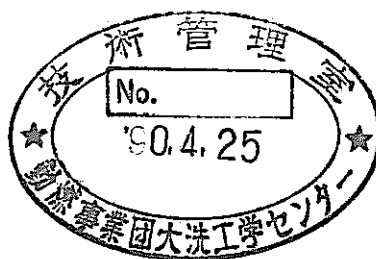


# 「常陽」の高性能照射施設, 新技術実証開発施設としての活用計画



1989年11月

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
	PNC TN9410 89-189
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

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)

「常陽」の高性能照射施設、  
新技術実証開発施設としての活用計画

MK-III計画検討ワーキング・グループ\*  
(取りまとめ担当) 有井祥夫\*\*

要 旨

「常陽」の高性能照射施設、新技術実証開発施設としての活用計画（Mark-III計画、以下、MK-III計画）は、我が国のFBRの実用化に向けての先導的、基盤的技術開発の展開において、中心的役割を果たすことを目的に計画された。

MK-III計画は昭和62年度より研究開発本部及び大洗工学センターを中心に、その検討が進められてきた。昭和62年度は、MK-III計画検討総括グループの作成した基本計画を具体化するための予備検討を行った。昭和63年度においては、前年度に実施した幅広いサーベイ結果をもとに、成立性、投資効果、全体の整合性を検討・評価し、MK-IIIを構想段階から計画としての具体性を有したものとすべく検討を進め、年度末には技術的フェージビリティ・スタディを終了した。

本報は、その成果をまとめたものである。

---

\* ワーキンググループメンバーは資料2

\*\* 実験炉部技術課

## 目 次

1.	はじめに .....	1
2.	「常陽」のMark-III計画（案）について..... [平成元年6月13日 研究開発幹部会 資料 元-4-7]	7
3.	「常陽」の高性能照射施設，新技術実証開発施設としての活用計画 .....	19
	[平成元年6月13日 研究開発幹部会 資料 63-22-1 改1]	
4.	MK-III炉心燃料の基本仕様選定（案）.....	41
	[MK-III計画燃料仕様検討サブW/G答申]	
5.	2次系削除型FBRプラントの安全論理の構築の可能性について .....	47
	[中間系合理化検討サブW/G答申]	
6.	発生廃棄物，電力及び冷却水に関する検討結果 .....	69
7.	高速実験炉「常陽」の活用計画 (1) 炉心の高性能化 .....	77
	[平成元年3月28日 MK-III計画検討会 資料]	
8.	高速実験炉「常陽」の活用計画 (2) 新技術，新概念の実証 .....	323
	[平成元年3月28日 MK-III計画検討会 資料]	

## 1. はじめに

FBRの実用化に向けて先導的、基盤的研究開発基本計画を具体的に展開していくための効果的な手段としての「常陽」Mark-Ⅲ（以下、MK-Ⅲと記す）計画は、昭和63年度において、

- ・ MK-Ⅲ計画の実施スケジュールに関すること
- ・ 高性能照射試験施設具体化のための必要条件のひとつである照射施設としての炉心の高性能化に関すること
- ・ 中間系合理化システム（2次系削除システム）をはじめとする新技術・新概念の開発実証計画に関すること

等について、研究開発本部及び大洗工学センターを中心に検討を進めてきた。

この結果については、MK-Ⅲ計画技術検討会において検討され、さらに、数次にわたる研究開発幹部会及び「常陽」技術評価専門委員会において検討・審議されてきた。また、平成元年2月28日の研究開発幹部会における指摘事項——FBR実用化シナリオとの関連における本計画の実施スケジュールに関すること、技術的内容等の社内検討に関すること等——について、同年3月14日に発足した「常陽」MK-Ⅲ計画検討会を中心に検討を行い、同年6月13日の研究開発幹部会においてその結果を報告した。

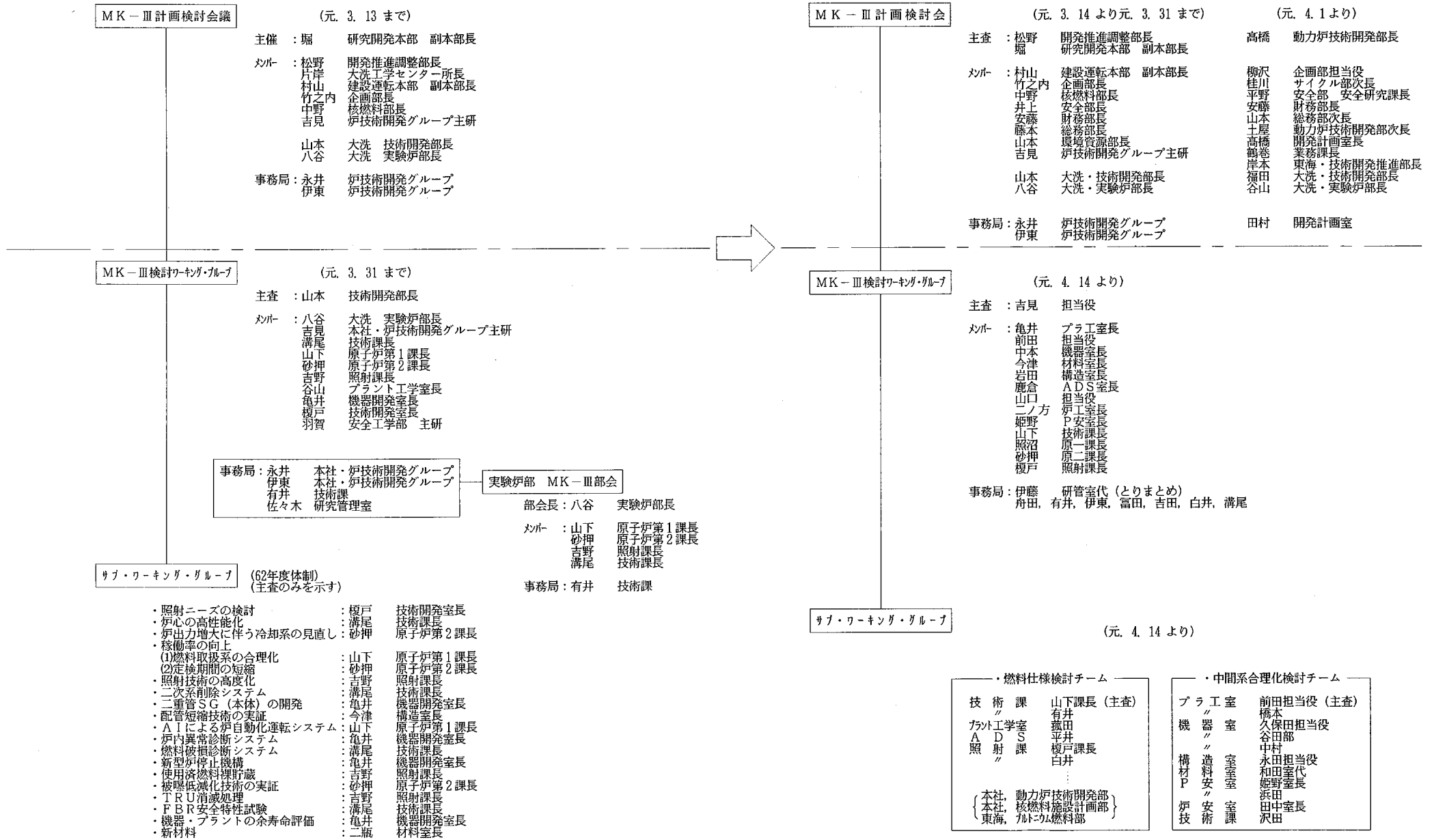
本報は、昭和63年度の検討結果について、上記会議の資料をもとに報告するものである。

なお、昭和63年度のMK-Ⅲ計画に関する動きと実施体制及び本ワーキング・グループ・メンバーを資料1、2及び3に示す。

資料1 MK-III計画に関する動き

年度	月	研究開発幹部会	MK-III計画検討会議(本社)	MK-III計画検討ワーキング・グループ(大洗)	その他	
昭和63年度	6			6. 3 第10回 63年度作業実施計画について		
	7				7.11 燃料製造に関する打合せ(大洗)	
	8	8. 9 MK-III計画について	8. 3 第4回(63年度実施方針等について)			
	9				9. 2 燃料製造に関する打合せ	
	10					
	11			11.11 第11回 「常陽」技術評価専門委員会資料の検討	11.17 第2回「常陽」技術評価専門委員会(於:本社, MK-III計画について)	
	12					
	1					
	2	2.28 63年度までの検討結果について	2.21 第5回(63年度までの検討結果について)			
	3	3.14 MK-III計画推進の手順について	MK-III計画検討会(本社) 3.28 第1回 MK-III計画の技術的検討結果に関する総合評価及びその他課題の検討	3.27 第12回(63年度までの検討結果について)		
平成元年	4			MK-III STEP-0 検討ワーキング・グループ(大洗) 4.18 第1回 作業実施計画について	サブ・ワーキング・グループ(大洗)	
					4.28 中間系合理化	
	5				5.10 燃料仕様 5.11 中間系合理化 5.19 中間系合理化 燃料仕様 5.26 燃料仕様	
		6			6. 2 第2回 サブ・ワーキング・グループの検討結果等について 6. 7 第3回 中間系合理化開発シナリオについて	6. 1 中間系合理化
			6.13 MK-III計画の実施が再確認された。	6.13 第2回, MK-III計画の実施が再確認され, 燃料仕様も合意に達した。		6. 1 燃料仕様に関するinformal meeting(東海) 6. 6 燃料仕様打合せ(本社) 6. 7 MK-III計画検討会(大洗)

資料2 MK-III計画の実施体制（順不同、敬称略）



資料 3

MK-Ⅲ 検討ワーキング・グループ（順不同，敬称略）

主 査 :	山本 研	( 技術開発部 、元. 3. 31まで)
	吉見 宏孝	( " 、元. 4. 1より)
メンバー :	八谷 雄喜	( 実験炉部 、元. 3. 31まで)
	吉見 宏孝	( 研開本部 、元. 3. 31まで)
	谷山 洋	( 技術開発部 、 " )
	二瓶 勲	( 機器構造開発部、 " )
	今津 彰	( " )
	亀井 満	{ " 、元. 3. 31まで 技術開発部 、元. 4. 1より }
	柴 公倫	( 安全工学部 、元. 3. 31まで)
	姫野 嘉昭	( " )
	羽賀 一男	( " 、元. 3. 31まで)
	榎戸 裕二	{ 燃料材料開発部、 " 実験炉部 、元. 4. 1より }
	溝尾 宣辰	( " )
	山下 芳興	( " )
	砂押 博	( " )
	吉野 富士男	( " 、元. 3. 31まで)
	前田 清彦	( 技術開発部 、元. 4. 1より)
	中本 香一郎	( 機器構造開発部、 " )
	岩田 耕司	( " 、 " )
	鹿倉 栄	( 燃料材料開発部、 " )
	山口 勝久	( 安全工学部 、 " )
	二ノ方 壽	( " 、元. 4. 1より)
	照沼 誠一	( 実験炉部 、 " )
事務局 :	永井 寛	( 研開本部 、元. 3. 31まで)
	伊東 秀明	{ " 、 " 実験炉部 、元. 4. 1より }
	佐々木 修一	( 技術開発部 、元. 3. 31まで)
	伊藤 正彦	( " 、元. 4. 1より)
	舟田 敏雄	( 実験炉部 、 " )
	富田 直樹	( " 、 " )
	白井 章	( " 、 " )
	吉田 昌宏	( " 、 " )
	有井 祥夫	( " )



## 2. 「常陽」のMark-Ⅲ計画(案)について

[平成元年6月13日 研究開発幹部会 資料 元-4-7]

「常陽」のMark-III計画（案）について

平成元年6月13日

動力炉技術開発部

大洗工学センター

1. はじめに

高速増殖炉（FBR）の実用化に向けて必要な先導的、基盤的研究開発基本計画を具体的に展開していくための効果的な手段としての「常陽」のMark-III（以下、MK-IIIと記す）計画（案）は、前年度において数次にわたって研究開発幹部会で検討・審議されてきた。本計画（案）については現在、本年2月28日の研究開発幹部会（研究開発幹部会資料63—22—1）における指摘事項——FBR実用化シナリオとの関連における本計画（案）の実実施スケジュールに関する事、技術的内容等の社内検討に関する事等——について、本年3月14日に発足した「常陽」MK-III計画検討会（研究開発幹部会資料63—23—5）を中心に検討を行ってきている。以下は、現時点までの検討結果のうち、

- (1) 「常陽」MK-III計画（案）の実実施スケジュールに関する事
- (2) 高性能照射試験施設具体化のための必要条件のひとつである照射施設としての炉心の高性能化に関する事
- (3) 中間系合理化システム（2次系削除システム）概念の開発実証計画に関する事

等について報告するものである。

2. 検討結果

2.1 MK-III計画（案）の実実施スケジュール（第1図）

(1) 高性能照射施設としての活用

実用化炉の基本仕様選定期（2000年頃）までに燃焼度約1

5万MWd/t 相当の技術的見通しを、さらに安全審査開始時期（2004年頃）までに燃焼度約20万MWd/t 相当の技術的見通しを得ておくために、1996年より照射性能の向上（ステップ2）を図る。

## (2) 新技術、新概念実証開発施設としての活用

遮蔽材、構造材等の新材料、新型炉停止機構、炉内異常診断システムなどの新技術・新概念の開発・実証試験（ステップ1）は1991年より順次開始するとともに、2次系削除システムの実証試験（ステップ3）に関しては、実用化炉の基本仕様選定期間（2000年頃）迄に技術的見通しを得るため、安全審査を1995年から開始する。これに伴い2次系削除システムの実証試験を2000年より開始し、その運転実績（約3万時間）を2005～2006年頃の実用化炉のための設工認に反映させる。

## 2.2 照射施設としての炉心の高性能化

### (1) 緒言

「常陽」MK-III計画の大きな柱の一つである高性能照射施設—燃料・材料開発のための先行照射試験及び特殊照射試験、非定常照射試験等—の具体化のための必要条件として炉心改造計画がある。

炉心の高性能化を図る手段として、炉心を2領域化する案と1領域炉心のままで細径燃料を使用する案の2案について、さらに、2領域炉心とする場合は、内側炉心用燃料としてピン径をMK-I燃料並に太径化して中空燃料を使用するタイプと現在のMK-II燃料と同等のピン径でウラン濃縮度を下げた燃料とするタイプの両案について検討した。この場合、外側炉心用燃料は従来のMK-II炉心燃料と基本的に同一としている。

### (2) 各燃料の比較検討（第1表）

細径燃料、中空燃料、中実燃料の各々について炉心・燃料設計の立場から、製造工程や製造技術上の問題点も踏まえ、その性能を比較検討した。

主要な結論は、以下のとおりである。

ケース1. 最も中性子束を上げられるのは細径燃料を用いた1領域炉心であるが、製造上の問題が大きい。また、バンドルの照射挙動に不確定要素が大きいこと等検討課題が多い。

ケース2. 2領域炉心においては、内側炉心用としてMK-II型（中実ペレット）の燃料でウラン濃縮度等を下げた燃料を採用し、炉心・燃料設計の合理化を追究した方が、MK-I燃料並の太径ピンを中空化するよりも中性子束を高められる可能性がある。

なお、炉心・燃料設計の合理化のポイントは、

- ・ 実用化炉の設計で採用を予定している出力上昇時のプレコディショニングによって中心空孔が生成する効果を燃料中心温度の評価手法に全面的にとりいれることにより、熔融限界線出力として約480 W/cm程度が採用できること
- ・ 実用化炉での設計手法の先取りと、「常陽」の試験・運転実績の両方に基づいて工学的安全係数を限界まで切りつめること

である。

### (3) 結論（第2表）

平成8年（1996年）に予定されている炉心改造のためのMK-III炉心燃料は、上記の検討結果と「もんじゅ」燃料製造工程との両立性を踏まえて、MK-II型（中実ペレット）燃料をレファレンスケースとし、下記の事項について検討を進めることとする。

- a. 2領域炉心とする場合に、炉心燃料の誤装荷防止対策として、燃料取扱設備への機械的インターロック機構の設置など
- b. 炉心・燃料設計へ実用化炉の設計で採用を予定している新概念（出力上昇時における中心空孔の生成と工学的安全係数の処理方法等）の導入
- c. 炉心中心部の燃料については、燃料の中心温度の上昇を抑制するため、O/M比や製造公差の縮小（以下に例を示す）など

	MK-Ⅲ	MK-Ⅱ	大型炉設計
O/M比	1.96以上	$1.97 \pm \begin{smallmatrix} 0.02 \\ 0.03 \end{smallmatrix}$	$1.98 \pm 0.02$
ペレット外径 (mm)	$4.63 \pm a$ ( $a < 0.05$ )	$4.63 \pm 0.05$	$7.32 \pm 0.05$
被覆管内径 (mm)	$4.80 \pm b$ ( $b < 0.025$ )	$4.8 \pm 0.025$	$7.5 \pm 0.025$

### 2.3 2次系削除システム概念の実証開発計画について

#### (1) 実用化炉における2次系削除システムの安全論理

実用化炉における2次系削除システムの安全論理の構成の目標は次の点に置く。

##### 〔目標〕

Na-水反応事故を、設計基準内事象（DBE）の対象外とする（内外管の貫通リークなし）。

##### 〔方法〕

- ① 2重管伝熱部、管板構造部等の製作技術、検査技術の確立により、Na-水反応事故の発生を抑止する高信頼性SGの開発。
- ② 多重性、多様性を有した内管破損検出計、外管破損検出計等から成る伝熱管破損検出システムの開発。
- ③ 伝熱管破損検出システム及び水・蒸気ブロー系に対するDemand Failureの確率論的評価。（片側破損検知失敗及び水・蒸気ブロー失敗を設計上考慮する必要のないことを示す）
- ④ 伝熱管破損モードの評価に基づいた、破壊力学的手法を用いた評価及び確率論的評価、並びに実証試験。（内外管同時破断を設計上考慮する必要のないことを示す）

#### (2) 実用化炉の安全論理におけるMK-Ⅲ計画の位置付け

（第2図，第3図，第3表）

実用化炉の安全論理におけるMK-Ⅲ計画の位置付けを第2図に、また、関連R&D計画を第3図に示す。

2重管SGの「常陽」への設置に当たっては、将来の実用化炉

における適用を考慮し、以下の方針で計画を進めることとし、その見通しを得ている。

- (i) 1次冷却系（片側）へ、約70MWのSG1基を設置する。
- (ii) 安全論理については、第3表に示す通りに分析できるが、ケースAを目標として、研究開発を進める。
- (iii) 平成元年度から4年度に上記分野のR&Dを行い、5年度には成果の総合的評価を行い、許認可に必要な安全論理の構築を最終的に行う。
- (iv) R&D成果の評価、R&Dの進め方について検討するため、外部専門家も含めた2次系削除システム安全評価基準検討会の設置を検討する。

#### 2.4 その他

- MK-III計画の資金計画については、関連部署と現在検討を進めている。
- 二重管蒸気発生器を設置した場合の水・蒸気系の冷却問題については、空気冷却方式により冷却が可能であるとの見通しのもとに、その所要電力について検討した結果、大洗工学センター全体での電力容量に支障をあたえることはないことを確認している。

第 1 表 MK-II 及び MK-III 炉心の比較

	MK-II	M K - III				
		ケース1	ケース2			
		1領域炉心 (細径ピン)	2領域炉心 (MK-I型太径中空ピン)		2領域炉心 (MK-II型中実ピン)	
			内側	外側	内側	外側
燃料集合体 炉内装荷数 (体)	~67	~85	~25	~60	~25	~60
炉心高さ (cm)	55	45	48	48	48	48
100MW過出力時 最大線出力 (W/cm)	430	~310	~480	~310	~355	~310
溶融限界線出力 (W/cm)	430	~480	~580*	~480	~480	~480
溶融限界線出力を上限とした 時の最大原子炉出力 (MW)	100	~150	~120		~140	
溶融限界線出力を上限とした 時の最大中性子束	$\phi$	~1.5 $\phi$	~1.1 $\phi$		~1.3 $\phi$	

\* : 海外照射データによる。

第2表 MK-III炉心燃料の基本仕様(案)

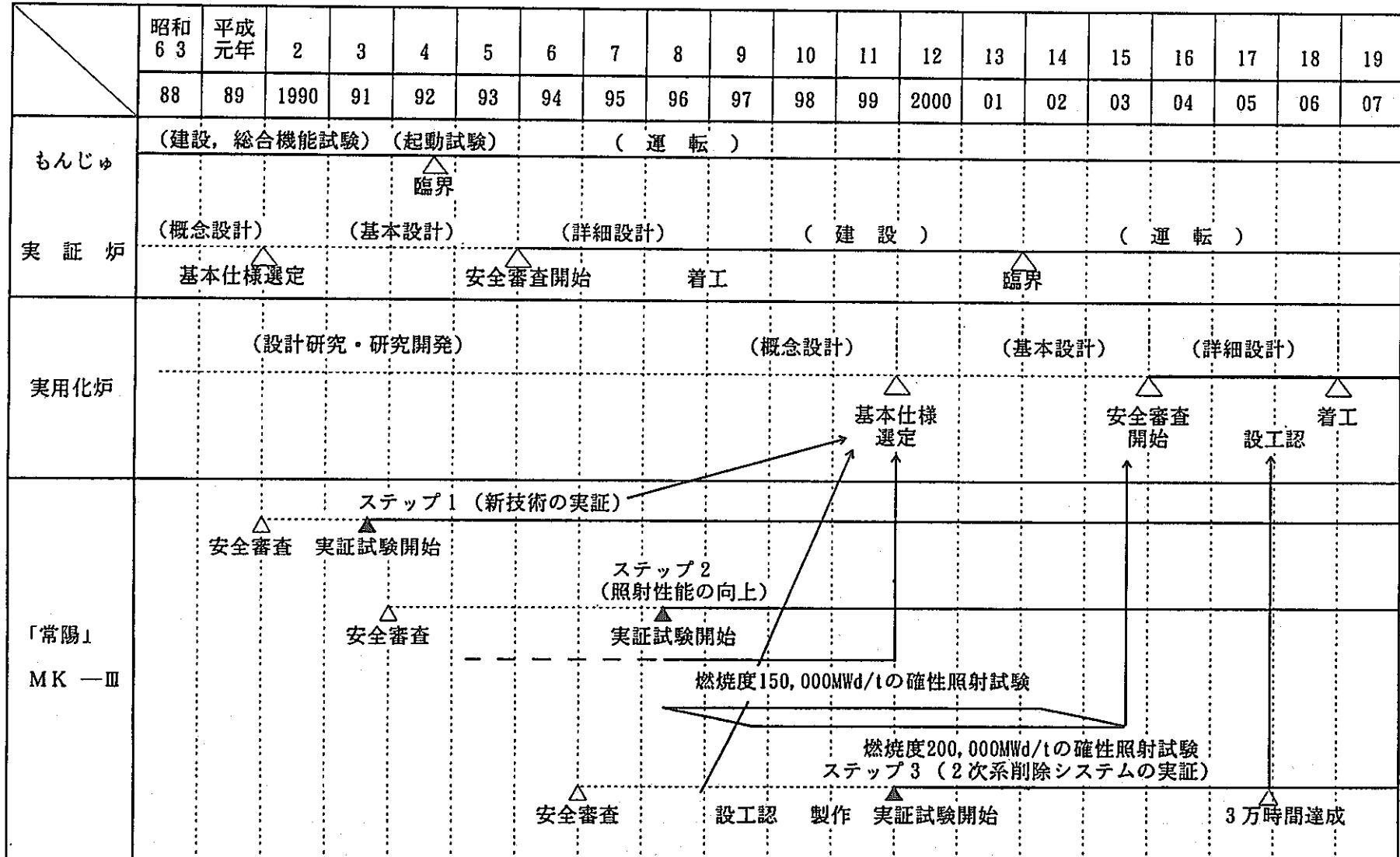
項 目	燃 料	MK-II	MK-III炉心燃料基本仕様案 (2領域炉心)	
			内側炉心	外側炉心
被覆管(燃料ピン)外径(mm)		5.5	5.5	同 左
被覆管内径(mm)		4.8	4.8	同 左
燃料ペレット外径(mm)		4.63	4.63	同 左
燃料ペレット形状		Solid	Solid	同 左
燃料ペレット密度(%T.D)		94	94	同 左
スミア密度(%)		87	87	同 左
$^{235}\text{U}$ 濃縮度(wt%)		~20	~12	~20
核分裂性Pu富化度(wt%)		20.8	20.8	同 左
炉心高さ(cm)		~55	~48	同 左
集合体内ピン本数(本)		127	127	同 左

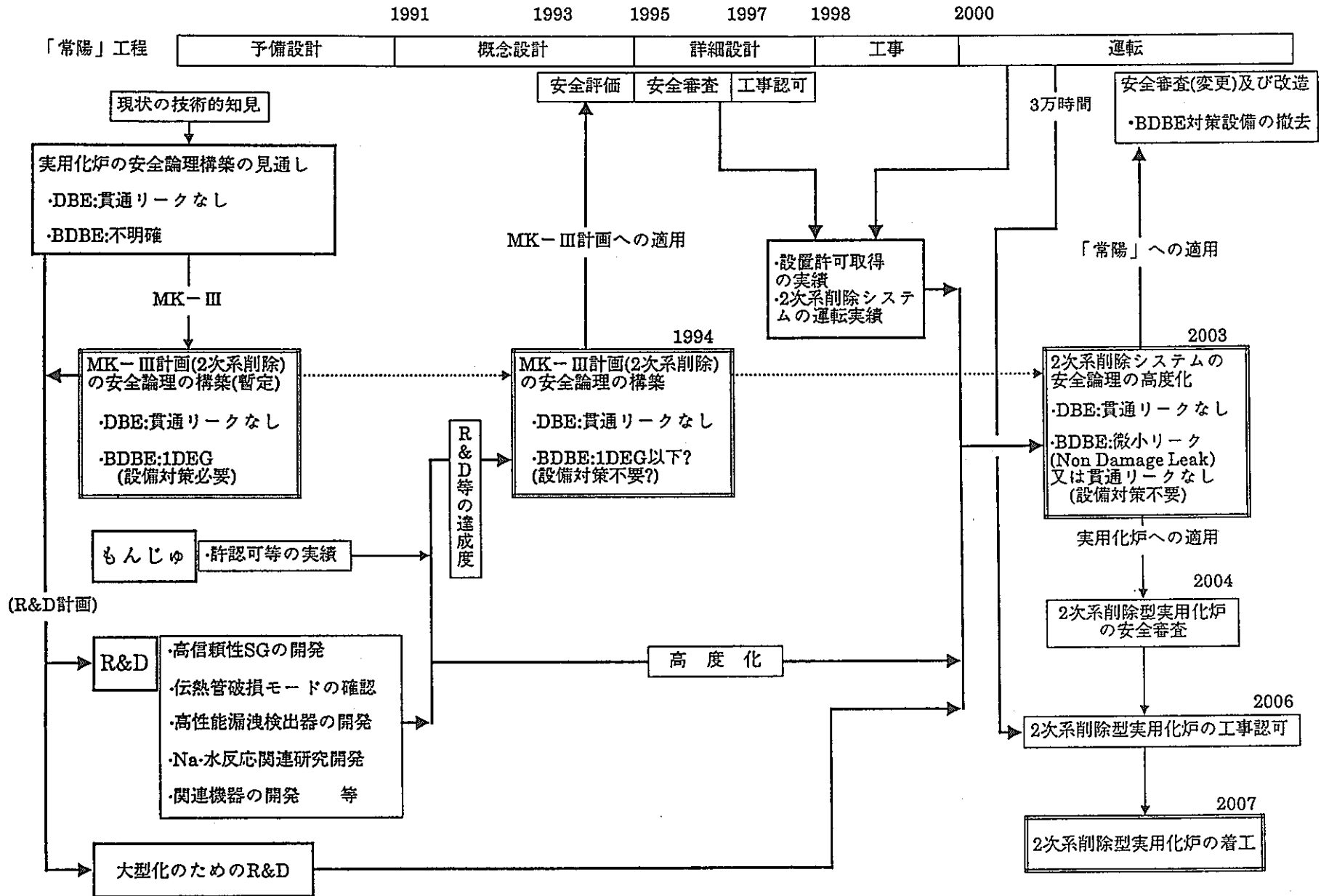


第3表 2次系削除システムの安全論理の考え方と関連R&D

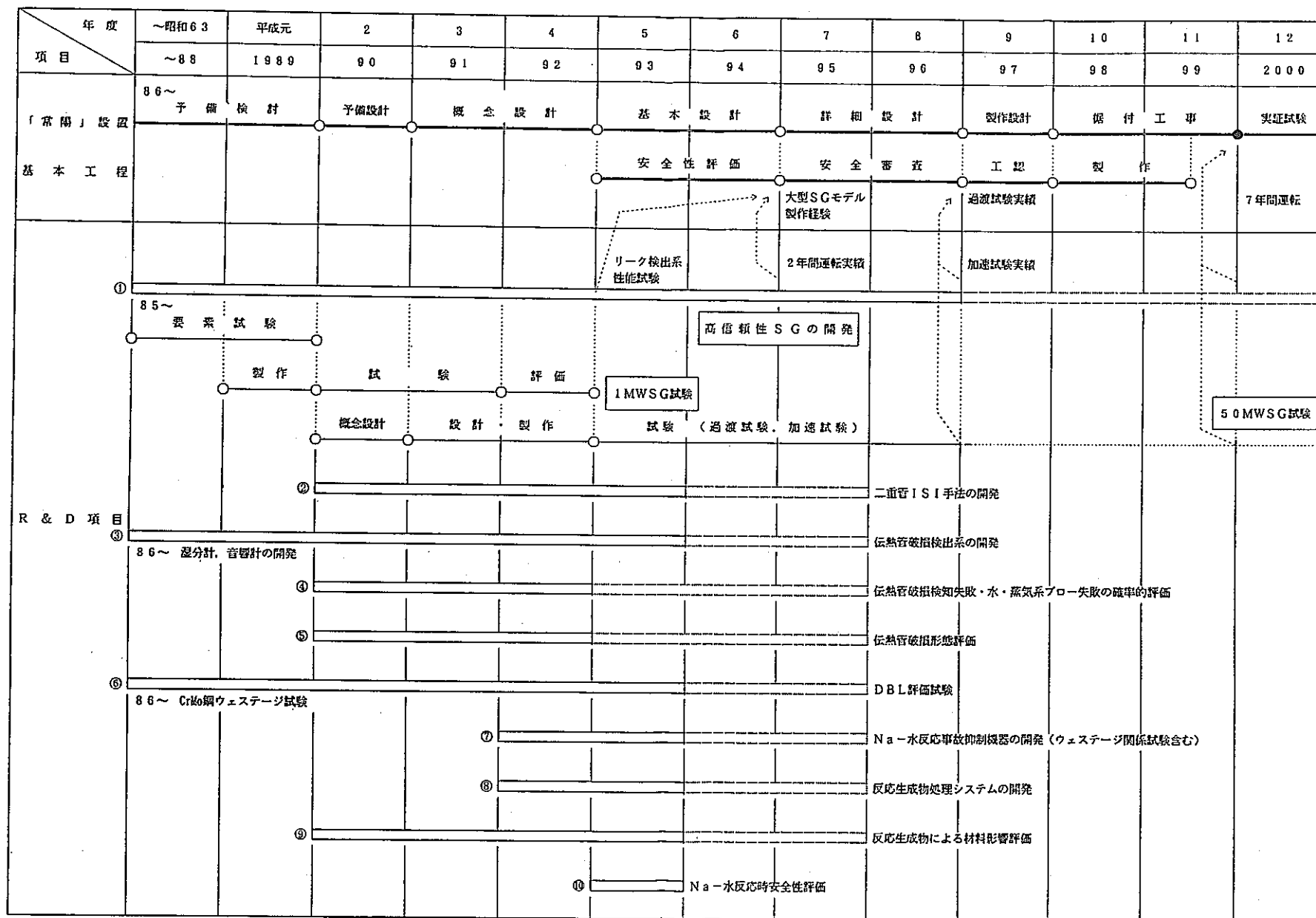
ケース	設計想定事象	安全論理の考え方	必要なR&D項目	備考
A	Na-水反応事故は、設計基準内事象(DBE)の対象外とする。	<p>次の手段により、Na-水反応事故をDBEの対象外とする。</p> <p>(イ) 内外管破損の発生を抑制する、高信頼性二重管SGを開発する。</p> <p>(ロ) 多重性、多様性を有した片側破損検出系で、単管の破損検出を保証する。</p> <p>(ハ) 設備のDemand Failureに対する確率論的評価より片側破損検出失敗及び水・蒸気系ブロー失敗を設計上考慮する必要のないことを担保する。</p> <p>(ニ) 伝熱管破損モードの評価に基づいて、破壊力学的手法等を用いた評価及び確率論的評価、並びに実験的な裏付けを基に、内管、外管の独立性を立証する。</p>	<p>①「高信頼性SGの開発」 (1MWSG試験, 50MWSG試験)</p> <p>③「伝熱管破損検出系の開発」(片側破損検出系) (1MWSG試験, 50MWSG試験の一項目として実施)</p> <p>④「伝熱管破損検出失敗、水・蒸気系ブロー失敗の確率論的評価」</p> <p>⑤「伝熱管破損形態の評価」</p>	<p>(i) この他、高信頼性SGに係るR&amp;Dを担保する手段として、②「2重管ISI手法の開発」がある。</p> <p>(ii) 本ケースでは、Na-水反応事故に対する反応生成物収納設備の対応を必要としない。</p>
B	<p>伝熱管破損拡大のおそれなく、かつプラントにダメージを与えない程度の微小リーク(Non Damage Leak)によるNa-水反応事故を想定する。 (0.1g/sec以下の水リーク率を想定)</p>	<p>LBB論理等に基づき、ノンダメージ領域内で貫通リークを水素計により検知し、水・蒸気系をブローすることにより、事故拡大を防止する。</p>	<p>③「伝熱管破損検出系の開発」(水素計) (1MWSG試験, 50MWSG試験)</p> <p>⑥「DBL評価試験」</p> <p>④, ⑤</p>	<p>(i) ⑤の項目にて、LBB論理の立証に係る評価を行う。</p> <p>(ii) 上記Aケースと同様、設備対応を必要としない。</p>
C	<p>小リーク程度のNa-水反応事故を、想定する。 (1.0g/sec以下の水リーク率を想定)</p>	<p>音響計及び水素計により貫通リークを検知し、水・蒸気系をブローすることにより事故拡大を防止する。</p>	<p>③「伝熱管破損検出系の開発」(音響計) (1MWSG試験, 50MWSG試験)</p> <p>④, ⑤</p>	<p>(i) 小規模な設備対応を必要とする。</p>
D	<p>大リーク規模のNa-水反応事故を想定する。 (伝熱管一本のギロチン破断事故を想定)</p>	<p>プラント設計には、片側リーク検出系を始めとして事故を防止、あるいは、事故の拡大を防止するための設備を施すものの、設計上は、伝熱管1本のギロチン破断を想定し、それに対する安全性を保証する。</p>	<p>⑦「Na-水反応事故抑制機器の開発」</p> <p>⑧「反応生成物処理システムの開発」</p> <p>⑨「反応生成物による材料影響評価」</p> <p>⑩「Na-水反応時安全性評価」</p>	<p>(i) 大規模な設備対応を必要とする。</p>

第 1 図 FBR 実用化計画におけるMK-III計画の位置づけ





第2図 2次系削除技術の開発の流れ



第3図 MK-III計画に係る研究開発計画（案）

3. 「常陽」の高性能照射施設, 新技術実証開発施設  
としての活用計画

[平成元年6月13日 研究開発幹部会 資料 63-22-1 改1]

「常陽」の高性能照射施設、  
新技術実証開発施設としての活用計画

— M a r k — III 計画 (案) —

1989年6月13日

動力炉技術開発部

大洗工学センター

目 次

- (1) まえがき
- (2) 「常陽」Mark-III計画の意義
- (3) 技術的検討結果に基づくMark-III計画の概要
  - 1. 高性能照射施設化に関する検討結果
  - 2. 新技術・新概念実証開発に関する検討結果
- (4) Mark-III計画の遂行手順及び課題
- (5) 資金計画及び体制

(1) まえがき

高速実験炉「常陽」は1977年4月の初臨界達成以来、約12年間にわたって順調に運転を続け、この間、高速炉プラントの運転保守経験の蓄積、高燃焼度、高性能燃料の開発のための照射試験等を実施し、それらによって得られた技術的知見は、今日の我が国のFBR開発の基盤となり、原型炉「もんじゅ」への有効な反映をはかってきた。

今後のFBR開発は、実証炉をはじめ、実用規模の発電プラントの性能向上によって、既存炉に競合し得る経済性の確立を図る実用化移行段階を経て展開されていくことになるが、ウラン需要の緩和、軽水炉技術の向上等を背景に2020～2030年頃の実用化を目標におくと建設費、燃料サイクル費の大幅な低減が必須条件であり、そのための新技術の開発が強く要請されている。

現在、「常陽」に課せられている研究開発課題は着実に達成されつつあるが、「もんじゅ」の建設が順調に進み、実証炉の概念について具体的検討が進められている中で、「常陽」における研究開発はFBRの実用化を目指す上での質的転換が求められている。

特に、「もんじゅ」の運転開始(1993年)以降は、プラントの運転保守経験の蓄積、燃料材料の定常かつ確信的な照射試験等は、「もんじゅ」に比重が移行することを考え、「常陽」においては、実験炉としての特徴を充分活用して、「もんじゅ」、海外炉等とのFBR開発上の役割において相互補完的関係のもとに研究開発を展開してゆくべきと考える。

このような観点から、「常陽」については、FBRの実用化に必要な燃料材料等の開発のための高性能照射施設として、また、各種新技術・新概念の開発・実証の場として活用をはかることが今後の主要な役割となる。そこで、内部については検討会議を設置し、外部については関係4機関で構成されるFBR研究開発運営委員会の中長期研究開発課題検討ワーキンググループ、「常陽」技術評価専門委員会等において内外の広範囲な要望(ニーズ)に答え得るように、上記活用方策並びに技術的見通しとその効果(コスト・ベネフィット)について検討を行ってきた。

以下は、「常陽」活用計画（略称：M a r k - Ⅲ計画、以下MK - Ⅲ計画と記す）（案）の概要について報告するものである（添付資料—1参照）。

〔2〕「常陽」MK - Ⅲ計画の意義

F B R実用化に向けて必要な先導的、基盤的研究開発項目とその開発目標は開発基本計画に示されている。（研究開発幹部会資料 63-18-2、63-20-2及び63-24-1）これらの先導的、基盤的技術の開発は、炉外試験並びに「常陽」、「もんじゅ」、海外炉等実プラントでの研究成果を総合化して、はじめて実現可能となる。

添付資料—2に示すようにF B Rの実用化へ向けての基盤技術に関する研究開発の中で実機プラント「常陽」による寄与は極めて大きい。

「常陽」において試験、実証することの意義の大きいと考えられる項目として以下のものがある。

- 燃料・材料開発のための先導的照射試験および実験炉の特徴を活かした多様な特殊照射試験、非定常照射試験
- 中間系合理化等の新概念機器・システムの実証の場としては、既施設としての実験炉を改造、活用することがコストベネフィット上優位であり且つ、実プラントでの信頼性、安定性の実証試験を通しての機器・システムのライセンスビリティの強化が図れる。
- A T W S関連試験等を通じてのF B Rの自律安全性の評価

これらを「常陽」MK - Ⅲ計画においては、①高性能照射施設としての活用  
②新技術、新概念実証開発施設の2つの柱としてとらえ、展開することによって、我が国のF B R開発路線における主要な基盤技術を支えてゆくこと、また、これらの活用を通して国際協力、受託業務等の積極的な展開が必要かつ可能である。

(1) 高性能照射施設としての活用

実用化炉の基本仕様選定期間（2000年頃）までに燃焼度15～20万



MWd/t の技術的見通しを得ておくために、現状の照射性能（20万MWd/t の達成に12～13年の照射期間を要する）の向上、照射能力の拡充をはかる。

窒化物燃料・炉心技術の開発、新型燃料、核融合材料、超ウラン元素（TRU）、新素材照射等への積極的活用をはかる。

## (2) 新技術、新概念実証開発施設としての活用

FBRの信頼性向上、建設費低減に効果の大きい機器、システムの開発実証としては、添付資料-2に示すようなポンプの合理化、遮蔽材、構造材等の新材料、新型炉停止機構、炉内異常診断システムなどの開発と、配管ベローズ、機器合体方式、二次系削除システムに代表される中間系合理化システムの開発等がある。これらの実証試験においては、前述したような開発効果が期待でき、FBRの実用化をはかる上で不可欠な部分である。

なお、燃料材料開発においては「もんじゅ」、海外炉等と下記の様な役割分担が想定される。

### ○ 「もんじゅ」の役割

FBR開発のリーディング・プラントとしての開発成果・経験を実証炉、実用化炉に反映する役割と共に、高燃焼度炉心移行後（1996年以降）においては、発電炉としての性格を考慮して燃料・材料の確信的集合体照射試験を主体に実施する。

### ○ 海外炉の役割

燃料材料開発は、「常陽」を中心として展開されていくこととなり、国際協力に基づく共同開発の観点からの海外炉の利用は、その特徴を活かしたものに限定されてくる。

- ・米国ではFBR開発の低迷、小型金属燃料炉路線への変更の中で実験炉（FFTF、EBR-II）の先行き不安。
- ・欧州では主要実験炉が既に閉鎖。（日仏交換照射等のように実験炉としての「常陽」への期待も大）

照射試験に関する分担割合の現状及び将来予測は添付資料-3の通り。

(3) 技術的検討結果に基づくMK-III計画の概要 (添付資料-4参照)

1. 高性能照射施設化に関する検討結果 (添付資料-5参照)

所要照射量の達成期間は現在の約1/2、また照射スペースは現状より2倍程度となる見通しを得た。

(1) 炉心の高性能化

MK-II型(中実)燃料を用いた2領域炉心によって原子炉出力約140MWで、中性子束は現行の約1.3倍達成可能

- 出力上昇時における中心空孔の生成等の炉心・燃料設計上の新概念の導入により、線出力密度480W/cm達成可能の見通しを得た。
- 集合体のエントランスノズルと炉心構造物の連結管のキャビテーションについては、水キャビテーション試験の結果、上記の出力の範囲であれば、連結管に大きな影響を及ぼすキャビテーションを防止できる見通しを得た。
- 高性能炉心への移行手順とその間の炉心の核・熱特性について基本的成立性を確認した。

・1991年度に制御棒2本程度を炉心第3列から第5列に移設し、照射スペースを拡大する。(炉内中性子束への影響はほとんどなし)

・1995年度からMK-III型炉心燃料\*を炉心の外側に装荷

\* 現MK-II燃料のスタック長を7cm短尺化した燃料

・ 1996年度にMK-Ⅲ炉心への移行完了

- 冷却系の除熱能力に関しては、ポンプの改良、DHXの改造等により現行の約1.5倍まで上げることが可能となる見通しを得た。
- 出力上昇に伴う冷却系の構造健全性について基本的成立性を確認した。

## (2) 稼働率の向上

稼働率約60%達成可能（現行の約1.5倍）

- トランスファロータに燃料の一時貯蔵機能（16体）を付加した状態で、関連機器等に熱的な問題のないことを確認した。
- 炉内燃料貯蔵ポットの廃止については、高性能遮蔽体として炉心第9列には天然ボロンを、第10列には濃縮ボロンを使用した高性能遮蔽体を装荷することで貯蔵ポット内の燃料の発熱を十分抑制可能である。また、高性能遮蔽体の熱的成立性について確認した。
- 定検期間の短縮に関しては、既設設備の合理化等の設備対応と床下点検ロボット等の機器の開発により、1992年度以降順次工程を短縮する。
- 照射準備期間短縮については、1992年度から安全容器内照射装置を、1995年度よりNa中コネクタ付計測線付集合体を実用化し、現行の炉上部照射プラグリグ（UPR）及び計測線付集合体（INTA）と置き換えることによって実現する。また、制御棒下部案内管については、燃料交換機で取扱い可能な構造のものの基本的成立性を確認した。

## 2. 新技術・新概念実証開発に関する検討結果

実用化を目指した新技術・新概念実証開発に関し、下記の検討を行った。

(1) 新概念の実証開発

中間系合理化システムの実証について二重管蒸気発生器の一次系設置上の成立性を確認。

- 2次系削除システムに関して、二重管SGの1次系設置方式（添付資料—6）について伝熱管破損を貫通リークなしから1本破断まで想定し、機器、配管、システム構成の検討を行い、その成立性を見通しを得ることができた。また、2重管SGに関する研究開発の現状を整理し、安全論理の構築について見通しを得た。
- 配管ベローズについては、冷却系機能強化時（1996年度予定）に2次系に設置することにより配管短縮化の実証試験は可能。

(2) 新技術の実証開発

新技術実証に関する設置上の成立性確認、スケジュール（案）策定

- 高性能遮へい体については、前述のとおりその構造・組成及び、核熱特性の評価を行った。1993年度以降炉内に装荷する。
- 新型炉停止機構については、1993年度よりフルスケール試験体の反射体領域での確認試験を行った後、「常陽」の実機6体の内1体で実証試験を開始する。（自己作動型キュリ一点電磁石の照射試験は、1989年度開始）
- 原子炉運転自動化システムについては、第1段階の制御棒操作自動化システムがシミュレータによる検証試験中であり、1993年度以降に原子炉制御系と接続する。自律型プラントに資するプラント運転自動化については、1999年度以降に「常陽」に適用する。
- 炉内異常診断システムについては、検出系の炉内試験、信号処理系の機

能試験を1993年度以降開始する。

- 燃料破損診断システムについては、高速FFD、高性能FFDL、オンライン・プラント汚染モニタ及び破損燃料状態診断システム等について、1993年度以降順次炉内実証試験を開始する。

### 3. その他の検討結果

- TRUの消滅処理については、1991年度以降の物性値測定のためのサンプル先行照射及び1993年度以降のピン照射試験のための実施計画を策定中。
- 二重管蒸気発生器を設置した場合の水・蒸気系の冷却問題については、空気冷却方式により冷却が可能であるとの見通しを得た。その所要電力については、大洗工学センター全体での電力容量に支障を与えることはないことを確認した。

## 〔4〕 MK-Ⅲ計画の遂行手順及び課題

### 1. 高性能照射施設の開発手順（添付資料-7参照）

#### (1) ステップ1（1991年～）

- 高性能炉心への移行着手
  - ・ 制御棒の移設による照射スペースの拡充
  - ・ MK-Ⅲ外側炉心用燃料の製造（1993年）  
（現MK-Ⅱ燃料のスタック長を7cm短尺化した燃料）
  - ・ MK-Ⅲ内側炉心用燃料の製造（1995年）  
（外側炉心用燃料のウラン濃縮度等を下げた燃料）
- 燃料取扱系設備等の改造及び照射準備期間の短縮化による稼働率の向上（稼働率約1.5倍）
- RTCB試験、PTM試験等燃料設計限界評価試験
- 新型燃料（金属及び炭・窒化物燃料）の照射試験
- 新型照射装置の実用化による機能の充実

(2) ステップ2 (1996年～)

- 炉心の高中性子束化(中性子束約1.3倍)
- 燃料過渡試験の実施

2. 新技術・新概念の実証試験計画手順 (添付資料-8参照)

(1) ステップ1 (1991年～)

- 高性能遮蔽体の実証試験
- 新型炉停止機構の実証試験
- プラント異常診断システム(炉内異常診断システム, 燃料破損診断システム)の実証試験
- 制御棒操作の自動化実証試験
- TRUの消滅処理技術の実証試験
- FBRの自律安全特性試験

(2) ステップ2 (1996年～)

- 冷却系の機能強化に関連した改良インペラポンプ, ベローズ継手等の実証試験

(3) ステップ3 (1999年～)

- 中間系合理化システム(二次系削除システム等)の実証試験
- プラント運転自動化システムの実証試験

3. 今後の課題

(1) 高性能照射施設の開発

- 炉心の高性能化に関する課題
  - ・ 2領域炉心における炉心燃料の誤装荷防止対策の具体化
  - ・ キャビテーションによる炉心構造物のエロージョンの発生を抑制する方法の具体化(Na試験による確認 1990年)

- ・ 燃料の製造工程、詳細仕様の検討
- ・ 移行炉心の核熱特性の詳細評価（安全審査準備 1989年）
- ・ 冷却系設備の構造健全性に関する詳細評価  
（安全審査準備 1992年）

○ 稼働率向上に関する課題

- ・ トランスファロータの改造に伴う格納容器の耐震解析  
（安全審査準備 1989年）
- ・ 貯蔵専用ポットの廃止に係わる炉内燃料貯蔵位置での使用済燃料の  
詳細発熱量の評価（安全審査準備 1989年）
- ・ 床下点検ロボット等遠隔点検装置の開発（～1995年）
- ・ ナトリウム中コネクタの開発等新型照射装置の開発（1987年  
～1993年）

(2) 新技術の実証

- 二次系削除システムの安全論理の構築，プラント動特性評価，格納容器  
耐震性評価（安全審査準備，～1994年）
- 高信頼性二重管SG，ナトリウム—水反応事故抑制技術・手法の開発  
（安全審査準備～1994年）
- ナトリウム浸漬自己冷却型電磁ポンプ（ALIP）の開発  
（安全審査準備～1994年）
- 高性能中性子遮蔽体の核熱特性，長寿命化の検討・評価  
（ポット内発熱抑制～1989年）

(5) 資金計画及び体制

1. 資金計画（添付資料-9参照）

- (1) MK-III計画全体（1989年度からステップ3として検討を行っている  
中間系合理化システムの実証試験まで）の資金の総額は、運転経費を除き約  
600億円。

(2) 各ステップ毎の安全評価費、設計・工事関連等の総額は以下のとおり。

- ステップ1は新技術・新概念の実証、照射スペースの拡大等を行うため約60億円。
- ステップ2は主に照射性能向上のための設備改造等を行うため約160億円。
- ステップ3は、中間系合理化システムとして二次系削除システムの実証試験等を行うため約380億円。

## 2. 体制

(1) MK-III計画の具体化のため、大洗工学センター内にMK-III専任グループを置く。

### ○所掌範囲

- ・ 計画のとりまとめ、推進
- ・ 本社及びセンター内部との調整
- ・ 設置変更許可申請の実施

### ○グループ員の構成

- ・ 前期（平成3年度まで）は炉心・燃料取扱設備及び安全解析等の専門家を主体に構成。
- ・ 後期（平成4年度以降）は炉心・冷却系系統設備及び安全解析等の専門家を主体に構成。

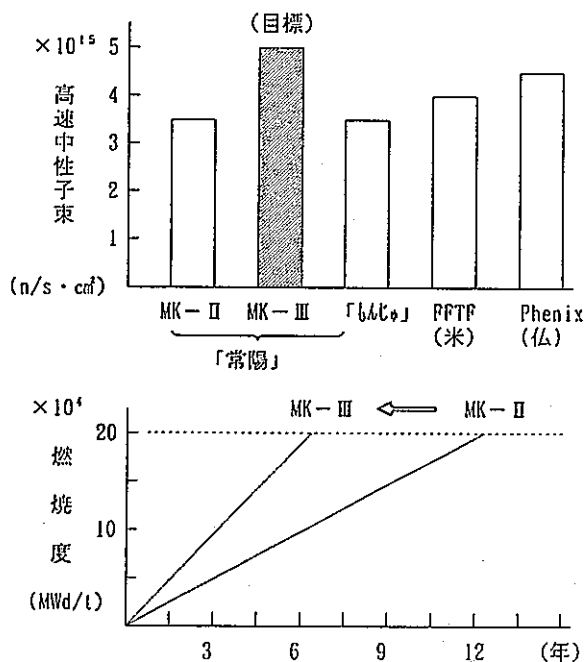
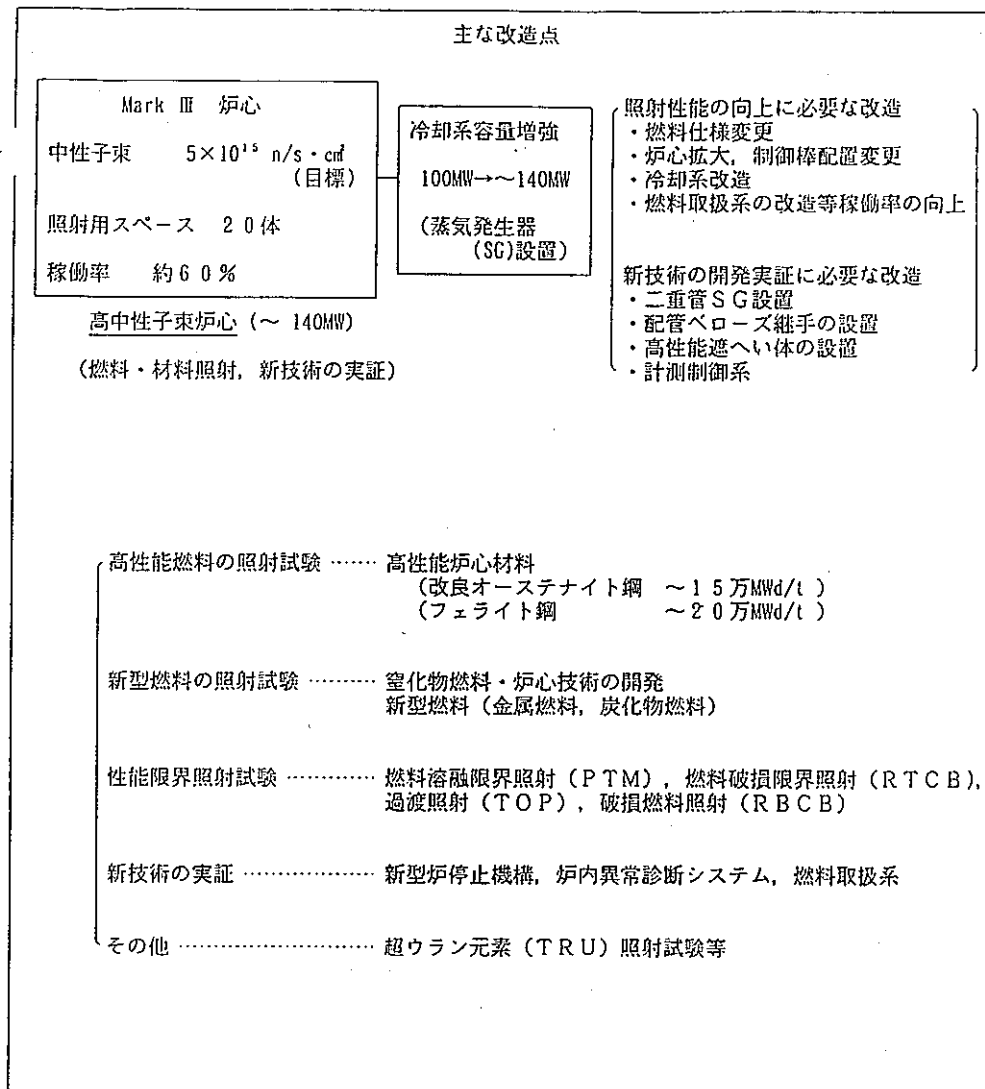
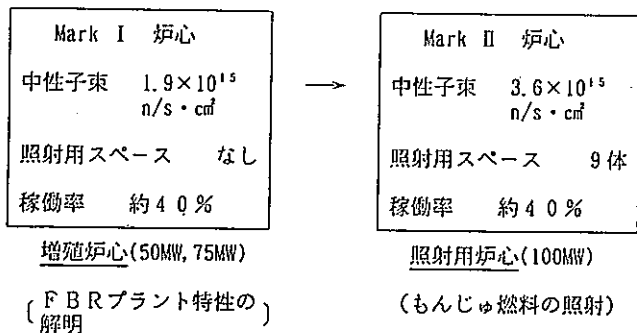
(2) 設工認以降については、従来の業務分担に基づいて担当各課が「実験炉部」ライン業務として実施する。



## 添 付 資 料

### 目 次

- 添付資料－1 「常陽」MK－Ⅲ計画への推移
- 添付資料－2 MK－Ⅲ計画及び「もんじゅ」の実用化炉段階の研究開発  
目標への寄与
- 添付資料－3 燃料材料照射試験に関する「常陽」、「もんじゅ」及び  
海外炉の役割分担
- 添付資料－4 MK－Ⅲ計画の概要
- 添付資料－5 MK－Ⅲ炉心への移行方法
- 添付資料－6 二重管蒸気発生器1次系設置検討例
- 添付資料－7 高性能照射施設の開発と利用計画
- 添付資料－8 新技術の実証計画
- 添付資料－9 MK－Ⅲ計画の資金計画



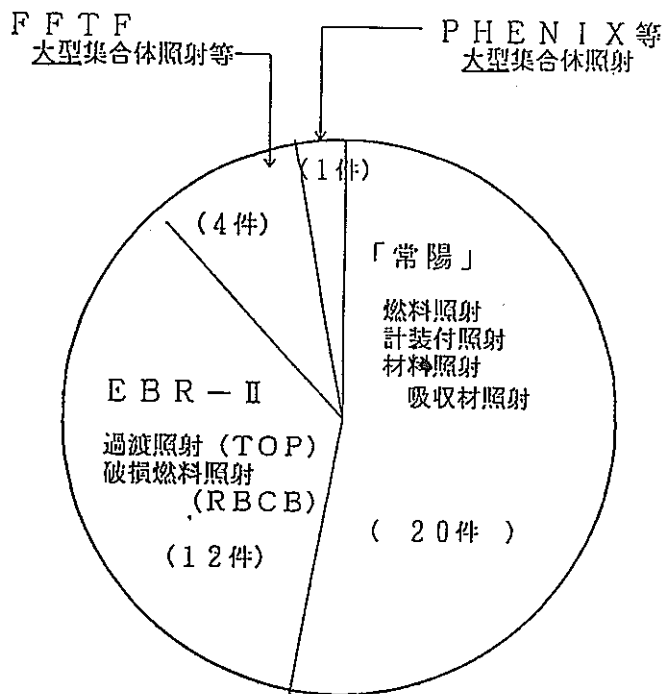
添付資料一2

MK-III計画及び「もんじゅ」の実用化炉段階の研究開発目標への寄与

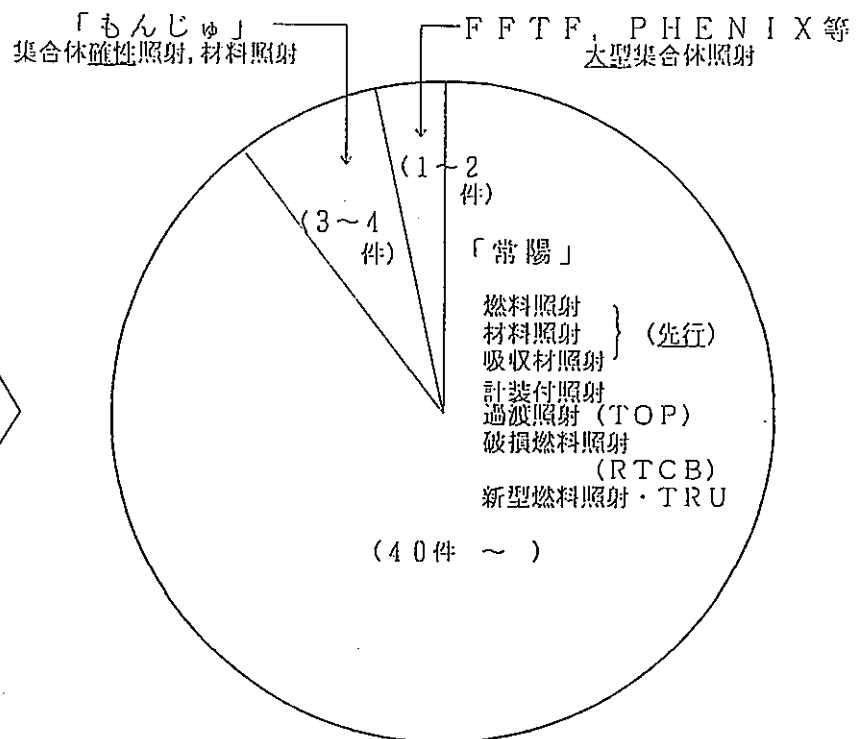
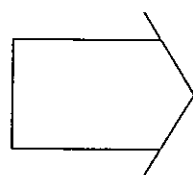
開発目標 開発技術	実用化炉段階 研究開発項目	MK-III計画による寄与	原型炉「もんじゅ」 による寄与
高性能燃料の開発	(燃焼度20万MWd/t 線出力480W/cm) ・高強度フェライト鋼燃料	(燃焼度、20万MWd/t) ・炉心の高性能化及び稼働率の向上により照射期間は従来の1/2 ・照射技術の高度化及び過渡試験等への対応を可能とすることにより、従来海外炉を利用しての試験が可能 ・新型燃料・材料の先行照射	(燃焼度8万MWd/t 線出力360W/cm) ・大型バンドルによる高性能燃料の定常照射試験
高性能大型炉心の開発	(高燃焼度長期サイクル炉心) ・酸化燃料の大型炉心 ・新型燃料炉心【金属、炭、窒化物】～オプション～ ・新遮蔽材の開発【ZrH <sub>2</sub> , BeO】	・非均質燃料の定常・非定常先行照射 ・窒化物燃料炉心技術の開発 ・径方向遮蔽体の実証	(2領域均質炉心) ・軸非均質大型バンドルの定常照射試験
プラントの高温化	(原子炉出口温度550℃) ・高温用構造材料の開発 ・高温用構造材料データベースの整備	・冷却系設備の機能強化及び2次系削除システムの一環として高クロム鋼の実証試験も実施 ・余寿命評価技術の実証	(原子炉出口温度530℃) ・高温構造設計指針(BDS)の検証と設計裕度評価
配管・機器の合理化 高信頼化	(1次・2次配管系の簡素化、主要構成機器の合理化) ・配管ベローズ継手の開発 ・一体型機器の開発 ・超電導電磁ポンプの開発	・配管ベローズ継手等の実証 ・余寿命評価技術の実証 ・改良インペラ型又はインデューサ型ポンプの実証 ・ナトリウム浸漬型自己冷却電磁ポンプ【ALIP】の開発	(高所水平引き回し配管、分離貫流型SG) ・FBR発電システムとしての総合的信頼性の実証 ・単管による配管破損対策手法の開発 ・運転実績によるFBR用機器の信頼性確認
合理的格納施設 の開発	(低圧建屋一体型格納施設) ・ソースターム等に関する研究	・FP挙動評価コードの検証	(鋼製耐圧格納容器) ・格納施設の設計裕度評価 ・事故時格納施設内挙動評価手法の開発
免震構造の開発	(免震技術体系の確立) ・免震構造評価手法の開発		(LWR耐震指針に基づく設計) ・高温構造設計と耐震設計の最適化評価 ・FBRの耐震設計手法の確立
2次系削除システム の開発	(2次系削除成立性の確立) ・2重管蒸気発生器の開発 ・安全論理の構築	・安全論理の構築と許認可実績 ・2次系削除システムの開発・実証	(2次系あり) ・2次系+水・蒸気系の信頼性確認 ・FBR用SGの許認可実績
高信頼性崩壊熱除去 系の開発	(自然循環による崩壊熱除去系の確立) ・受動的崩壊熱除去システム	・水・蒸気系による崩壊熱除去性能の確認	(2次主冷却系分岐IRACS) ・崩壊熱除去系の信頼性実証 ・自然循環による崩壊熱除去実証
被曝の低減化(運転 保守技術の高度化)	(自律制御、自動化) ・CP抑制・除去技術の開発 ・AI利用 ・ファジィ制御	・CPの抑制・除去技術の開発・実証 ・運転保守支援システムの開発・実証 ・原子炉運転自動化システムの開発・実証 ・AI利用	(被曝低減、運転信頼性向上) ・運転実績によるCP挙動解析コードの検証
合理的な安全論理 の構築	(FBR固有の安全性、パッシブセーフティを取り入れた合理的な安全論理の構築) ・高速炉安全評価手法の確立	・新型炉停止機構 ・プラント異常診断システム【炉内異常診断システム、燃料破損診断システム】 ・安全特性試験【ATWS模擬試験等】	(LWRの考え方をベースに、FBRの特殊性を考慮した安全論理) ・FBR用安全設計方針の制定 ・FBRの安全評価の考え方の制定 ・シビアアクシデント安全評価手法の開発 ・PSA手法の開発 ・後備炉停止装置の開発

※ ( ) は開発目標及び特徴を示す。

添付資料—3



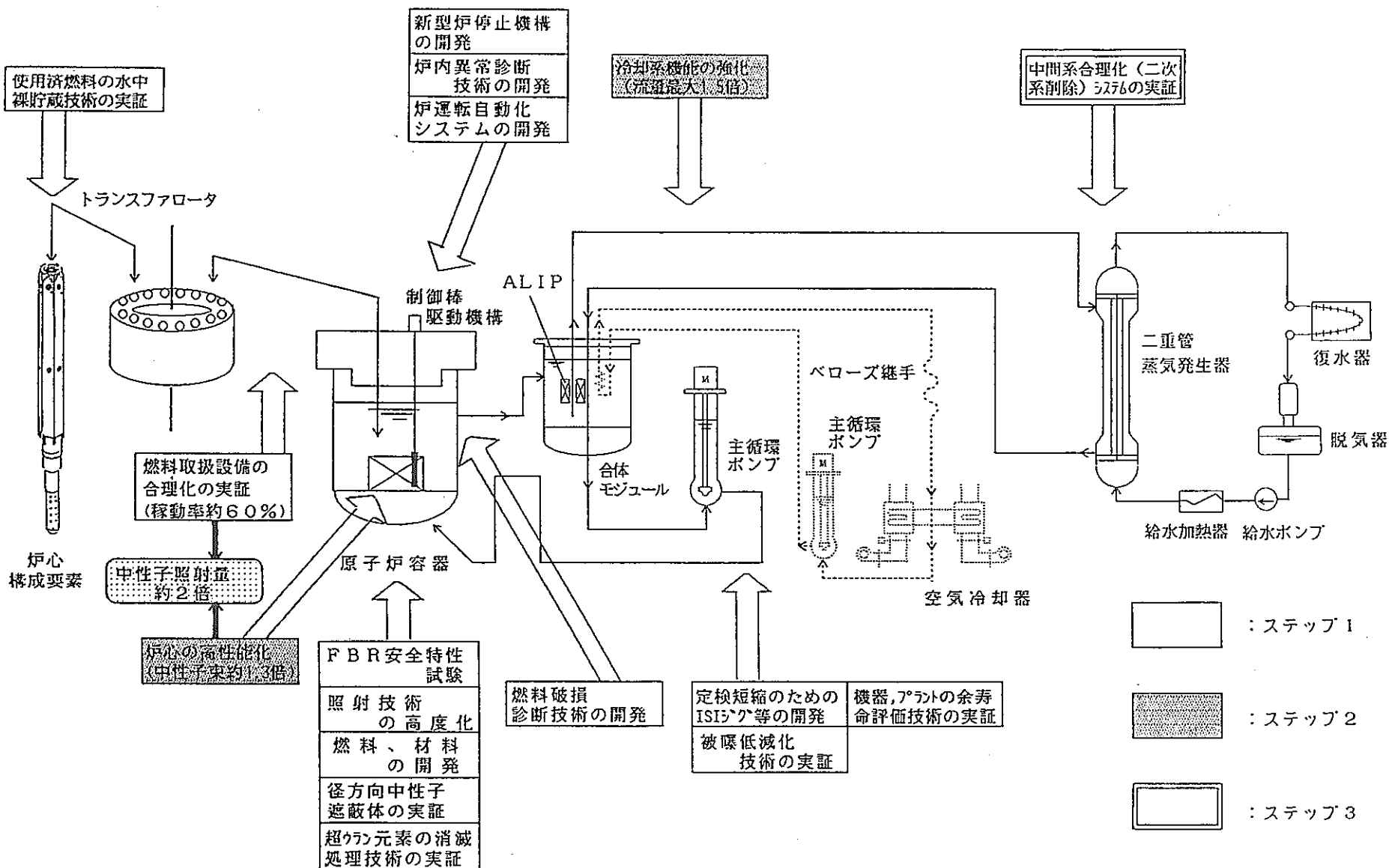
(1989年～  
1994年頃まで)



(1995年頃～  
2000年頃まで)

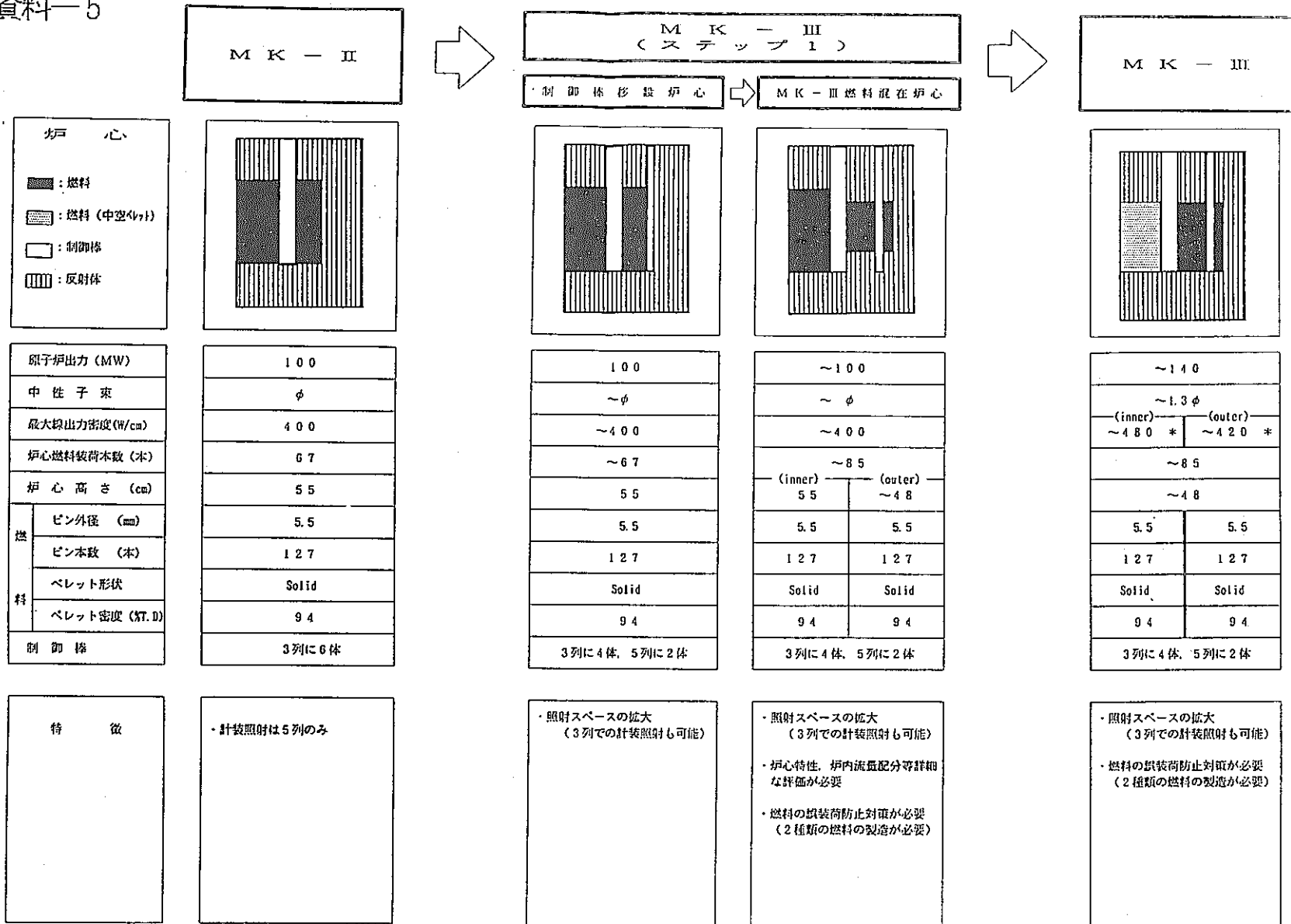
燃料材料照射試験に関する「常陽」、「もんじゅ」及び海外炉の役割分担  
(試験数の比較)

添付資料一 4



M K - III 計画の概要

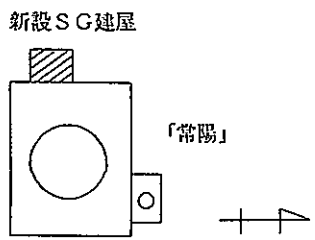
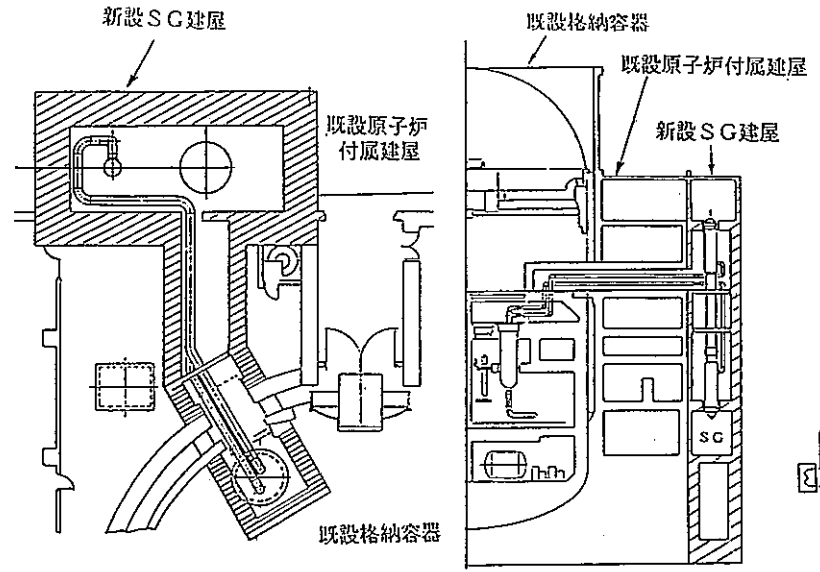
添付資料—5



MK - III 炉心への移行方法

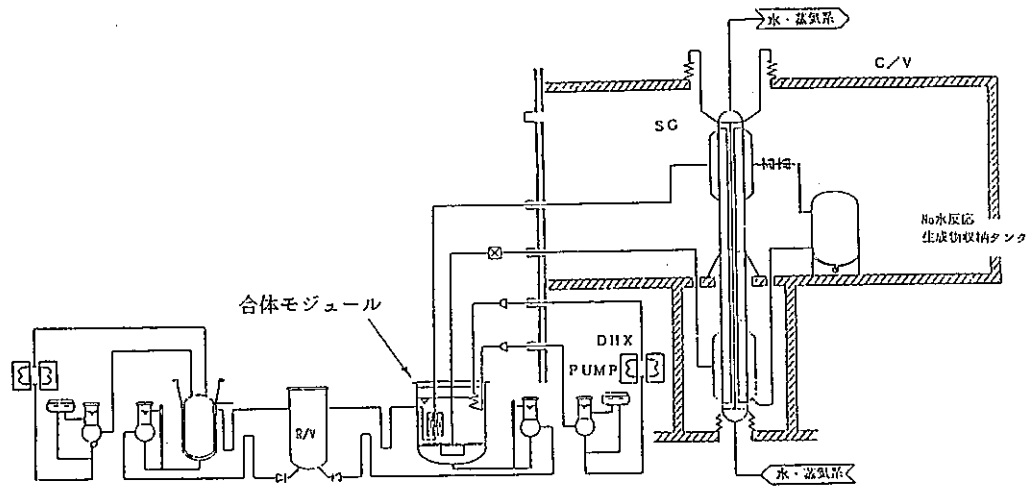
\* 過出力時

添付資料-6



原子炉付属建屋の西側にコンクリート  
CVのSG建屋を増設する。

配置図



(既設Aループ)

(既設2次系)

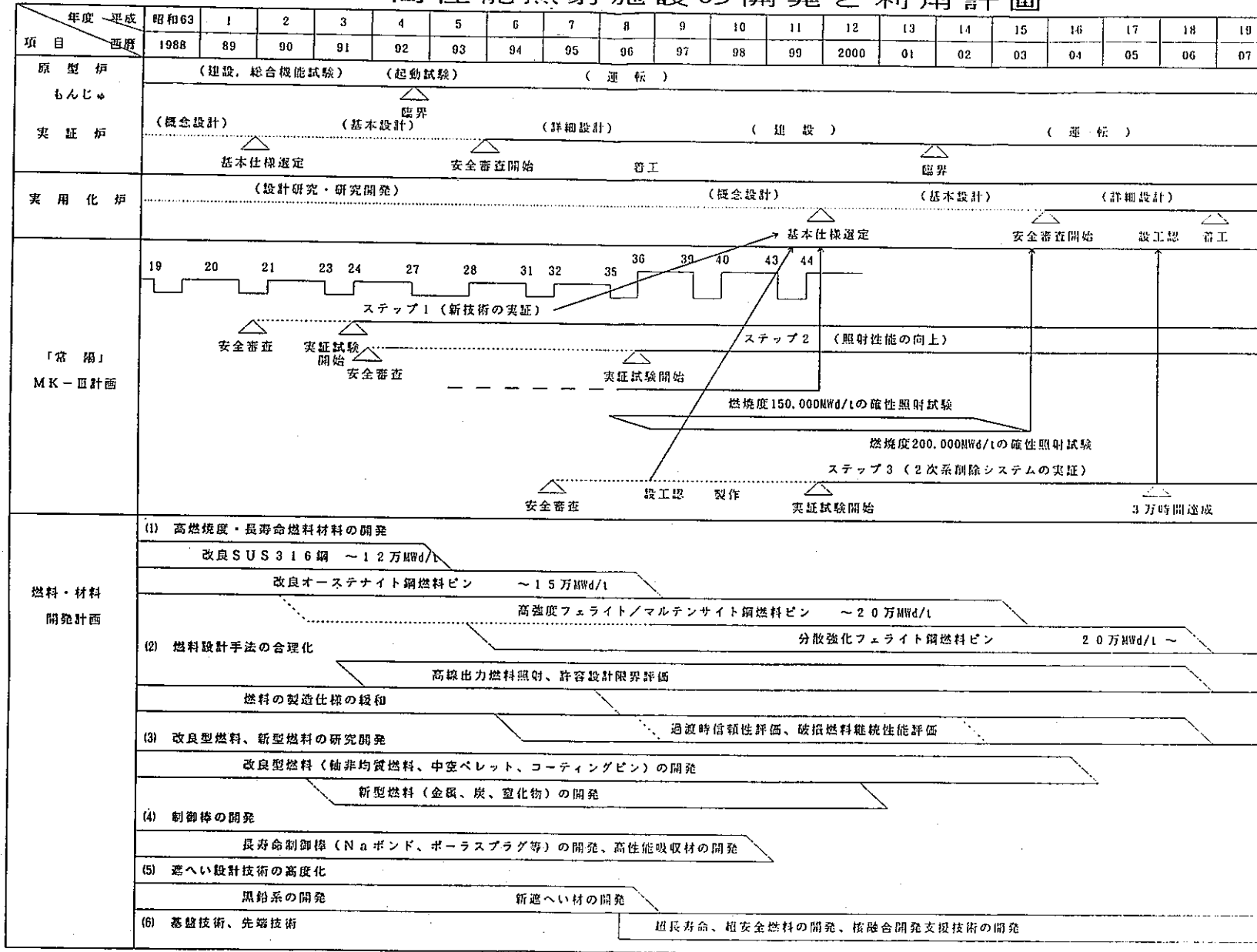
SGを1次系に設置する。  
IHXを撤去する。

系統図

二重管蒸気発生器1次系設置検討例

添付資料-7

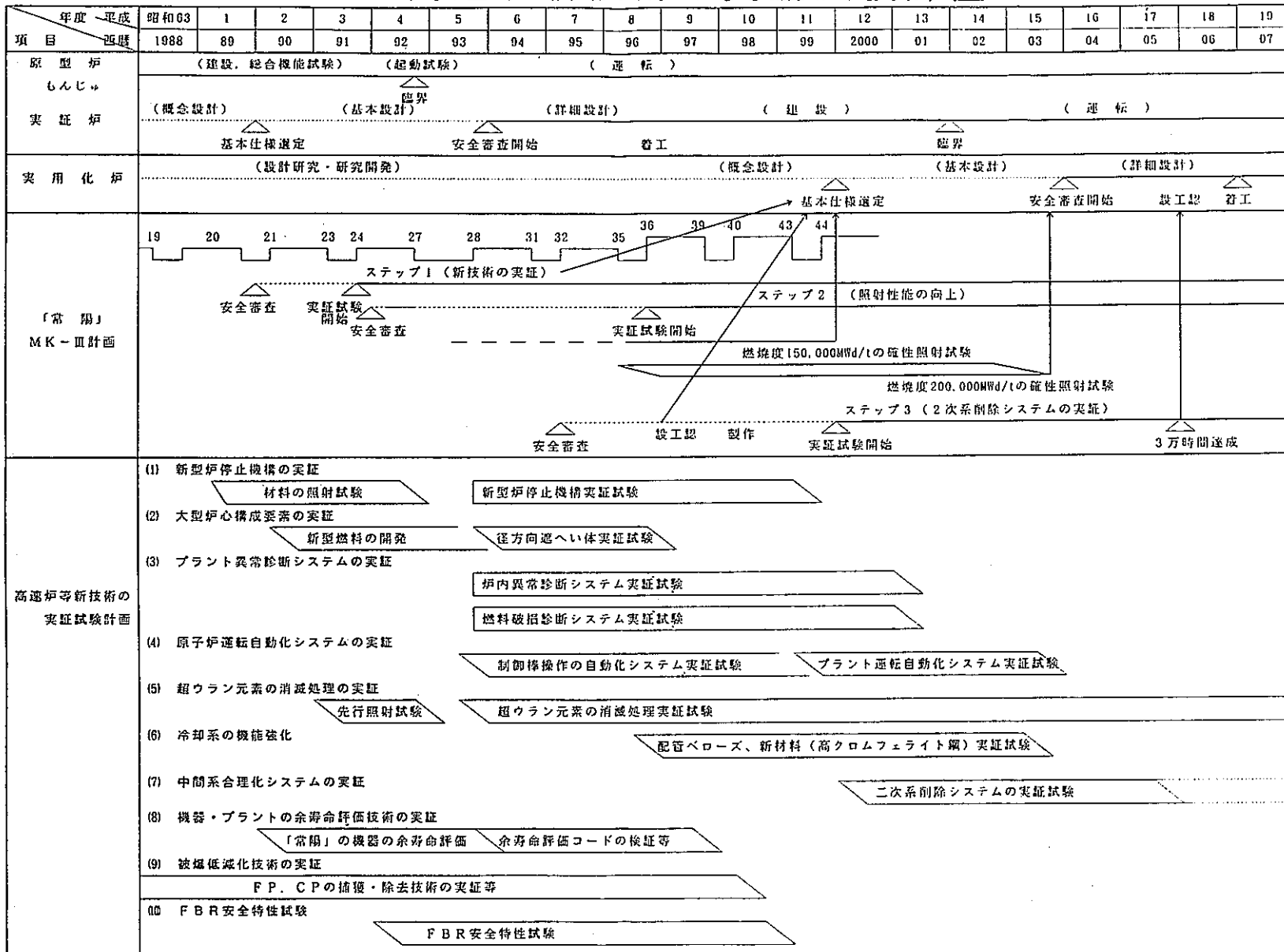
高性能照射施設の開発と利用計画





添付資料-8

高速炉新技術の実証試験計画



添付資料-9

MK-III計画の資金計画

項目	年度		平成													合計			
	西暦	西暦	昭和63	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		13		
			1988	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	01			
「常陽」運転計画			16	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44	
			MK-II		MK-IIIステップ1						MK-IIIステップ2			MK-IIIステップ3					
<b>MK-IIIステップ1</b> (新技術の実証) ・制御棒の移送 ・燃取系設備の改造 ・新型照射装置の開発 ・設計限界評価試験 (RTCB試験、PTM試験) ・新型燃料照射試験 ・新型炉停止機構の実証 ・プラント異常診断システムの実証 (・炉内異常診断システム ・燃料破損診断システム) ・制御棒操作の自動化システム実証 ・超ウラン元素の消滅処理技術の実証 ・安全特性試験																合計 (単位: 百万円)			
			(36)	20	210	1,300	2,500	1,800	600	100	—	—	—	—	—	—	—	—	~ 6,000
<b>MK-IIIステップ2</b> (照射性能の向上) ・炉心の高中性子束化 ・冷却系機能強化 ・プラント異常診断システムの実証 ・燃料過渡試験実施対応																			
			(24)	135	230	400	500	3,000	6,000	5,000	800	200	—	—	—	—	—	—	~ 16,000
<b>MK-IIIステップ3</b> (中間系合理化システムの実証) ・二次系削除システムの実証 ・プラント運転自動化システムの実証																			
			(20)	10	60	100	100	100	100	200	400	500	11,000	21,000	4,000	—	—	—	~ 38,000
合計 (単位: 百万円)			(80)	165	500	1,800	3,100	4,900	6,700	5,300	1,200	700	11,000	21,000	4,000	—	—	—	~ 60,000

#### 4. MK-Ⅲ炉心燃料の基本仕様選定（案）

〔MK-Ⅲ計画燃料仕様検討サブW / G 答申〕

## MK-Ⅲ炉心燃料の基本仕様選定（案）

大洗工学センター  
MK-Ⅲ計画燃料仕様検討サブW/G答申

## 1. 緒言

「常陽」MK-Ⅲ計画の基本的要件の1つに、炉心の高中性子束化と照射場の拡大をめざす炉心改造計画がある。広範な炉心サーベイ計算を実施した結果、制御棒の移設と炉心燃料集合体本数の増加によって照射場を拡大しつつ炉心設計の合理化と燃料仕様の変更によって炉心の高中性子束化をはかる基本方針が決定された。

炉心の高中性子束化を図る手段として、炉心を2領域化する案と1領域炉心のままで細径ピンを使用する案の2案を検討し、核計算上は後者の方がより高中性子束化を図れることを確認した。また、2領域炉心とする場合、内側炉心用燃料としてピン径をMK-I燃料並に太径化して中空ペレットを使用するタイプと現在のMK-II燃料と同等のピン径でウラン濃縮度をJ1燃料並とするタイプの2案を提示した。なお、外側炉心用燃料は従来のMK-II炉心燃料（J2燃料）と基本的に同一としている。

本サブW/Gでは、細径燃料、中空燃料、中実燃料の各々について炉心・燃料設計の立場から、製造工程や製造技術上の問題点も踏まえて比較検討（概略仕様は第1表に示す）し、MK-Ⅲ計画における炉心燃料の基本仕様の案を選定した。

## 2. 線出力等による比較検討

## (1) 溶融限界線出力

上記のそれぞれの燃料について溶融限界線出力の検討を行い、これに基づいて炉心設計上とり得る最大の原子炉出力を求め、高中性子束化の程度を比較した結果を第2表に示す。第2表からわかる主要な結論は、以下のとおりである。

- ① 最も中性子束を上げられるのは細径燃料を用いた1領域炉心である。
- ② 2領域炉心においては、内側炉心用としてMK-II型（中実ペレット）の燃料でウラン濃縮度を下げた燃料を採用し、炉心・燃料設計の合理化（新概念の導入）を追究した方がMK-I燃料並の太径ピンを中空化するよりも中性子束を高められる可能性がある。

- ③ キャビテーションの抑制等除熱上の条件を考慮すると、細径燃料を用いた場合でも中性子束の増加割合は1.4倍弱が限度である。

なお、炉心・燃料設計の合理化のポイントは出力上昇時のプレコンディショニングによって中心空孔が生成する効果を燃料中心温度の評価手法に全面的にとりいれることにより、溶融限界線出力として約480W/cm程度が採用出来ること、及び実用化炉での設計手法の先取りと「常陽」の試験・運転実績の両方に基づいて工学的安全係数を限界まで切りつめることである。一方、中空ペレットの最大許容線出力は約580W/cm程度と推定されている。

## (2) その他

それぞれのタイプの燃料仕様に関する問題点、今後の検討課題等は以下のとおりである。

- ① 中空燃料 : 上記の検討結果から、MK-Ⅲ燃料の標準仕様として採用するメリットはないが、原理的には中空燃料の方が中実燃料に比べて線出力を高くとることが可能である。中空ペレットを低コストで量産できる製造技術が確立されれば、太径指向である将来炉において、中空ペレットの採用によって、炉心の高性能化をはかることが出来る。従って、中空ペレットの製造技術の開発を行い、開発効果を「常陽」に適用して実証する意義は大きい。
- ② MK-Ⅱ型中実燃料 : 炉心・燃料設計へ実用化炉の設計で採用を予定している新概念（出力上昇時における中心空孔の生成と工学的安全係数の処理方法等）の導入が必要である。また、照射実績・PIE結果を全面的に活用する事と燃料製造仕様、特にO/M比を1.96以上とすること、ペレット及び被覆管製造公差の実績データによる低減化を図ることが必要である。
- ② 細径燃料 : 製造性の問題に加えて、バンドルの照射挙動に不確定要素が大きいこと、バンドル内流量配分や工学的安全係数の全面的な見直しが必要であること等検討課題が多く、照射試験を含めかなりのR&Dが必要である。これらのR&Dは、「常陽」特有の問題であり、将来技術としてのニーズが少ないことを考慮すると、MK-Ⅲ炉心燃料への採用は難しい。

## 3. 結 論

(1) 平成8年(1996年)に予定されている炉心改造のためのMK-III炉心燃料

上記の検討結果ともんじゅ燃料製造工程との両立性を踏まえて、基本的にはMK-II型(中実)燃料とする。

なお、

- ① 2領域炉心とする場合に、誤装荷防止対策を施す必要があり、炉心を2領域とするか1領域とするかについては、その成立性(ライセンスビリティ)を考慮して最終的に決定する。(2領域では中性子束は現行の1.2倍強、1領域では中性子束は現行の約1.1倍)
- ② 詳細仕様は別途検討が必要であるが、特に炉心中心部の燃料については、線出力を高くとるために、O/M比や製造公差の縮小(以下に例を示す)などが有効である。

	MK-III	MK-II	大型炉設計
O/M比	1.96以上	$1.97 \pm \begin{smallmatrix} 0.02 \\ 0.03 \end{smallmatrix}$	$1.98 \pm 0.02$
ペレット外径 (mm)	$4.63 \pm a$ ( $a < 0.05$ )	$4.63 \pm 0.05$	$7.32 \pm 0.05$
被覆管内径 (mm)	$4.80 \pm b$ ( $b < 0.025$ )	$4.8 \pm 0.025$	$7.5 \pm 0.025$

- ③ 炉心高さは、現行の55cmから約48cm程度に短縮化する。ただし、ウラン濃縮度やプルトニウム富化度を現行のJ2燃料より高めることができれば、炉心高さをさらに短縮して中性子束を向上させることが可能である。

(2) 長期的展望(平成8年以降)

- ① 2領域とする場合には、内側炉心において、将来炉での採用を前提とした中空燃料の先行的な照射を行うことを検討する。
- ② 将来、製造技術上のブレークスルーが達成され、MK-II型の中空ペレットの低コストでの量産が可能となれば、中性子束を現行の約1.3倍まで向上させることが可能となる。

以上

第 1 表 MK - III 炉心燃料の仕様比較

項 目 炉 心 (燃 料)	MK - II	M K - III				
		2 領域炉心 (91本ピン)		2 領域炉心 (127本ピン)		1 領域炉心 (169本ピン)
		内側炉心	外側炉心	内側炉心	外側炉心	
被覆管 (燃料ピン) 外径 (mm)	5.5	6.3	5.5	5.5	同 左	4.77
被覆管肉厚 (mm)	0.35	0.37	0.35	0.35	同 左	0.30
被覆管内径 (mm)	4.8	5.56	4.8	4.8	同 左	4.17
燃料ペレット外径 (mm)	4.63	5.4	4.63	4.63	同 左	4.0
燃料ペレット内径 (mm)	—	~1.8	—	—	—	—
燃料ペレット形状	Solid	Annular	Solid	Solid	同 左	Solid
燃料ペレット密度 (%T.D)	94	94	同 左	94	同 左	94
スミア密度 (%)	87	77	87	87	同 左	87
<sup>235</sup> U濃縮度 (wt%)	~20	~20	同 左	~12	~20	~20
核分裂性Pu富化度 (wt%)	20.8	20.8	同 左	20.8	同 左	20.8
ペレット-被覆管間ギャップ (μm)	170	160	170	170	同 左	170
炉心高さ (cm)	~55	~50	同 左	~50	同 左	~45
集合体内ピン本数 (本)	127	91	127	127	同 左	169
ラッピングワイヤ 直径 (mm)	0.9	1.2	0.9	0.9	同 左	0.8
ラッパ 管外対面距離 (mm)	78.5	78.5	同 左	78.5	同 左	78.5
ラッパ 管肉厚 (mm)	1.9	1.9	同 左	1.9	同 左	1.9
炉心内燃料装荷本数 (体)	~67	~25	~60	~25	~60	~85
備 考	J2燃料		J2燃料 相当	J1燃料 相当	J2燃料 相当	

第2表 MK-II及びMK-III炉心の比較

	MK-II	M K - III					
		1領域炉心 (細径ピン)	1領域炉心 (127本ピン)	2領域炉心 (127本ピン)		2領域炉心 (91本ピン)	
				内側	外側	内側	外側
燃料集合体 炉内装荷数 (体)	~67	~85	~85	~25	~60	~25	~60
炉心高さ (cm)	55	45	48	48	48	48	48
100MW過出力時 最大線出力 (W/cm)	430	308	389	354	311	484	311
溶融限界線出力 (W/cm)	430	~480	~480	~480	~480	~580*	~480
溶融限界線出力を上限とした ** 時の最大原子炉出力 (MW)	100	156	123	136		120	
溶融限界線出力を上限とした 時の最大中性子束	φ	1.50φ	1.11φ	1.25φ		1.10φ	
実効増倍係数	1.090	1.093	1.118	1.097		1.097	

\* : 海外照射データによる。

\*\* : 原子炉出力は流量調節機構におけるキャビテーションの抑制等除熱に関する問題を考慮すると、約140MW程度が上限と考えられる。



5. 2次系削除型FBRプラントの安全論理の  
構築の可能性について

[中間系合理化検討サブW / G 答申]

## 2次系削除型FBRプラントの安全論理の構築の可能性について

MK-IIIサブワーキンググループ  
(中間系合理化検討チーム)

### 1. 安全論理に関する検討課題

2次系削除型プラントに関する安全論理のうち、2次系を削除することに関して特有の安全上の課題について検討した。

主な検討課題は、次のとおりである。

- (1) 設計基準事象(DBE)として想定すべきSG伝熱管の破損規模とその根拠の見通し
- (2) (1)の想定に対応する安全設備と成立の見通し
- (3) ライセンス上考えられる設計基準外事象(BDBE)の想定とその根拠の見通し
- (4) (3)の想定に対応する設備と成立の見通し
- (5) DBE,BDBEと立地評価事故との関連

### 2. 検討方針と検討手順

2次系削除型実用炉の開発に対して、MK-III計画の位置付けが明らかになるように、留意しつつ作業を進めた。

検討の手順は、まずターゲットとなる2次系削除型実用炉を暫定的に想定し、安全論理の構築を試みた。

次に、この安全論理をターゲットにMK-III計画の工程から見たMK-III計画での安全論理の見通しを検討し、安全論理の構築におけるMK-III計画の役割を検討した。

### 3. 検討結果

#### 3.1 設計基準事象について

本サブワーキンググループでの検討の結果、DBEとして想定する伝熱管破損と、関連する検討課題は次のとおりであるという結論を得た。

想定する伝熱管破損……内外管の貫通リークなし

- (1) 内管又は外管の破損を検出して炉停止、水ブローダウンを行う。

- (2) 内外管の同時破損は、コモンモード破損以外の破損は想定不要と考える。コモンモード破損については、表.1に示すとおりである
- (3) ON/OFF的な許認可となり、対応が比較的容易である。
- (4) 検討課題と評価については、表.1に示すとおりである。
- (5) 問題点として、安全ロジックが計測系に強く依存しすぎるという指摘があった。

### 3.2. 設計基準外事象について

本サブワーキンググループでの検討の結果、BDBEとして想定する伝熱管破損と、関連する検討課題は次のとおりであるという結論を得た。

#### 想定する伝熱管破損……1DEG(伝熱管1本の完全両端破断)

- (1) 貫通開孔の想定は、ライセンス上避けて通れぬ想定であると判断した。
- (2) コモンモード破損に対してアプリアリな想定を要求されることが予想される。
- (3) 開孔の想定は、連続スペクトルとなるため、ライセンス上戦いにくく、微小開孔とするロジックが難しい。((4)及び(5)参照)
- (4) 小リークの検出とウエステージの関係についてセーフティマップを成立させる見通しが不明である。(今後の漏洩検出性能の大幅向上が必要)
- (5) 伝熱管のような厚肉小口径管でのLBB論理の成立の見通しが得られていない。(クラック進展が軸対称になる)
- (6) 音響法、ラブチャーディスク開放等の信号により大リークは早期に検出できるため、大リーク時のウエステージによる破損伝播については、問題にならない見込みである。
- (7) 検討課題と評価については、表.2に示すとおりである。
- (8) 伝熱管の内外の流体を逆転させることの可能性及び利害得失についても検討するべきであるという指摘があった。
- (9) 問題点として、実用化意欲が沸くプラントにするためには、設計基準外事象であっても想定する伝熱管破損として微小リークに止めるべく、対策を立てるべきであるという指摘があった。

## 5. 立地評価との関連

設計基準外事象を想定してもCDAに至らないことを示せば、現状の安全審査では大きな問題にはならないと考えられる。

すなわち、一般に立地評価用に想定する線源は全燃料破損相当であり、CDAに至らない事象であれば、現状の立地評価事故に包絡されることから、立地評価事故を特に見直す必要は生じない。

## 6. MK-III計画の位置付け

以上に述べた安全論理は、実用炉にも「常陽」にも適用可能であり、実用炉のライセンスに先だって「常陽」で取得するライセンスの実績は、有効に実用炉に活用できる。ただし、「常陽」のライセンスにおいては、前提となるR&Dの達成の程度により、実用炉より想定条件を譲歩する必要が生じることも、考えておく必要がある。

また、「常陽」では、被検出物(湿分、He、H<sub>2</sub>)の濃度に依存する漏洩検出の条件等は大型化する実用炉よりも有利であることも指摘しておく。

## 7. 今後のR&Dの進め方について

本サブワーキンググループの結論としては、DBEとして「貫通リークなし」、BDBEとして「1DEG」を想定すべきであると提言するが、コモンモード破損の排除の困難さ及び「常陽」におけるライセンス時の譲歩の余地を確保することには、充分配慮すべきである。

R&Dとしては「貫通リークなし」を立証するための項目だけではなく、今後ともDBEを微小貫通リーク又は小貫通リークとすることができるよう、破損モードの検討(貫通孔が生じる時は微小開孔であることを示す)、破損拡大防止策の検討、小貫通リーク検出系の開発・改良等にも力を注ぐべきである。

本提言に沿った必要R&D項目を表.3に示す。

表.1 DBEに対する検討課題と評価結果

項目	検討内容	評価
無破損伝熱管の開発	・最適チューブ形状の決定	○
内管破損検出	・内外管ギャップの湿分計の開発が進められている(添1) ・平成2年度に試験が行われ、平成3年度には評価がなされる予定である	○
外管破損検出	・内外管ギャップのHeをNa側で検出する案がある(添2) ・性能試験を計画している段階であるので、性能的には不明確な点が多い ・平成2年度に試験が行われ、平成3年度には評価がなされる予定である ・「常陽」では制御棒からベントされるHeガスの影響を考慮する必要がある ・代案としてHe中にトレーサーを入れる案、ギャップ部を負圧にしてNa蒸気をSID等で検出する案等がある ・代案の開発は未着手である	△
内外管のコモンモード破損	・機械特性試験ではクラックは独立であるという結果が得られている ・破損モードの拾いだし及びフォールト・ツリーによる確率論的評価が試みられている ・コモンモード破損がないことを実験的に示すことが必要であろう ・今後の伝熱管破損モードに関するR&Dの推進が必要である	△
伝熱管のISI	・論理の補強として伝熱管のISI装置の開発が必要である ・伝熱管のISI装置の開発状況は添3のとおりである	○(内管) △(外管)
伝熱管破損確率	・論理の補強としてEBR-IIの運転データにより伝熱管破損確率が充分小さいことを示すことも必要である ・論理の補強として破壊力学的検討でクラック貫通の確率が低いことを示すことも提案されている	○

○;見通し有り △;開発に時間がかかる又は困難 ×;見通し無し

表.2 BDBEに対する検討課題と評価結果

項目	検討内容	評価
反応生成物 (NaOH, H <sub>2</sub> 等)の処 理	<ul style="list-style-type: none"> <li>・反応生成物の処理設備が必要となる</li> <li>・具体的にはラプチャーディスクから収納タンク(ダンプタンク兼用)へ導く(添4)</li> </ul>	○
反応生成物による炉 心部の流路閉そく	<ul style="list-style-type: none"> <li>・「常陽」では対応できる見通しが得られているが、実用炉では何らかの対策が必要である(少なくともCDAに至らないことを示す必要がある)</li> <li>・具体的にはバッファータンク、ダクトレス集合体等が考えられる</li> </ul>	常陽○ 実用炉(Δ)
水素ガスによるボ イド反応度	<ul style="list-style-type: none"> <li>・「常陽」では、ボイド反応度が負であり、大きな問題とはならないであろう。</li> <li>・実用炉の設計を成立させるためには、何らかの対策が必要である(少なくともCDAに至らないことを示す必要がある)</li> <li>・具体的にはボイドセパレータ、ボイド反応度の低減等が考えられる</li> </ul>	常陽○ 実用炉(Δ)
流動不安定及び液位 変動	<ul style="list-style-type: none"> <li>・大量の水素ガスによる流動不安定及び液位変動が発生することが考えられる</li> <li>・「常陽」では特に問題とはならない見通しが得られているが、実用炉では十分に評価しておく必要がある</li> </ul>	○ (Δ)

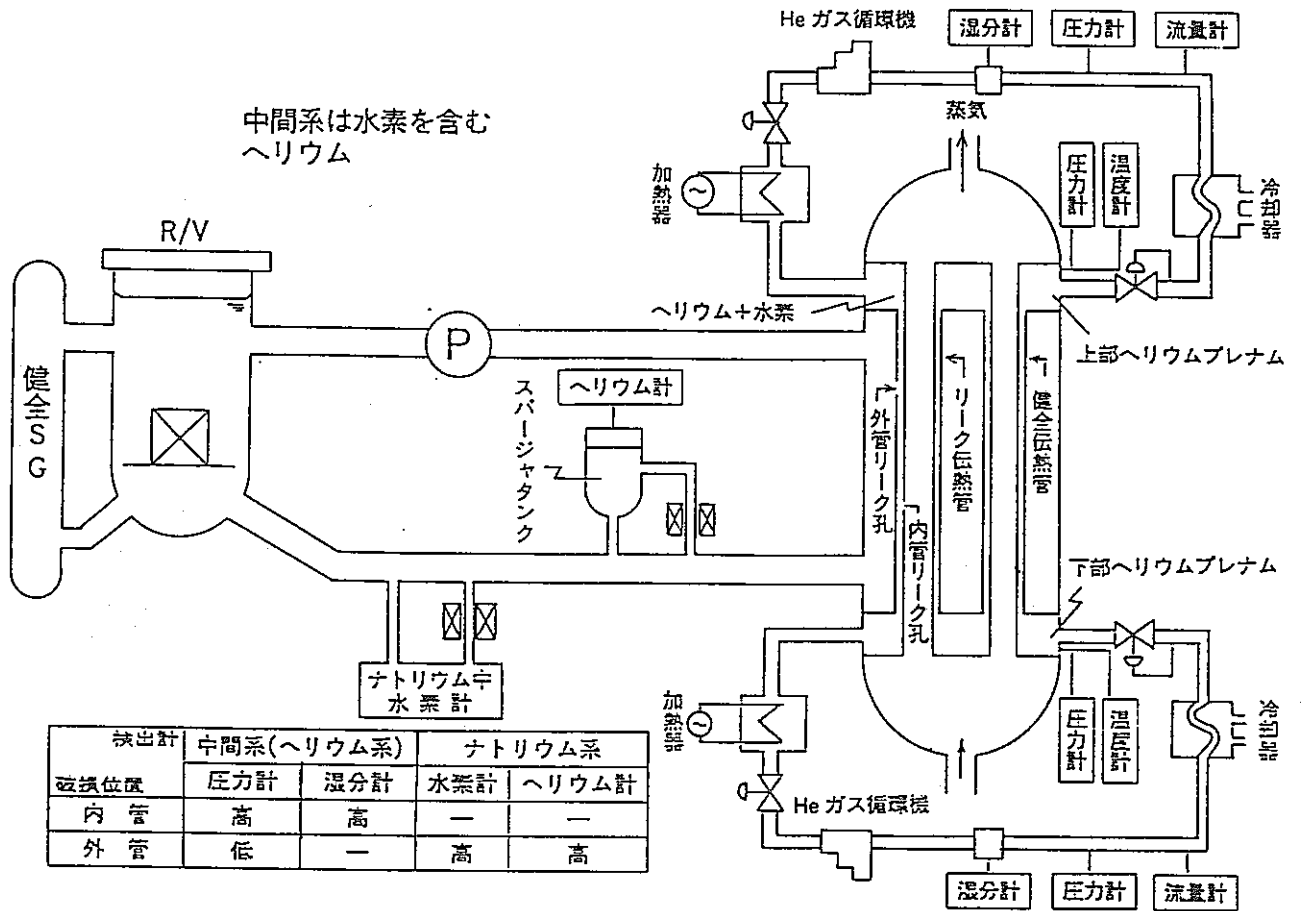
○;見通し有り Δ;開発に時間がかかる又は困難 ×;見通し無し

表3 2次系削除プラント開発の最優先課題とその担当箇所(案)

平成元年5月

想定設計 対象	S. 伝熱管無破損設計	(M. 少量水漏洩許容設計)	Z. 大量水漏洩許容設計
T. 伝熱管	<ul style="list-style-type: none"> <li>○無破損伝熱管の開発(開発部)                             <ul style="list-style-type: none"> <li>・PHR/SG伝熱管破損の実例</li> <li>・LWR, ATRで配管破断事故を想定</li> <li>・duplex管ではこれらと異なって内外同時破損ナシを立証</li> <li>・含む、最適tube形状の決定</li> </ul> </li> <li>○片壁破損迅速検知系の開発(開発部)</li> <li>○内外管コモンモード破損の排除(開発部)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○伝熱管破損モードの検討(開発部)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○事故非拡大伝熱管の開発とその立証(開発部)</li> </ul>
S. SG	/	<ul style="list-style-type: none"> <li>○漏洩拡大前の水系隔離・水放出技術(開発部)</li> <li>・迅速水漏洩検知と隔離放出系の多重性信頼性</li> <li>○隣接伝熱管への破損拡大回避の確立</li> <li>・合、伝熱管形状と配列の最適化</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○圧力解放系の最適化設計(実験炉部)</li> </ul>
R. 炉心	/	<ul style="list-style-type: none"> <li>○低NaOH濃度Na中の照射ビンの破損評価(燃料部)</li> <li>(開発部)</li> </ul>	<ol style="list-style-type: none"> <li>(1). SG内気泡急成長によるR/V内Naレベル変動特性把握(開発部)</li> <li>(2). H<sub>2</sub>気泡流入とその反応への影響評価(安工部) (実験炉部)</li> <li>(3). S/A局所閉塞評価(安工部)</li> <li>(4). ゲクトレスS/A開発(燃料部)</li> <li>(5). NaOHによる照射ビンの破損評価(燃料部)</li> <li>(6). (1)~(5)の影響排除のための工安開発(開発部)</li> </ol>
C. 格納	/	/	<ul style="list-style-type: none"> <li>○放出H<sub>2</sub>O, H<sub>2</sub>, FPの処理と格納(安工部)</li> </ul>

# 添-1 内管破損検出システム



## a) 湿度検出

水/蒸気系とナトリウム系の境界には中間系と呼ばれるヘリウム空間が存在し、蒸気発生器上部及び下部でそれぞれ独立したヘリウム循環システムを構成している。ここには湿度計及び圧力計が設置されている。内管破損が発生した場合圧力関係から水/蒸気系の湿度が中間系にリークし、ヘリウム循環による湿度ビルドアップ効果により湿度検出を行う。湿度計は酸化アルミニウムを用いたコンデンサーから形成されており、湿度濃度の変化によりその静電容量が変わることを利用して計測している。

## b) 圧力検出

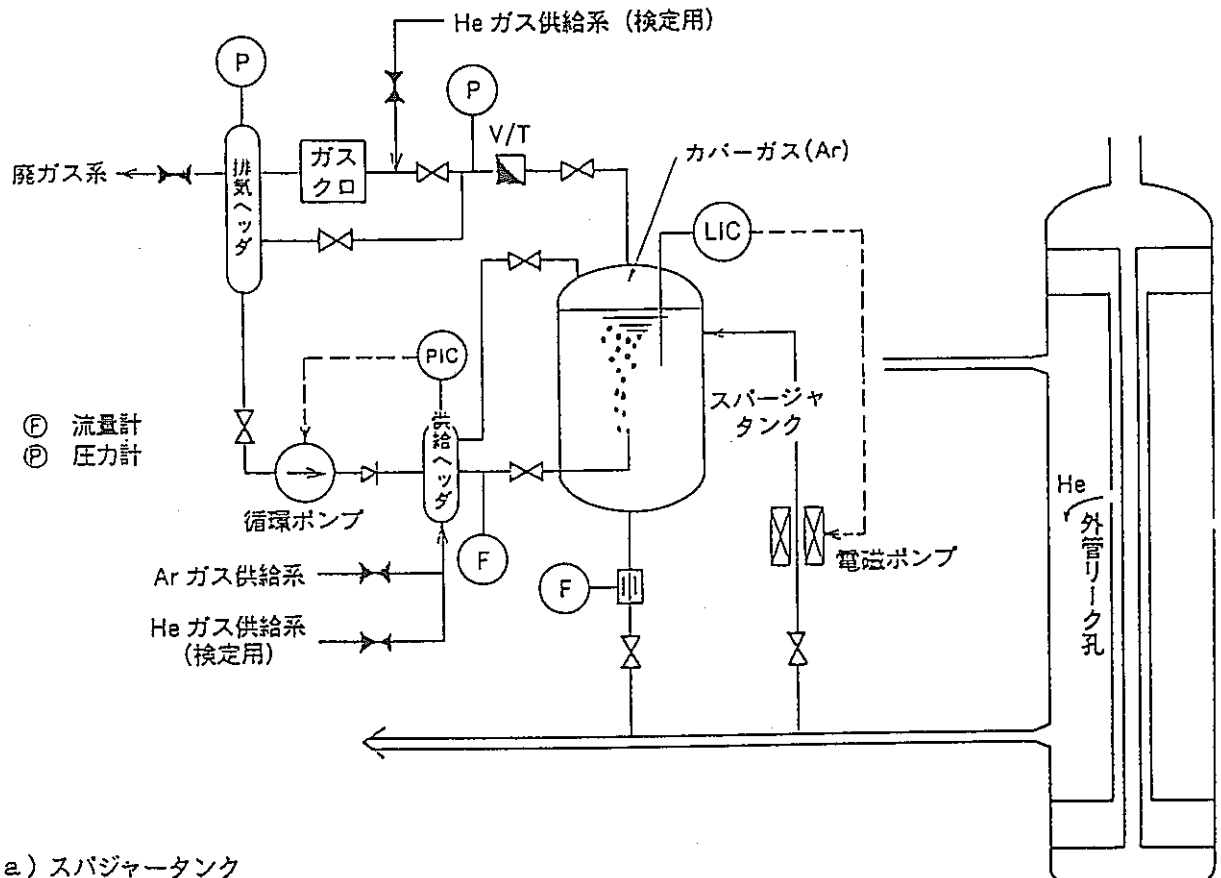
リーク湿度の蒸気圧力による中間系圧力上昇によって内管破損を検出する。なお一般に、圧力計と湿度計では、湿度計による検出時間の方が短い、リーク率が大きい範囲では圧力計による検出性も高くなる。

## c) 開発状況

長さ1mの2重伝熱管で、内管破損検出基礎試験を実施中である。平成2年度から、1MWSGを用いた実規模試験で特性把握を行う予定である。



## 添-2 外管破損検出システム



### a) スパージャータンク

蒸気発生器出口側主冷却配管から、スパージャータンク（円筒形状の容器）にナトリウムを分岐して導き、タンク下部より再び主冷却配管へ戻す。またスパージャータンク下部ナトリウム中よりアルゴンガスが常時、放出されており、ナトリウム中で小さな気泡となっているヘリウムを、大きなアルゴンガスの気泡が捕獲し、その浮力でスパージャータンクカバーガス中へ放出されるしくみとなっている。カバーガス（Ar）はガスクロ装置を通過して、再びスパージャータンク下部より放出される循環システムを構成し、少リーク時ではビルドアップ効果を狙った検出装置である。スパージャータンクでのヘリウム捕獲割合（スパージャー効率）は、検出性能を左右する重要な要因であり、スパージャータンクナトリウム流量、アルゴンガス流量、ナトリウム液位、気泡径、気泡上昇速度等によって影響を受けるが、米国（WH社）のデータではおよそ20%～50%である。

#### ※「常陽」のベント型制御棒によるヘリウムの影響

制御棒のホウ素と中性子の反応によりヘリウムが発生し、ナトリウム中へ放出されてくることにより、ヘリウムバックグラウンド濃度が上昇する。その値は外管破損時のリーク率に基ずくヘリウム濃度上昇を大幅に上回っており、何等かの対策が必要である。（試算では制御棒からのHe発生率 $1.46 \times 10^{-2}$  (g/s) >> 外管破損時のHeリーク率MAX  $8.8 \times 10^{-5}$  (g/s)）

### b) 圧力検出

ヘリウムがリークすることによる中間系の圧力降下で外管破損を検出する。なお一般に、圧力計とスパージャータンクのガスクロでは、ガスクロによる検出時間の方が短い、リーク率の大きい範囲では圧力計による検出性も高くなる。

### c) 開発状況

国内での試験例はない。平成2年度から1MW2重管SGを用いた特性試験を行う予定。

III-3 熱交換器二重伝熱管へのリモートフィールド渦流試験法の適用  
Application of Remote Field ECT to Double Wall Tube of Heat Exchanger

川崎重工業㈱原子力本部 進藤 嘉久、○ 鈴木 達也  
日本大学生産工学部 星川 洋

1. はじめに

高速増殖炉の蒸気発生器では、その信頼性を向上させるために、二重壁伝熱管型が研究開発されている。この二重伝熱管は、強磁性材で細管厚肉であること、また内管と外管の間にリーク検出用の間隙があるため、強磁性管に対する従来の渦流試験法では管の内側からの磁気飽和が難しく、外管の減肉の検出は極めて困難であることが予想される。そこで著者は、この対策としてリモートフィールド渦流試験法 (RFECT) を適用し、解析と予備試験の結果、外管の欠陥検出に対する見通しを得ることができたので報告する。

2. 試験対象伝熱管

今回、試験対象とした二重伝熱管は、内外管の間隙の狭い密着型 (内外管間隙は  $10^{-2}$  mm オーダ) の母材部に外面全局減肉欠陥を加工したものである。

材質は強磁性材の Mod.9Cr-1Mo 鋼であり、寸法は外径 19mm、内径 11.2mm、肉厚 3.9mm (外管 2.3mm、内管 1.6mm) である。

3. 有限要素法解析及び試験

RFECT を二重伝熱管に適用するにあたり、まず有限要素法解析により、欠陥検出の可能性を検討した後、試験を行った。

1) 有限要素法解析<sup>(1)(2)</sup>

有限要素法解析では、欠陥部での受信コイル (ソレノイド型) の検出信号の変化を調べるために、欠陥のある場合と欠陥のない場合について、駆動コイル電圧を基準にしたときの受信コイルの電圧との位相の分布を比較した。

解析は2次元軸対称モデルによるもので、解析条件は次の通りである。

- ・導電率  $0.4 \times 10^7$  S/m
- ・逆透磁率  $0.42 \times 10^4$  m/H
- ・比透磁率 189.5
- ・周波数 100Hz
- ・欠陥形状・寸法……外面全局減肉 欠陥幅 1mm、欠陥深さ 1mm (対肉厚 25%)

図-1 に欠陥のない場合とある場合の管径方向断面での等位相分布を示す。欠陥部で、両

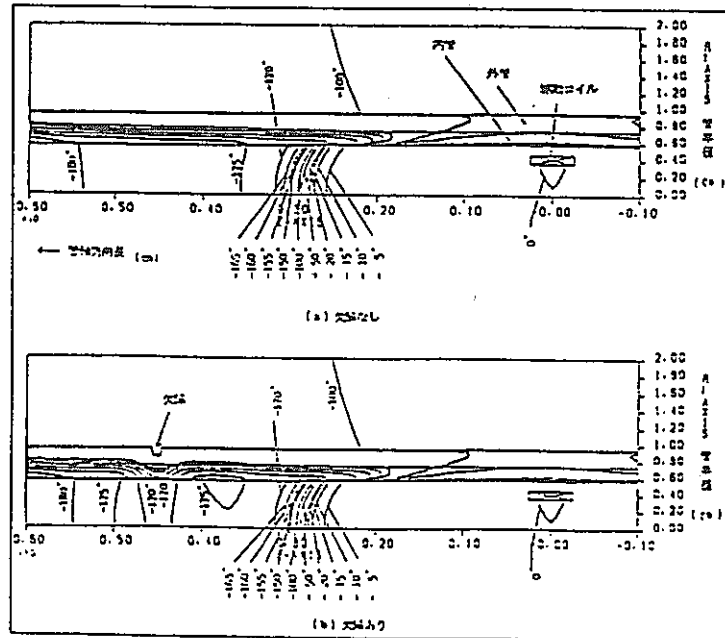


図-1 二重管欠陥検出解析 (位相変化)

者の位相分布に差が生じている。このことは、欠陥の直下に受信コイルを持ってきた場合の検出可能性を示唆している。

2) 試験

解析で欠陥検出の可能性が得られたので、試験によりその確認を行った。インピーダンスアナライザにより、駆動コイル励磁電圧と受信コイル(ソレノイド型)の検出電圧の比及び位相差を検出した。図-2に、欠陥のない試験伝熱管の駆動コイルと受信コイルの間の距離を変えた場合の検出電圧特性及び位相特性を示す。コイル間の距離が、約25mmの所に遷移領域があり、リモートフィールド現象が現われている。

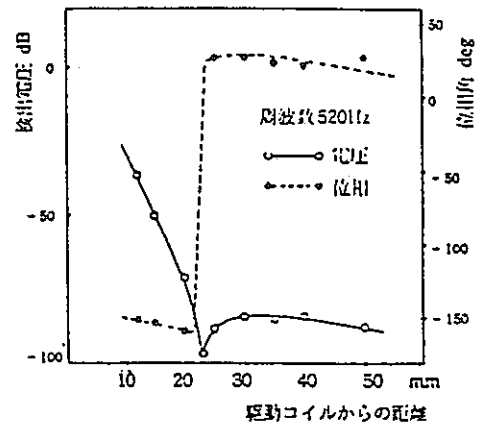


図-2 コイル間隔による  
検出電圧及び位相特性

図-3にRFECTによる位相角信号の欠陥検出結果を示す。ここで、試験周波数は350Hz、駆動コイルと受信コイル中心間距離は38mmである。

信号の最初のピークは受信コイル、二度目のピークは駆動コイルが欠陥部を通過するとき生じる。外面全周減肉の欠陥幅5mm、深さ(対肉厚)20%は、明確に検出でき、欠陥幅2mm、深さ20%でも有意な検出信号が得られている。

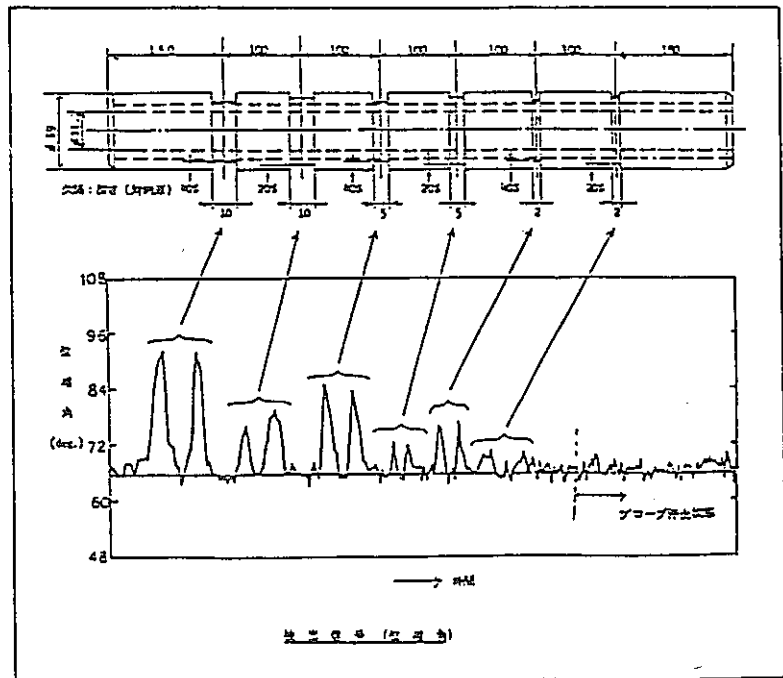


図-3 二重管(密着型)のリモートフィールド法による検出信号列

4. おわりに

密着型二重管の欠陥検査へのRFECTの適用の見通しが得られた。環境から来るノイズを低減することによりさらに検出性能の向上が期待できる。今後は、種々の欠陥形状及び内外管間隙の異なる二重管、ノイズ低減等に関する試験を行うことを予定している。

参考文献

- 1) 堀川他: Remote Field 渦流試験のFEMによる研究, NDI資料, 3870 (1987)
- 2) 堀川他: Remote-Field 渦流試験の基礎特性について, NDI資料, 3875 (1987)

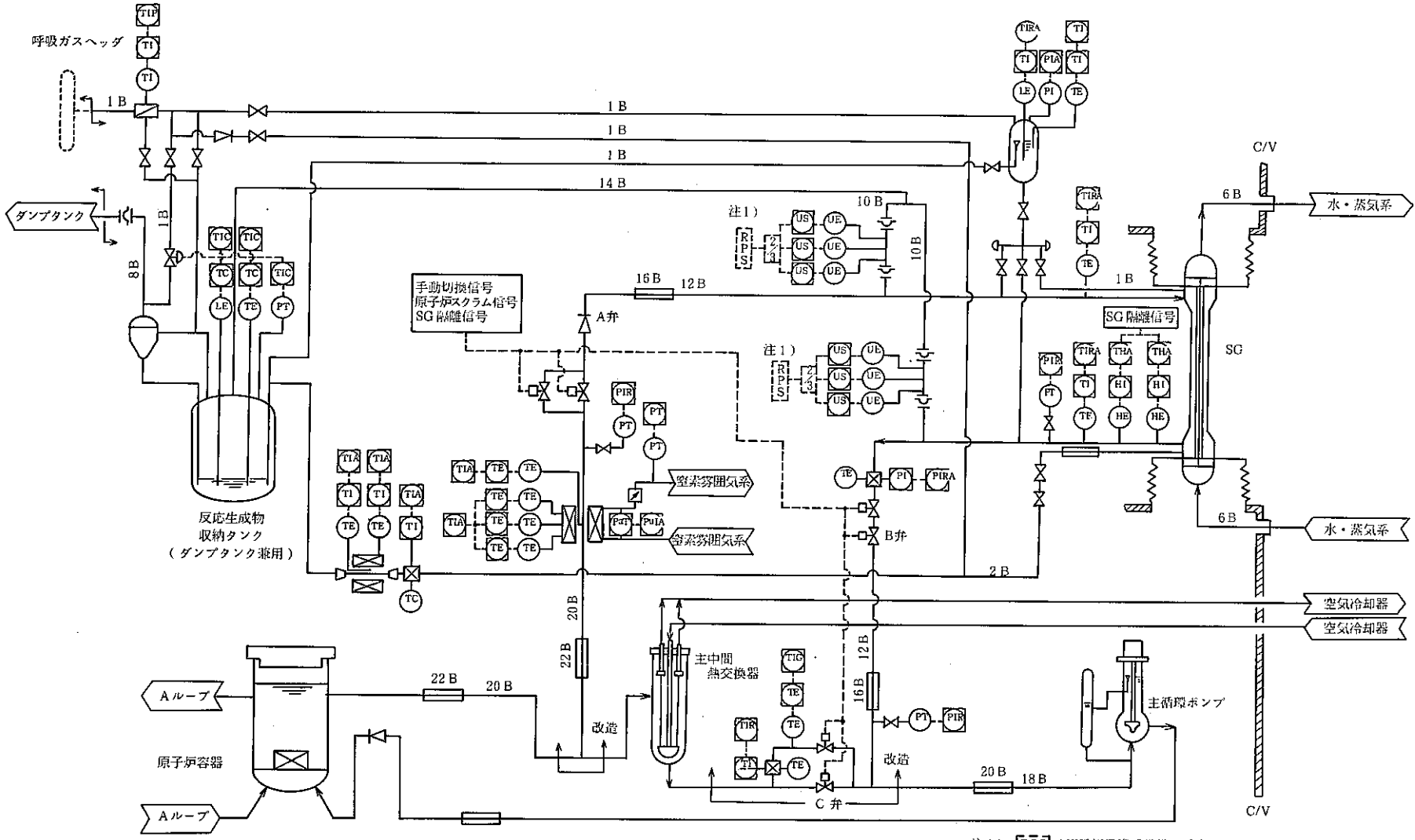


図3.2-1 1次主冷却系等系統図

## 2次系削除型実用炉のプラントイメージ

### 1. 本資料の目的

本資料は、MK-III計画(中間系合理化)の検討に際して、FBRの実用化におけるMK-III計画の位置付けを明確にするための参考資料として作成したものである。

### 2. プラント全般

原子炉出口温度 550°C  
運転期間24ヶ月  
最大線出力470W/cm  
炉心材料 分散強化型フェライト鋼  
燃焼度20万MWD/t  
建屋免震  
ガードベッセル兼用ファインセラミックセルライナー  
炉出力150万KW  
燃料MOX  
ループタイプ

### 3. DBE

#### 3.1 想定

貫通リークなし

#### 3.2 設備対策

伝熱管の片側破損(内管又は外管)の破損検出系を安全保護系とする。  
伝熱管の片側破損を検出したら原子炉を停止し蒸気のプロローを行う。  
伝熱管のISI装置を設置し定期的に伝熱管の健全性を確認する。

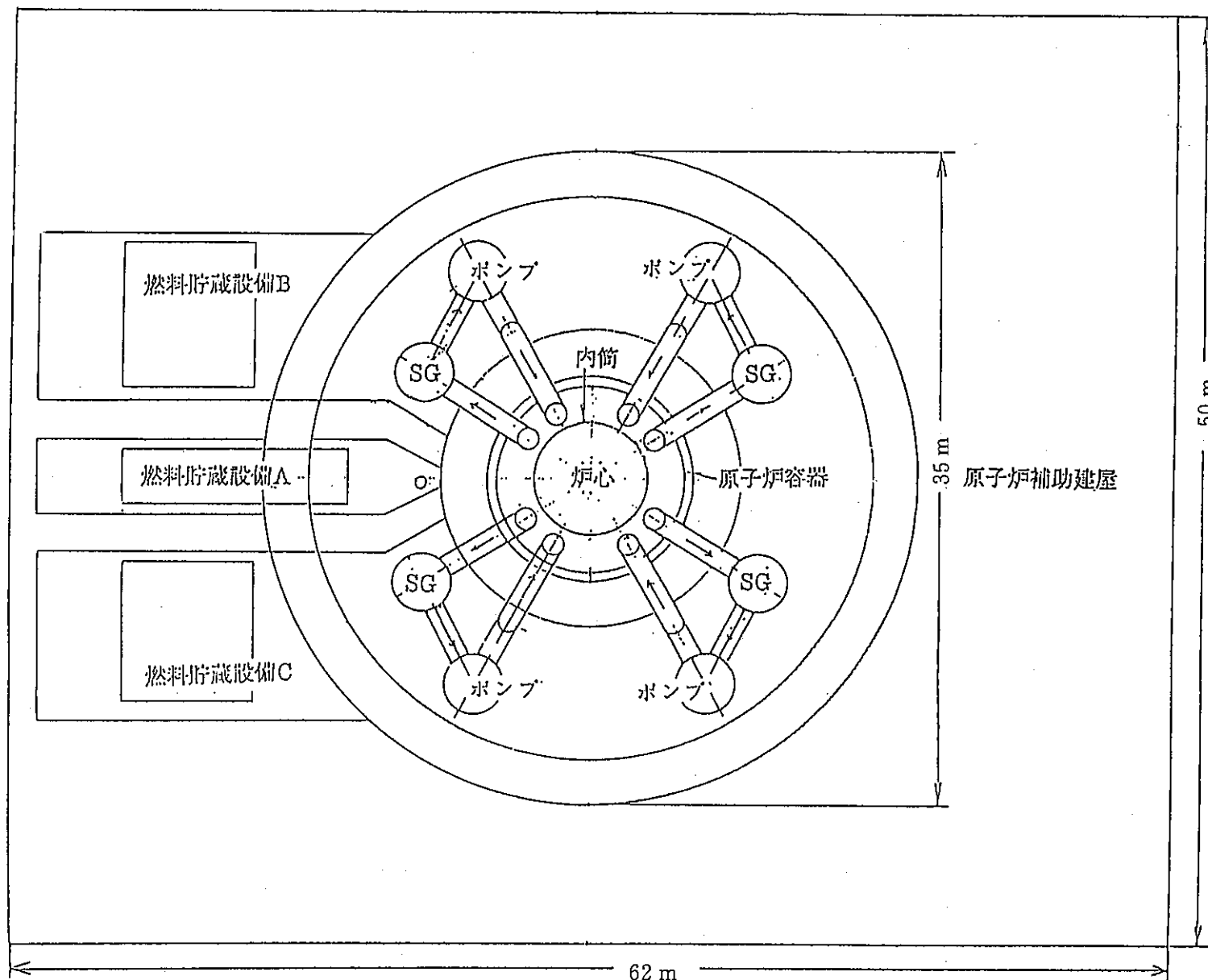
### 4. BDBE

#### 4.1 想定

1DEG

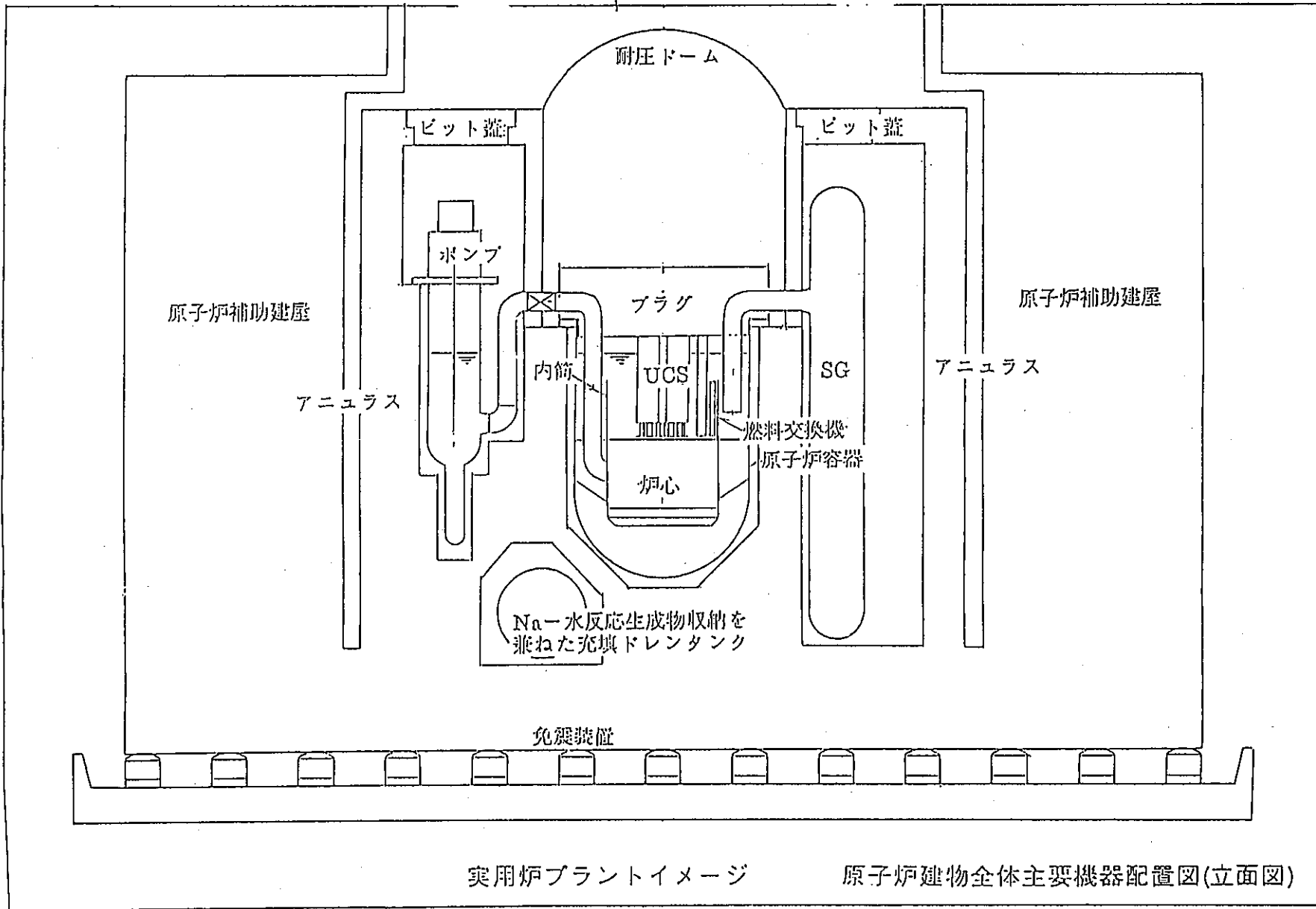
#### 4.2 設備対策

Na・水反応生成物収納設備を設ける。  
蒸気のプロロー系の能力1分以内  
伝熱管破損検出系によるNa・水反応の早期検知



实用炉プラントイメージ

原子炉建物全体主要機器配置図(平面図)



## 中間系合理化に伴う設備等の軽減・強化の検討

平成元年 5 月 10 日

技開部 プラント工学室



## 2.4 プラントの概念

## (1) ナトリウム-水反応事故をBDBEとするケース (CASE 1)

図2-2にプラント概念を示す。原子炉で発生する熱は1次主冷却系により二重壁伝熱管蒸気発生器にはこぼれる。蒸気発生器では給水を過熱蒸気まで過熱し、その蒸気をタービンに導く。崩壊熱除去系としては蒸気発生器完全共用型の補助冷却系 (SGAHRs, Steam Generator Auxiliary Heat Removal System)あるいは直接炉心冷却系 (DRACS, Direct Reactor Auxiliary Cooling System)を持っている。本ケースにおいては、ナトリウム-水反応事故はBDBEであるため、その対策のための設備は一切持っていない。

## (2) ナトリウム-水反応事故をDBEとするケース (CASE 2.3)

図2-3にその概念を示す。主系統は上記ケースと同一であるが、本ケースにおいてはナトリウム-水反応事故をDBEとしているためナトリウム-水反応事故抑制機器として以下のものがある。

- ① 小リークから大リークまでの領域で炉心への反応生成物の流入を阻止するための急速隔離弁。
- ② 小リークから中リーク領域で気泡による炉心反応度上昇を抑制するための反応生成物セパレータ。
- ③ 大リーク領域において圧力波伝播低下、反応生成物の主系統への残留の低下、格納バウンダリを形成するための、ダンプタンク共用型の放出系。

これらの機器の動作によりナトリウム-水反応事故発生時にも炉心健全性は保たれる。しかし、これらの機器が付加されるため、たとえば隔離弁誤開、放出系ラプチャーディスク破損等の評価が新規に必要となる。また本ケースにおけるナトリウム-水反応事故関連設備を図2-4に示す。

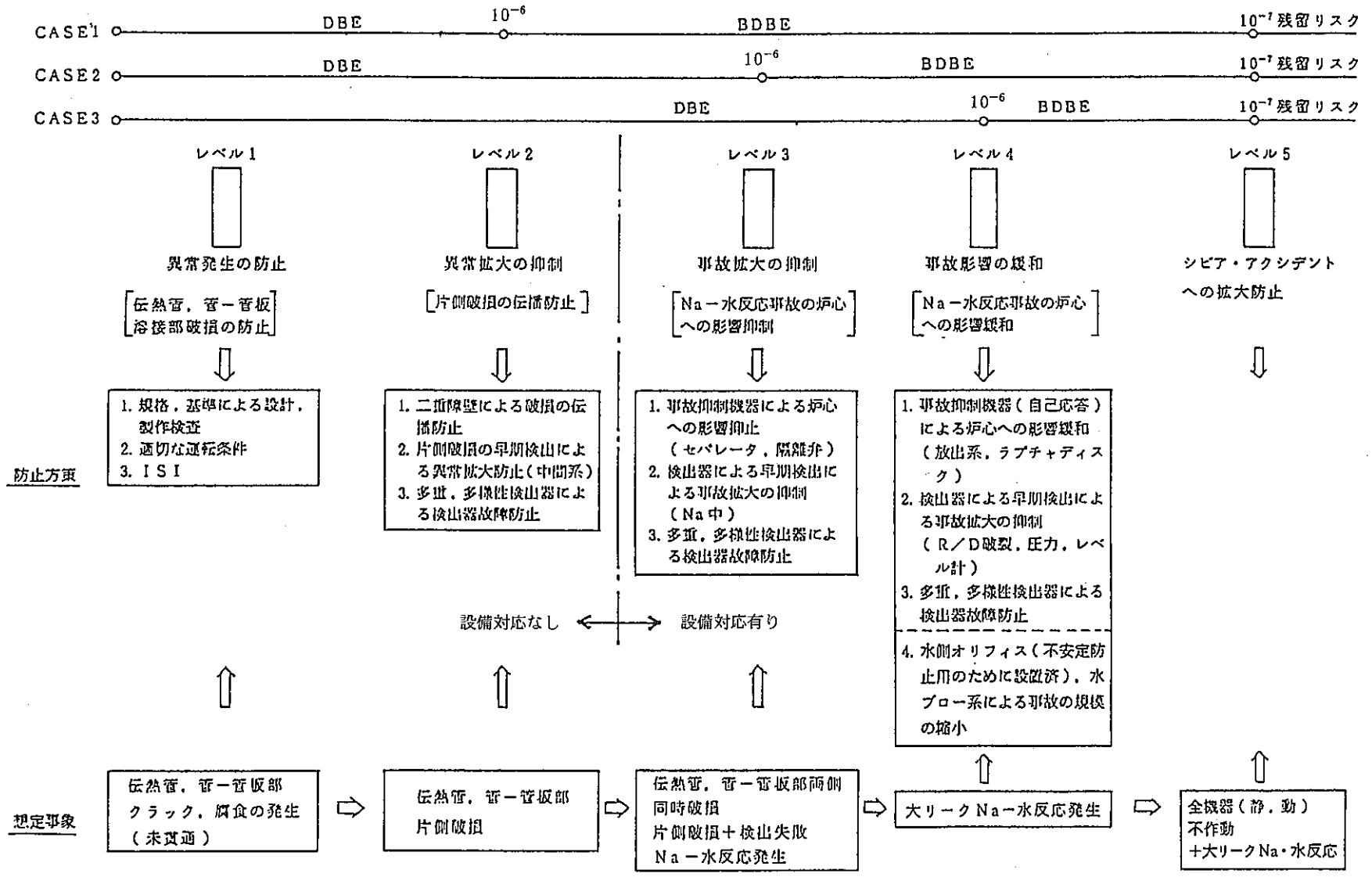


図 2.1 Na-水反応事故多層防護の考え方

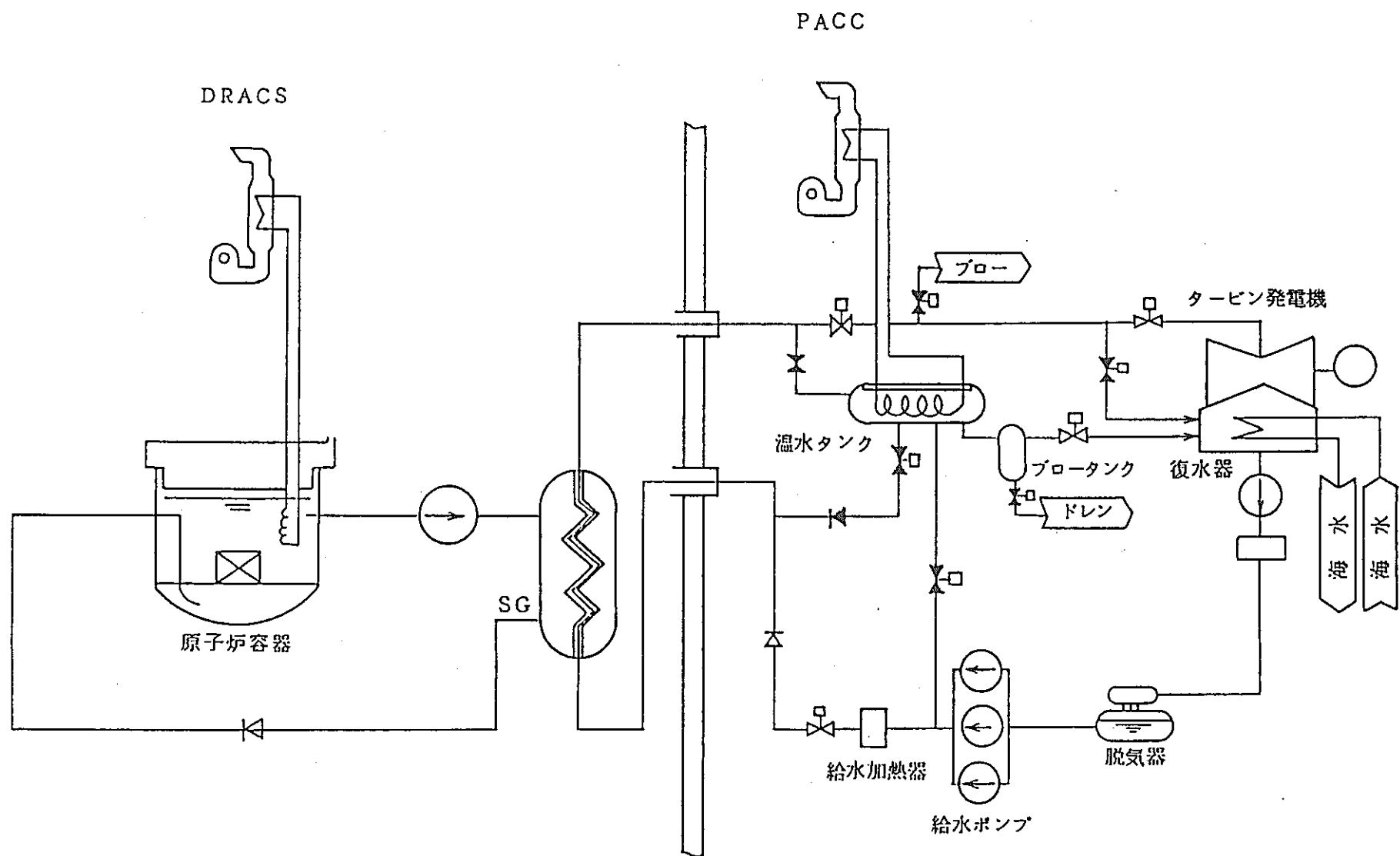


図 2.2 2次系削除システム概念図 (CASE1)

