JAERI-M
8399

多目的高温ガス実験炉・Mark-III炉心の検討

1979年8月

安野　武彦・宮本　喜晟・三竹　　晋・新藤　隆一
荒井　長利・江崎　正弘・平野　光将・鈴木　勝男
鈴木　邦彦・佐藤　　治

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI -M 8399

多目的高温ガス実験炉・Mark－Ⅲ炉心の検討

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部
安野武彦・宮本喜晟・三竹　晋・新藤隆一
荒井長利・江崎正弘・平野光将・鈴木勝男
鈴木邦彦・佐藤　治

（1979年7月30日　受理）

第1次概念設計（1975）において設計されたMark －Ⅲ炉心は，現在まで実験炉の基本炉心として位置づけられてきた。しかし，このMark －Ⅲ炉心設定以後も，主として安全上の余裕増加（炉停止余裕の増加等）や運転上の余裕増加（最小レイノルズ数の増加や燃料最高温度の低減等）を目標に，燃料装荷方式や制御棒引抜き手順の改善の検討が行われた。その結果，Mk－Ⅲ炉心は炉心核熱設計における前提条件に大巾な変更の必要が生じないならば，実験炉の炉心として所定の性能を達成しうるものであることが明らかになった。

同時に，これらの検討を通して，

i）妥当な炉心設計上の指針・基準の確立

ii）燃料装荷方法に対する燃料管理，誤装荷に関する対策及び運転管理などの面からの要求の明確化

iii）設計手法の精度確認と改善の方策

などの必要性も明らかにした。

JAERI-M 8399

Design Studies for the Mark-III Core of Experimental Multi-purpose VHTR

Takehiko YASUNO, Yoshiaki MIYAMOTO, Susumu MITAKE,
Ryuiti SHINDO, Taketoshi ARAI, Masahiro EZAKI,
Mitsumasa HIRANO, Katsuo SUZUKI, Kunihiko SUZUKI
and Osamu SATO

Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received July 30, 1979)

The Mark-III core in the first conceptual design made in 1975 is a fundamental core for VHTR. Subsequently, further design studies were made fuel loading scheme and control rod withdrawal sequence for the core to increase its safety margin (shutdown margin, etc.) and operational margin (minimum Reynolds number, maximum fuel temperature, etc.).

It was shown that the Mark-III should exhibit the performance expected of VHTR, unless changes are made in the preconditions for its nuclear, thermal-hydraulic design.

Also, the needs as below were indicated:

(1) reasonable core design criteria and guidelines,
(2) fuel-loading-scheme requirements in fuel management, fuel misloading and reactor operation,
(3) confirmation on precision of the core design method and its further refinement.

Keywords; VHTR Reactor, Core Design, Fuel Loading, Burnable Poison Loading, Control Rod Withdrawal Sequence, Safety Margin, Performance.

目　　次

1. 序　論 …… 1
2. 制御棒引抜き計画の検討 …… 13
2.1 概　要 …… 13
2.2 定常運転時 …… 14
2.3 起動時 …… 17
2.4 反応度制御と設計誤差への対応策 …… 17
2.5 設計計算手法 …… 18
2.6 今後の課題 …… 19
3. Ｍｋ－Ⅲ炉心の改良 …… 43
3.1 設計方針 …… 43
3.1.1 基本方針 …… 43
3.1.2 設計指針・基準 …… 44
3.2 核熱予備検討 …… 50
3.2.1 基本核特性 …… 50
3.2.2 反応度制御計画 …… 50
3.2.3 燃料及び可燃性毒物装荷法 …… 51
3.3 核特性 …… 71
3.3.1 反応度収支と制御棒引抜き計画 …… 71
3.3.2 詳細核特性 …… 71
3.3.3 設計計算手法の精度検討 …… 72
3.4 熱流動特性 …… 91
3.4.1 定格時熱流動特性 …… 91
3.4.2 部分負荷時熱流動特性 …… 91
3.5 燃料特性 …… 97
3.5.1 燃料粒子破損率 …… 97
3.5.2 燃料スリーブの応力 …… 97
3.6 安全特性 …… 109
3.6.1 通常運転時の放射能放出 …… 109
3.6.2 事故時の安全特性 …… 113
3.7 総合評価 …… 145
4. 燃料装荷方式の検討 …… 157
4.1 概　要 …… 157
4.2 予備的検討 …… 165
4.2.1 軸方向燃料装荷法 …… 165

4.2.2　制御棒挿入効果…… 167
4.3　詳細特性検討…… 184
4.3.1　初期状態…… 184
4.3.2　燃焼状態…… 185
4.3.3　炉心の選定…… 186
4.3.4　制御棒機能分類の検討…… 186
4.4　選定炉心特性解析…… 198
4.4.1　核特性解析…… 198
4.4.2　熱流動特性解析…… 199
4.4.3　反応度制御計画…… 201
4.4.4　温度係数及び動特性パラメータ…… 203
4.5　総合評価…… 227
5.　結　　論…… 230
謝　　辞…… 231
附録　設計データ…… 232
A．1　熱計算用設計データ…… 233
A．2　燃料コンパクトの設計データ…… 244
A．3　ＳＭ１－２４相当黒鉛の設計データ…… 248
A．4　燃料温度推定式…… 250

CONTENTS

1. Introduction 1

2. Study of control rod withdrawal planning 13

2.1 Summary 13

2.2 Power operating state 14

2.3 Power rising state 17

2.4 Reactivity control and design precision 17

2.5 Calculation method 18

2.6 Problems for the future 19

3. Improvements of Mark-III core 43

3.1 Design criteria and guidlines 43

3.1.1 Fundamental criteria 43

3.1.2 Design guidlines 44

3.2 Preliminary nuclear-thermal study 50

3.2.1 Fundamental nuclear characteristics 50

3.2.2 Reactivity control 50

3.2.3 Fuel and burnable poison loadings 51

3.3 Nuclear characteristics 71

3.3.1 Reactivity balance and withdrawal planning of control rods 71

3.3.2 Detailed nuclear characteristics 71

3.3.3 Calculation method and the precision 72

3.4 Thermal-hydraulic characteristics 91

3.4.1 Power operating state 91

3.4.2 Partial power operating state 91

3.5 Fuel performance 97

3.5.1 Failure rate of coated fuel particles 97

3.5.2 Stress of fuel sleeves 97

3.6 Safety analysis 109

3.6.1 Fission product release in power operating condition .. 109

3.6.2 Safety analysis in accidents 113

3.7 Evaluations 145

4. Fuel loading study 157

4.1 Summary 157

4.2 Preliminary study 165

4.2.1 Axial fuel loadings 165
4.2.2 Effect of control rods inserted 167
4.3 Detailed analysis 184
4.3.1 Initial state 184
4.3.2 Burnup state 185
4.3.3 Core selections 186
4.3.4 Study of classification for control rod functions 186
4.4 Selected core characteristics 198
4.4.1 Nuclear characteristics 198
4.4.2 Thermal-hydraulic characteristics 199
4.4.3 Reactivity control 201
4.4.4 Temperature coefficients and reactor kinetics constants . 203
4.5 Evaluations 227
5. Concluding remarks 230
Acknowledgment 231
Appendix Design data 232
A.1 Thermal-hydraulic design 233
A.2 Fuel compact design 244
A.3 SM1-24 equivalent graphite design 248
A.4 Conveniently guessed formulas for fuel temperature 250

1. 序　　論

多目的高温ガス実験炉の全体設計としては，昭和44年以来，試設計，予備設計，基本概念設計を経て昭和50年に実施した第1次概念設計が目下の最終となっており，その際設定されたMark－Ⅲ炉心（以後，Mk－Ⅲと略記）がその後現在に到るまで実験炉基本炉心として位置づけられてきている。しかし，このMk－Ⅲ炉心設定以来主として安全上の余裕増加（原子炉停止余裕の増加等）や運転上の余裕増加（燃料最高温度の低減や最小レイノルズ数の増加等），などを念頭において燃料装荷方式や制御棒引き抜き手順に重点をおいた検討が以下のように3次にわたり原子力関係会社との契約作業として実施された。

昭和51年度　制御棒引抜計画の検討（富士電機製造㈱）

〃 52 〃　マークⅢ炉心の改良（富士電機製造㈱，川崎重工㈱）

〃 53 〃　燃料装荷方式の検討（同上）

本報告書はこれら第1次概念設計でのMk－Ⅲ炉心設定以後の3次にわたる検討で行なった解析結果をまとめたものである。

まず，第2章では冷却材出口温度1000℃を達成し，かつ運転期間中の安全性を確保するうえで制御棒操作が重要な役割をもつとの判断から実施された「制御棒引抜き計画の検討」について述べる。そこではMk－Ⅲ炉心をベースに，燃料最高温度の低減化や運転関連諸特性の安定性に着目しつつ，可燃性毒物装荷法及び最少限の燃料装荷法の変更を許容したときの，核熱流動特性上望ましい制御棒操作計画が追求された。そして，① 可燃性毒物装荷法を工夫することにより，全燃焼期間にわたって制御棒を炉心・反射体境界近傍にほとんど停留させたまま運転が可能であること，② 制御棒に関する制限条件のうちでは制御棒感度が厳しい条件下にあるが，その改善の方策はあること，③ 同時に燃料最高温度の低減化も可能であること，などが明らかにされる。

又，第3章ではMark－Ⅲ炉心に対して，原子炉停止余裕の増加，制御棒反応度価値や感度の低減，最小レイノルズ数の増加や燃料最高温度の低減などの熱流動条件の改善，などの可能性の把握を目的として行なった「マークⅢ炉心の改良」について述べる。そこではMk－Ⅲ炉心の炉心構造諸元は変更しないが，炉内燃料滞在期間は変更（負荷率80％で2年→負荷率50％で2年）してもよいとの前提条件のもとに，目標を実現するうえで望ましい燃料及び可燃性毒物装荷方法や制御棒引抜き手順が核熱流動総合特性の面から追求された。あわせて改良炉心に対して燃料特性（燃料粒子破損率，燃料スリーブ応力）や安全特性（通常時の放射能放出，事故時の炉心温度挙動や放射能放出量）の確認解析も行なわれた。そして，燃料及び可燃性毒物の装荷法ならびに制御棒引抜き手順について積極的な工夫改善を行なえば，① 炉停止余裕，制御棒最大反応度価値，等核的安全性に関する基準の大略は設計精度の確認は残されているものの一応の余裕をもって満たしうること，② ただし，制御棒の感度についての（下限値）制約はかなり厳しいものであること，③ 最小レイノルズ数や燃料最高温度，等熱流動上の基準は満たしうる見通しであること，④ 燃料特性（燃料粒子破損率及び燃料スリーブ応力）ならびに安全特性（FP放出量，炉心温度挙動）に関する基準も余裕をもって満足しうると考えられること，などが明らかに

される。

さらに第4章では，設計精度の向上が計れるとともに燃料管理ならびに燃料誤装荷などに対する対策が複雑になるのを避ける立場から，燃料及び可燃性毒物の装荷法を単純化することの可能性を探るために行なった「燃料装荷方式の検討」について述べる。そこでは，径方向に燃料濃縮度を一様とし，燃料濃縮度と可燃性毒物諸元以外の炉心構成物諸元はMk－Ⅲと同様とすることを原則とした。また，同時に行なった制御棒を機能分類することによる炉心性能向上の可能性検討でも，特定の機能をもつ限られた制御棒についてのみその諸元変更を許容するものとされた。解析は主に核熱流動特性について行ない，特に原子炉停止余裕；制御棒の最大反応度価値及び感度，最小レイノルズ数，燃料最高温度，などに着目して進められた。そして，① 制御棒の感度に対する条件を除けば，炉停止余裕や最大反応度価値など核的な基準は余裕は大きくないもののほぼ満足しうること，② 制御棒の感度の抜本的改善には形状変更が望ましいと考えられること，③燃料最高温度は径方向一様燃料装荷方式でもかなり低減化が可能であるが，最少レイノルズ数の改善は見込めないこと，などが明らかにされた。

なお，これら検討は前述のようにMk－Ⅲ炉心を基本として行なわれた。そこで，このMk－Ⅲ炉心について設計条件，炉心設計上の指針・基準および炉心の基本諸元ならびに主要特性について，後章の参考のためその概略を示しておく。設計基本条件をTable1.1に，設計で採用した指針・基準をTable 1.2～1.4に，炉心基本諸元をTable 1.5に，そしてその主要特性をTable 1.6に各々示した。又Fig. 1.1及び1.2には炉心構成を，Fig. 1.3には燃料体構造を各々示した。このMk－Ⅲ炉心の詳細は脚注の参考文献*を参照していただきたい。

---

*(1) 青地，他： 多目的高温ガス実験炉・第1次概念設計，JAERI－M 6845（1977）。

(2) 青地，他： 多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計 Mark－Ⅲ，JAERI－M 6895（1976）。

Table 1.1　多目的高温ガス実験炉設計の基本条件

	主　要　項　目	基　本　条　件
1	原子炉熱出力（公称値）	50　MW
2	原子炉出口冷却材温度	1000　℃
3	原子炉入口冷却材温度	原子炉圧力容器，He循環機の規格，炉心燃料の熱負荷を勘案して定める。
4	燃　　料	二酸化ウラン被覆粒子・黒鉛内分散型
5	燃料体型式	ブロック型燃料体
6	炉心内冷却材流れ	下　向　流
7	圧力容器	鋼　　製
8	冷却回路数	2ループ
9	熱交換方式	中間熱交換方式
10	1次冷却材圧力	40 kg／cm² G
11	2次冷却材圧力	1次系より高くする。
12	2次冷却系構成機器	除熱系機器，熱利用系機器
13	格納方式	原子炉格納建屋内には原子炉本体と1次冷却系を格納する。

Table 1.2　核設計上の指針・基準

項　　目	指針または基準	備　　考
(1)　燃料濃縮度	10 w／o 以下	1燃料体内では同一濃縮度とした。
(2)　Nc／Nu	300 前後	
(3)　炉内燃料滞在時間	2年以上	負荷率 80%を想定
(4)　制御棒スタック基準	運転時2本（1対） 燃料交換時3本（1対＋1本）	対制御棒は各独立駆動とする。
(5)　反応度炉停止余裕	未臨界度 0.01 Δk_{eff}*	計算誤差として制御棒の反応度全補償能力に10%程度を見込む
(6)　制御棒最大反応度価値	臨界または臨界近傍で0.035Δk_{eff}以下	1独立駆動当りの値とする。
(7)　可燃性毒物反応度補償	可燃性毒物で補償する反応度量は極力小さくする。燃焼にともなう反応度回復量も0.015Δk_{eff} 以下を目標とする。	制約として厳しければ設計が進んだ段階で見直しも考慮する。
(8)　後備停止系反応度補償量	燃焼分を除いた全余剰反応度分	
(9)　後備停止系スタック基準	最大ワースの1組分	

＊　炉運転時に1対の制御棒がスタックしたとしても，あるいは燃料交換時に1本の制御棒がスタックしたとしても他の制御棒にて0.01 Δk_{eff} の未臨界度を確保できること。

Table 1.3　熱設計の指針・基準

項　　目	指針または基準	備　　考
(1) 限界熱流束	定格運転時に層流化現象を起さないこと。	・層流化の判定は次式による。 $q^{+}_{crit}=0.584\times10^{-6}\cdot Re^{1.465}$ ・不確かさの効果を考慮すること。
(2) レイノルズ数	定格運転時の最小レイノルズ数は3,500以上を目標とする。	
(3) 燃料温度	公称最高温度を1350℃以下とする。	

Table 1.4　燃料体設計の指針・基準

項　　目	指針または基準	備　　考
(1) 被覆燃料粒子破損率	(a) 照射によって発生する機械的破損は，無視し得る程度に小さいこと（プラント状態ⅠおよびⅡ）*	SiC層の許容応力を0 kg/cm²とする。
	(b) アメーバ破損粒子は全炉心粒子の1％以下とする。(プラント状態ⅠおよびⅡ)*	燃料核移動距離が30 μ以上に達したものを破損とみなす。
(2) 燃料コンパクトの応力	熱応力，照射応力に対する許容応力を以下の値とする。（プラント状態ⅠおよびⅡ)* 引張応力　30 kg/cm²	
(3) 黒鉛スリーブ，ブロックの応力	1次応力，2次応力に対する許容応力を以下の値とする。（プラント状態ⅠおよびⅡ)* 1次応力　引張　35 kg/cm² 圧縮　165 kg/cm² 2次応力　引張　50 kg/cm² 圧縮　350 kg/cm²	

*　プラント状態Ⅰ　通常運転中に計画または考慮されている事象

プラント状態Ⅱ　通常運転としては計画されていない事象であるが，原子炉寿命期間中に比較的しばしば起るものと予想される事象。

Table 1.5　Mark－Ⅲ 炉心の基本諸元

1. 一　般　諸　元				
1	原子炉型式			黒鉛減速，He 冷却，低濃縮 UO_2
2	原子炉熱出力（公称）		（MW）	50
3	冷却材温度	原子炉入口ノズル（℃）		395
		原子炉出口ノズル（℃）		1000
	冷却材圧力	原子炉出口ノズル（Kg/cm^2G）		40
4	燃料型式			二酸化ウラン被覆粒子黒鉛内分散型，ピン・イン・ブロック型燃料体
5	原子炉容器			鋼製圧力容器
6	冷却回路数			2ループ
7	熱交換方式			中間熱交換方式
2. 原子炉本体				
2.1　炉心主要諸元				
1	炉心等価値径		（mm）	2690
	炉心有効高さ		（mm）	4000
	反射体厚さ	径方向	（mm）	1050
		軸方向	（mm）	1140
2	燃料体カラム数	全　数		73
		標準燃料体		66
		制御棒挿入孔付燃料体		7
	可動反射体カラム数	全　数		78
		標準可動反射体		66
		制御棒挿入孔付可動反射体		12
3	カラム当り	燃料体数		7
		可動反射体数		2（上部反射体），2（下部反射体），11（側部反射体）
4	燃料体数	標準燃料体		462
		制御棒挿入孔付燃料体		49
	可動反射体数	標準反射体		990
		制御棒挿入孔反射体		160

5	制御棒	全本数	38
		炉心内挿入本数	14
		可動反射体内挿入本数	24
		炉内配置方式	双子状，炉内一様
	後備停止用ボロン落下孔	全孔数	19
		炉心内孔数	7
		可動反射体内孔数	12
6	燃料装荷量	（tonHM）	1.74
	燃料装荷方法	径方向	一様装荷
		軸方向（w／o）	6, 6, 4, 4, 4, 2, 2,（炉心上部より）
	燃料取替方式		停止時，全炉心同時交換
7	冷却材流量調節		7カラム単位領域別
8	冷却材流動方向と燃料取替位置，制御棒駆動位置		下降流，上部取替，上部駆動

2.2 燃 料 体

1	燃料体型式		六角型黒鉛ブロック，中空燃料棒挿入型
2	黒鉛ブロック	材質	SM1－24相当
		密度（g／cm³）	1.8
		平径（mm）	299（カラムピッチは300）
		長さ（mm）	570
		冷却孔径（mm）	50
		燃料体掴穴径（mm）	50

	標準ブロック	CR& RSS孔付ブロック
CR& RSS孔径（mm）	—	104
冷却孔数	12	3
CR& RSS孔数	—	3

3	黒鉛スリーブ	材質	SM1－24相当
		密度（g／cm³）	1.8
		内径（mm）	36.3
		外径（mm）	46
		長さ（mm）	555
4	燃料コンパクト	型式	中 空 型
		内径（mm）	18
		外径（mm）	36
		長さ（mm）	36
	粒子充填率	（v／o）	30

	マトリックス密度		(g／cm³)	1.65
	製造法			オーバコート法
5	被覆粒子	直径	(μm)	920
	燃料核	燃料物質		UO_2
		直径	(μm)	600
		密度	(g／cm³)	10.4
		濃縮度	(w／o)	6,4,2
	被覆管	型式		四重被覆

	第1層	第2層	第3層	第4層
材質	低密度PyC	高密度PyC	SiC	高密度PyC
厚さ (μm)	60	30	25	45
密度 (g／cm³)	1.1	1.8	3.2	1.8
異方性 (BAF)	——	＜1.1	——	＜1.1

2.3	可動反射体			
1	可動反射体型式			六角型黒鉛ブロック
2	黒鉛ブロック	材質		SM1－24相当
		密度	(g／cm³)	1.8
		平径	(mm)	299（カラムピッチは300）
		長さ	(mm)	570
		反射体擱穴径	(mm)	50

	標準ブロック	CR& RSS孔付ブロック
CR& RSS孔径 (mm)	——	104
CR& RSS孔数	——	3

2.4	反応度制御素子			
1	制御棒	型式		軸方向多分割2重円筒ベント型
		数量		38
	吸収体	材質		B_4Cと黒鉛粉末混合焼結体
		内径／外径	(mm)	55／85
		有効長	(mm)	4500
		ボロン濃度	(w／o)	30
	保護管	材質		ハステロイ－X
		肉厚	(mm)	2

2	後備停止系吸収体	型式	ボロン黒鉛球落下挿入
		材質	B_4Cと黒鉛粉末混合焼結体
		外径 （mm）	10
		ボロン濃度 （w／o）	30
3	可燃性毒物吸収体	型式	細棒を燃料体ブロックに封入
		材質	B_4C粒子と黒鉛粉末混合焼結体
		外径 （mm）	8
		スタック長さ （mm）	500
		B_4C粒子径 （μm）	600
		ボロン濃度 （w／o）	4.5
	細棒装荷本数（燃料体当り）		濃縮度 6, 4, 2 w／o のそれぞれの標準燃料体に対して 3, 2, 1本
2.5	原子炉圧力容器		
1	型　式		竪置円筒型
2	主要寸法	内径 （mm）	5,510
3	主要材料		A 387　（$2\frac{1}{4}$ Cr－1 Mo 鋼）

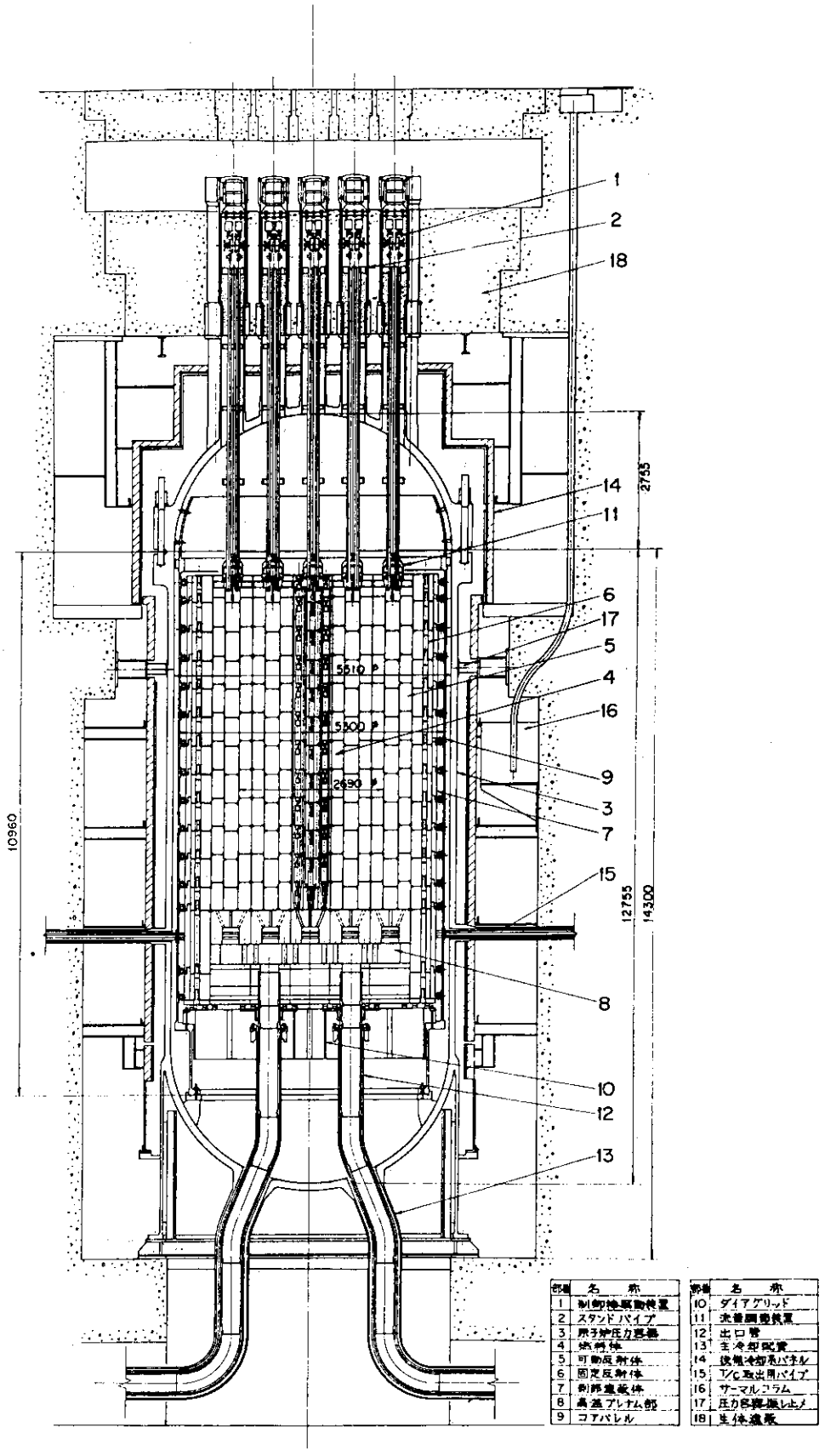
Table 1.6　Mark－Ⅲ 炉心の特性

1. 核特性				
1	反応度補償（ΔK_{eff}）	（余剰反応度）	制御棒	可燃性毒物
	濃度	0.05	0.08	－0.03
	Xe & Sm蓄積	0.05	0.035	0.015
	燃焼	0.225	0.045	0.18
	運転余裕	0.01	0.01	—
	照射実験	—	0.01	—
	炉停止余裕	—	0.16(Cold)	—
2	出力密度　炉心平均／最高（w／cm³）	2.20／5.90		
	出力ピーキング　全／軸方向／径方向	2.68／2.25／1.19		
3	中性子束（n／cm² sec）			
	熱中性子束（E＜2.38 eV）平均／最大	4.25×10^{13}／1.06×10^{14}		
	速中性子束（E＞2.38 eV）平均／最大	3.61×10^{13}／9.36×10^{13}		
4	平均燃焼度　平均／最大（GWD／T）	21.0／33.8（6w／o），22.2／34.3(4w／o)，5.8／11.2（2w／o）		

5	炉内燃料滞在期間（yr）		2.1（80% L.F.）			
6	温度係数　燃料／減速材（Δk／k／℃）		−〜3 × 10^{-5}／−〜7 × 10^{-5}			
2. 熱流動特性						
1	熱出力　炉心部／反射体	（MW）	47.5／2.5			
2	冷却材流量　全流量	（kg／s）	15.92			
	有効炉心／その他	（kg／s）	14.33／1.59			
3	冷却材圧力　炉心出口	（kg／s）	41			
4	冷却材温度　炉心入口／出口平均	（℃）	400／1039			
			流量調節方式Ⅱ*1		流量調節方式Ⅲ*2	
5	燃料ピン線出力　平均／最高	（cal／cms）	36.92		96.91	
6	燃料コンパクト温度　平均／最高	（℃）	892／1326		895／1302	
	燃料コンパクト温度の炉心体積割合(T≧1200℃)(%)		4.3		4.9	
7	黒鉛スリーブ温度　平均／最高	（℃）	800／1165		803／1199	
8	熱伝達率　平均／最高	（cal／cm^2s ℃）	0.0354／0.0410		0.0351／0.0394	
9	流　速　平均／最高	（m／s）	30.5／47.2		30.4／46.2	
10	レイノルズ数　最低／平均／最高		3580／5328／7790		3077／5330／7472	
11	最大圧力損失(上下反射体+炉心部)（kg／cm^2）		0.66		0.62	
3. 燃料特性						
1	最大燃料核移動距離	ℓ（μm）	25.7		24.5	
	ℓ＞10 μmの全炉心割合	（%）	16.4		18.3	
	ℓ＞20 μmの全炉心割合	（%）	2.16		1.96	
2	最高限界温度勾配比		0.33		0.32	
3	燃料コンパクト応力	（kg／cm^2）	最大引張	最大圧縮	最大引張	最大圧縮
	初　期		20	−14	20	−14
	照射中		29	−41	27	−39
4	燃料スリーブ応力	（kg／cm^2）				
	初　期		12	−14	12	−14
	照射中		26	−21	24	−20
5	冷却材中金属FPインベントリー（Ci）		平均チャンネル評価		高温チャンネル評価	
	Sr − 90		20		53	
	Sr − 89		7.1		37	
	Cs − 137		9.1		19	

*1 流量調節領域毎の冷却材平均出口温度をそろえる方式。

*2 流量調節領域毎の燃料最高温度をそろえる方式。



部番	名称
1	制御棒駆動装置
2	スタンドパイプ
3	原子炉圧力容器
4	燃料体
5	可動反射体
6	固定反射体
7	制御棒案内体
8	高温プレナム部
9	コアバレル

部番	名称
10	ダイアグリッド
11	流量調整装置
12	出口管
13	主冷却配管
14	後備冷却系パネル
15	T/C取出用パイプ
16	サーマルコラム
17	圧力容器遮しゃ
18	生体遮蔽

Fig. 1.1　多目的高温ガス実験炉の炉体縦断面図

1	標準型燃料体
2	制御型燃料体
3	可動反射体
4	固定反射体
5	側部遮蔽体
6	コアバレル
7	原子炉圧力容器

孔番	用途	個数
H1	起動領域中性子計測孔	3
H2	容器材料等サーベイランス用孔	3
H3	中性子源用孔	3
H4	炉心物質試験材料サーベイランス用孔	3

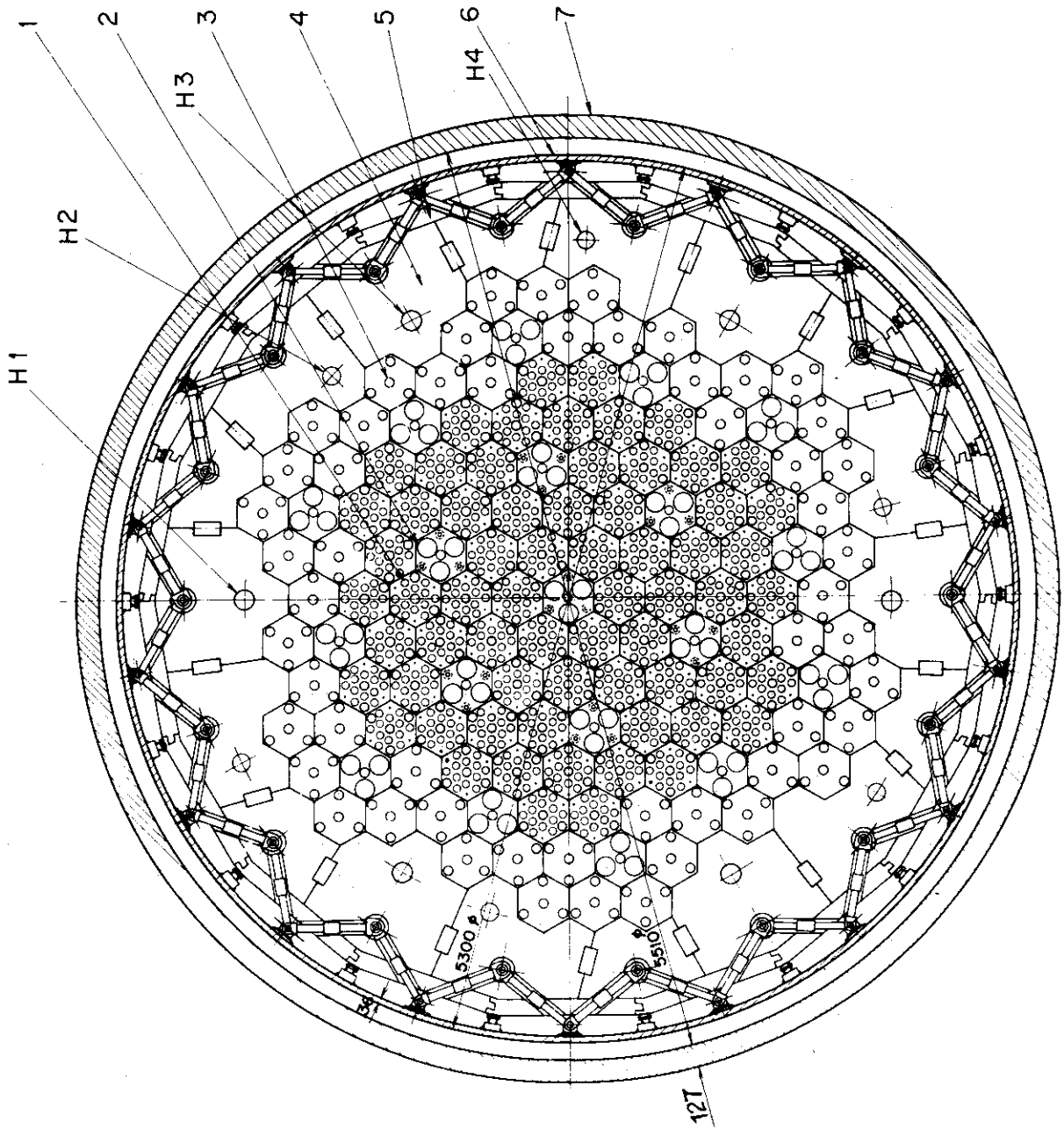
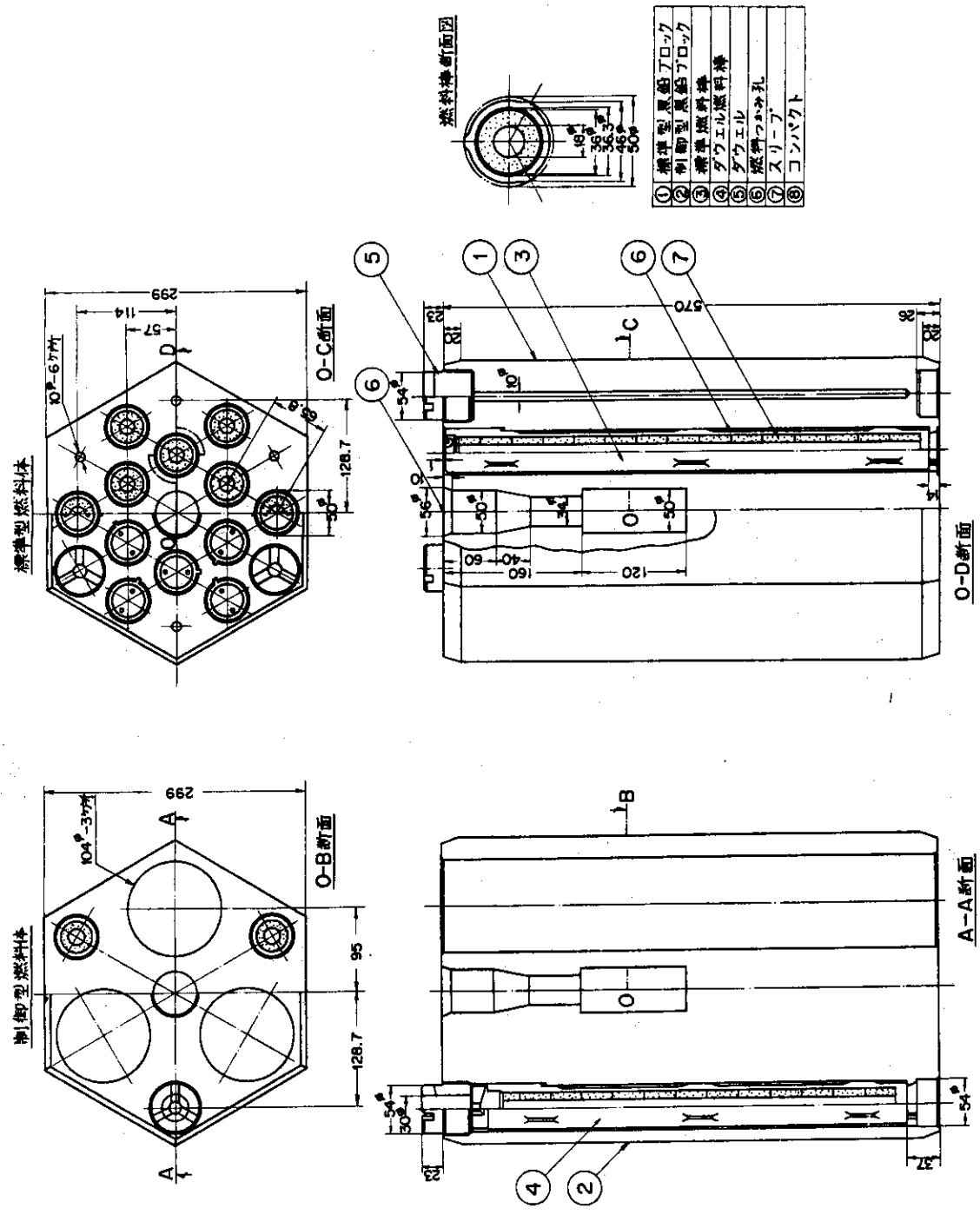


Fig. 1.2　多目的高温ガス実験炉の炉体横断面図



第1.3図　多目的高温ガス実験炉の燃料体

2. 制御棒引抜き計画の検討

2.1. 概　要

本実験炉の最大の目標である，冷却材出口温度 1000℃の達成と同時に，運転期間中の安全性を最大限確保するために，制御棒の操作法が，きわめて重要な役割をもつとの判断から，第1次概念設計における炉心（Ｍｋ －Ⅲ）をベースとして，その制御棒引抜き計画を検討した。

まず，検討に先だち，第1次概念設計までの炉心設計や安全性評価の結果から，Table 2.1 に示すような炉心核熱設計基準を定めた。ただし，これらの値は確定的な基準値とは考えずに目安値としてとらえている。すなわち，実際の制御棒引抜き計画の立案においては，Table 2.1 の値を次の手順で活用することとしている。

(i) 目安値を達成する。

(ii) 今回の検討範囲内で達成できない場合は，目安値達成のための今後の炉心核熱設計上の方策を具体的に探る。

(iii) (i) 及び (ii) が可能でない場合は，目安値達成と同程度の価値をもつ運転上及び安全上の対策を検討する。

(iv) (i)～(iii) いづれも可能でない場合は，目安値自身及び目安値達成不能のために生じると思われる事象に対する再評価を行う。

次いで，実際の設計検討の基本方針を次のように設定した。すなわち，

(i) 燃料温度の低減化に関して，定格出力運転中の制御棒は，炉心外に引抜いて運転できることの可能性を確かめる。

(ii) 運転関連の諸特性の安定性を目標として，燃焼期間を通じて，制御棒の位置変動を極力押える。

(iii) 以上の要請は，まず可燃性毒物（ＢＰ）装荷法の検討のみによってその実現を計ることとし，達成不可能な場合には，最小限の燃料装荷法の変更（Ｍｋ－Ⅲ　炉心からの）を行うことにより実現を計る。その他の炉心仕様の変更は保留する。

以上のような方針に基づいて，ＢＰおよび燃料装荷法の相異なるＭｋ－ⅢＡからＭｋ－ⅢＨまでの8炉心を設定し，その検討結果から，次のような，主要な結論を得ている。すなわち，

(i) 平均濃縮度4 w／o 程度の燃料装荷炉心（Ｍｋ －Ⅲシリーズ）で，ＢＰの装荷法を工夫することにより，燃焼日数 600 日にわたって，制御棒を炉心・反射体境界近傍にほとんど停留させながら運転することができる（Ｍｋ －ⅢＦ）。

(ii) 起動・出力上昇時において，最大制御棒対反応度価値，制御棒感度の計算結果を，上述の目安値と比較したところ，制御棒感度（反応度印加率）の結果が，きびしい条件下にあることが判明した（Ｍｋ －ⅢＦ）。しかし，制御棒感度を改善し，同時に，制御棒を上部反射体内に留めることを，より確実にする方策が存在する（Ｍｋ －ⅢＧ，Ｍｋ－ⅢＨ）。

(iii) 燃料温度の低減化も同時に実現することを確かめた。

(IV) 本検討で得られた結果を総合して，Ｍｋ－Ⅲ炉心シリーズに関する炉心特性に対して，次のような値を実現する可能性を確認した。出口温度1000℃を前提として，

1バッチ燃料交換方式運転	600日（正味）
燃料最高温度（ノミナル）	1300℃（定常運転時）
制御棒感度（⊿K／cm／本）	＜1×10^{-4}，＞2×10^{-5}
制御棒対反応度（⊿K）	＜0.006（定格運転時）
	＜0.037（室温臨界時）
炉停止余裕（⊿K）	0.08（2対スタック条件）
最小レイノルズ数	3800

ただし，これらは第1次概念設計における定義と計算モデルを用いたときの値である。

(V) より詳細な反応度事故解析（fault analysis）を行って，安全性の確認を行う必要がある。

2.2 定常運転時

定常運転時の制御棒操作は，運転および安全上の諸要求を満たすための一つの限界を探る意味で，

(i) 制御棒をできるだけ炉心から追い出す

こととして，この操作を通して，

(ii) 燃焼期間を通じて，安定した出力分布を得る

(iii) 燃料最高温度をできるだけ低く抑える

ことを目標とした。

この目標を達成するために，まず可燃性毒物（ＢＰ）の装荷法をサーベイした。その検討結果がＭｋ－ⅢＦ炉心である。

更に，Ｍｋ－ⅢＦ炉心の限界を補う意味で，燃料濃縮度配分について検討した。その炉心がＭｋ－ⅢＧ及びＭｋ－ⅢＨ炉心である。

ここでは，主としてこれらの炉心のＢＰ装荷法と核・熱特性について述べ，制御棒の補償反応度や感度については2.3節および2.4節にて述べる。

2.2.1 Ｍｋ－ⅢＦ炉心

(1) ＢＰ装荷法とセル燃焼特性

Ｍｋ－ⅢＦ炉心のＢＰ装荷法をFig. 2.1に示す。また，各セルの燃焼特性をFig. 2.2とFig. 2.3に示す。

燃焼期間を通じ炉心出力分布をほぼ一定に保つためには，各セルの燃焼特性をほぼ平担化させる必要がある。そのため，各燃料セルに対し，ＢＰ諸元をパラメータとして広範囲なサーベイを実施した。しかしながら，4％濃度以下の燃料に対しては，平担化がやや困難であるという結果を得ている。

炉心への装荷法は，Ｍｋ－ⅢＡ，Ｂ，Ｃ，Ｄ，Ｅまでの5炉心について，制御棒挿入度，炉心

燃焼特性，および燃料温度分布の面よりサーベイした。

その結果，次のことが判明した。

(i) 制御棒を炉心から追い出すためには，ＢＰ装荷量炉内分布の調節により，軸方向出力分布を極端に炉心上部へ押し上げる必要がある。

(ii) しかし，このことは，６％濃縮燃料の平担化燃焼特性領域を越えてしまい，安定出力分布が崩れてしまう。

(iii) また，燃料最高温度は６％濃縮燃料領域の下端部に生じる。

以上のことから，Ｍｋ－ⅢＦ炉心では，燃料最高温度が最低となるような軸方向ＢＰ装荷法に加えて，更に，第１オリフィス領域により多くのＢＰを装荷して径方向出力分布をも改善した。

なお，２％濃縮燃料領域には，平担化燃焼特性の困難性からＢＰを装荷しない方針とした。

(2) 炉心燃焼特性と制御棒操作

Ｍｋ－ⅢＦの炉心燃焼特性と定格運転時の制御棒操作をFig．2.4に示す。

炉心燃焼特性は，Ｘｅ平衡以後の６００日間，その変動巾が0.015 Δkという極めて安定した特性を示している。運転余裕を0.01 Δkとしても，制御棒の補償すべき反応度誤差を無視すれば，６００日の定格運転が可能である。

また，制御棒は，平担な炉心燃焼特性の故に，その位置変動を炉心部最上層の１燃料体内に限定することが可能である。

(3) 出力分布と燃料温度分布

Ｍｋ－ⅢＦ炉心の初期高温臨界時および定格運転時相当の第２オリフィス領域平均軸方向出力分布をFig．2.5に示す。また，その時の径方向出力ピーキングファクタをTable 2.2に示す。

これらのデータを用い，冷却材出口温度一定方式にて計算したホットチャンネルの燃料温度分布をFig．2.6に示す。

定格運転時の燃料最高温度は，４％濃縮燃料領域の下端部に現われ，今回の計算モデル*でのノミナル値で，ほぼ１２５０℃となる。更に，燃料最高温度を低めるには，径方向の出力分布を改善する必要があるが，Ｍｋ－Ⅲ炉心では，ＢＰ装荷のための反応度余裕があまり大きくないので，燃料最高温度をＢＰ装荷法のみで改善することは，１２５０℃が一応限度と推定される。

制御棒未挿入状態での燃焼による軸方向出力分布変化と径方向出力ピーキングファクタの変化をFig．2.7およびTable 2.3に示す。ほぼ安定した出力分布を得ているといえる。

なお，４％濃縮燃料領域の出力レベルは，定格運転時の方が制御棒未挿入時よりもやや高くなる。Ｍｋ－ⅢＦ炉心の４％濃縮燃料領域の最大燃焼度は，制御棒未挿入炉心において，既に平担化燃焼特性領域の限界に来ているので，ＢＰ諸元の微調整等により，平担化領域を更に延ばす努力が必要である。

＊ その後の検討によると，本章で述べる燃料最高温度のノミナル値は，計算モデルの相異のため，第１次概念設計・Ｍｋ－Ⅲ炉心特性評価でのノミナル値と較べて，最大５０℃程度過小評価している可能性がある。

2.2.2　Ｍｋ－ⅢＧ，Ｍｋ－ⅢＨ炉心

Ｍｋ－ⅢＦ炉心は，次のような改善されることが望ましい特性を残している。

(i)　制御棒が分担すべき反応度誤差等を考慮すれば，定格運転時の制御棒は１燃料体以上炉心に挿入される可能性がある。

(ii)　燃料最高温度を1250℃以下にすることが困難である。

(iii)　起動・出力上昇時の中心制御棒感度が厳しい。

(iv)　４％濃縮燃料領域の平担化燃焼特性領域が不足している。

そこでこれらの点を改善するために，Ｍｋ－ⅢＦを基本炉心として燃料装荷法について検討した。

まず，第１ステップは，燃料最高温度を改善するために，Ｆ炉心の第２～第４オリフィス領域の最上段燃料ブロックを６％濃縮から１０％濃縮燃料に変更した。これがＭｋ－ⅢＧ炉心である。

第２ステップは，炉心－上部反射体境界の制御棒価値を高めるために，Ｇ炉心での変更に加え，４％濃縮燃料領域中段ブロックのＢＰ装荷量を増した。これがＭｋ－ⅢＨ炉心である。

(1)　燃料・ＢＰ装荷法とセル燃焼特性

Ｍｋ－ⅢＧおよびＨ炉心の燃料およびＢＰ装荷法を Fig. 2.8 および Fig. 2.9 に示す。また，１０％濃縮燃料のセル燃焼特性を Fig. 2.2 および Fig. 2.3 に示す。

(2)　初期余剰反応度と制御棒ワース

Ｍｋ－ⅢＦ，Ｇ，Ｈ炉心の初期高温余剰反応度と炉心－上部反射体境界近傍の制御棒ワースを Table 2.4 に示す。

初期余剰反応度は，Ｇ，Ｈ両炉心共に，Ｆ炉心よりそれぞれ0.0024 Δk および0.016 Δk ほど高く，両炉心はＦ炉心に比べ，燃料最高温度の低減あるいは制御棒ワースを高めるためのＢＰ装荷法に余裕があるといえる。

また，炉心－上部反射体境界近傍の制御棒ワースは，Ｇ，Ｈ炉心共にＦ炉心より約２倍程度高い。従って，この分だけ制御棒を炉心から追い出すことができる。

(3)　出力分布と燃料温度分布

Ｇ，Ｈ各炉心に対する第２オリフィス領域平均軸方向出力分布をそれぞれ Fig. 2.10 と Fig. 2.11 に示す。また，それに対応する径方向出力ピーキングファクタを Table 2.2 に示す。

また，Ｇ，Ｈ各炉心のホット・チャンネル燃料温度分布を Fig. 2.12 および Fig. 2.13 に示す。

Ｇ炉心の結果から燃料最高温度を1200℃以下に抑える可能性が期待できる。

また，Ｇ，Ｈ両炉心とも４％濃縮燃料領域の出力レベルは，Ｆ炉心のものより低下しており，特にＨ炉心では，定格運転時相当の出力レベルがＦ炉心の制御棒未挿入時のものに比べ同程度以下である。従って４％濃縮燃料の平担化燃焼特性の改善は，Ｆ炉心よりかなり容易となる。

なお，Ｈ炉心からは定格運転時に，制御棒を炉心から追い出す可能性が期待できる。Ｇ，Ｈ両炉心の長所を生かし，径方向のＢＰ装荷法を改善することが今後の課題である。

2.3 起動時

起動時の制御棒引抜きパターンと反応度特性について，まずＭｋ－ⅢＦ炉心について詳細に検討した。このために，制御棒パターンとして，ＡおよびＢの２種のパターンを検討の対象として取り上げた。いずれも，炉外中性子計測あるいは出力分布への配慮から，外測制御棒群から引抜くようになっているが，両パターンの相違は，径方向反射体中制御棒（Ｒ２，Ｒ３各６対）を，出力上昇時に使用するかしないかという点のみである。両パターンを，Fig. 2.15 およびFig. 2.16 に示した。

Ｍｋ－ⅢＧ及びⅢＨについても，ほぼ同様の引抜きパターンを取るがより制御棒を引抜いた形となる。これら３炉心についていえることは，各制御棒を５／７よりも深く挿入した場合には，その反応度の増加率が大きくなることである。これは，５／７以下の２w／o 燃料領域には，BPを全く装荷していないことに由来する効果であり，５／７挿入ケースと全挿入ケースとで，中性子束分布が大きく異なる事実で説明できる。その例を，Fig. 2.17 に示した。この効果があるために，室温臨界の時点で，特に，Ｒ１制御棒（６対）は，５／７以上に引抜いておく必要があり，インター・ロック・システムとしても，この点に十分な配慮が必要となる。

2.4 反応度制御と設計誤差への対応策

2.4.1 制御棒反応度特性

Ｍｋ－ⅢＦ炉心に関する制御棒反応度特性を，Table 2.5 に示した。反応度印加率については，出力上昇ステップ毎にそれぞれの制御棒群に対してその値を示した。後備停止系による停止余裕は，（B_4C＋Ｃ）ボールの充満範囲を上部反射体・炉心境界から炉心６／７の深さまでとして評価したものである。

これらの値を Table 2.1 の目安値と比較すると，両パターンとも，印加率の上限値が大きめの値に出ていること，Ｂパターンでは，Ｒ２＆Ｒ３の印加率が小さすぎる範囲があることが問題点である。特に，温度効率の大きい，出力上昇初期の段階で，Ｂパターンの外側制御棒群Ｒ２＆Ｒ３では，昇温効果に追従できない可能性がある。

比較的に大きい印加率は，両パターンとも中心制御棒対の引抜き時に出現する。Ｍｋ－ⅢＦ炉心ではこのことをあらかじめ予想して，第１オリフィス領域のＢＰ装荷量を大きめにとる工夫をとったが十分ではなかった。この点は，次のＧ炉心，Ｈ炉心ではかなり改善される。Ｈ炉心中心制御棒対における最大印加率は，1×10^{-4}（$\Delta k/cm/本$）となり，約２０％に減少する。これには，Ｍｋ－ⅢＨ炉心の出力上昇中（後半）の中性子束分布が，Ｍｋ－ⅢＦに比べて上部に移動した形となっていることに由来する効果が大きいと考えられる。このＨ炉心にみられる効果を利用すれば，Ａパターンにおいては，今回設定された反応度効果の限界に対する目安値を達成できると考えられる。

2.4.2　設計誤差と対応策

炉心および制御棒反応度に関連した設計誤差は，計算手法に関するR& Dの成果を順次投入することによって，その大きさの低減化を計る必要がある。ここでは，最終的な設計段階での反応度誤差を想定し，炉心起動時から運転時に取りうる対策について検討し，その結果をTable 2.6にまとめた。ここで想定した誤差は，諸外国における高温ガス炉設計の実績を参考にして決めたものであり，現段階では達成目標というべき値である。

それぞれの誤差について，各ステージで取りうる対応策については，現設計段階から，その実施の現実性を検討しておく必要がある。以下では，ＢＰピン追加・引抜き，燃料ブロック追加，制御棒位置修正に伴う反応度効果を，Ｍｋ－ⅢＦ炉心について検討した結果を示す。

対　　応　　策	反応度効果（Δk）
中心オリフィス領域上部 ２ブロック・ＢＰ（３ピン） 追加・引抜き	±0.007
第４オリフィス領域燃料 カラム数（６）追加	＋0.006
制御棒位置修正 （C＋R_1）／cm・hot	±4.9×10^{-4}

安全性が最優先項目であることから，設計誤差の正の方向の反応度効果は，あらかじめ停止余裕の中に含めておく必要がある。

2.5　設計計算手法

2.5.1　概　　要

今回の検討に用いた計算コード・システムをFig. 2.18に示す。英国において評価された核データより作成された69群断面積ライブラリーと，多群非均質セル燃焼計算コードＷＩＭＳ－ＦＥ３を用いてセル燃焼計算を行ない，可燃性毒物の最適評価を計った。Xe飽和後の燃焼期間を通じて，実効増倍率が一定になることを目標に，可燃性毒物の径とB^{10}の濃度を決定した。また，ＷＩＭＳ－ＦＥ３では，物質ごとの９群縮約の群定数も同時に作成した。

ここで得られた９群群定数は，群定数編集コードＦＧＬＤにより種々の補正を加えて炉心領域定数として平均し，同時に６群への縮約を行なった。

この６群群定数を，燃焼ステップごとに領域実効断面積計算コードMACROXで処理し，６群実効断面積データを得た。

この6群群定数を用いて，2次元拡散計算コードCITATIONにより，R－Zモデルで炉心計算を行なった。この計算コードシステムでのエネルギー群の構造をTable 2.7に示す。

2.5.2 標準計算モデル

炉心セル定数作成においては，可燃性毒物ピンを中心に配した，クラスター・タイプのセル・モデルを設定した。このセル・モデルとして，1本の可燃性毒物に対し9本の燃料ピンを配するSP9モデルと，25本の燃料ピンを配するSP 25モデルを考えた。可燃性毒物の最適装荷を達成するため，毒物の半径を0.4 cm～1.5 cm，B_4C濃度を2 v／o～30 v／oの間で変え，ピン半径を8～20領域に分割して計算した。

制御棒群定数作成については，制御棒を中心に75本の燃料ピンを配したSP 75セル・モデルを設定した。反射体に関する群定数は，内側を燃料ピンとする2領域モデルで計算した。

2次元拡散計算を行なった炉心RZモデルを，Fig. 2.19に示す。径方向に5領域，軸方向に11領域とした。セルおよび炉心モデルの妥当性についての検討も行っているが，別の資料を参照されたい。

2.5.3 セル計算入力データ

WIMS－FE 3によるセル・モデル計算は，2～3領域69群スペクトル計算と，9群多領域中性子束微細構造計算の2つの基本的なプロセスに分けられている。9群縮約群定数作成用スペクトルは，前者のプロセスで計算するが，この時のモデルは，SP 9，SP 25およびSP 75より求められる，平均的な単位格子モデルである。炉心が理想的な格子より構成されておれば，SPモデルは，この格子モデルと完全に一致する。

SPモデルの構成の例を，Table 2.8及びTable 2.9に示した。

2.6 今後の課題

第2節でも述べたように，今回の検討を通して，Mk－Ⅲ炉心をベースとして可燃性毒物及び燃料装荷法の最適化を行うことにより，所定の炉心核熱設計基準を満足する炉心設計が可能である，という明確な見通しを得たと言える。今後とも，詳細な炉心核熱設計に加えて，燃料及び炉心安全性の確認を行う必要があることは言うまでもない。

最後に，今回の炉心核熱設計研究の過程で明らかとなった今後の検討課題のうち，特に今回の核熱設計の前提条件となっていた点も含めて，他設計分野と競合する課題について以下に述べる。

(i) BP及び燃料装荷法の選択を容易にし，しかも格子セル概念の適用を確実なものとして設計構度の向上を計るためには，1燃料体当りの燃料ピン本数が多い方が望ましい。
（現在12ピン／1燃料体）

(ii) 燃料温度の低減化を計るための軸方向燃料段付装荷に関連して，燃料体長さ（現在57cm）が一つの制約条件となったので，一燃料体内段付装荷が可能であれば，核熱特性はさらに向上するであろう。

(iii) 設計誤差に対する対応策について更に検討を加え，現実に実施することが容易な案を用意

することが必要である。

(IV) 詳細な原子炉運転特性検討及び反応度事故解析により，運転性並びに安全性の評価を行うとともに，反応度設計基準の見直しをすることが必要である。

(V) Mk －Ⅲ炉心では，制御棒の寸法および反応度価値が比較的大きい。この点に関して，反応度評価だけでなくブロック応力解析なども含めた総合的な再検討が必要であろう。

Table 2.1 設計指針・基準

項　　目	指　針，　基　準	備　　考
(1) 燃料濃縮度	10 w／o 以下	1燃料体内では同一
(2) 炭素とウランの原子数密度比（C／U）	300前後	
(3) 炉内燃料滞在期間	2年以上	負荷率 80％を想定
(4) 制御棒 スタック基準	運転時　　2本（1対） 燃料交換時　1本	対制御棒は各々独立駆動とする。
(5) 反応度炉停止余裕	未臨界度　0.01 Δk_{eff} 以上	制御棒の反応度補償能力に10％の計算誤差を見込む。
(6) 制御棒最大反応度価値	低温臨界状態　＜0.04 Δk_{eff} *1 中間出力状態　＜0.025 Δk_{eff} 定格出力運転状態＜～0.016 Δk_{eff}	1対当りの値とする。
(7) 停止能力 *2	低温臨界状態　＞0.02 Δk_{eff} 中間出力状態　＞0.035 Δk_{eff} 定格出力運転状態＞0.044 Δk_{eff}	
(8) 制御棒感度	＜～0.0001 Δk_{eff}／cm／本 *3 ＞～0.00002 Δk_{eff}／cm／本 *4	
(9) 可燃性毒物反応度補償	補償する反応度量は極力小さくする。 燃焼に伴う反応度回復量は 0.015 Δk_{eff} 以下を目標とする。	制約として厳しければ設計の進んだ段階で見直しする。
(10) 後備停止系スタック基準	1　組	
(11) 後備停止系反応度補償量	燃焼分を除いた全余剰反応度	
(12) 燃料最高温度	1350℃以下	公称値
(13) 最小レイノルズ数	3500以上を目標	定格運転時の値

（補足説明）

＊1　0.04 Δk_{eff} を大きく下廻ることが望ましい。

＊2　停止能力の定義は次に従う。

ロッドエジェクション時を想定して，制御棒1対の炉外逸出と他に余裕1対のスタック（事故状態のまま固定）を考えた場合の，他の全制御棒の全挿入状態での炉停止余裕に相当する。

ただし，温度状態は事故発生時の状態とし，Xe & Smは崩壊済みを仮定する。

＊3　10秒間連続引抜きペリオド＞～100秒とする値

＊4　出力上昇に24時間程度を要する値

Table 2.2　出力ピーキングファクタ

炉　心	制御棒挿入状態 C，R1,R2&R3	P1 オリフィス領域番号			P2 オリフィス領域番号			Keff	備　考
		1	2	3 & 4	1	2	3 & 4		
F	BP&CR＝NON	1.31_8	1.06_8	0.81_0	1.02_7	1.18_6	1.04_3	1.2868	No. 1
	O，O，O	1.19_3	1.06_0	0.85_6	1.00_0	1.12_3	1.02_8	1.0468	No. 53
	B，B，O	1.18_8	1.05_8	0.86_0	1.00_0	1.12_0	1.02_7	1.0364	No. 62
	1／7,1／7，O	1.18_1	1.05_2	0.87_2	1.00_3	1.11_5	1.02_1	1.0167	No. 63
	2／7,2／7　O	1.18_6	1.04_8	0.87_7	1.00_7	1.11_7	1.01_9	0.9889	No. 64
G								(1.0706)	
	B，B，O	1.09_2	1.06_1	0.88_1	1.00_3	1.11_8	1.02_9	1.0516	No. 66
	1／7,1／7，O	1.12_5	1.04_8	0.89_3	1.00_2	1.10_6	1.02_8	1.0217	No. 67
H								(1.0625)	
	B，B，O	1.08_5	1.06_1	0.88_3	1.00_7	1.12_4	1.03_5	1.0393	No. 116
	1／7,1／7，O	1.13_0	1.04_5	0.89_6	1.00_8	1.11_4	1.03_3	1.0000	No. 117

注．1）制御棒挿入状態　　B：上部反射体－炉心部境界，1／7：炉心部1ブロック挿入

2）計算モデル　：　6群RZ拡散計算

3）P_2 値に対し，スーパーセル内 fine stucture の補正はしていない。

Table 2.3 燃焼による出力ピーキングファクタの変化

Mk－ⅢF（CR＝NON）

STEP No.	燃焼日数（日）	P1 オリフィス領域番号			P2 オリフィス領域番号			Keff.
		1	2	3 & 4	1	2	3 & 4	
1	0	1.193	1.060	0.856	1.000	1.123	1.028	1.0468
2	10	1.192	1.060	0.857	1.000	1.123	1.025	1.0202
3	100	1.193	1.059	0.857	1.003	1.127	1.021	1.0251
4	200	1.192	1.057	0.860	1.007	1.133	1.025	1.0231
5	300	1.195	1.055	0.862	1.010	1.140	1.026	1.0194
6	400	1.200	1.053	0.864	1.015	1.149	1.026	1.0171
7	500	1.205	1.051	0.866	1.019	1.158	1.025	1.0151
8	600	1.203	1.048	0.870	1.022	1.164	1.022	1.0115
9	700							1.0041

注） 6群RZ拡散計算

Table 2.4　初期余剰反応度と制御棒ワース

（Δk）

	Mk－ⅢF	Mk－ⅢG	Mk－ⅢH	備　　考
初期余剰反応度（高　温）	0.0468	0.0706	0.0625	
Xe　&　Sm	0.0266	——	——	燃焼 10 日
制御棒ワース				初期高温
C& R1 ＝B	0.0104	0.0190	0.0232	R2&R3＝NON
＝1／7	0.0301	0.0489	0.0625	
＝2／7	0.0575	0.0806	——	

（注）1.　C　：中心制御棒
　　R1　：第1リング制御棒
　　R2　：第2　〃
　　R3　：第3　〃

2.　B　：炉心－上部反射体境界へ挿入
　　1／7：炉心へ1燃料ブロック長挿入

Table 2.5　制御棒反応度特性（Mk －ⅢF 炉心）

最大制御棒対反応度価値（Δk）	定格運転時	（A）	0.006
		（B）	－
	出力上昇時（低温臨界）	（A）	0.035
		（B）	0.008
	室温臨界時	（A）	0.037
		（B）	0.009
炉停止余裕（Δk）	1対スタック（max. worth pair）		0.159
	2対スタック 室温 Xe decay		0.083
後備停止系余裕（Δk）	定格運転時制御棒位置スタック最大価値ホッパー・スタック		0.118
反応度印加率（Δk／cm／rod）	（A） R1	max.	6.4×10^{-5}
		min.	4.4×10^{-5}
	C	max.	1.3×10^{-4}
		min.	7.2×10^{-5}
	（B） R2・R3	max.	1.1×10^{-5}
		min.	8.0×10^{-7}
	R1	max.	6.3×10^{-5}
		min.	3.5×10^{-5}
	C	max.	1.3×10^{-4}
		min.	7.2×10^{-5}

（A） Aパターン　　（B） Bパターン

Table 2.6　反応度誤差と対応策（Mk −ⅢF 炉心）

反応度効果（誤差要因）		誤差（達成目標） %	誤差（達成目標） Δk	対応策（ステージ）		
初期余剰反応度	昇温効果 (cold→hot)	±10	±0.013	hot critical	(±)	制御位置修正
	断面積，セル・炉心モデル	注1)	±0.012	cold critical	(＋)	中心オリフィス領域 BP装荷
	材料組成	注2)	±0.005		(＋)	炉心周辺領域 BP引抜き
(cold)			±0.013			
(hot)			±0.023			炉心周辺燃料カラム数追加
燃焼効果	FP，BP，セル・炉心モデル	注3)	±0.010	step by step	(±)	制御棒位置
停止余裕	(all rods worth)	±10	±0.041	cold subcritical		(margine 測定 設計余裕 の確認)
	1 pair stuck	〃	±0.033			
	2 pair stuck	〃	〃 (注4)			

注1) 実効増倍係数 Keff について1%程度の誤差。

注2) 密度誤差，不純物等を考慮。

注3) 燃焼日数100日程度に相当。

注4) 最大 rod-pair worth の2倍スタックすると仮定。

Table 2.7　群定数エネルギー幅のとり方

エネルギー下限値	69 群	9 群	6 群	エネルギー下限値	69 群	9 群	6 群
6.0655 Mev	1	1	1	1.071 eV	36	8	5
3.679	2			1.045	37		
2.231	3			1.020	38	7	
1.353	4			0.996	39		
821.0 KeV	5			0.972	40		
500.0	6			0.950	41		
302.5	7			0.910	42		
183.	8			0.850	43		
111.	9	2	2	0.780	44		
67.34	10			0.625	45		
40.85	11			0.500	46	8	6
24.78	12			0.400	47		
15.03	13			0.350	48		
9.118	14			0.320	49		
5.530	15	3	3	0.300	50		
3.5191	16			0.280	51		
2.23945	17			0.250	52		
1.4251	18			0.220	53		
906.858 eV	19			0.180	54		
367.262	20			0.140	55		
148.728	21			0.100	56		
75.5014	22			0.080	57	9	
48.052	23			0.067	58		
27.700	24			0.058	59		
15.968	25			0.050	60		
9.877	26			0.042	61		
4.00	27			0.035	62		
3.30	28	4	4	0.030	63		
2.60	29			0.025	64		
2.10	30	5	5	0.020	65		
1.50	31			0.015	66		
1.30	32			0.010	67		
1.15	33	6	6	0.005	68		
1.123	34			0.	69		
1.097	35						

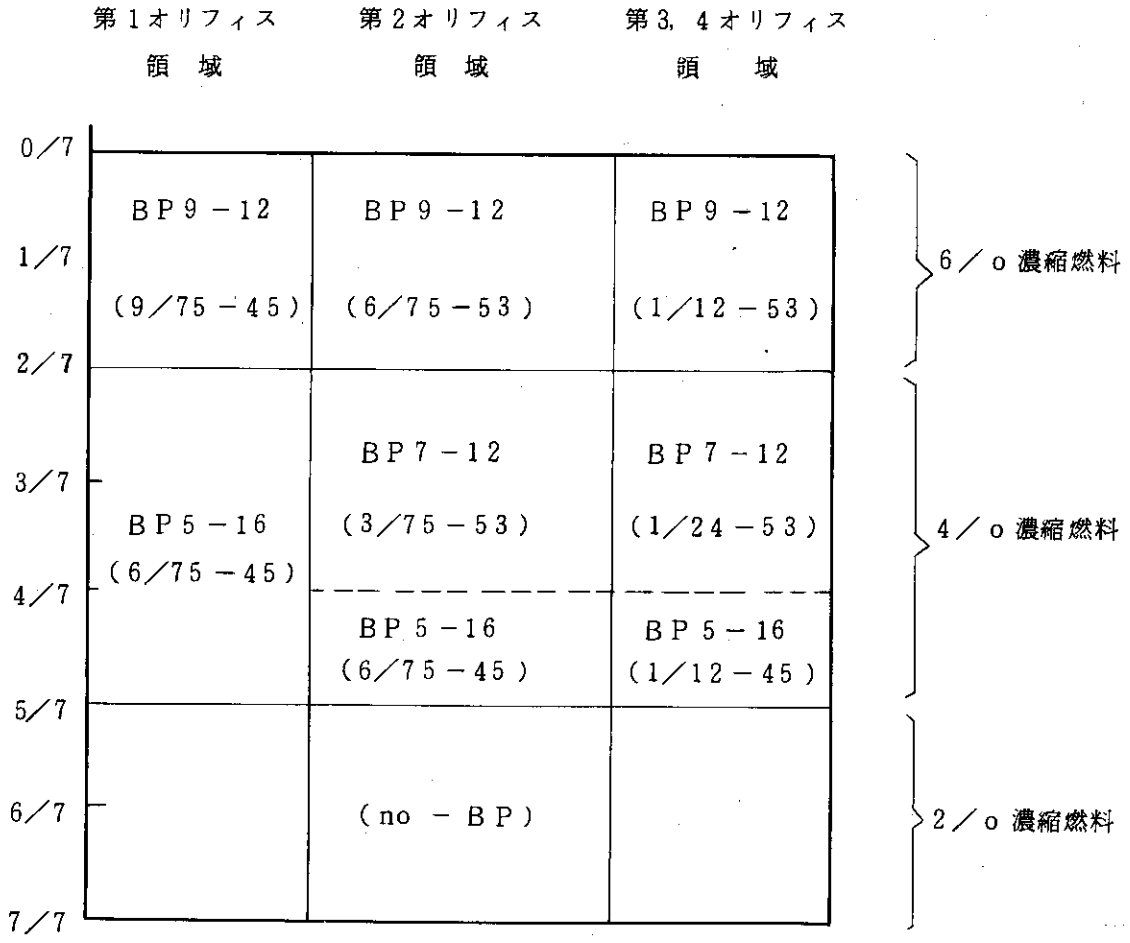
Table 2.8　SP 25モデルの構成（燃焼定数作成）

領　域	外半径（cm）	物　質　構　成	燃料ピンリング半径(cm)
1 ～ n*	X	可燃性毒物	
n ＋ 1	3.9339	ex － CSB	
n ＋ 2	6.8138	ex － CSB	
n ＋ 3	12.4058	base－CSB＋ Pin 1	9.3787 （ 9本）
n ＋ 4	22.5419	ex － CSB ＋Pin 2	17.4738 （16本）
n ＋ 5	23.4916	base － CCR	

* 可燃性毒物の領域分割数

Table 2.9　SP 75モデルの構成（非燃焼定数作成）

領　域	外半径（cm）	物　質　構　成	燃料ピンリンク半径
1	2.5	ボ イ ド	
2	2.75	ハステロイ	
3	4.25	制 御 棒	
4	4.3	ボ イ ド	
5	4.5	ハステロイ	
6	9.0067	ボ イ ド	
7	14.5696	base －CCR＋Pin 1	11.7881 （3 本）
8	15.7511	base － CSB	
9	22.4824	ex － CSB ＋Pin 21	19.1168 （6 本）
10	28.1436	base － CSB ＋Pin 1	24.80 （24本）
11	34.5358	ex － CSB＋Pin 21	31.3397 （12本）
12	39.3825	base －CSB＋Pin 1	36.9591 （30本）
13	41.6736	ex －CSB	



第1，2オリフィス領域　　7カラム・セル・モデル

第3，4オリフィス領域　　標準ブロック・セル・モデル

BP9－12	9 v/o	B_4C，	12 mmφ
BP7－12	7 v/o	〃	〃
BP5－16	5 v/o	〃	16 mmφ

(6／75－53)：6BPピン／75燃料ピン，53 cmBP長さ。

Fig. 2.1　Mk－ⅢF 炉心 BP 装荷法

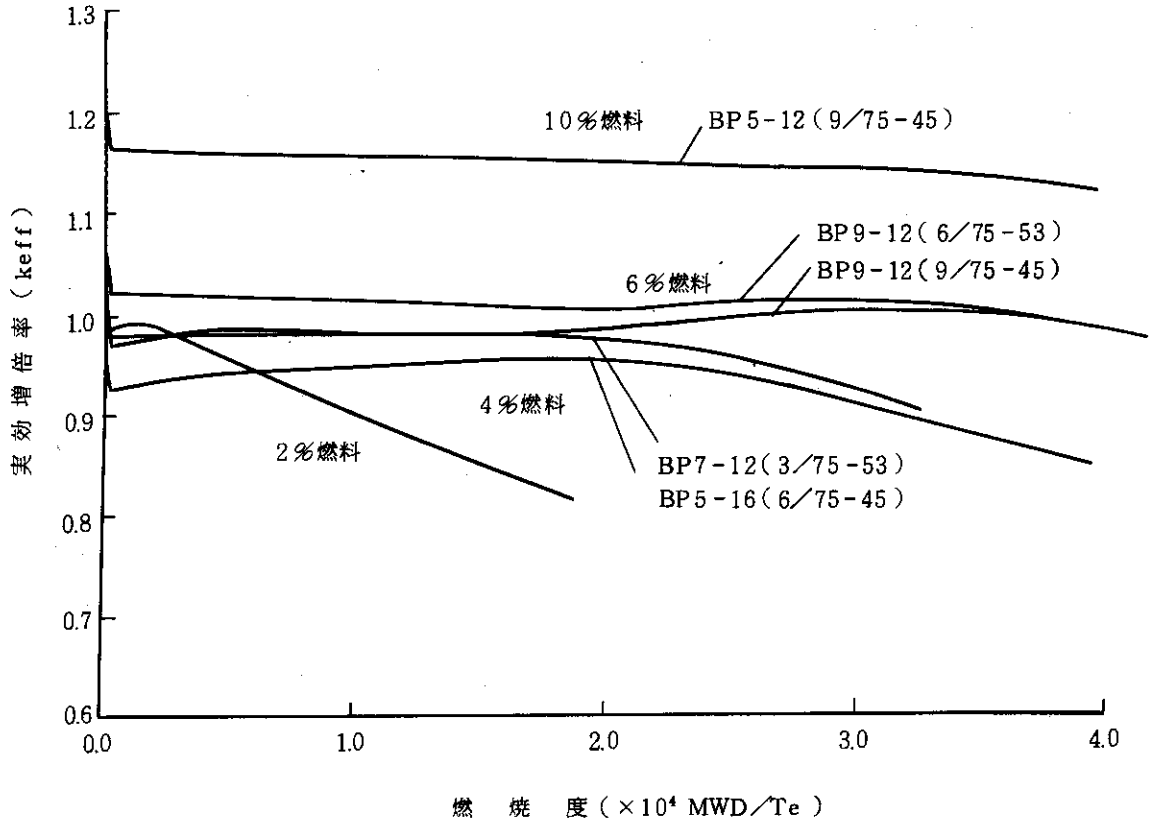


Fig. 2.2　7カラム・セル燃焼特性

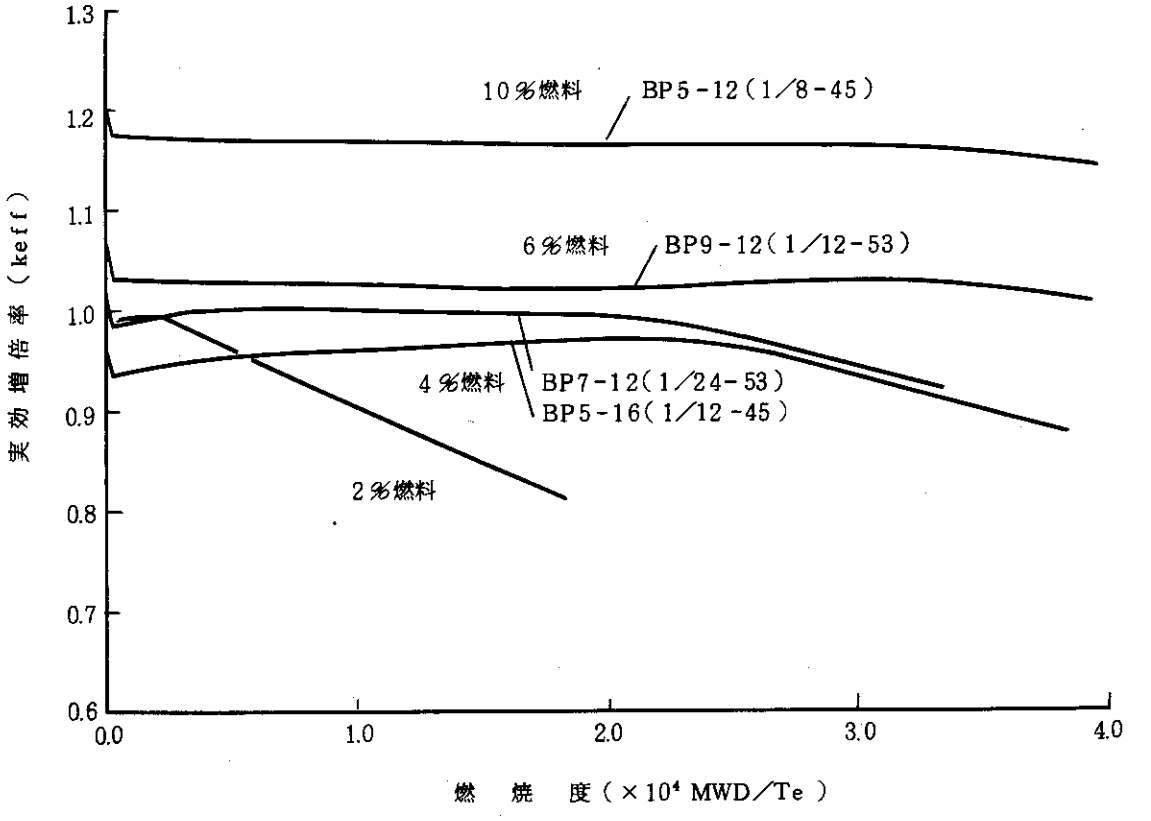
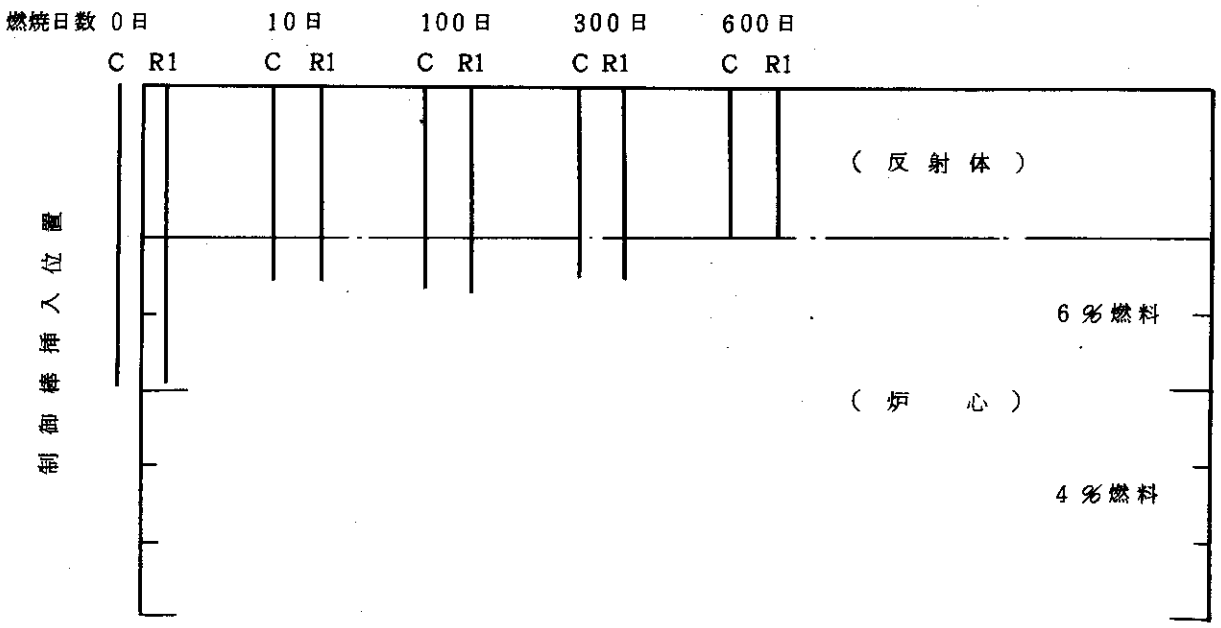


Fig. 2.3　標準ブロック・セル燃焼特性



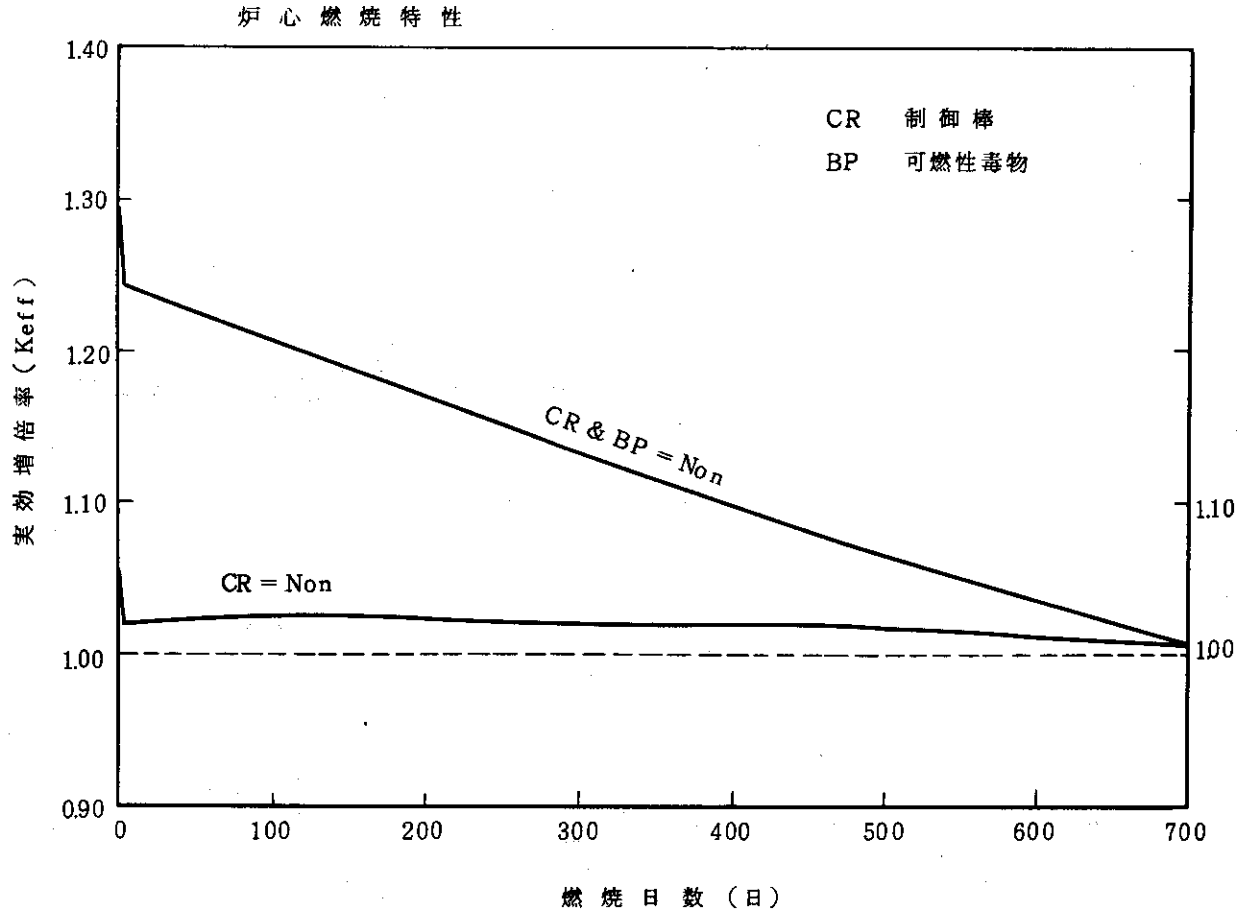


Fig. 2.4 Mk－ⅢF 炉心定格運転時制御棒操作

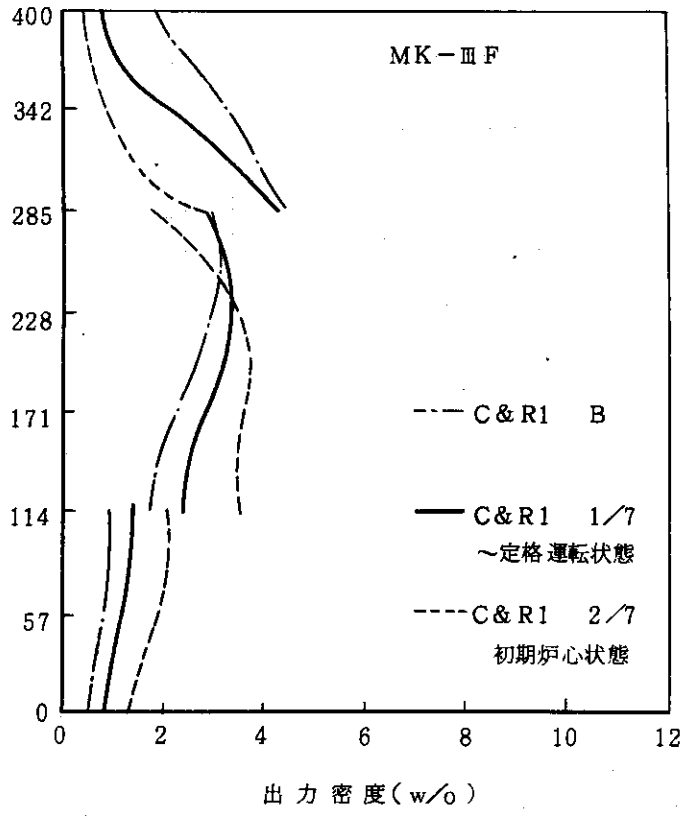


Fig. 2.5 Mk－ⅢF 第2オリフィス領域平均軸方向出力分布

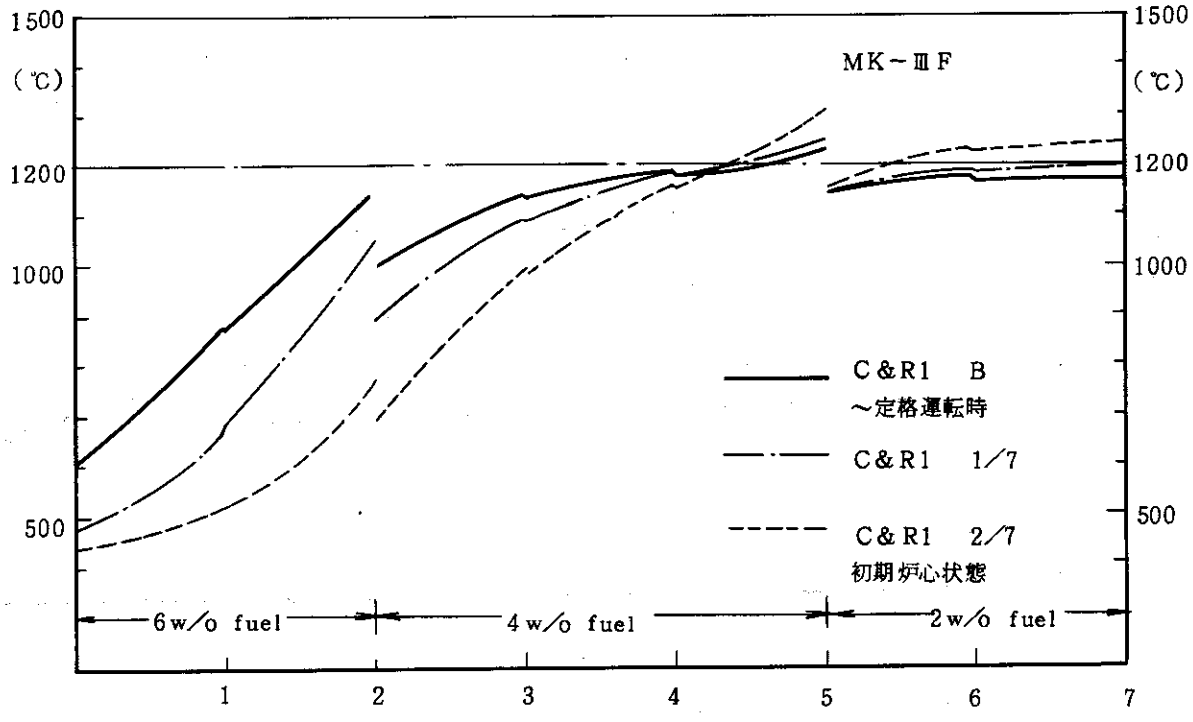


Fig. 2.6 Mk －ⅢF 炉心ホット・チャンネル燃料温度分布

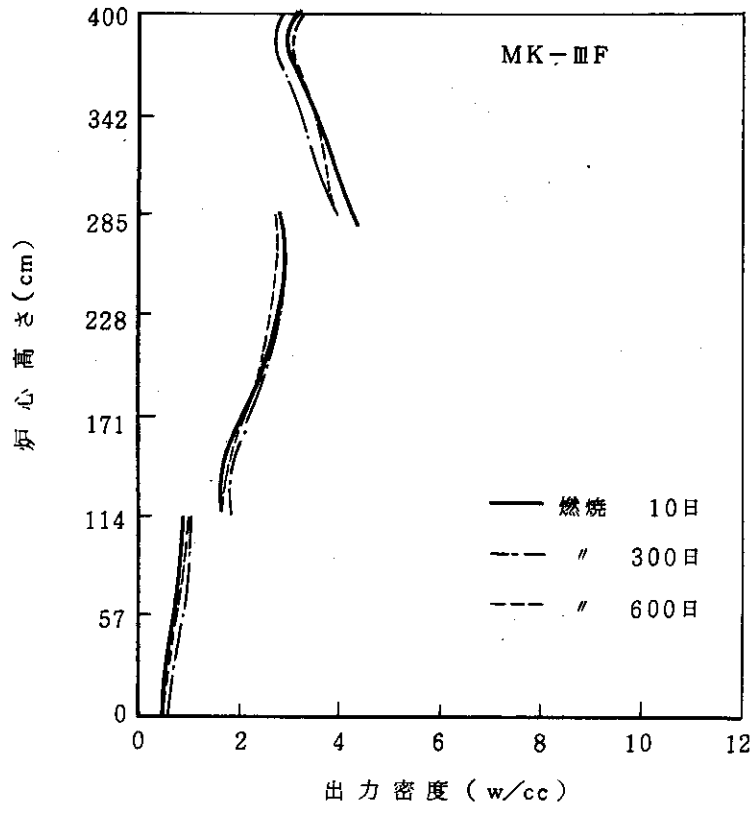
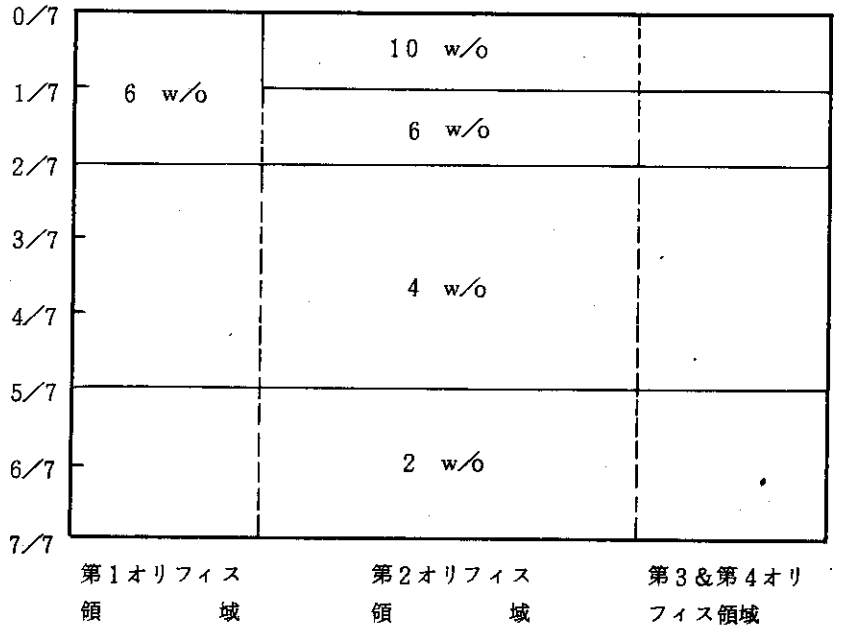


