

平成5年度大型高速炉設計研究

－ 成果報告会資料集 －

1994年6月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団社内における検討を目的とする社内資料です。については複製、転載、引用等を行わないよう、また第三者への開示又は内容漏洩がないよう管理して下さい。また今回の開示目的以外のことには使用しないよう注意して下さい。

本資料についての問合せは下記に願います。

〒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

技術開発部・技術管理室

平成5年度大型高速炉設計研究
— 成果報告会資料集 —

林 秀行¹⁾、 永沼 正行¹⁾
石川 眞²⁾、 一宮 正和¹⁾
中大路道彦¹⁾、 笠原 直人³⁾
森下 正樹³⁾、 内山 尚基⁴⁾
向坊 隆一¹⁾

要 旨

平成5年度の大型高速炉設計研究は、前年度までに検討したMOX炉心による130万kWe級大型プラントの設計研究成果を更に発展させ、FBRが多数基稼働する実用炉時代に重要となるプラント固有の安全性強化を重点とした検討を実施した。

設計研究では、流量喪失型事象に重点をおいて受動的安全性の抜本的強化を図るものとし、ULOF事象（流量喪失スクラム失敗事象）を想定してもノミナル評価では冷却材沸騰を防止できることを目標とした。この目標を達成するため、炉心設計ではドップラー係数を拡大したスペクトルシフト型窒化物燃料炉心を採用し、プラント設計では、ULOF事象を考慮した原子炉出入口温度条件とこれに対する最適なヒートバランスを選定すると共に、冷却系主要機器のサイジングを行い、また、主ポンプ流量半減時間延長のためのポンプ等冷却系機器設計の具体化と過渡事象時の冷熱過渡に対する構造健全性の検討等を実施した。

本報告は、平成6年6月3日に開催した「平成5年度大型炉設計研究報告会」の発表要旨と使用したOHP原稿及び報告会における主要な質疑応答を「業務報告書」の位置付けで速報的に作成したものである。

-
- 1) 大洗工学センター 技術開発部 プラント工学室
 - 2) 大洗工学センター 技術開発部 中性子工学グループ
 - 3) 同 機器構造開発部 構造工学室
 - 4) 同 安全工学部 プラント安全工学室

目 次

1. はじめに	1
---------	---

2. 130万kWe級受動的安全プラント設計研究	2
--------------------------	---

添付資料

1 成果報告会 OHP集	3
--------------	---

2 成果報告会 質疑応答集	217
---------------	-----

1. はじめに

プラント工学室では、平成2年度から平成3年度までに60万kWe級の原子炉容器ヘッドアクセス方式ループ型炉の設計研究を実施し、平成4年度には出力規模の増大に対する外挿性、適用性を確認するために130万kWe級プラントに係る検討を行っている。平成5年度は上記の設計研究を更に発展させ、FBRが多数基稼働する実用炉時代に重要となるプラントの受動的安全性強化を重点とした検討を実施した。

設計研究では、特に流量喪失型事象に重点をおいて受動的安全性の抜本的強化を図るものとし、ULOF事象（流量喪失スクラム失敗事象）を想定しても、ノミナル評価では冷却材沸騰を防止できることを目標とした。この目標を達成するため、炉心設計ではドップラー係数を拡大したスペクトルシフト型窒化物燃料炉心を採用し、プラント設計では、ULOF事象を考慮した原子炉出入口温度条件とこれに対する最適なヒートバランスを選定すると共に、冷却系主要機器のサイジングを行い、また、主ポンプ流量半減時間延長のためのポンプ等冷却系機器設計の具体化と過渡事象時の冷熱過渡に対する構造健全性の検討等を実施した。

なお、本設計研究は大洗工学センターの他部課室の参画、協力を得て、内部実施を主体とした取り組みにより実施されている。

本報告は、平成6年6月3日に開催した「平成5年度大型炉設計研究報告会」の発表要旨を本文とし、報告会で使用したOHP原稿及び報告会における主要な質疑応答の記録を添付書類としてとりまとめたものである。

2. 130万kWe級受動的安全プラント設計研究

平成5年度の大型炉設計研究においては、前年度の大型化に伴う構造成立性に着目した130万kWe級MOX炉心プラントの設計研究を更に発展させ、これからの新型炉開発において特に重要視されるプラントの受動的安全性強化を最優先とした検討を行った。このため、冷却系システム、炉構造等の基本的プラント概念は、前年度のプラント設計を基本とするが、炉心燃料仕様、炉心型式、原子炉出入口温度条件については、受動的安全性強化の観点から全面的な見直しを図るものとした。

具体的には、流量喪失スクラム失敗事象（ULOF）における受動的炉停止を達成するために、

- ・ ナトリウムボンド型窒化物燃料を用いる。
- ・ ドップラー係数強化のためにスペクトルシフト炉心概念を採用する。
- ・ 原子炉出入口温度条件については、ULOF事象における冷却材沸騰を防止する観点から、原子炉出口温度を20℃、出入口温度差を30℃低減する。
- ・ 1次系主ポンプ流量半減時間を20秒にまで延長するため、主ポンプは高回転数仕様とすると共に、更に、慣性を増加するシステム概念を検討する。
- ・ ULOFにおいてはポニーモーター引継運転がないと想定する。

ものとして、プラントシステム概念の見直し、変更を行った。

また、主ポンプ流量半減時間の大幅な延長に関しては、冷熱過渡に対する炉構造、冷却系機器の構造健全性を確認するために過渡時の熱応力解析を実施した。その他、原子炉容器上部構造を抜本的に変更した上鏡蓋型原子炉容器および冷却材流路を有するUIS構造の耐震性を中心とした構造成立性検討、大型炉プラントの床応答に対する検討を実施した。

プラントの安全性評価については、ULOF時の炉心動特性解析を実施すると共に、炉内配管破断等のいわゆる設計基準事象解析、1次冷却材漏洩時の熱影響解析も実施している。

以上の設計検討の結果、

- ・ スペクトルシフト型窒化物燃料炉心による130万kWe級大型高速炉プラントはULOF事象に対する大きな受動的炉停止能力を有する。
- ・ ほぼドップラー反応度だけで受動的炉停止を達成しており、実証性が高い受動的安全性を有する。
- ・ 受動的安全性強化のためのプラント温度条件の変更、冷却系機器仕様の変更の経済性への影響は無視できる。
- ・ 設計基準事象における安全余裕が著しく拡大されており、今後の設計の合理化が期待できる。

ことが分かった。

平成5年度大型炉設計研究により、窒化物燃料の特長を最大限に活かした実用炉概念が構築されると共に今後の大型炉開発の有力な方向性が示された。

添付資料 1

成果報告会OHP集

平成5年度大型炉設計研究報告会プログラム（6月3日）

技術開発部プラント工学室

（1）緒言

13：05～13：10 130万kWe級受動的な安全プラント設計研究の概要（向坊）

（2）炉心設計（スペクトルシフト窒化物燃料炉心）

13：10～13：25 炉心核特性評価（林）

13：25～13：40 ATWS事象時の炉心挙動評価（永沼）

13：40～13：55 増殖性の改良に関する検討（ASC概念の検討）（林）

13：55～14：15 核特性予測精度に関する検討（中性子工学Gr 石川）

（3）システム・冷却系設計

14：15～14：45 ヒートバランス、冷却系機器設計（一宮）

14：45～14：55 休憩

（4）原子炉構造設計

14：55～15：25 原子炉上部構造の検討（中大路）

15：25～15：45 熱過渡時の構造健全性評価（構造室 笠原）

（5）耐震設計

15：45～16：05 大型炉の床応答評価（構造室 森下）

（6）安全評価

16：05～16：35 設計基準事象等解析（一宮）

16：35～16：55 1次冷却材漏洩時の熱影響評価（プラント安全 内山）

以上討論時間5分を含む

16：55～17：00 総合討論、講評等

炉心核特性評価

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

林 秀行

ー130万KWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心ー

設計目標

- 実用炉規模の大型炉心におけるULOF時受動的炉停止達成

設計方針

- 窒化物燃料の高熱伝導度，Naとの両立性を受動的安全性の強化に積極的に利用
 - Naボンド型燃料によりULOF時ドップラー反応度フィードバックを負にする。
- ドップラー係数の拡大による受動的炉停止能力の増加
 - スペクトルシフト炉心概念の採用
- 不確か要因を減少させた実証性の高い受動的安全性
 - 炉心湾曲反応度に依存しないULOF時受動的停止

—130万KWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心—

炉心基本仕様

- Pu富化度2領域均質炉心（スペクトルシフト）
- 燃料型式……ナトリウムボンド型窒化物燃料
- 燃料線出力……平均～230W/cm（最大～400W/cm）
- 炉心取出平均燃焼度……約10万MWd/t
（現状の炉心材料のスエリング特性を前提）
- 運転サイクル，燃料交換バッチ……12ヶ月，4バッチ
- $\text{ZrH}_{1.6}$ 添加割合……全炉心燃料要素の5%程度
（前年度サーベイではドップラー係数2倍，
冷却材温度係数30%減少）

—130万KWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心—

窒化物燃料の特徴と燃料仕様の設定

● 燃料スエリング率……0.5% $\Delta D/D/1$ 万MWd/t

● FPガス放出率……10% at $< 1200^{\circ}\text{C}$

(高密度ペレット)

● 被覆管内面腐食……痕跡なし



● ピン径／内厚比……MOX燃料と同様（保守的）

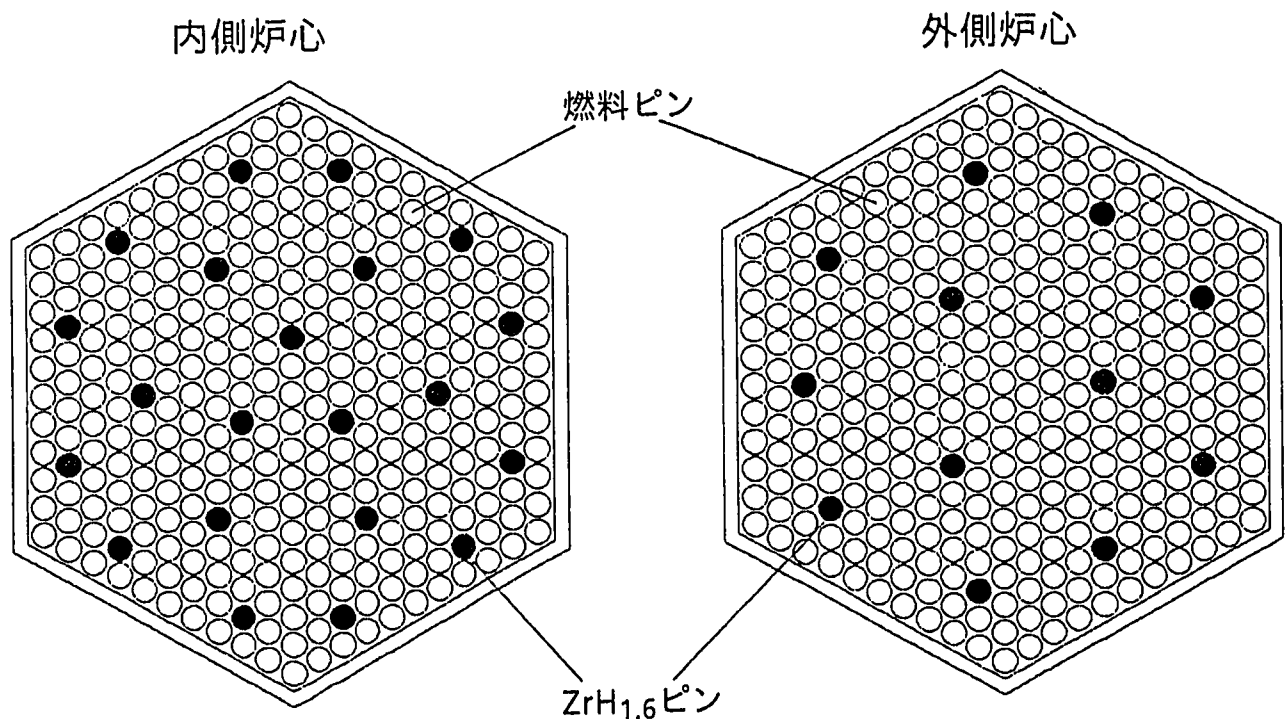
● ペレット－被覆管ギャップ……広いギャップによる

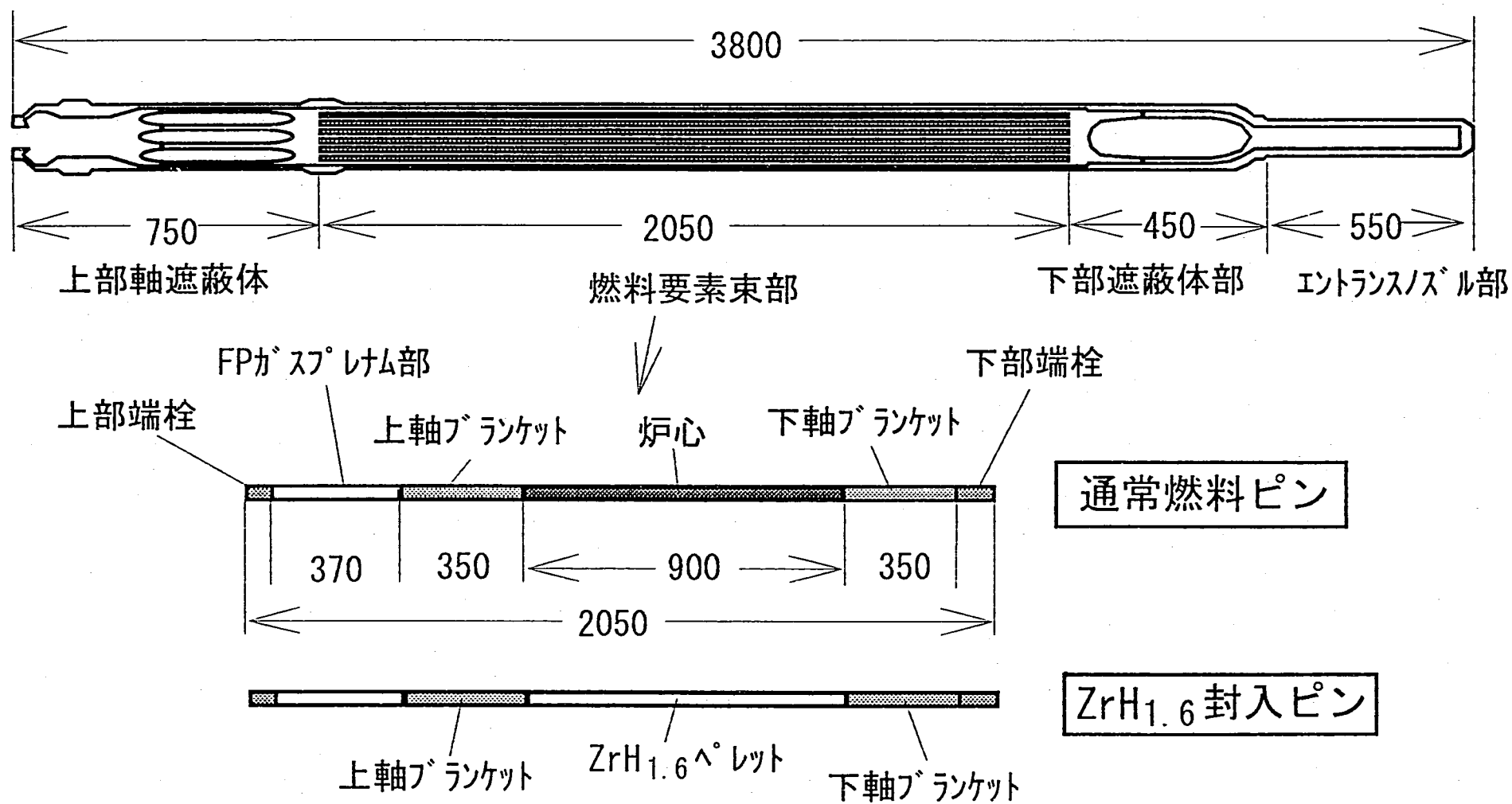
PCMI発生防止

● ガスプレナム長さ……被覆管内圧について50%の余裕
(ボンドナトリウムの上昇分考慮)

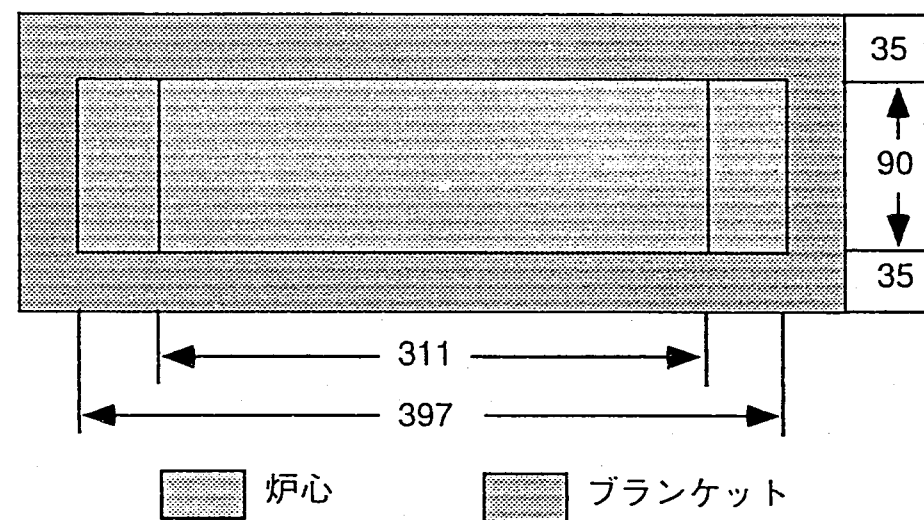
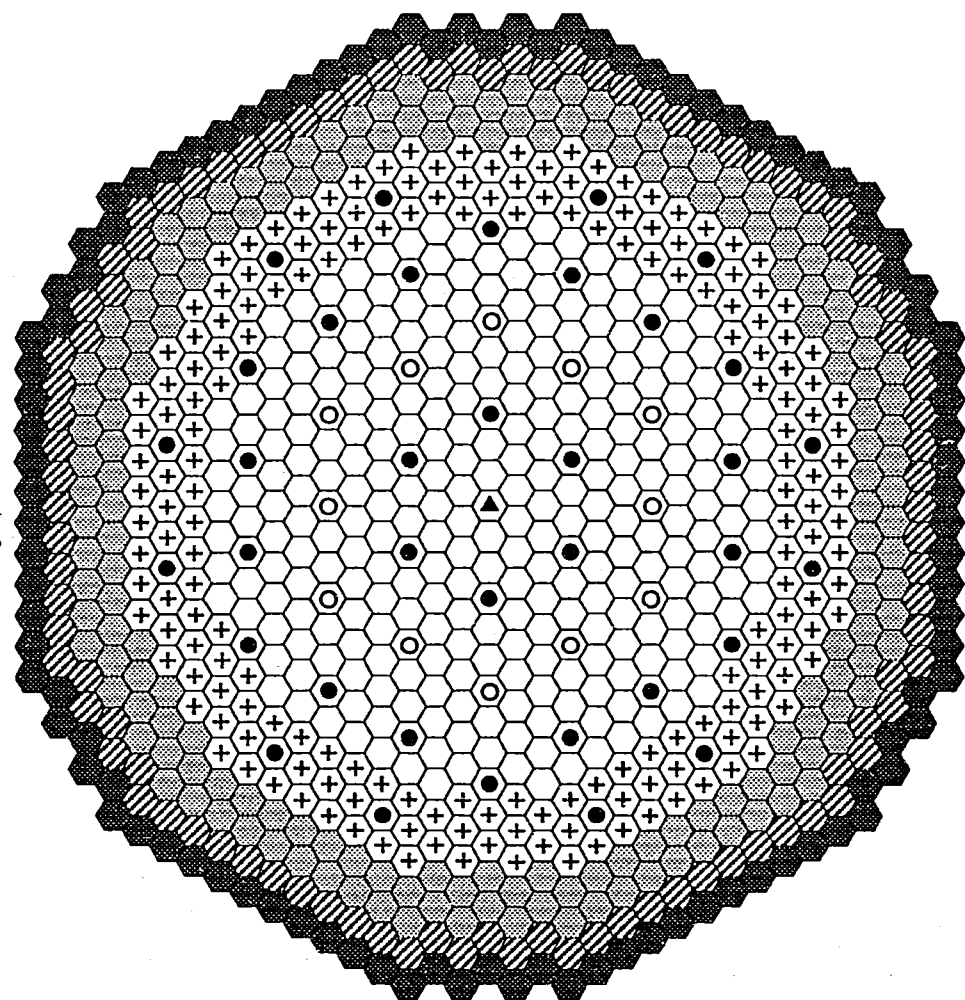
130万kWeMN炉心燃料仕様

項目	炉心燃料	ブランケット燃料
ピン径	7.1mm	12.3mm
燃料ペレット径	5.8mm	11.0mm
ペレット間ギャップ	0.5mm	0.3mm
燃料ペレット密度	95%TD	95%TD
燃料スミア密度	80.5%TD	90.0%TD
被覆管肉厚	0.4mm	0.5mm
ワイヤ径	1.20mm	1.08mm
燃料ピン配列ピッチ	8.35mm	13.44mm
燃料ピン全長	2050mm	2050mm
集合体当り燃料ピン数	331本	127本
内対面間距離	154.3mm	154.3mm
ラッパ管板厚	4.0mm	4.0mm
ラッパ管間ギャップ	5.0mm	5.0mm
集合体配列ピッチ	167.3mm	167.3mm





集合体軸方向寸法概略図



○	内側炉心	276体
+	外側炉心	186体
▨	ブランケット	174体
▨	SUS遮蔽体	96体
●	B ₄ C遮蔽体	102体
⊙ ▲	主炉停止系制御棒	37体
○	後備炉停止系制御棒	12体
合計		883体

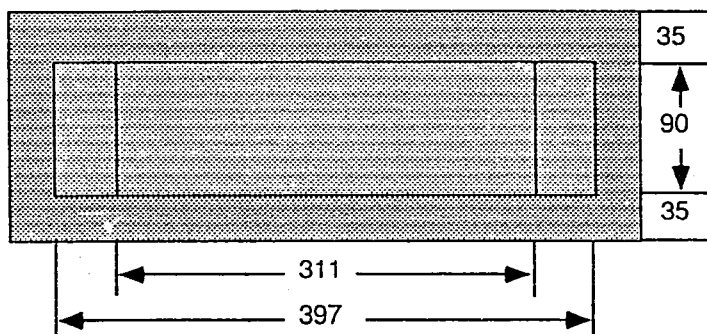
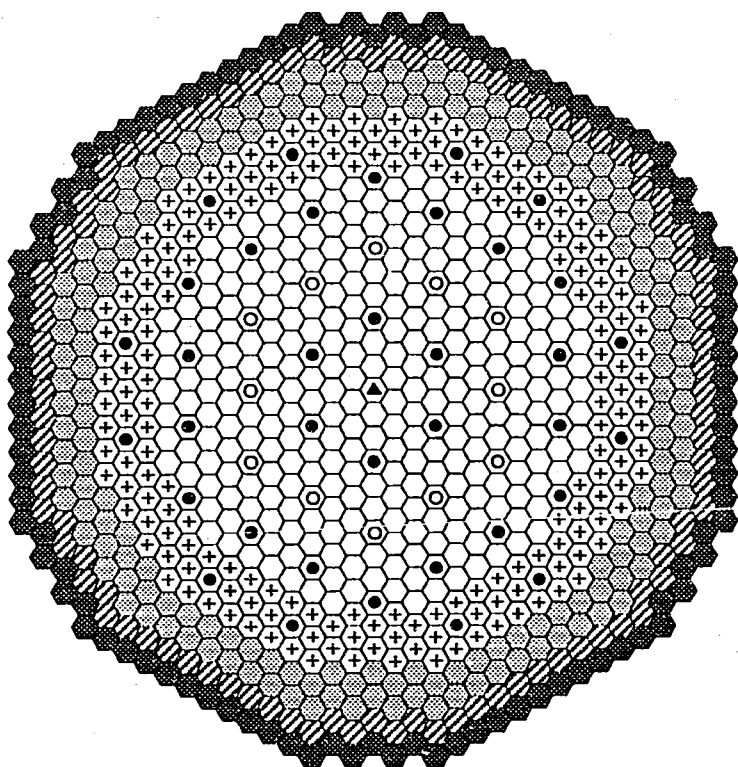
130万kWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心

130万kWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心主要目

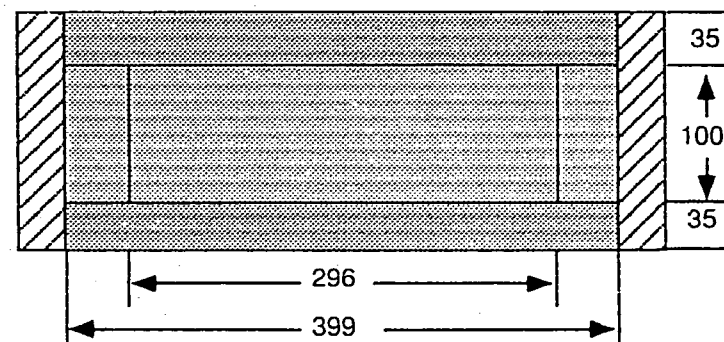
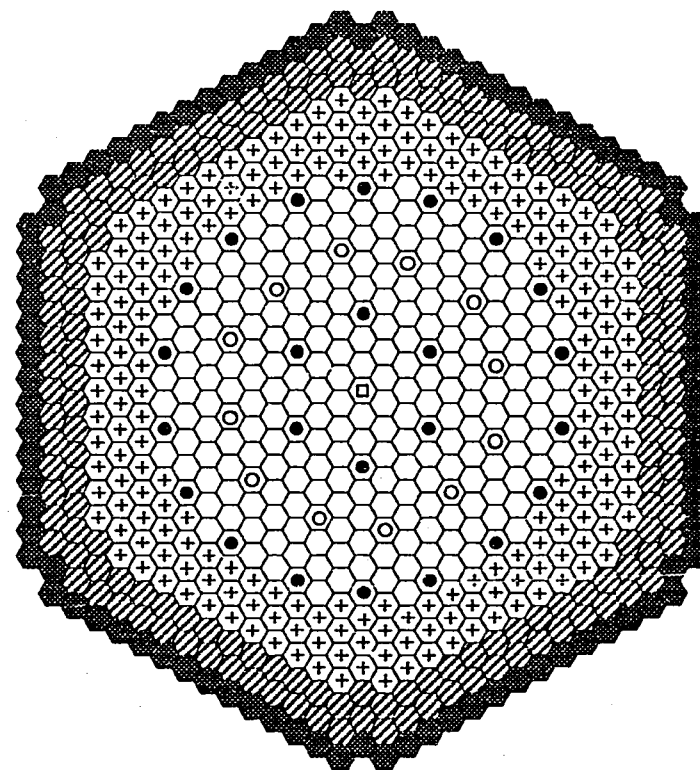
項目		仕様
原子炉出入口温度 (°C)		510/390
原子炉熱出力 (MW)		3200
運転サイクル長さ (日)		384
炉心燃料交換バッチ数		4
炉心燃料集合体数 (体) (内側炉心/外側炉心)		276/186
ブランケット集合体数 (体)		174
制御棒本数 (本) (主系統棒/後備系統棒)		37/12
SUS遮蔽体数 (体)		96
B4C遮蔽体数 (体)		102
Pu富化度 (w/o) (内側炉心/外側炉心)		15.9/20.1
増殖比 (平衡初期/平衡末期)		1.160/1.174
最大線出力 (W/cm)		387
炉心平均線出力 (W/cm)		223
炉心取出平均燃焼度 (MWd/t)		103,000
燃焼反応度損失 (% $\Delta k/k'$)		3.30
最大高速中性子束 (n/cm ² sec)		2.23×10^{15}
ピーク高速フルエンス (n/cm ²)		2.94×10^{23}
物質収支 (平衡炉心)	装荷Pu fissile量 (kg)	1256
	取出Pu fissile量 (kg)	1500
	取出/装荷重量比	1.19

反応度係数評価結果

	130万KWeスペクトルシフト 窒化物炉心	平成4年度 130万KWe MOX炉心
Pu富化度(W/O) (内側炉心／外側炉心)	15.9/20.1	18.4/21.0
炉心平均取出燃焼度 (MWd/t)	103,000	145,000
ドップラー係数(Tdk/dT) (炉心部)	-14.46×10^{-3} (-13.22×10^{-3})	-7.815×10^{-3} (-6.58×10^{-3})
冷却材密度係数 ($\Delta K/K / \Delta \rho / \rho$)	-1.254×10^{-2}	-2.117×10^{-2}
冷却材温度係数 ($\phi / ^\circ\text{C}$)	0.101	0.183
全炉心Naボイド反応度(\$) (ラッパ管ギャップNa除く)	4.06	6.13
実効遅発中性子割合: (β_{eff})	3.842×10^{-3}	3.575×10^{-3}
即発中性子寿命: ℓ_p (sec)	4.088×10^{-7}	4.153×10^{-7}



H5年度130万kWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心



H4年度130万kWe級MOX燃料炉心

炉心体系比較図

制御棒の必要反応度価値(単位 : $\% \Delta k / k k'$)

	項 目	主炉停止系
計 画 余 剰 反 応 度	1. 温度・出力補償(200°C~定格)	1.10
	2. 燃焼補償	3.30
	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	0.38
	(1)出力補償予測誤差(1 σ)	0.11
	(2)燃料製作公差(1 σ)	0.15
最 大 余 剰 反 応 度	(3)燃焼補償予測誤差(1 σ)	0.33
	不確かさの処理法	統計
	合 計	5.08
	6. 核計算不確かさ	0.53
	(1)臨界性予測誤差(1 σ)	0.44
必 要 反 応 度 の 最 大 値	(2)燃料製作公差(2 σ)	0.30
	不確かさの処理法	統計
	必要反応度の最大値	<u>5.61</u>

	項 目	後備炉停止系
出 力 補 償	1. 温度・出力補償(200°C~定格)	1.10
	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(2 σ)	0.22
	必要反応度の最大値	<u>1.52</u>

(誤差等は全て目標であり、MOX炉心と同等とした)

制御棒価値の評価

(制御棒B-10濃縮度：90%)

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	8.65	2.15
● ノミナル設計値* ¹	7.31	1.82
● 最小値* ²	6.58	<u>1.64</u>
<u>ワンロッドスタック時</u>		
● 3次元拡散計算値	7.91	
● ノミナル設計値* ¹	6.68	
● 最小値* ²	<u>6.01</u>	
必要反応度最大値	<u>5.61</u>	<u>1.52</u>
炉停止余裕	0.40* ³	0.12* ⁴

*1 各種補正 (暫定値;0.845、MOX炉心と同様)

*2 ノミナル計算値×設計予測誤差 (±10%、暫定値)

*3 ワンロッドスタックに対する最小値である。

*4 全数挿入に対する最小値である。

まとめ

- Naボンド型窒化物燃料をスペクトルシフト概念と組み合わせることにより130万kWe級の大型炉心での抜本的な受動的安全性の強化が可能となる見通しが得られた。
- Naボンド型燃料による集合体軸長の短縮化、スペクトルシフトでの高速中性子照射量低減による高燃焼度化を通して、窒化物燃料の経済性を向上できる見通しがある。
- 増殖性の低下、制御棒ワースの低下については、スペクトルシフト炉心概念の中で最適化を図る必要がある。

—130万KWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心—
今後の計画（H6年度）

- 炉心配置最適化検討
 - ・ 制御棒配置，出力分布平坦化（ $ZrH_{1.6}$ 内外比）
- 非対称スペクトルシフト炉心（ASC）の最適化検討
 - ・ 増殖性の向上
 - ・ UTOPに対する耐性強化
- スペクトルシフト炉心の燃料集合体非均質性解析
 - ・ 臨界性，反応度係数に対する非均質効果解析
 - ・ 熱的非均質効果解析（サブチャンネル解析）

ATWS事象時の炉心挙動評価

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

永沼 正行

報告内容

- 目的
- プラント条件及びリファレンス解析条件
- ULOF ULOF時炉心挙動評価
 感度評価
 安全マップ評価
- UTOP UTOP時炉心挙動評価
 感度評価
 許容挿入反応度評価
- まとめ

目的

◆Naボンド型MN130万kWeスペクトルシフト炉心のATWS時挙動を解析し、本炉心の受動的安全性を評価する。

⇒そのため、ULOF（流量喪失スクラム失敗事象）時の受動的炉停止能力の確認、及びUTOP（過出力スクラム失敗事象）時における許容挿入反応度の評価を行った。

◆受動的炉停止能力強化のための設計の方向性を探る。

⇒そのため、各特性パラメータの冷却材ピーク温度に対する感度解析を行った。

また、本研究では受動的炉停止の具体的判断条件を以下の様にした。

- 冷却材沸騰が生じないこと。
- 燃料溶融が生じないこと。

プラント条件及びリファレンス解析条件

◆プラント条件

- 原子炉出入口温度： 510℃／390℃
- 主ポンプ流量半減時間： 20秒
(炉構造側の成立見通しあり)
- ポニーモータ運転引継なし (自然循環)

◆リファレンス解析条件

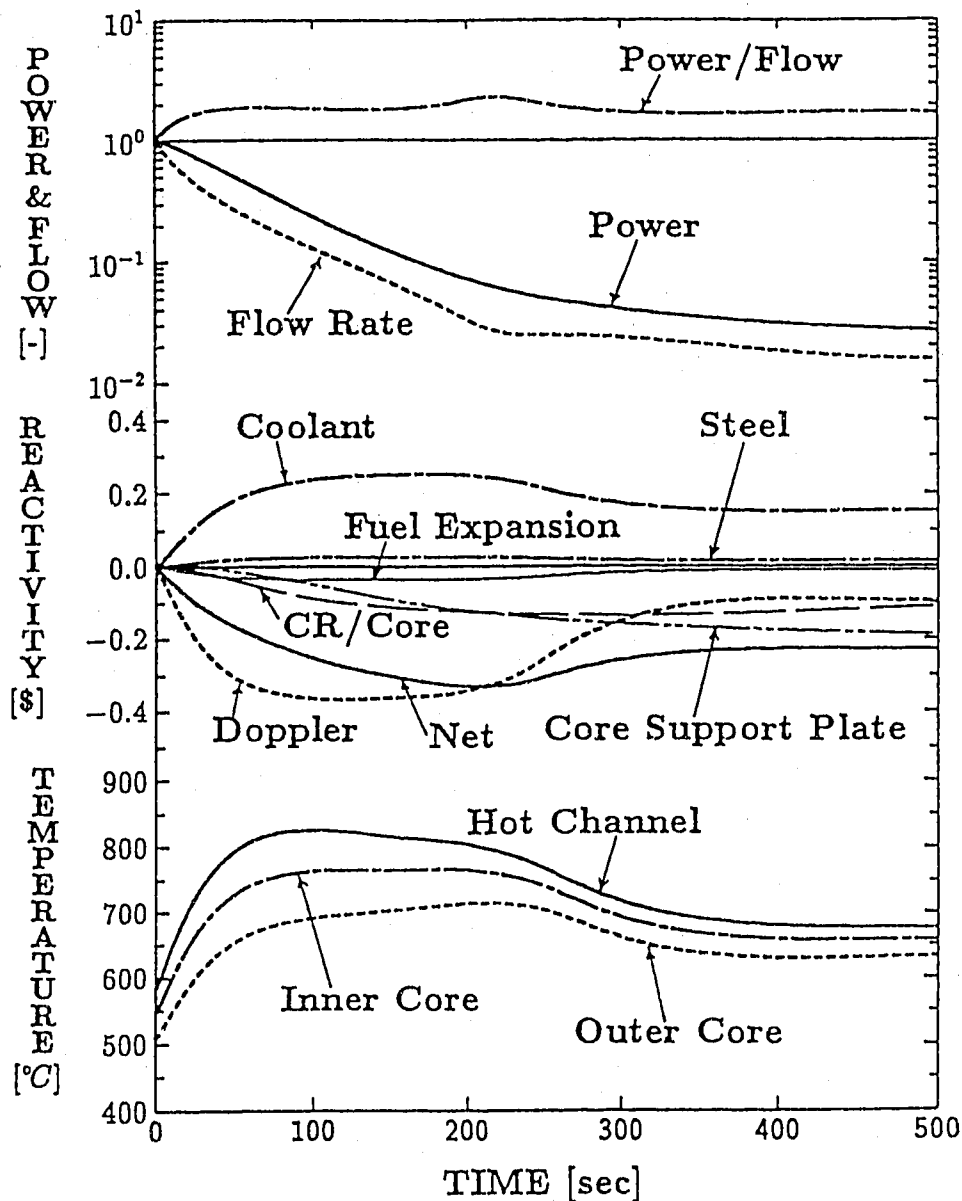
- 反応度：ドップラ反応度⇒ 考慮
- 冷却材温度反応度⇒ 考慮
- 燃料温度反応度⇒ 考慮
- 被覆管温度反応度⇒ 考慮
- 構造材温度反応度⇒ 考慮
- 制御棒延長管伸張反応度⇒ 考慮
- 炉心支持板膨張反応度⇒ 考慮
- 炉心湾曲反応度⇒ 考慮せず
- ノミナルホットテストピン条件：最大線出力 387W/cm
被覆管初期最高温度 580℃
- 制御棒延長管微分反応度： 7¢ / cm、時定数60秒

ULOF時炉心挙動

◆リファレンス条件解析結果 (メーカーコード)

事象想定：時刻0でポンプトリップ+スクラム失敗

- ・炉心出力、炉心流量、出力／流量の時間変化
- ・各反応度の時間変化
- ・各チャンネルでの冷却材ピーク温度の時間変化



●ノミナルホットピンでの冷却材ピーク温度：826°C

●ULOF時の受動的炉停止能力が確認された。

ULOF感度評価

パラメータを変更した各ケースを想定し計算を行い、核特性等の不確かさによるULOF事象での冷却材ピーク温度の変化幅を検討した。

◆解析条件

感度解析にはプラント室所有の1点近似炉心動特性解析コードHIPRAC-3Dを使用した。

●本コード上の制約から以下の条件を基準ケースとして検討した。

- ・主ポンプ流量半減時間12秒、ポニーモータ流量15%
(流量半減時間20秒、自然循環と同程度の条件として設定)
- ・炉心支持板膨張反応度考慮せず
(炉心入口温度一定)

●炉心部流路：5チャンネルに分割

- | | |
|---------------------|---------------------|
| Ch.1 内側炉心 | Ch.2 外側炉心 |
| Ch.3 径ブランケット | Ch.4 内側炉心ノミナルホットテスト |
| Ch.5 外側炉心ノミナルホットテスト | |

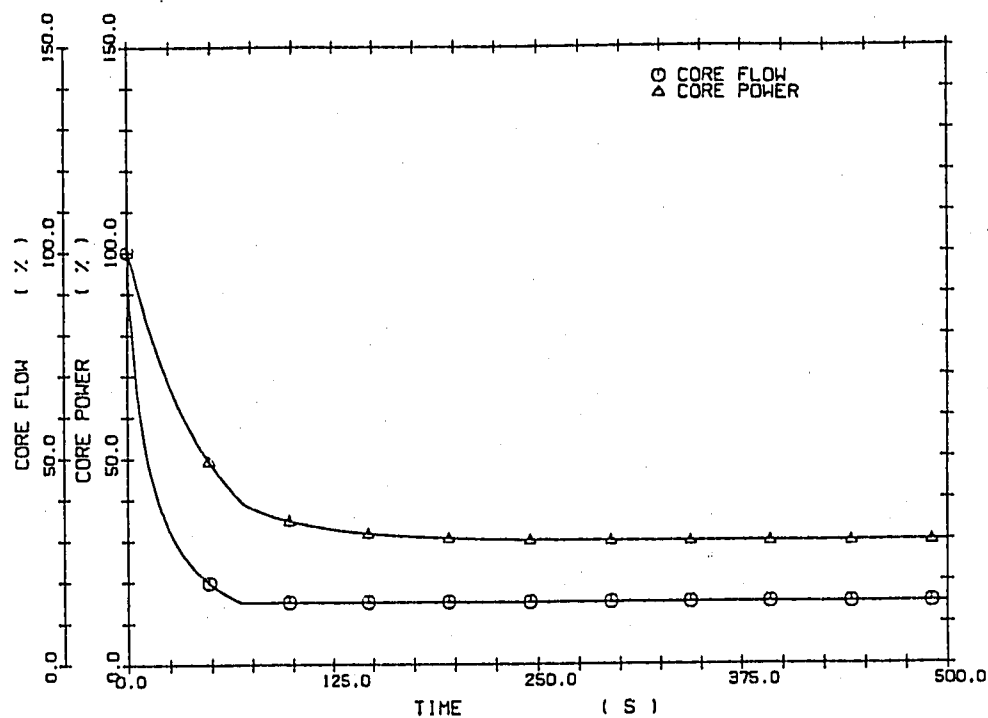
●流量配分：

内側炉心	58.3%
外側炉心	33.5%
径ブランケット	2.2%
無駄流量	6.0%

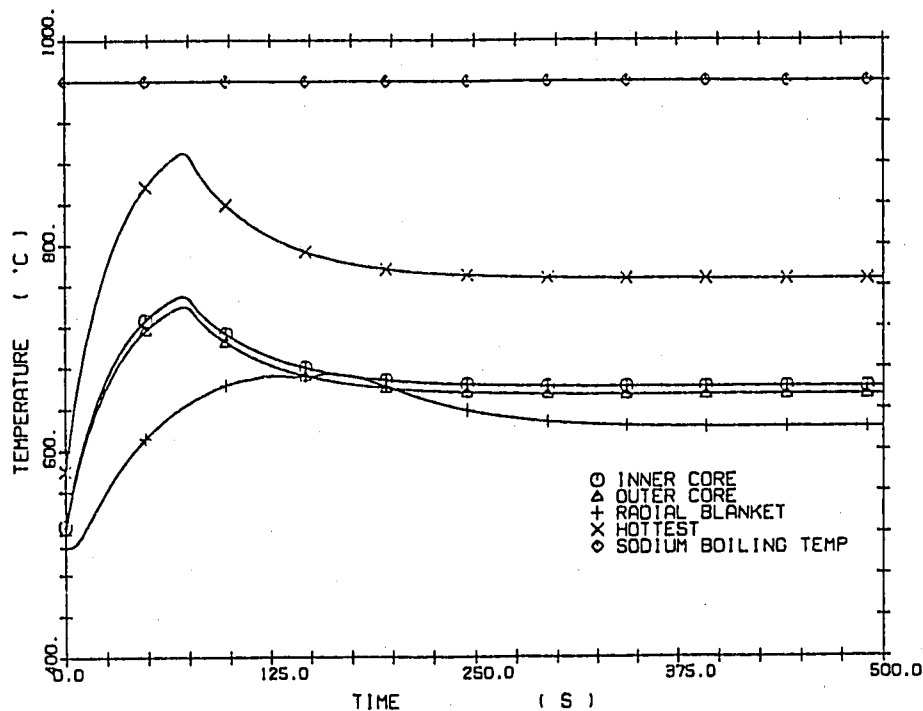
ULOF感度解析

◆基準ケース解析結果 (HIPRAC-3D)

事象想定：時刻0でポンプトリップ+スクラム失敗



炉心流量・炉心出力時間変化



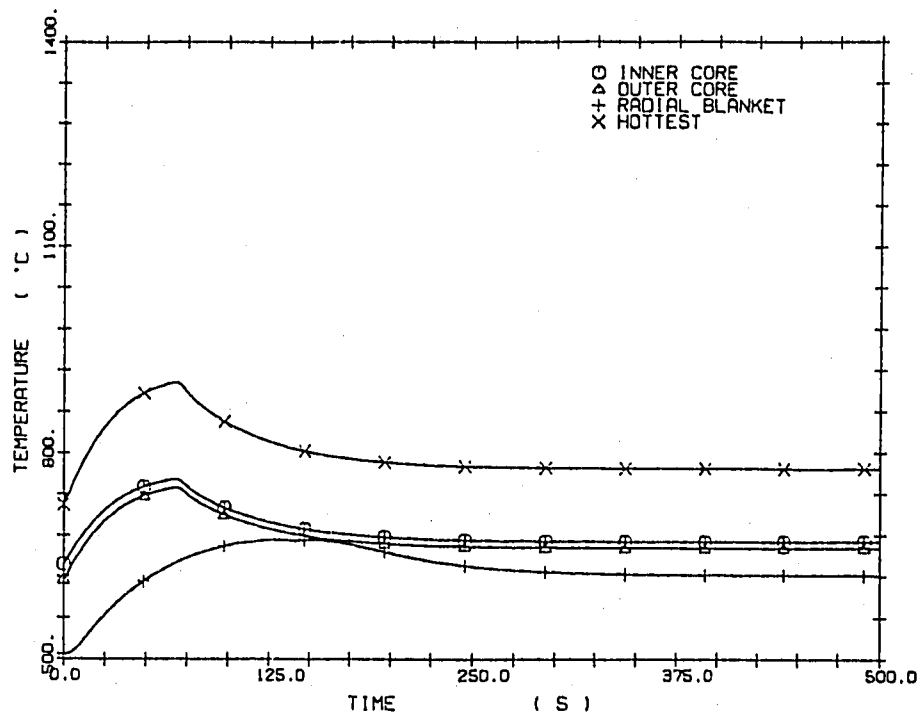
各チャンネルでの冷却材温度時間変化

(冷却材沸騰温度はカバーガス圧1.9気圧を想定し960℃とした)

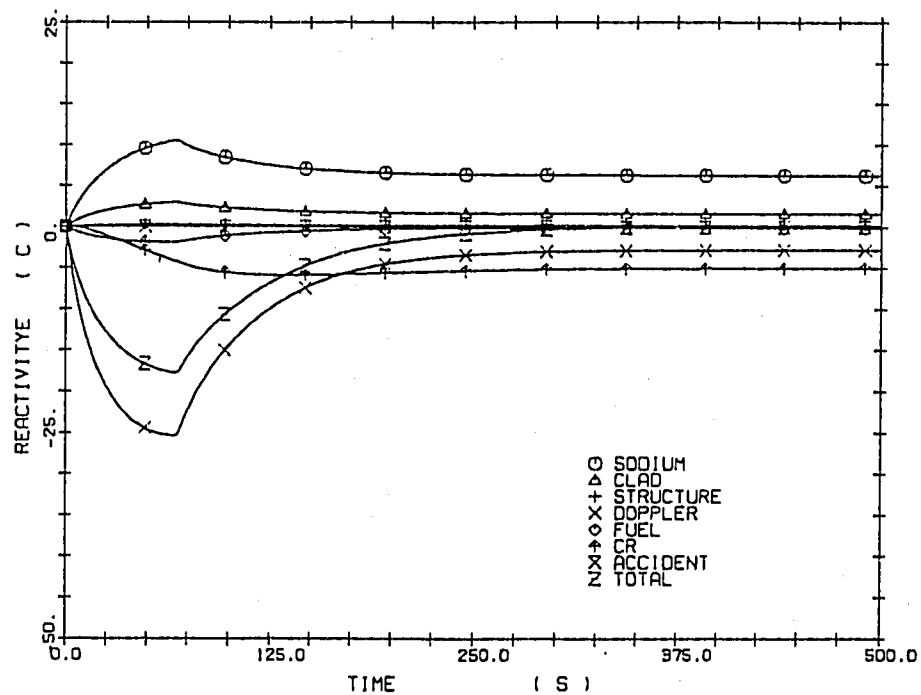
●ノミナルホットテストチャンネルでの冷却材最高温度：890℃

ULOF感度解析

◆基準ケース解析結果 (HIPRAC-3D)



各チャンネルでの燃料温度時間変化

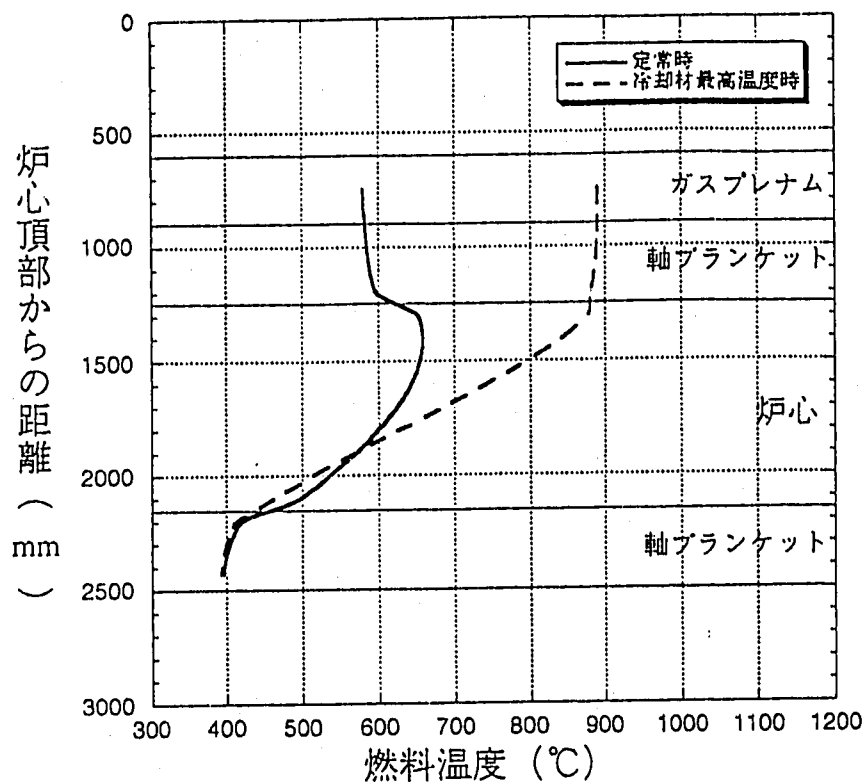


各反応度時間変化

- ノミナルホッテストップインでの燃料最高温度： 902℃
- 冷却材最高温度時の全反応度： -16.7¢

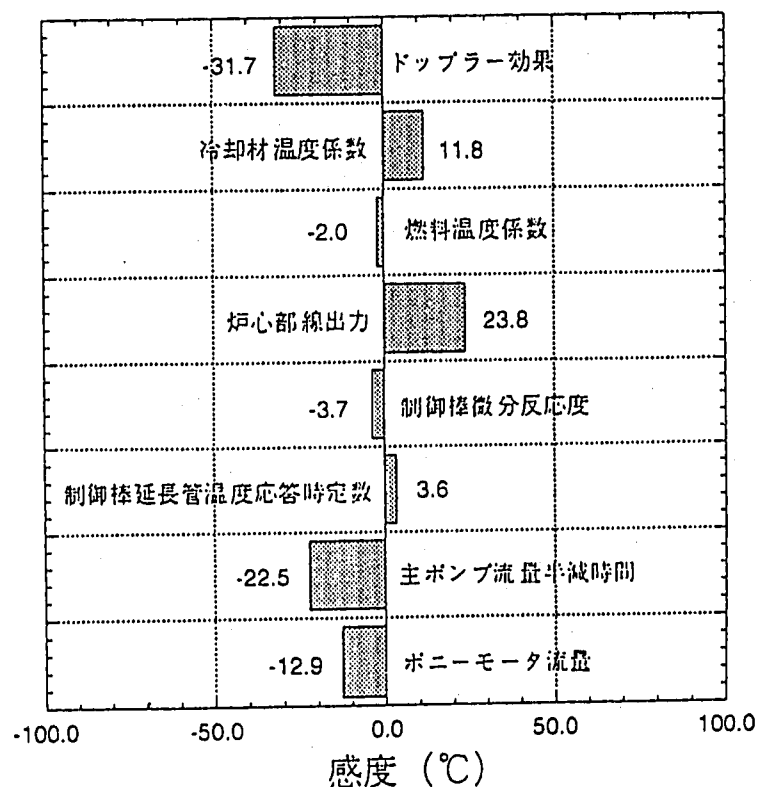
ULOF感度解析

◆軸方向燃料温度分布



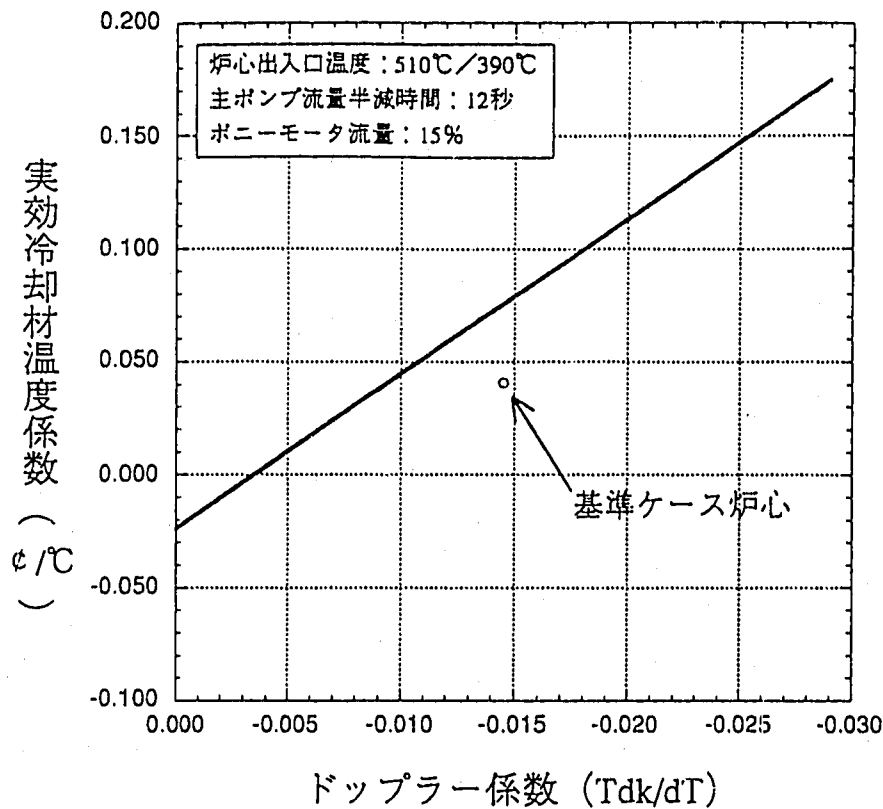
燃料温度：ペレット径方向平均温度

◆感度解析結果



各パラメータ20%変化に対する冷却材ピーク温度の基準ケース値 (890°C) からの変化量

ULOF事象安全マップ



- 実効冷却材温度係数：軸方向の冷却材温度分布を考慮した上で、炉心頂部の冷却材温度が1℃変化した時の反応度
⇒冷却材密度係数の軸方向分布が著しく異なる炉心間の比較に有効
- 冷却材沸騰に至るには、ドップラー係数では35%の減少、冷却材温度係数では85%の増加程度まで余裕があることが分かった。

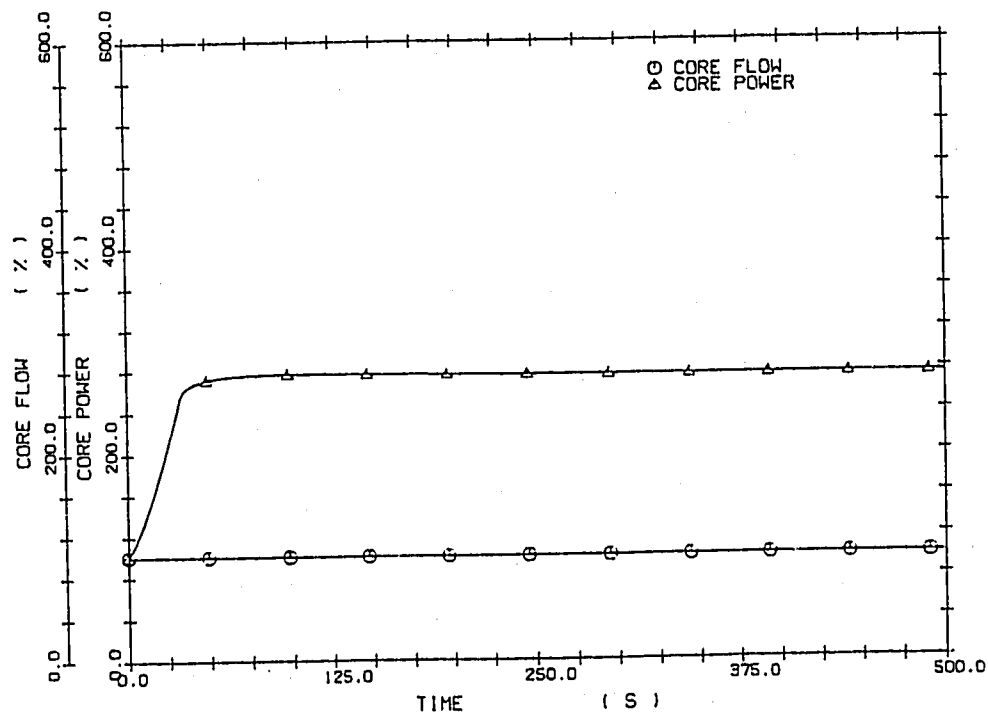
UTOP時炉心挙動

◆リファレンス条件解析結果

- 事象想定： 制御棒1本の誤引抜き＋スクラム失敗
- リファレンス解析条件：反応度挿入率 3¢/sec (ランプ状挿入)
挿入反応度 1\$
流量 定格で一定
- 解析コードはHIPRAC-3Dを使用した。
⇒炉心支持板膨張反応度考慮せず。
- 炉心部流路：5チャンネルに分割

Ch.1 内側炉心	Ch.2 外側炉心
Ch.3 径ブランケット	Ch.4 内側炉心ノミナルホットテスト
Ch.5 外側炉心ノミナルホットテスト	
- 流量配分：

内側炉心	58.3%
外側炉心	33.5%
径ブランケット	2.2%
無駄流量	6.0%

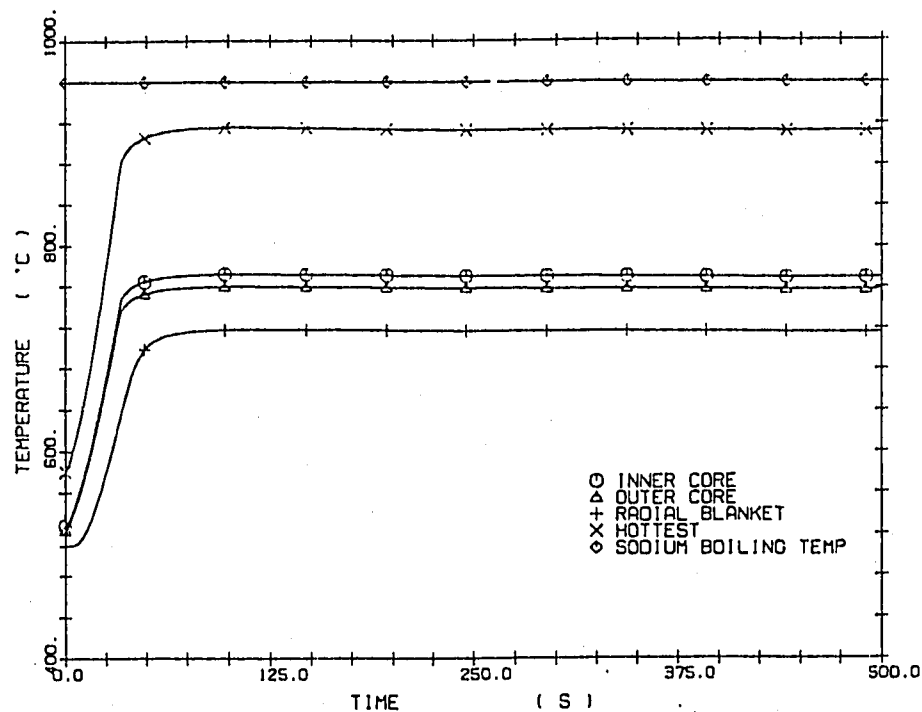


炉心流量・炉心出力時間変化

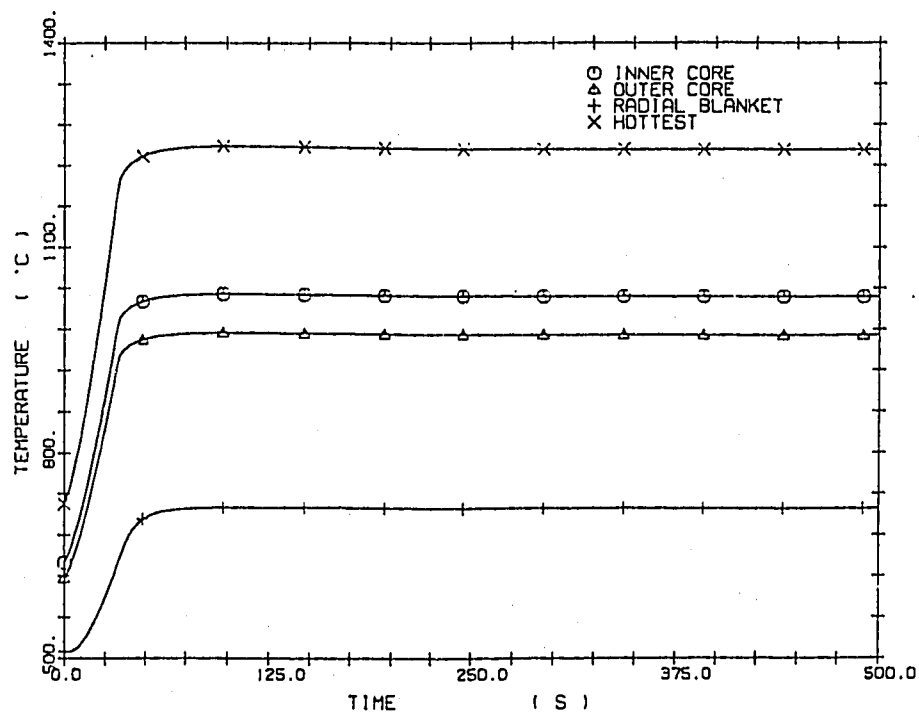
- 炉心出力：定常時の275%まで上昇

UTOP時炉心挙動解析

◆リファレンス条件解析結果 (HIPRAC-3D)



各チャンネルでの冷却材温度時間変化



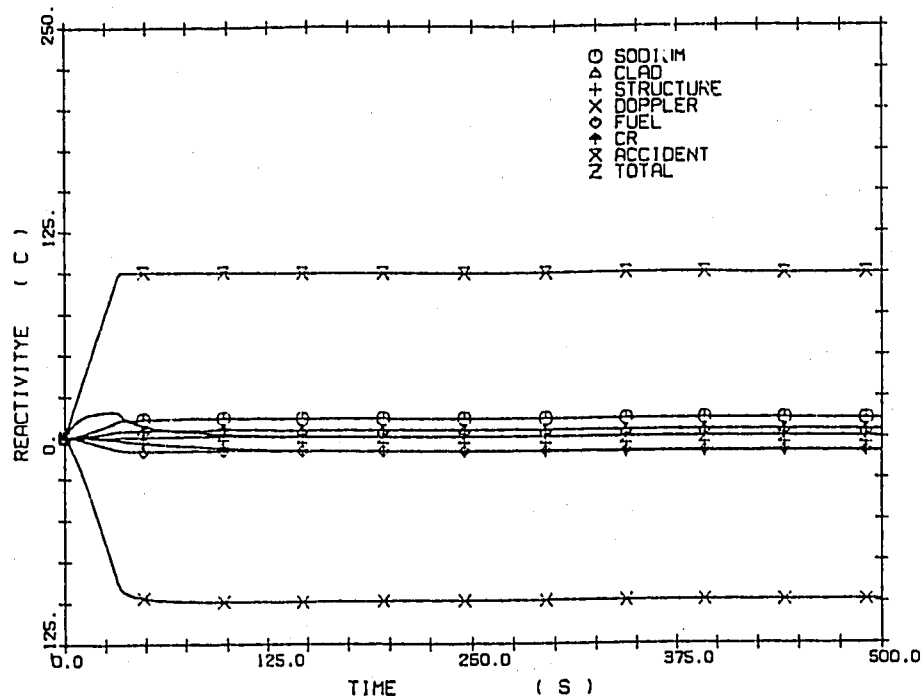
各チャンネルでの燃料温度時間変化

● ノミナルホットテストチャンネルでの冷却材最高温度：916℃

● ノミナルホットテストピンでの燃料最高温度：1248℃

UTOP時挙動解析

◆リファレンス条件解析結果

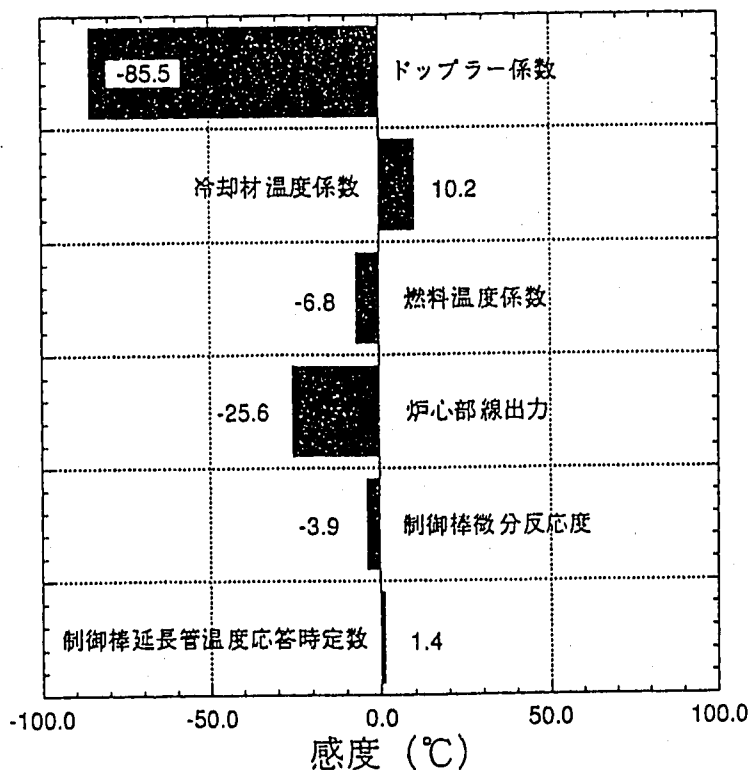


各反応度時間変化

● 静定時ドップラー反応度：99.5¢

UTOP感度解析

◆感度解析結果

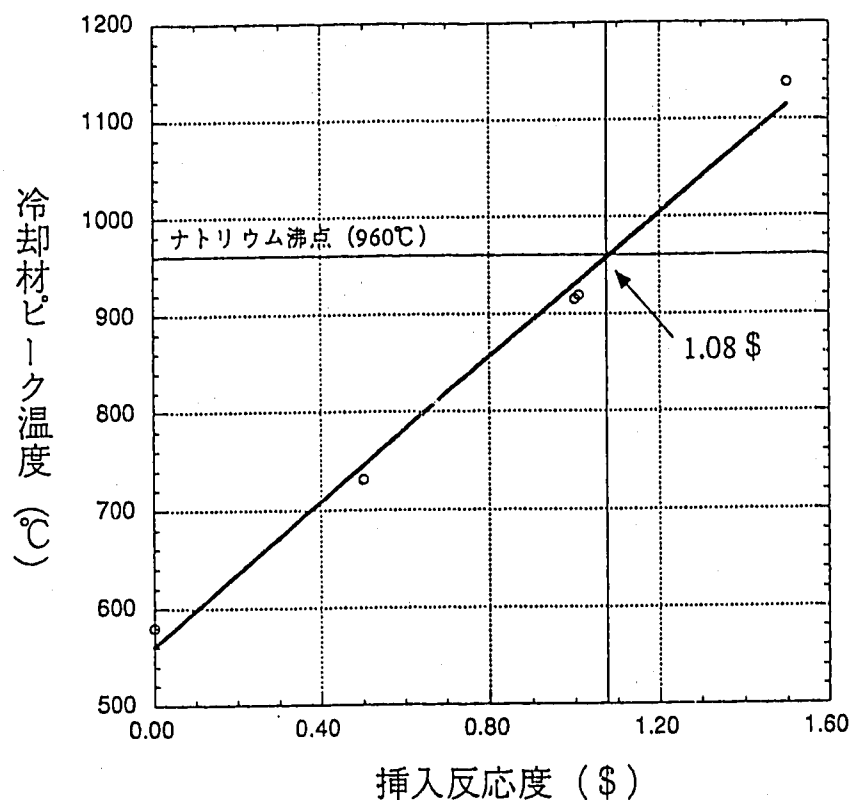


各パラメータ20%変化に対する冷却材ピーク温度の基準ケース値 (916℃) からの変化量

UTOP時許容挿入反応度解析

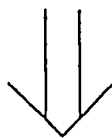
◆挿入反応度をパラメータとした時の冷却材ピーク温度を評価して、本スペクトルシフト炉心における許容挿入反応度を求めた。

ただし、いずれのケースも反応度挿入率3¢/秒でランプ状挿入の条件とした。



●本炉心の許容挿入反応度は約1.08 \$であることが分かった。

●制御棒設計から最大反応度価値を有する制御棒の完全引抜き時反応度挿入量は0.70 \$程度と見込まれている。



制御棒1本完全引抜を想定した場合でも
冷却材沸騰至らない見通しが得られた。

まとめ

ULOF

本炉心はNaボンド燃料の採用により運転時の燃料温度が低いという特徴を持っている。このため、ULOF時に燃料温度が上昇し負のドップラー反応度フィードバックが挿入される。スペクトルシフト炉心では、このドップラー反応度を更に拡大しており、正の冷却材温度反応度を十分に打ち消すことが示された。

本スペクトルシフト炉心はULOF事象に対し十分な受動的炉停止能力を有する事が確認できた。

UTOP

最大反応度価値を有する制御棒の完全引抜きを想定しても、スペクトルシフトの効果により十分なドップラー反応度が挿入され、冷却材沸騰、燃料溶融を防止できる見通しがあることが分かった。

増殖性の改良に関する検討 (ASC概念の検討)

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

林 秀行

—130万KWeスペクトルシフト窒化物燃料炉心—
ASC概念の検討

レファレンス炉心の問題点

- 増殖比の低下（目安値1.2を満足しない）
- 燃焼反応度増加（UTOP事象想定に厳しさ）
- 制御棒ワース低下



スペクトルシフト程度の緩和（ $\text{ZrH}_{1.6}$ 添加量減少）



ULOF時受動的炉停止能力

非対称スペクトルシフト炉心（ASC）概念

- スペクトルシフト量（ $\text{ZrH}_{1.6}$ 添加量）に対するULOF時ドップラー反応度フィードバックの最大化



- 燃料温度変化が大きく、また、ドップラー反応度へのインポートランスの大きなところへ $\text{ZrH}_{1.6}$ を重点的に添加



- 燃料温度，冷却材温度変化の大きな炉心上部に $\text{ZrH}_{1.6}$ を添加

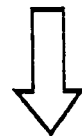
ASC (Asymmetrically Spectrum-shifted Core)の原理

- ULOF時のフィードバック反応度の軸方向分布に着目
- ULOF時受動的炉停止が達成される場合を仮定し、
以下の2つの状態間の燃料温度及びその軸方向分布の変化を考える。

① 定格運転状態（炉心出入口冷却材温度 510°C ／ 390°C ）

② ULOF時冷却材最高温度状態

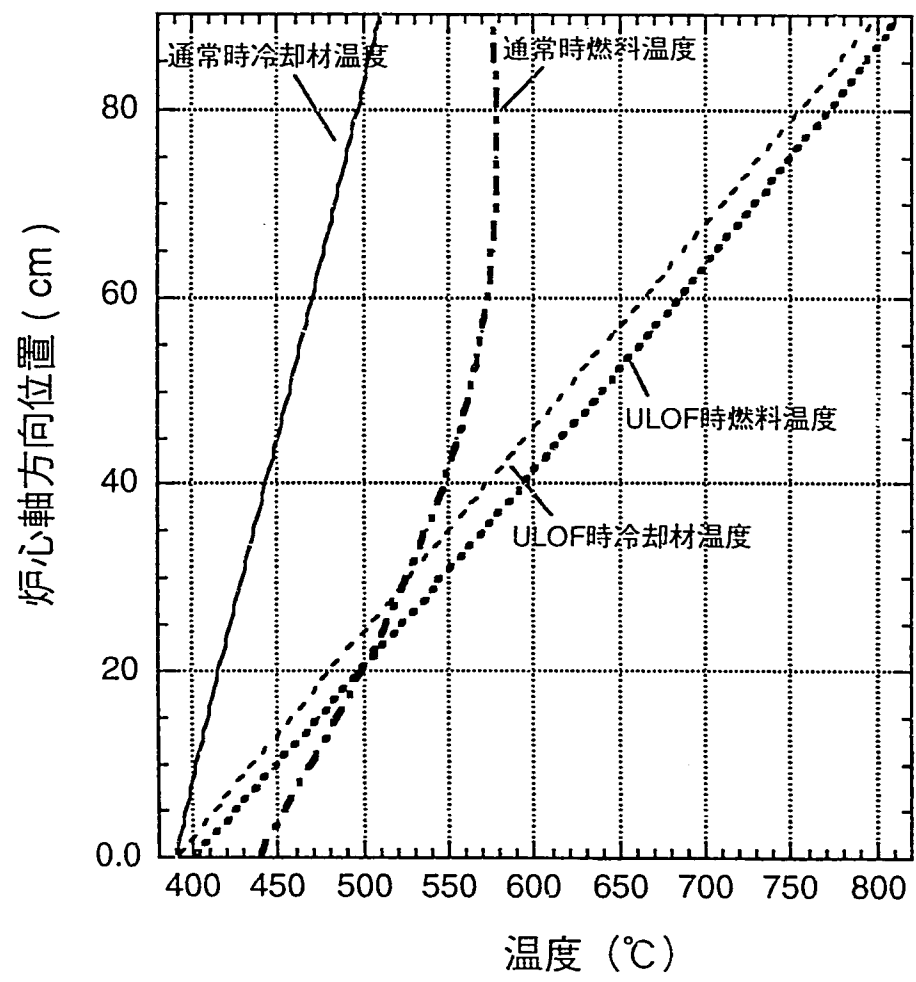
（炉心出口冷却材最高温度が沸点近傍、炉心出力が10%程度）



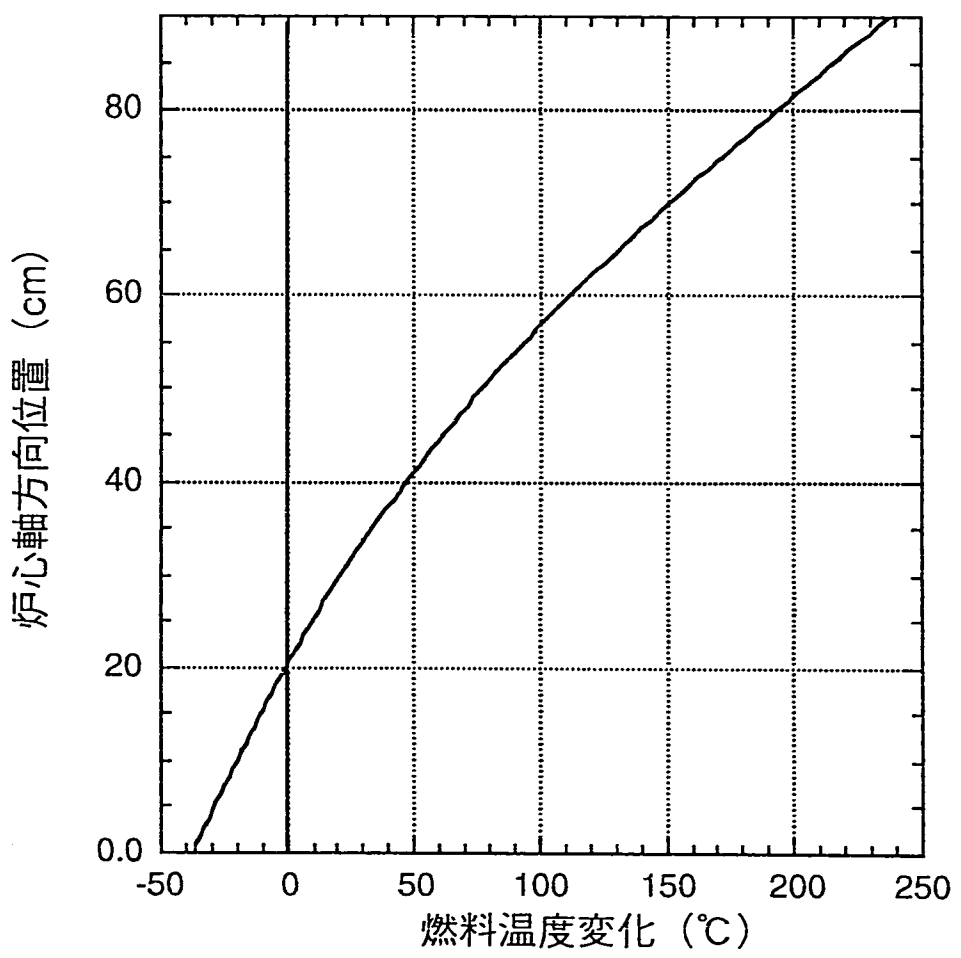
- 通常炉心について①②の状態変化に対するドップラー反応度フィードバックの軸方向分布を解析的に検討