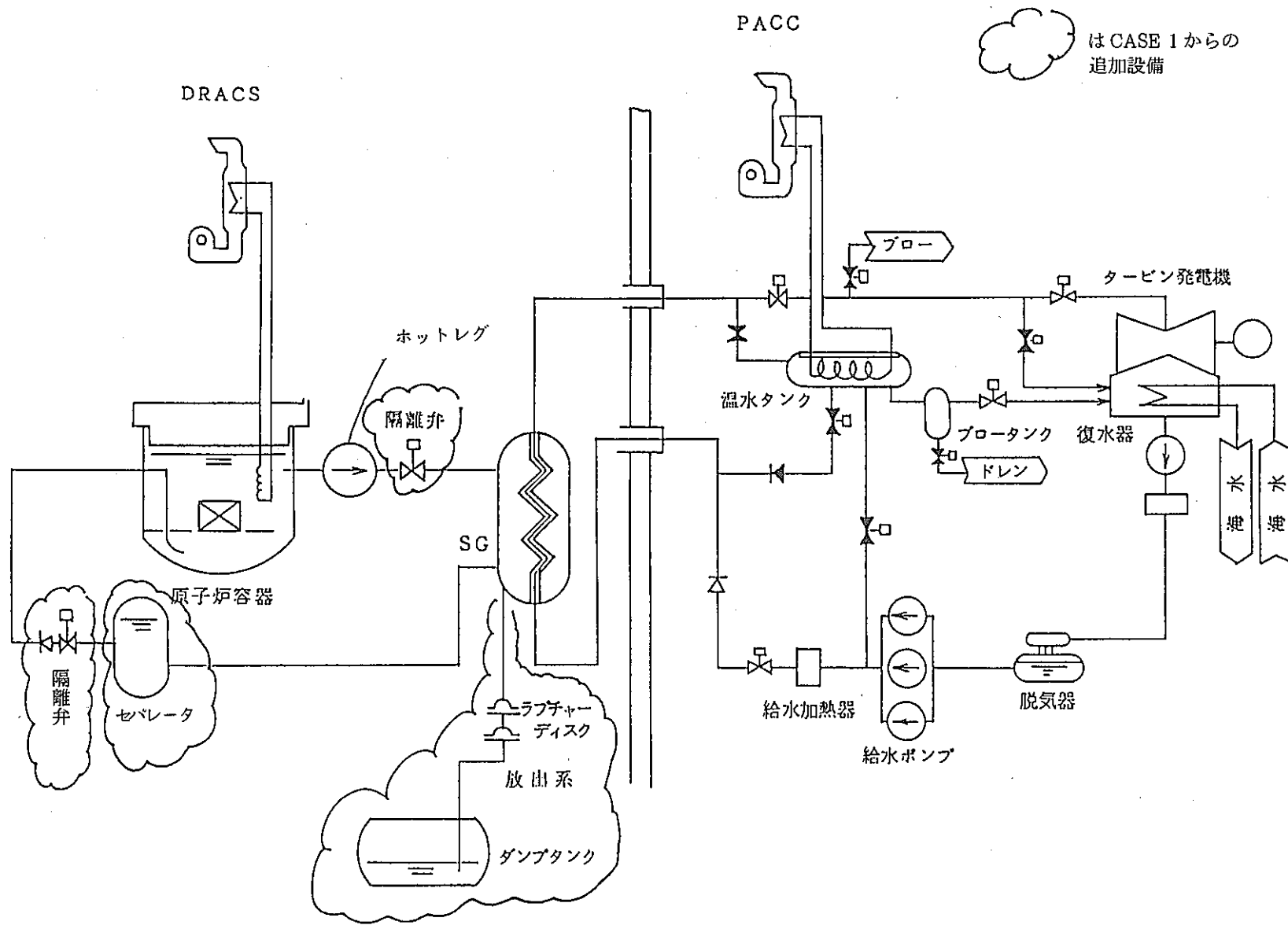


図 2.3 2次系削除システム概念図 (CASE 2, 3)

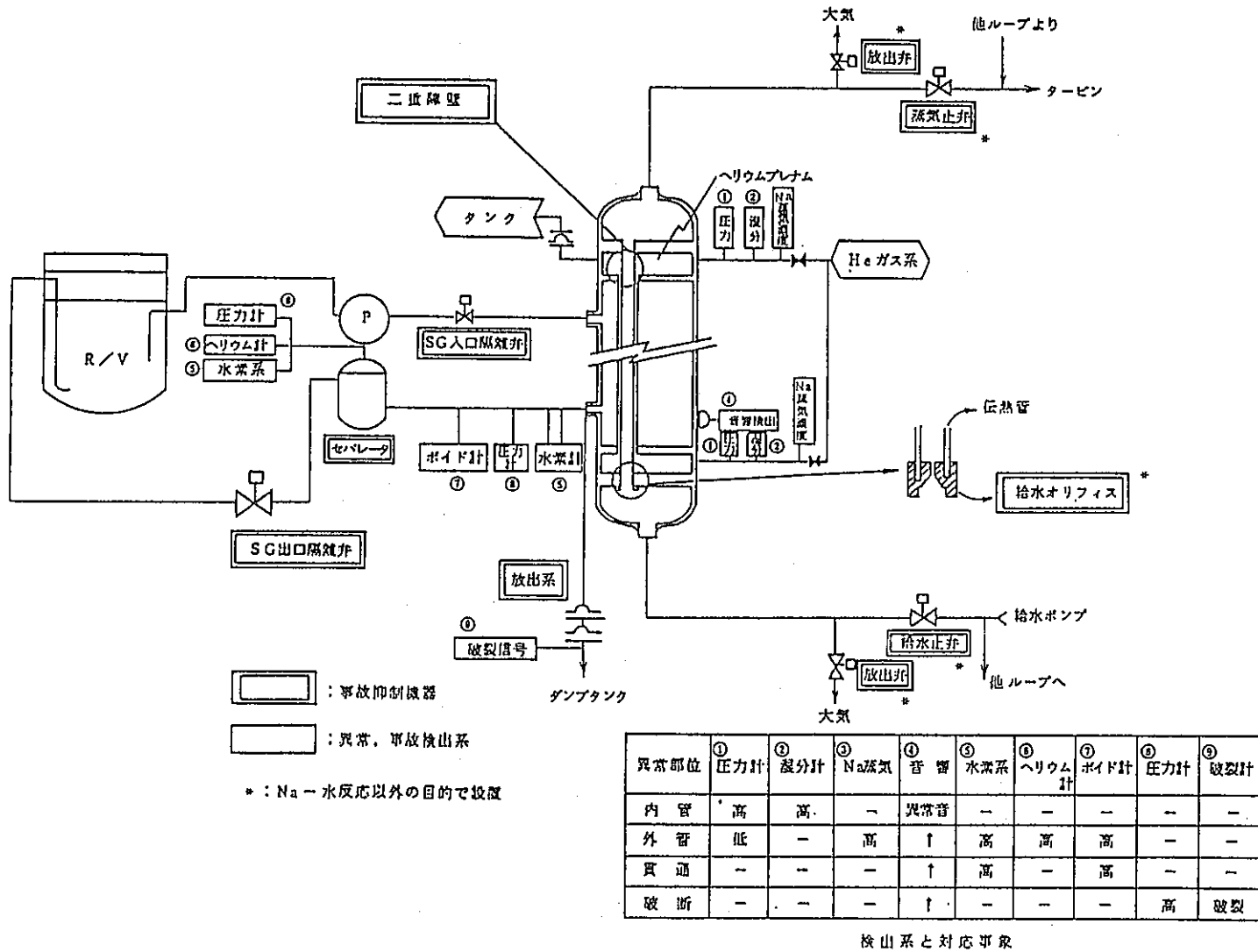
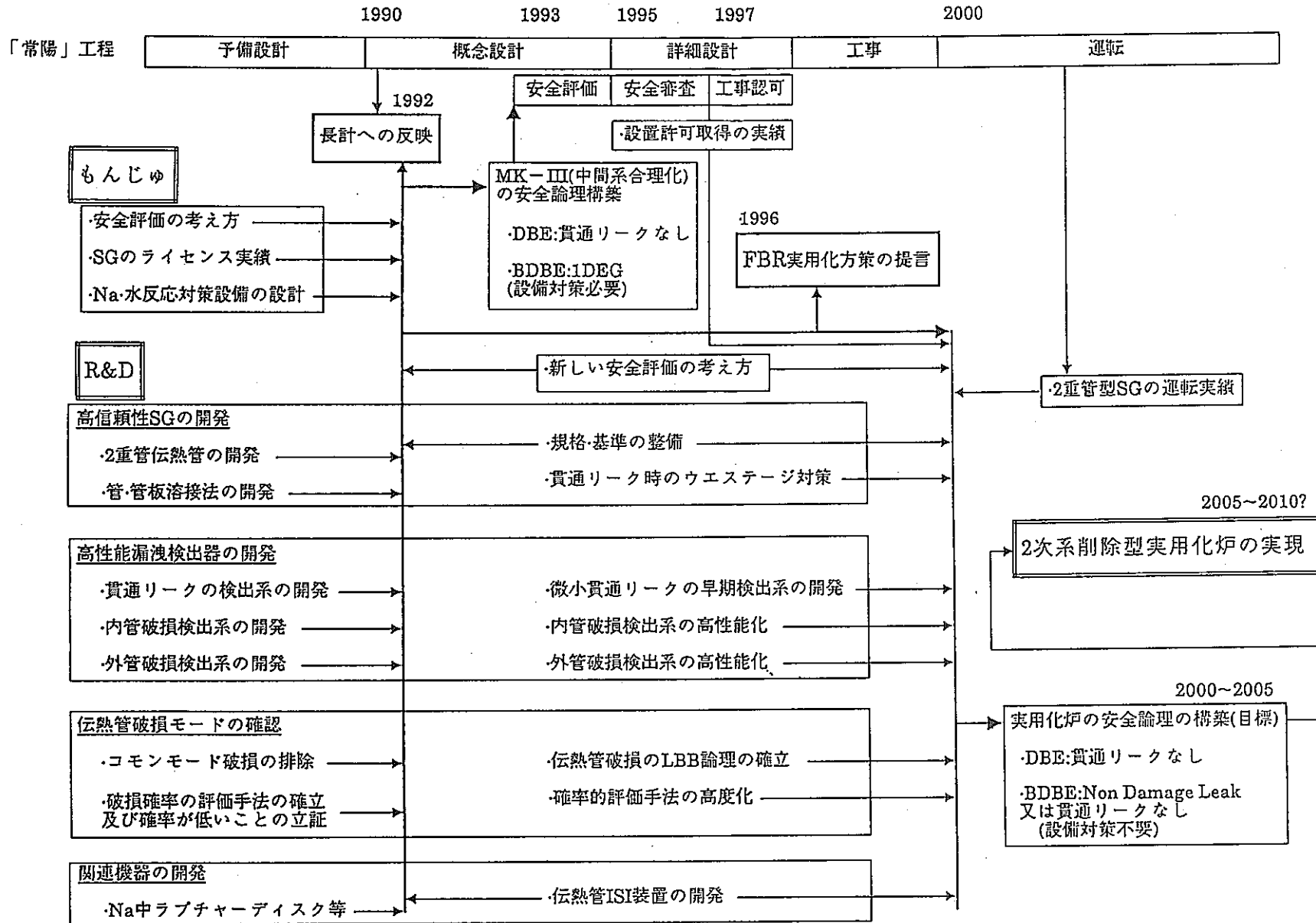
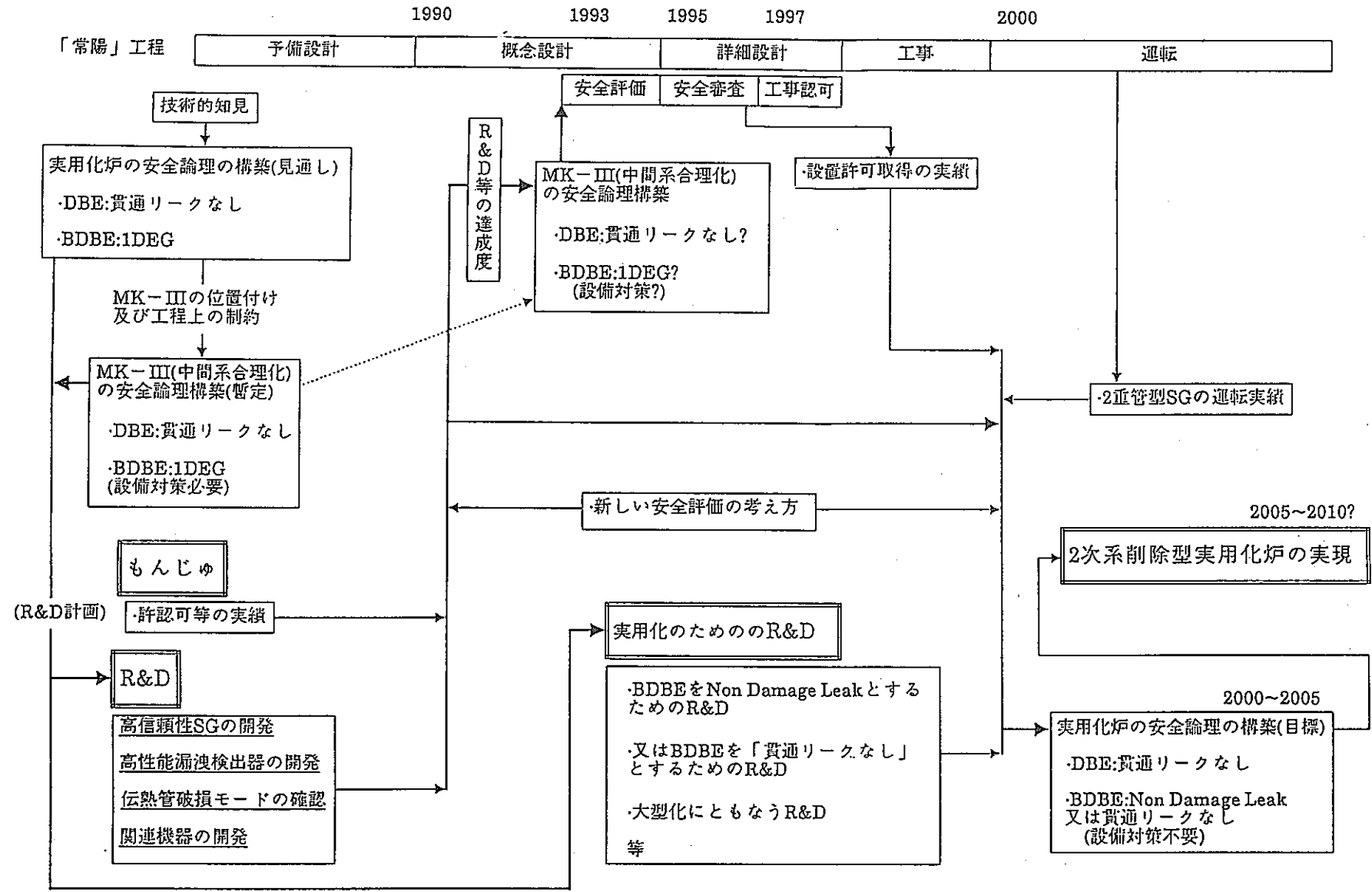


図 2.4 ナトリウム-水反応関連系統



2次系削除型実用化炉の開発の流れ



2次系削除型実用化炉の開発の流れ

## 6. 発生廃棄物，電力及び冷却水に関する検討結果



—— MK-IIIにおける発生廃棄物と処分方法 ——

本資料は「常陽」における運転、保守経験を基に、MK-III計画における放射性廃棄物発生量と処分方法を検討したものである。

1. 検討にあたっての条件

MK-III計画によって発生する放射性廃棄物には機器、配管等の固体廃棄物と使用済燃料洗浄廃液等の液体廃棄物（廃液）がある。本検討では主IHXを撤去するため放射性廃棄物発生量が最大となるであろうStep 3のうち合体モジュール+2重管SGの組合せとなった場合を想定した。検討にあたっての前提条件を資料-1に示す。

2 廃棄物発生量と処分方法（表-1参照）

(1) Step 1

Step 1では制御棒移設、燃取系改造に伴って発生する固体廃棄物とそれに伴う洗浄廃液が発生する。

炉内から取出される機器が主となるため、水中において保管、切断し廃棄する。廃液は濃縮-ガラス固化後、低レベルの凝縮水は従来と同じく原研へ送液する。

(2) Step 2

Step 2では主に1次主ポンプインナーアセンブリに代表される冷却系除熱能力増強に伴う大型汚染機器が系統から取出され、Na洗浄後、化学除染して表面汚染密度を低下させた後保管しておく。これに伴いNa洗浄、化学除染廃液が発生するが廃液の処分についてはStep 1と同様である。

(3) Step 3

Step 3では合体モジュールを設置するため主IHX管束部が系統より取出されるが、現有のポンプ洗浄槽では寸法の制約上洗浄できないため、洗浄槽を交換する必要がある。

処分方法はStep 1及びStep 2と同様である。

3 検討結果のまとめ

MK-III計画の実施によって放射性廃棄物が短期間に大量に発生するが、メンテナンス洗浄系へ化学除染設備の追加、洗浄槽の交換等、既設設備の改造をタイムリーに実施しておけば計画的に処分することが可能である。

## 資料－1 検討にあたっての条件

- (1) 改造、交換工事によって汚染した工事用資材を廃棄するために大量の Kartonボックス (Step 1～3 合計約 1 万個) が発生するが従来の処分法で十分対応が可能であると思われるので考慮しない。
- (2) 使用済燃料、反射体は本試算には含めないが Na 洗浄廃液は検討対象とする。ただし MK-III となった後の燃料洗浄廃液はルーチンの燃取作業で発生するため算定しない。
- (3) Na 洗浄は「常陽」の現有設備のまま蒸気洗浄とする。
- (4) 現有のメンテナンス洗浄系に化学除染設備を付加する。
- (5) 水中保管、水中切断は現有のメンテナンスプール内で行い逐次切断、廃棄していく。
- (6) 主 IHX 管東部は現有のポンプ洗浄槽へ設置できないので Step 3 開始以前に交換しておく。
- (7) 濃縮処理後の凝縮水は、低レベル廃液として原研処理場へ送液する。

表-1 MK-IIIに伴う発生廃棄物と処理方法

Stepと 主要作業	固 体 廃 棄 物		液 体 廃 棄 物 (高レベル廃液)	
	廃 棄 物 の 種 類 と 量	処 分 方 法	発 生 要 因 と 量	処 分 方 法
Step 1 ・ポット交換 ・トランスファロータ改造 ・CRの移設	・B型貯蔵ポット 12体-900kg (75kg/体×12体) ・トランスファロータ回転部分 4.3t (アーム1.1t、軸3.2t) ・上部案内管 2体-900kg (450kg/体×2体) ・下部案内管 2体-30kg (15kg/体×2体)	・Na洗浄～水中保管～水中切断～廃棄 ・Na洗浄～除染～一時保管～切断～廃棄 } Na洗浄～水中保管～水中切断～廃棄	・燃料、反射体Na洗浄 12cyで 231m' ((SF137体+R72体)×1.2m'/体) ・上部案内管Na洗浄 1.6m' (2体×0.8m') ・下部案内管Na洗浄 1.4m' (2体×0.7m') ・B型貯蔵ポットNa洗浄 8.4m' (12体×0.7m') ・トランスファロータNa洗浄 2m'	濃縮～ガラス固化 固化体245ℓ(31個)
Step 2 ・冷却系除熱能力増強 ・中性子検出器交換	・1次主ポンプインナーアセンブリ 2基-32t (16t×2基) ・中性子検出器 8基-1.6t (200kg×8基) ・主IHX周り、OFC周りNa、カバーガス配管 150kg	・Na洗浄～分解～化学除染～保管 ・水中保管～水中切断～廃棄 ・Na洗浄～切断～廃棄	・燃料、反射体Na洗浄 8cyで 283m' ((SF108体+R128体)×1.2m'/体) ・主ポンプNa洗浄(35.7m'/基×2基) 71.4m' ・" 化学除染(22m'/基×2基) 44m' ・配管Na洗浄 3m'	濃縮～ガラス固化 固化体402ℓ(51個)
Step 3 ・二重管SG設置	・主IHX管束部 1基-30t ・主ポンプ洗浄槽 1基-6t ・1次系Na配管、カバーガス配管 800kg	・Na洗浄～化学除染～保管 ・除染～切断～廃棄 ・Na洗浄～切断～廃棄	・主IHX管束部Na洗浄 24m' ・" 化学除染 24m' ・配管Na洗浄 12m'	濃縮～ガラス固化 固化体60ℓ(8個)

## MK-III計画における電力問題について

### 1. はじめに

現在検討が進められているMK-III計画では、各種機器の改造、増設によって電力使用量が増大するため「常陽」の電源系統に与えるインパクトは大きいものと予想されている。このことから、当面想定される範囲内の電力問題について検討課題の抽出と概略的な解決方策の策定を行う。

### 2. 電力増加量の予測

#### (1) step-1

- 燃取系改造分 (T/Rラックヒータ増設、制御系改造)
- 新技術実証分 (各種試験装置)

#### (2) step-2

- 冷却系の強化 (1次、2次主ポンプ、主送風機、1次、2次補助EMP)
- 諸設備 (空調等)

#### (3) step-3

- 二重管SG設置  
(ALIP、水系ポンプ、冷却塔、水処理設備、補助ボイラー、空調等)

上記による予測電力増加量については表-1に示す。

### 3. 電力増加量と問題点

#### (1) 一般系の容量

現在の「常陽」の電源容量は主トランスの12500KVAとなっている。

これに対し、現在までの実績は夏場のピーク時で5500KW (約6000KVA) であり約50%負荷程度である。

MK-III計画での概略増加容量は、表-1から約5000KW (約5400KVA) である。

これらから計算すると、主トランス容量に対して約91%負荷となり問題はないものと考えられる。

ただし、この増加容量は湿式冷却方式で検討されているが、乾式冷却方式の場合で

は主トランスの容量を超過するものと予想される。

(2) 非常系容量

非常系DGの容量は現在実質的に限界状態にある。よって、step-1では現在計画中の廃棄物処理施設にDG発電機を設置し、負荷の分散を図り、step-2以降は既設DGの改造による容量増大を図る等の対策が必要である。

(3) 無停電系の容量

現在の無停電系蓄電池の容量は、十分な余裕があり問題はない。

(4) センター全体の容量

上記(1)から「常陽」の容量が現在の主トランス容量まで増加(約7000KVA)したと仮定した場合、センターでは2年後にHTL(約12000KVA)が停止するため容量上の問題はない。

また、乾式冷却方式とした場合でも容量上の問題はない。

#### 4. 結論

(1) 「常陽」の一般系容量については、二重管SGの除熱方式によって左右される。

この問題は、冷却水確保問題と合わせて検討する必要がある。

(2) 無停電系の容量の問題は無い。

(3) 非常系の容量については、DG発電機の容量増大が必要である。

(4) センター全体としての電源容量の問題はない。

表 - 1 MK - III 電源容量の検討

	Step-1 (平成4年度)	Step-2 (平成8年度)	Step-3 (平成11年度)
内容	<ul style="list-style-type: none"> <li>・C/R移設</li> <li>・燃取改造</li> <li>・新技術実証</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・高性能炉心</li> <li>・冷却系の強化</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・中間系合理化システムの実証 (二重管SGの実証)</li> </ul>
電源容量増加要因	<ul style="list-style-type: none"> <li>・燃取T/Rラックヒータ増設 T/R 5.6KW×16体=89.6KW +予備約30%=約120KW (EG系)</li> <li>・燃取制御電源 約10KW (EG系)</li> <li>・新技術実証 約10KW (EG系)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次主ポンプ500KW×2基 (現在330KW) (一般系)</li> <li>・2次主ポンプ600KW×2基 (現在180KW) (一般系)</li> <li>・主送風機 540KW×4基 (現在400KW) (一般系)</li> <li>・1次ボニー 5KW×2基 (現在2.5kw) (無停系)</li> <li>・1次AEMP370KW (現在150KW) (EG系)</li> <li>・2次AEMP200KW (現在130KW) (EG系)</li> <li>・諸設備 (空調、etc.) 300kw (EG系)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・電磁ポンプ (ALIP) 350KW×1基 (一般系)</li> <li>・給水ポンプの設置 1200KW×1基 (一般系)</li> <li>・給水ブースタポンプの設置 20KW×1基 (一般系)</li> <li>・復水ポンプの設置 90KW×1基 (一般系)</li> <li>・冷却塔ファン(湿式) 120KW×3基 (一般系)</li> <li>・冷却塔循環水ポンプの設置 360KW×3基 (一般系)</li> <li>・補給水ポンプの設置 30KW×2基 (一般系)</li> <li>・水処理設備の設置 100KW (一般系)</li> <li>・補助ボイラーの設置 300KW (一般系)</li> <li>・配管ヒータの設置 100KW (EG系)</li> <li>・新築家空調 (給・排気ファン、チリングユニット、etc.) 300KW (EG系)</li> <li>・予熱N2ガスブロワ容量増加 250KW×2基 (現在170KW) (一般系)</li> <li>・諸設備 (電動弁、クレーン、制御電源、照明、etc.) 100KW (無停系、EG系)</li> <li>・減少要因 <ul style="list-style-type: none"> <li>2次主ポンプ 600KW×1基 (一般系)</li> <li>主送風機 540KW×2基 (一般系)</li> </ul> </li> </ul>
増加容量	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一般系 約 140KW</li> <li>・非常系 DG系 約 140KW</li> <li>無停電系 約 0KW</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一般系 約 2335KW</li> <li>・非常系 DG系 約 870KW</li> <li>無停電系 約 5KW</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一般系 約 2540KW</li> <li>・非常系 DG系 約 500KW</li> <li>無停電系 約 20KW</li> </ul>
問題点	<ul style="list-style-type: none"> <li>・DG系容量不足</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次、2次主ポンプ等の電源配線容量不足</li> <li>・DG系容量不足</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・冷却塔が乾式の場合さらに電源容量は増加する</li> <li>・一般系電源容量の確認が必要</li> <li>・DG系容量不足</li> </ul>
対応方針 (案)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・現在計画中の増設廃棄物建家の非常用電源DGの容量を大きくしてSFP、第二SFP、IRAF、メンテナンス建家、補助電源についてはこのDGより給電する。これにより非常用電源DGの負荷を低減しstep-2までの当面の対策とする。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次、2次主ポンプ等の電源配線引替え、ケーブルベネ交換</li> <li>・DGの出力アップ又は新規DGの設置</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・大洗変電所-「常開」変電所間OFケーブルの引替え及び複線化 (必要に応じて)</li> <li>・DGの出力アップ又は新規DGの設置 (step-2で対応?)</li> <li>・給水ポンプはM-RFP 20%×1基 T-RFP 100%×1基</li> <li>で対応すれば容量低減可能</li> <li>・小容量でも発電すれば電源容量低減可能</li> </ul>

## MK-III計画の冷却水使用量について

MK-III計画 step-3の二重管SG設置時において必要となる除熱源として湿式クーリングタワー方式を使用した場合の冷却水確保の可能性について検討する。

### 1. 冷却水必要量

75MWt級SGを「常陽」に設置するとし、その除熱を湿式クーリングタワー方式とした場合に必要となる冷却水量は、50MWSG施設の使用実績の約1.5倍となる。

50MWSGの実績は 約1500 m<sup>3</sup>/日

よって 1.5倍では 約2250 m<sup>3</sup>/日

尚、本使用量には、飛散水、濃縮防止ブロー水を含めている。

また、大洗工学センター全体での使用実績は、50MWSG停止状態で 約1600 m<sup>3</sup>/日である。

### 2. 大洗工学センターの冷却水確保量

現在の大洗工学センターの冷却水は、那珂川からの取水と深井戸からの汲み上げによっている。那珂川からの取水は、本年4月に改訂を申請している水利使用許可申請において取水の最低値を4月21日～5月10日の間で4140 m<sup>3</sup>/日となっている。

また、深井戸からの汲み上げ実績は約1000 m<sup>3</sup>/日である。よって、数字の上での最低給水量は約5100 m<sup>3</sup>/日となる。

但し、現実の状態として那珂川からの取水は、渇水期には塩分濃度の制限から取水を制限しざるを得なく、12月～2月の間は取水不可となっている日が多い。このことから、現実的な安定水確保量は約1600 m<sup>3</sup>/日程度となっている。

(注) 大洗工学センターの使用量約1600 m<sup>3</sup>/日は、夏海湖の貯水を運用して確保している。

### 3. 冷却水確保量増大の可能性

#### (1) 那珂川取水

本年4月に改訂された水利許可の有効期間は、今後10年であることから、MK-III step-3 (1999年予定) では、次回改訂時に当たる。よってこの時に取水

量の増大を図ることが考えられるが、現実には濁水時の塩分濃度制限により増大させる意味はない

(2) 深井戸

大洗工学センターには既に3本の深井戸（旭村内設置）があり、約1000m<sup>3</sup>/日の汲み上げを行っている。これに更に深井戸を掘ることは近隣地区の地下水に与える影響から許可を得るのは困難と予想される。

(3) 海水冷却

海水を冷却水として汲み上げる方法は、海岸に新たに取水・排水口を設けることが必要となり、種々の許可、了解を得ていく必要があるとともに、大規模な海岸工事となることから現実的ではない。

(4) 県工業用水の導入

県の将来計画として、現在価格で350円/m<sup>3</sup>で工業用水を供給する計画があるが、この水は大洗町を経由して買うことになり地元了解をどのように得るか、また、買取可能な水量がどの程度になるのか等の問題がある。

（ 参考 ）

$$350 \text{ 円} / \text{m}^3 \times 2250 \text{ m}^3 / \text{日} \times 365 \text{ 日} \times 0.6 = \text{約} 1.7 \text{ 億円} / \text{年}$$

4. 結 論

二重管SG設置時に湿式冷却を行うのに必要な冷却水の確保は困難な状況にある。

よって、当面は乾式冷却方式を成案として検討を進めつつ、県の工業用水確保の可能性についても検討する。



## 7. 高速実験炉「常陽」の活用計画

### (1) 炉心の高性能化

[平成元年3月28日 MK-Ⅲ計画検討会 資料]

# 高速実験炉「常陽」の活用計画

## (1) 炉心の高性能化

— 目 次 —

1. 概要	.....	7 8
2. 高中性子束炉心へのニーズ	.....	8 1
3. 炉心の高中性子束化	.....	1 0 2
3.1 炉心	.....	1 0 2
3.2 炉心燃料	.....	2 1 5
4. 冷却系除熱能力の強化	.....	2 1 9
4.1 1次系、2次系の限界性能評価	.....	2 1 9
4.2 システム構造健全性評価	.....	2 3 2
5. 稼働率の向上	.....	2 3 8
5.1 燃料取扱系設備の合理化	.....	2 3 8
(1) トランスファロータの改造	.....	2 3 8
(2) 燃料貯蔵専用ポットの廃止	.....	2 6 4
5.2 定期検査期間の短縮	.....	2 7 9
5.3 照射準備期間の短縮	.....	2 8 2
6. 照射技術の高度化	.....	3 0 6

## 1. 概 要

燃料材料の定常的な照射試験は、「もんじゅ」の運転開始以降は「もんじゅ」を利用して実施していくことも考えられるが、MK-Ⅲ計画の炉心の改造により炉心の高中性子束化を実現すれば、照射期間の短縮が可能となりFBR燃料・材料の開発計画にもたらす効果は大きく、定常的な照射試験における「常陽」の利用価値は高い。特に目標燃焼度200,000MWd/tというような長寿命燃料の開発に要する時間の短縮効果は著しい。

また、過渡時の燃料挙動、破損限界の確認、安全余裕の評価や破損機構の解明等、運転信頼性を把握するための試験をはじめ多様な試験（運転）への対応やFBR用構造材料、制御棒材料の開発、炭・窒化物燃料や金属燃料等の新型燃料の開発試験の他、FBR以外の分野（TRU元素の消滅処理技術の実証試験や核融合材料の開発等）からの要求にも対応することができるよう照射スペースの拡充を図るなど、炉心特性を向上させることに関する要求や期待は大きい。

なお、1996年の炉心高性能化の段階での「常陽」の積算運転時間は、約66,000時間（約7.5 EFPY：Effective Full Power Year）である（「常陽」の設計寿命は稼働率80%で20年）。

そこで、炉心特性の向上に関し、以下の項目について検討を行っており、これまでに得られた主な結果は以下のとおりである。

### （1）炉心の高中性子束化（1996年～）

炉心の高中性子束化は、炉内の構造物の交換が不可能であり、それによる除熱量（出力）の制限を考慮し、中性子束の増大に伴って上昇する原子炉出力及び集合体出力をなるべく抑え、最も効率的な方策を見出すため、炉心燃料仕様等をパラメータとしたサーベイ計算を行った。

主な結果を以下に示す。

- ① 炉心は原子炉出力を約 140MWで中性子束は、現行の1.3倍～1.4倍が達成可能
  - ・ 炉心を2領域とし、内側炉心に太径中空燃料を外側炉心にMK-Ⅱ燃料（炉心高さは現行より約5cm程度短縮）を使用した場合で、中性子束は現行の約1.3倍程度。
  - ・ 炉心は現在と同じ1領域で、全ての炉心燃料を細径燃料と置き換えた場合、中性子束は現行の約1.4倍程度。
- ② 集合体出力の増加に伴う冷却材流量の増加により、集合体エントランスノズルと炉心構造物の連結管の間のキャビテーションについては、当該箇所の水キャビテーション試

験の結果、上記の出力の範囲であれば、連結管のエントランスノズルとオリフィス径の変更等により連結管に影響を及ぼすキャビテーションを防止できる見通しを得た。但し、今後さらにナトリウム・エロージョン試験等による確認等を行っていく計画である。

- ③ 炉内流量配分については集合体当りの必要流量の増加に対し、十分な冷却材流量を確保できる見通しを得た。
- ④ 高中性子束炉心の移行手順とその間の炉心の核熱特性については基本的成立性を確認した。

(i) 移行手順

- ・ 1991年度に制御棒2本程度を炉心第3列から炉心第5列に移設し、照射スペースを拡大する。(制御棒移設炉心)
- ・ 1995年度からMK-Ⅲ型炉心燃料を炉心外側に装荷(混在炉心)  
\* 2領域炉心の場合：現MK-Ⅱ燃料のスタック長約を5cm短尺化した燃料  
1領域炉心の場合：細径燃料
- ・ 1996年度からMK-Ⅲ炉心への移行完了

(ii) 炉心の核熱特性

- ・ 炉内中性子束への影響はほとんどない(混在炉心の末期で最大約10%)
- ・ 集合体毎の必要流量の確保は可能

(2) 冷却系の除熱能力の検討 (1996年～)

炉心の高中性子束化に伴う原子炉出力の上昇に対する改善方策(主ポンプ、主冷却器等の改良)、冷却系統全体の限界性能評価及び系統の健全性評価を行った。

- ① 冷却系の除熱能力に関しては、一次及び二次主ポンプの改造、主冷却器の改造等により現行の約1.5倍まで流量を上げることが可能となる見通しを得た。
- ② 出力上昇に伴う冷却系の構造健全性については、原子炉容器を含めたプラント各部のうち、定常熱応力、熱過渡応力がきびしくなると予測される箇所について、熱応力解析を行い基本的成立性を確認した。

(3) 冷却系の除熱能力の検討 (1996年～)

炉心の高中性子束化と合わせ、稼働率の向上による照射量の増大は、照射期間の短縮という点でその効果は大きい。そこで、燃料取扱系の合理化による燃料交換時間の短縮、定期検査項目の合理化及び照射リグの炉心への装・脱荷等による炉停止期間の短縮化方策に

についての検討を行い、稼働率約60%（現行の約1.5倍）の達成が可能であるとの見通しを得た。

① 燃料取扱系の合理化

- ・ トランスファロータに燃料の一時貯蔵機能（16体）を付加した状態で関連機器等に熱的な問題のないことを確認した。
- ・ 炉内燃料貯蔵ポットの廃止については、径方向遮蔽体として炉心第9列には天然ボロンを、第10列には濃縮ボロンを使用した遮蔽体を装荷することで貯蔵ポット内の燃料の出力を充分抑制可能であり、炉内燃料貯蔵ポットを廃止できる見通しを得た。また、径方向遮蔽体の熱的成立性についても確認した。

② 定検期間の短縮

床下点検ロボット等の機器を開発し、1992年度以降順次工程の短縮化を図れる見通しを得た。（最短の場合で約60日程度）

③ 照射準備期間の短縮

- ・ 照射準備期間の短縮については、1992年度から安全容器内照射装置を、1995年度よりNa中コネクタ付計測線付集合体を実用化し、現行の炉上部照射プラグリグ（UPR）及び計測線付集合体（INTA）と置き換える。
- ・ 制御棒下部案内管については、燃料交換機で取扱い可能な構造のものについて、の基本的成立性を確認した。

（4）照射技術の高度化

照射炉としての炉心性能の向上の他、照射技術の面でもより高度な計装技術の開発や照射ニーズに応じた照射技術の開発を進めている。

（5）実施スケジュール

炉心の高性能化は、1991年（平成3年）の制御棒の一部移設から1996年（平成8年）の炉心の高中性子束化とそれに伴う冷却系設備の機能強化まで順次設備の改造等を進めていく計画である。

## 2. 高中性子束炉心へのニーズ

### (1) 「常陽」の果たす役割

高速実験炉「常陽」は将来性のある唯一の実験炉として世界から注目されていると同時に、わが国においても照射ベットとして利用範囲の拡大を望む声大きい。一般に実験炉は大型炉（特に発電炉）では通常行えない過渡時の燃料挙動や安全対策を施した燃料破損関連試験などの極めて厳しい限界に近い試験、及び正確な計装技術に裏付けられた計装付燃料材料照射試験を実施すると共に、新規の燃料材料の重照射化への見通しを得るための照射試験を行うものである。

「常陽」は、炉心スペースに限りがあるが、一般的なこれらのFBR燃料材料研究開発基盤拡充に係る試験を実施しつつ、炉物理関連試験の他、核燃料サイクル関連および燃料材料科学に関連する試験を行う場所として、我が国の高速中性子利用の中核施設となるべきである。

このため高中性子炉心を実現し、高速中性子利用の機会を増し、高速炉基盤技術の拡充とユーザーおよび関係各界も対し、その成果をタイムリーに提供すると共に、新技術へのアプローチを国内外の研究期間と共同して始める必要がある。

### (2) 必要な高速中性子束と反映先

高速炉燃料材料の照射目標は実証炉1号段階で $160,000\text{Mwd/t}$  ( $\phi t \geq 3.5 \times 10^{23}\text{n/cm}^2$ )、また実用炉では $>200,000\text{Mwd/t}$  ( $\phi t \geq 5.0 \times 10^{23}\text{n/cm}^2$ )と考えられている。従って、核燃料、材料の照射安全性を見通すべき照射量もこのレベルを目標とするのが妥当である。

現在の「常陽」の能力からすると到達期間が7～8年以上かかる照射スケジュールでは、新概念、材料改良、又は新規の項目に対し、10年後でないと結果が表れない。例えば、現在開発が緒に着いたばかりの太径ピンや軸非均質等の概念を含む実証炉燃料の照射結果は1998年度にしか得られない。

このような状況に鑑み実証炉一号関連の照射データの大半は海外炉の使用を考慮せざるを得ない。燃料材料の開発では自前のデータ評価が不可欠であり、挙動解析コードの開発でもその差は歴然と現れる。

したがって、今後の我が国のFBRの開発では独自のデータベースを持つ必要があり、それは当面の課題として実証炉取替燃料及び、実証炉2号炉の基本設計のための評価が「常陽」で行えるかどうかにかかっている。

しかし、タイムスケジュールでは両炉へ反映できるまでには、MK-III照射を1996年とす

ると8年程度の期間しかなく、大まかに言えば現状では1回のフィードバックもおぼつかない。革新的かつ信頼性が重要視されている実証炉への成果の反映は厳しい状況にある。この期間のターンラウンドを縮め、少なくとも1回のパラメータ照射と1回の確性照射を行い、上記照射目標を達成するには年間75,000MWd/t ( $1.5 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ )の照射量で4年間の照射期間が必要となる。このため現在のフラックスを1.3倍程度として稼働率を1.5倍に向上することで対応すべき提案をする。

一方この炉心の高性能化は、単に長寿命燃料材料の試験の可能性を求めるためだけのものではない。前述した実験炉本来の各種の限界試験実施上の効率化が図られることも重要である。即ち、燃料材料の限界照射試験に必要な予備照射量が早く達成されるため、項目あるいはパラメータの多数化、複数化が図られ、一事象に対し、多角的かつ信頼性のある評価が可能になる。また、項目によっては必ずしも重照射の必要でないもの、例えば新材料の一次絞り込みや新概念の新燃料の成立性評価は、重照射への見通しさえつかめば、対象項目も絞り込みに重要な役割を果たすことになる。つまり、実用化への見通しで確実性の高い概念の判断が早期に可能となり、照射ベットの有効利用が図られる。

### (3) 照射試験項目とその必要性

MK-III第二ステップ以前の計画は、MK-II第二期計画として燃材開発長期計画において基本的な開発目標と工程がすでに決められ、一部照射中のものもあるので炉心の改造後の照射計画について述べる。

まず、長寿命燃料材料の開発であるが1996年以後のMK-III第二ステップでは、実証炉1号取替炉心及び実証炉2号炉の基本仕様選定に向けて「常陽」を用いた照射試験を行う。実証炉1号の取替燃料としては、燃焼度16万~20万MWd/t、線出力を480W/cm、炉内滞在期間3~4年を目標とし、その第一候補としてPNC1520を改良したスーパーオーステナイト鋼を被覆管に、フェライト・マルテンサイト鋼のラップ管を組み合わせた集合体の実用化を考えている。この選定ターゲットは2005年頃であり、そのための小型バンドル確性照射、限界照射試験、過渡時燃料挙動等の把握はMK-IIIで、また小型バンドル確性照射試験は「もんじゅ」で行うことが必要であるが、実証炉1、2号の反映は、このスケジュールであれば、十分な技術的信頼性をもって可能である。

フェライト・マルテンサイト (F/M) 鋼燃料及び酸化物分散強化型フェライト鋼燃料 (OD



S) の照射もほぼ同様にMK-III、「もんじゅ」の役割を十分に活かす方法で実証炉1号取替、2号の基本仕様に向け、主要な選択肢として開発を進めることができる。なお、ここでF/M鋼はODSの開発リスクが大であるための代替として考えている。

第二に、燃料設計手法の高度化であるが、熱出力480W/cm以上で太径ピンの熱設計手法の確立を目指す。このため、太径ピン新燃料、中高燃焼度燃料ピンの溶解限界出力試験や過渡過出力を経験した燃料の継続照射を行い、挙動の把握と挙動解析コードの整備に資する。なお、これらの照射試験は国内ではMK-IIIでのみ可能であると考えられるため、試験体自体の安全性の確保のためのリグの検討、試験方法の確立等はMK-IIの経験を基に行っていくことが大切である。

第三に、燃料運転信頼性評価技術の確立のために、過渡過出力試験及び破損燃料継続運転下での性能評価があるが、EBR-IIでの運転経験に対して「常陽」での運転信頼性を確立する必要があると共に実験炉での十分な経験をソフト、ハード両面にわたり、実証炉へ反映し、過渡事象と燃料破損を容認した厳しい運転にも実証炉が耐えることを証明する必要がある。従って、この試験は実証炉のために必要であり、このため、MK-IIIでの本技術の確立は長寿命燃料の開発及び燃料設計手法の確立と共に不可欠である。

第四に、改良型燃料・新型燃料の開発においては、MK-IIでその開発をスタートさせているが、軸非均質燃料や太径中空ペレットなどの新規のものについては、単ピン照射での成立性をパラメトリックに行い、最適な形状を見極めることが必要で、色々な角度から検討するためにもターンラウンドの短い炉の要求が強い。同様なことが金属燃料や炭化物燃料についても言える。何れにせよ、これらの新概念が既存の設計、技術評価体系から離れた革新的開発項目であり、十分なメリット、デメリットを予め評価し、既存の技術との優劣を評価しておく必要がある。

第五に、制御棒(材)の耐用年数は、基本的に炉心燃料と同じとすることを目標に開発する。このため、ポーラスプラグ及びNaベントピン等のピンの構造に関する実証と共に、B<sub>4</sub>C材やその他の中性子吸収材の照射データの取得により制御棒の熱、応力解析手法の抜本的改善を行う。

第六に、炉心のコンパクト化へ向けての高性能遮蔽材の成立性に関する開発はMK-IIで既に始められているが、その長期間の安定性の確認は実証炉1号、2号の両炉において要求される項目と考えられる。これらの炉心燃料以外の要素の長寿命化においてはやはりパラメータサーベイをMK-II、MK-IIIの両方で実施することが重要となってくる。

以上は、FBRのプロジェクトの推進上の課題であるが、最後に、広く高速中性子利用の拡大

という観点からは、金属、セラミック、その他有機材料あるいはこれらの複合材料の照射がクローズアップされる。特に、核融合炉材料の開発におけるMK-IIIへの期待は大きく、PNCの材料も含め多くの材料の耐照射性の確認に実験炉は使われるようになるためターンラウンド改善、照射スペースの確保等の対応が必要である。

#### (4) 炉心スペースの有効利用

現在、実証炉1号取替燃料及び実証炉2号基本設計段階において必要な開発項目とスケジュールを表1.2.1に示す。

リグの数としては、現在のB型及びC型特燃に対応するもので約30～35体程度必要となる。表1.2.1に特燃の数と開発項目を示す。

なお、基盤・先端技術開発では、一部PNC外からの要求も考慮してリグの選定をする必要があるが、少なくとも2体程度の外部への割当があるとよい。またB、C型のうち、各1～2体は海外との共研に利用する。

#### (5) 高中性子束炉心を実現する上での要望

表1.2.1に示す開発を行う上で炉心に必要とされる機能を示すと以下のとおりとなる。

#### (6) 炉心及び照射装置に要求される性能

##### ① 炉心に要求される性能

- ・ 年間50日×5サイクル運転を想定した場合、75,000MWd/t、 $\sim 1.5 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ の燃焼度、照射量を一年で達成可能とする必要がある。
- ・ 照射リグを同時に15～20体（B型：7体、C型：10体、材料照射リグ：3体）照射できる。うち8体程度は計測線付燃料及び材料照射リグを装荷することが可能。
- ・ 定常照射時は平坦な径方向中性子束分布が好ましく、非定常照射（過出力）試験時は過出力レベルを大きくとるため径方向に勾配の大きな中性子束分が必要である。照射試験の性格に応じた炉心構成を稼働率に影響を与えずに達成することが必要。
- ・ 非定常照射対応として出力変化速度のレンジが大きな制御系であること。又、制御は計算機による自動制御。
- ・ RTCB、RBCB、PTM、TOP試験が実施でき、かつ、これらの試験による少数本

の燃料破損を許容できる。(不可の場合はインパイルループを検討)

- ・ 破損燃料照射挙動測定装置を具備していること。
- ・ 実機制御系を使っての試験用吸収ピンの照射試験が可能であること。
- ・ 炉心の一部をダクトレス集合体で構成できる。
- ・ 過渡事象模擬試験に、ドライバー燃料、1次冷却系が耐え得ること。

② 照射装置に要求される性能

- ・ 計測線付照射リグの温度、冷却材流量、寸法変化等の情報をオンラインで計測でき、かつ、これらの制御が炉外から実施可能なこと。(温度についてはFFTF-MOTA並みの±5%での精度)
- ・ 材料リグについてはインパイルクリーブ試験用試料の破断を許容できる設計であること。また、破断時間の検知が可能であること。
- ・ ピン照射リグ及びバンドル照射リグ相互間のピンの乗り換えができること。
- ・ ピン毎に流量調整可能なシュラウド管タイプC型リグが開発されること。また、シュラウド管についても再組立可能なこと。

表 2.1 (1)高燃焼度・長寿命燃料材料の開発 ①改良オーステナイト鋼

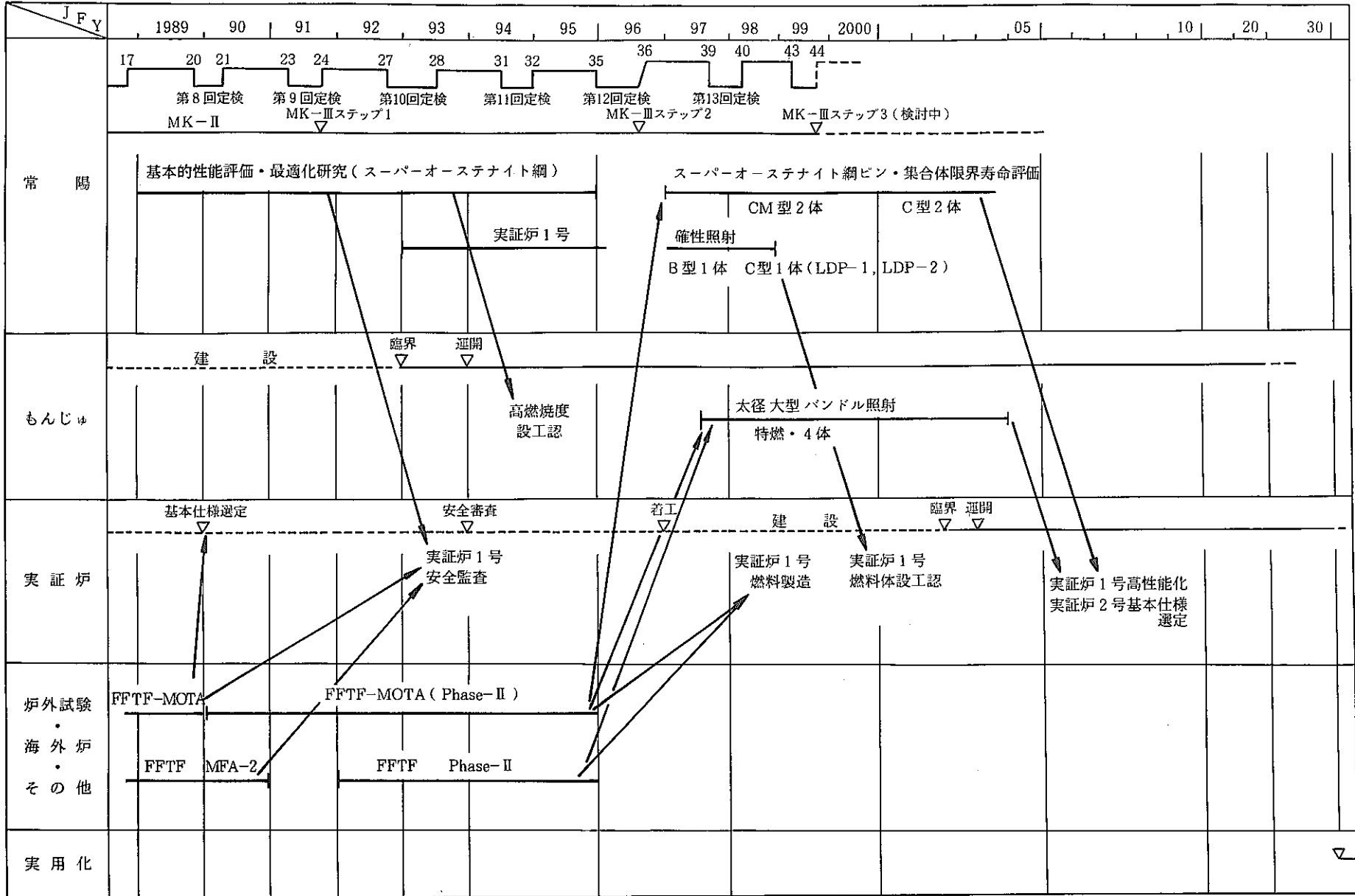


表 2.1 (1)高燃焼度・長寿命燃料材料の開発 ②高強度フェライト/マルテンサイト鋼

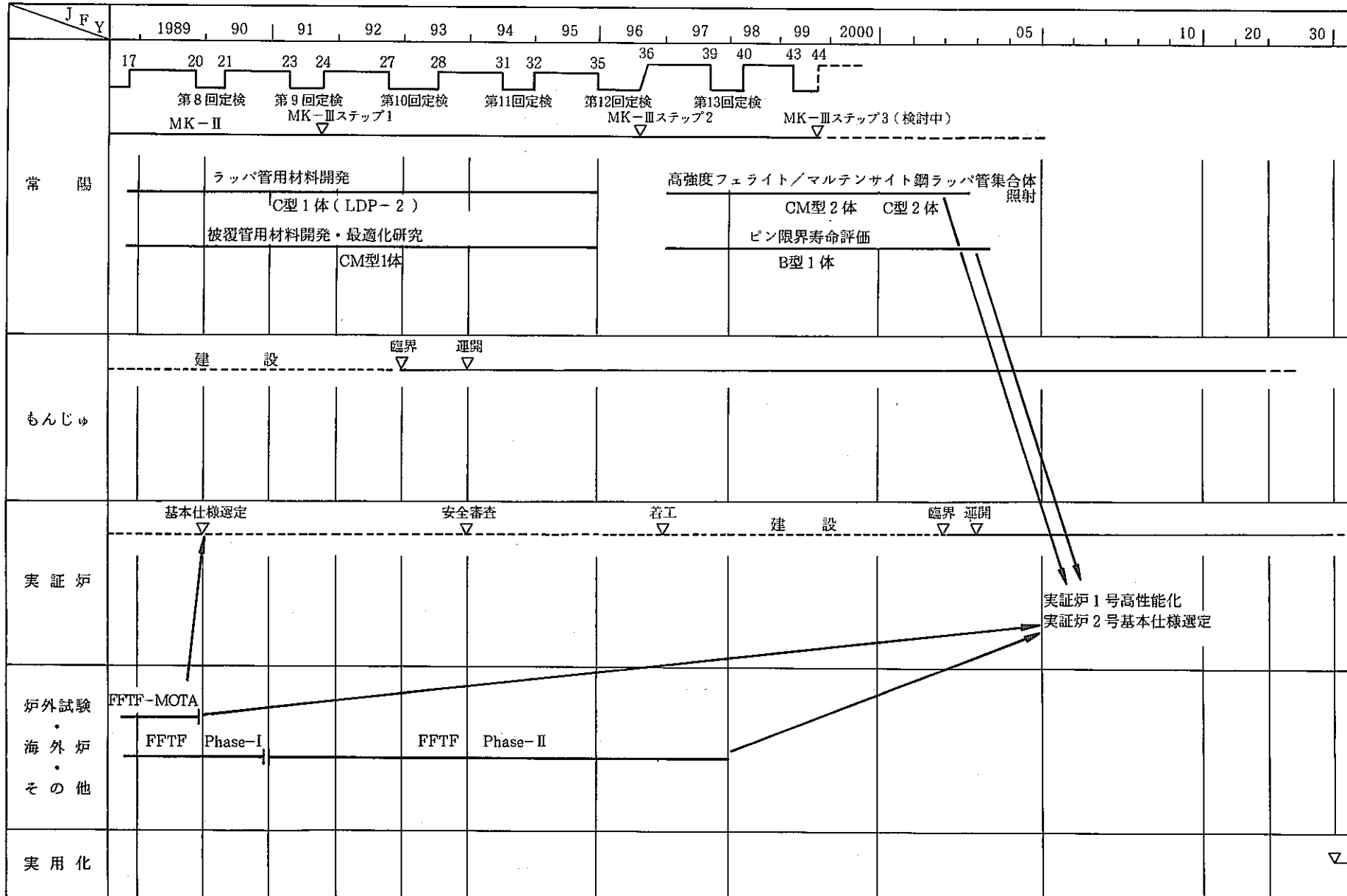


表 2.1 (1)高燃焼度・長寿命燃料材料の開発 ③分散強化フェライト鋼

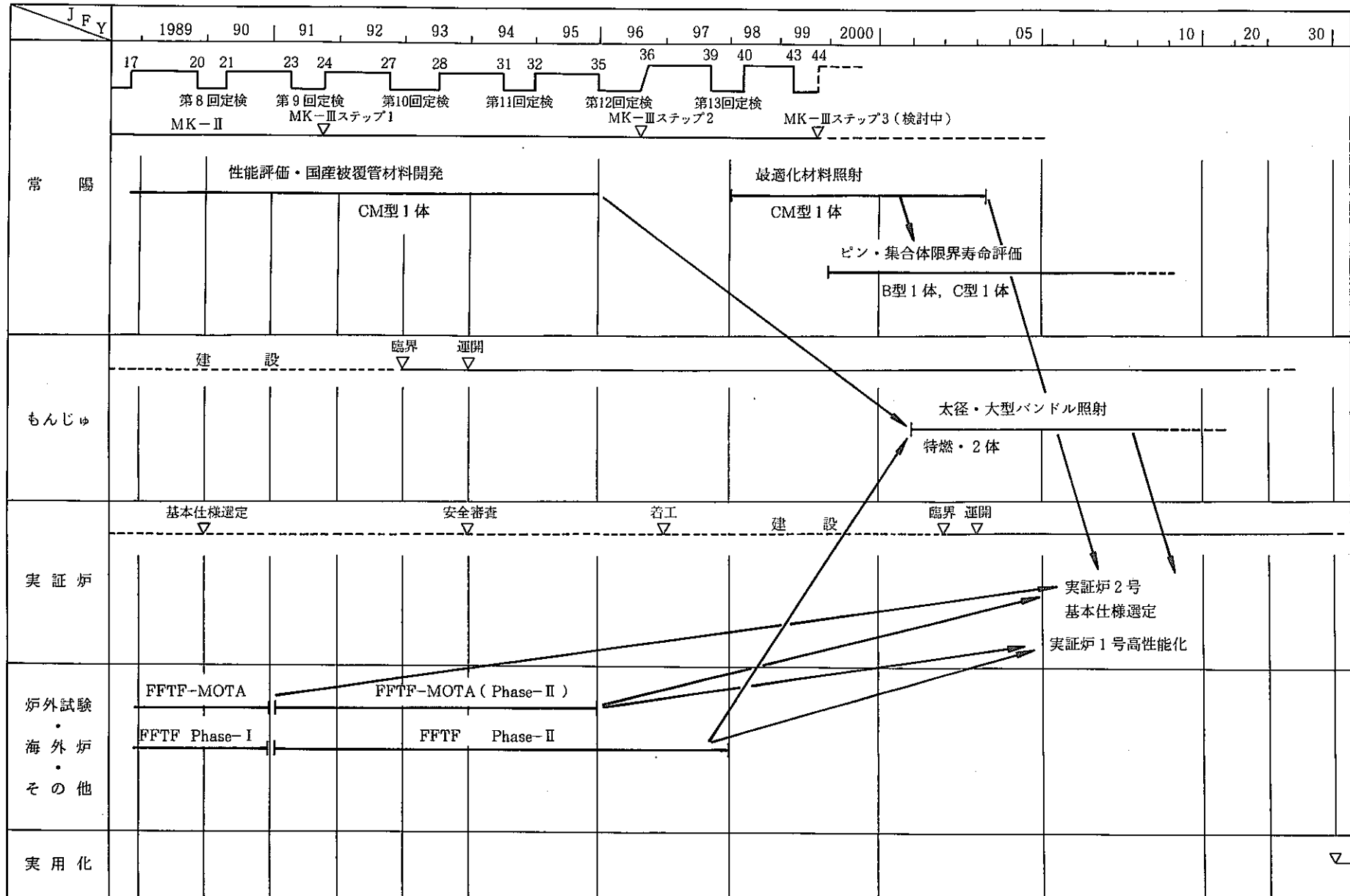


表 2.1 (2)燃料設計手法の合理化 ①高線出力化の研究

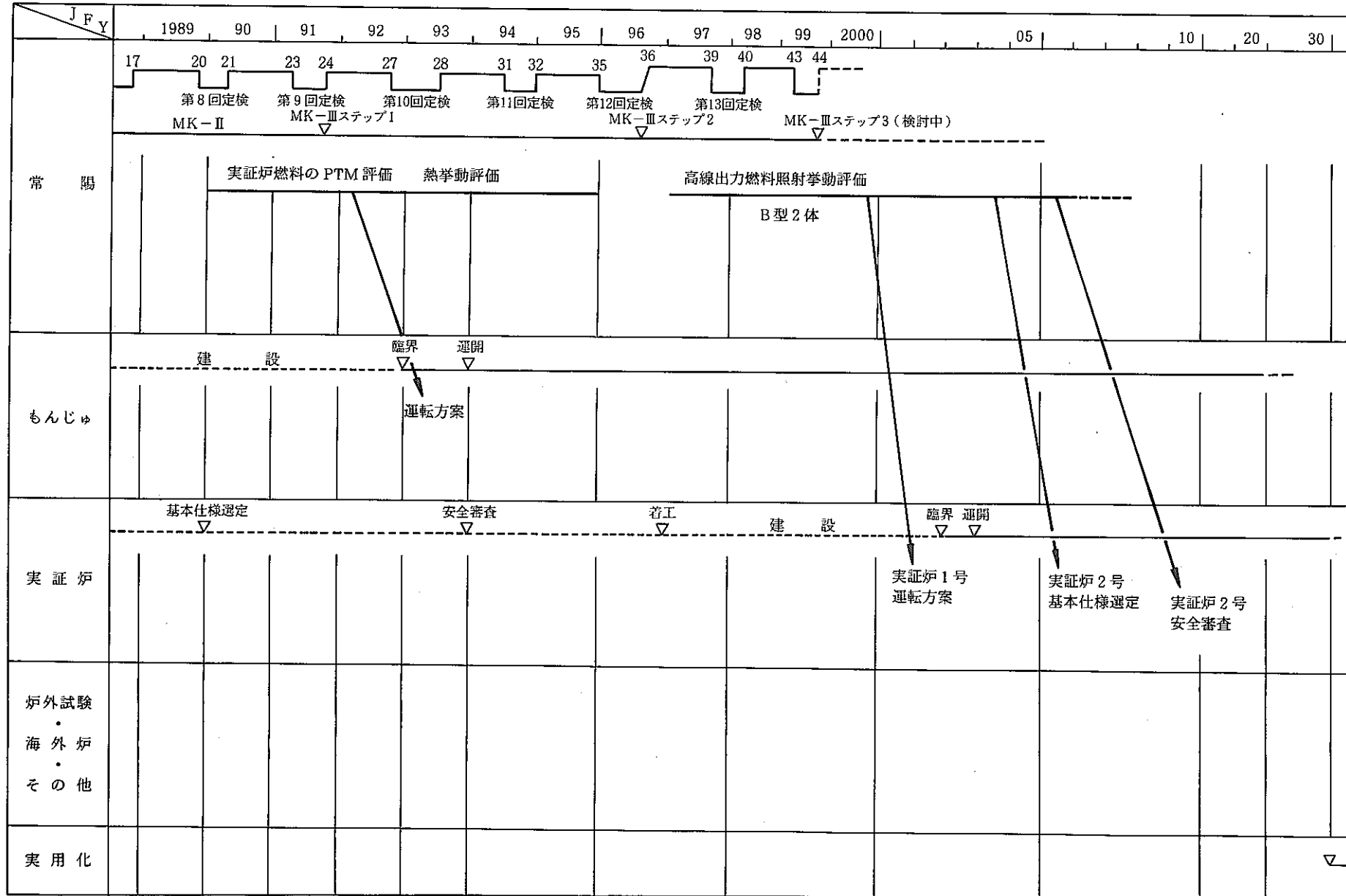


表 2.1 (2)燃料設計手法の合理化 ②許容設計限界合理化

JFY	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常 陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II		第9回定検 MK-IIIステップ1		第10回定検		第11回定検		第12回定検 MK-IIIステップ2		第13回定検			MK-IIIステップ3(検討中)			
												溶融燃料継続照射挙動評価					
												B型1体					
もんじゅ	建設																
	臨界 遅開																
実証炉	基本仕様選定																
	安全審査 着工 建設 臨界 遅開																
炉外試験 ・海外炉 ・その他																	
実用化																	



表 2.1 (2)燃料設計手法の合理化 ③燃料製造仕様の緩和

JFY	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II 第9回定検 MK-IIIステップ1 第10回定検 第11回定検 第12回定検 MK-IIIステップ2 第13回定検 MK-IIIステップ3(検討中)																
製造仕様緩和に伴う燃料性能への影響評価																	
もんじゅ	建設																
	臨界 運開																
実証炉	基本仕様選定																
	安全審査 着工 建設 臨界 運開																
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																	
実用化																	▽

表 2.1 (3)運転信頼性評価技術 ①過渡時信頼性評価

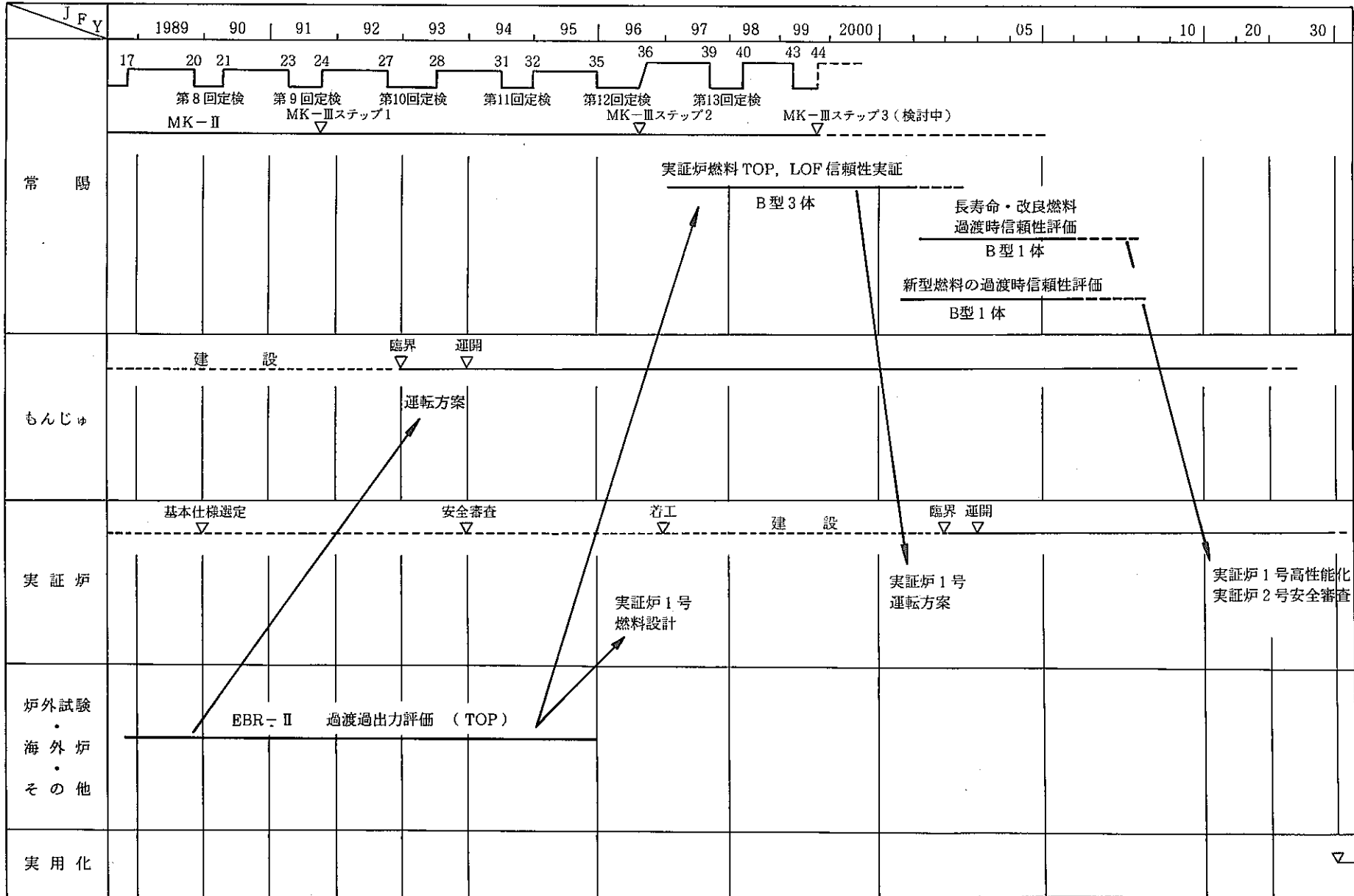


表 2.1 (3) 運転信頼性評価技術 ② 破損燃料継続性能評価

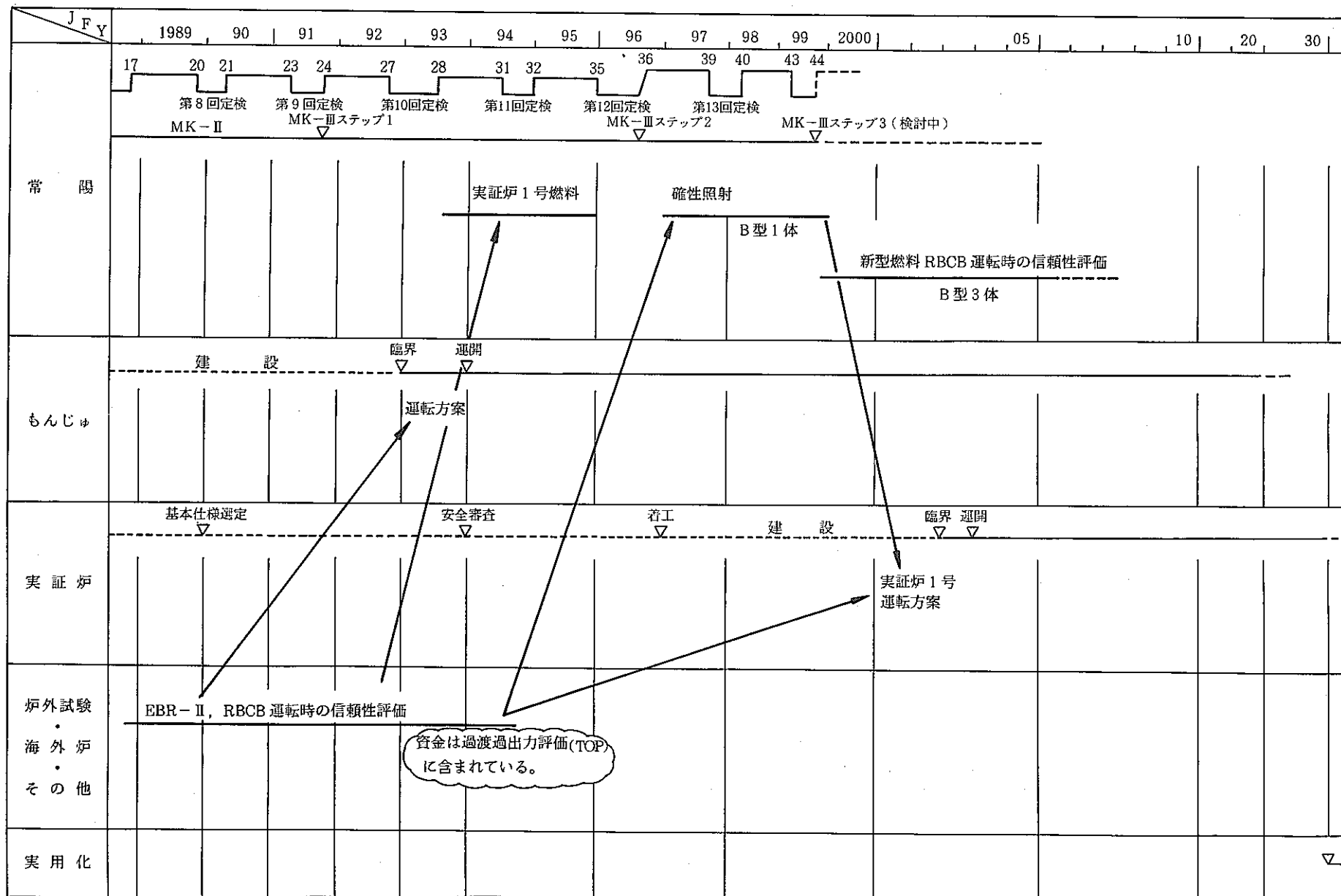


表 2.1 (4)改良型燃料・新型燃料の研究開発 ①改良型燃料の開発

JFY	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II		第9回定検 MK-IIIステップ1		第10回定検		第11回定検		第12回定検 MK-IIIステップ2		第13回定検			MK-IIIステップ3(検討中)			
	軸非均質燃料の性能評価 中空ペレット, コーティングピン性能評価						高燃焼度, 高性能化研究										
	B型2体, C型2体																
もんじゅ	建設			臨界		運開											
実証炉	基本仕様選定			安全審査			着工			建設			臨界			運開	
												実証炉1号高性能化 実証炉2号基本仕様選定					
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																	
実用化																	▽

表 2.1 (4)改良型燃料・新型燃料の研究開発 ②新型燃料の開発

J F Y	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常 陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II		第9回定検 MK-IIIステップ1		第10回定検		第11回定検		第12回定検 MK-IIIステップ2		第13回定検			MK-IIIステップ3 (検討中)			
					基本的照射特性評価 (PTM, INTA 含む)								高燃焼度挙動評価 B型 1体				
もんじゅ	建 設			臨界	運 開												
実証炉	基本仕様選定			安全審査			着工	建 設			臨界 運開						
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																	
実用化																	▽

表 2.1 (4)改良型燃料・新型燃料の研究開発 ③改良型集合体の開発

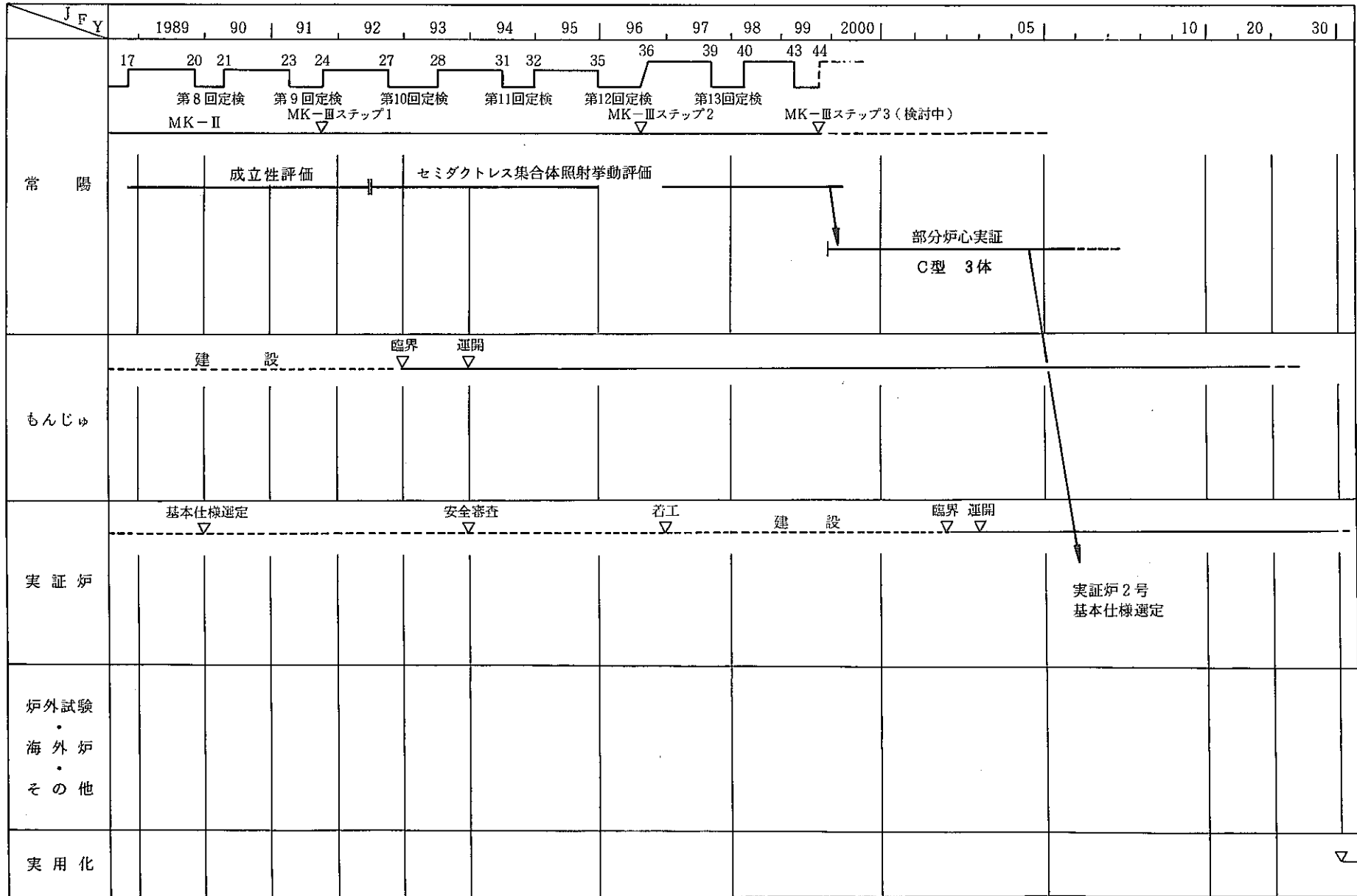


表 2.1 (5)炉心構成要素の長寿命化 ①長寿命ブランケット

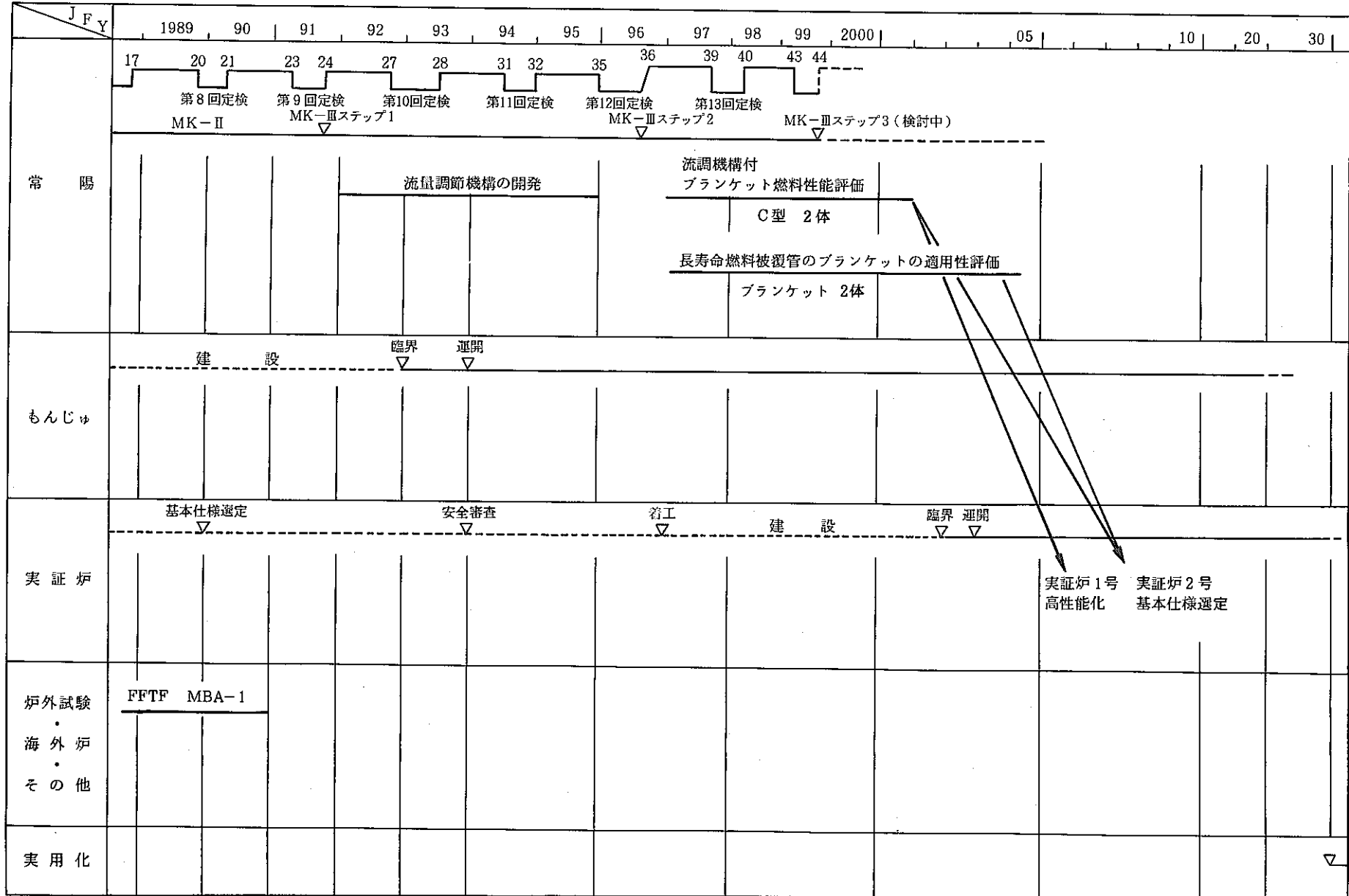


表 2.1 (5)炉心構成要素の長寿命化 ②長寿命制御棒

JFY	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II		第9回定検 MK-IIIステップ1		第10回定検		第11回定検		第12回定検 MK-IIIステップ2		第13回定検		MK-IIIステップ3(検討中)				
もんじゅ	建設																
	臨界 遅開																
実証炉	基本仕様選定																
	安全審査																
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他	着工																
	建設																
実用化	臨界 遅開																
	実証炉1号高性能化 実証炉2号基本仕様選定																



表 2.1 (6)遮へい設計技術の高度化

J F Y	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常 陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II 第9回定検 MK-IIIステップ1 第10回定検 第11回定検 第12回定検 MK-IIIステップ2 第13回定検 MK-IIIステップ3(検討中)																
もんじゅ	建設 臨界 運開																
	基本仕様選定 安全審査 着工 建設 臨界 運開																
実証炉																	
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																	
実用化																	

表 2.1 (7)基盤技術, 先端技術 ①超長寿命・超安全燃料の開発

J F Y	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30
常 陽																
									材料開発(セラミック, 複合材料, 傾斜材料, etc) CM型 3体 新概念燃料開発(ベント型, FPゲッター, etc) B型 2体							
もんじゅ	建設 臨界 運開 ▽ ▽															
実証炉	基本仕様選定 安全審査 着工 建設 臨界 運開 ▽ ▽ ▽ ▽ ▽ ▽															
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																
実用化	▽															

表 2.1 (7)基盤技術, 先端技術 ②核融合開発支援技術開発

J F Y	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000	05	10	20	30	
常 陽	17	20	21	23	24	27	28	31	32	35	36	39	40	43	44		
	第8回定検 MK-II 第9回定検 MK-IIIステップ1 第10回定検 第11回定検 第12回定検 MK-IIIステップ2 第13回定検 MK-IIIステップ3(検討中)																
もんじゅ	建設 臨界 遅開																
	基本仕様選定 安全審査 着工 建設 臨界 遅開																
実証炉																	
炉外試験 ・ 海外炉 ・ その他																	
実用化																	

### 3. 炉心の高中性子束化

#### 3.1 炉心

##### (1) 概要

炉心の高中性子束化に関し、炉心燃料使用等をパラメータとした高中性子束炉心（MK-Ⅲ炉心）の検討を行った。また、これと並行して現行のMK-Ⅱ炉心からMK-Ⅲ炉心への移行方法についての検討も進め、そのそれぞれについての基本的成立性（核的・熱的）を確認した。

以下にその概要を示すと共に、詳細は次章以降に示す。

##### ① MK-Ⅲ炉心

- ・ 第36サイクル（1996年～）
- ・ 炉心領域の燃料は全てMK-Ⅲ型に置き換え、原子炉出力を100MWから約140MWまで上昇。

MK-Ⅲ炉心については、内側炉心に太径ペレットをそして外側炉心にMK-Ⅱ型短尺燃料を用いる2領域炉心（ケース1）と、炉心燃料は全て細径燃料とする1領域炉心（ケース2）の成立性を確認した。

- ・ ケース1 : 太径中空燃料（内側炉心）、MK-Ⅱ燃料（外側炉心、  
現行より約5cm短尺のもの）での2領域炉心  
中性子束 : 1.3倍程度可能
- ・ ケース2 : 高中性子束化のためには、細径燃料が効果的  
中性子束 : 1.4倍程度可能

また、集合体のエントランスノズルと炉心構造物の連結管のキャビテーションについては、水キャビテーション試験の結果、上記の出力の範囲であれば、連結管のエロージョンを防止できる見通しを得た。

##### ② MK-Ⅲ炉心への移行方法

現行のMK-Ⅱ炉心からMK-Ⅲ炉心への移行については、段階的に以下の順で進めていく。

第1段階 : 移行炉心 (i)

- ・ 第24サイクル(1991年)～31サイクル(1994年)
- ・ 照射スペースの拡充、新型照射リグの導入による照射性能の向上を図るとともにこの間の運転に必要な過剰反応度を確保するため、制御棒の一部を炉心第3列から第5列に移設する。尚、今年度の検討の結果、炉心領域の拡大は行わなくても運転に必要な過剰反応度は確保できる。また、この間の炉心の核熱特性については核的・熱的制限値を満足しており基本的成立性を確認した。

炉内の中性子束分布は、制御棒の移設により3%程度の増減は生じるが照射計画等へ及ぼす影響は少ないと考える。集合体の必要流量は流量配分の計算結果、特に問題はなく確保できることを確認した。

第2段階 : 移行炉心 (ii)

- ・ 第32サイクル(1995年)～第35サイクル(1996年)
- ・ MK-III炉心への移行期間を短縮するため、炉心領域の外側より順次MK-III型の炉心燃料\*に置き換えていく。また、順次炉心を次のMK-III炉心の大きさまで拡大していく。炉心を81体炉心まで拡張することにより運転に必要な過剰反応度は確保できる。また、この間の炉心の核熱特性については核的・熱的制限値を満足しており基本的成立性を確認した。

炉内の中性子束は炉心拡張及び炉心中心部へ新燃料を装荷しなくなったことにより混在炉心末期では制御棒移設炉心と比べ炉心中心部で約10%減少する。

集合体の必要流量は流量配分の計算結果、特に問題はなく確保できることを確認した。

\* ケース1の場合 : 現MK-II燃料のスタック長を  
約5cm短尺化した燃料

ケース2の場合 : 細径燃料

第3段階 : MK-III炉心

- ・ 1996年度に前述のMK-III炉心への移行完了
- これらの概要については図3.1.1 参照の事。

## (2) MK-III炉心

## ① 核熱特性に関する検討

原子炉出力及び集合体出力の上昇をなるべく抑え、最も効率的に炉心の中性子束を上げるため、炉心燃料仕様をパラメータとしてサーベイ計算を行った。

## (i) 計算条件

計算は以下の項目をパラメータとして組み合わせ、核計算を行った。

## (a) 炉心燃料仕様

- ・ 燃料ピン径 :  $\phi 6.3 \text{ mm}$  (MK-Iと同等),  $\phi 5.5 \text{ mm}$   
(MK-IIと同等),  $\phi 4.77 \text{ mm}$
- ・ ウラン濃縮度 : 約  $3 \text{ w/o}$  ~ 約  $20 \text{ w/o}$  (MK-IIは約  $20 \text{ w/o}$ )
- ・ プルトニウム富化度 : 約  $28 \text{ w/o}$  ~ 約  $36 \text{ w/o}$  (MK-IIは約  $29 \text{ w/o}$ )
- ・ スミア密度 :  $75 \text{ w/o}$  ~  $87 \text{ w/o}$  (MK-IIは約  $87 \text{ w/o}$ )
- ・ ペレット形態 : Solid, Annular (MK-IIはSolid)
- ・ 炉心高さ :  $40 \text{ cm}$  ~  $65 \text{ cm}$  (MK-IIは  $55 \text{ cm}$ )

## (b) 炉心

- ・ 燃料装荷本数 : 67体 ~ 82体 (MK-IIは67体)
- ・ 炉心タイプ : 均一或は2領域 (MK-IIは均一)

## (c) その他

- ・ 制御棒の位置 : 炉心第3列及び第5列 (MK-IIは第3列)
- ・ 制御棒の本数 : 合計6本 (MK-IIは第3列に6本)
- ・ 軸方向反射体 : ステンレス鋼或はベリリウム  
(MK-IIはステンレス鋼)
- ・ 径方向反射体 : ステンレス鋼或はベリリウム  
(MK-IIはステンレス鋼)

(ii) 計算方法

'CITATION'コードにより2次元RZ7群拡散計算を行った。(但し、制御棒は全引抜)。またMK-II標準炉心をReferenceとした。

(a) 計算フロー

図3.1.2に今回のサーベイ計算における計算フローを示す。

(b) 原子数密度の作成

・ 燃料集合体

J2燃料, 中空ペレット燃料, 細径ピン燃料共に表3.1.1の仕様で'NDENS'コードを用いて計算した。

・ 特殊燃料集合体

'MAGI'コードで仕様している特燃Aの組成を使用した。

・ その他の集合体

その他の集合体に関しては、'MAGI'コードに使用している組成をそのまま使用した。

(c) 断面積の作成

JAERI-FASTセットVersion. II 70群炉定数セットを用い'EXPANDA-G'コードで70群の実効断面積と中性子束を計算し、'MICLIB'コードで7群実効断面積に縮約した。

臨界調整 : 全てのケースについてBuckling調整を行い臨界性を保つように配慮した。

(d) 核熱特性サーベイ計算

・ 計算コード

'CITATION'による2次元RZ拡散計算をおこなった。

・ 計算体系

各ケースの炉心構成図を図3.1.3~3.1.5に示す。

各ケースの計算体系図を図3.1.6~3.1.7に示す。

(e) 燃焼計算

交換バッチ数を下記のA-TypeとB-Typeに分け、ケース1については両方のType  
ケース2については、B-Typeについてのみ燃焼計算を行った。

炉出力、1サイクルの日数、燃焼サイクル、交換バッチを以下の条件とした。

炉出力 : 130 MW

サイクル日数 : 70日

燃焼サイクル : 8サイクル

交換バッチ数(A-Type) : 5(0~1列)、6(2~3列)、  
7(4列)、8(5列)

交換バッチ数(B-Type) : 6(0~1列)、7(2~3列)、  
8(4列)、9(5列)

(ii) 計算結果

各ケースの優劣を比較するにあたり、次の特性量に着目した。

- ・ 炉中心における中性子束
- ・ 余剰反応度
- ・ 線出力密度
- ・ 集合体出力
- ・ 径方向及び軸方向中性子束分布
- ・ 径方向及び軸方向出力分布

また、それぞれの成立性の判断は

- ・ 余剰反応度が十分確保されていること。(KeffがReference ケース以上であることが必要)
- ・ 原子炉出力が大きすぎないこと。
- ・ 燃料温度(線出力密度)が制限値を超えないこと。
- ・ 集合体出力(線出力密度)が外側列で大きくならないこと。

を条件とした。

上記のパラメータサーベイの結果、現実的な高中性子束化の方法は表3.1.2に示す2



ケースが有効な候補であることが判明した。

(a) 核熱特性計算

・ 中空ペレット2領域炉心について

反応度をReferenceと同程度になるようPu富化度、スタック長、内側領域と外側領域の燃料本数のサーベイ計算を行った結果、Pu富化度30w/oスタック長（内、外領域共）48cm、内側炉心領域（中空ペレット領域）22体、外側燃料領域（MK-II燃料でスタック長48cm）60体で条件を満たし採用した。

本ケースでは、中性子束をReference炉心の1.3倍とした場合内側燃料炉心領域の最大線出力は582W/cm外側炉心燃料領域の最大線出力は374W/cm、となる。また、この場合炉出力は145MWとなる。

・ 細径ピン炉心について

反応度をReferenceと同程度になるようスタック長、燃料本数のサーベイ計算を行った結果、スタック長45cm、炉心燃料本数82体で条件を満たし採用した。

本ケースでは、中性子束をReference炉心の1.3倍とした場合の最大線出力は345W/cm、炉出力は135MWとなる。

・ 全制御棒価値について

3次元Hex-Z計算で3列4体、5列2体での制御棒価値の計算を行ったところ約8.3% $\Delta K/K'$ となった。

核熱特性計算結果は以下のとおりである。

表3.1.2 各ケースの核熱特性計算結果一覧

表3.1.3 ケース1の中性子束及び出力密度、径方向分布

表3.1.4 ケース2の中性子束及び出力密度、径方向分布

図3.1.8 ケース1の出力密度、径方向分布図

図3.1.9 ケース1の出力密度、軸方向分布図

図3.1.10 ケース1の中性子束、径方向分布図

図 3.1.11 ケース 1 の中性子束、軸方向分布図

図 3.1.12 ケース 2 の出力密度、径方向分布図

図 3.1.13 ケース 2 の出力密度、軸方向分布図

図 3.1.14 ケース 2 中性子束、径方向分布図

図 3.1.15 ケース 2 中性子束、軸方向分布図

(b) 燃焼計算

燃焼計算結果は以下のとおりである。

表 3.1.5 燃焼計算第 8 サイクル EOC 核特性計算結果一覧

表 3.1.6 8 サイクル燃焼計算  $K_{eff}$

表 3.1.7 燃焼計算第 8 サイクル EOC 集合体出力 (MW)

表 3.1.8 燃焼計算第 8 サイクル EOC 集合体燃焼度 (MWd/t)

表 3.1.9 燃料集合体初期装荷燃料 (kg)

表 3.1.10 各集合体 8 サイクル EOC のインベントリ (kg)

図 3.1.16 8 サイクル燃焼計算結果  $K_{eff}$  移行図

表 3.1.1 各ケースの燃料仕様

パラメータ		計算ケース	Reference	ケース1 (中空ペレット)		ケース2 (細径ピン)	
炉心燃料装荷本数 (本)			64	82		82	
炉心高さ (cm)			55	48		45	
炉 心 燃 料	ピン本数 (本数)		127	91	127	169	
	ピン外径 (mm)		5.5	6.3	5.5	4.77	4.77
	ペレット形状		solid	annular	solid	solid	solid
	ペレット径 (mm)		4.63	5.4 *1 (5.1)	4.63	4.0	4.0
	スミア密度 (%)		87	83	87	87	87
	<sup>235</sup> U濃縮度 (w/o)		18.5	18.5	18.5	18.5	18.5
	Pu富化度*2 (w/o)		20.8	22.2	20.8	20.8	20.8
制御棒			3列6体	3列2、5列4		3列2、5列4	
反射体 (径・軸)			SUS	SUS		SUS	

\*1 ペレット内径を差し引いた径

\*2 核分裂性Pu富化度

表 3.1.2 各ケースの核熱特性計算結果一覧

計算ケース パラメータ		Reference	ケース 1 (中空ペレット)		ケース 2 (細径ピン)
実効増倍係数		1.09005	1.0968037		1.0926418
最大中性子束 ( $\times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ )		4.24	3.79 (5.306)		4.074 (5.704)
ピーク線出力 (W/cm)		357	400 (560)	257 (360)	255 (357)
集 合 体 平 均 出 力  ( M W )	0 列	2.08	1.52 (2.128)		1.68 (2.352)
	1 列	2.00	1.47 (2.058)		1.63 (2.282)
	2 列	1.84	1.38 (1.932)		1.51 (2.114)
	3 列	1.59	1.29 (1.806)	1.34 (1.876)	1.32 (1.848)
	4 列	1.32	1.15 (1.610)		1.10 (1.54)
	5 列	1.16	0.93 (1.302)		0.89 (1.246)
制御棒 Worth(% $\Delta K/KK'$ )		15.5	8.3		8.3
原子炉出力 (MW)		100	(140)		(140)

( ) は、140MWとした時の値

表3.1.3 ケース1の中性子束及び出力密度径方向分布

mesh 番号	径方向距離 (cm)	出力密度 (w/cc)	中性子束 ( $\times 10^{22}n/cm^2/s$ )
1	2.1478E+00	7.4761E+00	4.0736E+13
2	3.7201E+00	7.4412E+00	4.0545E+13
3	5.2610E+00	7.4089E+00	4.0280E+13
4	7.1235E+00	6.2306E+00	3.9839E+13
5	8.8556E+00	6.1554E+00	3.9354E+13
6	1.0522E+01	7.1273E+00	3.8809E+13
7	1.2887E+01	6.9557E+00	3.7852E+13
8	1.5488E+01	6.7120E+00	3.6508E+13
9	1.7711E+01	6.4692E+00	3.5169E+13
10	1.9211E+01	6.2857E+00	3.4163E+13
11	2.0148E+01	6.1672E+00	3.3507E+13
12	2.1044E+01	6.0499E+00	3.2856E+13
13	2.1903E+01	0.0	3.2327E+13
14	2.3331E+01	5.7988E+00	3.1443E+13
15	2.5231E+01	5.5398E+00	3.0017E+13
16	2.7505E+01	5.2204E+00	2.8198E+13
17	3.0069E+01	4.8248E+00	2.5987E+13
18	3.2431E+01	4.4495E+00	2.3845E+13
19	3.3960E+01	4.2392E+00	2.2417E+13
20	3.4898E+01	0.0	2.1719E+13
21	3.6890E+01	3.8643E+00	2.0117E+13
22	3.9662E+01	3.5733E+00	1.7656E+13
23	4.2307E+01	0.0	1.5647E+13
24	4.4848E+01	0.0	1.4015E+13
25	4.7252E+01	0.0	1.2569E+13
26	5.0553E+01	0.0	1.0738E+13
27	5.4590E+01	0.0	8.8074E+12
28	5.8348E+01	0.0	7.2504E+12
29	6.1878E+01	0.0	5.9793E+12
30	6.5217E+01	0.0	4.9282E+12
31	6.8393E+01	0.0	4.0476E+12
32	7.0975E+01	0.0	3.3871E+12
33	7.3025E+01	0.0	2.8730E+12
34	7.5020E+01	0.0	2.4046E+12
35	7.8681E+01	0.0	1.8167E+12
36	8.3792E+01	0.0	1.1806E+12
37	8.8608E+01	0.0	6.2898E+11

表3.1.3 ケース2の中性子束及び出力密度径方向分布

mesh 番号	径方向距離 (cm)	出力密度 (w/cc)	中性子束 ( $\times 10^{22}n/cm^2/s$ )
1	2.1478E+00	6.3018E+00	3.7941E+13
2	3.7201E+00	6.2779E+00	3.7797E+13
3	5.2610E+00	6.2579E+00	3.7599E+13
4	7.1235E+00	5.8331E+00	3.7252E+13
5	8.8556E+00	5.7664E+00	3.6819E+13
6	1.0522E+01	6.0393E+00	3.6336E+13
7	1.2887E+01	5.9120E+00	3.5548E+13
8	1.5488E+01	5.7363E+00	3.4476E+13
9	1.7711E+01	5.5635E+00	3.3424E+13
10	1.9211E+01	5.4333E+00	3.2640E+13
11	2.0148E+01	5.3495E+00	3.2129E+13
12	2.1044E+01	5.2666E+00	3.1623E+13
13	2.1903E+01	0.0	3.1199E+13
14	2.3331E+01	5.6559E+00	3.0447E+13
15	2.5231E+01	5.4253E+00	2.9191E+13
16	2.7505E+01	5.1350E+00	2.7547E+13
17	3.0069E+01	4.7653E+00	2.5495E+13
18	3.2431E+01	4.4085E+00	2.3470E+13
19	3.3960E+01	4.2072E+00	2.2104E+13
20	3.4898E+01	0.0	2.1435E+13
21	3.6890E+01	3.8452E+00	1.9890E+13
22	3.9662E+01	3.5626E+00	1.7493E+13
23	4.2307E+01	0.0	1.5530E+13
24	4.4848E+01	0.0	1.3933E+13
25	4.7252E+01	0.0	1.2512E+13
26	5.0553E+01	0.0	1.0707E+13
27	5.4590E+01	0.0	8.7951E+12
28	5.8348E+01	0.0	7.2488E+12
29	6.1878E+01	0.0	5.9836E+12
30	6.5217E+01	0.0	4.9356E+12
31	6.8393E+01	0.0	4.0562E+12
32	7.0975E+01	0.0	3.3959E+12
33	7.3025E+01	0.0	2.8815E+12
34	7.5020E+01	0.0	2.4127E+12
35	7.8681E+01	0.0	1.8238E+12
36	8.3792E+01	0.0	1.1857E+12
37	8.8608E+01	0.0	6.3197E+11

表 3.1.5 各ケースの燃焼計算 8 cycle EOC 核特性

計算ケース パラメータ		Reference	ケース 1		ケース 2
			バッチ A-Type 中空ペレット	バッチ B-Type 中空ペレット	バッチ B-Type 細径ピン
実効増倍係数		1.09005	1.0268288	1.0176268	1.0105591
最大中性子束 ( $\times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ )		4.24	5.49	5.56	6.00
ピーク線出力 (W/cm)		357	516 / 336	514 / 337	327
集 合 体 平 均 出 力  M W	0 列	2.08	1.95	1.94	2.15
	1 列	2.00	1.91	1.89	2.09
	2 列	1.84	1.77	1.76	1.93
	3 列	1.59	1.67 / 1.74	1.66 / 1.74	1.73
	4 列	1.32	1.51	1.51	1.45
	5 列	1.16	1.22	1.23	1.17
制御棒 Worth (% $\Delta K/KK'$ )		15.5			
原子炉出力 (MW)		100	130	130	130

表 3.1.6 各ケースの8サイクル燃焼計算 Keff

バッチ数 5,6,7,8 A-Type

サイクル	Reference stack長55cm		ケース1 中空ペレット stack長48cm Pu富化度30%	
	BOC	EOC	BOC	EOC
1	1.0902100	1.0749178	1.0969105	1.0783291
2	1.0774708	1.0620411	1.0813675	1.0625935
3	1.0672026	1.0516701	1.0687399	1.0497999
4	1.0594311	1.0438232	1.0590420	1.0399866
5	1.0541477	1.0384674	1.0522881	1.0331411
6	1.0513010	1.0355844	1.0484152	1.0291805
7	1.0502653	1.0345135	1.0468625	1.0275211
8	1.0498877	1.0341215	1.0461359	1.0268288

各ケースの8サイクル燃焼計算 Keff

バッチ数 6,7,8,9 B-Type

サイクル	ケース1 中空ペレット stack長48cm		ケース2 細径ピン stack長45cm	
	BOC	EOC	BOC	EOC
1	1.0969114	1.0783300	1.0927763	1.0733805
2	1.0809412	1.0621614	1.0761347	1.0565443
3	1.0674381	1.0485144	1.0620947	1.0423336
4	1.0564594	1.0373850	1.0507116	1.0308075
5	1.0480156	1.0288363	1.0419912	1.0219727
6	1.0420761	1.0228043	1.0358953	1.0157795
7	1.0385847	1.0192261	1.0323524	1.0121670
8	1.0370102	1.0176268	1.0307989	1.0105591



表 3.1.7 集合体出力 (MW) 第 8 サイクル EOC

バッチ方式	A-Type 0~1 列 5, 2 ~3 列 6, 4列7, 5 列8		B-Type 0~1 列, 6, 2 ~3 列, 7, 4 列8, 5 列9	
	基準体系	中空ペレット	中空ペレット	細径ピン
0	2.068	1.952	1.939	2.147
1	1.999	1.905	1.893	2.092
2	1.812	1.765	1.758	1.926
3	1.595	1.668/1.745	1.663/1.743	1.727
4	1.321	1.507	1.509	1.445
5	1.166	1.224	1.231	1.173
×SA本数 Total		124.3	124.4	124.4

表 3.1.8 集合体燃焼度 (MWd/t) ( )は集合体本数

バッチ方式	A-Type 0~1 列 5, 2 ~3 列 6, 4列7, 5 列8		B-Type 0~1 列, 6, 2 ~3 列, 7, 4 列8, 5 列9	
	基準体系	中空ペレット	中空ペレット	細径ピン
0	66800	83000(1)	98900	102400
1	64600	81000(3)	96600	99800
2	70200	90100(12)	104700	107200
3	61800	85100 / (10) (6) / 77200	99000 / 90100	96100
4	59700	78100(24)	89300	91900
5	60200	72500(26)	82000	83900
炉心平均	62200	78700	90500	92800

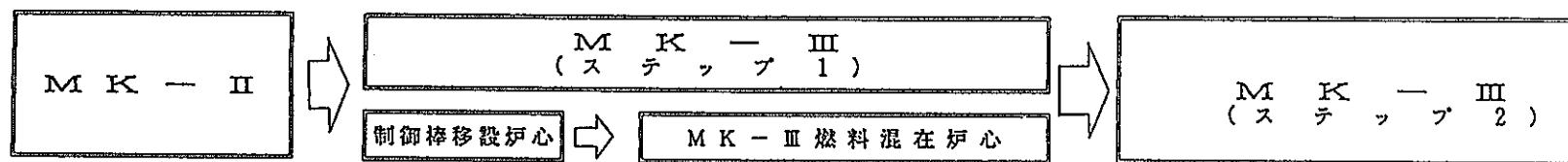
$$\text{燃焼度 (MWd/t)} = \frac{\text{集合体出力 (MW)} \times \text{1cycle の日数} \times \text{バッチ数}}{\text{初期装荷量 (ton)}}$$

表 3.1.9 各ケースの集合体 初期装荷量 (kg)

資料 番号		$U^{235}$	$U^{238}$	$Pu^{239}$	$Pu^{240}$	$Pu^{241}$	$Pu^{242}$	Total
①	55cm J2燃料	$1.44169 \times 10^0$	$6.34975 \times 10^0$	$2.04978 \times 10^0$	$6.98490 \times 10^{-1}$	$2.05922 \times 10^{-1}$	$9.20582 \times 10^{-2}$	$1.08377 \times 10^1$
②	48cm 中空ペレット	$1.06574 \times 10^0$	$4.69393 \times 10^0$	$1.66245 \times 10^0$	$5.6651 \times 10^{-1}$	$1.67011 \times 10^{-1}$	$7.46627 \times 10^{-2}$	$8.23195 \times 10^0$
	45cm 細径ピン	$1.17155 \times 10^0$	$5.15998 \times 10^0$	$1.66570 \times 10^0$	$5.67612 \times 10^{-1}$	$1.67338 \times 10^{-1}$	$7.48090 \times 10^{-2}$	$8.806989 \times 10^0$

表 3.1.10 各ケースの集合体 第8サイクルEOCのインベントリ (kg)

資料 番号		$U^{235}$	$U^{238}$	$Pu^{239}$	$Pu^{240}$	$Pu^{241}$	$Pu^{242}$	Total
①	55cm J2燃料	$1.26286 \times 10^0$	$6.23361 \times 10^0$	$1.87469 \times 10^0$	$6.94933 \times 10^{-1}$	$1.84855 \times 10^{-1}$	$9.21472 \times 10^{-2}$	$1.03431 \times 10^1$
②	48cm 中空ペレット	$9.05235 \times 10^{-1}$	$4.58867 \times 10^0$	$1.48466 \times 10^0$	$5.63784 \times 10^{-1}$	$1.47523 \times 10^{-1}$	$7.48299 \times 10^{-2}$	$7.7647 \times 10^0$
③	48cm 金属燃料	$9.60924 \times 10^{-1}$	$7.99426 \times 10^0$	$1.64218 \times 10^0$	$5.99130 \times 10^{-1}$	$1.59196 \times 10^{-1}$	$7.96747 \times 10^{-2}$	$1.01621 \times 10^1$



炉心			CASE1	CASE2	CASE1	CASE2
原子炉出力 (MW)	100	100	~100	~100	~140	~140
中性子束	φ	~ φ	~ φ	~ φ	~1.3 φ	~1.4 φ
最大炉出力密度 (W/cm)	400	~400	~400	~400	(Inner) ~540 * (Outer) ~400 *	~380 *
炉心燃料装荷本数 (本)	67	~67	~82	~82	~82	~82
炉心高さ (cm)	55	55	(Inner) 55 (Outer) ~50	(Inner) 55 (Outer) ~45	~50	~45
燃料	ピン径 (mm)	5.5	5.5	5.5	6.3	5.5
	ピン本数 (本)	127	127	127	91	127
	ペレット形状	Solid	Solid	Solid	Annular	Solid
	ペレット密度 (G.T.D)	94	94	94	94	94
燃料	3列に6本	3列に4本 5列に2本	3列に4本 5列に2本	3列に4本 5列に2本	3列に4本 5列に2本	3列に4本 5列に2本
特徴 (長所及び短所)			・燃料スペースの拡大 (3列での計装照射も可能)	・燃料スペースの拡大 (3列での計装照射も可能)	・燃料スペースの拡大 (3列での計装照射も可能)	・燃料スペースの拡大 (3列での計装照射も可能)
		・計装照射は5列のみ	・炉心特性、炉内流量配分等詳細な評価が必要	・炉心特性、炉内流量配分等詳細な評価が必要	・燃料製造ラインへの影響は少ない。 (内側炉心用の燃料も、ペレット径は「もんじゃ」と同等)	・最も効率的に中性子束化が図れる。 (中性子束は約1.3倍)
					・高密度中空ペレットの場合は、その製造技術・使用実績が「もんじゃ」以前の燃料に反映できる。	・炉心移行が複雑 (現在炉心の計画等課題は多い)
					・燃料の計装荷防止対策が必要 (2種類の燃料の製造が必要)	・炉心高さの変更により、燃料試験への影響あり

図 1.1 MK-III炉心への移行方法

\* ノミナル値

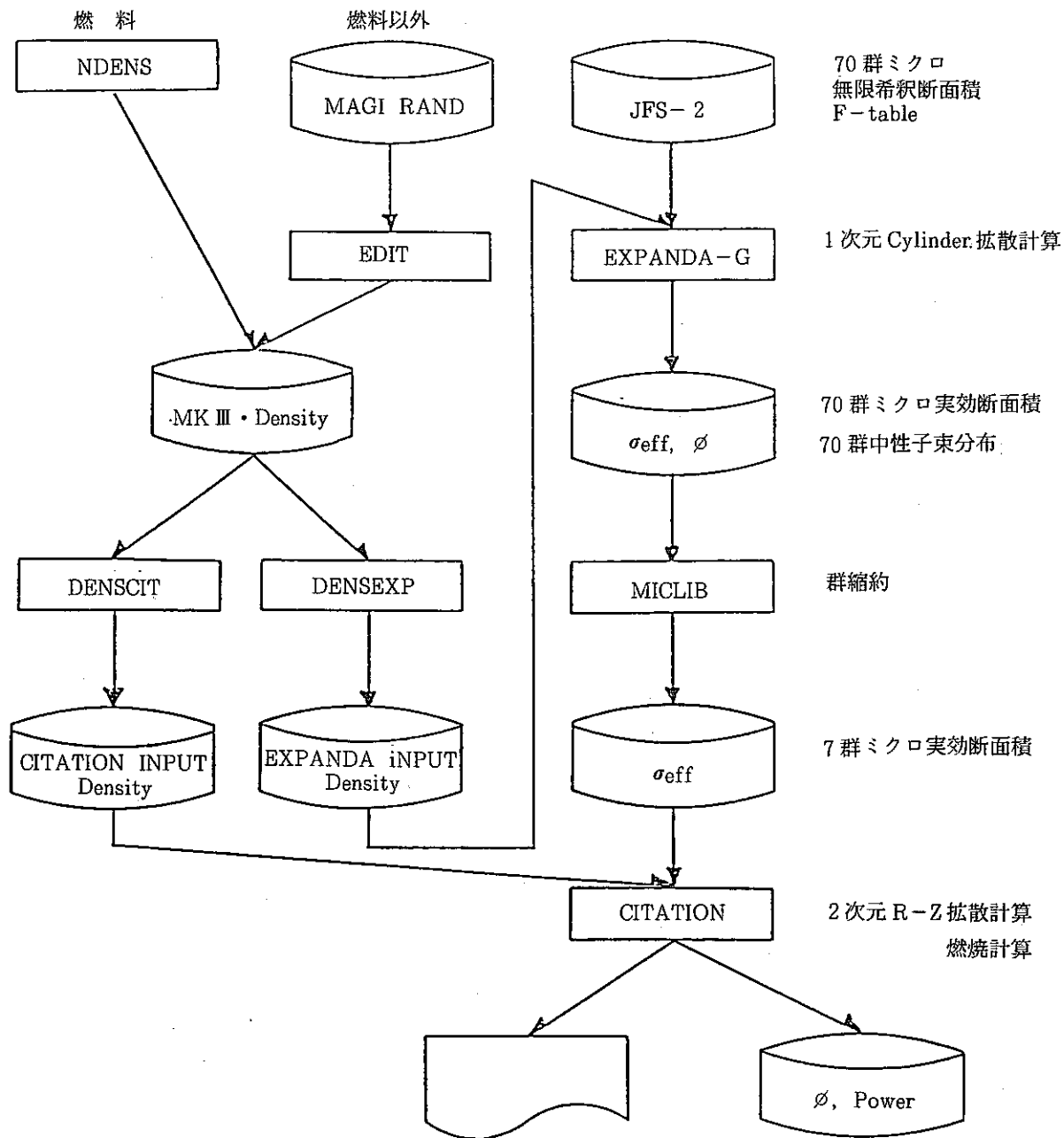
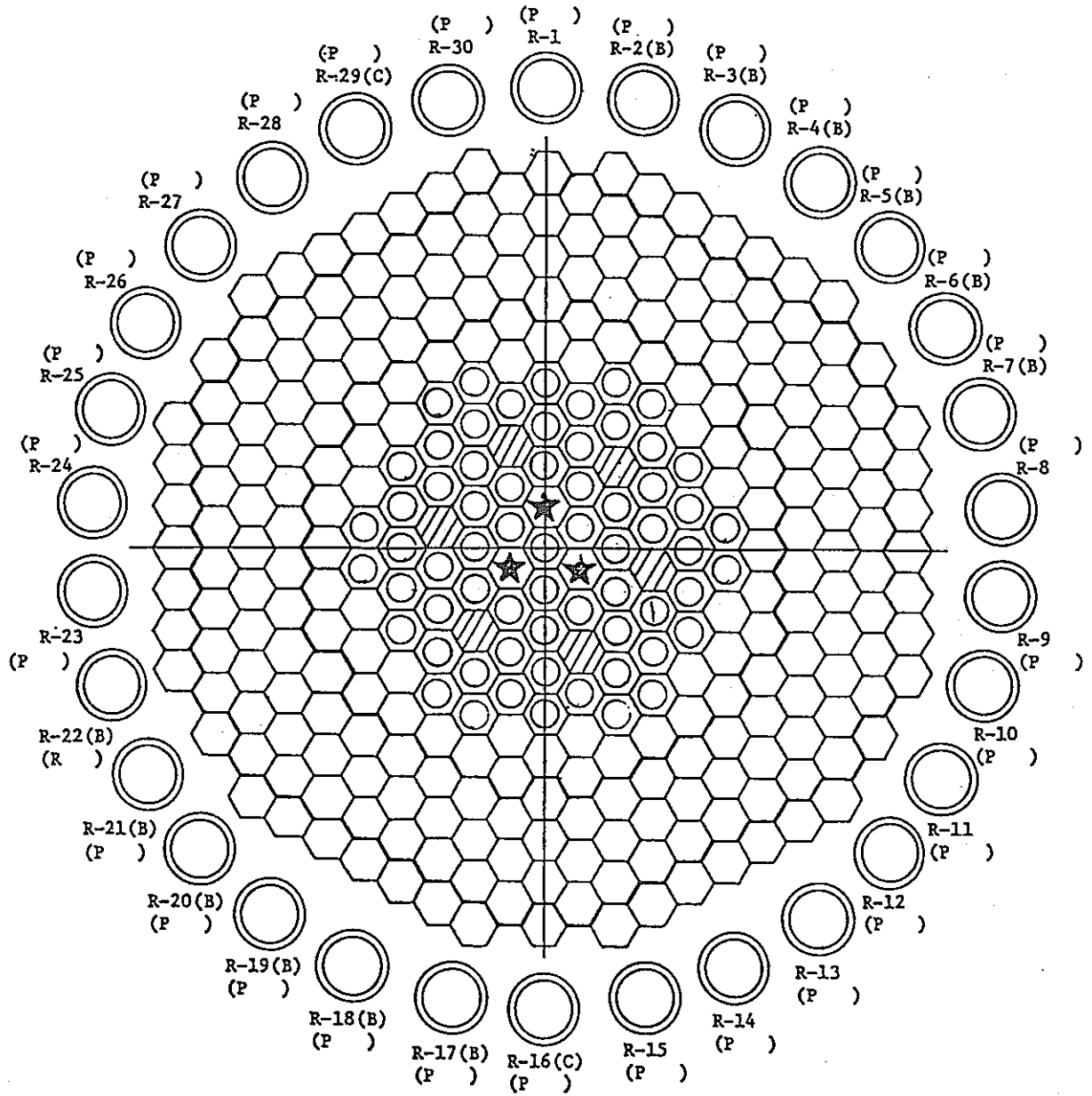





図 3.1.2 MK-IIIサーベイ計算流れ図



 : MK - II 燃料(55cm)

 : 特殊燃料A型

 : 制御棒


 : 反射体

図3.1.3 Referenceの炉心構成図

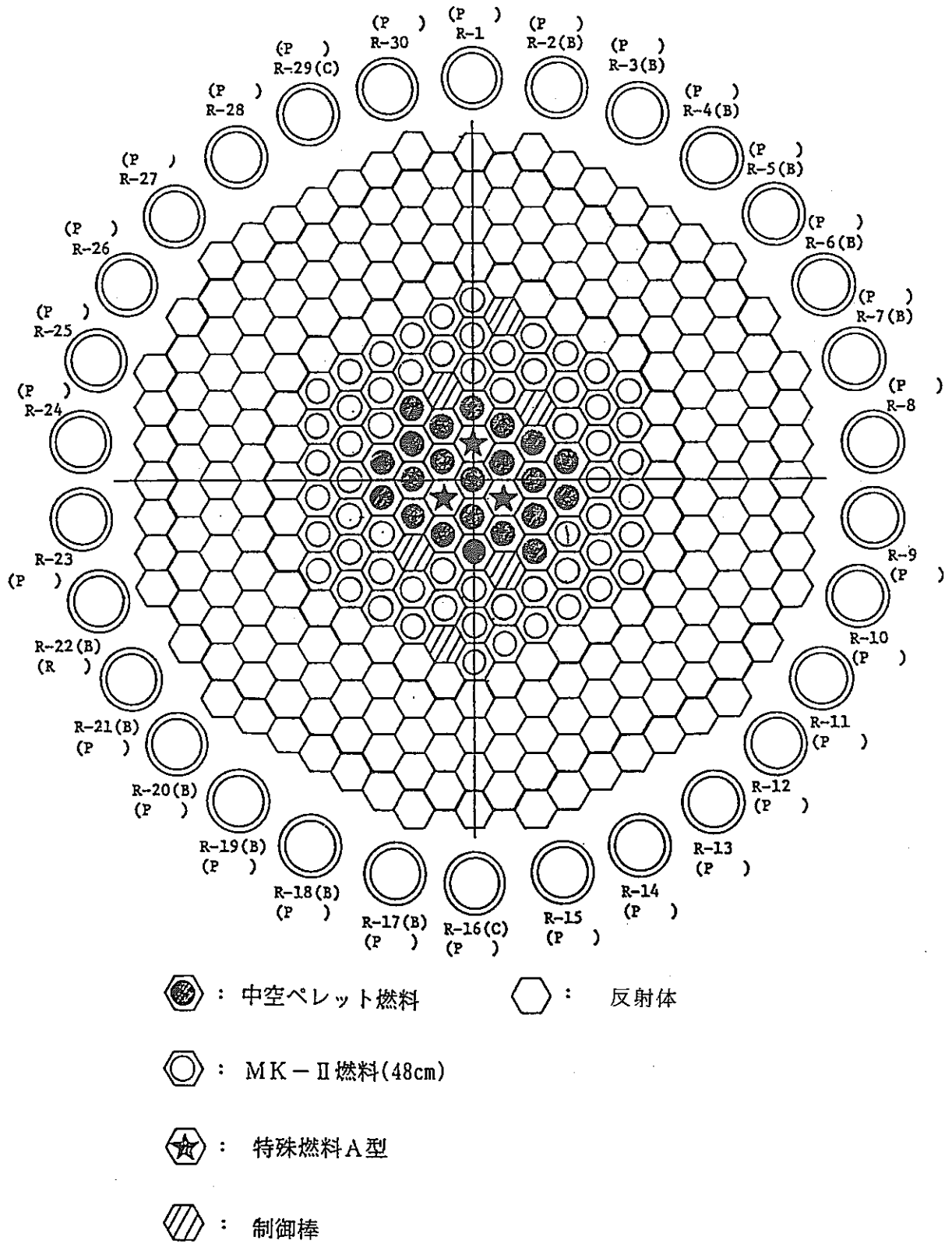
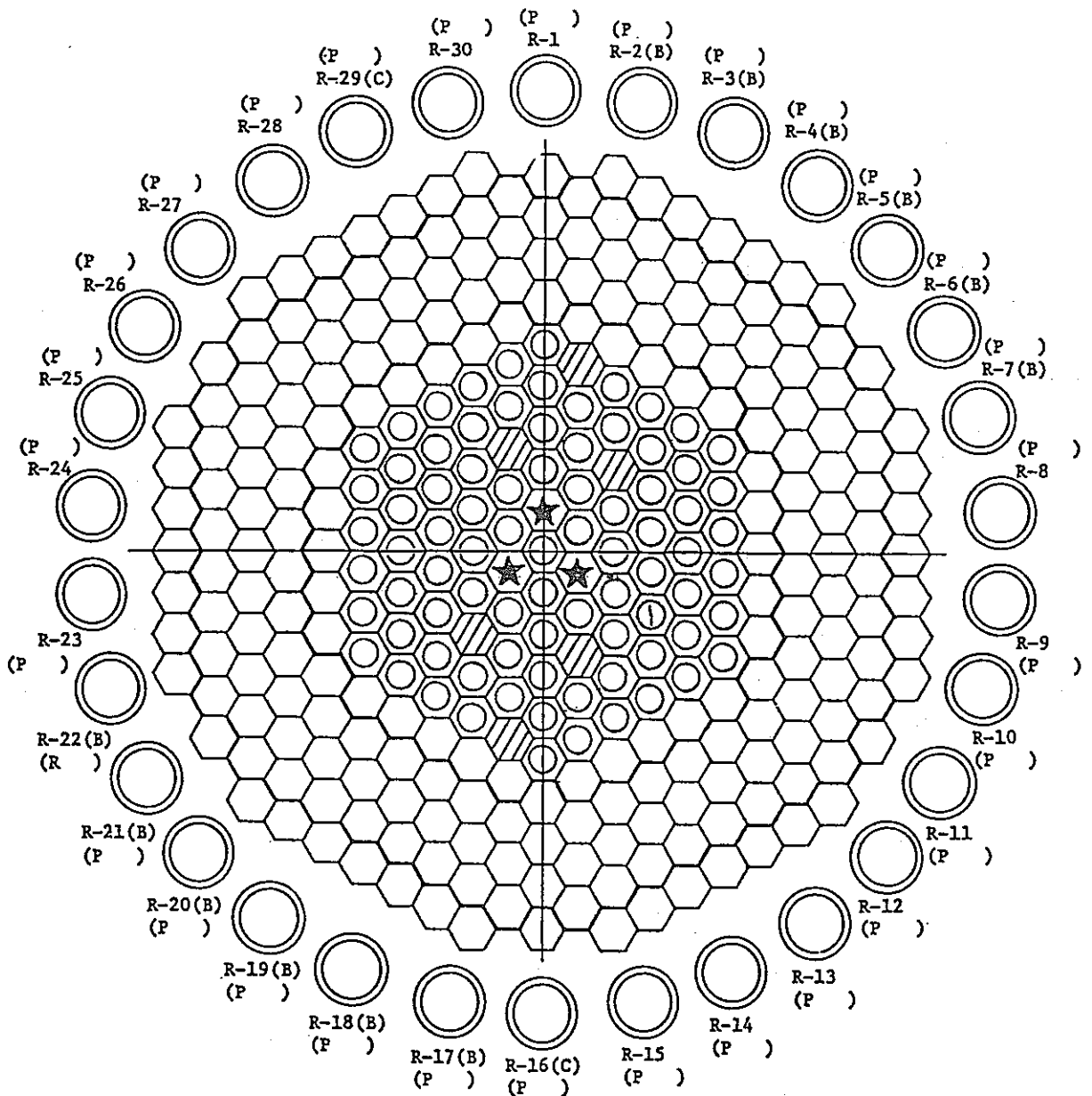





