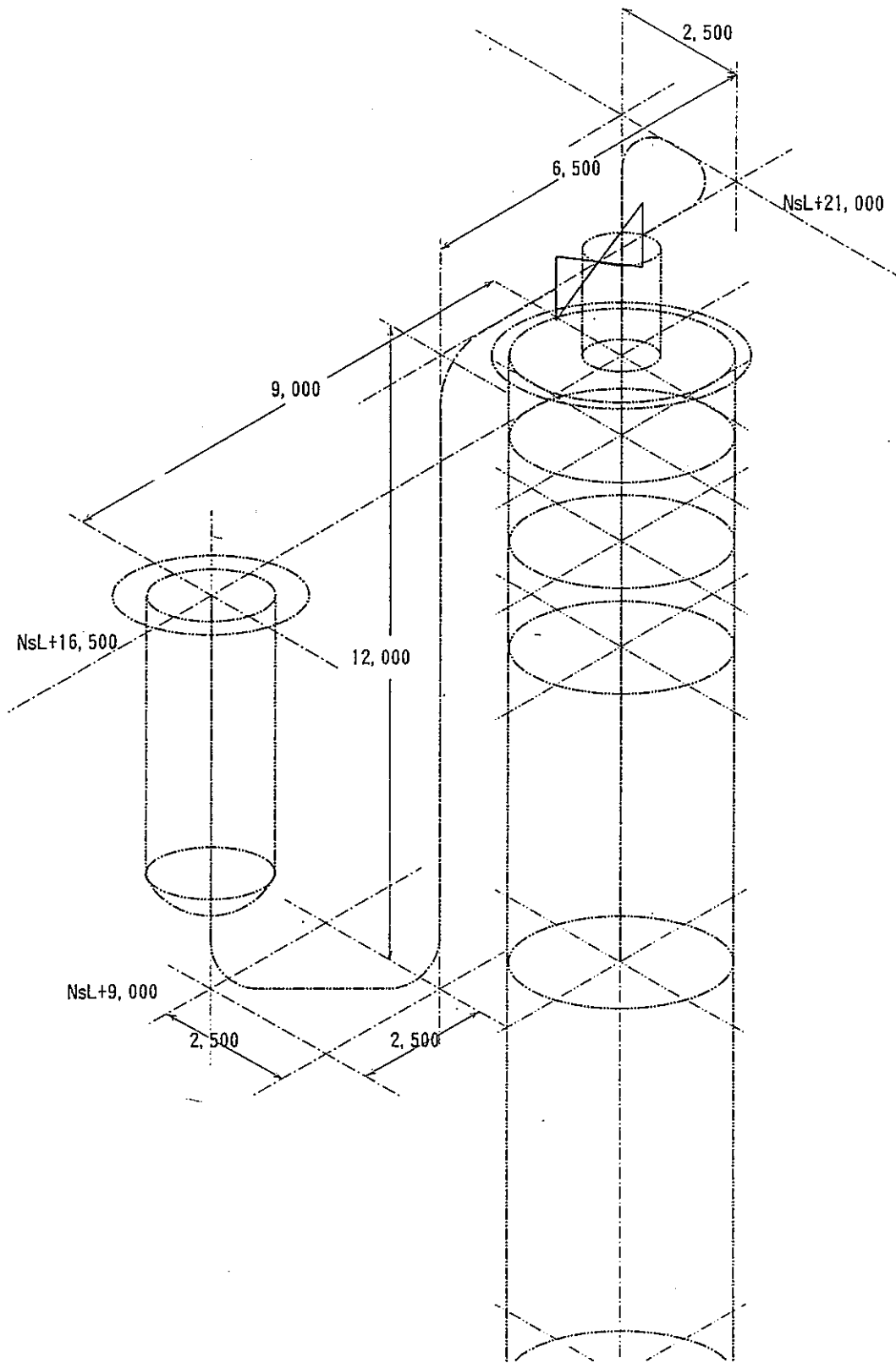


図6.3.8 2次主冷却系主配管ミドルレグ部

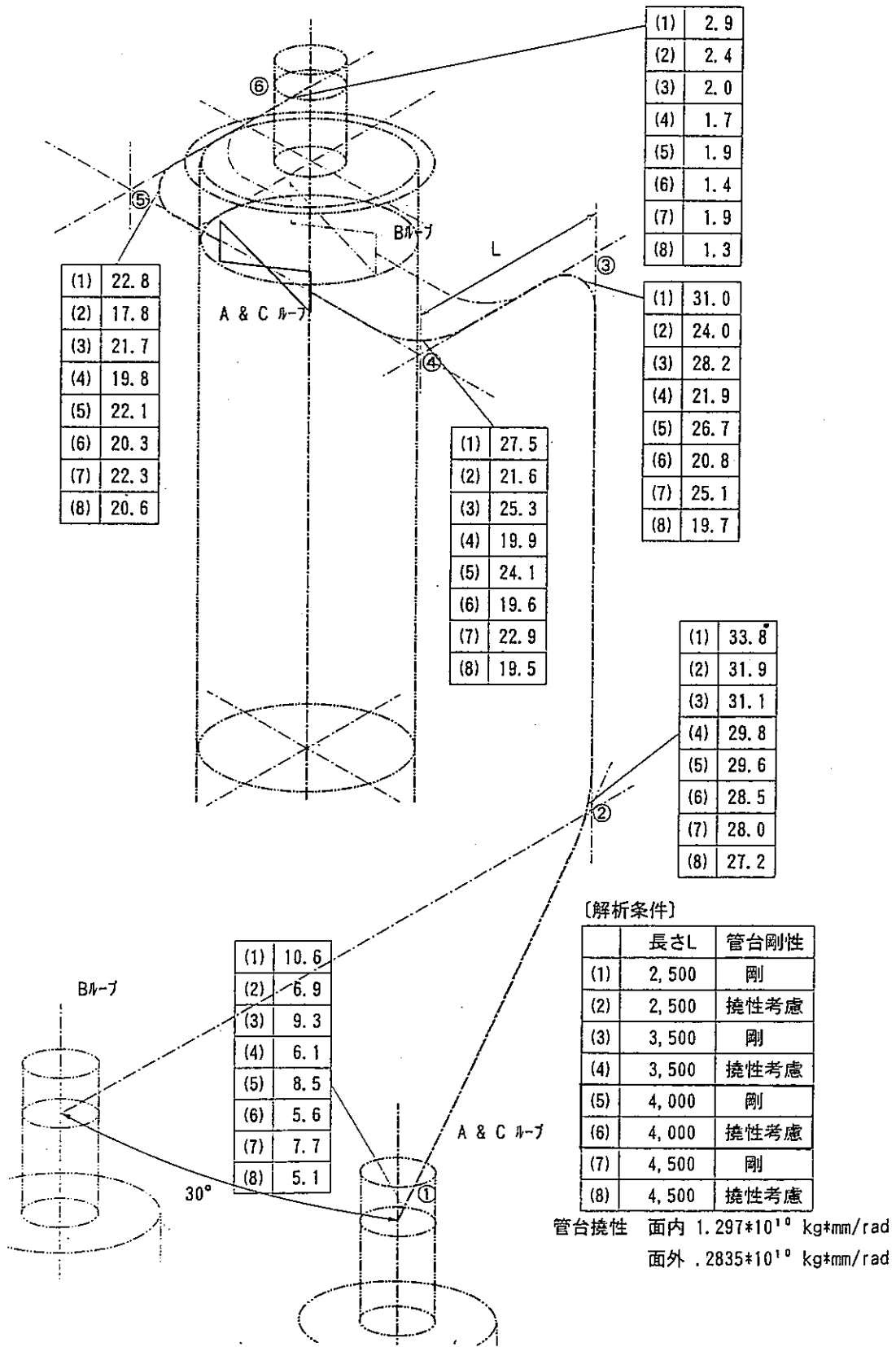


図6.3.9 熱膨張解析結果

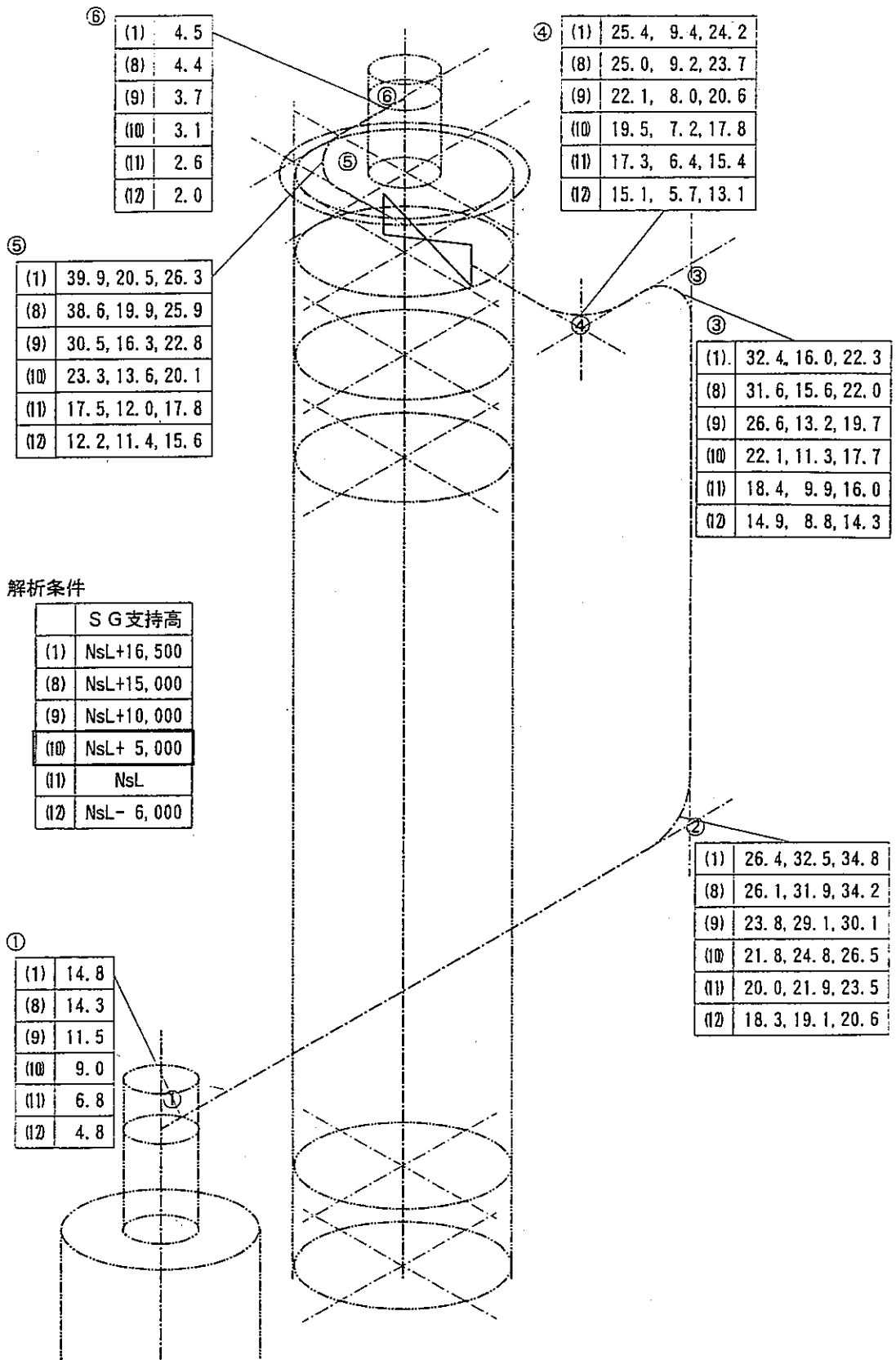


図6.3.10 2次主冷却系主配管ホットレグ部熱膨張解析結果 (3) (SG支持高さ変更)

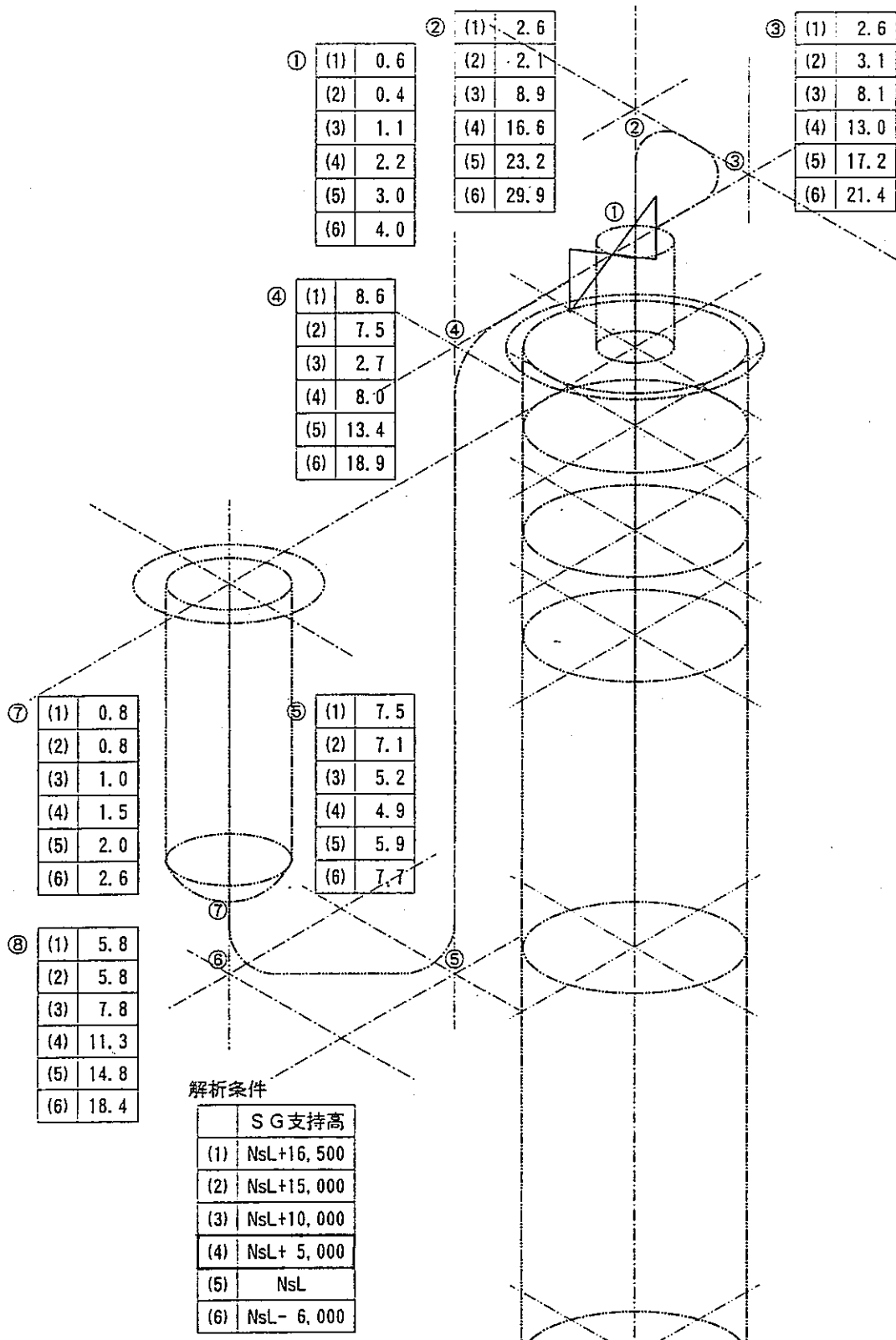


図6.3.11 2次主冷却系主配管ミドルレグ部熱膨張解析結果（基本引回し条件）

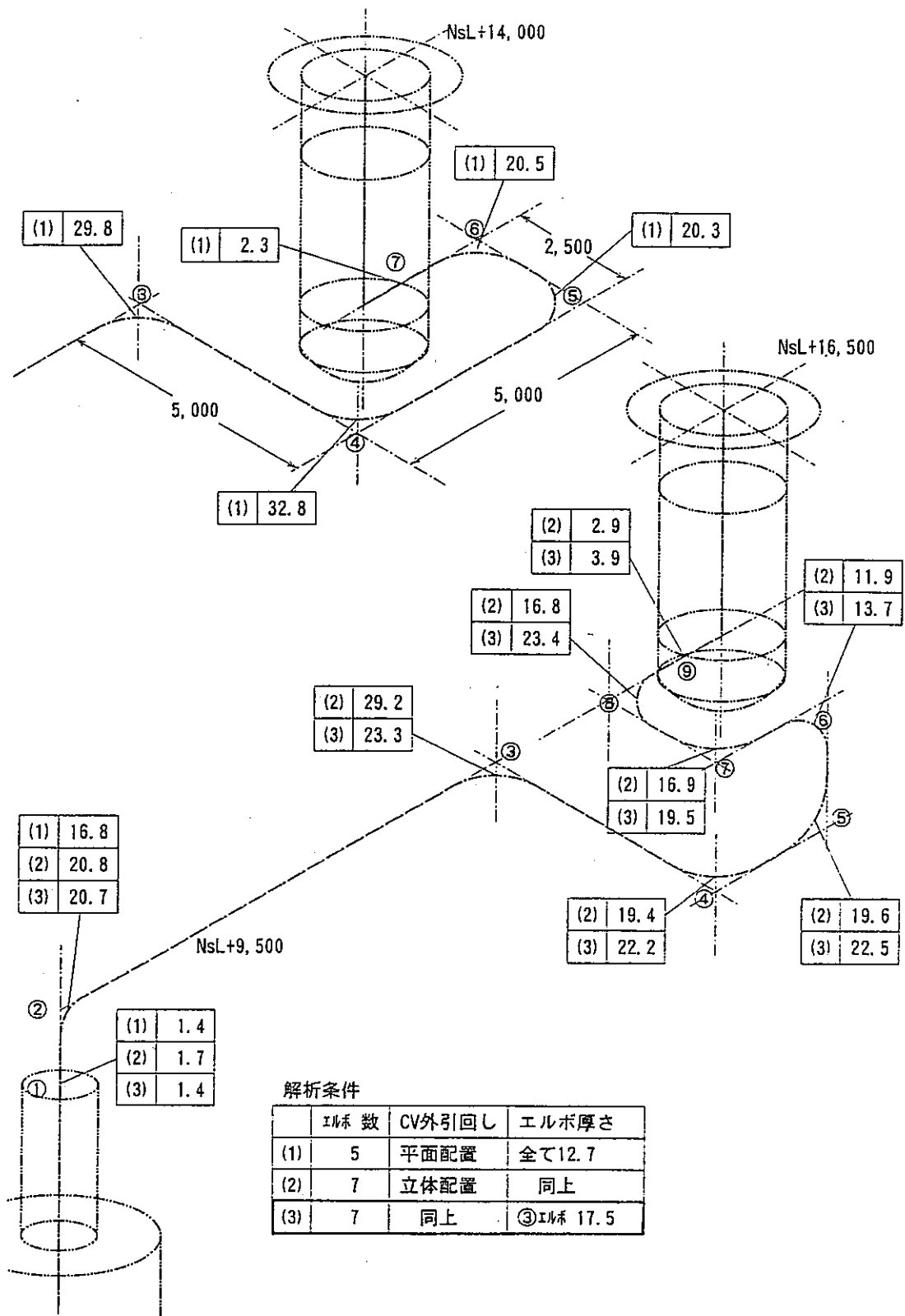


図6.3.12 2次主冷却系主配管コールドレグ部熱膨張解析結果

6.4 蒸気発生器構造の検討

2次主冷却系蒸気発生器について構造を検討した。伝熱計算により伝熱管管束部仕様を設定するとともに、全体構造を具体化した。2次主冷却系統を上部流出入型とするとともに、水蒸気系管板をナトリウム接液型として、本体胴側部に設置した。

6.4.1 管束部仕様の検討

(1) SG 蒸気出口条件

蒸気温度および蒸気圧力の条件は以下の様になる。

① タービン入口条件

- ・タービン入口温度：483 °C
- ・タービン入口圧力：154 kg/cm²g

② SG 蒸気出口条件

- ・SG 蒸気出口温度：488 °C
- ・SG 蒸気出口圧力：162 kg/cm²g

蒸気流速が「もんじゅ」と同程度となるような配管径を選択し、「もんじゅ」の圧力損失をベースとして、配管長さ及び動圧比で補正して圧力損失8kg/cm²を求めている。（「もんじゅ」では5kg/cm²）

SG 蒸気温度については、タービン入口蒸気のエンタルピに主蒸気配管等の放散熱量分を考慮したSG蒸気出口エンタルピと蒸気出口圧力から求めている。

(2) 管束部仕様の設定

- ・前提条件

SG 管束部の仕様設定に関して下記事項を前提としている。

- ① 伝熱管コイル配列方式：1層ごとに1本増加する。
- ② 伝熱管外径：31.8 mm

- ・設計条件

管束部仕様設定に当たっての設計条件を以下に示す。

- ① SG 型式：一体貫流ヘリカルコイル型
- ② 設計寿命：40年（高温使用時間30万時間）

- ③ ヒートバランス :
- ・ 交換熱量 ; 533MWt
 - ・ ナトリウム側 (入口/出口) 温度 ; 505 / 325 °C
 - ・ 水 / 蒸気側 (入口/出口) 温度 ; 240 / 488 °C
 - ・ ナトリウム側流量 (1基当たり) ; 8355 ton /hr
 - ・ 水 / 蒸気側流量 (1基当たり) ; 865 ton /hr
 - ・ 蒸気出口圧力 ; 162 kg /cm²g
- ④ 伝熱管熱伝導率 : 24.5 kcal /mhr°C
- ⑤ 伝熱管水汚れ係数 : 30000 kcal /m²hr°C
- ⑥ 伝熱計算式 :
- ・ ナトリウム側 ; Hoe の式
 - ・ 水 / 蒸気側
 - 予熱域 ; 森・中山の式
 - 核沸騰域 ; 修正 Schrock-Grossman の式
 - 膜沸騰域 ; クオリティによる比例配分
 - 過熱域 ; 森・中山の式
- ⑦ DNBクオリティ : 0.75
- ⑧ 伝熱面積余裕 : +10%
- ⑨ 水蒸気側圧力損失式 :
- 単相流域 ; Colebrook の式
 - 2相流域 ; Martinelli-Nelson の式
 - コイル係数 ; 伊藤の式

6.4.2 蒸気発生器構造の検討

(1) 全体構造

蒸気発生器(SG)はヘリカルコイル型伝熱管を有し、胴側に2次ナトリウムを流すことにより伝熱管内の水/蒸気を加熱し過熱蒸気を得るための機器である。

蒸気発生器の全体構造図を図6.4-1に、部品表を表6.4-1に示す。

ナトリウム2次主冷却系統に着目すると、上部流出入型とすることによりナトリウム主冷却系配管の引回し裕度を確保している。2次ナトリウムは、SG上部に設置したナトリウム入口ノズルから2重円筒のナトリウム入口分配構造を下降し、下部に設けたフローホールからSG内部に分配される。その後、SG内部を下降し伝熱管管束部(ヘリカルコイル部)に流入する。更に、管束部を下降しながら、伝熱管内の水/蒸気と熱交換を行い、下部ナトリウムプレナム内で反転する。反転した後は、内筒内部を上昇し、内筒内部に設置したナトリウム上昇管を通り、ナトリウム出口ノズルからSG外へ流出する。ここで、内筒とナトリウム上昇管を分離することにより、異材継手の排除及びベローズ設置の回避を図っている。

一方、水/蒸気系では、給水入口ノズルからSG下部ナトリウムプレナム胴の側面に設置した給水ヘッドに流入した後、給水管板にて伝熱管に分配流入する。その後、伝熱管管束部を上昇しながらナトリウムと熱交換し過熱蒸気となった後、蒸気管板を介して蒸気ヘッドに集合し、蒸気出口ノズルからSG外へ流出する。尚、水/蒸気管板は、SG占有面積の縮小化を図り、上下とも4管板としている。

本設計研究のSGでは、ナトリウム上部流出入型構造とし、また、水/蒸気管板をナトリウム接液型としヘリカルコイル部上下端に近接した本体胴側部に設置している。これにより、ナトリウム主冷却系配管と水/蒸気系配管の引回し空間の隔離を図っている。

また、SG上部にカバーガス空間を設け、

- ・系統温度変化時の液位変動吸収
- ・ナトリウム接液部からの異材継手の排除
- ・放出系ラプチャーディスクの接液部設置の回避

を可能にしている。

SGには、上記以外に放出系ノズル、ドレンノズル及びカバーガス系ノズルを設置している。

伝熱管、本体胴、管板等の主要構成材料は、高温強度、耐SSC性及びナトリウム環境特性に優れるMod.9Cr-1Mo鋼とし、本材料の採用により、一体貫流型

SGとしている。ただし、異材継手部を極力避けるためにナトリウム出口、入口ノズル、ナトリウム分配構造、分配管及びナトリウム上昇管は2次系配管と同材質であるSUS316FR鋼としている。これにより、異材継手部はSG上鏡部のナトリウム入口構造管台部の1箇所のみとしている。

SGは、全長約28m、本体胴径3.2mであり、本体胴の中間に設置した本体支持スカートを紹介して建物床に据え付けられる。

(2) 上鏡構造

SGの上鏡構造には、現在の状況ではさら型および平板が考えられ、両者について適合性を比較する。SG全体の製作性については、さら型の場合、本体胴部の強度溶接が必要であるものの、平板の場合シール性の確保から、Oリング、オメガシール等の部品が多く、両者で有意な差は無いと考えられる。

「もんじゅ」においては、管束部の引き抜き性が要求されていたため機械式フランジが必要であったが、本設計研究のSGでは管束部の引き抜き性を考慮しないため機械式フランジのメリットは低い。以上より、特に重量の点で優れるさら型を採用するものとした。

(3) ナトリウム流入構造

ナトリウム主冷却系配管の引回し裕度を確保するため、本設計研究のSGでは、ナトリウム上部流出入型構造としている。ナトリウムセンターリターン構造により、ナトリウム流入構造はナトリウム流出構造(ナトリウム上昇管)の外側に二重管構造として設置する。

流配性能は、機器の大型化に伴う流動不均一性を回避する上で重要である。ヘリカルコイル型SGの場合、管束部伝熱管の形状から、比較的周方向の流動不均一は小さいと考えられるが、ヘリカルコイル各層間のナトリウムの流れが少ないために、径方向で流動不均一が生じ易いと考えられる。

(4) 伝熱管引回し

SG占有面積の縮小化の観点から、水/蒸気管板は、上下とも4管板としているため、管板1ヶ所あたりの伝熱管本数は、90または91本となる。図6.4-2に代表管板部における伝熱管と管板の連結関係を示す。

ここで、SG 本体胴径を大型化しないために、最外層コイル中心と管板までの径方向距離は210mmとしている。管-管板継手部は、構造信頼性上最も留意する必要がある部位のため、最初に短管(連絡管)との溶接を行う。また、伝熱管の ISI を行うため連絡管の曲げ半径は 150mm 以上とする必要がある。

6.4.3 結果のまとめ

- (1) 60万KWe 大型炉における水/蒸気系配管配置計画を設定し、蒸気発生器蒸気出口条件を、以下のように設定した。
 - ・ 蒸気出口温度: 488 °C
 - ・ 蒸気出口圧力: 162 kg/cm²
- (2) 本研究における、蒸気発生器の伝熱面積は 3505m² で、有効伝熱高さ 14.7m、最外層コイル径 2.8m となった。
- (3) ナトリウム主冷却系統を上部流出入型とするとともに、水蒸気系管板をナトリウム接液型として、本体胴側部に設置することにより、ナトリウム系配管と水/蒸気系配管との引回し空間の隔離を図った。
- (4) 蒸気発生器上部にカバーガス空間を設け、
 - ・ 系統温度変化時の液位変動吸収
 - ・ ナトリウム接液部からの異材継手の排除
 - ・ 放出系ラプチャディスクの接液部設置の回避を確保した。

表6.4.1 部品表

28	放出系管台	2	Mod. 9Cr-1Mo	20B×Sch40
27	蒸気出口連絡管	4	Mod. 9Cr-1Mo	10B×Sch160
26	給水入口連絡管	4	Mod. 9Cr-1Mo	10B×Sch160
25	蒸気出口閉止蓋	4	Mod. 9Cr-1Mo	
24	給水入口閉止蓋	4	Mod. 9Cr-1Mo	
23	伝熱管出口連絡管	361	Mod. 9Cr-1Mo	
22	伝熱管入口連絡管	361	Mod. 9Cr-1Mo	
21	蒸気出口パイプヘッド	1式	Mod. 9Cr-1Mo	12B×Sch160
20	給水入口パイプヘッド	1式	Mod. 9Cr-1Mo	12B×Sch160
19	本体支持スカート	1	Mod. 9Cr-1Mo	
18	内部構造上部支持梁	8	Mod. 9Cr-1Mo	
17	内部構造下部支持梁	8	Mod. 9Cr-1Mo	
16	ナトリウム上昇管	1	316FR	26B×Sch20s
15	熱遮蔽板	8式	SUS304	
14	蒸気出口管板	4	Mod. 9Cr-1Mo	
13	給水入口管板	4	Mod. 9Cr-1Mo	
12	ナトリウム入口分配構造	1	316FR	
11	ナトリウム出口管台	1	316FR	26B×Sch20s
10	ナトリウム入口管台	1	316FR	28B×Sch20s
9	蒸気出口ヘッド	4	Mod. 9Cr-1Mo	
8	給水入口ヘッド	4	Mod. 9Cr-1Mo	
7	伝熱管 (コイル部)	361	Mod. 9Cr-1Mo	φ31.8×t3.5
6	内筒	1	Mod. 9Cr-1Mo	
5	シュラウド	1	Mod. 9Cr-1Mo	
4	ライナ	1	Mod. 9Cr-1Mo	
3	上部鏡板	1	Mod. 9Cr-1Mo	
2	下部鏡板	1	Mod. 9Cr-1Mo	
1	本体胴	1	Mod. 9Cr-1Mo	
符号	名 称	数 量	材 質	備 考
主 要 部 品 一 覧				

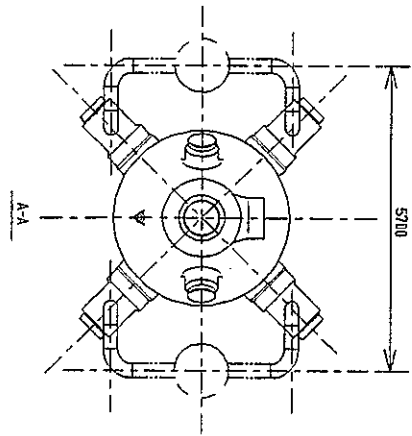
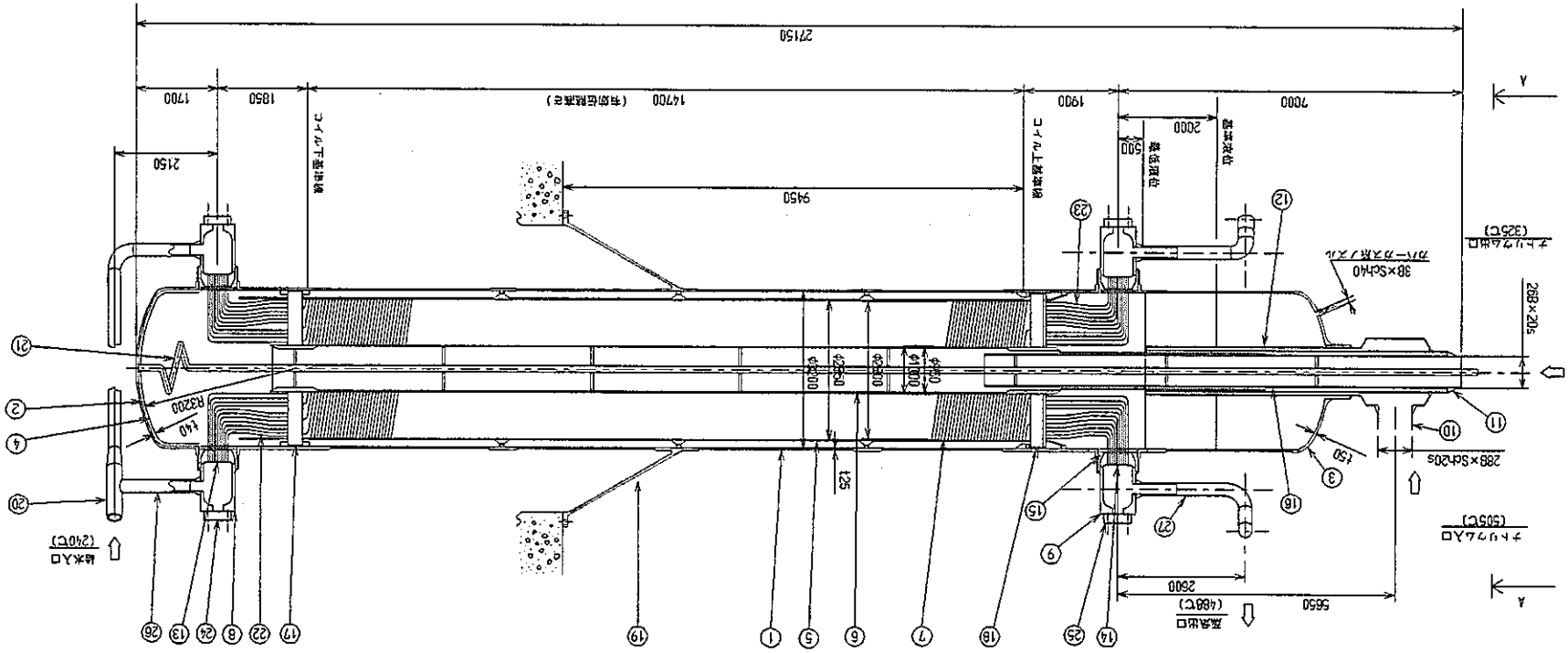


図6.4.1 蒸気発生器構造図

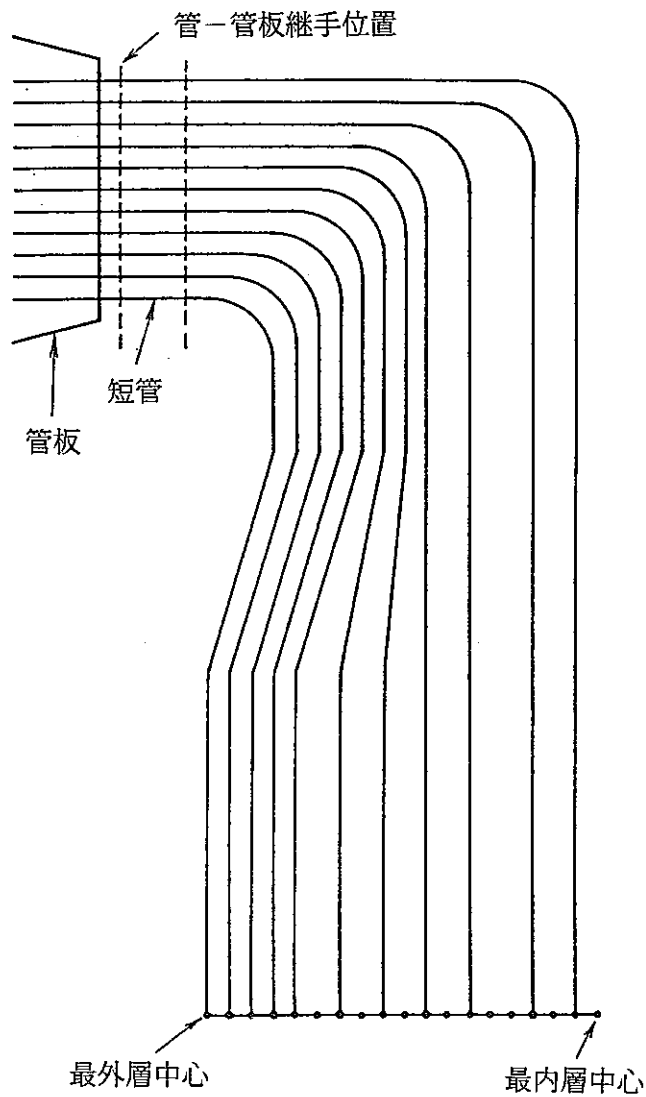
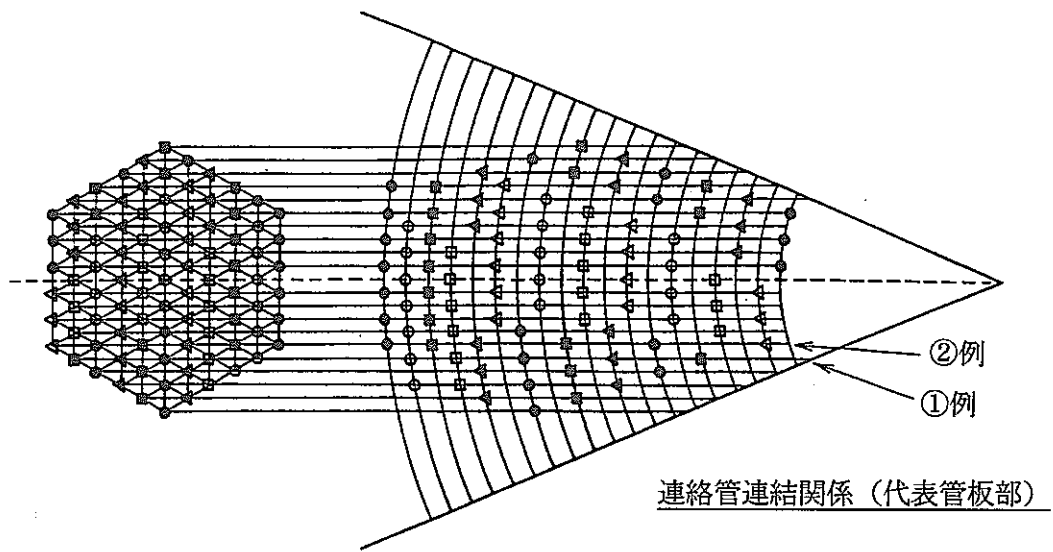


図6.4.2 伝熱管と管板の連結関係

6.5 2次Na補助設備の検討

(1) 概 要

2次冷却系について、ナトリウム補助設備(オーバフロー系、純化系及び充填ドレン系)の設備を検討した。

オーバフロー系は、設置しない方針とした。

純化系については、改良9Cr-1Mo鋼製一体貫流型蒸気発生器伝熱管からの透過水素量に基づいて定めるものとした。また、純化系と2次主冷却系との取り合い位置は主循環ポンプ吐出側及び吸い込み側とした。

充填ドレン系については、蒸気発生器の分散配置による配管ルートを考慮し、ダンプタンク容量は1ループ毎に1ループドレン容量、合計3ループドレン容量とした。ドレンタンクへの配管は毎定検時のループドレンを配慮し1次系とは異なる常設とした。

(2) 2次純化系の系統設計

1) 純化系の取合、位置検討

① 概要

2次主冷却系と純化系との取合位置として、SG部、M/L管、ポンプ出入口部等が考えられるため、これらの位置を、比較評価して、純化系の取合位置を設定する。

② 取合位置による系統構成比較

下記の組合わせにより取合位置は、4ケース考えられる。

取合位置	SG液面 (O/Fタンク)	M/L管 (ポンプ吸込側)	C/L管 (ポンプ吐出側)	ポンプO/F コラム
Case-1		入口/出口		
Case-2		出口	入口	
Case-3			入口	出口
Case-4	入口	出口		

上記ケースの系統構成概念を検討した結果を表6.5.1に示す。

③ 取合位置の比較評価

上記4ケースを、次の比較項目により評価する。

- ・ 純化系機能への影響
- ・ 2次系液位制御との関係
- ・ エコノマイザ、EMP仕様への影響
- ・ SG単独ドレン時の純化運転への影響 等

以上の比較評価結果を表6.5.1に示す。

④ 取合位置の設定

系統構成比較及び表6.5.1の比較評価結果より、次のケースを2次主冷却系と純化系との取合位置とする。

- 取合位置 : Case-2
- 入口部 : C/L管(ポンプ吐出側)
- 出口部 : M/L管(ポンプ吸込側)

[選定理由]

- ・ 各ケースとも、純化系の機能面、系統構成面等では大きな差異は認められない。
- ・ そこで、純化系としての合理化の観点から判断すると、エコノマイザとEMPの容量削減が可能なケースは、Case-2であることから、Case-2を選定する。

2) 純化系流量の検討

初期純化、通常運時純化の各運転モード別純化流量を設定する。

① 検討条件

- (a) 通常純化運転時には、水漏洩検出設備の感度を保つために、バックグラウンド水素濃度を170ppb以下にすることを目標とする。
- (b) 初期純化は運開前の純化時間があるため2ヶ月の純化運転とする。
- (c) 目標純度は次の通りとする。
- 水素 約170ppb以下

酸素 10ppm以下

(d) 2次ナトリウムインベントリは255tonとする。

表-2にナトリウムインベントリの集計結果を示す。

(e) 酸素の溶解度は、下記Eichelbergerの式を用いる。

$$\log C_o = 6.239 - \frac{2447}{T}$$

Co : 酸素濃度 Wppm

T : K

(f) 水素の溶解度は、下記Vissersの式を用いる。

$$\log C_H = 6.067 - \frac{2880}{T}$$

C_H : 水素濃度 Wppm

(g) 2次系コールドトラップの酸素捕獲率は0.7とする。

② 検討結果

以上の検討により、2次ナトリウム純化系の各運転モードにおける純化流量は表6.5.2の通りとする。

③ もんじゅでの純化流量

もんじゅでは、大別すると、次の運転モードに分類されて、純化流量等が設定されている。

(a) 2次系内初期純化運転

- | | |
|------------------|-----------------|
| (i) 使用コールドトラップ基数 | 2基(1ループ) |
| (ii) 純化流量 | 20(CT1基当り10)t/h |
| (iii) 最終純度 | 酸素10ppm以下 |

(b) 通常純化運転

通常純化運転時には、水漏洩検出設備の感度を保つために、バックド水素濃度を170ppb以下にすることを目標とする。

- | | |
|------------------|--------------------------|
| (1) 使用コールドトラップ基数 | 1基(1ループ) |
| (2) 純化流量 | 10t/h |
| (3) 目標純度 | 水素 約170ppb
酸素 10ppm以下 |

(c) ナトリウム-水反応事故後の純化处理運転

蒸気発生器伝熱管破損によるナトリウム-水反応事故後の系統内不純物濃度を所定の濃度に下げると行う運転で、ナトリウム-水反応事故後にダンプタンクにドレンされたナトリウムを純化する。

- | | |
|------------------|------------|
| (1) 使用コールドトラップ基数 | 1基(1ループ) |
| (2) 純化流量 | 15t/h |
| (3) 目標純度 | 酸素 10ppm以下 |

3) 系統構成の検討

① 概要

本設備は、2次主冷却系1ループに対して純化系1ループにから構成され、純化系の取合位置、純化流量及びヒートバランスの検討結果を反映して、系統構成、仕様を設定する。

② 設計条件

機器種別	第4種機器
耐震クラス	C
最高使用温度	345°C(ナトリウム入口)
最高使用圧力	8kg/cm ² G(ナトリウム系)
内部流体の種類とその純度	
種類	2次系ナトリウム
純度目標	酸素10ppm以下 水素170ppb以下
設計寿命	40年

③ 系統仕様

(a) 系統説明

図6.5.1に1次ナトリウム純化系の系統図を示す。

本系統は、コールドトラップ2基、エコノマイザ、電磁ポンプ等で構成されるナトリウム系と冷却ブロー、ダクト等で構成されるコールドトラップ冷却系から成る。本設備は原子炉補助建物内の2次純化系室に設置される。

C/L管(2次系ポンプの吐出側)より送られたナトリウムは、電磁ポンプ、エコノマイザを経由してコールドトラップに流入し、不純物を除去された後、再びエコノマイザにて昇温されM/L管(2次系ポンプ吸込側)に戻される。

尚、通常運転状態においては、2次系ポンプの運転により純化流量が確保されるため電磁ポンプは停止することが出来る。

一方、コールドトラップのナトリウムを冷却する空気は、冷却ブローによりコールドトラップへ流入し、冷却後、大気へ放出される。

また、ナトリウムの一部は、プラッキング計へバイパスし、ナトリウム中の不純物濃度が測定される。

(3) 2次純化系機器設計

1) コールドトラップ容量の検討

① 概要

2次純化系コールドトラップのメッシュ部必要容積を捕獲不純物量より求め、コールドトラップの容量、交換回数を設定する。

② 条件

(a) 不純物混入量は、もんじゅの設計データをベースとする。

(b) 初期純化時の不純物量および通常運転時の不純物量を合わせて、数基のコールドトラップで捕獲し、数回交換する。

(c) 捕獲容量の設計余裕は30%とする。

(d) SGからの水素透過率は $0.4 \times 10^{-10} \text{kg/m}^2 \cdot \text{s}$ (9Cr-1Mo鋼)とする。(C/Tの交換を前提とするため、実験データより設定した値とする。)

③ 検討

(a) 不純物混入量

初期純化時および通常運転時の2次系不純物混入量を算出した結果は、次の通りである。

純化時期	酸素 kg	水素 kg	酸素換算合計kg
初期時	71.6	3.9	132
通常時	18.3	164.1	2530
合計	89.9	168.0	2662

混入量算出の根拠及び詳細項目を表6.5.3に示す。

又、特に重要である、SGからの水素透過量163kgの評価を、(b)項による。

(b) SGからの水素透過量

SGから2次系への水素透過量は次式より求める。

$$L_H = \phi_{SG} \times S_{SG} \times \eta \times P_L [\text{kg}]$$

L_H : SGからの水素透過量[kg]

ϕ_{SG} : SGからの水素透過率 $=0.4 \times 10^{-10} \text{kg/m}^2 \cdot \text{s}$

S_{SG} : SGの透過面積 $=3800 \text{m}^2$

η : プラント出力運転での運転率 $=85\%$

P_L : プラント寿命 $=40$ 年

$$\therefore L_H = 0.4 \times 10^{-10} \times 3800 \times 0.85 \times 40 \times 365 \times 24 \times 3600 = 163.0 \text{kg/40年-H}_2$$

以上の計算により水素透過量は、163kgと推定される。

(c) コールドトラップメッシュ部必要容積

不純物に対するメッシュ部容積は、もんじゅで使用した次の式より算出する。

$$\text{O}_2 \text{捕獲容量kg} = \text{メッシュ体積m}^3 \times 970 \text{kg/m}^3 \times 0.074 \quad \text{注1)}$$

本式より酸素、水素の捕獲量は次の値となる。

酸素 : $0.0139 \text{m}^3/\text{kg}$

水素 : $0.213 \text{m}^3/\text{kg} = 0.0139 \times 15.3$ 注2)

(a)項の不純物混入量に対するメッシュ部必要容積は

$$\text{酸素} : 0.0139 \times 89.9 = 1.25 \doteq 1.3 \text{m}^3$$

$$\text{水素} : 0.213 \times 163 = 35.8 \doteq 36 \text{m}^3$$

捕獲容量の設計余裕を30%とした時のメッシュ部必要容積は、 48.5m^3 となる。

$$(1.3 + 3.6) \times 1.3 = 48.5 \text{m}^3$$

注1) コールドトラップ設計指針(PNCSN241 79-21)による。

注2) CRBRPのデータ「SA014, KNG80-01(7)」より

$$\text{O}_2: 0.3 \text{ft}^3 / 1 \text{b} = \frac{8.49 \times 10^{-3} \text{m}^3}{0.454 \text{kg}} = 0.0187 \text{m}^3 / \text{kg}$$

$$\text{H}_2: 4.6 \text{ft}^3 / 1 \text{b} = \frac{0.13 \text{m}^3}{0.454 \text{kg}} = 0.287 \text{m}^3 / \text{kg}$$

$$\text{水素から酸素への換算値} = \frac{0.287}{0.0187} = 15.3$$

(d) コールドトラップの基数と交換回数

2次純化系には、2基のコールドトラップを設置するが、メッシュ部の必要容積よりコールドトラップの必要基数および交換回数を設定する。

(i) コールドトラップ基数

後述するコールドトラップの機器設計より、コールドトラップのメッシュ部容積は 8m^3 /基に設定されている。

$$\therefore 48.5 \text{m}^3 / 8 \text{m}^3 = 6.06 \doteq 6 \text{基}$$

コールドトラップ基数は、40年で6基必要となる。

(ii) 交換回数

$$40 \text{年} / 6 \text{基} = 6.67 \text{年} / \text{基}$$

即ち、約6年8ヶ月でコールドトラップ1基を交換するの必要があり、プラント寿命中、初期に2基を設置しているため、4回のコールドトラップ交換回数となる。

④ 検討結果

2次純化系コールドトラップの基数とメッシュ部容積等は次のとおりとする。

必要メッシュ部容積	48.5m ³ /40年
コールドトラップ基数	6基(4回交換)
コールドトラップ交換サイクル	6年8ヶ月/基
メッシュ部容積	8.0m ³ /基
捕獲不純物量	初期純化時 132kg-O ₂
(酸素換算)	通常運転時 2530kg-O ₂
	合計 2662kg-O ₂

2) 2次系コールドトラップの機器設計

前項で検討したコールドトラップ容量ベースにコールドトラップの除熱計算及び構造設計を行い、構造仕様及び構造概念を設定する。

① 設計条件

(a) 運転条件

定 格 温 度	入口 150/40°C(Na/空気)
	出口 120/65°C(Na/空気)
定 格 流 量	25/40.7t/h(Na/空気)
コールドトラップ温度	120°C

(b) 設計条件

設計温度	300°C
設計圧力	5kg/cm ² g(Na側)
機器種別	第4種機器
耐震クラス	C
耐用年数	40年

(c) 基数6基(内2基初期設置)

(d) メッシュ部容積 8.0m³/基

(e) 捕獲不純物量の合計

初期純化時 132kg-O₂

通常運転時	2530kg-O ₂
合計	2662kg-O ₂
(f) 1基当りの捕獲不純物量	445kg-O ₂

(g) 機能条件

- (i) コールドトラップ最低温度の冷却性能、酸素濃度を2ppm以下に維持するため、最低温度は120°Cにする必要があることから、この冷却性能を有すること。

① 構造仕様

(a) 構造説明

(i) 主要目

2次系コールドトラップの主要目を表6.5.4に示す。

(ii) 全体構成

図6.5.2に2次系コールドトラップの構造概念を示す。

① ナトリウム系

ナトリウム入口ノズルからコールドトラップ内に流入したナトリウムは、メッシュ部外側の冷却を流下しながら空気により120°Cまで冷却され、容器下部へ流出する。

このようにして、コールドトラップ温度まで冷却されたナトリウムは、円筒状のメッシュ部を通過する間に不純物が捕獲され、純化される。純化されたナトリウムは、メッシュの中心に設けた上昇管を出た後、1つにまとめられて出口ノズルへ流れる。

② 冷却ガス

冷却ガス入口ダクトから流入した空気は、フィン付シュラウドの流路を上昇し、シュラウド内のナトリウムを冷却した後、冷却ガス出口ダクトより流出する。

③ メッシュ部

メッシュ部は、不純物の捕獲密度を高めるため次の点を考慮した。

- ・メッシュ部温度を均一とする。

- ・メッシュ部の流入面積を大きくする。
- ・メッシュ部の厚さは300mm以下とする。
- ・メッシュは次の仕様*とする。

メッシュ線系 $\phi 0.254\text{mm}$

メッシュ充填率 200kg/m^3

以上よりメッシュ部は、外径600mm、高さ4000mmの中空円筒を7個設けたもので、ナトリウムが外側から流入する構造とした。

*メッシュ仕様は、「コールドトラップ設計指針」で推奨する範囲の平均値を採用しているが、本構造での確認試験等が必要である。

(4) 2次充填ドレン系系統設計

1) 系統構成の検討

① 概要

本検討は、2次系の1ループドレン及び充填を可能とするための系統構成、仕様を検討する。

② 設計仕様

(a) 検討条件

検討条件を以下に記す。

- ① 2次系1ループのドレン・充填が可能な系統とし、2次系の1系統当たり1系統で構成し計3系統とする。
- ② ダンプタンク容量は、1ループドレンが可能な容量とし、1系統当たり基数は1基とする。
- ③ 充填・ドレンは、基本的にアルゴンガスの圧力差により行う。
- ④ SG内Naの緊急ドレン機能に関しては、水蒸気側に確実な緊急ブロー機能を設備することにより、当面の設計ではSG緊急ドレンを行わないものとして、検討する。

(b) 設計条件

機器種別	第4種機器
耐震クラス	C
最高使用温度	250°C
最高使用圧力	5kg/cm ² G
内部流体の種類とその純度	
種 類	2次計ナトリウム
純 度	酸素10ppm以下
設計寿命	40年

③ 系統仕様

(a) 系統説明

図6.5.3に2次充填ドレン系系統図を示す。

本系統は、ドレン配管及びダンプタンクから成るドレン系、ガス抜き管及びガス抜きポットから成る抜き系より構成される。

(b) 系統主要目

本系統により設定した系統仕様を整理すると以下のようになる。

- ① 系統数 : 3系統
- ② 流体 : 放射性ナトリウム
- ③ 1ループドレン容量 : 約256m³
- ④ 機器主要目

(i) ダンプタンク

図6.5.4に構造を示す

- 型 式 : 横置円筒型
- 基 数 : 1基/系統
- 幾何容量 : 286m³
- 寸 法 : φ5.0m×L15.5m

(ii) 1次系ガス抜きポット : 1基/系統

(c) ナトリウム充填ドレン方法

① 充填方法

2次ナトリウム充填ドレン系は、以下に示す様なフレキシブルな充填方法が可能である。

- (i) 真空加圧充填 (系統真空引き+タンク加圧)
- (ii) 真空汲上げ充填 (系統真空引き+ナトリウム汲上げ)
- (iii) 等圧加圧充填 (真空引きなし+タンク加圧)
- (iv) 等圧吸上げ充填 (真空引きなし+ナトリウム汲上げ)

現設計における充填方法は、充填時の系統内残留ガスを極力少なくするとともに、アルゴンガスの消費量もできるだけ少なくする観点から(i)と(ii)を併用する方式が良いと判断される。

② ドレン方法 ガス圧平衡自由落下方式

2次系とダンプタンクのガス空間を導通することにより自由落下によるドレンを行う。

表6.5.1 2次系純化系取合位置比較

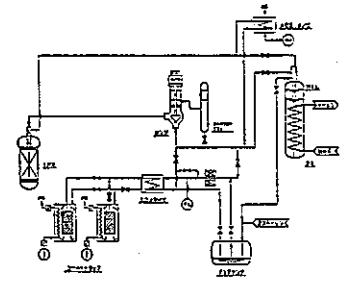
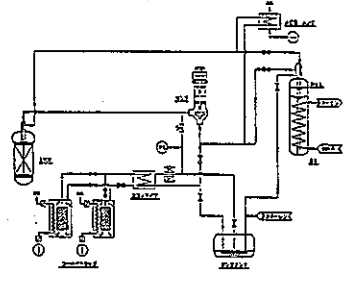
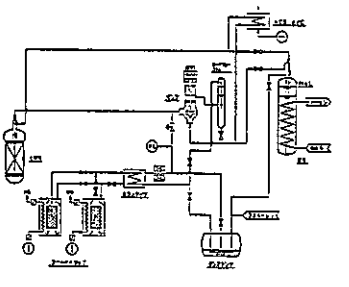
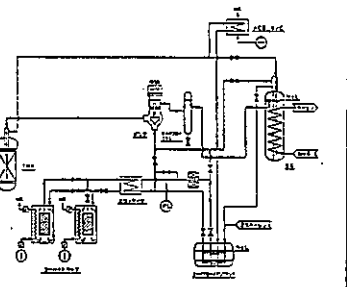
比較項目	Case-1 M/L管出入口取合	Case-2 C/L管入口 M/L管出口 取合	Case-3 C/L管入口 O/Fコラム出口 取合	Case-2 SGホ-70- 入口 M/L管出口 取合
系統構成				
純化系機能への影響	○ 純化系機能に影響は無い。	○ 同 左	○ 同 左	○ 同 左
2次系液位制御との関係	○ 液位は成り行きとなるが、純化系には影響無い。	○ 同 左	△ ポンプリークフロー制御が複雑となる。可変制御とする必要がある。	○ 液位は一定に制御される。純化系は、オーバーフロータンクからNaを汲み上げることになる。
2次系液位制御の物量	△ SG、ポンプの胴高が長くなり物量増大となる。	△ 同 左	△ 同 左	△ オーバーフロー、汲み上げ系が必要となるタンクタンクを、オーバーフロータンクに変更する必要あり。
エコノマイザの仕様	○ エコノマイザの入口温度がC/L温度となるため、熱交換量は小さい。	○ 同 左	○ 同 左	△ エコノマイザの入口温度がH/L温度となるため、熱交換量は大きい。
純化系EMPの容量	○ 必要純化系流量のEMP容量となる。	◎ 2次系主ポンプの運転中は、2次系主ポンプにより純化流量が確保されるため、EMPの容量削減が可能となる。	○ Case-1と同じ。	△ 必要純化流量に、汲み上げ流量を加えたEMP容量が必要となる。
SG単独ドレン時の純化運転	○ SG隔離後の2次系純化運転は、問題ない。	○ 同 左	○ 同 左	△ SG隔離後は、オーバーフロータンク取合から2次系M/L管取合へ変更する必要があるため、系統追加となる。
総合評価		〔選定〕 Case-2は純化運転に問題はなく、エコノマイザ、EMPの容量の削減が可能であることから他のCaseより優れる。		

表6.5.2 2次純化系の純化流量

運転モード	酸素濃度(ppm)	水素濃度(ppb)	純化流量(t/h/CT基数)
通常運転時	10以下	170以下	25/1基
初期純化時	280.8→10以下	—	20/2基

表6.5.3 2次系不純物混入量

	不純物混入経路	酸素	水素	設定根拠	算出式
初期 純 化 時	Na地金	2.0	0.2	もんじゅの1次Na量 890ton と大型炉のNa量 255ton との比率より求める。	$O_2 ; 6.9\text{kg} * 255/890 = 2.0 \text{ kg}$ $H_2 ; 0.4\text{kg} * 255/890 = 0.12 \approx 0.2 \text{ kg}$
	機器・配管表面付着	69.6	3.7	もんじゅと大型炉の出力比率より求める。 もんじゅ2次系の表面付着量より推定	$O_2 ; 31.04\text{kg} * 1600/714 = 69.6 \text{ kg}$ $H_2 ; 1.65\text{kg} * 1600/714 = 3.7 \text{ kg}$
	合計	71.6	3.9	酸素換算不純物量 $71.6 + 3.9 * 15.3^{*1)} = 131.27 \approx 132 \text{ kg}$	
通 常 運 転 時	SGからの水素透過	0	163.0	SG→2次系への水素透過率を求める。 9Cr鋼SGの水素透過率； $0.4 * 10^{-10} \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}^{*3)}$	水素透過量の検討項目参照
	2次系メンテナンス時	12.0	0.3	2次系ポンプ引抜を1回/10年で想定する。 もんじゅ1次系ポンプより推定する。 混入量は、もんじゅと大型炉の出力比率より求める。	$O_2 = 4.0\text{kg}/3\text{回} * 1600/714 * 4\text{回} = 12.0 \text{ kg}$ $H_2 = 0.1\text{kg}/3\text{回} * 1600/714 * 4\text{回} = 0.3 \text{ kg}$
	2次コールドトラップ付着	6.3	0.8	C/Tのメッシュ容積より求める。 SUS鋼付着量； $O_2 = 3.3 * 10^{-4} \text{ kg/m}^2$ ； $H_2 = 4.1 * 10^{-5} \text{ kg/m}^2$ ^{*2)}	$O_2 = 3.3 * 10^{-4} * 400\text{m}^2/\text{m}^2 * 8\text{m}^2/\text{基} * 6\text{基} \approx 6.3 \text{ kg}$ $H_2 = 4.1 * 10^{-5} * 400\text{m}^2/\text{m}^2 * 8\text{m}^2/\text{基} * 6\text{基} = 0.8 \text{ kg}$ ^{*4)}
	合計	18.3	164.1	酸素換算不純物量 $18.3 + 164.1 * 15.3^{*1)} = 2529 \approx 2530 \text{ kg}$	

〔備考〕 *1)；水素量より酸素量への換算係数〔CRBRデータによる。(SAO14.KNG80-01(7))〕

*2)；SUS鋼付着量の酸素は、コールドトラップ設計指針(PNCbSX241.79-21)による。
又、水素は酸素の1/8とする。(もんじゅベース)

*3)；9Cr鋼の水素透過率は、Mod.9Cr-1Mo 鋼伝熱管の拡散水素評価試験(PNC SN9410 90-034)をベースにして設定。

*4)；C/T基数6基

表6.5.4 2次コールドトラップ主要目

項 目	仕 様	単 位
形 式	強制空気冷却縦フィン式 メッシュ充填型	——
基 数	6	基
有効充填材容量	8.0	m ² /基
不純物捕獲容量	440	kg-O ₂ 換算/基
設計条件*)		
交換熱量	290	kW/基
運転条件		
運転流量*)	Na側	t/h
	空気側	t/h
運転温度*)	Na側入口/出口	°C
	空気側入口/出口	°C
設計温度	300	°C
設計圧力		
Na側	内圧/外圧	kg/cm ² g
設計結果		
有効伝熱面積	6.23	m ²
伝熱部高さ	4.0	m
フィン寸法		
フィン高さ	40	mm
フィン厚さ	5	mm
フィン枚数	120	枚
概略寸法		
胴 外 径	2.0	m
全 高	6.0	m
材 質	SUS304	——

*) 機器のサイジング用の運転条件を示す。

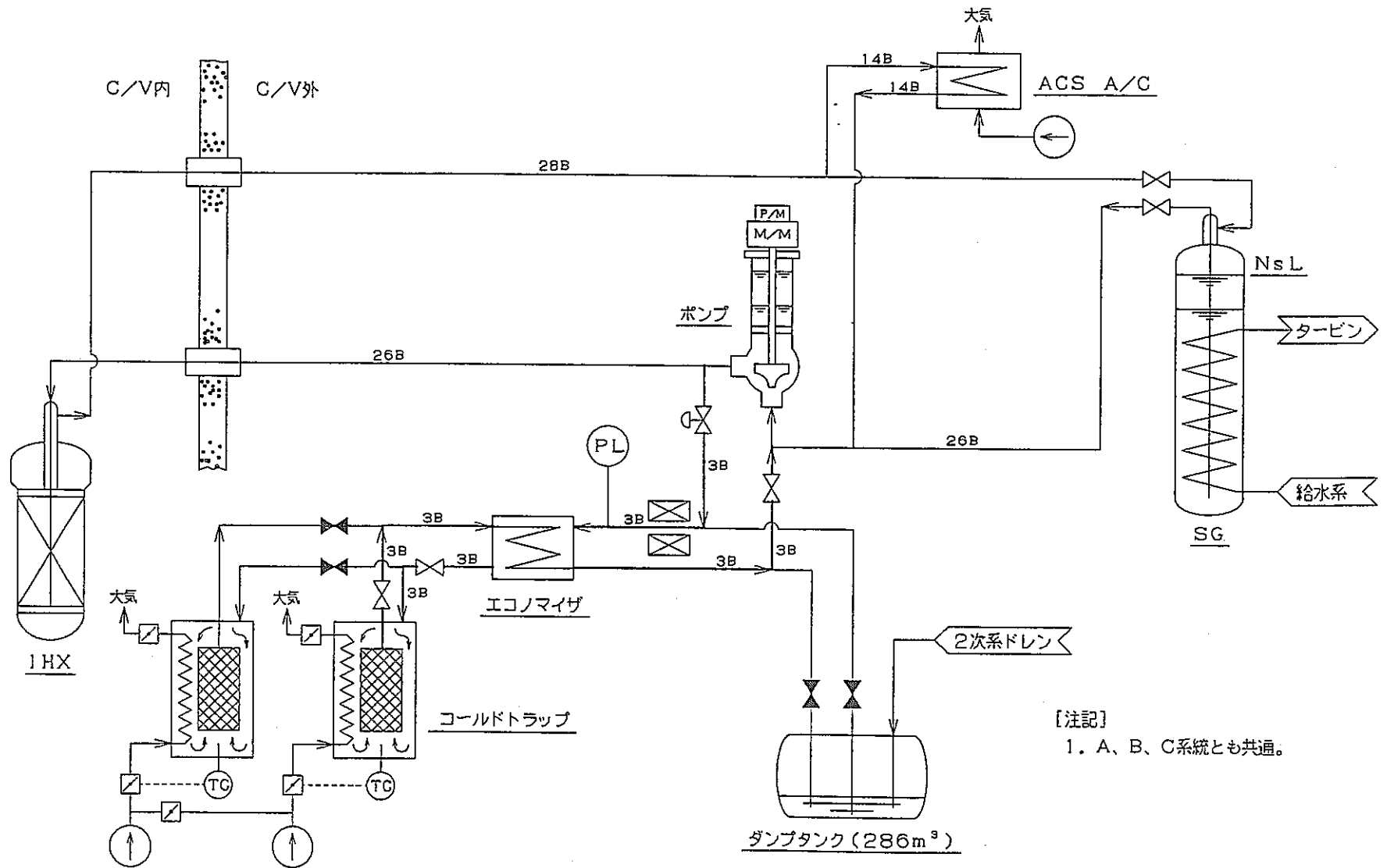
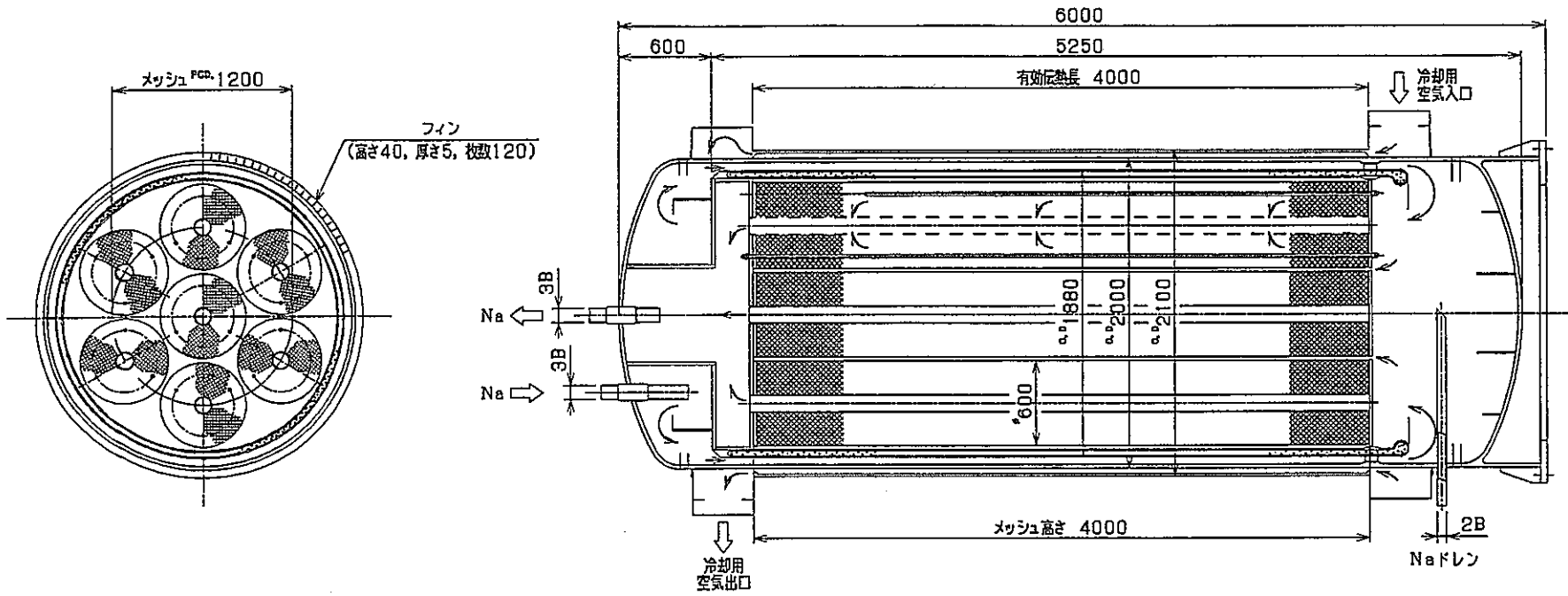


図6.5.1 PNC大型炉設計2次純化系系統概念図



設計仕様

型式	強制空冷式メッシュ充填型	
数量	2基	
有効充填材容量	8.0m ³ /基	
不純物捕獲容量	445Kg-O ₂ 換算/基(目標値)	
定格交換熱量	285 Kw/基	
定格仕様	ナトリウム側	空気側
定格流量	25 t/h	40 t/h
定格温度 入口	150 ℃	40 ℃
出口	120 ℃	65 ℃
材質	SUS304	

図6.5.2 PNC大型炉設計研究2次純化系コールドトラップ概念図

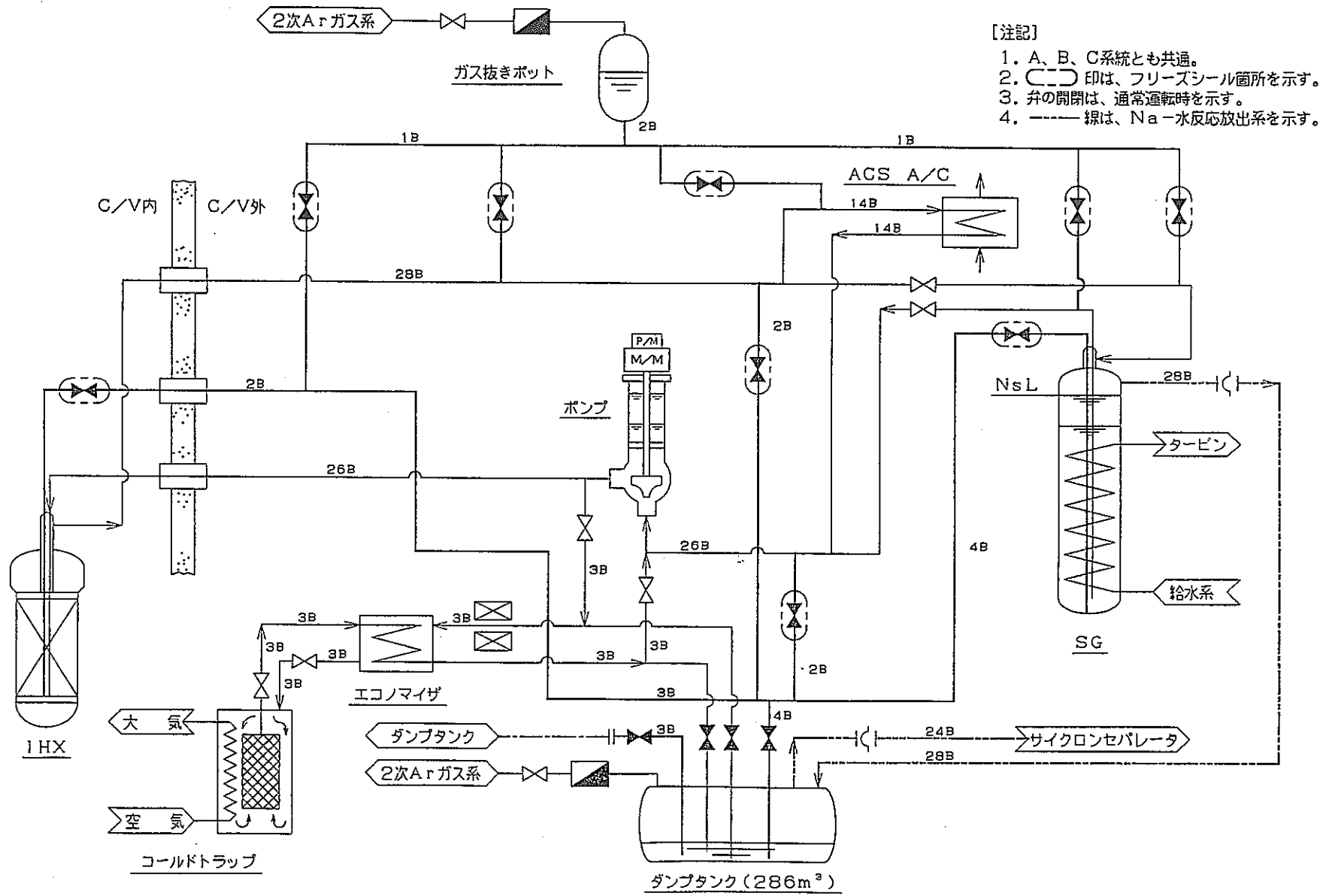


図6.5.3 PNC大型炉設計2次充填ドレン系系統概念図

設計仕様		
型式	横置円筒型	
基数	3基	
流体	2次系ナトリウム	
Na1ループドレン量	256m ³	
SG単独ドレン容量	145m ³	
幾何容量	286m ³	
設計圧力	内圧	5 kg/cm ² g
	外圧	1 kg/cm ² g
設計温度	250℃	

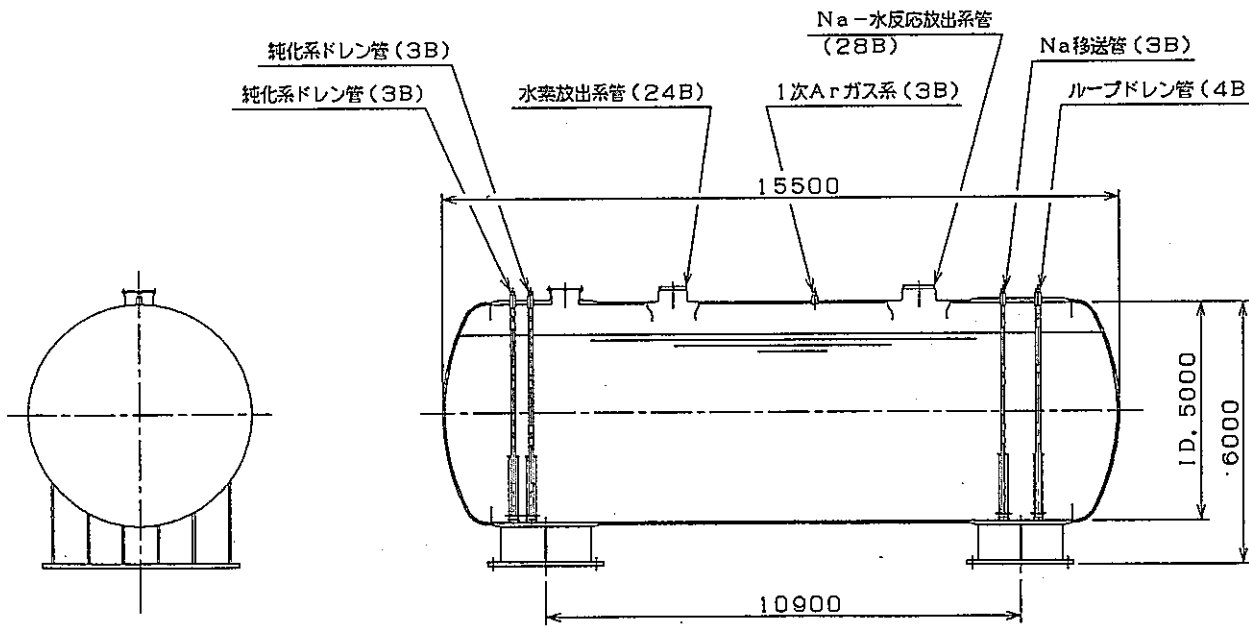


図6.5.4 PNC大型炉設計研究2次充填ドレン系ダンプタンク概念図

7. 水・蒸気系設計

7. 水・蒸気系設備

7.1 概要

水・蒸気系について発電効率の向上、プラントの運転性能、蒸気発生器の保守点検、プラントコストの各観点から最適な主蒸気条件として、タービン入口蒸気温度 483°C、蒸気圧力 154atgを選定した。

また、プラント熱過渡緩和及びプラント停止時の早期の再起動の点からFBRに最適な水・蒸気系設備として、SG廻りに気水分離器、分離タンク、再循環ポンプから構成する再循環ラインを設けたシステムを検討し、その成立性を見通しを得た。

7.2 主蒸気条件の検討

主蒸気温度は、原子炉容器出口温度を530°Cと定めると、従来の検討より、タービン効率とIHX及びSGの伝熱面積即ち同機器の大きさの最適化点として約480°C程度が適切である。一方、主蒸気圧力については、国内で実績のあるタービンスペックから102kg/cm²、127kg/cm²、154kg/cm²、及び169kg/cm²が候補となる。主蒸気圧力の選定に当たって考慮する必要がある事項のうち重要なものは、タービン効率、再熱の要否、蒸気発生器での水側流動安定性と伝熱特性、高温待機運転のポテンシャル及び物量である。

(1) タービン効率

一般にタービン効率は、主蒸気圧力を高圧化するほど向上するが、蒸気温度が483°Cのタービンは、単純に高圧化しても湿り度が大きくなるため効率向上は飽和に近づく。

(2) 再熱の要否

高圧タービンを出た後の蒸気の湿り度と再熱の要否については、もんじゅで再熱器の廃止に際して検討が行われた。これによると、蒸気温度が483°Cでは、127kg/cm²が高圧タービンを出た後の蒸気に対して特段の処置を要しない限度(排気湿り度15.3%)である。それ以上ではタービン翼のエロージョンによる損傷が大きくなってくるため、湿分分離器若しくは、生蒸気または高圧タービンからの抽気による蒸気再熱が必要である。

(3) 蒸気発生器での水側流動安定性と伝熱特性

蒸気発生器での水側流動安定性については、蒸気発生器の構造にもよるが、 154kg/cm^2 以上では安定しており、 127kg/cm^2 以下では流動安定化のため伝熱管入口にオリフィスを設置する等の処置が必要である。後者の場合、オリフィスのエロージョンに対する検討が必要であるとともに、ISIにおいて伝熱管へのアクセスが上部からに限定されること及び伝熱管プラグ時にオリフィスを撤去する必要があることが課題となる。

一方、伝熱特性から見ると2次系ホットレグのナトリウム温度が一定の条件で蒸気圧力を高めていくと、水の沸点が上昇してくるため、沸騰開始点がSG出口に接近してくる。このため、ナトリウムと水の温度差が小さくなり、必要伝面が増大する。この必要伝面の増加をSGのみで賄うとすると、SGの必要伝面は、ほぼ圧力に比例して増加することが分かっている。

(4) 経済性

蒸気圧力を高めていくとタービン効率が上昇する一方、SG伝熱管が厚肉化し伝熱性能の低下を招くとともに飽和温度が上昇しナトリウムとの温度差が減少することから必要伝面が増大しSGが大型化する。蒸気の湿り度の上昇については、湿分分離器若しくは再熱器を設置する場合はその物量に注意する必要がある。蒸気再熱は、高圧蒸気相互の熱交換であるため、再熱器は厚肉、大型機器(例えば120万kWeクラスで $3.5\text{m}\phi\times 30\text{ml}$ 、350ton又は $6\text{m}\phi\times 20\text{ml}$)となり、建設費を2%程度上昇させる。但し、高圧化と再熱によりタービン効率が向上するため、一般に100万kWe級程度のプラントの場合、1ランク程度の高圧化による建設費の上昇は数年の全出力運転で回収できるとされている。

(5) 高温待機運転のポテンシャル

高温待機運転については後述するように水・蒸気系に再循環系を設けて実施する。この場合、再循環系を早急に立ち上げて高温待機運転に移行するには飽和温度が高い方が好ましい。

以上、タービン圧力の高圧化による発電効率の向上、高圧タービン排気の蒸気湿り度上昇に対処するための湿分分離器若しくは再熱器の設置、蒸気発生器での水側流動安定化のためのオリフィス設置の要否、蒸気高圧化に伴う蒸気発生器の伝

熱面積の増大及び高温待機運転の観点から検討した。その結果、建設費低減の志向を保持しつつ、発電効率の向上、蒸気発生器伝熱管にオリフィス設置が不要であること、プラント停止時の高温待機運転のポテンシャルを考慮して主蒸気条件を483°C、154kg/cm²と決定した。

7.3 系統構成

プラントトリップ後の熱過渡を緩和し、かつ再起動を容易に行うため最新火力のシステムを参考に水・蒸気系に再循環システムを設けた。本システムは気水分離器(以下WSと略す)、分離タンク(以下WSDTと略す)並びに再循環ポンプ(以下RCPと略す)とから構成する。本再循環システムを組込むことによりトリップ時にSGをブローすることなく、タービンバイパスライン等も用い、SGの低負荷運転を行うことにより、プラントを出来るだけ高温に保持して停止でき、プラント熱過渡の緩和が図れ、早期の再起動が可能となる。プラントの通常出力運転時には、本システムは待機状態とし、蒸気発生器(以下SGと略す)で発生した蒸気はタービンに送られ復水器から給水系を通り、SGへ給水として供給される。低温停止からの起動時にも、本再循環システムを用いることにより、高温待機状態からスムーズな出力状態への移行が可能となる。ただし、この高温待機は安全機能とはしない。系統図を図7.3.1に示す。

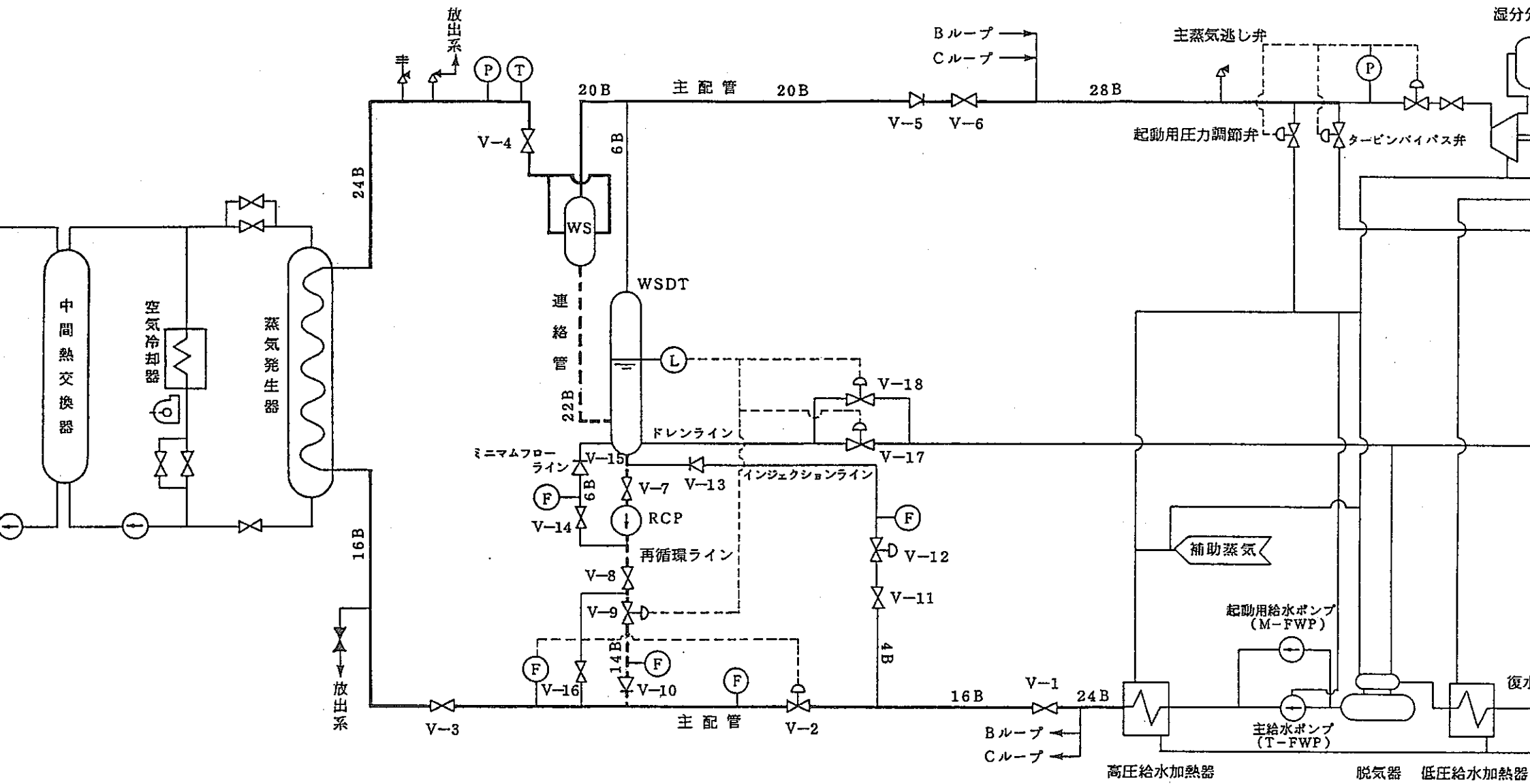


図7.3.1 水蒸気系構成概念図

7.4 プラント起動、停止時等の再循環システムの運用

7.4.1 通常起動時及び停止時の運用

通常起動時のシステムの運用を以下に示す。(表7.4.1を参照)

(1) 低温停止(表7.4.1の① 以下同様)

低温停止状態においては、崩壊熱はIRACSにて除去されており、SGの水側は給水を停止し、SGからWS、WSDTと再循環ラインにより運転される。

(2) 原子炉起動・系統昇温(②)

原子炉起動に備え、主系統はポニーモータ運転から主モータ運転に切換えるとともに、給水ポンプを起動し、インジェクションラインからRCPへ注水を開始する。

原子炉起動から系統昇温に伴い、系統圧力は上昇し、水・蒸気系は飽和水に近い状態で推移する。系統圧力が154atgに達すると、高温待機状態(圧力一定制御運転)に移行する。

(3) 高温待機(湿り蒸気の発生)(③)

SGの入口Na温度が、154atg(圧力一定制御値)に対する飽和温度である約343°Cを超えると、湿り蒸気が発生しはじめる。

湿り蒸気が発生しはじめるとWSDTへドレンされる飽和水が減少し、WSDTの液位が低下するので、液位制御の為再循環ライン流量調整弁が絞られる。それとともに、主給水ラインからの給水量が増加してゆき、クオリティが1.0を達するとともに再循環ラインは切り離され、SGは貫流運転へ移行する。(④、⑤)WSで分離された蒸気をタービンバイパスラインから高圧給水加熱器や脱気器に抽気し、熱回収をはかる。

(4) 貫流運転(⑤)

貫流運転状態では、RCPは停止し、RCPの再起動に備え給水をウォーミングラインからWSDTへ微小流量流す。ウォーミング水はWSDTから脱気器へドレンさせ熱回収をはかる。

タービンバイパスラインからタービンへ主蒸気ラインを切り換え、給水ポンプを起動用のモータ駆動からタービン駆動へと切換え等を実施した後最小部分負荷状態へ移行する(⑥)。

(5) 最小部分負荷(⑥)

最小部分負荷から定格までの出力上昇は「もんじゅ」と同じ運用とする。停止時における運用は起動時における運用の逆の手順となる。即ち、炉停止後WSDTの液位を確認して、インジェクション水の注水を開始し、RCPを立上げる。その後系統降温に従い、飽和水が発生しはじめ、WSDT液位が上昇すると、WSDTドレン弁からインジェクション水の放出を行いながら、再循環システムを確立してゆく。

7.4.2 手動トリップ時の運用

手動トリップ時の系統の運用を表7.4.2に示す。

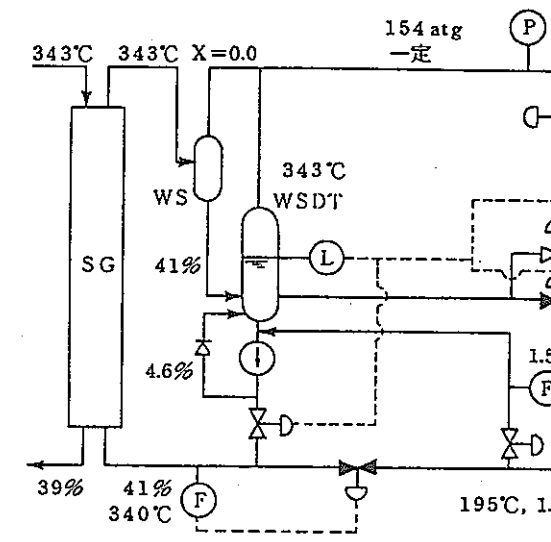
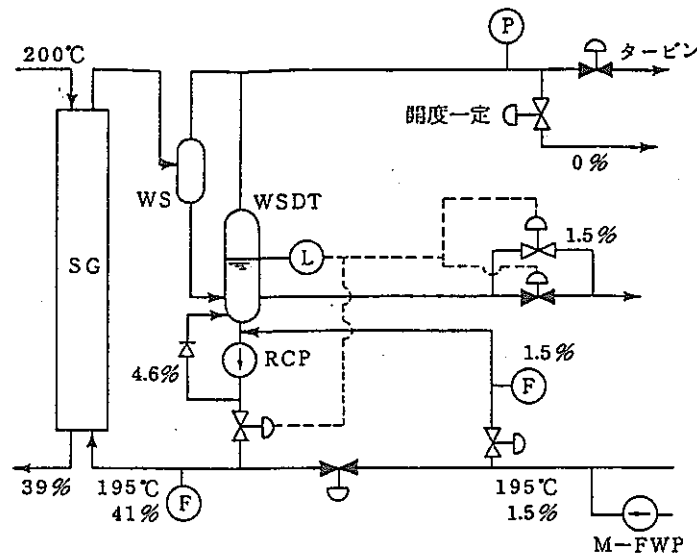
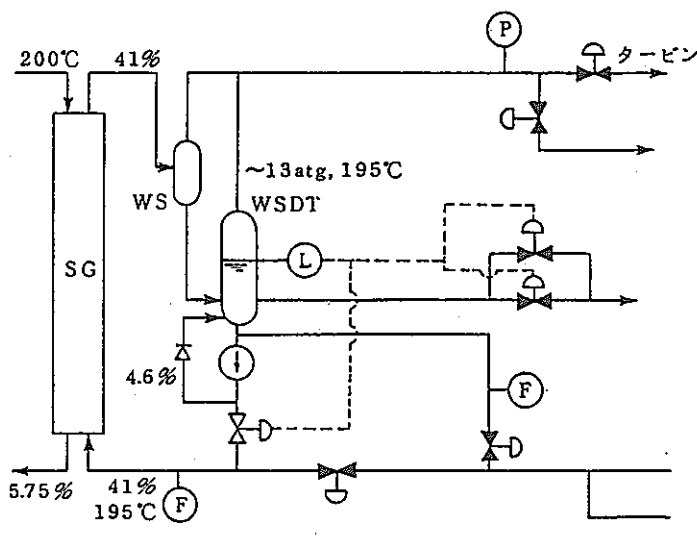
(1) 手動トリップ後RCP起動直後(⑧)

手動トリップ直後は定格運転時(⑦)のタービンへのラインからタービンバイパスラインに切換えられ、大量の蒸気は復水器へダンプされる。一部の蒸気は、モータ駆動給水ポンプが立ち上がるまでの間タービン駆動ポンプの生蒸気運転に使用する。又、一部の蒸気は、高圧給水加熱器や脱気器に抽気して、給水温度・圧力の保持をはかる。

手動トリップ後しばらくして、SGからは2相流が流出し始め、WSDTの液位が上昇する。WSDT液位の上昇に伴い、RCPが自動起動し、再循環ラインの流調弁の制御が開始され、再循環運転に移行する。(⑨)

(2) 高温停止(⑨)

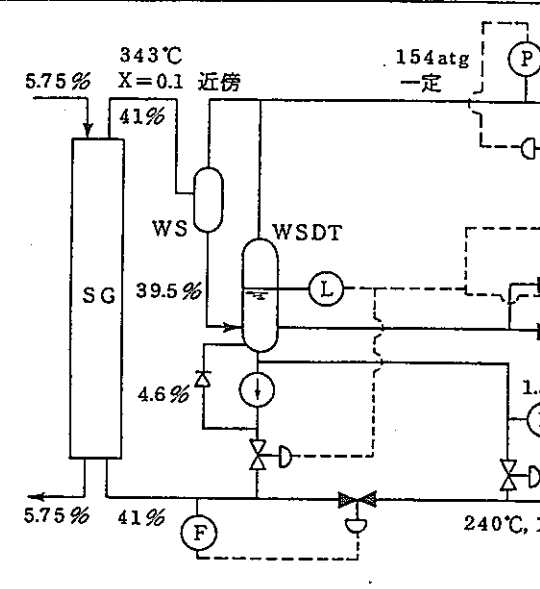
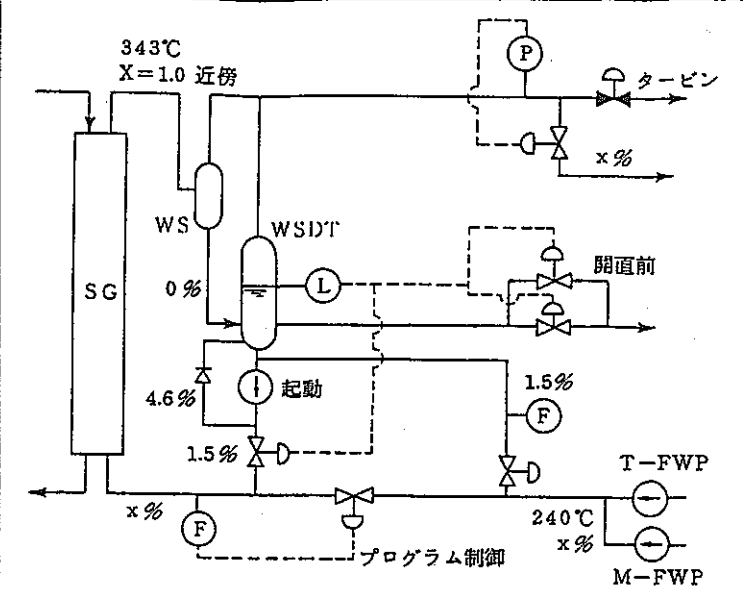
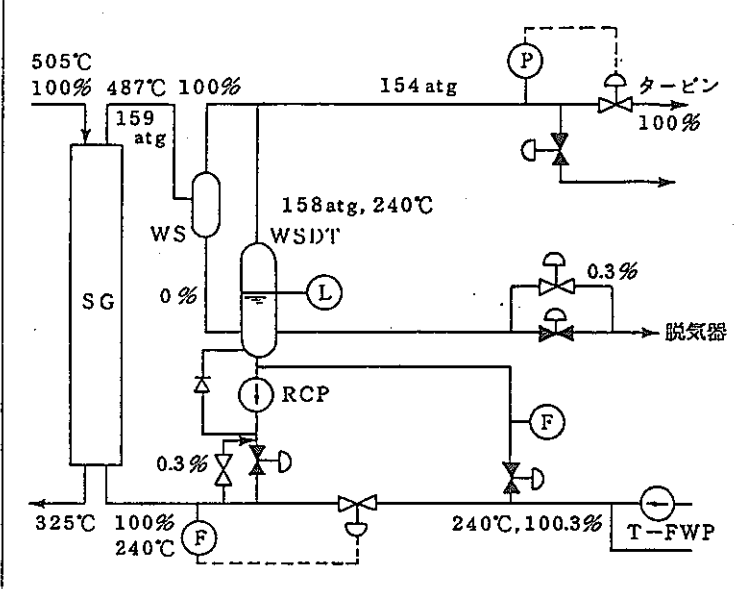
手動トリップ後、ナトリウム流量に対し給水流量を多めに設定することによりクォリティの低い領域で長い時間温度を保持する。



給水温度	○ —	○ 補助蒸気により195℃加熱	○ 同 左
圧力維持	○ なりゆきで圧力降下→沸とう→圧力保持状態	○ 起動用圧力調節弁の開度を一定にしておけば温度上昇による蒸発で圧力上昇。 ○ インジェクション水 (1.5%)	○ 154atgになった時点から起動用圧力調節弁で開始 ○ 本モード以降制御系によりSG給水が41%になる
給水流量	○ なし	○ (WSDTドレン弁と) 再循環ライン流調弁で一定制御	○ 再循環ライン流調弁を絞ることにより液位確保
液位	○ なりゆきだがほぼ正常液位	○ インジェクション水およびヘッド差によりサブクール度を確保	○ 同左。SG出口クオリティ上昇につれてWSするので制御系によりRCP出口流量は小さくなる ○ 同左。クオリティに対応して再循環流量が低下する ○ 同左。クオリティに対応して主配管より41%になる
口温度/流量	○ ヘッド差によりサブクール度を確保。pump回転数一定制御	○ WSDTよりも少し低い温度。出力上昇に伴い340℃まで上昇する。 ○ 同 左	○ 同左。SG出口クオリティ上昇につれてWSするので制御系によりRCP出口流量は小さくなる ○ 同左。クオリティに対応して再循環流量が低下する ○ 同左。クオリティに対応して主配管より41%になる
温度	○ WSDT温度と同一	○ Na温度15℃/h	○ Na温度15℃/h
流量	○ 41%蒸気発生時SG不安定防止の制限流量	○ —	○ —
2次系流量	○ ポニーモータ流量。1次/2次とも9.5%	○ 1次系流量49%。2次系流量39% (もんじゅ相当)	○ 同 左
と特徴	○ 再循環ラインだけの運転 ○ 圧力はなりゆきで飽和状態である。 ○ RCP流量は起動時にSGの不安定が発生しないように40%負荷時と同一とする。 ○ 水系は起動前にクリーンアップする。 ○ 系統からの放熱を低減する場合にはインジェクション水は停止する。	○ モータ駆動起動用FWP起動・液位制御開始 ○ 原子炉起動, RV出口温度を15℃/hで上昇 ○ 1次/2次系は主モータ起動 ○ A/Cは除熱モードから停止モードに変更 ○ 温度上昇は圧力上昇にかわるのでFWPからの給水は圧力が154atgに達するまでインジェクション水のみである。	○ 154atgの飽和温度343℃にNa温度が昇温した後も343℃になる。以後WSDT圧力を154atgに一定
考			○ 原子炉を起動している状態なので高温待機と呼ぶ

給水温度	<ul style="list-style-type: none"> 補助蒸気および起動用圧力調節弁からの蒸気で195℃加熱 	<ul style="list-style-type: none"> 起動用圧力調節弁からの蒸気で195℃ 	<ul style="list-style-type: none"> 高圧タービン出口からの抽気により195℃加熱
圧力維持	<ul style="list-style-type: none"> 起動用圧力調節弁で154atg一定制御 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左 	<ul style="list-style-type: none"> 蒸気加減弁により圧力制御
給水流量	<ul style="list-style-type: none"> SG給水が41%になるよう制御。インジェクション水も確保。 	<ul style="list-style-type: none"> SG給水41%制御。インジェクション水は手動停止。手動でウォーミングラインを開く。 	<ul style="list-style-type: none"> SG給水とウォーミング水を確保
液位	<ul style="list-style-type: none"> RCP出口の再循環ライン流調弁を絞ることで液位制御。 	<ul style="list-style-type: none"> ウォーミング水 (0.3%) のドレンにより液位維持 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左
口温度/流量	<ul style="list-style-type: none"> インジェクション水及びヘッド差によりサブクール度確保。流量は減少 	<ul style="list-style-type: none"> 手動でRCPを停止した後RCPをウォーミングしておく。 	<ul style="list-style-type: none"> —
温度	<ul style="list-style-type: none"> 195℃に近づく 	<ul style="list-style-type: none"> 高圧給水加熱器からの給水だけになるので195℃ 	<ul style="list-style-type: none"> 195℃
流量	<ul style="list-style-type: none"> SG不安定防止の観点から設定 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左
Na温度	<ul style="list-style-type: none"> Na温度15℃/h 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左 	<ul style="list-style-type: none"> —
	<ul style="list-style-type: none"> — 	<ul style="list-style-type: none"> — 	<ul style="list-style-type: none"> —
2次系流量	<ul style="list-style-type: none"> 1次系49%, 2次系39% 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左 	<ul style="list-style-type: none"> 同 左 (もんじゅ相当)
と特徴	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉出口温度上昇に伴ってSG出口は2相流となる。 RCP戻りライン(ミニマムフローライン)はRCPの締切り運転時、ポンプ保護のために最低流量を確保する目的で設置。 起動用圧力調節弁から流出した蒸気は高圧給水加熱器や脱気器へ抽気することにより熱回収する。 	<ul style="list-style-type: none"> 起動用圧力調節弁により主蒸気圧力を154atg一定制御する RCPを停止。 再循環ライン流調弁を閉止 インジェクション水を停止 RCPウォーミング開始 ウォーミング水は脱気器に戻して熱回収する。 	<ul style="list-style-type: none"> タービン通気、T-FWPへの切換えを実施す
考			<ul style="list-style-type: none"> 40%負荷時のヒートバランスはもんじゅベース

