

JAERI-M

6895

多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計Mark-III

1976年12月

青地哲男・下川純一・安川 茂・宮本喜晟・新藤隆一
幾島 毅・荒井長利・江崎正弘・平野光将・佐藤貞夫
鈴木勝男・鈴木邦彦・渡部 隆^{*1}・石黒興和^{*2}・田村宣弘^{*3}
西条泰博^{*3}・谷雄太郎^{*4}・倉重哲雄^{*4}・黒木修二^{*5}

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計 Mark-III

日本原子力研究所 動力炉開発・安全性研究管理部

青地哲男 ・ 下川純一⁺ ・ 安川 茂 ・ 宮本喜晟
 新藤隆一 ・ 幾島 毅 ・ 荒井長利 ・ 江崎正弘
 平野光将 ・ 佐藤貞夫 ・ 鈴木勝男 ・ 鈴木邦彦
 渡部 隆^{*1} ・ 石黒興和^{*2} ・ 田村宣弘^{*3} ・ 西条泰博^{*3}
 谷雄太郎^{*4} ・ 倉重哲雄^{*4} ・ 黒木修二^{*5}

(1976年12月24日受理)

多目的高温ガス実験炉（熱出力50MW，原子炉出口ガス温度1000℃）の炉心参考設計 Mk-III について，炉心諸元選定の経緯とこの炉心が持つ基本特性に焦点を合わせてまとめたものである。この炉心参考設計 Mk-III は，実験炉第1次概念設計における炉心・炉体構造の基本設計をなすものである。この設計作業の範囲は，設計指針・基準の見直しや設計データの検討から反応度制御素子や炉心構成のサーベイ，燃料装荷方法や制御棒引抜き形状のサーベイさらに炉心特性解析や燃料特性評価に及んでいる。

Mk-III 炉心は，低濃縮二酸化ウラン（平均濃縮度4%）を燃料とする中空型燃料ピンを六角断面の黒鉛ブロックに挿入した燃料体を用いている。炉心部は73燃料カラム（7段に積重ねた燃料体を1カラムとする）を円柱形状になるよう配列したもので，等価直径が2.7m，高さが4mの大きさである。炉心部のまわりには反射体があり，炉容器内径は5.5mである。制御棒は38本（19対）あって炉容器上部のスタンドパイプ内に納められた装置によって駆動される。また，冷却材は，炉心上部のオリフィス装置によって調節される。炉心の平均出力密度は $2.2\text{W}/\text{cm}^3$ ，燃料の平均燃焼度は約 $2.2\text{GWd}/\text{T}$ ，燃料温度は $1,350\text{C}$ 以下におさまっている。

この Mk-III 炉心は，実験炉炉心に対する pin-in-block 型燃料としては限界に近い設計と考えられ，今後の設計における基本的な炉心として位置づけられる。

+) 旧多目的炉設計研究室長（現燃料工学部次長）

*1) 川崎重工業株式会社よりの外来研究員

*2) バブコック日立株式会社よりの外来研究員

*3) 富士電機製造株式会社よりの外来研究員

*4) 石川島播磨重工株式会社よりの外来研究員

*5) 三菱原子力工業株式会社よりの外来研究員

Reference Core Design Mark-III
of the Experimental Multi-Purpose VHTR

Tetsuo AOCHI, Junichi SHIMOKAWA⁺, Shigeru YASUKAWA,
Yoshiaki MIYAMOTO, Ryuichi SHINDO, Takeshi IKUSHIMA,
Taketoshi ARAI, Masahiro EZAKI, Mitsumasa HIRANO,
Sadao SATO, Katsuo SUZUKI, Kunihiro SUZUKI,
Takashi WATANABE^{*1}, Okikazu ISHIGURO^{*2}, Nobuhiro TAMURA^{*3},
Yasuhiro SAIJYO^{*3}, Yutaro TANI^{*4}, Tetsuo KURASHIGE^{*4},
Shuji KUROKI^{*5}

Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received December 24, 1976)

The reference core design Mk-III of the experimental multi-purpose very high-temperature gas cooled reactor (thermal output 50MW with reactor outlet gas temperature 1000°C) is described, including design process and performance of the core. It provides the basis for core structure in the first conceptual design of the experimental multi-purpose VHTR. Covered in the Mark-III are design basis, design data, reactivity control system, core structure, fuel loading, control-rod withdrawal scheme, and core performance.

In the Mk-III core, the fuel is average-4% enriched uranium in the oxide form; the fuel element is a prismatic graphite block of hexagonal cross-section containing the hollow fuel pins sheathed in graphite sleeves. The active core consists of 73 vertical fuel columns in 7 tiers arranged in a cylinder of effective diameter 2.7 m and height 4 m. Reflector elements surround the active core. Inner diameter of the reactor vessel is 5.5 m. Reactivity is mainly controlled by 38 control rods driven by the mechanisms in stand-pipes above the reactor vessel. Coolant flow is then controlled by way of orifice, on the top reflector of the core. In rated power operation, the average core power density is 2.2 W/cm³, average fuel burn-up about 22 GWd/T, and fuel temperature below 1350°C.

The Mk-III core is nearly a limit design of the experimental VHTR core, as far as fuel of the pin-in-block type is concerned. It shall be a 'reference core' in future design of the experimental multi-purpose VHTR.

+) The ex-leader of VHTR Design Laboratory.

*1) Visiting researcher from Kawasaki Heavy Industries, Ltd..

*2) Visiting researcher from Babcock-Hitachi K.K..

*3) Visiting researcher from Fuji Electric Co., Ltd..

*4) Visiting researcher from Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd..

*5) Visiting researcher from Mitsubishi Atomic Power Industries, Inc..

目 次

1. 概 要	1
2. 設計の目的と基本条件	10
2.1 実験炉の機能と基本条件	10
2.2 炉心参考設計の目的	10
3. 設計の経緯	12
3.1 Mk-III設計の進め方	12
3.2 参考設計の推移	13
4. 設計指針・基準	20
4.1 核設計の指針・基準	20
4.2 熱設計の指針・基準	21
4.3 燃料体設計の指針・基準	22
5. 炉心概念構成のための主要特性検討	25
5.1 燃料体と炉心構造	25
5.1.1 改良燃料・炉心	25
5.1.2 設計の考察	26
5.2 反応度制御素子と中性子源	33
5.2.1 反応度補償計画	33
5.2.2 制御棒格子特性サーベイと制御棒及び後備停止系諸元設定	33
5.2.3 可燃性毒物特性サーベイとその諸元設定	39
5.2.4 中性子源諸元と炉内配置	41
5.3 炉心構成，燃料装荷方式と核熱流動特性	44
5.3.1 燃料体と炉心構成	44
5.3.2 領域別燃料装荷方式	47
5.3.3 炉停止余裕の検討	48
5.3.4 炉容器内流量配分の検討	49
5.3.5 制御棒対配置と燃料ピン配列の検討	51
5.4 炉心動特性	73
5.4.1 キセノン振動解析	73
5.4.2 反応度印加時の過渡応答解析	74
5.4.3 設計への反映	75
5.5 燃料・黒鉛材料の設計データの検討	82
5.5.1 被覆燃料粒子の設計限界基準の検討	82
5.5.2 燃料コンパクトの設計用材料データ	85
5.5.3 燃料体黒鉛材料の設計用材料データ	85
5.5.4 炉心支持黒鉛構造物の黒鉛材料の想定	85
5.5.5 反応度制御用材料の材料想定	86

6. 構造設計との整合と諸元選定の経緯	92
6.1 構造設計との整合	92
6.2 諸元選定の経緯	92
7. 総合特性解析と評価	99
7.1 炉心核特性	99
7.1.1 設計の考え方と特性の概要	99
7.1.2 反応度収支と炉停止余裕	101
7.1.3 制御棒の反応度補償特性と操作手順	105
7.1.4 制御棒形状と出力分布	108
7.1.5 燃焼度と取り出し燃料	113
7.1.6 温度係数と動特性パラメータ	116
7.1.7 核特性計算の精度検討	119
7.2 炉心熱流動特性	126
7.2.1 炉心熱流動特性の概要	126
7.2.2 計算条件および計算方法	126
7.2.3 炉心熱流動特性	131
7.3 燃料の特性解析	148
7.3.1 定格運転時の燃料温度体積割合分布およびアマーバ効果の評価	148
7.3.2 異常時の燃料温度と燃料核移動の評価	149
7.3.3 被覆燃料粒子の機械的健全性評価	150
7.3.4 燃料コンパクトと燃料スリーブの応力評価	150
7.3.5 燃料スリーブ底部の応力解析	152
7.3.6 黒鉛ブロックの応力解析	152
7.3.7 通常運転時の燃料棒からの金属FPの放出評価	152
8. 計算コード	167
9. 今後の課題	169
あとがき	170

1. 概 要

多目的高温ガス実験炉設計に関しては、昭和44年以来、試設計、予備設計、基本概念設計が実施されて来た。

基本概念設計を行なうにあたり、炉心の基本構造を決定するために、昭和48年9月から49年5月にかけて、原研において炉心参考設計Mk-IおよびMk-IIを実施した。その内容は炉心の基本諸元の選定を試みるとともに基本特性の解析・評価を含んでいる。

しかし、これらの炉心には、さらに低レイノルズ数、反応度停止余裕不足、炉心部と炉体構造の整合などの点に改良を加える必要があった。そこで、この改善をはかり、かつ第1次概念設計の炉心構造を決定するために、第1次概念設計に先行した昭和50年2月1日から6月30日の期間、原研内において炉心参考設計Mk-IIIを実施した。この作業には、国内メーカーから派遣された外来研究員ならびに協力研究員が参加しており、炉体構造との整合に関しては、第1次概念設計の外注先メーカーの協力を得て進められた。また、炉心参考設計Mk-IIIの作業準備として、原研内においては、昭和49年10月から昭和50年1月の期間、低レイノルズ数Ad-hocグループ^(注)が開かれ、さらに、昭和49年11月から昭和50年3月にかけて燃料WG(HWG-2)が黒鉛銘柄選定について検討をしている。Mk-III炉心の設計作業は、これらの結果を踏えて進められた。

Mk-III炉心は、第1次概念設計の基本構造として組込まれている。この炉心は、実験炉炉心に対するpin-in-block型燃料としては限界に近い設計と考えられ、さらに、今後の設計における基本的な炉心として位置づけられることになる。

本報告は、炉心参考設計Mk-IIIの総合報告としてまとめたもので、Mk-III炉心の基本仕様を導入した過程とこの炉心が持つ基本特性に焦点を合せ、Mk-III炉心設計の内容を述べるものである。なお、この作業を進める上で検討した詳細な結果は、適宜、項目別に報告される予定である。

炉心参考設計Mk-IIIの主要諸元ならびに主要特性を、それぞれ第1.1表と第1.2表に示す。また、Mk-III炉心にもとづき第1次概念設計を行なった炉体構造の断面を第1.1図と第1.2図に、燃料体の構造を第1.3図に示す。

炉心は73燃料カラムからなり、その軸方向には燃料体が7段積みされている。この炉心部周囲の半径方向には内側から順に可動反射体、固定反射体が取囲み、上下方向には可動反射体が配置されている。

燃料体には、燃料棒と可燃性毒物細棒を挿入したもの(標準燃料体)と燃料棒のほかに制御棒挿入孔および後備停止系ボロン球の落下挿入孔のついたもの(CR&RSS孔付燃料体)の2種類があるが、いずれも平径300mm、長さ570mmの六角柱状である。標準燃料体には、孔径50mmの冷却孔が12個設けられ、その中に外径46mmの中空型燃料棒が挿入されている。ほ

(注) 多目的炉推進会議の下部機関である伝熱流動WG(HWG-5)と原子炉システムWG(HWG-6)の中から組織された委員会である。

かに、可燃性毒物が燃料体コーナ領域に封入されている。これに対して、CR&RSS孔付燃料体には、孔径10.4mmの制御棒挿入孔2個と後備停止用ボロン球落下孔2個が設けられているほか、標準燃料体に挿入される燃料棒と同一の燃料棒が3本挿入されるようになっている。制御棒は、炉心上部から燃料領域に14本(7対)、黒鉛反射体領域に24本(12対)の合計38本(19対)設けられている。中性子源は反射体領域内に120度対称に3ヶ所起動系用計測器が中性子源に対して60度ずらした位置に3ヶ所に設けられる。冷却材ヘリウムは、主冷却管の外管側から炉内に入り、原子炉下部構造物を冷却しながら、原子炉上部プレナムに至る。その後、反射体上部に設けられている流量調節装置を通り、炉心燃料体の流路に分流されて下降しながら炉心を冷却する。これらの冷却材は、下部反射体を通過する途中で集められ、下部プレナムから主冷却管の内管側を通過して炉外に取り出される。

第1.1表 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
4	冷却材圧力 原子炉出口ノズル(Kg/cm ² G)	40
	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	炉心等価直径 (mm)	2690
	炉心有効高さ (mm)	4000
	反射体厚さ 径方向 (mm)	1050 ^{*1}
	軸方向 (mm)	[1140] ^{*2}
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
		制御棒挿入孔付反射体	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
		炉内配置方法	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/cm ³)	1.8
		平径 (mm)	299 (カラムピッチは300)
		長さ (mm)	570
		冷却孔径 (mm)	50
		燃料体掘穴径 (mm)	(50)*3
			標準ブロック
	CR & RSS 孔径 (mm)	_____	[104]*2
	冷却孔数	12	[3]*2
	CR & RSS 孔数	_____	[3]*2
3	黒鉛スリーブ	材質	SM1-24相当
		密度 (g/cm ³)	1.8
		内径 (mm)	36.3
		外径 (mm)	46
		長さ (mm)	(555)*3
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)*3

5	粒子充填率	(v/o)	30				
	マトリックス密度	(g/cm ³)	1.65				
	製造法		オーバコート法				
	被覆粒子	直径	(μ m)	920			
	燃料核	燃料物質		UO ₂			
		直径	(μ m)	600			
		密度	(g/cm ³)	1.04			
		濃縮度	(w/o)	6, 4, 2			
	被覆層	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	(μ m)	60	30	25	45	
	密度	(g/cm ³)	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/cm ³)	1.8			
		半径	(mm)	299 (カラムピッチは300)			
		長さ	(mm)	570			
		反射体 掘穴径	(mm)	(50)*3			
				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 ₄ C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			
2	後備停止系吸収体	型式	ボロン黒鉛球落下挿入				
		材質	B ₄ Cと黒鉛粉末混合焼結体				
		外径	(mm)	[10]*2			
		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 ₄ C粒子と黒鉛粉末混合焼結体	
		外径 (mm)	8	
		スタック長さ (mm)	(500) *3	
		B ₄ C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	豎置円筒型		
2	主要寸法	内径 (mm)	5, 510	
3	主要材料	A387 (2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼)		

- 補注 1) 炉心等価直径から測っての厚さ
 2) [] 内数値は第1次概念設計に対する目標値
 3) () 内項目は第1次概念設計によって得られた値。

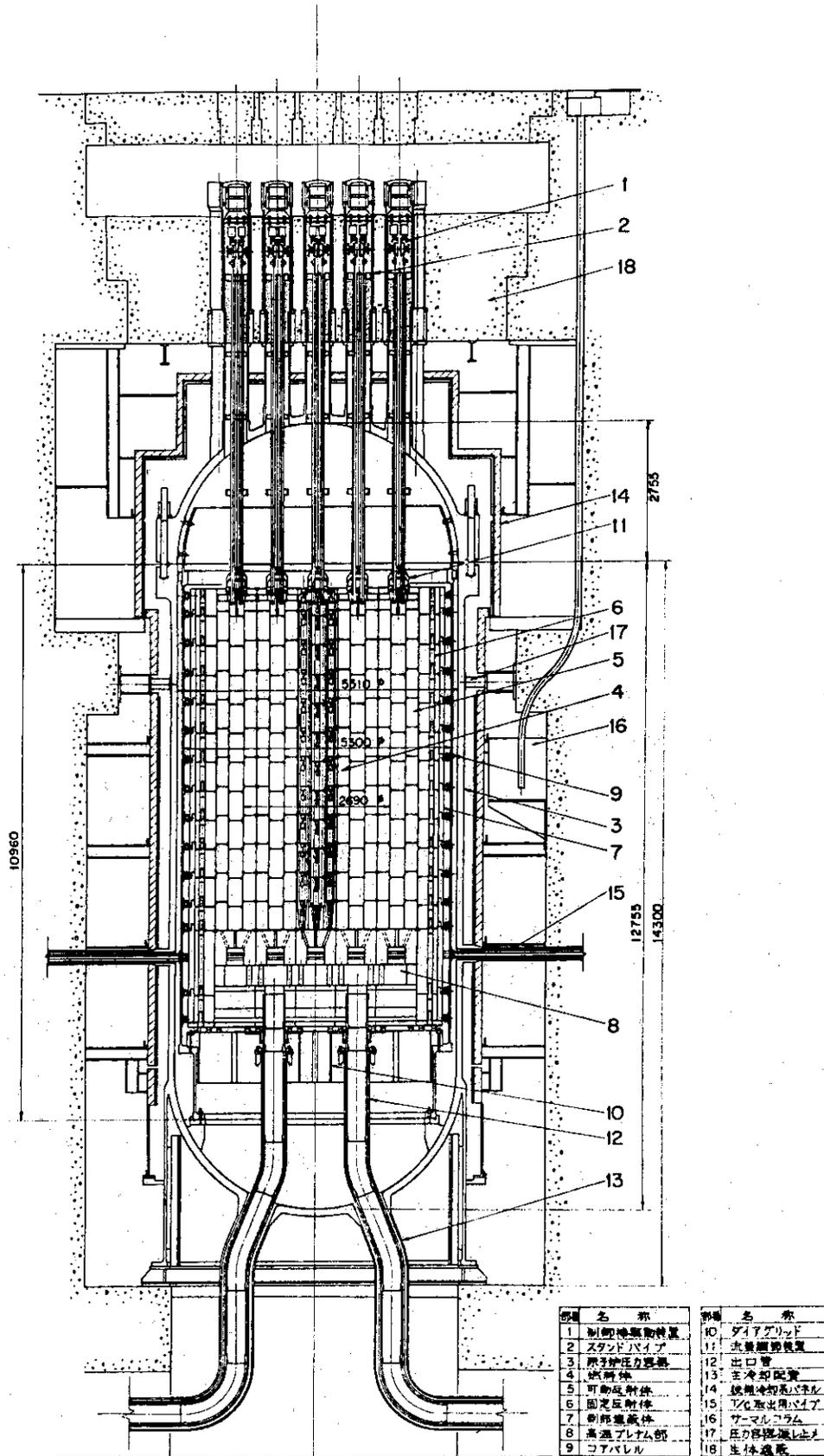
第 1.2 表 Mark-III 炉心の特性

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
	温度	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/cm ³)	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/cm ² 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	炉内燃料滞在時間 (yr)	2.1 (80% L.F.)		
6	温度係数 燃料/減速材 ($\Delta k/k/C$)	-~ 3 × 10 ⁻⁵ / -~ 7 × 10 ⁻⁵		