- 88 -

ULOF時温度変化

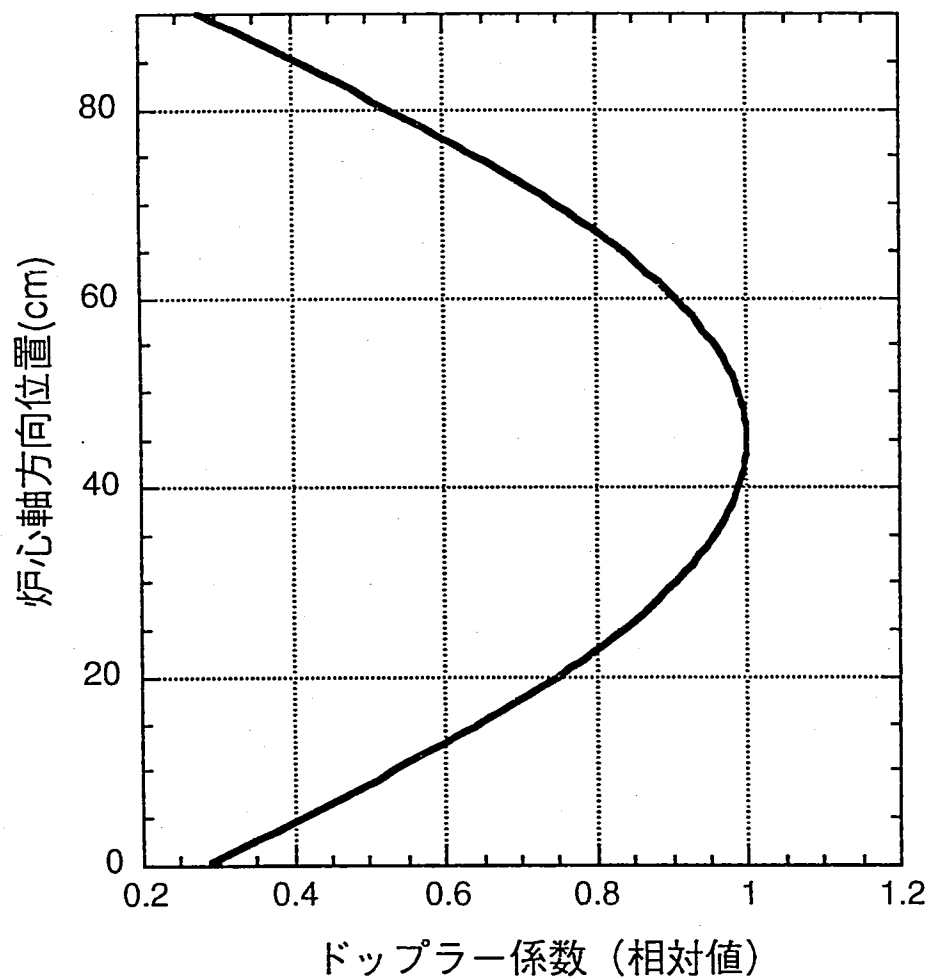


燃料温度変化軸方向分布

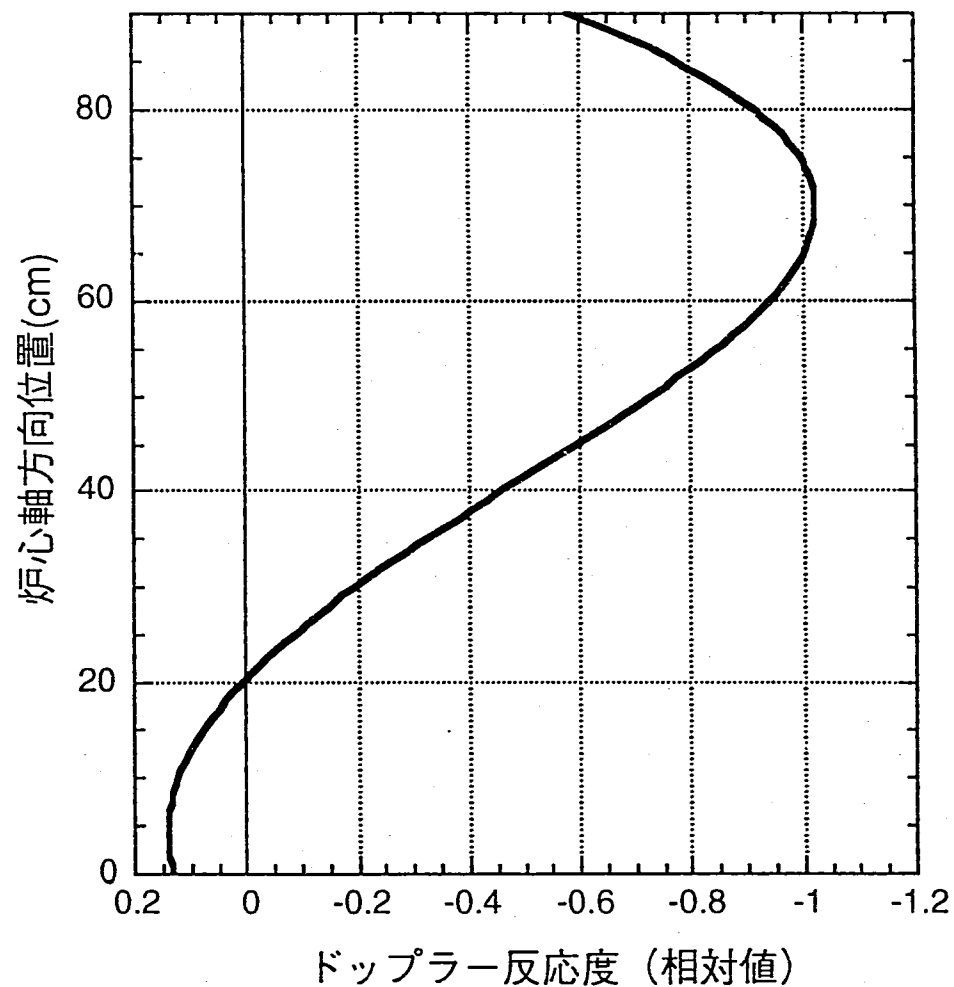


ULOF時の燃料温度変化の軸方向分布

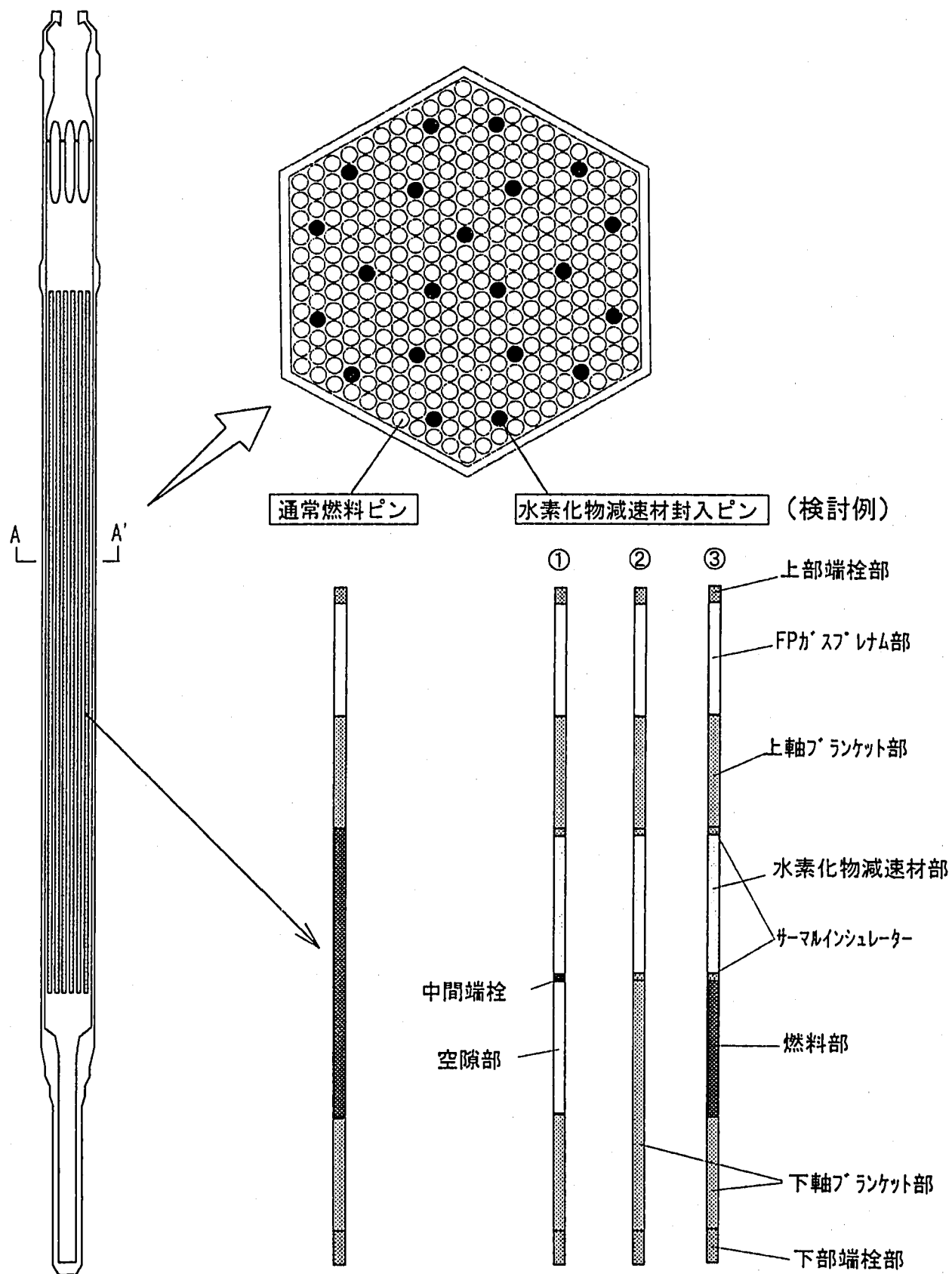
ドップラー係数軸方向分布



ULOF時ドップラー反応度分布



ULOF時ドップラー反応度フィードバックの軸方向分布

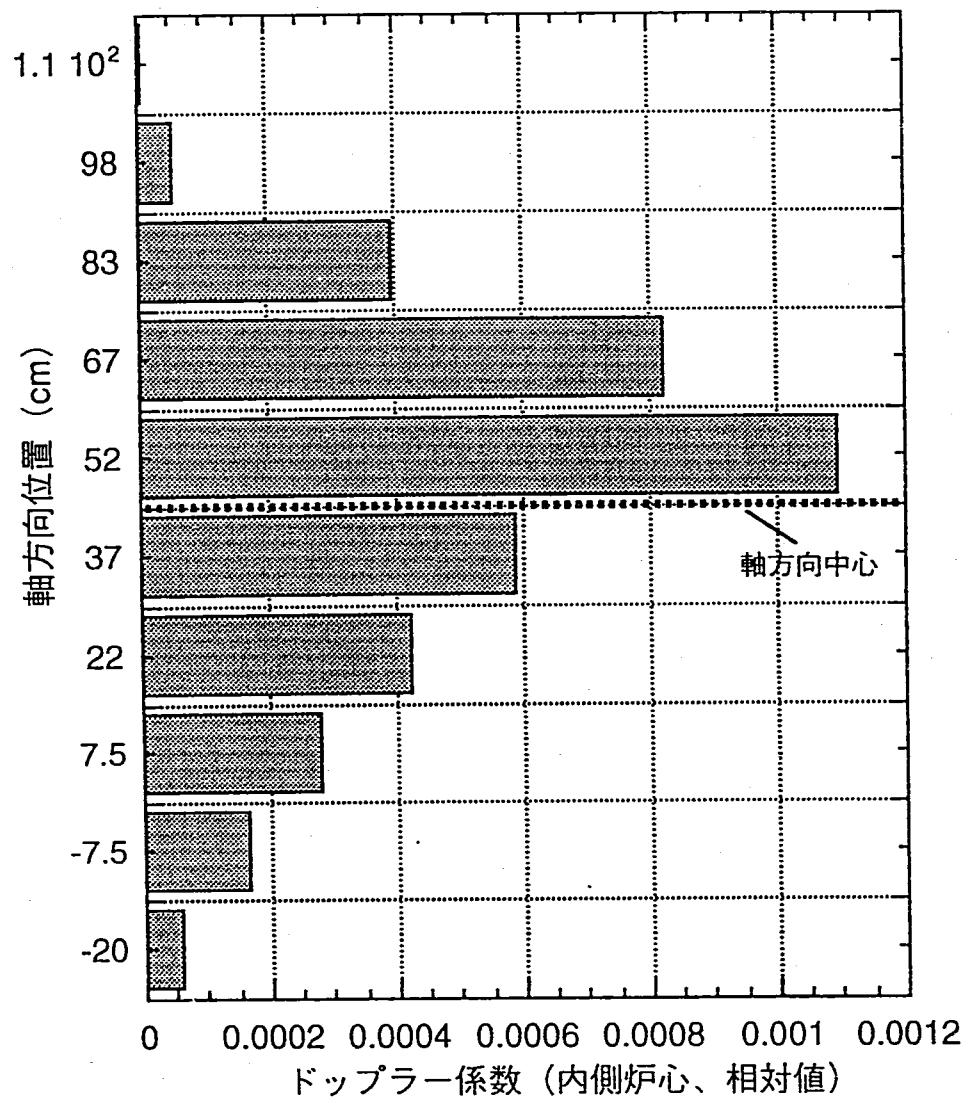


ASC燃料集合体概念図

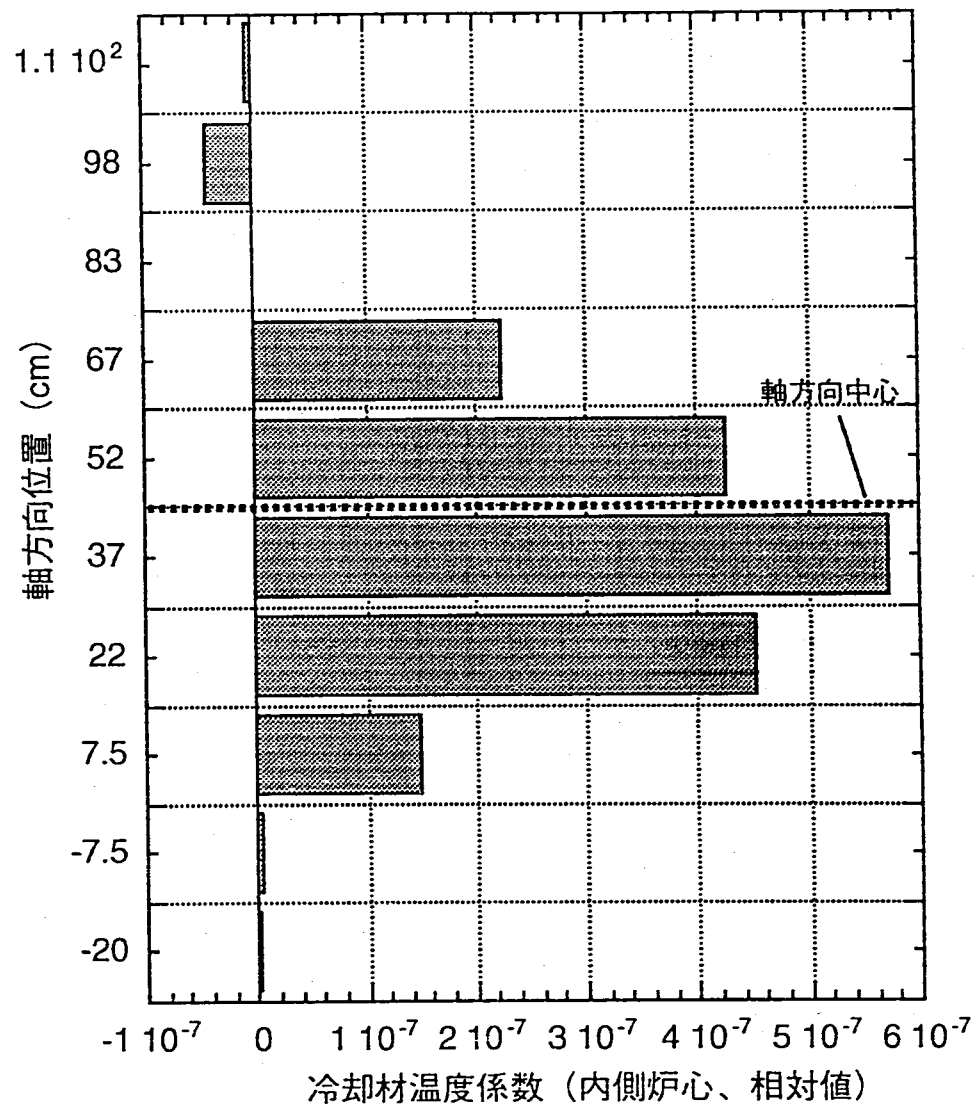
燃焼特性比較（2次元計算）

	基準炉心	ASC		
		ZrH _{1.6} の下：空隙	ZrH _{1.6} の下：UN	ZrH _{1.6} の下：MN
熱出力 (MW)	3200	同左	同左	同左
運転サイクル長さ (日)	365	同左	同左	同左
Pu富化度 (内側炉心／外側炉心)	15.8 / 19.7	14.8 / 18.4	14.8 / 18.4	14.3 / 17.8
増殖比	1.152	1.236	1.249	1.252
燃焼反応度 (% Δk/k')	2.90	2.02	1.75	1.70
炉心取出平均燃焼度 (MWd/t)	99700	98700	96000	96100

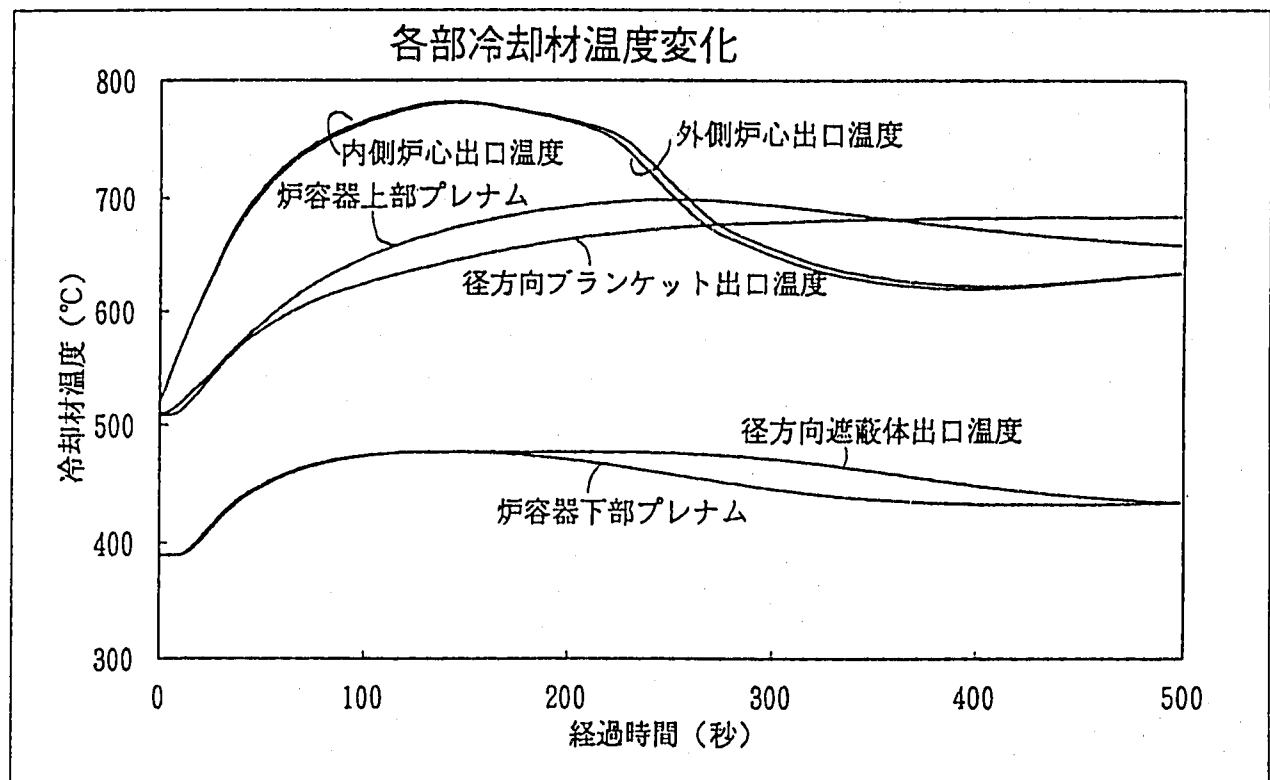
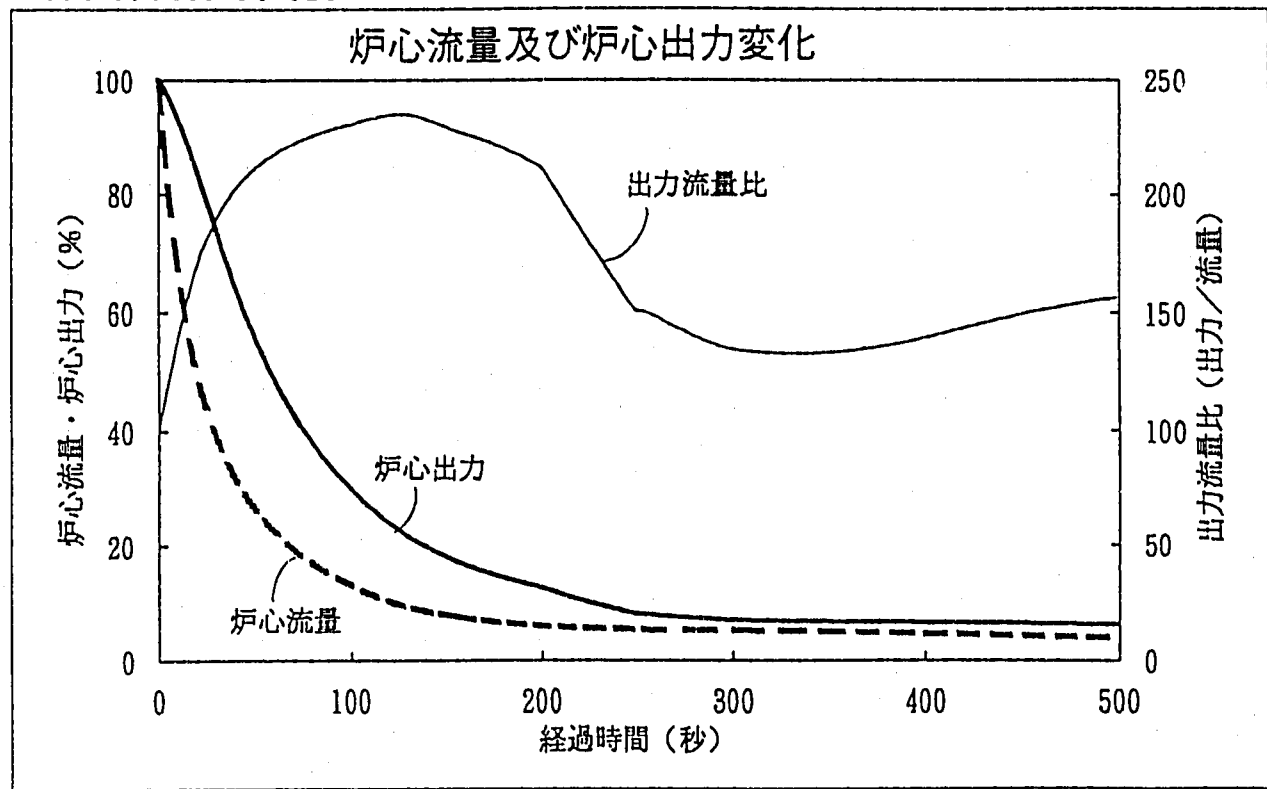
ドップラー係数軸方向分布



冷却材温度係数軸方向分布



ASC炉心の反応度係数の軸方向分布

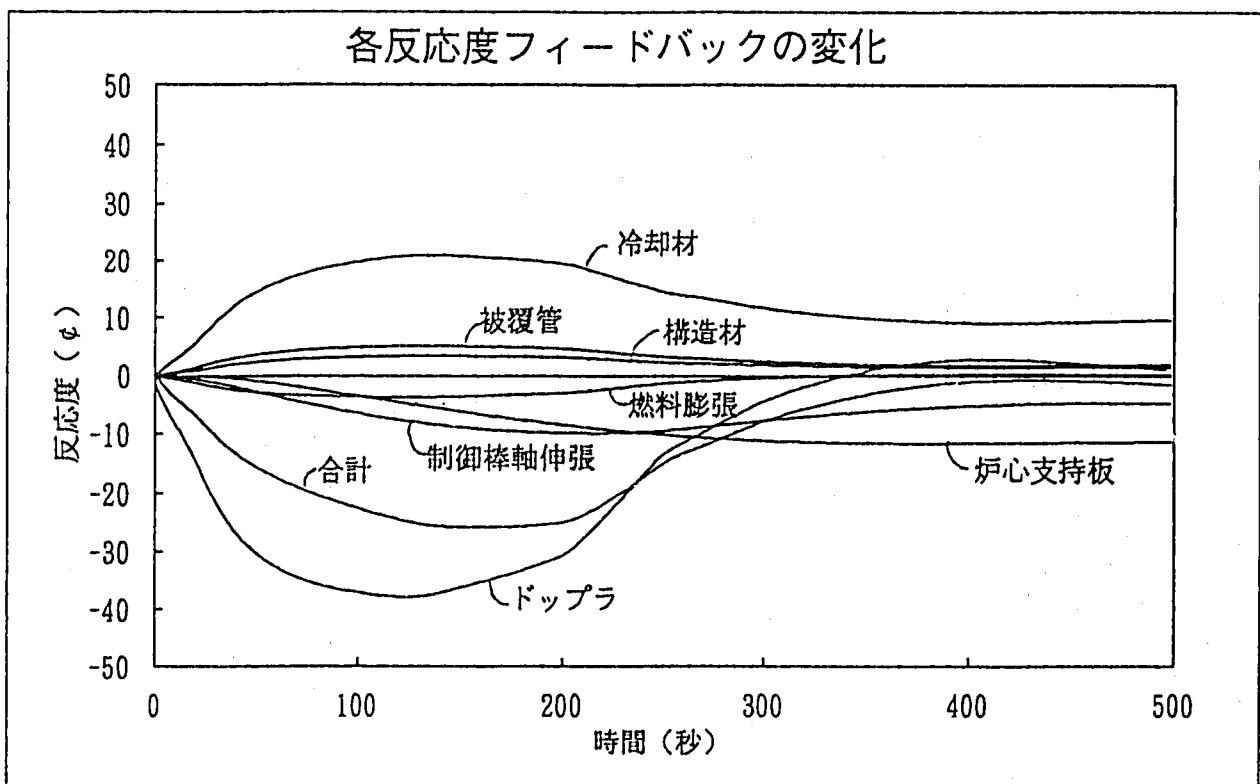
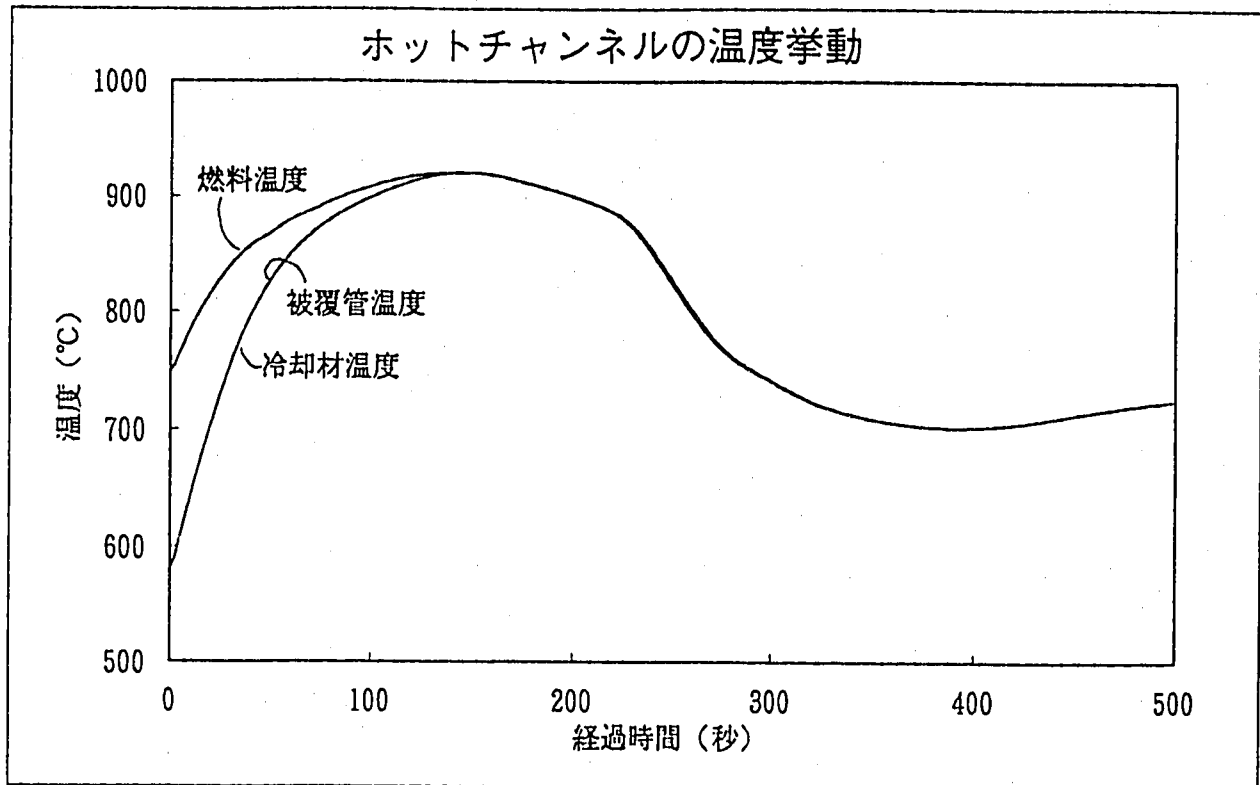


原子炉出入口温度510°C/390°C

主ポンプ流量半減時間20秒

ポニーモーター運転引継なし

ULOF時の炉心挙動 (1/2)



原子炉出入口温度510°C/390°C

主ポンプ流量半減時間20秒

ポニーモーター運転引継なし

ULOF時の炉心挙動 (2/2)

まとめ

- ASC概念により、1.2以上の増殖比を確保しつつULOF時受動的炉停止を達成できる見通しがある。
- ASC概念による燃焼反応度の減少、Pu富化度の低下により制御棒設計を合理化出来る見通しがある。
- ASCはスペクトルシフト炉心のレファレンスの概念となり得る。

平成6年度の検討項目

- ZrH1.6の軸方向厚み、内外炉心比率の見直し
- 上軸ブランケット厚み、位置の変更
- 制御棒配置、本数最適化

核特性予測精度に関する検討

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 中性子工学Gr

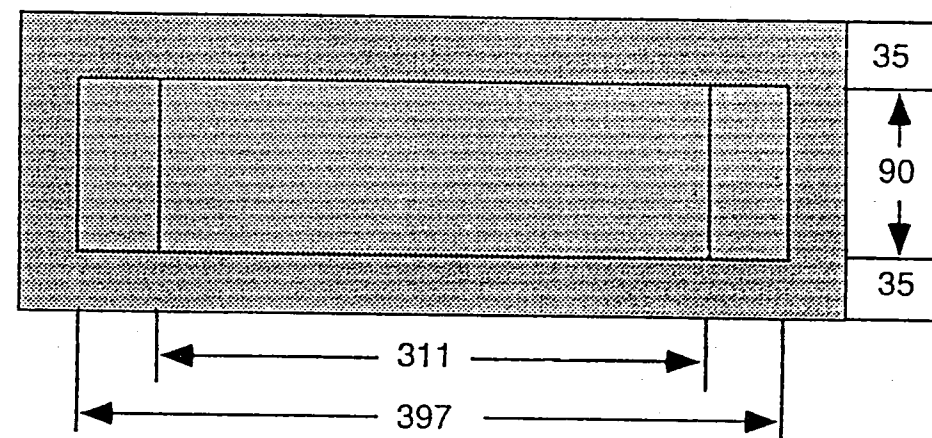
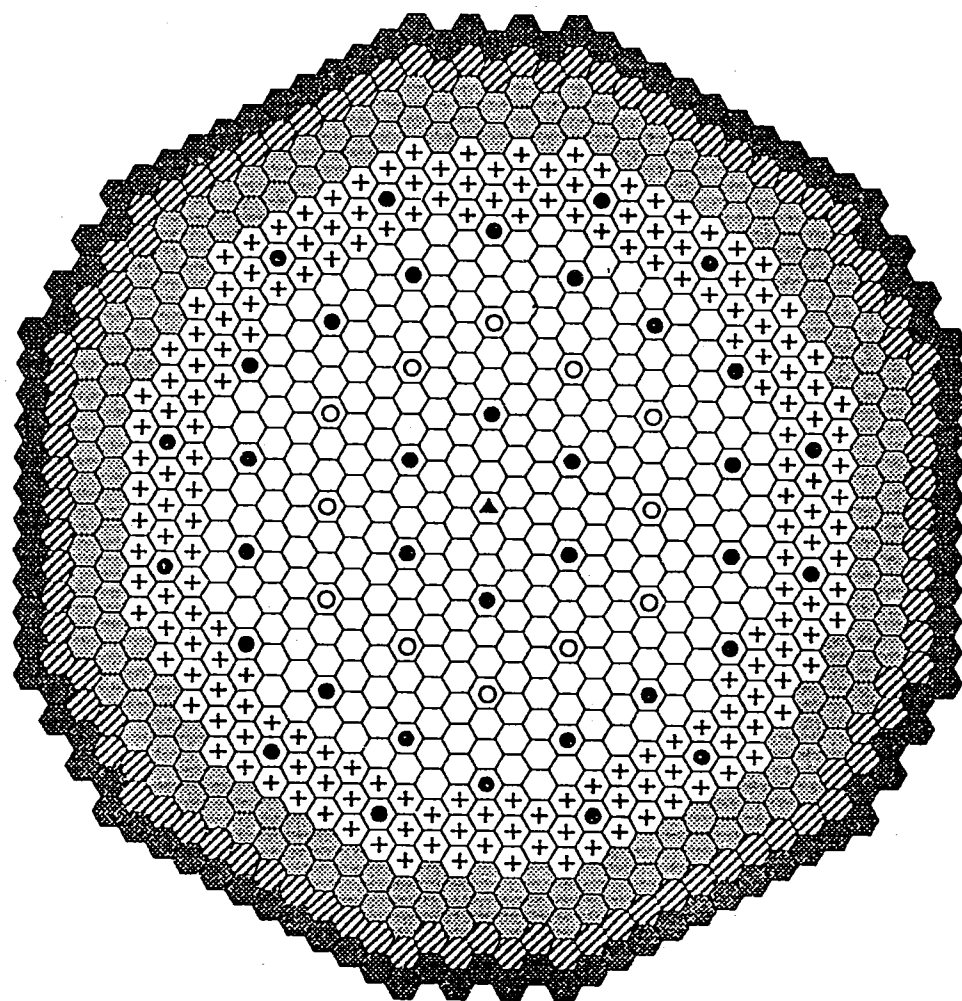
石川 眞

核特性予測精度に関する検討

1. 130万kWe級窒化物燃料スペクトルシフト炉心の核特性予測精度を評価し、60万kWe級酸化物燃料炉心との比較から、その炉物理的特徴および設計上の留意点を摘出する。
2. 炉定数調整法およびE/Cバイアス補正法の、多様な炉心に対する定量的な適用性検討の一環として位置付ける。



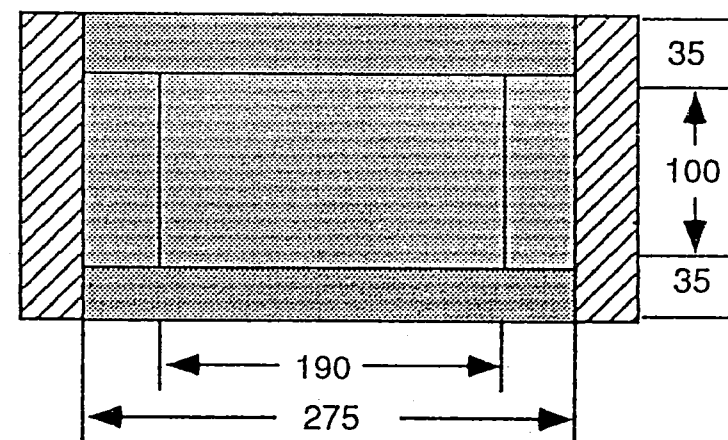
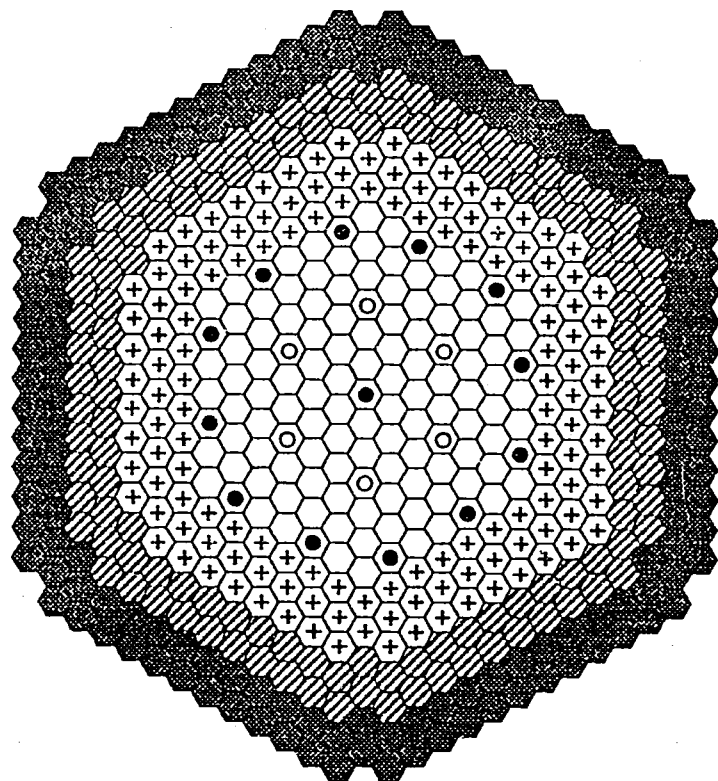
合理的な核設計手法の確立



炉心 ブランケット

○	内側炉心	276体
+	外側炉心	186体
▨	ブランケット	174体
▨	SUS遮蔽体	96体
●	B ₄ C遮蔽体	102体
⊙ ▲	主炉停止系制御棒	37体
○	後備炉停止系制御棒	12体
合計		883体

H5年度130万kWe窒化物燃料スペクトルシフト炉心の炉心構成



炉心
 ブランケット
 遮蔽体

○	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

H3年度60万kWe酸化物燃料炉心の炉心構成

130万kWe窒化物燃料スペクトルシフト炉心の 炉物理的特徴

項 目		MN130 SS炉心	(Ref.) MOX60 炉心	核特性予測精度への影響
炉心形状	◎炉心径	等価直径 3.97m	2.75m	空間分布特性の予測を悪くする
	炉心扁平度	H/D = 0.24	0.36	要、検討
炉心構成	内外炉心の体積比	内側炉心体積比 0.61	0.48	空間分布予測をやや良くする方向(?)
	内外炉心のPu富化度比	Pu富化度比 0.79	0.81	空間分布予測をやや悪くする方向(?)
	内外炉心のZrH _{1.6} ピン数比	内側21本 / 外側12本	-	空間分布予測をやや悪くする方向
	制御棒本数・(配置)	49本 (体積比9.6%)	19本 (7.2%)	解析誤差を大きくする方向(?)
炉心組成	燃料形態	燃料核種1個当たり ¹⁵ N 1個	¹⁶ O 2個	減速・吸収効果が減少する方向
	燃料密度	平均Pu富化度 17.6wt%	19.3wt%	一般に核特性予測を難しくする
	◎ZrHによるスペクトルシフト	keV領域以下の中性子束増大	-	対応する臨界実験が存在しない

核設計予測精度の評価式

項 目	臨界実験の情報なし	E/Cバイアス補正法	炉定数調整法
設計ノミナル値	$Rc^{*(2)}(To) = Rc^{(2)}(To)$	$Rc^{*(2)}(To) = Rc^{(2)}(To) \times [Re^{(m)} / Rc^{(m)}(To)]$	$Rc^{*(2)}(To) = Rc^{(2)}(T')$ $= Rc^{(2)}(To) + G^{(2)}(T' - To)$
設計誤差(分散)	$V[Rc^{*(2)}(To)]$ $= G^{(2)}M G^{(2)t} + Vm^{(2)}$	$V[Rc^{*(2)}(To)] = \Delta G M \Delta G^t +$ $Ve^{(m)} + \Delta Vm$	$V[Rc^{*(2)}(To)] = G^{(2)}M' G^{(2)t} +$ $Vm^{(2)} - N Vm^{(12)} - Vm^{(12)t} N^t$
特徴	① 解析値が、そのまま設計ノミナル値となる。 ② 設計誤差は、断面積誤差と解析誤差の単純な加算である。 ③ 臨界実験に関わる誤差は、当然ながら一切含まれない。	① モックアップ実験値を真とみなして、E/C値を設計解析値に乘じ、設計ノミナル値とする。 ② 断面積誤差は、感度係数の類似性で小さくする。 ③ 実験誤差および実験解析誤差が、新たに加わる。 ④ 解析誤差は、設計体系と実験体系に相関があれば小さくなる。	① 修正炉定数による解析値が、設計ノミナル値となる。 ② 断面積誤差は、共分散の縮小により小さくなる。 ③ 実験誤差および実験解析誤差は、M'の中に含まれており、これらの誤差が大きい場合は炉定数は修正されない。 ④ 解析誤差は、設計体系と実験体系群の相関により小さくなる。

To :基本核断面積セット T' :炉定数調整後の核断面積セット ($T' = To + MG^{(1)}[G^{(1)}MG^{(1)t} + Ve^{(1)} + Vm^{(1)}]^{-1}[Re^{(1)} - Rc^{(1)}(To)]$)
 Re :臨界実験体系の核特性の実験値 Rc :核特性Rの解析値 *:核特性の設計ノミナル値(最確値)
 Ve :臨界実験体系の実験誤差 Vm :核特性の解析誤差(設計体系の不確かさを含む) (1):臨界実験体系の群(炉定数調整用)
 (2):実機設計体系 (12):臨界実験体系群と実機設計体系の相関 (m):モックアップ実験体系(バイアス補正用)
 G :(dR/R)/(da/a)で定義される感度係数 $\Delta G = G^{(2)} - G^{(m)}$:感度係数の差
 M :核断面積セットの誤差(共分散) M' :炉定数調整後の T' の誤差(共分散) ($M' = M - MG^{(1)}[G^{(1)}MG^{(1)t} + Ve^{(1)} + Vm^{(1)}]^{-1}G^{(1)}M$)
 $\Delta Vm = Vm^{(m)} + Vm^{(2)} - Vm^{(m2)} - Vm^{(m2)t}$:解析誤差の非相関項 $N = G^{(2)}MG^{(1)t}[G^{(1)}MG^{(1)t} + Ve^{(1)} + Vm^{(1)}]^{-1}$

MN130SS炉心の予測精度評価の前提

1. 解析誤差および相関は、MOX60炉心と同じと仮定する
→ ZrHピンによる集合体内出力分布の悪化等は含まない
2. バイアス法で用いるモックアップ炉心は、MOX60炉心と同じく、JUPITER均質炉心実験を設定する
→ 模擬度はかなり悪いと予想される
3. 炉定数調整法で用いる修正炉定数およびその共分散には、調整核反応および積分核特性を改良したH4年度版(ADJ92)を用いる
→ 原電共研によるH3年度版(ADJ91)とやや異なる
4. 対象核特性は2次元RZモデルで扱える範囲とする
→ 制御棒価値は扱わない
5. 燃焼による感度評価は行わない
→ 相対比較はよいが、誤差の絶対値評価には別途必要

主要核特性の合計予測精度

(H5年度130万kWe窒化物燃料スペクトルシフト炉心と
H3年度60万kWe酸化物燃料炉心との比較)

1 σ ベースの値 (%)

核特性		臨界実験の 情報なし		E/Cバイアス 補正法		炉定数 調整法	
		MN130 SS炉心	MOX60 炉心	MN130 SS炉心	MOX60 炉心	MN130 SS炉心	MOX60 炉心
全炉心特性	実効増倍率	1.99	2.10	0.93	0.73	0.44	0.36
	増殖比(C28/F49)	4.8	5.9	2.8	2.3	1.6	1.5
空間分布特性	出力分布(F49)						
	● 内側炉心外端	4.9	1.8	4.6	1.9	2.6	1.3
	● 外側炉心中央	6.2	2.9	5.2	2.5	3.4	2.2
Naボイド反応度		12.6	11.3	10.6	10.5	8.2	7.3

MN130SS炉心の予測精度に対する分析

(臨界性、増殖比などの全炉心特性について)

① 臨界実験の情報をを用いない場合に、MOX60炉心より誤差がやや小さくなった理由は?

→ (説明表1、説明図1、3、4、5) 共分散評価値のエネルギー依存性のためであり、スペクトルシフト自体は善でも悪でもない。

② E/Cバイアス補正法と炉定数調整法で、模擬度のよい臨界実験が無いことの影響は?

→ (説明表2、3、説明図4、5) 断面積による予測誤差がバイアス補正法で著しく悪化するが、炉定数調整法では殆ど影響を受けない。

(出力分布などの空間分布特性について)

③ U238捕獲反応の感度係数に負の値が現れた原因は?

→ (説明図7、8) 内側・外側炉心部の相殺効果だけなら負にはならない。径ブランケット部の負の寄与が、加わったためである。

④ Pu239核分裂反応の感度係数が、エネルギー依存で正負が逆転する理由は?

→ (説明図2、3、9、10) 従来、Pu239核分裂反応は、空間分布特性への影響が小さいと考えられてきた。しかし本炉心構成では、ZrHピン数など内側・外側炉心部の組成差があり、新たな誤差要因が発生した。

(Naボイド反応度について)

⑤ 3種の設計手法とも、予測精度がMOX60炉心とほぼ同じなのはなぜか?

→ (説明表1、2、3、説明図11) 他の核特性と異なり、臨界実験とMOX60炉心の感度係数の違い自体がかなり大きく、MN130炉心でも合計の断面積誤差はあまり変わらないためであると推定される。

(説明表1) 臨界実験の情報を用いない場合の予測精度の内訳

1 σ ベースの値 (%)

核特性	核断面積誤差 [G ⁽²⁾ MG ⁽²⁾ t] ^{1/2}		設計解析誤差 [V _m ⁽²⁾] ^{1/2}	誤差の合計 (G ⁽²⁾ MG ⁽²⁾ t/合計 ² × 100%)、	
	MN130 SS炉心	MOX60 炉心		MN130 SS炉心	MOX60 炉心
実効増倍率	1.97	2.08	0.28	1.99 (98%)	2.10 (98%)
増殖比(C28/F49)	4.7	5.8	1.0	4.8 (96%)	5.9 (97%)
出力分布(F49)					
● 内側炉心外端	4.8	1.4	1.1	4.9 (95%)	1.8 (61%)
● 外側炉心中央	5.9	2.2	1.9	6.2 (91%)	2.9 (56%)
Naボイド反応度	10.8	9.1	6.6	12.6 (73%)	11.3 (66%)

(説明表2) バイアス補正法による予測精度の内訳

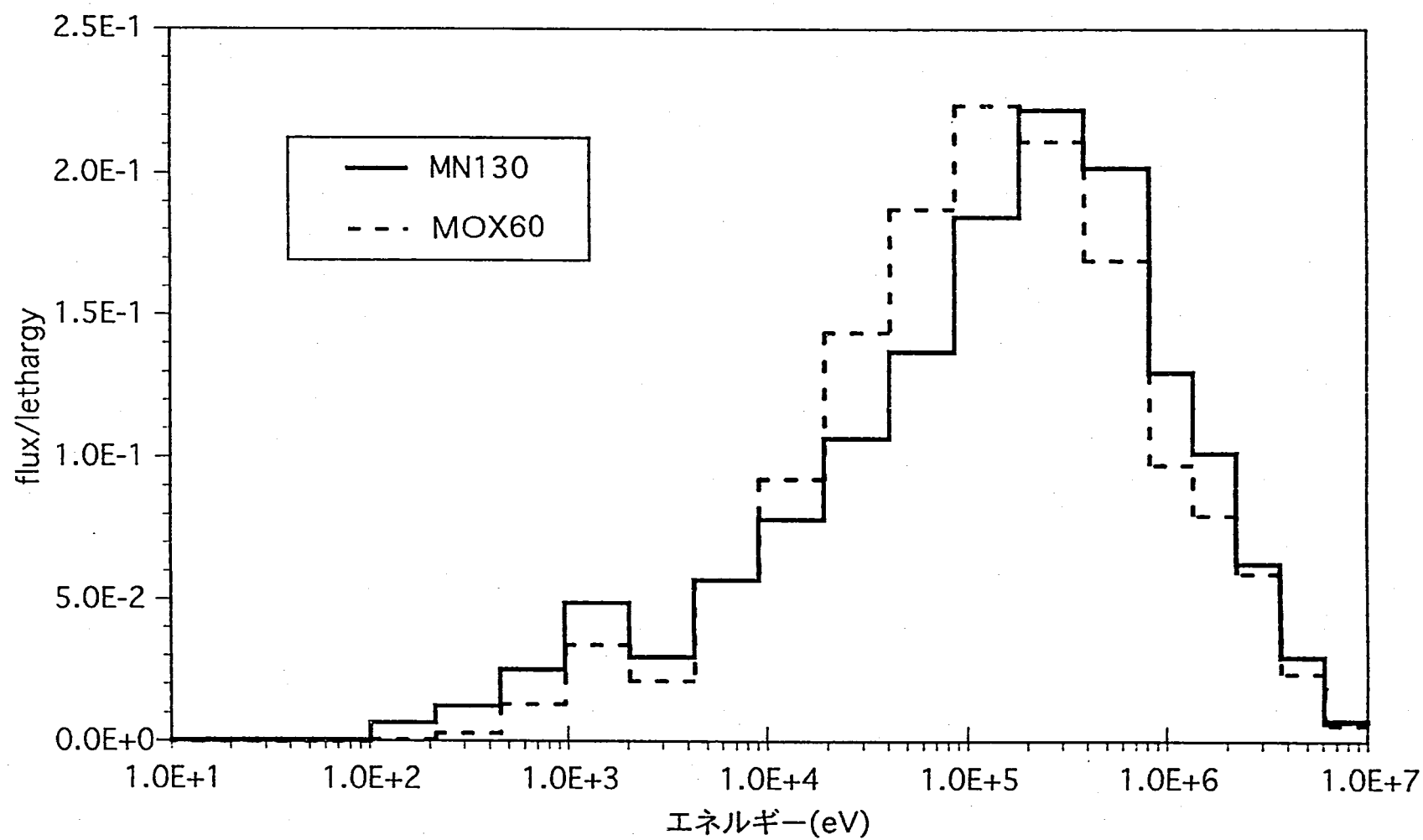
1 σ ベースの値 (%)

核特性	核断面積誤差 [$\Delta GM \Delta G^t$] ^{1/2}		実験・解析誤差 [$V_e^{(m)} + \Delta V_m$] ^{1/2}	誤差の合計 ($\Delta GM \Delta G^t / \text{合計}^2 \times 100\%$)	
	MN130 SS炉心	MOX60 炉心		MN130 SS炉心	MOX60 炉心
実効増倍率	0.89	0.67	0.27	0.93 (92%)	0.73 (84%)
増殖比(C28/F49)	1.58	0.24	2.28	2.8 (32%)	2.3 (1%)
出力分布(F49)					
● 内側炉心外端	4.3	0.9	1.7	4.6 (87%)	1.9 (24%)
● 外側炉心中央	4.7	1.3	2.1	5.2 (83%)	2.5 (28%)
Naボイド反応度	5.9	5.6	8.9	10.6 (30%)	10.5 (29%)

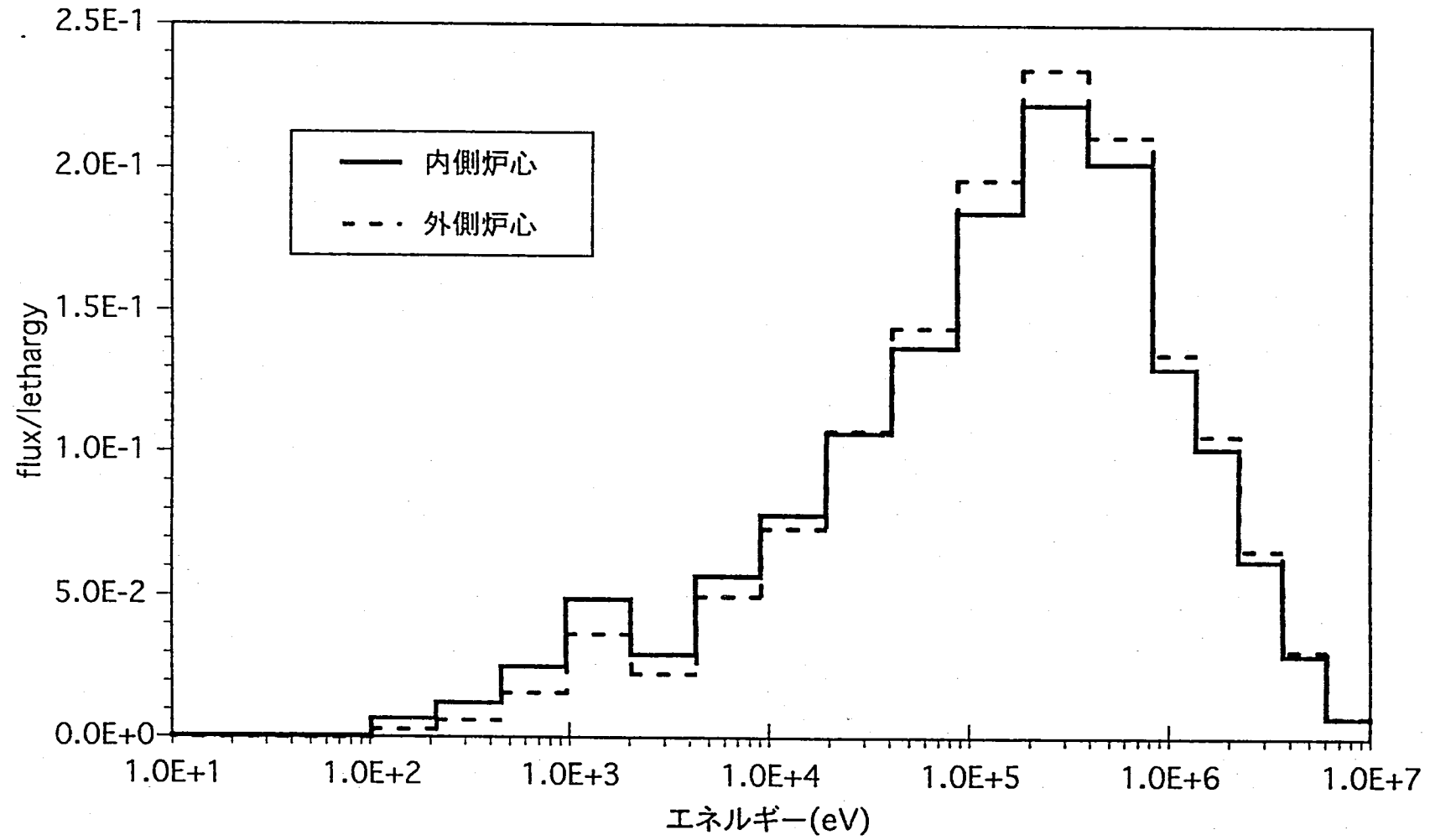
(説明表3) 炉定数調整法による予測精度の内訳

1 σ ベースの値 (%)

核特性	核断面積誤差 (+ 実験解析誤差) $[G^{(2)}M'G^{(2)}t]^{1/2}$		設計解析誤差 $[V_m^{(2)} - NV_m^{(12)} - V_m^{(12)}t_N t]^{1/2}$		誤差の合計 $(G^{(2)}M'G^{(2)}t/\text{合計}^2 \times 100\%)$	
	MN130 SS炉心	MOX60 炉心	MN130 SS炉心	MOX60 炉心	MN130 SS炉心	MOX60 炉心
実効増倍率	0.45	0.37	-0.09	-0.10	0.44 (105%)	0.36 (108%)
増殖比(C28/F49)	1.4	1.4	0.6	0.5	1.6 (84%)	1.5 (90%)
出力分布(F49)						
● 内側炉心外端	2.4	0.7	1.0	1.1	2.6 (85%)	1.3 (26%)
● 外側炉心中央	2.9	1.0	1.7	1.9	3.4 (74%)	2.2 (23%)
Naボイド反応度	6.4	4.9	5.1	5.4	8.2 (61%)	7.3 (45%)

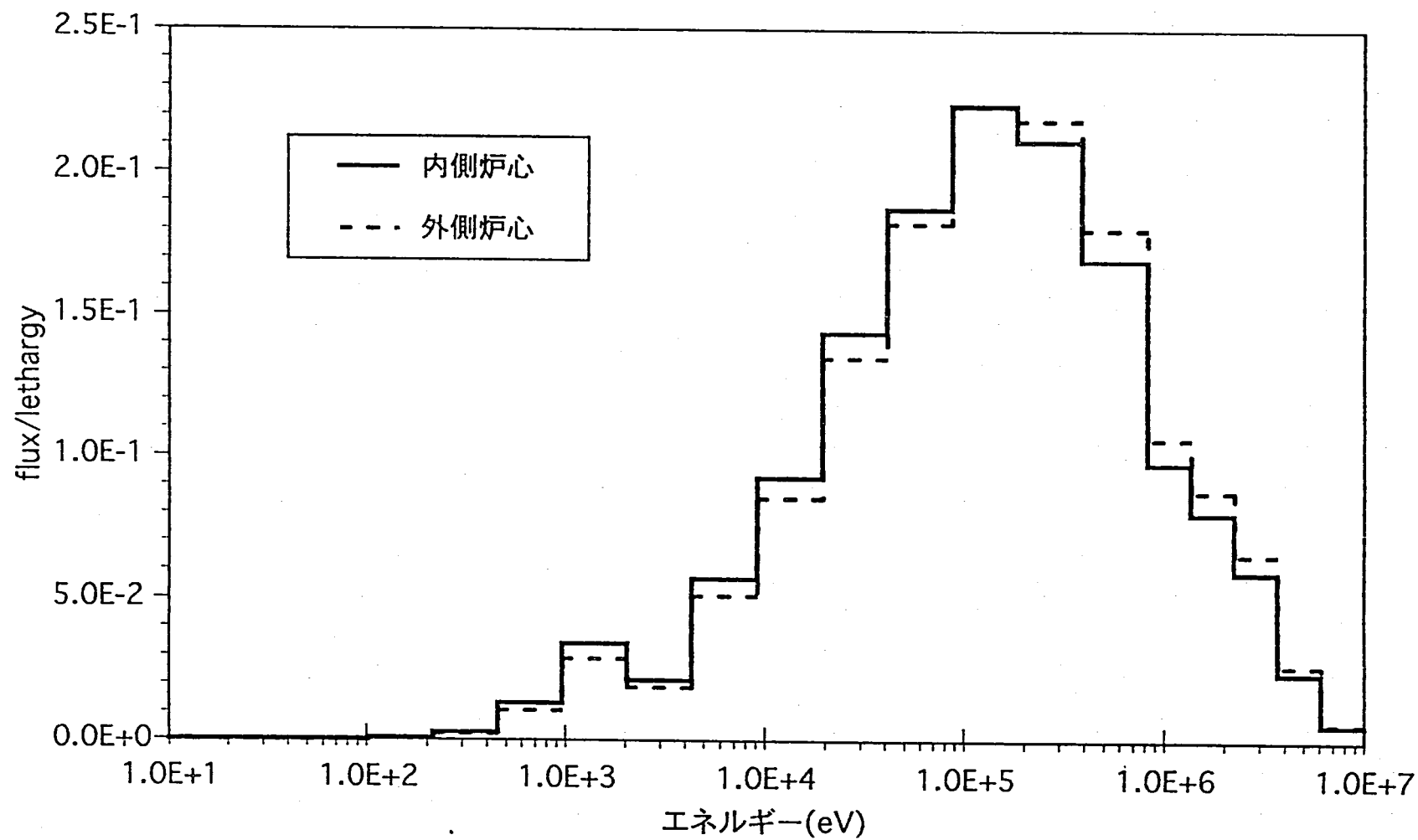


(説明図1) MN130SS炉心の中性子スペクトル
(MOX60炉心との比較、内側炉心)



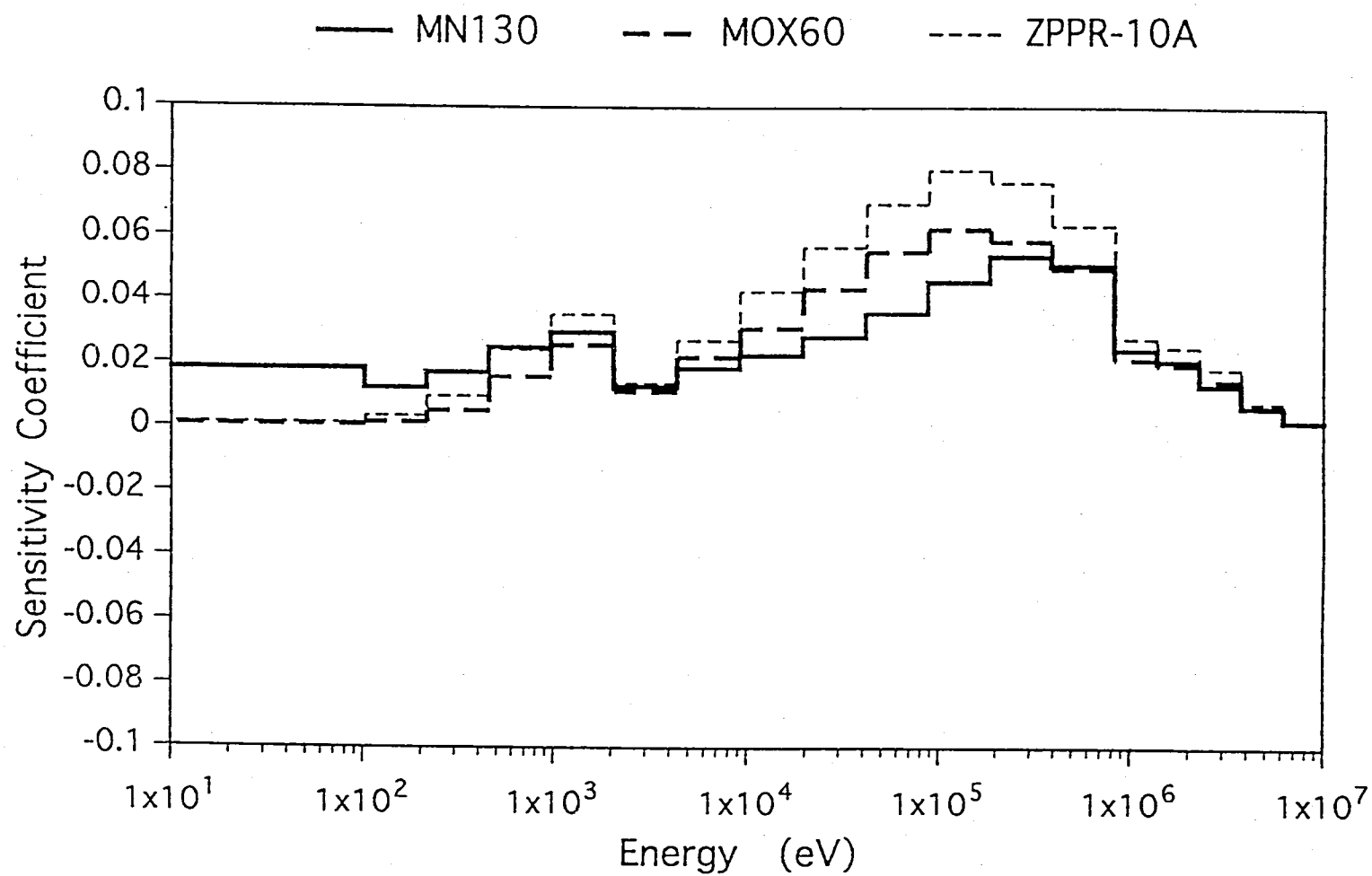
(説明図2) 内側炉心と外側炉心の中性子スペクトルの比較(1)

(MN130SS炉心)

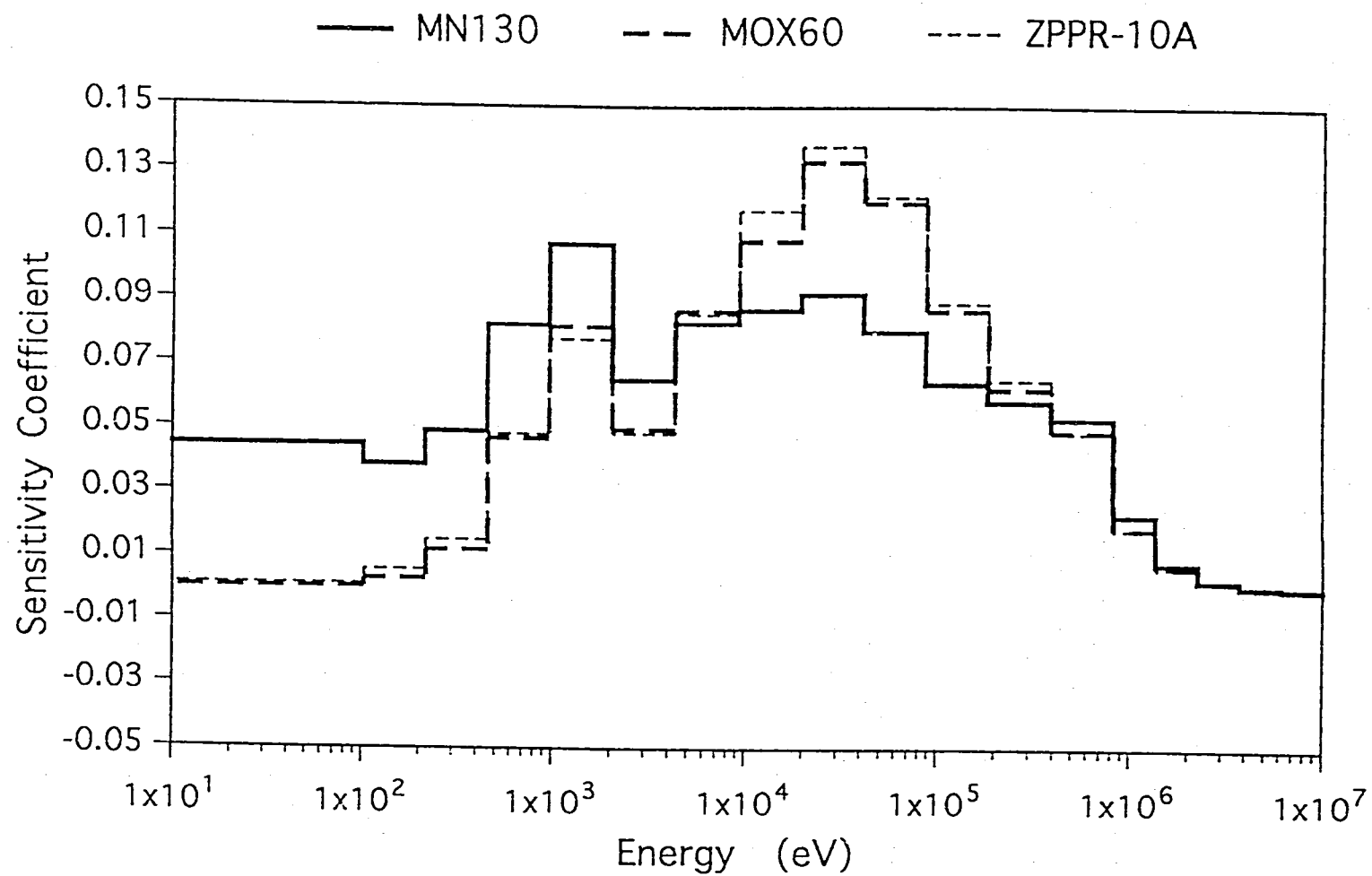


(説明図3) 内側炉心と外側炉心の中性子スペクトルの比較(2)

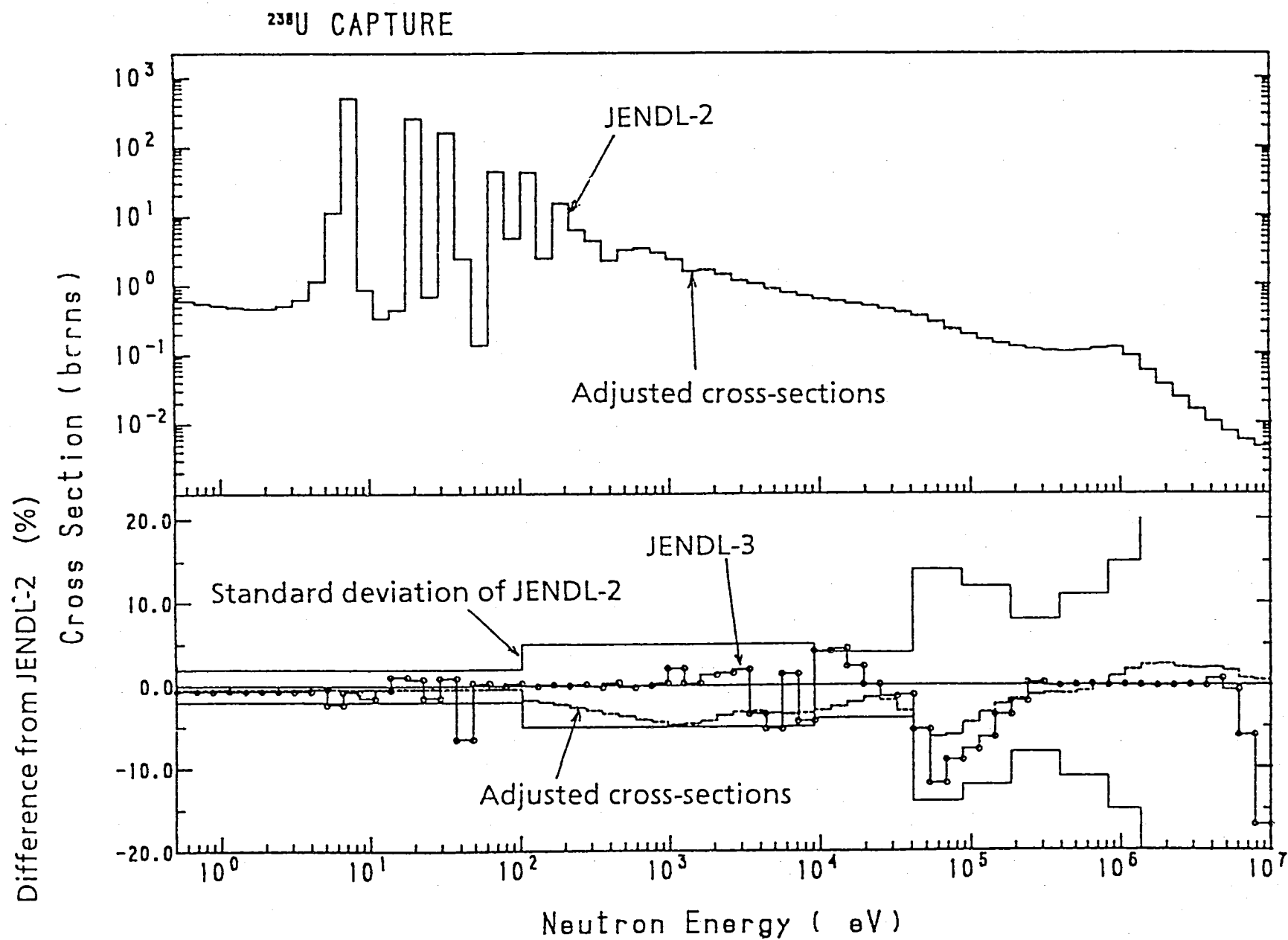
(MOX60炉心)