系
統
図



給水温度	○ 高圧タービン出口からの抽気により240℃加熱	○ 起動用圧力調節弁からの蒸気で240℃加熱	○ 同 左
T圧力維持	○ 蒸気加減弁により圧力制御	○ タービンバイパス弁及び起動用圧力調節弁により圧力制御	○ 起動用圧力調節弁により圧力制御する (154atg)
給水流量	○ T-FWPによるSG給水	○ プログラム制御, T-FWPの生蒸気運転とM-FWP起動により確保	○ M-FWP運転継続するが, 給水流量はインジェクション水となる
W液位	○ ウォーミング水 (0.3%) のドレンにより液位維持	○ RCP 起動と同時に再循環ライン流調弁とWSDT液位弁により制御	○ 同 左
入口温度/流量	○ RCPは停止状態で, ウォーミングされている	○ 240℃から上昇する。流量はクオリティの低下に伴ない増加する	○ 飽和温度近くなるが高低差とインジェクション水注入による熱確保
水温度	○ 高圧給水加熱器出口温度と同じ240℃	○ 同 上	○ 同 上
水流量	○ 100%負荷相当	○ プログラム制御だが再循環流量の増大につれて増える	○ 41%
圧力	○ —	○ —	○ 崩壊熱レベルにより異なるが通常は高温待機状態
熱除去	○ —	○ A/C除熱	○ A/C除熱 (3.75%流量)
1次系/2次系流量	○ 100%/100%	○ ポンプコストダウン (1次/2次とも半減時間5.5秒)	○ 1次/2次とも9.5%流量
注と特徴	○ RCPウォーミングを実施 ○ ウォーミング水は脱気器に戻して熱回収する	○ タービンバイパス弁および起動用圧力調節弁による圧力制御 ○ 生主蒸気運転とM-FWPの起動によるプログラム給水制御 ○ WSDT液位高々で再循環システムの自動起動 (RCP起動, 再循環ライン流調弁制御開始, インジェクション水注入弁開) ○ A/C除熱開始	○ 同 左 ○ M-FWPによるインジェクション水の注入

考

給水パターン例

本パターンで主配管部の流調弁を制御。RCP流量大のときには閉止される。

○ 原子炉を停止している状態なので高温停止と同等のNa温度低下が大きいときは飽和圧力の状態を維持して降温する。

7.5 解析コードによる手動トリップ時の系統運用の確認

今回検討した水・蒸気系により熱過渡緩和(高温待機状態の実現)の見通しをスーパーCOPDコードを用いて確認した。主な検討条件は表7.5.1及び図7.5.1,2に示す通りである。

主な解析結果を表7.5.2及び図7.5.2から図7.5.6に示すが、手動トリップ時のSG貫流運転から再循環運転への移行に基本的に問題のないことを確認することができた。

熱過渡緩和の為に再循環系を有する水・蒸気系の検討と系統の成立の見通しをえることができた。

表7.5.1 評価条件

	使用データ	根拠
1次系 ポニーモータ流量	9.5%	もんじゅのデータから
2次系 ポニーモータ流量 A/C側流量 SG側流量	9.5% 3.75% 5.75%	1次系と同じ。 A/Cのサイジング 条件から
SG 給水流量 主給水温度	炉停止後 20秒後で41% 320秒後に10%に低下 以降10% 炉停止後 15秒で195°Cに低下 以後195°C一定。	SGの水側流動安 定性から もんじゅのデー タから

備考：崩壊熱は初期炉心100%出力到着直後
RV等のプレナムは完全混合モデル

表7.5.2 解析結果

	内容
SG再循環流量変化	トリップ後2.5分で2相流となり再循環され、その分主給水系からの給水流量は絞られる。 約6分後再度過熱蒸気が発生するが、SG入口Na温度の低下に伴い約8分後からは2相流となる。 約35分後に、再循環運転が確立する。
SG給水温度変化	SG給水温度は、給水配管部の輸送遅れを経て、約3分後に195°Cに低下する。 その後、再循環流量の増加に伴い上昇し、再循環運転が確立する約35分後には155ataの飽和水温度約345°Cとなる。 WSDT内の保有水の温度もWSからのドレン水の増大に伴い、初期の240°Cから345°Cへ上昇する。
RV出入口温度変化 IH SG	いづれも、トリップ後の給水温度低下(240°Cから195°C)の影響を受け、一旦低下するが、再循環運転の確立にともない、320°Cから340°Cに静定する。

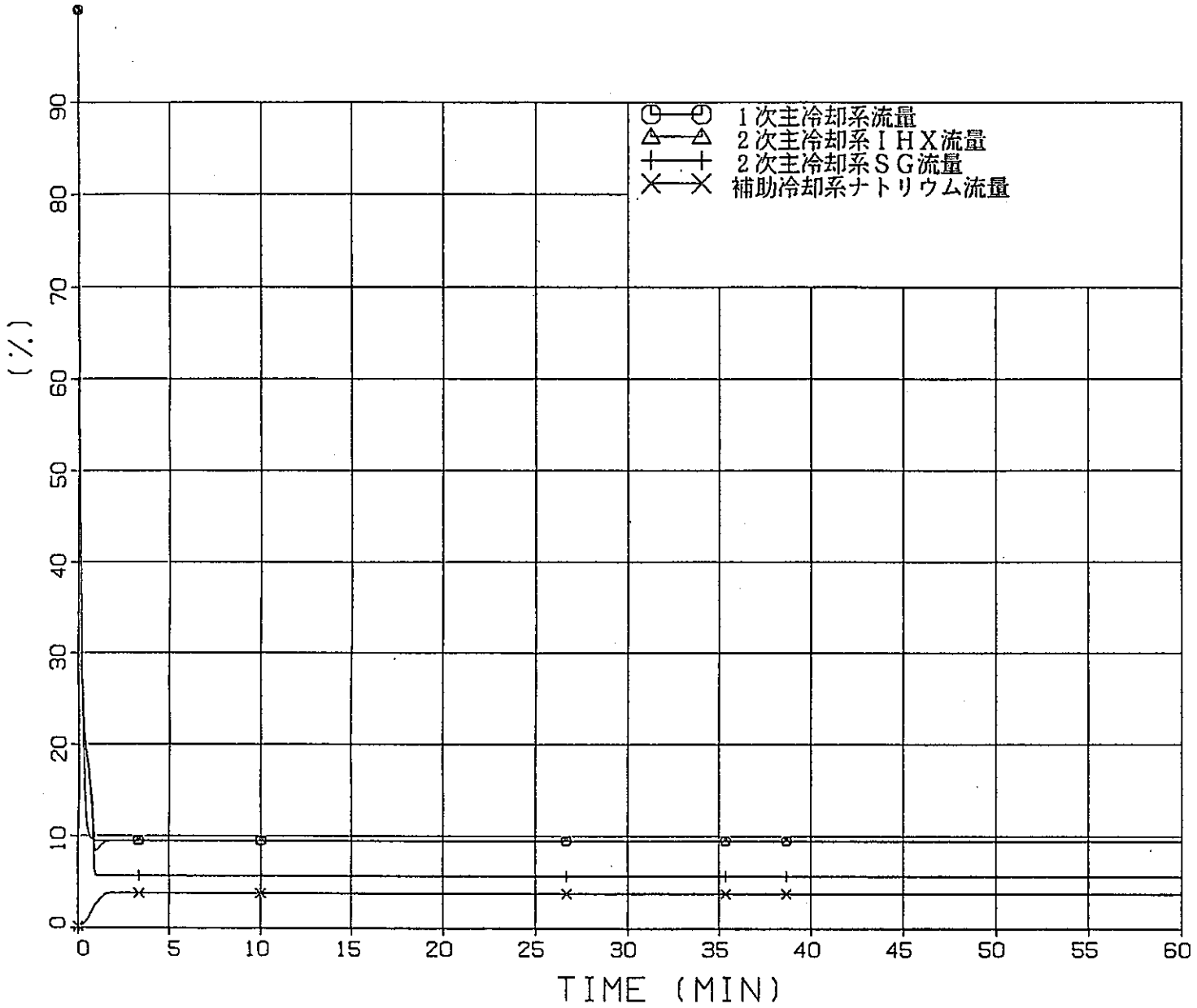


図7.5.1 一次・二次ナトリウム流量変化 (ケースA)

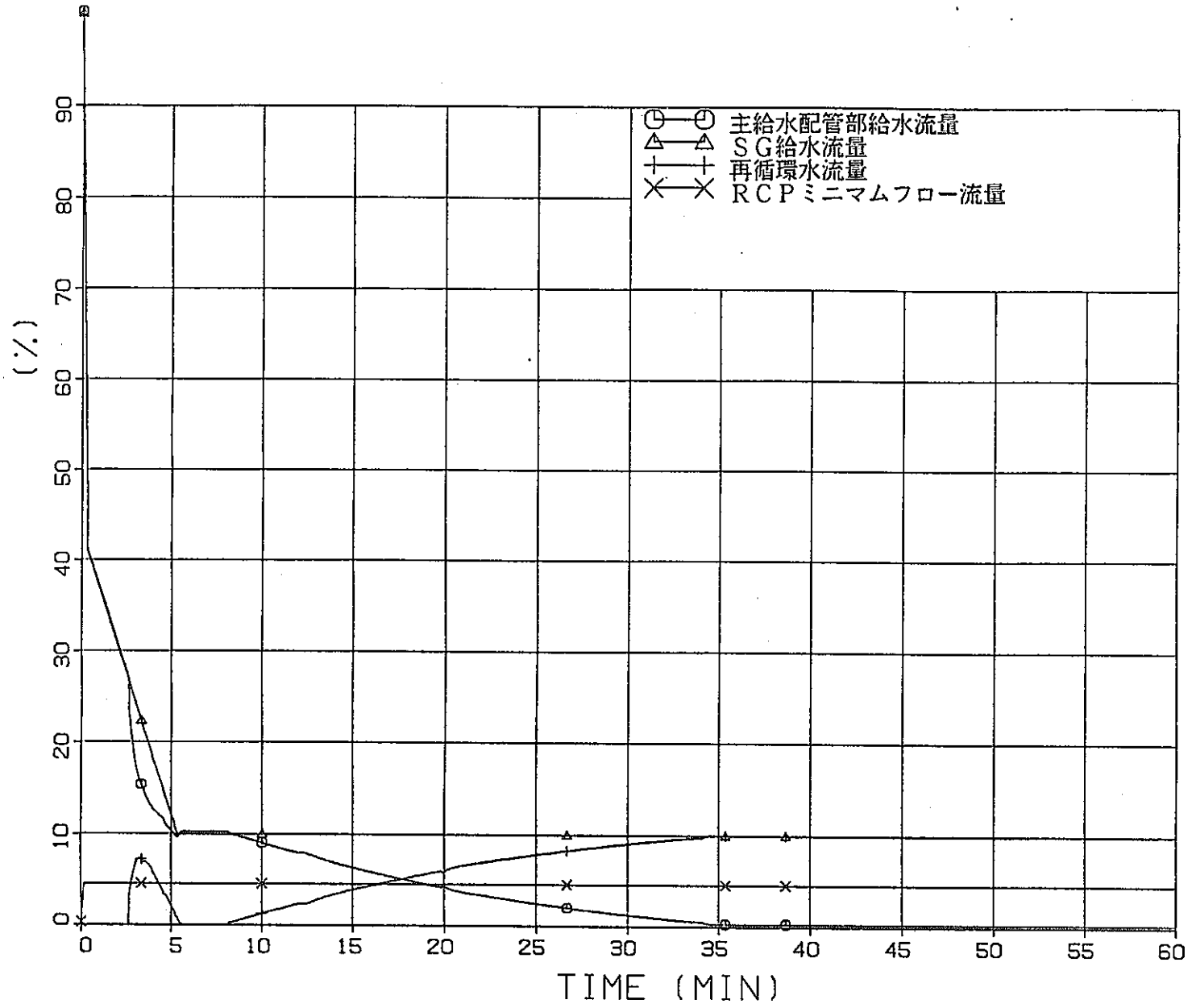


図7.5.2 給水流量変化 (ケースA)

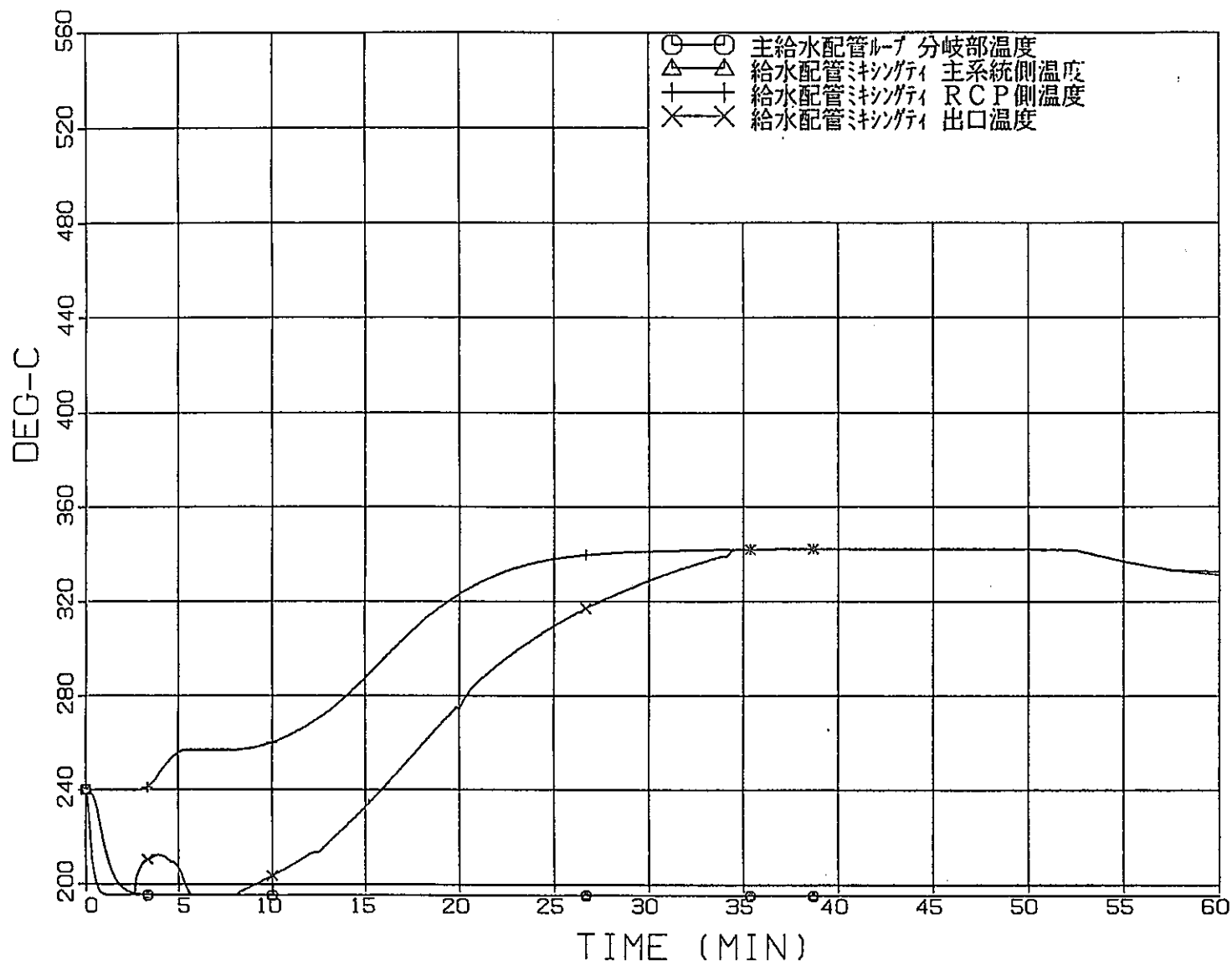


図7.5.3 SG給水温度変化 (ケースA)

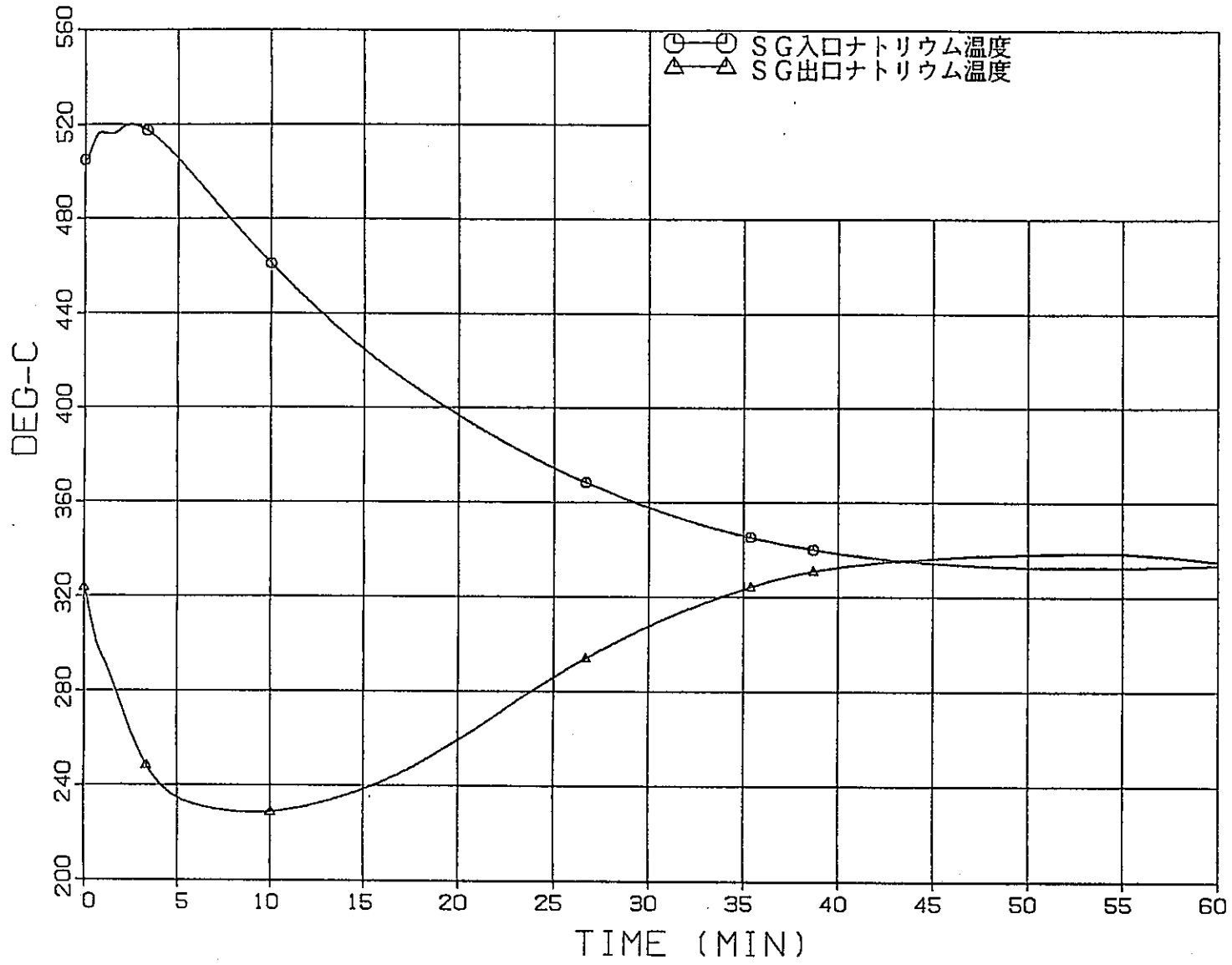


図7.5.4 蒸気発生出入口ナトリウム温度変化 (ケースA)

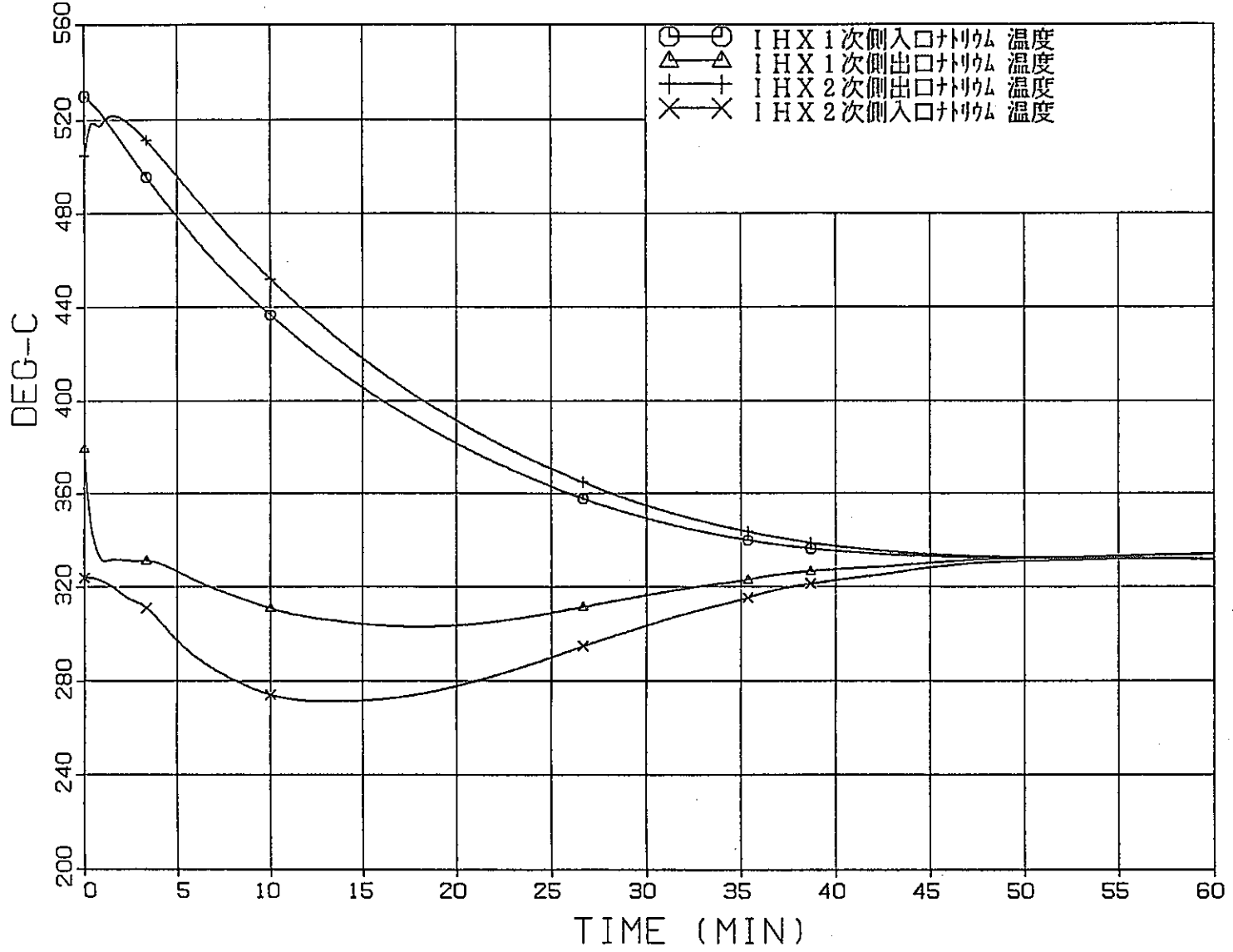


図7.5.5 中間熱交換器出入口温度変化 (ケースA)

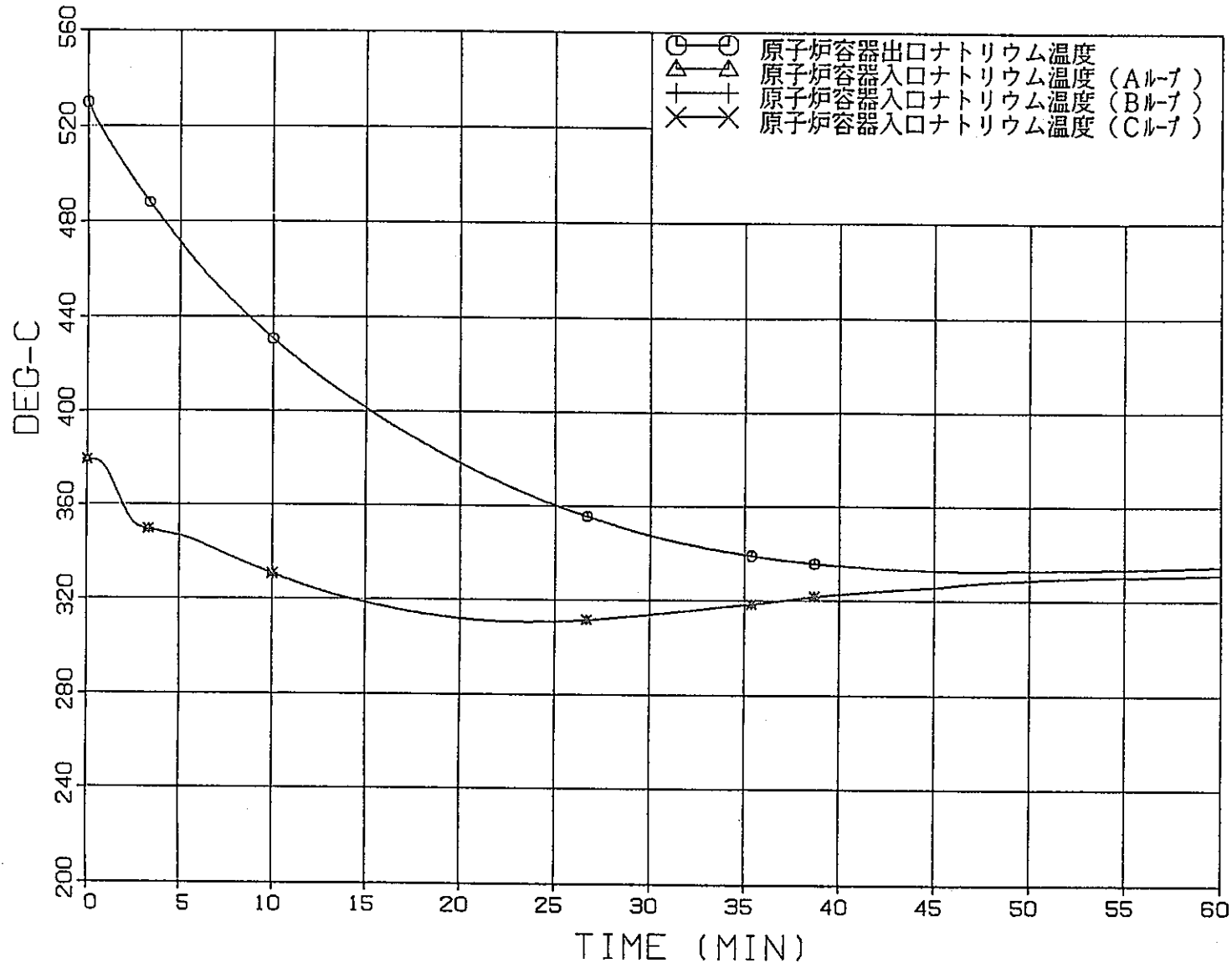


図7.5.6 原子炉容器出入口温度変化 (ケースA)

8. 工学的安全施設

8. 工学的安全施設

工学的安全施設は、原子炉施設の破損、故障等に起因して原子炉内の燃料の破損等による多量の放射性物質の放散の可能性がある場合に、これらを抑制または防止するための機能を備えるよう設計された施設をいう。

原子炉施設の事故時に大量の放射性物質の放出を防止若しくは抑制して、発電所周辺の一般公衆の安全を確保するため、原子炉格納施設、アニュラス排気装置、ガードベッセル、補助冷却設備からなる工学的安全施設を設ける。これらの施設は次の方針に基づき設計する。

- (1) 工学的安全施設の作動が必要となったときに、設計通りの機能を発揮できるような信頼性の高い設計とし、想定される単一故障に対しても対処できるよう十分な多重性を備える。
- (2) 工学的安全施設は原子炉施設の寿命を通じ、必要なときにその機能を発揮できることを確認するため、施設の設置時及び運転開始後も、原子炉運転中あるいは停止時に、その機能確認の試験、検査が行えるようにする。
- (3) 工学的安全施設には、必要な時に機能が発揮できるように、電源やその他の駆動源を常に確保する。
- (4) 工学的安全施設は、耐震Aクラスとする。

8.1 原子炉格納施設

原子炉格納施設は原子炉容器、1次主冷却系設備及び燃料交換設備等の原子炉施設の主要部分を収容するもので、耐圧構造の原子炉格納容器、およびアニュラス区域により構成される。アニュラス区域は事故時に負圧を保つようにする。原子炉格納施設をふくむ原子炉建屋断面図を図8.1.1に示す。

原子炉冷却材バウンダリの破損時の漏洩ナトリウムはガードベッセルで貯留し、高所配管にはリークジャケットを付設する。したがって1次主冷却系設備室の鋼製ライナにはナトリウム貯留機能を持たせる必要がない。運転床下以下の1次冷却系設備室は窒素雰囲気とする。

原子炉格納施設は事故時に原子炉からの放射性物質の放散を防止することを目的として設備する。原子炉格納容器に最も厳しい条件を与えると想定される「事故」は1次冷却材漏洩事故であり、原子炉格納容器はこの事故のもとでの圧力及び温度に耐え、所定の機能を果たしうる設計とする。さらにこれらの設計条件に適度な余裕を持たせ、設計基準外事象の評価に対して安全裕度を確認できるものとする。

原子炉格納容器内運転床面は、ほぼグラウンドレベルで、出入りは通常用エアロックを通過して行い、このエアロックが使用できない場合に備えて非常用エアロックを別に設ける。機器補修などの際に必要な大型機器の搬出入は、原子炉停止時に機器搬入口を開いて行う。

運転床下は、原子炉容器、1次冷却系設備を収納した室で、原子炉容器室、1次冷却系室、燃料移送通路、その他の室があり、各室はコンクリート壁により仕切られている。

(1) 設計方針

原子炉格納容器は、次の条件を満足するように設計する。

- ① 原子炉容器、1次主冷却系設備及び燃料交換設備等を格納する。
- ② 原子炉格納容器の最高使用圧力、温度は、想定した1次冷却材漏洩事故時に生ずる最高内圧及び温度を上回るように決定する。
- ③ 格納容器バウンダリは脆性的挙動を示さないようにする。
- ④ 配管、電線等の全ての格納容器貫通部は、漏洩が十分小さい構造とする。原子炉格納容器は、常温、窒素、最高使用圧力において原子炉格納容器内窒素重量の1%/d以下の漏洩率となるように設計する。
- ⑤ 隔離弁等を設け、事故時に原子炉格納施設の機能を保持できる構造とする。
- ⑥ 事故時の圧力において設計地震に耐え、その機能を保持できるように設計する。
- ⑦ 発電所の寿命の全期間にわたって必要な時に原子炉格納容器の漏洩率試験を行えるように設計する。
- ⑧ 想定した1次冷却材漏洩事故時に原子炉格納容器内部の事故状態の監視及び事故後の処置に必要な機器、計測器を適切な位置に設置する。

(2) 主要設備

① 原子炉格納容器

型式	上部及び下部に鏡板を有する円筒蘭形鋼製容器
最高使用圧力	
内圧	約1.0 kg/cm ² G
外圧	約0.05kg/cm ² G
最高使用温度	約150°C
主要寸法	
内径	約32m
全高	約71m
容積	約50,000m ³ 床上自由体積 約28,000m ³
本体材料	圧力容器用炭素鋼鋼板
漏洩率	1%/d以下(最高使用圧力、常温窒素雰囲気において)
耐震クラス分類	Asクラス

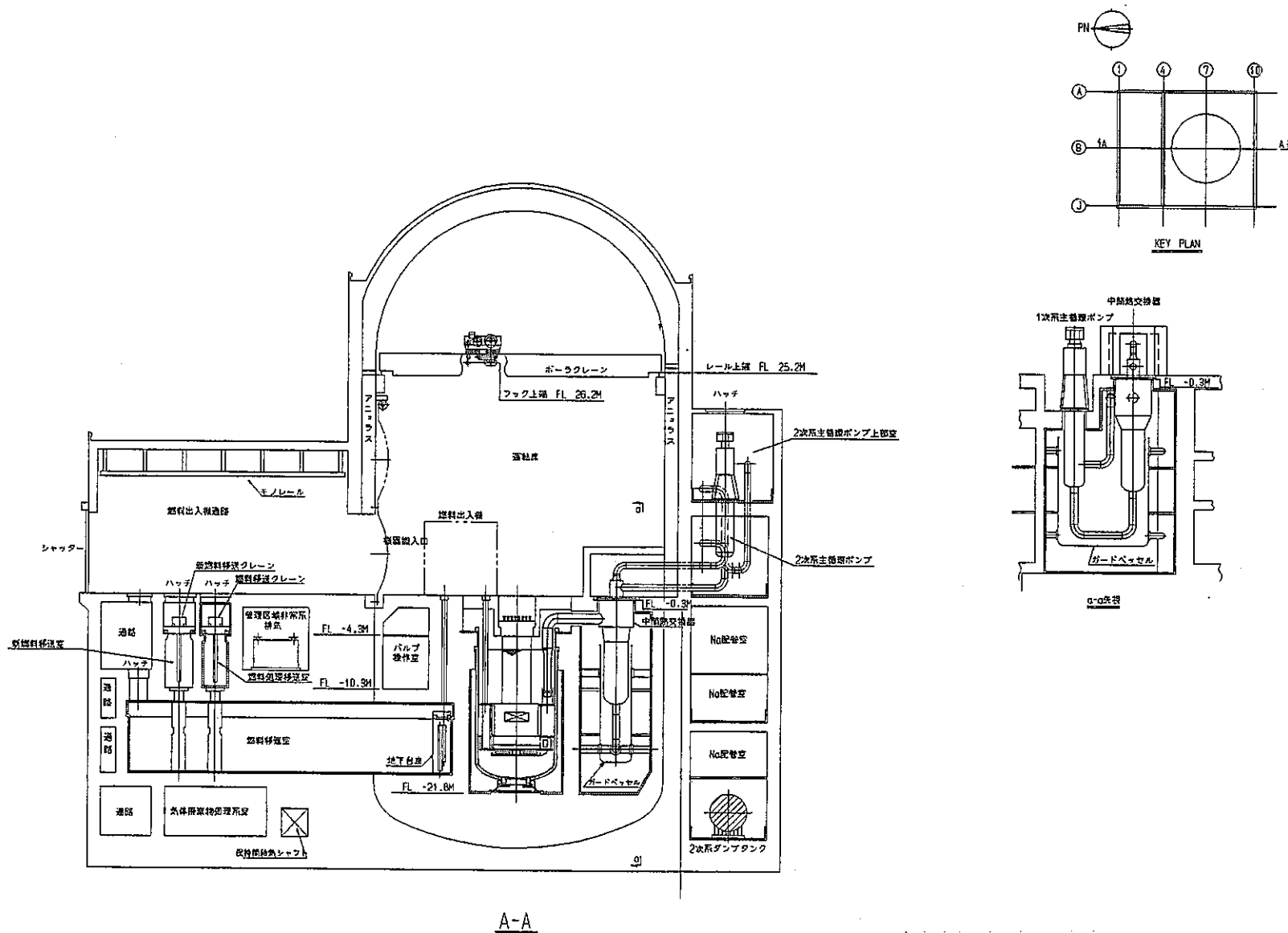
② アニュラス部

原子炉格納容器と原子炉補助建物の間の、貫通部が通る区域には気密性を持たせたコンファインメント区域を設ける。事故時に原子炉格納容器からの放射性物質の漏洩があった場合、プラント周辺に直接放散されることのないよう排気系で負圧に保つ。排気はフィルターを通して排気筒から放出する。

③ ライナ

原子炉格納容器内の運転床下の1次冷却材及び2次冷却材を含む機器、配管の置かれている各室にライナを設けて、通常運転時に低酸素濃度窒素雰囲気中に保持し、1次冷却材漏洩事故及び格納容器内の2次冷却材漏洩事故時に、ナトリウムの燃焼を抑制する。ガードベッセル間を引き回す配管にはリーク

ジャケットを設置し、1次冷却材漏洩事故時に格納容器ライナにナトリウムをオーバーフローさせない設計とする。



8.2 ガードベッセル

原子炉冷却材バウンダリで1次冷却材漏洩事故が発生した場合でも、炉心の1次冷却材の循環に支障をきたすことなく安全に炉心の冷却が行えるように、1次冷却系の機器にガードベッセルを設置し、原子炉容器液位を許容レベル以上に保持できる設計とする。

ガードベッセルは、図8.1.1に示す様に原子炉容器、中間熱交換器及び1次主冷却系循環ポンプに設ける。

設計研究の対象は、構造の単純化である。原子炉容器用は、ノズルなしで、上部をフランジ構造とし、原子炉容器室の壁で支持する。ポンプ及びIHX用は、一体化し、長円形の単純形状とする。ポンプ及びIHX用は、容積制限を達成するため、内部に充填材を詰めることとし、適切な充填材の選択を検討した。

充填材の機能として、耐ナトリウム性、耐熱性、ナトリウムより大きな比重が要求され、さらにガードベッセルのISIに支障がないことが要求される。このような観点から、鉄鋼材、非鋼製ライナ材、ナトリウム消火剤、保温材、石油類について、耐ナトリウム性、耐熱性等について検討した。結果を表8.2.1に示す。現状では、鉄鋼材又は非鋼製ライナ材を選択することが最も妥当と考えられるが、いずれも比重が大きいため、取り扱いに困難性が予想される。また、充填容積は約170m³であり、比重の小さい非鋼製ライナ材を使用しても、約510トンとなり、軽量化が必要である。

ガードベッセルの設計基準事象は1次冷却材漏洩事故である。ガードベッセル間を引き回す配管にはリークジャケットを設置し、1次冷却材漏洩事故時に冷却系室ライナに流出させない設計とする。

表8.2.1 充填部材の比較結果

		耐Na性	耐熱性	耐放射性	強度	熱伝導率	比重	加工性	コスト	開発期間	総合評価
鉄鋼材	ステンレス材	○	○	○	○	×	大 7.8	○	小	○	○
	炭素鋼材	○	○	○	○	×		○	小	○	○
	鉄材	○	○	○	○	×		○	小	○	○
非鋼性 ライナ材	アルミナ材	△	○	?	△	△	中 3.0	○	中	△	△
	アルミナ・炭化珪素材	△	○	?	△	△		○	中	△	△
Na 消火剤	ナトレックス剤	△	○	○	×	○	小	○	小	○	×
	マルカリーナ	△	○	○	×	○	?	○	中	△	×
	乾燥砂	△	○	○	×	○	小	○	小	○	×
保温材	ロックファイン	△	○	○	×	○	小 0.2	○	小	○	×
	ファインフレックス	△	○	○	×	○		○	小	○	×
石油類	パラフィン	○	×	?	×	○	小 0.8	○	小	△	×
	灯油	○	×	?	×	○		○	小	△	×
	タービン油	?	×	?	×	○		○	小	△	×

8.3 補助冷却設備

1次冷却材漏洩事故にはガードベッセルにより原子炉容器の1次冷却材液位を確保しつつ、補助冷却設備により炉心の崩壊熱除去を行う。冷却材の循環は、1次及び2次主冷却系循環ポンプをポニーモータで駆動して行う。

原子炉停止時の崩壊熱除去に係る系統として、蒸気発生器を用いたタービンバイパス系、補助冷却設備及びメンテナンス冷却系設備を設ける。

プラントの通常停止時はタービンバイパス系を使用し、適切なプラント状態で(PWRの例では $28\text{kg/cm}^2, 178^\circ\text{C}$ で余熱除去系に切替え)補助冷却設備に引き継ぐ。メンテナンス冷却系は、低温停止後のメンテナンス時(1ループドレンを想定)において冷却機能の多重性を確保するため設ける。したがって、どのループをもメンテナンスできるために、メンテナンス冷却系設備は主冷却系と独立な系統構成とする。また、ドレンするループ数を1系統に制限することにより、メンテナンス冷却系設備は1系統設けることにする。

原子炉トリップ時(運転時の異常な過渡変化及び事故)は、タービンバイパス系と補助冷却設備で除熱しつつ高温待機状態に移行する。タービンバイパス系が期待できないときは補助冷却設備のみを使用する。ただし蒸気発生器及びタービンバイパス系は安全系としない(安全機能を有しない)ため、安全評価上はタービンバイパス系の機能には期待しない。

補助冷却設備は、2次主冷却系分岐型(IRACS)とし、ナトリウム-空気熱交換器により除熱する。補助冷却設備は1ループ当たり1系統設け、安全設計上の単一故障に対処する。外部電源喪失に対処して非常用ディーゼル発電機を補助冷却設備の系統毎に独立して設けるものとする。空気冷却器及び同設置位置を図8.3.1に示す。

補助冷却設備は強制循環及び自然循環冷却機能を有するものとする。補助冷却系の強制循環冷却機能に直接係わる系統及び設備は工学的安全施設とする。

補助冷却系の強制循環冷却機能は、運転時の異常な過渡変化時にあって2系統の運転においても、燃料被覆管及び原子炉冷却材バウンダリの判断基準を超える昇温を生じさせないこと、事故時にあっては1系統のみの運転においても、燃料被

覆管及び原子炉冷却材バウンダリの判断基準を超える昇温を生じさせないものとする。

補助冷却系の自然循環冷却機能は次の通りとする。

- (1) 運転時の短時間の全交流動力電源喪失の想定に対して、補助冷却系3系統の自然循環除熱により原子炉停止後の冷却を確保する。当面設計基準並に考え、事故時の判断基準を超える昇温を生じさせないものとする。
- (2) 事故時において、原子炉停止後崩壊熱除去系1系統のみの強制循環冷却を1時間行った状態を起点として、同系統の自然循環冷却のみにより事故時の冷却材バウンダリの判断基準を超える1次冷却材の昇温を生じさせないものとする。メンテナンス冷却系の強制循環冷却能力としては、異常時においても、原子炉停止後崩壊熱除去系1系統のみの強制循環冷却を24時間行った状態を起点として、メンテナンス冷却系の強制循環冷却のみにより、事故時の冷却材バウンダリの判断基準を超える1次冷却材の昇温を生じさせないものとする。

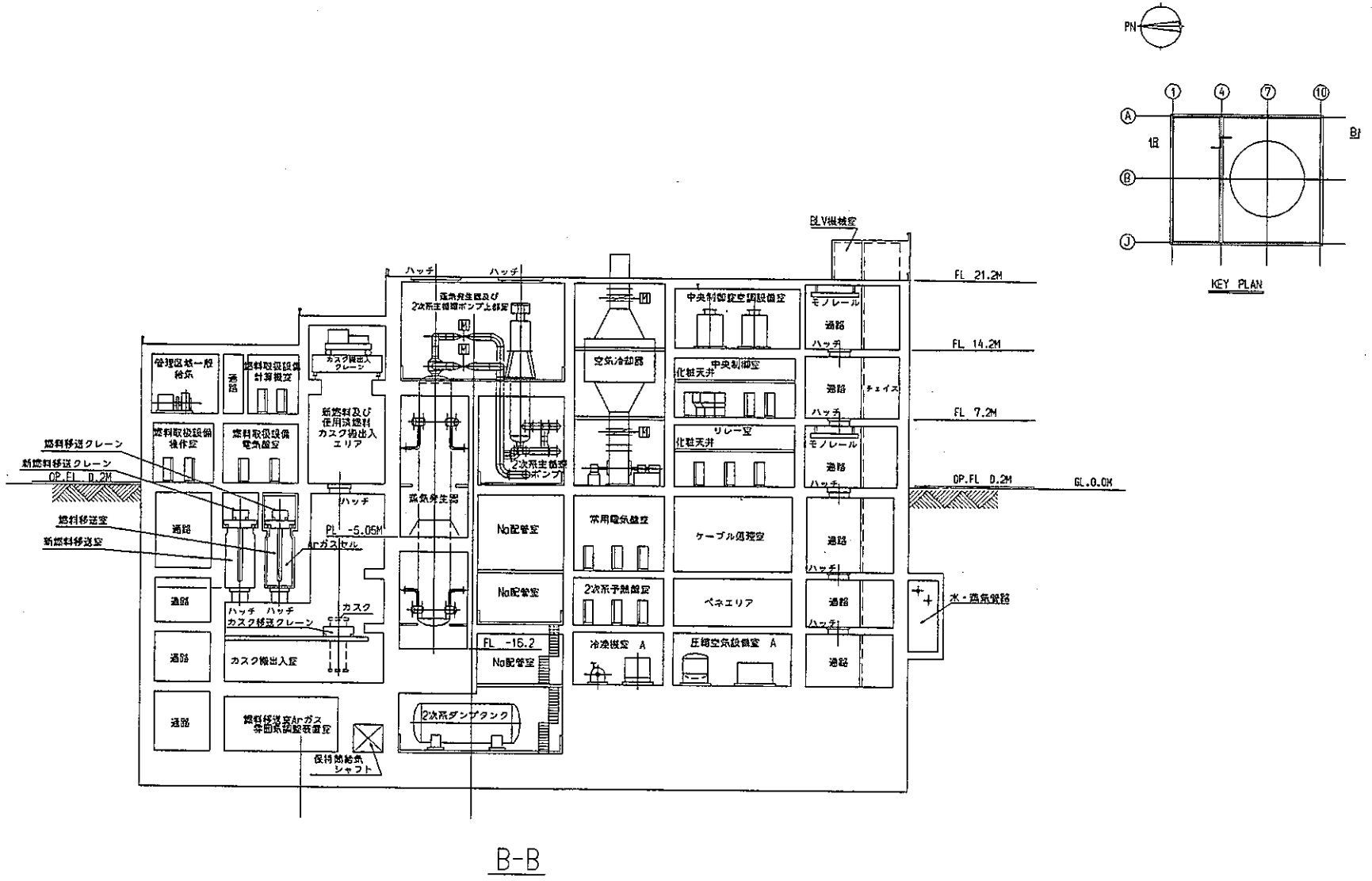


図8.3.1 空気冷却器及び同設置位置

9. 燃料取扱及び貯蔵設備

9. 燃料取扱及び貯蔵設備

9.1 概要

9.1.1 燃料取扱及び貯蔵設備の特徴

大型炉設計研究における燃料取扱及び貯蔵設備(以下燃料取扱システム)には幾つの特徴を有している。60万kWe炉の設計研究における、それは、

① 炉心上部機構(UIS)引抜きによる燃料交換方式

この方式は、炉心直上部にあるUISを燃料交換時に退避させるのを、プラグの回転によらずUISを引上げることで行い、UISを引き抜いた跡の遮蔽プラグ上に簡易的なプラグを取り付け、その上に燃料交換機を設置し、これにより燃料の出し入れを行うものである。この利点は、軽水炉で実施している原子炉運転床からの燃料交換が可能であること、燃料を引き抜いて炉心の中に中継点を作らずに燃料を炉心から出し入れできること、さらに緊急時に炉心の直上にあるUISを引き抜くことによって炉心に直接アクセスできることである。

さらに、目に見える形での利点としては、原子炉容器の直径が回転プラグによる燃料交換方式を採用した場合より小さくなることである。

② 使用済燃料直接取り出し:炉外燃料貯蔵(EVS)

EVSの利点は、燃料の崩壊熱が高発熱率であっても直接取り出して取り扱えること、直接炉内に減衰待ち貯蔵容量を持たないため炉容器の直径を小さくできることにある。

③ 空冷式ナトリウムポット保持筒による減衰待貯蔵

炉外貯蔵方式の炉外燃料貯蔵槽(EVST)に代わるものとして、空冷式ナトリウムポット保持筒による減衰待貯蔵を採用している。第二の原子炉容器とも言えるEVST及びこれに付属する装置を無くし、全体として、簡素でタフな設備とすること及び廃棄物の減量を目指している。このため、通常時は大気強制循環冷却方式とし、異常時には、大気自然循環冷却能力によ

て、燃料被覆管の最高温度を目安制限値に抑えうる除熱性能を確保することとしている。

④ 水を使用しない洗浄プロセス

空冷式ナトリウムポット保持筒による減衰待貯蔵に適合し、水処理工程を省略しうる使用済燃料の洗浄プロセスとして乾式洗浄を選定している。

の四項目である。これらの特徴を活かし、燃料取扱及び貯蔵設備概念を具体化するための検討を進めた。

9.1.2 検討概要

平成2年度は上記のEVSナトリウムポット保持筒式減衰待貯蔵設備の除熱性能および炉心上部機構(UIS)引抜きシステムの概念に関し検討した。平成3年度は、前年度の成果を踏まえ、更に、炉心上部機構(UIS)引抜きシステムについて検討するとともに、原子炉複合建屋内に設置する燃料取扱設備の系統及び機器概念などについて検討した。以下に検討結果の概要を述べる。

(1) UIS引抜き型燃料交換方式の検討

1) UIS引抜きに係わる原子炉廻りの燃料取扱機器構成の選定

UISを引抜いて燃料を交換する事を前提としたときに、原子炉容器内において炉心槽から燃料を出し入れする機器の機能及び構成を検討し、組み合わせるべき機器構成を伸縮アーム式燃料交換機+回転式中継槽+直動型出入れ機とした。

2) UIS引抜き型燃料交換システムの具体化

① 問題点の整理と検討条件

UIS引抜き型燃料取扱方式を採用した場合に検討すべき問題点を機器毎に摘出して、システム上考慮すべき点を整理した。主要な問題点に関し検討方針を定めるとともに、UIS引抜き型燃料取扱方式の作業手順を検討し、UIS概念の検討の条件とした。

② UIS引き抜き型燃料交換システム概念の選定

UISを収納するUISキャスクを旋回クレーンで吊下げ移動する方式による引抜き型UISの概念を選定した。

③ UISキャスク、および燃料交換機の問題の検討

検討方針を基に、UISを収納し移送するUISキャスク、ドアバルブおよび伸縮アーム式燃料交換機の問題を定めた。

④ UIS引き抜きシステムの問題の整理

UISを収納したUISキャスクの概略総重量を算出したところ、遮蔽重量を含め560トン程度となった。UISキャスクおよびドアバルブの形状寸法に関しても格納容器・IHX・燃料出入機と干渉せず、内径32mの格納容器に配置可能な見通しを得た。

(2) 燃料取扱および貯蔵設備の検討

1) 燃料取扱システムの検討

廃棄物量低減の可能性のある水を使用しない乾式燃料取扱システムの系統概念を定め、燃料取扱手順、機器構造概念を明らかにした。炉外の設備構成は、直動型燃料出入機、地下台車、燃料貯蔵セル、新燃料貯蔵室、燃料処理室とした。燃料一体を交換するのに要する時間は35分であった。

2) 燃料取扱システムの除熱解析

① 燃料取扱設備の除熱解析

17kW/体の崩壊熱を有する使用済燃料をNa入りポットに収納して、Arガスセル(ケーシング)内を移送中に移送機が停止し立往生した場合の除熱特性を解析し、事故時燃料被覆管最高温度を許容値以下に保つ条件を明らかにした。

② 燃料貯蔵設備の除熱解析

17kW/体の崩壊熱を有する使用済燃料を取り出しNa入りポットに収納し保持筒で冷却する乾式貯蔵体系の除熱特性を解析し、事故時に自然通風冷却が可能である条件を見いだした。

③ サイト内燃料移送キャスクの除熱解析

3.4kW/体の崩壊熱を有する使用済燃料を6体He缶詰めに収納しサイト内をキャスクで移送するときの移送キャスク体系の除熱特性を解析し、移送時に自然通風、冷却が可能である条件を見いだした。

9.2 炉心上部機構(UIS)引抜きによる燃料交換システム

9.2.1 検討の対象とすべき原子炉廻りの燃料取扱設備の選定

原子炉容器上部流出入方式による一次冷却系配管を採用する原子炉構造に関し、炉心上部機構を引き抜き、その跡に燃料交換機を設置して燃料交換機によって燃料を交換する方式(UIS引抜き型燃料取扱方式)に適合する簡素でタフな機器構成を検討し、今後検討すべき燃料取扱系システムとして『UIS引抜き可能な固定プラグ+伸縮アーム式燃料交換機+直動型燃料出入機』を選定した。代案としては、2重回転プラグ方式を採用することとした。表9.2.1に原子炉廻りの燃料取扱設備の機器形式を示す。

9.2.2 UIS引抜き型燃料交換システムの検討方針

各部課室から提起された問題点及び課題を取り纏めるとともに、燃料交換時に、UISを引き抜いて燃料交換機(FHM)を設置する作業の手順を検討した。システムの簡素化を目的とし、平成2年度に検討したUISを収納するUISキャスクを台車に搭載して軌条を移動させる方式(総重量1260トン)を、キャスクを旋回クレーンで吊り下げて移送する方式に変更し、システムを纏めるための方針を次のように定めた。

- 1) 機器構成はUIS、UISキャスク、ドアバルブ、伸縮アーム式燃料交換機(FHM)、FHMキャスク、FHM搭載プラグ、FHM搭載プラグ用キャスク、旋回クレーンとする。
- 2) UISは遮蔽プラグから着脱可能な構造とする。
- 3) UIS、FHMに関する移動設備としては旋回クレーンを使用する。
- 4) ドアバルブは、軽量化・コンパクト化を図る。
- 5) FHMは、燃料交換時のみ設置するものとし、UISと入れ換えに設置する着脱可能な簡易旋回プラグ上に搭載する方式とする。
- 6) 格納容器内の運搬重量を小さく抑えるために機器に必要な遮蔽を最小限に留める。UISキャスク、ドアバルブにはガンマ線遮蔽を設置する。

- 7) UISは燃料交換期間中は格納容器内ピットに収納し、FHMは燃料交換後格納容器外に保管する。UISキャスクおよびドアバルブ、UISは格納容器の外に出さず、補修、点検などの作業は格納容器内のピット位置で実施する。燃料交換機(FHM)、FHMキャスク、FHM搭載プラグ、およびFHM搭載プラグ用キャスクは、格納容器の外に出して補修、点検などの作業を実施する。
 - 8) FHMキャスクについてはFHMを収納した状態で、格納容器内で立て置きから横置きにする作業を行い、マシンハッチから搬出する。
 - 9) 設計の実施に当たり、①炉心上部機構(UIS)、UISキャスク、ドアバルブの合計移動重量を暫定的に500トン程度とすること、②内径32mの格納容器(CV)内に設置可能なことを目標とした。
- 主要機器に関する検討課題を図9.2.1及び図9.2.2に纏めて示す。
- 表9.2.2 に検討の対象とする各機器の平成3年度の設計方針を平成2年度の設計結果と比較して示す。

9.2.3 UIS引抜き型燃料交換システム

UIS引抜き概念を図9.2.3に示す。引き抜き型UISを構成する機器およびシステムについて検討し、UISおよびUISキャスクの概略構造図を作成し、物量を算出した。表9.2.3に検討条件を示す。

(1) 炉心上部機構(UIS)

図9.2.4にUISの構造図を、表9.2.4に主要仕様の一覧表を示す。

UISは原子炉上部の固定遮蔽プラグに搭載され、制御棒駆動機構(CRD)及び炉心出口計装を支持する最大径約 3.4m、全長約 10 mの円筒状の構造物で、原子炉運転時には上端のフランジで固定遮蔽プラグに固定され、下端はランツェを第二層SUS遮蔽体のハンドリングヘッドに挿入することにより炉心を介して水平方向に支持されている。UIS支持レベルは、UIS全長を短くする観点から、遮蔽プラグ上面より約2m下がった位置としており、このため、遮蔽プラグは中央部に直径約4.7mのピットを有する構造としている。

UISは大きく分けて、上部胴、中間胴及び下部胴の3つの部分からなっており、上部胴は固定プラグと同様、原子炉カバーガスのバウンダリ及び上部方向の放射線遮蔽体及び熱遮蔽体を構成している。中間胴はCRD案内間及び計装ウェル案内管を支持しており、ナトリウム中に浸漬される。中間胴のナトリウム液面(NSL)下にはフローホールを設け制御棒案内管を通して導いた低温ナトリウムを流失させ、上部プレナムでの混合を促進している。下部胴は炉心出口にあって、炉心出口のナトリウムの整流を行うと共に、周辺に設けた開口によって、出口配管への流況及び流速の調整を図るようにしている。さらに、計装ウェルを所定の位置に支持している。また外周部にはランツェが12本設けられており、炉心と結合されて、地震時のUISの水平方向のサポートを形成している。

下部胴は、中間胴とは切りはなした構造としランツェの挿入性を良くしている。

燃料交換時には、UISはキャスク及び天井旋回クレーンを用いて上部に引き抜かれ、入れ替えに燃料交換機が設置される。引抜きの際は、CRDM及びCRDM耐震振れ止めを取外した上にUIS吊具が取付けられる。

UIS上部の放射線遮蔽体は、UIS移送時の重量の低減のため、着脱可能とした構造を採用している。原子炉運転時に必要な遮蔽体の厚さが鉄65cmであるのに対して、定検時は35cmであることから、30cmの遮蔽体を着脱可能な構造とした。着脱部の構造は、直径3,000mmの円盤構造とし、UIS上板上に搭載するものとした。CRD案内管及び計装ウェル案内管部は、円盤に貫通孔を設けるものとした。貫通孔は、図9.2.4 A部詳細に示すように、段付構造とすると共に、補助遮蔽を設置してストリーミングを防止している。

なお、遮蔽体着脱方式の採用により、UISの移動重量は、遮蔽体を着脱しない場合の170トンに対し、160トンに軽量化されている。

(2) UISキャスク

図9.2.5 にUISキャスクの概念図を、表9.2.5 に主要仕様の一覧表を示す。

UISキャスクは、原子炉容器から引抜いたUISを、Arガス雰囲気中に保ち、かつ遮蔽しながらUISピットに移送するための設備で、天井旋回クレーンで吊り下

げて取扱われる直径約5m、高さ約13.3mの円筒状の構造物である。なおUISキャスク自身は機構の簡素化のため、専用のUIS昇降機構を有しておらず、UISの昇降も天井クレーンで行う方式を採用している。このため、天井旋回クレーンがUISの上部に取付けた吊具と直接結合できる様に、上部が開放された構造となっている。

UIS昇降中のArカバーガスのバウンダリは、キャスク本体、キャスク蓋及びシールベローズで構成される。また、最上部まで引揚げた状態ではUIS吊具とキャスク本体の間で直接シールが形成でき、シールベローズに漏洩が発生しても、バウンダリが維持可能である。図9.2.5のE部詳細にUISを引揚げた状態でのキャスク上部のバウンダリ構成を示す。シールベローズの材質は、プラスチックフィルムの複合材を用いるものとし、折りたたみやすさを確保するとともに、軽量化を図っている。

UIS本体とキャスクは、ボールラッチ式の接続機構により、気密に接続される。図9.2.5のG部詳細にボールラッチ機構の概念を示す。UISキャスク据付後、下端にシールブロックが取付けられたUISガイドを下降させると、UIS本体との間でボールラッチ機構が自動的に作動し、同時にシールが形成される。

キャスク下端は、キャスク蓋が取付けられ、キャスク本体、シールベローズと共にArガスのバウンダリを形成している。キャスク蓋自身は、これもキャスクの軽量化、機構の簡素化のために駆動機構を持っておらず、床ドアバルブ側より操作される。キャスク蓋は、床ドアバルブの弁体上に収納されており、UISを吊り上げ後、弁体を閉じることによりキャスク下部に引き出され、弁体に組込まれたエレベータ機構により持ち上げられ、図9.2.5のF部詳細に示すロック機構により、キャスク下部に気密に固定される。またキャスク蓋は吊り揚げたUISから滴下するNaの受皿を兼ねており、床ドアバルブ側に設けたキャスク蓋取扱装置でNa処理設備へ移送できるようになっている。

UISは炉内で高レベルの放射線により照射され放射化されていること、また放射化したNaやCPが付着していることから、キャスク側胴には鋼鉄製の γ 線遮

蔽体が、キャスク本体胴とあわせて下部で 25 cm の遮蔽厚さが確保される様
に取付けられている。

なおUISキャスクの重量は、UIS吊具、 γ 線遮蔽体を合わせて400トンとな
る。

(3) 床ドアバルブ

図9.2.6 に床ドアバルブの概念図を、また表9.2.6に主要仕様の一覧表を示す。
幅約6m、長さ約17m、高さ約1.9mの平板状の構造で、原子炉床ドアバルブと
UISピット床ドアバルブが2段積みになった構造である。

図9.2.6 の上図は、UIS引抜前のドアバルブを閉じた状態、図9.2.6 の下図は、
UIS引抜時のドアバルブを開いた状態を示す。

ドアバルブは、基本的には、従来のゲート弁型のドアバルブで、ボールネジ
にて弁体を開閉する構造であるが、弁体上にキャスク蓋を搭載し、昇降させ
る機構を付加している。蓋を昇降させるエレベータ機構は、リンク機構を用
いたパンタグラフ式の構造で、ボールネジを用いて上下させる機構としてい
る。

また、蓋をドアバルブ内の弁体収納部に収納した状態では、蓋を弁箱の上部に
引上げることにより、蓋上面にナトリウムが滴下した状態で収納しても、Ar
ガス雰囲気を保つことができ、Na火災、飛散防止が可能となり、安全性を保
つことができる。

UISは、燃料交換時は原子炉容器から引抜いた後、UISピットに移送し保管さ
れるため、UISピットにも原子炉容器上部と同様の床ドアバルブが設けられ
る。UISピットは原子炉周りの生体遮蔽の外側に設置されるが、原子炉容器上
部とUISピットにそれぞれ独立した床ドアバルブを設置すると、冷却系機器
との干渉、CV直径への影響、配置への影響等があるため、本概念では、床ド
アバルブを2段重ねとし、配置の合理化を図っている。

なお、床ドアバルブの重量は以下の通りであり、それぞれ単独で天井クレー
ンで移送可能である。

原子炉床ドアバルブ : 360トン

UISピット床ドアバルブ : 200トン

(4) 固定遮蔽プラグ

図9.2.7 に固定遮蔽プラグの概念図を、また表9.2.7に主要仕様の一覧表を示す。

固定遮蔽プラグは、原子炉上部を覆い、カバーガスバウンダリを形成すると共に、原子炉上部方向の放射線遮蔽及び熱遮蔽を形成する、直径12m、厚さ4.4mボックスビーム構造の設備であり、放射線遮蔽層、冷却層及び熱遮蔽層の3層からなる構造物であり、周辺部でリングガータを介して原子炉建屋に支持されている。また、原子炉出入口のヘッドアクセス配管各3本の引き回し経路の一部を形成している。

固定遮蔽プラグの中央部には、UISが支持される。UISを引抜き式としていることから、UIS据付部を直径4.7m、深さ2.25mのピット状として、UIS全長ができるかぎり短くできるようにしている。

放射線遮蔽層は、ボックスビーム構造の上下水平平板及び縦リブの間に重コンクリートを充填することにより形成されている。放射線遮蔽層の下部は、冷却層となっており固定遮蔽プラグ冷却用の窒素ガスが流されている。冷却層の下部は、熱遮蔽層となっている。熱遮蔽層は、厚さ3mmのステンレス板40枚を積層した構造である。

(5) 燃料交換機

図9.2.8 に燃料交換機概念図を、表9.2.8に主要仕様を示す。

燃料交換機は伸縮アーム式を採用し、燃料交換機旋回プラグ上に偏心して据え付けられ、グリッパの位置決めをアームの伸縮、回転動作により行う。

燃料交換時には、UISと置き換えに燃料交換機プラグを据え付け、その後燃料交換機本体が据え付けられる。

燃料交換機の主要寸法は、全長約13.3m、炉内胴径 ϕ 0.85m、最大径 ϕ 1.35mであり、アームの伸縮ストロークはオフセット2点、燃料取扱点1.225mおよび燃料中継点1.525mである。また燃料交換機の重量は、燃料交換機本体が約40トン、燃料交換機プラグが約25トンである。

伸縮アーム式燃料交換機は、燃料をつかむグリッパ、グリッパ昇降用ボールネジを内包し、ホールドダウンを行うホールドダウンチューブ、ホールドダ

ウンチューブを支持する伸縮アーム、これらを支持する本体胴、および燃料交換機プラグ上部にある駆動部で構成される。

グリッパの昇降は、ユニバーサルジョイントを介して駆動部から伝達されたグリッパ昇降用ボールネジの回転動作により行われる。

(6) 制御棒駆動機構

UIS引抜きに適合する制御棒駆動機構として検討を行った主炉停止系用の駆動機構の構造図を図9.2.9に、主要目を表9.2.9に示す。

主炉停止棒駆動機構はUIS上面 (NsL+3750mm) にハウジングシリンダのフランジ部で支持固定され、駆動モータ、減速機、ツインボールネジ、電磁石、アーマチュア、ラッチフィンガ、ラッチシリンダー、ラッチモータ等のラッチ機構、延長管、グリッパ及び制御棒ラッチ機構、メカニカルシール、ナトリウムスクレーパ等から構成されている。

また具体的な構造としてはボールネジのナットは直接電磁石ケースに取り付け固定され、通常運転時は制御棒を含め、ラッチ機構以下の重量をボールネジに垂下する構造となっている。

電磁石及びラッチ機構と一体のアーマチュアはボールネジ貫通型を採用し、更に駆動部ハウジングをシリンダ、延長管をピストンとするガス圧加速機構を採用している。

メンテナンス簡素化の観点よりベローズを省略しメカニカルシールとNaスクレーパを採用した。メカニカルシールとNaスクレーパは、各々の設置場所をストローク分以上離し、Na付着した部分がメカニカルシール部にこないように保護し、シールの確実性を向上させる構成としている。

CRDと原子炉上部構造との位置関係、特に鉛直方向寸法関係は図9.2.10に示すとおりである。また、遮蔽、温度レベルについては下記のように考えて位置関係を設定した。

1) CRD設置による炉上部プラグの遮蔽

炉上部プラグ側の炉上部バルク遮蔽は650mmの厚板及び熱遮蔽層の薄板鋼材によって対応している。CRDが挿入設置されることによっても、CRD

の厚板、熱遮蔽層レベル(図9.2.10参照)は殆ど鋼材部分より構成されているので遮蔽欠損になることはないと考えられる。

2) シール部材の温度レベルについて

① メカニカルシールは厚板のレベル(図9.2.10参照)にあり、冷却層の上部なので定格時50~60°C程度の温度域にあると推定される。このため、メカニカルシール部材(ゴム)の許容温度から言っても問題は生じないと考えられる。

② ナトリウムスクレーパは熱遮蔽層の上部のレベルにあり、定格時100~200°C程度の温度域に設置できる。ナトリウムスクレーパは200~300°Cの温度に耐えられるように計画しており、温度上の問題は生じないと考えられる。

(7) 格納容器内の配置

旋回クレーンを利用して移送するUISキャスクを採用したためキャスクの外側への張り出しがなくなったこと、ドアバルブを2段積みにしUISを設置する開口とUISピットの水平距離を短縮したことによって、UISとドアバルブを内径32mの格納容器に設置出来る見通しを得た。格納容器内の機器配置を図9.2.11に示す。

(8) 今後の検討課題

表9.2.10に引抜き型UISに関する今後の検討課題を示す。主要な課題は、UIS本体については、中間胴及び下部胴からのナトリウムの流量配分ならびに炉心との接続構造の検討

UISキャスクについては、更なる軽量化とシールベローズの検討

床ドアバルブについては、大口径シールの検討および小型化

遮蔽プラグについては、構造の簡素化および配管固定部の具体化

制御棒駆動機構については、引抜き後の再使用性の確証である。

表9.2.1 原子炉廻りの燃料取扱機器比較

ケース	プラグ形式	燃料交換機	燃料中継機構	燃料出入機	プラグ・その他の寸法等	評価
1 もんじ φ方式	単回転	単回転プラグ搭載 固定アーム長	炉心槽外設置 回転式	直動型	R/V径 $\phi 7780\text{mm}$ 単回転プラグ径 $\phi 5100\text{mm}$ アーム長 1664mm	単回転プラグ大型化、同上用ド アバルブ大型化
2	UCS引抜固定 プラグ	簡易プラグ搭載伸縮 アーム式燃料交換機	炉心槽外設置回 転式中継機	直動型	R/V径 $\phi 8400\text{mm}$ UIS引抜固定プラグ径 $\phi 3800\text{mm}$ 伸縮アーム長 1525mm	検討対象
3	2重回転	大回転プラグ搭載 固定アーム長	炉心槽外設置 回転式	直動型	R/V径 $\phi 10640\text{mm}$ 大回転プラグ径 $\phi 6840\text{mm}$ 小回転プラグ径 $\phi 4295\text{mm}$ 固定アーム長 552.5m	バックアップと しての検討対象

- UIS引抜と適合するシステムはケース2の簡易プラグ搭載による伸縮アーム式である。
- 2重回転プラグ方式は上記ケースのバックアップとする

表9.2.2 (1/2) 引抜型UISの設計方針 (1/2)

機 器	平成2年度設計	平成3年度設計方針	
		基 本 方 針	設 計 対 応 方 針
UIS本体	<ul style="list-style-type: none"> ○ 引抜型UIS ○ デッキ貫通部遮蔽体一体型 <ul style="list-style-type: none"> ・ UIS本体重量 255ton ○ ボールネジ昇降方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ UISにボールネジ・ガイドチューブ設置 ○ 燃料交換時UISピット内保管 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 引抜型UIS ○ デッキ貫通部遮蔽体着脱方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ UIS移動時の荷重低減 ○ ボールネジによらないUIS昇降方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ UISの簡素化 (ボールネジ・ガイドチューブ削除) ○ 燃料交換時UISピット内保管 	<ul style="list-style-type: none"> ○ デッキ貫通部の遮蔽体を、定検時、燃料交換時に必要な遮蔽厚さ(鉄35cm相当)を残し、着脱可能な構造とする ○ ボールネジ・ガイドチューブの削除によりUISの構造を簡素化する
UISキャスク	<ul style="list-style-type: none"> ○ 専用台車移動方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ キャスク台車総重量1200ton (台車みの重量235ton) ・ 台車寸法W10×L10×H16.5m(キャスクを含む) ・ 走行レールの設置 ・ CV径 φ39m ○ 遮蔽付キャスク <ul style="list-style-type: none"> ・ キャスク重量 470ton ○ UIS2段ボールネジ昇降方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ キャスクに大型の昇降駆動系を2系統搭載 ・ UISにボールネジ・ガイドチューブ設置 ・ キャスク内Arガス雰囲気中に駆動系設置 ・ キャスク据付後に、UIS吊り具固定(固定遮蔽プラグにマンホール設置) 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 天井クレーン移動方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ 設備の簡素化 (台車、走行レールの削除) ・ 台車削除によりCV径 φ32mの実現 ○ カバーガスバウンダリとγ線遮蔽分離方式 <ul style="list-style-type: none"> ・ UIS移動時の荷重低減 ○ ボールネジ昇降方式に変わる簡素な概念 <ul style="list-style-type: none"> ・ UIS昇降駆動系の簡素化 ・ UIS移動時の荷重低減 ・ UISの簡素化(ボールネジ・ガイドチューブ削除) ・ 固定遮蔽プラグの簡素化(マンホールの削除) 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 汎用設備(天井クレーン)でキャスクが移動可能な様に、移送時の荷重(UIS本体、キャスク、ドアバルブの合計重量)を500ton程度とするキャスクには、天井クレーンで吊り上げが可能な様に、吊り具を設ける ○ カバーガスバウンダリとγ線遮蔽は分離可能な構造とするが、遮蔽を含めても移送時の荷重500tonが見通せれば遮蔽付とする ○ クレーン昇降方式等の簡素なUIS昇降方式を採用する ○ UIS昇降用クレーンはキャスク内に専用のクレーンを持つ方式、天井クレーンを使用する方式等が考えられるが、より簡素化が期待できる天井クレーンを使用する方式を指向する また、UIS吊り具は、キャスク据付前に取付が可能な構造とし、固定遮蔽プラグのマンホールは削除するものとする

表9.2.2 (2/2) 引抜型UISの設計方針 (2/2)

機 器	平成2年度設計	平成3年度設計方針	
		基 本 方 針	設 計 対 応 方 針
ドアバルブ	<ul style="list-style-type: none"> ○ 可動ブロック付ゲート弁型キャスクドアバルブ ・ キャスクドアバルブ重量 300ton (可動ブロックを含む) ・ キャスクドアバルブ寸法 W6×L10.5×H2m ○ ゲート弁型床ドアバルブ ・ キャスクドアバルブ寸法 W6×L10.5×H2m 	<ul style="list-style-type: none"> ○ キャスクドアバルブからの遮蔽の省略 ・ UIS移動時の荷重低減 ○ ゲート弁型によらない簡素な概念 ・ UIS移動時の荷重低減 ・ CV内配置への影響ない寸法の実現 ・ Na滴下対策 ○ 遮蔽付床ドアバルブ ○ 原子炉床ドアバルブとUISピット床ドアバルブの2段積 ・ CV径32mの実現 	<ul style="list-style-type: none"> ○ UIS移動時は、キャスク本体の遮蔽を外すことから、キャスクドアバルブの遮蔽も必要ないので、弁体を薄肉化する ○ ゲート弁型によらない方式としては、ロールスクリーン式、キャスク蓋着脱式等があるが、より小型化が可能で、信頼性が高いと考えられるキャスク蓋着脱式を指向する ○ キャスクドアバルブと整合する概念とするが、遮蔽付(鉄35cm相当)とするため、ゲート弁型を基本とする ○ 2段積とすることにより省スペース化を指向する
固定遮蔽プラグ	<ul style="list-style-type: none"> ○ 溶接ボックス構造 ・ UIS上面へのアクセス用マンホール ・ 設置 ・ 配管回りに局部遮蔽設置 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 溶接ボックス構造 	<ul style="list-style-type: none"> ○ UISキャスク及びドアバルブの構造に整合し、かつ1次系配管の引回しを配慮した固定遮蔽プラグ構造概念とする
燃料交換機	<ul style="list-style-type: none"> ○ 伸縮アーム式燃料交換機 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 伸縮アーム式燃料交換機 ・ 燃料交換時UISと入換に設置 ・ 単回転プラグ搭載式 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 単回転プラグとの組合せで、合理的な伸縮アーム式燃料交換機の設置位置、アーム長を設定する単回転プラグ搭載式以外でも合理的なシステムがあれば提案する ○ 燃料の炉心への挿入引抜力に対し、健全性が保たれる構造とする地震力に対しては、弾性範囲内での成立性は制約条件としない

表9.2.4 炉心上部機構主要仕様

項 目	仕 様
型 式	固定遮蔽プラグ搭載円筒胴型
基 数	1基
燃料交換時退避方式	引抜き式
支持方式	
自 重	上部フランジ支持
地震時水平方向荷重	結合方式 (ランツェをSUS遮蔽体と結合)
搭載機器	制御棒駆動機構 19体 計装ウェル案内管 6本 (計装ウェル 266本)
寸 法	
全 長	9.7m
上部フランジ径	3.8m
プラグ貫通部径	3.36m
炉内胴径	3.0m
材 質	ステンレス鋼
重 量	
据付時	170ton
引抜時	160ton (放射線遮蔽体取外し)

表9.2.3 (1/3) 引抜型UIS・検討条件 (1/3)

設備	項目	条件	備考
U I S 本 体	・原子炉構造基本寸法 直径、全長、液位等	前出原子炉構造概念図による	
	・制御棒本数・配置 (炉心構成)	19本/配置 燃料集合体ピッチ 160.7mm	
	・制御棒駆動機構寸法 直径 (炉内/炉上部) 炉上部高さ	240/300 mm 500 mm	
	・計装ウエル案内管寸法(炉上部)	400 mm	
	・UIS寸法	胴 径 3360 mm フランジ径 3800 mm 全 高 10400 mm	
	・UIS重量 (搭載機器を含む)	150 ton (目標値)	
	・固定プラグ貫通部直径 (開口部の直径)	3360 mm	
	・固定プラグ貫通部必要遮蔽厚 出力運転時 燃交/定検時	105 cm 35 cm	
	・原子炉Na温度 出力運転時 燃交/定検時	530 °C 200 °C	
	・カバーガス圧力 出力運転時 燃交/定検時	1kg/cm ² g以下 微正圧	

表9.2.3 (2/3) 引抜型UIS・検討条件 (2/3)

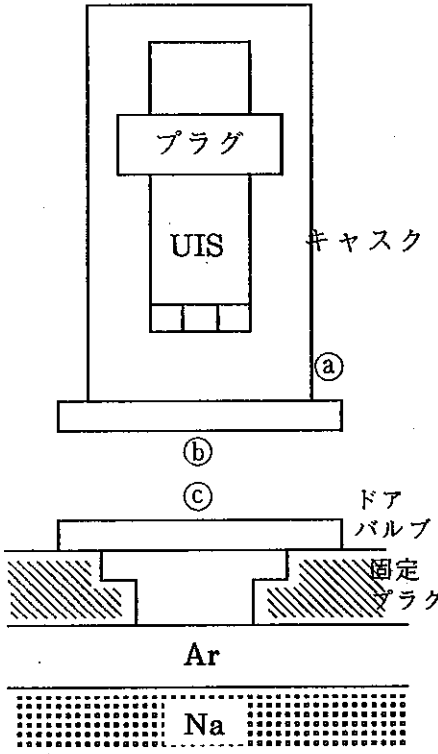
設備	項目	条件	備考
U I S キ ャ ス ク / ド ア バ ル ブ	<p>・遮蔽設計条件 (UIS 引抜時/移動時必要遮蔽 厚さ・鉄相当)</p>  <p>・CV内配置 冷却系機器配置 UISピットの位置</p> <p>・天井旋回クレーン条件 定格荷重 フック下高さ 寄付き</p>	<p>① 25cm / 省略 ② ... / 省略 ③ ... / 省略</p> <p>UISピットの位置については本検討によって定める</p> <p>UIS引抜きのための必要条件を本検討の中で明らかにする</p>	<p>UIS 軽量化のため、移送時の遮蔽は省略する</p>

表9.2.3 (3/3) 引抜型UIS・検討条件 (3/3)

設備	項目	条件	備考
固定遮蔽プラグ	<ul style="list-style-type: none"> ・冷却系ループ数 ・プラグ上面配置 ・流出入配管仕様 <ul style="list-style-type: none"> 直径 (IN / OUT) プラグ貫通位置(IN / OUT) 水平引回しレベル 保温厚さ 必要遮蔽厚さ ・燃料出入機仕様 <ul style="list-style-type: none"> ポート位置 ポート直径 	<p>3ループ 前出1次冷却材配管参照</p> <p>OD. 762 / 1180 mm PCD 3250 / 3400 mm NsL + 3500mm 200mm 重コン120cm 相当</p> <p>PCD 3435 mm 370mm</p>	
伸縮アーム式燃料交換機	<ul style="list-style-type: none"> ・取扱燃料仕様 <ul style="list-style-type: none"> 長さ(エントランスノズルを含む) エントランスノズル長さ ラッパ管対面幅 重量(エントランスノズルを含む) ・燃料交換範囲 ・必要挿入・引抜き力 ・炉内中継位置 ・耐震クラス 	<p>4300mm</p> <p>600mm</p> <p>155.7mm</p> <p>MAX 540kg (SUS遮蔽体)</p> <p>炉心燃料、制御棒、中性子遮蔽体第1層</p> <p>2500kg</p> <p>PCD 2750mm</p> <p>B</p>	

表9.2.5 UISキャスク主要仕様

項 目	仕 様
型 式	遮蔽付気密キャスク
基 数	1基
キャスク移送方式	天井クレーン移送方式
UIS昇降方式	天井クレーン昇降方式
カバーガスバウンダリ型式	伸縮式ベローズ
キャスクドアバルブ型式	キャスク蓋着脱式
寸 法	
全 高	13.3m
胴部直径	5.0m
据付フランジ部直径	6.0m
キャスク内雰囲気	Arガス
材 質	
本 体	ステンレス鋼
放射線遮蔽体	炭素鋼
ベローズ	プラスチックフィルム (エチレン・ビニルアルコール共重合体)
重 量	400 ton
本 体	本 体 : 220 ton
放射線遮蔽体	放射線遮蔽体 : 180 ton

表9.2.6 床ドアバルブ主要仕様

項 目	仕 様
型 式	キャスク蓋取扱装置付ゲート弁型
構 成	原子炉床ドアバルブ及び
	UISピット床ドアバルブ
	(2段積み)
基 数	
原子炉床ドアバルブ	1基
UISピット床ドアバルブ	1基
弁体開閉方式	ボールネジ方式
寸 法	
幅	6.0m
長さ	17.0m
高さ	1.9m
	(原子炉床ドアバルブ : 1.15m
	UISピット床ドアバルブ : 0.75m
材 質	ステンレス鋼
重 量	560ton
	(原子炉床ドアバルブ : 360ton
	UISピット床ドアバルブ : 200ton

表9.2.7 固定遮蔽プラグ主要仕様

項 目	仕 様
型 式	マルチボックスビーム構造
基 数	1式
支持方式	リングガータ方式
搭載機器	炉心上部機構 ヘッドアクセス配管及び支持装置 (ホットレグ配管 : 3本 コールドレグ配管 : 3本 燃料炉内中継装置 燃料交換機 (燃料交換時のみ)
寸 法	
直 径	12m
高 さ	4.4m
UIS貫通孔直径	3.4m
材 質	
本体・リングガータ	炭素鋼
放射線遮蔽体	重コンクリート
熱遮蔽体	ステンレス鋼

表9.2.8 燃料交換機主要仕様

	項目	仕様
簡 易 プ ラ グ	型 式	着脱式簡易旋回プラグ
	主要寸法	旋回プラグ上板板厚 350mm 旋回プラグ上板外径 ϕ 3800mm 最大径(エラストマシールボックス外径) ϕ 4300mm
	旋 回	旋回範囲 \pm 175度 旋回速度 0.1rpm
	主要材料	低合金鋼
	重 量	約25トン
燃 料 交 換 機	型 式	着脱型伸縮アーム式
	主要寸法	最大外径(駆動部ハウジング) ϕ 1350mm 全長 約13.3m
	オフセット	位置 2ヶ所 炉内燃料取扱時オフセット 1225mm 燃料中継時オフセット 1525mm
	ストローク	FHM昇降 最大4400mm ホールドダウンチューブ昇降 60mm
	取扱容量	炉心構成要素1体分/回
	荷 重	取扱重量 最大540kg 引抜き・挿入荷重 2500kg
	速 度	FHM昇降速度 高速 3m/min 低速 0.3m/min FHM旋回速度 高速 0.5rpm 低速 0.1rpm
	主要材料	ステンレス鋼・炭素鋼
	重 量	約40トン

表9.2.9 制御棒駆動機構主要仕様

項 目	仕 様
1. 系統構成	主炉停止系 : 13体 後備炉停止系 : 6体
2. 駆動機構部寸法 (UIS埋込部含)	全 長 : 2500mm (UIS上面上1750mmを想定) 径 : $\phi 330$ mm (胴部分) $\phi 500$ mm (取付フランジ六角頂点間)
3. 駆動ストローク	950mm (想定炉心高さ900mm) (主炉停止系で代表)
4. 各部仕様	
(1) 駆動機構	形 式 : 電動ツインボールネジ方式 電動機 : 可変速電動機 (無励磁作動型電磁ブレーキ付)
(2) スクラム方式	延長管、制御棒一体落下 ハウジングガス圧延長管加速方式
(3) スクラム機構	形 式 : 駆動部内電磁石の励磁、消磁による アーマチュア延長管一体型ラッチ構造 (制御棒含) 脱着式
(4) 制御棒脱着機構	電磁石保持力 : 1500kg以上 方 式 : 制御棒ラッチフィンガによる制御棒ハ ンドリングヘッド掴み離し方式
(5) カバーガスシール機構	駆動部 : メカニカルシール 固定部 : (耐熱性ゴムラビリンズシール) Oリング

表9.2.10 (1/4) 今後の検討課題 (1/4)

設備	項目	内容	対応策	備考
UIS 本体	1. 軽量化	○ キャスクの移送荷重を軽量化するにはUISの更なる軽量化が必要	○ 遮蔽体の削減 ・線源強度の詳細評価による遮蔽体厚さの削減	・UISの芯ずれ及び回転を抑えるガイド機構の開発が必要
	2. 据付時の案内及び位置決め	○ CRDの位置決めのため、燃交後のUISの位置決めは高精度が要求される	○ UISガイドの開発 ・UISの遮蔽プラグ貫通孔通過時に、UISを案内し振れを止めるガイドの設計及び確証試験 ・UIS胴と遮蔽プラグ貫通孔の摺動による損傷防止のため、ガイドローラ等を設置	
	3. UIS/遮蔽プラグ間ギャップへのNa付着防止	○ Na付着はUIS引抜力の増大、キャスクへのNa持込み量増大を伴う	○ デンシティロックの開発 ・ギャップにHeを充填することにより、Naの蒸着を防止するシステムの設計及び試験	
	4. 昇降機構と整合が取れた構造	○ カバーガスシールの構造等が昇降に適した構造とする必要がある	○ UIS構造の詳細化 ・シール構造 UISを据付けた状態で交換可能なシール構造の具体化 ・UIS先端部の細径化	
	5. 上部プレナム内の流動を考慮した構造	○ 径方向流速の増加と周方向の流量配分をはかり、炉上部プレナム内旋回流を適正化する	○ 下部胴に多数の開孔を設置	
	6. 運転時の耐震性の確保	○ 中部胴および下部胴構造の耐震性の確認	○ 耐震解析の実施と評価、構造の検討	

表9.2.10 (2/4) 今後の検討課題 (2/4)

設備	項目	内容	対応策	備考
U I S キ ャ ス ク	1. シールベローズ	<ul style="list-style-type: none"> ○ UIS 昇降時のバウンダリ維持に信頼性の高いシールベローズが必要 ○ シールベローズ 損傷時のバックアップを考慮する必要がある ○ シールベローズ 損傷時の安全性確認 	<ul style="list-style-type: none"> ○ シールベローズ の開発 <ul style="list-style-type: none"> ・ガス (O₂, Ar, H₂Oなど)の透過率測定 ・Naミストとの共存性確認 ・耐熱性、耐圧性、耐久性向上 ・大口径シールベローズ の製造技術の確立 ○ シールベローズ のバックアップ機構の開発 <ul style="list-style-type: none"> ・2重壁シールベローズ の開発 ・バックアップシール (大口径摺動シールナド) の設計と確証試験 ・ブローダウン方式の設計と確証試験 ○ シールベローズ 損傷時の安全性評価 <ul style="list-style-type: none"> ・Na火災、被曝評価等による安全性確認 ・シールベローズ のバックアップの有効性評価 	
	2. 小型軽量化	<ul style="list-style-type: none"> ○ 天井クレーンでの移送時の荷重低減が設備簡素化のために有効 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 遮蔽の合理化 <ul style="list-style-type: none"> ・UIS用低放射化材の開発 ・Naの付着しにくいUIS構造の検討及び試験による確認 ・合理的なUIS取扱方式の検討 	
	3. UIS本体と吊具の結合部の構造	<ul style="list-style-type: none"> ○ UIS引抜作業の合理化のためUIS本体と吊具の接続、切離しを自動化する必要がある 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 自動接続、切離機構の開発 <ul style="list-style-type: none"> ・自動接続、切離機構の設計及び確証試験 	
	4. UISキャスクと床ドアバルブの結合部の構造	<ul style="list-style-type: none"> ○ UIS引抜作業の合理化のためUISキャスクと床ドアバルブの接続、切離しを自動化する必要がある 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 自動接続、切離機構の開発 <ul style="list-style-type: none"> ・自動接続、切離機構の設計及び確証試験 	
	5. シールベローズとUISキャスクの結合部の構造	<ul style="list-style-type: none"> ○ UISキャスク取付け後、シールベローズとUISキャスクを気密に接続するボールラッチ機構の確証が必要 	<ul style="list-style-type: none"> ○ ボールラッチ機構の開発 <ul style="list-style-type: none"> ・ボールラッチ機構の設計と作動性及び気密性確証試験 	

表9.2.10 (3/4) 今後の検討課題 (3/4)

設備	項目	内容	対応策	備考
UIS キャスク	6. キャスク蓋取扱機の構造	○ UISキャスクのドアバルブは新型のキャスク蓋着脱方式を採用しているため、操作性及び気密性の確認が必要	○ キャスク蓋取扱機の開発 ・エレベータ機構の設計と確認試験 ・キャスク蓋保持機構の設計と確認試験 ・シール性能の確認試験	・UISの揺れによりキャスク、ドアバルブ等と衝突した場合、UIS本体のみならず、これらの機器の損傷の恐れがある ・ロックピン等
	7. UISの振れ止め	○ UIS昇降中の健全性維持及び据付精度の維持のため振れ止めが必要	○ 振れ止め機構の開発 ・UISキャスク内でのUCSの揺れを防止する振れ止め機構の設計及び確認試験	
	8. UISの落下防止	○ UISをキャスクに収納した状態では、いかなる状態でもUCSの落下防止が必要	○ UIS固定装置の開発 ・UISの固定装置の設計及び確認試験	
	9. キャスク内の雰囲気置換	○ シールベローズは耐圧性がないため、真空置換に変わる雰囲気置換方法の開発が必要	○ 雰囲気置換技術の確立 ・Arブローによる置換方法等の試験による確認 ○ キャスク支持方式の設計	
	10. キャスク支持方式	○ キャスクの転倒防止に配慮した床ドアバルブとの結合方式が必要		
床 ド ア バ ル ブ	1. 大口径シール	○ 直径4mの大口径ドアバルブは例がなく特にシール性の実証が必要	○ シール機構の開発 ・大口径シールの設計及び確認試験	
	2. 小型軽量化	○ CV内配置のコンパクト化、天井クレーンでの取扱性向上のためドアバルブの小型軽量化が必要	○ 構造の簡素化 ・合理的な弁体駆動機構、キャスク蓋取扱機構等の設計	

表9.2.10 (4/4) 今後の検討課題 (4/4)

設備	項目	内容	対応策	備考
遮蔽プラグ	1. 一次系配管 2. 構造の簡素化	○ 固定部の詳細設計を実施し、必要な耐震性を確保する ○ 必要な耐震性能を確認し、適切な剛性を確保する	○ 合理的な支持構造の設計 ○ 合理的な耐震構造、カバーガスバウンダリーの設計	
伸縮アーム式燃料交換機	1. グリッパ昇降機構 2. 高性能化 3. 保守・補修性	○ ボールネジ、ユニバーサルジョイント等の実機での使用実績がなく、特に長期作動信頼性の確認が必要 ○ 燃料取扱性向上のため、グリッパ位置決め精度向上、オリエンテーション機構 識別機構の組込み等の高性能化が求められる ○ アーム伸縮不能時等の故障時の補修対策の確立が必要	○ ボールネジ、ユニバーサルジョイントの作動試験 ・実機模擬条件下での作動試験による長期信頼性実証 ○ 高性能燃料交換機の開発 ・グリッパ位置検出センサの開発等による高性能化 ○ 補修方法及び設備の具体化 ・補修手順の検討と補修設備の設計	・Na中での短期の作動信頼性は試験で確認済
制御棒駆動機構	1. 要素性能確認 2. CRDMの再使用性能	○ スクレーパー、メカニカルシール要素の確認 ○ UISを引き抜いたあとで、再使用するときのCRDMの信頼性の検証	○ Na中での信頼性、耐久性試験の実施 ○ Na中での信頼性、耐久性試験の実施	

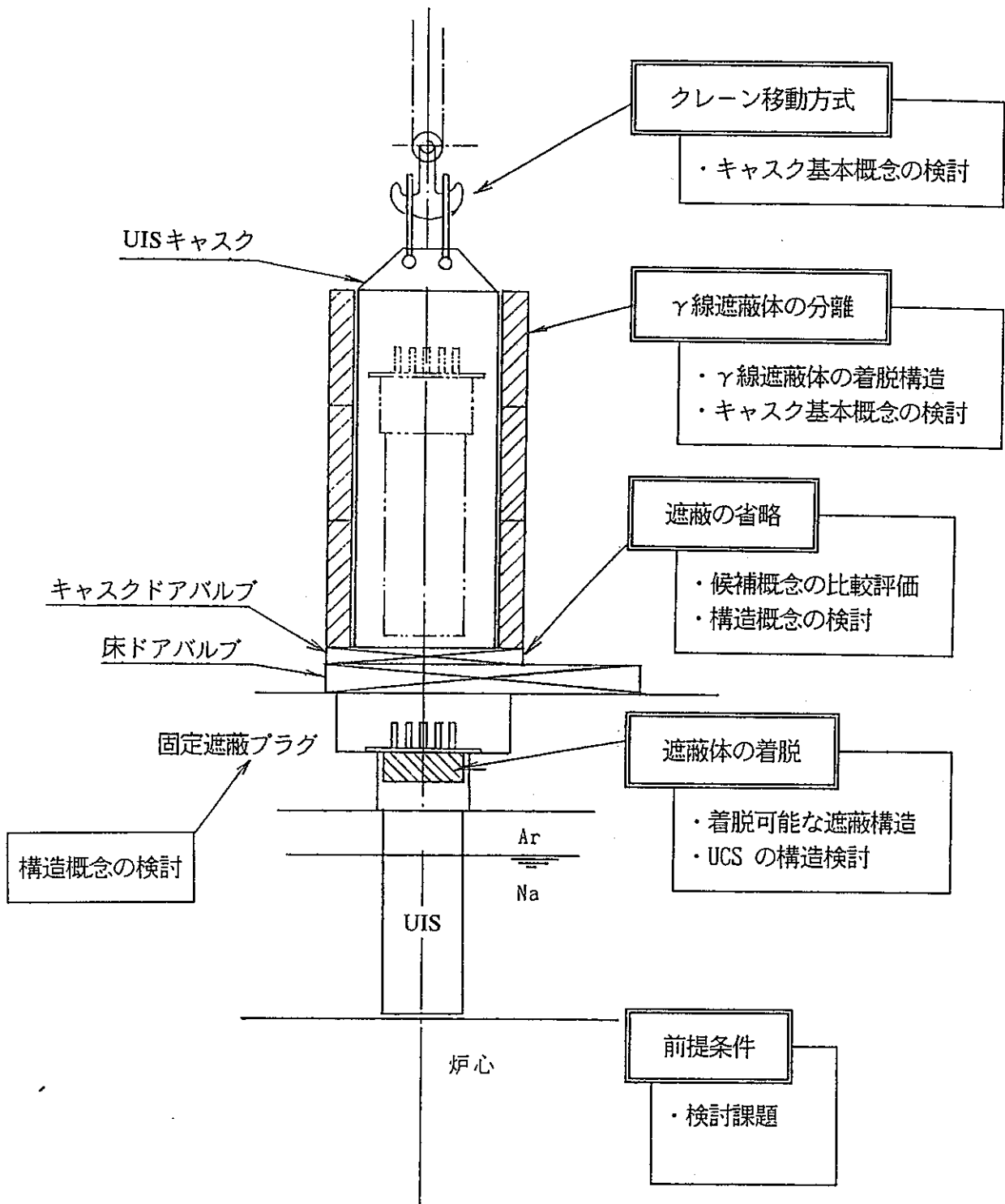


図9.2.1 前提条件と検討課題 (1)

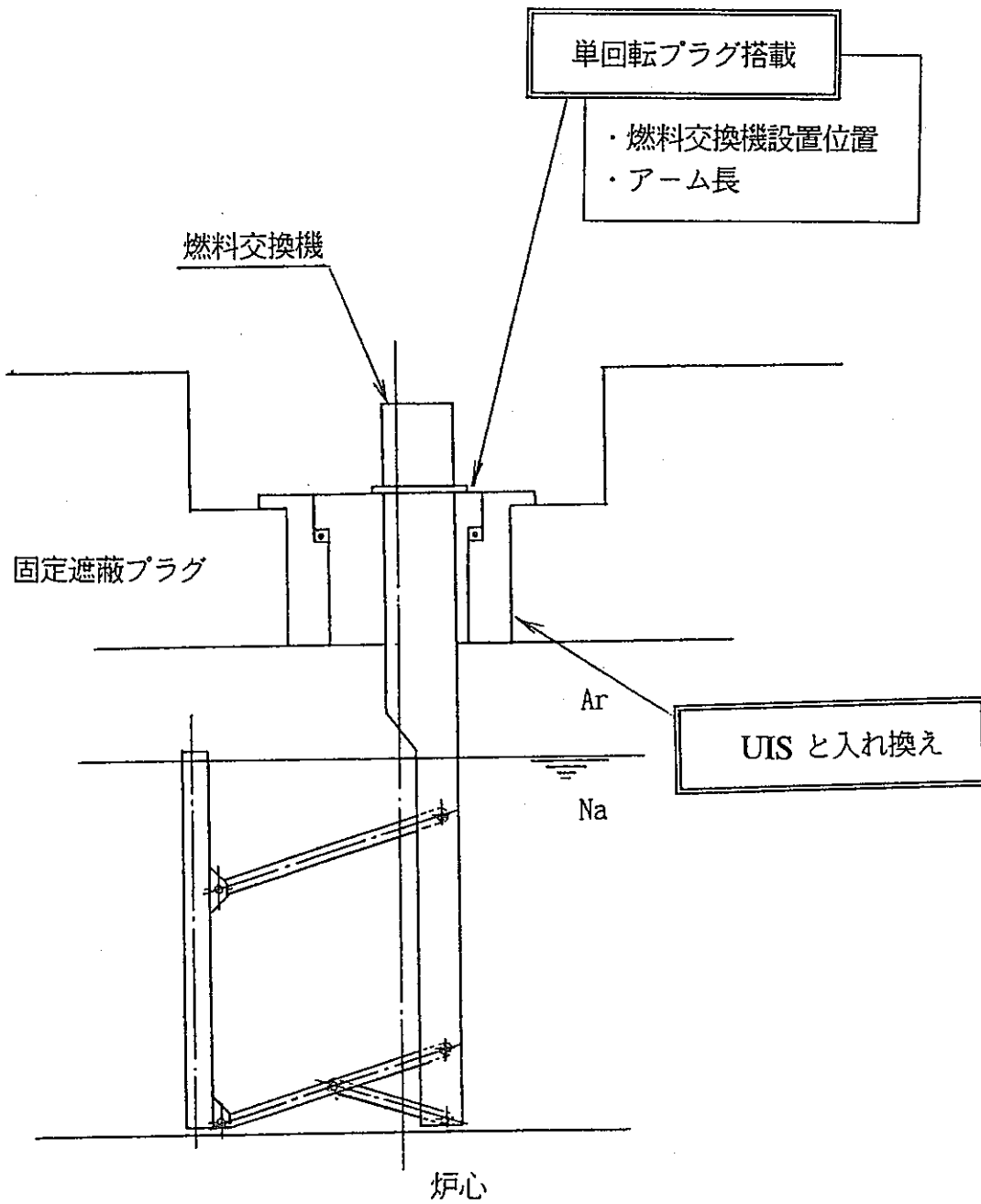


図9.2.2 前提条件と検討課題 (2)