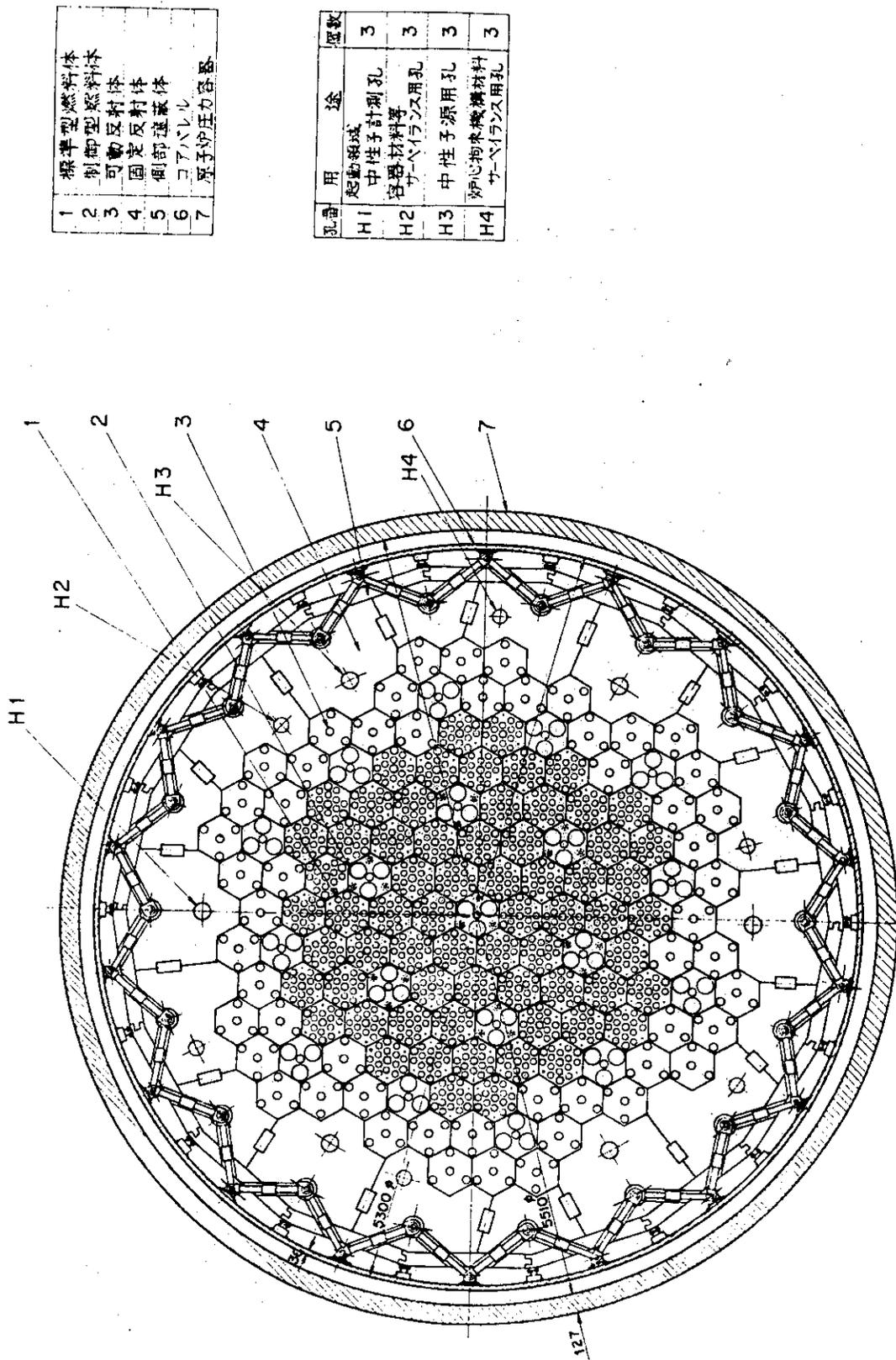
2. 熱流動特性					
1	熱出力 炉心部/反射体 (MW)	47.5 / 2.5			
2	冷却材流量 全流量 (kg/s)	15.92			
	有効炉心/その他 (kg/s)	14.33 / 1.59			
3	冷却材圧力 炉心出口 (kg/cm ² a)	41			
4	冷却材温度 炉心入口/出口平均(℃)	400 / 1039			
		流量調節方式Ⅱ*1	流量調節方式Ⅲ*2		
5	燃料ピン線出力 平均/最高 (cal/cms)	36.92 / 96.91			
6	燃料コンパクト温度 平均/最高(℃)	892 / 1326 / 895 / 1302			
	燃料コンパクト温度の炉心体積割合 (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 ² s℃)	0.0354 / 0.0410 / 0.0351 / 0.0394			
9	流速 平均/最高 (m/s)	3.05 / 47.2 / 3.04 / 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			
	$\ell > 10 \mu\text{m}$ の全炉心割合 (%)	16.4 / 18.3			
	$\ell > 20 \mu\text{m}$ の全炉心割合 (%)	21.6 / 19.6			
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。



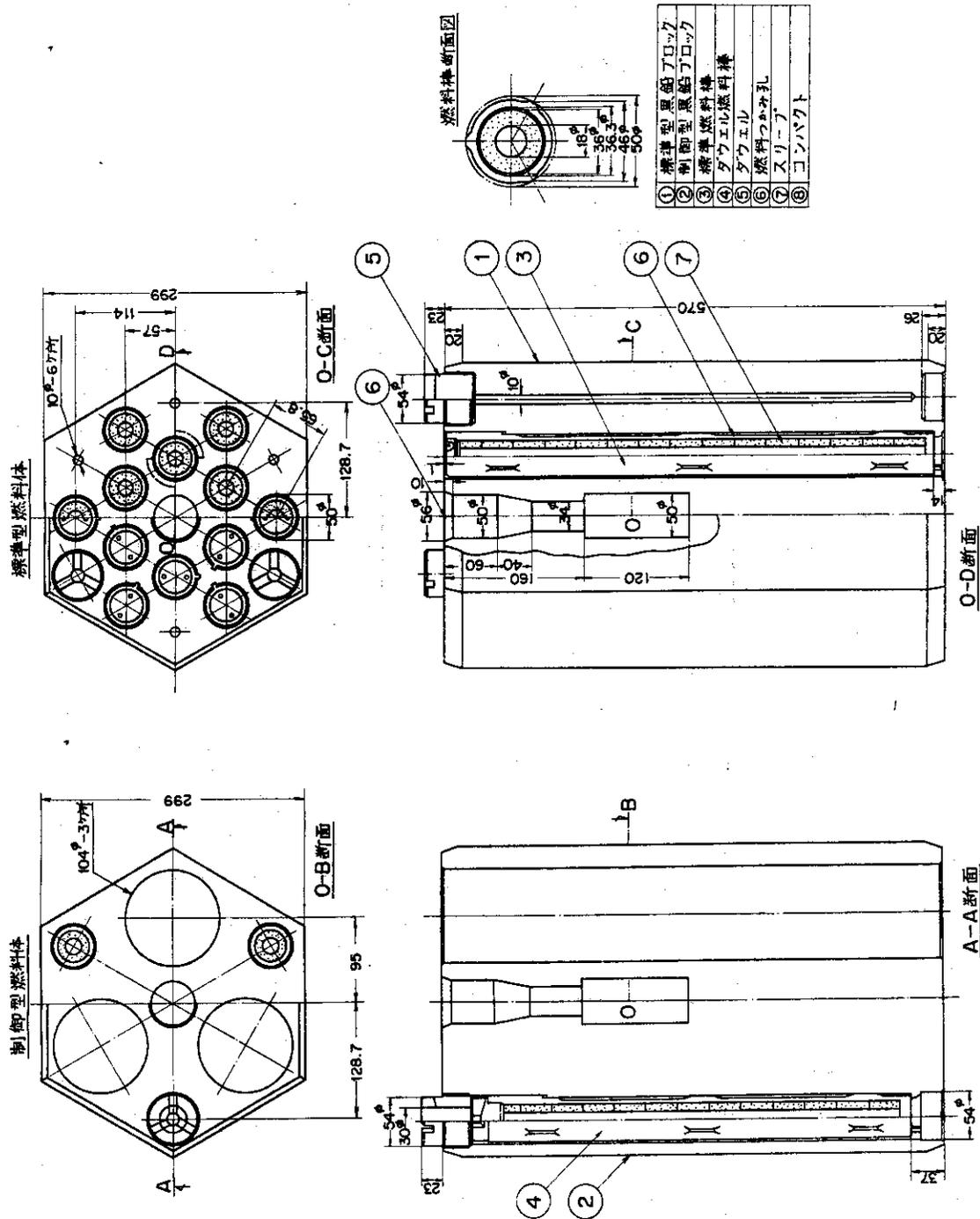
第 1.1 図 多目的高温ガス実験炉の炉体縦断面図



1	標準型燃料体
2	制御型燃料体
3	可動区材体
4	固定区材体
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	遮蔽材料等 サーベランス用孔	3
H3	中性子源用孔	3
H4	炉心拘束機構材料 サーベランス用孔	3

第 1.2 図 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. 設計の目的と基本条件

2.1 実験炉の機能と基本条件

多目的高温ガス実験炉は、製鉄用還元ガスの製造試験、製鉄用還元ガス加熱器試験および閉サイクルガスタービン運転試験に代表される原子炉熱の「多目的利用開発実証試験」、将来の大型高温ガス炉用燃料・材料開発のための「耐高温燃料・材料照射試験」ならびに「高温ガス炉のシステム安全性」を追求できる機能が要求される。

このような多様な要求に対応し、かつ我国における核燃料サイクル事情等を配慮して、実験炉設計の基本条件を第2.1表のように設定している。

第2.1表 多目的高温ガス実験炉設計の基本条件

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/cm ² 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。

2.2 炉心参考設計の目的

炉心参考設計は、実験炉の炉心設計における基本設計を目的に、原研において実施したものの総称である。

昭和48年度に外注した実験炉の基本概念設計を進めるに先だて、炉心参考設計Mk-IならびにMk-II作業を原研が行ない、基本諸元の設定を試みるとともに、基本特性の解析・評価を行なっている。炉心参考設計Mk-IならびにMk-IIを行なった目的は、予備設計の検討・評価において指摘された次の事項：

- (1) 制御棒1本当りの反応度値を適正化すること、
- (2) 冷却材流量調節領域分けを実現性の高いものにすること、

(3) 燃料体諸元，特に冷却材流路巾に関しては燃料製作上容易なものであること，を達成するとともに，実験炉炉心の概念を明確にすることであった。基本概念設計における炉体構造設計はMk-I炉心に基づいて行なわれ，炉心部の核熱流動特性の追求はMk-II炉心に重点をおいて進められた。

これらの炉心にはさらに次の諸点：

- (1) 炉心冷却流路におけるレイノルズ数が低すぎる，
- (2) 反応度停止余裕が不足きみであること，
- (3) 炉外中性子計測と原子炉圧力容器中中性子照射量との間の整合をとった反射体厚さとする
こと。
- (4) 炉心部と炉体構造の整合をはかること。

に検討を加えるべき事項が残されていた。これらの諸点を改善するために，炉心参考設計Mk-IIIを実施した。参考炉心Mk-IIIの設計は基本設計に属しており，実験炉の第1次概念設計における燃料体，反応度制御素子などの炉心構成物ならびに炉心・反射体構成，圧力容器の基本寸法などの仕様を決定することを目的とし，その範囲は，設計基準，指針の見直し，設計データの検討，燃料体や反応度制御素子などの基本サーベイならびに炉心・反射体構成のサーベイ，燃料装荷方法や制御棒引抜き形状のサーベイ，炉心核熱流動燃焼特性の総合解析，燃料特性評価などに及んでいる。

3. 設計の経緯

3.1 Mk-III 設計の進め方

(1) 全体スケジュール

Mk-III 炉心の作業を進めるにあたって、実験炉第1次概念設計の進展に伴う原子炉の構造設計やプラントシステム設計との整合ならびにMk-III 炉心の作業内容を考えて、

(1)設計指針、基準、条件、(2)パラメタリックスタディ、(3)主要諸元の選定、(4)総合特性解析、(5)特性評価の項目にわけて作業を実施した。この作業のスケジュールを第3.1図に示す。実線が各項目の中心的作業であり、点線は他の作業からのフィードバックによる検討作業であることを表わす。

作業項目	スケジュール	50年 2月	3月	4月	5月	6月	7月以降
(1) 設計指針、基準、条件		[実線: 2月1日 - 6月30日] [点線: 4月1日 - 6月30日]					} (7月14日 報告会)
(2) パラメタリックスタディ		[実線: 2月15日 - 6月15日] [点線: 4月1日 - 6月15日]					
(3) 主要諸元の選定		[実線: 4月1日 - 6月15日] [点線: 4月1日 - 6月15日]					
(4) 総合特性解析		[実線: 5月15日 - 6月15日] [点線: 5月15日 - 6月15日]					
(5) 特性評価		[実線: 5月15日 - 6月15日] [点線: 5月15日 - 6月15日]					
第1次概念設計		[実線: 2月1日 - 2月15日] (発注)					[実線: 7月15日 - 10月15日] (納入)

第3.1図 Mk-III 炉心の全体作業スケジュール

昭和50年2月1日に、外来研究員全員と一部の協力研究員がそろって、作業に関する準備を行ない、実質的な作業は2月中旬から開始した。途中、外注している第1次概念設計に対して炉心諸元を提供し、6月末日に作業を終了した。

(2) 設計の範囲

Mk-III 炉心の作業は、実験炉の第1次概念設計における炉心構造の基本仕様の確立をはかるために行なわれた。したがって、この設計作業の範囲は、第3.2図に示すように、炉心を構成する(i)被覆粒子、燃料棒、燃料体、(ii)制御棒、可燃性毒物、中性子源、(iii)炉心、反射体などに関する設計指針や基準などの立案および諸元設定、ならびに、炉心周辺構造物、遮蔽体、圧力容器を含む実験炉炉心の基本的諸元の選定、さらにはその選定された炉心に対する核熱流動燃料特性の解析評価の多岐にわたっている。また、これらの作業には必要な設計データならびに計算コードの整備を含んでいる。

(3) 設計の進め方

実験炉に与えられた基本条件すなわち、熱出力が50MW、冷却材原子炉出口温度が1000°C、冷却材圧力が40kg/cm²G、燃料が低濃縮二酸化ウランの被覆粒子黒鉛分散型、炉心部の冷却材が下向流であることの条件を満足し、Mk-II 炉心の改良をはかる必要があった。このために、まず設計指針、基準、条件ならびに設計データや計算コードの整備を行なった。つぎに、広範囲な炉心特性サーベイとして、燃料体と炉心構成の観点から、カラム数、炉心高さ、燃料

(1) 被覆粒子, 燃料棒, 燃料体	設計 指針 ・ 基準 ・ 条件	主要 諸元	特性 解析 ・ 特性 評価
(2) 制御棒, 可燃性毒物, 中性子源			
(3) 炉心, 反射体構成			
(4) (炉心周辺構造物)			
(5) (遮蔽体)			
(6) (圧力容器)			
(7) 領域別燃料装荷方式			
(8) 制御棒挿入引抜形状			
(9) 冷却材流量調節方法			

第 3.2 図 設計の範囲

ブロック平径, 炉容器内径などの構造物の大きさと核熱流動特性の関係, 反応度制御に関する観点から反応度補償計画, 制御棒諸元と可燃性毒物諸元などの検討を行なった。また, Mk-Ⅲ炉心の諸元選定を想定して, 領域別燃料装荷と制御棒配列の観点から燃料濃縮度や炉停止余裕の関係ならびに炉内流量配分を含めた核熱流動特性の検討, 動特性の観点からキセノン振動や反応度印加時応答の検討を行なった。これらの結果から, 炉心の諸特性の予測をたて, 製造上の種々の制約条件をも考慮に入れつつ, Mk-Ⅲ炉心の諸元選定を行なった。その後, 炉心の核熱流動解析ならびに燃料体の健全性の検討を行ない, この炉心が最初に決めた設計基準・指針を満足することを確かめた。

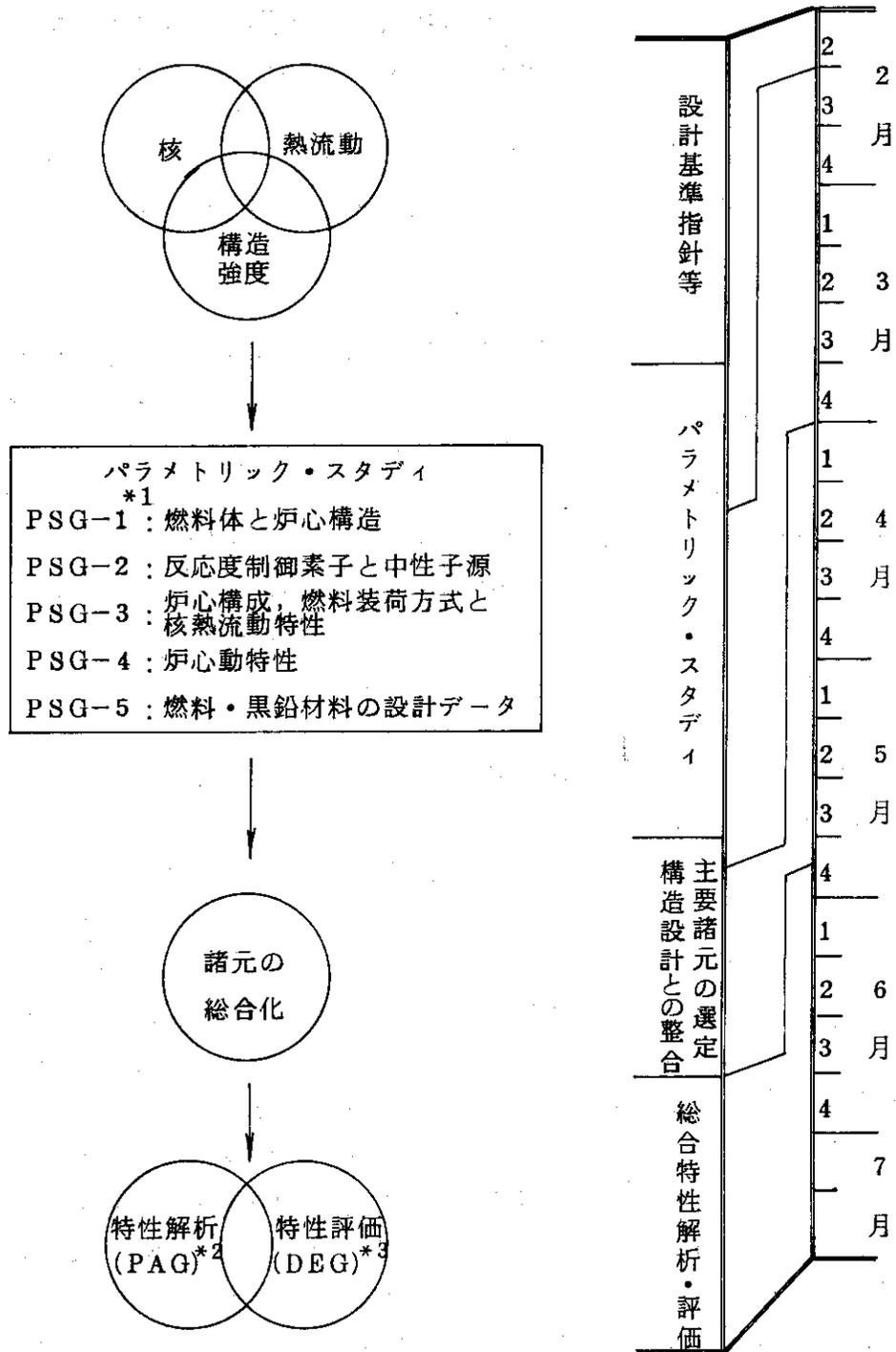
(4) 作業の進め方

作業の担当者をグループ分けし, Mk-Ⅲ炉心設計作業の効率化をはかった。グループ間の情報交換は, 必要に応じて担当グループ間で打合せを行ない, 選定の分岐点の重要な決定や作業計画の調整は, 月 1 回位の頻度で開かれる Mk-Ⅲ会議において決められた。具体的な作業の進め方を第 3.4 図に示す。最初は, 熱中性子炉設計班(現在の多目的炉設計研究室)における研究小テーマ担当グループ(核設計グループと熱設計グループ)のもとで, 設計作業の準備を行なった。それから, 5つのグループ(PSG-1~5)を編成し, パラメタリック・スタディを実施した。この時の各グループ間の調整はこのグループリーダー参加の PSGL 会議において検討され, Mk-Ⅲ会議において決定された。諸元選定後の特性解析と特性評価の実施に際しては, 2つのグループ(PSG, DEG)に再編成して作業が進められた。