Fig. 2.7　Mk－ⅢF 第2オリフィス領域平均軸方向出力分布
（CR＝NON）



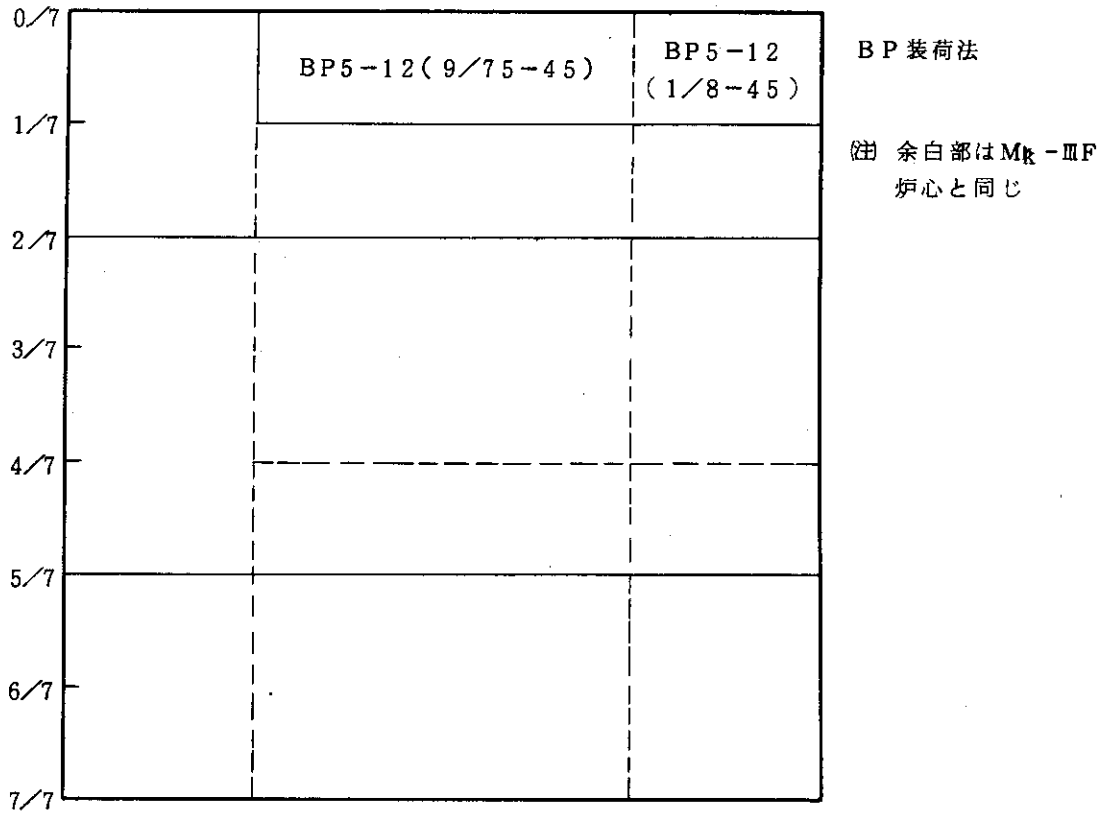
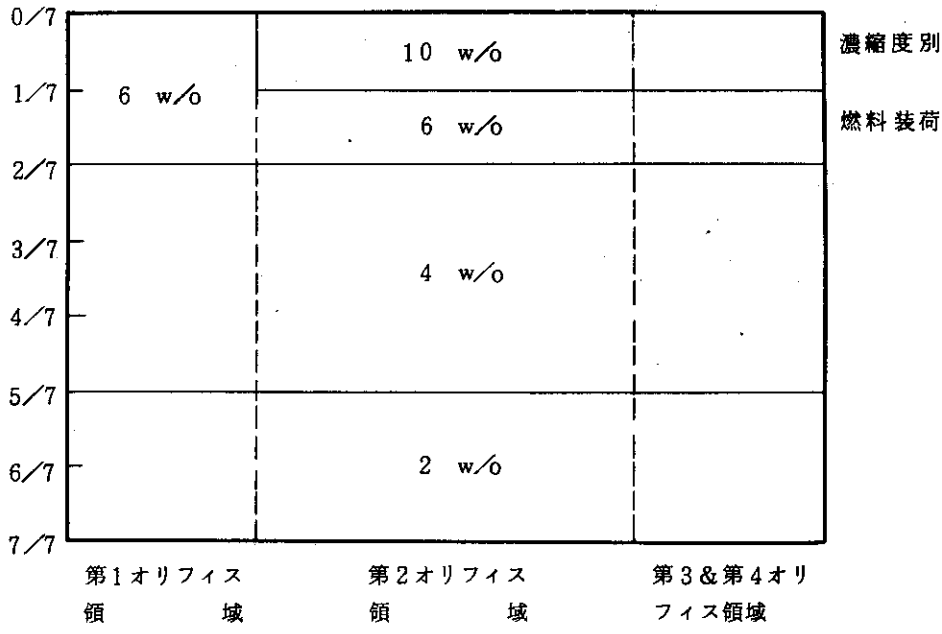


Fig. 2.8　Mk－ⅢG 炉心 FUEL & BP 装荷法



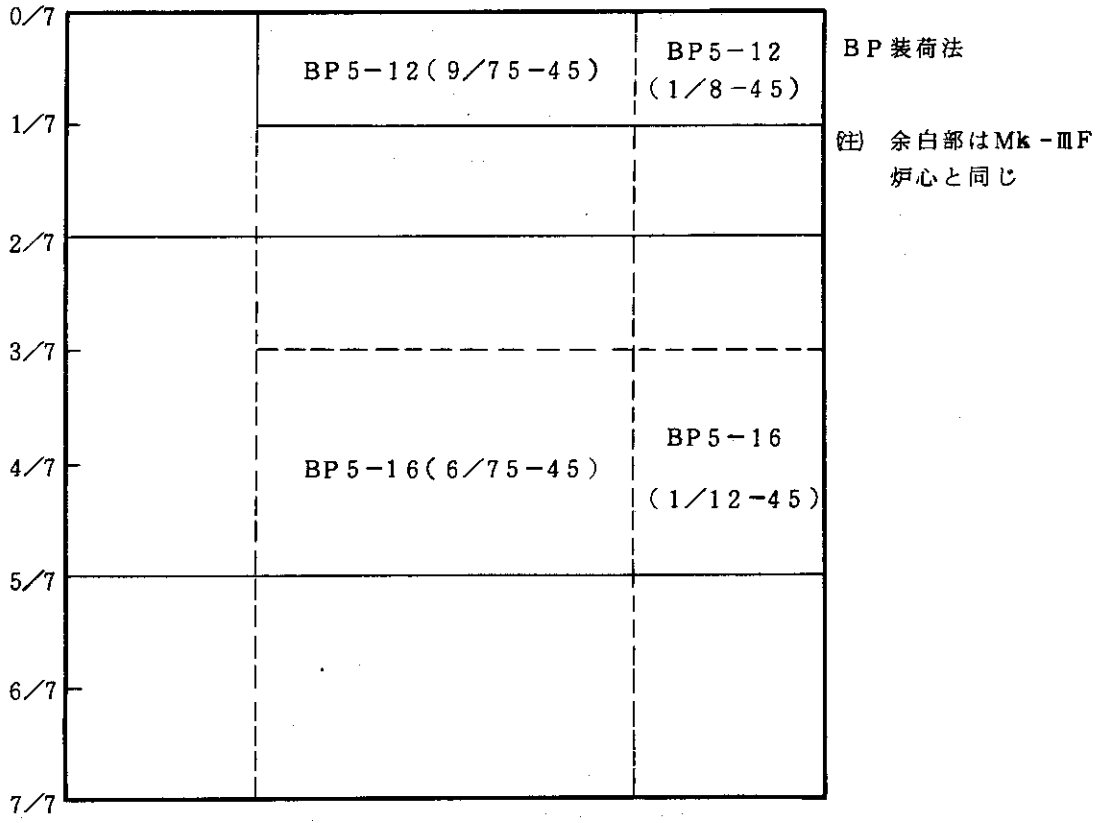


Fig. 2.9　Mk－ⅢH炉心 FUEL ＆ BP 装荷法

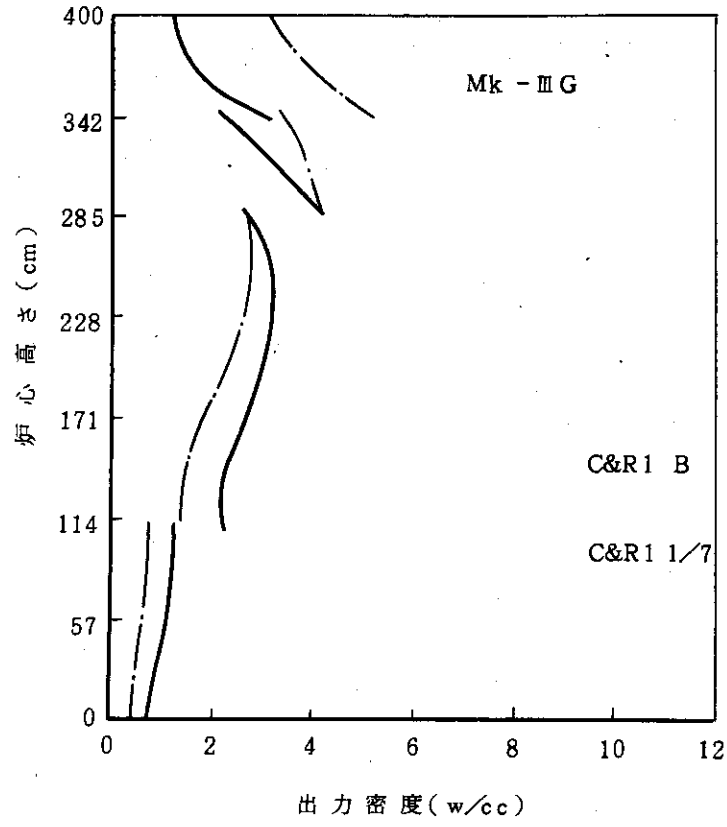


Fig. 2.1 0　Mk －ⅢG第２オリフィス領域平均軸方向出力分布

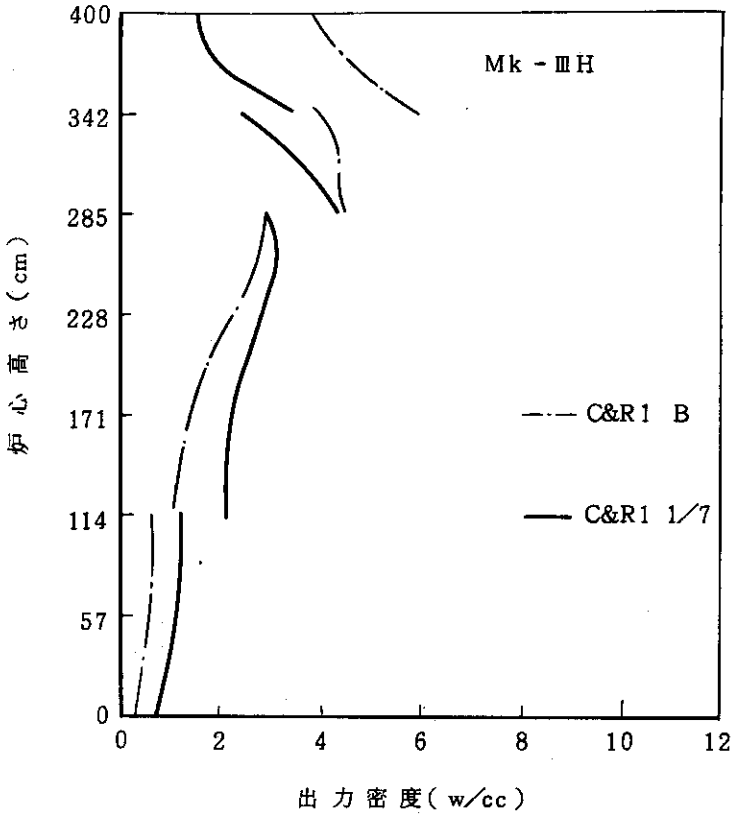


Fig. 2.1 1　Mk －ⅢH第２オリフィス平均軸方向出力分布

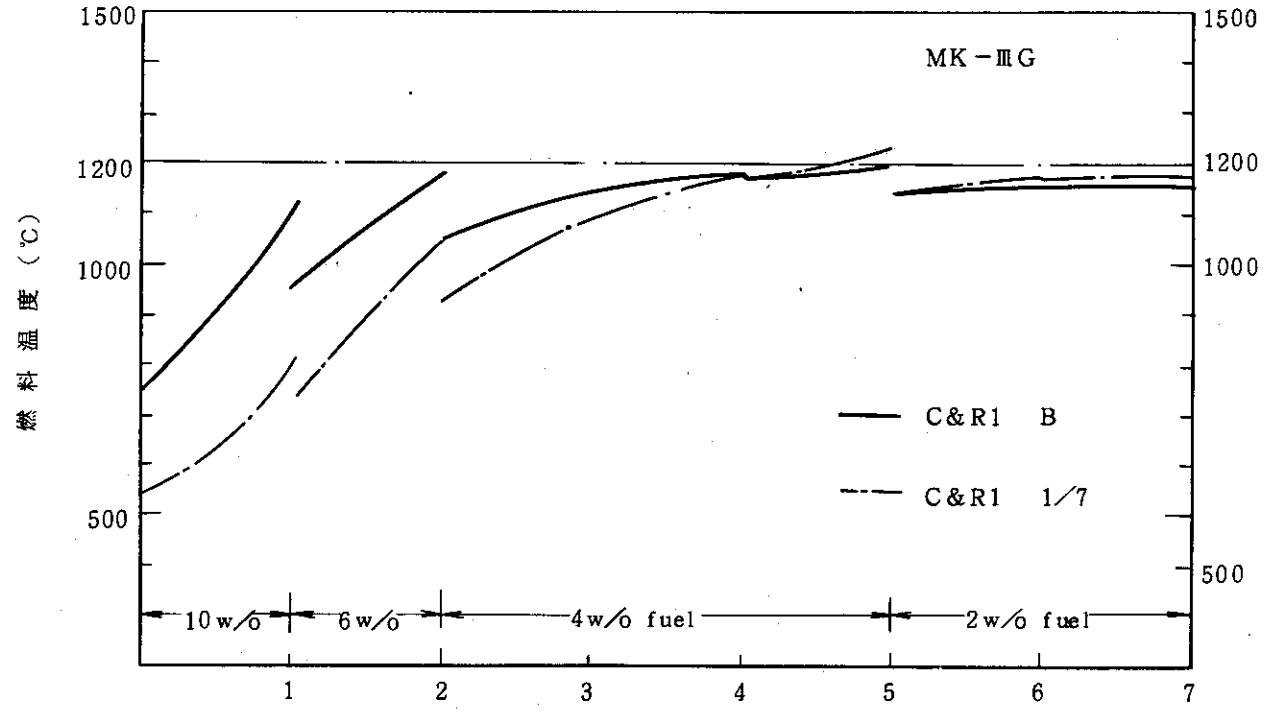


Fig. 2.12 Mk－ⅢG炉心ホット・チャンネル燃料温度分布

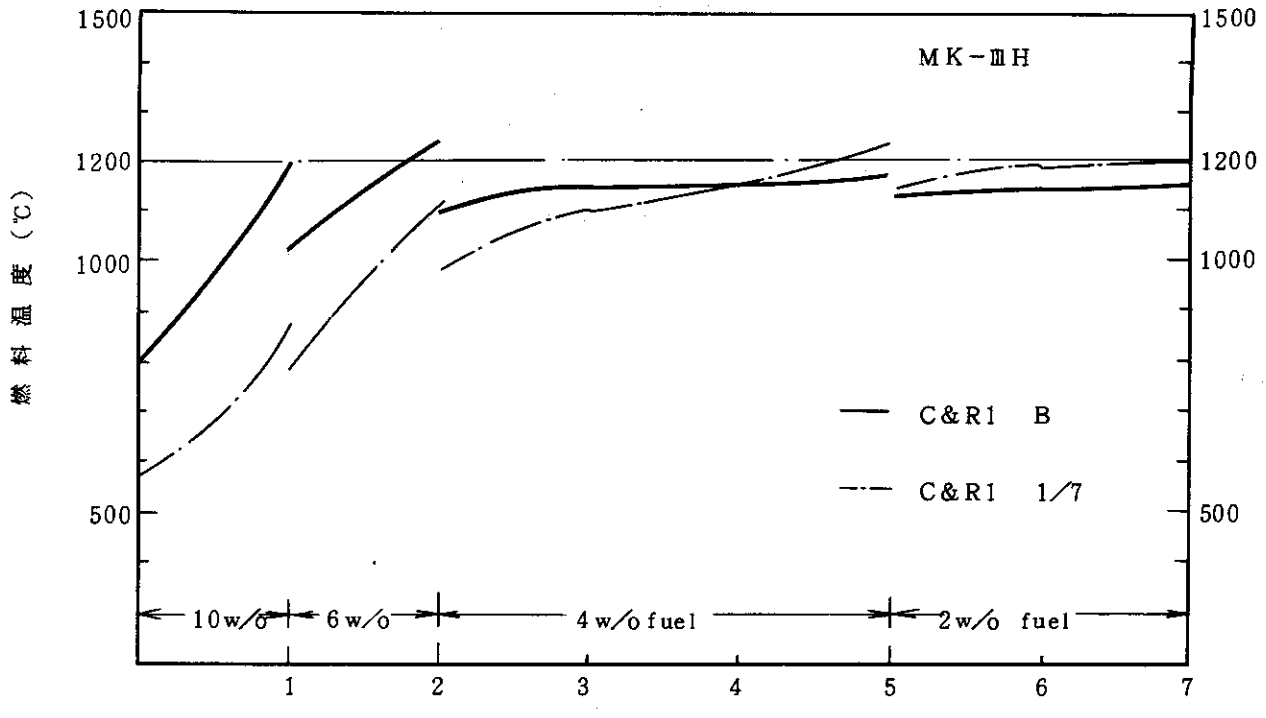


Fig. 2.13 Mk－ⅢH炉心ホット・チャンネル燃料温度分布

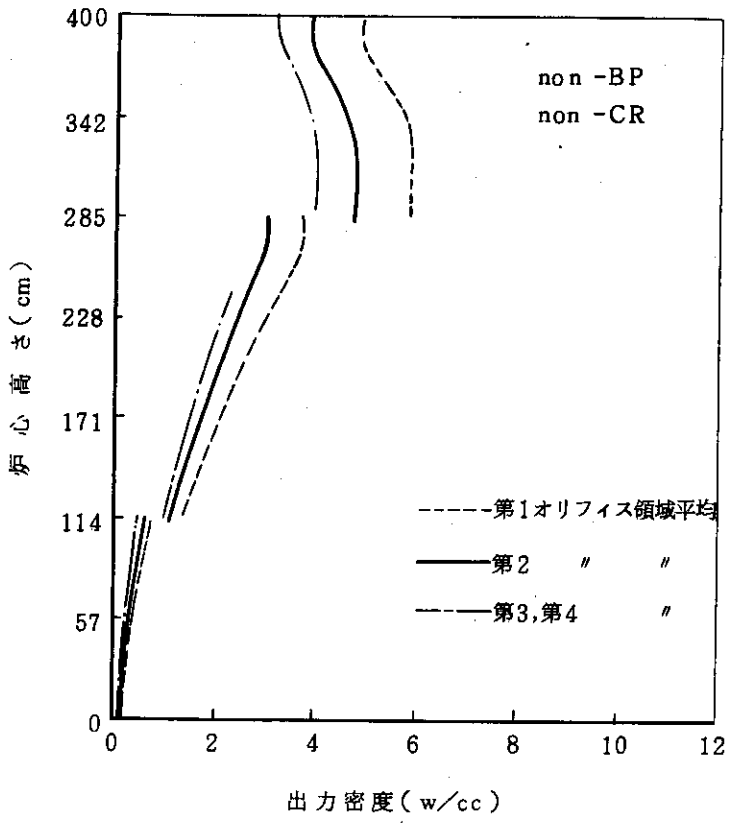


Fig. 2.1.4　Mk－ⅢF 炉心軸方向出力分布
（可燃性毒物未装荷状態）

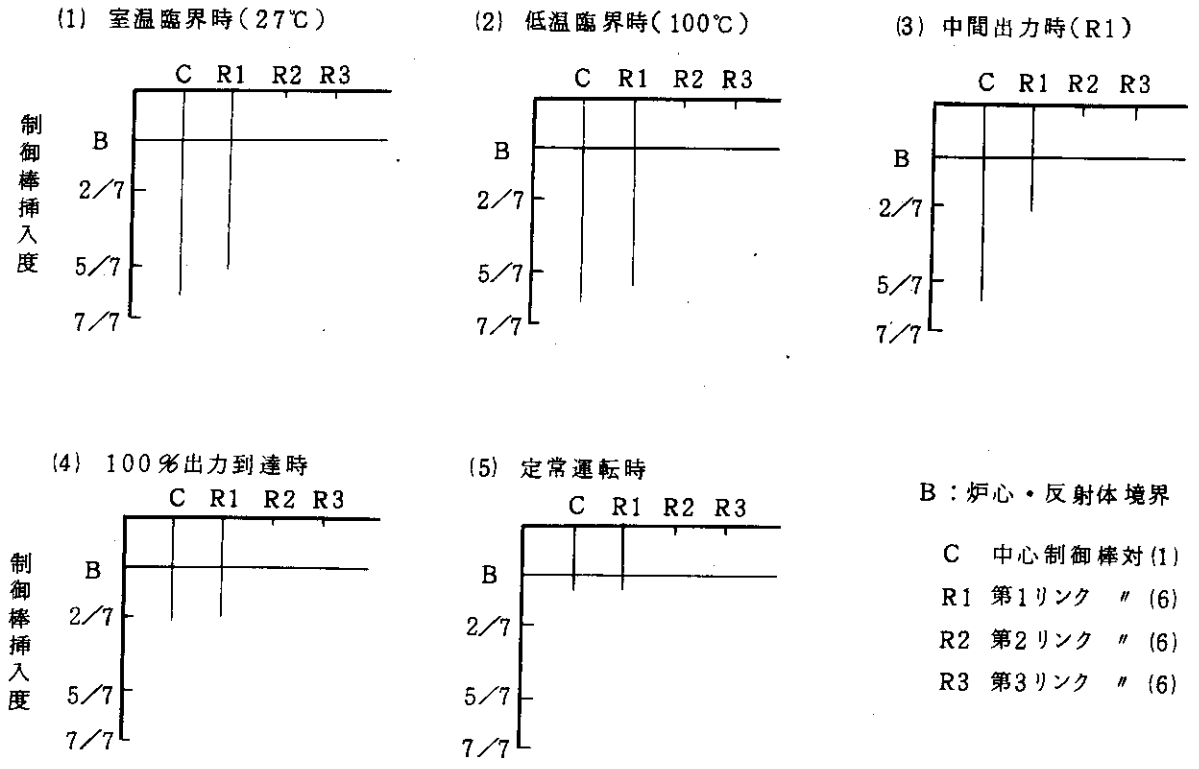


Fig. 2.1 5 制御棒引抜き手順 A

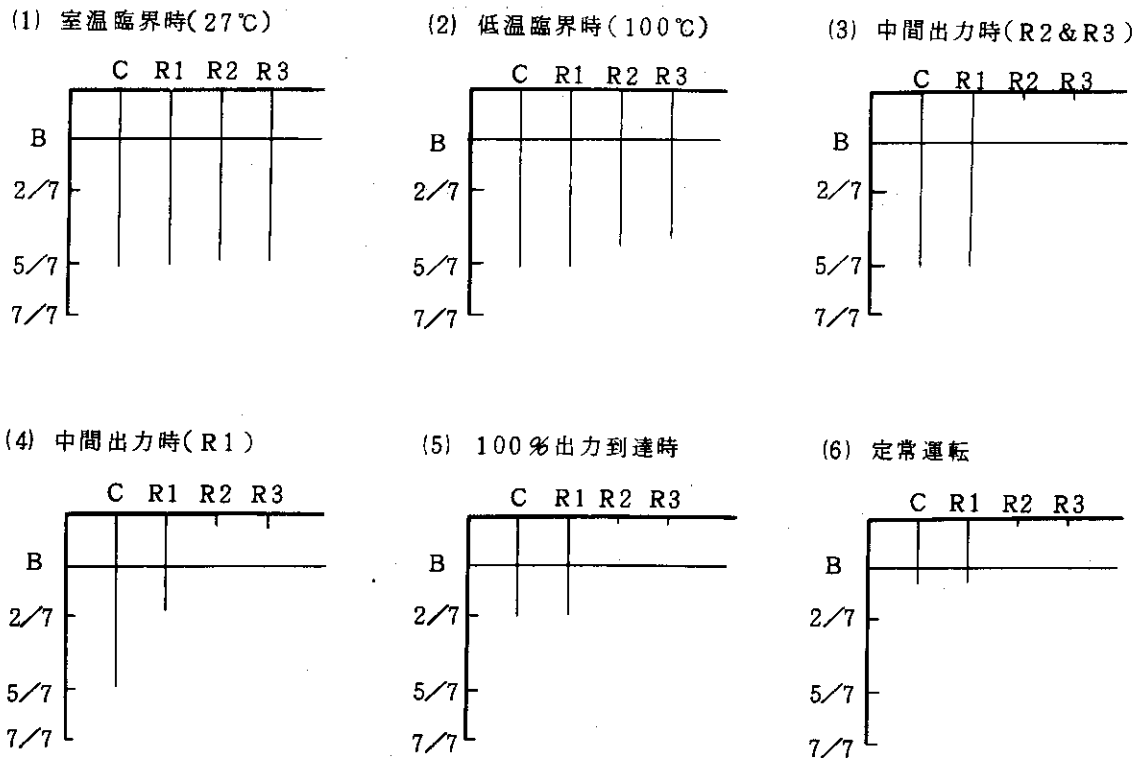


Fig. 2.1 6 制御棒引抜手順 B

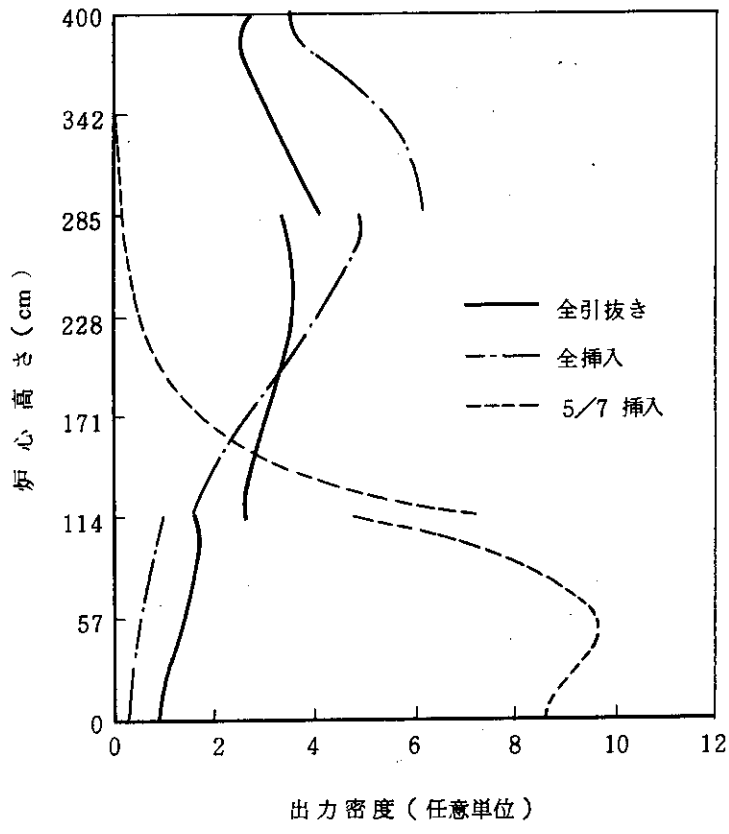


Fig. 2.17　制御棒挿入による出力分布の変化

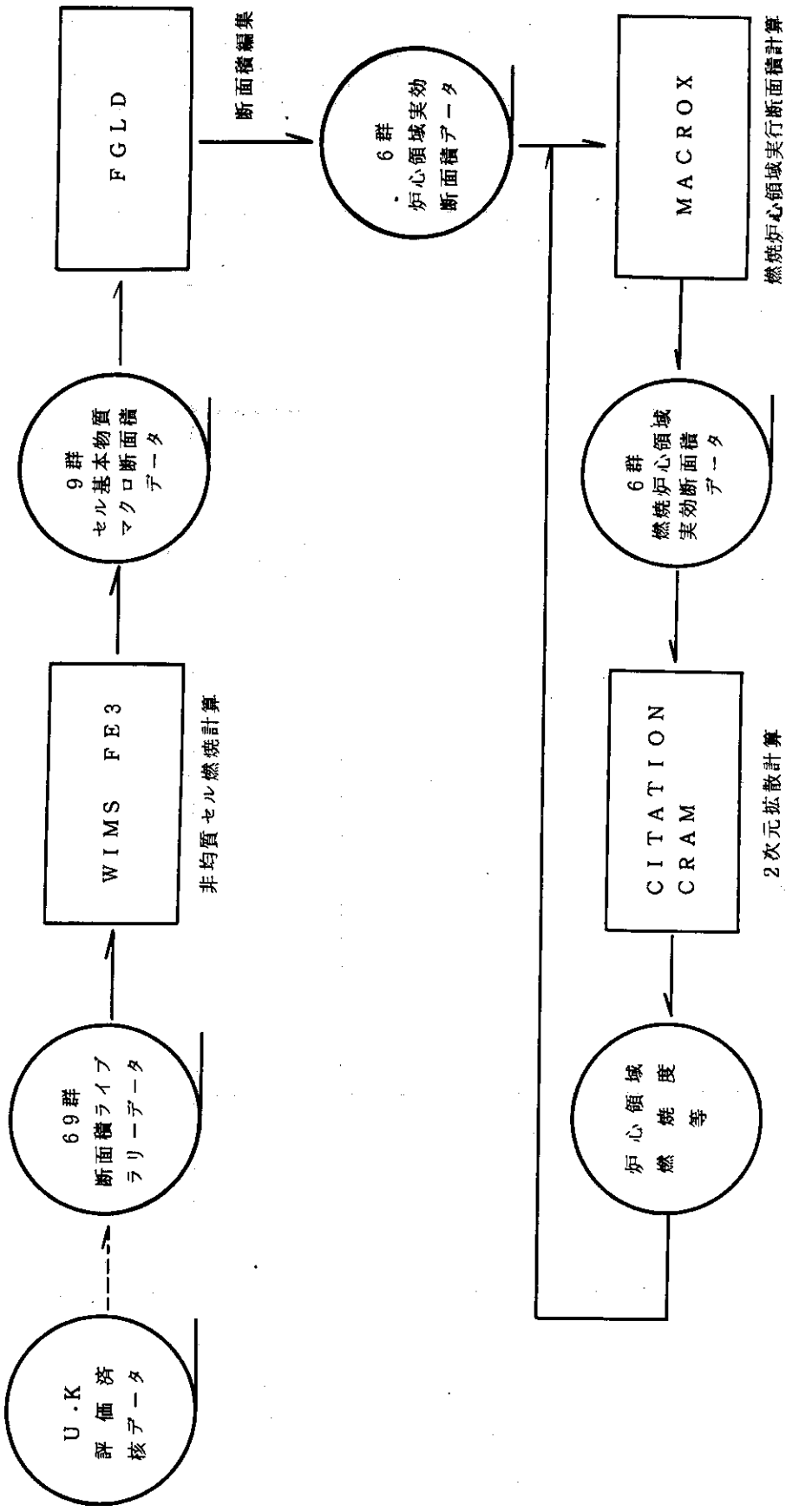


Fig. 2.18　核設計計算のフローダイヤグラム

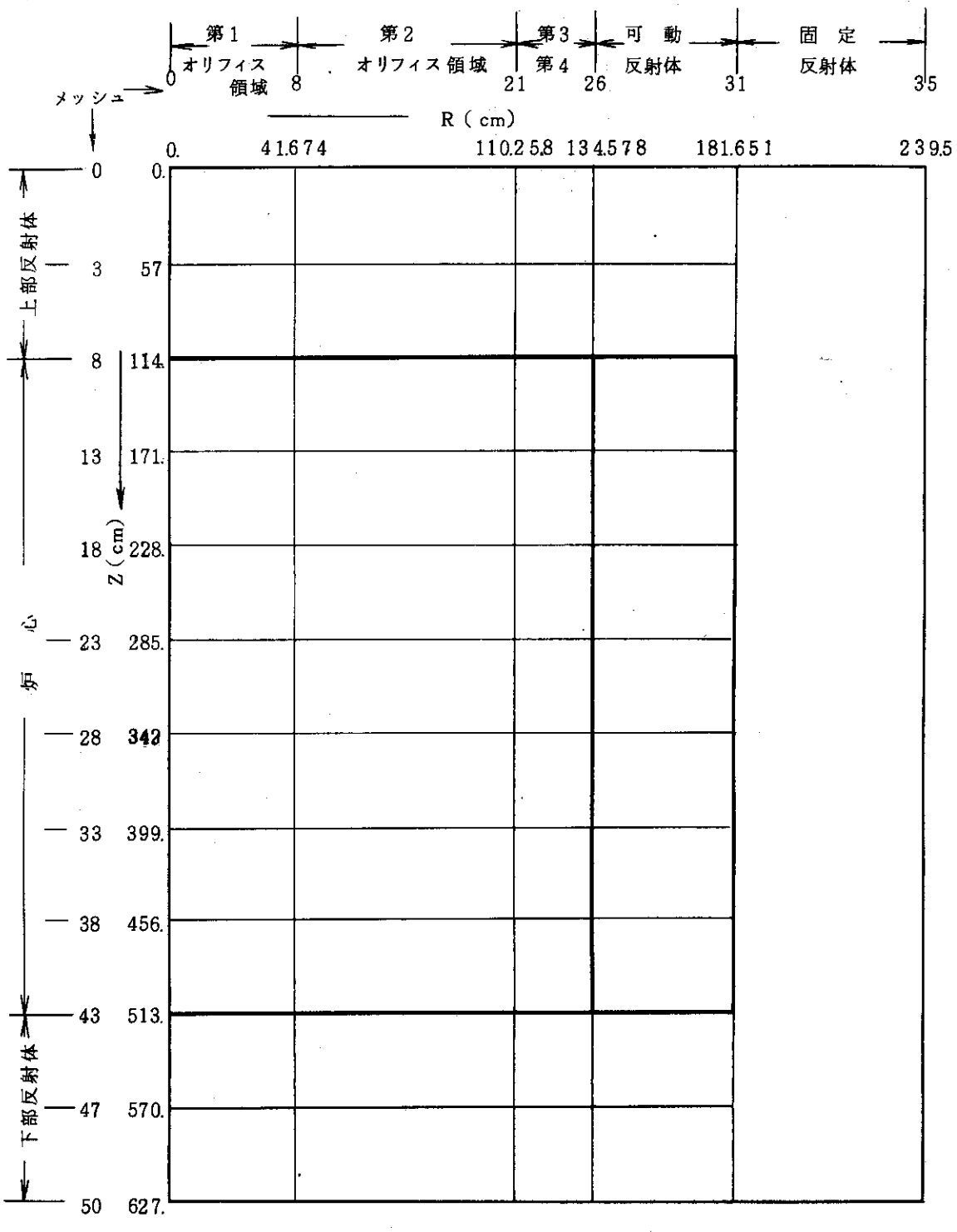


Fig. 2.19　2次元RZ炉心モデル

3. Mk-Ⅲ炉心の改良

第1次概念設計炉心（Mk－Ⅲ炉心）について，安全上及び運転上の余裕を増大することを目的として，改良設計を行った。設計にあたっては，Mk－Ⅲ炉心の炉心構成物諸元を出来るだけ変更しないという前提条件のもとに，燃料と可燃性毒物の装荷方法及び制御棒引抜手順を検討することにより，反応度制御系に力点をおいた炉心の改良を行った。

3.1 設計方針

3.1.1 基本方針

本改良設計では，炉心核熱設計に加えて燃料特性及び動特性・安全性の検討を行い，3.1.2項で述べる「Mk－Ⅲ炉心の改良設計における指針・基準」を満足しているかどうかのチェックも行うこととする。これには今迄実施された事のなかった制御棒逸出事故時のFP放出の検討も含める。

本設計の前提条件は以下のものである。

(i) 炉心核・熱設計に重点を置く。

本設計は反応度制御系の改良に力点があるので，構造設計との整合を配慮しながら，核熱特性に重点をおいた広いサーベイと相互フィードバックを行う。

(ii) 燃料特性及び動特性安全性の検討は必要な範囲にとどめる。

総合的な健全性，安全性の評価を行うのが目的ではなく，改良炉心の整合性をチェックするために行うものであり，本設計の範囲内では結果を核熱設計にフィードバックすることは行なわない。

(iii) Mk－Ⅲ炉心の諸元を大巾に変更しない。

必要に応じて，諸元再検討も含めて巾広い検討を行うが，炉心構成物の形状・寸法を変えないことを前提に，燃料及び可燃性毒物装荷法及び制御棒引抜計画の改善による特性改良の追求を主とする。

核熱設計における基本方針は以下のものである。

(i) Mk－Ⅲ炉心と比較して，より一層の設計余裕の確保に努める。そのため，

(a) 設計誤差の見積りを従来よりも慎重に行う。

(b) より単純な設計を採用して，設計誤差の生じる原因を少なくする。

(c) 特別な条件に性能が鋭く依存しない設計とする。

(ii) 装荷法追求の指標として燃料温度に着目し，設計基準を満すだけでなく，出来るだけ低減させる。このため，

(a) 径方向の出力平担化を行う。

(b) 燃焼の進行とともに，燃料最高温度が漸次低下することを目指す。

(iii) 可燃性毒物諸元は，Mk－Ⅲ設計での値（ピン外径 ： 8mm，B_4C粒子径 ： 600 μm）か

ら変更しても良いこととする。これは前記の前提条件(iii)の例外である。

3.1.2　設計指針・基準

従来までの炉心設計や安全性評価の結果から定められた，設計指針・基準をTable 3.1.1 ～ Table 3.1.4に示す。表には比較のため第1次概念設計で用いられた値も併記した。Table 3.1.1及びTable 3.1.2が主として改良設計の過程で重視したものであり，Table 3.1.3及びTable 3.1.4は主として設計された炉心が安全設計上の基準値などを満足しているかどうか検討するために用いたものである。

多目的高温ガス炉は開発要素が多いため，現段階では慎重な指針基準が好ましいが，これらは今後の技術の進展に伴ない変更しうるものである。以下に今後の検討課題を列記する。

(i) 反応度制御系設計に関するもので，発電用軽水炉の安全設計審査指針と比較してより厳しい内容を含むもの。

(a) 制御棒最大反応度価値

(b) 制御棒スタック基準

(c) 後備停止系反応度補償量

(d) 後備停止系スタック基準

(ii) 制御棒価値設定の根拠の一部となっている制御棒逸出事故は，ガス炉で考慮すべき事故としては前例のないものである。今後，一対逸出の事故発生の条件，事故現象の究明が必要であり，また，積極的な逸出防止機構を設けることを安全設計基準とすることも含めて再検討が必要であろう。

(iii) 今後蓄積されるデータにより見直しを行った方が良いと思われるもの。

(a) 可燃性毒物の反応度補償量計算に見込むべき誤差。

(b) 燃料コンパクト及び黒鉛の応力に対する製造時のバラツキの考慮。

(c) スリーブ健全性評価項目及び基準の具体化。

Table 3.1.1　核設計上の指針・基準

項　　目	第 1 次 概 念 設 計		本　　設　　計	
	指 針 又 は 基 準	備　　考	指 針 又 は 基 準	備　　考
(1) 燃料濃縮度	10 w/o 以下	1 燃料体内では同一濃縮度	10 w/o 以下 天然ウラン相当以上	1 燃料体内は同一
(2) 炭素とウランの原子数密度比（Nc／Nu）	300 前後		300 前後	
(3) 炉内燃料滞在時間	2 年以上	負荷率 80 %を想定	2 年以上	負荷率 50 %以上を想定し，60 %を目標とする。
(4) 制御棒スタック基準	運転時 2 本（1 対） 燃料交換時 3 本（1 対＋1 本）	対制御棒は各独立駆動とする。	あらごる通常運転状態　1 対 燃料交換状態　　1 本	対制御棒は各々独立駆動とする。
(5) 反応度炉停止余裕	未臨界度　0.01 Δkeff	計算誤差として制御棒の反応度全補償能力に10%程度見込む。	未臨界度　0.01 Δkeff以上	制御棒の反応度補償量計算に 10 %程度の誤差を見込む。
(6) 制御棒最大反応度価値	臨界又は臨界近傍で $<$ 0.035 Δkeff	1 本当りの値	低温臨界状態 0.039 Δkeff 以下 中間出力 〃 0.020 〃 定格運転 〃 0.012 〃	1 対当りの値とする。
(7) 停止能力			低温臨界状態 0.021 Δkeff 以上 中間出力 〃 0.040 〃 定格運転 〃 0.048 〃	ロッドエジェクション時を想定して，制御棒 1 対の炉外逸出と他に余裕 1 対のスタック（事故発生時の状態のまま固定）を考えた場合の，他の全制御棒の全挿入状態での炉停止余裕に相当する。ただし，温度状態は事故発生時の温度状態とし，Xe & Smは崩壊済みを仮定する。

Table 3.1.1　核設計上の指針・基準

項　　目	第 1 次 概 念 設 計		本　　設　　計	
	指 針 又 は 基 準	備　　考	指 針 又 は 基 準	備　　考
(8) 制御棒感度			1×10^{-4} Δkeff／cm／本 以下 2×10^{-5} 〃 以上	出力上昇に用いる制御棒に対する制約である。
(9) 後備停止系スタック基準	最大ワースの1組分		1組	
(10) 後備停止系反応度補償量	燃焼分を除いた全余剰反応度分		燃焼分を除いた全余剰反応度分	
(11) 可燃性毒物反応度補償	可燃性毒物で補償する反応度量は極力小さくする。燃焼にともなう反応度回復量も0.015 Δkeff 以下を目標とする。		初期補償量及び燃焼に伴なう炉心反応度回復量を極力小さくする。	可燃性毒物の反応度補償量計算に15%程度の誤差を見込む。

Table 3.1.2　熱設計の指針・基準

項　　目	第 1 次 概 念 設 計		本　　設　　計	
	指 針 又 は 基 準	備　　考	指 針 又 は 基 準	備　　考
(1) 限 界 熱 流 束	定格運転時に層流化現象を起さないこと。	(i) 層流化の判定式は次式による。 $q^{+}_{crit} = 0.584\times10^{-8}Reb^{1.465}$ (ii) 不確かさの効果を考慮すること。	定格運転時に層流化現象を起さないこと。	(i) 層流化の判定式は次式による。 $q^{+}_{crit} = 0.0584\times10^{-8}Reb^{1.465}$ (ii) 不確かさの効果を考慮すること。
(2) レイノズル数	定格運転時の最小レイノズル数は 3,500 以上を目標とする。		定格運転時の最小レイノズル数は 3,500 以上を目標とする。	
(3) 燃 料 温 度	公称最高温度を 1,350 ℃ 以下とする。		公称最高温度を 1,350 ℃以下とする。	システマティック最高温度を 1,550 ℃以下とする。

Table 3.1.3　燃料特性の検討に用いる評価基準〔プラント状態ⅠおよびⅡについて通用する〕

項　　目	第1次概念設計		本設計	
	指針又は基準	備　　考	指針又は基準	備　　考
(1) 被覆燃料粒子破損率	(i) 照射によって発生する機械的破損は，無視し得る程度に小さいこと。 (ii) アメーバ破損粒子は全炉心粒子の1％以下とする。	SiC層の許容応力を0kg/cm²とする。 燃料核移動距離が30μ以上に達したものを破損とみなす。	炉内滞在期間末期において全炉心平均の破損率が0.1％以下	(i) 製造時破損率は0.01％ (ii) SiC層の許容円周応力を0kg/cm²とする。(機械的破損) (iii) 燃料核移動距離が30μ以上に達した粒子を破損とみなす。(アメーバ破損)
(2) 燃料コンパクトの応力	熱応力，照射応力に対する許容応力を以下の値とする。 引張応力　30kg/cm²		(i) 単軸1次応力 引張　45 kg/cm² (ii) 2軸1次等応力 引張　35 kg/cm² (iii) 単軸2次応力 引張　60 kg/cm² (iv) 2軸2次等応力 引張　45 kg/cm²	(i) 粒子充填率30％以下，厚さ6 mm以上。 (ii) 左の(iv)が熱応力，照射応力に対応する。
(3) 黒鉛（スリーブ，ブロック）の応力	1次応力，2次応力に対する許容応力を以下の値とする。 1次応力引張　35 kg/cm² 圧縮　165 kg/cm² 2次応力引張　50 kg/cm² 圧縮　350 kg/cm²		(i) 単軸1次応力 引張　90 kg/cm² 圧縮　270 kg/cm² (ii) 2軸1次等応力 引張　70 kg/cm² (iii) 単軸2次応力 引張　100 kg/cm² (iv) 2軸2次等応力 引張　80 kg/cm²	(i) 黒鉛はSM1−24 (ii) 左の(iv)が熱応力・照射応力に対応する。

Table 3.1.4　動特性・安全性の検討に用いる評価基準

項　　目	第1次概念設計にもとづく安全性解析		本　　設　　計	
	指針又は基準	備　　考	指針又は基準	備　　考
(1) 燃料コンパクト，制御棒吸収体最高温度(註1) スリーブの健全性	(i) LOFCA および制御棒逸出事故時，燃料コンパクトが3,000℃をこえぬこと。 (ii) 上記2つの事故において，制御棒吸収体最高温度が2,800℃をこえぬこと。		LOFCA 及び制御棒逸出事故においても，スリーブの健全性が保たれていること。	スリーブの健全性評価に関する具体的評価項目，評価基準については別途定める。
(2) FP の放出量	(i) 通常時 作業員被曝線量 機器表面線量率 ≦500mR／H*	* 炉停止5日後の値とする。また，100mR／Hを努力目標とする。	(i) 通常時 作業員被曝線量 機器表面線量率 ≦500mR／H*	* 炉停止5日後の値とする。また，100mR／Hを努力目標とする。
	公衆被曝線量 ALAP の基準に準拠。		公衆被曝線量 ALAPの基準に準拠。	
	(ii) 事故時 重大事故のめやす線量の1／10。		(ii) 事故時 重大事故のめやす線量の1／10。	
(註1)（ ）内は第1次概念設計にもとづく安全性解析に使用された項目。				

3.2 核・熱特性予備検討

Table 3.1.1 及び Table 3.1.2 に示されている核熱設計上の基準・指針のうち，Mk－Ⅲ炉心設計時と大きく変更された主なものは，

(i) 炉内燃料滞在時間の短縮

(ii) 制御棒最大反応度価値の減少

である。そこで，特にこの2点に着目しながら，改良検討の主要点を熱特性の向上と制御棒最大反応度価値の減少に置いた，核熱特性の予備検討を実施した。

3.2.1 基本的核特性

燃料粒子径が燃焼度及び制御棒反応度補償量に及ぼす影響を検討し，設計基準を余裕を持って満すために，粒子径の Mk－Ⅲ炉心からの変更が必要であるかを判断した。

まず，結果はFig. 3.2.1 ～Fig. 3.2.3 に示すように，次のごとくまとめられる。

(i) 燃料核直径を 600 μ から 800 μ に変更すると，燃焼に必要な初期余剰反応度は 0.04 Δkeff 程度小さくて良い。

(ii) 制御棒反応度補償量は核燃料径が小さい方が大であるが，設計誤差の範囲内である。

また一方，

(iii) 設計指針の変更にともない，燃料炉内滞在日数を 600 日から 450 日にすると，必要な初期余剰反応度は 0.045 Δkeff 程度小さく良い。

以上の結果から，燃料粒子径の変更は反応度補償の点からはかなり有効であるが，上述(iii)の効果も大きく，粒子径の変更なしでも設計基準を達成する炉心設計の見通しが得られたので，国内燃料開発の R＆D の現状を重視して，Mk－Ⅲ炉心と同一の 600 μ 燃料核で本設計を行うこととした。

3.2.2 反応度制御計画

次の3点を目標として，反応度制御計画の予備検討を行った。

(i) 可燃性毒物を装荷しない炉心（no－BP 炉心）の可能性を明らかにする。

(ii) 定格運転時の制御棒挿入度を低減する。

(iii) 燃焼時間を通じて，燃料最高温度が漸次低下し，且つ最小レイノルズ数が増大するように出力分布を制御する方策を探る。

これらの目標を達成するために，径方向出力分布を平担化して，炉心周辺制御棒（12対）をも使用した運転を可能とすることが一方法と考えられる。そこで，径方向出力平担化の具体案として，①燃料濃縮度配分の再検討，②燃料体当り燃料ピン本数の領域別配分，③周辺燃料カラムの削除の3案について検討した。

(1) 燃料濃縮度配分の検討

no－BP 炉心についての検討結果をTable 3.2.1 に示す。炉心選定の方針は，

(i) 室温時初期余剰反応度は，炉停止余裕を確保する上でのほぼ上限である 0.3 Δkeff 程度とする。

(ii) 径方向出力平担化と周辺制御棒の有効的活用のため，第3，4オリフィス領域では軸方向に一様な燃料濃縮度配分とする。

(iii) 燃料温度低減の立場から，第1オリフィス領域軸方向燃料濃縮度配分を，炉心上部から燃料体毎に 5433222 とする。この詳細は次項3.2.3で述べている。

可燃性毒物を装荷する炉心（BP炉心）についての検討結果をTable 3.2.2に示す。BPは3 w/o以上の燃料領域のみに装荷することを原則とし，炉心中心部を主体に装荷している。これは，領域内出力勾配及び中心制御棒反応度価値を低減するためである。

(2) 燃料体当り燃料ピン本数の検討

Table 3.2.3に検討結果を示す。第3，4オリフィス領域の燃料体当り燃料ピン本数を，12ピンから18ピンに増やすことにより，余剰反応度を下げ，しかも周辺制御棒反応度価値を増大させることが可能である。

(3) 炉心構成カラム数の検討

第3，4オリフィス領域を削除し，同時に全ての燃料体を18ピンとした場合の検討結果をTable 3.2.4に示す。

以上の検討から，燃料体当りピン本数を増やすこと及び炉心構成カラム数を減らすことは，なお，検討すべき点が多いことから，第3.2.1表及び第3.2.2表に示した最径選定炉心を設定することとした。

3.2.3 燃料及び可燃性毒物装荷法

基本的核特性の検討（3.2.1項）から，燃料炉内滞在時間450EFPD（2年間，60％負荷率）を達成するためには，炉内平均燃料濃縮度が3.3 w/o 程度以上必要であることが判る。また，第2章の解析結果などから，必要な初期余剰反応度を0.065 Δkeff と設定した。この内訳は，① Xe & Sm 蓄積補償：0.035 Δkeff，②運転余裕：0.01 Δkeff，③設計余裕：0.02 Δkeff である。

本予備検討では，炉心平均燃料濃縮度3.3 w/o，初期実効増倍率1.065として，軸方向燃料濃縮度配分を行って燃料温度の低減をはかるとともに，可燃性毒物を軸方向及び径方向に本数を変えて装荷して，出力分布の平担化と中心制御棒反応度価値の減少をはかった。制御棒は中心と第1リング制御棒のみを使用した。

(1) 計算モデル

Fig. 3.2.4に核計算炉心形状と温度設定を示す。群定数の作成はGGC－4を用い，炉心核計算はCITATION（R－Z 2次元，3群）で行った。主要な計算モデルは，第1次概念設計で用いたものと同一である。

(2) 軸方向燃料濃縮度配分

以下の(i)～(viii)に述べるような方針に基づいて，軸方向燃料濃縮度配分のサーベイを行った。検討ケースと検討の手順をTable 3.2.5及びFig. 3.2.5に示した。

(i) 燃料濃縮度の種類は出来るだけ少なくする。（炉心平均3.3w/oとする。）

(ii) 径方向燃料濃縮度配分は一様を主とする。

(iii) 可燃性毒物は初期実効増倍率が1.065となるよう装荷する。

(iv) 径方向出力分布は燃焼を通じて出来るだけ平担にする。

(v) 燃料システィマチック最高温度が1550 ℃を越えない。

(vi) 軸方向燃料システィマチック温度分布は出来るだけ平坦にする。

(vii) 制御棒挿入深さで単位長さ当りの反応度価値が大きく不連続に変化しない。また，中心制御棒反応度価値を小さくするため，予備検討では中心制御棒と第1リング制御棒の挿入レベルをなるべくそろえる。

(viii) 制御棒挿入度によらず熱特性の良い炉心を選ぶ。

Table 3.2.6 に，最も単純な炉心であるケース1からの特性（燃料システィマチック最高温度）向上を示す。以後の燃料計算，詳細特性解析を行う燃料及び可燃性毒物装荷方式として，ケース 10^{*} を参考炉心として選定することとした。

(3) 燃焼特性

まず，選定された参考炉心ケース 10^{*} について燃焼計算を行った。この結果，燃料炉内滞在日数は300日強で，2年（負荷率50％）の設計基準を達成できないことが解った。これは，運転期間を通して制御棒が挿入されている炉心内側領域の，最上段燃料体内のＢＰが燃焼終期でもかなり残存するためである。

そこで，最上段燃料体内のＢＰ装荷本数を減少させた炉心（ケース 10^{**}）を立案し，この燃焼特性を検討した。この結果を，Table 3.2.7 及びFig. 3.2.6，Fig. 3.2.7 に示す。燃料炉内滞在日数2年（負荷率50％）は達成したが，目標の負荷率60％は達成していない。また，燃焼に伴うピーキング係数も燃焼終期が最も大きくなり，燃料システィマテック最高温度も設計基準値を100 ℃程度下廻ってはいるが，燃焼終期で最も高くなる。しかし，これまでの検討結果から今後，ＢＰに対する解析手法の改良も含めて，ＢＰ諸元及び装荷法の詳細検討により，これらの不満足な特性を改善できると考えられる。

本3.2節の予備検討の結果，今後の詳細検討の方向として次の事項が指摘できる。

(i) 出力運転状態での操作制御棒を中心及び第1リング制御棒に限った場合，制御棒の最大反応度価値に対する設計基準を満すため，設定しうる初期余剰反応度に制限が生じる。（今回 0.065 Δkeff）この初期余剰反応度の余裕を増すためには，

(a) 制御棒挿入パターンの改良（次節3.3参照）

(b) 燃料及び可燃性毒物装荷法の改善

により制御棒反応度価値の均一化を計ることの他点

(c) 設計誤差の減少

が必要である。この設計誤差の減少のためには，N_C/N_L 値を下げてＢＰへの依存を低減することが有効である。

(ii) 炉心出力分布は，燃料濃縮度装荷（径及び軸方向）法，制御棒挿入度及び可燃性毒物装荷法の3つのパラメータのバランスの上に成り立っており，燃焼期間を通して良い出力分布を得るためには，さらに広範囲なサーベイが必要である。

(4) 熱特性

(a) 計算モデルと熱計算

核計算により得られた出力分布を用いて炉内流量と温度分布の計算を行なった。炉心は3つのオリフィス領域に分割され，各領域の標準ブロック燃料体（SB）と制御ブロック燃料体（CB）を平均出力チャンネルと最高出力チャンネルで表わし，それぞれの流量分布と温度分布を求めた。平均出力チャンネルは各オリフィス領域毎に平均積分出力を持つチャンネル，最高出力チャンネルは各オリフィス領域毎の標準ブロック燃料体，制御ブロック燃料体それぞれの最高積分出力を持つチャンネルを表わしている。

流量配分は各オリフィス領域出口ガス温度一定方式を採用している。温度計算では，各チャンネルのノミナル，システマティック，ランダム温度を計算する。最高出力チャンネルの温度計算についてはオリフィス領域内流量配分効果がノミナル温度に考慮されている。熱計算に用いた計算条件を付録A 1.1に示す。また，システマティック，ランダム温度の計算方法とホットスポット係数も同様付録A 1.7に示す。

(b) 参考炉心の選定

炉心の選定はFig. 3.2.5に示す手順に従って行なった。まず，軸方向濃縮度配分の熱的検討を行ない，一方ケース番号1について可燃性毒物（BP）本数径方向配分の変化，制御棒挿入度変化，径方向濃縮度変化による熱計算結果を参考としてケース番号9と10の炉心を選定した。この2炉心についてBP本数径方向配分の変化による熱的検討によりケース番号10* 炉心（ケース番号10炉心のBPの径方向装荷本数を調整）を選定した。

この選定に際して，熱的改善の可能性を検討するために代表的なケースをTable 3.2.8に示す。上3段および下段比率は，それぞれ燃料濃縮度のブロック段数の積分値の全体に対する比率を表わすものである。この結果，制御棒挿入度，流量などに相違があるが軸方向濃縮度配分に対する傾向がわかる。下2段比率約19％が制御棒未挿入で熱的に好ましい（ケース5と9の比較）。上3段比率が約52％では制御棒挿入で熱的に厳しくなる（ケース2，11と他ケースの比較）。ケース番号9と10はほぼ似た配分であるが，ケース10が2段目から配分を順次下げる方法のために，燃料温度が低くなっている。さらに，次項(c)に示すようにBP本数を径方向に変化させたケース10* 炉心では10炉心より約80 ℃下がっていることがわかる。

(c) 燃焼炉心の熱計算

ケース10炉心について2種類のBP装荷方法を変えた炉心10*，(1)と(2)の燃焼にともなうオリフィス領域内最高出力チャンネルのシステマティック燃料最高温度の変化をFig. 3.2.8に示す。(1)の炉心は燃焼が進むにつれて温度が平担化し，値が下がってくる。(2)の炉心は，1段目のBP本数を少なくしたために，290日までは(1)炉心と似た傾向であるが，360日で上昇している。しかし，この値は制限温度を越えていない。また，これらの炉心では，最高レイノルズ数が3580以上，限界熱流束比が1.74以上得られている。

Table 3. 2. 1　可燃性毒物を装荷しない炉心の検討

燃料濃縮度配分	keff [1]	全制御棒価値	制御棒状態 [2] C　R1　R23	燃料最高温度 [3]	最小レイノズル数	備考
666 666 444 444 444 222 222	1.3756	0.4372				Mk－Ⅲ炉心 余剰反応度が大きく室温時炉停止ができない。
555 444 333 333 222 222 222	1.3070	0.4460	1/7　1/7　1/7	1526	2560	径方向出力が平担でなく，R23制御棒を使用すると最小レイノズル数が3500以下となる。
555 444 334 224 224 224 224	1.3084	0.4486	1/7　1/7　4/7	1570	3890	全制御棒価値に比べ余剰反応度が高く，炉停止余裕が十分でない。
455 344 334 234 224 224 224	1.3103	0.4539	1/7　1/7　4/7	1546	3770	最大制御棒対価値が高く炉停止余裕が十分でない。 燃焼特性のチェック必要。
255 244 234 234 224 224 224	1.2991	0.4583	1/7　1/7　4/7	1562	3900	最終選定炉心。 室温時炉停止可。

(注)　1）室温状態（no C/R）
　　2）hot clean での最悪状態設定位置
　　3）システマティック温度

Table 3.2.2　可燃性毒物装荷炉心の検討

燃料濃縮度 配　　分	keff[1]	全制御棒 価　　値	制御棒状態[2] C　R1　R23	燃料最高[3] 温　　度	最小レイ ノズル数	備　　考
〃 555 〃 444 〃 334 〃 334 224 224 224	1.1124	0.4043	B　B　4／7	1559	3800	R23に最高温度発生 燃焼特性検討 燃焼期間確保可能
〃 555 〃 444 〃 333 〃 333 223 223 223	1.1019	0.3969	B　B　4／7	1531	3620	燃料最高温度が高い。（ノミナル値）
〃 555 〃 444 〃 334 〃 334 223 223 223	1.1091	0.3932	B　B　4／7	1514	3770	最終選定炉心

1）hot clean 状態（no C／R）
2）hot clean での最悪状態設定位置　〔〃 6 BPピン／75燃料ピン　〃 3 BPピン／75燃料ピン〕
3）システマティック温度

Table 3.2.3　ブロック当たりの燃料ピン本数の検討

燃料濃縮度 配　分[1]	keff[2]	全制御棒 価　値	制御棒状態 C　R1　R23	燃料最高[3] 温　度	最小レイ ノズル数	炉心部[4] 圧　損	備　考
264′ 244′ 244′ 224′ 224′ 224′ 224′	1.2987	0.4451	－　－　－	1457	3090	0.492	室温時炉停止可
464′ 444′ 224′ 224′ 224′ 224′ 224′	1.2915	0.4400	－　－　－	1442	3090	0.539	室温時炉停止可
466′ 246′ 246′ 226′ 226′ 226′ 226′	1.3303	0.4467	－　－　－	1416	3400	0.539	室温時炉停止可

1）　′18燃料ピン／ブロック
2）　室温状態（no C／R）
3）　システィマティック温度
4）　Mk－Ⅲ炉心では 0.7 ～ 0.8（推定）

Table 3.2.4　炉心構成カラム数の検討

燃料濃縮度配分[1]	keff[2]	全制御棒価値	制御棒状態[3] C　R1　R23	最高燃料温度	最小レイノズル数	炉心部圧損	備考
66－ 46－ 44－ 44－ 44－ 44－ －－－	1.2882	0.4122	－　－　－ B　B　7／7	1332 1526	4330 3860	0.490 0.708	室温時炉停止可
66－ 46－ 44－ 44－ 24－ 24－ －－－	1.2877	0.4196	－　－　－ B　B　7／7	1333 1525	4340 3940	0.481 0.615	室温時炉停止可

1）　すべて18燃料ピン／ブロック

2）　室温状態（no C／R）

3）　hot clean での最悪状態設定位置

Table 3.2.5　装荷法の検討　　サーベイケース一覧表

ケース番号	ケースID番号	濃縮度 (w/o)							B.P本数(オリフィス当り)							制御棒挿入度		keff	最高出力 (w/cc)	備考
		1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段	1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段	C	R1			
1	1	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	5	5	2	2	2	0	0			1.06972	741	目標 keff 1.065
2	2	5.5	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	1.1	4	2	2	2	2	2	0			1.0658_2	696	
3	3	7.7	3.3	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	8	2	2	2	2	0	0			1.0555_4	883	
4	4	5.5	5.5	4.4	3.3	2.2	1.1	1.1	5	5	3	2	1	0	0			1.0749_4	750	
5	5	5.5	4.4	4.4	2.2	2.2	2.2	2.2	5	3	3	2	2	0	0			1.0536_9	835	
6	6	5.5	5.5	4.4	4.4	1.1	1.1	1.1	5	5	3	3	0	0	0			1.0775_2	745	
7	7	5.775	4.95	4.125	3.3	2.475	1.65	0.825	5	4	3	2	1	0	0			1.0668_2	728	
8	8	7.425	7.425	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	7	7	2	1	0	0	0			1.0566_5	1163	
9	9	5.5	5.5	3.3	3.3	2.2	2.2	1.1	5	5	2	2	1	0	0			1.0677_1	755	
10	10	5.5	4.4	3.3	3.3	2.2	2.2	2.2	5	3	2	2	1	0	0			1.0608_0	689	
11	11	4.4	4.4	3.3	3.3	3.3	2.2	2.2	3	3	2	2	2	0	0			1.0628_0	528	
12	1	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	5	5	2	2	2	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0076_7	644	65% △keff 消去を目標
13	2	5.5	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	1.1	4	2	2	2	2	2	0	2	2	1.0143_2	662	
14	3	7.7	3.3	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	8	2	2	2	2	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0021_0	700	
15	4	5.5	5.5	4.4	3.3	2.2	1.1	1.1	5	5	3	2	1	0	0	1(2/4)	1(2/4)	1.0073_2	825	
16	5	5.5	4.4	4.4	2.2	2.2	2.2	2.2	5	3	3	2	2	0	0	1(2/4)	1	0.9869_5	687	
17	6	5.5	5.5	4.4	4.4	1.1	1.1	1.1	5	5	3	3	0	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0113_0	824	
18	7	5.775	4.95	4.125	3.3	2.475	1.65	0.825	5	4	3	2	1	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0023_9	747	
19	8	7.425	7.425	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	7	7	2	1	0	0	0	(3/4)	(2/4)	0.9879_0	1130	
20	9	5.5	5.5	3.3	3.3	2.2	2.2	1.1	5	5	2	2	1	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0003_5	631	
21	10	5.5	4.4	3.3	3.3	2.2	2.2	2.2	5	3	2	2	1	0	0	2	1(3/4)	0.9996_8	631	
22	11	4.4	4.4	3.3	3.3	3.3	2.2	2.2	3	3	2	2	2	0	0	3	3	0.9980_5	838	
23	1A	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	6/5	6/5	3/2	3/2	3/2	0	0	1(3/4)	1(2/4)	0.9997_3	593	径方向B.P装荷法検討 第1 オリフィス領域 第2 〃 第3.4 〃
24	1B	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	7/5	7/5	4/2	4/2	4/2	0	0	1(3/4)	1(2/4)	0.9992_8	548	〃
25	1C	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	5	5	2	2	2	0	0	2(2/4)	1(1/4)	1.0048_2	603	制御棒挿入度検討
26	1D	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	6/3	6/3	3/0.5	3/0.5	3/0.5	0	0			1.0541_5	646	径方向B.P装荷法検討
27	1D	5.5	5.5	3.3	3.3	3.3	1.1	1.1	6/3	6/3	3/0.5	3/0.5	3/0.5	0	0	1(2/4)	1(1/4)	0.9986_2	555	〃
28	1E	5.5/5.5/6.6	5.5/5.5/6.6	3.3/3.3/3.96	3.3/3.3/3.96	3.3/3.3/3.96	1.1/1.1/1.32	1.1/1.1/1.32	5	5	2	2	2	0	0			1.0844_8	669	径方向濃縮度配分検討
29	1E	5.5/5.5/6.6	5.5/5.5/6.6	3.3/3.3/3.96	3.3/3.3/3.96	3.3/3.3/3.96	1.1/1.1/1.32	1.1/1.1/1.32	5	5	2	2	2	0	0	1(3/4)	1(2/4)	1.0233_6	573	〃
30	9*	5.5	5.5	3.3	3.3	2.2	2.2	1.1	7/5/4	7/5/4	4/2/1	4/2/1	3/1/0	0	0			1.0655_0	627	B.P装荷本数を径方向に調整
31	9*	5.5	5.5	3.3	3.3	2.2	2.2	1.1	7/5/4	7/5/4	4/2/1	4/2/1	3/1/0	0	0	1(3/4)	1(2/4)	0.9993_8	510	〃
32	10*	5.5	4.4	3.3	3.3	2.2	2.2	2.2	7/4/4	5/3/2	4/2/1	4/2/1	3/2/0	0	0			1.0647_4	610	〃
33	10*	5.5	4.4	3.3	3.3	2.2	2.2	2.2	7/4/4	5/3/2	4/2/1	4/2/1	3/2/0	0	0	2	1(3/4)	0.9988_0	510	〃

Table 3.2.6　装荷法の検討　各ケースの特性向上比較

サーベイ段階	ケース番号	制御棒未挿入		制御棒挿入	
		最高温度	ケース1との温度差	最高温度	ケース1との温度差
第1段階	1	1835 ℃	−	1613 ℃	−
	11	1540	−295	1742	+129
第2段階	2	1519	−316	1674	+61
	3	1853	+18	1675	+62
	4	1857	+22	1745	+132
	5	1752	−83	1546	−67
	6	−	−	1841	+228
	7	1666	−169	1628	+15
	8	−	−	2310	+697
第3段階	9	1861	+26	1569	−44
	10	1571	−264	1480	−133
第4段階	1A	−	−	1571	−42
	1B	−	−	1541	−72
	1C	−	−	1474	−139
	1D	1777	−58	1509	−104
	1E	1762	−73	1555	−58
第5段階	9*	1744	−91	1442	−171
	10*	1490	−345	1400	−213

Table 3.2.7　燃焼に伴なうピーキング係数の変化（ケース 10**）

燃焼ステップ	制御棒挿入度		炉心ピーキング係数(P−1)			オリフィス内ピーキング係数(P−2)			実効増倍率	最高出力密度
	C	R1	オリフィス1	2	3	オリフィス1	2	3		
0日	$2(\frac{1}{4})/7$	$1(\frac{3}{4})/7$	1.098	1.040	0.912	1.033	1.070	1.028	1.0026	$5.15^{W}/_{cc}$
10日	$1(\frac{2}{4})/7$	$(\frac{3}{4})/7$	1.049	1.044	0.919	1.024	1.081	1.020	1.0014	4.71
80日	$1(\frac{2}{4})/7$	$1/7$	1.120	1.049	0.893	1.042	1.073	1.023	1.0010	4.45
150日	$1(\frac{2}{4})/7$	$(\frac{3}{4})/7$	1.103	1.052	0.892	1.014	1.065	1.021	1.0006	4.34
220日	$1/7$	$(\frac{2}{4})/7$	1.140	1.055	0.878	1.007	1.076	1.022	1.0008	4.91
290日	$(\frac{2}{4})/7$	$(\frac{1}{4})/7$	1.185	1.059	0.859	1.050	1.092	1.025	1.0013	5.29
360日	0	0	1.230	1.063	0.841	1.111	1.106	1.027	1.0015	6.59

Table 3.2.8　軸方向燃料濃縮度と燃料温度の関係

ケース番号	燃料濃縮度 相対比率(Ei)	制御棒挿入度 C	R1	システマティック温度 Rod#in	no Rod	上3段比率 $\sum_{1}^{3}Ei/\sum_{1}^{7}Ei$	下2段比率 $\sum_{6}^{7}Ei/\sum_{1}^{7}Ei$
2	5333331	2/7	2/7	1674	1519℃	52.4℃	19.0℃
5	5442222	1(2/4)/7	1/7	1546	1752	61.9	19.0
9	5533221	1(3/4)/7	1(3/4)/7	1569	1861	61.9	14.3
10	5433222	2/7	1(3/4)/7	1480	1571	57.1	19.0
11	4433322	3/7	3/7	1742	1540	52.4	19.0

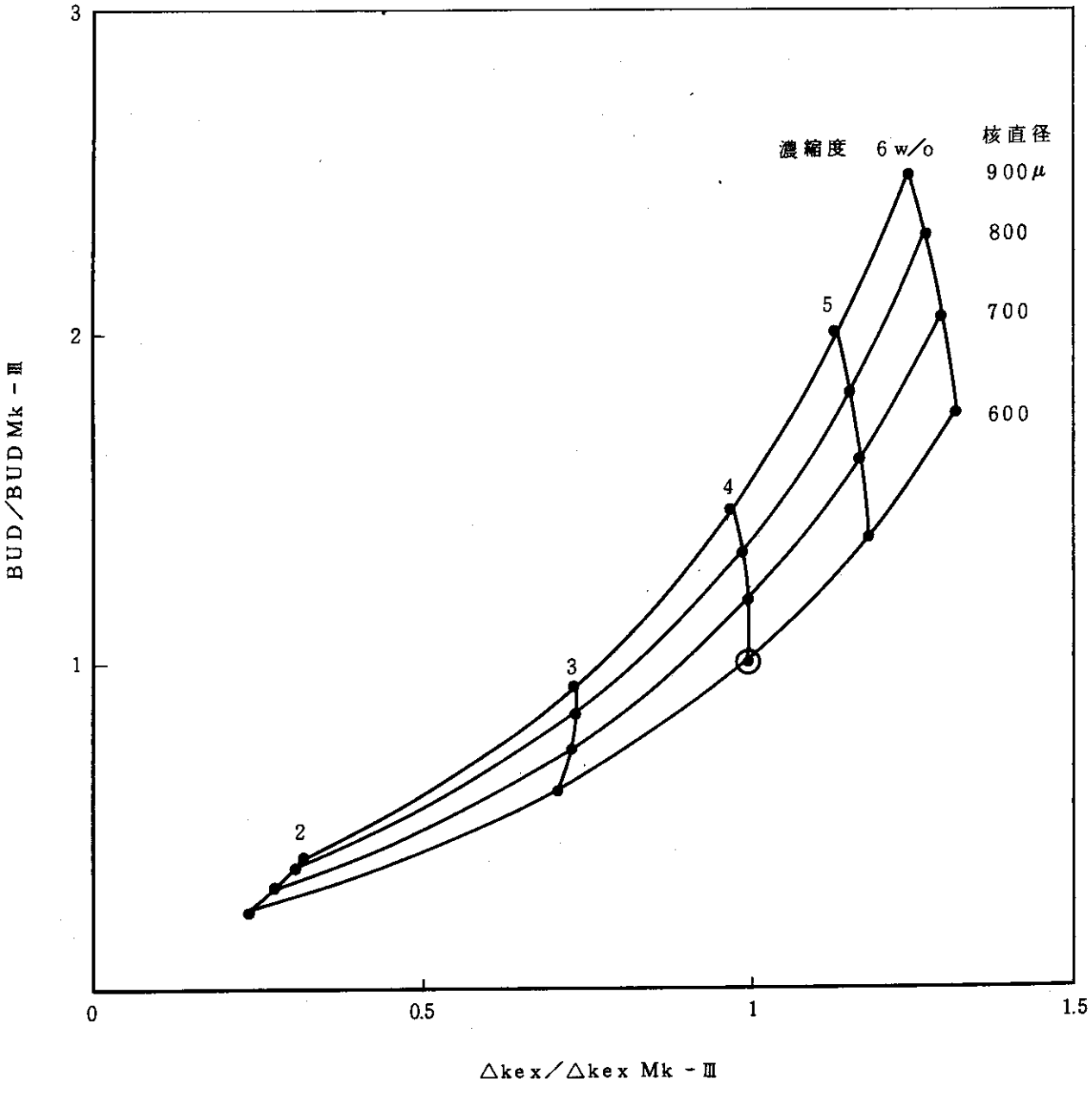


Fig. 3.2.1 初期余剰反応度（△kex）と燃焼日数（BUD）

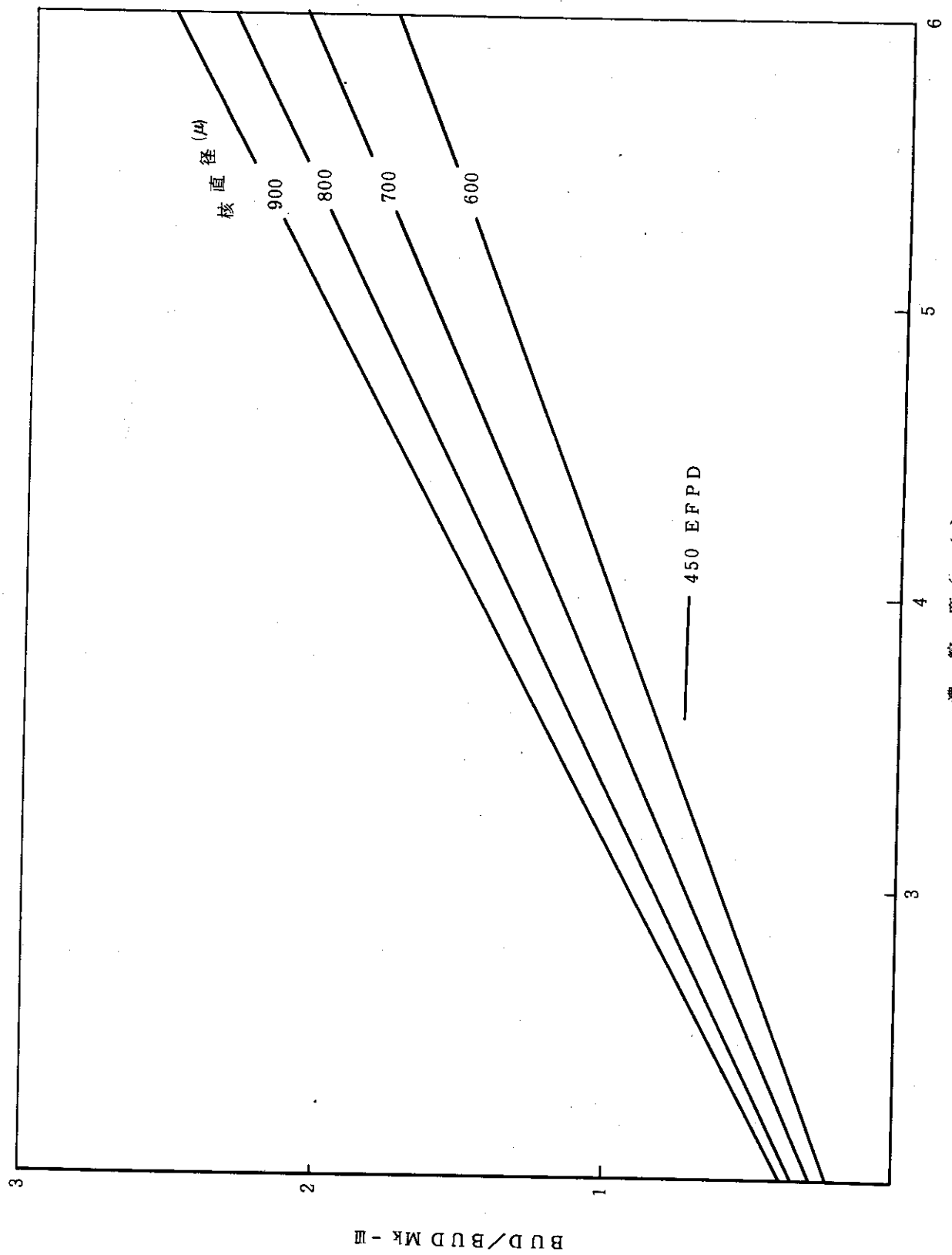


Fig. 3.2.2　濃縮度－燃焼日数（BUD）

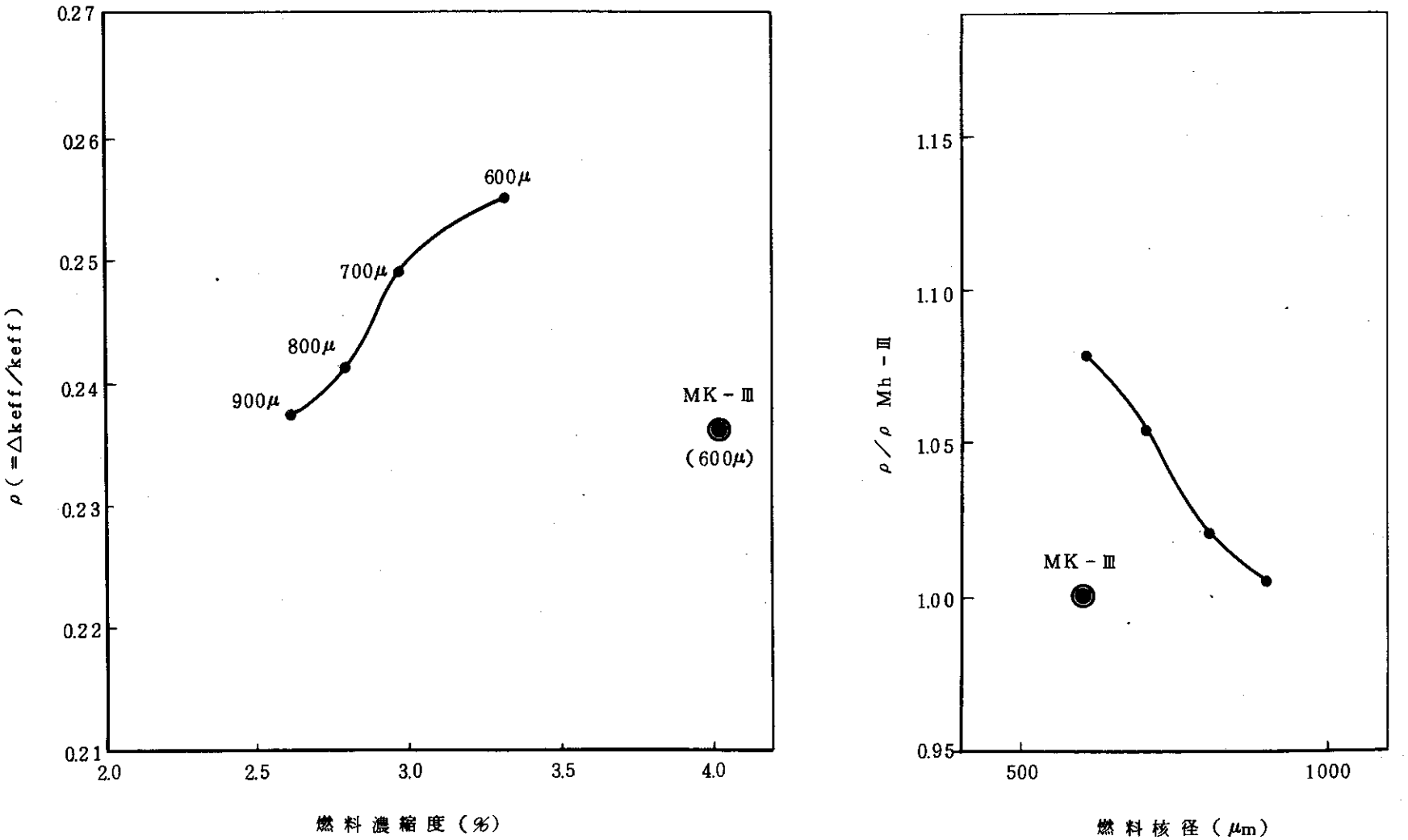


Fig. 3.2.3　制御棒反応度補償量 (ρ)