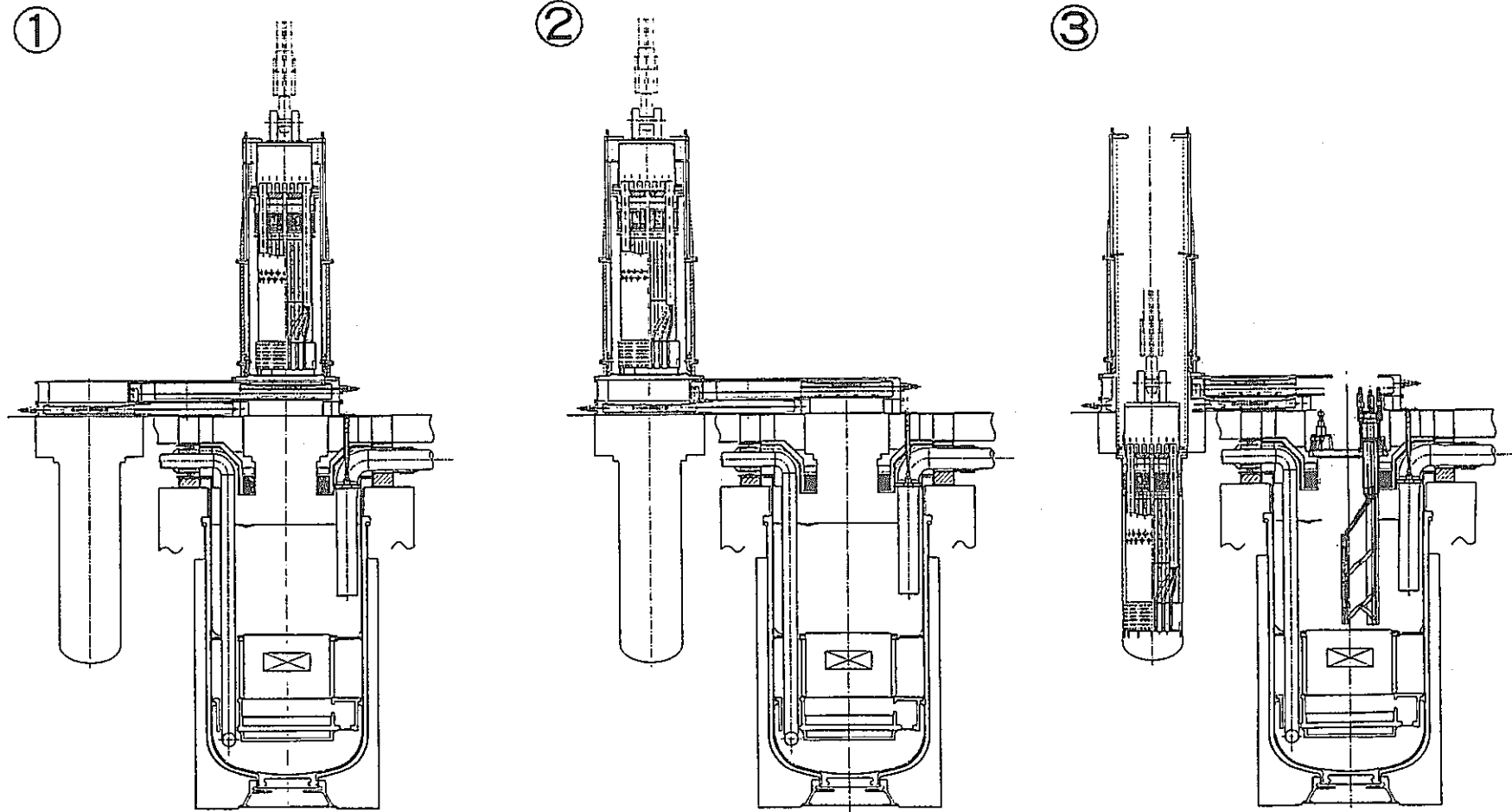
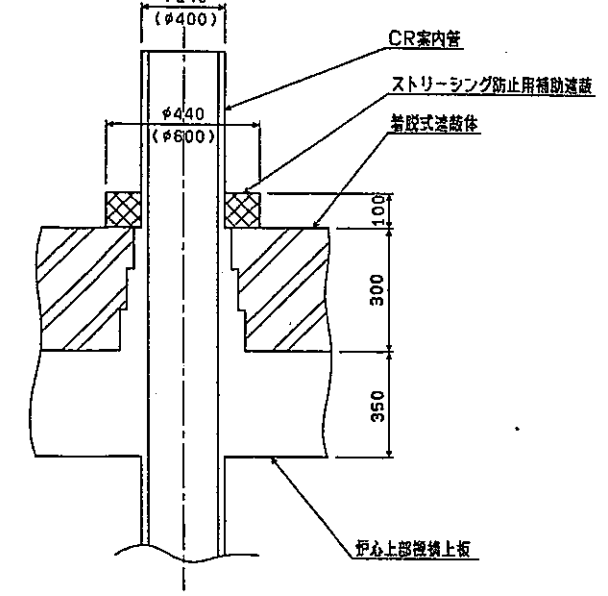
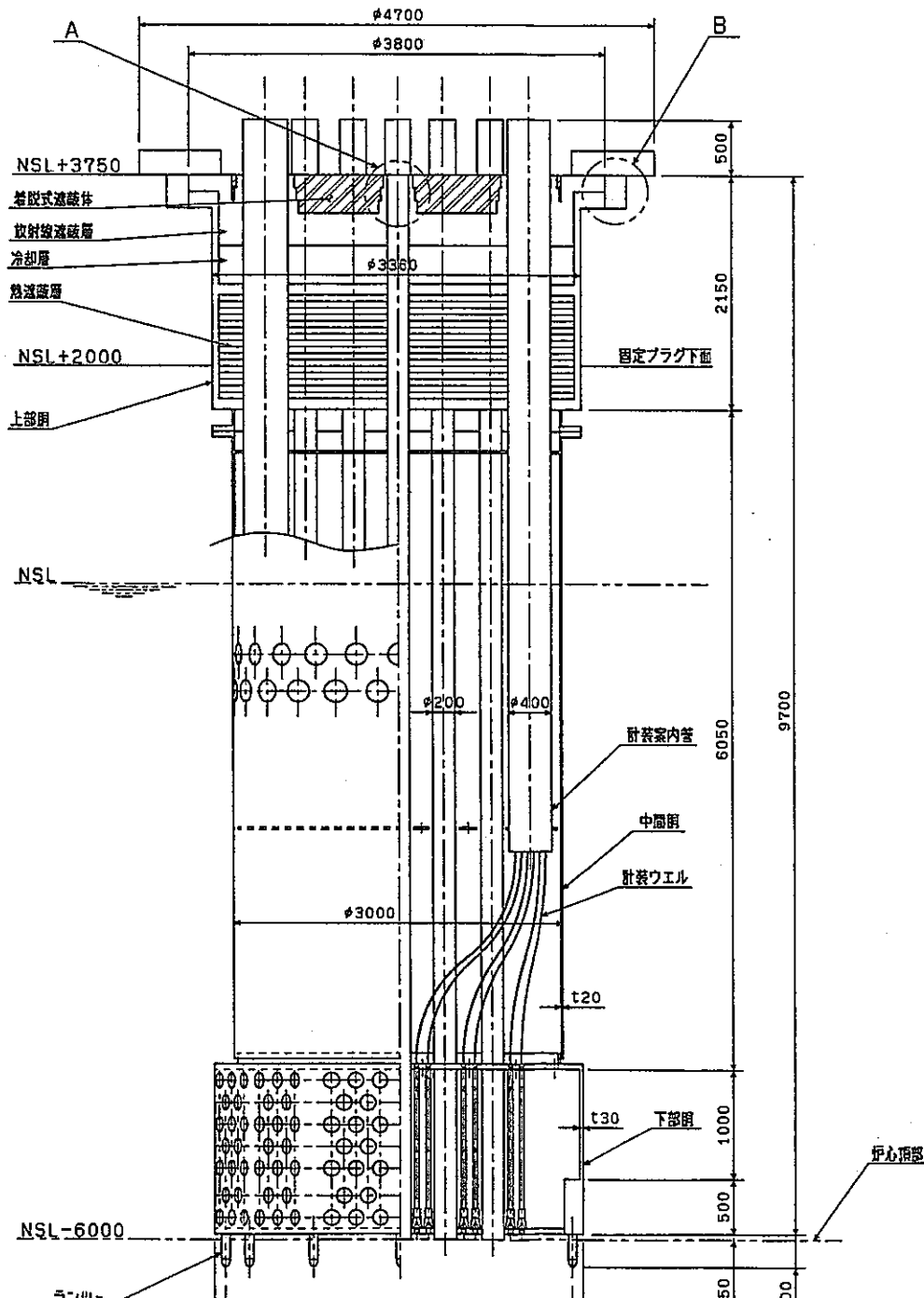
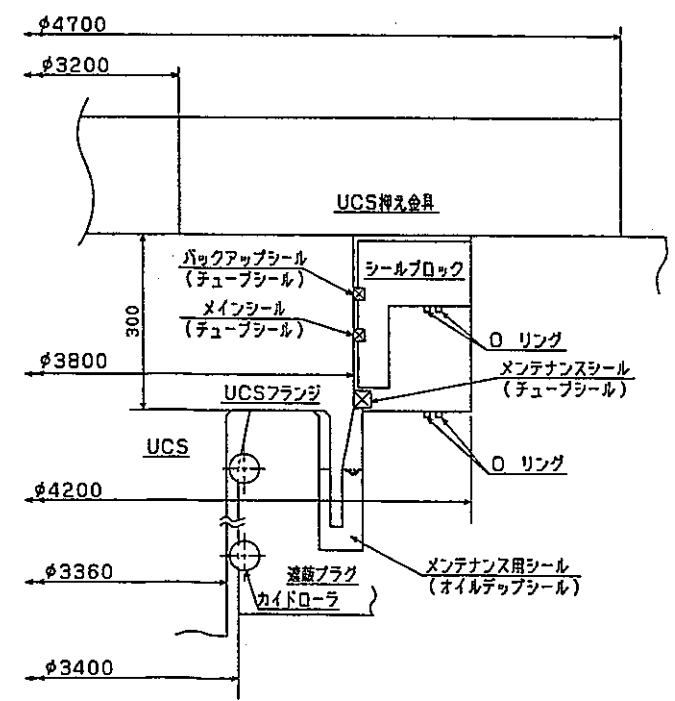


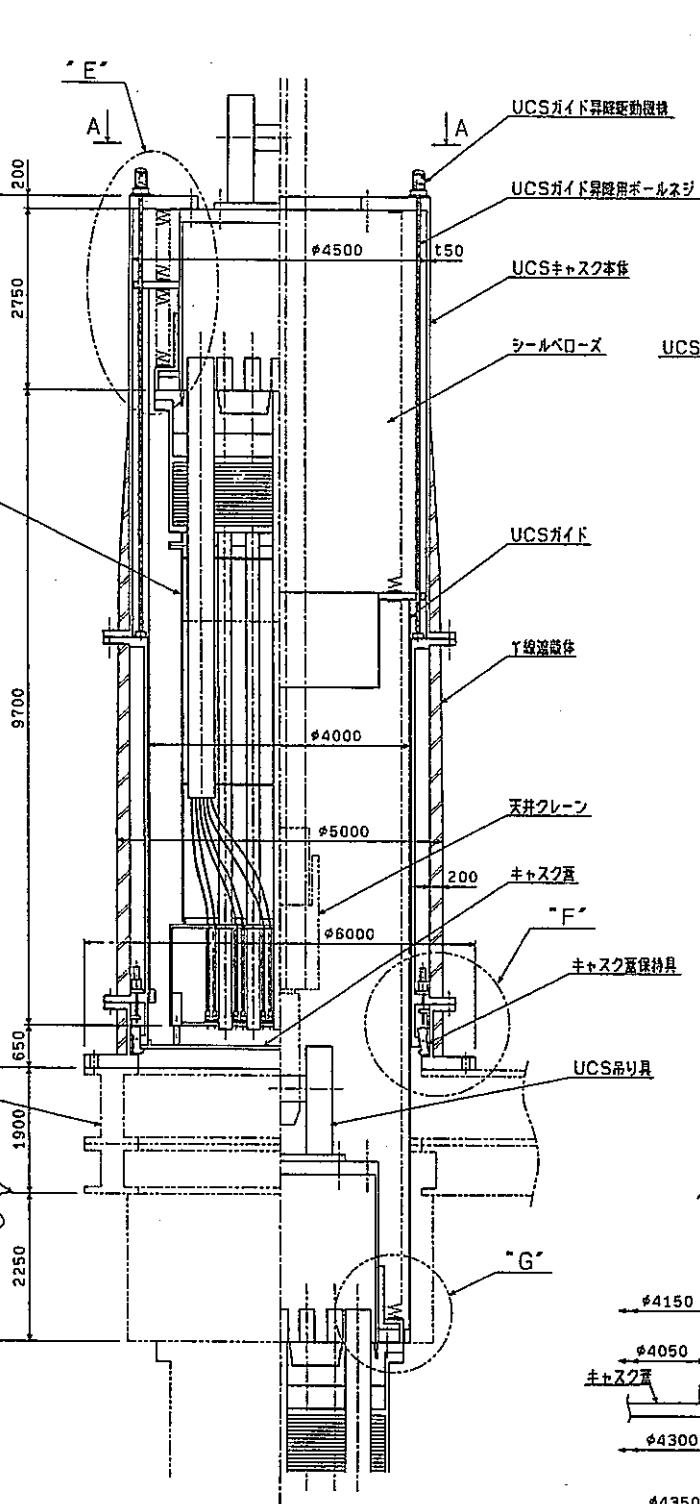
図9.2.3 炉心上部機構 (UIS) 引抜きによる燃料交換方式



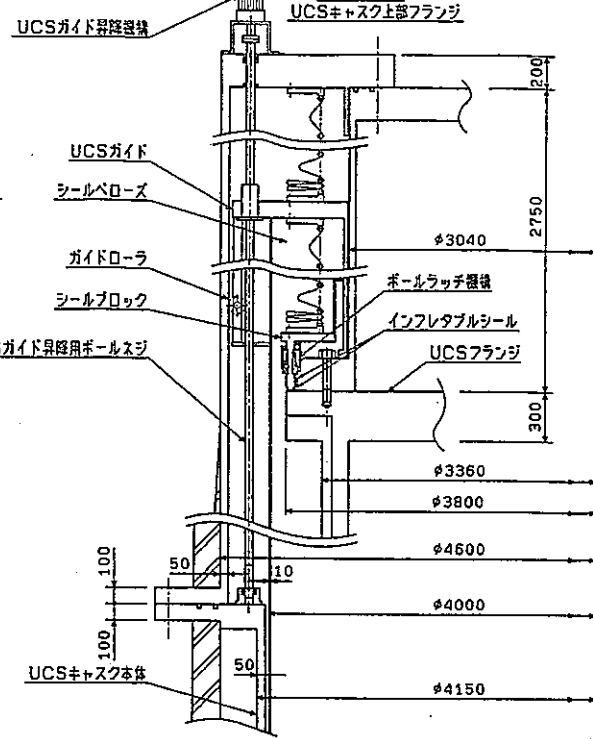
A部詳細 (S=1/10)



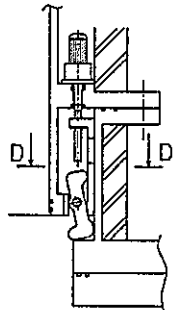
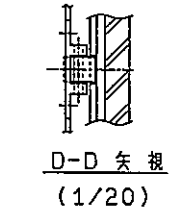
B部詳細 (S=1/6)



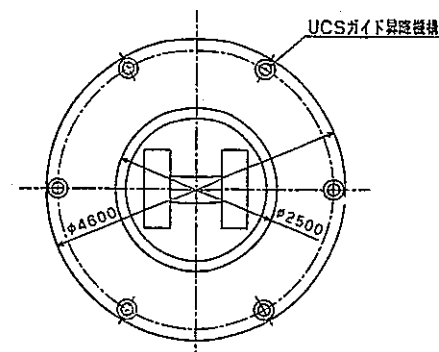
UCSカスク概念図



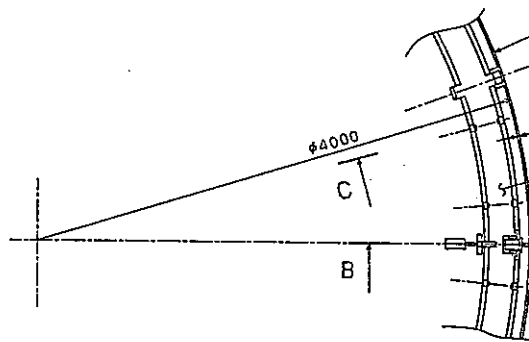
E部詳細図
(UCS引抜き時のカスク上部の構成)
(1/20)



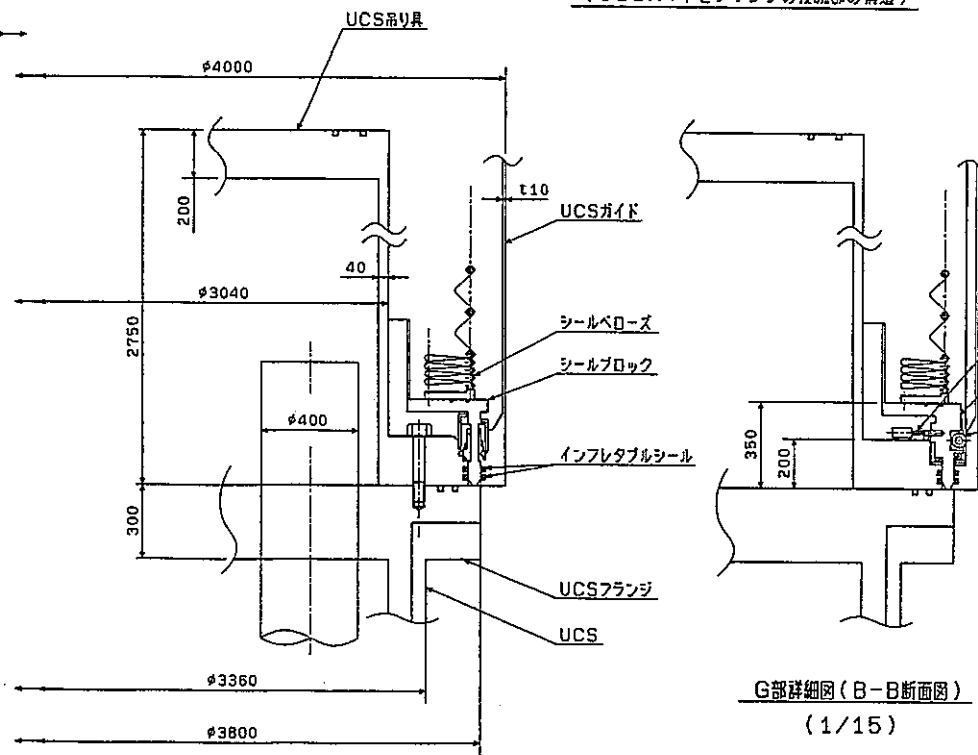
F部詳細図 (UCSカスク蓋開放状態)
(1/20)



A-A 矢視
(1/50)



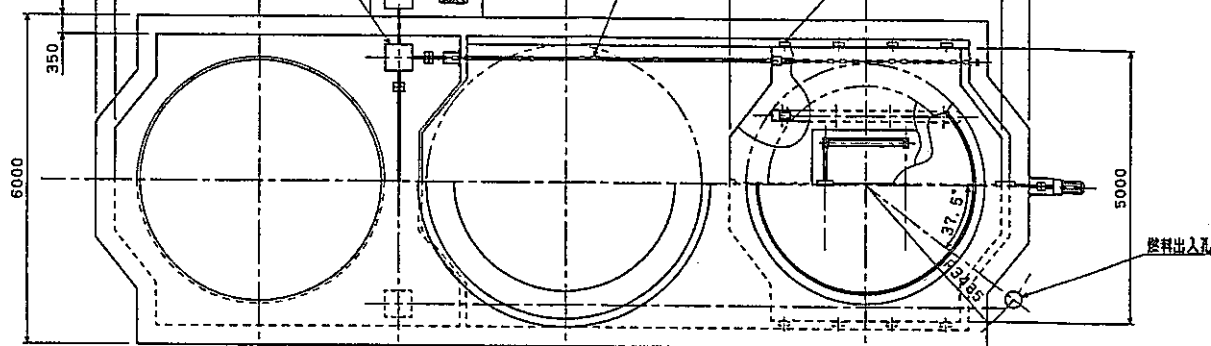
G部平面図
(UCSガイドとフランジの接続部の構造)



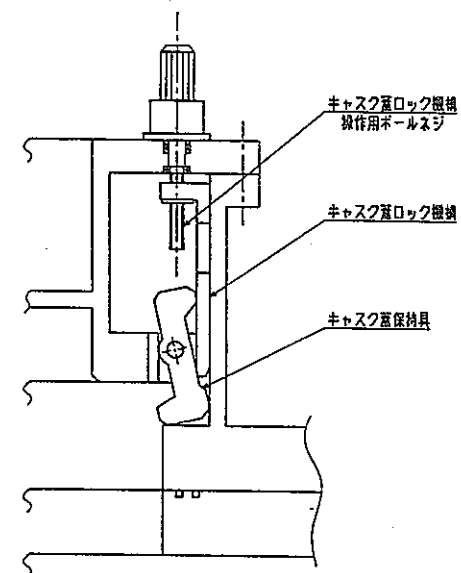
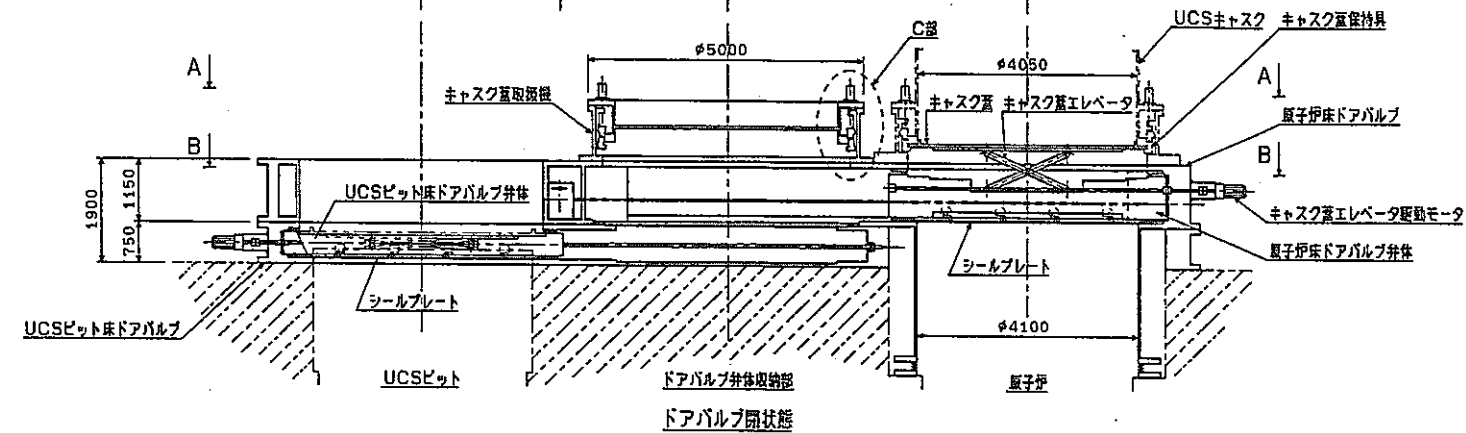
G部詳細図 (C-C断面図)
(1/15)

G部詳細図 (B-B断面図)
(1/15)

B-B断面

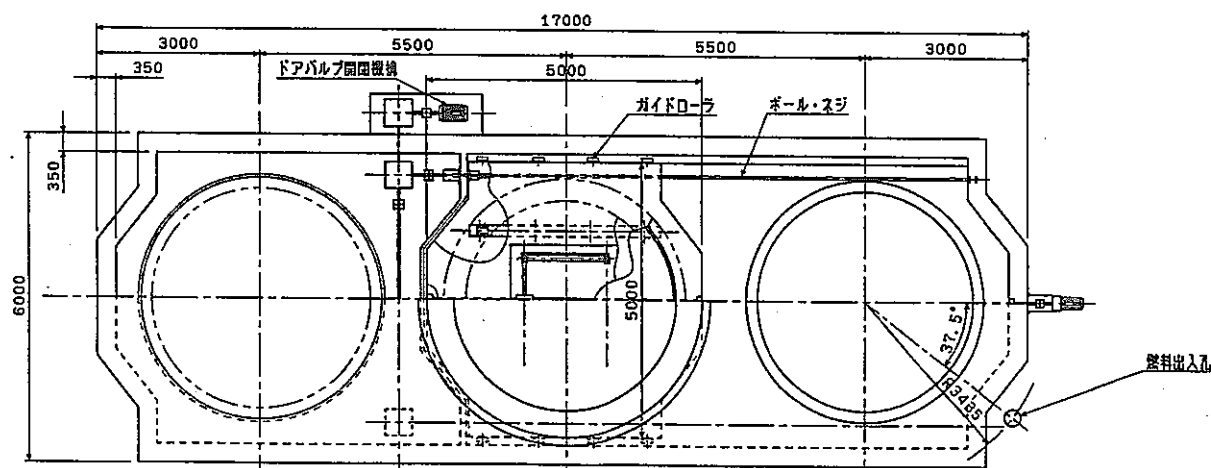


A-A矢視

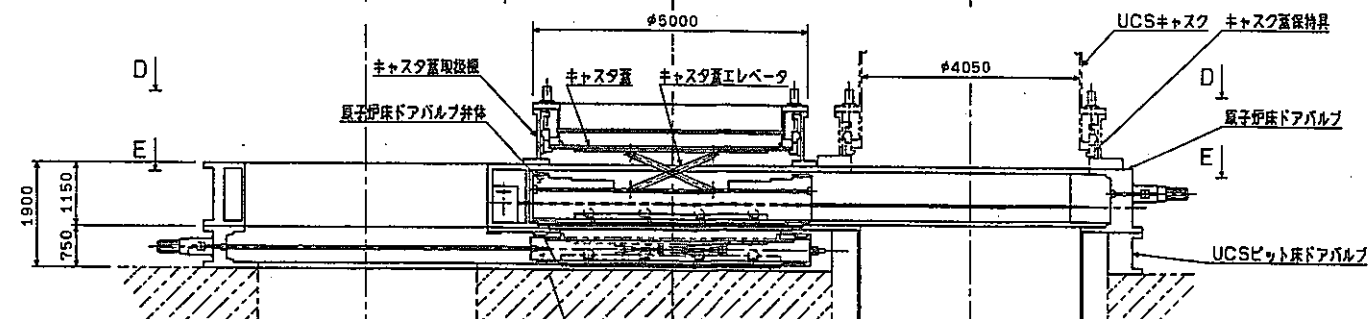


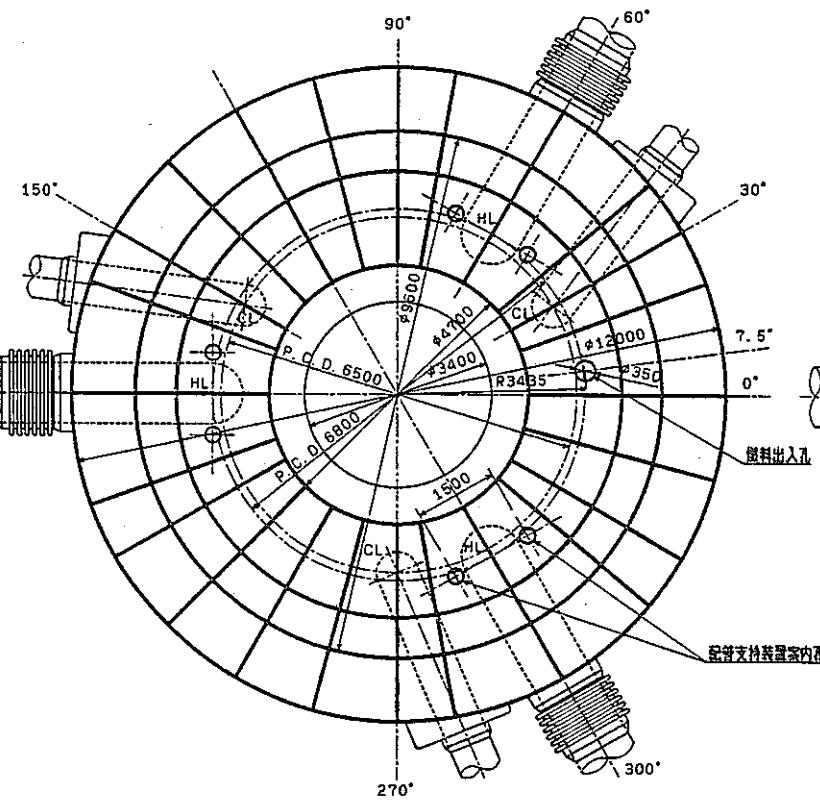
C部分詳細図

F-F断面

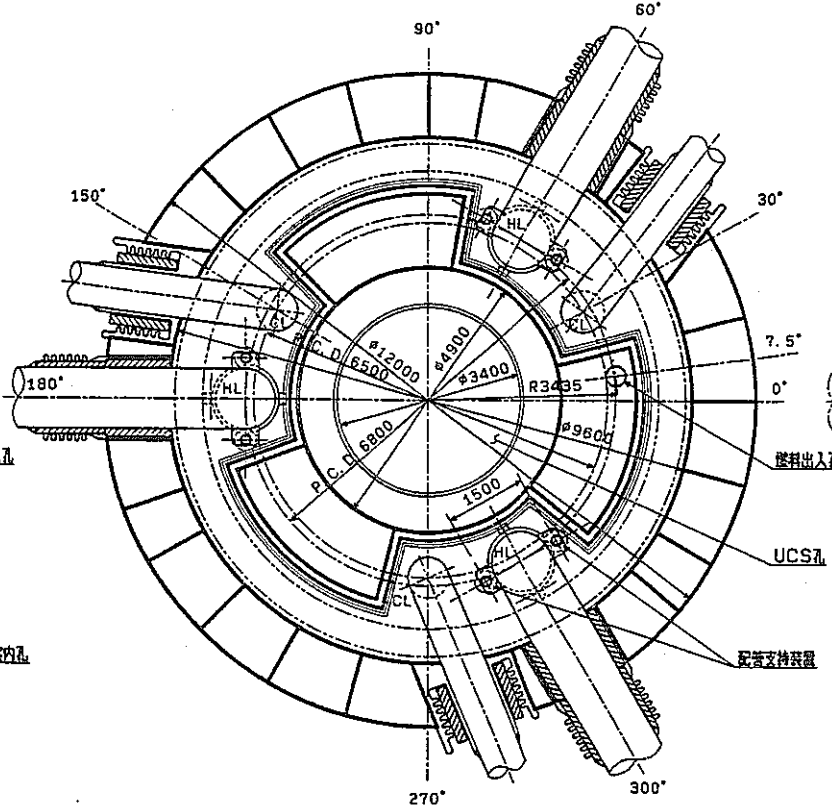


D-D矢視

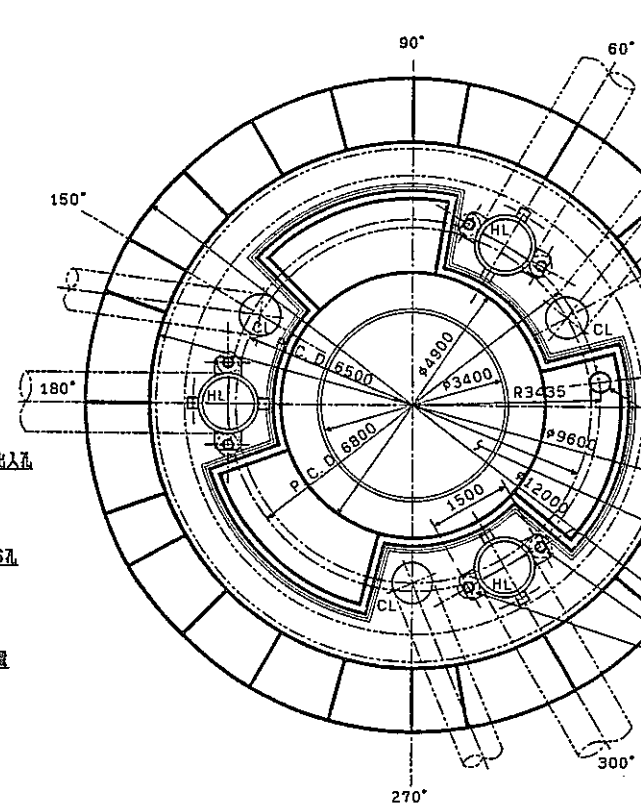




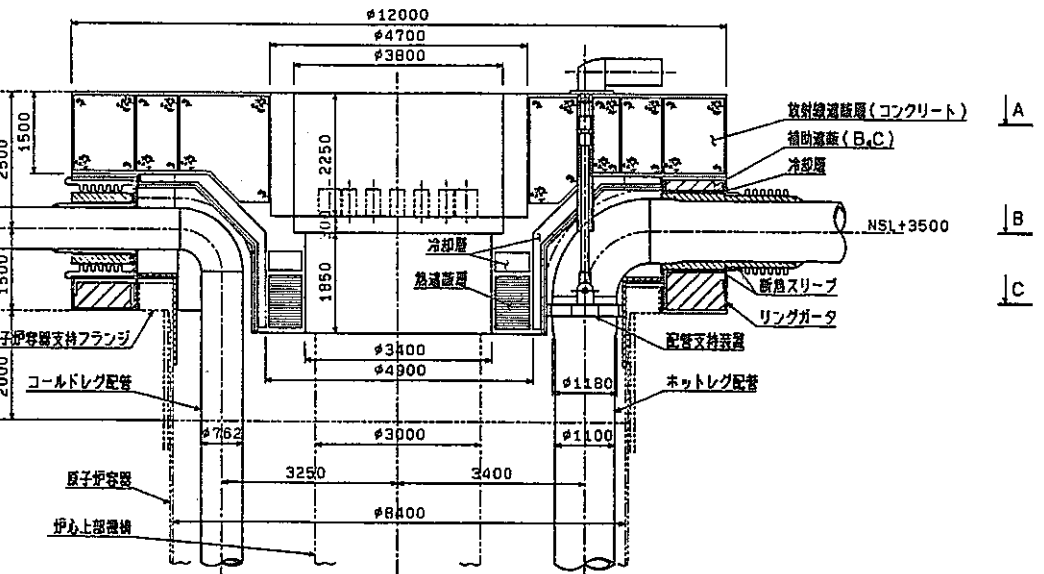
A-A 断面

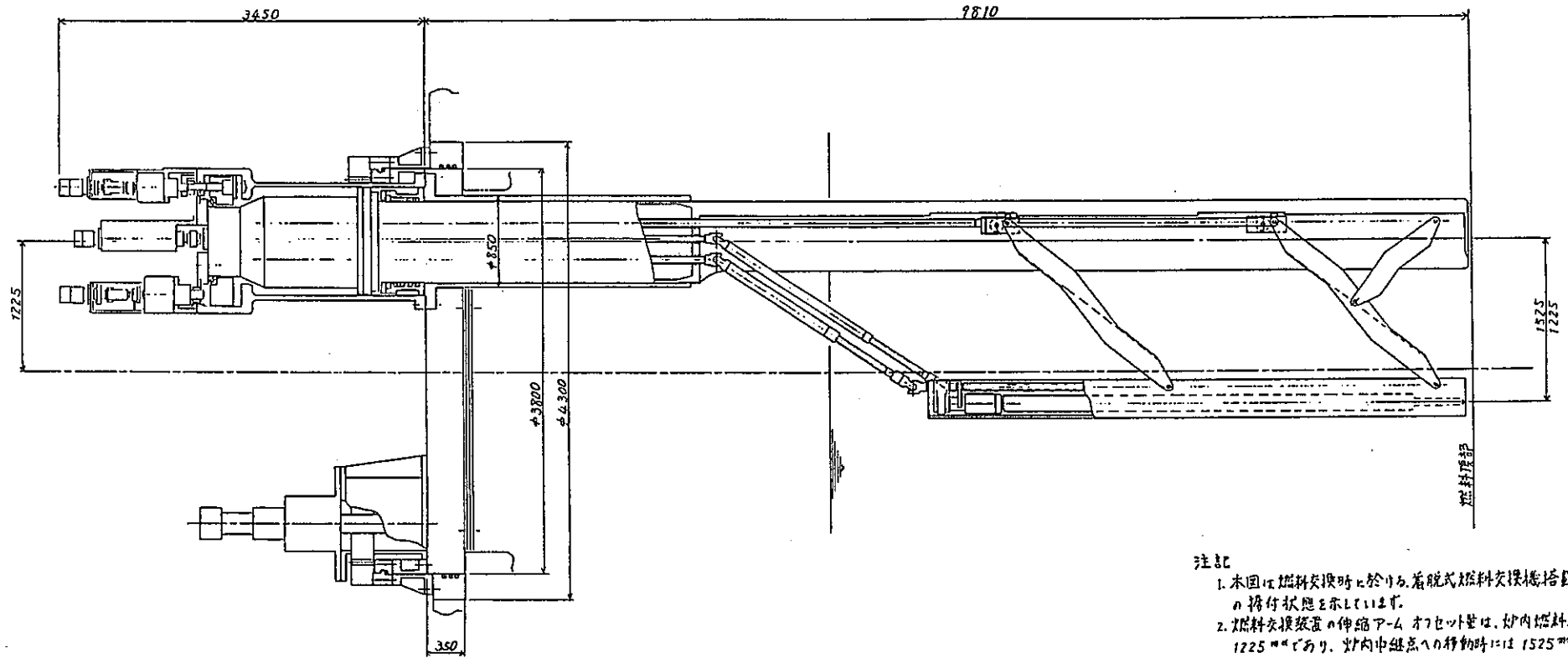


B-B 断面



C-C 断面





- 注記
1. 本図は燃料交換時における着脱式燃料交換機搭載単回転プラグの挿付状態を示しています。
 2. 燃料交換装置の伸縮アームオフセット量は、炉内燃料取扱時には1225mmであり、炉内中継点への移動時には1525mmとします。

	回転プラグ	燃料交換装置
型式	単回転プラグ	伸縮アーム式FHM
主要寸法	回転プラグ上板板厚 350mm	最大外径 φ1350mm
	最大径 φ4300mm (17ステップボウツ入外径)	(駆動部ハウジング) 全長 13.22m
重量	約 25 ton	約 40 ton

図9.2.8 固定プラグ

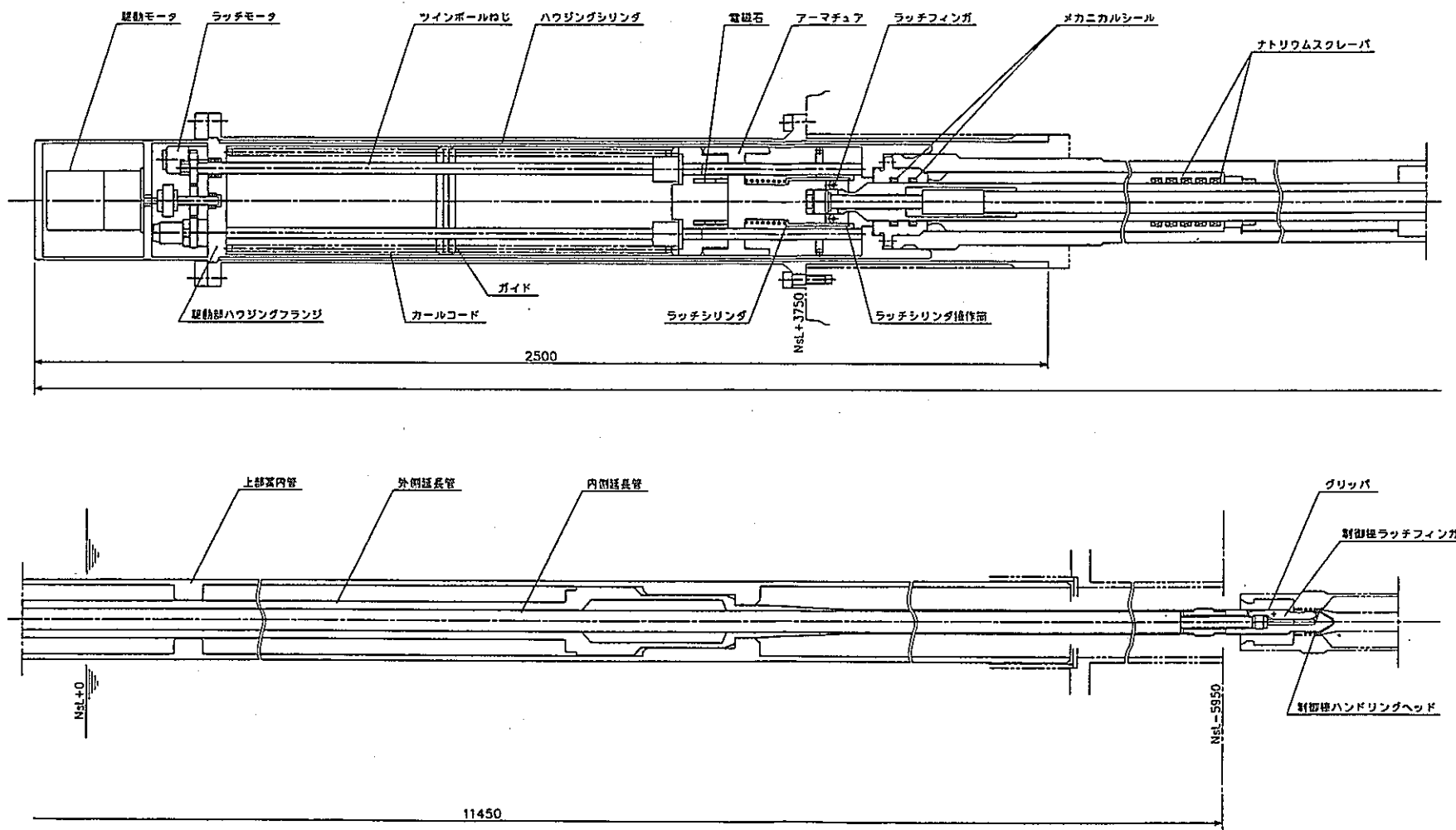


図9.2.9 主炉停止棒駆動機構構造図

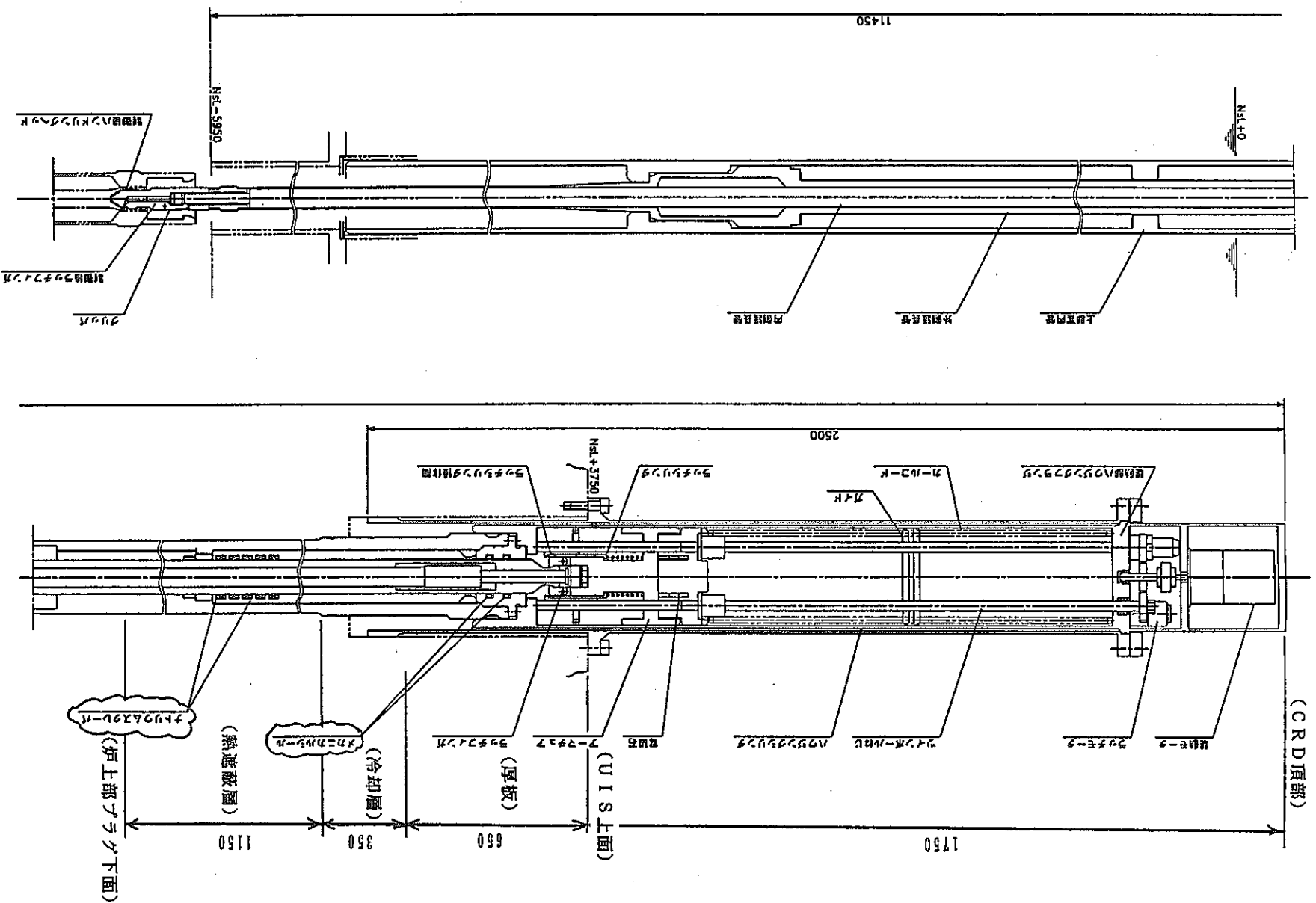


図9.2.10 CRDとUISの位置関係 (その1)

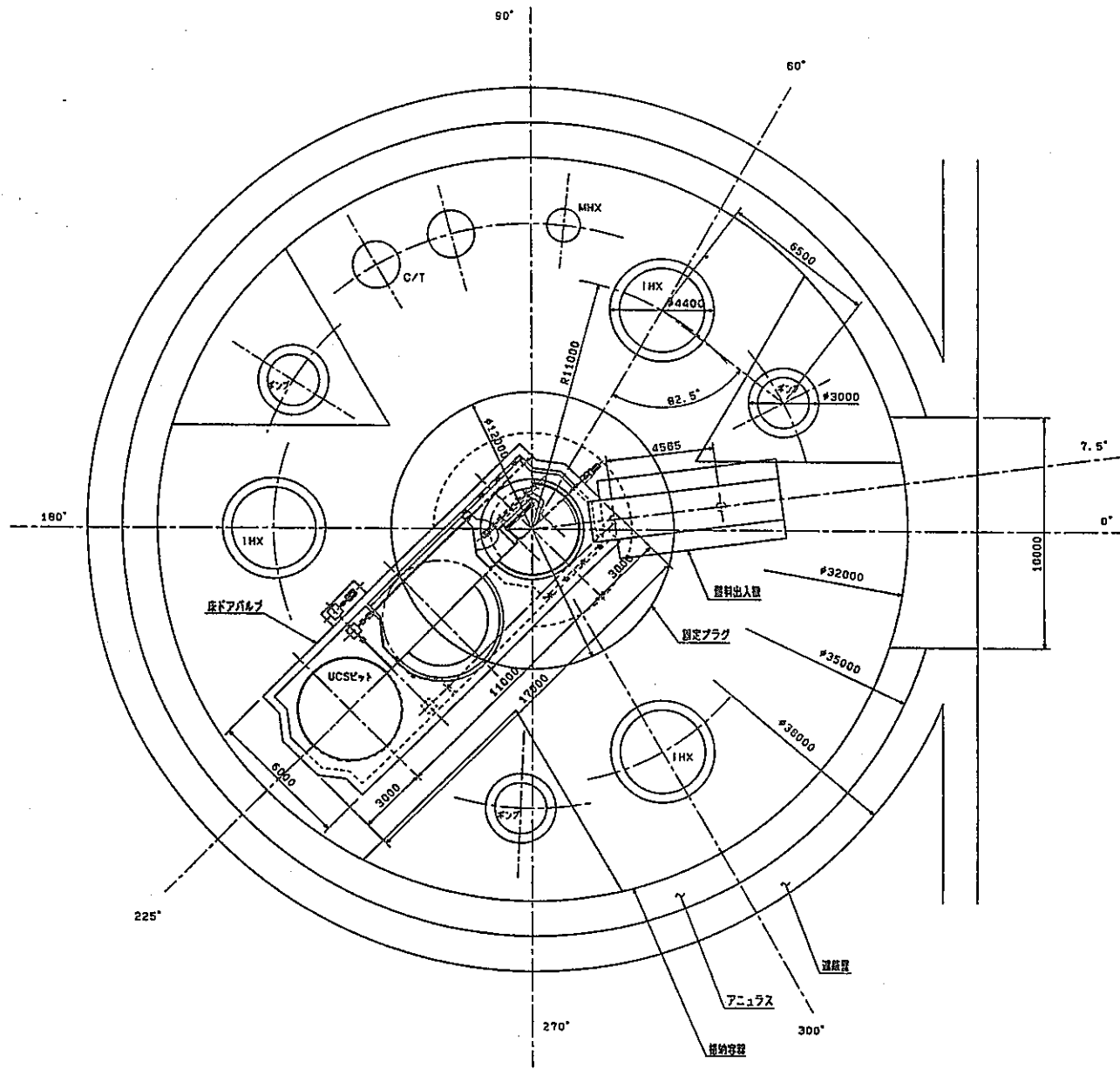


図9.2.11 引抜き型UISの構造格納容器内配置図

9.3 燃料取扱系の系統構成

9.3.1 検討条件

系統構成の検討に当たり、検討条件を以下のとおりとし、検討対象設備は原子炉建屋および原子炉補助建屋における燃料取扱設備とした。

1) プラント条件

- (1) 炉型式 : ループ型炉
- (2) プラント電気出力 : 約60万kWe
- (3) ループ数 : 3ループ
- (4) プラント寿命 : 40年
- (5) 運転スケジュール

出力運転期間 : 12か月

定検期間 : 60日

(6) 原子炉出口温度

出力運転時 : 530°C

燃料交換時 : 200°C

(7) 建屋条件 : 非免震

2) 燃料取扱条件

- (1) 燃料交換頻度 : 通常1回/12か月
- (2) 燃料交換時期 : 炉停止後42日目程度に完了するものとする。
- (3) 燃料交換本数 : 101体/回または 161体/回
 - 炉心燃料(内+外) : 108+138=246 体/3バッチ
 - 制御棒 : 19体 燃交毎に交換
 - 第一層SUS遮蔽体 : 60体 10年(暫定)毎に交換
- (4) 炉内燃料交換方式 : 引抜型 UIS + 伸縮アーム式交換機
- (5) 燃料出入方式 : 可搬式直動型出入機
- (6) 使用済燃料取扱条件

(a) 炉外取出条件

取出方法 : 移送用Naポットに収納して取出し

取出時発熱量 : 17kW/体以下 (炉停止後2週間後に取出開始)

(b) 減衰待貯蔵条件

減衰待貯蔵方式 : 直接取出し方式

貯蔵方式 : ナトリウムポット保持筒貯蔵方式

貯蔵設備構成 : 分割セル構成 (4セル)

通常用:2セル、保修用:1セル、予備:1セル

貯蔵容量 : 101体以上 (燃料 82体、制御棒 19体)

(c) 燃料洗浄条件 : 乾式洗浄方式

(d) 搬出条件

搬出方法 : ガスキャスクで搬出待貯蔵設備に移送

搬出時発熱量 : 3.4kW/体以下 炉停止後1年後に搬出開始

(7) 新燃料受入条件

受入条件 : ガスキャスク搬入

貯蔵方式 : 空気雰囲気貯蔵方式

貯蔵容量 : 101体以上

(8) 炉心退避条件 : 軽水炉並みの炉心退避は行わない

9.3.2 系統構成

9.3.1 項の検討条件に基づき、機能を満足する燃料取扱系の系統構成を検討した。図9.3.1に燃料取扱系の系統構成を、図9.3.2に燃料取扱手順の全体系統を示す。

原子炉から取出した高発熱(17kW/体)の使用済燃料を減衰待貯蔵するためにナトリウムポット保持筒貯蔵方式の使用済燃料貯蔵設備を設けた。燃料はナトリウム入りの移送ポットにより移送され、移送ポットごと貯蔵ポットに装荷した状態で保持筒に貯蔵する。移送ポットと保持筒外面にフィンを設け、事故時の燃料の除熱性を自然冷却により確保することによって、冷却系の簡素化をはかっている。

減衰待貯蔵の完了した使用済燃料(1年貯蔵後発熱率3.4kW以下)の搬出待貯蔵建屋への搬出は、ガスキャスクで搬出するものとし、汚染ナトリウム領域の拡大防止

と除熱性向上の観点から、搬出前に洗浄を行い、ヘリウム缶詰とし、移送キャスクに格納し、搬出待ち貯蔵設備に移送するものとした。

新燃料は一旦、空気中の新燃料貯蔵ラックに貯蔵し、燃料交換時の取扱手順を簡素化するために燃料交換開始前に使用済燃料貯蔵設備(保持筒)に移し替えるものとした。燃料の雰囲気置換(空気→アルゴン)は、新燃料貯蔵室ポートに地下台車が接続した状態で行う方式とし、エアロックなど専用の雰囲気置換室を削除した。また、炉内への不純物の持ち込みを低減し、1次冷却材純化系を簡素化するために、貯蔵ポットおよび移送ポット内ナトリウム並びに新燃料に付着した不純物を除去するためのナトリウム純化設備を設け、新燃料を保持筒に移し替える際に不純物除去を行うものとした。

燃料の移送は燃料交換機、燃料出入機、地下台車、インセルクレーン、新燃料移送機によって行う。燃料交換時の燃料移送は全て、アルゴンガス中で行うことにより、燃料交換時間の短縮を図っている。地下台車は燃料出入機および燃料貯蔵セルなど全ての燃料取扱室にアクセスする方式とし、燃料受渡回数の低減と燃料移送経路の簡素化を図った。

新燃料を原子炉容器内へ装荷する場合、および使用済燃料の搬出時に貯蔵ポットと移送ポット内のナトリウムを溶融する目的で、ポット予熱設備を設けた。

破損燃料は、健全燃料と同様に取扱うものとした。ただし、破損口の拡大防止、汚染の拡大防止の観点から付着ナトリウムの洗浄は行わず缶詰することとした。

9.3.3 設備・機器の基本仕様

9.3.2項で設定した燃料取扱系の系統構成に基づいて、主要な設備・機器の基本仕様を検討した。

燃料取扱系は以下の設備から構成される。

- ① 使用済燃料貯蔵設備
 - ・ 使用済燃料貯蔵ラック(保持筒)
 - ・ 使用済燃料冷却設備
 - ・ ポット予熱設備

- ・ 燃料貯蔵セルインセルクレーン
- ② 新燃料貯蔵設備
 - ・ 新燃料貯蔵ラック
 - ・ 缶詰缶貯蔵ラック
 - ・ 新燃料移送機
- ③ 燃料処理設備
 - ・ 燃料洗浄設備
 - ・ 燃料缶詰設備
 - ・ 新燃料予熱設備
 - ・ ナトリウム純化設備
 - ・ ポット検査設備
 - ・ 燃料処理室インセルクレーン
- ④ 燃料出入設備
- ⑤ 地下台車設備
- ⑥ 燃料搬出入設備

本燃料取扱系は以下の特徴を有する。

- ① 使用済燃料直接取出方式
- ② 燃料の貯蔵、移送、洗浄に水を用いない乾式システム
- ③ 自然冷却による燃料の除熱性確保
 - ・ フィン付き移送ポットによる燃料移送機の冷却系の簡素化
 - ・ フィン付き保持筒による貯蔵中の事故時自然通風冷却性能の確保
- ④ 使用済燃料貯蔵設備の分割モジュール構成による保持筒の保守性確保
- ⑤ 移送経路の簡素化による移送機基数の削減
- ⑥ 新燃料付着不純物の除去による1次冷却材純化系の簡素化

本燃料取扱系の基本仕様の一覧を表9.3.1に示す。

(1) 使用済燃料貯蔵設備

使用済燃料貯蔵設備は炉外に取出した使用済燃料の減衰待貯蔵を行うための設備であり、高発熱燃料の除熱性を確保するためにナトリウムポット保持筒貯蔵方式を採用している。保持筒には移送ポットごと貯蔵ポットに燃料を収納した状態で貯蔵を行い、燃料のガス中移送排除と取扱手順の簡素化をはかっている。

また、燃料交換時間の短縮化をはかるために燃料交換開始前に新燃料貯蔵ラックから新燃料を移送し、本設備にて貯蔵を行う。貯蔵セルは保守補修性を確保するために4分割した分割貯蔵セル方式とし、2セルは貯蔵用、1セルは予備、残りの1セルは保守待機用とし、各セルを順番に回転して使用する運用として

いる。
本設備は使用済燃料貯蔵ラック、使用済燃料冷却設備、ポット予熱設備、燃料貯蔵セルインセルクレーンから構成される。

(a) 使用済燃料貯蔵ラック

使用済燃料貯蔵ラックは、燃料の貯蔵を行うための設備で、保守補修時の運用に優れる分割貯蔵方式を採用しており、以下のとおり貯蔵容量45体のラック4基から構成される。これに対応して、貯蔵ラック上部のアルゴンガスセルも4セル設けている。

- ・ 通常燃料交換時貯蔵用 : 2基
- ・ 保守補修時貯蔵用 : 1基
- ・ 予備貯蔵用 : 1基

使用済燃料の冷却は保持筒外面に空気を通風して行う。通常時はブロワによる強制通風とし、事故時は自然通風とする。

保持筒は燃料入りの移送ポットを収納した貯蔵ポットを保持し、セル床下に吊り下げる。セル床面にはセルライナを設け、ライナと保持筒を気密に接続し、アルゴンガスセルバウンダリを保持筒で形成する。また、万一の保持筒破損時には容易に交換できる構造とする。

保持筒には、インセルクレーンで着脱可能なプラグを設け、貯蔵ポット内のナトリウムペーパーのセル内への拡散防止と熱遮蔽を行う。

(b) 使用済燃料冷却設備

使用済燃料冷却設備は、使用済燃料を収納した保持筒の外面を空気で冷却する方式を採用している。通常時には送風機によって強制通風冷却を行い、事故時には自然通風冷却を行う。

使用済燃料冷却設備の系統図を図9.3.3に示す。冷却設備は送風機、フィルタ、ダクト、スタックなどから構成される。

強制通風時の冷却風量は $4 \times 10^5 \text{kg/h}$ (平成2年度解析結果より)とし、送風機は動的機器の多重化と設備容量の低減および運用上の裕度を確保する観点から1基あたりの容量50%の送風機を3基設置し、2基を常用、1基を予備とする。

空気取入口には、カバーガスバウンダリを構成する保持筒の腐食防止の観点から塩分、湿分を除去するためのフィルターを設ける。

保持筒室への空気入口ダクトは床の下面に設け、空気を上方に吹き込むことにより、偏流の抑制を図っている。

保持筒を冷却した空気はダクトを通り高さ60mのスタックより排出される。

(c) ポット予熱設備

ポット予熱設備は新燃料の炉内装荷時、使用済燃料の搬出時にポット内部のナトリウムを溶融し所定の温度に維持するための設備である。ポット予熱設備の系統図を図9.3.4に示す。

燃料交換時間短縮のために、各貯蔵セルに2基のポット予熱槽を有したポット予熱設備を設けるものとし、アルゴンガス循環加熱により、約70分で 150°C に昇温するものとした。また、インセルクレーンの故障等の場合には予熱槽にて、使用済燃料の冷却が可能である。

なお、移送ポットの貯蔵ポットへの装荷、引抜はポット予熱槽で行う。

(d) 燃料貯蔵セルインセルクレーン

燃料貯蔵セルインセルクレーンは貯蔵ポット(燃料貯蔵ラック-ポット予熱設備)と移送ポット(ポット予熱設備-地下台車)の移送、および保持筒プラグの着脱を行うための設備である。

貯蔵セル内の各取扱ポジションにアクセスするために、走行横行式の台車としている。グリッパは口径の異なる移送ポットと貯蔵ポットを同一のグリッパで取り扱える方式としている。

インセルクレーン搭載ブローは、フィン付き移送ポットの採用等により、セル内自然循環による燃料の除熱が可能な見通しであることから、常用系電源系として簡素化をはかった。

(e) セル雰囲気調整設備

セル雰囲気調整設備は、セル内をアルゴンガス雰囲気に維持し、圧力を調整する圧力調整系と、セル内の燃料、機器、照明等から放散される熱の除去を行う冷却系から構成され、非常用電源系に接続される。

セル雰囲気調整設備の系統図を図9.3.5に示す。

燃料貯蔵セル4セル、燃料処理室、地下台車通路の雰囲気調整設備は物量削減の観点から共用化するものとした。

セル内のアルゴンガスは再循環方式とし、非常用系の送風機を50%、3基設置する。

セル内の燃料破損時のFP放出量を低減するためによろ素除去フィルターを設置する。

移送ポット等から発生するナトリウムベーパーを除去するためにベーパーラップを設ける。

また、セル内機器のメンテナンス時のセル内への作業員の立入を可能とするために、アルゴンガス/空気の置換が行える様に、燃料取扱系換気空調設備と接続する。

なお、本システムについては、今後、格納性等の検討を行った後に仕様を具体化する必要がある。

(2) 新燃料貯蔵設備

新燃料貯蔵設備は新燃料を受入れ貯蔵するための設備であり、新燃料貯蔵ラック、新燃料移送機等から構成される。

(a) 新燃料貯蔵ラック

原子炉運転サイクルと新燃料搬入サイクル間の変動に対するバッファ用貯蔵設備として、1バッチ分の貯蔵容量を有した新燃料貯蔵ラックを設けるものとした。貯蔵ラックの貯蔵ピッチは未臨界性を考慮し240mmとした。新燃料キャスクから取り出した新燃料は空気雰囲気で貯蔵を行い、地下台車に装荷する際に空気/アルゴンガスのガス置換を行う。

(b) 缶詰缶貯蔵ラック

缶詰缶貯蔵ラックに使用済燃料のヘリウム缶詰用缶詰缶の貯蔵を行う。缶詰缶は、キャスク搬出時に順次補給するものとし、1/2バッチ分の貯蔵ラックを設けるものとした。

(c) 新燃料移送機

新燃料移送機は新燃料キャスク—貯蔵ラック、貯蔵ラック—地下台車間の新燃料および缶詰缶の移送を行うための設備である。貯蔵セル内のインセルクレーンと同様に、走行横行台車と燃料の取扱を行うグリッパから構成される。

(3) 燃料処理設備

燃料処理設備は燃料の洗浄、缶詰、予熱等を行う設備であり、燃料洗浄設備、燃料缶詰設備、新燃料予熱設備、ナトリウム純化設備、ポット検査設備および燃料処理室インセルクレーンから構成される。

(a) 燃料洗浄設備

燃料洗浄設備は、使用済燃料の搬出時に下流側への汚染ナトリウムの拡大抑制のために使用済燃料の付着ナトリウムを除去する設備であり、放射性廃棄物発生量の抑制のため乾式洗浄方式を採用している。乾式洗浄方式のひとつである高温真空洗浄方式については、発熱率4kWの使用済燃料の場合、被覆管最高温度500°Cに維持しつつ、約17分以内で燃料平滑部のナトリウムを洗浄出来る結論を得ている。

燃料洗浄設備の系統図を図9.3.6に示す。燃料洗浄設備は送風機、冷却器、ナトリウム分離器、ヒータなどから構成される。送風機は非常系に接続し、容量100%×2基を設置する。

(b) 燃料缶詰設備

燃料缶詰設備は使用済燃料の搬出時の燃料の除熱性を確保するために使用済燃料をヘリウム缶詰するための設備である。

使用済燃料は約5kg/cm²aの加圧ヘリウム雰囲気搬出される。キャスク内に裸燃料を直接装荷し、加圧ヘリウム雰囲気に維持するためには、燃料処

理室のセルライナを $5\text{kg}/\text{cm}^2\text{a}$ の耐圧構造とする等の設備対応が必要となることから、燃料を1体ずつ缶詰する方式とした。

(c) 新燃料予熱設備

新燃料予熱設備は新燃料を移送ポットの高温ナトリウム中に装荷する前に、新燃料への熱衝撃を避けるために予熱する設備である。

新燃料の予熱は燃料交換開始前に新燃料貯蔵ラックから燃料貯蔵セル内の保持筒に移し替える際に行う。

(d) ナトリウム純化設備

ナトリウム純化設備は、炉内1次ナトリウムへの不純物持ち込み量の低減、貯蔵ポット内ナトリウムの純度管理を行う目的で、新燃料に付着した不純物を貯蔵ポット内ナトリウム中不純物と共に除去するための設備である。

ナトリウムの純化は、新燃料を新燃料貯蔵ラックから燃料貯蔵セル保持筒に移し替える際に行う。

ナトリウム純化設備の系統図を図9.3.7に示す。ナトリウム純化設備は、ナトリウム純化槽、ナトリウム充填用ノズル、ポット支持装置、コールドトラップ等から構成される。

(e) ポット検査設備

移送ポット、貯蔵ポットはナトリウムを内包し、燃料の冷却材バウンダリを構成する機器であるとともに、その表面は燃料の除熱性を確保するために高放射率材で被覆されている。したがって、この冷却材バウンダリの健全性を確認するためにポットからのナトリウムの漏洩を加圧・耐圧試験などにより検査すること、および高放射率表面の健全性を確保するためにポット表面状態を観察する必要があると考えられる。これらの検査を行うための設備を燃料処理室に設けるものとする。

今後、事故事象の検討などを通じてその必要性を明らかにすると共に、漏洩検知方法等を検討する必要がある。

(f) 燃料処理室インセルクレーン

燃料処理室インセルクレーンは燃料処理室内部の各設備、地下台車および使用済燃料搬出キャスク間の燃料、移送ポットおよび貯蔵ポットの移送を

行う設備である。本燃料移送機は燃料貯蔵セルのインセルクレーンとほぼ同様の機能を有するが、約3kWの裸燃料をガス中で取扱うため、非常用電源系につながれた燃料冷却用のブロアを2基搭載する。

(4) 燃料出入設備

燃料出入機は、原子炉容器内の炉内中継槽と地下台車通路内の地下台車との間で燃料を収納したナトリウム入りの移送ポットを移送する装置である。

UIS引抜き時のUISキャスクとの干渉を回避するため可搬式とし、燃料交換時間の短縮のためホットセル方式とした。

ホットセル内の雰囲気維持のために、セル雰囲気冷却系を設ける。セル雰囲気冷却設備系統図を図9.3.8に示す。セル雰囲気冷却系はアルゴンガス循環用ブロワ、空気冷却器、冷却用ブロワ、ナトリウムベーパートラップ、ヒータなどから構成され、非常系に接続された100%容量のブロワを2基設置する。

燃料出入機本体搭載ブロアは、セル内自然循環による燃料の除熱が可能な見通しであることから、常用電源系1基として簡素化をはかった。

(5) 地下台車設備

地下台車設備は、格納容器内の燃料出入機と格納容器外の燃料貯蔵セル等の各設備間を移動して、燃料を収納したナトリウム入りの移送ポット、貯蔵ポットおよび裸新燃料をアルゴンガス中で移送する装置であり、地下台車と通路から構成される。

地下台車はナトリウムの付着した移送ポット用の収納管と、ナトリウム付着のない貯蔵ポットおよび裸新燃料用の収納管を有する。裸燃料を収納する際には収納管内にアダプターを装着する。移送ポット収納管は燃料の冷却用のガス流路を形成するために上下部に開口部を設ける。裸新燃料用の収納管の下部は密閉とし、上部にガス置換時の気密を確保するためのフランジを設ける。

地下台車に搭載するブロアは、地下台車通路内の自然循環による燃料の除熱が可能な見通しであることから、常用電源系1基として冷却系の簡素化をはかった。

(6) 燃料搬出入設備

燃料搬出入設備は使用済燃料をキャスク詰して原子炉補助建屋からの搬出、および新燃料を原子炉補助建屋内へ搬入を行うための設備であり、キャスク台車、キャスク接続装置、キャスク蓋取扱装置などから構成される。

燃料の搬出入経路に従って、使用済燃料搬出設備は燃料処理室に、新燃料搬入設備は新燃料貯蔵室にそれぞれ独立して設ける。このため、搬出作業と搬入作業を同時に実施可能である。

燃料搬出入設備については、今後搬出待貯蔵設備、建屋間移送設備などの検討と合わせて具体化する必要がある。

(7) 搬出待ち貯蔵設備

搬出待ち貯蔵設備ではHe雰囲気保持筒ラックに保存した使用済燃料を大気で冷却する設計としたい。この方式によると使用済燃料を再処理する際に缶詰缶が廃棄物となるとの指摘もあり、搬出待ち貯蔵設備は下流側での燃料の取扱をも考慮し今後決定する。

9.3.4 燃料取扱計画

原子炉建屋内の燃料取扱設備について、燃料交換、使用済燃料の搬出、新燃料の搬入の燃料取扱計画を検討した。

本システムにおける燃料取扱は次の3段階に分けて行われる。

① 燃料交換

炉心と燃料貯蔵設備の間で使用済燃料と新燃料の交換を行う。

② 使用済燃料搬出

使用済燃料を原子炉補助建屋から搬出待貯蔵建屋へ搬出する。

③ 新燃料搬入

新燃料を原子炉補助建屋内の燃料貯蔵設備へ搬入する。

(1) 燃料交換

燃料交換は、炉心と燃料貯蔵設備の間で使用済燃料と新燃料の交換を行う作業であり、原子炉を停止中に行われる。

(a) 燃料交換手順

燃料交換時の燃料取扱手順を図9.3.9に示す。

炉内では燃料交換機によって炉心と炉内中継槽間で新燃料と使用済燃料の移送が行われ、炉外では燃料出入機、地下台車等により燃料が移送される。

炉心から燃料交換機により引抜かれた使用済燃料は炉内中継槽で移送ポットに収納し、燃料出入機により炉外へ取出し地下台車に受渡される。地下台車は燃料貯蔵セルA下まで移動し、使用済燃料はインセルクレーンにより移送ポットごと燃料貯蔵セルA内へ移送される。使用済燃料入り移送ポットは、ポット予熱設備Aで予熱された貯蔵ポットに装荷され、貯蔵ポットごと燃料貯蔵ラックA(保持筒)に装荷される。その後保持筒に保持筒プラグが施され減衰待貯蔵される。

新燃料(新燃料はあらかじめ燃料交換開始前に新燃料貯蔵室から燃料貯蔵ラックBに移送されている。)は燃料貯蔵ラックBから燃料貯蔵セルインセルクレーンにより貯蔵ポットごとポット予熱設備Bに移送される。予熱完了後、移送ポットに収納した状態で貯蔵ポットから取出し地下台車通路内の地下台車に装荷される。地下台車が燃料出入機下まで走行し、新燃料は移送ポットごと燃料出入機により取出され、炉内中継槽へ移送される。その後燃料交換機によって新燃料は炉心へ装荷される。

(b) 燃料交換スケジュール

燃料1体当たりの交換時間を算定した。各機器の燃料取扱時間は従来の検討に基づき以下の通りとした。

・ 燃料交換機	：	ポジション間移動	2分/回
		グリッパ昇降	3.5分/回
・ 燃料出入機	：	ポジション間移動	2分/回
		グリッパ昇降	4分/回
・ 地下台車	：	ポジション間移動	3分/回
・ インセルクレーン	：	ポジション間移動	2分/回
		グリッパ昇降	
		保持筒位置	5分/回(プラグ取扱含む)

その他位置 3分/回

・ポット予熱 : 70分/体

燃料交換のスケジュールを図9.3.10に示す。

貯蔵セルを2セル使用すること、およびポット予熱槽を2基設けることによつて、燃料交換時間の短縮が図れ、燃料1体当たりにより要する時間は35分/体となる。

燃料交換本数101体の場合、燃料交換に要する期間は約60時間であり、1日あたりの作業時間を18時間とすると、3.5日で完了する。

(2) 使用済燃料搬出

使用済燃料の搬出は、使用済燃料を原子炉補助建屋から搬出待貯蔵建屋へ搬出する作業で原子炉運転中に行われる。

使用済燃料搬出手順を図9.3.11に示す。

減衰待貯蔵終了後、使用済燃料は燃料貯蔵ラック(保持筒)から貯蔵ポットごとポット予熱槽に移送され、ナトリウム溶解後に移送ポットごと取出し、地下台車に装荷される。(ナトリウムが熔融状態の場合は、保持筒から直接移送ポットを取出し、地下台車に装荷する。)地下台車が燃料処理室下へ移動し、燃料は移送ポットから裸で取出され、ナトリウムを洗浄した後、缶詰してキャスクに装荷され原子炉補助建屋から搬出される。

使用済燃料を取出した空移送ポットは、燃料貯蔵セルへ戻され貯蔵ポットに装荷して燃料貯蔵ラックで保管される。

(3) 新燃料搬入

新燃料の搬入は、新燃料を原子炉補助建屋内燃料貯蔵設備へ搬入する作業で、原子炉運転中に行われる。搬入作業は新燃料キャスクから新燃料貯蔵ラックへの燃料受入作業と、燃料交換開始前に燃料貯蔵セルへ新燃料を移送する作業に分けられる。

新燃料搬出手順を図9.3.12に示す。

(a) 燃料受入作業

新燃料は新燃料貯蔵室内の新燃料移送機によりキャスクから取出され、新燃料貯蔵ラックに装荷され貯蔵される。なお、この作業は空気雰囲気で行われる。

(b) 燃料交換準備作業

新燃料貯蔵ラックに装荷された新燃料は、地下台車に装荷され空気からアルゴンへ置換後、燃料処理室に移送される。新燃料は新燃料予熱設備で予熱し、ナトリウム純化設備内の貯蔵ポットに装荷してポット内のナトリウムとともに純化される。純化後、地下台車に貯蔵ポットごと装荷して燃料貯蔵セルに運び、燃料貯蔵ラックに貯蔵して燃料交換に備える。

表9.3.1 (1/3) 燃料取扱設備基本仕様一覧 (1/3)

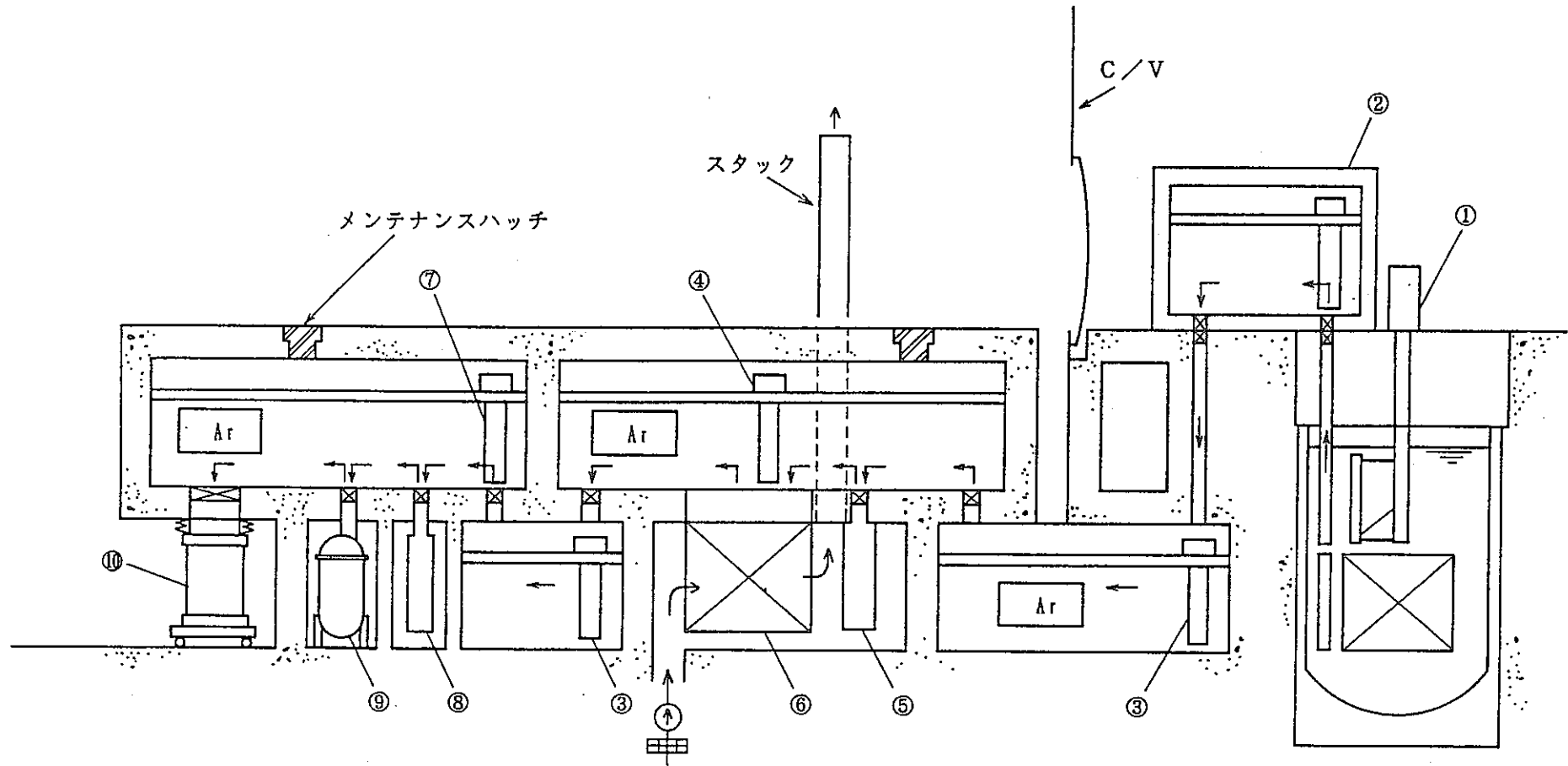
項 目	仕 様
<p>(1) 使用済燃料貯蔵設備</p> <p>(a) 使用済燃料貯蔵ラック</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>燃料貯蔵状態</p> <p>貯蔵容量</p> <p>(b) 使用済燃料冷却設備</p> <p>冷却方式</p> <p>冷却風量</p> <p>(c) ポット予熱設備</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>(d) 燃料貯蔵セル</p> <p>インセルクレーン</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>取扱対象</p> <p>移送ポット取扱方法</p> <p>移送ポット昇降方式</p> <p>横行走行方式</p> <p>主要部材質</p> <p>(e) セル雰囲気調整設備</p> <p>基数</p> <p>冷却方式</p> <p>(2) 新燃料貯蔵設備</p> <p>(a) 新燃料貯蔵ラック</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>燃料貯蔵状態</p> <p>貯蔵容量</p>	<p>4基 (1基/セル) : 通常貯蔵用 2基 保守貯蔵用 1基 予備貯蔵用 1基</p> <p>ナトリウムポット保持筒貯蔵方式</p> <p>燃料を移送ポットごと貯蔵ポットに収納した状態で保持筒に貯蔵</p> <p>180体 (45体/セル)</p> <p>保持筒外面強制通風方式 強制通風系停止時は自然通風 2×10⁵kg/h/セル(強制通風時)</p> <p>4基(1基/セル) ガス循環加熱方式</p> <p>4基(1基/セル) 横行走行式インセルクレーン ナトリウム入り移送ポット(燃料収納) ナトリウム入り貯蔵ポット(移送ポット収納) 保持筒プラグ グリッパ把持方式 グリッパ昇降用チェーン巻き取り チェーン牽引方式 ステンレス鋼、炭素鋼</p> <p>1基 (燃料処理室、地下台車通路と共用) アルゴンガス循環冷却方式</p> <p>1基 床下吊下げ式 空气中裸貯蔵 105体</p>

表9.3.1 (2/3) 燃料取扱設備基本仕様一覧 (2/3)

項目	仕様
(b) 新燃料移送機 基数 型式 取扱対象 主要部材質	1基 横行走行式クレーン 新燃料 (裸) ステンレス鋼、炭素鋼
(3) 燃料処理設備 (a) 燃料洗浄設備 基数 洗浄方式 洗浄対象物 (b) 燃料缶詰設備 基数 型式 取扱対象物 (c) 新燃料予熱設備 基数 型式 (d) ナトリウム純化設備 基数 型式 取扱対象物 (e) ポット検査設備 基数 検査対象 検査項目 (f) 燃料処理室 インセルクレーン 基数 型式 取扱対象 冷却設備 主要部材質	1基 乾式洗浄方式 炉心燃料構成要素 制御棒 1基 ヘリウムガス封入式 炉心燃料集合体 1基 高温ガス循環方式 1基 ナトリウムポット純化方式 貯蔵ポット (移送ポット、新燃料収納) 1基 移送ポット、貯蔵ポット 外観検査、ナトリウム漏洩検査 1基 横行走行式インセルクレーン 裸燃料 クレーン搭載フロア (非常用電源系) ステンレス鋼、炭素鋼

表9.3.1 (3/3) 燃料取扱設備基本仕様一覧 (3/3)

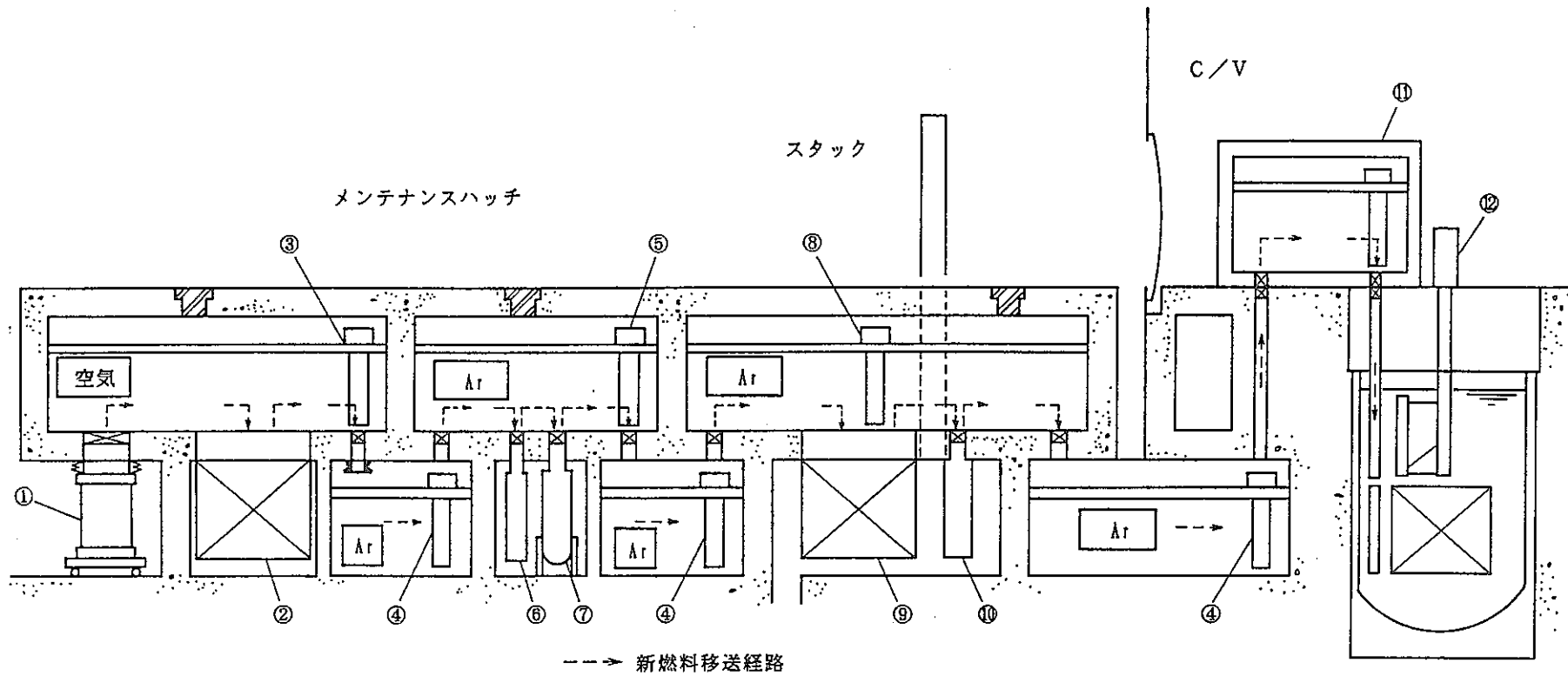
項目	仕様
<p>(4) 燃料出入機</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>取扱対象</p> <p>冷却設備</p> <p>主要部材質</p>	<p>1基</p> <p>可搬式セル、走行直動式燃料出入機</p> <p>ナトリウム入り移送ポット (燃料収納)</p> <p>セル雰囲気冷却ユニット (非常用電源系)</p> <p>移送機搭載ブロワ (常用電源系)</p> <p>ステンレス鋼、炭素鋼</p>
<p>(5) 地下台車</p> <p>基数</p> <p>型式</p> <p>取扱対象</p> <p>移送ポット取扱方法</p> <p>収納管数</p> <p>主要部材質</p>	<p>1基</p> <p>横行走行式台車</p> <p>ナトリウム入り移送ポット (燃料収納)</p> <p>ナトリウム入り貯蔵ポット (燃料収納)</p> <p>裸新燃料</p> <p>収納管内保持</p> <p>移送ポット用 1基</p> <p>貯蔵ポット、裸新燃料用 (アダプタ使用) 1基</p> <p>ステンレス鋼、炭素鋼</p>
<p>(6) 燃料搬出入設備</p> <p>(a) キャスク台車</p> <p>基数</p> <p>方式</p> <p>取扱対象キャスク</p> <p>(b) キャスク接続装置</p> <p>基数</p> <p>方式</p> <p>(c) キャスク蓋取扱装置</p> <p>基数</p> <p>型式</p>	<p>2基 : 搬出用 1基</p> <p>搬入用 1基</p> <p>軌上走行式</p> <p>使用済燃料キャスク、新燃料キャスク</p> <p>2基 : 搬出用 1基</p> <p>搬入用 1基</p> <p>可動案内筒方式</p> <p>2基 : 搬出用 1基</p> <p>搬入用 1基</p> <p>旋回式ジブクレーン</p>



→ 使用済燃料移送経路

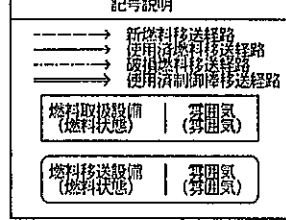
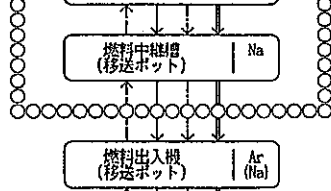
- | | |
|-----------------|----------------|
| ①燃料交換機 | ⑥燃料貯蔵ラック |
| ②燃料出入機 | ⑦燃料処理室インセルクレーン |
| ③地下台車 | ⑧燃料洗浄設備 |
| ④燃料貯蔵セルインセルクレーン | ⑨燃料缶詰設備 |
| ⑤ポット予熱設備 | ⑩使用済燃料キャスク |

図9.3.1 (1/2) 燃料取扱設備の系統構成図 (使用済燃料取扱系統)

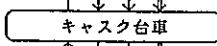
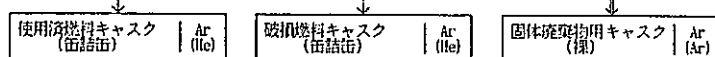
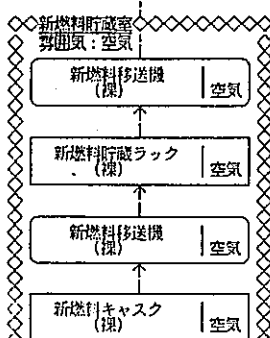
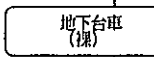
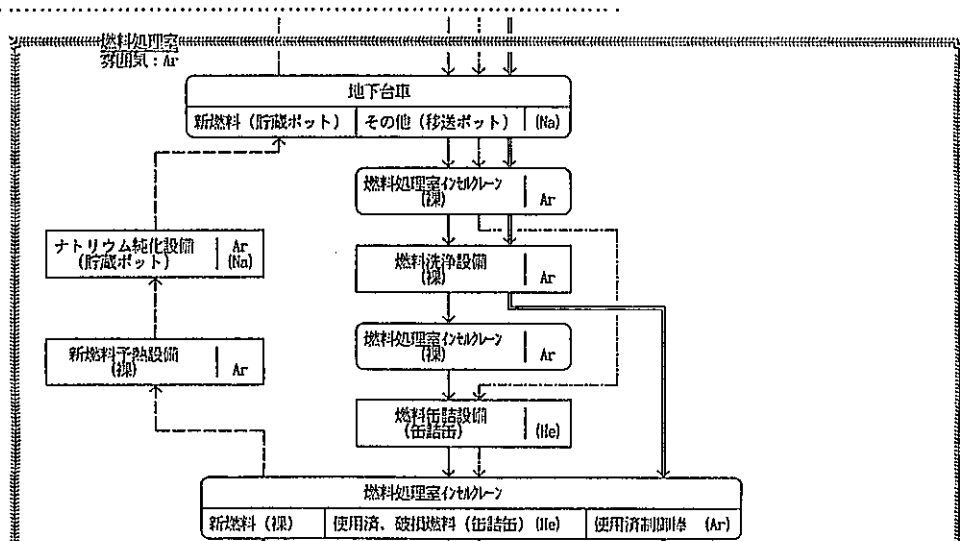
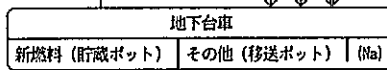
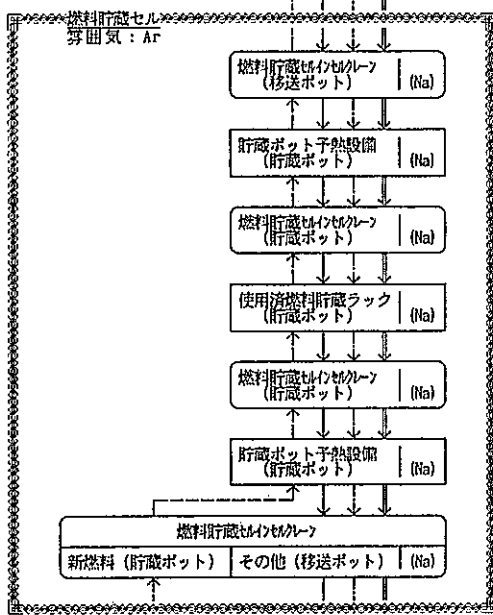
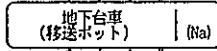


- | | |
|----------------|-----------------|
| ①新燃料キャスク | ⑦ナトリウム純化設備 |
| ②新燃料貯蔵ラック | ⑧燃料貯蔵セルインセルクレーン |
| ③新燃料移送機 | ⑨燃料貯蔵ラック |
| ④地下台車 | ⑩ポット予熱設備 |
| ⑤燃料処理室インセルクレーン | ⑪燃料出入機 |
| ⑥新燃料予熱設備 | ⑫燃料交換機 |

図9.3.1 (2/2) 燃料取扱設備の系統構成図 (新燃料取扱系統)



地下台車通路
雰囲気: Ar



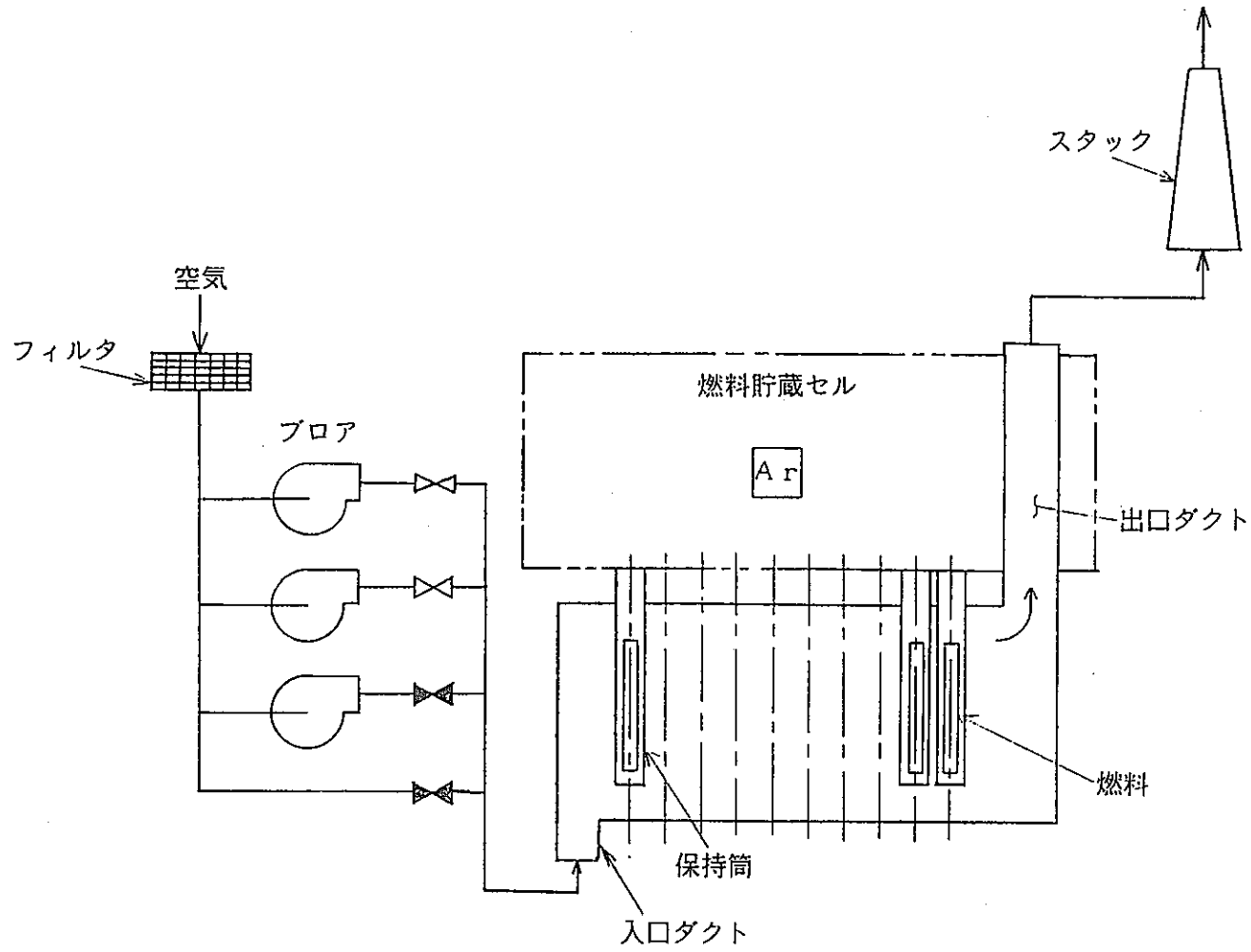


図9.3.3 使用済燃料冷却設備系統図

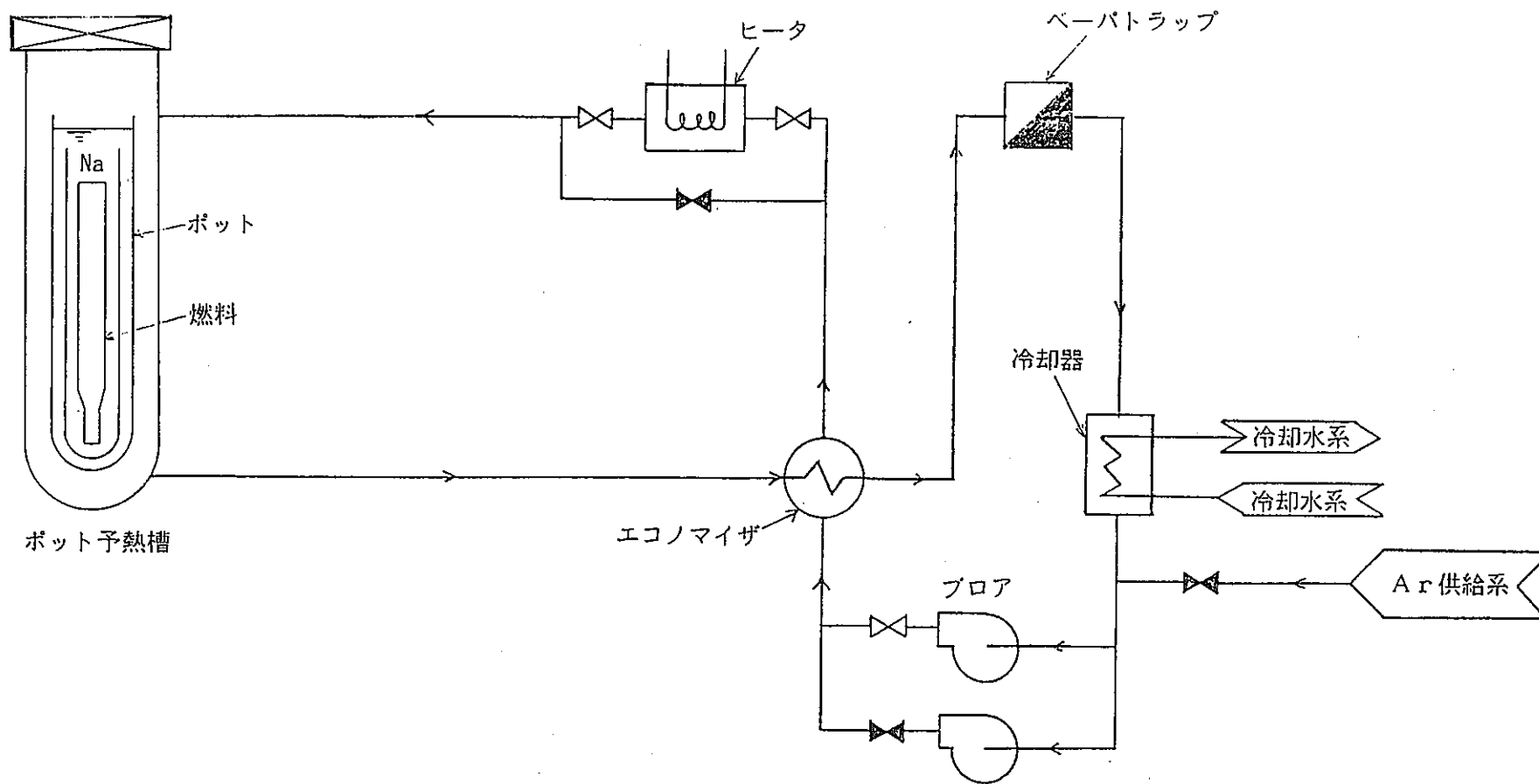
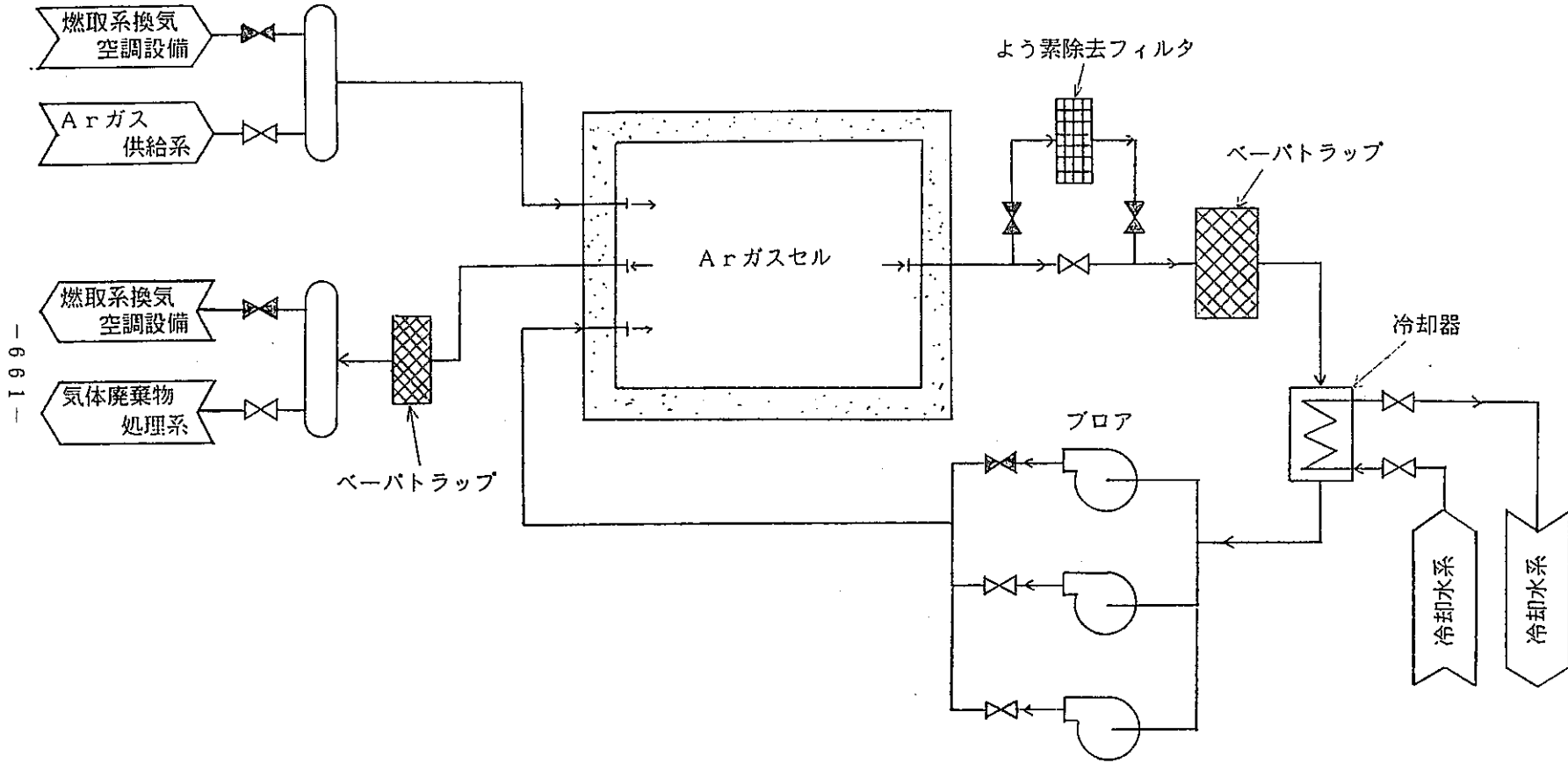