3.2 参考設計の推移

(1) 構造概念

実験炉の基本概念設計は炉心参考設計 Mk-I に準拠して進められているが, この炉心の構造概念はそのまま Mk-Ⅲ炉心へ引き継がれている。すなわち, 炉体構造に関しては, (1)鋼製圧力容器, (2)炉内構造(コアバレル, 炉心支持構造物, 流量調節装置, 制御棒などの構成), (3)炉心内の冷却材流動方式など基本的構造に関して Mk-I から一貫して同一の考え方が採用され



- *1 PSG (Parametric Study Group)
- *2 PAG (Performance Analysis Group)
- *3 DEG (Design Evaluation Group)

第 3.4 図 作業の進め方

ている。ただし、第 3.5 図に示すように、圧力容器とコアバレルの支持方式が、どちらも上部ブラケット支持方式から下部スカート方式に変更になっている。

炉心構造に関しては、(1)六角燃料ブロック積み重ね構造、(2)流量調節領域と燃料交換領域は 7 カラムを単位とする、(3)反射体は可動反射体と固定反射体にわける、などの項目をそのまま採用している。

燃料構造に関しては、(1) pin-in-block 型燃料体、(2)燃料棒型式(中空型、円環型)、(3)TRISO-II 型被覆粒子の基本構造のうち、Mk-III 炉心ではそれまでに得られた結果から中空型燃料棒のみに絞っている。

(2) 主要特性

Mk-I 炉心から Mk-III 炉心までの主要特性比較を第 3.1 表に示す。Mk-I 炉心は、その等価直径が 2.9 m、有効高さが 3 m で、85 燃料カラムから成り立ち、平径 30 cm の燃料体が炉心軸長方向に 6 段積みされている。制御棒は炉心上部から 19 体(その内 13 対は炉心部に挿入)挿入され、炉心を取囲んでその側部、上下部に厚さ 1 m 余りの反射体が配置されている。標準燃料体には中空型燃料棒または円環型燃料棒が 36 本または 18 本挿入されており、炉心部における燃料の領域別装荷の方式は、半径方向に一様、炉心高さ方向には上部から 8, 8, 8, 6, 4, 2 w/o の濃縮ウランを使った燃料が段付に装荷されることになっており、その取替えは、原子炉停止時に炉内燃料全部を一度に交換する方式によるものとなっている。この炉心の核熱流動特性は最初に予想していた設計基準をほぼ満足するものとなったが、冷却材のレイノルズ数が 1200~4400 となり熱流動上の問題点を残すことになった。この範囲のレイノルズ数は炉心伝熱流動特性上に不安定さが残ることにより、プラント運転にとって好ましくなく、安全性の観点からも、このような値を避けるべきだとの判断が下されることになった。

Mk-II 炉心は、上記の欠点を取り除くように努力した設計であり、制御棒反応度補償能力を下げることなく、冷却流路を減らすように工夫された炉心である。その炉心構成は、燃料カラム数を Mk-I の 85 カラムから 73 カラムに変更し、炉心等価直径が 2.69 m、有効高さが 3.5 m と全体的に細長い炉心になっている。燃料体の平径、長さに変更はないが、その中に挿入される燃料棒は中空型に限定されることになり、かつその外径が 45 mm と太くなっている。このような設計変更によりレイノルズ数は 2600~4800 まで高めることができた。

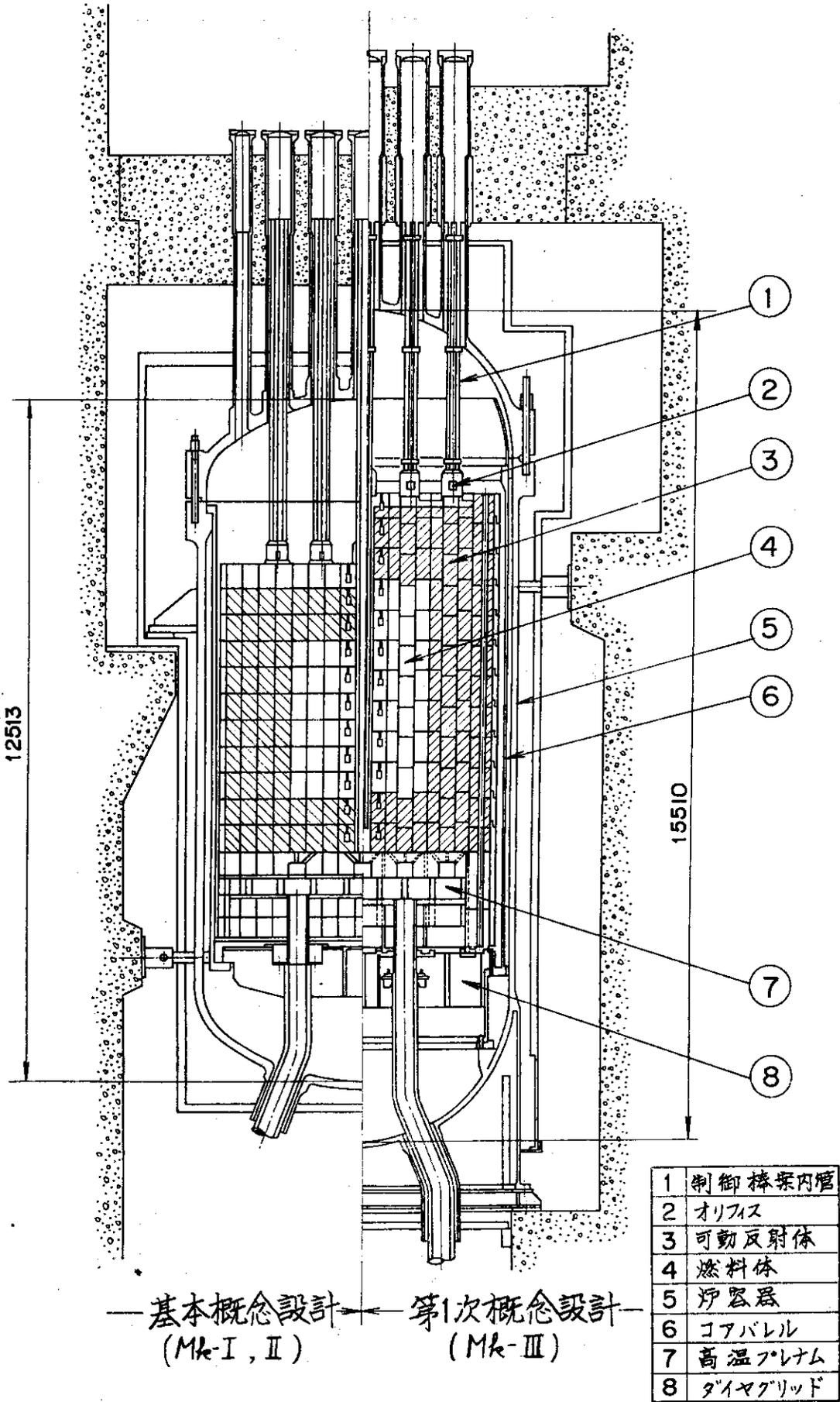
Mk-III 炉心の作業に入る前に炉心概念の変更を含めた実験炉炉心の熱流動特性の予測を行ない、その結果を第 3.6 図に示す。Mk-I や Mk-II 炉心における前提条件である。炉心入口や出口の冷却材温度の変更によるレイノルズ数の変化、炉心構造概念変更にもなう問題点、炉心構造を変えずに燃料体みの構造変更による燃料温度とレイノルズ数の予想値を示している。これらは、あくまで熱流動特性からみた検討であり、核特性はもちろん、燃料や炉心構造の詳細な検討を行なってみないと総合的な判断を下すことができない。したがって、この図はあくまで実験炉炉心の熱流動特性の可能性ということで捕えるべきものである。

以上の推移にたつて、Mk-III 炉心はさらに改良をはかった炉心であり、Mk-II 炉心よりさらに細長い炉心になっている。また、燃料体に挿入されている中空型燃料棒は 12 本(標準燃料体)に変更され、被覆粒子の寸法や制御棒の径が大きくなっている。

第 3.1 表 炉心主要諸元の比較

設計例	予備設計		基本概念設計		第 1 次概念設計
	Mk-I		Mk-II		
主要諸元	50 400/1000 40*1		50 400/1000 40		50 400/1000 40
原子炉熱出力 (MW)	2.34		2.90		2.69
冷却材平均温度 (炉心入口/炉心出口) (°C)	2.50		3.00		4.00
冷却材圧力 (kg/cm ² G)	1.07		1.03		1.50
炉心等価直径, D (m)	5.30		5.85		5.51
炉心有効高さ, H (m)	55		85		73
圧力容器内径 (m)	5		6		7
燃料カラム数	2領域		1様		1様
燃料体積重段数	段付(内側8,8,6,6,4 w/o)		段付(8,8,8,6,4,2 w/o)		段付(6,6,4,4,4,2,2 w/o)
燃料装荷: 径方向	外側10,10,8,8,6 w/o)				
燃料装荷: 軸方向 (上部から)	1		7		7
冷却材流量調節単位燃料カラム数	1833		2787		813
冷却材チャネル数	19(7)		19(13)		19(13)
制御棒対数 (実効対数)	7/12		13/6		7/12
炉心内/反射体内					
燃料棒型式 (平均濃縮度, w/o)	中空型 (7.3)		中空型 (6), 円環型 (6)		中空型 (4)
燃料棒外径 (中空型/円環型)	34/-		32/46		46/-
燃料棒内径 (中空型/円環型)	36/-		36/18		12/-
標準燃料体	24/-		24/6		3/-
制御棒挿入用燃料体	1.5		2.5		2
燃料体半径 (mm)	300		300		300
冷却材流路幅	47/8.3		25/5.6*2		2.2/5.9
出力密度 (平均/最高) (w/cm ³)	4.9×10 ³ /6.9×10 ³		3.1×10 ³ /6.6×10 ³ *2		4.3×10 ³ /1.1×10 ⁴
中性子束 (平均/最大) (m/cm ² ·sec)	6.1×10 ³ /7.9×10 ³		4.2×10 ³ /9.6×10 ³ *2		3.6×10 ³ /9.4×10 ³
熱中性子束 (E ≤ 2.38 eV)	1010/1290		1015/1280*2		892/1326*4
速中性子束 (E ≥ 2.38 eV) (°C)	990/1070/1220		620/1070/1180*2		1039/1039/1039*4
燃料温度 (平均/最高)	1540/3000/5300		1200/2100/4400*2		3580/5330/7790*4
冷却材炉心出口温度/最高 (°C)	(6 w/o) 33800/35700		36800/60600*2		(6 w/o) 21000/33800
レイノルズ数 (炉心出口) (最低/平均/最高)	(8 w/o) 46700/52000				(4 w/o) 22100/34300
燃焼度 (平均/最大) (MWD/T)	1.53/- (1本当り)		0.80/- (1本当り)		(2 w/o) 5.900/11.200
制御棒反応度値 (平均/最大) (%Δk _{eff} /k _{eff})			2.0/~5*3 (1対当り)		0.90/9.1

*1 kg/cm²a, *2 中空型燃料棒使用炉心での値, *3 制御棒の全ての挿入パターンについて検討した結果ではない。
*4 流量調節領域毎の冷却材平均出口温度をそろえる方式



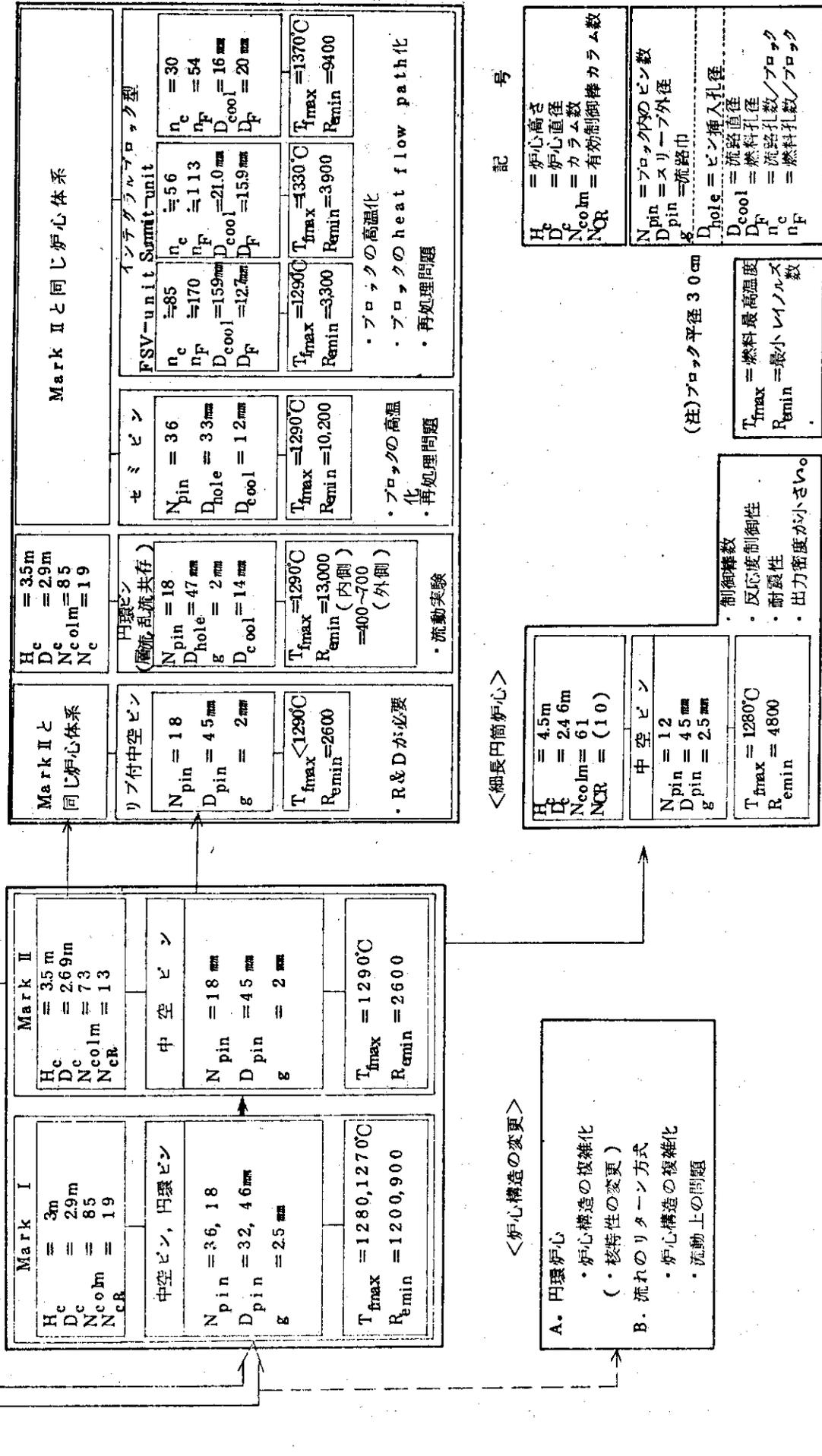
第 3.5 図 多目的高温ガス実験炉の炉体概念

前提条件

- (1) 炉心出口ガス温度 1000°C
- (2) 炉心入口ガス温度 400°C
- (3) 熱出力 50MW

＜変更＞
 (1) 炉心出口ガス温度 (900°Cから、Reが約1.3倍上昇)
 (2) 炉心入口ガス温度 (500°Cから、Reが約1.2倍上昇)

＜新 型 燃 料＞



第 3.6 図 実験炉の炉心変更による熱流動特性予測と問題点

4. 設計指針・基準

実験炉の炉心参考設計 Mk-III における核設計、熱設計ならびに燃料設計のために設けた基準および指針について、その設定理由と特記事項を含めて以下の節に述べる。

また、Mk-III 炉心を構成して行く際に、炉体構造に関して、圧力容器の大きさは 100 万 kWe 級軽水炉の圧力容器寸法範囲内に留めること、反射体厚さは炉外中性子計測を可能とし、さらに圧力容器を含む炉心周辺構造物の受ける放射線線量、発熱量、放射エネルギーが過大とならないよう 1.0 ~ 1.1 m とすること、固定反射体の過度な中性子照射量を防止する目的から、2 カラム相当厚さの可動反射体を設けるものとする、などの設計条件を置いた。

4.1 核設計上の指針・基準

炉心設計上の指針・基準の設定においては、その項目選定に関連して省資源、経済性、安全性や燃料調達上、など広い立場からの検討が必要になる。炉物理量をこれら各々の区分に分類することは一般に困難であるが、設計で対象とすべき炉物理量として具体的には天然ウラン所要量、プルトニウム生成量、燃料燃焼度、炉内燃料滞在時間、制御棒に対するスタック基準や反応度価値、炉停止余裕、などが主なものとして考えられる。しかし、設計対象が実験炉であることから本設計では省資源や経済性などに関しては余り重視しないものとし、実際には第 4.1 表に示した項目のみを設計における指針・基準に選定した。

第 4.1 表 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) N_c / N_u	300 前後	
(3) 炉内燃料滞在時間	2 年以上	負荷率 80% を想定 ^{*1}
(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	未臨界面度 $0.01 \Delta k_{eff}$ ^{*2}	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	臨界面度または臨界面近傍で $0.035 \Delta k_{eff}$ 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 $0.015 \Delta k_{eff}$ 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	