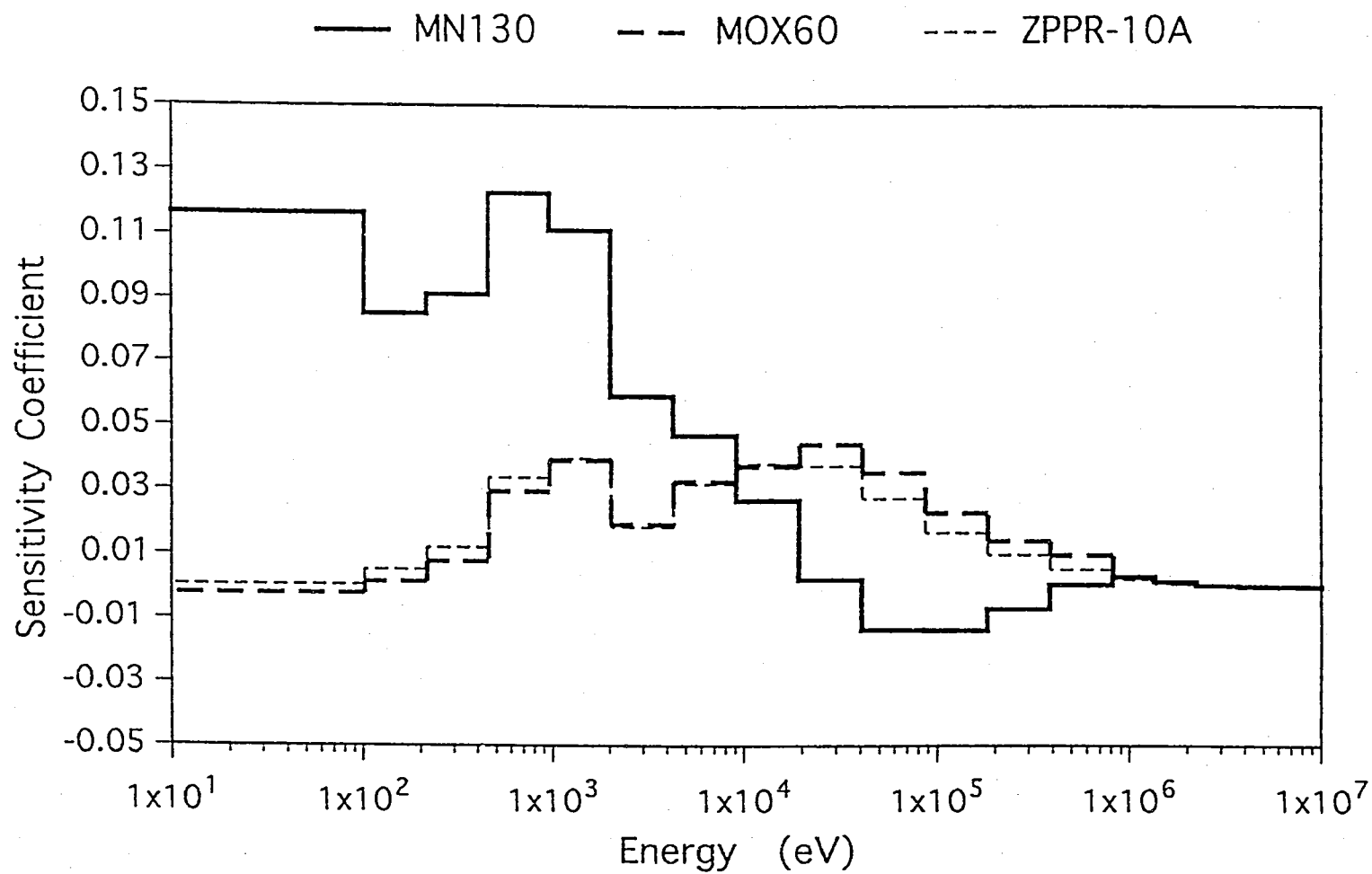
(説明図4) 臨界性に対するPu239核分裂反応の感度係数



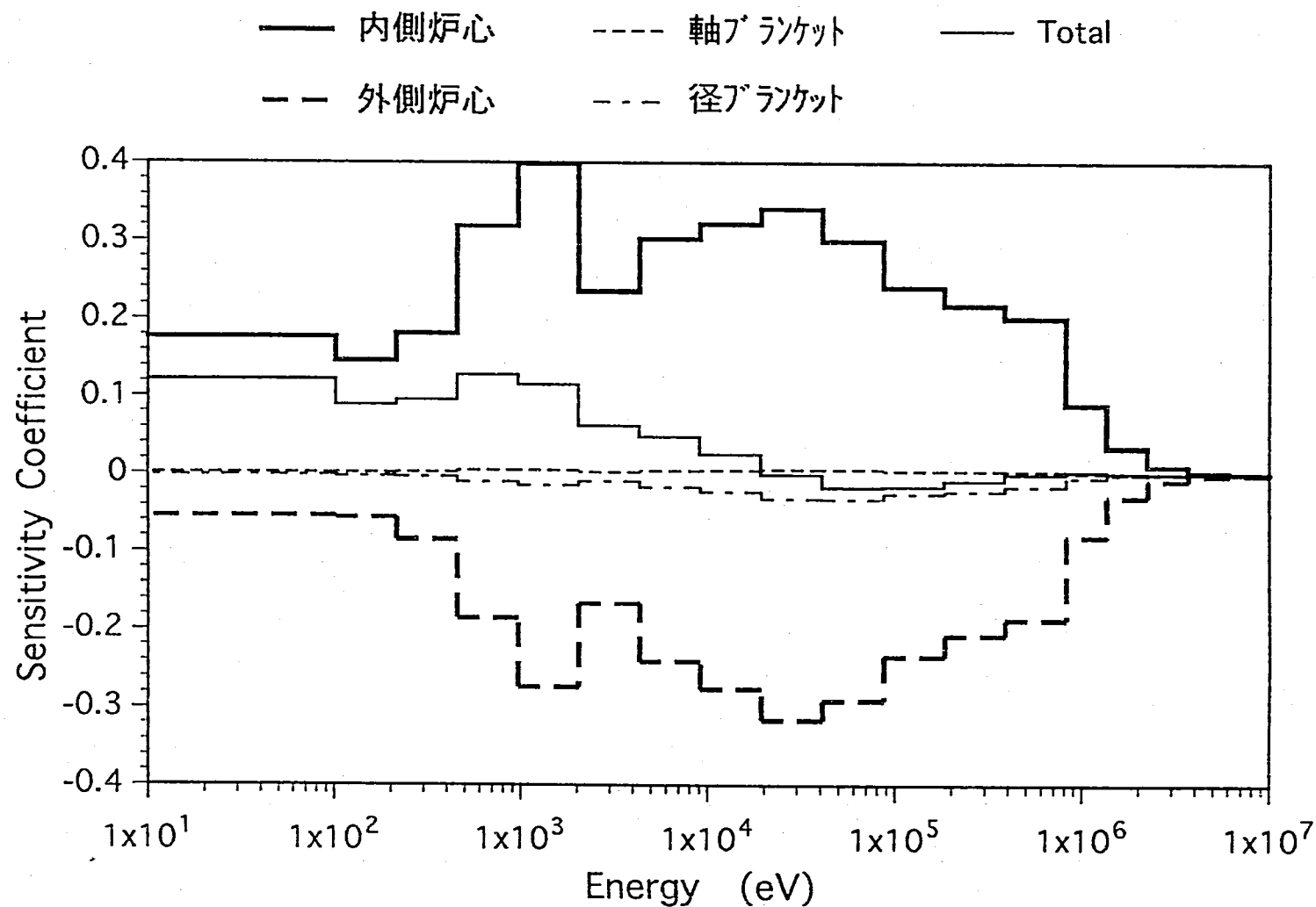
(説明図5) 増殖比(C28/F49)に対するU238捕獲反応の感度係数



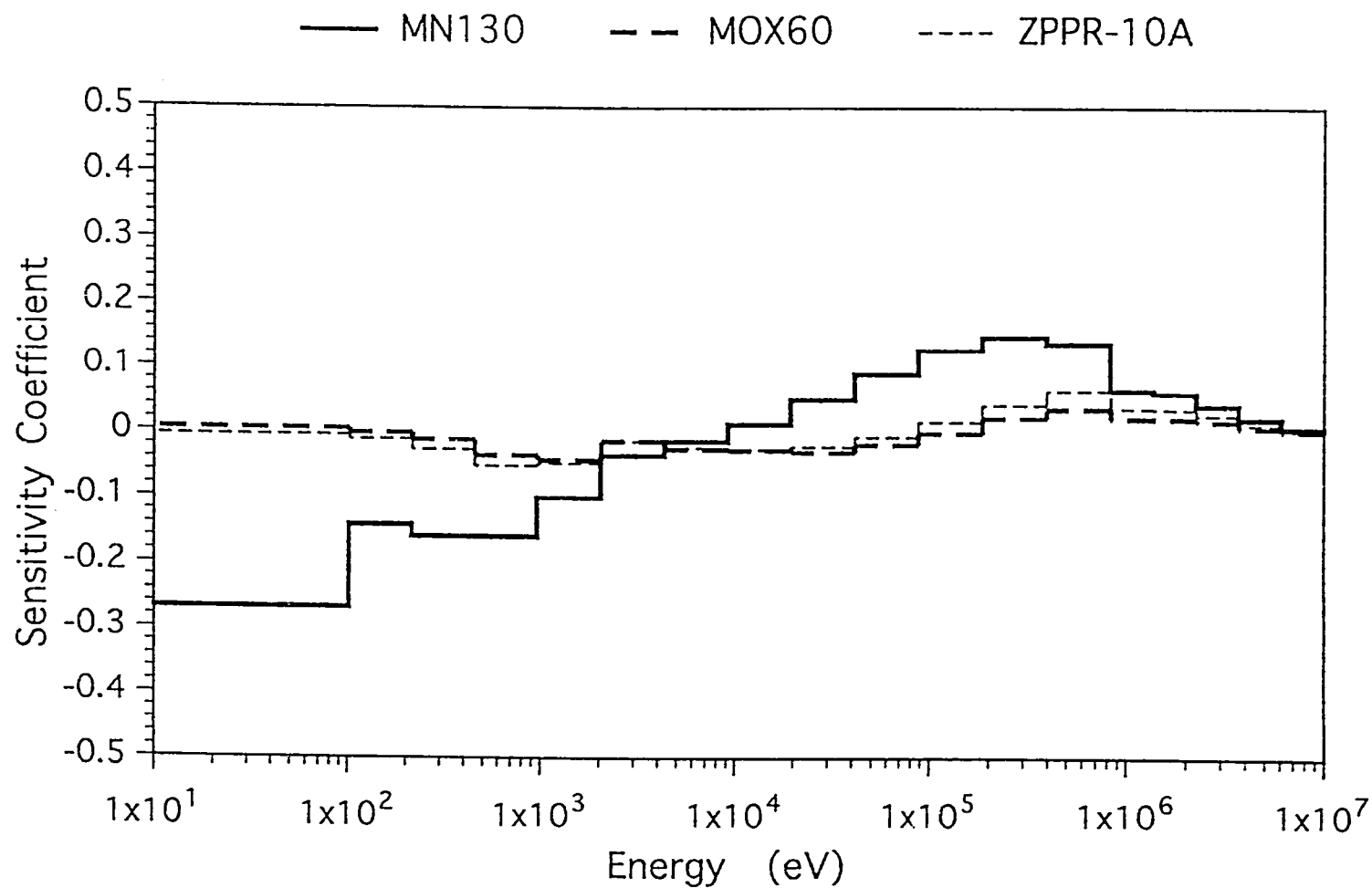
(説明図6) JFS-3-J2におけるU238捕獲断面積の誤差



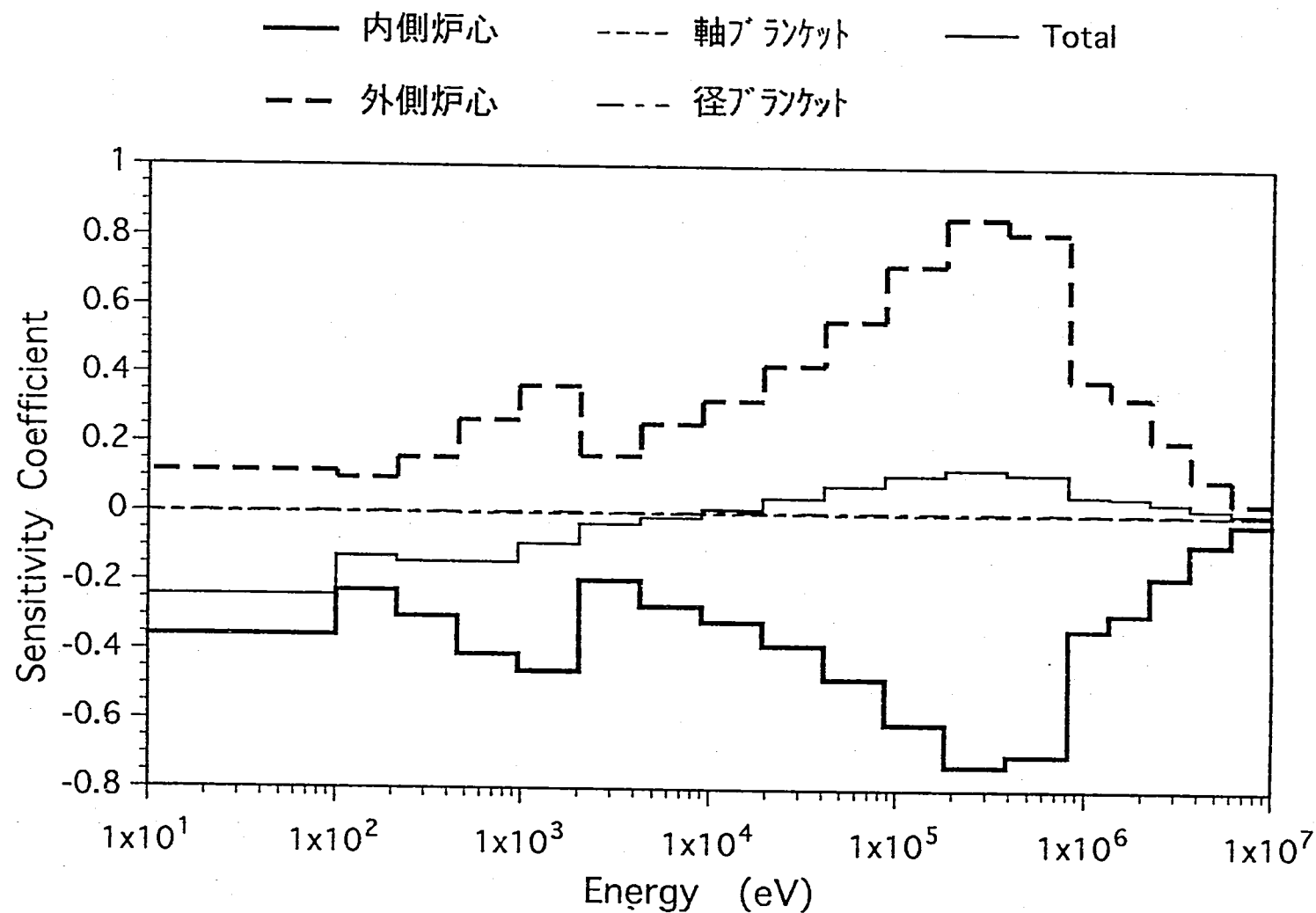
(説明図7) 出力分布(F49)に対するU238捕獲反応の感度係数
(外側炉心中央部の炉心中心に対する相対値)



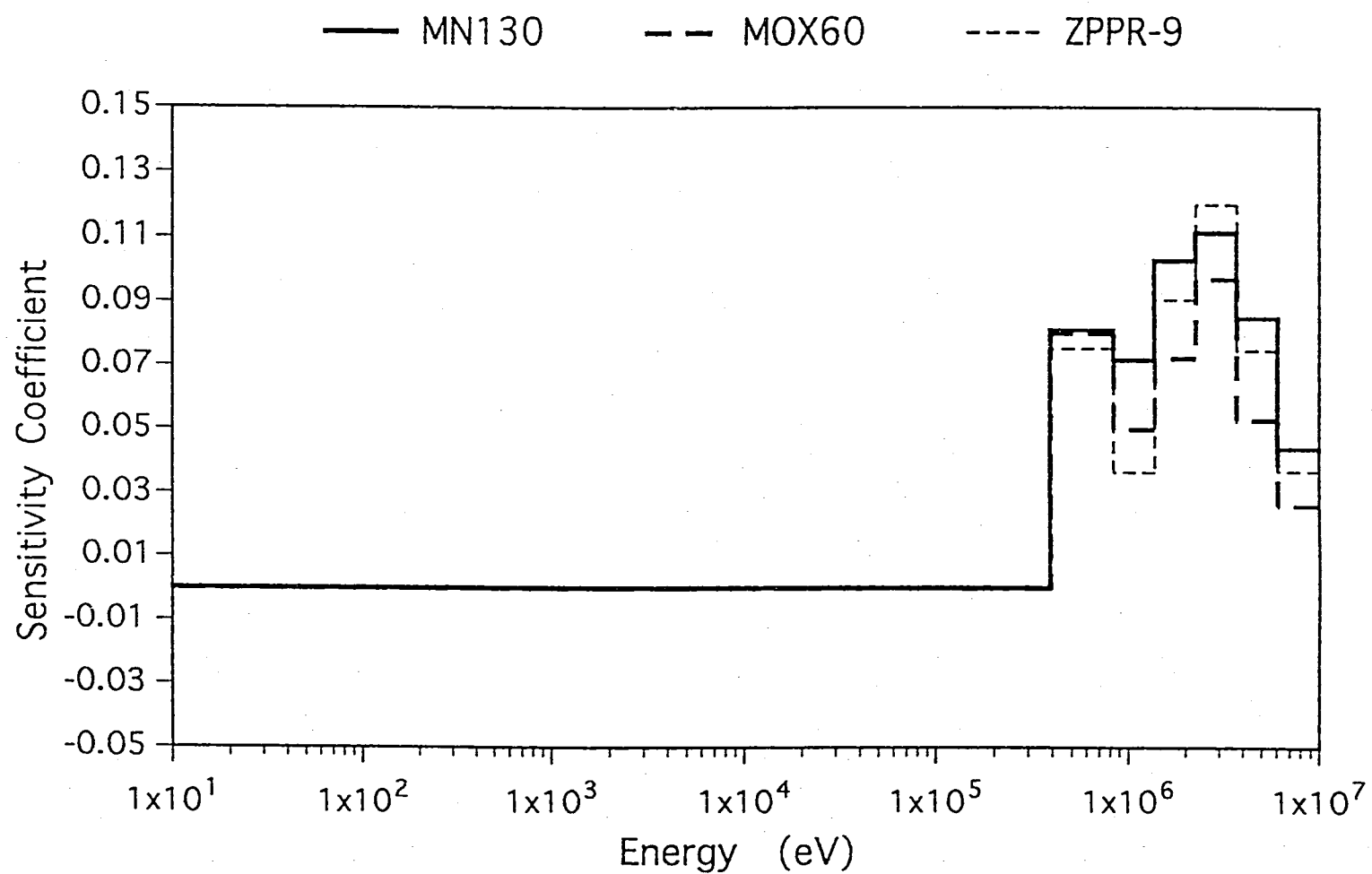
(説明図8) 出力分布(F49)に対するU238捕獲反応の感度係数の内訳
 (中性子束の変動効果項、外側炉心中央部の炉心中心に対する相対値)



(説明図9) 出力分布(F49)に対するPu239核分裂反応の感度係数
(外側炉心中央部の炉心中心に対する相対値)



(説明図10) 出力分布(F49)に対するPu239核分裂反応の感度係数の内訳
 (中性子束の変動効果項、外側炉心中央部の炉心中心に対する相対値)



(説明図11) Naボイド反応度に対するNa非弾性散乱反応の感度係数

まとめ

1. MN130SS炉心は大型炉心であることから、特に空間分布核特性の予測精度の悪化が著しく、現状の臨界実験情報を用いる場合は、MOX60炉心の2倍程度の誤差を与える必要がある。
2. スペクトルシフトの効果は、感度係数のエネルギー分布において、従来のMOX炉心にはなかった様々な現象として現れている。将来、詳細な設計に向かうのであれば、模擬度のよい臨界実験を行うことが望ましい。
3. 核設計手法の観点からは、MN130SS炉心においても、E/Cバイアス補正法に対する炉定数調整法の優位性が示された。今後の炉定数調整法のR&D課題としては、①燃焼感度解析の適用、②ドップラー反応度の予測精度評価手法の開発、③最新ライブラリJENDL-3.2の適用などがある。

ヒートバランス、冷却系機器設計

平成6年6月

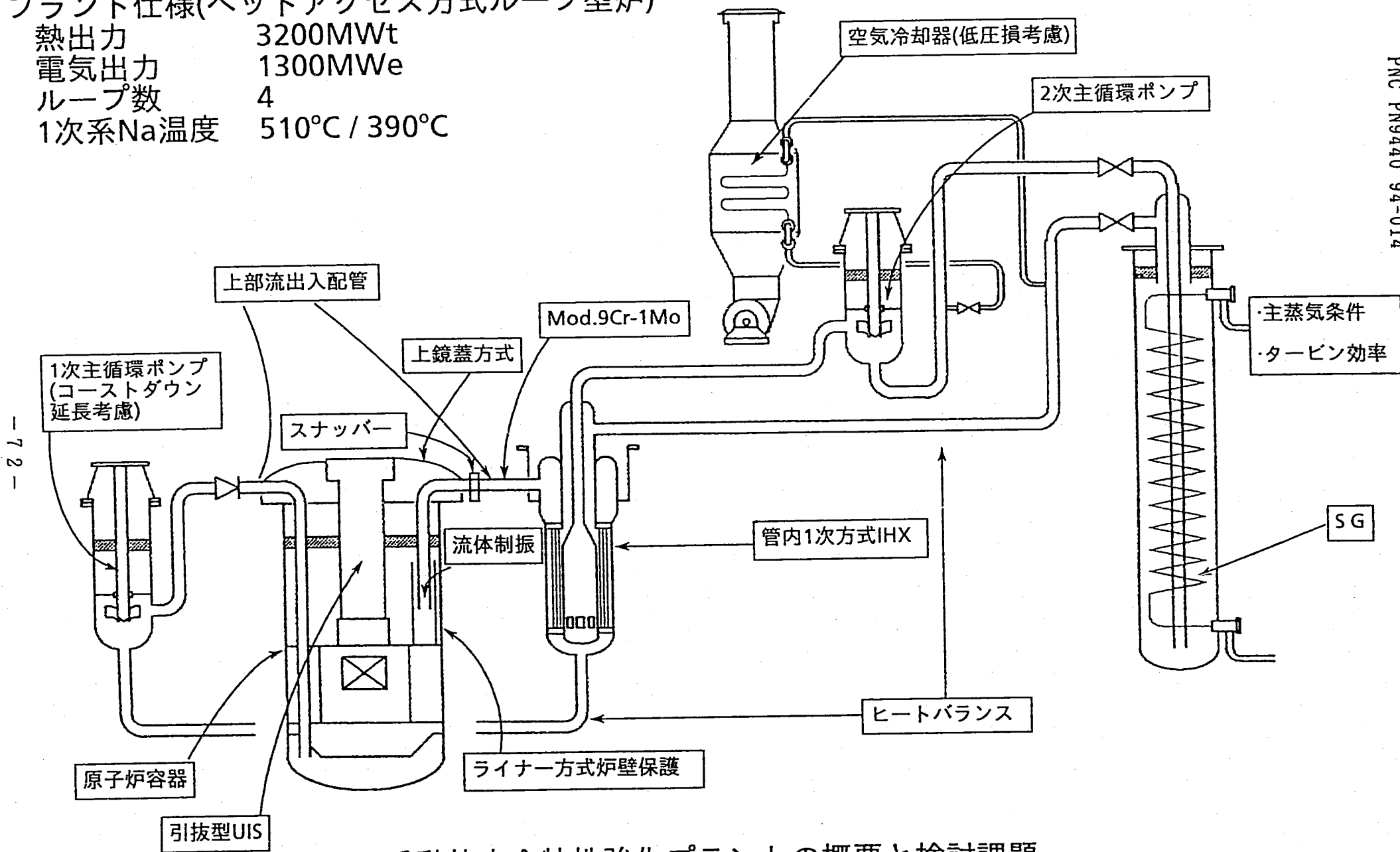
大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

一宮 正和

プラント仕様(ヘッドアクセス方式ループ型炉)

熱出力 3200MWt
 電気出力 1300MWe
 ループ数 4
 1次系Na温度 510°C / 390°C



受動的安全特性強化プラントの概要と検討課題

受動的 safety 特性強化に伴うプラント側の検討項目

1. 原子炉出口温度低温化 ($T_{out} = 510^{\circ}\text{C}$) と出入口温度差低減 ($\Delta T = 120^{\circ}\text{C}$) の影響検討と対策
 - (低温, 低出入口温度差の) Na 温度条件に適合した最適ヒートバランス (特に蒸気条件) の選定
 - 冷却材流量増加に伴う冷却系機器への影響対策
 - システム上の機器高さ関係の確認
 - 低温化により生じた材料強度上の裕度の振り向け方
2. 流量コーストダウン延長 ($\tau_{1/2} = 20 \text{ sec}$) の実現方策
 - フライホイールを含めたポンプ構造の検討
3. 系統熱過渡評価と構造健全性確保
4. 自然循環流量確保に係る系統・機器設計の具体化

受動的な安全特性強化プラントのヒートバランス選定

前提：原子炉出入口温度は $510^{\circ}\text{C} / 390^{\circ}\text{C}$

選定の考え方：

1. (経済性) 高効率化による経済性向上を念頭において、発電コストの最小点を指向。再熱の要否に留意。
2. (保守性) 負担になるオリフィスを設置しないよう、SGの水側流動を安定領域におく。
3. (運転性) 2次系C/L温度は高温待機の基準温度にする。
4. (製作性) SG伝熱管の製作性に支障ないようにする。

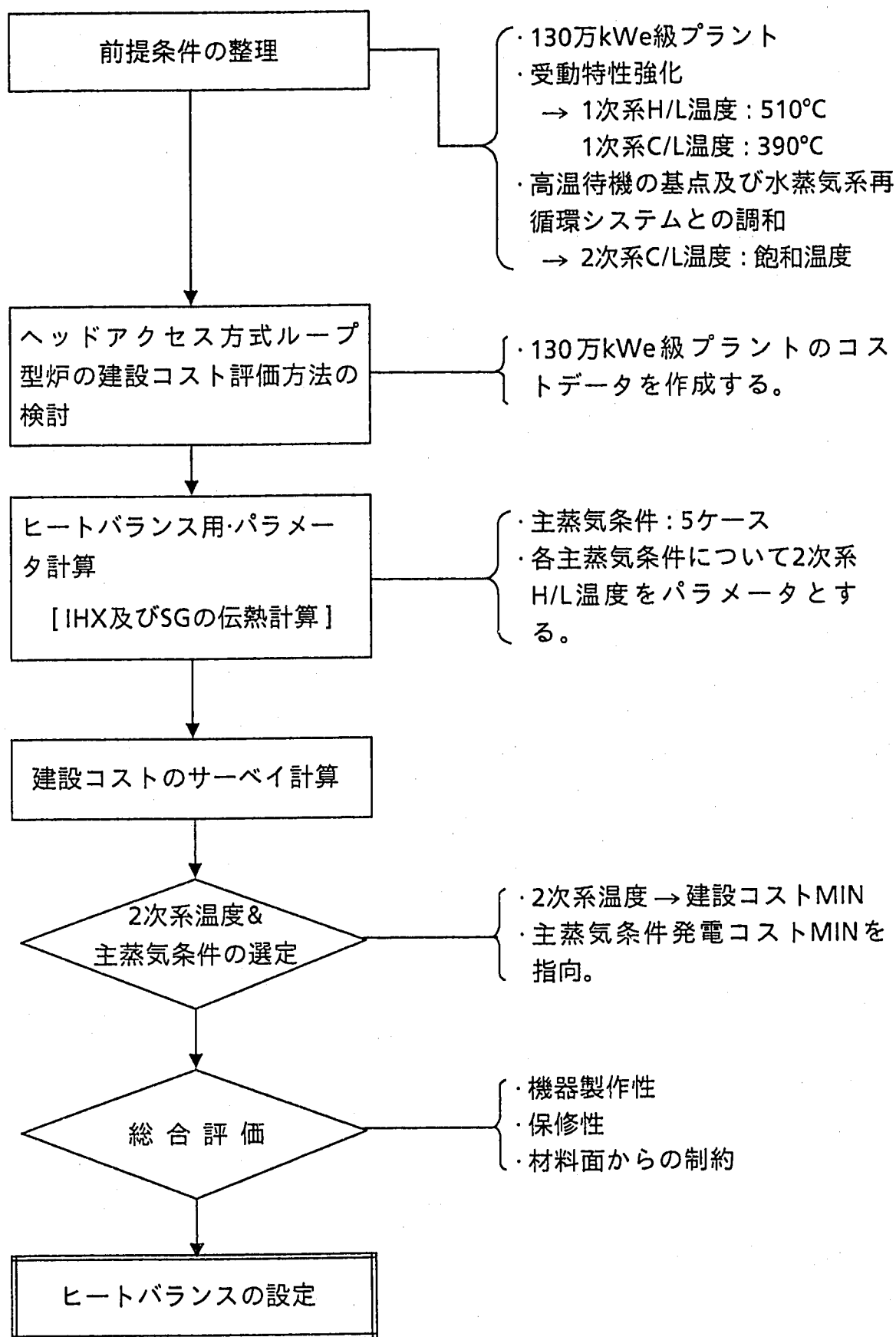


図 ヒートバランス検討の流れ

表 ヒートバランス検討表(3200MWt)

		基 準	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5
原子炉出入口温度	℃	530/380	510/390	510/390	510/390	510/390	510/390
2次系温度	℃	505/325	485/340	485/340	485/325	485/325	485/310
主蒸気温度	℃	483	435	450	435	450	450
主蒸気圧力	kg/cm ² g	154	154	154	127	127	102
タビーン効率	%	40.6	39.8	40.0	39.2	39.4	38.6
電気出力	MWe	1299	1274	1280	1254	1261	1235
1次系流量	t/h/ループ	1.512×10^4	1.89×10^4	1.89×10^4	1.89×10^4	1.89×10^4	1.89×10^4
2次系流量	t/h/ループ	1.253×10^4	1.555×10^4	1.555×10^4	1.408×10^4	1.408×10^4	1.285×10^4
IHX伝熱面積	m ²	2543	2656	2656	2279	2279	2012
SG伝熱面積	m ²	4727	3686	3954	3415	3622	3302
建設費比率	%	100	99.42	99.96	98.08	98.51	97.25
建設費/出力の比率	%	100	101.37	101.45	101.60	101.48	102.29
発電コスト比率	%	100	101.49	101.45	102.00	101.79	102.87

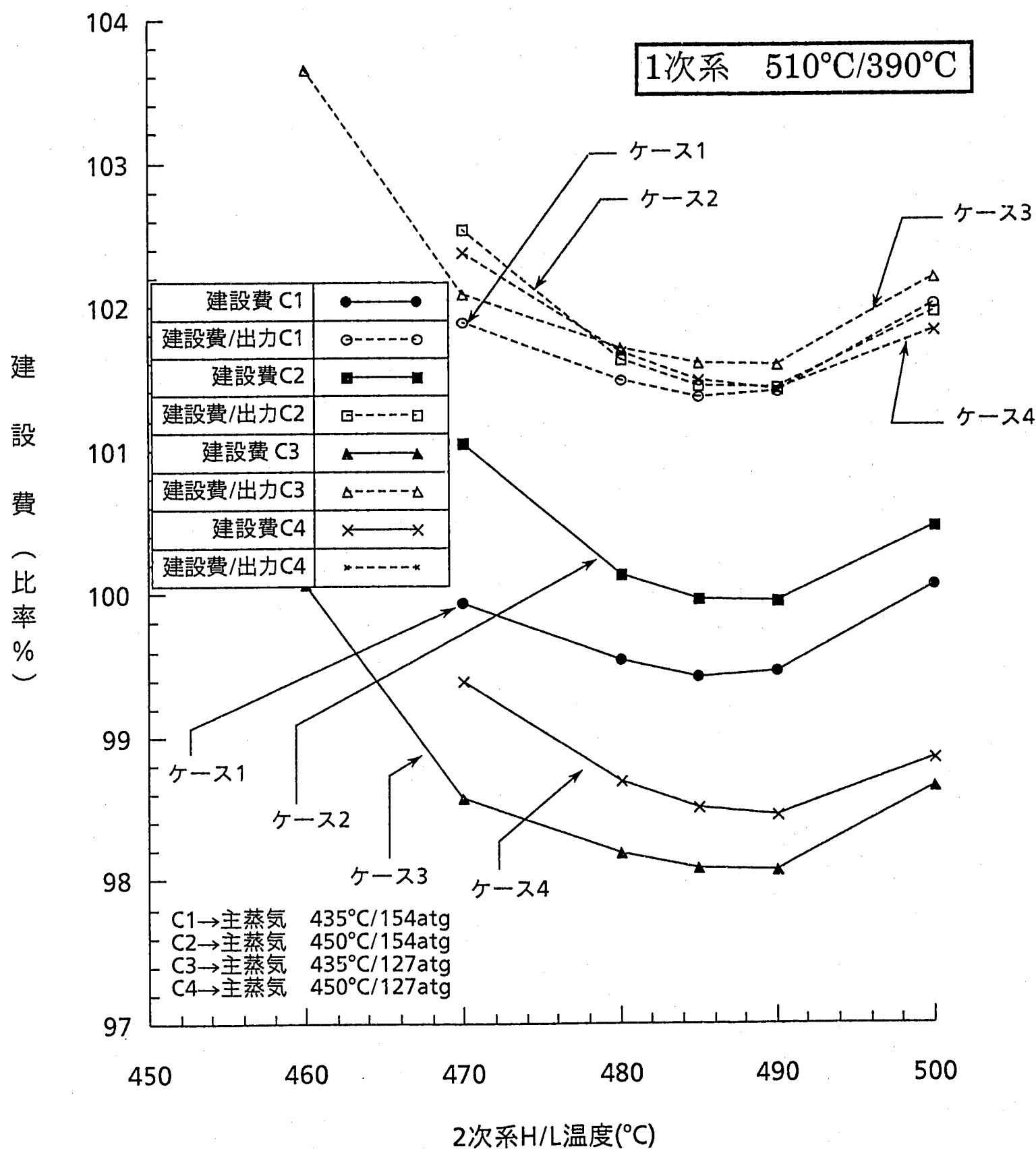


図 130万kWe級プラントヒートバランスの検討
—2次系H/L温度の最適化—

表 受動安全特性強化プラントの主蒸気条件の検討

主蒸気条件 (温度/圧力)	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5	備考
	435°C/154atg	450°C/154atg	435°C/127atg	450°C/127atg	450°C/102atg	
経済性 → 発電コスト	○	○	△	△	×	
保守性(オリフィスの 要否) → SG水側安定性	○	○	△	△	×	○:流動安定領域 △:部分負荷等では 不安定の恐れ ×:流動不安定領域
製作性 → SG伝熱管曲げ 加工、 溶接性	○	○	○	○	○	肉厚は実績のある 3.5mm以下
再熱の要否	蒸気再熱	蒸気再熱	蒸気再熱	蒸気再熱	蒸気再熱	
総合評価	○	◎	×	×	×	一層の高温化ポテン シャルと主蒸気クオ リティの向上を考慮

設定条件

、電気出力 約130万kWe

、1次主冷却系(4ループ)

、ホットレグ温度 510°C

、1次系 ΔT 120°C

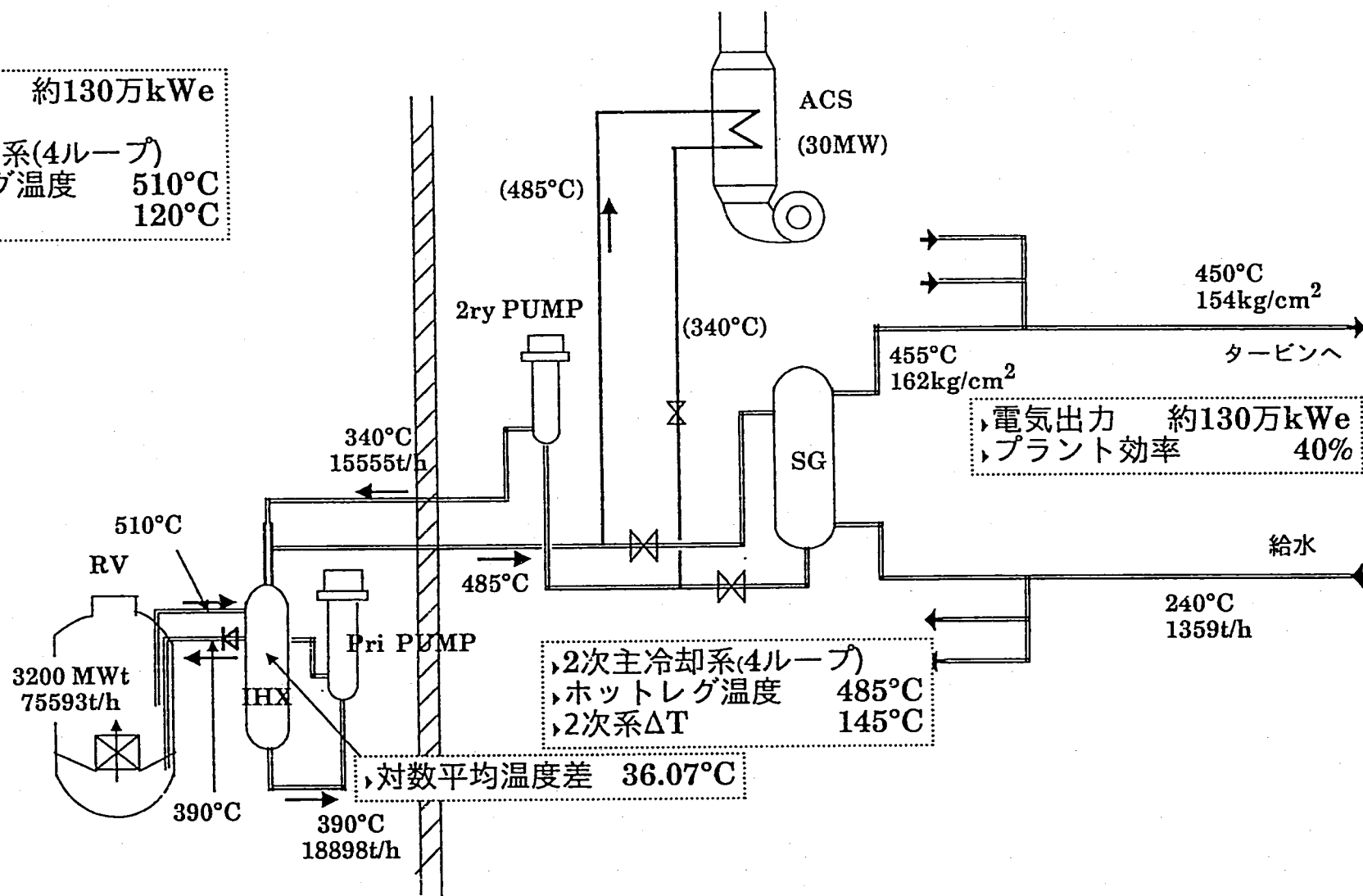


図 130万kWe級受動安全性強化プラントの系統ヒートバランス

上鏡蓋型原子炉容器の狙い

1. 原子炉容器上部構造の簡素化・軽量化

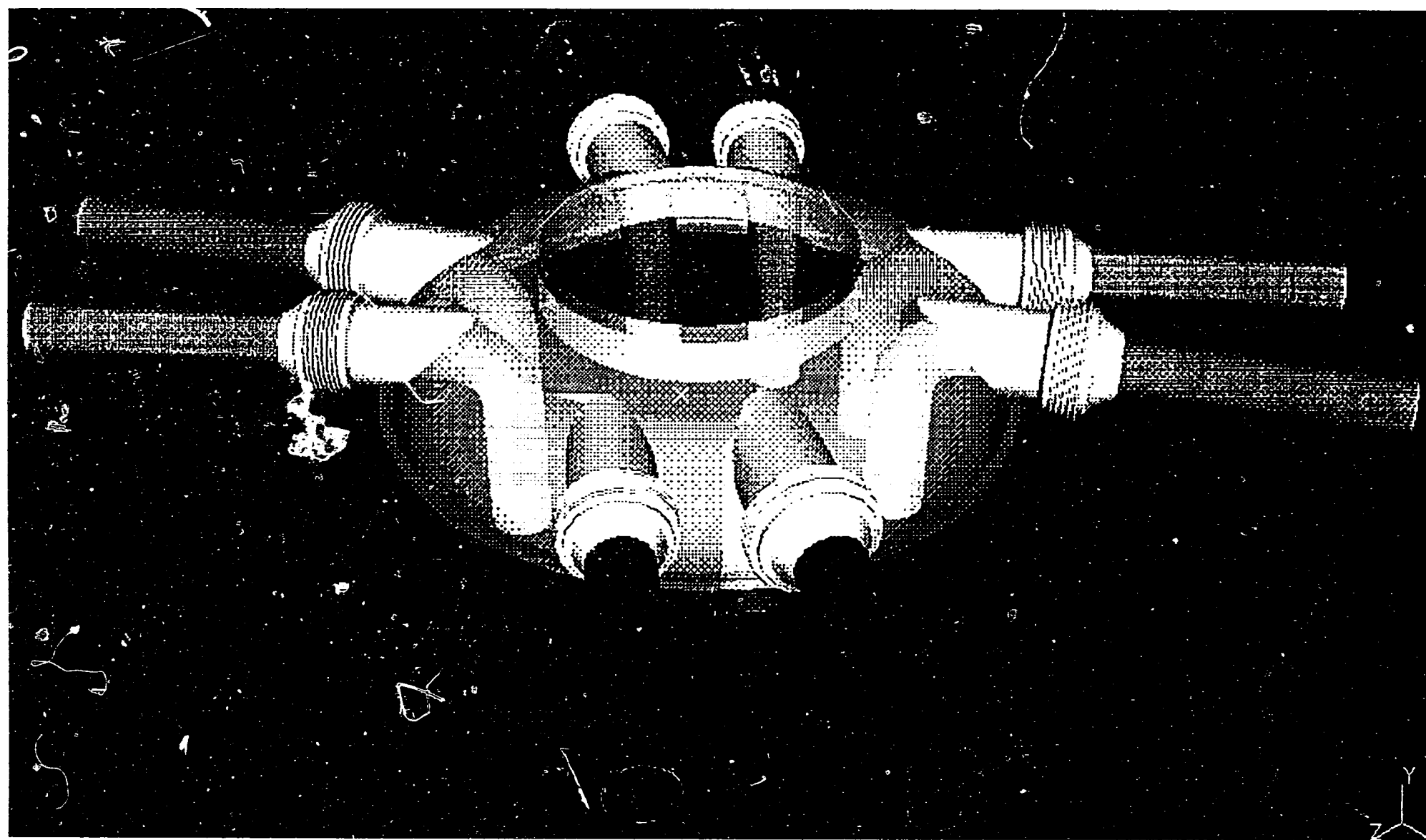
- [機能分離] ● カバーガスバウンダー形成（シール）
- 燃料交換
- 放射線しゃへい→運転床コンクリート
（+追加しゃへい）
- 熱しゃへい+冷却
- U I S 搭載

2. 上部流出入配管との適合性向上

- 高温配管の通過に伴う温度むらの解消

3. カバーガスバウンダリ構造の耐圧性を強化

- シェル：耐圧性に優れた形状



上鏡蓋のCAD図

1次主冷却系H/L配管検討

[狙い]

上鏡蓋型原子炉容器に適合するコンパクトな上部流入配管の成立性を見通す。また、流体制振を用いてスナッバーの設置位置を検討する。

[構造成立性の判定基準]

① DDSを満足すること

(●エルボ:Sn*制限、水平直管とIHXノズル:座屈)

② 応答への寄与(刺激係数)が大きいモードの振動数は、 床応答曲線の高振動数側とすること

[構造]

口径	44B
材料	Mod.9Cr-1Mo
水平管肉厚	20mm
エルボ肉厚	50mm
鉛直管肉厚	12.7mm
スナッバー位置	カバ-ガスシールベローズとIHXの間

6

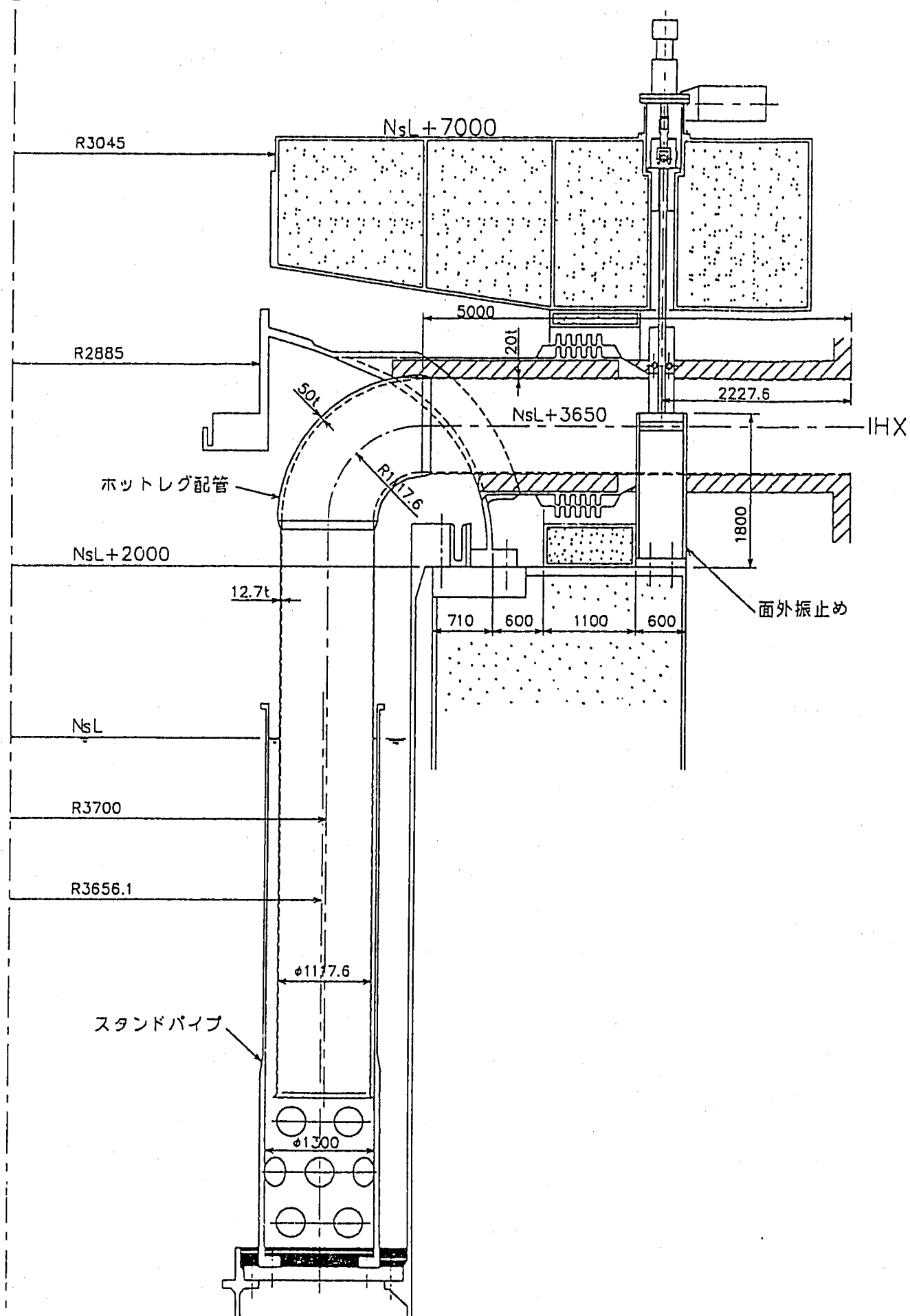


図 1次主冷却系H/L配管構造概念図

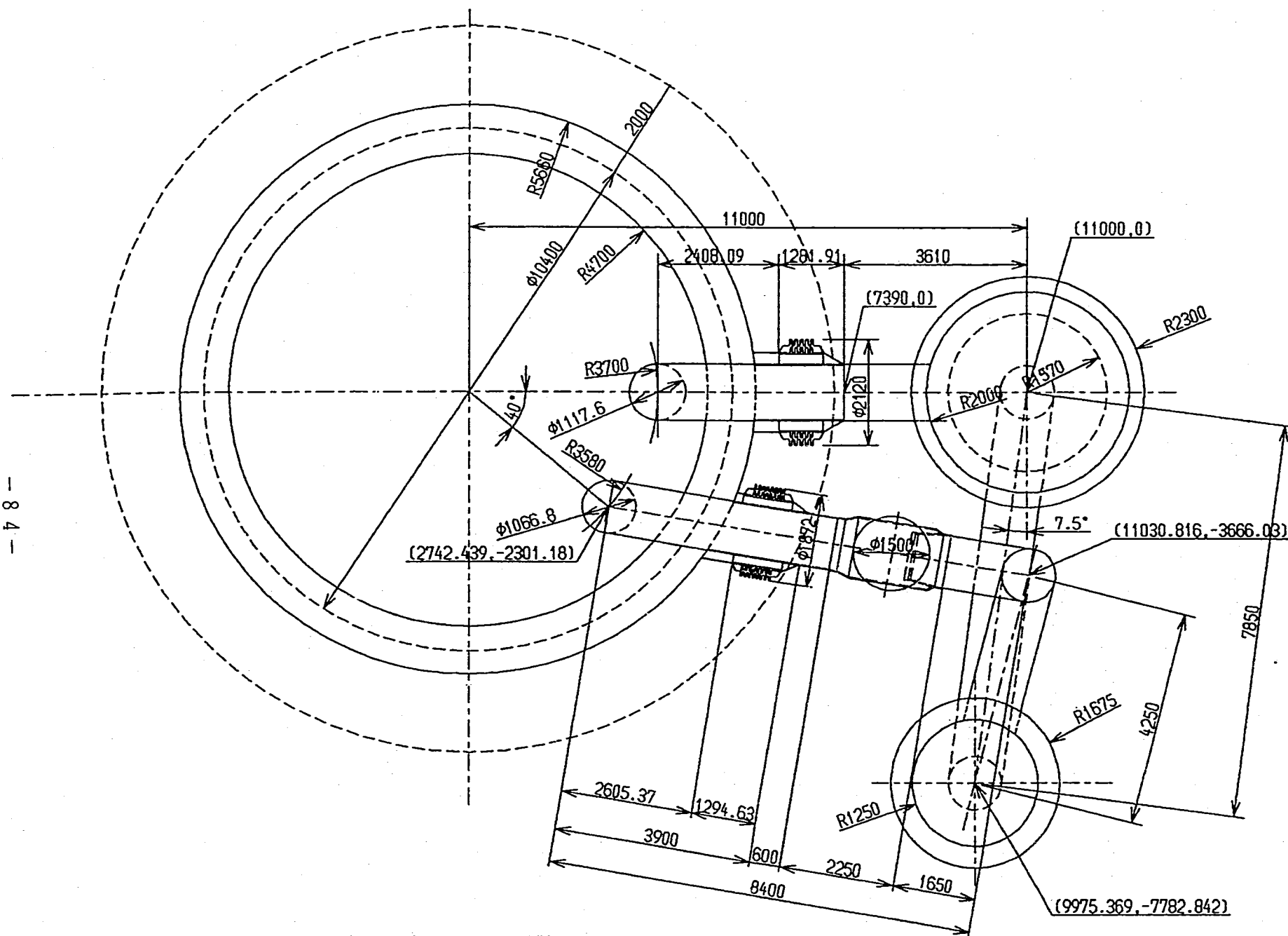


图 1次主冷却系主配管平面配置图

I H X 設計検討の狙いと設計条件

1. 受動的な安全特性強化プラントのヒートバランスに最適なサイジング（伝熱部仕様の決定）を行う。

- 交換熱量：800 MW t / 基

- 1次側：1. 890 × 10⁴ t / h / loop

- 2次側：1. 555 × 10⁴ t / h / loop

- 1次入口：510℃，2次入口：340℃

- 1次出口：390℃，2次出口：485℃

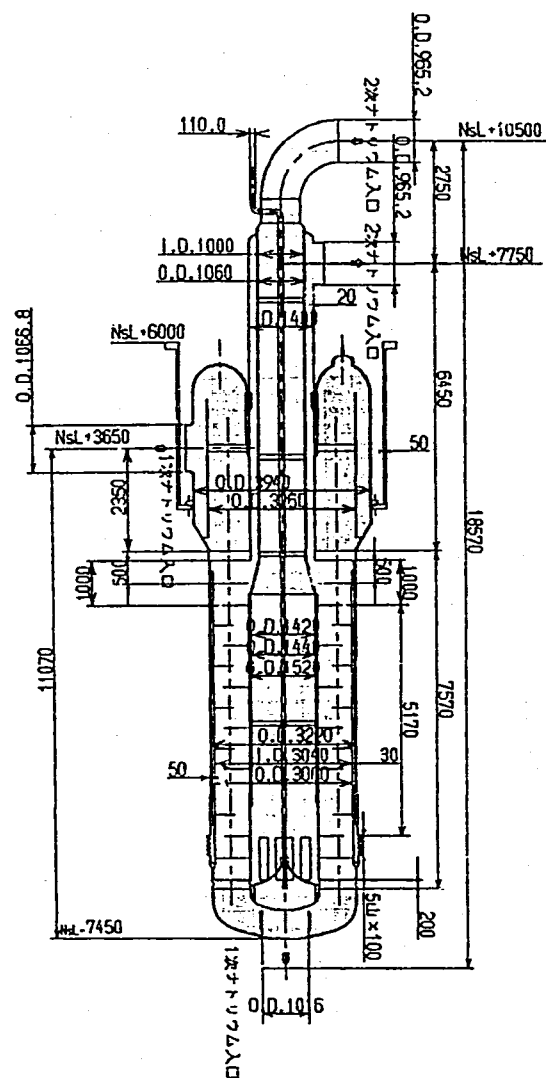
2. 機器構造開発部・構造室の熱過渡強度試験成果を考慮して、Mod. 9Cr-1Moを伝熱管材料として用いることを検討する。

- Mod. 9Cr-1Moは良好な熱過渡耐性を有す。

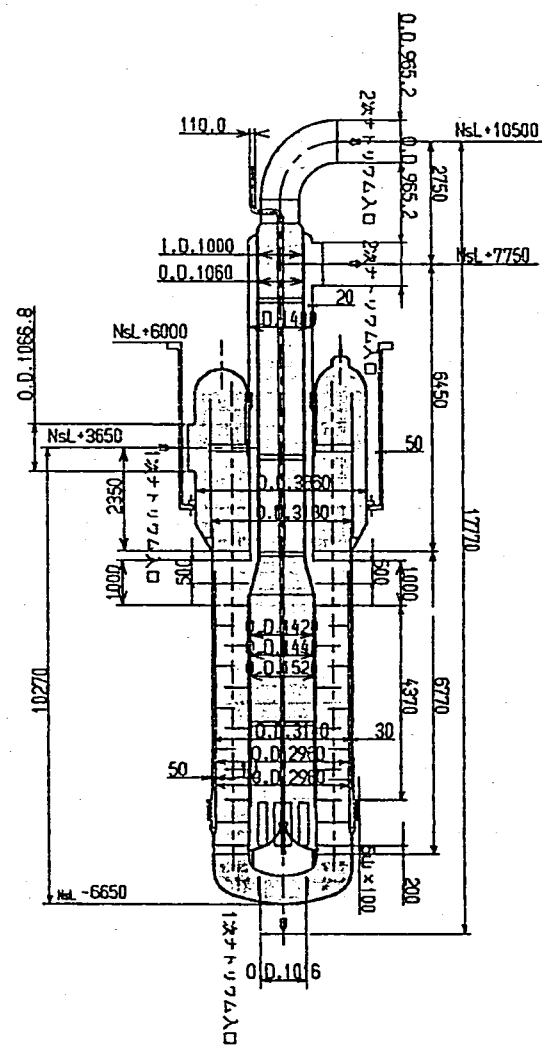
（→構造室及び材料室に更なる分析を依頼中）

3. 上記1. 及び2. の下で、流動方式の検討も行う。

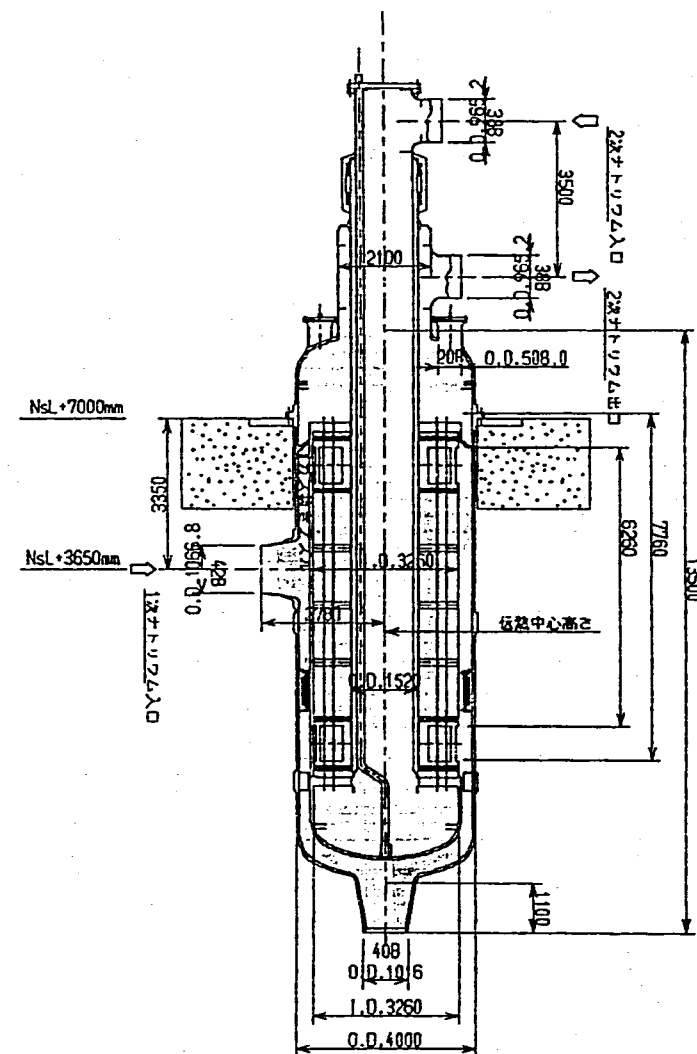
- Mod. 9Cr-1Moの熱伝導率の良さを使用実績があり、信頼性の高い管外1次方式に振り向ける可能性。



管内1次・SUS316FR



管内1次・Mod. 9Cr-1Mo



胴側1次・Mod. 9Cr-1Mo

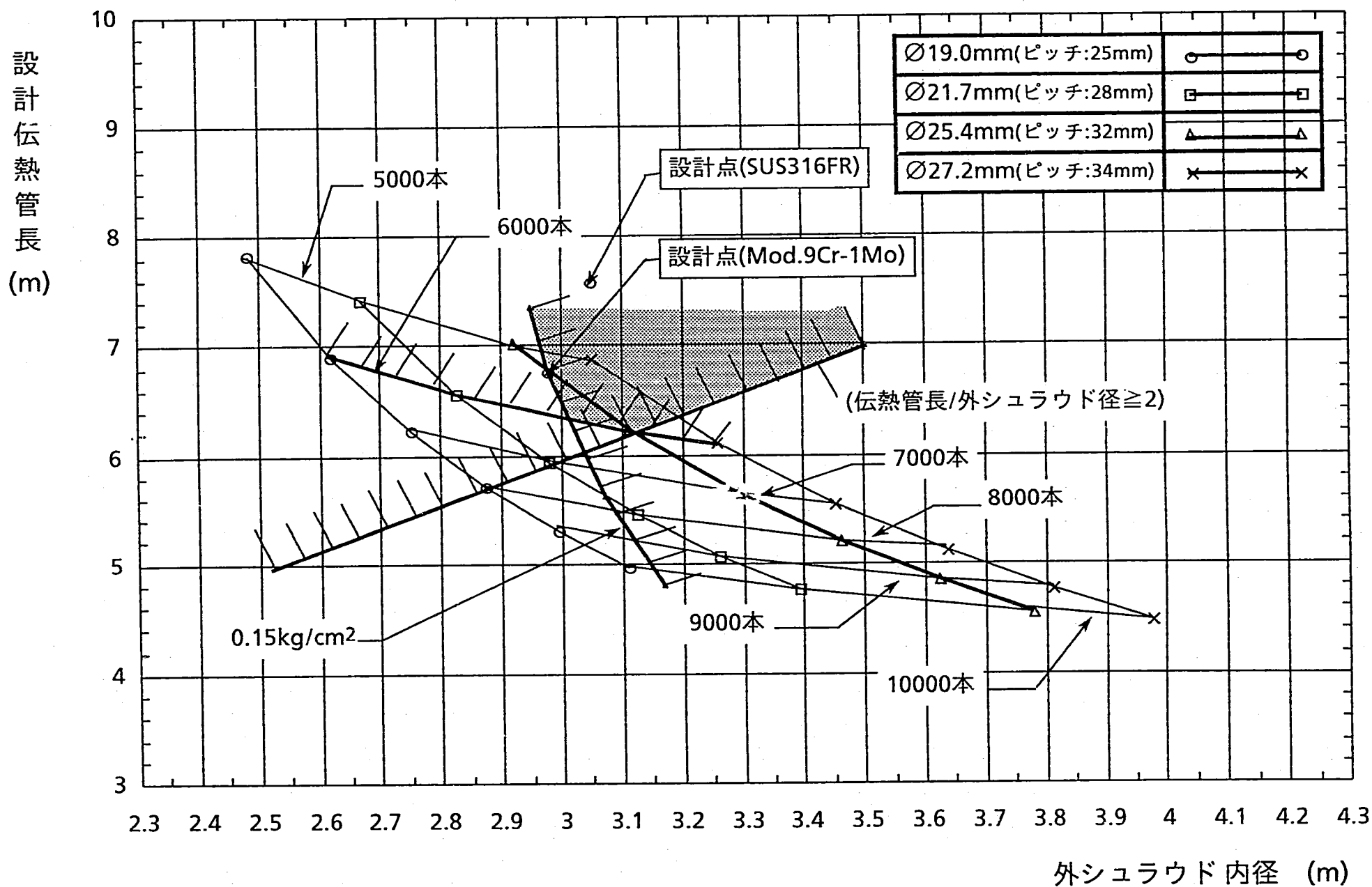


図 受動的・安全特性強化プラント・管内1次方式・中間熱交換器の伝熱管仕様マップ(伝熱管材料:Mod.9Cr-1Mo)

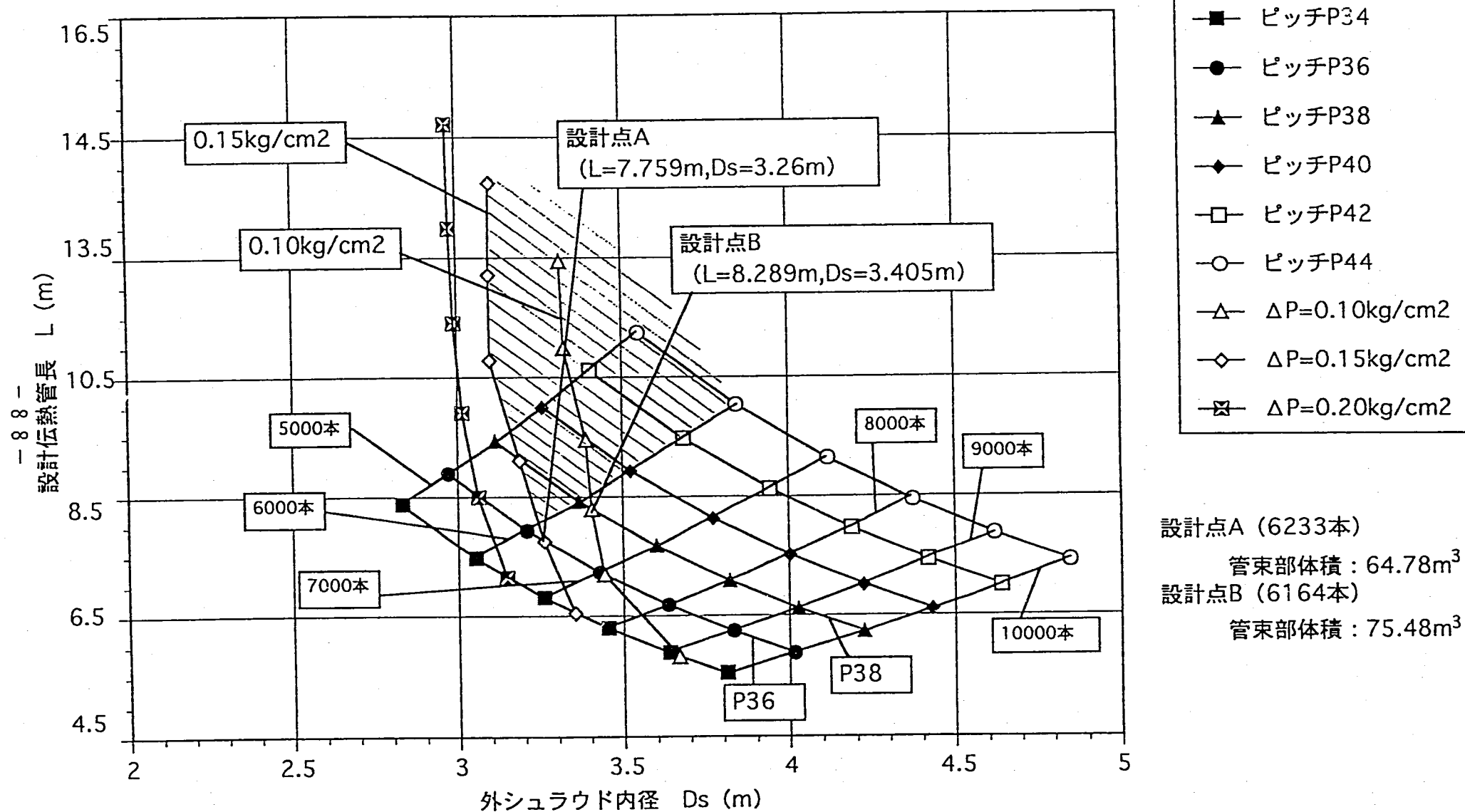


図 受動的安全特性強化プラント・胴側1次方式・中間熱交換器の伝熱管仕様マップ
(伝熱管外径 : 27.2mm)

IHX管束部仕様

仕 様	型 式	管 内 1 次 方 式		胴側1次方式
	材 料	316FR	Mod.9Cr-1Mo	Mod.9Cr-1Mo
①伝熱管寸法		$\phi 25.4 \times t 1.0 \begin{smallmatrix} +0.4\text{mm} \\ -0\text{mm} \end{smallmatrix}$	同 左	$\phi 27.2 \times t 1.0 \begin{smallmatrix} +0.4\text{mm} \\ -0\text{mm} \end{smallmatrix}$
②配列ピッチ		32mm (正三角形配列)	同 左	(32mm) (同心円周配列)
③伝熱管本数		5642本	5293本	6233本
④外シュラウド外径(Ds)		3.05m	2.98m	3.26m
⑤必要伝熱面積		$2635\text{m}^2 (100\%)$	$2150\text{m}^2 (82\%)$	$2966\text{m}^2 (113\%)$
⑥設計伝熱管長さ(L)		7.57m	6.77m	7.76m
⑦管束部体積($\pi/4 D_s^2 L$)		$55.3\text{m}^3 (100\%)$	$47.2\text{m}^3 (85\%)$	$64.8\text{m}^3 (117\%)$

1 次主循環ポンプの設計検討の狙いと 設計条件

1. 受動的 safety 特性強化プラントのヒートバランス、運転条件等に適合するポンプのサイジング

- 定格吐出量： $367 \text{ m}^3/\text{min}$

- 定格全揚程： 76 mNa

- NPSH_{av} ： 19 mNa

2. 流量コストダウンを延長する実現可能な方策を選定し、主要仕様と概念図を作成する。

- 流量半減時間： ULOF 時に20秒（ノミナル）を確保。但し、 DBE 対応としては5秒（ミニマム）以上でよい。

流量コストダウン延長方策

1. ①ポンプ回転数増加（単段両吸込型ポンプ採用）
②一巡圧力損失低減
③主モータフライホイール設置（ $\tau_{1/2}^{\min}=5\text{sec}$ 確保）
④M-Gセット+フライホイール方式回転エネルギー利用（③と併せて $\tau_{1/2}^{\text{nom}}=20\text{sec}$ 確保）

2. ポンプ（モータ含む）側必要GD²

[合計：17,000kg・m²]

●ポンプモータロータ合計GD²=7,500kg・m²

●必要フライホイールGD²=9,500kg・m²

[フライホイール仕様]

①外径：2m，内径：0.7m，厚さ：0.2m

②重量：4.3ton（鋼製）

3. MGセット側必要GD² [合計：26,000kg・m²]

●M-Gセットモータ回転数：1150rpm

●M-Gセットロータ合計GD²=10,000kg・m²

●必要フライホイールGD²=16,000kg・m²

[フライホイール仕様]

①外径：2m（中実），厚さ：0.35m

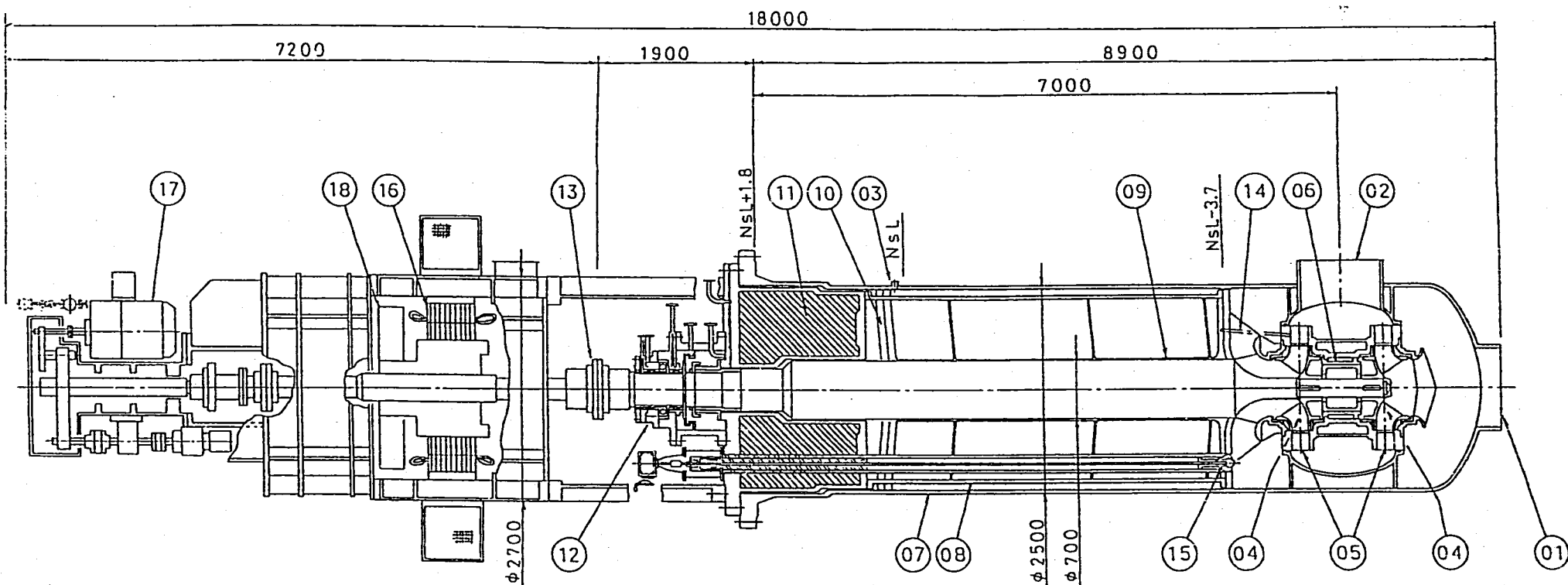
②重量：8.4ton（鋼製）

表 1次主冷却系の系統圧力損失

機器名	部位	受動的安全特性 強化プラント (kg/cm ²)	(H4) 130kWe級 (kg/cm ²)	もんじゅ (設計時)
原子炉容器	炉心構成要素	4.5(max)	5.0(max)	4.866
同上	炉内構造物	上に含む	上に含む	-
ホットレグ配管	吸込み口部	0.24	0.21	0.025
同上	配管部	0.049	0.027	0.088
IHX		0.361	0.212	0.236
ミドルレグ配管		0.088	0.096	0.063
コールドレグ配管	配管部、RV入口部 ポンプ出口部	0.446	0.451	1.112
同上	逆止弁	0.65	0.5	0.398
一巡圧力損失 ノミナル値		(5.92)	(6.04)	6.788
一巡圧力損失max値		6.52	6.64	7.731
Na液柱換算		75.8m	77.2m	