図9.3.4 ポット予熱設備系統図



- 661 -

図9.3.5 Arセル雰囲気調整設備系統図

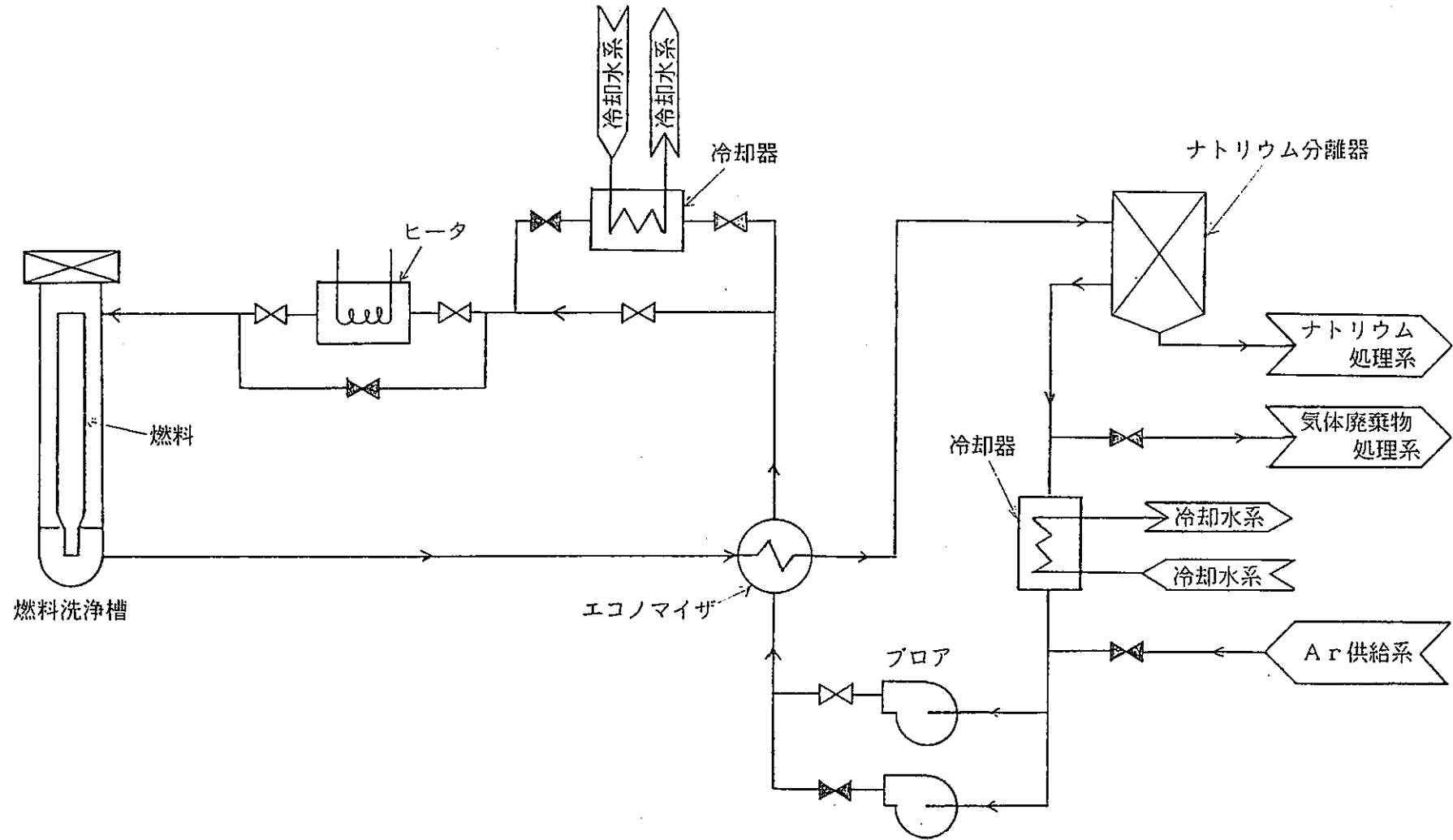


図9.3.6 燃料洗浄設備系統図

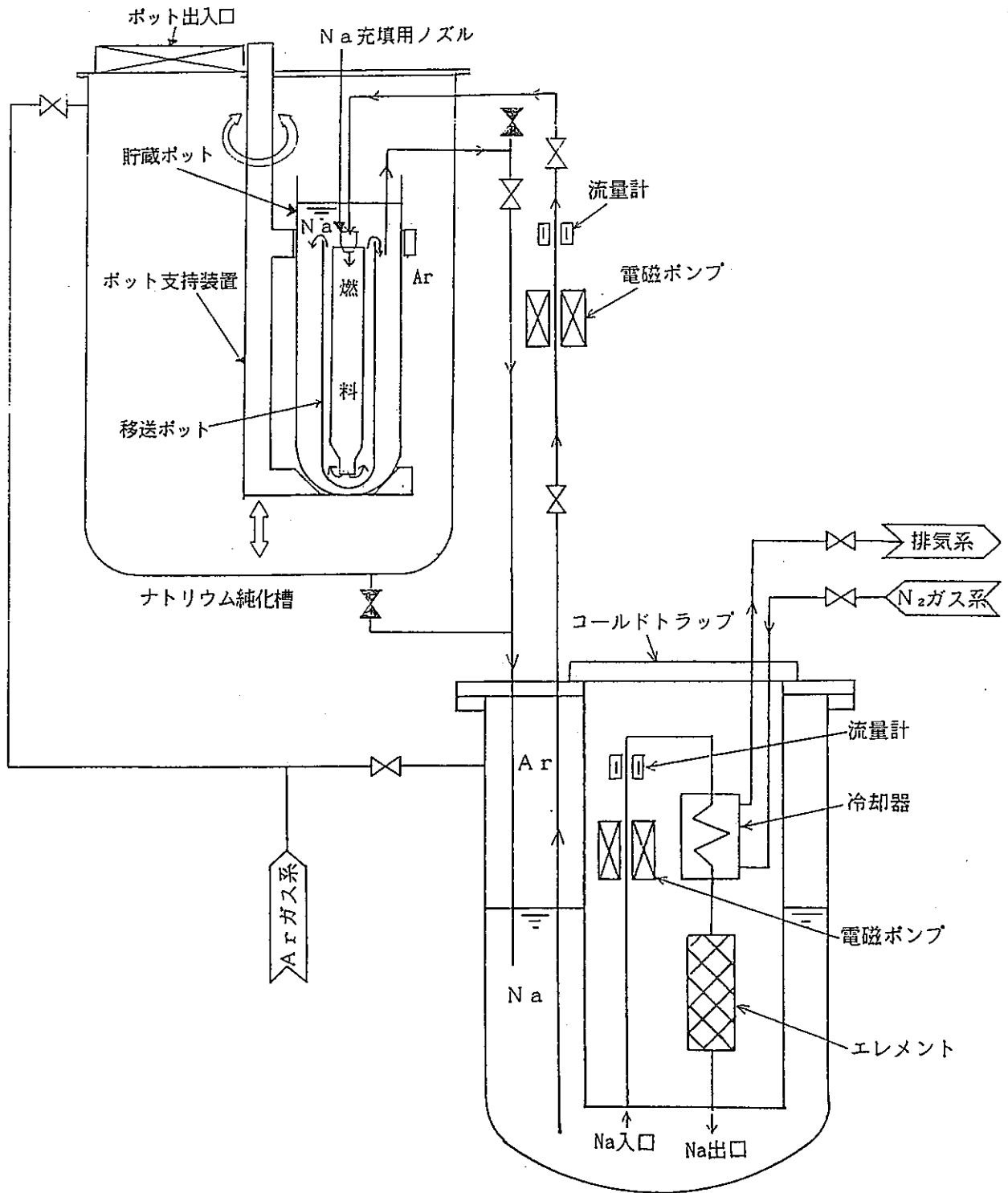


図9.3.7 ナトリウム純化設備系統図

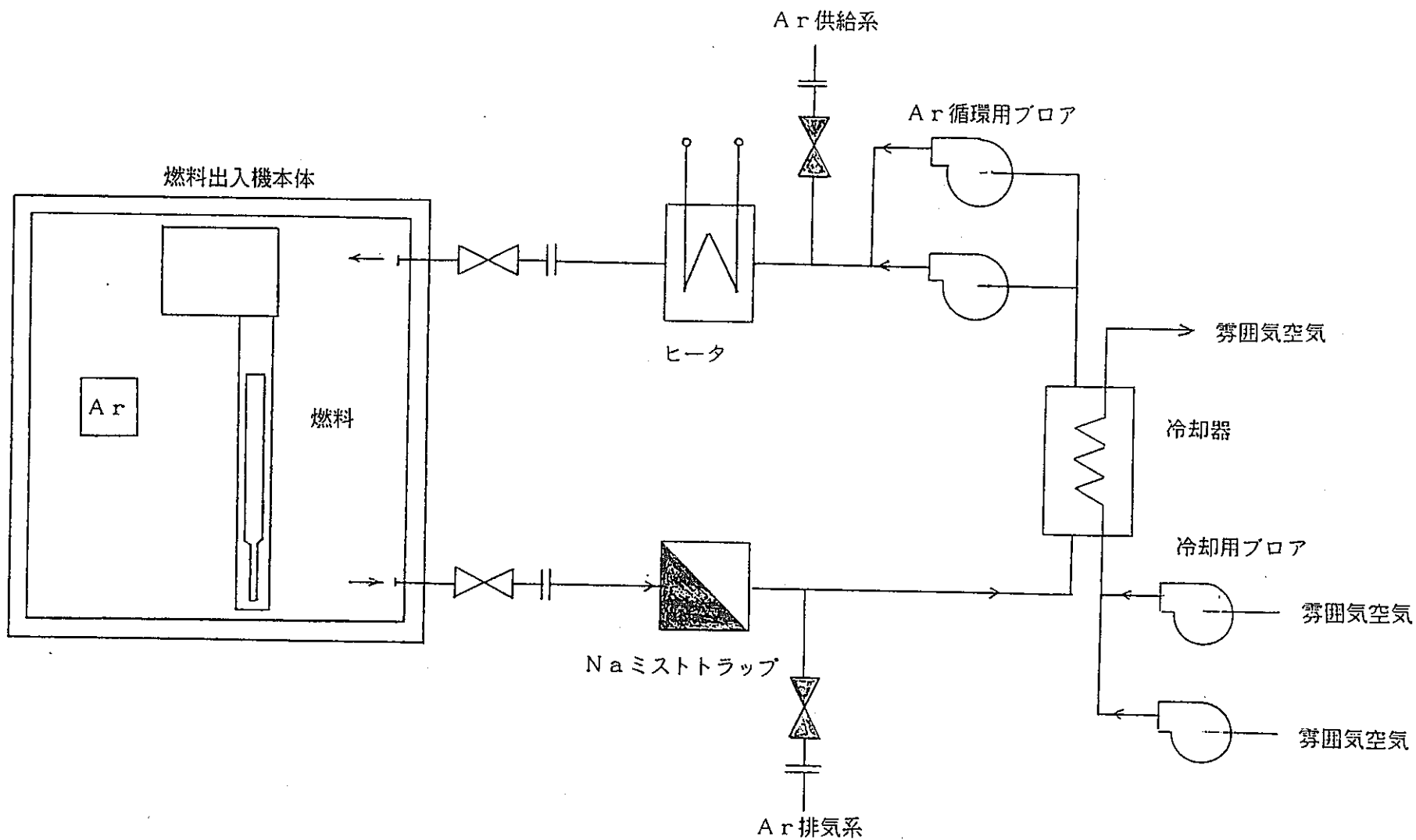
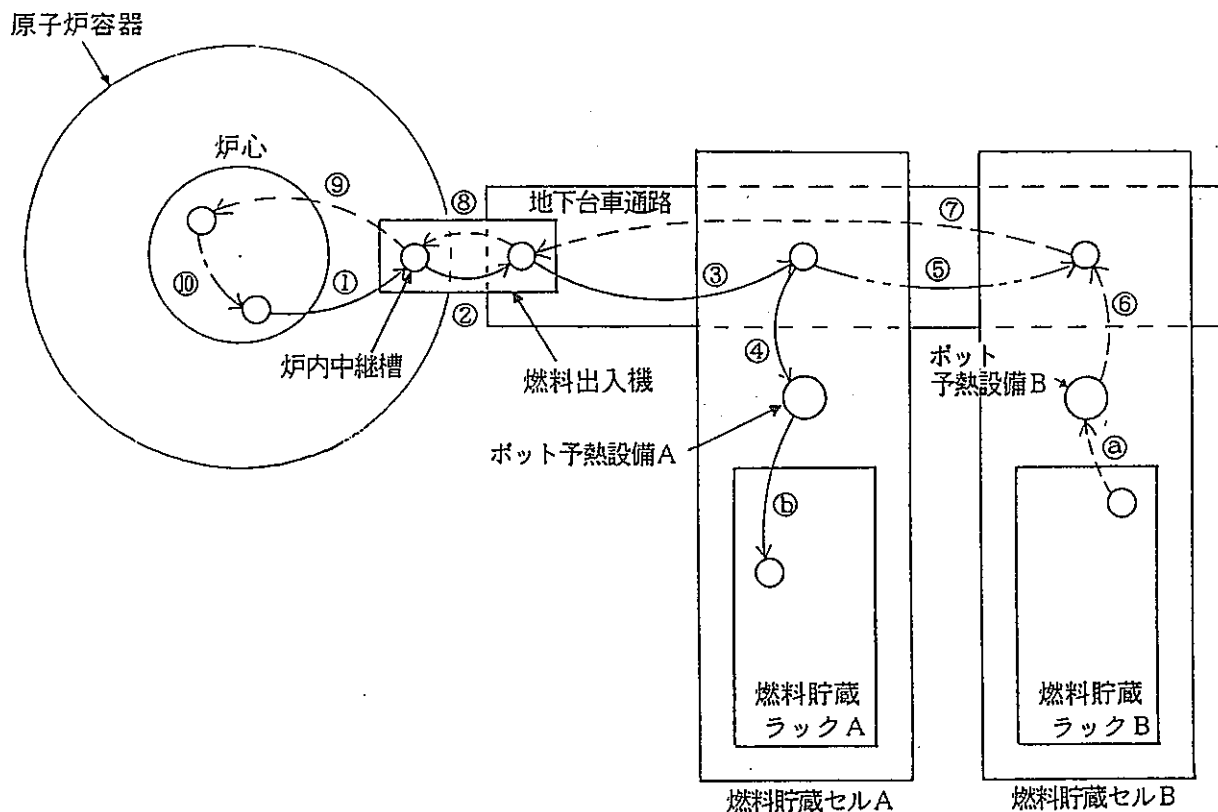


図9.3.8 燃料出入機用セル雰囲気調整設備系統図



	燃料交換機	燃料出入機	地下台車	燃料貯蔵セルA インセルクレーン	燃料貯蔵セルB インセルクレーン
取 扱 対 象	①使用済燃料 (裸) ⑨新燃料 (裸) ⑩空	②使用済燃料 (移送ポット) ⑧新燃料 (移送ポット)	③使用済燃料 (移送ポット) ⑤空 ⑦新燃料 (移送ポット)	④使用済燃料 (移送ポット) ⑥使用済燃料 (貯蔵ポット)	⑦新燃料 (貯蔵ポット) ⑧新燃料 (移送ポット)

図9.3.9 燃料交換時の燃料取扱手順

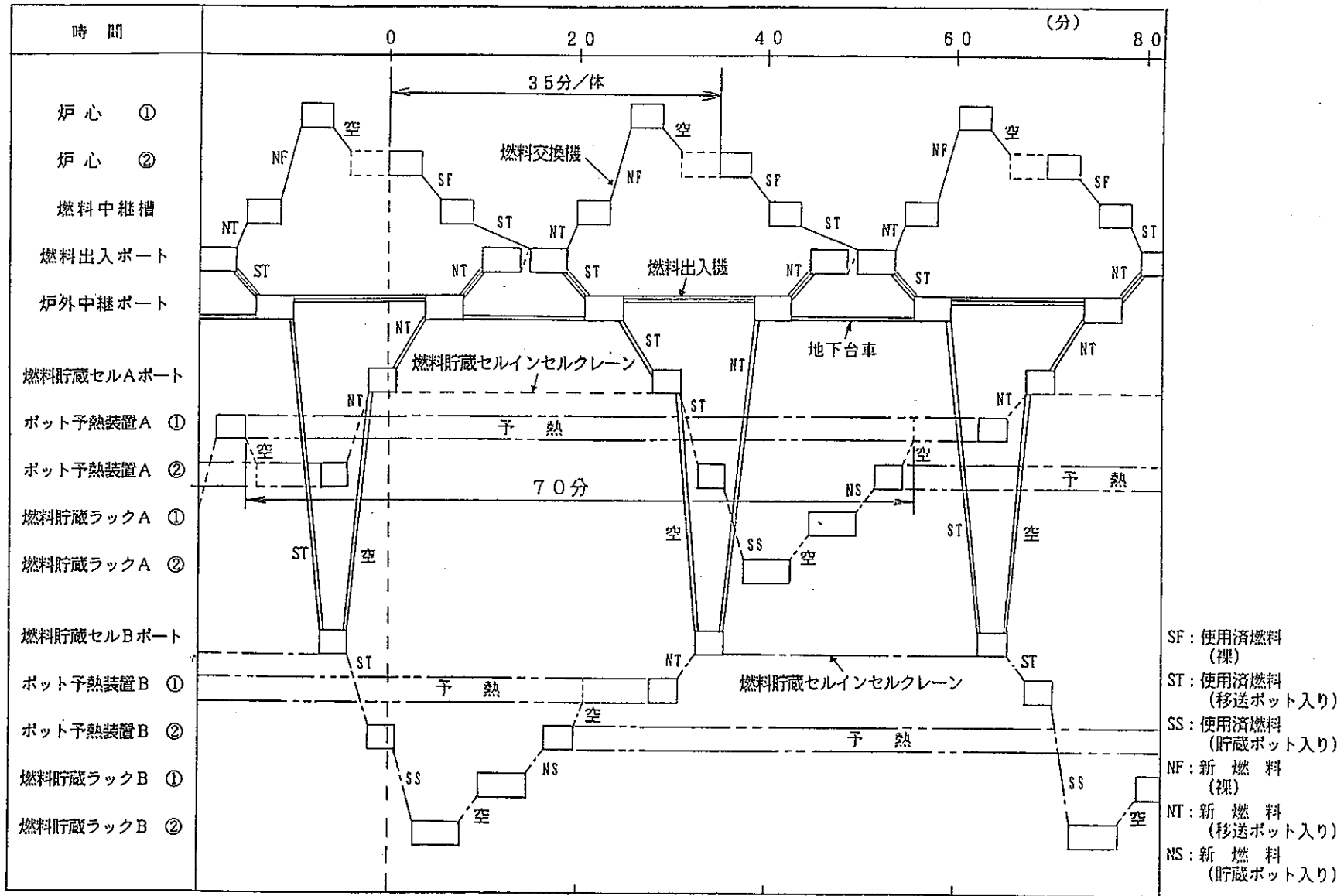
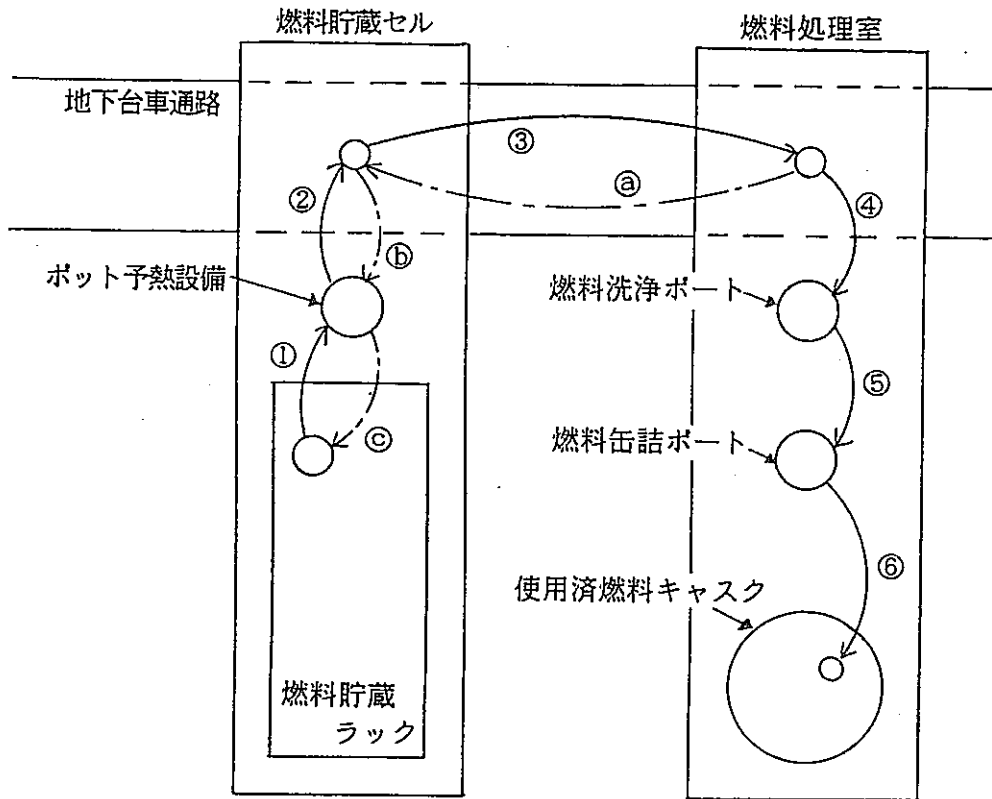
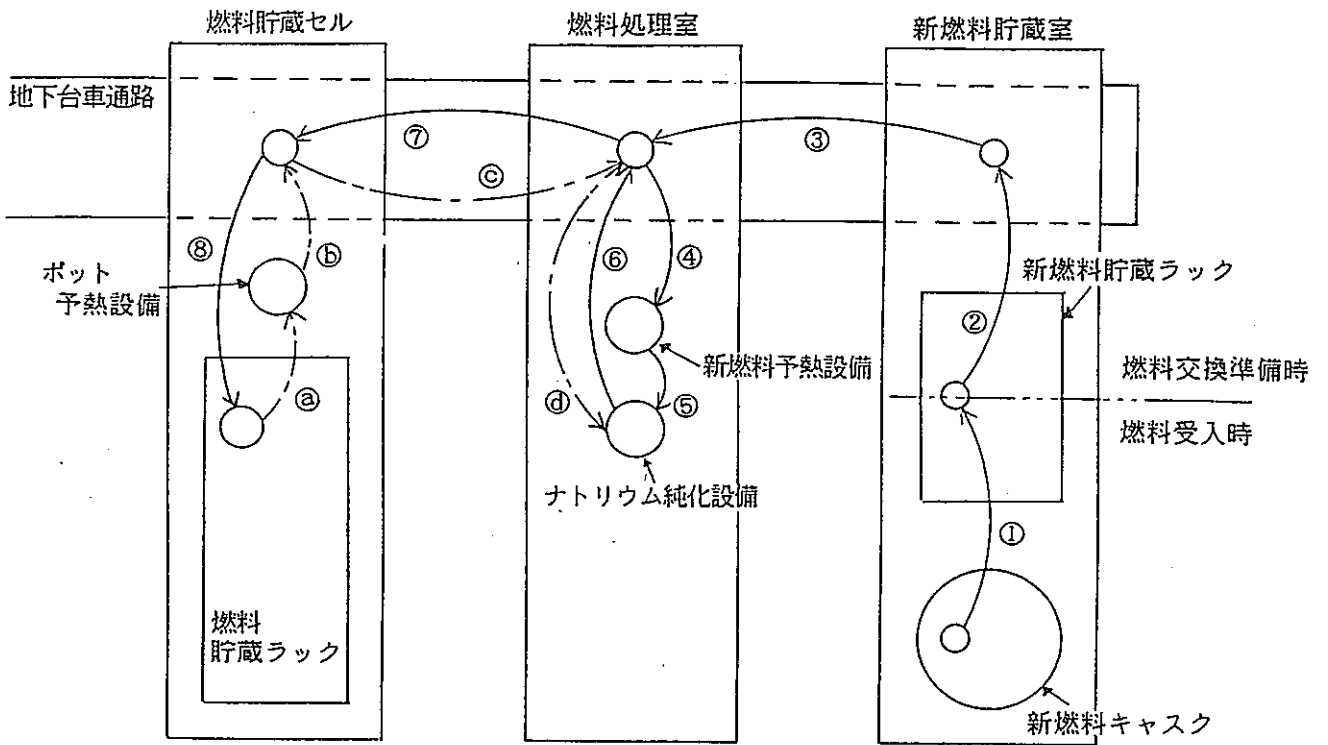


図9.3.10 燃料交換スケジュール



	燃料貯蔵セル インセルクレーン	地下台車	燃料処理室 インセルクレーン
取 扱 対 象	①貯蔵ポット ②移送ポット ⑥移送ポット (空) ⑦貯蔵ポット (空)	③移送ポット ④移送ポット (空)	④裸燃料 ⑤裸燃料 ⑥缶詰缶

図9.3.11 使用済燃料の搬出手順



	燃料貯蔵セル インセルクレーン	地下台車	燃料処理室 インセルクレーン	新燃料移送機
取扱対象	㊸貯蔵ポット (空) ㊹貯蔵ポット (空)	③裸燃料 ㊸貯蔵ポット (空)	④裸燃料 ㊸貯蔵ポット (空) ⑤裸燃料 ⑥貯蔵ポット	①裸燃料 ②裸燃料
	㊸貯蔵ポット	⑦貯蔵ポット		

図9.3.12 新燃料の搬入手順

9.4 代表機器の構造概念

9.4.1 構造検討条件

(1) 代表機器の機能

a. 燃料出入機

燃料出入機は原子炉容器内の炉内中継槽と地下台車の間で燃料を収納したナトリウム入りの移送ポットを移送する装置であり、直動式の燃料移送機を搭載したホットセルである。燃料交換時に炉上部に据え付ける。

b. 地下台車

地下台車は格納容器内の燃料出入機と格納容器外の燃料貯蔵セル等の各設備間で燃料を収納したナトリウム入りの移送ポット、貯蔵ポット及び裸新燃料をアルゴンガス中で移送する装置である。

c. インセルクレーン

インセルクレーンは燃料貯蔵セル内で燃料を収納したナトリウム入りの移送ポット、貯蔵ポット及び保持筒プラグを移送する装置である。

d. 保持筒

保持筒は燃料を収納した貯蔵ポットを保持し、外面を空気で冷却され、アルゴンガスセルのバウンダリを形成する。破損時には容易に交換できる構造とする。

(2) 必要遮蔽厚さ

機器及びセル壁の必要遮蔽厚さは以下とする。

- ・ 燃料出入機 : 56cm以上 (ステンレス鋼、ZrH、鉛)
- ・ 使用済燃料貯蔵、取扱セル壁

隣接セルが使用済燃料貯蔵、取扱セルの場合	: 1m以上 (コンクリート)
上記以外の場合	: 1.5m以上 (コンクリート)

9.4.2 燃料出入機

a. 基本構造

可搬式ホットセル方式の燃料出入機は燃料交換時に格納容器内に搬入据付を行う装置であり、基本構造を設定するにあたっては、天井クレーンの容量範囲内の重量であること、及び格納容器内の炉上部配置と整合することが要求される。ここでは燃料出入機の形状、重量に大きく影響する遮蔽体の設置方法に着目して燃料出入機の基本構造を検討した。

遮蔽体の設置方法としては次の3案が考えられる。

- ・案1 セル壁遮蔽/固定遮蔽体 :セル壁に固定遮蔽体を設置
- ・案2 セル壁遮蔽/可動遮蔽体 :セル壁に取外し可能な遮蔽体を設置
- ・案3 案内筒遮蔽 :移送機の案内管回りに遮蔽体を設置

案1(セル壁遮蔽/固定遮蔽体)は、使用済燃料移送時に必要な遮蔽をセル壁に設けた固定遮蔽体によって行うものであり、燃料出入機が一体構造物であることから搬入据付手順は簡素であるが、全体重量が700トンとなり、クレーン容量500トンを上回る。

案2(セル壁遮蔽/可動遮蔽体)は、使用済燃料移送時に必要な遮蔽をセル壁に設けた取付け取外し可能な可動遮蔽体によって行うものであり、燃料出入機本体と遮蔽体を分離して搬入据付けを行うため、やや作業手順が繁雑となるが、個々の重量はクレーン容量以下であり、炉上部配置とも整合する。

案3(案内筒遮蔽)は、使用済燃料移送時に必要な遮蔽を案内管回りの遮蔽体とセル壁の遮蔽体で行う構造で、燃料出入機が一体構造物であることから搬入据付手順は簡素であり、全体重量もクレーン容量以下であるが、炉上部のUISドアバルブとの干渉を回避するために高さが約9mとなり、機器搬出入口の開口高さ8.95mを上回る。ただし、据付手順が煩雑となるが、上下分割構造とすることにより、搬入可能となる。また、本構造では、燃料交換時に約80トンの重量物が作動することとなる。

以上から、搬入据付性、炉上部配置との整合性の面で適合する案2(セル壁/可動遮蔽体)を燃料出入機の基本構造として選定した。

b. 構造概念

燃料出入機は炉内中継槽と地下台車間でナトリウム入りの移送ポットに収納された燃料を1体ずつ移送する装置であり、燃料交換時間短縮のためにホットセル方式としている。また、UISの引抜き、燃料交換機据付時に炉上部作業スペースを確保するために、これらの作業完了後炉上部に据付け可搬式の構造としている。

燃料出入機の概念図を図9.4.1に示す。主要仕様を表9.4.1に示す。

燃料出入機は、直動式の燃料移送機を内部に搭載した、アルゴンガス雰囲気ホットセルであり、全長7765mm、全幅1800mm、全高8150mmの矩形構造物である。

セル壁には取付け、取外し可能な可動遮蔽体を設け、500トンの天井旋回クレーンで取扱可能なように本体と遮蔽体を分離して搬出入、据付撤去を行う方式としている。可動遮蔽体の構成を図9.4.2に示す。可動遮蔽体は側面6ブロックと上面1ブロックから構成され、側面の遮蔽ブロックは本体の遮蔽体受け部に挿入固定し、上面の遮蔽ブロックは本体の上部に取付け固定される。

直動式燃料移送機は炉内側燃料出入ポート(炉心中心より3435mm)と炉外側燃料出入ポート(炉心中心より8000mm)間を移動し、各ポート位置でグリッパの昇降、爪開閉を行うことによって燃料を収納したナトリウム入りの移送ポットの移送を行う。直動式燃料移送機はグリッパ、グリッパ昇降チェーン巻取装置、案内管、ブロワ、及びこれらを搭載した台車から構成される。台車は2本のチェーンに牽引されチェーン駆動装置はセル外に設置してある。グリッパは3本のチェーンに牽引されチェーン巻取装置の駆動装置は各ポート位置のセル外部に設置してあり、同位置で駆動装置と巻取り装置を接続する構造としている。駆動装置を外部設置とすることによって、セルの小型化と駆動装置へのアクセス性を向上している。いずれの駆動装置とも非常用電源に接続するとともに、駆動装置に手動ハンドル

を取り付けることにより、手動操作により所定の位置に燃料を移送可能な構造としている。

燃料の除熱は、隣接して設置する燃料出入機冷却ユニット（非常用電源系）によって行う。また、通常燃料交換時の燃料温度を極力低く維持することを目的として移送機にブロワ（常用電源系）を設置している。電源喪失時にはセル内の自然対流によって燃料の除熱を行う。案内管はポットの自然循環除熱を確保するために、昨年度の解析結果（使用済燃料取扱系における自然循環除熱特性解析、1990年12月）に基づき内径356mm、有効長4.8mとしている。

炉内側の燃料出入ポートとUISドアバルブが近接（約500mm）しているため、燃料移送機の案内管を炉内側に配置すること及び燃料出入機のセル遮蔽壁を切欠くことによって、燃料移送機のポートへの寄付きスペースの確保と、UISドアバルブとの干渉を回避している。

9.4.3 地下台車

a. 基本構造

格納容器内の燃料出入機と格納容器外の使用済燃料貯蔵設備等との間で燃料を移送するために必要な移送機の型式や基数は、格納容器内の配置や原子炉補助建屋内の燃料取扱系配置に大きく依存する。

基本配置の検討結果から、最もコンパクトな配置で、燃料の移送経路が簡素な方式として、横行走行式の地下台車1基による移送方式を選定した。

地下台車に要求される横行ストロークは地下台車通路の上階に隣接して設置されるセルのインセルクレーンの寄りつきによって定まり2.4mである。一方、格納容器内の地下通路の巾はポンプ等の機器との配置上の制限から1.6m以下とする必要がある。したがって、走行台車上に必要な横行レール長さを確保した通常の横行走行台車に代わり、横行が必要な位置で、走行台車上のレールから外部のレールに乗り換える方式の横行走行台車とした。

b. 構造概念

地下台車は以下の燃料移送に用いる設備である。

- ・ 燃料交換時： 燃料出入機と燃料貯蔵セル間で移送ポットを移送
- ・ 燃料搬出時： 燃料貯蔵セルと燃料処理室間で移送ポットを移送
- ・ 燃料搬入時： 新燃料貯蔵室と燃料処理室間で裸燃料を移送

燃料処理室と使用済燃料貯蔵セル間で貯蔵ポットを移送

- ・ 貯蔵設備保守時： 使用済燃料貯蔵セル間で貯蔵ポットを移送

地下台車の概念図を図9.4.3に示す。主要仕様を表9.4.2に示す。

地下台車はナトリウムの付着した移送ポット用の収納管とナトリウム付着のない貯蔵ポット及び裸新燃料用の収納管(新燃料収納時はアダプター装着)とこれらを搭載した横行台車、走行台車からなる、全長1.5m、全幅1.5m、全高6.4mの燃料移送機である。

走行台車はアルゴンガス雰囲気の下通路内に設けたレール上を2本のチェーンに牽引されて走行する。チェーンの駆動装置は下通路の外側に設け、アクセスを可能としている。また、駆動装置故障時には手動操作可能な対応となっている。走行用レールは上部に設け、横行台車の移動が可能な構造としている。

このため、台車が重心位置よりも上部で支持されることから、浮き上がり防止キー、サイドローラを下側に設けた。

横行台車は走行台車に搭載され、格納容器外の燃料受渡しポート位置で通路壁面に設けたレールに走行台車上のレールから乗り換えて移動する。横行は横行台車上に設けた駆動装置により車輪を駆動することにより行われる。横行台車にも走行台車と同様に浮き上がり防止キー、サイドローラを設けた。

燃料の除熱は下通路のアルゴンガス雰囲気調節系(非常用電源系)によって行う。通常時は移送ポット用収納管にブロワ(常用電源系)により強制的に通風し、ブロワ故障時には自然通風により除熱する。移送ポット用収納管はポットの自然循環除熱を確保するために、内径356mm、有効長4.8mとしている。

9.4.4 インセルクレーン

インセルクレーンは燃料貯蔵セル内で以下の移送を行う設備である。

- ・ 燃料交換時及び燃料搬出入時：
 - 地下台車とポット予熱槽間で移送ポットを移送
 - 保持筒とポット予熱槽間で貯蔵ポットを移送
 - 保持筒蓋の着脱
- ・ 貯蔵設備保守時：
 - 保持筒と地下台車間で貯蔵ポットを移送
 - 保持筒蓋の着脱

インセルクレーンの概念図を図9.4.4に示す。主要仕様を表9.4.3に示す。

インセルクレーンはグリッパ、グリッパ昇降チェーン巻取装置、案内管、ブロワ、およびこれらを搭載した横行台車と走行台車から構成される。

走行台車は、セル上部に設けたレール上を2本のチェーンに牽引されて走行する。チェーンはセル外部に設けた駆動装置により駆動され、アクセスを可能としている。また、駆動装置故障時には手動操作によって駆動可能である。

横行台車は、走行台車上に設けたレール上を走行台車端部に設けられた駆動装置により駆動される2本のチェーンに牽引されて横行する。駆動装置故障時には特定の保持筒位置まで走行した後、セル外に設けた手動操作軸を横行駆動装置に接続することにより駆動可能な対応としている。

グリッパは3本のチェーンに牽引され、グリッパ駆動機構により昇降、爪の開閉を行う。口径の異なる移送ポットと貯蔵ポット両方を取扱方式としては、「もんじゅ」等で採用されているグリッパ先端のアタッチメントを交換する方式が考えられるが、アタッチメントの交換による燃料交換時間増加を避けるためにグリッパ下端に移送ポット用の爪を、中間部に貯蔵ポット用の爪を有した構造のグリッパとしている。グリッパの概念図を図9.4.5に示す。

燃料の除熱は、アルゴンガスセル雰囲気調整系(非常用電源系)によって行う。また、通常燃料交換時の燃料温度を極力低く維持することを目的として移送機にブロワ(常用電源系)を設置している。電源喪失時にはセル内の自然対流によって

燃料の除熱を行う。案内管はポットの自然循環除熱を確保するために、内径350mm、有効長4.8mとしている。

案内管は、隣接セル間のセル壁側に極力近接させ(寄りつき700mm)、地下台車に必要な横行ストロークの短縮を図っている。

9.4.5 減衰待貯蔵設備の保持筒

保持筒の概念図を図9.4.6に示す。燃料貯蔵設備の主要仕様を表9.4.4に示す。

使用済燃料は、ナトリウム入りの貯蔵ポットに移送ポットごと収納された状態で、保持筒内に貯蔵される。移送ポットは、インセルクレーンのグリッパとの取合いを考慮し、移送ポット頂部が貯蔵ポット頂部より約500mm下部の位置に設置するものとした。

保持筒外面にはアニュラーフィンを取付け、空気を通風することによって燃料の冷却を行う。

保持筒は外径350mm、全長7mであり、各貯蔵セルに45基、合計180基設置される。

保持筒はセル床下に吊り下げた状態で支持され、万一の故障時に取付け、取外しが可能なようにアルゴンガスセル床の鋼板にボルト固定とした。保持筒取付け部の気密は、支持フランジのリップ部のシール溶接とOリングにより確保する。保持筒取付部の構造概念を図9.4.7に示す。

保持筒の取外し方法を図9.4.8に示す。セル内のナトリウム入り貯蔵ポットを他のセルに移送し、セル内を除染、空気置換した後にメンテナンスハッチを開放し、バギングにより取外しを行う。

9.4.6 基本配置

燃料取扱系の基本配置を前出の0.6.1項 格納容器内配置 (3)燃料取扱機器に記す。また、配置を図0.6.1~0.6.5に示す。

使用済燃料貯蔵セル等の各部屋は、地下台車通路の上階の片側に配置し、燃料移送経路の簡素化と所要スペースのコンパクト化を図った。

使用済燃料冷却用の空気入口ダクトはまとめて地下台車通路の下部を引き回し、各貯蔵設備の通風流路に接続される配置とし、空気出口ダクトは各貯蔵ラックごとに両側の壁にそって、上方へ引き回されスタックへ接続される配置とした。

使用済燃料貯蔵セルのインセルクレーン等の各部屋の燃料移送機、及び地下台車のメンテナンス用ハッチを各部屋の上部に設けた。

使用済燃料は原子炉補助建屋に隣接した搬出待貯蔵建屋へ搬出され、新燃料は原子炉補助建屋内に直接トレーラで搬入されることから、燃料の搬出入エリアはそれぞれ独立して設けた。

燃料取扱系の占める概略スペースはW42m×L18mである。

9.4.7 今後の検討課題

燃料取扱設備の構造を具体化するために必要な検討課題とR&D項目を表9.4.5に示す。

表9.4.1 燃料出入機の主要仕様

項 目	仕 様
<ul style="list-style-type: none"> ・ 型式 ・ 取扱対象 ・ 移送ポット取扱方法 ・ 移送ポット姿勢 ・ 最大昇降重量 ・ 移送ポット昇降方式 ・ グリッパ昇降速度 ・ グリッパ昇降ストローク ・ 走行方式 ・ 走行速度 ・ 走行ストローク ・ 主要部材質 <ul style="list-style-type: none"> ・ グリッパ、案内管 ・ その他 ・ 重量 ・ 遮蔽体構成 ・ 冷却設備 ・ 外形寸法 	<p>可搬式セル、走行直動式燃料出入機</p> <p>ナトリウム入り移送ポット (燃料収納)</p> <p>グリッパ把持方式</p> <p>案内管内直立</p> <p>1t</p> <p>グリッパ昇降用チェーン巻き取り</p> <p>最高 6m/min</p> <p>最大 20m</p> <p>チェーン牽引方式</p> <p>最高 6m/min</p> <p>4565mm</p> <p>ステンレス鋼</p> <p>炭素鋼</p> <p>700t (本体 270t、可動遮蔽体 430t)</p> <p>セル壁遮蔽、可動遮蔽体</p> <p>セル雰囲気冷却ユニット (非常用電源系)</p> <p>移送機搭載ブロワ (常用電源系)</p> <p>L7765mm × W1800mm (ベースW3500mm) × H8150mm</p>

表9.4.2 地下台車の主要仕様

項 目	仕 様
・ 型式	横行走行式台車
・ 取扱対象	ナトリウム入り移送ポット (燃料収納) ナトリウム入り貯蔵ポット (燃料収納) 裸新燃料
・ 移送ポット取扱方法	収納管内保持
・ 移送ポット姿勢	収納管内直立
・ 収納管数	移送ポット用 1基 貯蔵ポット、裸新燃料用 1基
・ 最大搭載重量	1t
・ 横行走行方式	横行 車輪駆動方式 走行 チェーン牽引方式
・ 横行走行速度	最高 6m/min
・ 横行走行ストローク	横行 2.4m 走行 21 m
・ 主要部材質	
・ 収納管	ステンレス鋼
・ その他	炭素鋼
・ 重量	10t
・ 冷却設備	ブロワ (常用電源系)
・ 外形寸法	L1500mm × W1500mm × H6400mm

表9.4.3 インセルクレーンの主要仕様

項 目	仕 様
・ 型式	横行走行式インセルクレーン
・ 取扱対象	ナトリウム入り移送ポット (燃料収納) ナトリウム入り貯蔵ポット (移送ポット収納) 保持筒プラグ
・ 移送ポット取扱方法	グリッパ把持方式
・ 移送ポット姿勢	案内管内直立
・ 最大昇降重量	1.7t
・ 移送ポット昇降方式	グリッパ昇降用チェーン巻き取り
・ グリッパ昇降速度	最高 6m/min
・ グリッパ昇降ストローク	最大 10m
・ 横行走行方式	チェーン牽引方式
・ 横行走行速度	最高 6m/min
・ 横行走行ストローク	横行1330mm、走行16500mm
・ 主要部材質	
・ グリッパ、案内管	ステンレス鋼
・ その他	炭素鋼
・ 重量	17 t
・ 冷却設備	移送機搭載ブロワ (常用電源系)
・ 外形寸法	L3500mm × W2000mm×H7850mm

表9.4.4 使用済燃料貯蔵設備の主要仕様

項 目	仕 様
・ 型 式	ナトリウムポット保持筒貯蔵方式
・ 燃料貯蔵状態	燃料を移送ポットごと貯蔵ポットに収納した状態で保持筒に貯蔵
・ 貯蔵セルの数	4セル : 通常貯蔵用 2セル 保守貯蔵用 1セル 予備貯蔵用 1セル
・ 貯蔵容量	180体 (45体/セル)
・ 貯蔵ラック寸法	W2m×L10m×H7m
・ 保持筒 型式 寸法 材質	アニュラーフィン付き円管 φ350mm×L7m 合金鋼、内面高放射率材被覆
・ 冷却方式	保持筒外面強制通風方式 (強制通風系停止時は自然通風)
・ 冷却風量	2×10 ⁵ kg/h/セル (強制通風時)

表9.4.5 今後の検討課題とR&D項目

設備、機器名称	検討課題	R&D項目
1. 燃料出入機	<ul style="list-style-type: none"> 軽量化の検討 <ul style="list-style-type: none"> 燃料出入れ方式の検討(シュート方式、台車方式等の適合性検討) 炉内中継装置の概念具体化 	
2. 使用済燃料貯蔵設備	<ul style="list-style-type: none"> 保持筒ISI方法の検討 保持筒交換方法の検討 <ul style="list-style-type: none"> セル内立入手順、除染方法の検討 遠隔交換方法の検討 保持筒回りのカバ-ガス境界形成方法の検討 <ul style="list-style-type: none"> 貯蔵ポットのカバ-ガスシ-ル方法の検討 貯蔵セル構成の最適化 <ul style="list-style-type: none"> 補修用セル、予備セルの必要性の検討 	<ul style="list-style-type: none"> 保持筒ISI技術の開発試験 遠隔交換技術の開発試験
3. セル内移送設備 インセルクレーン 地下台車	<ul style="list-style-type: none"> ナトリウムミスト発生、拡散抑制対策の検討 ポットからのNa漏洩監視装置の検討 セル内燃料移送機の故障対策の検討 セル内燃料移送機の保守補修方法の検討 燃料移送機立往生時の燃料及びセル内過渡温度挙動の検討 駆動部の断熱構造の具体化 	<ul style="list-style-type: none"> ナトリウムミスト発生、拡散抑制技術の開発試験 ポットからのNa漏洩監視装置の開発試験 セル内機器の遠隔保守補修技術の開発試験
4. 使用済燃料搬出待貯蔵設備	<ul style="list-style-type: none"> 搬出待貯蔵方式の検討と貯蔵設備の概念設計 原子炉補助建屋からの移送方法の検討と建屋間燃料移送機の概念設計 	
5. 新燃料貯蔵設備	<ul style="list-style-type: none"> 設備の合理化検討 <ul style="list-style-type: none"> 使用済燃料貯蔵設備(原子炉補助建屋内、または使用済燃料搬出待貯蔵建屋内)との共用化の検討 	
6. 格納設備	<ul style="list-style-type: none"> 事故時の格納性の検討と格納設備の検討 	
7. 付属設備	<ul style="list-style-type: none"> 付属設備の設計具体化 (燃料洗浄設備、燃料缶詰設備、ナトリウム純化設備、新燃料予熱設備、ポット予熱設備) 	
8. 配置	<ul style="list-style-type: none"> プラントプロットプラン、原子炉補助建屋内全体配置と整合をとった燃料取扱系の配置見直し <ul style="list-style-type: none"> 通風ダクトの引き直し メンテナンス時アクセスルートと機器搬出入ルート 遮蔽設計及び建屋耐震設計に基づく建屋壁構成と厚さの設定 	

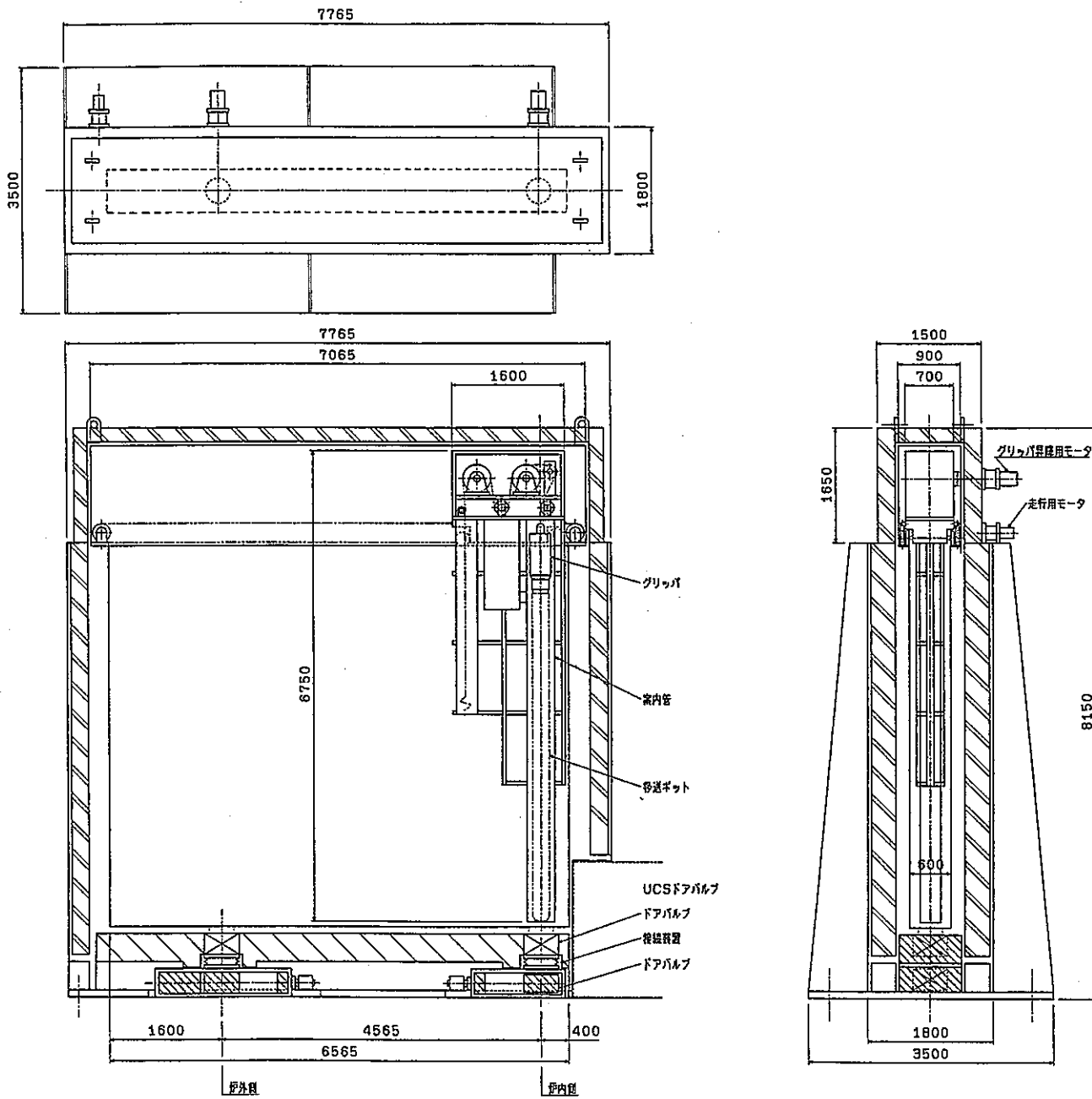
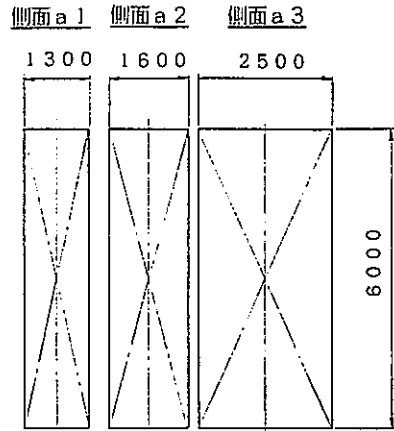
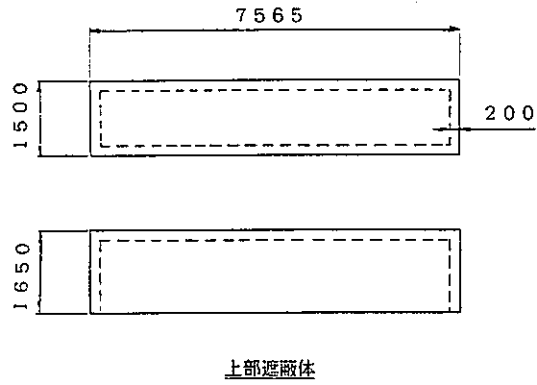


図9.4.1 燃料出入機概念図



可動遮蔽体の寸法、重量

部位	外形寸法 (mm)	重量 (t)
上面	7565 ^t × 1500 ^w × 1650 ^h × 200 ^t	85
側面 A 1	3200 ^w × 6000 ^h × 350 ^t	75
側面 A 2	3200 ^w × 6000 ^h × 350 ^t	75
側面 a 1	1300 ^w × 6000 ^h × 350 ^t	35
側面 a 2	1600 ^w × 6000 ^h × 350 ^t	40
側面 a 3	2500 ^w × 6000 ^h × 350 ^t	60
側面 B	1700 ^w × 6000 ^h × 250 ^t	35
側面 b	1700 ^w × 4650 ^h × 250 ^t	25

(計 430 t)

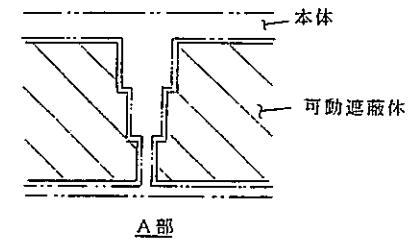
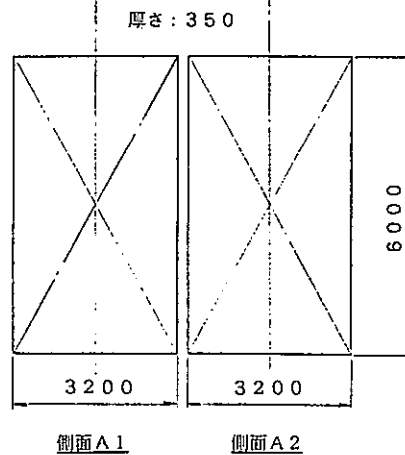
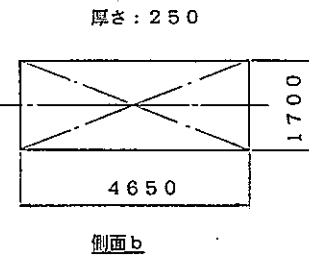
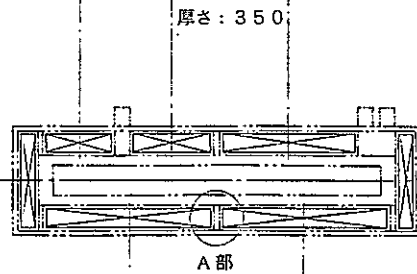
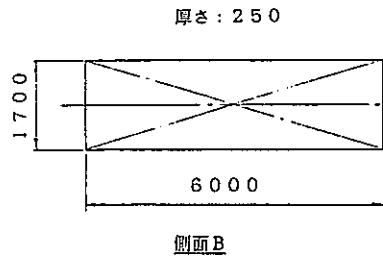


図9.4.2 燃料出入機可動遮蔽体の概念

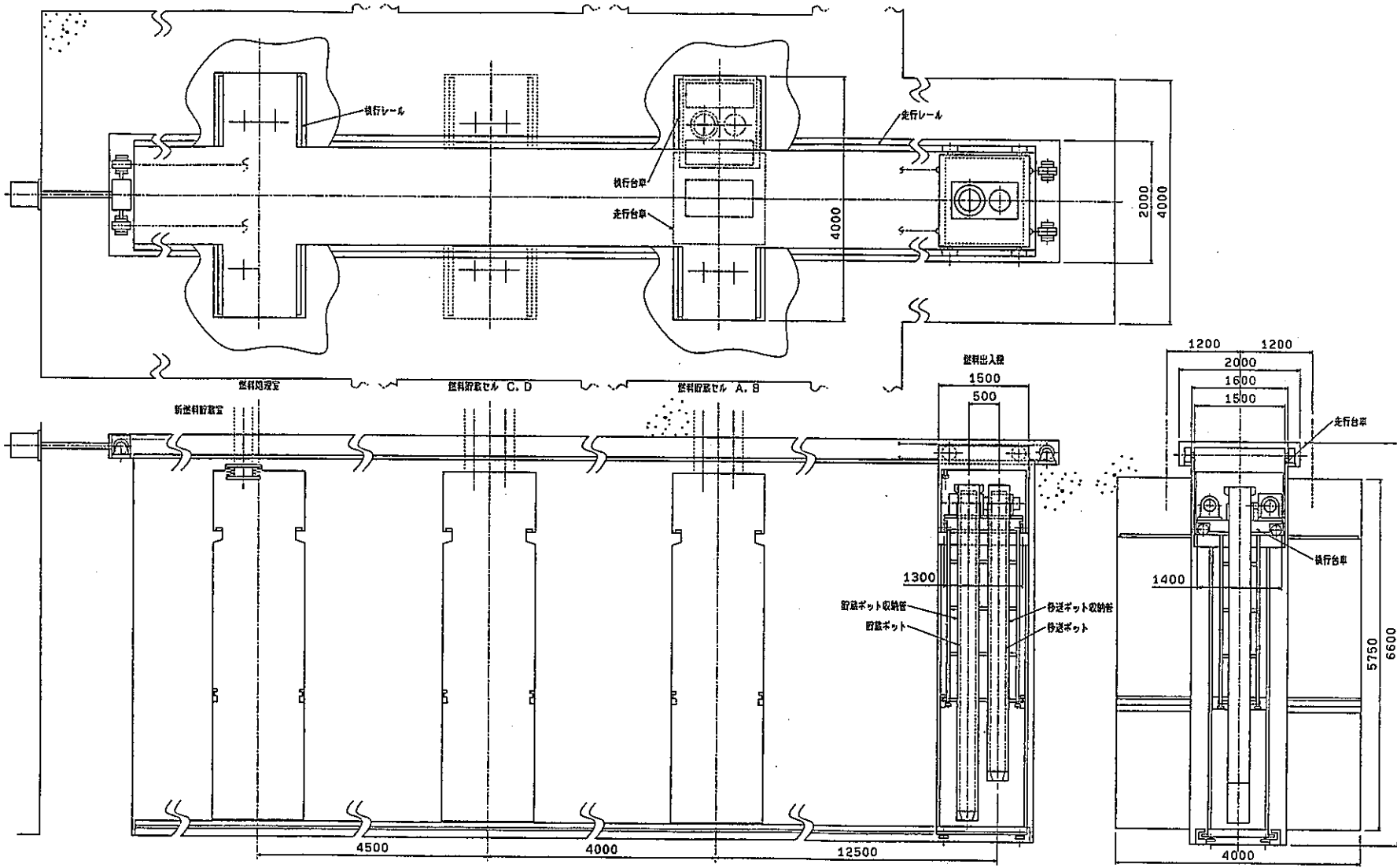


図9.4.3 地下台車概念図

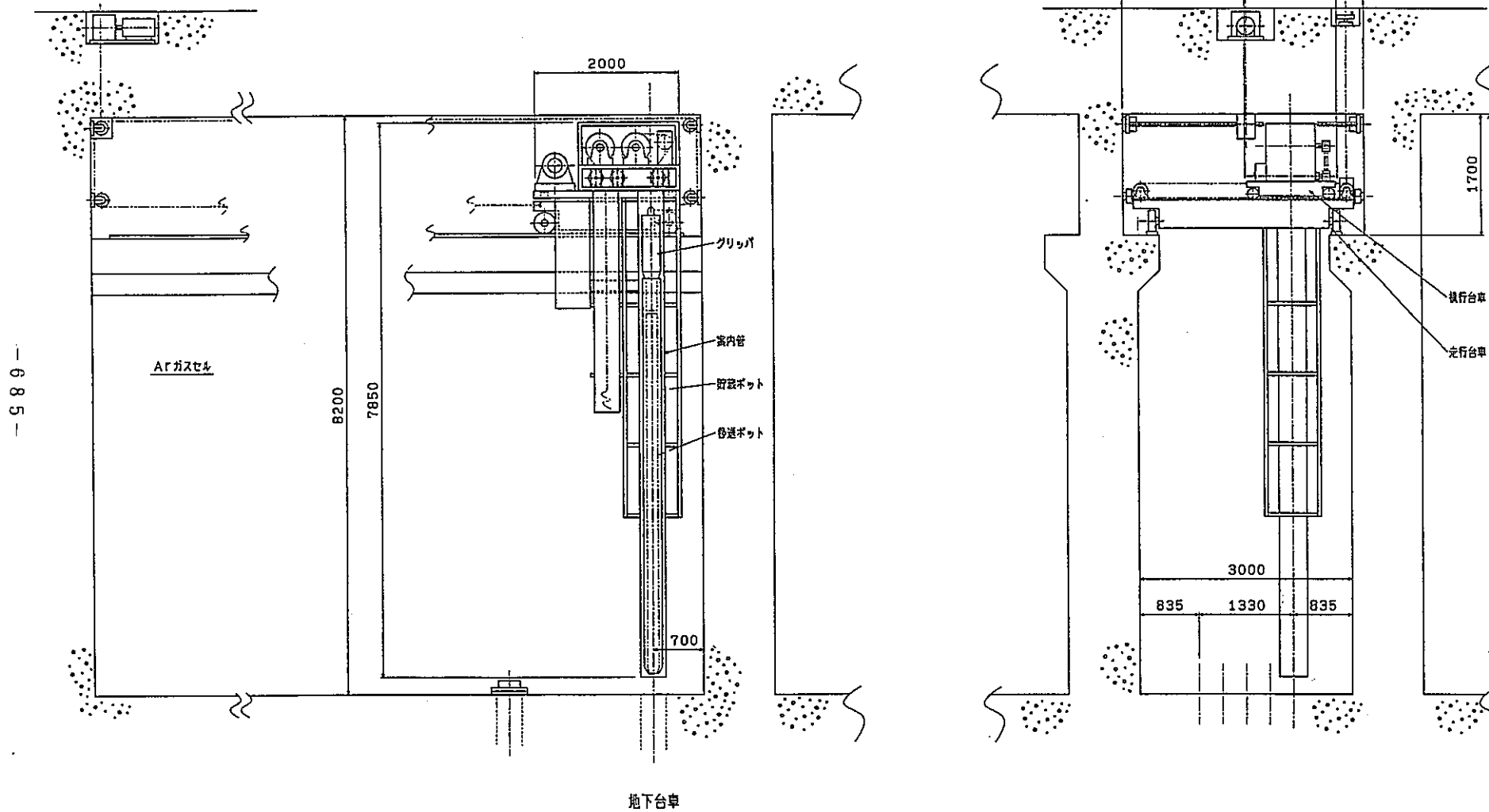


図9.4.4 インセルクレーン概念図

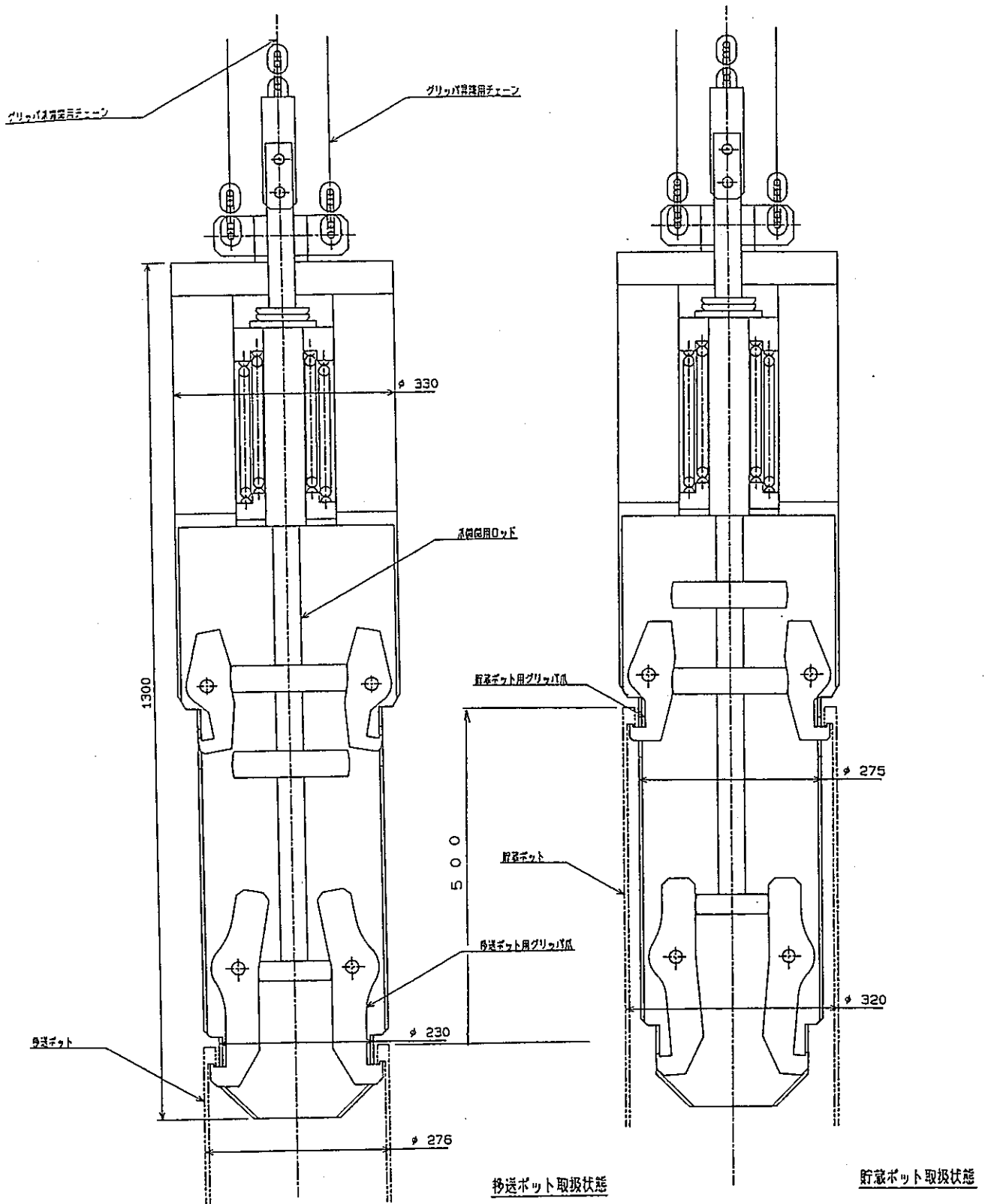
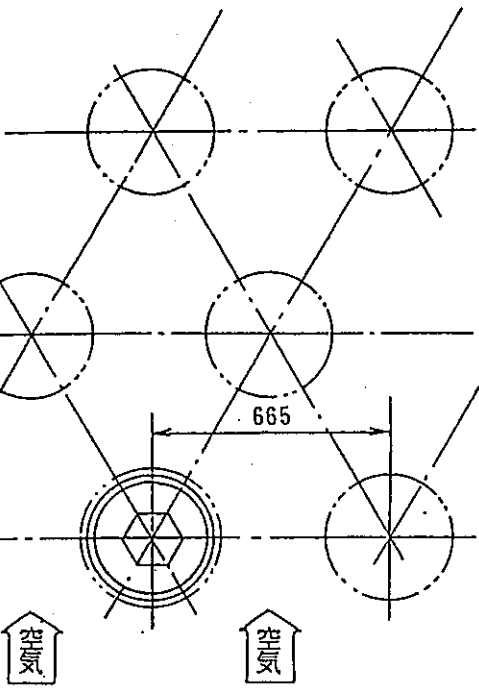
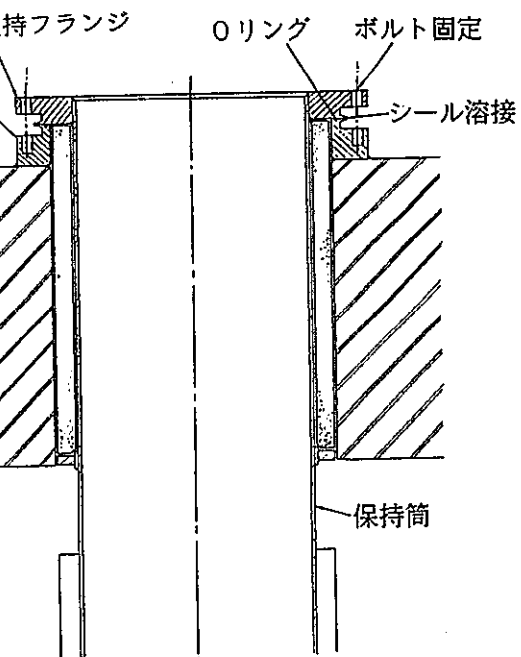


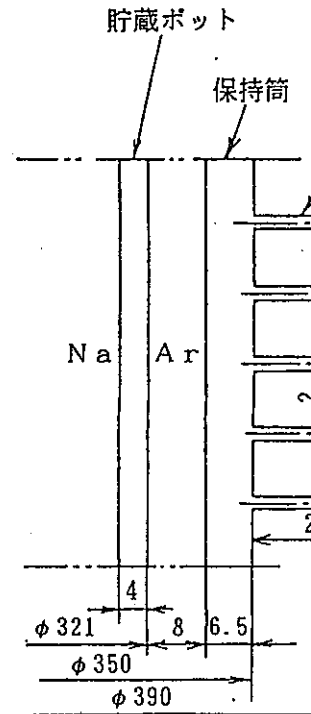
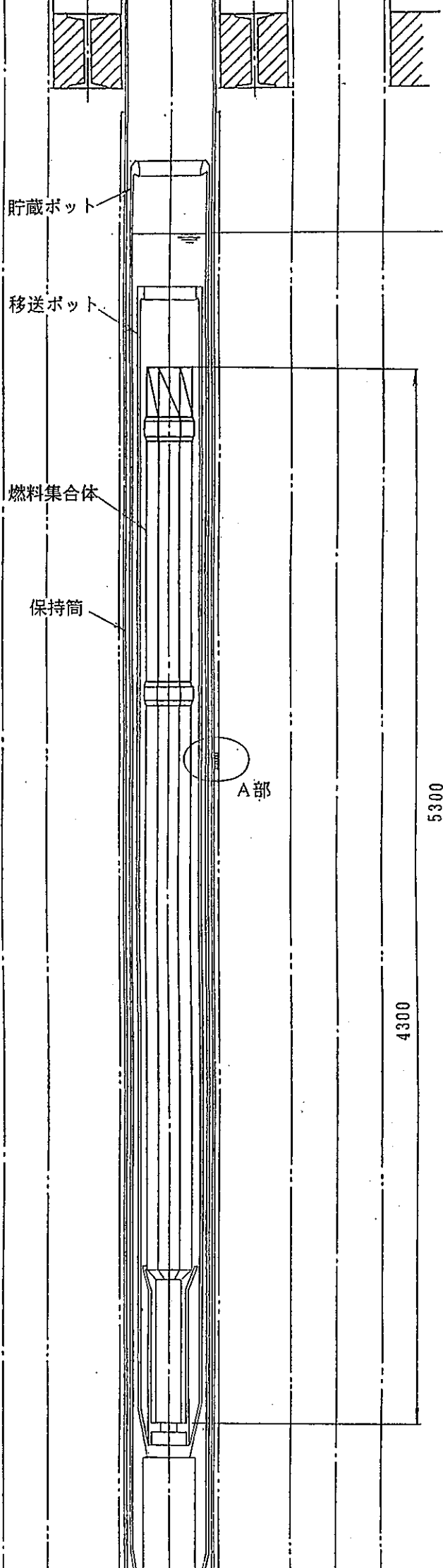
図9.4.5 インセルクレーングリッパ概念図



保持筒配列



B部詳細



A部詳細

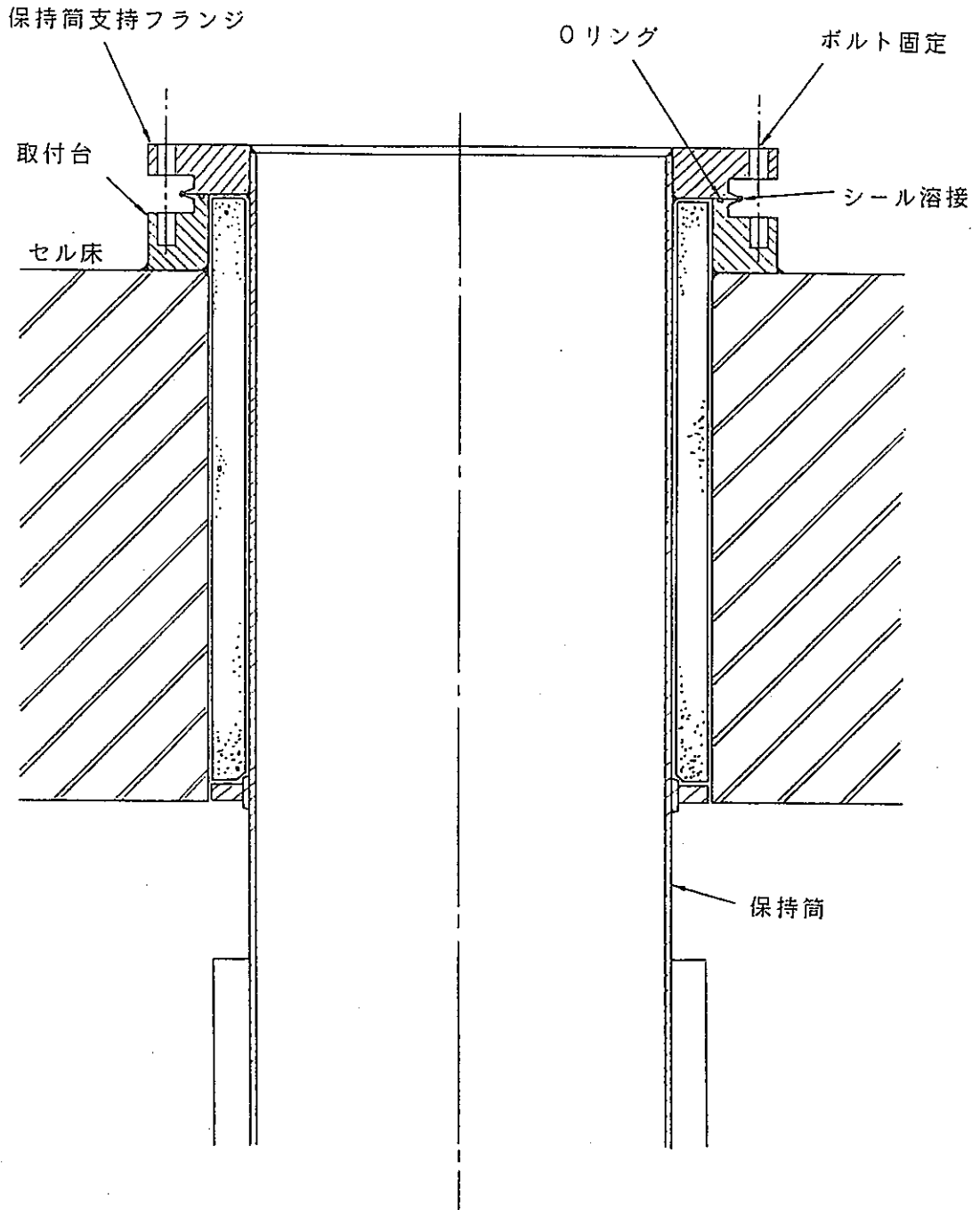


図9.4.7 保持筒取付部構造概念

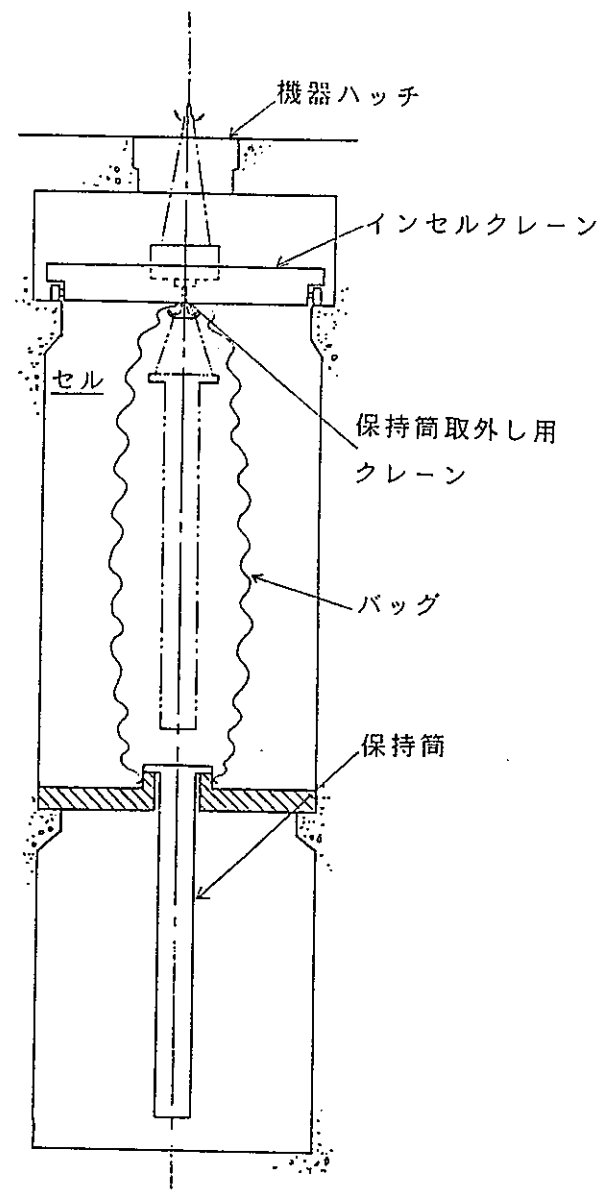
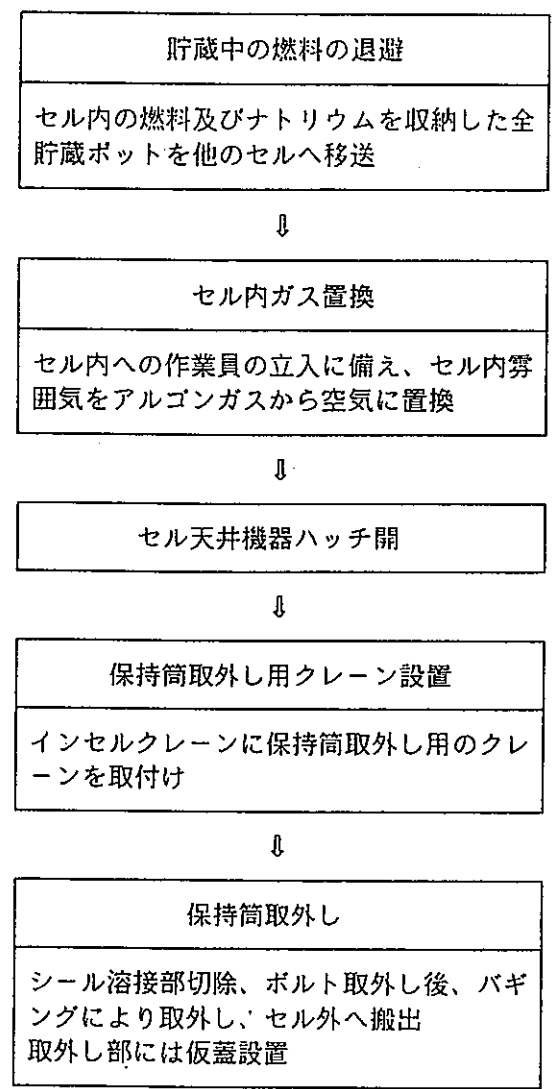


図9.4.8 保持筒取外し方式の概念

9.5 使用済燃料の自然循環除熱

9.5.1 検討条件

使用済燃料の自然循環除熱の前提となる取扱対象炉心構成要素の仕様、燃料取扱条件等を表9.5.1に示す。なお、使用済燃料は、移送時および減衰待貯蔵時の崩壊熱を17kW/体として評価する。また、貯減衰待蔵後に使用済燃料をキャスクによってサイト内移送する時は、3.4kW/体の崩壊熱を有するものとして評価する。

9.5.2 燃料出入設備における使用済燃料の自然循環除熱特性解析

燃料出入設備における使用済燃料の崩壊熱除去について解析した。

燃料出入設備は、使用済燃料を炉内中継槽から原子炉容器外へ取り出し使用済燃料貯蔵設備へ移送する機能と、新燃料を新燃料受け入貯蔵設備から燃料出入機を経由して炉内中継槽へ移送する機能を有するものであり、ナトリウムの付着した使用済燃料あるいは新燃料を移送する燃料出入機、燃料移送通路に設置されるインセルクレーンなどで構成される。燃料出入設備では、燃料はナトリウム入りの移送ポットに入れて1体ずつ取り扱う

燃料出入設備のArガスケーシング中で、フィン付ポットに収納した移送中の使用済燃料が停止した場合を想定し、振れ止め用案内筒内に納めたフィン付ポットと案内筒とで構成する体系(図9.5.1参照)において、案内筒とポット間をArガスが流れるときの煙突効果による崩壊熱の除熱の見通しを得るため、除熱特性のパラメータ解析を実施し、燃料被覆管温度に対するパラメータの影響を明らかにする。ケーシング内のArガスの流動は自然循環によるのとし、案内筒の入口に流入するArガスは無窮空間から温度50°Cで自然循環で供給されるものとする。なお、使用済の炉心燃料は、17kW/体として評価するものとする。また、長期間ケーシング内で燃料出入機が停止した場合でも燃料の健全性を維持するため、被覆管の制限温度は675°Cとする。

(1) 解析モデル

図9.5.2に解析モデルを示す。本モデルにより定常状態における燃料被覆管最高温度、Arガス出口温度、Arガス流量を求める。

セル内のArガス空間は無限空間とし、温度は50℃とする。

(2) 解析条件

パラメータを表9.5.2に示す。

(3) 主要データ

解析に使用した主要データを表9.5.3に示す。

(4) 解析結果

(a) ポット外面フィン先端と案内筒間のギャップ幅の影響

ポット伝熱面等価高さを4.3mとし、その他のパラメータに対しては各々の代表値を与えてギャップ幅の影響を調べた。ギャップ幅を10mmにすると、ポットと案内筒の間のArガス流動が層流となり、熱伝達率が低下するため、燃料ピン温度は著しく高くなる。ギャップ幅が50mmであればArガス流動は乱流状態が維持される。

(b) ポット伝熱面等価高さ (H*) の影響

H*をそれぞれ2m、4.3m、その他のパラメータに対しては各々の代表値とするとき、17kWを除熱する場合の燃料ピン最高温度の計算結果は、585℃、445℃となった。

(c) ポット外径の影響

ポット外径以外のパラメータを各々の代表値として、ポット外径をそれぞれφ216mm、φ267mmとすると、17kWを除熱する場合の燃料ピン最高温度計算結果は、640℃、590℃となった。

(d) ポット外面フィン高さ

フィン高さを60mm、100mmと高く(その他のパラメータに対しては各々の代表値)するとき、ポットと案内筒との間の流路が狭まり、Arガス流動が層流となり易くなる。このため、燃料発熱率が小さくArガス流速が低い場合に、熱伝達率が低下し、フィン高さが低いケース(20mm)に比べ燃料ピン最高温度がより高くなった。

(e) ポット外面フィン枚数の影響

フィン枚数以外のパラメータに各々の代表値を与え、17kWを除熱するときの計算結果は、フィン枚数36枚で燃料ピン最高温度が680℃となり、目

安限值をオーバーした。フィン枚数72枚では燃料ピン最高温度は590°Cとなった。

(f) 案内筒長さの影響

案内筒長さ以外のパラメータに各々の代表値を与え、案内筒長は4300mm、4800mm、5300mmとし、17kWを除熱する場合、燃料ピン最高温度は610°C、590°C、580°Cとなった。案内筒長変化による影響は小さかった。

(g) ポット外面輻射率および案内筒内面輻射率の影響

ポット外面輻射率 ϵ_p と案内筒内面輻射率 ϵ_{gt} の組合せを、 $\epsilon_p=0.5/\epsilon_{gt}=0.15$ 、 $\epsilon_p=0.5/\epsilon_{gt}=0.5$ 、 $\epsilon_p=0.15/\epsilon_{gt}=0.15$ とし、その他のパラメータに対しては代表値を与え、17kWを除熱するときの燃料ピン最高温度計算結果は、輻射率 $\epsilon_p=0.5/\epsilon_{gt}=0.5$ で590°C、輻射率 $\epsilon_p=0.5/\epsilon_{gt}=0.15$ で600°Cとなった。輻射率の低下による影響は小さかった。

(h) Arガス出口温度およびArガス流量

全てのパラメータが各々の代表値をとるときのArガス出口温度(ポット上端)およびArガス流量は、各発熱率に対して以下のようなになる。

発熱率	Arガス出口温度	Arガス流量
4kW	108°C	477kg/h
8kW	145°C	581kg/h
12kW	179°C	644kg/h
16kW	212°C	683kg/h
20kW	245°C	710kg/h

(5) まとめ

前項(4)の解析結果より、フィン付きポットの自然循環除熱の定常時における料被覆管最高温度を目安制限値675°C以下に保つための許容発熱率を求めたものが図9.5.3である。本図では、横軸にポット表面の対流伝熱の大きさの指標となる量である。 $\alpha \cdot A^* \cdot H^*$ をとっている。

$\alpha \cdot A^* \cdot H^*$ は各々次のように定義される。

(注) フィン先端と案内筒間のギャップ幅が50mmの各ケースを整理した。

α : フィン付きポット表面の熱伝達率 (kcal/m²h°C)

A^* : ポットの単位高さ当りの伝熱面積 (m²)

$$A^* = \pi D_p - N_f \cdot t + \eta(2H_f + t) N_f \text{ (m}^2\text{/m)}$$

$$\left[\begin{array}{l} D_p : \text{ポット外径 [m]} \\ t : \text{フィン肉厚 [m]} \\ \eta : \text{フィン効率 [-]} \\ H_f : \text{フィン高さ [m]} \\ N_f : \text{フィン枚数 [-]} \end{array} \right.$$

H^* : ポット伝熱面の等価高さ

$$\left[\begin{array}{l} \text{ポット表面温度が最高となる位置での熱流束を} q'' \text{として、} \\ q'' = Q/(A^* \cdot H^*) \text{ [kcal/hm}^2\text{]} \end{array} \right.$$

図9.5.3より、 $\alpha \cdot A^* \cdot H^* \geq 38 \text{ kcal/h}^\circ\text{C}$ であれば、17kW/体の発熱を有する燃料を冷却できることが分かる。

ポット外径を216mmとし、その他のパラメータを代表値としたケース(図9.5.3中の☆)では、許容発熱率は18.5kWとなり、冷却は成立する。

以上から、17kW/体の燃料を冷却するための具体例をあげると以下のようなになる。

ポット外径	:	216mm
案内筒内径	:	356mm
		(216mm + 20mm × 2 (フィン) + 50mm × 2)
ポット外面フィン高さ	:	20mm
ポット外面フィン枚数	:	72枚
案内筒長さ	:	4.8m
ポット外面輻射率	:	0.5
案内筒内面輻射率	:	0.15
ポット伝熱等価高さ	:	2m

(6) 今後の課題

燃料冷却に要する伝熱条件の確認およびR&D項目について纏め、表9.5.4に示す。なかでも、セル内でのガス自然循環流量の評価、低風速域での対流熱伝達

率の検証、ポット内ナトリウム自然循環除熱評価手法の検証、ナトリウム付着条件下での輻射率の検証が重要である。

9.5.3 使用済燃料貯蔵設備の自然通風除熱解析

(1) 使用済燃料貯蔵設備の除熱体系

図9.5.4 に本体系の基本構成を示す。貯蔵部は、使用済燃料90体を1/2づつ2セルに分割して貯蔵する2セル方式(1セルに45体貯蔵)について、解析するものとした。配置上は、補修時のセルの予備を考慮し4セル方式としている。

本体系は、ナトリウム入り移送ポットに収納した使用済燃料を、貯蔵ポットに収納する。移送ポットと貯蔵ポットとの間のギャップにはナトリウムをいれ、伝熱を促進する。二重のポットにいった使用済燃料をさらに保持筒内に貯蔵し、保持筒外面を流動する空気により崩壊熱を除熱する体系である。保持筒は、燃料貯蔵セル床面より空気雰囲気貯蔵部に吊下げられ、内部を貯蔵セルと同じ不活性ガス(Arガス)雰囲気とした円筒状の構造物で、外面に伝熱性を向上させるための円環状のフィンが取付けられている。また、ポット外面および保持筒内面はブラッククロム処理等により輻射率を向上させて、輻射による伝熱を促進している。保持筒外面の空気の流動は、通常時は強制通風により除熱に必要な流量を確保し、全電源喪失時等の事故時のみに自然通風により除熱するものとする。冷却用の空気は、外気より取り入れ、スタックを通して外気に放出する。このため、空気取入れ口には、貯蔵部への塩分の侵入を抑制する目的で、フィルタを設けるものとした。フィルタの圧損は、解析上は15~30mmAqとした。

本解析では、自然通風時の除熱特性に着目し、燃料被覆管の制限温度は事故時の675℃により評価する。

(2) 解析モデル

貯蔵セルの空気自然通風量、貯蔵部出口空気温度を1次元流動モデルで求め、次に、ポット内使用済燃料からの水平方向の1次元伝熱モデルにより、燃料被覆管最高温度を求める(図9.5.5 および表9.5.5 参照)。

2セル分割貯蔵での解析モデルは、

(i) 空気入口スタックは、2セルに対して1本となる。

(ii)各セルにおける保持筒の配列は、各セル毎に空気風向に垂直な方向に3体-2体、空気風向に平行な方向に18列となる。

(3) 解析上の留意点

① フィン表面の熱伝達率について

本検討では、保持筒外表面にフィン(アニューラー・フィン)をとりつけることにより伝熱促進を図る。アニューラー・フィン付きの管群に対しては、伝熱工学資料(改訂第4版、P.207)にフィンピッチ、フィン高さおよび肉厚をパラメータとする熱伝達率の相関式が記載されている。したがって、前項9.5.2のフィン付きポット冷却体系での縦フィンとは異なり、熱伝達率に対して、一応、精度のよい評価が可能である。このため、フィン表面熱伝達率に関するパラメータ的な取扱いはしない。

② ポット伝熱面等価高さ H^*

上述のように、保持筒表面のフィンに対しては熱伝達率に対する不確定性は小さい。したがって、ポット内ナトリウムの流動と結合した計算により、保持筒外表面の軸方向熱流束分布が予測可能である。この方法により、軸方向熱流束分布を求めると、ポット最高温度位置での熱流束 q'' は、燃料発熱率 Q をポット全長にわたる表面積で除した値の高々20%増程度に収まる。

したがって、パラメータ解析では、ポット全長にわたる表面積(円筒側面ナトリウム浸漬部)で、燃料発熱率を除した値を q'' とすることとした。ただし、上記の軸方向ピーキングを考慮して貯蔵可能な条件を判断するよう留意することとした。

(4) 主要データ

表9.5.6に、使用した主なデータ、相関式等を示す。

(5) 感度解析パラメータ

表9.5.7に感度解析の対象としたパラメータと代表値および設定範囲を示す。

(6) 解析結果

2セル分割貯蔵ケースでの結果を次に示す。

フィルター圧損mmAq	出口スタック高さm	燃料被覆管最高温度℃
30	60	670
30	80	602
15	60	576
0	60	552

出口スタック高さが代表値60mから80mに増加すると、燃料発熱率17kWにおける燃料ピン最高温度は約70℃低下する。スタック高さを60mに維持し、フィルター圧力損失を30mmAqから15mmAqに減少させると、約90℃の低下となる。

(7) まとめ

3セル分割貯蔵ケースについて、パラメータ解析の結果をまとめると、以下の結果が得られる。

貯蔵ガスセルの冷却の成立性を判断する目安を、17kW/体の発熱を有する燃料を貯蔵することが可能なこと(燃料被覆管最高温度制限値675℃)とし、ポット・保持筒間ギャップ部伝熱媒体をArガスとしたとき、以下の条件の下で冷却の成立性が見通せる。

- ・ 保持筒外径 : 350mm
- ・ 保持筒外表面フィン高さ : 20mm
- ・ 保持筒外表面フィンピッチ : 10mm
- ・ 貯蔵ポット外表面輻射率 : 0.5
- ・ 保持筒内表面輻射率 : 0.15
- ・ 貯蔵ポット・保持筒間ギャップ幅 : 8mm
- ・ 出口スタック高さおよび空気入口フィルタ圧損:

出口スタック高さ60m以上、フィルタ圧損15mmAq以下
あるいは、

- 出口スタック高さ80m以上、フィルタ圧損30mmAq以下
- ・ 貯蔵ポット内ナトリウム浸漬部高さ : 5.3m

(8) 今後の課題

燃料冷却に要する伝熱条件の確認およびR&D項目について纏め、表9.5.8に示す。なかでも、貯蔵部内での空気フローパターンの検討、ポット内ナトリウム自然循環除熱評価手法の検証、ナトリウム付着条件下での輻射率の検証が重要である。

9.5.4 移送キャスクの自然通風除熱

使用済燃料を減衰待貯蔵設備から取り出しサイト内の搬出待貯蔵設備に移送するさいには、キャスクを使用する。

裸燃料を加圧He雰囲気中でアルミバスケットに収納し移送するキャスクについては、既往の研究(高速増殖実証炉・第2次概念設計(1)設計書(分冊5/5) PNC ZJ 278 83-17(5))によれば、搬出可能な発熱率のレベルは3kW(7体収納)であり、裸燃料を5ataの加圧He雰囲気中でアルミバスケットに収納し、表面輻射率0.4としたとき、燃料最高温度は521°C、1ataのHe雰囲気中で620°C程度であった。使用済燃料を収納した加圧Heガス缶詰を移送キャスクで移送する場合に、平成3年度の崩壊熱発熱率(1年後3.4kW/体)を考慮し、表面輻射率を0.2とし、崩壊熱の発熱率レベル・遮蔽構成・計算体系を見直して、燃料の崩壊熱を自然通風で除熱する体系の除熱量を計算した。上記移送用キャスクの遮蔽材構成は、現状の燃料出入機の遮蔽設計に合わせ、ジルコニウムハイドライド($ZrH_{1.7}$)16cm、炭素鋼56cmとした。

(1) 前提条件

① キャスクの形状および寸法

表9.5.9および図9.5.6、図9.5.7に対象とするキャスクの主要目および寸法・形状を示す。

② 燃料一体当たりの発熱率は3.4kWとする。

③ キャスクの外表面条件

キャスク外表面にはフィンを取り付けるものとし、外表面温度は60°C、外気温度は38°Cとする。また、太陽熱輻射として、12時間に表面積1m²当たり 400Wの入熱があるものとする。

④ キャスクの姿勢は横置きとする。

⑤ 移送する使用済燃料の被覆管目安最高温度は通常時の値550°Cを採用する。

⑥ 缶詰め内のHeガス圧力は5atmまたは、1atmとする。

(2) 解析モデルおよび主要データ

表9.5.10 に使用した主なデータ・相関式等を、図9.5.8、図9.5.9 に解析モデルを示す。

(3) 解析結果と評価

キャスクに収納する燃料集合体の総数を6体としたとき、缶詰め内のHeガス圧力を5atmとすると、燃料被覆管最高温度は、通常時の目安制限温度550°Cを下回る541°Cとなった。また、缶詰め内のHeガス圧力を非加圧,1atmとすると、燃料被覆管最高温度目安制限値675°Cを下回る663°Cとなった。燃料を移送キャスクに入れて移送している最中に、燃料を収納している缶詰缶のHeガスがリークし、圧力が低下したとしても燃料被覆管の最高温度は目安制限値675°Cを下回ることが分かった。

表9.5.1 燃料取扱条件

項目	条件	備考
1) 取扱対象炉心構成要素 a) 炉心燃料集合体主要目 ・ペレット材質 ・ペレット直径 ・被覆管材質 ・被覆管外径 ・ワイヤスペーサ直径 ・ワイヤ巻付ピッチ ・燃料要素全長 ・燃料要素数 ・燃料要素配列ピッチ ・ラッパ管材質 ・ラッパ管内対面間距離 ・ラッパ管肉厚 ・全長 c) 使用済燃料最大崩壊熱 d) 制限温度	Pu-U混合酸化物燃料 7.36 mm PNC1520 8.5 mm 1.3 mm 200 mm 2,550 mm 217 9.85 mm PNC1520 147.7 mm 4.0 mm 4,300 mm 17kW/体 通常及び異常な過渡変化時 550°C 事故時675°C	暫定・燃料被覆管肉厚中心 温度
2) 燃料取扱手順 ・炉停止0日 ・2~5週間(17kW以下) ・6週間以内 ・約2ヵ月 ・約18ヵ月(3.4kW以下)	燃料交換準備開始 使用済燃料取出し 燃料交換作業 使用済燃料移送・収納完了 炉起動 使用済燃料乾式洗浄後搬出待 貯蔵設備に移送	
3) 燃料交換条件 a) 燃料交換頻度 b) 燃料交換時期 c) 燃料交換本数	通常1回/12ヵ月 炉停止後42日目程度に完了す るものとする 101体/回(炉心燃料82体/回 +制御棒19体/回)	原子炉停止中に行う
4) 炉外搬出条件 a) 搬出方法 b) 搬出時崩壊熱 5) 減衰待貯蔵条件 a) 貯蔵方式 b) 貯蔵期間 c) 貯蔵容量	Naポットに収納して搬出 17kW/体 炉外・乾式(Naポット入)貯蔵 12ヵ月以内 90体	貯蔵するすべての燃料 が最大の崩壊熱17kWを 有するものとする。
4) AB建屋外搬出条件 a) 搬出方法 b) 搬出時崩壊熱 c) 搬出本数	He缶詰収納キャスク搬出 3.4kW/体 6体/キャスク	

表9.5.2 フィン付きポット自然循環除熱解析のパラメータ

パラメータ	代表値	設定値範囲
使用済燃料発熱率	4、8、12、 16、20kW/体	
ポット外面フィン先端と案内筒間のギャップ幅	50mm	10mm、100mm
ポット伝熱面等価高さ(H*)	2m	4.3m
ポット外径	267mm	216mm、300mm、400mm
ポット外面縦フィン高さ	20mm	60mm、100mm
ポット外面縦フィン枚数	72枚	フィン無し、36枚
案内筒長さ	4.8m	4.3m、5.3m
ポット外面輻射率	0.5	0.15
案内筒内面輻射率	0.15	0.5

表9.5.3 (1/3) フィン付きポット自然循環除熱解析の主要データ

項 目	デ ー タ	出 典 ・ 根 拠
流体熱物性値	アルゴンガス：温度依存	「流体の熱物性値集」
構造材熱伝導率	ポットフィン：14kcal/mh°C(ステンレス鋼)	(JSME) 「伝熱工学資料」 P.318
熱 伝 達 率	① ポット表面および案内筒内表面 $\alpha = Nu \cdot \lambda_g / De$ $Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$ (Dittus-Boelter) ただし、 $Re < 3000$ の場合は、層流とみなし、 $Nu = 4.89$ とした。 α : 熱伝達率 [kcal/m ² h°C] Nu : ヌセルト数 [-] λ_g : ガス熱伝導率 [kcal/mh°C] De : 流路等価直径 [m] Re : De を代表長とするレイノズル数 [-] Pr : ガスのプラントル数 PNC TN9410 92-137	同上書、P.56 および P.51 乱流への遷移については、同上書、P.55
フィン効率	平板フィン： $\eta = \tan mH / (mH)$ $m = \sqrt{2\alpha / (\lambda t)}$ η : フィン効率 [-] H : フィン高さ [m] α : ポット表面熱伝達率 [kcal/m ² h°C] λ : フィン熱伝導率 [kcal/mh°C] t : フィン肉厚 [m]	甲藤「伝熱概論」、P.25~28

表9.5.3 (2/3) フィン付きポット自然循環除熱解析の主要データ

項 目	デ ー タ	出 典 ・ 根 拠
	<p>①ポット表面→案内筒表面</p> $Q_{rad} = F \cdot \sigma \{ (T_p + 273)^4 - (T_b + 273)^4 \}$ $F = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_p} + \frac{D_p}{D_{gt}} \left(\frac{1}{\epsilon_{gt}} - 1 \right)}$ <p> Q_{rad} : ポット表面輻射熱流束 [kcal/hm²] F : 輻射交換係数 [-] ϵ_p : ポット表面輻射率 [-] ϵ_{gt} : 案内筒表面輻射率 [-] D_p : ポット外径 [m²] D_{gt} : 案内筒内径 [m] σ : ステファン・ボルツマン定数 4.88×10^{-8} [kcal/m²h°K⁴] T_p : ポット表面温度 [°C] T_b : 仕切板表面温度 [°C] </p> <p>(注) 輻射の伝熱面積はπD_p(単位高さ当り)とした。</p>	<p>二重円管近似 ギート「基礎伝熱工学」(丸善)、P.230</p>

表9.5.3 (3/3) フィン付きポット自然循環除熱解析の主要データ

項 目	デ ー タ	出 典 ・ 根 拠
ガス圧力損失係 数	<p>① ポット・案内筒間隙部</p> $\Delta P = \frac{\gamma}{2g} f \frac{L}{De} V^2$ $f = \begin{cases} 0.3164Re^{-0.25} & (Re > 2000) \\ 64/Re & (Re \leq 2000) \end{cases}$ <p> ΔP : ガス圧力損失 [kgf/m²] f : 摩擦損失係数 [-] γ : ガス比重 [kgf/m³] g : 重力加速度 (m/s²) L : 案内筒長さ [m] De : 流路等価直径 [m] V : ガス断面平均流速 [m/s] Re : De を代表長とするレイノルズ数 [-] </p> <p>② 案内筒入口</p> $\Delta P = \frac{\gamma}{2g} \zeta V^2$ <p>$\zeta = 0.5$ (流路急縮小)</p> <p>③ 案内筒出口</p> <p>$\zeta = 1.0$ (流路急拡大)</p>	<p>ブラジウスの式</p>

表9.5.4 Naポット自然循環除熱冷却体系における今後の課題

No	項目	内容	備考
1	伝熱促進対策 (1) 対流伝熱 (2) 輻射伝熱	<ul style="list-style-type: none"> ・低風速でのフィンの伝熱相関式の検証 ・フィン高さ、ピッチの最適化 ・Na浸漬表面処理(ブラッククロム被覆等)材の輻射率の検証 ・Naミスト付着条件下での輻射率の検証 ・フィン付ポット表面からの輻射伝熱評価手法の検証(形態係数) 	<p>Na入ポット外面/縦フィン、ポット伝熱面の等価高さ: H^*、熱流速q^*</p> <p>Na入ポット外面</p> <p>インセルクレーン案内筒</p>
2	Arガス流動特性	<ul style="list-style-type: none"> ・自然循環流量評価手法の検証 ・セル内のガスフローパターンの詳細検討 	<p>偏流、停滞がないことの確認</p>
3	ポット内Na自然循環除熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ポット内Na自然循環除熱評価手法の検証 	<p>集合体内外一巡自然循環流量、集合体ラッパ管内外面およびポット内表面の熱伝達率、ピンバンドル部圧力損失</p>
4	フィン付ポットの製作性	<ul style="list-style-type: none"> ・フィンの取付方法(一体成形、溶接等)の具体化と実証 	
5	貯蔵ガスセル概念	<ul style="list-style-type: none"> ・配置の最適化 ・インセルクレーンの耐熱設計 ・冷却ライナの設計および冷却特性の実証 	<p>駆動部の断熱構造等</p>