図3.1.4 ケース1の炉心構成図



 : 細径ピン燃料

 : 特殊燃料A型

 : 制御棒


 : 反射体

図3.1.5 ケース2の炉心構成図

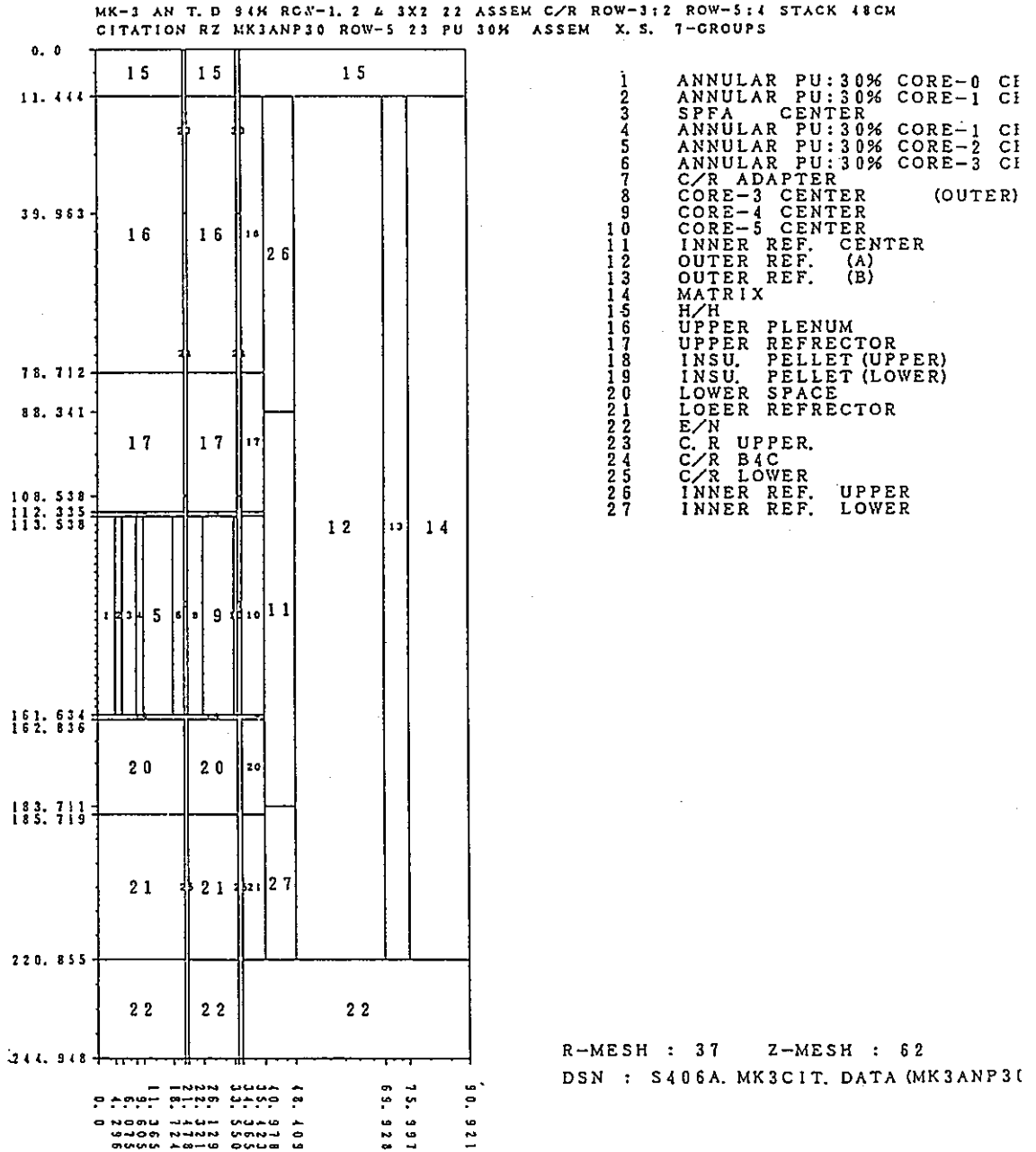


図3.1.6 ケース1の計算体系図



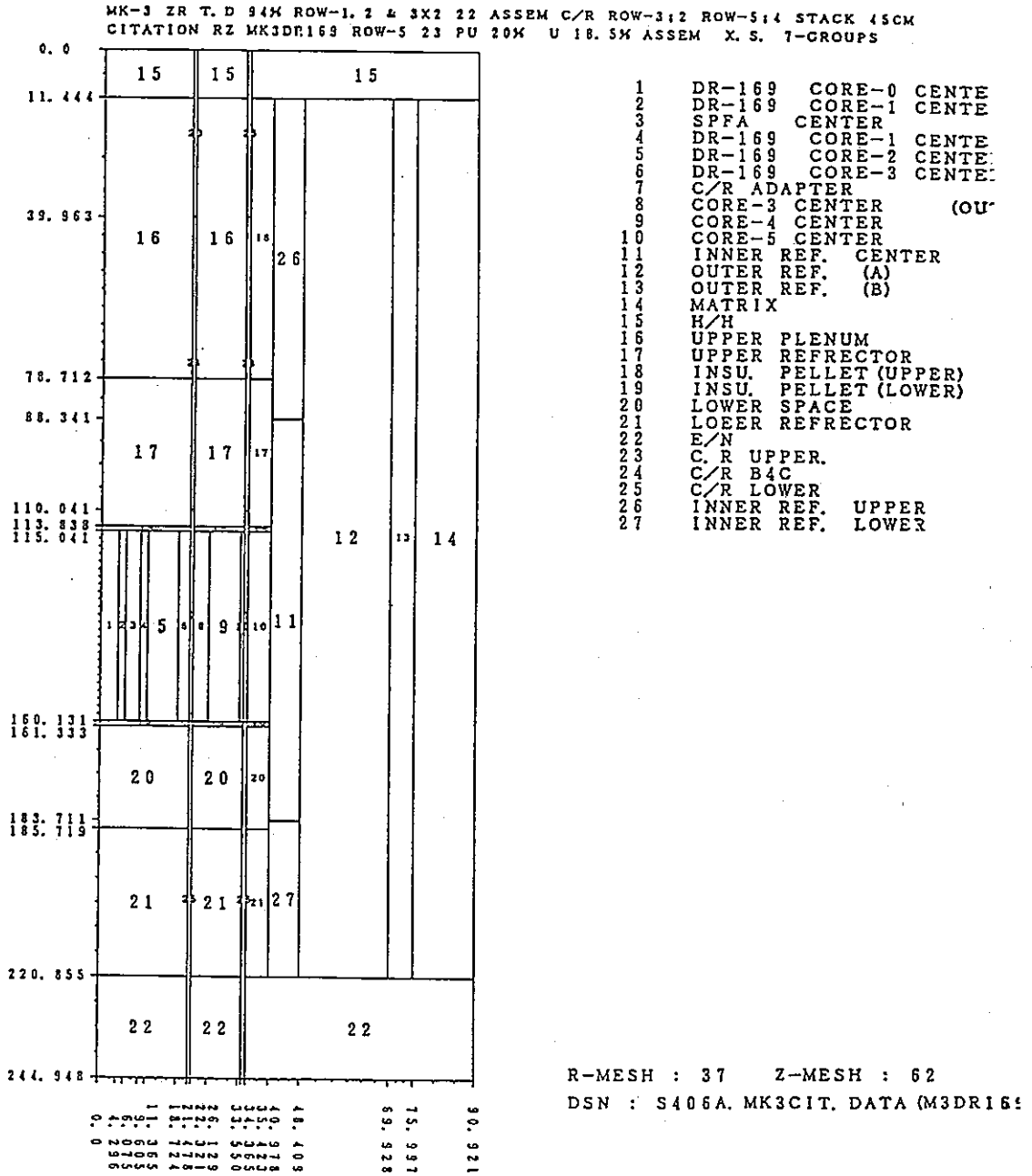


図3.1.7 ケース2の計算体系図

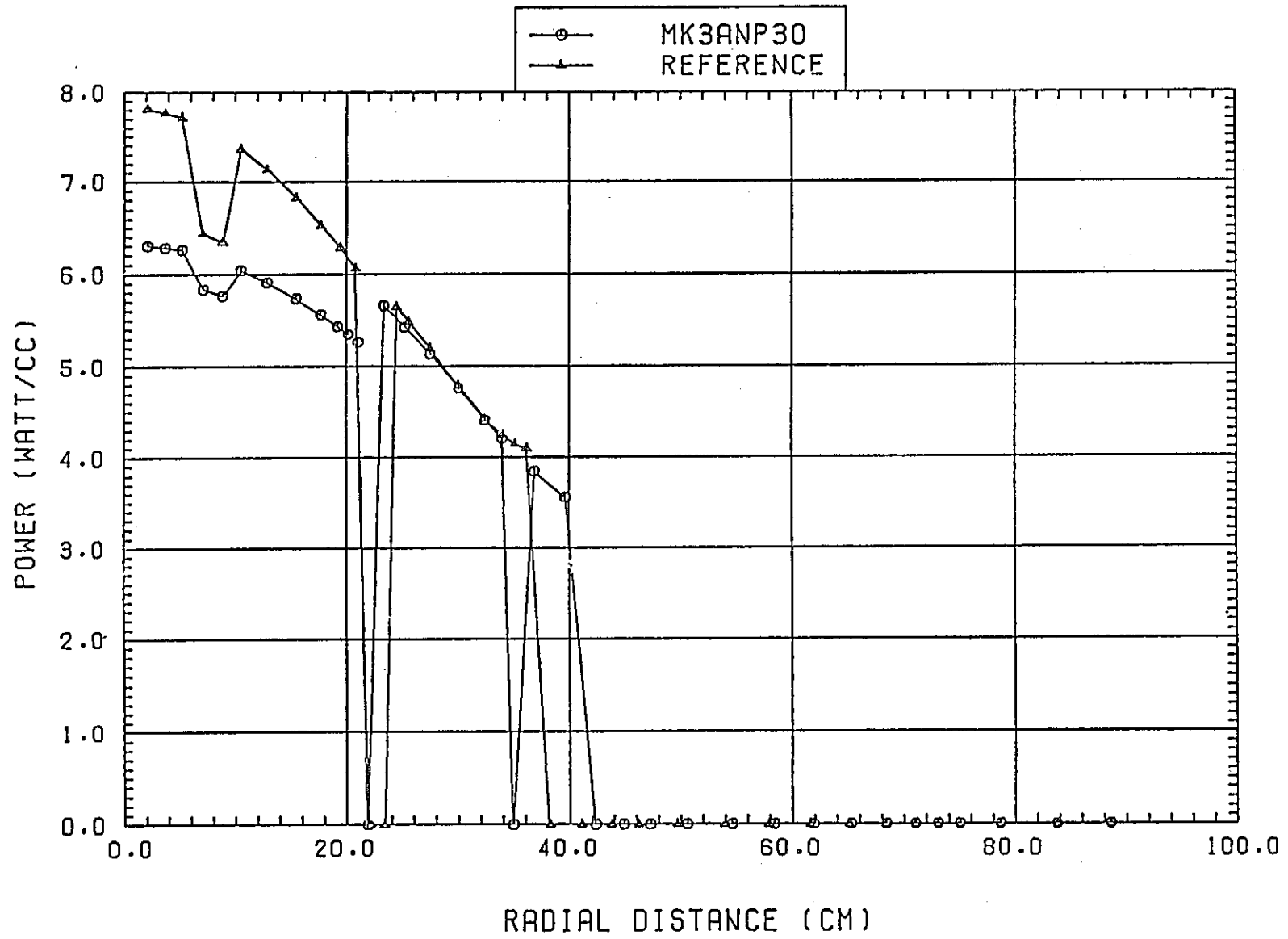


図3.1.8 ケース1の出力密度、径方向分布図

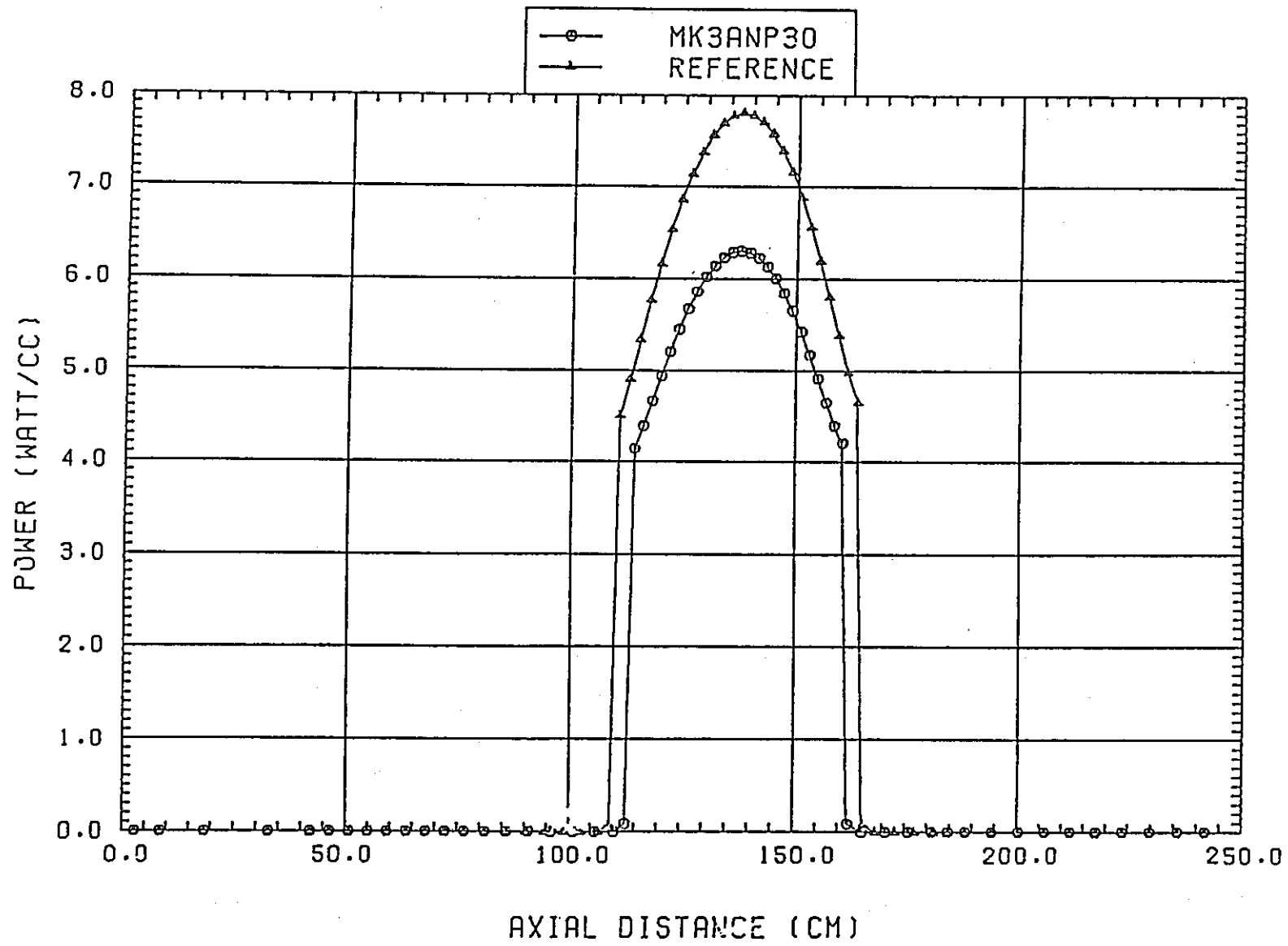


図 3.1.9 ケース 1 の出力密度, 軸方向分布図

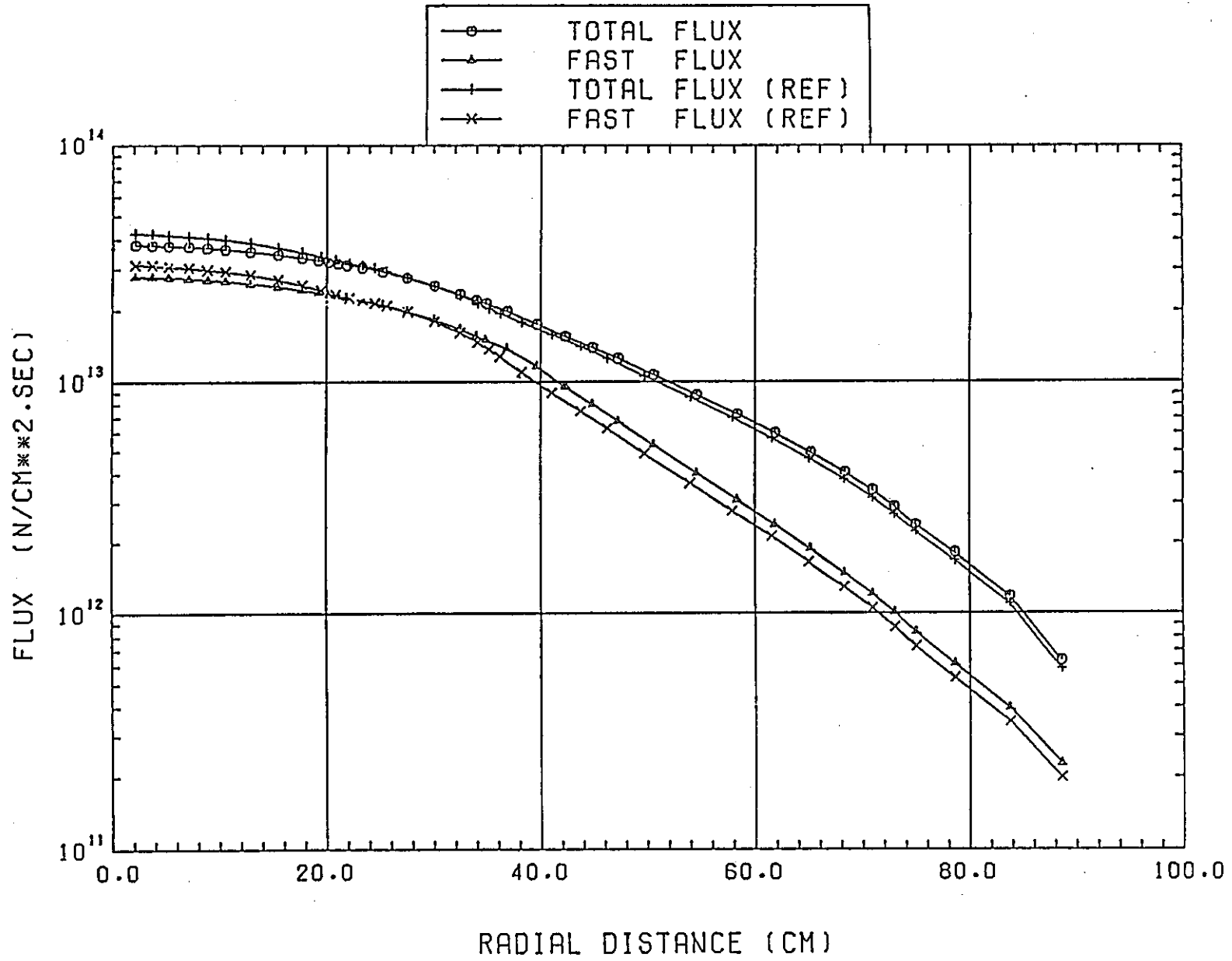


図3.1.10 ケース1の中性子束、径方向分布図

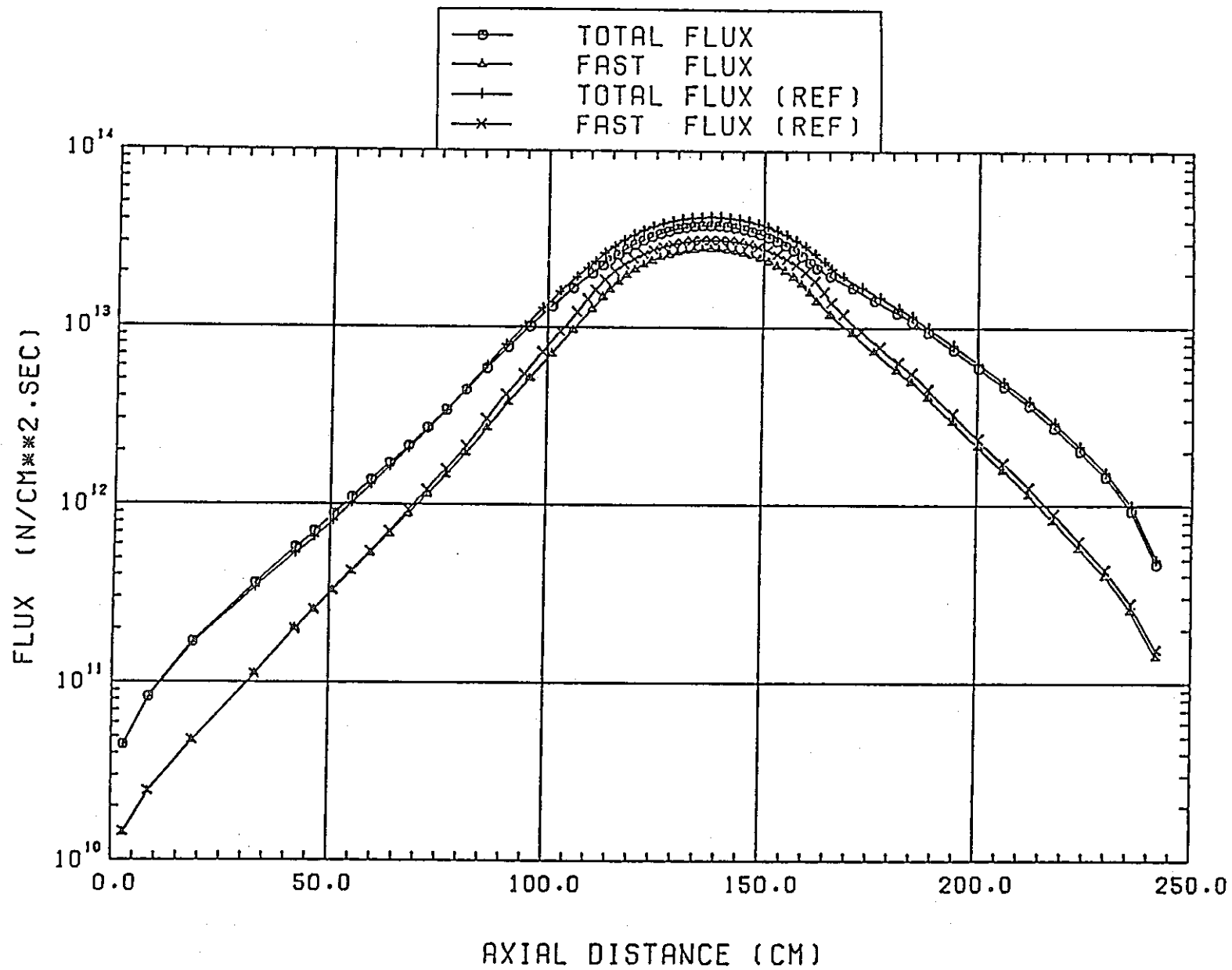


図3.1.11 ケース1の中性子束, 軸方向分布図

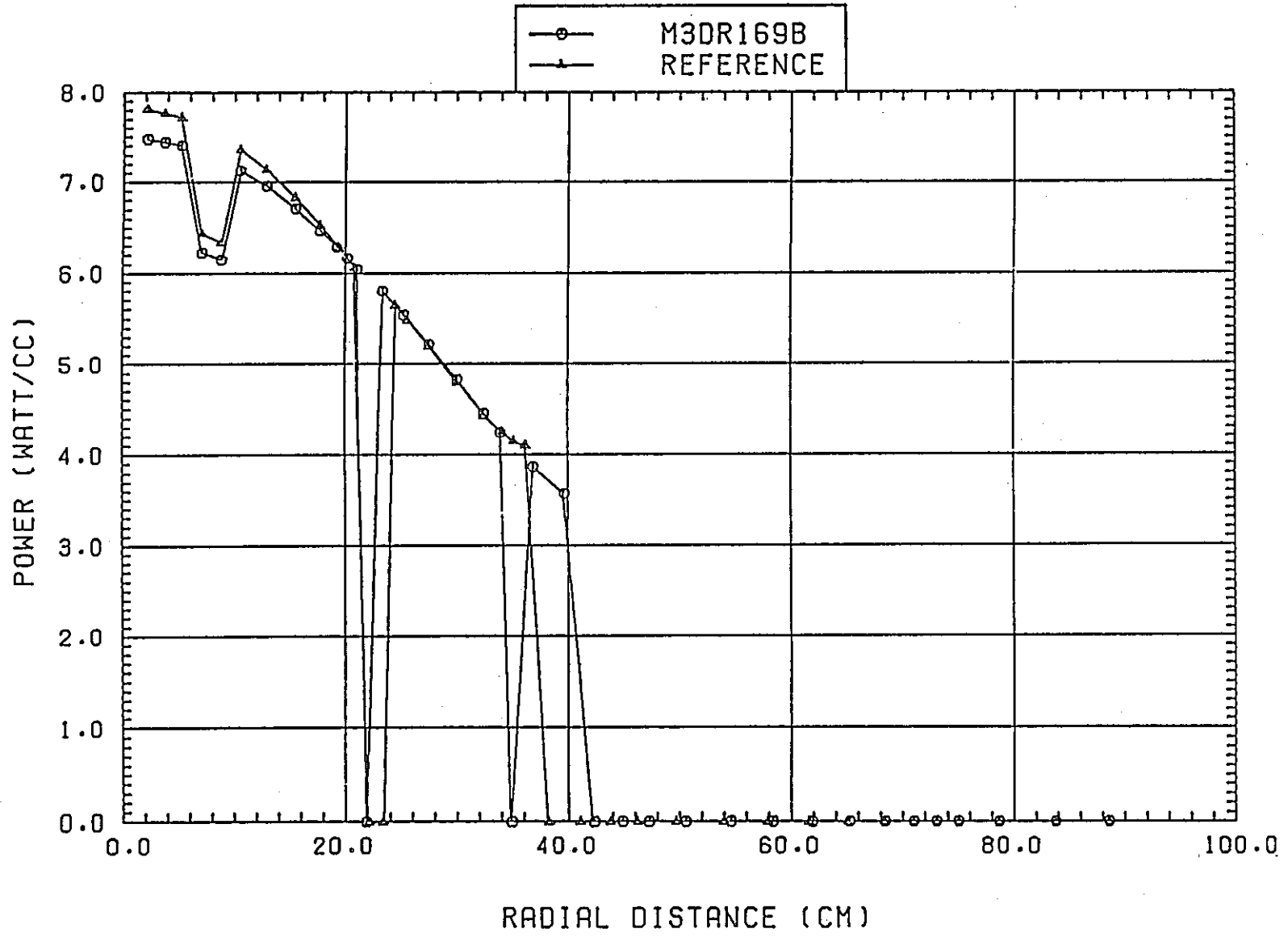


図3.1.12 ケース2の出力密度、径方向分布図

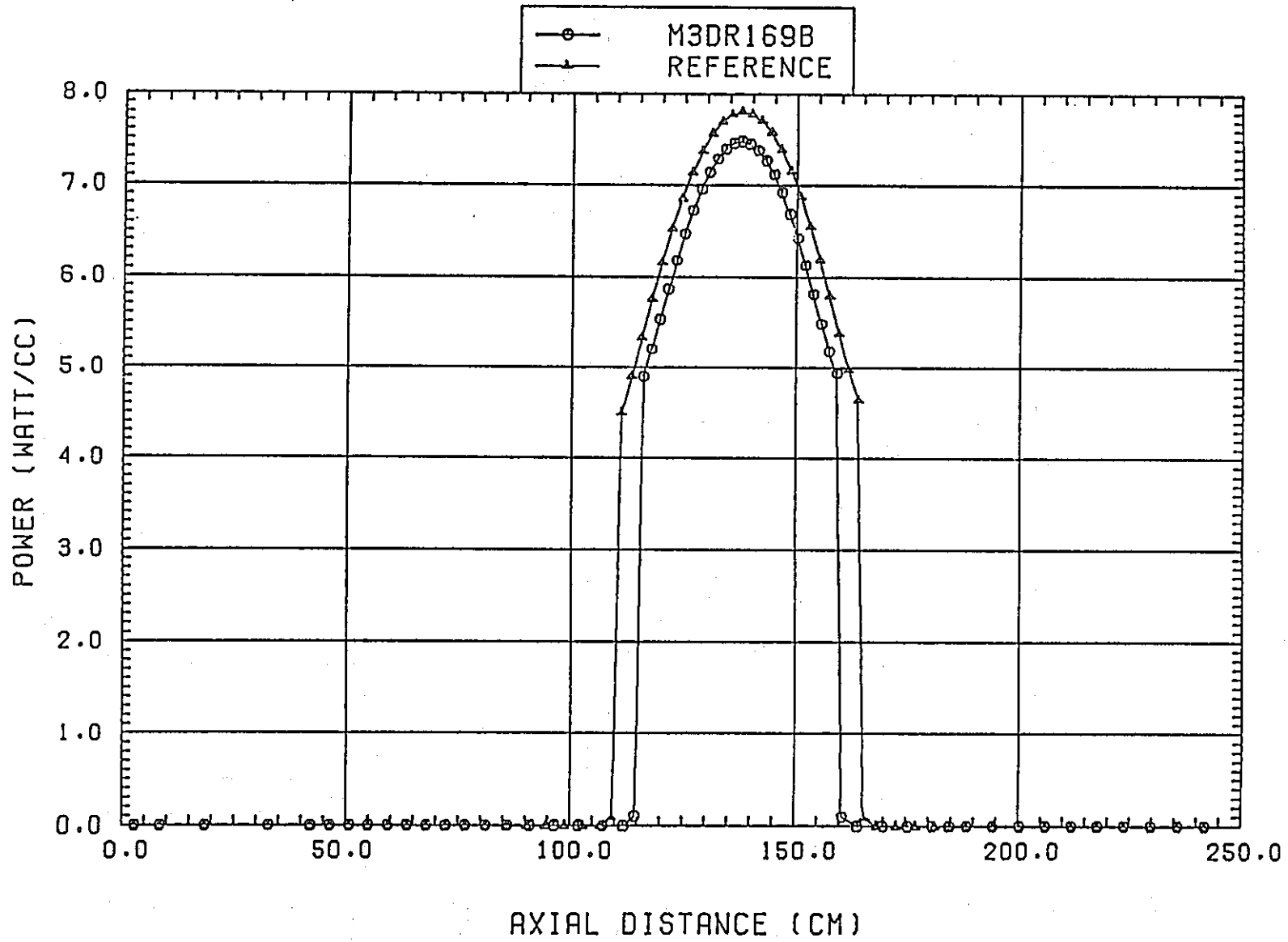


図3.1.13 ケース2の出力密度、軸方向分布図

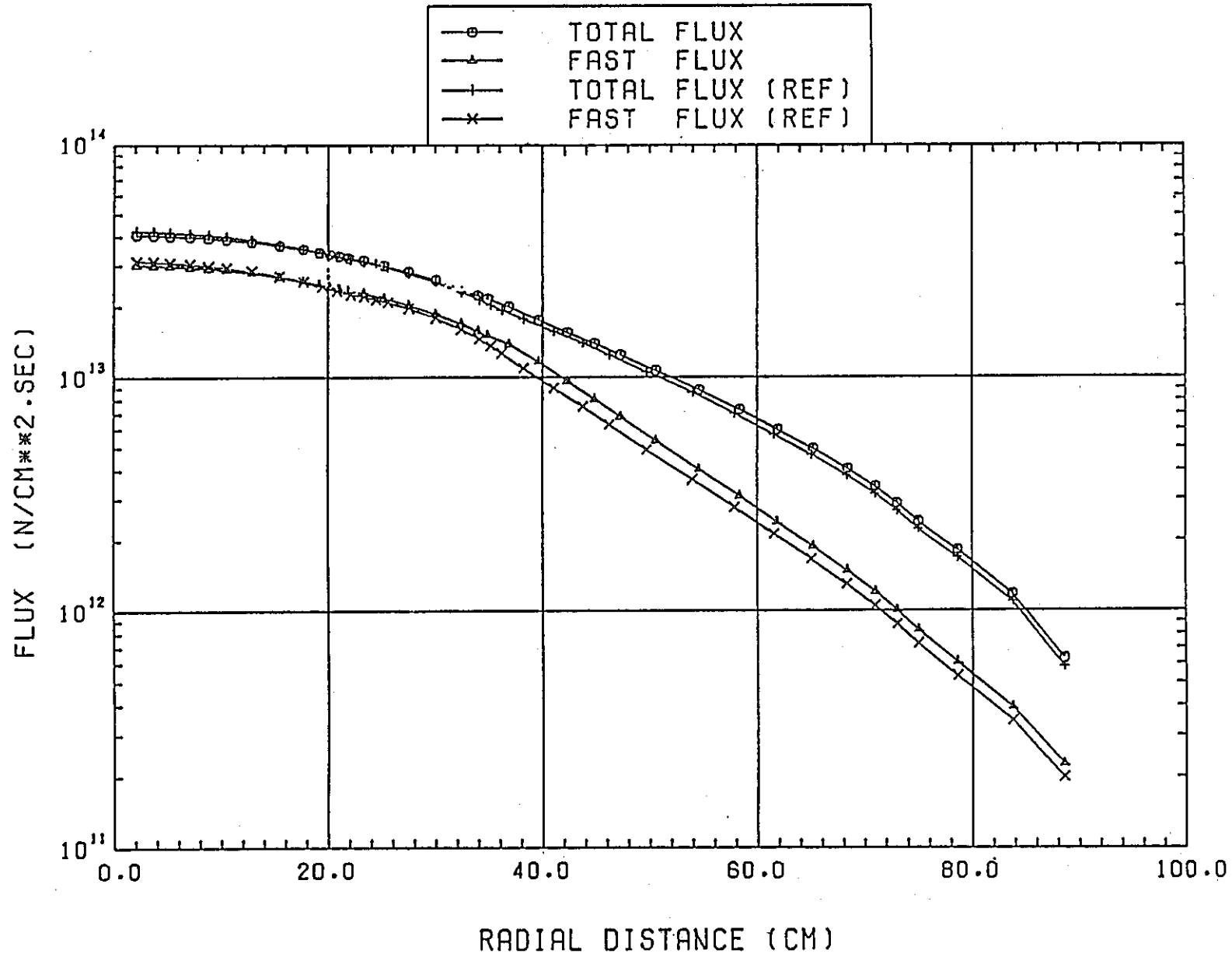


図3.1.14 ケース2 中性子束、径方向分布図



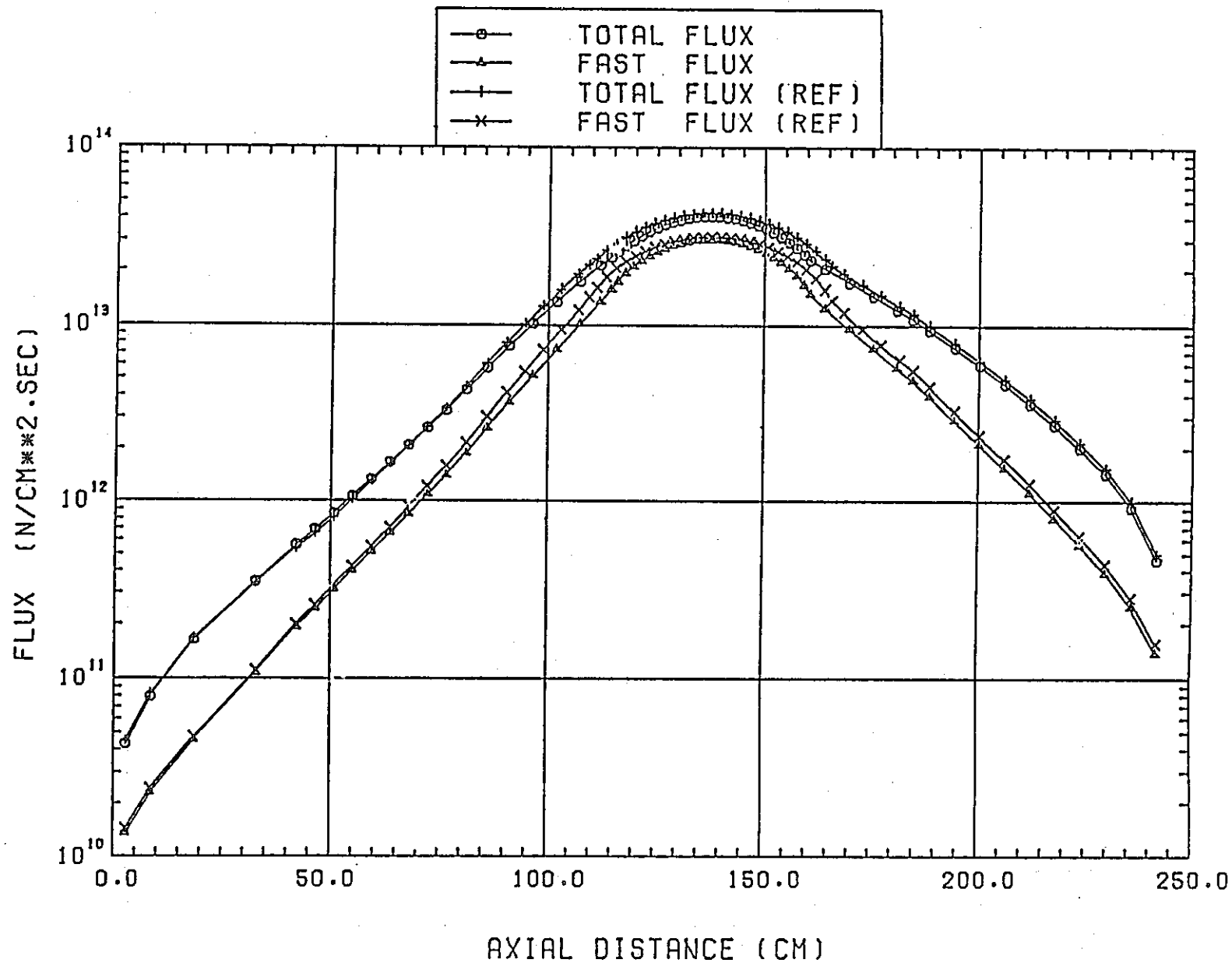


図3.1.15 ケース2中性子束、軸方向分布図

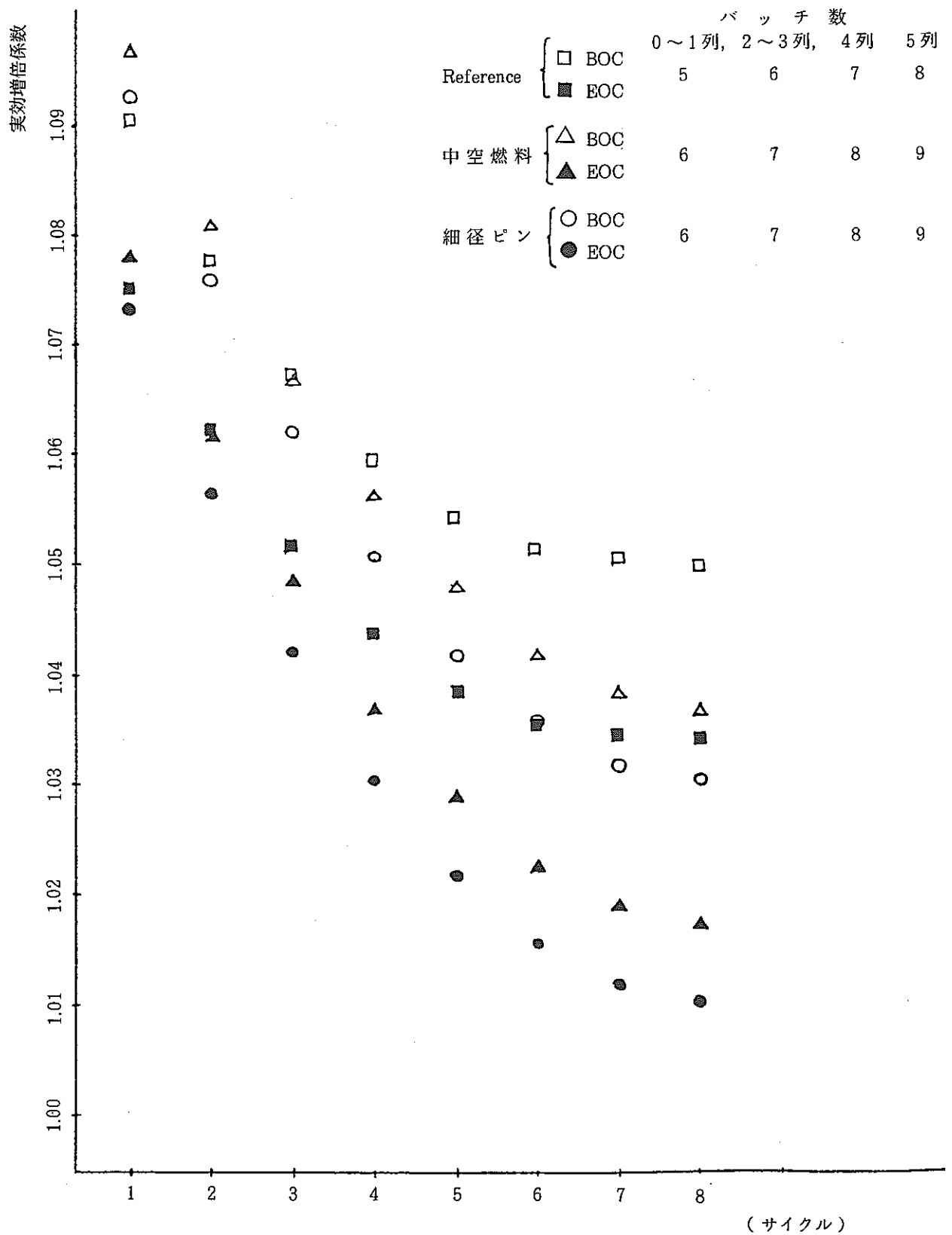


図 3.1.16 8サイクル燃焼計算結果 Keff 移行図

## ②熱流動特性

## (i) 概要

2領域炉心は燃料集合体の総数が85体で中実ペレット及び中空ペレットを0～2列及び3列の一部に使用した燃料集合体を装荷している。その他の炉心構成要素の変更は、24サイクルで制御棒2体を5列に移動した後、28サイクルに燃料貯蔵ポットの廃止を考慮している。燃料貯蔵ポットを廃止する際に、10列の外側反射体をB、Cペレットを装荷した反射体と置き換える予定であるが、今回は発熱量の増加を見込まないで計算を実施した。燃料集合体85体全てに細径ピンを使用した炉心も比較検討用として解析を行った。MK-III炉心の除熱評価は、原子炉出力と流量をパラメータとして集合体圧損5 kg/cm以内、原子炉出口温度500℃以内を条件として、除熱可能な原子炉出力を検討した。

(ii) 2領域炉心(中実ペレット)<sup>(注)</sup>

検討した炉心の仕様は出力140 MW、原子炉出入口温度差150℃(入口温度350℃、出口温度500℃)、炉心構成は2領域85体炉心(特燃3体を含む)である。

(注) 熱流動特性に関する検討については、平成元年6月に炉心・燃料仕様が決めたことにより、その炉心についての解析も行った。従って、3月の時点での資料には本項はない。

## (a) 計算条件

解析には炉内流量配分計算コード「JOYFL-2」及び昭和62年度に実施したサブチャンネル解析コード「SWIRL」のパラメータ・サーベイ結果を使用した。集合体出力及び集合体内径方向ピーキングファクターは、運転監視コード「MAGI」の結果を使用した。

・原子炉出入口温度差は150℃とする。(原子炉入口温度350℃、原子炉出口温度500℃)

- ・冷却材の総量はMK-II定格の122%とする。
- ・高圧プレナムの設計圧力7.2 kg/cm<sup>2</sup>から系統圧損及び計算誤差を引いた5 kg/cm<sup>2</sup>を集合体圧損の最大値（上限）として設計を行う。
- ・流量配分計算コード「JOYFL-2」の領域数に制限（最大14）があるため、CMIR、SMIR、AMIR及びINTA-Sは一つの流量領域として計算を行う。
- ・MK-III炉心の燃料集合体出力に関しては、拡散計算コード「CITATION」のR-Z体系で計算した径方向出力分布を基に作成した。
- ・被覆管の温度評価は、サブチャンネル解析コード「SWIRL」を使用する。
- ・9,10列は中性子遮へい体が装荷されているものとする。
- ・燃料ピン径はMK-IIタイプとし、集合体の流調機構は各列共通とする。

(b) 流調機構の改良

表3.1.11は、流調機構の圧損と最小キャビテーション係数を示している。MK-II炉心で使用されている流調機構では、冷却材流量をMK-IIの120%まで増加すると炉心流量領域第3列に固着型のキャビテーションが発生する恐れがあるため、オリフィス径及び連結管とエントランスノズル間のギャップ幅の変更が必要である。

表3.1.12は、連結管とエントランスノズル間のギャップ幅を2.3mmから2.5mmに、エントランスノズル・オリフィスの2段目の径を6.5mmから7.5mmに、3段目を8.5mmから4.0mmに、5段目を4.5mmから8.0mmに、6段目を4.5mmから4.0mmに、変更した時の流調機構の圧損と最小キャビテーション係数を示している。エントランスノズルオリフィス孔とギャップ幅を拡張する事によって、各流量領域に配分される冷却材流量をMK-IIの140%まで増加しても固着型のキャビテーションの抑制が可能であることが判った。

流量領域0,1列の流量はMK-IIの定格流量時で9.07 kg/s、定格の140%で12.7 kg/sである。流調機構の圧損は定格で0.11 kg/cm<sup>2</sup>、140%で0.20 kg/cm<sup>2</sup>減少している。図3.1.17は、流調機構と燃料ピンバンドルの圧損変化を示している。\*印は燃料ピンバンドルの圧損変化を、○印はMK-IIタイプの流調機構の圧損を、□印はMK-IIIタイプの流調機構の圧損を示している。流調

機構の圧損変化はほぼMK-IIと同じ傾向を示している。0, 1列はMK-II炉心より集合体出力が小さくなっているため特に流調機構の低圧損化は考慮していない。

流量領域2列の流量はMK-IIの定格流量時で8.62 kg/s、定格の140%で12.07 kg/sである。流調機構の圧損は定格で0.08 kg/cm<sup>2</sup>、140%で0.15 kg/cm<sup>2</sup>減少している。図3.1.18は、流調機構と燃料ピンバンドルの圧損変化を示している。\*印は燃料ピンバンドルの圧損変化を、○印はMK-IIタイプの流調機構の圧損を、□印はMK-IIIタイプの流調機構の圧損を示している。2列はMK-II炉心より集合体出力が小さくなっていることと、他の流量領域に比べて余裕のある流配がMK-II炉心で行われていたため、特に流調機構の低圧損化は考慮せず逆に圧損を増加させている。

流量領域3列の流量はMK-IIの定格流量時で7.74 kg/s、定格の140%で10.84 kg/sである。流調機構の圧損は定格で0.60 kg/cm<sup>2</sup>、140%で1.15 kg/cm<sup>2</sup>減少している。図3.1.19は、流調機構と燃料ピンバンドルの圧損変化を示している。\*印は燃料ピンバンドルの圧損変化を、○印はMK-IIタイプの流調機構の圧損を、□印はMK-IIIタイプの流調機構の圧損を示している。3列はMK-IIでも流配がきびしくなっているため、大幅に圧損を低減している。

流量領域4列の流量はMK-IIの定格流量時で7.07 kg/s、定格の140%で9.9 kg/sである。流調機構の圧損は定格で0.70 kg/cm<sup>2</sup>、140%で1.37 kg/cm<sup>2</sup>減少している。図3.1.20は、流調機構と燃料ピンバンドルの圧損変化を示している。\*印は燃料ピンバンドルの圧損変化を、○印はMK-IIタイプの流調機構の圧損を、□印はMK-IIIタイプの流調機構の圧損を示している。4列はMK-IIより出力が大きくなっているため、流調機構の圧損を低減して冷却材流量を大きくしている。

流量領域5列の流量はMK-IIの定格流量時で5.88 kg/s、定格の140%で8.23 kg/sである。流調機構の圧損は定格で0.66 kg/cm<sup>2</sup>、140%で1.15 kg/cm<sup>2</sup>減少している。図3.1.21は、流調機構と燃料ピンバンドルの圧損変化を示している。\*印は燃料ピンバンドルの圧損変化を、○印はMK-IIタイプの流調機構の圧損を、□印はMK-IIIタイプの流調機構の圧損を示している。5列も4列と同様にMK-IIより出力が大きくなっているため、流調機構の圧損を低減して冷

却材流量を大きくしている。

MK-III炉心で使用される燃料集合体の流調機構のオリフィス孔は、水キャビテーション試験で得られたデータを基に「NETWORK」コードのパラメータ・サーベイ計算結果より作成している。MK-IIタイプの流調機構とMK-IIIタイプの流調機構による集合体圧損を表3.1.13に示す。

今回の解析では次式に示される「JOYFL-2」の圧損評価式の係数 $\alpha$ を修正して、MK-IIIタイプの流調機構の圧力損失を考慮した。

$$\Delta P = \alpha \cdot W^{\beta}$$

ここで

$\alpha, \beta$  ; 実験より得られた係数

$W$  ; 流量 (kg/s)

係数 $\alpha$ の補正量はMK-II及びMK-IIIの集合体圧損比を使用した。流量領域毎の補正值は0.1列が0.98、2列は0.99、3列は0.84、4列は0.78、5列が0.79である。以下に、バンドルの圧損評価式を示す。

$$\Delta P = CD \frac{v^2}{2 \cdot g} \gamma$$

$$CD = 147.1 Re^{-0.2067}$$

ここで

$CD$  ; 抵抗係数 (常陽MK-II燃料集合体水流動試験Vより)

$\gamma$  ; 比重量 (kg/cm<sup>3</sup>)

$v$  ; バンドル部の流速 (cm/s)

$g$  ; 重力加速度 (cm/s<sup>2</sup>)

$Re$  ; レイノルズ数

## (c) 解析結果

解析対象の炉心構成は燃料集合体82体、A型特燃3体としている。流調機構は改良型のエントランスノズルを使用する。原子炉出入口温度差は150℃とした。MK-IIのオリフィス径を修正した箇所は、2段目を4.0から7.5φ、3段目を7.7から4.0φに、5段目を6.1から8.0φに、6段目を4.5から4.0φに、連結管とエントランスノズル間のギャップ幅を1.5φから2.5φに変更したものである。流量配分計算コード「JOYFL-2」の中で使用されている集合体圧損の計算式の係数項に圧損比を掛けて流量配分計算に使用する。集合体の必要流量はサブチャンネル解析コード「SWIRL」のパラメータ・サーベイ結果を使用した。

図3.1.22は原子炉出力140MW、冷却材流量735.9kg/s (MK-II定格の122%)に於ける炉内流量配分結果を示している。集合体の出力と必要流量の関係を表3.1.14示す。集合体出力と集合体内径方向ピーキングファクターを表3.1.16に示す。制御棒の配置が未定のため、3種類の配置案の中から各列の最大値を使用する。

流量領域0, 1列の出力は2.14MWで、径方向のピーキングファクター1.042を考慮した集合体の必要流量は8.16kg/sであるが、流量配分計算結果は8.35kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域2列の出力は1.96MWで、径方向のピーキングファクター1.076を考慮した集合体の必要流量は7.70kg/sであるが、流量配分計算結果は7.95kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域3列(内側炉心)の出力は1.81MWで、径方向のピーキングファクター1.098を考慮した集合体の必要流量は7.27kg/sであるが、流量配分計算結果は7.84kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域3列(外側炉心)の出力は1.98MWで、径方向のピーキングファクター1.095を考慮した集合体の必要流量は7.92kg/sで、流量配分計算結果は7.84kg/sとなり、必要流量が確保されていない。

流量領域4列の出力は1.74MWで集合体の必要流量は7.31kg/sで径方向のピーキングファクター1.149を考慮した流量配分計算結果は7.42kg/s

となり、十分な流量が確保されている。

流量領域5列の出力は1.43 MWで、径方向のピーキングファクター1.192を考慮した集合体の必要流量は6.29 kg/sであるが、流量配分計算結果は6.17 kg/sとなり、必要流量が確保されていない。

図3.1.23は原子炉出力140 MW、冷却材流量754.0 kg/s (MK-II定格の125%)とした場合の炉内流量配分結果を示している。集合体の出力と必要流量を表3.1.15に示す。集合体出力と集合体内径方向ピーキングファクターは、上記と同様である。

流量領域0.1列の出力は2.14 MWで、径方向のピーキングファクター1.042を考慮した集合体の必要流量は8.16 kg/sであるが、流量配分計算結果は8.57 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域2列の出力は1.96 MWで、径方向のピーキングファクター1.076を考慮した集合体の必要流量は7.70 kg/sであるが、流量配分計算結果は8.15 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域3列(内側炉心)の出力は1.81 MWで、径方向のピーキングファクター1.098を考慮した集合体の必要流量は7.27 kg/sであるが、流量配分計算結果は8.04 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域3列(外側炉心)の出力は1.98 MWで、集合体内径方向のピーキングファクター1.095を考慮した集合体の必要流量は7.92 kg/sで、流量配分計算結果は8.04 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域4列の出力は1.74 MWで集合体の必要流量は7.31 kg/sで径方向のピーキングファクター1.149を考慮した流量配分計算結果は7.59 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

流量領域5列の出力は1.43 MWで、径方向のピーキングファクター1.192を考慮した集合体の必要流量は6.29 kg/sであるが、流量配分計算結果は6.32 kg/sとなり、十分な流量が確保されている。

炉心燃料領域の必要冷却材流量の総量は583.6 kg/sで、総流量754 kg/sとした場合の「JOYFL-2」の流量配分結果は603.7 kg/sとなり、炉心燃料領域全体で20 kg/s余分に流していることになる。



これは総流量の2.7%に相当している。表3.1.17は、各流量領域の余裕を示している。最も余裕がある領域は3列の内側炉心であるが、本数が6本と少ないため全体としては4列、2列、3列の順になる。

MK-III炉心の流調機構の最小キャビテーション係数を表3.1.18に示す。永久構造物にダメージを与える可能性がある固着型のキャビテーションは連結管とエントランスノズル間に発生し、昭和63年度に実施された水キャビテーション試験より初生のキャビテーション係数が4.4であることが確認できている。今回設計された流調機構の最小キャビテーション係数は2列の19.1であるから十分に固着型のキャビテーションは防止できると考えられる。しかし、エントランスノズルオリフィス孔から内部に向かって発生する移動型のキャビテーションの初生を示すキャビテーション係数は20~40であることが昭和63年度に実施された水キャビテーション試験より得られている。今回の「NETWORK」の計算では各列とも最小キャビテーション係数は4~8の値となっているため、連続から発達領域の移動型キャビテーションがエントランスノズルオリフィス孔から内部に向かって発生するものと思われる。

#### (d) まとめ

MK-III炉心で、原子炉出力140MW、原子炉出入口温度差150℃、炉心構成は2領域炉心（燃料集合体85体）、9、10列に中性子遮へい体を装荷した炉心構成とした。また、燃料集合体のエントランスノズル（流調機構）は各列共通とし、以下のとおりとした。

MK-IIIの流調機構は、MK-IIの流調機構のエントランスノズルの2段目のオリフィス径を4.0φから7.5φ、3段目を7.7φから4.0φに、5段目を6.1φから8.0φに6段目を4.5φから4.0φに、変更したものである。

#### ・集合体圧損

流量をMK-IIの125%としても、集合体圧力損失は約3.0kg/cm<sup>2</sup>で系統圧損を考慮しても高圧プレナムの設計圧以内になっている。

・キャビテーション

各流量領域に配分される流量がMK-IIの140%以内では、永久構造物にダメージを与える可能性がある固着型のキャビテーションを防止できる見通しを「NETWORK」の計算より得ることができた。しかし、エントランスノズル内に発生する移動型のキャビテーションの防止は難しく、エロージョン試験でその対策を検討する必要がある。さらに、エントランスノズル内に発生した、移動型のキャビテーション気泡が、バンドル内に流入しないことを確認する必要がある。

・被覆管の最高温度

冷却材総流量をMK-IIの122%とした場合、燃料被覆管最高温度が従来通りの650℃とすると、3列外側炉心燃料と5列の燃料の必要流量を確保することができない。また、燃料被覆管最高温度を現状の650℃以下とするためには、冷却材流量をMK-IIの125%迄増加すれば、燃料集合体の必要流量を確保することができるが、原子炉出口温度は496℃となる。しかし、冷却材の流量を増加することは、キャビテーションを抑制する観点から見ると逆行する対策のため、燃料被覆管の最高温度を「もんじゅ」なみの675℃程度に引き上げることが好ましい。

連結管とエントランスノズル間に発生する固着型のキャビテーションは防止できる見通しを得たが、エントランスノズル内に移動型のキャビテーションが発生するものと予測される。(本件については、平成元年度に水エロージョン試験により、その発生位置と損傷の程度の確認を行っている。)

(iii) 2領域炉心(中空ペレット)

(a) 計算条件

- ・MK-III炉心の原子炉出力は最大145MW、流量はMK-II定格流量の1.5倍迄考慮できるものとし、原子炉出口温度は500℃以内とする。
- ・高圧プレナムの設計圧力7.2kg/cm<sup>2</sup>から系統圧損及び計算誤差を引いた5kg/cm<sup>2</sup>を集合体圧損の最大値として流調機構の設計を行う。
- ・燃料貯蔵ポットは28サイクルで廃止されることを前提として解析を行うが、B<sub>4</sub>Cペレットを装荷した反射体の計算は行わない。

- ・流量配分計算コード「JOYFL-2」の領域数に制限（最大14）があるため、CMIR、SMIR、AMIR及びINTA-Sは一つの領域にまとめて計算を行う。INTA-Sに配分される流量は、MK-II炉心の定格流量の約1%程度のため、流量配分計算に与える影響は無視できる。
- ・MK-III炉心の燃料集合体出力に関しては、拡散計算コード「CITATION」のR-Z体系で計算した径方向出力分布を基に作成した。
- ・MK-III炉心の炉心構成は0~2列及び3列の一部に中空ペレット燃料を使用した燃料集合体が22体装荷され、特殊燃料集合体はA型が3体装荷され、材料照射用反射体は装荷されていないものとする。
- ・被覆管の温度評価は、サブチャンネル解析コード「SWIRL」を使用する。

(b) 集合体圧力損失の検討

原子炉出力145MWに於ける流量配分計算結果を図3.1.24に示す。原子炉出口温度を500℃とすると流量はMK-II炉心に比べ45%増となる。

集合体圧力損失は4.4 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていないことが分かった。原子炉出力130MWに於ける流量配分計算結果を図3.1.25に示す。原子炉出口温度を500℃とすると流量はMK-II炉心に比べ30%増となる。集合体圧力損失は3.6 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていないことが分かった。

(c) 燃料被覆管温度の検討

燃料被覆管の温度評価はサブチャンネル解析コード「SWIRL」を使用して、集合体出力を1.0~3.5MW、冷却材流量を5.0~17.5 kg/s変化させて行った。太径ピンを使用した91本ピンバンドルに於ける燃料集合体の流量と出力に対する燃料被覆管肉厚中心温度変化を図3.1.26に示す。MK-IIの燃料ピンを使用した127本ピンバンドルに於ける燃料集合体の流量と出力に対する燃料被覆管肉厚中心温度変化を図3.1.27に示す。「常陽」に於ける燃料被覆管の最高温度は650℃であり、燃料被覆管の工学的安全係数1.15を考慮するとホットスポット・サブチャンネルに隣接する燃料被覆管の最大温度は613.5℃となる。MK-II炉心145MWに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列（太径ピン）

の集合体出力は2.2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は9.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は11.8 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列（太径ピン）の集合体出力は2.1 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は9.0 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は11.3 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列（太径ピン）の集合体出力は1.9 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は8.2 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は10.3 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列（MK-II燃料ピン）の集合体出力は1.9 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は9.6 kg/sとなり余裕があることが分かった。

4列（MK-II燃料ピン）の集合体出力は1.7 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6.6 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8.8 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列（MK-II燃料ピン）の集合体出力は1.3 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.9 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7.5 kg/sとなり余裕があることが分かった。

#### (d) 流量調節機構のキャビテーション

流量調節機構のキャビテーションは連結管とエントランスノズル間に発生する固着型とエントランスノズルオリフィス孔に発生する移動型が、ナトリウムのドレン孔から渦型、ブラインド・オリフィス（連結管のオリフィスと共孔になっていない）に紐状渦型のキャビテーションが発生することが「もんじゅ」の水流動試験で確認された。MK-IIIで予測される炉心第5列のキャビテーション形態を図3.1.28に示す。ここで、永久構造物にダメージを与える可能性があるのは固着型で、水流動試験では炉心第5列の流量領域のみに発生が確認された。連結管とエントランスノズル間のギャップに発生する固着型キャビテーションはMK-II定格流量の10%増から発生することが水流動試験で確認できた。流量配分計算結果より原子炉出力145 Wで炉心第5列の冷却材流量はMK-IIに比べ20%増、原子炉出力130 MWでも10%増となりキャビテーションの対策を考慮する必要がある。

## (e) まとめ

MK-Ⅲ炉心として考慮されている2領域炉心の検討結果は、集合体圧損及び各燃料集合体の必要流量を確保しており、熱的な成立性を満たしていることが確認できた。但し、炉心第5列の流量調節機構に生じる固着型のキャビテーションは、永久構造物である連結管にダメージを与える恐れがあるためキャビテーション対策をこうじる必要がある。

## (iv) 細径ピン炉心

## (a) 集合体圧力損失の検討

原子炉出力130MWに於ける流量配分計算結果を図3.1.29に示す。原子炉出口温度を500℃とすると流量はMK-Ⅱ炉心に比べ30%増となる。集合体圧力損失は4.8 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていないことが分かった。細径ピンを使用した燃料集合体では、原子炉出力を145MWに上げると集合体圧損が6.4となり5.0 kg/cm<sup>2</sup>を大きく越えるため、原子炉入口温度を下げて検討を行った。原子炉出力145MW、流量30%増及び原子炉入口温度355℃に於ける流量配分計算結果を図3.1.30に示す。集合体圧力損失は流量が30%増で4.7 kg/cm<sup>2</sup>となり集合体圧力損失5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていないことが分かった。

## (b) 燃料被覆管温度の検討

細径ピンを使用した炉心では、集合体圧損の制限値5 kg/cm<sup>2</sup>を満たすことができる原子炉出力は130MWで、原子炉入口温度を355℃に下げることによって冷却材流量が30%増で原子炉出力145MWを達成できる。細径ピンを使用した169本ピンバンドルに於ける燃料集合体の流量と出力に対する燃料被覆管肉厚中心温度変化を図3.1.31に示す。「常陽」に於ける燃料被覆管の最高温度は650℃であり、燃料被覆管の工学的安全係数1.15を考慮するとホットスポット・サブチャンネルに隣接する燃料被覆管の最大温度は613.5℃となる。原子炉出力130MWに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列の集合体出力は2.2MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は8.1 kg/sとなるが「JOYFL-2」の時の流量配分結果は9.6 kg/sとなり余裕があることが分かった。

2列の集合体出力は2.0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は9.0 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1.7 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8.5 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1.4 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は5.1 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8.0 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1.2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.2 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は6.8 kg/sとなり余裕があることが分かった。原子炉出力145 MWに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0.1列の集合体出力は2.4 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は8.8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は9.5 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は2.2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は8.1 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は9.4 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1.9 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7.0 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8.4 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1.6 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6.0 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7.9 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1.3 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.7 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は6.7 kg/sとなり余裕があることが分かった。

### (c) 流量調節機構のキャビテーション

流量調節機構のキャビテーションは連結管とエントランスノズル間に発生する固着型とエントランスノズルオリフィス孔に発生する移動型が、ナトリウムのドレン孔から渦型、ブラインド・オリフィス（連結管のオリフィスと共孔になっていない）に紐状渦型のキャビテーションが発生することが「もんじゅ」の水流動試験で確認された。MK-Ⅲで予測される炉心第5列のキャビテーション形態を図3.1.28に示

す。ここで、永久構造物にダメージを与える可能性があるのは固着型で、水流動試験では炉心第5列の流量領域のみに発生が確認された。固着型キャビテーションはMK-II定格流量の10%増から発生することが水流動試験で確認できた。流量配分計算結果より原子炉出力145 MW及び130 MWに於ける冷却材流量の増加は10%増となりキャビテーションの対策を考慮する必要がある。

#### (d) まとめ

MK-III炉心として考えられている細径ピンを使用した炉心の検討結果は、集合体圧損をほぼ満足でき、各燃料集合体の必要流量も確保することができ、熱的な成立性を満たしていることが確認できた。但し、炉心第5列の流量調節機構に生じる固着型のキャビテーションは、永久構造物である連結管にダメージを与える恐れがあるためキャビテーション対策をこうじる必要がある。

#### (v) キャビテーション対策

「常陽」に於ける流量調節機構の水流動試験及びMK-III炉心のキャビテーション試験計画を図3.1.32に示す。MK-Iでは連結管とエントランス・ノズルにオリフィス孔を設けた流量調節機構の成立性の確認を行い、MK-II炉心では出力上昇に伴い、エントランス・ノズルのオリフィス孔のパラメータ試験を実施している。さらに、アクリルを使用した可視化試験体に依って、定格流量に到達する前に炉心第5列にキャビテーションの発生が確認されている。MK-III炉心では、MK-II炉心に比べ冷却材の総流量が1.5倍迄増加することが予想されたため、各流量領域に於けるキャビテーションの発生状態を把握する必要がある。MK-IIIで予測される炉心第5列のキャビテーション形態を図3.1.28に示す。ここで、永久構造物にダメージを与える可能性があるのは固着型で、水流動試験では炉心第5列の流量領域のみに発生が確認された。

炉心第5列の流量調節機構に生じる固着型のキャビテーション防止対策として、流調機構の下流側に内部オリフィス等の構造を追加して背圧を上げる方法と、流調機構のオリフィス孔を変更する方法がある。背圧を上げるためには集合体圧損を低

減させる必要があるが完全にキャビテーションを消滅させることは不可能であることが水流動試験で確認された。従って、水流動試験で測定されたデータを基に「NETWORK」コードを使用してエントランスノズルのオリフィス孔をサーベイしてみた。5列のエントランスノズルのオリフィス孔と共孔になっている連結管のオリフィスは2段目だけである。オリジナルは4.0φのため5～8φの計算を行った。表3.1.19は、定格流量に於ける流調機構の圧力損失を示している。流量領域5列に固着型のキャビテーションを発生させないためのオリフィス孔は6φ以上である。MK-II炉心と同程度の圧力損失を得ることができるのは6φである。連結管とエントランスノズルの2段目が共孔となっていない3,4列では圧力損失は変化していない。そこで3,4列の流量に影響を与えるエントランスノズル4段目のオリフィス孔を変化させた場合の圧力損失を表3.1.20に示す。オリジナルは4.5φのため5～8φの計算を行った。MK-II炉心と同程度の圧力損失を得ることができるのは7φである。

(vi) 燃料集合体の圧損低減化対策

MK-III炉心はMK-II炉心に比べ冷却材流量が1.5倍迄増加することが見込まれている。各炉心構成要素に於いても冷却材の流量が増加することに依って、集合体圧損の増加が生じる。集合体圧損は流量の増加量の割合に対しほぼ2乗で増加するため、流量が1.2倍に増えると集合体圧損は1.44倍となる。集合体圧損の増加は、炉心構造物や冷却系に影響を与えるため、集合体圧損を低減できるかどうかの検討を行った。

集合体圧損の低減化方策を表3.1.21に示す。集合体圧損を低減化する方法は、燃料ピン・バンドルの改良、燃料集合体構造の改良及び核熱設計の見直しが考えられる。前者2つは冷却材流路を拡大し冷却材の流速を低下することに依って集合体圧損を低減させるもので、後者は集合体出力または集合体入口温度を下げることに依って、集合体の必要流量を低下させることに依って集合体圧損を低減させるものである。集合体圧損の低減化方策と圧力損失因子の相関を図3.1.33に示す。圧損低減を図るには冷却材流路面積、流力等価直径、及び出入口温度差を大きくするか、抵抗係数、冷却材流量及びバンドル長さを減少すれば良いことが分かる。圧損低減化



対策に対する効果を表3.1.22に示す。最も効果があるのはダクトレス集合体であるが、実現には長期にわたるR & Dが必要である。次に効果があるのは、偏平炉心、集合体入口温度の低下及び被覆管最高温度の見直しである。その他は、約10～15%程度の効果がある。圧損低減割合を85%、65%、55%の3種類についての組合せの例を表3.1.23に示す。低減化方策を幾つか組み合わせることに依って約1/2程度まで集合体圧力損失を低減できる見通しを得た。

(vii) ハイドロリック・ホールドダウン力の評価

「常陽」の燃料集合体は炉心支持板の上に自立している。この燃料集合体にはエントランスノズル内外から、圧力差に依って上下に力が働き、燃料ピンバンドルにも内圧に依って上向きの力が働いている。燃料集合体の自重及び浮力の効果等を考慮して燃料集合体が炉心支持板から浮き上がらないように設計がなされてきた。MK-Ⅲ炉心に移行すると、低圧、高圧プレナムの圧力及び集合体圧損が増加するため、ハイドロリック・ホールドダウン力の評価を行った。評価には地震時の垂直方向の加重も考慮して行った。

(a) 評価条件

・集合体流量 (0, 1列)	$Q_a = 11.5 \text{ kg/s}$
・集合体流量 (5列)	$Q_b = 7.4 \text{ kg/s}$
・高圧プレナム圧力	$P_1 = 5.0 \text{ kg/cm}^2$
・低圧プレナム圧力	$P_2 = 0.9 \text{ kg/cm}^2$
・ピンバンドル仕様	MK-Ⅱタイプ
・比重量	$\gamma = 0.863 \times 10^{-3} \text{ kg/cm}^3 \quad (370^\circ\text{C})$
・動粘性係数	$\nu = 3.216 \times 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{s} \quad (370^\circ\text{C})$
・エントランスノズル内面積	$A = 9.193 \text{ cm}^2$
・エントランスノズル等価直径	$d = 3.4 \text{ cm}$

(b) 集合体各部に加わる圧力 (図3.1.34参照)

・オリフィス部の圧力損失

$$\Delta P a = 2.049 \operatorname{Re}^{-0.04094} \frac{V a^2}{2 \cdot g} \quad r = 1.06 \text{ kg/cm}^2$$

$$\Delta P b = 10.22 \operatorname{Re}^{-0.03323} \frac{V b^2}{2 \cdot g} \quad r = 2.46 \text{ kg/cm}^2$$

ここで、

$$\operatorname{Re} = \frac{d \cdot V}{\nu}, \quad V = \frac{Q}{r \cdot A}$$

g ; 重力加速度

・オリフィス孔内側圧力

$$P 3a = P 1 - \Delta P a = 3.94 \text{ kg/cm}^2$$

$$P 3b = P 1 - \Delta P b = 2.54 \text{ kg/cm}^2$$

・ディフューザー部圧損

$$P da = (0.066 \left( \frac{11.5}{7.64} \right)^2) = 0.15 \text{ kg/cm}^2$$

$$P db = (0.066 \left( \frac{7.4}{7.64} \right)^2) = 0.06 \text{ kg/cm}^2$$

ここで、二重線部は設置許可申請書より流量7.64 kg/sで0.066 kg/cm<sup>2</sup>

・エントランスノズル拡流部圧力

$$P 4a = P 3a - \frac{P da}{2} = 3.87 \text{ kg/cm}^2$$

$$P 4b = P 3b - \frac{P db}{2} = 2.51 \text{ kg/cm}^2$$

・ピン・バンドル入口部圧力

$$P 5a = P 3a - P da = 3.79 \text{ kg/cm}^2$$

$$P 5b = P 3b - P db = 2.48 \text{ kg/cm}^2$$

・エントランスノズル拡流部外側圧

$$P 6 = r \times 2.44 \text{ (長さ)} = 0.21 \text{ kg/cm}^2$$

(c) 各部に加わる力 (図3.1.34参照)

$$W = 61 \text{ kg}$$

$$W' = r \times 7710 \text{ (集合体体積)} = 6.65 \text{ kg}$$

$$F1a = P3a \times \frac{\pi}{4} \times 3.4^2 = 35.77 \text{ kg}$$

$$F1b = P3b \times \frac{\pi}{4} \times 3.4^2 = 22.97 \text{ kg}$$

$$F2a = P4a \times \frac{\pi}{4} \times (6.6^2 - 3.4^2) = 97.26 \text{ kg}$$

$$F2b = P4b \times \frac{\pi}{4} \times (6.6^2 - 3.4^2) = 62.83 \text{ kg}$$

$$F3a = P5a \times \left( \frac{\sqrt{3}}{2} \times 7.74^2 - \frac{\pi}{4} \times 6.6^2 \right) = 53.49 \text{ kg}$$

$$F3b = P5b \times \left( \frac{\sqrt{3}}{2} \times 7.74^2 \times \frac{\pi}{4} \times 6.6^2 \right) = 34.86 \text{ kg}$$

$$F4 = P2 \times \frac{\pi}{4} \times 4.38^2 = 13.56 \text{ kg}$$

$$F5a = P5a \times \frac{\sqrt{3}}{2} \times 7.47^2 = 183.15 \text{ kg}$$

$$F5b = P5b \times \frac{\sqrt{3}}{2} \times 7.47^2 = 120.80 \text{ kg}$$

$$F6a = P6 \times \left( \frac{\sqrt{3}}{2} \times 7.85^2 - \frac{\pi}{4} \times 4.47^2 \right) = 7.91 \text{ kg}$$

(d) 地震時の荷重

照射用炉心調整設計と同等の評価に基づくと、耐震クラスAに対して、支持板に働く垂直方向の加速度Gは次式で表される。

$$G = \frac{1}{2} \times 3 \times C0 = 0.3 \text{ m/s}^2$$

ここで、

$$\frac{1}{2} \quad ; \text{垂直方向と水平方向の比}$$

$$C_0 \quad ; \text{建築基準法に定められた震度 } 0.02 \cdot g$$

地震による上向きの荷重は

$$F_e = W \times G = 18.3 \text{ kg}$$

(e) まとめ

ハイドロリック・ホールドダウン力は

$$0, 1 \text{ 列} = W + F_{1a} + F_{2a} + F_{3a} - (W' + F_4 + F_{5a} + F_6) - F_e$$

$$= 17.95 \text{ kg}$$

$$5 \text{ 列} = W + F_{1b} + F_{2b} + F_{3b} - (W' + F_4 + F_{5b} + F_6) - F_e$$

$$= 14.44 \text{ kg}$$

以上より、MK-II 炉心の定格流量の1.45倍に於けるハイドロリック・ホールドダウン力は確保できていることが確認できた。MK-II 炉心のハイドロリック・ホールドダウン力は高圧プレナム4.07 kg/cm<sup>2</sup>、低圧プレナム0.59 kg/cm<sup>2</sup>で14.6 kgである。以上の評価に於て、漏洩流による流動抵抗及びエントランスノズル球面座に働く上向きの力は値が小さいため無視した。また、ハンドリングヘッド部に於けるジェット力による下向きの力は、安全側評価とするために無視した。

(viii) 流調機構の圧力損失係数の評価

MK-III 炉心で使用される燃料集合体の流量調節機構のオリフィス孔は、水キャピテーション試験で得られたデータを基に「NETWORK」コードのパラメータ・サーベイ計算結果より作成している。MK-II タイプの流調機構とMK-III タイプの流調機構による集合体圧損を表3.1.24に示す。今回の解析では次式に示される「JOYFL-2」の圧損評価式の係数 $\alpha$ を修正して、MK-III タイプの流量調節機構の圧力損失を考慮した。

$$\Delta P = \alpha \cdot W^\beta$$

ここで

$\alpha, \beta$  ; 実験より得られた係数

$W$  ; 流量 (kg/s)

係数 $\alpha$ の補正量はMK-II及びMK-IIIの集合体圧損比を使用した。流量領域毎の補正值は0, 1列が0.89、2列は0.92、3列は0.89、4列は0.88、5列が0.84である。以下に、バンドルの圧損評価式を示す。

$$\Delta P = C_D \frac{v^2}{2 \cdot g} \gamma$$

$$C_D = 147.1 \text{Re}^{-0.2067}$$

ここで

$C_D$  ; 抵抗係数 (常陽MK-II燃料集合体水流動試験Vより)

$\gamma$  ; 比重量 (kg/cm<sup>3</sup>)

$v$  ; バンドル部の流速 (cm/s)

$g$  ; 重力加速度 (cm/s<sup>2</sup>)

$\text{Re}$  ; レイノルズ数

表3.1.11 流量調節機構の圧力損失

(単位 kg/cm<sup>2</sup>)

流 量	圧力損失 の種類	流 量 領 域				
		0, 1 列	2 列	3 列	4 列	5 列
1 2 0 %	バンドル	3.79	3.40	2.74	2.39	1.83
	流調機構	1.00	1.10	2.19	2.37	2.49
	集合体	4.79	4.50	4.93	4.76	4.32
1 3 0 %	バンドル	4.38	3.90	3.15	2.78	2.10
	流調機構	1.17	1.29	2.56	2.80	2.90
	集合体	5.55	5.19	5.71	5.58	5.00
1 4 0 %	バンドル	5.00	4.49	3.59	3.15	2.43
	流調機構	1.36	1.51	2.96	3.21	3.41
	集合体	6.36	6.00	6.55	6.36	5.84

テ最  小 シキ ヨヤ ンビ	流 量	1 2 0 %	3287.0	8.5	4.0	5.2	6.8
		1 3 0 %	2800.0	6.8	3.1	4.1	5.2
		1 4 0 %	2414.0	5.4	2.5	3.3	3.8

////// : 集合体圧損が 5.0 kg/cm<sup>2</sup>以上のケース。

..... : キャピテーション係数が初生以下のケース。

注) エントランスノズルのオリフィス孔は、2段目6.5φ、3段目8.5φ、4～6段は4.5φで、連結管とエントランスノズル間のギャップは2.3mmである。

表3.1.12 流量調節機構の圧力損失

(単位  $\text{kg}/\text{cm}^2$ )

流量	圧力損失の種類	流量領域				
		0, 1列	2列	3列	4列	5列
120%	バンドル	3.79	3.40	2.74	2.39	1.83
	流調機構	0.80	1.17	1.04	1.09	1.32
	集合体	4.59	4.57	3.78	3.48	3.15
130%	バンドル	4.38	3.90	3.15	2.78	2.10
	流調機構	0.94	1.37	1.22	1.28	1.55
	集合体	5.32	5.27	4.37	4.06	3.65
140%	バンドル	5.00	4.49	3.59	3.15	2.43
	流調機構	1.09	1.59	1.41	1.49	1.80
	集合体	6.09	6.08	5.00	4.64	4.23

テ最 1小 シキ ヨヤ ンビ	流量	120%	4315.0	10.7	18.1	16.8	16.4
		130%	3674.0	8.6	15.2	14.1	13.4
		140%	3165.0	7.0	12.8	11.8	10.9

//////は集合体圧損が $5.0 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以上のケースを示している。

.....はキャピテーション係数が初生以下のケースを示している。

注) エントランスノズルのオリフィス孔は、2段目 $7.5 \phi$ 、3段目 $4.0 \phi$ 、5段目 $8.0 \phi$ 、6段目 $4.0 \phi$ で、連結管とエントランスノズル間のギャップは $2.5 \text{ mm}$ である。

表3.1.13 流調機構の相違による圧損の変化

集合体圧損の比較 0, 1列 ( $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ )					
流量	9.07	9.98	10.88	11.79	12.70
流調機構 A	0.67	0.80	0.95	1.11	1.29
流調機構 B	0.56	0.67	0.80	0.94	1.09
バンドル	2.55	3.03	3.54	4.08	4.67
その他					
総圧損 A	3.15	3.76	4.40	5.09	5.84
総圧損 B	3.11	3.70	4.34	5.02	5.76

集合体圧損の比較 2列 ( $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ )					
流量	8.62	9.48	10.34	11.21	12.07
流調機構 A	0.89	1.08	1.28	1.51	1.74
流調機構 B	0.81	0.98	1.17	1.37	1.59
バンドル	2.33	2.76	3.23	3.73	4.26
その他					
総圧損 A	3.18	3.79	4.44	5.16	5.91
総圧損 B	3.14	3.74	4.40	5.10	5.85

集合体圧損の比較 3列 ( $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ )					
流量	7.74	8.51	9.29	10.06	10.84
流調機構 A	1.32	1.59	1.89	2.21	2.56
流調機構 B	0.72	0.87	1.04	1.22	1.41
バンドル	1.92	2.28	2.66	3.07	3.51
その他					
総圧損 A	3.16	3.77	4.44	5.15	5.93
総圧損 B	2.64	3.15	3.70	4.29	4.92

集合体圧損の比較 4列 ( $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ )					
流量	7.07	7.78	8.48	9.19	9.90
流調機構 A	1.46	1.77	2.10	2.47	2.86
流調機構 B	0.76	0.92	1.09	1.28	1.49
バンドル	1.63	1.94	2.26	2.61	2.98
その他	0.11	0.13	0.15	0.18	0.20
総圧損 A	3.20	3.83	4.51	5.25	6.05
総圧損 B	2.50	2.99	3.50	4.07	4.68

集合体圧損の比較 5列 ( $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ )					
流量	5.88	6.47	7.06	7.64	8.23
流調機構 A	1.58	1.90	2.26	2.64	3.05
流調機構 B	0.92	1.11	1.32	1.55	1.80
バンドル	1.17	1.39	1.63	1.88	2.14
その他	0.41	0.50	0.59	0.68	0.78
総圧損 A	3.16	3.79	4.47	5.19	5.98
総圧損 B	2.51	3.00	3.53	4.11	4.73

総圧損 A ; MK-IIタイプの流調機構  
 総圧損 B ; MK-IIIタイプの流調機構



表3.1.14 集合体の出力と必要流量 (総流量MK-II定格の122%)

原子炉出力140MW, $\Delta T=150^{\circ}\text{C}$			
炉心領域	集合体出力 (MW)	配分流量 (kg/s)	必要流量 (kg/s)
0, 1列	2.14	8.35	8.16
2列	1.96	7.95	7.70
3列 INNER	1.81	7.84	7.27
3列 OUTER	1.98	7.84	7.92
4列	1.74	7.42	7.31
5列	1.43	6.17	6.29

注) 燃料ピンバンドルはMK-IIタイプ

配分流量は総流量をMK-II定格流量の122%とした

必要流量は集合体内径方向ピーキングファクターを考慮している。

表3.1.15 集合体の出力と必要流量 (総流量MK-II定格の125%)

原子炉出力140MW, $\Delta T = 150^{\circ}\text{C}$			
炉心領域	集合体出力 (MW)	配分流量 (kg/s)	必要流量 (kg/s)
0, 1列	2.14	8.57	8.16
2列	1.96	8.15	7.70
3列 INNER	1.81	8.04	7.27
3列 OUTER	1.98	8.04	7.92
4列	1.74	7.59	7.31
5列	1.43	6.32	6.29

注) 燃料ピンバンドルはMK-IIタイプ

配分流量は総流量をMK-II定格流量の125%とした

必要流量は集合体内径方向ピーキングファクターを考慮している。

表3.1.16 集合体出力と集合体内ピーキングファクター

サイクルNo.		流 量 領 域					
		0, 1 列	2 列	3 列 IN	3 列 OUT	4 列	5 列
楢円 配置	最大出力(MW)	2.132	1.949	1.795	1.974	1.739	1.434
	位 置	000	2B2, 2E2	3B2	3F2	4B3	5B4
	最大 P. F	1.042	1.076	1.086	1.092	1.148	1.182
	位 置	1D1	2D2	3C1, 3F1	3D1	4D1	5C5
並列 配置	最大出力(MW)	2.135	1.941	1.790	1.948	1.714	1.412
	位 置	000	2B2, 2E2	3B2	3A2	4B3	5B3
	最大 P. F	1.041	1.074	1.098	1.095	1.149	1.192
	位 置	1D1	2C2	3C1, 3F1	3C2	4C1, 4F4	5C5
1 本 5 列	最大出力(MW)	2.129	1.963	1.811	1.975	1.739	1.433
	位 置	000	2E2	3E2	3D2	4E3	5E3
	最大 P. F	1.041	1.072	1.097	1.093	1.149	1.188
	位 置	1D1	2C2	3F1	3F2	4F1	5C5

注) 原子炉出力140MW  
 は各列の最大値を示している

表3.1.17 流量配分結果の余剰流量

項目 列数	必要流量と配分 結果の比	余剰流量 (kg/s)
0, 1列	1.048	1.64
2列	1.055	5.40
3列INNER	1.096	4.62
3列OUTER	1.015	0.96
4列	1.037	6.72
5列	1.005	0.84

注) 余剰流量は各流量領域の総量である。

表3.1.18 MK-Ⅲ流調機構の最小キャビテーション係数

項目 列数	エントランスノズル オリフィス孔	連結管とエントラン スノズル間ギャップ
0, 1列	4. 7	6959. 0
2列	8. 2	19. 1
3列	4. 1	24. 9
4列	5. 7	21. 6
5列	5. 9	21. 2

移動型キャビテーション………エントランスノズル・オリフィス  
孔に生じる。初生を示すキャビテ  
ーション係数は20～40付近

固着型キャビテーション………エントランスノズルと連結管のギ  
ャップに生じる。初生を示すキャ  
ビテーション係数は4. 4であ  
る。

表3.1.19 定格流量に於ける流調機構の圧力損失

(2段目のオリフィス径変更)

(単位 kg/cm<sup>2</sup>)

流量 領域	MK-II エントランスノズル		改良A型 エントランスノズル			
	MK-II 定格	MK-III 定格	2段8φ	2段7φ	2段6φ	2段5φ
0, 1	0.73	1.05	0.91	0.94	0.98	1.01
2	1.10	1.58	1.09	1.20	1.32	1.45
3	1.60	2.30	2.29	2.29	2.29	2.29
4	1.78	2.55	2.54	2.54	2.54	2.55
5	2.52	3.61	1.49	1.88	2.37	2.95

注) MK-II 定格流量はキャビテーション係数を合わせた水流動試験の値を使用し、MK-III 定格流量はMK-II 定格流量の1.2倍とした。

$$\Delta P (\text{圧力損失}) = (\text{圧損係数}) \times W (\text{流量})^{(\text{指数})}$$

表3.1.20 定格流量に於ける流調機構の圧力損失

(2, 4段目のオリフィス径変更)

(単位 kg/cm<sup>2</sup>)

流量 領域	MK-II エントランスノズル		改良B型 エントランスノズル (2段6φ)			
	MK-II 定格	MK-III 定格	4段8φ	4段7φ	4段6φ	4段5φ
0, 1	0.73	1.05	0.88	0.90	0.93	0.96
2	1.10	1.58	0.98	1.07	1.17	1.27
3	1.60	2.30	1.32	1.56	1.83	2.14
4	1.78	2.55	1.46	1.73	2.04	2.37
5	2.52	3.61	2.36	2.36	2.36	2.36

注) MK-II 定格流量はキャビテーション係数を合わせた水流動試験の値を使用し、MK-III 定格流量はMK-II 定格流量の1.2倍とした。

$$\Delta P (\text{圧力損失}) = (\text{圧損係数}) \times W (\text{流量})^{(\text{指数})}$$

表3.1.21 炉心部圧力損失低減化方策

検討対象	燃料ピン・バンドル部	燃料集合体構造	核・熱設計の見直し
方 策	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 周辺流れ効果改善</li> <li>・ 太径ピンの採用</li> <li>・ 被覆管肉厚減少</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ ラッパ管肉厚減少</li> <li>・ パッド高さの減少</li> <li>・ ピン長の短縮               <ul style="list-style-type: none"> <li>・ ガスプレナム位置の変更</li> <li>・ 軸方向反射体材料の変更</li> </ul> </li> <li>・ 軸方向反射体構造の変更 (バンドル→ブロック)</li> <li>(新概念の集合体)</li> <li>・ 高性能グリッド (fw, mixingの 改善)</li> <li>・ 低圧力損失グリッド</li> <li>・ ダクトレス集合体</li> </ul>	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 炉心構成           <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 炉心2領域化</li> <li>・ 燃料のシャッフリング</li> <li>・ 高性能半径方向反射体</li> <li>・ 炉心扁平化</li> </ul> </li> <li>2. 核・熱設計手法の見直し           <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 出入口温度差 (<math>\Delta T</math>) の上昇               <ul style="list-style-type: none"> <li>・ Gの低減</li> <li>・ <math>T_{in}</math>の低下</li> <li>・ 被覆管許容最高温度見直し</li> </ul> </li> </ul> </li> </ol>



表3.1.22 圧力損失低減化効果

方 策		本検討に基づく効果 (%ΔP)	単位変化量当たりの ΔP低減効果 (%ΔP/単位変化量)
燃料 集 合 体 構 造	周辺流れ効果の改善	-10	-
	太径ピンの採用	-10	-8.7%ΔP/0.1mm
	被覆管肉厚減少	-15	-2.7%ΔP/0.01mm
	ラップ管肉厚減少	-15	-3.9%ΔP/0.1mm
	パッド高さの減少	-10	-3.9%ΔP/0.1mm
	ピン長の短縮		
	ガスプレナム位置の変更	-10	-0.6%ΔP/cm
	軸方向反射体材料の変更	-5~-10	-
	軸方向反射体構造の変更 (バンドル⇒ブロック)	-10	-
炉 心 構 成	炉心2領域化	-20	-
	燃料のシャッフリング	-15~-25	-
	高性能半径方向反射体	未検討	-
	炉心扁平化 <sup>*1</sup>	-20~-40	-
熱 収 支	出入口温度差(ΔT)の上昇		
	{ Gの低減	-10 <sup>*2</sup>	-
	{ Tinの低下	-10~-40	-1.1~-1.4% ΔP/℃
	{ 被覆管最高温度の見直し	-20~-30	-1.2~-1.3% ΔP/℃
新 概 念	高性能グリッド(fw,mixing)	-20	-
	低圧力損失グリッド	-20	-
	ダクトレス集合体	-50	-

\*1 ピン長の短縮効果を含む。 \*2 新概念の導入に基づくfwの効果。

表3.1.23 圧力損失低減化方策の組合せ例

方 策		本検討に基づく効果 (%ΔP)	ケース 1 (MK-IIpin)			ケース 2 (細径pin)			ケース 3 (太径pin)		
			a	b	c	a	b	c	a	b	c
燃料 集合 体 構造	周辺流れ効果の改善	-10									
	太径ピンの採用	-10									
	被覆管肉厚減少	-15		●			●			●	
	ラップ管肉厚減少	-15			●	●	●			●	●
	パッド高さの減少	-10					●			●	●
	ピン長の短縮										
	ガスプレナム位置の変更	-10						●		●	●
	軸方向反射体材料の変更 軸方向反射体構造の変更 (バンドル⇒ブロック)	-5~-10 -10						●	●	●	●
炉 心 構 成	炉心2領域化	-20			(●)		●		●	●	
	燃料のシャッフリング	-15~-25							●	●	
	高性能半径方向反射体	未検討									
	炉心扁平化*1	-20~-40					●		●	●	
熱 収 支	出入口温度差 (ΔT) の上昇										
	Gの低減	-10*2									
	Tinの低下 被覆管最高温度の見直し	-10~-40 -20~-30	●			●			●		
新 概 念	高性能グリッド(fw,mixing)	-20									
	低圧力損失グリッド	-20									
	ダクトレス集合体	-50									
方案の組み合わせに基づく圧力損失割合 (%ΔP)			~ 80	~ 85	80 ~ 85	~ 70	~ 65	~ 60	~ 50	~ 50	~ 50
圧力損失割合の目標値 (%ΔP)			~85			~65			~55		

\*1 ピン長の短縮効果を含む。 \*2 新概念の導入に基づくfwの効果。

表3.1.24 流量調節機構の相違による集合体圧損

領域数	項目	MK-IIタイプ	MK-IIIタイプ
0, 1 列	流量 (kg/cm <sup>2</sup> )	11.01	
	バンドル圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	3.57	
	流調機構の圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	0.73	0.63
	集合体圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	4.30	4.20
2列	流量 (kg/cm <sup>2</sup> )	10.33	
	バンドル圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	3.18	
	流調機構の圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	1.08	0.75
	集合体圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	4.26	3.93
3列	流量 (kg/cm <sup>2</sup> )	9.17	
	バンドル圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	2.57	
	流調機構の圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	1.54	1.09
	集合体圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	4.11	3.67
4列	流量 (kg/cm <sup>2</sup> )	8.50	
	バンドル圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	2.24	
	流調機構の圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	1.70	1.21
	集合体圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	3.94	3.45
5列	流量 (kg/cm <sup>2</sup> )	7.30	
	バンドル圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	1.71	
	流調機構の圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	2.28	1.64
	集合体圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	3.99	3.37

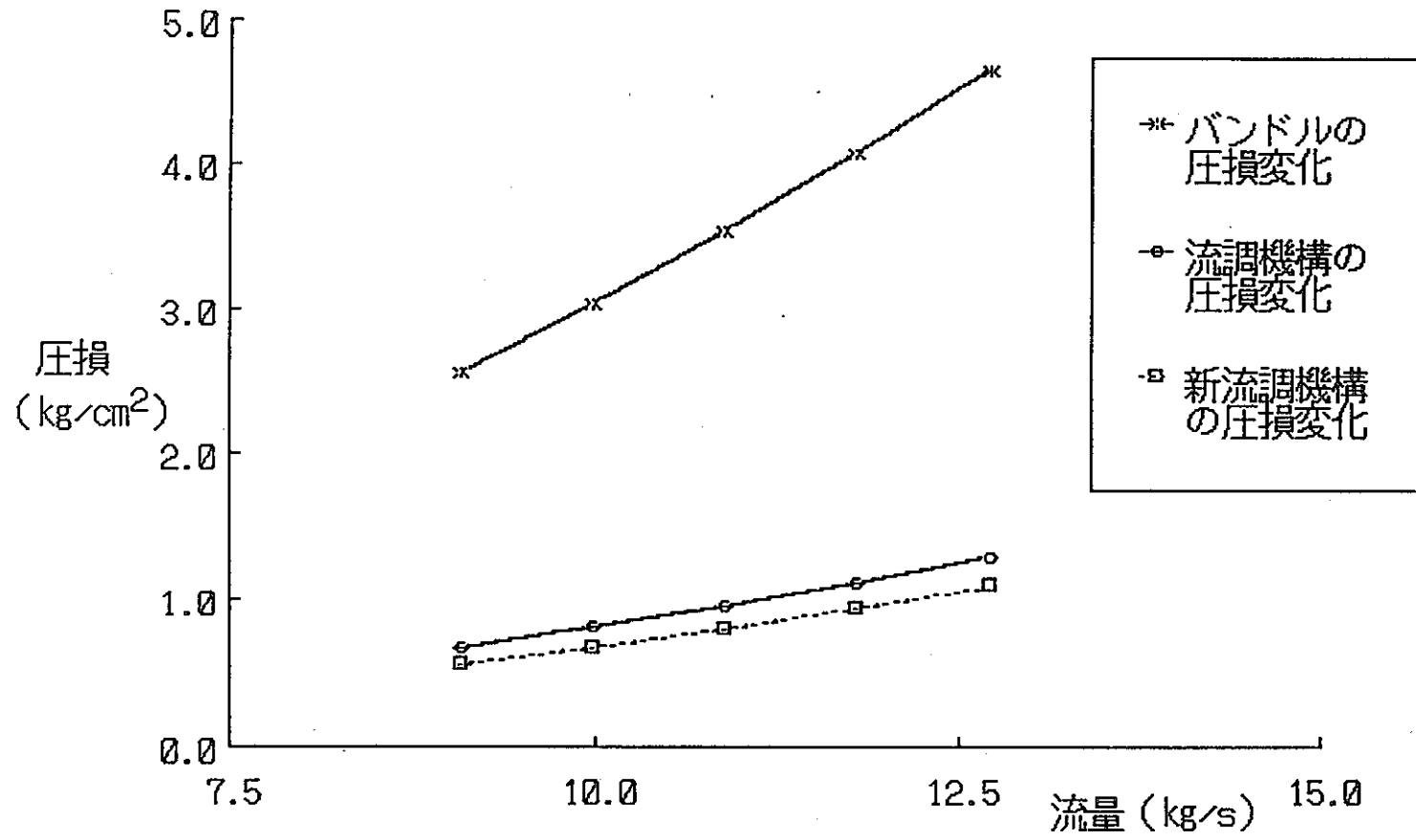


図3.1.17 流量領域0, 1列の圧損変化

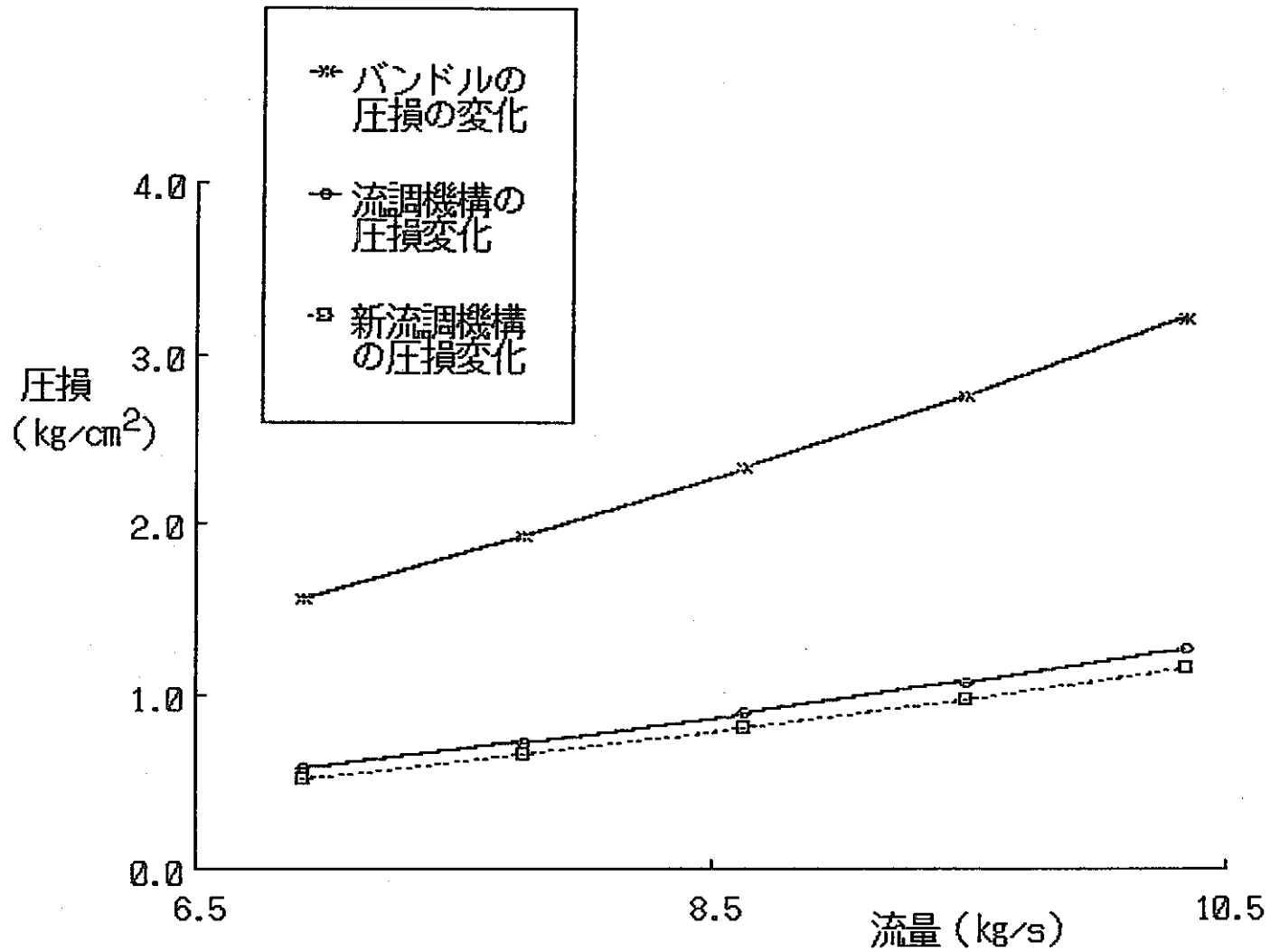


図3.1.18 流量領域2列の圧損変化

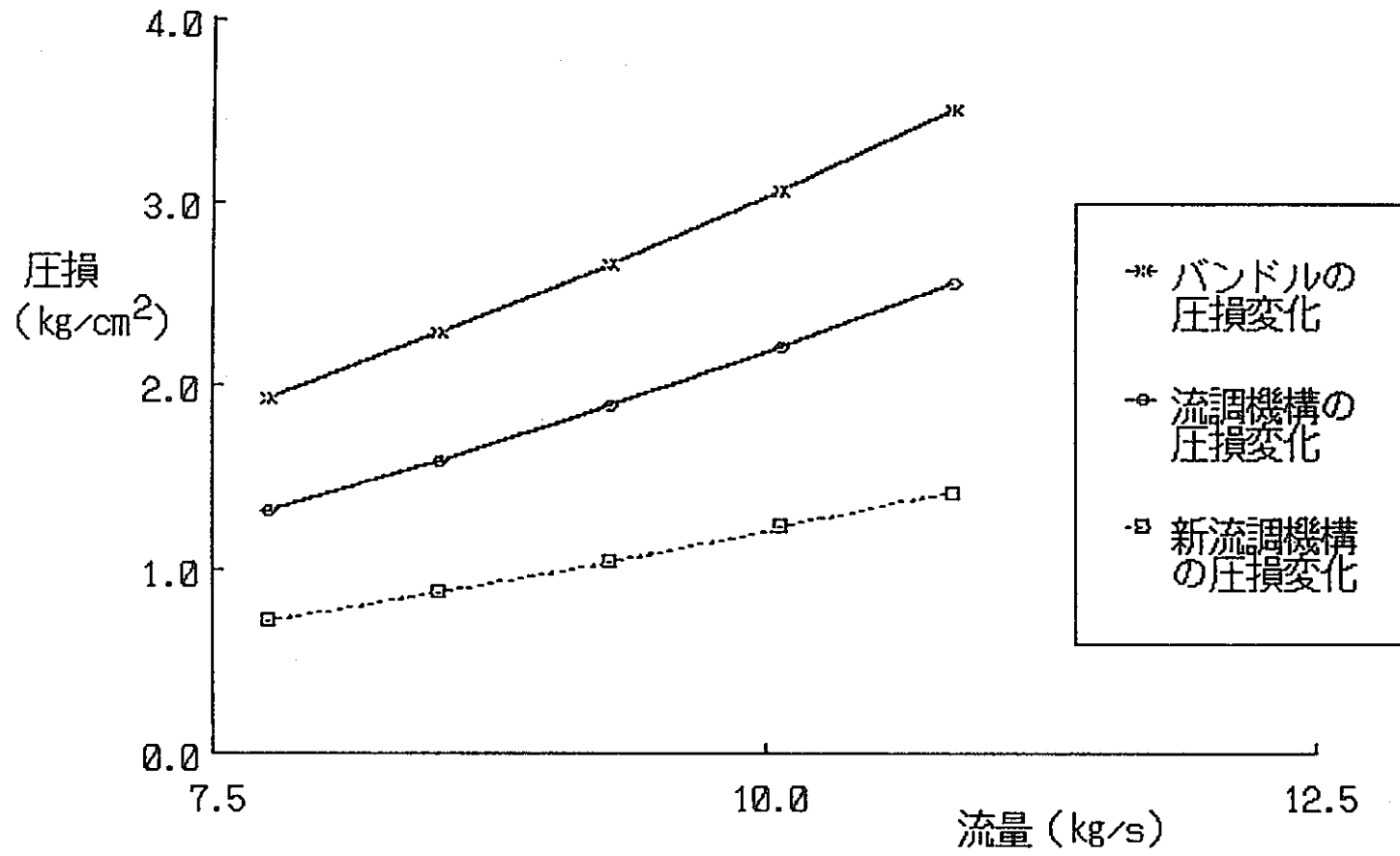


図3.1.19 流量領域3列の圧損変化

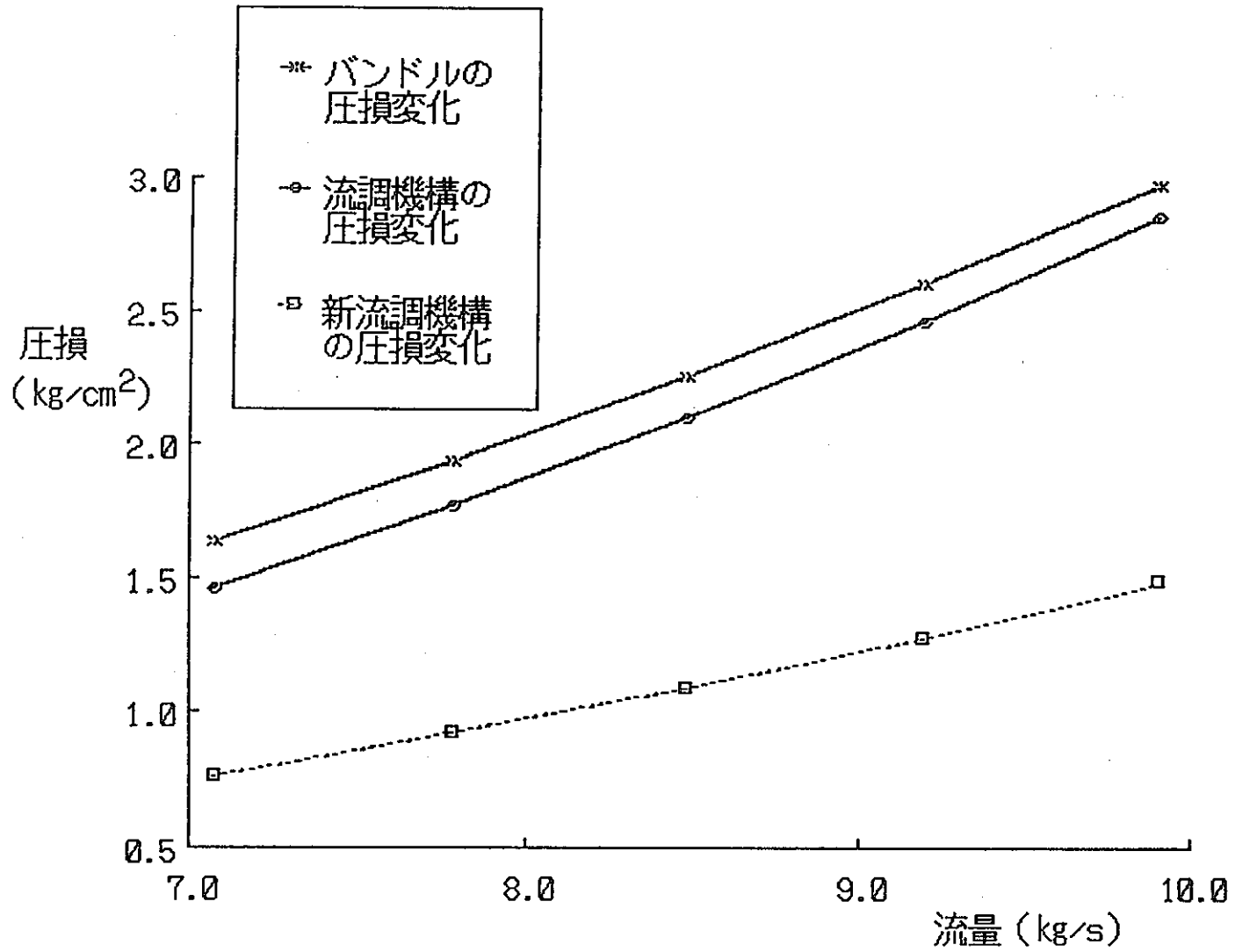


図3.1.20 流量領域4列の圧損変化

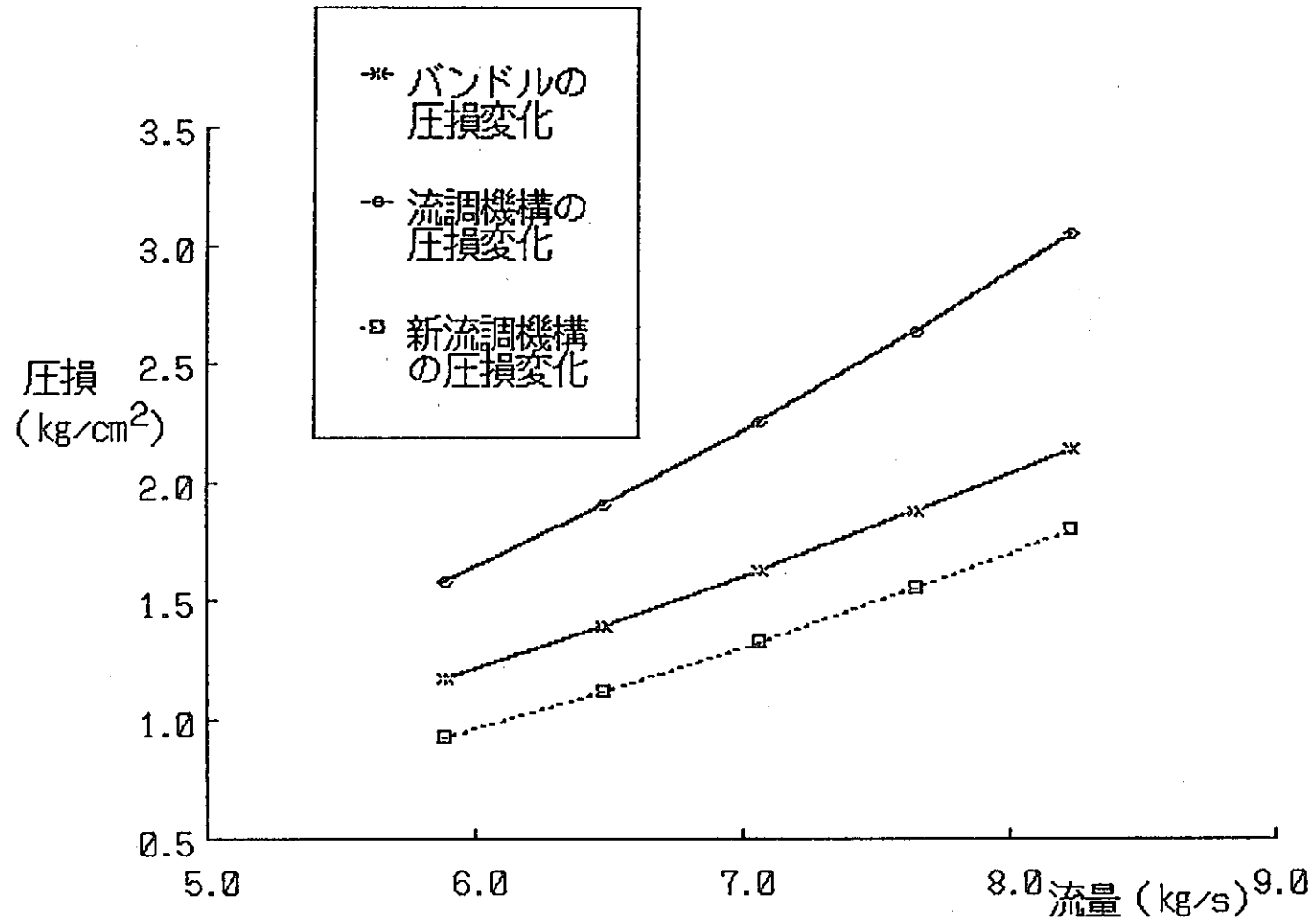


図3.1.21 流量領域5列の圧損変化



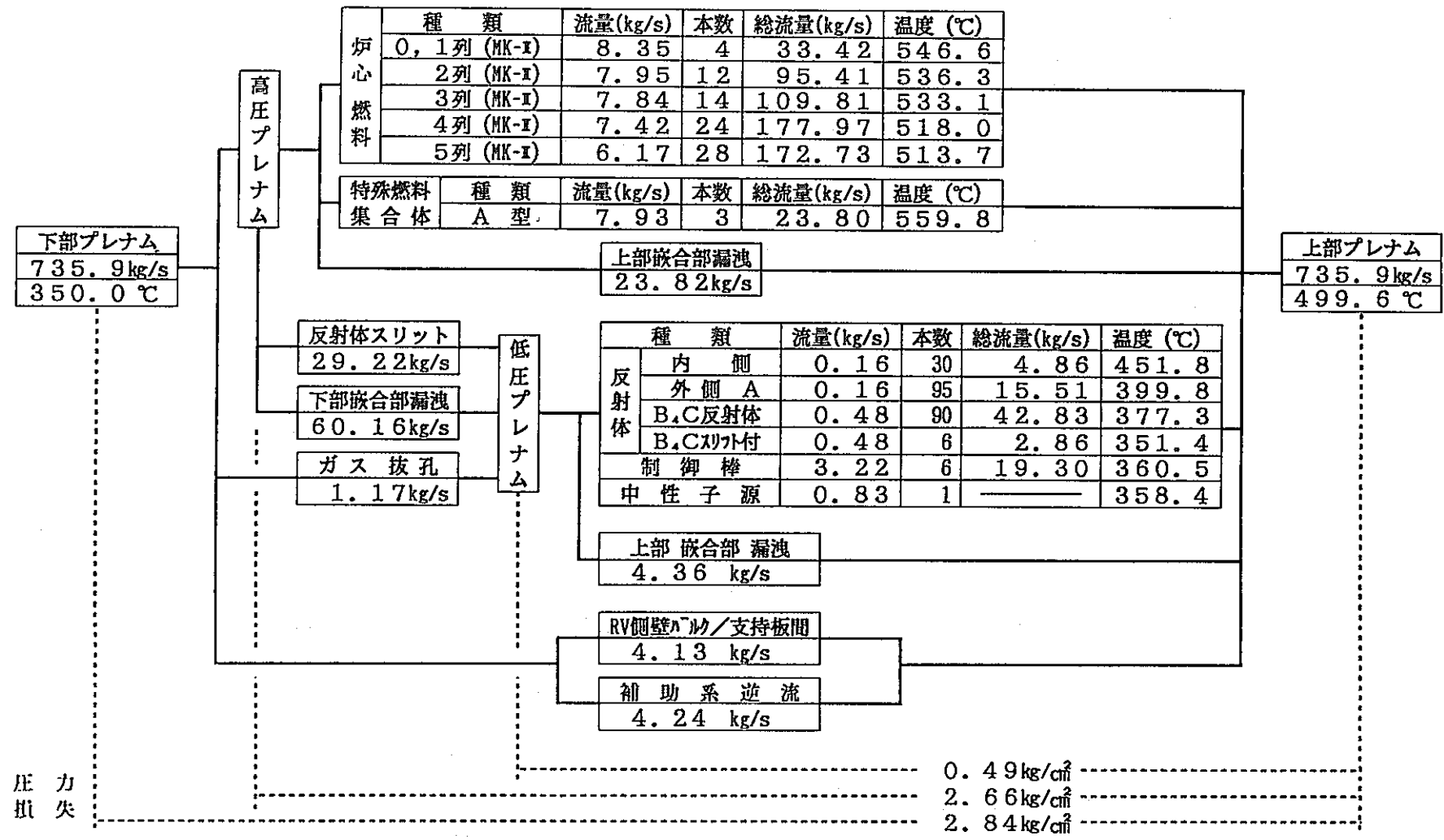


図3.1.22 原子炉出力140MWに於ける流量配分結果 (MK-IIバンドル、流調機構MK-III、122%流量、ΔT=150°C)

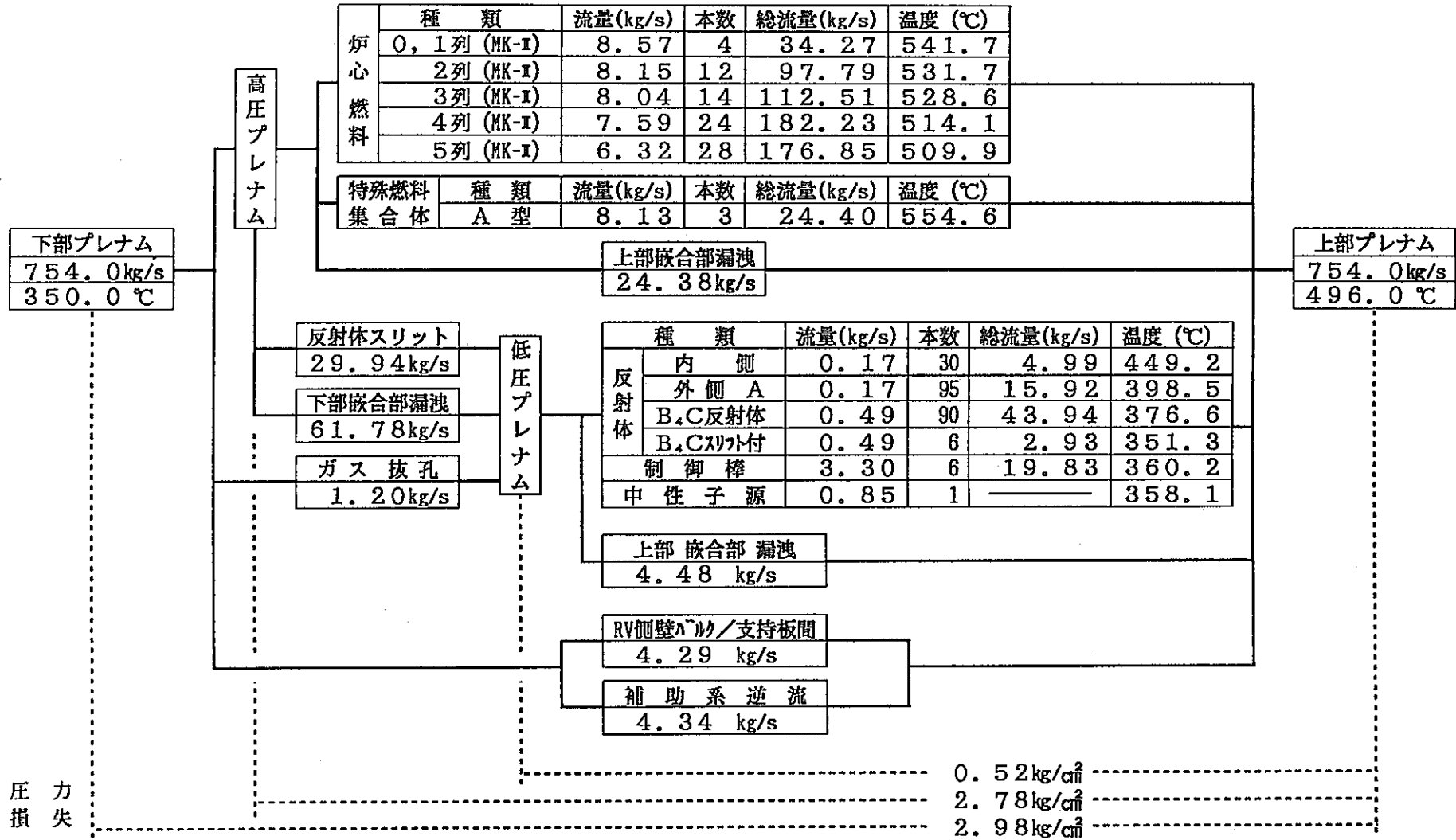


図3.1.23 原子炉出力140MWに於ける流量配分結果 (MK-IIバンドル、流調機構MK-III、125%流量、ΔT=150°C)

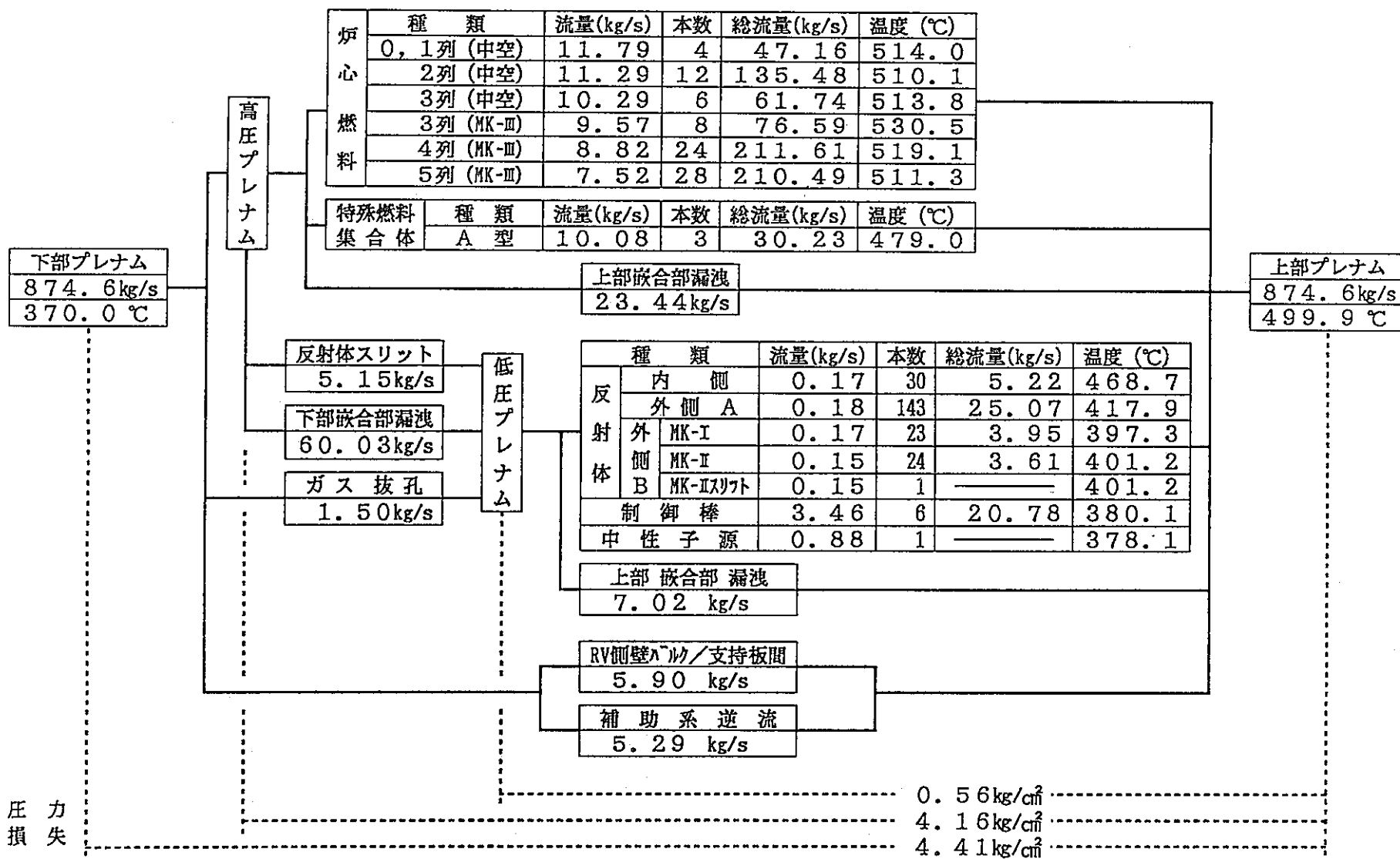


図3.1.24 原子炉出力145MWに於ける流量配分結果(2領域炉心)

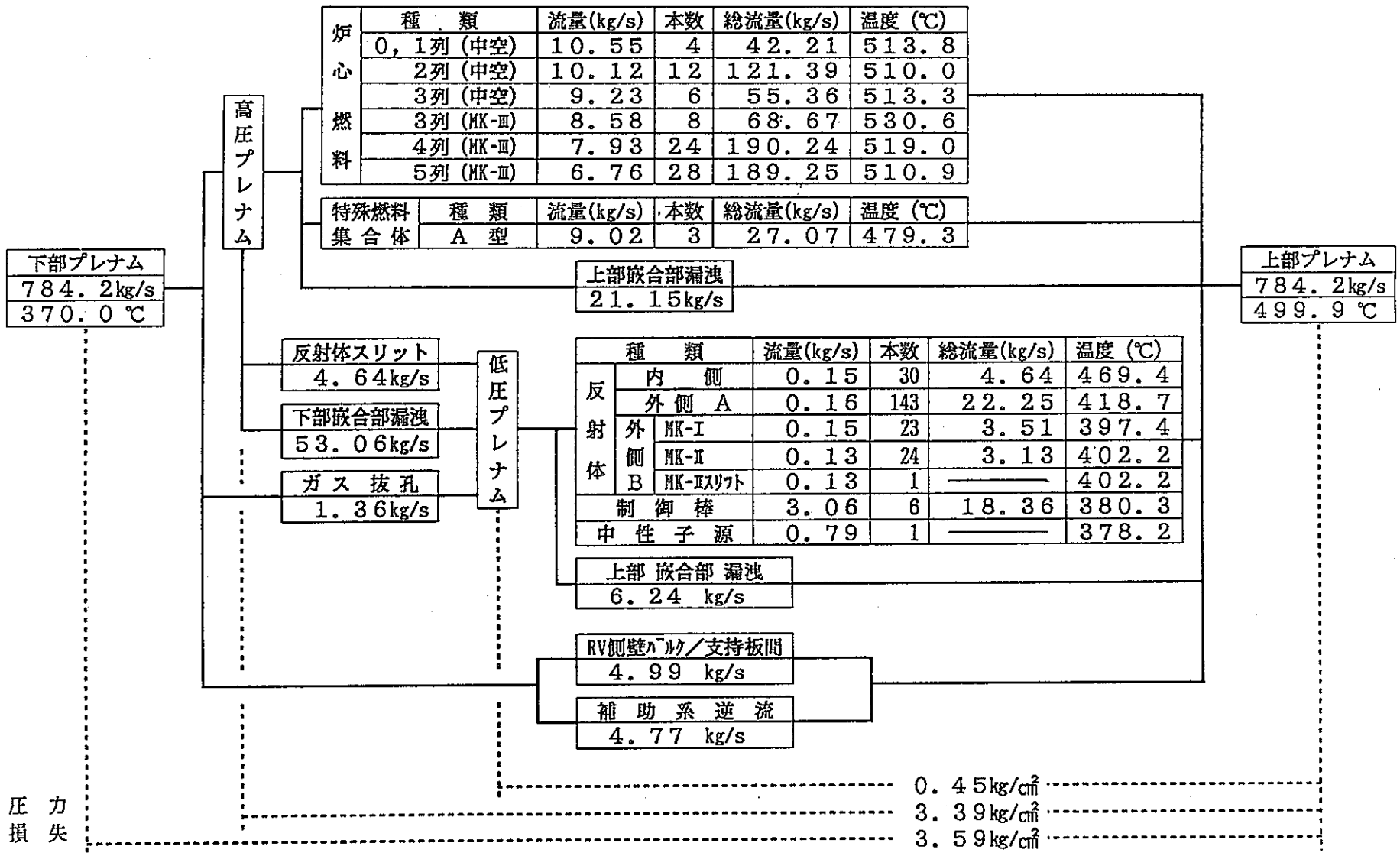


図3.1.25 原子炉出力130 MWに於ける流量配分結果 (2領域炉心)

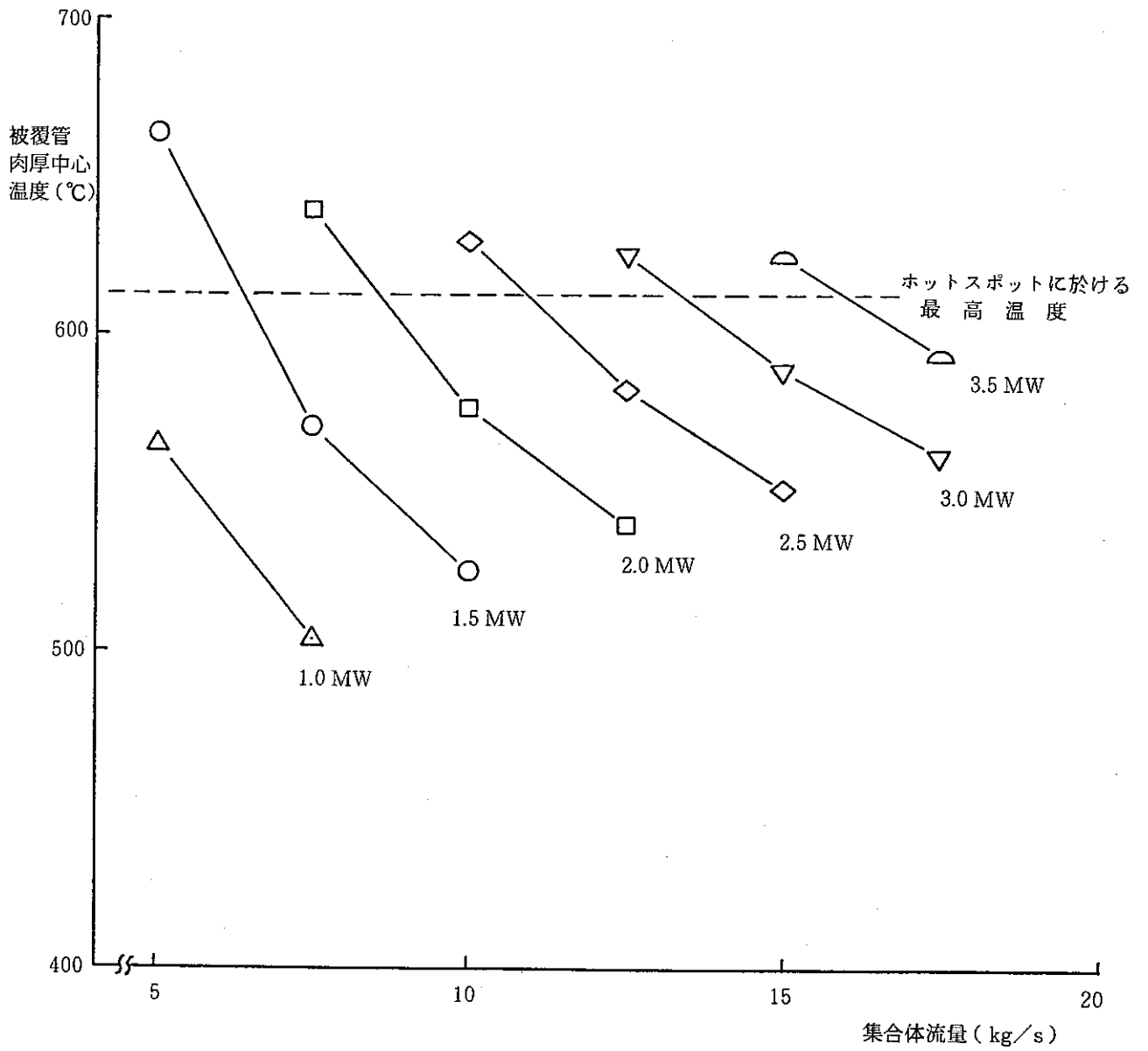


図3.1.26 集合体出力と流量に対する被覆管肉厚中心温度 (9 1本ピン)

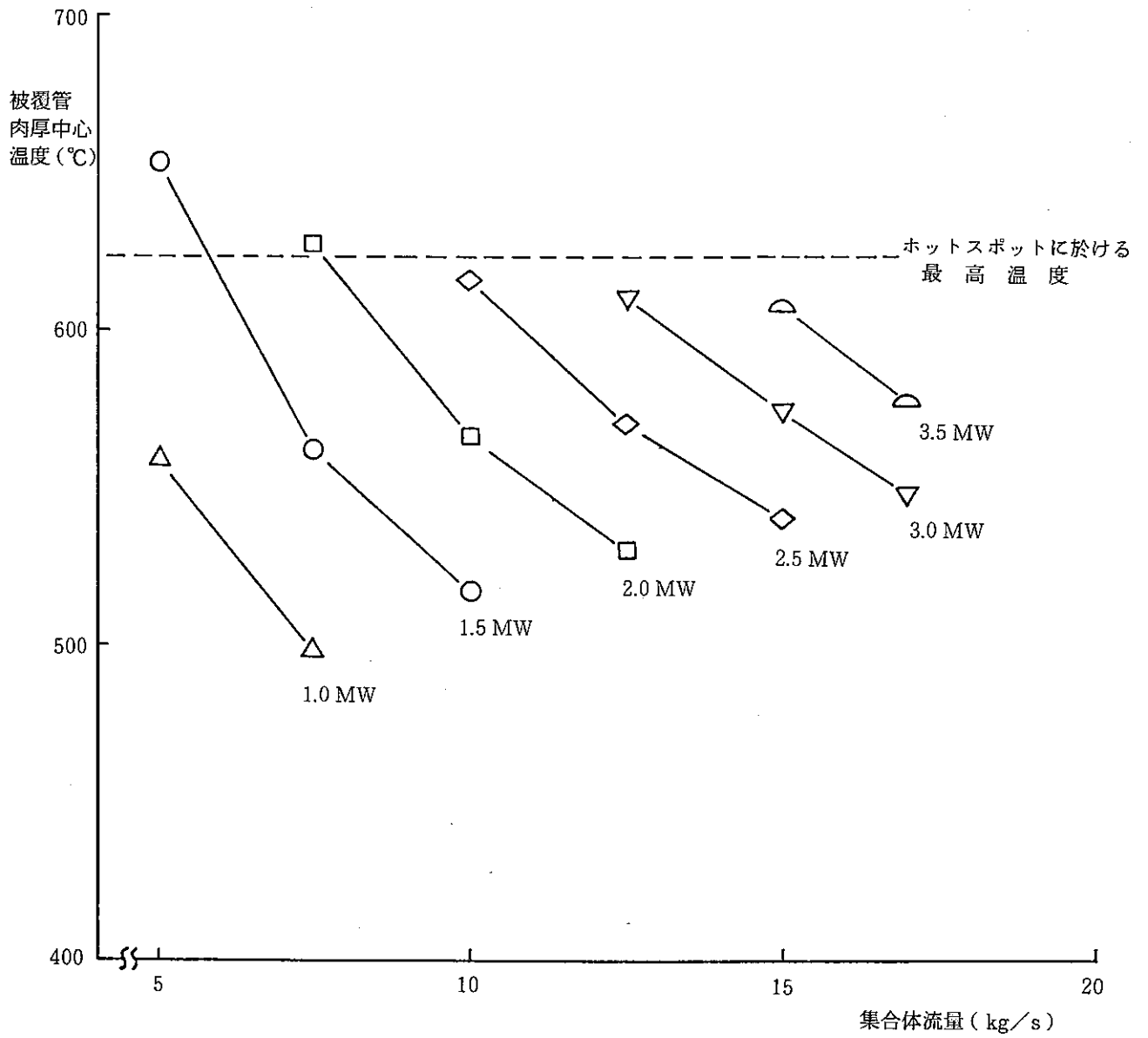


図3.1.27 集合体出力と流量に対する被覆管肉厚中心温度 (127本ピン)

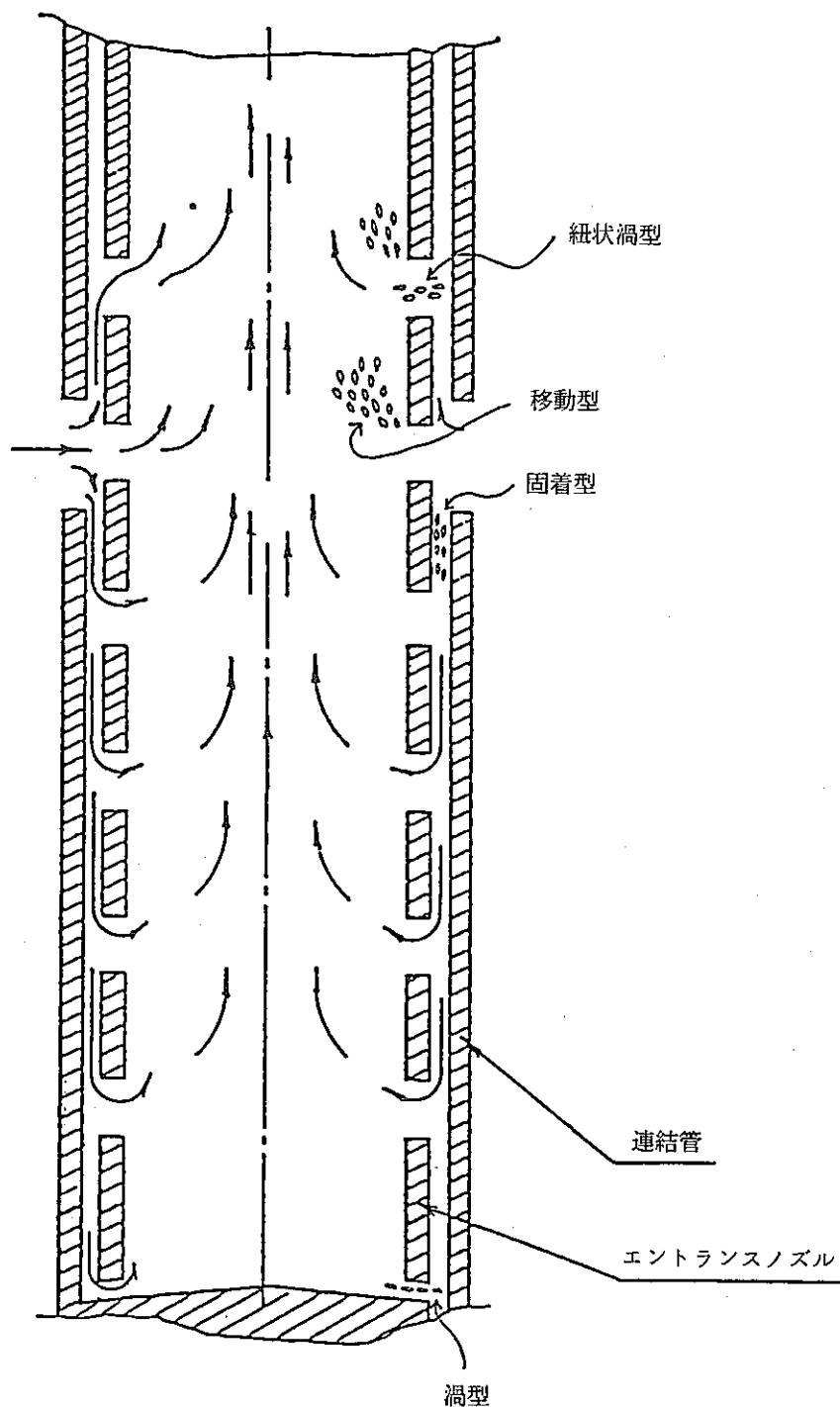


図3.1.28 MK-IIIで予想されるキャビテーション形態

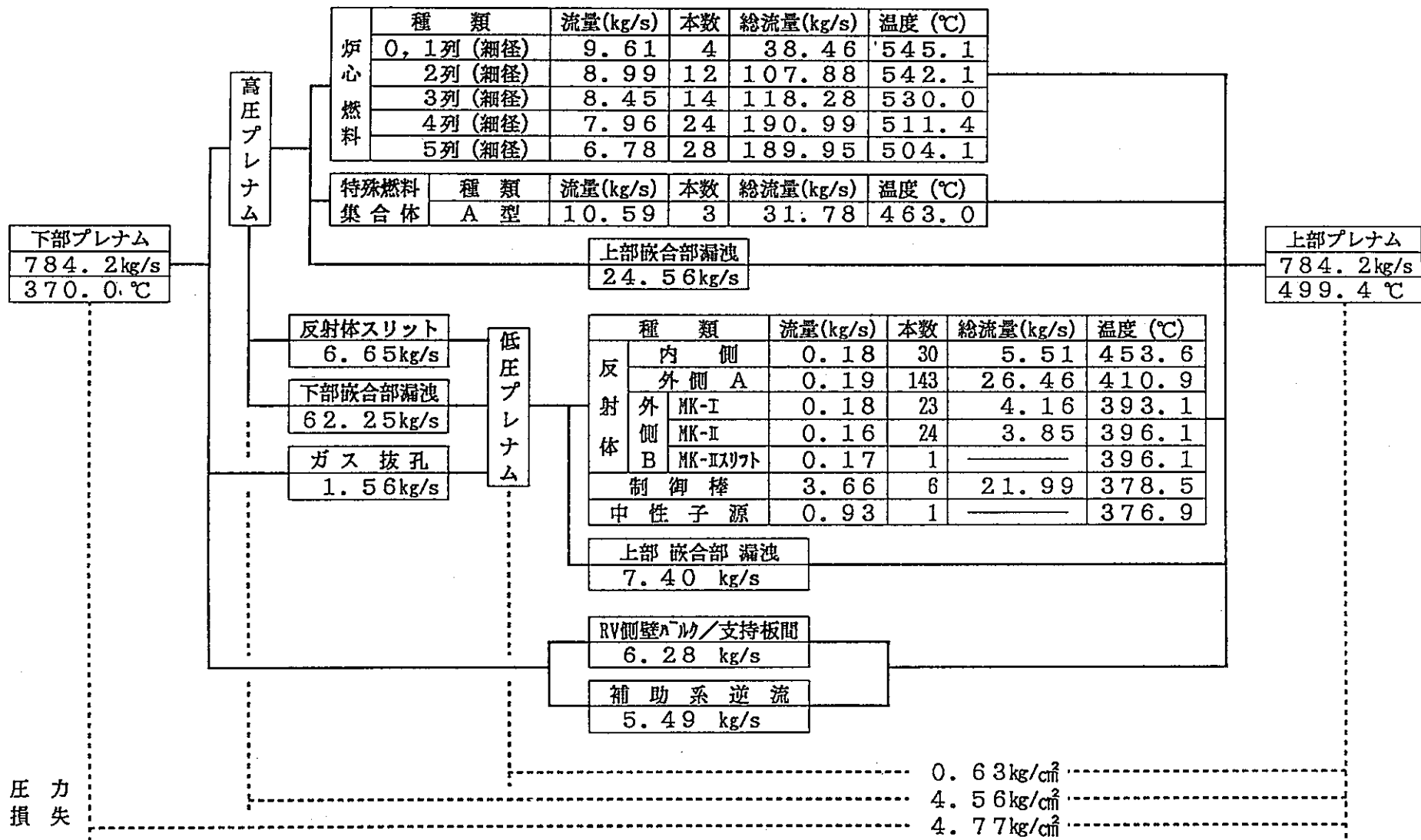


図3.1.29 原子炉出力130MWに於ける流量配分結果(細径ピン炉心)



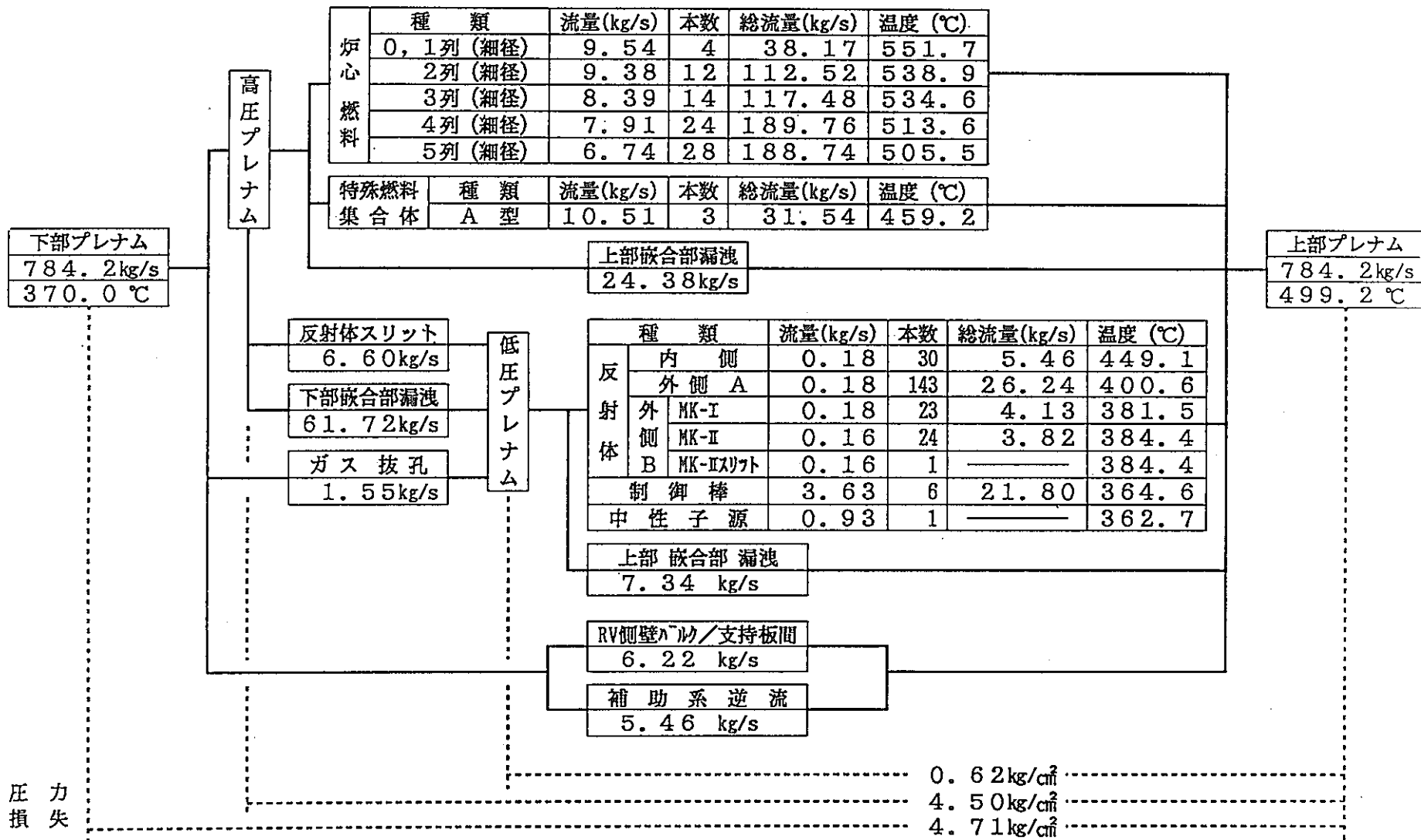


図3.1.30 原子炉出力145MWに於ける流量配分結果(細径ピン炉心)

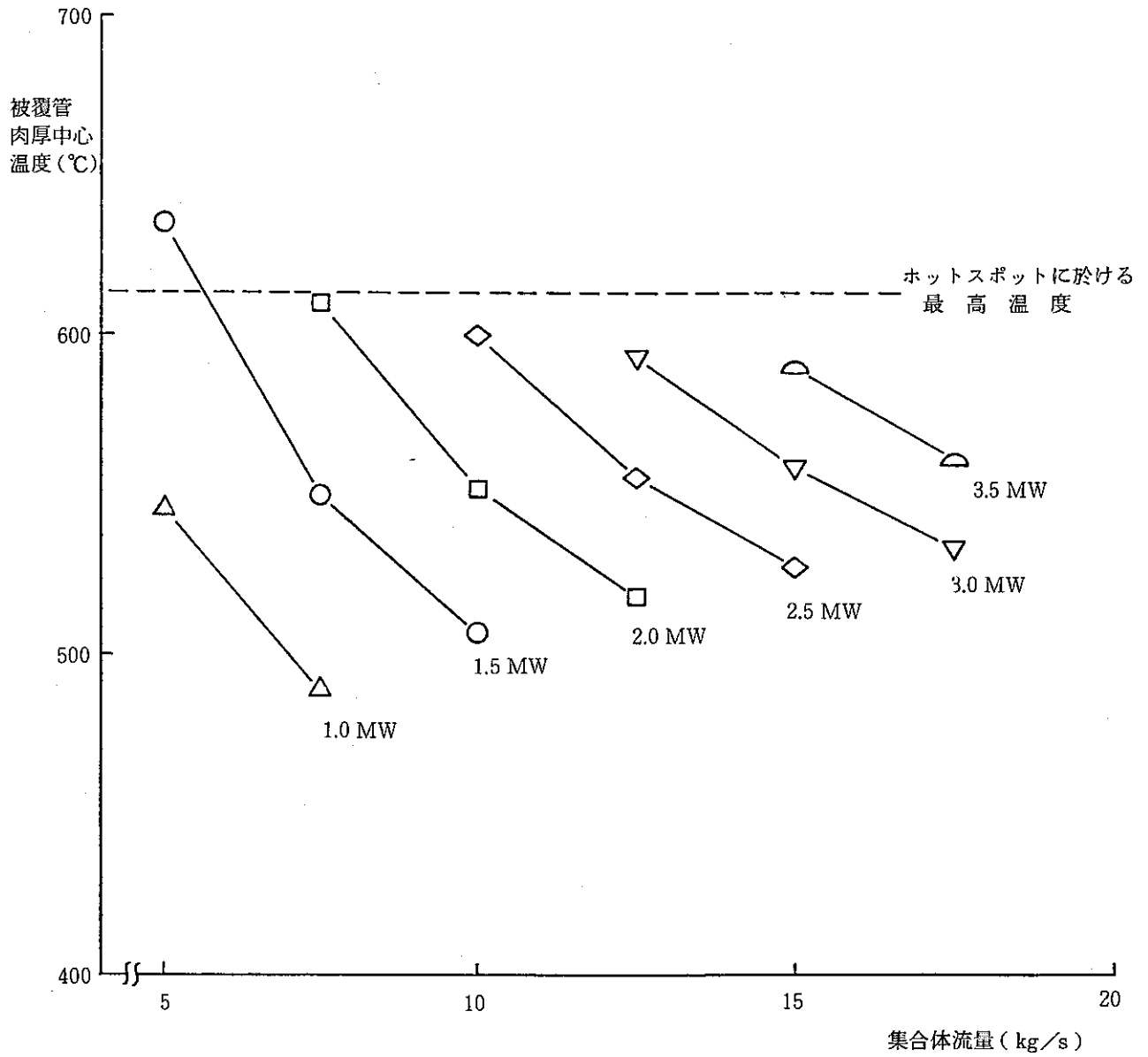
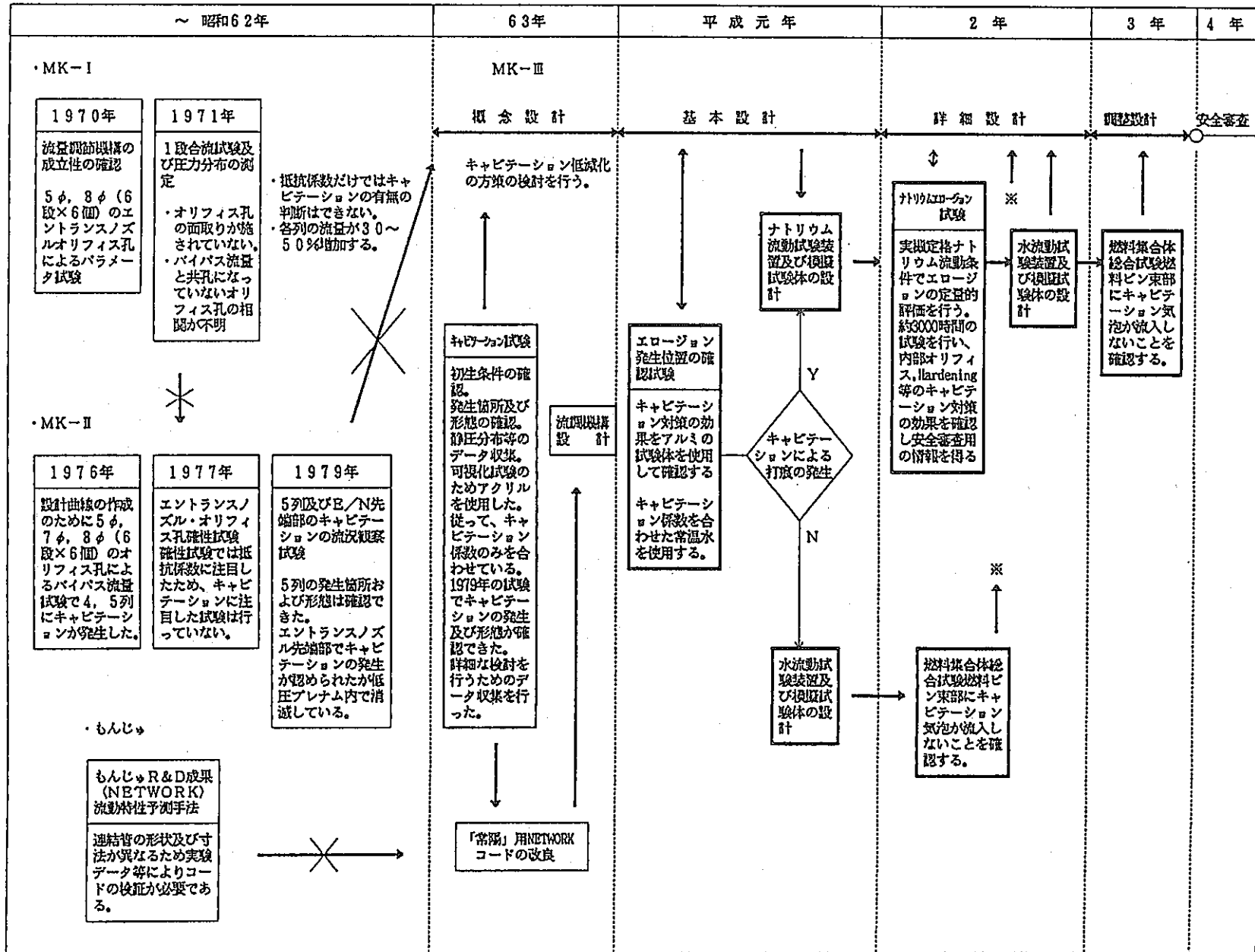


図3.1.31 集合体出力流量に対する被覆管肉厚中心温度 (169本ピン)

図3.1.32 「常陽」MK-III流量調節機構キャビテーション試験計画



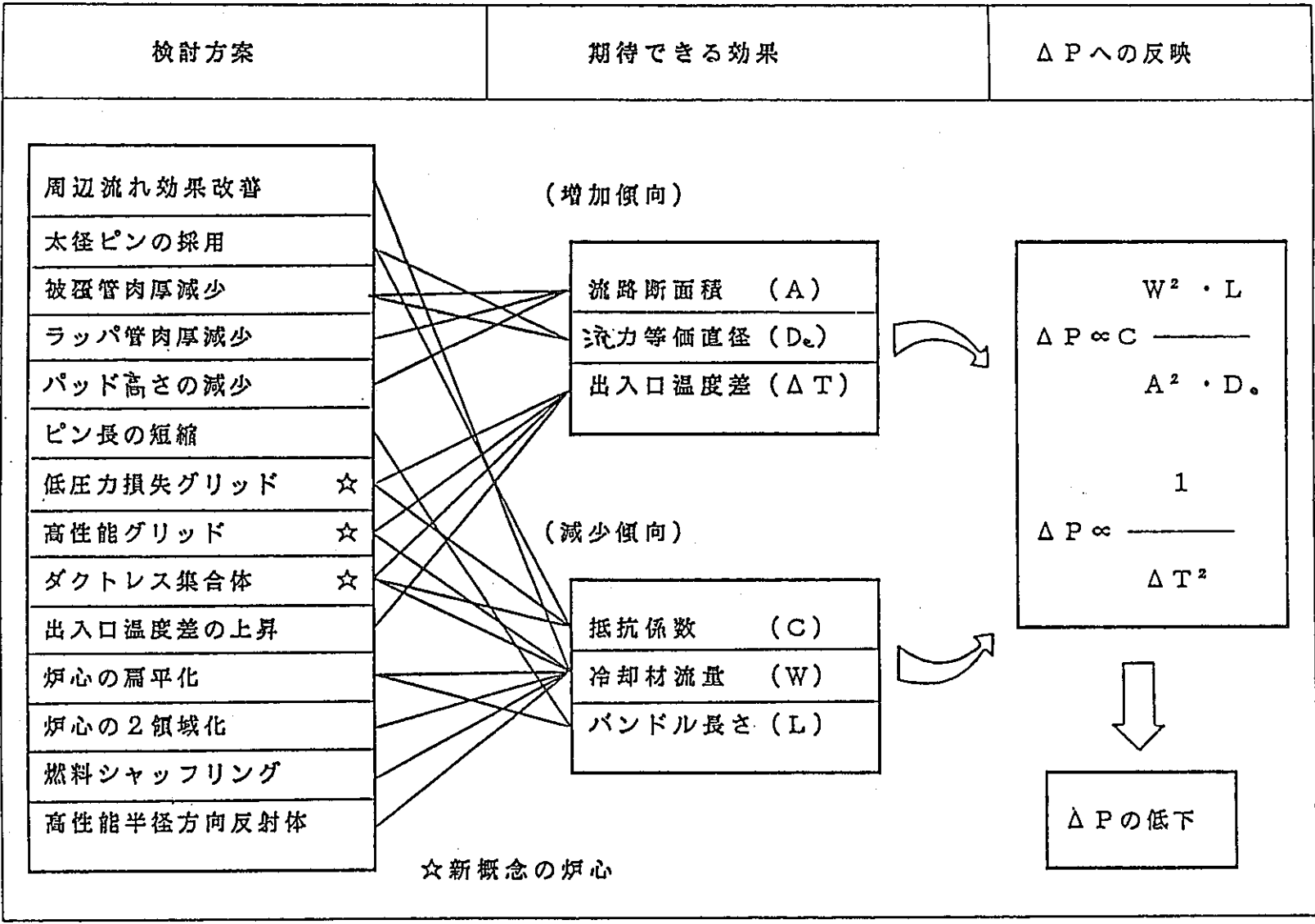


図3.1.33 圧力損失低減化方案と圧力損失因子の相関図

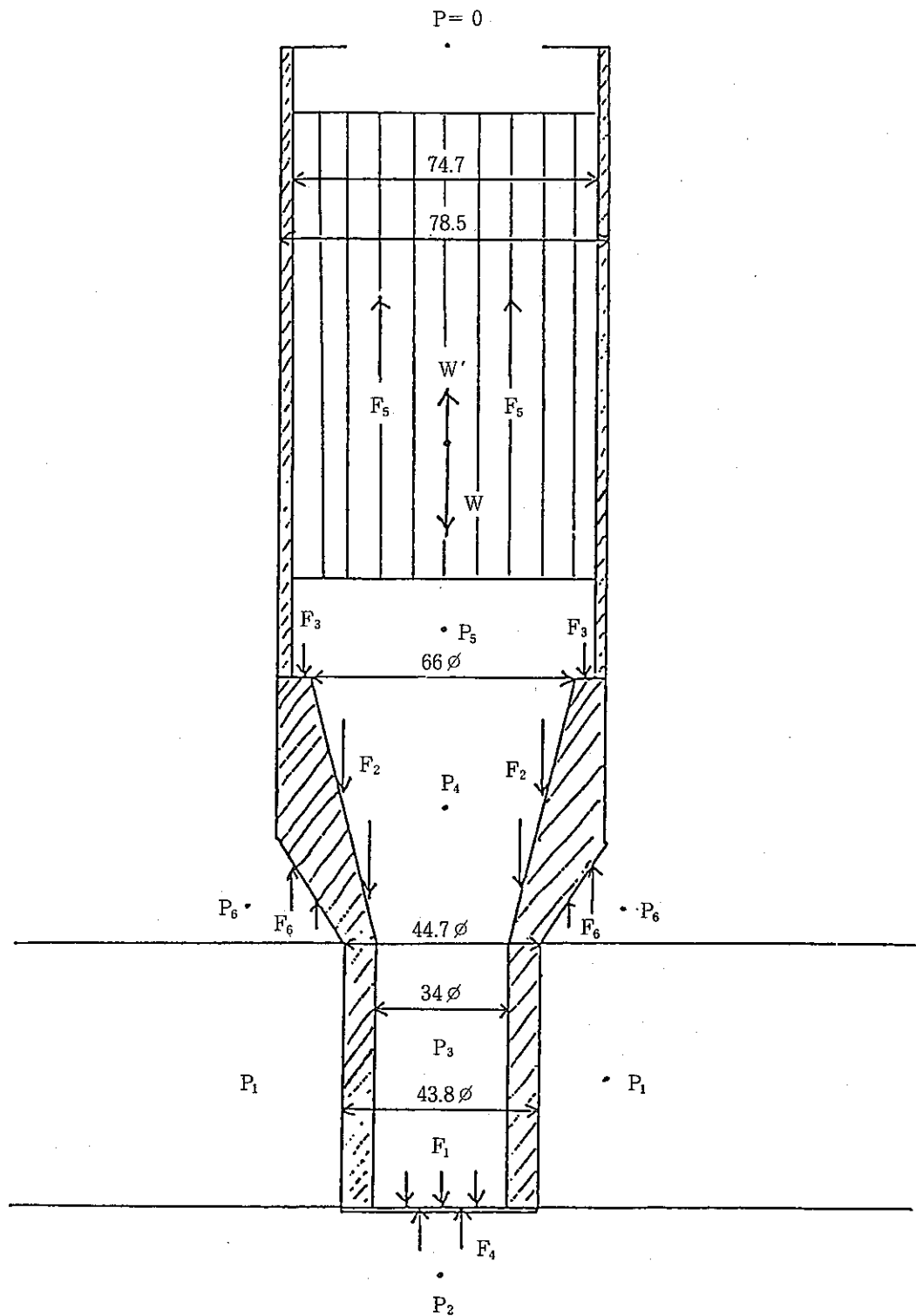


図3.1.34 ハイドロリック・ホールドダウンカの評価モデル及び各部の寸法

### 3.1.1 移行炉心 (1) (制御棒移設炉心)

#### (1) 核熱特性に関する検討

##### (1) 計算条件

##### ① 第24cy～第31cyの取替燃料の使用内訳

(i) 2次取替燃料：3体

(ii) 5次取替燃料：24体（第23cy終了時の予定残数）

(iii) 6次取替燃料：48体（計画中）

但し、6次取替燃料の使用は、現製造計画により第27cy以降から可能となる。

##### ② 5次取替と6次取替の燃料組成（仮定）及び2次取替の燃料組成を表3.1.17に示す。2次取替燃料については、実組成を用いる。5次取替、6次取替の燃料の組成については、製造中及び計画中であるため、組成データとしては、4次取替の組成（平均）を使用することとする。