*1 実験炉としては高い値と考えられるが、本設計ではこの値を仮定した。

*2 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 $0.01 \Delta k_{eff}$ の未臨界面度を確保できること。

まず、燃料濃縮度については、対象が実験炉であるので余り厳しい条件とは考えなくても良いが、燃料調達上の問題などもあることから余り高くない値とした。また、1燃料体内で燃料ピンにより濃縮度を変えることは許していない。

炭素原子とウラン原子の原子数密度比である N_c/N_u は、本対象炉が実験炉であることにも関連して比較的高い余剰反応度を確保する必要があるうえに、構造上から炉心に挿入できる制御棒本数に制約があるため、反応度制御系の余裕ある設計が難しいことから生じた指針である。すなわち初期余剰反応度を極力低めるとともに、燃焼にともなう反応度変化率も小さくして十分な炉内燃料滞在時間を確保するための、燃料体諸元域は炉心構成への制約条件である。この値が大きいと初期余剰反応度が高くなり、また小さすぎると炉内燃料滞在時間が減少する。本設計では設計上可能な限り実用炉用燃料体に対するものに近い値（約300）を達成することに目標がおかれた。

炉内燃料滞在時間は、特に実験炉の設計に対して余り強い制約になることは好ましくないが、燃料調達上の問題も考慮して一応2年（負荷率80%）がとられた。しかし、この値は原子炉の運転負荷率に直接依存するものであり、現在の設定値80%が実験炉としてはやや高いことも含めて、反応度制御系に対して設計余裕を増すための改善が必要な場合には、その見直しも考慮すべきであろう。

反応度制御系に係わるものは、安全性に直接関係するため設計上極めて重要であるうえ、炉心設計全体へ波及する可能性をもち慎重に設定されねばならない。まず、制御棒スタック基準であるが、これは運転時と燃料交換時に分けるものとし、前者では1本がスタック状態になったときそれとスタンドパイプを共用する他の1本の制御棒に影響が波及する可能性も考慮した。また、燃料交換時については燃料交換のため1対の制御棒が引抜かれていることが考慮された。反応度炉停止余裕としては未臨界度 $0.01\Delta k_{eff}$ を確保できることとし、制御棒最大反応度値については小さいほど望ましいものの、構造上から炉心に挿入可能な制御棒本数に制約があることを配慮し、基本概念設計後に行なわれた実験炉の安全解析の成果もふまえて整合のとれた値を設定している。可燃性毒物についてはその反応度補償量を出来るだけ小さくするとともに、燃焼にともなう炉心の反応度回復量も極力抑えることに目標がおかれたが、この指針は余り厳しいものとはせず設計初期段階での目安的なものとし、設計の進展と相まってその見直しも行っている。一方、後備停止系に対しては反応度補償の観点からは反応度の燃焼分は補償しないとの考えに立っている。またスタック基準については、炉心内の各スタンド・パイプ毎に設置される後備停止内機構が作動区分に従って複数組に分類されることも考慮して、1組の後備停止系のスタックを考えた。なお、制御棒や後備停止系の反応度値計算に対しては計算誤差10%を見込んで、設計指針・基準を満たすよう設計することとした。

なお、反応度制御素子の指針・基準の設定にあたっては軽水炉、重水炉、ガス冷却炉等の既存商用炉、試験炉や研究炉などにおける指針・基準についての調査を行ない参考とした。

4.2 熱設計の指針・基準

熱設計のために設けた指針および基準については、限界熱流束、レイノルズ数、燃料温度の3項目である。これらをまとめて第4.2表に示す。

第 4.2 表 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。	○層流化の判定式は(4.1)式による。 ○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。	

(1) 限界熱流束

実験炉の炉心は、レイノルズ数が低く流れが遷移域に入ることも予想されるので、層流化現象を起しやすいと考えられる。層流化現象が生じて、熱伝達率低下の問題（すなわち、燃料温度の高温化）として考えると、層流の熱伝達率で燃料温度を評価すれば、安全側の設計となる。しかし、この場合には、炉心が非常に高温になることが予想される。また、層流化した伝熱特性を正確に把握できるデータがない。

そのために、層流化を防ぐための燃料棒の発熱（熱流束）に対して制限を設ける。層流化発生の判定に関しては、原研内に設けたAd-hocグループで定めた層流化発生の限界式を用いた。この限界式は、流路入口温度の物性値にもとづくレイノルズ数 Re_i で表示し、 $2,000 \leq Re_i \leq 6,000$ の範囲で適用できるものである。設計の基準としては、さらに余裕をとって混合平均ガス温度の物性値にもとづくレイノルズ数 Re_b を用い、次式による限界熱流束パラメータ q_{crit}^+ を越えることによって層流化が生じると考える。

$$q_{crit}^+ = 0.584 \times 10^{-6} Re_b^{1.465} \quad (4.1)$$

ここに、 $q^+ = q_w'' / (\gamma u C_p T)$ 、 q_w'' は単位面積あたりの熱流束、 γ は比重量、 u は流速、 C_p は比熱、 T は絶対温度である。

なお、この式の誘導したデータが円管と矩形の一定熱流束のものであることならびに炉心の中では流量配分や測定誤差などの不確かさがあることを考慮して、この q_{crit}^+ に対して実際の q^+ に余裕を持たせることにする。

(2) レイノルズ数

Mk-III 炉心の設計目標でもある炉心内最小レイノルズ数に対しては、流れを乱流に保続することを原則として定格運転時に 3,500 以上であることを目標とする。

(3) 燃料温度

被覆粒子のFP放出ならびにアーマー現象やFP-SiC層相互作用などの高温破損を避けるために、熱設計では燃料最高温度を定格運転時の公称値として1350℃以下とする。

4.3 燃料体設計の指針・基準

燃料体設計のための指針または基準として、被覆燃料粒子の破損率、燃料コンパクトの応力、黒鉛スリーブおよびブロックの応力の3特性に制限値を設定した。それらの概要は第4.3表に

記されている。以下、それぞれについて若干の説明を述べる。

第 4.3 表 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/cm^2 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 30μ 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/cm^2	
(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/cm^2 圧縮 165 kg/cm^2 2 次応力 引張 50 kg/cm^2 圧縮 350 kg/cm^2	

- * 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

(1) 被覆燃料粒子の破損率

運転に伴って発生する被覆粒子の破損としては、粒子内部の圧力増加、PyC の照射寸法変化等の原因による被覆層の機械的破損と、温度勾配下での UO_2 核の特定方向への移動によって発生するアメーバ破損、の 2 機構を考える。

前者の機械的破損に対する基準は、被覆燃料粒子の応力解析の結果から導出されている。SiC 層を含むいわゆる TRISO 型被覆層の場合には、PyC の製造時の異方性が大きくない限りにおいて、SiC 層の機械的破損が PyC のそれに先行して発生することが確認されている。つまり SiC 層の過度の引張応力を避けることが設計の目標となる。SiC の破損発生条件は、 UO_2 核 TRISO 型被覆粒子であるドラゴン標準粒子の照射実績に対する検討によって、許容円周応力を 0 kg/cm^2 と設定されている。この基準は、粒子各部の寸法公差、短時間の高温過渡状態などを考慮しても、SiC 層の応力が引張にならないことを要求している。

次に、 UO_2 のアメーバ破損に対する基準は燃料核移動距離に基づいて定められている。核移

動速度 dy/dt は、ORNL のデータによる KMC 値を用いることにより算定される。すなわち

$$\frac{dy}{dt} = \frac{T^2}{\text{KMC}} \frac{dT}{dy} \quad (4.2)$$

ただし、 $\text{KMC} = 5.370 \times 10^{-4} \exp(-9717/T)$ 、 T は粒子の絶対温度、 dT/dy は温度勾配である。

この KMC 値は不確さが大きいので、移動距離の算定によるアメーバ破損の発生を安全側に設定する。つまり、本設計粒子の場合、SiC 層の内側には、 30μ の高密度 PyC 層、 60μ の緩衝層があるが、設計上アメーバ破損が発生する核移動距離を緩衝層厚さの $1/2$ 、 30μ とする。そして、アメーバ破損粒子は、プラントの安全管理目標などを勘案し、全炉心粒子の 1% 以下となるよう設定している。

(2) 燃料コンパクトの応力

燃料コンパクトに発生する応力は、主として、熱応力および照射寸法変化のひずみ差に起因する照射応力であり、2次応力の部類に属する。従って、これに対応する破壊強度は、曲げ強度またはリング圧縮強度である。本設計燃料コンパクトのこの材料強度は未確認であるがドラゴンプロジェクトなどの類似品の測定値から類推し、最小曲げ強度は 60 kg/cm^2 以上は達成可能であると判断した。安全率を2倍にとり、コンパクトの円周応力または軸応力ともに、許容応力を 30 kg/cm^2 とする。なお、応力計算に必要な機械的物性値は別に定められている。

(3) 黒鉛スリーブ、ブロックの応力

黒鉛スリーブ、ブロックに発生する応力も、主として熱応力、照射応力であるが、ブロックのウェブなどでは、1次応力的な応力分布になることもある。よって、1次応力状態と2次応力状態とに対する制限条件が必要になる。黒鉛の場合、圧縮破壊よりも引張破壊が実質的な制限となる。引張破壊に対しては、弾性破壊と非弾性破壊とがある。前者は、引張破壊応力あるいは引張破壊ひずみで規定されると考えられる。しかし、引張破壊応力で規定する方が安全側である。よって、全ての破壊基準を応力で規定することとした。SM1-24 黒鉛の引張、圧縮、曲げ強度の平均は $175, 650, 220 \text{ kg/cm}^2$ であるが、大きなバラツキを考慮して、最小極限強さを平均値 -2σ (シグマ) レベルにとり、それぞれ、 $105, 500, 150 \text{ kg/cm}^2$ と設定している。1次応力に対しては安全率を3倍とし、引張許容応力を 35 kg/cm^2 、圧縮許容応力を 165 kg/cm^2 とする。また、2次応力に対しては、1次極限強さを基準として安全率を1.43倍とした値 (0.7×1 次極限強さ)、または、最小曲げ強さを基準として安全率を3倍とした値の小さい方を許容応力と考える。従って、引張許容応力は 50 kg/cm^2 、圧縮許容応力は 350 kg/cm^2 となる。これらの許容応力は、スリーブ、ブロックともに、部材加圧成形方向に対して平行方向、垂直方向とに拘らず同一とする。なお、応力計算に必要な機械的物性値は別に定められている。

5. 炉心概念構成のための主要特性検討

5.1 燃料体と炉心構造

実験炉基本概念設計のMARK-I, MARK-II 炉心に残された問題である、低レイノルズ数解決のため、これに関連する制御棒反応度価値の余裕、燃料体の高温問題を含めて、燃料体、炉心構造、炉容器構造の立場から検討を加え、炉心構成の可能性を評価した。^(注)

5.1.1 改良燃料・炉心

低レイノルズ数改善のため、第5.1.1(a)と(b)に示すように参考炉心ⅢからⅧまでの炉心が考えられた。これらは大きく4種類に分類できる。第1は、1ブロック当りの燃料ピン数を少なくすることによって炉心全体の冷却流路数を少くし、流速を上昇させることによってレイノルズ数を上昇させるものである。第2は、円環形燃料ピンを使用し、この燃料の内側流路は乱流状態とし、外側流路は層流状態とし、遷移領域や層流化の恐れをなくするものである。第3は、セミピン形と名づけられた、円環形燃料ピンの外側スリーブを取り、内側スリーブとコンパクトを黒鉛ブロックの燃料孔中へ入れ、内側スリーブ内だけを冷却材が流れるようにし、レイノルズ数を上昇させるものである。第4は、ブロックの直径を大きくすることによって炉心全体の冷却流路数を少くし、流速を上昇させることによってレイノルズ数を上昇させるものである。

第1のものでは、参考設計V, VI, Ⅷ (Reference-V, VI, Ⅷ), 第2のものでは、参考設計Ⅳ (Reference-Ⅳ), 第3のものでは、参考設計Ⅲ (Reference-Ⅲ), 第4のものでは、参考設計Ⅶ (Reference-Ⅶ) が考えられた。

(1) 参考設計Ⅲ (Reference-Ⅲ)

参考設計Ⅲはセミピン形燃料と呼ばれるもので、円環形ピンの外側スリーブを取り、内側スリーブとコンパクトを黒鉛ブロックの燃料孔中へ入れたものである。冷却材はこの内側スリーブ内を流れる。この燃料をMARK-I, II 炉心に採用した場合、最低レイノルズ数はいずれも10,000以上になる。しかしながら、コンパクトが黒鉛ブロックに接するため、このブロックの温度がコンパクトの最高温度またはそれ以上になる。さらに、ブロックと燃料ピンが一体となるため、燃料再処理においてブロック・ピン形よりも困難になる。

(2) 参考設計Ⅳ (Reference-Ⅳ)

参考設計Ⅳは円環形燃料ピンを使用して、遷移レイノルズ数領域を避けたものである。これは、内側冷却材流路では乱流、外側冷却材流路では、層流になるような形状を考慮したものである。この設計によって、第5.1.1図に示すようにレイノルズ数は内側流路では13,000以上、外側流路では400~700であり、いずれも遷移領域を離れている。しかし同じ炉心内に層流と乱流冷却材流路が混在する設計が望ましくないように考えられる。

(3) 参考設計V (Reference-V)

参考設計Vは炉心内の燃料ピン数を著るしく減少させて、レイノルズ数を上昇させたものである。このため、炉心内のコラム数をMARK-IIの73から61に、ブロック内の燃料ピン数

(注) 幾島ほか：多目的高温ガス実験炉・ブロック・ピン形燃料の設計検討，JAERI-M

を18本から12本へそれぞれ減少させた。この炉心では、第5.1.2図に示すように、レイノルズ数は4820に上昇する。しかし、有効制御棒数がMARK-IIの26本から20本に減少し、1本当りの制御棒反応度値が上昇する。また燃料最高温度制限条件を満すため炉心高さが高くなる。

(4) 参考設計VI (Reference VI)

参考設計VIはVの制御棒反応度値上昇を避けるため、Vよりもコラムを8個増加させ69個にし、MARK-IIとほとんど同じ制御棒値になるようにしたものである。この設計では、第5.1.3図に示すようにレイノルズ数は4320となる。しかし、Vと同じように炉心高さがMARK-IIの3.5mから4.5m程度まで高くなり、細長炉心となる。

(5) 参考設計VII (Reference VII)

炉心内コラム数を減少させれば、有効制御棒本数が減少し、1本当りの制御棒反応度値が上昇する。この減少を避けるため、7コラム単位の双子型制御棒配置の他に、ブロック境界への制御棒を配置する。この設計のため、ブロック直径を340, 370, 400mmの3種類を選んだ。その一例を第5.1.4図に示す。この参考設計VIIによってレイノルズ数は5000程度まで上昇させることができる。しかし、この設計ではブロック境界の制御棒配置の製作が困難である。

(6) 参考設計VIII (Reference VIII)

参考設計VIIIはMARK-I設計と同じく85コラムとし、1本当りの制御棒反応度値を十分低くして、レイノルズ数を上昇させるため、ブロック当りの燃料ピン数を12本とした。この設計では、レイノルズ数はわずかに3360までしか上昇しない。

5.1.2 設計の考察

最低レイノルズ数を上昇させるため、参考設計III~VIIIまでを考えた。これらをまとめると第5.1.2表のようになり、次のことが言える。

- (1) レイノルズ数を10000以上にするには、これまでの中空形燃料からセミピン形または円環形燃料としなければならない。
- (2) 1ブロック当りのピン数を12本にして、得られる最低レイノルズ数は5000までである。
- (3) ブロック境界へ制御棒を配置する設計では、最低レイノルズ数を5000まで上昇させることができるが、構造設計が困難である。
- (4) 制御棒反応度値をMARK-II程度とし、冷却材流の層流化を避け、ブロックの高温化を避けるようなMARK-I, IIの連続となる保守的な設計では、最低レイノルズ数は4000程度までの上昇しか見込めない。

第 5.1.1(a)表 多目的高温ガス実験炉・ブロック・ピン形炉心燃料の設計諸元(1)

シリーズ	予備設計	設計	目 的	燃料形式	炉 心		有効制御 棒本数	最小レイ ノルズ数	燃料最高 温度 (°C)	出力密度 (W/cm ³)	問 題 点
					径 (m)	高 (m)					
MARK-I	I _a	出力密度 5W/cm ³ を目標とする。	制御棒値を最大 1.0% Δk/k を目標とする。	中空形	55	2.34	2.5	14	1539	48	レイノルズ数 制御棒値
	I _b	制御棒値を最大 1.0% Δk/k を目標とする。		中空形	85	2.9	3.0	38	1890	1256	25
MARK-II	II	制御棒値を 1.0% Δk/k 程度とし、レイノルズ数を上昇させる。	制御棒値を 1.0% Δk/k 程度とし、レイノルズ数を上昇させる。 レイノルズ数を 10000 以上に上げるため円環形ピンの内側チャンネルにだけ冷却材を流し、外側スリーブは閉止する。	中空形	73	2.69	3.5	26	2600	25	レイノルズ数
	III _a	レイノルズ数を 10000 以上に上げるため円環形ピンの内側チャンネルにだけ冷却材を流し、外側スリーブは閉止する。		セミ・ピン形	73	2.69	3.5	26	10200	1293	25
Ref-III	III _b	レイノルズ数の問題を解決するため、内側チャンネルは完全乱流域、外側チャンネルは完全層流域になるように設計する。	レイノルズ数の問題を解決するため、内側チャンネルは完全乱流域、外側チャンネルは完全層流域になるように設計する。	円環形	85	2.9	3.0	38	10630	25	内側と外側のチャンネルの流動状態が異ってもよいか
	IV _a	レイノルズ数の問題を解決するため、内側チャンネルは完全乱流域、外側チャンネルは完全層流域になるように設計する。		円環形	73	2.69	4.0	26	15200 ⁽¹⁾	1313	219
Ref-IV	IV _b	安全性を著しない程度に制御棒本数を少くし、炉心ガラム数を少くし、さらにブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を上昇させる。	安全性を著しない程度に制御棒本数を少くし、炉心ガラム数を少くし、さらにブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を上昇させる。	中空形	61	2.46	4.5	20	4820	262	レイノルズ数 制御棒値 炉心高さが高い
	V _a	MARK-II 程度の制御棒値を保ちながら、レイノルズ数の改善を計るためブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を増加させる。		中空形	69	2.63	4.5	24	4320	23	レイノルズ数 炉心高さが高い
Ref-V	V _b	炉心内の制御棒数を増加するため、ブロックの境界にも制御棒を設ける。	炉心内の制御棒数を増加するため、ブロックの境界にも制御棒を設ける。	中空形	55	2.88	3.5	50	3960	218	制御棒値
	VI _{a1}	MARK-II 程度の制御棒値を保ちながら、レイノルズ数の改善を計るためブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を増加させる。		中空形	43	2.75	4.5	32	4990	191	制御棒値 制御棒冷却
Ref-VI	VI _{a2}	MARK-II 程度の制御棒値を保ちながら、レイノルズ数の改善を計るためブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を増加させる。	MARK-II 程度の制御棒値を保ちながら、レイノルズ数の改善を計るためブロック当りのピン本数を少くし、レイノルズ数を増加させる。	中空形	61	2.79	4.0	50	3760	226	レイノルズ数
	VI _{b1}	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。		中空形	85	2.65	4.0	38	3360	254	レイノルズ数 炉高さが高い
Ref-VII	VI _{b2}	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。	中空形	61	2.79	3.5	50	3760	198	レイノルズ数
	VI _{c1}	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。		中空形	85	2.65	4.0	38	3360	222	炉高さが高い
Ref-VIII	VI _{c2}	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。	中空形	61	2.79	4.0	50	3760	198	レイノルズ数
	VI _d	MARK-I の制御棒値、レイノルズ数の改善を計る、1.2 本ピン/ブロックとする。		中空形	85	2.65	4.0	38	3360	254	炉高さが高い