表9.5.5 燃料被覆管最高温度とラック出口ポット表面温度との温度差

ポット内燃料発熱率	ΔT_{f-p} 燃料被覆管とポット表面の温度差 (最高)
4kW	22 °C
8kW	50 °C
12kW	69 °C
16kW	85 °C
20kW	101 °C

(注) 本体系と類似のポット内使用済燃料除熱・ナトリウム中試験データにもとづいて設定した。出典は、**HEDL-TME-75-65 Ex-Vessel Transfer Machine / Closed Loop Ex-Vessel Machine (EVTM-CLEM) Heat Transfer Testing with a Full- Scale LMFBR 217-pin Electrically Heated Fuel Bundle Assembly" (1976)**

表9.5.6 (1/4) 保持筒冷却体系パラメータ解析に使用した主なデータ

項目	データ	出典・根拠
流体熱物性値	空 気 : 温度依存 ヘリウム : 温度依存 NaK : 熱伝導率 22kcal/mh°C	「流体の熱物性値集」 (JSME) jul-666-RB 「伝熱工学資料」 (改訂第4版), P.323
構造材熱伝導率	保持筒フィン : 46kcal/mh °C (炭素鋼)	「伝熱工学資料」 (改訂第3版), P.293
熱 伝 達 率	・保持筒表面 イ. フィンが無い場合 $\alpha = Nu \cdot \lambda g / D$ $Nu = 0.35 Re^{0.6} Pr^{0.36}$ (正三角配列の管群、10列以上) $\left[\begin{array}{l} \alpha : \text{熱伝達率 [kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C]} \\ Nu : \text{ヌセルト数 [-]} \\ \lambda g : \text{ガス熱伝導率(空気) [kcal/mh}^\circ\text{C]} \\ D : \text{保持筒外径 [m]} \\ Re : \text{代表長をD、代表流速を最小流路} \\ \quad \text{断面での流速とするレイノルズ数} \\ Pr : \text{プラントル数(空気)} \end{array} \right.$ ロ. フィンが有る場合 $\alpha = Nu \cdot \lambda g / D$ $Nu = 0.134 Re^{0.681} Pr^{0.33}$ $\times \left(\frac{S}{H} \right)^{0.200} \left(\frac{S}{t} \right)^{0.1134}$ $\left[\begin{array}{l} Re : \text{イ.と同じ定義} \\ S : \text{フィンピッチ [m]} \\ H : \text{フィン高さ [m]} \\ t : \text{フィン肉厚 [m]} \end{array} \right.$	「伝熱工学資料」 (改訂第4版), P.64 $10^3 < Re < 2 \times 10^5$ に対して適用可。 同上書、P.207 $10^3 < Re < 1700$ に対して適用可。

表9.5.6 (2/4) 保持筒冷却体系パラメータ解析に使用した主なデータ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
フィン効率	保持筒フィン：アニュラーフィン $\eta_f = \text{function} (L_c^{3/2} \sqrt{\frac{\gamma}{\lambda A_p}})$ $L_c = L + (t/2) \text{ [m]}$ $\left(\begin{array}{l} L : \text{フィン高さ [m]} \\ t : \text{フィン肉厚 [m]} \end{array} \right)$ $A_p : L_c t \text{ [m}^2\text{]}$ $\alpha : \text{保持筒表面熱伝達率 [kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C]}$ $\lambda : \text{保持筒フィン熱伝導率 [kcal/mh}^\circ\text{C]}$ <p>η_f は出典のP.108、Fig.3.19により設定。 ($r_2/r_1 = 1$のカーブと$r_2/r_1 = 2$のカーブより内挿)</p>	Incropera and Dewitt, "Fundamentals of Heat and Mass Trasfer" (2-nd ed.) (John Willey & Sons), P.107-108
輻射形態係数	ポット表面→保持筒内面 $q_{\text{rad}} = F\sigma\{(T_p + 273)^4 - (T_j + 273)^4\}$ $F = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_p} + \frac{D_p}{D_j} \left(\frac{1}{\epsilon_j} - 1 \right)}$ $\left[\begin{array}{l} q_{\text{rad}} : \text{ポット表面輻射熱流束} \\ F : \text{輻射交換係数 [-]} \\ T_p : \text{ポット表面温度 [}^\circ\text{C]} \\ T_j : \text{保持筒表面温度 [}^\circ\text{C]} \\ \epsilon_p : \text{ポット表面輻射率 [-]} \\ \epsilon_j : \text{保持筒内面輻射率 [-]} \\ D_p : \text{ポット外径 [m]} \\ D_j : \text{保持筒内径 [m]} \\ \sigma : \text{ステファン・ボルツマン定数} \\ \quad 4.88 \times 10^{-8} \text{ [kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{K}^4] \end{array} \right.$	二重円管 ギート「基礎伝熱工 学」丸善、P.230

表9.5.6 (3/4) 保持筒冷却体系パラメータ解析に使用した主なデータ

項 目	デ ー タ	出 典 ・ 根 拠
空気圧力損失 係数	<p>① ダクト (空気取入口および出口スタック)</p> $\Delta P = \frac{\gamma}{2g} f \frac{L}{De} V^2$ $f = \begin{cases} 0.3164Re^{-0.25} & (Re > 2000) \\ 64/Re & (Re \leq 2000) \end{cases}$ <p> ΔP : 空気圧力損失 [kgf/m²] f : 摩擦損失係数 [-] γ : 空気比重 [kgf/m³] g : 重力加速度 (9.81m/s²) L : 流路長 [m] </p> <p> $= H_{in} + H_{stack} + 5m \times N_{elbow}$ H_{in} : 空気取入口ダクト高さ (=36m) H_{stack} : スタック高さ [m] N_{elbow} : ダクト屈曲回数 [-] </p> <p> De : ダクト等価直径 [m] V : ダクト断面平均流速 [m/s] </p> <p>② 空気取入口</p> $\Delta P = \frac{\gamma}{2g} \zeta V^2$ <p>$\zeta = 0.5$ (流路縮小)</p> <p>③ スタック出口</p> <p>$\zeta = 1.0$ (流路拡大)</p> <p>④ ダクト屈曲部</p> <p>$\zeta = 1.5$ (長方形管、直角エルボ)</p>	<p>ブラジウスの式</p> <p>「管路・ダクトの流体抵抗」(JSME),P.80</p>

表9.5.6 (4/4) 保持筒冷却体系パラメータ解析に使用した主なデータ

項 目	デ ー タ	出 典 ・ 根 拠
空気圧力損失 係数	<p>⑤ 貯蔵部 (管群)</p> <p>イ. フィンが無い場合</p> $\Delta P = \frac{\gamma}{2g} \zeta V^2$ $\zeta = \begin{cases} 0.343 + 0.303 \times 10^3 Re^{-1} \\ -0.717 \times 10^3 Re^{-1} \\ +0.88 \times 10^7 Re^{-3} \\ -0.38 \times 10^9 Re^{-4} (Re < 10^4) \\ 0.162 + 0.181 \times 10^3 Re^{-1} \\ +0.792 \times 10^3 Re^{-1} \\ -0.165 \times 10^7 Re^{-3} \\ +0.872 \times 10^9 Re^{-4} (Re < 10^4) \end{cases}$ <p>Re : レイノルズ数(代表長は保持筒外 径、代表流速は管群の最小流路断 面での流速</p> <p>ロ. フィンが有る場合</p> $\zeta = \begin{cases} 5.4 (D^*/De)^{0.3} Re D^{*-0.25} (Re D^* < 1.8 \times 10^5) \\ 0.26(D^*/De)^{0.3} (Re D^* > 1.8 \times 10^5) \end{cases}$ <p>D*, De : 出典参照 Re D* : 代表流速はフィン無し管群の最 小流路断面での流速、代表長は D*とするレイノルズ数</p> <p>⑥ 空気取入口フィルタ</p> <p>$\Delta P = 30\text{mmAq}$とする。</p>	<p>Heat Exchanger Hand book, 2", (Hemisphere) P.2.2.4-9,</p> <p>同上、P.2.2.4-13</p>

表9.5.7 保持筒冷却体系の感度解析パラメータ

パラメータ	代表値	設定値範囲
燃料発熱率	4、8、12、 16、20kW/体	
移送ポット外径	216mm	
貯蔵ポット外径	350mm	
保持筒外径	321mm	
貯蔵ポット・保持筒間ギャップの幅	8mm	
保持筒外表面環状フィン高さ	20mm	
保持筒外表面環状フィン・ピッチ	10mm	
保持筒外表面環状フィン肉厚	2mm	0.15~0.5
貯蔵ポット外表面輻射率	0.5	0.15~0.5
保持筒内表面輻射率	0.15	60m、80m
出口スタック高さ	60m	15~30mmAq
空気入口フィルタ圧損	30mmAq	
移送ポット・貯蔵ポット間ギャップ部伝熱媒体	ナトリウム	
貯蔵ポット・保持筒間ギャップ部伝熱媒体	Arガス	
貯蔵ポット伝熱面の等価高さ	5.3m	

表9.5.8 保持筒冷却体系における今後の課題

No	項目	内容	備考
1	伝熱促進対策 (1) 対流伝熱	・フィン高さ、ピッチの最適化	保持筒/横フィン
	(2) 輻射伝熱	・Na浸漬表面処理(ブラッククロム被覆等)材の輻射率の検証 ・Naミスト付着条件下での輻射率の検証	Na入ポット外面 保持筒内面
2	空気側流動特性	・自然循環流量評価手法の検証 ・貯蔵部の空気フローパターンの詳細検討 ・フィルタ圧力損失評価手法の確立 ・保持筒配列の最適化 ・空気ダクトの引回しの最適化	偏流、停滞がないことの確認 圧損、風量相関式
3	ポット内Na自然循環除熱	・ポット内Na自然循環除熱評価手法の検証	集合体内外一巡自然循環流量、集合体ラッパ管内外面およびポット内表面の熱伝達率、ピンバンドル部圧力損失
4	保持筒内面輻射率の維持	・保持筒内Naミスト挙動の検証 ・Naミスト発生/付着抑制対策の確立と検証 ・付着Na除去方法の確立と検証 ・高輻射率被覆材の開発	保持筒内面洗浄方法等
5	ポット外面輻射率の維持	・付着Na除去方法の確立と検証	ポット外面洗浄方法等
6	フィン付保持筒の製作性	・フィンの取付方法(成形、溶接等)の具体化と実証	

表9.5.9 He缶詰キャスクの主要目

項 目	デ ー タ
γ線遮へい(厚さ)	炭素鋼(460mm)
中性子遮へい(厚さ)	ジルコニウム・ハイドライド ZrH _{1.7} (160mm)
燃料収納方式	裸燃料加圧He缶詰(圧力5atm) あるいは、非加圧He缶詰
本体高さ	6m
燃料配列	同心円状(6体)
ピッチサークル径	600mm
キャスク外径	2290mm
内筒外径	880mm

表9.5.10 (1/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
流体熱物性値 構造材および遮蔽材 熱伝導率 構造材の輻射率	ヘリウムガス ステンレス鋼 : 14kcal/mh°C アルミニウム : 177kcal/mh°C ジルコニウムハイドライド : 14kcal/mh°C 炭素鋼 : 46kcal/mh°C ステンレス鋼 : 0.2	Jul-666-RB 「伝熱工学資料」 「伝熱工学資料」 「金属水素化物の調査試験報告書」平成3年4月 「伝熱工学資料」
熱流	$Q_{fuel}^{(1)}$ 、 $Q_{fuel}^{(2)}$ は軸方向単位長当りの熱流 $Q_{fuel}^{(1)}$: 6体分の燃料発熱率/(発熱部長さ)×1.3 (ピーキングファクタ×0.7(軸方向の熱拡散考慮)) $Q_{fuel}^{(2)}$: 1体分の燃料発熱率/(発熱部長さ)×1.3 (ピーキングファクタ×0.7(軸方向の熱拡散考慮))	
伝熱モデル	図9.5.8 にキャスク半径方向の伝熱モデルを示す。 中心ピン被覆管からラッパ管内表面までの伝熱は、主にHeガスの熱伝導とステンレス鋼表面の輻射によると考え[1]の経験式を使用する。	[1]R.B.Pope, "Evaluation of Heat Transfer in Conceptual Designs of Spent Fuel Shipping Casks for the United States Breeder Reactor Technology Program ", SAND 77-1781 (Sandia Laboratories)
各伝熱経路における伝熱計算式	使用した記号は、物性値については通常の記法(λ :熱伝導率、 ν :動粘性係数、 β :体積膨張率、Pr:プラントル数)である。また、Rは半径であり、これについている添字は、図9.5.8 で示した位置を表す。温度Tの添字についても同じである。	
① 中心収納管外表面 → 内筒内表面(アルミニウム・バスケット部)	図9.5.9 (a)の斜線部全周に6体の燃料発熱が均一に存在している状態での熱伝導を考え、 T_8 (中心部収納管外表面の温度)を求める。 熱伝導は、対象部分を図9.5.9 (b)のような合成壁(composite wall ^[2])と考え、以下のように等価熱伝導率を算定する： 熱流の保存より、	[2]F.P.Incropera and DeWitt, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer" 2nd.edition(John Willey&Sons)

表9.5.10 (2/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
	$\frac{2\pi L \lambda_{\text{eff}}}{\ln(R_7/R_8)} (T_8 - T_7) = \frac{1}{\Omega_{8A} + \Omega_{AB} + \Omega_{B7}} (T_8 - T_7)$ <p>ただし、</p> $\Omega_{8A} = \frac{\ln(R_A/R_8)}{2\pi L \lambda} \quad (\text{熱抵抗})$ $\Omega_{AB} = \frac{\ln(R_B/R_A)}{2\pi L \lambda} \frac{S}{S - S_V}$ $\Omega_{B7} = \frac{\ln(R_7/R_B)}{2\pi L \lambda} \quad , \lambda \text{ はここでは、アルミニウムの熱伝導率}$ <p>したがって、</p> $\lambda_{\text{eff}} = \frac{\ln(R_7/R_8)}{2\pi L} \cdot \frac{2\pi L \lambda}{\ln\left(\frac{R_A}{R_8}\right) + \ln\left(\frac{R_B}{R_A}\right) + \frac{S}{S - S_V} + \ln\left(\frac{R_7}{R_8}\right)}$ <p>次に、均一発熱のある熱伝導体の内部径方向温度分布は、方程式(文献[3])</p> $\lambda_{\text{eff}} \cdot \frac{1}{\gamma} \frac{1}{\partial \gamma} \left(\gamma \frac{\partial T}{\partial \gamma} \right) = -Q_{\text{fuel}}^{(1)}$ $\frac{1}{\pi (R_7^2 - R_8^2)} \text{ [kcal/h/m}^3\text{]}$ <p>を、境界条件：</p> $\left. \frac{\partial T}{\partial \gamma} \right _{\gamma=R_8} = 0 \quad (\text{対象領域の中心側境界で断熱})$ $T \Big _{\gamma=R_7} = T_7$ <p>のもとで解くことにより</p>	

表9.5.10 (3/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
<p>② 中心収納管内表面 → 外表面 (SUS)</p>	$T(r) = \frac{-Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{4\lambda_{\text{eff}}} r^2 + C_1 \cdot \ln r + C_2$ <p>ただし、</p> $C_1 = \frac{Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{2\lambda_{\text{eff}}} R_8^2$ $C_2 = T_7 + \frac{Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{4\lambda_{\text{eff}}} R_7^2 - C_1 \cdot \ln R_7$ <p>よって、</p> $T(R_8) = -\frac{Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{4\lambda_{\text{eff}}} R_8^2 + C_1 \ln R_8 + T_7$ $+ \frac{Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{4\lambda_{\text{eff}}} R_7^2 - C_1 \ln R_7$ $= -\frac{Q_{\text{fuel}}^{(1)}}{4\lambda_{\text{eff}}} (R_8^2 - R_7^2) + C_1 \ln \left(\frac{R_8}{R_7} \right) + T_7$ <p>以上により得た$T(R_8)$を中心収納管外表面温度とみなす。</p> <p>なお、上記Ω_{AB}の算定式中のS, S_Vは、次式により与えられる。</p> $S = \pi \cdot (R_B^2 - R_A^2)$ $S_V = \frac{\pi}{4} \times (\text{収納管外径})^2 \times 6(\text{体})$ $Q_{\text{fuel}}^{(2)} = \frac{2\pi\lambda_{\text{sus}}}{\ln(R_8/R_9)} (T_9 - T_8)$	

表9.5.10 (4/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ - タ	出典・根拠
<p>③ 缶外表面→ 収納管内表面(He ガス)</p>	$Q_{fuel}^{(2)} = Nu_{10-9} \frac{2\pi\lambda_{He}}{\ln(R_9/R_{10})} (T_{10}-T_9) + F_{10-9} \cdot \sigma \cdot \{(T_{10}+273)^4 - (T_9 + 273)^4\} \cdot 2\pi R_{10}$ <p>ただし、</p> $Nu_{10-9} = 0.18 \cdot (Gr_M)^{0.25} \text{(文献[1]、pp.24-25)}$ $Gr_M = \{g\beta (T_{10}-T_9) \cdot [(R_9 \cdot R_{10})^{0.5} \ln(R_9/R_{10})]^3 / \nu^2\} \times P^2$ $\beta = \frac{1}{T_{av.} + 273} = \frac{1}{0.5(T_9 + T_{10}) + 273}$ <p style="text-align: center;">: Heガスの体積膨張率</p> <p>ν: Heガスの動粘性係数(1atm.における値)</p> <p>P: Heガスの圧力[atm.]</p> <p>(注) Gr_Mの式中の$\times P^2$は、νの圧力依存性を考慮した補正係数。</p> $F_{10-9} = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_{10}} + \frac{R_{10}}{R_9} \left(\frac{1}{\epsilon_9} - 1 \right)},$ <p>ϵ_{10}: 缶外表面輻射率,</p> <p>ϵ_9: 収納管内表面輻射率,</p> <p>$\sigma = 4.88 \times 10^{-8} \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{k}^4$</p>	
<p>④ 缶内表面→ 缶外表面(SUS)</p>	$Q_{fuel}^{(2)} = \frac{2\pi\lambda_{SUS}}{\ln(R_{10}/R_{11})} (T_{11}-T_{10})$	

表9.5.10 (5/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
⑤ ラッパ管外表面 → 缶内表面 (He ガス)	$Q_{\text{fuel}}^{(2)} = \text{Nu}_{12-11} \frac{2\pi\lambda_{\text{He}}}{\ln(R_{11}/R_{12})} (T_{12}-T_{11})$ $+ F_{12-11} \cdot \sigma \cdot \{(T_{12}+273)^4 - (T_{11}+273)^4\} \cdot P_{\text{wrap}}$ ただし、 $\text{Nu}_{12-11} = 0.43 \cdot (\text{Gr}_M)^{0.25} \text{ (文献[1]、pp.21-23)}$ $\text{Gr}_M = \{g\beta (T_{12}-T_{11}) \cdot [(R_{11}R_{12})^{0.5} \ln(R_{11}/R_{12})]^3 / \nu^2\} \times P^2$ $\beta = \frac{1}{T_{a\nu} + 273} = \frac{1}{0.5(T_{11}+T_{12}) + 273}$: Heガスの体積膨張率 ν : Heガスの動粘性係数 (1atm.における値) P: Heガスの圧力 [atm.] (注) Gr_M の式中の $\times P^2$ は、 ν の圧力依存性を考慮した補正係数。 $F_{12-11} = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_{12}} + \frac{P_{\text{wrap}}}{2\pi R_{11}} \left(\frac{1}{\epsilon_{11}} - 1 \right)}$ P_{wrap} : $2\sqrt{3} \cdot W_{\text{wrap}}$ (ラッパ管外表面の周長) W_{wrap} : ラッパ管外対面幅 ϵ_{12} : ラッパ管外表面輻射率 ϵ_{11} : 缶内表面輻射率	

表9.5.10 (6/6) 移送キャスク冷却体系 解析主要データ

項 目	デ ー タ	出典・根拠
⑥ 中心部燃料被覆管 → ラッパ管外表面	<p>Sandia研究所の報告書^[2]、p.20の式(4.1.1)により、ラッパ管外表面温度T_{12}が得られたときの、中心部燃料被覆管温度$T_{pin, max}$は、以下の式により計算する：</p> $T_{pin, max} = T_{12} + 50 \times M^{0.31} \times Q^{0.63}$ <p>ただし、</p> <p>M : ヘリウムガスの分子量 (=400)</p> <p>Q : 単位高さ当たりの燃料(1体)発熱率 [kW/m]</p>	[1] 前出

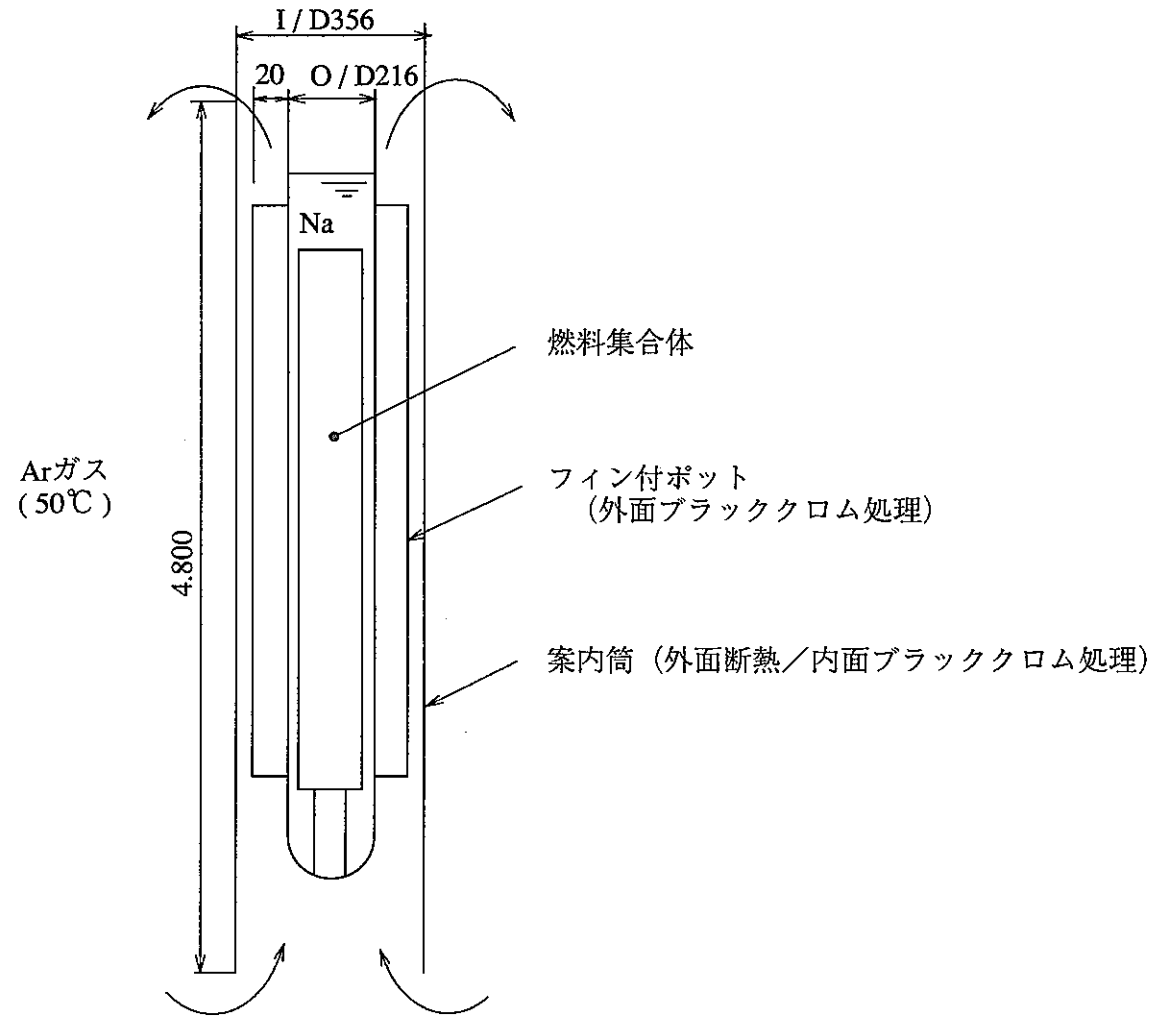
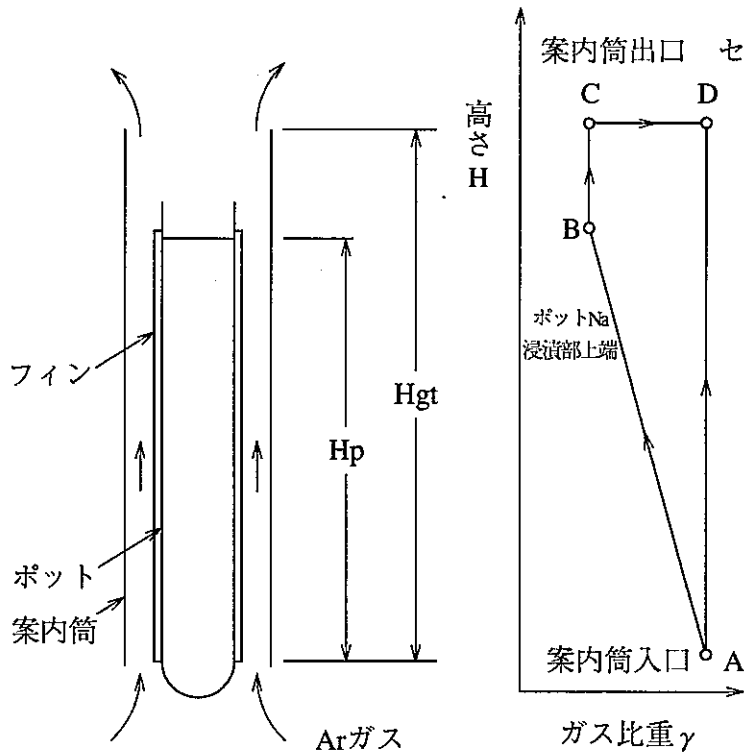


図9.5.1 フィン付ポットの自然循環除熱体系
(パラメータ解析用)



Arガス自然循環流量の計算式

$$\Delta P_{nc} = \phi \gamma dH \quad (\text{自然循環力})$$

$$= (\gamma_A - \gamma_B) \left(\frac{1}{2} H_p + H_{cell} - H_p \right)$$

$$\Delta P_{loss} = \frac{\gamma}{2g} f \frac{L}{D_e} V^2 \quad (\text{ポット・案内筒間})$$

(圧損)

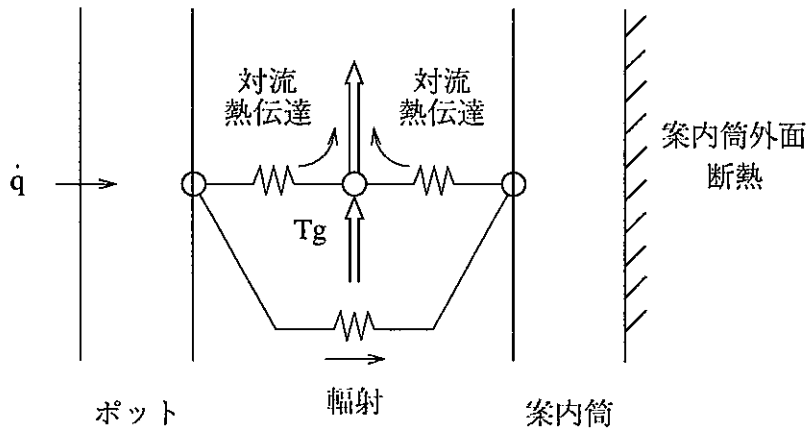
$$+ \frac{\gamma}{2g} \zeta V^2 \quad (\text{案内筒入口})$$

$$+ \frac{\gamma}{2g} \zeta V^2 \quad (\text{案内筒出口})$$

$$T_A = 50^\circ\text{C}, T_B = \frac{\dot{Q}}{C_P G} + T_A$$

$$\gamma_A = \gamma(T_A), \gamma_B = \gamma(T_B)$$

上記の式を連立させてガス流量Gを求める。
 T_B も同時に求められる。



ポット最高温度の評価において、上記の伝熱を考慮する。この際、
 ガス温度は T_g はポットNa浸漬部上端温度とする。

燃料被覆管最高温度はポット最高温度に表9.5.5に示す ΔT_{f-p} を加算して
 求める。

図9.5.2 フィン付きポットの自然循環解析モデル

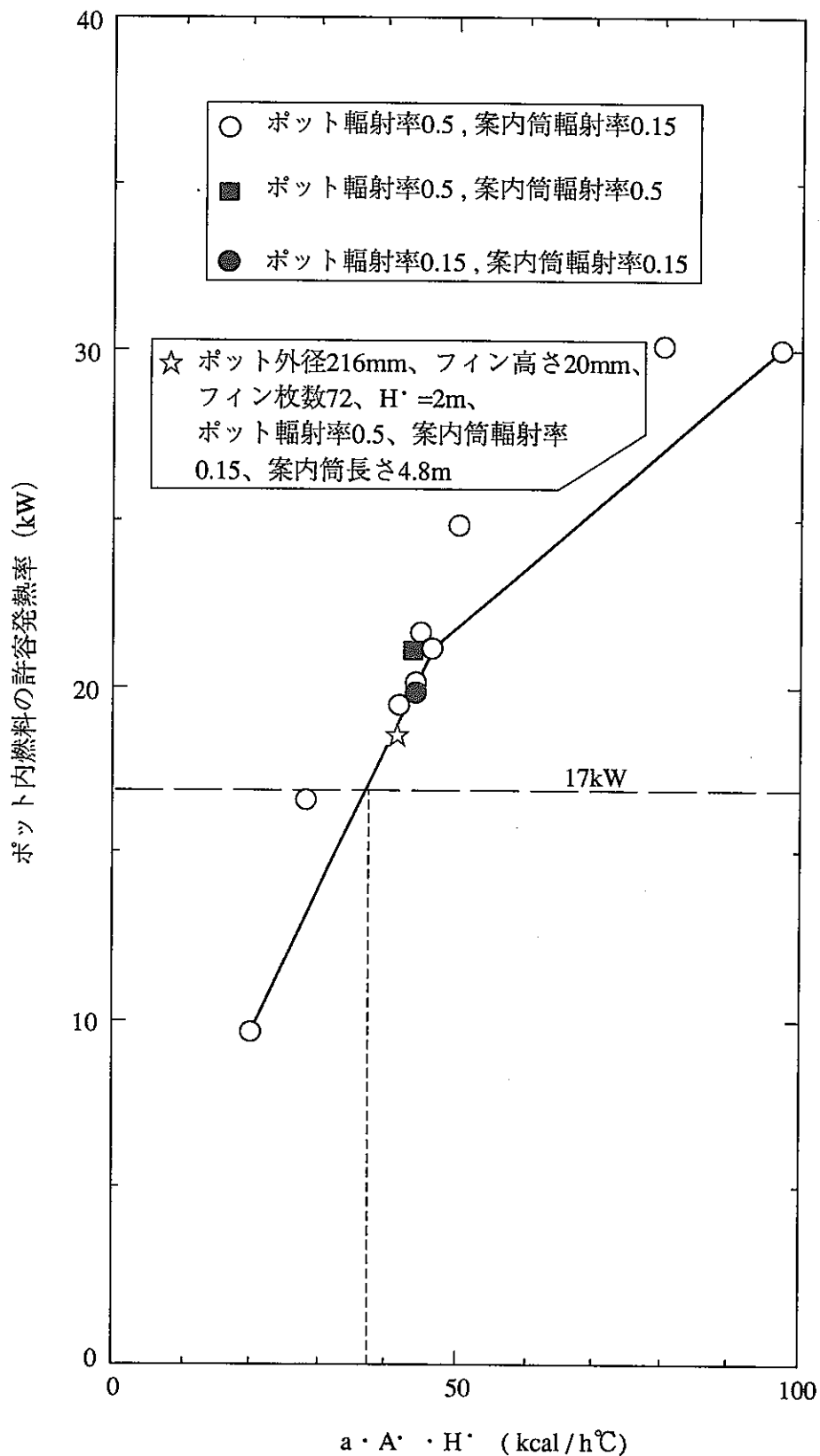


図9.5.3 フィン付きポットの自然環境除熱特性
 $a \cdot A \cdot H^*$ と許容発熱率の関係 (フィン先端・案内筒間ギャップ幅が50mmの場合)

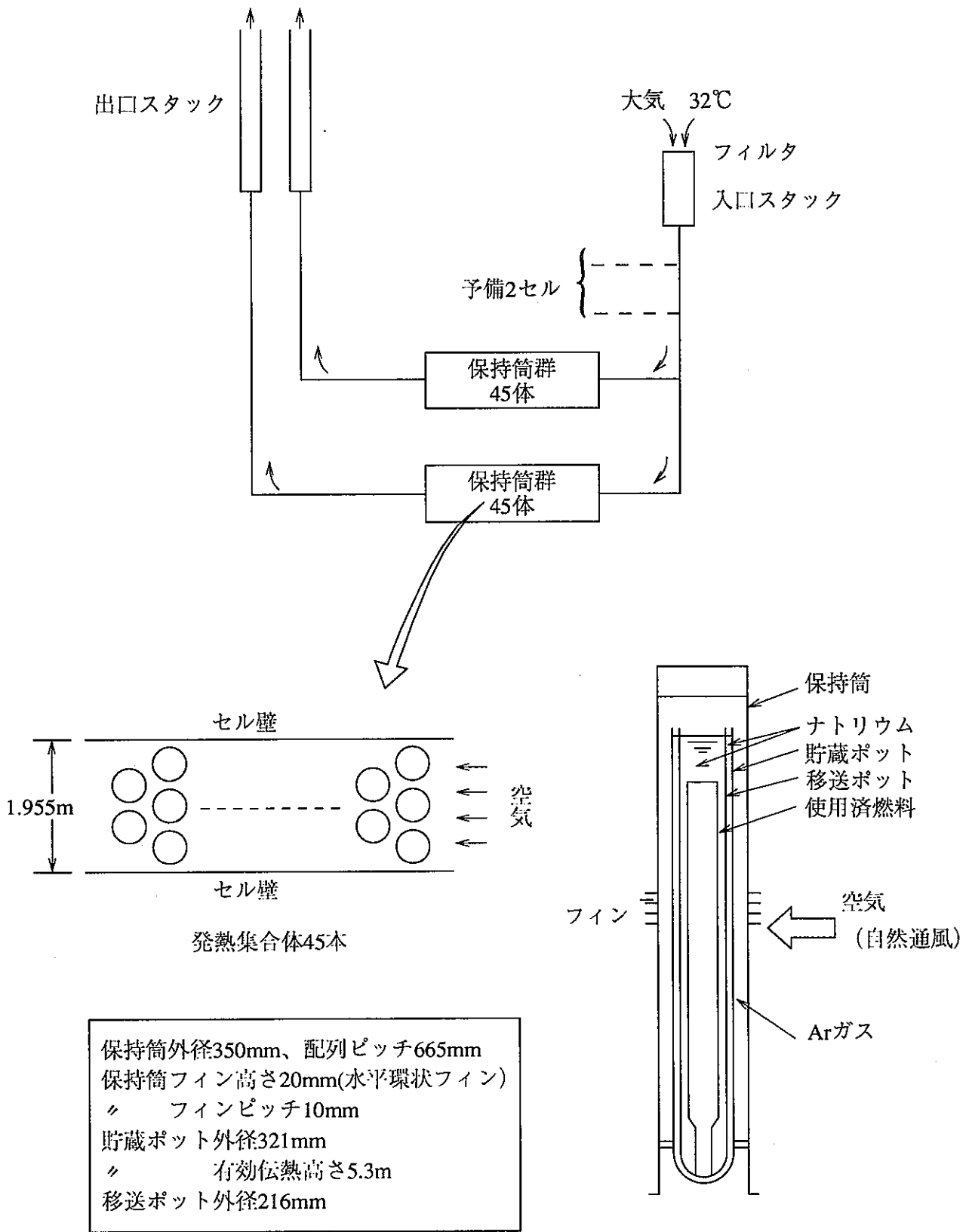
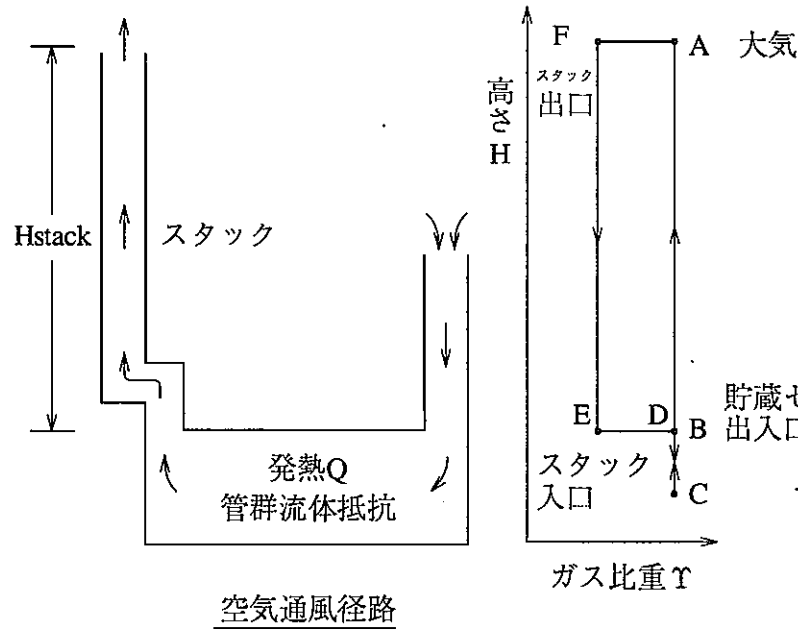


図9.4.5 二重ポット・保持筒の除熱体系および主要部寸法



空気自然通風量の計算式

$$\Delta P_{nc} = \phi \gamma dH \quad (\text{自然循環力})$$

$$= (\gamma_{\text{大気}} - \gamma_{\text{貯蔵セル出口}}) \cdot H_{\text{stack}}$$

$$\Delta P_{\text{loss}} = \Sigma \left(\frac{\gamma}{2g} f \frac{L}{De} V^2 \right)$$

$$+ \Sigma \left(\frac{\gamma}{2g} \zeta V^2 \right) + \Delta P_{\text{filter}}$$

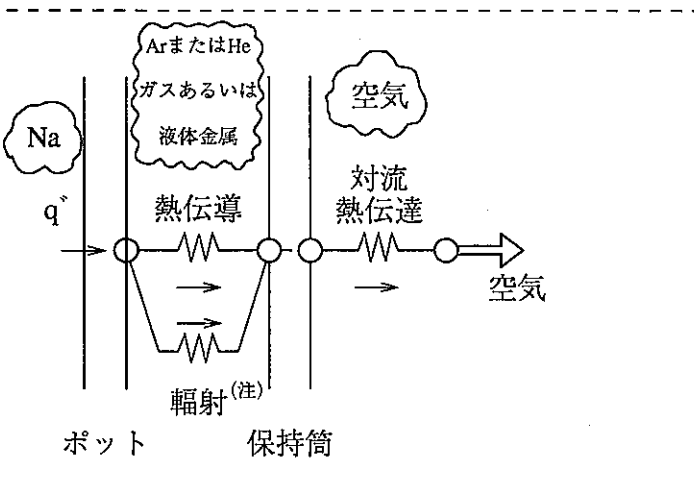
(圧力損失)

$$T_{\text{大気}} = 32^\circ\text{C}$$

$$T_{\text{貯蔵セル出口}} = \frac{Q}{C_p G} + 32^\circ\text{C}$$

$$T_{\text{大気}} = \gamma (32^\circ\text{C})$$

$$\gamma_{\text{貯蔵セル出口}} = \gamma (T_{\text{貯蔵セル出口}})$$



上の式を連立させて、
空気通風景Gを求める。
これにより、貯蔵部出口空気温度
が同時に求められる。

(注) ポット、保持筒内に液体金属を充填
する場合には熱伝導のみ。

ポット最高温度の評価において、上記の伝熱を考慮する。この際、
空気温度は貯蔵部出口温度とする。

燃料被覆管最高温度はポット最高温度に表9.5.5に示す ΔT_{f-p} を加算して
求める。

図9.5.5 保持筒冷却体系パラメータ解析で使した解析モデル

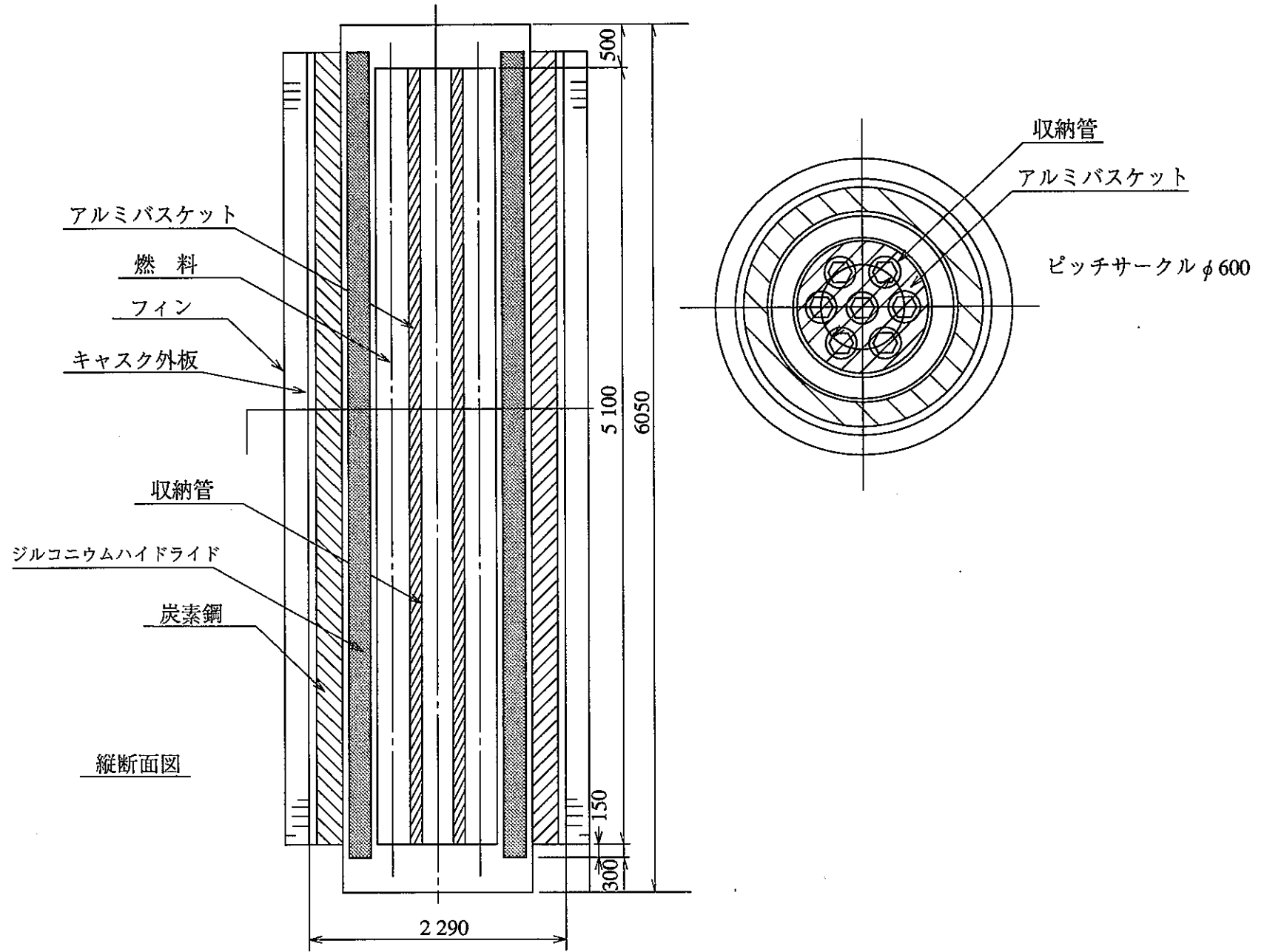


図9.5.6 Heガスキャスクの形状・寸法

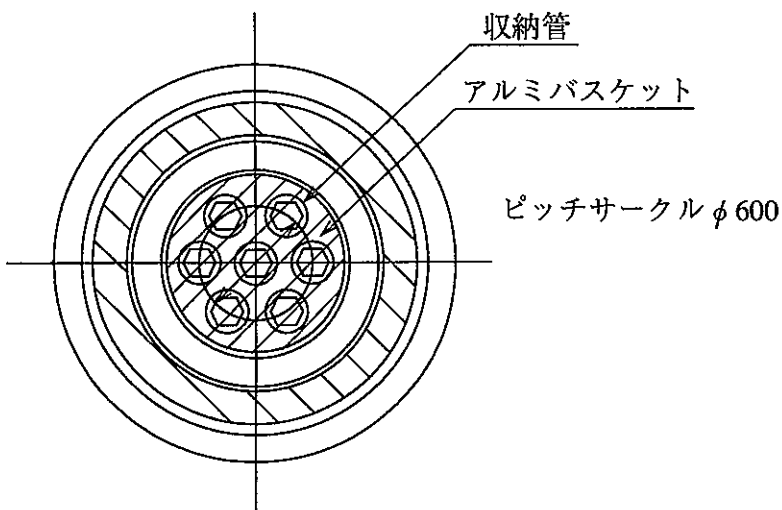
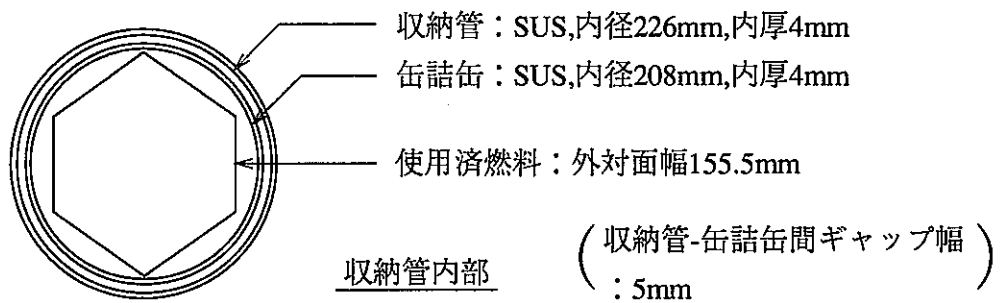
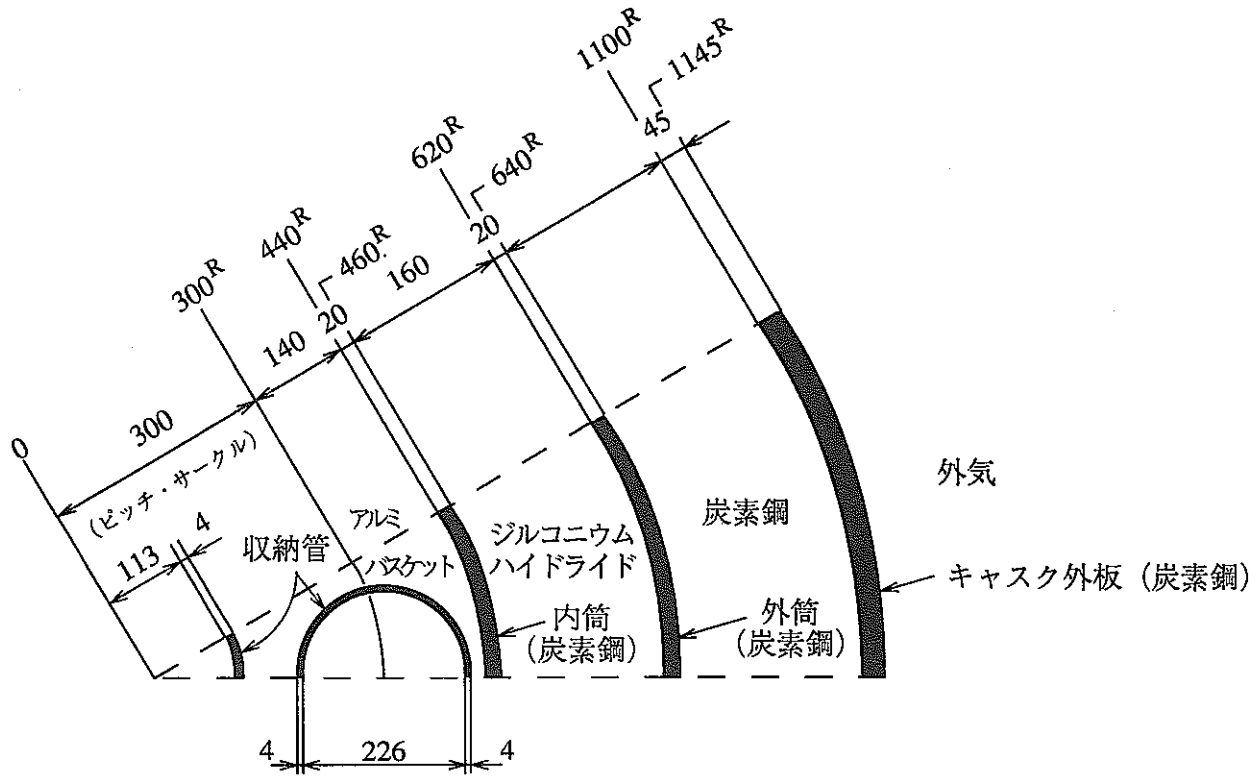
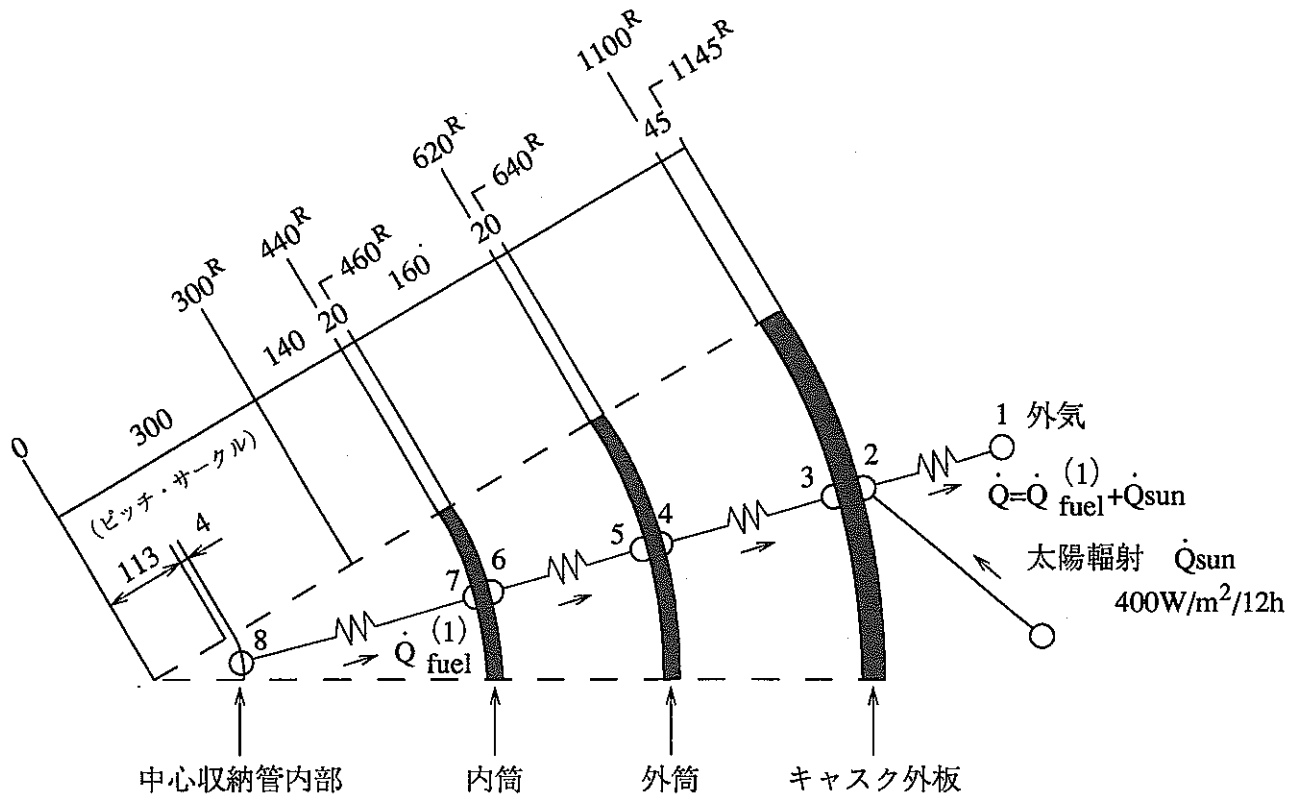
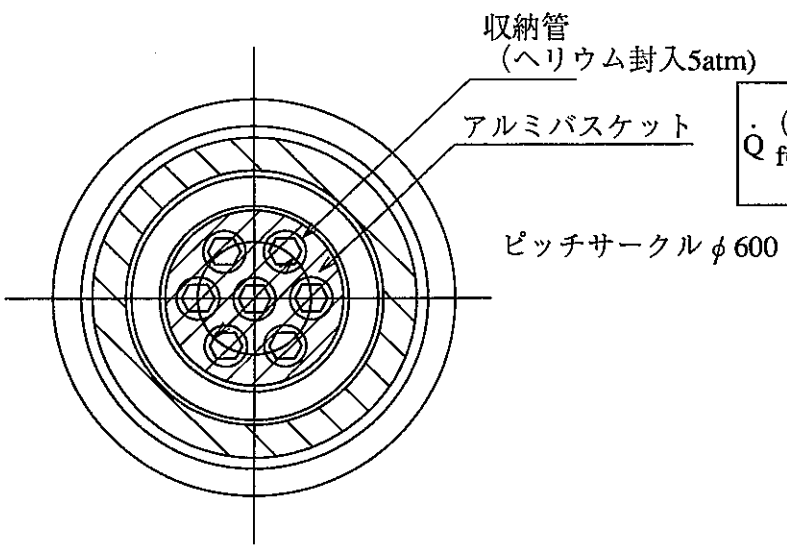
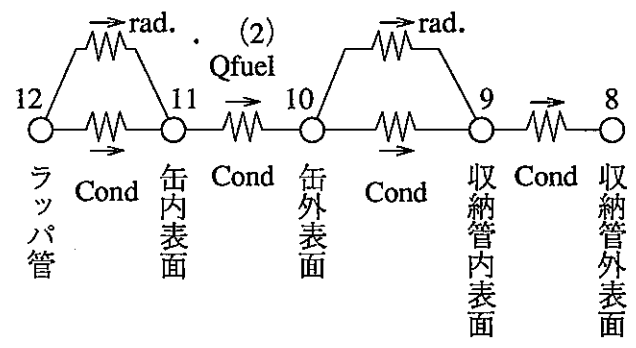
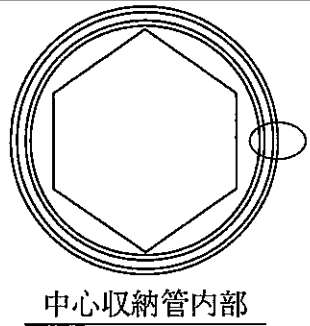


図9.5.7 Heガスキャスクの半径方向寸法詳細

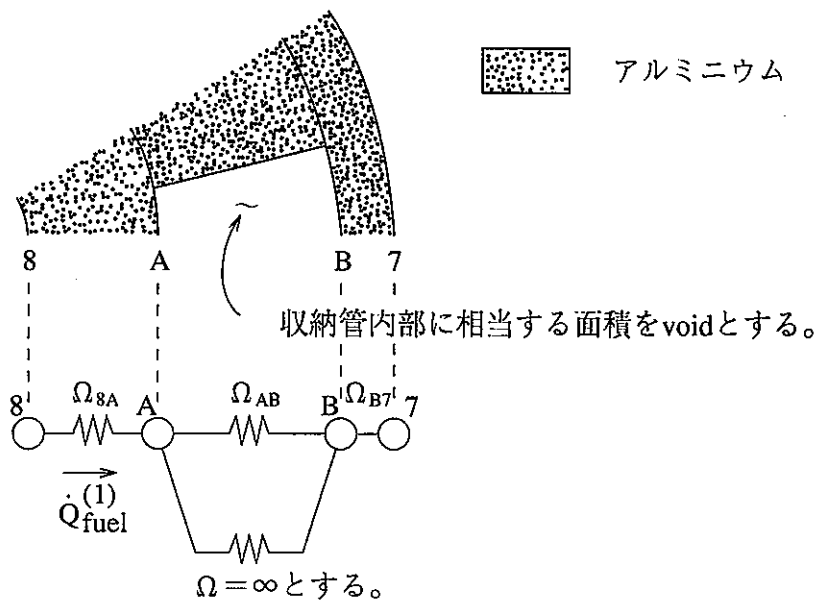
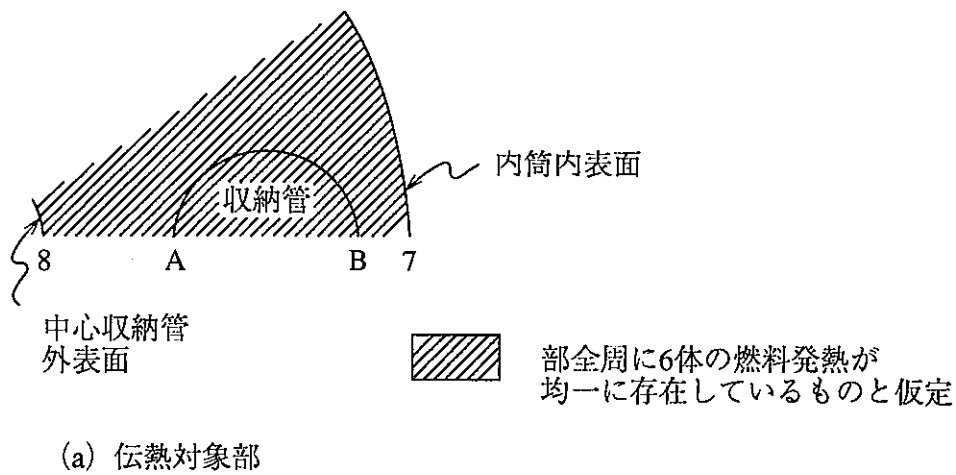


(1) \dot{Q}_{fuel} [Kcal/h/m] : (6体分の燃料発熱率) / (発熱部長さ) \times 1.3 (ピーキングファクタ) \times 0.7 (軸方向への熱拡散考慮)



(2) \dot{Q}_{fuel} [Kcal/h/m] : (中心部1体の燃料発熱率) / (発熱部長さ) \times 1.3 \times 0.7

図9.5.8 Heガスキャスクの伝熱経路



全熱抵抗 $\Omega_{87} = \Omega_{8A} + \Omega_{AB} + \Omega_{B7}$,

$$\Omega_{8A} = \frac{\ln(R_A / R_8)}{2\pi L \lambda}, \quad \Omega_{AB} = \frac{\ln(R_B / R_A)}{2\pi L \lambda} \frac{S}{S - S_v}$$

$$\Omega_{B7} = \frac{\ln(R_7 / R_B)}{2\pi L \lambda} \quad (S: A-B \text{環状部面積}, S_v: \text{void部面積})$$

(b) 伝熱モデル

図9.5.9 アルミバスケット部の伝熱モデル

10. 計測制御系統施設

10. 計測制御系統施設

10.1 原子炉計装

原子炉計装として中性子計装、原子炉容器内計装、破損燃料検出装置及び制御棒位置指示計装について述べる。

中性子計装については、起動・停止時の応答性、制御棒誤引き抜き時の出力歪みと中性子検出器の応答性を定量的に検討した結果を示す。

その他の項目については、設計方針を示した。

10.1.1 中性子計装

中性子計装は、原子炉の運転制御および保護動作に関わる最も重要な計装設備のひとつである。一般に大型炉の場合には、制御棒引抜に代表される局所的な反応度投入事象時に大きな出力の歪が発生するために、もんじゅまでの場合とは異なった配慮が中性子計装の設計に対して必要となる。

今回の60万kWプラント設計では、中性子計装に対して、もんじゅの例も参考として、以下の基本的な設計方針を設定した。

- 通常運転時および運転時の異常な過渡変化時において予想される範囲の炉心中性子束レベルを監視するため、線源領域、広域、出力領域の3つの計測領域を設け、さらに各領域の測定範囲に相互に重なりを持たせて、1つの領域から他の領域に移る際にも測定が不連続とならないようにする。
- 線源領域系は、原子炉起動時および停止時の中性子束レベルを監視し、広域系は、原子炉起動時の中性子束レベルの監視と出力運転時における原子炉の出力を監視し、出力領域系は、出力運転時における原子炉の出力を監視できる設計とする。
- 安全保護系(原子炉保護設備および工学的安全施設作動設備)の中性子計装は以下の方針で設計する。
 - (i) その系を構成するいかなる機器またはチャンネルの単一故障あるいは使用状態からの単一の取り外しを行っても、安全保護機能を喪失しないような

多重性を有する設計とする。ここで、「チャンネル」とは、安全保護動作に必要な単一の信号を発信させるために必要な構成要素(抵抗器、コンデンサ、トランジスタ、スイッチ、導線等)及びモジュール(内部連結された構成要素の集合体)の配列であって、検出器から論理回路入口を指す。

(ii)通常運転時、保守補修時、試験時及び異常状態において、その保護機能が喪失しないように、その系を構成するチャンネル相互を分離し、チャンネル間の独立性を有する設計とする。

(iii)駆動源の喪失又は系の遮断に対して、最終的に原子炉施設が安全な状態に落ち着くように、フェイルセーフな設計とする。

(iv)安全保護系と計測制御系を分離した設計とし、安全保護系の一部から計測制御系へ信号を取り出す場合には、計測制御系の故障が安全保護系の機能を損なわない設計とする。

(v)原子炉の運転中に定期的に試験を行い、機能が喪失していないことを確認できるような設計とする。

(vi)安全保護系の設定値は、通常運転時に生じうる検出変量の過渡変動で誤作動しないように、通常運転レベルから適切な余裕を見込んで設定する。

(vii)安全保護系の設定値と通常運転レベルの間にインタロックを設ける場合には、相互の設定値間に同時作動を避けるような適切な余裕を見込む。

(viii)安全保護系の電源は、無停電電源より供給する設計とする。

(ix)安全保護系の設定値及び作動時間は、計測回路誤差及び安全保護系作動時の検出変量のオーバーシュートあるいはアンダーシュートを考慮しても、安全上の判断基準を越えることのないように設定する。

今回の設計における中性子計装系は、原子炉容器室内に中性子束検出器を設置する炉外検出器とした。本節では、この炉外中性子検出器について、①中性子計装系の構成、②原子炉起動時および停止時の中性子検出器応答の成立性の評価、③制御棒誤引抜時の出力歪と中性子検出器の応答性の評価、④制御棒引抜事象に対する中性子計装系の成立性の検討を行った結果をまとめる。

(1) 中性子計装系の構成

前記の設計方針に基づいて、以下のように中性子計装系を構成する。

① 出力領域系検出器

国内外のFBRプラントで使用実績があり、高出力レベルを精度良く測定できるガンマ線補償型電離箱とする。安全保護系としての検出器個数は、後述するように、スクラム設定値が現実的な値とでき、かつ計装設備コストが過大とならないように6個とする。設置位置は、計測環境や設置構造の観点から、炉外(原子炉容器室)とする。

② 広域系検出器

国内外のFBRプラントで使用実績があり、出力系と異なるタイプの検出器であって、原子炉機動時から100%定格出力以上までの広い領域を計測できる核分裂計数管とする。検出器個数は、出力系領域系と同じ6個とする。設置位置は、炉外(原子炉容器室)とする。

③ 線源領域系検出器

国内外のFBRプラントで使用実績のあるBF₃比例計数管とする。個数は、使用期間が短いことより、単一故障あるいは使用状態からの単一の取り外しを行なっても安全保護機能を喪失しないために最低限必要な2個とする。設置位置は、炉外(原子炉容器室)とする。

図10.1.1に、中性子計装系の基本回路構成を示す。

(2) 原子炉起動時および停止時の中性子検出器応答の成立性の評価

60万kWeプラントでは「もんじゅ」と同様に、線源系・広域系・出力系の3系統の炉外中性子検出器を設けて炉心監視を行うものとする。以下に、検出器応答の観点から炉外に設置した中性子検出器の設計成立性を評価した。

上記3系統の検出系の役割分担(監視する出力の範囲)を「もんじゅ」と同様とすると、成立性が厳しいのは炉停止時における線源系の応答と起動時における広域系の監視下限出力、即ち10-5%出力時の応答である。そこで、検出器の成立性評価はこれら2つの場合について行った。検出器の仕様はもんじゅ仕様と同一とした。

線源系についてはもんじゅ設計から合理化する観点から、平衡炉心での外部中性子源なしでの成立性を評価した。炉心遮蔽構成は、基底増殖炉心と高増殖炉心のうち、遮蔽特性が良いため炉外での中性子応答が小さく成立性が厳しい基底増殖炉心とした。

(i) 炉外NIS位置の設定

60万kWeプラント炉容器周辺の中性子束分布を図10.1.2に示す。本図には炉外中性子検出器の設置想定位置も示されている。本図に示すように炉外中性子検出器はガードベッセル外側の最も中性子束レベルの高い位置とした。

60万KWeプラント、「もんじゅ」の100%定格出力時の炉外中性子検出器位置での中性子束を以下に示す。これらは設計ノミナル値である。(単位 n/cm²sec)

	<u>60万kWe</u>	<u>もんじゅ</u>
● 全中性子束	3×10 ⁹	6×10 ⁹
● 熱中性子束	3×10 ⁸	6×10 ⁷

もんじゅとの中性子束の大小関係には主として遮蔽構成の違いや遮蔽体の下部切り欠きの有無が反映している。もんじゅでは検出器周りに減速遮蔽を設け検出器に入射する熱中性子束を増加させている。減速遮蔽を設けた場合の熱中性子束は、設けない場合の全中性子束で決まるとすると、全中性子束がもんじゅより小さいことから60万kWeプラントで同じように減速遮蔽を設けて得られる熱中性子束も「もんじゅ」よりやや小さいと予想される。(減速遮蔽の効果は同一とした場合)

(ii) 検出器仕様の設定

もんじゅ設計に準拠して以下の通りとした。

- ① 中性子感度(熱中性子) 30cps/nv(線源系)、0.3cps/nv(広域系)
- ② 必要中性子計数率 1.5cps以上(線源系)
- ③ ガンマ線条件 100R/hr.以下(線源系)、2.5×10⁵R/hr.以下(広域系)

(iii) 原子炉起動時の応答(広域系)

原子炉起動時には広域系は10-5%出力から上の出力を監視する必要がある。応答の成立性が最も厳しいと考えられる10-5%出力の場合の応答をもん

じゅの場合と比較した。本プラントでの検出器の構造は未定であるが、「もんじゅ」のように検出器の周囲に減速遮蔽体を設けることにより熱中性子束を増大させることとし、また、減速遮蔽体の効果はもんじゅと同一と仮定した。減速遮蔽体の効果は以下のように考えた。

- 減速遮蔽体の効果=得られる熱中性子束 / 減速遮蔽体を置かない場合の全中性子束

以上の仮定により得られた結果を表10.1.1に示す。応答(カウント数)は4.6cpsであり十分成立すると判断できる。もんじゅの9.3cpsに対して約半分の応答であるが、これは定格時の検出器位置の全中性子束がもんじゅの半分であることと対応している。ガンマ線線量率については、もんじゅの場合 $2.5 \times 10^5 \text{R/hr}$ 以下という使用条件がある。これについてはもんじゅと同様に保守的に100%出力運転時を考えても約 10^4R/hr 程度であり十分条件を満足する。

上記の減速遮蔽体の効果は本プラントの中性子スペクトル場において詳細検討する必要があるが、減速遮蔽を設ける前の全中性子束から判断して、「もんじゅ」と同程度の応答が得られると判断できる。

(iv) 炉停止時の応答(線源系)

中性子源なしを前提とすると、炉停止時には主として燃料からの自発核分裂中性子とその増倍成分だけが計数される。ここでは、この場合の検出器応答をもんじゅ設計と同様の手法で検討した。応答評価法を以下に示す。

$$D = A \times B \times C / (1 - k)$$

A: 炉停止時と定格時の中性子発生数の比

B: 定格時の熱中性子束(検出器位置)

C: 検出器の感度(熱中性子束に対する)

k: 実効増倍率(炉停止時)

D: 炉停止時の応答

この評価方法により応答を評価した結果を表10.1.2に示す。この結果では、本プラントの応答はもんじゅの場合と同程度の6cpsでもんじゅでの必

要条件の1.5cpsを十分上回っている。定格時の熱中性子束はもんじゅの約半分であるが、炉停止時と定格時の中性子発生数の比は60万kWeプラントの方が約2倍大きく、結果として応答はもんじゅ並みの大きさである。炉停止時の中性子発生数が相対的に大きいのは平衡炉心の平均燃焼度がもんじゅより高く、自発核分裂性の高次核種(Cm242,Cm244等)が多いためである。広域系検出器の中性子感度は線源系の100分の1であるので、上記の炉停止時の広域系検出器の応答は0.06cpsとなり必要条件を大幅に下回る。従って、検討で設定した広域系検出器の仕様では炉停止時の炉心監視はできず、感度の高い線源系の設置が必要である。ガンマ線線量率についてはもんじゅと同程度に鉛遮蔽を施せば、本プラントの方が厳しくなる理由はなく、設計上の上限を満足するものと考えられる。

(v) まとめと今後の課題

炉外中性子検出器としてもんじゅと同様に線源系・広域系・出力系を設けるものとし、これらの役割分担(監視する出力の範囲)・検出器の仕様(感度等)をもんじゅと同一として、その応答の成立性評価を行った。

本プラントにおける炉心から検出器位置までの中性子束の減衰度合いはもんじゅと同程度である。そのため、炉停止時の線源系検出器(平衡炉心で中性子源なし想定)及び起動時(10-5%)の出力系検出器の応答も、もんじゅと同程度であり、十分成立性があると判断できる。尚、炉停止時の炉心監視のためには広域系では十分な計数が得られず感度の高い線源系の設置が必要である。

今回の検討は概略検討であり、今後、計装系の仕様(要求される機能、得られる性能(感度など)を反映することと、減速遮蔽体が中性子束スペクトルに与える影響の評価が必要である。

(3) 制御棒誤引抜時の出力歪と中性子検出器の応答性の評価

制御棒誤引抜事象は、原子炉の安全評価において想定される代表事象のひとつであり、ここではこの事象を、原子炉の定格運転中に制御棒が連続して引抜かれることにより、炉心に異常な反応度が挿入され、原子炉出力および炉心各部の温度が上昇する事象として想定する。この過渡変化の原因としては、原子炉

出力制御系の誤動作または運転員の誤操作が考えられる。安全評価上は、制御棒誤引抜事象が発生したとしても、安全保護系(ここでは中性子計装系を考える)が動作して、原子炉は燃料の健全性を損なう以前に自動停止するようにシステム設計されていなければならない。図10.1.3に、制御棒誤引抜時の事象推移を示す。

高速炉炉心が大型化した場合の炉心設計上の課題のひとつに、局所的な反応度外乱に対して出力分布の歪が大きくなる点があり、この現象が最も端的に現れるのがこの制御棒引抜事象である。この出力分布の歪現象は常陽やもんじゅまでの比較的小さな炉心ではあまり大きな問題にはならなかったが、炉心が大型化した場合には、制御棒引抜きに伴う中性子束歪の効果を考慮して出力分布変化および中性子計装系の応答を評価し、安全設計に反映させる必要のあることがこれまでに指摘されており、大型炉の安全評価における検討課題となっている。ここでは、60万kWe基底増殖炉心を対象として、まず制御棒引抜時の出力歪量を解析し、次に対応する中性子検出器の応答を評価した。

a. 解析条件

- 解析対象とする引抜制御棒は、主炉停止系制御棒1体とし、その位置は、炉心中心と最外層(第3リング)の2種類とする。一般に、制御棒引抜による単位反応度投入当りの出力歪量は、引抜制御棒位置が外側にあるほど大きくなることが知られている。図10.1.4に、出力歪解析体系と想定した引抜制御棒の位置を示す。
- 制御棒の引抜速度は、もんじゅ等で考えている制御棒引抜速度の範囲(約10¢/sec以下)では燃料温度の観点からは引抜速度が遅くなるほど結果が厳しくなるため、ここでは準定常の制御棒引抜きを想定する。この場合には、核計算も動特性解析は不要となり、静的な解析が適用できる。
- 解析体系は、中心制御棒引抜時は1/3炉心体系、最外層制御棒引抜時は1/1全炉心体系とし、MOSESコードを用いた3次元拡散計算を行う。核データは70群基本炉定数セットJFS-3-J2(89)を7群に縮約して用いる。
- 炉心組成は、平衡炉心初期の領域毎平均組成とする。

b. 評価の手順

以下に、最外層制御棒引抜時の評価の手順をまとめる。(中心制御棒引抜の場合には、出力変化が同心円状となるため周方向依存の評価が不要となるが、その他の手順は同様である。)

- ① 引抜開始前の基準状態(全主炉停止系が50cm深さに均等挿入)と、数ステップの制御棒引抜状態(1本を5、10、20、40cm引抜)での3次元核計算を行い、出力分布の変化量と反応度投入量を算出する。
- ② 初期状態の出力分布と引抜時の出力歪量から、原子炉スクラム時までに最も線出力が高くなる代表集合体を選定し、各引抜ステップでの出力歪量を算出する。
- ③ 各引抜状態での投入反応度と別途評価される出力係数から、各引抜ステップでの炉心出力を算出する。
- ④ 制御棒引抜時の中性子束分布の歪がほぼ放射状になることを利用して、炉外中性子検出器位置の中性子束を遮蔽体最外層の中性子束で代表させる。各引抜ステップでの遮蔽体最外層位置での規格化全中性子束に、そのステップでの炉心出力を乗じて、全中性子束相対比を周方向角度ごとに評価する。
- ⑤ 中性子検出器個数に対応して、炉外中性子検出器の中性子束に対する周方向角度検出範囲を定める。安全保護ロジックとして、ここでは「2 out of N + 単一故障」、すなわち「3 out of N」を採用する。ここで、炉外中性子検出器は、炉容器の周方向に等間隔に配置されるものとする。
- ⑥ 炉外中性子検出器個数と中性子検出器のスクラム設定値をパラメータとして、原子炉スクラム時の燃料ピンのノミナル過出力係数を算出する。
- ⑦ 燃料ピンのノミナル過出力係数に熱出力較正誤差や中性子測定誤差などの各種の不確かさ要素を考慮して、燃料設計用の過渡時最大線出力を評価し、過出力係数と中性子計装系構成の整合性を確認する。

c. 出力歪の解析結果

制御棒を引抜いた場合の出力分布の変化の例として、最外層制御棒を5cm(反応度換算で14.9セント)引抜いた場合の中性子束分布を図10.1.5に示

す。ここでは制御棒引抜前の各部の中性子束を1.0とした相対分布で示したが、引抜制御棒の付近ほど出力の上昇率は大きく、離れるに従って小さくなる。炉心出力上昇量と同じになるレベル(図10.1.5の相対値が1.0)は、炉心中心から引抜制御棒を結ぶ線から±60度の角度線付近にあることが分かる。

炉心中心制御棒を引抜いた場合の、炉心出力の変化と制御棒引抜量(反応度単位)との関係を図10.1.6に、最大線出力発生位置での出力歪量と制御棒引抜量との関係を図10.1.7に示す。また、最外層制御棒を引抜いた場合の結果を、同様におのおの図10.1.8と図10.1.9に示す。これらの図から、反応度変化量に対して出力歪をとると、広い範囲にわたって両者の間には直線関係があることが分かる。

単位反応度投入当りの炉心出力の上昇量(投入反応度1セント当り0.73%)は出力係数で決まるため、中心制御棒と最外層制御棒に差はないが、一方、最大線出力発生位置での出力歪量は最外層制御棒の方が2倍以上大きい(投入反応度1セント当りおのおの0.12%と0.29%)。この結果から、燃料健全性は炉心出力の上昇量に出力歪量を重ね合わせた線出力で評価することになるために、外側制御棒の引抜が設計上クリティカルになることが予想される。

なお、昨年度の60万kW_e炉心の出力歪解析結果(10-2)と比べると、中性子検出器個数を6体、スクラム設定値を108%と同じ条件にした場合、原子炉スクラム時の出力歪量は、今年度の炉心は3.6%であり、昨年度の7.3%と比べ約5割減となっている。この原因を検討した結果を表10.1.3に示すが、①運転サイクル長さが12か月と短くなったために、炉心等価直径が小さくなったこと、②内外炉心境界の形状が変わり、定格時の最大線出力発生位置が引抜制御棒から1集合体分はなれたこと、③外側炉心の層数が3層に増え、引抜制御棒の炉心内相対位置が内側に寄ったことの3点の相乗効果であると考えられる。このように、同じ炉出力であっても、炉心仕様の設定により制御棒引抜時の出力歪量は大きく変化する。

d. 中性子検出器応答の評価

最外層制御棒の引抜量をパラメータとして、最外層遮蔽体位置での全中性子束の相対変化(炉出力の上昇による中性子束増大分を含む)の、周方向の角度依存性を示したものが図10.1.10である。制御棒を引抜くにつれて中性子束レベルは全体的に上がっていくが、周方向の分布形は引抜制御棒の方向(角度0度)においてピーク値をとる。このことは、中性子検出器の個数が多ければ制御棒引抜方向での検出器個数も多くなるために、燃料健全性の保護に有利であることを示している。しかし、別途評価した中心制御棒引抜時の場合と比較すると、中性子検出器本数が現実的な範囲(12本以内)であれば、106%~112%のいずれのスクラム設定値でも、最外層制御棒引抜時の方が燃料ピンの過出力係数が大きくなり、最外層制御棒の引抜が中性子計装系の設計にクリティカルになる。

このように中性子束分布に周方向角度依存性があるため、原子炉スクラム時の過出力係数は、スクラム設定値と同時に炉外中性子検出器の個数にも依存する。図10.1.11には、2 out of N(+単一故障)ロジックを前提とした、炉外中性子検出器本数と中性子束に対する周方向角度検出範囲をその設定の考え方とともに示した。中性子検出器個数が6体の場合には、スクラム設定値と比較すべき中性子束は±90度方向であるために、原子炉スクラム時の炉心出力はスクラム設定値よりやや高くなる。

炉外中性子検出器個数と原子炉スクラム時の出力歪および炉心出力の関係を示したものが、図10.1.12と図10.1.13である。いずれも、炉外中性子検出器個数を増やすにつれ低くなるが、その低減効果は中性子検出器個数が少ない場合に顕著であり、10数体以上ではほとんど依存しなくなる。したがって、計装設備コストとのバランスを考えると、中性子検出器個数としては6体程度が適当と考えられる。

一方、スクラム設定値と原子炉スクラム時の出力歪および炉心出力の関係を示したものが、図10.1.14と図10.1.15である。スクラム設定値を下げると、出力歪および炉心出力ともリニアに下がるので、過出力係数低減への

効果は2乗で効く。従って、過出力係数を低減するためには、スクラム設定値を可能な限り低くすることがとくに重要であるといえる。

図10.1.16には、上記の結果をまとめて、最外層制御棒引抜時の燃料ピン過出力係数とスクラム設定値・炉外中性子検出器個数の関係として整理した図を示した。

(4) 制御棒引抜事象に対する中性子計装系の成立性の検討

a. 過出力係数の設定

燃料ピンのノミナル過出力係数は、現実的なNIS本数の範囲では、第3リング制御棒の引抜時に最も厳しくなる。図10.1.16には、最外層制御棒引抜時の燃料ピン過出力係数とスクラム設定値・炉外中性子検出器個数の関係および燃料ピンのノミナル過出力係数を113%と設定した時の、炉外NIS本数とスクラム設定値の成立する範囲を斜線で示した。スクラム設定値を112%以上とすると中性子検出器個数をいくら増やしても過出力係数113%は成立しないが、スクラム設定値がそれ以下であれば中性子検出器個数に応じて成立する。

最終的に今年度の設計では、現実的な炉外中性子検出器個数とスクラム設定値のバランスを確保する観点から、炉外中性子検出器個数として6体、スクラム設定値として1.08を選定した。この時の燃料ピンのノミナル過出力係数は112.8%である。

燃料設計用の燃料ピン過出力係数としては、上記のノミナル過出力係数に、①通常運転時の制御棒位置偏差1%(系統)、熱出力較正誤差2%(系統)、中性子測定誤差1%(統計)、トリップ設定誤差(上側)1%(統計)の各種不確かさを加え合わせ、117%となる。ただし、出力分布誤差5%(系統)は含んでおらず、別途燃料設計側で考慮した。

今回設定した中性子計装系(出力系)の過出力係数の内訳を図10.1.17に、参考としてもんじゅのそれを図10.1.18に示す。

以下に、もんじゅとの比較の観点から、今回の過出力係数設定の主な特徴をまとめる。

- ① もんじゅでは、制御棒引抜に伴う出力歪は直接には明示せず、余裕、再現性誤差、制御棒挿入パターン変更、トリップ設定誤差(上側)などの合計として、中性子束レベル測定誤差3%を設定している。今回の設計では、まず、スクラム設定値に対応した出力歪を陽に考慮してノミナルの過出力係数を算出し、これに不確かさを加えて燃料設計用の燃料ピン過出力係数としている。
- ② もんじゅにおいては、安全保護系ではない警報と制御棒引抜阻止のレベルを原子炉スクラムと直列に並べ、不確かさを入れても作動順序が保証できるようにしている。一方、今回の設定では、制御棒引抜阻止と原子炉スクラムについては財産保護の観点から作動順序を保証しているが、警報と制御棒引抜阻止については同じ設定値として不確かさを考慮した場合の作動順序は確保していない。したがって、制御棒引抜阻止作動と警報が同時に発生することを許容するものとしている。
- ③ もんじゅでは、運転制御余裕として5%をとっている。今回は、後述するように動特性解析の結果を踏まえて4%と設定した。
- ④ もんじゅでは、定量的には定義のあいまいな「余裕」を合計4%とっている。今回の設定ではこの定義を明確にし、後述するように動特性解析の結果を踏まえて、速い過渡事象における制御棒引抜阻止作動時のオーバーシュートによる誤スクラムを避けるためのトリップ余裕分として3%(引抜阻止設定誤差を考慮した最小値は2%)を設定した。
- ⑤ もんじゅでは、各種の設定誤差として0.5%を設定している。しかし、常陽の保守作業で行なっている毎月のトリップ設定値点検結果によると、通常の設定値ゆらぎは±0.2%程度であるが、外気温などの影響でまれに±0.5%程度のゆらぎが発生する場合もある。従って、ここでは、現状の計器保守技術で確実に保証でき、プラント保守側に過大な負担をかけない値と考えられる1%を計器設定誤差とした。

b. 運転制御余裕とトリップ余裕の評価(10-3)

今回設定した運転制御余裕4%(最小値3%)とトリップ余裕3%(最小値2%)の成立性を確認するため、炉心動特性評価を実施した。ここでは、この2つの余裕の目的を以下のように整理して考える。

- 運転制御余裕：通常運転時において、制御棒操作による出力変更時の出力変動量、および常時生じている微小な外乱による出力変動量に対する余裕であり、頻繁に制御棒引抜阻止が作動するのを避け、運転制御を容易にする。
- トリップ余裕：速い過渡事象時において、原子炉トリップに対する前段防護である制御棒引抜阻止が作動した場合に、出力オーバーシュートにより原子炉トリップに至ってしまう事態を避けるための余裕であり、プラントの稼働率を向上させる。

(a) 出力変動要因の抽出

従来炉であるもんじゅや軽水炉の例を参考として、対象とする具体的な出力変動の要因を抽出した結果を、表10.1.4に示す。

- (b) 運転制御余裕に関する動特性解析今年度の60万kWe炉心を対象として、運転制御余裕に関わる出力変動要因に対し動特性解析を行なった。図10.1.19に、今回使用した一点近似動特性解析モデルを示す。各種の反応度係数や物性値には不確かさを含まないノミナル値を用いた。ここでは、運転制御に関わる各種要因の代表事象として、もんじゅの設計等を参考として、①5%/mimランプ状負荷変化、②10%ステップ状負荷変化、③制御棒流力振動(周期状反応度投入)の3種を取り上げた。プラントの詳細な仕様が定まっていないため、反応度投入量、スクラム遅れ時間や反応度投入周期については、暫定値またはパラメータとして扱っている。運転制御余裕に関する動特性解析結果の要約を表10.1.5に示す。

① 5%/mim ランプ状負荷変化

今回の60万kWe炉心の場合、5%/mimの出力変化は0.10¢/sec(最大価値制御棒で25mm/min)の平均反応度投入率に相当する。この程度の遅い反応度挿入率では、炉出力は完全に制御棒引抜量に追従し、炉心動特性的なオーバー

シュートは生じない。ただし、炉出力制御の方法として、もんじゅと同様に炉容器出口温度信号を用いることを想定すると、炉心から炉容器出口温度計までの温度輸送遅れ時間が目標出力からのオーバーシュート原因となる。輸送遅れ時間は炉容器上部プレナムの流動と出口温度計までの配管長さに依存するが、現在詳細な評価は行われていないため、ここではもんじゅと同程度の25秒を想定する。この場合の定格出力からのオーバーシュート量は、1.9%である。

② 10%ステップ状負荷変化

炉出力10%の変化は、今回の60万kWe炉心では、反応度投入量で12.4 μ に相当する。この出力変化に要する時間は制御系の設計に依存するが、ここではもんじゅと同様に0.3分で90%出力から100%出力に変化すると想定する。この場合の定格出力からのオーバーシュート量は、0.15%である。

③ 制御棒流力振動

制御棒に、もんじゅと同様の防振突起を取り付けることを前提とすると、制御棒の最大移動量は1.4mmである。全ての主炉停止系が同位相で振動すると、最大反応度投入量は0.35 μ となる。振動周期については構造に依存するため不明確であるが、もんじゅの水流動試験によると0.05Hzとかなり低い。このような低い周波数の場合、燃料温度はほぼ炉出力に追従し、出力変動の振幅は0.32%である。1Hzまでの比較的高い振動周波数を考慮しても、出力変動の振幅は0.5%以下である。

今回の過出力係数で設定した運転制御余裕は、4%(引抜阻止設定値の誤差を考慮した最小値で3%)である。上記の解析結果から、①または②の出力変化に③の制御棒流力振動を重ね合わせても定格出力からのオーバーシュート量は3%を越えない。結論として、もんじゅと同程度の制御系設計を前提とした場合、今回の解析において反応度係数や物性値にはノミナル値を用いたことも考慮すると、運転制御余裕の設定値4%はほぼ妥当であると判断できる。

(c) トリップ余裕に関する動特性解析

今年度の60万kWe炉心を対象として、トリップ余裕に関わる出力変動要因に対し炉心動特性解析を行なった。解析手法は運転制御余裕に対するものと同じである。異常な過渡に関わる各種要因の代表事象として、ここでは、もんじゅの設計等を参考として、出力運転中の制御棒の異常な引抜を対象とする。

トリップ余裕は、制御棒引抜阻止が作動したにも関わらず原子炉がトリップしてしまうのを防ぐために設けられている余裕であり、制御棒引抜阻止信号が出てから制御棒の引抜が止まるまでの時間遅れが重要となる。ここでは、この作動遅れ時間をもんじゅと同程度の1.5secと設定し、制御棒引抜速度をパラメータとして解析を行なった。動特性解析結果の要約を表10.1.6に示すが、引抜速度が早いほど引抜阻止設定値からのオーバーシュート量は大きくなる。しかし、もんじゅの最大制御棒駆動速度300mm/分(反応度挿入率で1.5%/sec)を想定した場合でも、オーバーシュート量は1.7%にとどまる。結論として、今回の過出力係数で設定したトリップ余裕の最小値2%は、もんじゅと同様の制御棒駆動機構設計を前提とすれば、ほぼ妥当な値であったと判断する。

c. まとめ

今年度の60万kWeプラント設計では、炉外中性子検出器6体、スクラム設定値

108%の中性子計装系構成により、制御棒引抜事象に対する燃料ピン過出力係数は113%となる。従来と比べた今回の設計の特徴は、

- ① 出力歪解析と整合を取って燃料ピン過出力係数を設定したこと、
- ② 常陽及びもんじゅの運転設計の経験を可能な限り踏まえて設定したこと、
- ③ 制御棒引抜阻止および警報をスクラム系と並列化したこと、
- ④ 各種不確かさの取り扱いを整理し燃料設計との取り合いの整合化を図ったこと、である。

今回の設計により、大型炉における制御棒引抜時の出力歪特性を考慮した上で、燃料健全性を確保しつつ炉心性能を最大限に引き出すための中性子計装系の構成の概念を描くことができたと考える。将来に向けて、さらなる改良を行っていくためには、今後の検討項目として以下の項目があげられる。

- 炉心構成の変更による出力歪量の削減
(炉心径、制御棒配置、出力ピーク発生位置など)
- 燃料仕様の変更などによる溶融限界線出力の上昇
- 中性子検出器のスクラム設定値の合理化
- 安全保護系の追加及び安全保護ロジックの変更
- 制御棒運用法の最適化
- 燃料健全性判断基準(事象分類)の変更の可能性
- 準定常引抜事象の排除の可能性、など。

10.1.2 原子炉容器内計装

原子炉容器内および炉心の状態を連続的に監視するため、以下の原子炉容器内計装を設置する。

- ① 原子炉容器ナトリウム液面計装
- ② 炉心出口計装

これらの設備の機能および設計方針はもんじゅに準じるものとする。すなわち、原子炉容器ナトリウム液面計については、運転状態での冷却材液位を連続的に測定し、液位の低下が設定値を越えた場合には安全保護系に信号を送って原子炉をスクラムする機能をもつ。したがって、液面計は独立な3チャンネルから構成され、また物理的に分離されているなどの安全保護系としての要件を備えている必要がある。

炉心出口計装としては、炉心の異常監視のために炉心燃料集合体出口温度計を設置する。ただし、もんじゅと同様に、集合体出口温度計については安全保護系とはせず異常時に警報を発する機能とするので、安全評価上は、もんじゅより精度を向上させたり応答速度を速めたりするなどの設計側からの要求は特にない。

なお、今回の60万kWeプラントは上部流出入構造であり炉内配管を有するため、その破損を検出する必要がある。しかし、これまでの検討(10-1)によれば、流量変化を直接測定できる検出器の設置場所としては、原子炉容器下部プレナムの炉心入口配管部が測定信号上は最適と考えられるが、10数mにわたる案内管の引き回しおよび補修性の問題から実際上は非常に困難であると考えられ、現実的には1次系ループのポンプ出口部付近にならざるを得ないと結論されている。したがってここでは、炉内配管破損事象を検出するための原子炉容器内計装はとくに設置しないこととした。

10.1.3 破損燃料検出装置

破損燃料検出装置(バルク)としては、遅発中性子法(DN法)とカバーガス法を用いる。予想される燃料被覆管のランダム破損は、カバーガス法で検知するものとする。炉心内の異常事象(ローカルフォールト)の結果生じる可能性のある燃料破損は、その破損形態に応じて遅発中性子法(DN法)とカバーガス法を用いて検出する。

カバーガス法の検出信号は、中央制御室に指示又は記録し、警報を発する。

DN法は、各グループごとに独立な3チャンネルの検出器を設け、それぞれのチャンネルは物理的にも電気的にも独立性を保つ。検出信号は、中央制御室に指示又は記録し、破損検知時はその信号を原子炉保護設備及び警報装置に送る。

破損燃料検出装置(ロケーション)としては、UIS引き抜きに適合した方式を選定する必要がある。現在までの粗い検討では、一般に言われているように大型化に対して課題が多く、タグガス法はあまり適していないようである。また、UISを引き抜くことを考慮すると、UIS構造を複雑化させるセレクトーバルブ法は好ましくないと考えられる。従って、当面、 SHIPPING法の適合性と構造概念の検討を進めることとする。

10.1.4 制御棒位置指示計装

制御棒位置指示計装は、通常運転時および運転時の異常な過渡変化時において、予想変動範囲での制御棒位置の監視を行うためのものである。本計装については

とくにもんじゅから大きく変更を行う必要性はないので、もんじゅに準じた設計とする。

設備としては、制御棒駆動機構の駆動軸に検出器を設け、全駆動ストロークにわたる制御棒の位置を指示計により中央制御室で監視できるようにする。また、原子炉の制御に必要な信号は、原子炉制御設備に送る。

その他、全引抜位置および全挿入位置についても、表示し警報を発するものとする。また、位置指示計装のほか、制御棒の落下検出器を設け、制御棒の着脱表示等を行う。

(10.1節の参考文献)

- 10-1 大久保他、「高速増殖大型炉設計研究 -1989年度 実用化プラントの要素技術開発-」 PNC SN9410 90-181 (1990年12月)
- 10-2 山下他、「大型高速炉設計研究成果報告書 -1990年度 60万kWe級プラントの設計研究-」 PNC ZN9410 91-206 (1991年6月)
- 10-3 澤田他、「過出力係数の合理的設定方策の検討」 PNC ZJ9124 92-007 (株)日立製作所 (1992年3月)

表10.1.1 広域系NISの応答特性の検討 (10^3 定格出力時)

構成	もんじゅ (設計ノミナル 値)	60万kWe (設計ノミナル 値)	備考
検出器位置全中性子束(A)	6×10^2	3×10^2	●減速遮蔽体を設置しない体系での値
検出器位置熱中性子束(B)	3.1×10^1	1.6×10^1 *	●減速遮蔽体を設置した体系での値
検出器応答(cps) (B \times 0.3)	9.3	4.6	●もんじゅ検出器仕様 0.3cps/nv (熱中性子束)
ガンマ線線量率**(R/hr.)	850	$\sim 10^4$	●検出器仕様 2.5×10^5 R/hr.以下(もんじゅ仕様)

*減速遮蔽体効果(B/A)がもんじゅと同一と仮定

**保守的に100%定格出力時の値を考える。

表10.1.2 線源系NISの応答特性の検討（平衡炉心炉停止時）

構成	もんじゅ (設計ノミナル 値)	60万kWe (設計ノミナル 値)	備考
平衡炉心炉停止時と定格時の 中性子発生数の比 (A)	約 1×10^{-10}	約 1.9×10^{-10}	●定格時 1.032×1020 ●炉停止時 2.53×1010 ●炉停止時は燃料交換後60日経過を 仮定、ORIGEN2でバッチごと燃 焼して評価
定格時熱中性子束 (検出器位置) (B)(n/sec.)	2.8×10^8	1.6×10^8	●減速遮蔽体を設置した体系での値 ●60万kWeでの減速遮蔽体効果は もんじゅと同一と仮定
平衡炉心炉停止時実効増倍率(k)	約0.88	0.85	
平衡炉心炉停止時熱中性子束 (検出器位置) (C=A×B/(1-k))	約0.2	0.20	●減速遮蔽体を設置した体系での値
検出器応答(cps) (中性子源なしを前提)	約6 (中性子源ありで 12)	6.0	●検出器仕様30cps/nv(熱中性子束) (もんじゅ仕様) ●1.5cps以上必要
ガンマ線線量率 (R/hr.)	2.6×10^1	もんじゅと同程 度と推定	もんじゅ評価では 2次ガンマ(10-3%出力仮定)、Na24 ガンマ(100%出力仮定)、検出器放 射化ガンマ(これが主)を考慮

表10.1.3 出力歪に対する炉心仕様の影響

項 目	H3年度炉心	H2年度炉心 ⁽¹⁰⁻²⁾ (比較用)
スクラム時の 出力歪	<p style="text-align: center;"><u>3.6%</u></p> <p style="text-align: center;">↓</p> <p style="text-align: center;">歪：約5割減</p>	<p style="text-align: center;"><u>7.3%</u></p>
(原因①) 炉心等価直径	<p style="text-align: center;">2.75m</p> <p style="text-align: center;">↓</p> <p style="text-align: center;">歪：約2割減</p>	<p style="text-align: center;">3.01m</p>
(原因②) 定格時の 最大線出力 発生位置	<p style="text-align: center;">引抜制御棒から 1体離れた 外側燃料集合体</p> <p style="text-align: center;">↓</p> <p style="text-align: center;">歪：約2割減</p>	<p style="text-align: center;">引抜制御棒に 隣接した 外側燃料集合体</p>
(原因③) 引抜制御棒の 炉心内相対位置	<p style="text-align: center;">0.66</p> <p style="text-align: center;">(外側炉心3層)</p> <p style="text-align: center;">↓</p> <p style="text-align: center;">歪：約1割減</p>	<p style="text-align: center;">0.77</p> <p style="text-align: center;">(外側炉心2層)</p>

表10.1.4 (1/3) 通常運転時および過渡時の出力変動要因の抽出 (1/3)

分類	要因(事象)	要因(事象)説明	要因(事象)の発生原因	関連過出力係数構成因子	検討対象採否*		備考
					判定	理由	
1.通常運転操作に伴う要因	1-1 負荷変化等の外乱	負荷変化に伴う出力変更時にオーバーシュートが生じうる。	設計仕様として与えられている負荷変化に対応し、出力制御系等が作動し、出力変更が行なわれる。 先行プラントの負荷変化の例としては、下記がある。 (1)「もんじゅ」 ・±10%ステップ状負荷変化 ・±5%/minランプ状負荷変化 ・50%負荷減少 (2)PWR ・「もんじゅ」とほぼ同じ (3)BWR ・±10%ステップ状負荷変化 ・±30%/minランプ状負荷変化	運転制御余裕	○	「もんじゅ」の例によれば、出力オーバーシュートが実際に見られる。	・検討対象としては、過出力側のオーバーシュートを生じる+10%ステップ状、+5%/minランプ状変化を対象とする。 ・±10%ステップ状、±5%/minランプ状変化を「もんじゅ」で採用しているのは、PWRに基づいたものと考えられる。 ・BWRのランプ状負荷変化が大きいのは、BWRが1次系のみを有し、追従が速いためである。
2.通常運転中に生じる微小な出力変動要因	2-1 制御棒流力振動	制御棒流力振動により出力がランダムに変動する。	冷却材の流体力に起因する制御棒の径方向振動による反応度投入が原因となり出力変動が生じる。	運転制御余裕	○	制御棒の流力振動は常時生じるものである。 出力の定格値からの最大偏差を検討する上で、定量的評価が必要である。	・通常、制御棒流力振動に対して、出力制御系は、追従しない設計とするので、流力振動による出力変動は、出力制御系の不感帯内と考えられる。 ・今後の不感帯幅設定の参考とするためにも、ここでは、制御棒流力振動を評価検討対象とする。
	2-2 その他の要因 (未知要因による反応度投入)	何らかの要因により反応度投入が生じ出力が変動する。	・冷却系の伝熱条件の変化による炉容器入口温度の低下に伴い、ステップ状の反応度が投入される。 ・その他未知要因によりステップ状反応度が投入される。	運転制御余裕 トリップ余裕	○	トリップ、引抜阻止に至らないステップ状の最大反応度の定量的検討のため対象とする。	・本要因は、通常運転操作に伴うものではないので、運転制御余裕設定の際に考慮する要因とはならない。

*本検討における出力変動値の定量的評価対象とすかどうかの判定 ○：採用 ×：不採用

表10.1.4 (2/3) 通常運転時および過渡時の出力変動要因の抽出 (2/3)

分類	要因(事象)	要因(事象)説明	要因(事象)の発生原因	関連過出力係数構成因子	検討対象採否*		備考
					半定	理由	
3.異常な過渡変化 (炉出力に直接影響する反応度投入型事象)	3-1 出力運転中の制御棒の異常な引抜	制御棒が連続的に引き抜かれることにより出力が上昇する。その際、制御棒引抜阻止が作動し、制御棒による反応度投入は、阻止されるが、出力オーバーシュートが生じる。	制御棒駆動機構の誤動作(プラント制御系故障)、運転員の誤操作	トリップ余裕	○	制御棒引抜阻止後の出力オーバーシュート量の定量的評価が必要。	
	3-2 制御棒誤落下	制御棒が落下しても、原子炉出力の減少量が小さい場合に原子炉出力を補償するために他の制御棒が引き抜かれて出力歪が大きくなる。その際、制御棒引抜阻止が作動し、制御棒による反応度投入は阻止されるが、出力オーバーシュートが生じる。	制御棒駆動機構の故障、誤動作	トリップ余裕	○	本要因では、原子炉出力補償のための他制御棒引抜による出力上昇、出力歪の増大が問題となる。ただし、本検討では、出力の上昇を対象とし、出力歪は、対象外としている。本要因の制御棒引抜による出力上昇は、上記3-1の一部として評価する位置付けから検討対象とする。	
	3-3 炉心形状の変化等	炉心形状の急激な変化に伴う反応度投入によって出力が変動する。	<ul style="list-style-type: none"> ・炉心構成要素の湾曲に伴う構成要素間の干渉バランスの急激な変化が生じた場合、ステップ状の反応度が投入される。 ・燃料集合体の浮き上がり、再落下が生じた場合、ステップ状の反応度が投入される。 ・熱的、或いは、機械的要因による燃料ペレットの軸方向の移動。 ・燃料集合体内の気泡の滞留。 	運転制御余裕 トリップ余裕	○	トリップ、引抜阻止に至らないステップ状最大反応度の定量的検討のため対象とする。	<ul style="list-style-type: none"> ・後述の4-2燃料スランピングも左記と同様ステップ状反応度投入であるが、検討対象とはしていない。本要因は、上記燃料スランピングのような事象も含めて、左記観点から検討対象とする。 ・本要因は、通常運転操作に伴うものではないので、運転制御余裕設定の際に考慮する要因とはならない。