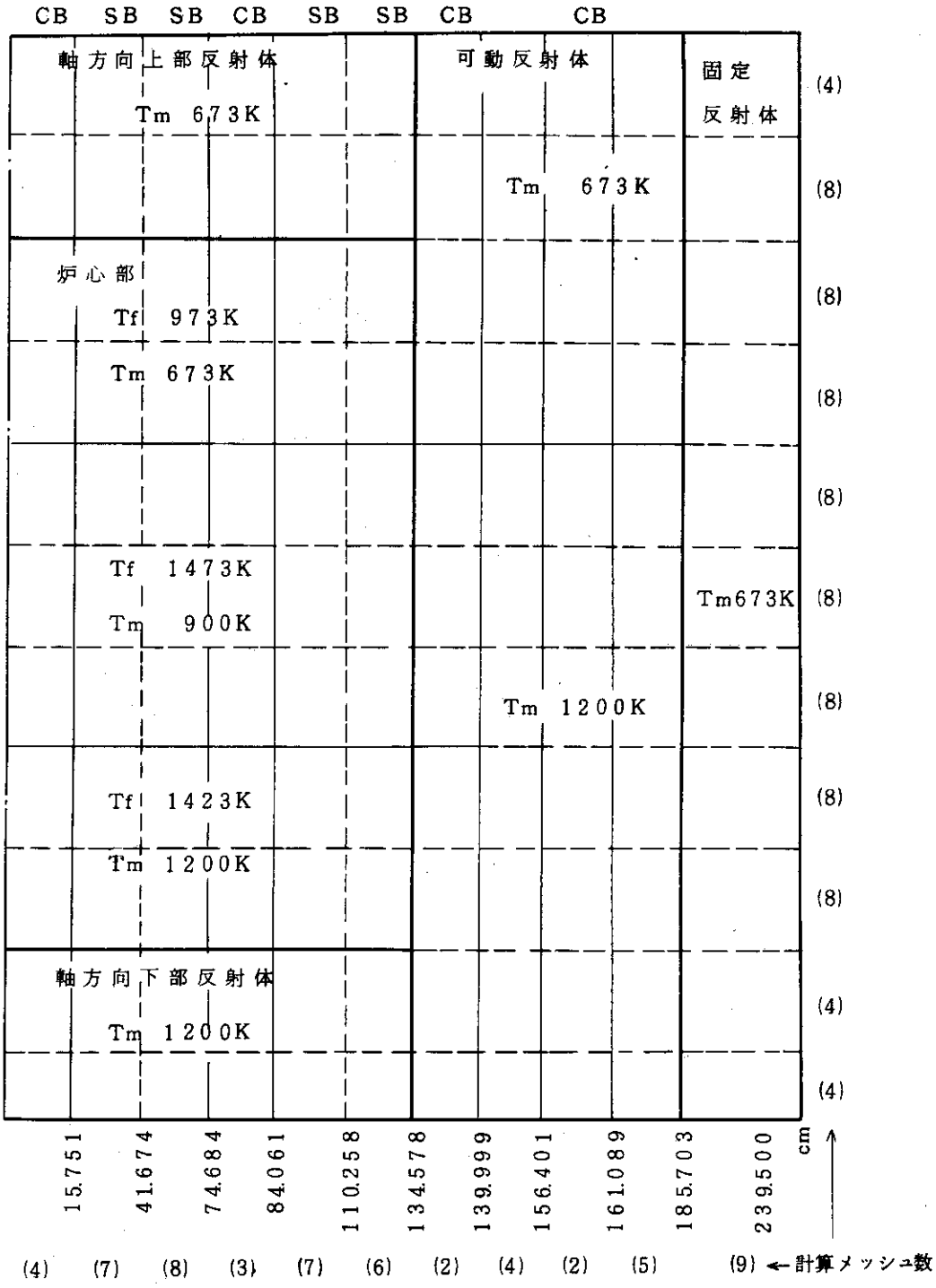


Fig. 3.2.4　核・熱予備検討における炉心モデル化

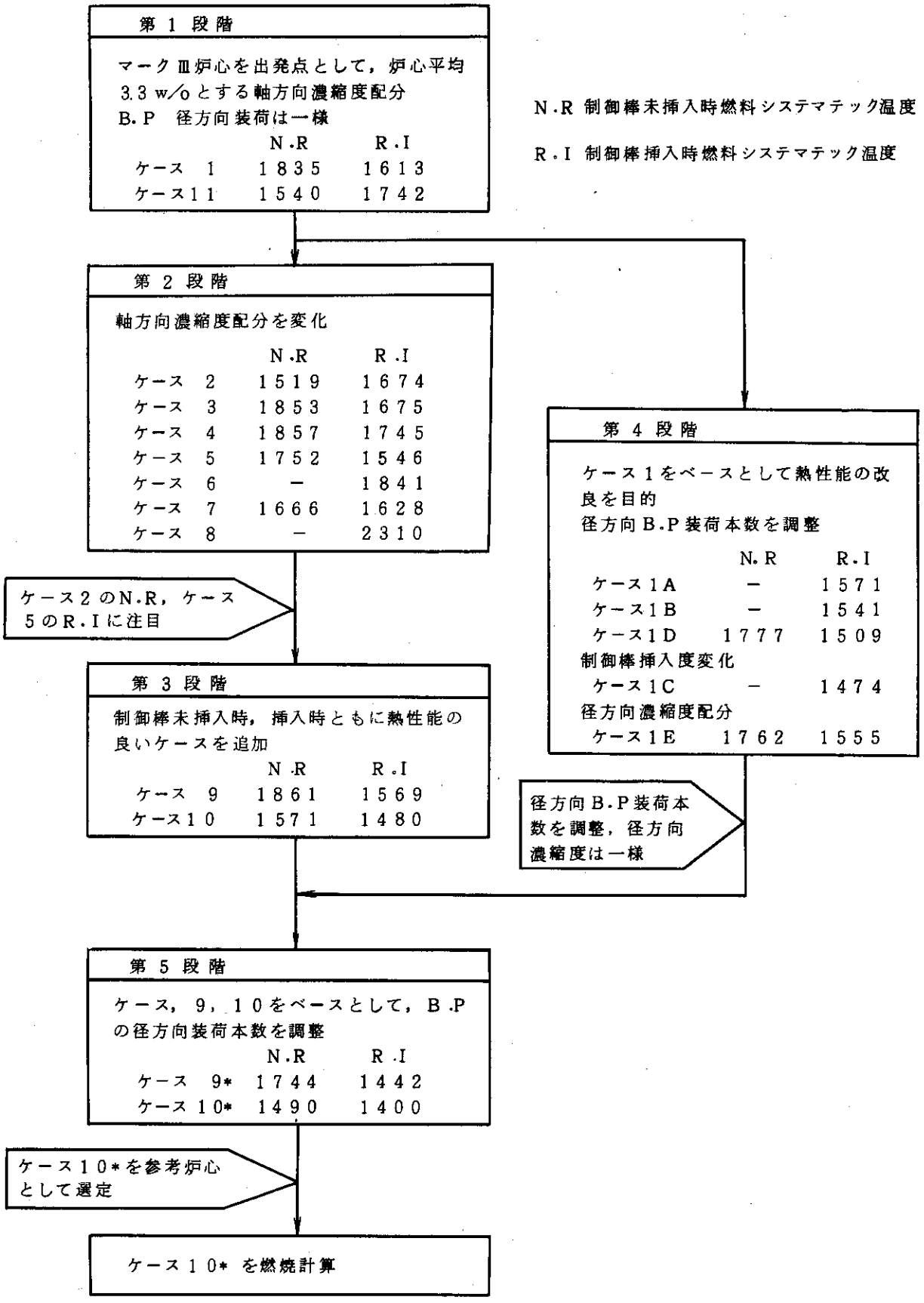


Fig. 3.2.5 装荷法の検討手順

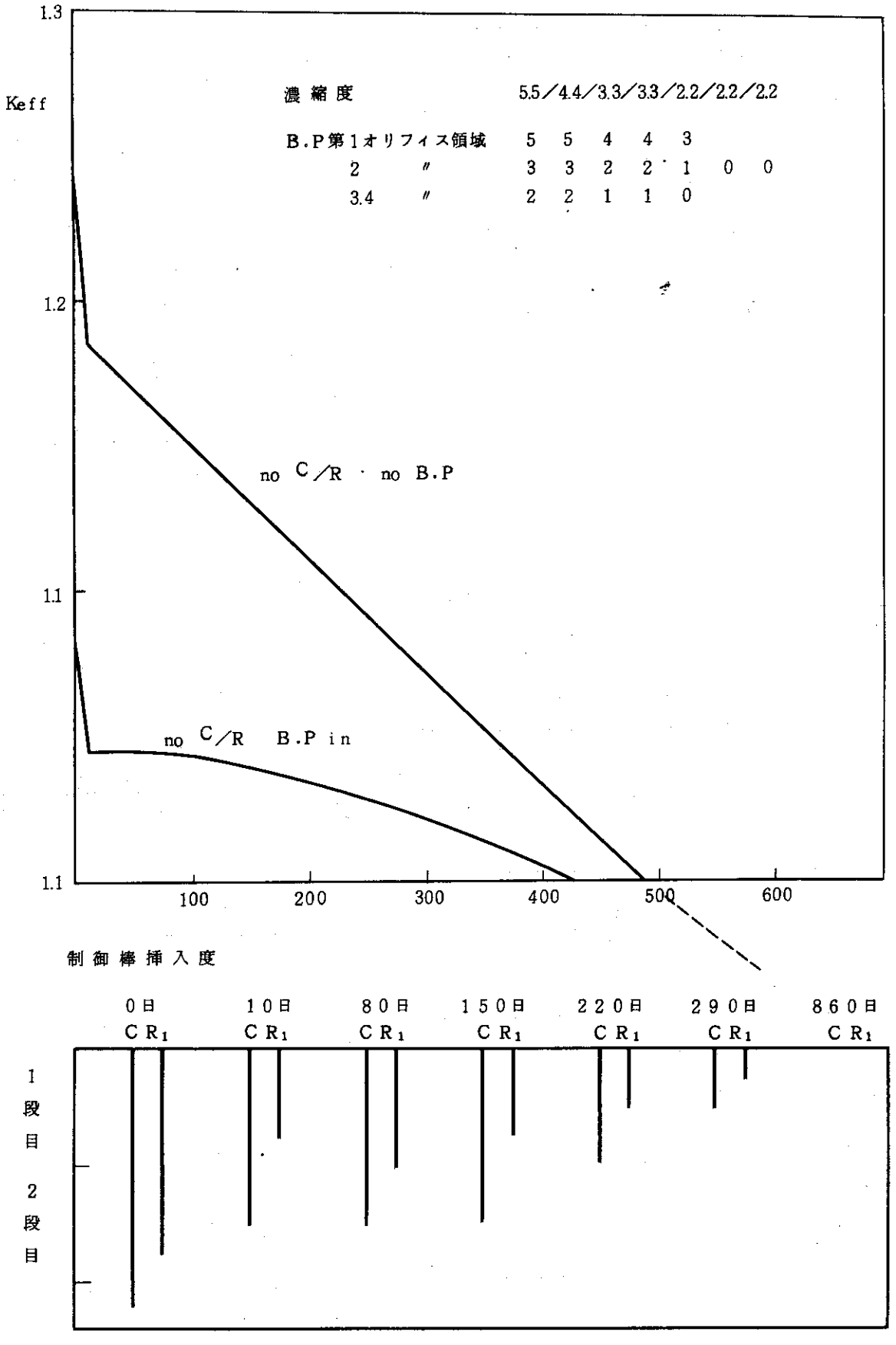


Fig. 3.2.6 参考炉心（ケース10**）の燃焼特性

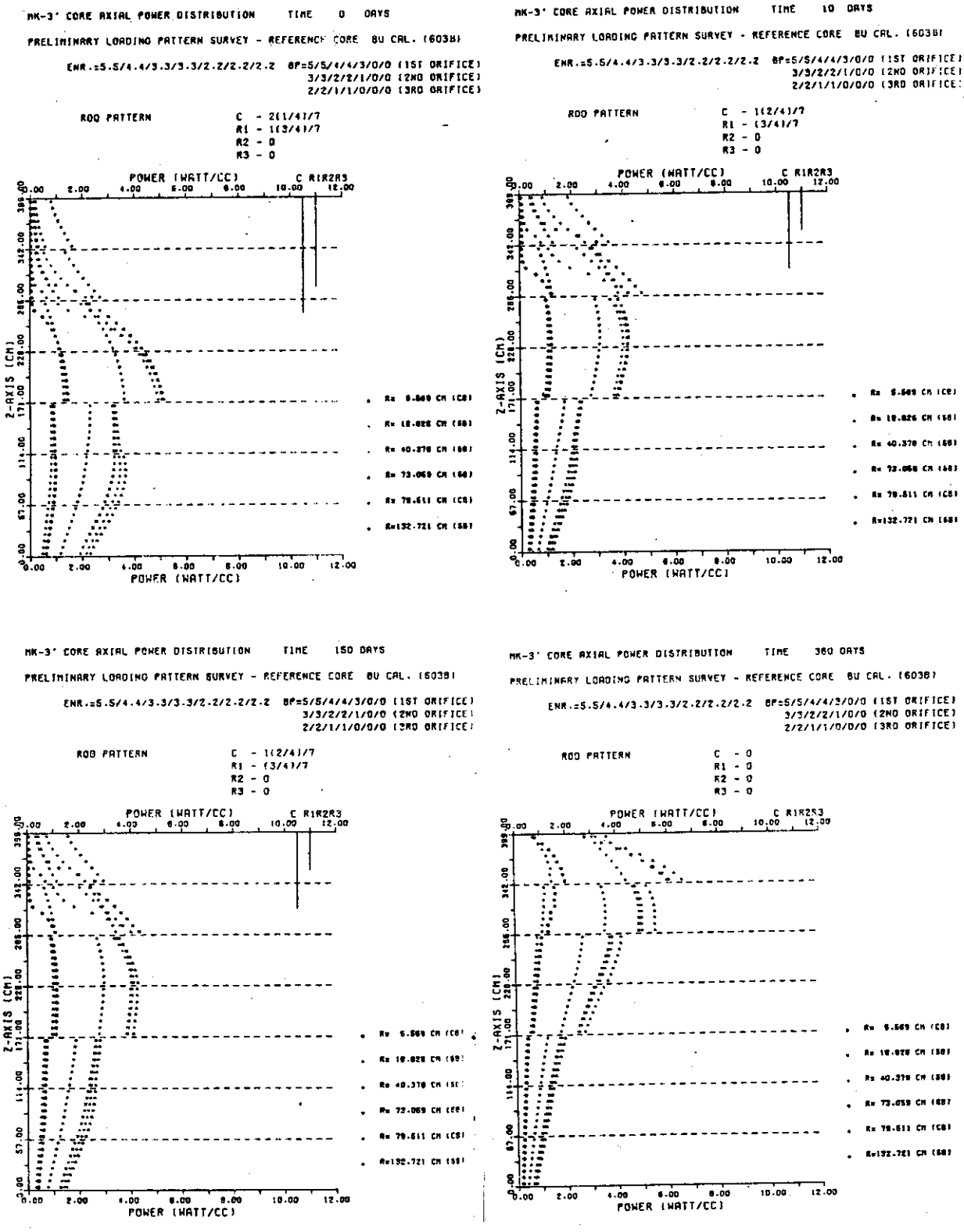


Fig. 3.2.7　各燃焼ステップの軸方向出力分布（ケース 10**）

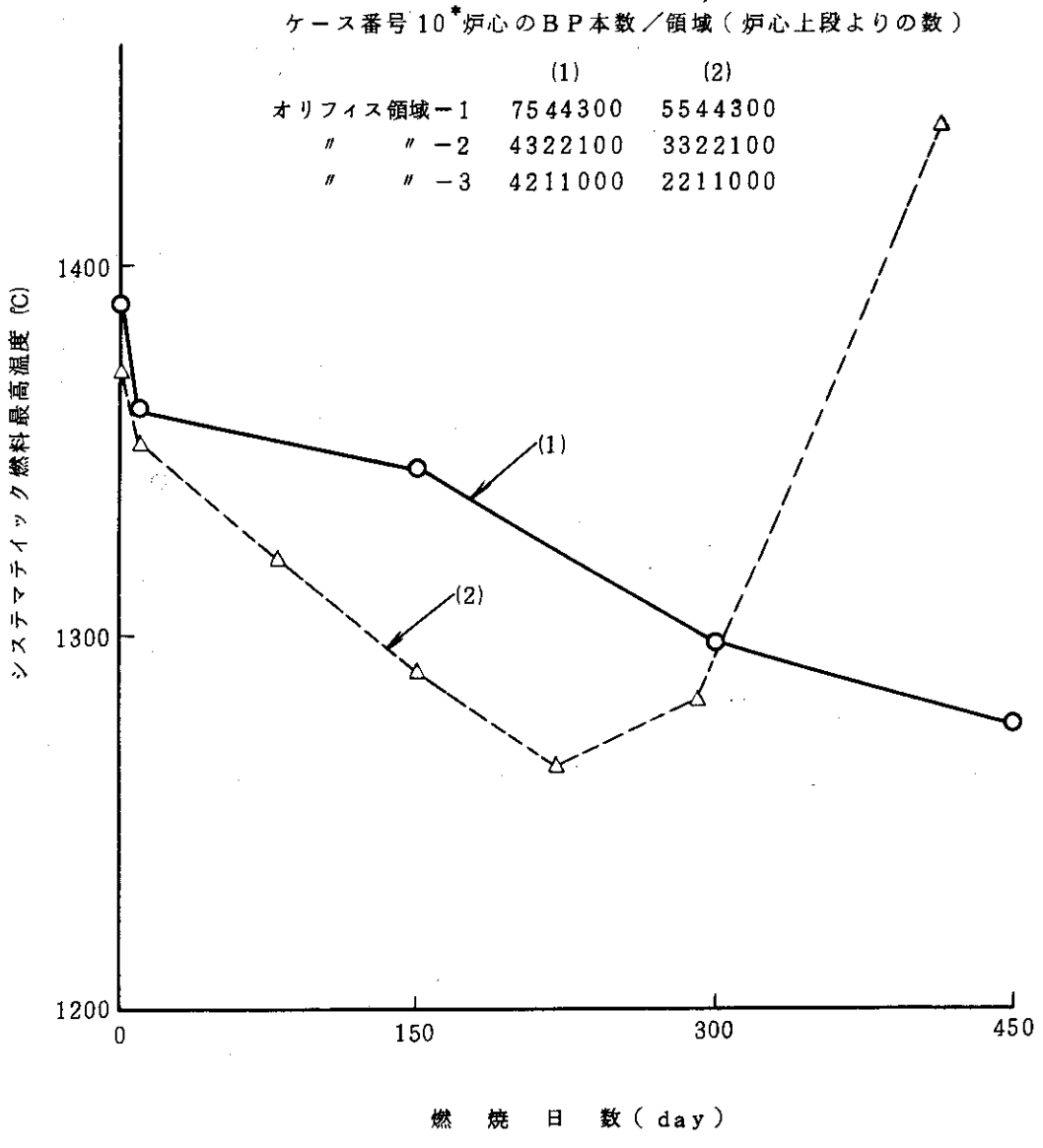


Fig. 3.2.8 ケース10*炉心のオリフィス最高出力チャンネルの
システマテイック燃料最高温度

3.3 核特性

前節の炉心サーベイの結果をうけて，改良Mk－Ⅲ炉心核設計の基本方針を次のごとく設定した。

(i) BP炉心の核特性を詳細に検討し，no－BP炉心はその可能性を探るのみとする。

(ii) 炉心構成カラム数や燃料体当り燃料ピン本数の変更を伴う炉心の検討は保留し，今後の課題とする。

以上の方針に基づき検討を加えた結果，次のような結論を得ている。

(i) BP炉心は，少なくとも燃焼期間370日以上にわたって，燃料システィマテック最高温度（Tf^{max}）1550℃以下，最小レイノズル数（Re^{min}）3900以上を確保できる。しかも，これらの最悪条件は燃焼初期に現われ，燃焼が進むに従ってTf^{max}は低減し，Re^{min}は増加する。

(ii) no－BP炉心でも，径方向燃料濃縮度配分を工夫することにより，370日以上の運転期間達成の可能性がある。ただし，制御棒引抜計画の詳細検討が必要である。

以下に主要特性について説明を加える。

3.3.1 反応度収支と制御棒引抜き計画

(1) 反応度制御計画

Table 3.3.1に反応度収支を，Table 3.3.2に炉停止余裕と設計誤差を示す。

(2) 制御棒機能分担

次のごとく設定した。

(i) 全制御棒にスクラム機能をもたせる。

(ii) 微調整棒と粗調整棒とに分類し，微調整棒には自動制御機能をもたせる。

(iii) 制御棒は，主に負荷追随のために必要に応じてバンク分け操作が可能とする。

(iv) 具体的な各制御棒の機能分担は以下のごとくする。

(a) 微調整棒 ： 第1リング制御棒6対

30％出力からの出力上昇時に，昇温補償として他の粗調整棒に優先して炉心・反射体境界まで引き抜く。一定出力運転時には自動制御操作に切り換える。

(b) 粗調整棒 ： 中心制御棒1対及び第2.3リング制御棒対12対

Xe & Sm 蓄積及び燃焼補償分を分担する。

(3) 制御棒引抜き計画

室温臨界以降の制御棒引抜き手順を，Fig. 3.3.1に示す。室温臨界までは，炉外中性子計測への配慮から，第2及び第3リング制御棒から引抜く。

3.3.2 詳細核特性

(1) 炉心構成

改良Mk－Ⅲ炉心の燃料濃縮度配分及びBP装荷法を，Fig. 3.3.2に示す。また，BPのスパーセル（7燃料体）内装荷位置をFig. 3.3.3に示す。第1オリフィス領域はスパーセル当り3本，第2オリフィス領域は6本のBPを装荷し，第3及び第4オリフィス領域には1本も装

荷していない。ＢＰ諸元は，Fig. 3.3.2 に付記している。

(2) 反応度特性

制御棒及び後備停止系の反応度特性をTable 3.3.3 に示す。反応度印加率は，一般に炉心上部において小さくなるが，出力上昇時には必要に応じてバンク分け操作を行うことになろう。

(3) 燃焼特性

Fig. 3.3.4 に改良Ｍｋ－Ⅲ炉心の燃焼特性を示す。ＢＰ炉心及びno－ＢＰ炉心とも，燃焼日数370 日は十分確保でき450 日もほぼ達成できる。

また，各燃焼ステップにおけるＢＰ炉心の制御棒状態とピーキング係数を，Table 3.3.4 に示す。ＢＰの燃焼により炉心反応度の回復する燃焼日数50 日～100 日では，制御棒挿入度が深くなり燃料最高温度もやや（＜50℃）上昇するが，燃焼日数0 日の値に較べればかなり低い（＞50 ℃）。

(4) 出力分布

改良Ｍｋ－Ⅲ炉心の軸方向及び径方向出力分布をFig. 3.3.5 及びFig. 3.3.6 に示す。燃料ピン当り（第１，２オリフィス領域 ： 10.7本／燃料体）でみると，径方向にかなり平担化されていることが解る。

(5) 動特性パラメータ

Fig. 3.3.7 に事故解析に用いた燃料及び減速材温度係数を示す。これは，４w/o 燃料のＢＰを装荷しないセル計算における，燃焼度14000 MWD／Ｔ（450 日相当）での値であり，またＢＰ装荷による温度効果も負であることを考慮すると，事故解析にとって実際より過酷な値となっている。なお，制御棒逸出事故解析に用いた軸方向出力分布は，Fig. 3.3.5 に示したものであり，定格運転時では最も高い出力及び燃料温度の出現している燃焼初期の出力分布である。

3.3.3 設計計算手法の精度検討

本詳細特性検討に用いた核設計計算コードシステムをFig. 3.3.8 に示す。これは，前章2.5 節で述べた手法に部分的改良を施してあるが，基本的には同一である。また，実際の炉心セル定数作成における幾何学的モデルのとり方や，炉心計算における炉心モデル化の方法も，基本的に同一の考え方に基づいているので，第２章を参照されたい。

ここでは，本節の詳細核特性解析に用いたものとは異る計算手法により改良Ｍｋ－Ⅲを解析し計算精度の検討を行うとともに，本節で述べられてきた改良Ｍｋ－Ⅲ炉心の設計基準に対する余裕に再考察を加える。

(1) 燃料棒詳細出力分布解析

(a) 目　的

７燃料体内の燃料ピン毎の詳細出力分布を輸送計算により解析し，ピーキング係数を熱計算の補正に使用する。又制御燃料体内平均中性子束に対する吸収体，ハステロイＸ内の中性子束の比を遮蔽因子として求め，拡散計算の際に使用する吸収体，ハステロイＸの微視断面積の補正に使用する。

(b) 解析モデル

ＴＷＯＴＲＡＮにより，Ｒ－θ モデルで解析した。群定数は制御燃料体，標準燃料体の各要

素毎（燃料，黒鉛ブロック，冷却材，吸収体，可燃性毒物）にGGC－4より作成した。群構造は6群，P1，S8（～183.16kev，961.12ev，2.38ev，0.625ev，0.1ev，0.0ev）である。燃料濃縮度は3 w/oとし，制御燃料体内の燃料棒長の補正を行った。可燃性毒物は7燃料体に6本とし，配置はパターンA（6本を標準ブロック最外周に配置）とパターンB（3本づつを標準燃料体の内側，外側に配置。R－θ 180°対象の解析のため位置は若干ずれている）の2ケースについて，制御棒挿入時，未挿入時について検討した。

(c) 結　果

解析結果をTable 3.3.5に示す。この結果，パターンAは制御棒挿入時には比較的平坦な出力分布となるが，未挿入時には標準ブロック内側にピークが出る。パターンBは挿入時には外側に大きい出力ピークが出るが，未挿入時には平担となる。燃焼を通じての制御棒挿入度を考えるとパターンBの方が望しいと思われるが，配置についてはより詳細に検討する必要がある。熱計算に使用したP_3係数（挿入時1.3，未挿入時1.05）はほぼ妥当である。

(2) 改良マークⅢ炉心初期計算

(a) 目　的

改良マークⅢ炉心の初期状態の核計算を3.2節予備検討の計算手法（第1次概念設計で用いたものとほぼ同一）で行い，本節（3.3.2項）の結果と比較検討する。3.3.2節の結果を計算－1とし，本項の結果を計算－2として示す。計算－2はCITATIONの2次元R－Zと3次元T－Zで行った。

(b) 群定数

群定数は3.2節と同じく，制御燃料体，標準燃料体，反射体ごとに，各濃度，各温度に対して，GGC－4より作成した。群構造は6群（～183.16kev，961.12ev，0.625ev，0.1ev，0.0ev）である。吸収体，ハステロイXに対する微視断面積は，(1)項で評価した遮蔽因子を用いて補正した。可燃性毒物に対する遮蔽因子はWIMS－FE4で各濃度に対して，定格温度300°Kで評価した。3次元用群定数は2次元計算により縮約した2群定数（2.38ev）を用いた。

(c) 結　果

計算結果をTable 3.3.6に示す。初期定格運転状態の2次元軸方向出力分布をFig. 3.3.9に示す。結果より次の事項が指摘できる。

イ．計算－1と計算－2の2次元R－Z計算の比較では，

(i) 制御棒未挿入状態では，計算－1より計算－2の方が0.3％～1％keffを高めに評価する。これは核定数の違いと温度効果によるものと思われる。

(ii) 制御棒挿入状態では，計算－2の方が定格温度ではkeffを低めに評価し，その差は挿入された制御棒が多いほど大きい。又低温では逆に高めに評価する。

ロ．計算－2での2次元R－Z計算と3次元T－Z計算の比較では，

(iii) 制御棒未挿入状態では群数，計算モデルの相違により，3次元計算の方が約0.25％keffを高めに評価する。又制御棒挿入状態でも0.35％～4％keffを高めに評価する。このうち2群にした群効果は＋0.3％程度であり，外側の制御棒を挿入するほど計算モデルによる差が大きい。

ハ．計算－2の2次元R－Z計算において

(iv) ブロックスミアモデルで使用した制御棒の遮蔽因子の評価誤差は，その制御棒が中心か第1リングにあるかで約12%異る。又その他，領域の濃縮度，温度の違い，輸送計算の近似法によっても差が生じる。遮蔽因子の誤差のkeffへの影響を見ると，全炉心の遮蔽因子が一様に10%減少した際，keffは0.16%増加する程度で，評価誤差のkeffへの影響は小さいと思われる。

(v) ケース1について(1)で評価したスーパーセル平均の遮蔽因子を用い，スーパーセルモデルによる計算を行うとkeffは1.0104となり，計算－1の結果と核定数の相違による誤差程度で一致する。

ニ．以上の検討から次の事が結論できる。

(vi) 計算－1と計算－2のモデルの相違により，制御棒ワースに差があり，計算－2では中心制御棒が反応度価の基準を満足していない。特に反射体内に制御棒を挿入する場合今後解析精度向上に努力する必要がある。

(3) 燃焼チェインの検討

燃焼度に対する設計精度検討の第一歩として燃焼チェインの構成核種についてORIGEN*を用いて検討した。又計算条件としては，(i)出力密度は5 w/cc，(ii)原子数密度，中性子スペクトルはU^{235}濃縮度5 w/oの7燃料体平均のものを用いた。

結果をTable 3.3.7に核分裂生成物（FP）吸収断面積の構成比率として示す。(ORIGENは重核種の断面積を1160 MWe HTGRの質量バランスに一致するように修正されているが，十分でなく中性子束レベルがちがうので絶対値は比較しなかった。）これから次のようなことが指摘できる。

(i) 現設計手法で用いるFP核種は全FP吸収断面積の約90%を占めている。CITATIONの制限を考慮すると，中性子束レベルのFP生成への寄与を重視する手法としてはほぼ妥当であると考えられる。

(ii) Xe^{135}，Sm^{149}は中性子束レベルに大きく依存するので，これを除いた構成比で比較するとGGC－4－CITATIONに用いたランプ化FPの寄与は小さすぎることが判明する。これが燃料の吸収断面積に占める割合は0.5%以下である。

以上の検討から，独立にあつかうFP核種数を増加するよりも，断面積の評価を重視すべきであることが判明した。

(4) 制御棒しゃへい因子の精度検討

本設計で用いられた制御棒解析の手法は以下のとおりである。

(i) 1本の制御棒を囲むセル計算の結果に制御棒が対となす"干渉効果"の補正1.7をかけて平均化断面積を構成する。（3.3節）

(ii) 1対の制御棒を含む7ブロックを2次元Sn，R－θで解析してしゃへい因子を求めて制御棒の断面積を補正する。（3.2節）

---

* M. J. Bell, ORIGEN－The ORNL Isotope Generation and Depletion Code, ORNL－4628（1973）.

このような手法の精度を検討するため全く異なる計算原理に基づくLAMP－B* により解析し比較した。結果をTable 3.3.8に示す。

最終的な結論を述べるにはモデルの検討が十分ではないが次のような事項が指摘できる。

(i) 1対の制御棒の場合LAMP－BとSn計算の差は熱中性子群で15％以下である。

(ii) 対干渉効果は1.8であり設定値とくらべ6％程度の差となる。スーパーセルしゃへい因子に対する10％△kの誤差がkeff に及ぼす効果は定格状態で約0.4となるので，今後とも制御棒解析精度向上に努力する必要がある。

(5) SHE中心制御棒反応度価実験の解析

(a) 目的及び解析手法

核設計に使用した制御棒周辺の定数とその作成法の妥当性を検討するため，原研のSHE臨界集合体実験の解析を行なった。主な検討項目は，平均化セルの大きさの効果，制御棒径密度の効果，C／U比の影響，輸送と拡散の差である。実験値は，即発中性子崩壊定数（α値）の変化で与えられているため，実効増倍率からα値を求めて検討を行なった。

断面積データはGGC－4を用いて作成した。改良マークⅢ炉心と異なり体系が小さいため漏れ量・中性子束分布の変動が大きく，群数の多い詳細な検討が必要であり，1次元P_1 S_8の輸送計算を基礎とした。

(b) 計算結果及び検討

結果のα値をTable 3.3.9に示す。輸送計算のα値も，拡散と同じℓ，βi を用いて求めた。実験値及び計算値の比較から，

i) 制御棒価値の最大誤差は20％程度ある。

ii) 定数作成時の平均化領域の大きさの効果は，C／U比・制御棒の種類に依らず少ないが反射体境界迄広げると誤差は大きくなる。

iii) 輸送と拡散の比較は，群数・次元の効果も含むため明瞭ではないが，全体に拡散のkeff の方が高い値を示している。

iv) 制御棒価値は，輸送・拡散計算共に大き目の評価を示すが両者の一致は良い。

v) C／U比の大きい場合の方が一致は良い。

(6) まとめ

以上の検討から，

(i) 制御棒，とくに中心以外の制御棒の反応度価値に対する設計手法間の差は，大きく，設計誤差に対する基準（±10％）の範囲に入らない。

(ii) 改良マークⅢ炉心とは体系がかなりちがうが，SHE実験の中心制御棒を同様の手法で解析すると△αが10％以上（制御棒反応度価で20％強）異なる（体系の相違による効果は未検討）ことが指摘された。従って今後の設計においては，制御棒設計精度を考慮した設計の必要性が指摘される。

---

* (1) K. Tsuchihashi, LAMP－B (to be published).

(2) K. Tsuchihashi, CLUP－77, A Fortran Program of Collision Probabilities for Square Clustered Assembly, JAERI－1196 (1971).

Table 3.3.1　反応度制御計画－反応度収支

炉心 / % △keff	Mk－Ⅲ	Mk－ⅢF	改良Mk－Ⅲ no-B／P炉心	改良Mk－Ⅲ B／P炉心
初期余剰反応度 (hot clean)	9.0	4.7	20.8	10.9
昇温補償 (室温→定格)	8.0	13.0	9.1	10.3
運転余裕	1.0	1.0	1.0	1.0
C／R 補償 (Xe－蓄積後)	4.0	2.5	16.2	6.7
B P 補償	19.5	21.3	－	12.0
燃焼期間(日)	600	600	370	370
全制御棒価値	33.0	40.6	45.8	39.3

基本炉心　；　室温時，no－C／R，no－Xe

Table 3.3.2　反応度制御計画－停止余裕と設定誤差

反応度 ＼ 炉心	F. S. V.	Mk－ⅢF	改良 Mk－Ⅲ no-B/P炉心	改良 Mk－Ⅲ B/P炉心
BOC，室温時　keff	1.127	1.172	1.299	1.212
no－BP ±△keff *	0.007[1]	0.009	0.010	0.011
B/P ±△keff **	0.001[2]	0.0098[3]	－	0.015
combined，±△keff	0.008	0.0130	0.010	0.019
全制御棒価値　△keff	0.213	0.406	0.458	0.393
最大制御棒対価値 △keff	0.050	0.075	0.066	0.054
炉停止余裕				
（2対スタック）△keff	0.028	0.084[4]	0.049	0.091
±△keff（10％）	0.016	0.026	0.035	0.030
平均 △keff/BPピン		～0.001	－	～0.001
adjustment BPピン 5）		＜29/210	－	36/96
EOC，定格時				
温度効果　△keff	0.059	0.10	0.10	
±△keff（10％）	0.006	0.01	0.01	
燃焼 ±△keff	0.01	0.01	0.01	
combined，±△keff	0.012	0.014	0.014	

注　；　1）～0.6％相当誤差

2）2％誤差

3）Mk－ⅢFにおける設定誤差，～5％相当

4）最大制御棒対の2対のスタックを仮定

5）アジャストメントするかどうかは未定。（参考値）

*　セル計算誤差0.5％keffと密度誤差等を加えて，正味0.8％keff

**　15％誤差

Table 3.3.3　改良 Mk－Ⅲ制御棒反応特性（BP 炉心）

最大制御棒対反応度価値（△k）	定格運転時	0.006　(R23)
	30% 出力時	0.004　(R1)
	室温臨界時	0.033　(R1)
炉停止余裕（△k）	最大価値制御棒対2対スタック（室　温）	0.091
後備停止系余裕（△k）	定格運転時制御棒位置スタック	0.041
	最大価値ホッパー・スタック	
反応度印加率（△k/cm/rod）	C　max.	1.2×10^{-4}
	C　min.	2.3×10^{-5}
	R1　max.	7.7×10^{-5}
	R1　min.	2.6×10^{-6}
	R23　max.	2.3×10^{-5}
	R23　min.	7.7×10^{-7}

Table 3.3.4　改良Mk－Ⅲ（BP炉心）　出力ピーキング係数

炉心状態 制御棒挿入度				第1オリフィス領域		第2オリフィス領域		第3，第4オリフィス領域		P 3	
燃焼日数	C	R1	R23	P 1	P 2	P 1	P 2	P 1	P 2	C	R1
hot clean	－	－	－	1.006	1.009	0.961	1.066	1.059	1.027	1.05	1.05
0	2／7	B	3.5／7	1.099	1.003	0.961	1.150	1.034	1.102	1.06	1.06
10	1／7	B	2／7	1.069	1.006	0.965	1.116	1.036	1.069	1.06	1.05
50	1／7	B	2.5／7	1.092	1.001	0.958	1.137	1.041	1.074	1.06	1.05
100	1／7	B	2.5／7	1.107	1.002	0.967	1.142	1.023	1.073	1.06	1.05
200	1／7	B	2／7	1.109	1.003	0.990	1.132	0.988	1.067	1.06	1.05
300	1／7	B	1／7	1.044	1.009	0.981	1.094	1.018	1.043	1.06	1.05
400	1／7	B	B	0.993	1.012	0.968	1.067	1.053	1.024	1.06	1.05
450	1／7	－	－	1.037	1.003	0.969	1.091	1.039	1.032	1.06	1.05

P 1 ： 平均チャンネル出力比

P 2 ： オリフィス領域内出力勾配（gross）

P 3 ： P 2 に対するシステマティック補正因子（第1及び第2オリフィス領域のみ。）

Table 3.3.5　燃料棒詳細出力分布解析結果（P_3）

B.P パターン	制御棒挿入		制御棒未挿入	
	最　大	最　小	最　大	最　小
A	1.165	0.548	1.154	0.818
B	1.290	0.415	1.068	0.940

Table 3.3.6　マークⅢ改良炉心核計算結果の比較

定格温度

ケース番号	制御棒挿入度				2D R−Z			3D T−Z	2D−3D
	C	R1	R2	R3	計算−1	計算−2	△keff	計算−2	△keff
1	2/7	B	3.5/7	3.5/7	1.0066	0.9934	−0.0132	1.0027	0.0093
2	0	B	3.5/7	3.5/7	1.0115	1.0073	−0.0042	1.0211	0.0138
3	0	0	0	0	1.1091	1.1189	0.0098	1.1212	0.0023
4	2/7	0	0	0	−	1.0921	−	1.0956	0.0035
5	0	0	3.5/7	3.5/7	−	1.0239	−	1.0372	0.0135

300K

ケース番号	制御棒挿入度				2D R−Z			3D T−Z	2D−3D
	C	R1	R2	R3	計算−1	計算−2	△keff	計算−2	△keff
6	0	0	0	0	1.2122	1.2153	0.0031	1.2177	0.0024
7	0	7/7	7/7	7/7	0.8731	0.8841	0.0110	0.9237	0.0396

Table 3.3.7　核分裂生成物吸収断面積構成比率

B ； Xe^{135}, Sm^{149} を除く構成比率，W ； WIMS ライブラリに含まれるもの。

核　種	ORIGEN				GGC−4，CITATION	
	300 日		500 日		360 日最大燃焼領域	
	構成比率	B	構成比率	B	構成比率	B
Kr 83 w	0.41		0.49			
Zr 93	0.15		0.19			
Mo 95 w	0.48	0.96	0.77	1.28	1.35	2.25
Mo 97	0.13		0.17			
Tc 99 w	1.00	2.00	1.29	2.14	2.19	3.64
Ru 101 w	0.42		0.55			
Ru 102	0.07		0.10			
Rh 103 w	4.62	9.25	6.49	10.80	7.94	13.23
Rh 105 w	4.01		3.32			
Pd 105	0.24		0.35			
Pd 107	0.11		0.17			
Pd 108 w	0.19		0.28			
Ag 109 w	0.87		1.25			
Cd 113 w	0.41		0.34			
I 129	0.19		0.26			
Xe 131 w	3.42	6.85	4.36	7.25	4.56	7.61
Xe 133	0.13		0.10			
Cs 133 w	3.23	6.46	4.13	6.87	3.89	6.49
Cs 134 w	0.11		0.21			
Xe 135 w	37.84	−	29.73	−	32.95	−
Cs 135	0.18		0.25			
La 139	0.27		0.34			
Pr 141	0.31		0.43			
Pr 143	0.16		0.12			
Nd 143 w	6.55	13.12	8.09	13.46	10.21	17.02
Nd 144	0.06		0.11			
Nd 145 w	1.21	2.42	1.52	2.53	2.62	4.36
Nd 146	0.21		0.27			
Pm147 w	5.73	11.48	6.25	10.40	5.27	9.54
Sm147	0.17		0.33			
Pm148 w	2.14		2.33			
Pm148mw	0.40		0.42			
Sm149 w	12.23	−	10.52	−	7.07	−
Sm150 w	0.80	1.60	1.09	1.81	1.52	2.54
Sm151 w	5.21	10.43	4.97	8.27	4.23	7.06
Sm152 w	2.44	4.89	3.29	5.47	2.45	4.09
Eu 153 w	1.00	2.00	1.54	2.56	1.21	2.02
Eu 154 w	0.29	0.58	0.61	1.01	1.63	2.71
Eu 155 w	1.26	2.52	1.43	2.38	1.86	3.11
Gd 157 w	0.38	0.76	0.34	0.57	0.20	0.33
計	99.03	74.56	98.80	76.80	91.61	86.00
17 核種計	87.69		86.42			

Table 3.3.8　制御棒しゃへい因子の検討

解析手法	制御棒本数	備　　考	1 群	2 群
LAMP－ B	1	スタンダード	0.2709	0.01023
		位置の効果	0.0004	0.00007
		周辺黒鉛リング設定効果(差)	−0.0004	−0.00031
	2	スタンダード	0.2466	0.00923
		Pij 積分精度　(差)	−0.0004	−0.00001
		周辺黒鉛リング設定結果(差)	0.0031	−0.00010
		対干渉効果	1.82	1.80
		6 群計算	0.4789	0.01139
	2+RSS	スタンダード	0.1974	0.00732
2 次元Sn	2	P_1 , R−θ, S_8	0.2127	0.00798
		P_0 , R−θ, S_8	0.2034	0.00766

1 群

14 Mev ＞En ＞ 2.38ev

(差) その体系でのスタンダードとの差

Table 3.3.9　中心制御棒反応度価値

$\triangle\alpha = \alpha_S - \alpha$（標準状態の$\alpha_S$－制御棒挿入時の$\alpha$）

体系	制御棒挿入状態	1次元輸送計算 (ANISN 30群)		2次元輸送計算 (CITATION 6群)		実験値 (JAERI 1173)
		α_S	$\triangle\alpha$	α_S	$\triangle\alpha$	
SHE-5	未挿入標準状態	9.62	－	4.07	－	11.2±0.04
	GRAY－42－7，A		85.0		85.2	
	GRAY－42－7，B		－		86.0	} $\triangle\alpha$ = 74.00±0.39
	GRAY－42－7，C		－		85.0	
	GRAY－42－7，D		－		76.0	
SHE-8	未挿入・標準状態	14.9	－	4.47	－	(20.63±0.04 * / 19.16±0.05)
	GRAY－42－7，A		86.2		88.9	
	GRAY－42－7，B		－		89.8	} $\triangle\alpha$ = 68.20±0.63
	GRAY－42－7，C		－		89.2	
	GRAY－42－7，D		－		84.4	
	GRAY－20－7，A		49.4		48.3	
	GRAY－20－7，B		－		49.1	} $\triangle\alpha$ = 38.19±0.41
	GRAY－20－7，C		－		49.1	
	GRAY－20－7，D		－		46.1	

＊ 一連の測定を単位として異なっている。

（平均化領域の大きさ A＜B＜C＜D）

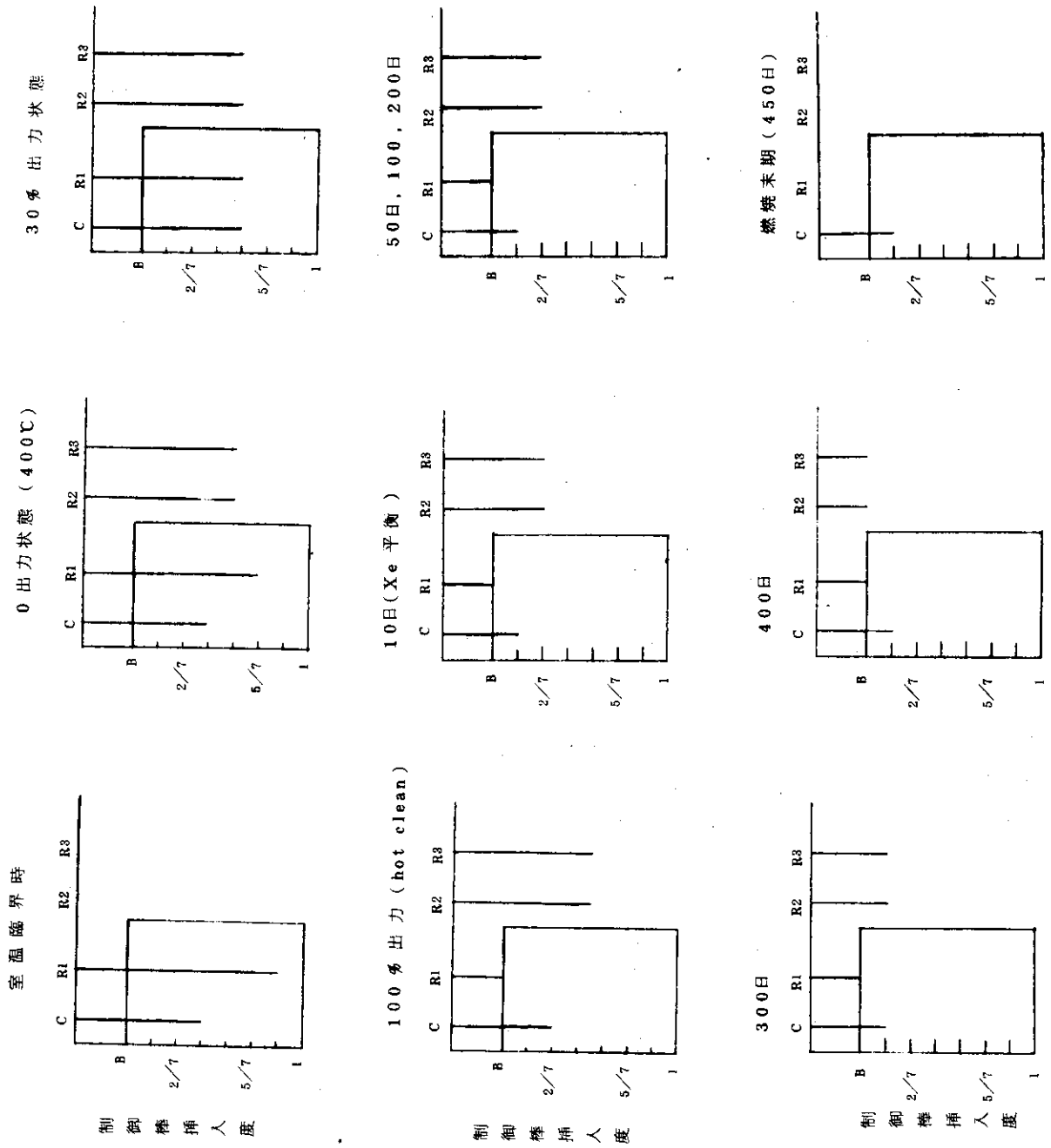
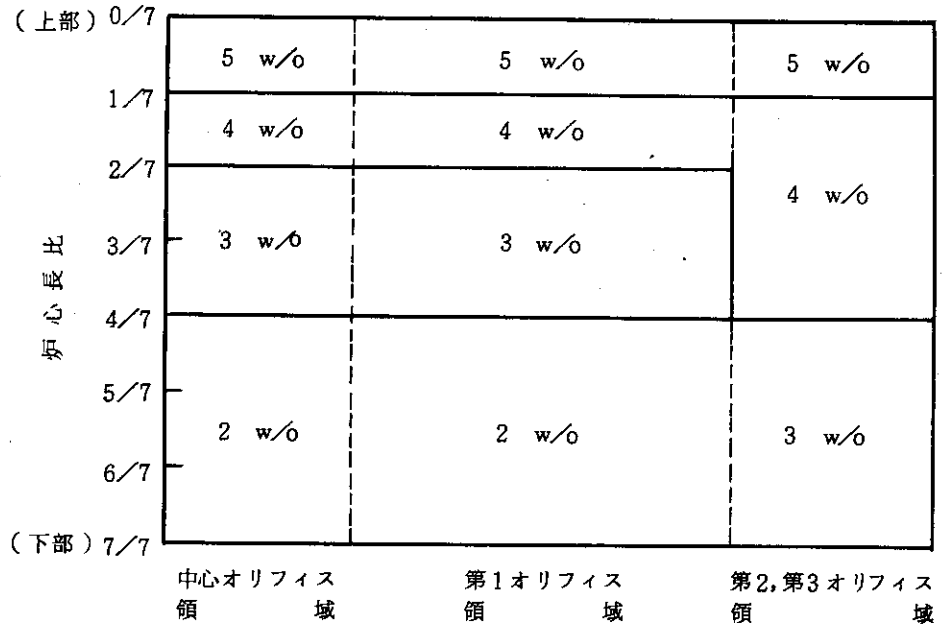
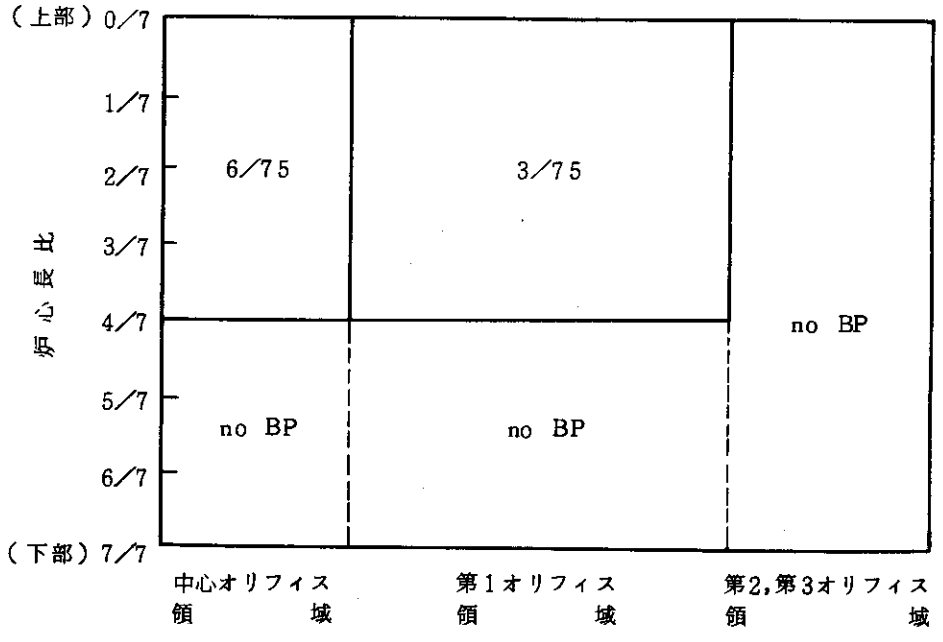


Fig. 3.3.1　制御棒引抜き手順（BP装荷炉心）

(1) 燃 料 装 荷

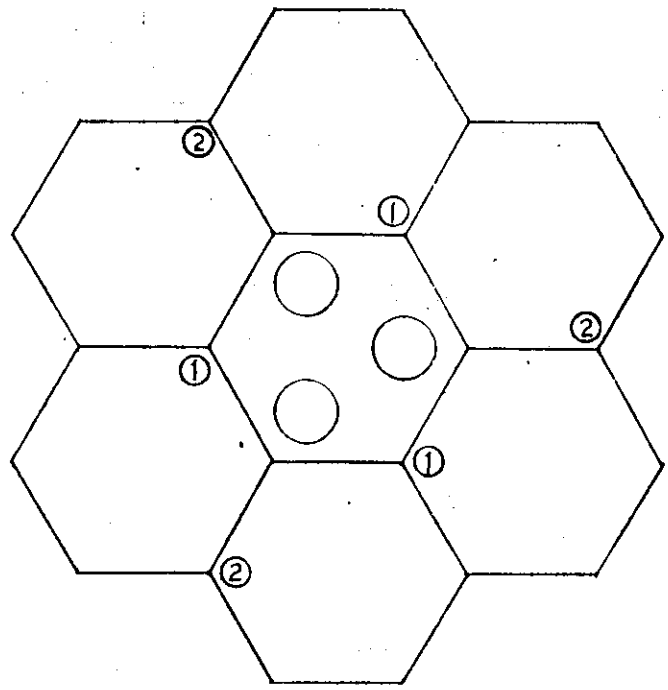


(2) B P 装 荷



6／75 ： 6 BPピン／75燃料ピン
B／P 諸元　12 mmφ
5.07 w／o－B（4.41 v／o－B_4C）
52.9 cm

Fig. 3.3.2　改良 Mk－Ⅲ炉心の燃料および可燃性毒物の装荷図



中心オリフィス領域：１＋２　（６本／７５ピン）

第１オリフィス領域：１　（３本／７５ピン）

Fig. 3.3.3　改良マークⅢ炉心可燃性毒物装荷位置

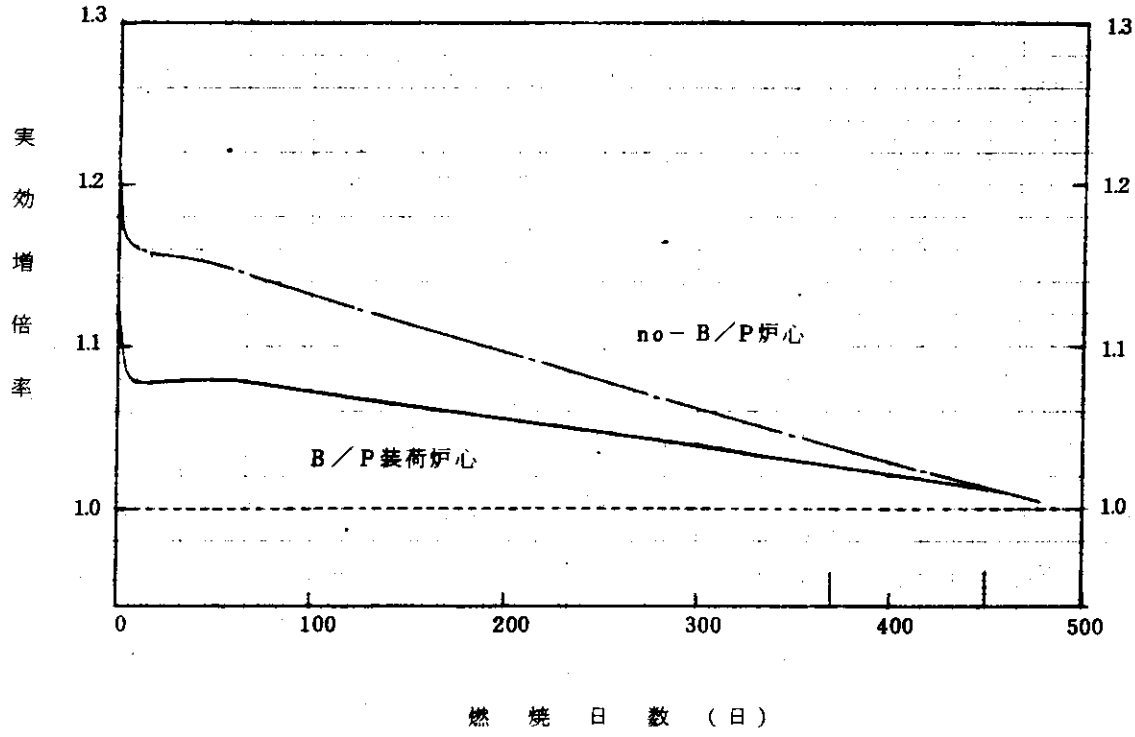


Fig. 3.3.4　改良Mk －Ⅲ炉心の燃焼特性

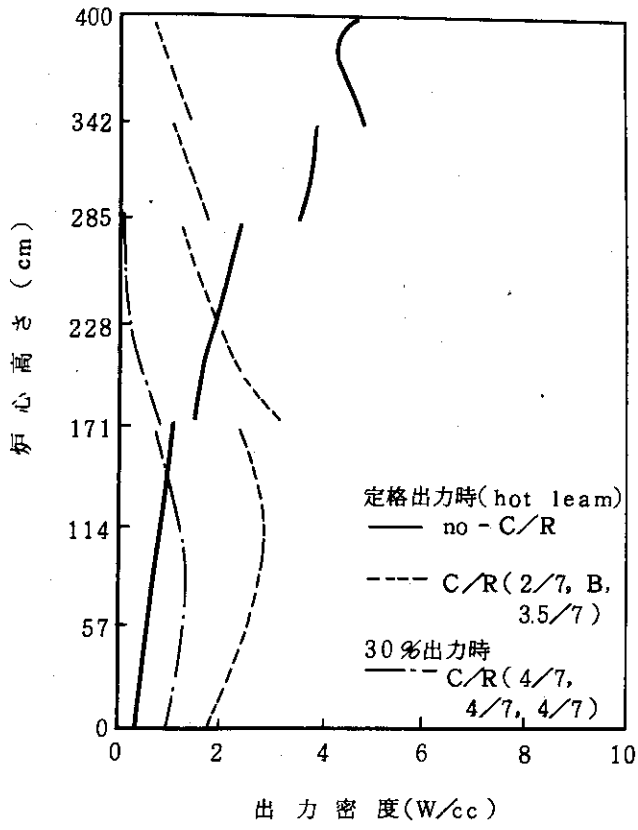


Fig. 3.3.5　改良Mk－Ⅲ炉心軸方向出力分布
（BP炉心，第1オリフィス領域）

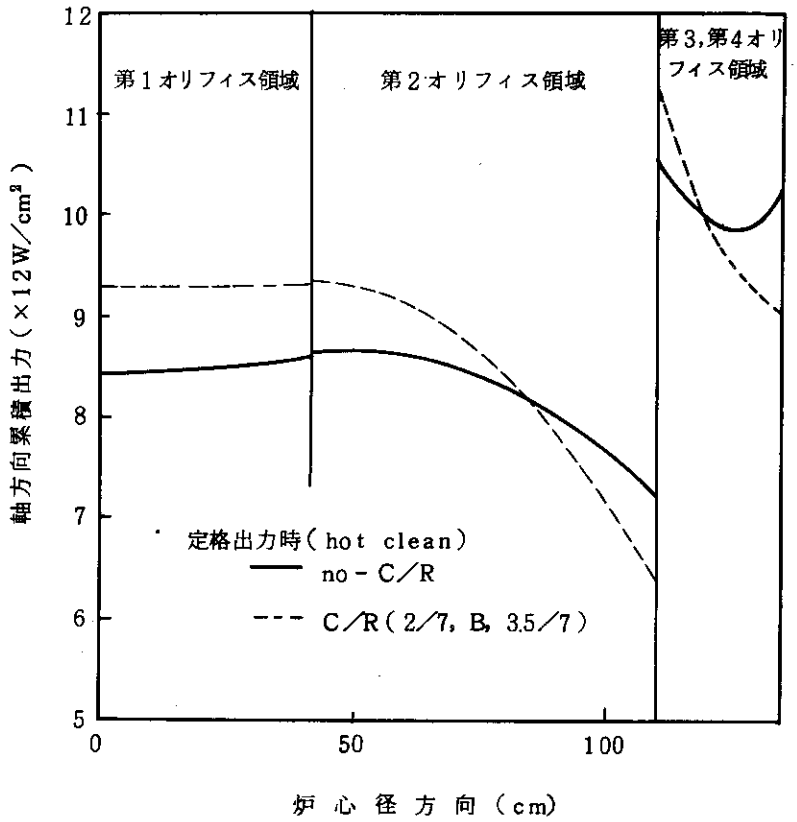


Fig. 3.3.6　改良Mk－Ⅲ炉心径方向出力分布（BP炉心）

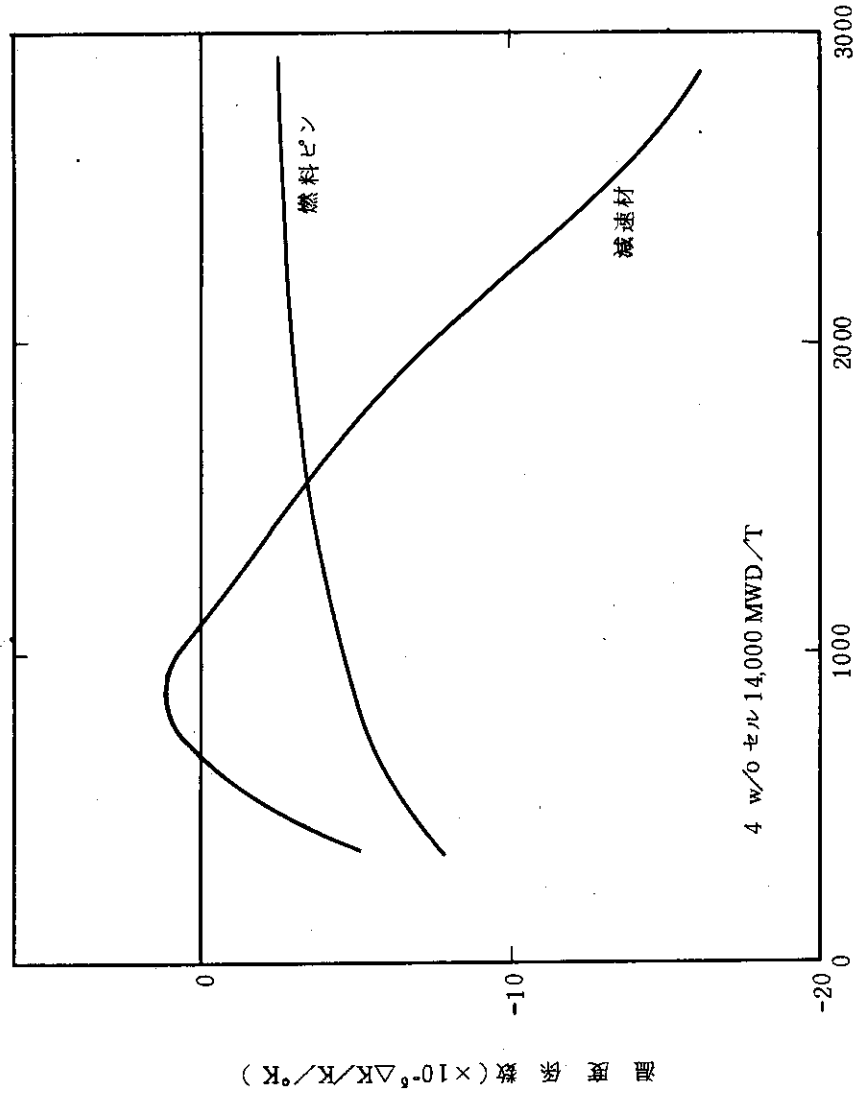


Fig. 3.3.7　改良 Mk－Ⅲ炉心の温度係数（ＢＰ炉心，事故解析用）

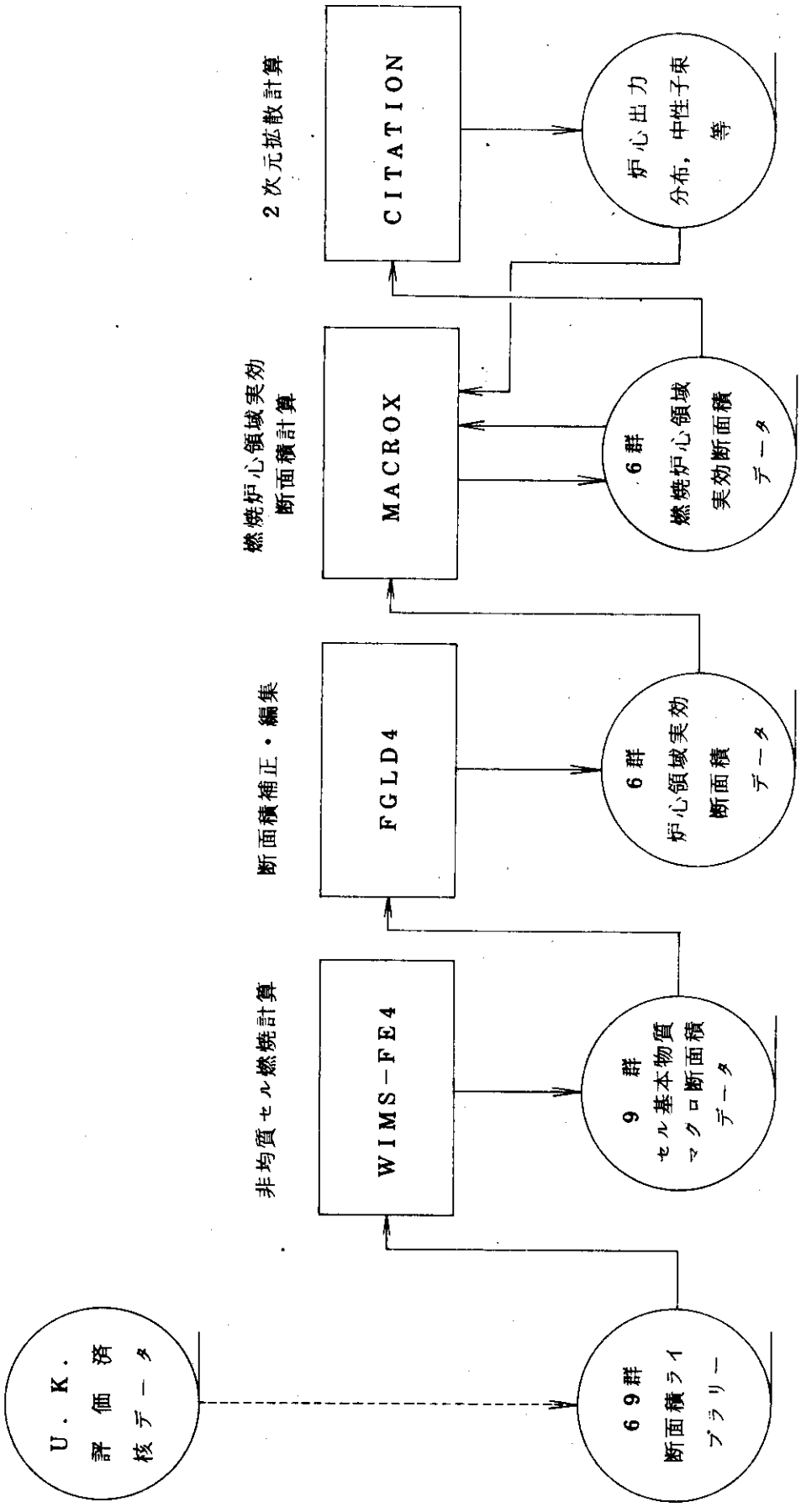


Fig. 3. 3. 8　核設計計算コードシステム

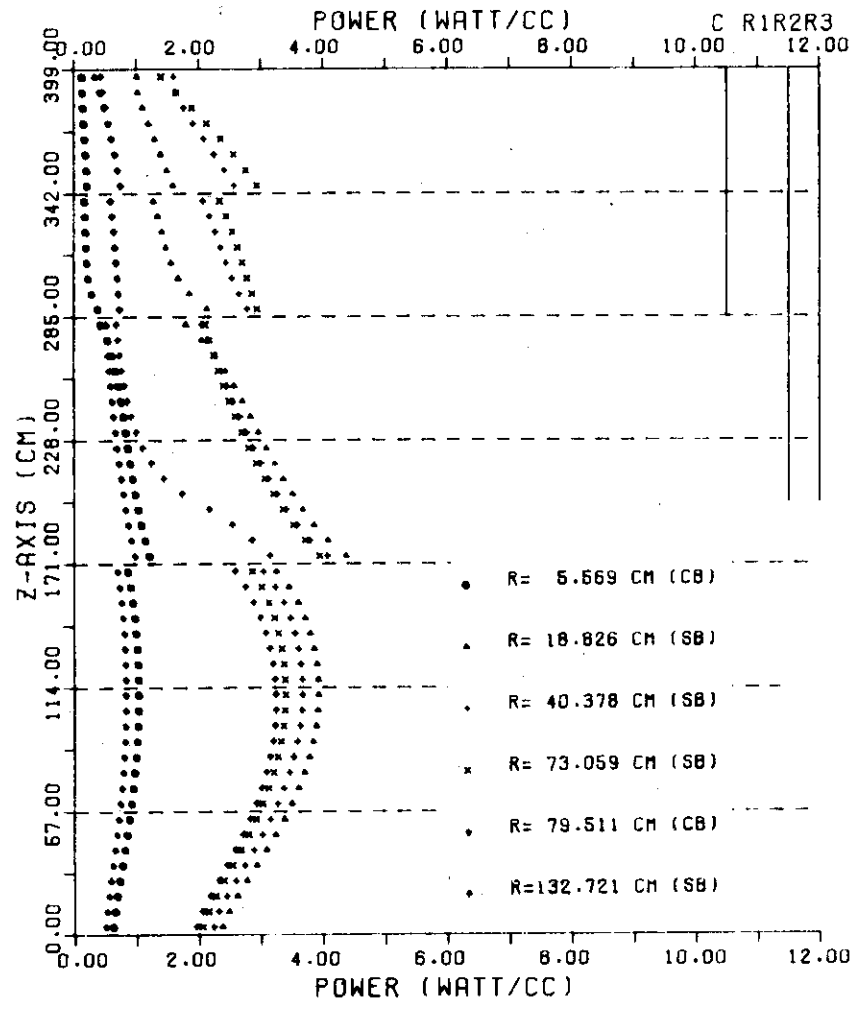


Fig. 3.3.9　軸方向出力分布（2D, R－Z）
（Mk －Ⅲ炉心，燃焼初期，Hot－Clean）

3.4 熱流動特性

3.3節で選定された炉心について，燃焼ステップ毎に熱流動特性を解析し，設計基準を満足していることを確認する。また，燃焼初期状態の30％負荷特性を検討する。

3.4.1 定格時熱流動特性

(1) 計算条件

選定炉心の出力分布を用いて流量分布と温度分布を求めた。炉心の領域を中心，第1リング（R 1）および第2と第3リング（R 23）を合わせた3領域に分けている。流量配分は各オリフィス領域出口ガス温度一定方式を採用した。熱計算に用いた計算条件を付録A 1.1に，また，システマティック，ランダム温度の計算方法とホットスポット係数を付録A 1.7に示す。

なお，出力ピーキング係数として，Table 3.4.1に示すP_1とP_2はノミナル計算に含め，また，P_3はシステマティック因子として処理した。

(2) 計算結果

各燃焼ステップ毎の燃料最高温度，最小レイノズル数，最小限界熱流束比ならびに圧力損失をTable 3.4.2に示す。また，軸方向の温度分布の代表例として，第1リング(R 1)における燃焼0日と450日の結果をFig. 3.4.1に示す。

これらの結果から，最小限界熱流束比が2.1以上，最小レイノルズ数が3900以上である。燃料の最高温度については，ノミナル温度で最高1345℃，システマティック温度で最高1532℃である。したがって，どの場合も炉心の設計基準・指針を満足している。

3.4.2 部分負荷時熱流動特性

(1) 計算条件

初期炉心を対象とし，30％出力時の特性を検討した。Table 3.4.3に示す出力ピーキング係数，熱出力およびパラメータとした冷却材流量以外は，3.4.1と同じ条件を用いている。

(2) 検討結果

流量を100％から40％まで10％間隔で変化させた燃料最高温度，最小レイノルズ数および最小限界熱流束比をTable 3.4.4に示す。この結果から，燃料温度は定格より低くなり，システマティック最高温度で1299℃となる。最小限界熱流束比では，この値として1.5以上を確保するためには，流量を60％以上にする必要がある。最小レイノルズ数は，3500以上を確保するためには70％以上の流量が必要となる。

Table 3.4.1　出力ピーキング係数

炉心状態				C		R1		R23		P3	
燃焼日数	C	R1	R23	P1	P2	P1	P2	P1	P2	C	R1
hot clean	−	−	−	1.006	1.009	0.961	1.066	1.059	1.027	1.05	1.05
0	2/7	B	3.5/7	1.099	1.003	0.961	1.150	1.034	1.102	1.06	1.05
10	1/7	B	2/7	1.069	1.006	0.965	1.116	1.036	1.069	1.06	1.05
50	1/7	B	2.5/7	1.092	1.001	0.958	1.137	1.041	1.074	1.06	1.05
100	1/7	B	2.5/7	1.107	1.002	0.967	1.142	1.023	1.073	1.06	1.05
200	1/7	B	2/7	1.109	1.003	0.990	1.132	0.988	1.067	1.06	1.05
300	1/7	B	1/7	1.044	1.009	0.981	1.094	1.018	1.043	1.06	1.05
400	1/7	B	B	0.993	1.012	0.968	1.067	1.053	1.024	1.06	1.05
450	1/7	−	−	1.037	1.003	0.969	1.091	1.039	1.032	1.06	1.05

P1：平均チャンネル出力比

P2：オリフィス領域内出力勾配（gross）

P3：P2に対するシステマティック補正因子（C＆R1領域のみ）

B：炉心反射体の境界

Table 3.4.2　定格時熱流動特性計算結果

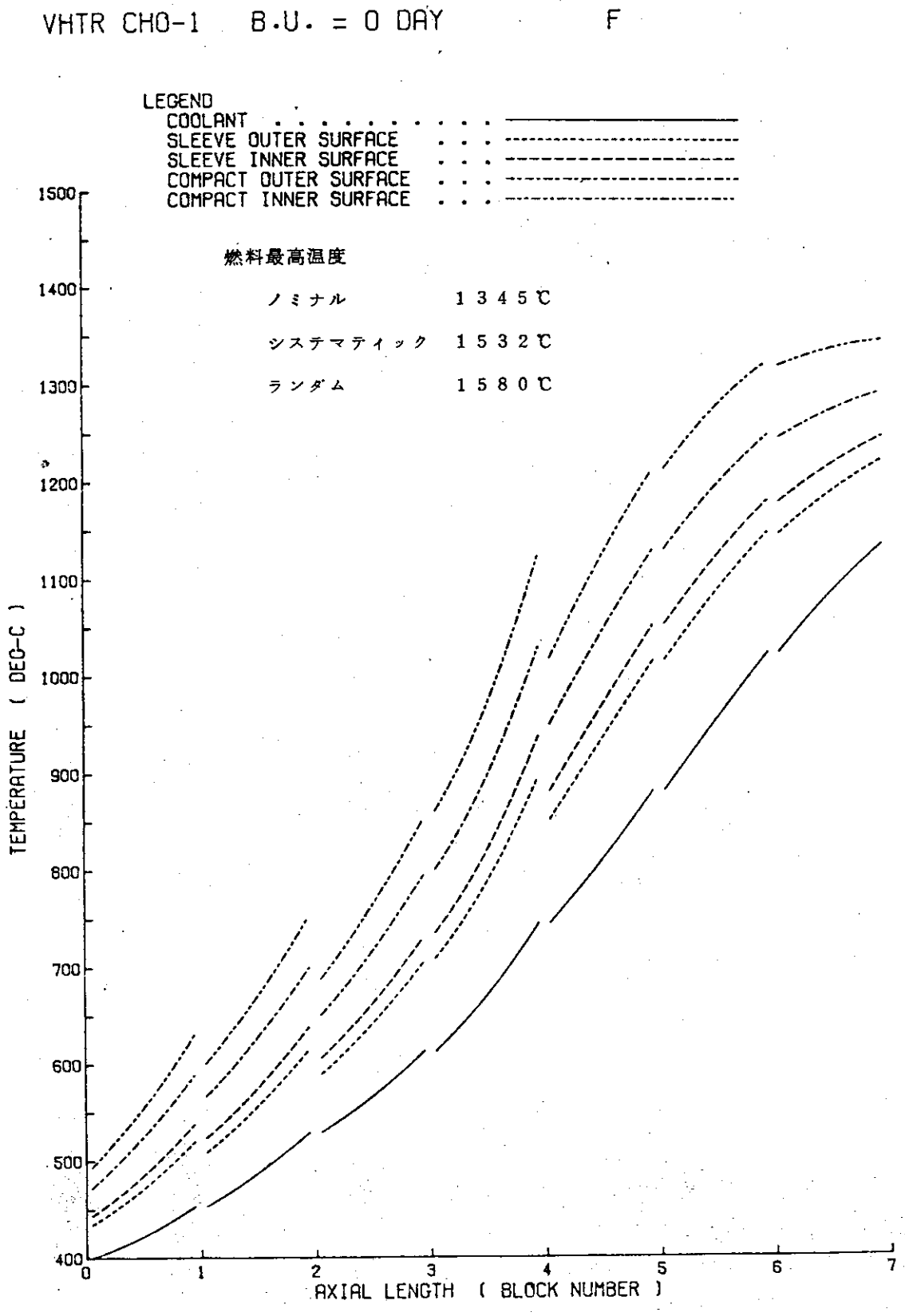
燃焼日 (日)	流量制御領域	燃料最高温度 ノミナル (℃)	燃料最高温度 システマティック (℃)	燃料最高温度 位置 (ブロック／段数／上中下)	最小レイノズル数	最小限界熱流束比	圧力損失 (kg／cm²)
0	C	1245	1424	7／下	4750	3.31	0.474
	R1	1345	1532	7／下	3960	2.36	
	R23	1343	1478	7／下	4330	2.35	
10	C	1187	1351	7／下	4620	3.64	0.476
	R1	1254	1421	7／下	4020	2.74	
	R23	1240	1357	7／下	4380	2.95	
50	C	1205	1373	7／下	4720	3.49	0.483
	R1	1293	1468	7／下	3960	2.44	
	R23	1266	1388	7／下	4390	2.50	
100	C	1207	1376	7／下	4790	3.60	0.497
	R1	1298	1474	7／下	4000	2.49	
	R23	1266	1388	7／下	4320	2.50	
200	C	1165	1327	7／下	4790	2.50	0.519
	R1	1247	1412	7／下	4100	2.70	
	R23	1217	1331	7／下	4180	2.80	
300	C	1171	1340	7／下	4510	2.69	0.483
	R1	1223	1393	7／下	4120	2.25	
	R23	1184	1302	7／下	4340	2.76	
400	C	1170	1351	7／下	4280	2.36	0.503
	R1	1203	1381	7／下	4100	2.10	
	R23	1165	1278	7／下	4520	2.62	
450	C	1152	1308	7／下	4480	3.22	0.474
	R1	1202	1357	7／下	4070	2.68	
	R23	1173	1283	7／下	4450	3.39	

Table 3.4.3　30％負荷時の P_1，P_2 及び P_3

	C	R1	R23
P_1	1.116	0.926	1.086
P_2	1.027	1.160	1.068
P_3	1.07	1.08	1.0

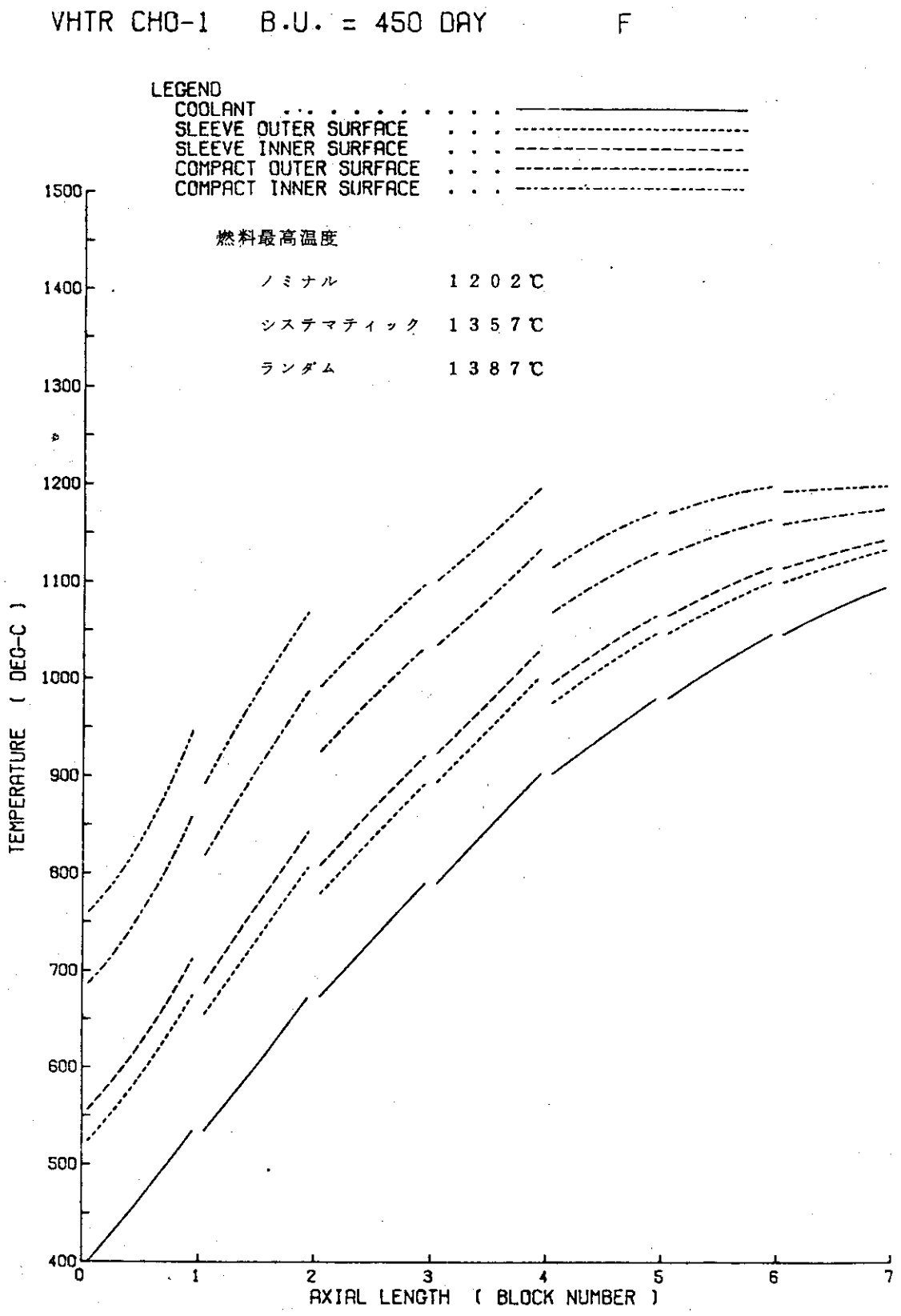
Table 3.4.4　30％負荷時熱流動特性計算結果

流量 (%)	流量制御域	燃料最高温度 ノミナル (℃)	燃料最高温度 システマティック (℃)	燃料最高温度 位置 (ブロック段数／上中下)	最小レイノズル数	最小限界熱流束比	圧力損失 (kg／cm²)
100	C	716	794	7／下	6400	7.71	0.356
	R1	740	826	7／下	5200	5.18	
	R23	724	777	7／下	6190	7.24	
90	C	741	824	7／下	5660	5.95	0.297
	R1	770	863	7／下	4600	3.99	
	R23	749	806	7／下	5470	5.59	
80	C	772	862	7／下	4930	4.45	0.244
	R1	808	910	7／下	3990	2.99	
	R23	783	844	7／下	4760	4.18	
70	C	816	915	7／下	4200	3.20	0.195
	R1	861	975	7／下	3400	2.15	
	R23	828	896	7／下	4060	3.01	
60	C	877	989	7／下	3490	2.19	0.150
	R1	936	1068	7／下	2810	1.47	
	R23	892	968	7／下	3360	2.06	
50	C	970	1103	7／下	2780	1.40	0.109
	R1	1025	1175	7／下	2230	0.94	
	R23	991	1081	7／下	2680	1.32	
40	C	1080	1235	7／下	2090	0.81	0.073
	R1	1128	1299	7／下	1670	0.54	
	R23	1097	1199	7／下	2010	0.76	



(a) 燃焼日 0日

Fig. 3.4.1 軸方向温度分布（第1オリフィス領域）



(b) 燃焼日 450 日

Fig. 3.4.1 （続き）

3.5 燃料特性

3.5.1 燃料粒子破損率

改良Mk－Ⅲ 炉心での通常運転時における燃料粒子の健全性を考察するために，アメーバ効果に起因する破損割合を評価する。

(1) 解析方法

燃焼に伴う核移動距離の計算を，炉心の3オリフィス領域（中心，R1，R2＆R3）の各積分出力最大チャンネルについて行なう。すなわち，炉心は中心，R1，R2＆R3 オリフィス領域に，それぞれ75，450，288 個の積分出力最大チャンネルで構成されていると考える。

各積分出力最大チャンネルの燃料温度とその経時変化は，前節の熱流動解析の結果に基づいている。核移動距離の計算には，システマチック因子またはランダム因子を考慮した燃料温度を用いている。また，使用した核移動係数（KMC）は以下の式で与えられる。

$$\log_{10} KMC = -3.27 - 4220/T$$

解析にはADAM－EVA（Amoeba Damage Evaluation） コードが用いられた。

(2) 解析結果

全炉心に対する核移動距離統計分布の経時変化をFig. 3.5.1，3.5.2に示す。前者はシステマチック因子を考慮した温度，後者はシステマチック因子およびランダム因子を考慮した温度に，それぞれ基づいたものである。燃焼末期（450燃焼日）において，30 μ 以上の核移動が発生している燃料粒子の存在割合は，約0.01%（システマチック因子考慮）又は約0.02%（システマチック，ランダム因子考慮）である。これらの因子を設計上アメーバ破損したものとみなす。破損率は製造時破損率と同程度であり，本設計の目標値0.1%を十分下まわる値である。

3.5.2 燃料スリーブの応力

改良Mk－Ⅲ炉心の燃料棒の健全性を考察するために，燃料体構成要素の中で最も高い応力が発生すると考えられる燃料スリーブを対象に，通常運転時および制御棒逸出事故時における応力を評価する。

(a) 通常運転時の応力

解析の対象として，炉心内の出力および高速中性子照射量の分布を考慮し，両者が最大となる箇所，つまり，中心オリフィス領域の積分出力最大チャンネルの上から2段目のスリーブ底部をとりあげる。この燃料スリーブは円筒部と底部とが一体ものとして加工されたものと考えている。

温度分布計算にはTAC－2D コードを，応力計算にはPENTADECコードを用いた。両コードによるスリーブ底部の解析モデルをFig. 3.5.3，3.5.4に示す。

温度分布の計算には燃焼に伴なうチャンネル流量，冷却材温度，線出力，およびコンパクト／スリーブ間ギャップの変化が考慮されている。計算結果のうち燃焼日0，400，450 日に対するものをFig. 3.5.5に示す。このうち400日でスリーブ内の温度差が最大となっている。

スリーブ底部の粘弾性応力計算には附録A.3 に示す黒鉛の物性値を用いた。計算結果のうち，燃焼初期の熱応力分布および燃焼末期炉停止時の応力分布をFig. 3.5.6，3.5.7に示す。これらから，燃焼期間中の最大引張応力は円筒部で28.9 kg／cm^2，底部で73.4 kg／cm^{2}である。これらは今回

の設計で設定した許容応力100kg／cm²（単純曲げ状態）または80kg／cm²（2軸2次等引張状態）よりも小さく，通常運転時の燃料スリーブの健全性は確保されるものと考えられる。

(b) 制御棒逸出事故時には原子炉出力が急激に上昇するため燃料スリーブ内の温度勾配が増大し，高い熱応力が発生する。制御棒逸出事故時の炉心応答解析が，3.6.1節に述べられるように，定格運転状態および30％出力運転状態からの制御棒逸出の場合について得られている。燃料スリーブ肉厚内の温度勾配は，30％出力時の逸出の際，ホットチャンネルの上から6段目のスリーブにおいて最大となる。従って，ここでは，このスリーブ部分を対象に，前項で述べたと同様の計算体系を設定して，過渡温度分布計算と熱応力計算とを行なう。

燃料スリーブ底部の過渡温度計算にはTable 3.5.1に示す計算条件を用いた。計算の結果得られた燃料スリーブ代表点の温度変化をFig. 3.5.8に示す。

温度分布計算結果から，高い熱応力が発生すると考えられる時点を選定し，弾性熱応力計算を行なった。選定の目安として，スリーブ底板上面の温度勾配（Fig. 3.5.8の点1と2の温度差），円筒部肉厚内温度勾配（同上図の点3，4の温度差）および円筒部軸方向温度差（同上図の点3，5の温度差）に着目した。図中に示したように前2者の最大値は事故発生後1.7～1.8秒，後者の最大値は11秒の時点で発生している。そこで，この2時点における熱応力を計算した。得られた応力分布をFig. 3.5.9，3.5.10に示す。また，最大応力値をTable 3.5.2に示す。この値は同表に示してある黒鉛の平均強度よりも大きく，熱応力破壊が発生すると考えなければならない。

以上の結果は温度分布の計算において，Fig. 3.5.3に示すような熱伝達条件を仮定したものであるが，スリーブ底板部分での温度差を減少させる一方策として，コンパクト下面とスリーブ底板との間に，0.6 mm のギャップを設けた構造を想定し，上記と同様の解析を行なった。その結果，スリーブ底板部の最大温度差は（Fig. 3.5.8(a)の最大温度差に対応する）約190℃と著しく減少する。このような温度分布の場合の最大熱応力をTable 3.5.3に示す。これらの値は黒鉛の平均強度よりも低くなっており，前述の結果に比較してスリーブの破壊の発生確率は著しく減少する。

以上より，制御棒逸出事故時における燃料スリーブの健全性については，必ずしも楽観を許さない。コンパクト下部にギャップまたは断熱材を設けることの有効性は期待できると考えられる。また，本解析で採用している円筒部と底板部一体構造の燃料スリーブの形式を再検討する必要もあろう。

Table 3.5.1　制御棒逸出事故時（30％出力時）における，
燃料スリーブ底部温度分布計算条件

チャンネル流量	$0.012\times[10\exp(-0.01026t)-9]$ kg／sec *1 $t\geqq 10$ sec では 3.08×10^{-4} kg／sec
ヘリウム圧力	$40\times[10\exp(-0.01026t)-9]$ ata *1 $t\geqq 10$ sec では 1.0 ata
モデル入口ガス温度 *2	3.5 節の解析による。
出力変化 *2	Fig. 3.5 図の値×1.1 *3
コンパクトスリーブ間ギャップ	0.15 mm

＊1 ： t は事故開始後の時間（sec）
＊2 ： 制御棒逸出事故解析結果
＊3 ： 端部の補正係数

Table 3.5.2　制御棒逸出事故時（30％出力時）における
燃料スリーブ底部の最大熱応力

事故後経過時間（sec）	要素No.	R－Z面内最大主応力（kg／cm²）	R－Z面内最小主応力（kg／cm²）	円周方向応力（kg／cm²）	黒鉛（SM1－24）構造物の平均強度
1.7	(215)	191	－6	139	引張強度　160 kg／cm²
	(178)	−179	−230	−488	圧縮強度　450 kg／cm²
11.0	(285)	92	－16	28	曲げ強度　200 kg／cm²
	(268)	17	−115	－80	2軸2次等引張強度 155 kg／cm²

注）　下線を施した値が最大引張および最大圧縮応力である。

Table 3.5.3　制御棒逸出時故時（30％出力時）における燃料スリーブ底部
の最大熱応力（コンパクト下面にギャップを設けた場合）

事故後経過時間（sec）	要素No.	R－Z面内最大主応力（kg／cm²）	R－Z面内最小主応力（kg／cm²）	円周方向応力（kg／cm²）	黒鉛（SM1－24）構造物の平均強度
2.1	(265)	135	－3	87	引張強度　160 kg／cm²
	(258)	－4	−214	−188	圧縮強度　450 kg／cm²
11.0	(275)	126	－19	25	曲げ強度　200 kg／cm²
	(268)	12	−146	－93	2軸2次等引張強度 155 kg／cm²