##### ③ 各サイクルの予測計算には、炉心特性総合評価コード“MAGI”を用いる。

(i) 集合体ライブラリ（組成ファイル）：RANDへの登録

第16cy記録計算結果のRANDファイルに対して、前記②の組成を追加登録して第31cyまでの予測計算に使用した。

(ii) 断面積ライブラリ：LTAへの登録

第16cy記録計算結果と新燃料の実組成をもとに新たに作成した。

中性子スペクトルを25群から7群に縮約するための25群フラックスを計算するのに使用した第17cy以降共通のR-Z体系を表に示す。

(iii) 圧損係数

6次取替及び5次取替の燃料については、従来の取替燃料と形状に変更が生じないため、現炉心燃料の圧損係数をそのまま用いる。

##### ④ 運転計画

第24cy～第31cyの各サイクル運転は100MWの70日運転を基本とする。但し、第26cyの運転は、100MWの50日運転とする。

## ⑤ 照射計画

現状の照射計画に基づき、炉内に装荷される照射リグを燃交計画時に考慮する。

以下に期間中照射されるリグを示す。

照射リグ名	装荷位置	照射期間
A型特殊燃料	2 B 2	24 c y ~ 28 c y
B型特殊燃料	3 F 2	24 c y ~ 31 c y
C型特殊燃料	3 C 2	24 c y ~ 28 c y
C型特殊燃料	3 E 1	24 c y ~ 40 c y
CMIR	1 A 1	24 c y ~ 31 c y

## ⑥ 燃料交換方式

燃料交換は、位置替え（1領域）有りを基本とした燃交パターンとする。具体的には、新燃料を0～3列のみに装荷し、2～3バッチ滞在したのち、4～5列へ位置替えし、可能な限り最高燃焼度（軸方向要素平均75,000MWd/t）まで使用する方法である。

## ⑦ 制御棒構成

第24 c y 前に制御棒2体を5列に移設する。制御棒移設後の炉心構成を図3.1.29に示す。

制御棒のアドレスは「3 A 3」、「3 C 3」、「3 D 3」、「3 F 3」、「5 A 2」、「5 D 2」とする。

## ⑧ 炉内燃料本数

炉内燃料本数は、現状では最大67体（特燃含む）としているが最大82体（5列全部）までの炉心拡張を可能とする。

## (2) 計算結果

## ① 過剰反応度

予測計算結果を表3.1.18中に示す。

第24 c y ~ 第31 c y の制御棒移設炉心については制御棒2体を5列に移設

することにより、炉心拡張せず各サイクルを通じて、運転に必要な反応度を確保できる見通しを得た。但し、反応度に関しては、照射計画、燃料組成等の変更により大きく影響することを留意しておく必要がある。また、各サイクルを通じ最大過剰反応度が $5.5\% \Delta k/k$  (100℃)をこえることはない。

#### ② 最大線出力密度 (通常運転時)

予測計算結果を表3.1.18中に示す。

各サイクルを通じ最大線出力は $387\text{ W/cm}$ であり、設計条件 (通常運転時) の $400\text{ W/cm}$ を下回っている。

#### ③ 燃料最高温度 (過出力時)

予測計算結果を表3.1.18中に示す。

各サイクルを通じ過出力時の燃料中心最高温度ホットスポットは $2633^\circ\text{C}$ であり、熱設計基準値 $2650^\circ\text{C}$ を下回っている。

#### ④ 燃料最高燃焼度

予測計算結果を表3.1.19に示す。

各サイクルを通じ、取出し燃料の最高燃焼度は約 $73,000\text{ MWd/t}$  (軸方向要素平均) であり、燃料最高燃焼度 $75,000\text{ MWd/t}$ を下回っている。

#### ⑤ 制御棒価値

予測計算結果を表3.1.20に示す。

制御棒移設後の制御棒価値 (6本) は、 $8.35\% \Delta k/k$ である。

### (3) 炉内の中性子束分布

制御棒移設前後の軸方向中心における中性子束分布の変化を図3.1.30に示す。この結果、中性子束の変化が0, 1列で最大約2%増であり、制御棒を移設した3列 (燃料との置換) で約2%~約11%の増加がある。一方、制御棒を新たに装荷した5列側の3列で約2%~4%の減少がある。このように、移設に伴い炉内の中性子束分布に若干の増減が生じるが、増減の程度は数%であり、照射計画についてそれが及ぼす設計への影響は少ないと考える。



表 3.1.1 7 計算に用いた取替燃料組成

項 目	2 次取替	5 次取替	6 次取替
本数 (体)	3	2 4	4 8
Pu 富化度 (wt%) $\text{PuO}_2 / (\text{PuO}_2 + \text{UO}_2)$	$29 \pm 1$	28.8	28.8
Pu 同位体組成 (wt%) $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	$75 \pm 2$	72.7	72.7
$^{235}\text{U}$ 濃縮度 (wt%)	$13.4 \pm 1$	18.3	18.3
ペレット密度 (%TD)	93	94	94
スタック長 (cm)	55	55	55

注) 2 次取替燃料については、実組成を用いる。

表 3.1.1 8 制御棒移設炉心の予測計算結果

サイクルNo (運転日数)	24 (70)			25 (70)			26 (50)			27 (70)		
炉内燃料本数 (体)	67			67			67			67		
新燃料使用本数 (体)	8			11			7			11		
置換本数 (体)	9 (1)			11			7			11		
*1 BOC Keff	1.044484			1.045221			1.040953			1.048190		
EOC	1.027410			1.028192			1.028701			1.031103		
BOC 時反応度	3.559			3.526			3.034			3.597		
*2 EOC 時反応度 (%Δk/k)	1.868			1.842			1.790			1.917		
BOC 炉心平均燃焼度 (MWd/t)	3.01×10 <sup>4</sup>			2.90×10 <sup>4</sup>			3.18×10 <sup>4</sup>			2.82×10 <sup>4</sup>		
EOC	3.97×10 <sup>4</sup>			3.86×10 <sup>4</sup>			3.87×10 <sup>4</sup>			3.78×10 <sup>4</sup>		
-最大線出力 : BOC  (W/cm)	pos			pos			pos			pos		
	4	PF0504	385	1	PF0535	385	4	PF0543	387	3	PF0601	384
	6	PF0526	384	3	PF0536	381	5	PF0544	386	7	PF0602	383
	1	PF0522	372	7	PF0529	379	6	PF0545	386	5	PF0544	372
燃料最高温度 : BOC  (hot spot, over power) (°C)	pos			pos			pos			pos		
	4	PF0504	2626	1	PF0535	2626	4	PF0543	2633	3	PF0601	2618
	6	PF0526	2620	3	PF0536	2605	5	PF0544	2632	7	PF0602	2616
	1	PF0522	2558	7	PF0537	2595	6	PF0545	2628	5	PF0544	2556

\*1 : 0MW、250℃、C/R Full out

\*2 : BOCとEOCのヒステリシスを考慮

( ) 内は貯蔵ポット内の燃料使用本数を示す。

表 3.1.18 制御棒移設炉心の予測計算結果

サイクルNo. (運転日数)	28(70)		29(70)		30(70)		31(70)						
炉内燃料本数 (体)	67		67		67		67						
新燃料使用本数 (体)	12		8		10		5						
置換本数 (体)	12		9 (1)		12 (2)		8 (3)						
*1 Keff	BOC		1.050867		1.056298		1.057351		1.049677				
	EOC		1.033826		1.039177		1.040300		1.032658				
BOC 時反応度		3.740		4.130		4.124		3.333					
*2 EOC 時反応度 (%Δk/k)		2.072		2.470		2.474		1.663					
炉心平均燃焼度 (Mwd/t)		BOC		2.65×10 <sup>4</sup>		2.95×10 <sup>4</sup>		2.96×10 <sup>4</sup>		3.44×10 <sup>4</sup>			
		EOC		3.61×10 <sup>4</sup>		3.91×10 <sup>4</sup>		3.92×10 <sup>4</sup>		4.40×10 <sup>4</sup>			
最大線出力 : (W/cm)		pos		pos		pos		pos					
		1	PPD532	376	4	PPD624	385	5	PPD625	381	5	PPD625	368
		3	PPD601	366	6	PPD626	380	3	PPD637	380	3	PPD637	366
		7	PPD602	364	11	PPD629	367	7	PPD638	373	7	PPD638	360
燃料最高温度 : (hot spot, over power) (℃)		pos		pos		pos		pos					
		1	PPD532	2580	4	PPD624	2625	5	PPD625	2607	5	PPD625	2538
		3	PPD601	2530	6	PPD626	2599	3	PPD637	2598	3	PPD637	2529
		7	PPD602	2519	11	PPD629	2540	7	PPD638	2562	7	PPD638	2495

\*1 : 0 MW、250℃、C/R Full out

\*2 : BOCとEOCのヒステリシスを考慮

( ) 内は貯蔵ポット内の燃料使用本数を示す。

表 3.1.19 取出し燃料の燃焼度

サイクルNo.	取出し燃料の最大燃焼度 (MWd/t)	取出し燃料の平均燃焼度 (MWd/t)
24	$7.13 \times 10^4$	$6.90 \times 10^4$
25	$7.18 \times 10^4$	$6.84 \times 10^4$
26	$7.11 \times 10^4$	$6.73 \times 10^4$
27	$7.14 \times 10^4$	$6.89 \times 10^4$
28	$7.07 \times 10^4$	$6.67 \times 10^4$
29	$7.26 \times 10^4$	$6.89 \times 10^4$
30	$7.28 \times 10^4$	$6.82 \times 10^4$
31	$7.31 \times 10^4$	$6.95 \times 10^4$

表 3.1.20 制御棒価値 (3列4体5列2体)

	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	6本合計
制御棒価値 (%Δk/k)	1.827	1.832	1.840	1.770	0.540	0.537	8.346

注) 制御棒価値は“MAGI”コードによる。

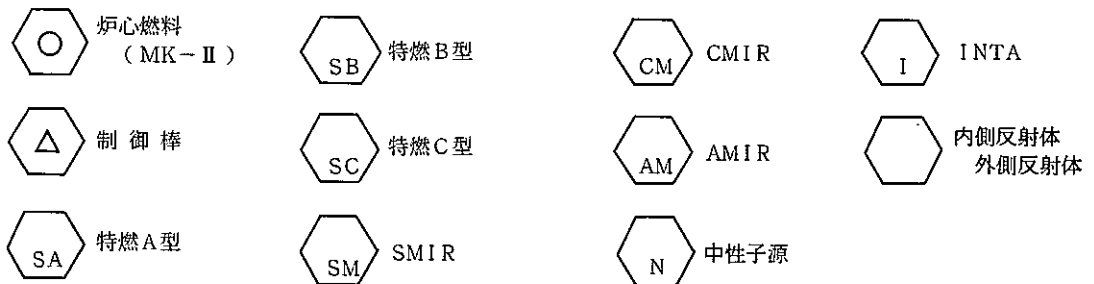
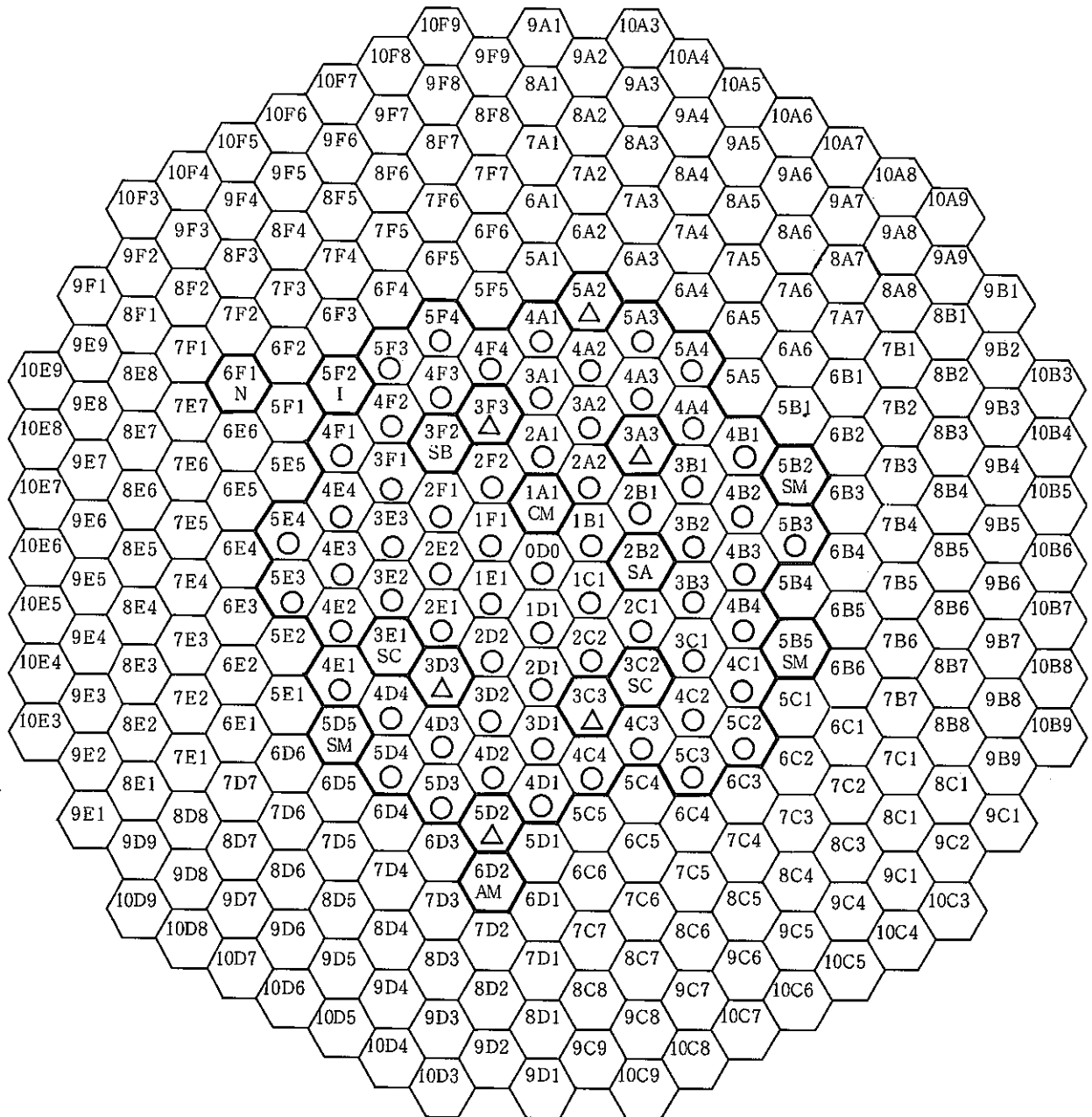
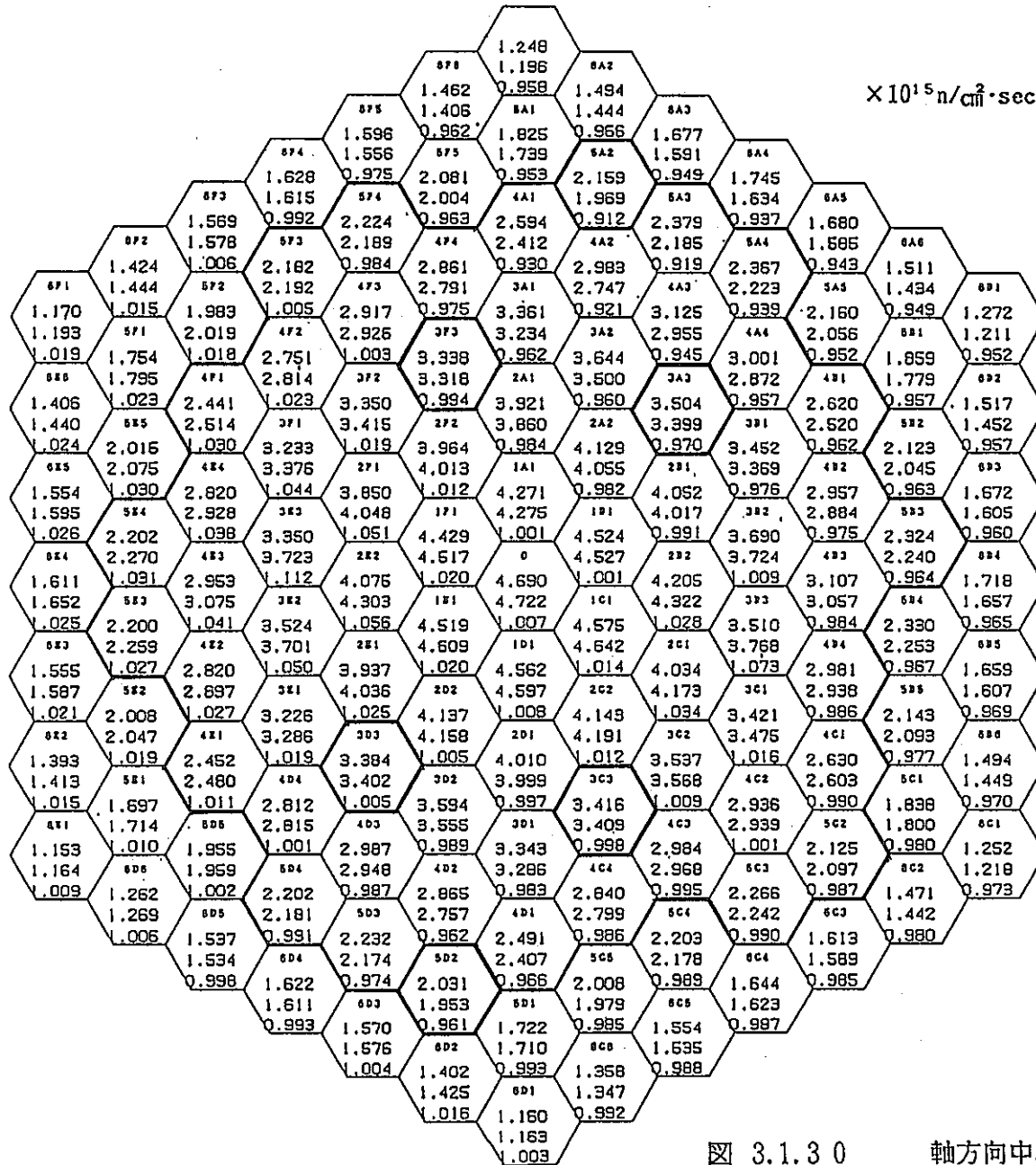


図 3.1.29 制御棒移設炉心の炉心構成 (第 24 サイクル)



上段 23サケル  
 中段 24サケル  
 下段 24サケル/23サケル

図 3.1.30 軸方向中心における中性子束変化

## ②熱流動特性

## (i) 概要

現行のMK-II炉心からMK-III炉心への移行に伴い炉心構成も変更となるため、移行炉心(1)の熱的成立性の検討を行った。炉心構成の変更点は制御棒2体が24サイクルに3列から5列に移動する。移行炉心(1)の除熱評価は、制御棒のによる影響を検討した。制御棒2体を3列から5列に移動する、移行炉心での流量配分及び除熱評価を流量配分計算コード「JOYFL」で行った結果、特に問題となるものはなく移行炉心(1)の成立性が確認できた。

## (ii) 計算条件

- ・ 移行炉心(1)の原子炉出力は100MW、流量はMK-II定格流量の603.2kg/secとする。
- ・ 高圧プレナムの設計圧力7.2kg/cm<sup>2</sup>から系統圧損及び計算誤差を引いた5kg/cm<sup>2</sup>を集合体圧損の最大値として流調機構の設計を行う。
- ・ 流量配分計算コード「JOYFL」の領域数に制限(最大14)があるため、CMIR、SMIR、AMIR及びINTA-Sは一つの領域にまとめて計算を行う。INTA-Sに配分される流量は、MK-II炉心の定格流量の約1%程度のため、流量配分計算に与える影響は無視できる。
- ・ 移行炉心(1)に於ける炉心構成要素の発熱量は運転監視コード「MAGI」で計算された値を使用する。
- ・ 被覆管の温度評価は、サブチャンネル解析コード「SWIRL」を使用する。

## (iii) 移行炉心(1)

## (a) 集合体圧力損失の検討

23サイクルに於ける。流量配分計算結果を図3.1.31に示す。集合体圧力損失は3.2kg/cm<sup>2</sup>である。24サイクルに於ける。流量配分計算結果を図3.1.32に示す。集合体圧力損失は3.2kg/cm<sup>2</sup>である。制御棒2体を3列から5列に移動しただけで、炉心構成要素の種類の変更がないため、24サイクルの集合体圧損も23サイクルと同様の3.2kg/cm<sup>2</sup>となる。

## (b) 燃料被覆管温度の検討

制御棒2体を5列に移動する前の23サイクルの流量配分結果と領域の出口温度を図3.1.31に示す。制御棒2体を5列に移動した24サイクルの流量配分かつ領域の出口温度を図3.1.32に示す。制御棒2体を5列に移動しても、炉心構成要素の数が変化していないため各領域の流量及び温度の変化が少なく、制御棒が3列から5列に移動したことによって炉心の0, 1列で出口温度が0.5℃上昇し、炉心4, 5列では出口温度が0.8℃下がっている。制御棒を5列に移動する移行炉心(1)に於ける流量配分と除熱は確保できることが確認できた。

24サイクルに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列の集合体出力は2.2MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は8.4kg/sとなるが「JOYFL」の流量配分結果は9.0kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は1.9MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7.3kg/sとなるが「JOYFL」の流量配分結果は8.6kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1.6MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6.2kg/sとなるが「JOYFL」の流量配分結果は7.7kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1.3MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.9kg/sとなるが「JOYFL」の流量配分結果は7.0kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1.0MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は3.4kg/sとなるが「JOYFL」の流量配分結果は5.8kg/sとなり余裕があることが分かった。

## (c) キャビテーション対策

冷却剤流量の増加もなく炉心構成要素の変更もないため、各流量領域に配分される流量は23サイクルと同じである。従って、キャビテーションの発生は無い。



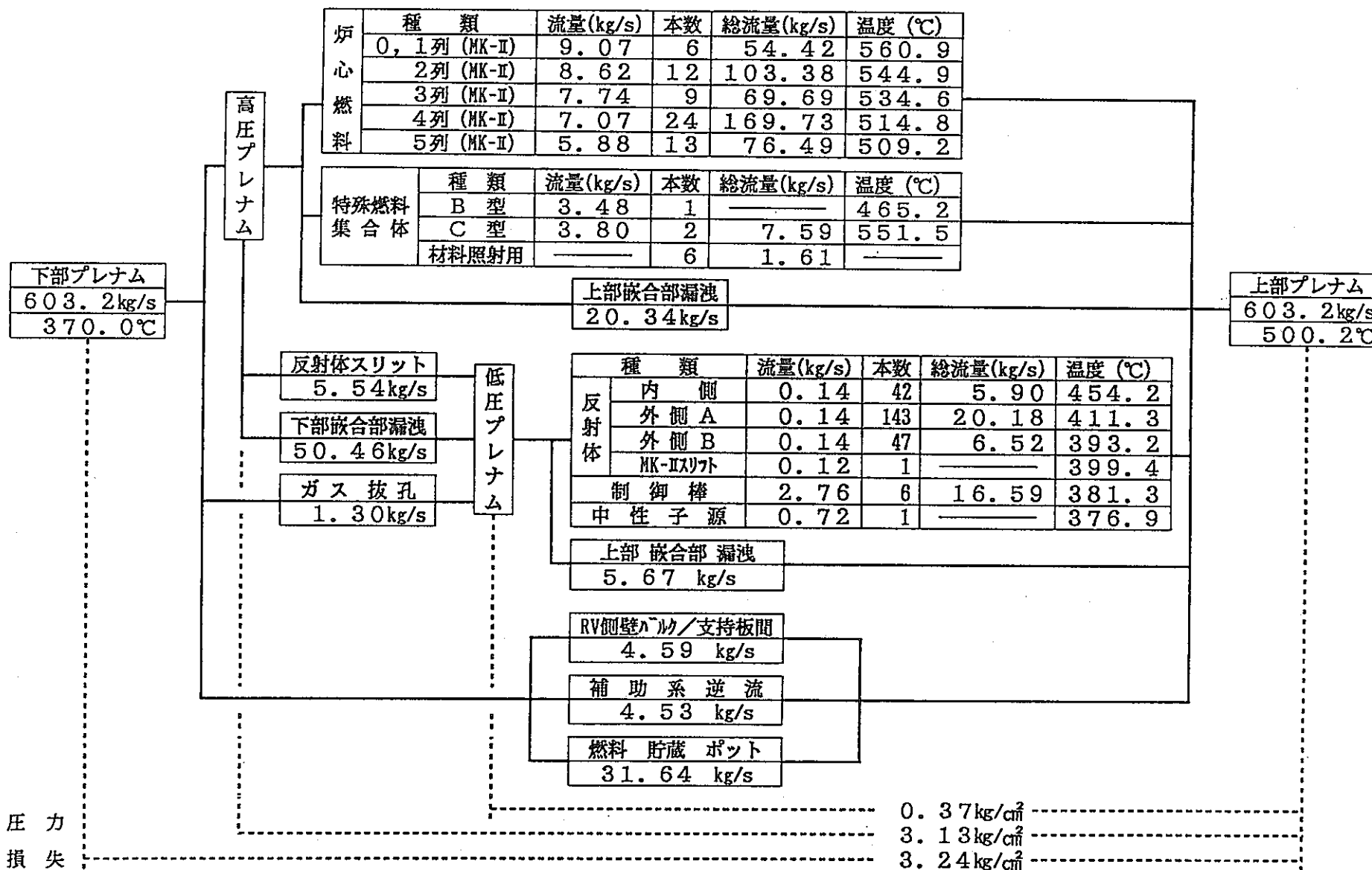


図 3.1.31 MK-II 第 2 3 サイクル流量配分計算結果

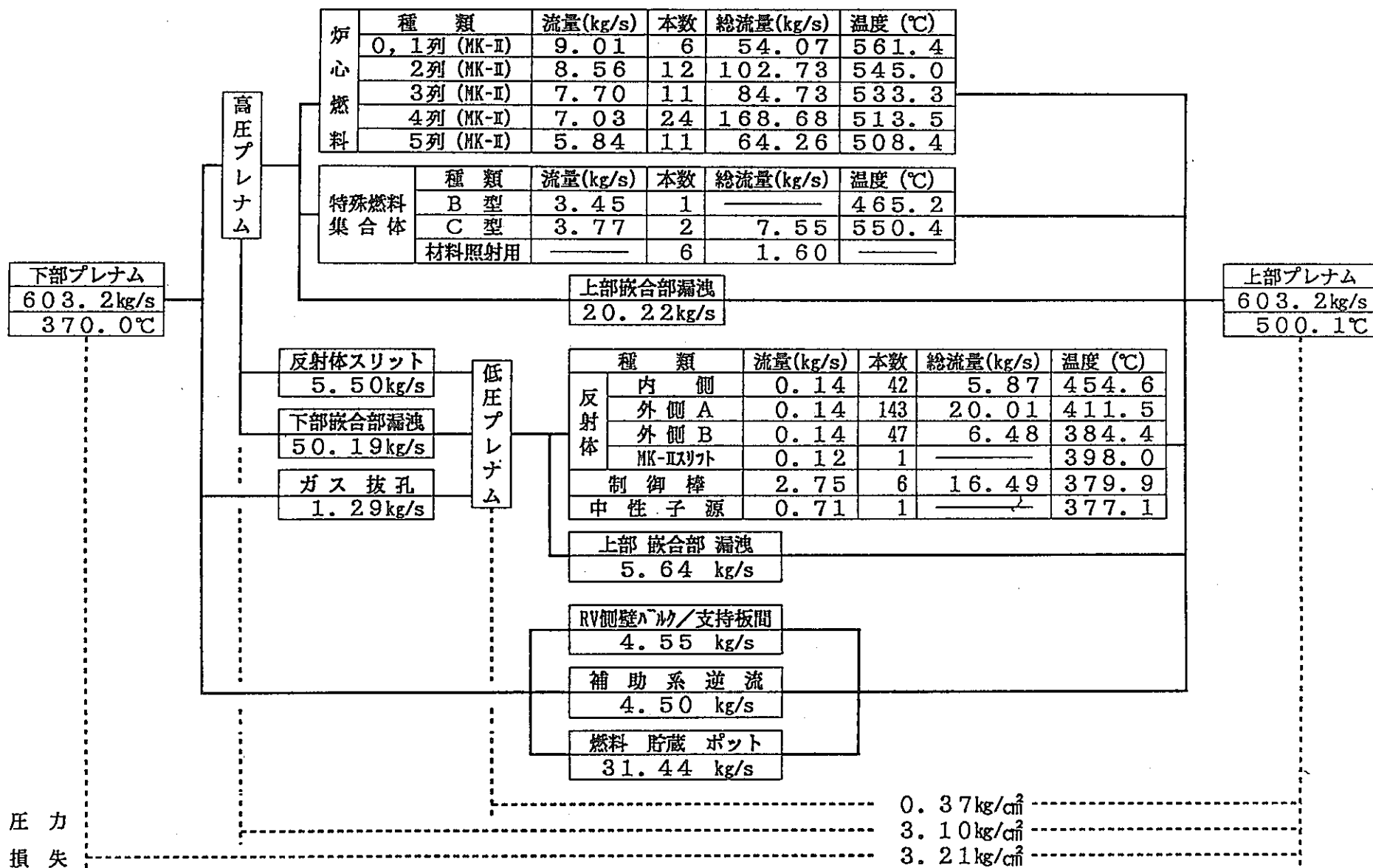


図 3.1.32 MK-II 第 2 4 サイクル流量配分計算結果

3.1.2 移行炉心 (2) (混在炉心)

(I) 核熱特性に関する検討

(1) 計算条件

① 第32cy～第35cyの取替燃料の使用内訳

(i) 6次取替燃料：3体（第31cy終了時の予定残数）

(ii) 5次取替の追加製造分：5体（仮定）

(iii) MK-Ⅲ燃料（外側用）：60体（仮定）

② 6次取替、5次取替追加分及びMK-Ⅲ燃料の組成を表3.1.21に示す。これらは、燃料組成が未定のため同一組成として扱うこととする。尚、MK-Ⅲ燃料は、スタック長を55cmから48cmに変更する。

③ 各サイクルの予測計算には、炉心特性総合評価コード“MAGI”を用いる。集合体ライブラリファイルに上記②の組成を登録する。尚、断面積ライブラリ及び圧損係数については追加変更しないものとする。

④ 運転計画

第32cy～第35cyの各サイクル運転は、100MW70日運転とする。

⑤ 照射計画

現状の照射計画に基づくものとする。但し、照射計画の追加変更を考慮し燃料との置換反応度の大きい照射リグ装荷を想定しておく。

照射リグ名	装荷位置	照射期間
CMIR*1	1A1	～35cy
B型特殊燃料集合体*1	3F2	～35cy
C型特殊燃料集合体*2	3E1	～40cy

\*1：燃料との置換反応度の大きい照射リグ等を想定

\*2：照射計画に基づく

⑥ 燃料交換方法

燃料交換は、位置替え（1領域）ありを基本とした燃交パターンとし、可能な限り最高燃焼度まで使用する。

MK-Ⅲ燃料との置換は炉心外周より随時行うものとする。

⑦ 制御棒構成

制御棒位置は、制御棒移設炉心と同一配置とする。

⑧ 炉内燃料本数は、最大82体（5列全部）までの炉心拡張を可能とする。

(2) 計算結果

① 過剰反応度

予測計算結果を表3.1.22中に示す。

第32cy～第35cyの混在炉心については炉心拡張（81体）することにより運転に必要な反応度を確保できる見通しを得た。第35cyにおける炉心構成を図3.1.33に示す。

また、各サイクルを通じ最大過剰反応度が $5.5\% \Delta k/k$ （100℃）をこえることはない。

② 最大線出力密度（通常運転時）

予測計算結果を表3.1.22中に示す。

各サイクルを通じ、最大線出力は $383\text{W/cm}$ であり設計条件の $400\text{W/cm}$ を下回っている。

③ 燃料最高温度（過出力時）

予測計算結果を表3.1.22中に示す。

各サイクルを通じ、過出力時の燃料中心最高温度ホットスポットは $2613^\circ\text{C}$ であり、熱設計基準値 $2650^\circ\text{C}$ を下回っている。

④ 燃料最高燃焼度

予測計算結果を表3.1.23に示す。

各サイクルを通じ、取出し燃料の最高燃焼度は約 $72,000\text{Mwd/t}$ （軸方向要素平均）であり、燃料最高燃焼度 $75,000\text{Mwd/t}$ を下回っている。

⑤ 制御棒価値

予測計算結果を表3.1.24に示す。

制御棒価値（6本）は81体炉心において $8.07\% \Delta k/k$ である。

## (3) 炉内の中性子束分布

混在炉心の軸方向中心における中性子束分布の変化を表3.1.25及び図3.1.34～図3.1.37に示す。

炉内の中性子束分布は、炉心拡張及び炉内中心部へ新燃料を装荷しなくなったことにより混在炉心の進行とともに制御棒移設炉心時に比べ、中性子束が減少していく。混在炉心末期の炉心中心部では中性子束は約10%減少する。そのため混在炉心における照射計画については、中性子束変化が炉内装荷位置によって照射リグの設計に及ぼす影響を見直す必要がある。

表3.1.21 計算に用いた取替燃料の組成

項 目	6次取替	5次取替	MK-Ⅲ燃料
本数(体)	3	7	60
Pu富化度(wt%) $\text{PuO}_2/(\text{PuO}_2 + \text{UO}_2)$	28.8	28.8	28.8
Pu同位体組成(wt%) $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	72.7	72.7	72.7
$^{235}\text{U}$ 濃縮度(wt%)	18.3	18.3	18.3
ペレット密度(%TD)	94	94	94
スタック長(cm)	55	55	48

表 3.1.2.2 混在炉心の予測計算結果

サイクルNo (運転日数)	32(70)			33(70)			34(70)			35(70)					
炉心構成本数 (体)	67			71			75			81					
新燃料使用本数 (体)	4 + 23 **			4 + 10 **			12 **			11 **					
置換本数 (体)	27			14			18(6)			11					
*1 Keff	BOC			1.047414			1.048795			1.047960			1.048287		
	EOC			1.030290			1.032267			1.031726			1.033169		
BOC 時反応度				3.027			3.052			2.877			2.806		
*2 EOC 時反応度 (%Δk/k)				1.340			1.425			1.275			1.310		
BOC 炉心平均燃焼度 (MWd/t)				2.00×10 <sup>4</sup>			2.00×10 <sup>4</sup>			1.95×10 <sup>4</sup>			2.22×10 <sup>4</sup>		
EOC				2.96×10 <sup>4</sup>			2.91×10 <sup>4</sup>			2.81×10 <sup>4</sup>			3.02×10 <sup>4</sup>		
最大線出力 : BOC (W/cm)		pos				pos				pos					
		4	PFD650	383	1	PFD632	374	1	PFD632	349	1	PFD632	319		
		6	PFD651	378	5	PFD653	373	5	PFD653	348	5	PFD653	318		
		13	PFD642	363	3	PFD652	369	3	PFD652	345	3	PFD652	316		
燃料最高温度 : BOC (hot spot, over power) (℃)		pos				pos				pos					
		4	PFD650	2613	1	PFD632	2576	1	PFD632	2448	1	PFD632	2298		
		6	PFD651	2589	5	PFD653	2567	5	PFD653	2443	5	PFD653	2293		
		13	PFD642	2517	3	PFD652	2549	3	PFD652	2427	3	PFD652	2285		

注) \*1 : 0 MW、250℃、C/R Full out

\*2 : BOCとEOCのヒステリシスを考慮

\*3 : MK-III燃料の装荷本数

( )内は、貯蔵ラック内の燃料使用数

表 3.1.2 3 取出し燃料の燃焼度

	取出し燃料の最大燃焼度 (MWd / t)	取出し燃料の平均燃焼度 (MWd / t)
3 2	$7.22 \times 10^4$	$6.65 \times 10^4$
3 3	$7.14 \times 10^4$	$6.80 \times 10^4$
3 4	$7.23 \times 10^4$	$6.72 \times 10^4$
3 5	$7.07 \times 10^4$	$6.65 \times 10^4$

表 3.1.2 4 制御棒価値 (3列4本5列2本)

	CR 1	CR 2	CR 3	CR 4	CR 5	CR 6	6本合計
制御棒価値 (%Δk / k)	1.755	1.865	1.671	1.596	0.575	0.604	8.066

注) 制御棒価値は“MAGI”による。

表 3.1.2 5 混在炉心の軸方向中心における中性子束変化  
(サイクル毎の各列平均)

サイクルNo.	3 1	3 2	3 3	3 4	3 5
炉心構成本数 (体)	6 7	6 7	7 1	7 5	8 1
0, 1列 (7体)	1.0	0.998	0.979	0.948	0.902
2列 (12体)	1.0	0.999	0.974	0.949	0.910
3列 (18体)	1.0	1.001	0.979	0.960	0.932
4列 (24体)	1.0	1.008	0.995	0.987	0.971
5列 (30体)	1.0	1.013	1.007	1.006	0.993

※ 制御棒移設炉心の31cycleを基準

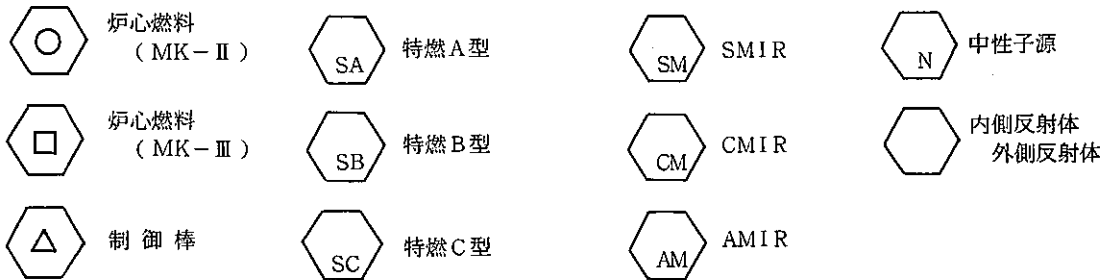
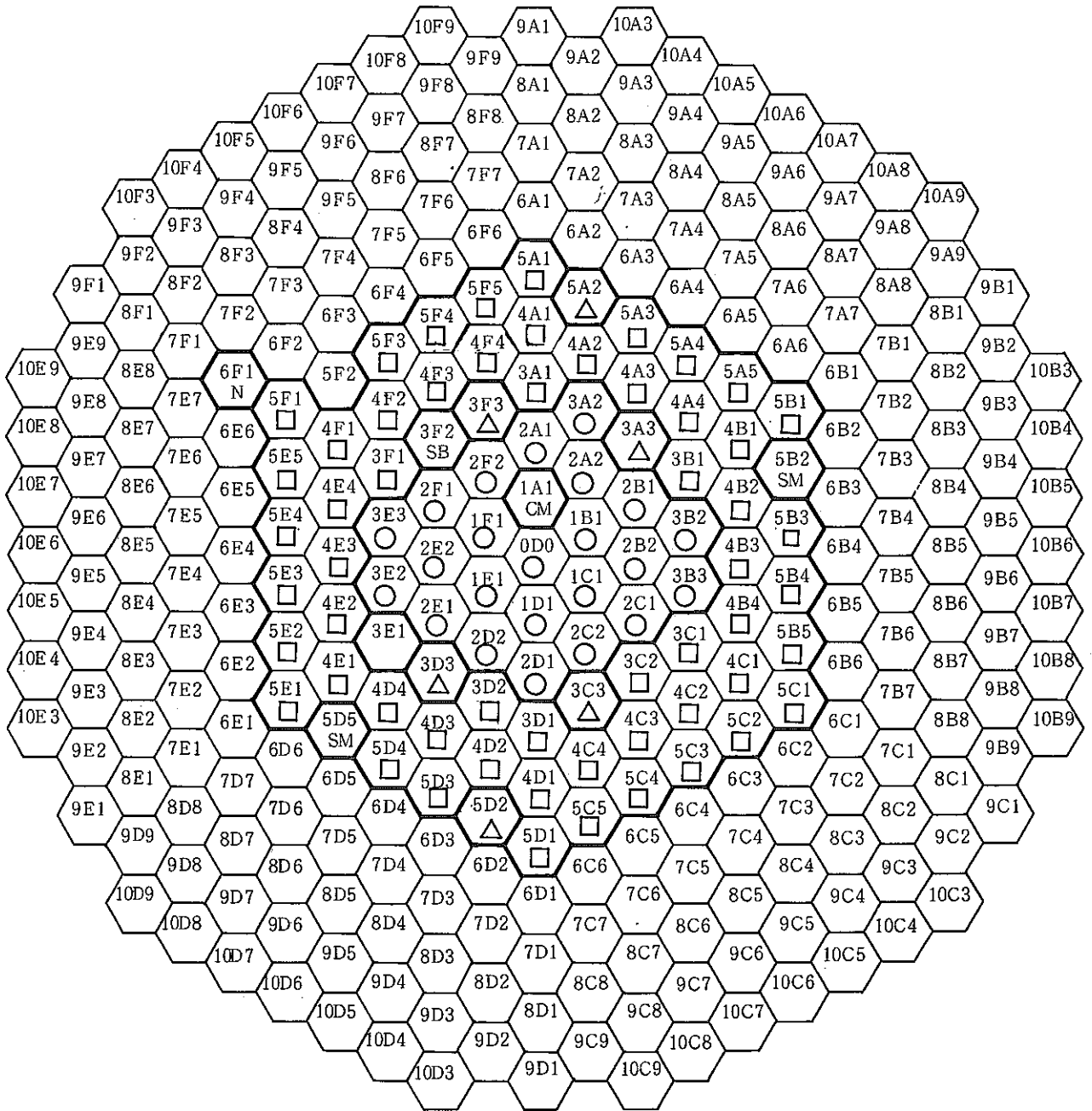
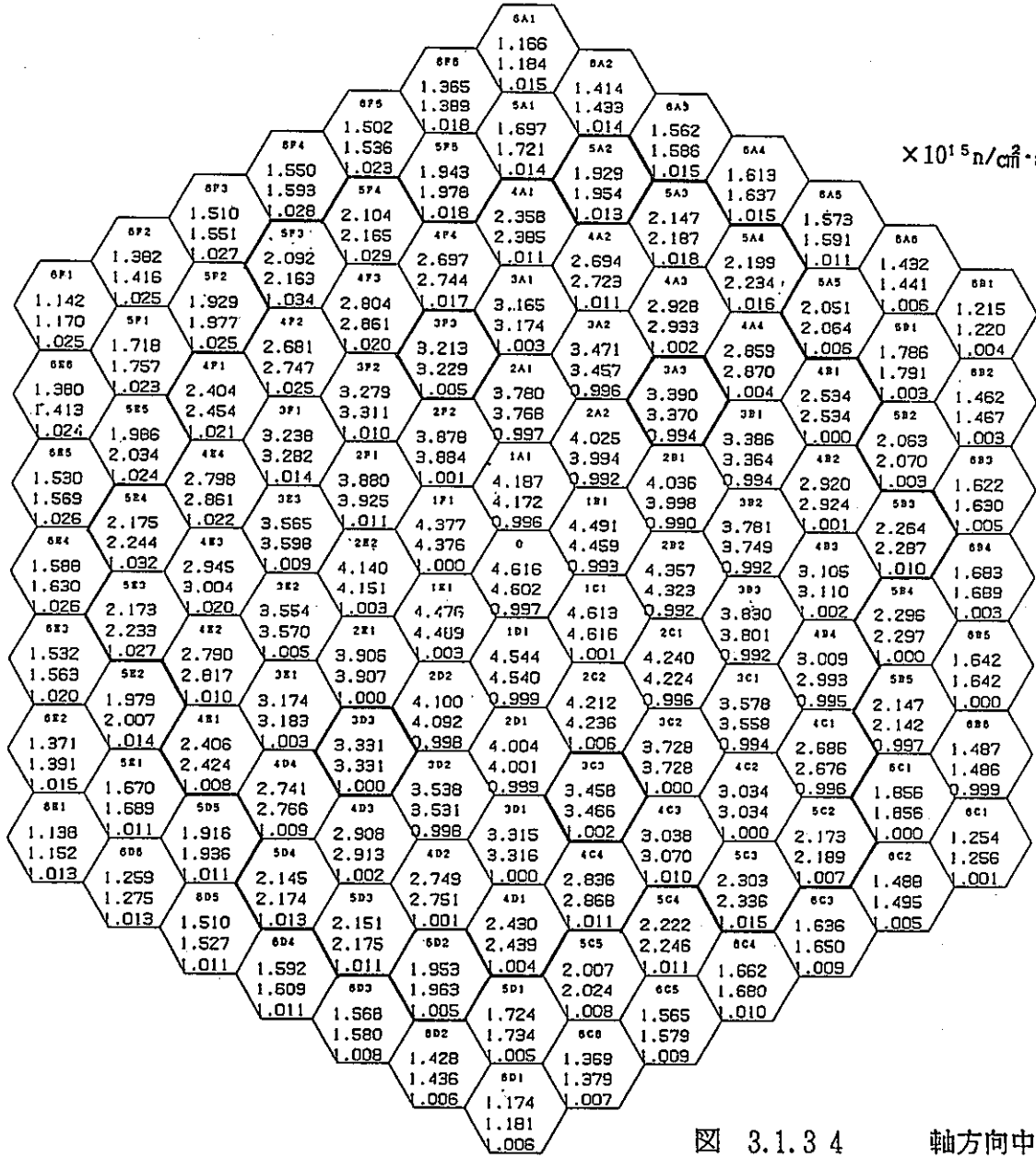


図 3.1.33 混在炉心の炉心構成 (第 35 サイクル)





$\times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$

上段 31サイクル  
 中段 32サイクル  
 下段 32サイクル/31サイクル

図 3.1.34 軸方向中心における中性子束変化

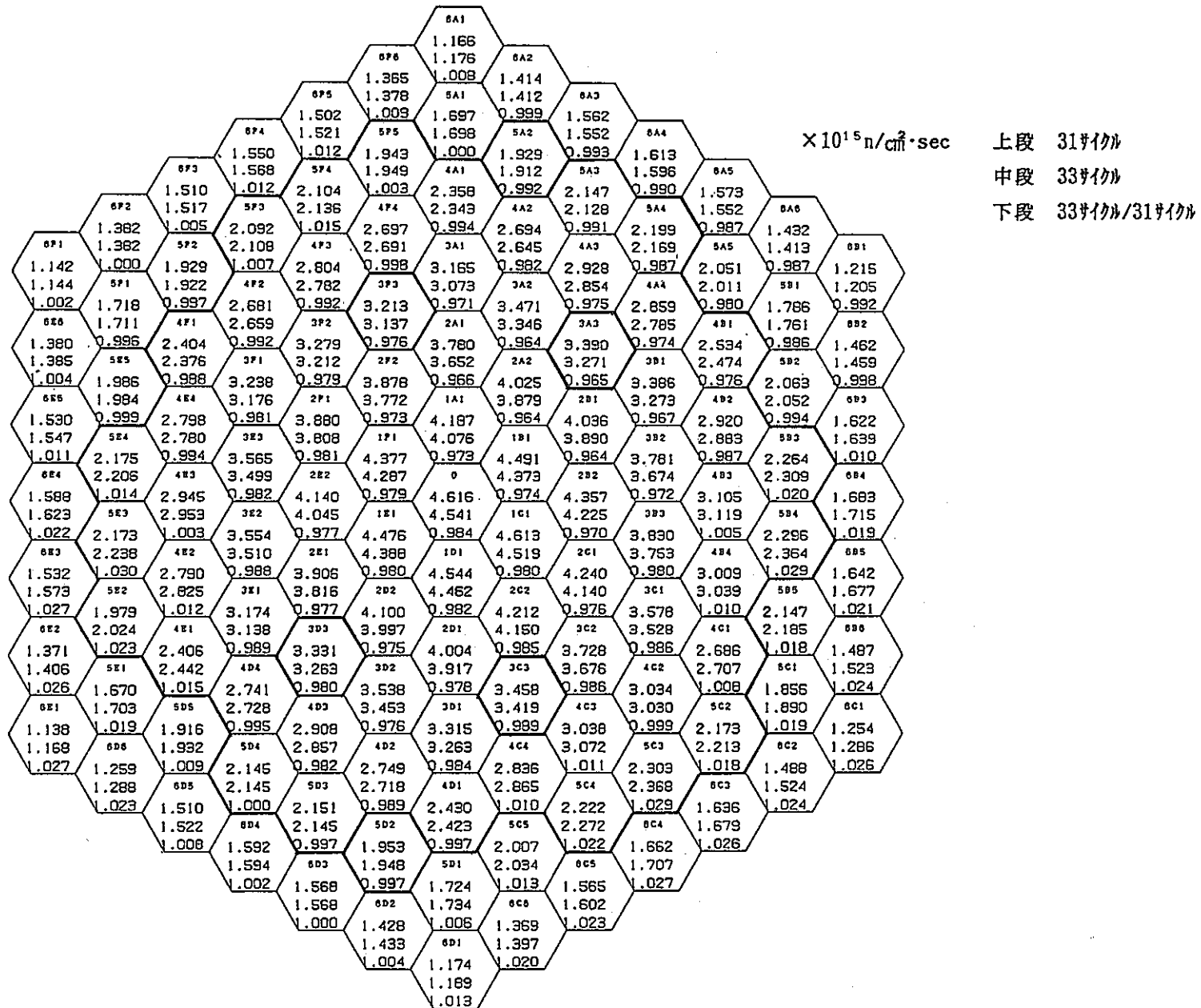
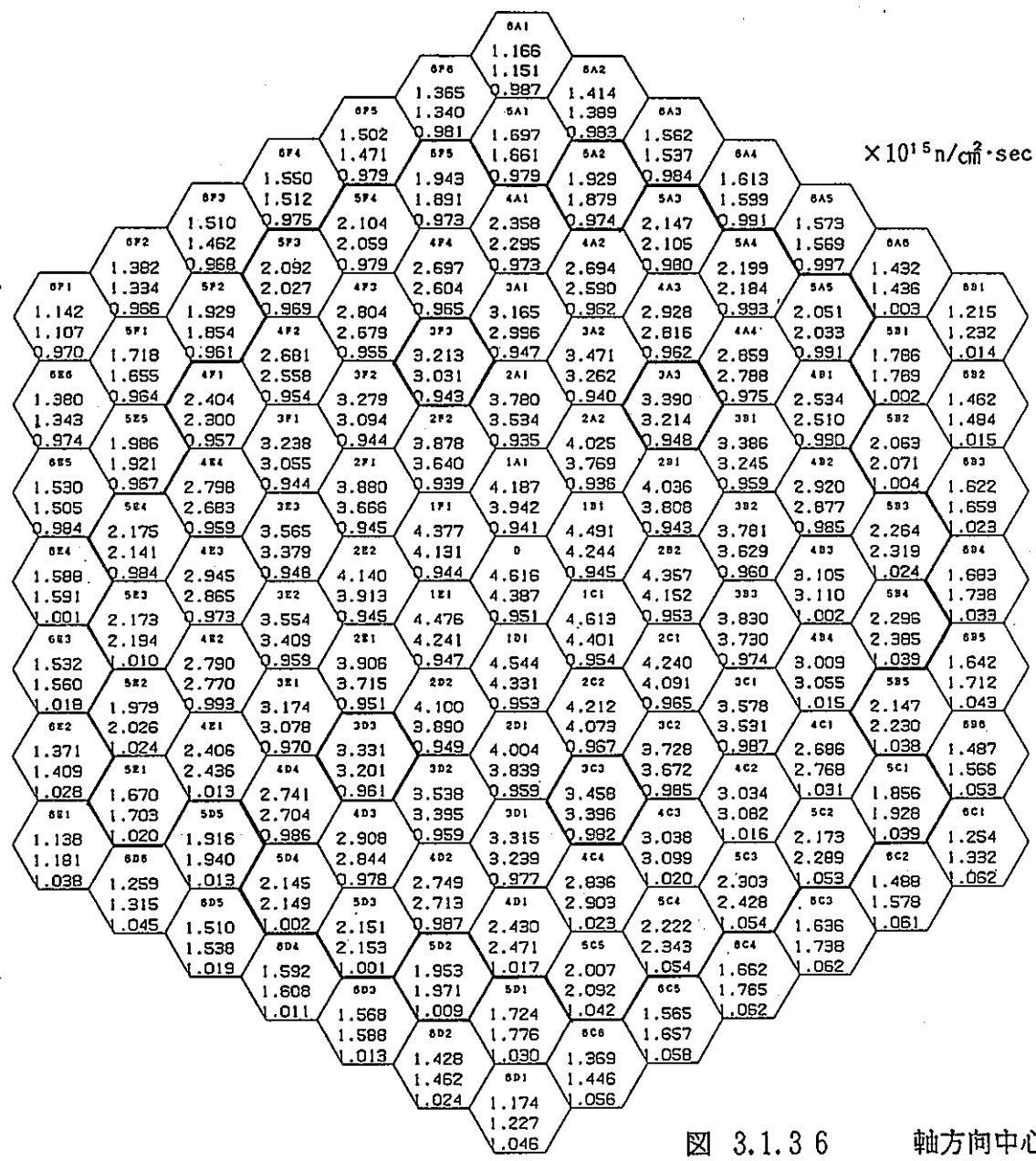


図 3.1.35 軸方向中心における中性子束変化



上段 31セル  
 中段 34セル  
 下段 34セル/31セル

図 3.1.36 軸方向中心における中性子束変化

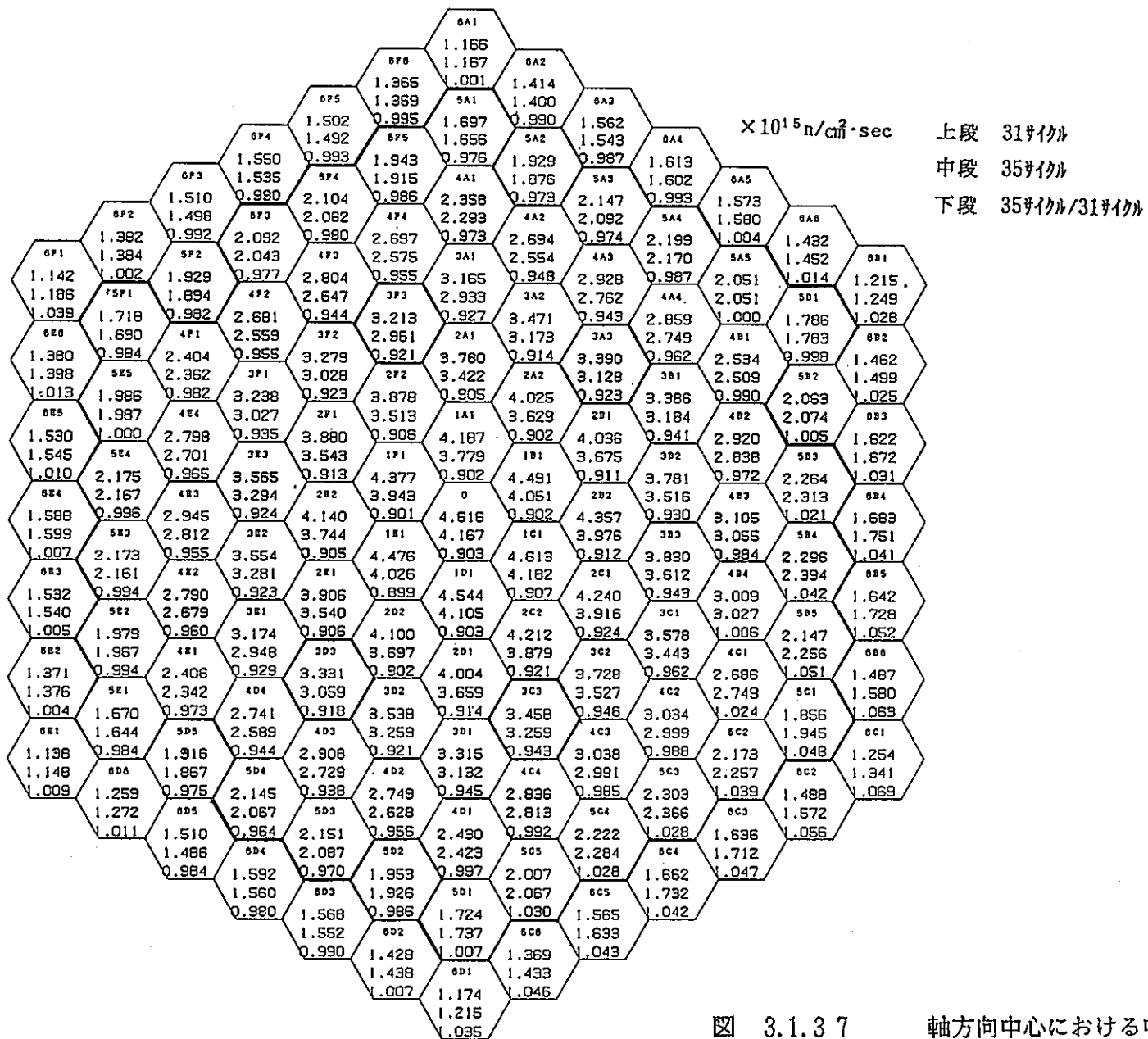


図 3.1.37 軸方向中心における中性子束変化

## ②熱流動特性

## (i) 概要

現行のMK-II炉心からMK-III炉心への移行に伴い炉心構成も変更となるため、移行炉心(2)の熱的成立性の検討を行った。炉心構成の変更点は制御棒2体が24サイクルに3列から5列に移動し、32サイクル以降内側反射体が燃料集合体に置き変わり35サイクルで燃料集合体の総数が81体となる。24サイクルで制御棒2体を5列に移動した後、燃料貯蔵ポットの廃止が28サイクルに予定されている。移行炉心(2)の除熱評価は、制御棒の移動及び内側反射体を燃料に置き換えるサイクルについて実施した。内側反射体14体を32サイクルから35サイクルにかけて燃料集合体に置き換える、移行炉心(2)での流量配分及び除熱評価を流量配分計算コード「JOYFL-2」で行った結果、特に問題となるものはなく移行炉心(2)の成立性が確認できた。

## (ii) 計算条件

- ・ 移行炉心(2)の原子炉出力は100MW、流量はMK-II定格流量の603.2kg/secとする。
- ・ 32サイクル以降に装荷される燃料集合体はMK-III用の燃料が含まれているものとする。
- ・ 高圧プレナムの設計圧力7.2kg/cm<sup>2</sup>から系統圧損及び計算誤差を引いた5kg/cm<sup>2</sup>を集合体圧損の最大値として流調機構の設計を行う。
- ・ 燃料貯蔵ポットは28サイクルで廃止されることを前提として解析を行う。
- ・ 流量配分計算コード「JOYFL-2」の領域数に制限(最大14)があるため、CMIR、SMIR、AMIR及びINTA-Sは一つの領域にまとめて計算を行う。INTA-Sに配分される流量は、MK-II炉心の定格流量の約1%程度のため、流量配分計算に与える影響は無視できる。
- ・ 移行炉心(2)に於ける炉心構成要素の発熱量は運転監視コード「MAGI」で計算された値を使用する。
- ・ 被覆管の温度評価は、サブチャンネル解析コード「SWIRL」を使用する。

## (iii) 移行炉心(2)

## (a) 集合体圧力損失の検討

24サイクルで制御棒2体を5列に移動した後、32サイクルから35サイクルにかけて内側反射体を燃料集合体に置き換えて、MK-IIIの炉心構成を行う。32サイクルでは内側反射体2体を燃料集合体に置き換えている。32サイクルの流量配分結果と領域の出口温度を図3.1.38に示す。集合体圧損は3.4 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていない。33サイクルの流量配分結果と領域の出口温度を図3.1.39に示す。内側反射体は32サイクルより3体減少し燃料集合体に置き変わっている。集合体圧損は3.1 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていない。34サイクルの流量配分結果と領域の出口温度を図3.1.40に示す。内側反射体は33サイクルより2体減少し燃料集合体に置き変わっている。集合体圧損は2.8 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていない。35サイクルの流量配分結果と領域の出口温度を図3.1.41に示す。集合体圧損は2.5 kg/cm<sup>2</sup>で集合体圧損5.0 kg/cm<sup>2</sup>を越えていない。

## (b) 燃料被覆管温度の検討

32サイクルの各領域の出口温度は、燃料貯蔵ポットが28サイクルで廃止されているため燃料貯蔵ポットへの流量配分は行われず約30 kg/sの冷却材が炉心構成要素に廻されたため、内側反射体2体が燃料に置き変わっても、各構成要素の流量が若干上昇し出口温度が24サイクルより少し下がっている。33サイクルの各領域の出口温度は、内側反射体が32サイクルより3体減少し燃料集合体に置き変わったことに因って燃料集合体の流量も若干減少し出口温度も上昇している。34サイクルの各領域の出口温度は、内側反射体が33サイクルより2体減少し燃料集合体に置き変わったことに因って燃料集合体の流量も若干減少し出口温度も上昇している。35サイクルの各領域の出口温度は、内側反射体が34サイクルより7体減少し燃料集合体に置き変わったことに因って燃料集合体の流量も若干減少するが炉心が大きくなったため、各燃料集合体の出力も減少し出口温度は下がっている。

32サイクルに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列の集合体出力は2.0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より、最低流量は7.8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は9.3 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は1.8 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は

7. 0 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8. 8 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1. 6 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6. 2 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7. 9 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1. 2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4. 3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果はMK-IIタイプの流調機構で7. 2 kg/s、MK-IIIタイプの流調機構では7. 7となり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1. 1 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は3. 8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は6. 6 kg/sとなり余裕があることが分かった。

33サイクルに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列の集合体出力は2. 0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7. 8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8. 8 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は1. 8 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7. 0 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8. 4 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1. 5 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は5. 8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7. 6 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1. 2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4. 3 kg/sとなるが、「JOYFL-2」の流量配分結果はMK-IIタイプの流調機構で6. 8 kg/s、MK-IIIタイプの流調機構では7. 4 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1. 0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は3. 4 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は6. 3 kg/sとなり余裕があることが分かった。

34サイクルに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0, 1列の集合体出力は2. 0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7. 8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8. 4 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は1. 7 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6. 6 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は8. 0 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1. 5 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は5. 8 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果はMK-IIタ

イプの流調機構で7.2 kg/s、MK-Ⅲタイプの流調機構では7.6 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1.2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.3 kg/sとなるが、「JOYFL-2」の流量配分結果は7.1 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は1.0 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は3.4 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は6.0 kg/sとなり余裕があることが分かった。

35サイクルに於ける各流量領域の評価を以降に示す。0.1列の集合体出力は1.9 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は7.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7.9 kg/sとなり余裕があることが分かった。2列の集合体出力は1.6 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は6.2 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は7.5 kg/sとなり余裕があることが分かった。3列の集合体出力は1.4 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は5.3 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果はMK-Ⅱタイプの流調機構で6.7 kg/s、MK-Ⅲタイプの流調機構では7.2 kg/sとなり余裕があることが分かった。4列の集合体出力は1.2 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は4.3 kg/sとなるが、「JOYFL-2」の流量配分結果は6.7 kg/sとなり余裕があることが分かった。5列の集合体出力は0.9 MWで「SWIRL」のサーベイ計算結果より最低流量は3.4 kg/sとなるが「JOYFL-2」の流量配分結果は5.7 kg/sとなり余裕があることが分かった。

#### (c) キャピテーション対策

内側反射体を燃料集合体に置き換える32～35サイクルの冷却材流量は、MK-Ⅱ炉心と同じ603.2 kg/secのため、燃料集合体の増加に因って各流量領域に配分される冷却材流量が減少する。従って、移行炉心(2)に於ける流量調節機構のキャピテーションは発生しない。



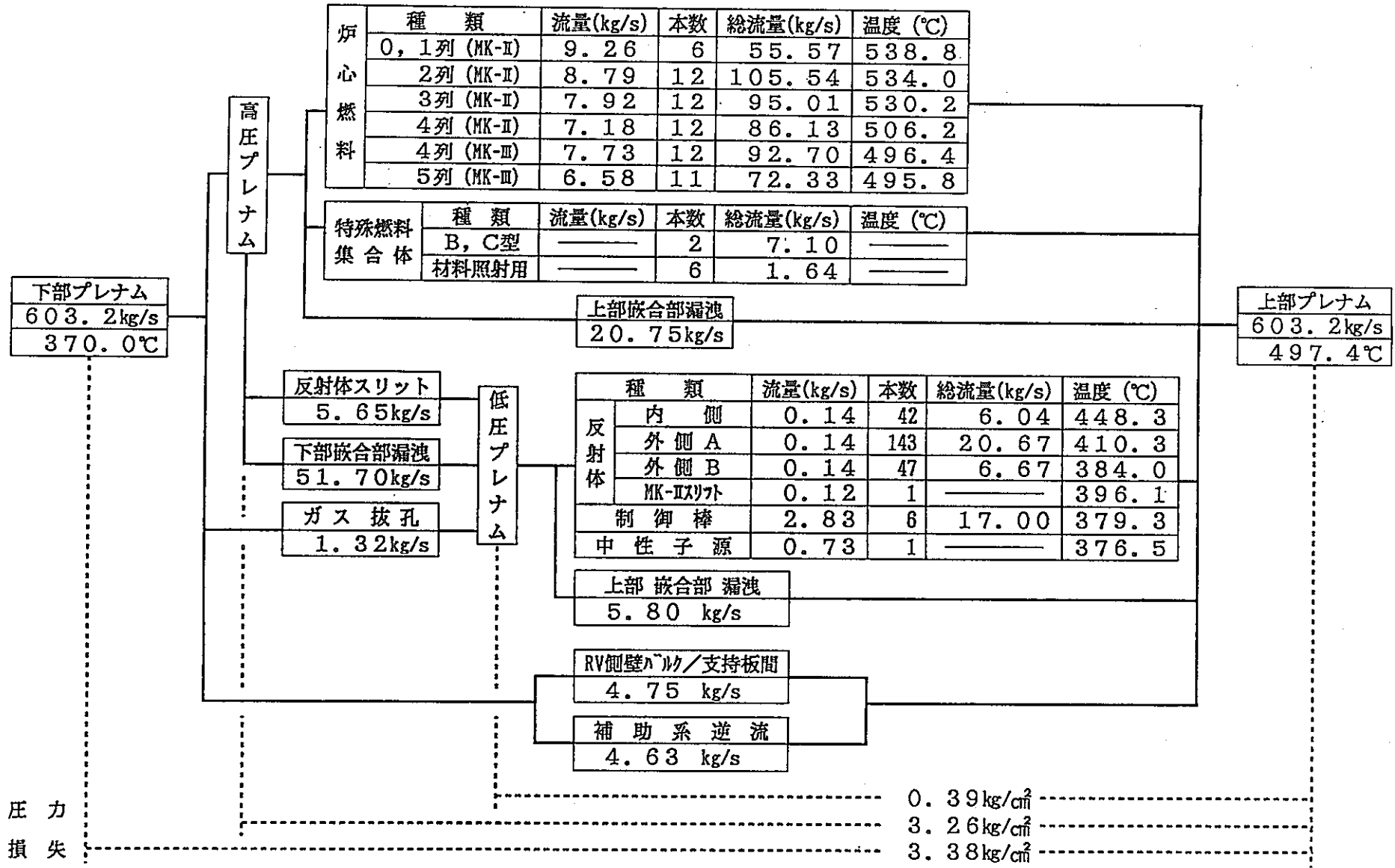


図 3.1.38 MK-II第32サイクル流量配分結果

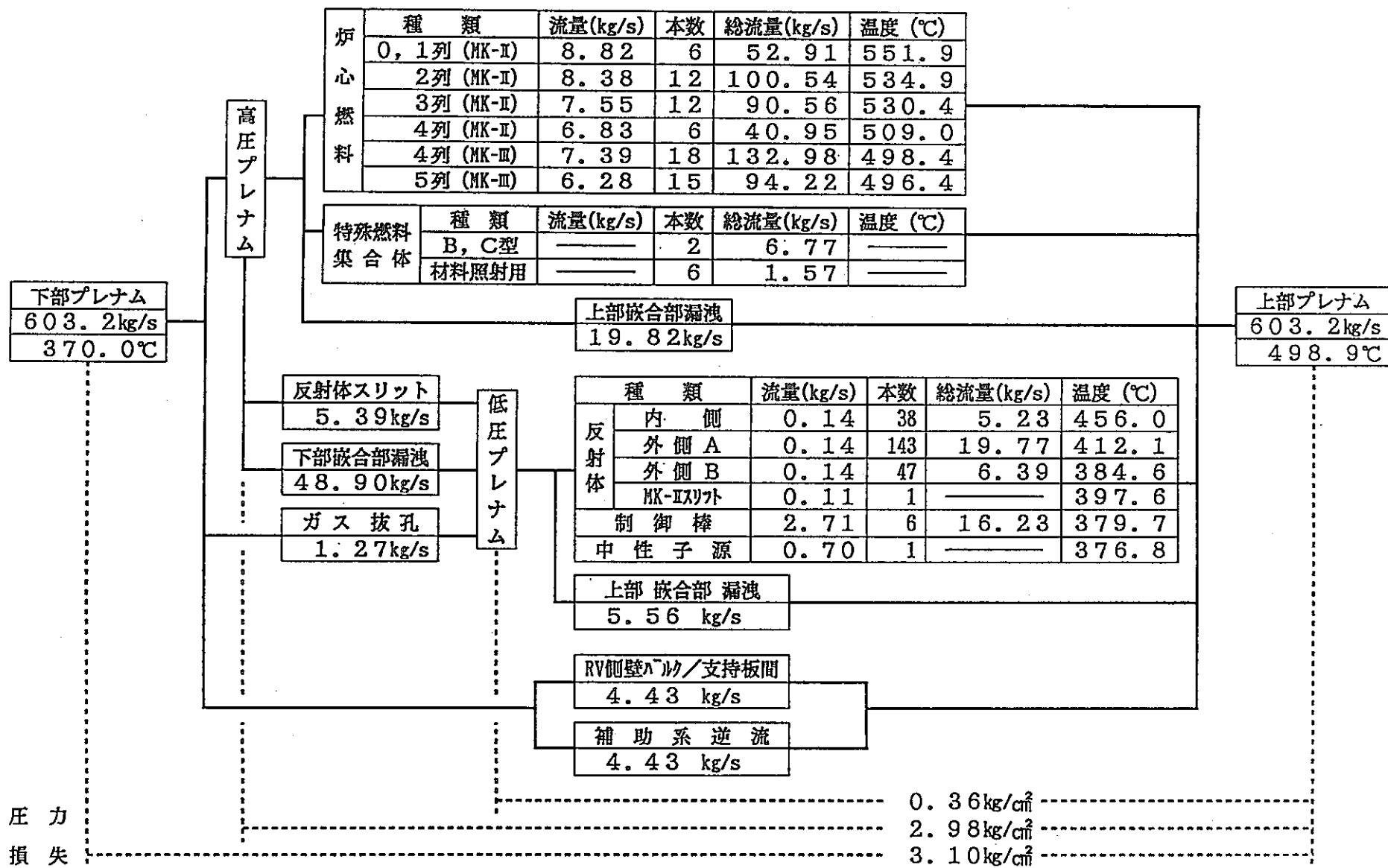


図 3.1.39 MK-II第33サイクル流量配分結果

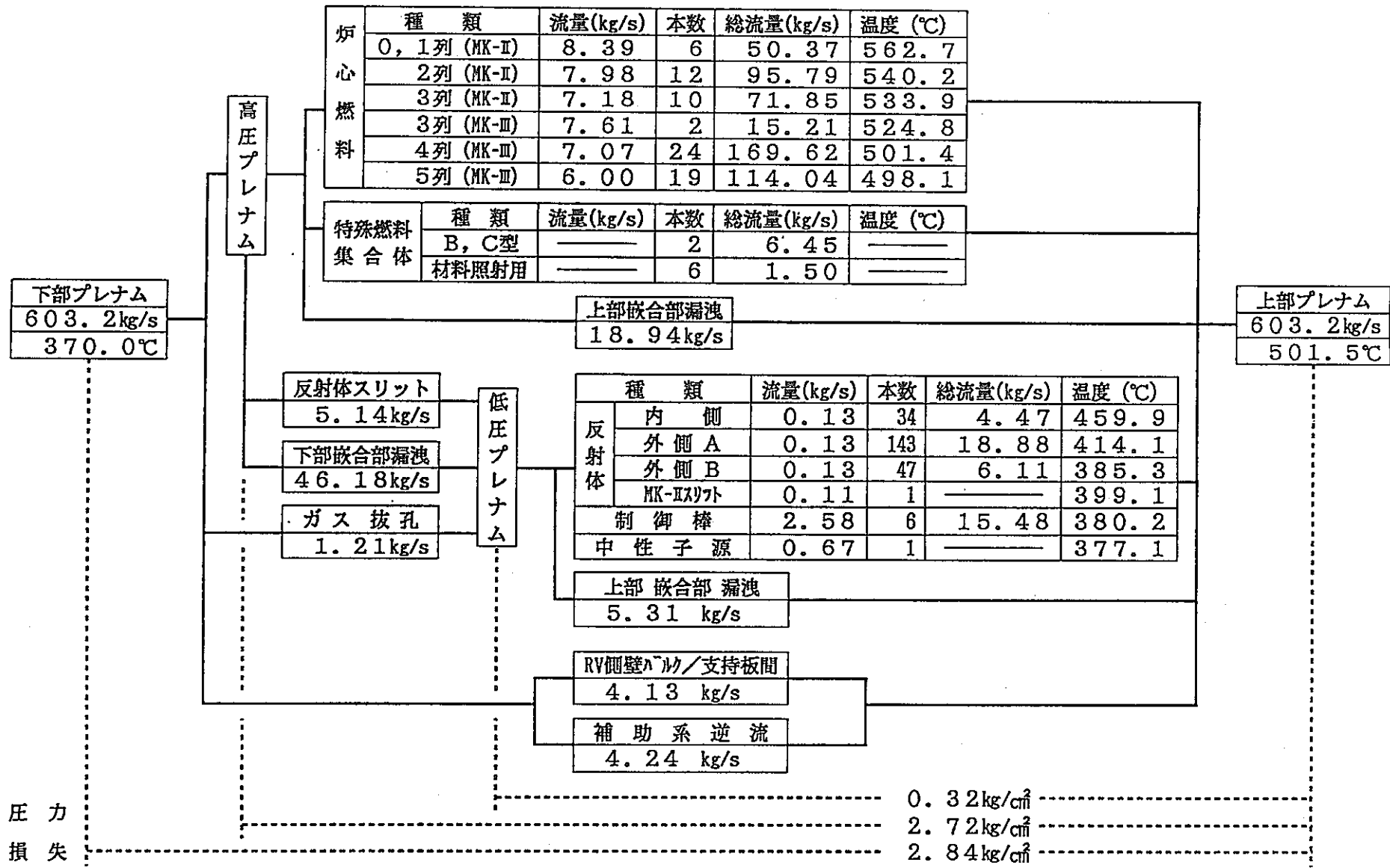


図 3.1.40 MK-II第34サイクル流量配分結果

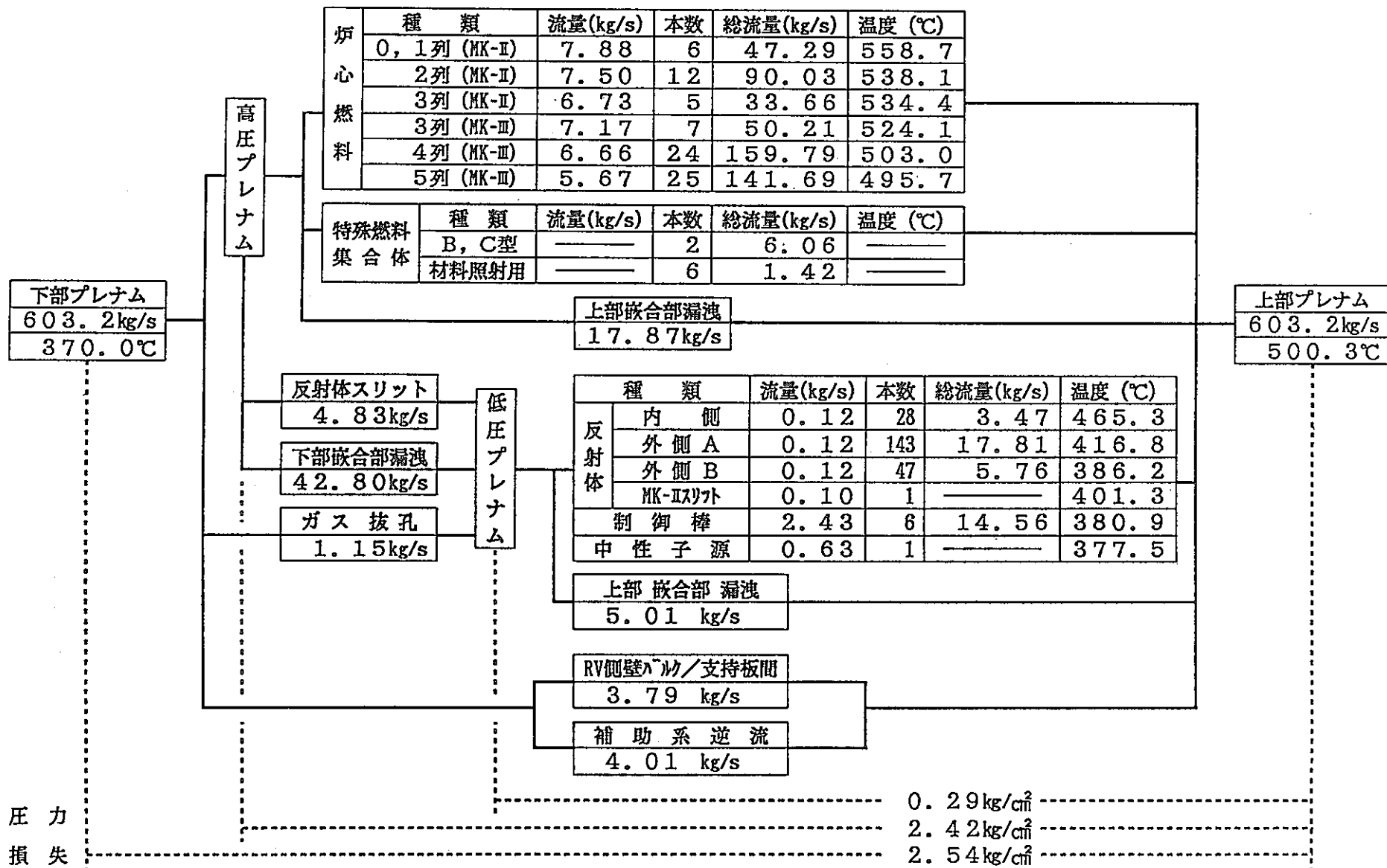


図 3.1.41 MK-II 第35サイクル流量配分結果

### 3.2 炉心燃料

前述の計算結果に基づき、MK—Ⅲ炉心燃料のそれぞれのタイプ（主要目を表3.2.1に示す）について、その製造性、製造量等に関し検討を行った。結果を表3.2.2に示す。

表 3.2.1 MK-III炉心燃料と他の燃料の比較

項目	炉心 (燃料)	MK-I	MK-II	MK-III			INTA-1	もんじゅ	
				ステップ1 (拡大炉心)	ステップ2 (高性能炉心)				
					ケース1 (2領域炉心)				ケース2 (1領域炉心)
					内側炉心	外側炉心			
被覆管(燃料ピン)外径 (mm)	6.3	5.5	同左	6.3	同左	4.77	6.5	同左	
被覆管肉厚 (mm)	0.35	0.35	同左	0.37	同左	0.30	0.47	同左	
被覆管内径 (mm)	5.6	4.8	同左	5.56	同左	4.17	5.56	同左	
燃料ペレット外径 (mm)	5.4	4.63	同左	5.4	同左	4.0	5.4	同左	
燃料ペレット内径 (mm)	—	—	同左	—	—	—	1.9	—	
燃料ペレット形状	Solid	Solid	同左	Annular	Solid	同左	Annular	Solid	
燃料ペレット密度 (%T.D)	94	同左	同左	94	同左	同左	85	同左	
スミア密度 (%)	87	同左	同左	77	87	同左	70	80	
<sup>235</sup> U濃縮度 (wt%)	23	約18	同左	~20	~20	同左	~33	D.U.	
核分裂性Pu富化度 (wt%)	約14	約20	同左	20.8	同左	同左	~23	15/20	
ペレット-被覆管間ギャップ (μm)	200	170	同左	160	同左	同左	160	同左	
炉心高さ (cm)	60	55	同左	~50	同左	~45	55	93	
集合体内ピン本数 (本)	91	127	同左	91	同左	169	—	169	
ラッピング・ワイヤ直径 (mm)	1.2	0.9	同左	1.2	0.9	0.8	—	1.32	
ラップ管外対面距離 (mm)	78.5	同左	同左	同左	同左	同左	—	110.6	
ラップ管肉厚 (mm)	1.9	同左	同左	同左	同左	同左	—	3.0	
炉心内燃料装荷本数 (本)	~79	67	~82	~22	~60	~82	—	—	
1サイクル当りの運転日数 (日)	45	70	同左	同左	同左	同左	—	—	
年間運転サイクル数 (サイクル)	~3	4	同左	同左	同左	同左	—	—	
最大燃焼度 (MWD/t)	42,000	75,000	同左	約90,000	同左	同左	—	—	
原子炉出力 (MW)	75	100	~100	~140	同左	同左	—	—	

表 3.2.2 炉心燃料に関する検討結果

	2 領域 炉 心 (91本ピン)	1 領域 炉 心
製造技術	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ダイス内に粉末が均一に、連続的に充填できるかどうかの確認が必要</li> <li>・BWRフルサーマル、及びINTAで製造実績あり。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・製造実績なし。</li> </ul>
設 備	<ul style="list-style-type: none"> <li>・第2開発室を使用する場合設備の更新が必要。また、製造能力は年間35体以下。</li> <li>・設備変更のインパクト</li> <li>主な設備対応は、 <ul style="list-style-type: none"> <li>①ペレット直径：造粒、グリーンペレット 整列</li> <li>②ペレット内径：成形、造粒、研削 (形状) 外径選別等</li> <li>③ピン外径：充填、端栓溶接、要素除 染、X線、ワイヤ巻付等</li> <li>④スタック長さ：ペレット検査、CP搬入 挿入部材供給等</li> <li>⑤ピン本数：集集体組立 等</li> </ul> </li> <li>・第3開発室は現在操業中であり、設備改造による長期間の操業停止は要検討。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・第2開発室を使用する場合設備の更新が必要。また、製造能力は年間35体以下</li> <li>・設備変更のインパクト</li> <li>主な設備対応は、 <ul style="list-style-type: none"> <li>①ペレット直径：造粒、グリーンペレット 整列</li> <li>②ピン外径：充填、端栓溶接、要素除 染、X線、ワイヤ巻付等</li> <li>③スタック長さ：ペレット検査、CP搬入 挿入部材供給等</li> <li>④ピン本数：集集体組立 等</li> </ul> </li> <li>・第3開発室は現在操業中であり、設備改造による長期間の操業停止は要検討。</li> </ul>
製造量	Table 3.2.3	Table 3.2.3
変更申請 Pu燃	<ul style="list-style-type: none"> <li>・燃料仕様の変更による変更</li> <li>・機器仕様の変更、更新による変更</li> <li>・臨界評価の見直し (ペレット外径変更による)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・燃料仕様の変更による変更</li> <li>・機器仕様の変更、更新による変更</li> <li>・臨界評価の見直し (ペレット外径変更による)</li> </ul>
「常陽」	<ul style="list-style-type: none"> <li>・特燃による照射試験データの取得が必要</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・特燃による照射試験データの取得が必要</li> </ul>
スケジュール	<ul style="list-style-type: none"> <li>・第3開発室で内側と外側燃料を製造する場合、設備改造とMK-II 6次取替及びもんじゅ取替燃料製造計画と整合性をとる必要がある。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・第3開発室の設備改造を行う場合は、もんじゅ燃料供給計画と整合性をとる必要がある。</li> </ul>
炉心性能	~1.3φ	最もFlux upが可能 ~1.4φ
将来炉への反映	<ul style="list-style-type: none"> <li>・燃料の太径化に伴い、中空ペレットの採用も考えられる。</li> </ul>	な し
備 考		

表 3.2.3 MK-II と MK-III における燃料の製造数量の比較

ケース	燃料の種類	炉内 装荷量 (本)	集合体内 ピン本数 (本)	炉心高さ (cm)	1スタック当り のペレット数 (個)	年間当りの最大製造数量			年間当りの最大核物質使用量		
						集合体 (体)	ピン (体)	ペレット (個)	計 (kg)	ウラン (kg)	プルトニウム (kg)
1	内側炉心：中空燃料	22	91	48	54	16	1,470	79,380	195	137	58
	外側炉心：J2型	60	127	48	54	36	4,513	243,702	334	241	93
	合計	82	—	48	—	52	5,983	323,082	529	378	151
2	細径燃料	82	169	40	54	63	10,647	574,938	490	354	136
MK-II	J2燃料	67	127	55	62	39	4,953	307,086	421	304	117

(注1) 燃料交換はいずれもバッチ分散方式とし、炉心 0,1列は5バッチ、2,3列は6バッチ、4列は7バッチ、5列は8バッチとする。

(注2) 運転日数は年間280日運転(70日運転4サイクル)とした。



上記の表に稼働率の向上による製造数量の増加(約50%)と燃焼度の向上等による製造数量の減少分(約20%)等を考慮すると、MK-IIIでの燃料の製造量はMK-IIの約1.5倍程度と考えられる。



#### 4. 冷却系除熱能力の強化

##### 4.1 1次系、2次系の限界性能評価

MK-IIIに対応した冷却系の概要を表4.1に示す。ここで示したのは除熱能力を現状の150%増を目標とした場合の最大値でありその対策をまとめてある。また、1次系及び2次系の現行設備からの改造については以下の通りであるが、更に具体的なシステム設計にあたっては冷却材流量と炉容器出入口温度差( $\Delta t$ )を組合わせて炉心側条件と整合を図る必要があるため、熱応力等の評価を含めシステム設計をパラメトリックに進めている。

###### (1) 1次系

熱出力増大に対応した冷却能力を、改造時の工事容易性を考慮して確保するための現実的な方策は、主IHX管束部、1次主ポンプ等の1次Naバウンダリを極力交換することなしに冷却材流量 $\Delta t$ を増大させることであり、特に流量を増大させることが熱応力制御の観点からも有利である。

但し、1次主冷却系の圧損増大に伴って主IHX内Na液位が低下するので、その液位が、既設主IHXシュラウドのNa流入窓を下回らないことが条件となる。このことを考慮して1次主冷却系の除熱能力増強対策を検討した結果を、表4.1～4及び図4.1～4に示す。

改造を実施すれば150%増の流量取得が可能であるとの見通しを得た。

###### (2) 2次系

熱出力増大に対応する2次冷却系の必要除熱能力の検討では、2次系のループ的な特質より1次系とは異なるアプローチをした。すなわち、原子炉出力、原子炉出入口温度差の上限を工学的な経験に基づき各々150 MWt、500℃、及び155℃と与えパラメトリックに熱平衡を試算し求められる冷却系機器性能の最大値を算定することで行った。

その結果、2次冷却系流量、及びDHX伝熱面積では各々従来比で170%、240%、2次系機器に要求される性能の最大値であることが解った。

ここでは、それらを冷却系機器性能の設計上の上限として与え、それらハード的な成立性を検討した。

その結果、表4.5～表4.6及び図4.5～表4.6に示す改造を行うことにより、先の要件を満足でき、原子炉出力150 MWtの除熱が可能である見通しを得た。

表 4.1 MK-III 冷却系の概要

	原子炉出力 (MWt)	炉容器出入口 温度差 (°C)	1 次 主 冷 却 系				2 次 主 冷 却 系		
			主 IHX 型式	主 ポンプ	オーバフロコラム	流量 (m <sup>3</sup> /h)	主 ポンプ	流量 (m <sup>3</sup> /h)	D H X
MK-II	100	130	自由液面式	インペラ	—	1260 ×2ループ	インペラ	1260 ×2ループ	U 型
MK-III	~140	130 ~155 (最大)	同上 (交換せず) ただし、カバー ガス配管分離独立	同上、ただし、イ ンナーアセンブリ 、電動機、軸封、 制御系を交換	戻り配管にオリフ イス追加	最大 1890 ×2ループ	同上、ただし、イ ンナーアセンブリ 、電動機、軸封、 制御系を交換	最大 2142 ×2ループ	Σ 型

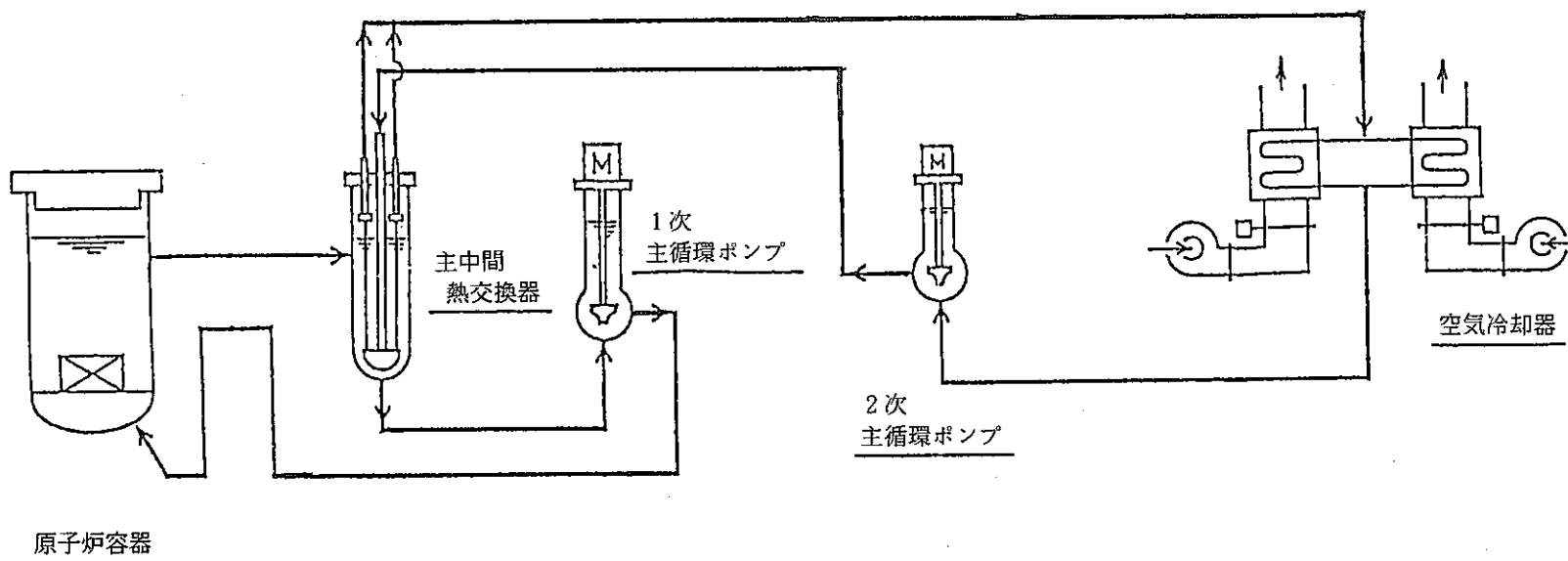


表 4.2 1次冷却系除熱能力増強対策（1次主ポンプ）

150 %流量増加時 : 現行ポンプでは150 %流量が確保できない。  
 の 問 題 点

改 造 の 条 件 : アウターケーシング (Naバウンダリ) は現状のままとする。

改造対象部位		対 策	現 状 設 備 と の 相 異 点
① イ ア ン セ ン ナ ー プ リ	イ ン ペ ラ	広流路巾インペラの採用	<ul style="list-style-type: none"> <li>・アウターケーシングは現状のままであるため寸法はφ780 で変更しない。</li> <li>・Ns (吸込比速度) 176 → 210、インペラ開口高さ 42mm → 69mm</li> </ul>
	ポ ン プ 軸	太 軸 化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・インペラボス部φ130 → φ150 カップリングボス部φ100 → φ110</li> </ul>
	Na 軸 受	ダブルオリフィス型へ変更	<ul style="list-style-type: none"> <li>・オーバフロ量を増加させないようNa軸受各部寸法は変更しない。</li> <li>・ストレートオリフィス → ダブルオリフィス (軸受負荷容量増大)</li> </ul>
②	ポ ン プ 軸 封 部	寸 法 増 大	<ul style="list-style-type: none"> <li>・カップリングボス部径増大のため軸封部寸法増大</li> </ul>
③	電 動 機	出 力 増 大	<ul style="list-style-type: none"> <li>・330 KW → 500 KW ( 930rpm は変更なし)</li> </ul>
④	制 御 系	電動機出力増大に対応	<ul style="list-style-type: none"> <li>・電動機出力増大に伴う容量増強</li> </ul>
新 ポ ン プ 仕 様			<ul style="list-style-type: none"> <li>・定格揚程 70 mNa (現状と同じ)</li> <li>・定格吐出量 21 m<sup>3</sup>/min → 31.5 m<sup>3</sup>/min</li> </ul>

図 4.1. 4.2 参照

表 4.3 1次冷却系除熱能力増強対策（主 IHX）

150 %流量増加時 : 流量を増加させると主 IHX内 Na 液位が低下し、Na 流入窓を下回ってしまう。  
 の 問 題 点

改 造 の 条 件 : 主 IHX 本体はそのままとする。

改造対象部位	対 策	現 状 設 備 と の 相 異 点
① カバーガス配管	分離独立させる	・従来、炉容器と主 IHXカバーガス配管が連通していたものを分離独立させ、弁とフリーズシールを設ける。
② —	Na 充填手法の変更	・上記対策とともに従来の1次系同時全体充填から、Na 充填時に炉容器内 Na 液面を一時的に高めて（従来+200mm）主 IHX内液面を追従させ、150 %流量になっても主 IHX流入窓液位に対して十分余裕のあるようにする。

図 4.3 参照

表 4.4 1次冷却系除熱能力増強対策（オーバフロコラム）

150%流量増加時：流量を増加させるとオーバフロコラム内のNa液位低下が大きくなり、ポンプ吸込側にガスを巻込む恐れがあり、又Na液位が、液面計測定レンジの問題点より下方へ逸脱する。

改造の条件：オーバフロコラム本体はそのままとする。

改造対象部位	対 策	現 状 設 備 と の 相 異 点
① オーバフロコラム 戻り配管	オリフィスの取付け	・オーバフロコラム戻り配管にオリフィスを挿入し、流量増加に伴う液位低下を捕う。

図 4.4 参照

表 4.5 2次冷却系除熱能力増強対策（2次主ポンプ）

170 %流量増加時の問題点	流量増加に伴い (1) 現行ポンプ回転体が強度不足と成る。 (2) 現行ガス圧ではNPSH不足と成る。 (3) 圧力が既存Na配管の最高使用圧力を越える。
----------------	---

改造の条件	アウターケーシングは現状のままとする。
-------	---------------------

改造対象部位	対 策	現 状 設 備 と の 相 異 点
① インターナル	インペラ	厚肉インペラの採用 ・外形寸法は現行のまま。 ・部材肉厚 → 大      ・ボス径 → 大 (主軸太径のため)
	主 軸	太 軸 化 ・軸受部φ150 → φ180 ・カップリング部φ80 → φ130
	ナトリウム軸受	ベアリングの高剛性化 ・軸受長さ 225 mm → 280 mm ・軸受径 225 mm → 280 mm
② ポンプ軸封部	高 容 量 化	・主軸太軸化、周速増大のため軸封部寸法増大する。
③ 電動機、制御系	出力（回転数）増大	・600 kW ・970 → 1500 rpm
ポンプ仕様		・揚程 35 m → 85 m      ・NPSH 17 m → 28 m ・定格流量 1246 m <sup>3</sup> /h → 2120 m <sup>3</sup> /h
④ その他	ガス系	カバーガス圧の高圧制御化 ・NPSH不足に対応するため 0.3 kg/cm <sup>2</sup> g → 1.6 kg/cm <sup>2</sup> g
	Na配管の耐圧強度	申請変更 ・既存配管の限界圧力>170 %流量増加に伴う圧力=70 kg/cm <sup>2</sup> >13 kg/cm <sup>2</sup> 但し既存配管の最高使用圧力は 5 kg/cm <sup>2</sup> (認可上)

表 4.6 2次冷却系除熱能力増強対策 (DHX)

150 MW t 除熱の  
問題点 : 現行DHXでは除熱不可能。

改造の条件 : 配置スペース (建家) の改造は行わない。

改造対象部位		対 策	現 状 設 備 と の 相 異 点	
① D H X	フィンチューブ	Σ型フィンチューブの採用	・既存設備伝熱面積 → 2.4 倍 ・DHX外形寸法 → 軸方向 100 mm 延長	・U型フィンチューブ → Σ型
	ダクト	ダクト寸法の変更	・DHX取合ダクト → 100 mm 短縮 (軸方向)	
	Na 配管	配管レイアウト変更	・DHX取合配管 → 100 mm 短縮 (軸方向)	
② プ ロ ワ	本 体	——	・現行設備流用	
	軸 受	高 容 量 化	・グリース潤滑 → オイル潤滑	・軸受内径の拡大
	電 動 機	出 力 増 大	・400 Kw → 540 Kw	・定格回転数 (585 rpm) は現行のまま。

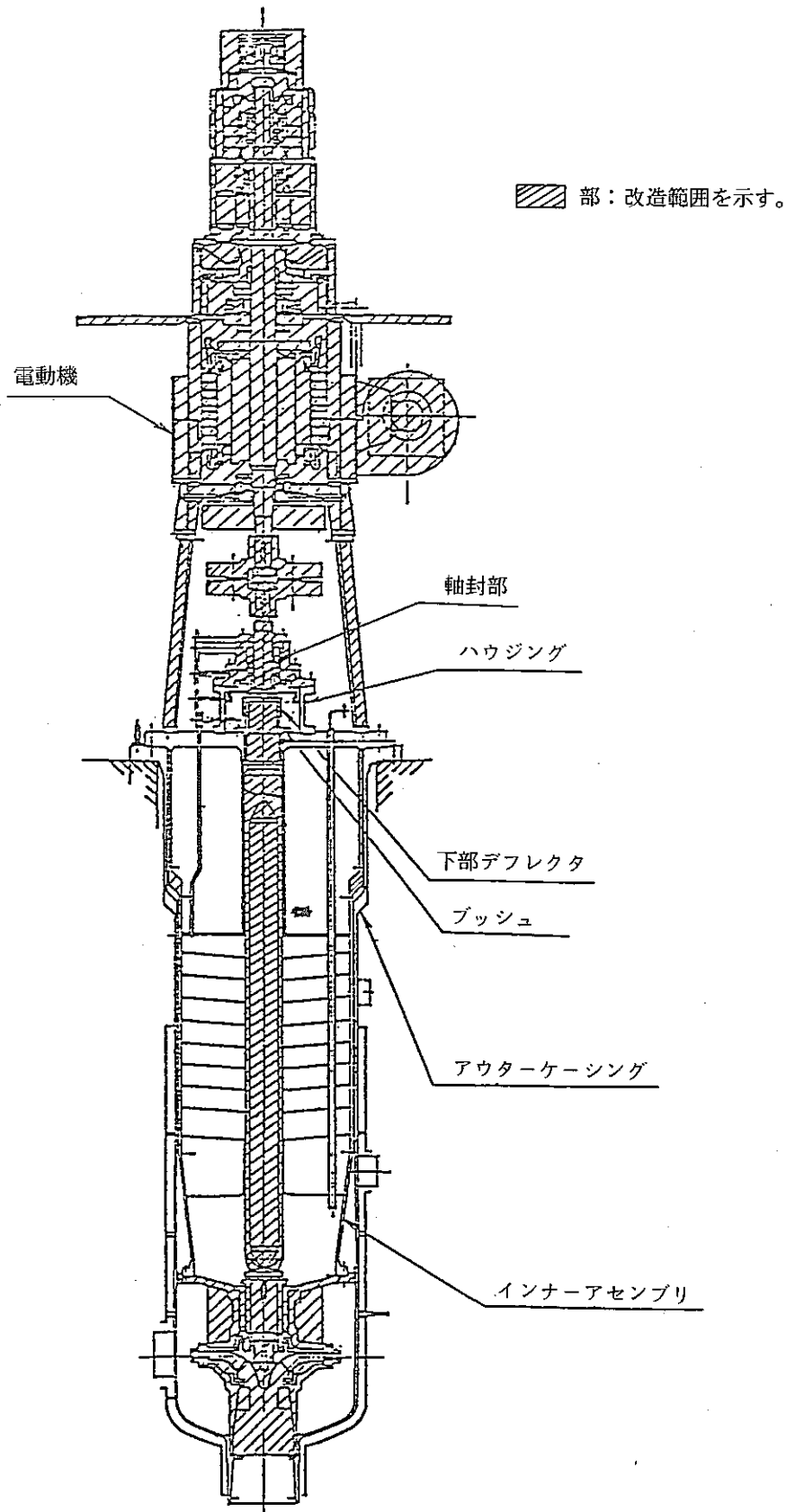


図 4.1 1次主ポンプ改造範囲



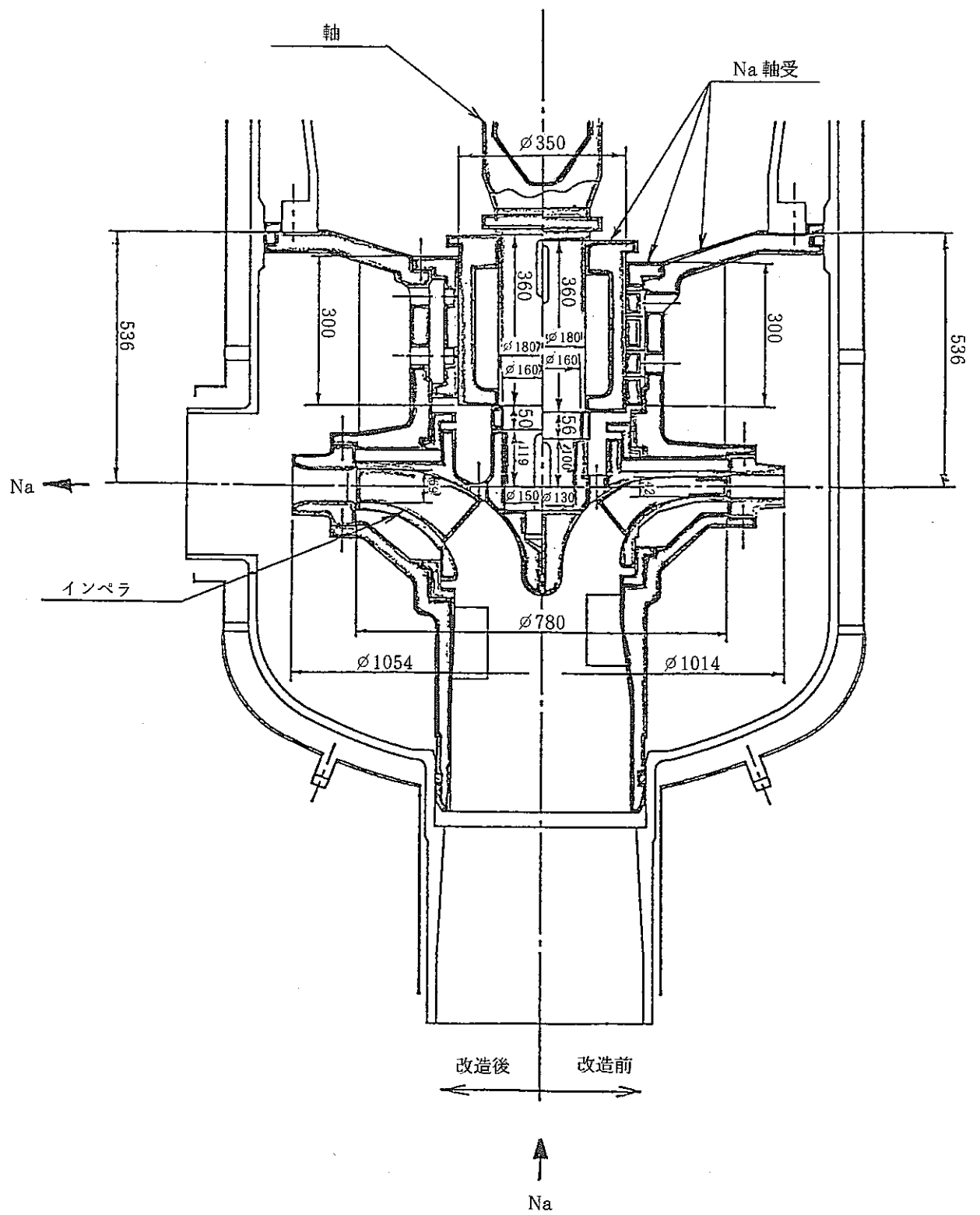


図 4.2 1次主ポンプ下部構造比較

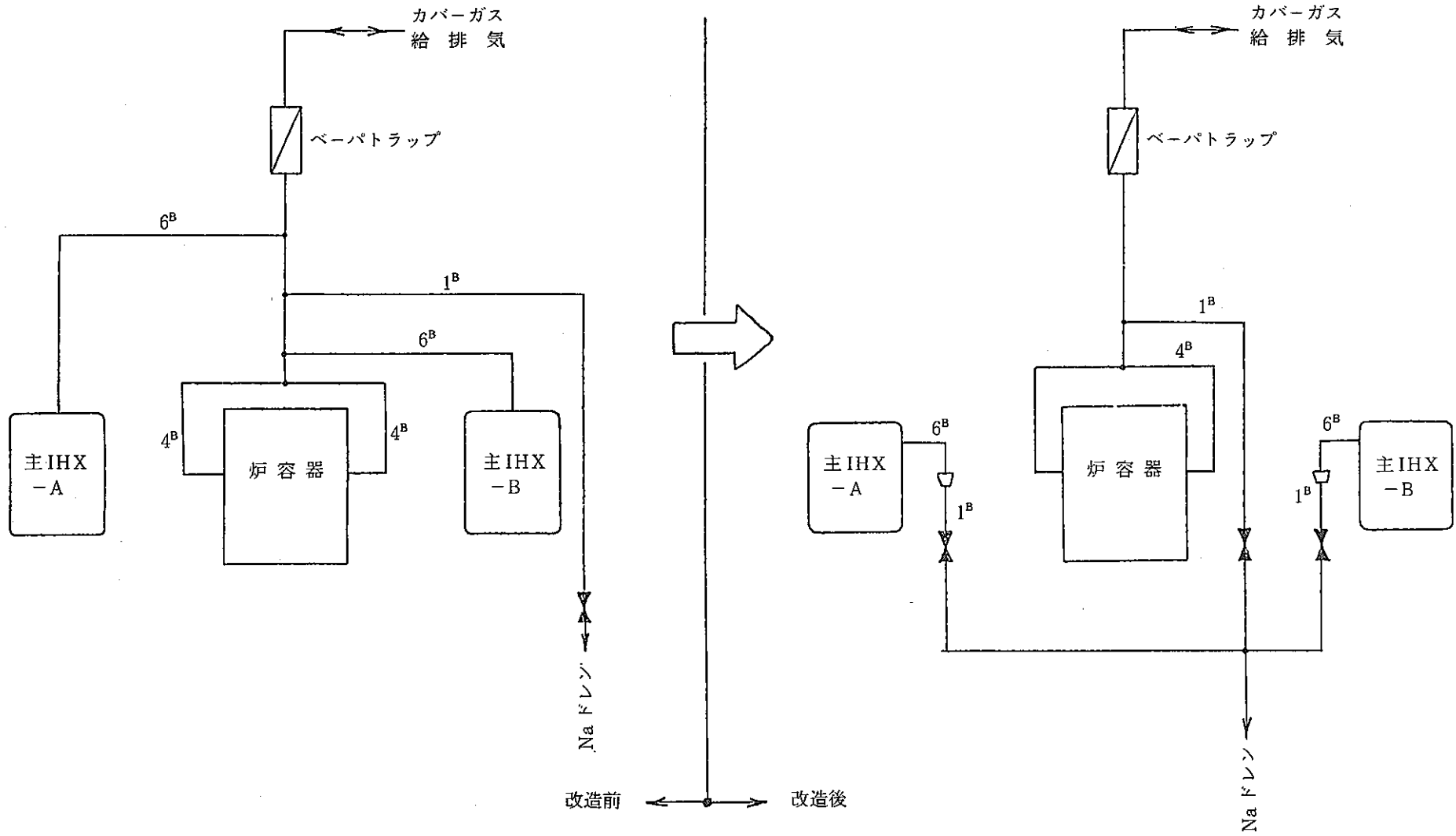


図 4.3 主 IHX 周りカバーガス配管の分離独立

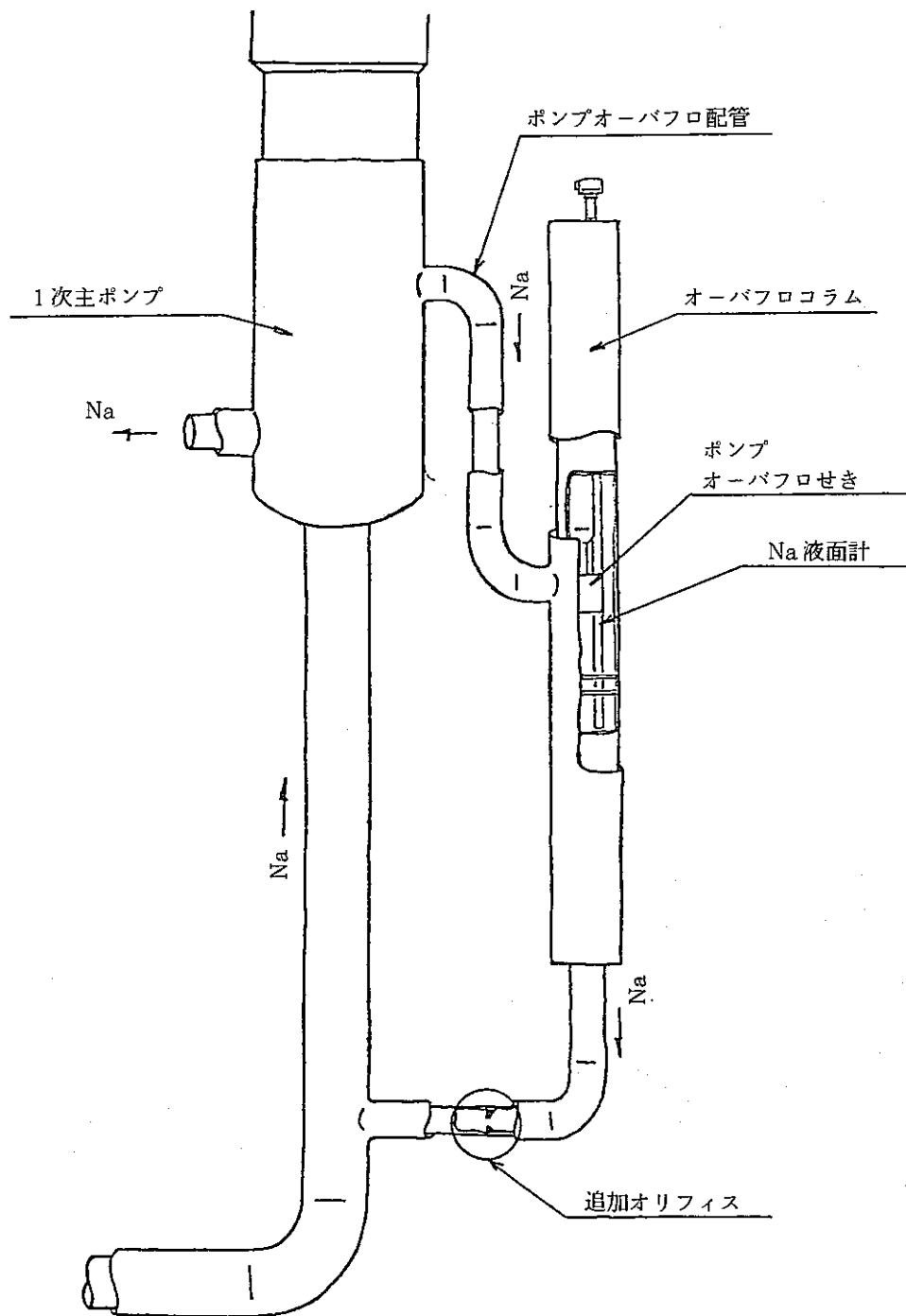


図4.4 1次主ポンプとオーバーフロコラム周り配管

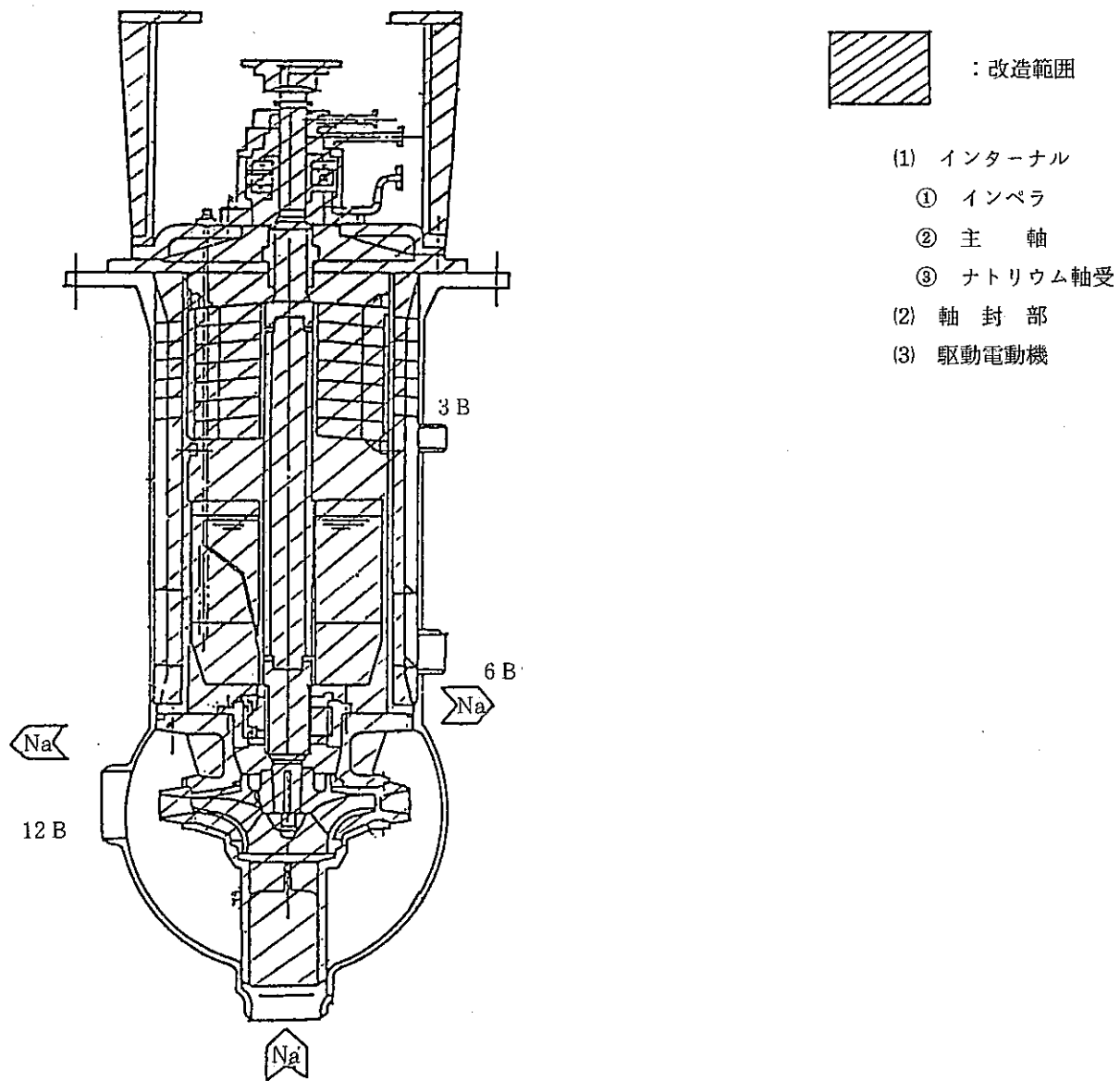
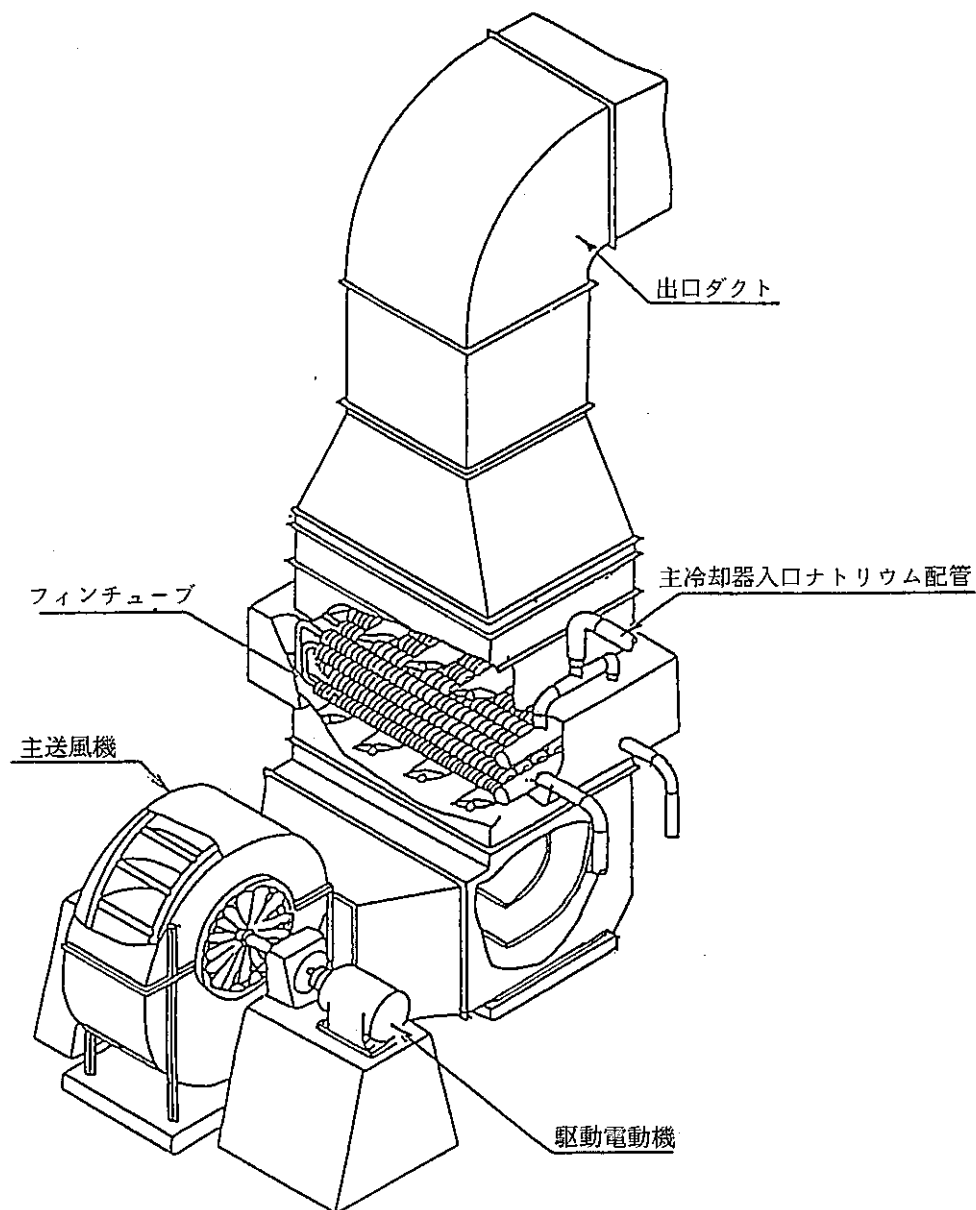
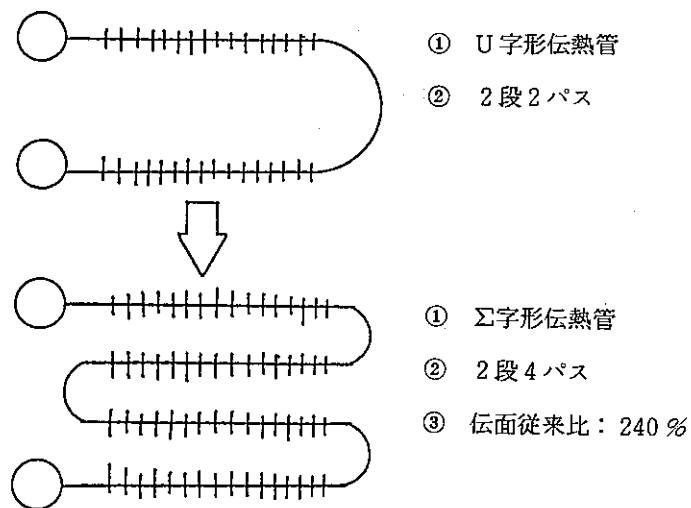


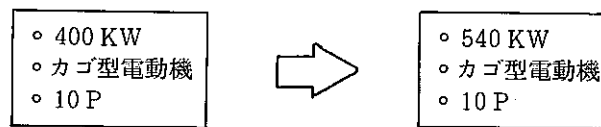
図 4.5 2次主ポンプ改造概念図



(1) DHX 本体



(2) 駆動モータ



(3) その他

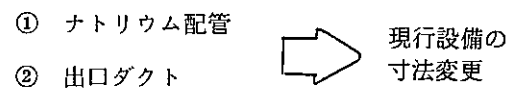


図 4.6 DHX 改造概念図

## 4.2 システムの構造健全性評価

### (1) 概要

炉心高性能化に伴う冷却系改造の検討の一つとして、原子炉出力を150MWと想定した場合のプラントシステムの構造健全性評価について、次の内容の検討を行っている。

- ① 従来運転制御モードを踏襲した場合の、原子炉容器を含む重要プラント機器の構造強度評価
- ② 上記運転モードにおいて、構造強度上問題となる場合の、有効な熱過渡緩和対策の検討

### (2) 63年度作業内容

63年度作業では設工認の構造計算結果を基に、重要プラント機器で特に応力的に厳しい箇所を選定し（図4.7～図4.9参照）、表4.7に示す2ケースのヒートバランスに対する応力計算を行った。

### (3) 63年度作業検討結果

63年度作業において、得られた各部の応力計算結果を表4.8にまとめて示す。計算結果によれば、原子炉容器まわりでは、原子炉スクラム後に流量の低下する電喪モード、流量の低下しない原子炉スクラムモードのいずれにおいても、弾性挙動範囲である3Sm以内の問題のない応力であるが、IHX上部プレナム部ではA、Bループ共、原子炉スクラムモードにおいて、3Smを大幅に上回る大きな応力が生じており、構造強度上問題のあることが確認された。なお、ケース1とケース2では発生応力に大きな差は見られないが、今後の検討作業では、若干でも応力的に厳しいケース1の方のヒートバランス条件を用いることとする。

### (4) 今後の作業方針

63年度作業の検討結果より、従来運転制御モードでは問題のあることが明らかとなった。よって、平成元年度では応力緩和対策として、原子炉スクラム時も、電喪モードにすることを基本方針とし、最も有効と考えられる対策を選定するためのパラメトリック解析と、対策後の応力に対する構造健全性評価を高温構造設計指針（BDS）に基づいて行う計画である。図4.10にパラメトリック解析内容をまとめて示す。

表 4.7 63年度作業解析条件 (プラントヒートバランス)

ケース	出力 (MW)	流量 (%)	出入口 温度差 $\Delta T$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	原子炉 出口 ( $^{\circ}\text{C}$ )	原子炉 入口 ( $^{\circ}\text{C}$ )	I H X 2次出口 ( $^{\circ}\text{C}$ )	I H X 2次出口 ( $^{\circ}\text{C}$ )
1	150	130	150	500	350	455 472	311 330
2	150	150	130	500	370	461 476	339 352

表 4.8 63年度作業検討結果

(応力強さ :  $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

解析事象 評価対象箇所	(電喪モード) 外電喪失		(原子炉スクラムモード) 中性子束高		弾性許容 応力強さ 3Sm
	ケース1	ケース2	ケース1	ケース2	
1. 原子炉容器・円錐部 (リークジャケット付根部)	9.1	9.2	7.7	8.2	32.7
2. 原子炉容器・コアサポート部 (下部フランジ)	20.3	18.6	13.6	13.9	32.7
3. 主中間熱交換器 (Aループ) 上部プレナム部	31.8	27.8	59.6	56.7	32.7
4. 同上 下部プレナム部	28.3	29.2	12.5	12.1	33.6
5. 主中間熱交換器 (Bループ) 上部プレナム部	19.9	20.1	44.6	40.6	31.2

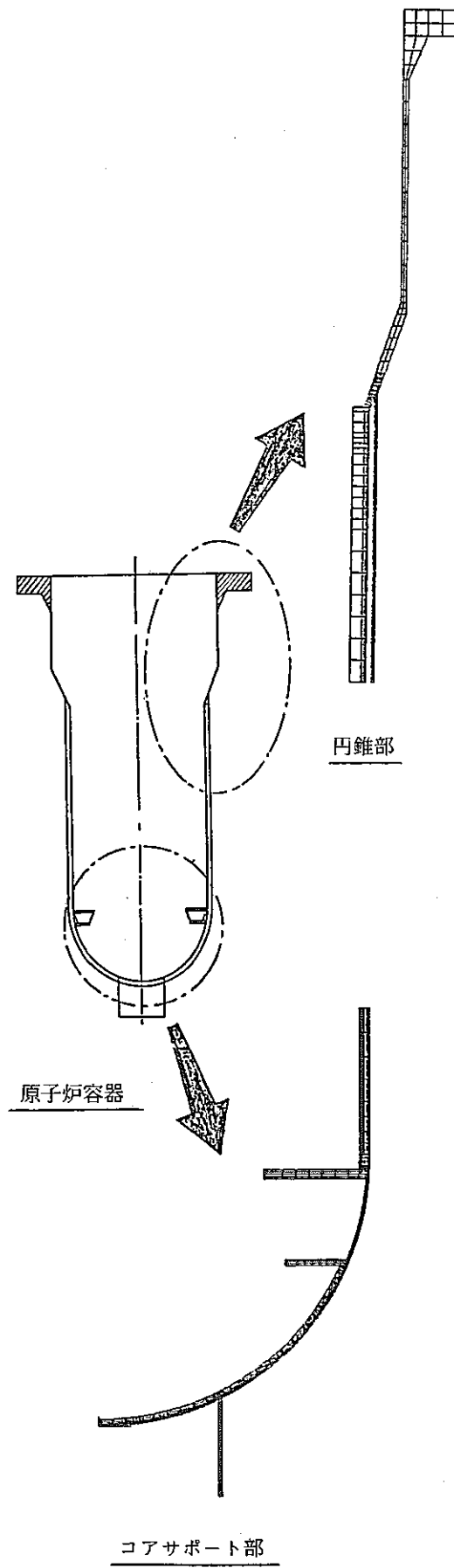


図 4.7 構造健全性評価解析箇所〔炉容器〕



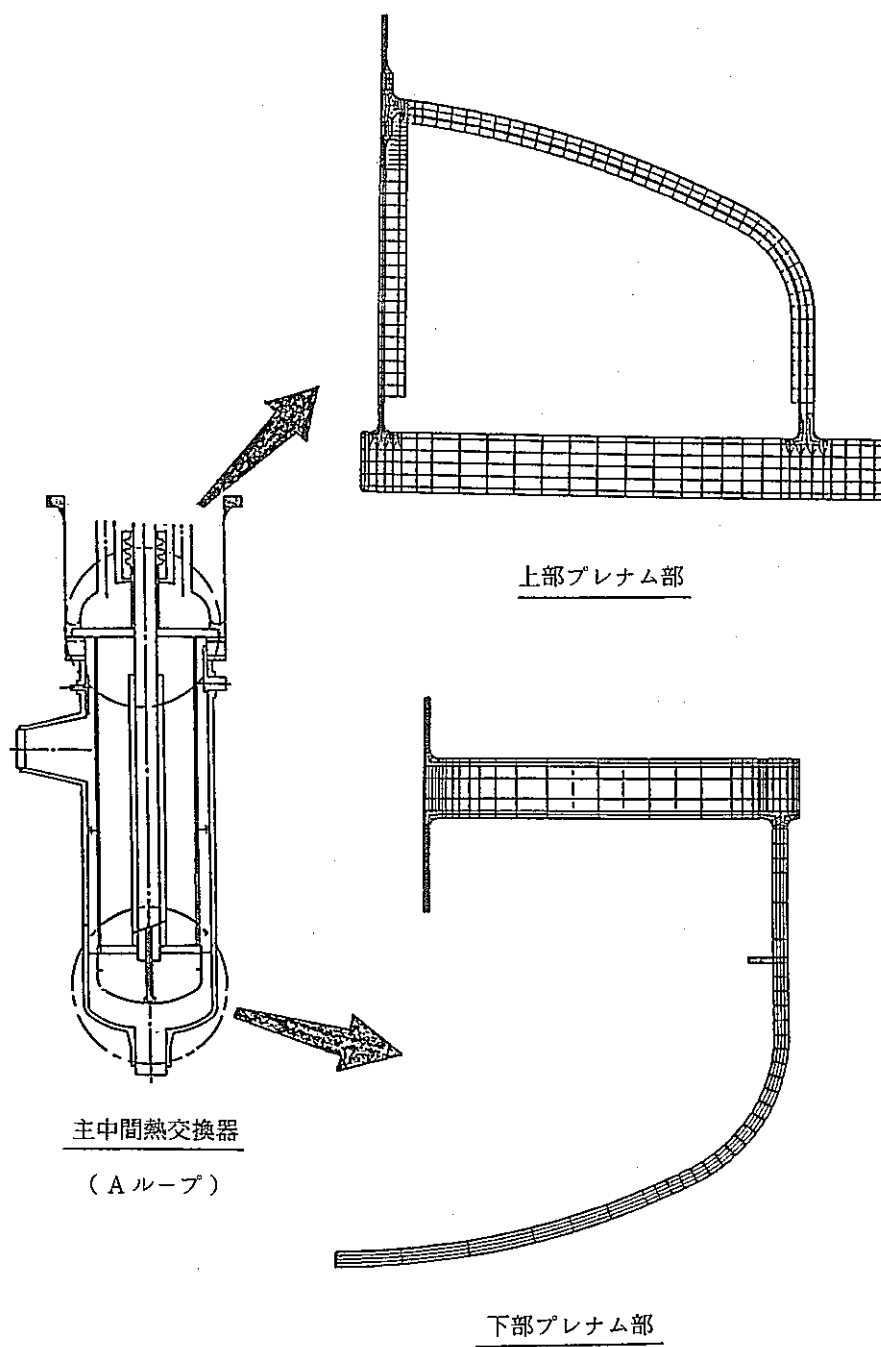


図 4.8 構造健全性評価解析箇所〔 IHX ( A ) 〕

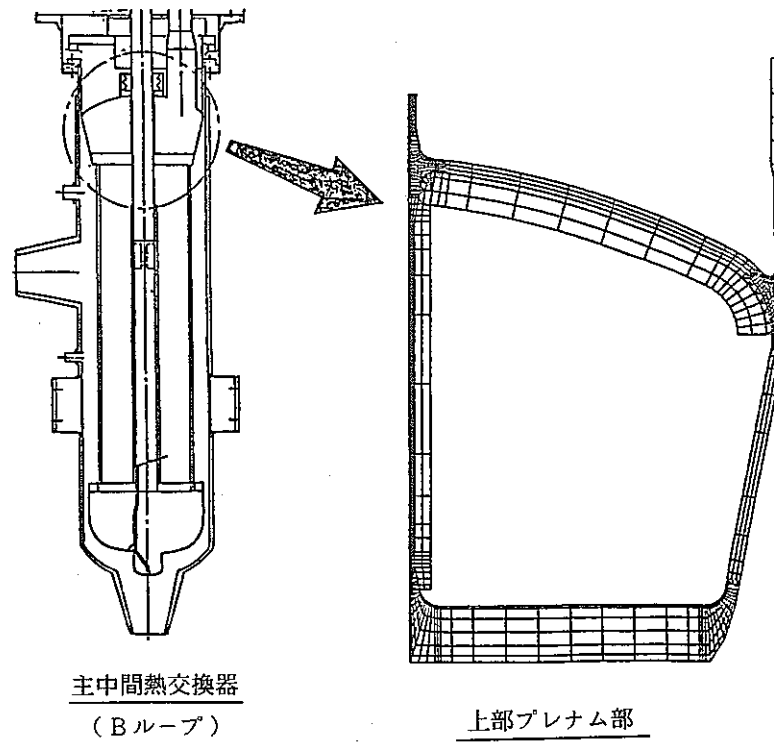


図 4.9 構造健全性評価解析箇所〔 IHX ( B ) 〕

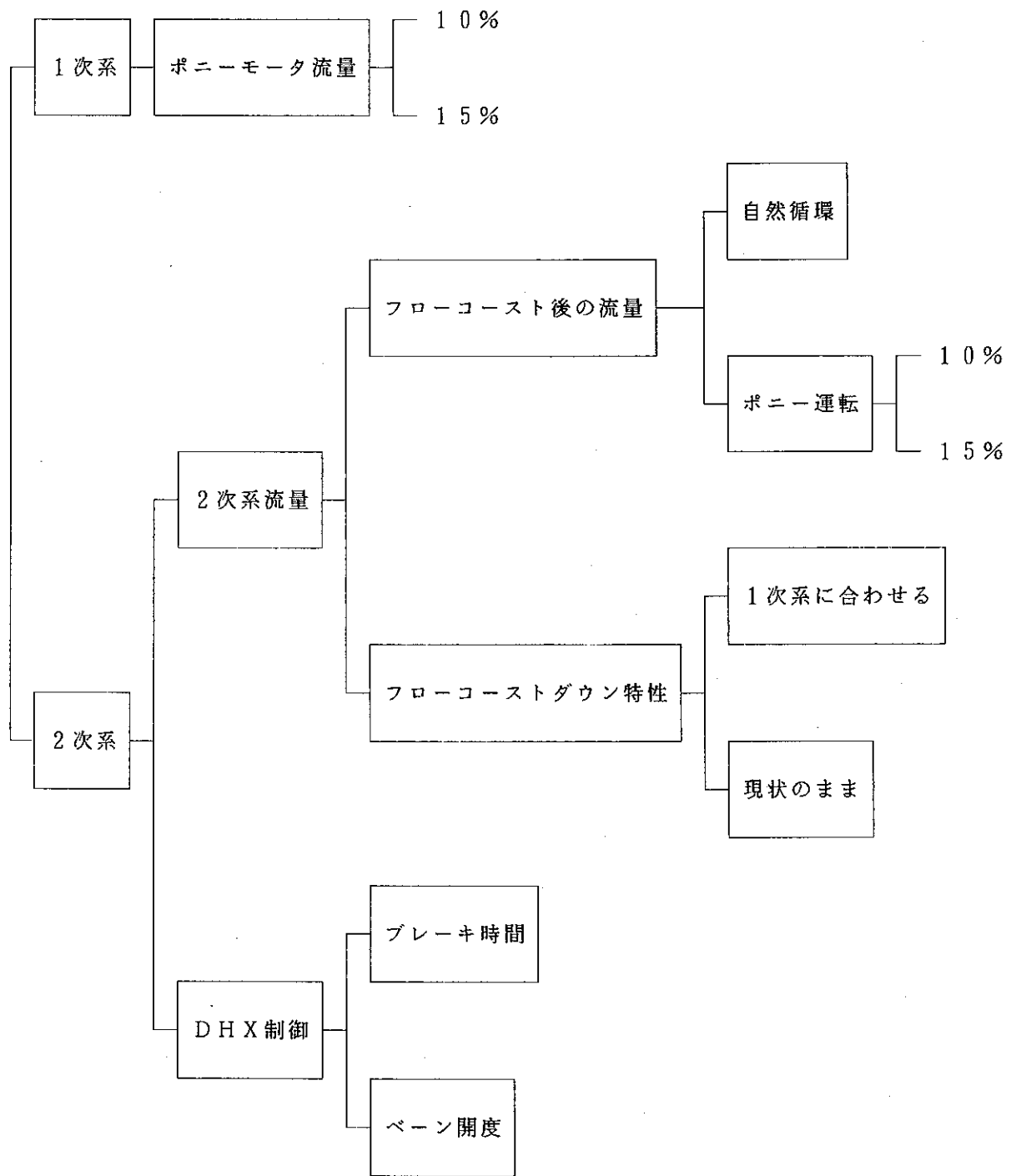


図 4.10 応力緩和対策のためのパラメトリック解析内容

## 5. 稼働率の向上

### 5.1 燃取設備の合理化

「常陽」の照射ベッドとしての効率的運用を図るには、原子炉稼働率の改善、即ち、燃料交換期間及び定期点検期間の短縮化が主に挙げられる。ここでは、燃料交換期間の短縮化を目指した燃料取扱系の合理化について、検討を行った。

「常陽」の燃料交換は、原子炉容器上部の回転プラグ上に燃料交換機を据付け、原子炉容器内における炉心構成要素の移動を行う「炉内燃料取扱」と燃料出入機を用い格納容器内・外に渡り燃料の入れ替えを行う「燃料移送」に大別される。更に「炉内燃料取扱」は、(Ⅰ)及び(Ⅱ)に分類され、炉内燃料取扱(Ⅰ)は燃料移送に先立ち、原子炉容器内燃料貯蔵ラックの貯蔵専用ポットに冷却(崩壊熱の減衰)の為に一サイクル貯蔵している使用済燃料を移送専用ポットに移し替える作業である。一方、炉内燃料取扱(Ⅱ)は、燃料移送後に原子炉容器内に持ち込まれた新燃料を炉心に移し、更に炉心より使用済燃料を貯蔵専用ポットに移し替える作業であり、原子炉起動に向けての炉心構成作業である。