表 受動的 safety 特性強化プラント・1次主循環ポンプ
水力設計条件、諸元

	130万kWe級 受動的 safety 特性 強化プラント	(H4) 130万kWe級 プラント
ループ数	4	4
型式	単段両吸込 (下吸込)	単段片吸込 (下吸込)
定格流量 $Q(m^3/min)$	367	293
定格揚程 $H(mNa)$	76	78
吸込比速度 S	1200	1250
インペラー位置	NsL-4.6m	NsL-4.5m
カバーガス $(mmAq)$	10000 $\pm$ 500	8700 $\pm$ 400
有効吸込ヘッド NPSHav (mNa)	19	19.7
回転数 (rpm)	780	660
羽根車比速度 Ns	420	442
羽根車周速 (m/s)	44.5	48
羽根車外径 (m)	1.09	1.4
アウターケーシング径 (m)	2.50	2.25 (推定)



品番	名 称	品番	名 称	品番	名 称
01	吸 込 口	07	外ケーシング	13	カップリング
02	吐 出 口	08	内ケーシング	14	オリフィス
03	カバーガス排出口	09	軸	15	流量調節弁
04	羽 根 車	10	熱 遮 蔽 板	16	主 モ ー タ
05	ディフューザ	11	生 体 遮 蔽	17	ボニーマータ
06	静 圧 軸 受	12	軸 封 部	18	フライホイール

図 1次主冷却系循環ポンプ概念図

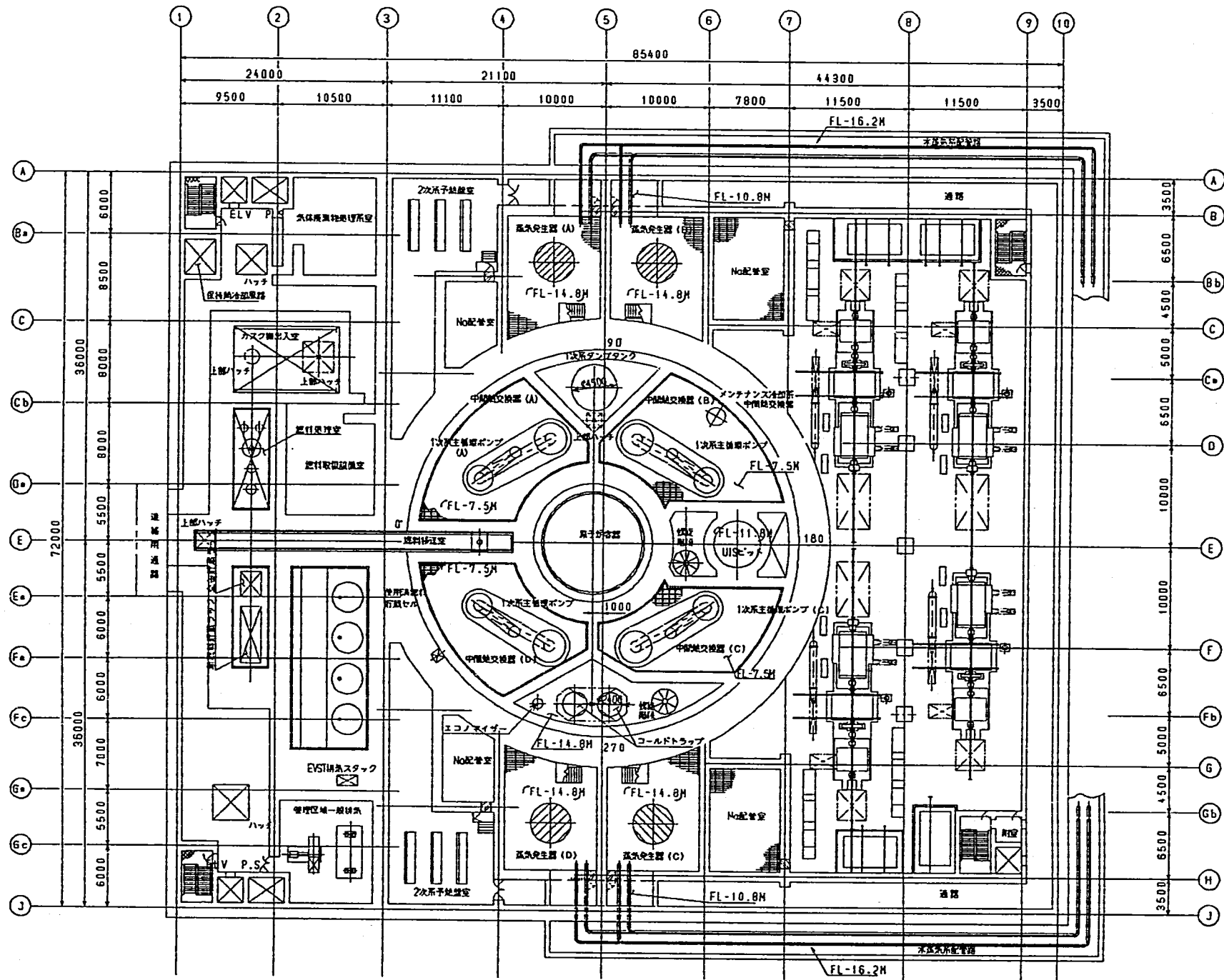


表 1次系カバーガス圧の設定検討(通常運転状態)

	単位	値	備考	130万kWe級 プラントの値
ホットレグ入口端部圧損	kg/m ²	2640	低圧損形状 0.24kg/cm ² ×1.1	2310
ホットレグ圧損	kg/m ²	539	0.049kg/cm ² ×1.1	297
IHX内部圧損	kg/m ²	1858	入口ノズル部、入口衝突部、入口曲り部、整流円筒上昇、整流円筒上部反転(1/2だけ考慮)を含む。 0.1689kg/cm ² ×1.1	1023
位置ヘッド	mNa (kg/m ²)	NsL+5.08mNa (4217)	ρ=830kg/m ³ 、510℃	NsL+5.5mNa (4538)
小計(ホットレグ入口端部 圧損～位置ヘッド)	kg/m ²	[9254]	[9254] はmax値	[8168]
制御幅	kg/m ²	400		400
雰囲気との差	kg/m ²	100		100
合計	kg/m ²	9754		8668

負圧防止検討位置; IHX上部鏡部(動圧無視、流速小)

空気冷却器の設計検討の狙いと設計条件

1. 強制循環ベースで必要除熱量を確保

- 1 ループ強制循環
- 冷却材バウンダリの温度 $\leq 650^{\circ}\text{C}$ (越える場合は、 $700^{\circ}\text{C} \times 10\text{hr}$ 程度を許容)

2. 自然循環能力を確保

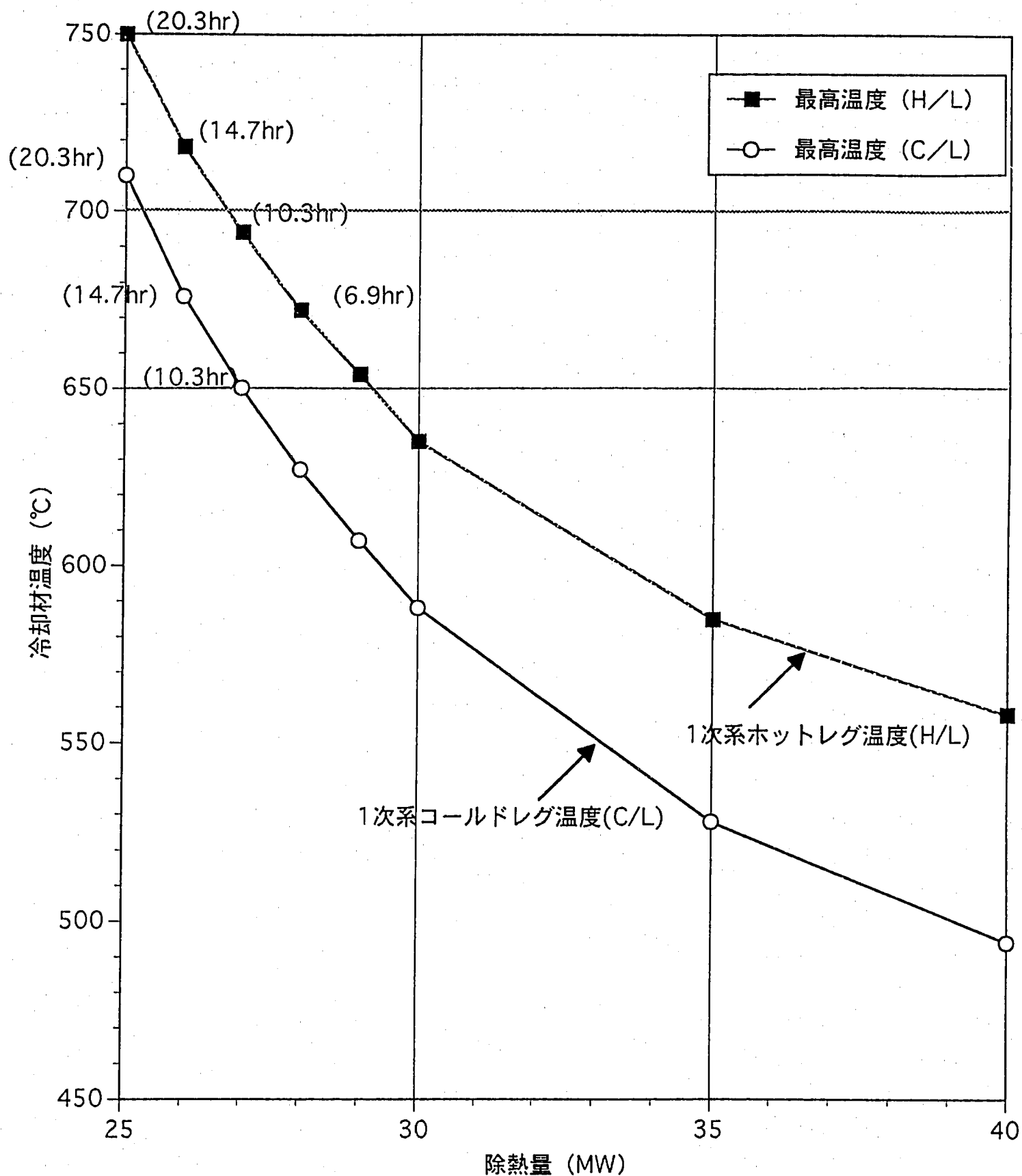
- ナトリウム側 $\leq 0.05\text{kg}/\text{cm}^2$
- 空気側 $\leq 0.025\text{kg}/\text{cm}^2$

3. コンパクトな機器形状

- 伝面余裕 $\geq 10\%$
- $10\text{m} \times 10\text{m}$ に配置可能 $\Rightarrow$ ダクト長 $\times$ ダクト幅 $\leq 5\text{m} \times 5\text{m}$

表 空気冷却系設計条件の比較

	除熱量	Na 流量	空気流量
大型炉	30 MW	583.3 t/h	665 t/h
もんじゅ	15 MW	235 t/h	335 t/h
大型炉／ もんじゅ	2	2.48	1.99



注) () 内は650°C超過時間

図 1 ループ強制循環除熱解析結果 (ポンプ流量 : 9.5%)

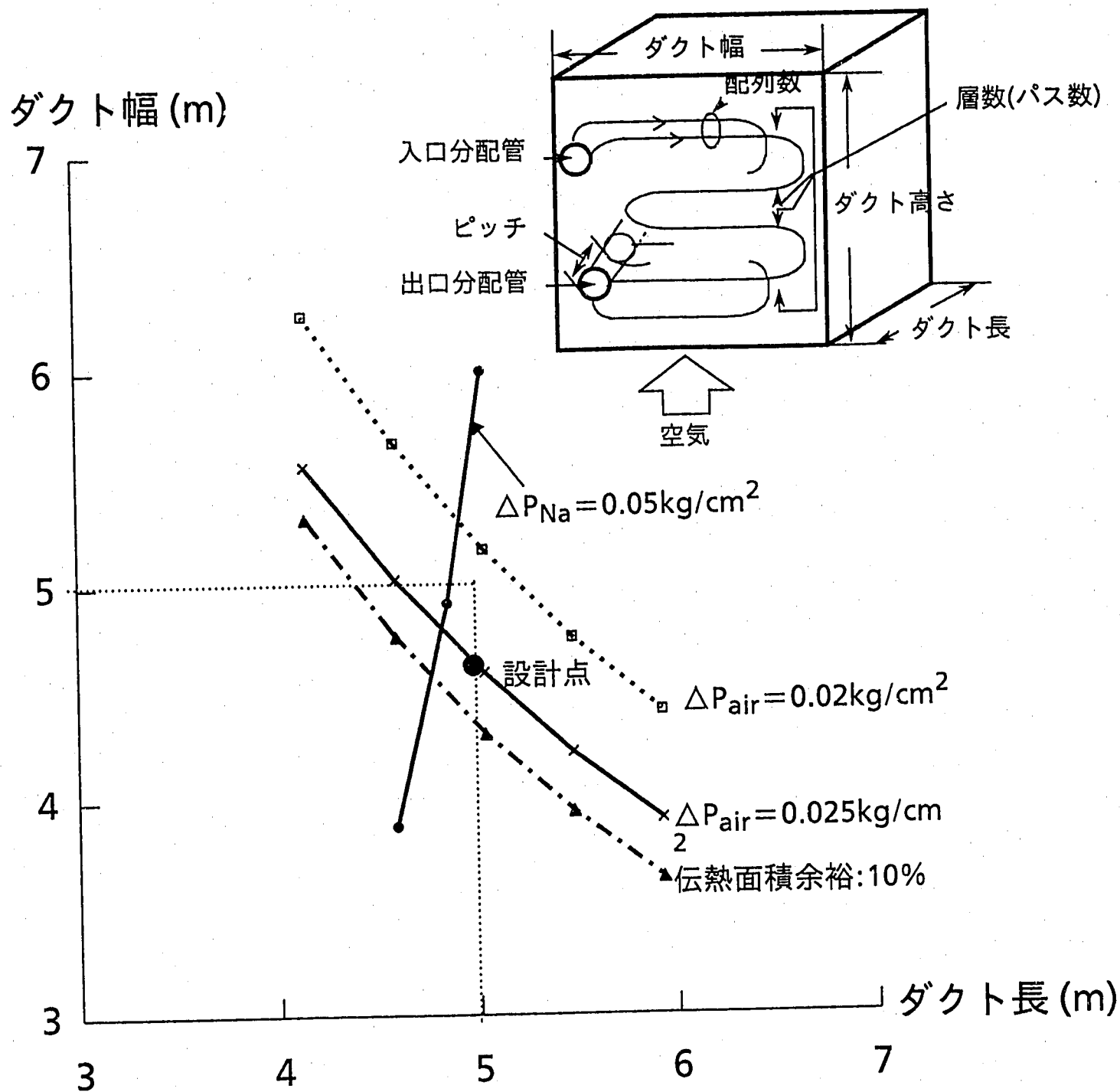
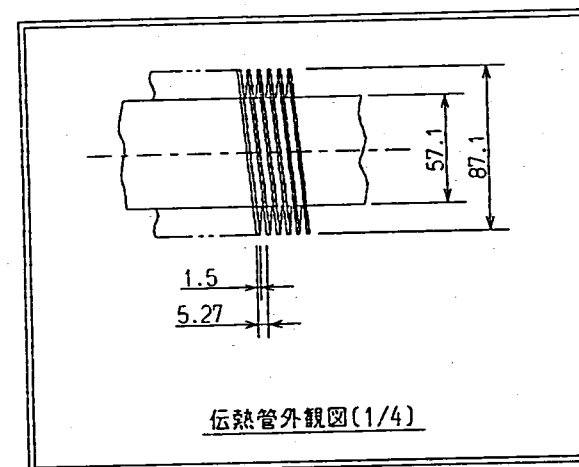
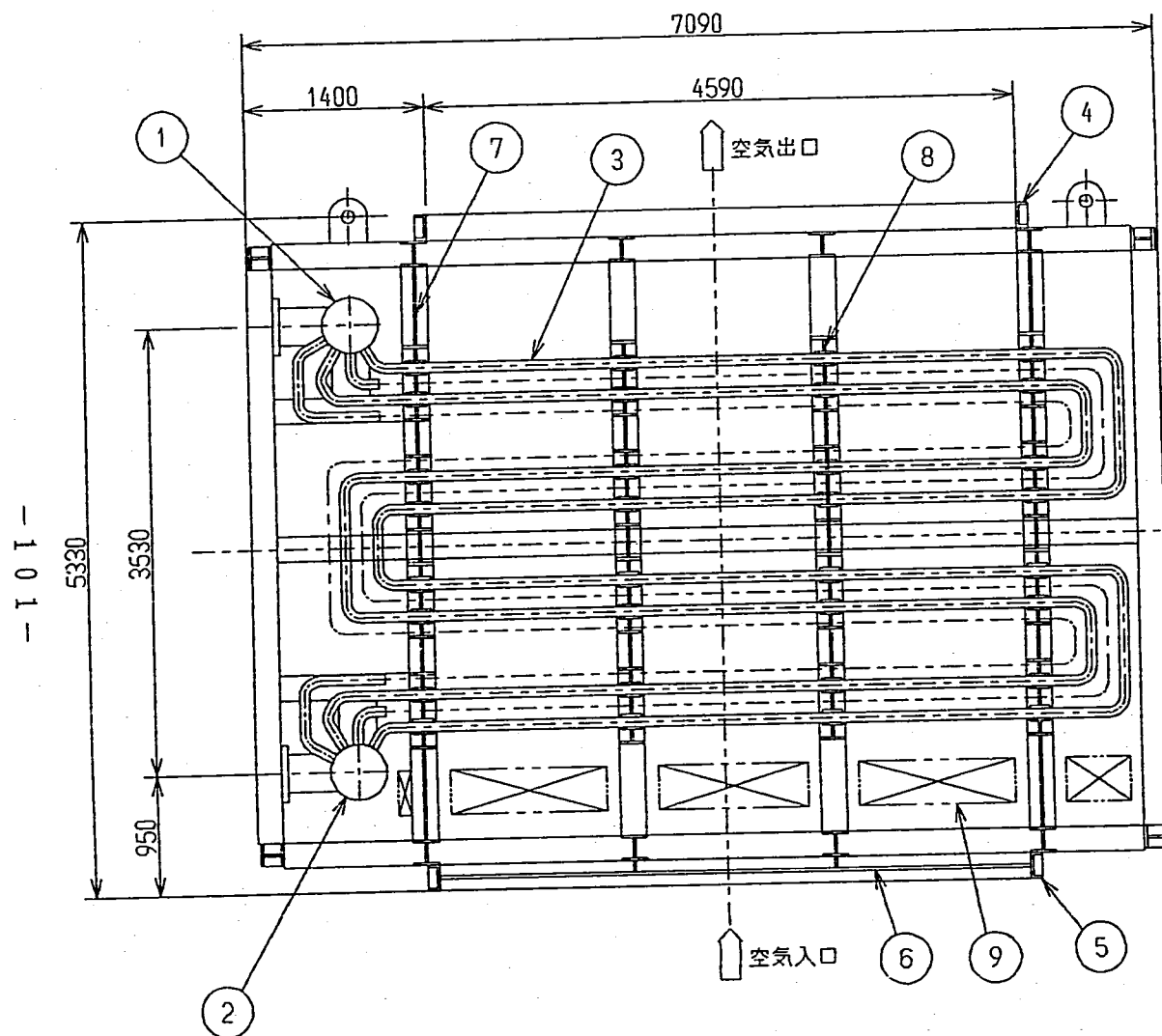


図 空気冷却器伝熱部の最適化

(伝熱管: $57.1\phi \times 2.9^{+0.3}_{-0} \text{ t}$, フィン: $15^H / 1.5^t / 5.08^P$,
 伝熱管層数: 4, 伝熱管配列数: 4)

空気冷却器の伝熱部主要目表

		受動的安全特性強化 プラント(130万kWe)	もんじゅ
(サイジング条件)			
交換熱量/ループ	MWt	30	15
管側温度(入口 / 出口)	°C	485 / 340	505 / 325
胴側温度(入口 / 出口)	°C	40 / 200	40 / 200
流量(管側 / 胴側)	ton / hr	583.3 / 665	235 / 335
圧力損失: 管側	kg / cm ²	0.044[0.050]	0.0418[0.048]
胴側	kg / cm ²	0.0249[0.025]	0.0235[0.025]
伝熱管: 材質	—	316FR	SUS316TB
寸法	mm	外径57.1×肉厚2.9	外径50.8×肉厚2.9
本数	本	110本 / 基	62本 / 基
フィン	mm	15 ^H / 1.5 ^t / 5.27 ^P	16 ^H / 1.6 ^t / 5.08 ^P
(必要値) 伝熱面積	m ²	2368	1290
(必要値) 伝熱長さ	m	15.2	14.6
(設計採用値) 有効伝熱面積	m ²	2605(伝面余裕: 10%)	1430(伝面余裕: 10%)
(設計採用値) 有効伝熱長さ	m	16.7	16.1
概略寸法 ダクトサイズ	m	5.03 ^L ×4.59 ^W ×3.53 ^H	3.8 ^L ×4.4 ^W
概略寸法 フレームサイズ	m	6.3 ^L ×7.1 ^W ×5.3 ^H	4.95 ^L ×6.35 ^W ×4.25 ^H



9	予熱ヒータ	1式	-	
8	伝熱管サポート	1式	SUS304	
7	ダクト	1式	〃	
6	整流板	1	〃	
5	下部フランジ	1	〃	
4	上部フランジ	1	SUS304	
3	フィン付伝熱管		316FRTB	
2	出口集合管	1	316FRTP	
1	入口分配管	1	316FRTP	
番号	品名	個数	材質	備考

材質は指定

図 受動的 safety 特性強化プラントの補助空気冷却器構造概念図

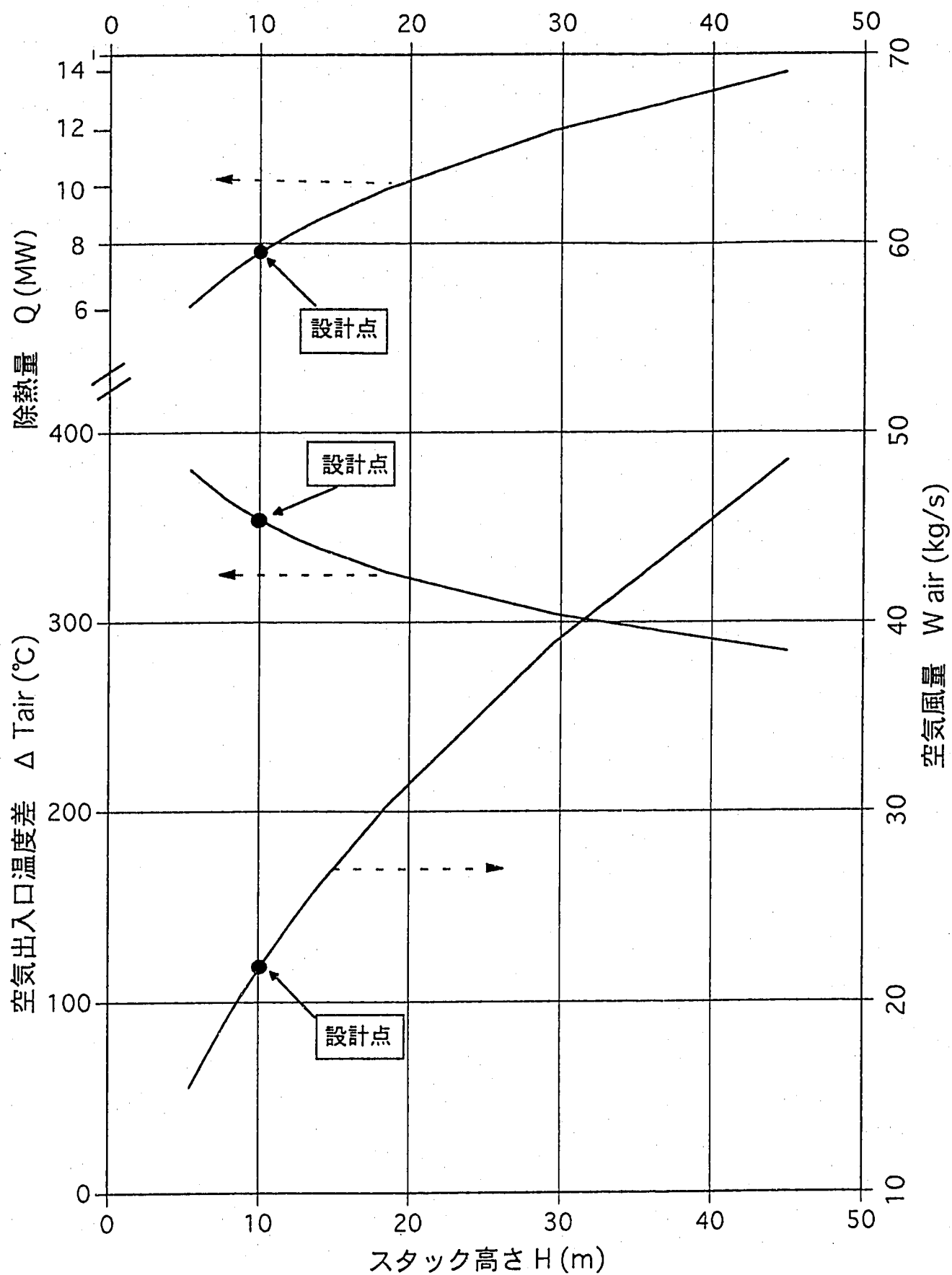


図 自然循環除熱能力の見通し

まとめ

1. ヒートバランスの検討

原子炉出入口温度: $510^{\circ}\text{C}/390^{\circ}\text{C}$ に適合するヒートバランスを検討し、主蒸気条件: $450^{\circ}\text{C}/154\text{kg}/\text{cm}^2$ 、2次系温度: $485^{\circ}\text{C}/340^{\circ}\text{C}$ を選定し、従来並みの熱効率が確保できることを確認した。

2. 冷却系の検討

受動的安全性強化プラントに適合する冷却系のサイジングを行うとともに、主要機器の構造概念図を作成した。また、同結果より、従来並みの設備合理化が可能であるとの見通しを得た。

原子炉上部構造の検討

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

中大路 道彦

原子炉上部構造の検討

目的：MN炉心ヘッドアクセス型炉に適合する炉上部構造で簡素化・軽量化の可能性を有する概念を具体化する。

報告内容

●原子炉容器

液面近傍熱応力：R/Vフランジと液面までの距離

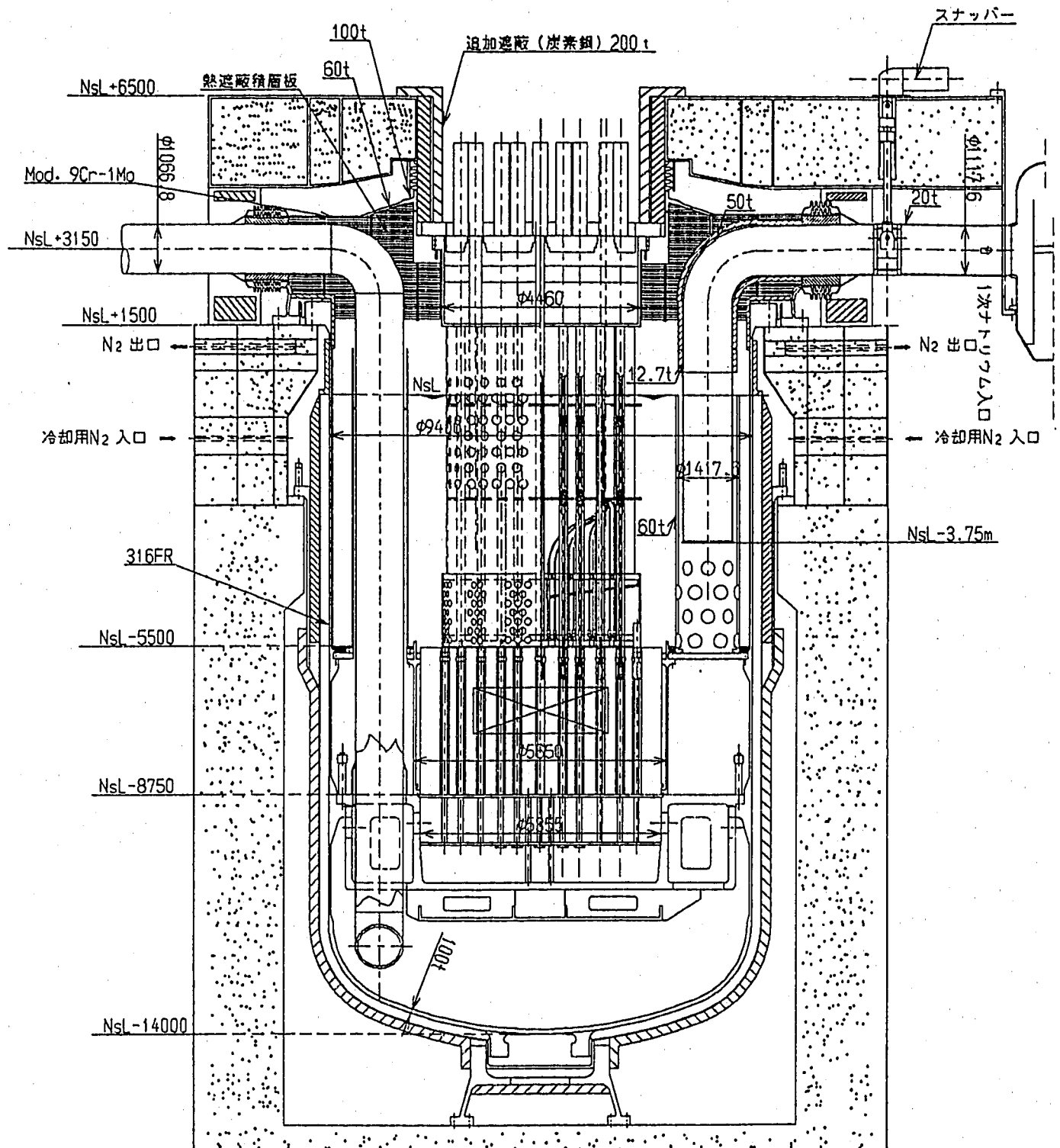
容器の剪断座屈

●上部構造の比較

遮蔽プラグと上鏡蓋

●U I S の構造

穴明円筒胴構造と支柱支持構造



130万kWe級原子炉構造
(上鏡蓋+穴明円筒型)

原子炉容器の形状・寸法

主な見直し項目

① 液面深

燃料長+液位低下量 (5 1 0℃→1 8 0℃)

6 0 0 0 mm→5 5 0 0 mm

② 炉容径

炉心槽径+配管径+支持構造物取付台寸法

9 4 0 0 mm→9 3 0 0 mm

③ 液面から取付フランジまでの距離

パラメータ 0. 5～4. 0 m

④ 容器壁の剪断座屈

上下動床応答を含む検討

円筒殻の剪断曲げ座屈評価式の改良

液面近傍熱応力

炉壁保護構造

熱遮蔽板（1 mm・6枚+6 mm・1枚）

+

液位：起動時液位保持・停止時成立

- 冷却材温度低下による応力強さ範囲への効果

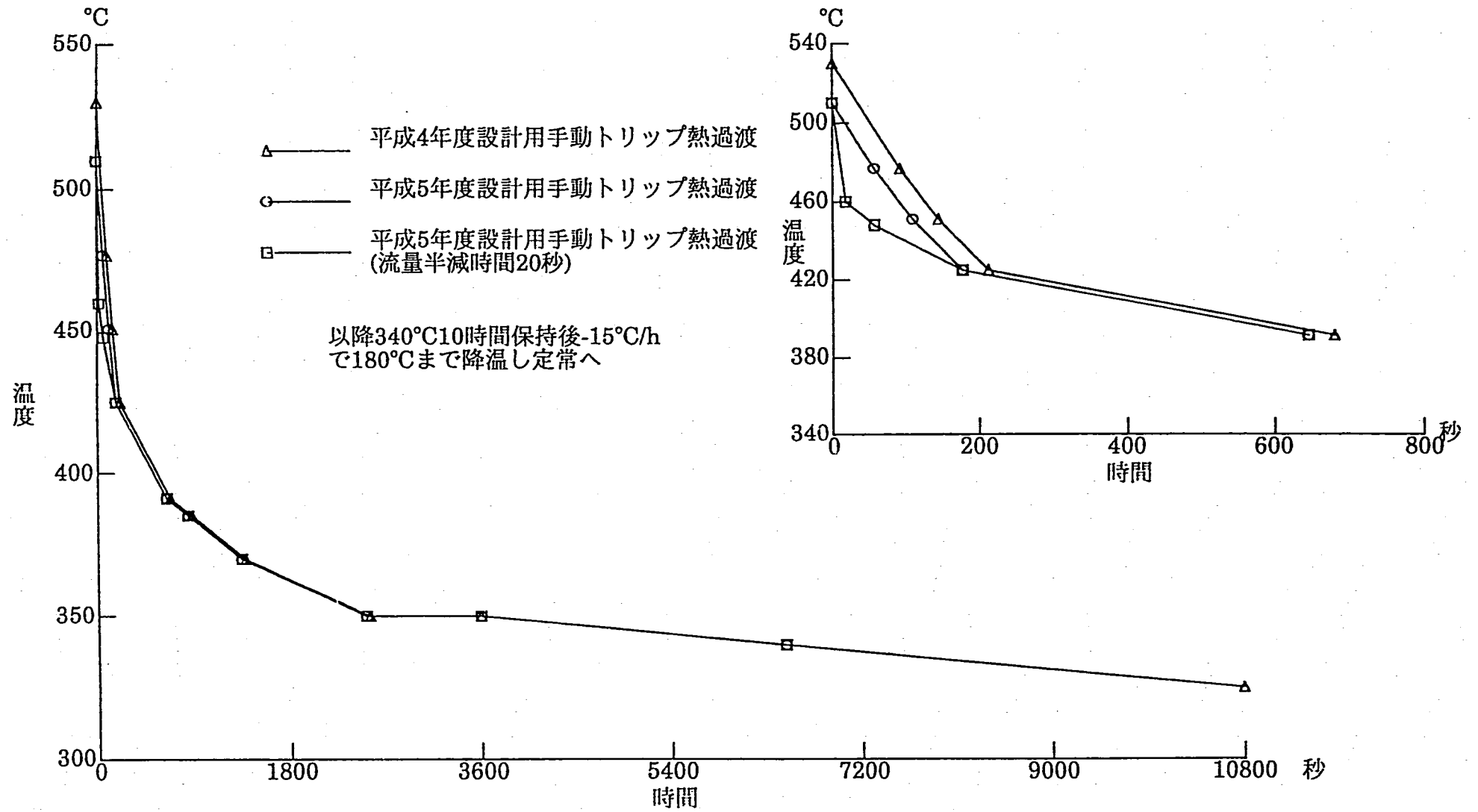
530℃→510℃

- 流量半減時間延長に対する応力強さ範囲への影響

5.5秒と20秒

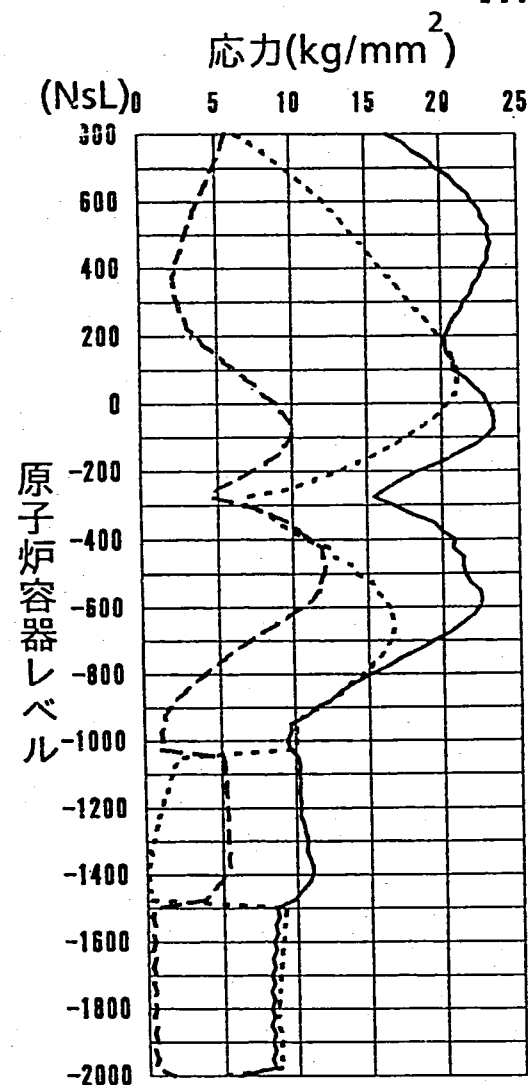
- フランジ取付位置から自由液面までの距離の影響

0.5～4.0m

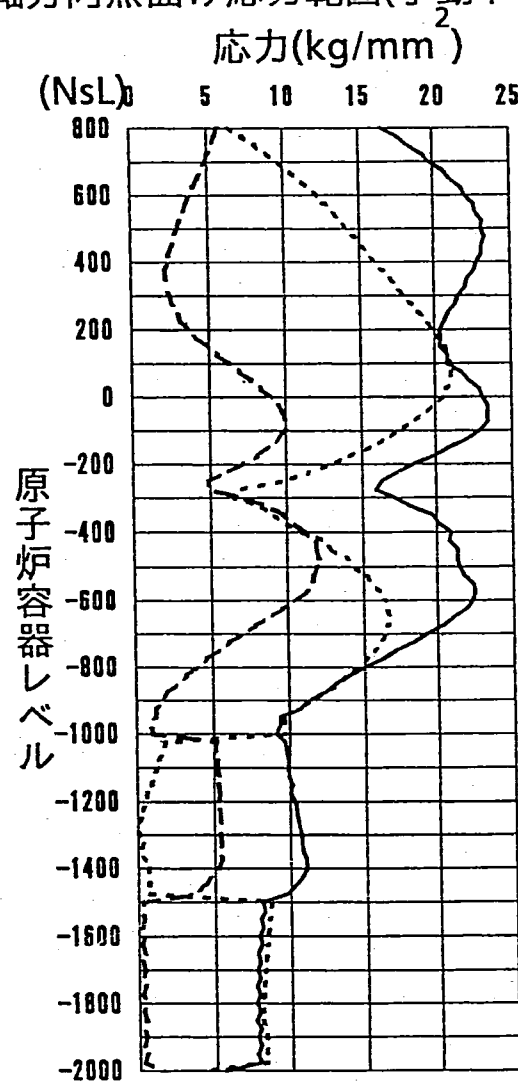


手動トリップ熱過渡条件

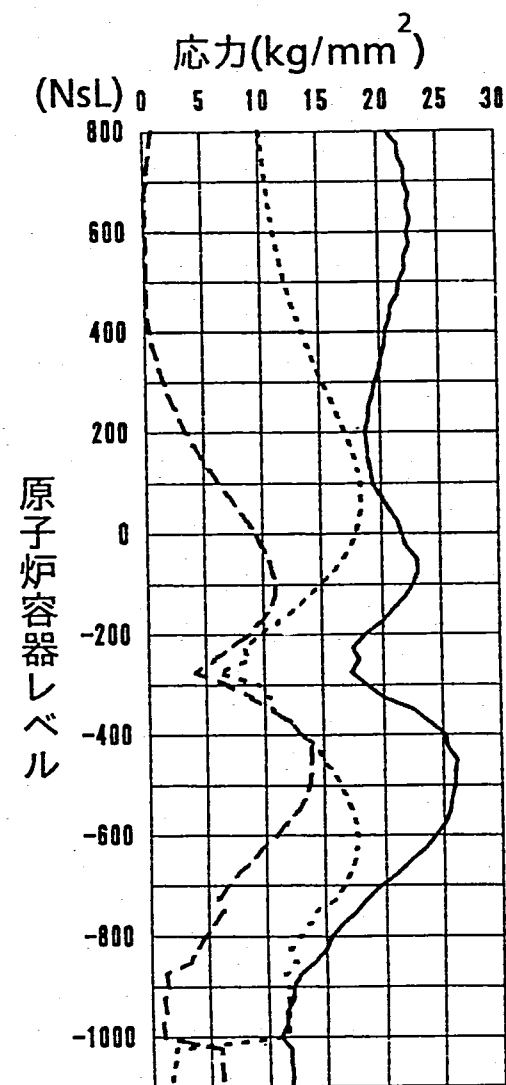
- (1次+2次)応力強さ範囲(昇温+手動トリップ時)
 - - - 周方向熱膜応力(手動トリップ時)
 軸方向熱曲げ応力範囲(手動トリップ時)



液位変動量180°C(NsL-1334mm)
 フランジ位置NsL+1500mm
 RV外径9.4m

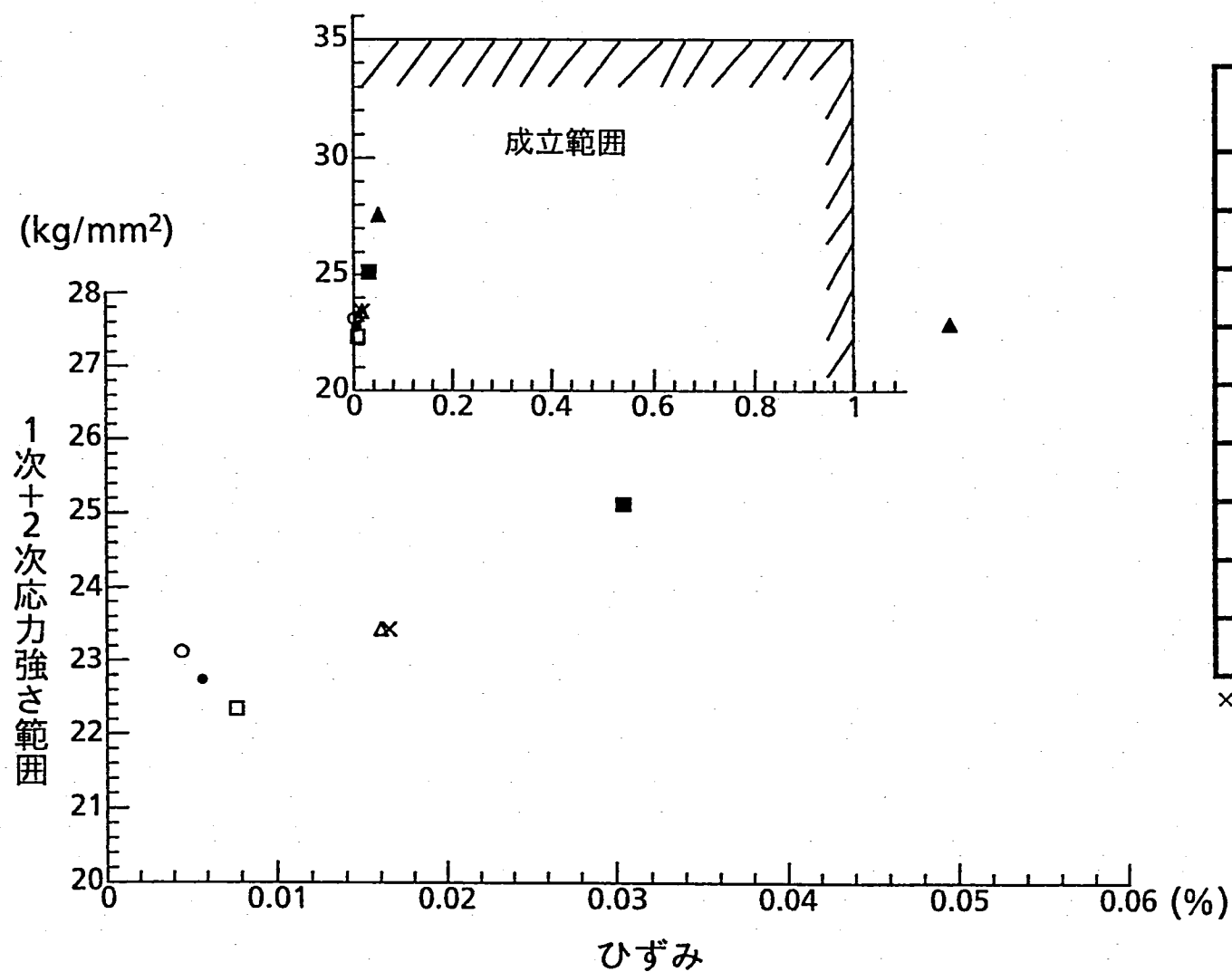


液位変動量180°C(NsL-1334mm)
 フランジ位置NsL+1500mm
 RV外径9.4m,流量半減時間20秒



液位変動量180°C(NsL-1197mm)
 フランジ位置NsL+2000mm
 RV外径9.6m

1次+2次応力強さ範囲の比較

● 応力(102kg/mm²),ひずみ(1.1%)▲ 応力(65kg/mm²),ひずみ(0.186%)

	フランジ位置	RV内径
○	NsL+4.0m	9.3m
●	NsL+3.0m	9.3m
□	NsL+2.0m	9.3m
△	NsL+1.5m	9.3m
×	NsL+1.5m	9.3m
▲	NsL+1.0m	9.3m
●	NsL+0.5m	9.3m
■	NsL+2.0m	12.0m
▲	NsL+1.5m	12.0m

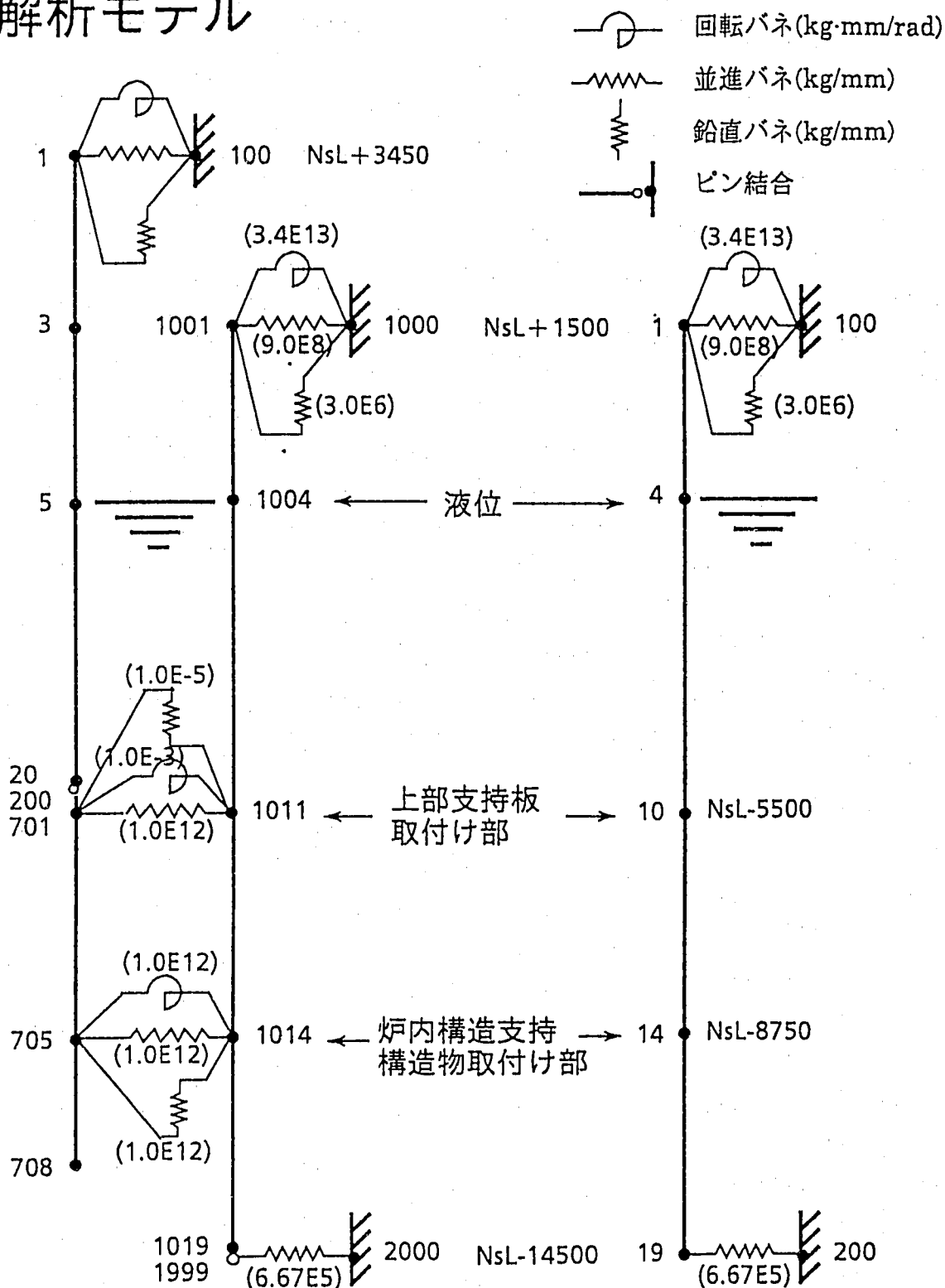
×流量半減時間20秒

1次+2次応力強さ範囲及びひずみから見た成立範囲(1kal/m²hr°C)

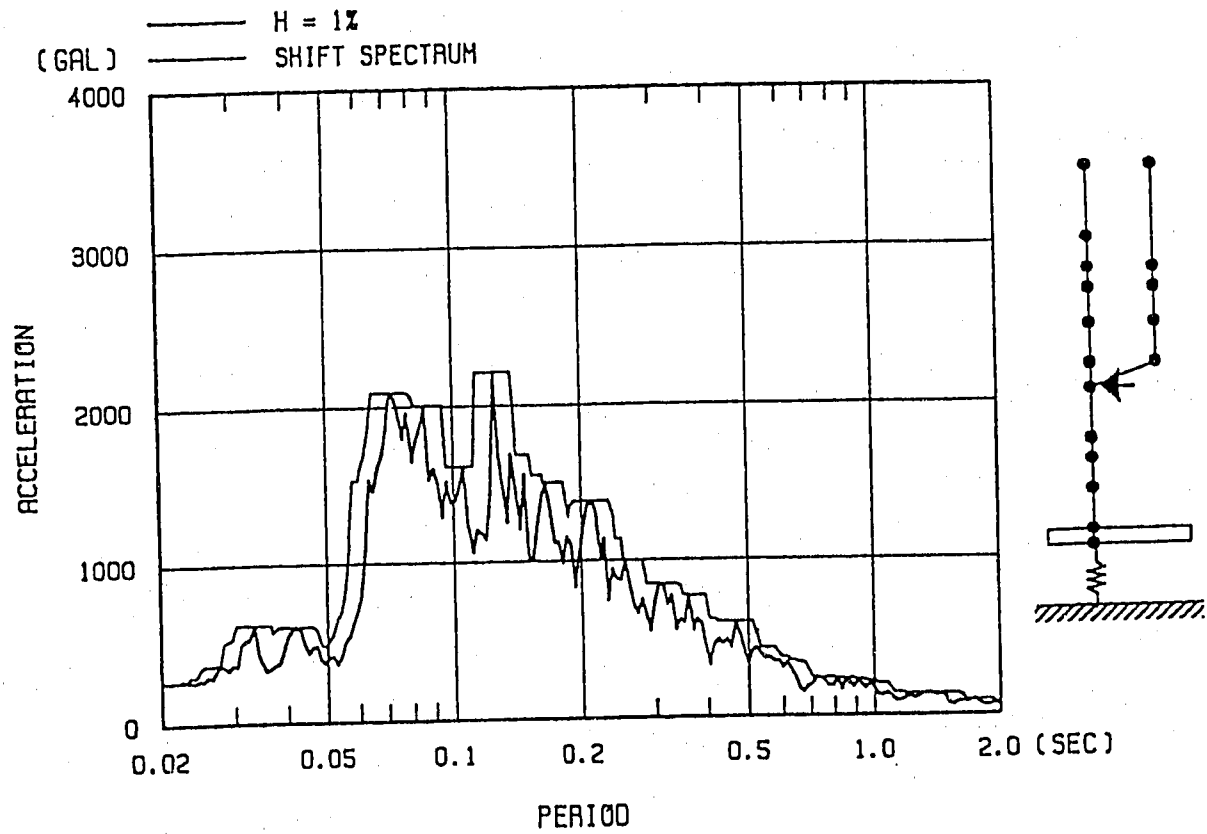
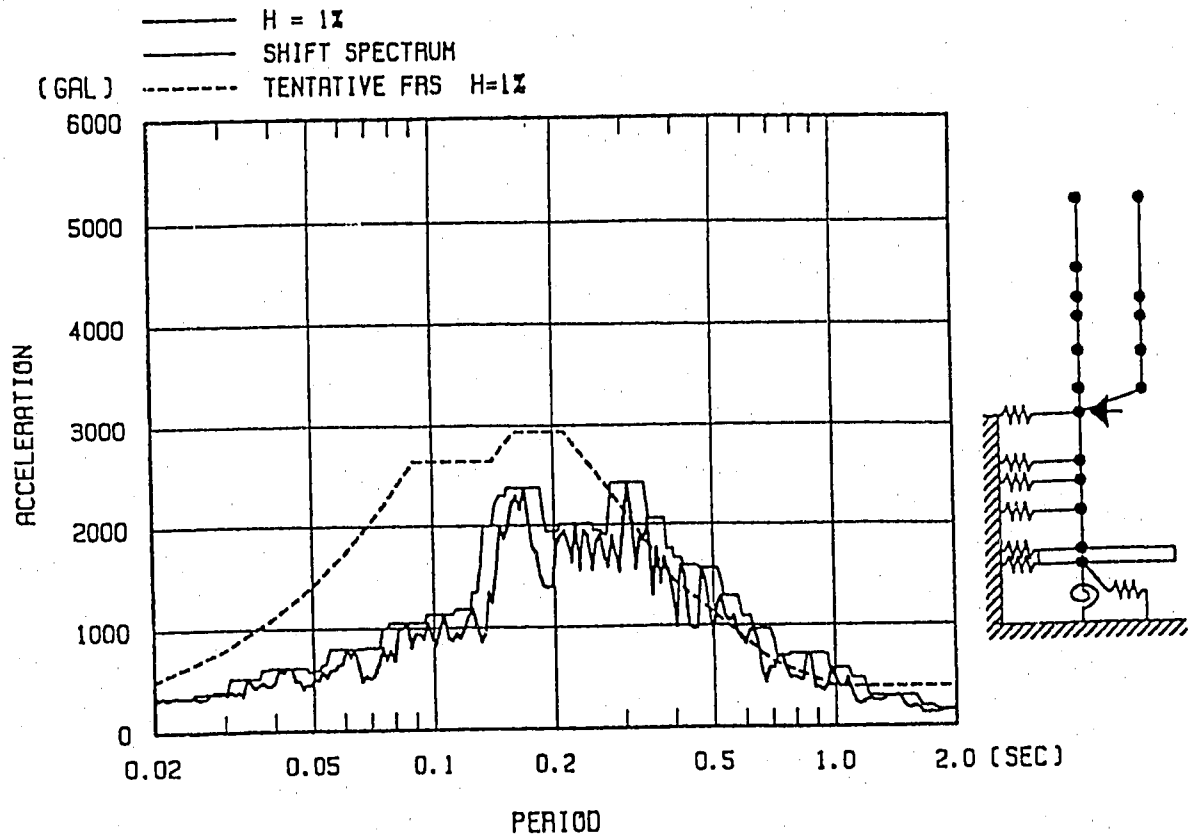
原子炉容器の耐震性

○解析コード FINAS PIPE2要素

○解析モデル



運転レベルの水平及び上下地震応答を加味して炉壁座屈強度を確認する。



FL+0.2 床応答加速度スペクトル

評価式

$$\left(\frac{M}{M_{cr}} + \frac{F}{F_{cr}}\right)^5 + \left(\frac{Q}{Q_{cr}}\right)^5 \leq \left(\frac{1}{f_s}\right)^5$$

F：軸圧縮力（圧縮を正とする）（k g）

M：曲げモーメント（k g・mm）

Q：せん断荷重（k g）

f_s ：安全係数 1. 2

特徴

- ①岩田・岡田らの式をベース
- ②分布荷重の取扱
- ③せん断に関する塑性形状係数の導入
- ④せん断曲げ相互作用則に 5 乗則を採用

$$M_{cr} = \alpha y_c \eta_c \sigma_{cr,e}^c \pi R^2 t \quad (\text{曲げ座屈式})$$

$$Q_{cr} = \alpha y_s \eta_s \tau_{cr,e}^s \pi R t \quad (\text{せん断座屈式})$$

$$\alpha = 0.66\lambda^2 - 0.9\lambda + 1 \quad (\text{imperfection reduction factor})$$

$$\sigma_{cr,e}^c = \frac{Et}{\sqrt{3(1-\nu^2)} R} \quad (\text{弾性軸圧縮座屈の理論式})$$

$$\tau_{cr,e}^s = 0.07708 \frac{\pi^2 E}{(1-\nu^2)^{\frac{5}{8}}} \left(\frac{R}{t}\right)^{-\frac{5}{4}} \left(\frac{L}{R}\right)^{-\frac{1}{2}} \quad (\text{八巻のねじり座屈式})$$

$$\eta_c = \text{Min} \left\{ 1, 1.04 \tanh \left(0.98 \sigma_{0.7E} / \sigma_{cr,e}^c \right) \right\} \quad (\text{曲げ座屈の塑性減少係数})$$

$$\eta_s = \text{Min} \left\{ 1.14 \tanh \left(\tau_{0.7E} / \tau_{cr,e}^s \right), \tanh \left(1.6 \tau_{0.7E} / \tau_{cr,e}^s \right) \right\} \quad (\text{剪断座屈の塑性減少係数})$$

$$y_c = 1 + 0.2736 \text{sech} \left\{ 4.422 \left(\sigma_{0.7E} / \sigma_{cr,e}^c \right) + 0.05 \right\} \quad (\text{曲げの塑性形状係数})$$

$$y_s = 1 + 0.2736 \text{sech} \left\{ 4.422 \left(\tau_{0.7E} / \tau_{cr,e}^s \right) + 0.05 \right\} \quad (\text{剪断の塑性形状係数})$$

$$\sigma_{0.7E} = 1.815 E^{\frac{-1}{9}} S_y^{\frac{10}{9}}, \quad \tau_{0.7E} = \sigma_{0.7E} / \sqrt{3}$$

$$\lambda = \frac{SyR}{Et}$$

$$F_{cr} = \sigma_a^p \pi D_i t \quad (\text{軸圧縮座屈強度})$$

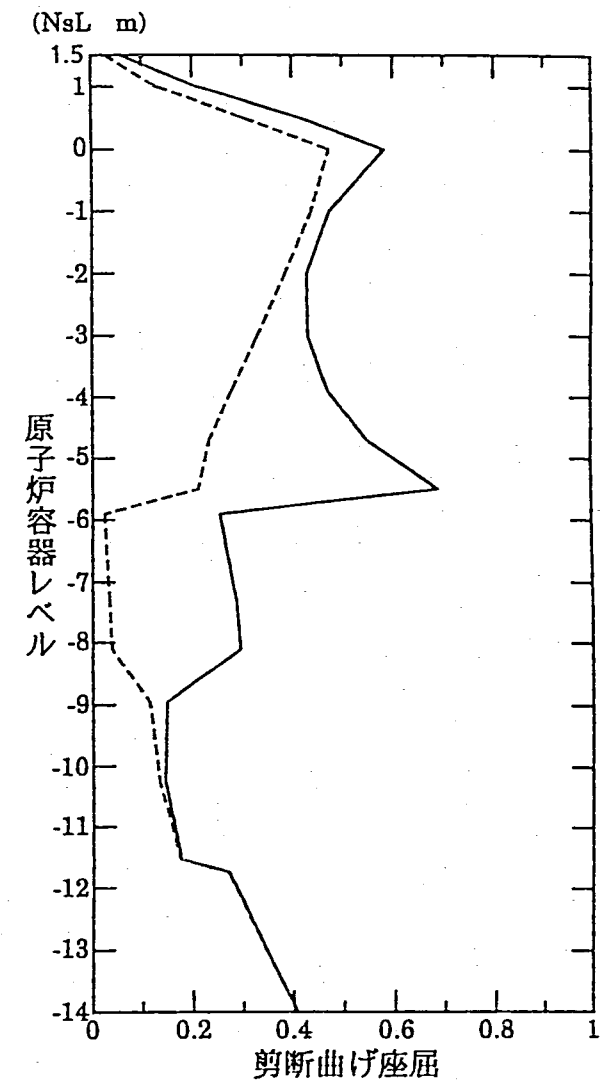
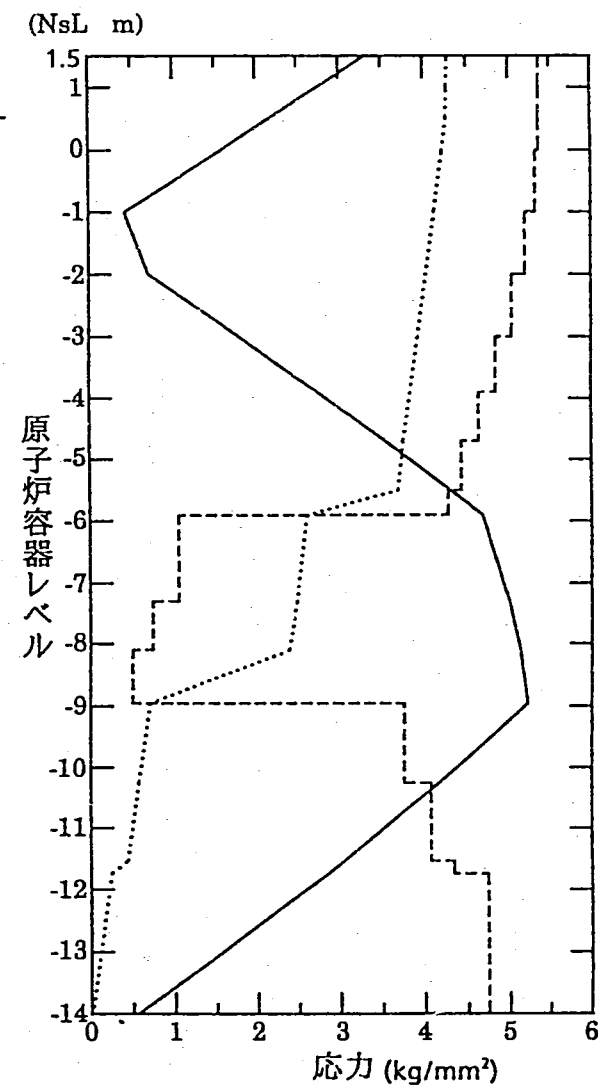
$$\left(\frac{\sigma_a^p}{\sigma_a^e} \right) + \left(\frac{\sigma_a^p}{S_y} \right)^2 = 1$$

$$\sigma_a^e = \left(\frac{1.2Et}{Di} \right) \left\{ 1 - 0.901 \left(1 - \exp \left(\frac{-1}{16} \sqrt{\frac{Di}{2t}} \right) \right) \right\}$$

Di=容器の内径

L=容器胴部の軸方向長さ

t=板厚



座屈評價結果

上部構造の検討

目的：遮蔽プラグおよび上鏡蓋の形状を暫
定し両者の耐震性を評価し、選択の
判断に資する。

解析コード及び要素

FINAS

QNAX4要素及びQFLA4S要素

解析モデル

遮蔽プラグ 3次元シェルモデル

ケース1 主要リブ板厚25mm 24本

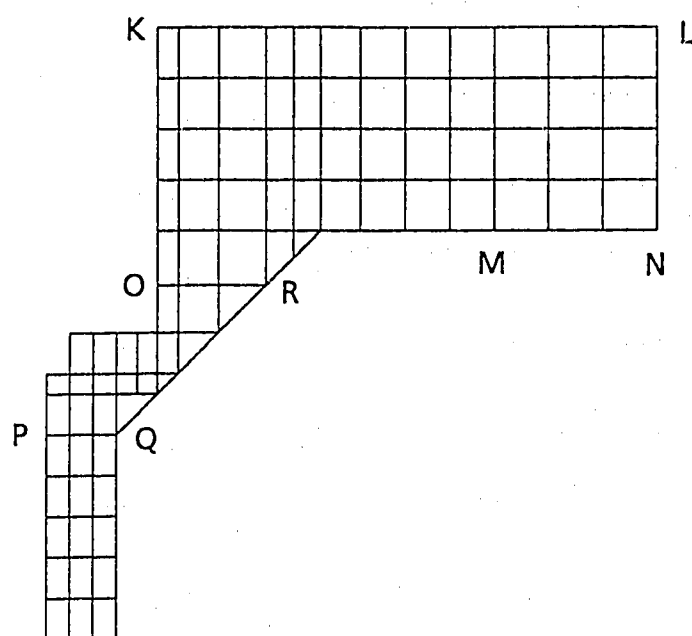
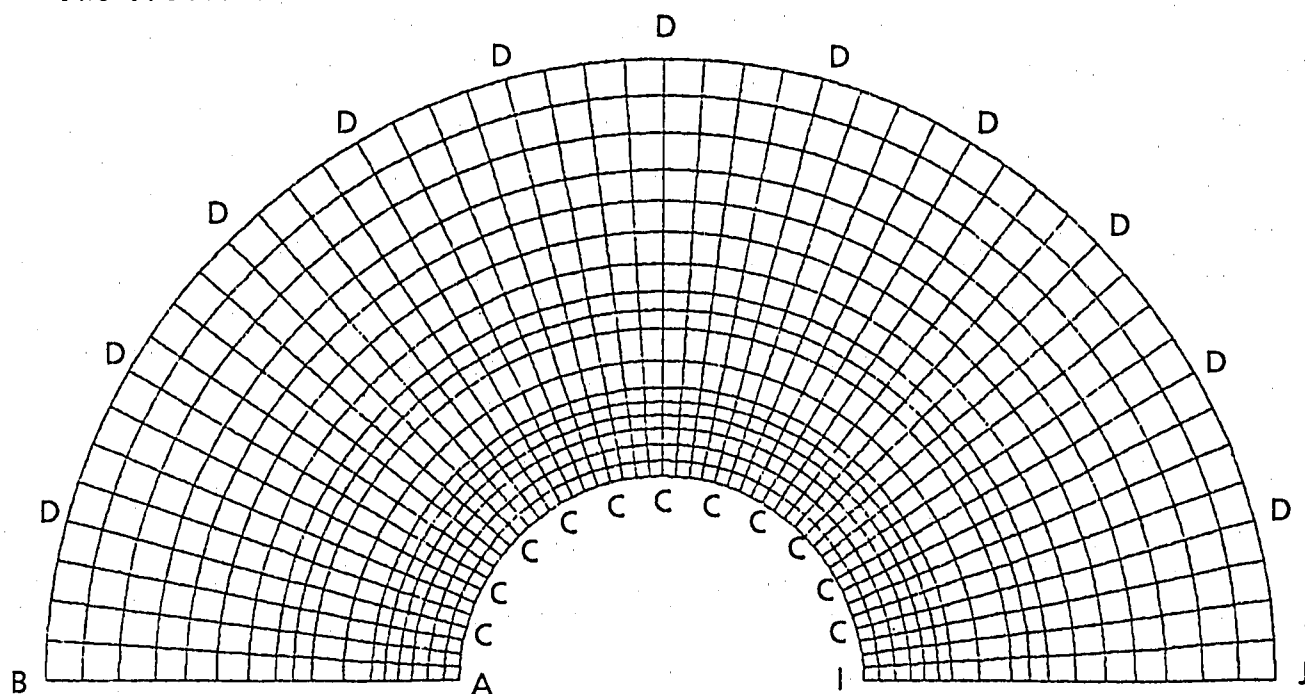
ケース2 主要リブ板厚19mm 24本

ケース3 主要リブ板厚19mm 16本

上鏡蓋 軸対称モデル

板厚 30, 50, 60, 70mm

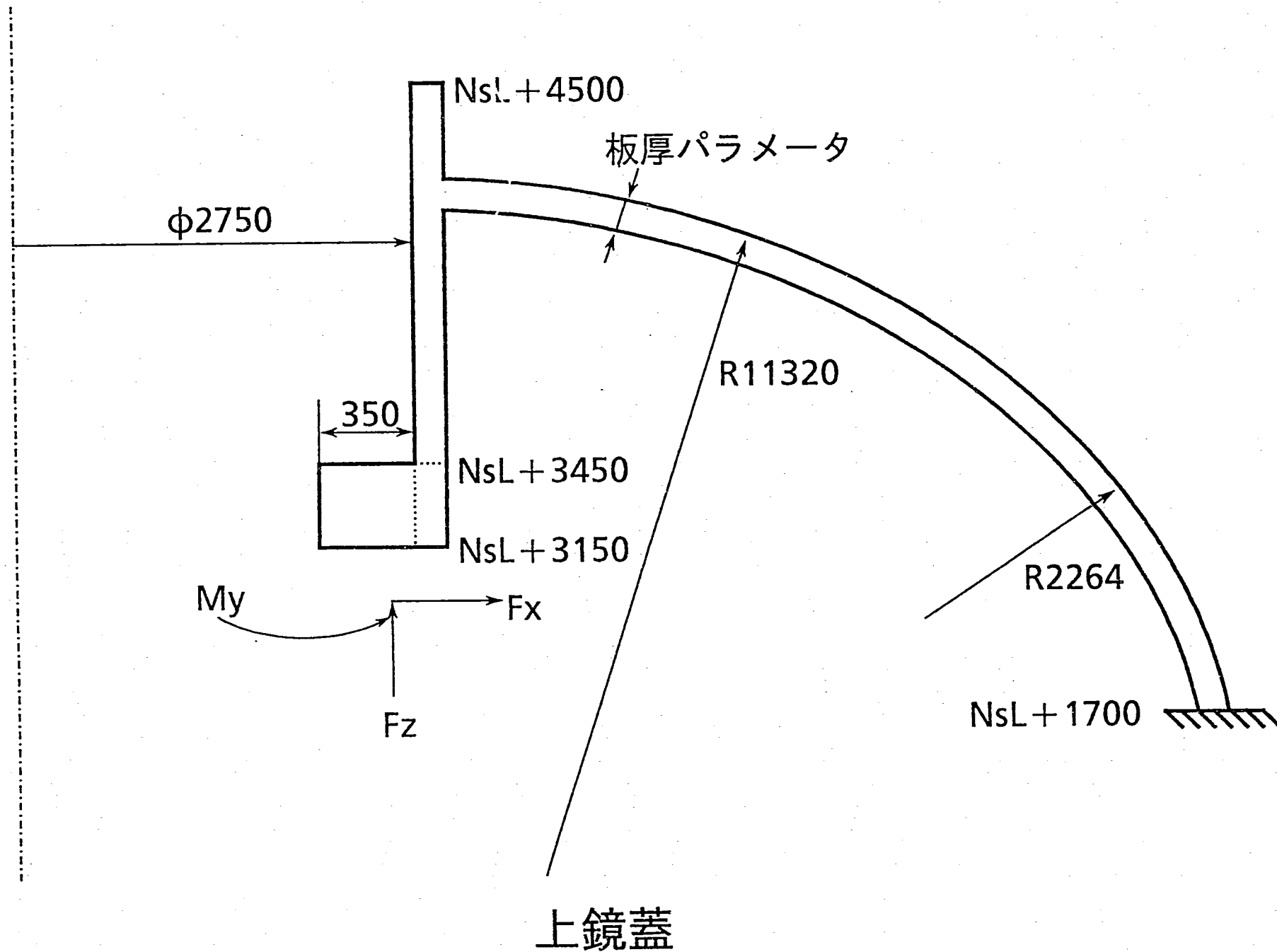
皿形状 20, 25, 30%



板厚(mm)

	ケース1	ケース2	ケース3
A~B,I~J	12.5	9.5	6.34
C~D	25	19	12.69
K~L	150	38	38
M~N	100	100	100
O~P~Q~R	250	250	250
その他	50	38	38

解析ケースと板厚



検討対象の選定

●選定条件

自重（遮蔽プラグ1600ton,上鏡蓋400ton）
 に対し上下動加速度4Gを掛けた荷重を
 負荷し、応力制限（SGV42:7.9kg/mm²
 Mod.9Cr-1Mo:54.5kg/mm²）及び上下
 変位制限（20mm）を満たすこと。

●遮蔽プラグ(SGV42)

6400tonによる荷重点変位と最大応力強さ

	変位 mm	最大応力強さ kg/mm ²	最大剪断応力 kg/mm ²
ケース 1	3.95	14.1	7.03
ケース 2	6.05	19.7	9.85
ケース 3	7.24	29.3	14.9

○ケース 1 を検討対象とする。

●上鏡蓋(Mod.9Cr-1Mo)