注）　下線を施した値が最大引張および最大圧縮応力である。

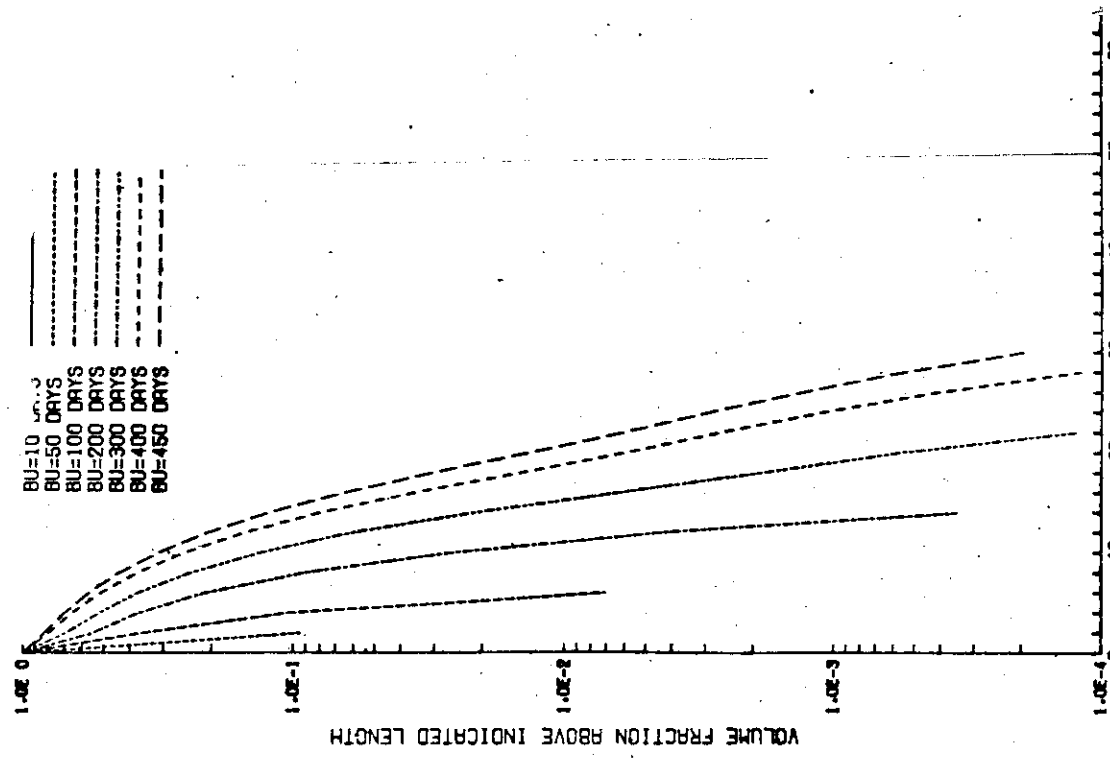


Fig. 3.5.1　全炉心核移動距離統計分布（システマチック因子を考慮）

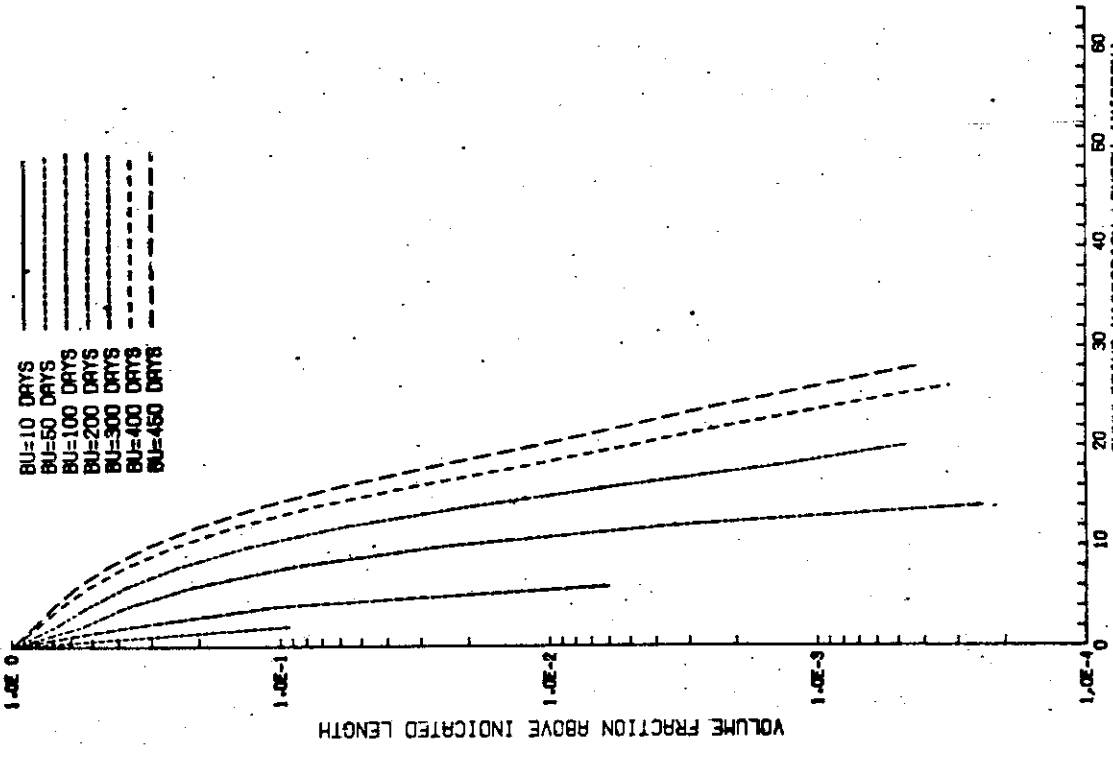


Fig. 3.5.2　全炉心核移動距離統計分布（システマチック因子とランダム因子を考慮）

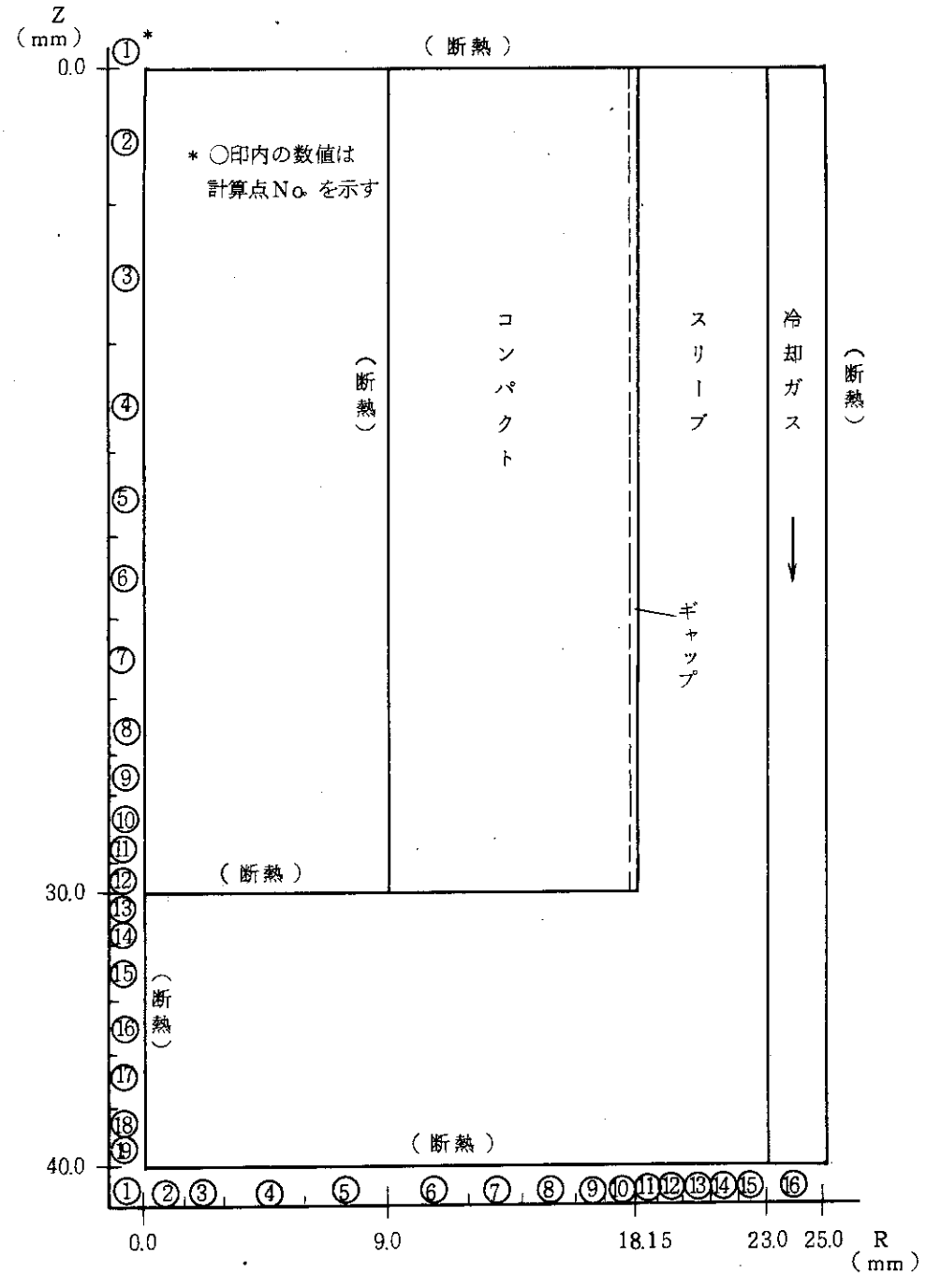


Fig. 3.5.3　燃料スリーブ底部温度分布解析モデル

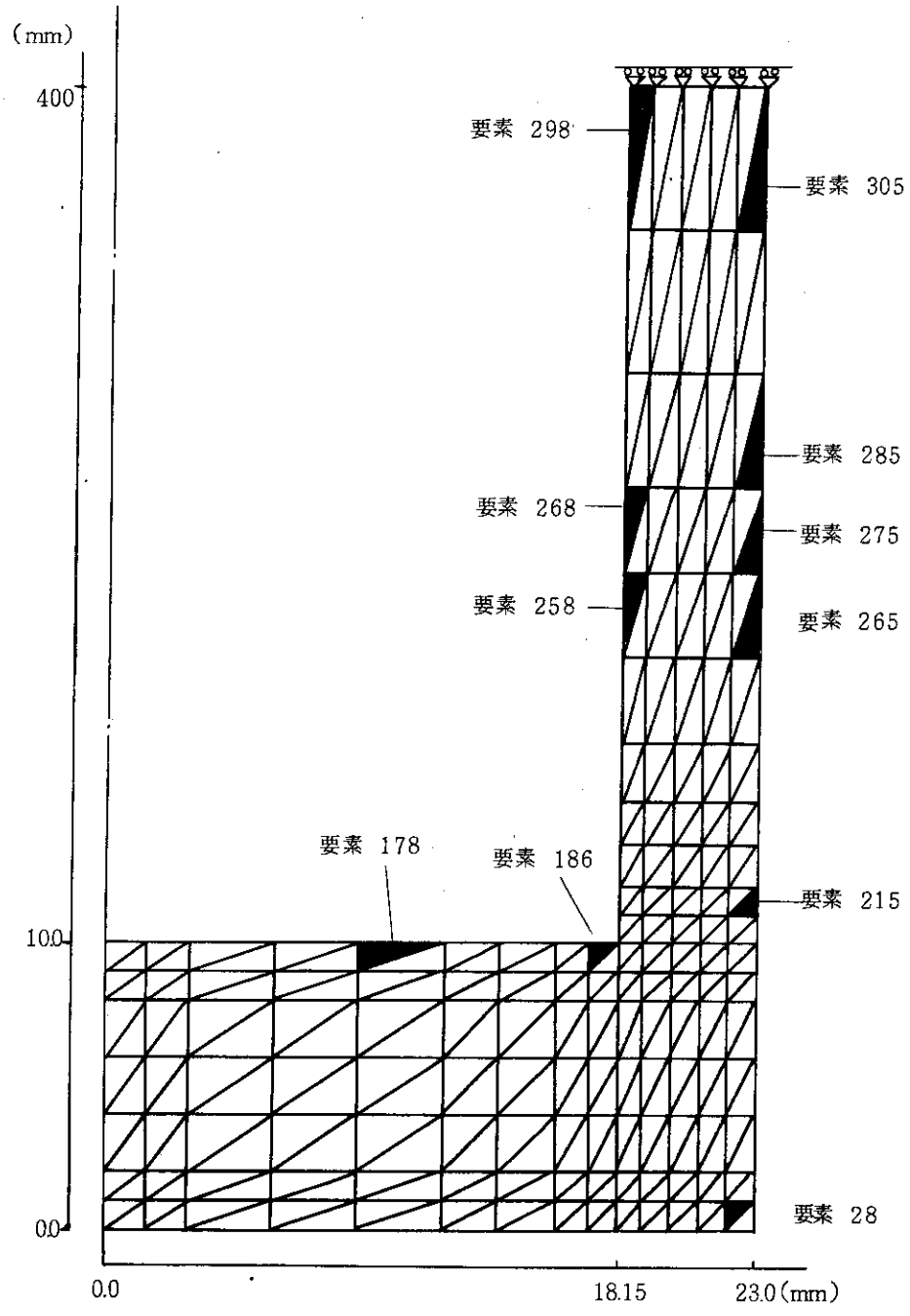


Fig. 3.5.4　燃料スリーブ底部応力解析モデル

(1) 燃焼0日

温度 ℃

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
						コンパクト					スリーブ					冷却ガス	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	735	723	707	691	679	601	595	590	585	580	493	0
3	0	0	0	0	0	731	719	704	688	676	599	594	588	583	578	493	0
4	0	0	0	0	0	724	712	698	683	671	596	591	585	581	578	494	0
5	0	0	0	0	0	715	704	690	676	664	592	587	582	578	573	495	0
6	0	0	0	0	0	705	694	681	668	657	588	584	579	574	570	495	0
7	0	0	0	0	0	690	661	669	657	647	584	579	575	571	567	496	0
8	0	0	0	0	0	674	665	655	644	636	580	576	572	568	564	496	0
9	0	0	0	0	0	660	652	643	633	626	577	573	570	566	562	496	0
10	0	0	0	0	0	645	639	631	622	616	575	572	568	565	561	496	0
11	0	0	0	0	0	632	626	619	611	605	574	571	568	564	561	497	0
12	0	0	0	0	0	619	615	608	601	595	574	571	567	564	560	497	0
13	0	597	597	597	600	609	605	599	591	584	576	571	567	563	560	497	0
14	0	596	597	597	599	604	600	594	587	581	576	571	567	563	559	497	0
15	0	596	596	596	597	598	594	588	582	577	573	569	566	562	558	497	0
16	0	595	595	595	594	582	568	583	578	574	571	567	564	560	557	497	0
17	0	594	594	593	592	589	584	580	575	572	569	566	563	559	556	498	0
18	0	593	593	593	591	588	583	578	574	571	568	565	562	559	556	498	0
19	0	593	593	593	591	588	583	578	574	571	568	565	562	559	556	498	0
20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

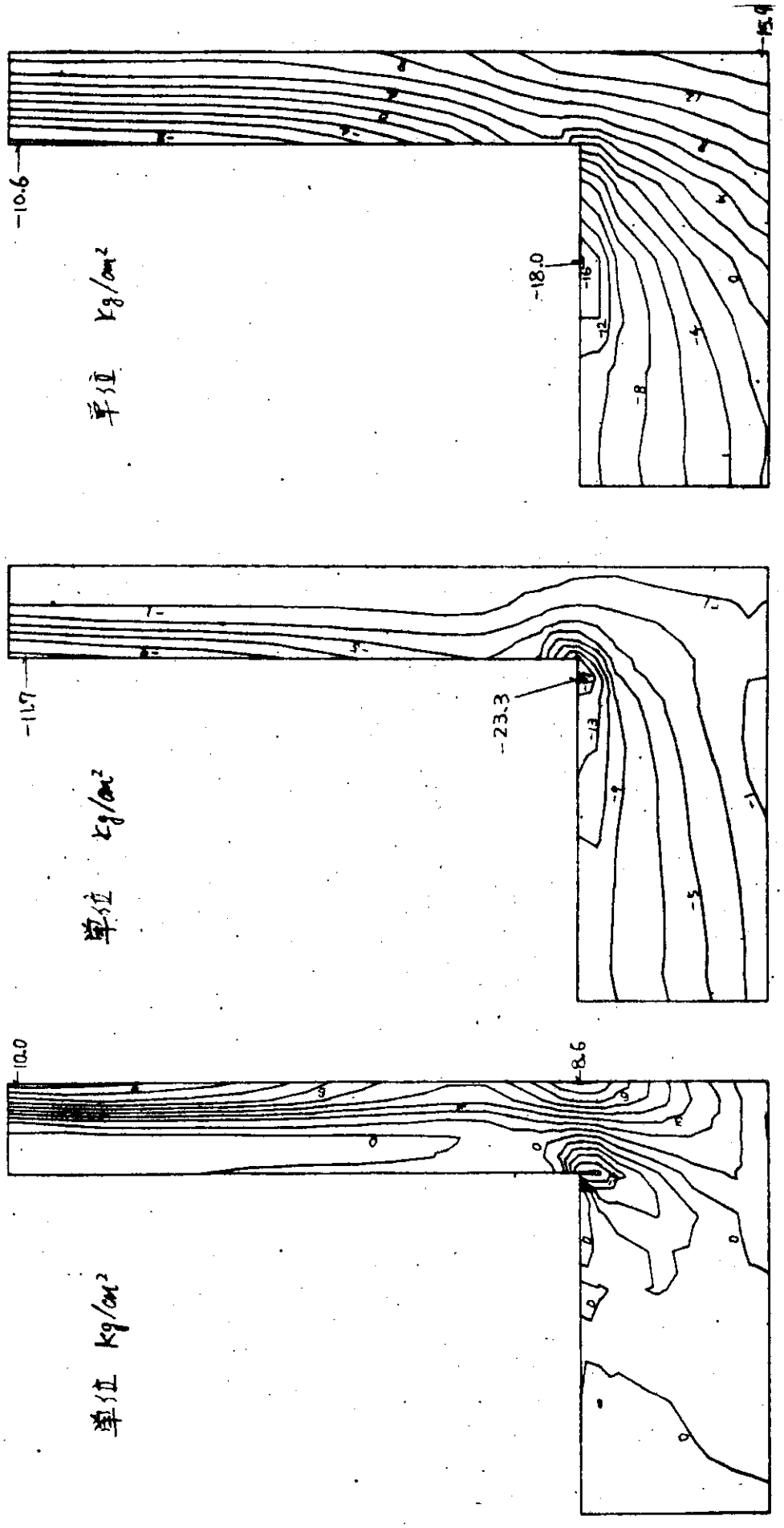
(2) 燃焼400日

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
								コンパクト				スリーブ				冷却ガス	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	1224	1199	1168	1135	1110	898	888	877	867	857	672	0
3	0	0	0	0	0	1115	1191	1161	1129	1104	895	884	874	864	854	674	0
4	0	0	0	0	0	1198	1175	1146	1115	1091	888	878	867	858	849	675	0
5	0	0	0	0	0	1177	1155	1127	1098	1075	880	870	861	851	843	677	0
6	0	0	0	0	0	1152	1131	1106	1078	1057	872	863	854	845	837	678	0
7	0	0	0	0	0	1117	1099	1076	1052	1033	863	865	847	838	831	678	0
8	0	0	0	0	0	1079	1063	1043	1021	1005	856	849	841	833	826	679	0
9	0	0	0	0	0	1046	1031	1013	995	980	851	845	838	831	824	680	0
10	0	0	0	0	0	1014	1000	984	967	955	849	843	836	829	822	680	0
11	0	0	0	0	0	982	971	955	939	928	848	843	836	829	822	680	0
12	0	0	0	0	0	955	945	930	913	901	850	844	836	829	821	681	0
13	0	905	905	907	913	933	924	910	892	876	858	846	837	829	821	681	0
14	0	904	905	906	911	922	912	899	883	869	857	846	837	828	821	681	0
15	0	903	903	904	906	908	898	885	872	862	853	844	835	827	820	682	0
16	0	901	901	901	900	896	886	874	863	854	847	840	832	825	818	682	0
17	0	899	898	898	895	888	878	867	857	850	843	837	830	823	816	683	0
18	0	898	897	896	893	886	875	865	855	848	842	836	829	822	816	683	0
19	0	897	897	896	892	885	874	864	854	848	842	835	829	822	815	683	0
20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

(3) 燃焼450日

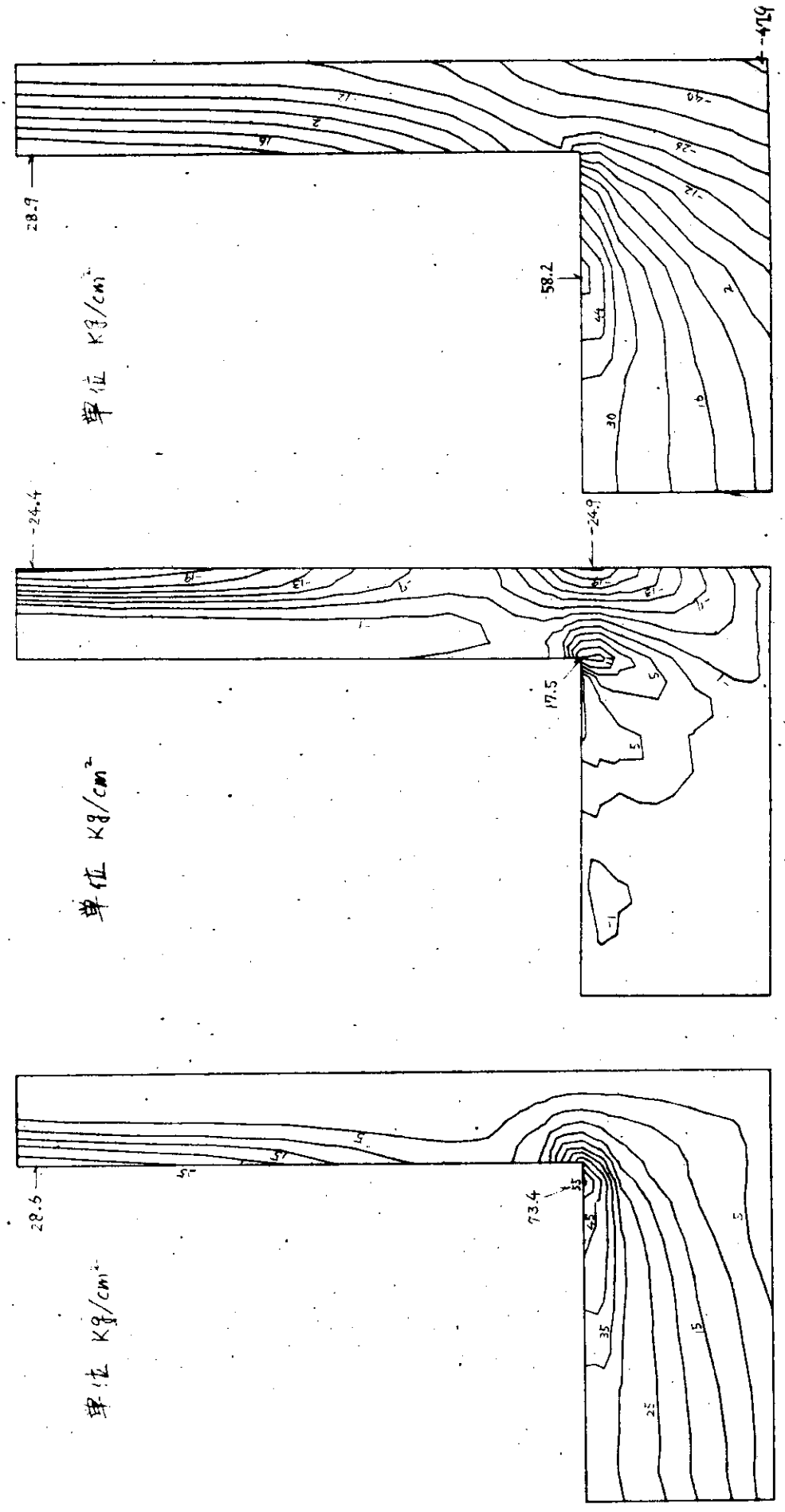
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
								コンパクト				スリーブ				冷却ガス	
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	1076	1055	1030	1003	983	701	792	783	775	767	621	0
3	0	0	0	0	0	1068	1048	1024	997	977	798	789	781	772	765	622	0
4	0	0	0	0	0	1054	1035	1011	986	966	792	784	776	768	760	623	0
5	0	0	0	0	0	1036	1018	995	972	953	786	778	770	763	756	624	0
6	0	0	0	0	0	1015	998	977	955	938	780	772	765	758	751	625	0
7	0	0	0	0	0	986	971	952	932	917	773	766	759	753	746	626	0
8	0	0	0	0	0	954	940	924	907	893	767	761	755	749	743	626	0
9	0	0	0	0	0	926	914	900	884	873	764	758	753	747	741	627	0
10	0	0	0	0	0	899	888	875	861	851	762	757	751	746	740	627	0
11	0	0	0	0	0	873	864	851	838	829	761	757	751	745	739	627	0
12	0	0	0	0	0	851	842	830	816	806	763	758	752	745	739	628	0
13	0	809	809	811	816	832	825	813	799	785	770	760	752	745	739	628	0
14	0	809	809	810	814	823	815	804	790	779	769	760	752	745	739	628	0
15	0	808	806	808	810	811	803	793	782	773	766	758	751	745	738	628	0
16	0	806	806	805	805	801	793	783	774	767	761	755	749	743	737	629	0
17	0	804	804	803	801	795	787	778	769	763	758	753	747	741	736	629	0
18	0	803	803	802	899	793	784	776	768	762	757	752	746	741	735	630	0
19	0	803	802	802	898	792	784	775	767	762	757	751	746	740	735	630	0
20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Fig. 3.5.5　通常運転時における燃料スリーブの温度分布



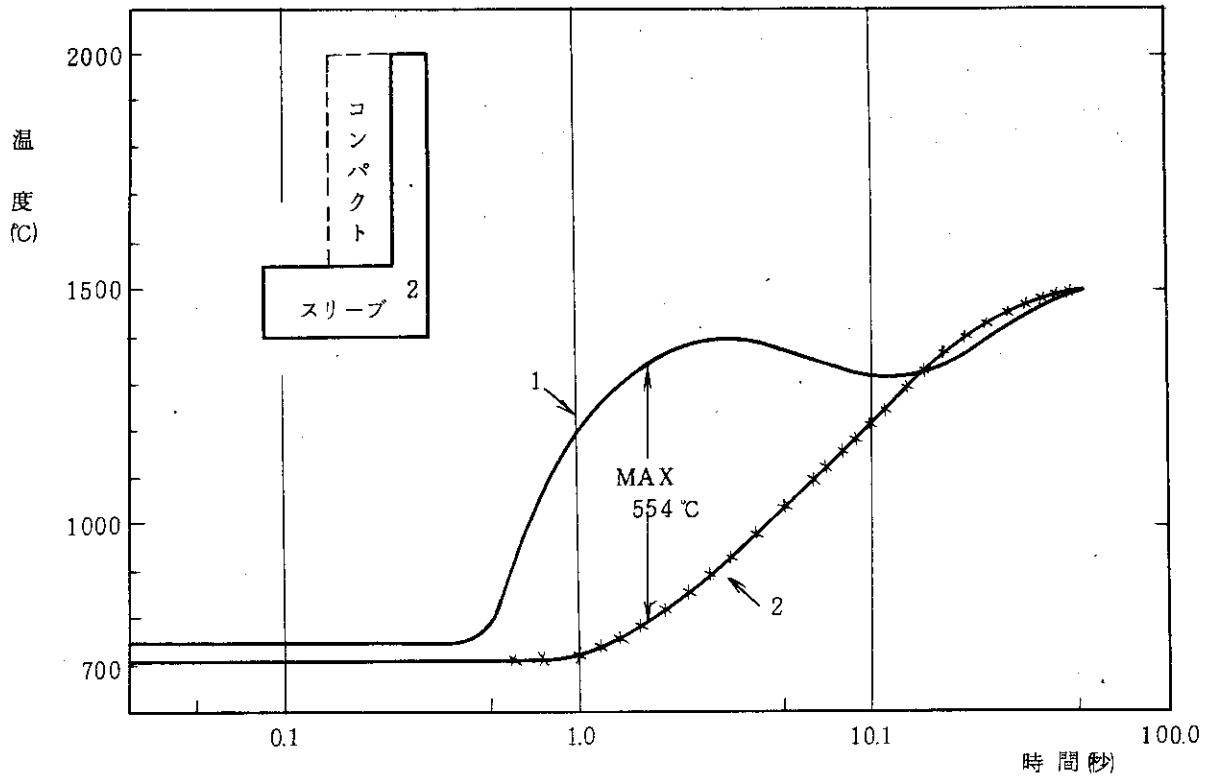
(a) 最大主応力（R－Z 面内）　(b) 最小主応力（R－Z 面内）　(c) 周方向応力

Fig. 3.5.6　初期炉心における燃料スリーブ底部の応力分布（燃焼 0 日，運転時）

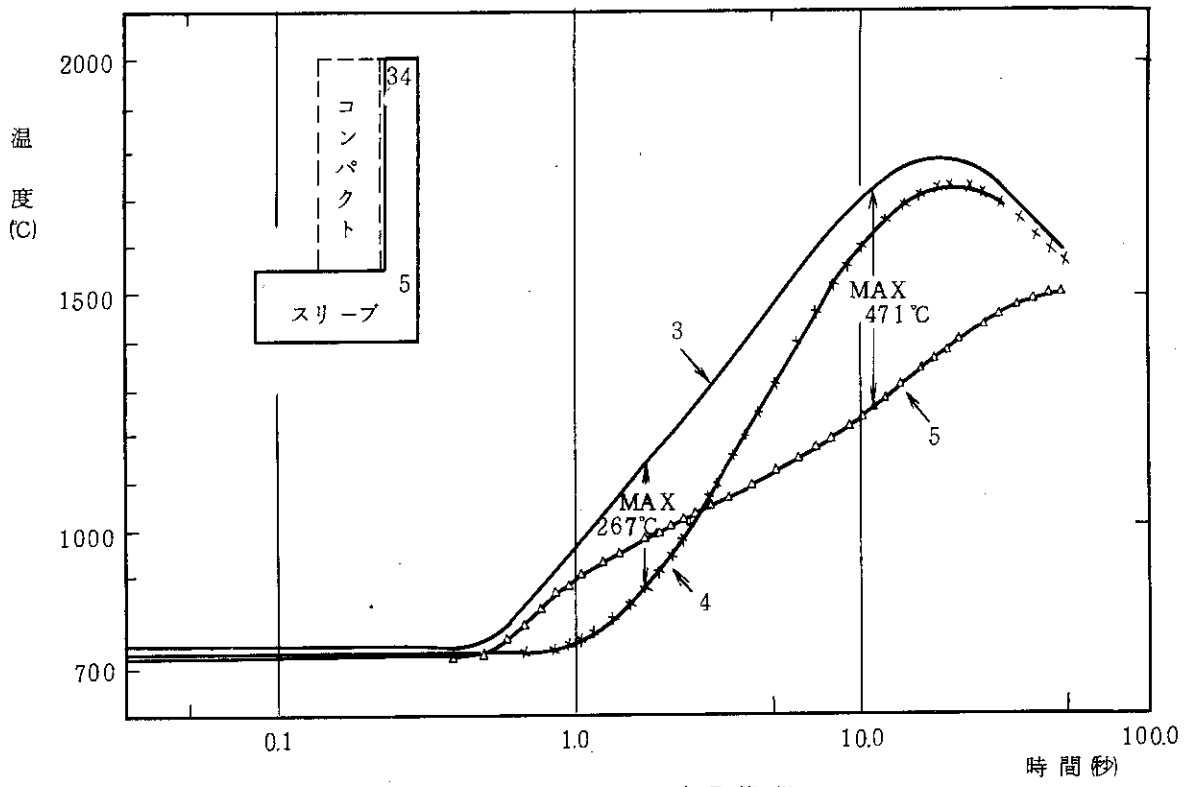


(a) 最大主応力（R－Z面内）　(b) 最小主応力（R－Z面内）　(c) 周方向応力

Fig. 3.5.7 燃料末期炉心における燃料スリーブ底部の応力分布（450日，炉停止時）



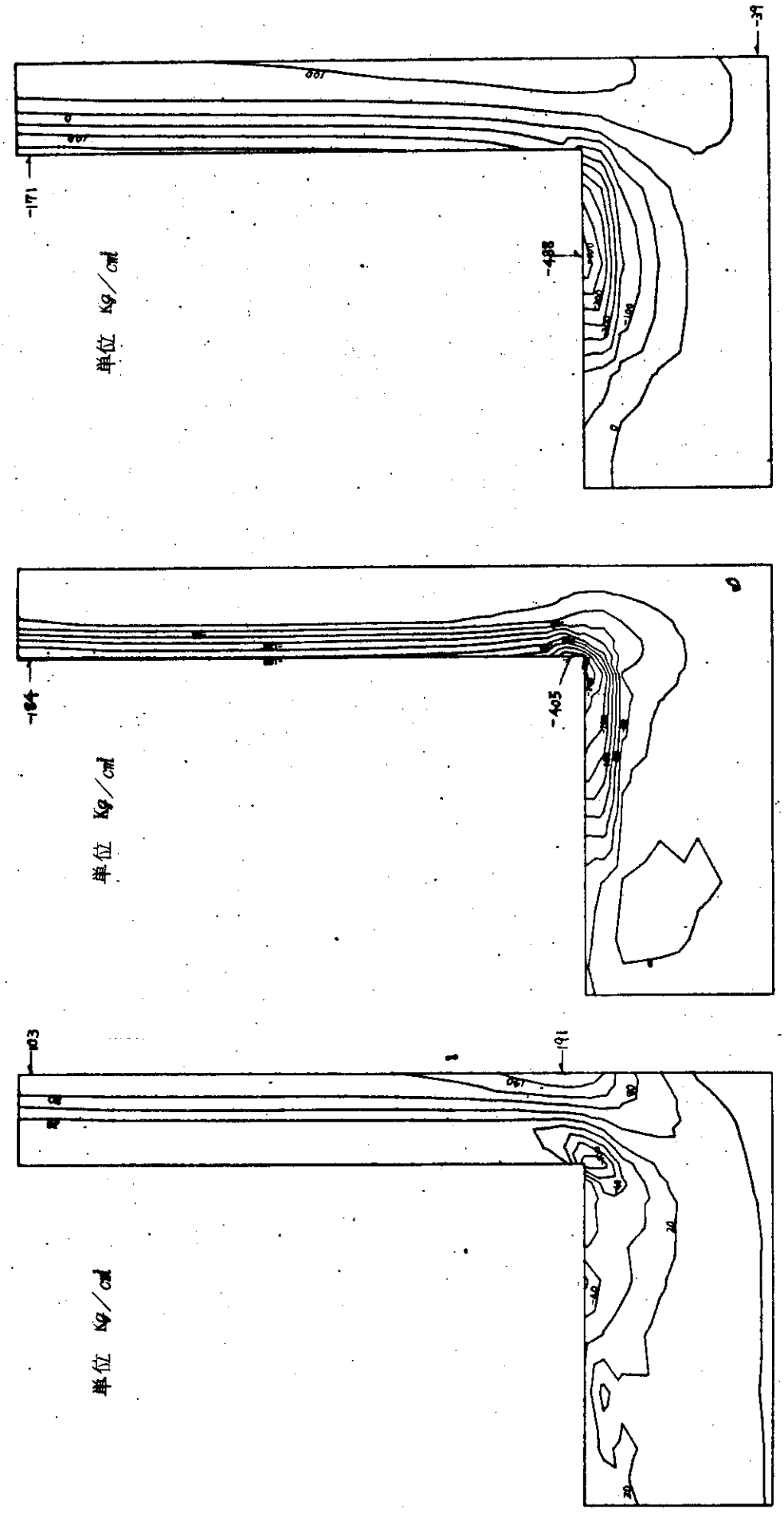
(a)　スリーブ底板部



(b)　スリーブ円筒部

事故条件：初期出力３０％，印加反応度２％ΔK／0.3 sec

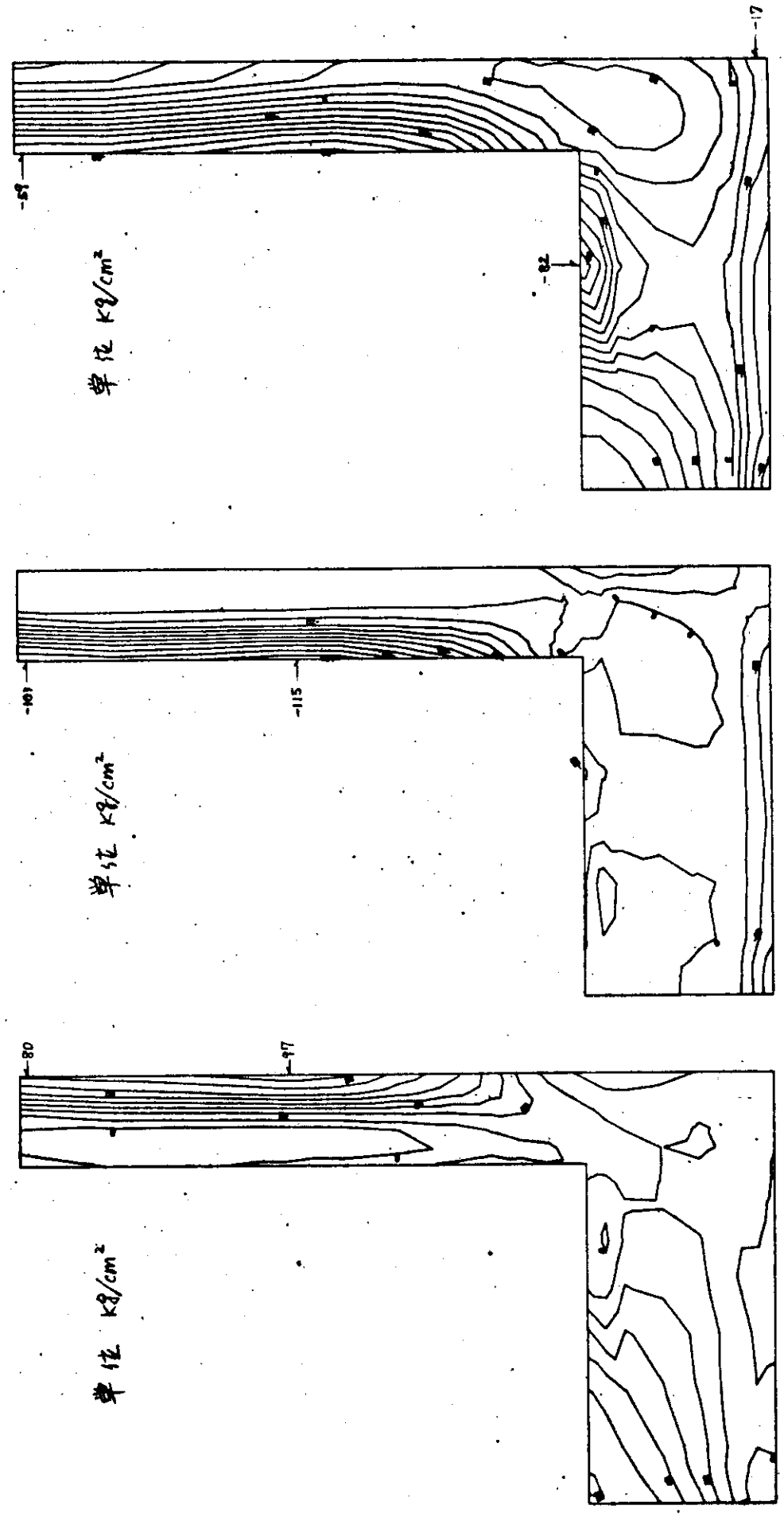
Fig. 3.5.8　制御棒逸出事故時における燃料スリーブの温度変化



(a) 最大主応力（R－Z 面内）　(b) 最小主応力（R－Z 面内）　(c) 周方向応力

事故条件：初期出力３０％，印加反応度２％△K／0.3 sec

Fig. 3.5.9　制御棒逸出事故時の燃料スリーブ底部応力分布－事故後 1.7 秒



(a) 最大応力（R－Z 面内）

(b) 最小主応力（R－Z 面内）

(c) 周方向応力

事故条件：初期出力３０％，印加反応度２％△K／０.３sec

Fig. 3.5.10 制御棒逸出事故時の燃料スリーブ底部応力分布－事故後１１秒

3.6 安全特性

3.6.1 通常運転時の放射能放出

改良Mk－Ⅲ炉心は燃焼の進行に伴ない燃料ピーク温度が下降する。燃料破損率が低くなるという点でMk－Ⅲ炉心よりも改善されている。これらの点が放射能放出にどのように影響するかを把握することは重要である。ここでは，このような観点から通常運転時の所外ＦＰ放出量，一次系内プレート・アウト量，所外年間公衆被曝線量および所内従業員被曝量（IHX表面線量率）の計算を行なう。

(1) 固体金属ＦＰの燃料体中挙動解析

高温ガス炉燃料からのFP放出挙動に関しては，対象FPを希ガス，ハロゲンおよび固体金属の3種類に分類して解析評価を行なうのが普通である。

希ガス，ハロゲンの各グループに対しては，被覆燃料粒子から冷却材に至るまでの径路上の放出障壁として被覆燃料粒子の被覆層を考える。スリーブは放出障壁としては考えない。（米国商用炉の例でも安全評価上スリーブの効果は期待しない計算手法をとっている）

固体金属FPについては，スリーブ内の拡散移行過程における時間遅れ，崩壊効果を考慮する。

(a) 解析方法

(i) 解析コード

使用コードはＧＡ社が固体金属FP解析用に開発したFIPER－Xである*。このコードは一次元線型および非線型拡散方程式を差分法を用いて解く。燃料中でのFP濃度分布，流れ分布，分圧分布およびそれらの経時変化，さらにFPの冷却材中インベントリー等を計算することが可能である。

(ii) 対象炉心および対象チャネル，解析モデル

- 対象炉心は改良Mk－Ⅲ炉心である。対象チャネルは3オリフィス領域（第1，第2，第3＋第4）それぞれの温度ピークチャネルとした。なお，対象チャネルは軸方向に7分割し，計算は高温部（炉心下部）4ブロックについて行なった。（炉心上部（低温域）の影響は殆んど無視できる）
- 解析モデルは平板状モデルを採用する。

(b) 入力データ

(i) 温度，圧力，出力分布

温度，圧力，出力分布はTable 3.6.1～3.6.3 に示す通りである（3.4節の計算結果に基づく）。ブロック番号No.7が炉心出口に相当する。

(ii) 被覆燃料粒子の（R／B）値

被覆燃料粒子の（R／B）値は，現実的な値（ＧＡでの評価データ*）を使用し，Table3.6.4のように設定した。また今回の解析では，被覆燃料粒子の破損率は，全運転期間中 0.1％と仮定した。この理由は次の通りである。

---

* B. Forutanpour and B. Roos. "FIPER-X, A Fortran Ⅳ program for the solution of one dimensional linear and non－linear diffusion problem", GA－9904 (1969)

* Docket 50450, "Summit Power Station, Unit 1 & 2, Licence Application, PSAR"

被覆燃料粒子破損のメカニズムは大きく次の3種類に分けて考えることができる。

- 初期破損
- アメーバ効果
- 照射効果

現実的な初期破損率は 10^{-4} 以下と考えられる。

アメーバ効果による破損率は全炉心燃料の0.02%程度である（3.5節参照）。

照射効果による破損に関しては，改良Mk－Ⅲ炉心についての評価を行なっていないが，Mk－Ⅲ炉心におけると同程度か，それ以下の値であると推定される。

以上の検討によれば，燃料破損率は約0.02%程度と考えられるが，燃料破損率評価上の不明な点をも勘案して，燃料破損基準値0.1%を採用する。

(ⅲ) FP移行に関する入力データ

黒鉛中あるいは黒鉛表面におけるFP挙動に関するデータはTable3.6.5および3.6.6にまとめて示されている（第一次概念設計時のデータと同じ）。

(c) 解析結果

スリーブ障壁効果を評価するための（J／S）値，コンパクト，スリーブの保持効果を評価するための保持率および一次冷却材中固体FPインベントリについて述べる。

(ⅰ) （J／S）値

スリーブのFP移行障壁効果評価のため，（J／S）値を次のように定義する。

$$(J/S)\text{値} \equiv J(t)\cdot A / \int_v S(t)\,dV$$

但し，J(t)；スリーヴ，冷却材境界での核種の流れ（μ moles／$cm^2\cdot$sec）

A ；冷却材流路表面積（cm^2）

$\int_v S(t)\,dV$ ；cfpから燃料コンパクト中への核種流入率（μ moles／sec）

この値は被覆燃料粒子の（R／B）値と類似的に考えられるもので，スリーヴでの保持効果を判断する一つの目安となるものである。

第2オリフィス領域の各ブロック（ブロックNo.4，5，6，7）の計算結果をFig. 3.6.1～3.6.4に示す。

この結果，Sr^{90}, Cs^{137} の如く，長半減期のものについては，（J／S）値は炉運転開始後ある期間（100～200日）経過すると高温領域（ブロックNo.6, 7）において0.1に近づいていく。これはスリーブにおける拡散中崩壊がFP放出低減の点から大きな効果を有するものではないことを示すものである。一方，Sr^{89}, Ba^{140} の如き短半減期核種は拡散過程における崩壊効果が著しく，それぞれ最大で0.1，9×10^{-5} にとどまる。

なお，第4，第5ブロックの場合，200日以降急激に（J／S）値が増加しているのは，この燃焼ステップでの温度上昇が前ステップに対して，約数十度あることによるものである。

(ⅱ) 保持率（RF）

ここでは燃料コンパクトおよびスリーヴグラファイトのFP保持効果を見るために，保持率（Retention factor）を下記のように定義した。

$$\text{RF (Retention factor)} = 1 - \frac{\int_T J(t)\cdot A\cdot dt}{\int_v \int_T S(t)\cdot dV\cdot dt}$$

この係数は，コンパクトグラファイト中へのcfpからの全流入FP量に対するスリーヴ表面からの冷却材中への放出量（放出後の崩壊無視）の比率を1から差し引いたものである。

すなわち，このRF値はコンパクトからの全時間積分放出量のどの位の量がスリーヴに保持されるかを示す量である。

第2オリフィス領域の解析結果をFig. 3.6.5～3.6.8 に示す。Sr^{90}，Cs^{137} のような長半減期核種について，高温領域（ブロックNo.6，No.7）における保持効果は低温域のそれに比して小さく，期待できない。ブロックNo.5ではSr^{90}，Cs^{137} の保持率はそれぞれ83%，75%，ブロックNo.4の場合は，97.5%，99%と高い値を示す。

(iii) 1次冷却材中固体FPインベントリー

1次冷却材中固体FPインベントリーは，1次系の純化系，あるいは，プレートアウト効果等を考慮して計算する必要があるが，それについては次項で記述されている。ここでは冷却材中に放出された後のFPインベントリーについて上記効果を無視した場合の計算例をSr^{90}についてFig. 3.6.9に示しておく。

各オリフィス領域の寄与という点から見れば第2オリフィスが全体の約65%を占めており，第（3＋4）オリフィス領域が約30%，第1オリフィス領域が約5%となっている。

(2) プラント内FP移行放出解析

ここでは，プラント内FP移行分布および所外FP放出量の解析を基本概念設計プラント構成（炉心は改良Mk－Ⅲである）に基づいて行なう。

(a) 解析方法

(i) 解析モデル

解析モデルは前記放出過程を考慮してFig. 3.6.10のように設定した。想定した所外への放出過程は次の5経路である。

- 1次系リーク→コンパートメントパージ→スタック
- 放射性廃棄物リーク→補助建家換気→スタック
- 純化系低放射能再生オフガス→スタック
- 燃料取扱い系統（Air rich）→スタック
- 燃料貯蔵系換気→スタック

(ii) 使用コード

解析コードとしては，任意のプラント構成を模擬し，その中におけるFP移行分布を計算できるFIPPI．2コードを使用した。

(b) 解析条件およびデータ

通常運転時のプラント記述データはTable 3.6.7に示す通りである。

(c) 解析結果

所外FP放出量および一次系内プレートアウト量の計算結果はTable 3.6.8～3.6.9にそれぞれ示す通りである。所外FP放出量について運転開始後1年間，プレート・アウト量については7年間の期間で評価している。（この7年という期間は第一次概念設計の中間熱交換器寿命に相当する。）

所外放出量は，希ガスで約15Ci（0.5 Mev 換算），よう素で約0.001 Ci（I^{131}換算），ストロンチウムで約2×10^{-6} Ci（Sr^{90}換算）となる。

(3) 被曝線量解析

前節の結果に基づいて，所外公衆被曝線量および所内作業員被曝線量の推定を行なった。但し，所外線量については，希ガスによる全身線量およびよう素，ストロンチウムによる甲状腺，骨線量，また所内線量については，IHX出口ノズル付近の表面線量率の簡略計算を行なった。

(a) 所外公衆被曝線量

(i) 解析方法

① 解析モデル

解析モデルは基本的には我国での被曝線量評価指針*にしたがっている。但し気象データの欠如から，たとえば隣接方位からの寄与は考慮しない等の簡略化を行なっている。

② 計算式の概要

・ γ線外部被曝線量

$$D(x',y',0) = K \cdot Er \cdot \mu a \int_0^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\int_0^{\infty} \frac{e^{-\mu\rho}}{4\pi\rho^2} B(\mu,\rho)\, X(x,y,z)\, dx\,dy\,dz$$

但し，

D (x′, y′, 0) ； 評価地点 (x′, y′, 0) でのγ線線量率 (R/sec)

K ； 変換係数 ($R \cdot m^2/hr \cdot Mev \cdot Ci$)

Eγ ； 核種のγ線エネルギー (Mev)

μa, μ ； 空気の真，全吸収係数 (m^{-1})

ρ ； $\sqrt{(x-x')^2+(y-y')^2+z^2}$

B (μ, ρ) ； 空気のビルドアップファクタ

X (x, y, z) ； (x, y, z) に於る放射性物質濃度 (Ci/m^3) (Pasquill の式)

今回は隣接方位からの寄与を考慮していないため，このD (x′, 0, 0) に変換係数 0.7 rem/R を乗ずることで着目地点での被曝線量を計算する。

・ 呼吸による内部被曝線量

$$D(x',y',0) = 854 \cdot Eeff \cdot fa \cdot Te \cdot A \cdot (1-e^{-\lambda T_o})/m$$

D (x′, y′, 0) ； 評価地点 (x′, y′, 0) での着目臓器被曝線量率 (rem/sec)

Eeff ； 実効エネルギー (Mev/dis)

fa ； 経気摂取によって着目臓器に到達する割合

Te ； 有効半減期 (sec)

m ； 着目臓器質量 (g)

To ； 被曝期間 (50年)

A ； 呼吸率 (m^3/sec) × セクター平均濃度 (Ci/m^3)

この場合も隣接方位の寄与を考えていないため，着目方位のD (x′, 0, 0) から被曝線量を計算する。

③ 使用データ

使用データは Table 3.6.10 に示すとおりである。

---

* 発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針
(昭和51年3月，原子力委員会原子炉安全技術専門部会)

(ii) 解析結果

解析結果は下記のとおりで，現在設定している基準値（全身 0.3mrem，甲状腺 0.9mrem）を十分下まわっていると考えられる。

① 全身線量　　1.6×10^{-3} mrem

② 小児甲状腺線量　　1.9×10^{-4} mrem

③ 骨線量　　6.3×10^{-6} mrem

(b) 所内作業員被曝線量（IHX 表面線量率）

結果は約 0.19 mrem／hr（5 日冷却後）である。但しこの値は単管，二重管等配管からの寄与を考慮してない点に注意する必要がある。

(4) 結　論

本解析の結果得られた概ね以下のとおりである。

(a) 炉心体積平均 FP 保持率（燃焼 400日）

(i) Sr^{90}　0.822

(ii) Cs^{137}　0.742

(iii) Ba^{140}　0.999

(iv) Sr^{89}　0.926

(b) 所外放出FP 量（400日）

(i) 希ガス（0.5 Mev 換算）　　15 Ci

(ii) よう素（I^{131} 換算）　　0.001 Ci

(iii) ストロンチウム（Sr^{90} 換算）　　2×10^{-6} Ci

(c) 被曝線量

・ 公衆被曝線量

(i) 全身線量　　1.6×10^{-3} mrem　（基準値 0.3 mrem）

(ii) 小児甲状腺　　1.9×10^{-4} mrem　（基準値 0.9 mrem）

(iii) 骨　　6.3×10^{-6} mrem　（基準値　な　し）

・ IHX 表面線量率　　0.19 rem／hr

(d) Mk－Ⅲ 炉心との比較と検討

(i) FP 放出量は希ガスで約 $\frac{1}{3}$，ヨウ素で約 $\frac{1}{5}$ に減少している。それは主に燃料破損率が Mk－Ⅲ 炉心より 1 桁下がっていることに起因している。

(ii) IHX表面線量率計算については，固体金属 FP の放出率（R／B）値のデータが不足，および一次系内プレート・アウト分布推定に不確実性が大きく，本計算結果を絶対値として理解するのは妥当でない。

3.6.2 事故時の安全特性

(1) 強制循環冷却喪失事故時の炉心温度

(a) はじめに

1 次冷却系のガス循環機による強制循環能力が喪失した場合（LOFCA と称す）での炉心の温度上昇の把握は，その炉心の安全特性を観る点で有用である。また，この強制循環が失なわ

れることにより発生すると考えられる冷却材の自然循環は，本炉の第1次概念設計での特性解析により，減圧状態より加圧状態（41ataを設定）の方が大きいことが判明している。したがって，炉心上部の構造材の温度上昇を評価するには加圧状態でのLOFCAを想定することが安全側の評果結果を与えることになる。このような知見に基づき，本改良Mk－Ⅲ炉心とMk－Ⅲ炉心の安全性特性の比較検討項目のひとつとして，加圧状態でのLOFCAを採り上げ，その特性を調べた。

(b) 解析条件ならびにモデル

改良Mk－Ⅲ炉心でLOFCA時に最も高い炉心温度を与えると考えられる燃焼状態は，定格運転でのホット・スポットが最も高い燃焼初期の状態である。したがって，この改良Mk－Ⅲ初期炉心状態でLOFCAが発生した場合の炉心温度上昇を計算し，同様のMk－Ⅲ炉心の結果と比較する。炉内出力分布は改良Mk－ⅢならびにMk－Ⅲそれぞれの炉内出力分布を使用し，炉停止後の出力分布をその形状が維持されると仮定する。なお，改良Mk－Ⅲ炉心の燃焼初期の炉内出力分布をFig. 3.6.11に示す。

事故の過程は，LOFCA発生後，直ちに原子炉は停止され，強制循環による冷却材流量は瞬時に零流量なり，その後は後備冷却系（圧力容器周辺に配した水冷管による間接冷却）による冷却が想定され，模擬される。

物理モデルの基本は，Fig. 3.6.12に示すように，熱伝導は原子炉（有効炉心，反射体，炉内構造物，圧力容器などで成り立つ）は2次元（R－Z）の円筒モデルであり，冷却材流動は炉心上下に設けられたプレナムで結合された多チャネル内の冷却材の運動方程式の定常解でなり立つ。すなわち，自然循環流量は炉心上下のプレナム間の各時点の圧力差に，チャネル流路での摩擦，加速，浮力などの合計の損失が平衡するように決定される。解析モデルの特徴を次に示す。

(i) 炉心部はFig. 3.6.12に示すように3領域に分割し，各領域での出力分布および初期温度分布はそれぞれの領域での平均出力および温度をそれぞれ入力する。

(ii) 炉心部の熱伝導は均質な物質として取り扱い，ブロック間熱伝導はヘリウムギャップを模擬した熱抵抗を考慮する。したがって，計算される炉心部温度は燃料コンパクト，スリーブ，黒鉛減速材の混合温度を示す。しかし，原子炉停止後の崩壊熱出力領域では出力密度が小さいためブロック内温度分布は平担化されており，この混合温度と燃料コンパクト温度との差は小さく，数十分後からは混合温度をコンパクト温度としてよい。

(iii) LOFCA時に構成される自然循環回路として次の二つのモデルを選定した。

モデル1 ；炉心部および可動反射体部のみでの自然循環モデルであり，炉心部 10 流路，可動反射体部4流路を模擬する。

モデル2 ；炉心部，可動反射体部およびコアバレル－圧力容器間流路で構成される自然循環モデル。

(c) 解析結果

自然循環回路モデル1と2のそれぞれでのLOFCA後の原子炉各部最高温度（混合温度）の時間変化をFig. 3.6.13と3.6.14に示す。これらの結果によると，炉心の温度上昇に関する限り自然循環モデルによる結果の差異は小さい。これは，自然循環流量が炉心冷却の観点からは無

視できる程少ないためである。しかし，圧力容器上部の温度上昇の差異はこれらモデル間の差異は無視できないことを示している。

炉心温度は，事故後 15 時間後で最高値を示し，約 1320℃ であり，以後漸減する。この値はMk－ Ⅲ炉心での結果と較べ 20℃ 低い。この原因は，Fig. 3.6.11 に示す通り，改良 Mk－Ⅲ炉心の軸方向出力分布がMk－Ⅲ炉心と較べ平坦化され，かつ最高温度が現われている炉心第 1 オリフィス領域近傍の出力がより低く抑えられている，などである。

また，圧力容器の上部の温度上昇は，自然循環量を大きく見積もるモデル 2 の結果で，事故後 50 時間で 500℃前後である。この結果は，概念設計で計画している後備冷却系の機能は一応満足できることを示している。なお，まとめとして，LOFCA時の炉心温度に関し改良 Mk－Ⅲ とMk－ Ⅲの両炉心の結果を Table 3.6.11 に示す。

(2) 制御棒飛出し事故時の放射能放出量

(a) はじめに

原子炉が臨界状態にあるとき破損の起こったスタンドパイプ内の制御棒 2 本が炉心外に飛び出し，急激な反応度の印加を生ずる。いわゆる制御棒飛出し事故について放射能放出量を解析した。この事故の安全設計あるいは安全解析上のとりあつかいについてはまだ確定されていないが，制御棒の最大反応度価値を決定する際に考慮すべき反応度事故として，あるいは立地評価を行なう際の重大事故ならびに仮想事故として考えられる事故であって，いずれにしても放射能放出量ならびに被曝量について求めておく必要がある。なお，制御棒の最大反応度価値を決定する場合には，放射能の評価以外に原子炉圧力容器，炉心，炉心支持構造物，圧力容器内部構造物などの破損の評価も重要であるが，ここではあつかわない。*

解析は以下の 5 ステップでおこなわれている。

(i) 制御棒飛出し事故の際の原子炉出力の変動を解析する。

(ii) 出力変動時および炉停止後の減圧状態での燃料温度を解析する。

(iii) 燃料棒からの放射能放出量を燃料棒温度の変化に応じて解析する。

(iv) 燃料棒からの放射能がそのまま格納容器内に移行するとして，これからの漏洩量を解析する。

(v) 漏洩した放射能がスタックから放出されることによる周辺公衆の被曝線量を解析する。

解析の対象は改良Mk －Ⅲ 炉心の燃焼初期の状態とし，解析上の種々の条件設定に際しては，できうる限り Regulatory Guide 1.77** によることとした。

(b) 制御棒飛出し事故時の原子炉出力

(i) 解析モデル

炉心動特性は 1 点近似，遅発中性子 6 群のとりあつかいとし，平均出力をもつ燃料チャンネルでの燃料および減速材の温度挙動により反応度フィードバックを求める。燃料チャンネルの温度計算では，冷却材流れ方向の出力分布の形が初期定常状態と同じであると仮定し，燃料棒および黒鉛ブロック表面での熱伝達に冷却材の減圧とこれにともなう流量の変化を考慮する。

---

* 燃料棒スリーブの破損の評価については 3.5.2 を見られたい。

** U. S. NRC, "Assumptions Used for Evaluating a Control Rod Ejection Accident for Pressurized Water Reactors", May 1974.

(ii) 解析条件

解析は50MW（定格出力）と15MW（30%出力）とについておこなうが，これらに共通な条件として，高さ方向の出力分布の形は燃料最高温度が最も高くなる初期状態での分布を，冷却材の原子炉入口温度は400℃を，制御棒飛出しに要する時間は0.3secを*，スクラム信号の発信は定格出力の120%を，スクラムの制御棒挿入までの遅れは0.5secをそれぞれ与えた。なお，圧力と流量は指数関数的に減少し，10sec以降は初期値の $\frac{1}{40}$ になるとした。

制御棒の飛出しによって印加される反応度の大きさは，50MWにおいて1.2%Δk，15MWにおいて2%ΔKとしたが，これらは炉心設計にて得られた値0.6%ΔK（50MW）および0.4%ΔK（15MW）に比して十分保守的なものである。一方，スクラムは，炉心設計に基づいて50MWにおいて4.8%ΔK／5sec，15MWにおいて4%ΔK／5secでそれぞれおこなわれるとした。

燃料および減速材の反応度温度係数は，保守的な解析とするため，4w／oの燃料の燃焼度450dayにおける値を用い，中性子寿命は 6.2×10^{-4} secとした。

(iii) 解析結果

制御棒飛出し事故の際の原子炉出力の変化をFig. 3.6.15に示す。大きな反応度印加によって原子炉出力は急激に上昇し，直ちにスクラム信号が出される。しかしながら，スクラムの効果が現われるのは1～2sec以降であるため，原子炉出力はなお上昇し，燃料温度上昇による負の反応度効果で下降に転じることとなり，スクラムはこの後の炉停止の促進にその効果が現われている。

(c) 制御棒飛出し事故時の燃料の温度

(i) 解析モデル

この解析では，燃料の温度を事故初期の速い炉出力変動時から炉停止後の常温近くへの冷却までにわたって求める必要があるが，スタンドパイプの破損を想定したこの事故の場合には非常用炉心冷却系として設けた炉容器冷却シュラウドによる圧力容器外からの熱除去によることとなるので，炉心の全体と圧力容器ならびに冷却シュラウドをも含めた体系を解析対象とし，これを円筒2次元モデルでとりあつかうこととした。したがって，温度を求める燃料棒を円筒座標の中心に1本設定し，周囲は均一化した炉心ブロックによってうめるモデルとした（Fig. 3.6.16参照）。このため，求められる燃料棒の温度は炉心の中央にある燃料棒の温度に相当することになり，これに基づいた放射能放出量は保守的な結果となっている。

(ii) 解析条件

事故時の燃料棒と炉心ブロックの発熱量の変化は，前項で求めた速い炉出力変動に炉停止後の崩壊熱変化をつないだ型としてFig. 3.6.17に示すものとした。崩壊熱はANS標準値**の120%値にアクチニド元素の崩壊熱を加えた値とし，中央の燃料棒の初期発熱量は最高出力燃料のそれ（平均の1.15倍）とした。なお，事故の発生と同時に冷却材による熱除去が完全に失われ，

---

* 飛出しに要する時間については JAERI－M6893 の解析結果を見られたい。

** ANS, "Decay Energy Release Rates Follouing Sbutdown of Uraniun－Fueled Thermal Reactors", Oct. 1971.

圧力容器の上部および胴部に設けられた炉容器冷却シュラウド系が正常に動作して，以後，この系による熱除去のみがおこなわれるとした。

(iii) 解析結果

中央におかれた最高出力燃料の温度変化をFig. 3.6.18に示す。燃料コンパクトの最高温度は出力密度が最大の第6ブロックに現われ，事故後数秒でおよそ2000℃に達する。この温度は炉出力の低下，燃料スリーブ，炉心ブロックなどへの熱の移動によって初期温度以下まで下がるが，その後，崩壊熱と炉容器外への熱放散のつりあう事故後およそ15hrまで再び上昇し，約1400℃となり，以後ゆるやかに低下する。

ここには放出能放出量の大きくなるCASE A（定格出力）の結果のみを示した。これはCASE B（30％出力）では初期変動の炉出力（したがって燃料の温度）は高くなり，このときにCASE Aの場合，より多くの燃料粒子の破損が生じると考えられるが，以後の長時間の燃料の温度はCASE Aより低くなり，燃料からの放射能放出量は少いとみられ，CASE Aのみを選んで以降の解析をすればよいと考えられるからである。

(d) 燃料棒からの放射能放出量

(i) 解析モデル

この解析であつかう放射能は核分裂生成物（以後，FPと略記する）であり，安定核種も含めて55核種を対象とした。燃料棒からの放出のモデルは，これらのFPを気体状と固体状に区分して，それぞれ以下のようなものとした。気体状FP（希ガス，ハロゲン）は被覆燃料粒子からの放出量がそのまま燃料棒からの放出量となり，この間のマトリックス材，燃料スリーブの保持効果はないモデルとする。固体状（金属）FPは，被覆燃料粒子から放出されたあと燃料スリーブ中を拡散移行し，スリーブ表面より蒸発するモデルとする。ただしこの場合，コンパクトとスリーブの間のギャップによる障壁効果は考えない。

(ii) 解析条件

被覆燃料粒子からの放出率は，健全粒子と破損粒子に分けて整理されたGAC*のデータを用い（Fig. 3.6.19参照），また，破損粒子の割合は，SiCの変態点1600℃が新たな破損の生じるしきい値として，1600℃以下では初期破損割合（1％），この温度以上では温度上昇によって直線的に増加して2000℃で100％になるとした。

燃料スリーブ中の拡散およびスリーブ表面の蒸発モデルに用いた諸定数はTable 3.6.12のものとし，この他に黒鉛のBET表面積1.0 m^2／g，ヘリウムとの相互拡散係数1.37×10^{-5} cm^2／secなどを用いた。

燃料からのFP放出量は初期に燃料中に存在する量と事故時の温度経過によって定まる。改良Mk－Ⅲ炉心における初期存在量は，出力分布に比例して炉心下部に偏っており，また事故

---

* (1) M.H. Schwartz et al., "SORS: Computer Programs for Analyzing Fission Product Release from HTGR Cores During Transient Temperature Excursions", GA－A 12462, April 1974.
(2) J.H. Norman, "Review of Vapor Pressures and Diffusion Coefficients of Certain HTGR Core Materials and Fission Products for Use in Reactor Accident Calculations", GA－A12634, May 1976.

時の温度は，Fig. 3.6.18 に見られるように下部のブロックの方が高い。これらのことから，炉心全体のＦＰ放出量は下側の４ブロック（Fig. 3.6.18 の 4.5.6.7 番）からのそれによって支配されることになり，本解析でもこの４ブロックを対象とした。

(iii) 解析結果

３つの代表的核種Kr －85, I－131 およびSr－90 の燃料棒からの放出挙動を，事故後の経過で最も温度の高くなる６番目のブロックについて示す。

Kr－85（Fig. 3.6.20参照）：燃料温度の上昇とともに冷却材への放出が顕著となり，温度が最も高くなる17hr 前後には最大の放出率となる。この後，温度の低下とともに放出は緩慢となり，70hr 以降はほゞ平衡状態に達し，150 hr での存在割合は燃料粒子中29％，冷却材中71％ となる。なお，このブロックでの破損粒子の割合は 98 ％に達する。

Ｉ－131（Fig. 3.6.21 参照）：温度の上昇とともに放出率は大きくなるが，存在する量のうち放出する割合はKr－85 に比して小さい。これは，Ｉ－131の粒子からの放出率を，Kr －85 とほゞ同様の温度依存性で約 $\frac{1}{3}$ の大きさのものとしたためである。150hrでの存在割合は，燃料粒子中67％，冷却材中 33％である。

Sr－90（Fig. 3.6.22参照）：燃料中の放射能は平常時において既に約 10％ がスリーブに移行しており，事故時の温度上昇とともにさらに粒子よりスリーブに移行するが，スリーブ中の放射能の割合は事故後いったん低下する。すなわち，この過程では，粒子より放出される量よりスリーブ表面から冷却材中へ蒸発する量が多いことを示している。しかしながら，このような現象は温度の低下によって 25hr 以降見られなくなり，この後に粒子より放出されるＦＰはスリーブ中に保持され，スリーブのＦＰ に対する障壁効果が現われるようになる。150hrでの存在比は，粒子中 60 ％，スリーブ中５％，冷却材中 35％ である。

燃料棒により冷却材への放出率を全炉心について求め，Fig. 3.6.23 に示す。この図には初期の３～４秒における温度上昇の過程で現れる最も高い放出率は示されていない。短時間であるから放出量は極めて小さい。なお，このような放出率の時間変化は解析対象の全 55 核種について算出されており，次項の格納容器からの漏洩量の解析の入力となっている。

(e) 格納容器からの放射能漏洩量

(i) 解析モデルと条件

スタンドパイプの破損によって原子炉冷却材圧力バウンダリが破損しているので，炉内の冷却材中の放射能量と格納容器内の放射能量との間に差がなく，前項で求めた冷却材への放出率から直ちに格納容器内の放射能量が算出できるとのモデルを設定する。一方，格納容器内の放射能は，事故時の放出ＦＰを処理する格納容器再循環浄化系によって除去され，また，格納容器からの漏洩によって容器と格納建家の間のアニュラス部に移行し，アニュラス排気系によって処理され，あるいはまた，格納容器内に沈着する。Fig. 3.6.24 にはこのようなモデルの概念が解析に用いた数値とともに示されている。なお，アニュラス排気系によるＦＰ除去効率を無視し，漏洩量がそのままスタックより放出されると仮定し，この量を求めた。

(ii) 解析結果

格納容器内のＦＰ存在量およびスタックより放出されたＦＰ 量をFig. 3.6.25 に示す。希ガスは 18 核種の 0.5 MeV 換算値，ヨウ素はI－131，－133，－135 のＩ－131換算値，ストロンチウ

ムはSr −89, Br − 90 の Sr−90換算値で表している。1,000 hr まで計算した結果，希ガス 340Ci，I−131 65Ci，Sr −90 10Ciが放出されることが示された。

(f) 周辺公衆の被曝線量

(i) 解析モデルの条件

全身γ線被曝量ならびに小児甲状腺と大人の骨の各内部被曝量を評価した。主要な解析条件としては，放出点高さ 80m，風速 2m／sec，拡散タイプA型を用い，評価地点を 380mとした。

(ii) 解析結果

全身γ線量0.46mrem，小児の甲状腺量 4.8mrem，大人の骨線量 4.5rem の各結果が得られた。

(g) おわりに

この解析は以下のような点において保守的な仮定を用いており，結果は安全側になっているものと考えられる。

(i) 燃料の温度ならびに FP放出の解析を最高出力燃料についておこない，これに炉心の全燃料本数を乗じて全FP 放出量を求めた。

(ii) 初期の破損粒子の割合を設計基準値 0.1%の 10倍（1%）と設定した。また，スリーブ中に初期に存在するFP量を，スリーブから冷却材への移行がないものとして求めた。

(iii) 格納容器内の沈着率をヨウ素，固体の各 FPについて 0.5とした。これは，GACの Fort St. Vrain 炉他での解析条件と比べて安全側と考えられる。

一方，今後，以下のような点について検討をすべきであることがこの解析によって明らかとなった。

(i) 解析に用いたモデルならびに計算コードは妥当なものであるか。

(ii) 解析の対象となる炉心にはどのような状態，例えば燃焼度，出力，のものを選ぶのがよいか。

(iii) 解析の条件は妥当なものであるか。これは求められた結果で何を判断するかによって変更されるべきものではあるが。

(iv) とくにFPの沈着，剥離の適切なとりあつかい，モデル化が求められる。

Table 3.6.1 FIPER. X 入力データ（第1オリフィス）

BLOCK No.	B.U. STEP (DAY)	TEMPERATURE (C)					PRESSURE (KG/CM2)	FLOW (GM/SEC)	LINEAR HEAT (KCAL/M*SEC)
		COMPACT		SLEEVE		COOLANT			
		INNER	OUTER	INNER	OUTER				
4	0.	913.0	839.0	762.0	729.0	624.0	41.8	19.4	5.1
4	10.	985.0	917.0	845.0	814.0	716.0	41.8	18.8	4.8
4	50.	980.0	905.0	820.0	787.0	681.0	41.8	19.2	5.2
4	100.	999.0	923.0	829.0	796.0	688.0	41.8	19.5	5.3
4	200.	1091.0	1015.0	904.0	871.0	764.0	41.8	19.5	5.3
4	300.	1133.0	1066.0	958.0	928.0	830.0	41.8	18.4	4.7
5	0.	1054.0	974.5	894.2	858.9	745.6	41.8	19.4	5.6
5	10.	1069.0	1005.0	940.5	912.5	822.3	41.8	18.8	4.5
5	50.	1078.0	1006.0	927.8	896.0	796.0	41.8	19.2	5.0
5	100.	1089.0	1018.0	932.3	901.0	802.0	41.8	19.5	5.0
5	200.	1111.0	1054.0	971.0	946.0	867.0	41.8	19.5	4.0
5	300.	1110.0	1067.0	1000.0	982.0	920.0	41.8	18.4	3.0
6	0.	1193.0	1109.0	1030.0	993.0	876.0	41.7	19.4	5.9
6	10.	1159.0	1097.0	1037.0	1010.0	923.9	41.7	18.8	4.3
6	50.	1176.0	1107.0	1034.0	1003.0	908.0	41.7	19.2	4.8
6	100.	1181.0	1113.0	1034.0	1004.0	912.0	41.7	19.5	4.8
6	200.	1155.0	1108.0	1038.0	1016.0	950.0	41.7	19.5	3.4
6	300.	1126.0	1093.0	1044.0	1029.0	982.0	41.7	18.4	2.3
7	0.	1240.0	1175.0	1113.0	1085.0	994.0	41.6	19.4	4.6
7	10.	1154.0	1138.0	1094.0	1074.0	1009.0	41.6	18.8	3.2
7	50.	1201.0	1149.0	1097.0	1074.0	1002.0	41.6	19.2	3.6
7	100.	1203.0	1151.0	1096.0	1074.0	1004.0	41.6	19.5	3.6
7	200.	1162.0	1126.0	1080.0	1064.0	1016.0	41.6	19.5	2.5
7	300.	1126.0	1103.0	1071.0	1061.0	1027.0	41.6	18.4	1.6

Table 3.6.2　FIPER. X 入力データ（第2オリフィス）

BLOCK No.	B.U. STEP (DAY)	TEMPERATURE (C)					PRESSURE (KG／GM2)	FLOW (GM／SEC)	LINEAR HEAT (KCAL／M*SEC)
		COMPACT		SLEEVE		COOLANT			
		INNER	OUTER	INNER	OUTER				
4	0.	969.0	896.1	820.0	788.0	671.0	41.8	16.9	5.1
4	10.	1058.0	985.0	910.0	878.0	762.0	41.8	17.0	5.1
4	50.	1054.0	975.1	886.0	851.0	725.0	41.5	16.9	5.6
4	100.	1073.0	995.0	894.0	859.0	732.0	41.8	17.0	5.6
4	200.	1163.0	1084.0	972.0	937.0	815.0	41.8	17.4	5.6
4	300.	1187.0	1119.0	1014.0	984.0	878.0	41.8	17.3	4.8
5	0.	1121.0	1045.0	967.7	933.4	809.0	41.7	16.9	5.5
5	10.	1130.0	1069.0	1008.0	981.0	883.0	41.7	17.0	4.3
5	50.	1149.0	1079.0	1004.0	973.0	860.0	41.7	16.9	4.9
5	100.	1161.0	1091.0	1009.0	978.0	867.0	41.7	17.0	4.9
5	200.	1182.0	1125.0	1047.0	1022.0	933.0	41.7	17.4	4.0
5	300.	1158.0	1118.0	1055.0	1037.0	972.0	41.7	17.3	2.9
6	0.	1276.0	1195.0	1121.0	1085.0	953.0	41.7	16.9	5.7
6	10.	1220.0	1185.0	1108.0	1082.0	990.0	41.7	17.0	4.0
6	50.	1253.0	1187.0	1120.0	1091.0	983.0	41.7	16.9	4.6
6	100.	1262.0	1198.0	1124.0	1095.0	988.0	41.7	17.0	4.6
6	200.	1231.0	1183.0	1121.0	1099.0	1024.0	41.7	17.4	3.4
6	300.	1174.0	1143.0	1099.0	1085.0	1035.0	41.7	17.3	2.2
7	0.	1335.0	1272.0	1216.0	1188.0	1083.0	41.6	16.9	4.4
7	10.	1249.0	1206.0	1167.0	1148.0	1079.0	41.6	17.0	3.0
7	50.	1286.0	1237.0	1189.0	1168.0	1087.0	41.6	16.9	3.4
7	100.	1290.0	1241.0	1192.0	1170.0	1090.0	41.6	17.0	3.4
7	200.	1243.0	1208.0	1166.0	1151.0	1096.0	41.6	17.4	2.5
7	300.	1176.0	1154.0	1126.0	1116.0	1082.0	41.6	17.3	1.5

Table 3.6.3 FIPER. X 入力データ（第3・第4オリフィス）

BLOCK No	B. U. STEP (DAY)	TEMPERATURE (C)					PRESSURE (KG／CM2)	FLOW (GM／SEC)	LINEAR HEAT (KCAL／M*SEC)
		COMPACT		SLEEVE		COOLANT			
		INNER	OUTER	INNER	OUTER				
4	0.	918.0	839.0	755.0	719.0	599.0	41.8	18.2	5.5
4	10.	1038.0	953.6	866.7	829.4	702.3	41.8	18.2	5.9
4	50.	1058.0	961.0	851.0	808.0	660.0	41.8	18.3	6.8
4	100.	1059.0	965.0	849.0	807.0	663.0	41.8	18.0	6.6
4	200.	1108.0	1023.0	908.0	871.0	739.0	41.8	17.4	5.9
4	300.	1151.0	1077.0	967.0	934.0	824.0	41.8	17.9	5.2
5	0.	1106.0	1015.0	925.0	885.0	748.0	41.8	18.2	6.4
5	10.	1121.0	1047.0	974.0	941.0	834.0	41.8	18.2	5.2
5	50.	1131.0	1050.0	963.0	927.0	809.0	41.8	18.3	5.7
5	100.	1133.0	1054.0	962.0	927.0	810.0	41.7	18.0	5.5
5	200.	1151.0	1086.0	998.0	969.0	869.0	41.7	17.4	4.5
5	300.	1138.0	1090.0	1019.0	998.0	926.0	41.8	17.9	3.4
6	0.	1271.0	1176.0	1089.0	1047.0	905.0	41.7	18.2	6.7
6	10.	1209.0	1142.0	1078.0	1049.0	951.0	41.7	18.2	4.7
6	50.	1230.0	1156.0	1080.0	1047.0	938.0	41.7	18.3	5.2
6	100.	1232.0	1159.0	1079.0	1047.0	938.0	41.7	18.0	5.1
6	200.	1202.0	1146.0	1079.0	1056.0	972.0	41.6	17.4	3.8
6	300.	1154.0	1117.0	1067.0	1051.0	996.0	41.7	17.9	2.6
7	0.	1336.0	1259.0	1193.0	1160.0	1048.0	41.6	18.2	5.2
7	10.	1235.0	1186.0	1140.0	1119.0	1047.0	41.6	18.2	3.4
7	50.	1260.0	1205.0	1151.0	1127.0	1045.0	41.6	18.3	3.9
7	100.	1260.0	1205.0	1150.0	1126.0	1044.0	41.6	18.0	3.8
7	200.	1213.0	1175.0	1129.0	1112.0	1051.0	41.6	17.4	2.7
7	300.	1153.0	1128.0	1096.0	1085.0	1048.0	41.6	17.9	1.8

Table 3.6.4　被覆燃料粒子のR／B値

機種	Failed.cpf	Intact.cpf
Sr^{90}	0.5	0.01
Cs^{137}	0.1	0.01
Ba^{140}	0.5	0.01
Sr^{89}	0.5	0.01

Table 3.6.5　ＦＰ拡散に関する定数

	項　　目	記　号	Sr	Cs	Ba
1	グラファイト吸着定数	ACP BCP CCP DCP	8.65 －36.0 －0.57 4.59	284 －56.0 －19.0 31.7	6.48 －33.7 －1.304 7.55
2	グラファイト中単層濃度 (μmolcs／m^2)		10.4	7.0	10.1
3	ヘリウム中でのF.P相互拡散定数 (cm^2／sec)	Dhe	0.251	0.251	0.251
4	温度無限大での拡散定数の自然対数	LNDG (LNDF)	5.7	－1.0	7.4
5	グラファイト中での拡散の活性化エネルギー (cal／mol℃)	EG (EF)	60000	39000	70000

Table 3.6.6 吸 着 定 数

核 種	グラファイト名	ACP	BCP	CCP	DCP
Sr	H －327	8.65	－36.0	－0.57	4.59
	TS－688	13.40	－38.1	0.079	4.1
	TS－688	10.00	－38.11	0.079	4.097
Ba	H －327	6.48	－33.7	－1.304	7.55
	TS－688 HLM－85	6.48	－33.7	－1.304	7.55
Cs	H －327	28.4	－56.0	－19.0	31.7
	TS－688	26.6	－55.7	－14.5	24.2
Rb		14.1	－34.1	－9.0	16.8

Table 3.6.7 解析条件および定数（通常運転時）

項 目	単 位	デ ー タ
プラント熱出力	kW	50000
燃料破損率	%	0.1
燃料の表面汚染率		2×10^{-5}
一次冷却材総量	kg	573
一次冷却材流量	Kg／hr	28300／loop
一次冷却材純化系流量	Kg／hr	283／loop
一次冷却材純化系効率	%	100 (for all FP)
一次冷却材リーク率	%／day	0.1
プレートアウト率	%／pass	40
コンパートメント容積	m^3	14000
パ ー ジ 量	m^3／hr	2000
パージ系フィルタ効率	%	90 (ヨウ素) 99 他
計装機器からの廃ガス	Kg／hr	7.51
被覆燃料粒子の (R／B)		固体； Table 3.6.4 ，ガス；(脚注)
スリーヴの (J／S)		固体； Table 3.5.4， ガス； 1.0

(脚注) "Summit Power Station, Unit 1and 2, Licence Application, PSAR", Docket 50450.