これらの燃料交換作業において、以下の二点の方策を採用することによって、燃料交換期間の短縮が図れる見通しを得た。

#### (1) トランスフェロータの改造

「常陽」の燃料交換は、原子炉停止中に格納容器内・外の作業を同時に実施している。これを、格納容器内・外の燃料の中継を行うトランスフェロータ設備を改造し、燃料の一時貯蔵機能を持たせる事によって、格納容器内・外の作業を分離させ、原子炉運転工程上クリティカルとなる格納容器内(格内)作業のみを原子炉停止中に実施し、格納容器外(格外)の作業は原子炉運転中に行おうとするものである。この方式を採用することによって原子炉の停止期間を最小限に抑えることができる。

#### (2) 貯蔵専用ポットの廃止

使用済燃料が原子炉容器内燃料貯蔵ラックの貯蔵専用ポット内において冷却されている間(一サイクル)に、炉心から漏洩する中性子によって核反応を起こし反応熱を発生する。そのため、貯蔵専用ポットにはナトリウムによる冷却パス用の穴が開けられている。即ち、冷却中の使用済燃料に対して中性子遮蔽を行うことにより貯蔵専用ポットが廃止でき、総てのポットを穴の無い移送専用ポットとすることができる。ここでは、ポットに遮蔽材を装荷す

る方式と現在実証炉で検討が進められている径方向中性子遮蔽体方式について検討を行い、後者についてはその成立性が確認されている。これによって、炉内燃料取扱（1）の工程を省略することが可能になった。

上記（1）及び（2）を組み合わせることによって、更に、大幅な燃料交換期間の短縮化が図れ、原子炉稼働率の向上に大きく寄与できるものである。これらの二件について、技術的成立性及び工期等について検討を行った。

(1) トランスファロータの改造に関する検討

① 機能

本改造により変更となるT/R（トランスファロータ）の機能に関する主要目は、以下の2点である。

a. T/Rに収納可能な燃料集合体本数

2体 --> 16体

b. T/Rの設備区分

燃料取扱設備 --> 燃料貯蔵設備

即ち、現在のT/RはS/F（使用済燃料）、N/F（新燃料）一対、計2体の格内外の入換え中継設備として機能しているが、改造後は予め装荷された最大15体のN/Fに対し、炉内のS/Fと1体ずつ取り替えていくことになる。言い換えれば、従来の燃料交換では燃料出入機による格内での作業とキャスクカー等による格外の作業を、T/Rをなかだちとしてシーケンシャルに進めてきたが、改造後は、燃料出入機とT/Rのあいだの格内作業と格外の作業をT/Rを境界に分離することができる。

このことによる効果は第2章に記すが、これは第4章に記す様におそらく設置許可の記載事項に抵触し、T/Rの設備区分を従来の燃料取扱設備から一時的な燃料貯蔵設備と位置づける必要が生じると考えられる。

なお、T/Rについては初期のナトリウムタンク型から現在の形式に設計変更する時に設置許可申請の変更を行っており、その際、今回とは逆に燃料貯蔵設備から燃料取扱設備への設備区分変更をしている。このこともあり、今回の改造に関連して設備区分のランクアップはさけられないと考えられる。

## (i) 構造

改造の内容は、図5.1.1 に示すような左右2体のラックがアームによりふり分けられている構造から、図5.1.2 に示すような16体のポットが支持円板上で等角度間隔に配置されている構造への変更である。改造の範囲は、図中のラック、支持円板、下部架台の取付ボルト、軸受類及び図示していないがT/R駆動装置の一部である。なお、支持円板については、改造作業時にT/Rタンクのマンホールからの搬入が可能ないように、3分割される構造となっている。以上の範囲については、④(i) に示すように、耐震設計上の成立性が十分であることを確認済である。

一方、T/Rが一時的な燃料貯蔵設備として位置づけられた場合、最大で16体の使用済燃料の崩壊熱除去が確実に行われることを示す必要がある。④(ii) に示すように、簡易な計算では、崩壊熱についてはナトリウムポットに収納された状態での自然冷却状態で、関係各機器の最高使用温度を満足できる結果を得ている。しかし、アルゴンガス系の改造（具体的には補助的な冷却系の追加の有無）を必要とするか否かの判断は、設備区分の変更をにらんでの検討が必要であり、現在検討中である。なお、現設工認では熱的な検討は行っていない。

## ② 改造の効果

## (i) 燃料交換作業の概要

燃料交換作業は通常、下記の3種類の燃料取扱操作を順番に実施することによりなっている。

- a. 炉内燃料取扱 (I)      --- 炉心のラック間で燃料集合体の移動
- b. 燃料移送              --- ラックとT/Rの間の燃料集合体の移動
- c. 炉内燃料取扱 (II)    --- ラックと炉心の間の燃料集合体の移動

a及びcは燃料交換機を用いて行う作業、bが燃料出入機を用いて行う作業であるため相互の間には準備時間が必要であり、燃料交換作業全体の準備及び後始末をあわせて、現在は、図5.1.3 に示すような工程が標準的である。（実際には図示する工程をほぼ最長としてこれより短期間の工程もありうる。）T/Rの改造により影響を受けるのはb. 燃料移送である。

## (ii) 現在の燃料移送

現在の燃料移送の基本的なパターンでは、午前中にS/F（使用済燃料）、N/F（新

燃料) 1体ずつ、午後から同じく1体ずつを取り扱う。午前中の格内作業には時間的に余裕があるが、以下の二つの理由から作業を打ち切っている。

- \* T/Rが燃料貯蔵設備として位置づけられていないために、次のS/FをT/Rに装荷した状態で作業を中断することに無理がある。
- \* 例えそれが許されても、次のS/FをT/Rに装荷するには、現在の時間的余裕では不十分である。

### (iii) 改造後の燃料移送

前の項であげた二つの問題点が下記の理由から解決されるため、午前中にS/F、N/Fを問わず3体、午後から同じく3体の取扱が可能である。

- \* T/Rが一時的な燃料貯蔵設備として位置づけられるために、T/RにS/F装荷後の作業中断が可能となる。
- \* 現在の燃料交換では、T/RでS/Fを装荷した後N/Fを引抜く前に、T/Rの180°半転、格外でキャスカカーによるS/Fの引抜きが必要であったが、改造後はT/Rの回転(22.5°)だけでよくなり、午前中に3体目の取扱が可能な時間的余裕が得られる。

従って、改造後の燃料移送では単純に現在の1.5倍の処理能力が得られる。

しかし、T/Rの改造の効果を考える際には、この時間的要因とともに作業を行う運転員の数も考慮する必要がある。現在この燃料移送の期間には18名の運転員が作業を実施しているが、T/Rの改造を実施した場合、作業が格内に限られるため、必要とされる人数はa及びcの期間と同数の7名である。この条件を活かす方法として2交替勤務の導入が考えられる。即ち、運転員の増員なしに一日にS/F6体、N/F6体の取扱パターンを組むことができ、その結果、図5.1.4に示すような標準工程が得られる。

### (iv) 格内・外の設備分離

直接工程短縮効果としては現れないが、潜在的な効果として格内・外の設備分離によるものがある。

現在の燃料移送ではT/Rをなかだちとして格内設備(燃料出入機)と格外設備(キャスカカー)の取合作業があるため、燃料取扱系全設備が順調に稼働している場合は問題ないが、キャスカカー及びそれに連なる格外設備のどれかにトラブルを生じた場合、格内設備にその影響が現れることになる。T/Rの改造により、格内・外の設備分離がなされ格

外設備に関するトラブルが燃料移送工程に影響しないため、全体としてトラブルに強い設備となると言うことができる。

また同様に燃料移送工程の中で格外設備の状態がクリティカルパスとなる時間が皆無になり、格内設備のみの改善がそのまま工程短縮となって現れるため、更なる稼働率の向上を集中的に検討でき、かつ比較的容易に実現できる可能性が生まれる。

(v) 改造の効果

結論として、炉内から15体の燃料集合体を取り出す標準的な燃料交換作業において、現在19日必要な交換工程が5日短縮され14日となる。燃料移送だけに着目すれば、その処理能力は3倍となる。

また、格内・外の設備分離によって燃料取扱設備が全体としてトラブルに強い設備になるとともに、更に稼働率を向上させられる可能性が広がる。



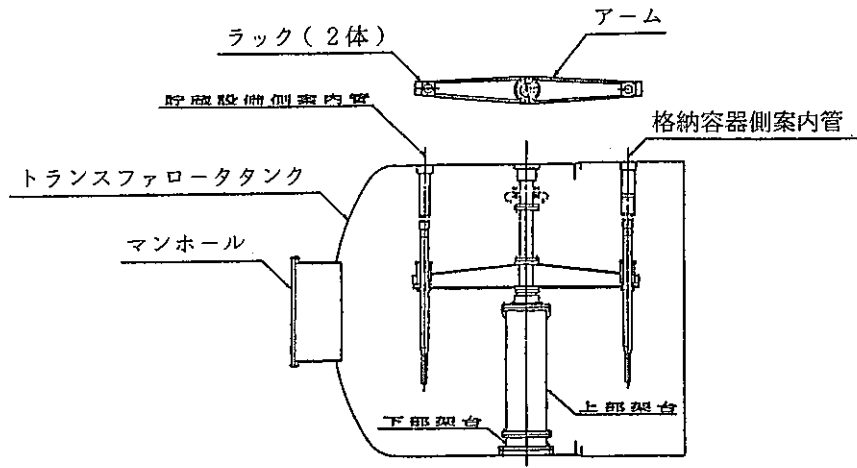


図 5.1.1 現在の構造

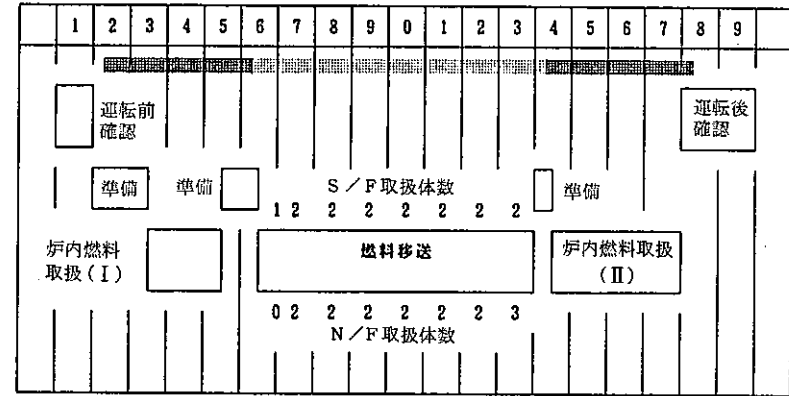


図 5.1.3 現在の工程

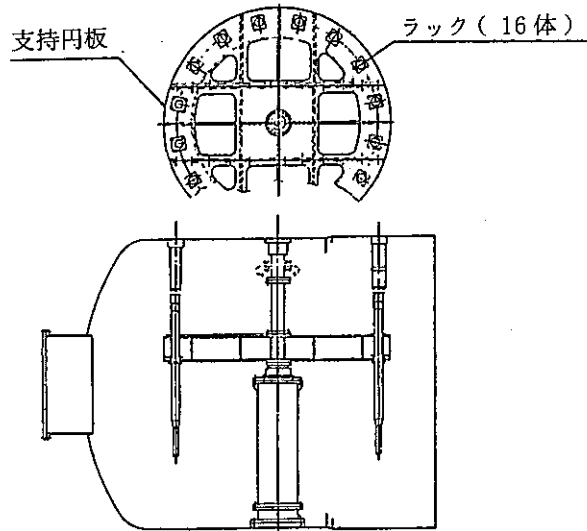


図 5.1.2 改造後の構造

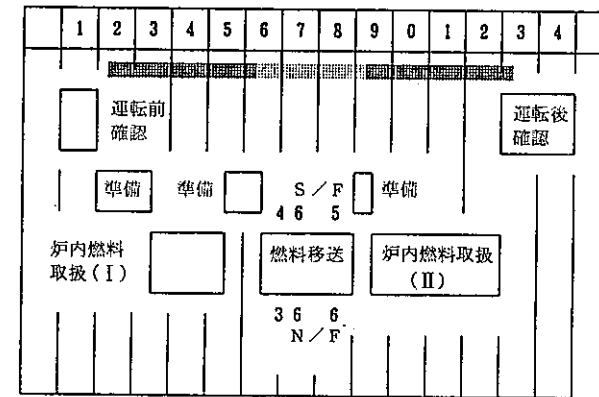


図 5.1.4 トランスファロータ改造後の工程

### ③ 設置許可変更内容

「常陽」の現設置許可記載内容、及びトランスフェロータ改造に対応した設置許可の変更案の対比表を次葉以降に添付する。なお、設置許可の本文のみを添付しているが、この他に添付資料八、九及び十に関連した記載がある。

(1)で既に述べたが、現設置許可の記載内容及び過去の経緯から考えて、添付対比表に記したようにT/Rの設備区分を現在の燃料取扱設備から一時的な燃料貯蔵設備と位置づける必要があると考えられる。なお、本案では変更内容は最低限必要なものに留めている。

### ④ 成立性の検討

#### (i) 耐震条件

T/Rはその荷重を全て格納容器に支持されているため、耐震設計上の成立性についてはT/R本体の成立性とともにも格納容器の一部としての成立性を確認する必要がある。以下に記す検討では、今回の構造変更計画に伴う重量増加を格納容器自身にフィードバックしていない。しかしながら今回の改造により増加する重量は比較的小さく、格納容器耐震モデルの当該質点重量の余裕を確認して現在の床応答のまま評価を行う方針としたい。また、結果から言っても各ケースの各部の応力評価結果は許容応力に対して十分に余裕のあるものである。

T/R改造の耐震性について下記の評価を行った。(図5. 1. 5評価モデル図参照)

評価 1. T/R本体の成立性

評価 2. T/Rの重量増加が格納容器に与える影響に対する格納容器としての成立性

評価 3. T/Rの解析により得た格納容器への反力に対する格納容器としての成立性

これらの内、評価1、2については現設工認に対応している。評価3は今回の改造計画によって格納容器に対する応力が1オーダー上がっていることから実施したものである。

#### (a) 評価 1. T/R本体の成立性

T/R本体の解析モデル図を図5. 1. 6に示す。モデル条件は、以下の通りである。

変 更 前	変 更 後 (案)	備 考
<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>所外から搬入された新燃料は、原子炉附属建物内の新燃料貯蔵設備内で検査された後、原子炉附属建物内の新燃料貯蔵設備に貯蔵されるほか、使用済燃料貯蔵建物内の新燃料貯蔵設備に運搬され、貯蔵される。新燃料の装荷の時は、原子炉附属建物内の新燃料貯蔵設備から燃料取扱用キャスカーによりトランスフロータに入れられ、次に燃料出入機により炉内燃料貯蔵ラックに運ばれる。炉内燃料貯蔵ラックから炉心へは燃料交換機で装荷される。</p> <p>使用済燃料は上記手順の逆の方法で、燃料交換機により炉心から取出され、炉内燃料貯蔵ラックに入れられる。次に燃料出入機によりトランスファロータに運ばれ、さらに燃料取扱用キャスカーにより原子炉附属建物内使用済燃料貯蔵設備に運ばれ、水冷却池で貯蔵される。ここで貯蔵された使用済燃料は、必要に応じて検査又は解体のため照射燃料集合体試験室に運搬された後、使用済燃料貯蔵建物内の水冷却池に運搬されるか、又は原子炉附属建物内水冷却池から直接使用済燃料貯蔵建物内の水冷却池に運搬され貯蔵される。</p>		<p>変更なし</p> <p>この記述では当該設備の変更内容に言及していない。</p>

変 更 前	変 更 後 (案)	備 考
<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(イ) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(1) 構 造</p> <p>核燃料物質取扱設備は、燃料取扱用キャスクカー、燃料出入機、燃料交換機などの燃料移送用装置及びナトリウム洗浄装置などからなり、炉容器内における燃料の交換、<u>炉容器への出入操作及び使用済燃料の洗浄、缶詰及び貯蔵の操作は原子炉停止中に行う。</u></p> <p>(2) 主要装置</p> <p>燃料交換機</p> <p>燃料出入機</p> <p><u>トランスファロータ</u></p> <p>燃料取扱用キャスクカー</p> <p>ナトリウム洗浄装置</p> <p>燃料集合体缶詰装置</p>	<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(イ) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(1) 構 造</p> <p>核燃料物質取扱設備は、燃料取扱用キャスクカー、燃料出入機、燃料交換機などの燃料移送用装置及びナトリウム洗浄装置などからなり、炉容器内における燃料の交換<u>及び炉容器への出入操作は原子炉停止中に行う。</u></p> <p>(2) 主要装置</p> <p>燃料交換機</p> <p>燃料出入機</p> <p>_____</p> <p>燃料取扱用キャスクカー</p> <p>ナトリウム洗浄装置</p> <p>燃料集合体缶詰装置</p>	<p>下線部変更</p> <p>下線部変更</p>

変更前	変更後(案)	備考
<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(n) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(1) 新燃料貯蔵設備</p> <p>a) 構造</p> <p>新燃料は、原子炉附属建物内の独立した区画及び使用済燃料貯蔵建物内の独立した区画に設けられた新燃料貯蔵設備に貯蔵する。また、一時的な中継貯蔵設備として<u>炉内貯蔵ラック</u>がある。</p> <p>b) 貯蔵能力</p> <p>原子炉附属建物内新燃料検査貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 70本</p> <p>使用済燃料貯蔵建物内新燃料貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 64本</p> <hr/> <p>炉内貯蔵ラック</p> <p>燃料集合体 約20本</p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p>	<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(n) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(1) 構造</p> <p>a) 構造</p> <p>新燃料は、原子炉附属建物内の独立した区画及び使用済燃料貯蔵建物内の独立した区画に設けられた新燃料貯蔵設備に貯蔵する。また、一時的な中継貯蔵設備として<u>トランスファロータ及び炉内貯蔵ラック</u>がある。</p> <p>b) 貯蔵能力</p> <p>原子炉附属建物内新燃料検査貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 70本</p> <p>使用済燃料貯蔵建物内新燃料貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 64本</p> <p><u>トランスファロータ</u></p> <p><u>燃料集合体 16本</u></p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p> <p>炉内貯蔵ラック</p> <p>燃料集合体 約20本</p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p>	<p>下線部変更</p> <p>下線部変更</p>

変 更 前	変 更 後 (案)	備 考
<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(n) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(2) 使用済燃料貯蔵設備</p> <p>a) 構 造</p> <p>使用済燃料は、原子炉附属建物内の独立した区画及び使用済燃料貯蔵建物内の独立した区画に設けられた使用済燃料貯蔵設備に貯蔵する。</p> <p>使用済燃料貯蔵設備は、水冷却池、貯蔵ラック、冷却設備等によりなる。この他に、一時的な中継貯蔵設備として <u>炉内貯蔵ラックがある。</u></p> <p>b) 貯蔵能力</p> <p>原子炉附属建物内新燃料検査貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 200本</p> <p>使用済燃料貯蔵建物内新燃料貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 600本</p> <hr/> <p>炉内貯蔵ラック</p> <p>燃料集合体 約20本</p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p>	<p>5. 原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備</p> <p>ニ. 核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設の構造及び設備</p> <p>(n) 核燃料物質取扱設備の構造</p> <p>(1) 構 造</p> <p>a) 構 造</p> <p>使用済燃料は、原子炉附属建物内の独立した区画及び使用済燃料貯蔵建物内の独立した区画に設けられた使用済燃料貯蔵設備に貯蔵する。</p> <p>使用済燃料貯蔵設備は、水冷却池、貯蔵ラック、冷却設備等によりなる。この他に、一時的な中継貯蔵設備として <u>トランスファロータ及び炉内貯蔵ラックがある。</u></p> <p>b) 貯蔵能力</p> <p>原子炉附属建物内新燃料検査貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 200本</p> <p>使用済燃料貯蔵建物内新燃料貯蔵室</p> <p>新燃料集合体 600本</p> <p><u>トランスファロータ</u></p> <p><u>燃料集合体 16本</u></p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p> <p>炉内貯蔵ラック</p> <p>燃料集合体 約20本</p> <p>(使用済燃料と合せての貯蔵能力である)</p>	<p>下線部変更</p> <p>下線部変更</p>

- (イ) 既設部分（T/R軸の上部軸受から下部架台固定部まで）を含めて、T/R全体を多質点2次元はりモデルに置き換える。
- (ロ) ラック及びラックに収納するポット入燃料は、1本のはりモデルに置き換える（重量及び剛性を本数倍する）>
- (ハ) 剛性は、軸、架台、ラックについてモデル化し、支持円板及び補強リブは、剛として扱う。その他については、質量のみ考慮する。
- (ニ) 重量は、軸、架台、支持円板、ラック、燃料入ポット等T/R本体重量を各質点に集中重量として与える。

・ ラック	: 100 kg / 1本
・ ポット重量	: 75 kg / 1本
・ ポット内Na重量	: 19 kg / 1本
・ 燃料棒重量	: 71 kg / 1本
・ 支持円板	: 7.8 t
・ 全体重量	: 約16 t

既設重量 約6.1t（含アーム部約1.1t）

解析結果を表5. 1. 1から5. 1. 5に示す。応力評価の結果は全て許容応力内であり安全である。なお、現設工認との比較を行った結果は以下の通りである。

- ① 支持円板、ラック等の重量増加に伴い、水平地震力を支持する下部架台のモーメントが約7倍、せん断力は約5倍となる。
- ② ①により、取付けボルトについては、既設ボルト（M24）ピッチの間にM20ボルトを10本追加する必要がある。
- ③ また、上部及び下部架台の応力が大きくなるが、許容値内に入る。
- ④ T/R本体及びラックの応力は大差がない。

- (b) 評価 2. T/Rの重量増加が格納容器に与える影響に対する格納容器としての成立性

格納容器のT/R収納部について設工認では、これを剛なノズルとみなしT/R本体及びT/Rタンクの重量を与えて評価している。本評価ではこの重量に対してその増加分を加えて計算評価したものである。計算条件は以下の通り。

- (イ) 内 圧 1.35 kg/cm<sup>2</sup>G(150℃)
- (ロ) 外 圧 0.05 kg/cm<sup>2</sup>G
- (ハ) 死荷重
  - (i) T/R収納部(含内蔵物) 78 ton
  - (ii) 増加重量 11 ton
  - 合計 89 ton
- (ニ) 地 震
  - (i) 設計垂直地震 0.324
  - (ii) 設計水平地震 0.745
- (ホ) 仮想的大地震

動的解析にもとづく設計地震を1.5倍した値を設計地震とする。

この評価の結果及び設工認との比較を表5.1.6に示す。応力評価の結果は全て許容応力であり安全であるとともに、現設工認の数値とも大差が無い。

(c) 評価 3. T/Rの解析によりえた格納容器への反力に対する格納容器としての成立性

本評価は、評価1・T/R本体の耐震解析により求められた格納容器据付部の反力が現構造のそれより1オーダ増加する(表5.1.4)ため確認のため実施したものである。方法は、評価2と同様に格納容器T/R収納部を剛なノズルとみなし、地震力として前記反力を与えて計算評価したものである。

この評価の結果及び設工認との比較を表5.1.7に示す。応力評価の結果は全て許容応力内であり安全である。

(d) 結 論

以上に示したように現在までに実施した確認計算では、T/Rの改造について耐震条件として応力的には十分余裕がある。全体として本改造に関して耐震条件上は技術的には十分に成立性があると考えられる。

今後、格納容器耐震モデルとの整合性の確認、その他T/Rへの燃料装荷に組み合わせた地震時の相対変位の問題等さらに詳細な検討を要するものがある。その他、現行の耐震



設計審査指針に基づく耐震性の再評価に何らかの形で対応する必要があり、従来にない評価を求められる可能性がある。その際、他の設備、特に格納容器の従来評価にインパクトを与えないような対処のしかたを採っていくことが重要である。

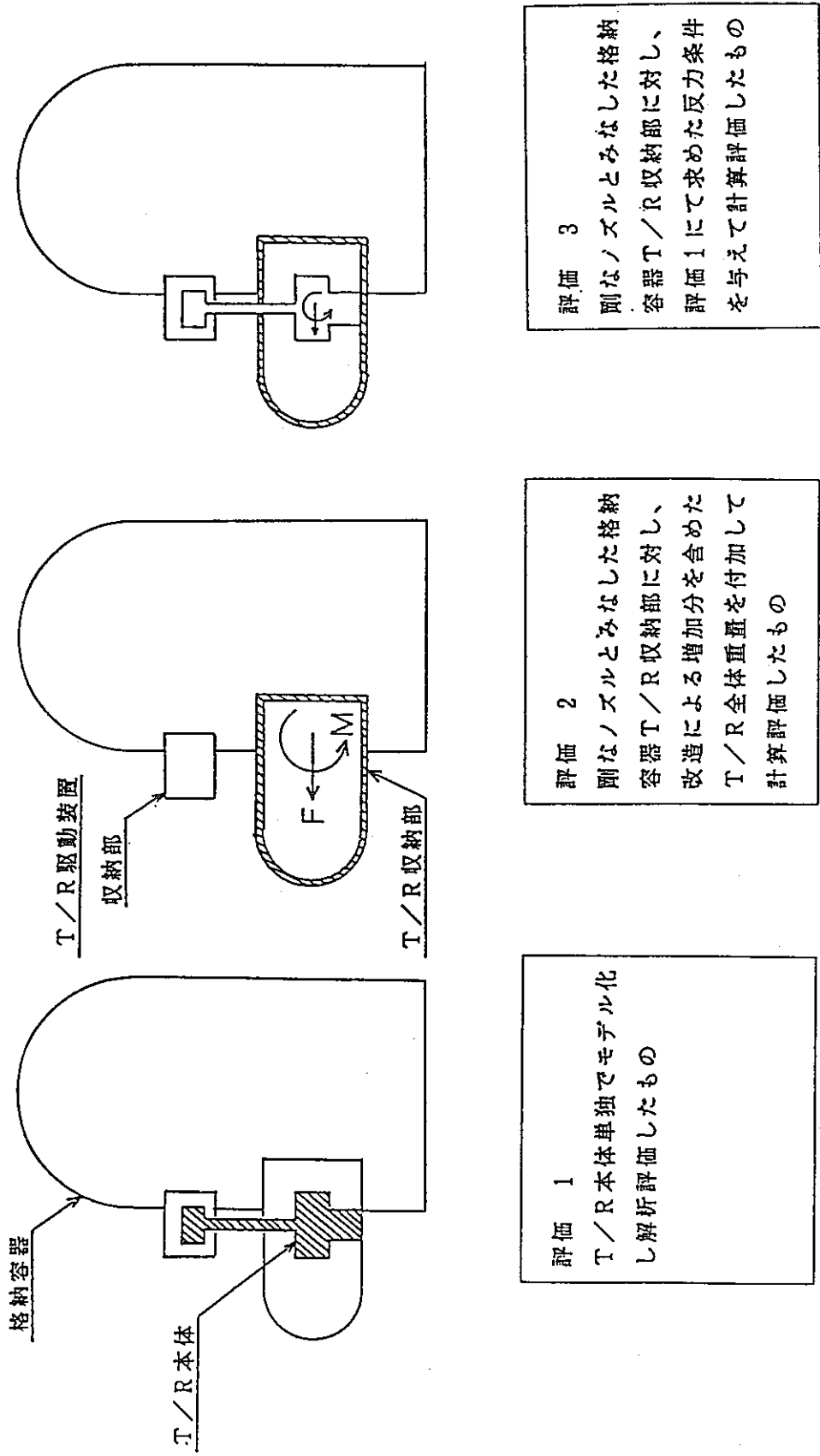


図 5. 1. 5 評価モデル図

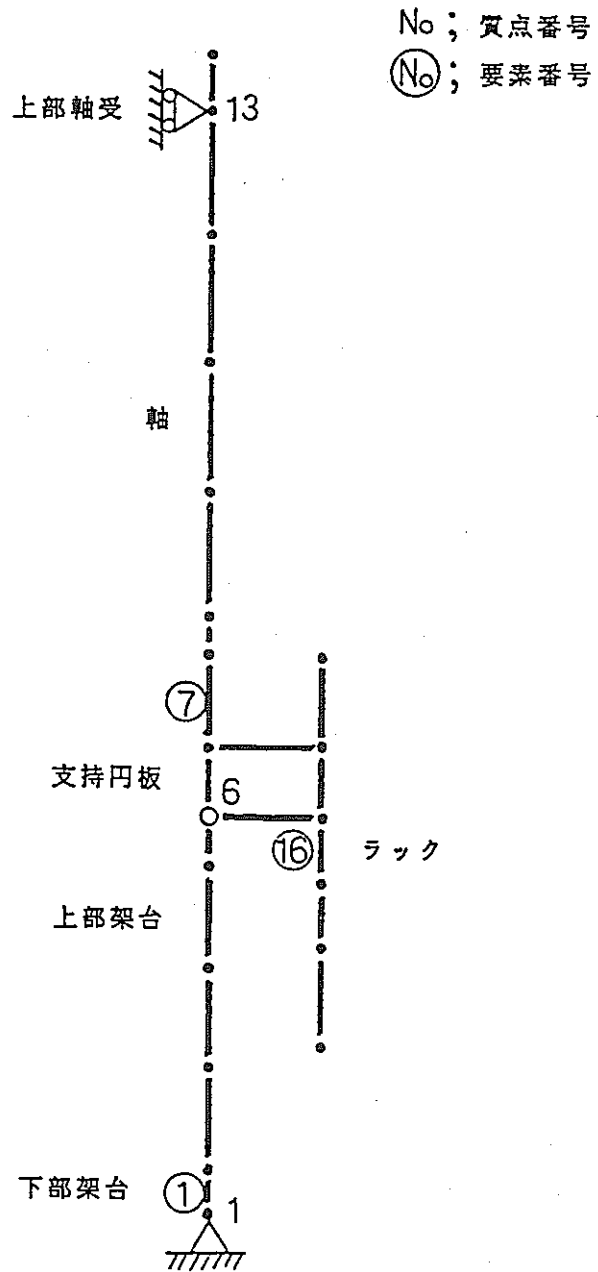


図 5. 1. 6 解析モデル図 (評価 1)

表 5. 1. 1 固有振動数

評価 1

次 数	固有振動数 (Hz)
1	5.5
2	10.6
3	22.3

表 5. 1. 2 各拘束点反力 (格納容器への荷重条件)

評価 1

位置	動的解析		静的解析 (水平)		静的解析 (垂直)
	せん断力 (kg)	曲げモーメント (kg・mm)	せん断力 (kg)	曲げモーメント (kg・mm)	軸力 (kg)
下部架台 固定部	$20.4 \times 10^3$	$6.9 \times 10^7$	$10.0 \times 10^3$	$3.2 \times 10^7$	$4.9 \times 10^3$
上部軸受	$0.8 \times 10^3$	0	$1.3 \times 10^3$	0	0

表 5. 1. 3 応力評価

評価 1

部材	材料	応 力	算出応力 (kg/mm <sup>2</sup> )	許容応力 (kg/mm <sup>2</sup> )
下部架台	SS41	組合せ引張	7.8	18.5
ラ ッ ク	SUS316TP	組合せ引張	3.0	13.4
取付 ボルト (M24)	SCM435	引 張	31.5	45.3

表 5. 1. 4 現設工認との比較 (部材力)

評価 1

部位	質点番号	荷重	設工認	改造案
下部架台 取付部	1	曲モーメント kg・mm	$9.85 \times 10^6$	$6.9 \times 10^7$
		せん断力 kg	$4.11 \times 10^3$	$20.4 \times 10^3$

表 5. 1. 5 現設工認との比較 (各部応力)

評価 1

部 位	要素番号	応 力	設工認	改造案
T/R 本体 軸の支持 円板付根部	7	曲げ応力	3.1	2.0
		せん断応力	1.8	0.1
ラック	16	曲げ応力	2.0	2.3
		せん断応力	1.0	1.3
下部架台	1	曲げ応力	0.9	6.0
		せん断応力	0.1	0.4
下部架台 取付ボルト	1	引張応力	13.3 (M24)	31.5 (M24, M20)

表 5. 1. 6 応力評価結果及び現設工認との比較

評価 2

(kg/mm<sup>2</sup>)

荷重条件	P <sub>L</sub>			P <sub>L</sub> + P <sub>b</sub> + Q		
	設工認	改造案	許 容 応 力	設工認	改造案	許 容 応 力
C地震時 (設計地震+運転時荷重)	0.9	1.0	15.8	2.1	2.5	31.6
D地震時 (設計地震+事故時荷重)	2.5	2.5	22.5	4.2	4.6	機能損 傷無し
E地震時 (1.5*設計地震+運転時荷重)	1.3	1.5	機能損 傷無し	3.2	3.7	機能損 傷無し

表 5. 1. 7 T/R本体応力のための応力評価結果及び現設工認との比較

評価 3

(kg/mm<sup>2</sup>)

荷重条件	P <sub>L</sub>			P <sub>L</sub> + P <sub>b</sub> + Q		
	設工認	改造案	許 容 応 力	設工認	改造案	許 容 応 力
C地震時 (設計地震+運転時荷重)	0.9	0.4	15.8	2.1	1.1	31.6
D地震時 (設計地震+事故時荷重)	2.5	2.5	22.5	4.2	3.3	機能損 傷無し

## (ii) 熱的条件

現在のT/Rは燃料集合体を2体収納することができるが、使用済燃料は1体だけである。今回の改造を行うと最大で15体の使用済燃料を一時的に貯蔵することになり、これらからの崩壊熱を検討評価する必要がある。図5. 1. 7に使用済燃料15体を収納した状態でのT/R内の温度条件の簡易計算結果を示す。最大収容本数は16体であるが、原子炉運転時16体のS/Fを装荷した状態では原子炉内の貯蔵ラック内に1体分空きができるため、15体収容時の定常状態として計算した。しかし、今後行う評価上は簡単のため16体条件で検討する方がより良いと考える。なお、現在の設工認では熱的条件に関する記述はない。

## (a) 計算にあたっての主要な前提条件

(イ) 使用済燃料崩壊熱	22.5kW (1.5kW×15体)
(ロ) 雰囲気温度(一定)	40℃
(ハ) T/Rタンク伝熱面積(全表面)	170m <sup>2</sup>
(ニ) T/Rタンク表面熱伝達率	2kcal/m <sup>2</sup> h℃
(ホ) T/Rタンク熱通過率	1kcal/m <sup>2</sup> h℃
(ヘ) T/Rラック温度(一定)	190℃
(ト) ポット外面、ラック内面ふく射率	0.1
(チ) アルゴンガス温度は一樣	
(リ) ラックヒータによる入熱無し	

これらのうち(ニ)(ホ)(ト)は安全側の条件であるが、(ハ)(チ)(リ)は実際はより厳しい条件となることが考えられるのを簡易計算のため設定したものである。即ち、T/Rタンク表面の格納容器内側は円筒形状のコンクリートに近接しているため伝熱面としては放熱性が低下する。またタンク内のアルゴンガスが自然対流に支配されるので上部と下部ではかなり温度が違うが、簡易計算のため一樣温度としているため上部については計算値は低温側となる。また同様に実際には自然放熱するラックについても熱バランスによってはヒータが入る可能性があり、ヒータによる入熱を考慮する必要があると考えられる。

## (b) 計算結果

計算結果は以下の通りである（図5. 1. 7参照）。

(イ) T/Rタンク温度	97℃
	(設計温度 150℃)
(ロ) ポット温度	300℃
	(設計温度 550℃)
(ハ) タンク内アルゴンガス温度	154℃

以上の結果から、前項で述べた前提条件上の問題はあるにしても計算結果は設計条件に対してかなり余裕のあるものであり成立性は十分にあると考えられる。しかし、アルゴンガス系の改造（具体的には補助的な冷却系の追加の有無）を必要とするか否かの判断は、設備区分の変更をにらんでの検討が必要であり現在検討中である。

## (c) その他の問題

例えばT/Rから引抜いた後の燃料移送中の崩壊熱による燃料被覆管温度の上昇等の問題に、今回の改造によるT/R内での初期温度の上昇の影響があるためさらに検討を要する。

## (iii) 遮蔽条件

前章の熱的条件の検討の場合と同様に、今回の改造を実施した場合、T/Rの使用済燃料集合体の収容本数が1体から最大15体\*1に増加することから、T/Rタンクの周辺の区域での設計線量当量率の見直しを行う必要がある。表5. 1. 8に現設工認の計算線量当量率を単純に1.5倍した場合の結果を示す。設工認の設計目標線量当量率は、許容値に対し「目標」として1/10に設定されている。現設工認ではこの設計目標線量当量率を満足する結果が得られているが、これを1.5倍した場合、設計目標線量当量率を満足しないものがあるのみならず、一部許容値を満足しないものも出てくる。従って遮蔽に関する条件については、より詳細な解析を行うか、あるいは実機条件を利用した実測値に基づく評価を与えてクリアしていく必要がある。

\*1 16体条件に対する考え方は熱的条件の場合と同様



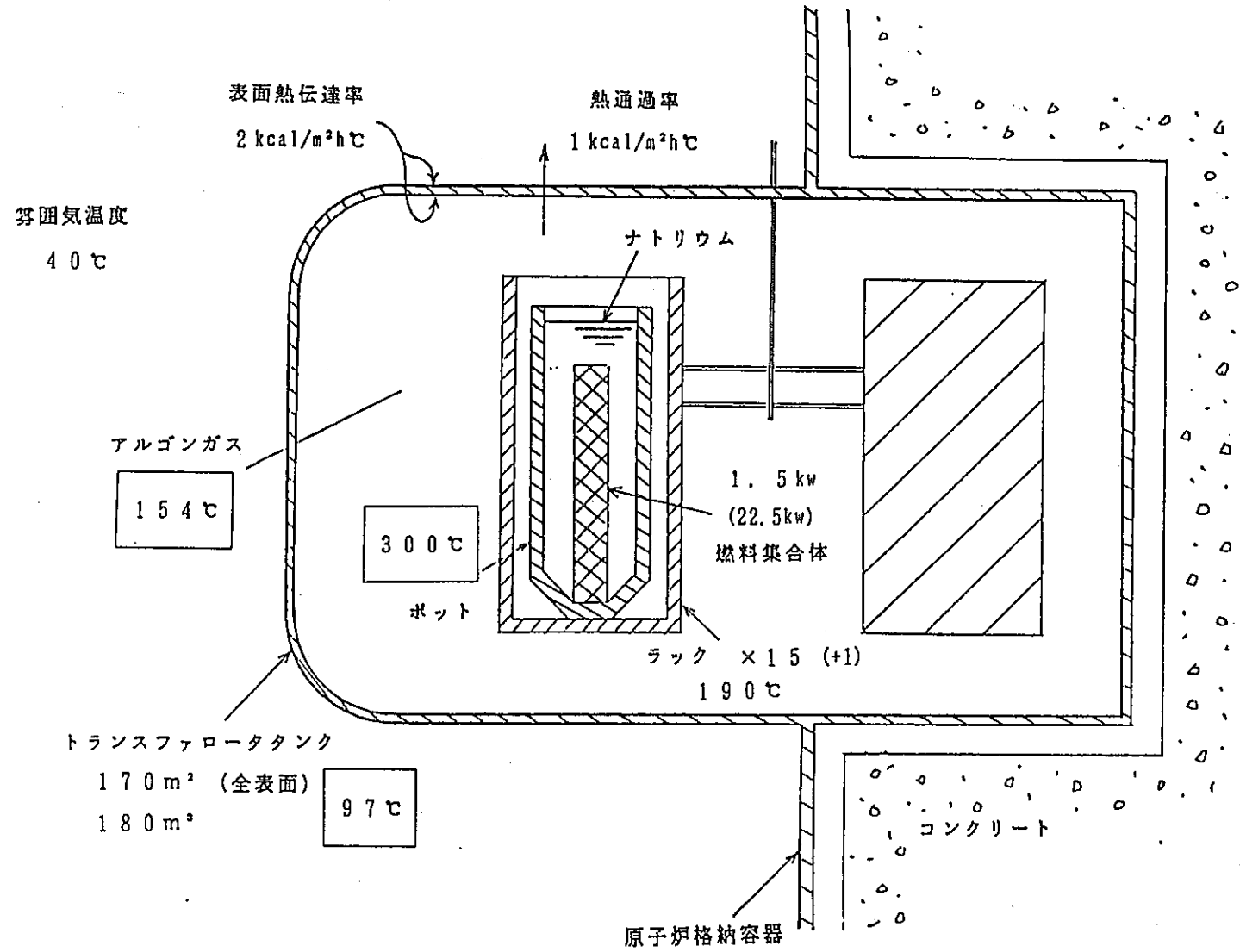


図 5. 1. 7 熱的条件計算結果

表5.1.8 T/R室周囲の計算線量率

評価点	状態	基準	計算線量当量率 ( $\mu\text{Sv/hr}$ )	設計目標線量当量率 ( $\mu\text{Sv/hr}$ )
①トランスファロータ予備室	炉心構成要素 取扱中	A区域	0.15	2.0
②NE排風機室	炉心構成要素 取扱中	A区域	28.5 ( $> 20.0$ )	2.0
③附属建家空調換気設備室	炉心構成要素 取扱中	A区域	0.15	2.0
④補機冷却系ポンプ室	炉心構成要素 取扱中	A区域	0.15	2.0
⑤燃料洗浄室	炉心構成要素 取扱中	B区域	11.25	8.0
⑥燃料洗浄機器室	炉心構成要素 取扱中	B区域	0.525	8.0
⑦装填燃料移送室	炉心構成要素 取扱中	C区域	0.15	32.0
⑧キャスクカー移動エリア	炉心構成要素 取扱中	A区域	10.5	2.0
⑨出入機走行エリア	炉心構成要素 取扱中	A区域	10.5	2.0

⑤ 改造工期

(i) 現地工事工程

トランスファロータの改造に要する現地工事の工程を表5. 1. 9に示す。本工程表を作成するにあたっての前提条件は以下の通りである。

- (a) 管理区域立ち入り作業時間は、1日10時間とする。
- (b) タンク内の清掃、除染は作業に支障のない程度までとする。
- (c) アーム及びラックの処置は、ビニール梱包・タンク外搬出までとする。
- (d) 作業エリアは、必要分確保できるものとする。

(ii) その他の注意事項

- (a) トランスファロータタンク内には昭和56年頃を最後に立ち入りを行っておらず、タンク内の汚染状況は不明のため、本作業に必要な除染期間については不確定要素がある。
- (b) 表5. 1. 9の現地工事工程表では、改造工事終了後の機器作動試験及び設備全体としての総合的な機能試験に必要な時間を考慮していない。

(iii) 結論

トランスファロータの改造に要する現地工事の工期は正味約80日である。実質的に「常陽」の運転工程に対し単独でクリティカルとなる期間は、前項記載事項を勘案すると機能試験を含めて4～6か月と予想される。

表 5.1.9 トランスファロータ改造現地工事工程

	(延 日 数)																
	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80
準備作業(ハッチ開, 養生)	■	■															
タンク内立入検査(PNC殿所掌)		□															
タンク内清掃, 除染			■	■													
タンク内作業準備				■	■												
ラック取外し					■	■											
駆動装置取外し(準備:ハッチ開等を含む)					■	■	■										
アーム, 上部及び下部架台取外し						■	■										
架台及び架台取付座の加工							■	■	■								
駆動装置その他点検								■	■								
上部及び下部架台仮取付									■	■							
支持円板(1)取付										■	■						
駆動装置仮組立											■	■					
上・下軸受部組立												■	■				
支持円板(2), (3)取付													■	■			
調整(センタリング他), 駆動装置組立, 架台締付														■	■	■	
ラック据付															■	■	■
試験(リークチェック, 駆動装置)																■	■
後始末(タンク内清掃, 養生撤去, 除染, マンホール・ハッチ閉 他)																	■

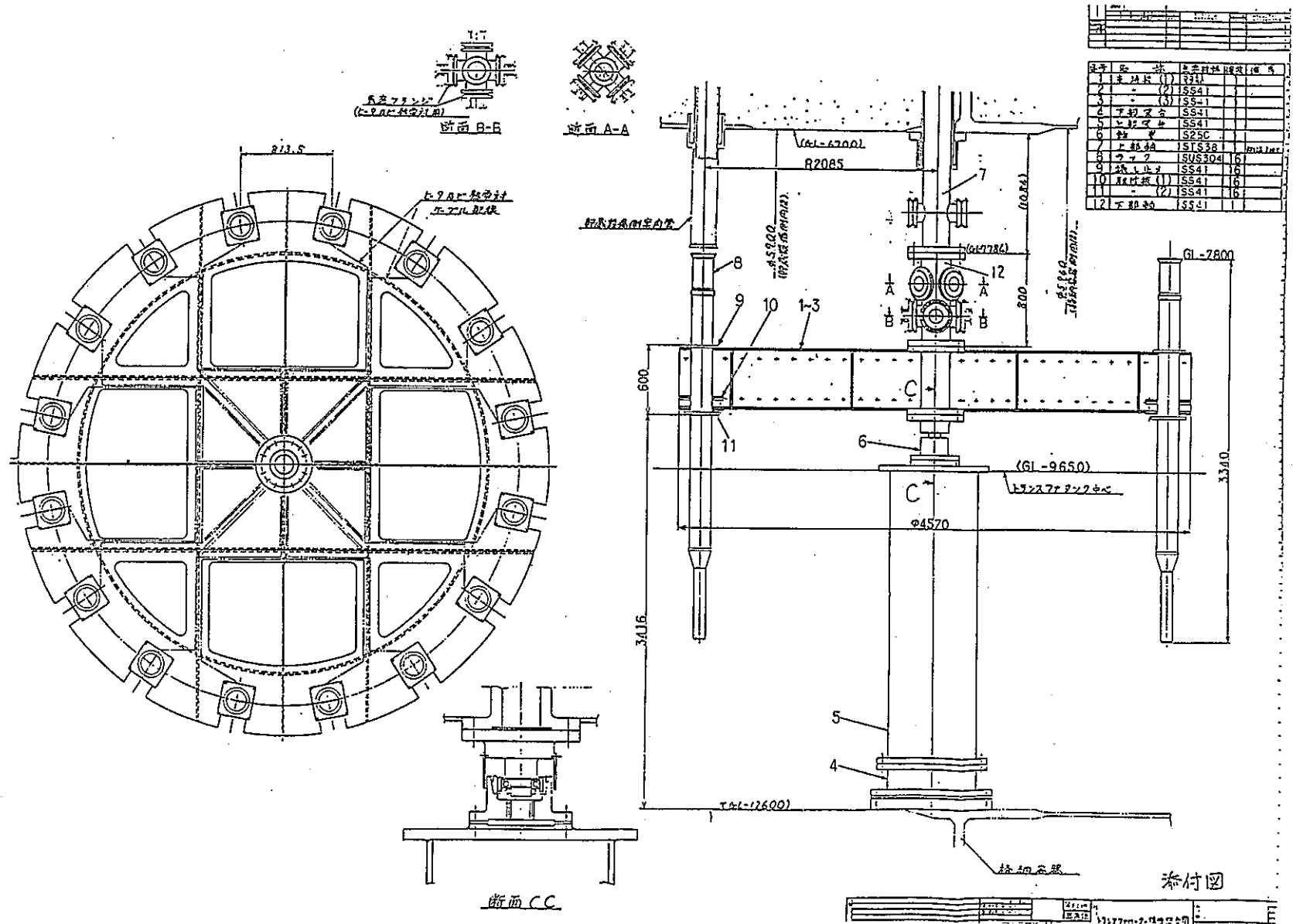


図5.1.8 改造後の構造

## (2) 燃料貯蔵専用ポットの廃止

燃料ラック中の使用済燃料の発熱量を抑制するためには、炉心燃料とポット内燃料の間に中性子吸収機能を持たせる必要がある。現在検討しているのは、中性子吸収機能を反射体を持たせる方式と移送用ポットを持たせる方式である。そこでそれぞれの方式の核設計上の成立性について検討を行った。

移送用ポットの除熱特性（図5.1.9）より、ポット内の冷却材の自然対流で被覆管最高温度を設計温度（650℃）以内に除熱可能なポット内使用済燃料の発熱量は約50～60kW程度である。MK-Ⅲ炉心では中性子束を1.3～1.4倍に向上させるに伴い、原子炉の熱出力も増加し、ポット内使用済燃料の発熱量も上昇する。ポット内使用済燃料の発熱量はMK-Ⅱで約150kWであり、MK-Ⅲではこれが1.5倍の225kWになるものと仮定する。今回のサーベイでは径方向にボロン（B<sub>4</sub>C）遮へい体を設置することでこれを1/5にし、全発熱量を50kW程度にすることを目標とする。

## ① ボロン反射体方式

ボロン反射体を設置したときのポット位置の使用済燃料の発熱を評価するために、2次元R-Z計算によるサーベイを行った。計算モデルを図5.1.10に示す。この時の計算条件を以下に示す。

- ・ボロン反射体の装荷列は9、10とする。
- ・ボロンは天然ボロンとする。
- ・ボロンの反射体内体積比及び軸方向高さをパラメータとする。

サーベイ計算結果を図5.1.11に示す。これより9、10列に体積比60%の天然ボロン（軸方向高さ1000mm）を使用したケースでポット内燃料の漏洩中性子による発熱量が1/5になることがわかった。又、ボロン反射体に設置するボロンの軸方向高さは炉心（550mm）と同程度のケースよりも十分高くしたケースの方がかなり効果的であることがわかった。

次にこの結果を基に成立性の期待できるケースを限定し、3次元Hex-Z計算による詳細計算を行った。計算モデルを図5.1.12に示す。この時の検討条件を以下に示す。

- ・交換する最大で100体以内（9、10列の2層）
- ・集合体内のボロン体積比は36%とする。
- ・ボロン反射体のボロン部分の軸方向高さは1000mmとする。
- ・<sup>10</sup>Bの濃縮度が天然（約19%）、40%、60%の3種類とする。

計算結果を表5.1.10に示す。10例のみに60%濃縮ボロンを装填したケースでは使用済燃料の発熱は1/3程度にしか低減しなかった。2層にボロン反射体を使用するケースでは、9列天然ボロン、10列60%濃縮ボロンを用いるケースで成立性が認められた(図5.1.13)。ここで、9列では発熱によりPCMIが生じる恐れがあるので天然ボロンを使用した。

## ② ボロン付き移送用ポット方式

次に移送用ポットに中性子吸収機能を持たせる方式について検討した。図5.1.14に現行の移送用ポットとボロン付き移送用ポットの断面図を示す。ボロン付きポットは現行の移送用ポットの外側にB<sub>4</sub>C入りの円筒容器をはめ込み、溶接して作成する。ボロン付きポット中の使用済燃料の発熱を評価するために、2次元R-Z計算によるサーベイを行った。計算結果を表5.1.11に示す。これよりポット外側位置に厚さ20mm程度の天然ボロンを配置することでポット内燃料の発熱量が1/5になることがわかった。

ボロン付きポットの外壁の肉厚を耐震性、耐圧性、強度を考慮して現行の5mmとし、ボロン用容器の肉厚を1mm、ポット内径を燃料集合体の曲がりを考慮して缶詰缶と同程度の107mmφとすると、移送用ポットに使用できるボロン部の肉厚は、最大で17mmになる(図5.1.14参照)。これより今回のサーベイ結果より天然ボロンではポット内に必要径方向厚さ(20mm)をとることはできないが、濃縮ボロンを用いることで成立性が期待できる。但し、今回行った2次元R-Z計算では計算モデルが実際の体系とは異なっており、今後さらに詳細なサーベイが必要である。

## ③ 貯蔵、廃棄計画及びコスト

### (i) ボロン反射体方式

ボロン反射体方式で成立性が確認されたケース(表5.1.10ケース6)の炉心構成を図5.1.15に示す。このケースでのボロン反射体の実用化に当たっては、燃料貯蔵専用ポット(全数12)の廃棄に加えて炉心から取り出す反射体(96体)の貯蔵、あるいは廃棄を行わなければならない。又、96体の中性子遮へい体(天然ボロン48体、60%濃

縮ボロン48体)に装填するペレットの費用は概算で約20数億円になる。そこで貯蔵、廃棄反射体数及び製造コストを低減する方法について検討を行った。

a. MK-Ⅲ以降の1サイクル毎の取出燃料の最大数は16体程度であるので、これに余裕を見て、使用済燃料を貯蔵するポットを18体に限定し、その直前のみにボロン反射体を使用する。(図5.1.16)

→交換反射体数66(天然32体、濃縮34体) 約3割減

b. ボロン反射体の9列のボロン反射体を1部削減する。(表5.1.10ケース4)

・全炉心(図5.1.17)

→交換反射体数72(天然24体、濃縮48体) 約2割減

・18体ポットの直前のみ(図5.1.18)

→交換反射体数50(天然16体、濃縮34体) 約4割減

c. 反射体のボロン部分の軸方向高さを低くし、ボロンペレットの装填量を減らす。

→1000mm→650mmで約3割減

等であるが、上記a～cの方法はいずれを採用する場合にも、ポット内使用済燃料の発熱量については詳細なサーベイを行う必要がある。

## (ii) ボロン付き移送用ポット方式

ボロン付き移送用ポットを作成する場合、貯蔵専用ポット(12体)とボロン付きポットの交換は問題ないが、現行の移送用ポットをボロン付きポットにする方法として、一つに移送用ポット内のNaを排出し、加工する方法があるが、この場合ポット内Naの排出を行わなければならない。もう一つの方法に、現在の移送用ポットをボロン付きのポットに交換するものがあるが、この場合廃棄物が増加するという問題がある。

又、ポット1体当りの使用ボロン体積は4374.04ccであり、60%濃縮ボロンを使用すると、ポット30体で費用は数億円程度となる。ボロン付きポットの数を18体に限定すると、約4割減になる。但し、これはペレット加工費を含んでいるので、ボロン使用形態によってはさらに低減することも考えられる。



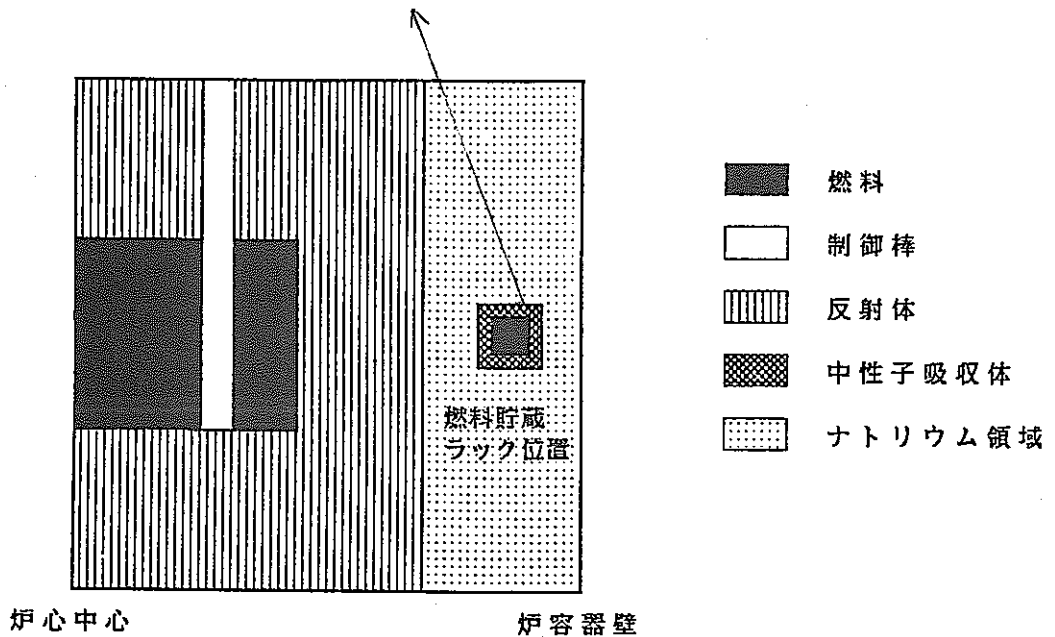
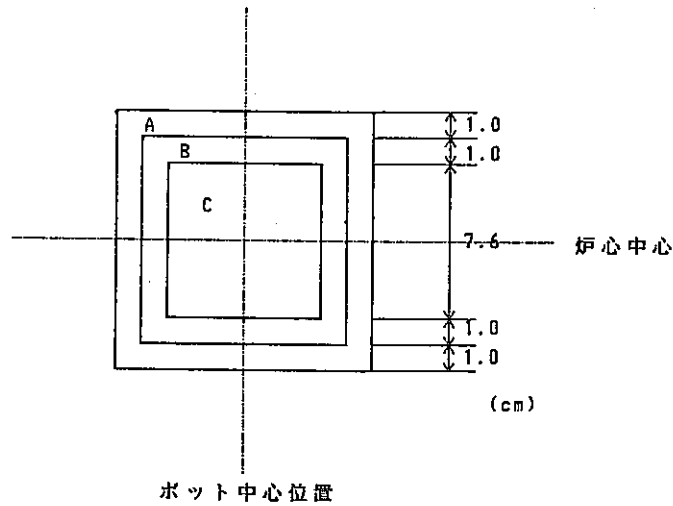
表5.1.10 3次元Hex-Z計算によるポット内燃料の発熱量

ケース		ポット内使用済燃料 発熱量(kW) ( )内は比	コメント
0	(基準)	193.0 (1.00)	J2燃料
1	10列置換		
	天然ボロン	86.8 (0.45)	
2	40%濃縮	70.1 (0.36)	
3	60%濃縮	61.5 (0.32)	
4	9、10列置換		
	9列天然ボロン 10列60%濃縮	44.6 (0.23)	9列1部(24体使用) 10列全部(48体使用)
5	9列40%濃縮		9列1部(24体使用)
	10列60%濃縮	40.3 (0.21)	10列全部(48体使用)
6	9列天然ボロン		9列1部(24体使用)
	10列60%濃縮	36.6 (0.19)	10列全部(48体使用)

79体炉心 熱出力150MWt 8群拡散、3次元Hex-Zモデル  
 ボロン反射体使用： ボロン体積比36% ボロン部軸方向高さ1000mm

表5.1.11 ボロン付き移送用ポット使用時のポット内燃料  
発熱密度の比較

ケース	領域			出力密度 (W/cc)	ケース1-2 との比
	A	B	C		
1-1	Matrix	Matrix	Matrix	0.0	—
1-2	Matrix	Matrix	燃料	$3.65 \times 10^1$	1.0
1-3	Matrix	天然ボロン	燃料	$1.05 \times 10^1$	0.29
1-4	天然ボロン	天然ボロン	燃料	$6.42 \times 10^0$	0.18



吸収材付移送ポット方式の計算モデル

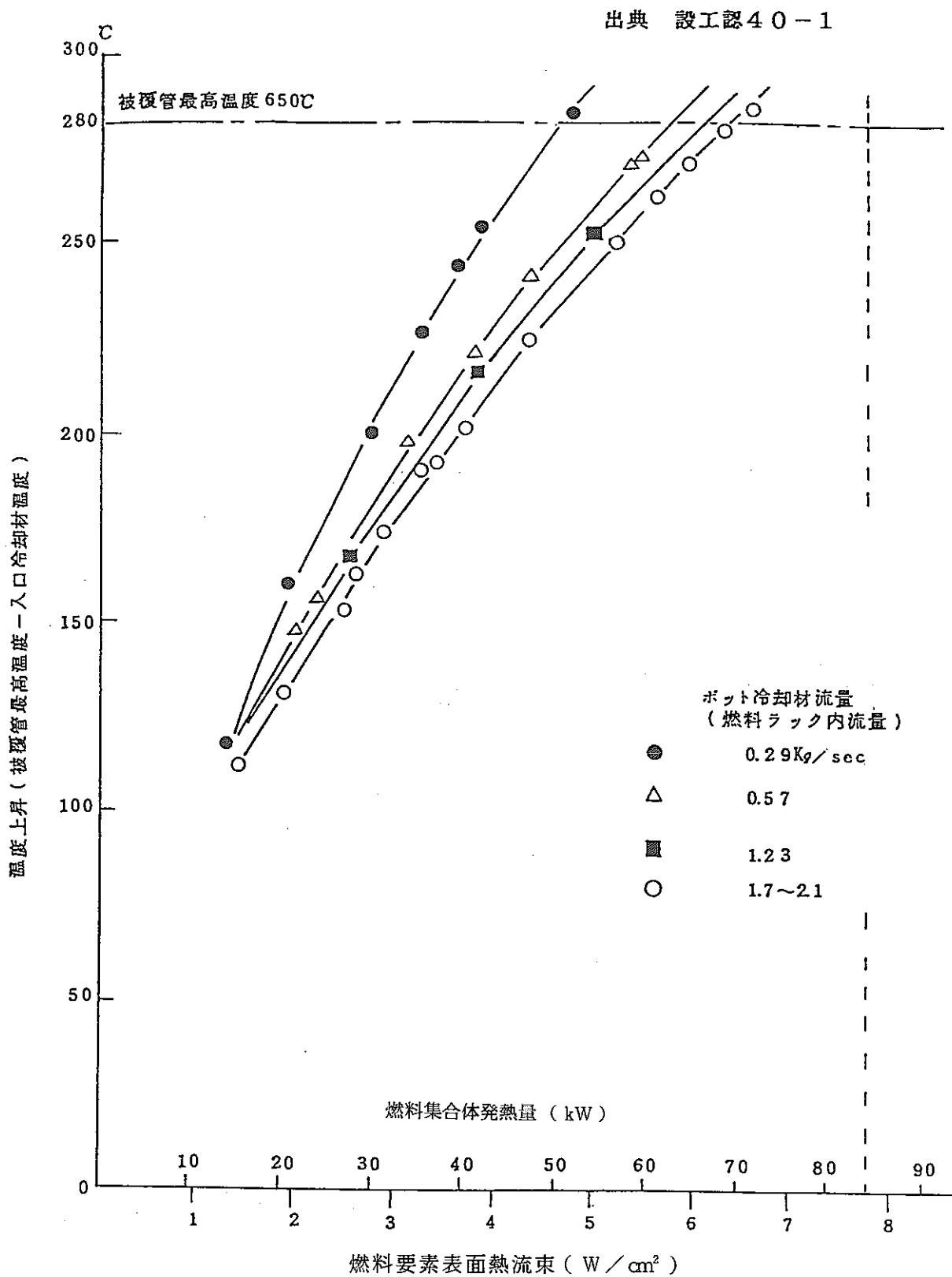


図5.1.9 移送用ポット除熱特性 (自然対流による除熱方式)

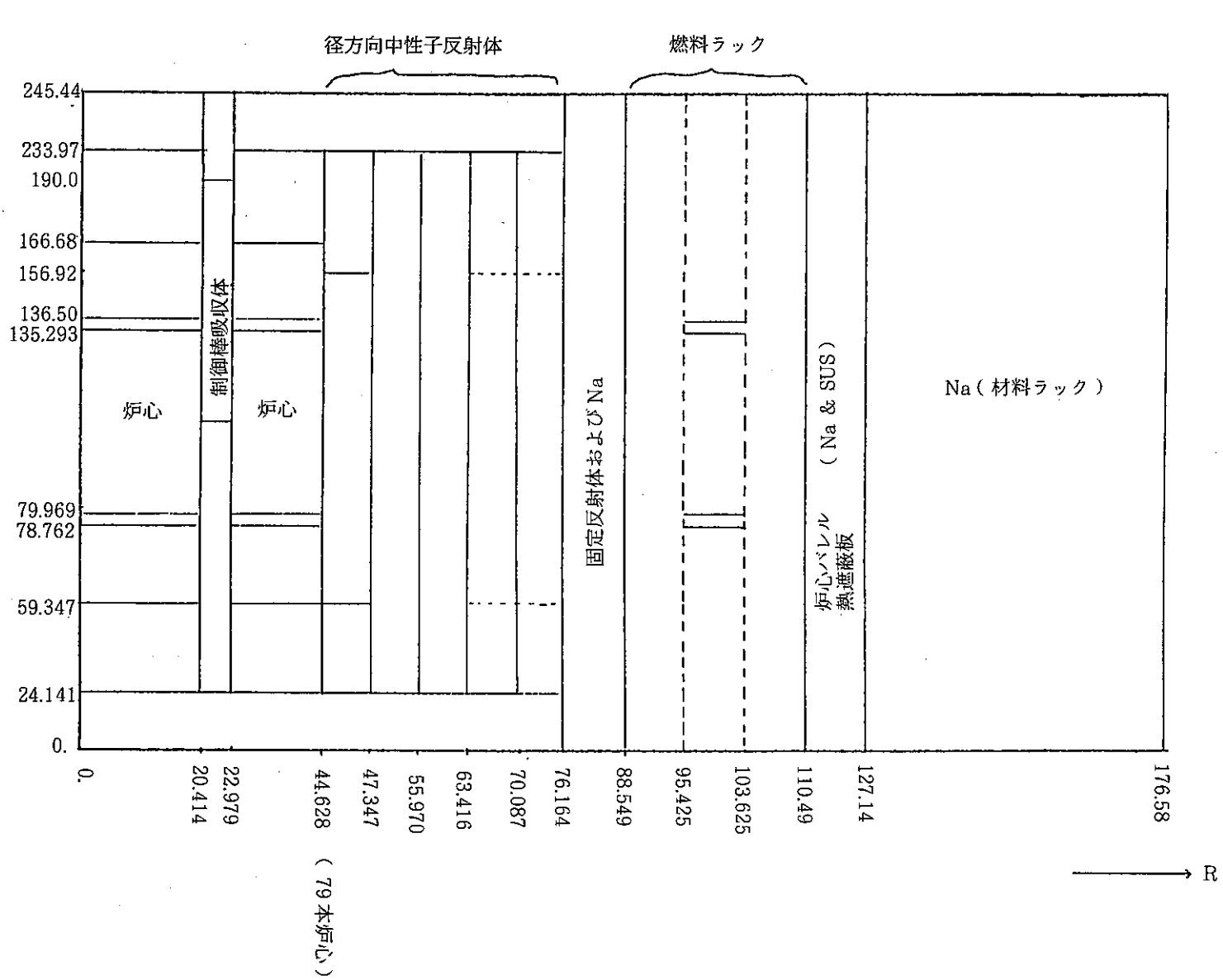
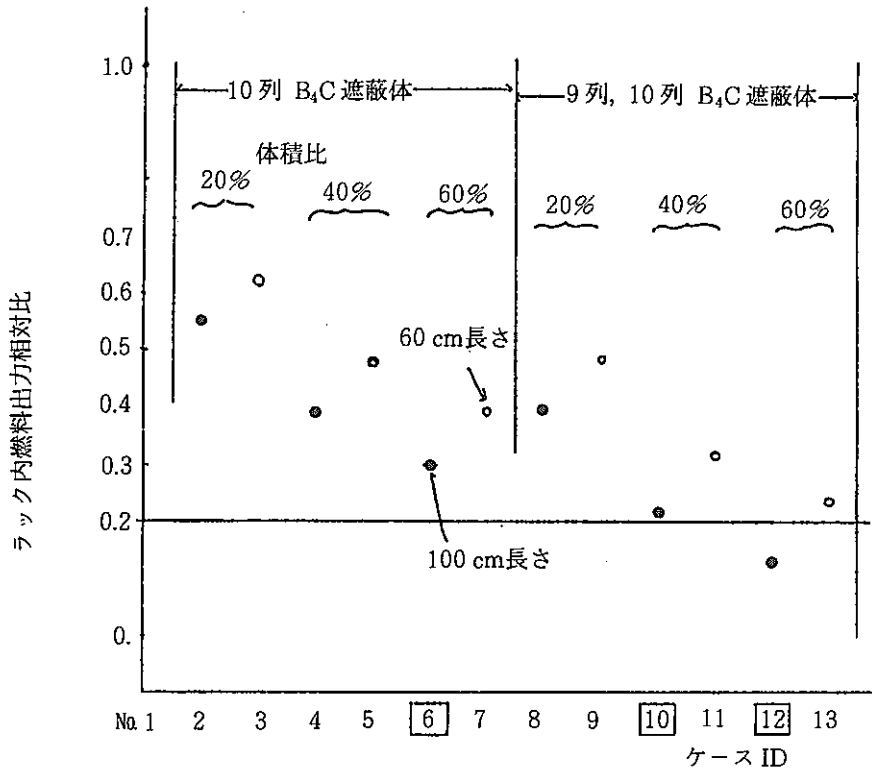


図 5.1.10 2次元R-Zモデル計算体系図



「常陽」燃料貯蔵ラック位置での発熱計算サーベイケースと計算によるアプローチ

ケースID	炉心	制御棒	遮蔽体配置	
			9列	10列
ケース1.	79本体系	in	ss	ss (steelreflector)
ケース2.	79本体系	in	ss	B20L(B; B4C, 20%; 体積比X, L; 100cm)
ケース3.	79本体系	in	ss	B20S( " S; 60cm)
ケース4.	79本体系	in	ss	B40L
ケース5.	79本体系	in	ss	B40S
ケース6.	79本体系	in	ss	B60L
ケース7.	79本体系	in	ss	B60S
ケース8.	79本体系	in	B20L	B20L
ケース9.	79本体系	in	B20S	B20S
ケース10.	79本体系	in	B40L	B40L
ケース11.	79本体系	in	B40S	B40S
ケース12.	79本体系	in	B60L	B60L
ケース13.	79本体系	in	B60S	B60S

図 5.1.11 2次元R-Z計算によるポット内燃料の発熱量減少割合

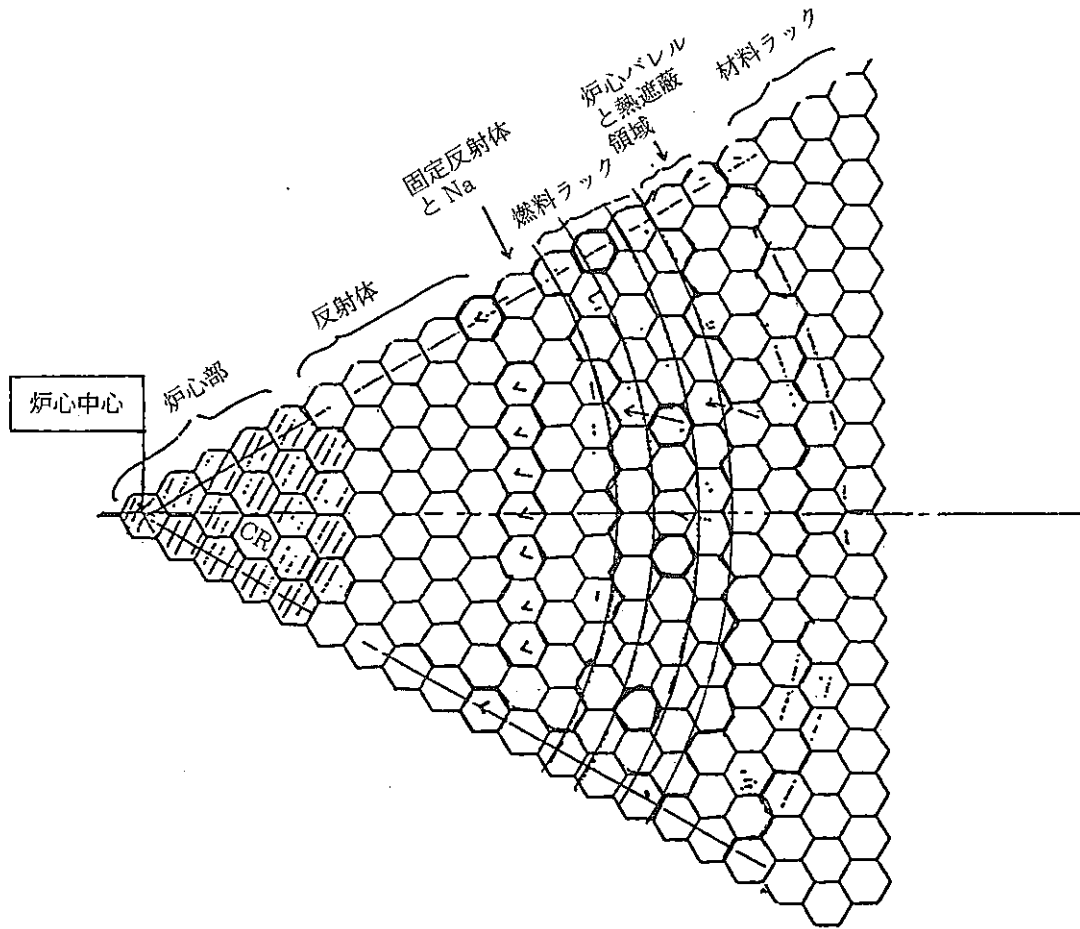


図 5.1.12 3次元Hex-Zモデル計算体系図

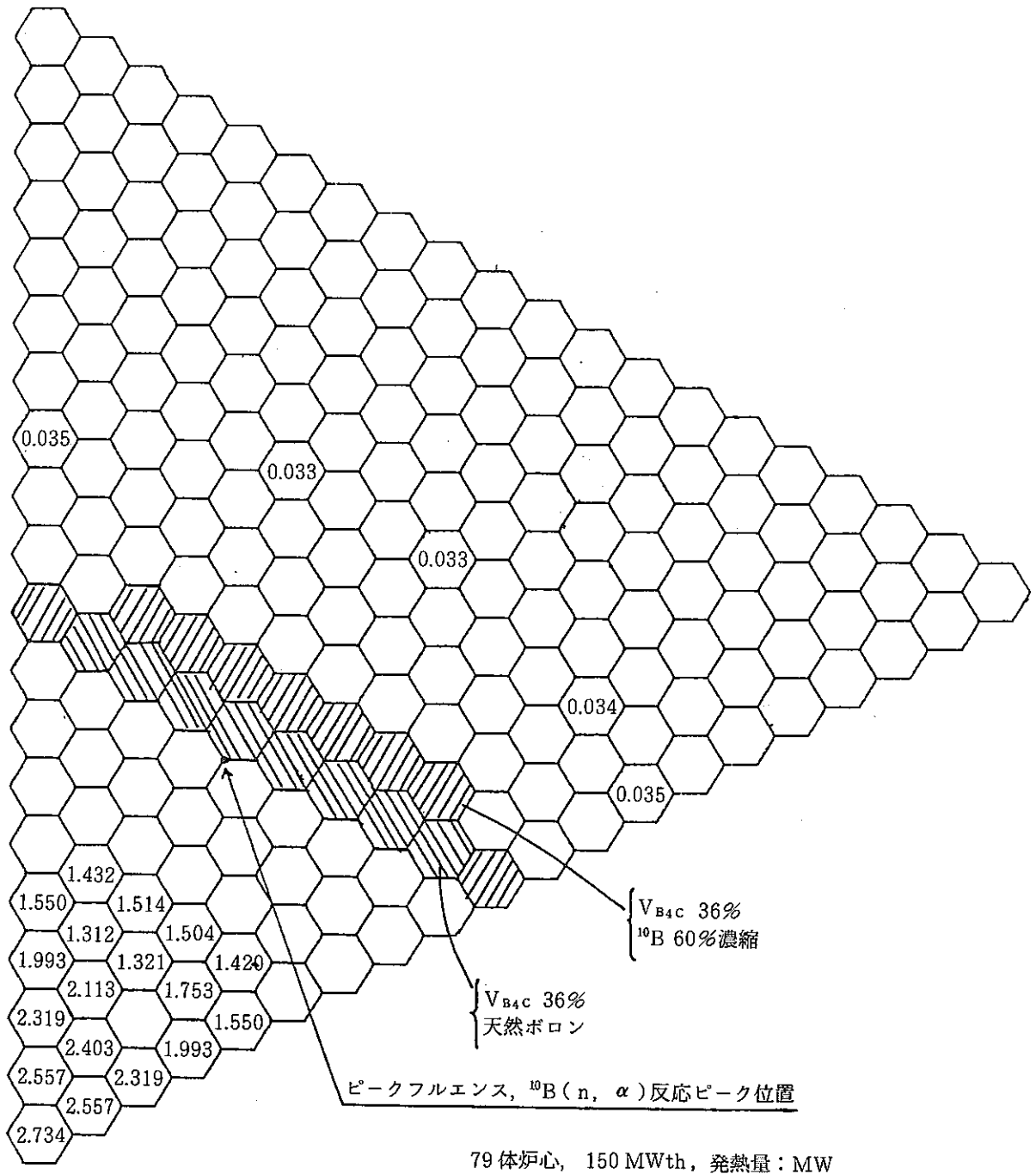


図 5.1.13 9列天然ボロン, 10列60%濃縮ボロン反射体  
使用時(ケース6)のポット内燃料の発熱量

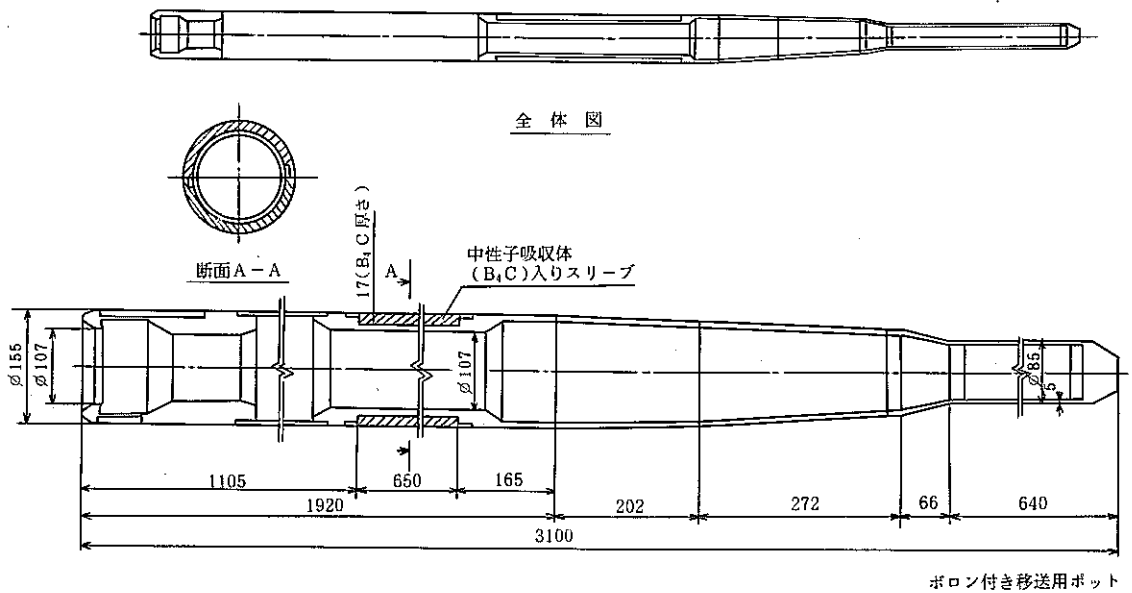
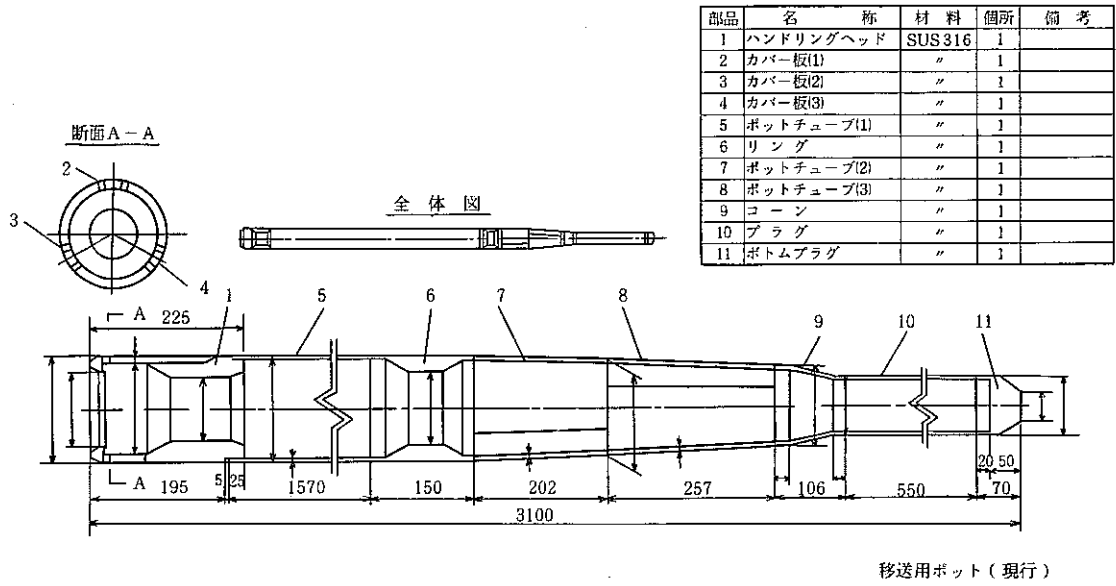
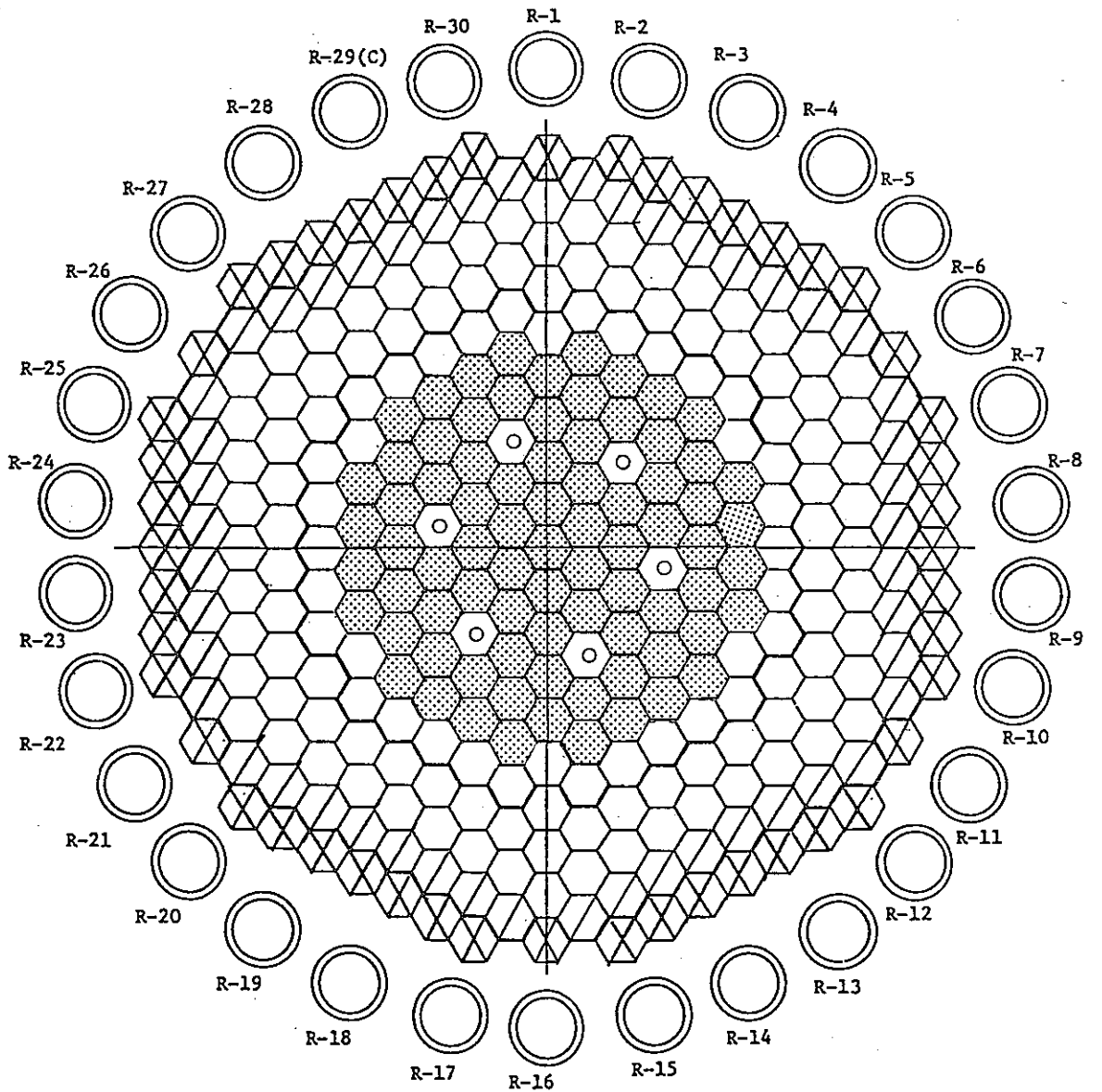


図 5.1.14 移送用ポット概略図（現行，ボロン付き）











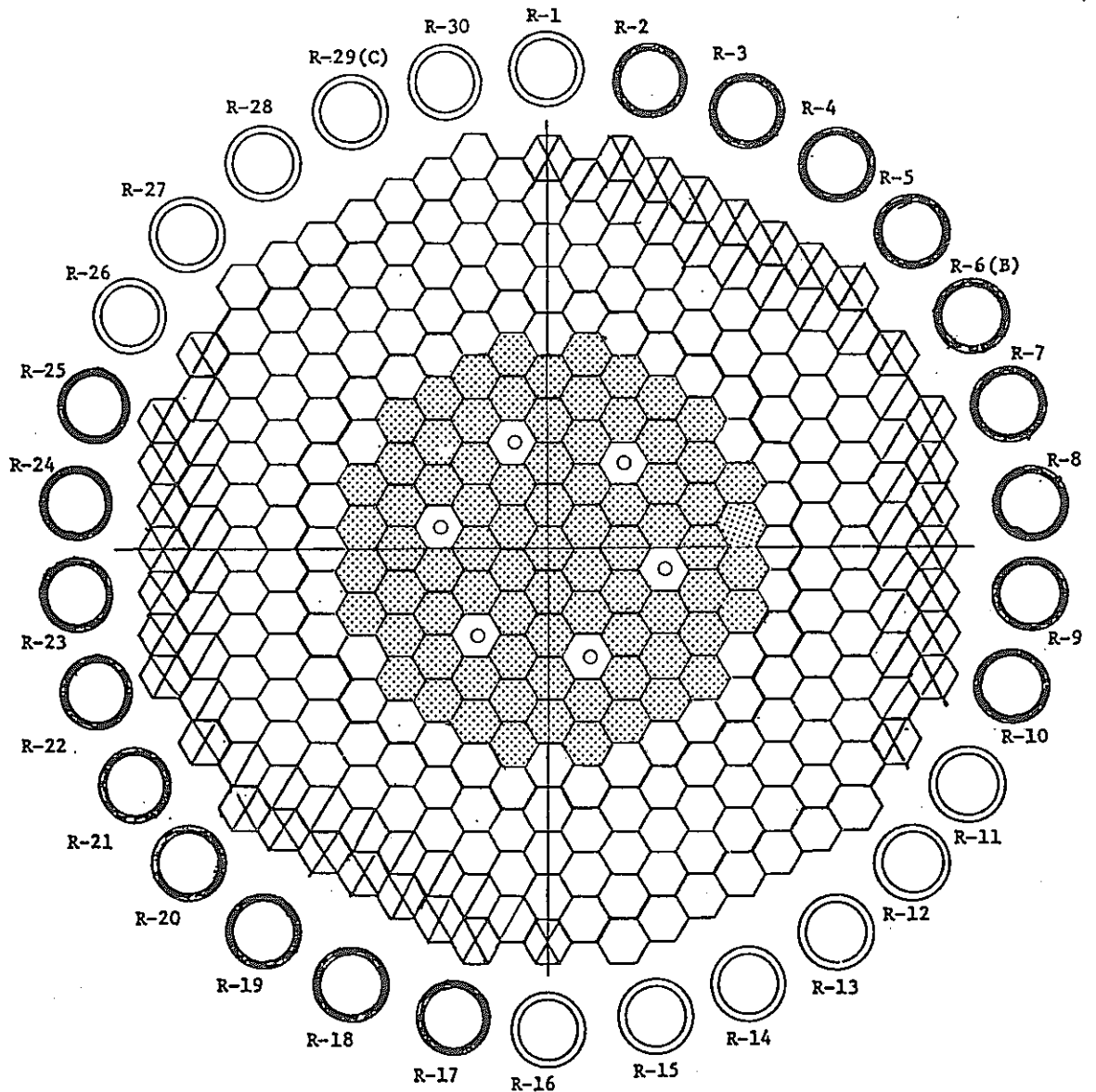
- |   |                |   |                       |
|---|----------------|---|-----------------------|
|  | : 炉心燃料 (特燃を含む) |  | : 反 射 体 (現 行)         |
|  | : 制 御 棒        |  | : ボロン反射体 (天然ボロン使用)    |
|  | : 移送用ポット       |  | : ボロン反射体 (60%濃縮ボロン使用) |

図5.1.15 9列天然ボロン、10列60%濃縮ボロン反射体使用時の炉心構成










- |   |                   |   |                       |
|---|-------------------|---|-----------------------|
|  | : 炉心燃料 (特燃を含む)    |  | : 反 射 体 (現 行)         |
|  | : 制 御 棒           |  | : ボロン反射体 (天然ボロン使用)    |
|  | 移送用ポット            |  | : ボロン反射体 (60%濃縮ボロン使用) |
|  | 移送用ポット (使用済燃料貯蔵用) |   |                       |

図5.1.16 使用済燃料貯蔵用ポット数を限定したときのボロン反射体を配置した炉心構成

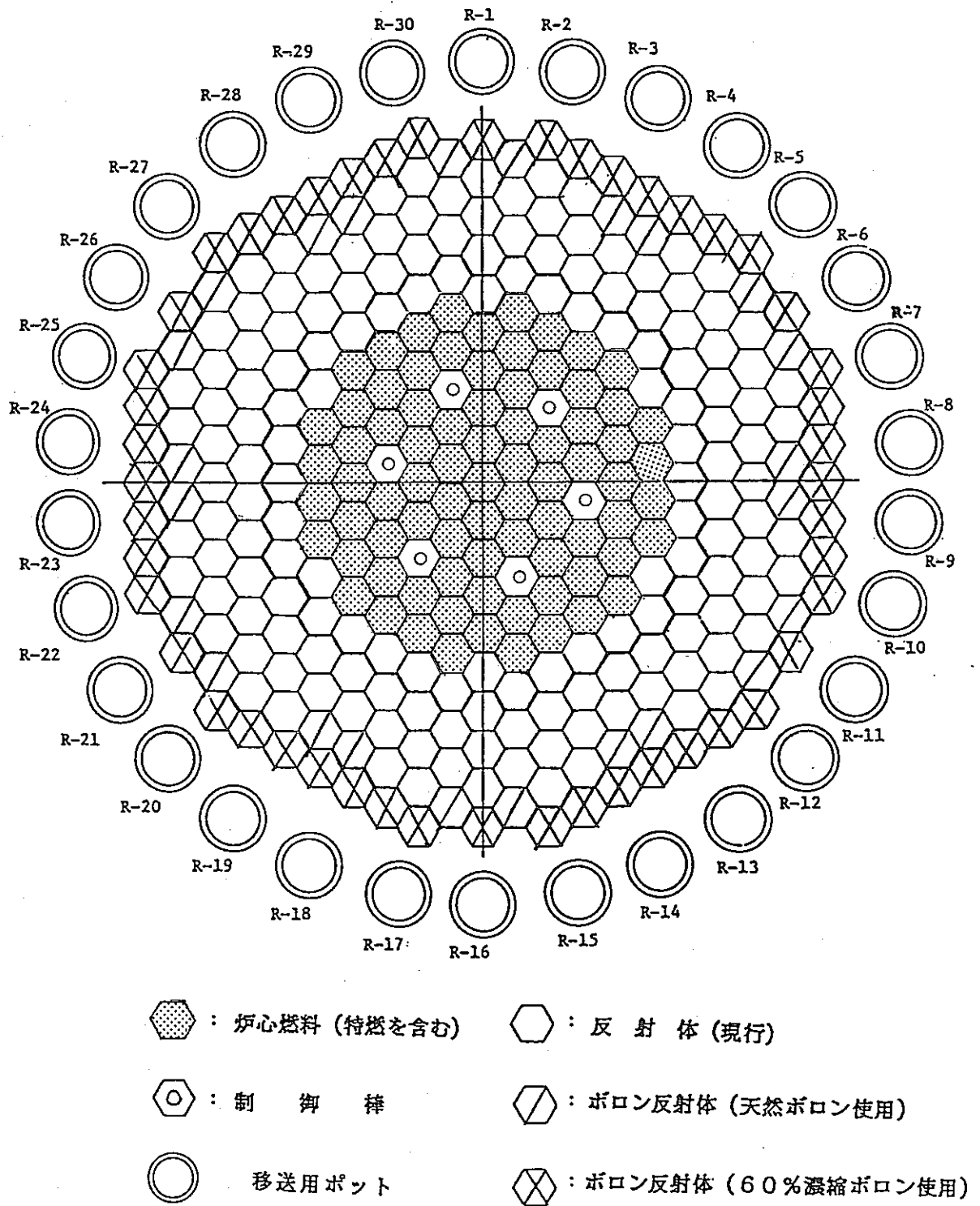
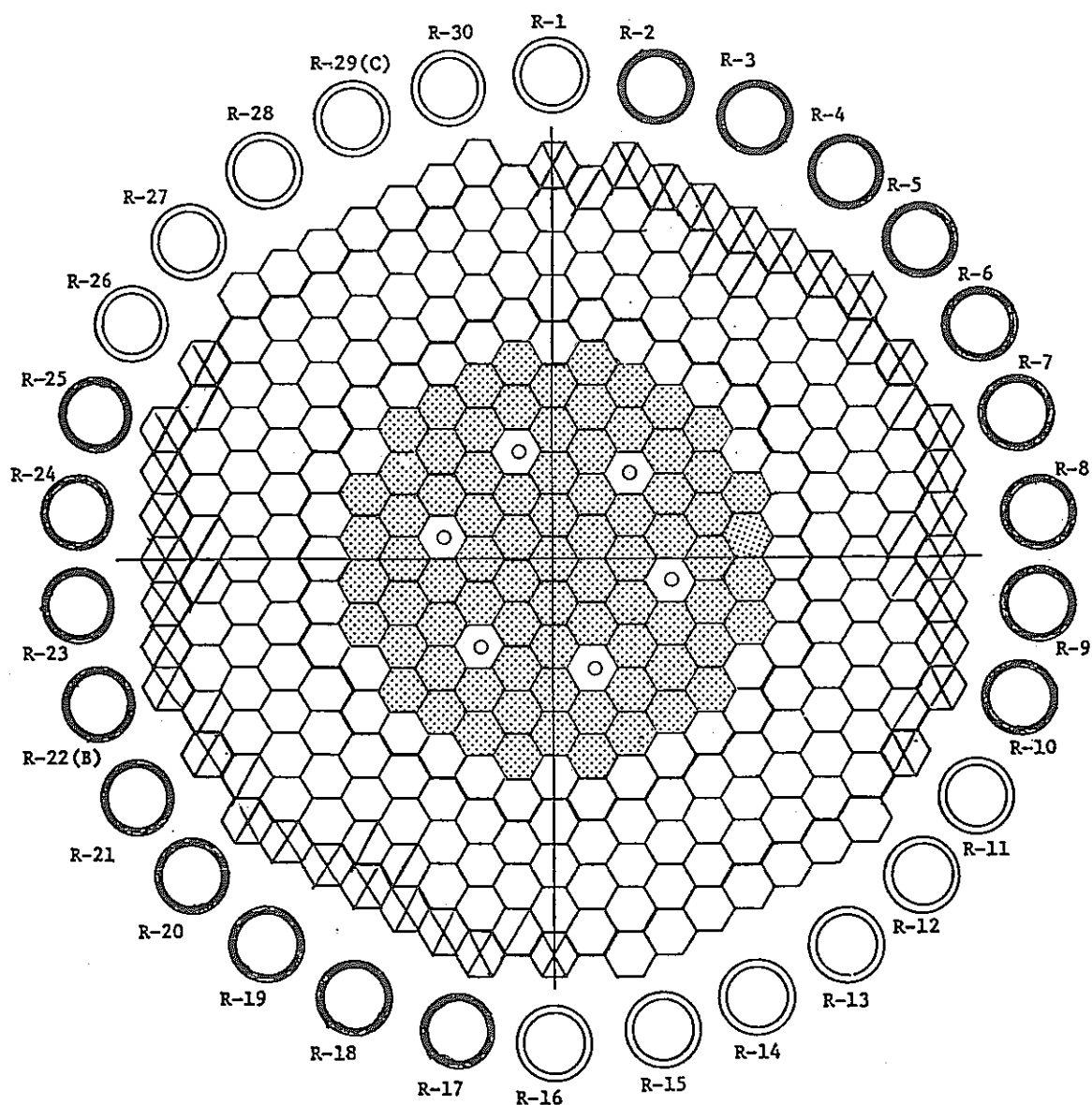


図5.1.17 9列のボロン反射体を一部削減した時の炉心構成










- |   |                                 |   |                       |
|---|---------------------------------|---|-----------------------|
|  | : 炉心燃料 (特燃を含む)                  |  | : 反 射 体 (現 行)         |
|  | : 制 御 棒                         |  | : ボロン反射体 (天然ボロン使用)    |
|  | : 移 送 用 ポ ッ ト                   |  | : ボロン反射体 (60%濃縮ボロン使用) |
|  | : 移 送 用 ポ ッ ト (使 用 済 燃 料 貯 蔵 用) |   |                       |

図5.1.18 使用済燃料貯蔵用ポット数を限定し、  
9列のボロン反射体を一部削減した時の炉心構成

## 5.2 定期検査期間の短縮

## (1) 目的

高性能燃料・材料の開発をより効率的に行うためには、炉心の高性能化を図るとともに、定期検査期間の短縮を行い稼働率の向上を図る事が重要である。従って、定期検査期間を60日程度に短縮する方策とそれに必要なプラント設備対応の検討を行った。

## (2) 検討結果

現MK-II炉心においては一次系セル内のメンテナンス時には系統内のNaをドレンしメンテナンスを実施することを前提としているが、崩壊熱が高い間はリダントな崩壊熱除去手段を確保しながら点検を実施していく必要がある。「常陽」におけるこれらの崩壊熱除去手段は補助冷却系と遮蔽コンクリート冷却系である。MK-III炉心になり崩壊熱が大きくなると、これら系統の運転又はスタンバイ状態が原子炉停止後60日以上要求され、これらの系統のメンテナンスがそれ以降となるため60日点検は達成できない。従って、MK-IIIにおける短期定期検査は主冷却系により崩壊熱除去運転を実施している間にこれら崩壊熱除去系を点検することが重要であり、これに加えてこの期間の点検密度を上げる必要がある。従って、以下の観点から工程短縮の方策を検討した。

- ① これまでの保守経験を反映し、また必要に応じて設備対応をして、個々の機器の保守の合理的な短縮を図る。
- ② これまで定期検査期間中に実施していた自主点検の内、通常の燃交中に点検ができるものはこの間に実施し、定検時の点検を軽減する。
- ③ これまで主冷却系ドレン期間中に実施していた点検の内、設備対応等で系統運転中に可能なものは系統運転中に実施する。

上記の各項の検討の結果、燃料交換も含めて60日間で定検が達成できる見通しを得た（図5.2.1参照）。定期検査期間短縮の方策の主なものを表5.2.1に示す。

## (3) 今後の課題

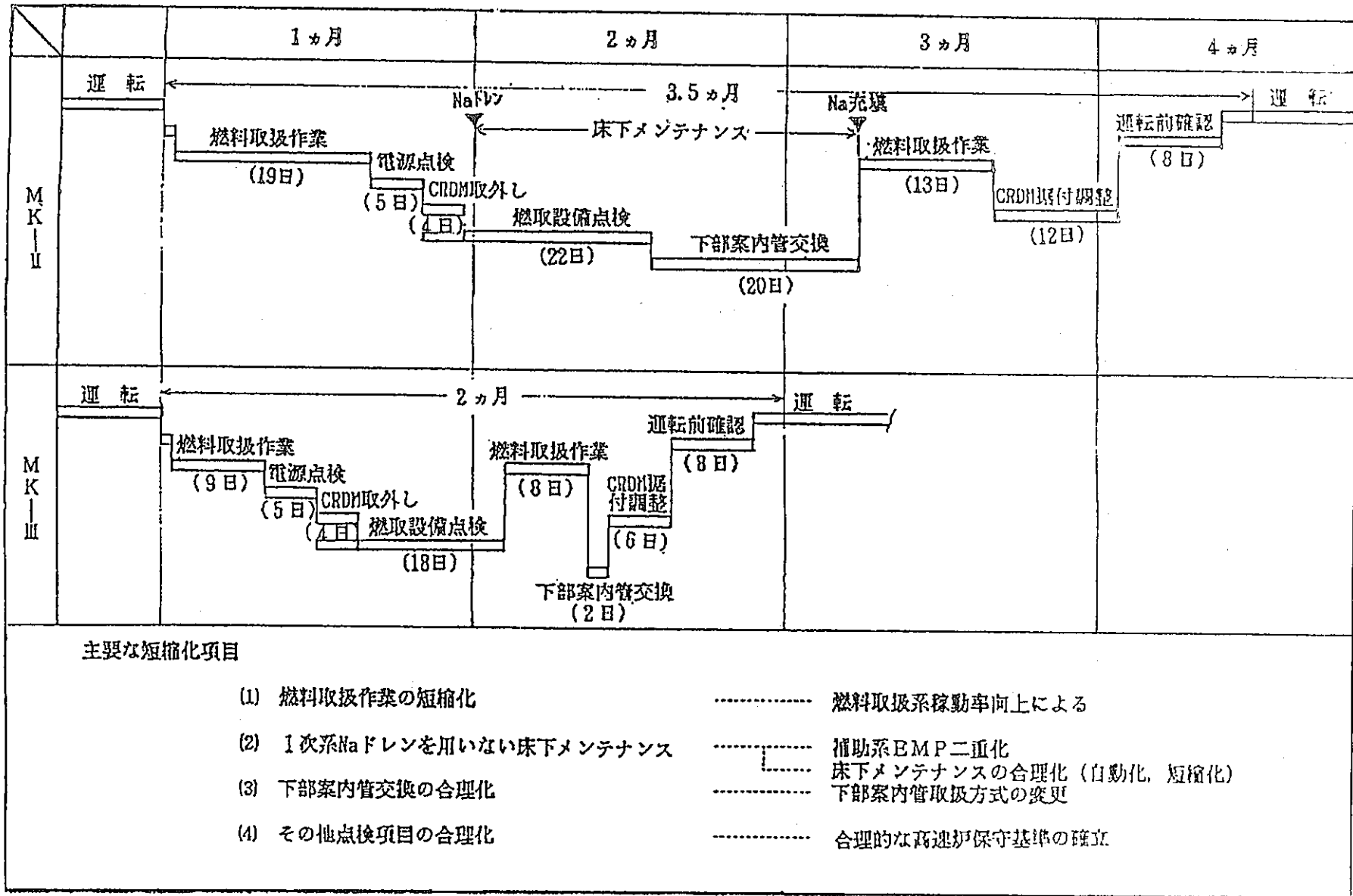
本検討では以下の非定常の点検等は含まれていない。これらについては、①実施期間を短くする、②実施頻度を減らす、など今後さらに検討が必要である。

- ① 格納容器全体漏洩率試験  
実施頻度 3回/10年                      クリティカルパス    約3週間
- ② 回転プラグ分解点検  
実施頻度 1回/5年                      クリティカルパス    約1.5ヶ月
- ③ 下部案内管交換  
系統のナトリウムドレンが必要      クリティカルパス    約3週間/本

表5.2.1 主な定期検査期間の短縮方策

項 目	検 討 課 題	対 応 策
1. 1次主配管 I S I	2重管の内管表目視視検査は配管機器をドレンした状態で実施しているため、特にI H Xの再予熱に時間を要し、ドレン期間が長くなる。	予熱状態で目視検査のできるジグを開発し、主冷却系のドレンを回避する。
2. 1次主配管外観検査、配管サポート点検等	N a 充填状態のため作業員の被曝上問題となる。	①遠隔にて点検の出来る装置又は、システムの開発 ②床下点検ロボットの開発
3. 遮蔽コンクリートブロワの改造	点検期間短縮のためモーター及びカップリングを改造する。	第7回定検時実施
4. ナトリウム機器の予熱	点検中にナトリウムの保温を要する機器の予熱電源の点検をN a 充填状態でも実施出来るようにする必要がある。	定検中にナトリウムの保温を要する機器に予備電源を設置する。
5. N a レベル計の校正	N a の充填・ドレンを実施しないため実液校正ができない。	自動校正装置付のレベル計交換する。
6. 補助系E M P の2重化	補助系運転時にもE M P の点検が実施出来るようにする必要がある。	メンテナンス中の崩壊熱所よ運転用であるため、定格流量は現設備より少なくとも可
7. 2次主循環ポンプにポニーモニター設置	メインモータの制御系等の保守時に2次系統量を確保する必要がある。	

図5.2.1 定期点検期間の短縮の検討結果



### 5.3 照射準備期間の短縮

稼働率の向上を図るためには、これまでに述べてきた燃料取扱設備の合理化、定検期間の短縮のほかに、照射試験のための準備期間（各種照射装置の装・脱荷の期間）の短縮も必要である。ここでは、オンライン照射試験のための計測線付集合体と炉上部照射プラググリグ及び制御棒下部案内管に関する検討結果を示す。

#### (1) 計測線付集合体及び炉上部照射プラググリグ

従来、計測線付集合体の装・脱荷の所要日数は、装荷で5日、脱荷で10日を要しているが、計測線の炉外への引出しにNa中コネクター（開発中）を使用できれば、試料部の装・脱荷は各々約1日で可能となる。

また、炉容器等の構造材料照射に用いている炉上部照射プラググリグの装・脱荷の日数は、装荷で8日、脱荷で10日を要しているが、この照射試験を類似の照射条件が得られる安全容器内照射装置（開発中）に完全に代替できれば、その装・脱荷は各々約2日で可能となる。

尚、これらの詳細は次の「照射技術の高度化」に示す。

#### (2) 制御棒下部案内管

現状の下部案内管の交換作業は、予め周囲6体の燃料集合体を引抜く必要のあること及び燃料交換機ではなく、専用取扱い機で引抜き、挿入を行う必要があることなど、他の炉心構成要素の交換作業に比較して、工程が長くなっている。本検討は工程短縮を図り、炉の稼働率向上の目的で、燃料交換機で取扱える下部案内管の概念を明らかにするものである。

##### ① 検討条件

- ・ 炉内での交換は、燃料交換機を用いる。
- ・ 炉外への移送は、既設燃取機器で行う。
- ・ 下部案内管交換時は、周辺燃料が装荷された状態とする。
- ・ 本改良により、従来の機能（制御棒挿入性、浮上り防止、耐震性）を損ねないこととする。



## ② 検討内容

下部案内管の交換作業短縮のために検討する必要がある内容を図5.3.1に示す。現状の下部案内管（図5.3.2）は、浮上り防止対策として、下部案内管に設けているピンを連結管の溝に入れて廻すバイオネット方式を採用している。

従って、図5.3.3に示す炉心配置から分かるように、周囲6体の燃料集合体を予め引抜いておく必要が生じ、又、回転させるために専用取扱い機も必要となっている。これらのことから、下部案内管の浮上り防止対策は、本検討の重要項目であり、更に、既設の燃料交換機で取扱うことを考えれば、下部案内管の頂部、即ちハンドリングヘッドの形状は限られるので、制御棒、あるいは制御棒を介して制御棒駆動機構との取合も検討対象となる。

## ③ 検討結果

### (i) 基本概念

下部案内管の構造概念を定めるために、基本概念について検討する。

図5.3.1に示したように、検討条件として4項目ある内の、既設の燃取機器で取扱うことに関しては、他の炉心構成要素（燃料集合体、反射体等）と基本形状、基本寸法を合わせておけば、原則的には問題はなく、これを前提に他の条件を考えていくことにする。

炉内での交換を燃料交換機（現状は専用取扱い機器）で行う場合、既設の燃料交換機を用いる場合と、新たな（追加機のを持たせる為に構造変更する）燃料交換機を設置する場合とが考えられる。既設、新設の場合でも共通していることは、他の炉心構成要素も燃料交換で取扱うことから、下部案内管も取扱いに関する取扱形状、寸法は、他の炉心構成要素と同じにすることが望ましいということである。但し、新設の燃料交換機の場合には、下部案内管の取合形状が他の炉心構成要素と異なっても、取扱えるようにすることは可能である。例えば、図5.3.4に現状の燃料交換機グリッパ掴み状態を示すが、ストロークを長くし、回転機能を付加するなどの変更を行った新設の燃料交換機を用いれば、現状の下部案内管の挿入、引抜き、回転動作は可能となる。

従って、既設の燃料交換機と新設の燃料交換機のどちらを用いるかによって、下部案内管の概念は異なり、新設の場合には図5.3.5に示す丸パッド方式、あるいはパッドレス方式により、現在と同じ浮上り防止構造（バイオネット型）で、

周囲の燃料集合体を引抜くことなく、交換することができる。

既設の燃料交換機を用いる場合には、回転機能がなく、挿入、引抜力も現状のままということから、構造概念は制限される。即ち、浮上り防止対策として、現状のバイオネット方式（メカニカルホールドダウン方式）は採用できないので、新たな方式を用いる必要があり、考えられる方式としては、重量増、流体力低減及び現状の挿入、引抜き力の範囲で成立するラッチスプリング方式で、これらについての検討は(2)に示す。又、下部案内管の引抜き、挿入を既設の燃料交換機で行う場合には、取合形状、寸法を他の炉心構成要素と合わせる必要があり、この為、下部案内管に装荷される制御棒の形状、寸法も現制御棒から変更しなければならない。変更内容は、下部案内管のハンドリングヘッドの内径が小さくなるので、これに合わせて制御棒ストローク、挿入性を確保し、かつ、下部案内管を燃料交換機で扱う時に阻害しない構造ということで、下部案内管が制御棒を内蔵する方式である。この方式の検討詳細は、(iii)に示す。

## (ii) 浮き上り防止対策の検討

### (a) 下部案内管の浮上り力

#### (イ) 圧力条件

下部案内管の浮上り力の算出に用いる高圧プレナム及び低圧プレナムの圧力は、第6サイクルの値<sup>(1)</sup>とし、以下とする。

$$\langle \text{高圧プレナム } P_H \rangle = 3.051 \text{ kg/cm}^2$$

$$\langle \text{低圧プレナム } P_L \rangle = 0.384 \text{ kg/cm}^2$$

#### (ロ) 受圧面積

下部案内管が装荷される連結管はオリフィスがあり、高圧プレナムの圧力が浮上り力として、低圧プレナムの圧力が加わっている面積を除き、球面座の面積迄受けている。それぞれの面積は以下の通りである。

$$\langle \text{低圧プレナム受圧面積 } A_L \rangle$$

$$A_L = 0.392^2 \times \frac{\pi}{4} = 15.14 \text{ cm}^2$$

$$\langle \text{高圧プレナム受圧面積 } A_H \rangle$$

$$A_H = (0.392^2 - 4.39^2) \times \frac{\pi}{4} = 4.11 \text{ cm}^2$$

ここで使用した数値は、それぞれ以下に示す箇所である。

4.39cm：下部案内管エントランスノズル下部嵌合部外径

4.95cm：下部案内管エントランスノズル球面座の連結管線接触直径  
(座角度45°と仮定)

(ハ) 下部案内管浮上り力

下部案内管の浮上り力 $F_T$ は、差圧による流体力、浮力及び鉛直地震力から自重を引いた値である。

<流体力  $F_F$ >

$$\begin{aligned} F_F &= A_H \times P_H + A_L \times P_L \\ &= 4.11 \times 3.051 + 15.14 \times 0.384 \\ &= 18.4 \text{ kg} \end{aligned}$$

<浮力  $F_B$ >

$$F_B = W \times \frac{\gamma_F}{\gamma_S}$$

W：下部案内管重量

$\gamma_S$ ：構造材比重量

$\gamma_F$ ：流体比重量

$$F_B = 1.45 \times 859 / 7980 = 1.6 \text{ Kg}$$

<鉛直地震力  $F_E$ >

$$F_E = 0.288 \cdot W = 4.2 \text{ Kg}$$

<下部案内管浮上り力  $F_T$ >

$$\begin{aligned} F_T &= F_E + F_B + F - W \\ &= 18.4 + 1.6 + 4.2 - 14.5 = 9.7 \text{ Kg} \end{aligned}$$

但し、上記浮上り力は、圧力、寸法公差等にノミナル値を用いており、各種不確かさを考慮した設計評価条件ではない。又、下向き力にジェット力を除いてあり、鉛直地震力についても浮上り力として寄与しないという試験結果<sup>(7)</sup>もあり、あくまでも検討用の目安値であることを考慮しておく必要がある。

(b) 下向き力増加の検討

下部案内管の浮上り力を無くし、下向き力が働くようにするための方法とし

では、流体力を削減する方法と重力を増加する方法がある。

高圧、低圧プレナムの圧力は、炉内の流量配分（他の炉心構成要素の形状、寸法、必要流量等）から決まるので、下部案内管の構造対応で流体力を削減するには、受圧面積を小さくすることになる。又、受圧面積を小さくすることも、炉内構造物の連結管で制限されており、エントランスノズル下部嵌合部寸法を大きくする（高圧プレナム圧力の受圧面積を小さくする）ことはほとんどできない。従って、受圧面積を小さくする方法としては、球面座での着座ではなく、図5.3.6に示すようなテーパを設け、連結管コーナで着座させ、連結管内径から、球面座線接触部迄の受圧面積を小さくする方法となる。

この方法で、 $3.2\text{cm}^2$ の受圧面積の減少となり、流体力としては $9.8\text{Kg}$ 減少する。

又、重量増加の方法としては、下部案内管の内径側は、制御棒の挿入性の制限があり、内径を小さくすることはほとんどできないことから、外径を燃料集合体のラップ管外形状と同じ六角とする方法となる。六角形状とした場合の下部案内管の構造概念を図5.3.7に示す。

この方法での重量の増加は $10.2\text{Kg}$ であり。流体力低減と合わせ、下向き力の増加としては $20\text{Kg}$ となり、この概念でも、浮上り防止の観点では成立している。

### (c) ラッチスプリングの検討

ラッチスプリングにより浮上りを防止する方法は、高速増殖炉「もんじゅ」発電所で採用している方法で、試験も実施<sup>(2)</sup>されている。

この方法は、ラッチスプリングによる押付け力と摩擦力により浮上り力に対し抗力となるものである。この場合、下部案内管の交換作業での挿入、引抜き時の抗力ともなるので、燃料交換機の挿入、引抜き力の範囲で取扱えるスプリング力としなければならない。又、ラッチスプリングを設ける箇所の構造制限があり、ラッチスプリングの寸法は限られてしまう。既設の燃料交換機での挿入引抜き力は $500\text{Kg}$ 程度であり、摩擦係数を余裕を持って $0.5$ としても、 $1000\text{Kg}$ 迄の押付け力が可能であり、制限としては、構造制限の方が厳しいので、構造上採用できる範囲で、どの程度の押付け力が可能かを検討した。

図5.3.8にラッチスプリングの概念を示す。本構造で、ラッチスプリングの応力制限から求まる押付け力は、1体当たり約 $140\text{Kg}$ であり、4本で約 $560\text{Kg}$ である。

従って、浮上り抗力としては、摩擦係数を余裕を持って0.1としても、56Kgとなる。

従って、ラッチスプリングを設ける概念でも、浮上り防止対策として成立する。

(d) 浮上り防止対策

浮上り防止対策として、下部案内管の浮上り力約10Kgに対し、重量増、流体力削減、ラッチスプリングの各対策で一応上廻る下向き力は得られており、これらの組み合わせで、約80Kg程度の下向き力の増加となる。従って、各種不確かさを考慮しても、成立の見通しはあるが、将来、流量増などにより高圧、低圧プレナムの圧力が大きくなること、制御棒駆動機構で、何等かの要因により下部案内管を引き抜くような状態を設計上考慮しておく必要があることなどの余裕を持つには、これらの対策では十分とは云えない。従って、根本的な浮上り防止対策としては、メカニカルホールドダウン方式、即ち現状のバイオネット方式にならざるを得ない。

(iii) 制御棒内蔵型下部案内管の構造検討

既設の燃料交換機を用いるとすれば、下部案内管のハンドリングヘッドの形状は、基本的には他の炉心構成要素と同じにする必要があるが、これに伴い、制御棒の形状も変更となる。

即ち、下部案内管のハンドリングヘッド部の内径が56mmとなるので、これに合わせて制御棒の引抜かれる部分を小さくする必要がある。制御棒のストローク650mmを確保できるようにして、制御棒の構造を検討した結果を、現状の制御棒（第3次取替制御棒）と合わせ図5.3.9に示す。又、この場合の制御棒要素の構造を図5.3.10に示す。650mmのストロークを確保するために、制御要素の長さを現状の1173mmから、894mm程度に短くする必要があるが、ナトリウムボンド型にする<sup>(2)</sup><sup>(3)</sup>ことができる。

軸方向の位置関係は、現状図5.3.11に示す関係となっており、構造変更により図5.3.12に示すような関係となるが、下部案内管の頂部は他の炉心構成要素の頂部と同レベルであり、問題はない。下部案内管の全長は、他の炉心構成要素より5mm長くなり（現状の下部案内管よりは190mm長くなる）2975mmとなるが、5mmであり、取扱い上の問題とはならない。制御棒の全長は50mm短くなるが、内蔵型というこ

とで取扱いは下部案内管で行うのでこれも問題とはならず、他の炉心構成要素と同じ取扱いで良い。但し、内蔵型ということで洗浄の面では、下部案内管、制御棒と個別に洗浄している現状より、1体当りでは時間は長くなると予想されるが、同時に行える利点もあり、不利とはいえない。

又、制御棒駆動機構との取合いになる制御棒ハンドリングヘッドも、図-26から分かるように、現状の制御棒と比較して小さくなるが、制御棒駆動機構のグリッパの方式を図5.3.13に示す「もんじゅ」での方式に変更し、図5.3.14に示すような構造概念で、制御棒の駆動は行える。又、スクラム時の加速方式についても、小さくした制御棒のハンドリングヘッドを加速管で押すことは可能でありこれらのことを考慮した制御棒駆動機構を新設することで対応できる。

以上のことから、既設の燃料交換機を用いて下部案内管を取扱うための制御棒内蔵型は、構造概念として成立する。また、内蔵型とした場合、制御棒の挿入性に関する倒れ角は、現状の制御棒より小さくなるが、制御棒のハンドリングヘッド径が28mm小さくなっていることから、頂部変位は現状と同量以上が確保できるので、従来の性能を損なうことはない。

但し、制御棒の構造変更に合わせて制御棒駆動機構を新設することが成立条件となるが、これも、新設する制御棒駆動機構の概念が、「もんじゅ」で実績のある構造、機能であれば良いことから、制御棒駆動機構は成立し、技術的な問題点はない。

#### (iv) 下部案内管の構造概念

既設の燃料交換機で下部案内管を交換するために、制御棒を内蔵型とすることは、制御棒駆動機構を新設することで、構造上成立し、現状のMK-II炉心では、ラッチスプリングを設けるなどで、浮上り防止も一応成立する。しかし、将来の炉心変更、制御棒駆動機構との干渉などの不確定な面を考慮すると、浮上り防止の余裕は小さく、現状のバイオネット型を用いるのが望ましい。従って、既設の燃料交換機ではなく、回転機能を付加した新設の燃料交換機を設置することになる。この場合、グリッパ部の設計で、現状の下部案内管を他の炉心構成要素と共に扱うことができる燃料交換機とすることは可能である。

又、他の理由から、制御棒駆動機構を新設することがあれば、他の炉心構成要素と同様に取扱いができる利点から、内蔵型とするのが望ましい。内蔵型の場合でも、新設の燃料交換機により回転させることは、ハンドリングヘッドの内側のグリッパ

挿入溝に図5.3.15に示すように周方向ストッパを設けることにより、可能である。

以上のことから、下部案内管の構造概念としては図5.3.5に示すようなものになる。

### 3. まとめ

下部案内管の交換工程を短縮するために、既設燃取設備で取扱い可能な改良構造について検討を行い、以下の検討結果を得た。

① 既設の燃料交換機で取扱う場合には、浮上り防止対策として、現状のバイオネット方式は採用できないので、下部案内管の浮上り力を検討し、これを上回る下向き力が得られる構造について検討し、重量増加方式、流体力低減方式、ラッチスプリング方式について構造概念を明らかにした。

② 重量増加方式、流体力低減方式、ラッチスプリング方式を組み合わせることにより、下向き力は約80Kgとなり、浮上り力に対し約70Kg上回るので、浮上り防止対策として一応成立の見通しがあることが分かった。

③ 既設の燃料交換機で取扱う場合には、下部案内管のハンドリングヘッドを他の炉心構成要素と同等の形状に変更する必要があるため、この場合、制御棒の構造も変更することになる。これらの構造変更について構造検討を行い、制御棒駆動機構のグリッパ部も含め構造概念を明らかにし、制御棒駆動機構を新設することで下部案内管、制御棒の構造は成立することが分かった。

④ 将来の炉心変更等で浮上り力が増加する場合に対し、ラッチスプリング方式等での対策での下向き力約70Kgでは余裕が少なく成立は困難である。

従って、このような場合には燃料交換機を新設し、浮上り防止対策として現状のバイオネット方式を採用する。即ち、回転機能を持った燃料交換機を新設する。

⑤ バイオネット方式の浮上り防止対策として、周囲の燃料集合体6体を引抜かないで回転させるために、下部案内管を丸パッド方式とし、その構造概念を明らかにした。

⑥ 将来のことを考慮すると、浮上り防止対策としてバイオネット方式を採用せざるを

得ないことから、下部案内管交換作業の短縮のための構造概念としては、新設の燃料交換機、制御棒駆動機構で取扱う図5.3.5の概念となる。

#### 4. 参考文献

- (1) 貝瀬、碓本他「常陽照射用炉心定格第1～第8サイクル炉心特性評価」  
PNC SJ906 83-04 三菱原子力工業株式会社 1983.6
- (2) 伊藤、山中他「制御棒案内管ラッチ機構の評価」  
PNC SJ201 84-08 東京芝浦電気株式会社 1984.3
- (3) 早野、石坂他「取替制御棒の改良構造の検討」  
PNC SJ9214 87-004 三菱原子力工業株式会社 1987.6



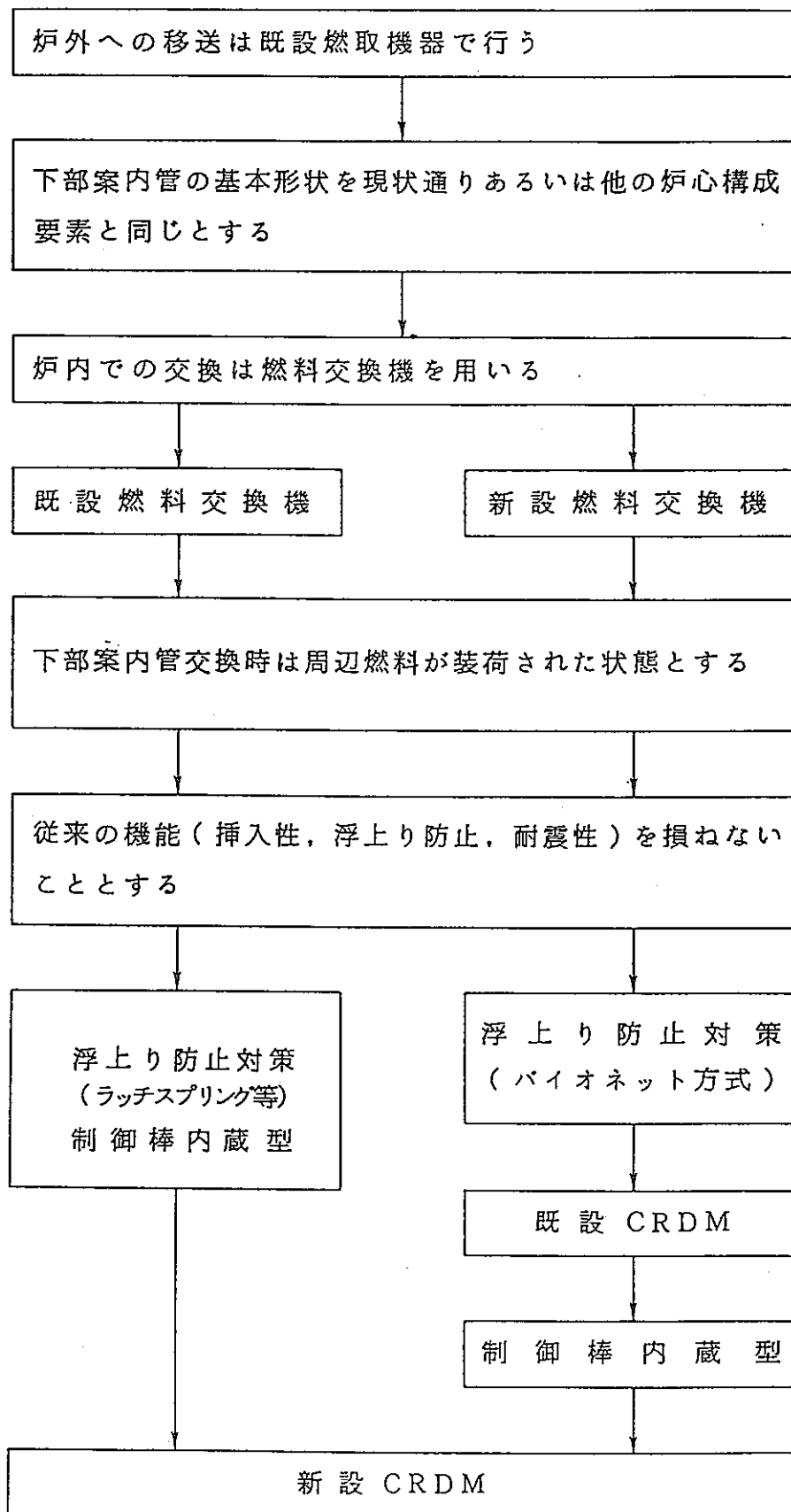


図 5.3.1 下部案内管検討フロー

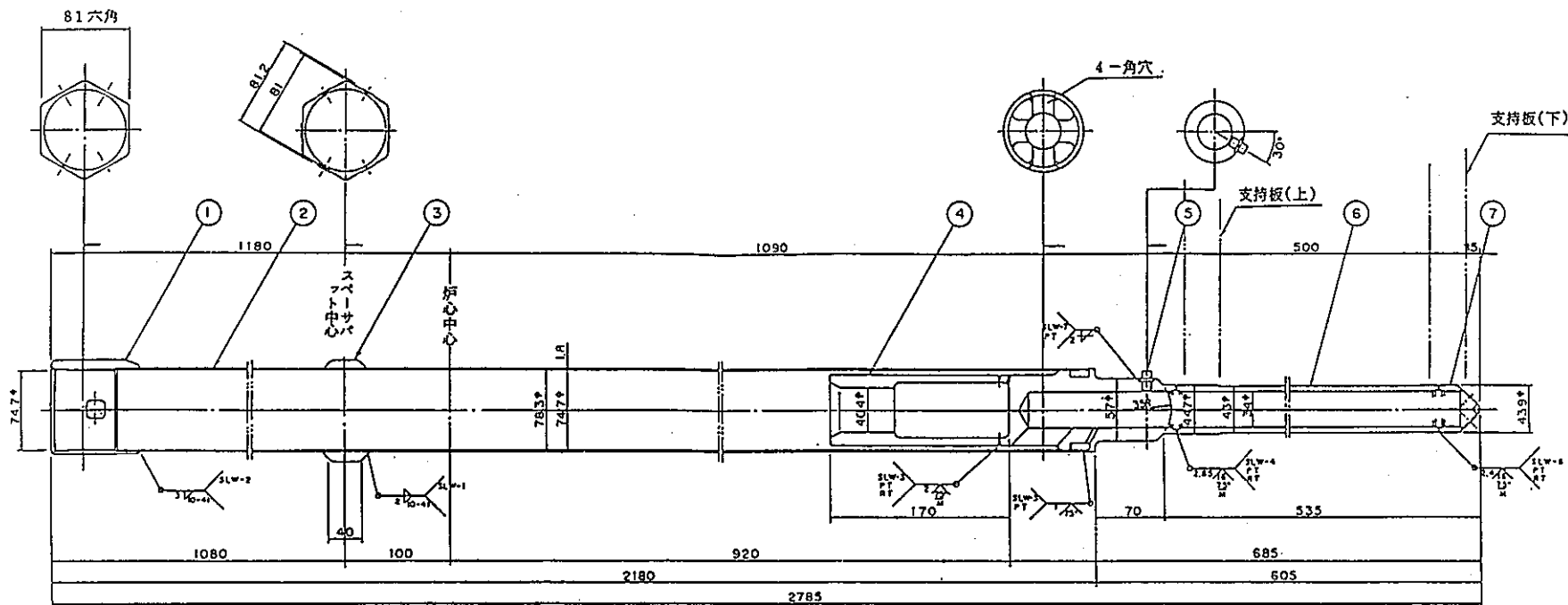
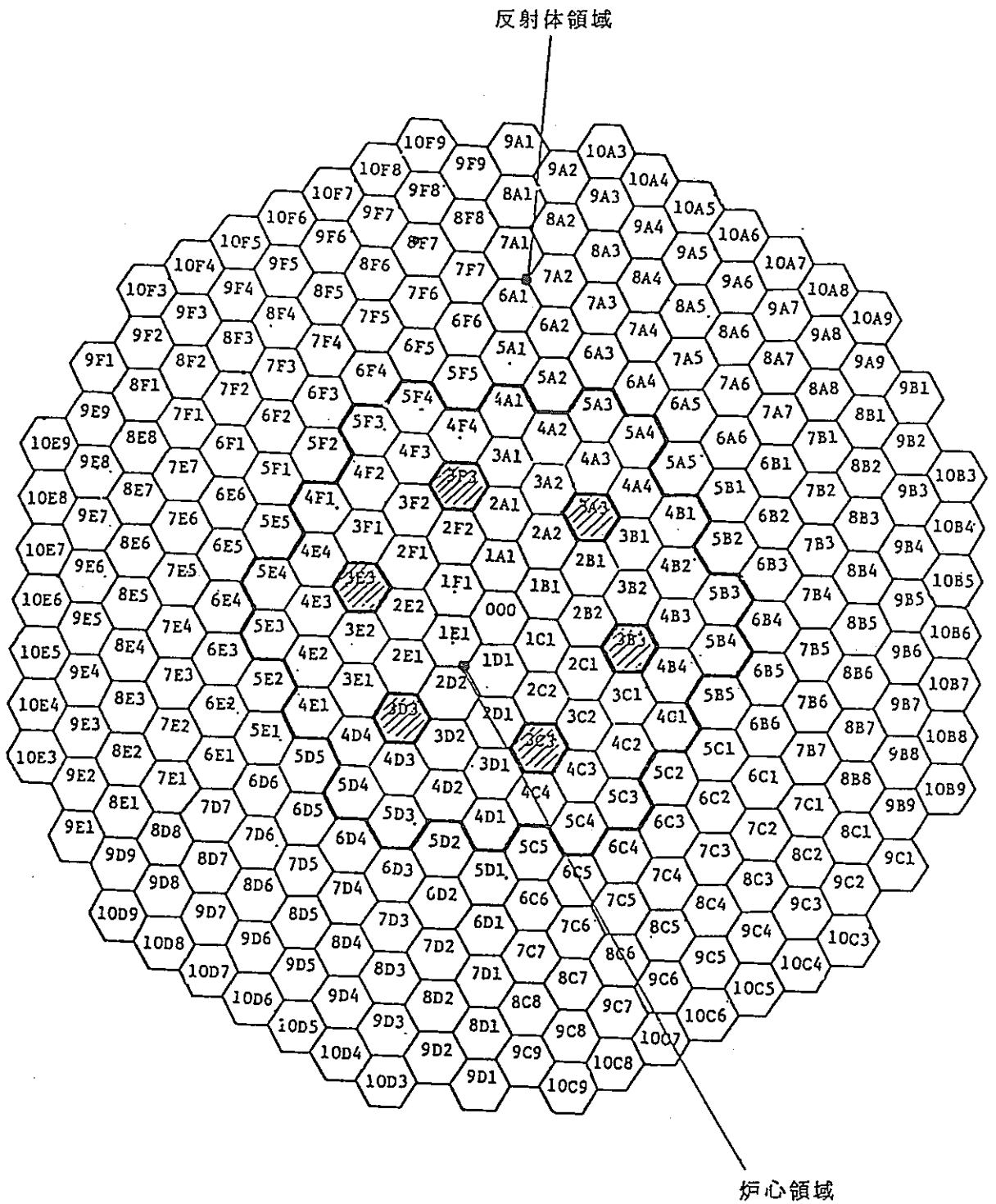


図 5.3.2 現状の制御棒下部案内管

7	ノズルチップ	SUS316	1	
6	エントランスノズルパイプ	SUS316TP	1	
5	下部案内管ピン	SUS316	1	
4	ダッシュポット	SUS316TP	1	
3	スペーサパット	"	1	
2	案内管	"	1	
1	ヘッド	SUS316TP	1	
品番		材質	個数	備考