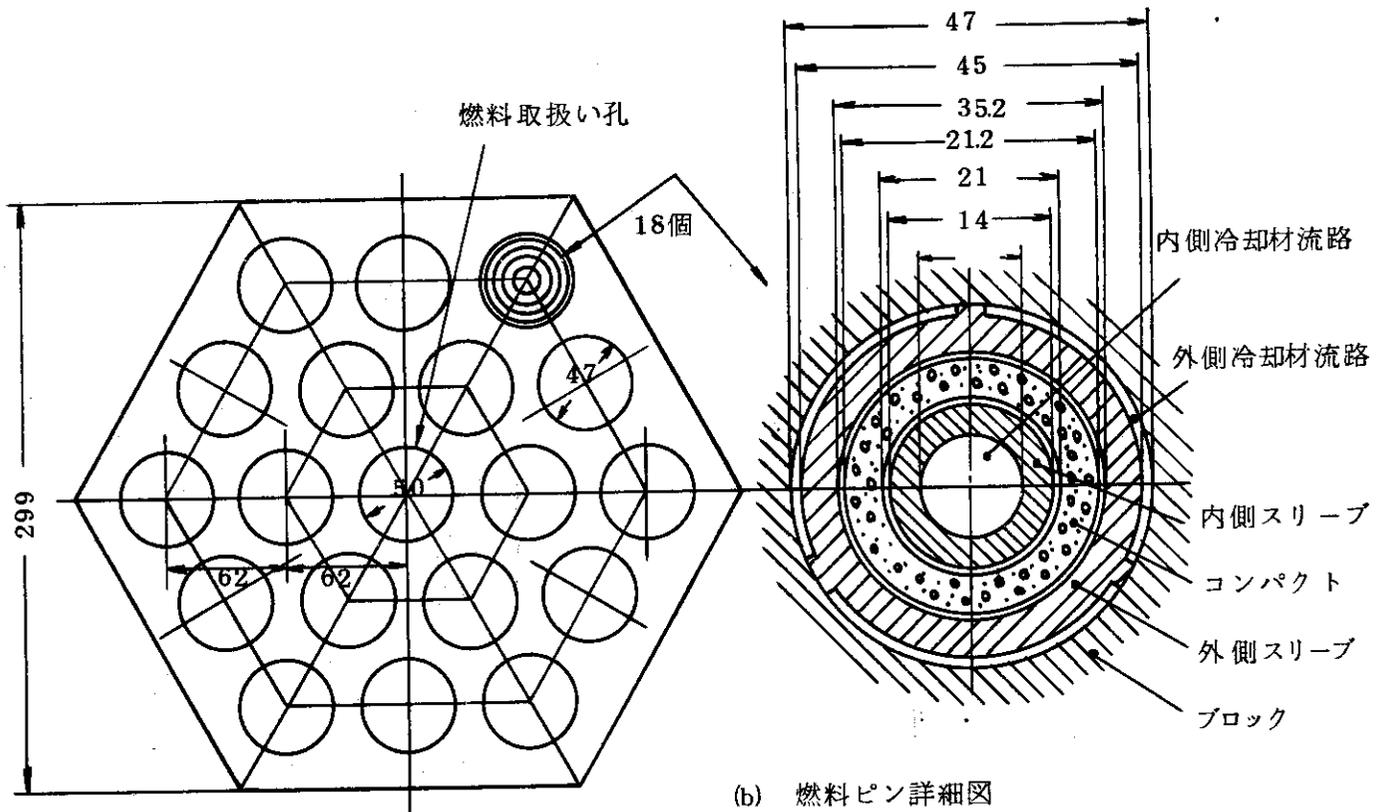
注 (1) 外側流路レイノルズ数 4000~7000

第 5.1.1 (b)表 多目的高温ガス実験炉・ブロック・ピン形炉心燃料の設計諸元(2)

シリーズ	圧力容器内径 (m)	燃 料 ピ ン			ブロック半径 (mm)	
		燃料ピン 外径(mm)	ブロック当 りピン数	炉心内 全ピン数		
予備設計	5.0	34	36	1896	300	
MARK-I	I _a	5.85	32	36	2904	300
	I _b	5.85	46	18	1413	300
MARK-II	5.85	45	18	1251	300	
Ref-III	III _a	5.85	33	36	2472	300
	III _b	5.85	33	36	2904	300
Ref-IV	IV _a	5.85	45	18	1251	300
	IV _b	5.85	45	18	1413	300
Ref-V	5.3 *	45	12	711	300	
Ref-VI	5.6 *	47	12	732	300	
Ref-VII	VII _a	6.0 *	54	17	709	370
	VII _b	6.1 *	60	17	505	400
	VII _c	5.6 *	49	17	811	340
Ref-VIII	5.6 *	43	12	1029	270	
	* 推定値					

第 5.1.2 表 最低レイノルズ数と炉心形態

最低レイノルズ数			
3,000	4,000~5,000		10,000以上
	ブロック境界へ制御 棒挿入不可	ブロック境界へ制御 棒挿入可能	
○1ブロック当りの 燃料ピン数の減少 させて、全燃料ピ ン数の減少	○1ブロック当りの 燃料ピン数の減少 をさせて、全燃料 ピン数の減少	○炉心内のブロック 数を減少させて、 全燃料ピン数の減 少	○燃料ピン形式変更
Ref-VIII	Ref-V Ref-VI	Ref-VII _a Ref-VII _b Ref-VII _c	Ref-III Ref-IV

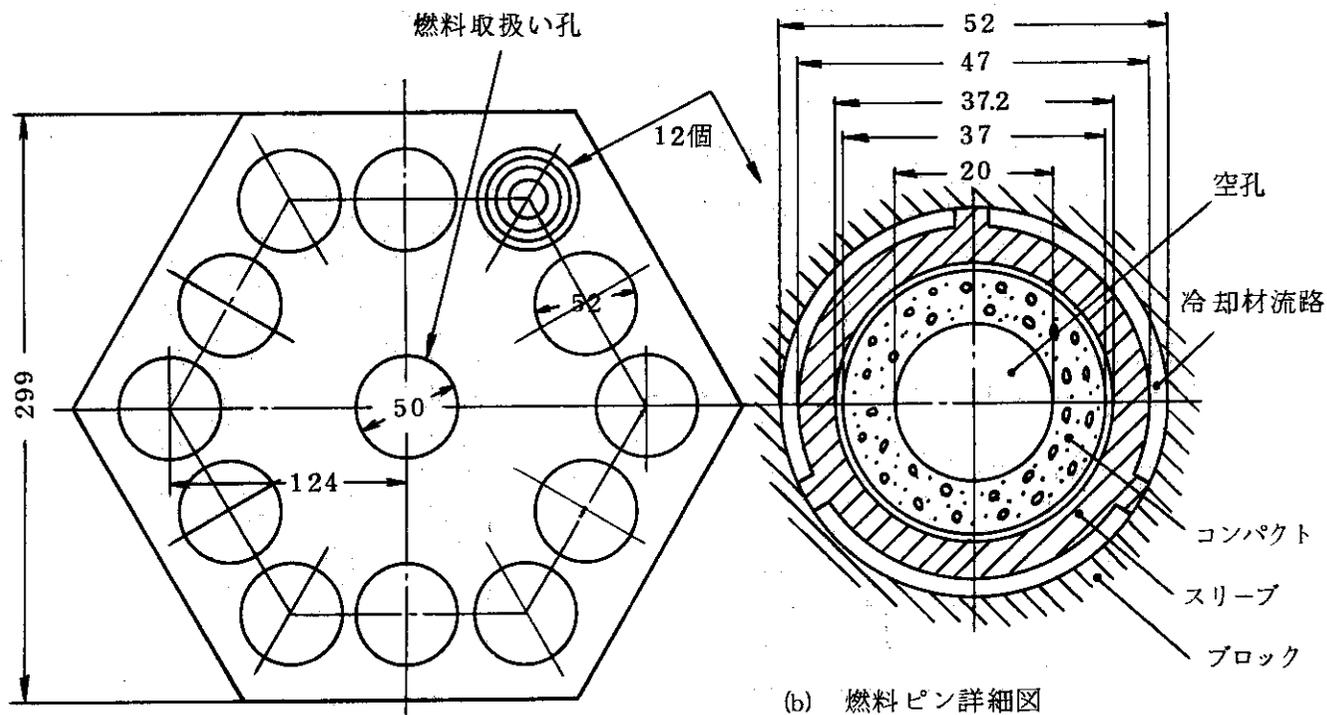


(a) 円環形燃料ピン使用燃料要素

(c) 諸元と特性

		Ref - N _a	Ref - N _b
炉 心	直 径	2.69 m	2.9 m
	高 さ	4.0 m	3.5 m
	カ ラ ム 数	73	85
有効制御棒		26	38
燃 料	形 式	円 環 形	
	外 径	4.5 mm	
熱 特 性	燃料最高温度	1313℃	1290℃
	最小レイノルズ数	15200	13000
	出力密度	2.19W/cm ³	2.15W/cm ³

第 5.1.1 図 Reference-IV 炉心・燃料の概要



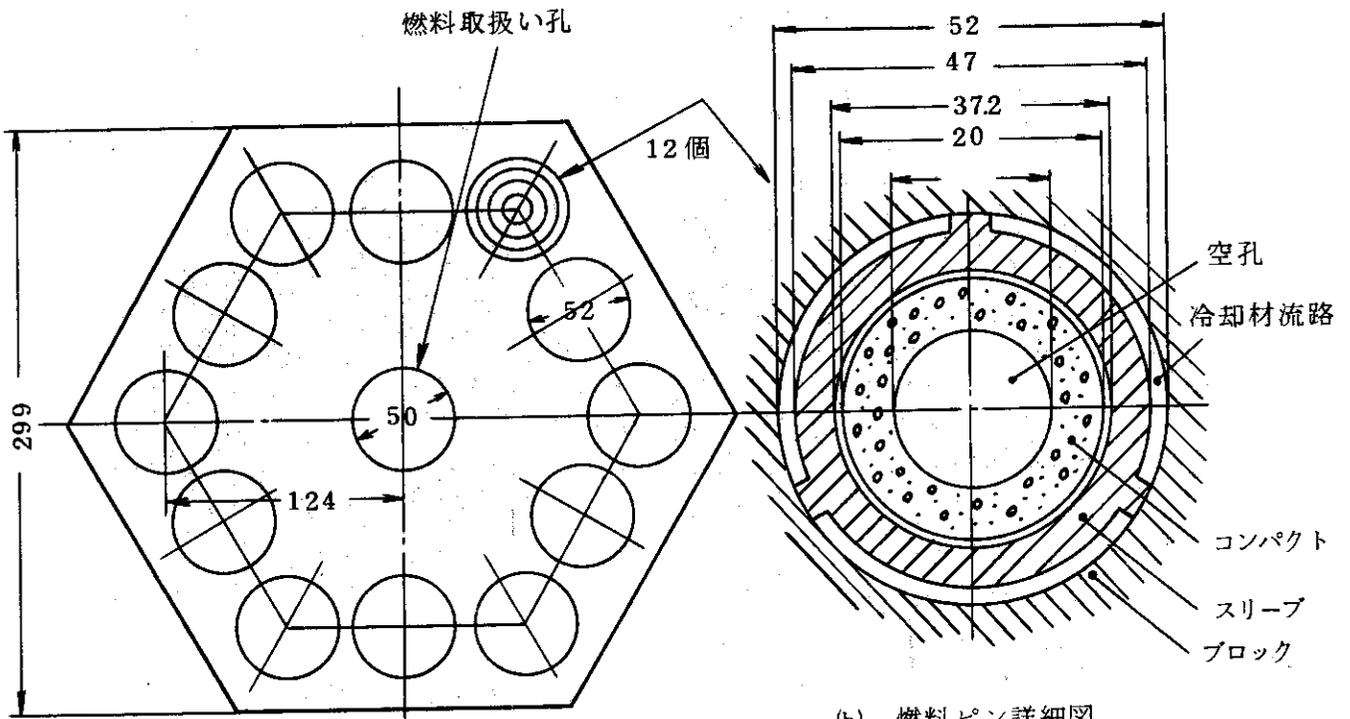
(a) 中空形燃料ピン使用燃料要素

(b) 燃料ピン詳細図

(c) 諸元と特性

	Ref - V _a	Ref - V _b
炉心直径	2.46 m	
高さ	4.0 m	4.5 m
カラム数	61	
有効制御棒	20	
燃料形式	中空形	
外径	4.7 mm	
熱特性		
燃料最高温度	1307℃	1284℃
最小レイノルズ数	4820	
出力密度	2.62W/cm ³	2.34W/cm ³

第 5.1.2 図 Reference-V 炉心・燃料の概要



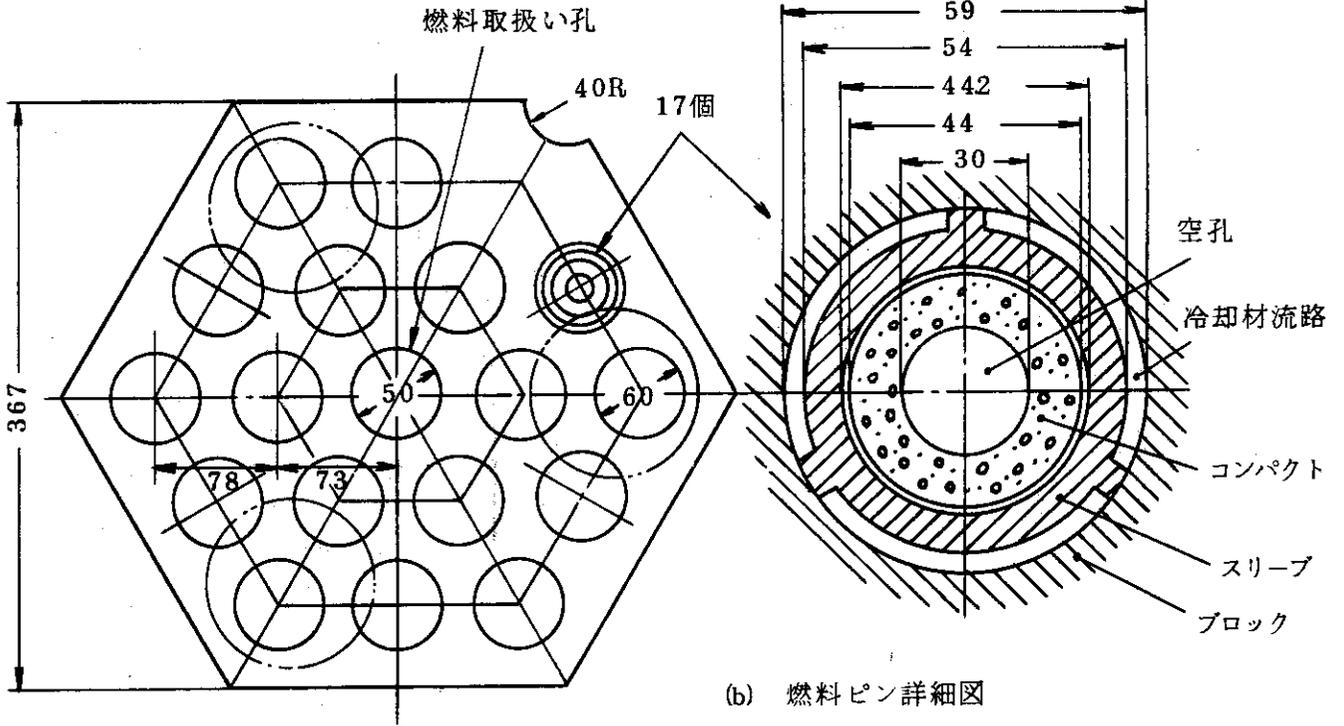
(a) 中空形燃料ピン使用燃料要素

(b) 燃料ピン詳細図

(c) 諸元と特性

		Ref - V _a	Ref - V _b
炉 心	直 径	2.63 m	
	高 さ	4.0 m	4.5 m
	カラム数	69	
有効制御棒		24	
燃 料	形 式	中空形	
	外 径	47 mm	
熱 特 性	燃料最高温度	1318°C	1300°C
	最小レイノルズ数	4320	
	出力密度	2.3W/cm ³	2.13W/cm ³

第 5.1.3 図 Reference-VI 炉心・燃料の概要



(a) 中空形燃料ピン使用燃料要素

(b) 燃料ピン詳細図

(c) 諸元と特性

		Ref-VII _{a1}	Ref-VII _{a2}
炉 心	直 径	2.88 m	
	高 さ	3.5 m	4.0 m
	カ ラ ム 数	5.5	
有効制御棒		5.0	
燃 料	形 式	中 空 形	
	外 径	5.4 mm	
熱 特 性	燃料最高温度	1306°C	1276°C
	最小レイノルズ数	3960	
	出力密度	2.18W/cm ³	1.91W/cm ³

第 5.1.4 図 Reference-VII_a 炉心・燃料の概要

5.2 反応度制御素子と中性子源

反応度制御系の設計は原子炉の制御性に直接係わるものであり、炉設計上最も重要な項目の1つである。実験炉の反応度制御系は制御棒、可燃性毒物及び後備停止系で構成されるが、炉心設計を進めるに先だちこれら反応度制御素子の形状及び寸法諸元を設定することがまず必要になる。

5.2.1 反応度補償計画

反応度制御素子の形状については本設計でもMk - II設計と同じと考え寸法諸元を設定する。反応度制御素子の寸法諸元設定にあたってはまず炉の反応度補償計画の立案が必要である。そこで、余剰反応度、制御素子の反応度値に対するMk - IIの結果及び第4.1.1表に示した指針・基準に基づいて第5.2.1表に示す補償計画第1次案を設定した。この計画に立脚し制御素子の寸法諸元を定めることになるがその際次の点を考慮した。

- (i) 制御棒は全て同一構造、同一寸法とする。
- (ii) 制御棒吸収体の肉厚及びボロン濃度は後の調整も考慮し限界値にならないように設定する。
- (iii) 制御棒及び後備停止系の反応度補償能力評価に対して計算誤差10%を見込む。