下向力1600tonによる荷重点の下向変位

mm

	20t	50t	70t
20%皿	55.4	26.2	15.9
25%皿	55.9	26.1	15.6
30%皿	54.1	23.9	13.7

下向力1600tonによる最大(膜+曲)応力さ

kg/mm²

	30t	50t	70t
20%皿	104.9	50.3	31.1
25%皿	110.3	51.8	31.7
30%皿	118.2	53.5	31.4

○20%皿60tの上鏡蓋を検討対象とする。

UISの構造検討

目的：炉心からの冷却材を内部に流入させる方式の炉心上部機構（UIS）の構造の具体化に資する。

前年度成果：ガス巻きの可能性を低減するには冷却材内部流入式のUISが有効。

UISの構造

○穴明円筒型UIS

UISの中間部に円筒を使用。円筒の液面近傍にあけた穴から冷却材を流出。

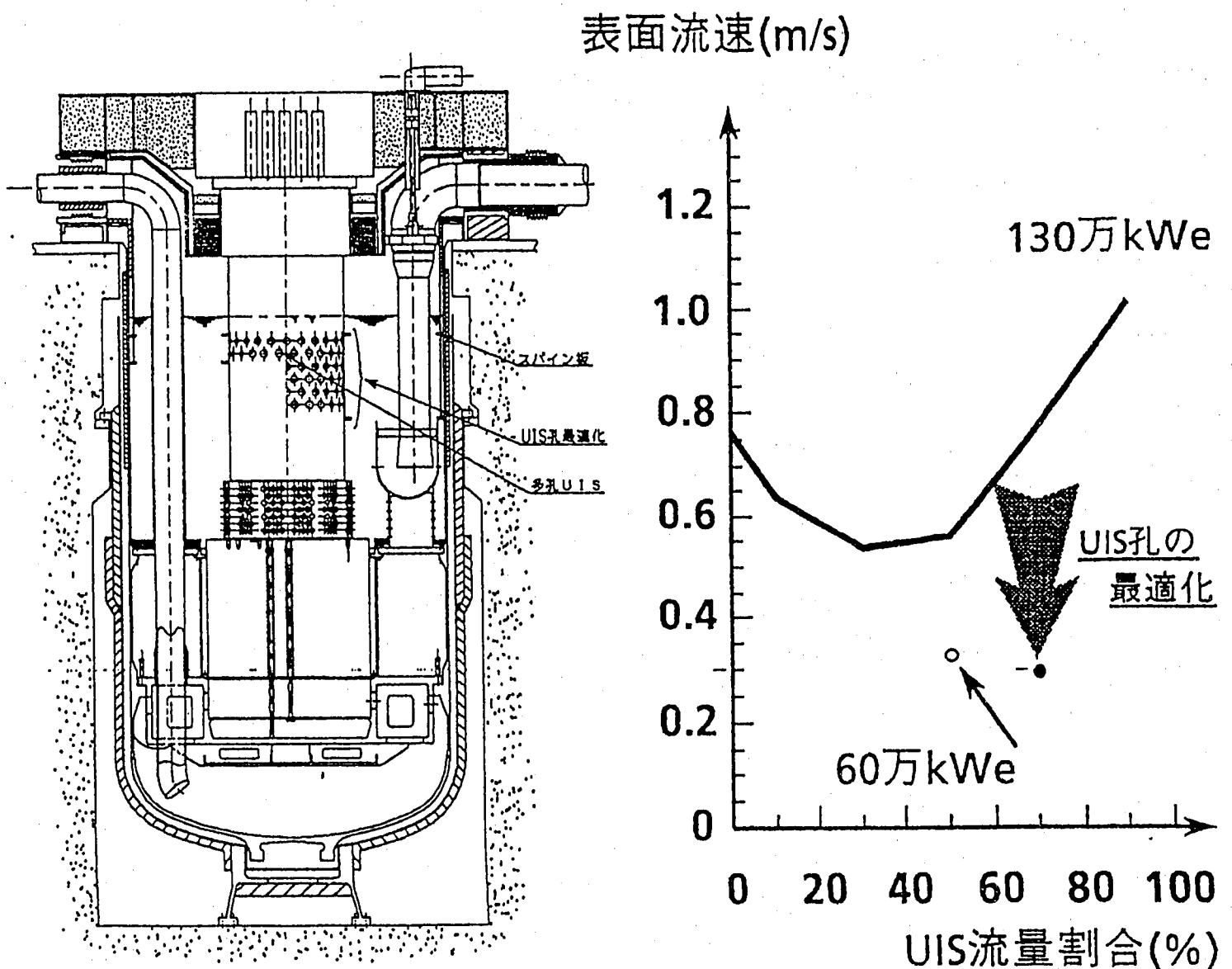
○支柱型UIS

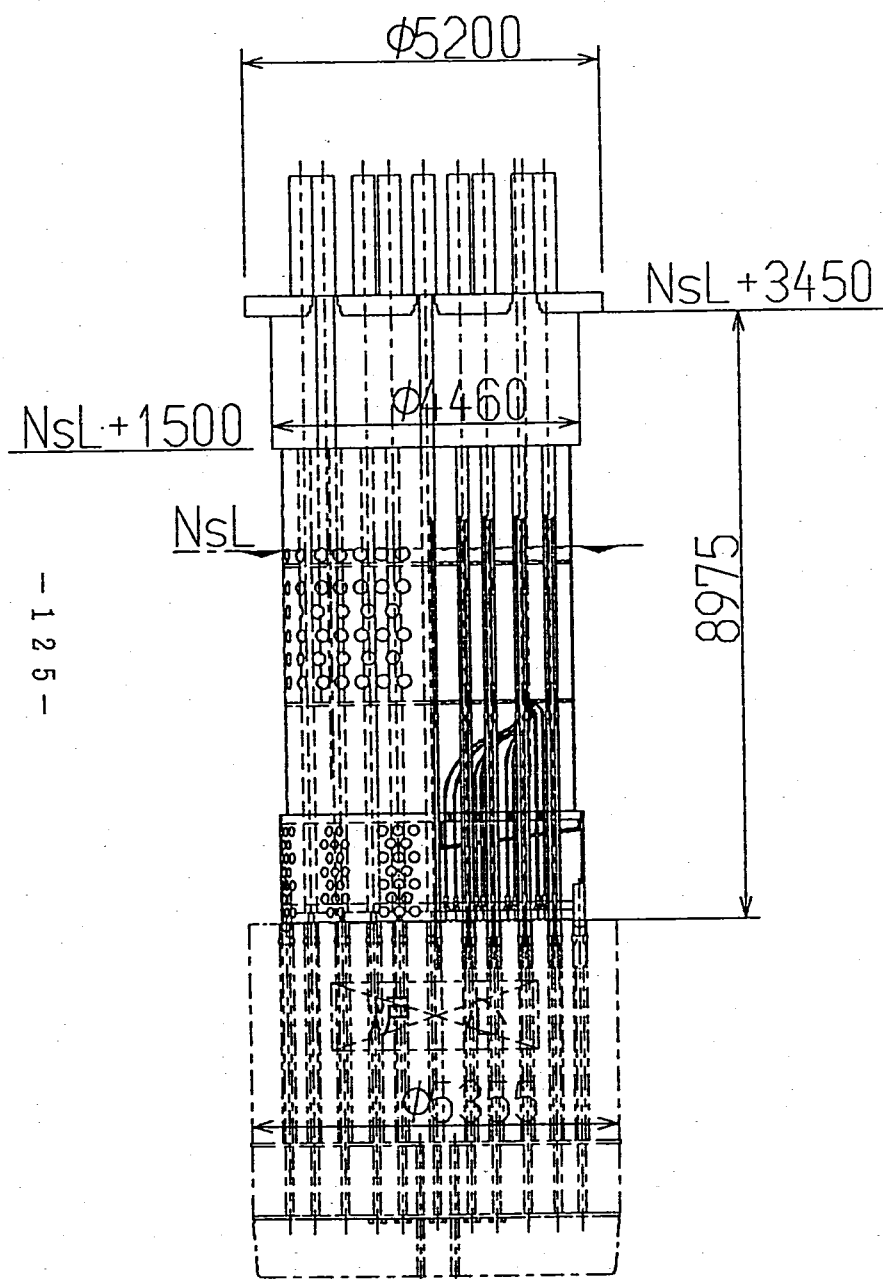
UISの中間部に複数の支柱を使用。
冷却材は支柱の間から流出。

平成4年度成果 炉上部プレナム流況の最適化

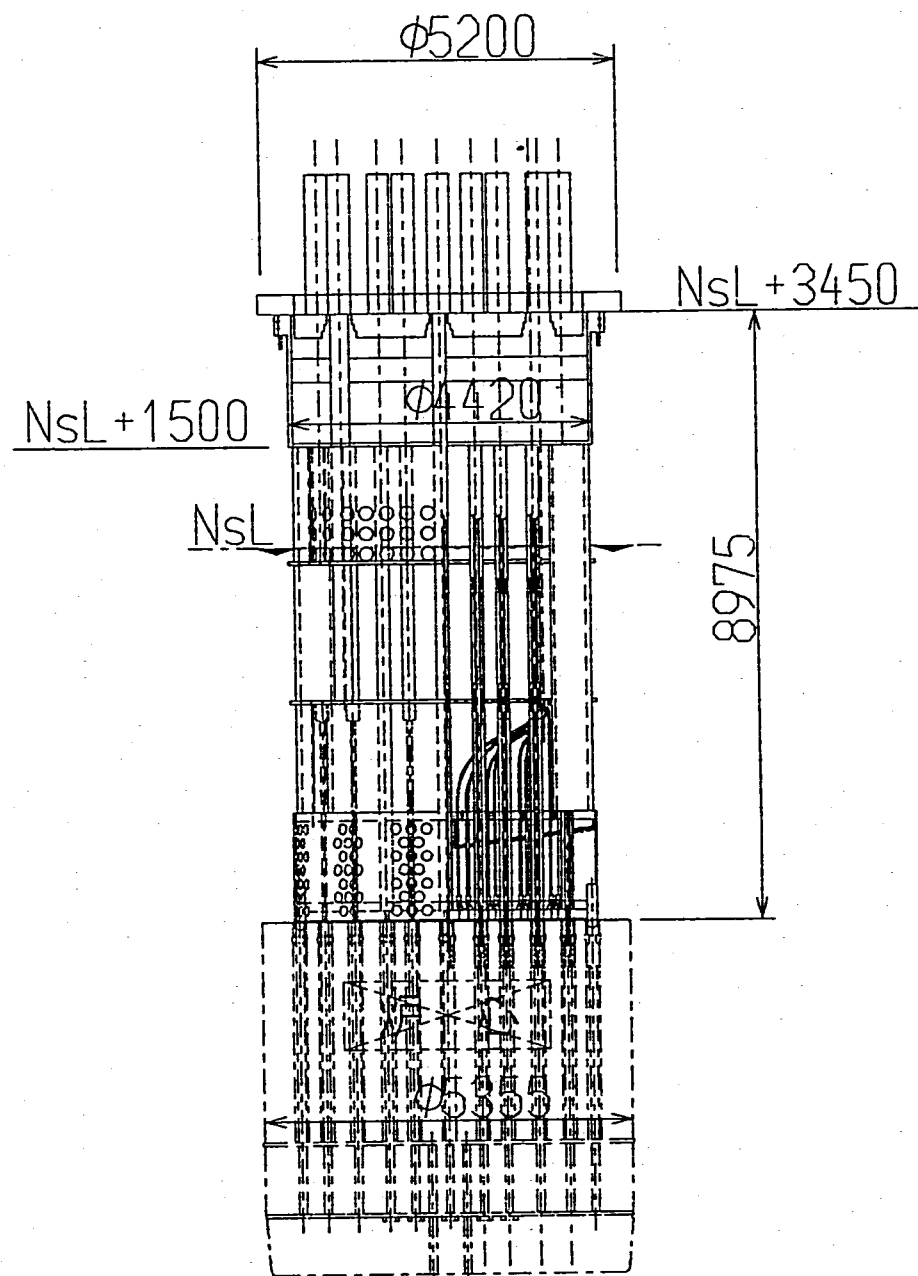
- ガス巻きの可能性を低減させるため表面流速低減を狙う。

表面流速低減方策: スパイン板と
多孔UISの組合せ





孔開円筒UIS



支持柱UIS

UISの耐震解析

①解析ケース

	遮蔽プラグ	上鏡蓋
円筒型UIS	○	○
支柱型UIS	○	○

②寸法

円筒型：円筒外径：3800mm

内筒板厚：20mm,30mm,40mm

支柱型：支柱外径・本数：500mm×6本

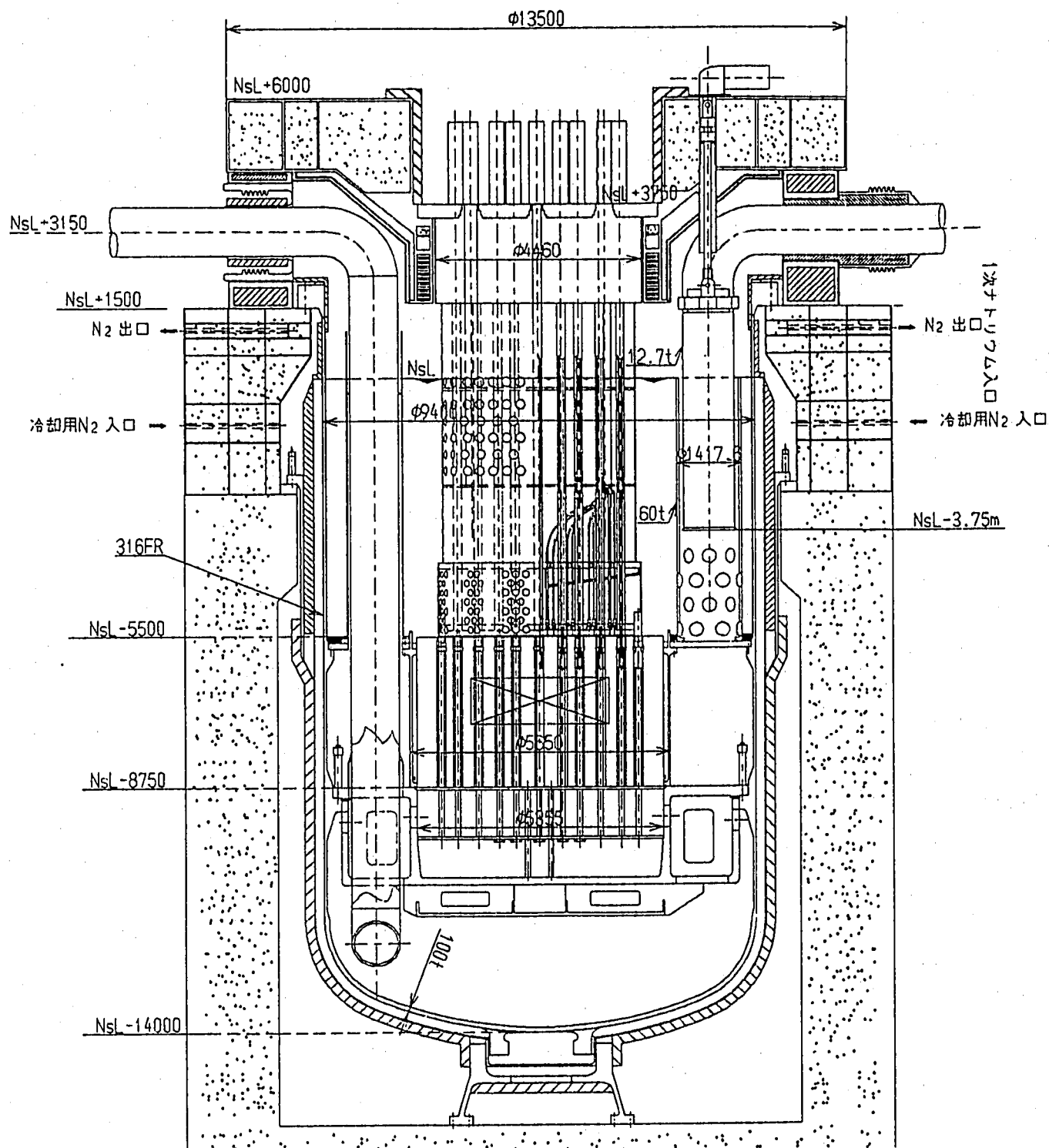
支柱板厚：30～100mm

支柱P.C.D：3800mm

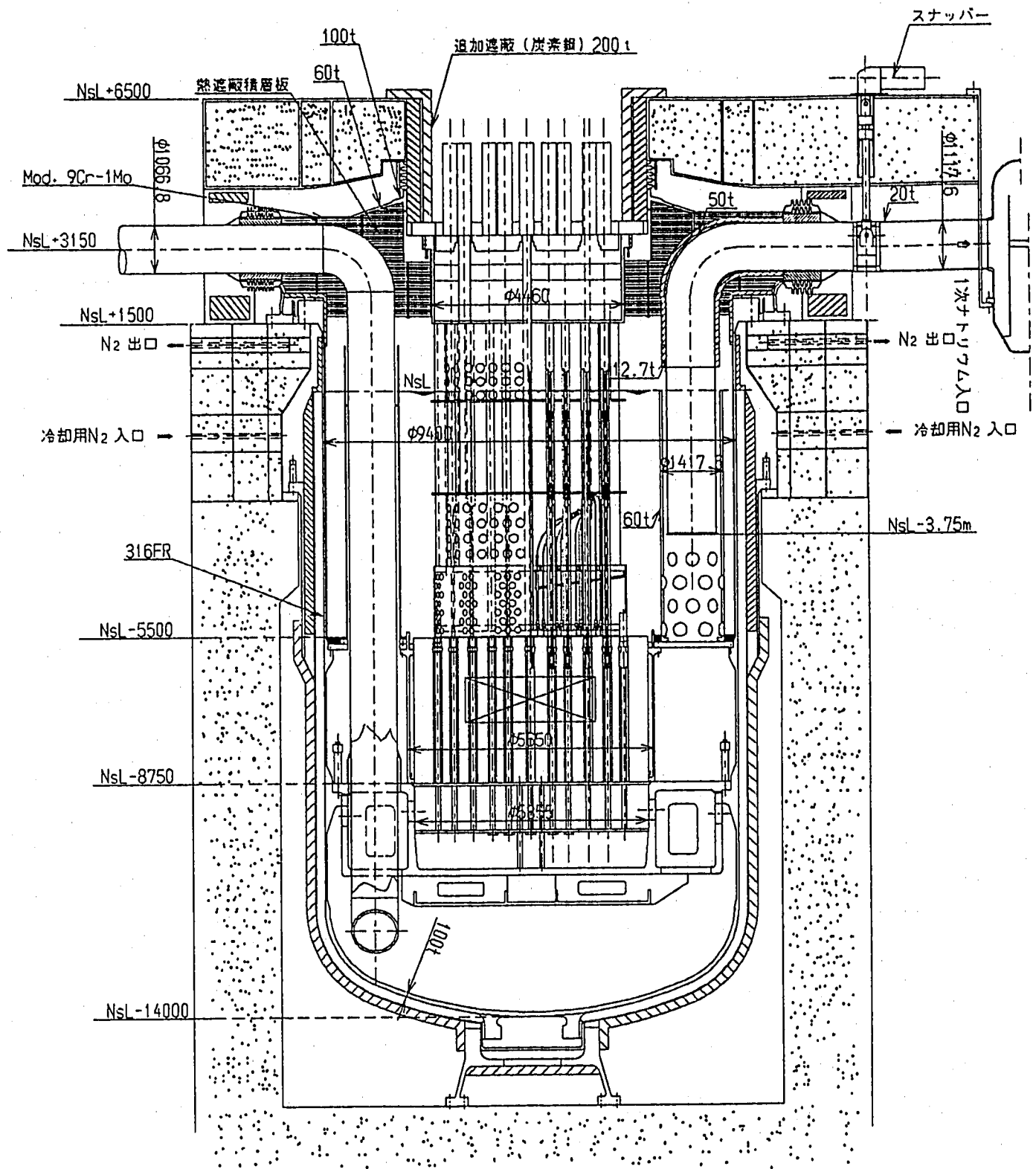
③座屈評価

曲げ応力制限を満たすものについて修正

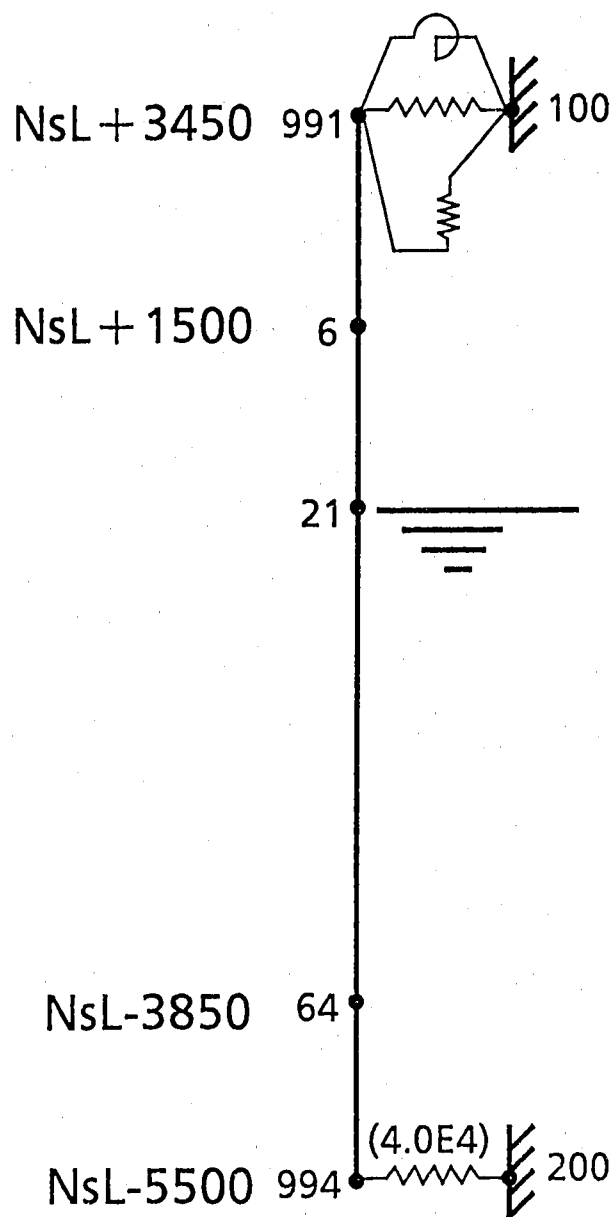
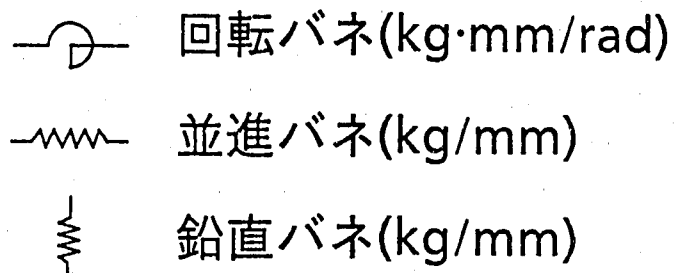
岩田・岡田式で評価



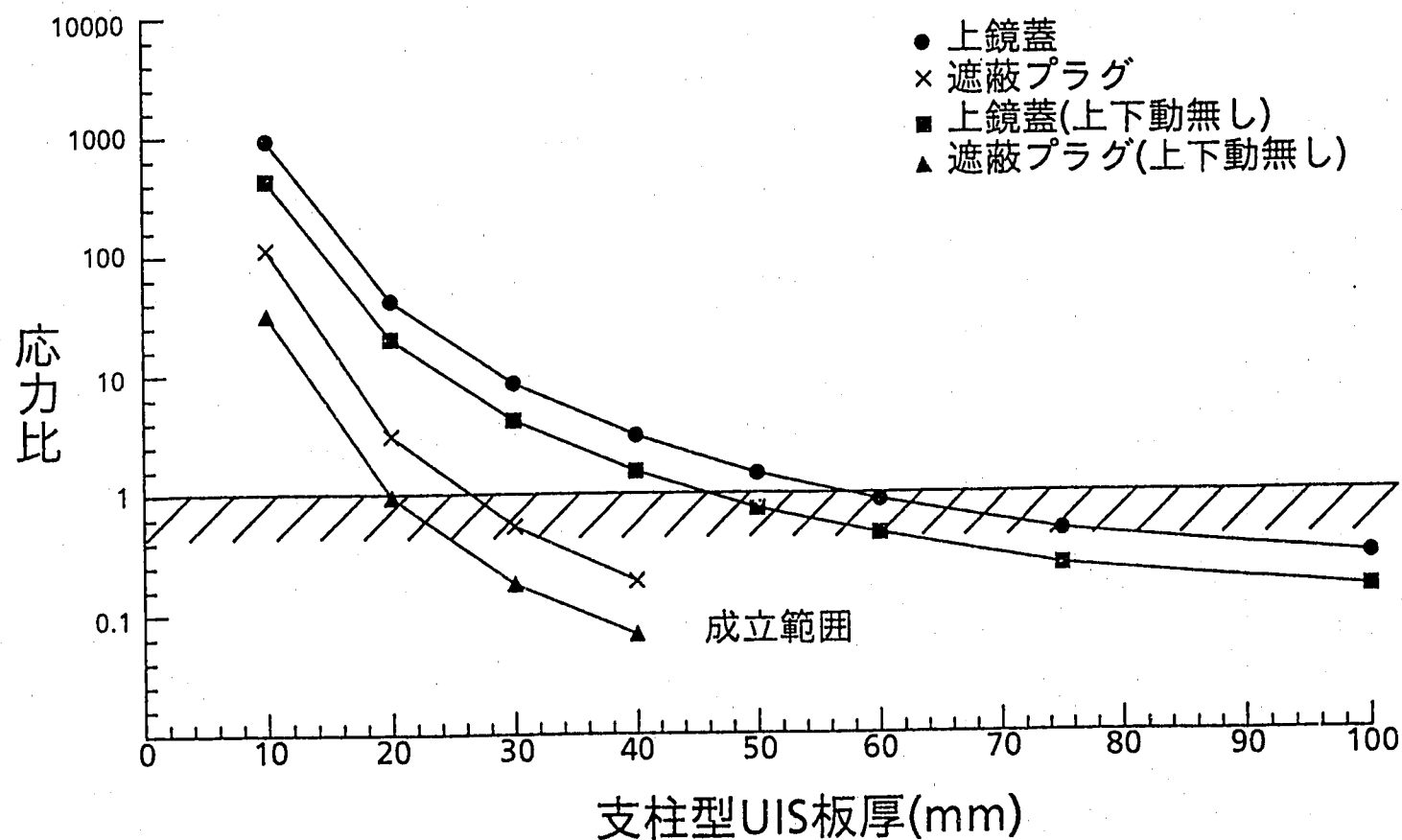
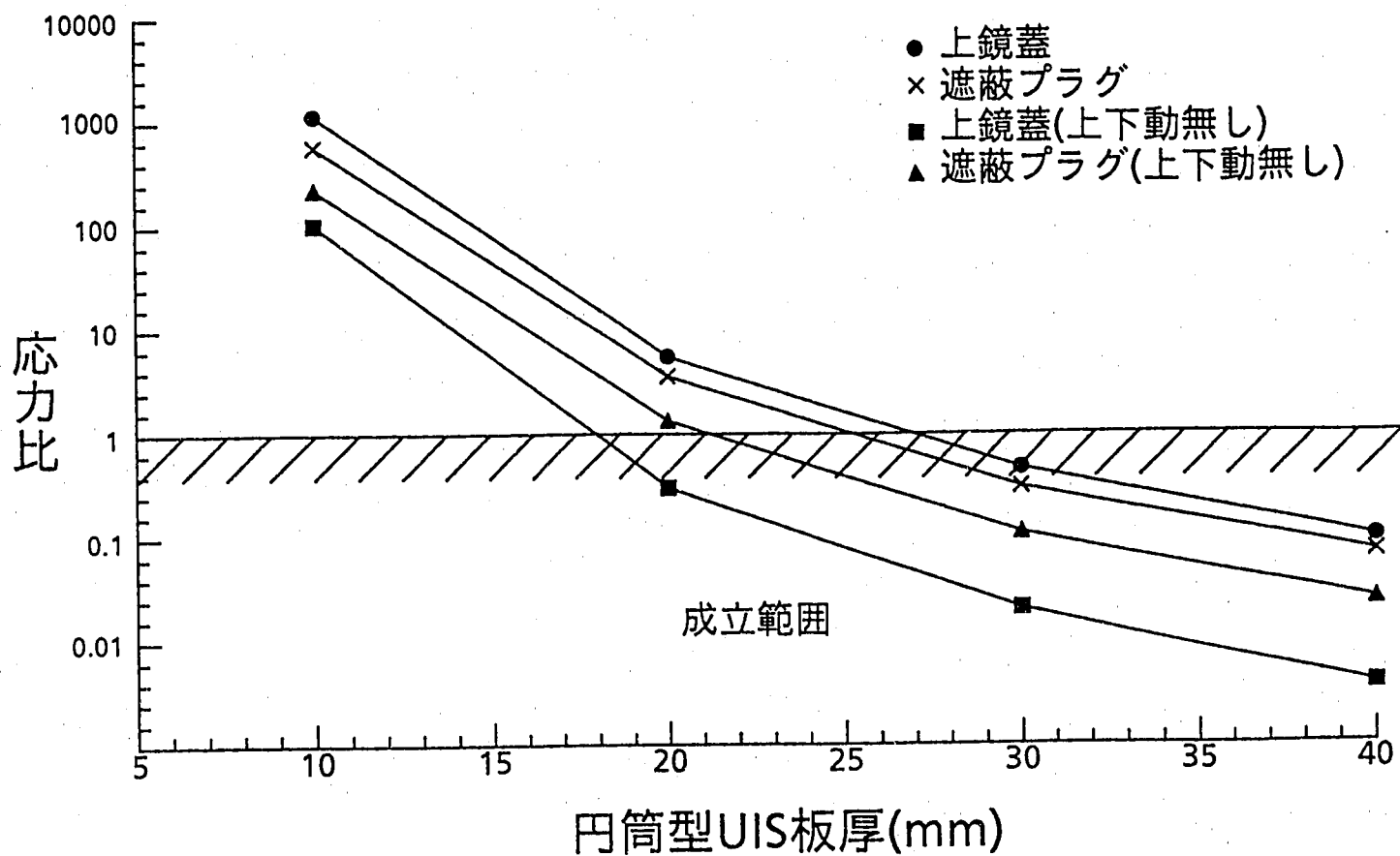
130万kWe級原子炉構造
(遮蔽プラグ+孔開円筒UIS)



130万kWe級原子炉構造
(上鏡蓋+支持柱UIS)



解析モデル図

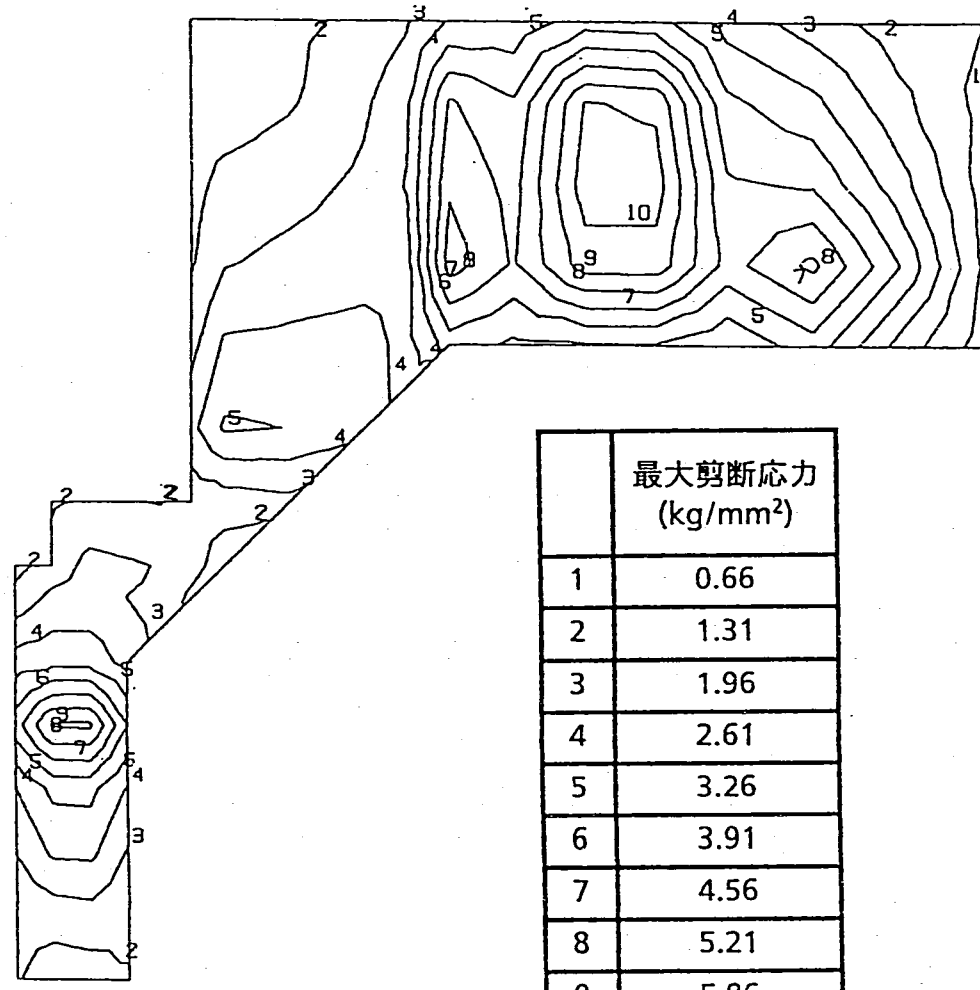


上部構造とUIS型式の組合による成立範囲

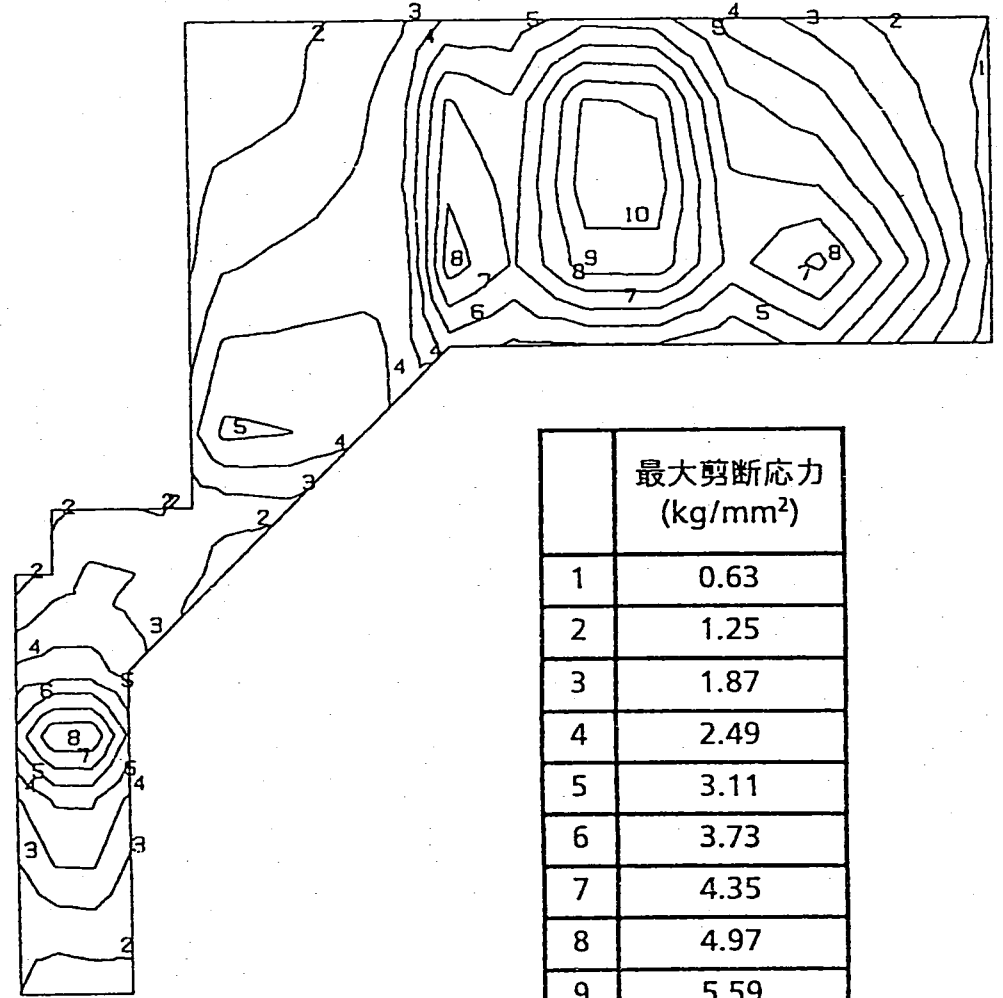
・孔あき円筒UIS(中間胴板厚20mm,孔近傍板厚30mm)

・支柱式UIS(支柱φ500mm,板厚30mm)

-131-



	最大剪断応力 (kg/mm ²)
1	0.66
2	1.31
3	1.96
4	2.61
5	3.26
6	3.91
7	4.56
8	5.21
9	5.86
10	6.51



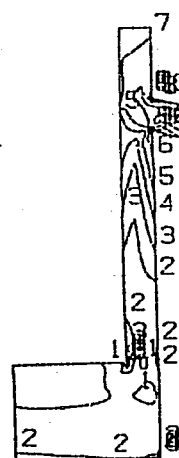
	最大剪断応力 (kg/mm ²)
1	0.63
2	1.25
3	1.87
4	2.49
5	3.11
6	3.73
7	4.35
8	4.97
9	5.59
10	6.21

遮蔽プラグ応力線図

・孔あき円筒UIS(中間胴板厚20mm,孔近傍板厚30mm)

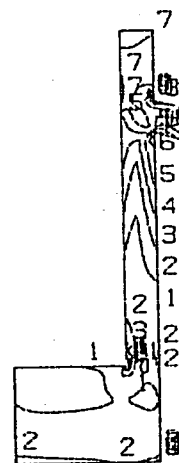
・支柱式UIS(支柱φ500mm,板厚60mm)

PNC PN9440 94-014



1
1
3
2
1

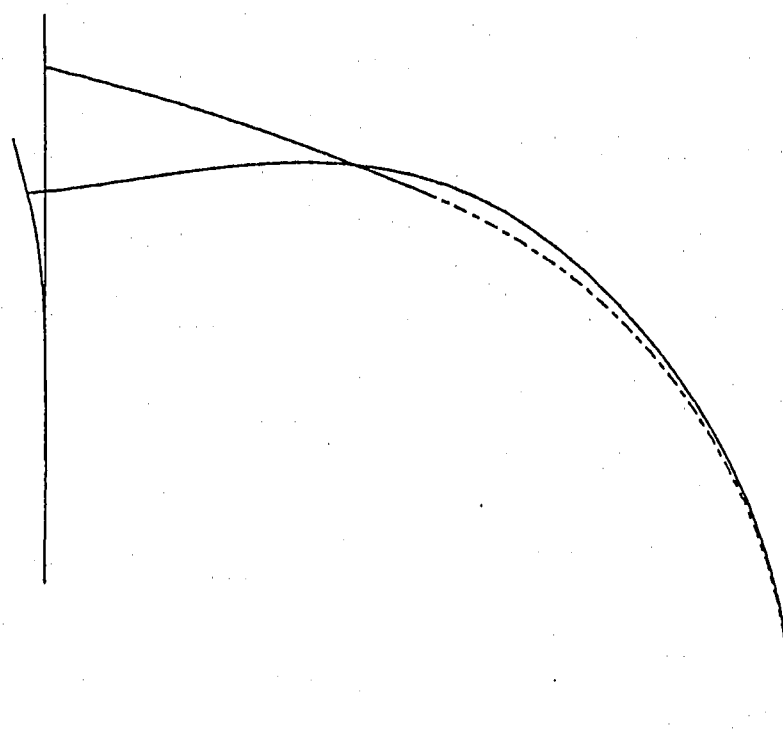
	最大応力強さ (kg/mm ²)
1	1.80
2	4.40
3	7.00
4	9.60
5	12.20
6	14.80
7	17.40
8	20.00
9	22.60
10	25.20



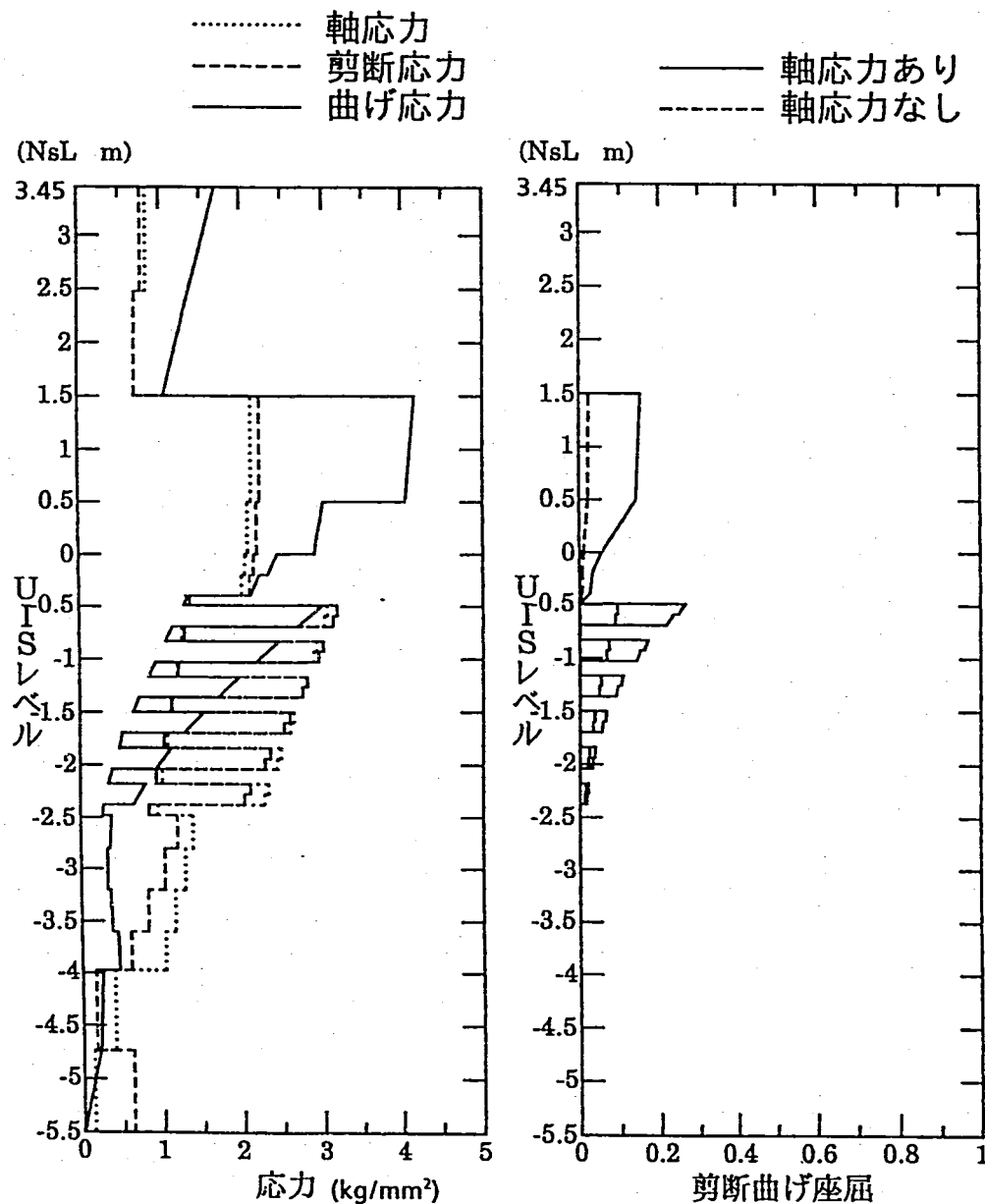
	最大応力強さ (kg/mm ²)
1	2.30
2	5.30
3	8.30
4	11.30
5	14.30
6	17.30
7	20.30
8	23.30
9	26.30
10	29.30

上鏡蓋応力線図

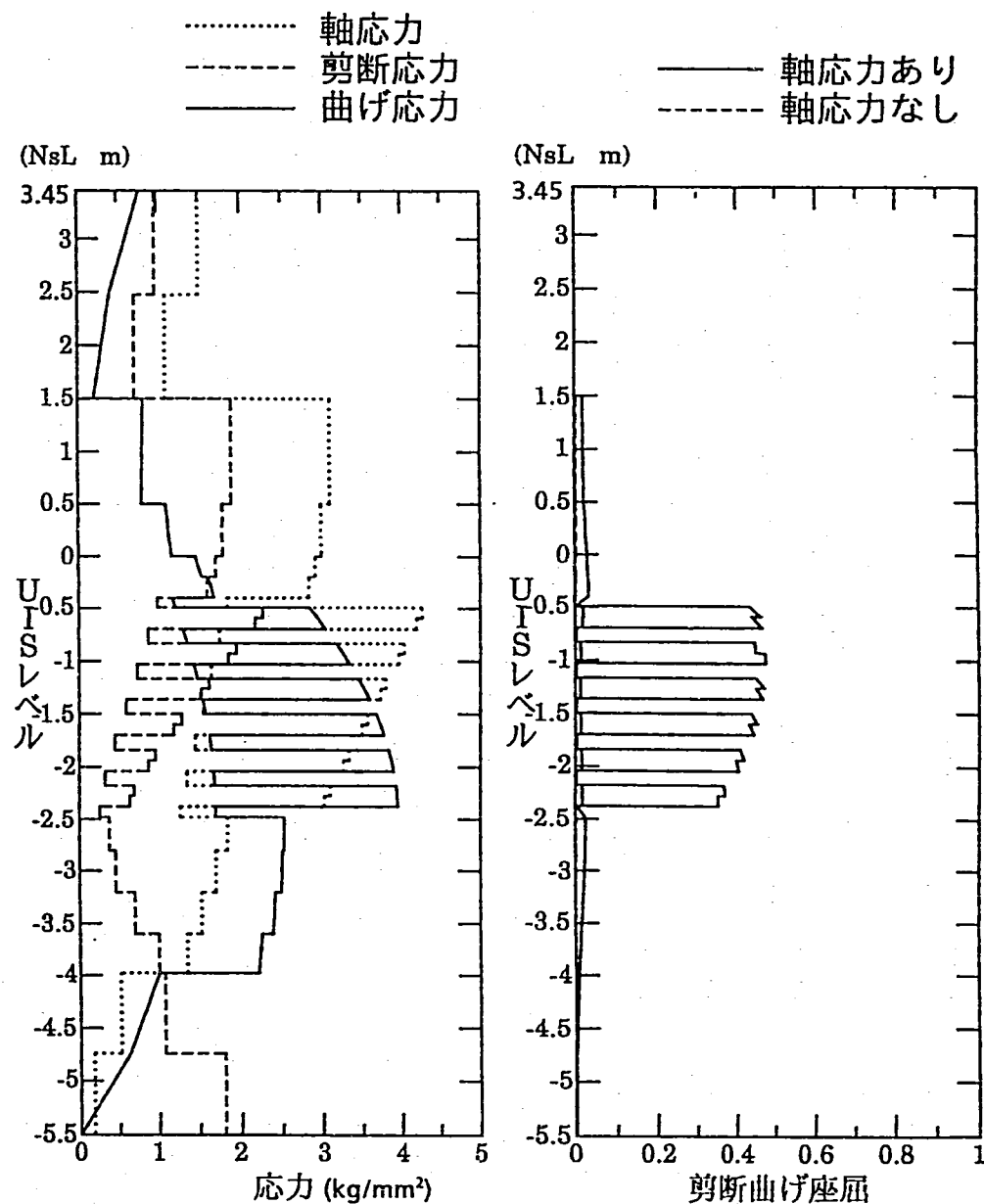
FINAS
DEFORMED SHAPE



最大荷重点(6940ton)の変形図($\delta=83\text{mm}$)



遮蔽プラグ+孔あき円筒UIS座屈評価結果
中間胴板厚20mm、孔近傍板厚30mm



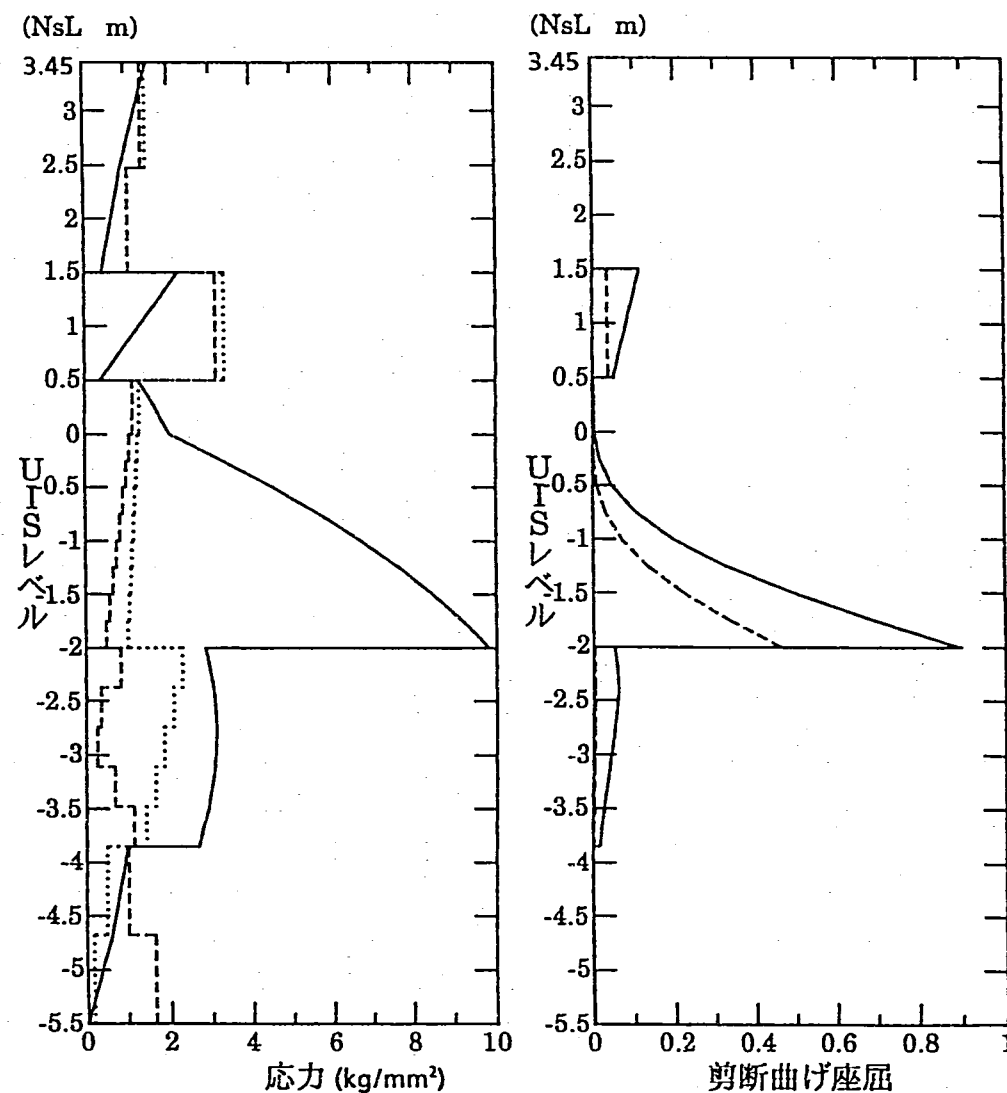
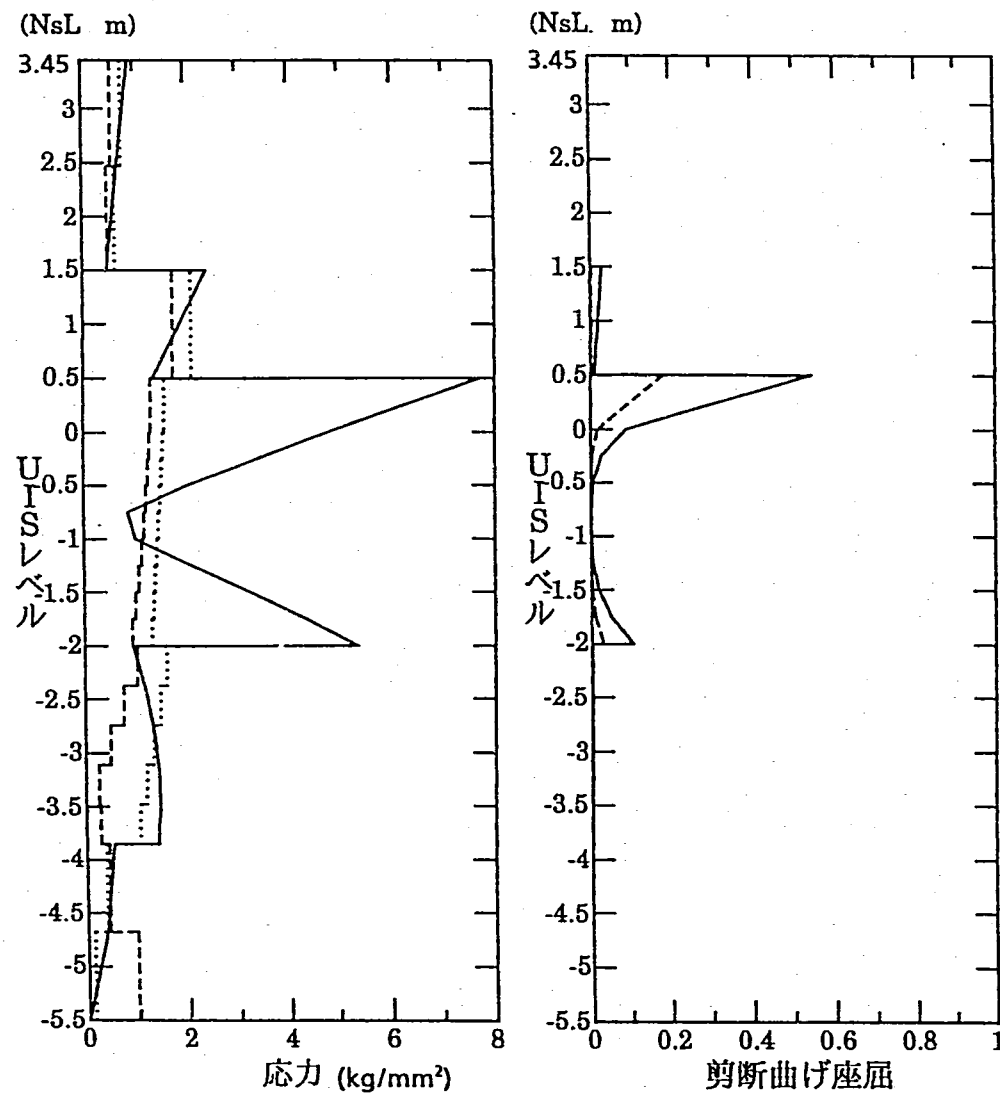
上鏡蓋+孔あき円筒UIS座屈評価結果
中間胴板厚20mm、孔近傍板厚30mm

..... 軸応力
 ----- 剪断応力
 ——— 曲げ応力

——— 軸応力あり
 ----- 軸応力なし

..... 軸応力
 ----- 剪断応力
 ——— 曲げ応力

——— 軸応力あり
 ----- 軸応力なし



遮蔽プラグ+支柱式UIS座屈評価結果

支柱φ500mm,板厚30mm

上鏡蓋+支柱式UIS座屈評価結果

支柱φ500mm,板厚60mm

上部構造まとめ

型 式	遮蔽プラグ	上鏡蓋
重 量	1300ton (内コンクリート 遮蔽600ton)	100ton (運転床重量は除く)
材 質	SGV42	Mod.9Cr-1Mo
主要部材	縦リブ 25mm	ナックル部 60mm
冷 却	構造内部からN ² 冷却	内側断熱材設置 外側N ² 冷却
固有振動数 水 平 上 下	遮蔽プラグ+UIS 12.5Hz,10.9Hz 24.0Hz,25.0Hz	上鏡蓋+UIS 9.3Hz,8.6Hz 8.8Hz,8.9Hz
応 力	縦リブ 座屈kg/mm ² 6.51,6.21<7.9	円筒接合部 1次膜応力kg/mm ² 12.3,14.4<36.3
上下変位	3.7,3.6<20mm	11.0,12.1<20mm

経済性評価及び製造上の問題については未
検討。

原子炉上部構造の検討まとめ

- 全高15.5m,内径9.3m,板厚50mmの原子炉容器は硬質岩盤($V_s=2000\text{m/s}$)、もんじゅサイト並の地震帯に設置しても座屈評価上成立の見通しがある。
- 容器の1次振動モードは曲げ、2次は上下動で、その固有振動数は10.3Hz,13.9Hzであった。2次モードの固有振動数は地盤・原子炉建屋系の固有振動数と一致している。
- 液面近傍の炉壁保護(液面制御+熱遮蔽板)方式は流量半減時間(20秒)に対する熱過渡にも有効である。また、直径12mまでの炉容器に適用可能である。

- R/Vフランジと液面までの距離は炉容器径9.3mの場合、1.5mに短縮可能である。
- 遮蔽プラグについては、上下動の制限を緩和したため主要リブの板厚低減(38mm→25mm)が可能となった。上下動の変位制限が厳しい場合には 上鏡蓋に比べ遮蔽プラグが有利である。
- 上部構造が遮蔽プラグの場合は、支柱型UISは支柱の外径を500mm,板厚を30mm程度とすれば成立の見通しはある。上部構造が上鏡蓋の場合は、板厚を60mm以上とする必要がある。
- 中間部円筒の板厚20mm(穴部補強10mm)以上とすれば、上部構造が上鏡蓋でも遮蔽プラグでも耐震上の成立見通しがある。

- 剪断波速度 $V_s=2000\text{m/s}$ の地盤ではS1地震時の上下動床応答加速度の最大値は2.1Gとなり、水平動の最大床応答加速度2.4Gにほぼ等しい。上下動応答加速度の妥当性について検討する必要がある。
- 上鏡蓋については、配管貫通部構造、鏡内側断熱構造及び上鏡蓋の製造法と総合的経済性等について更に検討する必要がある。
- 円筒型UISは今後穴明円筒の座屈評価法についての研究が必要である。

熱過渡時の構造健全性評価

平成6年6月

大洗工学センター

機器構造開発部 構造工学室

笠原 直人

構造健全性評価の目的と実施概要

ポンプ流量コストダウン特性に係わる最適化検討

目的 燃料健全性と機器構造健全性の両者を満足する1次主冷却系ポンプコストダウン特性の検討を行う。

方法 コストダウン特性に係わる影響因子の調査
過渡熱応力に対する影響因子の感度解析

Mod. 9Cr-1Mo 鋼使用のメリット評価

目的 原子炉冷却系の構造材料を従来の316FR鋼から、SUS304鋼並みのクリープ疲労寿命で、熱伝導率が良く熱膨張率の小さい Mod. 9Cr-1Mo 鋼に変更した場合のメリットを評価する。

方法 配管を316FR鋼から、Mod. 9Cr-1Mo 鋼に変更した場合の過渡熱応力と許容値を計算する。
Mod. 9Cr-1Mo 鋼強度を熱過渡試験により確認する。

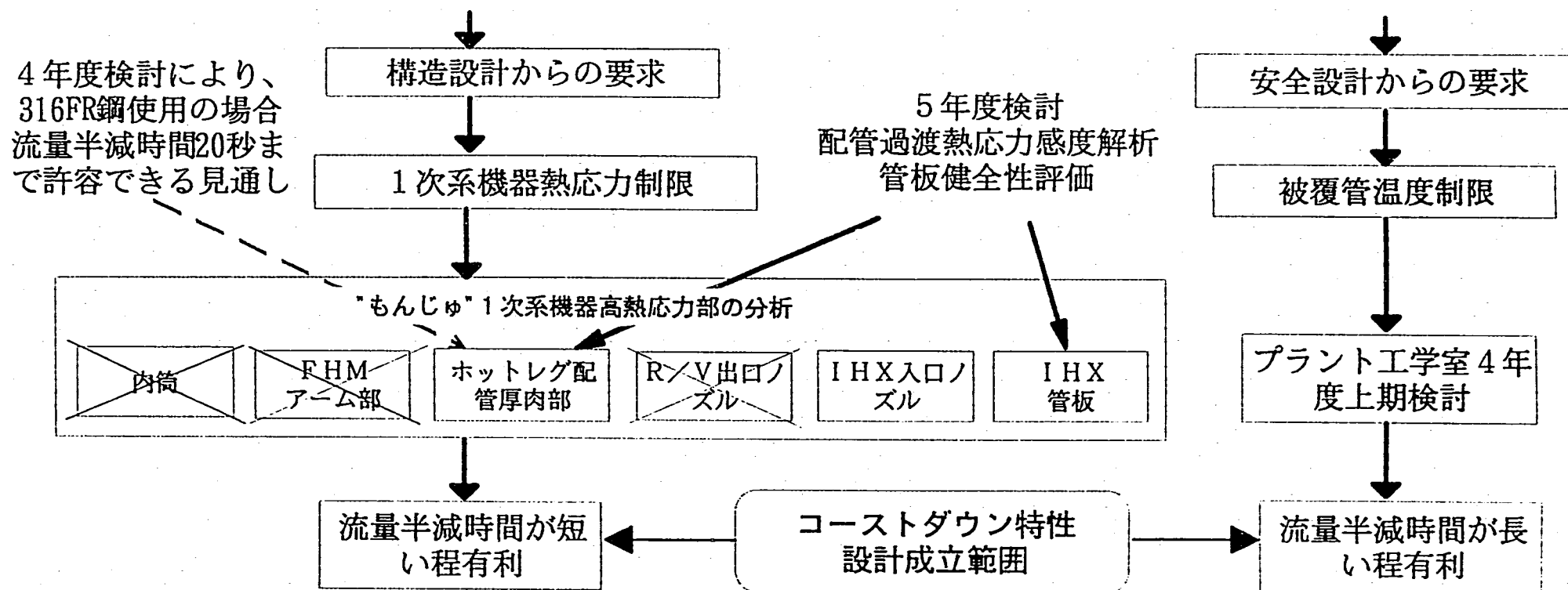
IHX管板の健全性評価

目的 ホットレグ配管と共に構造健全性上クリティカルIHx管板の最適化検討と、健全性評価を行う。

方法 IHx管板温度応答に着目した最適設計検討
IHx管板熱応力解析と健全性評価

ポンプ流量コストダウン特性に係わる最適化検討

原子炉の緊急停止時に冷却材流量が運転時と同一だと、熱輸送系機器が急冷され熱過渡が負荷されるので、ポンプ流量を連続的に減少していく。また崩壊熱を取り除くため、炉停止後も一定の流量を流す必要がある。

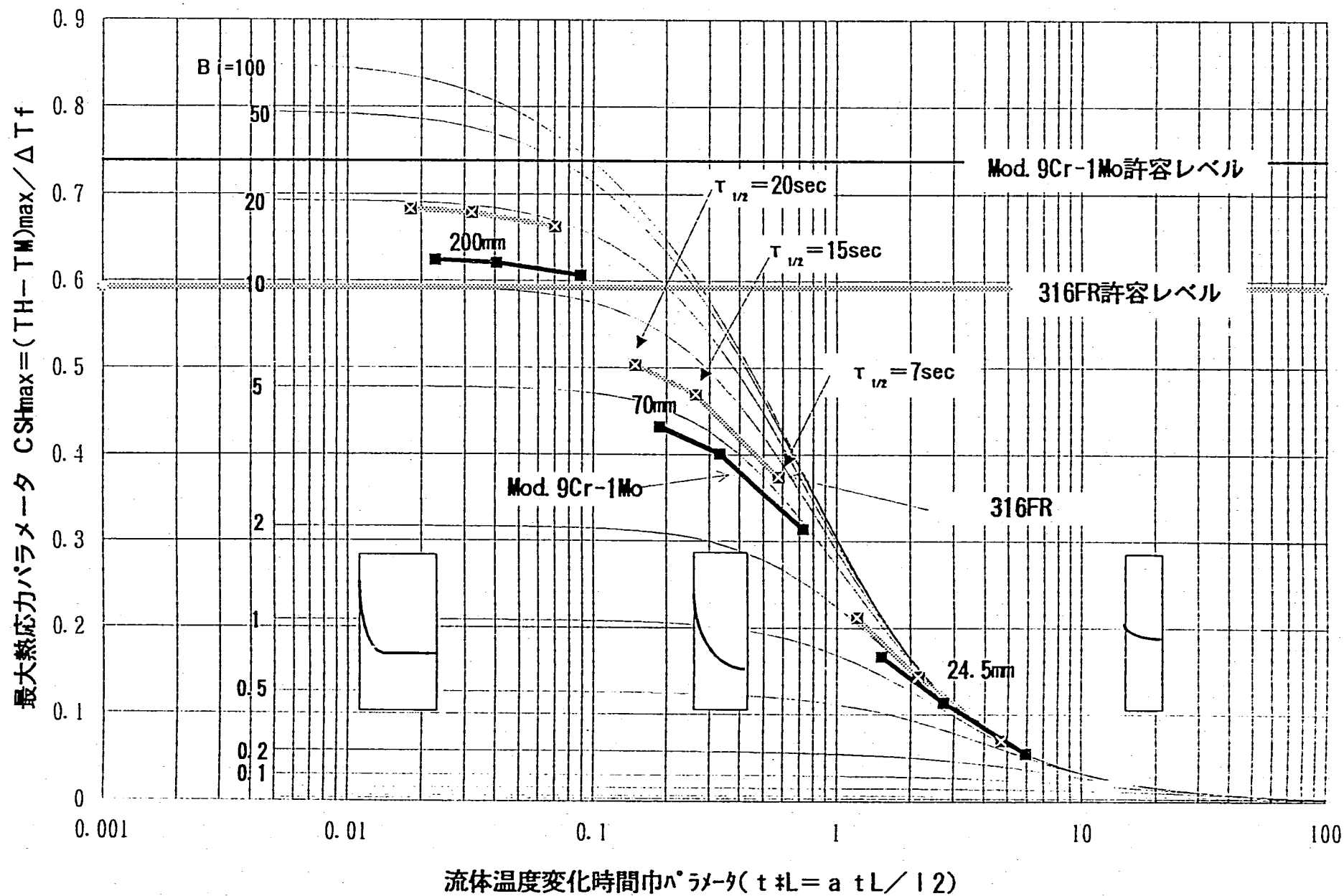


各国プラントのコーストダウン特性の比較

		1次系ポンプ $T_{1/2}$	制御方法	過渡熱応力が厳しい場所	備考
Loop	もんじゅ	7.0 Sec	Flywheel	UIS ノズル 管板	
	実証炉	6.5 Sec	Flywheel	配管 Y型接合部 管板 UIS	炉壁冷却
	HA600MW	5.5 Sec	ポンプ本体側Flywheel	配管 ノズル 管板	
	(H5)	20 Sec (ULOF 対応)	同上 + MFG	配管 ノズル 管板	
Tank	PFR [†]	>30min	定格連続運転	管板 UIS ノズル プレハム仕切壁	低温炉壁
		10Sec(全電源喪失)	Flywheel	炉壁(全電源喪失)	
	PX ^{**}	>30min	定格連続運転		炉壁冷却
	SPX ^{**}	>15min	電気制御	炉容器 IHX レダン	炉壁冷却

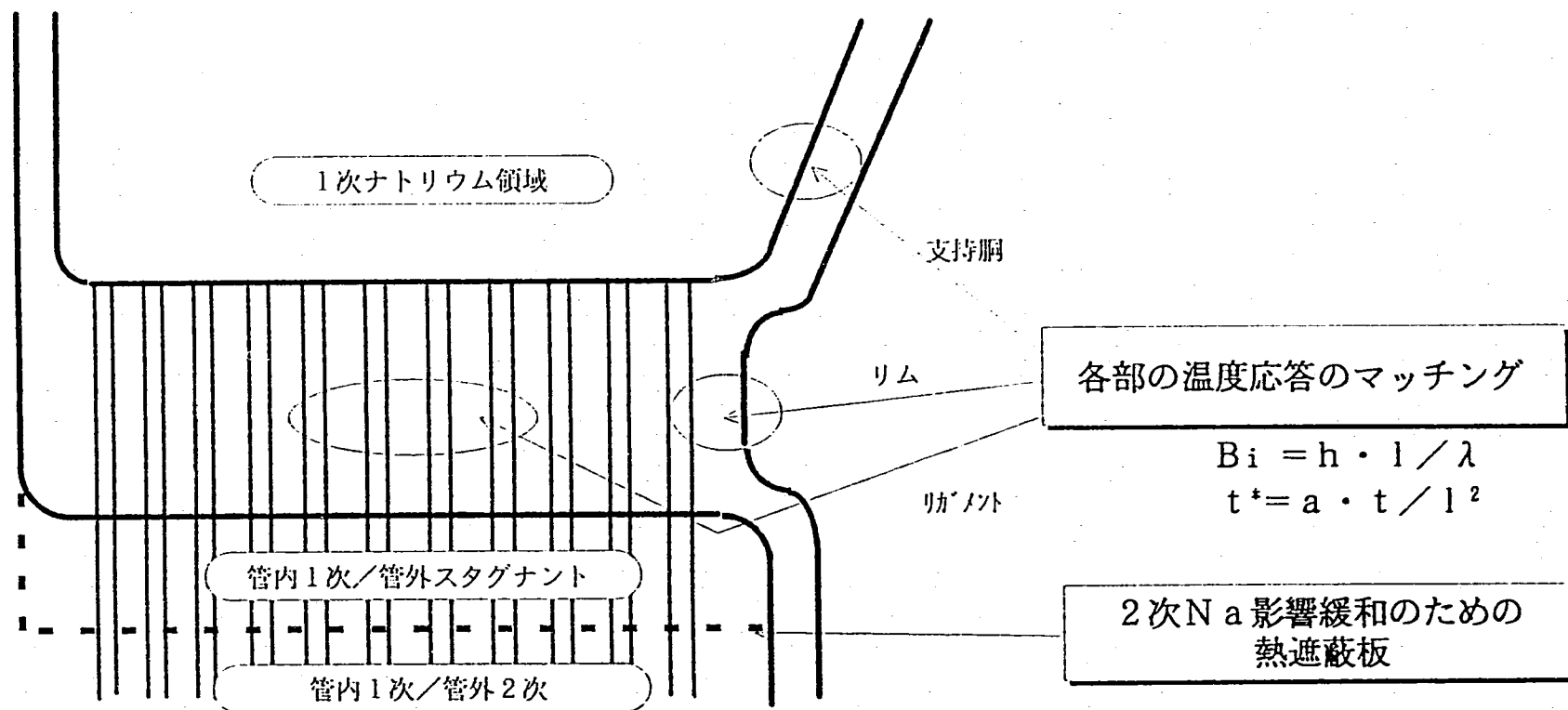
* PFRよりもんじゅへの派遣員からの入手情報 ** PX駐在員からの入手情報

ホットレグ配管過渡熱応力感度解析 (パラメータ: 316FR/Mod. 9Cr-1Mo, 板厚, $\tau_{1/2}$)

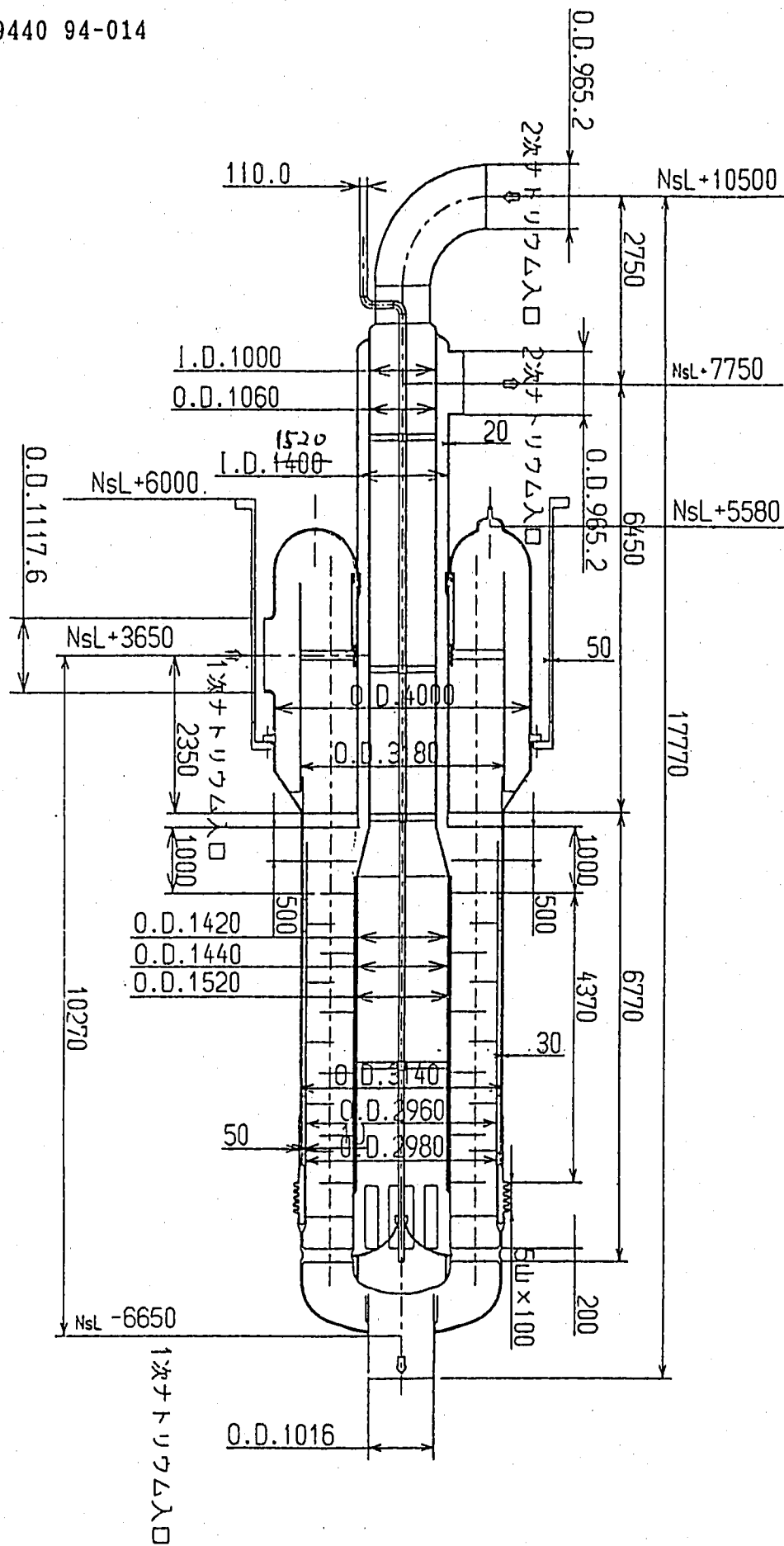


IHX管板の温度応答に着目した最適化

C.L



- (1) リムを薄め、支持胴を厚めにし、リガメントの温度応答に近づける。
- (2) 2次Naの影響を小さくする。
- (3) ポンプ・コストダウン特性を、管板応答に鈍感な領域にもっていく。