Table 3.6.8　所外放出放射能量

核　種	放出量（Ci）	核　種	放出量（Ci）	核　種	放出量（Ci）
Kr^{83m}	0.363	Xe^{131m}	0.0014	I^{131}	0.000395
Kr^{85m}	1.61	Xe^{133m}	0.0157	I^{132}	0.00251
Kr^{85}	0.001123	Xe^{133}	0.393	I^{133}	0.00132
Kr^{87}	1.64	Xe^{135}	2.11	I^{134}	0.00314
Kr^{88}	2.16	Xe^{137}	0.198	I^{135}	0.00277
Kr^{89}	0.233	Xe^{138}	0.413	Sr^{89}	8.90×10^{-5}
Kr^{90}	0.0385	Xe^{139}	0.0117	Sr^{90}	1.18×10^{-6}

Table 3.6.9　1次系内プレートアウト量

核　種	プレートアウト量（Ci）		
	冷　却　前	1日冷却後	5日冷却後
BR82	13.87	8.67	1.32
Y89M	15.61	15.40	14.6
SR89	1561	1540	1460
Y91	27.6	27.27	26.1
AG110M	2.31	2.30	2.28
AG110	2.31	2.30	2.28
AG111	109	99.3	68.7
SB125	3.47	3.47	3.46
TE129M	2.63	2.58	2.33
TE129	2.663	2.59	2.33
I131	123.2	133	80.1
TE132	15.46	12.49	5.32
I132	42.9	12.87	5.3
I133	53.3	24.1	10.2
CS134	.1255	1255	1250
CS137	909	909	909
BA137M	847	847	847
BA140	30.41	2.88	2.32
LA140	30.41	2.88	2.32
CE141	1.54	1.51	0.9

Table 3.6.10　被曝線量解析条件

項　　目	単　位	データ
風　　速	m／sec	3
風　　向	—	NE
風向頻度	%	20
大気安定度	—	D
放出高さ*	m	80
γ線エネルギー	Mev	P.111の脚注文献
γ線全吸収係数	m^{-1}	0.0105
γ線真吸収係数	m^{-1}	0.00384
評価地点(γ)	m	380
評価地点(内部)	m	2000

＊ 吹き上げ高さは考慮していない。

Table 3.6.11　LOFCA時の炉心温度上昇の概要

	改良Mk－Ⅲ炉心	Mk－Ⅲ炉心
出力分布	燃焼0日炉心	燃焼450日炉心
炉心最高温度（Tfmax）	1320℃	1340℃
Tfmaxの発生する位置	上から6段目ブロック（炉心中央）	上から2段目ブロック（炉心中央）
Tfmaxの発生する時刻	事故後15hr	事故後25hr
Tfmaxの発生する位置での出力密度（定格時）	3.07×10^{6} Kcal／m^3h（ブロック平均）	3.61×10^{6} Kcal／m^3h（ブロック平均）
Tfmaxの発生する位置の初期温度	924℃（ブロック平均）	690℃（ブロック平均）
最高出力チャンネルの発生するオリフィス領域	第3オリフィス領域	第1オリフィス領域

Table 3.6.12　スリーブ中の拡散と蒸発のモデルに用いた定数

元　素	スリーブ中拡散定数*		蒸　発　パ　ラ　メ　ー　タ**					
	A	B	a	b	c	d	A	B
Rb	0.21	4.1	9.33	−31.06	−2.23	6.99	—	—
Sr	0.34	6.5	8.67	−36.1	−0.572	4.59	—	—
Y	0.74	14.2	—	—	—	—	4.21	25,8
Zr	1.19	22.8	—	—	—	—	7.65	41.5
Sb	0.35	6.8	—	—	—	—	5.35	12.4
Cs	0.21	4.1	7.8	−29.84	0.2351	1.873	—	—
Ba	0.35	6.7	6.49	−33.7	−1.304	7.55	—	—
La	0.75	14.4	—	—	—	—	5.16	26.1
Ce	0.84	16.2	—	—	—	—	−6.77	29.5

* $D = 10^{-(A+10^3 \times B/T)}$ (cm^2/sec)

** (1)　Freundlich 吸着型

$$\ln Pm = \{a + 10^3 \times b/T\} + \{c + 10^3 \times d/T\} \ln Cm$$

(2)　高融点金属

$$\log_{10} Pm = A - 10^3 \times B/T$$

但し　Pm；蒸気圧（ata）

Cm；濃　度（$\mu moles/ml$）

T；温　度（°K）

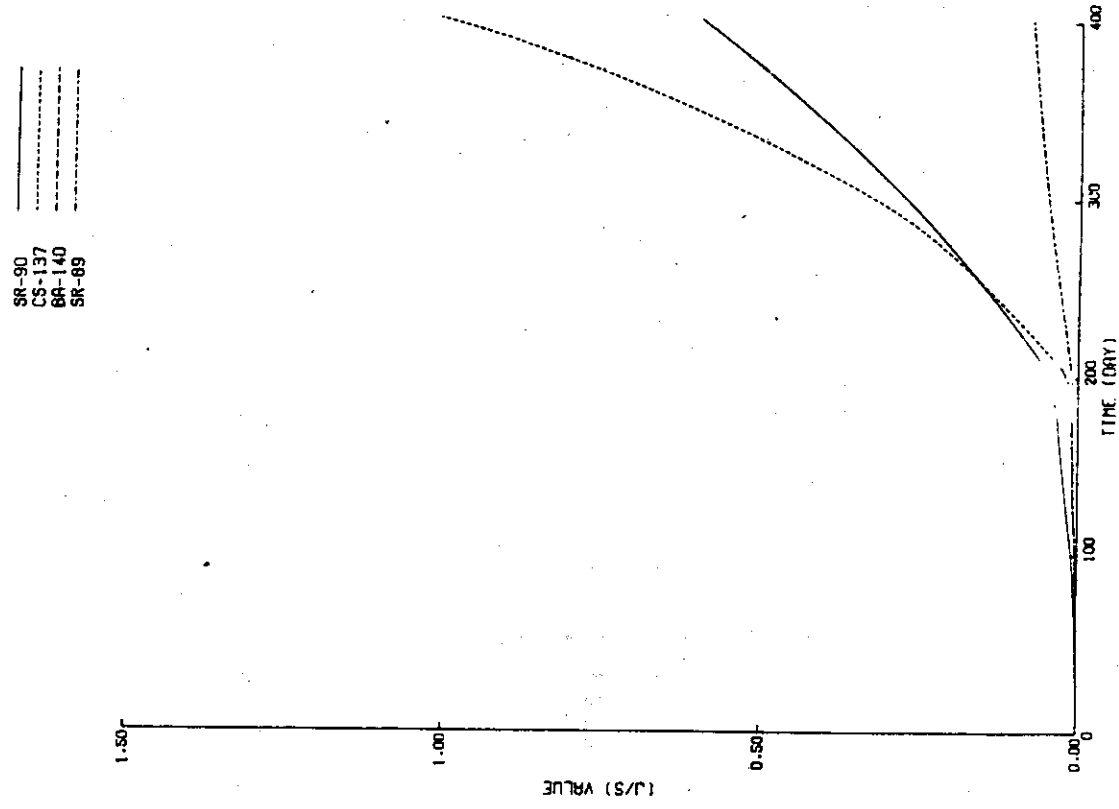


Fig. 3.6.2　J／S値（第１オリフィス領域ブロックNo.5）

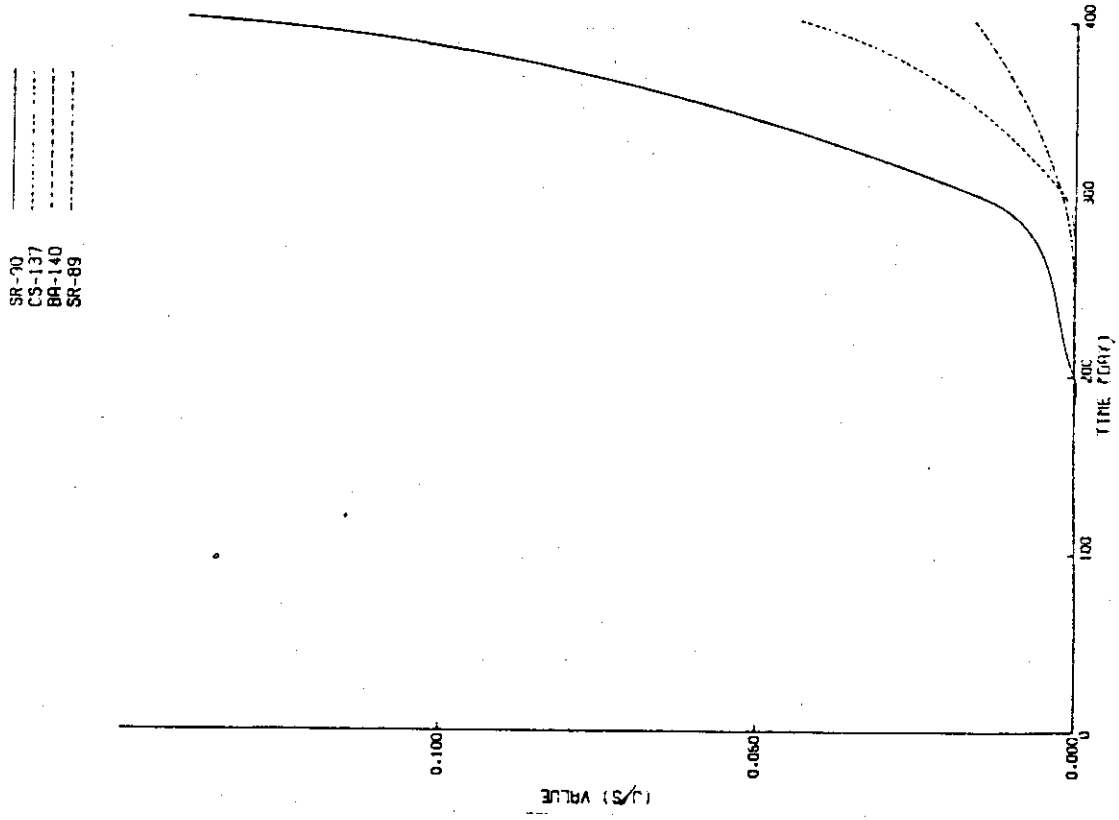


Fig. 3.6.1　J／S値（第１オリフィス領域ブロックNo.4）

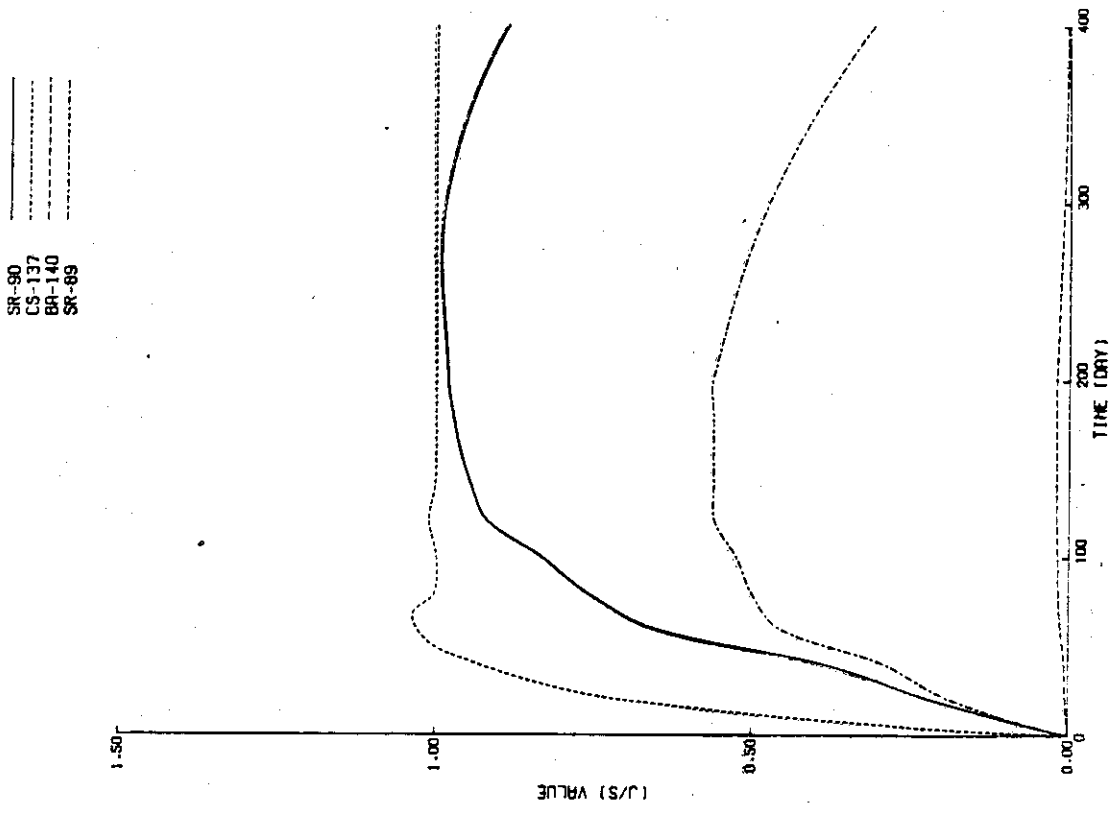


Fig. 3.6.4　J／S値（第１オリフィス領域ブロックNo.7）

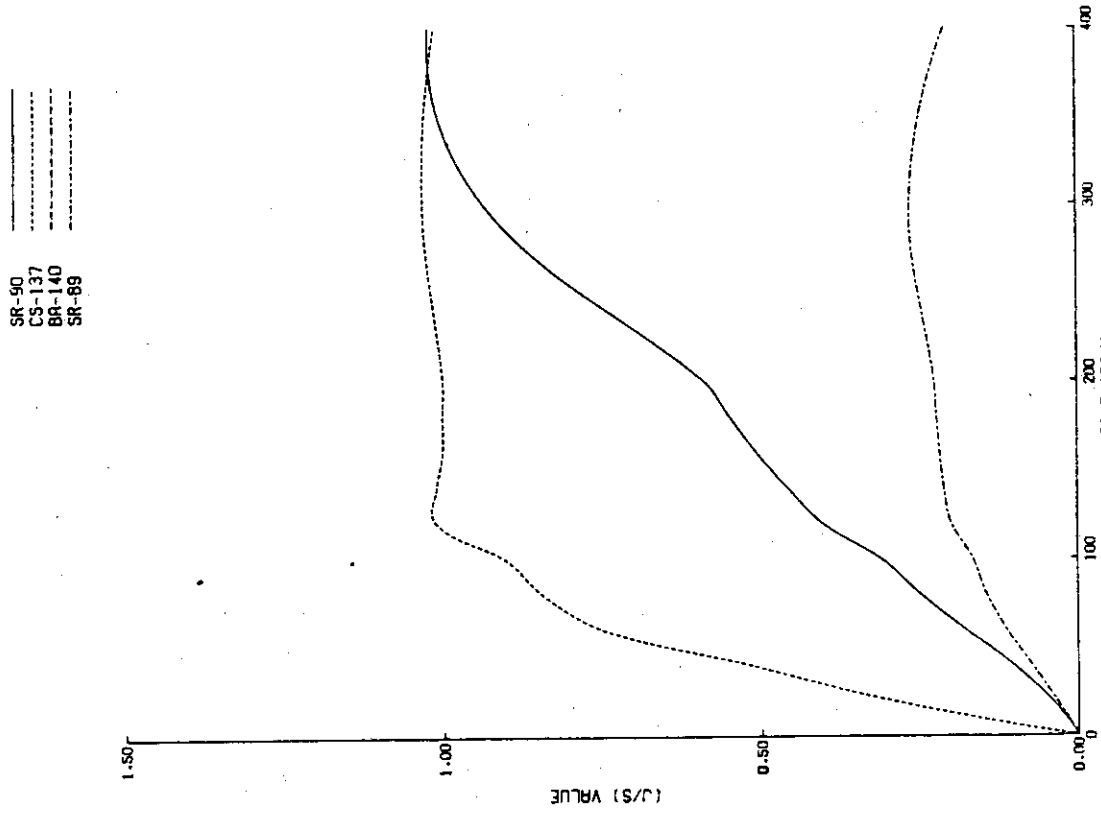


Fig. 3.6.3　J／S値（第１オリフィス領域ブロックNo.6）

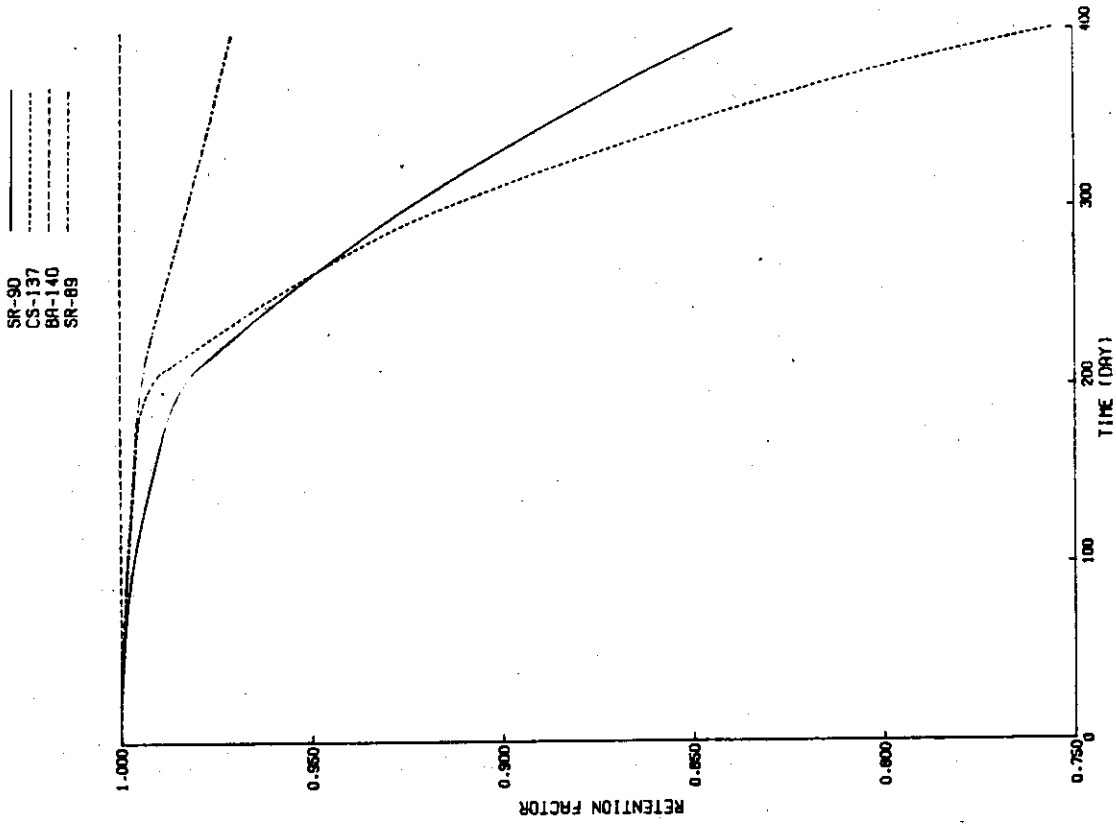


Fig. 3.6.6　保持率（第１オリフィス領域ブロックNo.5）

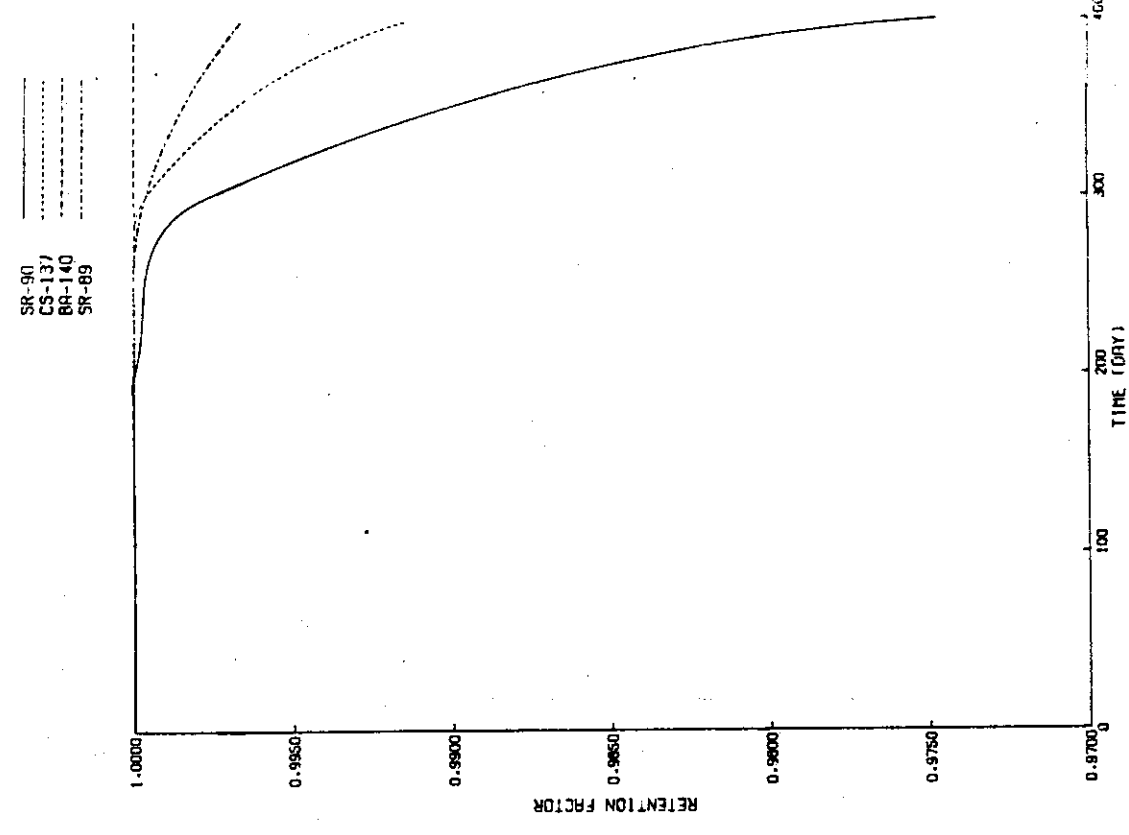


Fig. 3.6.5　保持率（第１オリフィス領域ブロックNo.4）

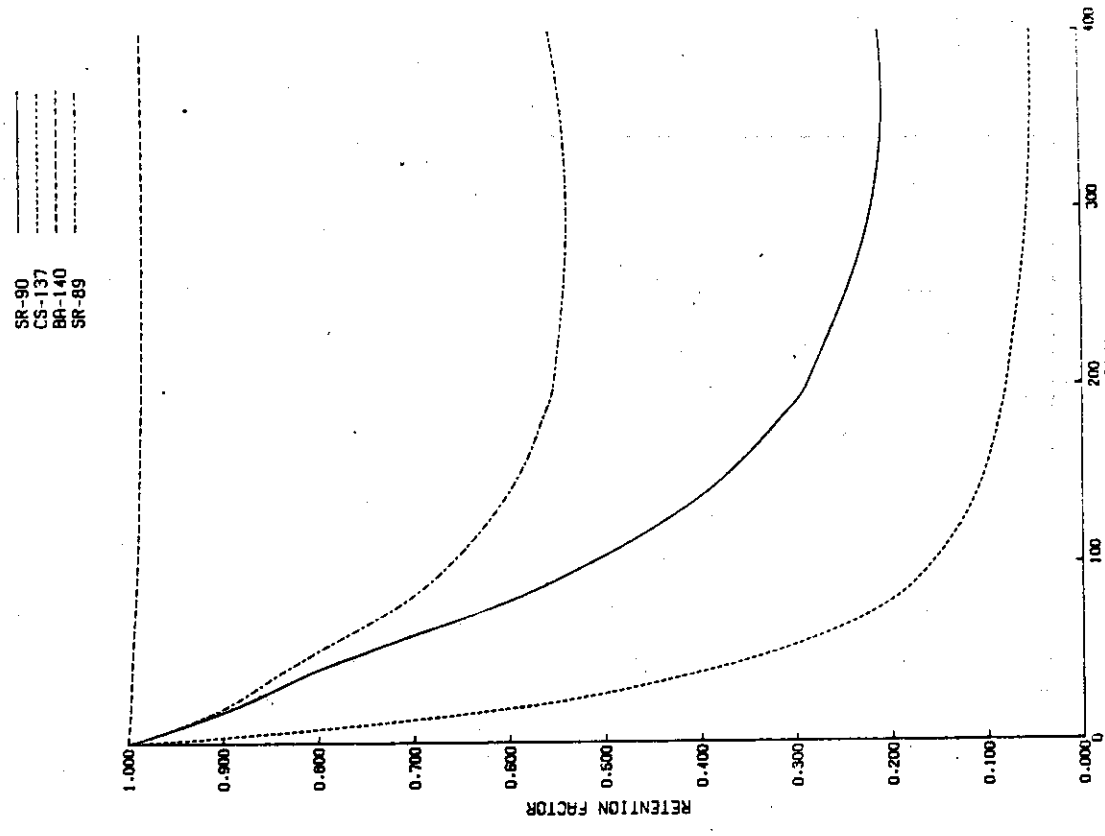


Fig. 3.6.8　保持率（第１オリフィス領域ブロックNo.7）

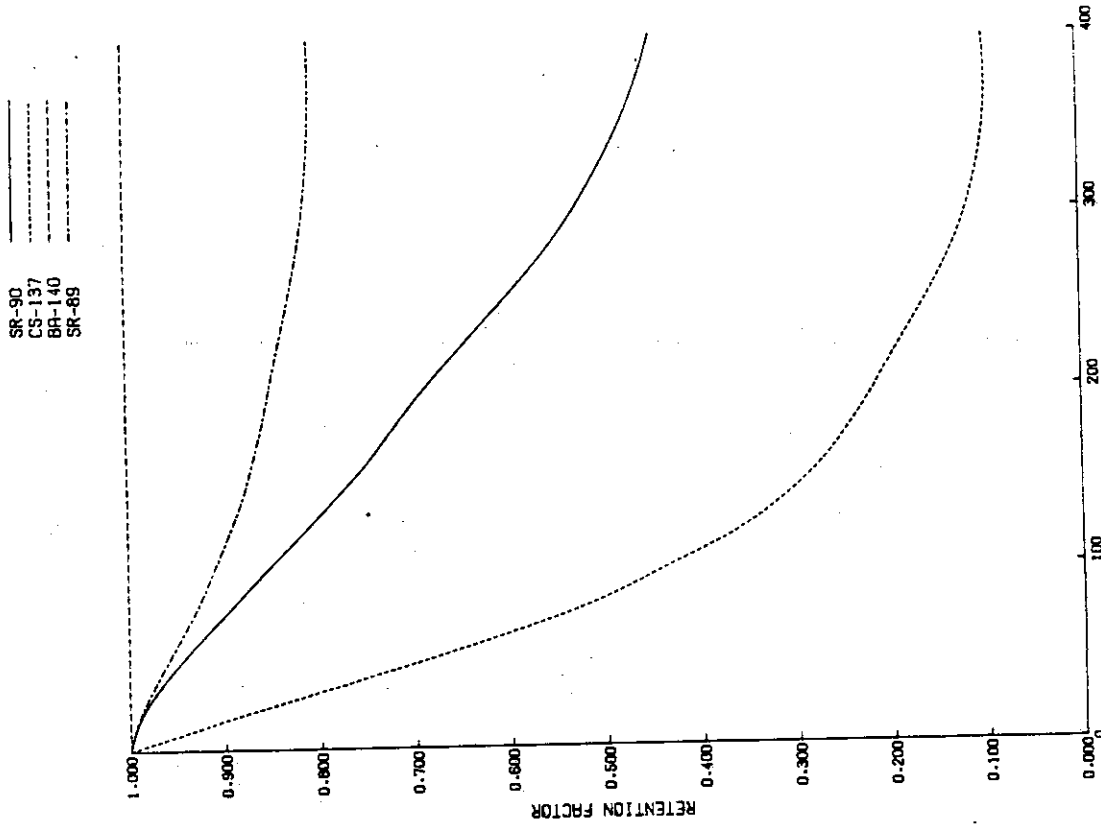


Fig. 3.6.7　保持率（第１オリフィス領域ブロックNo.6）

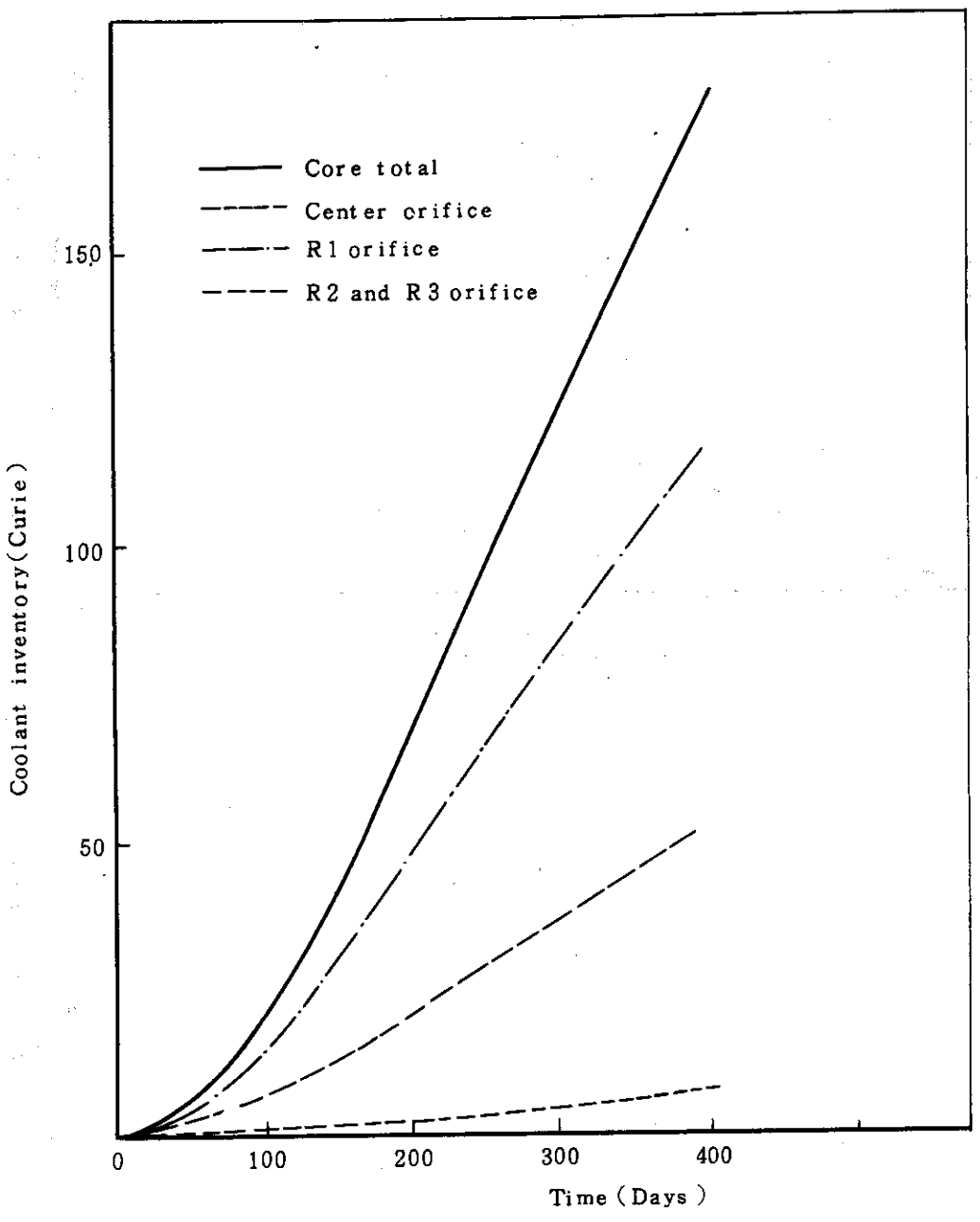


Fig. 3.6.9　Sr^{90} 冷却材中放出量

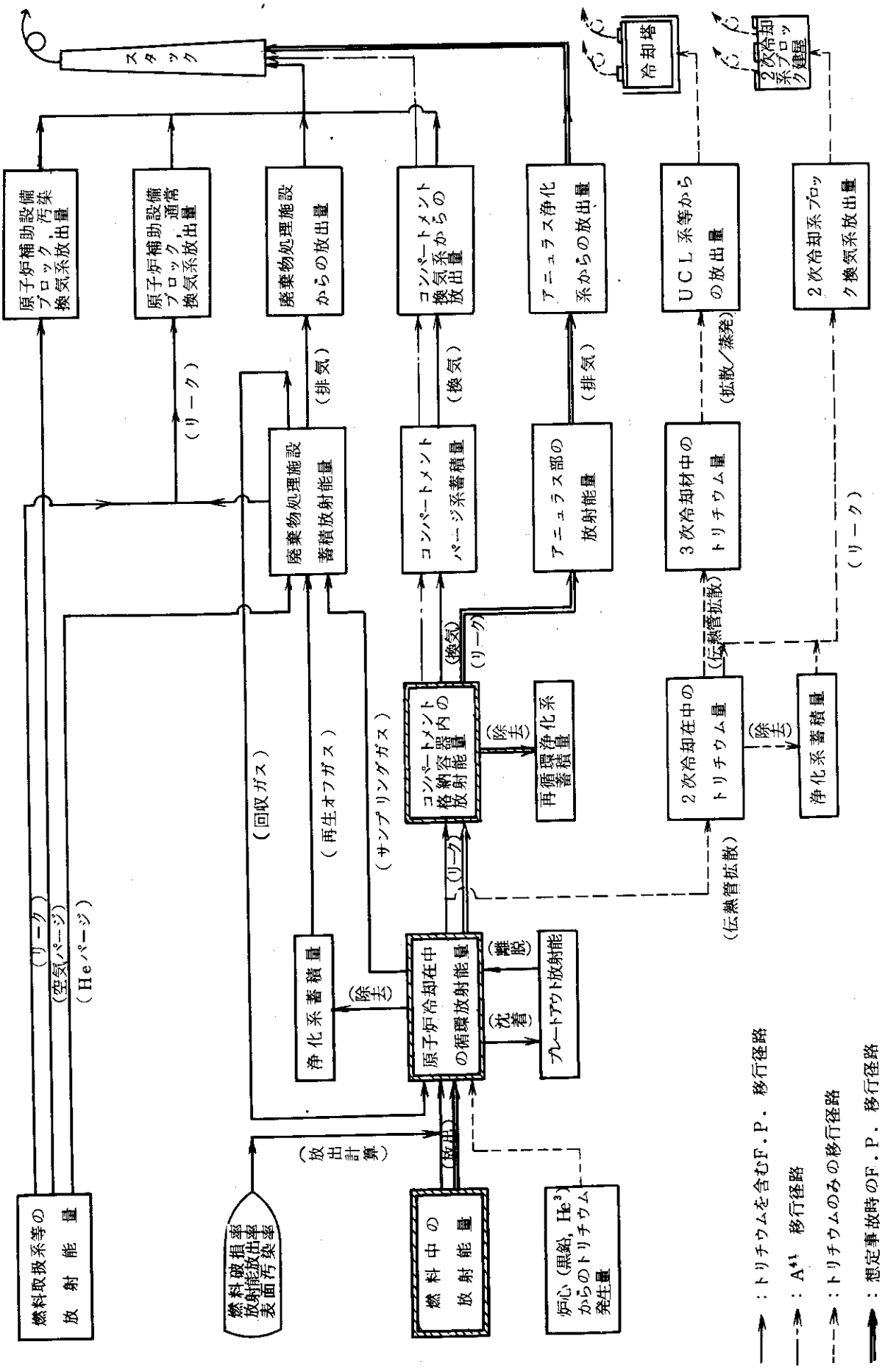


Fig. 3.6.10 FP移行，放出解析モデル

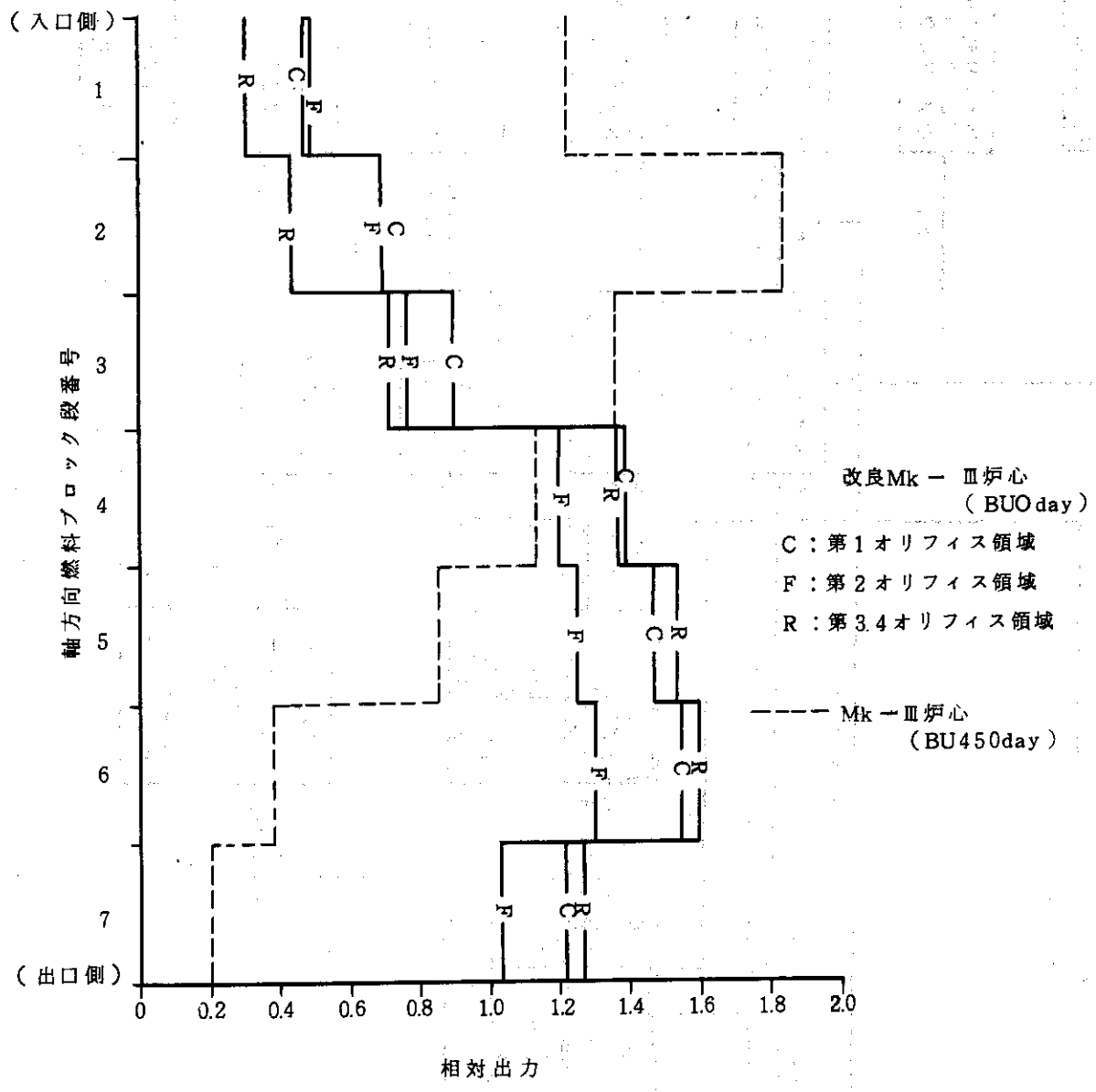
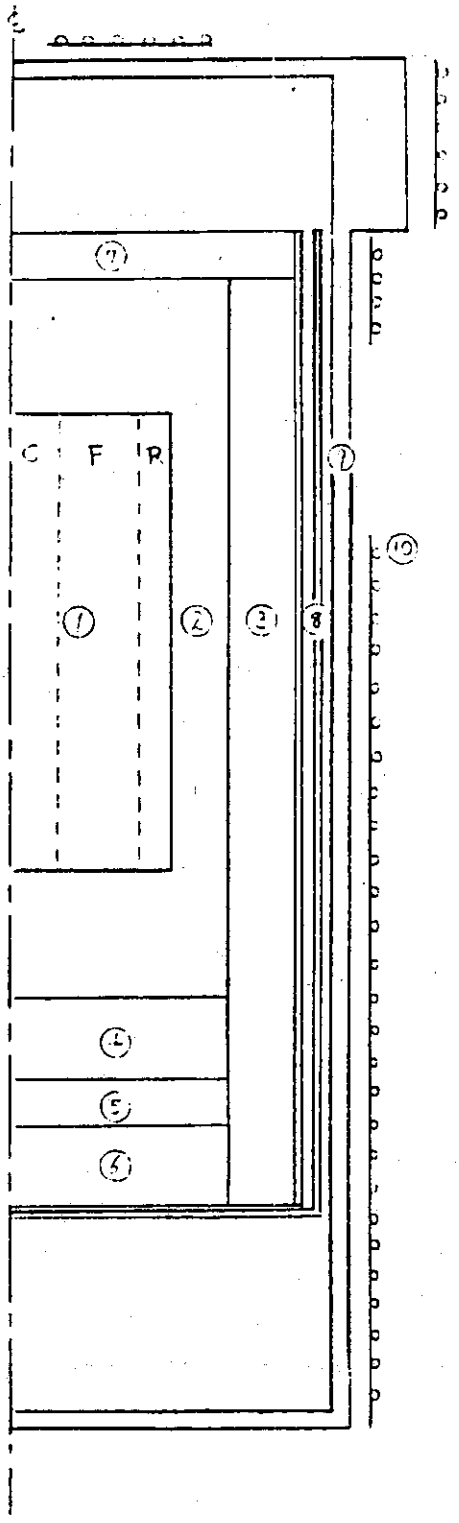


Fig. 3.6.11　ＬＯＦＣＡ解析に用いた炉内出力分布



①：炉心 {C：第1オリフィス領域 / F：第2オリフィス領域 / R：第3.4オリフィス領域}
②：可動反射体
③：固定反射体
④：プレナム・ブロック
⑤：出口ガスプレナム
⑥：下部断熱層
⑦：オリフィス
⑧：コア・バレル
⑨：圧力容器
⑩：後備冷却系パネル

温度計算メッシュ数 径25×軸29

Fig. 3.6.12　LOFCA解析温度分布計算モデル

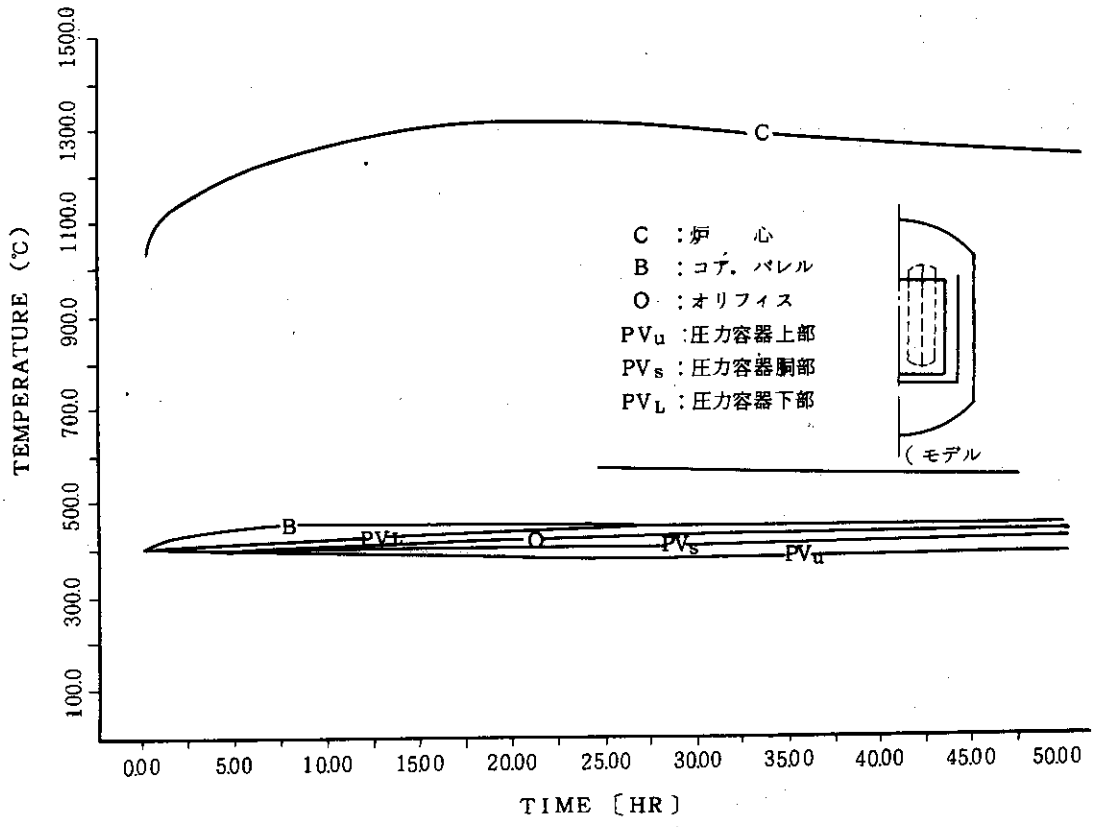


Fig. 3.6.13　ＬＯＦＣＡ時原子炉各部温度応答（モデル１）

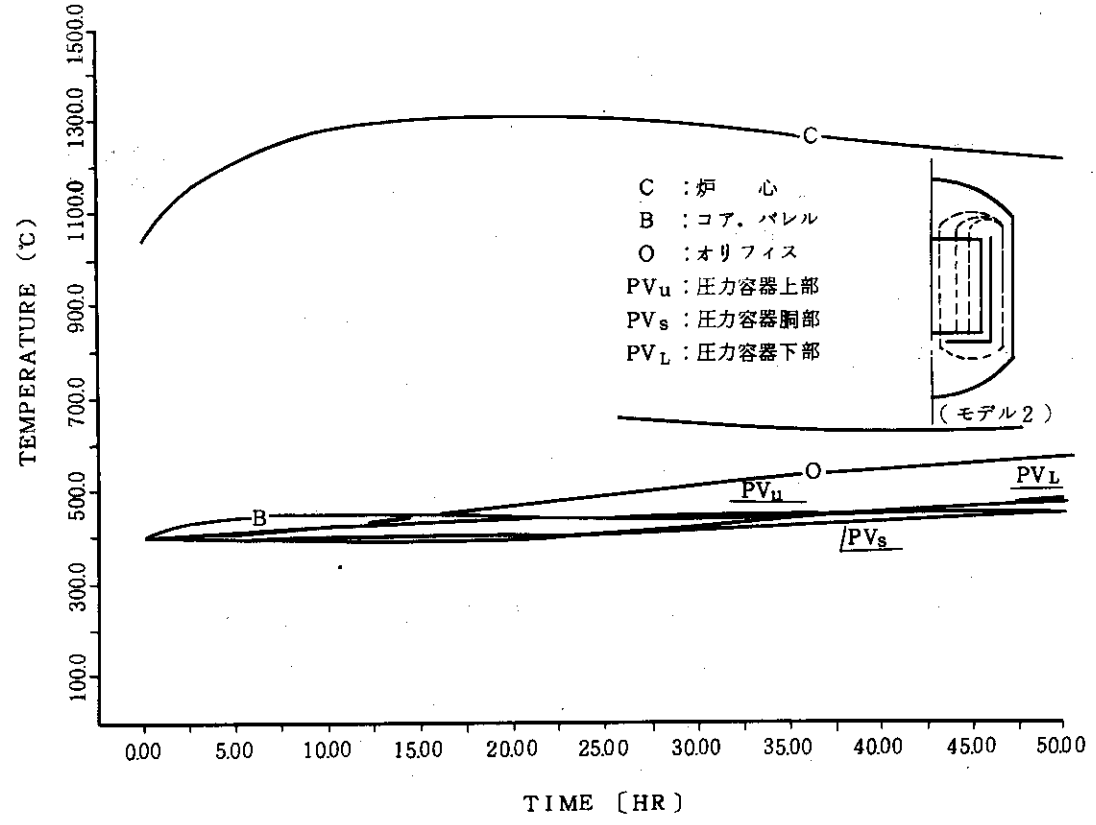


Fig. 3.6.14　ＬＯＦＣＡ時原子炉各部温度応答（モデル２）

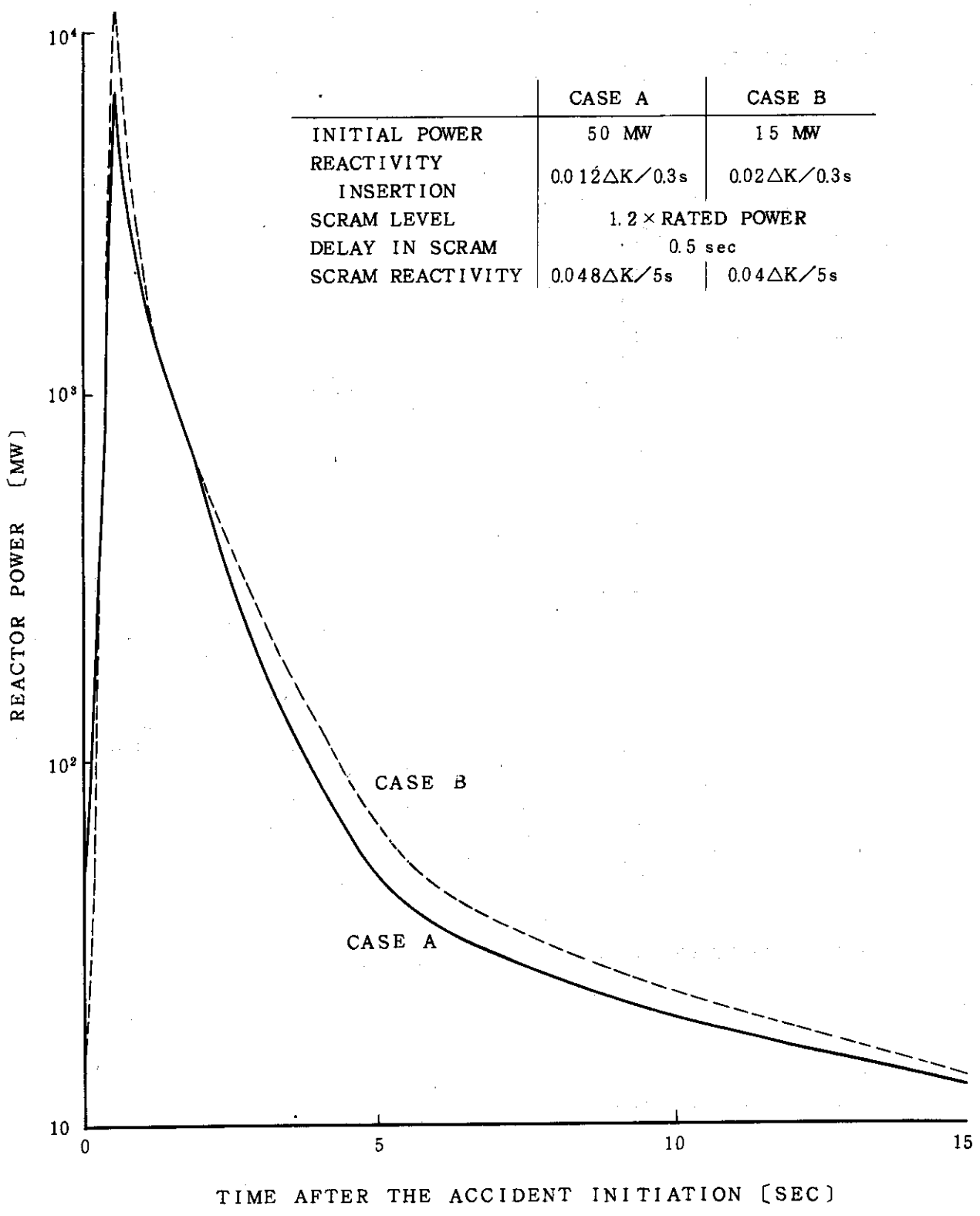


Fig. 3.6.15　制御棒飛出し事故時の原子炉出力の変動

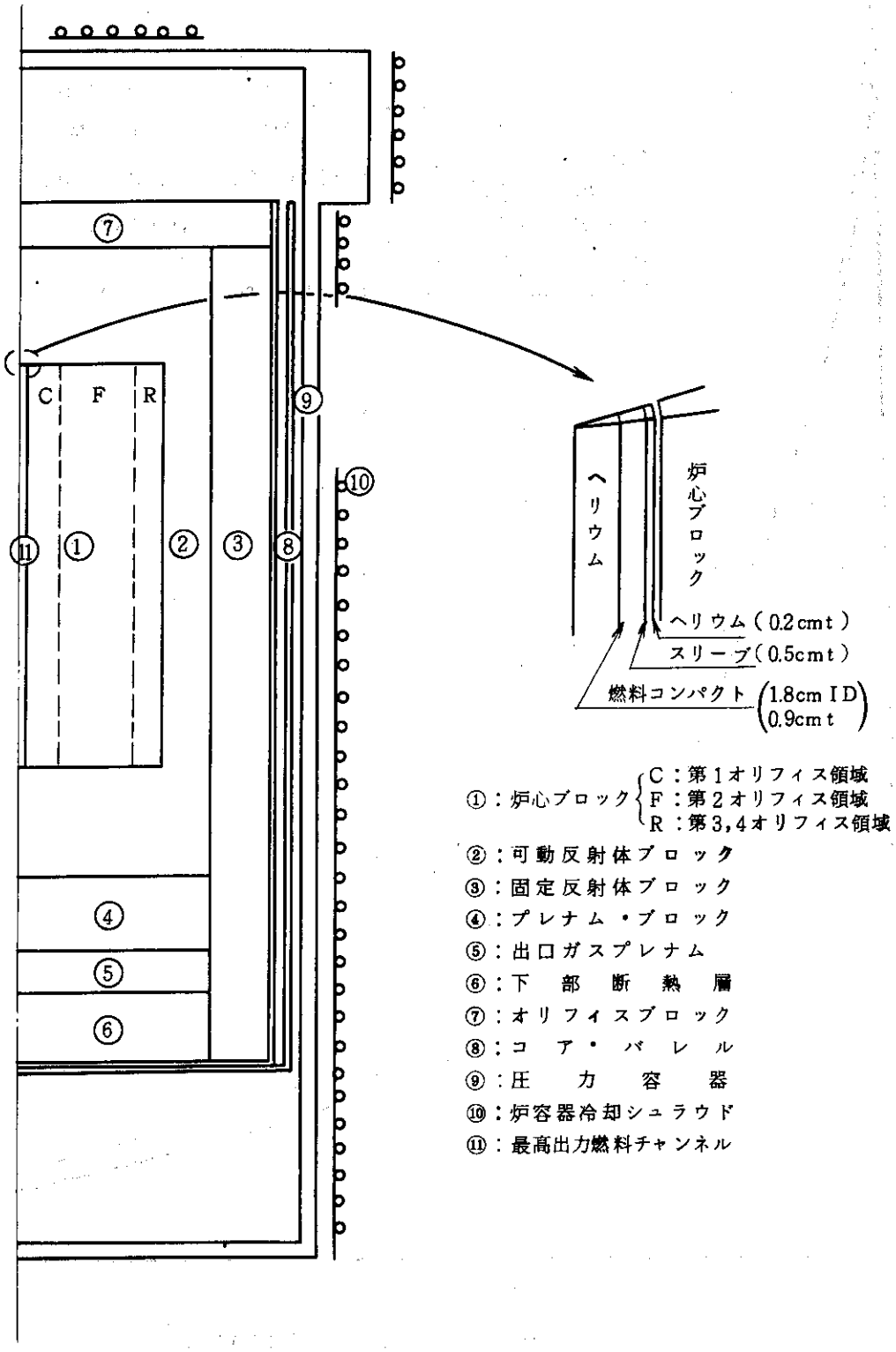


Fig. 3.6.16　炉心および燃料温度解析モデル

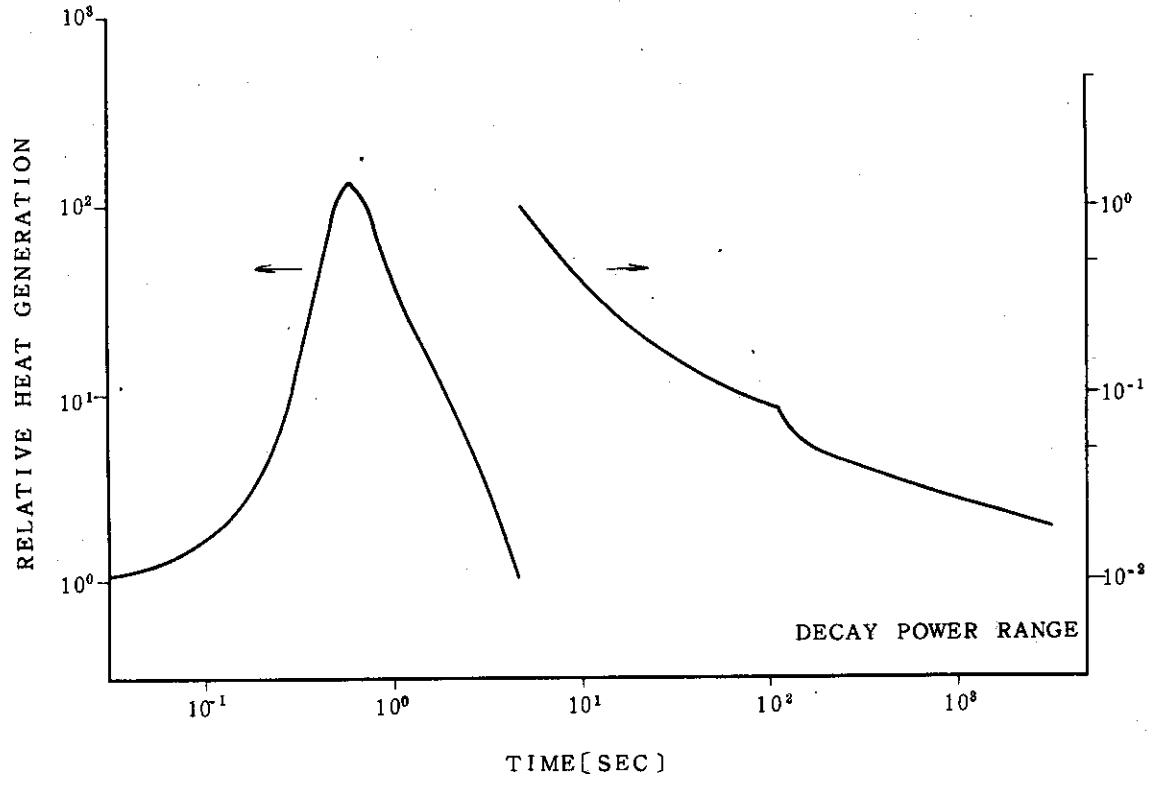


Fig. 3.6.17　制御棒飛出し事故時の熱発生率の変化（CASEA）

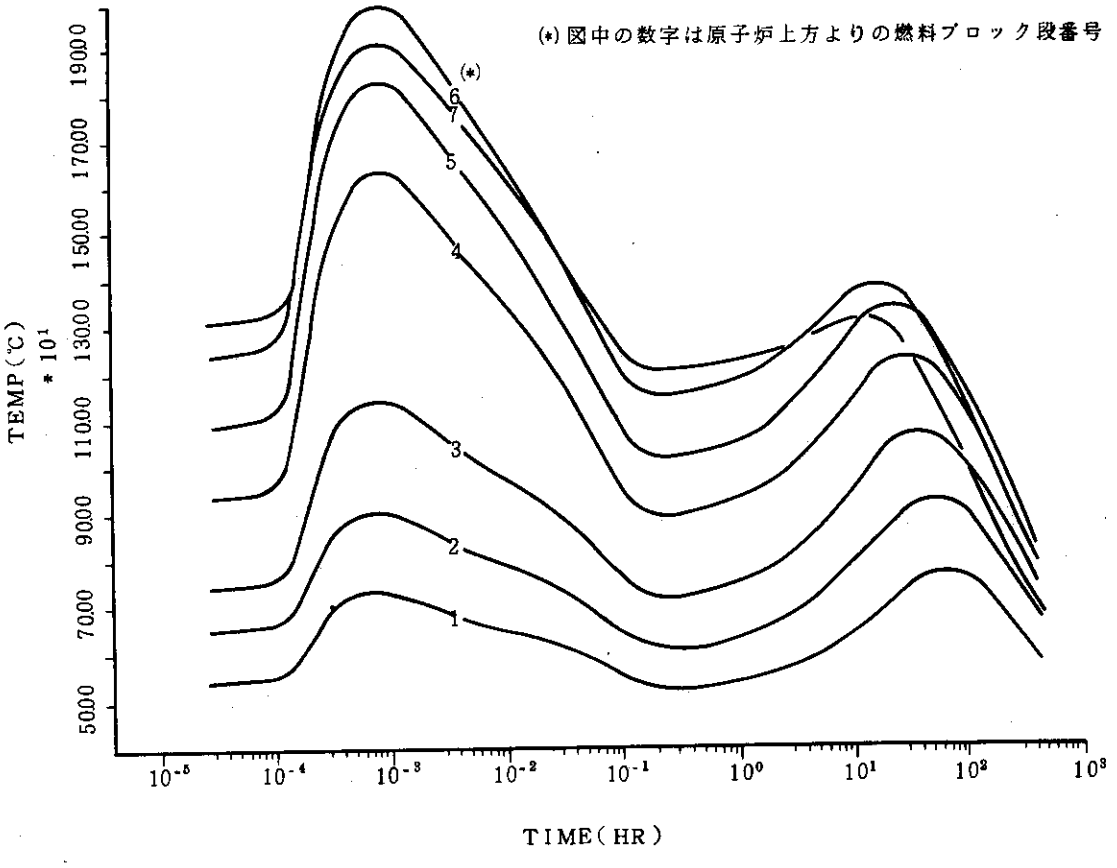


Fig. 3.6.18　制御棒飛出し事故時の燃料コンパクト温度応答（最高出力燃料）

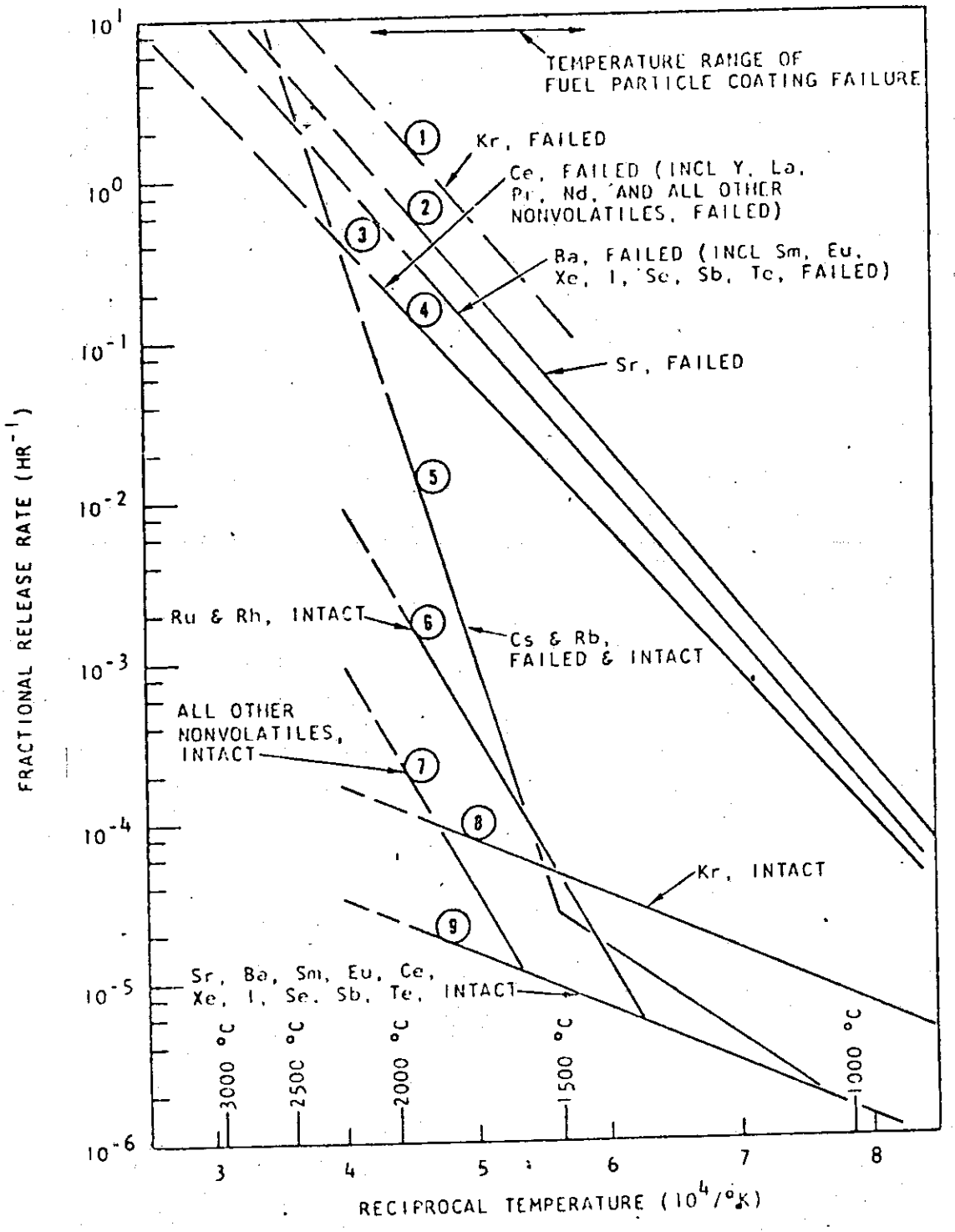


Fig. 3.6.19　事故状態における健全粒子および破損粒子からの FP放出率（GA－A12462による）。

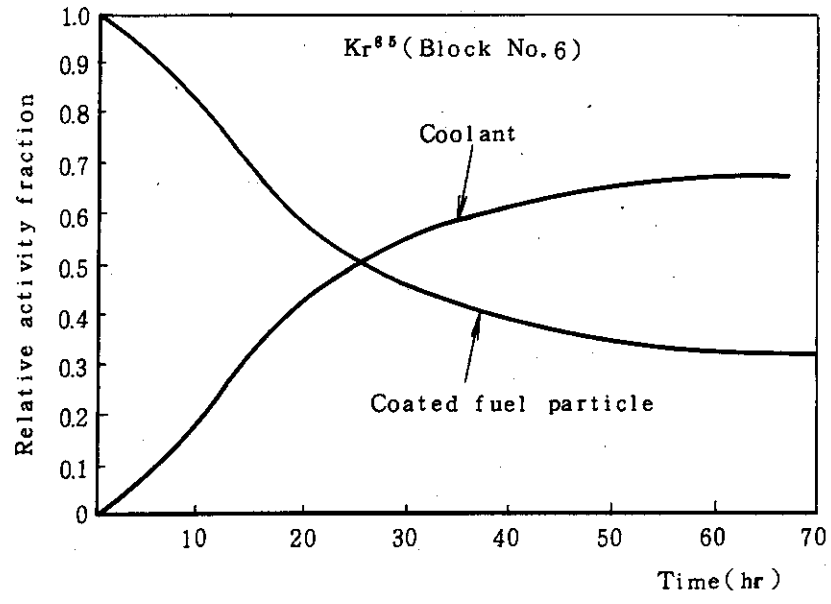


Fig. 3.6.20　Kr－85存在割合の時間変化

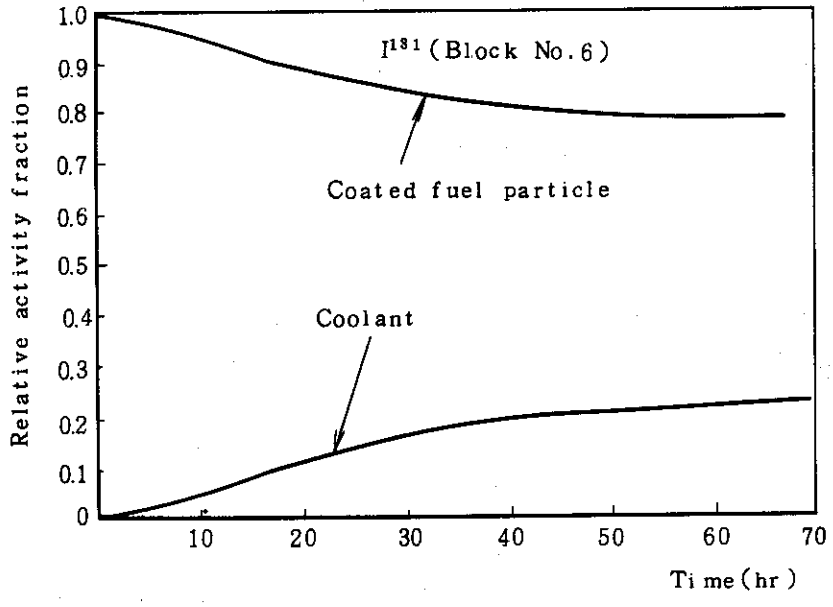


Fig. 3.6.21　I－131存在割合の時間変化

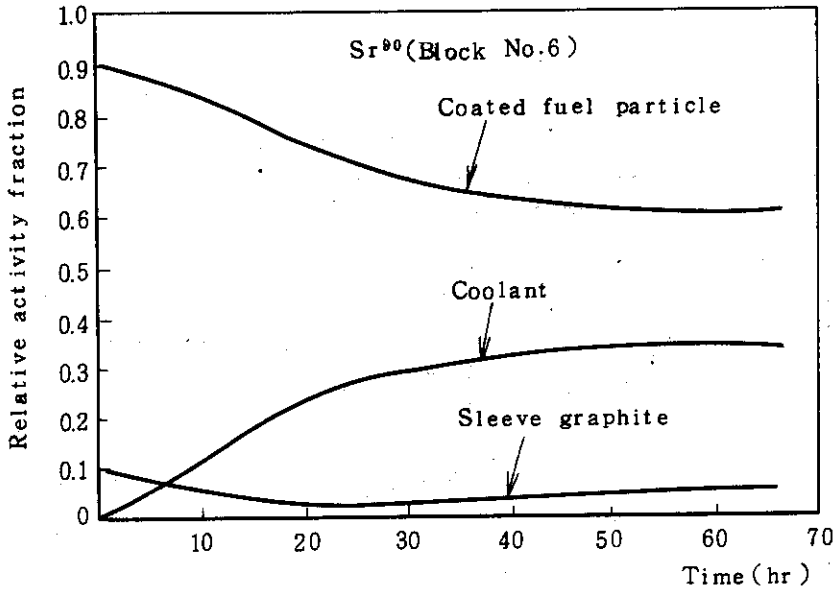


Fig. 3.6.22　Sr−90存在割合の時間変化

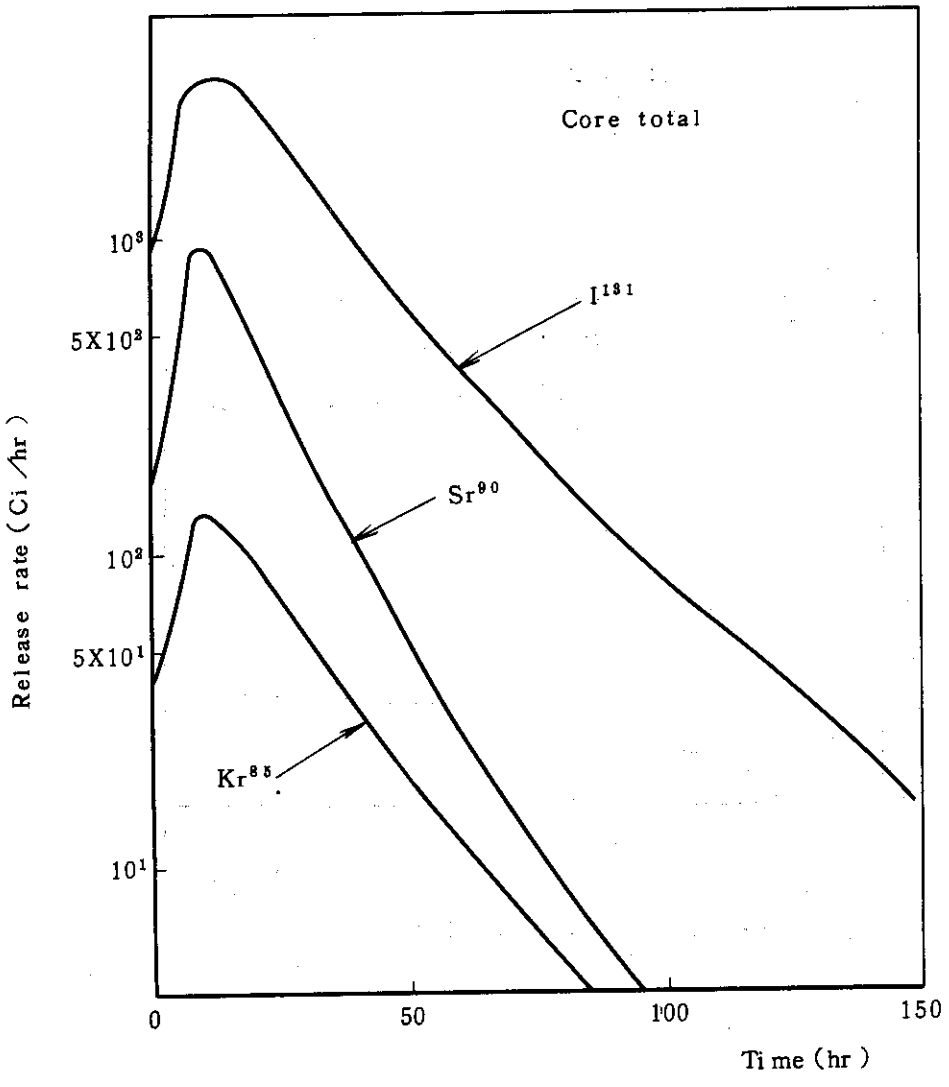


Fig. 3.6.23　炉心からのFP放出率

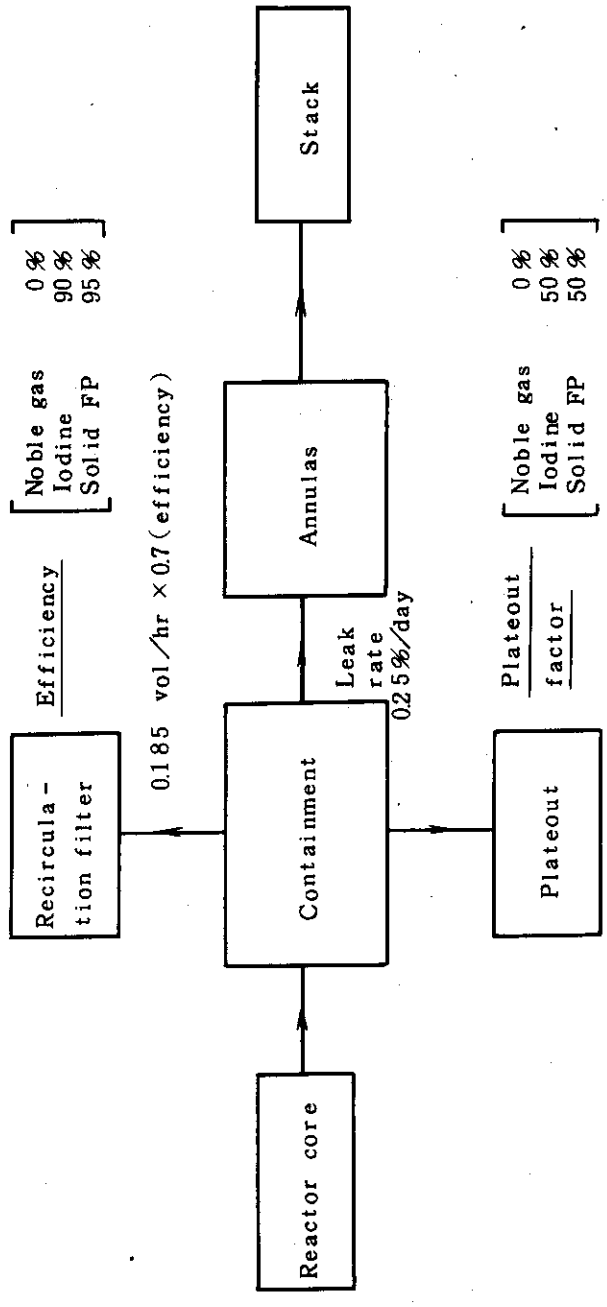


Fig. 3.6.24 環境への放射能放出を解析するモデル

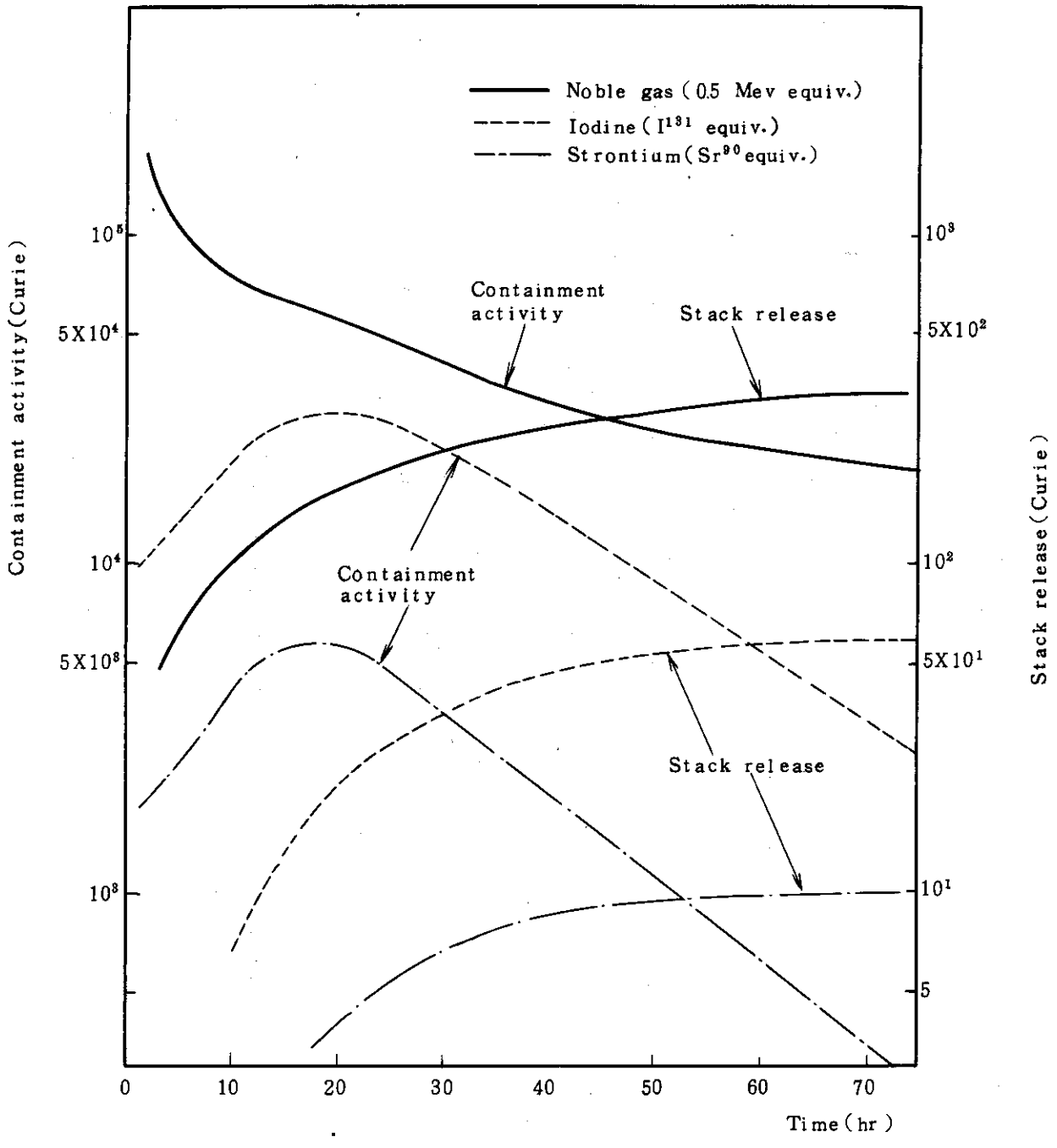


Fig. 3.6.25　格納容器内に存在する放射能量と環境へ放出される放射能量

3.7 総合評価

(1) 指針・基準の達成度

本設計における指針・基準の達成度をまとめてTable 3.7.1に示す。全般的にみた場合，ほゞ指針・基準を達成しているが，達成していないものは，核設計において，

(i) 炭素とウランの原子数密度比〔項目(2)〕

(ii) 制御棒感度の下限値〔項目(8)〕

である。

炭素とウランの原子数密度比をマークⅢ炉心の値（標準ブロック平均で約380）から基準値の300に変更しなかったのは，大略以下の様に判断されたことによる。

① 被覆粒子燃料の核直径を600μから800μに変更して，炭素とウランの原子数密度比を標準ブロック平均で約300にとる事は可能であり，それによって核特性は改善される。しかし今回の設計では，余剰反応度の減少分に換算して燃料炉内滞在時間の短縮（2年LF 80%から2年LF 50%へ）のみで，設計基準を満足させることが出来る。

② 核直径600μの被覆粒子燃料のR&Dの計画が進んでいる。

③ 本設計ではマークⅢ炉心からの変更は最小限にとどめ，その範囲内で反応度制御系の改善を主とした設計の可能性を探る。

制御棒感度の下限値が指針・基準を満さないことについては，引抜手順の工夫により運転・制御上の要求を満すようにする可能性は残されている。

熱設計においては，指針・基準を達成している。

上記の核・熱設計において，制御棒価値と出力分布の計算は2次元R－Zモデルに基づいているが，3次元Tri－Zモデルにもとづく計算では，定格運転時における①1対当りの制御棒最大反応度価値及び②燃料最高温度（ノミナル，システマテックとも）について大きな値が示されている。従って，制御棒価値と出力分布について3次元計算にもとづくより詳細な計算により見直す必要がある。

燃料特性は限られた範囲の検討であったが，設計値は指針・基準を満たしている。

安全性についても，限られた範囲の検討ではあったが，下記の点が明らかとなった。

(i) スリーブの健全性については，制御棒飛出し事故時には燃料スリーブ底部の熱応力が大きいので，破壊強度を上廻る可能性があると考えられる。

(ii) FPの所外公衆被曝線量については，すべて指針・基準を満たしている。

(iii) 作業員被曝線量は，努力目標値を上廻ったが指針・基準を満たしている。

これらについては，安全側に余裕をとった評価条件および方法を用いていることも影響している。設計の具体化の反映とともに，評価条件及び方法の検討も必要である。

(2) 改良点

改良点を明らかにするため，マークⅢ炉心と改良マークⅢ炉心の比較をTable 3.7.2に示す。ただしMk－Ⅲ設計と本改良Mk－Ⅲ設計では，第3.1節にも述べたように設計条件や設計基準が変更されているだけでなく，設計計算手法や物理データなども一部異ることには注意する必要がある。

核特性について，2次元R−Z計算により制御棒価値を評価した結果，主目的とした反応度制御系の特性について，大勢として

(i) 炉停止余裕が増大し

(ii) 制御棒最大反応度価値が減少し

(iii) 制御棒感度上限値が減少した。

改良炉心は，マークⅢ炉心と比較して全制御棒価値が増大し，可燃性毒物反応度補償量が減少している。

熱特性について，2次元R−Z計算による出力分布により燃焼特性を評価した結果，燃焼が進行しても，初期炉心と比較して燃料最高温度は増加せず，最低レイノズル数は減少しない。又，最小限界熱流束比は2以下に下がることはない。初期炉心の燃料温度がマークⅢ炉心よりも上昇したことについては，本設計においては膜温度差をより大きく評価するNu数を用いている事情にもよる。

燃料特性については，アメーバ効果による被覆粒子破損率が減少した。燃料スリーブ底部における2次応力は，マークⅢ炉心のものと比較して大きくなっている。これは主として使用物性値の違いによるものと思われる。

安全性では，強制循環冷却喪失事故（LOFCA）時や制御棒飛出し事故時の温度挙動，および定格運転時や制御棒飛出し事故時の被曝線量などについて，改良の効果があらわれている。

(3) 炉心構造に関連する事項

今回の設計作業はソフトが中心で，ソフト検討の基本となる炉心構造概念に関してフィージビリティ上の問題が生じた場合にはこれを検討することになっていたが，今回の作業ではこのような問題点は生ぜず，従ってフィージビリティの検討は行なわなかった。代ってここでは現在のマークⅢ炉心構造に関して，その後の試作経験や研究結果から気付いた点を2，3述べる。

燃料体の外面上下部は燃料取扱上の都合から角とりをしてあるので，この部分の最小肉厚は，平面応力解析の対象となる中心部に比べてかなりうすくなる。上下端部は取扱中不用意に力がかかり易い部分であり，特に制御燃料体に関しては，制御棒挿入孔が大きい為に薄肉部が広く強度的に不安がある。さらにダウェル部分はねじ込であるが，ねじ孔の谷部では板厚が薄くなり，応力集中とかさなってブロックの強度が低下する可能性がある。

従って制御棒孔をより小さくして最小肉厚を増加すること，およびダウェルのねじを，ねじ径を小にするか或は細目ねじを使用するなどして有効残存肉厚を増加させることが望ましい。ダウェルに働らく力に関しては，GAの最近の発表論文によれば，Fort St. Vrain炉のFSARで使用していた値より2桁も小さい値が得られているので，ねじ径を小さくしても耐震安全度を損なうことはないと考えられる。またねじに関しては従来から黒鉛用ねじとして並目ねじが用いられているが，粒子が小さな黒鉛銘柄に関しては細目ねじでも差支えないとされるので，この方向で検討することもできる。

スリーブの燃料支持方式は，第1次概念設計においてスリーブ切断時の落下に対処すべく下部支持方式としたが，ブロック製造上，この支持部およびスリーブ表面のスペーサーが非対称構造の為工数を多く要する。製造コストの面からこの点に関しても再配慮をすることが望ましい。

(4) 今後の検討課題の要約

(i) 設計基準・指針は設計の具体化の程度，研究開発の成果の反映により変えうるものであり，引続き見直しが必要である。

(ii) 本設計でマークⅢ炉心の改良を行いうることを示したが，

(a) 核・熱設計の範囲に限っても検討し残った部分がある。

(b) 燃料特性及び動特性・安全性の検討結果の核・熱設計及び炉心構造概念へのフィードバックがなされていない。

等の課題が残されているので，引続き検討する必要があり，改良の限界を見極める迄には至っていない。

(iii) 今後の検討課題の詳細は各節毎に述べてあるが，核・熱設計における検討課題を要約すると以下のものである。

(a) 実験炉の運転中に実現すべき好もしい出力分布は何かと言う問題

(b) 可燃性毒物の装荷量を出来る限り減少させる可能性

(c) 制御棒の反応度価値については計算手法の違いによる差異の解明

(iv) 炉心構造概念のフィージビリティにフィードバックすべきものとして，燃料棒応力と前項3.7.3で指摘した事項がある。その他に，冷却材バイパス量の低減化も重要な課題であり炉心構造概念にフィードバックさせるべきである。

(v) バイパス量低減化は炉心ソフト面からも今後追求する必要がある。

Table 3.7.1　改良マークⅢ炉心の設計指針・基準の達成度

項　　目	指針又は基準	備　　考	本　設　計	
			設　計　値	備　　考
1. 核設計				
(1) 燃料濃縮度	10 w／o 以下	1 燃料体内では同一濃縮度	5, 4, 3, 3, 2, 2, 2 w／o（中心及び第1オリフィス領域） 5, 4, 4, 4, 3, 3, 3 w／o（第2，第3オリフィス領域）	1 燃料体内では同一濃縮度
(2) 炭素とウランの原子数密度比	300 前後		標準ブロック平均で～380（マークⅢと同じ）	第3.2.1項参照
(3) 炉内燃料滞在時間	2 年以上	負荷率50％以上を想定し，60％を目標とする。	全出力運転 370 日（2年50％LF）以上	
(4) 制御棒スタック基準	あらゆる通常運転状態　1対 燃料交換状態　1本	対制御棒は各々独立駆動とする。	室内状態で2対スタック時でも炉停止余裕あり。	
(5) 反応度炉停止余裕	未臨界度 0.01 Δk_{eef} 以上	制御棒の反応度補償量計算に10％程度の誤差を見込む。	種々の誤差を見込んで，未臨界度 0.01 Δk_{eef} 以上	
(6) 制御棒最大反応度価値	低温臨界状態 0.039 Δk_{eef} 以下 中間出力 〃 0.020 〃 定格運転 〃 0.012 〃	1対当りの値とする。	室温臨界状態 0.033 Δk_{eff} (R1) 中間出力 〃 0.004 (R1) 定格運転 〃 0.006 (R23)	本設計値は2次元R－Z計算による。3次元Tri－Z計算によると，同一挿入位置における制御棒価値は大きく出ているので更に検討を要する。
(7) 停止能力	低温臨界状態 0.021 Δk_{eff} 以上 中間出力 〃 0.040 〃 定格運転 〃 0.048 〃	制御棒1対の炉外逸出と，他に余裕1対のスタックを考えた場合の他の全制御棒の全挿入状態での炉停止余裕に相当する。温度状態	室温状態で最大価値制御棒対2対スタック時で 009 Δk_{eff}	

(Table 3.7.1 つづき)

項目	指針又は基準	備考	本設計	
			設計値	備考
		は事故発生時の温度状態とし，Xe，Smは崩壊済みを仮定する。		
(8) 制御棒感度	1×10^{-4} Δkeff/cm/本以下 2×10^{-5} 〃 以上	出力上昇に用いる制御棒に対する制約である。	7.7×10^{-5} Δkeff/cm/本以下 2.6×10^{-6} 〃 以上	第1リングの制御棒6体を微調整棒に使用すると想定している。
(9) 後備停止系スタック基準	1 組		定格運転時制御棒位置スタック最大価値ホッパー・スタック	
(10) 後備停止系反応度補償量	燃焼分を除いた全余剰反応度		基準値を満たしている。	
(11) 可燃性毒物反応度補償	初期補償量及び燃焼に伴なう炉心反応度回復量を極力小さくする。	可燃性毒物反応度補償量計算に15 %程度の誤差を見込む。	・燃焼日数の減少による反応度制御系の負担減にほぼ対応して，初期補償量を小さくした。 ・反応度回復量を極力小さくした。	15 %の誤差を見込んだ。
2. 熱設計				
(1) 限界熱流束	定格運転時に層流化現象を起さないこと。	(i) 層流化の判定式は次式による。 $q_{crit}=0.584\times10^{-8}\,Reb^{1.465}$ (ii) 不確かさの効果を考慮すること。	最小限界熱流束比として2以上	
(2) レイノズル数	定格運転時の最小レイノズル数は3500以上を目標とする。		定格運転時の最小レイノズル数3900以上	

（Table 3.7.1　つつき）

項　　目	指針又は基準	備　　考	本　設　計	
			設　計　値	備　　考
(3) 燃料温度	公称最高温度を1350℃以下とする。	システマテック最高温度を1550℃以下とする。	公称最高温度　1345℃ システマテック 最高温度 1532℃	本設計は2次元R－Z計算による出力分布にもとづいている。3次元Tri－Z 計算による出力分布にもとづく燃料温度は大きく出ているので更に検討を要する。
3. 燃料特性				
(1) 被覆燃料粒子破損率	炉内滞在期間末期において全炉心平均の破損率が0.1%以下	(i) 製造時破損率は0.01% (ii) Sic層の許容円周応力を0 kg/cm² とする。 （機械的破損） (iii) 燃料核移動距離が30μ以上に達した粒子を破損とみなす。（アメーバ破損）	燃焼450日の時点で核移動量30μ 以上に達する炉心燃料割合は約0.02%と見積られる。	・製造時破損率および機械的破損率は本設計範囲外 ・炉心3チャンネルモデルにもとづく。
(2) 燃料コンパクトの応力	(i) 単軸1次応力 引張　45kg/cm² (ii) 2軸1次等応力 引張　35kg/cm² (iii) 単軸2次応力 引張　60kg/cm² (iv) 2軸2次等応力 引張　45kg/cm²	(i) 粒子充填率30v/o 以下，厚さ6mm以上 (ii) 左の(iv)が熱応力，照射応力に対応する。		燃料コンパクトの応力は本設計範囲外。

（Table 3.7.1　つづき）

項　　目	指針又は基準	備　　考	本　設　計	
			設　計　値	備　　考
(3) 黒鉛（スリーブ，ブロック）の応力	(i) 単軸1次応力 引張　90kg/cm² 圧縮　270kg/cm² (ii) 2軸1次等応力／ 引張　70kg/cm² (iii) 単軸2次応力 引張　100kg/cm² (iv) 2軸2次等応力 引張　80kg/cm²	(i) 黒鉛はSM1−24 (ii) 左の(iv)が熱応力・照射応力に対応する。	燃焼スリーブ底部を対象に，熱膨張，照射寸法変化，および照射クリープを考慮。最大の2次応力は450日燃焼時点で，炉停止時に発生する。 引張　73kg/cm²	・底部におけるコンパクト・スリーブ間熱抵抗を無視し，スリーブ底部外面で断熱条件での評価。コンパクト・スリーブ間の熱抵抗およびスリーブ底部の伝熱を考慮すると応力は緩和される。 ・今後更に地震時の応力を含めて検討する必要がある。
4. 安全性				
(1) スリーブの健全性	LOFCA及び制御棒飛出し事故においても，スリーブの健全性が保たれていること。	スリーブの健全性評価に関する具体的評価項目，評価基準については別途定める。	30％ 出力運転状態での飛出し事故時に，燃料スリーブ底部の最大熱応力は，事故発生後約2秒で， 最大引張　191 kg/cm² 最大圧縮　488 kg/cm² と評価される。	・LOFCA時の評価は設計範囲外。 ・30％出力運転状態での事故の方が定格運転状態での事故より印加反応度が大であるため，熱応力は厳しい。 ・印加反応度は基準値を採用。 ＊この値は定常時の基準の破壊強度が上廻る。 ・燃料伴底部のコンパクト・スリーブ間に熱抵抗部を設けると，応力は緩和され，破壊強度は下廻る可能性がある。

（Table 3.7.1　つづき）

項　　目	指針又は基準	備　　考	本　設　計	
			設　計　値	備　　考
(2) FPの放出量	(i) 通常時 作業員被曝線量 機器表面線量率 ≦500mR／H 公衆被曝線量 ALAPの基準に準拠	炉停止5日後の値とする。 また100mR／H を努力目標とする。 1概I)にもとづく放射能安全特性で採用された被曝基準値は 全　身　0.3mrem／y 小児甲状線　0.3 mrem／y	炉停止5日後のIHX 表面線量率は約200mR／H と見積られる。 公衆被曝線量については以下のように見積られる。 全　身　1.6×10^{-3} mrem／y 小児甲状線　1.9×10^{-4} mrem／y	・燃料破損割合は基準値を採用 ・配管部分からの寄与は考慮していない。
	(ii) 事故時 重大事故のめやす線量 $\frac{1}{10}$	全　身　2.5 rem 小児甲状線　15　rem	定格運転状態での制御棒飛出し事故時の公衆被曝線量について以下の様に見積られる。 全　身　0.46 mrem 小児甲状線　4.8　rem	・本設計では定格運転状態での制御棒飛出し事故のみを対象とした。 ・燃料破損割合は基準値の10倍を仮定。 ・事故時，スリーブの健全性は保たれていると仮定。

Table 3.7.2　マークⅢ炉心と改良マークⅢ炉心の比較表

項　　目	マークⅢ炉心	改良マークⅢ炉心	備　　考
1. 核特性			改良マークⅢ炉心の値はR－Z計算による。
1) 制御棒炉停止余裕	室温時，1対＋1本スタックの条件で計算誤差を見積ると0.01⊿keff　下廻る可能性がある。	室温時，2対スタックの条件で計算誤差を見積って0.01⊿keff以上	室　温　：　300°K
2) 制御棒最大反応度価値（1体当り）			
室温時（未臨界状態）	0.091⊿keff	0.054⊿keff	
定格運転時	0.016　〃	0.006　〃	
3) 制御棒感度上限値	部分的に1.0×10^{-4}⊿keff／cm／本を上廻る領域あり	7.7×10^{-5}⊿keff／cm／本以下 2.6×10^{-6}　〃　以上	
4) 全制御棒価値	0.34⊿keff	0.393⊿keff	室温時
5) 可燃性毒物反応度補償	0.165⊿keff	0.103⊿keff	室温時
6) 燃性特性	定格運転450日にチャンネル出力の最大が生じる。	定格運転50～100日にチャンネル出力の最大が生じる。	
2. 熱特性			項目1)～4)迄は初期炉心に関するもの。
1) 燃料最高温度			
ノミナル	1327 °C	1345 °C	改良マークⅢ炉心の値はR－Z計算の出力分布による。
システマテック	1551 °C	1532 °C	
ランダム	1662 °C	1580 °C	

(Table 3.7.2 つづき)

項　　目	マークⅢ炉心	改良マークⅢ炉心	備　　考
2) レイノズル数			
最　小	3580	3960 *	
平　均	5330	4160 *	* 炉心部出口での値
最　大	7790	4750 *	
3) 最小限界熱流束比	2.03	2.35	
4) 炉心部圧損	～0.7 kg／cm²	～0.5 kg／cm²	
5) 燃料特性	定格運転450日に，燃料最高温度（ランダム値）の最大，最低レイノズル数の最小，最小限界熱流束比の低下が生じる。	燃焼が進行しても，初期炉心と比較して燃料最高温度は増加せず，最低レイノズル数は減少しない。又，最小限界熱流束は2以下に下ることはない。	
3. 燃料特性			
1) アメーバ効果による被覆燃料粒子破損率	450日 燃焼時，粒子核移動距離30μ以上のものの炉心体積割合約0.8％	450日 燃焼時，粒子核移動距離30μ以上のものの炉心体積割合約0.02％	
2) 定常時のスリーブの熱照射応力	（最大引張応力　53.9 kg／cm² ）*	最大引張応力　73.4 kg／cm²	マークⅢ炉心と改良マークⅢ炉心では，使用物性値が一部変更され，またその取扱い方法も異なるので直接比較は出来ない。