3 A 3 }  
 3 B 3 }  
 3 C 3 }  
 3 D 3 } : 制 御 棒  
 3 E 3 }  
 3 F 3 }

图 5.3.3 炉心配置图

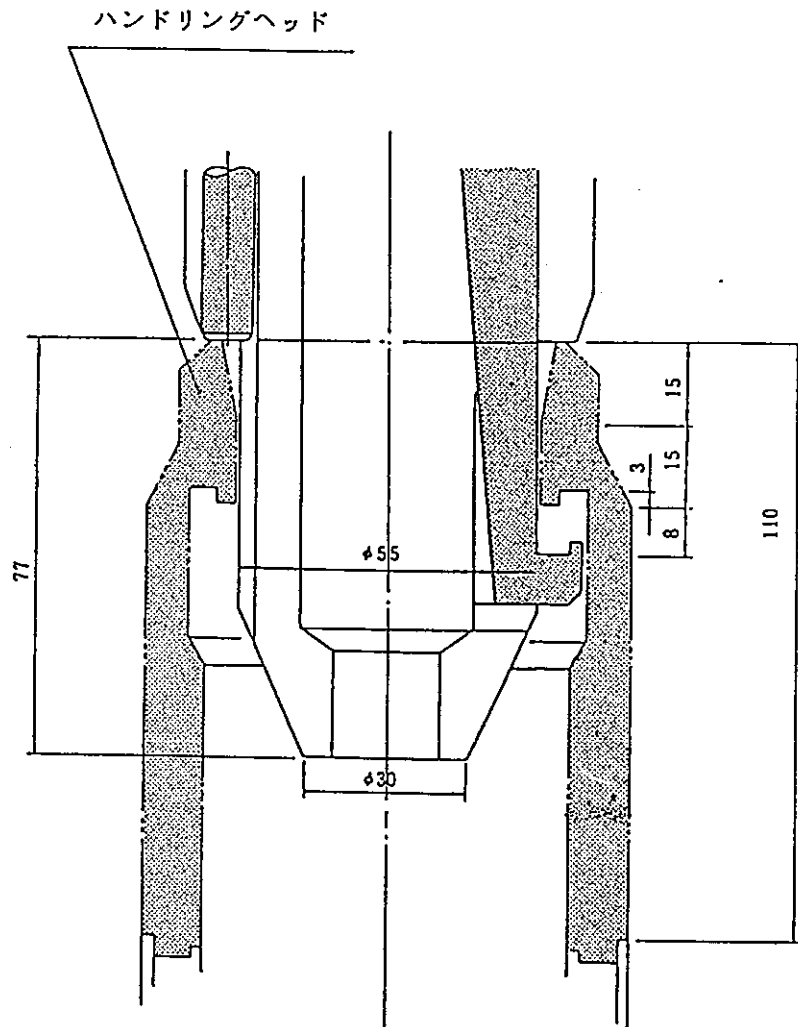


図 5.3.4 燃料交換機グリッパつかみ部

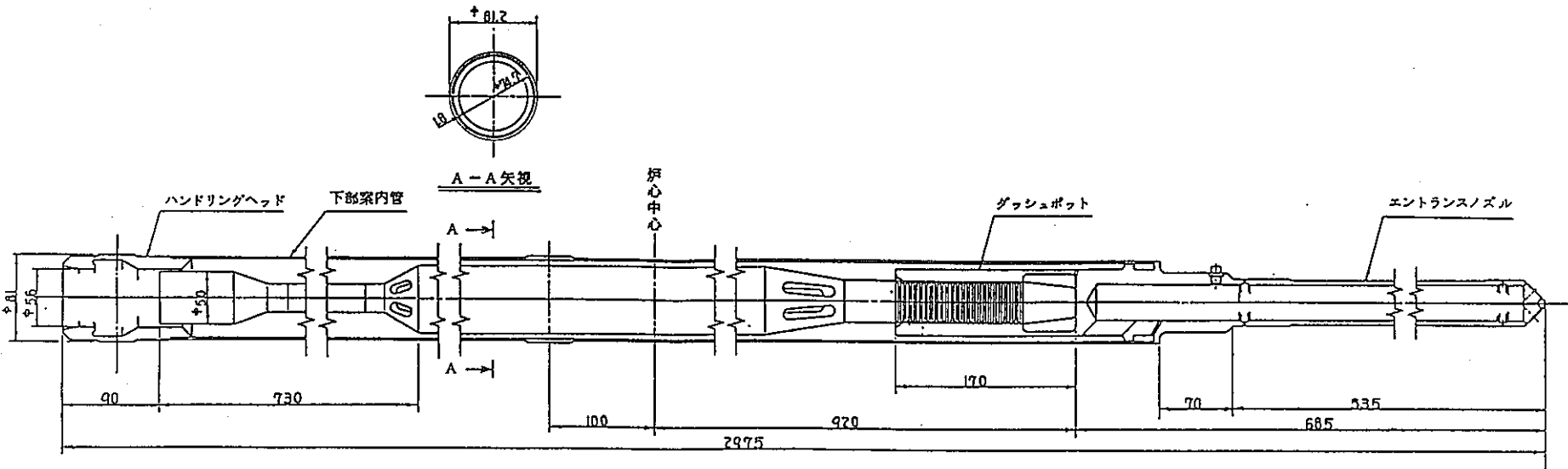


図 5.3.5 丸パッド付下部案内管構造概念図

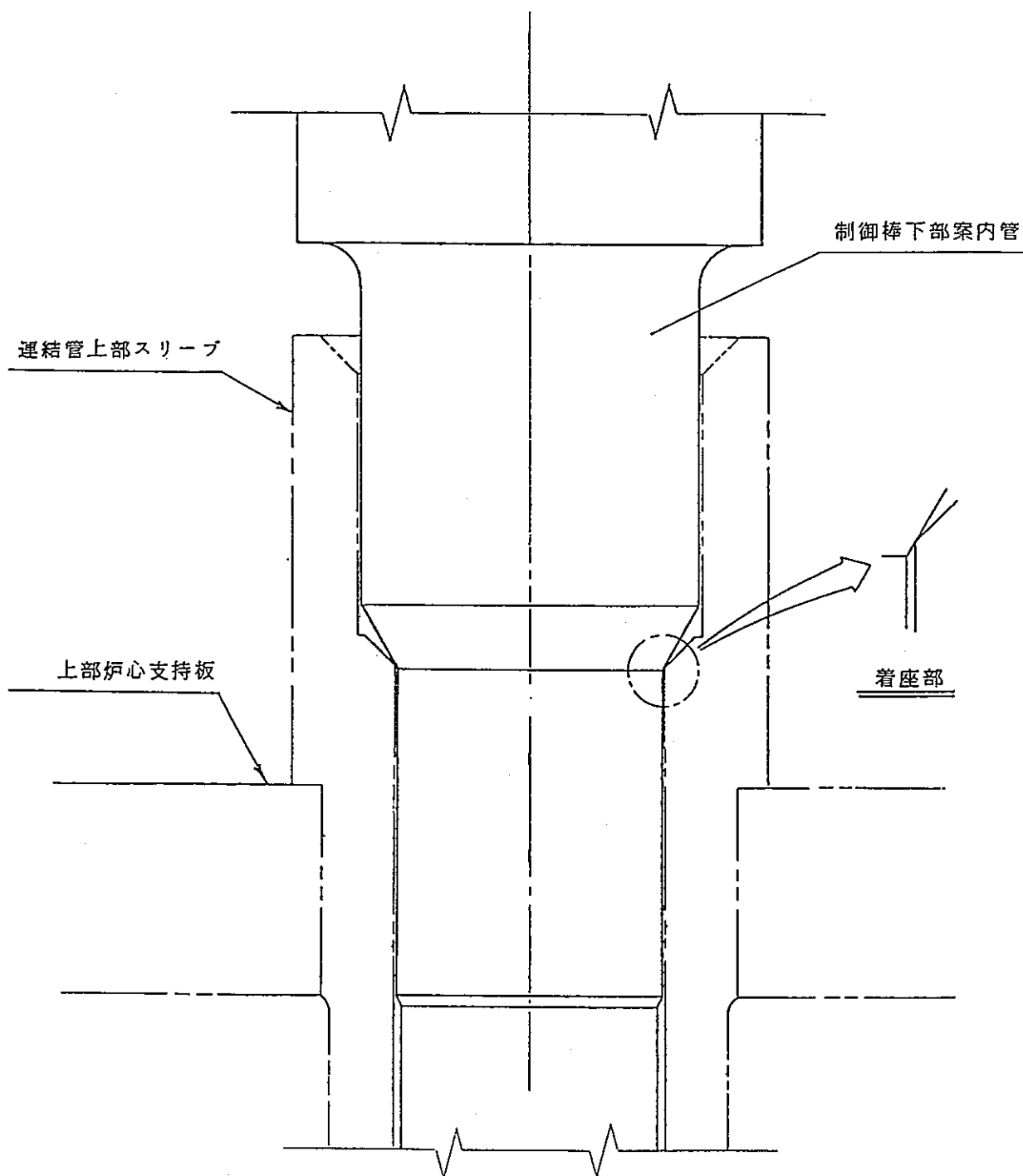


図 5.3.6 テーパ (流体力削減) 付下部案内管概念図

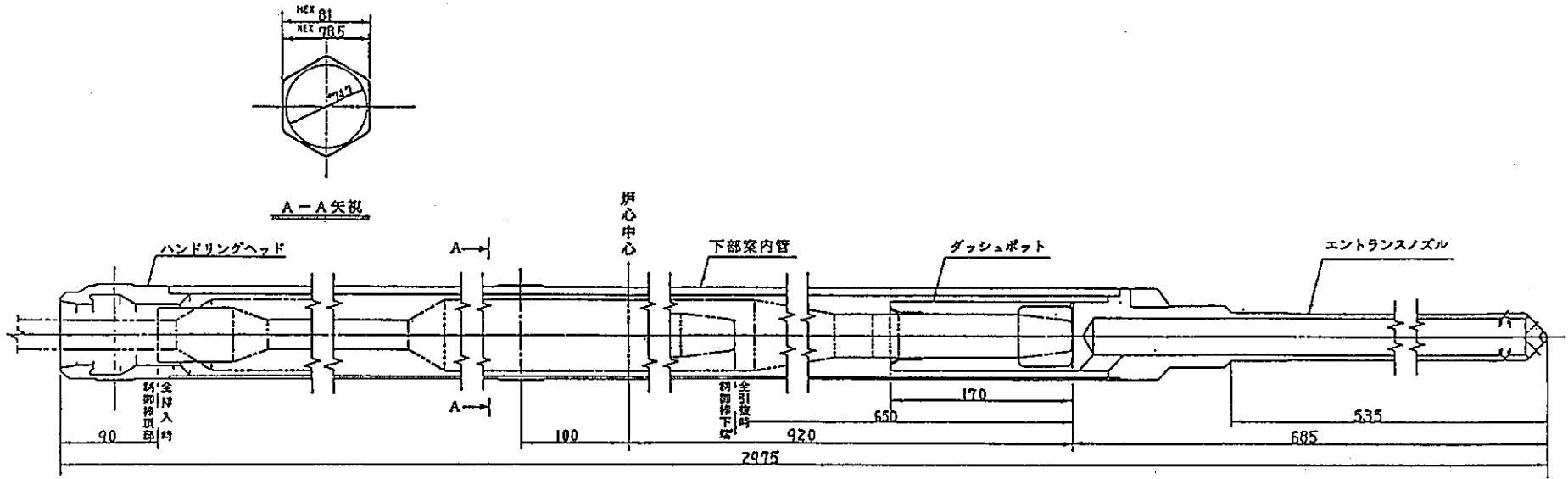


図 5.3.7 六角案内管構造概念図

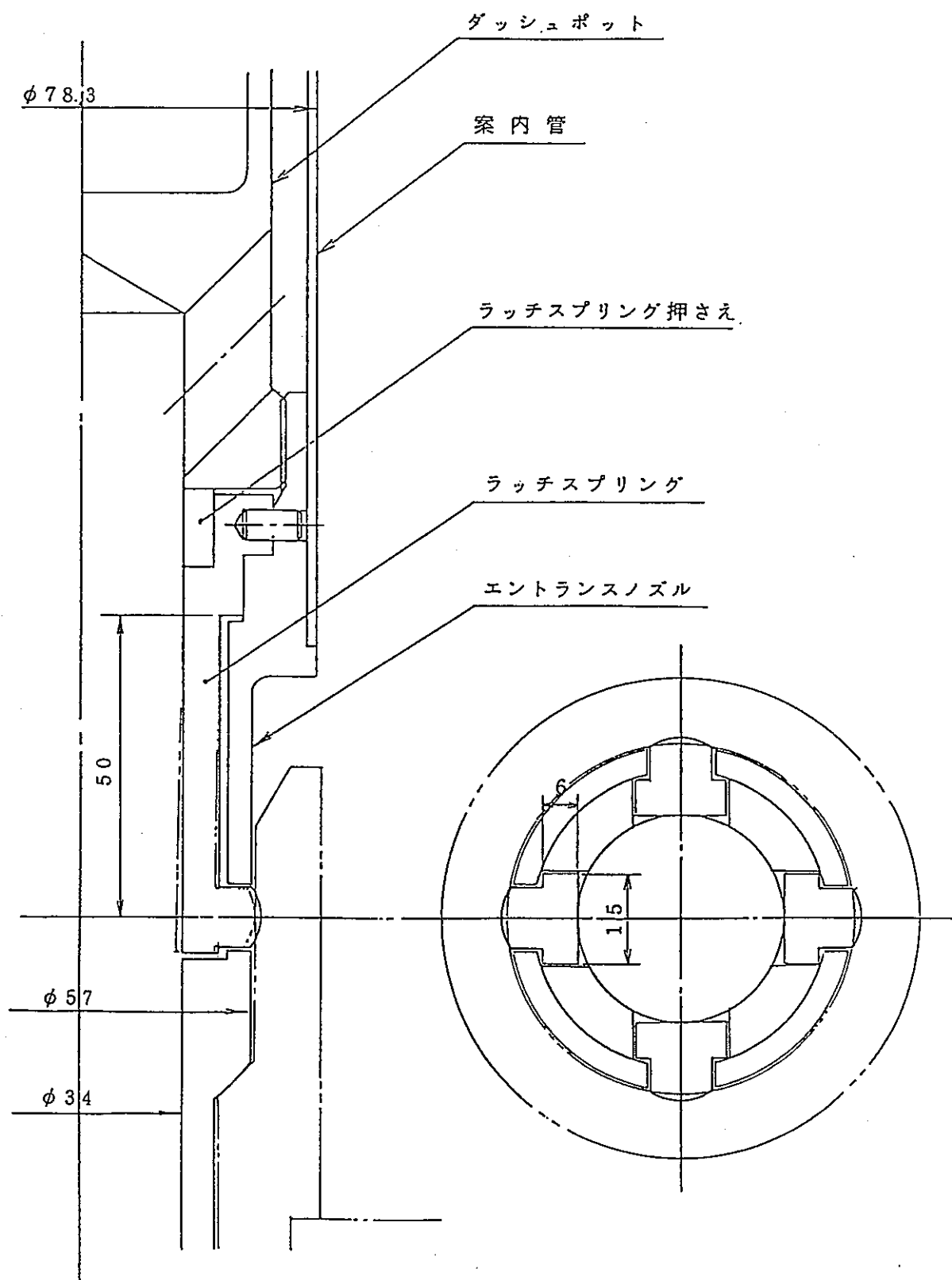


図 5.3.8 ラッチスプリング付下部案内管構造概念図



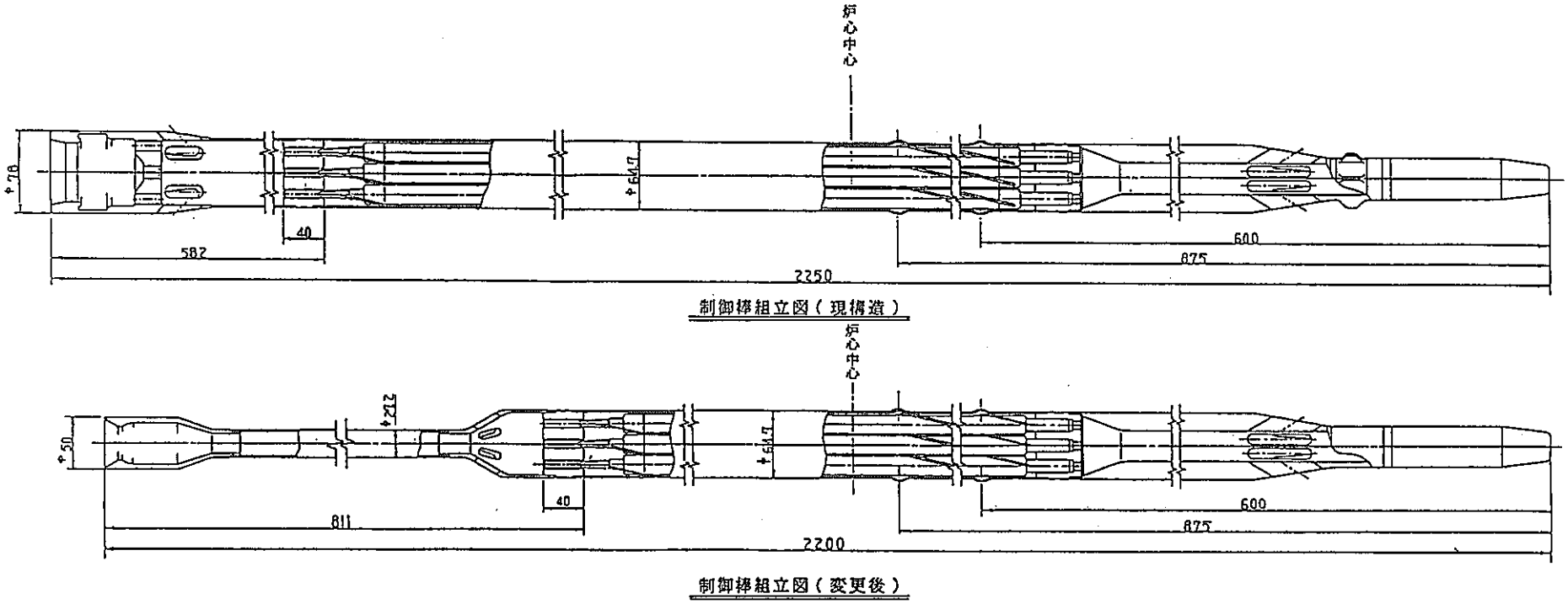
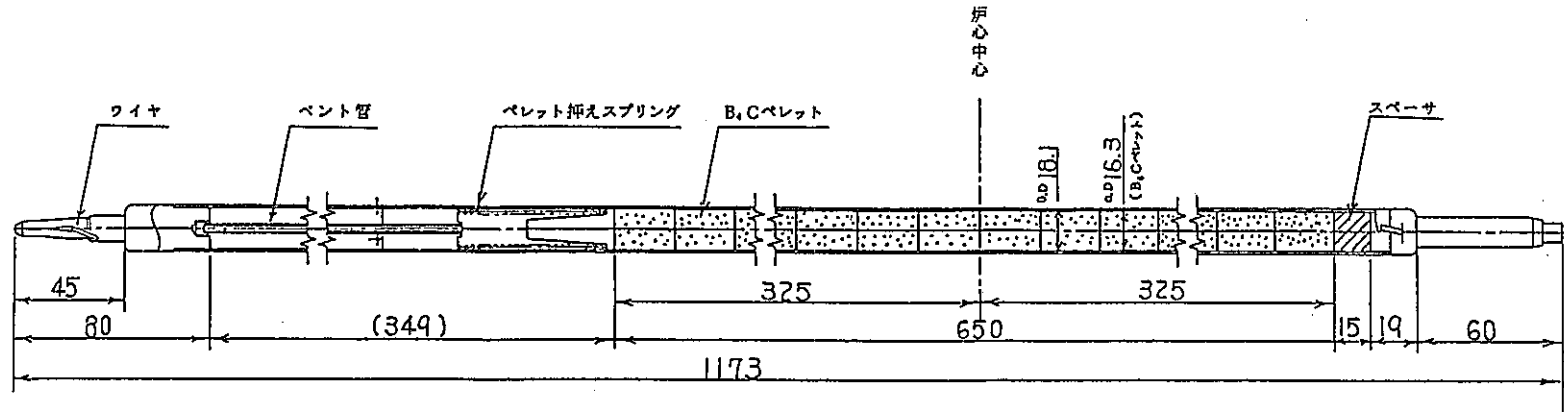
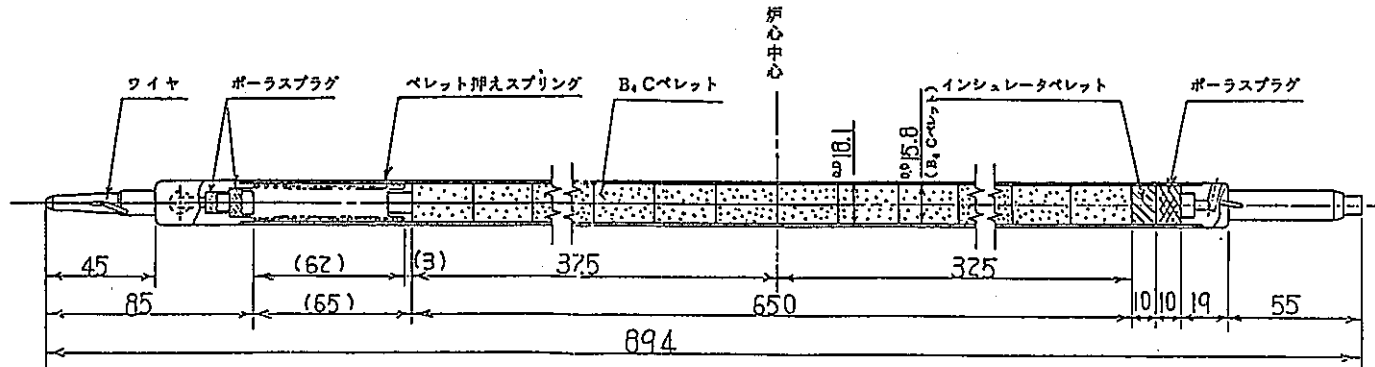


図 5.3.9 制御棒比較図



制御要素組立図 (現構造)



制御要素組立図 (変更後)

図5.3.10 制御要素

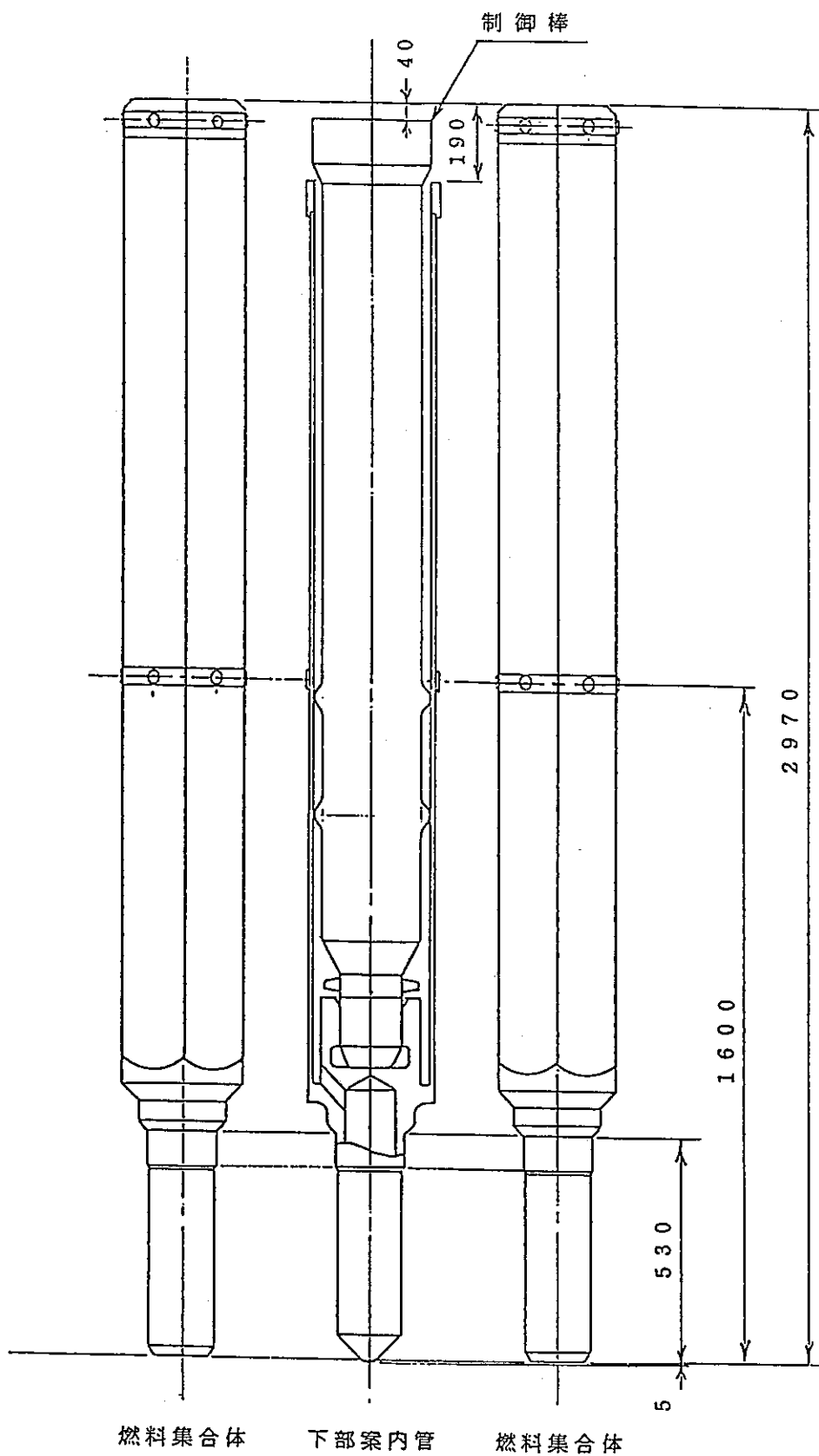


図 5.3.11 炉心構成要素軸方向位置関係 (現状)

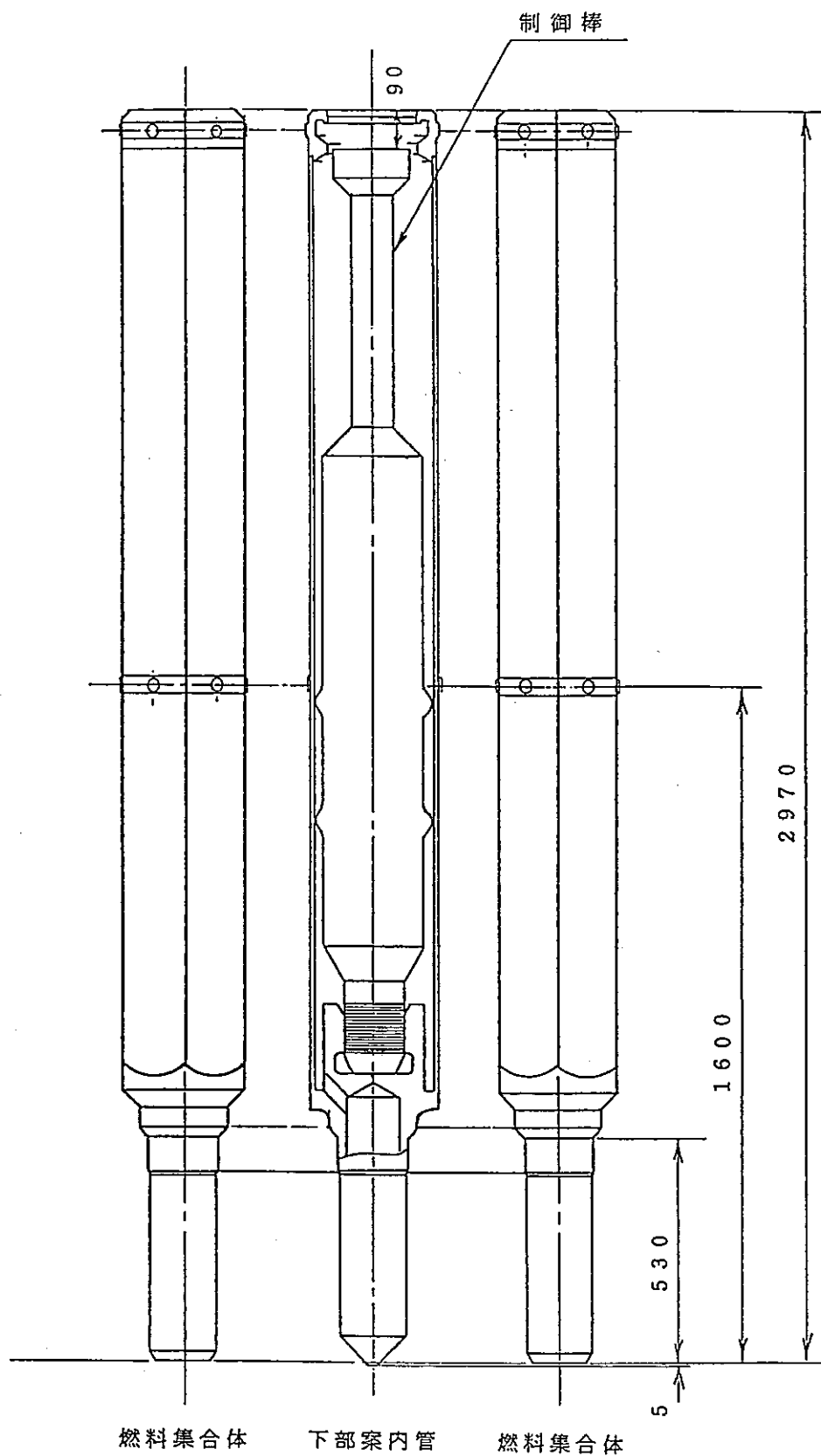


图 5.3.12 炉心構成要素軸方向位置関係 (構造変更後)

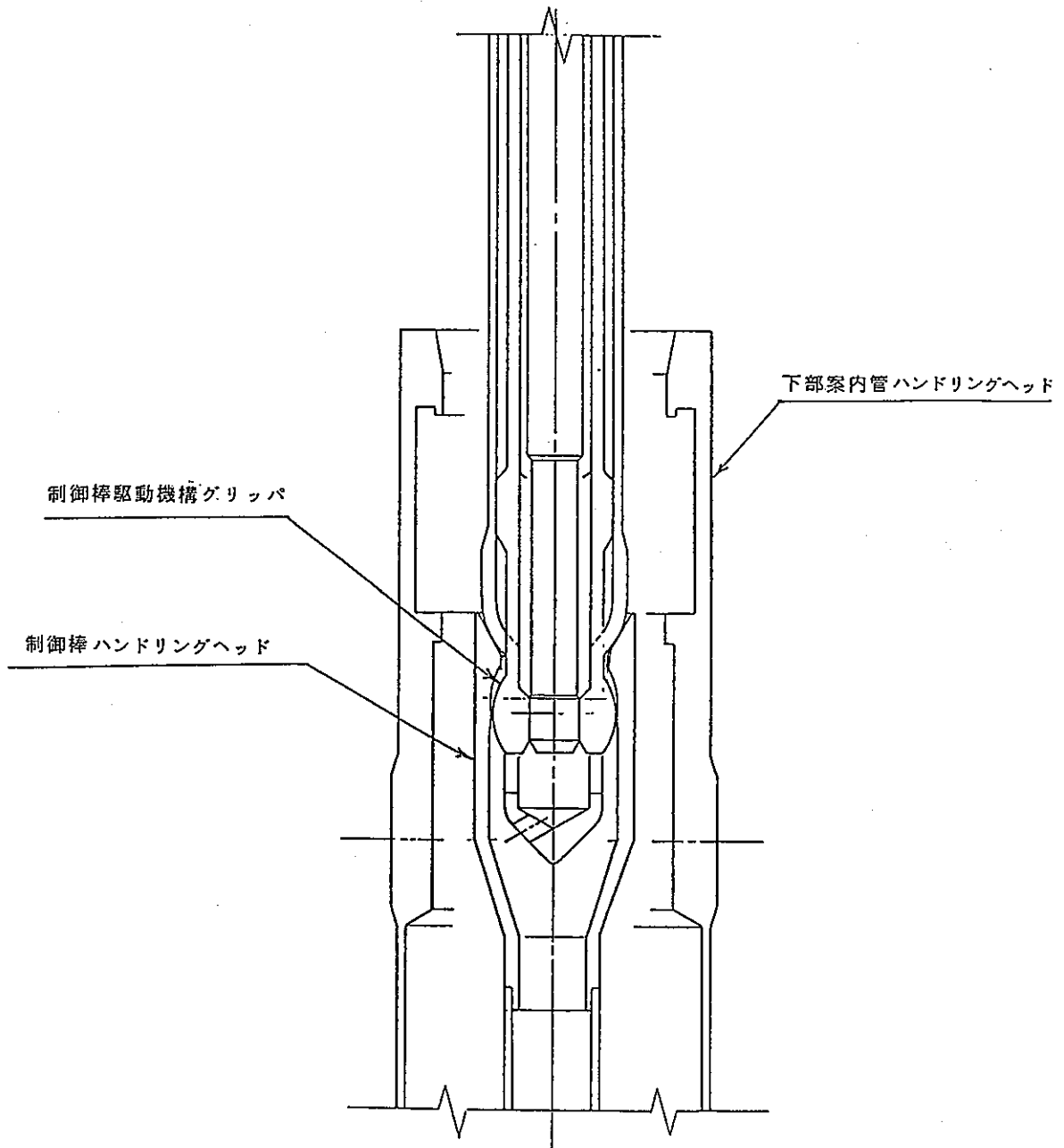


図 5.3.13 制御棒グリッパ構造 (もんじゅ)

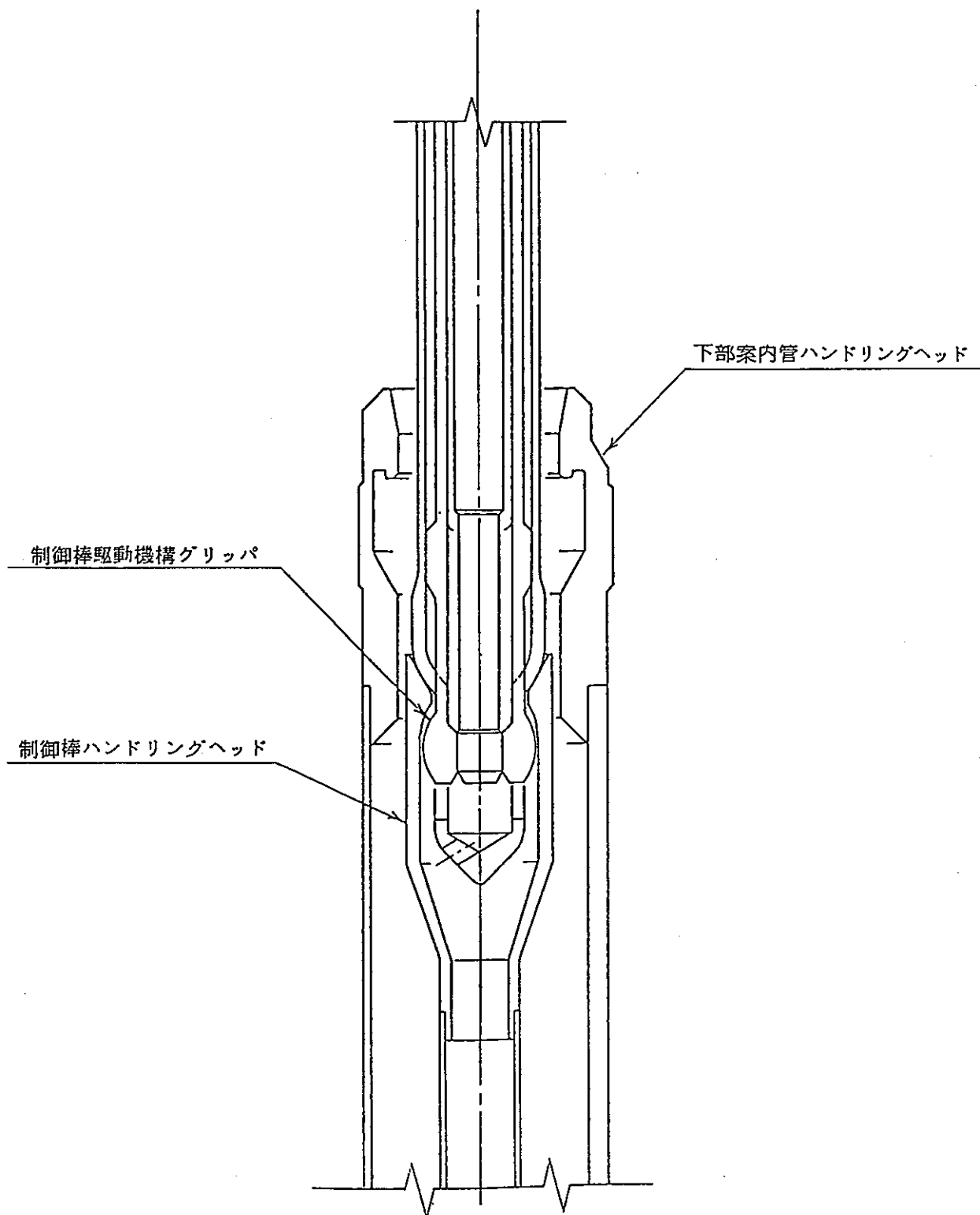


図 5.3.14 制御棒グリッパ構造概念 (常陽)

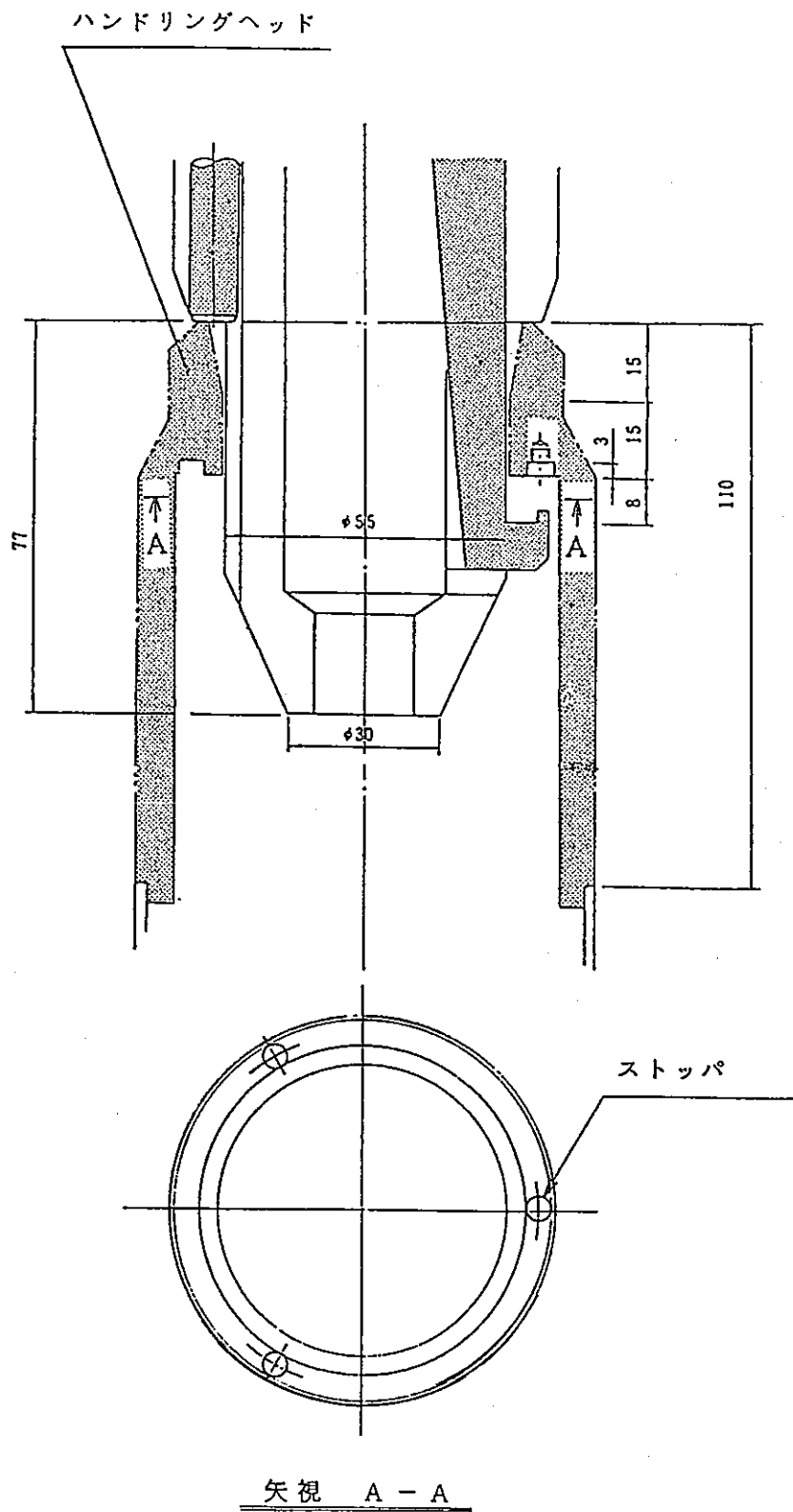


図 5.3.15 燃料交換機グリッパつかみ部 (ストッパ付き)

6. 照射技術の高度化

(1) 概要

高速炉の実験炉は「常陽」, 「FFTF」, 「EBR-II」の3基のみとなり、かつ EBR-II も、10年未満で停止する方向となり、多様で手の込んだ照射試験を行なえる場が減少する現状では、「常陽」の照射技術の高度化は焦眉の急であるといえる。

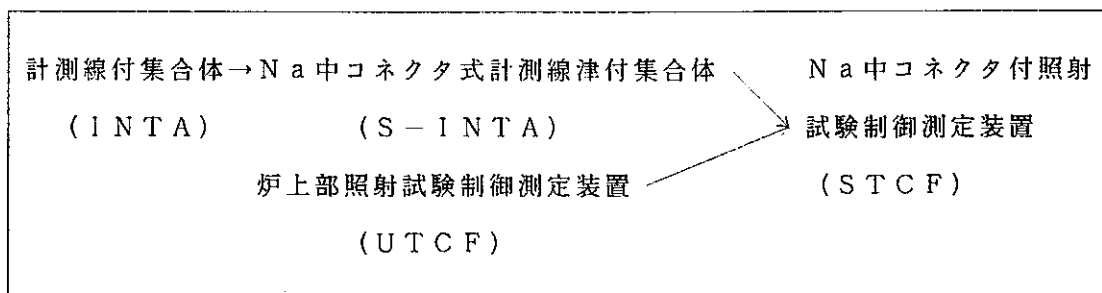
他章において「常陽」を利用した照射試験の目的とそのための照射技術への要求事項が掲げられているが、これらを要約すると次の4大項目に分類される。

① 未経験領域照射技術の確立

金属・炭・窒化物燃料、TRU燃料等の我が国あるいは世界的に経験少ない試料の照射試験並びにRTC B、TOP等の限界照射試験を、効率的な照射条件で行うために、許認可制のよいフロースルーフィルター、メルトダウンカップ等を設備した従来のA、B、C型各特殊燃料集合体類似の照射装置を開発する。

② 制御型計測照射技術の確立

種々の燃料の使用限界を高精度に究明するために、照射条件（出力、流量等）を炉外から制御でき、かつ、照射挙動をオンラインで測定可能な照射装置（STCF）を開発する。この装置はR&Dミニマムとするため、従来の経験を活用したオープンタイプのNa中コネクター、ALIP型電磁ポンプを用いたものとする（図6.1参照）。ただし、Na中コネクターは開発リスクがあるため、従来の計測線付集合体にNa中コネクターを採用しただけのもの（S-INTA）と、炉上部の電磁ポンプ付計装置（UTC F；図6.2参照）の2種類に分けて第1段階の開発を行う。





③ 完全継続照射技術の確立

少ない試料で多様なパラメータの時系列的照射データを得ることができるように、ホットセルでの中間検査、再組立が可能な照射装置の実用化、及び $\alpha$ 除染等の関連施設設備を行うこと。

④ 高精度材料照射技術の確立

炉心材料・構造材料等の高精度照射試験及び炉内強度試験の要求に応えるべく、米国FFTFの計測線付材料照射装置(MOTA)を越える計装式照射装置(MTCF)を開発する。また、統計的多量照射が可能な従来の無計装照射リグ(CMIR, SMIR等)の精度向上をソフトで図り、かつ、オフライン温度モニタの再開発を行う。CMIRについては、精度向上を図りつつ、炉心反応度節約の観点で試料装荷量の向上も含めて実施する。

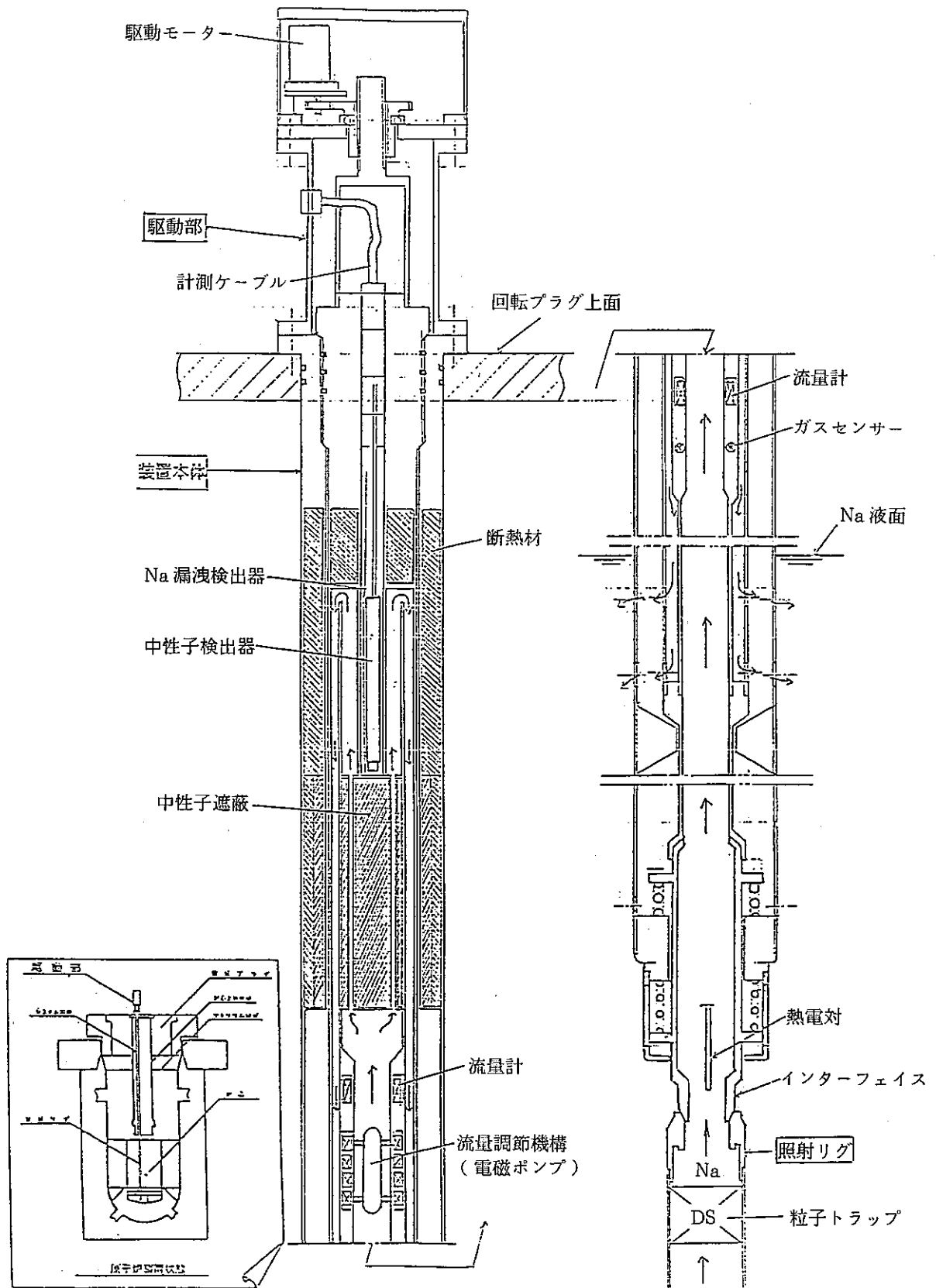


図 6.1 炉上部照射試験制御測定装置 (UTCF)

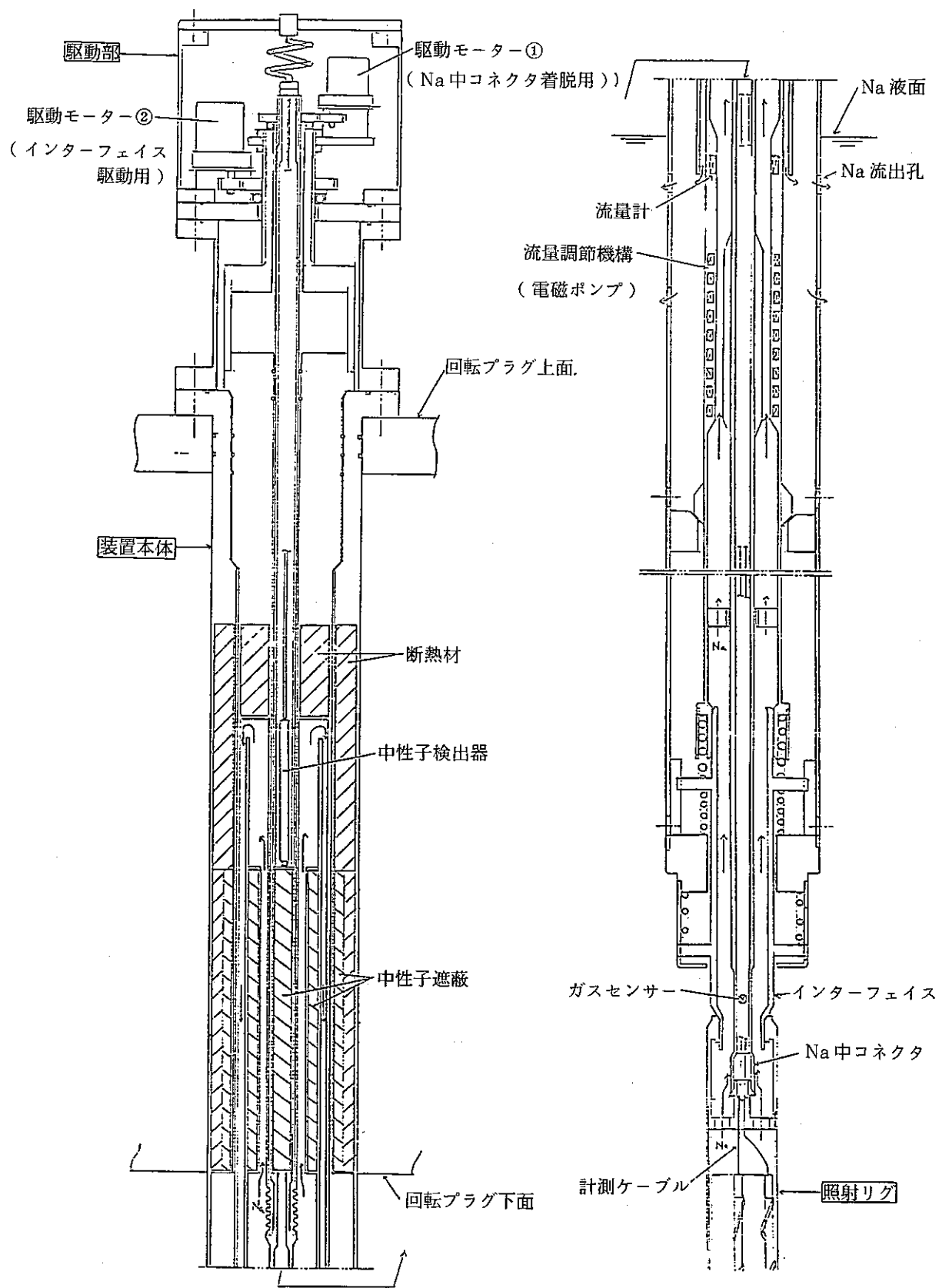


図 6.2 Na 中コネクタ付照射試験制御測定装置 (NTCF)

## 添付資料 照射技術高度化主要開発項目

	NO.	主要開発項目	左記開発を行わない場合のインパクト	添付図番号
未経験 領域 照射技術	UF-2	フロースルーカプセル型A型 燃料リグ開発	燃料破損限界照射、新型燃料照射の設置変更許可の 取得不可能	添付図 1.
	UF-3	PTM用B型特燃リグ開発  (他3項目)	燃料溶融限界試験の設置変更許可の取得不可能	添付図 2.
制御型 照射挙動 測定技術	IN-1	Na中コネクター式INTA開発 (S-INTA)	「常陽」稼働率低下、照射経費増大等実上オンライン 照射不可能	添付図 3.
	IN-2	炉上部照射試験制御測定装置 (UTCF)	運転中の照射条件制御・測定、BDI試験等が不可能 になる。また次のSTCF開発不能	添付図 4.
	IN-3	Na中コネクター式照射試験 制御測定装置 (STCF) (他2項目)	セミインパイルループとしての各種試験ができなくな る。	添付図 5.
完全統統 照射技術	UF-1	グリッド再組立型A型 特燃リグ開発	最も小回りのきくA型リグの再装荷ができなくなる。 UF-2の開発不可能。	添付図 6.
	UF-7	シュラウド型特燃リグ開発	単ピン毎の照射条件設定及び交換が困難。	添付図 7.
	SF-6	リグ再使用整備 (他1項目)	リグ製作費削減、工程短縮が不可能になる。特にA型 再装荷に問題が多い。	添付図 8.
高精度 材料照射 技術	IN-4	制御型材料照射装置の開発 (MTCF)	高精度の材料照射データ取得及びインパイルクリープ 試験不可能。受託・共研ニーズに応えられない。	添付図 9.
	SF-1	オフライン温度モニタ再開発	現状の精度±20～100℃に止まることになり、低コス トのオフライン照射条件信頼性向上不可。	—
	UM-1	炉心材照射用反射体の改造 (A-CMIR) (他4項目)	試料を増加できず、増大する照射ニーズに応えられな い。また精度向上不可。	添付図 10.

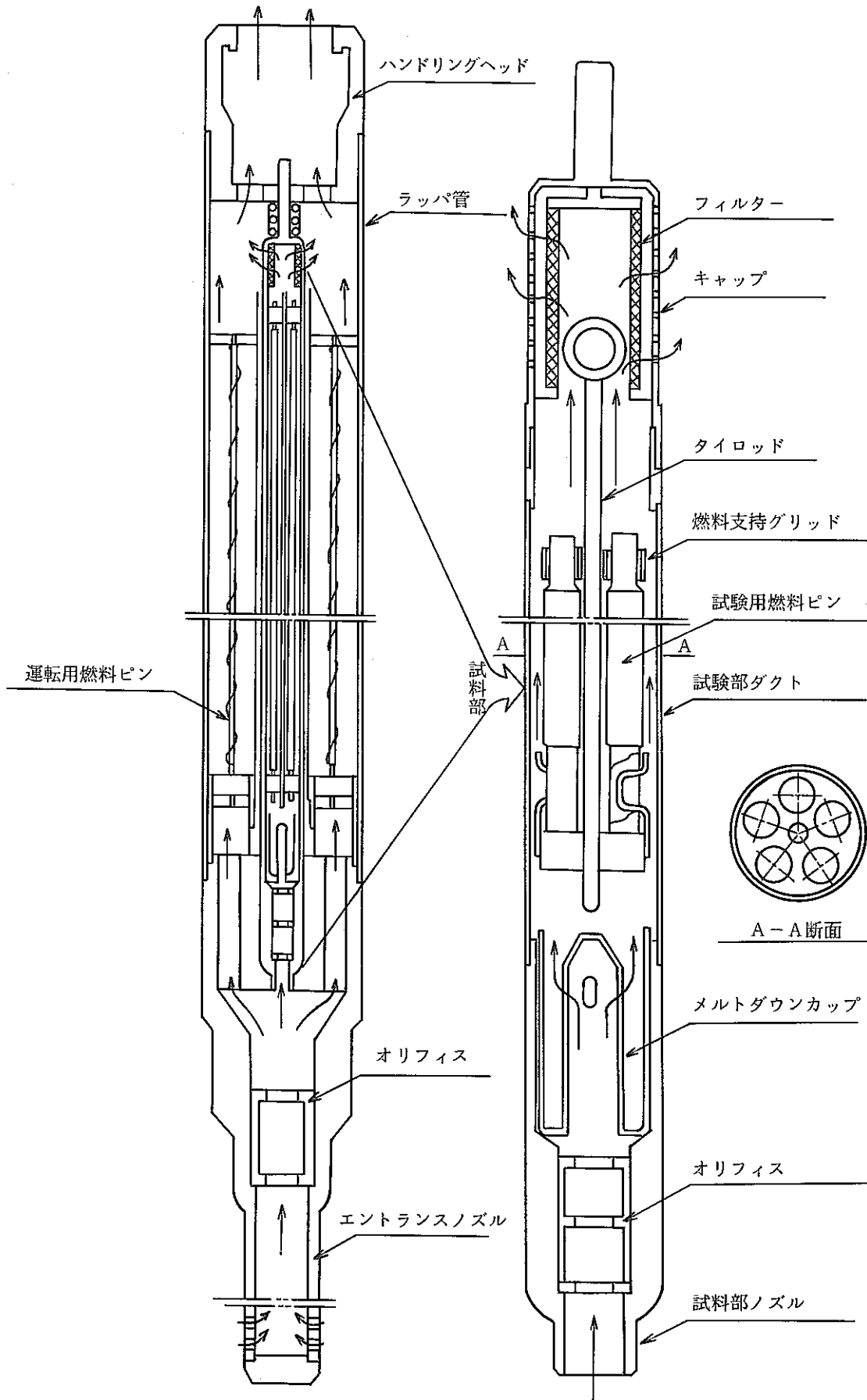
添付表 1. 照射技術高度化 計画工程表 (案)

年 度	昭和	57	58	59	60	61	62	63	元	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		
	西暦	82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000		
「常陽」 運転サイクル		0	1	2	3-7	8-12	13-16	17-20	21-23	24-27	28-31	32-35	36-39	40-43	44-47	48						
「もんじゅ」 「実証炉」 予定			[実証炉1号]			「もんじゅ」 基本仕様選定																備考
M K III 計画 (案)										CRD 移設	トランスファロク改造											
照射計画要点																						
照射技術高度化項目 未経験領域照射技術																						
制御型照射挙動測定技術																						
完全継続照射技術																						
高精度材料照射技術																						
コスト	所要実施予算額 (63年度: リグ費 0.5 + 固定費 1.5)	億円							1.0	1.0	4.2	4.4	2.0	3.0	H元~5年 : 約15億円 5ヶ年合計							
試算	照射課専任エンジニア (職員) 所要人数	人/年							1.6	2.0	3.7	2.9	1.2	1.1	2年度から約2名増員必要							

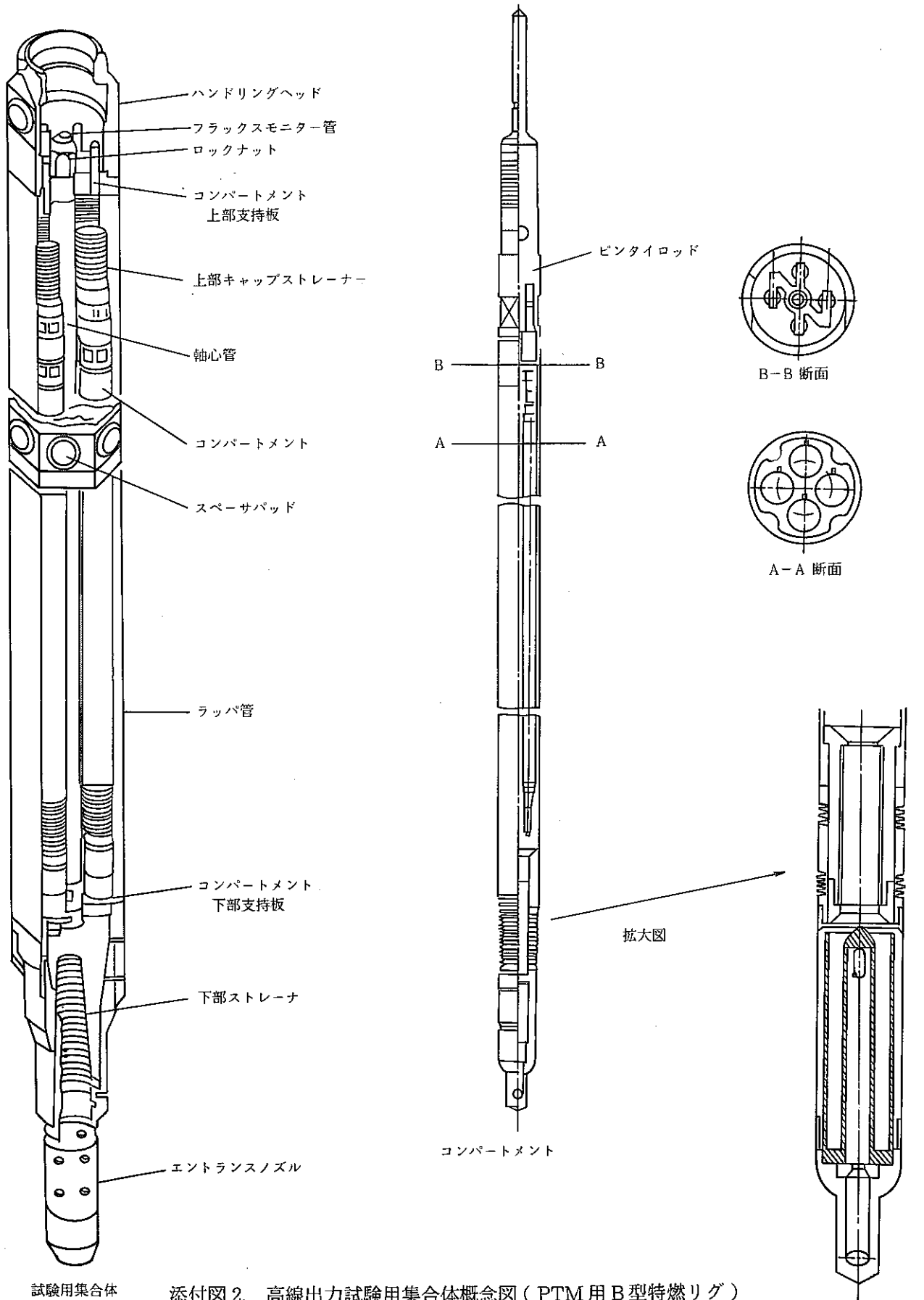
↑ 63年は実績

添付表2. 照射技術高度化 詳細工程表(案)

			年度																		
			57	58	59	60	61	62	63	元	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
			82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000
リグ分類	No.	開発項目	主目的	「常陸」サイクル 「もんじゅ」「実証炉」等												備考					
				「実証炉1号」 基本仕様選定 設計 運転 安全審査 建設 実証炉2号																	
MKIII																					
計画																					
照射																					
計画																					
(要点)																					
特殊燃料型リグ	UF-1	グリッド再組立型A特開発	◎完																		
	UF-2	フローズル型グリッド再組A特開発	◎未																		
	UF-3	PTM用B型特燃開発	◎未																		
	UF-4	グリッド型B特開発	◎完																		
	UF-5	フローズル型グリッドB特開発	◎未																		
	UF-6	フローズル型グリッドC特開発	◎未																		
	UF-7	シュラウド型特燃開発	◎完																		
オンライン計装型リグ	IN-1	S-INTA開発	◎制																		
	IN-2	UTCDF開発	◎制																		
	IN-3	STCDF開発	◎制																		
	IN-4	MTCDF開発	◎高																		
	IN-5	OTCF開発	◎高																		
	IN-6	MSTF開発	◎高																		
	IN-1'	INTA再開発(Na中コネクタ失敗時)																			
材料照射リグ	IM-1	CMIR改造	◎高																		
ソフト的整備	SF-1	オフライン温度モニタ開発	◎高																		
	SF-2	He集積型ドシメトリ整備	◎高																		
	SF-3	高温熱電対開発	◎制																		
	SF-4	力学センサー調査検討	◎制																		
	SF-5	予測評価コード整備	◎共通																		
	SF-6	リグ再使用(a対策)整備	◎完																		
	SF-7	設置変更許可申請業務	◎共通																		
コスト集計	予算	億円																			
	専任エンジニア(職員)所要人数	人/年																			



添付図1. フロースルー型照射リグ(A型)

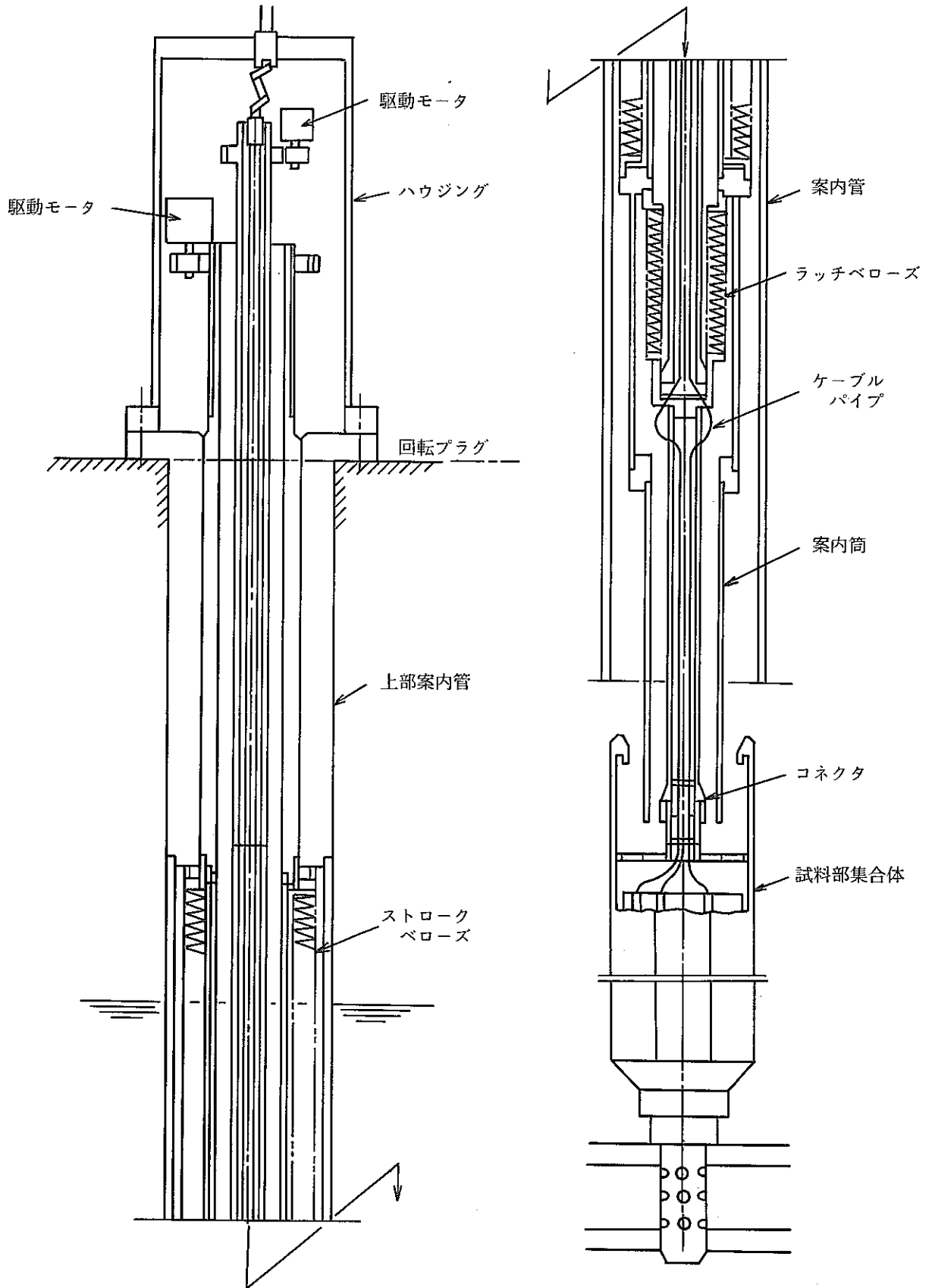


試験用集合体

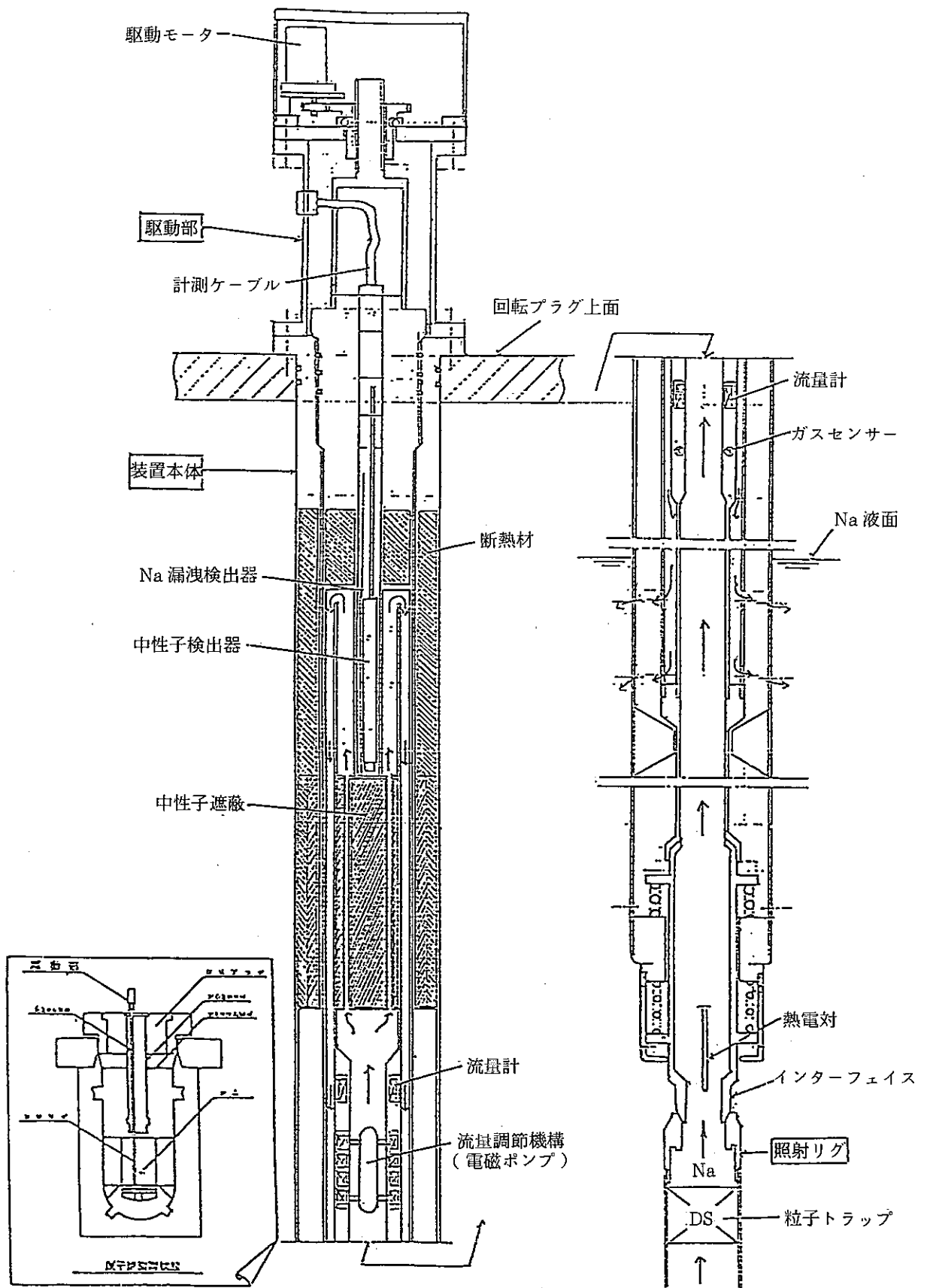
添付図2. 高線出力試験用集合体概念図 (PTM用B型特燃リグ)

メルトダウンカップ部

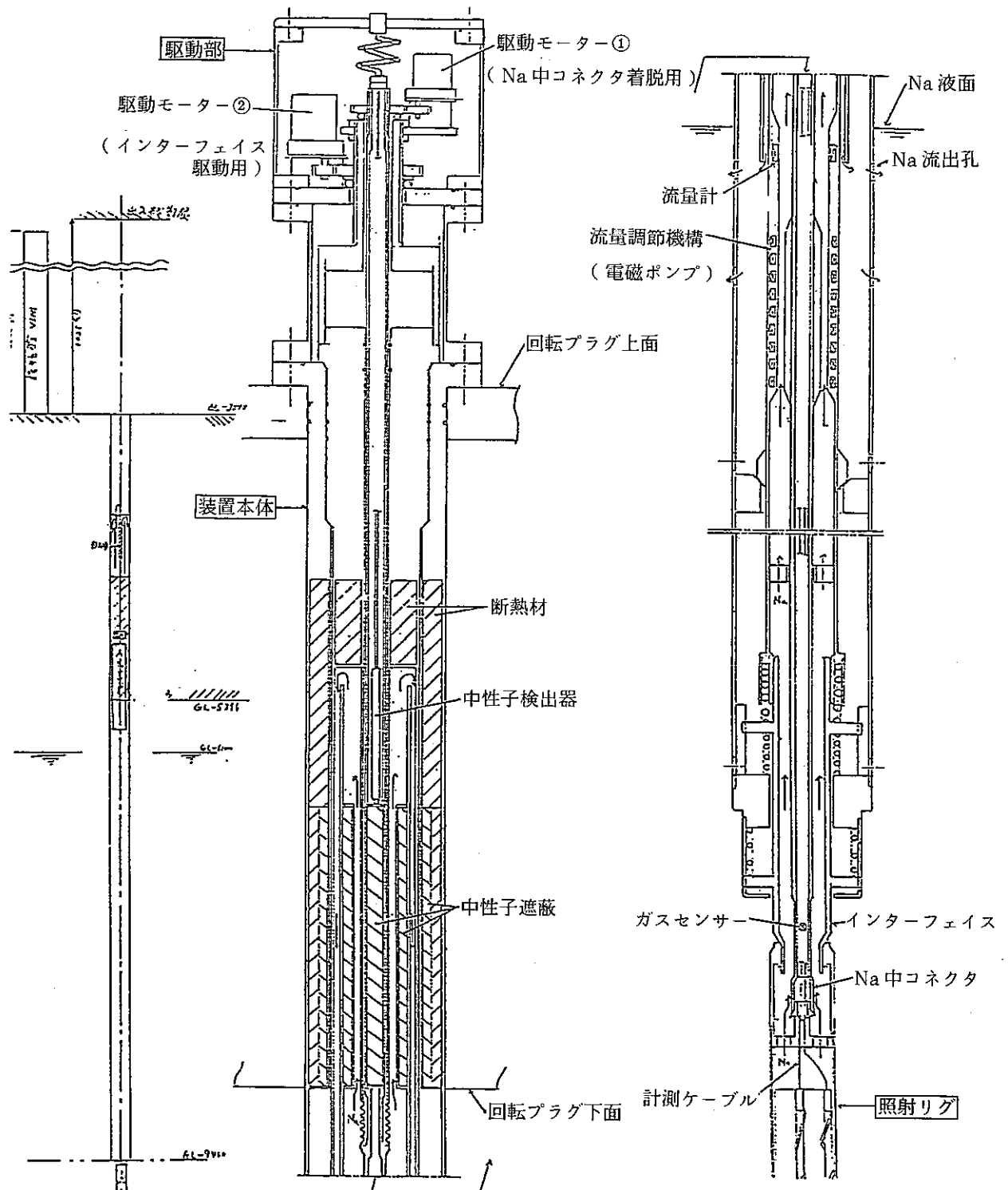




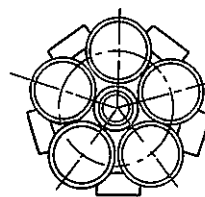
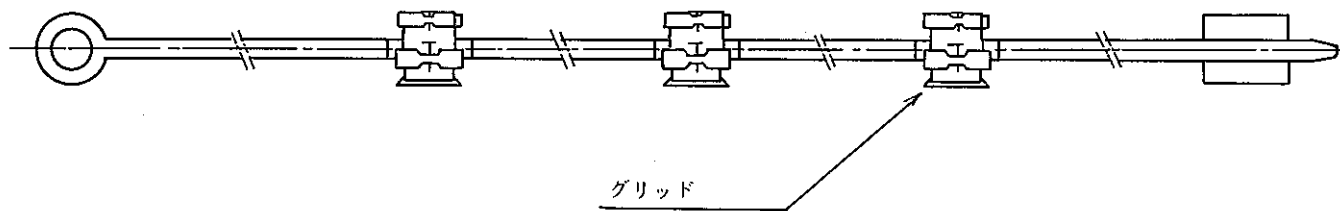
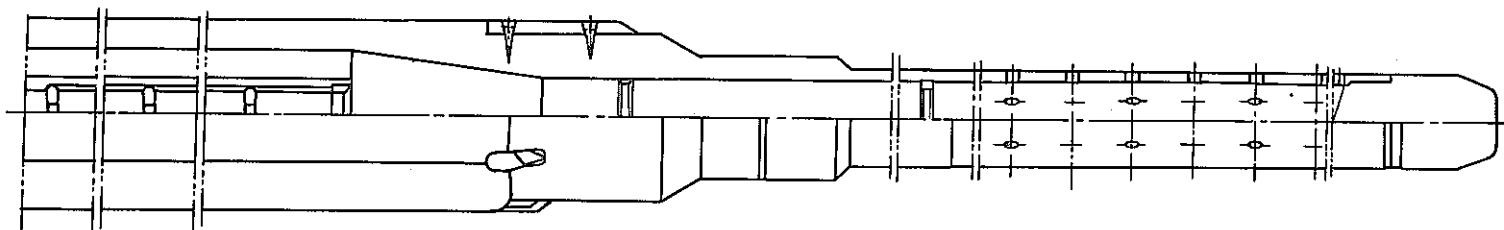
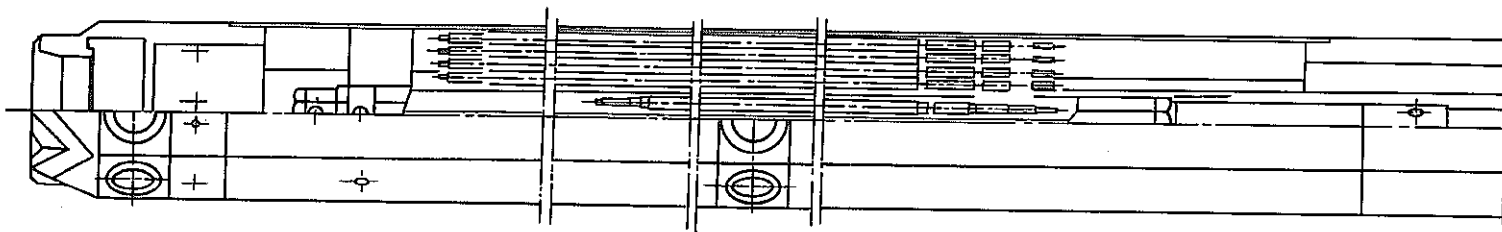
添付図3. ナトリウム中コネクタ式INTA (S-INTA)



添付図 4. 炉上部照射試験制御測定装置 (UTCF)

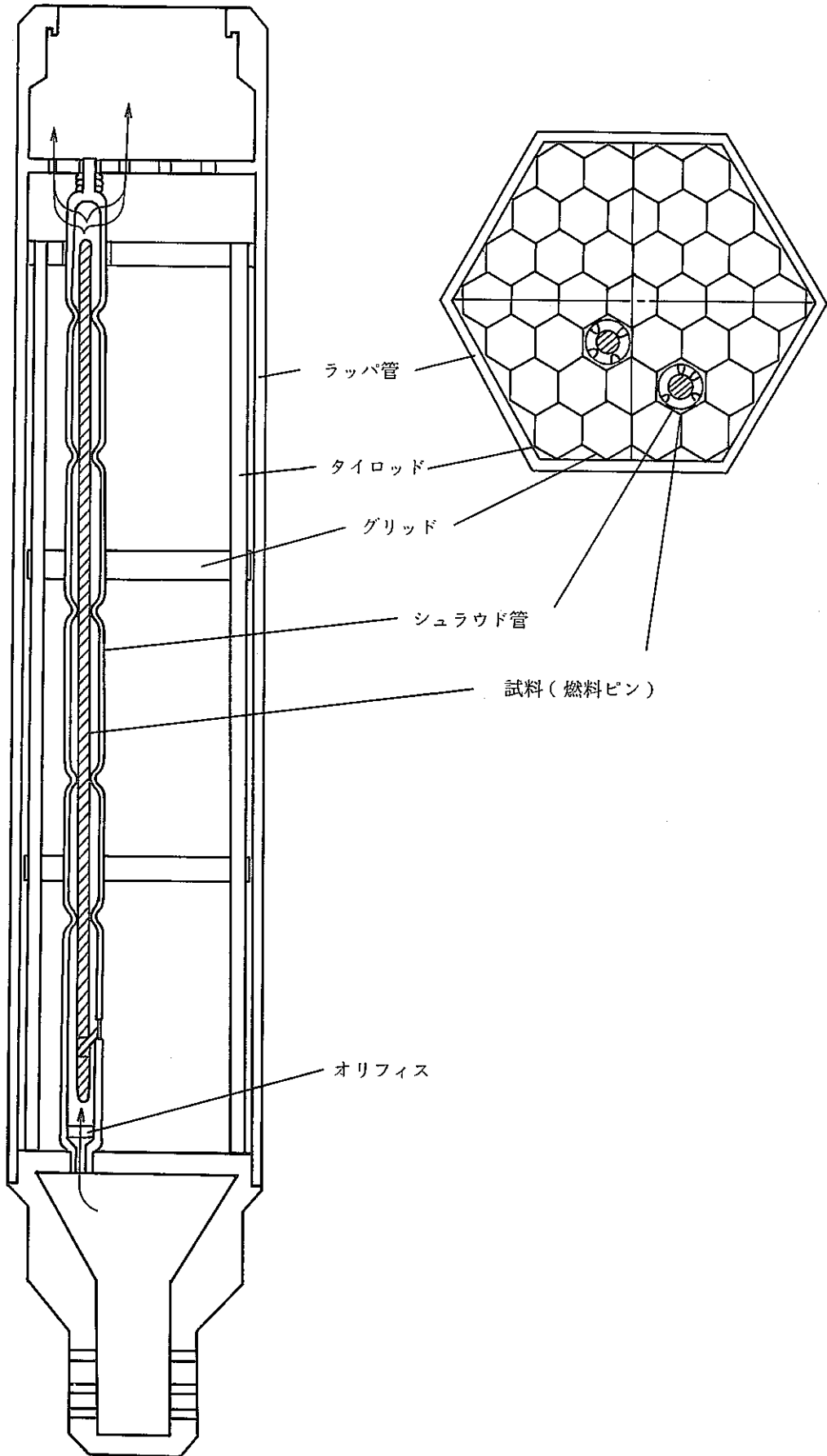


添付図5. Na中コネクタ式照射試験制御測定装置 (STCF)

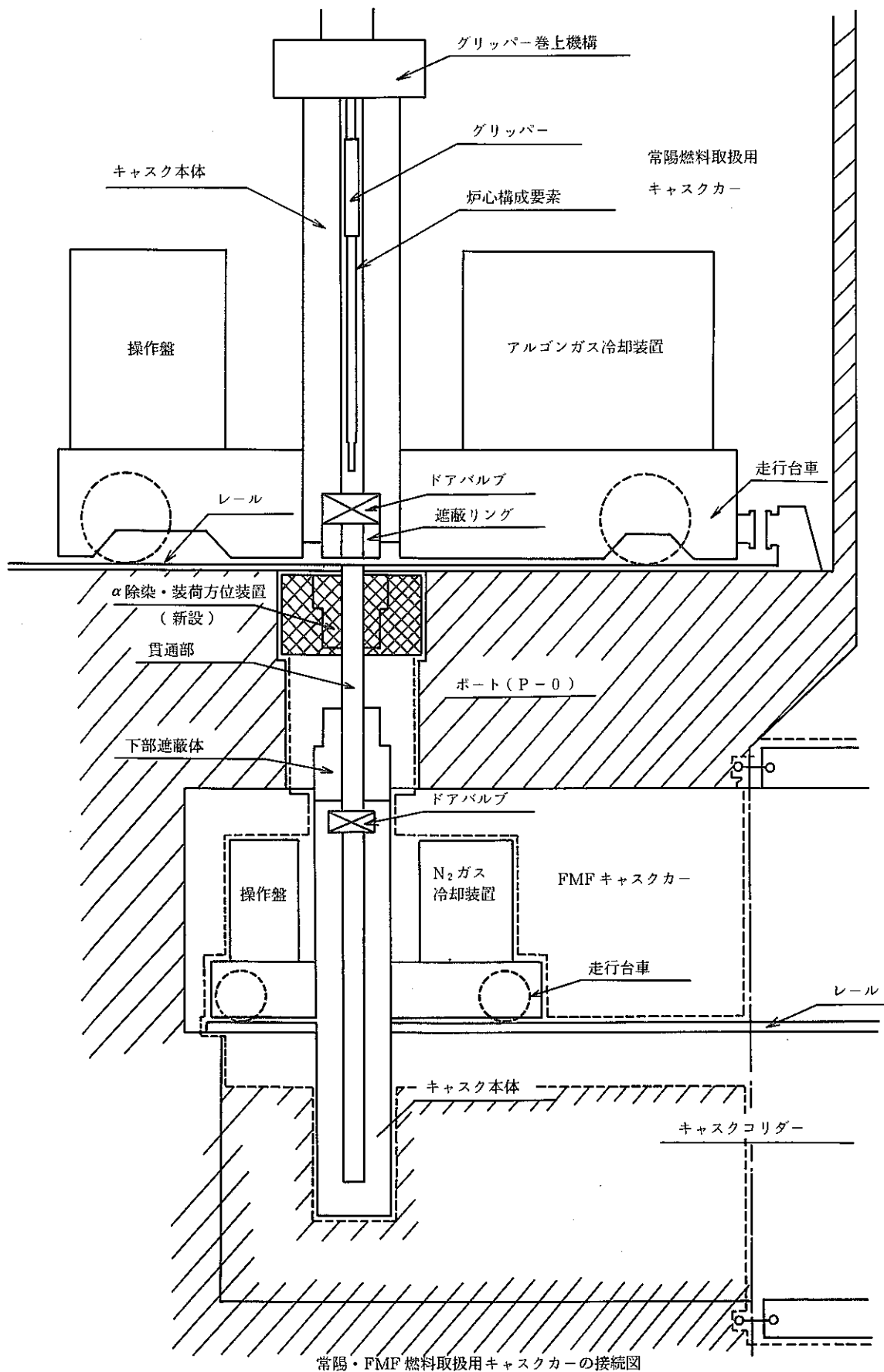


グリッド断面

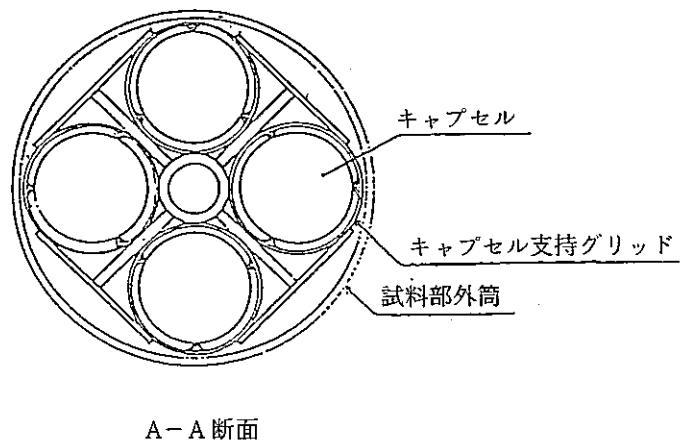
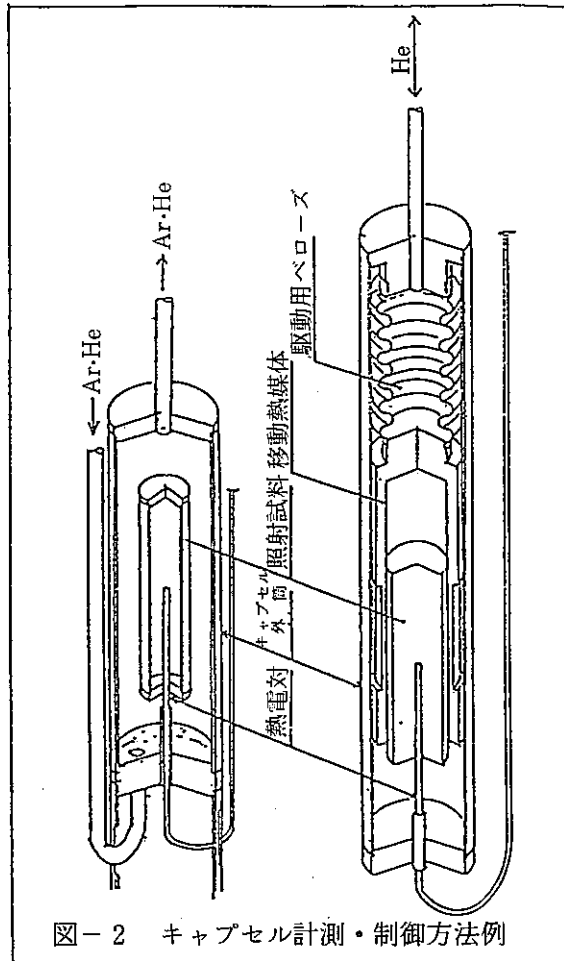
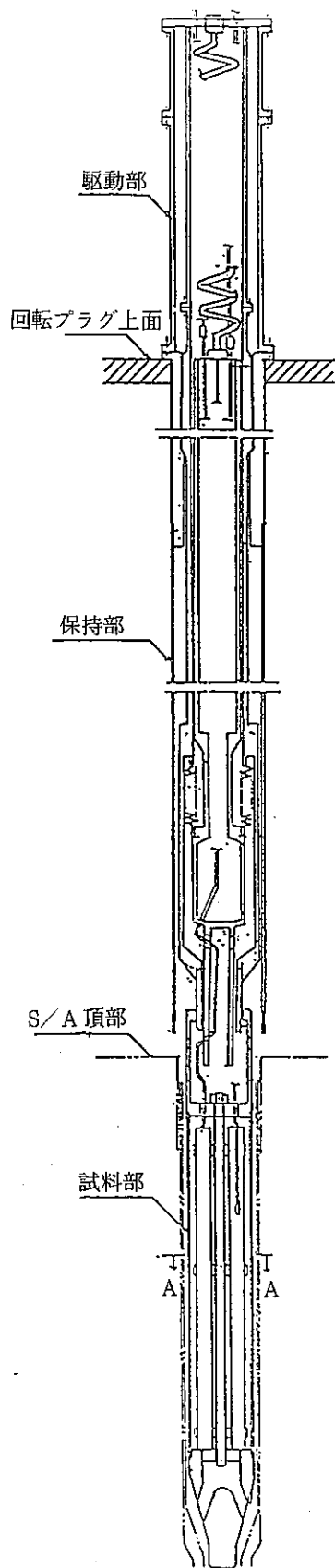
添付図6. A型継続照射用リグ



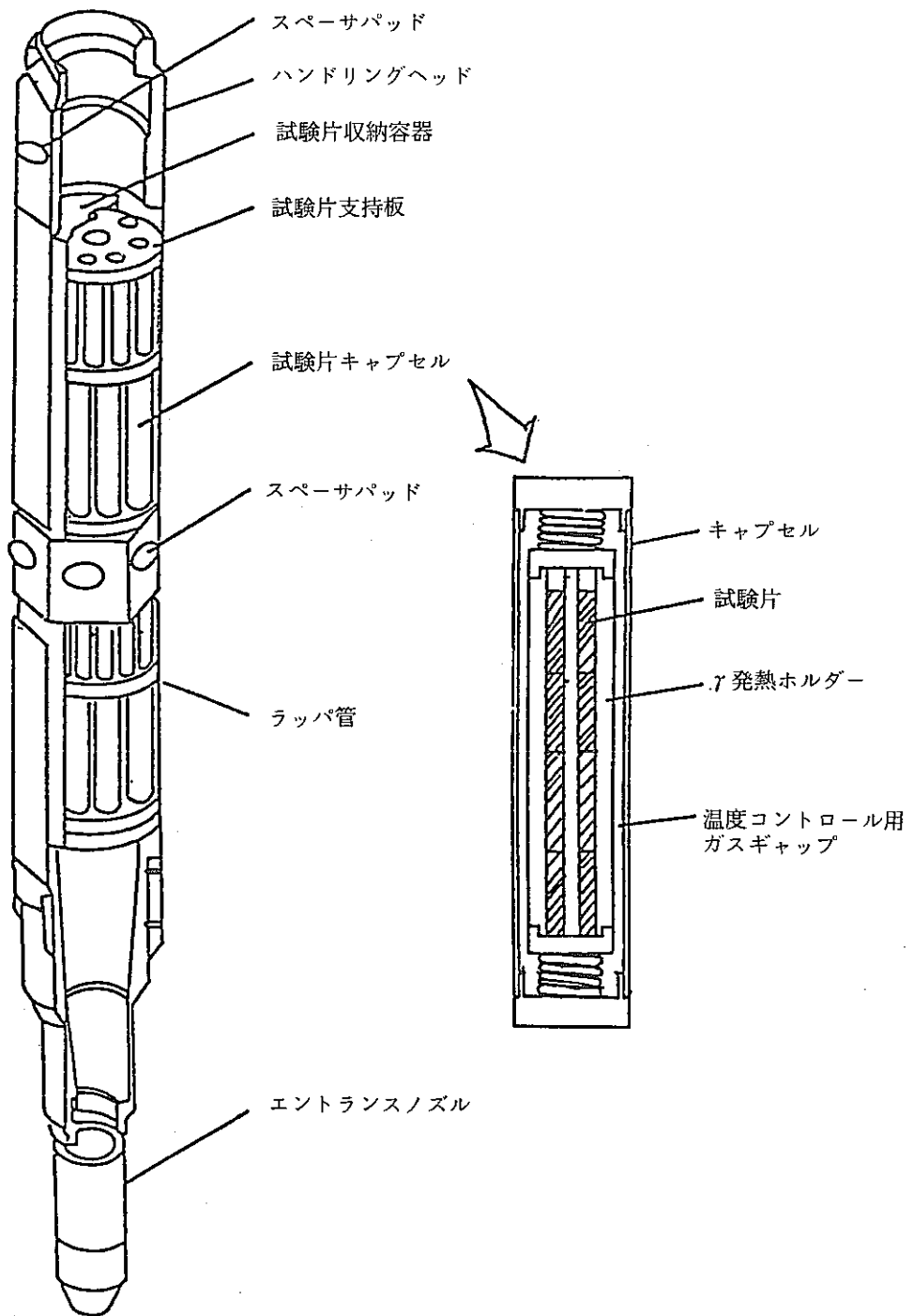
添付図7. シュラウド型特燃リグ



添付図8. リグ再使用関連整備例



添付図9. 制御型照射リグの構造例 (MTCF)



添付図 10. 試料稠密型 CMIR 概念図 (A-CMIR)



## 8. 高速実験炉「常陽」の活用計画

### (2) 新技術, 新概念の実証

[平成元年 3 月 28 日 MK-Ⅲ計画検討会 資料]

# 高速実験炉「常陽」の活用計画

## (2) 新技術，新概念の実証

## — 目 次 —

1. 概要	3 2 4
2. 中間系合理化システムの実証	3 2 9
2.1 配管短縮技術	3 2 9
2.2 二重管蒸気発生器 (S G)	3 3 0
2.3 システム検討	3 3 4
3. 新型炉停止機構	3 7 1
4. 径方向中性子遮へい体	3 8 3
5. 原子炉運転自動化システム	3 8 9
6. プラント異常診断システム	4 0 8
6.1 炉内異常診断システム	4 0 8
6.2 燃料破損診断システム	4 1 2
7. 超ウラン元素 (T R U) 消滅処理技術	4 2 4
8. 使用済燃料の貯蔵技術	4 2 8
9. 被曝低減化技術	4 3 3
10. F B R 安全特性試験	4 3 6
11. 機器・プラントの余寿命評価技術	4 4 0

## 1. 概要

FBR開発はウラン需給の緩和、軽水炉技術の向上等を背景に2020～2030年頃が実用炉の開発目標と考えられる。しかし、今後の実証炉をはじめ、既存炉に競合し得る経済性（建設費、燃料サイクル費の大幅な低減は必須条件）の確立を図る実用化移行段階において、プラントの性能向上を図るため、新技術・新概念の開発・実証が強く要請されており、21世紀初頭においてこれらのうちの多くについて、その実証試験が行われている必要がある（表1.1に、FBRの実用化に向けて提案されている新技術及び新概念を示す）。現在、「常陽」に課せられている研究開発目的は着実に達成されつつある一方、「もんじゅ」の建設が順調に進み、実証炉の概念について具体的検討が進められている段階を踏まえて、「常陽」は実験炉としての特性を十分活用して、「もんじゅ」等他炉とのFBR開発上の役割において相互補完的關係のもとに研究開発を進めてゆくべきと考える。

このような観点から「常陽」の照射性能、照射能力を向上させて照射施設として内外の広範囲の要望に答え得るようにするとともに、FBRの実用化に必要な各種新技術、新概念の実証の場として、また先導的・基盤的技術開発の場としての「常陽」の利用とその具体的な試験・研究計画に関する検討を行い、設置上の成立性確認、スケジュール（案）策定を行った。

### 1.1 中間系合理化システム

- ・ 中間系合理化システムの実証については、二重管蒸気発生器（SG）を一次系設置する二次系削除システムについて概念的な機器配置、システム構成の他、SG伝熱管1本破断に対する安全評価の検討を行い、その成立性を見通しを得た。（1999年以降実証試験）
- ・ 配管ベローズについては、冷却系機能強化時（1996年度予定）に2次系に設置することにより配管短縮化の実証試験は可能。
- ・ 2重管SGについては、50MWと150MWの場合について伝熱計算を行い、基本的構造仕様を決定し、これをもとに最適設置案を選定するための機器・配管設計等を実施した。

## 1.2 新型炉停止機構 (S A S S : Self Actuated Shutdown System)

- ・ 「常陽」での試験方法、試験体取り付け方法及びこれに伴う「常陽」の改造等の予備検討を実施した。
- ・ S A S S 試験体設置予定の「常陽」第5列は制御棒が増設できる構造になっており、ここに駆動機構、キュリー点電磁石、模擬制御棒から成る一連のS A S S 試験体を設置、運転することに基本的に支障はない。
- ・ 「常陽」側の主な改造点としては、試験関連の運転、計測系の盤の設置、ケーブル類の配線取り合い程度。(バウンダリー貫通孔の配分等)
- ・ 試験体の運転、計測設備等の設置に関しては「常陽」の既設設備、特に運転系統の盤等の改造は極力避ける方向で検討中。
- ・ 試験体の据え付け、交換等は既設の燃料交換機、取り扱い機で行い、新たな設備は基本的に設けない方向で検討中。
- ・ 1993年度よりフルスケール試験体の反射体領域での確証試験を行った後、「常陽」の実機6体の内1体で実証試験を開始する。(電磁石の照射試験は、1989年度開始)

## 1.3 径方向中性子遮蔽体

従来、原子炉容器内の炉心周り遮蔽体として用いられるS U S系遮蔽体に替え、より中性子遮蔽機能の優れた炭化ホウ素を用いた遮蔽体についてその構造・組成及び、核熱特性の評価を行いその成立性を確認した。1993年度以降、炉内実証試験を行う。

## 1.4 原子炉運転自動化システム

- ・ 現在までに得られたR & D結果から、臨界到達の判定、系統昇温上昇率の判定、制御棒操作量の予測、定格出力調整の判定等知識工学(A I)を適用した制御棒操作自動化は十分可能でありMK-Ⅲに於ける技術的成立性は十分にある。
- ・ 第一段階の制御棒操作自動化システムがシミュレータによる検証試験中であり、1993年度以降に原子炉制御系と接続する。自律型プラントに資するプラント運転自動化については、1999年度以降に適用する。

## 1.5 プラント異常診断システム

### (1) 炉内異常診断システム

将来の実証炉、実用炉へ向けて、炉内異常診断システムの実証化と実用化を実験炉 MK-III 計画の中で図る。また MK-III 炉心に対して炉心早期異常検知診断システムを付加することで、MK-III 炉心の安全性を一層高め、効果的な照射を実現するもので概略は以下のとおりである。

① 炉内異常診断システムの機能及び改良・実証を実験炉炉内試験を通して試験する。

- ・ 検出系の炉内作動の実証
- ・ 信号処理系の実時間作動の実証
- ・ 診断論理系の作動及び妥当性の実証
- ・ システム全体機能作動の実証

② 高速炉炉内異常診断システムの確立のためシステム運用法及び安全理論の構築を図る。

### (2) 燃料破損診断システム

高速 FFD として小型の  $\alpha$  線補償型  $\beta$  線検出器、燃料破損診断システムとして DN 信号、CG 信号の情報から破損燃料の状態をオンラインで表示するシステム、オンライン・プラント汚染モニターとして一次ナトリウム中に溶解した FP 各種の濃度を迅速に測定するシステムそして高性能 FFDL として SHIPPING 方式等を開発し、その有効性を実証する。

## 1.6 超ウラン元素消滅処理技術の実証

超ウラン元素 (TRU) 燃料の照射試験を行い、その照射挙動を把握し、TRU の高速炉体系での消滅処理技術の確立を図るため使用済燃料等から TRU の分離・回収、燃料の成型加工、照射試験の実施とそれに必要な物性データ等の取得・整備・PIE による照射挙動の把握と挙動解析コードの整備等を行う。

#### 1.7 使用済燃料の貯蔵技術

使用済燃料の裸貯蔵の実証試験として、貯蔵水中での燃料の健全性評価、C. P. による水汚染評価及び燃料破損時の安全性評価等の技術的課題がある。そこで、S F Fや第3プール（増設予定）を利用して燃料や反射体等の貯蔵試験を行い、上記の評価のためのデータを取得する。

#### 1.8 被爆低減化技術

被爆低減化技術の実証として、C. P. やF. P. の除去技術の開発・実証とC. P. やF. P. の挙動解析コードの検証を行う。

#### 1.9 F B R安全特性試験

大型F B Rの合理的な安全論理の構築の一助として、固有の安全性試験として、（a）スクラム失敗時事象の評価試験・（b）熱輸送系の過渡事象試験、（c）長期崩壊熱除去試験を実施し、その試験結果を実証炉の設計に反映させる。

#### 1.10 機器・プラントの余寿命評価技術の開発

F B Rの機器・プラントの余寿命評価技術を「常陽」の機器の余寿命評価を通して開発・実証を行うための基本計画を策定した。

表 1.1 FBR 経済性向上のための設計検討項目

開発要素 経済効果	小	多	
大	<ul style="list-style-type: none"> <li>○設計基準等の整備（安全設計基準，安全評価基準，高温構造設計基準，耐震設計基準，検討基準等）</li> <li>・ループ要領増大</li> <li>・耐震設計の合理化</li> <li>△使用済燃料炉内槽（IVS）</li> <li>○機器システムの小型化，合理化</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一次系配管短縮（トップエントリー，ペローズ，他）</li> <li>・IHX，SG据付レベル低位置化</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>△2重管SGによる2次系削除</li> <li>・ポンプ，IHXのガードベッセル削除（サイホンブレイカ使用）</li> <li>・炉容器ガードベッセル削除</li> <li>・ガードベッセル兼用セルライナー</li> <li>・炉容器ガードベッセル型格納施設採用</li> <li>・角型原子炉建家</li> <li>・免震技術の採用</li> <li>○新型炉心（長寿命炉心）</li> <li>○ダクトレス集合体</li> <li>○改良被覆材（分散強化フェライト鋼）</li> </ul>
	<ul style="list-style-type: none"> <li>○出力密度の向上（高線出力）</li> <li>・スパイラルシュート方式</li> <li>○コード開発（事故解析，燃料挙動解析，構造強度解析，熱流解析，PSA等）</li> <li>○データバンク（燃料・構造材核熱流力及び遮蔽，機器部品信頼性等）</li> <li>△二次系配管短縮（ペローズ他）</li> <li>△Na漏洩火災対策合理化</li> <li>○断熱サポート</li> <li>○予熱，保温の合理化</li> <li>○遮蔽精度向上</li> <li>△多重伝送及び光ファイバー</li> <li>・通常除熱+直接炉心冷却系（DRACS）</li> <li>・一体貫流型SG</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・高流速配管機器</li> <li>・改良構造材（高クロムフェライト鋼）</li> <li>△非均質炉心</li> <li>・SGの原子炉建家内配置</li> <li>○改良被覆材（改良ステンレス鋼）</li> <li>○太径，大型燃料集合体</li> <li>○制御機本数削除（新型炉停止装置使用）</li> <li>○新遮蔽材</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・冷却材配管炉容器上差貫通方式</li> <li>○改良燃料（金属，炭化物，窒化物）</li> </ul>
小	<ul style="list-style-type: none"> <li>・仕様ガイド（機器システム標準仕様，運転保守等）</li> <li>・Na-水反応生成物タンクとドレンタンク供用</li> <li>・斜シュート出入機</li> <li>・コールドトラップの合理化</li> <li>・中温式遮蔽プラグ</li> <li>・ホットレグポンプ（一次系）</li> <li>・炉内断熱構造</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>△Na-水反応生成物タンク削除（2重管SG）</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・高崩壊熱燃料移送+使用済燃料炉外貯蔵（EVS）</li> </ul>

○：「常陽」で実証試験を行う必要のあるもの  
 △：「常陽」での実証試験について検討中のもの  
 ・：その他



## 2 中間系合理化システムの実証

### 2.1 配管短縮技術

配管短縮技術としてはペローズに限定して「常陽」への設置に関して検討を行った。結果を以下に示す。

(1) 費用効果比からペローズは二次系配管に組み込むことが妥当だと考えられる。この時の設計条件は以下の通り。

- ・寸法：12<sup>B</sup>
- ・温度：470℃～470℃（ホットレグでの通常運転時）

(2) 「常陽」に設置して技術の実証を行うことの意義は以下のように考えられる。

① 今までのR & Dで直接カバーされていない領域の検討課題についてプラント運転状態下での実証データが得られコンポーネントの信頼性が確認できる。

- ・流力振動（ポンプによる振動も含む）
- ・過渡的熱流動挙動……配管内温度成層化

② 設計、製作、据付、検査についてその妥当性を総合的に確認できる（注）

- ・長時間の正常作動データ
- ・耐震特性データ
- ・製作、据付、検査技術の妥当性立証等

③ 主冷却系配管への適用について許認可を得ることにより、技術の信頼性がオーソライズされることになる。これにより実証炉での許認可性が容易になる。

(3) MK-III計画の実証炉への反映に関し、工程上から以下のことが言える。

① 実証炉1号の基本仕様選定への反映は無理（ペローズを「常陽」に設置する計画があり、許認可をとっていくという影響力はあろう。）

以下実証炉1号の配管にペローズが使用されるとの前提に立って検討を進める。

② MK-IIIのR & Dから機器据付までの成果は実証炉1号に反映できる。

③ 「常陽」の試験データの成果を実証炉に反映できるのは最終段階の詳細設計に間に合うかどうかという状況

(注)ただし「常陽」での使用条件から、従来のTTS配管のペローズ（10<sup>B</sup>×6個、 $T_{max} = 650℃$ 、 $\Delta T = 300℃$ 、回数2000～5000回？）およびポンプ・ループでの実寸ペローズ（42<sup>B</sup>×2個）でのデータに加えてどれだけ有効なデータが付加されるか？

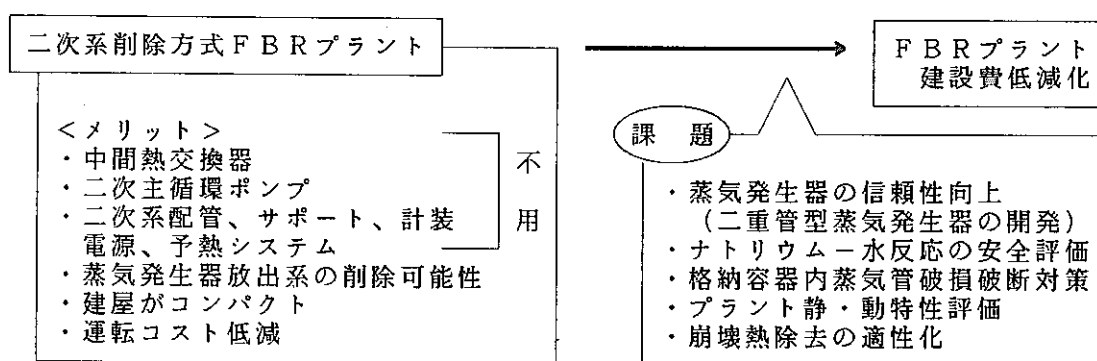
(4) 二次系削除SGでペローズを使わざるを得ないときはその位置づけで別途検討する。

## 2.2 二重管蒸気発生器 (SG)

### (1) 概要

高速増殖炉の実用化に向け実現可能かつ建設費低減の有効な方策として、二次系削除システムが考えられる。このシステムでは従来の二次冷却系が中間ループとして有していた安全上の役割を、ナトリウム-水-バウンダリーを二重壁とする二重管型蒸気発生器を主とする機器及びシステム構成により分担することになる。

そこで、この二次削除システムを実現するために、上記役割に耐える二重管型蒸気発生器を開発する。



### (2) 開発目的

二次系削除システムに適用し得る二重管蒸気発生器として下記

- ① 構造健全性、製作性、経済性の総合的な観点から最適な構造を有する蒸気発生器構造の選定と諸性能実証
- ② とくに、二重伝熱管の内、外管同時破損を未然に防止し、ナトリウム-水反応事故を設計基準外事象としうる二重管型蒸気発生器の実現

### (3) 「常陽」で開発実証することの必要性

二次系削除システム成立性を左右する二重管型蒸気発生器の機器単体の開発は炉外での研究開発により達成しうるものと考えられる。

しかしながら実機プラントである「常陽」に二重管型蒸気発生器を導入することは、その導入課程において得られる安全審査用ロジックの組み立て経験、また設置後の機能試験等を通じて実機プラントにおける諸々の実績を蓄積し、二次系削除システムの実現に当たっての強力な支援材料とすることができる。

## (4) 検討結果

二重管型蒸気発生器の開発については、これまで二次系削除システム開発のなかのキーコンポーネントとして次のステップで進めてきた。(PNC SN9080 87-003)

- ① 設計検討
- ② 二重管伝熱管の開発
- ③ 構造要素開発
- ④ 小型モデルによる開発
- ⑤ 大型モデルによる開発
- ⑥ 関連機器、技術開発（プラグ、I S I等）
- ⑦ リーク検出システム開発

蒸気発生器諸構造を検討の結果、基本概念を下表に、また800MW級蒸気発生器（プラント電気出力130万KW、4ループ）設計例を表2.2.1に示す。

流動形式	一体貫流型（他の形式よりコスト、配置の面で有利）
伝熱管材料	9Cr系（高温強度にすぐれ、Naと水双方との共存性が良い）
伝熱管型式	直管型（二重管溶接をさけるため）
Na液面	無液面方式（蒸気発生器全高を低くするため）
熱膨張吸収体	シェル側ベロー、あるいはバンド管方式（伝熱と胴の熱膨張吸収あるいは伝熱管相互の膨張吸収）
伝熱管結合方式	メカニカルボンド （リーク検出およびNaと水間二重障壁とするため）
伝熱管破損検出	中間流体部で検出（Na-水反応発生以前に検出するため）

「常陽」に設置する二重管型蒸気発生器については、交換熱量、50MWと150 MWの場合について、伝熱管計算をおこない基本的構造使用を決定した。仕様を表2.2.2に示す。これをもとに最適設置案の選定を目的として、「常陽」に設置する場合の、機器、配管設置設計、システム設計等を62年度作業として実施。

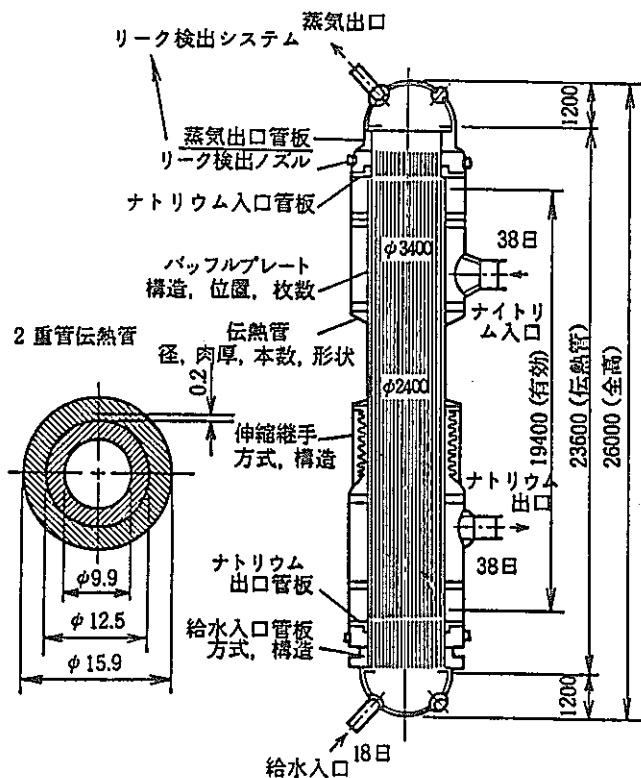
尚、次年度以降に、「常陽」最適設置案の選定結果に基づき交換熱量、温度、蒸気条件等についてプラント例からの要求に対する整合性をとりつつ、「常陽」用蒸気発生器の基本設計、詳細設計を進めていく。

表 2.2.1 800 MW級蒸気発生器設計例

検討基本条件

交換熱量	805.8 MW (1300 MW電気出力, 4ループプラント, SGI基/ループを想定)	
型式	一体貫流型	
伝熱管	機械結合型2重管, 外径 15.9 mm	
	ナトリウム	水・蒸気
入口/出口温度	505 / 360 °C	240 / 487 °C
入口/出口圧力	—	145 / 133 kg / cm a
流量	1.5756 × 10 <sup>4</sup> t/h	1.283 × 10 <sup>3</sup> t/h

2重管SG主要目例



二重管蒸気発生器設計例

型式	一体貫流二重管型 (無液面, 直管)	
交換熱量	805.8 Mwt/基	
主要材質	Mod 9 Cr - 1 Mo	
伝熱管	外径	15.9 mm
	本数	4477 本
	ピッチ	33 mm
配列	型式	正三角形
	型式	メカニカルボンド
	溝数	4
管溝	溝深さ	0.2 mm
	管形式	二重管板 (出入口共)
管板	形状	平型
	中間流体	He
伸縮継手	形式	胴側ベローズ
	材質	Mod 9 Cr - 1Mo(SUS 304)
構造	構造	鍛造 (液圧)
	バッフル板	形式
形状	形状	全面バッフル
	材質	SUS 304
I S I	破損管	UT
	同定	ECT
		ガスバブル法

表 2.2.2 「常陽」用二重管型蒸気発生器主要仕様

	50 MW 設計	150 MW 設計
型 式	一体貫流型二重管型 (無液面, 直管)	
材 質	Mod. 9Cr - 1Mo 鋼	
熱膨張吸収体	胴側ベローズ	
伝熱管型式	メカニカルボンド	
外 径	15.9 mm	
配列, ピッチ	正三角形, 33 mm	
溝位置, 数	外管内面, 0.4 mm 深さ	
交換熱量 (MW)	50	149
Na 入口 / 出口温度 (°C)	500 / 370	479 / 350
水入口 / 出口温度 (°C)	240 / 487	210 / 450
Na 流量 (T / H)	1088.6	3265.8
給水流量 (T / H)	79.6	230
蒸気出口圧力 (kg / cm <sup>2</sup> a)	133	109
伝熱管本数 (本)	367	751
S G 外 径 (m)	1.2	1.7
高 さ (m)	22	22.5

## 2.3 システム設計

### 2.3.1 概要

「常陽」では、二重管SGを用いた中間系合理化システムに係る許認可性の見通しを得ることを目的として、「IHXを有する場合」と「IHXを有しない場合」の二通りの1次系設置方式（Bグループ側に50MWSG1台設置）について検討を行ってきた。

これまでの検討より、上述の二通りの設置方式について、概念的なプラントシステム構成（系統設備設計，機器・配管配置設計，etc.）を得たと共に、二重管SGの伝熱管一本破断を想定したNa-水反応事故時のプラント健全性評価を実施し、両方式ともシステム成立性を見通しを得ることができた。

今後は、上述の検討結果を踏まえ、次の検討を進めていく予定である。

- 1) Na-水反応事故をBDBEとした場合のシステムの見直し（Na-水反応生成物収納設備，SG隔離弁等の削除）及びR&D要求条件整備
- 2) 設置方式の選定
- 3) MK-III出力150MWに対応したシステムの見直し（75MWSG設置）
- 4) 基本工程計画及びR&D計画に係るR&D側との調整

また、上記1次系設置方式の他に、大型二重管SG（150MWSG）の実証試験を目的として、2次系に設置した場合についても併せて検討を行い、同方式における概念的なプラントシステム構成を得ている。

### 2.3.2 これまでの成果

#### 2.3.2.1 1次系設置方式（IHXを有する場合）

##### (1) 検討結果のまとめ

IHXを有する場合の設置方式に対する主な検討結果を、以下にまとめて示す。

- ① 二重管SGは、1次系Bグループより分岐し、IHXをバイパスするラインに設置される。（第2.3.2.1(2)①項，図2.3-1参照）
- ② 崩壊熱は、IHXを介した既設DHXにて除去される。そのため通常、異常時のプラント停止時にはSG運転から、IHXを介したDHX運転に切り替えられる。切り替えは、バイパスラインと既設ラインに設けられた切替弁により行われる。（第2.3.2.1(2)①項，図2.3-1参照）
- ③ バイパスループには、二重管SG等での圧損を補うためのブースタ用電磁ポンプが、

また、Na-水反応時のSG隔離用に、急速隔離弁がバイパスラインに設置される。

(第2.3.2.1(2)①項, 図2.3-1参照)

- ④ 水/蒸気システムのうち復水系に空冷式復水器を採用することにより、夏海湖からの取水量は大幅に削減される。(第2.3.2.1(2)③項, 図2.3-1参照)
- ⑤ 二重管SGは、原子炉建物西側に隣接する耐圧鋼製格納容器(増設C/V)内に設置される。増設C/Vは、約9.6m径×36m高さであり、既設C/Vとは、連絡スリーブにて連絡される。(第2.3.2.1(3)②項, 図2.3-4, 5参照)
- ⑥ Na-水反応事故評価の結果、発生する準定常圧力の上昇はSG出口配管で約2~3kg/cm<sup>2</sup>程度であり、プラント構造健全性上問題となるものではなく、また、炉心に移行する反応生成物も安全評価上問題とならない見通しである。(第2.3.2.1(5)①項, 図2.3-8, 9参照)
- ⑦ 蒸気管破断事故評価の結果、増設C/V内圧力上昇は1kg/cm<sup>2</sup>程度に抑制され、構造健全性上の問題は回避できる見通しである。(第2.3.2.1(5)②項, 図2.3-11参照)

## (2) 系統設備設計

### ① 1次主冷却系設備

既設設備を含めた改造部総合系統図を、図2.3-1に示す。

二重管SGは、将来炉で採用される見通しである一体貫流直管型のSGであり、本検討では50MWSG容量についての設置検討を行った。本検討に用いたSGの機器仕様を表2.3-1に、またSGの概念図を図2.3-2に示す。

この二重管SGは、1次系Bループ側にIHXをバイパスする形で設置され、新設のバイパスラインには、SGの他、電磁ポンプ、隔離弁、及び逆止弁等が設置される。これら主配管ラインの機器・配管類は、Na漏洩対策のため、既設と同様に冷却材バウンダリー部を二重構造としている。設備の特徴を要約して、以下に示す。

- (i) 原子炉トリップ時、又はSG除熱が不可能となった場合には、既設のIHX及びDHXにて崩壊熱を除去するよう流路を切替える。切り替えは、IHX出口部及び新設ブースタ電磁ポンプ出口部に設けた切替弁と止弁にて行う。
- (ii) SGの出力運転時は、小流量をIHXに流し(1%程度)、2次系は100%流量で待機する。

(iii) SG上流側のホットレグラインには、ブースタ電磁ポンプが設けられ、新設機器配管類での圧損を補い、主ポンプ入口部でのNPSHの確保及び負圧の防止を図っている。

(iii) SGでのNa-水反応事故に備えて、Na-水反応生成物の炉心への流入を防止するため、SGの入口に締切弁と逆止弁を、また、SG出口に締切弁を2個直列に設置している。

## ② Na-水反応生成物収納設備

Na-水反応生成物は、反応生成物収納容器、分離器、既設ダンプタンクとの均圧配管及びラプチャディスク(R/D)等から構成される。放出系配管は、主配管のSG出入口部より分岐して取り出され、合流後反応生成物収納容器(新設部ドレンタンク兼用)に連結される。Na-水反応が発生すると、Na及び水素ガスを含む反応生成物は、R/Dを介して収納容器に放出される。収納容器では、Na及び液・固体状反応生成物の大部分を収納される。水素ガスとミスト状となった一部Na等は分離器に到り、ここでミストは捕集される。分離器を通過した水素ガスは、均圧配管を通して既設ダンプタンクに到達する。既設ダンプタンクは、通常運転時にはほぼ空の状態にあり、この大きなガス空間容積を利用することによって、Na-水反応が生じた場合にも、原子炉容器カバーガス部分の圧力が $1\text{ kg/cm}^2\text{G}$ を越えないよう設計されている。

## ③ 水/蒸気系設備

水/蒸気系設備は、給水系、SG廻り水/蒸気系、蒸気系、復水系及び水処理系の各設備より構成される。本設置方式では、空冷式の復水器を採用し、夏海湖からの取水量を極力制限する設計としている。

## (3) 配置設計

### ① 全体計画

図2.3-3に本改造計画に係るプロットプラン(建物配置図)を示す。

新設するSG建物及び補助建物は、原子炉付属建物の西側に配置され、既設原子炉付属建物と一体構造となる。SG建物は、直径約12m、高さ約49mの耐圧鋼製格納容器で、補助建物は、約 $15\text{ m} \times 12\text{ m} \times 30\text{ m}^{\text{H}}$ の鉄筋コンクリート建物である。

給水、復水建物はメンテナンス建物の南側に配置され、給水ポンプ、脱気器等の給



水復水設備が設置される。復水器は給水，復水建家の屋上に設置し、且つ建家周辺に補助ボイラ設備，補給水タンクが設置される。

## ② 既設格納容器（C/V）内改造内容

既設C/V、既設付属建物及び新設SG建物を含めた全体配置計画図を、図2.3-4、5（1F～BM2F）に示す。既設C/V内改造は、既設1次系配管からの分岐及びその分岐配管引廻し，電磁ポンプの設置が主となる。既設配管からの分岐は、ホットレグ配管はIHX入口の水平管立上がるエルボ部をティーズにして、また、コールドレグ配管は1次主ポンプ入口水平管部からそれぞれ分岐される。

分岐後は、ホット・コールド配管ともR-203室の機器搬出入路（茶筒）を介してオペフロ上まで立上げられ、そこから非常用エアロックスペースを利用・改造した貫通スリーブを通して新設SG建物に達する。これら配管の引廻しにあたっては、配管用ベローズ継手を導入し、配管短縮化を図っている。また、電磁ポンプは茶筒スペースの立上がり配管部に設置されるが、重量機器のため、BM1Fの床下面に支持ビームを取付け、それから吊り下げる計画としている。

なお、以上の配管計画に対して、設計用模擬地震動（ $S_1$ 、 $S_2$ ）を用いて耐震性評価を概略的に行った結果、構造強度上成立する見通しを得た。

## (4) 運転制御設計

### ① 通常起動・停止運転計画

従来の運転スキーム上の特徴は、起動・停止時とも1次系，2次系Na流量が100%一定で、且つ原子炉入口Na温度が370℃一定という条件にあった。しかしながら、SGを設置した場合、上記運転条件では、部分負荷時SGから蒸気を取り出そうとするとSGが不安定になることが考えられる。このことを避けるためには、上記条件を変更する必要がある。

従来の条件を可能な限り変えないと言う方針により、本方式では、冷却流量は従来と同じ100%一定流量とし、原子炉入口Na温度のみを変化させる方法を採用した。この場合の起動・停止時の運転スキーム図を、図2.3-6及び図2.3-7に示す。この方法は、出力に応じSG給水流量を変化させることにより可能な見通しである。また、この場合、Aループ側はDHX出口温度を制御して原子炉入口Na温度をBループと同様に变化させる。なお、定格運転時におけるBループ2次系は、100%強制

循環待機が妥当か、もしくは、自然循環待機が妥当かという点について比較評価した結果、100%強制循環方式の方が、温度制御が容易で、且つ、熱過渡、ループ間アンバランス等問題が少ないことを確認した。

② 異常・事故時の運転制御計画

本改造により新たに追加となる原子炉スクラム信号は、SG伝熱管破損事故に関するものでSG大リーク信号である。これは、放出系ラプチャディスクの破裂を検知することによって発せられる。他の異常・事故については、従来のスクラム信号でカバーできるか否か安全評価による確認が必要である。

また、Na中水素検出系、He中湿分検出系等からのSG小リーク信号ではSG隔離信号が発信され、水/蒸気系のブローダウンと共にSG出入口隔離弁が閉鎖、更には1次系Na流量低で原子炉はスクラムとなる。なお、本設置方式特有の問題であるSGとIHX(B)の切換運転については、その切換タイミングをプラント動特性解析コード「MIMIR-SG」を用いて評価した結果、次の切換えが妥当であるとの見通しを得た。

(a) 手動スクラム……………50～100秒

(b) 外部電源喪失……………0～50秒

(5) 安全性評価

① Na-水反応事故評価

(i) 解析条件

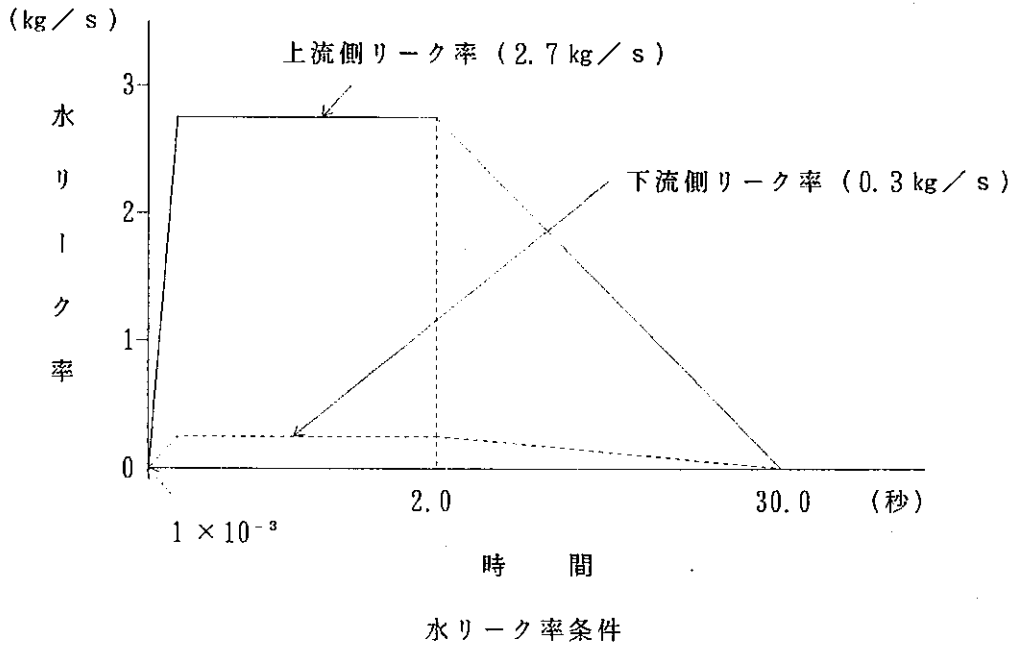
SG伝熱管1本ギロチン破断を想定し、Na-水反応事故時におけるプラント安全性について次の解析条件を基に評価した。

(a) 水リーク率：次図参照

(b) 水系ブロー：30秒でブロー終了

(c) ラプチャディスク：伝熱管破断と同時に破断

(d) SG隔離弁：  
                   < ケース1……………開保持  
                   < ケース2……………10秒で閉



(ii) 解析結果

水-Na 反応事故解析評価として、プラント各部の圧力上昇と炉心部へ移行する反応生成物量について評価し、次のような見通しを得た。

(a) 圧力上昇

図 2.1-8 にプラント各部における圧力上昇の代表例を図示するが、プラント構造強度上問題となる準定常圧はケース 1、ケース 2 とも数 kg/cm<sup>2</sup> 程度であり、Na-水反応事故による圧力上昇は問題とされない見通しを得た。

(b) 反応生成物

図 2.1-9 に示すように、1 次冷却系及び原子炉容器へ移行する反応生成物量はわずかであり、炉心部における 10 秒後の反応生成物量は以下の通りである。

	ケース 1	ケース 2
原子炉入口プレナム	8.1 (g) (3.6 (ppm))	5.5 (g) (2.4 (ppm))
炉心部	2.1 (g) (1.2 (ppm))	1.5 (g) (0.9 (ppm))

これより、ケース 1、ケース 2 とも移行する反応生成物量は 1 次系不純物濃度設計ベースの 10 ppm を下廻っており、輸送遅れによる濃度上昇を考慮しても設計ベース程度の濃度におさまる見通しを得た。

② 水／蒸気系配管破断事故評価

(i) 解析条件

格納バウンダリ内の箇所で、SG出口主蒸気管破断の瞬時ギロチン破断を想定する。図2.3-10に、本方式での二重管SG格納バウンダリ概念図（事故想定図）を図示する。また、主要な解析条件は次の通りである。

主蒸気管破断……………487℃，133 kg/cm<sup>2</sup>aの加熱蒸気

流出蒸気質量……………100，500，1000（kg）

雰囲気体積……………50，100，200，500，1000（m<sup>3</sup>）

(ii) 解析結果

格納容器内雰囲気圧力定常値と雰囲気体積との関係を放出蒸気量をパラメータとして、図2.3-11に示す。

別途行ったブローダウン解析結果によれば、主蒸気管破断事故時に格納容器内に放出される加熱蒸気量は500kgを下廻っており、また、配管等の検討により、雰囲気自由体積は1000m<sup>3</sup>以上は確保できる見通しであるので、本評価の保守性を考慮に入れると、主蒸気管破断時の格納容器内圧最高値は約1.0 kg/cm<sup>2</sup>g程度であり、問題のない圧力上昇である見直しを得た。

2.3.2.2 1次設置方式（IHXを有しない場合）

(1) 検討結果のまとめ

IHXを有しない場合の設置方式に対する主な検討結果を、以下にまとめて示す。

- ① 本方式の特徴は、IHX伝熱管束部を撤去したスペース上に、ブースタ電磁ポンプ及びPRACS伝熱管部をモジュール化した装置（以下合体モジュールと称す）を設け、主配管溶接をなくすなど、改造工事の容易化が図られている。（第2.3.2.2(2)①項，図2.3-12参照）
- ② プラント異常時は合体モジュール内のカバーガス圧を低下させる静的切換方法により、電磁ポンプを介した主流路からPRACS伝熱管部側へ流路を変更し、既設DHXを用いた崩壊熱除去が行われる。
- ③ 合体モジュールについて安全性，成立性，メンテナンス性の観点より検討を行い、高温浸漬型電磁ポンプについて今後R&Dを進めていく必要はあるものの、合体モジュールの成立性を見通しを得た。（第2.3.2.2(2)①項，図2.3-13参照）

- ④ 二重管SGは、原子炉付属建物西側に増設する耐圧ライナー張りコンクリートCV内に設置される。(第2.3.2.2(2)②項, 図2.3-14, 15参照)
- ⑤ Na-水反応事故評価の結果、準定常圧は、Na-水反応生成物収納設備の効用により、プラント機器の健全性上問題とならない圧力に抑えられると共に、反応生成物は炉心へは流入せず、安全評価上問題とならないという見通しを得た。(第2.3.2.2(5)①項, 図2.3-18, 19参照)
- ⑥ 蒸気管破断時評価の結果、ブローアウトパネルの設置により格納バウンダリの健全性は確保できる見通しを得た。(第2.3.2.2(5)②項, 図2.3-21参照)

## (2) 系統設備設計

### ① 1次主冷却系設備

本系統の基本系統図を図2.3-12に示す。二重管SGを設置した改造ループは、IHXの管東部を引抜き、この容器内にブースタ電磁ポンプ・PRACSコイル等を内蔵した合体モジュールを設置し、SGまで一次主配管(ホットレグ, コールドレグ)を接続する。合体モジュールの構造概念図を図2.3-13に示す。ブースタ電磁ポンプには、Na浸漬型自己冷却ALIPタイプの電磁ポンプを採用し、PRACSは、約6MW程度の除熱能力を有している。また、SGからPRACSへの流路切り換えは、バイパスフロー弁の液位をガス圧制御により上昇させ、バイパス流路を形成する方式を採用している。なお、合体モジュールとSGの間の増設主配管には、SGでのナトリウム-水反応事故の発生等を勘案し、ホットレグ, コールドレグ配管各々に隔離弁を設けている。

### ② 2次主冷却系設備

既設の二次主循環ポンプ制御系及びDHXは、50MW除熱の設計であるため、数MWの崩壊熱除去を行う運転と整合しない。従って、本設置方式では、低流量運転が行えるよう、2次主ポンプをボニーモータ付ポンプに改造すると共に、DHXについても適切な改造を行う。

### ③ 格納施設系設備

本設置方式では、最近通産省の方に答申された「原子力発電用コンクリート格納容器技術基準」を基に、ライナー張りコンクリート格納施設を採用している。ここで、高温Na漏洩という問題に対しては、キャッチパン等の追加設備を設けることで許認

可の見通しを得ている。図 2.3 - 1 4 に増設格納バウンダリーを図示する。

### (3) 配置設計

改造に係る増設建物配置計画を、図 2.3 - 1 5 に示す。S G は、原子炉付属建物西側（メンテナンス建家側）に増設する格納施設系内に設置する。また、S G と合体モジュールを接続する増設一次主配管は、既設格納容器の非常用エアロックを改造、活用して、ここから増設格納施設へと導かれる。機器・配管配置の代表例として、1 F における機器・配管配置を、図 2.3 - 1 6 に示す。

### (4) 運転計画

#### ① 通常起動・停止運転計画

計画起動曲線を、図 2.3 - 1 7 に示す。1 次系は、自由液面を有する合体モジュールの液位制御を考慮して起動・停止運用法を考える必要があり、基本運用を以下のように設定した。

(i) N a チャージ後 1 次ポンプポニーモータ運転にて A / B ループの低流量運転（等温ループ）を行う。

(ii) 主モータ運転に切り換え、4 0 % 流量、2 0 0 ℃にて A / B ループの流量バランスを確認する。

(iii) 核加熱開始に伴い、主ポンプ回転数 / 電磁ポンプ印加電圧を上昇させ、原子炉出力に見合った必要流量を設定する。

また、水 / 蒸気系は次のように運転される。

S / G 起動の際、水 / 蒸気系は、4 0 % の再循環流量で運転される。

核加熱開始以降、定格蒸気圧力となるまでは、蒸気圧力（気水分離器の運転圧力）は、S G 水・蒸気出口温度の飽和圧力で昇圧し、定格蒸気圧力到達以降は、蒸気圧力弁が定値制御に入るため、微開となり、蒸気の発生が開始される。給水は蒸気の発生に見合う形で供給される。給水流量が 4 0 % に達した時点で再循環ポンプを停止することにより、蒸気発生器の運転状態は貫流モードへと切替る。以降、給水流量を 4 0 % に保持しつつ、原子炉出口温度を更に上昇することにより、定格蒸気温度を達成する。なお、停止時操作は、基本的に起動モードと逆操作になる。

#### ② 異常・事故時の運転計画

次の 4 ケースについて改造ループを中心に、異常・事故時の運転計画を検討した。

(i) 主ポンプトリップを伴わない原子炉スクラム時

基本的には、改造ループの除熱は、SG廻りの水/蒸気系にて行うものとする。原子炉スクラム時、改造ループ側の1次系は、ポニーモータ運転に切り換えると同時に、電磁ポンプを低電圧運転に移行させる。水/蒸気系は、低負荷再循環モードに移行する。なお、既設ループは、改造ループとの除熱量バランスが可能な限り小さくなるように、既設DHXの空気風量の制御を行う。

(ii) 外部電源喪失時

外部電源喪失時は、合体モジュール内のガス圧制御バイパス弁を開放して流路パスを形成し、既設のDHXを使用したPRACSにて除熱する。この際、既設ループ側とのアンバランスは、2次主循環ポンプのポニーモータを用いた低流量運転により回避できる見通しである。

(iii) SG伝熱管破断時

SG伝熱管破断によるNa-水反応時には、水/蒸気系の隔離弁を全開とし、放出弁よりスタックを介して蒸気をブローするとともに、給水側より窒素ガスを供給してブロー効果を高め、発生水素ガス量を抑制する。

Na側についてはラプチャーディスクの破裂信号にてSG隔離弁を全閉とし、反応生成物が炉心側へ移行するのを防止する。

また、本事象発生時は1次主ポンプを直ちに停止し、既設補助冷却系を立ち上げて崩壊熱除去を行う。

(iv) Na漏洩時

Na漏洩がSG～SG隔離弁の間で生じた場合には、SG隔離弁を全閉とし、PRACS系2次主ポンプポニーモータによる除熱を行い、SG隔離弁～炉容器の間において発生した場合には、SG隔離弁を全閉にすると同時に、ポンプを停止し既設補助冷却系による炉心冷却を行う。

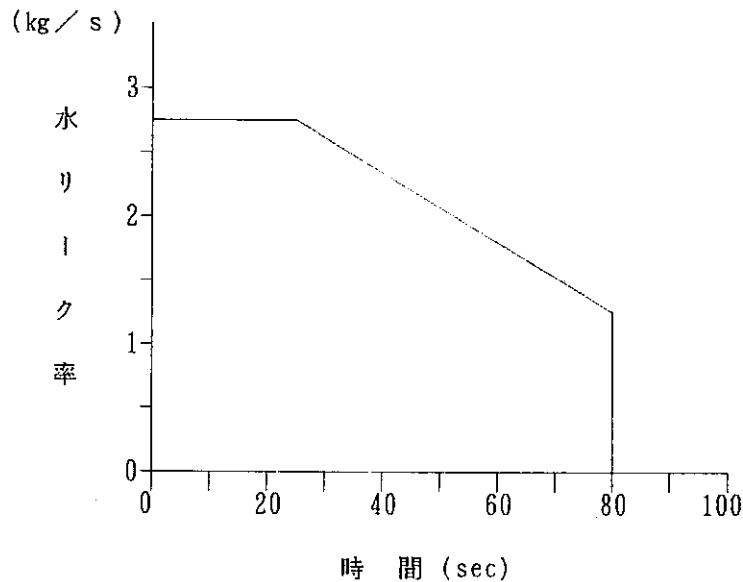
(5) 安全性評価

① Na-水反応事故評価

(i) 解析条件

IHXを有する場合の方式と同様に、SG伝熱管一本ギロチン破断を想定し、Na-水反応事故時におけるプラント安全性について、次の水リーク率の条件で

評価した。なお、ラプチャーディスクは伝熱管破断と同時に破裂し、Naと水の反応率は65%、発生水素ガス温度は、1000°K（約540℃）とした。また、SGは破裂後10秒間で隔離するものとした。



## (ii) 解析結果

### (a) 圧力上昇

炉容器圧力に係る解析結果を、図2.3-18に示す。入口圧力は初期時4.5 kg/cm<sup>2</sup>程度に達するが、その後徐々に降圧し、合体モジュール出口圧力も初期時急激に上昇するもののその値は高々4.2 kg/cm<sup>2</sup>程度である。また、SG入口圧は伝熱管破断と同時に4.5 kg/cm<sup>2</sup>に上昇するが、ラプチャーディスクの破裂により即低下する。以上、プラント各部の圧力上昇は最高でも4.5 kg/cm<sup>2</sup>程度で、設計圧力以上に十分抑えられる。

### (b) 反応生成物

本解析では、伝熱管破断と同時にSG出口部のNaがどこまで移動するかを求め、反応生成物の影響度を評価した。図2.3-19に解析結果を図示する。SG出口部Naは、9.4秒のピーク値で移動距離68mに達するが、これは丁度SG出口から合体モジュール下端までの距離に相当する。すなわち、反応生成物のフロントは、合体モジュール下端程度までしか移動せず、炉心部への反応物の流入は防止できる見通しが得られた。

## ② 水/蒸気系配管破断事故評価

### (i) 解析条件



S G 廻り水／蒸気に係る格納バウンダリ概念図を、図 2.3-20 に示す。

I H X を有する設置方式と同様に、主蒸管のギロチン破断を想定し、ブローアウトパネルを設置しない場合と、設置する場合とについて評価を行った。(放出蒸気：487℃，133 kg/cm<sup>2</sup>a)

#### (ii) 解析結果

ブローアウトパネルを設置しないケースでは、部屋面積を500 m<sup>2</sup>とした場合、破断後10秒で4 kg/cm<sup>2</sup>aであり、1000 m<sup>2</sup>とした場合でも3 kg/cm<sup>2</sup>近くに達し、建物強度上問題となる。一方、設置するケースについての解析結果を図 2.3-21 に示すが、最大圧力は1.4 kg/cm<sup>2</sup>a に抑えられ、この程度の圧力上昇であれば建物強度上成立する見通しである。

#### 2.3.2.3 2次系設置方式(150 MWSG設置)

本設置方式は、2次系の2ループを合流させて150 MW容量SGを設置するという方式であり、二重管SGのPA上のメリット性を目的とした実証試験に対応して検討を行ったものである。許認可上、本設置方式の問題点は、2ループ合流に対する安全ロジックを確立させる必要があるという点であるが、この点に関しては、基本的に「もんじゅ」の安全設計方針を適用することにより対処できる見通しを得た。図 2.3-22 に改造後の系統図を示す。なお、SG建物等増設建物は、主冷却器建物南側の敷地上に増設(受電設備撤去)するものとしている。また、本設置案では、電気出力6万KW容量のタービン発電機を併せて設置するものとしている。

#### 2.3.3 今後の作業方針

前述の3案に対する検討結果を踏まえ、今後は次の作業を進めてゆくものとする。

##### (1) 合理化プラントシステムの検討及びR&D側への要求条件の整備

63年度作業分として現在、1次系設置方式2案を対象として、次の作業を進めている。

##### ① 合理化プラントシステムの検討

N a - 水反応生成物収納設備を必要としない水リーク率を、パラメータ解析より把握すると共に、同設備を削除することに伴うプラントシステムの見直しを行う。

##### ② R & D 側への要求条件の整備

N a - 水反応事故の発生確率を計算し、同計算結果を基にN a - 水反応事故を防止す

るためのリーク検出要求時間を把握し、今後のR & Dへの要求条件とする。

(2) 設置方式の選定

「常陽」への二重管SG設置の意義付けを明確にした上で、MK-III計画の一環として別途検討を進めている冷却系改造との絡みを考慮に入れ、上述の3案設置方式の中から最適方式を選定する。

(3) MK-III 150 MW出力に対応したシステムの見直し

MK-IIIが150 MWで、且つ、1次系設置方式が選定された場合を想定し、50 MW SGから75 MW SGへ変更することに伴うシステムの見直しを行う。

(4) 基本工程計画及びR & D計画に係るR & D側との調整

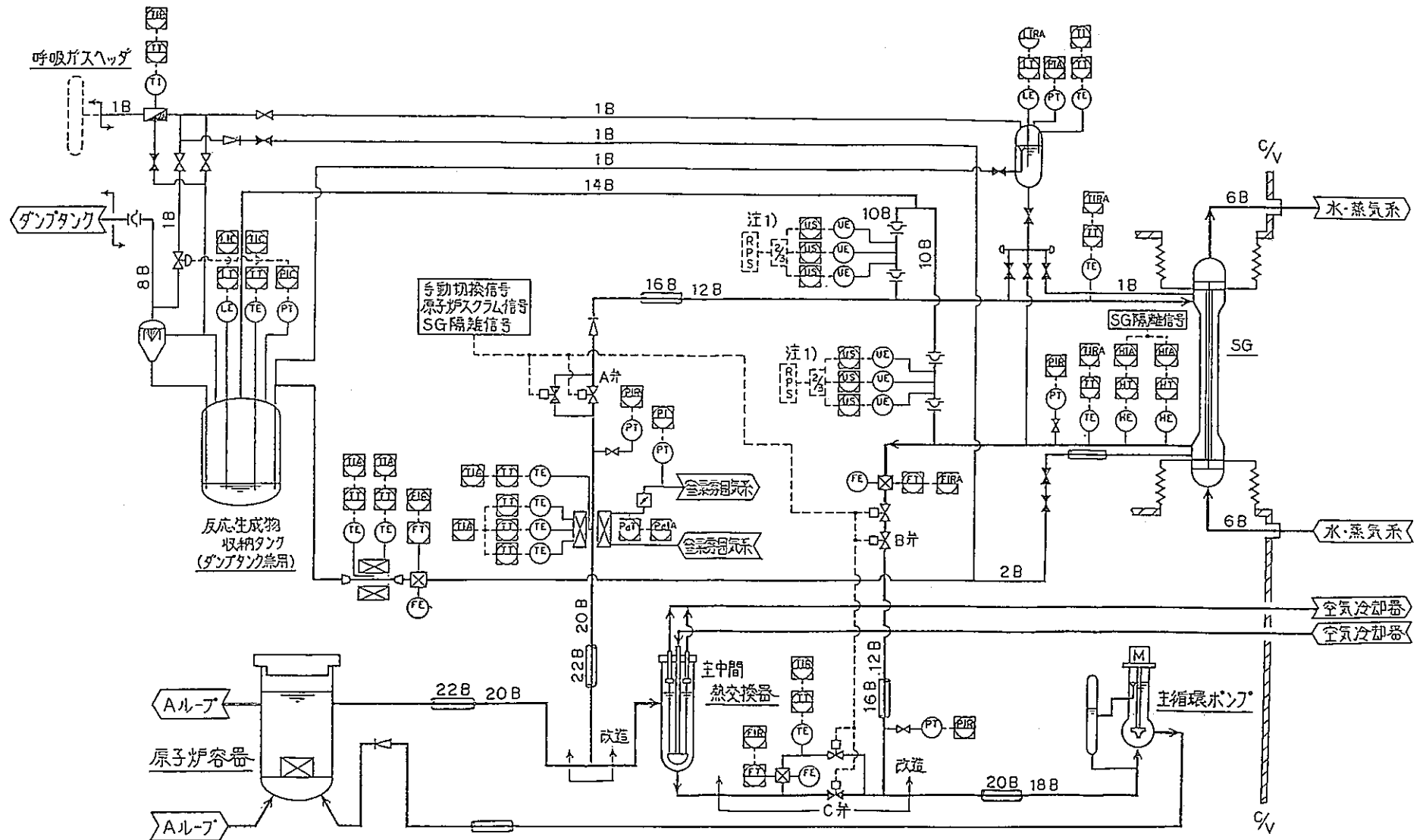
「常陽」での1999年運開を想定した場合の改造基本工程と、94年からの安全審査に必要とされるR & D項目とを表2.3-2に示す。今後、同工程を基にR & D側との調整を図り、基本工程計画及びR & D計画を策定する。

表 2.3 - 1 「常陽」二重管 S G 機器仕様

項 目		主 要 目
機 器 仕 様	形 式	一体貫流 2 重管式 (無液面, 直管)
	数 量	1
	交 換 熱 量	5 0 MW t
	伝 熱 管 形 式	メカニカルボンド
	“ 外 径 / 本 数	1 5.9 mm / 3 6 7 本
	“ 配 列	正三角形
	“ ピ ッ チ	3 3 mm
定 格 運 転 条 件	N a 入 口 温 度	5 0 0 °C
	N a 出 口 温 度	3 7 0 °C
	N a 流 量	1 0 8 8.6 t / h
	給 水 入 口 温 度	2 4 0 °C
	蒸 気 出 口 温 度	4 8 7 °C
	給 水 流 量	7 9.6 t / h
	蒸 気 出 口 圧 力	1 3 3 k g / c m <sup>2</sup> a
構 造 概 念	図 2.1 - 2 参 照	