*本検討における出力変動値の定量的評価対象とするかどうかの判定 ○：採用 ×：不採用

表10.1.4 (3/3) 通常運転時および過渡時の出力変動要因の抽出 (3/3)

分類	要因(事象)	要因(事象)説明	要因(事象)の発生原因	関連過出力 係数構成因子	検討対象採否*		備考
					半定	理由	
	4-1 制御棒急速 引抜	技術的に考える最大速度で制御棒が連続的に引き抜かれることにより、異常な反応度が投入され出力が上昇する。 制御棒引抜阻止が作動しなければ、原子炉トリップに至る。	制御棒駆動制御装置により、駆動機構の最大速度で制御棒が引き抜かれる。	トリップ余裕	○	制御棒駆動制御装置故障が原因とすると、制御棒引抜阻止を期待できないが、ここでは、出力オーバシュートの反応度投入率依存性を見るために上記3-1の一部として評価する位置付けから検討対象とする。	
	4-2 燃料スラン ピング	燃料ペレットの稠密化により反応度が投入され、出力が上昇する。出力上昇が大きい場合、原子炉トリップに至る。	何らかの熱的、機械的原因により燃料ペレットが被覆管内で下方に密に詰まる。	-	×	トリップレベルに応じてこれらの事故の終息状況が変わりうる。 トリップレベル自身は、過出力係数と密接に関連するが、トリップレベルそのものを決定することが本検討の目的ではないので、これらの要因は、検討対象外とする。	
	4-3 気泡通過	気泡が冷却材とともに炉心内を通過することにより、正のボイド反応度が投入され、出力が上昇する。	何らかの原因により、原子炉容器内の1次冷却材中に気泡が混入し、燃料集合体下部のエントランスノズルから気泡が炉内に流入する。	-	×		

*本検討における出力変動値の定量的評価対象とどうかの判定 ○：採用 ×：不採用

表10.1.5 運転制御余裕に関する動特性解析

想定事象	反応度投入条件	パラメータケース	解析結果	備考
5%/mimの ランプ状負荷変化 (熱出力変更 45→100%)	反応度投入率 =0.10¢/sec (最大値制御棒で 25mm/minの引抜速度)	炉容器出口温度計までの 輸送遅れ時間 ①0sec ②25sec →(Ref. もんじゅ設定値) ③60sec	定格からのオーバー シュート量 ①0.0% ②1.9% ③5.3%	ここでは、もんじゅ と同様に、出力制御が炉 容器出口温度を用いてな され、出口温度が所定の 値になるまでは制御棒 の引抜が持続されるこ とを想定した。
10%の ステップ状負荷変化 (熱出力変更 90→100%)	反応度投入量 =12.4¢ (出力係数から算出)	反応度投入の 所要時間 ①1分(0.207¢/sec) ②0.3分(0.69¢/sec) →(Ref. もんじゅ設定値) ③0.1分(2.07¢/sec) ④0分(∞¢/sec)	定格からのオーバー シュート量 ①0.0% ②0.15% ③1.69% ④8.03%	ステップ状負荷変化 であっても、制御棒引 抜による有限の時間は必 要であり、その所要時 間はプラントの熱過渡 とプラント運用により 定まる。
制御棒流力振動 (防振突起を前提)	最大反応度投入量 =0.35¢ (制御棒の最大移動量は 1.4mm)	投入反応度の振動周期 ①0.01Hz ②0.05Hz →(Ref. もんじゅの水流動 試験結果) ③0.2Hz ④1.0Hz	出力変動の振幅 ①0.22% ②0.32% ③0.41% ④0.38%	0.35¢は全ての主炉停 止系制御棒が同位相で振 動していると想定した 値である。もし、各制 御棒がランダムに振動 しているとする、最 大反応度投入量は0.10¢ になる。

表10.1.6 トリップ余裕に関する動特性解析

想定事象	反応度投入条件	パラメータケース	解析結果	備考
出力運転中の 制御棒の異常な引抜 (ランプ状反応度投入)	引抜阻止作動遅れ時間 =1.5sec	反応度投入率 ①0.15¢/sec(30mm/min) ②0.50¢/sec(100mm/min) ③1.5¢/sec(300mm/min) →(Ref. もんじゅ設定値) ④3.0¢/sec(600mm/min)	引抜阻止設定値からの オーバーシュート量 ①0.2% ②0.5% ③1.7% ④4.1%	制御棒引抜阻止信号が 出してから制御棒の引抜が 止まるまでの時間遅れ が重要であるが、ここ ではこの作動遅れ時間 をもんじゅと同程度の 1.5secと設定した。

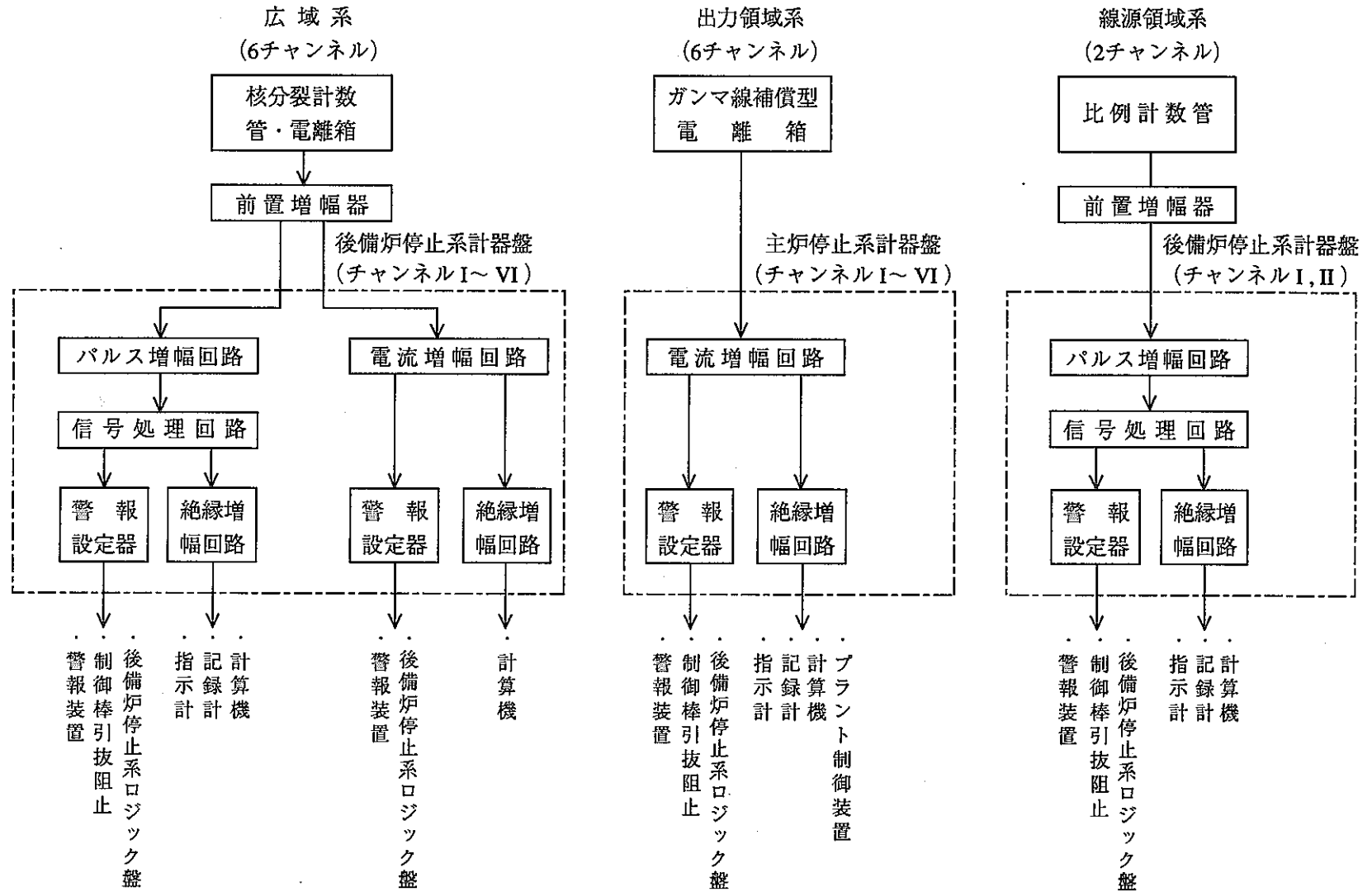


図10.1.1 中性子計装計の基本回路構成

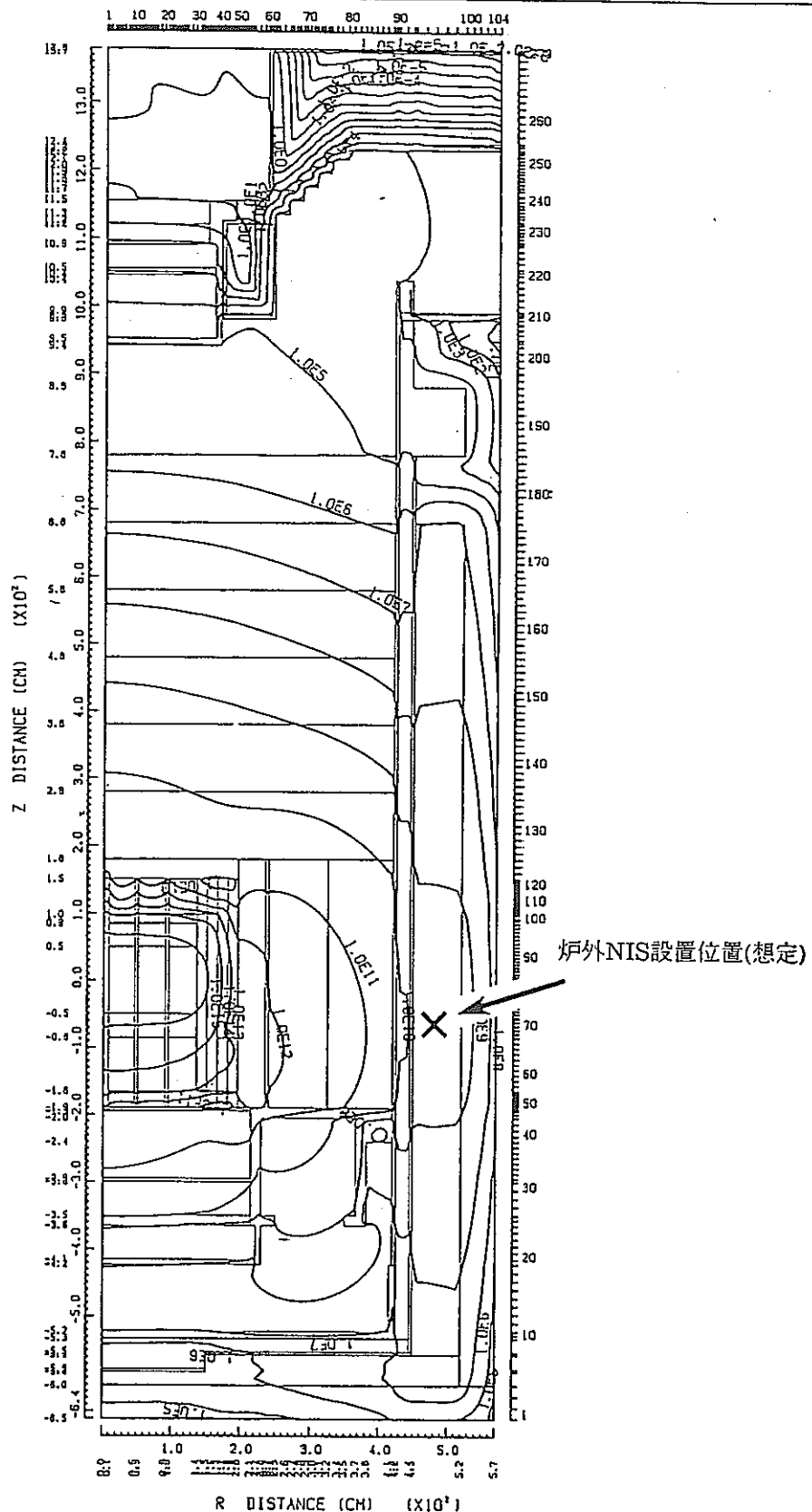


図10.1.2 炉容器まわり中性子束分布 (全中性子束)

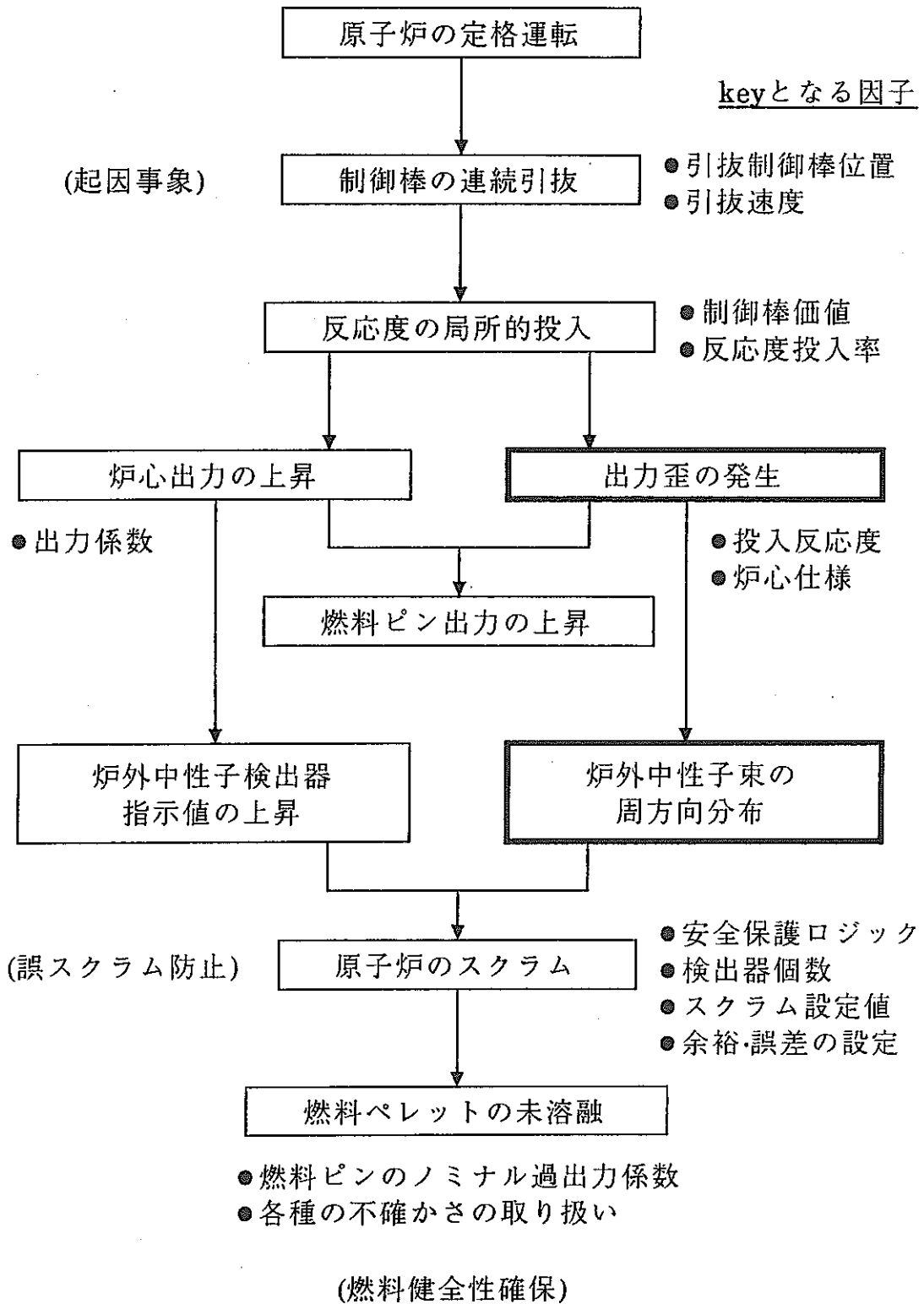


図10.1.3 大型炉における制御棒引抜時の事象推移

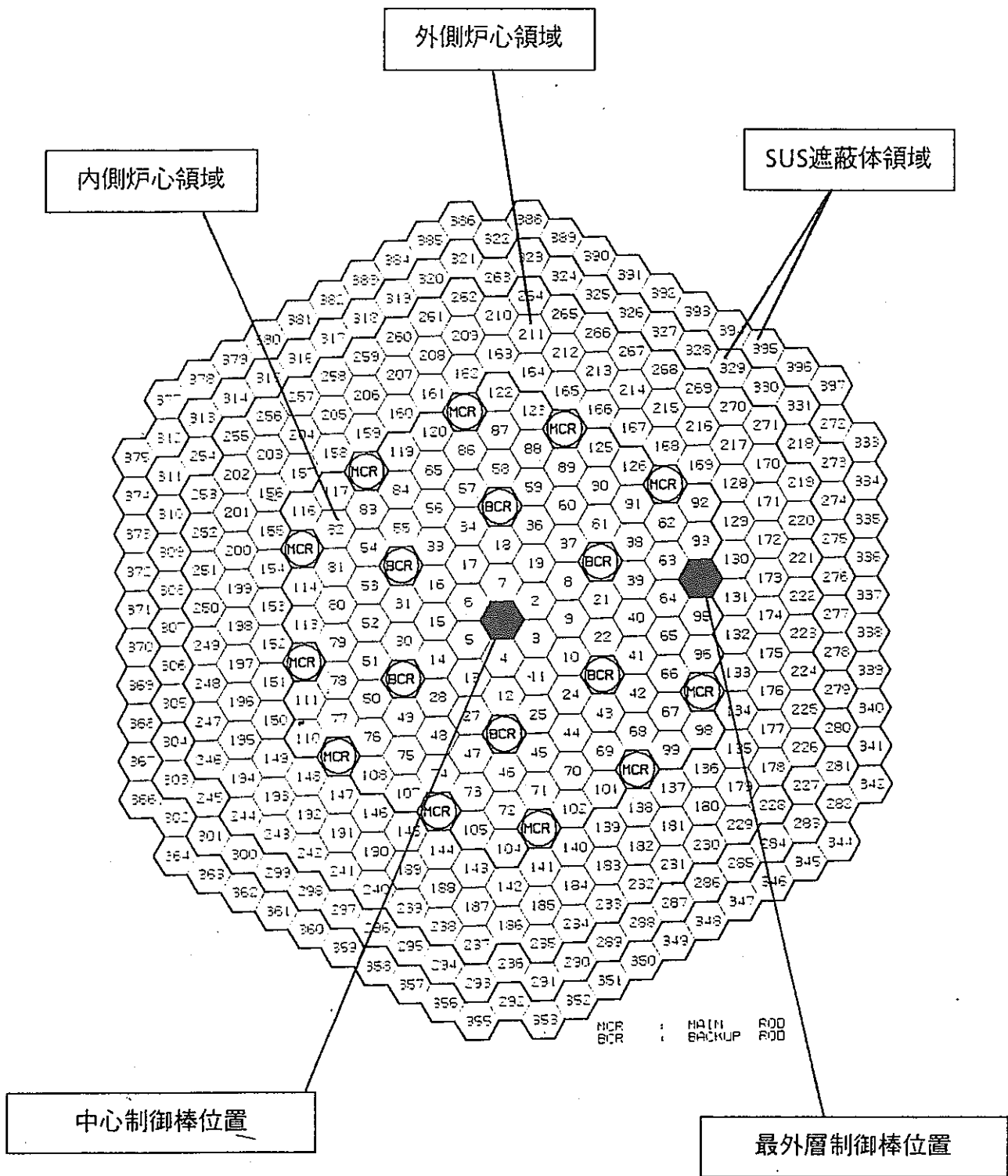


図10.1.4 制御棒引抜時の出力歪解析体系

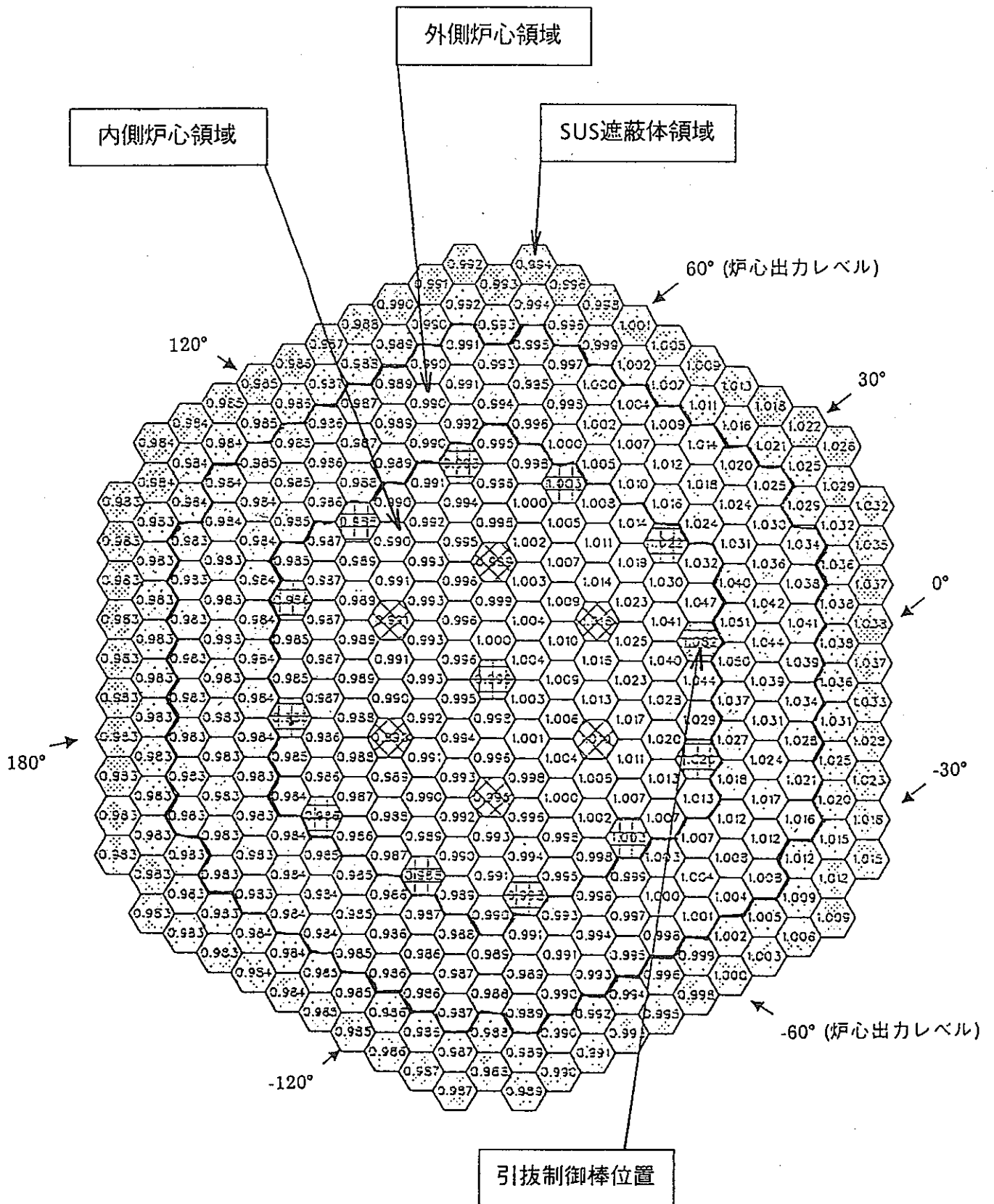


図10.15 制御棒引抜時の中性子束相対分布
(初期値を1.0、最外層制御棒1体を5cm引抜)

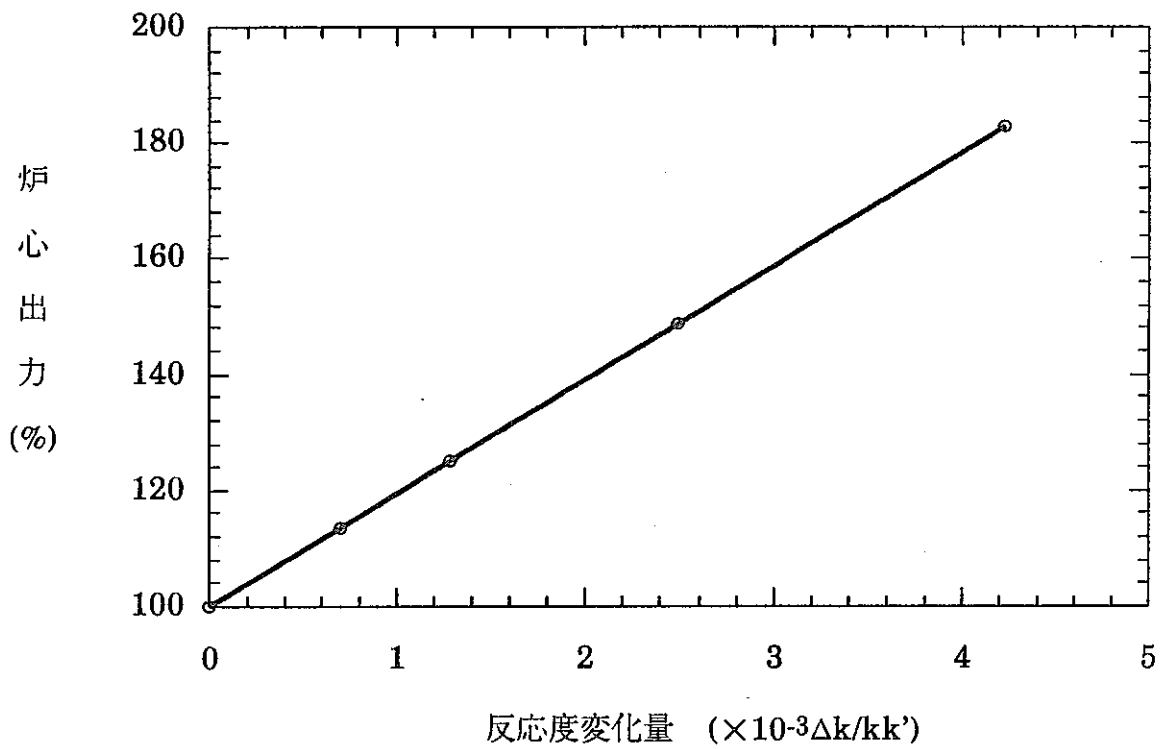


図10.1.6 中心制御棒引抜時の炉心出力変化

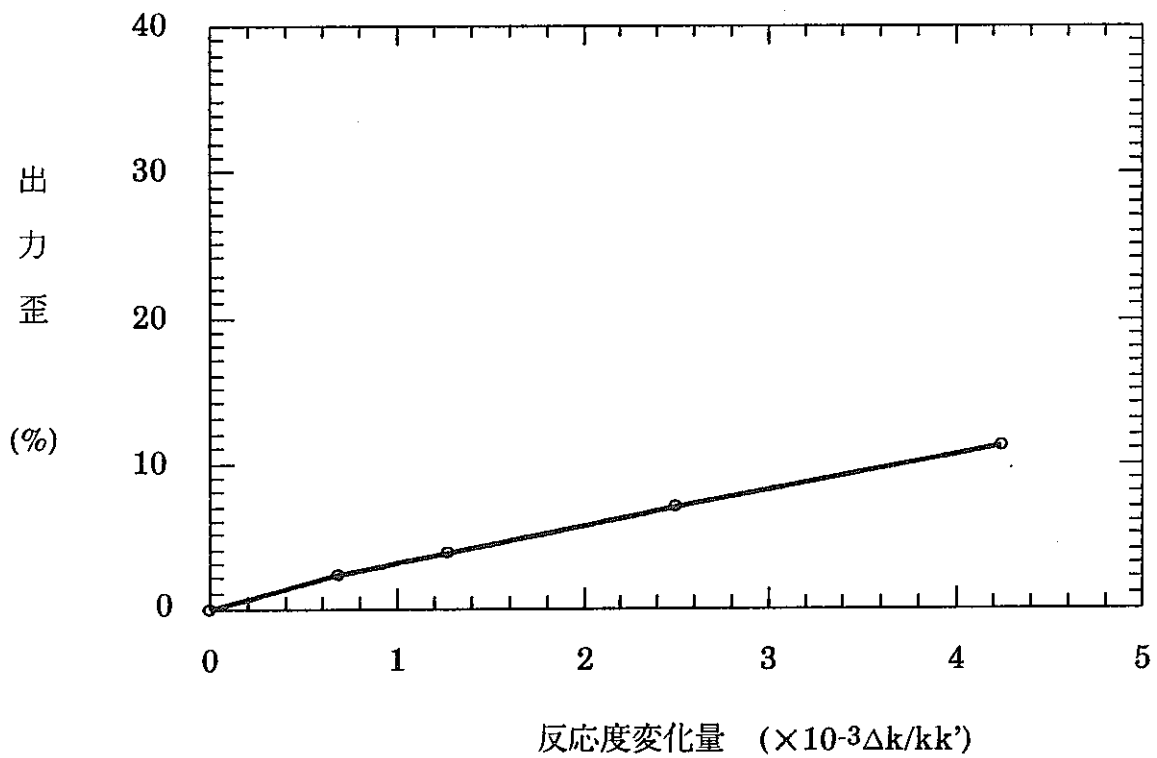


図10.1.7 中心制御棒引抜時の出力歪

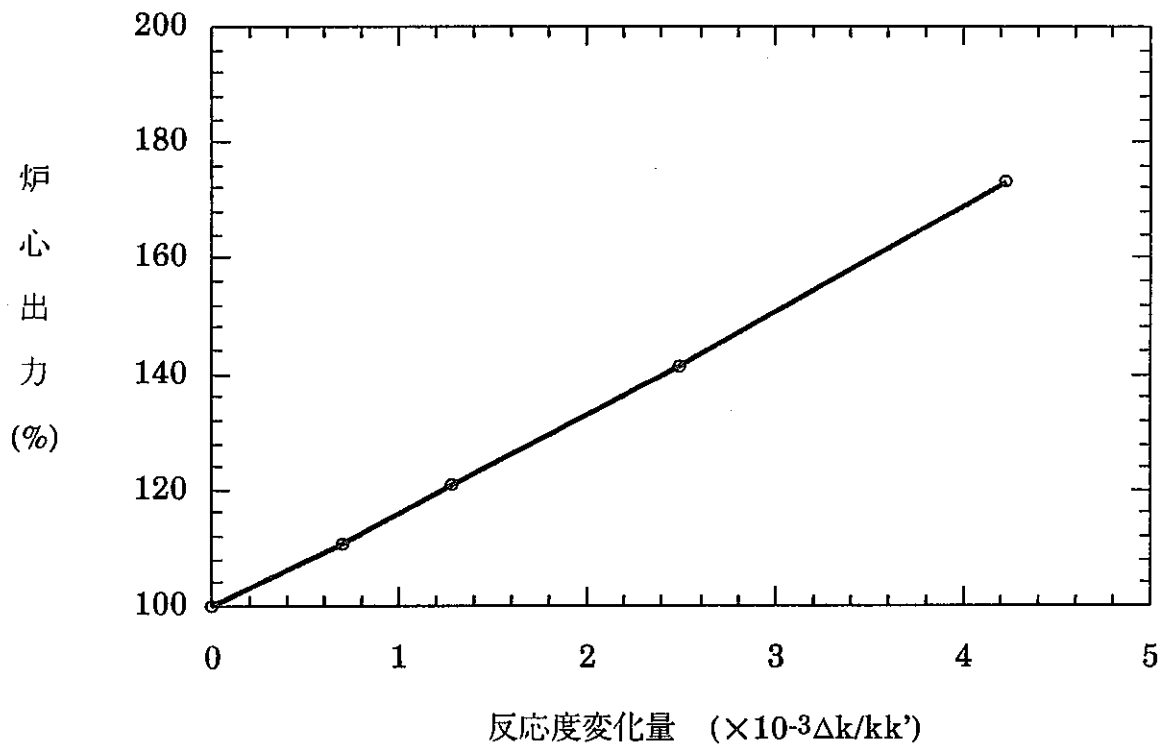


図10.1.8 最外層制御棒引抜時の炉心出力変化

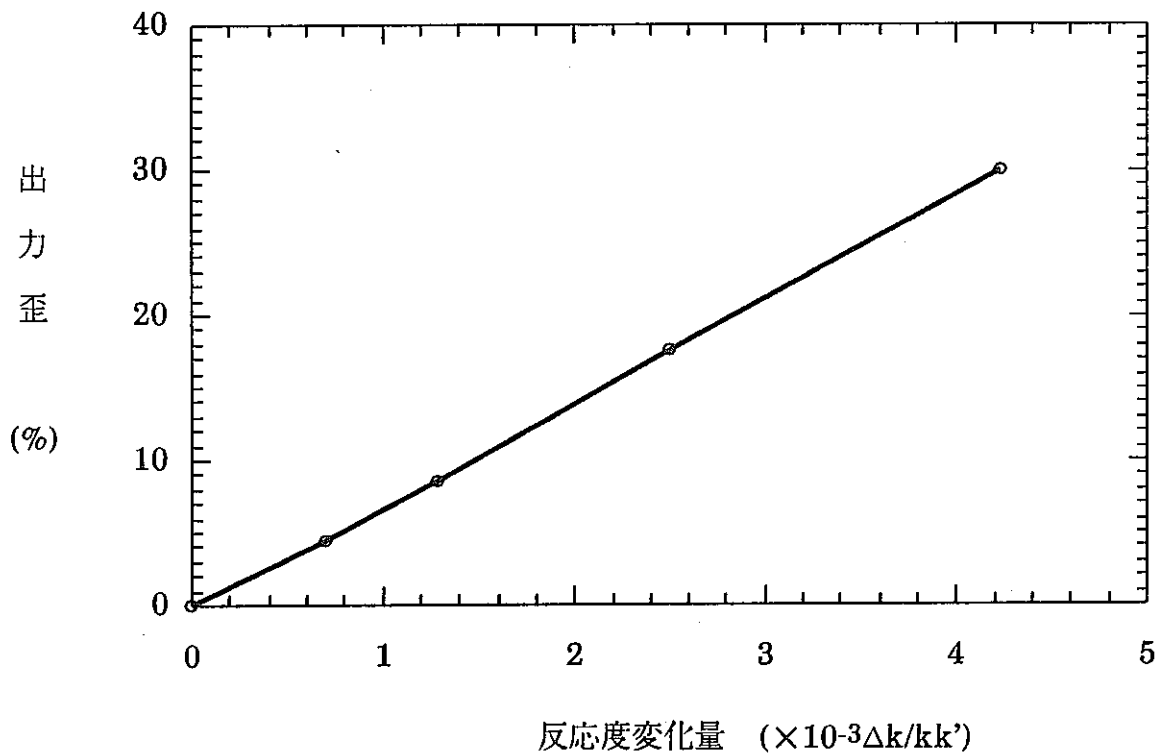


図10.1.9 最外層制御棒引抜時の出力歪

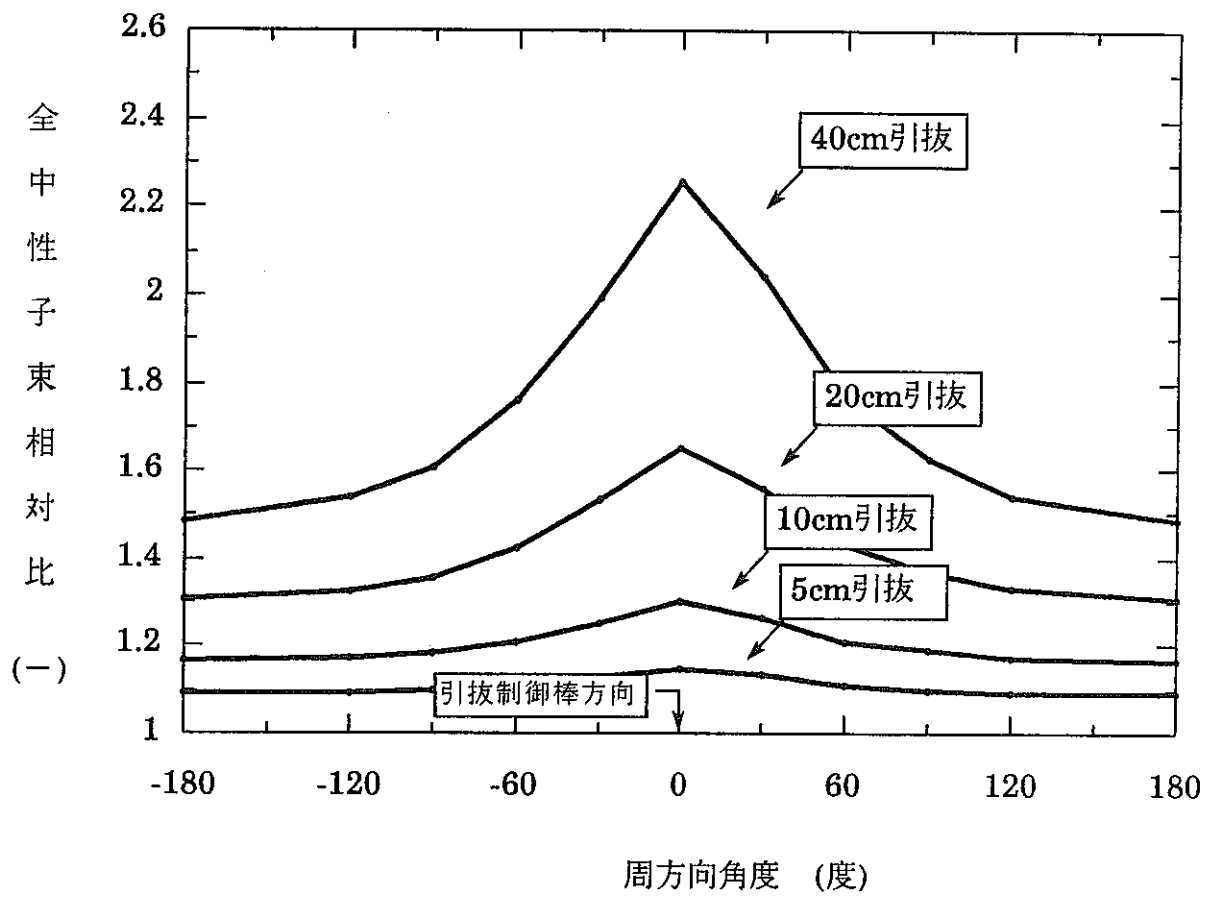
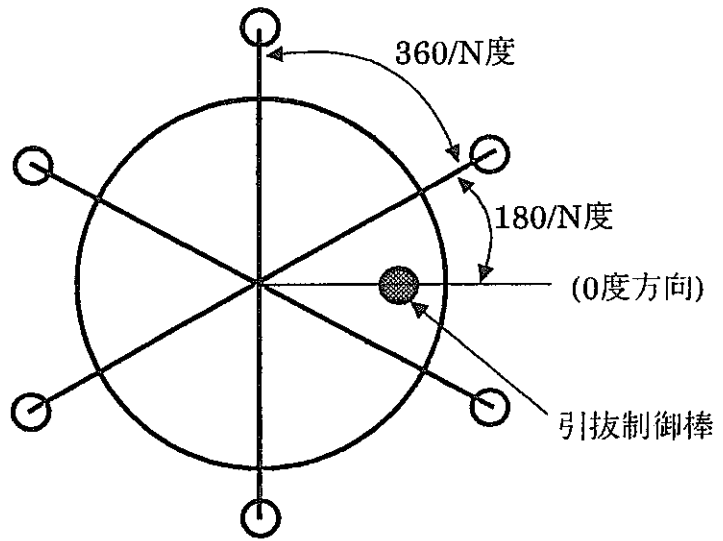


図10.1.10 最外層制御棒引抜時の最外層遮蔽体位置での全中性子束の初期値に対する比

炉外中性子 検出器本数	中性子束に対す る周方向角度 検出範囲※ (度)
3	-180~+180
4	-135~+135
6	-90~+90
9	-60~+60
12	-45~+45
18	-30~+30
36	-15~+15



※中性子束に対する周方向角度検出範囲とは、あるNIS本数(N)に対し、最も検出しにくい制御棒(2つの検出器のちょうど間にある位置)が引き抜かれた場合に、2 out of Nロジック(+単一故障)で検出できる範囲を意味する。右図に例を示すように、 $-(360/N + 180/N)$ 度から $+(360/N + 180/N)$ 度までの範囲となる。

図10.1.11 炉外中性子検出器本数と中性子束に対する周方向角度検出範囲

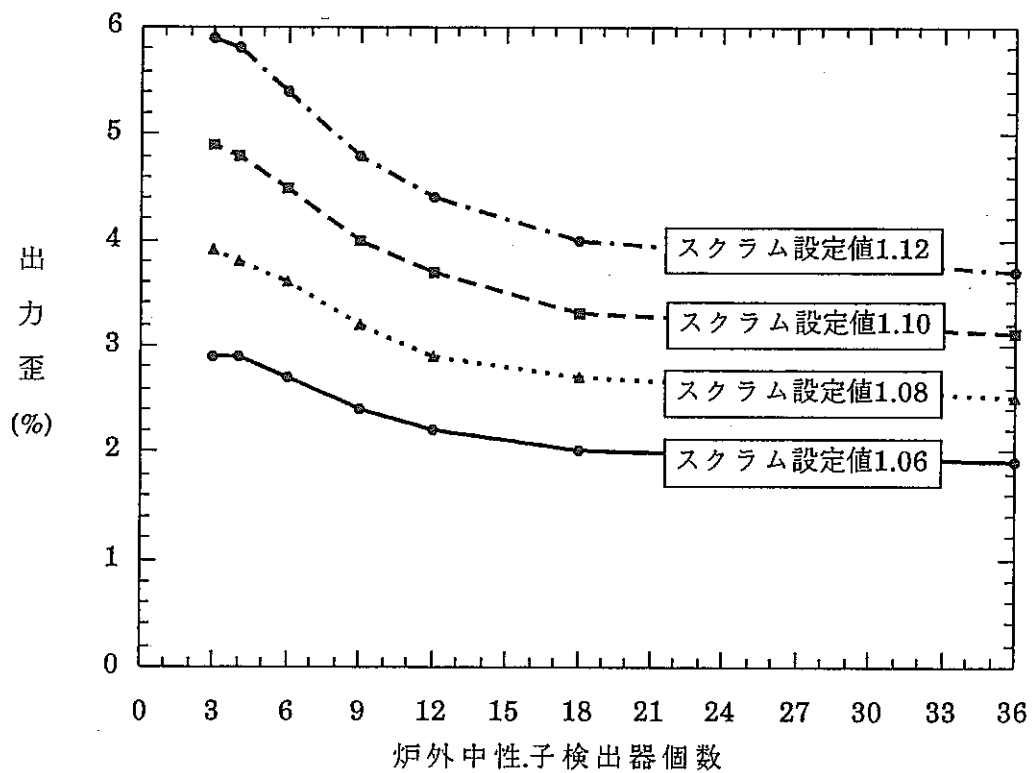


図10.1.12 最外層制御棒引抜時の炉外中性子検出器個数と出力歪の関係

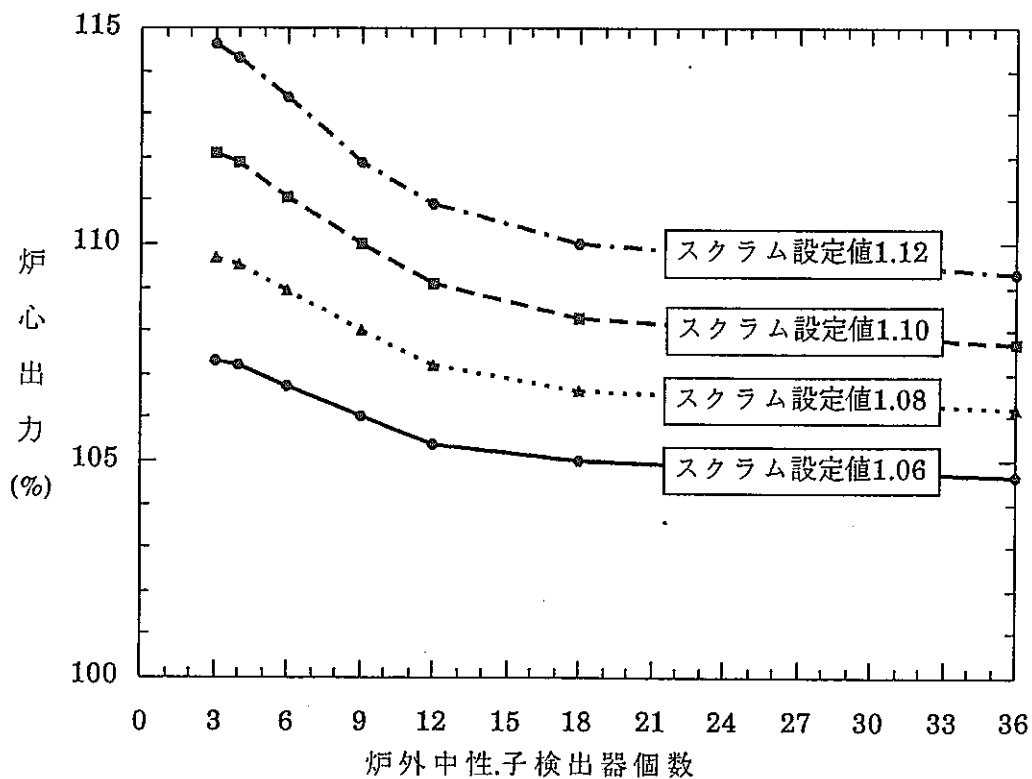


図10.1.13 最外層制御棒引抜時の炉外中性子検出器個数と炉心出力の関係

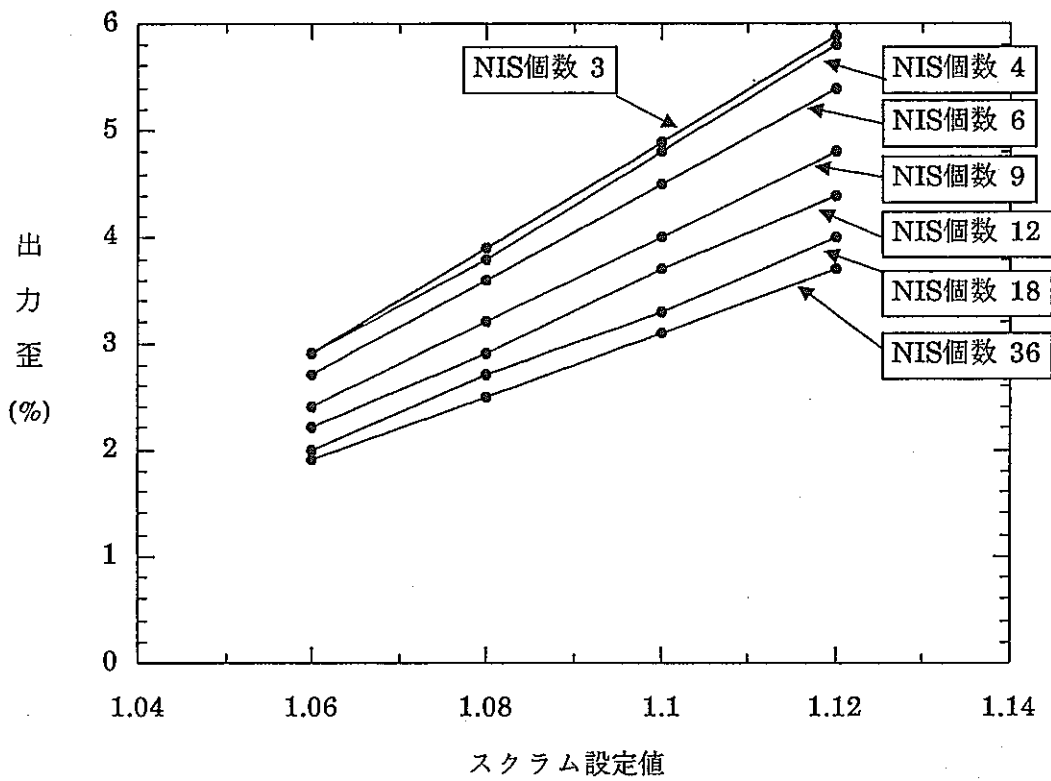


図10.1.14 最外層制御棒引抜時のスクラム設定値と出力歪の関係

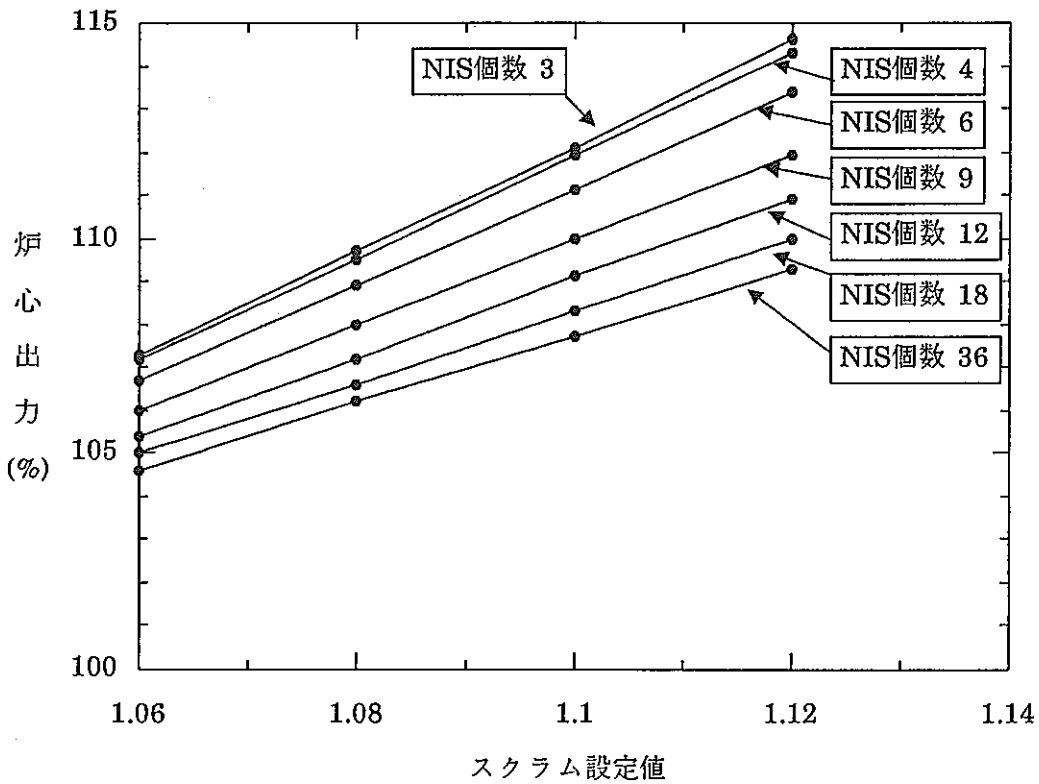


図10.1.15 最外層制御棒引抜時のスクラム設定値と炉心出力の関係

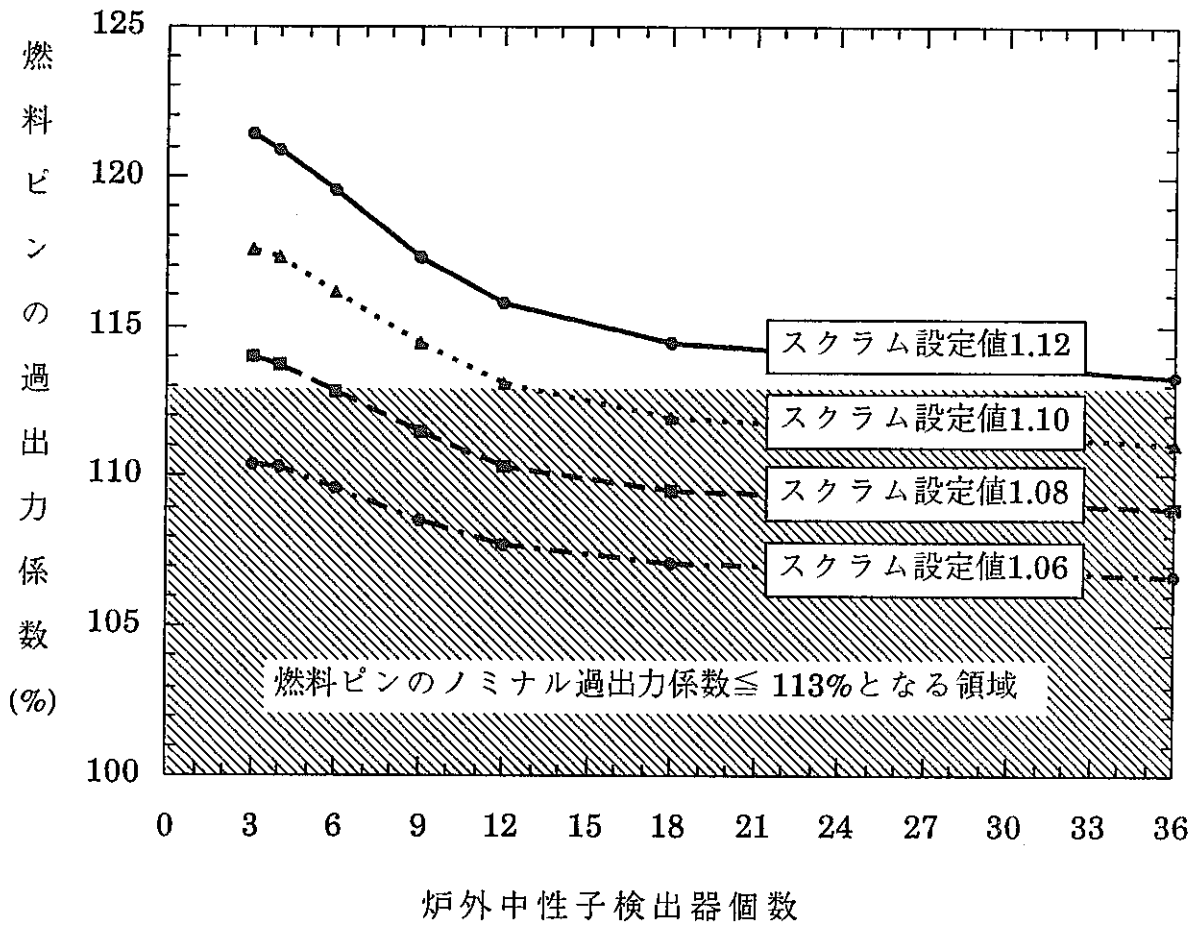


図10.1.16 最外層制御棒引抜時の燃料ピン過出力係数と
炉外中性子検出器個数・スクラム設定値の関係

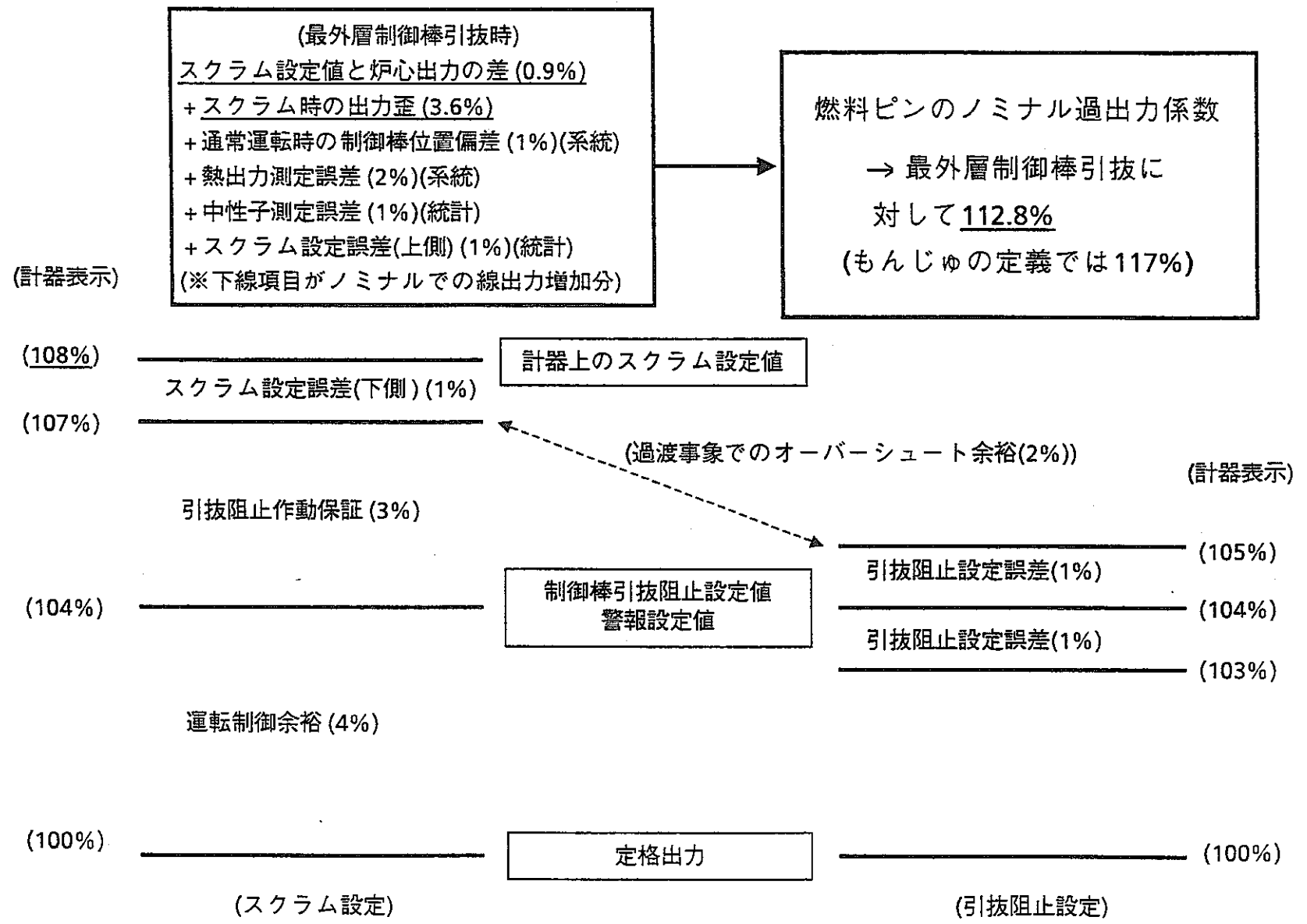


図10.1.17 60万kWe設計における過出力係数 (炉外中性子検出器6体、スクラム設定値1.08)

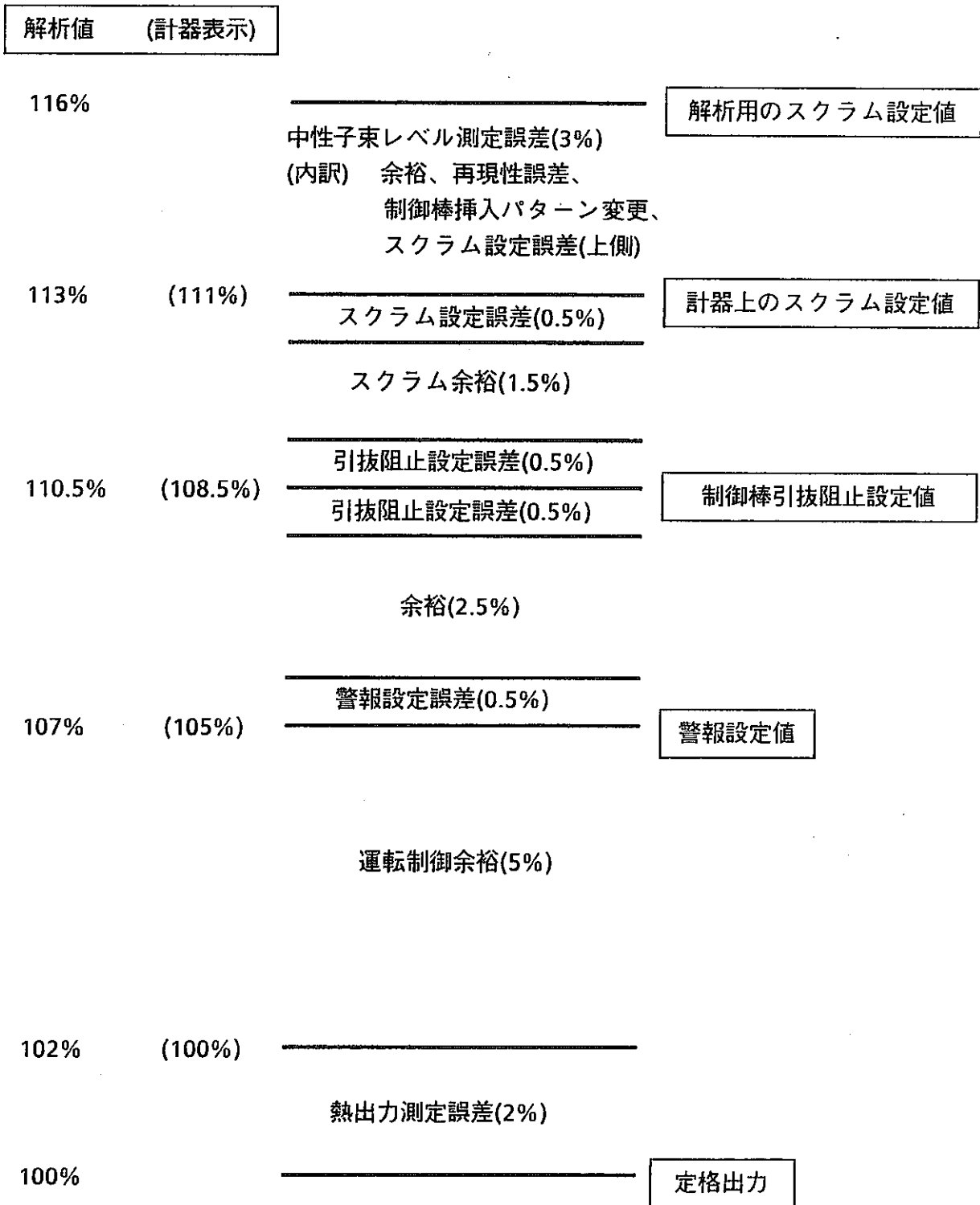


図10.1.18 もんじゅにおける過出力係数 (参考用)

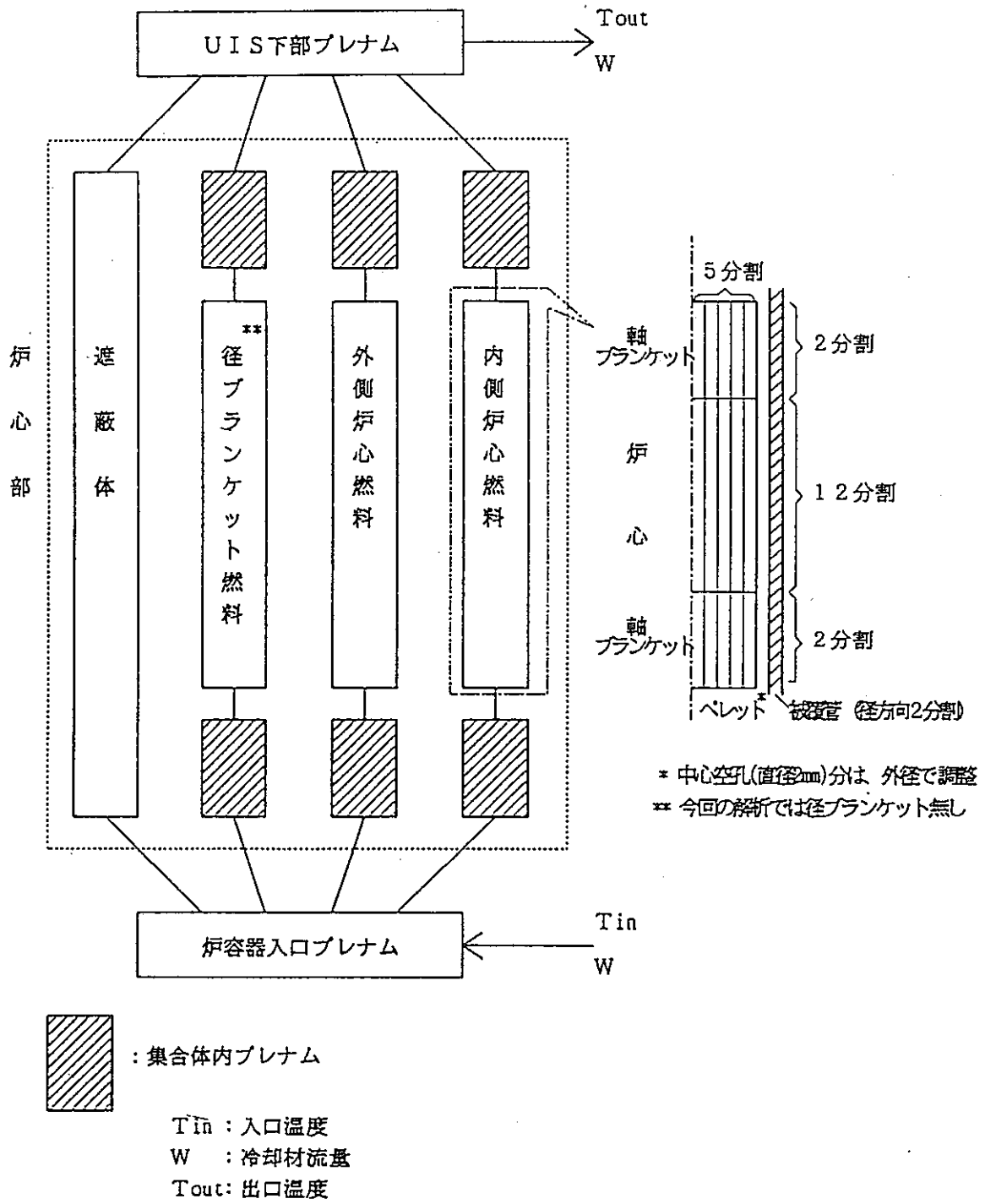


図10.1.19 動特性解析モデル

10.2 原子炉制御設備

(1) 設計方針

原子炉制御設備は、通常運転時に起こりうる出力変更及び外乱に対して原子炉の出力等を制御し、また異常の発生又は拡大を未然に防止し、且つ原子炉トリップに至る前に自動処置をとるためのインタロック動作を行う。

原子炉制御設備には下記のものがある。

- °原子炉出力制御系
- °主冷却系流量制御系
- °給水流量制御系
- °主蒸気温度制御系
- °主蒸気圧力制御系
- °インタロック

原子炉出力制御系は、もんじゅのものと同様の構成とする。すなわち、原子炉出力制御系は原子炉出力制御装置と制御棒駆動制御装置で構成し、定格出力の約40%以上の原子炉出力では、これらにより原子炉容器出口ナトリウム温度が所定の温度にするべく原子炉出力を自動調整できるようにする。

主冷却系流量制御系は、1次及び2次主冷却系流量制御系からなり、主冷却系の流量信号と出力指令信号との偏差により主冷却系流量制御信号を発生する。給水流量制御系は、各ループの蒸気発生器出口蒸気温度が一定になるよう、各ループの給水流量を制御するものである。

主蒸気温度は、原則として給水流量制御系により一定に制御されるが、大きな負荷変動等により主蒸気温度が過度に上昇した場合は、主蒸気温度制御系信号により主蒸気の減温制御を行う。

主蒸気圧力は、通常運転時はタービン入口の蒸気加減弁により一定に制御される。大きな負荷変動等により主蒸気圧力が上昇した場合は、タービンバイパス弁を開き主蒸気圧力を低下させる。タービンバイパス弁が開いた場合は、次に述べるセットバック信号により原子炉の出力を低下させる。

原子炉制御設備に属するインタロックとして制御棒引き抜き阻止及びセットバックがある。

制御棒引き抜き阻止は、所定の条件が発生した場合に制御棒の引き抜きを禁止し、警報を発するものである。特に、炉心が大型化することに伴い、制御棒の異常な引き抜きによる出力分布のひずみが燃料健全性に影響を与えるため、出力分布のひずみに対しては、多重性等を考慮した制御棒引き抜き阻止インタロックを設備し、出力分布のひずみの抑制について高い信頼性を確保する。セットバックは、原子炉出力がタービン負荷より過大になった場合に、警報を発するとともに原子炉出力を低下させるよう出力指令信号を自動的に一定割合で低下させるものである。

10.3 原子炉保護設備

原子炉保護設備は、原子炉計装又は安全保護系のプロセス計装からの信号により、運転時の異常な過渡変化又は事故時に、炉心及び原子炉冷却材バウンダリを保護するため原子炉停止系を作動させ原子炉を自動停止させる。

安全保護系には原子炉停止系を緊急作動させるための信号回路と工学的安全施設の作動を行わせるための信号回路とがある。検出器から動作装置の入力端子までである。安全保護系により監視しているプロセス量が設定値を超えた場合、原子炉トリップ信号が発生し、トリップ遮断器が開放され、制御棒が落下する。原子炉トリップ遮断器の開放により、主冷却系の循環ポンプ主モータの電源の遮断器が開放される。循環ポンプの回転数は遮断器開放後に低下し、所定の回転数まで低下するとポニーモータに引継がれ、原子炉停止後の崩壊熱除去に必要な流量が確保される。

原子炉トリップ信号の解析上の設定値は、計測誤差等を考慮して余裕を見込む。安全保護系の応答時間遅れとしては、プロセス量がトリップ設定値に達した時点から、原子炉トリップ遮断器の解放が完了するまでの時間をとり、それぞれのトリップ信号に対して解析結果が厳しくなるように定める。

(1) 安全設計上の要求条件

基本的に原型炉の安全設計方針と同じで、機能(過渡時の機能、事故時の機能、故障時の機能)、信頼性(多重性、独立性、計測制御系との分離、試験可能性)に関する要求条件を満足するように設計する。

(2) 信号回路設計の基本的考え方

原子炉停止系は、主炉停止系と後備炉停止系の2系統で構成し、安全保護系を含め独立2系統の構成とする。この設計では、単一故障として原子炉停止系1系統不作動を仮定するとき主炉停止系の安全保護系の信号と後備炉停止系の安全保護系の信号とが異なり、発信に時間差が生じるときには不利な方を選択しなければならない。しかし、主炉停止系(安全保護系を含む)のみを取り上げた時にも、単一故障で機能喪失になることはない設計を行っており、高い信頼性をもって第1スクラム信号で原子炉停止が行われる。原型炉型構成の設計との優

劣は信頼性の検討によるものであるが、同程度の信頼性であれば、コンポーネントの簡素な原型炉型構成を採用することも考えられる。

検出器については、設計基準事象に対して、実用上可能な限り主炉停止系及び後備炉停止系それぞれに1以上のトリップ信号が得られるよう設計する。また、実用上可能な限り多様化を図る。

ロジック回路は主炉停止系用と後備炉停止系用とで多様化を図る。

多数決ロジックは原則として2アウトオブ3とする。

原子炉制御設備との共用は行わない。

主循環ポンプ主モータの電源の遮断器の開放(インターロック)は原子炉トリップ遮断器の開放信号から発信する。

安全保護系及び原子炉停止系のシステム構成を図10.3-1に示す。

(3) 主要設備

① 制御棒引抜き事象と安全保護系(炉外NISを前提)

反応度投入事象の代表的な事象であり、想定し得る反応度投入率の範囲をすべてカバーしなければならない。解析の初期状態として通常運転を含め運転期間の全範囲にわたって考えなければならないので、未臨界状態からの引抜き、出力運転中での引抜きを想定する必要があるが、未臨界状態からの引抜きに対する設計は容易である(反応度1\$投入前に終息させなければならない)。

考慮する範囲は、原子炉出力で1%~100%、反応度投入率は炉心設計及びCRDM設計に依存するが~0~数 d /sec、引抜き制御棒周りの局所的出力ピーキングである。

出力運転中の制御棒引抜きは一定 d /secで反応度が投入されるので、出力が上昇しはじめ、それに伴い燃料、被覆管、冷却材温度が上昇する。この現象を検出できる原子炉トリップ信号は、主炉停止系について「出力領域中性子束高」「1次主冷却系循環ポンプ回転数低」「2次主冷却系循環ポンプ回転数低」「出力領域中性子束変化率高」、後備炉停止系について「広域中性子束高」「1次主冷却系流量低」「2次主冷却系流量低」「広域中性子束変化率高」である。ポンプ回転数低及び流量低信号はプラント制御上の特徴か

ら原子炉出力と流量を比例させるため、中性子束との比をとって設定値を可変とする。(それぞれ R/ϕ 、 F/ϕ とする)

TOP型事象に対して1次主循環ポンプのトリップを遅らせる必要がある場合には、中性子束高信号で遅延回路を働かせるものとする。

反応度投入率の最大値は一本の制御棒の持つ最大価値及びCRDMの設計により定まるが、通常 $2\sim 3\%$ である。この場合出力上昇率が大きいので短時間で中性子束高でトリップされ、燃料の許容設計限界が守られるように設計できる。反応度投入率の最小値については過出力係数が適切に設定されていれば安全解析上問題にならない。一般に反応度投入による出力変化の時定数が燃料の熱的時定数より小さいと燃料温度、被覆管温度、冷却材温度は出力上昇に追随し、トリップ設定点に達した時点で最高出力、温度を生じることになる(過出力点)。現状の設計ではこのように準静的にトリップ設定点に達するような反応度の投入は制御棒の引抜きしか想定されない。

② 炉心出口温度計、炉心出口流量計と安全保護系

炉心出口温度計及び炉心出口流量計は、中性子束以外の炉心情報を直接的に得られる計器であり、燃料集合体毎に設置する。炉心の燃料集合体毎の局所的異常検出が主たる機能である。

炉心出口温度計が必要と考えられる事象は、投入反応度が小さい場合の制御棒引抜き事象、炉内配管破損事象が考えられる。前者については上記(1)の炉外NISの設計の代替となる。炉内配管破損の早期検出については、炉内配管破損に関するLBBが成立する設計をめざすことが必要であろうが、その結果想定される小規模の破損が検出されなければならない。代替として中規模以上の破損を想定する場合においても検出が必要となる。入口管破損の場合、1次主冷却系循環ポンプ回転数高又は1次冷却材流量高信号が発生する破損規模の把握がポイントとなる。出口管破損の場合は1次主冷却系の情報による検出は難しそうである。その場合頼れるのは炉心出口温度計であるが、炉心の燃料集合体毎の局所的異常検出からはやや外れる。

炉心出口流量計が必要と考えられる事象は、燃料集合体内の大規模な閉塞である。これは設計基準外事象であり、瞬時完全閉塞はないと考えられるので

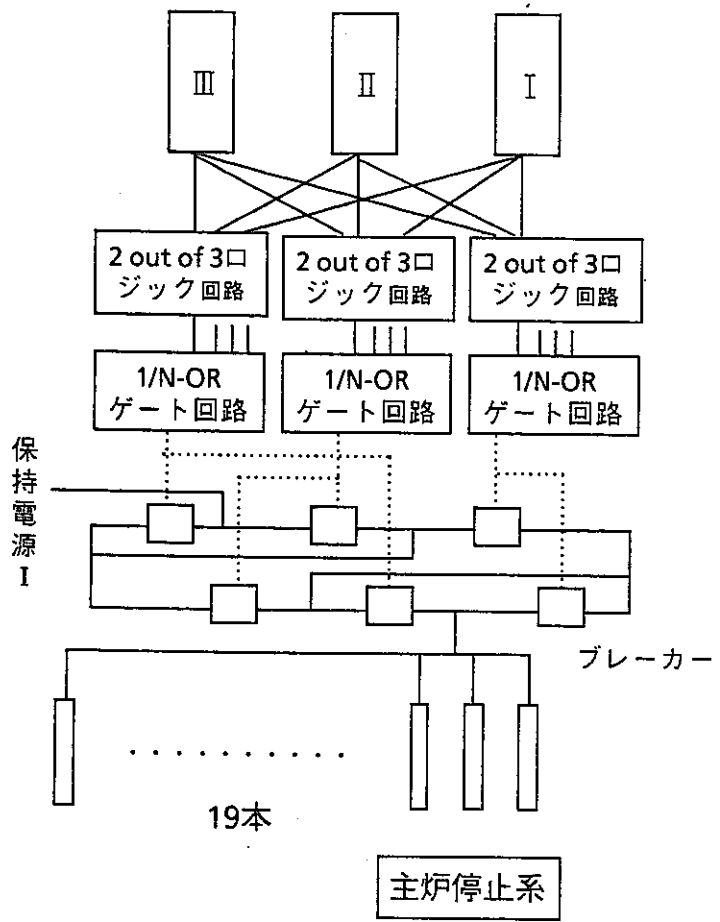
監視系として役立つ。燃料集合体毎の情報は、燃料集合体数が288体と多く、燃焼度変化に伴い変動するもので安全保護系とするには、計算機処理、信頼性設計の面で次善の策と考えられる。

③ 破損燃料検出系と安全保護系

破損燃料検出系としてはCG法(プレシピテータ、 γ スペクトル)とDN法がある。原型炉のように、炉心局所異常にかかわる設計基準事象ではDN先行核が多量に放出されることはないので、DN法FFDは安全保護系としない。設計基準外事象対応設備である。当面安全保護系なみの信頼性設計を行う。

④ 冷却材漏洩事故と安全保護系原子炉冷却材バウンダリの想定破損規模が小さいので炉心冷却上の問題は生じない。(1次冷却材保持、崩壊熱除去系の設計は前提) 漏洩Naの熱的影響、放射性物質の放散抑制の点から、早期検出は重要であり、工学的安全施設作動信号とする。工学的安全施設作動信号は原子炉トリップ信号とし自動的に原子炉を停止する。原子炉停止信号を直接発信するものとして、原子炉容器Na液位低信号を採用したが、工学的安全施設作動信号のほうが早く発信する場合も考えられる。

原子炉トリップ信号の構成例を表10.3-1に示す。



計測チャンネル
論理回路
遮断器
制御棒

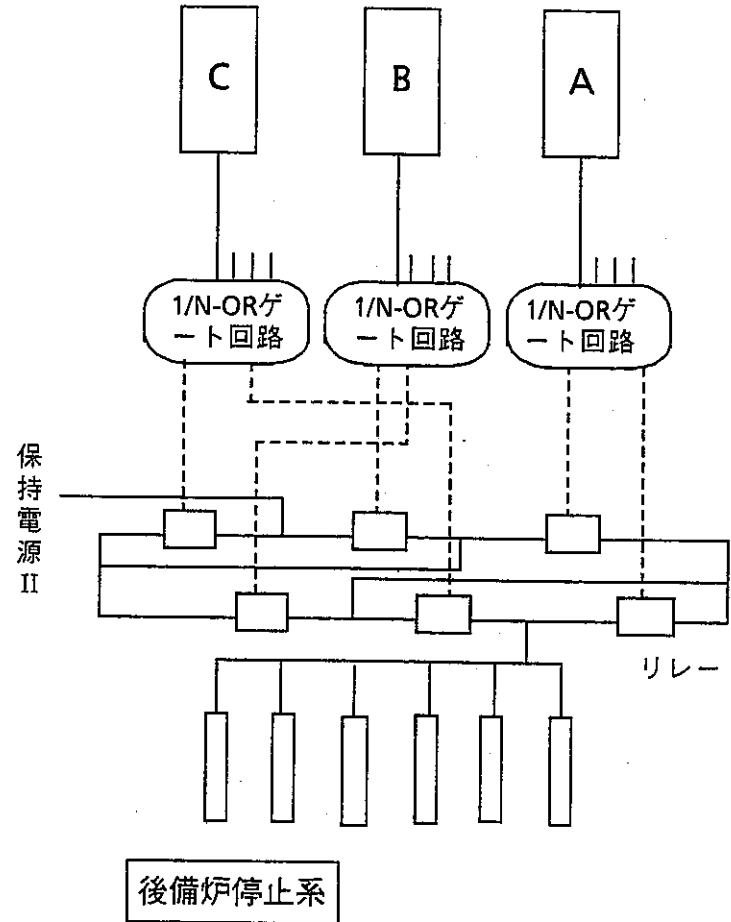


図10.3-1 安全保護系及び原子炉停止系のシステム構成

表10.3.1 原子炉トリップ信号

原子炉トリップ信号		検出器
主 炉 停 止 系 用	線源領域中性子束高	BF ₃ 比例計数管
	出力領域中性子束高	γ線補償型電離箱
	低設定	
	高設定	
	出力領域中性子束変化率高	同上
	1次主冷却系循環ポンプ回転数低	電磁ピックアップ
	1次主冷却系循環ポンプ回転数高	同上
	2次主冷却系循環ポンプ回転数低	同上
	原子炉容器出口Na温度高	K型シース熱電対
	常用母線電圧低	不足電圧リレー
	蒸気発生器出口Na温度高	K型シース熱電対
	タービントリップ	主蒸気止め弁位置検出器
	原子炉容器Na液位低	誘導連続式液位計
	地震加速度大	制御用地震計
(燃料破損検出)	DND(BF ₃ 比例計数管)	
後 備 炉 停 止 系 用	線源領域中性子束高	主と共用
	広域中性子束高	核分裂計数管
	低設定	
	高設定	
	広域中性子束変化率高	同上
	1次主冷却系流量低	渦電流式流量計
	1次主冷却系流量高	同上
	2次主冷却系流量低	同上
	IHX1次側出口Na温度高	K型シース熱電対
	IHX1次側出口Na温度低	同上
	常用母線電圧低	主と同種
	タービン第1段圧力低	
	原子炉容器Na液位低	主と同種
	地震加速度大	制御用地震計 主と同種
(燃料破損検出)	主と同種	

11. 建屋の耐震性の検討

11. 建屋の耐震性の検討

11.1 概要

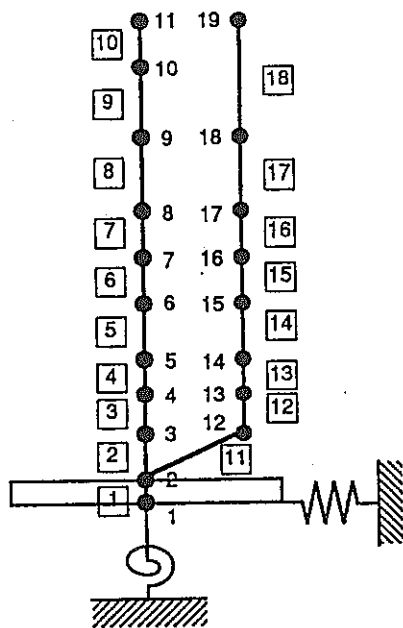
機器配置図から建屋をもんじゅと同様の格納容器内部コンクリートと外周建屋を独立の構造としたモデルで、もんじゅの設計用地震波(S1波)を使用して原子炉建屋の建屋耐震評価を実施した。標準的な地盤として軽水炉の改良標準化委員会で検討されているせん断波速度 $V_S=1000\text{m/s}$ の地盤で検討した。建屋は十分な耐震安全性を有していることは確認できた。しかし、もんじゅと同様の構造では炉容器等の重要な機器の据付床における床応答の固有値が、配管設計で目標としている7Hzと重なり、配管設計が困難になることが判明した。その対策として、原子炉補助建屋と格納容器内部コンクリートを一体化したモデルで建屋耐震評価を実施したところ、床応答の固有値が4Hz程度となり、問題を回避することができた。(図11.1.1に炉容器等の据付床近接の運転床における床応答を示す。) そのため、原子炉建屋一体化方式の具体化をはかった。

また、もんじゅのS1波以外の地震波として軽水炉の改良標準波**を用いて建屋耐震評価を実施し、問題のないことを確認した(表11.1.1, 図11.1.2、3)。さらに、もんじゅの設計用地震波(S1波)を使用して、地盤の硬度を高めていくと(悪い条件を重ね合わせていくと)、もんじゅサイト条件程度(せん断波速度 $V_S=2000\text{m/s}$)で原子炉補助建屋と格納容器内部コンクリートを一体化のみでは限界があることも判った。(図11.1.4)

** 改良標準波S₁波N(高地震地帯用近距離)及び改良標準波S₁波L(高地震地帯用遠距離)

表11.1.1 (1/2) 対象建屋振動諸元 (1) : (外周部と格納容器内独立)

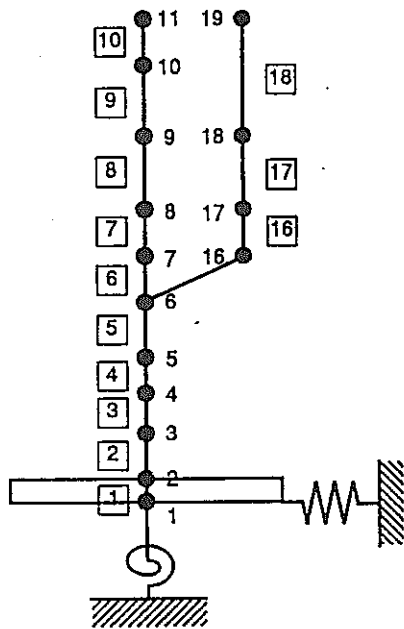
FL+43.0
FL+36.0
FL+25.2
FL+14.2
FL+7.2
FL+0.2
FL-8.3
FL-13.8
FL-19.8
FL-26.8
FL-30.3



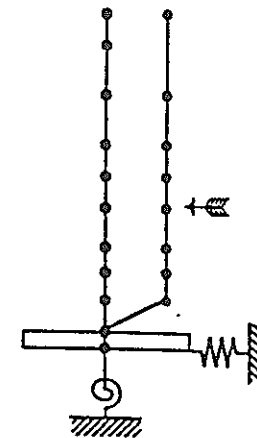
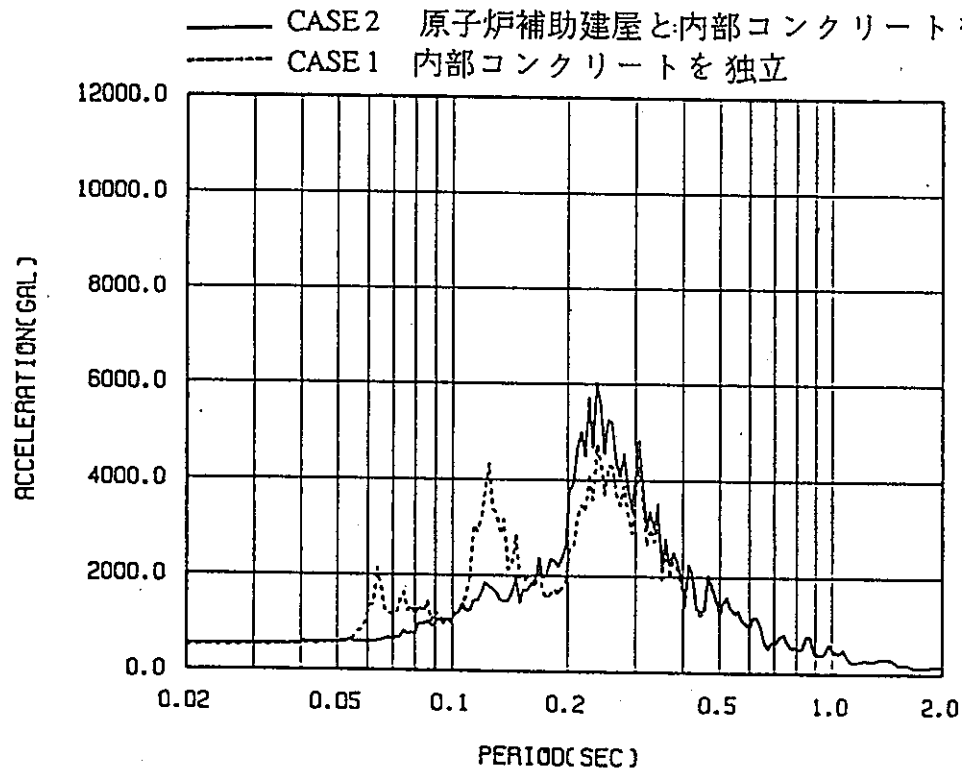
標高 Fl. m	外周部						格納容器内						
	質点 番号	重量 (t)	回転慣性 (tm^2)	はり 要素 番号	せん断断面積 (m^2)	断面 2 次 モーメント (m^4)	質点 番号	重量 (t)	回転慣性 (tm^2)	はり 要素 番号	せん断断面積 (m^2)	断面 2 次 モーメント (m^4)	
43.0	11	1.200	4.996×10^8				19	100	3.200×10^8				
36.0	10	3.950	6.123×10^8	10	50.1	0.856×10^8				18*	0.91	197.2	
25.2	9	4.500	7.507×10^8	9	86.0	2.869×10^8	18	400	5.120×10^8				
14.2	8	14.450	4.877×10^8	8	86.0	2.869×10^8	17	300	3.840×10^8		17*	1.61	410.5
7.2	7	20.300	8.266×10^8	7	290.0	1.646×10^8	16	250	3.200×10^8		16*	1.61	410.5
0.2	6	28.000	1.140×10^7	6	330.7	2.460×10^8	15	2,500	1.600×10^8		15*	1.61	410.5
-8.3	5	27.950	1.138×10^7	5	414.4	2.992×10^8	14	4,350	2.784×10^8		14	74.8	9.313×10^8
-13.8	4	22.950	9.346×10^8	4	464.1	3.061×10^8	13	3,250	2.080×10^8		13	120.0	1.929×10^8
-19.8	3	41.700	1.698×10^7	3	465.3	3.066×10^8	12	3,250	2.080×10^8		12	120.0	1.929×10^8
-26.8	2	51.600	1.829×10^8	2	—	—	11	9,250	5.920×10^8		11	—	—
-30.3	1	21.000	7.399×10^8	1	—	—							
備 考	<p>○総重量 258,000t ○建屋の材料定数 ・RC部</p> <p>ヤング係数 : $E = 2.30 \times 10^8 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$ せん断弾性係数 : $G = 0.695 \times 10^8 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$ ポアソン比 : $\nu = 0.167$ 減衰定数 : $h = 0.05$</p> <p>・鋼材部 (*印を付けた部材) ヤング係数 : $E = 2.10 \times 10^8 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$ せん断弾性係数 : $G = 0.808 \times 10^8 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$ ポアソン比 : $\nu = 0.3$ 減衰定数 : $h = 0.02$</p>												

表11.1.1 (2/2) 対象建屋振動諸元 (2) : (外周部と格納容器内FL0.2m以下一体化)

FL+43.0
FL+36.0
FL+25.2
FL+14.2
FL+7.2
FL+0.2
FL-8.3
FL-13.8
FL-19.8
FL-26.8
FL-30.3



標高 FL.m	外周部 (FL+0.2m以下は外周部、格納容器内一体)						格納容器内						
	質点 番号	重量 (t)	回転慣性 (tm^2)	はり 要素 番号	せん断断面積 (m^2)	断面2次 モーメント (m^4)	質点 番号	重量 (t)	回転慣性 (tm^2)	はり 要素 番号	せん断断面積 (m^2)	断面2次 モーメント (m^4)	
43.0	11	1.200	4.996×10^4	10	50.1	0.856×10^8	19	100	3.200×10^4				
36.0	10	3.950	6.123×10^4	9	86.0	2.869×10^8				18*	0.91	197.2	
25.2	9	4.500	7.507×10^4	8	86.0	2.869×10^8	18	400	5.120×10^4				
14.2	8	14.450	4.877×10^4	7	290.0	1.646×10^8	17	300	3.840×10^4		17*	1.61	410.5
7.2	7	20.300	8.266×10^4	6	330.7	2.460×10^8	16	250	3.200×10^4		16*	1.61	410.5
0.2	6	30.500	1.158×10^7	5	489.2	3.085×10^8					15*	1.61	410.5
-8.3	5	32.300	1.166×10^7	4	584.1	3.254×10^8							
-13.8	4	26.200	9.554×10^6	3	585.3	3.259×10^8							
-19.8	3	50.950	1.757×10^7	2	—	—							
-26.8	2	51.600	1.829×10^7	1	—	—							
-30.3	1	21.000	7.399×10^6										
備考	<p>○総重量 258,000t ○建屋の材料定数 ・RC部 ヤング係数 : $E=2.30 \times 10^4 (\text{kg/cm}^2)$ せん断弾性係数 : $G=0.985 \times 10^4 (\text{kg/cm}^2)$ ポアソン比 : $\nu=0.167$ 減衰定数 : $h=0.05$</p> <p>・鋼材部 (*印を付けた部材) ヤング係数 : $E=2.10 \times 10^4 (\text{kg/cm}^2)$ せん断弾性係数 : $G=0.808 \times 10^4 (\text{kg/cm}^2)$ ポアソン比 : $\nu=0.3$ 減衰定数 : $h=0.02$</p>												



地盤ばね定数

解析ケース	方向	地盤ばね剛性	地盤ばね減衰
CASE1, 3, 5	水平ばね	4.126×10^7 (t/m)	30.0 (%)
	回転ばね	5.178×10^{10} (tm/rad)	7.1 (%)
CASE2, 4, 6	水平ばね	4.126×10^7 (t/m)	30.0 (%)
	回転ばね	5.178×10^{10} (tm/rad)	7.1 (%)
CASE7	水平ばね	2.130×10^8 (t/m)	22.0 (%)
	回転ばね	2.504×10^{11} (tm/rad)	3.1 (%)

図11.1.1 運転床面 (FL+0.2m) における床応答加速度スペクトル (一体化の効果)

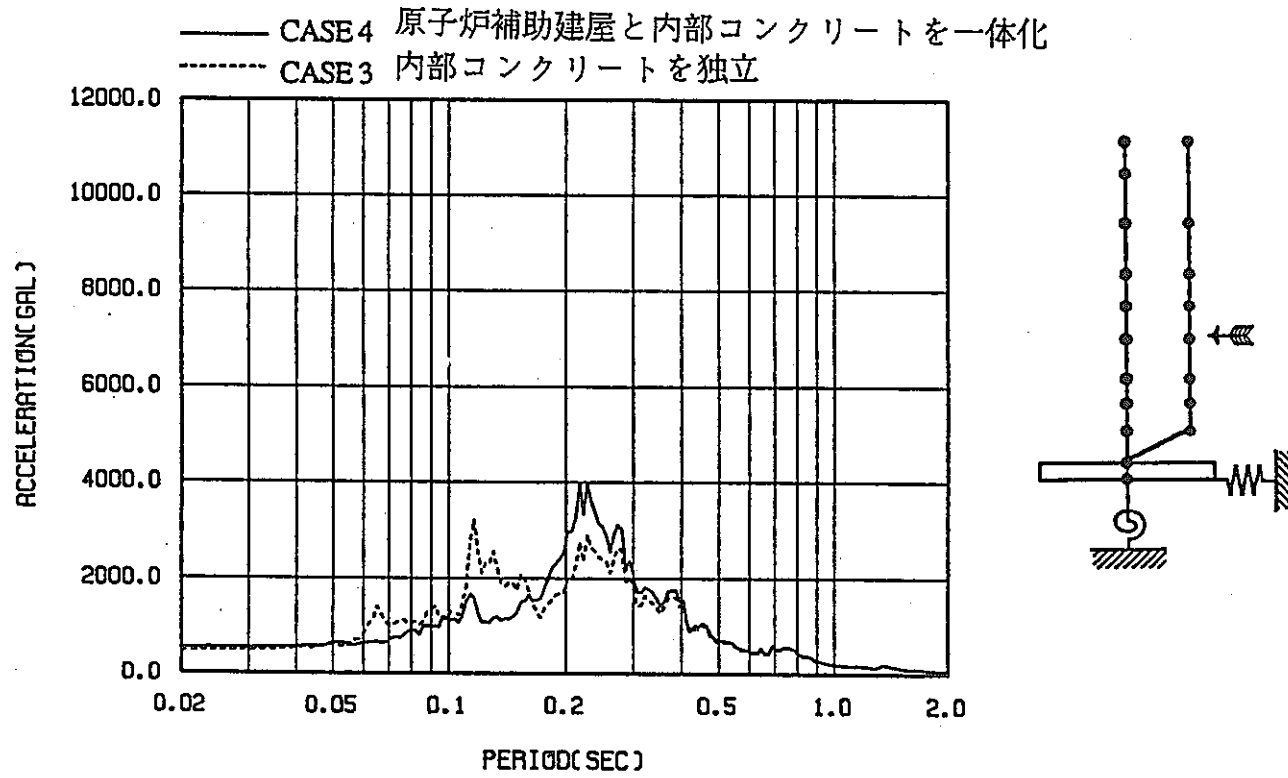


図11.1.2 運転床面 (FL+0.2m) における床応答加速度スペクトル (改良標準波S₁波N)

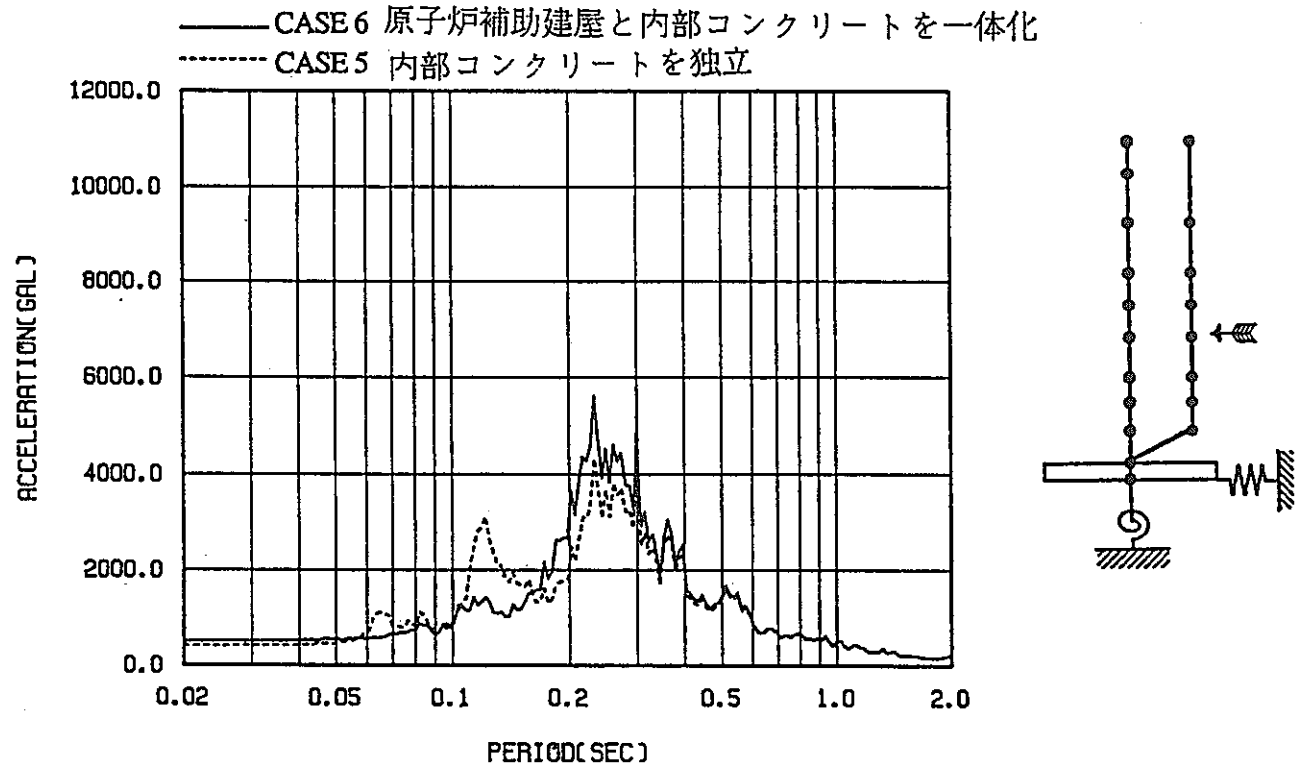


図11.1.3 運転床面 (FL+0.2m) における床応答加速度スペクトル (改良標準波S₁波L)