（Table 3.7.2　つづき）

項　　目	マーク Ⅲ 炉心	改良マーク Ⅲ 炉心	備　　考
3）制御棒逸出事故時のスリーブ熱応力	未　検　討	最大引張応力　191 kg／cm² 最小圧縮応力　488 kg／cm² コンパクト底部でスリーブとの間に熱抵抗部を設けた場合 最大引張応力　135 kg／cm² 最小圧縮応力　214 kg／cm²	
4. 安　全　性			
1）LOFCA時における炉心温度挙動	450日 燃焼炉心において，事故後25時間に炉心最高温度は1340℃ に達する。	初期炉心において， 事故後15時間に炉心最高温度は1320℃ に達する。	
2）制御棒飛出し事故時の炉心温度の過渡状態			
(i) 短期間			
(a) 30％ 出力状態からの事故			
炉出力ピーク値	約50,000 MWt *	10,000 MWt	* JAERI-M6893，第4.1節「制御棒引抜事故」の解析結果より引用。
燃料温度ピーク値	約 3,500 ℃ *	約 2,100 ℃	
(b) 定格出力状態からの事故			
炉出力ピーク値	10,000 MWt * 以上	7,000 MWt	
燃料温度ピーク値	約 2,800 ℃	約1,800 ℃	

(Table 3.7.2 つづき)

項　　目	マーク III 炉心	改良マーク III 炉心	備　　考
(ii) 長期間の挙動	未検討	事故後の数秒で燃料コンパクト温度は最高約2000℃迄上昇。以後，炉出力の減衰により温度分布が平坦化されるため最高温度は一度下がり，崩壊熱の蓄積により事故後約15時間で1400℃近く迄上昇し，その後漸減する。	
3) 定格運転時の IHX の表面線量率	炉停止1日後で350mrem／Hを越す。	炉停止5日後で200 mrem／H	
4) 定格運転時の公衆被曝線量			
全　身	4.5×10^{-3} mrem／y 以下 *	2×10^{-3} mrem／y 以下	* FP放出量は JAERI－M 6613による。
小児甲状線	8×10^{-4} 〃	2×10^{-4} 〃	
5) 制御棒飛出し事故時の公衆被曝線量	未検討		
全　身		0.46 mrem	
小児甲状線		4.8 rem	

4. 燃料装荷方式の検討

4.1 概 要

4.1.1 検討の目標

径方向に同一の濃縮度の燃料を装荷する条件のもとに，各種の燃料装荷方式や制御棒挿入パターンの検討を通して，径方向一様燃料装荷炉心の性能限界と実現可能性を把握することを目標とした。併せて，制御棒をその機能によって分類する（特定の機能をもつ棒に対する諸元変更を考慮）ことによる炉心の性能向上の可能性及びその具体的概念も追求された。

4.1.2 設計条件

検討を進めるにあたり，基本として3種の設計条件がとられた。まず第1の条件は次の6項目で，検討の大前提とされた。

i）多目的実験炉の15基本条件に従がう。

ii）燃料濃縮度，可燃性毒物諸元及び制御棒諸元（機能分類の場合のみ。そのときでも形状変更は極力さける）以外の炉心構成物諸元はMk－Ⅲと同一とする。

iii）径方向には燃料濃縮度は一様とする。

iv）より単純な，燃料種類数の少ない装荷方式を追求する。

v）制御棒に対する性能（炉停止余裕，最大反応度価値，感度）を重視する。

vi）照射機能は考慮しない。

第2の条件は従来からとってきた次の3項目である。

i）炉心部発熱量は47.5 MWとする。

ii）炉心部冷却ガス流量は全流量の90％とする。

iii）冷却ガス流量制御は各オリフィスで出口ガス温度一定方式とする。

第3の条件はMk－Ⅲ炉心に対するこれまでの設計経緯から反応度補償に関する設計上の余裕が大きくないとの認識のもとに，一様燃料装荷炉心の実現をより容易にするとの考えから設定したもので，次の3項目からなる。

i）定格出力の燃焼初期（Hot -clean）でかつ制御棒未挿入状態での余剰反応度として0.08 △keffを目標とする。この値は定格時の制御棒最大反応度価値を低めるうえでの制御棒挿入深さに対する制約及びXe & Sm飽和時の反応度に対する設計上の余裕を考慮して設定した。

ii）定格出力燃焼初期でXeは飽和状態の30％相当が蓄積しているものとする（0.0075 △keff 相当）。

iii）可燃性毒物は直径及びボロン濃度は1種類とし，炉心内装荷は本数で調整する。

4.1.3 設計指針・基準等

本検討でとった設計上の指針・基準は項目としては全んど第3章でとったものと同様であり，

Table 4.1.1に達成状況とともにあわせ示した。表からわかるように，指針・基準は2段階に分類されており，基準Aは第3章のものと全く同一であり，本検討でも可能な限り適用可能性を追求されるべきものとされた。

一方，基準Bは基準Aのうち従来の経緯からみて設計上最も厳しい制約となる制御棒最大反応度価値及び制御棒感度の基準を緩和したもので基準Aの達成が困難な場合に適用を考慮するとの配慮のもとに設定したものである。*

なお，検討に際して必要になる熱流動特性解析ならびに燃料特性解析用の各種設計データは第3章のものと同一である。

4.1.4 検討内容と主な結論

検討は内容的に大きく，全体的な傾向把握のための予備的検討，炉心選定のための詳細検討及び選定炉心の詳細特性解析に大別され，予備的検討はさらに軸方向燃料装荷方式の検討と制御棒挿入効果の検討からなっている。本検討における主な内容，手順及び結論をFig. 4.1.1にまとめて示した。

本検討を通して得られた主要な結論は次の通りである。

i）炉停止余裕は基準Aをほぼ満足しうる。

ii）制御棒感度に関する条件は厳しく，中心制御棒を微調整棒として用いる場合，基準Aを満たすためには形状の変更が必要になる。

iii）制御棒の最大反応度価値は基準Aをほぼ満足する。

iv）最小レイノルズ数は燃焼末期で基準Aに対する余裕がなくなる。

v）その他の基準は余裕をもって基準Aを満足する。

---

* 基準Bは基準Aのうち変更した2項目について，どの程度までその基準値を緩和すれば大きい性能低下をともなうことのない炉心構築が可能かを把握するためのものといえよう。

Table 4.1.1　基準，指針とその達成状況

分　野	項目ならびに備考	基　準　A	基　準　B	達成状況
核特性解析	(1) 燃料濃縮度	10w/o 以下	同左	4.1, 3.6, 2.6w/o
	（1燃料体内は同一）	天然ウラン相当以上		
	(2) 炭素とウランの原子数密度比	300前後	同左	標準ブロック～380
	(3) 炉内燃料滞在時間	2年以上	同左	≧420日
	負荷率50％以上，目標60％			
	(4) 制御棒スタック基準			
	(a) あらゆる通常運転状態	1対		
	(b) 燃料交換状態	1本		
	（対制御棒は独立駆動）			
	(5) 反応度炉停止余裕	未臨界度0.01△k以上	同左	0.01△k以上
	（解析誤差10％を見込むこと）			
	(6) 制御棒最大反応度価値			
	(a) 低温臨界状態（△keff／対）	0.039以下	同左	0.022
	(b) 中間出力状態（△keff／対）	0.020以下	同左	0.018
	(c) 定格運転状態（△keff／対）	0.012以下	0.016以下	0.0117

Table 4.1.1（続）

分　野	項目ならびに備考	基　準　A	基　準　B	達成状況
核特性解析	(7) 停止能力（△keff）		同左	≧0.024（2対逸出）
	(a) 低温臨界状態	0.021以上		≧0.085（2対逸出）
	(b) 中間出力状態	0.040以上		≧0.125（2対逸出）
	(c) 定格運転状態 （最大反応度価値をもつ制御棒1対の逸出と余裕1対のスタック時の停止余裕）	0.048以上		
	(8) 制御棒感度（△keff／cm／本） （出力上昇に用いる制御棒に関するもの）	0.0001以下 0.00002以上	参考数値とする。	1.29×10^{-4}（C） 2.2×10^{-5}（R_3 6対） 機能分類；0.76×10^{-4}(C)
	(9) 後備停止系スタック基準	1組	同左	
	(10) 後備停止系反応度補償量	燃焼分を除く全余剰反応度	同左	0.266△k
	(11) 可燃性毒物反応度補償量 （解析誤差15％を見込むこと）	初期補償量，反応度回復量を極力小さくする。	同左	0.138△k 回復は0.015△k以下にしうる。

Table 4.1.1 (続)

分　野	項目ならびに備考	基　準　A	基　準　B	達成状況
熱特性解析	(1) 限界熱流束比 q/q^+ で判定し，不確かさの効果を考慮すること。 $q^+ = 0.584\times10^{-6}\,Reb^{1.465}$ $(3500 \leq Re \leq 6000)$	定格運転時に層流化現象を起さない。	同左	≥ 2.17
	(2) 最小レイノルズ数		同左	
	定格運転時	≥ 3500		≥ 3500
	(3) 燃料温度		同左	
	(a) 公称最高温度 (℃)	≤ 1350		≤ 1250 ℃
	(b) システマティック最高温度 (℃)	≤ 1550		≤ 1470 ℃
燃料特性解析	(1) 燃焼末期被覆粒子破損率	≤ 0.1 %	同左	< 0.002 % (420日)
	(a) 製造時破損率	0.01 %とする。		
	(b) SiC 許容円周応力 (kg/cm^2)	0		
	(c) 許容核移動距離 (μ)	30		

Table 4.1.1 (続)

分　野	項目ならびに備考	基　準　A	基　準　B	達成状況
燃料特性考察	(2) 燃料コンパクトの応力		同左	
	(a) 単軸1次応力引張 (kg/cm^2)	45		
	(b) 2軸1次等応力引張 (kg/cm^2)	35		
	(c) 単軸2次応力引張 (kg/cm^2)	60		
	(d) 2軸2次等応力引張 (kg/cm^2)	45		
	(粒子充填率30v/o以下，厚さ6 mm以上)			
	(3) 黒鉛（SM1−24）の応力		同左	
	(a) 単軸1次応力引張 (kg/cm^2)	90		
	圧縮 (kg/cm^2)	270		
	(b) 2軸1次等応力引張 (kg/cm^2)	70		
	(c) 単軸2次応力引張 (kg/cm^2)	100		
	(d) 2軸2次等応力引張 (kg/cm^2)	80		

Table 4.1.1 （続）

分　野	項目ならびに備考	基　準　A	基　準　B	達成状況
動特性， 安全性考察	(1) 通常時FP放出量		同左	
	(a) 機器表面線量率 (mr／hr)	≦500		
	努力目標 (mr／hr)	≦100		
	(b) 公衆被曝線量	ALAPの基準に準拠		
	(2) 事故時FP放出量	重大事故時目やす線量の1／10	同左	

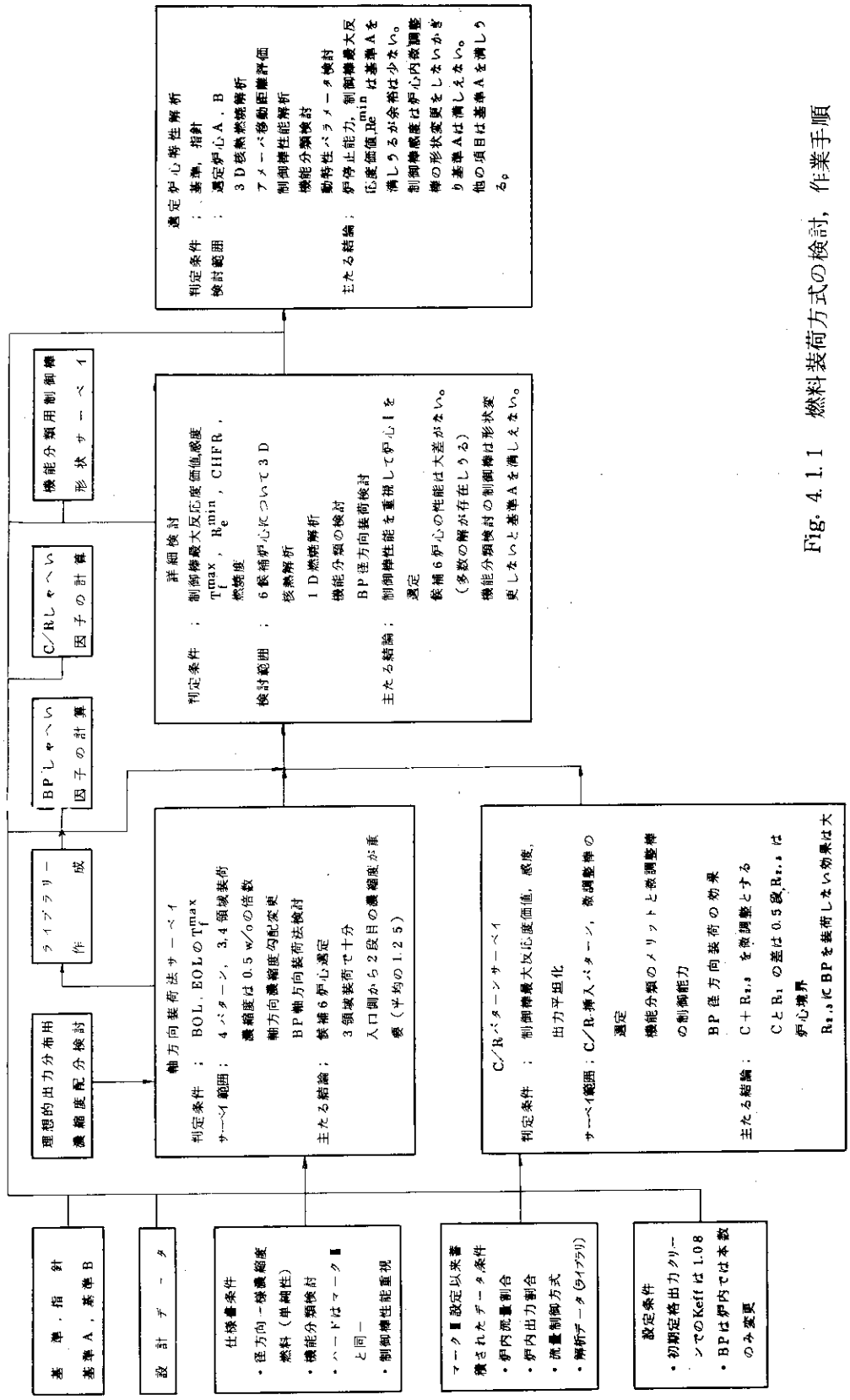


Fig. 4.1.1　燃料装荷方式の検討，作業手順

4.2 予備的検討

4.2.1 軸方向燃料装荷法

単純な燃料装荷方式である，径方向に同一濃縮度の燃料を装荷する場合の炉心性能限界を追求する一環として，可燃性毒物も径方向に一様装荷するとの前提のもとに，軸方向に対する最適な燃料濃縮度配分及び可燃性毒物の装荷法のサーベイを行なった。

(1) 検討の考え方

軸方向装荷法の検討は次の基本的考え方のもとに進められた。

i) 燃料濃縮度および可燃性毒物装荷は径方向に一様とし，軸方向にも協力単純にする。

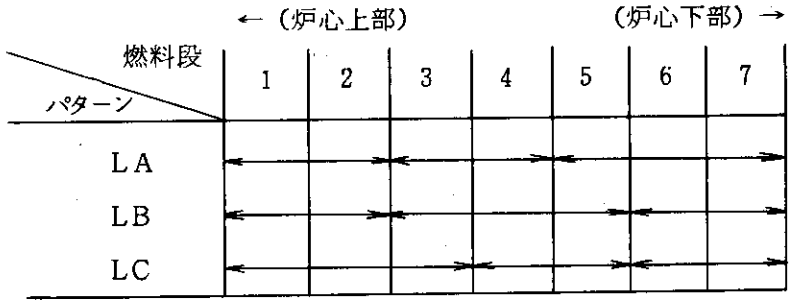
ii) 燃料装荷法としては可燃性毒物が燃えてしまううえ制御棒も引抜かれることもあり，出力分布を制御する余裕が最も小さいと考えられる燃焼末期状態（EOL）において，燃料温度制限に対する余裕度が大きくなるような装荷法の追求に重点をおく。

iii) この場合，次の状態を想定する。

- 可燃性毒物は完全燃焼している。
- 制御棒挿入状態は（0.5／B／0／0）* の状態（EOL－1）及び未挿入状態（EOL－2）を対象とする。
- 出力分布は燃焼初期（BOL）での分布がEOLまで持続すると仮定する。

iv) BOLでは燃料温度制限を満足する出力分布を達成できるよう可燃性毒物を装荷する。なお，制御棒は中心(C)及び第1リング（R1）を調整用に使用するものとし，第2，3リング（R2，R3）は炉心上部境界に上げておく。

v) 軸方向燃料装荷法として主に3領域パターンを対象としたが，併せて理想的出力分布を達成する濃縮度配分の場合も検討した。又，4領域装荷は典型例のみ検討した。主な3領域パターンは次の通り。



vi) 第3章の結果に基づき，燃料の炉内滞在時間に対する条件を満足させる立場から，炉心の平均濃縮度として約3.3 w／o をとる。

---

* 制御棒挿入深さを示し，中心，第1リング及び第2，3リングの制御棒が各々，炉心上端より1／2ブロック挿入，炉心上端（反射体との境界）まで挿入及び未挿入であることを示す。

(2) 核熱特性解析

(a) 計算条件

核計算は拡散コードCITATIONによるものとし，空間的には2次元R−Z，エネルギー群は6群，群定数処理はプロックスミアモデルにより解析した。形状モデルをFig. 4.2.1に示す。まず，EOLでは4.2.1節(1)の(iii)の2種を対象とした。一方BOLにおいては可燃性毒物は定格時に制御棒で補償する反応度0.08 △keff に一部として含まれるものを除いた燃焼分のすべてを補償できるだけ装荷するようにし，また制御棒挿入度はBOLで中心を第1リングより0.5段深くするものとし，全体で0.08△keff の反応度を補償するよう調整した。

次いで，炉内2次元出力分布を受けて主に，簡単化した温度評価式（附録A4）により炉内温度分布解析を行なった。解析では炉心を3つのオリフィス領域（C，R1，R23領域）に分け，各領域で標準燃料体（SB）と制御燃料体（CB）とについて平均出力燃料チャンネル及び最高出力燃料チャンネルの温度評価を行なった。なお，最高出力チャンネルではオリフィス内流量再配分効果も考慮されている。

(b) 想定状態での性能

EOLに対する解析結果をTable 4.2.1，4.2.2に示す。この解析結果よりEOLでの次の2種の燃料装荷法を選び，BOLに対する可燃性毒物装荷法を検討した。

i) タイプA ；EOL−1又はEOL−2で燃料最高温度に対する条件を満たす装荷法で，EOLで可燃性毒物が完全燃焼した場合，温度的に望ましい出力分布を達成するもの。このタイプの装荷法では燃焼が余り進まない状態で温度状態が厳しい。（可燃性毒物の完全燃焼を期待する装荷法）。

ii) タイプB ；EOLで可燃性毒物が完全燃焼した場合は燃料温度に対する条件を満足しないが，可燃性毒物が燃え残った場合や，高出力部での出力が燃焼により著しく低下した場合に温度条件を満たすと予想される装荷法（可燃性毒物の燃え残りを期待する装荷法)。

これら，(A)(B)の代表的な燃料，可燃性毒物装荷炉心のBOLに対する解析結果をTable 4.2.3に示した。これらの解析を通して次のようなことが明らかになった。

i) EOLで燃料最高温度を支配するのは第2段目の燃料体の濃縮度であり，基準Aを満たす上では平均濃縮度に対する濃縮度比が約1.25以下（4w/o以下）が望ましい（Fig. 4.2.2)。

ii) BOLで燃料温度条件を満足させる可燃性毒物装荷法は第2段目燃料体の濃縮度に依存し，装荷量の目安としては第2段及び3段燃料体に対する装荷量比（BP_2／BP_3）を第2段燃料体濃縮度が8w/o以下の場合約0.5に，8w/o以上の場合約1.0程度にすることが望ましい。

iii) 3領域装荷ではパターンLAとLBには性能的には大差ない。パターンLCは第3段燃料体で温度ピークが生じ，その位置での可燃性毒物装荷量を高める必要があり，その燃え残りの可能性がある。

iv) 4領域装荷は上部2段の燃料体の濃縮度を高める（両方の和で9w/o以上）必要が生じた場合にはEOLで燃料温度を低める立場から有効といえるが，この要求がない場合には3領域装荷で十分である。

v) 理想出力分布を達成する濃縮度配分に近い装荷法ではEOL−2では第1段燃料体に大き

い高温点が生じるが，EOL－1の様に制御棒を若干挿入すれば燃料温度は平担化されかつ低くなる。

(vi) EOL－1の最高出力チャンネルは中心オリフィス領域の制御燃料体内に発生し，P_1は，ほぼ1.27，P_2はほぼ1.11となる。この時，理想的出力分布が達成されたとすると燃料温度は1250℃となるが，これが燃料温度に着目したときの限界といえよう。

(vii) 軸方向濃縮度分布が比較的平担な装荷法でも低い燃料温度を達成しており，EOLで制御棒挿入状態の影響が比較的小さいといえる。又，これは炉心上部のインポータンスが比較的低く，制御棒感度の点からも好ましい。

(viii) 軸方向に温度が分布をもつことの出力分布への影響は大きく，全んど均一に近い濃縮度配分でも良好な出力分布が達成可能である。

(c) 結　果

以上の検討の結果，次のことが結論される。

i) 燃料温度条件を満たす燃料濃縮度配分，可燃性毒物装荷法に対する許容範囲は比較的広い。

ii) EOLで燃料温度を低くする観点からみると，平均濃縮度に対するの第2段目の燃料体の濃縮度比は約1.25以下にするのが望ましく，しかも第3段目以下の燃料体の濃縮度配分は比較的平担にするのが良い。

iii) BOLでの燃料温度条件は可燃性毒物の適当な配分によって満足させうる。

iv) 燃料温度的には軸方向領域は3領域で十分といえる。

最適な装荷法は燃料や可燃性毒物の燃焼挙動やRe数，制御棒感度，など他の設計基準からも総合的に判断することが必要であるが，以上の結果に基づき代表的特性をもつ炉心として，Table 4.2.4に示す6炉心を設定した。

4.2.2　制御棒挿入効果

本検討は定格運転時に制御棒の最大反応度価値及び感度に対して基準Aを満足しかつ燃料最高温度を低くしうる制御棒挿入パターンの決定，炉心核熱性能の向上を計るための可燃性毒物装荷法の追求及び機能分類制御棒の位置決定とその感度特性の概略把握，等を目的として行なったものである。

(1) 解析のモデルと手順

対象として想定した炉心は，径方向に燃料濃縮度が一様，軸方向には第3章での設定炉心と同様炉心上部より，5，4，3，3，2，2，2w/oの配分をもち，かつ可燃性毒物が軸方向に炉心上部より第4段まで一様に装荷された炉心である。

核計算法は4.2.1節の解析と同様であり，熱流動計算はTEMDIM*によった。

解析は径方向に可燃性毒物の装荷方式を変えた複数の炉心について行なった。解析の手順としては，まず制御棒未挿入状態で初期余剰反応度が0.08△keffになるように可燃性毒物の濃度調整を行なう。次いで，余剰反応度が0.0075△keffになるように制御棒の挿入状態を定め

---

* 川崎重工業㈱所有コード

た後，制御棒の最大反応度価値及び感度，燃料最高温度（Tf^{max}）や最小レイノルズ数(Re^{min})ならびに出力ピーキング（P_1，P_2）等を求めることになる。

(2) 制御棒挿入パターンと可燃性毒物装荷法

以上述べた方法に基づく解析の結果，制御棒挿入パターンと炉心性能との関係を次のように整理できる。

i）径方向の出力平担化には，中心制御棒と第1リング制御棒を主として使用しかつ中心制御棒を約1ブロック程度深めに挿入するパターンが有効である。

ii）反射体内制御棒の使用は炉心内側領域の出力を大きく，外側領域を小さくするため，出口ガス温度一定の流量制御方式において炉心外側領域の最小レイノルズ数が問題になる。

iii）特定リングの制御棒のみの操作では出力ピーキング（P_1，P_2）の変動巾が大きく，燃料最高温度や最小レイノルズ数に問題が生じやすい。

以上のことから，本検討では制御棒挿入パターンとして次の3種類を想定した。

CA −中心と第1リング制御棒を使用（$C+R_1$）

CB −中心と第1，2リング制御棒を使用（$C+R_1+R_2$）

CC −全ての制御棒を使用（$C+R_1+R_2+R_3$）

一方，径方向可燃性毒物装荷としては次の4種を対象にした。

A −径方向一様（装荷割合 ；オリフィスC／1／2，3 ＝1／1／1）

B −径方向2領域（〃 ； 〃 ＝2／1／1）

C −〃 （〃 ； 〃 ＝2／2／1）

D −径方向3領域（〃 ； 〃 ＝1／1／0）

（〃 ； 〃 ＝2／1／0）

（〃 ； 〃 ＝3／2／0）

（〃 ； 〃 ＝3／2／1）

(3) 制御棒の操作と機能分類の考え方

制御棒操作手順は次のような基本的考え方に基づいて設定するものとした。

i）各運転状態において炉内挿入制御棒の反応度価値を出来るだけ均一にする。

ii）核計装系の感度向上のため反射体内制御棒（第2，3リング制御棒）を初期に引抜く。

iii）対称性を考慮したパターンとする。

iv）径方向出力の平担化を計る。

v）燃焼終期でも微調整棒を反応度のうちの運転余裕分（0.01△keff）を補償するだけ挿入し，出力平担化の機能をもたせる。

一方，制御棒の機能としては，ⓐ起動・停止，ⓑ出力の上昇・降下（温度補償も含む），ⓒ反応度外乱補償，ⓓ出力分布調整，ⓔ燃焼補償，ⓕ可燃性毒物燃焼補償，等があるが，これらの機能に対して次のように制御棒を対応させるものとした。

	機能						構成		
グループ	ⓐ	ⓑ	ⓒ	ⓓ	ⓔ	ⓕ	C	R1	R2,3
1. 運転・起動棒	○					○	○	○	○
2. 微調整棒		○	○	○			○		○
3. 粗調整棒				○	○	○		○	

又，微調整棒に対しては次の点を考慮するものとした。

ⅰ）最大反応度価値及び感度についても基準Aに準拠する。

ⅱ）制御棒被覆材であるハステロイXに対する温度制約から挿入度に制限が生じる（目標750℃以下，3ブロック以下）。

ⅲ）燃料温度と出力ピーキングの関係から挿入度に制限が生ずる。

ⅳ）微調整棒としては主として中心制御棒を考える。

ⅴ）微調整棒の諸元変更は^{10}B濃度の変更を優先する。

(4) 解析結果と結論

炉心Aに対する解析結果をTable 4.2.5に，又炉心Dに関するものをTable 4.2.6に各々示した。

まず，炉心Aについて次のことがいえる。

ⅰ）中心制御棒を深く挿入するほど，燃料最高温度は低く，最小レイノルズ数は増す（最小P_1は大きく，最大P_2は小さくなる）。

ⅱ）中心制御棒が最大反応度価値に対する基準を満たすのは，中心と第1リングの制御棒の挿入度差が0.5ブロック以下の場合である。

また，炉心B～Dについてもほぼ炉心Aと同様の傾向であるが，特に炉心Dについて次のことがいえる。

ⅰ）炉心Aに較べて燃料最高温度が約50℃ほど低く，最小レイノルズ数は約500程度大きい。

ⅱ）炉心Aより径方向出力分布が平担化している。

ⅲ）中心制御棒価値は中心と第1リング制御棒の挿入度差が1ブロック以下であれば基準Aを満たす。

ⅳ）可燃性毒物装荷の割合は，制御棒価値平担化の観点からはオリフィス（C／1／2，3）に対して（2／1／0）が良い。

一方，制御棒機能分類について炉心A及びDについて行なった検討結果を各々Table 4.2.7，4.2.8に示す。なお，微調整棒の配置としては中心制御棒のみの場合及び中心と第2，3リング制御棒を併用する場合の両方を対象とした。検討の結果，まず炉心Aでは，

ⅰ）中心制御棒のみを微調整棒として用いた場合，炉心の出力上昇の際に燃料温度が高くなる。

ⅱ）単一駆動にしないと基準Aの感度基準を満足しない。

等がわかった。一方，炉心Dではボロン濃度10w/o及び5w/oの対駆動も基準Aの感度基準を満足しているが，可燃性毒物の燃焼したEOLで満たさなくなる可能性がある。

これらのことから微調整棒の反応度価値は粗調整棒の約半分程度にするのが望ましいと考えられる。

以上の検討結果をふまえて次のことが結論される。

i）制御棒挿入パターンとしては，出力平担化，燃料最高温度，レイノルズ数，制御棒感度のいづれの点からも中心と第1リング制御棒を重点的に使用し，かつ中心を深めに挿入するパターンが望ましい。

ii）可燃性毒物装荷は径方向一様よりも炉心中央域を多くする方が径方向出力平担化の点からよい。

iii）微調整棒に対する反応度価値の大巾減少はボロン濃度の変更だけでは困難であり，またボロンの燃焼による頻繁な変換の必要性も生じうる。

なお，微調整棒の感度の大巾減少の方策として，1つは中心制御棒の1本をシム棒として使用する他の1本よりも深い挿入にならないようにして使用することも考えられる（この場合，感度は基準Aより1桁下げうる）が，燃焼とともにシム棒が抜かれるので微調整棒の駆動許容範囲が狭くなるという問題がある。さらに，別の方策としてリング2，3の制御棒を微調整棒として使用することも考えられる（この場合，感度は基準Aより2桁おとせる）が，流量制御方式によっては炉心周辺（オリフィス3，4領域）でのレイノルズ数が問題になる。

Table 4.2.1　軸方向装荷法　；　EOL 状態 1 （no BP，C／R 0.5／B／0／0）

	ケース名	燃料濃縮度 (w/o)							段毎の平均濃縮度 / 軸方向平均濃縮度				Keff	最大出力密度		最高温度 (℃)				軸積算濃縮度 (w/o)
		1	2	3	4	5	6	7						w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	
3領域	107F	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	1.19		1.04	0.74	1.1834	5.5	2下	1336	5上	1269	5上	23.5
	62F	4	4	3.5	3.5	3.5	2	2	1.24		1.09	0.62	1.1805	5.8	2下	1354	5上	1288	5下	22.5
	106F	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	2	2	1.34		1.04	0.60	1.1962	6.4	2下	1432	2下	1311	2下	23.5
	86F	4.5	4.5	3	3	3	2.5	2.5	1.37		0.91	0.76	1.1790	6.8	2下	1500	2下	1376	2下	23.0
	63F	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.40		1.09	0.47	1.1947	6.6	2下	1468	2下	1343	2下	22.5
	105F	5	5	3.5	3.5	3.5	1	1	1.49		1.04	0.45	1.2105	7.0	2下	1558	2下	1419	2下	23.5
4領域	209F	5	4.5	3.5	3.5	3.5	2	2	1.46	1.31	1.02	0.58	1.2016	6.3	2下	1437	2下	1322	2下	24.0
	207F	5	4.5	3	3	3	2.5	2.5	1.49	1.34	0.89	0.74	1.1858	6.7	2下	1504	2下	1387	2下	23.5
	1065F	5	4	3.5	3.5	3.5	2	2	1.49	1.19	1.04	0.60	1.1913	5.8	1下	1340	2下	1268	5上	23.5
	865F	5	4	3	3	3	2.5	2.5	1.52	1.22	0.91	0.76	1.1740	6.5	1下	1403	2下	1308	2下	23.0
	635F	5	4	3.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.56	1.24	1.09	0.47	1.1890	6.1	1下	1375	2下	1281	5上	22.5
3領域	58F	4	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.24		1.09	0.78				1372	2下	1277	4下	22.5
	100F	4.5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.34		1.04	0.74	1.1915	6.7	2下	1480	2下	1354	2下	23.5
	80F	4.5	4.5	4	4	2	2	2	1.37		1.22	0.61	1.1783	7.4	2下	1631	4下	1550	4下	23.0
	57F	4.5	4.5	3	3	2.5	2.5	2.5	1.40		0.93	0.78	1.1424	7.7	2下	1640	2下	1517	2下	22.5
	99F	5	5	3	3	2.5	2.5	2.5	1.49		0.89	0.74				1637	2下	1494	2下	23.5
	79F	5	5	3.5	3.5	2	2	2	1.52		1.07	0.61	1.2055	7.5	2下	1635	2下	1487	2下	23.0
4領域	208F	5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.46	1.31	1.02	0.73	1.1976	6.6	2下	1482	2下	1362	2下	24.0
	1001F	5	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.49	1.19	1.04	0.74	1.1865	6.2	1下	1386	2下	1288	2下	23.5
	571F	5	4	3	3	2.5	2.5	2.5	1.56	1.24	0.93	0.78	1.1712	6.9	1下	1450	2下	1351	2下	22.5
	210F	5	4.5	3.5	3.5	2	2	2	1.56	1.40	1.09	0.62	1.1945	7.0	2下	1549	2下	1423	2下	22.5
3領域	88F	4	4	4	3.5	3.5	2	2	1.22		1.07	0.61	1.1907	5.7	2下	1382	3下	1283	5上	23.0
	89F	4	4	4	3	3	2.5	2.5	1.22		0.91	0.76				1394	3下	1297	3下	23.0
	110F	4.5	4.5	4.5	3	3	2	2	1.34		0.89	0.60	1.2060	6.6		1485	3下	1380	3下	23.0

Table 4.2.1 （続）

	ケース名	燃料濃縮度 (w/o)							段毎の平均濃縮度 / 軸方向平均濃縮度				Kef f	最大出力密度		最高温度 (℃)				軸積算濃縮度 (w/o)
		1	2	3	4	5	6	7						w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	
	211F	4.5	4.5	3	3	3	3	3	1.31	1.31	0.88		1.1528	6.2	2下	1432	6下	1393	6下	24.0
	212F	4.5	4	3	3	3	3	3	1.34	1.19	0.89		1.1441	5.3	2下	1441	6下	1394	6下	23.5
	124F	4.5	3.5	3	3	3	3	3	1.37	1.07	0.91		1.1585	5.1	1下	1269	6上	1253	7下	23.0
	204F	5	4	3	3	3	3	3	1.46	1.17	0.88		1.1761	6.1	1下	1340	2下	1251	2下	24.0
	120F	5	3.5	3	3	3	3	3	1.49	1.04	0.89		1.1645	5.8	1下	1251	5下	1240	7下	23.5
	206F	5.5	3.5	3	3	3	3	3	1.60	1.02	0.88		1.1706	6.5	1下	1356	1下	1263	1下	24.0
	C-1F	5	4	3	3	2	2	2	1.67	1.33	1.00	0.67	1.1679	7.5	1下	1526	2下	1420	2下	21.0
	201F	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	1.09			0.78	1.1689	4.7	2下	1374	5下	1305	5下	22.5

Table 4.2.2　軸方向装荷法 ； EOL状態2 (no BP, C／R 0／0／0／0)

	ケース名	燃料濃縮度 (w/o)							段毎の平均濃縮度 / 軸方向平均濃縮度			Keff	最大出力密度		(**) 最高温度 (℃)				軸積算濃縮度(w/o)
		1	2	3	4	5	6	7					w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	
(2－3－2)3領域装荷	121	4	4	3.5	3.5	3.5	3	3	1.14	1.00	0.86	1.2040	5.4	1下	1340	5下	1250	5下	24.5
	107	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	1.19	1.04	0.74	1.2019	5.8	1下	1395	2下	1265	5下	23.5
	62	4	4	3.5	3.5	3.5	2	2	1.24	1.09	0.62	1.2006	6.1	1下	1438	2下	1275	5上	22.5
	106	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	2	2	1.34	1.04	0.60	1.2204	6.8	1下	1546	2下	1358	2下	23.5
	86	4.5	4.5	3	3	3	2.5	2.5	1.37	0.91	0.76	1.2085	7.6	1下	1622	2下	1425	2下	23.0
	87	4.5	4.5	4	4	4	1	1	1.37	1.22	0.30	1.2323	6.3	2下	1500	2下	1318	2下	23.0
	63	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.40	1.09	0.47	1.2196	7.0	1下	1574	2下	1383	2下	22.5
	105	5	5	3.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.49	1.04	0.45	1.2386	7.6	1下	1658	2下	1448	2下	23.5
	85	5	5	3	3	3	2	2	1.52	0.91	0.61	1.2289	8.3	1下	1731	2下	1511	2下	23.0
	64	5	5	3.5	3.5	3.5	1	1	1.56	1.09	0.31	1.2381	7.7	1下	1677	2下	1464	2下	22.5
	104	5.5	5.5	3.5	3.5	3.5	1	1	1.64	1.04	0.30	1.2558	8.2	1下	1745	2下	1515	2下	23.5
	84	5.5	5.5	3	3	3	1.5	1.5	1.67	0.91	0.46	1.2476	8.8	1下	1812	2下	1572	2下	23.0
	59	5.5	5.5	2.5	2.5	2.5	2	2	1.71	0.78	0.62	1.2400	9.5	1下	1876	2下	1628	2下	22.5
	83	6	6	3	3	3	1	1	1.83	0.91	0.30	1.2645	9.2	1下	1876	2下	1620	2下	23.0
	60	6	6	2.5	2.5	2.5	1.5	1.5	1.87	0.78	0.47	1.2580	9.8	1下	1935	2下	1671	2下	22.5
(2－2－3(3領域装荷	58	4	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.24	1.09	0.78	1.1964	6.4	1下	1484	2下	1312	2下	22.5
	100	4.5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.34	1.04	0.74	1.2177	7.2	1下	1587	2下	1393	2下	23.5
	80	4.5	4.5	4	4	2	2	2	1.37	1.22	0.61	1.2267	6.9	1下	1576	2下	1383	2下	23.0
	57	4.5	4.5	3	3	2.5	2.5	2.5	1.40	0.93	0.78	1.2069	7.9	1下	1656	2下	1453	2下	22.5
	98	5	5	4.5	4.5	1.5	1.5	1.5	1.49	1.34	0.45	1.2527	7.1	1下	1634	2下	1425	2下	23.5
	99	5	5	3	3	2.5	2.5	2.5	1.49	0.89	0.74	1.2282	8.4	1下	1736	2下	1515	2下	23.5
	79	5	5	3.5	3.5	2	2	2	1.52	1.07	0.61	1.2358	8.1	1下	1716	2下	1497	2下	23.0
	56	5	5	4	4	1.5	1.5	1.5	1.56	1.24	0.47	1.2435	7.7	1下	1692	2下	1475	2下	22.5
	97	5.5	5.5	4	4	1.5	1.5	1.5	1.64	1.19	0.45	1.2607	8.1	1下	1755	2下	1522	2下	23.5
	76	5.5	5.5	4.5	4.5	1	1	1	1.67	1.37	0.30	1.2645	9.2	1下	1876	2下	1620	2下	23.0
	78	5.5	5.5	3	3	2	2	2	1.67	0.91	0.61	1.2466	9.0	1下	1837	2下	1594	2下	23.0
	55	5.5	5.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.5	1.71	1.09	0.47	1.2532	8.7	1下	1810	2下	1570	2下	22.5
	54	6	6	3	3	1.5	1.5	1.5	1.87	0.93	0.47	1.2634	9.5	1下	1912	2下	1650	2下	22.5
	122	4	4	3.5	3.5	3	3	3	1.17	1.02	0.88	1.2006	5.8	1下	1391	2下	1233	2下	24.0

Table 4.2.2 （続）

	ケース名	燃料濃縮度（w/o）							段毎の平均濃縮度 / 軸方向平均濃縮度			Keff	最大出力密度		最高温度（℃）				軸積算濃縮度（w/o）
		1	2	3	4	5	6	7					w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	
（3－2－2（3領域装荷）	88	4	4	4	3.5	3.5	2	2	1.22	1.07	0.61	1.2091	5.8	2下	1427	3下	1286	3下	23.0
	89	4	4	4	3	3	2.5	2.5	1.22	0.91	0.76	1.2027	6.2	1下	1464	2下	1303	3下	23.0
	108	4.5	4.5	4.5	4	4	1	1	1.34	1.19	0.30	1.2396	6.1	2下	1483	3下	1329	3下	23.5
	109	4.5	4.5	4.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.34	1.04	0.45	1.2342	6.4	1下	1519	2下	1345	3下	23.5
	110	4.5	4.5	4.5	3	3	2	2	1.34	0.89	0.60	1.2293	6.8	1下	1563	2下	1371	2下	23.5
	65	4.5	4.5	4.5	3.5	3.5	1	1	1.40	1.09	0.31	1.2336	6.6	1下	1516	3下	1359	3下	22.5
	66	4.5	4.5	4.5	3	3	1.5	1.5	1.40	0.93	0.47	1.2288	6.9	1下	1584	2下	1389	2下	22.5
	67	4.5	4.5	4.5	2.5	2.5	2	2	1.40	0.78	0.62	1.2244	7.3	1下	1627	2下	1425	2下	22.5
	90	5	5	5	3	3	1	1	1.52	0.91	0.30	1.2527	7.3	2上	1646	2下	1410	3下	23.0
（1－1－5）	124	4.5	3.5	3	3	3	3	3	1.37	1.07	0.91	1.1854	7.3	1下	1481	1下	1276	1下	23.0
	120	5	3.5	3	3	3	3	3	1.49	1.04	0.89	1.1965	8.2	1下	1635	1下	1394	1下	23.5
（その他）	C－1	5	4	3	3	2	2	2	1.67	1.33	1.0 / 0.67	1.2049			1774	1下	1505	1下	21.0
	123	4.5	3.5	3.5	3.5	3	3	3	1.31	1.02	0.88	1.1985	6.5	1下	1372	1下	1235	4下	24.0
	125	4	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	1.22	1.07	0.76	1.1910	5.7	1下	1365	5上	1276	5下	23.0
	201	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5		1.09	0.78	1.1822	4.9	2下	1379	5下	1292	5下	22.5

Table 4.2.3　軸方向装荷　BOL（BP in, CR in）

	ケース名	燃料濃縮度（w/o）							段毎のBP装荷量（本／7ブロック）							制御棒挿入度				Keff	最大出力密度		最高温度（℃）				ピーキング係数	制御棒による消去反応度	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R_1	R_2	R_3		w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	$P_i$min	%△Keff	
1	107	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	1.19		1.04			0.74															2－3－2装荷（LB）　タイプ(A)
									4	4	4	4	4	0	0	3	3	B	B	1.0142	7.0	5下	1549	5下	1484	7下	0.84	6.6	タイプ(A)：EOLでBPの完全燃焼期待
									4	4	6	6	6	0	0	3	3	B	B	0.9896	6.9	5下	1617	7上	1546	7下	0.83	6.8	タイプ(B)：EOLでBPの燃え残り期待
									3	3	3	3	3	3	3	2.5	2	B	B	1.0165	5.9	5上	1462	5下	1376	5下	0.86	8.7	
									2	2	4	4	4	2	2	1.5	1	B	B	1.0371	4.7	2下	1348	5下	1298	5下	0.85	7.6	候補炉心Ⅰ
									2	2	4	4	4	2	2	2	1.5	B	B	1.0183	5.0	4下	1407	5下	1331	5下	0.86	9.4	
									4	4	4	4	4	2	2	2	1.5	B	B	1.0141	5.2	4下	1441	5下	1344	5下	0.85	6.2	
									4	4	6	6	6	2	2	1.5	1	B	B	0.9871	4.3	2下	1383	5下	1301	5下	0.84	6.9	
2	62	4	4	3.5	3.5	3.5	2	2	1.24		1.09			0.62															2－3－2装荷（LB）　タイプ(A)
									2	2	4	4	4	0	0	1.5	1	B	B	1.0387	4.7	2下	1383	5下	1327	5下	0.85	7.4	ケース107と類似
									4	4	4	4	4	0	0	3	2.5	B	B	0.9911	6.7	5下	1581	5下	1444	5下	0.86	8.5	
3	106	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	2	2	1.34		1.04			0.60															2－3－2装荷（LBタイプ），タイプ(B)
									4	4	4	4	4	0	0	2.5	2	B	B	1.0057	5.7	5上	1517	5下	1407	5下	0.86	9.6	
									4	4	6	6	6	2	2	1	0.5	B	B	1.0215	7.0	2下	1488	2下	1388	2下	0.84	6.4	
									4	4	6	6	6	2	2	1.5	1	B	B	0.9908	5.9	2下	1296	5下	1280	5下	0.87	9.5	
									4	4	4	4	4	2	2	1.5	1	B	B	1.0293	5.5	2下	1349	5下	1311	5下	0.85	7.1	候補炉心Ⅱ（上部BP燃え残り期待）
4	10651	5	4	3.5	3.5	3.5	2	2	1.49	1.19	1.04			0.60															4領域，タイプ(A)
									4	4	4	4	4	2	2	1.5	1	B	B	1.0225	4.9	5上	1369	5下	1325	5下		7.8	候補炉心Ⅱ
5	105	5	5	3.5	3.5	3.5	1.5	1.5	1.49		1.04			0.45															2－3－2装荷（LB）　タイプ(B)
									6	6	4	4	4	0	0	2	1.5	B	B	1.0070	5.4	4下	1443	5下	1391	5下	0.87	8.3	
									4	4	4	4	4	0	0	1.5	1	B	B	1.0396	6.2	2下	1296	5下	1310	5下	0.86	8.6	かなりのBP燃え残り期待

Table 4.2.3 (続)

	ケース名	燃料濃縮度（w/o）							段毎のBP装荷量（本／7ブロック）							制御棒挿入度				Keff	最大出力密度		最高温度（℃）				ピーキング係数	制御棒による消去反応度	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R_1	R_2	R_3		w/cc	位置	中心CB	位置	中心以外	位置	P_1min	%⊿Keff	
6	58	4	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.24		1.09		0.78																2－2－3装荷（LA） タイプ(A)
									2	2	4	4	2	2	2	1.5	1	B	B	1.0298	5.2	2下	1322	4下	1271	4下	0.85	8.2	ケース107とケース100より予測可能
7	100	4.5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.34		1.04		0.74																2－2－3装荷（LA） タイプ(B)
									4	4	4	4	2	2	2	1.5	1	B	B	1.0273	5.4	2下	1326	4下	1269	4下		7.3	候補炉心Ⅳ（パターンLA，LBの差を評価）
8	1001	5	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	1.49	1.19	1.04		0.74																4領域，タイプ(A)
									4	4	4	4	2	2	2	1.5	1	B	B	1.0210	4.8	3下	1336	4下	1272	4下	0.85	7.9	候補炉心Ⅴ（上部BP燃え残る可能性有り）
									6	6	4	4	2	2	2	2	1.5	B	B	1.0020	5.3	4下	1352	4下	1285	7下	0.86	7.9	
9	110	4.5	4.5	4.5	3	3	2	2	1.34		0.89		0.60																3－2－2装荷（LC） タイプ(B)
									4	4	4	4	4	0	0	1.5	1	B	B	1.0434	6.2	3下	1431	3下	1342	3下	0.86	7.0	
10	120	5	3.5	3	3	3	3	3	1.49	1.04	0.89																		1－1－5装荷，理想出力分布に対する濃縮度配分
									4	4	4	4	4	4	4	1.5	1	B	B	0.9859	4.0	4下	1325	6下	1310	7下	0.84	9.0	
									4	4	4	4	4	4	4	1	0.5	B	B	1.0050	4.9	2下	1252	6上	1257	7下	0.83	7.1	候補炉心Ⅵ
									4	4	4	4	4	2	2	1.5	1	B	B	1.0056	4.6	6上	1471	7下	1418	7下	0.83	7.2	
									4	4	2	2	2	2	2	2	1.5	B	B	1.0362	4.9	5上	1419	6下	1375	7下	0.83	5.7	

Table 4.2.4　候補炉心の特性比較

候補炉心	濃縮度 Ei w/o （BP本数）	(*)燃料最高温度℃			備　　考
		EOL_1	EOL_2	BOL	
炉心Ⅰ タイプ(A)	4 ／ 4／3.5／3.5／3.5／2.5／2.5 (2　2　4　4　4　2　2)	1340	1400	1350	3領域（LB） EOLのC／R状態によるT_f^{max}の変動小
炉心Ⅱ タイプ(B)	4.5／4.5／3.5／3.5／3.5／2／2 (4　4　4　4　4　2　2)	1430	1550	1350	3領域（LB） EOLで上部BP残or出力平坦化を期待
炉心Ⅲ タイプ(A)	5 ／ 4／3.5／3.5／3.5／2／2 (4　4　4　4　4　2　2)	1340	—	1370	core Ⅱの4領域化
炉心Ⅳ タイプ(B)	4.5／4.5／3.5／3.5／2.5／2.5／2.5 (4　4　4　4　2　2　2)	1480	1590	1330	3領域（LA），温度分布：平坦 EOLで上部BP残or出力平坦化を期待
炉心Ⅴ タイプ(A)	5 ／ 4／3.5／3.5／2.5／2.5／2.5 (4　4　4　4　2　2　2)	1390	—	1340	core Ⅲの4領域化
炉心Ⅵ タイプ(A)	5 ／3.5／ 3／ 3／ 3／ 3／ 3 (4　4　4　4　4　4　4)	1250	1640	1250	理想出力分布に対するE分布 EOLのC／R状態によるT_f^{max}の変動大 温度分布：平坦

(*)　簡単化された温度評価式による炉内最高出力チャンネルのT_f^{max}

Table 4.2.5 制御棒パターンの検討（炉心A）

ケース番号	C/Rパターン	C/R 挿入度 C	R_1	R_2	R_3	Keff	出力密度 P^{max}	位置	Tf^{max}	Re^{min}	P_1^{min}	P_2^{max}	中心制御棒ワース	備考
122A-000		—	—	—	—	1.2061_0	9.16	1(下)	1756	3420	0.80	1.21		no BP, no C/R
001		—	—	—	—	1.0801_4	9.44	1(下)	1838	3440	0.80	1.24		B.P in, no C/R 目標 keff 1.08 径方向 BP(1/1/1)
002		7.0	7.0	7.0	7.0	0.6700_9	18.32	1(下)						
122A- 1	CA	0.75	0.75	—	—	1.0078_0	5.71	2(下)	1301	3660	0.85	1.16	0.0062_1	挿入度差 同レベル 目標 keff 1.0075
2	〃	1.25	0.75	—	—	1.0027_3	5.22	2(下)	1251	3710	0.86	1.14	0.0112_8	0.5ブロック
3	〃	1.5	0.5	—	—	1.0090_3	4.94	2(下)	1230	3730	0.86	1.11	0.0188_2	1.0
4	〃	2.0	0.5	—	—	1.0030_1	4.62	2(下)	1212	3790	0.87	1.09	0.0248_4	1.5
122A- 5	CB	0.75	0.75	0.75	—	0.9995_2	5.74	2(下)	1340	3360	0.79	1.19		同レベル
6	〃	0.75	0.75	B	—	1.0056_9	5.74	2(下)	1320	3590	0.83	1.17	0.0059_6	同レベル
7	〃	1.25	0.75	B	—	1.0007_7	5.24	2(下)	1265	3640	0.84	1.14	0.0108_7	0.5ブロック
8	〃	1.5	0.5	B	—	1.0061_8	4.96	2(下)	1229	3650	0.85	1.12	0.0182_8	1.0
9	〃	1.75	0.25	B	—									1.5
10	〃	0.5	0.5	0.5	—	1.0134_7	6.13	2(下)	1404	3380	0.79	1.18	0.0054_0	同レベル
11	〃	1.0	0.5	0.5	—	1.0079_7	5.77	2(下)	1278	3440	0.81	1.16	0.0109_0	0.5ブロック
12	〃	1.25	0.25	0.5	—	1.0117_9	5.55	2(下)	1232	3430	0.81	1.13	0.0180_3	1.0
13	〃	1.5	B	0.5	—									1.5
14	〃	1.0	0.5	1.0	—	1.0006_5	5.73	2(下)	1297	3250	0.78	1.18		0.5
122A- 15	CC	0.5	0.5	0.5	0.5	1.0119_9	6.15	2(下)	1389	3330	0.79	1.19	0.0053_5	同レベル
16	〃	0.75	0.75	B	B	1.0051_5	5.74	2(下)	1306	3570	0.83	1.17	0.0058_5	同レベル
17	〃	1.0	0.5	B	B	1.0120_8	5.74	2(下)	1282	3570	0.83	1.14	0.0115_4	0.5ブロック 中心制御棒感度 $2.3\times10^{-4}\Delta k/$対/cm
18	〃	1.5	0.5	B	B	1.0056_0	4.99	2(下)	1255	3630	0.84	1.12	0.0180_2	1.0
19	〃	1.75	0.25	B	B	1.0101_1	5.22	1(下)	1225	3640	0.85	1.10	0.0256_6	1.5
20	〃	1.0	0.5	0.5	0.5	1.0065_7	5.77	2(下)	1273	3400	0.80	1.16		0.5
21	〃	0.5	0.5	1.0	1.0	1.0032_5	6.16	2(下)	1371	3120	0.75	1.21		同レベル
22	〃	0.75	0.25	1.0	1.0	1.0071_1	6.21	2(下)	1358	3090	0.75	1.19		0.5ブロック
23	〃	1.25	0.25	1.0	1.0	1.0084_8	5.50	2(下)	1303	3170	0.76	1.16		1.0
24	〃	1.5	B	1.0	1.0	1.0012_7	5.21	2(下)	1250	3160	0.76	1.14		1.5

Table 4.2.6　制御棒パターンの検討（炉心D）

ケース番号	C/Rパターン	C/R 挿入度 C	R_1	R_2	R_3	keff	出力密度 P^{max}	位置	Tf^{max}	Re^{min}	$P_1{}^{min}$	$P_2{}^{max}$	中心制御棒ワース	備考
122D-001		—	—	—	—	1.0806_9	7.54	1(下)	1657	3740	0.93	1.24		B.P in no C/R　目標keff 1.08 径方向BP(2/1/0)
002		7.0	7.0	7.0	7.0	0.6550_9	15.3	1(下)						
122D- 1	CA	0.75	0.75	—	—									挿入度差　同レベル　目標keff 1.0075
2	〃	1.25	0.75	—	—	1.0093_5	4.59	2(下)	1194	4140	0.97	1.05	0.0070_9	0.5ブロック
3	〃	1.75	0.75	—	—	1.0056_7	4.43	2(下)	1196	4090	0.98	1.05	0.0107_7	1.0
4	〃	2.0	0.5	—	—									1.5
122D- 5	CB	0.75	0.75	B	—									同レベル
6	〃	1.25	0.75	B	—	1.0061_3	4.57	2(下)	1203	4090	0.95	1.06	0.0068_2	0.5
7	〃	1.75	0.75	B	—	1.0026_6	4.42	2(下)	1204	4120	0.96	1.06	0.0102_9	1.0
8	〃			0.5	—									同レベル
9	〃	1.25	0.75	0.5	—	1.0010_6	4.52	2(下)	1223	3990	0.92	1.06	0.0061_8	0.5
10	〃	1.25	0.5	0.5	—	1.0087_3	4.73	2(下)	1223	3960	0.92	1.08	0.0085_8	0.75
122D- 11	CC			B	B									同レベル
12	〃	1.25	0.75	B	B	1.0054_4	4.58	2(下)	1204	4080	0.95	1.06	0.0066_4	0.5
13	〃	1.75	0.75	B	B	1.0018_7	4.42	2(下)	1206	4110	0.96	1.06	0.0102_1	1.0　感度 $1.25\times10^{-4}\Delta k/$刈/cm
14	〃			0.5	0.5									同レベル
15	〃	1.0	0.5	0.5	0.5	1.0087_3	4.78	2(下)	1225	3890	0.91	1.08	0.0064_0	0.5
16	〃	1.5	0.5	0.5	0.5	1.0047_6	4.62	2(下)	1226	3930	0.92	1.08	0.0103_7	1.0
122D- 17	CC	—	—	—	—	1.0794_9	8.12	1(下)	1750	3880	0.91	1.25		径方向BP(1/1/0)
18	〃	1.75	0.75	B	B	0.9992_0	4.28	2(下)	1210	4050	0.94	1.06	0.0125_8	
19	〃	—	—	—	—	1.0818_4	7.57	1(下)	1596	3540	0.94	1.23		径方向BP(3/1/0)
20	〃	1.75	0.75	B	B	1.0036_7	4.49	2(下)	1200	3960	0.97	1.06	0.0087_5	
21	〃	—	—	—	—	1.0795_8	8.27	1(下)	1767	3700	0.86	1.25		径方向BP(3/2/1)
22	〃	1.75	0.75	B	B	0.9974_9	4.47	2(下)	1215	3900	0.90	1.07	0.0129_3	

Table 4.2.7　制御棒機能分類の検討（炉心A）

ケース番号	微調整棒 種類	微調整棒 配置	C/R 挿入度 C	R_1	R_2	R_3	keff	出力密度 P^{max}	位置	変動△k	Tf^{max}	Re^{min}	P_1^{min}	P_2^{max}	中心制御棒ワース	感度 (10^{-4}△k/cm/対)	備考
122A－17			1.0	0.5	B	B	1.0120_9	5.74	2(下)		1282	3570	0.83	1.14	0.0115_4		30w/o 対 Base case
			1.25	0.75	B	B	1.0002_1	5.24	2(下)		1267	3620	0.84	1.14	0.0107_9		〃
1	30w/o 対	C −1.0	1.75	0.5	B	B	1.0025_0	4.73	2(下)	−0.0096	1233	3660	0.85	1.11		2.0	−49℃（Base case からの燃料温度差）
2		+1.0	B	0.5	B	B	1.0215_2	7.02	1(下)	+0.0094	1499	3470	0.81	1.21		1.7	+217
3		C+R_3 −1.0	1.5	0.5	0.5	0.5	1.0004_7	5.00	2(下)	−0.0116	1242	3460	0.82	1.14			−40
4		+1.0	0.25	0.5	−	−	1.0239_4	6.76	1(下)	+0.0119	1464	3590	0.83	1.18			+182
5	10w/o 対	C Base	1.25	0.75	B	B	1.0007_3	5.29	2(下)		1272	3620	0.84	1.15	0.0102_7		
6		−1.0	2.25	0.75	B	B	0.9907_6	4.30	2(下)	−0.0100	1250	3710	0.86	1.11		1.6	−22
7		+1.0	B	0.75	B	B	1.0097_2	6.12	1(下)	+0.0090	1435	3510	0.82	1.21		1.3	+163
8		C+R_3 Base	1.25	0.75	B	B	1.0008_7	5.29	2(下)		1264	3620	0.84	1.15			
9		−1.0	1.75	0.75	0.5	0.5	0.9923_2	4.47	2(下)	−0.0086	1275	3530	0.83	1.14			+11
10		+1.0	0.5	0.75	−	−	1.0099_8	5.84	2(下)	+0.0091	1366	3630	0.84	1.17			+102
11	5w/o 対	C Base	1.25	0.75	B	B	1.0012_6	5.33	2(下)		1267	3610	0.84	1.15	0.0097_5		
12		−1.0	2.25	0.75	B	B	0.9916_9	4.43	2(下)	−0.0096	1252	3700	0.86	1.11		1.6	−15
13		+1.0	B	0.75	B	B	1.0098_0	6.14	1(下)	+0.0086	1437	3510	0.81	1.21		1.2	+170
14		C+R_3 Base	1.25	0.75	B	B	1.0015_1	5.33	2(下)		1277	3620	0.84	1.15			
15		−1.0	1.75	0.75	0.5	0.5	0.9932_8	4.51	2(下)	−0.0082	1275	3530	0.83	1.14			−2
16		+1.0	0.5	0.75	−	−	1.0102_4	5.86	2(下)	+0.0087	1372	3630	0.84	1.17			+95
17	30%単一	C Base	1.25	0.75	B	B	1.0042_8	5.58	2(下)		1318	3570	0.83	1.17	0.0067_2		
18		−1.0	2.5	0.75	B	B	0.9956_2	4.56	2(下)	−0.0087	1261	3650	0.85	1.14		1.1/本	−57
19		+1.0	B	0.75	B	B	1.0102_2	6.23	1(下)	+0.0060	1445	3500	0.81	1.21		0.8/本	+127
20		C+R_3 Base	1.25	0.75	B	B	1.0054_3	5.57	2(下)		1314	3610	0.84	1.16			
21		−1.0	2.0	0.75	0.75	0.75	0.9956_7	4.61	2(下)	−0.0098	1282	3510	0.82	1.16			−32
22		+1.0	0.25	0.75	−	−	1.0124_5	6.13	1(下)	+0.0070	1432	3600	0.83	1.20			+118

Table 4.2.8 制御棒機能分類の検討（炉心D）

ケース番号	微調整棒 種類	微調整棒 配置	C/R 挿入度 C	R_1	R_2	R_3	keff	出力密度 p^{max}	位置	変動 △k	Tf^{max}	Re^{min}	$P_1{}^{min}$	$P_2{}^{max}$	中心制御棒ワース	感度 (10^{-4}△k/対/cm)	備考
122D-13			1.75	0.75	B	B	1.0018_7	4.42	2(下)		1206	4110	0.96	1.06	0.0102_1		30w/o 対，Base case
1	30w/o 対	C −1.0	3.25	0.75	B	B	0.9926_0	4.20	2(下)	−0.0093	1212	3740	0.91	1.06		1.0	+6℃ (Base case からの燃料温度差)
2		+1.0	B	0.75	B	B	1.0113_1	4.75	2(下)	+0.0094	1436	4010	0.93	1.23		0.95	+230
3		$C+R_{23}$ −1.0	2.25	0.75	0.5	0.5	0.9930_7	4.16	2(下)	−0.0085	1228	4010	0.93	1.07			+22
4		+1.0	1.0	0.75	—	—	1.0112_5	4.66	2(下)	+0.0094	1320	4120	0.97	1.10			+114
5	10w/o 対	C Base	1.75	0.75	B	B	1.0023_4	4.44	2(下)		1205	4110	0.96	1.06	0.0097_4		
6		−1.0	3.5	0.75	B	B	0.9920_1	4.26	2(下)	−0.0103	1210	3710	0.90	1.06		1.0	+5
7		+1.0	B	0.75	B	B	1.0113_6	4.76	2(下)	+0.0090	1437	4010	0.93	1.23		0.9	+232
8		$C+R_{23}$ Base	1.75	0.75	B	B	1.0026_3	4.44	2(下)		1264	4110	0.96	1.06			
9		−1.0	2.25	0.75	0.5	0.5	0.9940_5	4.20	2(下)	−0.0086	1225	4020	0.93	1.07			−39
10		+1.0	1.0	0.75	—	—	1.0114_6	4.66	2(下)	+0.0088	1325	4120	0.97	1.10			+61
11	5w/o 対	C Base	1.75	0.75	B	B	1.0028_6	4.46	2(下)		1205	4100	0.95	1.06	0.0092_2		+3
12		−1.0	3.5	0.75	B	B	0.9930_4	4.29	2(下)	−0.0098	1208	3770	0.91	1.06		1.0	+3
13		+1.0	B	0.75	B	B	1.0114_1	4.76	2(下)	+0.0086	1437	4010	0.93	1.23		0.86	+232
14		$C+R_{23}$ Base	1.75	0.75	B	B	1.0033_9	4.46	2(下)		1272	4110	0.96	1.06			
15		−1.0	2.25	0.75	0.5	0.5	0.9951_2	4.24	2(下)	−0.0083	1238	4030	0.93	1.07			−34
16		+1.0	1.0	0.75	—	—	1.0117_6	4.67	2(下)	+0.0084	1331	4110	0.96	1.11			+59
17	30w/o 単一	C Base	1.75	0.75	B	B	1.0057_9	4.57	2(下)		1220	4070	0.95	1.06	0.0062_9		
18		−1.0	4.0	0.75	B	B	0.9971_8	4.52	2(下)	−0.0086	1196	4040	0.96	1.06		0.7/本	−24
19		+1.0	B	0.75	B	B	1.0116_6	4.76	2(下)	+0.0059	1441	4000	0.93	1.23		0.6/本	+221
20		$C+R_{23}$ Base	1.75	0.75	B	B	1.0076_1	4.57	2(下)		1320	4090	0.96	1.09			
21		−1.0	2.5	0.75	0.75	0.75	0.9977_8	4.36	2(下)	−0.0098	1300	4010	0.93	1.06			−20
22		+1.0	0.25	0.75	—	—	1.0155_5	4.75	2(下)	+0.0079	1418	3980	0.95	1.22		0.5/本	+98

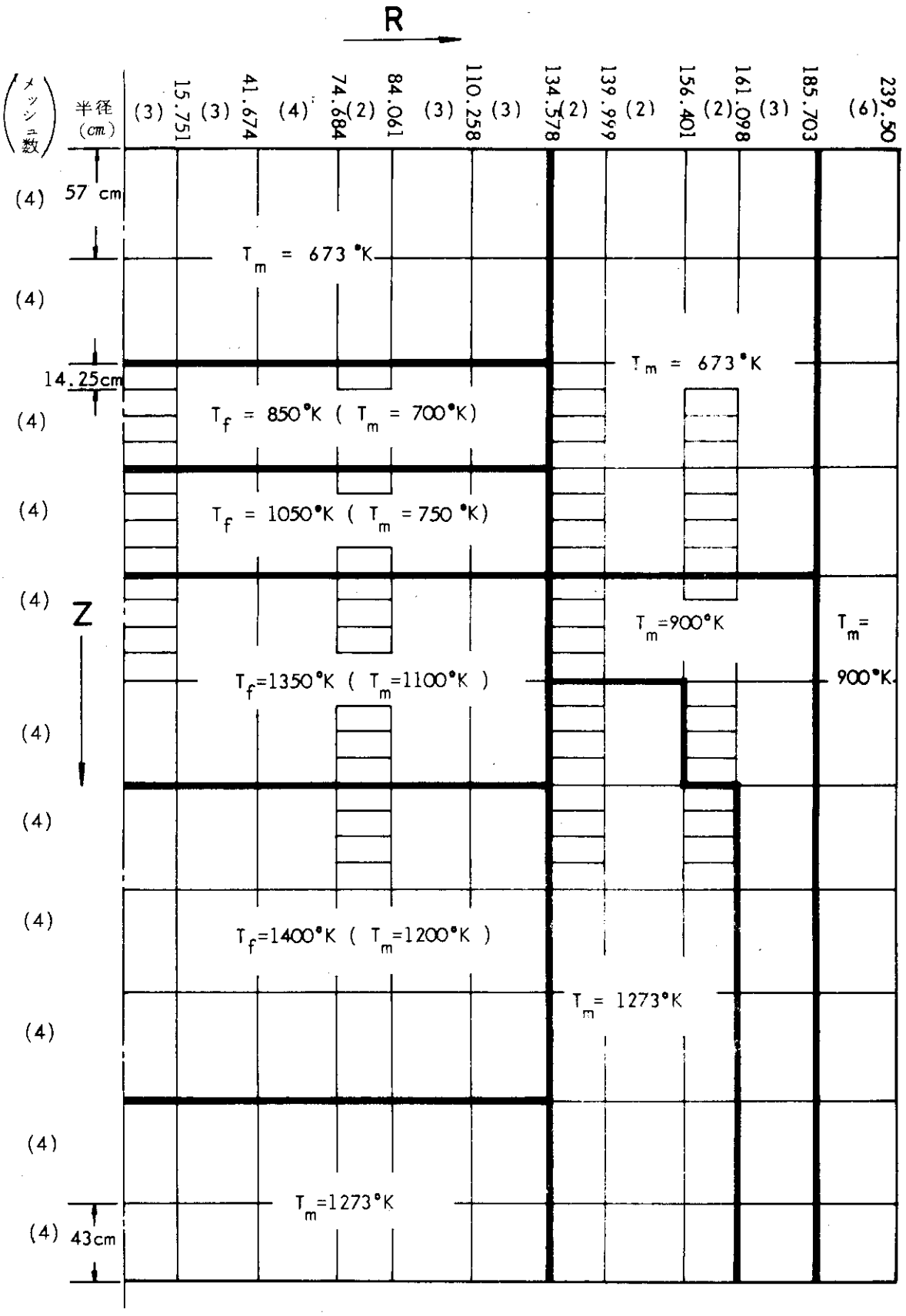
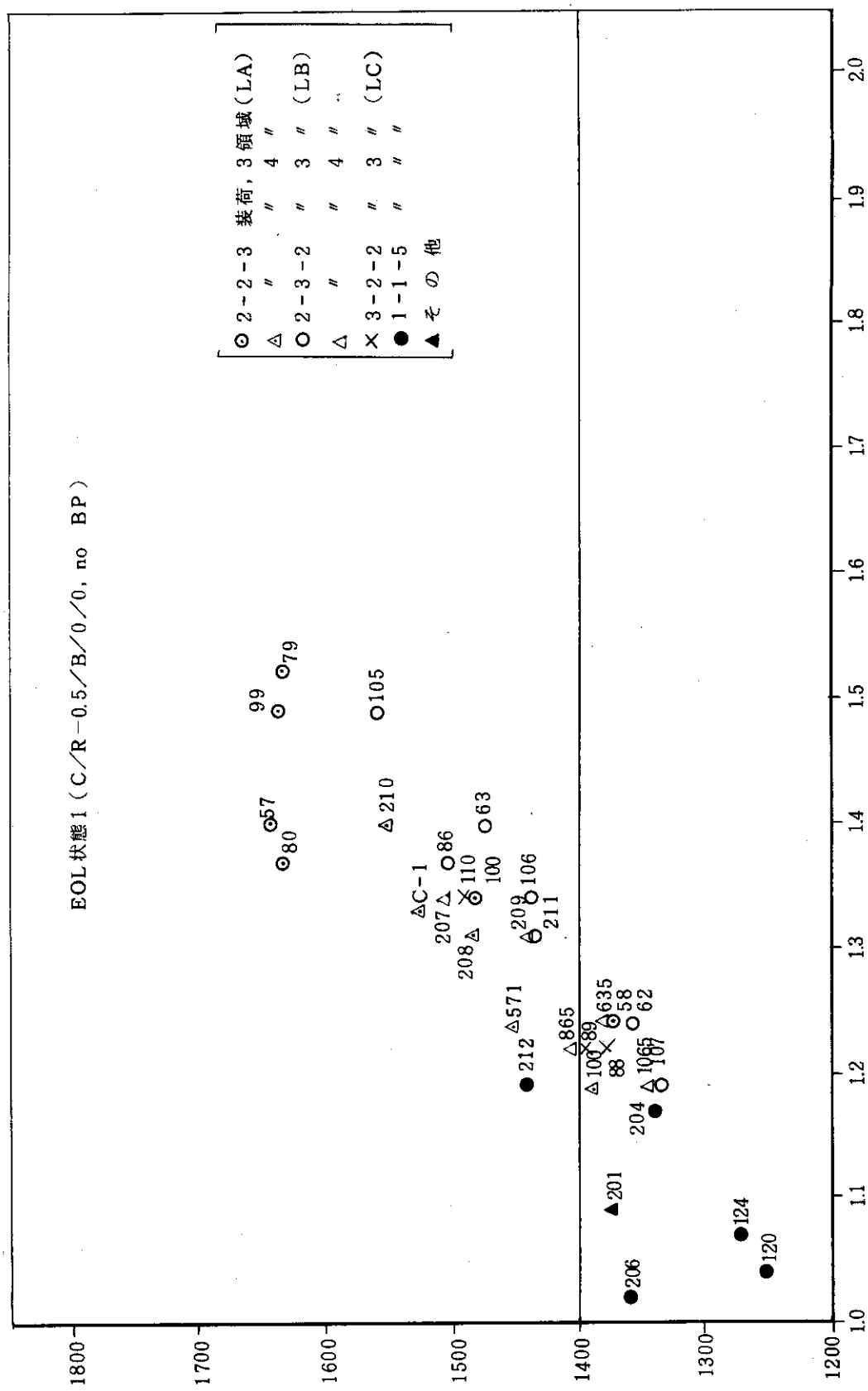


Fig. 4.2.1　2D，R－Z モデル温度設定（131 領域，44 × 33 メッシュ）



2段目の燃料ブロックの濃縮度の平均値に対する比

Fig. 4.2.2 燃料最高温度と第2段ブロック濃縮度の関係（EOL状態1）

4.3 詳細特性検討

軸方向燃料装荷法の検討結果をふまえて選定された6炉心について，定格出力状態での炉心性能比較を行ない，代表炉心を選定するものとした。

4.3.1 初期状態

(1) 解析のモデルと条件

解析は核計算をCITATIONによる2次元R－Zモデルで，熱流動計算をTEMDIMにより行なった。Fig. 4.3.1に核計算における炉心形状モデルと温度設定を示す。

解析に際しての主な条件は次の通りである。

i) 6炉心の燃料濃縮度配分はTable 4.2.4の通りであるが，1ブロック当りの可燃性毒物装荷本数は燃焼解析結果もふまえて炉心上部から次のように定めた。

炉心	Ⅰ	4／4／6／6／6／2／2
	Ⅱ	6／6／6／6／6／3／3
	Ⅲ	6／6／6／6／6／3／3
	Ⅳ	6／6／6／6／3／3／3
	Ⅴ	6／6／6／6／3／3／3
	Ⅵ	4／4／4／4／4／4／4

ii) 制御棒パターンは4.2.2節の結果をふまえて，中心と第1リング制御棒の挿入深さに1/2ブロックの差をつけ，第2及び3リング制御棒を炉心の上端と同一面まで挿入するパターンをとる。

iii) 初期余剰反応度は制御棒未挿入状態で0.08△keffになるよう可燃性毒物濃度を調整し，かつ0.0075△keffになるよう制御棒挿入深さを決めるものとした。

(2) 解析結果

径方向に可燃性毒物を一様に装荷する対象6炉心に対する解析結果をTable 4.3.1に示す。これらの結果から次のようなことがいえる。

i) 燃料最高温度は6炉心とも基準Aを満たし，最高出力チャンネルで1311℃以下である。

ii) 中心制御棒価値は6炉心とも基準Aを満たし，0.0096△keffである。

iii) 中心制御棒感度は6炉心とも基準Aを満たさず，1対あたり$1.24 \sim 1.68 \times 10^{-4}$△keff／cmである。

iv) レイノルズ数は炉心Ⅵで3500以下になる以外は全て基準Aを満たす。

v) 限界熱流束比は6炉心とも2以上で，基準Aを満たしている。

一方，径方向に可燃性毒物装荷法を変えて出力平担化を計った炉心ⅠとⅥの変更炉心に対する解析結果をTable 4.3.2に示す。この結果から次のことがわかる。

i) 径方向出力は平担化し，性能向上が計れる。

ii) 燃料最高温度は100℃程度低下する。

iii) レイノルズ数は300～500程度増す。

iv) 中心制御棒価値はかなり低減できるが，第1リング制御棒価値は逆に増す。

Ⅴ）中心制御棒感度も低減でき基準Aを満たし，1対当り0.84×10^{-4}△keff 1cm以下になる。

4.3.2　燃焼状態

(1) 計算モデル

燃焼計算はCITATIONを用いて1次元平板6群計算により，①制御棒，可燃性毒物とも未挿入，②可燃性毒物装荷，制御棒未挿入，および③制御棒，可燃性毒物とも挿入の各状態に対して行なった。バックリングは①の状態での2次元計算から算出した。又，可燃性毒物装荷量は初期余剰反応度が0.08△keff になるよう濃度調整した。

温度分布に対しては，燃焼計算では炉心平均チャンネルの出力分布を評価するものと仮定しTEMDIMにより単チャンネルモデルで求めた。照射効果については，DEFORM*コードを用い燃料温度への影響とギャップ巾の検討を行なった。なお，計算には熱・照射・クリープ歪を考慮した。

(2) 解析結果

燃焼特性結果をTable 4.3.3 ～ 4.3.5 及びFig. 4.3.2 ～ 4.3.4 に示す。これらの結果から，次のことがわかる。

a）核的性能について

ⅰ）可燃性毒物未装荷状態では6炉心とも燃焼日数は500日程度で差はない。可燃性毒物装荷，制御棒挿入状態では炉心Ⅵが50日程度短かくなる。

ⅱ）燃焼終期（350日近傍）に，挿入した制御棒で補償している反応度がなお0.02～0.025△keff程度であり，運転余裕を0.01△keff としても400～450日程度の燃焼日数が期待できる。

ⅲ）燃料濃縮度を10％程度増すと，燃焼日数が約100日程度大きくなる。

ⅳ）可燃性毒物の燃焼傾向は6炉心とも同様であり，炉心下端から2,3段目の燃料体で燃え残りが多い。

b）熱流動的性能

ⅰ）6炉心ともに燃料温度の点からは制限条件を満たす。特に，炉心Ⅰは燃焼期間を通じて燃料最高温度が初期状態での燃料最高温度を越えないことが予想される。

ⅱ）4領域装荷（炉心Ⅲ，Ⅴ）を行えば若干の熱流動上での性能向上が見られるが，3領域炉心との相違は小さい。

ⅲ）炉心Ⅳは燃焼を通じて燃料平均温度が最も低くかつ変動も少なく，温度分布も平担である。しかし，EOLでの燃料温度が他炉より若干高くなる。

ⅳ）炉心Ⅱは炉心Ⅰと同様の挙動を示すが，炉心Ⅵはレイノルズ数の制限を燃焼初期で満たさない。

c）燃焼終期状態に対する仮定の妥当性

燃焼終期での平均温度と4.2.1節で仮定したEOL－1状態での炉内温度分布とを比較すると，高出力部（炉心上部2，3段）での燃焼が良好で，燃焼計算結果としての出力分布は，

＊　川崎重工業㈱所有コード

EOL－1の想定分布よりやや平担ではあるが一致は良い。又，可燃性毒物は燃料最高温度に大きい影響を与える高出力部で良く燃えている。以上より，EOL状態の仮定は燃料最高温度を高めに評価することもあり，ほぼ妥当な仮定といえよう。

d）照射効果について

燃焼計算の結果に基づき照射効果を考慮した燃料温度分布解析によると，照射変形により燃料温度は最大80℃程度上昇する。しかし，比較的低温の第2～4段目燃料体での上昇が大きく高温の5～7段目では上昇が小さいため，燃料最高温度の上昇は50℃程度である。

なお，照射によるギャップ巾の変化を炉心Iでみると，黒鉛の収縮効果によりギャップ巾は燃焼とともに広がり，燃焼末期（450日）で初期の約2.5倍程度になる。

4.3.3 炉心の選定

前節に述べた，6炉心に対する核，熱流動特性の検討結果をふまえて炉心Iを選定炉心とした。その主な理由は次の通りである。

i）制御棒感度が最も小さい。

ii）制御棒最大反応度価値が最も小さい。

iii）燃焼末期を模擬すると考えられる制御棒未挿入状態で，燃料最高温度が最も低い。

iv）燃焼末期において，制御棒挿入に対する温度変化が小さい。

v）可燃性毒物の燃焼にともなう反応度回復が小さい。

vi）燃焼にともなう燃料温度上昇が小さいと予想される。

しかし，この炉心Iは他の炉心より次の点で劣っている。

i）最小レイノルズ数が若干低い。

ii）燃焼日数が若干短かい。

なお，この炉心Iの性能改善の見通しに関しては次のことがいえる。

i）初期余剰反応度を0.08△keffと設定したが，これを炉心部7対の制御棒で補償する立場からは，最大反応度価値の大巾改善の見込みはうすい。

ii）初期状態での制御棒挿入度は約2ブロックであり，機能分類を行なわない限り制御棒感度の大巾改善の見込みもうすい。

iii）中心制御棒は反応度価値基準を満しつつかなりの出力平担化を行なっている。従って径方向一様燃料装荷を条件とする限り，さらに大巾な炉心性能改善の余地は少ないと思われる。

4.3.4 制御棒機能分類の検討

中心および第2，3リング制御棒を微調整棒とした場合の熱流動上の特性，制御棒の感度特性の把握のための検討を行なった。解析モデルは4.3.1(1)に述べたと同様であり，対象炉心は代表6炉心のうちの炉心I，IV，VIである。解析結果をTable 4.3.6及び4.3.7に示す。Table 4.3.6は径方向への可燃性毒物装荷が一様な炉心に対する結果であり，Table 4.3.7は径方向に可燃性毒物装荷法を変えた炉心に対するものである。

まず，可燃性毒物装荷が径方向に一様な炉心に対しては，

i）炉心I，IV及びVIのいづれにおいてもボロン濃度30w/oの制御棒1本を微調整棒とした

場合，シム棒の対駆動に較べて感度は約１０％程度改善されるが，基準Ａは満たさない。

ii）又，炉心Ｉにおいて，微調整棒としてボロン濃度５w/o の制御棒１本（同形状）を用いた場合，シム棒の対駆動に較べて感度は約２０％程度改善されるがやはり若干ではあるが，基準Ａを満足しない。

iii）制御棒の感度に対する基準Ａを満たすためには，その反応度価値がボロン濃度３０w/o のシム棒の少なくも８０％以下になることが望ましい。

等がいえる。又，径方向に可燃性毒物装荷法を変えて炉心出力の平担化を計った炉心については，制御棒感度の点からの改善がみられ，ボロン濃度３０w/o のシム棒１本を微調整棒として使用しても感度基準Ａを満足しうる。

以上の結果，次のことが結論される。

i）制御棒の機能分類を行うと，出力分布，燃料温度やレイノルズ数などの特性は余り変らず制御棒最大反応度価値及び制御棒感度の低減化の点で利得がある。

ii）しかし，単一駆動にしても制御棒価値は対駆動の９０％程度にしかならず，大巾な反応度価値の低減は期待できない。

iii）さらに，従来の検討結果からみても，ボロン濃度の変更だけで反応度価値の大巾低減は困難であるうえ，極端にボロン濃度をうすくすると，その燃焼の問題が生じてくる可能性が強い。

iv）従って，中心制御棒について燃焼終期での出力平担化機能をもたせつつ，出力変動調整用にも使用する観点からは，その形状変更が有効であるといえよう。

Table 4.3.1　詳細初期炉心検討（A）　；　径方向B．P装荷（1／1／1）

ケース	炉心モデル	Enr（w/o）							BP（本）							C／R				keff	出力密度		Tf^{max} ノミナル* システム**	Re^{min}	P_1^{min}	P_2^{max}	CHFR	中心 C_R ワース	感度 (10^{-4}/%)	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R_1	R_2	R_3		P^{max}	位置								
A－1	Ⅰ 2D	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	4	4	6	6	6	2	2	－	－	－	－	1.0814_4	6.62	1(下)	1335／1450	3505			1.79			* 最高出力チャンネルのTf^{max}
2	2D															2.0	1.5	B	B	1.0082_3	4.91	4(下)	1295／1386	3750	0.86	1.14	2.81	0.0065_6	1.24	** 照射効果と出力変動誤差，入口温度に関する誤差，輸送補正を考慮していない
3	3D															2.0	1.5	B	B	1.0111_1	4.80	4(下)	1296／1388	3508	0.83	1.15	2.61			
4	Ⅱ 2D	4.5	4.5	3.5	3.5	3.5	2	2	6	6	6	6	6	3	3	－	－	－	－	1.0827_5	7.01	1(下)	1419／1555	3530	0.82	1.15	1.72			
5	2D															1.75	1.25	B	B	1.0091_7	5.22	3(下)	1303／1406	3740	0.87	1.13	2.22	0.0095_5	1.68	
6	3D															1.75	1.25	B	B	1.0131_0	5.14	3(下)	1300／1403	3550	0.84	1.14	2.01			
7	Ⅲ 2D	5	4	3.5	3.5	3.5	2	2	6	6	6	6	6	3	3	－	－	－	－	1.0810_2	7.95	1(下)	1417／1560	3530	0.82	1.15	1.53			
8	2D															1.75	1.25	B	B	1.0034_6	5.27	3(下)	1313／1418	3730	0.87	1.14	2.53	0.0085_1	1.48	
9	3D															1.75	1.25	B	B	1.0070_6	5.20	3(下)	1311／1415	3551	0.84	1.14	2.29			
10	Ⅳ 2D	4.5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	6	6	6	6	3	3	3	－	－	－	－	1.0809_4	7.00	1(下)	1417／1552	3530	0.82	1.15	1.72			
11	2D															1.75	1.25	B	B	1.0079_2	5.05	3(下)	1255／1342	3730	0.87	1.14	2.27	0.0092_5	1.64	
12	3D															1.75	1.25	B	B	1.0115_9	5.00	3(下)	1258／1349	3542	0.83	1.14	2.06			
13	Ⅴ 2D	5	4	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	6	6	6	6	3	3	3	－	－	－	－	1.0796_6	7.93	1(下)	1416／1558	3520	0.82	1.15	1.53			
14	2D															1.75	1.25	B	B	1.0028_6	5.08	3(下)	1254／1350	3750	0.87	1.14	2.65	0.0082_5	1.40	
15	3D															1.75	1.25	B	B	1.0063_4	4.99	3(下)	1257／1350	3515	0.83	1.15	2.37			
16	Ⅵ 2D	5	3.5	3	3	3	3	3	4	4	4	4	4	4	4	－	－	－	－	1.0806_7	8.94	1(下)	1520／1635	3490			1.35			
17	2D															1.5	1.0	B	B	1.0015_7	4.22	3(下)	1286／1385	3680			2.88	0.0076_2	1.24	
18	3D															1.5	1.0	B	B	1.0050_1	4.24	3(下)	1279／1376	3460	0.82	1.15	2.48			Re数 3500以下

Table 4.3.2　詳細初期炉心検討（B）　；　径方向 B．P 装荷（2／1／0）

ケース	炉心モデル	Enr（w/o）							B．P（本）							C／R				keff	出力密度		Tf^{max} ノミナル* システム**	Re^{min}	P_1^{min}	P_2^{max}	CHFR	中心 C/R ワース	感度 (10^{-4}/対)	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R_1	R_2	R_3		P^{max}	位置								
B－1	I 2D	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	4	4	6	6	6	2	2	－	－	－	－	1.0805$_8$	5.26	1(下)	1231／1339	4070	0.95	1.08	1.83			* 最高出力チャンネル Tf^{max}
2	2D															2.25	1.75	B	B	1.0049$_7$	4.03	4(下)	1195／1293	4000	0.94	1.03	2.58	0.0037$_8$	0.74	** 照射効果，出力変動誤差，入口温度に関する誤差，輸送補正を考慮していない
3	3D															2.25	1.75	B	B	1.0091$_6$	3.85	4(下)								
4	Ⅵ 2D	5	3.5	3	3	3	3	3	4	4	4	4	4	4	4	－	－	－	－	1.0812$_0$	7.12	1(下)	1375／1510	4030	0.94	1.08	1.33			
5	2D															1.75	1.25	B	B	0.9994$_6$	3.47	4(下)	1189／1278	4080	0.96	1.04	3.06	0.0043$_6$	0.84	
6	3D															1.75	1.25	B	B	1.0039$_2$	3.39	3(下)	1176／1263	3980	0.94	1.03	3.13			

Table 4.3.3 一次元燃焼計算結果

炉心	燃料濃縮度(w/o) / BP本数比	項目 \ ステップ / BU日数	1 / 0	2 / 10	3 / 50	4 / 150	5 / 250	6 / 350	7 / 450	備考
I タイプ(A)	4 4 3.5 3.5 3.5 2.5 2.5 2 2 3 3 3 1 1	制御棒挿入度(段) Keff ノミナル最高温度(位置) (ノミナル Tf_{max}/Re_{min})	1 2/3 1.0011 1170(5下) (1296/3508)*	2/3 1.0062 1120(5下)	1 1.0037 1150(5下)	1 1/3 1.0038 1160(5下)	1 1.0045 1140(5下)	2/3 0.9965 1130(5下)	1/3*** 0.9841 1110(5下) (1280)**	温度：良 C/R感度：良 燃焼日数：400～450(BP.CRin)
II タイプ(B)	4.5 4.5 3.5 3.5 3.5 2 2 2 2 2 2 2 1 1	〃	1 1/3 1.0048 1170(5下) (1300/3550)*	2/3 1.0035 1130(5下)	1 1.0011 1160(5下)	1 1/3 0.9986 1180(5下)	1 1.0007 1160(5下)	1/3 1.0049 1120(5下)	B 0.9914 1110(5下) (1283)**	温度：炉心Iと同等 C/R感度：悪 燃焼日数：400～450
III タイプ(A)	5 4 3.5 3.5 3.5 2 2 2 2 2 2 2 1 1	〃	1 1/3 1.0000 1180(5下) (1311/3551)*	2/3 0.9963 1140(下)	1 0.9964 1160(5下)	1 1/3 0.9959 1180(5下)	1 0.9970 1160(5下)	1/3 1.0020 1120(5下)	B 0.9900 1110(5下) (1279)**	炉心IIの4領域化 燃焼日数：400～450 450日でC/Rを全抜きした場合 keff = 1.0233
IV タイプ(B)	4.5 4.5 3.5 3.5 2.5 2.5 2.5 2 2 2 2 1 1 1	〃	1 1/3 1.0062 1120(7下) (1258/3542)*	2/3 1.0041 1120(4下)	1 1.0018 1110(7下)	1 1/3 1.0001 1130(7下)	1 1.0004 1120(7下)	1/3 0.9939 1110(7下)	B 0.9927 1090(7下) (1323)**	温度分布：平坦，EOLで高温 C/R感度：悪 燃焼日数：400～450
V タイプ(A)	5 4 3.5 3.5 2.5 2.5 2.5 2 2 2 2 1 1 1	〃	1 1/3 1.0019 1130(7下) (1257/3515)*	2/3 0.9972 1120(4下)	1 0.9976 1120(7下)	1 1/3 0.9973 1130(7下)	1 0.9964 1130(7下)	1/3 1.0022 1090(7下)	B 0.9902 1090(7下) (1271)**	炉心IVの4領域化 燃焼日数：400～450
VI タイプ(A)	5 3.5 3 3 3 3 3 1 1 1 1 1 1 1	〃	1 1/3 0.9996 1170(7下) (1279/3460)*	1/3 1.0041 1101(7下)	2/3 1.0024 1130(7下)	1 1.0041 1160(7下)	1 0.9970 1170(7下)	2/3 0.9880 1160(7下)	B 0.9881 1110(7下) (1255)**	初期レイノルズ数<3500 燃焼日数不足：350～400