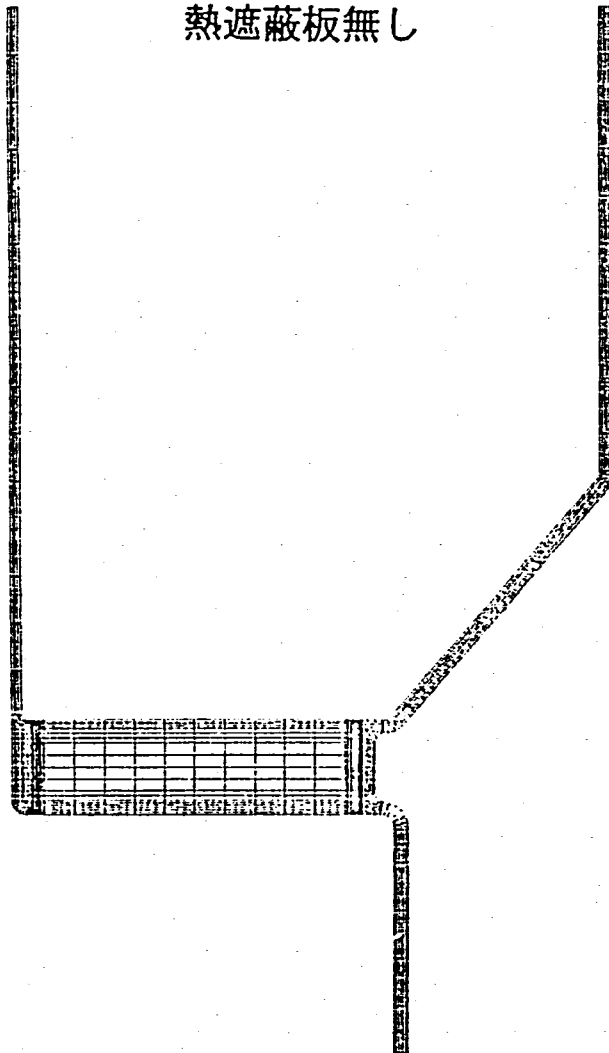
低圧損を指向した管内 1 次・Mod. 9Cr-1Mo IHX

IHX管板・構造解析 有限要素モデル

FINAS

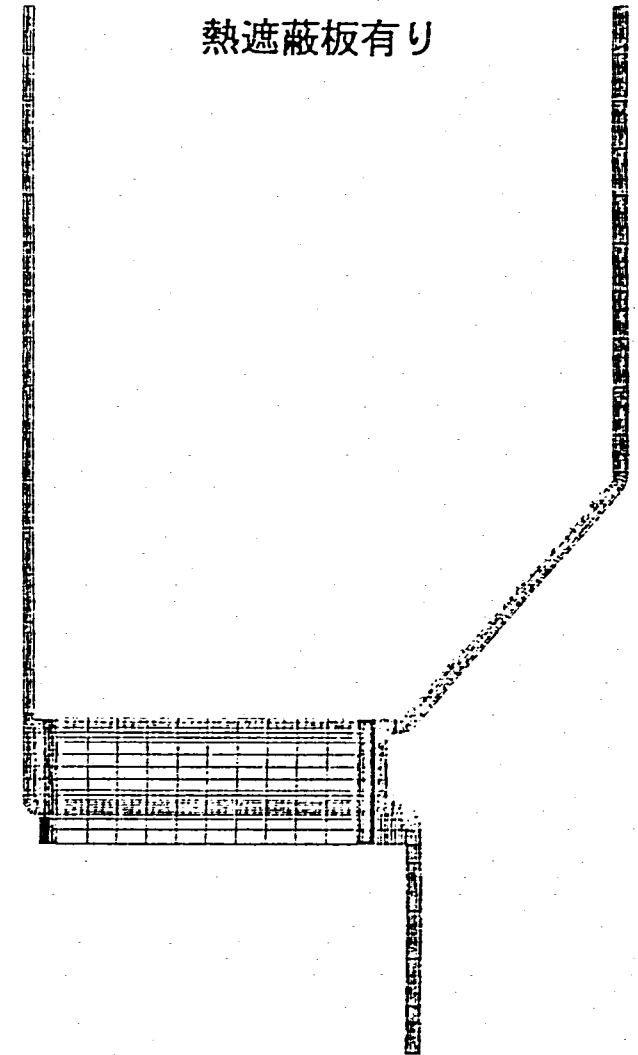
FINAS

熱遮蔽板無し



GEOM. SCALE 300,000

熱遮蔽板有り



GEOM. SCALE 300,000

PNC PN9440 94-014

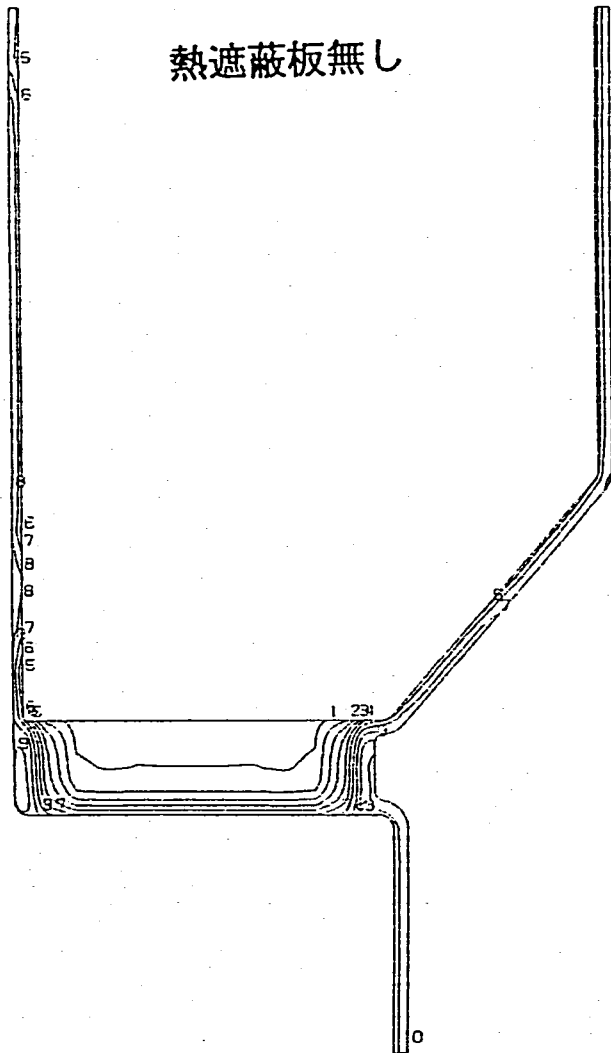
IHX管板 構造解析 温度解析結果

FINAS
TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	437.9395
2	443.6934
3	449.7993
4	455.6992
5	461.5991
6	467.4990
7	473.3989
8	479.2988
9	485.1987
10	491.0986

熱遮蔽板無し

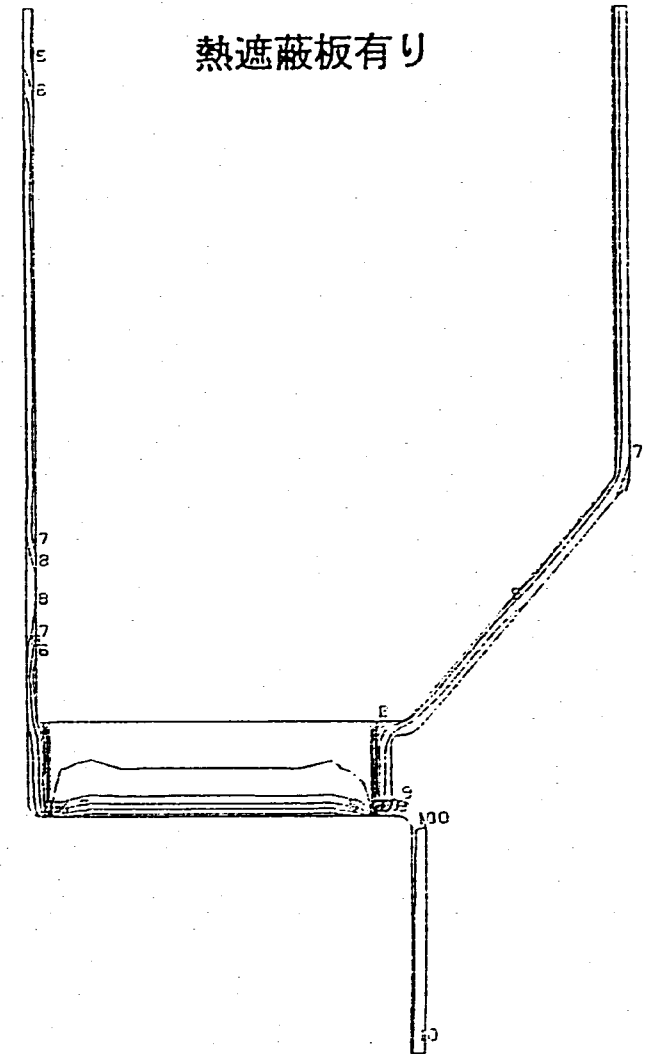


TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	437.8993
2	443.6992
3	449.4990
4	455.2989
5	461.0988
6	466.8987
7	472.6986
8	478.4985
9	484.2984
10	490.0983

熱遮蔽板有り



- 149 -



STEP NO. 149

GEOM. SCALE 300.000



STEP NO. 149

GEOM. SCALE 300.000

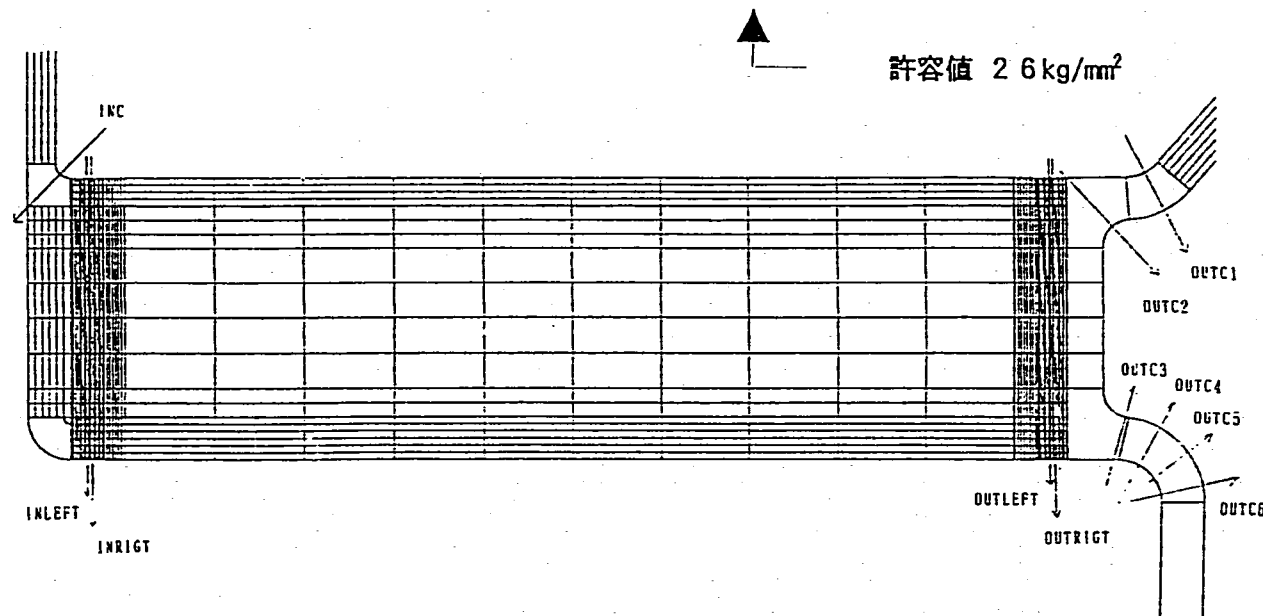
PNC PN9440 94-014

I H X管板 構造解析 応力解析結果

$\tau_{1/2} = 7 \text{ Sec}$

評価ライン	最大応力 (kg/mm^2)				MISES (kg/mm^2)	TRESCA (kg/mm^2)	ステップ数	実時間 (Sec)
	σ_r	σ_z	σ_θ	τ_{rz}				
INC	-1.663	-1.488	-5.418	-0.73	4.060	2.363	6	90.0
OUTC1	4.487	15.633	3.431	1.233	11.903	12.337	16	250.0
OUTC2	-3.258	-6.917	-7.632	-0.739	4.261	3.394	12	210.0
OUTC3	1.376	8.772	-4.816	-1.827	12.201	14.015	17	260.0
OUTC4	2.735	7.733	-5.352	-1.107	11.597	13.320	23	320.0
OUTC5	0.835	3.608	-7.831	-0.37	10.355	11.487	27	450.0
OUTC6	0.33	1.279	-6.355	-0.309	7.226	7.726	22	310.0

評価ライン	最大公称応力 (kg/mm^2)				応力強さ (kg/mm^2)	ステップ数	実時間 (Sec)
	σ_r	σ_z	σ_θ	τ_{rz}			
ILEFT	0.307	-2.029	4.519	-0.039	10.1226	15	240.0
IRIGT	-0.426	-3.321	1.668	-0.345	21.3012	19	280.0
OLEFT	0.216	2.106	1.258	-0.398	12.2875	14	230.0
ORIGT	0.436	2.395	2.446	-0.389	5.2589	14	230.0

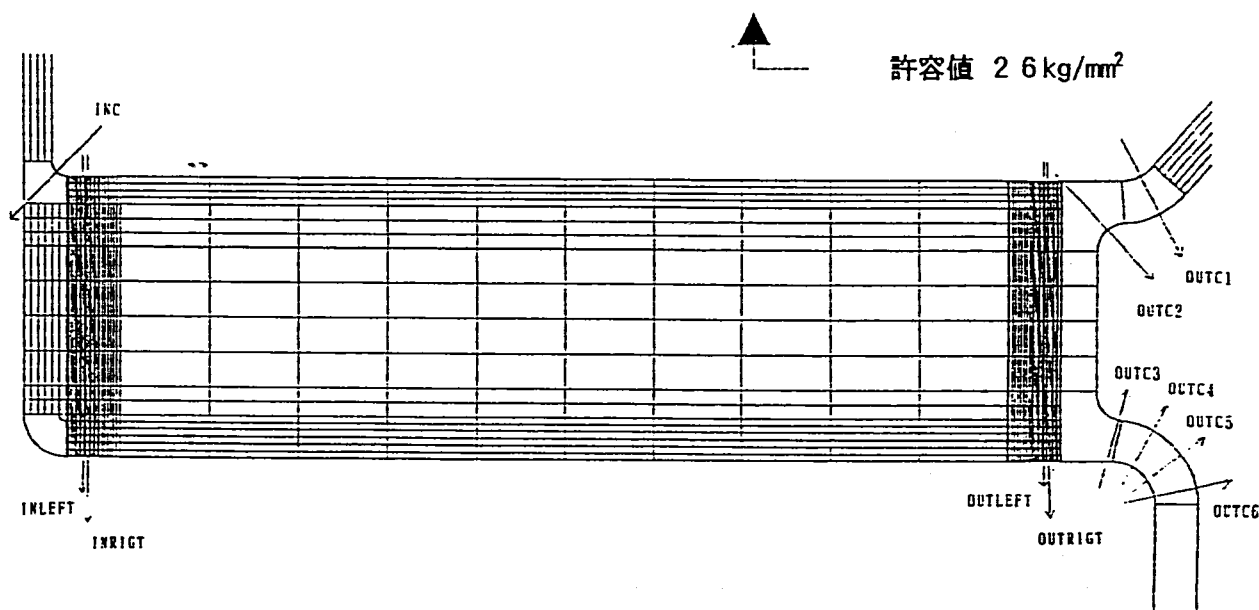


I H X管板 構造解析 応力解析結果

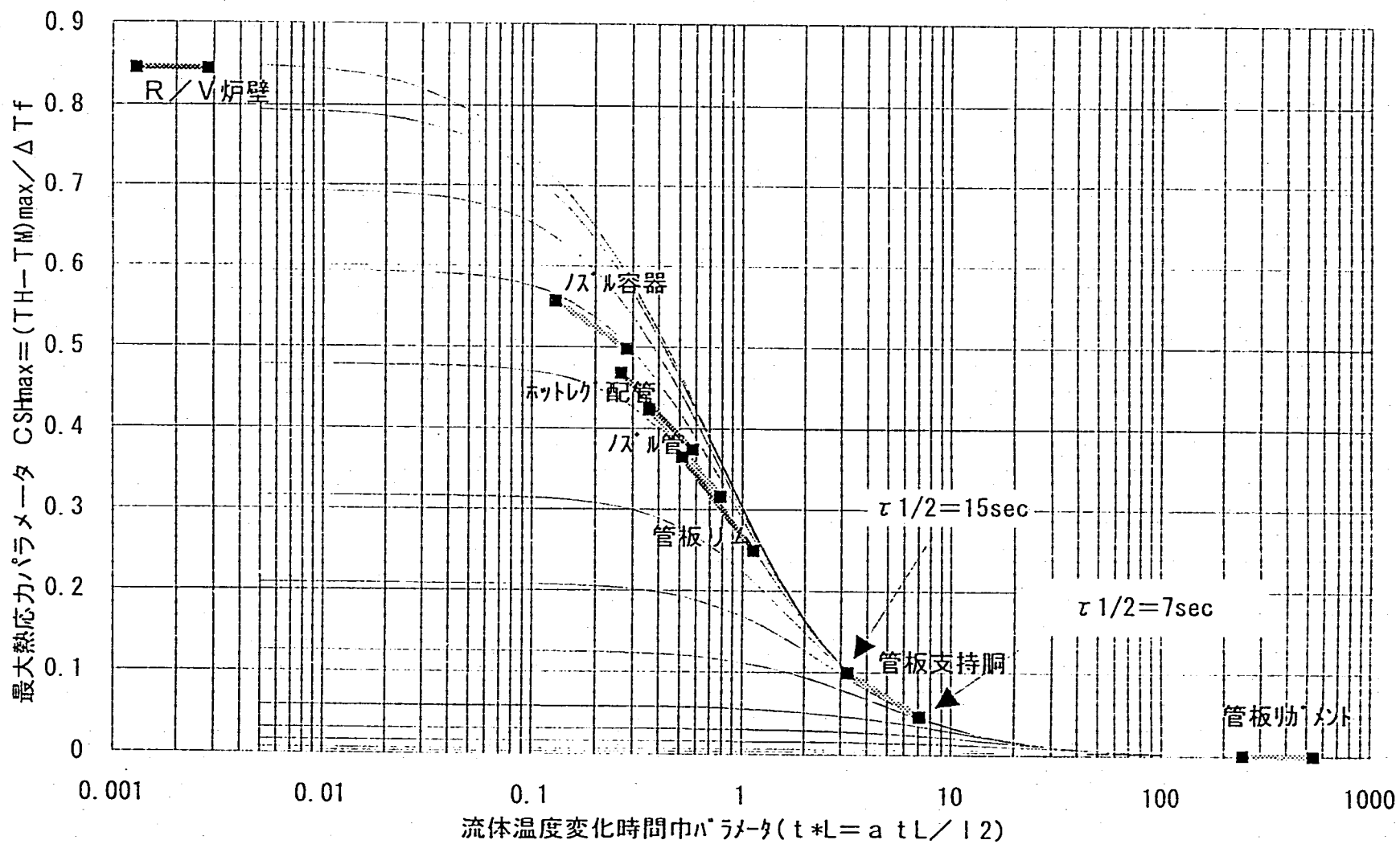
$\tau_{1/2} = 20 \text{ Sec}$

評価ライン	最大応力 (kg/mm^2)				MISES (kg/mm^2)	TRESCA (kg/mm^2)	ステップ°数	実時間 (Sec)
	σ_r	σ_z	σ_θ	τ_{rz}				
INC	-6.312	-8.731	-6.515	0.336	2.395	2.51	46	45.0
OUTC1	6.2	22.268	2.516	1.84	18.470	19.961	85	133.0
OUTC2	-5.025	-10.65	-13.837	-1.203	8.004	9.058	85	133.0
OUTC3	2.111	12.769	-8.187	-2.634	18.714	21.572	85	133.0
OUTC4	4.388	12.409	-7.099	-1.798	17.266	19.892	85	133.0
OUTC5	2.202	9.291	-7.786	-0.508	14.886	17.113	85	133.0
OUTC6	0.811	4.288	-7.168	-0.478	9.830	11.007	85	133.0

評価ライン	最大公称応力 (kg/mm^2)				応力強さ (kg/mm^2)	ステップ°数	実時間 (Sec)
	σ_r	σ_z	σ_θ	τ_{rz}			
ILEFT	0.638	0.331	5.222	0.21	11.6973	10	55.0
IRIGT	0.11	-0.091	2.075	0.092	21.8432	15	84.00
OLEFT	-0.201	2.239	-0.546	0.491	-4.4966	87	139.0
ORIGT	0.546	2.441	1.706	0.412	3.6679	85	133.0



1次系熱過渡条件を特徴づけるポンプコストダウン特性と各部の温度応答のマッチング



結 論

ポンプ流量コストダウン特性に係わる最適化検討

316FR鋼を使用した場合は、流量半減時間は20秒まで延長することが可能である。
Mod. 9Cr-1Mo 鋼を使用した場合は、溶接部を高応力部からはずせばホットレグ配管健全性に対するポンプコストダウンの制約はなくなる。

Mod. 9Cr-1Mo 鋼使用のメリット評価

構造工学室の実施した熱過渡強度試験からの知見によれば、Mod. 9Cr-1Mo 鋼はSUS304鋼と比較して、優れた熱疲労強度を有している。ただし溶接部については注意が必要である。

IHX管板の健全性評価

IHX管板温度応答に着目した最適設計により、大きな設備対応をせずに過渡熱応力を下げられることが分かった。

IHX管板熱応力解析と健全性評価を行った結果、流量半減時間は20秒まで延長することが可能であることが分かった。

今後の課題

プラント全体の最適化検討を行うには、構造不連続部の過渡熱応力に関する簡易評価法が必要である。

大型炉の床応答評価

平成6年6月

大洗工学センター

機器構造開発部 構造工学室

森下 正樹

背景と目的

【背景】

■ 低床応答条件を前提とした機器・配管設計

- ⇒ 配管短縮化 (ヘッドアクセス方式 H/A トップエントリー T/E)
- ⇒ 機器の物量削減 原子炉容器下部振止め削除 (T/E)

■ 上下動に対する設計上の課題の浮上

- ⇒ 炉心の浮き上がり
- ⇒ 上下動に対する動的解析による設計の方向性

【目的】

■ 大型炉機器の耐震設計条件としての床応答緩和方策の追求

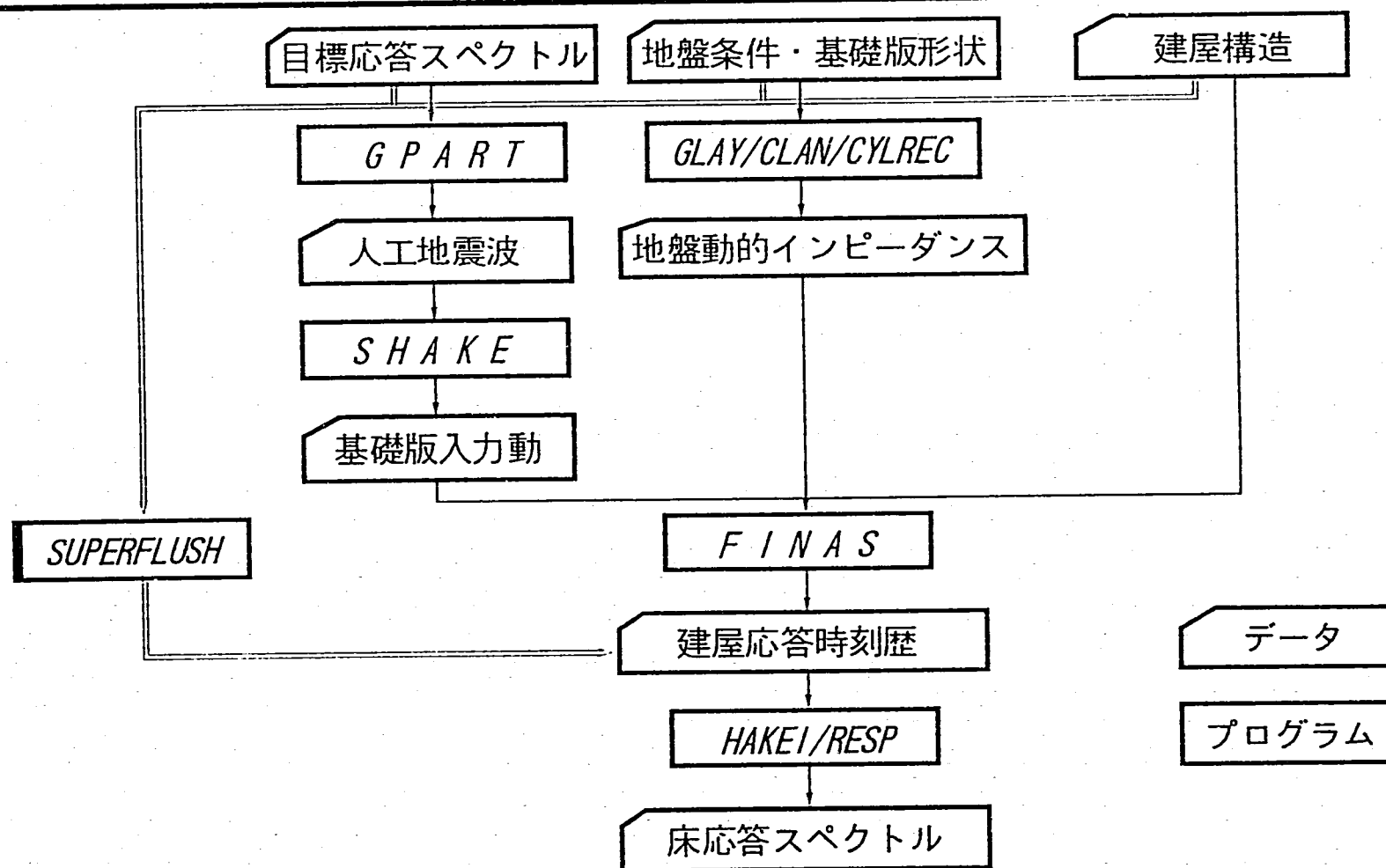
- 対象 : ヘッドアクセスプラント (600/1300MWe)
- 着眼点 : 地盤条件の影響
- : 建屋埋込みの効果
- : 建屋構造形態の効果

■ 上下動に対する床応答の評価

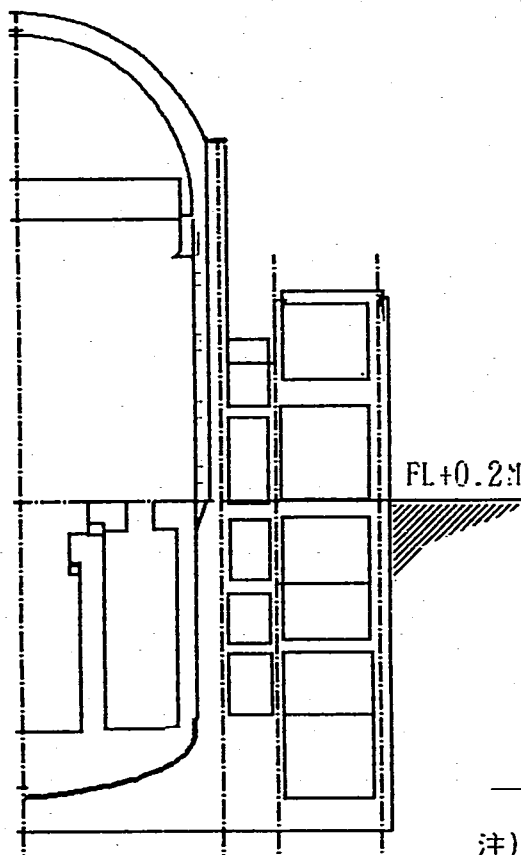
- 着眼点 : 上下動スペクトル卓越のメカニズム把握

■ 床応答解析のためのツール整備

床応答評価の流れと解析ツール



検討条件



■ 対象建屋 1300 MWe級ヘッドアクセスプラント

寸法 : 74m(W) x 85m(D) x 76m(H)

重量 : 約 335,050 トン

埋込み : 運転床レベル

構造 : 自立型 及び 一体型 (脚注)

■ 地盤条件 (基本的に岩盤立地)

$V_s = 700 \text{ m/sec}$ (最も柔らかい岩盤立地)

$V_s = 1000 \text{ m/sec}$ (中間的条件)

$V_s = 2000 \text{ m/sec}$ (もんじゅ並みの硬々質岩盤)

■ (検討用) 基準地震動

水平 : もんじゅの設計基準地震 S1

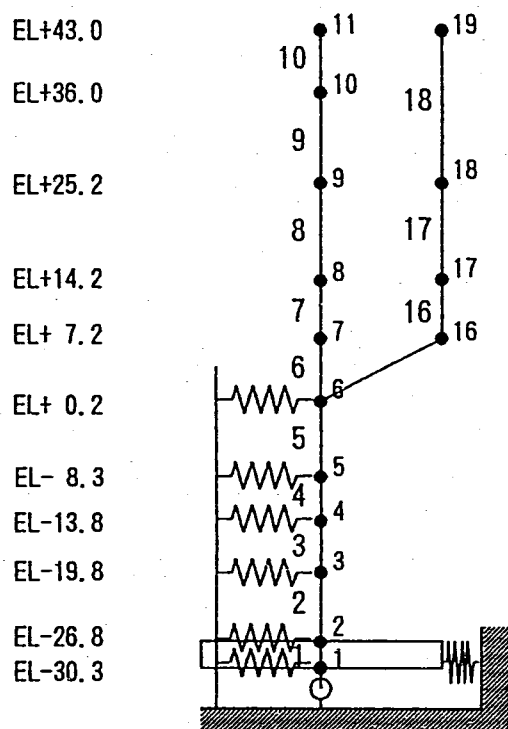
上下 : 水平地震動スペクトルの修正

注) 自立型: 格内コンクリートと原子炉補助建屋が構造的に互いに自立 (もんじゅ)

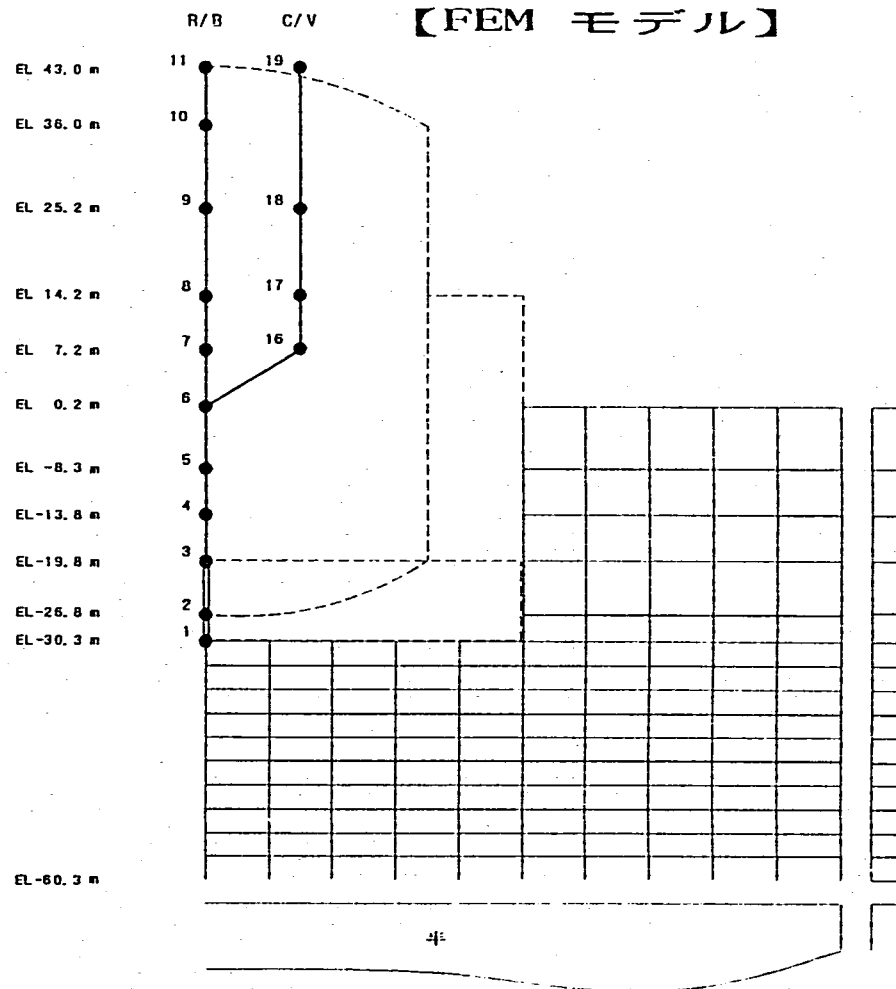
一体型: 格内コンクリートと原子炉補助建屋を格納容器を介して構造的に結合

解析モデル

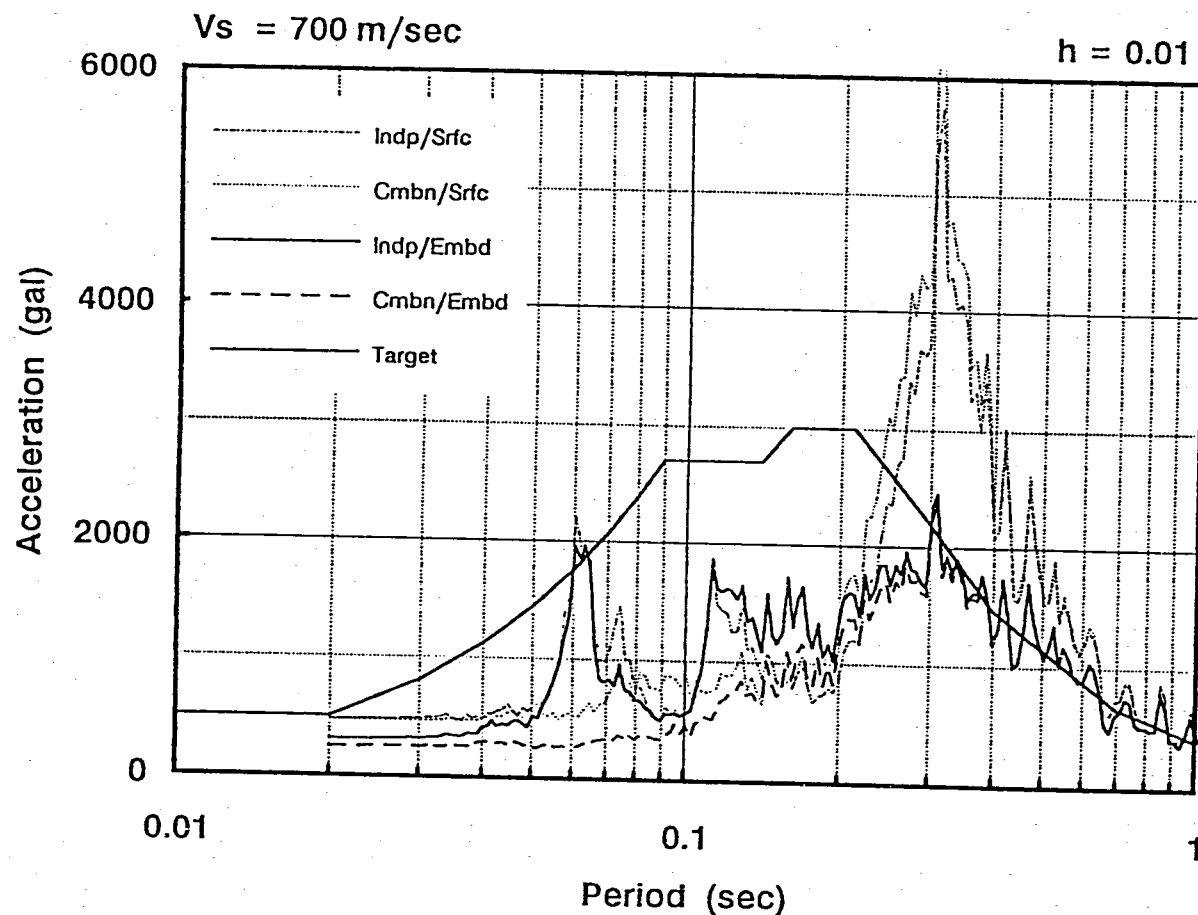
【Sway-Rockingモデル】



【FEM モデル】



水平床応答の評価結果（軟質岩盤の場合）



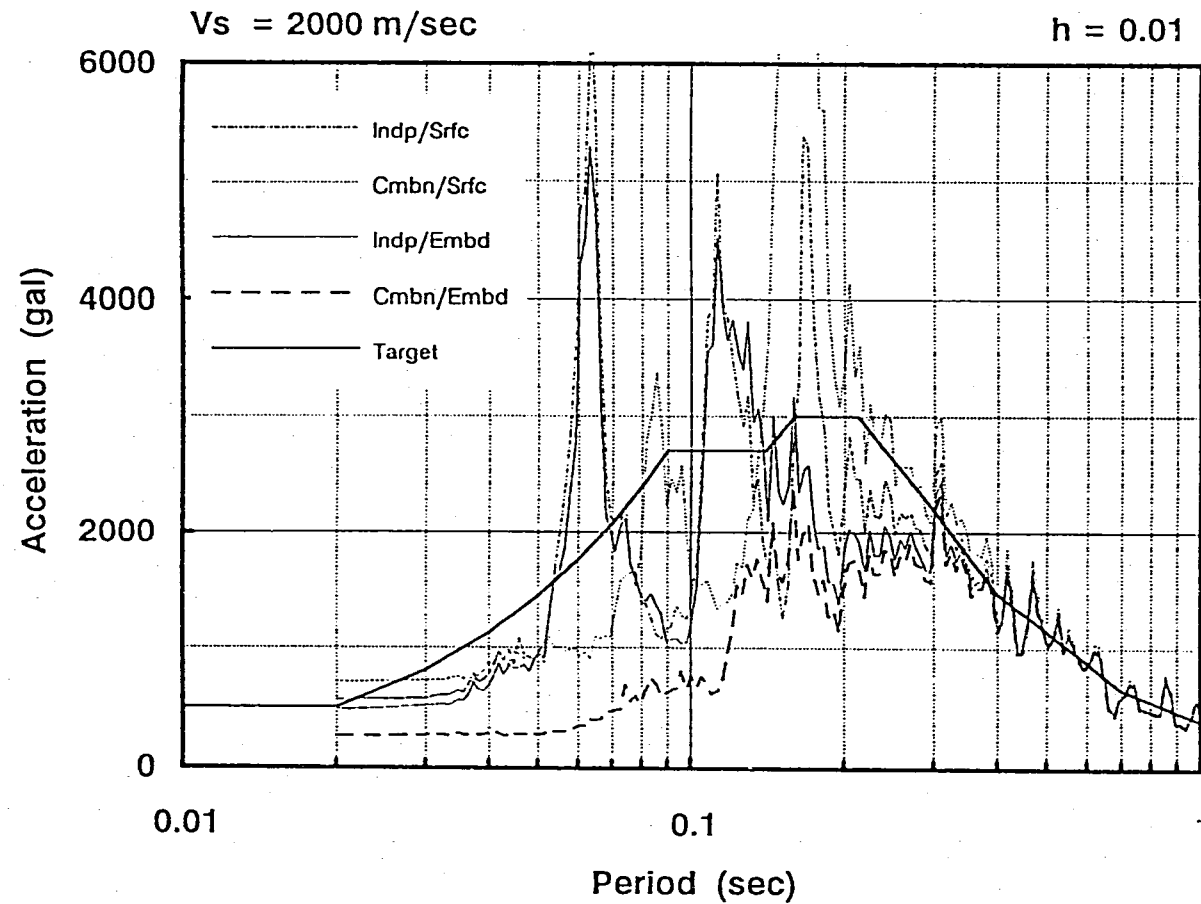
■ 表面プラントにおいて
3Hz 内外で目標を上回る
ものの、機器設計の領域
では全ての条件で目標の
スペクトルを下回る。

■ これは、

- ・ 軟質地盤の免震効果
- ・ 大きな逸散減衰
- ・ 地盤中の地震動の
伝播による多入力効果

等によるものと考えられる

水平床応答の評価結果（硬質岩盤の場合）



軟質岩盤では：

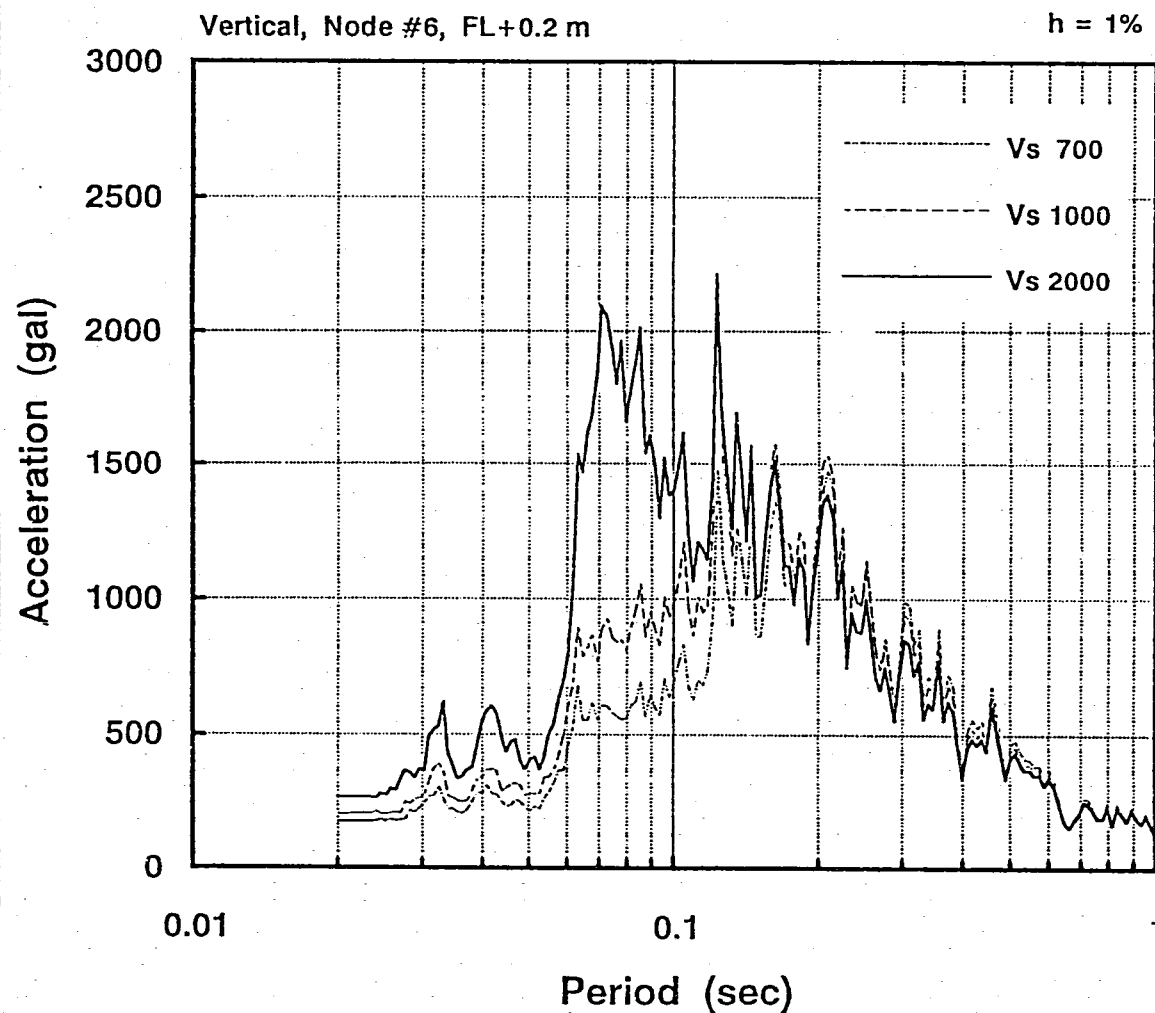
■ 目標スペクトルを満足する条件は、
 一体型 + 埋込み
 の組合せのみである。

■ これは、

- ・ 地盤建屋系の固有値上昇
- ・ 小さい逸散減衰
- ・ 自立型では側面地盤の効果が格内コンクリートに及ばない

等によるものと考えられる

上下動床応答の評価結果



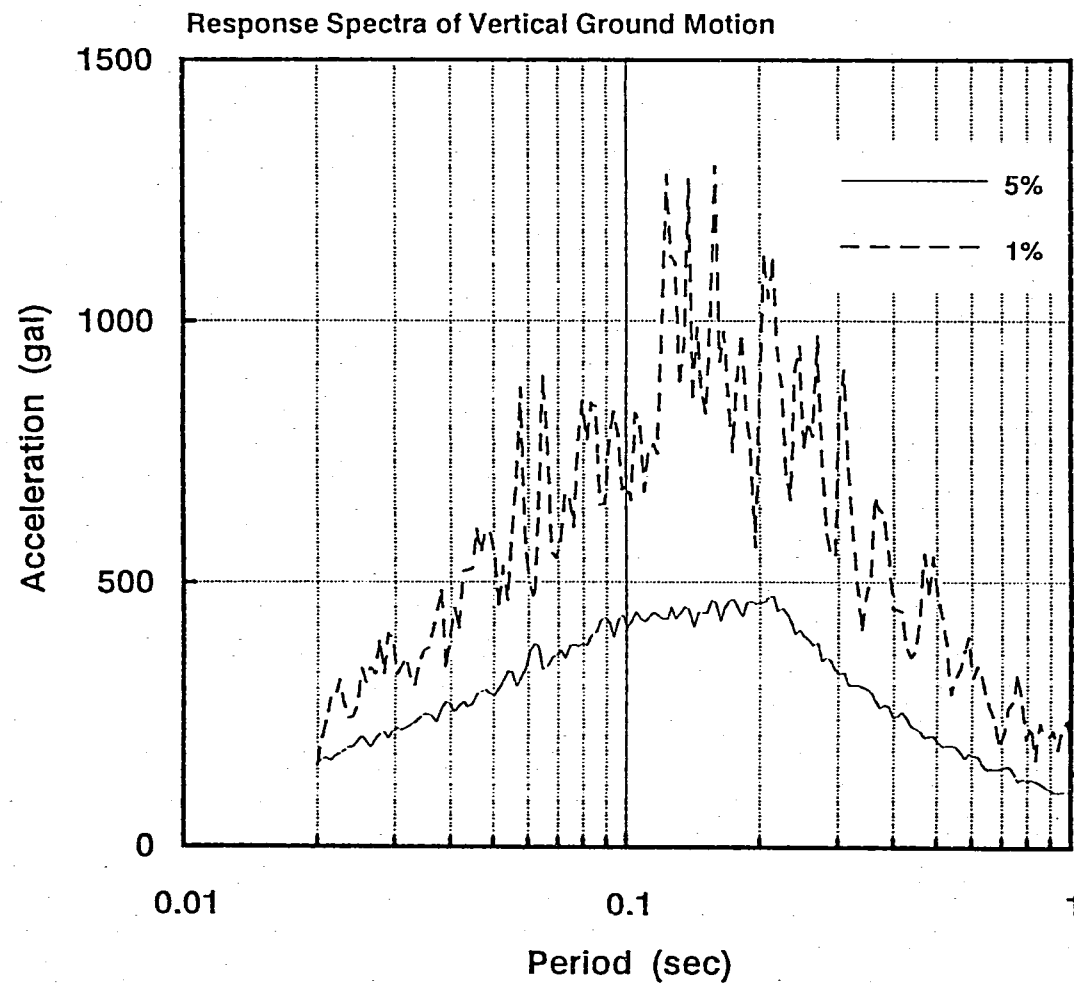
上下動の床応答は：

- 約 8 Hz ~ 15 Hz
の領域において、
- 特に硬々質岩盤の場合に

著しく卓越し、
S1地震で 2G 程度
の値となる。

例えば原子炉容器の
上下動固有値が約13Hz
であることを考えると
これは設計にとって
厳しい条件である。

上下動の入力地震動



上下動目標スペクトル:

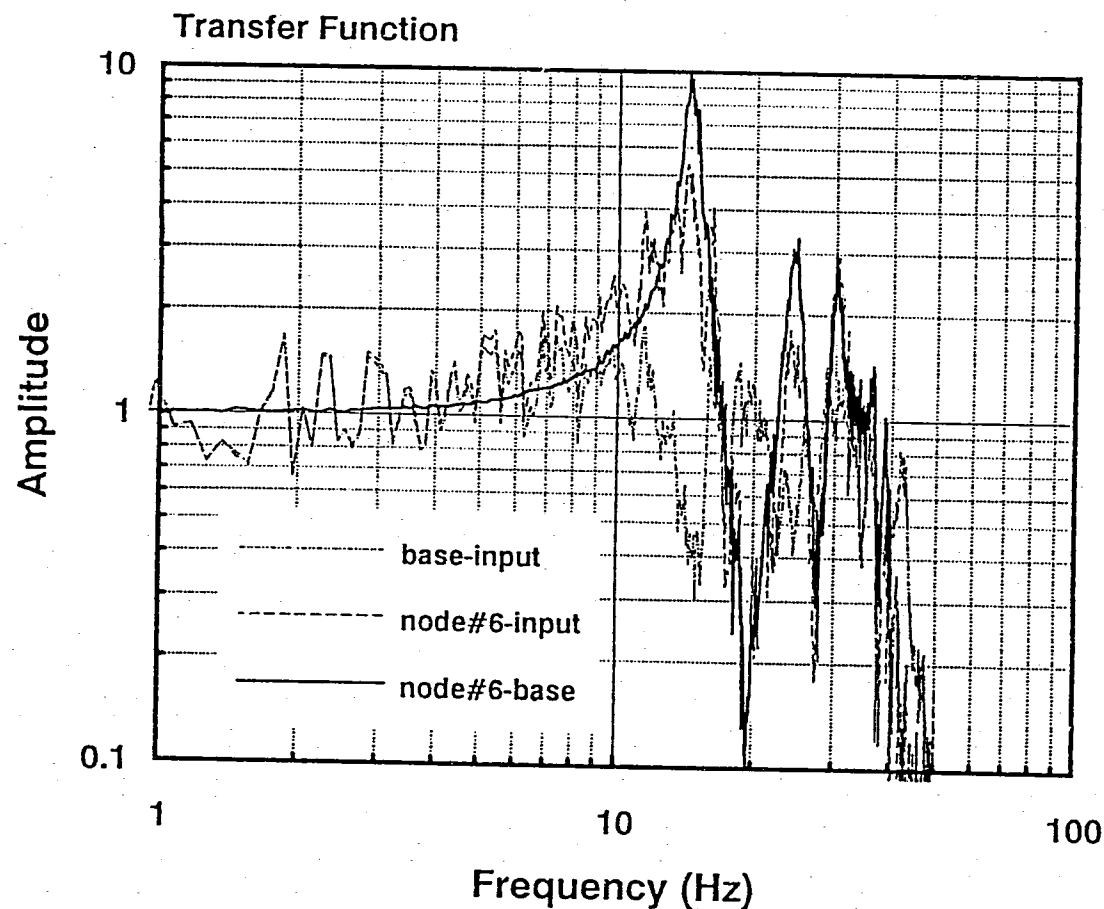
■ 米国の岩盤記録に基づく
水平動スペクトルの修正
により作成

■ 1%のスペクトルから、

地盤或いは基礎レベル
で約1G内外の応答が
生じる

ことが分かる。

建屋応答の伝達関数



■ オペフロ～基礎版
の伝達関数において
約14Hzの成分が卓越

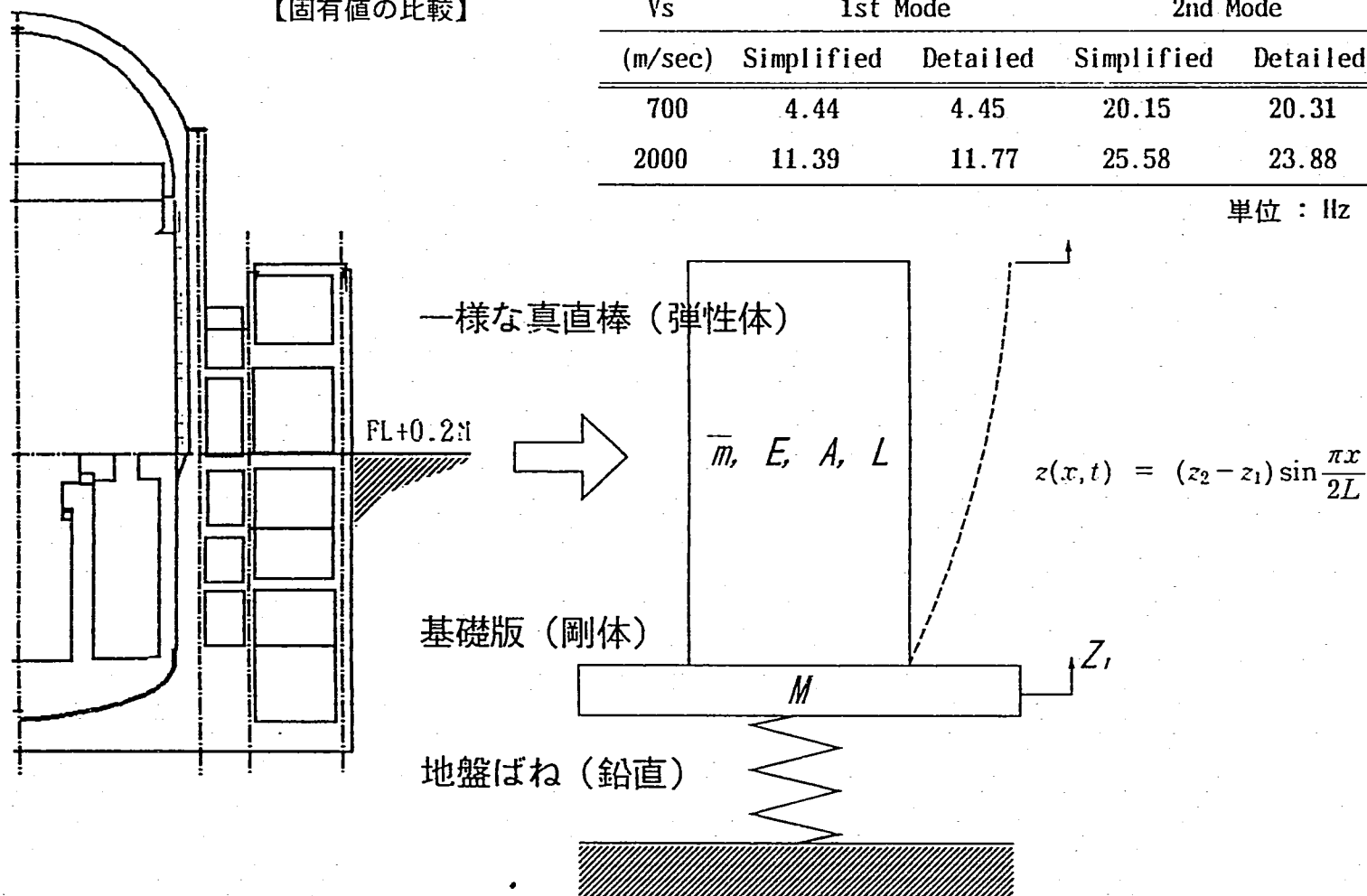
⇒ 地盤との相互作用
ではなく、
建屋構造自体の振動
が床応答卓越に寄与
している事を示唆。

2 自由度簡易モデルによる上下動応答の検討

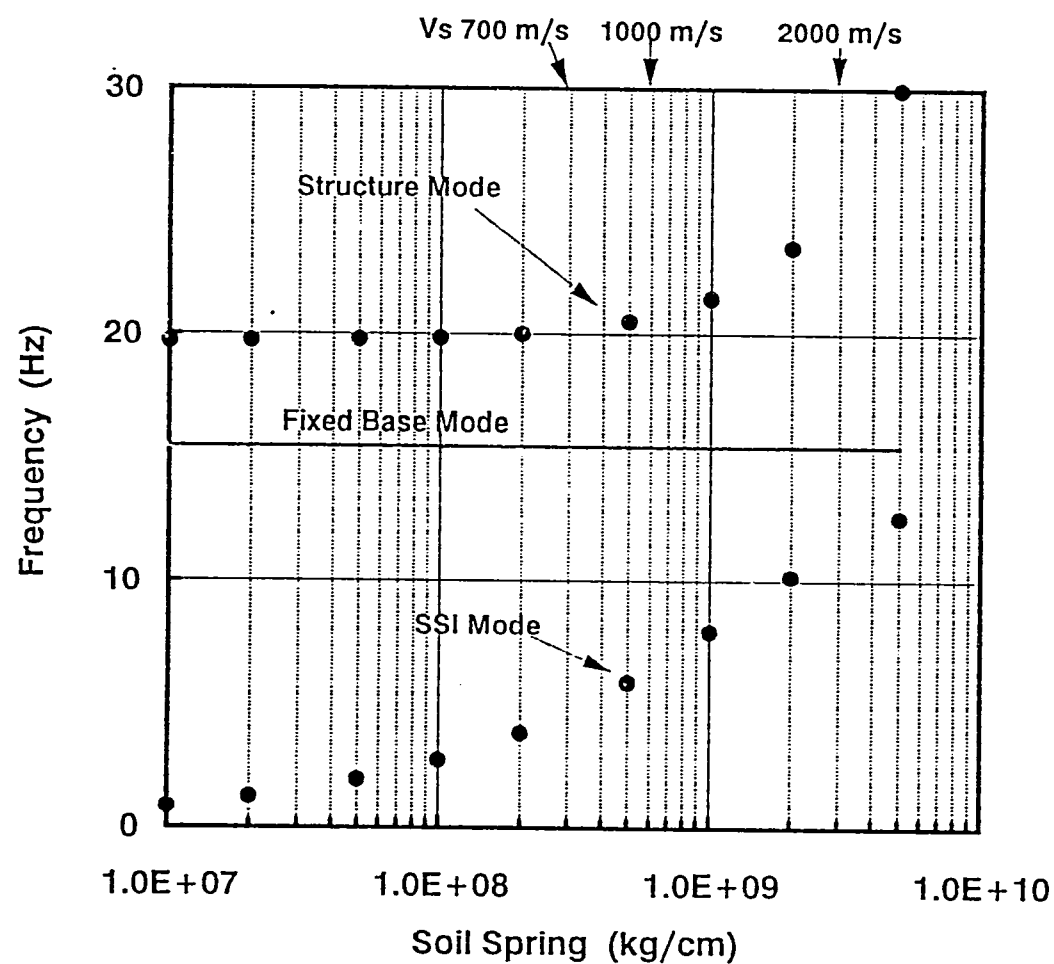
【固有値の比較】

Vs (m/sec)	1st Mode		2nd Mode	
	Simplified	Detailed	Simplified	Detailed
700	4.44	4.45	20.15	20.31
2000	11.39	11.77	25.58	23.88

単位 : Hz



地盤条件による固有振動数の推移



軟質地盤 :

- 地盤—建屋連成モードの振動数は機器の領域と比べて十分低い。

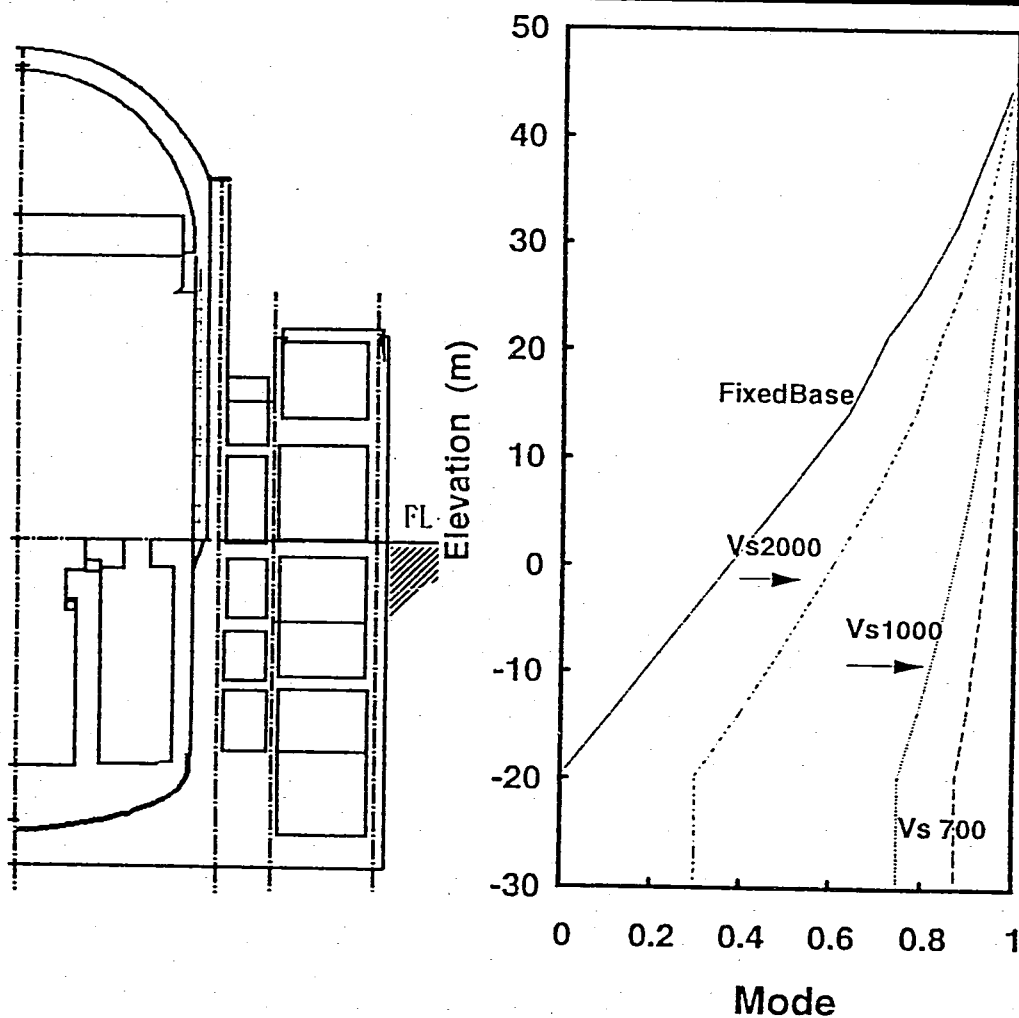
⇒ 一種の免震効果

硬質地盤 :

- 連成モードと構造の振動モードが近づいて来る。

⇒ 共振に近づく

地盤条件による振動モードの相違



軟質地盤 :

- 地盤の変位が卓越
上部構造はほぼ剛体モード

硬質地盤 :

- 地盤の変位の寄与は僅か
構造の振動が大部分を占める

硬質地盤における上下動卓越のメカニズム

硬質岩盤においては；

- 地盤-建屋連成系の振動数が上昇して建屋のそれに近づく。
- このために建屋自体の振動が励起される。
- 床応答スペクトルがこの振動数領域で卓越する。
- （機器の固有振動数もこの領域にある）。

これを回避するためには；

- 地盤連成系と建屋の振動数のチューニング
 - ⇒ 地盤振動数の低下（軟質地盤立地）
 - ⇒ 建屋構造の振動数増加（建屋高さを低くする）←
- 機器の振動数を増幅域から回避
 - ⇒ 容器軸剛性の増大
- 制振，免震等の導入

$$f = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{E}{\rho L^2}}$$

まとめと今後の課題

【まとめ】

- 床応答評価に必要なツール整備を行った。
- ヘッドアクセスプラントの床応答評価を行った結果、水平動については；
 1. 軟質地盤の場合には埋込み無しで目標スペクトルをほぼ満足できる。
 2. 硬質地盤の場合に目標を満足するのは埋込み＋一体型建屋の場合のみである。

上下動については：

1. 硬質地盤において十数Hzでの床応答の卓越が著しく、
2. これは地盤系と建屋の振動数の近接による建屋振動の励起の結果である。

ことを明らかにした。

【今後の課題】

- 上下動に対する機器設計条件の緩和を目的とした床応答低減方策の検討

設計基準事象等解析

平成6年6月

大洗工学センター

技術開発部 プラント工学室

一宮 正和

設計基準事象等解析

[報告内容]

1. 設計基準事象の検討

- ① 典型的な冷却材流量低下型事象の解析
- ② 希有事故の解析
- ③ 全交流電源喪失事象の解析

2. 長期空調停止事象の評価

設計基準事象の検討

ー冷却材流量低下型事象についてー

1. 解析条件

- ①原子炉熱出力：2%のカロリメトリック誤差を考慮
(→温度設定誤差+2.5℃)
- ②炉心燃焼状態：最大線出力が発生する炉心平衡サイクル末期
- ③ホッテストチャンネル（初期状態）
 - ・最大線出力：387W/cm
 - ・工学的安全係数（不確か分）：1.25（暫定）
 - ・被覆管肉厚中心温度：630℃
 - ・燃料中心温度：754℃
 - ・ギャップ：ナトリウムボンド
- ④崩壊熱：平衡炉心末期。

原子力学会推奨値に5%の不確か分を考慮。

⑤1次主循環ポンプ特性

- ・ポンプコーストダウン（半減時間）： $\tau_{1/2}=5\text{sec}$
- ・ポニーモータ流量：PM回転数=定格回転数の10%

2. 解析事象

[運転時の異常な過渡変化]

- ・ 外部電源喪失
- ・ 1 次主循環ポンプトリップ

[事故]