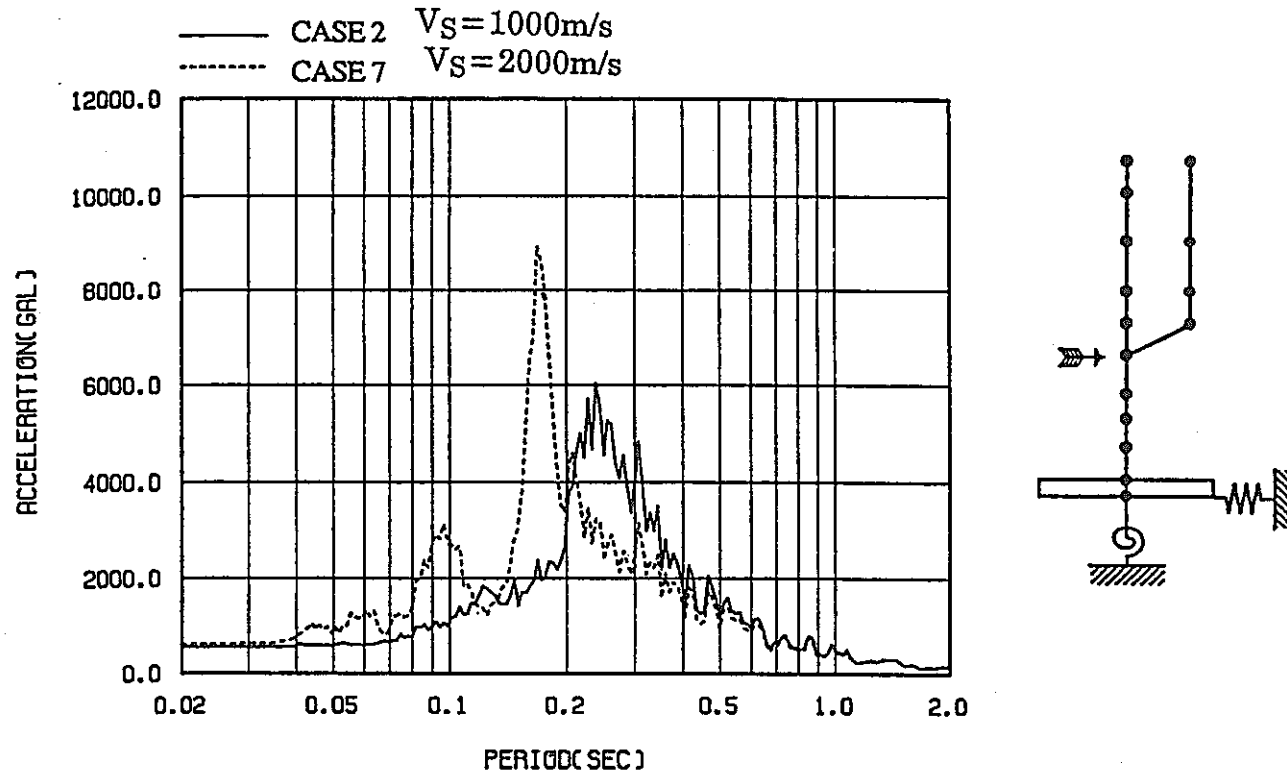


図11.1.4 運転床面 (FL+0.2m) における床応答加速度スペクトル (地盤硬度の影響)

11.2 原子炉建屋一体化方式の検討

11.2.1 原子炉建屋一体化方式の検討

原子炉補助建屋と格納容器内部コンクリートを一体化する方式として先行炉を参考に3案検討した(図11.2.1)。

第1案はアニュラス部を運転床のレベルまでコンクリートで埋込み、格納容器内外のコンクリートをスタッドボルトで結合するもので、もんじゅ等の格納容器底部のベースマットとの結合方式を運転床のレベルまで立上げたものである。

第2案は、シアキ構造により格納容器内外のコンクリートを結合するもので、BWRの原子炉建屋と格納容器の結合方式を参考にしたものである。もんじゅの生体遮へい構造と内部コンクリート間の結合方式でもある。

第3案はカプラにより格納容器内外の配筋を結合するもので、ABWRのRCCVの結合方式を参考にしたものである。電力実証炉設計においても設計例のあるものである。

各一体化方式を主として、建屋構造の面から比較した。建屋構造としては一長一短があり、やや、RCCV方式が劣るという評価であった(表11.2.1)。プラント設計としては最も単純な第1案(運転床よりも下部のアニュラス部をコンクリートで埋め込む方式として、埋め込んだ場合の最大の課題と考えられる格納容器貫通部の配置の成立性を検討した。

11.2.2 格納容器貫通部配置の成立性の検討

運転床面よりも下部のアニュラス部をコンクリートで埋めこむとした場合、最大の課題と考えられる格納容器貫通部(以下ベネという。)の配置の成立性を検討した。

補助系や計装設計を実施していない段階での格納容器ベネの検討方法としては、もんじゅの格納容器ベネ数を基に、大型炉でのベネ数を見積りその配置の成立性検討することで行った。

(1) 格納容器貫通部の配置(図11.2.2)

もんじゅのペネ本数は配管ペネ70本(機器ハッチ、エアロックを含む)、電気ペネ141本である。PWRに較べ配管ペネは少ないが、電気ペネは約3倍程度である。表11.2.2にもんじゅの電気ペネの内訳を示す。もんじゅから配管長が短縮されていることから予熱関連のペネを減少することが可能と考え、かつ、効率的な配置によりケーブルペネの使用率が10%以下のペネの削減を可能として、電気ペネ110本をもとに配置を検討した。配管ペネについてもペネ配置上、床ドレン系を1系統化する等により62本として配置を検討した。床ドレン系等止むをえない系統以外は運転床より上部にペネを配置した。特に、電気ペネはメンテナンスの点から埋めこむことは好ましくないため、すべて、運転床より上部にペネを配置した。運転床より下部に設けたペネは、事故時に負圧領域とする為、アニュラス部を延長し、アニュラス部と同一雰囲気化をはかった。

(2) 配置の成立性

格納容器ペネを配置することはできたが(図11.2.2)、次のような点からよりペネの削減が必要と考えられる。電気ペネを集中化させることはケーブル繋ぎ込みの作業性から好ましくない。又、CV内外の端子箱の重量が格納容器に負荷されることについても留意する必要がある。従って、格納容器内部コンクリートと補助建屋部を結合する方式として最も単純な埋込み方式を推進してゆくには、格納容器内での多重伝送システム化を計測制御設備に対する機能要求にからのみでなく、電気ペネの大幅な削減の面からも軽水炉よりもより積極的に推進することが必要である。

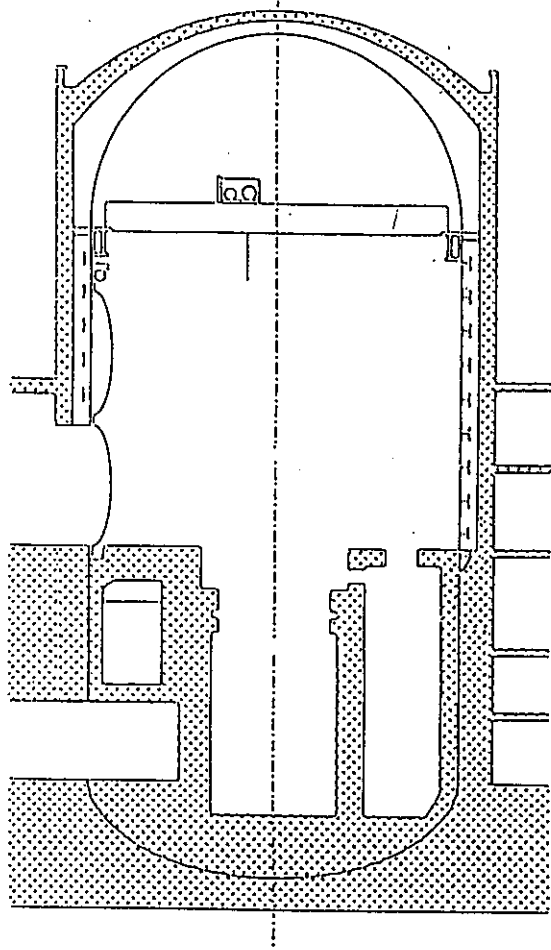
表11.2.1 一体化方式の比較（主として建屋構造から）

一体化方式	温度荷重の影響	一体化の度合	施工性	建屋からの評価	他の課題
案1(埋込み型)	△	◎	○	○	ペネの配置
案2(シアキィ型)	◎	○	△	△	保守、点検
案3(RCCV型)	△	○	△	△	

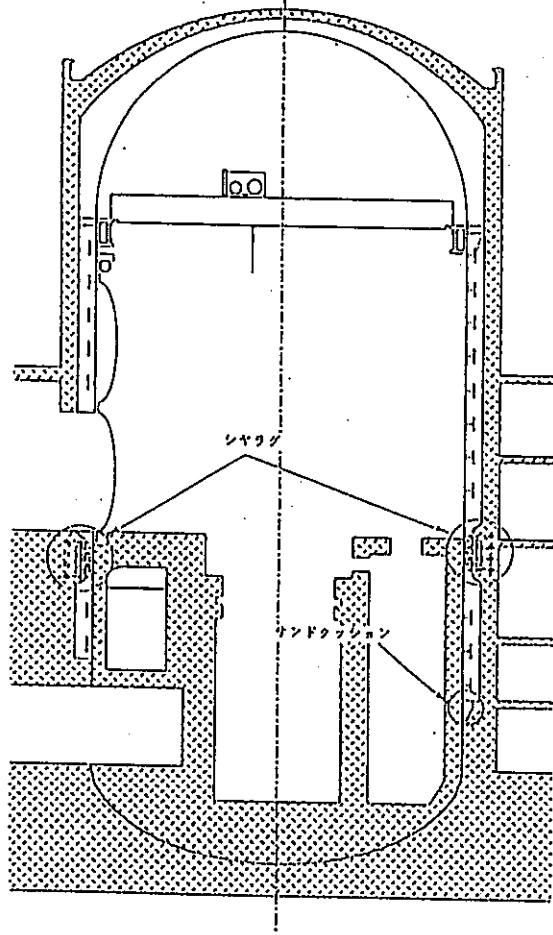
表11.2.2 もんじゅ電気貫通ペネの内訳

	内訳	
動力用	高圧動力用(常用系) 3 低圧動力用 (非常系Aトレン) 11 (非常系Bトレン) 5 (非常系Cトレン) 5 (常用系) 25	合計 49
制御用	非常系Aトレン 8 非常系Bトレン 6 非常系Cトレン 4 常用系 13	合計 31
計装用	非常系チャンネルⅠ 12 非常系チャンネルⅡ 10 非常系チャンネルⅢ 11 (常用系) 28	合計 61
	電気ペネ本数	141

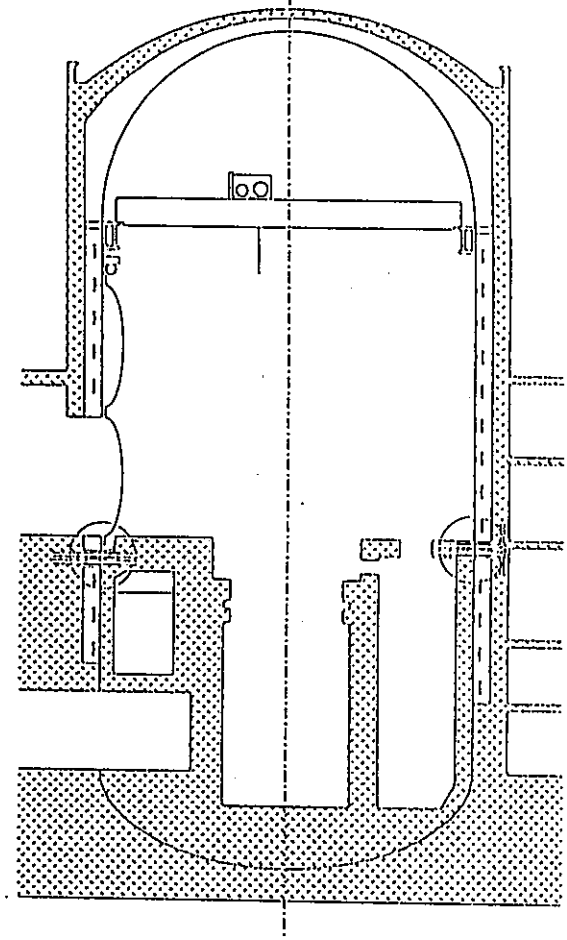
- 790 -



案1 埋込み型



案2 シアキイ型



案3 RCCV型

図11.2.1 一体化方式の概要

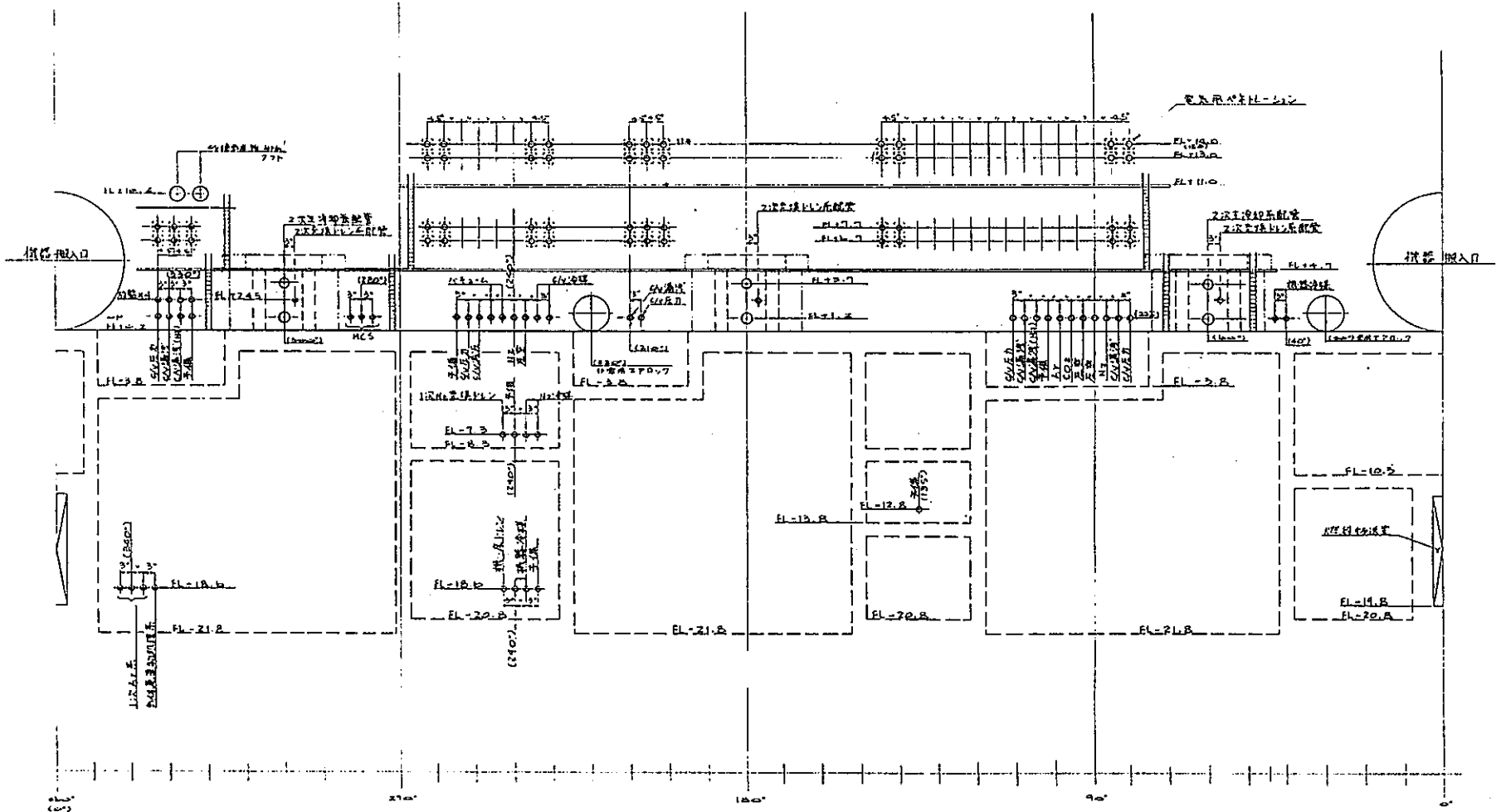
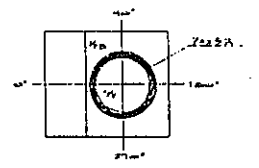


図11.2.2 格納容器貫通の配置

IV. 安全設計方針及び安全評価

安全確保の目標は、基本的に軽水炉の目標と同等とする。すなわち現行の決定論的手法に基づき、以下の目標を達成するものとする。

- (1) 通常運転時においては、発電所から放出される放射性廃棄物による発電所周辺における一般公衆に対する被曝線量を、合理的に達成できる限り低くするという考え方に基づき設計を行う。この際、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」に定める線量目標値を参考とする。
- (2) 各種事故時においては、「高速増殖炉の安全性の評価の考え方・別紙」に定める判断基準(周辺公衆に対し著しい放射線被曝のリスクを与えない。)を越える放射線被曝を与えないようにする。
- (3) 各種事故を超える発生頻度の領域に被曝線量のクリフエッジがないように設計する。
- (4) 立地評価に当たっては、「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」及び「プルトニウムを燃料とする原子炉の立地評価上必要なプルトニウムに関するめやす線量について」に定める線量を越えないように、安全防护施設との関連において、十分公衆からの離隔を確保するものとする。

1. 安全設計の基本方針

前述の安全確保の目標を受けて、安全設計の基本方針は以下の通りである。

- (1) 通常運転時に、発電所周辺の一般公衆及び発電所従業員の放射線被曝が、法に定められている許容基準以下となるようにする。被曝線量として50 μ Sv/年以下を目標とする。
- (2) 原子炉施設は、放射性物質放散防止のための多重障壁を設ける。周辺公衆の最終的障壁として原子炉格納施設を設置する。
- (3) 深層防護による安全確保を図る深層防護の基本的な考え方は軽水炉等と同様とし、次の3つのレベルにわたって安全設計を行うものとする。各レベルにおける安全設計にあっては高速炉の安全上の特徴を十分反映させるものとする。
[第1レベル] 異常が発生しないように、高品質・高信頼度の設計・製作等を行う。
Preventionに最大限配慮した設計とする。
[第2レベル] 異常が発生しても、それが進展して事故になることを防止するために、適切な異常検出系及び高信頼度で作動する安全保護設備を設ける。
[第3レベル] たとえ事故が発生しても、周辺の公衆に著しい放射線被曝のリスクを与えないために、放射性物質の漏洩を適切に抑制することができる安全防護設備を設ける。
- (4) 原子炉が設置される場所の地震、気象、水理等の自然現象、及び火災、爆発等の人為事象によって、原子炉施設の安全性が損なわれないように設計する。

1.1 放射性物質の放出低減

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化において燃料の破損を防止し、1次冷却材及び原子炉カバーガス中の放射性物質の濃度を抑制し、発電所周辺への放射性物質の放出を合理的に達成できる限り低減する。

1次ナトリウム純化系、廃ガス減衰タンクを設け、1次冷却材の純度を高く保ち、放射性物質の濃度を低減する。燃料のランダム破損率は設計上0.1%とし(単純なピン本数で、 $246 \times 217 \times 0.001 = 53.4$)、アルゴンガス系は閉回路循環として、活性炭吸着塔を設ける。

原子炉施設の運転に伴い発生する放射性廃棄物は、放射性廃棄物処理設備を設けて、適切な処理及び管理を行うことにより、周辺環境に対する放出放射性物質濃度及び量を低減する。

1.2 放射性物質放散防止の多重障壁

燃料物質及び燃料内で生成した核分裂生成物の発電所周辺への放散は、次の多重障壁によって防止する。

(1) 燃料ペレット

燃料ペレットはそれ自体核分裂生成物を保持する能力を有している。燃焼が進むにつれ保持する能力が低下するが、適切に見込む。

(2) 燃料被覆管

燃料ペレットから放出された核分裂生成物は、燃料被覆管により密封する。燃料被覆管は、ランダムなピンホール状の破損を除き、運転時の異常な過渡変化まで含めて破損しないよう設計する。

(3) 冷却材ナトリウム

燃料被覆管が損傷しても、漏洩した核分裂生成物は冷却材ナトリウムに保持される。ただし、希ガスについては保持機能は小さいので期待しない。

(4) 原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガスバウンダリ

燃料被覆管が損傷して放出された放射性物質は、(3)の冷却材ナトリウムとともに原子炉冷却材バウンダリ内に保持され、カバーガスに移行した放射性物質は原子炉カバーガスバウンダリに保持される。原子炉カバーガスバウンダリは、加圧されたアルゴンガスを収納するため気密性を有する。

(5) ガードベッセルもしくは1次冷却系室

原子炉冷却材バウンダリの破損により漏洩する1次冷却材及び放射性物質はガードベッセルないしは1次冷却系室により保持する。漏洩する1次冷却材は

基本的にガードベッセルで保持する。1次冷却系室は、窒素ガスを封入して不活性化するため鋼製ライナ等で気密化する。

(6) 原子炉格納施設

原子炉冷却材バウンダリ等の破損により放射性物質が放散される場合に備えて、原子炉格納施設を設ける。原子炉格納施設バウンダリの外側で格納施設の貫通部が存在する区域にはコンファインメント区域を設け二重格納施設を形成する。燃料移送室アクセス孔はドアバルブで密閉される。ドアバルブは内圧がかかると密閉度が増す。またドアバルブを通して漏洩した放射性物質は、気密性のある燃料移送室で保持される。

1.3 原子炉固有の特性

- (1) 燃料にプルトニウムを使用する事、燃焼度が高い事、燃料要素の径が細く、配列が稠密で出力密度が高い事が特徴であるが適切な炉心設計と燃料設計を行うことによって安全性は確保される。燃料被覆管は高温強度に優れ混合酸化物燃料との共存性も良い。燃料は一般に高燃焼度、高フルエンス、及び高温ナトリウム中での使用となるため熱クリープ、照射クリープ、スエリング等を十分考慮した設計が要求される。燃料の圧力条件として低外圧、高内圧が特色である。燃料はドップラ効果及び膨張による負の反応度係数を持つ。これらの特性により全ての運転範囲で固有の負の反応度フィードバック特性を有する設計とする。

炉心の中性子束分布、出力分布の空間的、時間的変動が少なく炉心特性は安定している。燃焼に伴う反応度減少は少なく、炉心の余剰反応度が低い。炉心体系が最大の反応度を与える体系でないことから、燃料が変形したり、ナトリウムボイドが発生した場合、正の反応度挿入になる可能性があるが、かかる異常及び事故の発生を防止するとともに高信頼度の原子炉停止系を設置する事で設計上の対応を行う。

- (2) 冷却材であるナトリウムは高熱伝導度、圧力変動に対して安定な性質を持ち伝熱媒体として優れており燃料除熱能力上の安全裕度は大きい。所定の純度管理のもとで構造材との共存性も良い。ナトリウムの沸点が高く低圧で使用され

るため、通常单相流運転ができ、冷却材バウンダリーの損傷時にも減圧沸騰がなく、1次系の冷却材液位確保の信頼性は高い。核分裂生成物及び放射性腐食生成物の保持能力が大きく、放射性物質の放出に対する障壁としての機能が期待出来る。ナトリウムは化学的に活性であり放射化するものでそれに対応した設計が必要である。

通常運転時の原子炉出入口温度差が大きく、冷却材であるNaは密度の温度依存性が大いなので自然循環力による崩壊熱除去が期待出来る。冷却材バウンダリーの信頼性が高く、液位確保系の設置とあいまって炉心が露出しないNaレベルが確保されるため、冷却材の沸騰が生じにくいこととあわせて高い信頼度で必要な冷却能力が確保される。

- (3) 冷却材バウンダリーの構造材であるオーステナイト系ステンレス鋼はNaとの共存性が良く、応力腐食割れの考慮は不要である。また、延性に富み低圧、高温での使用となるため、ぜい性破壊は起こらずLBBの成立が期待できる。一方、材料のクリープ特性を考慮した構造設計が必要である。熱膨張率が大きく、Naの熱容量が小さいので構造材料の温度変化及び変化率も大きいことから過渡変化時の熱応力が大きい。
- (4) 機器・配管が相対的に薄肉構造となるので、耐熱応力設計との調和を図りつつ耐震性を確保することが重要となる。その際、地震荷重による座屈に対する評価、スロッシングを含む流体と構造物の動的相互作用の考慮等が必要となり、設計上、床応答の低減に対する要求も大きい。また、地震時の制御棒挿入性を確保し、地震動(上下動)による制御棒の変位を抑制する。
- (5) 蒸気発生器においては化学的に活性であるNaと水との間で熱交換が行われるため水リークの防止とその影響の拡大を軽減する設計が必要である。蒸気発生器水リーク事故の炉心への影響を抑制する等のために、中間熱輸送系を設置する。中間熱輸送系の設置のため、水・蒸気系の異常が炉心に影響する際の時間遅れが大きい。

1.4 電源喪失に対する設計上の考慮

電源設備は高度の信頼性を有するものを複数設け、それらが同時に機能を喪失することのない設計とする。

原子炉施設は短時間(約30分間)の全動力電源喪失に対して、原子炉を安全に停止、かつ停止後の冷却を確保できる設計とする。

(1) 所内動力電源

発電所の所内動力電源として、外部電源系と非常用所内電源系を設ける。外部電源系は特別高圧送電線2回線を設け、非常用所内電源系としてディーゼル発電設備3系統を設ける。

(2) 安全保護系の電源

安全保護系は、蓄電池3組を電源とするとともに、原子炉停止系の制御棒は、外部電源系から動力をとって電源喪失に対してフェイルセーフとすることにより、外部電源喪失時にも確実に原子炉を停止できるようにする。

(3) 自然循環能力

万一、全動力電源が喪失しても1次主冷却系、2次主冷却系及び補助冷却設備の自然循環能力により、炉心の崩壊熱及び他の残留熱を除去できるよう設計する。この場合動力電源喪失時間2時間以上停止後の冷却を確保できることを目標にする。

1.5 物理的分離

工学的安全施設、安全保護系等の安全機能を有する系統で、多重性、独立性のある系統は必要に応じて各系統それぞれ互いに機器、配管、ケーブル等を十分な距離をとって分離配置するかまたは障壁を設ける等によって、万一、一方の系統が火災、機器・配管等の破損等により、機能を喪失しても他の系統にその影響が波及して、安全機能が喪失しないように設計する。

2. 安全評価の方針

2.1 基本の方針

(1) 安全評価の方法

安全評価の方法は、軽水炉のそれと同一、すなわち原則として「決定論的評価方法、単一故障基準」を適用する。このため設計基準事象として、運転時の異常な過渡変化および事故について評価する。単一故障基準は事故について適用する。

設計基準外事象について、代表的な事象シナリオを評価する。このシナリオは原則として最も確からしいものを想定する。

立地評価については、現行の「原子炉立地評価指針」に従い、「重大事故、仮想事故」の考え方を適用する。

(2) 設計基準事象

設計基準事象(DBE)の検討に当たっては、系統及び機器の信頼性を高める設計対応により、重大な炉心損傷に至る事故事象の発生頻度を極力低減(めやすとしてはその総和を 10^{-6} /炉年以下に)するものとし、このような設計の妥当性を評価する観点を含めて、適切なDBEを選定するものとする。

設計基準事象として、「運転時の異常な過渡変化」及び「事故」について評価する。

(3) 設計基準外事象

設計基準事象よりも発生頻度が低い事象についても、それにより周辺の公衆に対する放射線被曝のリスクが著しく増大することがないことを確認するために、FBR炉心の特徴を考慮した代表的な事象について安全裕度を評価する。

(4) 判断基準

基本設計及び基本的設計方針の妥当性を評価する安全審査段階にあっては、安全性の判断基準は原型炉及び軽水炉と同様の枠組と考え、具体的には運転時の異常な過渡変化時及び事故時に対して規定する。設計基準外事象についても周辺公衆の放射線被曝線量について基準を設定する。

(5) 重大事故及び仮想事故重大事故は上記(2)の考え方によるDBEの中から、放射性物質放出の拡大の可能性のある事故を取り上げ、技術的に最大と考えられる放射性物質の放出量を想定する。仮想事故は、重大事故として取り上げられた事故について、より多くの放射性物質の放出を仮想する。仮想事故については設計基準外事象の結果について配慮する。

2.2 設計基準事象の選定

事象分類としては、大枠設計基準事象(DBE)及び設計基準外事象(BDBE)とし、設計基準事象はさらに運転時の異常な過渡変化と事故に分類する。

DBEの事象分類設定については、軽水炉「安全評価審査指針」でいう「安全設計評価」の考え方を参考にして検討した。また、BDBEの評価はDBEとは異なる手法を採るので、BDBEの評価を設定することによるDBE設定への影響はないことが原則である。(例えば、BDBEで評価するのでDBEにおける包絡性は問わないという考え方は採らない。)

原子炉施設の安全性を評価する場合、原則として設置許可申請書添付書類十「原子炉の操作上の過失、機械又は装置の故障、地震、火災等があった場合に発生すると想定される原子炉の事故の種類、程度、影響等に関する説明書」のタイトルのように広範な事象を対象にしなければならないが、自然現象、外部人為事象については、それらに対する設計上の考慮の妥当性が設計指針に基づき審査されるものとし、安全設計評価の対象としない。ただし、内部事象の想定で包絡されない場合はこの限りでない。

内部事象はおおむね「重要度分類方針」にいう異常発生防止系PSに属する系統、機器等の故障、破損、運転員の誤操作等によるものである。これらのうちから原子炉施設の安全設計とその評価に当たって抽出される事象が設計基準事象(DBE)である。また、DBEとこれに関連する主として異常影響緩和系(MS)に属する系統、機器等の動作の状況、電源の状況等を組合せたものが「評価すべき事象」である。評価すべき事象については、事象の発生頻度に対する不確かさ、包絡性・代表性等について適切に考慮する必要がある。

(1) 運転時の異常な過渡変化

原子炉の運転中において、原子炉施設の寿命期間中に予想される機器の単一故障若しくは誤動作又は運転員の単一誤操作、及びこれらと類似の頻度で発生すると予想される外乱によって生ずる異常な状態に至る事象を対象とする。事象が発生した場合における安全保護系、原子炉停止系等の設計の妥当性を確認するという観点から選定する。

- ① 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化
- ② 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化
- ③ ナトリウムの化学反応
- ④ その他原子炉施設の設計により必要と認められる事象

(2) 事故

「運転時の異常な過渡変化」を超える異常な状態であって発生する頻度はまれであるが、発生した場合は原子炉施設からの放射性物質の放出の可能性がある、原子炉施設の安全性を評価する観点から想定する必要がある事象を対象とする。

事象が発生した場合における工学的安全施設等の設計の妥当性を確認するという観点から選定する。

- ① 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化
- ② 炉心冷却状態の著しい変化
- ③ 環境への放射性物質の異常な放出
- ④ 原子炉格納施設内圧力、雰囲気等の異常な変化
- ⑤ ナトリウムの化学反応
- ⑥ 原子炉カバーガス系に関する事故
- ⑦ その他原子炉施設の設計により必要と認められる事象

2.3 設計基準事象評価の判断基準

2.3.1 事象の特徴と判断基準

上述の評価すべき事象を解析した結果を判断するための基準が必要である。判断基準の考え方は、運転時の異常な過渡変化については、「想定された事象が生じた場合、炉心は損傷に至ることなく、かつ、原子炉施設は通常運転に復帰できる状態で事象が収束される設計であること」であり、事故については、「想定された事象が生じた場合、炉心の溶融あるいは著しい損傷のおそれがなく、かつ、事象の過程において他の異常状態の原因となるような2次的損傷が生じなく、さらに放射性物質の放散に対する障壁の設計が妥当であること」である。

運転時の異常な過渡変化及び事故の事象分類から、炉心に関しては、基本的に、反応度又は出力の変化と冷却状態の変化とに分けられる。これらの事象のうち結果が厳しくなると考えられるのは、前者においては過出力型事象、後者においては流量減少型事象である。

① 過出力型事象(TOP事象)

出力が増大しはじめ、安全保護系で検出されると同時にスクラムかつ流量コストダウンが生じる事象である。一般的には反応度挿入に伴い出力が上昇し燃料温度が上昇する。異常検出後にスクラム及びポンプコストダウンがほぼ同時に生じ、その際の出力/冷却ミスマッチにより若干の温度上昇が生じる可能性がある。その後冷却材エンタルピ上昇による吸熱(低流量)、崩壊熱除去系の作動に対応して2次的ピークが生じる。炉心のピーク温度は、投入反応度、安全保護系の検出に要する時間により決まる。

② 流量減少型事象(LOF事象)

炉心流量の低下が発生し、安全保護系による検出の後スクラムされ出力が低下する事象である。過渡変化初期にスクラム遅れによる出力/冷却ミスマッチのため被覆管温度が上昇し、その後ポンプコストダウンの間はその特性に従い炉心温度が推移する。この過程で炉心温度(被覆管温度及び冷却材温度)が上昇することが予想されるが、冷却材エンタルピ上昇による吸熱、崩壊熱除去運転への移行に伴い、炉心温度は低下していく。

2次系もしくは水・蒸気系に異常が発生し、2次系又は1次系に現れる異常を検出してスクラムする事象においては、炉心出力は変わらないので燃料最高温度はほぼ定格値以下である。異常検出後にスクラム及びポンプコーストダウンがほぼ同時に発生し、その際の出力/冷却ミスマッチにより若干の温度上昇が生じる可能性がある。その後冷却材エンタルピ上昇による吸熱、崩壊熱除去系の作動に対応して流量減少型事象と類似の過渡変化となる。

2.3.2 運転時の異常な過渡変化の判断基準

§2.3.1の事象の特徴をを踏まえて炉心に係る異常な過渡変化時の挙動をを図2.3.1に示す。

(1) 運転時の異常な過渡変化時の判断基準

運転時の異常な過渡変化の確認のための判断の基準として、

- ① 燃料は溶融しないこと。
- ② 燃料被覆管は機械的に破損しないこと。
- ③ 原子炉冷却材は沸騰しないこと。
- ④ 原子炉冷却材バウンダリの温度は適切な値以下であること。

をおく。過出力型事象には、①③④を、流量減少型事象には、②③④が主に適用される。

①は燃料の溶融による被覆管の機械的破損の防止を目的としている。照射燃料過出力試験から燃料が部分的に溶融しても被覆管破損に至らないことが確認されれば、格段の修復なしに通常運転に復帰できることを保守的に考えて、燃料が溶融しないことを判断基準にするものである。

②はプレナムガスの内圧およびペレット膨脹による燃料被覆管の機械的破損の防止を目的としている。燃料被覆管の破損温度は内圧及び温度上昇率に依存する。温度上昇率が大きい場合は、照射済み燃料被覆管の炉外急速加熱試験の結果と、燃料要素の燃焼末期内圧条件とから破損限界温度を定めることができ、通常運転復帰の余裕等のみを基準とする。太径燃料要素を使用する炉心では、熱的時定数(燃料要素から冷却材へ熱が伝わるのに要する時間のめやす)が

大きいので、流量コストダウンの途中で熱が冷却材に移行し、コストダウンの末期まで冷却材温度及び被覆管温度が比較的ゆっくり上昇しつづける場合も考えられる。さらに温度上昇率が小さく、かつ整定するような事象においては温度上昇幅は小さく、短期間のうちに燃料被覆管が破損に至ることはない。照射の進んでいない燃料については、内圧が低いために破損温度が冷却材ナトリウムの沸点を超えるため、基準③が制限条件となる。④に関する基準の具体化については次節で述べる。

③は冷却材の沸騰による反応度挿入及び燃料被覆管の焼損の防止を目的としている。液体ナトリウムの飽和温度は圧力依存である。保守性の度合いを考慮して炉心の正圧下における飽和温度を採る。

④は原子炉冷却材バウンダリの材料がステンレス鋼であることを前提として、最高温度で判断しようとするものである。原子炉冷却材バウンダリの十分に安定した材質を確保するための温度、及び、基本的に熱荷重を十分低い水準にとどめるために、通常運転時におけるバウンダリの温度に対して、異常な過渡変化時のそれを一定比率限度に制限すること等が考えられる。熱荷重については、高温となる原子炉容器出口冷却材に接する部分及び比較的低温である中間熱交換器出口冷却材に接する部分の双方についての検討が必要である。

2.3.3 燃料被覆管は機械的に破損しないこと具体化

「機械的に破損しないこと」の要求事項は、軽水炉では機械的な負荷によって貫通性損傷が系統的に生じないこととされている。この要求事項は高速増殖炉においても変わらない。

被覆管に貫通性損傷を発生させる可能性がある損傷モードとして、LOF型事象における内圧破損とTOP型事象におけるPCMI破損モードがある。

LOF型事象下では流量低下に伴う被覆管温度上昇が生じる。この場合ペレット熱膨張歪よりも被覆管熱膨張歪のほうが大きいのでPCMIは定格運転時より大きくなることはない。燃料被覆管温度が最大になる点はアクティブコアの上端であるが、定格運転時には炉心上端でのPCMIの発生はない。ただしこの点は設計に応

じて常に確認が必要である。また、その他の応力の顕著な増加要因がない。したがって、燃料被覆管温度上昇に伴うガス内圧破損が、主たる破損モードである。

TOP型事象では、冷却側の条件は変化せず、燃料温度が上昇し、PCMI破損の可能性が考えられるが、この破損モードについては、燃料溶融防止により押さえられる。

さらに運転時の異常な過渡変化時の判断基準とする場合に、通常運転時の評価条件、評価結果への影響を許容範囲内に抑えるということを考慮した。これは通常運転に復帰できる状態で事象が収束されること、という要求を厳しくとらえたものである。このため、過渡変化時の減肉増加等による応力増加制限、過渡変化時の変形に伴う冷却能力低下等による温度上昇制限、過渡変化を被ることによる材料強度低下制限、寿命分数和(定格運転時+過渡変化時)について考慮した。

基準の姿として、基本設計段階の評価として代表事象毎に容易に判断できることが、設計者、規制、公衆にとって望ましいと考えられる。

以上の検討から、燃料被覆管は機械的に破損しないことの具体的判断基準として、燃料被覆管最高温度制限をとることとする。

出力急昇試験のデータベースを図2.3.2に示す。このデータベースは改良SUS材のもので、設計で使用されている被覆管材料PNC1520材のものではないが、PNC1520の破断温度は改良SUS材よりもさらに高くなることが予想される。燃焼末期でのフープ応力が 10kg/mm^2 よりも少し大きくなること等から余裕を見込み、判断基準を 860°C とする。

2.3.4 事故の判断基準

事故の判断基準として次の項目が考えられる。

- 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。

ここで「十分な冷却が可能」であるために、炉心の形状が、炉心からの除熱を定量的あるいは少なくとも半定量的に予測できるようなものであること、すなわち「冷却可能形状」が維持されることを示す必要がある。

- ② 原子炉冷却材バウンダリの温度は適切な値以下であること。

- ③ 原子炉格納施設の漏洩率は設計漏洩率以下に維持されること。

④ 周辺の公衆に対し、著しい放射線被曝のリスクを与えないこと。

周辺公衆の実効線量当量の評価値が発生事故当たり5mSvを超えなければ、「リスク」は小さいと判断されている。また、発生頻度が極めて小さい事故に対しては、実効線量当量の評価値が5mSvをある程度超えてもその「リスク」は小さいと判断される。

炉心に関して、炉心の著しい損傷の防止と十分な冷却が可能性を頂点としたサクセスパスを展開し、必要な防止モードおよび判断基準構成要因を抽出したものを図2.3.3に示す。また、LOF型事象、TOP型事象、いわゆる局所事故について、どの防止モードに抵触するか検討し、必要な判断基準の種類についてまとめたのが、表2.3.1である。ここでは許容される厳しさのレベルを発生頻度との関係でみて、運転時の異常な過渡変化の判断基準を超えてもよいと考えている。

バースト破損防止についてみると、出力急昇試験から燃料被覆管の破損は1000°Cを上回る。従って冷却材の沸騰を制限ないしは防止すればこの破損モードは防止できる。被覆管の溶融防止についても同様である。過出力型事象については、燃料が融点に達し一部溶融する場合は考えられ、流量減少型事象については、被覆管の機械的破損限界に達し一部破損する場合は考えられる。この場合においても、炉心の溶融あるいは著しい損傷のおそれがなく、かつ、事象の過程において他の異常状態の原因となるような2次的損傷が生じないようにできなければならない。冷却材の沸騰は新たな異常状態の原因となるおそれがあると考えられるので、沸騰を許す場合には十分な検討が必要である。

燃料被覆管の最高温度については、データベースを整理して得られる温度に余裕をみて運転時の異常な過渡変化の判断基準としたが、事故の判断基準としてはこの余裕を見込まないことが一法である。この場合においても冷却を阻害しないよう被覆管の歪量には注意する必要がある。

2.4 主要な解析条件

3. 4に記す解析では、主にLOF型事象の解析を行った。その際の解析条件は以下の通りである。また簡単にまとめたものを図2.4.1に示す。

(1) 初期定常運転条件

① 原子炉熱出力

設計定格熱出力(1600MW)に2%のカロリメトリック誤差を考慮して1632MWとする。

② 炉心燃焼状態

線出力が最大となる平衡サイクル初期とする。内圧が最高になる平衡サイクル末期では、線出力が低下するため被覆管温度も低下する。

② 冷却材温度 誤差±2.5°Cを考慮

1次系ホットレグ温度 : 532.5°C(805.65K)

1次系コールドレグ温度 : 382.5°C(655.65K)

2次系ホットレグ温度 : 507.5°C(780.65K)

2次系コールドレグ温度 : 327.5°C(600.65K)

③ ホットテストチャンネル

燃料ペレット最高温度および燃料被覆管の最高温度が工学的安全係数を考慮した定格運転時の最高温度になるようにする。

最大線出力; 475.75W/cm

ピーキングファクター; 1.22

集合体出力; $475.75/1.22 \times 100(\text{cm}) \times 217 = 8.462(\text{MW})$

$8.462 \times 480/475.75 = 8.54\text{MW}$

集合体流量; 被覆管最高温度が定格時ノミナル620°Cになるのは約32.5kg/sであるが、22.26kg/sとして被覆管最高温度を680°Cとする。

ギャップコンダクタンス; 2800W/m²K(およそ500Btu/ft²h°F)

として燃料ペレット最高温度を約2400°Cとした。

④ 内側炉心平均チャンネル

出力	51.1%
流量	42.6%
ギャップコンダクタンス	4054.8W/m ² K

⑤ 外側炉心平均チャンネル

出力	48.4%
流量	51.6%
ギャップコンダクタンス	4054.8W/m ² K

⑥ 補助冷却系 待機運転

ナトリウム側：微少流量
 空気側：自然通風

⑦ カバーガス圧

1次系：1.9kg/cm²a
 2次系：2.0kg/cm²a

⑧ 原子炉容器出入口差圧

4.5kg/cm²(仮定)

⑨ 流量

1次系ループ流量 2857.5kg/s(炉心部流量30,861t/h)
 2次冷却系(1ループ当たり) 2366.3kg/s (IHX伝熱管本数4650本でバランス)

(2) 安全保護系の特性

原子炉トリップ信号発信時刻、応答時間についてはパラメータとして扱う。

(3) 原子炉停止系の特性

① 原子炉停止系のスクラム反応度

原子炉トリップ時挿入反応度は、主炉停止系の(出力補償+温度補償)反応度ノミナル値と炉停止余裕反応度にワンロッドスタックを考慮した値とする。

反応度挿入曲線は、全ストロークの85%挿入まで1.2秒(118cm/s²等加速度に相当)、85%以降12.5cm/s等速度で挿入する。

(4) 反応度係数

① ドップラ係数

LOF型事象では燃料温度は上昇せず、降下する時に正の反応度が投入される。とりあえず絶対値の小さい平衡炉心末期の最確値($E/C=1.15$)を使用する。

② 冷却材密度係数

絶対値の大きい平衡炉心末期の最確値($E/C=0.78$)を使用する。

(5) 崩壊熱

平衡炉心末期の値に不確かさを見込み、1.2倍の値を使用する。

崩壊熱の時間変化は以下の通り。

0秒	1.0
1秒後	0.9321
5秒後	0.8289
10秒後	0.7688
30秒後	0.6554
50秒後	0.6070
70秒後	0.5718
100秒後	0.5323
200秒後	0.4794
300秒後	0.4355
500秒後	0.3914
700秒後	0.3607
1000秒後	0.3317
2000秒後	0.2772
3000秒後	0.2463
5000秒後	0.2111
7000秒後	0.1848
10000秒後	0.1667
20000秒後	0.1320
30000秒後	0.1144
50000秒後	0.0968
70000秒後	0.0880
100000秒後	0.0792
10 ⁶ 秒後	0.0391

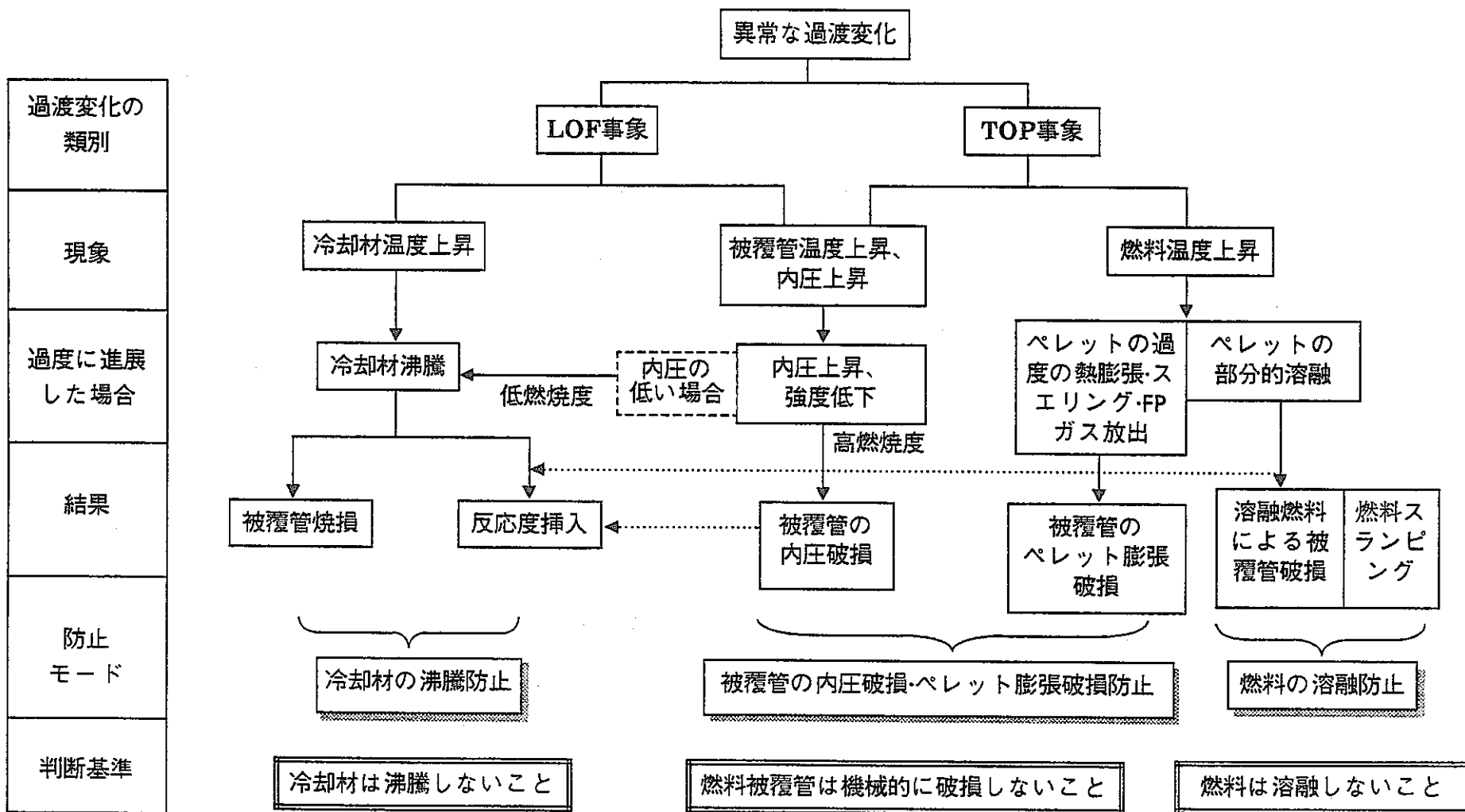


図2.3.1 炉心に係る異常な過渡変化時の挙動

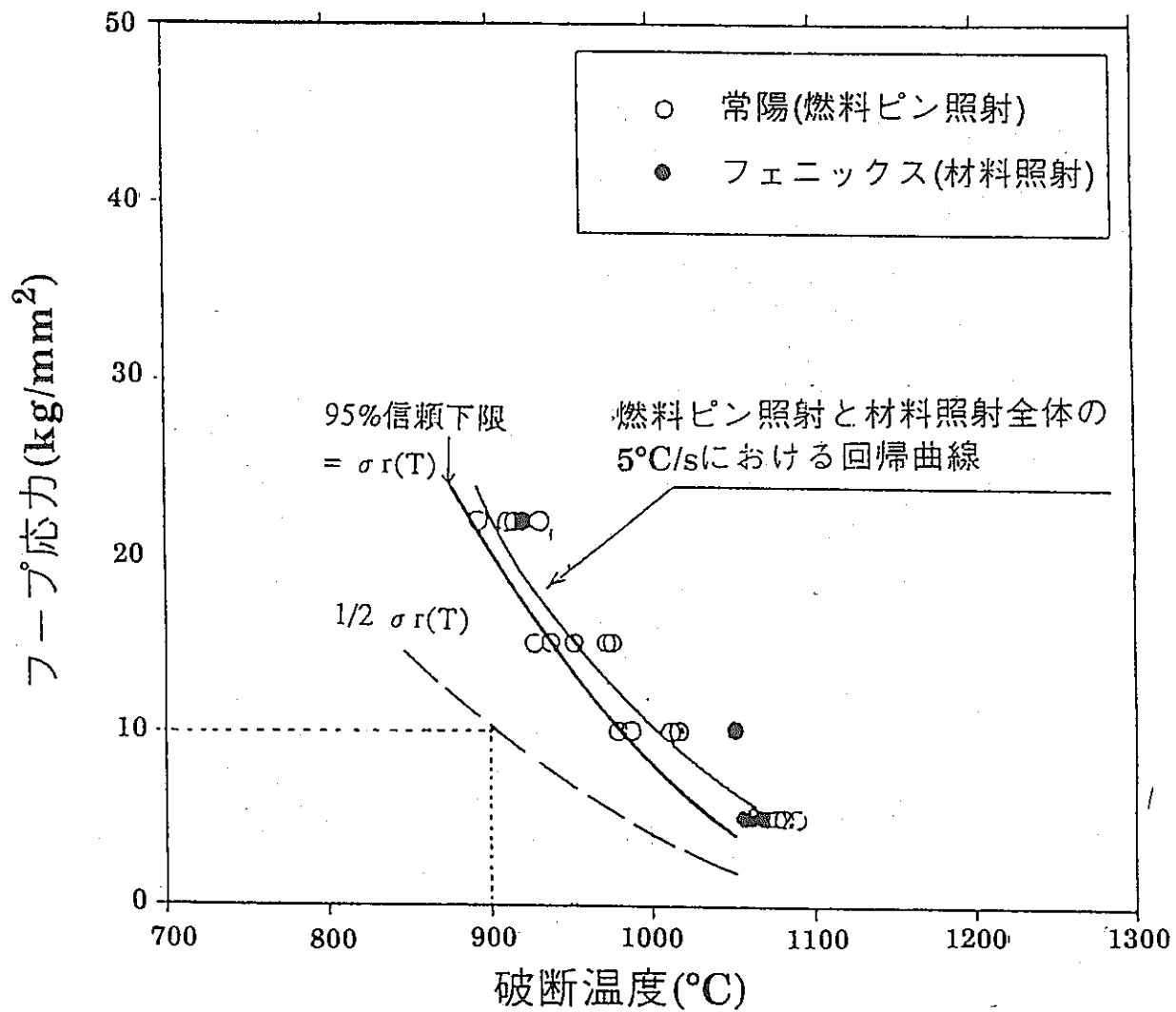


図2.3.2 過渡変化時の応力と破断温度との関係例

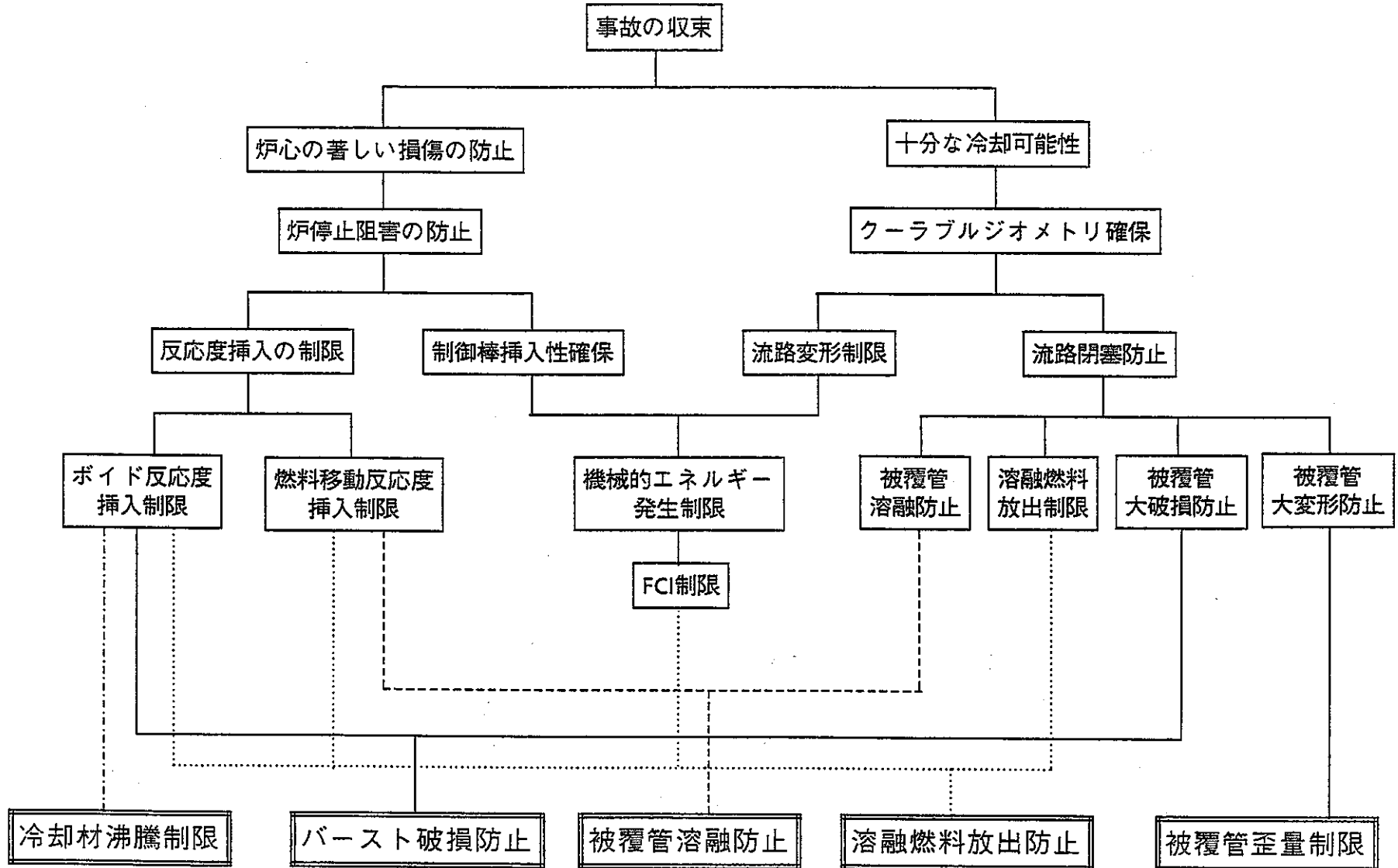


図2.3.3 事故時の判断基準構成要因

燃料初期条件

冷却系初期条件

ホットチャンネル

BOC

(崩壊熱についてはEOC)

最大線出力:480W/cm

被覆管肉厚中心最高温度:680°C

燃料最高温度:ホットスポット温度

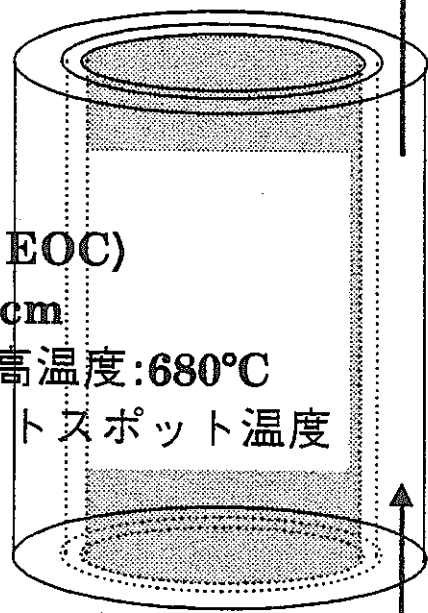
原子炉出口温度:532.5°C

原子炉熱出力:1632MW(102%)

冷却材流量(ループ当たり)

:1.028 × 10⁴t/h

冷却材入口温度:382.5°C



崩壊熱: 定常運転状態で6.53%発生しているとし、トリップ後は原子力学会推奨値に5%の不確かさを見込んだ値を使用する。

PNC TN9410 92-137

図2.4.1 LOF事象解析条件

3. 運転時の異常な過渡変化(LOF型)

流量減少型事象の代表として外部電源喪失事象を取上げ、SSC-Lを使用して解析した。

3.1 外部電源喪失事象の解析モデル

(1) 炉心部チャンネル

被覆管 hottest チャンネル、内側炉心平均チャンネル、外側炉心平均チャンネル及び制御棒チャンネル、遮蔽体チャンネルの5チャンネルとしているが、制御棒チャンネルと遮蔽体チャンネルはダミーであり、結果には影響させないようにした。

(2) 被覆管 hottest チャンネル

- ① 集合体出力: プラント寿命を通して最大の線出力ピンが217本集まって集合体を構成している。8.54MW。
- ② 集合体流量: 被覆管ホットスポット温度680°Cとなるように流量を絞り、22.26kg/sとする。

(3) 冷却系は2ループモデルとし、異常を考慮するループと健全ループとに分けた。

1次冷却系	ホットレグ配管	16m ^L	1.04m ^φ
	IHX伝熱管	5.6m ^L	1.97cm ^φ
	Xオーバレグ	15m ^L	0.74m ^φ
	コールドレグ配管(逆止弁まで)	14.1m ^L	0.74m ^φ
	コールドレグ配管(逆止弁より先)	19.2m ^L	0.74m ^φ
2次冷却系	IHX→ACSブランチ	161.8m ^L	0.54m ^φ
	ACSブランチ→SG	36.4m ^L	0.54m ^φ
	SG→ミキシングティ	3.85m ^L	0.54m ^φ
	ミキシングティ→ポンプ	19.9m ^L	0.54m ^φ
	ポンプ→IHX	154m ^L	0.54m ^φ
	ACSブランチ→ACS	35.7m ^L	0.31m ^φ
	ACS→ミキシングティ	34.4m ^L	0.31m ^φ

1次主冷却系の流量半減時間は5.0秒である。

(4) 補助冷却設備

補助冷却設備については、原子炉トリップ後60秒程度で作動させるものとするが、解析が過渡変化開始後60秒程度までしか行わないのでヒートシンクとしての影響は見えていない。

3.2 外部電源喪失事象の解析

(1) 事象シーケンス

外部電源喪失時のシーケンスを図3.2.1に示す。

i) 起因事象

所内常用電源が全て喪失し、1次系及び2次系の主循環ポンプが全数同時にトリップする。

ii) 原子炉スクラムは、常用母線電圧低信号によるが、コード上模擬できないので主炉停止系遮断器が開いた後制御棒挿入が開始される時刻を1.05秒とする。

iii) ディーゼル発電機が起動しポニーモータ引継時刻には非常用母線に給電している。

iv) 単一故障の仮定

運転時の異常な過渡変化においては単一故障を仮定しない。仮定する場合は、ディーゼル発電機一台の起動失敗又はポニーモータへの引継失敗、すなわち1次系及び2次系の1ループにおいてポニーモータ不作動とすることが考えられる。

(2) 解析結果

炉心出力の変化と炉心全体の流量の変化を図3.2.2に、燃料被覆管の最高温度の変化を図3.2.3に示す。被覆管温度は事象発生後2.25秒で722°Cとなる。被覆管温度が初期温度680°Cを超えている時間は、約9秒である。原型炉と比べると、原型炉で見られるようなオーバークーリングによる谷がない。冷却側の条件としてはより合理的になっている。過渡変化開始後8秒付近で温度のこぶができるが、これは炉心冷却材流量の変化を反映したもので、コード内のポ

ンブコーストダウン特性の切り替えによるものと考えられ、実際にはなめらかに推移すると思われる。外部電源喪失事象について、安全解析として保守的な解析条件を設定して解析したが、ドップラ係数、冷却材密度係数については設計ノミナル値を用いており、今後の詰めが必要である。運転時の異常な過渡変化時のLOF型事象として、本事象は最も厳しい事象の一つである。被覆管最高温度に着目した評価では、単一故障を重ねあわせても判断基準を満足する。

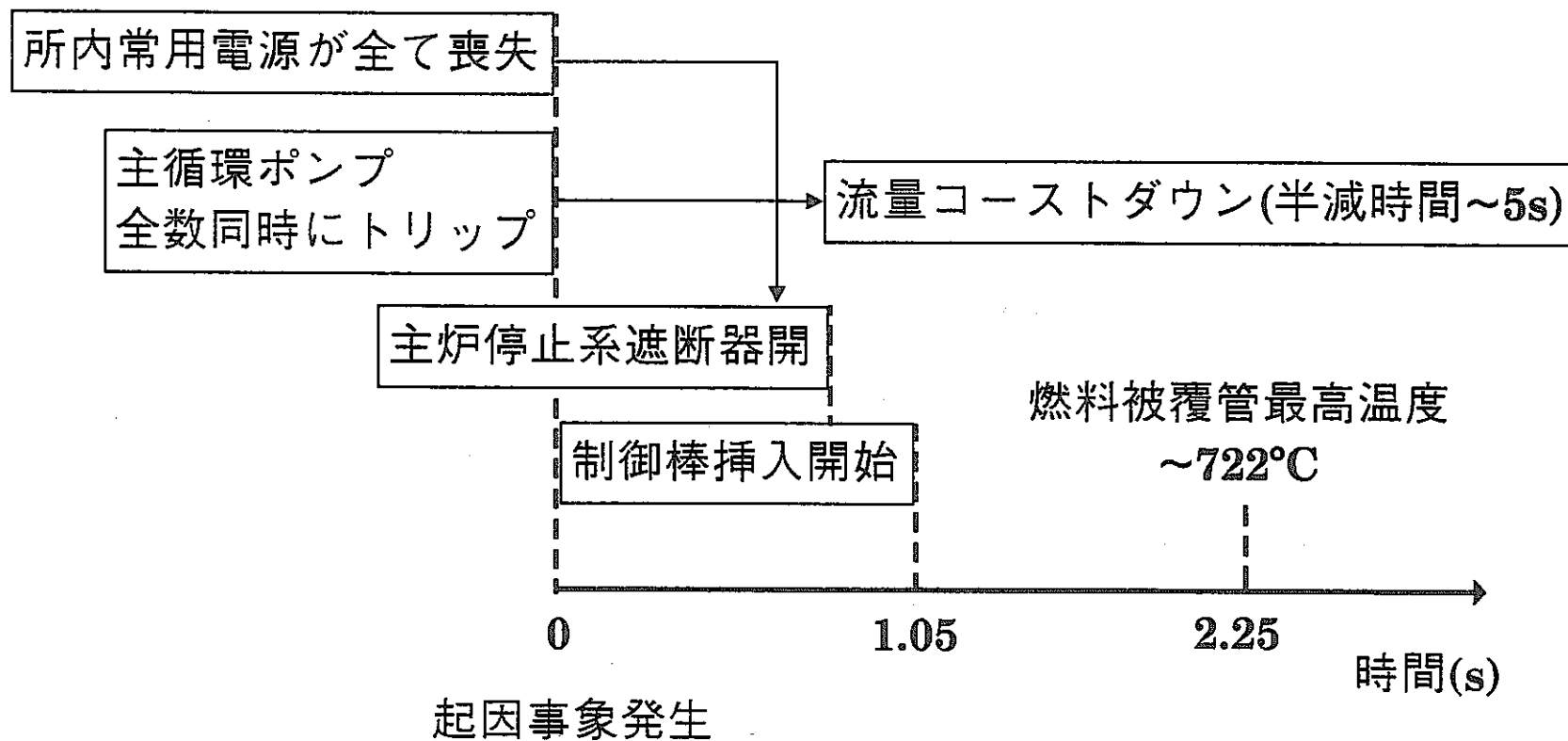


図3.2.1 外部電源喪失の事象シーケンス

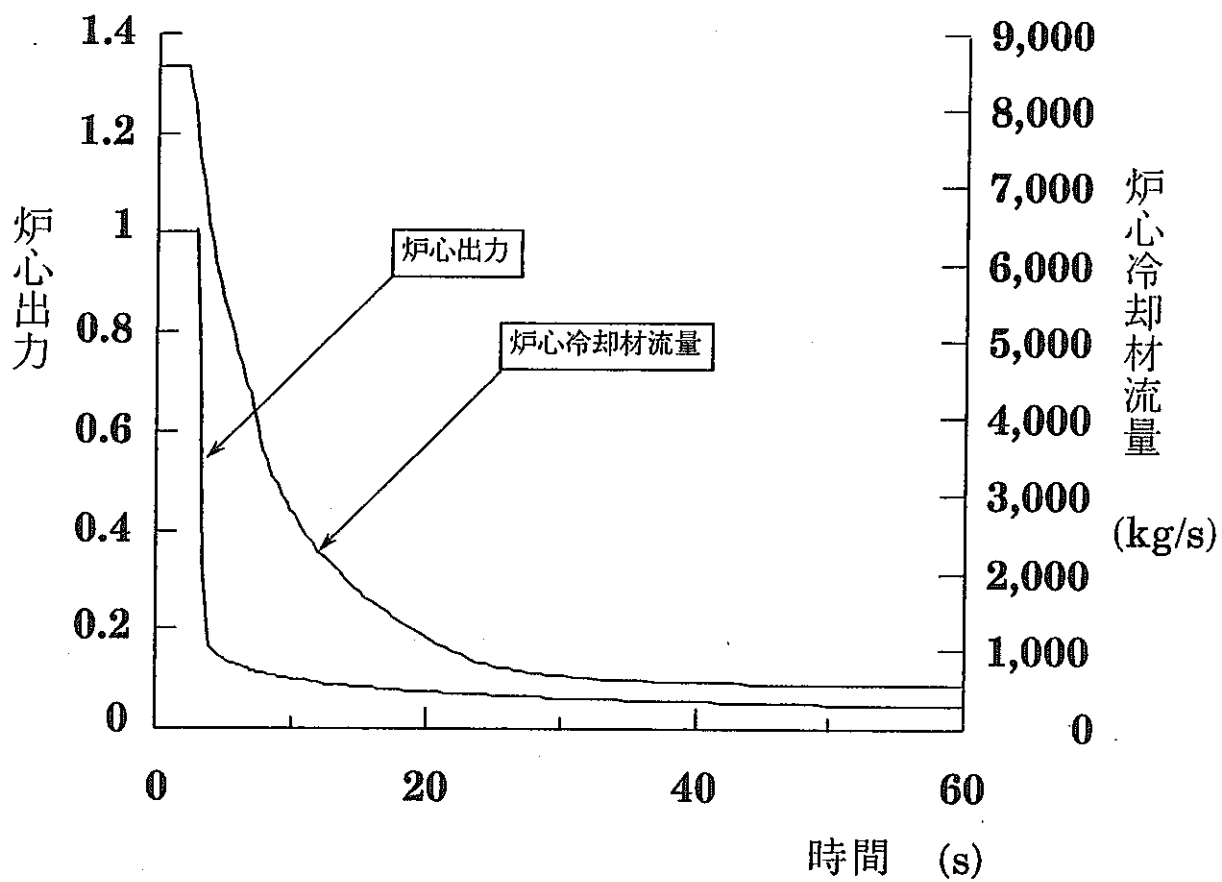


図3.2.2 外部電源喪失における炉心出力と炉心冷却材流量

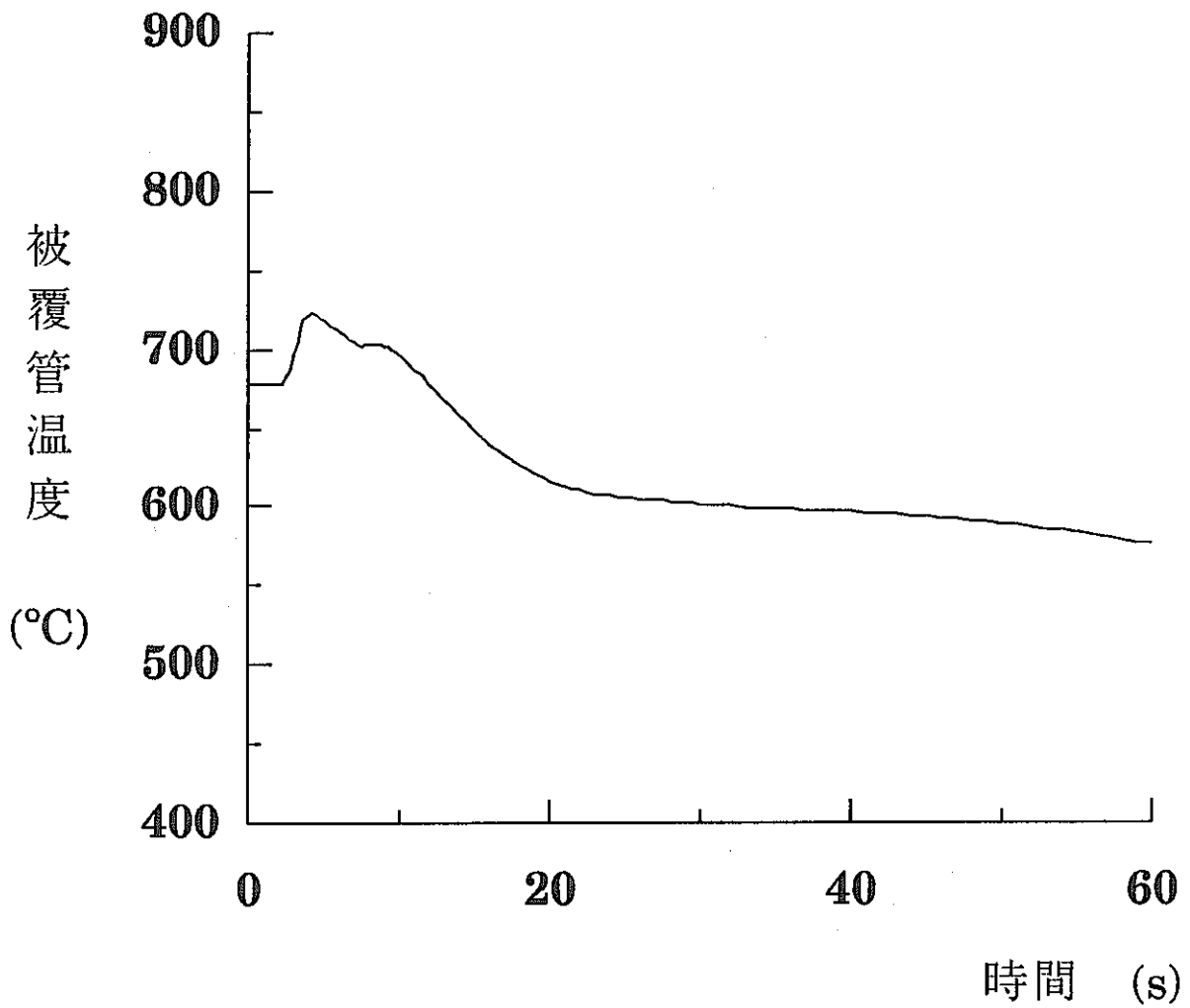


図3.2.3 外部電源喪失における燃料被覆管最高温度の変化

4. 事故

事故として、やはりLOF型事象である1次主循環ポンプ軸固着事象と原子炉容器内配管破損事象を取上げ解析した。

原子炉容器内配管破損は、発生頻度的には炉容器外配管破損と同様と考えられ、DBE(事故)として評価することとした。この場合冷却材流路構成部の破損であり、炉心冷却能力低下の観点で評価する。炉容器外配管の破損事象はDBEの1次冷却材漏洩事故として、破損想定規模にもよるが、炉心冷却の観点よりもむしろ放射性物質放出の観点から評価することになる(冷却材バウンダリの破損)。

4.1 1次主循環ポンプ軸固着事故の解析

主要な解析モデルは、外部電源喪失事象と同様である。

(1) 事象シーケンス

1次主循環ポンプ軸固着事故時のシーケンスを図4.1.1に示す。

i) 1次主循環ポンプ1台が軸固着する。

軸固着モデルはポンプ回転数 $\alpha 1 - (t/C_1)^{C_2}$ である。すなわち軸固着開始後時刻 C_1 秒で回転数がゼロになり、回転数低下の関数形をパラメータ C_2 で与える。レファレンスとして $C_1=0.2$ 秒、 $C_2=0.25$ とした。

ii) 原子炉スクラムは、ポンプ回転数低によるものとする。

原子炉スクラムに続いてポンプをトリップする。原子炉スクラムとポンプトリップの間に時間差を設ける設計ができるが、保守的に同時にトリップするものとする。

iii) 単一故障の仮定

固着ポンプの逆止弁1台不作動(ポニーモータ2台作動)を仮定する。2ループ強制循環モードである。原子炉スクラム後数秒の初期ピークはこの仮定が一番厳しい。

(2) 解析結果

炉心出力の変化と炉心全体の流量の変化を図4.1.2に、燃料被覆管の最高温度の変化を図4.1.3に示す。被覆管温度は事象発生後4.5秒で796°Cとなる。被覆管温度が初期温度680°Cを超えている時間は、約29秒である。

1次主循環ポンプ軸固着事故について、安全解析として保守的な解析条件を設定して解析したが、ドップラ係数、冷却材密度係数については設計ノミナル値を用いており、今後の詰めが必要である。事故時のLOF型事象として、本事象は最も厳しい事象の一つであり、設計のベースとなるものである。被覆管温度に着目した評価では、流量半減時間5秒で運転時の異常な過渡変化時の判断基準を満足しているが、高温にさらされる時間が長いので、事故の判断として運転時の異常な過渡変化時の判断基準を流用できるかどうか考慮しなければならない。

4.2 原子炉容器内配管破損事象

(1) 配管破損モデル

SSC-Lに組み込まれている配管破損モデルはconfind flow model と free jet modelである。前者は一般に冷却材流出流量が極めて大きく、かつ配管の外部に流出を抑制できるような構造が存在する場合に適用され、後者は流出量が小さくその構造が流出を制限する役割を果たさない場合か、流出を抑制する構造そのものがない場合に対して適用される。すなわち、初めに2次元自由流線解析によりfree jet流速を求め、質量、運動量、エネルギーの各保存則からfree jet断面積を求める。この求まった断面積が配管外部構造物、例えば、ガードパイプ等の断面積を超える時には、confind flow、そうでない時にはfree jetの各モデルにより破断点での圧力を求める。次に、その圧力を用いて破損部前後の配管の運動方程式を解くことにより、各配管の流量を求める。運動方程式は次式で示される。

$$\Sigma_1(L/A)dW_1/dt=P_1-P_B-\Delta P_1 \quad (4.2-1)$$

$$\Sigma_2(L/A)dW_2/dt=P_B-P_2-\Delta P_2 \quad (4.2-2)$$

ここで、

$\Sigma_1(L/A), \Sigma_2(L/A)$ 破損部前後の流体慣性 (1/m)

P_B, P_1, P_2 破損部、破損上流側配管入口、破損下流側パイプ出口
の各圧力(N/m²)

$\Delta P_1, \Delta P_2$ 破損部前後の配管の圧損(N/m²)

W_1, W_2 破損部前後の配管の流量(kg/sec)

本事象では、破断が原子炉上部プレナムで起こるので破断点の圧力算出に必要な配管外部圧、および上部プレナムでのエンタルピーの評価が必要となる。外部圧は冷却材の液位から静水圧として求まる。上部プレナムでのエンタルピーは次式により求まる。

$$M dE/dt = W_C(E_C - E) + W_B(E_B - E) \quad (4.2-3)$$

ここで、

M 上部プレナム冷却材質量(kg)

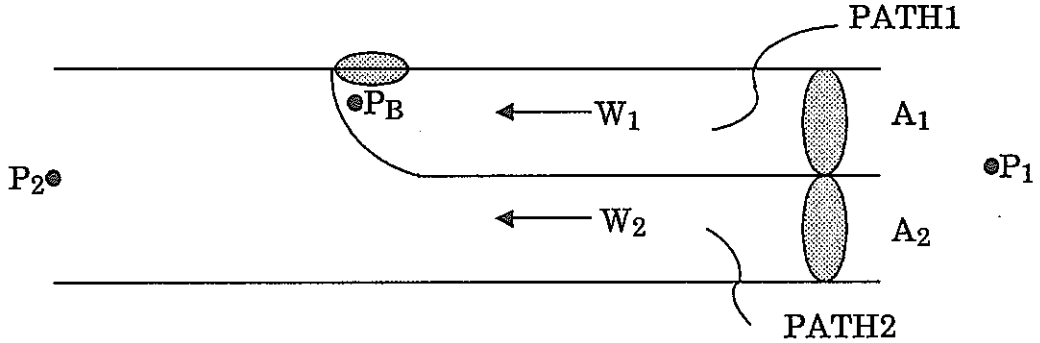
E, E_C, E_B 上部プレナム、炉心、破損配管でのエンタルピー
(J/kg)

W_C, W_B 炉心からの流量、破損部流出流量(kg/)

(1)、(2)、(3)式は他の1次系の熱流動を記述する微分方程式群と共に5次の予測子修正子法により解かれるが、破損口が小さい場合は(4.2-1)、(4.2-2)式に現れる P_B の変化が大きくなり、タイムステップが非常に小さくなってしまう。この問題を解決するために、既に改良されている小破損モデルを使用する。また、ホットレグ破断では破損部から流出するのではなく流入になるのでSSCに組み込まれている2次元自由流線解析のサブルーチンを使用するのが困難であった。そこでホットレグ破断に限ってオリフィスモデルを使用した。

(2) 小破損モデル

破損部圧力の評価については、オリジナルのモデルを使用し、運動方程式の PATH を下図のように変更した。



PATH1、PATH2の運動方程式は、

$$\Sigma_1(L/A_1)dW_1/dt = P_1 - P_B - \Delta P_1 \quad (4.2-4)$$

$$(\Sigma_1(L/A_2) + \Sigma_2(L/A))dW_2/dt = P_1 - P_2 - \Delta P_1 - \Delta P_2 \quad (4.2-5)$$

ここで、AはA₁とA₂の和で、Σ記号の下付き添字1は破損部上流側について、2は下流側について和をとることを意味している。

今、PATH1とPATH2の共存する区間では流速が等しいと仮定すれば、

$$W_1/\sigma A_1 = W_2/\sigma A_2$$

ここで、σは密度である。

故に、

$$\Sigma_1(L/A_1) = \Sigma_1(L/A) \times (W_1 + W_2)/W_1 \quad (4.2-6)$$

$$\Sigma_1(L/A_2) = \Sigma_2(L/A) \times (W_1 + W_2)/W_2 \quad (4.2-7)$$

(4.2-6)、(4.2-7)式を(4.2-4)、(4.2-5)式に代入して

$$dW_1/dt = (P_1 - P_B - \Delta P_1) / \{ \Sigma_1(L/A) \times W_1 / (W_1 + W_2) \} \quad (4.2-8)$$

$$dW_2/dt = (P_1 - P_2 - \Delta P_1 - \Delta P_2) / \{ \Sigma_1(L/A) \times (1 + W_1/W_2) + \Sigma_2(L/A) \} \quad (4.2-9)$$

(8)、(9)式にはA₁、A₂が現れないので旧モデルで算出した値が使用でき、W₁=0の時もdW₁/dt=0となり問題ない。実際のプログラミングは(4.2-8)式と(4.2-9)式を辺々加えた式と(4.2-9)式、すなわちW₁+W₂とW₂について解くようにしている。この理由は被積分関数の急激な変化を避けるためである。

(3) オリフィスモデル

ホットレグ破損モデルに限って、破損部での圧力を次式で評価した。

$$P_B = P_J - 0.5 \cdot C \cdot W_B^2 / \sigma A_B^2 \quad (4.2-10)$$

ここで、

P_B 、 P_J 破損部、配管外部の圧力(N/m²)

C オリフィス係数

W_B 破損流入流量(kg/sec)

σ 冷却材密度(kg/m³)

A_B 破損部面積(m²)

W_B は破損部からの流入流量で前タイムステップの値を使用した。またオリフィス係数 C は「もんじゅ」のデータでパラメータサーベイを行い、オリジナルモデルと破損部流量が一致するように決定した。(結果は $C=2.7$)

(4) 事象シーケンス

コールドレグ配管の原子炉容器内上部プレナムでの瞬時ギロチン破断について解析した。破断想定位置とシーケンスをそれぞれ図4.2.1及び図4.2.2に示す。

i) 原子炉容器内コールドレグ配管が瞬時ギロチン破断する。

ホットレグ配管の破損では、破損位置のプレナム側の圧力が入口側よりも高いため、破損部からの流入となる。

ii) 原子炉スクラムは、1次主冷却系流量高信号(定格流量×1.25)によるものとする。

iii) 単一故障の仮定

解析では単一故障を重ねていない。原子炉スクラム後の初期ピークについては単一故障を重ねても結果が厳しくなることはない。ただし、配管破断の位置によっては厳しくなる場合も考えられるので注意を要する。

(5) 解析結果

炉心出力の変化と炉心全体の流量の変化を図4.2.3に、燃料被覆管の最高温度の変化を図4.2.4に示す。炉心流量は破断直後にほぼ半分に低下しその後スクラムとともにコストダウンする。炉心流量の急減にともない出力は一時的に3%

程度上昇する。被覆管温度は事象発生後3.25秒で878°Cとなる。被覆管温度が初期温度680°Cを超えている時間は、約44秒である。運転時の異常な過渡変化で被覆管最高温度の基準を設定したときの余裕を取り除いた温度を制限値(約900°C)とすると、この制限値を満足するが、高温にさらされる時間がやや長いので注意が必要である。

コールドレグギロチン破断では、破断点の圧力が炉心入口の圧力より低く1次系破断ループの流量が増大し、1次系冷却材流量高により原子炉スクラム信号が発生した。ただし、破損規模が50%断面積以下になると設定した上限値まで達せず、信号発生には至らない場合が考えられる。「もんじゅ」の原子炉容器入口配管破損事象解析では、原子炉容器上部プレナム冷却材液位低により、どんな規模の破断でもスクラム信号が発生していたが、本事象では冷却材は原子炉容器上部プレナムに流出するので液位の変化はほとんど見られなかった。また原子炉容器出口温度高というスクラム信号も設定したが、漏洩した冷たい冷却材が上部プレナムで混合するため出口温度はむしろ低くなった。

上部流入方式を採用した本プラントを原型炉と比較すると、配管破損事故の炉心に対する影響は原型炉の場合と同じ傾向を示している。本検討は炉心設計ノミナルベースの解析であるが、被覆管最高温度は初期温度よりおよそ150°C上昇している。保守的な解析を行った場合、冷却材の沸騰温度に近くなることが推定されるため、注意深い解析が必要である。

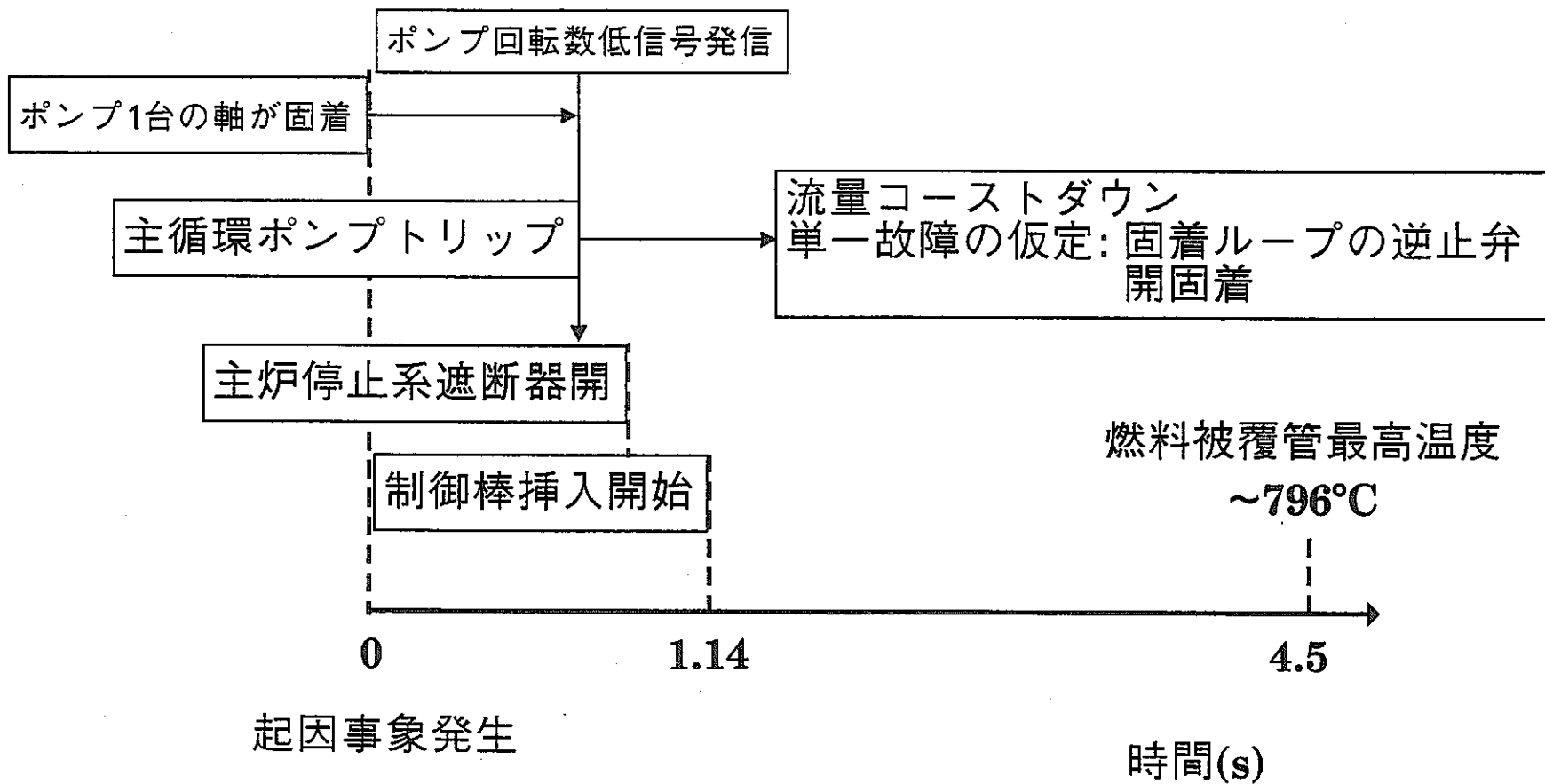


図4.1.1 1次循環ポンプ軸固着事故の事象シーケンス

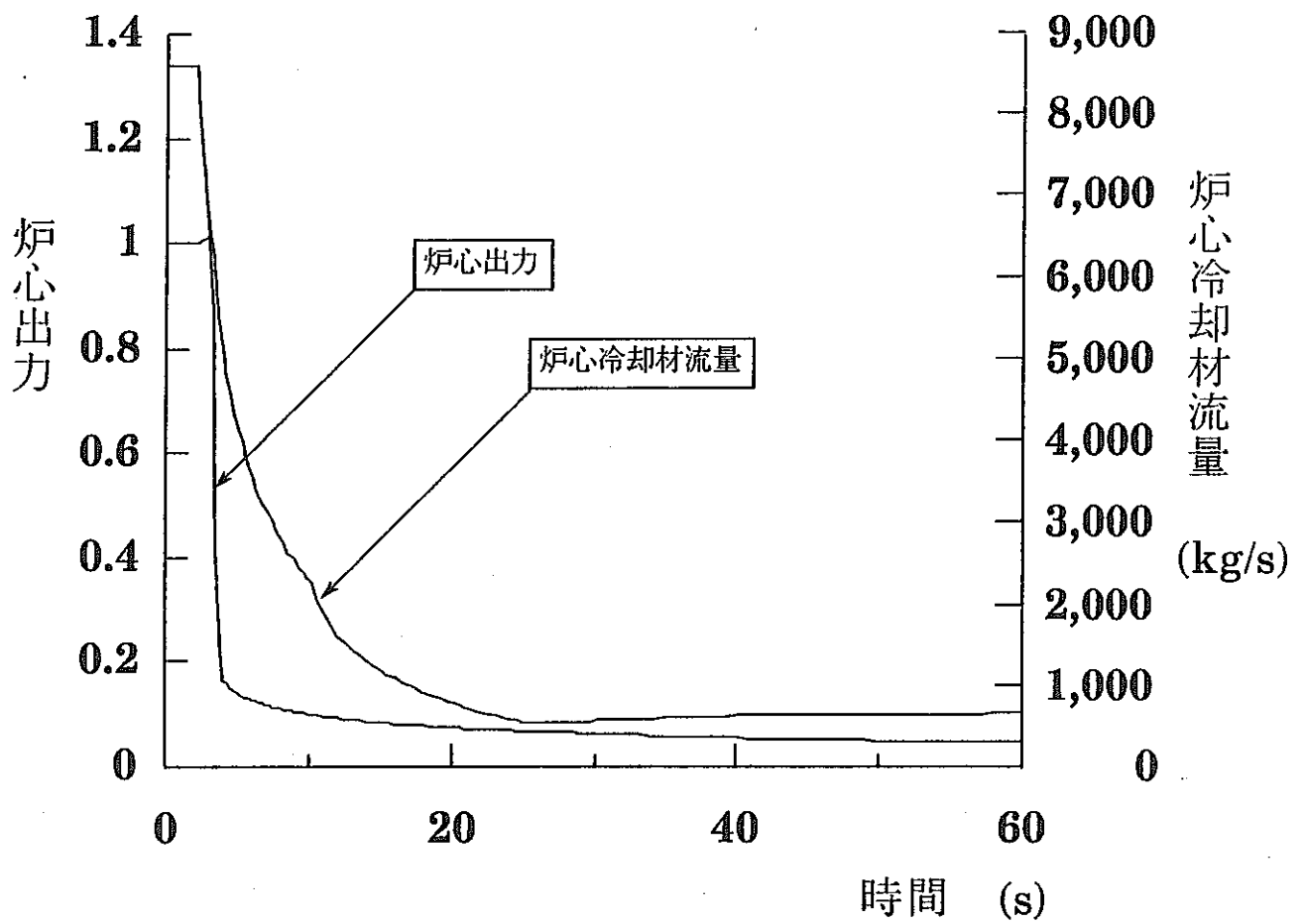


図4.1.2 1次系循環ポンプ軸固着事故における炉心出力と炉心冷却材流量

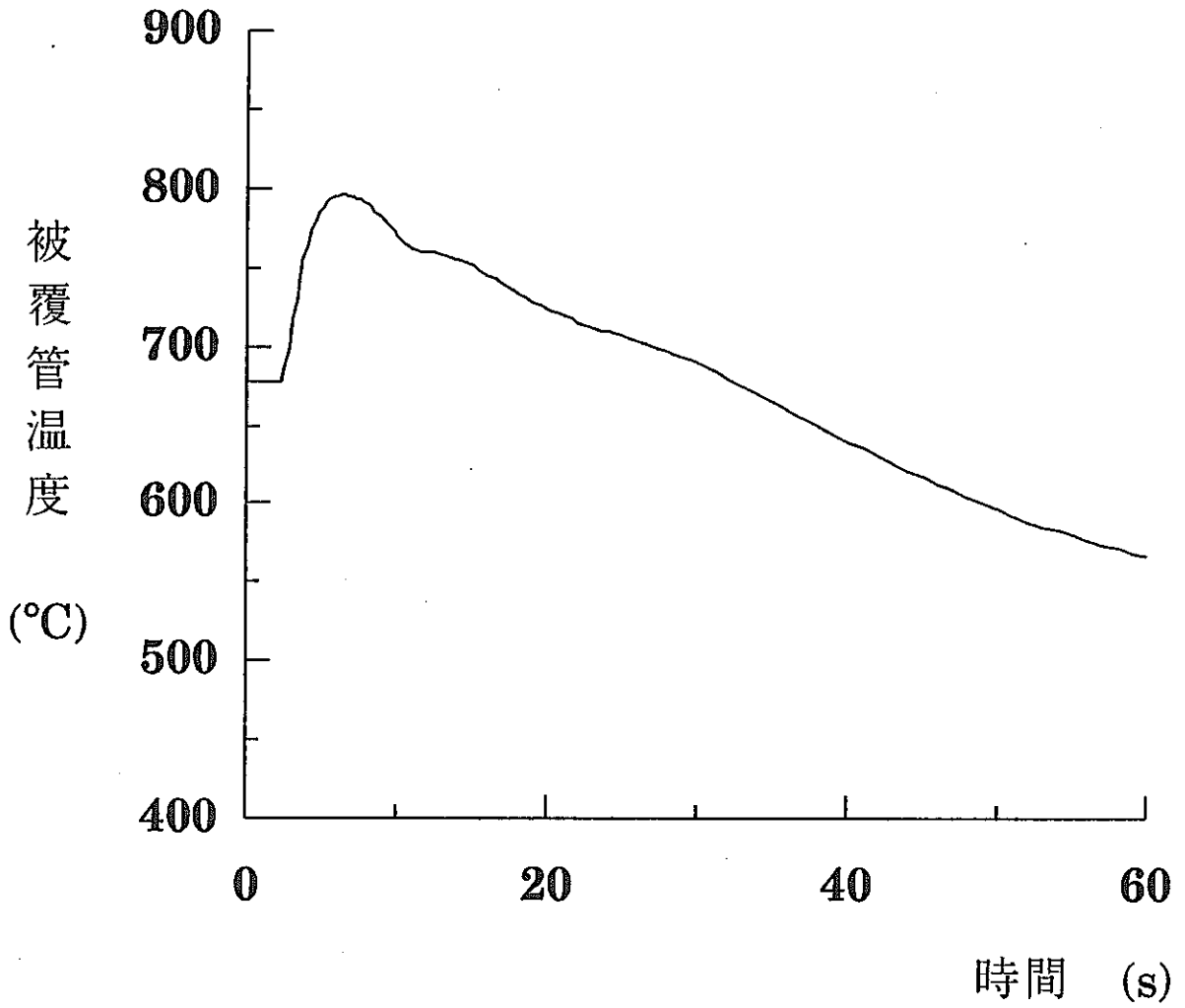


図4.1.3 1次系循環ポンプ軸固着事故における燃料被覆管最高温度の変化

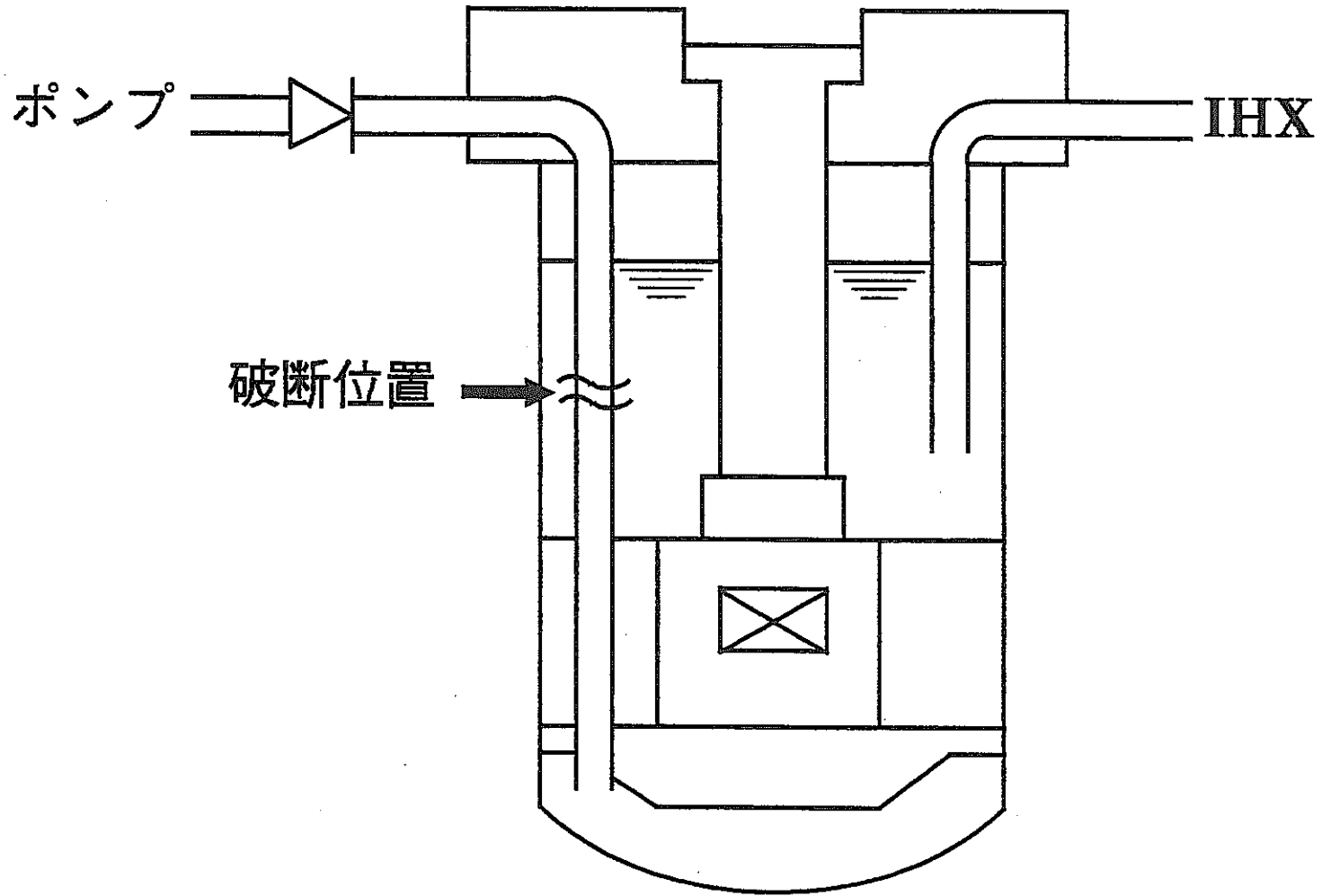


図4.2.1 原子炉容器内配管破断位置

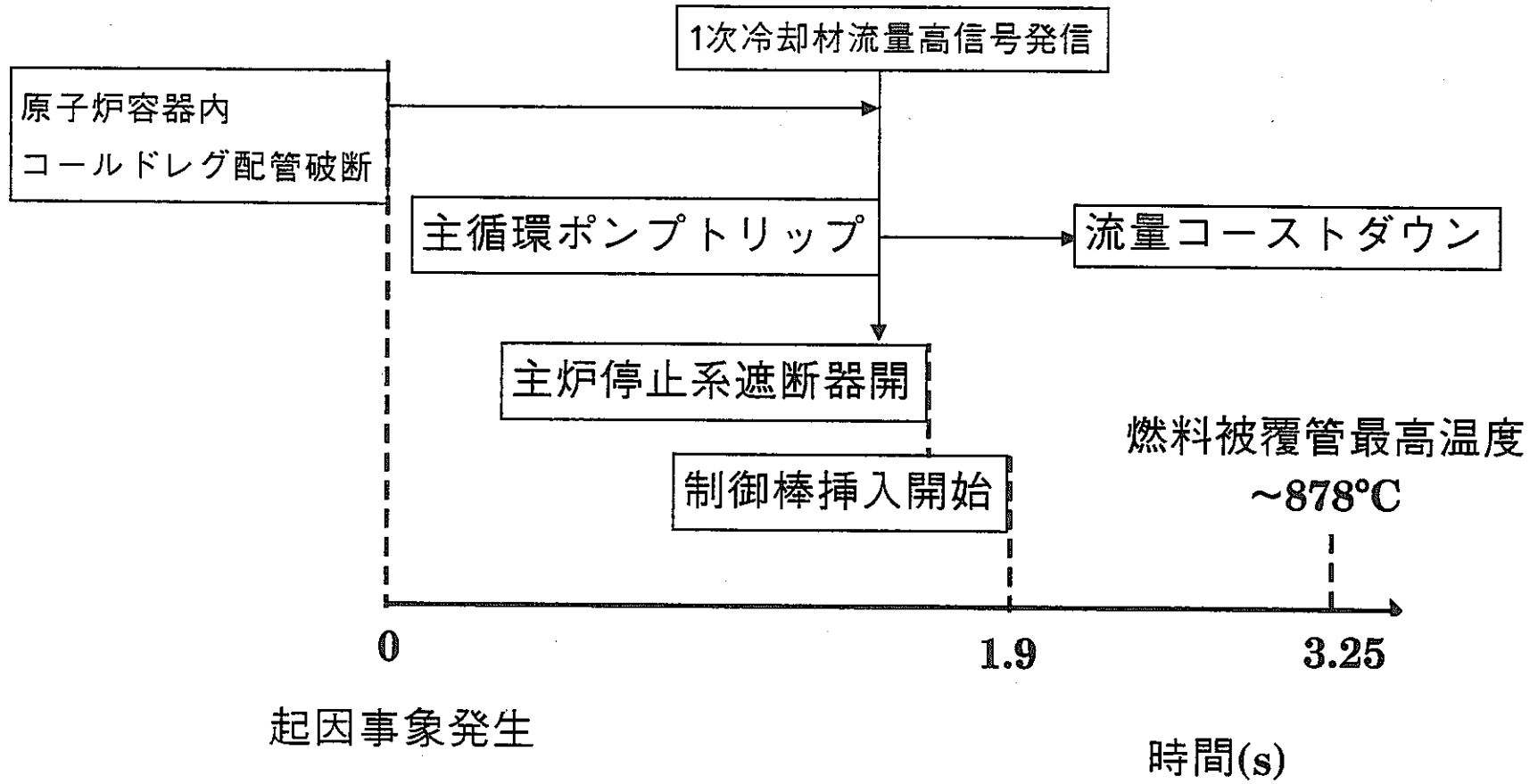


図4.2.2 原子炉容器内配管破断の事象シーケンス

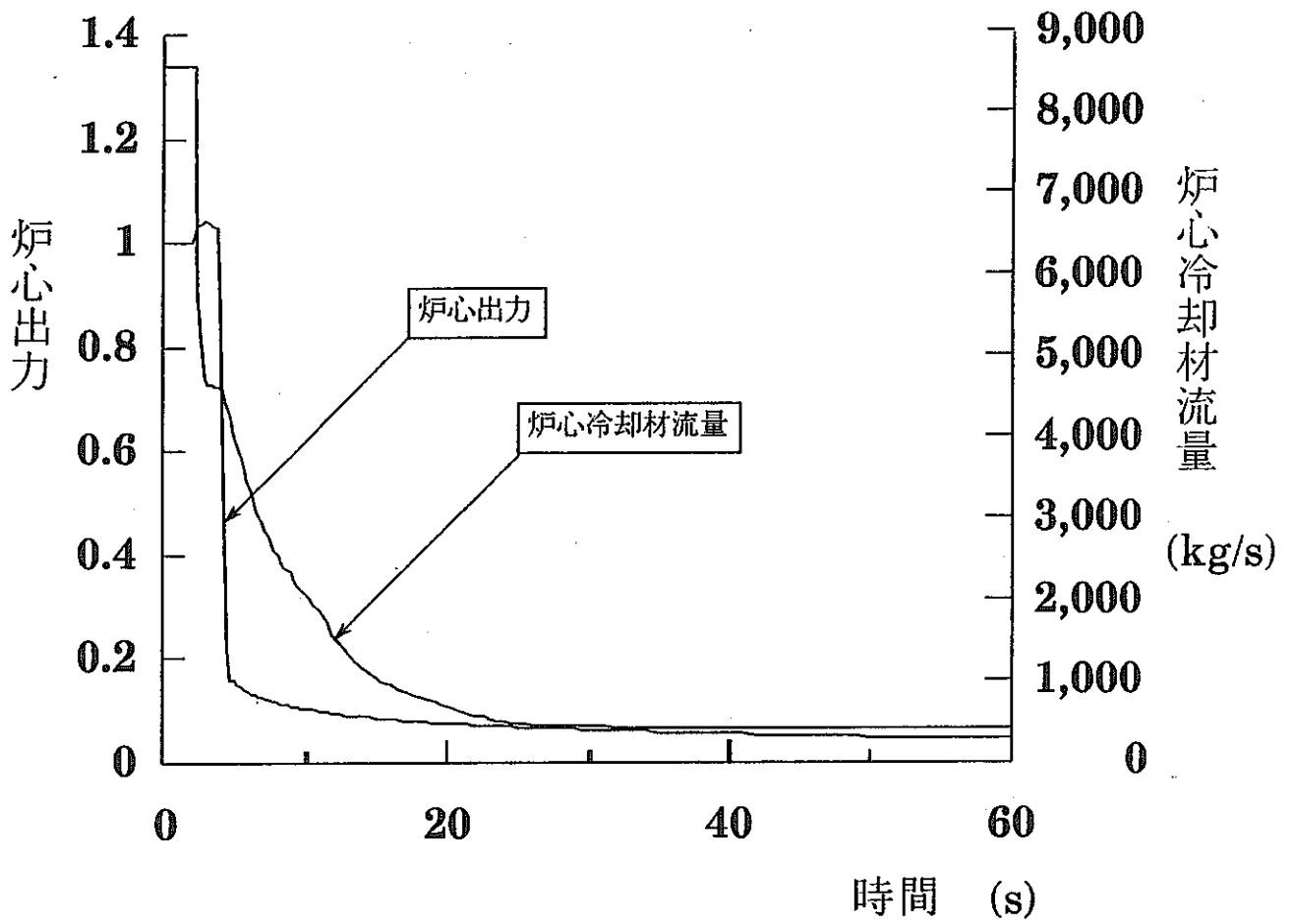


図4.2.3 原子炉容器内配管破断事象における炉心出力と炉心冷却材流量

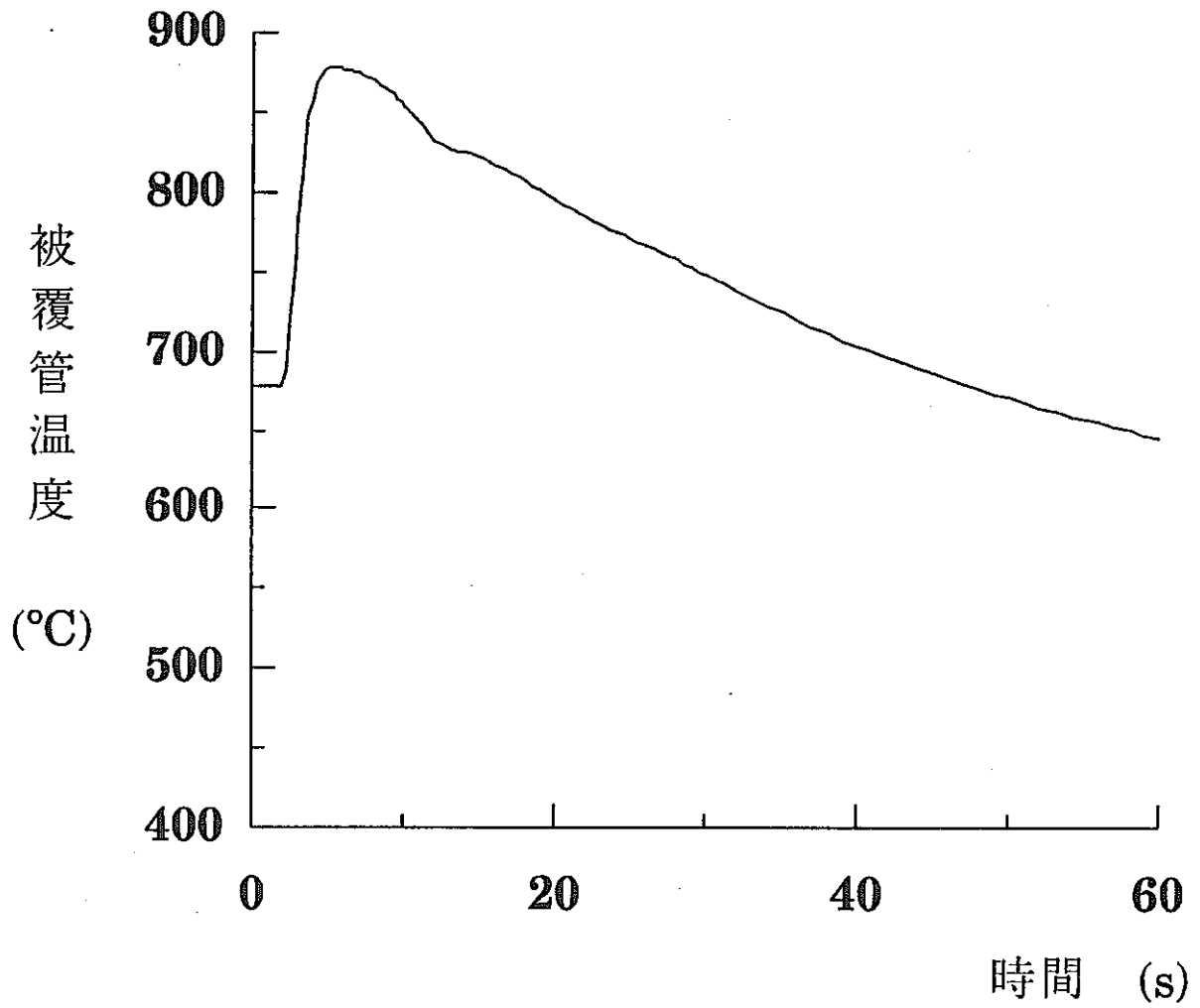


図4.2.4 原子炉容器内配管破断事象における燃料被覆管最高温度の変化

5. 蒸気発生器伝熱管損傷事象

5.1 評価目的・解析過程

中間冷却系は蒸気発生器におけるNa-水反応が直接炉心に及ばないように設けられているが、設計基準として考えなければならない伝熱管損傷事象時のベースとなる設計基準水リーク(DBL)率、および当該水リーク規模の事象が発生した時の圧力発生挙動の見通しをつけるため、伝熱管損傷事象を評価した。