タイプ(A)：BP完全燃焼期待ケース
タイプ(B)：上部BPの燃え残り期待ケース

* 初期炉心の検討の3次元計算結果
(最高出力チャンネル Tf^{max}/Re^{min})

** 温度換算係数で推定した炉心内燃料最高温度(℃)

*** 炉心境界まで抜いた時の推定ワースは～0.5%△keff

Table 4.3.4　燃焼後期のＢＰ残留割合（%）　〔制御棒未挿入，400日〕

（*^{10}Ｂ原子数密度，10^{-7}の意，10^{24}単位）

軸方向ブロック	炉心 I		炉心 II		炉心 III		炉心 IV		炉心 V		炉心 VI		軸方向ブロック
	初期濃度*	残留割合	初期濃度*	残留割合	初期濃度*	残留割合	初期濃度*	残留割合	初期濃度*	残留割合	初期濃度*	残留割合	
1	2.7600−7	7.1(%) 6.1 4.4	3.9826−7	6.0(%) 5.4 4.0	3.9826−7	5.1(%) 5.0 3.9	3.9826−7	6.2(%) 5.6 4.2	3.9826−7	5.4(%) 5.3 4.1	3.1500−7	5.4(%) 5.4 4.2	1
2	〃	4.1 3.8 4.0	〃	4.5 4.4 4.6	〃	4.1 4.0 4.5	〃	4.8 4.6 4.8	〃	4.3 4.3 4.7	〃	4.0 4.0 4.5	2
3	4.1400−7	5.5 6.6 8.3	〃	5.0 6.1 7.9	〃	5.4 6.6 8.5	〃	5.2 6.4 8.3	〃	5.6 7.0 8.9	〃	5.2 6.4 8.0	3
4	〃	11.2 13.8 16.9	〃	12.1 15.6 19.8	〃	12.8 16.2 20.5	〃	12.5 16.0 19.6	〃	13.2 16.6 20.1	〃	11.0 13.5 16.5	4
5	〃	21.5 25.6 29.5	〃	26.0 32.1 38.3	〃	26.6 32.7 38.9	1.9913−7	21.9 26.4 32.1	1.9913−7	22.2 26.6 32.2	〃	21.0 25.0 29.4	5
6	1.3800−7	33.0 37.6 43.5	1.9913−7	42.6 49.5 57.3	1.9913−7	43.1 50.0 57.7	〃	39.3 45.6 52.0	〃	39.3 45.6 52.0	〃	35.2 40.5 46.2	6
7	〃	49.6 56.1 61.2	〃	64.6 71.1 75.8	〃	65.0 71.4 76.0	〃	58.4 64.4 69.0	〃	58.3 64.4 69.0	〃	52.1 58.1 62.5	7

Table 4.3.5　燃焼後期のＢＰ残留割合（%）　〔制御棒１段挿入，350日〕

（＊ ^{10}B 原子数密度，10^{-7}の意，10^{24}単位）

軸方向ブロック	炉心 I		炉心 II		炉心 III		炉心 IV		炉心 V		炉心 VI		軸方向ブロック
	初期濃度＊	残留割合	初期濃度＊	残留割合	初期濃度＊	残留割合	初期濃度＊	残留割合	初期濃度＊	残留割合	初期濃度＊	残留割合	
1	2.7600−7	77.8(%) 65.5 48.5	3.9826−7	74.9(%) 61.8 44.1	3.9826−7	75.7(%) 63.5 46.3	3.9826−7	75.9(%) 63.1 45.8	3.9826−7	76.7(%) 64.9 48.1	3.1500−7	72.1(%) 58.3 41.4	1
2	〃	31.8 19.6 13.0	〃	28.7 16.9 10.7	〃	29.7 17.4 11.0	〃	30.4 18.4 11.9	〃	31.5 19.0 12.3	〃	27.0 18.1 13.2	2
3	4.1400−7	10.8 8.9 7.9	〃	7.3 5.8 5.3	〃	7.7 6.0 5.3	〃	8.3 6.7 6.2	〃	8.8 6.9 6.1	〃	9.9 8.2 7.3	3
4	〃	8.2 8.2 8.6	〃	6.5 7.1 8.2	〃	6.2 6.5 7.4	〃	7.4 7.9 8.5	〃	7.2 7.4 7.8	〃	7.6 7.5 7.7	4
5	〃	10.3 11.6 13.0	〃	10.7 13.5 16.9	〃	9.7 12.1 15.2	1.9913−7	8.4 9.7 12.1	1.9913−7	7.6 8.7 10.8	〃	8.9 9.9 11.3	5
6	1.3800−7	14.5 17.0 21.1	1.9913−7	19.0 24.4 31.6	1.9913−7	17.1 22.1 29.1	〃	16.0 20.0 24.8	〃	14.4 18.0 22.5	〃	14.0 16.7 20.4	6
7	〃	26.0 32.3 37.7	〃	39.8 48.0 54.5	〃	36.9 45.4 52.1		30.7 37.3 42.7	〃	28.1 34.5 39.9	〃	25.1 30.7 35.1	7

Table 4.3.6　詳細初期炉心検討（C）　；　径方向B．P装荷（1／1／1）　機能分類炉心

ケース	炉心モデル	Enr（w/o）							BP（本）							C／R				keff	出力密度		Tf max ノミナル* システムmax**	Re min	P1 min	P2 max	CHFR	中心 C/R worth	感度 (10⁻⁴/%対)	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R1	R2	R3		Pmax	位置								
C-1	I 2D	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	4	4	6	6	6	2	2	—	—	—	—	1.0814₄	6.62	1(下)	1335／1450	3505			1.79			
2	2D															2.0	1.5	B	B	1.0082₃	4.91	4(下)	1295／1386	3735	0.86	1.14	2.81	0.0065₆	1.24	
3	2D															B／2.0	1.5	0／B	0／B	1.0101₀	4.83	4(下)	1295／1395	3713	0.86	1.15	2.83			+0.0018₇(Δk)
4	2D															2.5／2.0	1.5	0.5／B	0.5／B	1.0053₃	4.95	4(下)	1290／1401	3720	0.86	1.13	2.75			−0.0029₀
5	2D															3.0／2.0	1.5	0.5／B	0.5／B	1.0020₀	4.87	4(下)	1282／1392	3750	0.87	1.12	2.78		1.17 10⁻⁴/本	−0.0062₃
6	3D															3.0／2.0	1.5	0.5／B	0.5／B	1.0050₇	4.78	4(下)	1282／1392	3510	0.83	1.13	2.58			
7	2D															2.0／2.0	1.5	—	—	1.0086₈	4.86	4(下)	1289／1400	3730	0.87	1.14	2.87			+0.0004₅
8	2D															3.0⁺／2.0	1.5	B	B	1.0028₁	4.83	4(下)	1278／1388	3780	0.87	1.12	2.86		0.95 10⁻⁴/本	0.9⁺（ワース）
9	2D															3.0⁺／2.0	1.5	B	B	1.0032₀	4.83	4(下)	1279／1389	3780	0.87	1.12	2.86		0.88 〃	0.8⁺（〃）
10	2D															B／2.0	1.5	B	B	1.0099₆	4.85	4(下)	1304／1416	3700	0.85	1.15	2.80			
11	2D															B／3.0	1.5	B	B	1.0036₂	4.77	4(下)	1284／1395	3770	0.87	1.13	2.86		1.11 10⁻⁴/本	
12	2D															2.0 (Rs)／2.0	1.5	B	B	1.0085₆	4.90	4(下)	1297／1407	3720	0.86	1.14	2.81			5w/o Reg Rod
13	2D															3.0 (Rs)／2.0	1.5	B	B	1.0028₀	4.82	4(下)							1.01 10⁻⁴/本	〃（C左側に示す）
14	2D															B (Rs)／2.0	1.5	B	B	1.0099₇	4.85	4(下)	1304／1416	3700	0.85	1.15	2.80			〃 +0.0014₁
15	2D															2.0 (Rs)／B	1.5	B	B	1.0100₂	4.85	4(下)	1305／1417	3700	0.85	1.15	2.80			〃 +0.0014₆
16	2D															3.0 (Rs)／B	1.5	B	B	1.0037₈	4.77	4(下)	1285／1395	3760	0.87	1.13	2.86		1.09 10⁻⁴/本	〃 −0.0047₈
17	2D															B (Rs)／B	1.5	B	B	1.0145₉	4.71	4(下)	1334／1447	3630	0.84	1.19	2.73			〃 +0.0060₃
18	II 2D	4.5	4.5	3.5	3.5	2.5	2.5	2.5	6	6	6	6	3	3	3	—	—	—	—	1.0809₄	7.00	1(下)	1417／1552	3530	0.82	1.15	1.72			
19	2D															1.75	1.25	B	B	1.0079₂	5.05	3(下)	1255／1342	3730	0.87	1.14	2.27	0.0092₅	1.64	
20	2D															B／1.75	1.25	0／B	0／B	1.0108₁	5.06	3(下)	1268／1359	3710	0.86	1.15	2.22			+0.0028₉
21	2D															2.25／1.75	1.25	0.5／B	0.5／B	1.0034₉	4.93	4(中)	1244／1350	3750	0.87	1.13	2.38			−0.0044₃
22	2D															2.75／1.75	1.25	0.5／B	0.5／B	0.9992₆	4.83	4(下)	1229／1330	3790	0.88	1.11	2.45		1.48 10⁻⁴/本	−0.0086₆
23	3D															2.75／1.75	1.25	0.5／B	0.5／B	1.0029₈	4.71	4(下)	1227／1321	3550	0.84	1.11	2.16			
24	III 2D	5	3.5	3	3	3	3	3	4	4	4	4	4	4	4	—	—	—	—	1.0806₇	8.94	1(下)	1520／1635	3490			1.35			
25	2D															1.5	1.0	B	B	1.0015₇	4.22	3(下)	1286／1385	3680			2.88	0.0076₂	1.24	
26	2D															B／1.5	1.0	0／B	0／B	1.0039₇	4.22	3(下)	1292／1391	3675	0.85	1.16	2.82			+0.0024₀
27	2D															2.0／1.5	1.0	0.5／B	0.5／B	0.9977₈	4.25	4(下)	1290／1392	3640	0.85	1.14	2.92			−0.0037₉
28	2D															2.5／1.5	1.0	0.5／B	0.5／B	0.9945₈	4.24	4(下)	1285／1388	3670	0.85	1.13	3.03		1.12 10⁻⁴/本	−0.0069₉
29	3D															2.5／1.5	1.0	0.5／B	0.5／B	0.9975₇	4.12	4(下)	1275／1375	3450	0.82	1.13	2.60			

* 最高出力チャンネルTfmax

** 照射効果，出力変動誤差，入口温度に関する誤差，輸送補正を考慮していない。

Table 4.3.7　詳細初期炉心検討（D）　；　径方向B．P 装荷（2／1／0）　機能分類炉心

ケース	炉心モデル	Enr（w/o）							B.P（本）							C／R				keff	出力密度		T_f^{max} ノミナル* / システムmax**	Re^{min}	P_1^{min}	P_2^{max}	CHFR	中心C/Rワース	感度（10^{-4}/対）	備考
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7	C	R_1	R_2	R_3		P^{max}	位置							
D－1	I 2D	4	4	3.5	3.5	3.5	2.5	2.5	4	4	6	6	6	2	2	－	－	－	－	1.0805_8	5.26	1（下）	1231／1339	4070	0.95	1.08	1.83			
2	2D															2.25	1.75	B	B	1.0049_7	4.03	4（下）	1195／1293	4000	0.94	1.03	2.58	0.0037_8	0.74	
3	2D															B／2.25	1.75	0／B	0／B	1.0062_4	3.99	4（下）	1189／1288	4120	0.96	1.03	2.68			$+0.0012_7$（Δk）
4	2D															2.75／2.25	1.75	0.5／B	0.5／B	1.0029_1	4.08	4（下）	1199／1297	3940	0.93	1.03	2.55			-0.0020_6
5	2D															3.25／2.25	1.75	0.5／B	0.5／B	1.0009_1	4.07	4（下）	1213／1308	3820	0.91	1.04	2.47		$0.7\ 10^{-4}$／本	-0.0040_6
6	3D																													
7	M 2D	5	3.5	3	3	3	3	3	4	4	4	4	4	4	4	－	－	－	－	1.0812_0	7.12	1（下）	1375／1510	4030	0.94	1.08	1.33			
8	2D															1.75	1.25	B	B	0.9994_6	3.47	4（下）	1189／1278	4080	0.96	1.04	3.06	0.0043_6	0.84	
9	2D															B／1.75	1.25	0／B	0／B	1.0011_2	3.43	3（下）	1183／1271	4190	0.97	1.03	3.12			$+0.0016_6$
10	2D															2.25／1.75	1.25	0.5／B	0.5／3	0.9965_0	3.55	4（下）	1200／1292	4030	0.95	1.04	3.01			-0.0029_6
11	2D															2.75／1.75	1.25	0.5／B	0.5／B	0.9944_4	3.55	4（下）	1206／1298	3910	0.93	1.04	2.95		$0.72\ 10^{-4}$／本	-0.0050_2
12	3D																													

* 最高出力チャンネル T_f^{max}

** 照射効果，出力変動誤差，入口温度に関する誤差，輸送効果を考慮していない。

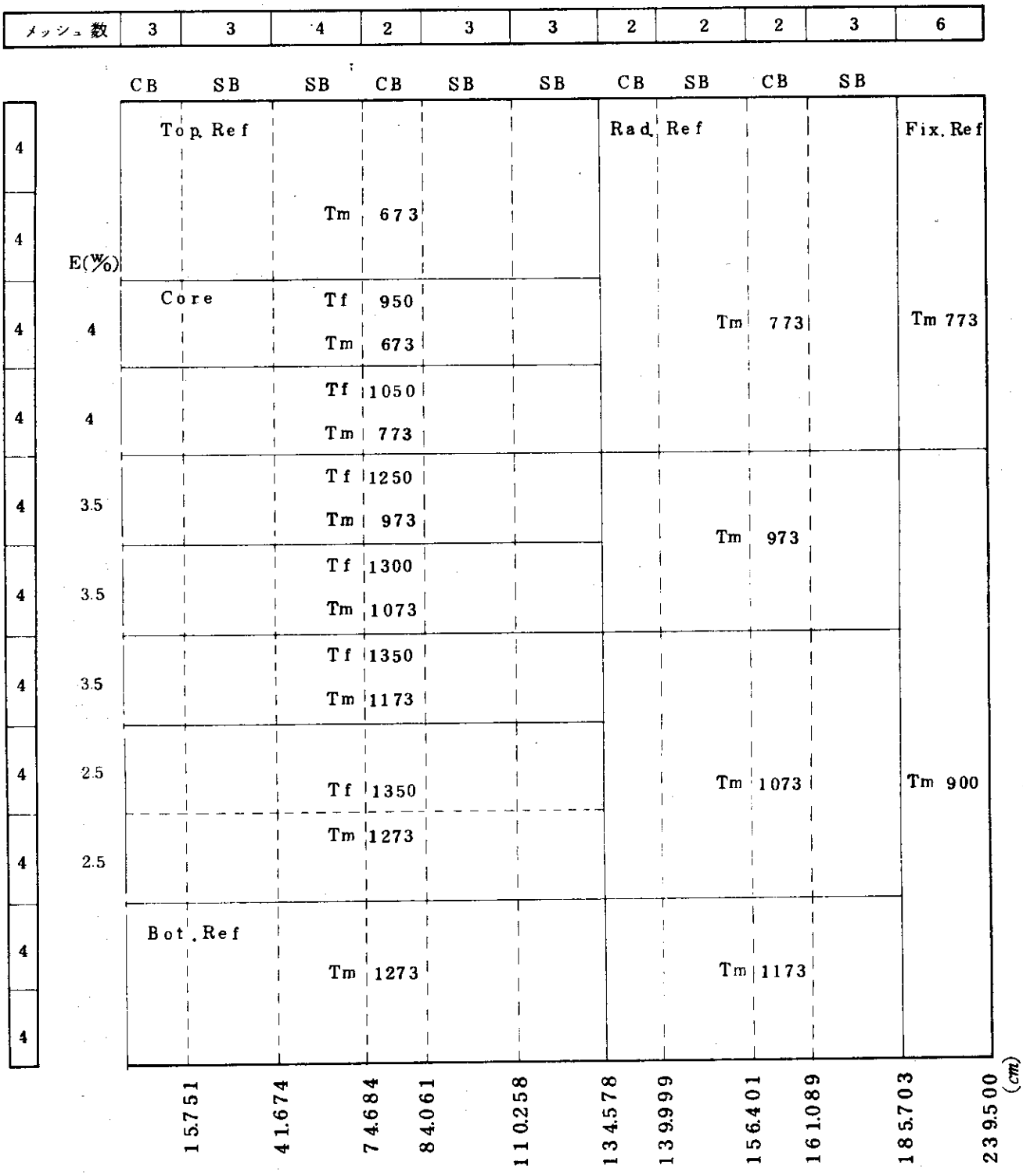


Fig. 4.3.1 CITATION 2次元R−Z 炉心モデルと温度設定

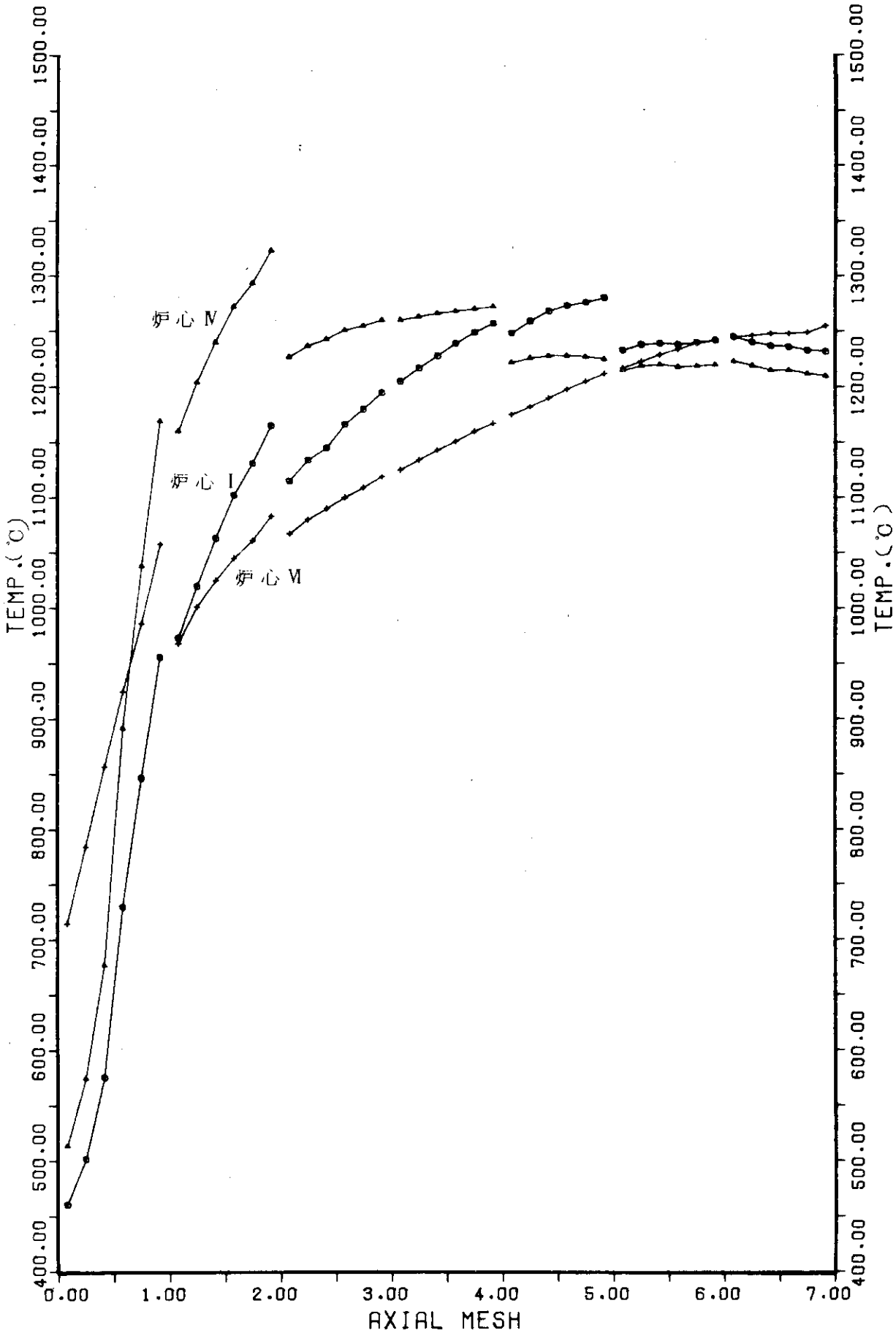


Fig. 4.3.2　1次元燃焼結果より推定した炉内燃料最高温度　(燃焼終期状態)

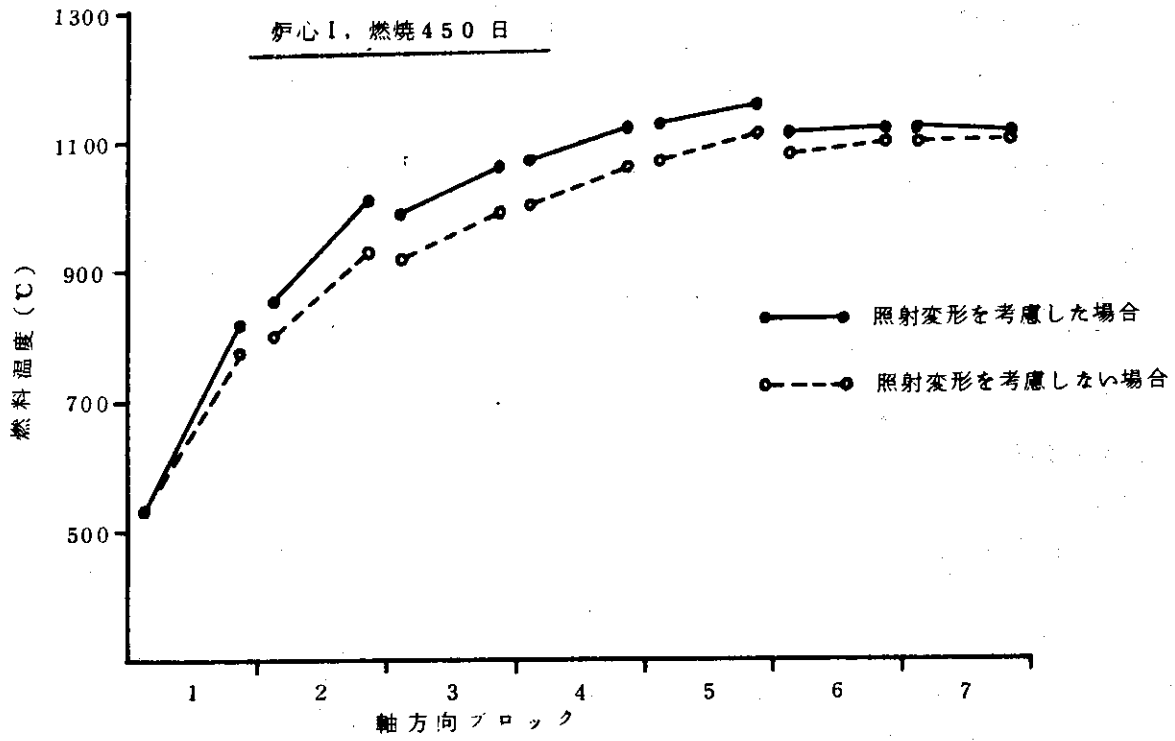


Fig. 4.3.3　照射効果による燃料温度変化

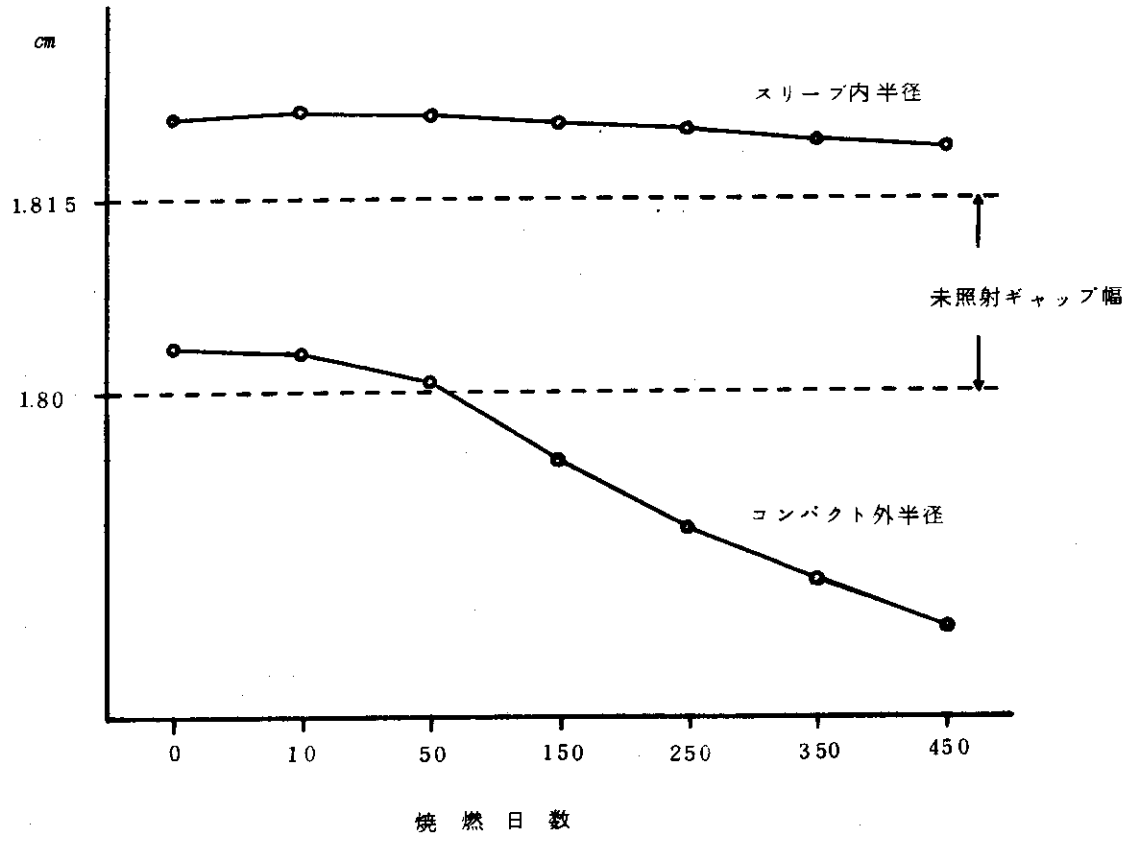


Fig. 4.3.4　ギャップ巾の燃焼度依存性（炉心Ⅰ）

4.4 選定炉心特性解析

前節のように選定された炉心Ｉについて，

- 第３及び４オリフィス領域の可燃性毒物配置に対称性が保てない。
- 第３及び４オリフィス領域には可燃性毒物を装荷しない方が初期の熱的性能の向上を期待できる。
- 中心制御棒価値の低減を期待できる。
- 若干の燃焼日数の増加が望ましい。

などの理由から，次の変更を施こし，それを最終炉心とした。

ｉ）燃料濃縮度配分を炉心上部から燃料体段ごとに（4.1／4.1／3.6／3.6／3.6／2.6／2.6）w／o とする。

ii）可燃性毒物装荷は第１，２オリフィスについては炉心上部から燃料体当り（6, 6, 9, 9, 9, 3, 3）本とし，第３，４オリフィス領域には装荷しない。

燃料及び可燃性毒物の装荷法を Fig. 4.4.1 に示す。以後，対象炉心として炉心Ａ及びＢがあるが，前者は上記の設定炉心そのものであり，後者は可燃性毒物の濃度を増して燃焼にともなう反応度回復量の低減を図ったものである。炉心Ａに対する可燃性毒物の諸元を Table 4.4.1 に示す。* なお，以後の記述は炉心Ａに主点をおいて進めるが，標準はあくまで制御棒に対して機能分類を行なわない炉心である。

4.4.1 核特性解析

(1) 計算条件

燃焼解析は CITATION コードによる２次元 R－Z，６群モデルと３次元 Tr－Z，２群モデルならびに中間的データ処理コードとしての REDEL** の各コードの組合せにより行なった。CITATION による２次元Ｒ－Ｚモデルは4.2.1節と同じであるが，３次元計算は１／６炉心，３角メッシュで 196 領域モデルをとった。なお，３次元モデルでの燃焼計算と縮約定数作成は REDEL によった。

炉心における初期の制御棒挿入は，炉心Ａでは中心と第１リングの制御棒に 0.5段差をつけかつ第３，４リング制御棒を炉心境界まで挿入するパターンとし，炉心Ｂでは中心と第１リング制制御棒に 1.25 段差をつけかつ第３，４リング制御棒はやはり炉心境界まで挿入するパターンとした。

(2) 解析結果

燃焼解析結果を Table 4.4.2～4.4.3 及び Fig. 4.4.2～4.4.4 に示した。これらの結果から次のことがわかる。

ｉ）燃焼日数は炉心Ａで 420 日以上，炉心Ｂで 360 日以上である。

---

* 炉心Ｂにおけるボロン濃度は３w／o。

** 新藤，渡部：高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード，DELIGHT－B，REDEL，JAERI－M 6973（1977）。

ii）制御棒最大反応度価値は炉心Aでは初期で基準Aを満たさない（第1リング制御棒）が，炉心Bでは満足すると思われる。

iii）中心制御棒感度は炉心Aの燃焼後期や炉心Bで基準Aを満たさない。

IV）燃焼にともなう反応度回復量は炉心Aでは0.024 Δk_{eff} 程度になるが，炉心Bでは0.013 Δk_{eff} 程度である。

V）最高出力密度は燃焼を通じて4～5 w／cc と低く，軸方向出力ピーク位置は燃焼とともに炉心上部へ移る。径方向出力は初期で平担化が良く，燃焼後期で悪化する。

VI）燃焼度や高速中性子照射量は炉心内で比較的均一になっている。

以上のことをまとめると，まず燃焼日数は十分基準Aを満たしうる。制御棒最大反応度価値及び中心制御棒感度は中心と第1リング制御棒の段差に大きく左右され，段差の拡大は中心制御棒の効果を強める方向になる。即ち，初期では第1リング制御棒の方が中心より反応度価値が大きいため，制御棒最大反応度価値を低減する立場からは段差を広げて第1リング制御棒を浅くするのが望ましいが，そうすると中心制御棒の挿入度が増すうえ段差が広がることもあり，その感度が大きくなる可能性がある。一方，燃焼終期ではもともと第1リング制御棒が引抜かれるため中心制御棒との段差は広がる傾向になるため，中心制御棒感度は大きくなってくる。従って，感度基準を満たす立場からは制御棒の機能分類が必要といえる。

又，制御棒による臨界調整炉心の反応度回復量が大きくなる原因は，燃料濃縮度3.6 w／o 領域の可燃性毒物装荷量が多く，制御棒挿入によって中性子束分布が押しさげられ，その領域の影響が強められることによる。

さらに，径方向出力ピーキングが燃焼に伴なって悪化するが，これは制御棒挿入度の最適化が不足していること及び可燃性毒物の燃焼にともなう炉心中間部での出力の盛り上りのためと考えられる。

4.4.2 熱流動特性解析

(1) 目　　的

選定炉心の燃焼に伴う熱流動特性の変化を解析検討し，選定炉心Aと選定炉心Bとの差異を明らかにする。選定炉心Aについては照射変形量の検討およびアメーバ効果に起因する燃料破損の体積割合の検討も行なう。

(2) 計算条件

炉心の熱流動解析はTEMDIMコードにより，燃焼に伴う炉心の出力分布はCITATIONコードによる炉心3次元モデル計算の結果（4.4.1節）を用いた。計算の対象とした冷却チャンネルは各流量調節領域の平均出力チャンネル（4チャンネル）および最高出力チャンネル（標準燃料について4チャンネル，制御燃料について2チャンネル）で計10チャンネルである。流量調節方式は各流量調節領域出口の冷却材温度を一定とする方式である。炉心熱流動計算の解析条件および使用データは3章で使用したものと同一であり，附録のA．1.1 に示されている。照射による燃料温度への効果は，照射によるコンパクト／スリーブ間のギャップの変化を別途計算し，ギャップの変化によるシステマティック因子として考慮されている。本解析で使用したシステマティック因子およびランダム因子を附録のA．1.7 に示す。

燃焼に伴う照射変形量の計算は流量調節領域1の最大出力チャンネルについて行ない，燃料最高温度に与える効果を検討した。

アメーバ効果に起因する破損燃料の体積割合はADAM－EVA コードで計算され，解析モデルを各流量調節領域につき1チャンネル，炉心全体を4チャンネルで代表した以外は3章と同様の手法による。解析の条件をTable 4.4.4 に示す。

(3) 結果および検討

選定炉心Aの各燃焼ステップ（0日，10日，60日，120日，180日，240日，300日，360日，420日）における燃料最高温度，最小レイノルズ数，最小限界熱流束比，流量分布および圧力損失をTable 4.4.5 に示す。また，各燃焼ステップでの流量調節領域1の最大出力チャンネルの軸方向ノミナル温度分布をFig. 4.4.5～Fig. 4.4.13 図に示す。これらからわかるように選定炉心Aは燃焼を通じて熱設計の指針・基準を満足しており，ノミナル燃料最高温度は1248℃（燃焼 180日，流量調節領域1の最高出力チャンネル），システマティック最高温度は1463℃（燃焼180～300日，流量調節領域1），最小限界熱流束比はノミナル値で2.0以上，最小レイノルズ数は3500以上である。選定炉心Aの熱流動特性上の特徴を以下に述べる。

(a) 燃料最高温度が非常に低く，理想的な軸方向出力分布が達成されたと仮定した場合の燃料最高温度との差は燃焼期間を通じて 100℃以下である。これは制御棒が比較的深く挿入されている燃焼の初期においては可燃性毒物の装荷によって径方向の出力平担化が非常に良いこと，また，可燃性毒物が燃焼して径方向出力平担化の悪くなる燃焼終期においては軸方向出力分布が理想分布に近づくことに起因している。

(b) 燃焼とともにレイノルズ数の余裕がなくなる。これは燃焼とともに径方向の出力平担化が悪くなり，炉心外側領域での出力が低下することによる。その理由としては燃焼の初期での径方向出力分布の平担化のために，第2，第3領域に可燃性毒物を装荷していないので炉心外側領域での燃焼が加速されることおよび，燃焼時の制御棒の操作法に関して最適化を行ってはいないことに起因する。

選定炉心AとBとの熱特性の相違をTable 4.4.6 に示す。選定炉心Bは反応度回復量の改善を目的として可燃性毒物の燃焼を遅くした炉心であるが，このような炉心においても熱的な性能の劣化はない。

次に照射によるコンパクト／スリーブ間のギャップの変化を，流量調節領域1の最大出力チャンネルの上から5段目のブロックについてFig. 4.4.14 に示す。ギャップ巾は燃焼とともに拡大し燃焼 420日で，約 0.41 mm（公称ギャップ巾の約2.7倍）である。しかし，燃料最高温度に与える影響は燃焼 240日～300 日が最も大きく約 70℃である。これは燃焼に伴う出力分布の変化と照射変形量との相対関係で決まることによる。燃焼 420 日における上記チャンネルの軸方向燃料温度分布をFig. 4.4.15 に示す。

燃焼 420 日における炉心内燃料核移動距離スペクトラムをFig. 4.4.16 およびFig. 4.4.17 に示す。移動量がバッファー層の 30 μ 以上に達する燃料体積割合は，オリフィス平均チャンネルおよび最大出力チャンネルいずれの場合にも 10^{-5} のオーダーもしくはそれ以下である。この場合には照射変形による燃料温度の上昇を考慮していないので，改良 Mark Ⅲ 炉心との比較のために照射変形による燃料温度上昇分として燃焼期間中の最大値 70℃を全炉心に加算して

核移動距離を評価した。また，燃焼日数の違いを補足するために，燃焼 420 日での最大核移動速度で全燃料核が 30 日間移動するものとした。このような厳しい仮定のもとに計算された燃焼 420 日から 450 日の間の核移動距離は最大で約 2 μ である。したがって核移動距離分布 28 μ ～30 μ に位置するもの全てが 30 μ を越えることになり次の表のような結果が得られる。

	オリフィス平均チャンネル		最大出力チャンネル	
	選定炉心A	改良MKⅢ炉心	選定炉心 A	改良MKⅢ炉心
30 μ 以上に達する割合	0.012 %	0.02 %	0.037 %	0.035 %

アメーバ効果に起因する燃料核の移動については，このような厳しい仮定を設けた場合でも本炉心は改良マークⅢ炉心と同程度の結果を示している。

4.4.3　反応度制御計画

(1)・反応度補償

初期状態における反応度収支を Table 4.4.7 に示す。炉停止余裕は制御棒に 2 対スタックを考慮した場合 0.05 Δk_{eff} である。制御棒価値に対する計算誤差 10%，可燃性毒物価値計算誤差 15%，核計算誤差及び未臨界度に各々 0.01 Δk_{eff} を考えると 0.063 Δk_{eff} となり，炉停止余裕は不足する。一方，スタック基準として（1 対＋1 本）の場合は炉停止余裕は 0.064 Δk_{eff} となり，基準を満たす。

後備停止系による炉停止余裕は，制御棒が挿入されない状態では中心 1 組スタック時で 0.066 Δk_{eff} である。又，中心制御棒及び中心後備停止系の完全引抜きと，制御棒が定格運転時の挿入状態のままのスタックを想定した基準状態では 0.092 Δk_{eff} の炉停止余裕となり，計算誤差を考慮しても十分基準を満たしうる。

(2)　制御棒の最大反応度価値と感度

初期状態における制御棒の最大反応度価値と感度の解析結果を Table 4.4.8 に示す。最大反応度価値は初期では基準Aを満たすが，感度は上限の基準を満足していない。しかし，機能分類を行なえば微調整用として用いられる中心制御棒は基準Aを満足する（4.4.3(3)参照）。制御棒の挿入深さと補償反応度の相関を Fig. 4.4.18 に示す。

これらの検討結果から次のことがいえる。

i）高温臨界時における中心制御棒の感度は大きい。又，燃焼初期・定格状態でも中心制御棒の挿入度が深く感度はやはり大きく，出力上昇，自動制御に用いる制御棒は感度の小さい第 2，3 リング制御棒を使用する必要が生じる。この場合，これらの制御棒は感度に対する下限基準から 3 対程度づつにグループ分けし，バンク操作する必要があろう。

ii）1 本の制御棒をそれと対となるもう 1 本のシム棒より深くならない範囲で駆動させることにより，その感度を低減できるが，この場合にはその微調整棒をシム棒より深く挿入させな

いための機構が必要になろう。

iii) 燃焼終期では，第２，３リング制御棒が出力平担化のため引抜かれるので，中心制御棒を微調整棒として用いる必要がある。この場合，機能分類を行なわない限りはやはり(ii)の制御機構が必要となろう。

(3) 制御棒引抜き計画

燃料交換状態からの制御棒引抜き手順をFig. 4.4.19に示す。室温臨界へは中性子計測との関連から第２，３リング制御棒から引抜く。燃焼期間中はこの第２，３リング制御棒は出力変動補償に使用するため炉心境界まで挿入しておく。燃焼末期では中心制御棒を出力変動補償と運転余裕確保のため１ブロック程度炉心内に挿入しておき，これに出力平担化の機能ももたせる。

制御棒の引抜き特性をTable 4.4.9に示す。このように第２，３リング制御棒を先に引抜く手順では，中心と第１リング制御棒感度が大きくなる。特に，今回採用した制御棒引抜き方式では３０％出力時の中心制御棒反応度価値が大きくなることもあり，起動時の中性子計測上の問題も配慮しつつ第２，３リング制御棒を出力上昇に用いることも含めて今後更に引抜き手順の詳細なつめが必要といえよう。

(4) 制御棒機能分類の検討

微調整に関してはシム棒のボロン濃度を変更するだけでは反応度価値の大巾減少は難かしいと思われることから形状変更を行った場合も検討するものとし，具体的には吸収体肉厚６mm，ボロン濃度５w／oの制御棒１本を想定し，この棒と通常のシム棒１本を中心制御棒対とした。解析結果をTable 4.4.10に示す。

まず，燃焼初期について，

- 中心制御棒価値は約７％減少する，
- 中心微調整棒感度はシム棒の影で駆動する場合 0.21×10^{-4} Δk／cm／本 であり，単独で駆動した場合 0.76×10^{-4} Δk／cm／本 であり，いずれも基準Aを満たす，
- 第２リング制御棒は対駆動でも 0.16×10^{-4} Δk／cm／本である，
- 燃料最高温度及びレイノルズ数は中心微調整棒を第４段ブロックまで，或いは第２，３リング制御棒を第２段ブロックまで挿入した範囲では，十分な余裕をもって基準を満たす，
- 機能分類した場合の炉停止余裕はスタック制御棒が中心であるので炉心Aと同じである。又，全制御棒反応度価値は0.007 Δk_{eff} ほど小さくなる，

等がいえる。

さらに，燃焼中期（１２０日）では微調整棒の感度はシム棒の影で駆動する場合で 0.11×10^{-4} Δk_{eff}／cm／本，単独で駆動した場合には 0.62×10^{-4} Δk_{eff}／cm／本と初期より減少する。

また燃焼末期（３６０日）では，その感度はシム棒の影で駆動する場合で 0.20×10^{-4} Δk_{eff}／cm／本と燃焼初期と同程度である。

以上より，中心制御棒１本を形状変更して微調整棒として使用することにより，その感度は減少し基準Aを余裕をもって満たすような炉心設計が可能であると結論される。

4.4.4　温度係数及び動特性パラメータ

炉心Aを対象に，温度係数および動特性パラメータの評価を行なった。

まず，即発中性子寿命 ℓ_p，遅発中性子割合 β_{eff} および炭素と ^{235}U の密度係数は2次元R－Z拡散近似で，定格出力時燃焼初期を対象に評価した。

又，ドップラー係数および黒鉛温度係数は格子モデルで評価するとともに，炉心温度係数を2次元R－Zモデルで計算し，格子モデルによる結果と比較した。なお，EOL状態は13,300 MWD／Tの燃焼度（120日）点とした。

解析結果をTable 4.4.11，Fig. 4.4.20，4.4.21に示す。これらの結果から次のことがわかる。

i）ℓ_p，β_{eff} は燃焼とともに減少する。

ii）燃料コンパクト，黒鉛SM1－24の密度変化を通しての温度係数は -10^{-6} 程度であり，ドップラー係数に較べて1桁以上小さい。

iii）炉心モデルによる温度係数と格子モデルによる温度係数（濃縮度3.6 w／o）は約25％程度異なる。

iv）EOLでの温度効果は複雑な変化を示し，黒鉛の最大の正の温度係数は約800°Kで生じ $4 \times 10^{-5}\ \Delta k_{eff}$／℃ 程度である。しかし，この場合でも等温々度係数は～0である。

Table 4.4.1　BP諸元と機能分類用（微調整用）制御棒諸元

項　　目	諸　　元
BP	
直　　径	12 mm φ
^{10}B 濃度	2.12 w/o
長　　さ	455 mm
機能分類用制御棒	
中実スパイン直径	9 mm φ
内側保護管外径	54 mm φ
肉厚	1.3 mm
吸収体肉厚	6 mm
外側保護管外径	72.0 mm φ
肉厚	2.0 mm
制御棒孔径	104 mm φ

Table 4.4.2 選定炉心燃焼特性 －選定炉心A －

	0 日	10 日	60 日	120日	180日	240日	300日	360日	420日
制御棒挿入度（段）	C R1 R2R3 225 175 B B	15 10 O O	20 15 B B	225 175 B B	225 175 B B	20 15 B B	175 125 B B	15 075 B B	10 025 B B
実効増倍率	1.0093	1.0025	0.9976	0.9977	0.9971	0.9982	0.9968	0.9979	0.9990
最高出力密度（W/cc） （位置）	4.04 （4下）	4.03 （2下）	4.14 （4下）	4.62 （4下）	4.49 （4下）	4.53 （4下）	4.37 （4下）	4.38 （2下）	5.12 （2下）
ピーキング係数									
P_1 中心オリフィス	1.029	1.030	1.073	1.105	1.124	1.143	1.161	1.156	1.186
P_1 第1 〃	0.996	0.999	1.009	1.018	1.025	1.032	1.039	1.048	1.057
P_1 第2 〃	1.014	1.008	0.982	0.961	0.945	0.929	0.913	0.901	0.879
P_1 第3 〃	0.956	0.952	0.922	0.898	0.882	0.865	0.849	0.837	0.815
P_2 中心オリフィス	1.008	1.008	1.015	1.018	1.019	1.020	1.023	1.016	1.024
P_2 第1 〃	1.035	1.042	1.059	1.078	1.090	1.099	1.109	1.104	1.115
P_2 第2 〃	1.034	1.040	1.040	1.048	1.057	1.068	1.079	1.089	1.104
P_2 第3 〃	1.029	1.033	1.033	1.033	1.035	1.035	1.036	1.036	1.036
中心制御棒価値（ΔK）	0.0045			0.0042				0.0076	
中心制御棒感度（$\Delta K/CM \cdot 本$）	0.80×10^{-4}			0.80×10^{-4}				1.29×10^{-4}	

Table 4.4.3 選定炉心燃焼特性 －選定炉心B－

	0 日	10 日	60 日	120日	180日	240日	300日	360日	
制御棒挿入度（段）	C R1 R2R3 275 15 B B	175 075 B B	225 10 B B	225 125 B B	225 10 B B	20 075 B B	15 025 B B	B B B B	
実効増倍率	1.0109	1.0032	0.9998	0.9961	0.9968	0.9969	1.0012	1.0011	
最高出力密度（W/cc） （位置）	3.81 （4下）	4.10 （2下）	3.74 （4下）	4.03 （4下）	3.95 （4下）	3.92 （4上）	4.14 （2下）	4.22 （2下）	
ピーキング係数									
P_1 中心オリフィス	0.978	1.008	1.023	1.059	1.065	1.090	1.127	1.204	
P_1 第1 〃	0.998	1.006	1.013	1.017	1.027	1.035	1.046	1.052	
P_1 第2 〃	1.023	1.002	0.988	0.973	0.957	0.937	0.911	0.883	
P_1 第3 〃	0.966	0.945	0.928	0.912	0.895	0.875	0.848	0.818	
P_2 中心オリフィス	1.023	1.015	1.016	1.007	1.013	1.011	1.008	1.036	
P_2 第1 〃	1.029	1.048	1.056	1.063	1.073	1.084	1.103	1.120	
P_2 第2 〃	1.035	1.039	1.040	1.045	1.052	1.065	1.081	1.098	
P_2 第3 〃	1.029	1.032	1.033	1.034	1.035	1.036	1.036	1.036	

Table 4.4.4 ADAM－EVA 解析条件

項　　目	単位	データ	備　　考
冷却材入口温度	℃	400	
解析チャンネル数		4	
チャンネル重みづけ		オリフィス 1　75 2　450 3　216 4　72	
燃料ペレット内径	μ	18000	
燃料ペレット外径	μ	36000	
KMC データ		A＝－3.27 B＝－4220	$KMC=T^2\left(\frac{dx}{dt}\Big/\frac{\Delta T}{\Delta X}\right)$ $=10^{(A+B/T)}$
システマティック因子		付録A.1.1表　参照	
ランダム因子		付録A.1.2表　参照	

Table 4.4.5 熱流動特性の燃焼変化（選定炉心A）

燃焼日数	オリフィス領域	燃料最高温度（位置）(℃)			(*) 最小レイノルズ数	(*) 最小限界熱流束比	(***) 冷却材流量 (Kg/h)	圧力損失 (Kg/cm²)
		(*) ノミナル	システマティック	ランダム				
0	C	1185(7)	1314(5)	1397(5)	4480	3.20	65.2	0.395
	R1	1197(7)	1327(7)	1398(5)	4270	2.96	63.1	
	R2	1192(7)	1328(5)	1400(5)	4290	3.33	64.3	
	R3	1172(7)	1302(5)	1372(5)	4060	3.11	60.6	
10	C	1143(5)	1276(5)	1342(5)	4480	3.04	65.3	0.417
	R1	1164(5)	1299(5)	1362(5)	4250	2.66	63.3	
	R2	1166(5)	1300(5)	1360(5)	4240	2.92	63.9	
	R3	1152(5)	1285(5)	1342(5)	4030	2.73	60.4	
60	C	1184(5)	1348(5)	1443(5)	4650	3.25	68.0	0.425
	R1	1209(7)	1365(7)	1443(5)	4250	3.06	64.0	
	R2	1186(7)	1347(5)	1430(5)	4140	3.22	62.3	
	R3	1170(5)	1327(5)	1406(5)	3910	3.00	58.4	
120	C	1203(5,7)	1399(5)	1513(5)	4780	3.27	70.1	0.439
	R1	1242(7)	1431(7)	1533(5)	4240	2.94	64.5	
	R2	1191(7)	1378(5)	1479(5)	4080	2.98	60.9	
	R3	1172(5)	1358(5)	1453(5)	3810	2.79	56.9	
180	C	1207(5)	1422(5)	1546(5)	4860	3.42	71.3	0.456
	R1	1248(7)	1456(7)	1574(5)	4230	2.90	65.0	
	R2	1196(7)	1400(5)	1508(5)	3980	2.88	59.9	
	R3	1066(5)	1369(5)	1472(5)	3740	2.75	55.9	
240	C	1199(5)	1418(5)	1540(5)	4930	3.65	72.4	0.479
	R1	1242(5,7)	1463(5)	1581(5)	4220	2.99	65.4	
	R2	1193(7)	1403(5)	1510(5)	3880	2.88	58.9	
	R3	1155(5)	1362(5)	1464(5)	3670	2.78	54.9	
300	C	1191(5)	1409(5)	1527(5)	5000	3.91	73.6	0.501
	R1	1242(7)	1461(5)	1574(5)	4210	3.09	65.9	
	R2	1197(7)	1404(7)	1506(5)	3780	2.83	57.9	
	R3	1147(5,7)	1353(5)	1453(5)	3600	2.72	53.8	
360	C	1161(5)	1358(5)	1457(5)	5010	3.75	73.3	0.516
	R1	1219(5)	1423(5)	1519(5)	4240	2.90	66.4	
	R2	1183(5,7)	1380(5)	1470(5)	3690	2.42	57.1	
	R3	1133(5)	1322(5)	1407(5)	3550	2.34	53.1	
420	C	1149(5)	1332(5)	1418(5)	5100	3.34	75.2	0.559
	R1	1215(5)	1406(5)	1490(5)	4220	2.67	67.0	
	R2	1186(5,7)	1370(5)	1450(5)	3550 (**)	2.18	55.7	
	R3	1122(5)	1298(5)	1373(5)	(3500)	2.17	51.7	

(*) P_2，オリフィス内流量再配分効果を含む。

(**) R_2，R_3 の C/R を反射体上部境界まで抜いた時の値。

(***) オリフィス平均出力チャンネル当りの流量。

Table 4.4.6 選定炉心A－Bの熱性能比較表

（選定炉心A／選定炉心B）

燃焼日数	燃料最高温度（ペミナル）℃	最小レイノルズ数	最小限界熱流束比
0	1197／1190	4060／4100	2.96／2.94
10	1166／1167	4030／4000	2.66／2.61
60	1209／1186	3910／3930	3.00／2.95
120	1242／1205	3810／3860	2.79／3.02
180	1248／1205	3740／3790	2.75／2.89
240	1242／1210	3670／3700	2.78／2.69
300	1242／1216	3600／3590	2.72／2.44
360	1219／1226	3550／3470(※)	2.34／2.30
420	1215／ —	3500／ —	2.17／ —

(※) C/Rパターン B/B/B/Bの為，径方向平坦化が悪い。
C/R操作法の最適化により改善可能。

Table 4.4.7 反応度制御計画 － 反応度収支（$\times 10^{-2}$, Δk_{eff}）

項目	MK－Ⅱ	改良MK－Ⅱ	選定炉心A	備考
1）室温 no BP			30.9	3次元計算値
2）定格 no BP	28.5	22.9	22.1	
3）室温	17.0	21.9	17.4	
4）定格	9.0	10.9	8.3	
5）定格 Xe価値	3.5	4.2	3.5	Xe ＋ Sm
6）運転余裕	1.0	1.0	1.0	
7）燃焼（制御棒）	4.5	5.7	3.7	
8）燃焼（ BP ）	19.5	12.0	13.8	
9）室温BP誤差			2.0	
10）定格BP誤差	2.9	1.8	2.1	
11）全制御棒価値	34.0	39.3	35.5	
12）2対スタック価値		8.3	13.0	
13）炉停止余裕		9.1	5.0	2対スタック
			6.4	1対＋1本スタック
14）RSS停止余裕		4.1	6.6	

Table 4.4.8 制御棒最大反応度価値と制御棒感度

項　　目	MK－Ⅱ	改良MK－Ⅱ	選定炉心A	備　　考
1) 制御棒最大反応度価値(Δk)				
室温時中心／対反応度価	0.091(C)	－	0.078(C)	
室温臨界時／　〃	－	0.033 (R_1)	0.022(C)	
高温臨界時／　〃 (400℃)	－	0.004*(R_1)	0.018(C)	*：30%出力時
定格運転時／　〃	0.016(C)	0.006 (R_{23})	0.0117(R_1)	
2) 制御棒感度 (10^{-4}Δk/cm/本)				
室温臨界時	－	－	$C^{max}0.53$ **	
	－	－	$R_1^{max}0.39$ **	**:制御棒1本のワースを対の90%とした。maxの値は臨界近傍の値，minの値は駆動範囲中の最小値である。
高温臨界時 (400℃)	－	－	$C^{max}0.59$ **	
	－	－	$R_1^{max}0.20$ **	
定格運転時	部分的に 1.0×10^{-4}Δk/cm/本を上廻る可能性がある	$C^{max}1.2$	$C^{max}1.05$ **	
		$C^{min}0.23$	$C^{min}0.027$ **	
		$R_1^{max}0.77$	$R_1^{max}0.99$ **	
		$R_1^{min}0.026$	$R_1^{min}0.073$ **	
		$R_{23}^{max}0.23$	$R_2^{max}0.057$ **	
		$R_{23}^{min}0.008$	$R_3^{max}0.036$ **	

Table 4.4.9 制御棒引き抜き計画　　選定炉心 A

ステップ	C／R				keff	感　度 10^{-4}Δk/cm/本	備　　考
	C	R_1	R_2	R_3			
1	7	7	7	7	0.81918_8		3次元計算
2	7	7	B	B	0.95198_8		
3	7	6	B	B	0.95776_6		
4	6	6	B	B	0.96113_3	C 0.53*	*印 1本のワースを対の90%とした。
5	6	5.5	B	B	0.98643_3		
6	6	5.25	B	B	1.00233_3	R_1 3.39*	低温臨界
7	5.5	4.25	B	B	0.99809_9	C 2.59* R_1 2.20*	高温臨界(400℃)
8	2.75	1.5	B	B	1.01110_0	C 1.05* R_1 0.99*	定格初期

Table 4.4.10　制御棒機能分類の検討（選定炉心A）

ケース番号	BU	計算モデル	C/R C	R_1	R_2	R_3	keff	出力密度 P^{max}	位置	Tf^{max} ノミナル/システム^{max}	Re^{min}	$P_1{}^{min}$	$P_2{}^{max}$	CHFR	中心C/Rワース	感度 10^{-4}/cm/本	備考
142−1	0	2D	2.75	1.5	B	B	1.00674	3.94	5(下)	1190/1279	4237	0.993	1.035	2.82	C 0.00934 R_1 0.0117	C 1.09 * R_1 0.98 *	*印　1本のワースを対の90%とした Base case
2	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01110	3.83	5(下)	1192/1280	4098	0.96	1.034	2.94	C 0.00985 R_1 0.0117	C 1.05 * R_1 0.99 *	〃
3	〃	2D	R S 2.75/2.75	1.5	B	B	1.00764	3.90	5(下)	1187/1276	4243	0.999	1.035	2.90	R+S 0.00844		C左側Reg Rod／右側Shim Rod
4	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01176	3.79	4(下)	1181/1269	4098	0.96	1.034	3.02	R+S 0.00919		Reg Rod 5w/o，吸収体肉厚6㎜
5	〃	2D	1.75/2.75	1.5	B	B	1.00879	3.89	4(下)							0.202	
6	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01297	3.80	4(下)	1176/1268	4082	0.96	1.034	3.08		0.212	
7	〃	2D	0.75/2.75	1.5	B	B	1.00915	3.88	4(下)	1185/1272	4223	0.995	1.035	2.99		0.063	
8	〃	2D	0 /2.75	1.5	B	B	1.00920	3.88	4(下)	1187/1273	4220	0.995	1.035	3.00	0.00156		
9	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01344	3.78	4(下)	1183/1267	4073	0.96	1.034	3.13	0.00168		
10	〃	2D	3.0 /2.75	1.5	B	B	1.00681	3.91	5(下)	1190/1277	4250	0.997	1.035	2.89		0.582	
11	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01126	3.80	5(下)	1190/1278	4094	0.96	1.034	3.01		0.351	
12	〃	2D	4.0 /2.75	1.5	B	B	1.00227	3.83	5(下)	1210/1301	3987	0.95	1.034	2.86		0.796	
13	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.00695	3.73	5(下)	1216/1306	4145	0.94	1.044	2.92		0.756	
14	〃	2D	2.75/2.75	1.5	—	—	1.00839	3.84	4(下)	1184/1277	4266	0.996	1.032	2.88			
15	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.01298	3.76	4(下)	1184/1271	4116	0.97	1.036	3.01			
16	〃	2D	2.75/2.75	1.5	1.0	—	1.00464	4.11	5(下)	1204/1293	4175	0.97	1.045	2.95		R_2 0.157 *	
17	〃	2D	2.75/2.75	1.5	1.0	1.0	1.00394	4.17	5(下)	1208/1298	4160	0.97	1.047	2.97			
18	〃	3D	〃	〃	〃	〃	1.00785	4.02	5(下)								
19	〃	2D	2.75/2.75	1.5	2.0	2.0	0.99483	4.81	5(下)	1263/1358	3918	0.91	1.069	2.53			
20	0	2D	7 / 7	7	7	7	0.77079	8.81	2(中)								低温Lib使用，炉停止余裕の検討
21	〃	3D	〃	〃	〃	〃	0.82618	6.64	2(中)								〃　〃
22	120	2D	2.25/2.25	1.75	B	B	0.99469	4.55	4(下)								
23	〃	〃	1.25/2.25	1.75	B	B	0.99531	4.54	4(下)							0.109	
24	〃	〃	2.5 /2.25	1.75	B	B	0.99409	4.55	5(下)							0.421	
25	〃	〃	3.0 /2.25	1.75	B	B	0.99231	4.60	5(下)							0.624	
26	360	2D	1.5 / 1.5	0.75	B	B	0.99524	4.35	2(下)								
27	〃	〃	0.5 / 1.5	0.75	B	B	0.99639	4.51	2(下)							0.202	

Table 4.4.11　動特性パラメータ（炉心 A）

項　　目	0 日定格出力	120 日定格出力
即発中性子寿命 ℓp　S^{-1}	9.141×10^{-4}	8.306×10^{-4}
遅発中性子割合 Beff	6.924×10^{-3}	5.955×10^{-3}
β_1（$\lambda_1=0.0127$　S^{-1}）	2.60×10^{-4}	2.23×10^{-4}
β_2（$\lambda_2=0.0317$　S^{-1}）	1.468×10^{-3}	1.294×10^{-3}
β_3（$\lambda_3=0.115$　S^{-1}）	1.302×10^{-3}	1.131×10^{-3}
β_4（$\lambda_4=0.311$　S^{-1}）	2.818×10^{-3}	2.386×10^{-3}
β_5（$\lambda_5=1.4$　S^{-1}）	8.94×10^{-4}	7.60×10^{-4}
β_6（$\lambda_6=3.87$　S^{-1}）	1.82×10^{-4}	1.61×10^{-4}
原子数密度摂動（$\delta K\cdot N/\delta N\cdot K$）		
C	0.2017	0.2134
^{235}U	0.3482	0.2761
温度係数　$K^{-1}(\partial K/\partial T)$*		
ドップラー係数（1073°K）	-3.45×10^{-5}	-3.42×10^{-5}
散乱核温度係数（　〃　）	-9.54×10^{-5}	-1.51×10^{-5}
炉心等温温度効果**（$\Delta k/k$）（300→673°K）	-4.58×10^{-2}	――

*　3.6 w/o 濃縮度燃料格子計算

**　格子計算の場合　-6.07×10^{-2}となる。

ブロック	中心オリフィス CB	中心オリフィス SB	第1オリフィス SB	第1オリフィス CB	第1オリフィス SB	第2・3オリフィス SB	燃料濃縮度
1		6本	6		6	0	4.1 w/o
2		6	6		6	0	4.1 w/o
3		9	9		9	0	3.6 w/o
4		9	9		9	0	3.6 w/o
5		9	9		9	0	3.6 w/o
6		3	3		3	0	2.6 w/o
7		3	3		3	0	2.6 w/o

Fig. 4.4.1　炉心内燃料ＢＰ装荷図

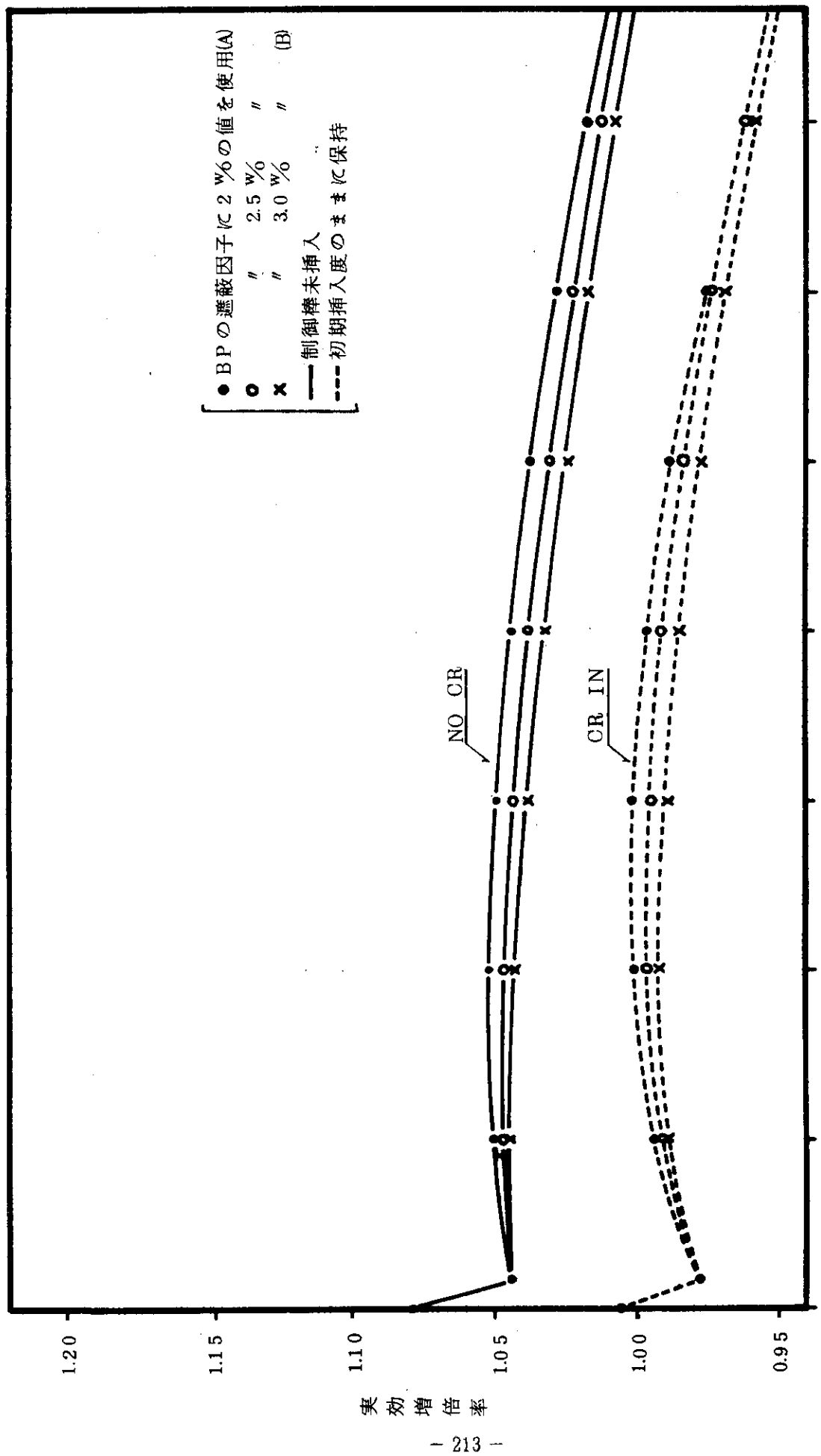
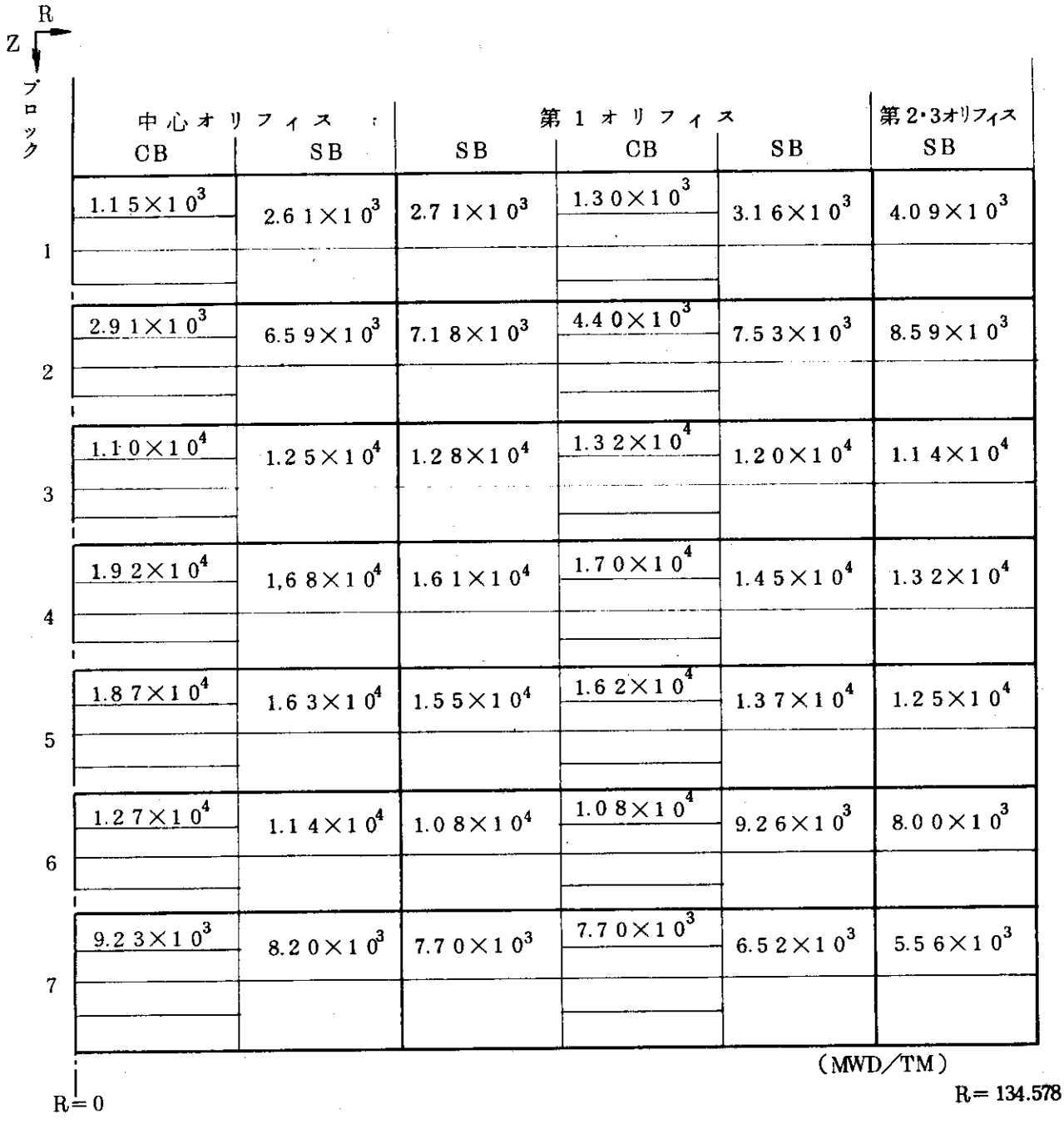