第5.2.1表 第1次反応度補償計画

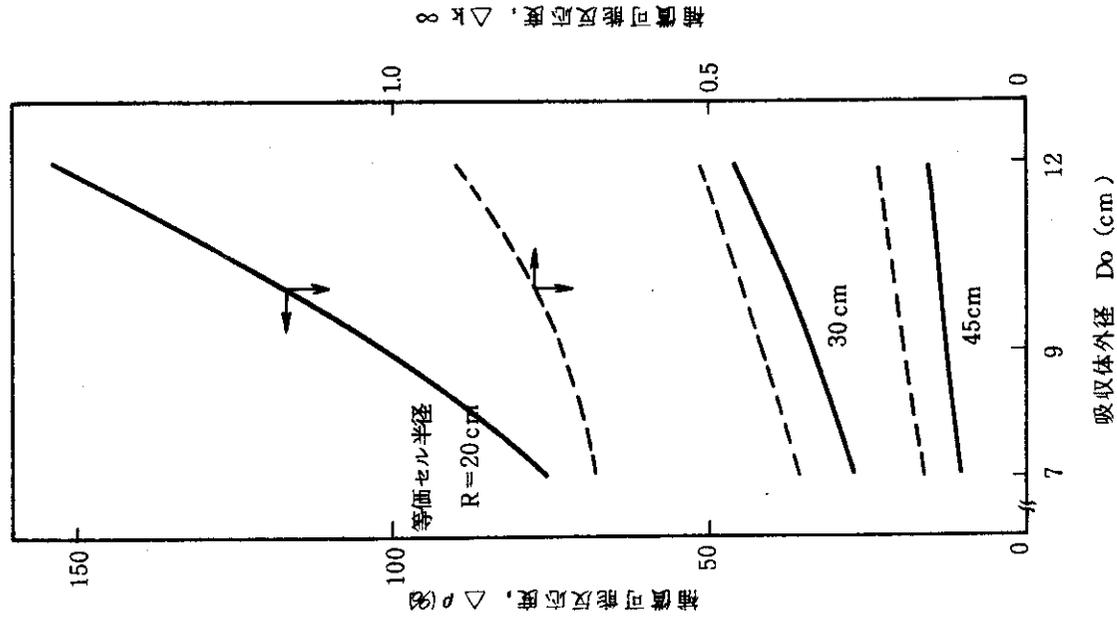
項目	区分	補償反応度 (Δk_{eff})	反応度補償 (Δk_{eff})		
			制御棒	可燃性毒物	後備停止系
温度上昇		0.075	0.075	—	0.075
Xe & Sm 蓄積		0.030	0.030	—	0.030
燃 焼		0.215	0.090	0.125	—
停止余裕		0.082	0.082	—	0.063
照射実験		0.010	0.010	—	0.010
計		0.412	0.287	0.125	0.178

5.2.2 制御棒格子特性サーベイと制御棒及び後備停止系諸元設定

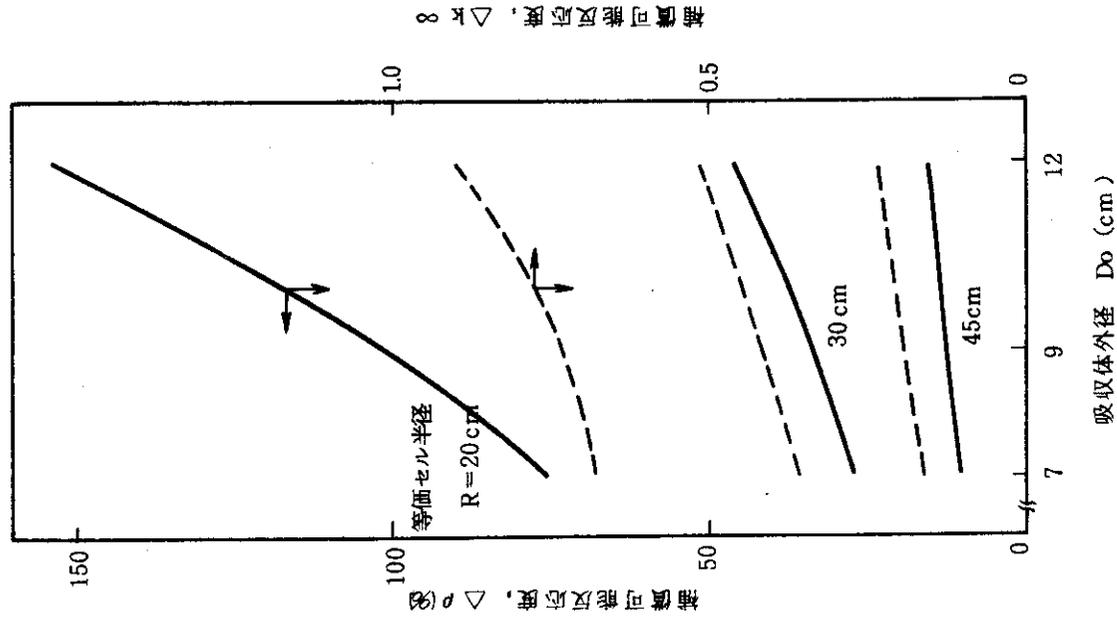
(1) 制御棒格子特性サーベイ

制御棒寸法及び後備停止用ボロン黒鉛球落下孔径を設定するために制御棒寸法諸元と反応度補償能力との関係が検討された。検討は1次元円筒、少数群積分型輸送近似に基づく計算コードSLALOMを用いて行ない、その際必要な格子系の構成物質に対する少数群々定数はDELIGHT-2及びGAM-1を使用して作成された。解析においてはMk - II設計時と同様、(i)制御棒型式は2重円筒ベント型とする、(ii)吸収体は B_4C と黒鉛粉末の混合焼結体(密度 1.9 g/cm^3)とする、(iii)保護管はハステロイ-Xとし肉厚5mmとする、の前提をおくとともにパラメータとして吸収体外径(D_0)、吸収体内厚(t)、ボロン濃度(W_B)、燃料濃縮度(T_f)、 N_C/N_U 値(N_C/N_U)、燃料温度(T_f)、可燃性毒物濃度(C_{BP})及び等価セル半径(R)がとられた。なお、本検討を行う段階ではMk - III燃料体諸元は未設定のため格子系を構成する燃料体としてMk - II燃料体(標準)が想定された。

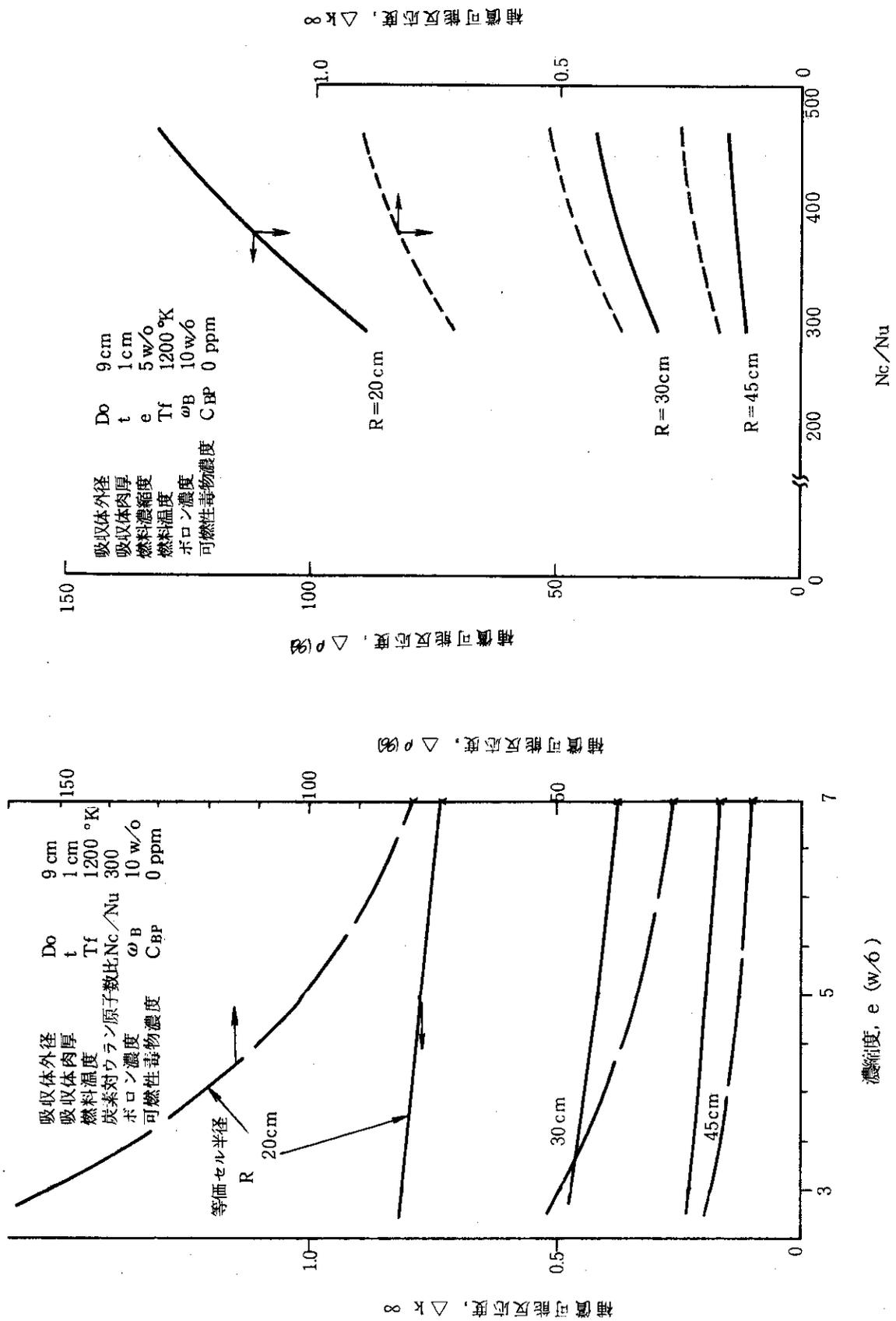
解析結果を第5.2.1図～第5.2.6図に示す。これらの結果から、反応度を補償するうえで最



第 5.2.1 図 補償反応度と等価セル半径



第 5.2.2 図 補償反応度と吸収体外径



第 5.2.5 図 補償反応度と燃料濃縮度

第 5.2.6 図 補償反応度と N_c/N_u 値

も重要なものは単位制御棒セルの半径，即ち設置可能な制御棒の配列ピッチ（制御棒本数に等価）および吸収体外径であること，吸収体肉厚や吸収体内ボロン濃度の効果は小さく調整のための諸元といえることがわかる。又，制御棒の補償反応度は燃料濃縮度及び N_c/N_U によっても強く影響され，反応度補償的には燃料濃縮度は低い方が良く， N_c/N_U は高い方が有利になるが，これらには燃焼特性上での制約もあり，十分に整合のとれた設定が必要になる。このほか，制御棒の反応度補償能力は可燃性毒物にも強く影響されることから，制御棒諸元設定は可燃性毒物の効果も考慮して慎重になされねばならないといえる。

(2) 制御素子諸元設定

(a) 制御棒寸法設定

第 5.2.1 節に述べた反応度補償計画と同じく第 5.2.1 節に述べた(i)および(ii)を考慮すると制御棒で補償すべき反応度は $Mk - II$ における値に対し約 1.17 倍になる。一方，燃料体寸法および吸収体寸法諸元と補償可能反応度との関係は第 5.2.2 表の通りである。但し，算出にあたっては第 5.2.1 節に述べた(ii)を考慮し吸収体厚さ 10mm，ボロン濃度 10w/o とした。

この結果によると，制御棒配置を双子型，燃料体平径を $Mk - II$ と同様 30 cm にとる場合，吸収体外径として 90 cm 程度必要であることがわかる（第 1 次設定）。

その後，設計進展にともなって主として伝熱流動特性上の要求から燃料体内に装荷する燃料棒本数が $Mk - II$ での設定値から変更され，標準燃料体に対しては 18 本から 12 本に，また制御棒挿入用燃料体に対しては 9 本から 3 本になり，その結果 N_c/N_U 値が $Mk - II$ 時より大巾に大きくなった。このため，燃料濃縮度が一定であれば核特性的には初期余剰反応度が増す一方，転換比が減少することとなり制御棒設計に与える影響が大きく，寸法諸元の再設定が必要になった。

そこで，それまで得られた $Mk - III$ 設計データを利用するとともに不足分は $Mk - II$ 設計データを使用し第 5.2.3 表に示す反応度補償計画第 2 次案を立案した。

他方， N_c/N_U が大きくなったことを考慮すると，制御可能反応度は第 5.2.4 表に示すようになる。但し，吸収体肉厚は 10mm，ボロン濃度 10w/o とし可燃性毒物の燃焼にともなう反応度回復 $0.015 \Delta k_{eff}$ 及び反応度評価に対する計算誤差 10% を見込んでいる。

以上の結果をふまえ，さらに燃料体の構造強度上の検討結果も考慮し，制御棒挿入孔径 104mm，吸収体外径 85mm が決定された。同時に炉停止余裕の解析も進められ停止余裕確保が極めて難かしい状況にあることから吸収体肉厚は 15mm にまたボロン濃度も 30w/o に再設定された。

(b) 後備停止用ボロン黒鉛球落下孔径

第 5.2.1 節に述べた反応度補償計画及び同じ第 5.2.1 節に述べた(iii)を考慮すると補償すべき反応度量は $Mk - II$ における値の 1.23 ~ 1.30 倍になる。一方，燃料体及び吸収体の寸法諸元と補償可能反応度の関係は第 5.2.5 表に示す通りである。

この結果から，後備停止用ボロン黒鉛球落下孔径としては 10 cm 程度あれば十分といえる。なお，燃料体構造が変わったことによりこの結果は若干変ることになるが， $Mk - III$ 炉心に対する後の検討結果ではこの孔径は 90 ~ 104mm で十分であるとの結論が得られている。

第 5.2.2 表 吸収体外径と補償可能反応度

制御棒配置 燃料体半径 吸収体外径 (cm)	双子型		分散型		
	27	30	34	37	40
50	1.15	0.67	1.45	1.20	1.00
70	1.20	1.00	1.54	1.26	1.05
90	1.38	1.16	1.65	1.43	1.28
120	1.68	1.43	1.97	1.73	1.54

* Mk-II 炉心の補償反応度 ($0.27 \Delta k_{eff}$) に対する倍率

** なお, Mk-II 設計における制御棒の諸元は次の通り

型式: 軸方向 6 分割 2 重円筒ベント型

吸収体:

材質 B_4C と黒鉛粉末混合焼結体

内径/外径 $50\text{mm}\phi/70\text{mm}\phi$

保護管:

材質 ハステロイ-X

肉厚 5 mm

第 5.2.3 表 第 2 次反応度補償計画

(1) 余剰反応度

	燃料濃縮度	
	4 w/o	5 w/o
温度上昇	$0.075 \Delta k_{eff}$	$0.075 \Delta k_{eff}$
Xe & Sm 蓄積 及び燃焼	0.284	0.336
照射実験	0.010	0.010
	0.369	0.421

(2) 制御棒補償反応度

可燃性毒物補償 反応度 (Δk^{BP})	燃料濃縮度	
	4 w/o	5 w/o
0.10 Δk_{eff}	0.374 Δk_{eff} (0.411 Δk_{eff})	0.449 Δk_{eff} (0.494 Δk_{eff})
0.15	0.304 (0.334)	0.379 (0.417)
0.20	0.234 (0.257)	0.309 (0.340)

* () 内の値は計算誤差 10% を含む場合

第 5.2.4 表 制御棒補償可能反応度 (Δk_{eff})

		可燃性毒物 補償反応度	吸収体外径 (D_o , mm)				
			70	76	80	85	90
濃 縮	4w/o	0.15 Δk_{eff}	0.303	0.315	0.330	0.340	0.353
		0.20	0.290	0.303	0.315	0.328	0.340
		0.25	0.278	0.290	0.303	0.313	0.325
濃 縮	5w/o	0.15	0.285	0.298	0.310	0.320	0.333
		0.20	0.273	0.285	0.298	0.308	0.320
		0.25	0.263	0.273	0.285	0.295	0.308

第 5.2.5 表 後備停止系補償可能反応度

後備停止用ボロン 球落下孔径 (mm)	燃料体平径 (cm)				
	27	30	34	37	40
70	1.26	1.00	0.79	0.66	0.58
90	1.53	1.26	0.95	0.79	0.63
120	1.89	1.50	1.11	0.84	0.68

- * 1 Mk-II炉心の補償反応度 (0.15~0.16 Δk_{eff}) に対する倍率
- * 2 ボロン球内のボロン濃度は十分大きく、球の充填度は無視できると仮定

5.2.3 可燃性毒物特性サーベイとその諸元設定

(1) 可燃性毒物特性サーベイ

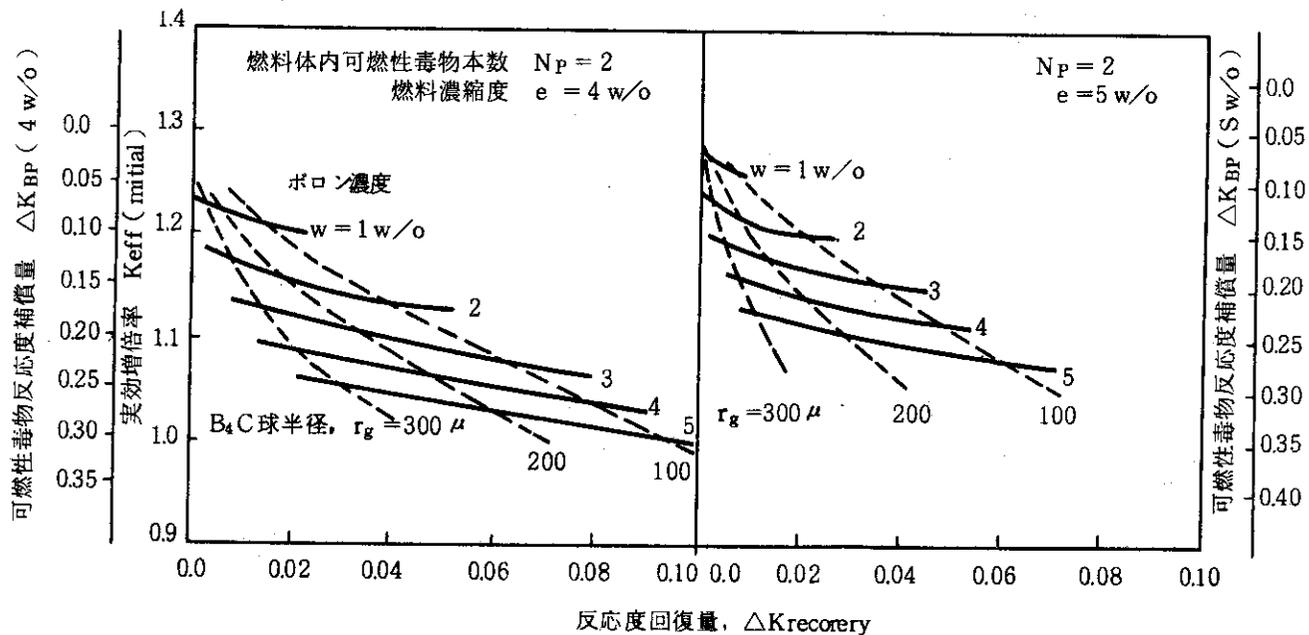
反応度補償に対する制御棒設計の余裕を確保するために可燃性毒物が使用される。可燃性毒物は燃焼にともなって反応度回復が生じること及び制御棒との干渉効果により制御棒反応度値に影響を与えること、などによりその設計は十分慎重に行なう必要がある。