- ・ 1 次主循環ポンプ軸固着
- ・ 炉内配管破断事象

3. その他

- ・ 「1 次主循環ポンプトリップ」, 「1 次主循環ポンプ軸固着」, 「炉内配管破断」では原子炉スクラムと同時にポンプトリップ。

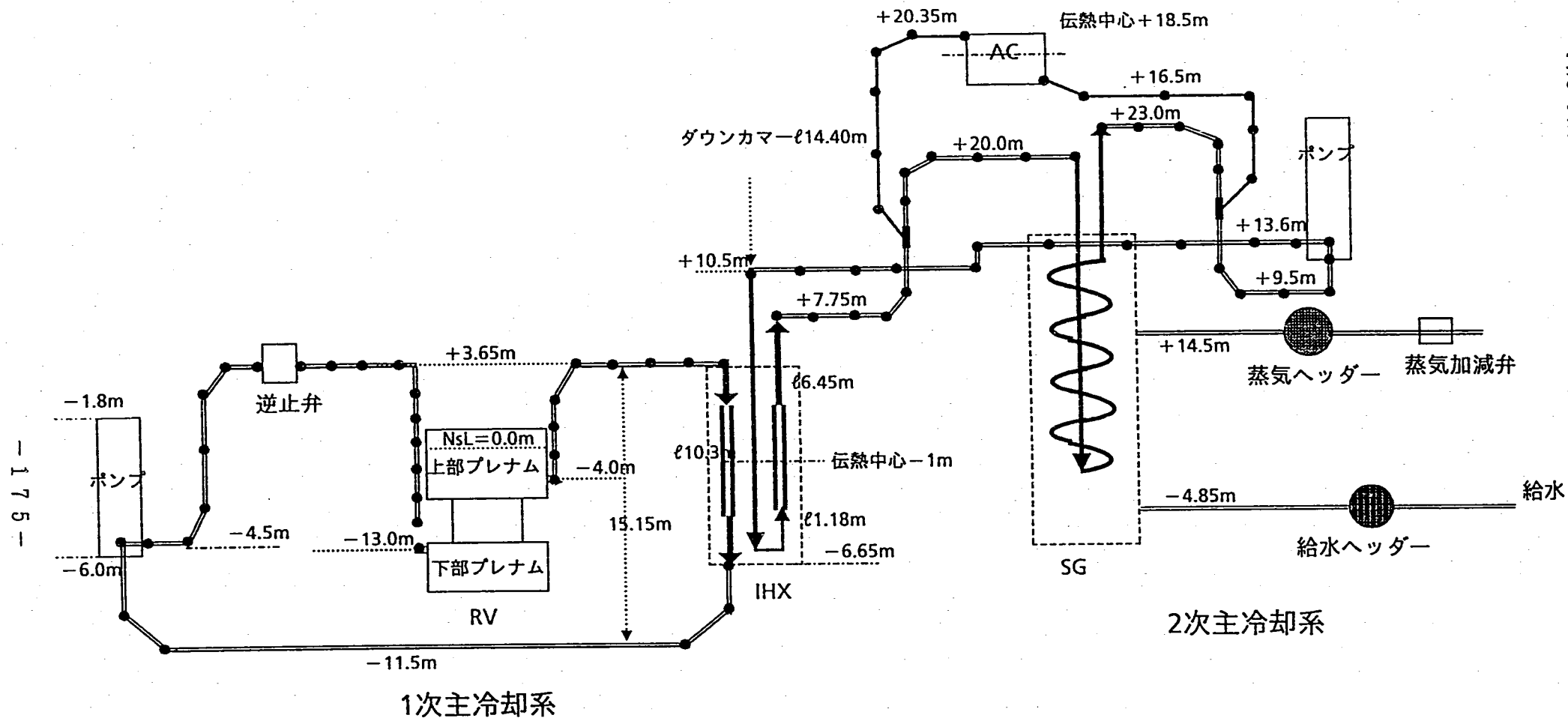


図 SSC-Lモデル図

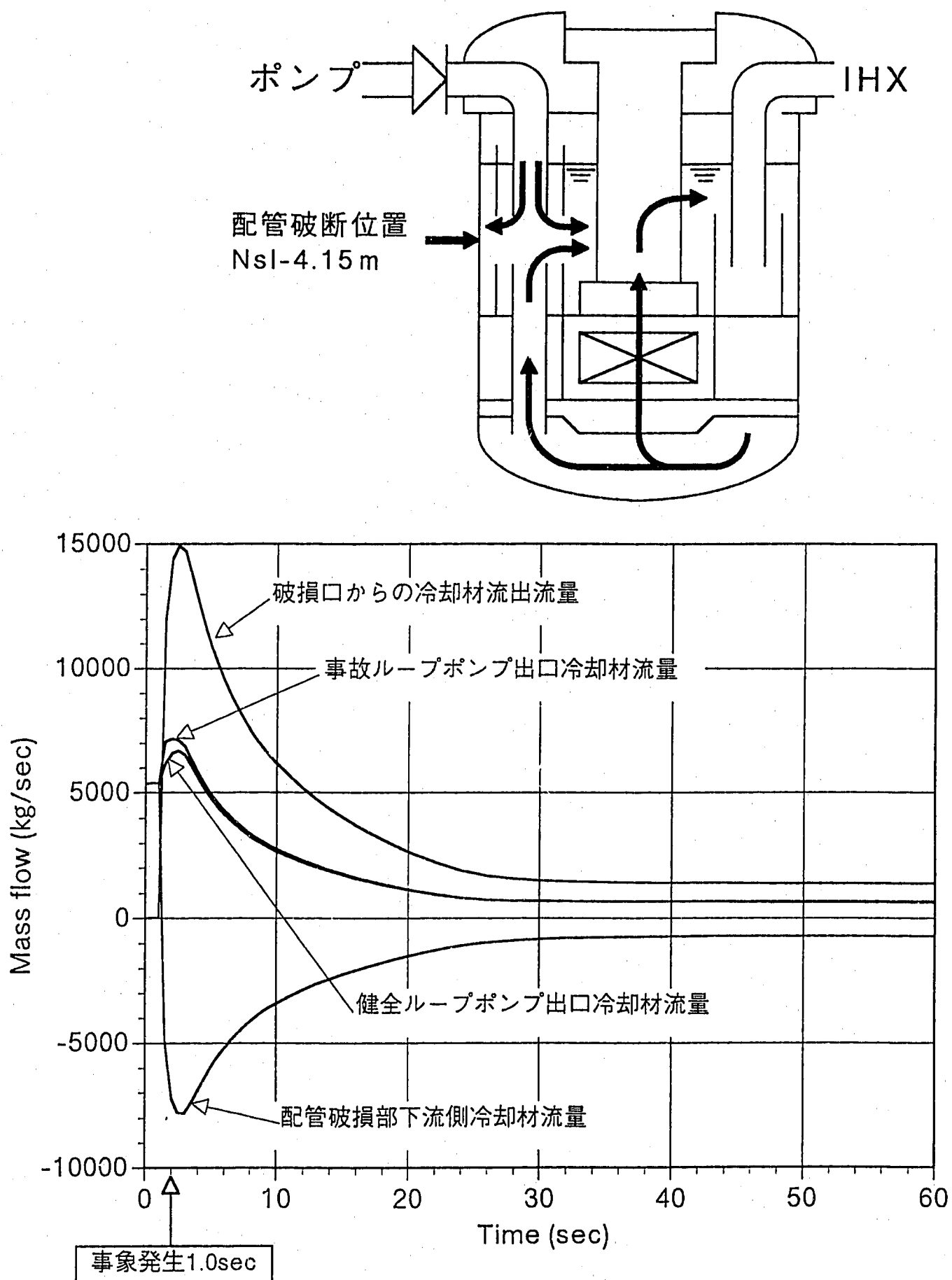


図 炉内配管破断事象における1次系冷却材流量の推移

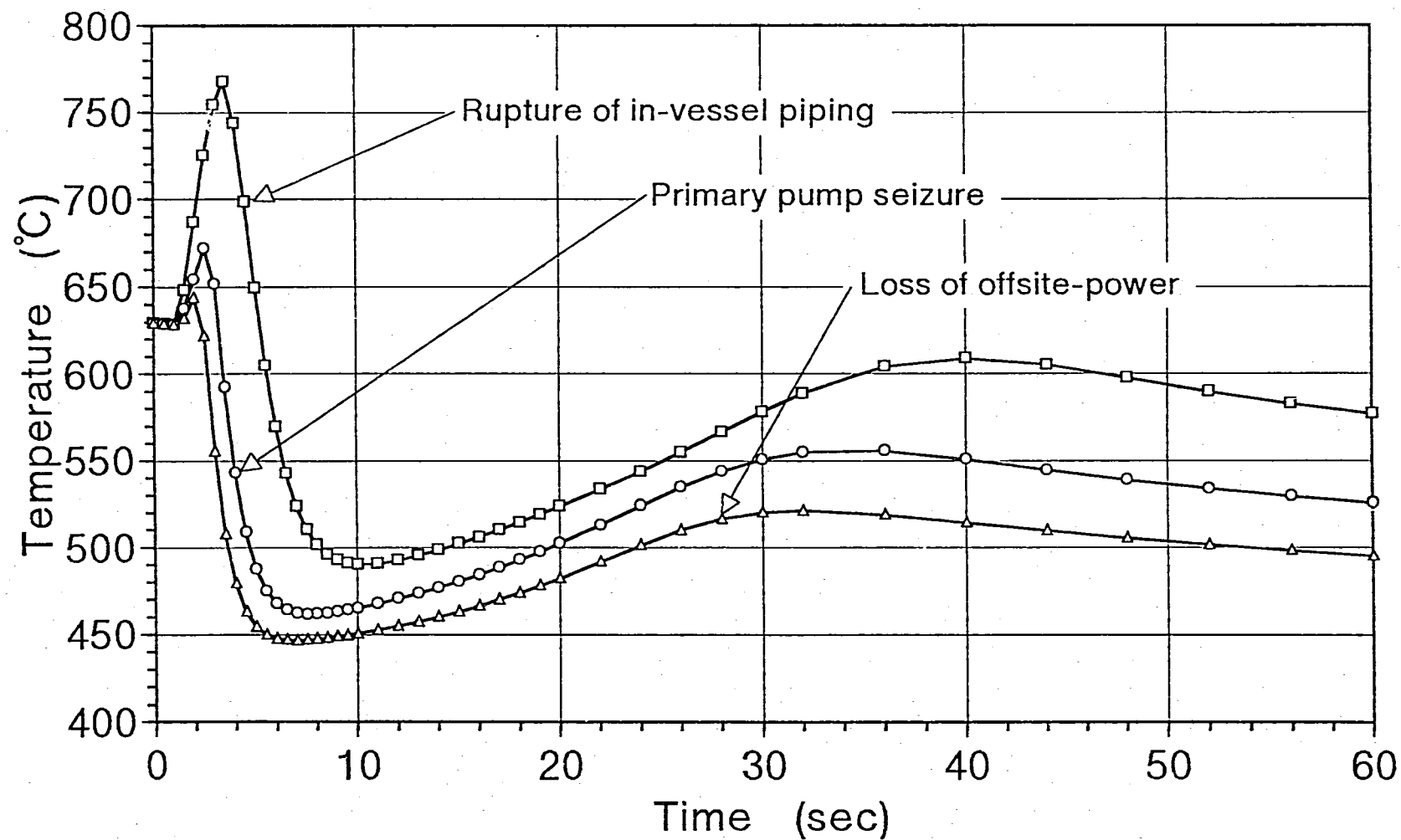


図 設計基準事象におけるホットチャンネルの被覆管肉厚中心最高温度

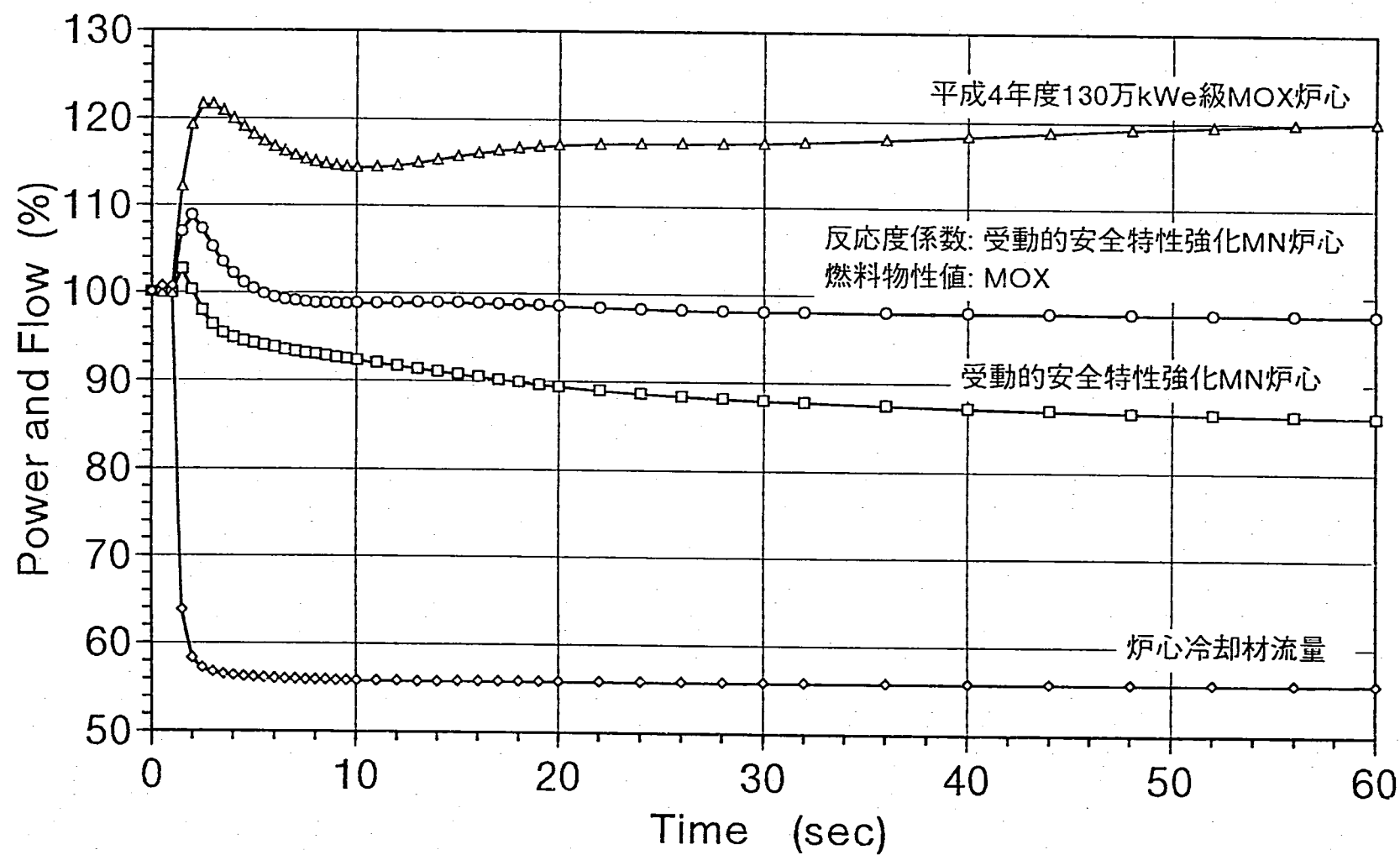


図 スクラムを無視した炉内配管破断事象の炉心出力と炉心冷却材流量

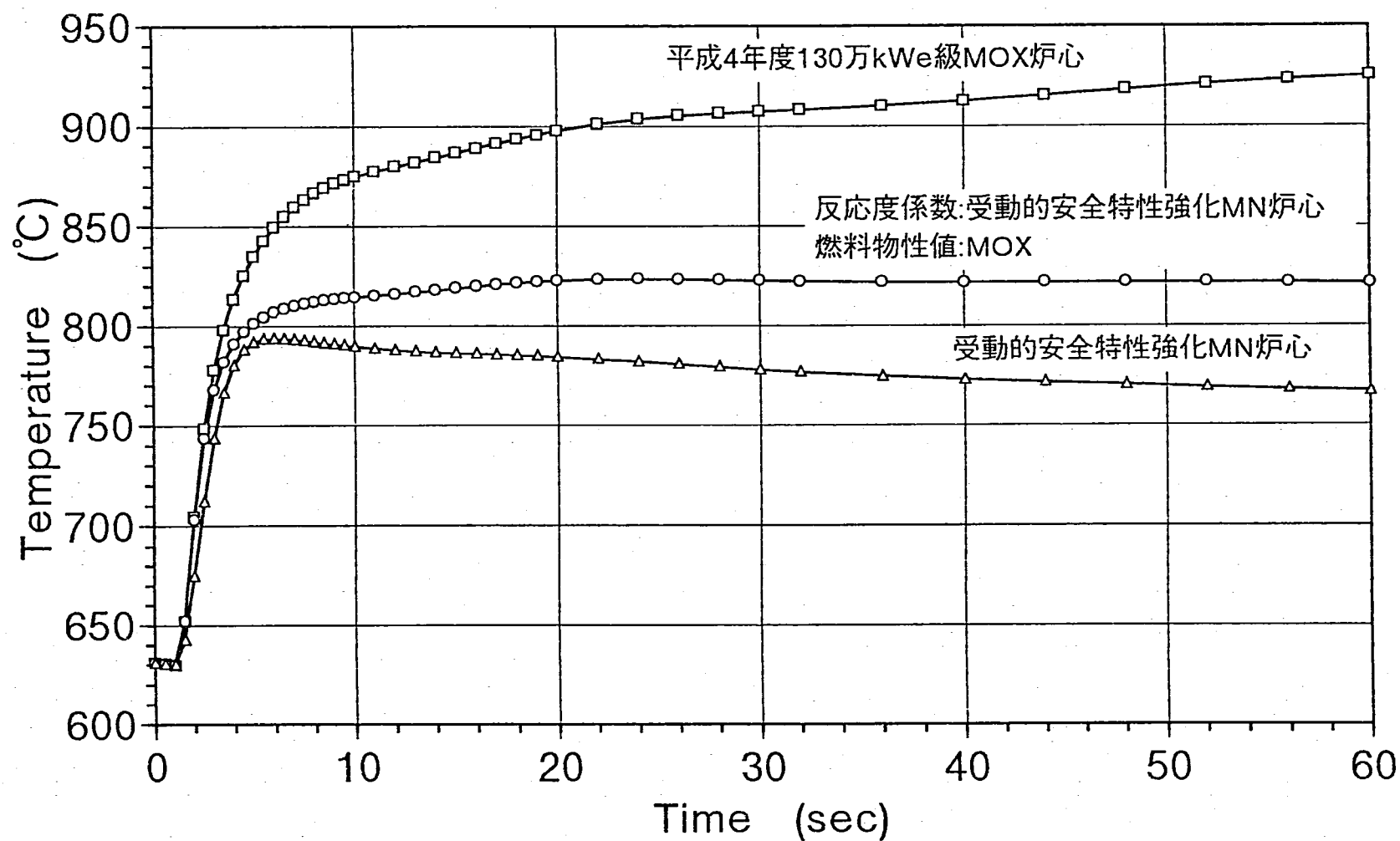


図 スクラムを無視した炉内配管破断事象における
ホットチャンネルの被覆管肉厚中心最高温度の時刻歴

事象区分

現行	原安協検討案
[運転時の異常な過渡変化] ・ 外部電源喪失+SF ・ ポンプトリップ+SF [事故] ・ 1次ポンプ軸固着事故+SF ・ 炉内配管破断事象+SF [添八] ・ 全交流電源喪失事象	[EC-1, 運転時の異常な過渡変化] ・ 外部電源喪失 ・ ポンプトリップ [EC-2, 小事故] ・ 1次ポンプ軸固着事故 [EC-3, 稀有事故] ● 1次ポンプ軸固着事故+PM1台故障 ● ポンプトリップ+FC除熱失敗*(PM複数台故障) ● 全交流電源喪失 ● 1次ポンプ軸固着+PM2台故障 ● 炉内配管破断事象+SF

*多重故障を適切に想定することにより、極めて重要度の高い安全機能(例.自然循環除熱)の設計の妥当性を確認する。

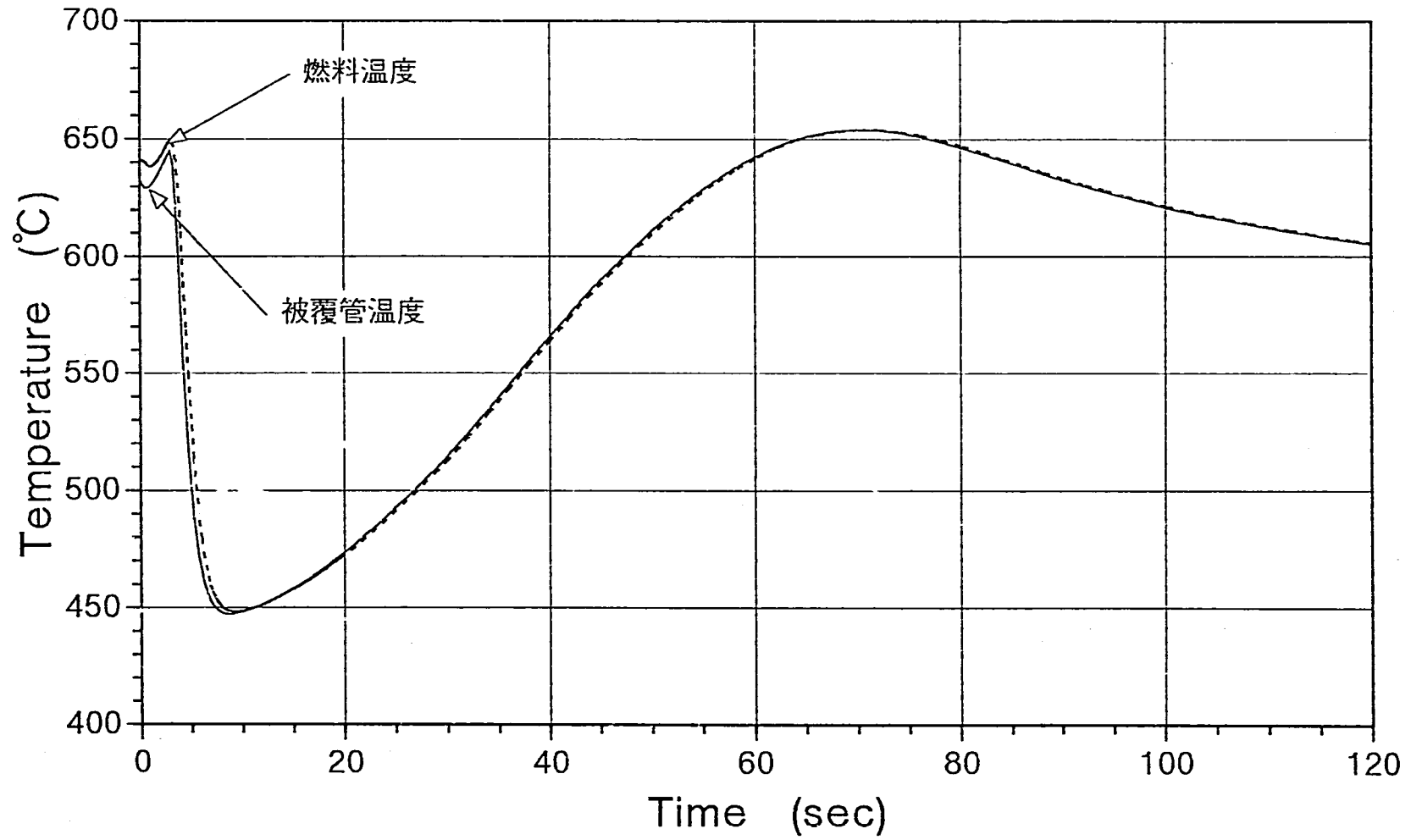


図 稀有事故(ポンプトリップ+PM3台故障)におけるホットチャンネルの被覆管肉厚中心最高温度及び同位置の燃料中心最高温度

全交流電源喪失事象

[目的]

受動的 safety 特性強化プラントの自然循環除熱能力の
評価

[手法]

- ・データセット：もんじゅデータを参考にして作成
- ・使用コード：SSC-L

[事象]

外部電源喪失等の起因事象によりスクラムされるが、
全ての非常用DGの起動に失敗し、そのまま自然循環
除熱運転に移行

[結果]

ポンプ停止後、自然循環により定格運転時の約1.8%の
炉心流量が確保され、冷却材バウンダリの最高温度は
約650℃にとどまる。なお、逆止弁の影響については、
もんじゅと同一の圧力損失流量依存性を仮定した場合、
炉心流量は約1.4%と減少するものの冷却材バウンダリ
の最高温度はほぼ同等と見られる。

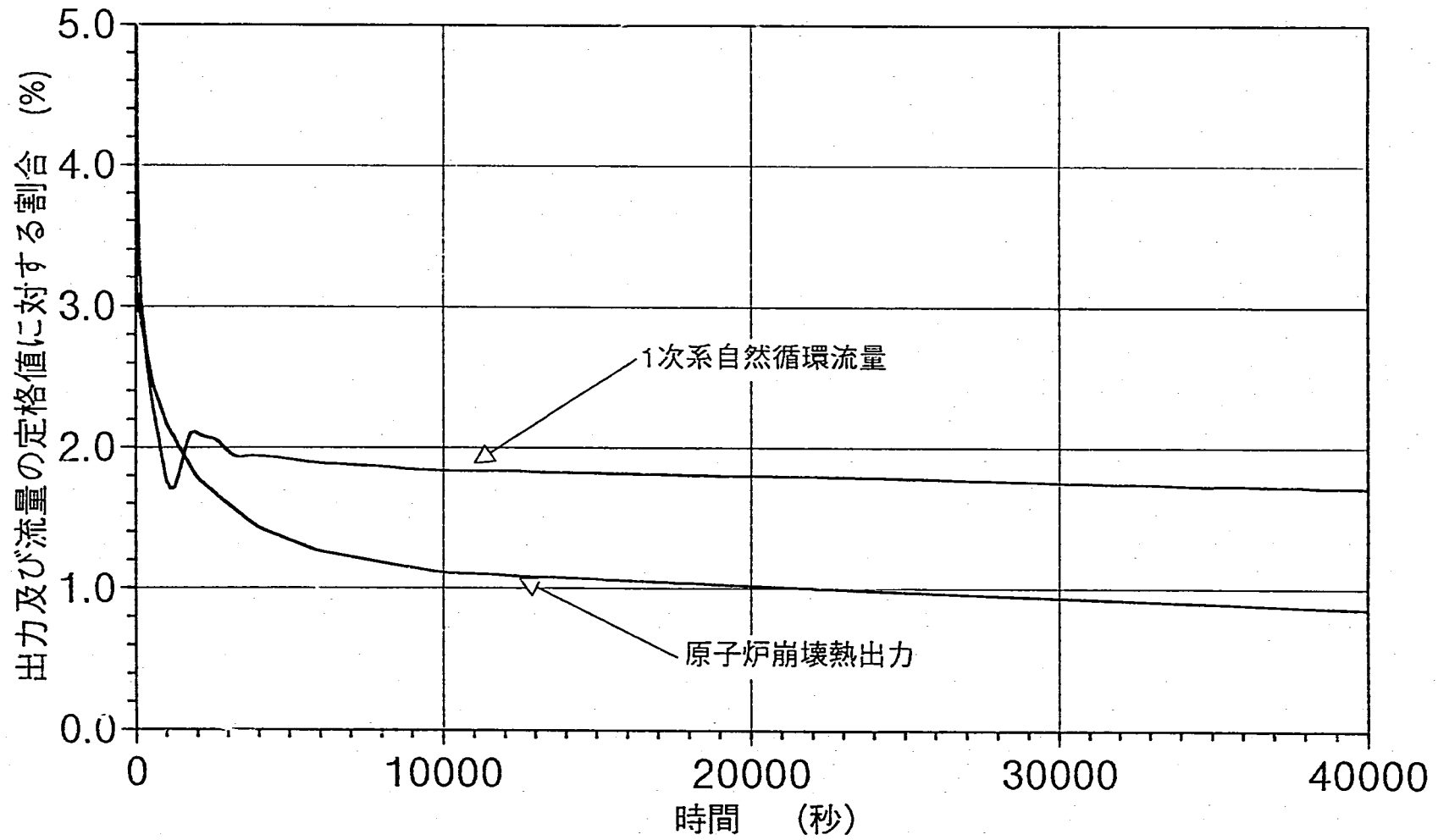


図 受動的な安全特性強化プラント(130万kW)の
自然循環特性評価結果(全交流電源喪失)

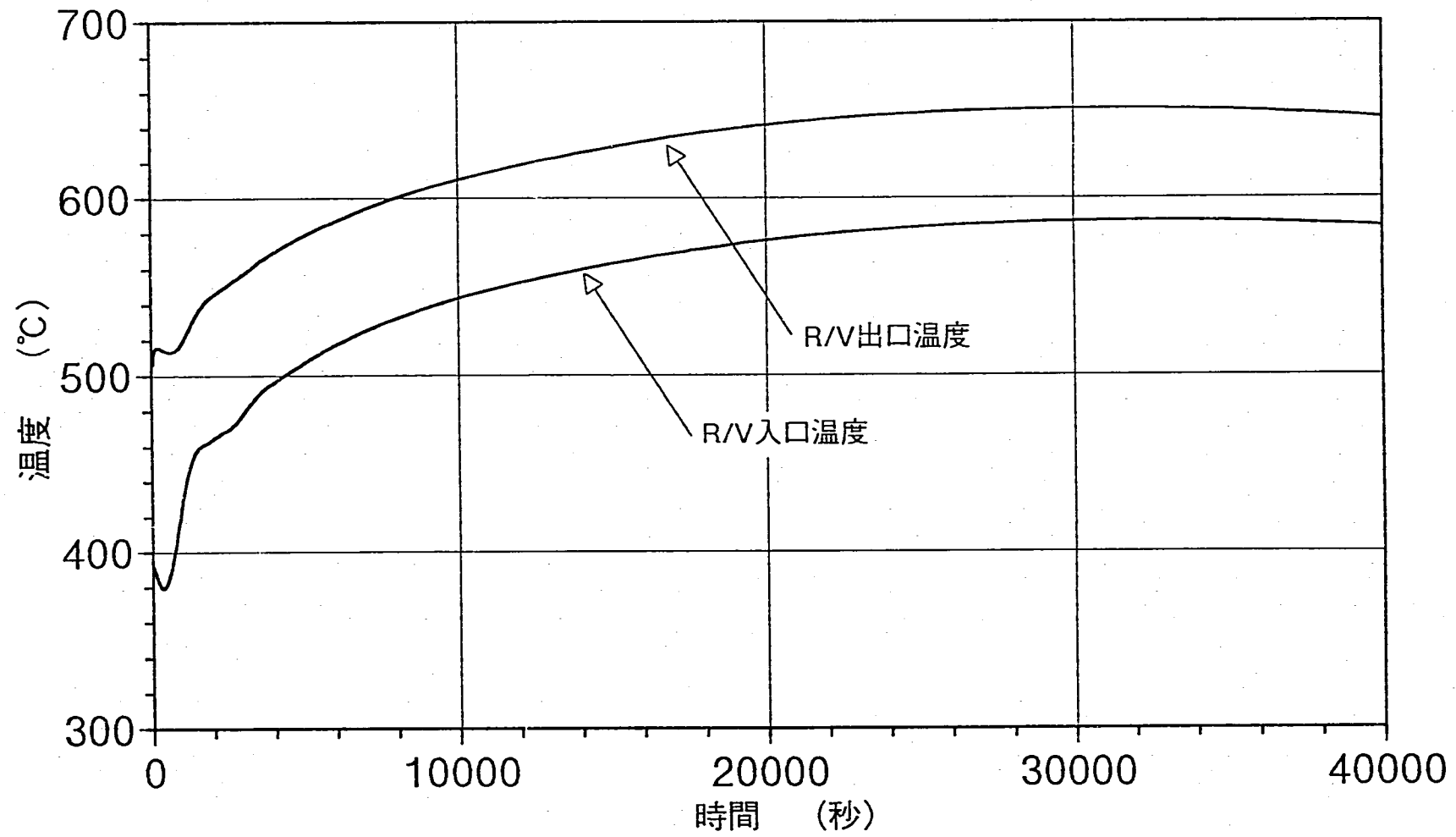


図 受動的な安全特性強化プラント(130万kW_e)の
自然循環特性評価結果(全交流電源喪失)

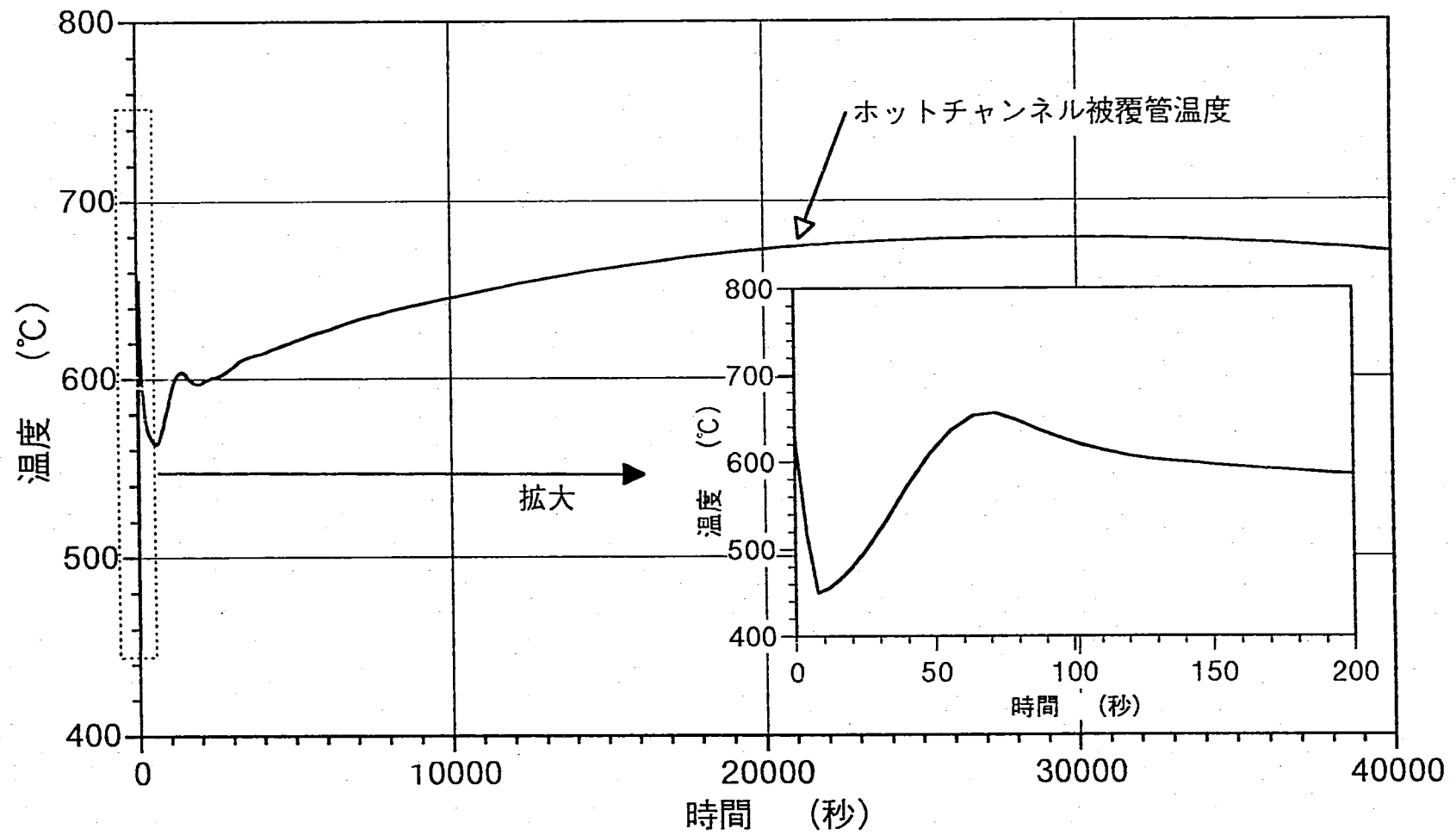


図 受動的 safety 特性強化プラント(130万kW)の
自然循環特性評価結果(全交流電源喪失)

長期空調停止事象の評価

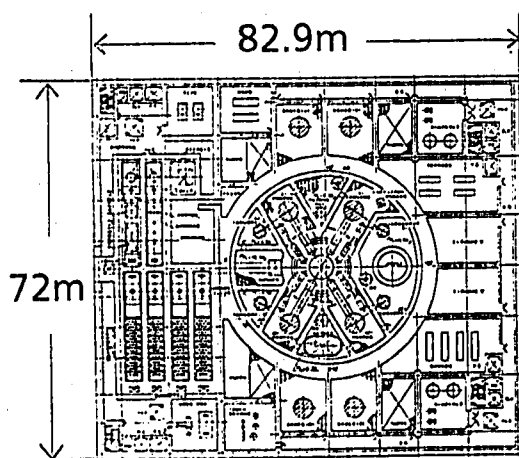
[目的]

原子炉建屋のコンパクト化が躯体の熱的特性に及ぼす影響を評価する。

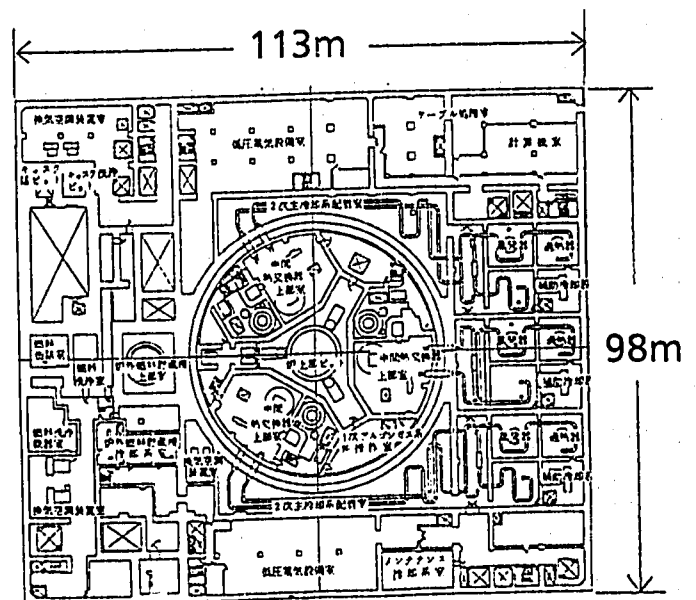
[長期的に熱負荷を与える事象]

- ① 雰囲気調節装置の故障により除熱不能になった場合のNa機器配管からの放散熱
- ② Na漏洩事故時の顕熱及び燃焼(→P安)

原子炉補助建屋の寸法



130万kWe級プラント



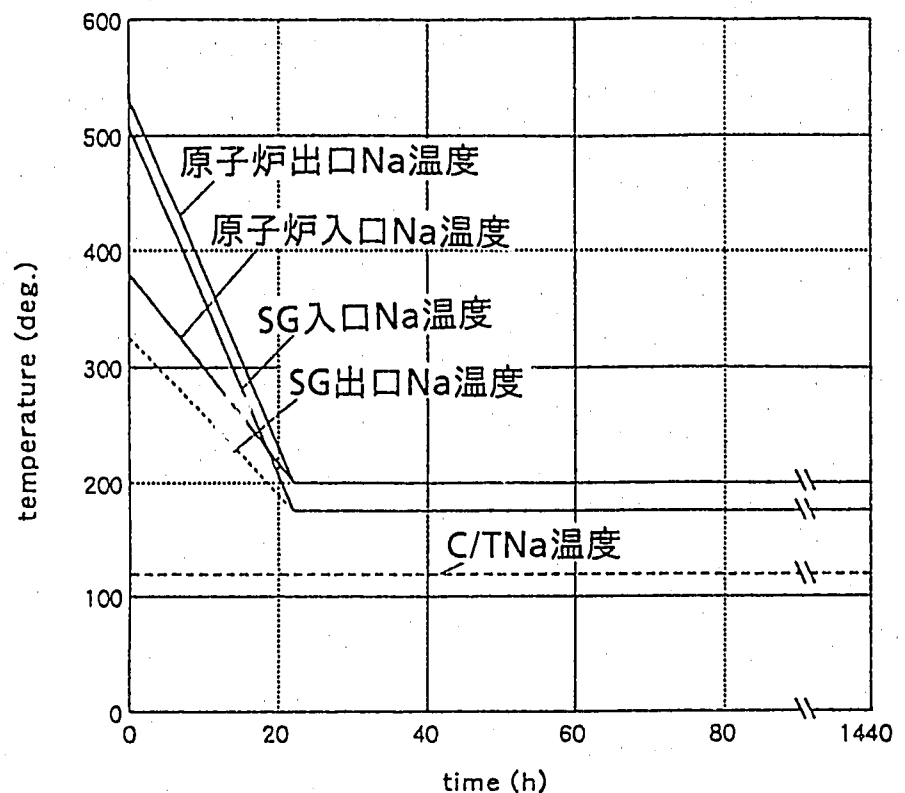
もんじゅ(28万kWe)

長期空調停止事象解析モデル

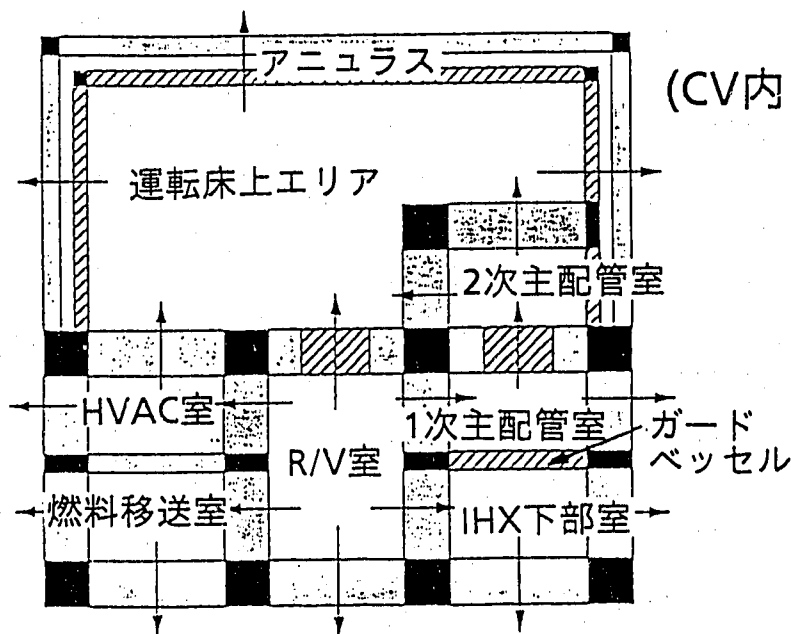
解析対象 (解析結果は1.がやや厳しいので1を報告)

○1.空調停止後直ちに原子炉計画停止(Na降温速度:小)

2.空調停止と同時に原子炉トリップ(Na降温速度:大)



解析モデル



(CV内180°分。周辺は境界条件化)

← 熱の流れ

コンクリート

鋼

断熱

表 建屋熱的特性評価のための主要な放散熱量

		130万kWe級		(参考) もんじゅに対する試評価	
		温度 (°C)	放散熱量 (kcal/h)	温度 (°C)	放散熱量 (kcal/h)
原子炉容器室	原子炉容器	530	213×10^3	529	134×10^3
	1次H/L (3ループ分)	—	—	529	21×10^3
	1次C/L (3ループ分)	—	—	397	15×10^3
1次主冷却系室	IHX (1基)	530	67×10^3	529	44×10^3
	1次ポンプ (1基)	380	22×10^3	397	16×10^3
	ポンプO/F (1基)	—	—	397	21×10^3
	1次H/L (1ループ分)	530	14×10^3	529	61×10^3
	1次X/L (1ループ分)	380	14×10^3	397	19×10^3
	1次C/L (1ループ分)	380	14×10^3	397	54×10^3
	オーバフロー系	—	—	529	97×10^3
	ドレン系	—	—	200	24×10^3
	1次Na純化系	—	13×10^3	—	—
1次オーバフロー タンク室	O/Fタンク	—	—	529	72×10^3
	関連配管等	—	—	529	154×10^3

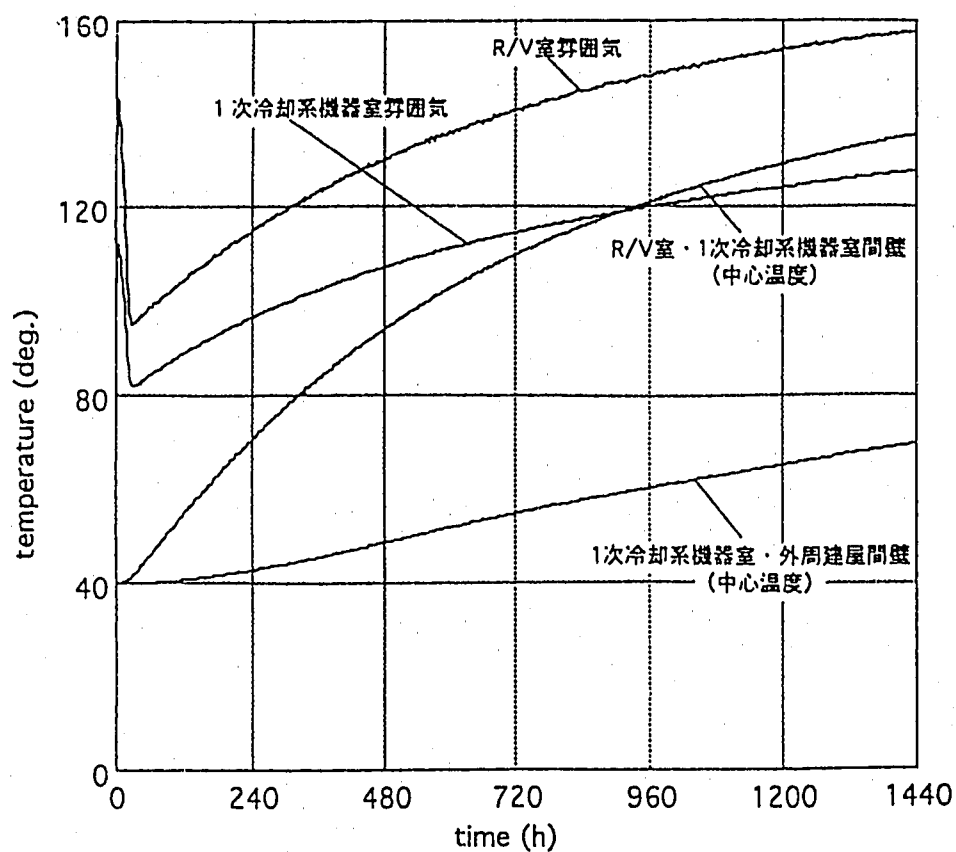


図 空調停止時の雰囲気・躯体の温度変化 (大型炉)

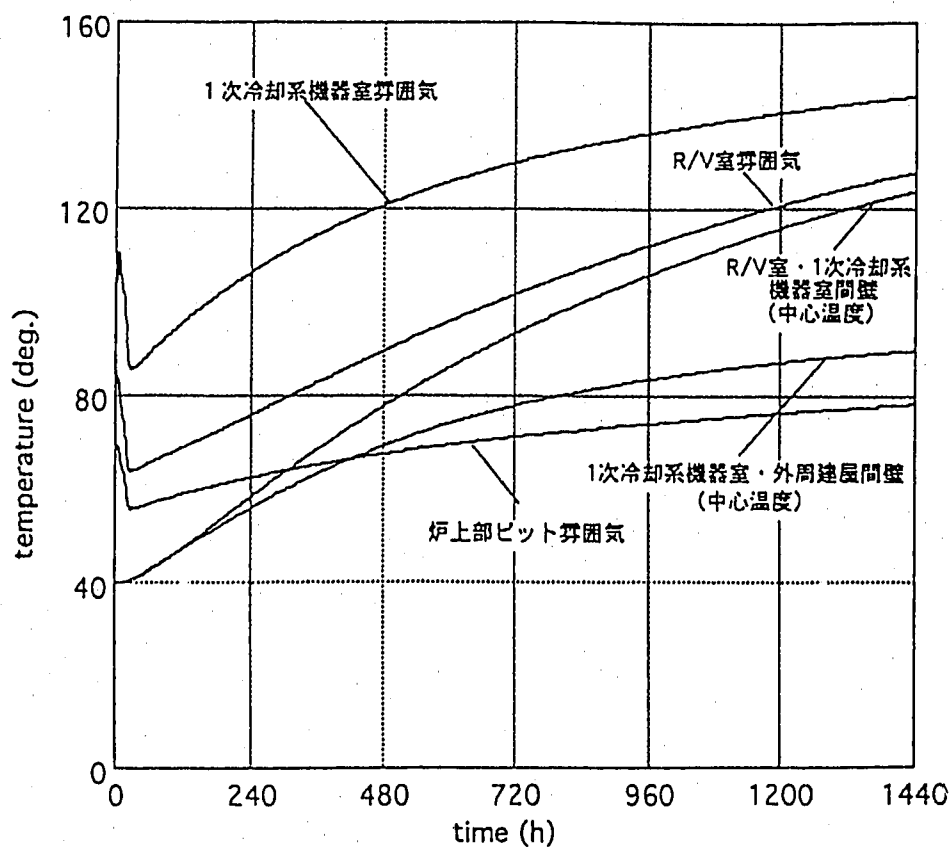


図 空調停止時の雰囲気・躯体の温度変化 (もんじゅ)

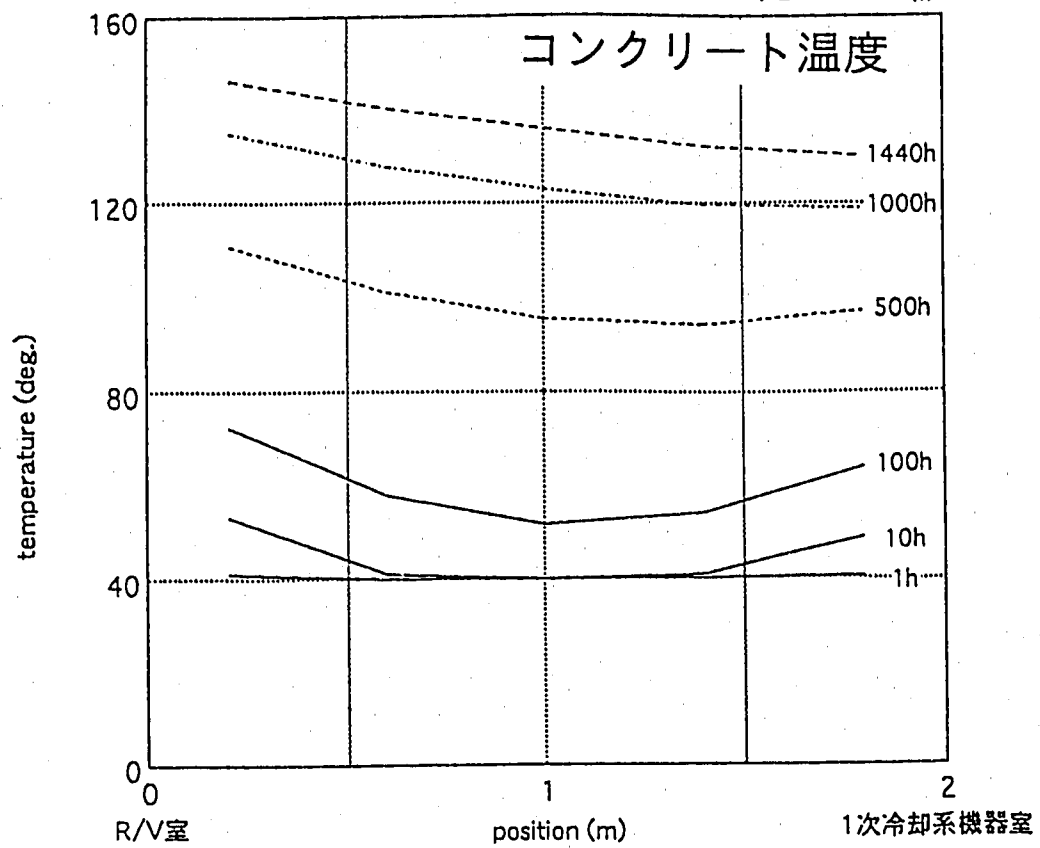


図 R/V室・1次冷却系機器室間壁内温度分布 (大型炉)

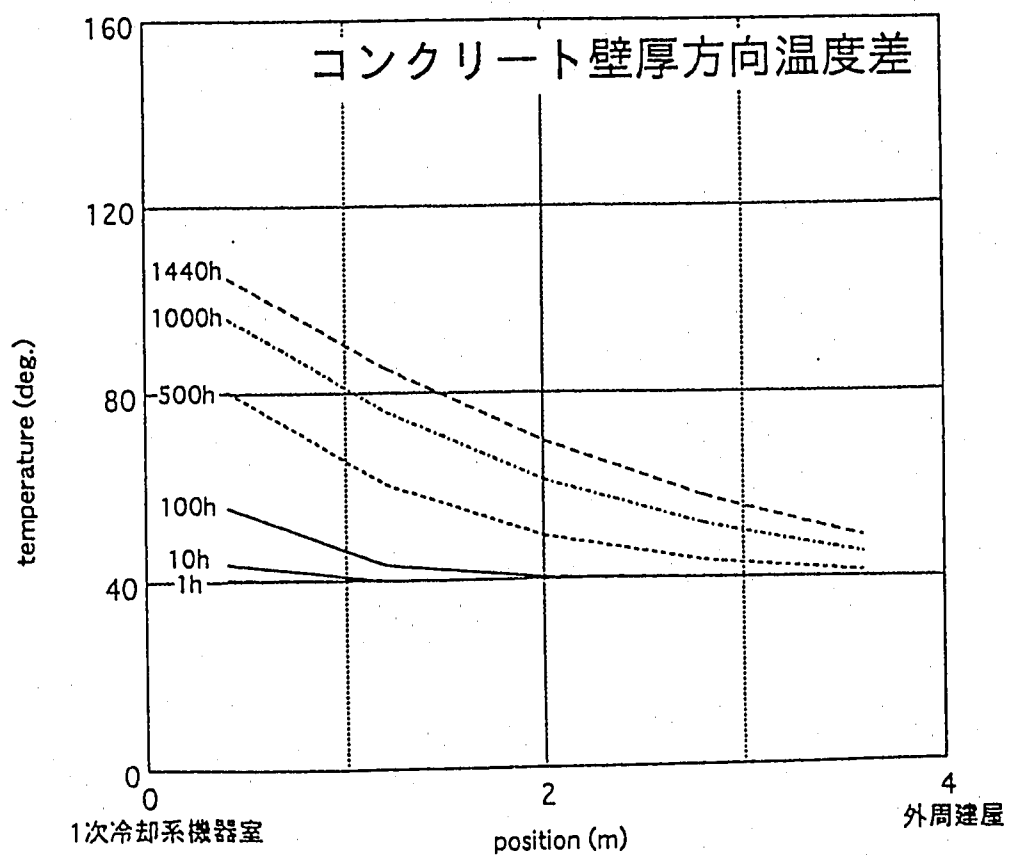


図 1次冷却系機器室・外周建屋間壁内温度分布 (大型炉)

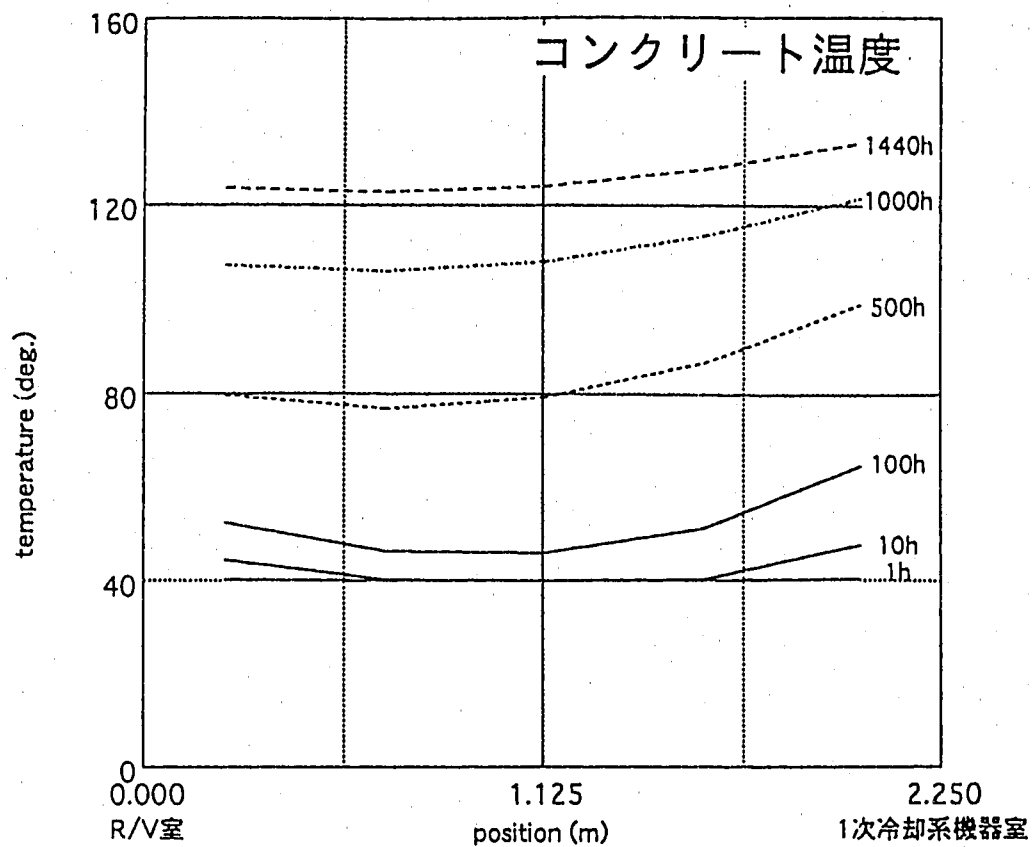


図 R/V室・1次冷却系機器室間壁内温度分布 (もんじゅ)

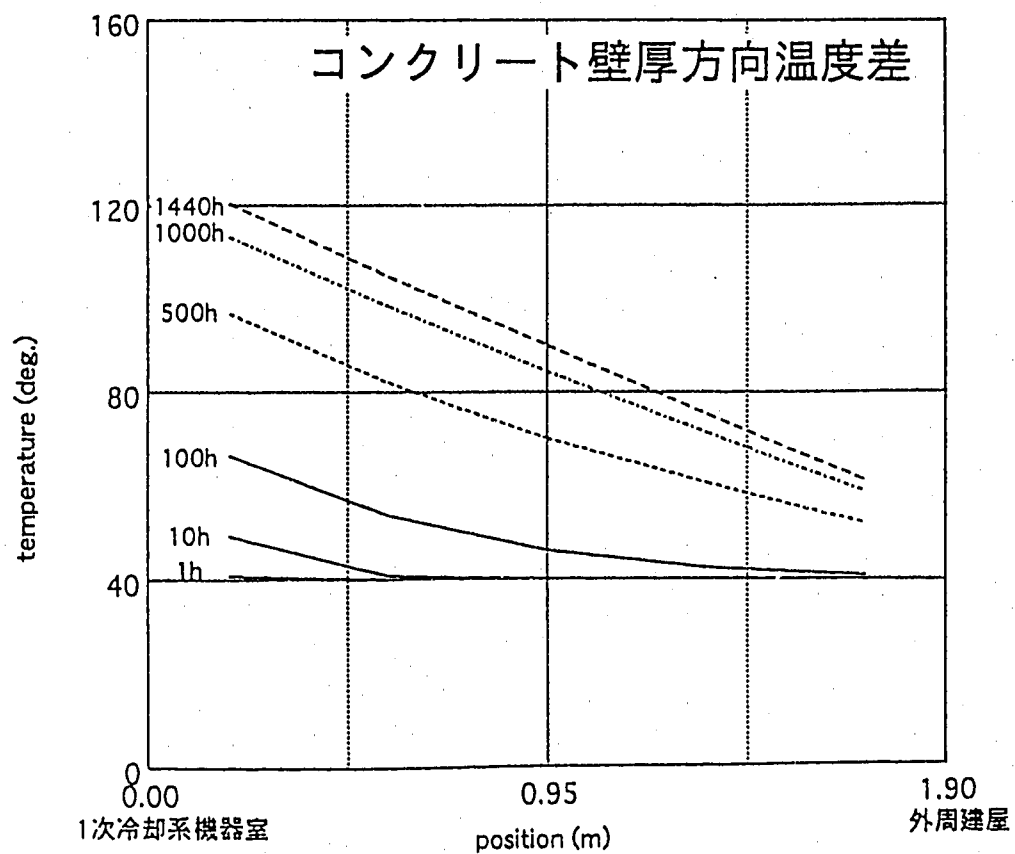


図 1次冷却系機器室・外周建屋間壁内温度分布 (もんじゅ)

原子炉建屋・熱的特性の定性的比較

No	項 目	プラントシステム及び躯体構造上の特徴と熱的特性への影響		
		130万kWeプラント	熱的特性への影響	もんじゅ
1	格納容器径	38m	●外部への伝熱面積は小。	49.5m
2	電気出力	130万kWe (32.5万kWe/ループ)		28万kWe (9.3万kWe/ループ)
3	コンパクトネス = 熱出力(MW) / CV体積(m ³)	3,200MW / 69,000m ³ =0.046MW/m ³		714MW / 117,000m ³ =0.0061MW/m ³
4	機器・配管からの 熱放散量	279×10 ³ kcal/h (Na温度200℃)	●1次Naの機器表面積が大きくなるため放散熱は大。 ●配管が少なく短いため、その部分の放散熱はもんじゅに比べ小。	545×10 ³ kcal/h (Na温度200℃)
5	コンクリート体積	●ほとんどの壁は構造部材であるため、厚さは約1mのことが多い。 ●格納容器径は小。	●壁厚が小さいため全体的にコンクリート量が少なく、格納容器径が小さいため、発熱源に挟まれた壁のコンクリート量が特に小さくなっている。 →熱容量が小さいため、温度上昇率を押し上げる。	●遮蔽要求の厳しい壁が多く、その分、壁厚が大。 ●格納容器径が大。

No	項 目	プラントシステム及び躯体構造上の特徴と熱的特性への影響		
		130万kWeプラント	熱的特性への影響	(参考)もんじゅ
6	発熱の無い部屋の設置位置	●1次Na機器室に隣接して、HVAC室、バルブ操作室を配置。特に、HVAC室は、1次Na機器室とCVとの間に位置する。	●空気雰囲気での伝熱は対流が期待できるため伝熱特性を悪化させることにはならない。 ●壁の両側の部屋で雰囲気温度上昇に差が生じるが、壁厚は比較的薄いので壁厚方向の温度差は付きにくい。	●1次Na機器室とCVの間に三日月空調室を配置。 ●コンクリート遮蔽壁で両者を隔離している。
7	運転床構造	●遮蔽プラグ据付け面の上部に床を設置せず。	●遮蔽プラグ据付け面上部に放散した熱が、格納容器上部の大空間での自然循環で除熱されやすい。 →温度上昇を緩和。	●遮蔽プラグ据付け面の上部に、1.5mの床を設置。
8	底部コンクリート厚	●RV室床から基礎版底部までのコンクリート厚さが7.5m。	●もんじゅに比べ、薄い。 →地下水への伝熱性能は、もんじゅに比べ大だが、絶対値は小さい。	●RV室床から基礎版底部までのコンクリート厚さが10.5m。
9	格納容器構造(CV)	●鋼製一体型。運転床レベル以下はコンクリート埋め込み。	●CV上部は外部遮蔽壁を介して26°Cの外気と接する状況は、もんじゅと同様。 ●CV下部で外周建屋との間にガス層が無い。	●鋼製自立型。底部を除いて、CV外周にアニユラスが設置されている。

長期空調停止事象の評価結果

- ① コンクリート温度上昇が最も厳しい原子炉容器室と1次冷却系室間壁では2ヶ月後に約140°Cに達した。温度差が最も厳しい1次冷却系室と外周建屋間壁では2ヶ月後に約70°Cとなった。
- ② 上記のコンクリート温度上昇及び温度差は、もんじゅに対して同一モデルで行った試解析結果とほぼ同等であった。これは、大型炉では建屋コンパクト化により躯体コンクリート体積及び放散面積が比熱出力にして大幅に減少している一方、オーバフロー系削除等機器設備合理化により放散熱量も減少していることによる相殺効果と考えられる。
- ③ 本想定事象では、躯体コンクリート温度が10日後に65°C(告示452号:コンクリート温度制限値)を超えるため、このような空調停止事象に起因する躯体温度上昇の影響緩和対策、例えばC/V内雰囲気調節系の強化(電源の非常用系接続、耐震C(S₂)化等)あるいは躯体の鉄骨構造化、が必要である。

まとめ

1.設計基準事象の検討

- ① 典型的な冷却材流量低下型事象の解析を行い、十分な燃料健全性を確認した。
- ② 希有事故の一例について解析し、安全評価上の見通しを得た。今後、更なる検討例の蓄積が必要と考える。
- ③ 全交流電源喪失事象の解析を行い、十分な自然循環除熱能力を確認した。

2.長期空調停止事象の評価

- 建屋コンパクト化にも拘わらず設備合理化に起因する放散熱減少によって躯体の熱的応答が緩和がされている。
- C/V内雰囲気調節系の強化等の躯体温度上昇緩和策が必要である。

一次冷却材漏洩時の熱影響評価

平成6年6月

大洗工学センター

安全工学部 プラント安全工学室

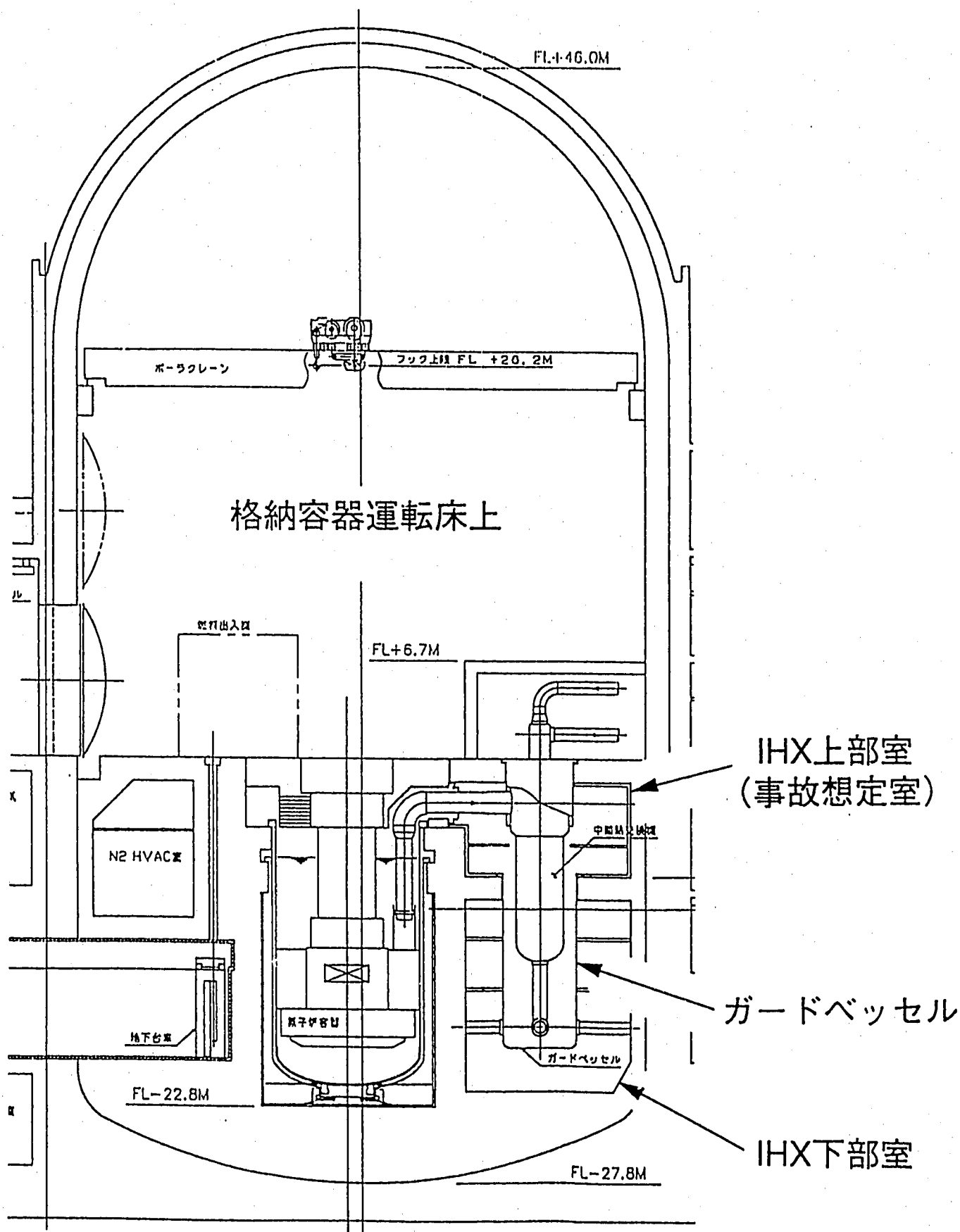
内山 尚基

目 的

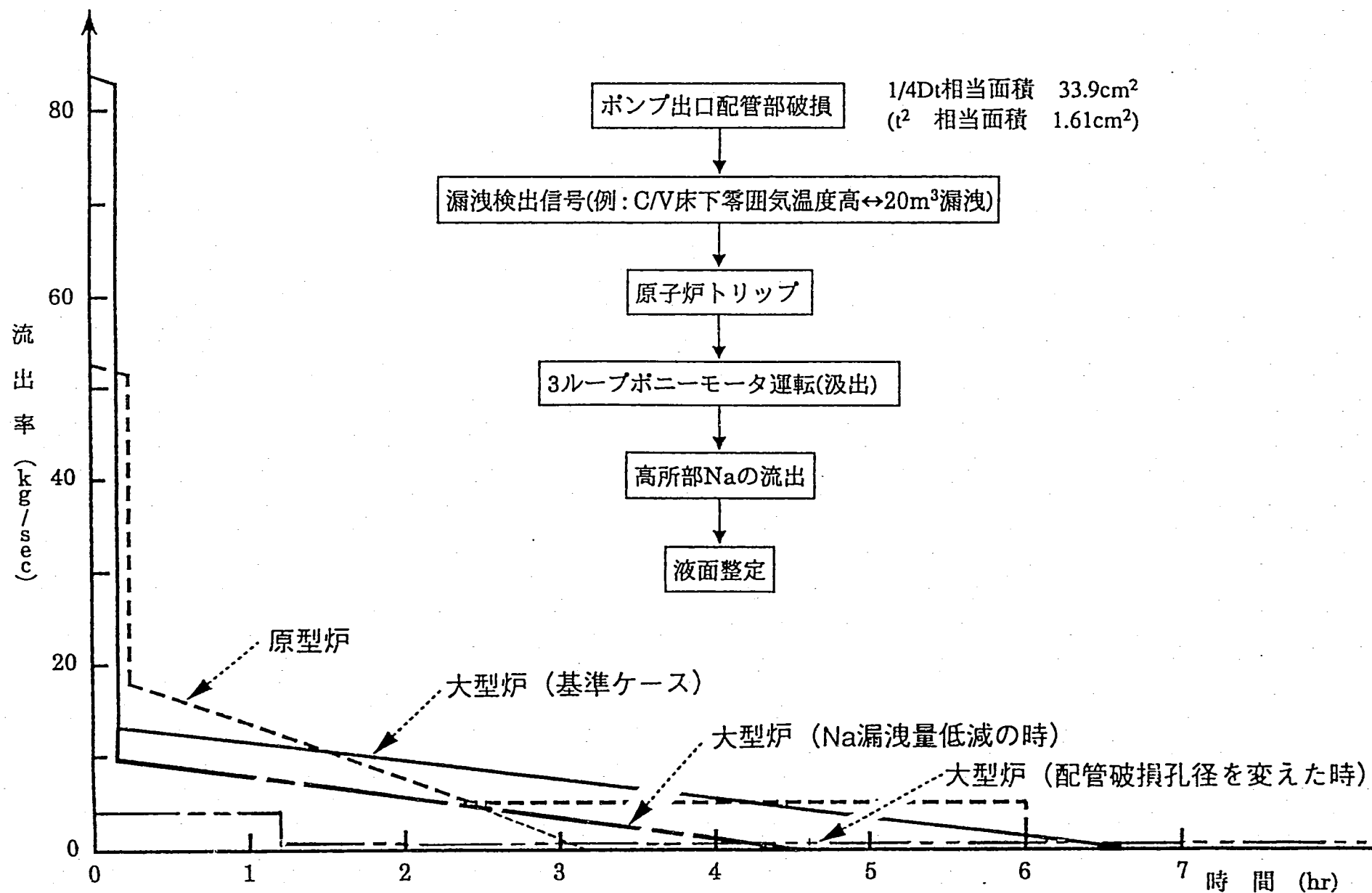
大型炉原子炉建屋構造物の熱的耐性を評価するため、長期的高温継続事象の一つである 1 次系冷却材漏洩事故時のナトリウム燃焼について解析を行い、その結果に基づき大型炉設計への提言を行うことを目的とする。

報告内容

- ・ 想定事象、判断基準
- ・ 解析条件
- ・ 基準ケースの解析結果
- ・ 条件変更ケースの解析結果
 - ・ ナトリウム漏洩量を低減させた場合
 - ・ 配管破損孔径を変えた場合
 - ・ IHX下部室空調を生かした場合
- ・ まとめと設計への提言
- ・ 今後の課題



大型炉原子炉建屋構造図



1次冷却材漏洩事故時のナトリウム流出率

判断基準

—現在設定している目安値—

原子炉格納容器圧力	0.5 kg/cm ²
1 次系諸室圧力	1.0 kg/cm ²
ライナ温度	530 °C
ガードベッセル温度	530 °C
コンクリート温度	175 °C

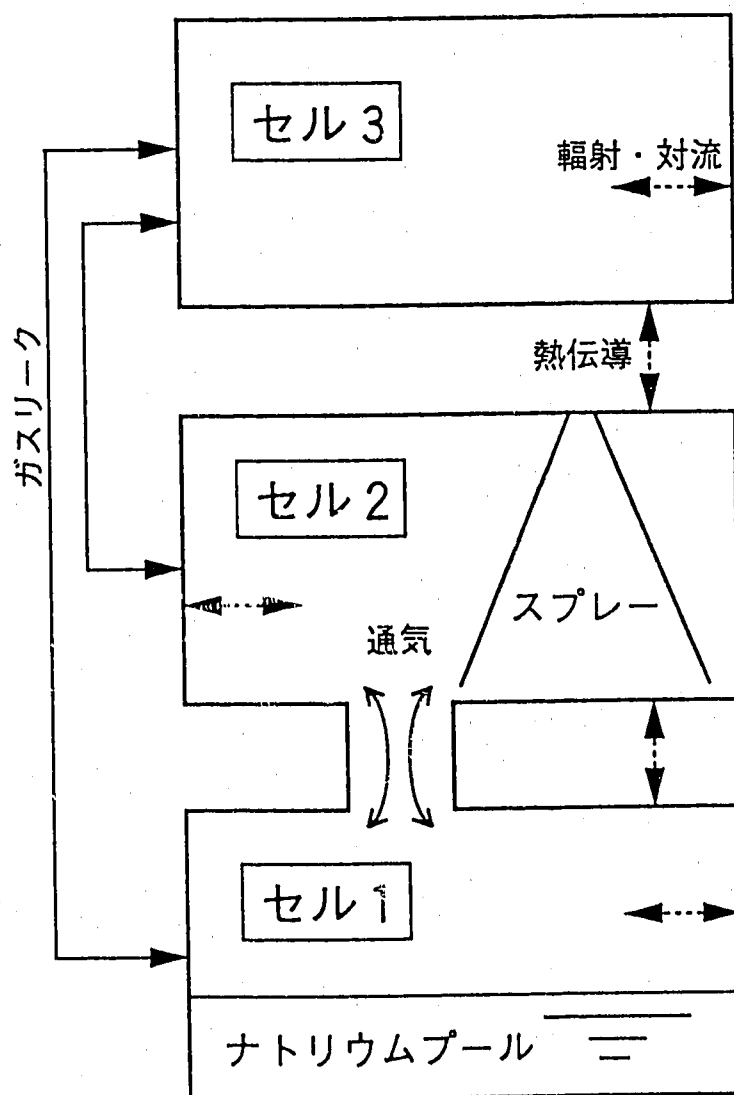
ASSCOPSコード概要

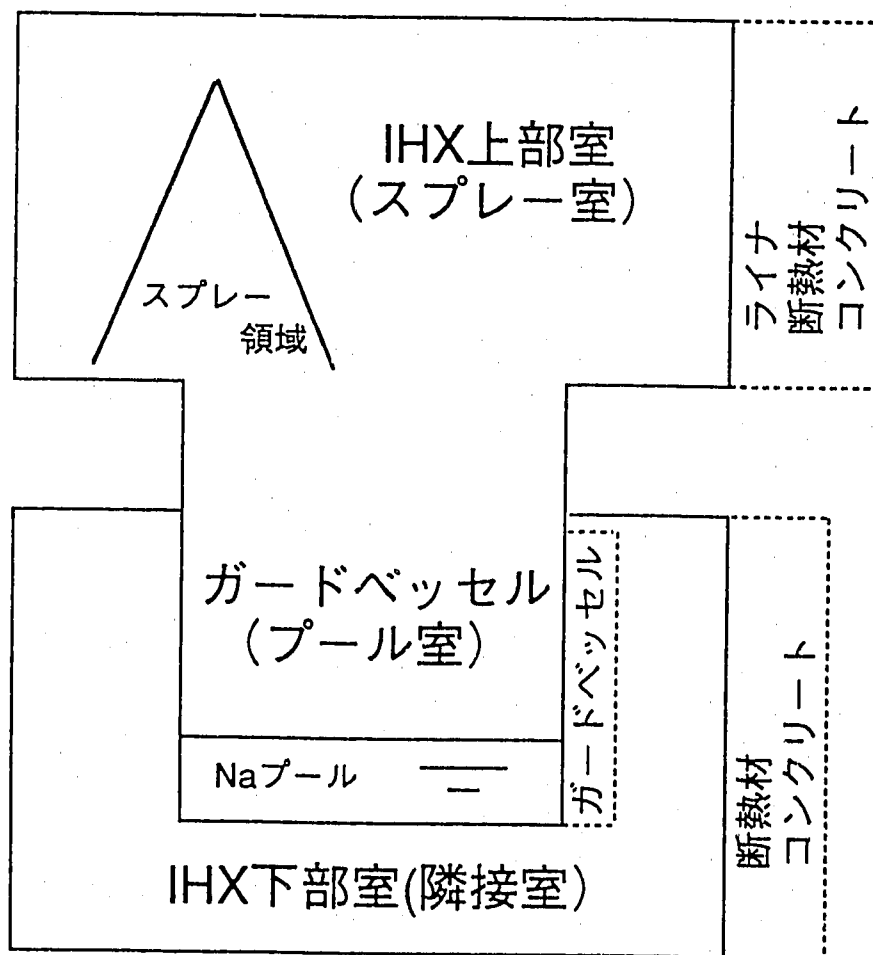
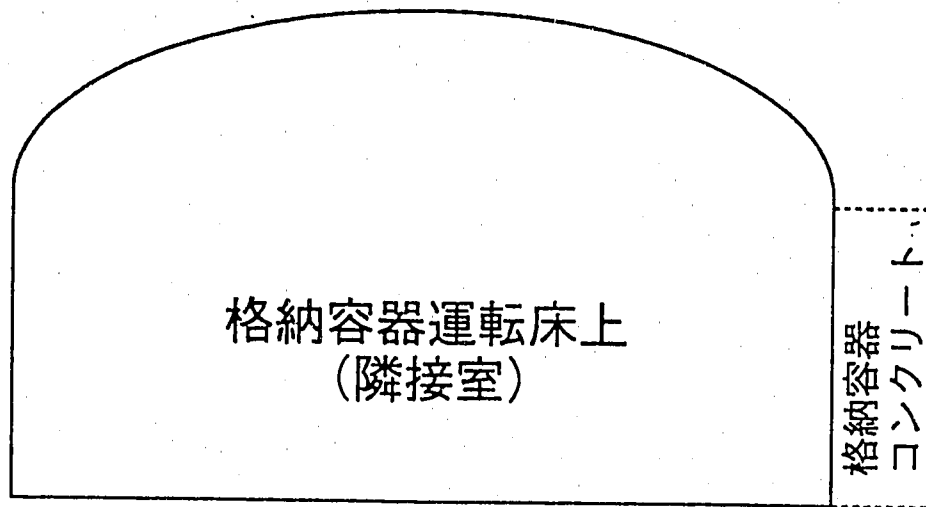
SPRAY-2
(スプレー燃焼解析)

SOFIRE-MII
(プール燃焼解析)