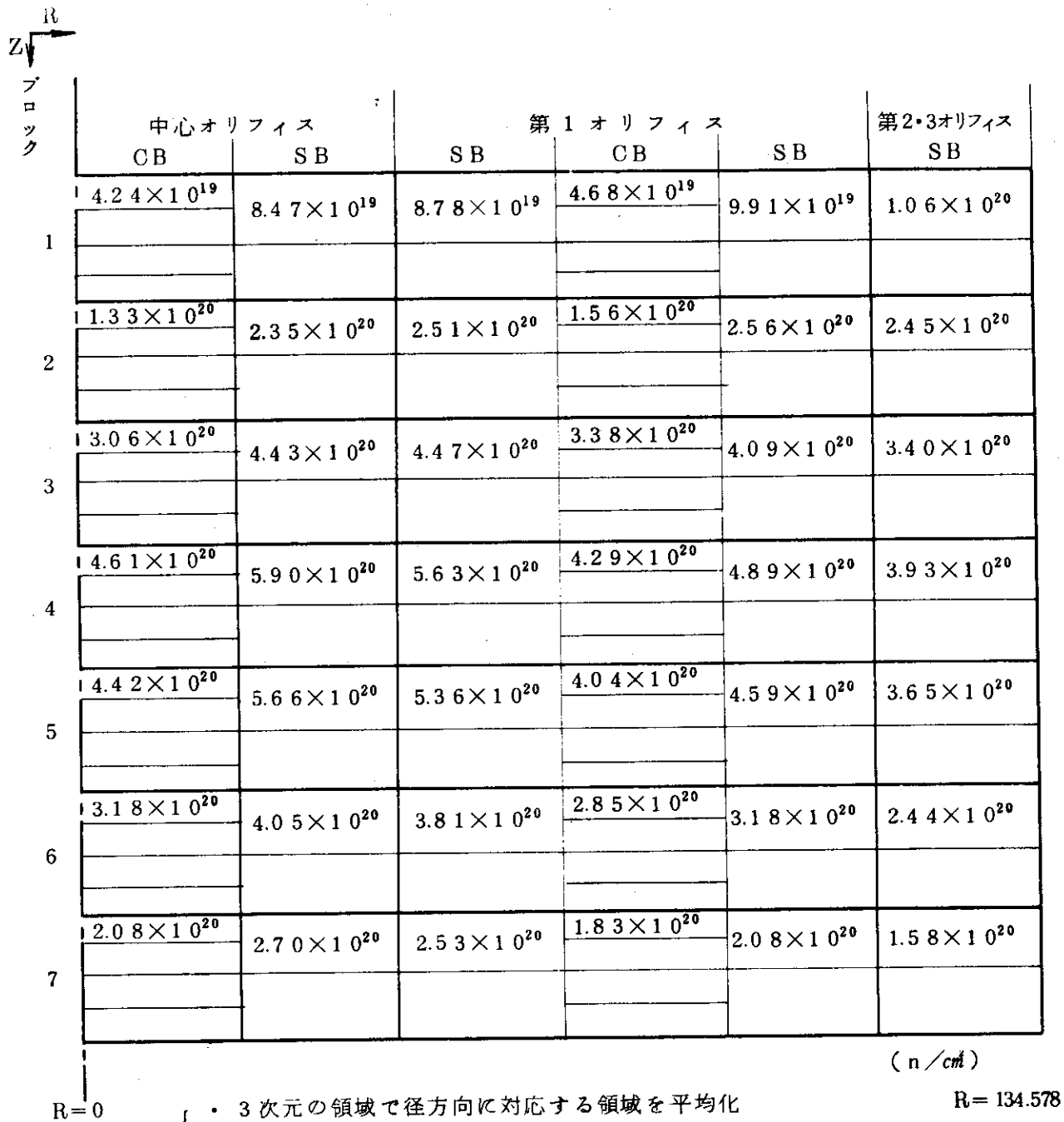
Fig. 4.4.2 速定炉心燃焼特性（2次元）



{ • ３次元の領域で径方向に対応する領域を平均化
• 各軸方向ブロックの上部領域のみ表示

３６０日での最大燃焼度…… 1.92×10^{4} MWD／TM

Fig. 4.4.3　主な領域の平均燃焼度（選定炉心Ａ，３６０日）



・ 3次元の領域で径方向に対応する領域を平均化
・ 各軸方向ブロックの上部領域のみ表示

360日での最大高速中性子照射量…… 5.90×10^{20} n/cm²
（領域平均値，183KeV以上）

Fig. 4.4.4　主な領域の平均高速中性子照射量（選定炉心A，360日）

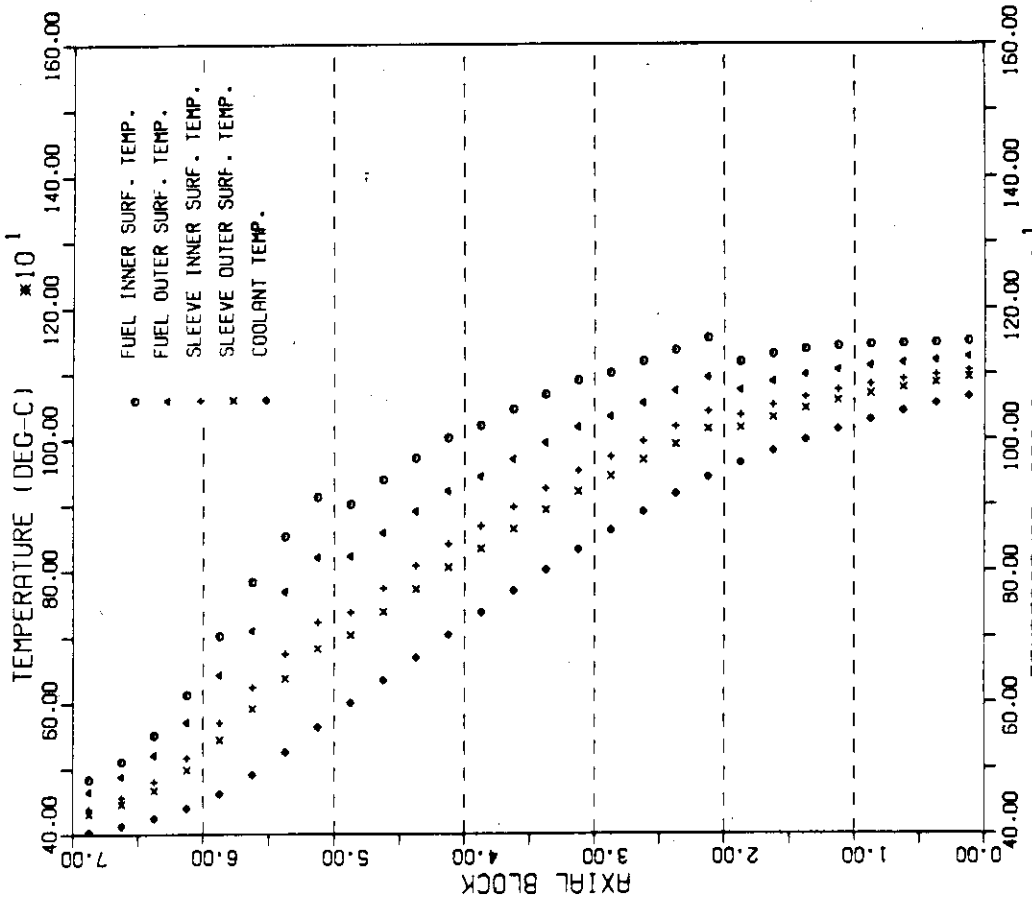


Fig. 4.4.6　軸方向温度分布（燃焼　10日）

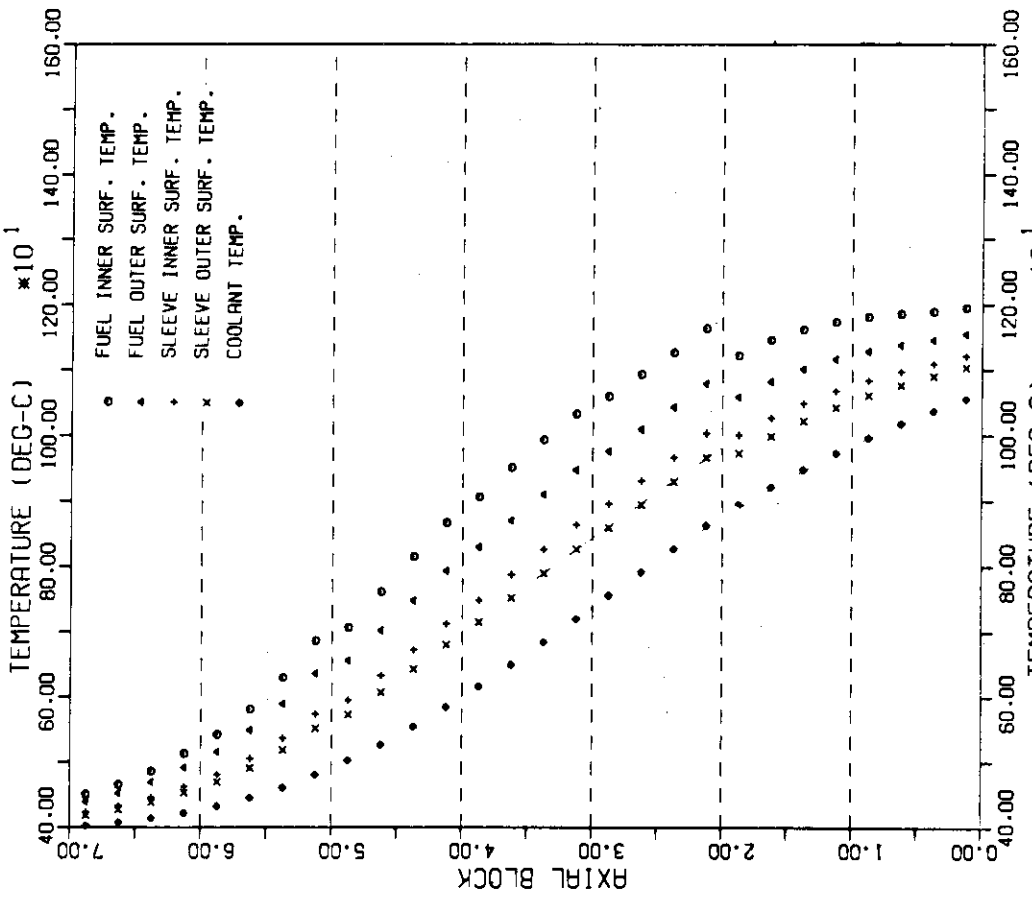


Fig. 4.4.5　軸方向温度分布（燃焼　0日）

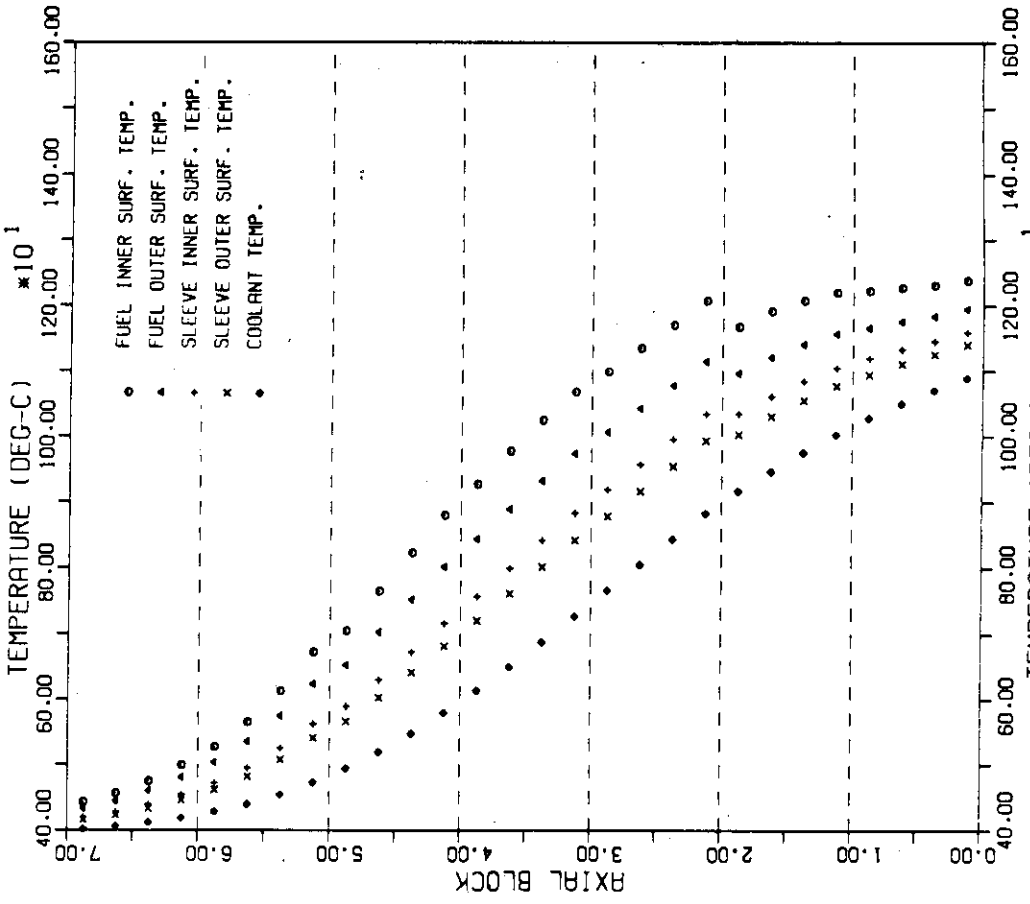


Fig. 4.4.8　軸方向温度分布（燃焼　120日）

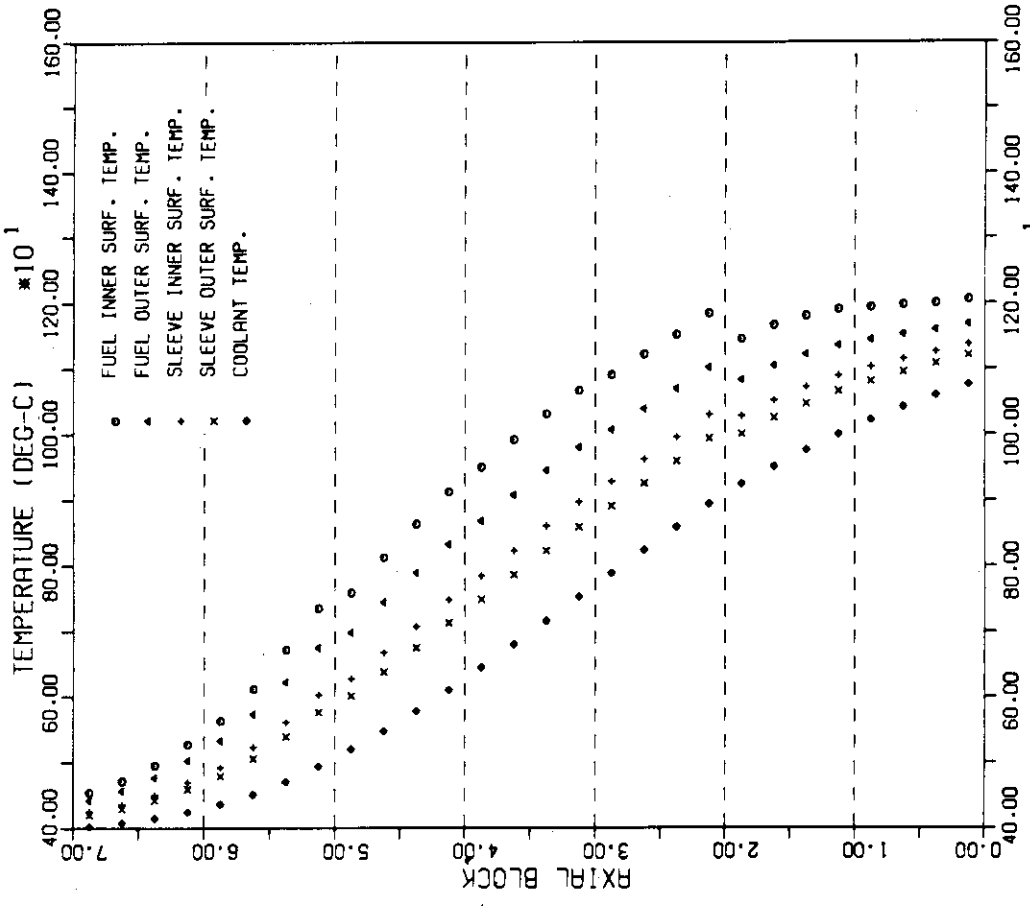


Fig. 4.4.7　軸方向温度分布（燃焼　60日）

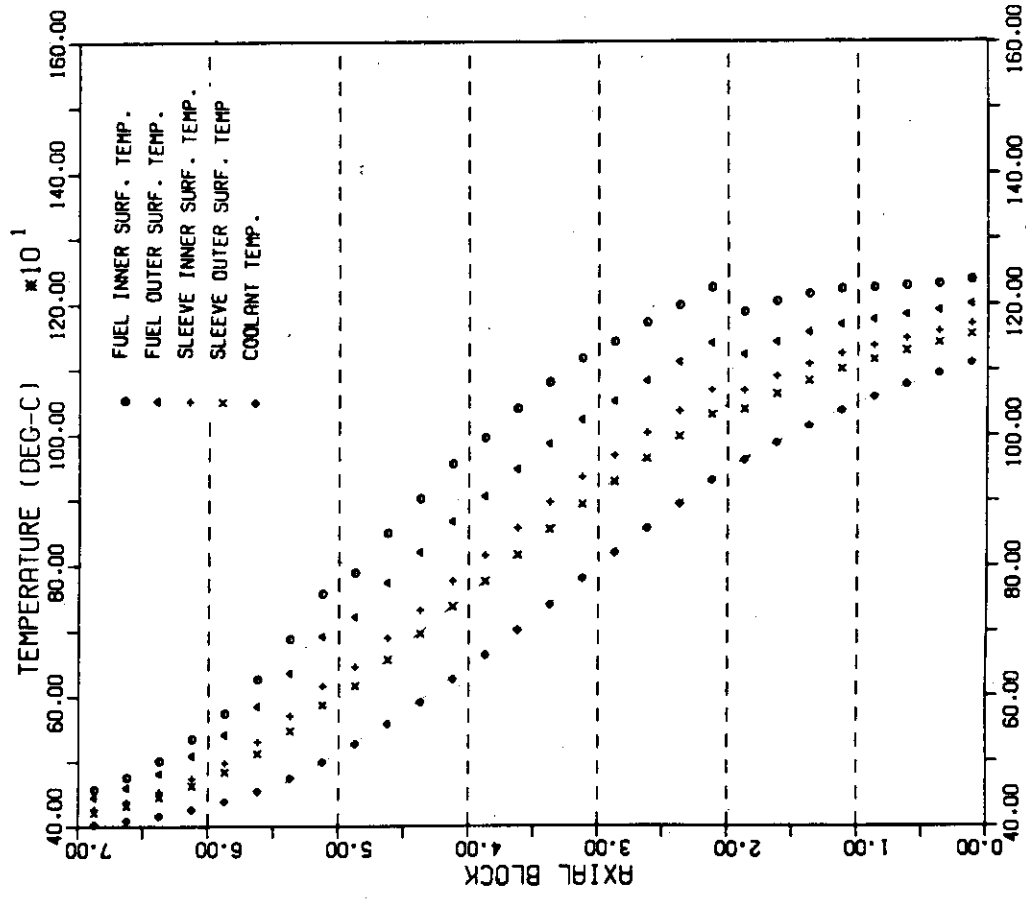


Fig. 4.4.10 軸方向温度分布（燃焼 240日）

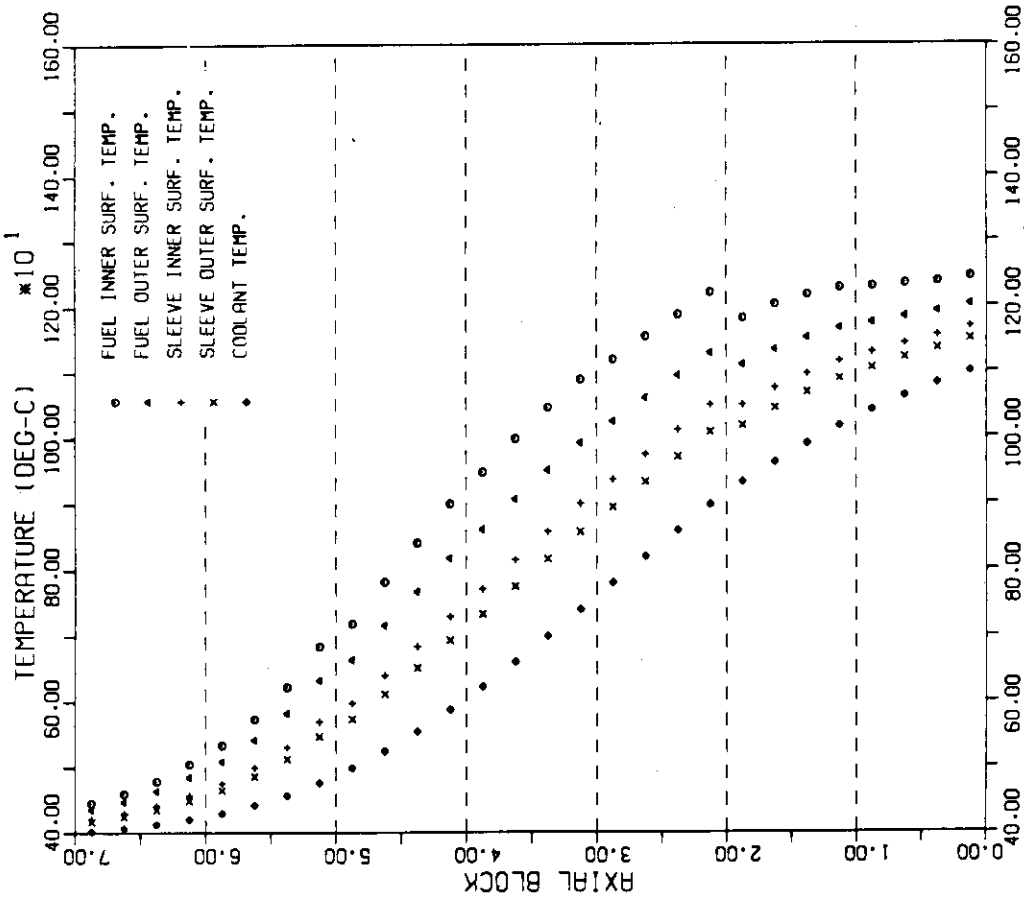


Fig. 4.4.9 軸方向温度分布（燃焼 180日）

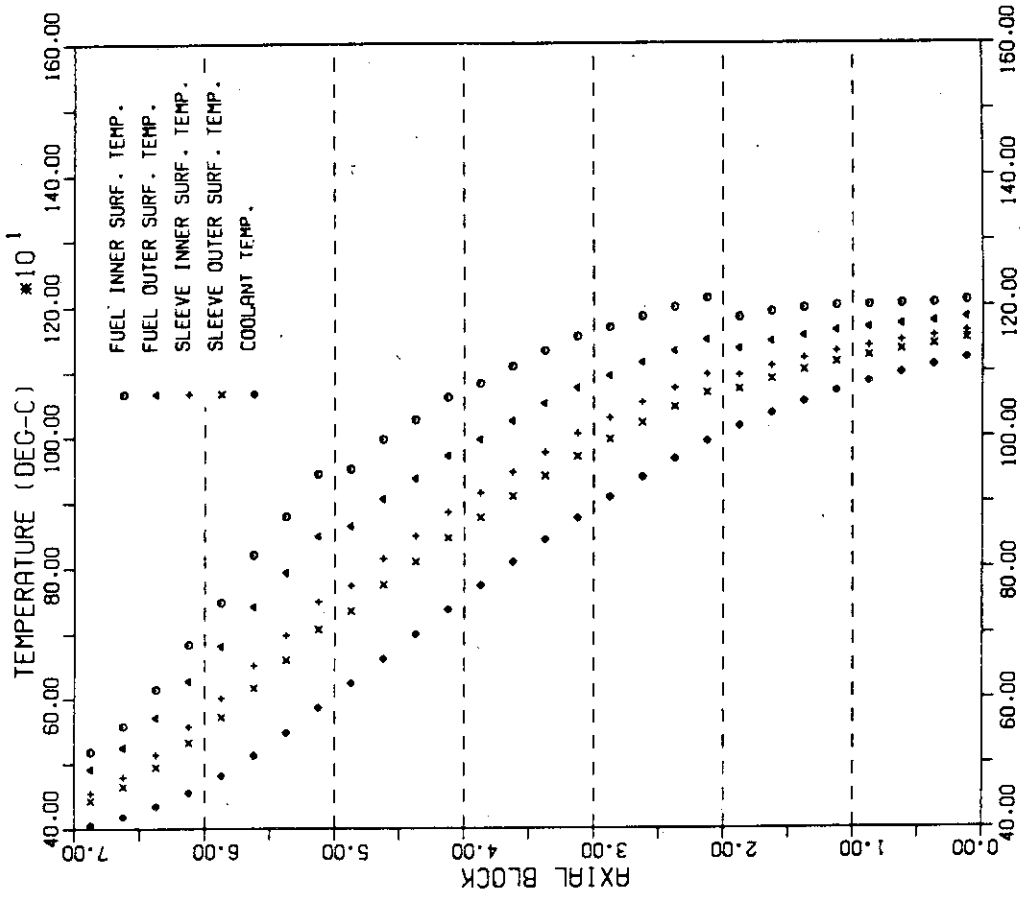


Fig. 4.4.12 軸方向温度分布（燃焼　360日）

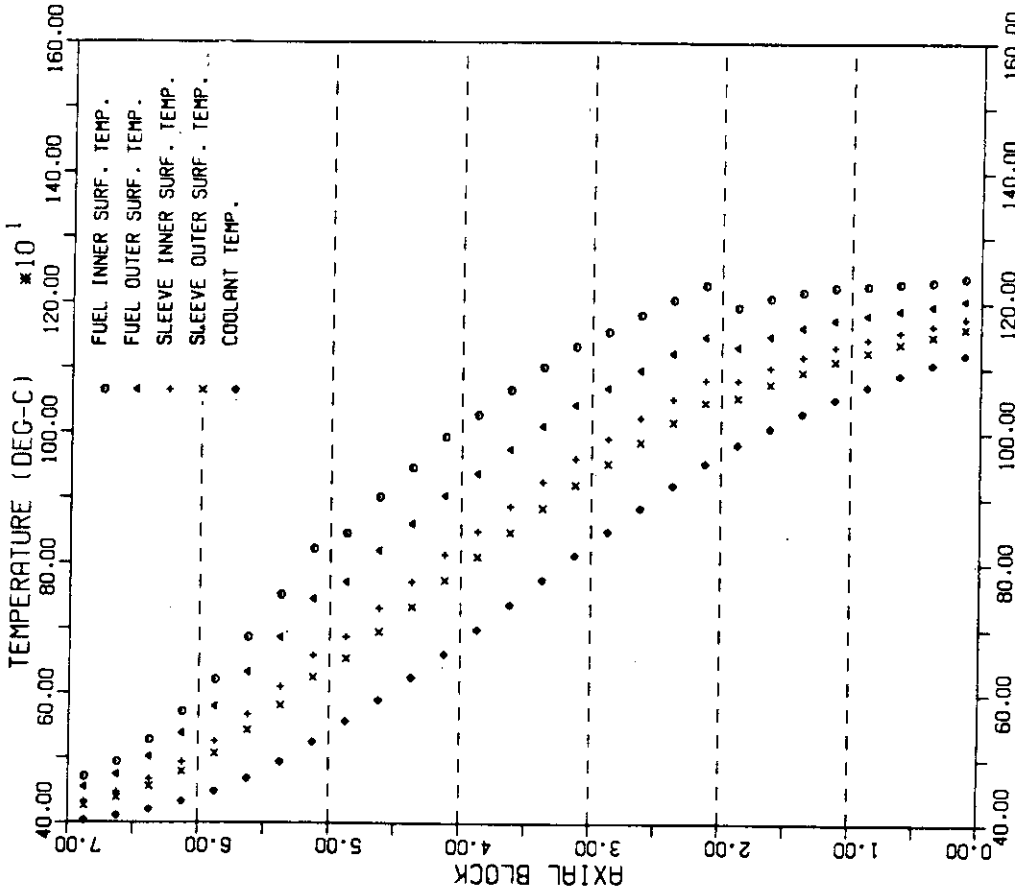


Fig. 4.4.11 軸方向温度分布（燃焼　300日）

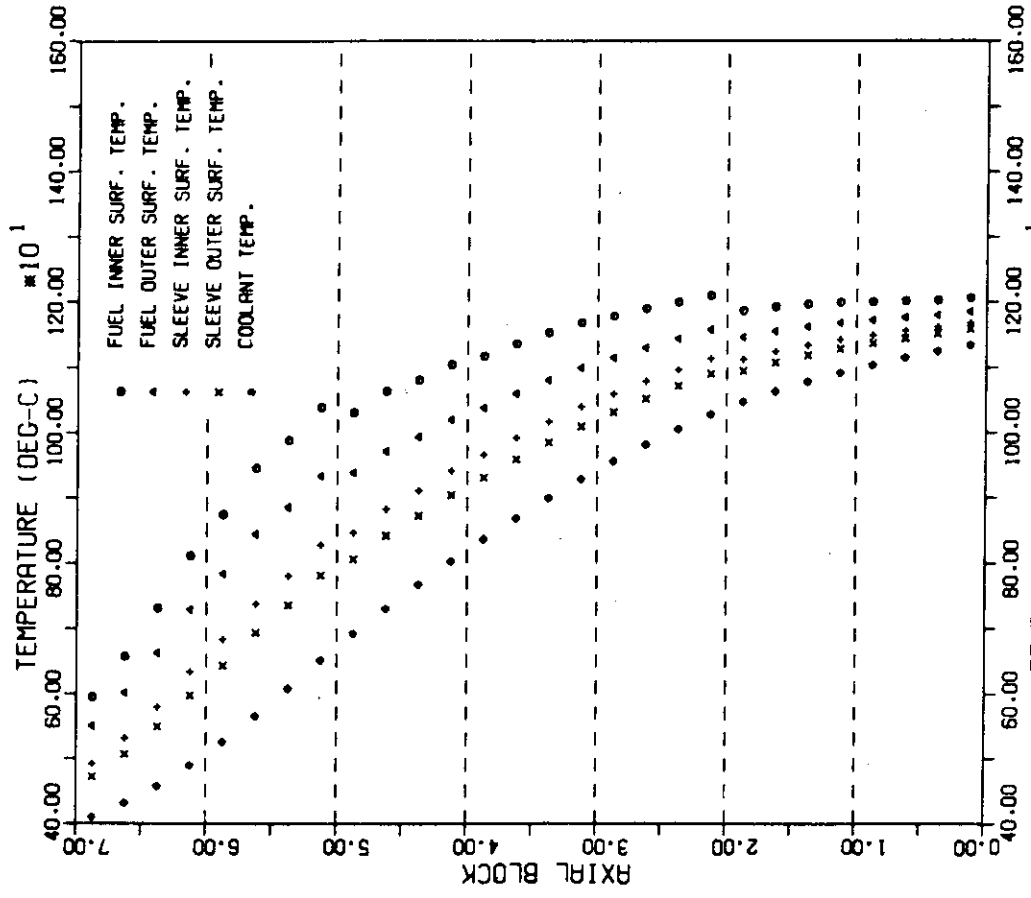


Fig. 4.4.13　軸方向温度分布（燃焼　４２０日）

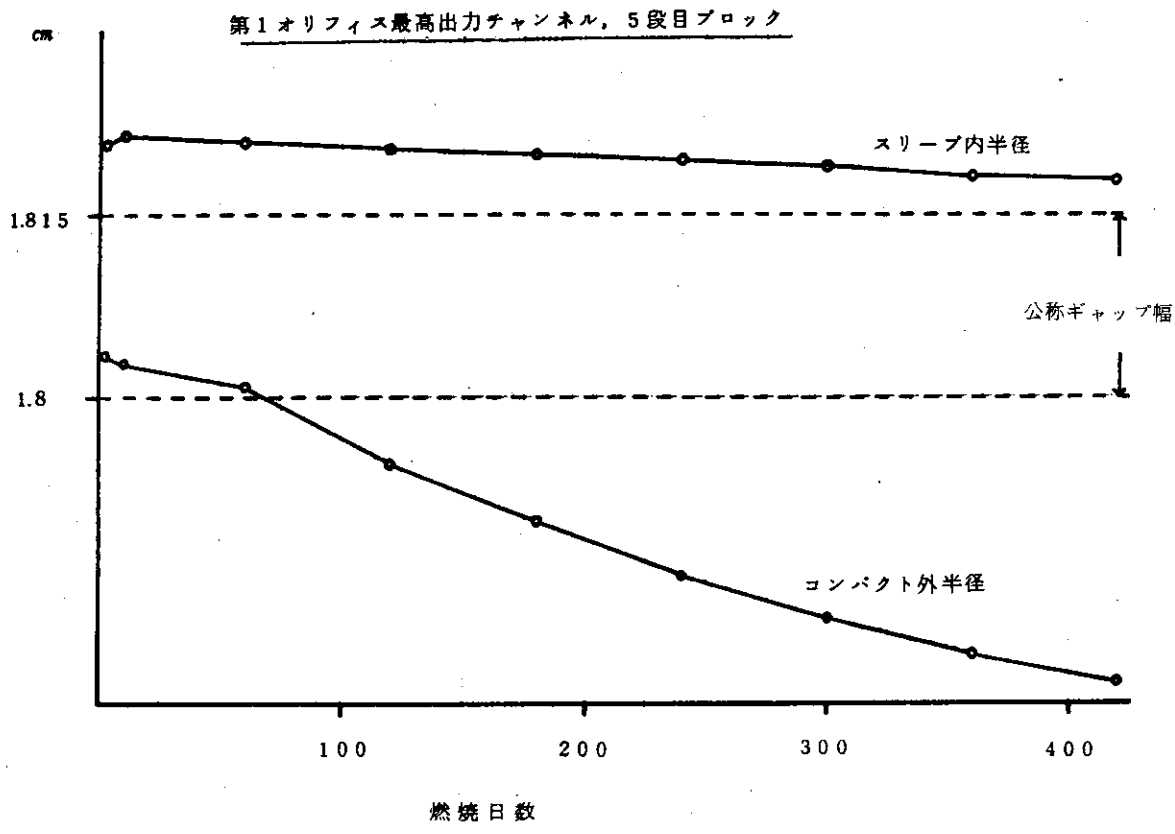


Fig. 4.4.14　照射による燃料ギャップ幅

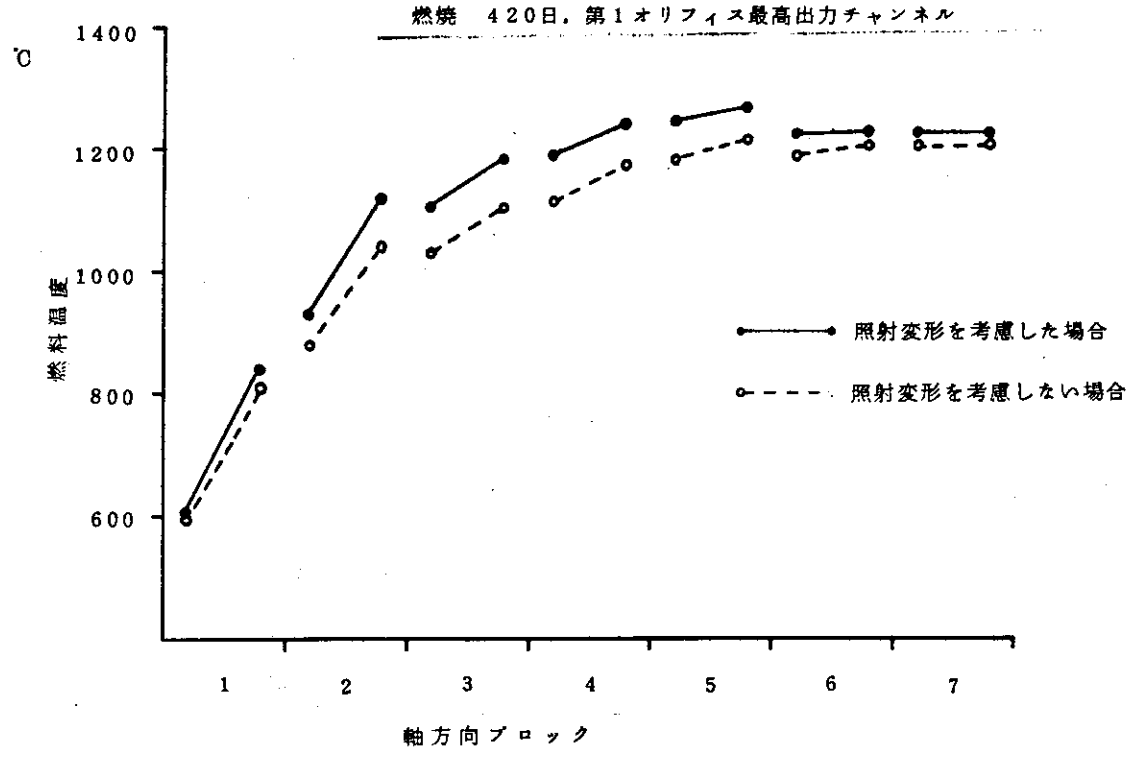


Fig. 4.4.15　照射による燃料温度分布の変化

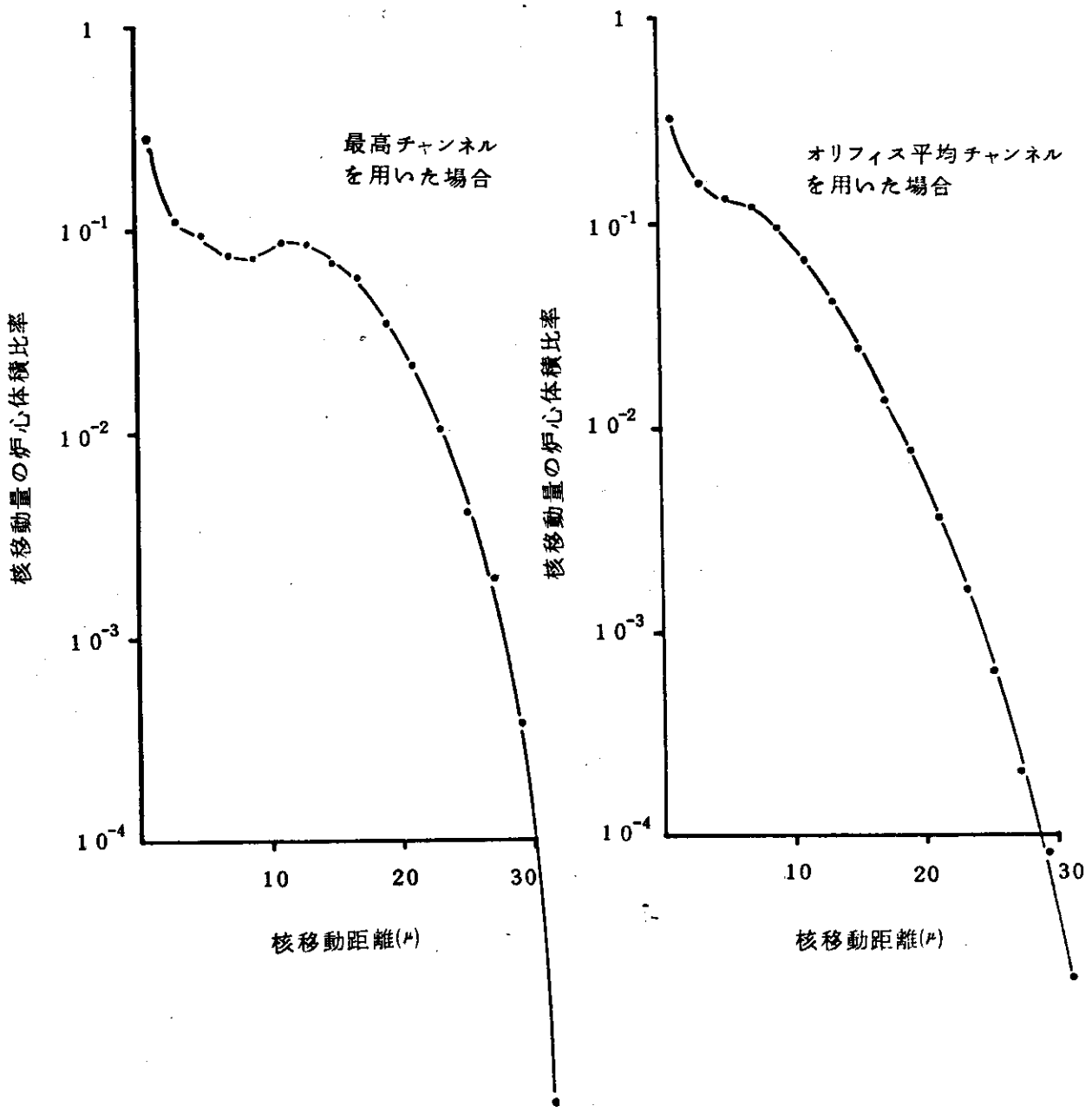


Fig. 4.4.16　核移動量微分スペクトラム（420日）（システマティック，ランダム因子を考慮）

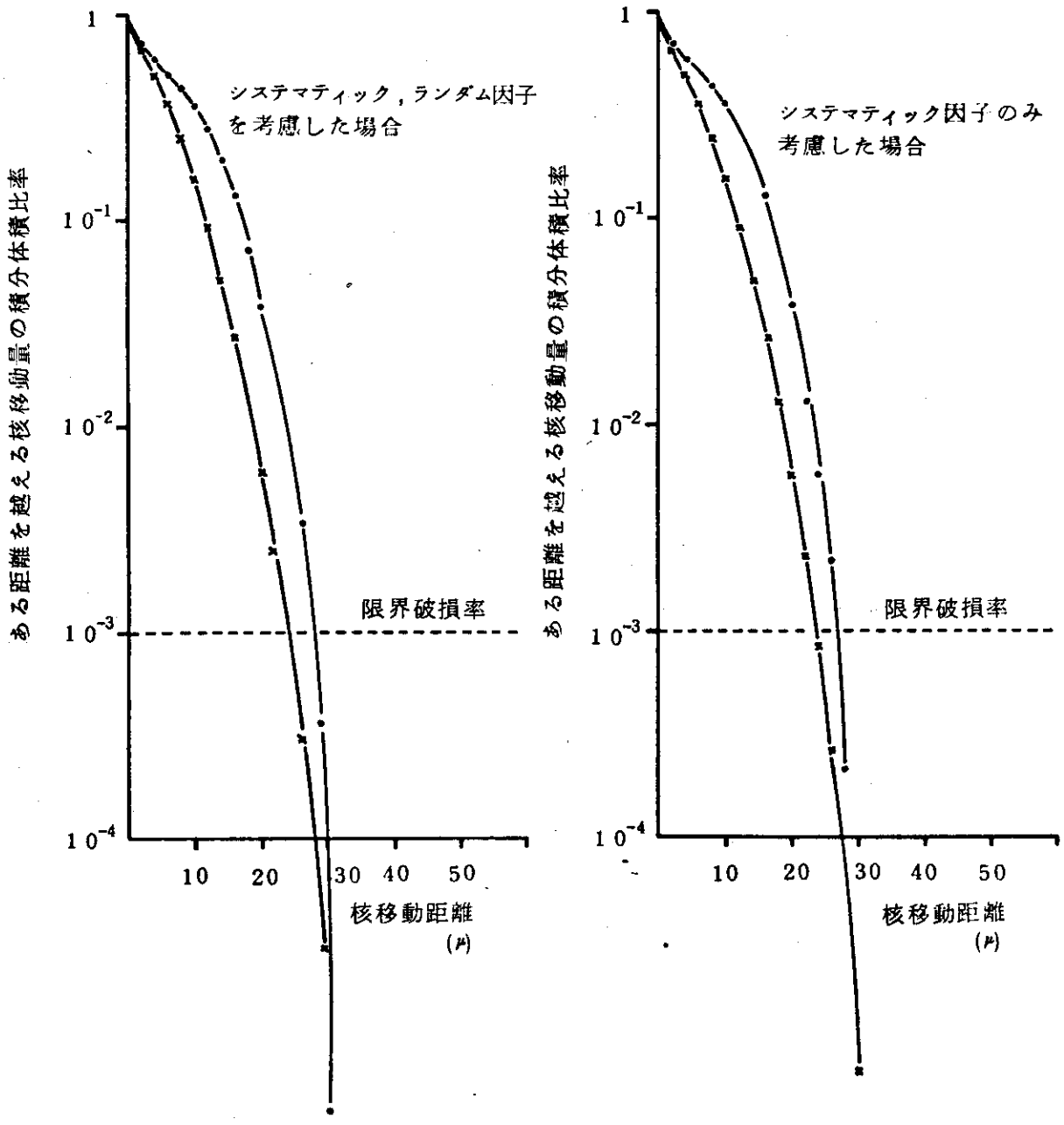


Fig. 4.4.17　核移動量積分スペクトラム（420日）

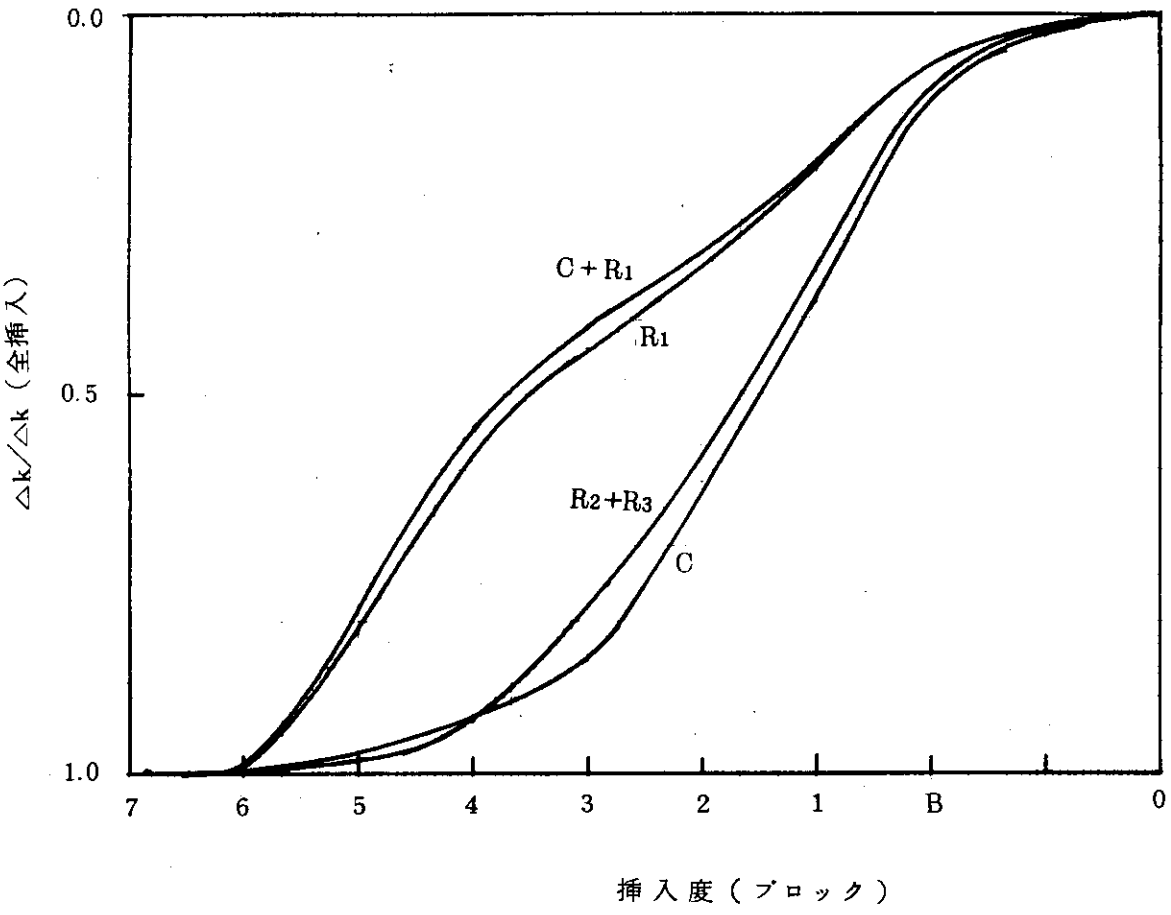
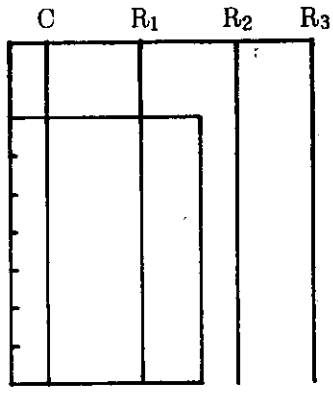
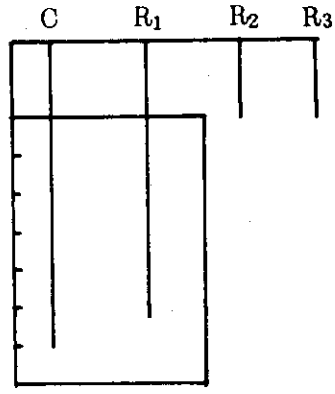


Fig. 4.4.18　制御棒反応度曲線　　（選定炉心A，初期，定格温度）

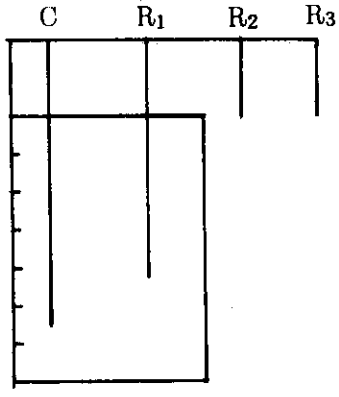
室　温（３００K）



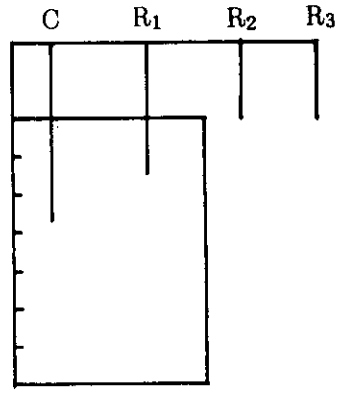
室　温　臨　界



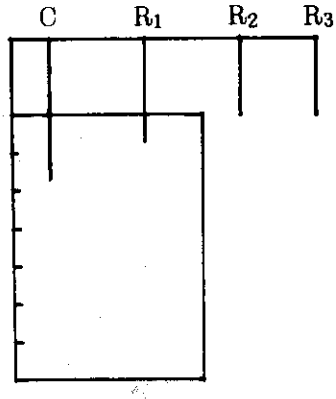
高温臨界（４００℃）



定格初期（hot clean）



定格運転開始（１０日）



燃　焼　末　期

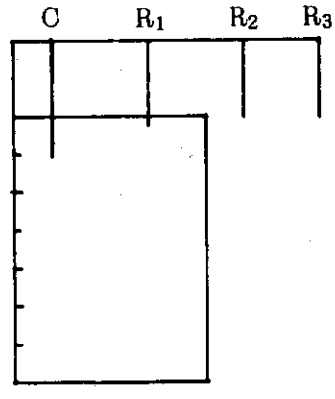


Fig. 4.4.19　制御棒引き抜き計画　（選定炉心 A）

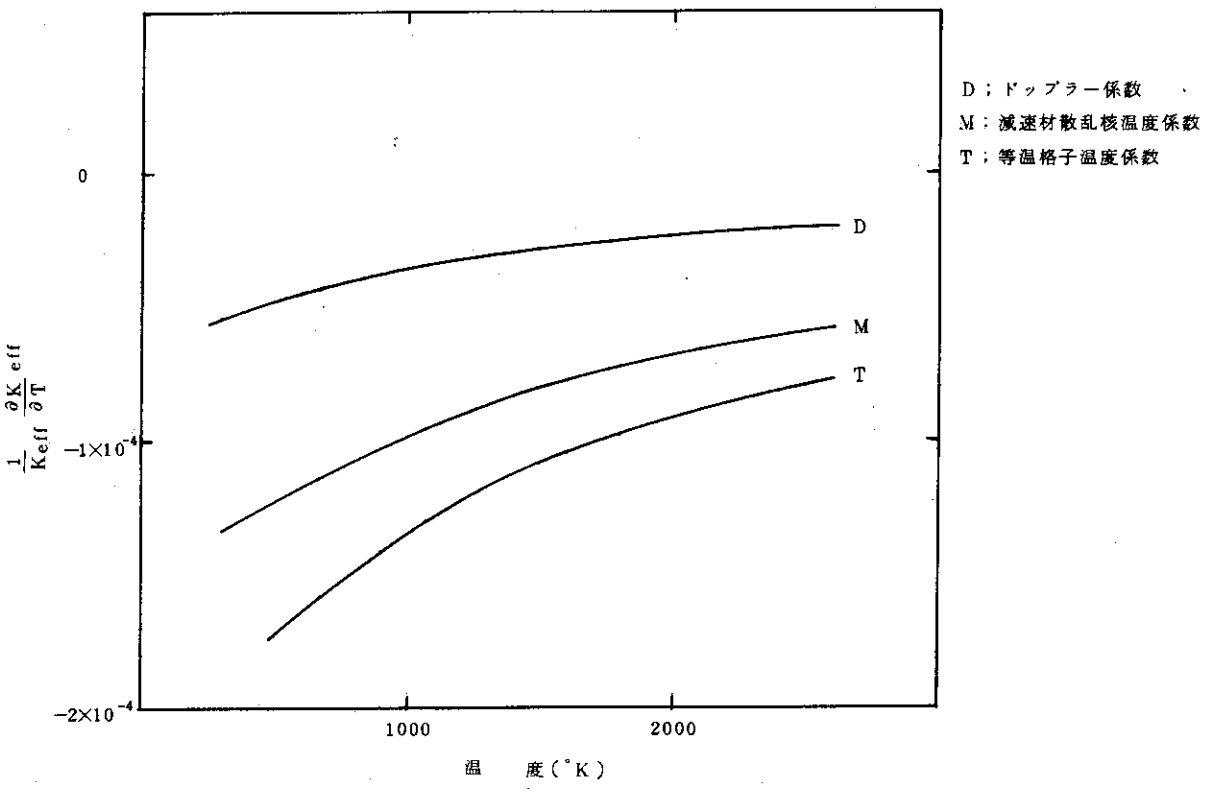


Fig. 4.4.20　3.6 w/o 濃縮度燃料の温度係数（0日）

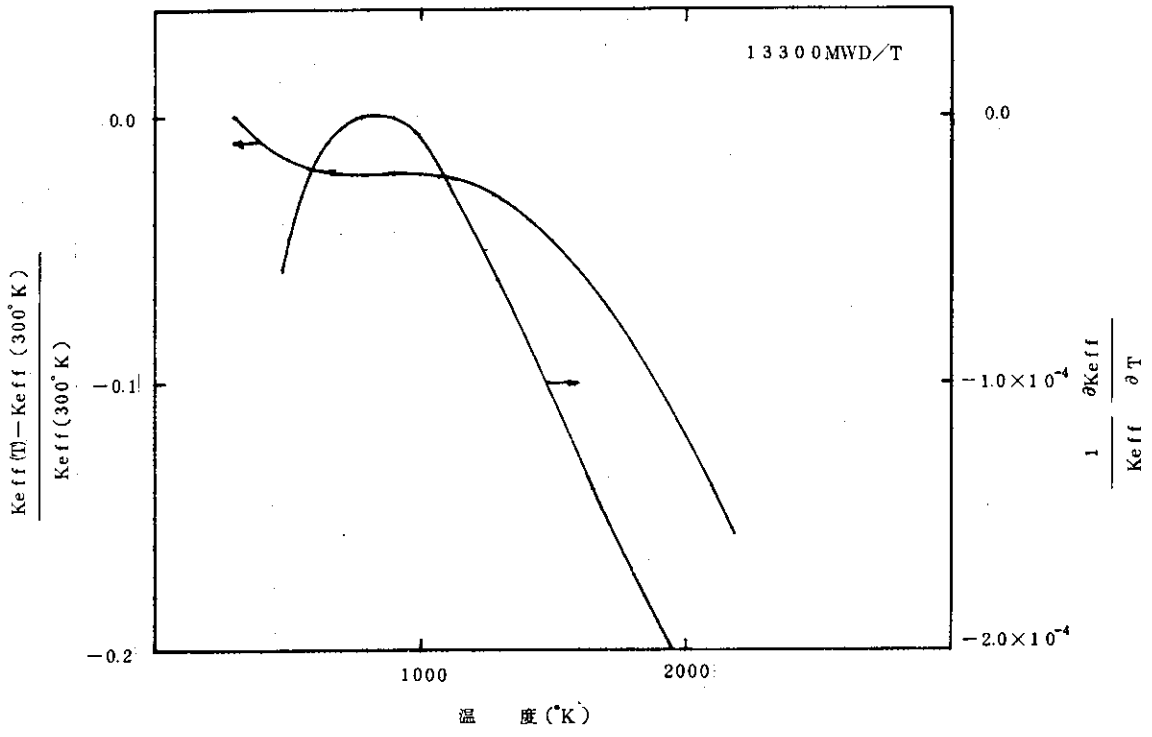


Fig. 4.4.21　EOL 格子等温温度効果

4.5 総合評価

(1) 基準，指針の達成度

本検討における基準，指針の達成度はTable 4.1.1に示した通りである。基準Aについては満たしえない，あるいは満足しても余裕が少ない以下のような項目があるが，これらは径方向一様濃縮度燃料装荷炉心を前提とした場合，その大巾な改善は必ずしも容易ではないと思われるが，設計余裕の改善を目ざしなお詳細な追求が必要といえよう。

(i) 反応度炉停止余裕

可燃性毒物解析誤差や余剰反応度評価誤差の減少を計るかあるいはこれら解析誤差を可燃性毒物装荷量の調整により相殺することにより，なお余裕増加の可能性があろう。

(ii) 制御棒最大反応度価値

余裕が少なく定格出力状態では特に厳しいものとなっている。制御棒反応度価値に対する解析誤差やXe & Sm蓄積時の運転余裕ならびに反応度に対する解析誤差を考慮すると，初期余剰反応度の0.08 Δk_{eff} の低減には困難があると思われるが，制御棒最大反応度価値の低減は設計上の重要な課題であり，さらにその可能性の追求が必要といえよう。

(iii) 制御棒感度

EOLでは出力の平担化を計る関係上リング2，3の制御棒が使用できず，中心制御棒を微調整棒として使用しなければならないが，その中心制御棒対のうちの1本を諸元変更し微調整専用棒として分類使用することにより余裕をもって基準を満たしうる。但し，この場合には炉停止余裕についての検討が必要である。

(iv) 炉心反応度回復量

炉心Aでは0.024 Δk_{eff}，炉心Bでは0.013 Δk_{eff} 程度であるが，これらは可燃性毒物の諸元と装荷法の改善により低減可能であろう。

(v) 最小レイノルズ数

EOLにおいて余裕が不足となり，その改善の可能性は出力分布の改善の可否に依存するが，その余地は少ないと考えられる。

(2) 燃料特性，動特性及び安全性に関する考察

(i) 定格運転時スリーブ応力

炉心Aで燃焼を通じて最大出力の生じる場所はMk −Ⅲ改良炉心（第3章記述）と同様，中心オリフィスの炉心上部から2段目燃料体下端である。一方，照射量最高の領域はもっと下部で，約1.5倍程度である。これらのデータからみて応力上大きな問題が発生する可能性は少ないと予測される。

(ii) 制御棒逸出事故時スリーブ応力

Table 4.5.1からわかるように，30%出力状態からの制御棒逸出事故時スリーブ応力はMk −Ⅲ改良炉心に較べて，制御棒の挿入度が深いため事故発生時の出力が下方側に大きくふくらむと予想され，温度係数がより正になること及び制御棒最大反応度価値が大きいこともあり，制御棒の引抜き手順をさらに検討する必要があろう。

(iii) 炉心安定性

Table 4.5.1 からわかるように，温度係数がより正側であること及び制御棒感度が大きいことの効果を検討する必要がある。

(iv) 制御棒逸出事故特性

30 %出力状態からの事故に対しては，(ii)でも述べたように制御棒挿入度が深いこと及びドップラー係数が小さいことの効果を検討する必要があろう。

一方，定格出力状態からの事故では事故開始時の状態はMk－Ⅲ改良炉心と大差がないと考えられるが，燃料最高温度が燃焼の進んだ段階で高いこと，ドップラー係数が小さいこと，制御棒最大反応度価値が大きいことの効果を十分検討する必要がある。

(v) LOCA時の炉心温度上昇

最大出力はMk－Ⅲ改良炉心より小さく，発生する場所も冷却材温度の低い側にあるので，燃料温度に関しては問題ないと推測されるほか，上部圧力容器温度に関しても大差ない性能となろう。なお，出力分布が平担化されているだけ安全性が高まっていると考えられる。

(3) 結　論

以上の結果から，径方向一様濃縮度燃料装荷方式に対して次のことが結論される。

i) 基準をほぼ満たす炉心の実現が可能であるが，余裕という点では十分とはいえない。また，最終設計炉心からの大巾な性能改善の可能性も少ないと思われる。

ii) 又，制御棒機能分類の利点は主に感度の減少にあらわれる。

iii) 一方，装荷の単純性に関しては，燃料濃縮度は3種でも十分な性能を得られる見通しとなったが，可燃性毒物の装荷状態についてはなお改善の余地があろう。

以上より，今後の課題として次の2点が指摘される。

iv) 燃焼を通じて出力分布をより改善できるような制御棒パターン，可燃性毒物装荷法の更に詳細な検討が必要であろう。

v) Hot－clean 状態での炉心余剰反応度 0.08 Δk_{eff} の設定が設計を大きく左右するが，これは核特性解析誤差に強く影響されるものであり，例えば可燃性毒物の反応度価値に対する解析誤差（15 %）の改善，などによりこの余裕を低減できれば，炉停止余裕や制御棒最大反応度価値の改善が期待できる。

Table 4.5.1　動特性，安全性のためのパラメータ比較

項　　目	改良マークⅢ	選定炉心A
既発中性子寿命　　S^{-1}	6.2　×10^{-4}	7.9　×10^{-4}
遅発中性子発生割合	6.50　×10^{-3}	5.5　×10^{-3}
ドップラー係数[1]	−6～−8×10^{-5}	−2～−5×10^{-5}
減速材散乱核温度係数[1]	1～−8×10^{-5}	4～−13×10^{-5}
システマテックTfが最高となる時の $(P_1 \times P_2 \times P_3)max$	1.15	1.17
30%出力時C/R挿入度 (C_1, R_1, R_2, R_3)	(4, 4, 4, 4)	(5.5, 4.25, B, B)
最大制御棒反応度価値（対）		
定格出力時[2]	0.006　(R_{23})	0.012　(R_1)
30%出力時[2]	0.004＊(R_1)	0.018　(C)
制御棒感度[2] 最大 (10^{-4}△k/cm/本)	0.07　(R_1)	1.05　(C)
〃　[2] 最少(　〃　)	0.026	0.027

1）改良マークⅢは燃料温度係数，減速材温度係数である。

2）改良マークⅢ値はR－Z計算による。

5. 結　　論

多目的高温ガス実験炉の第1次概念設計においてMk－Ⅲ炉心が設計されたが，このMk－Ⅲ炉心では炉停止余裕が少ないこと及び最小レイノルズ数が高められないことが課題とされた。そこでその後，炉停止余裕の増加を柱に制御棒最大反応度価値の低減など安全上の余裕増加，及び最小レイノルズ数増加や燃料最高温度低減などの熱流動条件の改善や制御棒感度低減など運転上の余裕増加を計ることの可能性が3次にわたり検討されたが，その結果については前章までに述べてきた。

これらの検討ではいづれも第1次概念設計で設定された炉体構造を変更しないとの考え方が基本条件とされた。即ち，炉容器を始めとし炉心周辺構造物や炉心構成物の構造，寸法は不変とすることを前提とした。従って，炉心についていえば，炉心大きさ（高さ4m，燃料カラム数73，軸方向燃料体積重段数7），燃料体構造・寸法（平径299mm，制御棒及び後備停止系挿入孔径104mm，燃料棒装荷本数：標準ブロック12本，制御ブロック3本，冷却孔径 50mm）及び燃料棒形状・寸法（中空型，外径 46mm，等）は変えず，設計条件としての燃料炉内滞在時間を変更したほかにはあくまで燃料装荷方法（燃料濃縮度のレベルとその炉内配分）及び可燃性毒物装荷方法のみの変更を原則とした。又，このほかMk－Ⅲ炉心設計において前提とされた，実験炉基本条件は勿論のこと燃料内発熱量（全発熱量の95％で47.5 MW），炉心冷却材有効流量（全流量の90％），炉心入口冷却材温度（400℃）など熱流動上の主要な条件もそのまま前提とした。

これらの検討を通して，当然のことながらまず一般的なこととして次のことがわかる。

i）燃料及び可燃性毒物の装荷方法と炉心の達成性能との相互依存性が極めて強い。

ii）燃料及び可燃性毒物の装荷方法に対する工夫を積極的に行なえば項目により若干の相違はあるもののそれだけ各種基準に対する余裕が大きくできる。

iii）反面，燃料及び可燃性毒物の装荷方法に工夫を凝らすほど設計は適合範囲の狭いポイント設計になり，設計手法の精度確認及び向上の重要性が増すのみならず，設計管理，燃料管理，燃料誤装荷に対する対策，などへの要求も厳しくなる。

従って，燃料及び可燃性毒物の装荷方法に対する考え方としては，

i）炉心設計上の指針・基準について項目，設定値とも見直しを行ない，考え方の明確化を計りつつ妥当な指針・基準を確立する，

ii）装荷方法が複雑になることにより生ずる燃料管理及び安全解析上での課題を明確にするほか，運転管理などその他の領域からの要求も明らかにする，

iii）現設計手法の精度確認を行なうとともに，更に精度の高い設計手法の開発を行なう，

などをふまえて判断する必要があるといえよう。

さらに，本報告書で述べられてきたMk－Ⅲ炉心の改良検討に加えて，炉心構造物，構成物の特性検討や安全設計基準の見通し，評価などのMk－Ⅲ炉心設計以後の一連の検討結果をふまえ，Mk－Ⅲ炉心を次のように評価できよう。

まず核特性的にはこれまで炉心設計でとってきた前提，あるいは設定された寸法諸元（特に制御棒径）に大巾な変更の要求が生じないかぎり，設計精度の問題はあるものの，最大の課題であった反応度停止系設計についての実現の見通しが得られたといえる。設計精度の問題については，今後の臨界実験の成果に基づく計算精度改善，初臨界時の可燃性毒物装荷量調整の可能性，さらには場合によっては燃料の炉内滞在時間の変更，等余裕増加の方策が計りうるといえよう。但し，反応度制御系の抜本的余裕増加は制御棒本数の抜本的増加が出来ない限りありえないことには留意しておく必要があろう（この解決は炉心出力の大巾増加，冷却材出口温度の低下，ＰＣＲＶ使用，等の設計基本条件の変更をともなうことになろう)。

燃料最高温度やレイノルズ数などの熱流動特性については燃料装荷方法，制御棒操作方法および流量調節方法との関連において，種々の余裕増加のための改良策が明らかになった。しかし，原子炉が小型炉心であること，燃料棒が外面冷却中空形式であること，などの基本的な制約のため，特にレイノルズ数の抜本的向上には限度がある。さらに，現在の炉心熱流動設計法に関しては，遷移域での設計の信頼性，冷却材通路巾（２ｍｍギャップ巾）の妥当性及び炉心冷却材有効流量（全流量の９０％）の実現可能性，等の確認が必要であり，これらはいずれも冷却材出口温度１０００℃の達成の可否に直接的に影響するものであり，緊急の解決を要しよう。

燃料特性的には燃料粒子破損割合，燃料コンパクト及び黒鉛スリーブの応力など，ともに大きな問題は生じないといえる。ただし，燃料体の全体的な健全性確保については，過渡変化時などを含めて種々の運転状態での詳細な評価が必要であろう。また，現在の燃料体設計の最大の問題は強度設計方針が確立しえていないことにある。今後，適切な設計を進めるためには，試験研究の抜本的進展が期待される。

動特性・安全性に関しては，いくつかの重点項目について検討が行なわれた。これらの結果から判断して，現在の所決定的な問題点は表われていないが，炉心諸元がさらにつめられた段階で全体的な詳細検討が必要となろう。

謝　辞

本一連の作業を実施するにあたり，種々の御配慮をいただいた青地哲男動力炉開発・安全性研究管理部次長（現高温工学室長）に深く感謝致します。

まず核特性的にはこれまで炉心設計でとってきた前提，あるいは設定された寸法諸元（特に制御棒径）に大巾な変更の要求が生じないかぎり，設計精度の問題はあるものの，最大の課題であった反応度停止系設計についての実現の見通しが得られたといえる。設計精度の問題については，今後の臨界実験の成果に基づく計算精度改善，初臨界時の可燃性毒物装荷量調整の可能性，さらには場合によっては燃料の炉内滞在時間の変更，等余裕増加の方策が計りうるといえよう。但し，反応度制御系の抜本的余裕増加は制御棒本数の抜本的増加が出来ない限りありえないことには留意しておく必要があろう（この解決は炉心出力の大巾増加，冷却材出口温度の低下，ＰＣＲＶ使用，等の設計基本条件の変更をともなうことになろう)。

燃料最高温度やレイノルズ数などの熱流動特性については燃料装荷方法，制御棒操作方法および流量調節方法との関連において，種々の余裕増加のための改良策が明らかになった。しかし，原子炉が小型炉心であること，燃料棒が外面冷却中空形式であること，などの基本的な制約のため，特にレイノルズ数の抜本的向上には限度がある。さらに，現在の炉心熱流動設計法に関しては，遷移域での設計の信頼性，冷却材通路巾（２ｍｍギャップ巾）の妥当性及び炉心冷却材有効流量（全流量の９０％）の実現可能性，等の確認が必要であり，これらはいずれも冷却材出口温度１０００℃の達成の可否に直接的に影響するものであり，緊急の解決を要しよう。

燃料特性的には燃料粒子破損割合，燃料コンパクト及び黒鉛スリーブの応力など，ともに大きな問題は生じないといえる。ただし，燃料体の全体的な健全性確保については，過渡変化時などを含めて種々の運転状態での詳細な評価が必要であろう。また，現在の燃料体設計の最大の問題は強度設計方針が確立しえていないことにある。今後，適切な設計を進めるためには，試験研究の抜本的進展が期待される。

動特性・安全性に関しては，いくつかの重点項目について検討が行なわれた。これらの結果から判断して，現在の所決定的な問題点は表われていないが，炉心諸元がさらにつめられた段階で全体的な詳細検討が必要となろう。

謝　辞

本一連の作業を実施するにあたり，種々の御配慮をいただいた青地哲男動力炉開発・安全性研究管理部次長（現高温工学室長）に深く感謝致します。

附録　設計データ

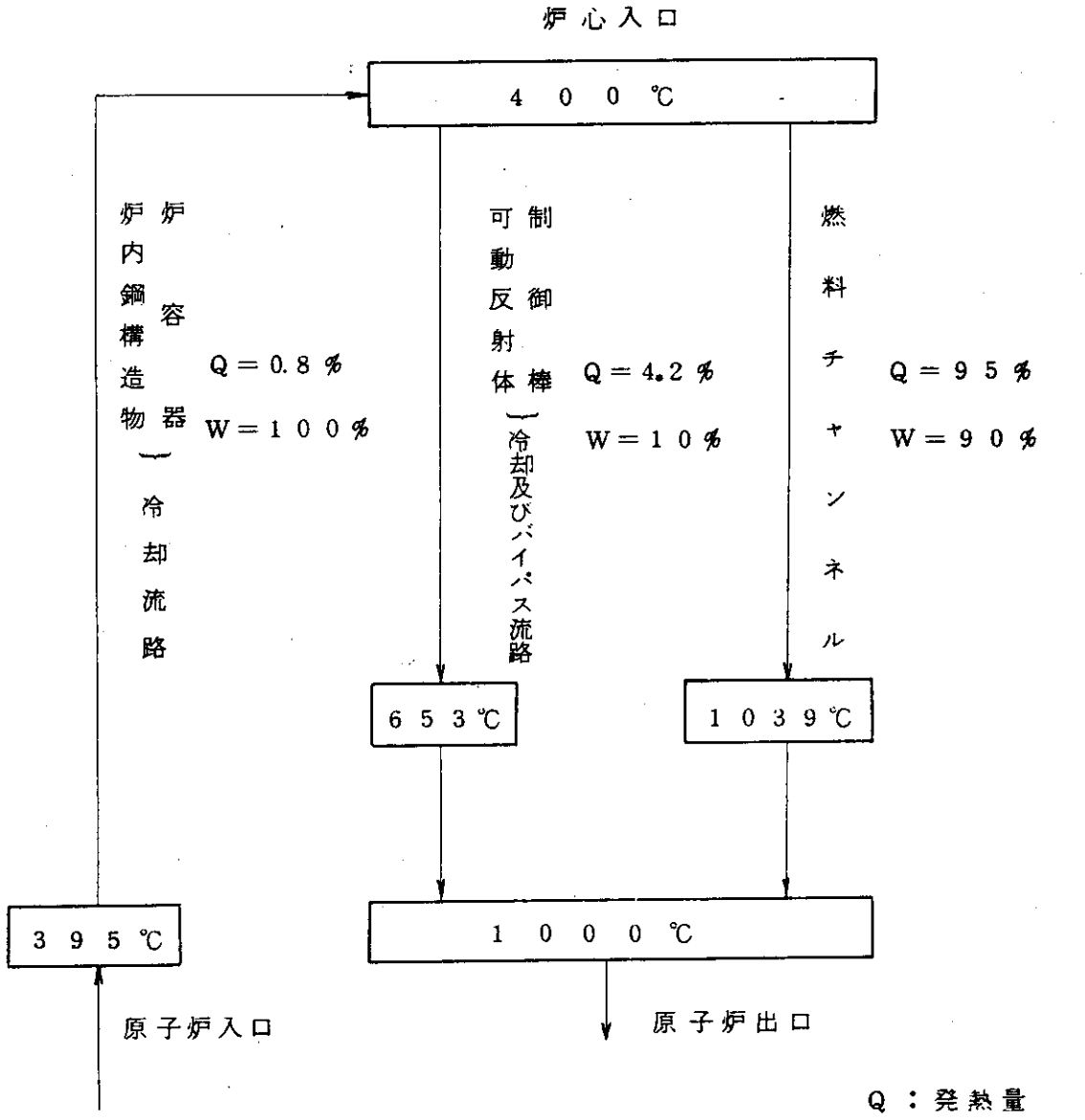
付　録　　設計データ，等

A．1　熱計算用設計データ
A．1.1　定格時熱流動特性解析条件
A．1.2　ヘリウムの物特性
A．1.3　ヌッセルト数（熱伝達率）
A．1.4　摩擦係数（円環流路）
A．1.5　燃料コンパクト／黒鉛スリーブ間ギャップ熱伝達率
A．1.6　黒鉛のふくしゃ率
A．1.7　高温点解析用データ
A．2　燃料コンパクトの設計データ
A．3　SM 1－24 相当黒鉛の設計データ
A．4　燃料温度推定式

A．1　熱計算用設計データ

A．1.1　定格時熱流動特性解析条件

原子炉入口冷却材温度	395	℃
炉心入口冷却材温度	400	℃
炉心入口冷却材圧力	43	Kg／cm²a
原子炉出口混合冷却材温度	1000	℃
燃料チャンネル出口平均冷却材温度	1039	℃
原子炉冷却材流量	15.9	Kg／sec
全燃料チャンネル流量	14.31	Kg／sec
原子炉熱出力	50.0	MWt
全燃料チャンネル熱出力	47.5	MWt
物　性　値		
黒鉛スリーブ熱伝導率	0.006	kcal／m．s．℃
熱料コンパクト熱伝導率	0.003	kcal／m．s．℃
スリーブ内面ーコンパクト外面ふく射率	0.8	
ヘリウムの物性値	Ju1－666－RBによる（A．1.2 参照）	
燃料ブロック　（7段）		
燃料挿入孔径	50	mm
スリーブ外径	46	mm
スリーブ内径	36.3	mm
コンパクト外径	36	mm
コンパクト内径	18	mm
摩　擦　長	0.57	m／ブロック
加　熱　長	0.529	m／ブロック
上下反射体ブロック（上下各2段）		
流路孔直径	20	mm
流　路　長	0.57	m
流路孔数	燃料ブロックと同じ	
ブロック当りチャンネル数　標準／制御	12／3	



原子炉ヒート・マス・バランス

A．1.2　ヘリウムの物性値

(1)　密　度*)

$$\rho = P/(RT) - \rho^2 \cdot B(T) - \rho^3 \cdot C(T) \qquad [Kg/m^3]$$

$$B(T) = 4.5 \times 10^{-4} + 5.42/(1890+T)$$

$$C(T) = 1.7 \times 10^{-7} + 4.2 \times 10^{-3}(1890+T) + 25.3/(1890+T)^2$$

(2)　定圧比熱　　[cal/g℃]

$$C_p = \frac{5}{2}R = 1.240$$

(3)　熱伝導率　　[W/m・℃]

$$P \leqq 1\ \text{bar} \quad \lambda_0 = 2.97 \times 10^{-3} T^{0.69} + \frac{9.23 \times 10^{9}(T-273.16)}{(T-273.16)^5 + 4.29 \times 10^{14}}$$

$$P > 1\ \text{bar} \quad \lambda = \lambda_0 + 2.33 \times 10^{-4} \cdot \rho + 2.39 \times 10^{-6} \cdot \rho^2$$

(4)　粘性係数　　[N・S/m²]

$$P \leqq 1\ \text{bar} \quad \eta_0 = 3.78 \times 10^{-7} T^{0.69} + \frac{5 \times 10^{-7}}{0.52 + \frac{T}{569.6}}$$

$$P > 1\ \text{bar} \quad \eta = \eta_0 + 2.67 \times 10^{-10} \cdot \rho^2$$

ここでP，Tはヘリウムの圧力，温度である。

P ＝ bar

T ＝ °K

---

*)
C(T)＝0としても相対誤差は以下に示すように小さいので，省略する。

圧力　40 Kg/cm²，温度400℃以上 …… 0.004％以下

圧力100 Kg/cm²，　〃　…… 0.03　〃

（参考文献）

1)　R. Harth，K. Hammeke，Jul－666－RB(1970)

A・1.3　ヌッセルト数（熱伝達率）

(1)　形状効果…… 直径比 α をパラメータとする。

$$\alpha = d_i / d_o$$

◦ 層流の場合 …… Dwyer[1] による。

$$Nu_L (Re, \alpha) = C(\alpha)$$

◦ 乱流の場合 …… Dalle Donne et al[2] による式（温度補正項を除く）

$$Nut (R\bullet, \alpha) = 0.018 (1/\alpha) Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

◦ 遷移域の場合 …… Hausen の式を修正（但し層流の値以下としない）

$$Nu_H (Re, \alpha) = \left[0.116 (Re^{2/3} - 125) \cdot Pr^{1/3} \right] \times \frac{Nut (5000, \alpha)}{Nu_H (5000)}$$

（Nu_H ＝ Hausen の式[3] による値）

$Re = 2300 \sim 6000$

(2)　温度効果…… 次式で補正する。

$$h' = h \left(\frac{T_B}{T_W} \right)^{0.5}$$

T_B , T_W ＝流体と壁の温度（ °K ）

（参考文献）

1)　O. E. Dwyer , Nucl. Sci. & Eng. , 17, 336－344 (1963)

2)　M. Dalle Donne, E. Meerwald, Int. J. Heet Mass Transfer 16, 787 (1973)

3)　H. Hausen, Z. Ver. deut. Ingr. , Beich Verfahrenstech , 4, 91－98 (1943)

総合

乱流域 (Re≧4000)　(2)式の値と次式[1]の値との比によって，(3)式の値を補正する。$1/\sqrt{\lambda_0} = 2.035 \log(Re\sqrt{\lambda_0}) - 0.989$

$$\lambda = \xi \cdot \lambda_e \quad (e, Re)$$

$$\xi = \frac{\lambda_p(Re)}{\lambda_0(Re)}$$

遷移域 (1600<Re<4000)　$\lambda = \xi \cdot \lambda_e (e, 4000)$

層流域 (Re<1600)

$$\lambda = \frac{64}{Re} \frac{(1-\alpha)^2}{1+\alpha^2 - \frac{1-\alpha^2}{\ell n\ (1/\alpha)}}$$

A．1.5　燃料コンパクト／黒鉛スリーブ間ギャップ熱伝達率

(1)　コンパクトとスリーブが接触しない場合

この場合，ギャップにおける熱の移動はギャップのヘリウムガスの熱伝導と，コンパクトとスリーブの間の熱ふく射によって行われる。

ヘリウムの熱伝導による伝熱量

$$q_c = 2\pi K_g \Delta t_g / \ell n\ (\frac{d_s}{d_c})$$

ここで d_s，d_c はスリーブとコンパクトの直径，Δt_g はギャップの温度差，K_g はギャップのヘリウムの熱伝導率で，圧力 40 Kg／cm²，温度 $(t_c + t_s)/2$ の値である。t_c，t_s はそれぞれ，コンパクト，スリーブの表面温度である。

ふく射による伝熱量

$$q_r = \varepsilon A \sigma \{ (t_c + 273.15)^4 - (t_s + 273.15)^4 \}$$

ここで σ はステファン・ボルツマン常数，A はふく射伝熱面積，ε は総括ふく射率で，円筒の場合，次式で与えられる。

総合

乱流域…… $Nu = Nut\ (Re, \alpha) \times (\frac{T_B}{T_W})^{0.5}$ …… $Re \geq 5000$

遷移域…… $Nu = Nu'_H\ (Re, \alpha) \times (\frac{T_B}{T_W})^{0.5}$ …… $Re' < Re < 5000$

層流域…… $Nu = C(\alpha) \times (\frac{T_B}{T_W})^{0.5}$ …… $Re < Re'$

［ここで　Re' は

$Nu_H(Re', \alpha) = C(\alpha)$ とする値］

A・1.4　摩擦係数（円環流路）

(1)　形状効果…… 直径比 α をパラメータとする。

$$\alpha = \frac{d_i}{d_o}$$　　d_i ： 流路内径，d_o ： 流路外径

層流の場合

$$\lambda = \frac{64}{Re} \frac{(1-\alpha)^2}{1 + \alpha^2 - \frac{1-\alpha^2}{\ln(1/\alpha)}} \quad (1)$$

乱流の場合　Maubach[1]の手法による平行平板についての摩擦係数　（$\alpha \geq 0.8$）

$$1/\sqrt{\lambda_p} = 2.035 \log (Re\sqrt{\lambda_p}) - 1.12 \quad (2)$$

(2)　表面粗度の効果…… 相対粗さ e をパラメータとする。

$$e = \varepsilon / De$$（ε ： 不規則突起の平均値，De： 等価直径）

Colebrook[2]の式による

$$1/\sqrt{\lambda_e} = -2 \log (\frac{e}{3.71} + \frac{2.51}{Re\sqrt{\lambda_e}}) \quad (3)$$

（参考文献）

1)　K. Maubach, INR－4／69－22（1969）

2)　F. Colebrook, J. Inst. Engr, 11, 133（1938～39）

$$\frac{1}{\varepsilon} = \frac{1}{\varepsilon_C} + \frac{A_C}{A_S}\left(\frac{1}{\varepsilon_S} - 1\right)$$

ここで，ε_C，ε_S はそれぞれ，コンパクト，スリーブのふく射率で，A_C，A_S はそれぞれ，コンパクト，スリーブのふく射伝熱面積である。この場合は，$A = A_C$ となる。

(2) コンパクトとスリーブとが接触している場合

接触熱伝達率 hg を，橘[1]による式を改良した次式から計算する。[2]

$$h_g = \left\{ \frac{1}{\frac{\delta_C}{k_C} + \frac{1}{h_o} + \frac{\delta_S}{k_S}} - \frac{k_g}{\delta_C + \delta_S} \right\} \frac{P}{H} + \frac{k_g}{\delta_C + \delta_S}$$

δ_C，δ_S はそれぞれ，コンパクト，スリーブの表面粗さであり，k_C，k_S はそれぞれ，コンパクト，スリーブの熱伝導率である。P は押付け圧力，H は接触固体のかたさである。k_g はヘリウムの熱伝導率で，1.で示したものと同じである。また h_o は直接接触点における熱コンダクタンスと呼ばれるもので，次の値とする。

$$h_o = 5 \times 10^6 \quad Kcal/m^2 h ℃$$

（参考文献）

1) 橘，機械学会誌，55－397(昭27－2)，102

2) 伝熱工学資料　P125

A．1.6　黒鉛のふく射率

黒鉛のふく射率は，表面状態によって大きく変わるので，一般性に欠ける。ふく射率はふく射線の波長によって異なり，大旨0.7μ附近で最大となる。最大となる波長の場合，ふく射率は温度によって変化しない。一方，全ふく射率は温度とともに増加する。また，表面が粗である方が，滑らかな場合よりもふく射率は大きく，温度による変化が小さい。

Plunkett[1]らによって報告されている。また，種々の黒鉛のふく射率が報告されている。[2]

設計で使用する値

1000℃のときでも0.6位と低い値も報告されているが，黒鉛の表面状態により大きく変わること，また，実際の使用状態では，表面が汚れたりすることは，ふく射率を増加させる方向であること等を勘案すれば，ふく射率が0.8以上あることは充分期待できると思われる。

外国の原子炉の設計例[3]をも参考にして，ふく射率を0.8ととする。

（参考文献）

1) Proceedings of the Fourth Conference on Cerbon, Pergamon Press (1960)

2) Thermal Properties, Radiative Power

3) Delmava HTGR＃1 and ＃2 PSAR, DOCKET 50450－34 (1973)

A.1.7　高温点解析データ

システマティック温度分布は各チャンネルのノミナル温度分布をもとに次式で求めた。

$$T_S^K = T_{in} + \sum_{j=1}^{K} \left[\Delta T_j \times \prod_{i=1}^{m} \left\{ 1 + \frac{\sum_{j=1}^{K} (f_{ij}^S - 1) \cdot \Delta T_j}{\sum_{j=1}^{K} \Delta T_j} \right\} \right]$$

ここで，T_S^K は各システマティック温度（n＝1～5），T_{in} は入口冷却材温度（400 ℃），ΔT_j は各温度上昇（ノミナル温度，j＝1～5），f_{ij}^S はシステマティック因子（i＝1～m），mはシステマティック因子の数である。

ランダム温度は，ノミナル温度分布をもとにして，次式のように3σ法で各温度上昇を計算し各システマティック温度を加算する。

$$T_R^K = \left[\sum_{i=1}^{n} \left\{ \sum_{j=1}^{K} f_{ij}^R \cdot \Delta T_j \right\}^2 \right]^{1/2} + T_S^K$$

ここで，T_R^K は各ランダム温度（n＝1～5），f_{ij}^R はランダム因子（i＝1～n），nはランダム因子の数である。

システマティック因子およびランダム因子の値を，それぞれ Table A.1.1 および Table A.1.2 に示す。

Table A・1.1　システマティック因子の値

因　　子	相対誤差	冷却材温度上昇 ΔT_1	膜温度差 ΔT_2	スリーブ温度差 ΔT_3	ギャップ温度差 ΔT_4	コンパクト温度差 ΔT_5
1. 熱出力・分布						
1.1 出力校正						
流動測定誤差	0.03	1.0	0.984	1.03	1.03	1.03
温度差測定誤差	0.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03
1.2 径方向出力分布 *1	0.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.03
*2	0.05	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05
*3	0.06	1.06	1.06	1.06	1.03	1.06
1.3 軸方向出力分布 *4	0.04	1.0	1.04	1.04	1.04	1.04
1.4 出力変動	0.03	1.015	1.03	1.03	1.03	1.03
2. 冷却材流量						
2.1 領域内再配分	0.04	1.04	1.061	1.0	1.0	1.0
3. 冷却材温度						
3.1 入口温度	0.02	8 ℃	1.0	1.0	1.0	1.0
3.2 領域入口温度差	0.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03

*1　4章で使用した値

*2　3章で使用した値

*3　〃

*4　核計算によるものでブロックの上下端にのみ適用する。

Table A・1.2 ランダム因子の値

因子	偏差	冷却材温度上昇	膜温度差	スリーブ温度差	ギャップ温度差	コンパクト温度差
1. 製造公差						
1.1 コンパクト内径	(0.00278) 0.005556	(0.00185*) −0.003704*	(0.00185) −0.003704	(0.00185) −0.003704	(0.00185) −0.003704	(0.004773) −0.009546
1.2 〃 外径	0.002778	0.007408*	0.007408	0.007408	−0.438921	0.010329
1.3 スリーブ内径	0.002775	0.0	0.0	−0.011633	0.331976	0.0
1.4 〃 外径	0.002174	0.0	−0.02631	0.00918	0.0	0.0
1.5 挿入孔径	0.004	0.0	0.0528	0.0	0.0	0.0
1.6 燃料装荷	0.05	0.05*	0.05	0.05	0.05	0.05
1.7 燃料スタック長	(0.00378)	(0.0145*)	0.0	0.0	0.0	0.0
2. 物性値						
2.1 冷却材比熱	0.002	−0.002	0.000667	0.0	0.0	0.0
2.2 〃 熱伝導率	0.03	0.0	0.02	0.0	0.03	0.0
2.3 〃 粘性係数	0.03	0.0	−0.0396	0.0	0.0	0.0
2.4 スリーブ熱伝導率	0.005	0.0	0.0	−0.005	0.0	0.0
2.5 コンパクト 〃	0.05	0.0	0.0	0.0	0.0	−0.05
3. 熱伝達率	0.1	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0
4. ギャップコンダクタンス	0.05 (0.0)	0.0 (0.0)	0.0 (0.0)	0.0 (0.0)	0.05 (0.0)	0.0 (0.0)
5. 核計算誤差	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1

（注） * 出力分布の軸方向依存性を考慮する。

( ) は3章で使用した値であることを示す。

A．2　燃料コンパクトの設計データ

（＊印がＭｋ－Ⅲ炉心設計値より改訂）

項　　目	設　　計　　値	備　　考
(1) 材　質＊		
マトリックス黒鉛	石油コークス（２０%）＋天然黒鉛（８０%）	
結　合　材	樹　脂（１０～２０W/o）	
マトリックス密度	1.65 g/cm³	
粒子充填率	30.5 %	
平均密度	4.219 g/cm³	
重金属密度	10.41 gHM/cm³	
不　純　物（核設計用）	ホウ素　1 ppm	
(2) 熱伝導率	0.03 cal/cm sec℃	
(3) 比　熱	$C_p = 0.2521 + 5.707\times10^{-5}T - \frac{1.0378\times10^{4}}{(T+273)^{2}}$ C_p〔cal/g℃〕 T〔℃〕	粒子充填率によらない
(4) 平均線膨張率＊	$\bar{\alpha} = \frac{\ell(T)-\ell_0}{T\ell_0}$〔℃⁻¹〕	
	Axial 方向（$\bar{\alpha}_A$）　Radial 方向（$\bar{\alpha}_R$）	
粒子充填率 20 v/o	3.5×10^{-6} ℃⁻¹　2.1×10^{-6} ℃⁻¹	温度依存性，照射効果は無し。
粒子充填率 30 v/o	3.0×10^{-6} ℃⁻¹　2.3×10^{-6} ℃⁻¹	

項　　目	設　　計　　値	備　　考
(5) ヤング率 *	粒子充填率 20 v/o　30 v/o Axial 方向 (E_A) Radial 方向 (E_R) 1.5×10^5 Kg/cm² 1.0×10^5 Kg/cm²	
(6) ポアソン比	0.1	
(7) 照射寸法変化	Axial 方向 $\eta_A = \sum_{i=1}^{7} a_i \gamma^{i-1}$ Radial 方向 $\eta_B = \sum_{i=1}^{7} a_i \gamma^{i-1}$ 代表的な温度に対する a_i の値を別表に示す。 γ〔10^{20} n/cm² (DNE)〕	$\eta = \frac{\ell(t,\gamma)-\ell_0}{\ell_0}$ 10^{20} n/cm² (DNE) $= 0.67\times10^{20}$ n/cm² (E > 0.18 Mev)
(8) 照射クリープ定数（荷重方向に垂直）	$K(t) = 3.679\times10^{-6} - 6.987\times10^{-9}t + 9.911\times10^{-12}t^2$ K〔$(Kg/cm^2)^{-1}$(10^{20} n/cm² E > 0.18 Mev)$^{-1}$〕 t〔℃〕	$\Delta\varepsilon_C = K\sigma\Delta\gamma$ σ〔Kg/cm²〕 γ〔10^{20} n/cm² E > 0.18 Mev〕
(9) クリープポアソン比	0.1	弾性と同じとする。

項　　目	設　　計　　値	備　　考
(10) 許容応力*	均一応力状態（１次応力）	厚さ６㎜以上
	単軸引張　　４５Kg／cm²	
	２軸等引張　　３５Kg／cm²	
	不均一応力状態（２次応力）	
	単軸曲げ　　６０Kg／cm²	
	２軸２次等引張４５Kg／cm²	熱応力・照射応力に対応

別表　燃料コンパクト照射寸法変化

$$\eta_i = \sum_{j=1}^{7} a_i r^{i-1}$$

η_i ： $\Delta L/L_o$ or $\Delta D/D_o$　　適用範囲　T：400～1400℃

r ： 10^{20} n/cm² DNE　　r：0～30×10^{20} n/cm² DNE

直径変化

温度(℃)	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7
400	0.0	-6.99275×10^{-4}	1.32730×10^{-5}	-9.02179×10^{-7}	2.58457×10^{-8}	1.4492×10^{-10}	-9.6617×10^{-12}
500	0.0	-6.09420×10^{-4}	-2.22947×10^{-5}	3.76811×10^{-6}	-2.36715×10^{-7}	6.95651×10^{-9}	-7.7295×10^{-11}
600	0.0	-5.19565×10^{-4}	-7.60266×10^{-5}	1.11485×10^{-5}	-6.92512×10^{-7}	2.01449×10^{-8}	-2.2222×10^{-10}
800	0.0	-7.56884×10^{-4}	-4.87802×10^{-5}	8.54348×10^{-6}	-5.65700×10^{-7}	1.71014×10^{-8}	-1.9324×10^{-10}
1000	0.0	-1.61341×10^{-3}	8.21258×10^{-5}	-3.35148×10^{-6}	2.05335×10^{-8}	2.46370×10^{-9}	-4.8308×10^{-11}
1200	0.0	-2.16087×10^{-3}	2.58941×10^{-5}	1.04347×10^{-5}	-9.39610×10^{-7}	3.13042×10^{-8}	-3.6715×10^{-10}
1300	0.0	-2.78333×10^{-3}	1.85737×10^{-4}	-7.95291×10^{-6}	5.19329×10^{-8}	6.23187×10^{-9}	-1.2560×10^{-10}
1400	0.0	-3.28333×10^{-3}	2.95423×10^{-4}	-1.96775×10^{-5}	7.03139×10^{-7}	-1.17391×10^{-8}	6.7633×10^{-11}

長さ変化

温度(℃)	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7
400	0.0	-4.87681×10^{-4}	-4.68383×10^{-5}	5.48190×10^{-6}	-2.98310×10^{-7}	7.97105×10^{-9}	-8.3092×10^{-11}
500	0.0	-4.78985×10^{-4}	-5.64276×10^{-5}	7.64856×10^{-6}	-4.35508×10^{-7}	1.17391×10^{-8}	-1.2174×10^{-10}
600	0.0	-5.11884×10^{-4}	-7.17173×10^{-5}	1.05688×10^{-5}	-6.22463×10^{-7}	1.71304×10^{-8}	-1.7971×10^{-10}
800	0.0	-9.13768×10^{-4}	-3.39011×10^{-5}	7.98190×10^{-6}	-4.66909×10^{-7}	1.23189×10^{-8}	-1.2560×10^{-10}
1000	0.0	-1.84891×10^{-3}	1.38817×10^{-4}	-1.00181×10^{-5}	5.30195×10^{-7}	-1.49276×10^{-8}	1.6425×10^{-10}
1200	0.0	-2.43297×10^{-3}	1.52041×10^{-4}	-7.35509×10^{-6}	2.65702×10^{-7}	-4.34786×10^{-9}	1.9324×10^{-11}
1300	0.0	-2.72319×10^{-3}	1.70302×10^{-4}	-8.02537×10^{-6}	2.33092×10^{-7}	-1.4494×10^{-10}	-6.7633×10^{-11}
1400	0.0	-3.83261×10^{-3}	5.00024×10^{-4}	-5.17391×10^{-5}	2.93720×10^{-6}	-7.65217×10^{-8}	7.3430×10^{-10}

A．3　SM 1－ 24 相当黒鉛の設計データ

（＊印が MK－Ⅲ 炉心設計値より改訂）

項　　目	設　　計　　値	備　　考
1）かさ密度	1.80 g／cm^3	
2）不純物	ホウ素　1 ppm	
（核設計用）		
3）熱伝導率	0.06 cal／cm^2 sec ℃	
4）比　熱	a）設計値	
	$C_p = 0.54212 - 2.422667\times10^{-6}\,T$	
	$-90.2725\,T^{-1} - 4.34493\times10^{4}\,T^{-2}$	
	$+1.59307\times10^{7}\,T^{-3} - 1.43688\times10^{9}\,T^{-4}$	
	C_p〔cal／g °K〕	
	T〔°K〕	
	b）簡易解析用	
	$C_p = 0.303 + 6.70\times10^{-5}\,T$	
	C_p〔cal／g °K〕	
	T〔°R〕	
	c）（参考）	
	$C_p = 0.3649 + 8.50\times10^{-5}\,t - \dfrac{1.75\times10^{4}}{(t+273)^2}$	
	C_p〔cal／g ℃〕，t〔℃〕	
5）平均線膨張率＊	Axial 方向	
	$\bar{\alpha}_A = 4.07\times10^{-6}\,f_o(t)\cdot f(r)$　℃$^{-1}$	$\bar{\alpha} \equiv \dfrac{l(t)-l_o}{l_o\,t}$
	Radial 方向	
	$\bar{\alpha}_R = 3.69\times10^{-6}\,f_o(t)\cdot f(r)$　℃$^{-1}$	
	ただし，	
	$f_o(t) = 0.8335 + 4.56\times10^{-4}\,t - 9.95\times10^{-8}\,t^2$	$f_o(t)$ を新に導入
	t〔℃〕	
	$f(r) = 1. + 2.243\times10^{-2}\,r - 1.25\times10^{-3}\,r^2 + 1.72\times10^{-5}\,r^3 - 6.60\times10^{-8}\,r^4$	10^{20} n／cm^2 (DNE) $=0.67\times10^{20}$ n／cm^2 (E＞1.8 Mev)
	r〔10^{20} n／cm^2 (DNE)〕	

項　　目	設　　計　　値	備　　考
6）ヤング率	Axial 方向 $E_A = 0.9\times10^5\,[1+f(\tau)]$ kg／cm² Radial 方向 $E_R = 1.0\times10^5\,[1+f(\tau)]$ kg／cm² ただし， $f(\tau) = 0.1068\tau - 0.01196\tau^2$ $6.210\times10^{-4}\tau^3 - 1.588\times10^{-5}\tau^4$ $+2.0181\times10^{-7}\tau^5 - 1.0165\times10^{-9}\tau^6$ τ〔10^{20} n／cm² (DNE)〕	10^{20} n／cm² (DNE) $=0.67\times10^{20}$n／cm² (E＞0.18Mev)
7）ポアソン比*	0.17	
8）照射寸法変化	Axial 方向 $\eta_A(t,\tau) = \sum_{i=0}^{6} a_i \tau^i$ Radial 方向 $\eta_R(t,\tau) = \sum_{i=0}^{6} a_i \tau^i$ 代表的な温度に対するa_iを第 I.3.4 表に示す。任意温度に対する値はこの代表値から内挿によって定める。 τ〔10^{20} n／cm² (DNE)〕	$\eta \equiv \dfrac{l_o - l(t,\tau)}{l_o}$
9）照射クリープ定数 (荷重方向に垂直)	$K(t) = 1.773\times10^{-6} - 2.527\times10^{-9}\,t$ $+3.469\times10^{-12}\,t^2$ K〔$(kg/cm^2)^{-1}$ (10^{20}n／cm² E＞0.18Mev)$^{-1}$)〕 t〔℃〕	$\Delta\varepsilon_C \equiv K\sigma\,\Delta\tau$ σ〔kg／cm²〕 τ〔10^{20}n／cm² E＞0.18Mev〕
10）クリープポアソン比	0.17	弾性と同じとする。
11）許容応力* (主応力)	均一応力状態（1次応力） 単軸引張　90 kg／cm² 単軸圧縮　270 kg／cm² 2軸等引張　70 kg／cm² 不均一応力状態（2次応力） 単純曲げ　100 kg／cm² 2軸2次等引張　80 kg／cm²	プラント状態 I，II に適応。 熱応力に対応。

附録A 4　燃料温度推定式

(1) 燃料最高温度評価式

核計算により得られた出力分布から，炉内燃料要素の最高温度を精度良く，かつ簡単に評価できる計算式を導出した。この簡易温度評価式を用いると計算費用，作業時間を大幅に短縮する事が可能である。

(i) 評価式導出のための計算条件

炉心部有効発熱割合	95 %
炉心部有効冷却材流量割合	90 %
冷却材流量配分方式	オリフィス領域出口ガス温度一定方式

(ii) 評 価 式

炉内燃料要素の燃料温度分布は次式で定義される。

$$T_f(Z) = T_{gin} + \Delta T_{c\ell}(Z) + \Delta T_{film}(Z) + \Delta T_{s\ell}(Z) + T_{gap}(Z) + \Delta T_{com}(Z) \quad \cdots\cdots ①$$

$$\Delta T_{c\ell}(Z) = \frac{\int_0^Z q'''(Z') \cdot A_f \cdot Z'\, dZ'}{g \cdot C_p} \quad \cdots\cdots ②$$

$$\Delta T_{film}(Z) = \frac{q'''(Z) \times A_f}{2\pi r_{so} \cdot \alpha_c(Z)} \quad \cdots\cdots ③$$

$$\Delta T_{gap}(Z) = \frac{q'''(Z) \cdot A_f}{2\pi r_g \cdot \alpha_g(Z)} \quad \cdots\cdots ④$$

$$\Delta T_{s\ell}(Z) = \frac{q''(Z) \cdot A_f}{2\pi \lambda_s} \cdot \ell n(r_{so}/r_{si}) \quad \cdots\cdots ⑤$$

$$\Delta T_{com}(Z) = \frac{q''''(Z)}{2\lambda_f}\left[\frac{r_{fo}^2 - r_{fi}^2}{2} - r_{fi}^2 \cdot \ell n(r_{fo}/r_{fi})\right] \quad \cdots\cdots ⑥$$

ただし，

Z	：	燃料要素入口からの距離
$T_f(Z)$	：	場所Zにおける燃料温度
T_{gin}	：	冷却材入口温度
$\Delta T_{c\ell}(Z)$	：	冷却材温度上昇
$\Delta T_{film}(Z)$	：	膜温度差
$\Delta T_{s\ell}(Z)$	：	スリーブでの温度上昇

$\Delta T_{gap}(Z)$ ： ギャップでの温度上昇
$\Delta T_{com}(Z)$ ： 燃料コンパクトでの温度上昇
$q'''(Z)$ ： 体積発熱量
g ： 冷却材流量
A_f ： 燃料コンパクト断面積
r_{so}，r_{si} ： スリーブ外半径，内半径
r_g ： ギャップ半径
r_{fo}，r_{fi} ： 燃料コンパクト外半径，内半径
C_p ： 冷却材比熱
$\alpha_c(Z)$ ： 熱伝達率
$\alpha_g(Z)$ ： ギャップコンダクタンス
λ_s ： スリーブ熱伝導率
λ_f ： 燃料コンパクト熱伝導率

$$q'''(Z) \equiv P_1 \cdot P_2 \cdot \bar{q}''' \cdot f(Z) \quad \cdots\cdots ⑦$$

$$g \approx P_1 \cdot \bar{g} \quad \cdots\cdots ⑧$$

P_1 ： $\dfrac{\text{対象とする燃料要素の属するオリフィス領域の平均要素出力}}{\text{炉心平均要素出力}}$

P_2 ： $\dfrac{\text{対象とする燃料要素出力}}{\text{オリフィス平均要素出力}}$

$\bar{q}'''$ ： 炉心平均の燃料体積発熱率
$f(Z)$ ： 対象とする燃料要素の相対出力分布（平均 1.0）
$\bar{g}$ ： 炉心平均の燃料要素当りの冷却材流量

VHTR 炉心燃料要素の形状データおよび使用物性値を ②～⑧式に代入することにより ①式は次の近似式で表わせる。ただし，ギャップ層での輻射効果は無視している。

$$T_f(J) = T_{gin} + \frac{a}{JMAX} \cdot F(J) \cdot P_2 \cdot \zeta + b \cdot P_1^c \cdot P_2 \cdot f(J) \cdot \eta \quad \cdots\cdots ⑨$$

JMAX ： 燃料要素軸方向計算分割数 $J = 1 \sim JMAX$

$F(J)$ ： $\sum_{j=1}^{J} f(j)$

ζ　：　オリフィス領域内流量配分補正係数

$$\zeta = P_2^{0.3} \quad (P_2 \geq 1.0)$$

$$\zeta = P_2^{1.3} \quad (P_2 < 1.0)$$

η　：　燃料要素長の補正係数

$\eta = 1.0$　（標準ブロック内燃料要素）

$\eta = 1.1626$　（制御棒ブロック内燃料要素）

a，b，c：　係　数

a ＝ 639

b ＝ 203.8

c ＝ 0.7

なお，検討の結果 ⑨ 式による燃料最高温度は詳細温度分布に比べて若干高めであるが，その差は 50 ℃以内で非常に良く一致することがわかった。

(2)　一定の燃料温度分布を与える出力分布

(1)で得られた燃料最高温度評価式より燃料最高温度を最も低くする（燃料最高温度一定）軸方向出力分布を求め燃料装荷の為の参考データとした。

⑨　：

$$A \cdot F(J) + B \cdot f(J) = C \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad ⑩$$

$$\begin{cases} A = \dfrac{a \cdot P_2 \cdot \zeta}{JMAX} \\ B = b \cdot P_1^c \cdot P_2 \cdot \eta \\ C = T_f(J) - T_{gin} \end{cases} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad ⑪$$

燃料温度一定の条件のもとでは C ： 一定である。

⑩式より，

$$\begin{cases} f(1) = \dfrac{C}{A+B} \\ \dfrac{f(J)}{f(J-1)} = \dfrac{B}{A+B} \quad (J = 2 \sim JMAX) \end{cases} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad ⑫$$

$$\therefore f(J) = C_1 \cdot \exp(-C_2 \cdot J) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad ⑬$$

$$\begin{cases} C_2 = \ell n \dfrac{A+B}{B} \\ C_1 = \dfrac{A \cdot JMAX}{B(1 - \exp(-C_2 \cdot JMAX))} \end{cases} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad ⑭$$

⑬式から解る様に理想出力分布は P_1，P_2 の関数である。

(3) 炉心平均温度分布と炉内各部燃料チャンネル温度分布の関係

炉心平均出力チャンネルの燃料温度分布と炉心内各部燃料チャンネルの燃料温度分布との関係を求めた。

温度換算係数ϕを次式で定義する。

$$\phi(NC, J) = \frac{T_f(NC, J) - T_{gin}}{\overline{T}_f(J) - T_{gin}} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \text{⑭}$$

$\phi(NC, J)$ ： 温度換算係数

$T_f(NC, J)$ ： 第NCチャンネル，軸方向J点に於る燃料最高温度

$\overline{T}_f(J)$ ： 炉心平均出力チャンネルの燃料最高温度分布

T_{gin} ： 冷却材入口温度

炉心平均の温度分布が得られた場合，⑭ 式より炉内の燃料温度分布の推定が可能といえる。