そこで、可燃性毒物の寸法諸元と反応度補償量ならびに反応度回復量との関係が検討された。解析にあたっては次の前提をおいた。

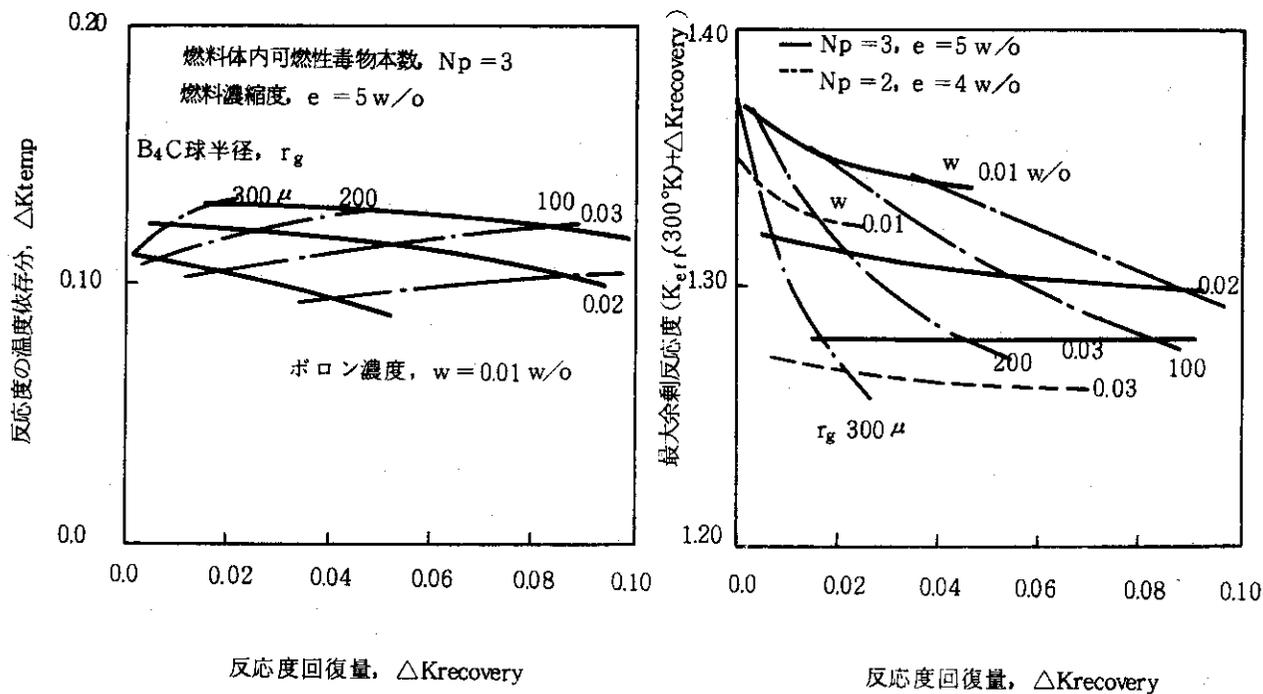
- (i) 可燃性毒物は外径 8mm の中実細棒とする (Mk-II と同じ)。
- (ii) 吸収体は B_4C 粒子と黒鉛粉末の混合焼結体とする。
- (iii) 解析は格子計算モデルで行うものとし、DELIGHT-B を使用する。
- (iv) B_4C 粒子密度は 2.38 g/cm^3 、黒鉛マトリックス密度は 1.85 g/cm^3 とする。

なお、解析におけるパラメータとしては、ボロン濃度 (W)、吸収体粒子半径 (r_g)、燃料体内吸収体本数 (N_p)、燃料濃縮度 (e) 及び燃料温度 (T_f) がとられた。

解析結果を第 5.2.7 図、第 5.2.8 図に示す。これらの結果から、①可燃性毒物の反応度補償量を増すと燃焼にともなう反応度回復量が大きくなる、②反応度回復量を小さくするには吸収体 B_4C 核の外径を大きくする必要がある、③また、反応度回復量を小さくしようとすると反応度の温度依存性が強くなる、等の特性が明らかにされた。



第 5. 2. 7 図 可燃性毒物による反応度補償量と反応度回復量の関係



第 5. 2. 8 図 可燃性毒物による温度効果

(2) 可燃性毒物諸元設定について

可燃性毒物の諸元の設定は次の考え方に基づいて行なわれた。

- (i) 可燃性毒物は主として余剰反応度の一部を補償するものであり、出力分布調整には積極的に使用しない。
- (ii) 可燃性毒物の燃焼にともなう反応度回復は出来るだけ小さくし、燃焼期間中で燃焼初期における出力分布が燃料温度上で最も厳しくなるようにする。
- (iii) 制御棒の反応度補償能力を考慮し、燃料の等価濃縮度は4w/oとする。
- (iv) 可燃性毒物としての B_4C 粒子径は一定とするが、棒中の B_4C 粒子充填率は燃料濃縮度によって違えてもよいものとする。

他方、炉心領域別燃料装荷サーベイ結果から軸方向には6w/o、4w/o及び2w/oの燃料が段付装荷されることに決められたが、本検討では軸方向出力分布は各濃縮度燃料に対する増倍率の比率で近似することにし、前提(i)を満たすべく可燃性毒物なしの場合の各濃縮度別燃料に対する増倍率の比率と同比率を与える可燃性毒物の装荷法が追求された。可燃性毒物なしの場合の増倍率比率を第5.2.6表(a)に示す。一方、燃料濃縮度4w/oで可燃性毒物が均質に20ppm (^{10}B 換算)含む系(核特性的に好ましいケース)についてZADOC-3により2次元炉心計算を行ない実効増倍率として1.1349を得た。次に、格子計算により4w/oの燃料に対して増倍率が1.1349に近い値を与える可燃性毒物寸法をサーベイしたところ、 B_4C 粒子外径600 μ 、ボロン含有率3w/o、毒物棒本数2本の場合について増倍率1.1284を得た。そこで、これを基準とし第5.2.6表(a)に示した値と同一の増倍率の比率を与える6w/o及び2w/o燃料に対する増倍率を算出すると各々1.2200及び0.9433となる。一方、6w/o及び2w/o燃料に対する実際の計算結果を第5.2.6表(b-1)に示した。この結果から(b-2)に示す可燃性毒物寸法諸元を代表的組み合わせとし、再度解析を行なった所第5.2.6表(b-3)の結果を得た。この結果と(a)とを合せ考えて可燃性毒物諸元第1次設定としてはボロン濃度3.5w/o、 B_4C 核外径600 μ 、毒物棒本数は濃縮度6w/o、4w/o及び2w/o燃料に対し各々3本、2本、1本を装荷するものとした。

この設定をふまえてさらに炉心計算(2次元X-Y, R-Z計算)を進めたところ、補償反応度量に予想値からのずれが生じ反応度収支に対する再調整を行なう必要が出てきたため第5.2.6表(c-1)に示す収支の再立案がなされた。そこで、同表(c-2)に示すような代表的な3案が選ばれそれに対する解析が行なわれた結果、最終的に第5.2.6表(c-3)に示す寸法諸元が設定されるに至った。

5.2.4 中性子源諸元と炉内配置

中性子源の設計は次の考えに基づいて進められた。

- (i) 中性子検出器に必要な最小中性子数は100~200nvと考える(検出効率を10%とし10~20cpsを想定。10cpsでインターロック解除, 10~20cpsで起動)。
- (ii) 制御棒操作にともなう検出器の計数率変化は極力小さくする。
- (iii) 検出系は3チャンネルとする。これは400 $^{\circ}C$ ~600 $^{\circ}C$ で使用できる高温用中性子核分裂計数管が実証されてはいるが未だ実用化はされてないことおよび臨界近接時における可動インコアモニター設置の可能性が明確でないことによる。

第 5.2.6 表 可燃性毒物寸法設定の流れ

(a) 可燃性毒物なしの場合の実効増倍率

(e)	(k _{eff})	
6 w/o	1.4075 (1.0812)	T _f = 1023K, T _m = 673K
4	1.3018 (1.000)	1200, 1050
2	1.0881 (0.836)	1373, 1173

(b) 可燃性毒物ありの場合の実効増倍率(1)..... r_g = 300 μ

(b-1)

e \ W N _p	2 (w/o)		6 (w/o)
	2	1	3
1 (w/o)	0.9902	1.0372	—
2	0.9167	0.9955	1.2780
3	0.8593	0.9608	1.2266
4	—	—	1.1830

(b-2)

e	(案 A)		(案 B)	
	W	N _p	W	N _p
6 (w/o)	3.0 (w/o)	3	3.5	3
4	3.0	2	3.5	2
2	1.5, 3.0	2, 1	1.7, 3.5	2, 1

(b-3)

e	(案 A)		(案 B)			
6 (w/o)	1.2475*1 (1.0921)		1.2269*1 (1.0926)			
4	1.1423 (1.00)		1.1229 (1.00)			
2	0.9706*2 (0.8497)	0.9635*3 (0.8435)	0.9565*4 (0.8518)	0.9312*5 (0.8293)	0.9504*6 (0.8464)	0.9434*7 (0.836)

*1 T_f = 900K, T_m = 600Kの場合

*2 N_p = 1, W = 3w/o のケース,

*3 N_p = 2, W = 1.5w/o のケース

*4 N_p = 1, W = 3.5w/o " ,

*5 N_p = 1, W = 4.5w/o " ,

*6 N_p = 2, W = 1.7w/o " ,

*7 N_p = 1, W = 4 w/o " ,

(c) 可燃性毒物ありの場合の実効増倍率(2)

(c-1)

Hot-clean	k _{eff} : 1.065
Hot-Xe & Sm	1.030
Cold-clean	1.195
Cold-clean	1.215
& Recovery	

(c-2)

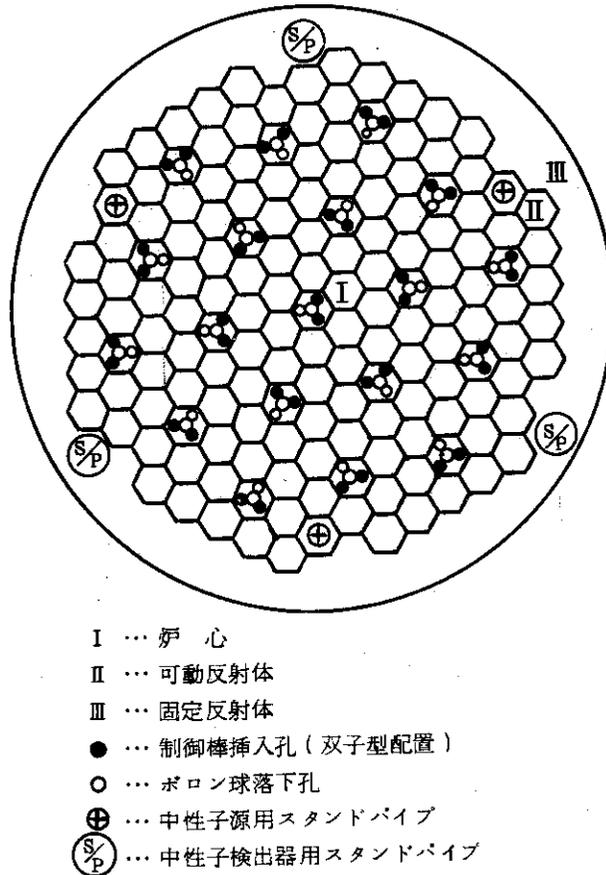
e	r _g = 600 μ, w = 0.045w/o	r _g = 700 μ, w = 0.05w/o	r _g = 600 μ, w = 0.05w/o
6 (w/o)	1.1902 (1.0936)	1.1737 (1.0942)	1.1857 (1.0944)
4	1.0883 (1.00)	1.0727 (1.00)	1.0834 (1.00)
2	0.9312 (0.8556)	0.9198 (0.8575)	0.9278 (0.8564)

(c-3)

吸収棒外径	8 mm
B ₄ C粒子外径	600 μ
ボロン濃度	4.5w/o
装荷本数	
6w/o 燃料	3本
4 " "	2 "
2 " "	1 "

* e ; 燃料濃縮度, w ; 可燃性毒物棒内ボロン濃度, N_p ; 燃料体内可燃性毒物棒本数
r_g ; B₄C球半径, T_f ; 燃料温度, T_m ; 減速材温度

(V) 中性子源の軸方向挿入深さは検出器の校正も考え中間よりやや下部まで挿入可能とする。
 (VI) 中性子源の径方向挿入位置は可能な限り炉心近傍とする。
 これらの前提に立ち検討を行なった結果中性子源及び検出器は各々炉内120度対称に3個ずつ置くものとし、第5.2.9図に示すように中性子源と検出器は互に60度間隔になるように設置するものとした。しかし設置個所は前述(VI)の前提にもかかわらず構造設計上の制約(S/P の設置制約)から固定反射体部とならざるを得ないものとなった。



第5.2.9図 中性子源及び中性子検出器の炉内配置

また、中性子源はAm-Be又はSb-Beを想定した。Am-Be源は寸法が直径約3cm、強度は $2\sim 4 \times 10^6$ n/sec (> 10 Ci)であり、スタンドパイプ内を移動可能とした。一方、Sb-Beについては本設計では詳しい検討を行なわなかったが、その使用にあたっては照射の必要があることから燃料体又は反射体中に封入されるものと考えられる。

5.3 炉心構成，燃料装荷方式と核熱流動特性

既に述べたようにMk-II炉心にはいくつか残された課題があったが，まず第5.1節で述べたようなMk-I，-IIとは設計概念の異なる燃料体や炉心構造（制御棒配置）を含めた実験炉炉心の概念検討が行なわれた。各炉心・燃料体に一長一短があることは前述（第5.1節）の通りであるが，ここではMk-I，-II炉心の延長上に実験炉炉心を設計することとし，以下に述べるような検討を行った。

まず，①外側冷却中空燃料ピンのピン・イン・ブロック燃料体を用いて，前述の課題を解決する燃料体諸元と炉心構成（炉心高さ，カラム数）をパラメトリックに検討した。②上記①の検討により選定された燃料体と炉心構成において，出口温度1,000℃を達成するのに好ましい領域別燃料装荷方式をサーベイした。次いで，③5.2節での検討により選定された制御棒や可燃性毒物の諸元を，①及び②で決定された燃料体，炉心構成及び燃料装荷方式を考慮した炉心体系での炉停止余裕の検討などにより見直し，最終的な反応度制御系の諸元を決定した。また，④燃料体以外の主要な発熱体である制御棒と反射体を冷却するのに必要なヘリウム流量，及び⑤18ピン燃料体（Mk-II）に較べ非均質性の大きい12ピン燃料体（Mk-III）において，燃料ピン配列と制御棒配置が炉心反応度及び出力ピーキングに与える影響を検討し，後の炉心総合核・熱流動・燃料特性解析の際の資料とした。

5.3.1 燃料体と炉心構成

燃料ピン諸元，カラム数，炉心高さなどを操作パラメータとして，熱流動特性としては燃料最高温度を抑えながらレイノルズ数を向上させ，更らに核特性としては燃料炉内滞在時間を減少させずに炉停止余裕を確保する燃料体と炉心構成を追求した。勿論，熱流動特性と核特性は相互関連が強く総合的な検討が必要であるが，ここでは核及び熱流動特性を別個にMk-II炉心特性から摂動論的に算出している。すなわち，下記に明示するように主要パラメータ以外は必要に応じて，Mk-II炉心の諸元及び特性を用いている。

(1) 熱流動特性の検討

Mk-II炉心の代表チャンネル（燃料温度とレイノルズ数の観点から最も厳しいチャンネル）のチャンネル出力と出力分布及び出口冷却材温度を用いて，最低レイノルズ数と燃料最高温度の関係をサーベイした。まず，炉心の具体的な構造から離れてチャンネル本数と（燃料ピン径＋流路巾）をパラメータに，最低レイノルズをサーベイすると第5.3.1図の関係をj得る。この関係を利用して算出した最低レイノルズ数一定の条件で，（スリーブ外径＋流路巾）が変化するときの燃料最高温度の変化を第5.3.2図～第5.3.3図に示す。なお，以上のサーベイ計算の条件と範囲を次にしめす。

④ 計算条件

- ・チャンネル出力と出力分布
 - ・出口冷却材温度
 - ・スリーブ厚さ／ギャップ／コンパクト厚さ 4.9／0.1／7.0 mm (Mk-IIと同一)
- } Mk-II炉心の代表チャンネルに対する値を使用

⑤ パラメータの範囲

- ・レイノルズ数 3000, 4000, 5000
- ・スリーブ外径＋流路巾 30～50 mm

- 流路巾 1.5, 2.0, 2.5 mm
- 炉心高さ 3.5, 4.0, 4.5 m

③ 使用計算コード DEGA3

サーベイ結果をまとめると、次のことがいえる。

- ① 平均流路径（スリーブ外径+流路巾）を大きくすると同じレイノルズ数でも燃料温度は下がり、大まかな目安として「平均流路径を2倍にすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約1,000だけ大きくなる。」
- ② 流路巾を狭くすると同じ燃料温度に対するレイノルズ数は大きくなり、大まかな目安として「流路巾を0.5mmだけ狭くすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約1,000だけ大きくなる。」
- ③ 炉心を高くすると同じレイノルズ数でも燃料温度は低くなり、大まかな目安としては「炉心を0.5mだけ高くすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約1,000だけ大きくなる。」

上記のサーベイ結果とともに核特性上の重要な指標である炭素原子数密度とウラン原子数密度の比 N_c/N_u 値（構造諸元としてはブロック半径とコンパクト厚さ）にも着目し、しかも具体的な構造を考慮して設計基準・指針を満す Mk-III 炉心の燃料体と炉心構成を追求した。検討したパラメータは、①燃料体内ピン数（12, 6）、②平均流路径（12ピン：40~70 mm, 6ピン：60~80 mm）、③カラム数（12ピン：61, 73, 6ピン：91, 109）、④ブロック平行（12ピン：300 mm, 6ピン：270, 250 mm）、⑤コンパクト厚さ（7~9 mm）、⑥炉心高さ（3.5, 4.0, 4.5 m）である。

結果を第5.3.4図~第5.3.5図に示す。また、これらの図から最低レイノルズ数が4,000~4,500となる燃料体諸元と炉心構成を抜き出したものが第5.3.1表に掲げてある。73カラム炉心で最低レイノルズ数を4,000以上に高めるためには、①12ピン燃料体とすること、②燃料温度を抑えるため炉心高さを4.0mとする必要のあること、及び③ N_c/N_u 値が核特性上好ましい値（約300）をかなり上まわることなどが、Mk-II炉心と比較して大きな注目点となる。