ASSCOPS

同時に一つの体系で
進行している現象を
解析するコード





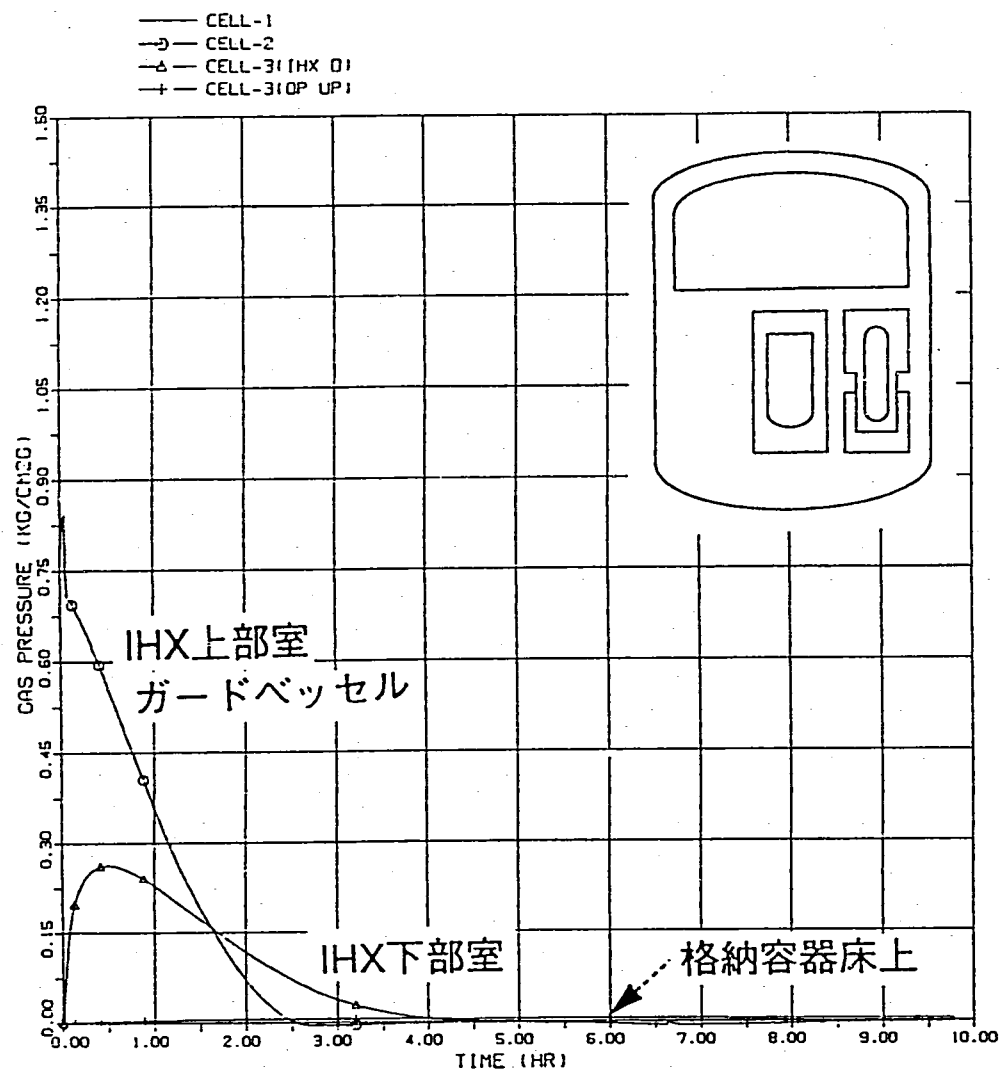
解析体系

解析条件（基準ケース）

ー大型炉と原型炉の比較ー

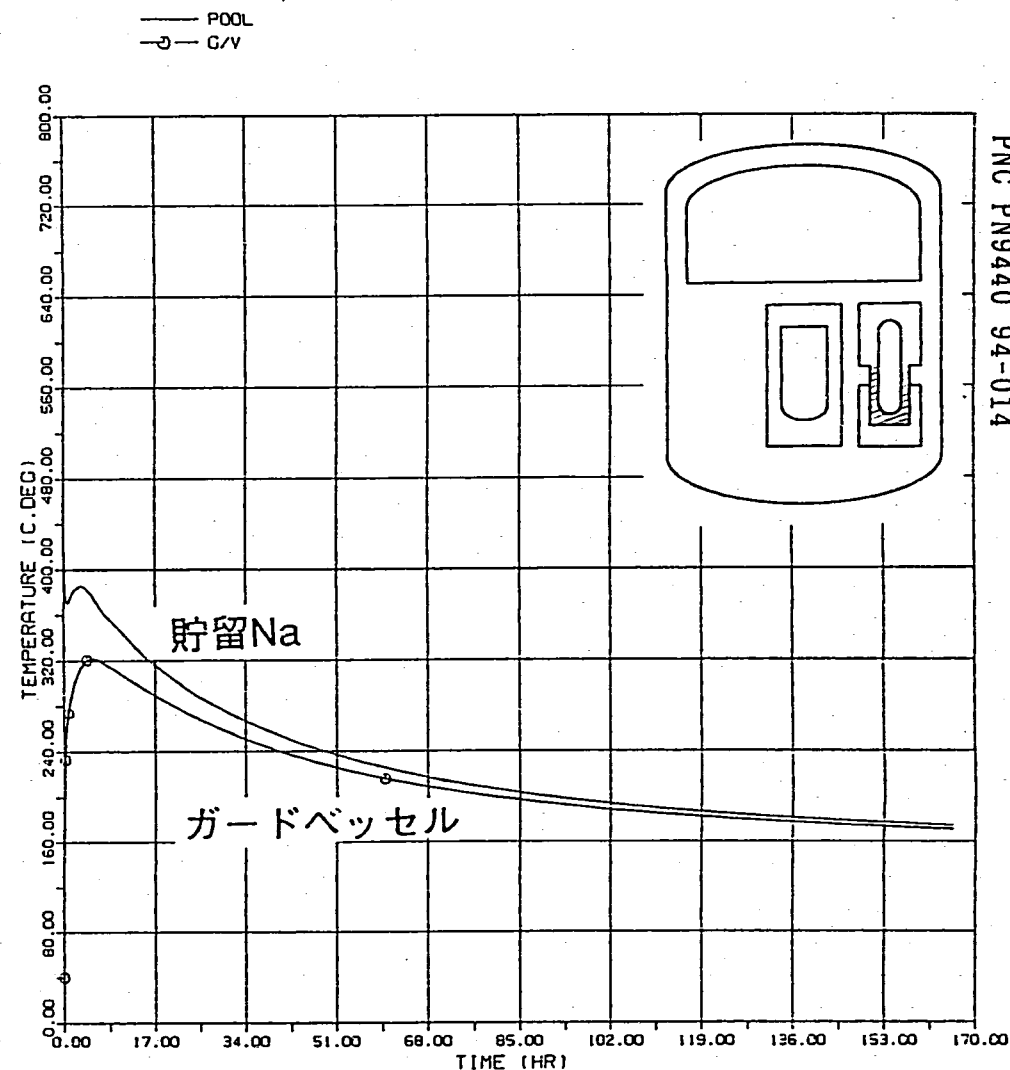
		大型炉	原型炉
N a 漏洩量		225 m ³	210 m ³
容 積	プール室	246 m ³	1450 m ³
	スプレー室	441 m ³	2539 m ³
	隣接室	45080 m ³	68500 m ³
壁 面 積	プール室	324 m ²	937 m ²
	スプレー室	394 m ²	876 m ²
	隣接室	6610 m ²	8700 m ²
*1 機 器 か ら の 放 熱	プール室	63900 kcal/h	——
	スプレー室	55500 kcal/h	173000 kcal/h

*1: 大型炉ではNa漏洩時及びNa漏洩後に考慮（約800h・雰囲気温度による補正有り）
 原型炉ではNa漏洩時のみ考慮（約6h・雰囲気温度による補正なし）



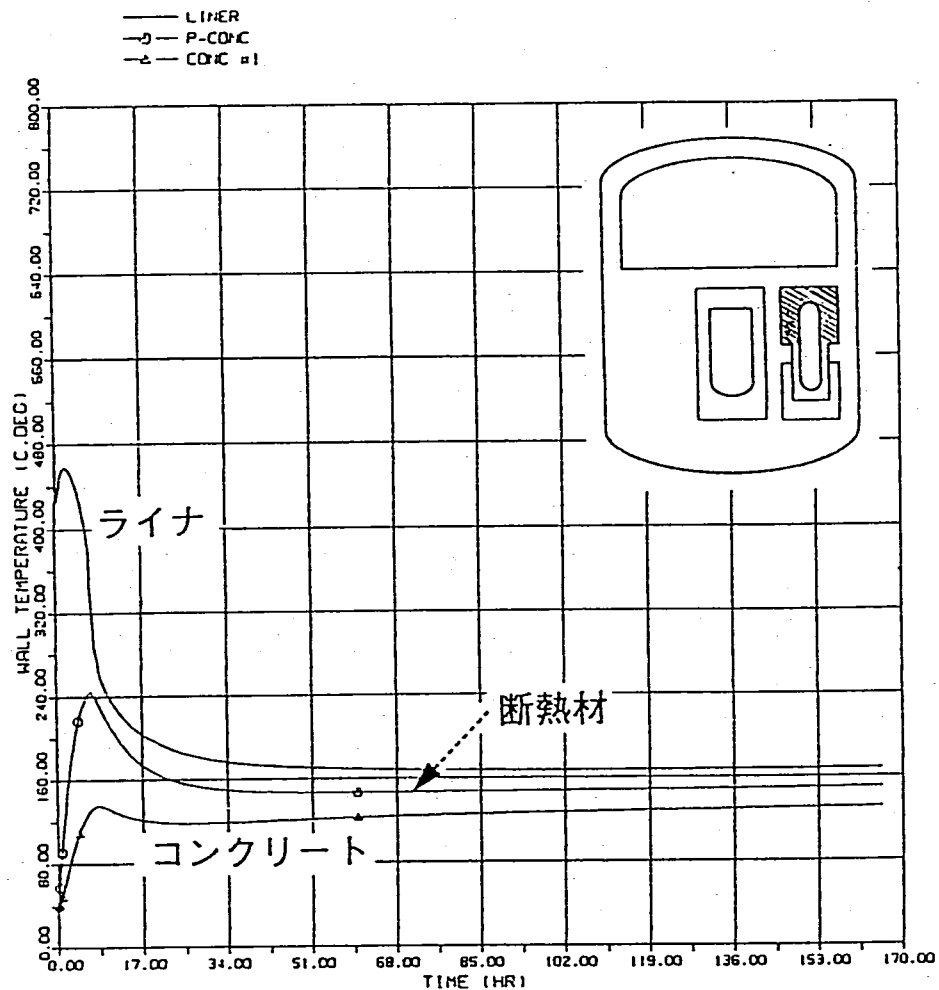
GAS PRESSURE ED1-2

各室のガス圧力 (基準ケース)



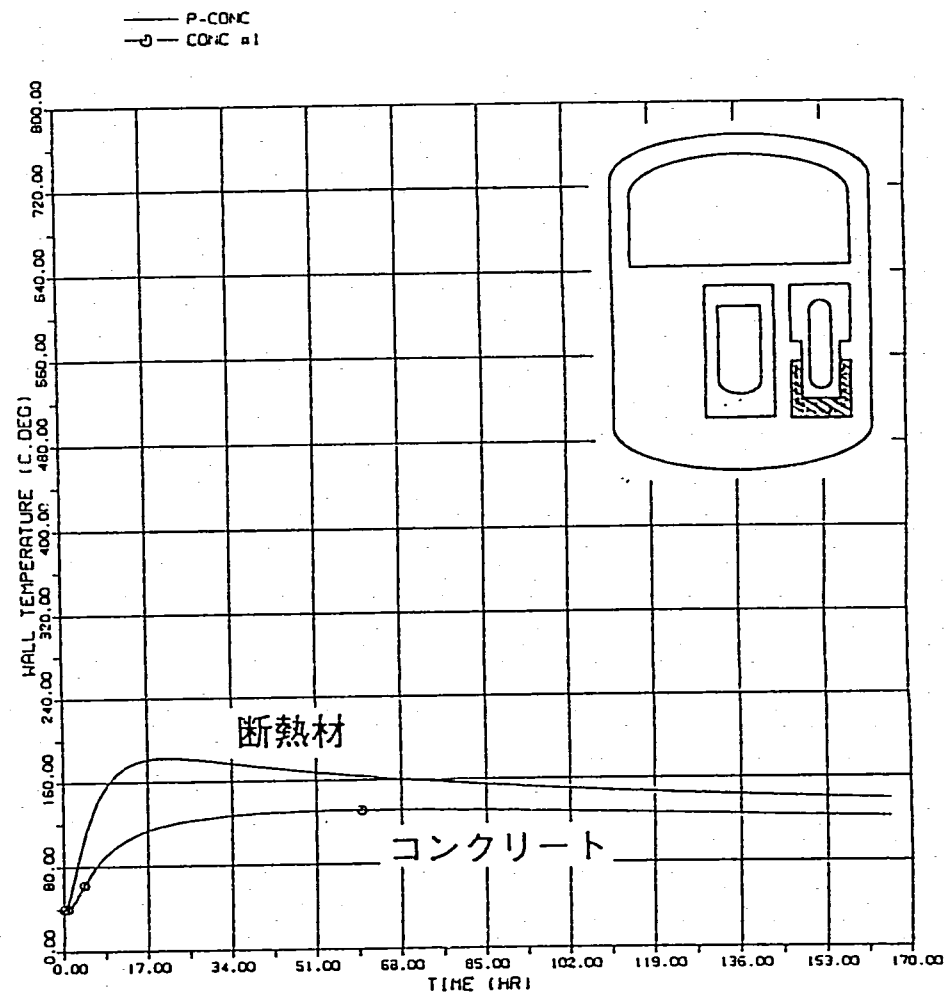
WALL TEMPERATURE CELL-1 FLOOR DY1-2

ガードベッセル及び貯留Na温度 (基準ケース)



WALL TEMPERATURE CELL-2 FLOOR DY1-2

IHX上部室構造物温度 (基準ケース)



WALL TEMPERATURE CELL-3 WALL (E) DY1-2

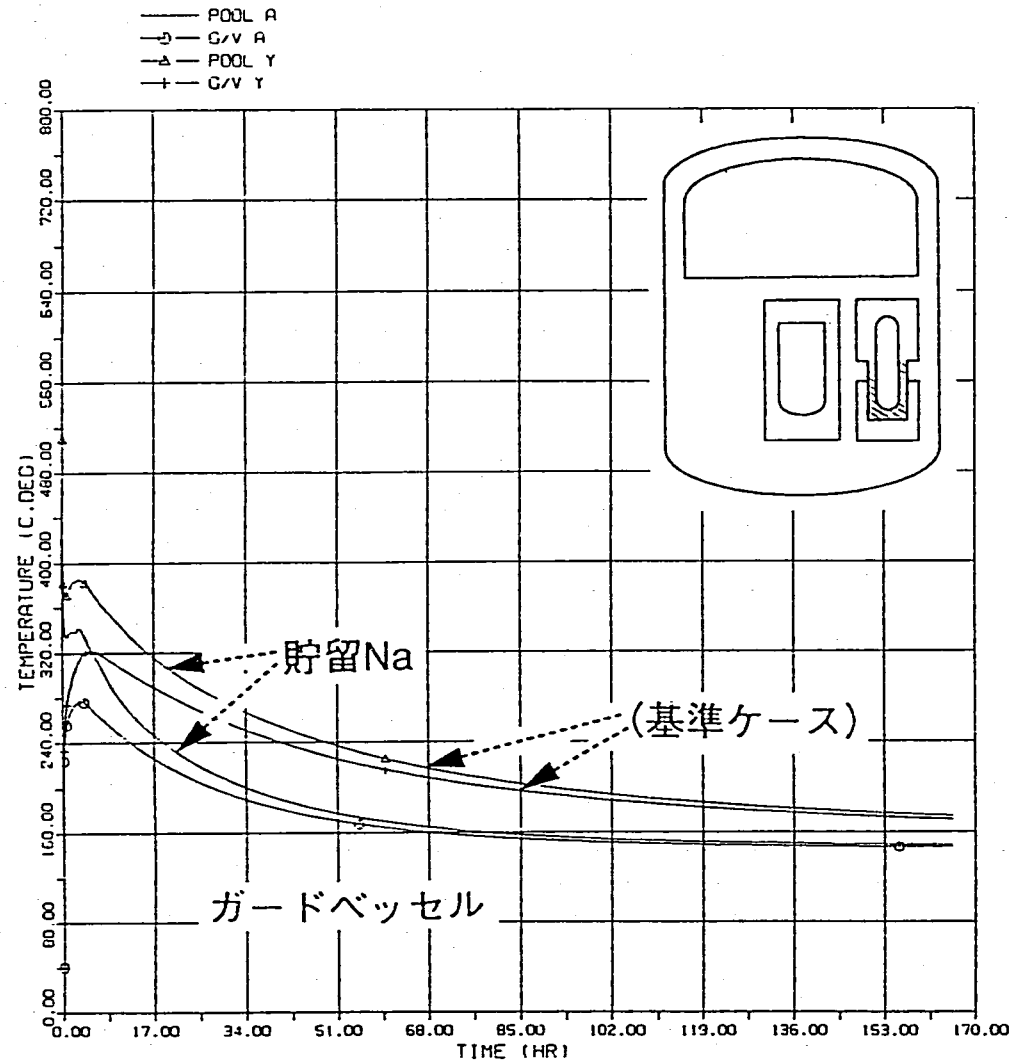
IHX下部室の構造物温度 (基準ケース)

解析結果 (最高値)

—大型炉と原型炉の比較—

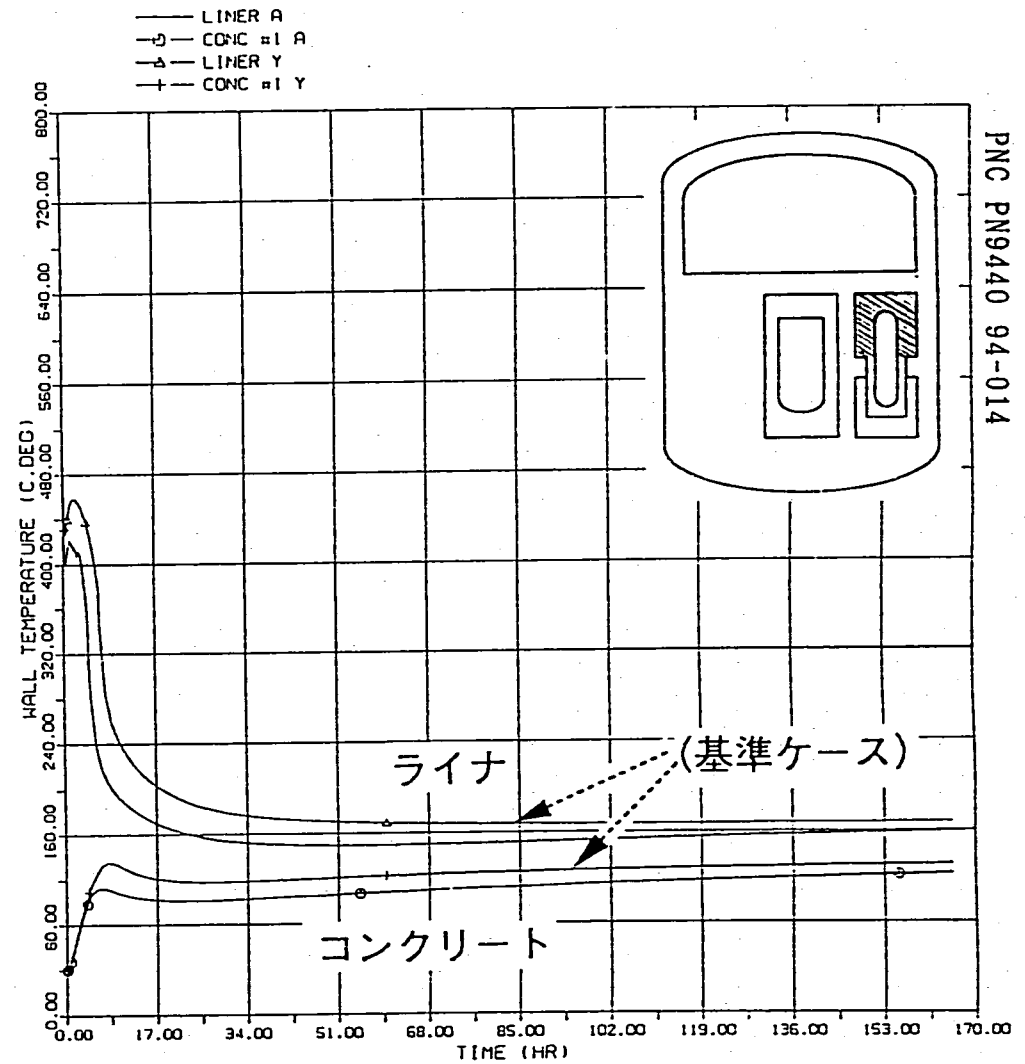
		大型炉	原型炉	許容値
格納容器床上ガス圧力 (kg/cm ²)		0.006	0.037	0.5
格納容器床上ガス温度上昇 (°C)		0.22	1.7	—
プ ー ル 室	ガス圧力 (kg/cm ²)	0.93	0.73	1.0
	ガス温度 (°C)	334	246	—
	ライナ温度 (°C)	—	404	530
	ガードベッセル温度 (°C)	322	—	530
隣接室コンクリート温度 (°C)		126	(111)* ¹	175
ス プ レ ー 室	ガス圧力 (kg/cm ²)	0.93	0.73	1.0
	ガス温度 (°C)	537	377	—
	ライナ温度 (°C)	483	465	530
	コンクリート温度 (°C)	155	123	175
ナトリウムプール温度(°C) (180時間後)		172	—	—

*1: 原型炉においてはプール室コンクリート温度



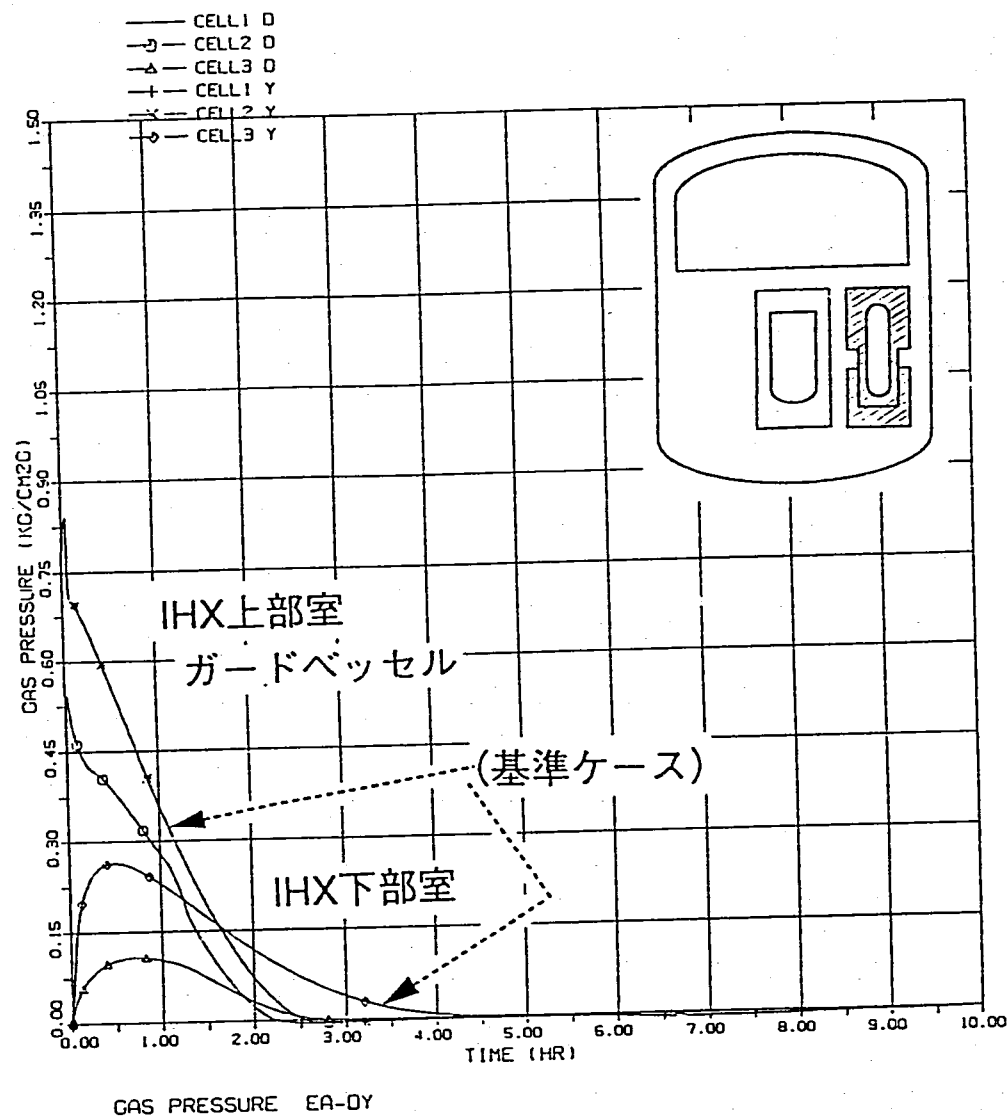
WALL TEMPERATURE CELL-1 FLOOR EA-DY

ガードベッセル及び貯留Na温度
(Na漏洩量低減の効果)

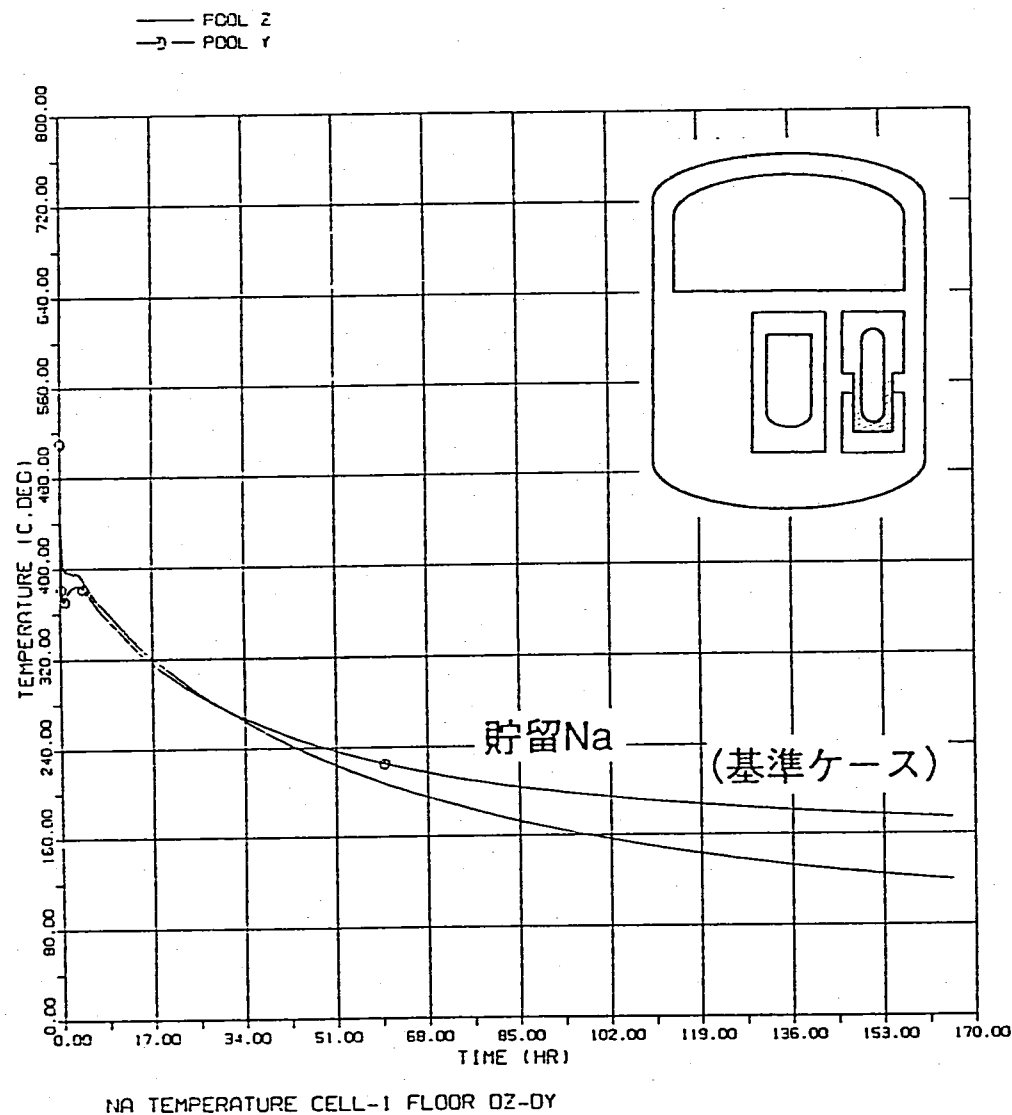


WALL TEMPERATURE CELL-2 FLOOR EA-DY

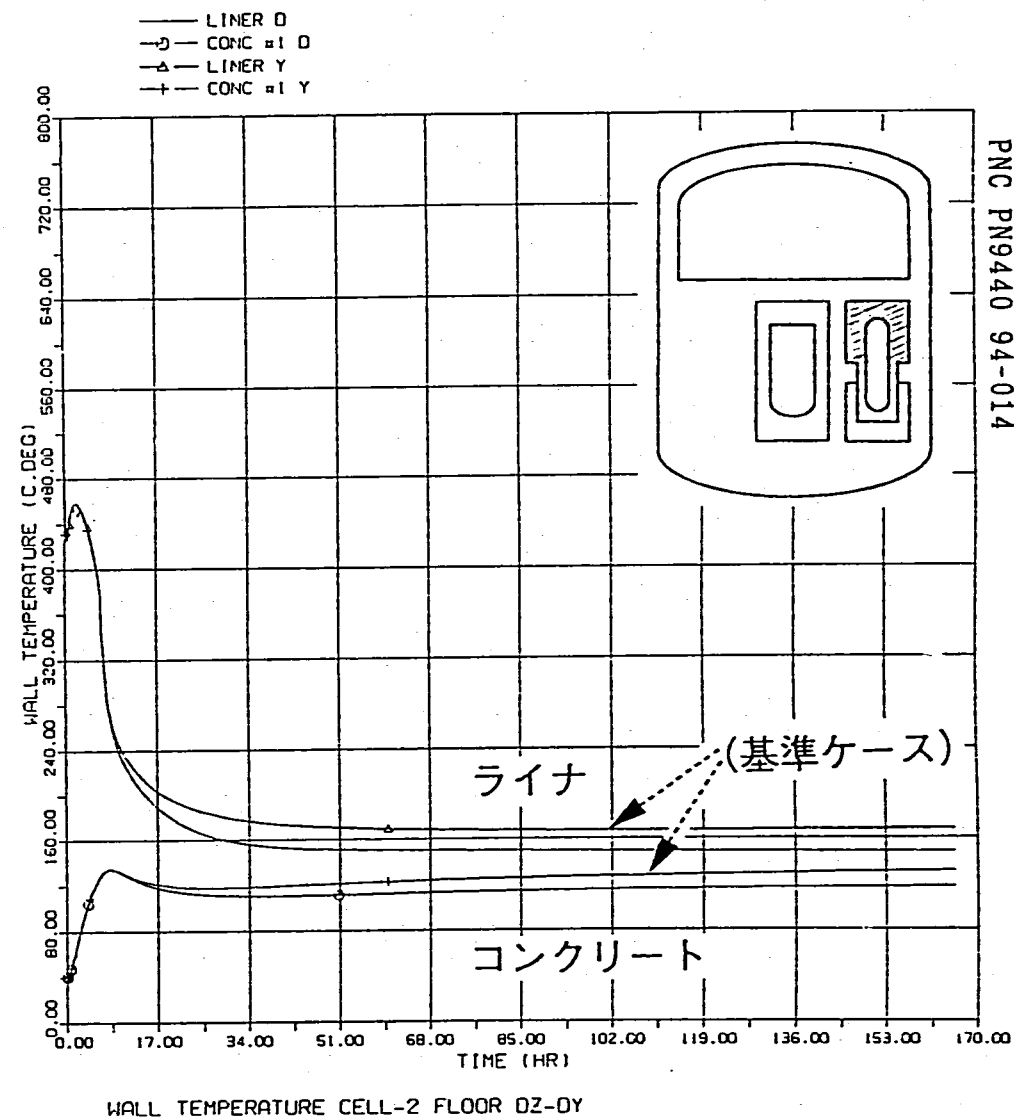
IHX上部室構造物温度
(Na漏洩量低減の効果)



各室のガス圧力（想定破損孔径を変えた時）



貯留Na温度
(IHx下部室の空調を生かした時)



IHX上部室構造物温度
(IHx下部室の空調を生かした時)

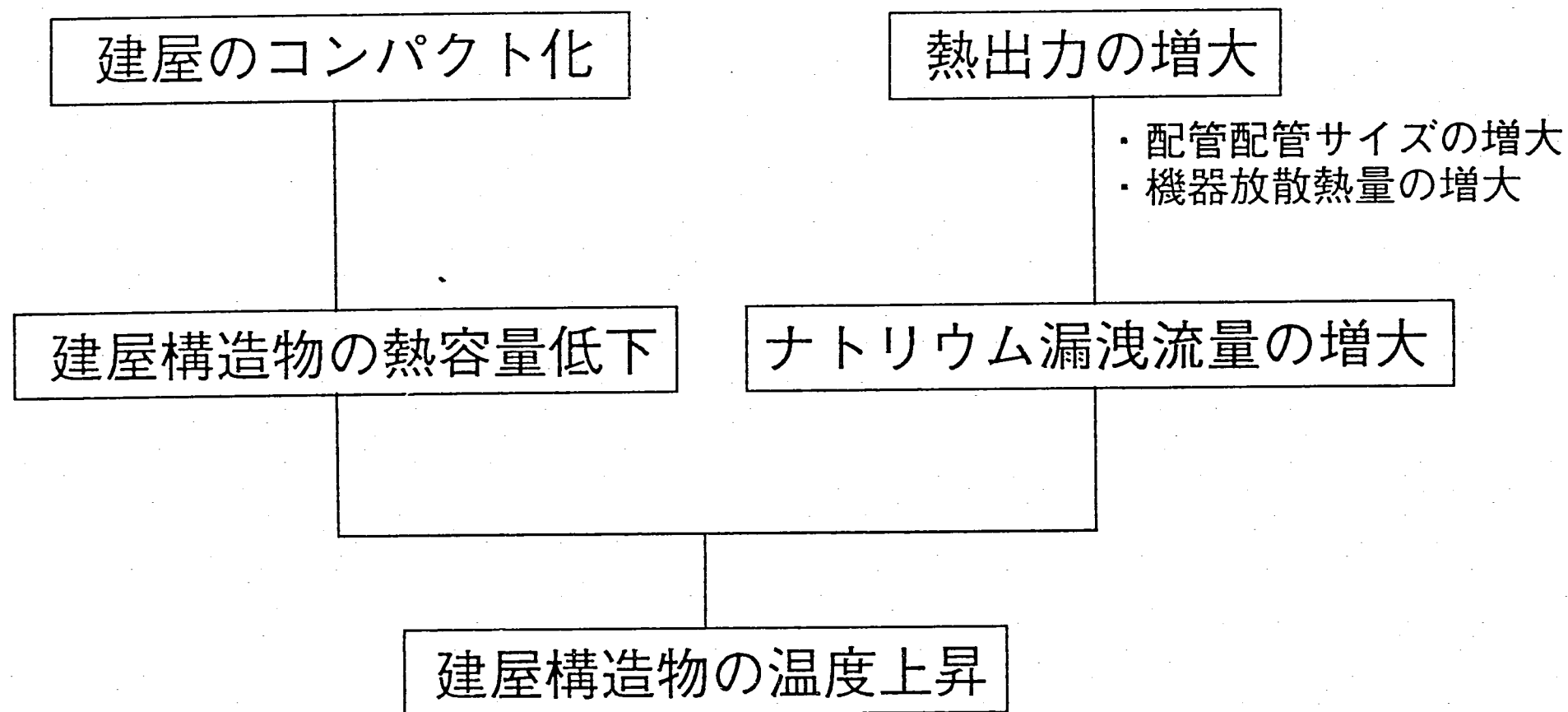
解析結果（最高値）

－各条件の効果－

		基本 ケ－ ース	ナトリ ウム 漏洩量 を低減 した時	想定破 損孔径 を変え た時	IHX 下部室 空調を 生かし た時
プ ー ル 室	ガス圧力 (kg/cm ²)	0.93	1.16	0.54	0.93
	ガス温度 (°C)	334	291	203	250
	ガードベッセル温度 (°C)	322	277	187	299
隣接室コンクリート温度 (°C)		126	103	103	(40)
ス プ レ ー 室	ガス圧力 (kg/cm ²)	0.93	1.16	0.54	0.93
	ガス温度 (°C)	537	540	275	428
	ライナ温度 (°C)	483	485	427	452
	コンクリート温度 (°C) (180時間後)	132	124	(62)* ¹	117
ナトリウムプール温度 (°C) (180時間後)		172	148	(161)* ¹	114

*1: 12時間後の値

まとめ



設計への提言

1. 建屋構造物の温度上昇が大きくなることが予想されるため、対策を講ずる。
 - 例 ・ 熱が建屋外に逃げ易い構造にする。
 - ・ 事故後、ガードベッセル外側室の空調を運転する。
2. 事故室内圧力が高くなることが予想されるため、ライニング設備、空調設備の強化が望まれる。
 - 例 ・ O_2 濃度を下げる。
 - ・ 耐圧力を上げる。
3. ガードベッセル上端位置変更により漏洩Na量を低減はさせると、構造物の温度上昇はおさえられるが、事故室圧力は高くなる。
4. 漏洩想定（配管破損孔径）を変え漏洩率を小さくすることは全ての評価値に有効であり、特に事故室圧力を下げることには効果的である。

今後の課題

1. ナトリウム漏洩事故想定（配管破損孔径の想定）の適正化を計る。
2. 機器・配管からの放散熱の取扱い方を見直す。

添付資料 2

成果報告会 質疑応答集

炉心核特性評価（報告会席上の分）

1	(質問) 燃料ピン径はどのように決定されているのか。(岡林副所長) (回答) ULOF時の受動的炉停止を狙って設定した平均線出力230 W/cmと 燃焼度目標として設定した炉心取出平均燃焼度10万MWd/tおよび運転サ イクル長さ1年の条件と、燃料交換4バッチから定めた。 (当日の回答は不十分である。燃料交換バッチ数は与えられたものでは なく、上記の3つの条件を満足するように決定することが可能であるが、 燃料交換バッチを4バッチよりも少なくする場合は、燃料ピン径が更に 細くなり6 mm ϕ 程度になること、一方、燃料交換バッチを5バッチと すると、燃料ピン径は太くなり8 mm ϕ 程度になるが、炉心径も大きく なり、前年度の130万kWeMOX炉心に対して設定した原子炉容器には収 まらない結果となることを考慮したものである。)(林)
2	(質問) Puの取出燃料の同位体組成はどうか。高次化等の変化はないか。 新燃料のPu組成はどのようなものか。(中性子工学Gr 若林) (回答) ご質問の観点でのまとめを行っていないので即答できないが、大 きな変化はないものと思う。新燃料のPu組成は前年度までと同様に Pu-238からPu-242までを3:53:25:12:7とした組成を用いている。(後 日、取出燃料のPu同位体組成を整理したが、スペクトルシフト窒化物燃 料炉心では炉心部でPu-238~Pu-242=1.5:53.6:30.2:7.4:7.3であり、 前年度の130万kWe級MOX炉心の場合のPu-238~Pu-242=1.3:54.1:30.8 :6.5:7.3と比較して大きな違いのないことを確認した。)
3	(質問) スペクトルシフトにより高速中性子フルエンスが低減されている が、同様の効果をMOX炉心でも期待できるか。(ADS 水野) (回答) スペクトルシフトによる高速中性子束の低下はMOX炉心の場合 にも同様に作用すると予想されるが、そのことよりも、MOX燃料炉心 の場合はスペクトルシフトによるドップラー係数の増加が(ULOF時に 冷却材沸騰を防止しようとする設計に対し)悪い方に作用する。また、 増殖性の低下、燃焼反応度の増大により、FBR炉心に対する基本的な目 標が満足されない結果となると判断している。(林)

炉心核特性評価（報告会席上での分）

4	（質問）制御棒ワースが何故低下したのか。（技術課 鈴木）
	（回答）内部転換比の低下によりPu富化度が増加したことによると考えている。水素化ジルコニウムによるスペクトルシフトを行わない従来型の窒化物燃料炉心の場合に比較してPu富化度が数%増加したことが原因である。（林）
	（質問）スペクトルシフトによるボロンの吸収断面積の増加による効果よりも、Pu富化度増加の効果の方が大きいということか。（技術課 鈴木）
	（回答）ご推察の通りである。（林）
5	（質問）結局のところ、ナトリウムボンド型窒化物燃料を用いることにより、何が良くなったのか。（技術開発部 高橋部長）
	（回答）ナトリウムボンド型燃料は、通常運転時の燃料温度を低下させ、ULOF事象時に作用する負のドップラー反応度フィードバックを拡大しようとしたものである。たとえば、冷却材ピーク温度が900℃に上昇し、出力が10%程度の燃料温度と通常運転時の燃料温度を考えると、ナトリウムボンド型燃料では、燃料温度は600℃程度から900℃程度までに上昇してドップラー効果により大きな負の反応度フィードバックを生ずるが、ヘリウムボンド型燃料にした時には通常時の燃料温度が900℃近くになり、負のドップラー反応度フィードバックは望めない。（林）

炉心核特性評価（質問書の分）

	(質問) 「不確かさ要因を減少させた実証性の高い受動的安全性」と言うには、ULOF時のNetの負のReactivityが、炉心湾曲反応度より十分に大きな効果をもっている必要があるのではないのでしょうか。 (炉工 家田)
1	(回答) 従来のULOF事象に対する解析では、炉心湾曲あるいはパッド部膨張の効果による-30~-40¢の負の反応度を期待しています。炉心湾曲は通常時のラッパ管の径方向温度分布、パッド位置、ダクト間ギャップ幅に大きく依存すると考えられます。上記の炉心湾曲による大きな負の反応度効果を期待しようとする場合には種々の不確かさを考慮しなければならないこととなります。しかし、少なくとも炉心湾曲反応度が正側に生じないようにする。あるいは、生じてこれを非常に小さなものにする設計上の対策は容易であると考えています。例えば、中間パッドと下部パッドの間隔を狭めて炉心上端、炉心下端とすることによって正側に入る可能性を減少することが出来ます。また、フェライト鋼ラッパ管の採用が高燃焼度化の観点から有力ですが、スエリングによる膨れが小さいフェライト鋼ラッパ管では、ダクト間ギャップをこれまでのように大きく開ける必要はなくなり、正の反応度要因も減少することになります。炉心湾曲により生じ得る正の反応度を数¢程度に抑制する炉心拘束は十分現実的と考えています。勿論、これらの反応度要因を無視して良いものではありませんが、現状のフィージビリティを議論する段階では許されると判断しました。「実証性の高い」という意味は、ここで考えている受動的炉停止が<u>実機を用いなくても実証できる性質のものである</u>ことを言っています。すなわち、ドップラー係数、冷却材温度係数および各種密度係数は臨界実験で確認できるものであります。また制御棒延長管の伸びについても流動試験でその時定数等を確認するのは容易と思われます。一方、炉心湾曲反応度については、少なくとも許認可に用いるとの観点からは、建設しようとしている実機そのものでなくては実証できないものであると考えました。(林)

ATWS事象時の炉心挙動評価（報告会席上の分）

1	（質問）ATWS事象時の炉心挙動について冷却材温度、燃料温度ばかりに着目しているが、水素化ジルコニウムからの水素の解離等の問題についてはどのように考えているのか。（ADS 水野） （回答）水素化ジルコニウムからの水素の解離について、炉心滞在期間中にわたる長期的なH/Zr比の減少については、今後、照射試験等により確認する必要があると考えているが、逆にATWS事象のような過渡事象については問題ないと判断している。なぜなら、水素化ジルコニウムの水素の平衡分圧は800℃で0.4気圧程度であり（ADS報告書による）、冷却材温度が900℃程度に達しても水素化ジルコニウムが被覆管に密封されている限り、水素が炉心体系から外へ出ていくことはない。また、温度が低下すれば（平衡分圧が低下するので）、過渡的に解離した水素は再び水素化ジルコニウム中へ戻ることになる。（林）
2	（質問）炉心湾曲反応度が正側に働く場合をどう考えるのか。（炉工 宇都） （回答）今回の受動的安全性強化に対する設計方針では、炉心湾曲による負の反応度効果を考慮していないが、これは大型炉ではパッド部膨張あるいは湾曲による大きな負の反応度を期待できないと考えたからである。 設計者の工学的判断として炉心湾曲反応度が正側に入らないあるいは入っても非常に小さくなる炉心拘束方法は十分に現実的であると考えている。（例えば、パッド位置の調整、フェライト鋼ラップ管によるダクト間ギャップの縮小）（林）

ATWS事象時の炉心挙動評価（質問書の方）

（質問） Safety Mapにおいて冷却材沸騰限界線が直線となる要因は何か？
（炉工 宇都）

（回答） ULOF時の冷却材温度の上昇は出力／流量の時間推移で決まる。そのため、コーストダウンの条件が決まっている時、ピーク温度を冷却材沸点以下に制限するような出力減少速度も決まることになる。その結果、1つの条件に対して、冷却材ピーク温度時点での「正味の負の反応度」と「出力レベル」はほぼ一定となると考えられる。

次に、冷却材ピーク温度時点での反応度バランスを考えてみる。この時、冷却材ピーク温度は一定であり、ピーク温度時の冷却材平均温度（ T_{Na}^{peak} ）は決まる。また、「出力レベル」から燃料平均温度（ T_f^{peak} ）も決まる。よって、冷却材最高温度時の反応度バランスの式（下式参照）の中で（ $T_{Na}^{peak} - T_{Na}^{init}$ ）と（ T_f^{peak} / T_f^{init} ）、燃料温度反応度 ρ_{fuel} 、構造材温度反応度 ρ_{struct} 、は一定値となる。更に、制御棒延長管伸長反応度 ρ_{CR} は炉心出口温度で決まるので、これも一定値である。炉心支持板膨張反応度 $\rho_{support}$ 、は、時定数が長い（～300秒）く冷却材ピーク温度時にはあまり影響を与えないと考えられる。そして、冷却材ピーク温度時に必要な「正味の負の反応度」 ρ_{peak} も一定であることより、沸騰限界線において α_D と α_{Na} は直線関係をとるものと考えられる。

ただし、今回の検討ではポニーモータ引継を想定して冷却材ピーク温度となる時刻が比較的早いため線形性が良いが、自然循環を想定した場合でピーク温度となる時刻が遅れる場合には、炉心支持板膨張反応度 $\rho_{support}$ 、等の影響が大きくなり、沸騰限界線が直線からずれる可能性がある。今後、自然循環を想定した場合についても検討を行っていくつもりである。

$$\alpha_D \ln \left(\frac{T_f^{peak}}{T_f^{init}} \right) + \alpha_{Na} (T_{Na}^{peak} - T_{Na}^{init}) + \rho_{fuel} + \rho_{struct} + \rho_{CR} + \rho_{support} < \rho_{peak}$$

α_D : ドップラー係数、

T_f^{init} : 定常時の燃料平均温度

T_{Na}^{init} : 定常時の冷却材平均温度

ρ_{fuel} : 燃料温度反応度、

ρ_{CR} : 制御棒延長管伸長反応度、

ρ_{peak} : 冷却材ピーク温度時の全反応度

（永沼）

α_{Na} : 冷却材温度係数

T_f^{peak} : 冷却材ピーク温度時の燃料平均温度

T_{Na}^{peak} : 冷却材ピーク温度時の冷却材平均温度

ρ_{struct} : 構造材温度反応度

$\rho_{support}$: 炉心支持板膨張反応度

ATWS事象時の炉心挙動評価（質問書の分）

2	（質問）負の反応度を評価する上で、炉心径方向温度分布が大きいとした想定と平坦化した想定の内どちらが保守的であるか？（炉工 家田） （回答）プラント室の炉心動特性解析はフィードバック反応度を平均チャンネルの温度変化から計算しています。従って、平均チャンネルの温度変化及び反応度係数が同じであれば、径方向温度分布の違いはフィードバック反応度には現れず、炉心出力変化も同一となります。一方、ピーキング係数の大きな（分布が平坦化されていない）炉心では、ホットチャンネルの燃料初期温度、被覆管温度初期値が一般的に高くなりますので熱的制限値に対する余裕が小さくなります。（永沼、林）
3	（質問）UTOPのリファレンス解析条件3¢/sec、1\$はどの様にして設定したものか？（炉工 家田） （回答）反応度添加率3¢/secは「もんじゅ」における「異常な過渡」での制御棒誤引抜きにおける解析条件と同様の条件として、制御棒操作時の最大引抜き速度から設定した。ただし、「もんじゅ」では理論的な制御棒駆動モータの最大回転速度から「事故」での最大添加率を7¢/secとしている。これらの反応度添加率の差による冷却材ピーク温度への影響は小さいこともあり、今回の解析では反応度添加率として3¢/secと設定した。 添加反応度の1\$はリファレンス条件と説明したが、今回の検討の目的はあくまで許容添加反応度を求めることであり、そのための解析例の1つとして設定したつもりである。（永沼）
4	（質問）Safety Mapで冷却材沸騰限界線が直線になっているが、どの様に引いたのか？（炉工 家田） （回答）冷却材ピーク温度に対する感度解析の結果を基に、基準ケースからピーク温度が冷却材沸点（960℃）となるようなドップラー係数、冷却材温度係数の組合わせを見つけ、解析コードを用いてピーク温度が冷却材沸点となる様に反応度係数を調整していった。Safety Map上の直線は、それらの点について直線内挿したものであるが誤差は小さかった。（永沼）

増殖性の改良に関する検討（報告会席上の分）

	（質問）ASCにすることによる内部転換比の増加はどの程度になるのか。 （「もんじゅ」技術開発部 黒羽）
1	（回答）内部転換比という形ではまとめていないが、増殖比を表にまとめている。表に示されるように、水素化ジルコニウムを炉心高さ全体に添加したレファレンス炉心が増殖比が1.15であるのに対して、水素化ジルコニウムの添加を炉心上半分のみとし、炉心下半分をブランケットペレットとしたケースでは、増殖比は1.25まで増加している。（林）

核特性予測精度に関する検討（報告会席上での分）

1	(質問) 模擬度のよい臨界実験が望ましいとあるが、どのような規模の実験が必要か。(山下部長)
	(回答) 着目する核特性に依存すると考える。増殖比のような全炉心特性の場合は、FCAでのスペクトル模擬ゾーン実験でも有用なデータが得られるが、出力分布のような空間分布特性の場合は、実機と同じ程度の大きな炉心サイズの実験が必要になるであろう。(石川)
2	(質問) 核特性予測精度はどこまで良くなればよいと考えているか。(高橋部長)
	(回答) いわゆる「目標精度」はR&D側で設定するものではなく、設計目標炉心の特徴に依存して、設計側のニーズで決まるものと思う。例えば、今回の窒化物炉心の場合には、線出力には余裕があるので、従来型炉心とは異なって出力分布の精度はさほど要求されず、Naボイド反応度の方の精度をより上げてほしいというような判断もあり得るかも知れない。(石川)
3	(質問) 出力分布予測精度の評価位置はなぜこのように設定したのか。大型炉で重要な出力歪みの予測精度との関連はどうか。(相澤部長)
	(回答) 出力分布は炉心中心位置に対する各部の相対値で定義しており、従来炉心で出力分布の最大値が発生する外側炉心位置を評価対象とした。出力歪みの予測誤差も、原因は中性子束分布の予測誤差であるため、今回の出力分布誤差と同様な傾向になると考える。(石川)
4	(質問) 130万kWe窒化物炉心と60万kWe酸化物炉心の予測精度誤差の違いの主要因は何か。(相澤部長)
	(回答) 以前に130万kWe酸化物炉心を予備的に評価した結果から判断すると、今回の大きな出力分布誤差は炉心サイズの違いから発生している。一方、増殖比に対するバイアス補正法での大きな誤差は、スペクトルシフト炉心であることの影響が大きいと考えられる。(石川)

ヒートバランス、冷却系機器設計（報告会席上の分）

1	(質問) 流量コストダウンに関して、半減時間 5 秒、20 秒の内容について (安工部 相澤部長)
	(回答) 流量半減時間 5 秒は、ポンプモータロータ及びポンプ本体設置のフライホイールによる回転慣性によって達成するもので安全系とする。流量半減時間 20 秒は ULOF 対応のもので上記 5 秒の上に更に M-G セットロータ及び M-G 側設置フライホイールの回転慣性にて 15 秒を上乗せするものである。これは ULOF の場合のみ用いるもので非安全系と考えている。 (一宮)
2	(質問) 一次主冷却系の系統圧力損失に関して、定格状態でない場合はどのようなになるか。特徴的な事を示して欲しい。 (安工部 相澤部長)
	(回答) 圧力損失の流量依存特性が際立って異なるのは逆止弁である。定格状態では逆止弁圧損は全体の 10% 程度であるが、例えば自然循環時には 60% 程度になる。このように、定格状態とは異なる流量低下状態で圧損に関して最も注意すべきものの 1 つは、逆止弁と認識している。 (一宮)

ヒートバランス、冷却系機器設計（質問書の分）

1	(質問) もんじゅのメンテレ系のような DRACS は入らないのか。 (炉工 家田)
	(回答) もんじゅと同様に、IRACS の他にメンテナンス用に DRACS を持ち込む事を考えている。 (一宮)
2	(質問) 1 次系に SUS でない Mod.9 Cr-1Mo を持ち込むことは、材料上問題ないか。1 次系内は全て Mod.9 Cr-1Mo か。 (炉工 家田)
	(回答) Mod.9 Cr-1Mo の材料上の問題点は次の通りである。 a. 防錆対策が必要になること。 b. 熱処理及び熱処理後の表面仕上げが必要になること。 9 Cr 鋼の中性子照射効果については、従前の ORNL でデータを取得した事は知られているが、破壊靱性に関する知見が乏しいので、1 次系のうち原子炉容器、炉内構造物は SUS を想定している。 (一宮)

原子炉上部構造の検討（報告会席上での分）

1	（質問）水平免震の採用を前提として、原子炉容器の耐震性を検討した場合、現状の炉壁厚さ50mmは低減可能か。（安工部 相澤部長）
	（回答）先行炉の地震波を基に、130万kWe級原子炉プラントの建屋が剪断波速度 $V_S=2000\text{m/s}$ の岩盤に立地するものとして非免震の原子炉容器の耐震性を床応答スペクトルをもとに解析した結果によれば、剪断座屈に影響する水平動および上下動の割合が上部炉心支持板の位置で3:7となっており、上下動の寄与が大きい。水平免震を採用し、水平動を抑制した場合上下動が増幅する。サイトによって生ずる地震力が異なり、一概には言えないが、もんじゅ並みの条件を想定すれば水平免震の採用を前提としても現状の炉壁厚さ50mmを低減することは難しいと判断している。（中大路）

過渡熱時の構造健全性評価（報告会席上での分）

1	（質問）流量半減時間を20秒以上に延ばすことは可能であるのか？（安工部 相澤部長）
	（回答）配管は20秒以上の条件でも耐え得るが、ノズルや管板の過渡熱応力は流量半減時間に敏感であり、管板の設計は半減時間20秒で成立しているものの、裕度が大きくないため、20秒以上の設計には注意が必要である。（笠原）
	（質問）タンク炉で長時間コーストダウンを実現しているということだが、ループ炉でも可能性であるのではないか？（安工部 相澤部長）
2	（回答）タンク炉は一般的に、ループ炉に比べミキシングのためのプレナム容積が大きい等の、長時間コーストダウンに有利な条件があるが、欧州のタンク炉のコーストダウンが長い理由の一つは、壁冷システム等のトリップ後の維持にある。他の冷却系機器はその犠牲になっており、ループ炉同様厳しい応力が発生している。このため、温度モニタ等による健全性の確認を行いながら運転していると聞いている。（笠原）
	（質問）SPXの流量半減時間は50秒と聞いているが、電源喪失時も50秒は確保されるのか？（岡林副所長）
	（回答）設計時の流量半減時間は50秒とされていたが、実際には15分以上流す運転を行っている。 笠原その後の調査：流量半減時間50秒はメカニカルに実現している分けではなく、電気制御で設定している。従って電源喪失時は50秒は確保されない。 日本のループ炉（実証炉）は炉壁冷却を採用しているにもかかわらず、短時間でコーストダウンさせる設計となっている。これについて問われた場合の答えをPNCとして持っておく必要がある。（岡林副所長）

過渡熱時の構造健全性評価（質問書の分）

1	（質問） IHX上部管板の下部に熱遮蔽板を設ける設計は、“もんじゅ”も同様だったと思いますが。そこで管板と熱遮蔽板間のNaをスタグナントとするのは厳密には保守的とは言えない。上が冷たく、下が熱いので自然対流を起こすし、それが原因で、熱遮蔽板の隙間からホットなNaが入り込む。効果は大きい小さいか知りません。（炉工 家田室長代理）
	（回答） 実際の熱過渡現象はご指摘の通りであると思う。TTS等の構造物試験でも対流や流れ込みにより熱遮蔽板に思ったような性能がでなかった経験がある。“もんじゅ”や実証炉の解析時には、熱伝導要素で模擬している場合が多く、主要な場所では対流を考慮し、上下方向の熱伝導率を大きくとっている。IHX管板の場合、最大応力は100秒～200秒で生じるため、発生応力への影響は大きくはないと考えられるが、設計上クリティカルとなる場合には過渡応力への感度解析等が必要になる。（笠原）

大型炉の床応答評価（報告会席上の分）

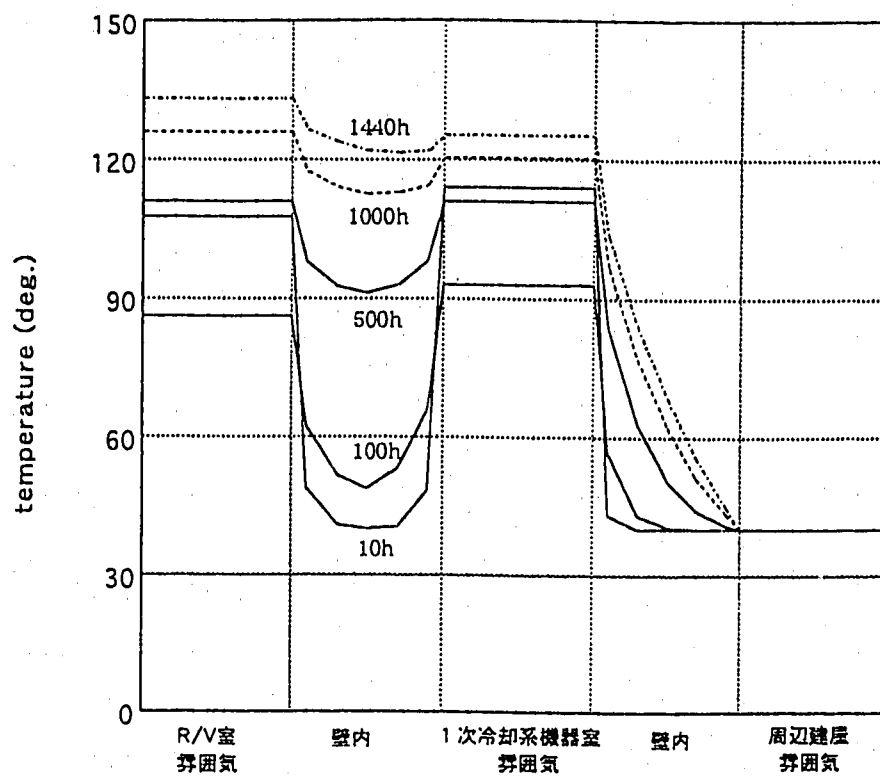
1	（質問） 目標応答スペクトルはどのような位置づけで用いているのか？（安工部 相澤部長）
	（回答） プラント設計の初期段階では建屋構造・配置が未決定の状態です。主要機器の耐震性チェックが必要になる。目標スペクトルはこのような要求に対して設定するもので、類似のプラント設計の床応答等を参考にしながら工学的判断に基づいて設定する。従って、目標を満足しない事が即問題となる訳ではない。（森下）
2	（質問） コンクリート製格納容器の場合の床応答への影響はどのように考えるか？（安工部 相澤部長）
	（回答） 本検討では主として運転床レベルの床応答に着目した評価を行っており、格納容器がコンクリート製になることで（減衰が鋼製より大きく見積もれるから）低減の方向での影響は考えられる。ただしその程度は小さい。（森下）
3	（質問） 上下動で直下型地震は考慮しているか？（安工部 相澤部長）
	（回答） 未検討である。（現状、上下動スペクトルを直下型地震について作成する手法がない）（森下）

設計基準事象等解析（質問書の分）

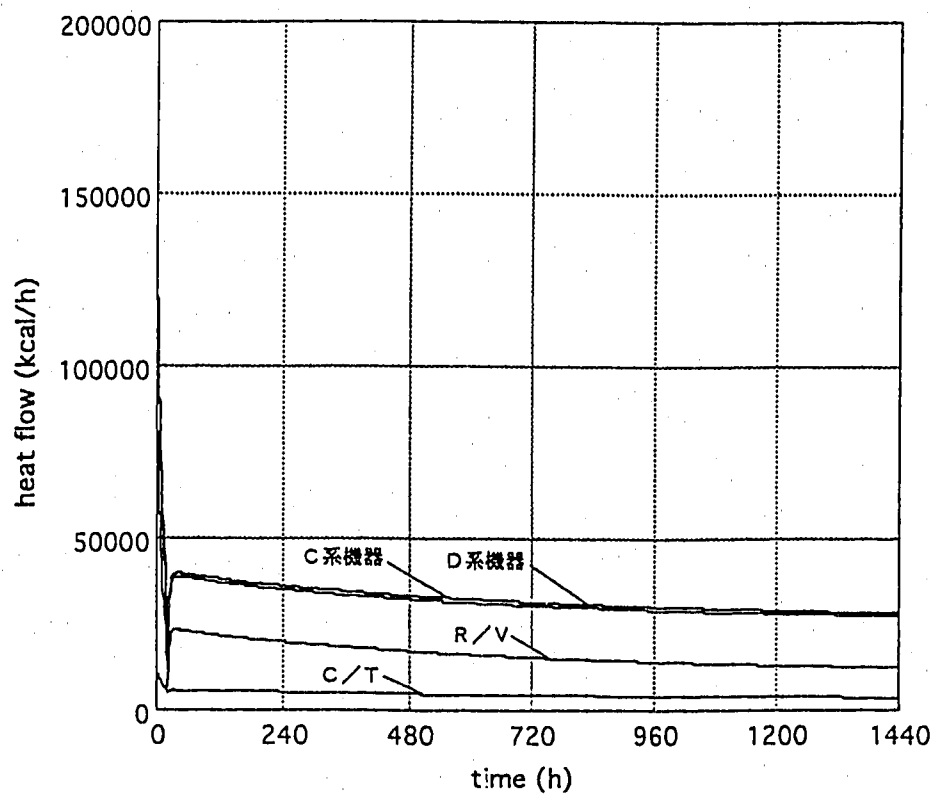
1	（質問）この事象の評価目的について「躯体の熱的影響を見ること」とした場合に、ここで結果を示しているR/V室とPCS室の間の壁ならびにPCS室と外周建屋の壁を何故みれば良いとしたのか（どんな安全機能を担保することになるか）。（安工部 相澤部長）
	（回答）躯体の熱的影響とは、建屋部材の健全性への影響であり、具体的には a. コンクリート物性の変化（強度物性の劣化、放射線遮蔽効果の低減） b. コンクリート構造体内での過大な熱応力の発生 （c. コンクリートからの水の発生） を意味している。但し、c.についてはNa漏洩が発生した場合におけるNaと水（コンクリートからの脱水）の反応を懸念したもので、長期空調停止事象に関してはa.とb.に注目した。a.の観点から最も高温となるコンクリート壁及びb.の観点から最も温度差を生じる壁を選ぶ必要がある。最も高温となる壁は熱源の大きいR/V室とPCS室の間であり、最も温度差が大きいのは熱源の大きいPCS室とヒートシンクである外周建屋の間の壁である。（添付図1参照）（一宮）
	（質問）また、MOVの制御系等の雰囲気温度の方がクリティカルとならないか。（安工部 相澤部長）
	（回答）計装品に対する温度制限については、もんじゅの場合雰囲気温度にして55℃と設定したので、計装品の方がクリティカルになることも十分に考えられる。但し、今回の解析で目的としたのは上記の観点にたって躯体の健全性を評価することにあつた。また、計装品は一カ所に集めることも可能であり、ローカルクーラーで専用に冷却するという方法もあることから、ここでは十分に議論しなかった。（一宮）

設計基準事象等解析（質問書の分）

2	(質問) 放散熱量 (kcal/h) 一定として算出しているが、Na側温度は本来崩壊熱や（自然循環）流量の時間依存性がある筈。いつの時点の温度条件を前提としたのか。（事故時の想定条件はどのようにしたか。）一定としたことの影響は。（安工部 相澤部長） (回答) 表「建屋熱的特性評価のための主要な放散熱量」は定格運転時のもので初期値及び各壁、雰囲気の初期温度分布を設定するために用いたものである。過渡時においては、 $\text{定格運転時放散熱} \times \frac{\text{過渡時Na温度}-\text{過渡時部屋温度}}{\text{定格Na温度}-\text{定格部屋温度}}$ として放散熱を推定した。因みに、放散熱発生量の変化を添付図2に示す。放散熱発生量は初期設定値（R/V室：約$110 \times 10^3 \text{kcal/h}$（180℃セクター分）、C,Dループ：約$155 \times 10^3 \text{kcal/h}$）から急激に減少する。これは雰囲気温度の上昇及び内部Naの温度低下による温度差減少のためである。その後、放散熱発生は一度増加し、更にその後雰囲気温度上昇のために緩やかに減少する。2ヶ月後の放散熱量はP/V室：約$15 \times 10^3 \text{kcal/h}$、C,Dループ：約$30 \times 10^3 \text{kcal/h}$である。（一宮）
3	(質問) 建屋内の熱の流れは示してあるがガスの流れは。ガスの流通孔をうまく設定すれば、影響緩和は可能か。（安工部 相澤部長） (回答) ガスの流れについては、各部屋内の自然対流を想定した熱伝達率を用いるという形で対応した。各部屋間のガスの流通は考慮していない。もんじゅの補助建屋の空調停止事象解析において、隙間やドア開放による自然通風を取り入れた場合熱的影響 緩和に非常に効果的であったという結果がある。今回の原子炉建屋の場合、ヒートシンクは、a. (C/Vから) 外気 b. 周辺建屋及び c. 岩盤である。このうち、ヒートシンク迄の熱抵抗が最も小さいのがa.であるので、もし熱源の大きいR/V室等からC/V内運転床上へのパスを設ければ緩和効果は大きいと考えられるが、両者の雰囲気が異なるので担当者としてはその採用には消極的である。（一宮）



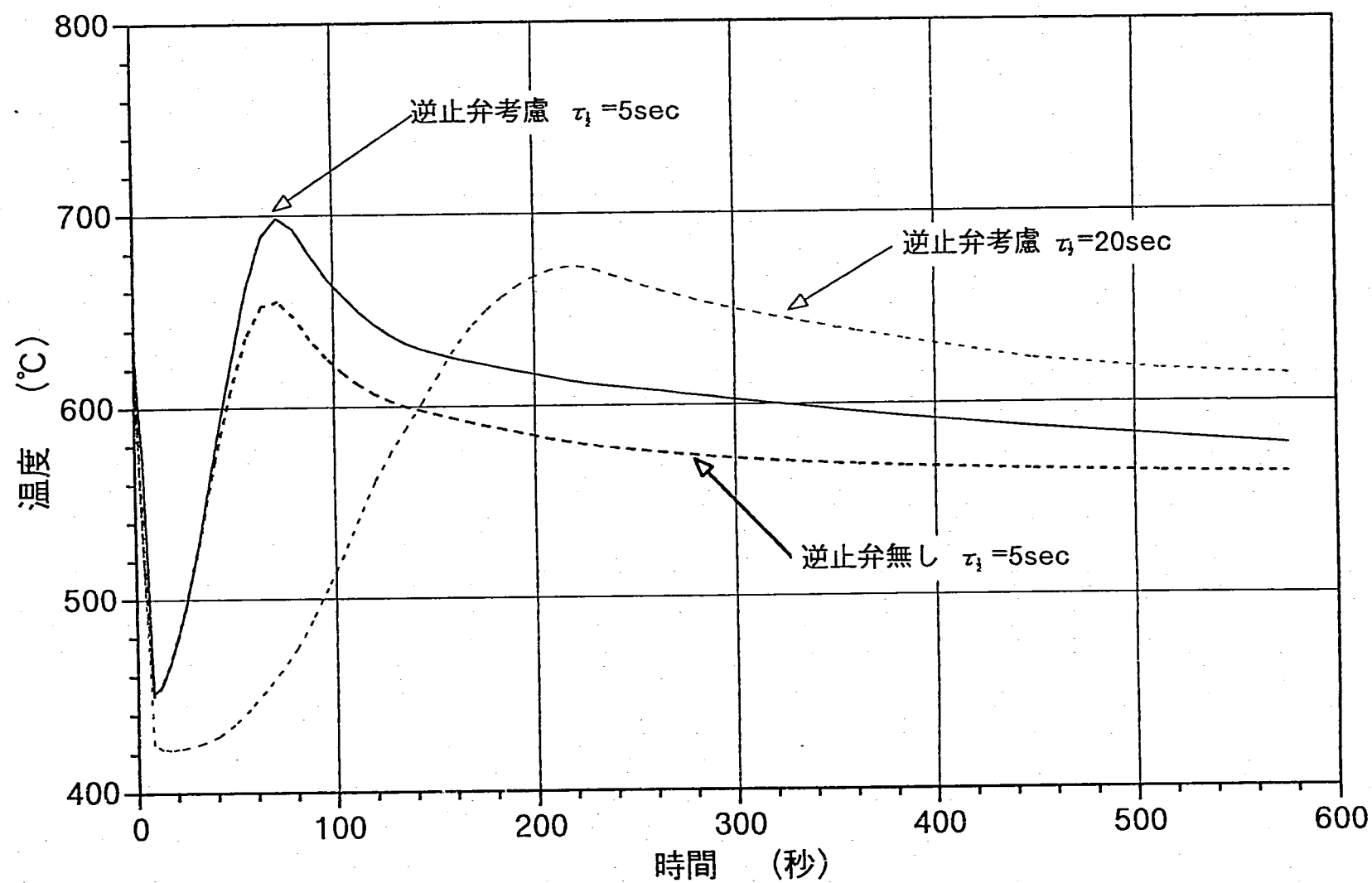
添付図1 R/V室と周辺建屋間の温度分布



添付図2 放散熱量の時間変化

設計基準事象解析（質問書の分）

1	(質問) ホットチャンネル条件について、永沼氏のATWS事象解析での被覆管温度と何故異なるのか。(炉工 家田)
	(回答) ATWS事象解析のホットチャンネルは、所謂ノミナルホットテストに担当するもので、出力分布ピーキングを考慮した最大線出力位置における被覆管温度のノミナル値を求めたものである。一方、設計基準事象解析では、ノミナル値に対して更に流量配分誤差、被覆管肉厚公差等の確さを考慮した工学的安全係数（ここでは、1.25を暫定値として用いた）により温度上昇させたものをホットテストチャンネルとして用いる。 (一宮)
2	(質問) 全交流電源喪失事象で、ホットチャンネルは過渡時にどのような取扱いとなっているのか。(流配等) (炉工 家田)
	(回答) 上記で作成したホットテストチャンネルを過渡時にもそのまま用い、集合体間熱移行を考慮したSSC-Lコードで解析している。
3	(質問) $\tau_{1/2}=20\text{sec}$ でコーストダウンさせたら、初期に炉心が冷えすぎて数十秒後のピーク温度が $\tau_{1/2}=5\text{sec}$ の場合よりも高くなることはないのか。 (炉工 家田)
	(回答) 初期の過冷却による自然循環ヘッ드의低下を指していると思います。興味ある課題なので追加解析したところ添付図3のようになり、やはり $\tau_{1/2}=5\text{sec}$ の方が高温になっている。(一宮)
4	(質問) IRACS型で数万秒後に大きなピーク温度が生じる理由。 (炉工 家田)
	(回答) 2万数千秒後にゆるやかな温度ピークが生じるのは単にA/C除熱量と崩壊熱の相対関係によるものである。このピーク時間までは後者が前者を上回るため余った熱が系統に蓄積され温度が徐々に上昇している。なお、本現象はIRACSに特徴的なものでなく、DRACSでも同様な温度上昇は生じるはずである。(一宮)



添付図3 コーストダウンの差異が自然循環特性に
及ぼす影響評価 (被覆管肉厚中心温度)

設計基準事象等解析（質問書の分）

1	(質問) 長期空調停止事象の評価において、「建屋熱的特性評価のための放散熱量」を計算した時の部屋の温度条件等はどのように設定したか。 (システム解析室 日置) (回答) 表「建屋熱的特性評価のための主要な放散熱量」は定格運転時のもので初期値として用いた。また、同表における大型炉の注目する機器配管の放散熱Q_pは、 $Q_p = Q_M \times \frac{S_p}{S_M} \times \frac{T_p - 30}{T_M - 30}$ ここに、Q_M : もんじゅにおける当該機器配管の放散熱 S_p : 大型炉における当該機器配管の表面積 S_M : もんじゅにおける当該機器配管の表面積 T_p : 大型炉における当該機器配管のNa温度 T_M : もんじゅにおける当該機器配管のNa温度 によって推定したものである。 過渡時においては、 $\text{定格運転時放散熱} \times \frac{\text{過渡時Na温度} - \text{過渡時部屋温度}}{\text{定格Na温度} - \text{定格部屋温度}}$ によって放散熱を推定している。因みに、放散熱発生量の変化を添付図（相澤部長への回答の添付図2）に示す。放散熱発生量は初期設定値（R/V室：約$110 \times 10^3 \text{kcal/h}$（$180^\circ\text{C}$セクター分）、C,Dループ：約$155 \times 10^3 \text{kcal/h}$）から急激に減少する。これは雰囲気温度の上昇及び内部Naの温度低下による温度差減少のためである。その後、放散熱発生は一度増加し、更にその後雰囲気温度上昇のために緩やかに減少する。2ヶ月後の放散熱量はR/V室：約$15 \times 10^3 \text{kcal/h}$、C,Dループ：約$30 \times 10^3 \text{kcal/h}$である。 部屋の初期温度分布は空調が機能している状況において同表の放散熱が発生している条件の下でこれを解析し設定したものである。（一宮）
---	--

一次冷却材漏洩時の熱影響評価（質問書の分）

1	（質問）設計への提言（P17）で、J.「GV上端位置変更」とあるが、どう いう変更なのか？（システム室 日置） （回答）ガードベッセル上端位置を上方に上げかつ、ガードベッセル内容 積を小さくすることにより（ガードベッセルに詰物をいれることで対応） Na漏洩時の液面整定位置が上方へシフトし、Naの総流出量を低減する ことができます。このときポンプ運転状態での初期Na漏洩率はポンプ吐 出圧がヘッド圧と比較して十分に大きいため基準ケースとほぼ同じとな ります。（OHP-4を参照願います。）（内山）
2	（質問）4.「破損口径を変え」とあるが、どう変えるのか？それぞれ具体 的に示して欲しい。また、漏洩率を小さくすることか？ （システム室 日置） （回答）基準ケースでは$1/4 \cdot Dt=33.9\text{cm}^2$の面積を有する破損孔を想定して おり、一方漏洩想定を変えたときは$=1.61\text{cm}^2$の破損孔を想定しNa漏洩率 を小さくしたというもので、t^2破損想定 of の考え方を採用した場合の効果 を検討したものです。なお、t^2はプラント工学室が破損想定 of の合理化を 目指して検討したものです。（内山）
3	（質問）「全ての評価値に有効」ということは、感度が大きいということ であり、漏洩率が大きくなると、「全ての評価値」への影響が大きい のではないか？（システム室 日置） （回答）今回想定した1次冷却系室は雰囲気 of の密閉度が高いため、Na漏洩 率 of の違いは特にガス圧力 of のピーク値に対して強い影響を与えます。 ご指摘 of のとおりNa漏洩率 of が大きくなると、評価結果（特にガス圧力ピー ク）は厳しい方向となります。（内山）

講 評

講 評（岡林副所長）

平成5年度のプラント工学室の大型炉設計研究には質およびボリュームを感じた。設計研究は、地味な作業であるが、重要な仕事である。先日、新リサイクル技術開発に理事会でGOサインが出て、その中で窒化物燃料は、先進技術の範疇となっており、開発の優先順位については順次見直すものとすると言われているが、本日の窒化物燃料炉心に関する報告を聞いて、その「順次」とは「今日この場」ではないかと感じた。窒化物燃料に対する認識が見直されることを希望する。

プラント工学室の、設計研究はこれまでの大型炉設計研究からリサイクル炉へとシフトして行くことになっているが、大洗工学センター全体の支援のもとで、設計研究を展開して欲しい。