対象とした蒸気発生器は、伝熱管として改良9Cr-1Mo鋼を使用した一体貫流ヘリカルコイル型で、液面の有無はパラメータとして取り扱う。対象とした蒸気発生器モデルを図5.1.1に示す。

解析の流れは、SWACSコードによる水噴出率解析、LEAPコードによる伝熱管破損伝播解析、SWACSコードによる初期スパイク圧解析、SWACSコードによる準定常圧解析の4つの過程に分けられる。

5.2 水噴出率解析

伝熱管の瞬時完全破断した場合の破断口両端からの水噴出率変化をSWACSで計算した。破断位置は有効伝熱部下端から1/6位置である。入口及び出口ヘッダの圧力及びエンタルピは入力で一定値を与えた(入口: $p=144\text{kg/cm}^2\text{a}$, $h=248\text{kcal/kg}$ 、出口: $p=132\text{kg/cm}^2\text{a}$, $h=790.7\text{kcal/kg}$)。破断規模として伝熱管1本、2本、3本の両端瞬時破断(Double-end Guillotine:DEG)を仮定し、計算した。

計算結果を図5.2.1に示す。全水噴出率のピーク値は、1DEGで約35kg/sである。

ピーク後の定常水噴出率(40ms時点)は、1DEG、2DEG、3DEGの場合それぞれ、約18.5kg/s、約37.0kg/s、約55.5kg/sである。これらの値を破損伝播を考慮した解析を評価する場合の1DEG相当、2DEG相当、3DEG相当の水噴出率のめやすとする。

5.3 伝熱管破損伝播解析

もんじゅのSG伝熱管と同じ配列を仮定し、最大水リーク率が最も大きい噴出角度、初期水リーク率45g/sの場合の解析を行った。伝熱管配列のモデルと破損伝播過程を図5.3.1に示す。

水リーク率および圧力の時間履歴を図5.3.2に示す。No.1の伝熱管が破損したと仮定すると、自己拡大が生じ続いてNo.34の伝熱管に破損が生じる。(モデル上伝熱管の重なるの影響は考慮していない。) その後No.33、40、26と破損が伝播し、No.40の破損により水側のブローが開始する。水側のブロー終了に伴い事象は収束する。

以上は有液面型SGの場合であり、最大水リーク率は3DEG相当である。無液面型の場合はカバーガス空間がないため、圧力上昇によるラプチャーディスクの作動および水・蒸気系のブロー開始が早いので、最大水リーク率は有液面型に比べ小さくなる。また、ブローダウン特性(圧力vs時間)としてリニアな特性を使用した。より現実的な特性を使用すると、最大水リーク率はさらに小さくなる。この結果、破損伝播を考慮した準定常圧解析用DBLを3DEG相当にする見通しが得られた。

水・蒸気側圧力を144kg/cm²aから154kg/cm²aに上げた解析を行ったが、伝熱管損傷部からの流出は臨界状態になっているため、最大水リーク率に有意な差は生じなかった。

5.4 初期スパイク圧解析

初期スパイク圧解析は、有液面型カバーガスラプチャーディスク、無液面型上部ラプチャーディスク(放出系1系統)、および無液面型上下部ラプチャーディスク(放出系2系統)のモデルについて、放出系配管口径200mm ϕ 、1DEG相当の水リーク率を初期条件として行った。

IHXの伝熱管部での圧力変化について、液面の有無と放出系レイアウト、および放出系配管口径の影響を図5.4.1に示す。無液面型で放出系配管口径を大きくするほど圧力の上昇は小さくなるが、およそ90msで生じる第1ピークについては口径の影響は小さい。有液面型と無液面型を比較すると、有液面型のほうがカバー

ガスを有しているため、圧力は小さく $1/2\sim 1/2.5$ の値である。無液面型ではピーク圧力は、 $15\sim 17\text{kg/cm}^2\text{a}$ である。しかし、無液面型でも放出系配管口径を思いきって太くした場合、初期スパイク圧は、30Bの場合で $12.7\text{kg/cm}^2\text{a}$ 、40Bの場合 $10.4\text{kg/cm}^2\text{a}$ となり、有液面型の2倍以内の圧力となるよう設計できる。

結果として、大リーク時初期スパイク圧に対しては有液面型が有利であるが、放出系の設計により無液面型でも初期スパイク圧の過度の上昇を抑制できる。

5.5 準定常圧解析

初期スパイク圧の収まった後の準定常圧領域における圧力挙動を計算した。伝熱管破損規模は、有液面型について3DEG相当、無液面型について2DEG相当である。

IHX伝熱管部での圧力変化を図5.5.1(a)に示す。放出系配管口径を30Bとした場合、有液面型ではラプチャーディスクの破裂直後に圧力は下がりその後次第に上昇する。無液面型では、破裂直後から圧力は上昇し、その後低下し有液面型と同程度の圧力となる。IHX伝熱管部での圧力は最大で $7.0\sim 7.5\text{kg/cm}^2\text{a}$ であり、液面の有無で差は少ない。

放出系配管口径について、IHX伝熱管部での最大圧力を整理したものを図5.5.1(b)に示す。SG部と比較してほとんど差がないこと、放出系配管口径が大きいほど最大圧力が小さくなるが、30B程度になると圧力低下の程度が下げ止まる傾向がある。

したがって、大リーク時準定常圧に対しては、有液面型と無液面型とで発生圧力ピーク値に有意な差がない設計が可能である。

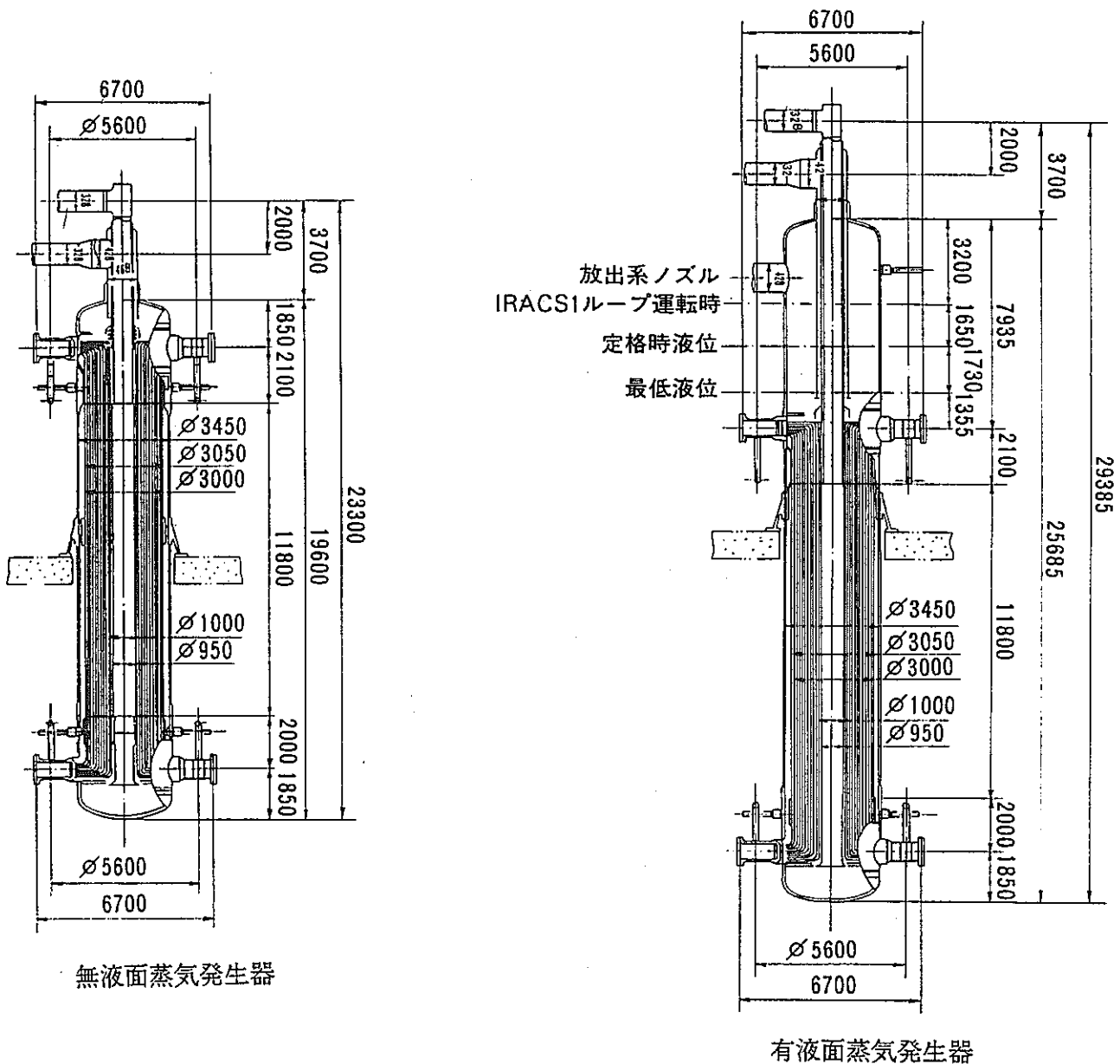


図5.1.1 解析対象の蒸気発生器

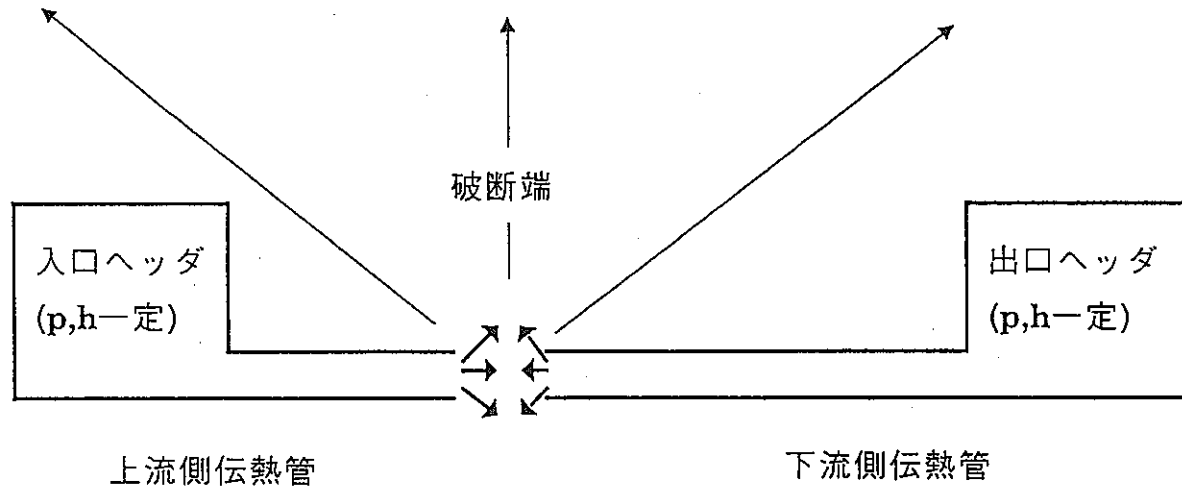
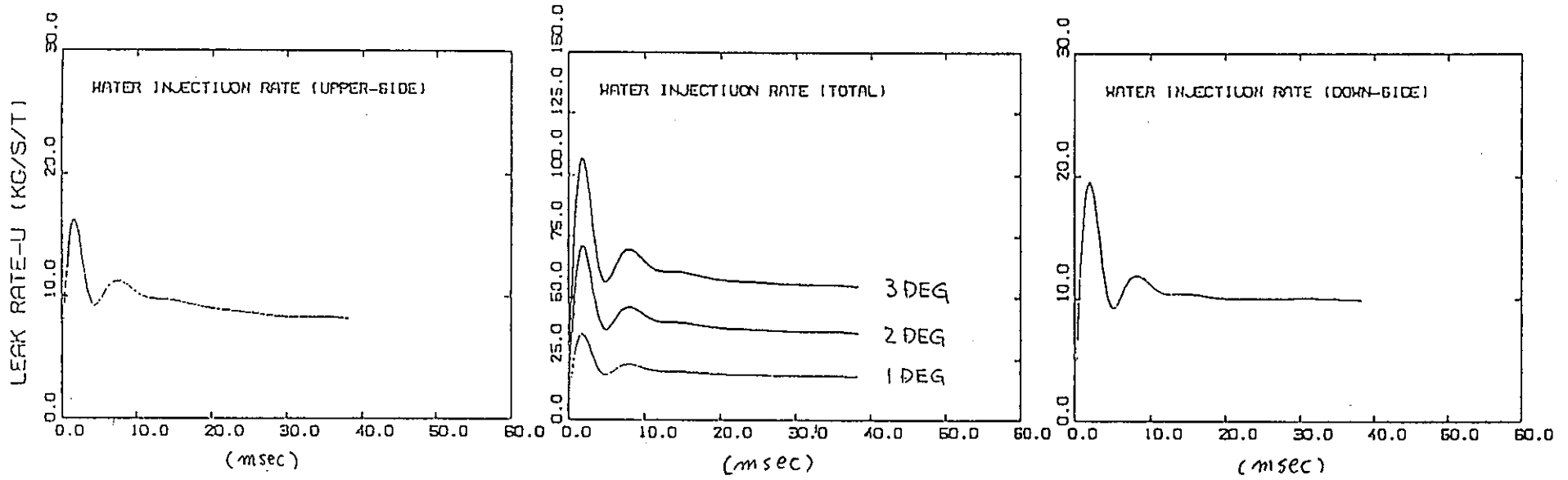


図5.2.1 水噴出率変化

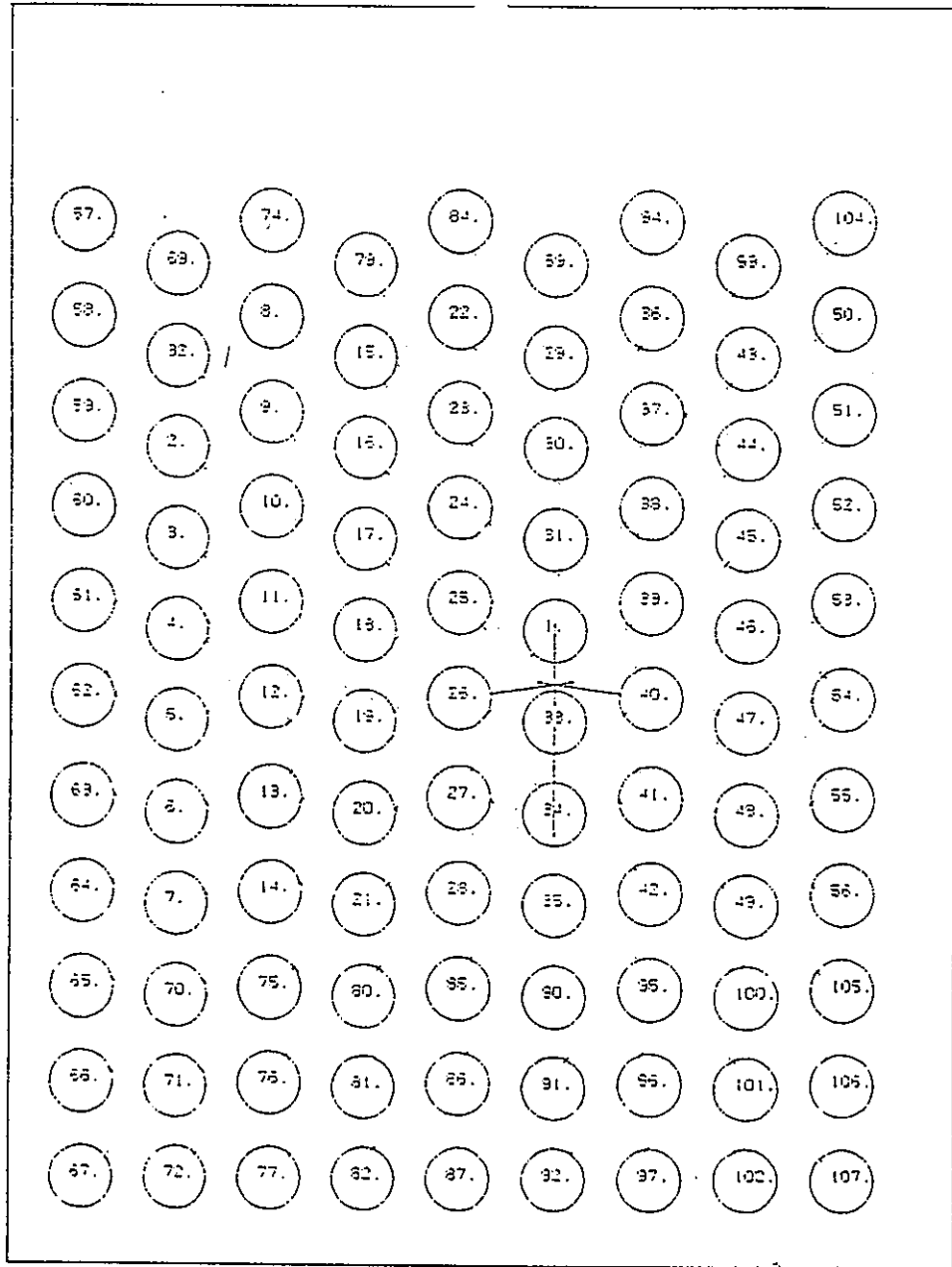


图5.3.1 伝熱管破損伝播過程

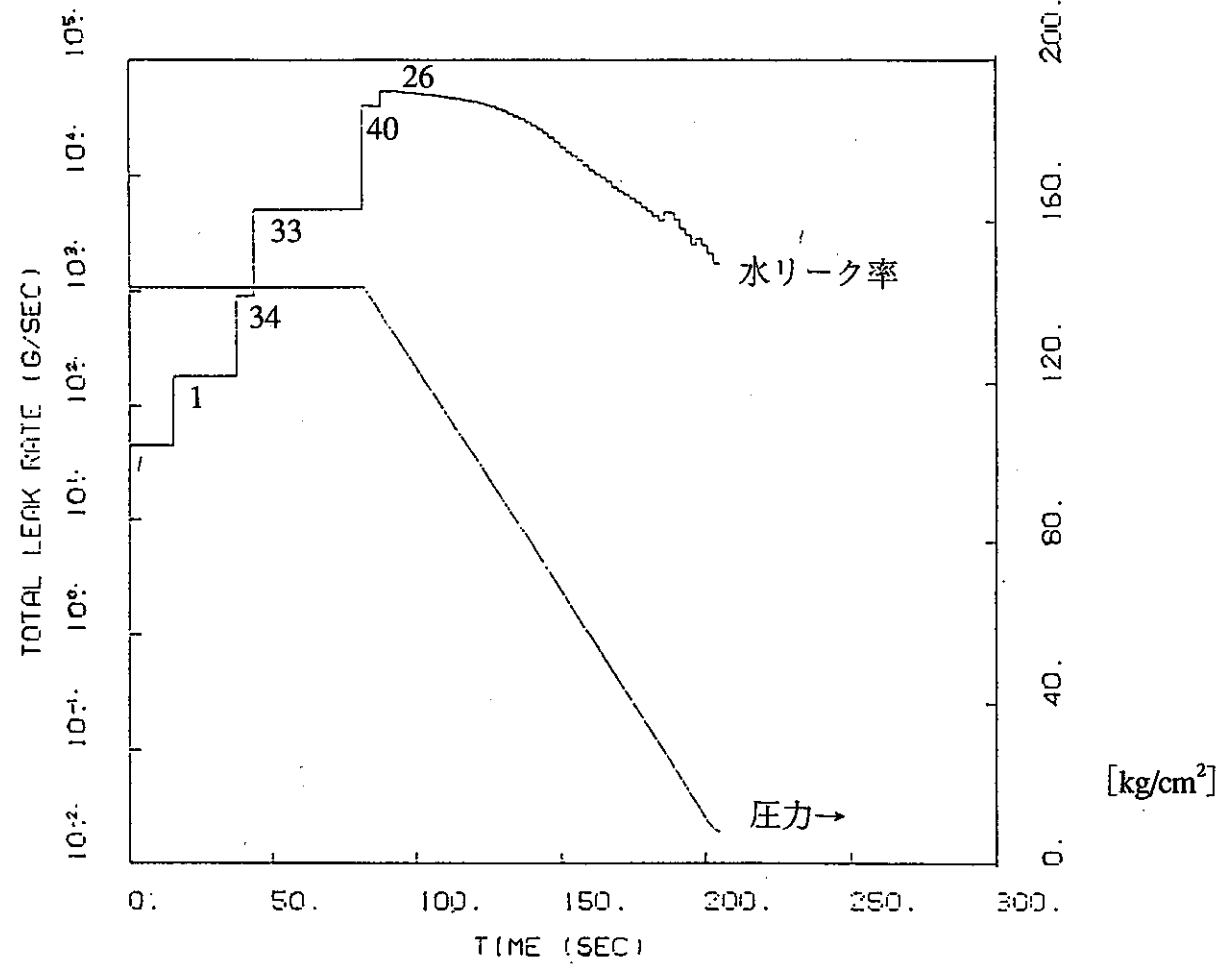


図5.3.2 水リーク率及び圧力の時間履歴

初期スパイク圧解析

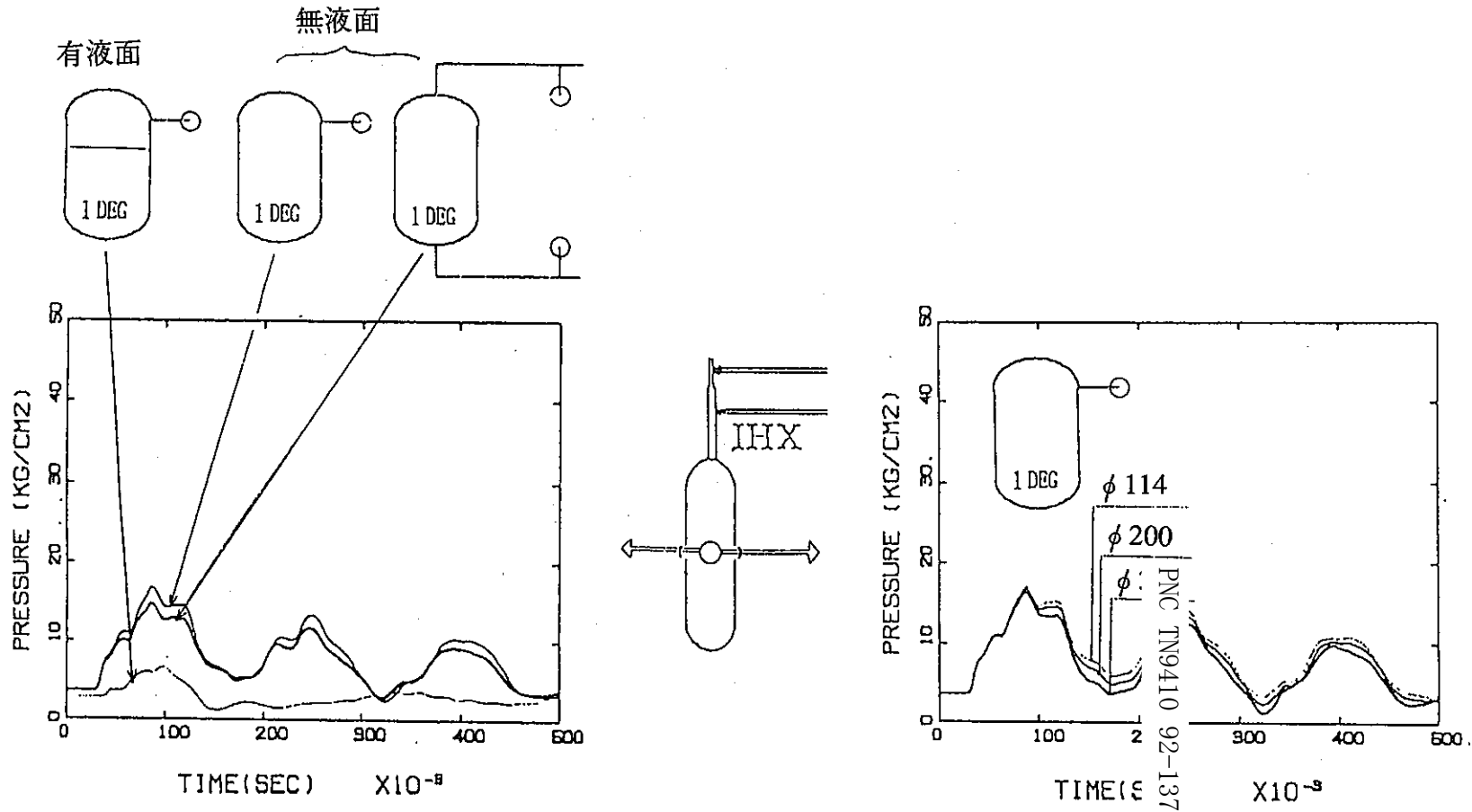


図5.4.1 初期スパイク圧解析結果

準定常圧解析

(結果) IHXコイル部での圧力 → ○有液面型 (3 DEG) : 約7.5 kg/cm²a ※放出系配管口径=30 B
 無液面型 (2 DEG) : 約7.0 kg/cm²a
 ○有液面型 (3 DEG) : 約6.0 kg/cm²a ※放出系配管口径=40 B
 無液面型 (2 DEG) : 約6.0 kg/cm²a

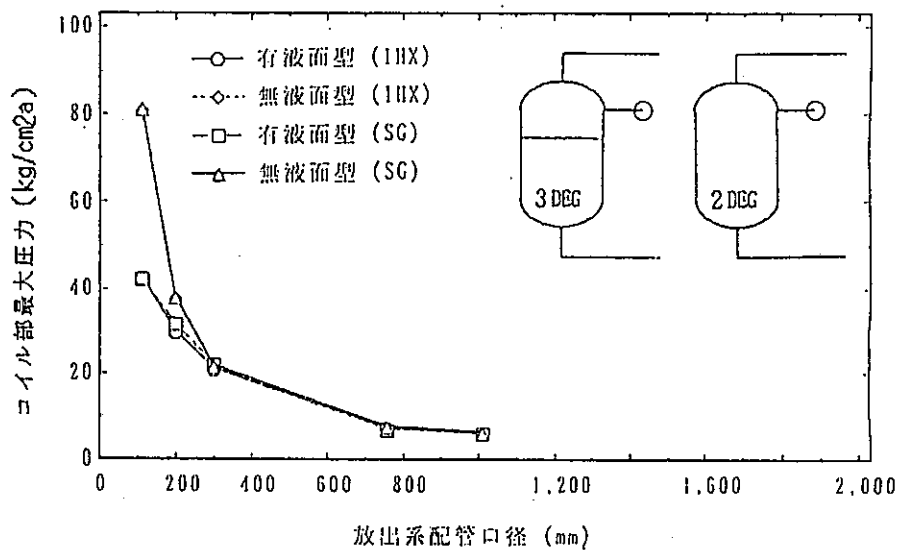
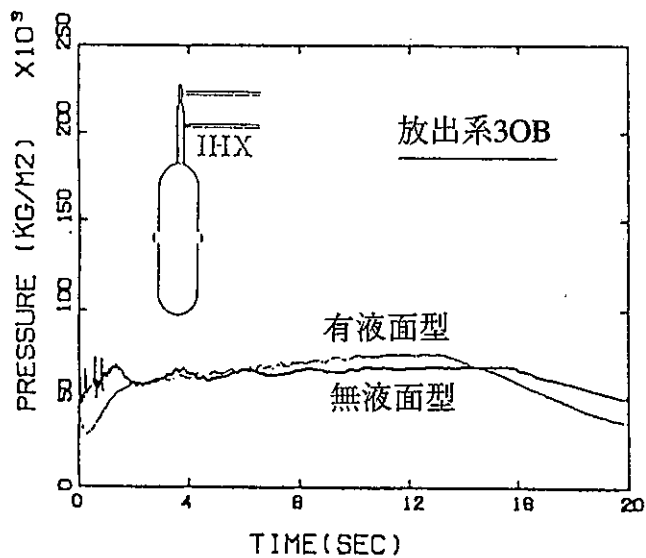
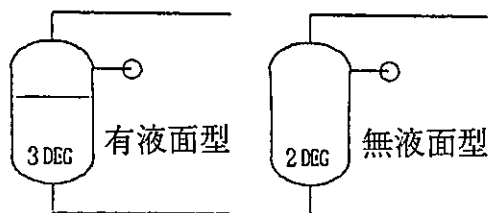


図5.5.1 (a) 準定常圧解析結果 (IHX伝熱部での圧力変化)

図5.5.1 (b) 準定常圧解析結果 (IHX伝熱部での最大圧力)

6. 設計基準外事象

6.1 設定の考え方

(1) BDBEの定義とその評価の必要性

設計基準事象(DBE)を超えたある想定事象を、以下に示すように設計基準外事象(BDBE)と定義し、このBDBEに対して安全評価を行うものとする。

設計基準外事象(BDBE): 事象の発生頻度は、「事故」より更に少ないが、その事象の発生を想定した場合に、著しい炉心損傷に至る可能性があり、その起因となる事象と、これに続く事象過程に対する防止対策との関連において、十分なる評価を行い、原子炉施設からの放射性物質放散が適切に抑制されることを確認する必要がある事象。

このように、高速増殖炉でBDBE評価を行う主な理由は、軽水炉に比べて核的リスクポテンシャルが大であることから、この核的リスクポテンシャルのエネルギー解放に伴う代表的な炉心損傷事象に対しても安全評価を行い、高速増殖炉プラントが有するシステム固有の安全特性と安全対策により、その事故結果が環境への放射性物質の放散が適切に抑制されていることを示すことが求められることによる。

このことは、高速増殖炉が開発段階であることに鑑み、BDBE評価により、高速増殖炉が有するリスクポテンシャルに対して、これを低減させるために、プラント設計での安全確保の上で、より一層深みを増した高速増殖炉システムであることを明らかにすることに他ならない。

この炉心損傷事故においては、炉心崩壊時の機械的放出エネルギーと炉心崩壊後の溶融燃料の除熱機能に対して、プラントシステムとして、十分な耐性が評価されることが重要である。

(2) BDBEの選定

設計基準外事象(BDBE)としては、炉心損傷に至る可能性のある潜在的要因の内、高速増殖炉の特徴より考慮される事象に対して、主にその事象発生を想定した場合に、放射性物質の放散の抑制の観点から、その影響を評価するのが適切と考えられる事象を対象とする。BDBEは、起因事象の発生防止対策、発生

頻度、事故経過に対する事故拡大防止対策、ならびに影響緩和対策等を考慮して想定する必要があるが、高速増殖炉の特徴であるところの、反応度が最大の炉心体系でないこと、ボイド反応度が正となることを考慮して、炉心物質の移動やボイドの発生を伴う事象を想定することが適切である。

これらのBDBE事象の候補としては、ATWS事象およびLOHRS事象が考えられるが、安全評価の代表事象については具体的な設計に則して、発生防止対策、発生頻度および事象推移等を総合的に勘案して選定する必要がある。ただし高速増殖炉では、一般にLOHRS事象は自然循環除熱に期待できるような配慮ならびに、炉心損傷に至るまでに十分な時間的裕度が期待できることから、著しい炉心損傷に至ることを防止することは十分可能と考えられる。

(3) BDBEの評価

BDBE評価は、事故結果が重大であると想定される事象とその事象推移過程を防止対策との関連において、現象論的に正しく把握する必要性からその事象推移をリアリスティックに評価することが望ましい。

このBDBE評価では、放射性物質の放散が適切に抑制されることを確認するためのものであることから、代表的事象シーケンスの安全評価においては、原子炉施設の有する基本的に重要となる安全機能(炉停止、冷却、FP格納)の有効性が機能上の裕度として示されることが重要である。その中で特に、放射性物質の放散に対して、格納施設は被曝評価上十分なる抑制機能を保証する設備であることを示すことが必要である。

このBDBE評価は、最終的には、原子炉施設からの放射性物質の放散が適切に抑制されることを確認することにあることから、このBDBE評価のその判断のめやすとしては、「仮想事故」のめやす線量を参考にすることとする。

6.2 ULOF事象の解析

上述のBDBEの代表的事象としてULOFを評価した。ULOFの事象推移は、起因過程、炉心膨張・原子炉容器耐衝撃応答過程、遷移過程、溶融炉心物質移動過程、事故後崩壊熱除去過程等から構成される。平成2年度において、核データ、体系デー

タを準備し、平成2年度から平成3年度にかけて起因過程の解析、平成3年度に炉心膨脹過程および遷移過程の解析を行った。

6.2.1 起因過程解析

(1) 解析手法

解析にはSAS3Dコードを使用する。モデル化の概要を図6.2.1に示す。解析手法の特徴は以下の通り。

- ① 炉心の288燃料集合体を、出力、流量、燃焼度によって計31のチャンネルで表現する。
- ② 全チャンネルは核的、流力的に結合されている。核的には一点近似動特性方程式(6群)を使用し、流力的には、出入口プレナムで圧力境界条件を共有したモデルである。
- ③ 各チャンネルで考慮される現象と反応度効果は、

燃料温度上昇	ドップラ効果
燃料軸方向膨脹	燃料密度効果
冷却材昇温、沸騰	ボイド反応度効果
被覆材溶融移動	鋼材移動反応度効果
燃料破損移動	燃料移動反応度

である。全反応度は各反応度成分の線形和で表現できると仮定されている。

(2) チャンネル分割

ULOF時のエナジェティクスは、事象発生の同時性に支配される。これを決定する因子の一つとして沸騰開始時刻を支配する熱流力特性があり、これは各集合体の出力流量比P/Fにより特徴づけられる。

一般的には、各集合体のP/Fの分布が広がっている場合には、ULOF時の沸騰開始時刻がばらつくために事象進展の同時性が弱まり(非同時性が強まり)、先行沸騰・破損集合体での燃料分散が正味の反応度の上昇を抑制し、後続集合体(低P/F集合体)での破損・沸騰によるボイド反応度印加を定性的には減殺する方向に作用するためにエナジェティクスは穏やかとなる傾向がある。ただし、P/F分布が広がっていることによるこのメカニズムが、大きなボイド反応度によ

るエナジェティクス増大の効果を定量的に打ち消しうるか否かは、流量コーストダウン曲線や他の正/負反応度効果を介した競合関係を経て定まるものである。

逆にP/Fの分布が尖っている場合には、先行集合体での沸騰・破損と後続集合体での破損・沸騰との時間差が短縮されるために、上述の燃料分散による正味反応度に対する抑制メカニズムが作用する時間が不足し、エナジェティクスは厳しくなる傾向がある。

SAS3D解析用チャンネルの分割は、事象推移を考慮して、沸騰開始時刻、沸騰拡大速度、燃料破損時刻、燃料破損後燃料分散挙動という炉心の特性を保存するように分割しなければならない。このため以下の考え方でチャンネルの分割を行った。

- ① 出力/流量比の近い集合体は一つのチャンネルとする。

LOFによる沸騰開始の非同時性に関する精度(実機模擬性)を保持するためである。

- ② 流量領域の異なる集合体は別チャンネルとする。

流量領域が同心円状に配置されていることから、SIMMERのR-Z体系への焼き直しの際の精度低下を抑え、また、沸騰開始後の事象(沸騰拡大、破損、物質移動)の発生時刻に対する精度を確保するためである。出力/流量比が同等でも出力が異なるものは分ける。

- ③ 燃焼度の近い集合体は一つのチャンネルとする。また燃焼サイクルの異なる集合体をまとめない。

破損後の物質挙動への影響(FPガスの量による物質移動への影響等)に対する精度を保持するためである。特に第1サイクルにおいては、燃焼度平均化による誤差が大きいと考えられる。

- ④ 径方向中点より外側で極端に少ない集合体数のチャンネルを設けない。

出力/流量比vs燃焼度、チャンネル分割の結果、チャンネル分割による出力/流量比分布の変化、及びチャンネル分割による燃焼度分布の変化を、それぞれ図6.2.2、図6.2.3、図6.2.4、及び図6.2.5に示す。31チャンネルの分

割としたが、出力/流量比、出力、燃焼度の分布という炉心の特性が保存されていることが分かる。

(3) 核データ作成

CDA解析用の核データ作成は安全解析用核計算システムNEUSAFEで行われる。同コードのフローを図6.2.6に示す。核データはJFS-3を使用し、1次元拡散コードEXPANDAで実効ミクロ断面積、縮約スペクトルの計算を行う。

COLLAPで断面積の縮約を行い、DIF3DSコードで3次元拡散計算を行い、反応度係数分布等の計算を行う。これらの計算結果をベースにSAS3D、SIMMER-IIの計算が行われる。

6.2.2 解析条件

炉心状態は、平成2年度炉心平衡サイクル末期である。

炉心特性は以下の通り。

熱出力	1600 MWth
炉心燃料質量	27t of MOX
核分裂性Pu富化度	12/15 %
最大ボイド反応度	5.6 \$(集合体内部のみ)
ドップラ係数	-9.14×10^{-3} Tdk/dT
炉心中心燃料ワース	2.2×10^{-5} dk/k/kg of fuel
燃料ワース/ボイドワース	11/1 (炉心中心)
実効遅発中性子割合	3.70×10^{-3}
即発中性子寿命	0.407 μ s

炉心流量コストダウン特性は、半減時間5.5秒とした。

燃料破損、物質移動モデル等のパラメータは、原型炉の最確ケースを基本とし大型炉の事象進展の特徴を反映した。

6.2.3 解析結果

解析は以下のケースについて行った。

ケース	評価ベース	最大ボイド反応度
A	最確	4.5\$(ノミナル値相当)
B	保守的	5.6\$(不確かさ+20%)

ここで、最大ボイド反応度は集合体内部のボイド化を考えたものであるが、ケースBについては、集合体間のボイド化も考えたノミナル値にほぼ等しい。

事象推移を表6.2-1に、沸騰開始後の反応度挙動を図6.2.7に示す。

- ① 沸騰によるボイド反応度挿入によって全反応度は1ドルに近接する。ボイド反応度挿入速度は、燃料密度効果及びドップラ反応度の負の反応度効果挿入速度を上回っている。したがって燃料破損時の出力レベルが高く、事象進展の同時性が強い。
- ② ケースBでは、小さなボイド率でFCIが開始する。FCIボイドの急速な拡大によるボイド反応度挿入によって即発臨界に至る。典型的なLOF-driven-TOP型事象の様相となる。
- ③ このような事象推移となる主要な要因は、ボイド反応度の大きさであると考えられる。ケースAとケースBのボイド反応度挿入率の差異はボイド反応度の大きさの差である。
- ④ 出力バースト後の炉停止メカニズムは、ドップラ反応度効果による反応度の低下である。

ケースAとケースBの炉心状態の比較を図6.2.8に示す。

結果をまとめると、

- (1) 炉心大型化によるボイド反応度の増大に伴い、起因過程におけるエネルギー発生量は増大する傾向にある。
- (2) 最確シナリオ(ケースA)では、大きなエネルギー発生なしに穏やかに遷移過程に移行する。保守的シナリオ(ケースB)では、機械的エネルギーが発生し、いわゆるLOF-driven-TOP型事象へ進む。ただし、最大ボイド反応度が5ドル程度であれば、設計上耐えられない程に過大にはならない。

- (3) ボイド反応度及びドップラ係数は事象推移を支配する重要なパラメータであると考えられる。これらのパラメータについては、不確かさを詰めることはもちろん、炉心設計側と評価側とで許容幅の刷り合わせが必要であると考えられる。

6.3 遷移過程解析

解析の目的は、①燃料凝集に伴う再臨界性と燃料反応度価値を検討し、②全炉心プールにおける厳しい再臨界を回避するための核的不活性化の条件を検討し、③大型炉の再臨界特性を一般的に把握することである。原型炉クラスの中型炉では、②のモードの再臨界がエナジェティクス観点から支配的であった。現段階では起因過程から繋いだ解析とはなっておらず、予備的解析である。

解析の道具は、SIMMER-IIコードである。これは、2次元核熱流動解析の総合コードで、多層多成分流体力学に基づく空間依存動特性を計算するものである。

解析の内容は、以下の2点である。

- (1) 静的再臨界性(定常核計算)炉心残存燃料インベントリ、内側炉心と外側炉心の均質化の有無をパラメータとして再臨界性を解析し、炉心の均質化および燃料凝集に伴う反応度効果(燃料の反応度価値)を検討した。

炉心の条件は平成3年度炉心である。起因過程の結果を用いず、理想的再臨界状態を設定した。解析に使用した炉心幾何形状を図6.3.1に示す。

結果を表6.3.1に示す。大型炉は外側炉心の富化度が相対的に低く、扁平で漏れが大きく、燃料の反応度価値が

- (2) 全炉心プールの再臨界ポテンシャルの動的解析

再臨界状態のサーベイとして、次のパラメータについて検討した。

燃料インベントリ 60~90%

炉心残存量を設定し、残りは上下軸ブランケットに固体粒子として詰める。

燃料温度 3200K、3500K

液滴半径の上限值、0.4~2.0mm

凝集のメカニズムとして重要な重力凝集モードの速度を規定する代表的パラメータである。

結果の代表例を表**6.3.2**および図**6.3.2**に示す。燃料インベントリ90%、燃料温度3200K、液的半径1mmの場合が典型的再臨界現象を示す。燃料の25%程度の炉外放出で、重力凝集モードでは再臨界を生じず、核的不活性化が達成させる。

また、大型炉では、中型炉と同じ条件での重力凝集に対して、反応度上昇が緩慢になる。これは、燃料の富化度が小さく、燃料の反応度値が小さいためである。

6.4 炉心膨張過程

起因過程の保守的ケースの出力バースト後の膨張過程を解析した。使用したコードはSIMMER-IIで、解析体系の炉心部についてはSAS3Dと同一の軸方向セル分割とした。炉心頂部とUISの間には設計棒駆動機構等の比較的複雑な構造があるが、保守的観点からこれを無視した。制御棒チャンネルは25体をまとめて中心部に置いた。径方向反射体よりも外側の構造は均一な構造材領域とした。解析に使用した形状モデルを図**6.4.1**に示す。

主要なパラメータとして、①カバーガスの有無、②アクティブコアの上部に存在する遮蔽体等の炉心上部構造材の存在の効果、を取り解析した。結果の1例を図**6.4.2**に示す。

結果をIKEで評価した。IKEは、ナトリウムスラグが遮蔽プラグに衝突する際の上向き運動エネルギーである。したがって、カバーガスがある場合は緩衝を受けてなまされ、カバーガスがない場合はIKEが増加途中で衝突することになる。IKEは約150MJである。燃料インベントリ当たりでは、中型炉の約2倍である。これは、カバーガス空間の大きさ、炉心上部構造のピンバンドルが短いこと、原子炉容器コンパクト化により上部プレナムでの凝縮効果が相対的に減少することによるものである。

IKEに最も大きな影響を与えるパラメータは炉心上部構造の有無である。特にピンバンドル部の有無の影響が大きい。

表6.2.1 ULOF起因過程の事象推移

	ケースA	ケースB
炉心	Y90平衡末期	同左
評価ベース	最確	保守的
最大ボイド反応度[\$] (集合体内Naのみ)	4.5	5.6
沸騰開始時刻 [BO]	14.137(ch1)	14.296(ch1)
被覆材溶融時刻 [BO + s]	2.683	2.589
沸騰集合体破損 [BO + s] 正味反応度 [\$] 比出力 [P/Po]	3.313 0.906 38	2.928 0.966 127
未沸騰集合体破損 [BO + s] 正味反応度 [\$] 炉心ボイド率 [%] 比出力 [Po]	3.402 0.916 42 70	2.945 0.969 20 160
1ドル超過時反応度挿入率 [\$ / s]	-	20
最高到達正味反応度 [\$] 最高出力 [Po]	0.931 74	1.102 5298
発生エネルギー \$0.8超-shotdown [FPS] \$1.0超-shotdown [FPS]	10.1(16.2GJ) -	28.8 (46.1GJ) 17.7 (28.3GJ)
最終炉心平均燃料温度 [K]	2900	4100
結果の評価	遷移過程へ移行	炉心膨脹過程へ移行

FPS:Full Power Seconds

表6.3.1 静的再臨界性の解析結果

炉心状態	燃料残存量 (%)	反 応 度 (\$)	
		中型炉	大型炉
IC/OC非混合	90	0	0
非コンパクト	80	-9.1	-5.6
	75	—	-8.7
	70	-20.1	-12.4
	60	-33.1	-20.6
IC/OC非混合	90	12.4	3.0
コンパクト	80	-6.1	-1.9
(100%)	75	—	-4.3
	70	-1.3	-7.3
	60	-9.6	-14.2
IC/OC 混合	90	8.2	5.5
非コンパクト	80	-1.2	-0.1
	75	—	-3.4
	70	-12.6	-7.1
	60	-26.2	-15.6
IC/OC非混合	90	20.6	7.2
コンパクト	80	14.7	2.4
(100%)	75	—	-5.1
	70	7.2	-3.1
	60	-1.0	-10.3

表6.3.2 全炉心プールの再臨界動的解析結果

大型炉 FT = 3200 K RP = 1.0 mm

Case	FI (%)	Burst Strength (P / Po)			
		Burst Time (see)			
		1st Burst	2nd Burst	3rd Burst	4th Burst
LFI # 1	90	605	1253	2557	
(= LFT@2)		0.315	1.565	2.289	
LFI # 2	80	None	12	6605	
			3.767	4.263	
LFI # 3	75	None	5	512	
			3.483	5.960	
LFI # 4	70	None			
LFI # 5	60	None			

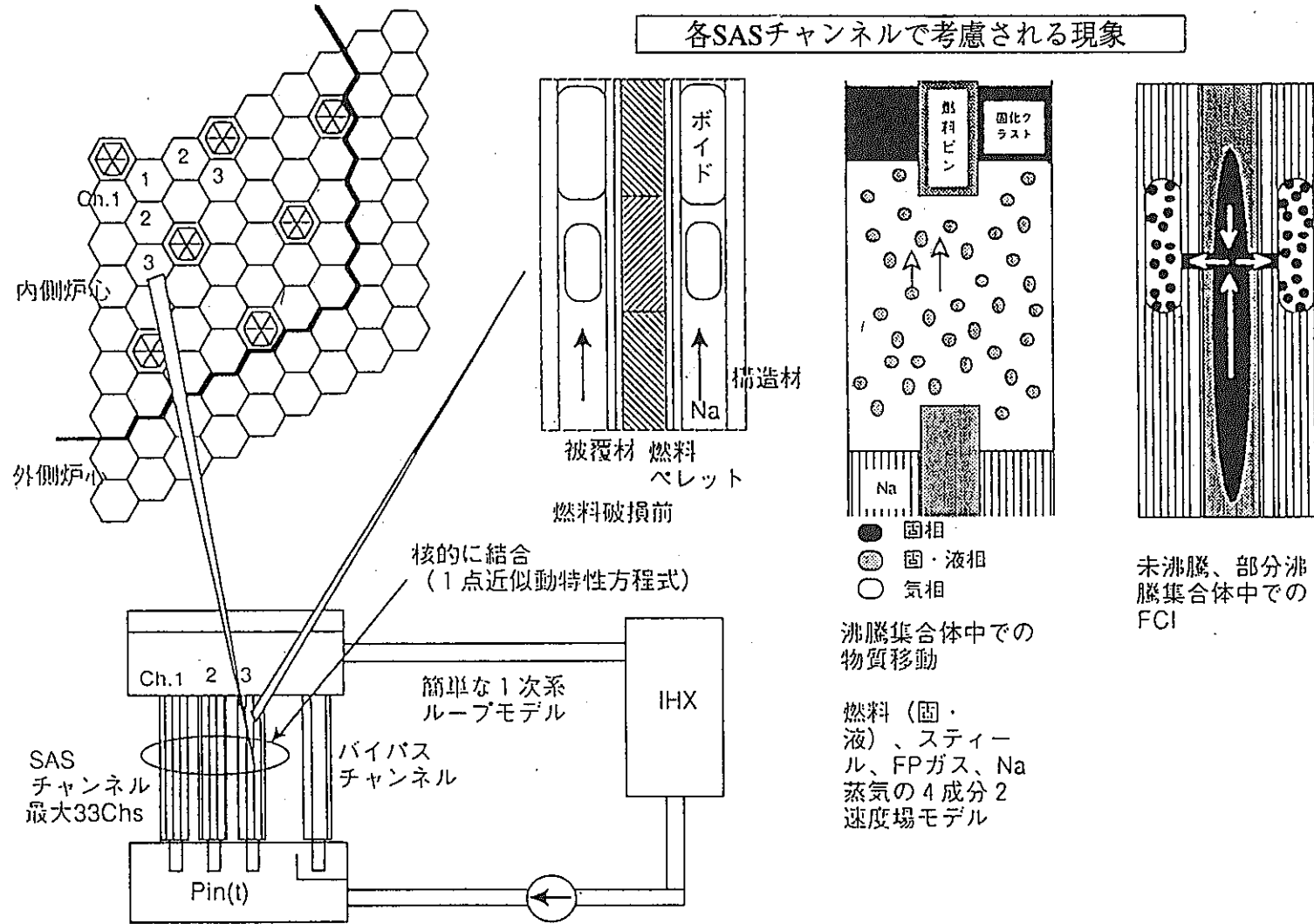


図6.2.1 SASコードによる起因過程解析のモデル化

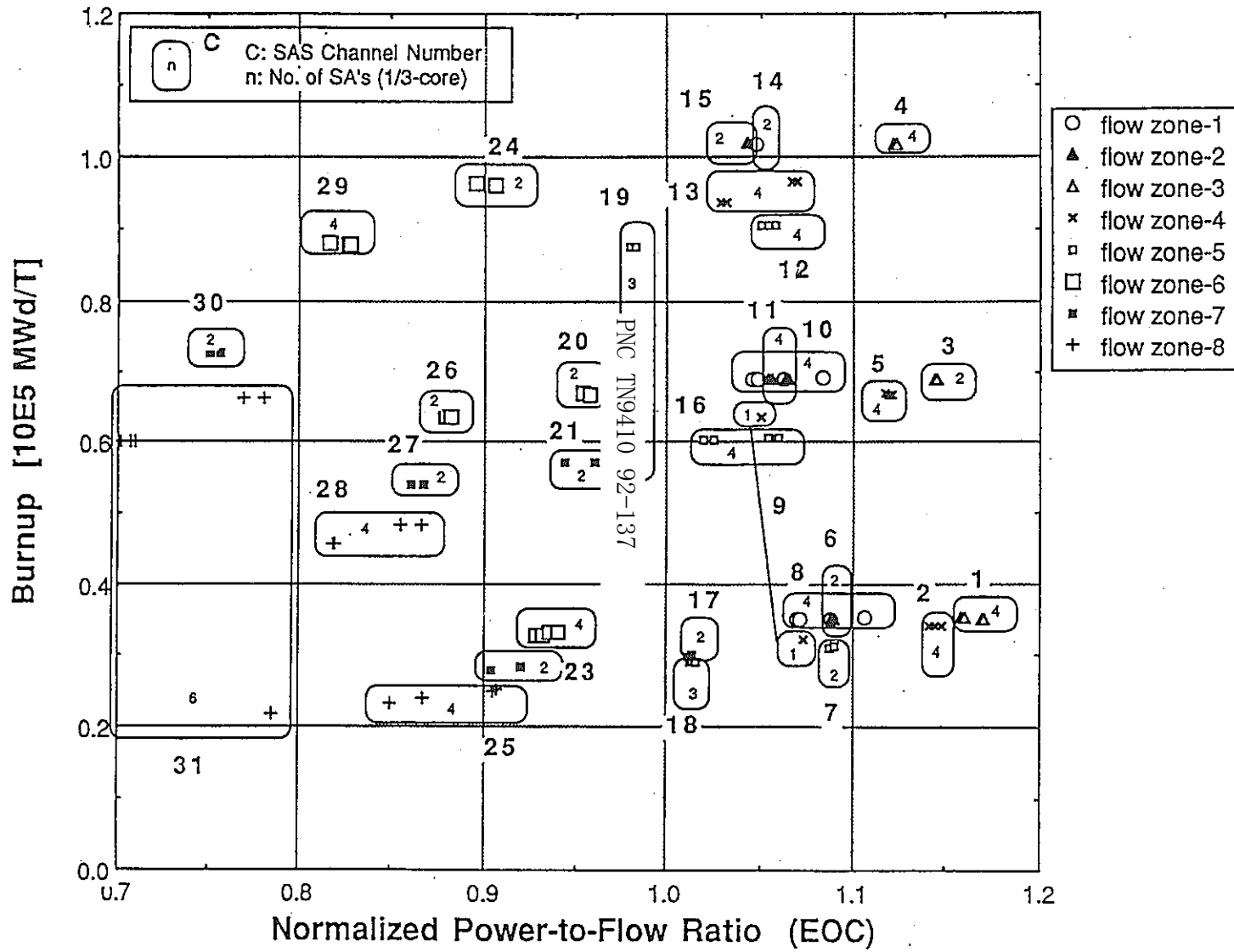


図6.2.2 出力/流量比と燃焼度に関するチャンネル分割

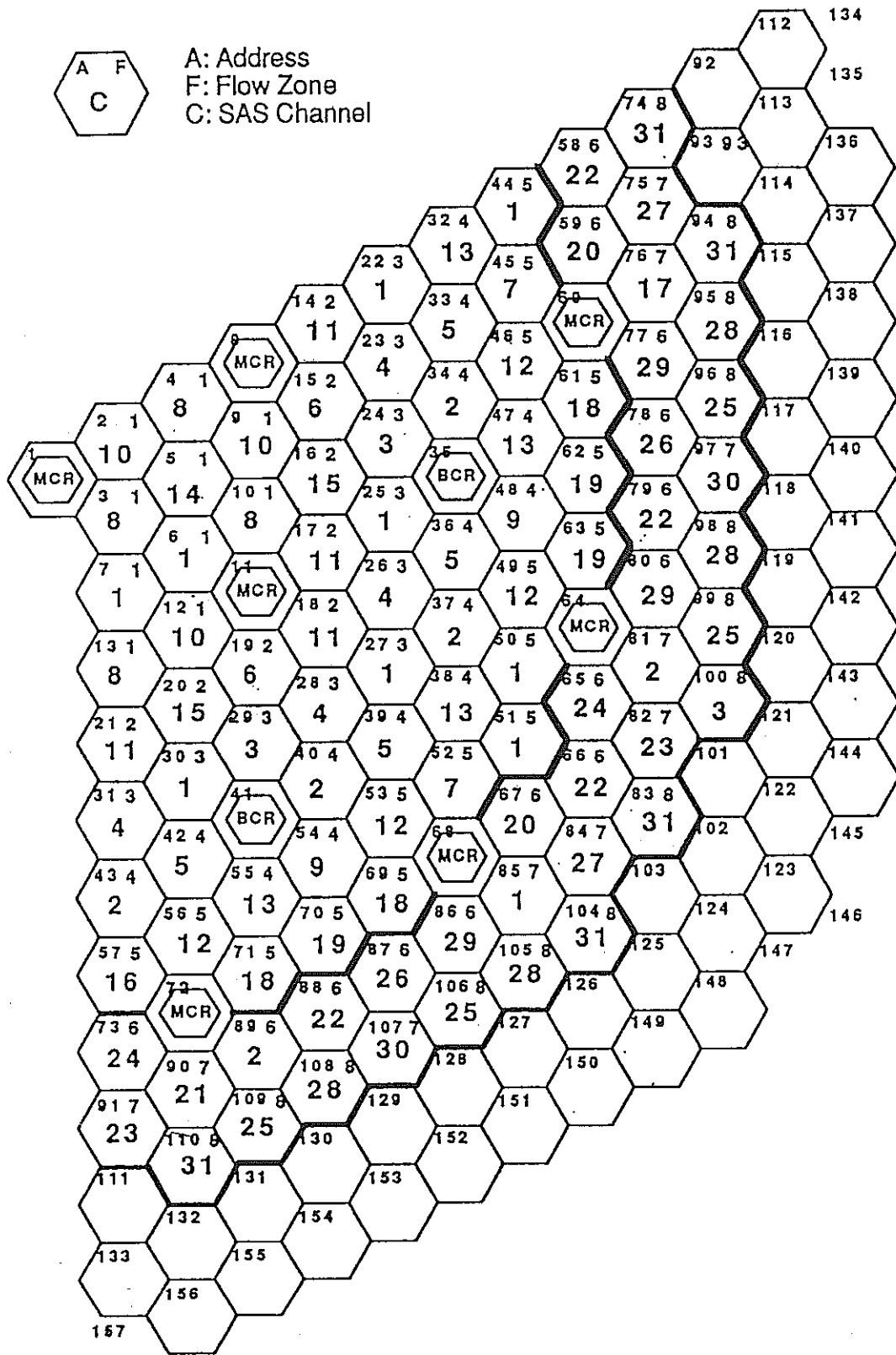


図6.2.3 解析用のチャンネル分割結果

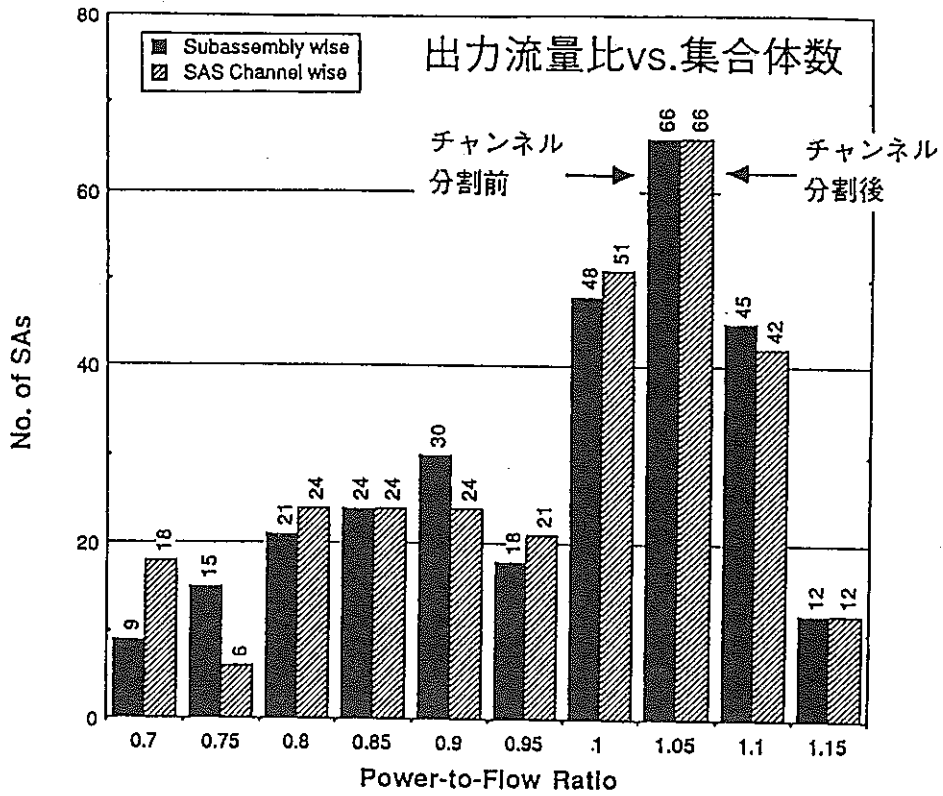


図6.2.4 チャンネル分割による出力/流量比分布の変化

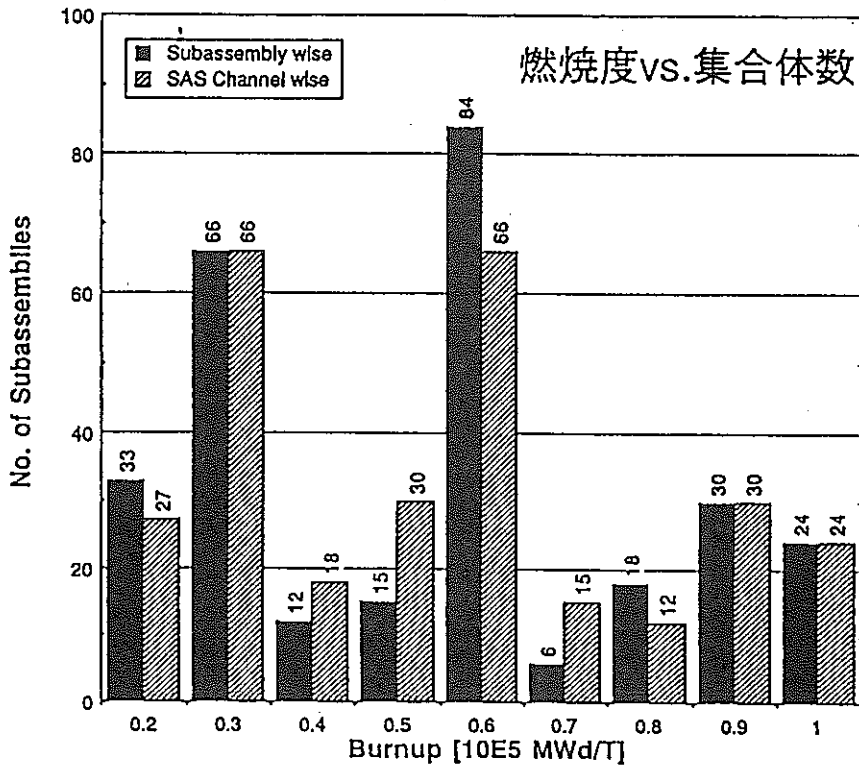


図6.2.5 チャンネル分割による燃焼度分布の変化

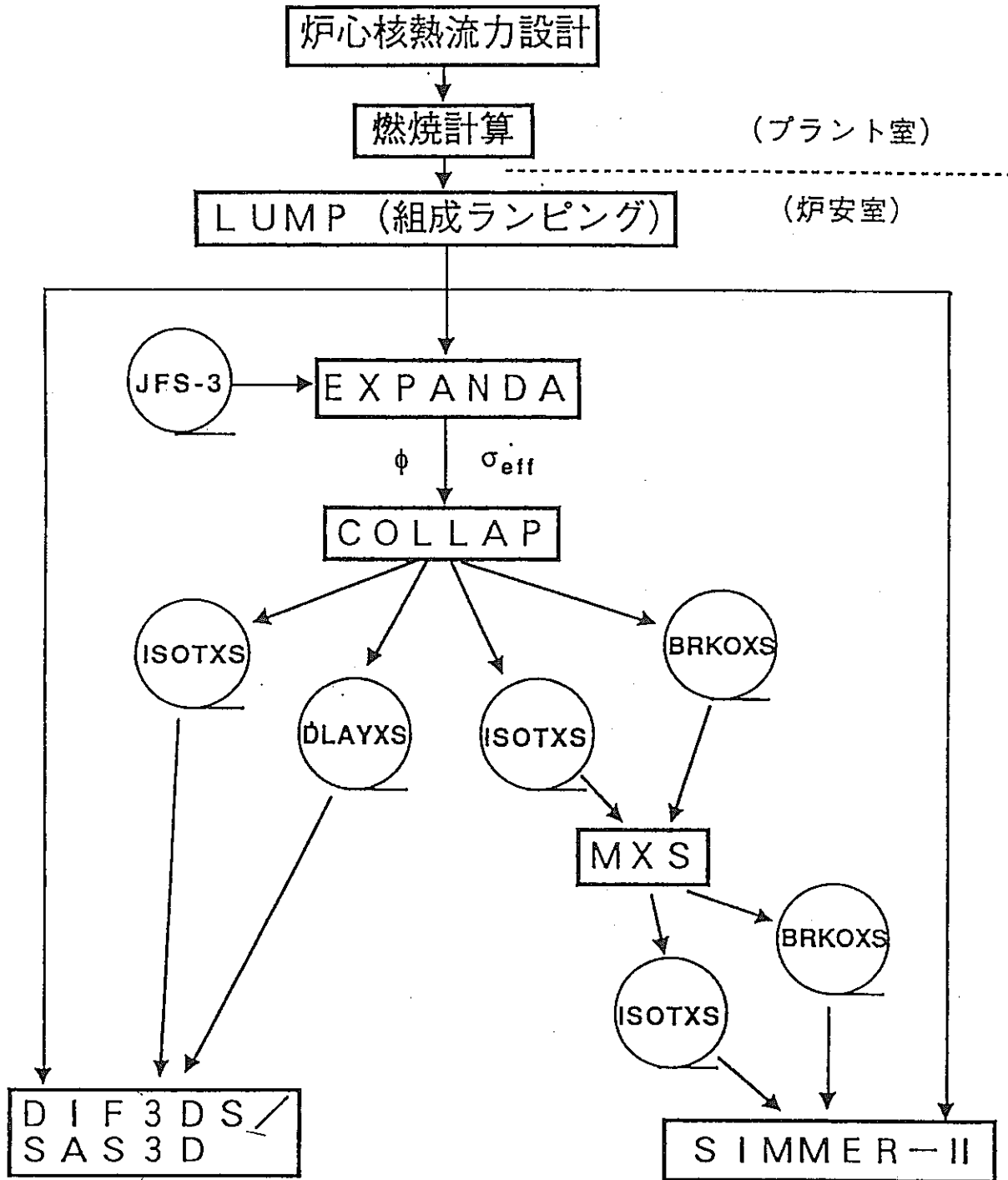


図6.2.6 CDA解析用組成及び核データ準備の流れ

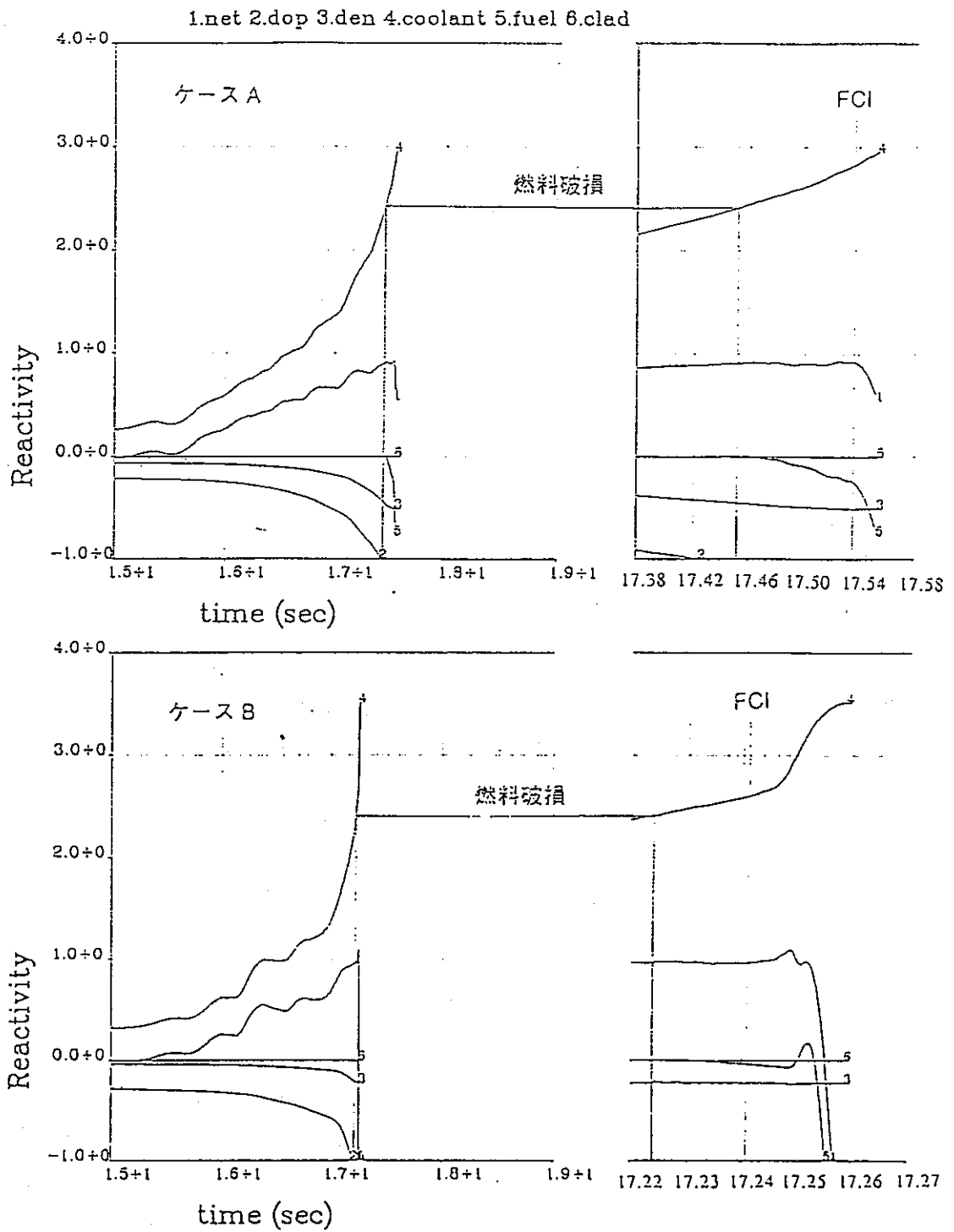
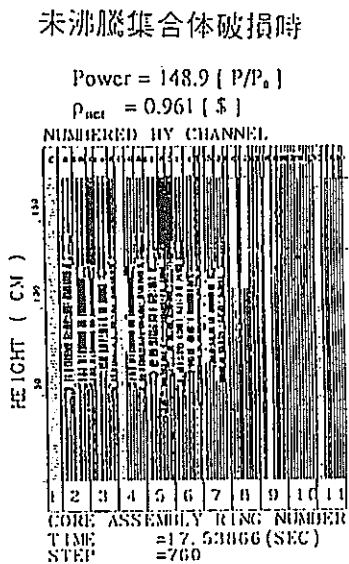
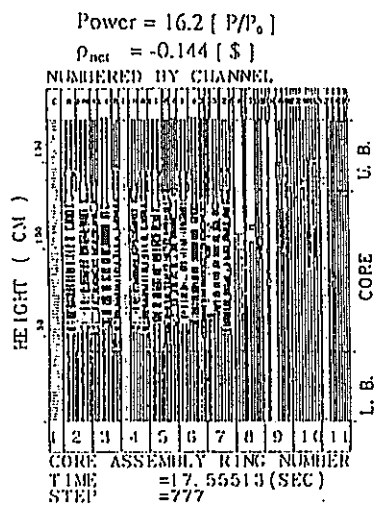


図6.2.7 最確シナリオと保守的シナリオの沸騰開始後の反応度挙動

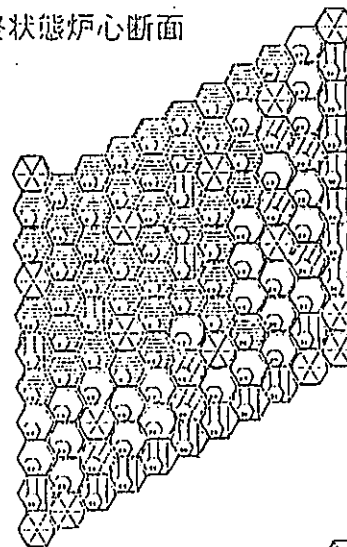
ケース A



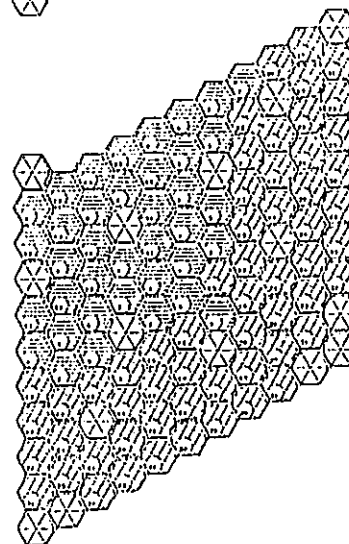
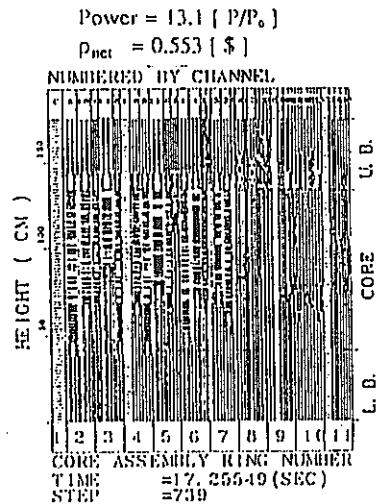
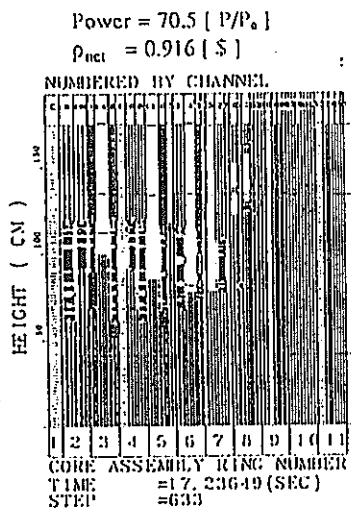
起因過程終状態



終状態炉心断面

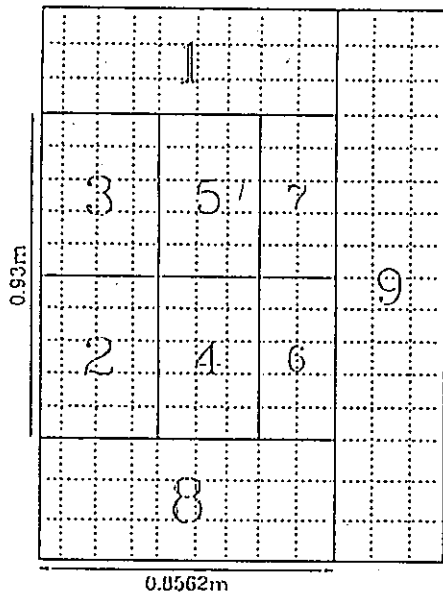


ケース B



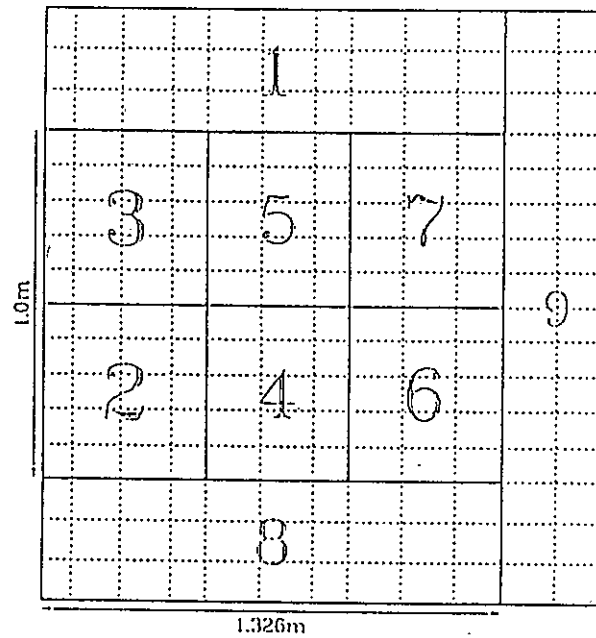
- : CONTROL ROD
- : UNVOIDED
- : BOILING
- : SLUMPING
- : SLUMPING AND CLAD MOTION
- : FC1

図6.2.8 最確シナリオと保守的シナリオの炉心状態の比較



	NU	NT	NI	NR
1 Upper Axial Blanket	14	16	1	9
2 Inner Core - 1	4	8	1	4
3 Inner Core - 2	9	13	1	4
4 Inner Core - 3	4	8	5	7
5 Inner Core - 4	9	13	5	7
6 Outer Core - 1	4	8	8	9
7 Outer Core - 2	9	13	8	9
8 Lower Axial Blanket	1	3	1	9
9 Radial Blanket	1	16	10	12

Fig. Geometry of Whole Core Pool 中型炉



	NU	NT	NI	NR
1 Upper Axial Blanket	14	16	1	10
2 Inner Core - 1	4	8	1	4
3 Inner Core - 2	9	13	1	4
4 Inner Core - 3	4	8	5	7
5 Inner Core - 4	9	13	5	7
6 Outer Core - 1	4	8	8	10
7 Outer Core - 2	9	13	8	10
8 Lower Axial Blanket	1	3	1	10
9 Sus Reflector	1	16	11	12

Fig. Geometry of Whole Core Pool 大型炉

図6.3.1 静的再臨界性解析のための炉心幾何学形状

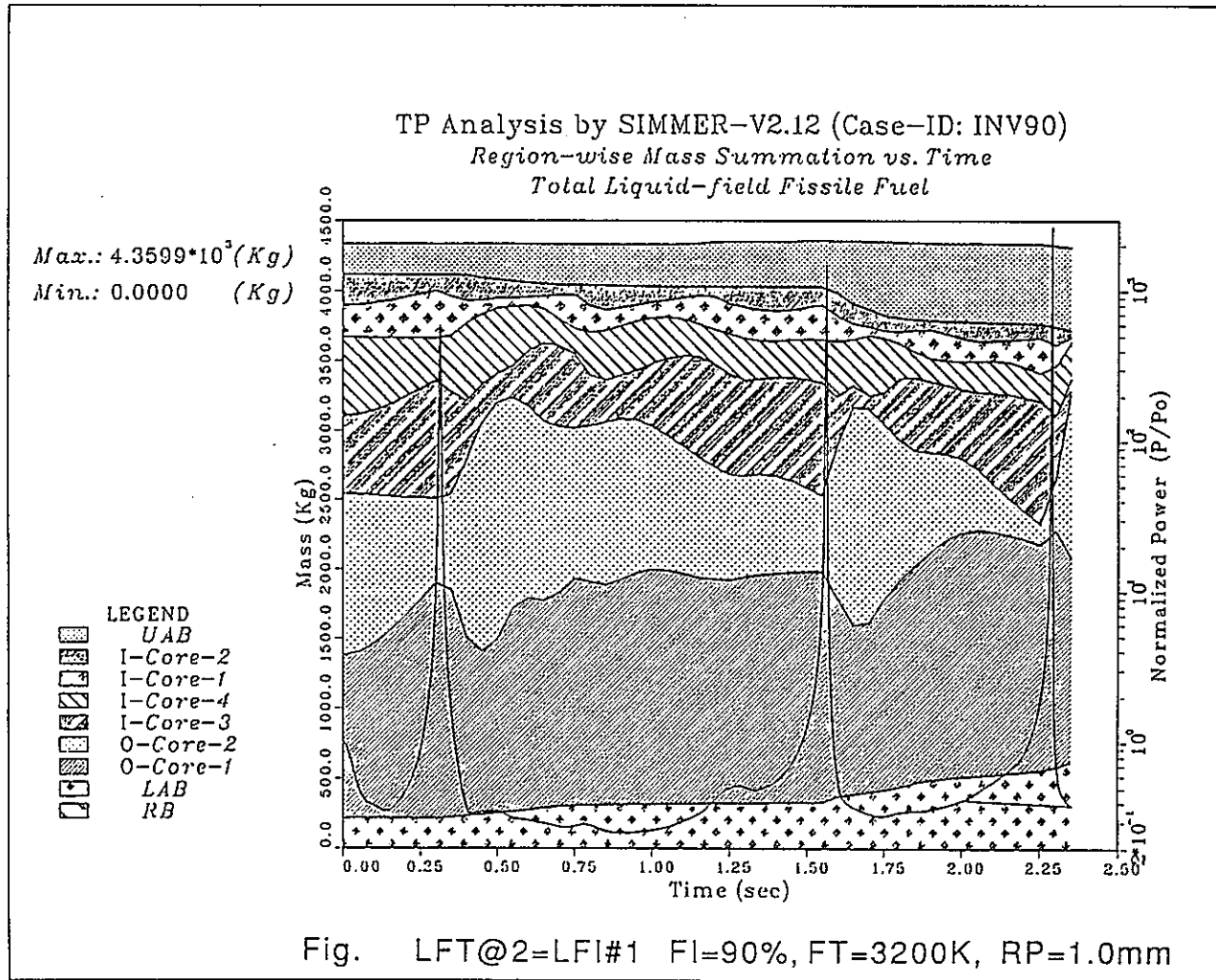


図6.3.2 全炉心プールの再臨界動的解析結果の例

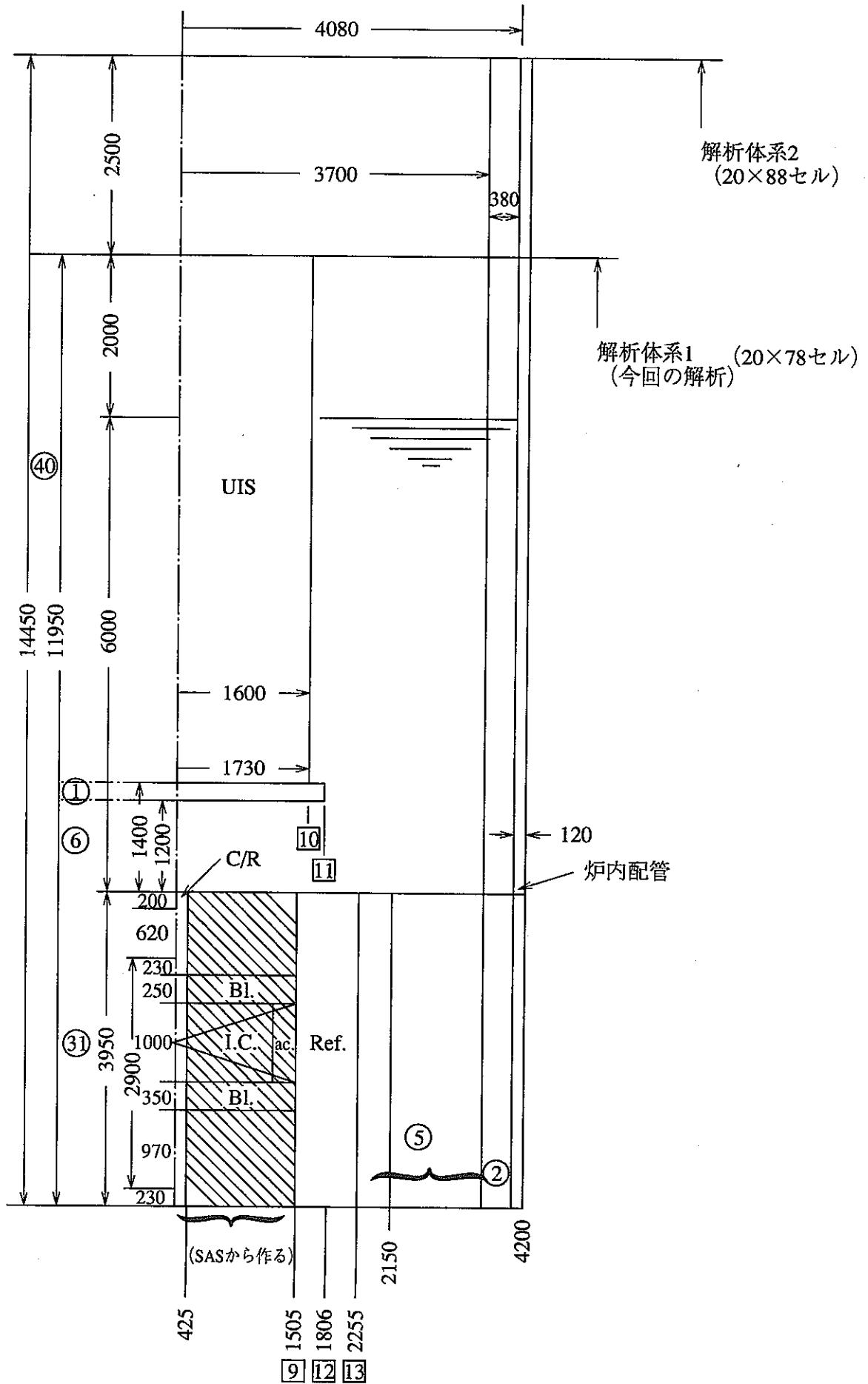
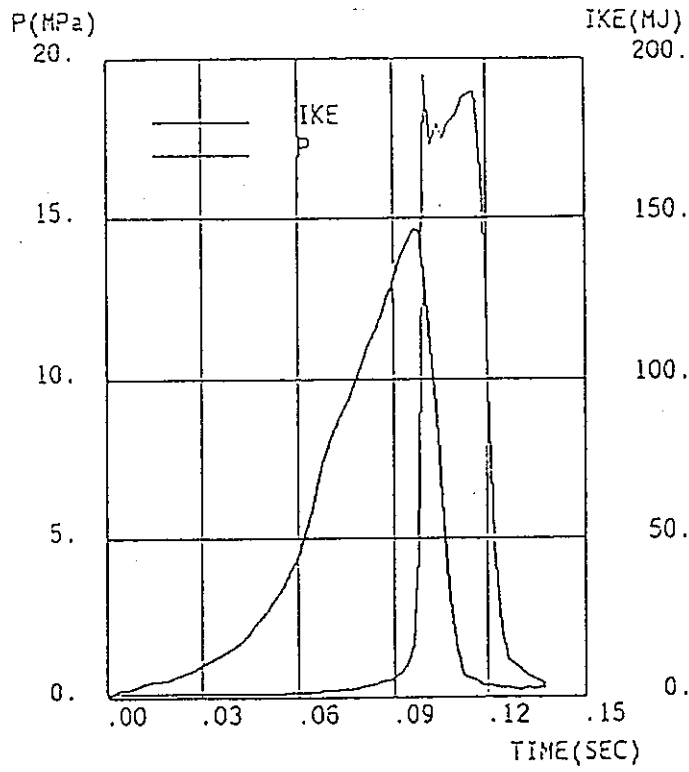


図6.4.1 炉心膨張過程解析に用いた形状モデル



Time = .1376431(sec)
MaxIKE = 146.46(MJ)
REF.wCG.w/oCR

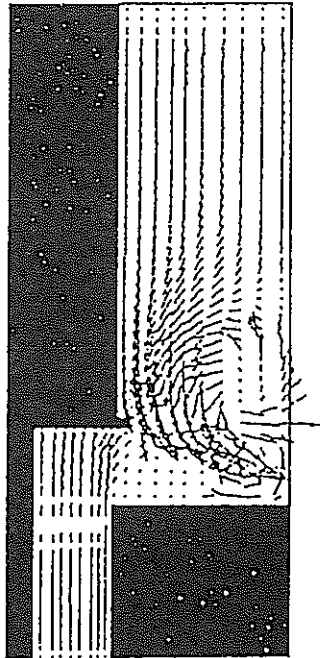


図6.4.2 炉心膨張過程の解析結果

V. 研究開發課題

平成2年度、3年度の設計研究の展開の中で、対象とした60万kWe級プラントのプラント概念の成立性に直接的に関わる研究開発課題、実用化展望と関連して研究開発を進めるべき技術的課題、及び設計ツールの整備の必要性等が明らかになっている。

本章では設計研究と連携して実施すべき主要な研究開発課題を炉心燃料設計、機器構造設計、システム・安全設計等の各分野別に整理して示す。

これらの研究開発課題は設計研究の展開の中で摘出されたものではあるが、研究開発課題としてすでに計画的に実施中のものも含まれていること、実施主体等についての考慮はしていないこと等に留意する必要がある。

(1) 炉心燃料設計関係

- ① 炉心材料であるPNC1520鋼の材料強度データ、特にスエリングデータは照射実績がまだ充分でなくその不確かさ幅が大きい為に設計評価式としては保守的な設定になっている。

炉心の取出し平均燃焼度9万MWd/tの設計目標においてはBDI, DDI等の制限条件は満足されているが将来の高燃焼度化に対しては設計上の余裕が少ない。今後の照射データの拡充によって不確かさ幅を低減し、現在のスエリングノミナル値を設計上の上限値と出来る程度の改良が期待される。

- ② MOX燃料とPNC1520被覆管の採用を前提とすると燃料設計上の各種設計条件の中では異常な過渡変化時にも燃料の溶融を防止するという条件が最も厳しいものとなる。

炉心の大型化に伴って顕著になる制御棒の誤引き抜きに伴う出力分布の局所歪みの現象及び燃焼度の増大に伴う燃料の融点低下や熱伝導度の低下等の現象を考慮すると、下記の研究開発課題が実証炉段階のみならず実用化展望の中でも重要な設計上の課題になるものと思われる。

- 燃料の高線出力化に対して高いポテンシャルを有し、本設計の標準仕様として採用した中空ペレットの製造・検査に係る量産技術を確立し、併せて照射データの蓄積と照射挙動解析コードの改良・整備を図る。
- 「常陽」、「もんじゅ」の運転経験等に基づいて出力(中性子束)高スクラムの設定値を運転信頼性を確保しつつ極力低く設定出来る根拠を明確

にするとともに、各種の余裕や不確かさ対応を合理化して「過出力係数」の合理的低減を図る。

- 「常陽」でのPTM試験、計測線付き燃料集合体 (INTA)による試験の成果、EBR-II等でのTOP試験の成果等を適切に反映して、高燃焼度段階を含めて燃料要素の溶融限界線出力を見極めると共に燃料温度の評価手法の改良と、関連物性データの信頼性向上によって燃料溶融防止に係る設計裕度の合理化を図る。

- ③ 炉心湾曲による反応度変化挙動評価、炉内シャフリング等の実施可能性の評価、遮蔽体寿命評価等の炉心設計上の課題に対する信頼性向上等の為、炉心変形挙動を炉内・炉外試験によって解明し、解析コードの整備・検証を図る必要がある。

(2) 機器構造設計関係

- ① 本設計研究におけるプラントの構造健全性は高速炉構造用SUS316鋼の優れた高温強度に強く依存しており、許認可性の観点からもその基礎データを拡充することが必要である。特に、溶接施工法の最適化等、構造物製作経験・実績を着実に積み重ねること、進行性変形評価法の合理化を図ること等が重要な課題である。
- ② 現象解明・評価用の解析コードの開発経験を基に、概念設計段階として試行錯誤的にプラント概念を確立していく為の「設計ツール」としての各種コード群、特にプラント過渡熱解析コードを整備することが必要である。
- ③ 原子炉容器ヘッドアクセス方式に特有の課題として炉容器内の熱流動挙動が原型炉までと大きく異なっていることがあげられる。炉容器内熱流動挙動を実験的に把握し、解析コードの信頼性を実施しておくことが望ましい。
- ④ UIS引き抜き方式を成立させるためには、制御棒駆動機構の引き抜き後の再使用が不可欠の条件となる。当該再使用に際して高い信頼性を担保出来る機構・構造を創出する必要がある。

(3) システム・安全関係

- ① 本設計研究においては保守・補修性の重視を主要なテーマの一つに取り上げているが、特に炉内構造物等に対する補修性への過度の要求は構造上の信頼性を損なうと共に補修に関わる付帯設備類の経済性への影響も過大になる可能性がある。高速炉の技術体系に適合し、その特徴を生かした補修性、ルースパーツ対策等をプラントシステムとの総合的な整合性を確保しつつ確立していく必要がある。
- ② 異常な過渡変化時及び事故時の燃料、特に燃料被覆管の健全性判断基準を安全評価上の過渡特性との整合性を確保し、燃料取扱中の異常事象時の考え方も明確にしつつ、炉心燃料設計上も妥当なものとして設定することが必要である。
- ③ 原子炉容器ヘッドアクセス方式に特有の課題として下記の炉容器内配管破損事象への対応方策がある。
 - 炉容器内配管破損事象の早期検出方法の開発
 - 炉容器内配管破損事象の解析・評価手法の信頼性向上とその検証
- ④ ULOF事象に起因するCDAの炉容器内終息性に係る解析・評価を引き続いて実施する必要がある。
- ⑤ 高速炉に適合した水-蒸気系の在り方、最適な運用方法を引き続いて検討する必要がある。

VI. あとがき

平成2年度、3年度における大型高速炉設計研究は出力規模として60万kWe級、炉心上部機構を引き抜く事による原子炉容器径の縮小と燃取系の簡素化の追求、簡素で受動的な炉壁保護方式の創出、基底増殖炉心の成立性とその優位性の定量的評価等の特徴として実施した。

上記の特徴を有するプラント概念について熱過渡応力に係る構造健全性の確認やCDA評価等平成4年度への残件はあるもののその基本的な成立性は定量的に確認出来たと考える。

今後は、この技術的基盤に基づいてループ数の増加とループ当たり容量の増大の適切な組み合わせによる100万kWe級以上の大型プラントへの外挿性の評価、大型化を指向する中での革新技術の適用による経済性の向上方策等を検討し、高速炉の実用化展望をより明確化していきたいと考えている。

尚、本プラントの基本仕様・主要仕様に係る選定根拠、各種報告会・説明会での質疑応答記録、概略の経済性評価等について別途報告を行う予定である。