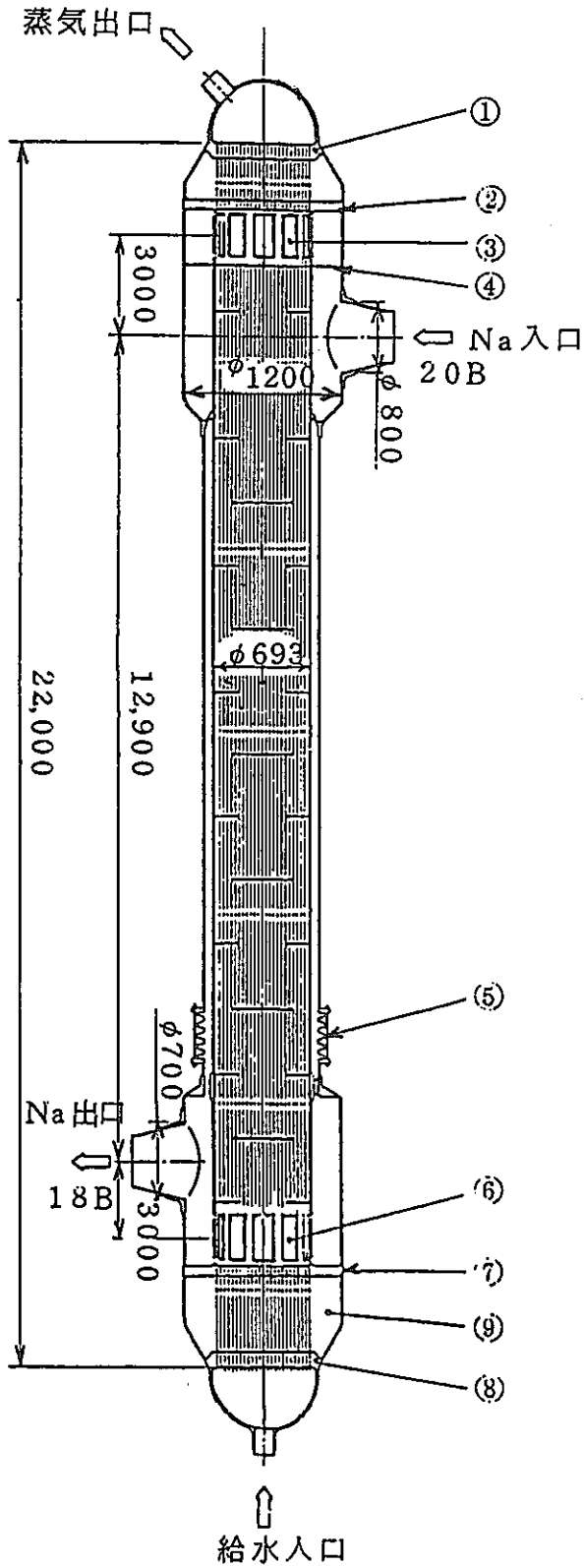
表 2.3-2 中間系合理化システムの実証に関するR & D項目

年度	平成元	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
項目	1989	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	2000
基本工程	予備検討 △設置方式選定	予備設計	概念設計	基本設計	安全評価	安全審査	工認	掘付工事	伊停止10ヵ月	製造		実証試験
		R & D			成果のまとめ(2ヵ月) 設計へのフィードバック(3ヵ月)	局ヒア申請(9ヵ月) 資料準備(1ヵ月) 添8設計(添10評価)	顧問会(7ヵ月) 専門部会(7ヵ月)	△許可				
R & D 項目	安全審査までに確立する必要がある R & D 項目											
	<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 45%;"> <p>添8関連項目</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>(SG) 2重伝熱管の開発 (機)</li> <li>SG基本構造要素の開発 (機)</li> <li>SG基本伝熱流動特性の評価 (機)</li> <li>鋼種選定 (材)</li> <li>2重管破損検出システムの開発 (機)</li> <li>大型緊急隔離弁の開発 (機)</li> <li>(プ) 崩壊熱除去系の機能評価 (技)</li> <li>SG異常時の安全保護系設計 (技)</li> <li>プラント静・動特性評価 (技)</li> <li>LBB論理の立証 (材)</li> <li>(安) 2重伝熱管破断モードの評価 (P安)</li> <li>2重伝熱管破断確立評価法の策定 (P安)</li> <li>2重管SGのDBL評価試験 (P安)</li> <li>反応生成物プラント内移行特性評価 (機)</li> </ul> </div> <div style="width: 45%;"> <p>添10関連項目</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>初期スパイク圧挙動評価 (技・P安)</li> <li>準定常圧力評価 (技・P安)</li> <li>(安) 反応生成物移行量評価 (技・P安)</li> <li>反応生成物による材料劣化評価 (材)</li> <li>格納容器内蒸気管破断評価 (技)</li> <li>反応生成物による炉心反応度への影響評価 (技)</li> </ul> </div> </div>											
安全審査では概念的な説明で良く工認までに確立すれば良い R & D 項目												
<p>添8関連項目</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>(SG) 2重管プラグ法の開発 (機)</li> <li>2重管ISI手法の開発 (機)</li> <li>(機器) 純化系機器の開発 (機)</li> <li>放出系機器の開発 (機)</li> <li>異材継手の開発 (材)</li> <li>(安) FP・CP・トリチウム移行挙動の評価 (材)</li> <li>反応生成物の分離・処理技術の開発 (材)</li> <li>バイメタリックの影響評価 (材)</li> </ul>												
<p>注)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>SG : 2重管SG関連R &amp; D項目</li> <li>プ : プラント関連R &amp; D項目</li> <li>安 : 安全性関連R &amp; D項目</li> <li>機器 : 機器関連R &amp; D項目</li> <li>(機) : 機器室</li> <li>(材) : 材料室</li> <li>(P安) : プラント安全工学室</li> <li>(技) : 技術課</li> </ul>												



注1) [RPS] は原子炉保護系設備を示す。

図2.3 - 1 1次主冷却系等系統図 (IHXを有する場合)



- ① 蒸気管板
- ② ナトリウム管板
- ③ Na 流入窓
- ④ バッフル板
- ⑤ CSEJ
- ⑥ Na 流出窓
- ⑦ ナトリウム管板
- ⑧ 給水管板
- ⑨ He プレナム

図 2.3 - 2 2 重管 SG 概念図

( 50 MW )

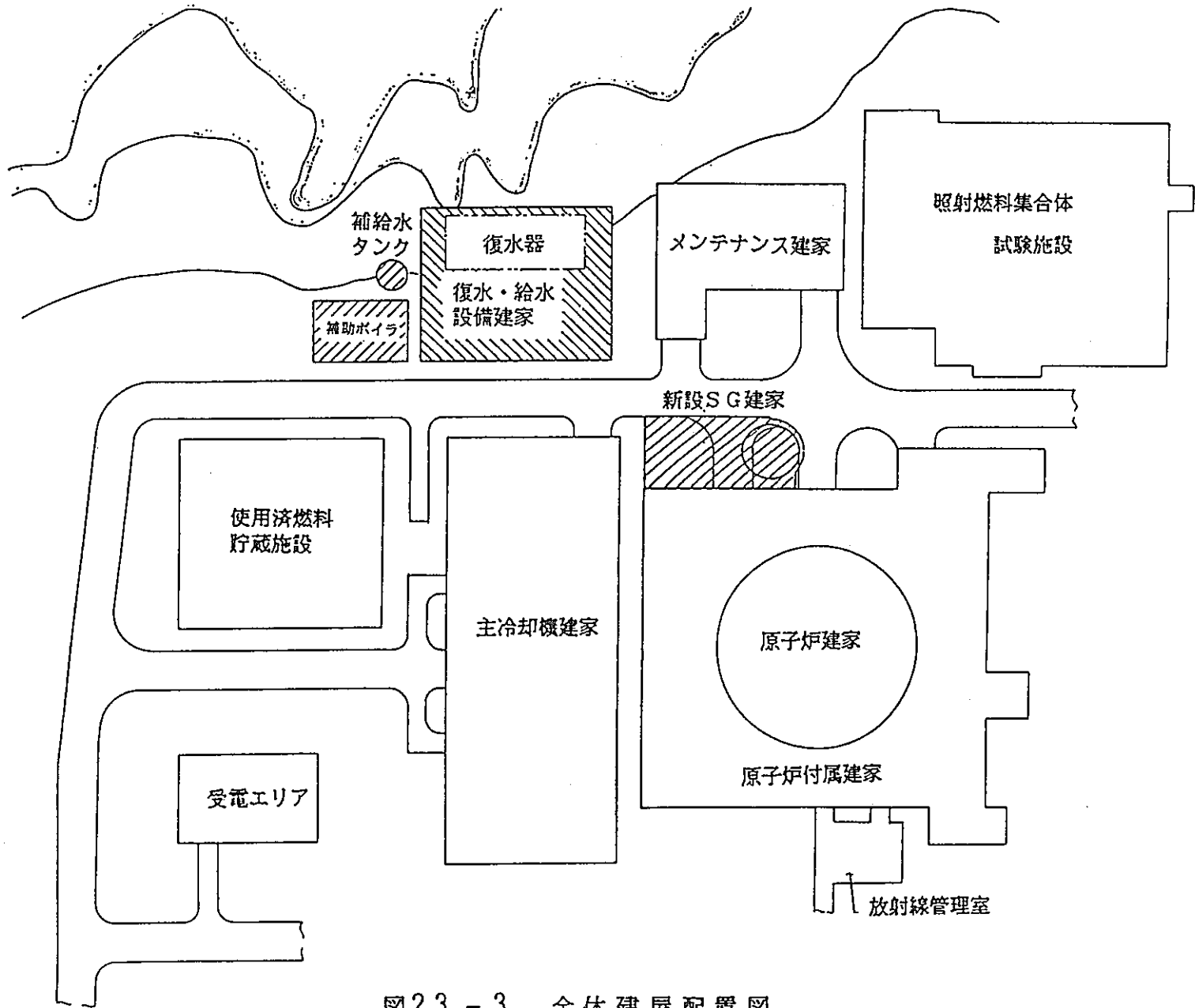
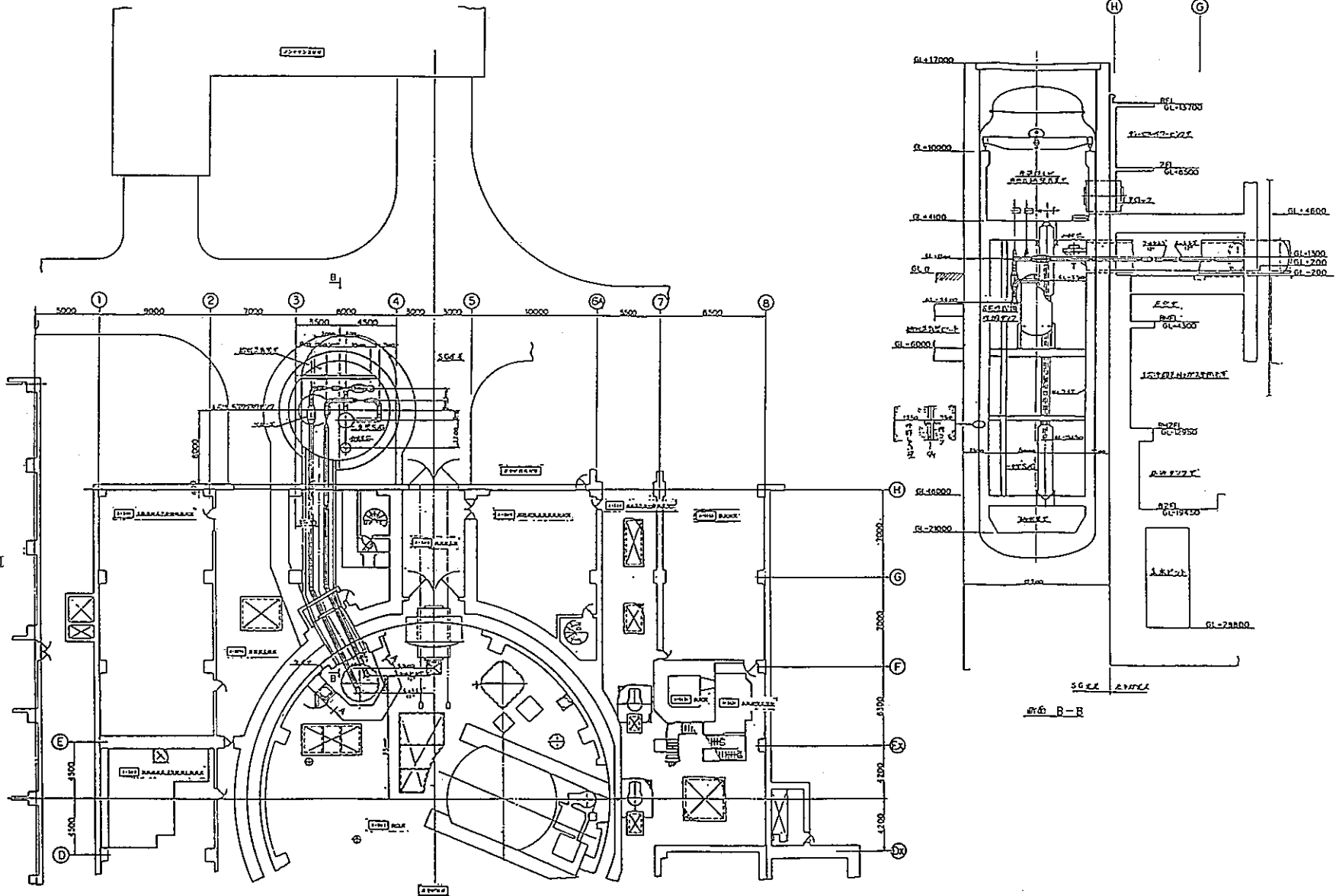


図2.3 - 3 全体建屋配置図



1F GL-200

図 2.3-4 全体配置配管図 (1F)



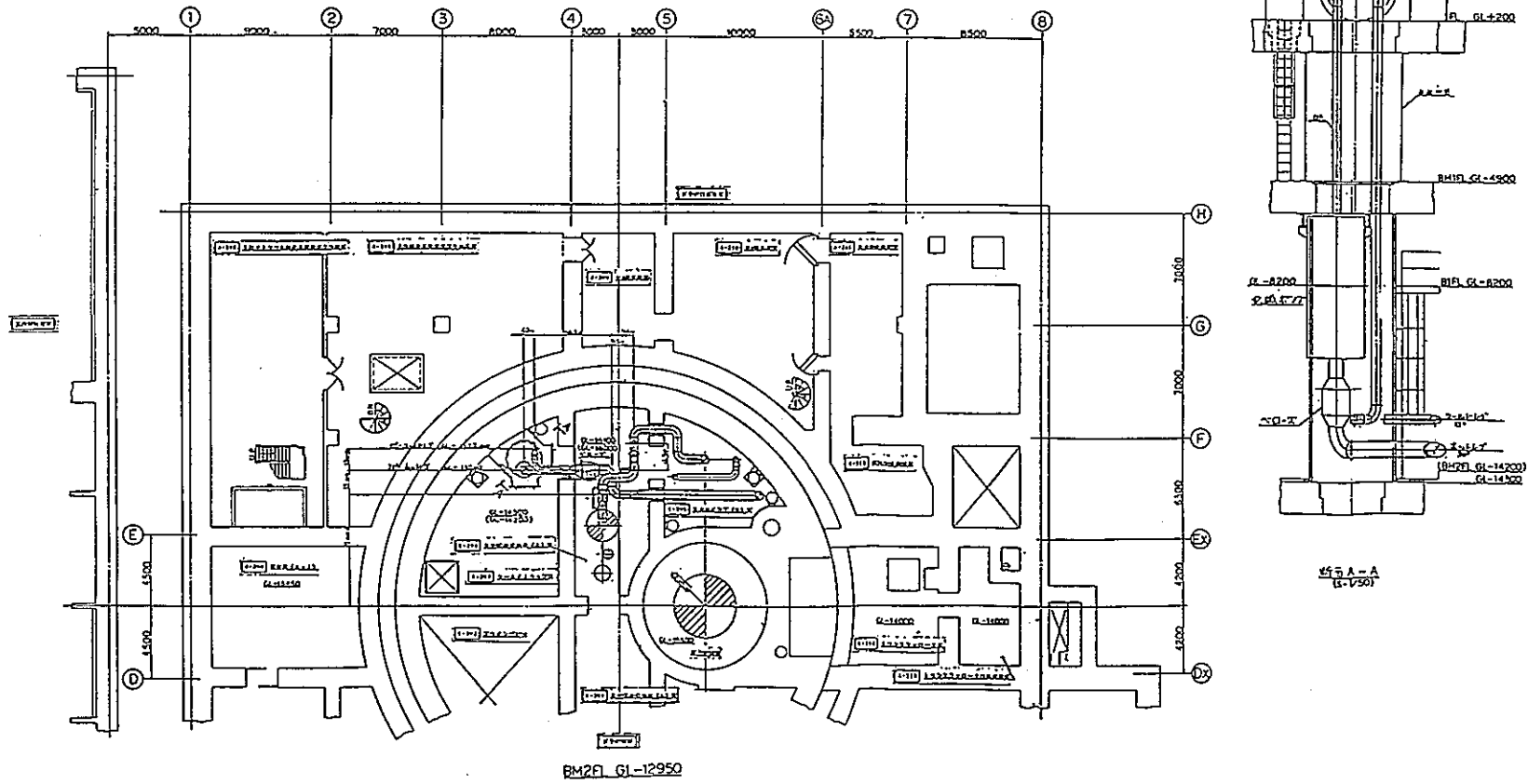
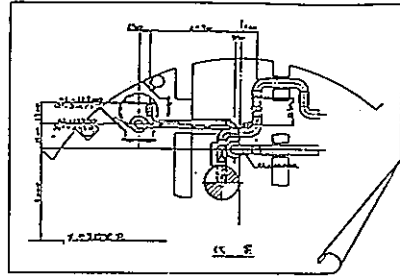


图 2.3-5 全体配置配管图(BM2F, B2F)

流量・原子炉出力 (%)

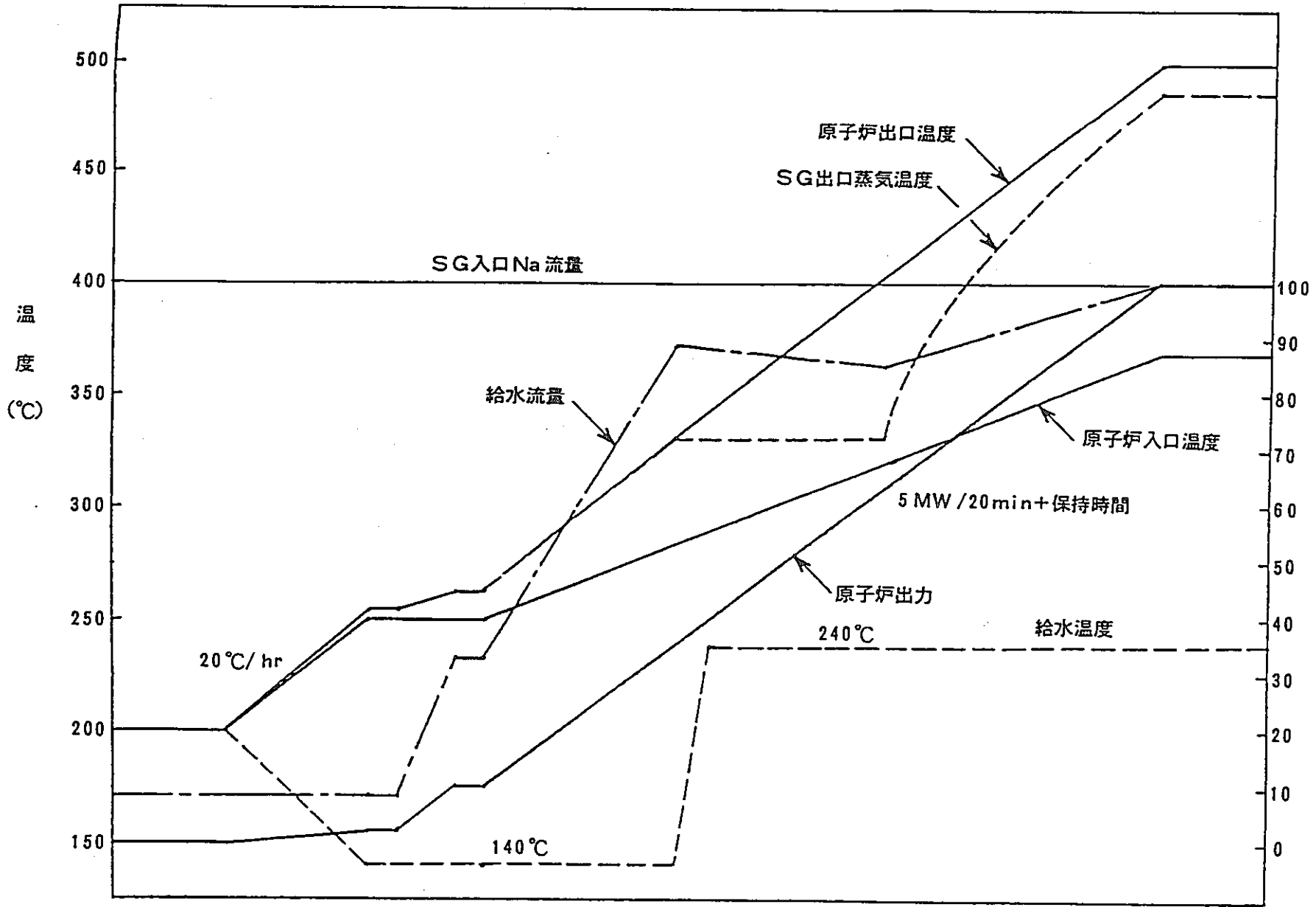


図 2.3 - 6 通常起動曲線(計画)

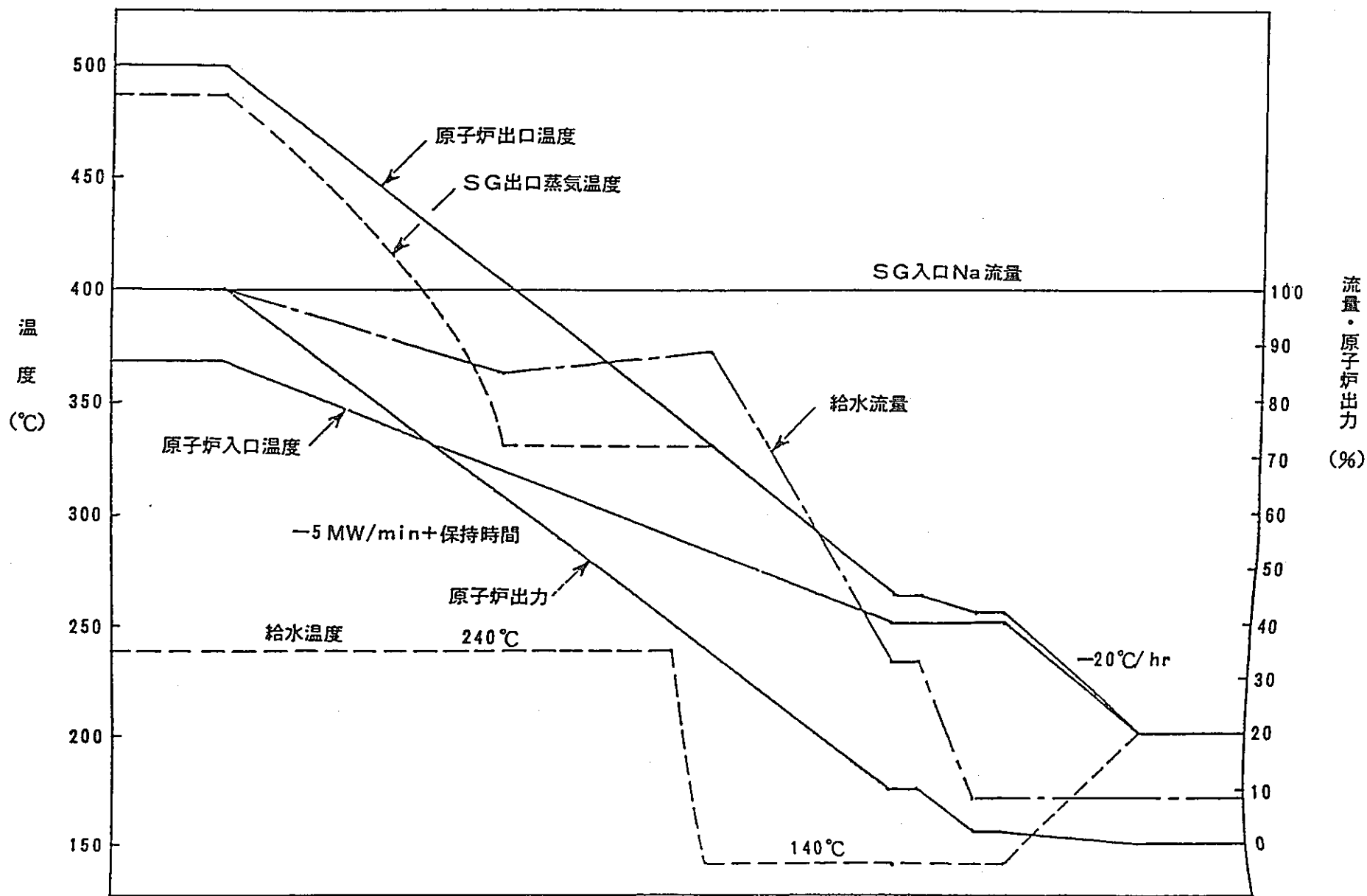


図2.3 -7 通常停止曲線(計画)

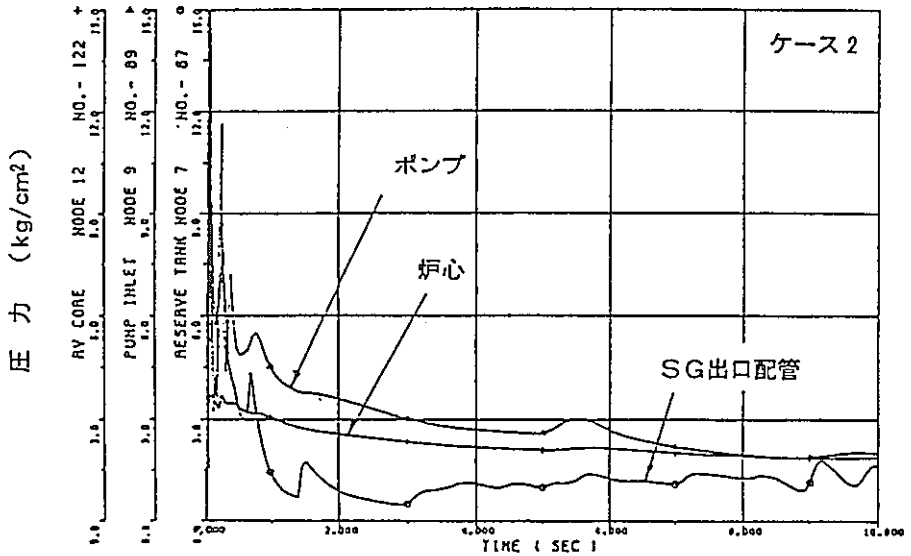
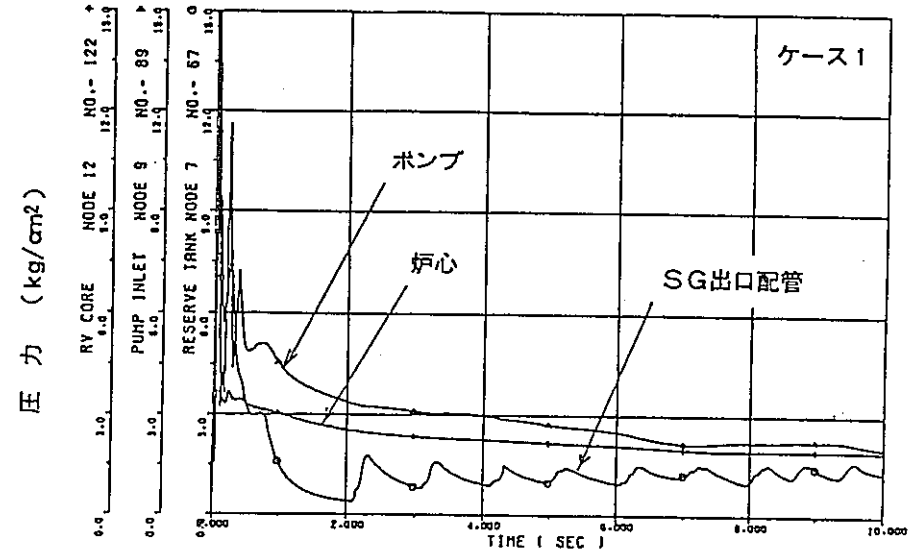
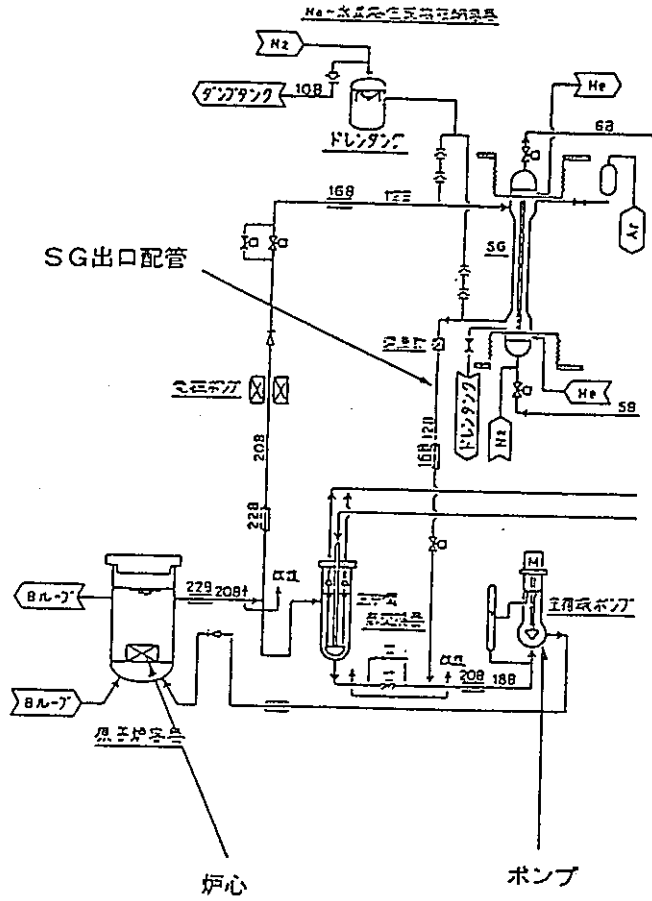


FIG. PRESSURE (KG/CM2)

図2.3 - 8 準定常圧力

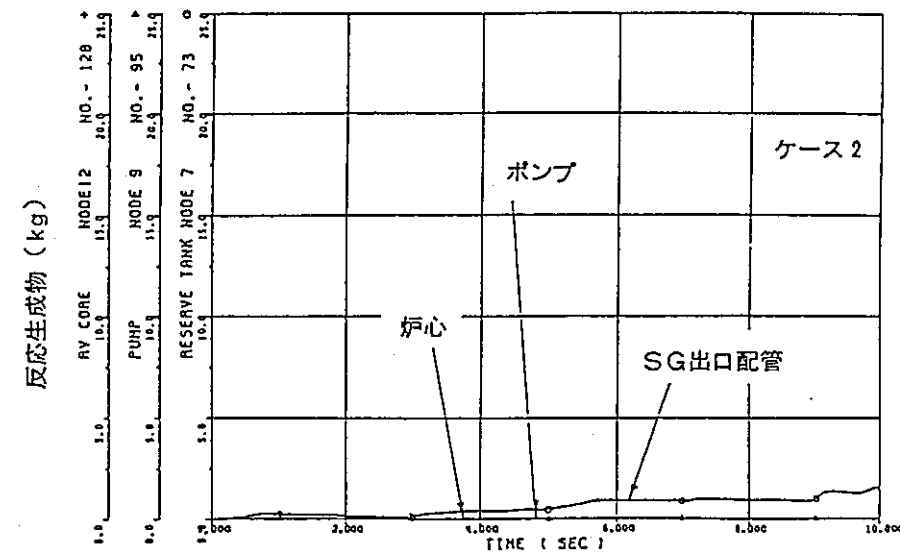
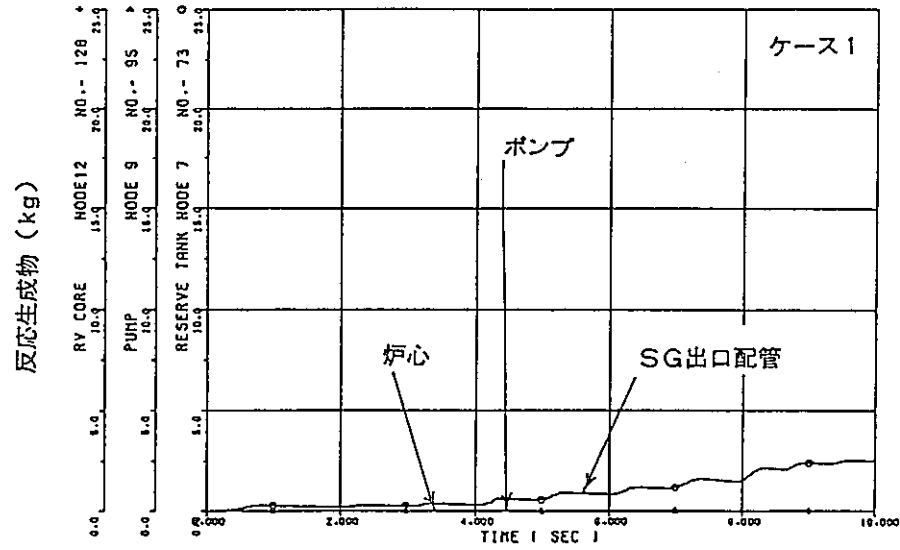
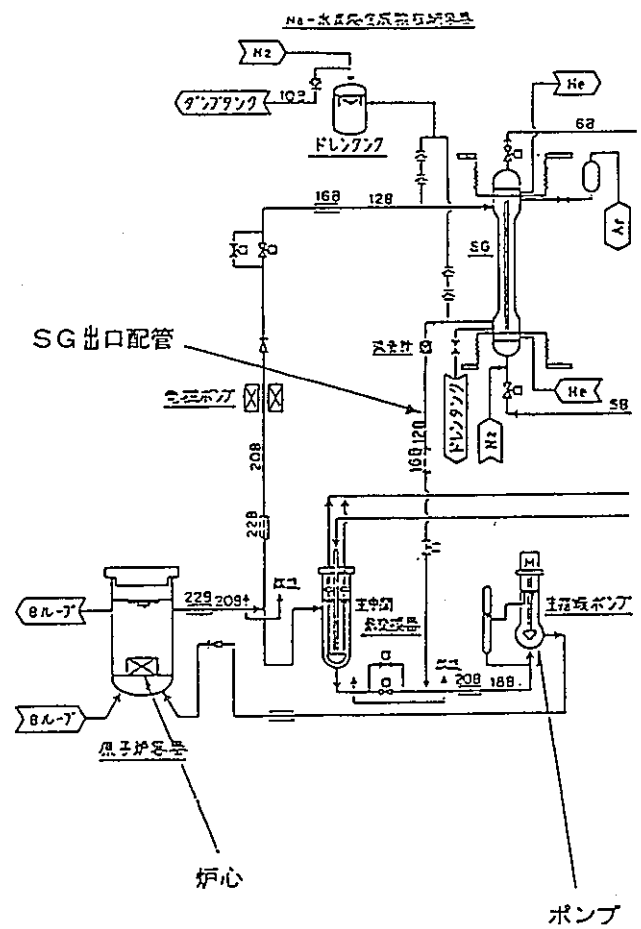


FIG. REACTION PRODUCTS (KG)

図2.3 - 9 反応生成物量

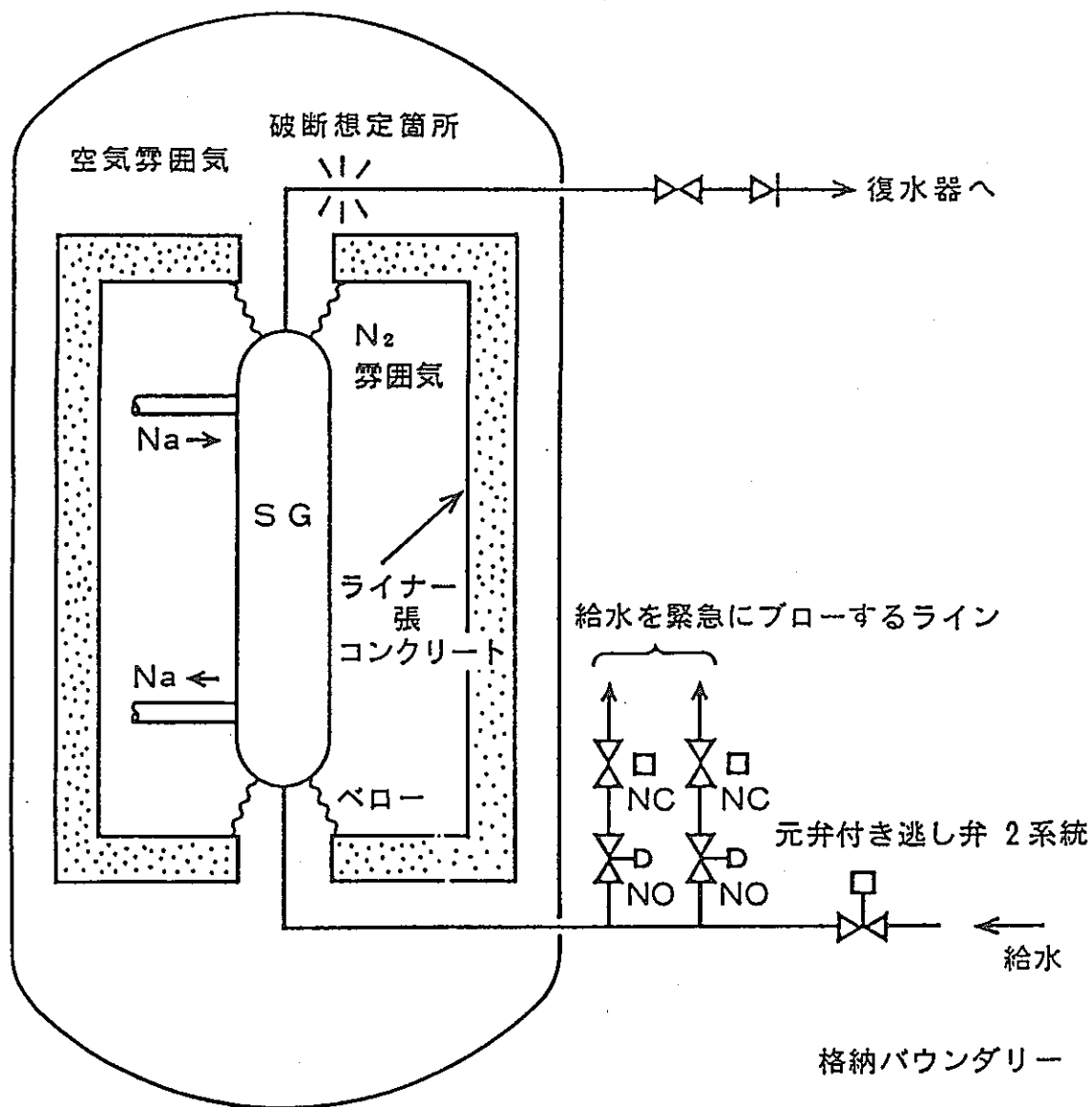


図 2.3-10 2重管SG格納バウンダリー概念図

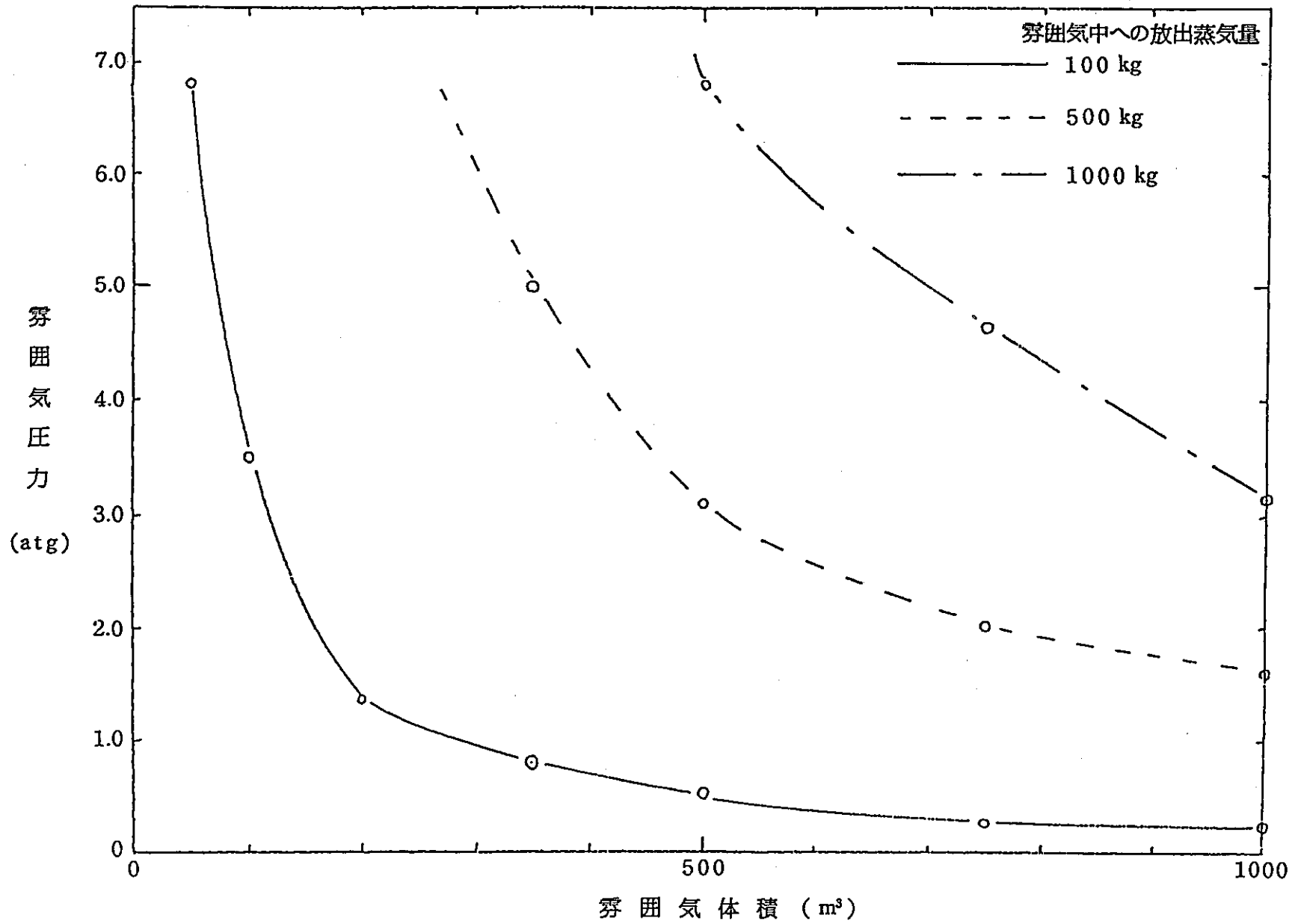


図 2.3-11 格納バウンダリ，雰囲気体積と最高圧力との関係（蒸気管破断）

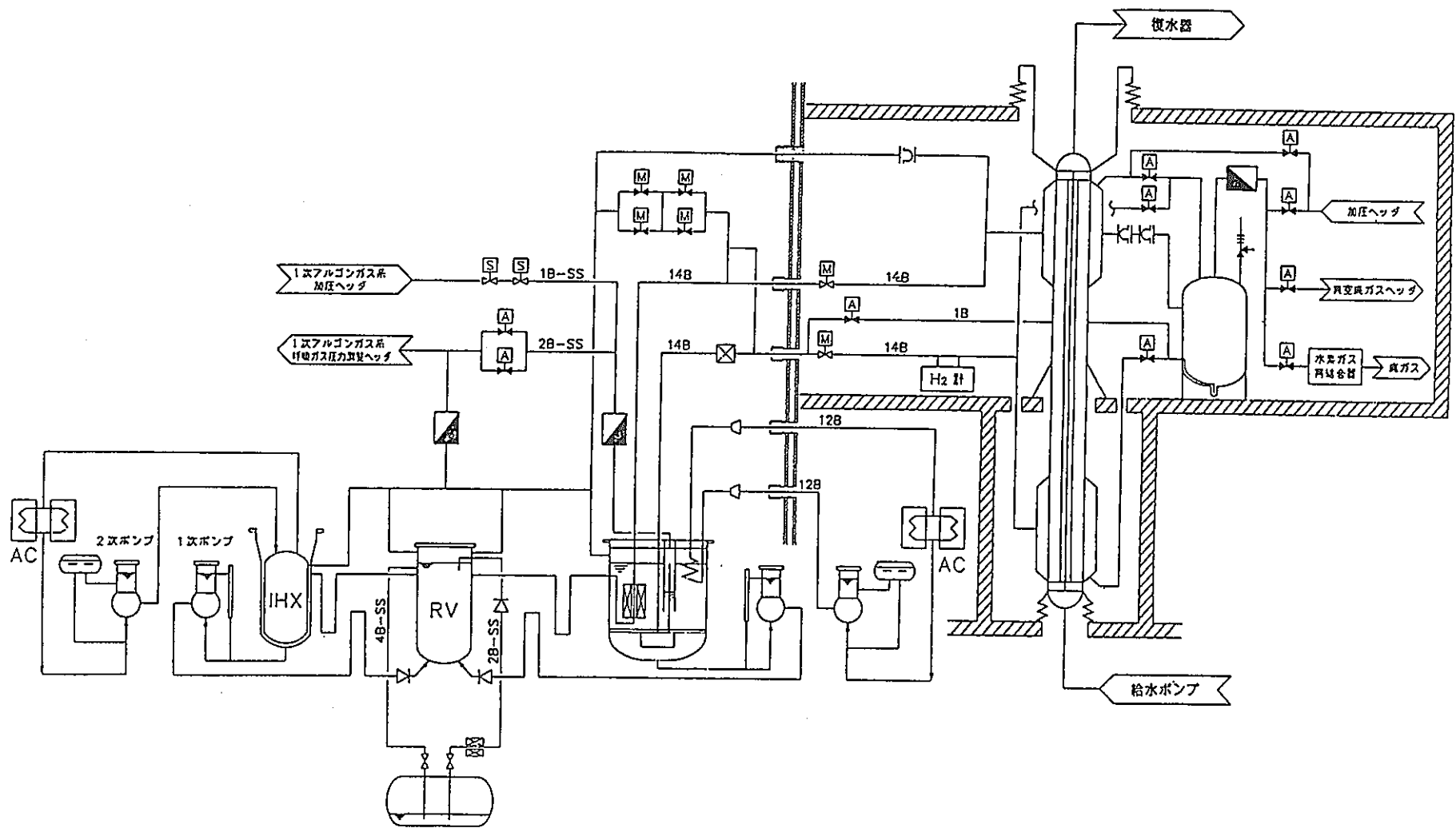


図2.3-12 1次主冷却系等系統図 (IHXを有しない場合)



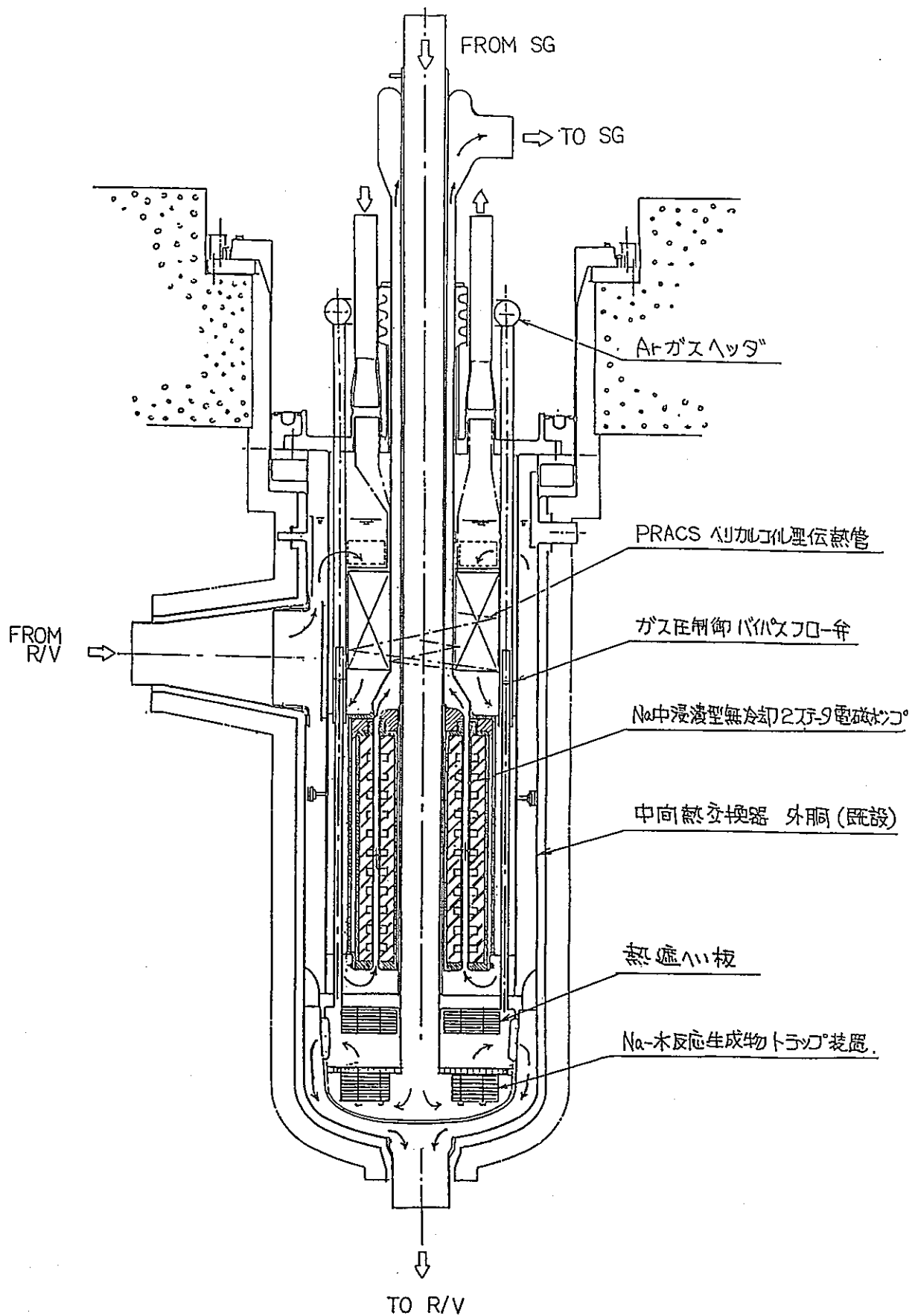


図 2.3-13 合体モジュール構造概念図

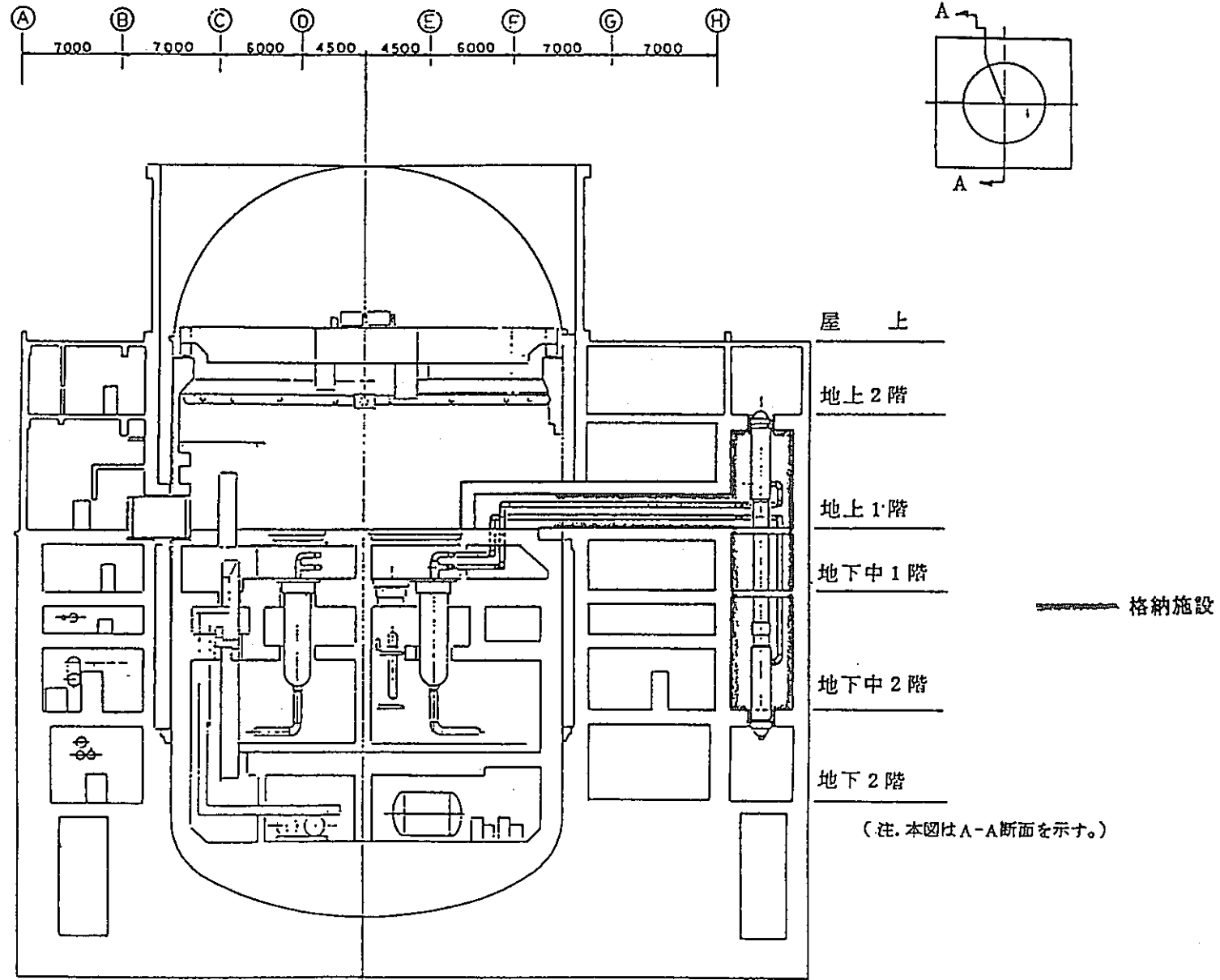


図 2.3-14 格納施設増設分 (縦断面図)

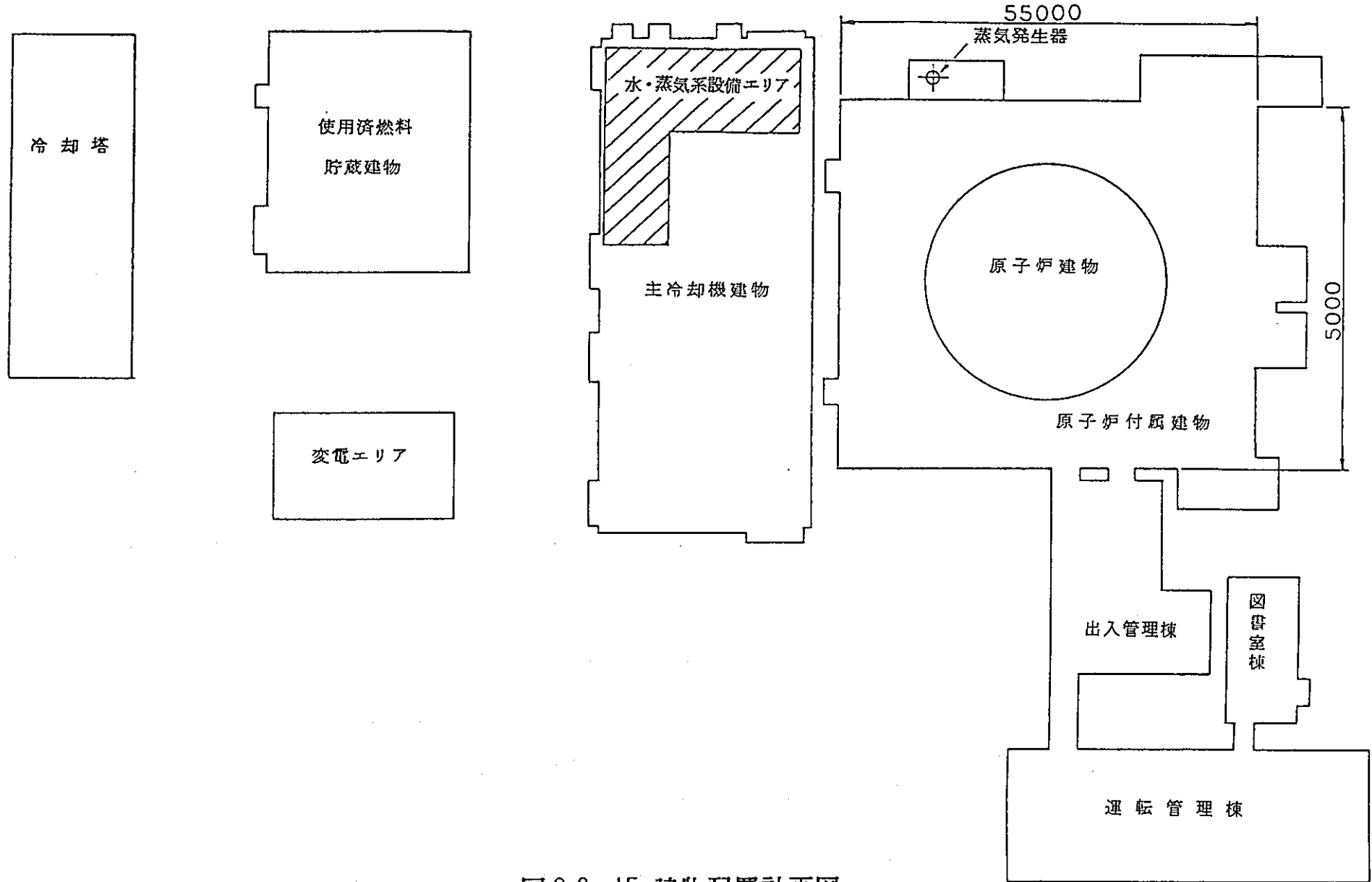
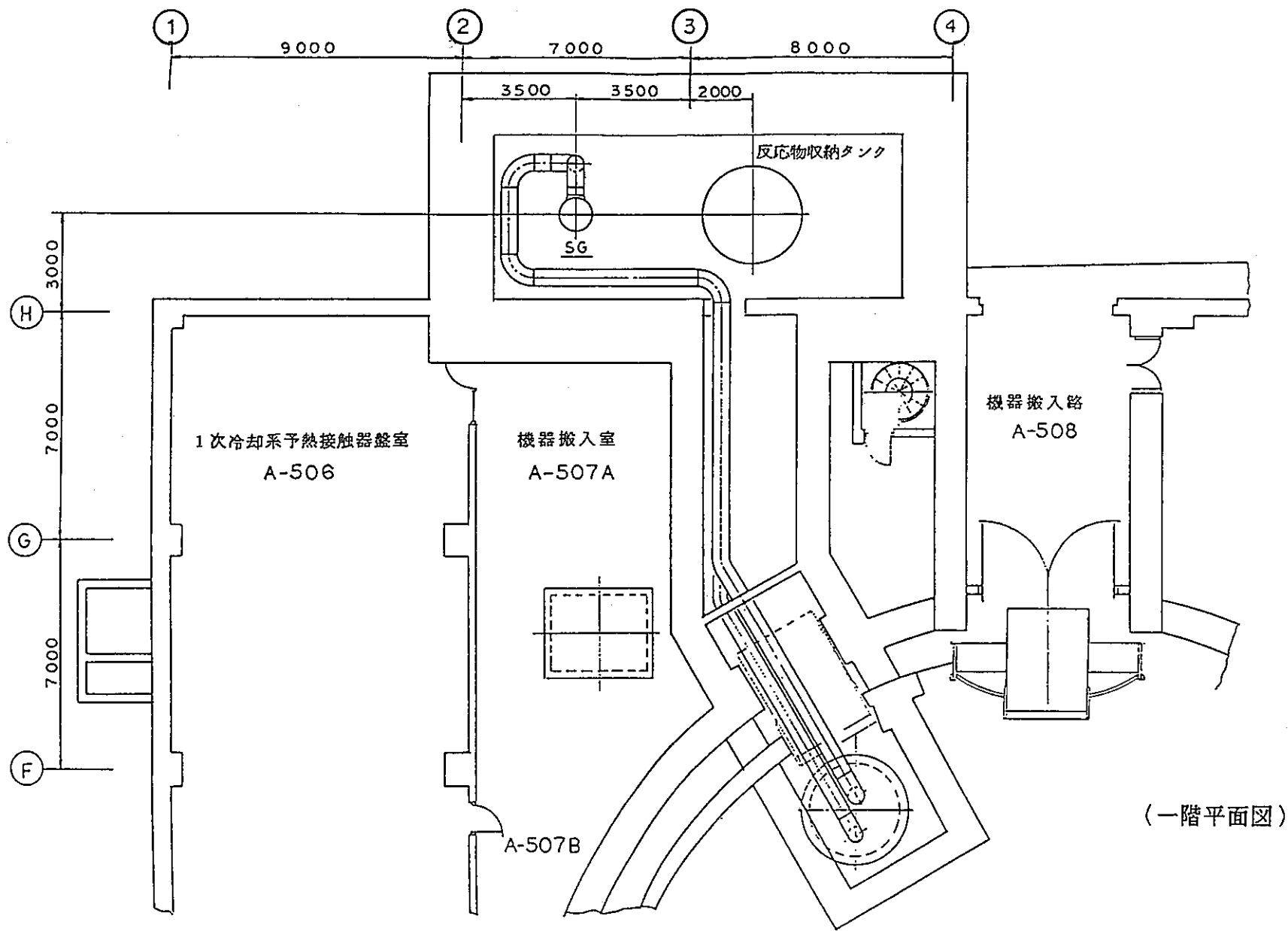


図 2.3-15 建物配置計画図



(一階平面図)

図 2.3-16 Na系機器配管配置図

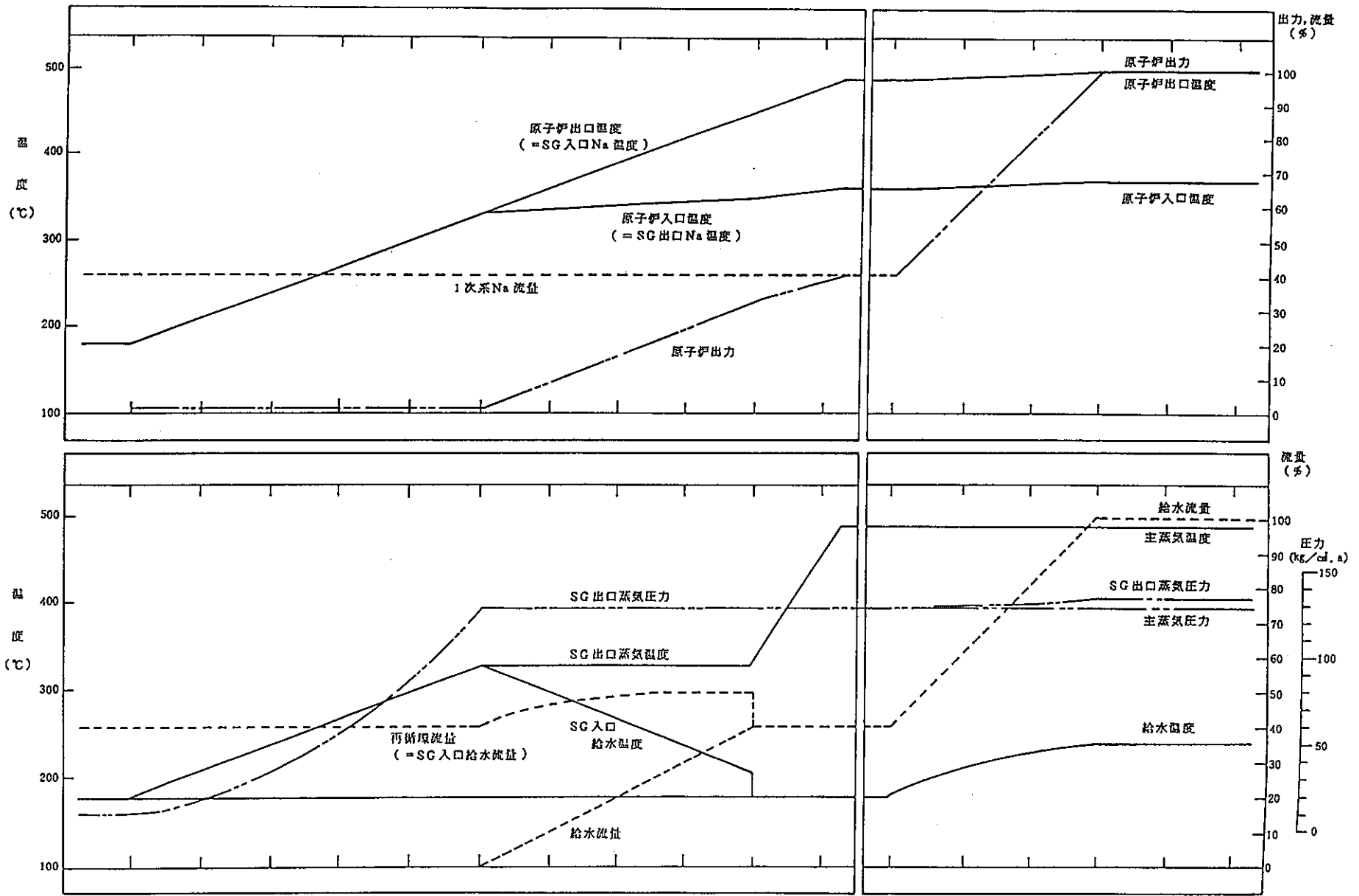


図 2.3-17 計画起動曲線

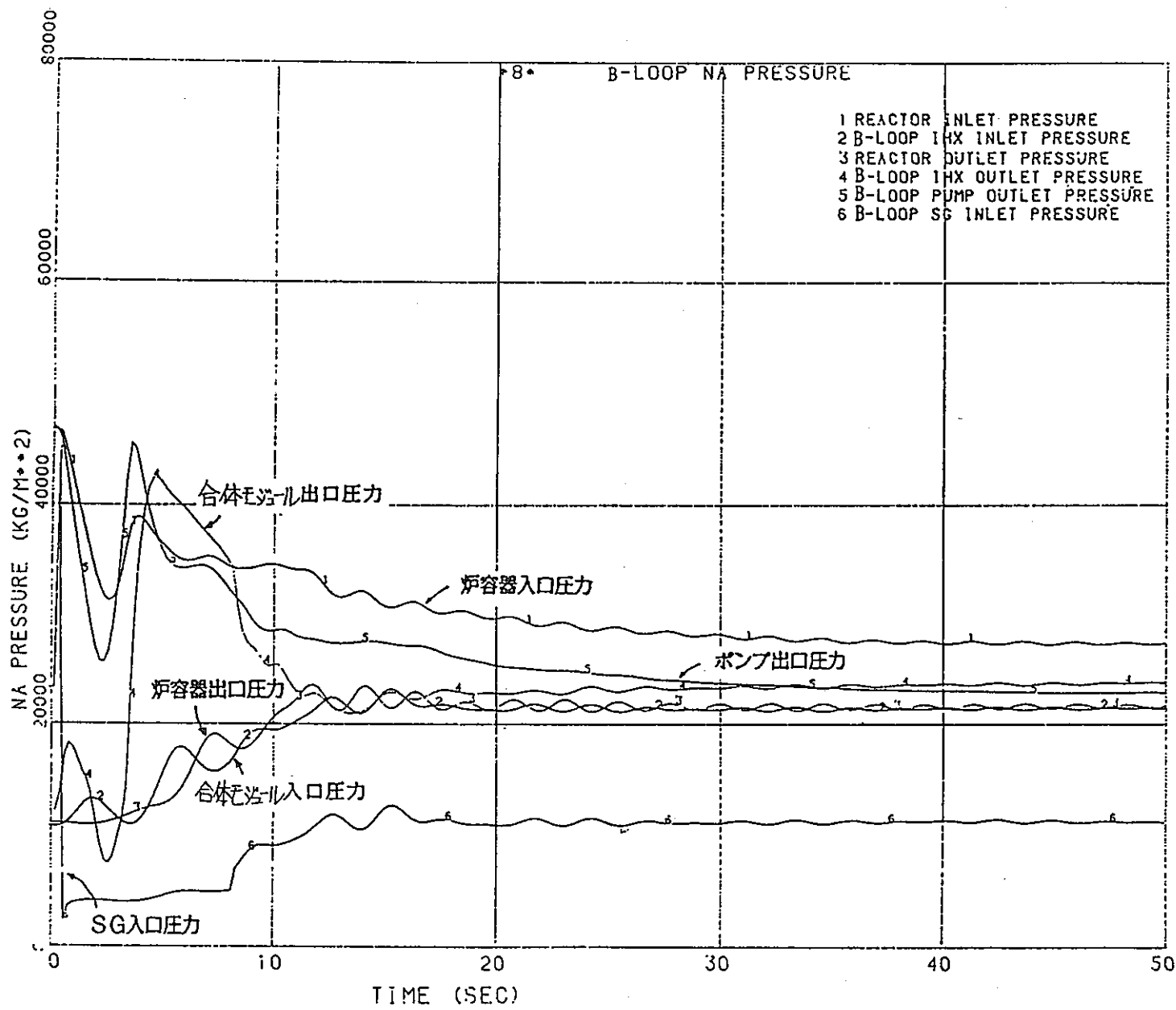


図 2.3-18 準定常圧力

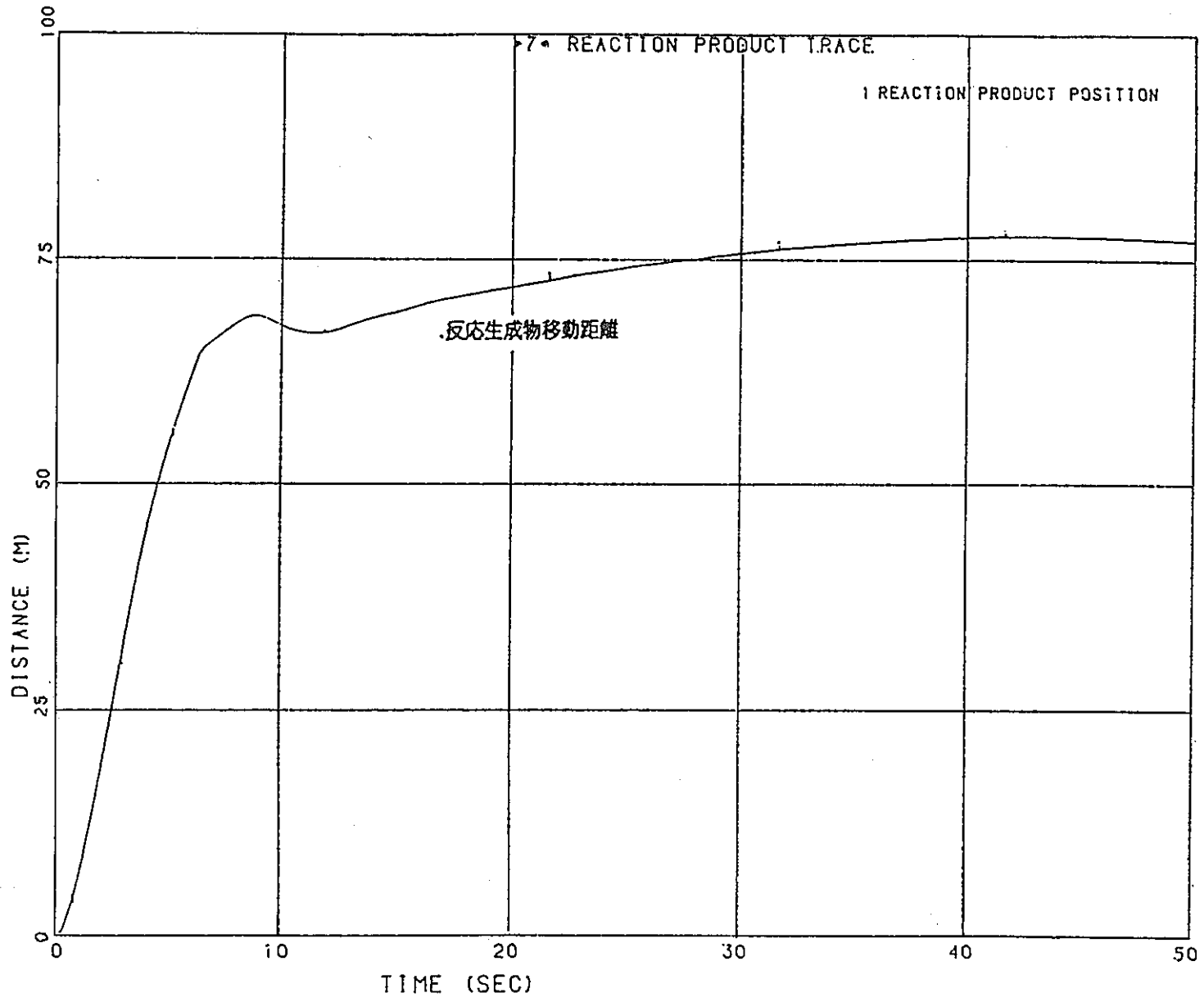


図 2.3-19 反応生成物移動距離

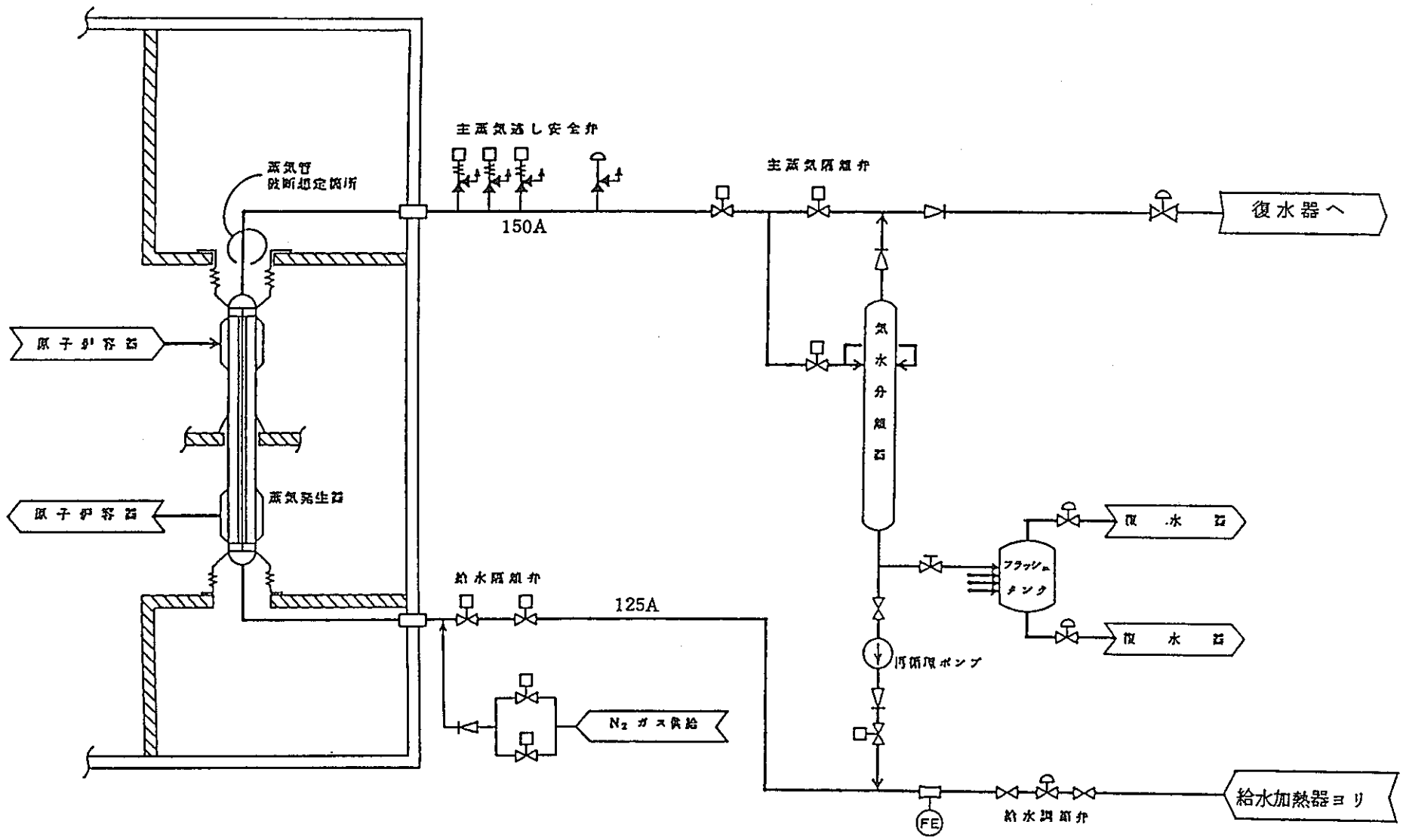


図 2.3-20 SG廻り水蒸気系格納バウンダリ概念図



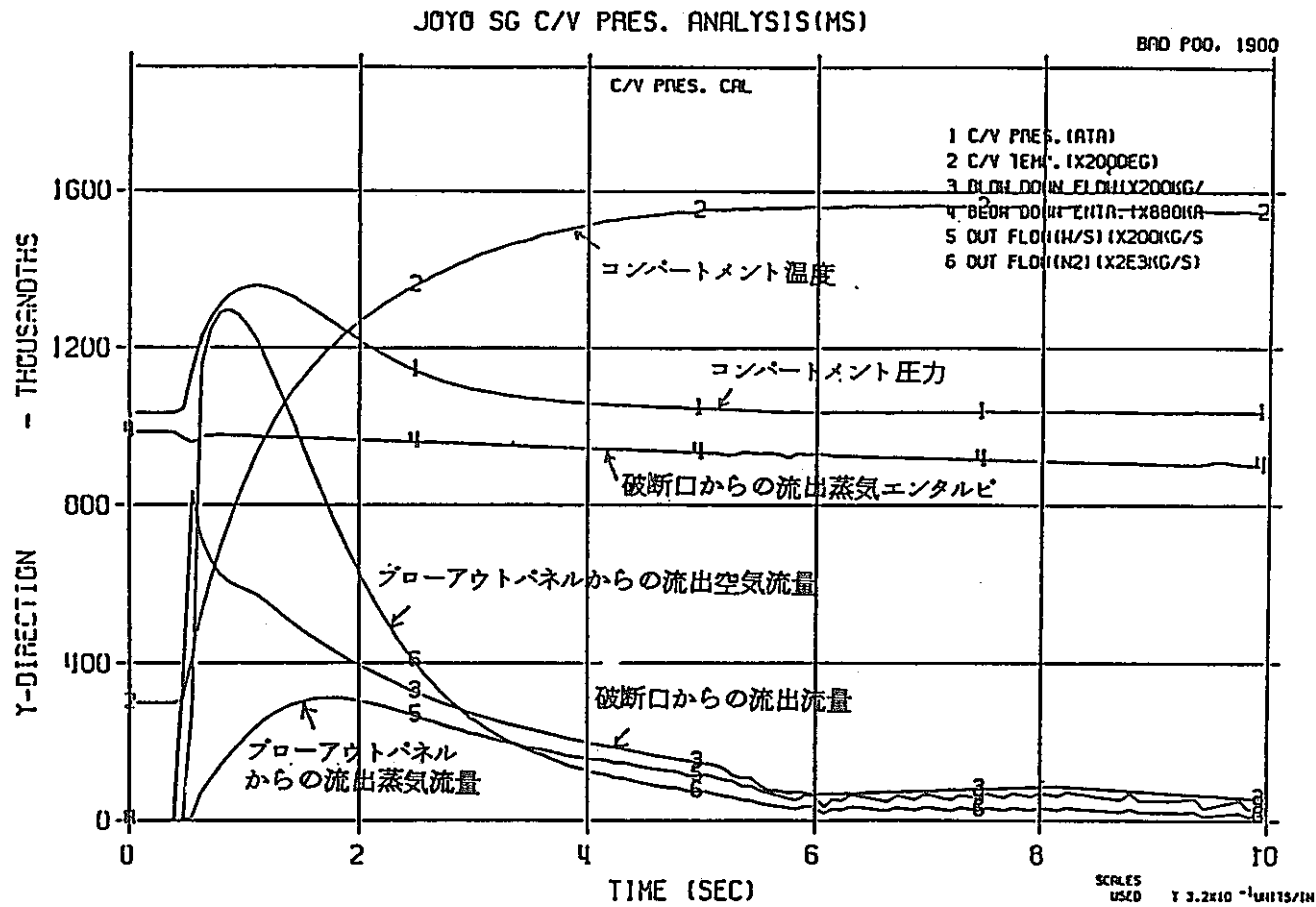


図 2.3-21 主蒸気管破断時 SG設置室 圧力・温度変化 部屋容量 500m<sup>3</sup>  
(ブローアウトパネルを設置した場合)

(面積 2m<sup>2</sup>  
設定圧 0.1atg)

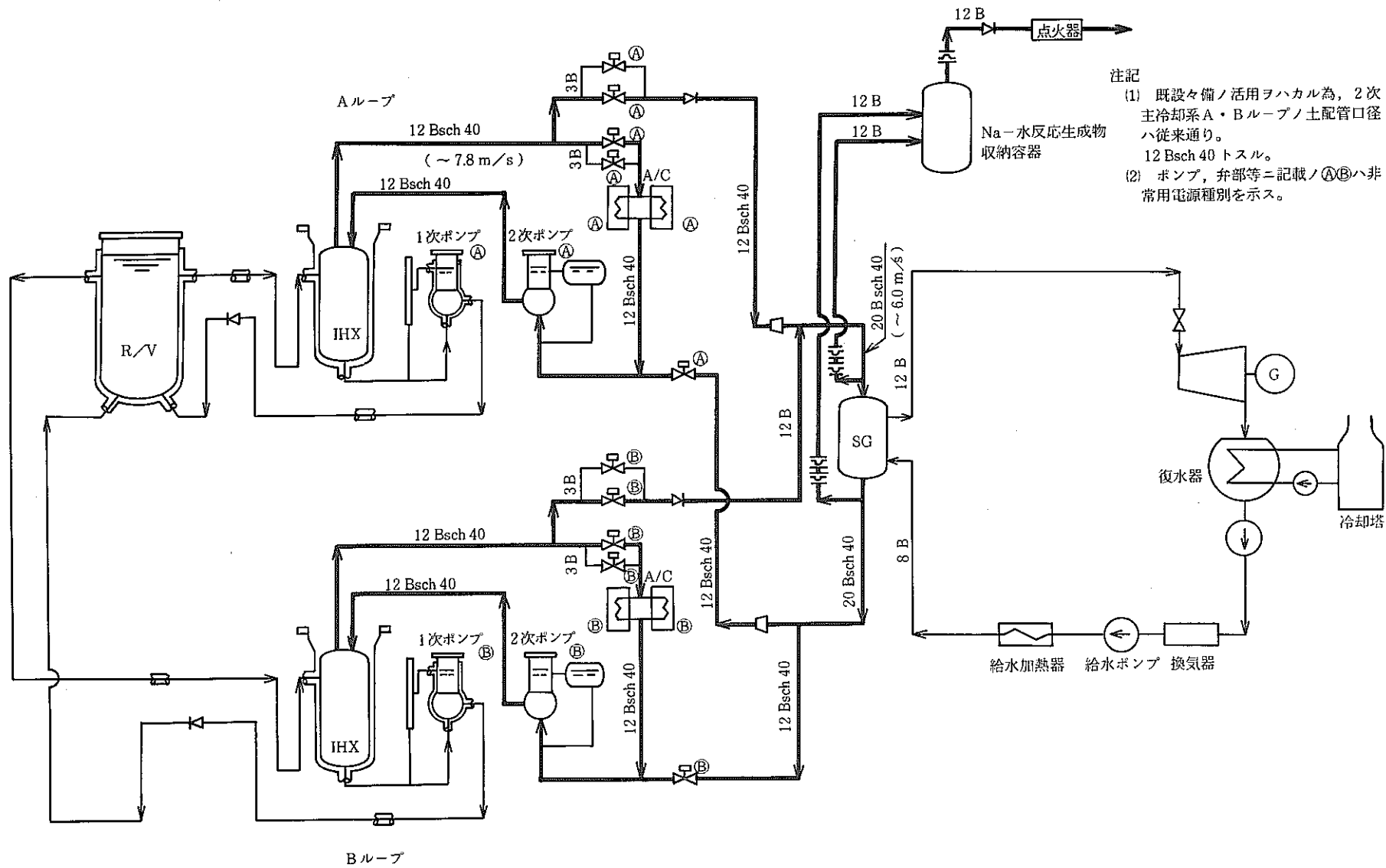


図 2.3-22 2次主冷却系等系統図

### 3. 新型炉停止機構

#### 3.1 概要

試験体はキュリー点電磁石、駆動機構および文節型制御棒より構成される一連の新型炉停止機構試験体であり、これを「常陽」の炉心第5列に設置する。(図3.1)

文節型制御棒は中性子吸収体を持たない模擬制御棒とし、出力制御・炉停止機能は持たせず、実炉における長期の安定性の実証試験を行う。安定性とは中性子照射による電磁石特性の機能健全性および運転中のNa流体振動、微小地震等による誤動作に対する安定性である。

#### 3.2 必要性

本件新型炉停止機構は、原電との共同研究として進められており、63年度までに自己作動型キュリー点電磁石に関しては基本的作動特性が、また、文節型制御棒については地震時等における挿入特性に関する試験が終了し、基本的な成立性および効果が確認されている。平成元年度は自己作動型キュリー点電磁石に関しては熱過渡応答性能等を含む機能試験を、文節型制御棒については挿入性試験結果の解析を終了する予定であり、この時点でR&Dは一応完了し、実証炉基本仕様選定に反映される。以後、実証炉安全審査等に反映あるいは実証炉への採用のためには、平成2年度以降は実炉における実証試験を行う必要がある。この実証試験は「常陽」において実施することが最も適当と考えられる。

#### 3.3 達成度

##### (1) 63年度までの研究成果

##### ① 従来R&D

##### 自己作動型キュリー点電磁石

63年度には62年度の原理確認試験に基づき、3種類の試験体を製作、特性試験を行った。図3.2にキュリー点電磁石の基本構造を示す。基本的に外部設置型と内部設置型の二方式に分類され、それぞれについて電磁石の基本特性を調査している。試験結果の一例を図3.3に示す。これは3体の電磁石の特性を比較したものであるが、外部式Bは定常運転温度における最も高い保持力と同時に、キュリー点以上の温度における最も低い残留保持力を併せ持っている。また、保持力の変化も極めて急峻であり、62年度の試験体より進歩した結果となっている。

##### 水流動試験

電磁石の作動応答性能の評価の一環として、燃料集合体から電磁石までのNaの流れを水流動試験により評価している。本試験も3種類のNa導入構造について検討した。極めて単純な導入構造を採用することで、燃料集合体での温度上昇が2秒前後で電磁石に到達することが確認されている。これは当初予想の4-4秒よりかなり短時間である。今後水流動結果をもとにNaの流動として再評価する必要があるが、キュリー点電磁石の温度応答時間として3秒程度は許されるものと推定され、当初の予想許容応答時間である1-2秒に比べ、電磁石の応答性能に余裕がで

きたと考えられる。各導入構造を図3.4に示す。上述の単純な導入構造が図3.4左の上部縮流型。温度変化の測定例を図3.5に、これより求めた到達時間の測定結果の一例を図3.6に示す。

#### 分節型制御棒

分節数、間接構造、案内管とのギャップ等の地震時挿入性に及ぼす効果を加振試験により確認した。主要項目である分節数の効果については一体型に比べ、2分節、3分節型は強い振動に対して効果が顕著になる（挿入時間が長くない）ことが確認された。図3.7は試験体構造の一覧を、図3.8は試験体の写真をまた、図3.9には挿入時間と分節数の関係の一例を示す。

#### ② MK-III計画関連検討結果

63年度に「常陽」での試験方法、試験体取り付け方法およびこれに伴う「常陽」の改造等の予備検討を実施している。詳細結果は3月中にまとめるよう検討中であるが、現時点での検討結果の概略は以下のとおり。

- ・ SASSの試験体設置予定の「常陽」第5列は制御棒が増設できる構造になっており、ここに駆動機構、キュリー点電磁石、模擬制御棒から成る一連のSASS試験体を設置、運転することに基本的に支障はない。
- ・ 「常陽」側の主な改造点としては、試験関連の運転、計測系の盤の設置、ケーブル類の配線取り合い程度。（バウンダリー貫通孔の配分等）
- ・ 試験体の運転、計測設備等の設置に関しては、「常陽」の既設設備、特に運転系統の盤等の改造は極力避ける方向で検討中。
- ・ 試験体の据え付け、交換等は既設の燃料交換機、取り扱い機で行い、新たな設備は基本的に設けない方向で検討中。

#### (2) 平成元年度(1989)計画

##### ① 従来R&D

電磁石自体の実機仕様での温度応答性能を求め、水流動試験結果と併せてSASS全体としての応答性能を評価・確認する。一方、作動のキー材料である温度感知合金については、「常陽」において照射試験を実施し、最適な温度感知合金の選択を行う。一方、実証炉への採用に備え、定常運転中の誤動作対策（特に振動による誤落下）を検討し、その機能の確認を実施する。

##### ② MK-III計画関連開発計画

「常陽」に設置する試験体の炉外試験が当面の目標となり、このための基本設計を開始する。この結果は安全審査にも供される。本基本計画はMK-III計画の詳細（試験方法、試験体、「常陽」の改造、その他安全審査に必要な項目）と、炉外試験のための試験体設計および試験装置の改造である。

炉外試験のための運転装置「もんじゅ」制御棒駆動機構Na中試験装置ループを改造して用いる計画である。ここでは駆動機構を備え、制御棒のリセット機能、耐震動特性、操作性等の総合機構試験を行う。なお、同試験体はMK-III計画で

「常陽」に設置する試験体の仕様とし、炉外試験の結果を反映して改めMK-Ⅲのための試験体を製作することとする。上記検討は63年度の予備検討結果に基づいて実施する。元年度以降の計画を表3.1に示す。

### 3.4 コスト

#### (1) 平成元年度(1989)

炉外試験のための基本設計 0.1億円

#### (2) 2年度(1990)

炉外試験のための設計・製作

試験体作成 0.5億円

電磁石 0.2億円

制御棒 0.3億円

制御棒駆動機構製作 1.0億円

C R D ループ改造 1.0億円

計2.5億円

#### (3) 3年度(1991)

炉外試験

運転費 0.3億円

運転委託費 0.3億円

計0.6億円

#### (4) 3年度(1992)

「常陽」MK-Ⅲ試験体の製作 1.5億円

なお、上記コストには「常陽」側の改造費等は含まれていない。

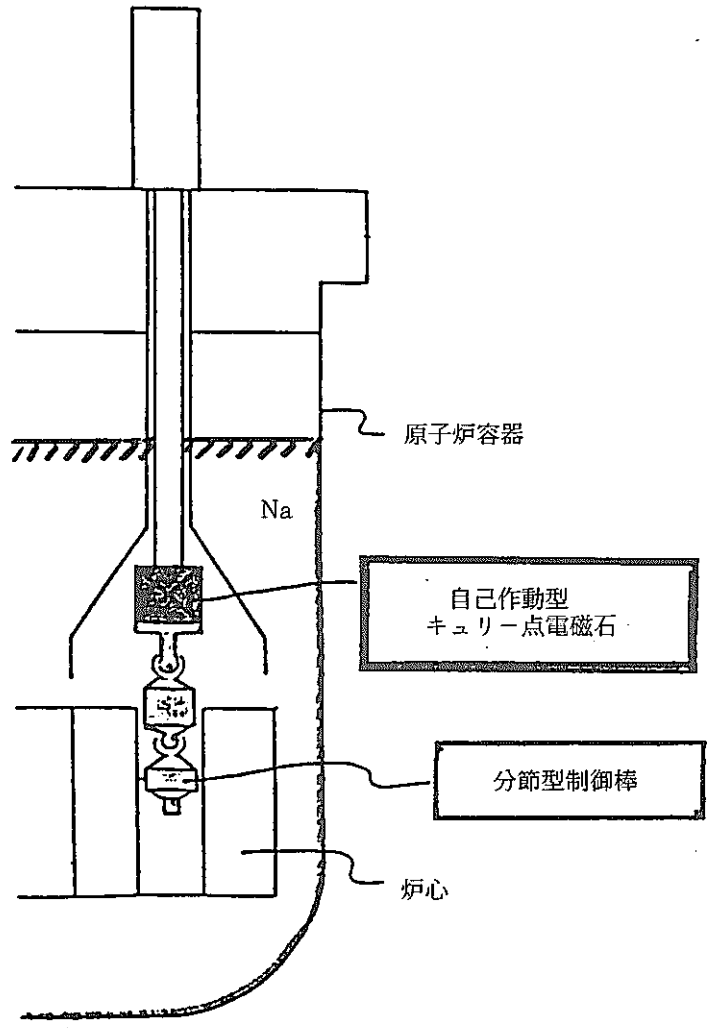
### 3.5 課題

問題点は試験体のうちの模擬制御棒の据え付け・リセット方法である。模擬制御棒を燃料交換機で扱うには、制御棒ヘッド部は現状の燃料集合体ハンドリング・ヘッドと基本的に同じ構造を取る必要があるが、制御棒ヘッドは同時に電磁石との吸着機能を有する必要があるからである。この点は事前の炉外試験において十分確認する計画である。

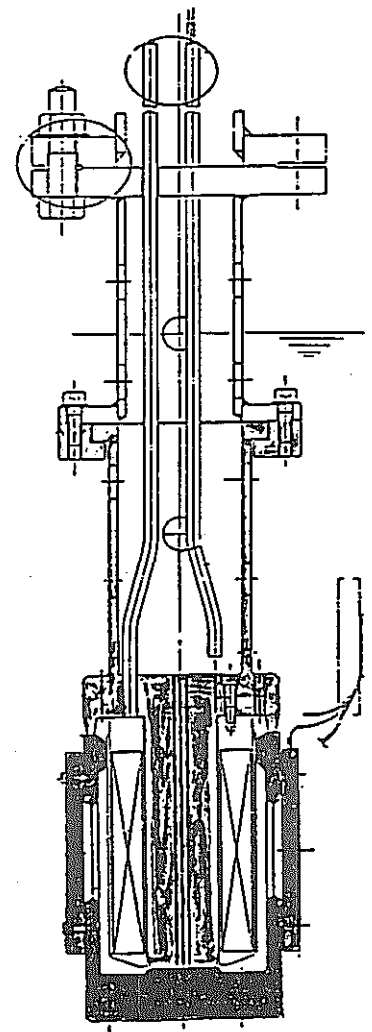
以上

### 添付資料

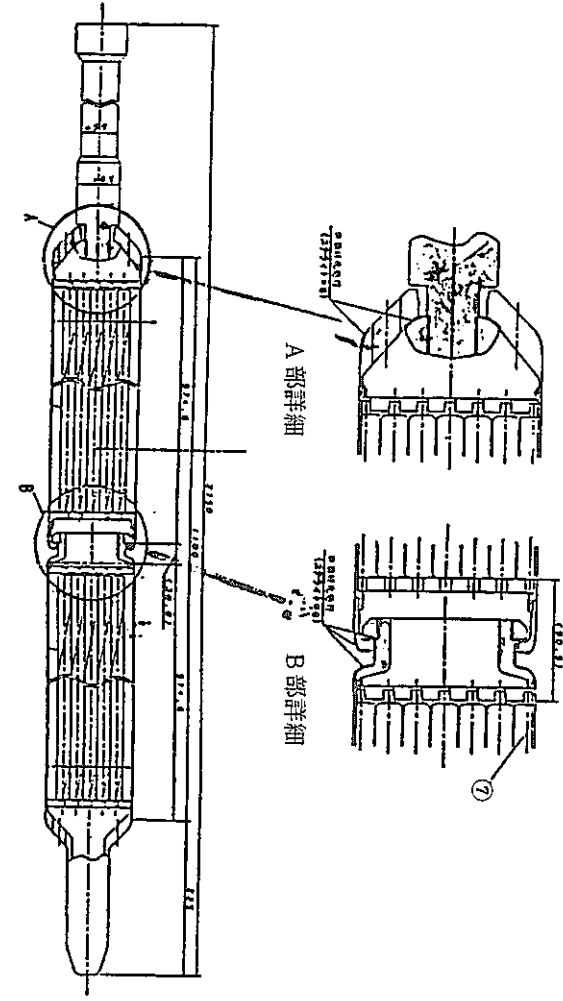
MK-Ⅲ S A S S 試験体予備検討  
中間報告



新型炉停止機構の概念図



自己作動型キュリー点電磁石



分節型制御棒

図 3.1 新型炉停止機構・試験体の概念図

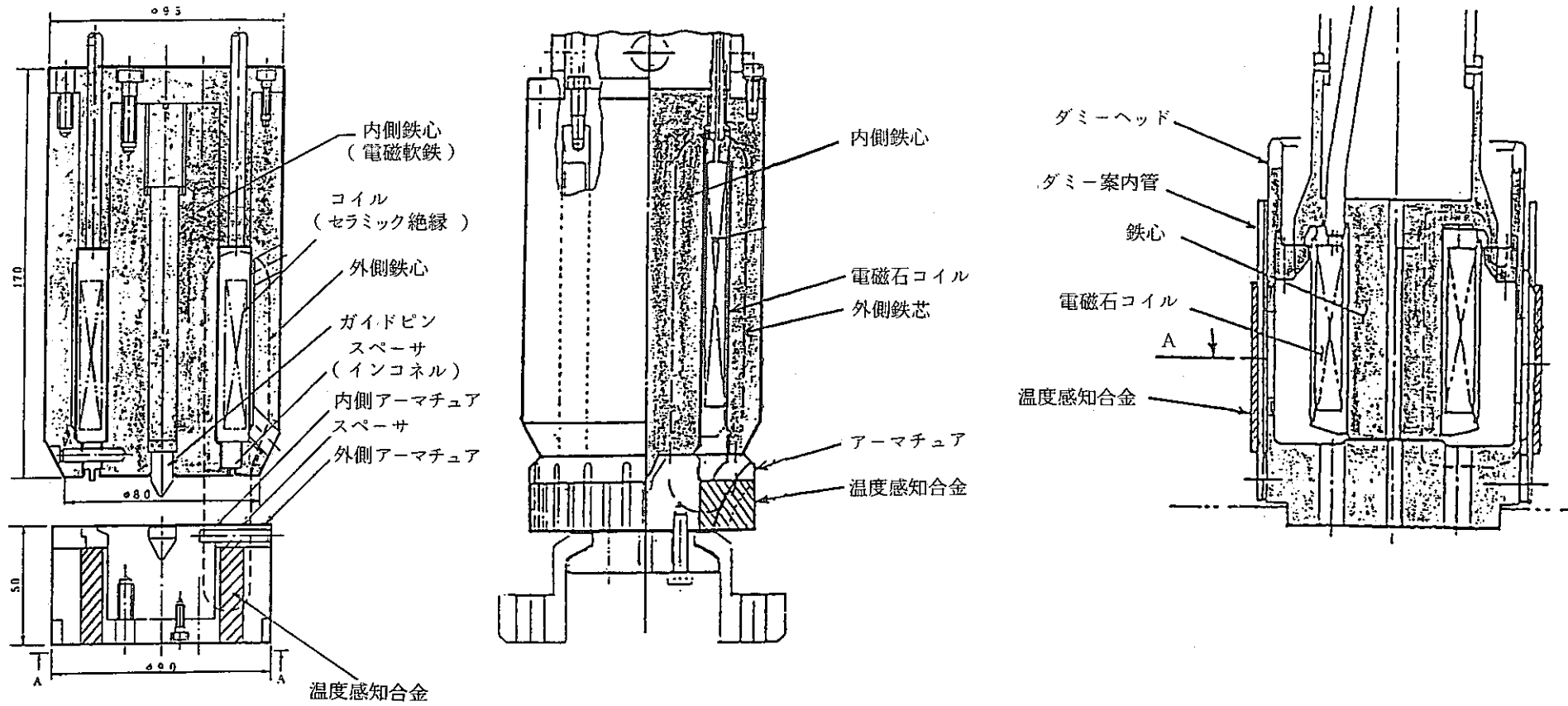


図 3.2 63 年度の試験体構造

左：外部設置型 A    中：外部設置型 B    右：内部設置型

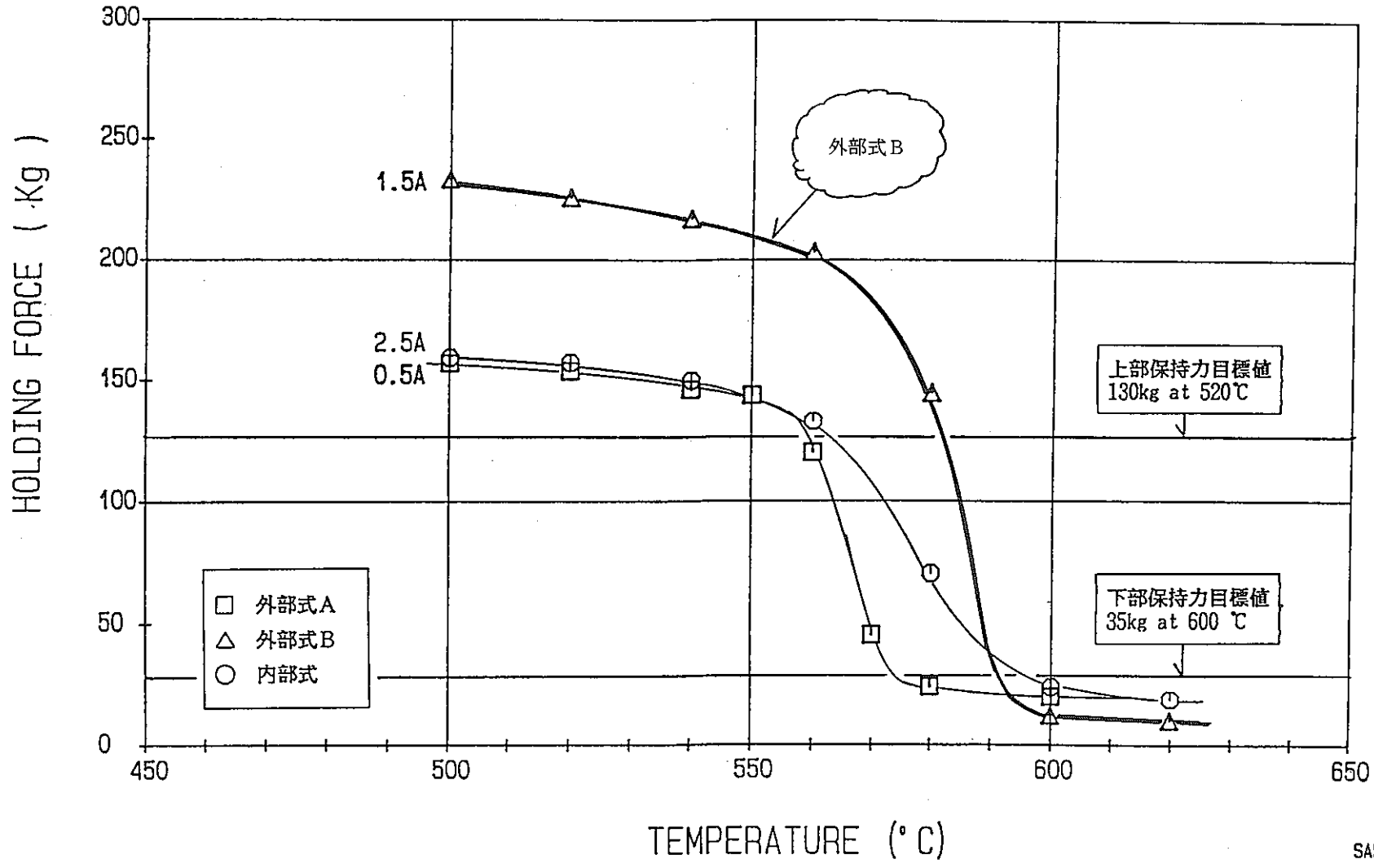


図 3.3 キュリー点電磁石試験結果の一例。 電磁石保持力と温度の関係  
3 試験体間の比較



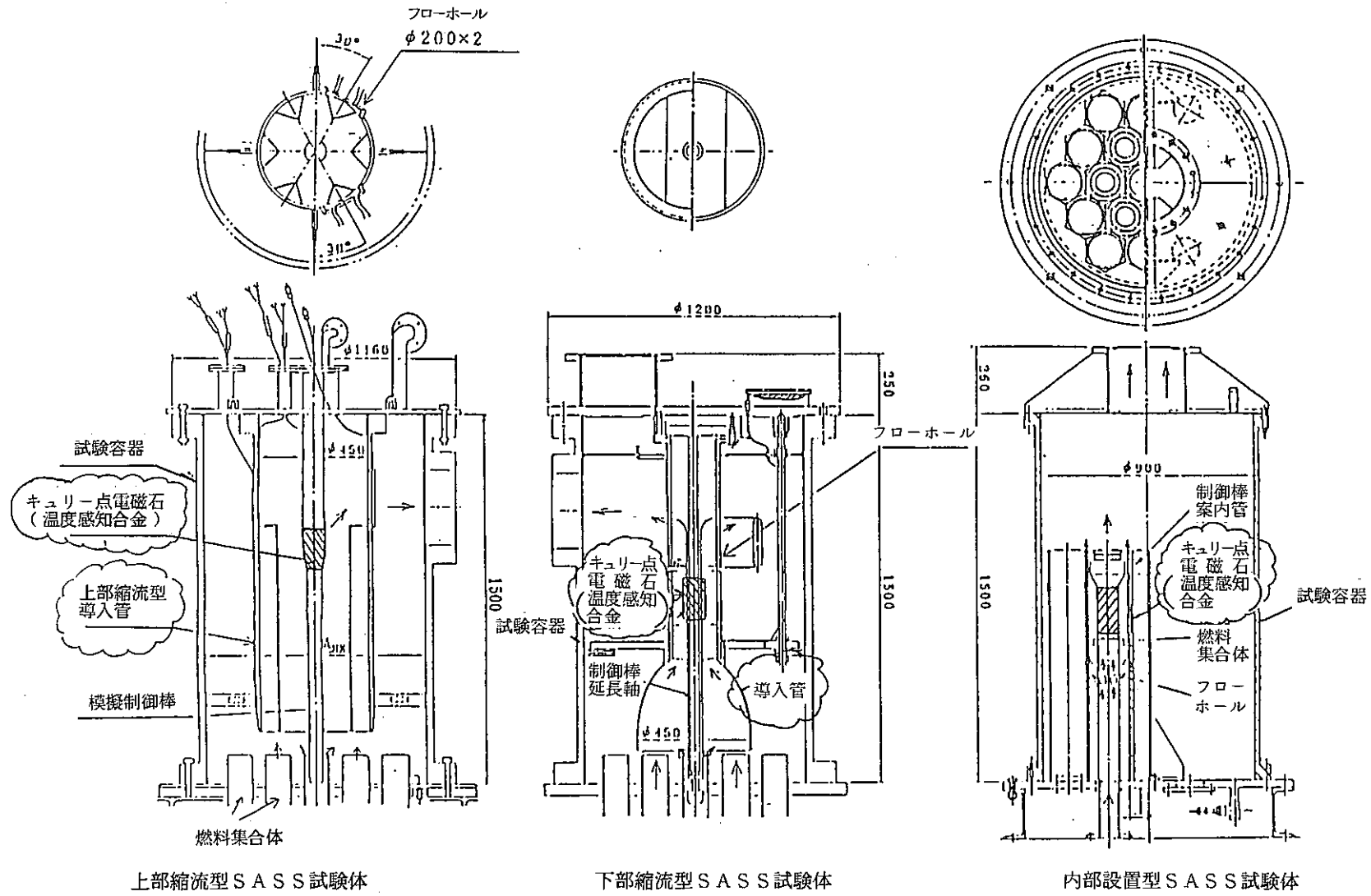


図 3.4 水流動試験における Na 導入管構造

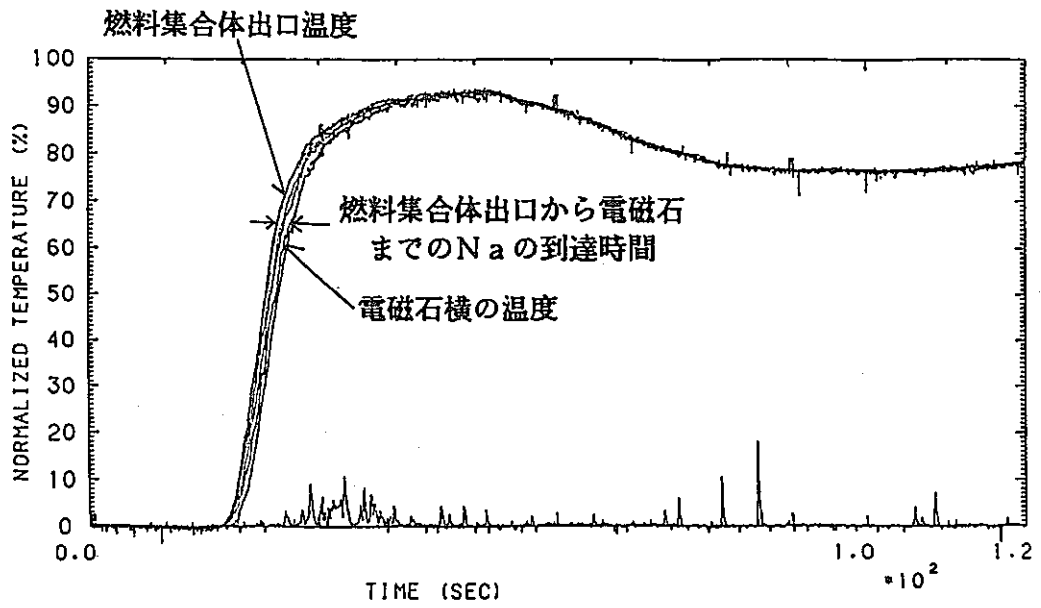


図 3.5 温度変化測定例

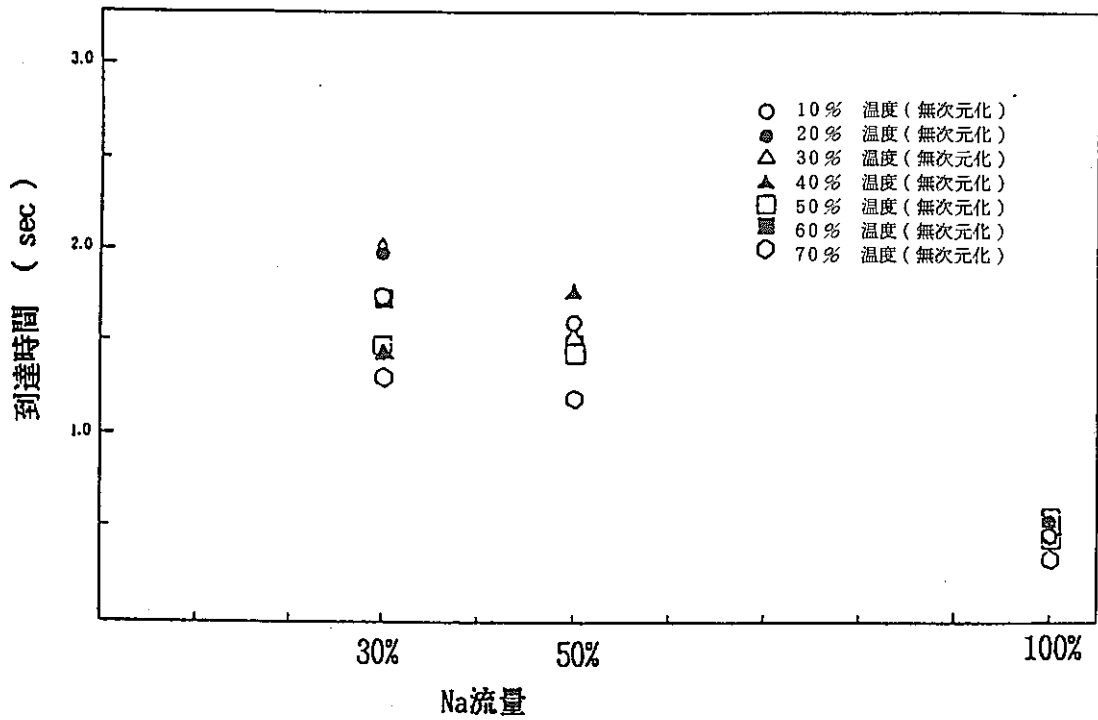


図 3.6 集合体出口の温度変動が電磁石へ到達する時間と冷却材流量の関係 (最も流量が少ない場合でも2秒程度で到達している)

表a) 制御棒の構成

型番 型式	1	2	3	4	5	6	7
A (制御棒延長軸有型)							
B (制御棒延長軸無型)							

(注) ○ ● △ ▲ は各々分節構造のタイプを示し、表(b)の通りである。また、  
(B-4)のみは保護管無しの構造である。

表b) 関節構造の種類

型式	記号	概略図
筒状 ジョイント型 (スプリング無)	○	 実施例 (SNR-300, KNK-II)
筒状 ジョイント型 (スプリング有)	●	 実施例 (WH R&D)
ユニバーサル ジョイント型	△	 実施例 (SPX-1, BN-350)
	▲	 実施例 (先行FBR原型炉もんじゅR&D)

表c) 制御棒案内管の構成

制御棒案内管型式	湾曲変形有無	無			有
	型番	GA-1, GB-1	GA-2, GB-2	GA-3, GB-3	GA-4, GB-4
模 式 図	 案内管 エントランス ノズル (真直管) (制御棒とのギ) ヤップ 2.5mm	 (真直管) (制御棒とのギ) ヤップ 5mm	 (真直管) (制御棒とのギ) ヤップ 7.5mm	 (湾曲管) (制御棒とのギ) ヤップ 5mm	

図3.7 分節型制御棒試験体の構造一覧

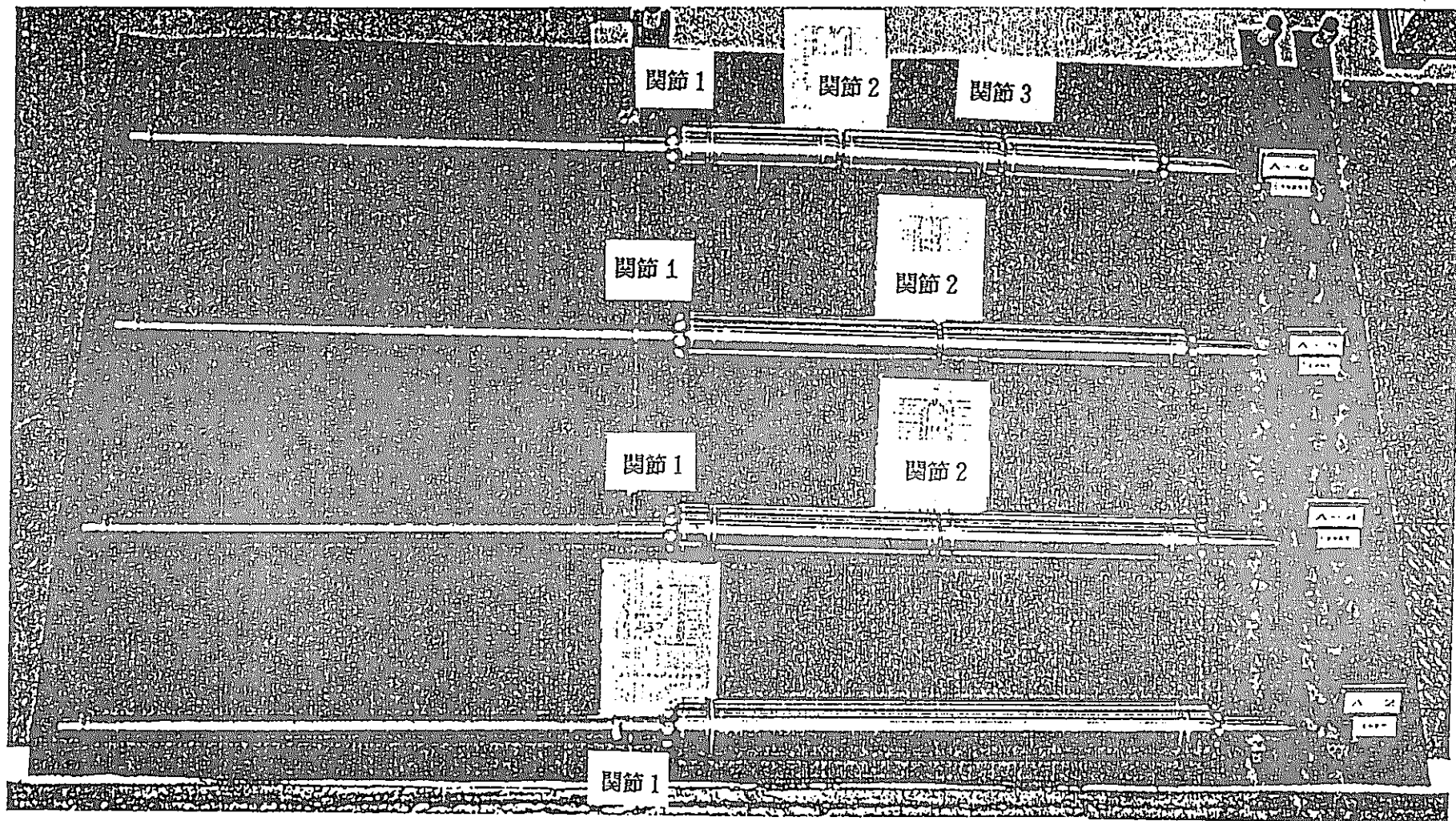
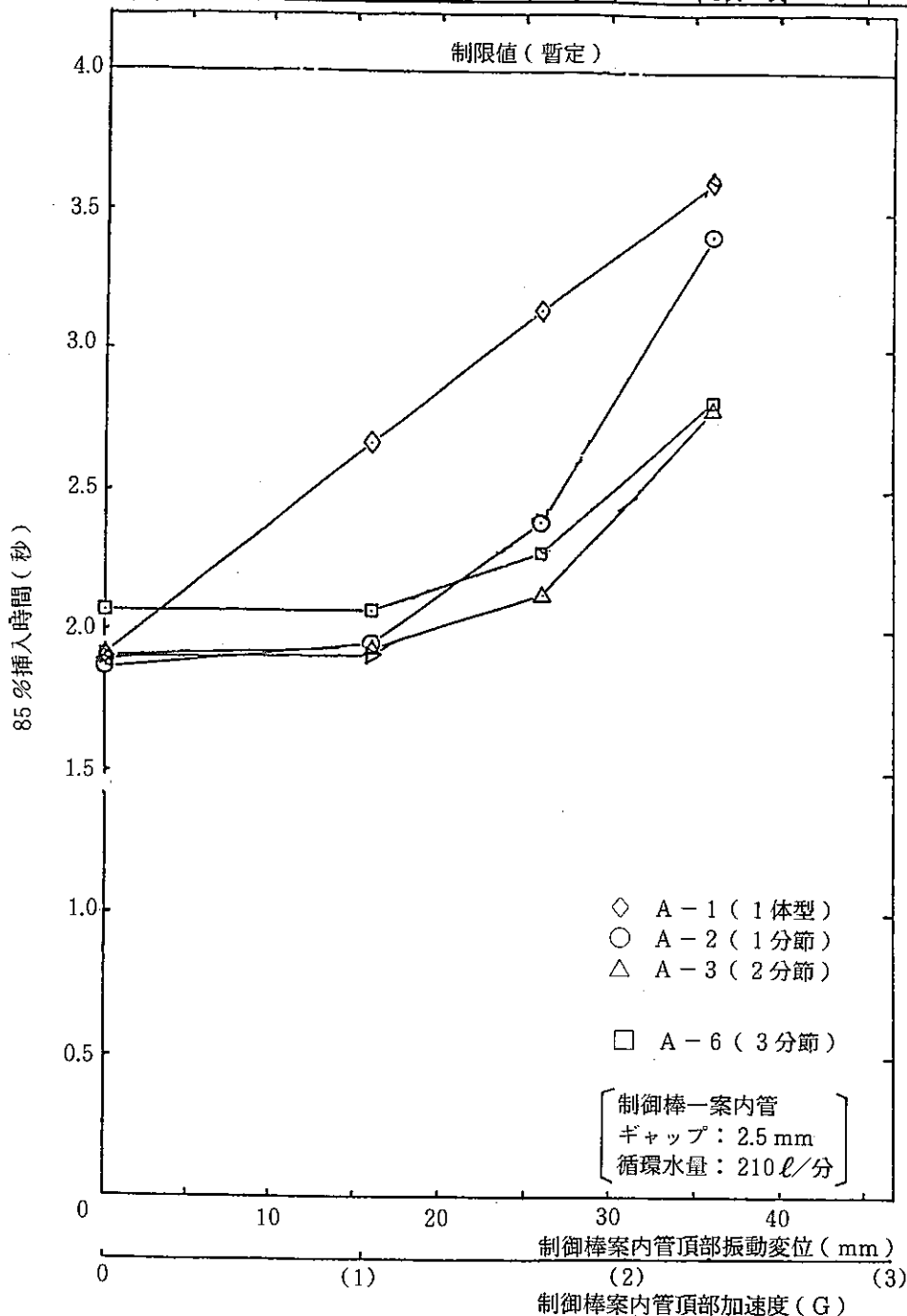


図 3.8 分節型制御棒試験体の実物写真

下から1分節、2分節、2分節、3分節型。  
 二つの2分節型は関節構造が異なる。

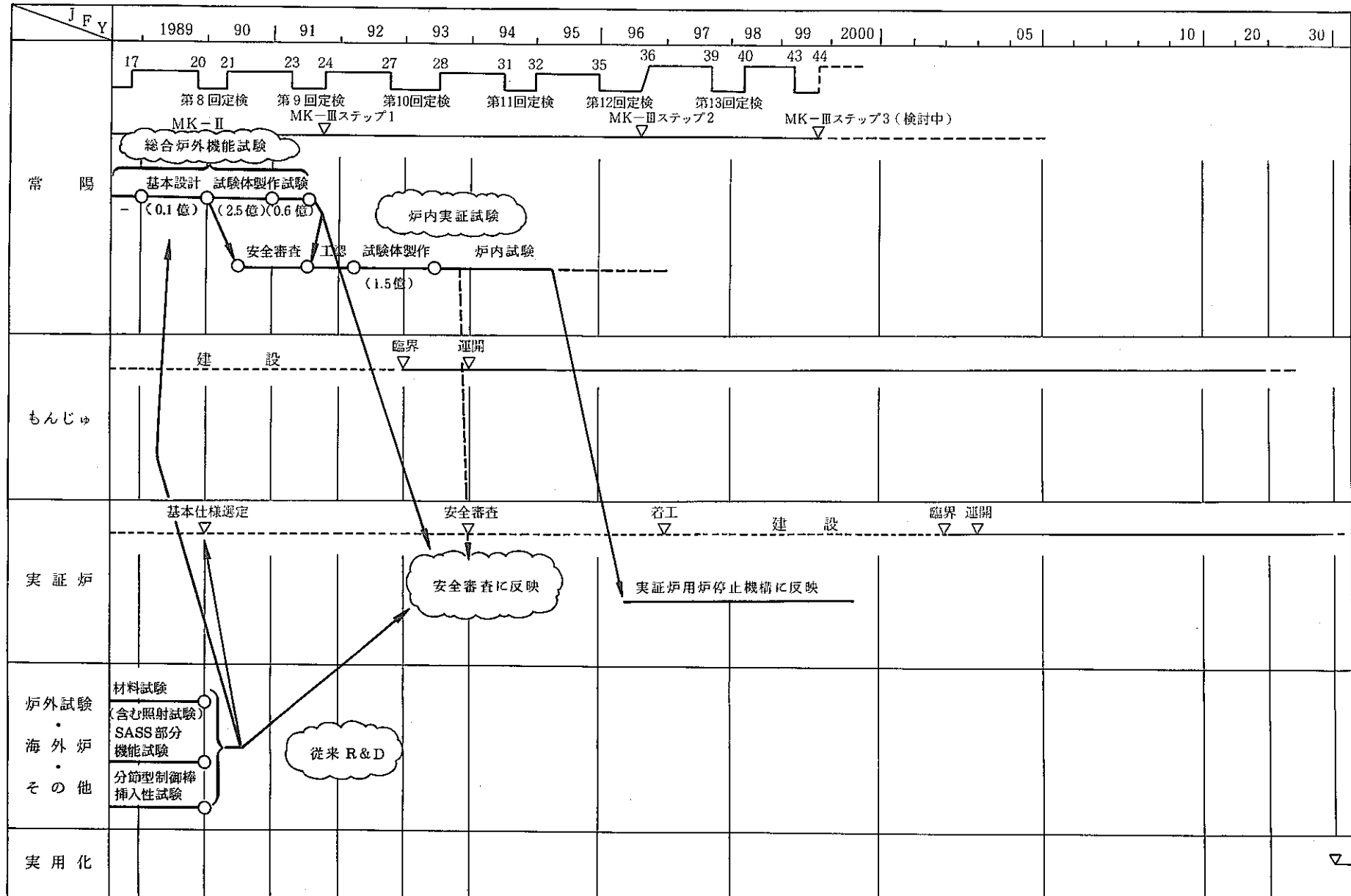
条件 型式	上部案内管			制御棒案内管			初期 芯ずれ (mm)	変形 モード	循環 水量 (l/分)	加速の 有無
	下端 加速度 (G)	下端 変位 (mm)	周波数 (Hz)	頂部 加速度 (G)	頂部 変位 (mm)	周波数 (Hz)				
A型	2.6	10	8	1.7, 2.3	16, 26, 36	4	24	1次	210	無
				1.5	24		0	2次		
				1.8	28.5		0	1次+2次		



制御棒案内管変形モードの影響 (A型, 頂部変位で整理した場合)

図 3.9 分節型制御棒試験体挿入時間測定結果

表 3.1 新型炉停止機構の実施計画 (案)



#### 4. 径方向中性子遮へい体

##### 4.1 目的

実証炉以降の大型炉において導入が計画されている径方向中性子遮へい体の実証試験を行う。

##### 4.2 現在までの検討結果

径方向遮へい体については、現在「常陽」で計画している燃料貯蔵ポット廃止による燃料取扱設備の合理化の一環として、1993年度の実証試験開始に向けて検討を進めている。これまでのサーベイ結果を以下に示す。

- ・ 燃料貯蔵専用ポットの廃止に関して、9列に天然ボロン反射体、10列に60%濃縮ボロン反射体を使用することで実現の見通しが得られた。(図4.1)。
- ・ 9列に天然ボロン反射体、10列に60%濃縮ボロン反射体を使用した場合と現行の反射体を使用したときの各集合体位置における全中性子分布の比を図4.2に示す。これより、燃料ラック外側で全中性子束が現行の反射体使用時の約1/4に低減できる。
- ・ ボロン反射体を使用する場合、中性子との反応による発熱とスエリング健全性が問題になる。外側反射体位置に設置するボロン反射体の断面を図4.3の様な7本ピンタイプと19本ピンタイプにした場合について、その健全性を比較した。ボロン反射体を設置した場合の照射によって、
  - ・ ペレット径が19ピンタイプの12.5mm程度であれば、ペレット中心温度をヘリウムボンドタイプでもB<sub>4</sub>Cの融点(2350℃)以内に抑えることができる。
  - ・ 被覆管最高温度を設計温度650℃以下に設定するためには、7、19ピンとも、現行の反射体内の冷却材流量を3倍以上に増強する必要がある。
  - ・ スエリングによるPCMIについては、稼働率を60%とした場合、9列で約5年、10列で約10年以内の照射であれば、燃焼度を $2.0 \times 10^{22} \text{cap}/\text{cm}^3$ 以下、スエリングも10%位か(図4.4参照)に制御できるので、ペレットと被覆管の接触を防ぐ見通しがある。尚、ここでスエリングの評価に用いたデータは、現状では燃焼度 $1.0 \times 10^{22} \text{cap}/\text{cm}^3$ までしか実績がないため、今後照射試験等によりデータを蓄積する必要がある。

##### 4.3 今後の課題

径方向中性子遮へい体に関する課題としては、

- ・ 除熱特性の向上(反射体の圧力損失、流量配分の考慮、ナトリウムボンドピンの検討等)
- ・ スエリングと耐用年数の関係の検討
- ・ 遮へい体の発熱の軸方向ピーキング係数の評価による、ペレット中心溶融及び

被覆管の健全性についての詳細な検討。

- ・ 核計装への影響の検討
- ・ コスト及び現行の反射体との交換による貯蔵または廃棄計画の検討等が挙げられる。



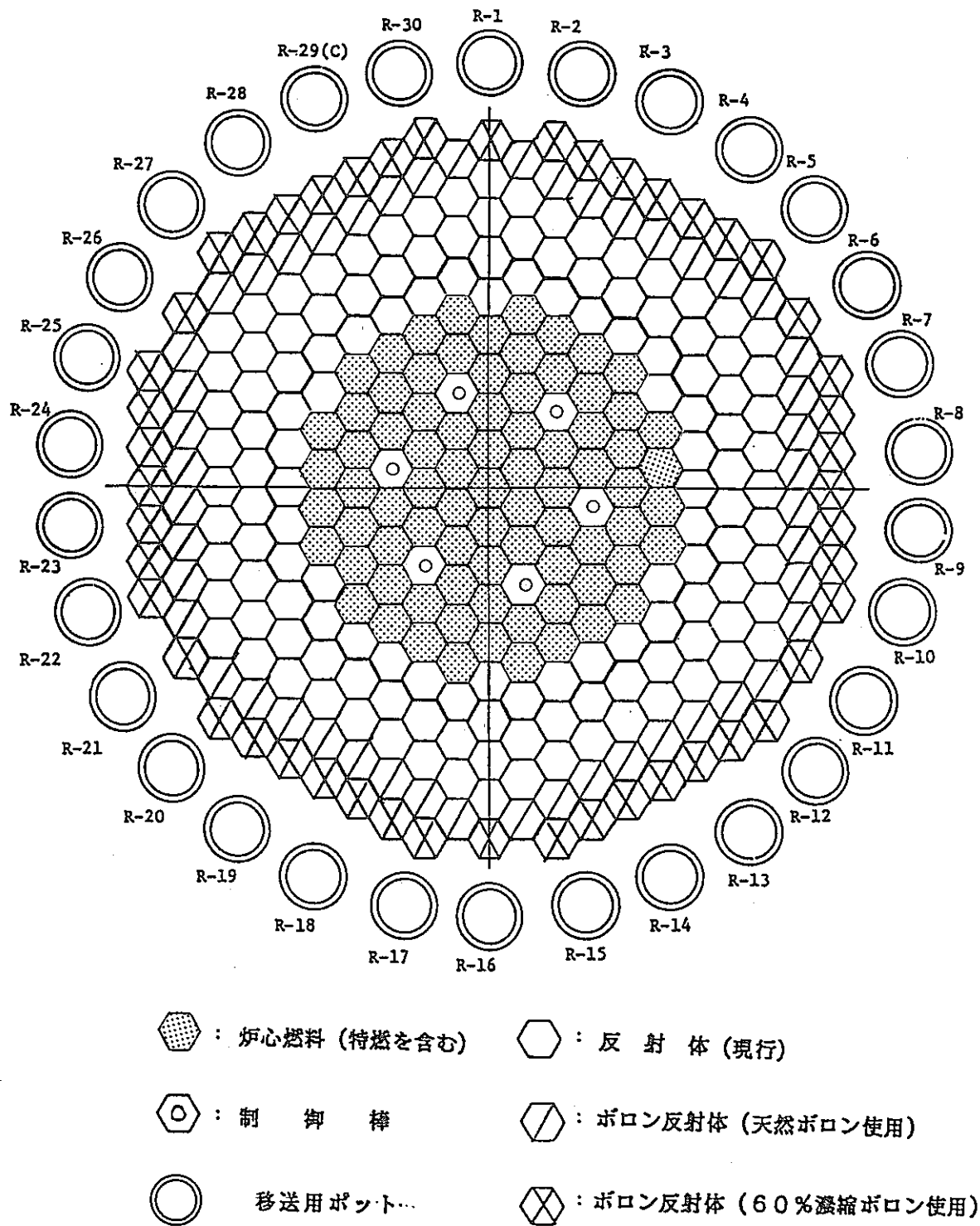
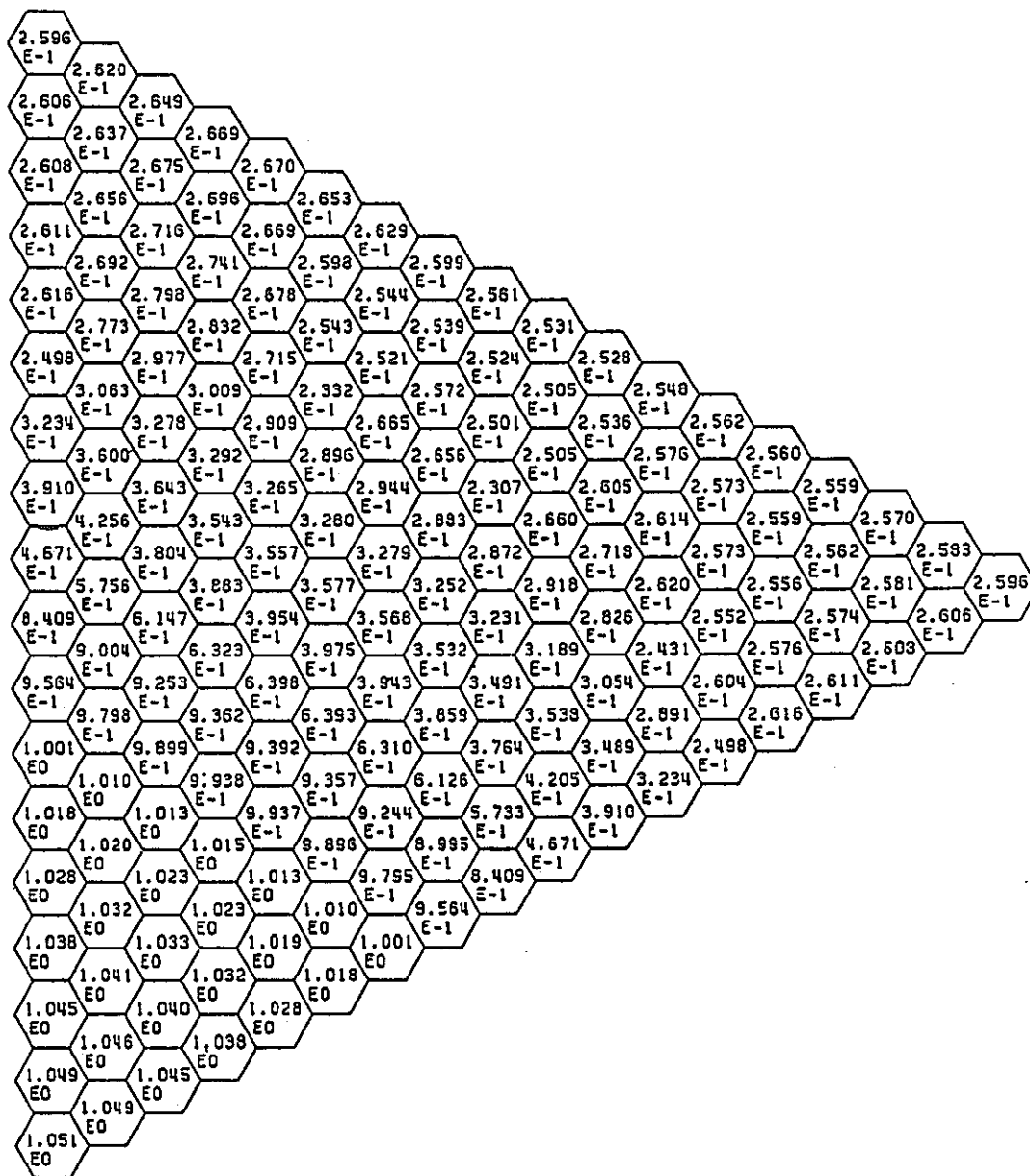


図4.1 9列天然ボロン反射体、10列60%濃縮ボロン反射体使用時の炉心構成

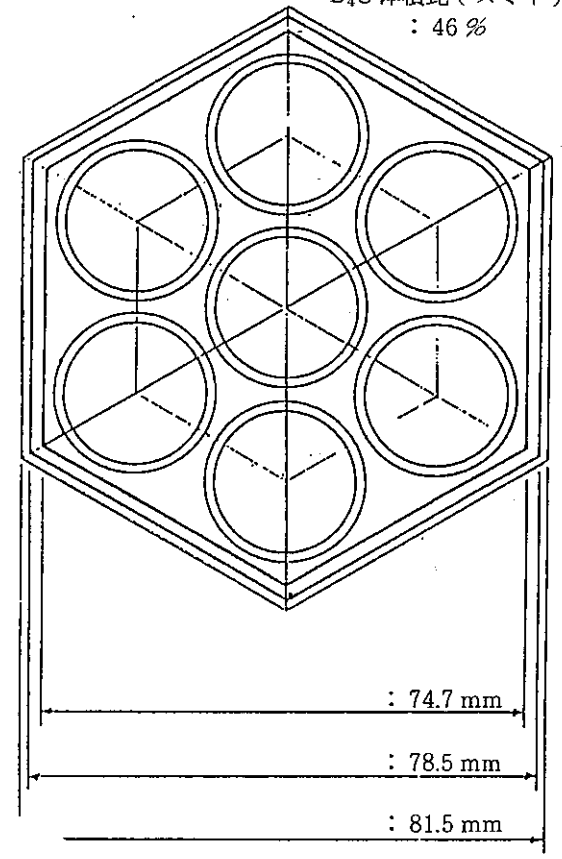


炉心中心

図4.2 3次元Hex-Z計算による9列天然ボロン反射体、10列60%濃縮ボロン反射体使用時と現行反射体使用時の中性子束分布の比

7本ピンタイプ

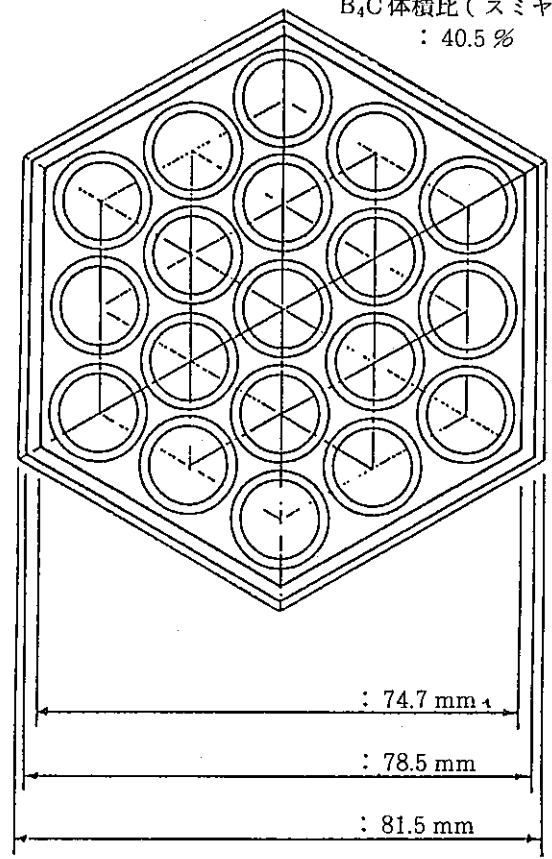
B<sub>4</sub>C体積比(スミヤ)\*1  
: 46%



被覆管外径 : 26.0 mm  
 内径 : 22.0 mm  
 ピン配列ピッチ : 27.0 mm

19本ピンタイプ

B<sub>4</sub>C体積比(スミヤ)\*1  
: 40.5%



被覆管外径 : 15.5 mm  
 内径 : 12.5 mm  
 ピン配列ピッチ : 16.5 mm

\*1) 被覆管内のB<sub>4</sub>C充填部体積比。  
 実効体積比(100%理論密度換算)への換算は、  
 これにB<sub>4</sub>Cのスミヤ密度を掛ける。

図 4.3 ボロン反射体断面図

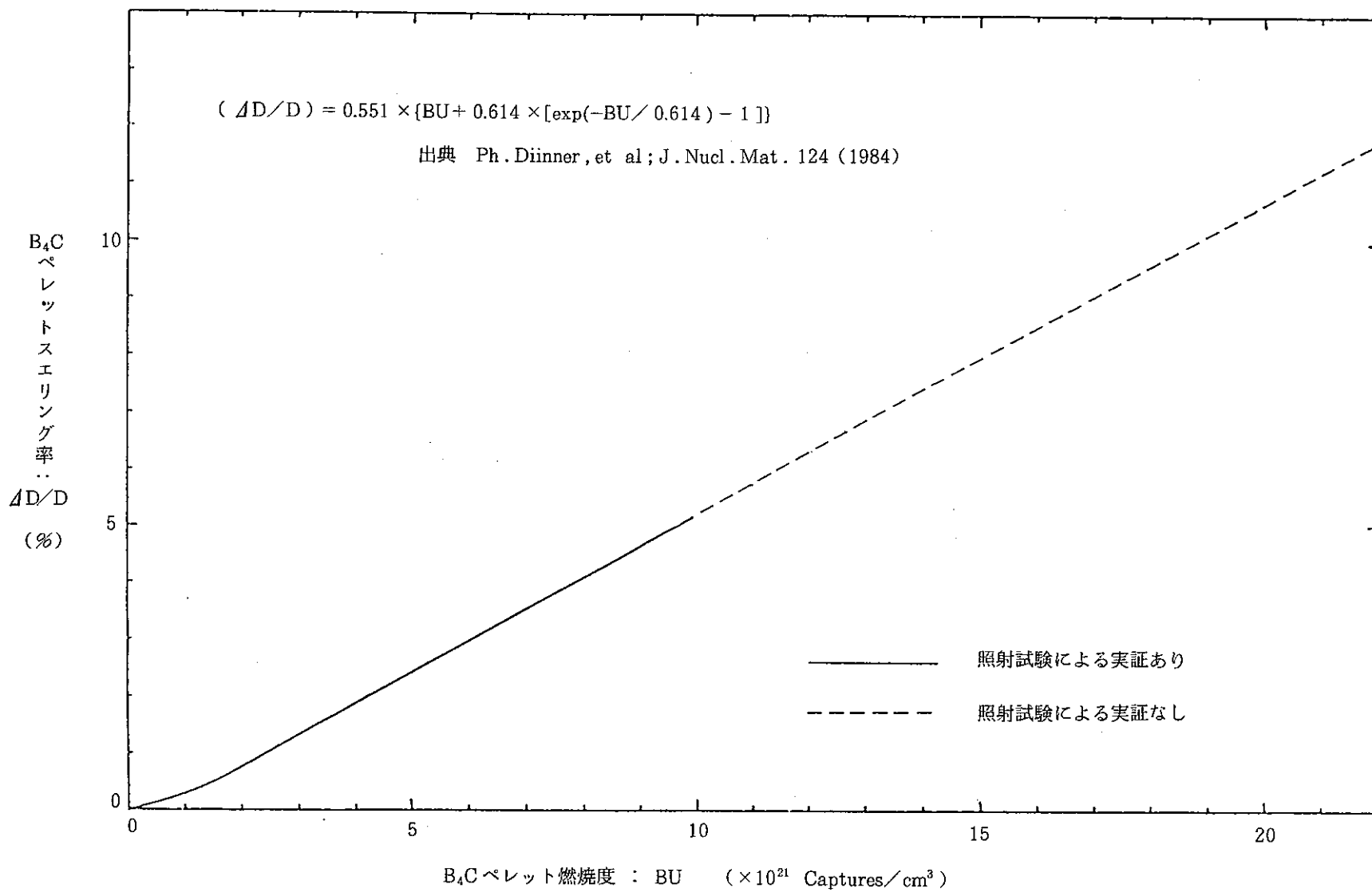


図4.4 B<sub>4</sub>Cペレットの燃焼度とスエリング率との相関

## 5. 原子炉運転自動化システム

### 5.1 目的

プラント運転自動化は、運転操作の信頼性、安全性の向上及び運転員の負担軽減、省力化を図ると共にマンマシンインタフェースの改善に大きく寄与するものである。

最近の軽水炉に於いては実用化はレベルで自動化の開発が行われている。また、高速炉「もんじゅ」では、水系、蒸気系、タービン・発電機系の運転自動化が図られている。上記のいずれの場合もコントローラによるもので、計算機制御による運転自動化ではない。計算機制御による原子炉の自動運転は実用段階にないのが現状であり、これが計算機制御のソフトウェア体系の信頼性の証明の困難さによるものである。しかし今後 F B R プラントの運転の安全性、信頼性、経済性の一層の向上を図るためには、計算機制御による原子炉の運転自動化の実現が必要不可欠なものとなっている。

本開発の目的は、上記の現象を踏まえ、「常陽」を利用して、制御棒操作自動化システムの開発を行い、システムの安全性、信頼性を実証し、その技術を将来炉へ反映させることである。

### 5.2 概要

最近の知識工学（A I）を適用した計算機制御による炉自動化システムの開発を「常陽」プラント及び「常陽」運転訓練シミュレータを利用して段階的に技術の検証・実証を行いながら実機適用に向けて行う。

その開発は二段階に分けて行うものとし、第一段階は、すでに着手している制御棒操作自動化システムの開発推進である。本システムの開発は三つのフェーズで構成され、最終的には原子炉の起動・運転・停止（原子炉臨界操作、系統昇温、出力上昇・下降、出力調整）の「常陽」全運転モードに対する操作を計算機制御システムと原子炉制御系を結んで、制御棒操作を自動化するものである。

第二段階は、第一段階の技術を適応しながら、監視・ガイダンスシステムを取り込んだ異常時操作を含むプラント全体の自動化システムの開発、すなわちプラント運転自動化システムの開発を行うものである。

本開発の最終目的は、プラント運転自動化であるが、MK-III計画としては、第一段階の開発を行い、「常陽」の全運転モード（臨界操作、系統昇温、出力上昇・下降、出力調整）に於ける。制御棒操作の自動化を実現することである。

第一段階の開発は、下記の三つのフェーズに分けて実施する。

- 第一フェーズ  
(制御棒操作  
ガイダンスシステム) : 炉心及び冷却系の情報を計算機に取り込み、「常陽」の全  
運転モード（臨界操作、系統昇温、出力上昇・下降、出力調  
整）に於いて運転マニュアル及び運転制限値と照合して、プ  
ラント操作の指示及び制御棒操作量を予測し、CRTに表示  
し運転員に運転操作情報を提供する制御棒操作ガイダンスシ  
ステムの開発。
- 第二フェーズ  
(半自動化) : 第一フェーズをベースに、一歩進んで核的、熱的制限を逸  
脱した場合に於ける制御棒操作阻止インタロック機能を有す  
るシステムの開発。
- 第三フェーズ  
(完全自動化) : 本開発の最終目標のフェーズで、第一、第二フェーズの開  
発経験を基に計算機制御システムと原子炉制御系を結んだ下  
操作自動化システムの開発。

### 5.3 開発及び検討項目

- (1) 制御棒操作ガイダンスシステムの開発
- (2) 制御棒操作自動化システムの検討
  - ① 制御棒自動化システムの基本構成の検討
  - ② 既設制御棒駆動モータ交換の必要性の検討
  - ③ 既設備の改造範囲の検討
- (3) プラント運転自動化システムの検討
- (4) 計算機直接制御の許認可性に係わる見通しの検討

### 5.4 開発及び検討結果

#### (1) 制御棒操作ガイダンスシステムの開発の現状

「常陽」の全運転モード（臨界操作、系統昇温、出力上昇・下降、出力調整）に於いて、運転操作マニュアル及び運転制限値と照合して、制御棒操作量を予測し、制御量を操作員に提供するとともにプラント操作をガイドするガイダンスシステムの全体構成を確立した。

本ガイダンスシステムは、原子炉運転中にガイダンスシステムを、実プラントに接続して、検証試験を行い、その結果を反映し、実用化に向けてプログラムの修正及びガイダンス機能の充実を図り、実機適応の見通しを得た。現在、引続いて、核的・熱的制御を逸脱した操作をした場合に、制御棒引抜阻止を行うインタロック機能を付加

したシステムの開発を行っている。

図5.1に制御棒ガイダンスシステムの構成図を

図5.2に制御棒ガイダンスブロック図を

図5.3に出力調整時のCRT表示画面を示す。

本ガイダンスシステムの開発により得られた成果は次の通りである。

- ① 本ガイダンスシステムは、軽水炉等で用いられている。プログラムガイダンスと異にして、「常陽」での運転経験を反映した予測機能を持ったガイダンスシステムを構築したこと。
  - ② 予測機能を持たせることにより、プラントの推移が把握可能となり、プラント操作の信頼性、安全性の向上に寄与出来ること。
  - ③ 実プラントを利用しての検証試験結果からプラント信号のノイズ、信号処理技術の知見が得られたこと。
  - ④ 高速炉の特性に沿ったガイダンスシステムであり、FBR技術として、他に先駆けるもので、将来炉へも十分適用可能な技術であること等である。
- (2) 制御棒操作自動化システムの検討

最新の知識工学を適応して制御棒操作自動化を達成するためのシステムの基本構成及び現在の制御棒駆動モータ交換の必要性並びに、中央制御室の改造内容について検討した、その検討結果を以下に示す。

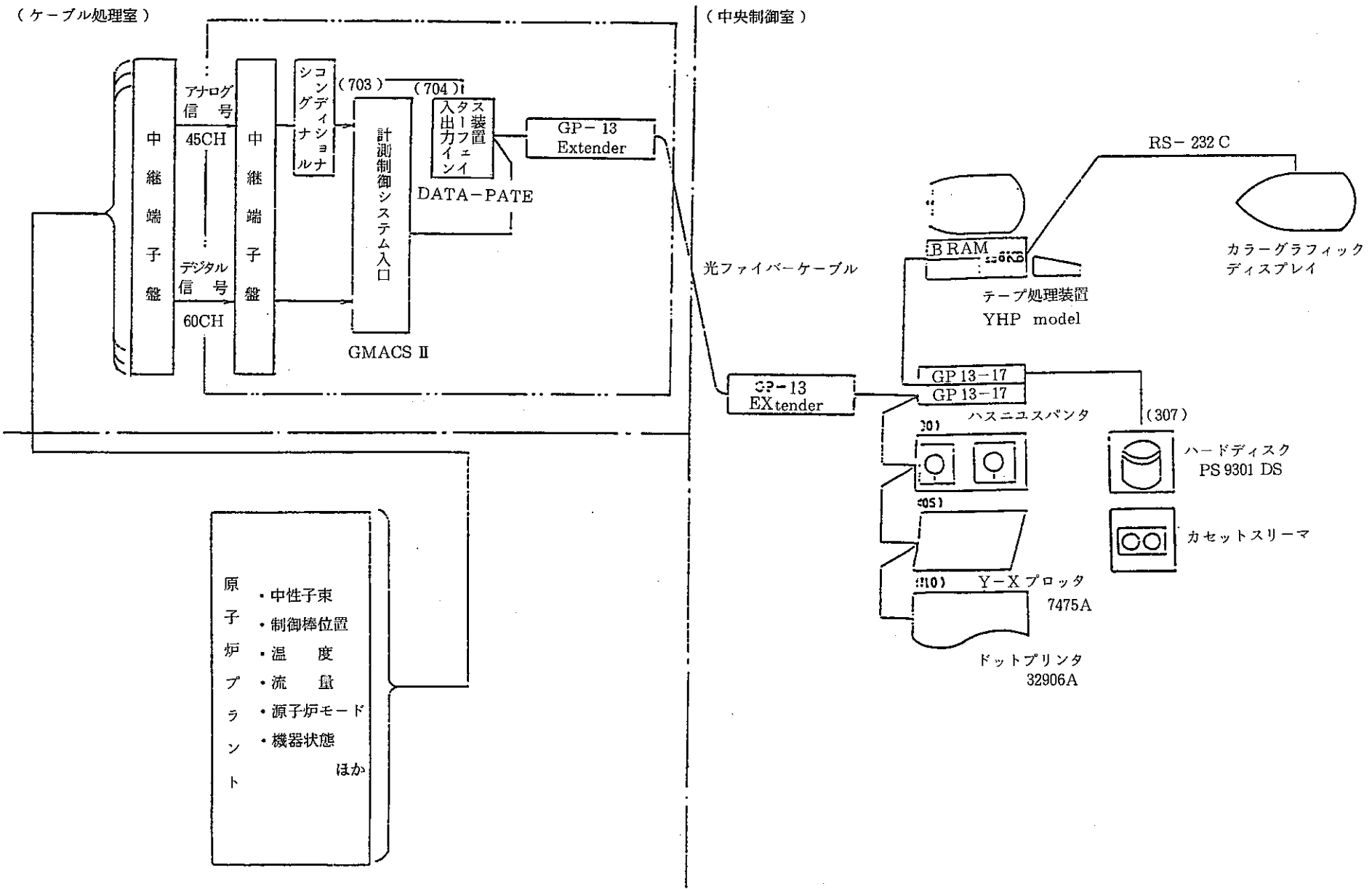


図 5.1 制御棒操作ガイダンスシステム構成図



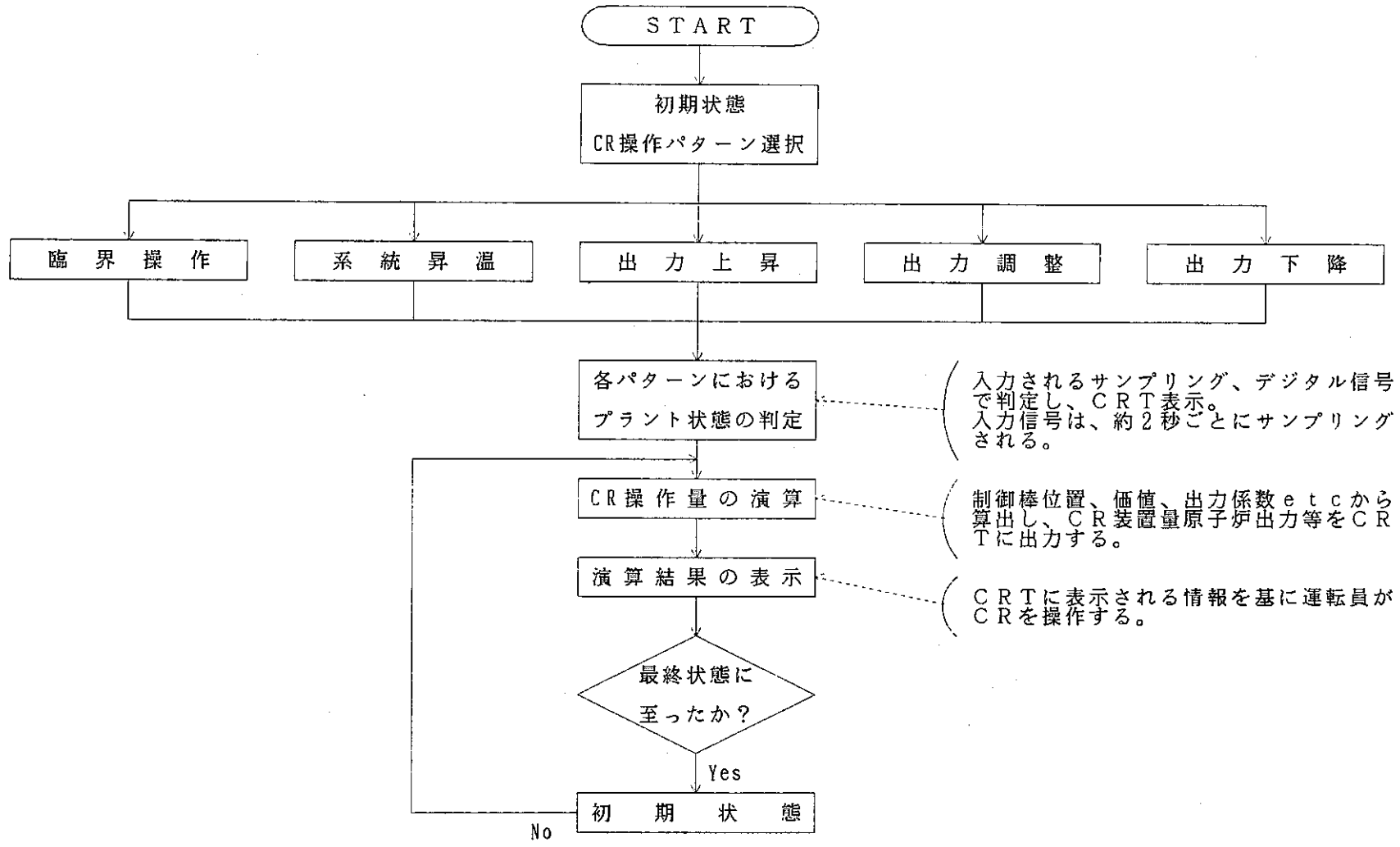


図5.2 制御棒操作ガイダンスブロック

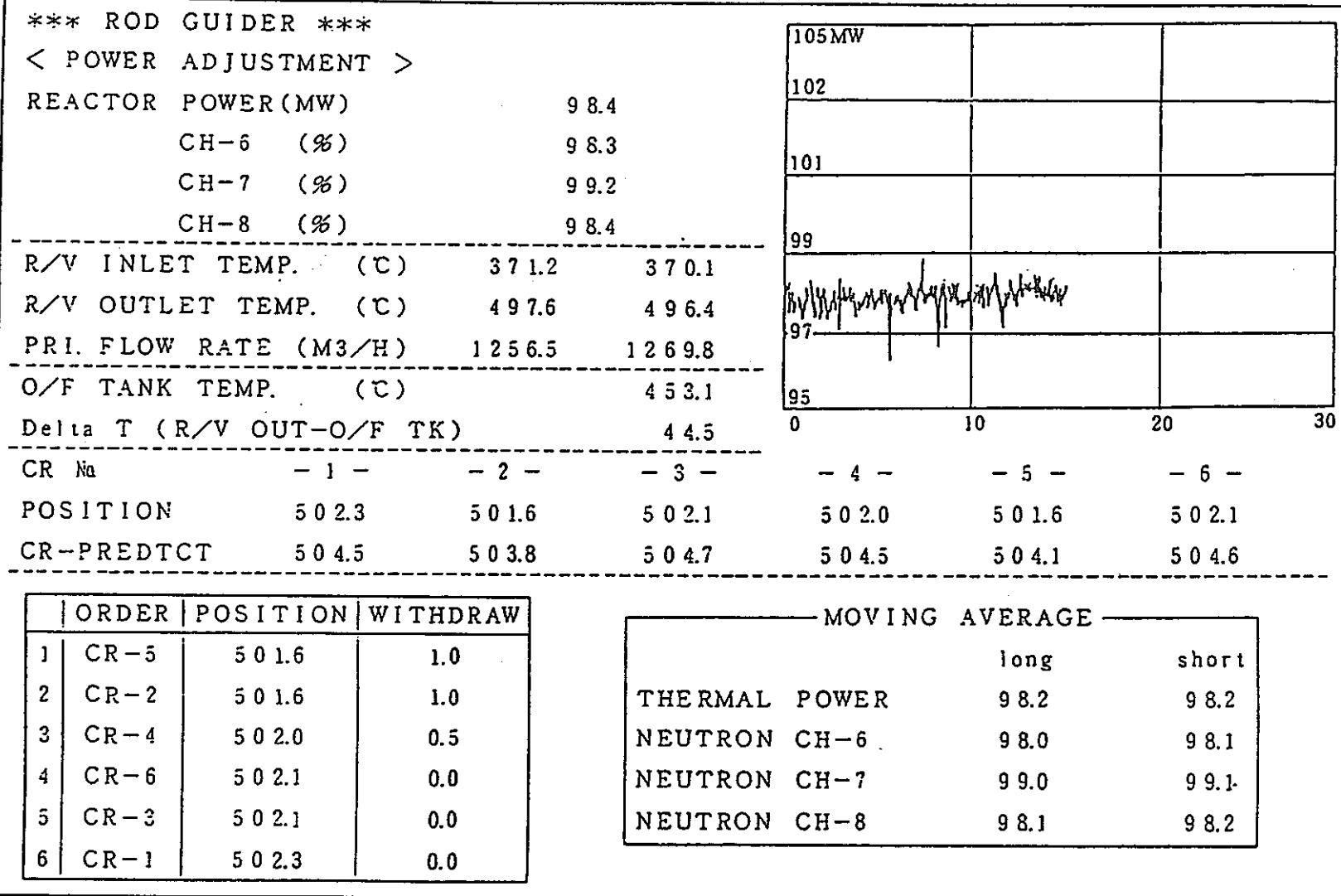


図 5.3 出力調整時のCRT表示画面

## ① 制御棒操作自動化システムの基本構成

臨界近接、系統昇温、出力上昇から定格出力運転を経て出力下降に至る一連の通常起動・運転・停止操作における炉出力制御を自動化するものとし、主冷却出口温度制御系、主冷却器送風機の操作の自動化を含めた制御棒操作自動化システムの全体構成を設定した。制御棒操作の自動化を行う原子炉出力制御棒には、通常運転の運転状態において炉出力制御ができるよう。知識工学（ファジー制御）を適用するものとし、その基本機能構成を具体化した。

図5.4に制御棒操作自動化システムの基本構成を示す。又、図5.5に予見ファジー制御方式の概要を示す。

## ② 既設制御棒駆動モータ交換の必要性の検討

現在の制御棒駆動モータを用いた場合の制御棒位置制御特性について解析評価し、制御棒駆動制御装置の制御系の一部を改造すれば、制御棒駆動モータを交換しなくとも、制御棒の位置制御が可能となる見通しを得た。

## ③ 既設備の改造範囲の検討

既設備の改造範囲は、中央制御室の原子炉制御盤のみである。

制御棒操作自動化による既設原子炉制御盤の改造は、自動化パネル（操作・監視機能）を、既設盤に設置した場合に伴うが、新たに自動化コンソールを設けた場合は、既設備の改造は必要ない。

図5.7自動化コンソール卓を設けた場合の中央制御室の概念図を示す。又、図5.8に自動化コンソール卓の外形図を示す。

## (3) プラント運転自動化システムの検討

蒸気発生器設置の代表的なプラント構成を想定し、臨界近接、系統昇温、出力上昇から定格出力運転を経て出力下降に至る一連の通常起動・運転・停止操作における主要系統設備の運転自動化を達成すべき、プラント全般に亙る運転自動化システムの全体構成を設定した。主冷却系統の協調制御を行うプラント制御系は、自律分散制御の思想を取入れ、最も応答の遅いと考えられる2次冷却材流量制御装置に運転員からの運転指令を与えるものとし、2次冷却材流量制御装置以外のプラント制御系の制御装置はプラントの状態により制御すべき目標を定め、自律的に制御するものとした。これにより、即応性、保全性が十分確保された自動化制御が達成される見通しを得た。

また、最新のマンマシンインタフェースティビイスを大幅に採用したマンマシンインタフェース手法、及び知識工学手法適用の異常時の対応処置方法について検討し、

現状の計算機システムの見直しを行い、リプレイスを前提に中央計算機システムの構成を明らかにした。さらに、中央制御室における改造内容を検討し、最新のマンマシンインタフェースティバイスを大幅に採用することにより、現状の中央制御室内に蒸気発生器設置により必要となる中央制御盤を収納可能である見通しを得た。

図5.9にプラント運転自動化システムの基本構成図を示す。又、図5.10にプラント運転自動化システム機能構成図を、図5.11にプラント運転自動化時の中央制御室の概念図を、図5.12に制御盤外形図を示す。

#### (4) 計算機直接制御の許認可性に係る見通しの検討

国内外の原子力プラントのプラント自動化の動向を調査した結果、計算機直接制御による自動化は採用されていないのが現状である。

これは、計算機システムのソフト大系の信頼性の証明が困難であること。実績がないこと等によって保守的になっているものと思われる。

「常陽」が目ざしている、知識工学を適用した計算機直接制御による「常陽」全運転モードに於ける制御棒操舵自動化は、原子力プラントでは、初めての試みであるが、「常陽」サイトに設置されている、運転訓練シミュレータは、あらゆる運転状態をシミュレーションできることから、先ず運転訓練シミュレータを自動化し、制御能力の検証、及びシステム設計の検証を行いシステムの信頼性を証明していく。このことにより、計算機直接制御の許認可の上問題点を解決していけば十分見通しはあると考える。

### 5.5 炉運転自動化に係わるプラントイメージ

知識工学を適用した計算機直接制御による制御棒操作自動化が、「常陽」の全運転モードに於いて実現され、運転員は新たに設置された自動化コンソール卓のCRTによって、プラント運転情報を得る等、ガイダンス機能の強化と相まってによりマンマシンインタフェースが改造され、運転操作の信頼性、安全性が一層向上している。

### 5.6 今後の計画

制御棒操作自動化を実現するうえで、次の項目の開発及び検討を行っていく。

#### (1) 知識工学適用（ファジー制御）による制御能力の検証

「常陽」運転訓練シミュレータを活用して、ファジー制御能力の検証を行う。

#### (2) 計算機直接制御ソフトウェアの検証

ソフトウェアの設計・製作を行い、システムが正しく設計・製作されていることを、「常陽」運転訓練シミュレータにて検証する。

表5.1に今後の計画を示す。

## 5.7 まとめ

制御棒操作ガイダンスシステム及び開発の現状並びに状態プラントに基づく制御棒操作自動化システム及び二重管SGが設置された場合のプラント運転自動化システムについて、その基本構成について検討した。また、自動化を実現するにあつた実施すべき既設備の改造範囲及び制御棒駆動モーターの交換の必要性の検討と今後の開発計画等について整理した。

今後は、制御棒操作自動化システムの詳細な検討及び計画を進めていくとともに、知識工学適用による制御能力の評価及びシステムの信頼性の実証を「常陽」運転訓練シミュレータを用いて行っていく必要がある。

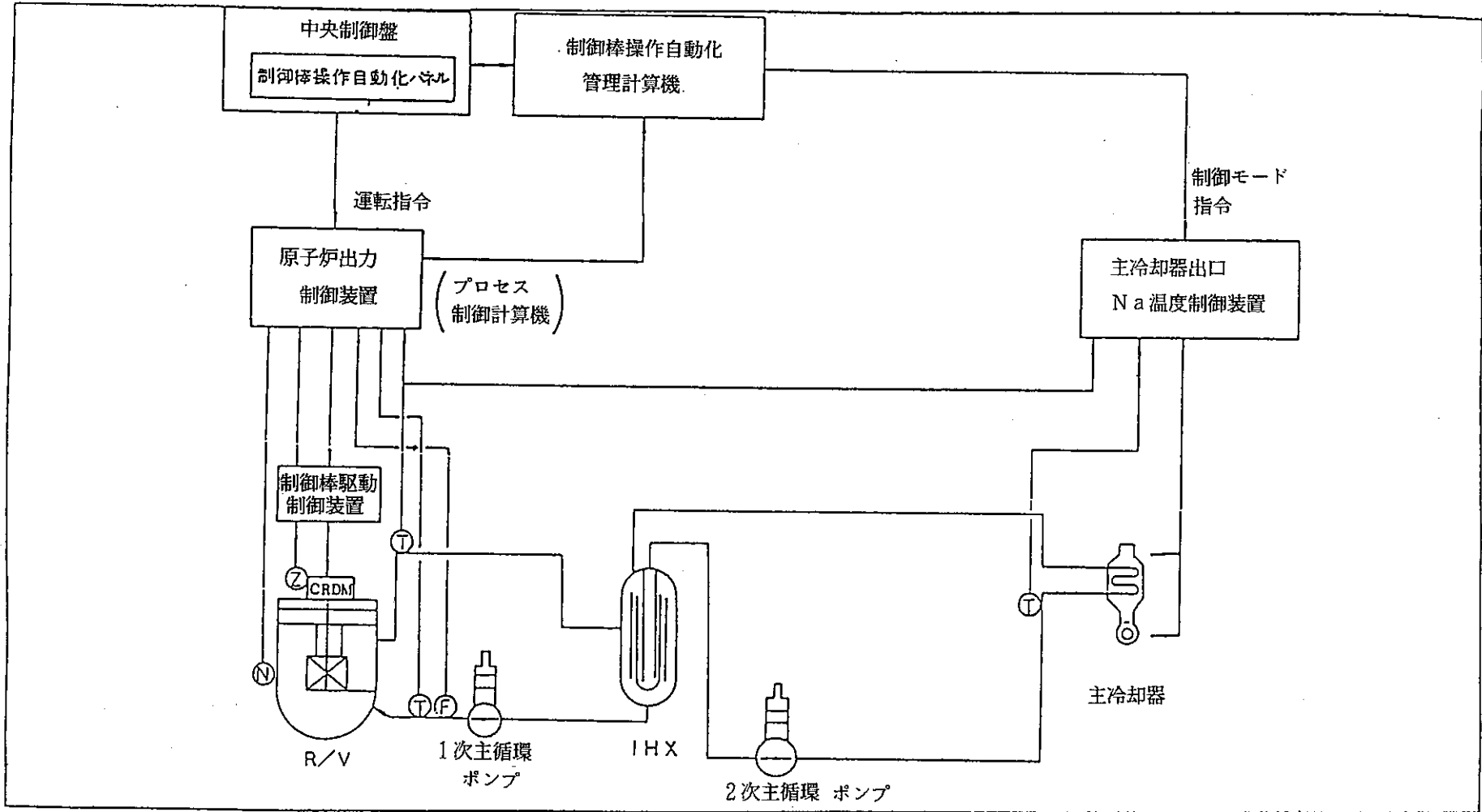


図 5.4 制御棒操作自動化システムの基本構成図

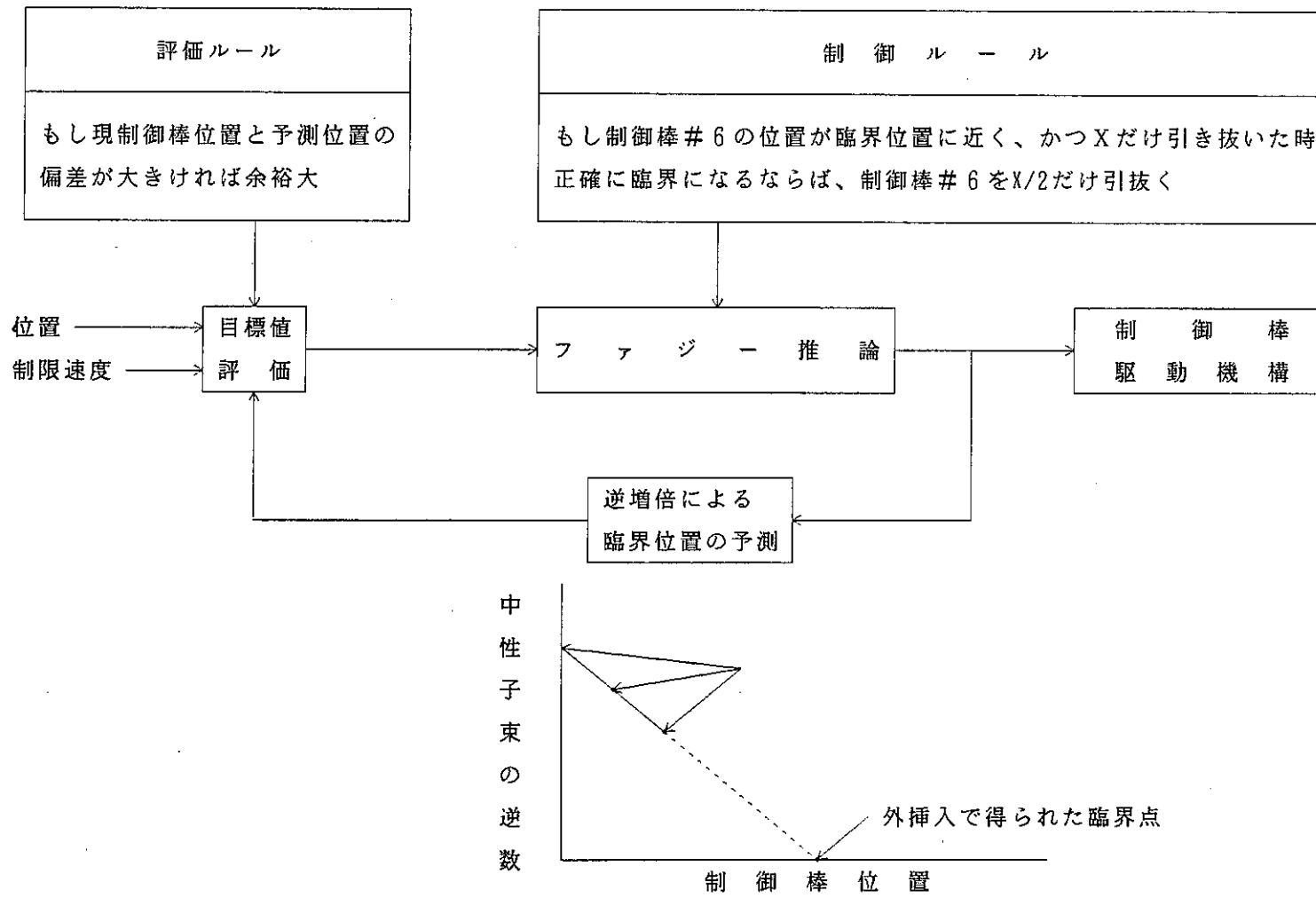


図5.5 予見ファジー制御方式の概要

モータ種別	システムの基本構成	メリット	デメリット	特徴
ステッピングモータ	<p>制御装置 パルス信号</p> <p>電源</p> <p>コネクタ (7芯)</p> <p>保持用ブレーキ ステッピングモータ 減速機</p> <p>機外 ← CRD本体円</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・応答、停止精度高</li> <li>・現モータハウジング内に収納可能(50Wクラスのモータまで収納可能)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・過大なトルク、過多パルスに対しては脱調するため、パルス数制限等の脱調防止策が必要。</li> <li>・モータハウジングに新規専用コネクタ必要</li> <li>・誘導モータに比べ発熱量大</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・可変速制御に対応可能。</li> <li>・無励磁でも保持トルク有り</li> </ul>
同期型3相ACサーボモータ	<p>制御装置 速度信号 (電圧信号)</p> <p>電源</p> <p>コネクタ (8芯)</p> <p>レンズ (速度検出機) 保持用ブレーキ サーボモータ 減速機</p> <p>機外 ← CRD本体円</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・応答性、停止後精度高</li> <li>・ブラシレスであり、長寿命である。</li> <li>・回転数によらず電流-トルク特性は一定</li> <li>・電流-トルク特性の直線性が良い。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・過大なトルクに対しては脱調するため、モータ電流制限等の脱調防止策が必要。</li> <li>・モータハウジングに新規専用コネクタ (2ヶ) 必要。</li> <li>・誘導モータ、ステッピングモータに比べ発熱増大。</li> <li>・現モータハウジング内に収納できず、寸法を変更す必要有り。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・可変速制御に対応可能。</li> </ul>
3層誘導モータ	<p>制御装置 駆動信号 (ON/OFF信号)</p> <p>電源</p> <p>コネクタ (5芯)</p> <p>制御用ブレーキ 誘導モータ サイクロ減速機</p> <p>機外 ← CRD本体円</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原理的に脱調することはない。</li> <li>・システム構成がシンプル。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・制動用のブレーキが必要であり、ステッピングモータ、3相ACサーボモータに比べ、停止制御が劣る。</li> <li>・可変速制御は不可。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・電源周波数に対応する回転数以上になることはない。</li> </ul>

図5.6 各種モータの特性比較



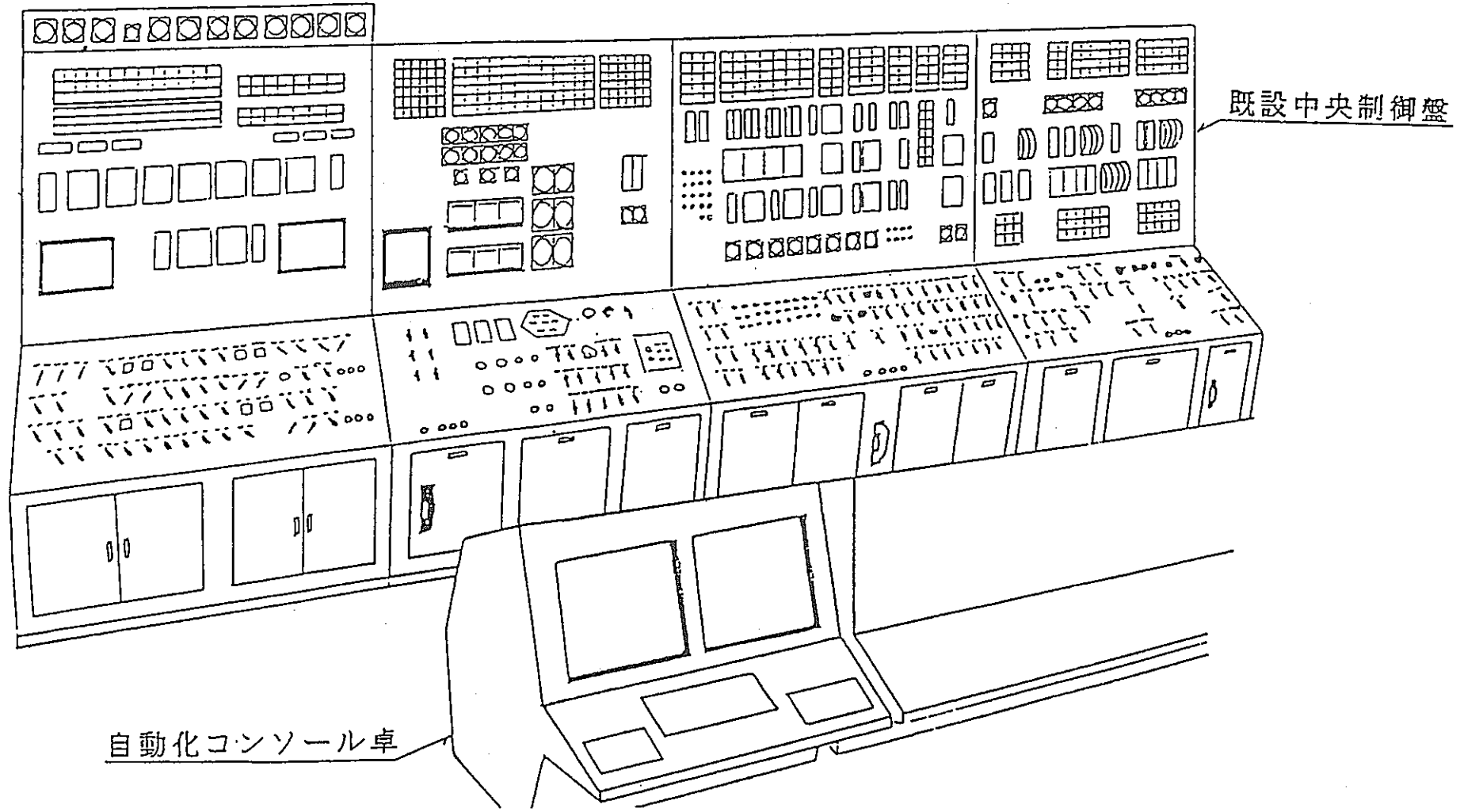


図 5.7 制御棒操作自動化時の中央制御室の概念図

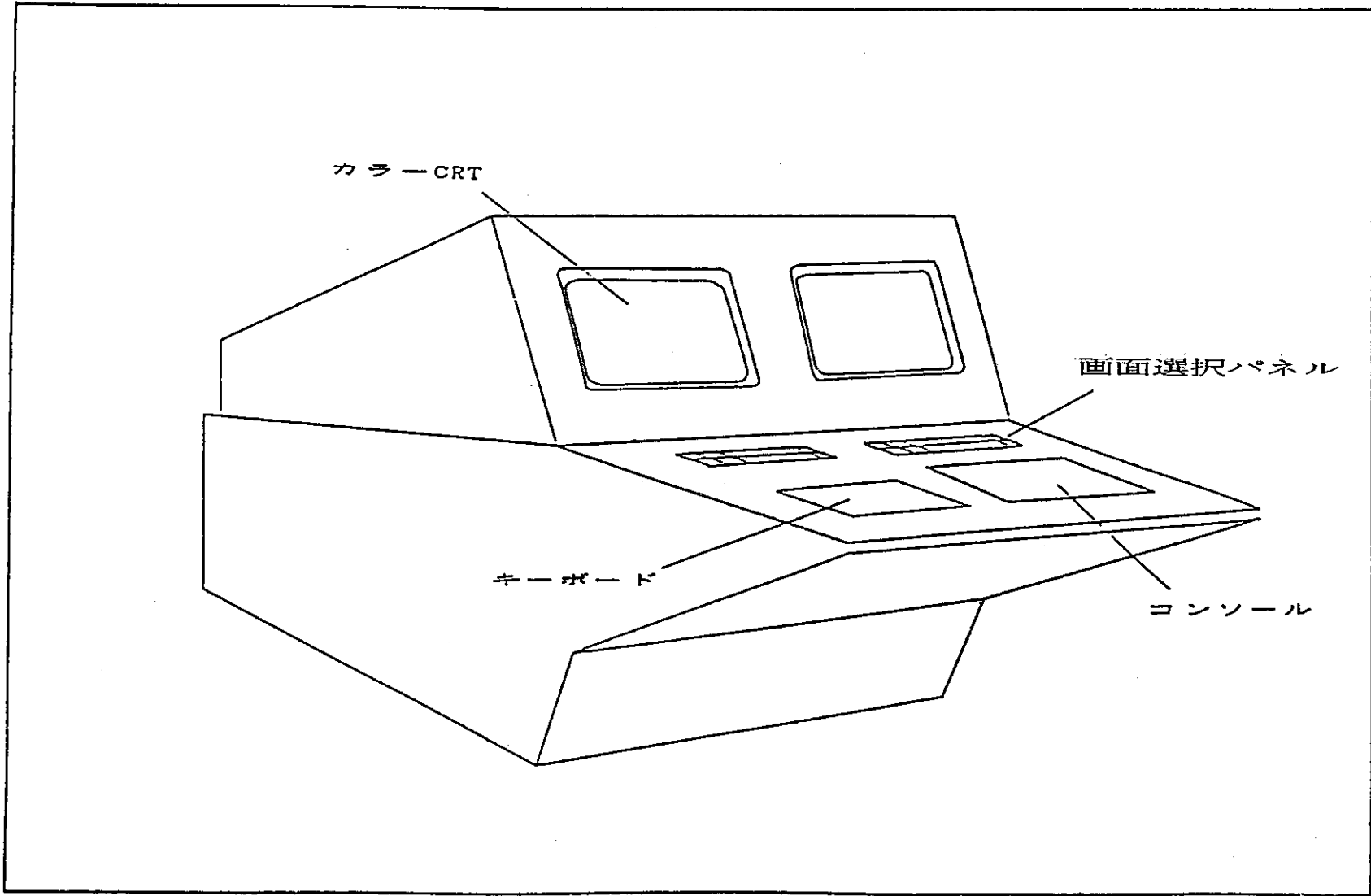


図 5.8 自動化コンソール卓外形図

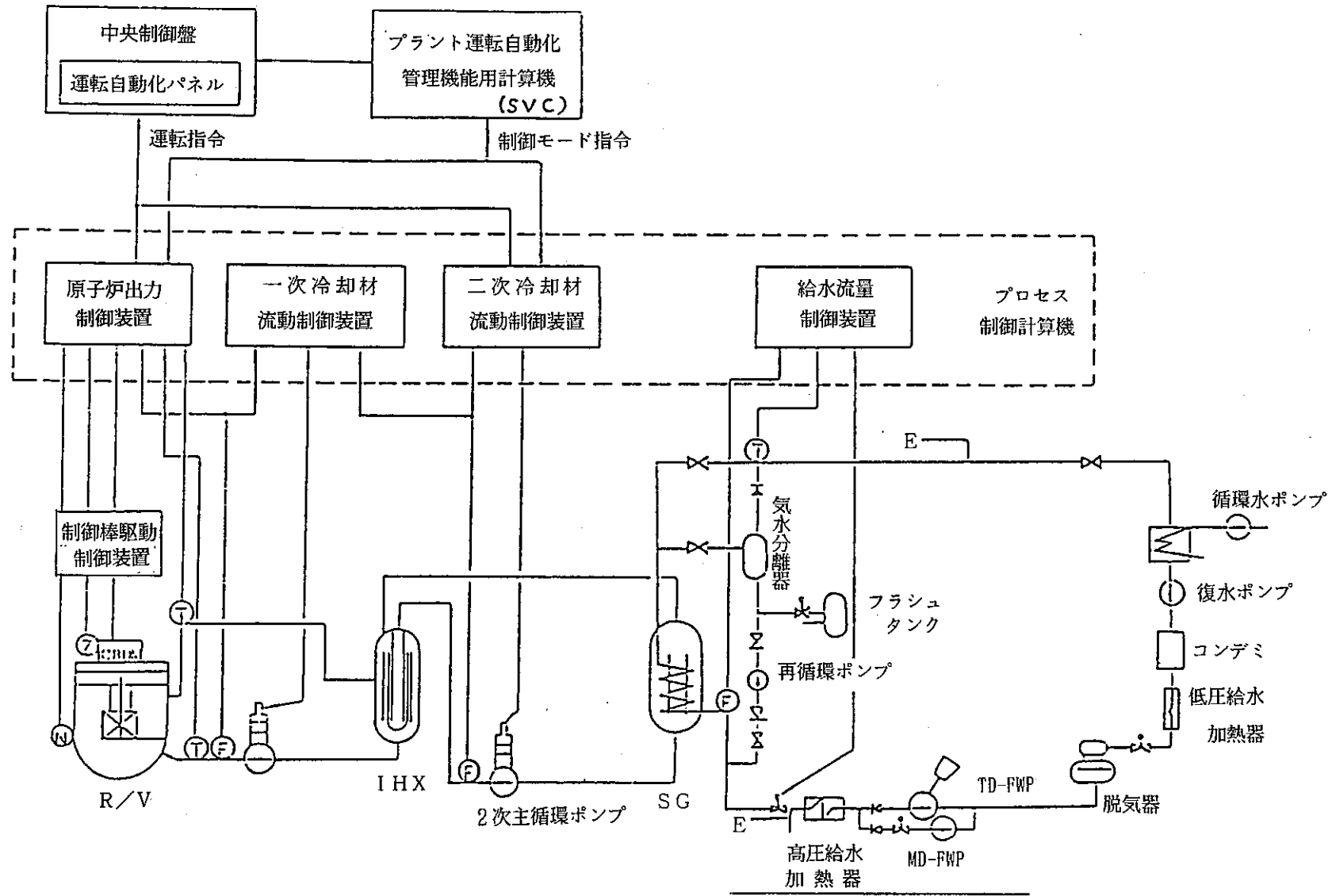


図 5.9 プラント運転自動化システム基本構成図

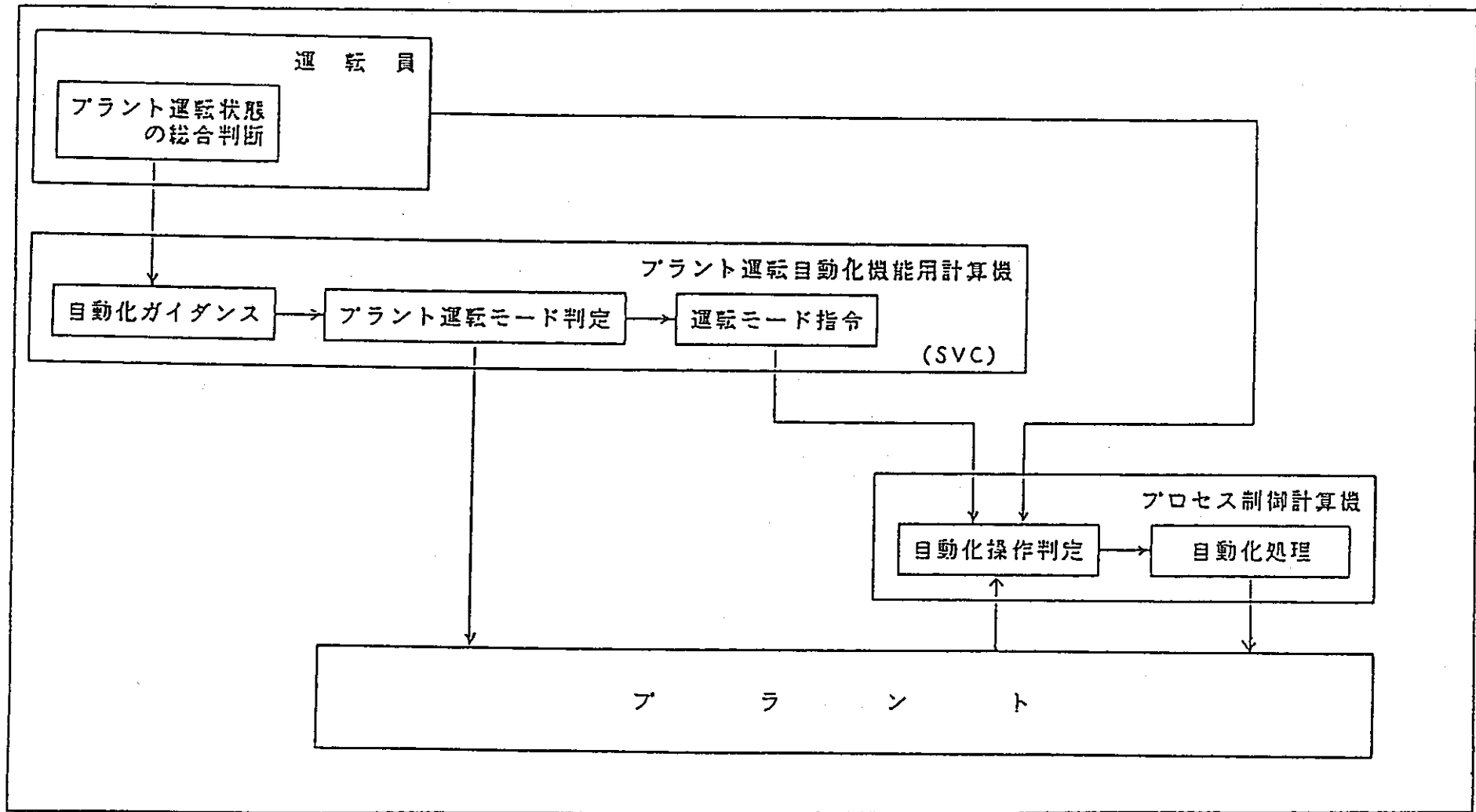
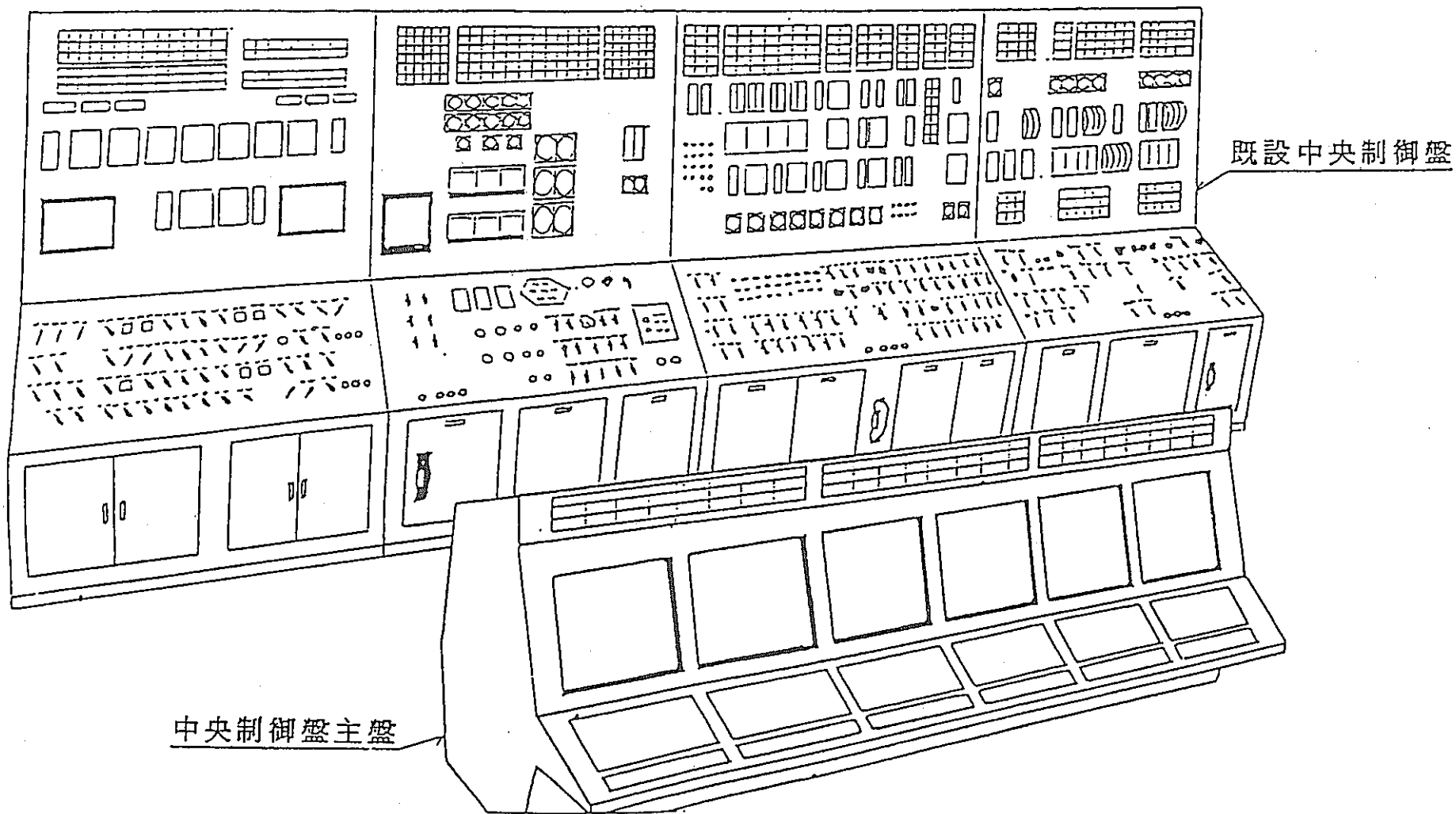


図 5.10 プラント運転自動化システム機能構成図



- 405 -

図 5.11 プラント運転自動化時の中央制御室の概念図

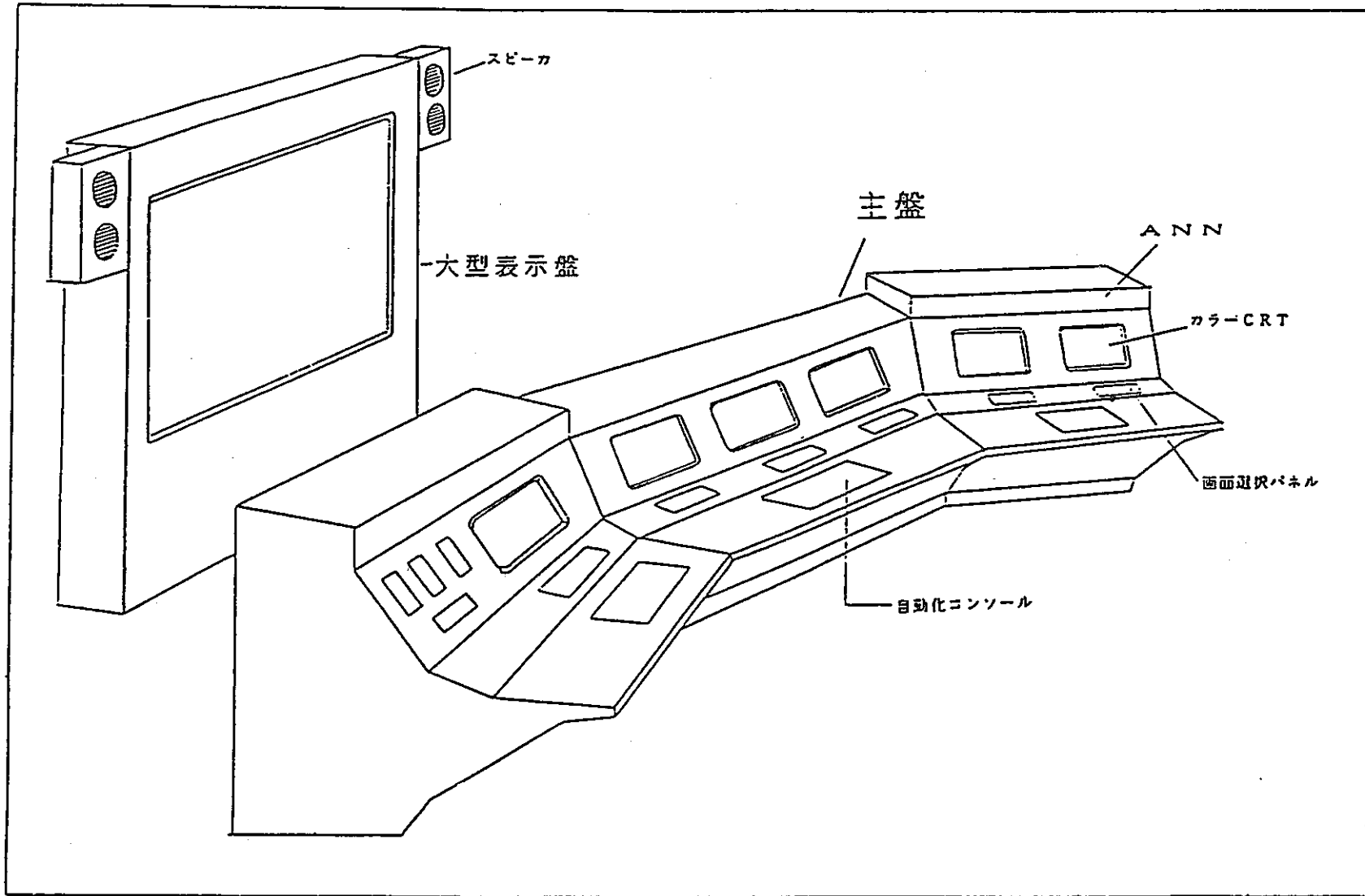


図 5.12 制御盤外形図

表 5.1 制御棒操作自動化システムの今後の開発計画

年度	S 6 1	6 2	6 3	H 1	2	3	4	備 考
R & D項目								
第一段階の開発 (制御棒操作自動化システムの開発)								
・第一フェーズ (制御棒操作ガイダンスシステム)	各運転モードのプログラムの開発 ▽							
		実機によるプログラムの検証及び実用化に向けての実証試験 (判定・予測機能) ▽						
・第二フェーズ (半自動化)								
		AI技術システムの構築及びプログラムの開発 (判定・予測機能) ▽						
			シミュレータによるプログラムの検証 ▽					
・第三フェーズ (完全自動化)								
				AI技術システムの設計・製作及びプログラムの開発 ▽				
							シミュレータによるプログラムの検証 ▽	
○実機採用への検討 許認可対応等								

## 6 プラント異常診断システム

### 6.1 炉内異常診断システム

#### (1) 背景と目的

高速増殖炉実用化へ向けての高度化研究の一環として、経済性と安全性を共に向上させ得る方策の研究がある。それらの一つとして、炉内異常診断システムの研究がある。このシステムは、炉心の異常を早期に捉え、適切な炉心管理と運転を施すことで、炉心の安全を確保すると共に、炉心燃料および原子炉システムに対する過度な炉停止負荷を避けることでプラントの財産保護を確保し得るものである。このため、炉内異常診断システムは、将来の実証炉などに応用される可能性がある。

このような背景のもとに、将来の実証炉、実用炉へ向けて、炉内異常診断システムの実証化と実用化をMK-III計画の中で図る。またMK-III炉心に対して炉心早期異常検知診断システムを付加することで、MK-III炉心の安全性を一層高め、効果的な照射を実現する。

#### (2) 目標

- ① 炉内異常診断システムの機能および改良・実証を実験炉炉内試験を通して試験する。

検出系の炉内作動の実証

信号処理系の実時間作動の実証

診断論理系の作動及び妥当性の実証

システム全体機能作動の実証

- ② 高速炉炉内異常診断システムの確立のためのシステム運用法および安全論理の構築を図る。

#### (3) 方策

炉内異常診断システム試験を次の3ステップに分けて目標を達成する。

##### 第1ステップ

検出系の炉外特性試験（Na試験）の実施結果をもとに常陽炉内試験により検出系の炉内、炉心内特性を確認する。これに合わせて信号処理系の機能試験を行い、改良を実施する。

##### 第2ステップ

炉内異常診断システムのシステム機能の確認と評価、改良  
（軽度な異常状態の模擬を実現する。）

##### 第3ステップ

異常状態における炉内異常診断システムの検証試験  
（軽度局所閉塞事象程度の異常状態）

実炉適用への運用法および安全論理の構築

- (4) 現状： 現状でのアプローチを表6.1に示す。



(5) 今後解決すべき課題は以下の通り。

- ・ 炉内試験の実施  
検出系の性能評価など
- ・ 信号処理系の実炉試験
- ・ 異常診断システム機能試験
- ・ 異常状態の炉内実現（限定）  
異常事象の選定と範囲については、今後の検討が必要

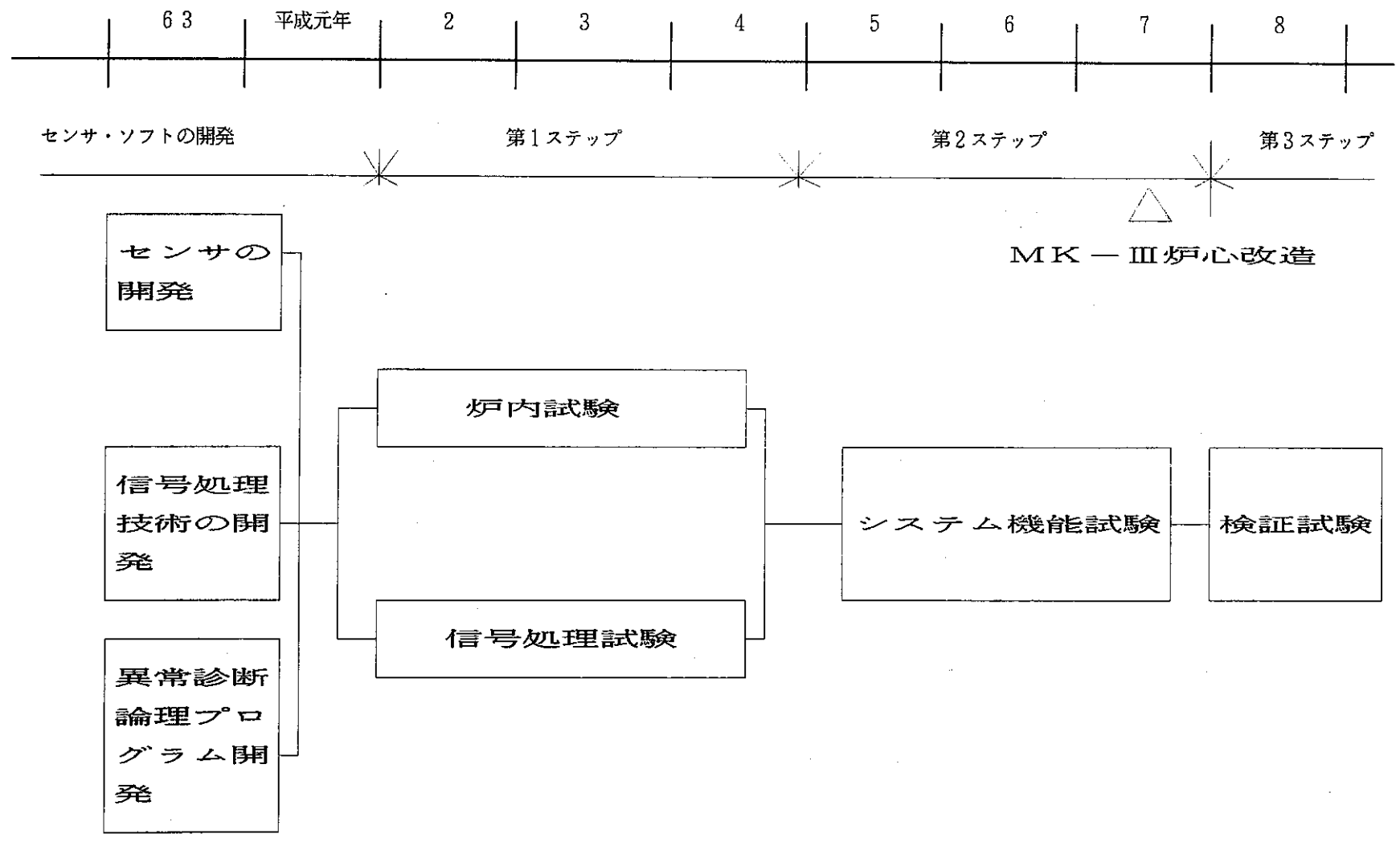
(6) 期待される成果

- ・ 炉内異常診断システムの実証
- ・ 炉内異常診断システムの高速度炉応用に関する方策及び安全論理の確立
- ・ 原型炉もんじゅ解析に対する参照データの確保
- ・ 実証炉設計等への反映

表 6. 1 炉心異常診断システム

目 的	アプローチの現状	解決すべき課題	成 果	備 考
(1) 常陽MK-Ⅲ炉心異常 の早期発見、異常拡大 防止システムの構築  (2) 高速炉汎用炉心異常診 断システムの確立	(1) センサの開発 (炉外試験)  ① 炉心内中性子束モニタ .....製作中  ② 速応性熱電対 .....試験中  ③ 炉内音響計 .....試験中 (一部炉内試験を計画)  ④ 炉心出口流速計 .....もんじゅ校正試験として実施  (2) 信号処理技術の開発 .....システム構築中 (フィルターモジュール開発中)  (3) 異常診断論理プログラムの開発  .....炉心局所異常に対する診断論理 (知識工学手法)を試験改良中  .....炉心中性子束変動解析用手法の 整備  .....炉心出口温度のゆらぎ解析の整備	Step 1 (H1~H4)  (1) 炉内試験  ① センサの単体性能の確認、評価  ② センサの照射に関するデータの採取、 評価  (2) 信号処理試験  実時間処理及びローカルネットワーク の確認、評価  Step 2 (H5~H7)  (1) システム機能試験  異常診断システムの機能の確認、評価  Step 3 (H8~ )  (1) 異常状態における検証試験 異常診断システムによる異常の発見、 波及予測	(1) センサ単体の照射デ ータの入手  (2) 炉内異常診断システ ムの技術の実証  (3) 新システムへの応用 技術の確立  ↓  ・もんじゅの解析  ・実証炉への適用	* ; 常陽MK-Ⅱに おいて局所異常を 発生させ、異常模 擬試験を実施

図6.1 炉内異常診断システム  
開発スケジュール



## 6.2 燃料破損診断システム

### (1) 概要

FBR実証炉段階で用いられる燃料破損診断システムを開発し、「常陽」MK-IIIで実証することにより、実証炉の経済性、安全性の向上に資する。

2000年以降の実証炉では、経済性を向上させるために、長寿命炉心で、長期にわたる連続運転が要求される。これを達成させるためには、燃料破損が発生した場合にも軽水炉並に、次の計画炉停止まで運転を継続する(RBCB)ことが望ましい。また、万一、破損燃料の状態が炉の運転制限値に達した場合には炉停止後、速やかに燃料を取り出して再起動までの時間を切りつめる必要がある。

このため、RBCB運転中の燃料の状態及びプラントの運転制限になると予想される汚染の程度を正確にモニタするための診断システムが重要となる。更に、迅速で確実かつ経済的な破損燃料集合体位置検出装置が必要となる。

一方、実証炉の合理的な安全論理の構築の一助として、局所事故から燃料破損を検知して炉停止させるまでの時間を現状の数十秒から1秒前後に切りつめることが重要である。

MK-III計画では、新技術を用いて、以上の要求を満たす燃料破損診断システム(図6.2, 図6.3)を開発してMK-IIIで実証し、実証炉で実用化する。

### (2) 開発目的

FBR実証炉段階で用いられる燃料破損診断システムを開発・実証することにより、以下の成果が期待できる。

- ① FFDを高度化し、実証炉の合理的な安全論理の構築を可能ならしめ、実証炉の経済性、安全性の向上に資する。
- ② 破損燃料状態診断システム及びオンライン・プラント汚染モニタを使用することにより、RBCB運転を可能ならしめ、実証炉の経済性の向上に資する。
- ③ 高性能FFDLを採用し、破損燃料の取出しに要する炉停止時間を切りつめることにより、実証炉の経済性の向上に資する。

(3) 「常陽」で開発実証することの必要性

燃料破損診断システムは、燃料からのFPの放出及びナトリウム中での移行挙動並びに測定する環境によって、その性能の良否が左右される極めて特殊なシステムであるため、実炉で実証することが不可欠である。新技術を取り入れた燃料破損診断システムを実証する段階において、実験を行うことのできる高速炉は世界的にも「常陽」ただ1つとなる可能性が高く、ここで実証された本システムは、各国の炉で採用されることが期待される。

(4) 実施内容

MK-IIIで開発実証する各項目の内容、現状及び今後の課題は以下のとおりである。

なお、「常陽」では、実証試験に必要な施設整備を進めている。(表6.2参照)

① 高速FFDの開発・実証

小型の $\gamma$ 線補償型 $\beta$ 線検出器を集合体アドレス毎の整流格子レベルに設置し、短寿命の $\beta$ 線放出FPを検知するFFD/FFDLを開発し、MK-IIIにおいて実証する。

本検出機の開発は、未だ概念設計段階にあるため、試作、試験及びこの結果をもとにした設計、製作を段階的に進める必要がある。

② 破損燃料状態診断システムの開発・実証

DN信号、CG信号及びオンラインFFDLの情報から破損燃料状態をオンラインで表示するソフト及びハードのシステムを開発し、MK-III前後のRTCB、RBCB試験時に実証する。

本件で使用するFFD・DN法、CG法(プレシピテータ、オンライン $\gamma$ 線モニタ)については、昭和63年6月に行ったウラン—ニッケル製のFPソースを用いた試験により、その応答及び感度を実校正した。一方、破損燃料状態診断のためのソフトは、米国エネルギー省との共同研究“EBR-IIを用いた酸化物燃料の運転信頼性試験”で得られたデータを用いて開発を進めている。

③ オンライン・プラント汚染モニタの開発・実証

1次主配管からバイパスさせてナトリウム配管を設け、ナトリウム中に混入または、溶解したFP核種の濃度を迅速に測定するシステムを開発し、MK-IIIにおいて実証する。本件の測定方法としては、非同時計測回路とGe半導体検出器を組み合わせたナトリウムの直接測定、ナトリウムから溶解しているFPを分離してGe半導体検出器で測定するバッチ方式が候補として上げられる。本システムの校正には、JFTF（破損燃料照射挙動測定装置）による測定データを用いる。

また、オンライン汚染評価コードを開発し、②項とあわせて総合的な診断システムを開発する。

オンライン汚染モニタについては未だ構想の段階であり、原理の確認、試作機による試験及びこの結果をもとにした設計・製作を段階的に進める必要がある。

JFTFについては、R&D及び概念設計を行っており、本年度、チェックアンドレビューを行う予定である。

④ 高性能FFDLの開発・実証

(i) シッピング方式

「常陽」で開発を進めている炉内シッピング法FFDLで、希ガスに加えて $^{137}\text{Cs}$ 、 $^{131}\text{I}$ を検出する機能を備えさせることにより、本装置の性能を、破損燃料状態によらず高い信頼性を持って検出できるレベルまで高める。

本装置の改良後、MK-III前後のRTCB、RBCB試験で、その性能を実証する。

希ガス（ $^{133}\text{Xe}$ ）を対象とした検出性能のうち、ガスペナム破損燃料については昭和60年のFFDL炉内試験（I）で確認し、燃料カラム部破損については、平成元年度のFFDL炉内試験（II）で確認する予定である。

$^{137}\text{Cs}$ 、 $^{131}\text{I}$ を対象とした検出性能については、本年度その成立性についての評価計算を実施中である。

(ii) 固体タグ方式

DN信号を伴う破損燃料状態において安価に、確実に、原子炉運転中に位置決めを行う方法として、固体タグ方式のFFDLを開発実証する。本方式は、予め低融点金属をピン内に封入しておき、燃料カラム部破損時にナトリウム中に溶け出した金属を捕集し、質量分析器又は、放射線検出器で測定し、解析結果から位置決めを行うものである。PCMIの大きな場合でも、確実に検出できるということ、タグが安いということが希ガスタグよりも優れているところである。

本方式は、概念設計段階にあるため、検討評価、試作試験及びこの結果をもとにした設計、製作を段階的に進める必要がある。

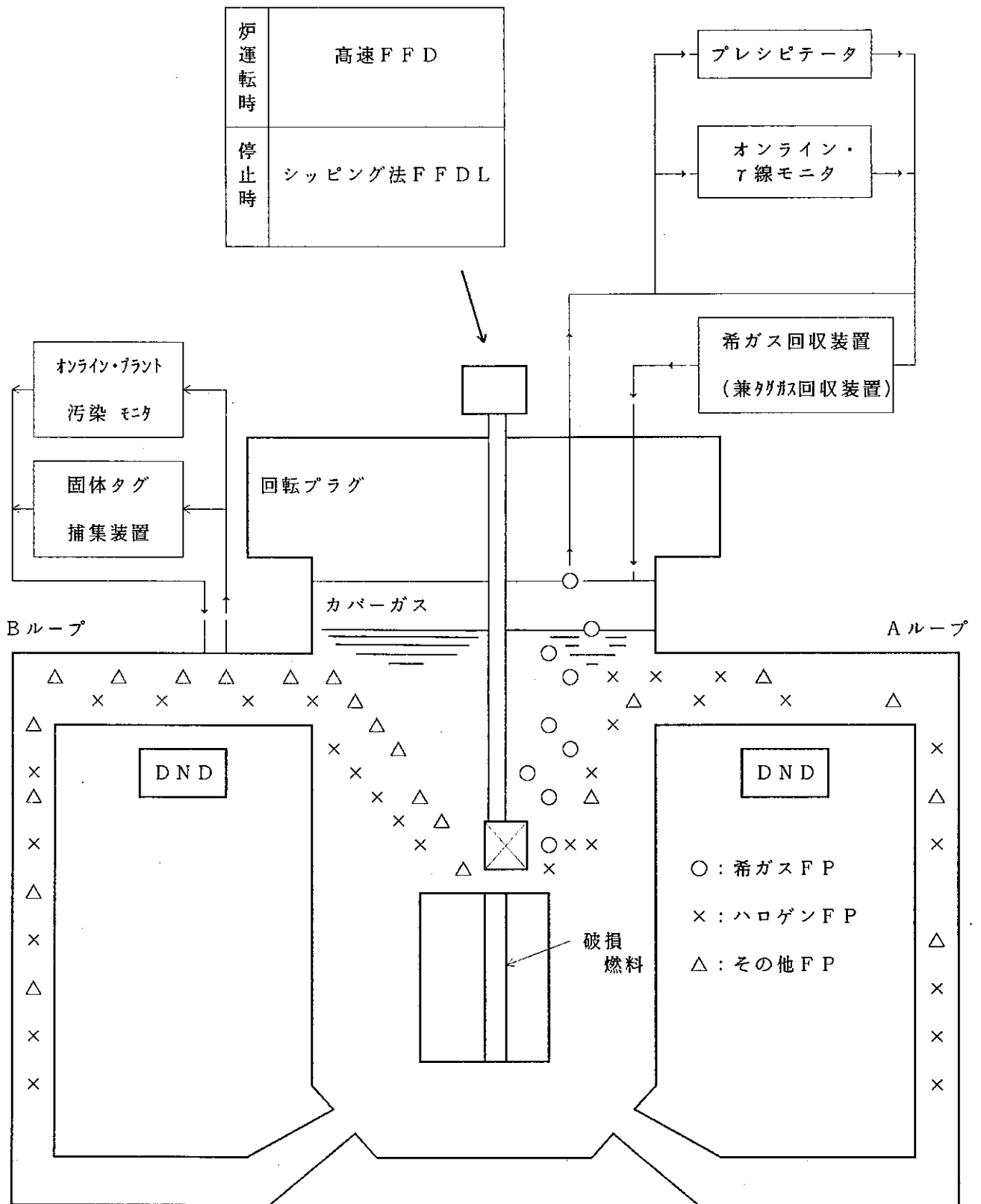


図 6. 2 燃料破損診断システム ハードウェア構成図



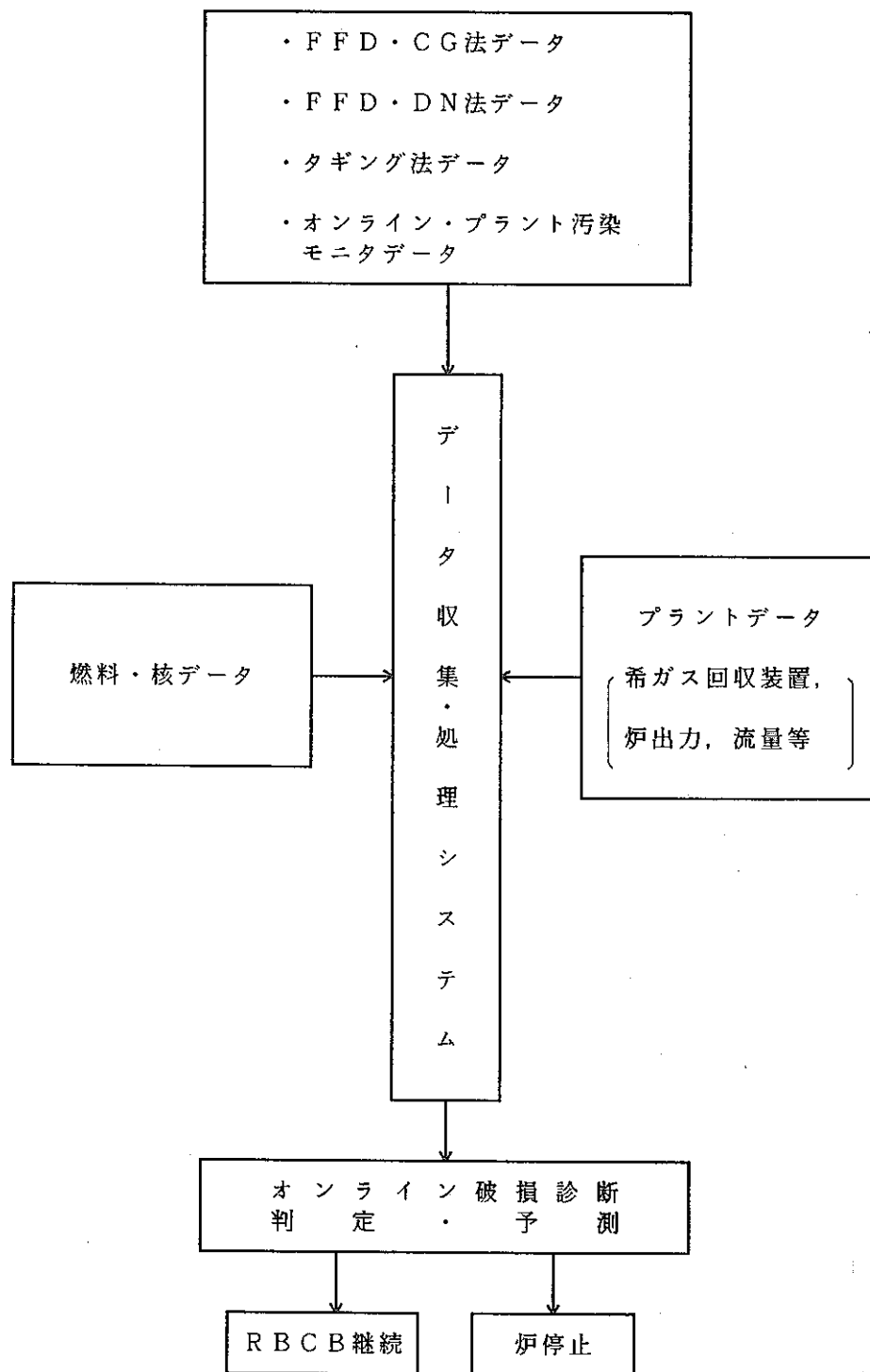


図 6. 3 燃料破損診断システムソフトウェア構成図

表 6.2 (1) 燃料破損診断システム (1)高速化FFDの開発

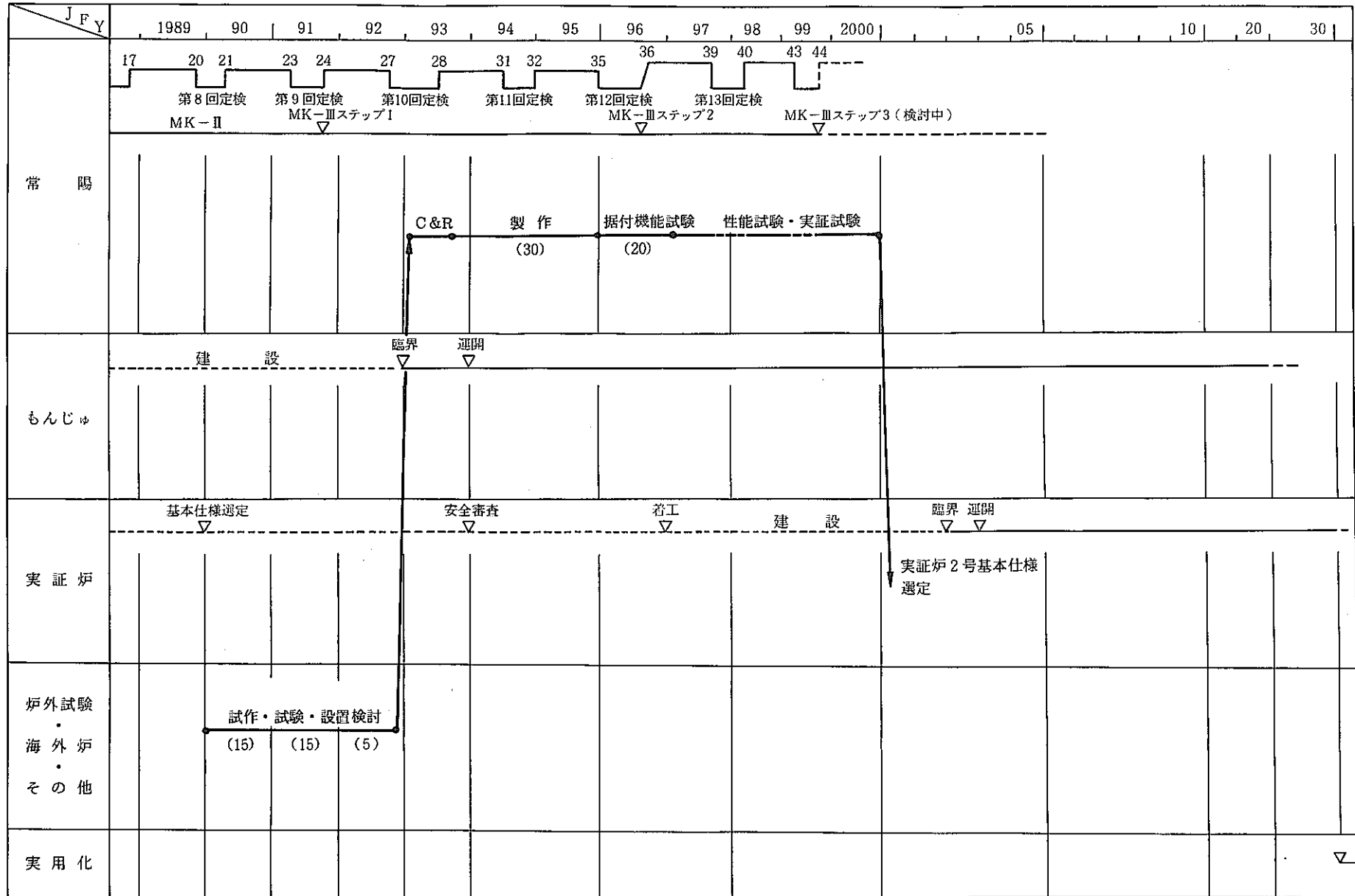


表 6.2 (2) 燃料破損診断システム (2) 破損燃料状態診断システムの開発

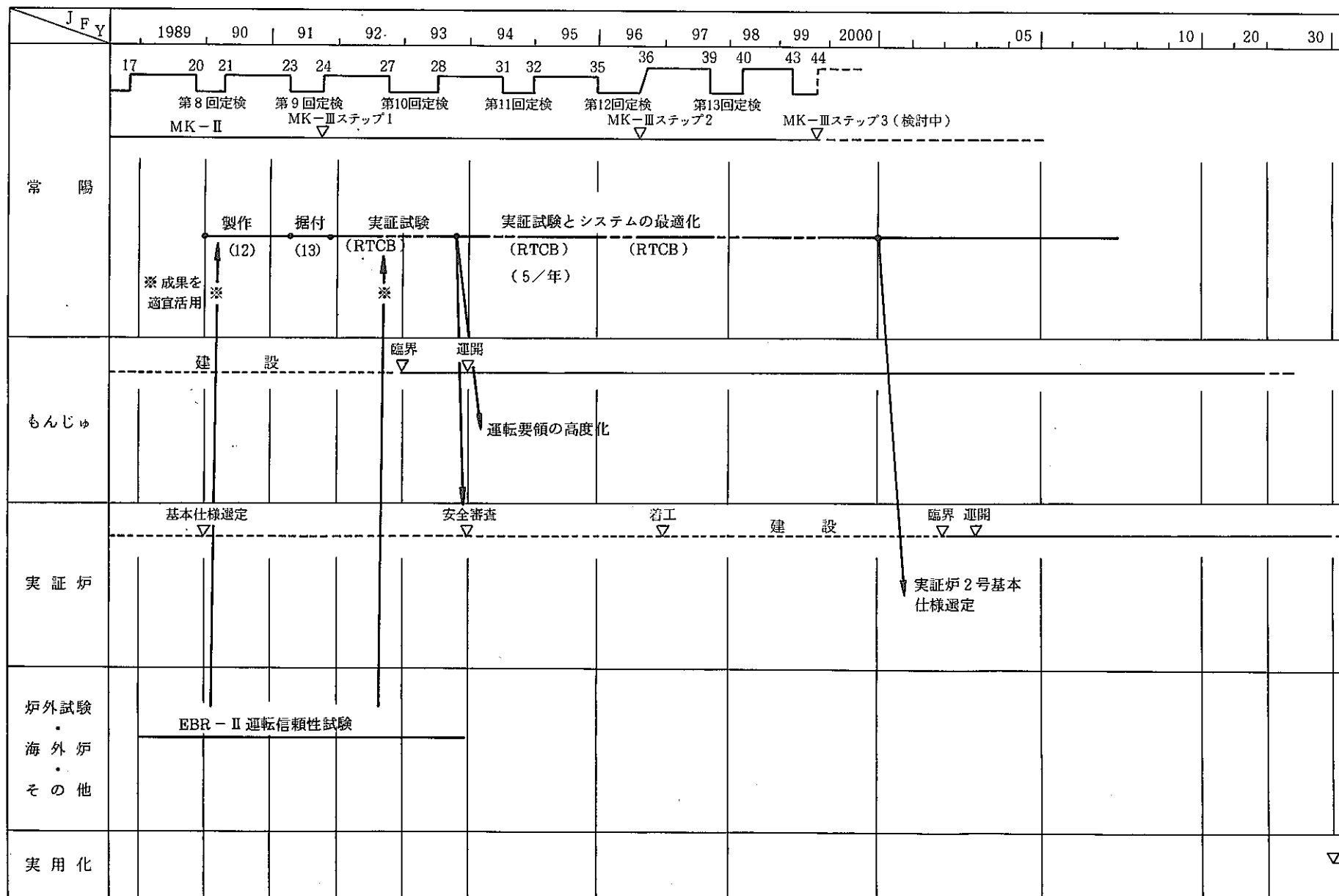


表 6.2 (3)燃料破損診断システム (3)オンラインプラント汚染モニタの開発

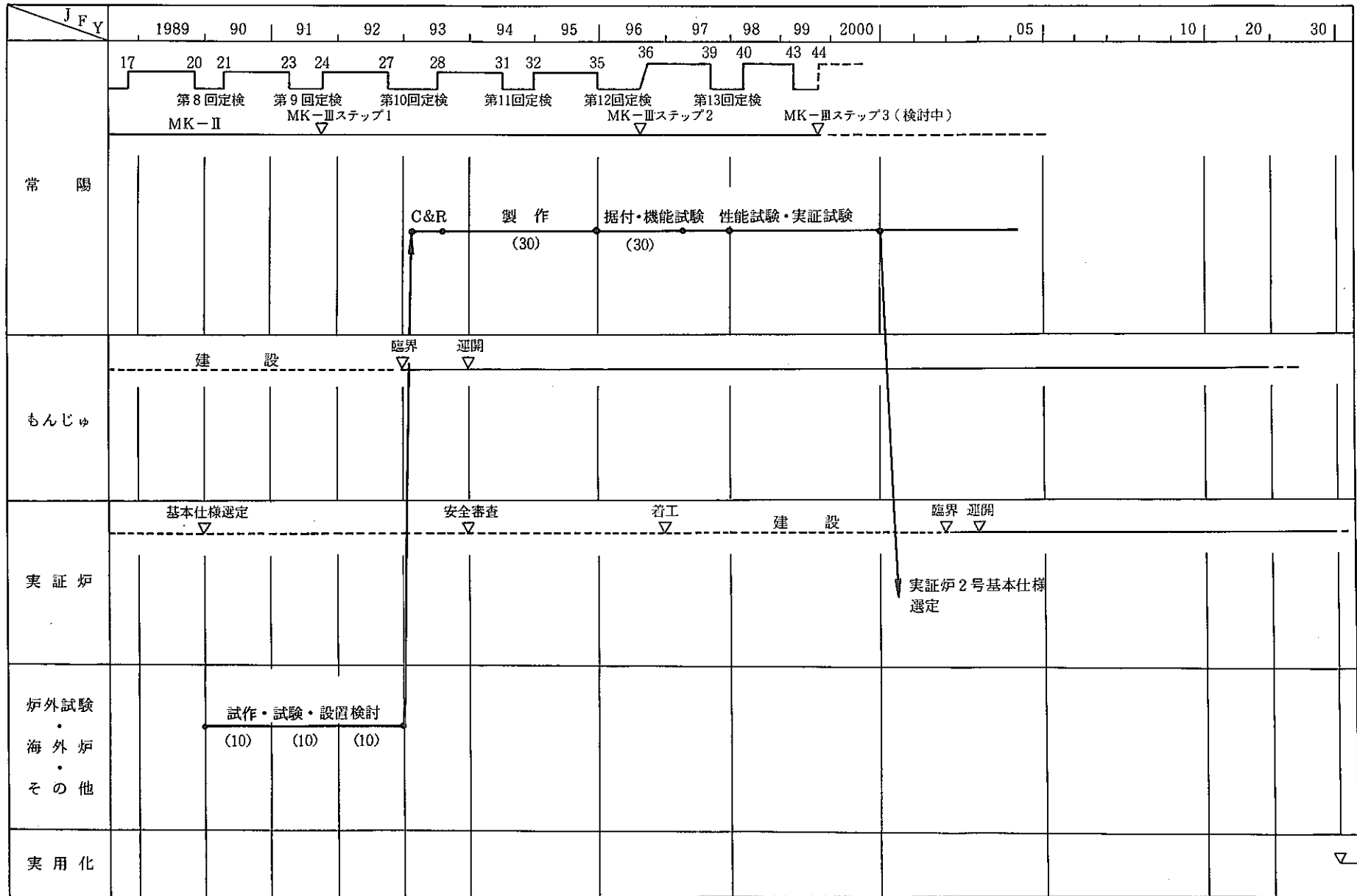


表 6.2 (4)燃料破損診断システム (4) JFTF

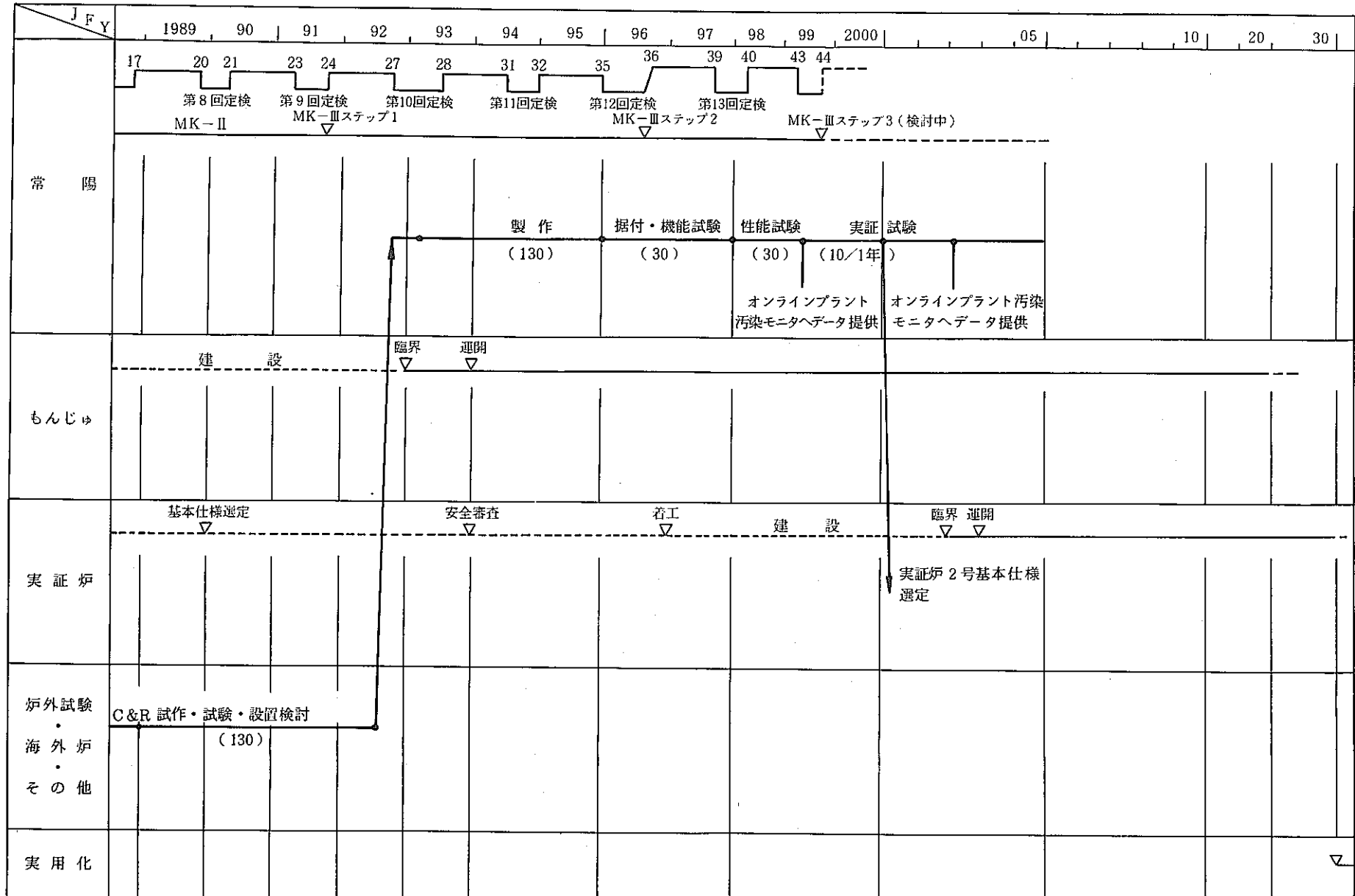


表 6.2 (5) 燃料破損診断システム (5) シッピング法

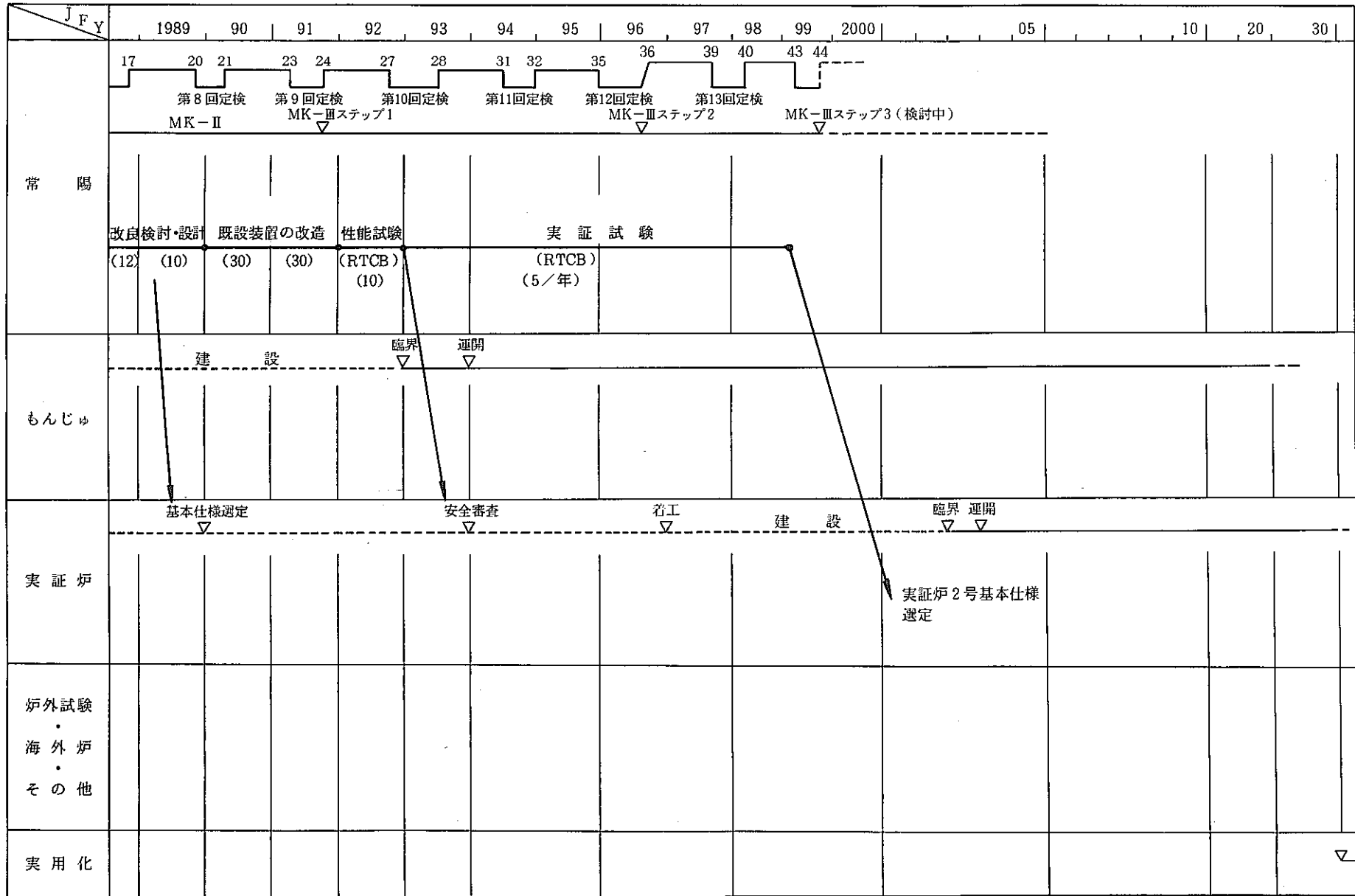
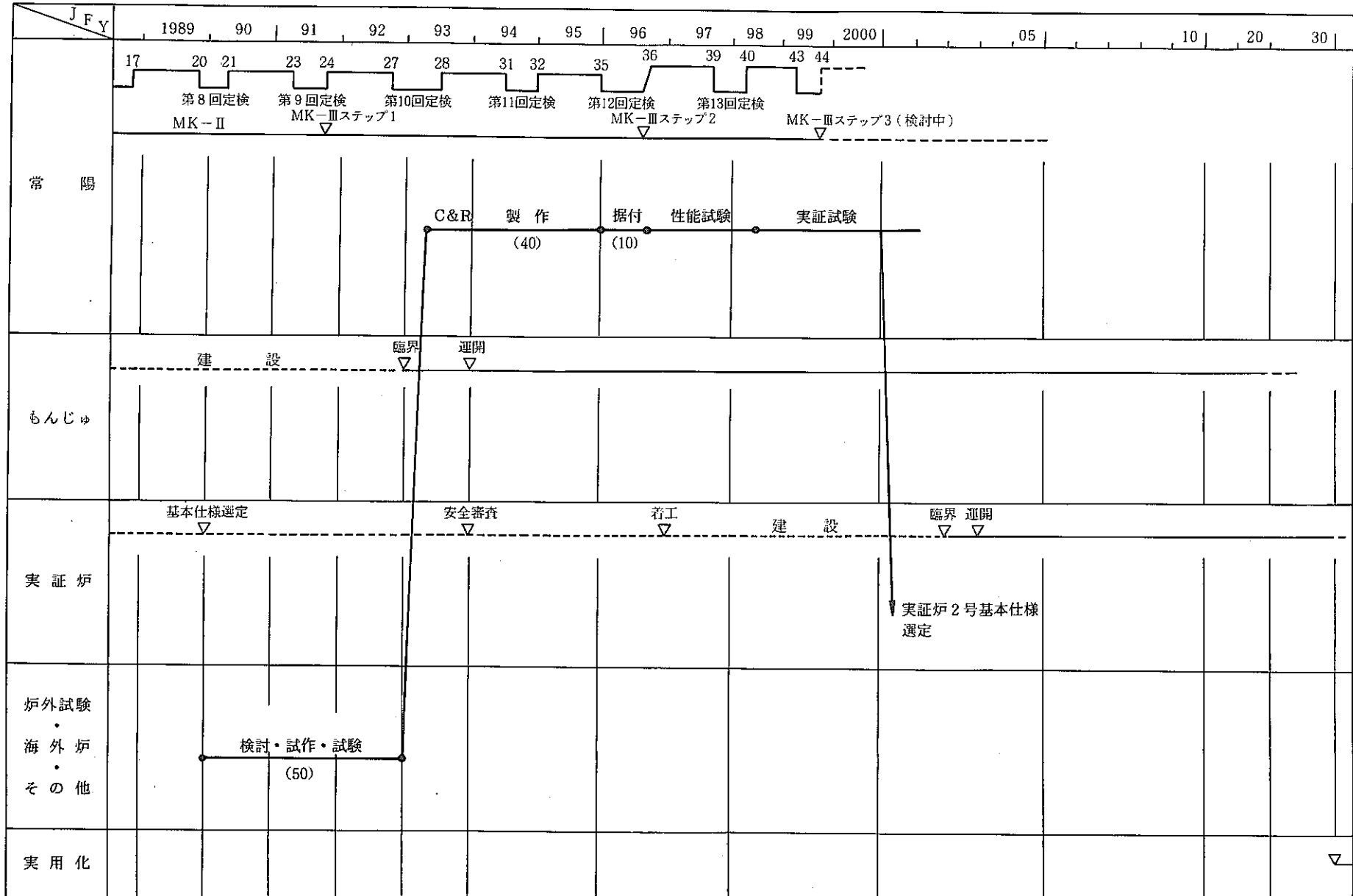


表 6.2 (6) 燃料破損診断システム (6) 固体タグ方式



## 7 T R U 消 滅 処 理

### 7.1 計画の概要

「常陽」においてT R U燃料の照射を把握するための照射試験を行い、T R Uの高速炉体系での消滅処理技術の確立を図る。ここで、T R U核種としてはN p及びA m以上のT R U各種を対象とする。

#### (1) 反応率の測定と解析（サンプル照射）

T R U各核種について少量をドシメータキャプセル封入し、照射リグに装荷して反応率及び燃焼チェーンの測定と解析を行い、これらの核種変換効率、核データの精度評価を行う。そのため、測定系の設備及び核データと解析コードを整備する。

#### (2) 照射挙動の解明（ピン照射）

T R U燃料をピン単位で照射リグに装填し、「常陽」でパラメトリックな照射を行う。必要により、I N T Aを用いたオンライン照射を行う。

照射パラメータとしては下記の項目が考えられる。

- ・燃料組成、寸法
- ・線出力
- ・燃焼度
- ・中性子エネルギースペクトル
- ・被覆管材、e t c.

上記までの基礎的な研究開発の成果に基づき、T R U燃料の集合体規模での定常、非定常の照射試験を「常陽」で実施し、T R U専焼炉の設計への反映及び高速炉系でのT R U消滅処理の実現を図る。

「常陽」で照射したT R U燃料についてF M F等での照射試験を行う。測定項目としては次の項目が考えられる。

- ・組成変化
- ・組織変化
- ・融点等、物性値の変化
- ・F C C I
- ・P C M I
- ・F Pガス放出率
- ・燃焼率、e t c.

### 7.2 目的・必要性（「常陽」を利用する必然性）

使用燃料の再処理で発生する高レベル廃棄物（H L W）には、超ウラン元素（T R U）が含まれ、これらは生物的毒性が強く、また、半減期が10年以上に及ぶものがあるので、H L Wの地層処分計画における問題点となっている。

これを解決するため、T R Uを原子炉あるいは加速器で短寿命核種に変換することが提案



され、HLWからの有効核種の回収利用を含めた群分離・核種変換に関する研究開発計画が科学技術庁及び事業団において検討されている。これは、高レベル廃棄物の処分という観点からの要請であるが、TRUのエネルギー有効利用という観点からも将来的に重要な課題である。

TRUの核種変換の方法としては、核分裂あるいは核破砕による消滅処理が効率的であり、早期実現性という観点からは中性子による核分裂、すなわち、原子炉での消滅処理が最も有望視されている。そのため、TRU専焼炉の概念も提案されているが、その多くの核種については燃料として材料物性が殆ど知られておらず、また、核データの精度も明らかでない。さらに、燃料としての照射挙動に関する実験データは皆無に近い現状である。

高速実験炉「常陽」は、高速中性子の照射ベッドとして高速炉用燃料材料や核融合炉材燃の照射試験後に必要な機能を果たしつつある。その炉心特性は、TRUの消滅処理に適しており、また、TRU燃料の照射試験に必要な機能を備えているので、TRUの反応率（核データ）及び照射挙動の取得を「常陽」で行うことにより、TRU消滅処理の研究開発を大きく促進することが期待できる。

また、必要により日本原子力研究所で実施予定のTRUに関する基礎研究との提携を図り、効率的な研究開発を展開する。

### 7.3 検討結果（実施される技術の内容）

- ・HLWあるいは使用済燃料からのTRUの分離・回収・精製（再処理部、技術開発部）
- ・燃料の成型加工（転換技術開発部、Pu燃料部）
- ・照射試験の実施及び核熱計算用データの取得設備（実験炉部）
- ・燃料物性の測定、照射後試験及び燃料挙動解析コードの整備（燃料材料開発部）
- ・高速炉体系におけるTRU消滅処理の総合的検討（ALL PNC）

### 7.4 R & D計画

表7.1に示す工程が検討されており、当面は、東海（Pu燃部、技開部、転換技開部、再処理部）、燃材部（AGS、ADS）、実験炉部（技術課、照射課）が分担して作業を推進する必要がある。本工程では、2年度は調査段階であり、予算規模は、2,000万円程度と考えられる。

表 7.1 工 程 表

No.	項 目	'87	'88	'89	'90	'91	'92	'93	'94	'95	'96	'97
		S 62年度	6 3	H 1	2	3	4	5	6	7	8	9
	設置変更工程		その11 (第3フェーズ)									
			その12 (PTM)	その13 (RTCB他)		その14(MK-III)					MK-III移行	
	Pu 燃工程	調査	設計・製作・据付				炭・チッ化物・メタル燃料製造試験 (TRU含む?)					
1	燃料形態 R & D (東海, AGS)											
2	物 性 測 定 (AGS, 東海)											
3	反 応 率 測 定 (JOYO)	(ガンマ照射)										
4	ピ ン 照 射 (JOYO)				基本設計	安全審査	工認 製作	照射	照射	照射	照射	照射
					リグ開発							
	予 算 (百万円)				(20)	(25)	(39)					

< 参考資料 >

TRU燃料の基礎物性及び照射後試験

TRU燃料 形態	酸化物燃料	炭化物燃料	窒化物燃料	
格子定数	○	* 2	同 左	
熱伝導率	○	* 2		
熱膨脹率	× (*1)	× (*1)		
融 点	○	* 2		
クリープ特性	×	× (*1)		
組成変化	○	○	同 左	
組織変化	} (金相試験)	} FMF/ ADS		
F C C I				○
F C M I				○
FPガス放出率	○	○		
燃 焼 率	○	○		

○……可, ×……不可

\* 1 : 現在設備なし

\* 2 : 施設内雰囲気酸素 (AGF) → 不活性ガス化にすれば可 (不活性化費用約22億円)

## 8 使用済燃料の貯蔵技術

### 8.1 概 要

使用済燃料の貯蔵は冷却池に直接貯蔵する、いわゆる水中裸貯蔵方式によることが安全性及び経済性の面で最も合理的であると考えられている。高速炉燃料の場合は、被覆管にオーステナイト系ステンレス鋼を使用しており、水中での応力腐食割れによる破損、高温ナトリウム中で生じたフェライト層の腐食による強度の低下等の健全性確保の問題及びプルトニウム燃料に関する災害防止の配慮が軽水炉以上に要求される等のことから、水中裸貯蔵への実用化に至っていない。従って「常陽」の使用済燃料を活用し高速炉の経済性向上に向けた使用済燃料の貯蔵技術確立のための実証的データを蓄積していく必要がある。

大洗工学センターにおいては、高速炉燃料の水中裸貯蔵の実証に向けての一連の技術開発が実施されつつある。「常陽」ではプラント設備を有効利用しての貯蔵管理技術及び燃料健全性に関する試験を行うと共に、平成3年度完成を予定している使用済燃料貯蔵増設施設（第3プール）で水中裸貯蔵方式を取入れ、プラント設計及び運転試験を含めた実証的データを蓄積していくこととする。

### 8.2 開発・目的

- (1) 実プラントの水管理条件の最適化と材料腐食データの提供
- (2) C.P, F.P汚染対策の確立
- (3) 安全試験を含めた水中裸貯蔵技術の確立

### 8.3 「常陽」で開発実証することの必要性

大洗工学センターにおける使用済燃料貯蔵技術開発は先ず炉外試験として材料劣化に至る要因と条件を分析し、使用済燃料の健全性評価のためのストーリーを構築し、最終的には実機において残留Naによる局所的腐食発生の可能性や溶接部、種々のモードを包括した貯蔵健全性評価を行う計画である。

そこで、「常陽」においては先ずS.F.Fを利用して高燃焼度ピン及び燃料集合体の貯蔵試験を実施し、使用済燃料の裸貯蔵実証の判断の根拠を取得する。さらに第3プールにて反射体、ブランケット燃料及び「もんじゅ」用燃料等の水中裸貯蔵実証試験を行い被覆管の健全性データを取得すると共に、C.P抑制対策、燃料破損時の災害防止に関する設備対応等を確立させる必要がある。

### 8.4 検討結果

使用済燃料貯蔵技術開発の全体計画を図 8.1 に示す。

使用済燃料水中裸貯蔵を実現させるには ①使用済燃料の貯蔵水中健全性評価 ②C.Pによる水汚染評価 ③燃料破損時の安全性評価等の技術的課題がある。

この内「常陽」における実証試験において①については燃料集合体の間隙に残留しているナトリウムによる局所的な腐食発生の可能性を実機条件に近い貯蔵実証試験から評価するとともに、被覆管の腐食に及ぼす環境因子（水温、水質、流速等）と被覆管腐食量との関係を明らかにする。また、被覆管残留応力及

び貯蔵条件下でのPCMI（発生する場合）を評価するのにも、燃料ピン実証試験にてその健全性を確認する必要がある。特に高燃焼度ピンでは被覆管とペレット間のギャップ中にF.P，燃料及び被覆管の反応生成物が放出されており貯蔵条件下においてもPCMI応力が発生する可能性がある。

②については使用済燃料を水中裸貯蔵する場合、燃料集合体に付着しているC.Pがプール水中に混入し汚染するといった問題があるため燃料集合体からプール水へのC.Pの移行量を把握する必要がある。③については万一、水プールで燃料破損が生じた場合、環境及び設備への波及効果が大きいことから、破損口からのF.P，燃料のプールへの移行を把握する必要がある。

## 8.5 R & D 計画

実施内容及びスケジュール 表 8.1 参照)

### (1) 高燃焼度ピン及び燃料集合体の貯蔵健全性実証試験

特殊缶詰缶内の被覆管の耐腐食性を調べるとともに、定期的に水サンプリングすることにより燃料集合体の付着ナトリウム中のC.Pによる水汚染調査も実施する。

#### ① 試験条件

腐食機構の環境側の因子としては流速，温度，pH，酸素濃度等があげられるため，これらをパラメータとして試験条件を設定する。

- ・水 質：pH 5～pH 12（プール水含む）
- ・水 温：常温～約70℃
- ・試験期間：約2年間
- ・流 量：プール内貯蔵を模擬（max 約2.1 m<sup>3</sup>/hr）

#### ② 試験対象

燃料集合体：MK-II 燃料集合体

燃料ピン：B2M（62400 MWD/T， $9.0 \times 10^{22}$  n/cm）

フェニックスP-3（108000 MWD/T， $1.88 \times 10^{23}$  n/cm）

#### ③ 循環水サンプリング：pH，溶存酸素，C.P濃度，F.P濃度，塩素濃度

#### ④ 反映先及び期待される成果

- ・「常陽」及び「もんじゅ」使用済燃料の裸貯蔵実施の根拠取得
- ・燃料ピン及び集合体の貯蔵実績を取得
- ・C.P水汚染対策としての裸貯蔵設備計に反映

#### ⑤ スケジュール

63年度に装置の製作を行い，平成元年度から約2年間試験を行った後，PIEを行う。

### (2) 缶内被覆管水中腐食データ取得

長期プール貯蔵後の被覆管表面を観察及び分析し，局部腐食の有無を調べることにより，缶内被覆管水中腐食データを取得する。これより長期の貯蔵中健全性の技術的見通しを得る。

63年度～平成元年度にかけて約3体の集合体をPIEに供することとする。

(3) 燃料破損時影響評価

照射済健全ピンに人工欠陥を設け水浸透及びモニタリング試験を行うことにより、燃料ピン損傷状態の進展の程度、FP及び燃料の溶出と移行、水汚レベルについてのデータを取得する。これは、貯蔵施設の設定の設備対応に反映させる。

試験期間は、評価を含めて63年度～平成2年度とする。

(4) 反射体の水中裸貯蔵

第3プールによる反射体の貯蔵方式は水中裸稠密貯蔵方式とする計画であるため、平成4年度から貯蔵開始する反射体について逐次取り出しPIEに供するものとする。

その結果、材料の腐食データを取得する。また、プール水質管理データを取得する。

(5) ブランケット燃料貯蔵試験

第3プールにて数年間裸貯蔵後のブランケット燃料の表面を観察及び分析し、局部腐食の有無等を調べることによりブランケット燃料の第3プールでの裸貯蔵の技術的見通しを得る。

試験期間は平成5年度～8年度とし9年度からブランケットの貯蔵を開始する。

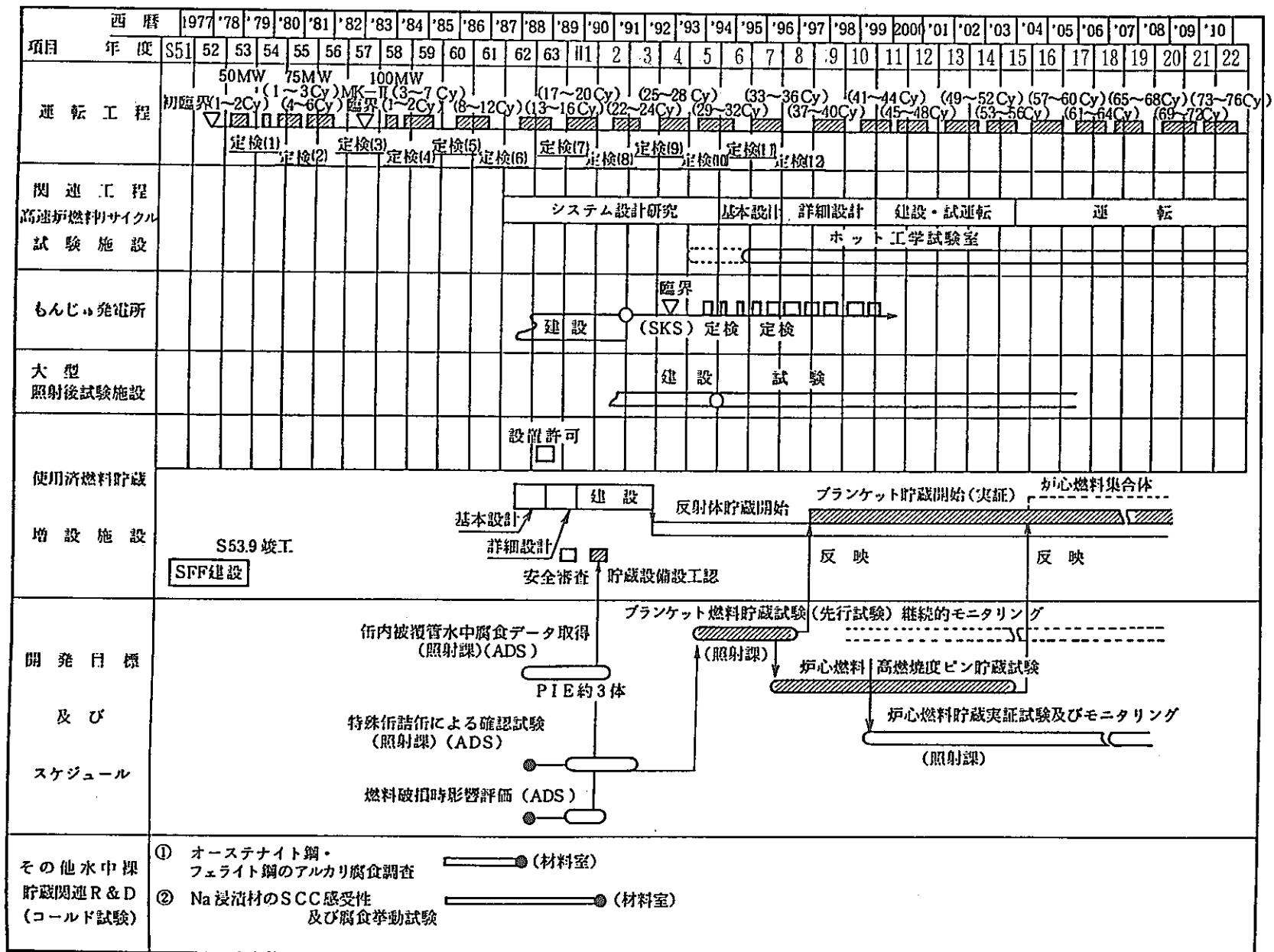
(6) 「常陽」燃料及び「もんじゅ」燃料ピン裸貯蔵実証試験

第3プールにて「常陽」及び「もんじゅ」で使用された燃料集合体の裸貯蔵の実証試験を行うことにより、実機における貯蔵健全性として残留Naによる局所的な腐食の可能性や溶接部、種々のモードを抱括した健全性を立証する。

この結果は、「もんじゅ」及び実証炉、裸貯蔵実施の判断根拠を取得する。

試験期間は平成5年度～8年度とする。

表 8.1 「常陽」使用済燃料貯蔵施設増設施設を用いた水中裸貯蔵関数工程（実施体制含む）



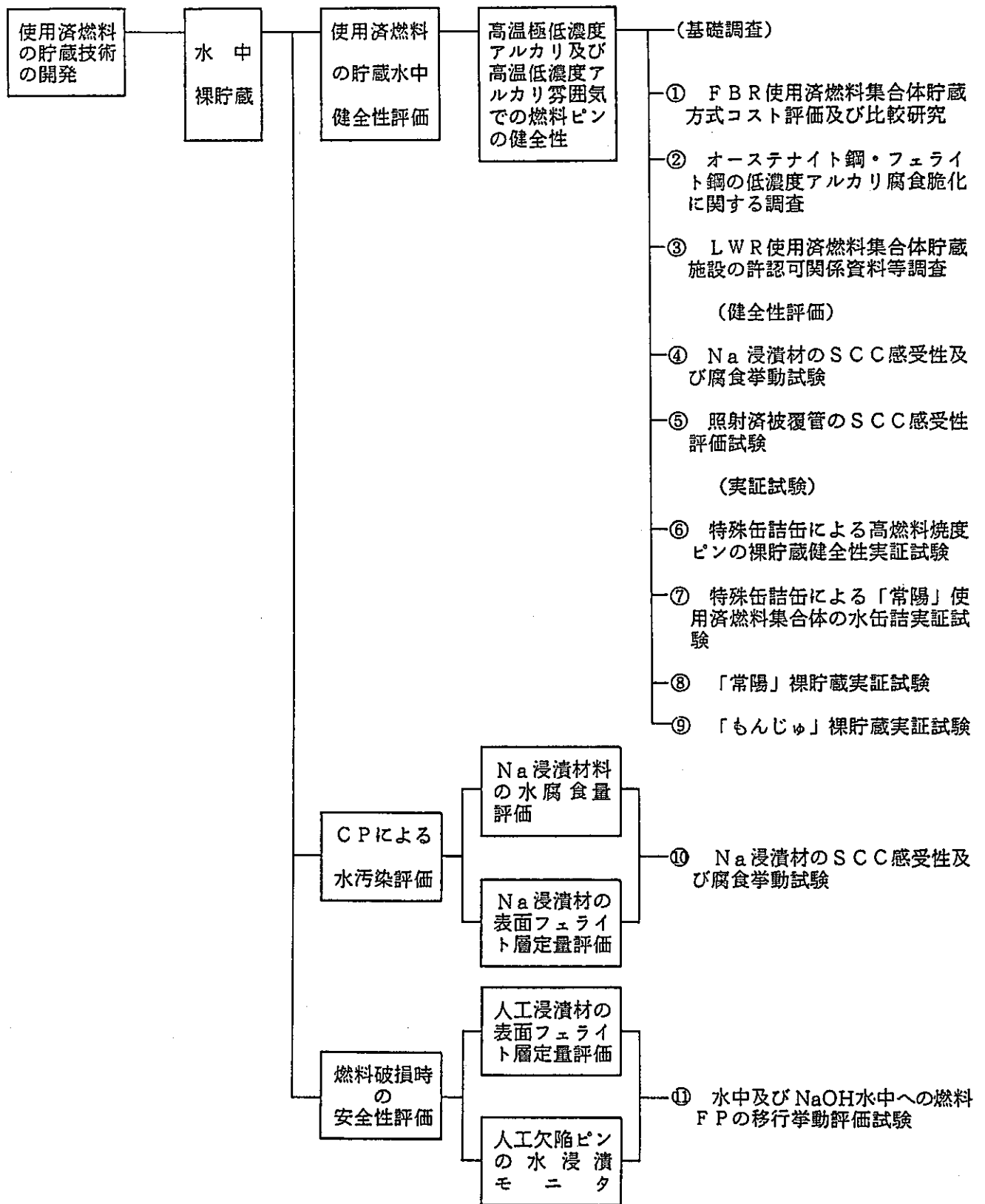


図 8.1 使用済燃料貯蔵技術の開発計画



## 9 被曝低減化技術の実証

### 9.1 概 要

被曝低減に関するR&Dは従来アルファベット計画で実施してきており、放射性腐食生成物（CP）に着目してその発生源の抑制から処理・処分にわたる高範囲な研究開発を推進してきた。一方、MK-Ⅲ計画においては、燃料の限界性能を把握するためにRTCB、RBCB試験等が計画されており、それに伴い発生するFPも問題になってくると考えられる。また、一次系に二重管SGを設置した場合はFP、CPの移行挙動に加えてトリチウムの問題が発生してくると考えられる。従って作業員の被曝低減を図るためには、CP対策に加えてFP対策を十分に行う必要があり、FP・CP両面から被曝低減技術を開発し実証する必要がある。

MK-Ⅲ計画では、以下の項目について技術開発を行い、プラントにて実証することにより大型炉へ反映させる。

- (1) MK-Ⅲ体系におけるCP挙動解析コードの検証
- (2) CPトラップ技術の実証
- (3) CP除去技術の検証
- (4) FP解析コードの開発
- (5) FP除去技術開発

### 9.2 開発目的

FBRのメンテナビリティは、経済性の大きな要素の一つである。特に定期検査を軽水炉に比べて、低被曝で達成出来る見通しを得ることは重要な要素である。

また、FP対策を行うことにより燃料の限界性能試験によるメンテナンスへのインパクトを軽減するとともに、燃料破損時の継続運転に対する見通しを得ることが出来る。

### 9.3 「常陽」で開発実証することの必要性

FP・CPに関する挙動解析コードは、実炉で検証することが重要であり、コードの精度向上のためには実プラントのデータとの比較・評価が不可欠である。また、被曝低減に関する新技術は、実プラントでしかその効果を実証することは出来ず、実験炉で評価しながらより高性能のものを開発していくことにより大型炉の被曝低減化に資することが出来る。

### 9.4 検討結果

- (1) MK-Ⅲ体系におけるCP解析コードの検証

MK-Ⅲでは炉出力・プラントの体系・使用材料等が変更されるので、MK-Ⅲ体系用にコードの改定を行い、実測値との比較・評価を行うことにより解析精度を高める。

(2) CPトラップ技術の実証

CPトラップの炉内試験及びPIEを通して性能を評価し、より高性能のCPトラップの開発を行う。  
また、MK-Ⅲの燃料集合体にCPトラップを設置し、トラップ技術の実証を図る。

(3) CP除去技術の検証

中空糸膜フィルターを用いたCP除去システムの性能評価を行い、Na洗浄廃液の再使用システムの成立性を検証し、発生廃棄物と被曝の低減を実証する。

(4) FP解析コードの開発

MK-Ⅲ体系におけるFP内及びトリチウム解析コード(SAFFIRE, TTT)を改良し、実プラントでのデータにより検証する。

(5) FP除去技術の開発

セシウムトラップ・カバーガスクリーンアップシステムの性能向上を図り、RTCB・RBCB試験でその性能を実証する。また、トリチウムトラップの開発を行い、実プラントで実証をおこなう。

9.5 R&D計画

項目 \ 年度	S 6 3	H 1	2	3	4	5	6	7	8	9
定 検 計 画	第7回	第8回	第9回	第10回	第12回				MK-III移行	
CP解析コードの検証	MK-II体系での検証	MK-III体系の検討	MK-III体系への改良・整備	MK-III体系での予備計算	MK-III体系での検証					
CPトラップ技術開発	炉内試験	PIE	評価・検討	製作設計	製 作	製 作	製 作	製 作	製 作	検査
CP除去技術の実証	フィルター性能評価	システム性能評価	詳細設計	製作設計	製 作	製 作	製 作	製 作	製 作	改造
FP解析コードの開発	MK-II体系での検証	MK-III体系の検討	MK-III体系への改良・整備	MK-III体系での予備計算	MK-III体系での検証					
FP除去技術の開発	CGCS設置	システム性能評価	性能向上のための設計	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	実 証
	セシウムトラップ性能評価	システム性能評価	性能向上のための設計	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	実 証
	トリチウムトラップ技術開発	システム性能評価	性能向上のための設計	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	改 良	実 証
			システム 詳細設計	製作設計	製 作	製 作	製 作	製 作	製 作	設置

## 10 FBR安全特性試験

### 10.1 概要

大型炉FBRの合理的な安全論理の構築の一助として、実験炉「常陽」を固有の安全性試験炉に利用し、原子炉の核的停止機能喪失事象（ATWS）、及び、除熱機能喪失事象（PLOHS）の評価に必要なデータの取得を目的としたプラント試験を計画し、実施する。

本試験は、ATWS等の起因事象、及びその推移過程に於けるフィードバック反応度モデル、事象推移モデル等の検証を行うことにより、安全評価解析コードがFBR炉心の持つ固有の緩和効果を十分に予測できることを確認する。

更に、FBRは起因事象が起きたとしても機械的效果を期待することなく炉心、及びプラント固有の特性により、異常の拡大が防止されることを明らかにし、重大な影響を及ぼす事象に至る可能性が極めて小さいことを実証する。

### 10.2 試験目的

- (1) 液体金属冷却型高速炉が有する固有の安全特性の評価と実証。
- (2) FBR炉心の固有の安全性に寄与するキー・プラント・パラメータの把握。
- (3) 計算コードの検証の為にデータ・ベースの取得。

### 10.3 「常陽」で実証することの必要性

FBRプラントの固有の安全特性を活用することにより、工学的安全施設への依存度を低減する。このため安全設計、安全評価法を確立するうえで、「常陽」が果たすべき役割は大きいものがある。

FBRプラントのリスクを支配していると考えられる原子炉の核的停止機能喪失事象（ATWS）、除熱機能喪失事象（PLOHS）等については、「常陽」による試験によってFBR固有の安全試験に係わるインテグラルデータが入手でき、事故推移評価モデルの検証に活用することができる。

### 10.4 検討結果

上記、目標を達成するため以下の試験項目について検討した。

(試験項目)

- (1) スクラム失敗事象の評価の為に特殊試験（原子炉の核的停止機能の喪失）
- (2) 熱輸送系の過渡事象試験（炉心冷却材流量の喪失）
- (3) 長期崩壊熱除去試験（除熱源の喪失）

(試験内容)

- (1) スクラム失敗事象の評価の為に特殊試験

スクラム失敗事象の評価のための特殊試験を実施し、原子炉の核的停止機能の喪失事象（ATWS）の起因事象、及び事象推移過程を把握する。

A T W S に分類されている事象の推移課程に於いて、炉心、及びプラントの持つ固有の特性により、異常の拡大が防止されることを明らかにし、重大な影響を及ぼす事象に至る可能性が極めて小さいことを実証する。

(2) 熱輸送系の過渡事象試験

自然循環力が除熱源喪失事象（P L O H S）条件でも形成されることを明らかにするため、自然循環時に於ける熱輸送試験を実施し、炉心冷却機能喪失事象（P L O H S（L O P I））の事象推移を把握する。

崩壊熱除去フェーズに於いて、ナトリウムの自然循環により、安定な炉心冷却流量が確保され、崩壊熱の除去が可能であることを明らかにし、P L O H S（L O P I）がF B R に於いて重大に影響をもたらさないことを実証する。

(3) 長期崩壊熱除去試験

自然循環時を中心とするプラント全体としての除熱性能を検討、評価する。

長期崩壊熱除去フェーズに於いて、プラント全体としての信頼性の高い受動的な除熱源が存在することを実証し、除熱源喪失事象（P L O H S）がF B R に於いて重大な影響をもたらさないことを実証する。

引続き今年度は、①安全特性試験の実施検討に向けて、具体的な試験データのニーズの検討。②E B R - II, F F T F 等、海外炉の安全特性試験（A T W S 関連）の調査、及び検討を行う。

## 1 0.5 R & D 計画

F B R 安全特性試験の全体計画を、表 1 0.1 に示す。安全特性試験は、昭和64年度から着手し、その試験結果を実証炉の設計に反映させる。

試験を実施するために必要な R & D 項目は以下のとおりである。

(1) スクラム失敗事象の評価の為の特殊試験

- ・フィードバック反応度試験結果の検討。
- ・反応度フィードバック効果の評価方法の検証。
- ・特殊試験のプラント過渡応答の解析評価。
- ・試験条件の設定。
- ・実施計画の立案。
- ・安全審査対応。

(2) 熱輸送系の過渡事象試験

- ・P L O H S（L O P I）事象を評価するプラント試験に際して必要となる予備試験の検討。
- ・上記、予備試験項目に対するプラント過渡応答の解析評価。
- ・試験条件の設定。
- ・実施計画の立案。
- ・安全審査対応。

(3) 長期崩壊熱除去試験

- 系統からの放熱，予熱窒素ガス系，コンクリート遮蔽体冷却系による除熱性能評価。
- 系統からの自然放熱効果と空調系による除熱能力の評価。
- プラント全体としての総合的除熱能力の評価。
- プラントの熱流動応答の解析評価。
- 試験条件の設定。
- 実施計画立案。
- 安全審査対応。

表 1 0.1 FBR安全特性試験 全体計画

項 目	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72
	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97
① スクラム失敗事象の 評価のための特殊試験	試験基本計画								MK-III移行 炉停止期間	
	解析モデル検討									
	事前解析									
	実施計画									
② 熱輸送系の 過渡事象試験	試験基本計画									
	事前解析									
	実施計画									
	(安全審査)									
③ 長期崩壊熱除去試験	試験基本計画									
	プラントの総合的除熱能力の検討									
	事前解析									
	実施計画									
	(安全審査)									

## 1 1 機器・プラントの余寿命評価技術

## 1 1.1 目的及び効果

一般的に、プラントの機器を使用するに際し、その余寿命評価（設計も含む）をすることは必須のことである。FBR機器の余寿命評価を、より科学的に実施することにより、プラントの信頼性及び安全性が向上し、稼働率も高くなる。また、機器の部品交換に関しその選定及び頻度が合理的となり、ISI項目及び頻度も合理的となる。従って、より精度の高い機器の余寿命評価技術を確立してFBRプラントに適用していく。

## 1 1.2 R&amp;D計画 : 表 1 1.1

## 1 1.3 「常陽」MK-Ⅲ計画の中で実施する試験の位置付け

MK-Ⅲに移行するにあたって、各機器の余寿命評価を実施しておく必要がある。そして、余寿命の短い機器については交換する必要がある。これまで常陽で蓄積されてきた経験をもとに、機器のデータをベース化して、より精度の高い余寿命評価技術を確立していく。また、交換機器があれば、その材料試験等を行い、確立した余寿命評価手法を検証する。

## 1 1.4 コスト評価 : 表 1 1.1

## 1 1.5 「常陽」の機器に関する余寿命評価手法について

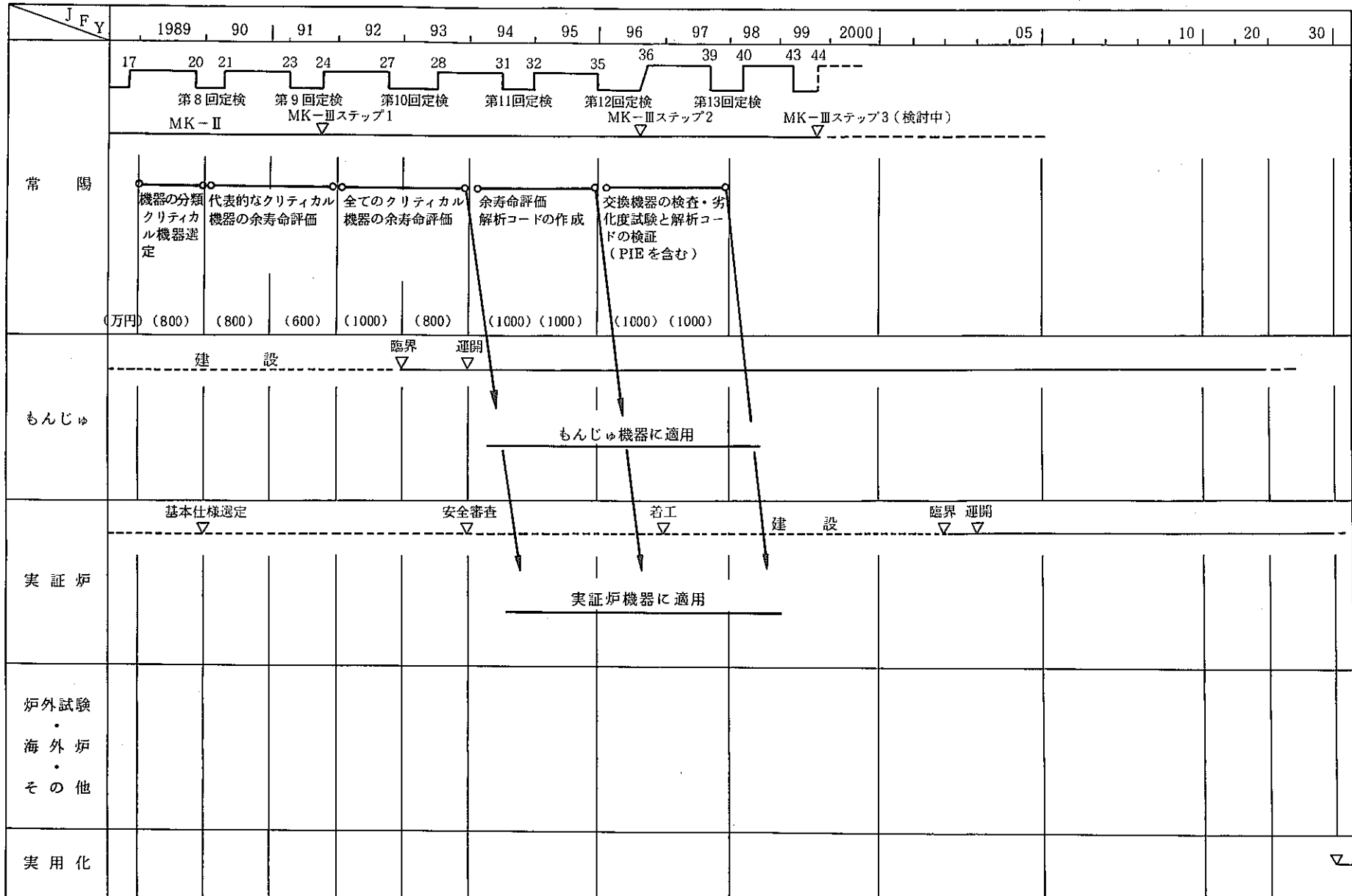
「常陽」の全ての機器をリスト・アップして、その中からクリティカル機器を選定する。クリティカル機器とは、その機能喪失が原子炉のスクラムに至るもので、補修の困難度によってランク付けを行う。添付1にその選定及びランク付けのフローを示す。補修の困難度は、製作費（補修費）と必要期間で算出する。必要期間は炉の停止期間であり、発電炉では売上げの損失となる。また、必要期間は作業者の被ばく、作業スペース、環境温度、遠隔操作技術の有無等を考慮して決めるので、「常陽」のこれまでの運転経験データが必要となる。次に、選定されたクリティカル機器の上位ランクから順に、そのクリティカル・パーツ（部品）選定を行う。添付2にその選定及びランク付けのフローを示す。方法はクリティカル機器と同様である。クリティカル機器についてその全パーツ（部品）をリスト・アップし、その部品の機能喪失が原子炉のスクラムに至るものをクリティカル・パー



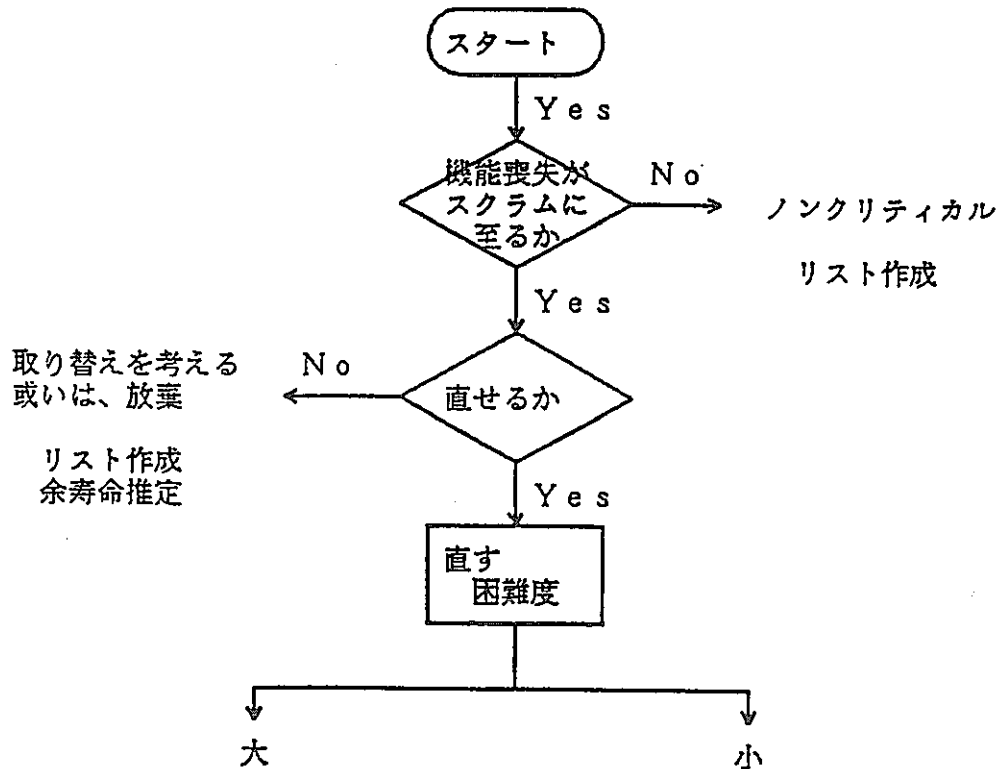
ツとする。

選定されたクリティカル・パーツについて、使用環境条件等を考慮して、その損傷要因をあげて、運転履歴による損傷の程度及び余寿命の推定を行う。これらの結果を表にまとめる。そのイメージを添付3に示す。これらの余寿命評価を行うにあたりその根拠となる資料（データ）を作成する。余寿命評価を行うこれらデータ及び手法は、余寿命評価解析コードとして開発していく。統計的確率評価手法も取り入れていく。

表 11.1 機器・プラントの全寿命評価技術



クリティカル機器の選定ロジック



1. 困難度の大小は、製作費 (a) と必要期間 (b) で算出すること

- 製作費は建設費を1とした場合の該当機器の相対費用とする
- 期間は、以下の点に留意した絶対日数とする
  - ・作業被ばく
  - ・作業スペース
  - ・環境温度
  - ・遠隔操作技術の有無

2. output は、

a 製作費	..... a <sub>i</sub> .....
b 期間	..... b <sub>i</sub> .....

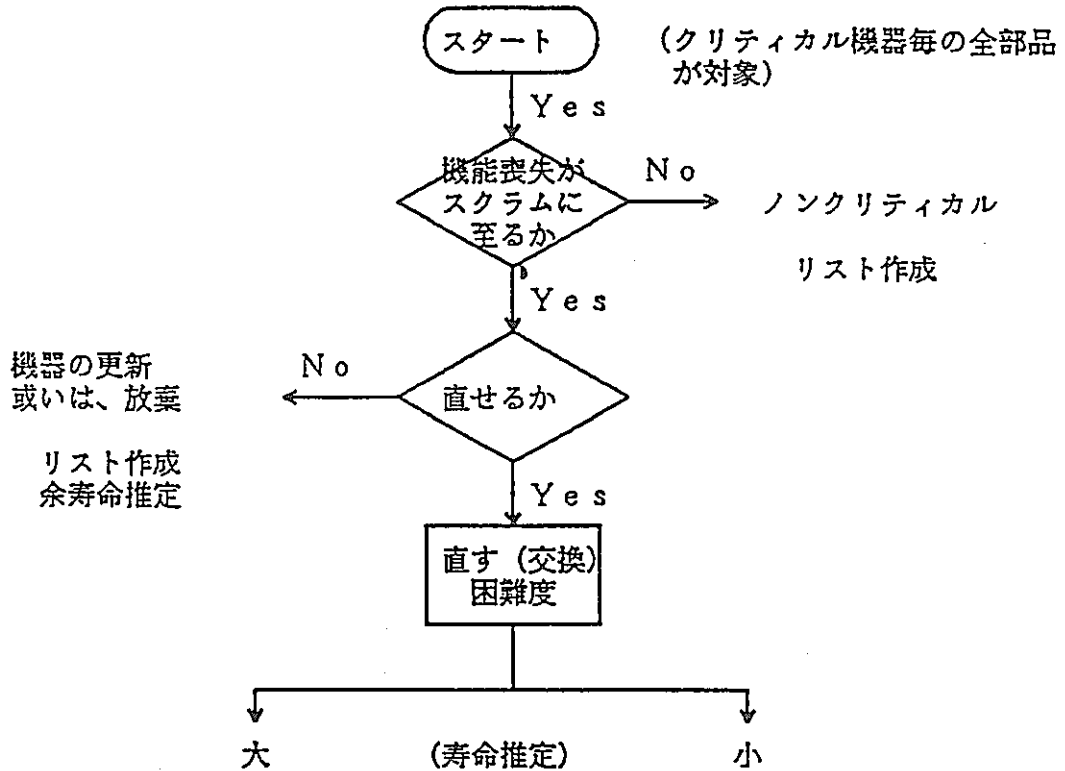
$$Total = A_c a_i + B_c b_i, Total <> C_c$$

でクリティカル度を評価  
但し、A<sub>c</sub>, B<sub>c</sub>, C<sub>c</sub> は別途指示する

a, b の値をFDに入れて納入のこと。納入後 A<sub>c</sub>, B<sub>c</sub>, C<sub>c</sub> の定数をさだめることにより、クリティカル度を評価出来るようにすること

3. 費用算出にあたっては、物価上昇分を考慮すること。

クリティカルパーツの選定ロジック



1. 困難度の大小は、補修費 (a) と必要期間 (b) で算出すること

- 補修費は機器製作費を1とした場合の該当部品の相対費用とする
- 期間は、以下の点に留意した絶対日数とする
  - ・作業被ばく
  - ・作業スペース
  - ・環境温度
  - ・遠隔操作技術の有無

2. outputは、

a 補修費	..... a <sub>i</sub> .....
b 期間	..... b <sub>i</sub> .....

$$Total = A_p a_i + B_p b_i, Total < C_p$$

でクリティカル度を評価  
但し、A<sub>p</sub>, B<sub>p</sub>, C<sub>p</sub> は別途指示する

a, bの値をFDに入れて納入のこと。納入後A<sub>p</sub>, B<sub>p</sub>, C<sub>p</sub>の定数をさだめることにより、クリティカル度を評価出来るようにすること

3. 費用算出にあたっては、物価上昇分を考慮すること。