(2) 核特性の検討

Mk-II炉心概念を維持した場合でも、レイノルズ数を向上させる種々の方法が考えられるが、(1)熱流動特性の検討でみてきたように、炉心内のチャンネル数を減少することが最も有効である。この際、核特性的には特に次の観点からの考察が必要である。

- ① 燃料カラム数を減少させる（炉心を小さくする）場合；制御棒の挿入可能本数と位置の関係からくる炉停止余裕と制御棒1本当り最大反応度価値。
- ② 燃料体当りの燃料ピンを減少させる場合； N_c/N_u 値が高くなり炉心初期余剰反応度が大きくなることからくる炉停止余裕と制御棒1本当り最大反応度価値、及び核分裂物質の減少からくる燃料の炉内滞在時間。

そこでまず以下の(a)~(c)に述べる予備的検討を行った。

(a) 炉心構成と制御棒反応度補償量

Mk-II炉心の燃料体と制御棒諸元（具体的には格子平均の核定数）を用いて、炉心構

成（燃料カラム数と制御棒対数）が変更された場合の、主として制御棒の全補償反応度値と1対当り最大反応度値の変化を2次元炉心計算により算出し検討した。その結果を第5.3.2表に示す。なお、ケース9、10は3標準燃料の交線が炉心の中心線となる炉心構成のものである。

今回のサーベイの範囲内では、燃料カラム数が増加して炉心燃料領域の大きさとそこへの制御棒挿入対数が異っても、制御棒の全挿入補償反応度値にも中心制御棒対スタック状態での補償反応度値にも大きな差はない。

このことは、中性子漏洩（特に全制御棒挿入時）が重要な役割をはたしていることを示しており、炉停止余裕の観点からは55カラム程度までは燃料カラム数を減少することは可能であろう。また、1対当り最大制御棒値への影響は大きく、サーベイ範囲内での最大値と最小値の比は約1.3であり、73カラム炉心を55カラムまで減少すると、1対当り最大制御棒値は約15%程度増大する。なお、全制御棒未挿入炉心の余剰反応度の差異は $0.014k_{eff}$ 以内であり、燃料の炉内滞在時間に与える影響は小さいであろう。

(b) 燃料体諸元と炭素とウランの原子数密度比 (N_C/N_U)

燃料体当りの燃料ピン数をMk-II設計の18ピンから、12ピンまたは6ピンに減少させたときの N_C/N_U 値をサーベイした。パラメータは、①燃料体半径（250～300mm）、②スリーブ外径（30～80mm）、③コンパクト厚さ（5～9mm）、④粒子充填率（10～35%）である。得られた結果の一部を第5.3.6図～第5.3.7図に示す。燃料体半径を300mmに固定すると、12ピン及び6ピンでは核特性上好ましい N_C/N_U （約300）を得ることは、コンパクト厚さの応力上の限界や粒子充填率の製作上の制約を考慮に入れると困難であることが解る。なお、燃料体半径を小さくすることは、制御棒挿入穴径やスタンドパイプ間隔などの観点からの見直しも必要となる。

(c) 格子燃焼特性

主として熱特性（特に燃料温度を上昇させずに最低レイノルズ数を向上させる）の観点から選定された12ピン及び6ピン燃料の格子燃焼特性を検討した。検討した9ケースの格子諸元は第5.3.3表に示されているが、同表に初期余剰反応度、炉内燃料滞在時間を N_C/N_U 値と共に記している。5w/o濃縮度燃料を用いれば、どのケースでも2年以上の炉内燃料滞在時間を得ることができるが、18ピン燃料（Mk-II）に比べて初期余剰反応度が高くなり、反応度制御の面からは好ましくない。また、比出力の関係で燃料の劣化（核分裂物質の減少）が著しくなり、初期余剰反応度が高い割りには炉内燃料滞在時間は短い。燃焼による実効増倍率の変化を第5.3.8図に例示する。

(3) 主要諸元試案とその核熱流動特性の比較

以上の熱流動特性及び核特性の検討にもとづいて、10ケースの主要諸元の試案を考え第5.3.3表を作成した。この表に示された値は、Mk-IIの設計値から外挿した値なども含んだ概略値であるが、①最低レイノルズ数（ $>4,000$ ）、②燃料最高温度（ $<1,300^{\circ}\text{C}$ ）、③炉内燃料滞在時間（ >2 年）などの主要目標と、Mk-II炉心との変更程度を考慮して、Mk-III炉心の第1候補としてケースⅧが選定された。

ケースⅧは第5.3.3表に示す通り N_C/N_U 値が約420となり、Mk-II炉心とほぼ同一の炉

内燃料滞在時間を確保するためには、初期余剰反応度がMk-II炉心の値より約 $0.1 \Delta k_{eff}$ 大きい必要がある。このことは、Mk-II炉心でも反応度制御系の反応度補償量が不定気味であったことを考えると、Mk-III炉心の核設計に当って重視しなければならない課題である。そこでMk-III炉心核設計の基本的方針と手順を次のごとく定めた。

- (i) 構造設計も考慮しつつ、他の特性の許される範囲内で燃料体諸元をケースⅦから微調整し N_C/N_U 値を低下させる。
- (ii) 炉内燃料滞在時間に関する設計指針・基準を満す範囲で燃料濃縮度を下げる。
- (iii) 補償反応度値が可能な限り大きくなるように、制御棒諸元（吸収体の濃度、外径、厚さなど）を設定する。また制御棒1本当り反応度値は、運転の際の引抜き・挿入シーケンスやパターンの工夫・制限により極力低下させる。
- (iv) 可燃性毒物は補償反応度の温度効果、燃焼による反応度回復、燃焼終期での残存、さらに炉の運転余裕に注意しながら、最適な非均質性（自己遮蔽効果）をもたせて必要なだけ多量に用いる。

第1ステップの(i)については、第5.3.4表に実際に行った修正を示す。(ii)については次節5.3.2に記述する。また、(iii)及び(iv)に関するパラメトリック・サーベイについては前章(5.2)で説明されており、その後の炉心計算の結果も考慮して主要諸元が決定されている。

5.3.2 領域別燃料装荷方式

まず、前節までの検討で設定された燃料体諸元と炉心構成を用いて、炉内燃料滞在時間2年以上を確保するために必要な炉心平均の燃料濃縮度を見いだした。次いで、定められた制約条件のなかで冷却材平均出口温度 1.000°C を達成する出力分布を得るために、径方向には出力分布自身を平坦にまた軸方向には燃料温度分布を平坦にするような、燃料の領域別装荷方式を検討した。

(1) 等価濃縮度と炉内燃料滞在時間

原子炉停止余裕などの反応度制御の観点からは、できるだけ炉心初期余剰反応度を低めることが望ましいが、ここでは炉心の等価燃料濃縮度と炉内燃料滞在時間の関係をサーベイし、設計指針・基準（負荷率80%で2年以上）を満足する最低の濃縮度を決定した。サーベイの結果を第5.3.9図に示す。この計算は2次元計算で行ったものであるが、(b)の濃縮度と実効増倍率、炉内燃料滞在時間の関係を示した図では、Mk-II炉心の軸方向領域別装荷と制御棒挿入形状から得られる中性子束インポートランスとバックリングで近似的な補正を行った結果を記している。また、この図では必要と推定される可燃性毒物を使用した場合の、燃焼終期での残存による炉内燃料滞在時間の短縮も既に考慮されている。

以上のサーベイ結果から、3次元炉心詳細解析との誤差も考慮して、炉内燃料滞在時間を2年以上とする等価濃縮度を4w/o以上と決定した。なおその際に許される可燃性毒物の等価濃度を補償反応度値、炉心の初期（hot-clean）余剰反応度と反応度回復量、及び運転余裕の観点から20~30ppmと選定し、可燃性毒物諸元にかんがりの不均一性（自己遮蔽効果）を持たせる必要があることを明かにした。

(2) 径方向燃料装荷

平均濃縮度を約4w/oに保ちながら燃料カラム単位で濃縮度を変えて、極力平坦化された径方向出力分布を得る燃料装荷方式をサーベイした。計算は2次元計算であり制御棒、可燃性毒

物は考慮していないが、得られた計算結果の判断にはMk-II炉心設計での3次元解析の経験から推察される効果を考慮している。

燃焼初期及び末期の径方向出力ピーキング係数を第5.3.5～5.3.6表に示す。 P_1 はオリフィス領域平均のチャンネル出力と炉心平均のチャンネル出力の比であり、 P_2 はオリフィス領域内の最高チャンネル出力とそのオリフィス領域の平均チャンネル出力の比である。また P_3 は、 P_2 の定義で最高チャンネルを標準燃料体内のものに限ったものである。また、出力ピーキング係数 P_1 及び P_2 の燃焼による変化を第5.3.10図に、燃焼初期と末期の径方向出力分布を第5.3.11図に示す。

オリフィス領域単位の出力歪(P_1)に関しては、流量調節によりある程度対応できるが、オリフィス領域内の出力歪(P_2)には直接対応できないので、熱流動的にはより重要である。特に炉心内の体積割合の大きい第2オリフィス領域の P_2 が、絶対値も大きく最も重視しなければならない出力ピーキング係数である。第2オリフィス領域の P_2 に着目すると、燃焼初期では一様炉心では1.17程度であるが最も良いのはケース8の1.10であり、燃料最高温度でおよそ50℃程度の差がでる。しかし、一様炉心の P_2 が燃焼によって徐々に小さくなるのに対し、ケース8では燃焼末期には1.16と悪化している。またケース7が燃焼を通して1.13程度で変化が小さい。第5.3.11図から出力ピーキングの発生する位置が解るが、一般にオリフィス領域内の炉心内側寄りに生じている出力ピーキングは、制御棒挿入により低減し易い。第5.3.4表のケース11と12は、Mk-II炉心での制御棒挿入による出力ピーキング係数の改善の例を示している。

以上のサーベイから、燃料カラム単位に濃縮度を変えた径方向領域別燃料装荷は一様装荷に較べてそれ程大きな長所がないことが明らかになったので、Mk-III炉心は径方向に一様装荷と決定した。なお、さらに細かい領域装荷(例えば、1つの燃料体内で複数の濃縮度を許す、可燃性毒物の濃度を径方向に変化させるなど)を行えば、出力分布が大巾に改善される可能性は残っている。

(3) 軸方向領域別装荷

軸方向の燃料温度分布を平坦化させる出力分布を、燃料体単位の燃料濃縮度段付き装荷によりサーベイした。一次元核熱結合計算コードBRIQUET-1を用いて、平均濃縮度が3.45w/oとなる合計18ケースについて検討した。なお、制御棒と可燃性毒物の効果は直接的には考慮していない。

計算結果の例を第5.3.12～5.3.13図に示す。①燃料最高温度が1,300℃を越えない、②燃料最高温度は炉心出口には現われない、③軸方向燃料温度分布が平坦である、④燃料濃縮度の種類はできるだけ少なくする、などを考慮して、Mk-III炉心として次の装荷方式を選定した。

炉心上部(冷却材入口)から7,7,5,5,5,3,3w/o濃縮度燃料(等価濃縮度約5w/oの場合)、または6,6,4,4,4,2,2w/o濃縮度燃料(等価濃縮度約4w/oの場合)。

5.3.3 炉停止余裕の検討

前節で炉心の等価濃縮度を4w/o以上、可燃性毒物の等価濃度を20～30ppmと選定するとともに、径方向及び軸方向の燃料装荷法も一応決定した。一方第5.2章において、制御棒と

可燃性毒物の諸元とその反応度補償量についてサーベイしている。ところが、燃料体の平径を300mmとすると、応力上の制約から制御棒挿入用穴には上限が存在する。また、セル計算の結果を炉心体系に適用するには、その系統誤差を評価しておく必要がある。そこで、2次元(X-Y)炉心計算により制御棒外径と吸収体濃度と炉停止余裕の関係を検討した。計算はDELIGHT-SLALOM-CITATIONの4群計算であり、5w/o濃縮度燃料(B.P.=30ppm)と4w/o濃縮度燃料(B.P.=20ppm)の一樣装荷炉心の初期状態(hot-clean)に対して、全制御棒挿入状態と2対スタック状態について解析している。パラメータは、①制御棒挿入穴径と吸収体外径(95と75, 100と80, 110と90mm)と②吸収体ボロン濃度(10, 20, 30w/o)である。

第5.3.7表に算出された炉心反応度(k_{eff})と制御棒補償反応度値(Δk_{eff})を示す。この結果に対して、①温度効果($\sim 0.1 \Delta k_{eff}$)、②軸方向中性子束インポートランスと軸方向バックリングの補正($\sim 0.02 \Delta k_{eff}$)、③可燃性毒物の燃焼による反応度回復($\sim 0.015 \Delta k_{eff}$)などを考慮すると、今回検討したケースではスタックロッド基準を考慮した炉停止余裕を満足することは困難であろう。この事態の生じた原因は、①炉心計算とセル計算の差異(第5.3.8表参照)、②可燃性毒物と制御棒との相互干渉効果、③可燃性毒物(特に自己遮蔽効果の大きい諸元の場合)の温度効果などの見積りが適当でなかったためである。対策としては、5.3.1の③で述べた方針に従って、①燃料の等価濃縮度は4w/oとする、②制御棒挿入穴径を構造設計上許される最大値(104mm)とする、③可燃性毒物を適当な非均一性($d=8\text{mm}$, $R_g=300\mu$)をもたせながら多量($w_B=4.5\text{w/o}$)に使用することが考えられる。Mk-III炉心の最終的な諸元は第1章の表に示した通りである。

5.3.4 炉容器内流量配分の検討

炉心の流量設定に関連して、Mark-I, Mark-II炉心設計を参考に、Mark-III炉心を想定した制御棒および炉心周辺構造物の熱流動解析を行った。この解析は、バイパス流量(燃料棒の冷却に有効でない冷却材流量)の設定を目的として、制御棒および炉容器内構造物の冷却という観点から行ったものである。

(1) 制御棒の冷却

Mark-I炉心設計において得られている制御棒の発熱量を基に、Mark-III炉心を想定した制御棒チャンネルの熱流動解析を、ブロックからの熱の流入を考慮して行った。これは、制御棒チャンネルの周囲に存在する燃料チャンネルによって、ブロック自体が燃料チャンネルの冷却材温度程度に高温度になっていることを想定してのものである。なお、制御棒は全挿入の状態である。

計算モデルは多重円筒モデルであり、制御棒孔と燃料棒孔との間の最小リガメントを通じて熱の授受が行われるものとしている。なお、この黒鉛最小リガメントの外周は、ある代表的な燃料チャンネルの冷却材温度を境界条件とするものである。計算にはMULSHESコードを用いた。

代表的な結果として、第5.3.14図に1制御棒当り20g/sの冷却材を流した場合の制御棒の炉心軸方向温度分布を示す。また、第5.3.15図に、制御棒の最大線出力と流量をパラメータに、ブロックからの熱の流入を考慮した場合とこれを考えない場合の被覆管の最高温度の比

較を示す。この結果から次のことがわかる。

- (i) ブロックからの熱の流入を考へない場合の制御棒の温度は、発熱量および流量によって大幅に変化する。これに対し流入熱を考慮したモデルでは、温度の流量および発熱量への依存度が緩やかである。しかし、1制御棒当りの流量が20 g/sという少流量ではこの両者に余り差がみられていない。
- (ii) 制御棒の最高温度点は、軸方向ではブロックからの熱の流入によって炉心出口となり、また、半径方向では外側被覆管の温度が最も高くなる。ブロックからの熱の流入を考へない場合のそれは、最大線出力位置より少し出口側にずれた位置の吸収材の温度が最も高い。

(2) 炉容器内構造物の冷却

基本概念設計で得られている各構造物の発熱量(最大値)を参考に、炉心周辺構造物の温度解析を、特に鋼構造物に注目して行った。

計算モデルは $r-z$ 2次元の伝熱計算であり、計算にはTAC-2Dコードを用いた。なお、半径方向の可動反射体と固定反射体との間のブロック間ギャップ(1 mmを設定)および固定反射体の中の拘束棒部の冷却チャンネル(幅10 mmを設定)は、いずれも単一の環状流路として取扱っている。また、境界条件としてモデルの外表面はすべて断熱とした。圧力容器/コアバレル間等の上向き流れおよび反射体部の中の下向き流れの間の流量分配は、各流路の摩擦損失が等しくなるようにした。環状流路の熱伝達率は極く一般的な管内流路の関係式によって求めたものを使用し、他のサポートプレート下部などの流路の熱伝達率は基本概念設計における値をそのまま採用した。

この解析では、可動反射体の中の流量(ここでは、これをバイパス流量と定義する)をパラメータとしている以外は、発熱量をはじめ熱伝達率などの熱流動パラメータはすべて定数としている。代表的な例として第5.3.16図に原子炉全流量の4%を可動反射体部へ流した場合の炉内各構造物の温度分布を示す。また、第5.3.17図に、可動反射体部の流量(バイパス流量)をパラメータとした各鋼構造物の最高温度変化を示す。

本解析によって得られた知見は次のものである。

- (i) 拘束棒チャンネルの温度(ガス温度)は、他の鋼構造物の温度に比べて特に高い。
- (ii) 可動反射体の中の冷却材流量(バイパス流量)の割合によって拘束棒チャンネル、側部遮蔽体、オリフィス装置等の上部遮蔽体およびコアバレルの各温度が影響を受ける。これらのうち最も影響の大きいのは拘束棒チャンネルの温度であり、次いで上部遮蔽体、側部遮蔽体、コアバレルの順である。
- (iii) ダイヤリッド、コアバレルおよび圧力容器の温度は410℃以下と低い。
- (iv) コアバレル/圧力容器間などの上向き冷却材の出口混合平均温度は405℃前後であり、可動反射体の中の冷却材流量の変化による相違は僅かである。

以上(1)、(2)の結果から燃料棒以外の冷却に必要な流量(バイパス流量)として次のような目安を得た。制御棒の冷却には原子炉全流量の4~5%程度、炉容器内構造物の冷却には4%程度の各冷却部材流量を想定する。これは、設計温度として、制御棒については750℃、炉容器内構造物の拘束棒については650℃を仮定したものである。

5.3.5 制御棒対配置と燃料ピン配列の検討

オリフィス領域内の出力ピーキングは、燃料最高温度さらには核分裂物質の放出量の観点から重要な因子である。ところで、Mk-Ⅲ炉心燃料は1燃料体当たり12ピン燃料と決まったが、これはMk-Ⅱ炉心燃料(18ピン燃料)は燃料体内のピン配列が比較的均質であったのに比べて非均質性が大きく、局所出力ピーキングが発生し易い構造となっている。また、制御棒挿入穴を120度対称配置にするか180度対称配置にするかによって、局所出力歪に与える影響が異なるだけでなく、制御棒による補償反応度値も異なることが予想される。そこで次の3点に着目した検討を行った。

- (i) 制御棒挿入穴を180度対称配置に変えることにより、どの程度出力ピーキングを低下できるか。
- (ii) また、制御棒値をどの程度増大できるか。
- (iii) 標準燃料体の12ピン燃料の配列の相異により、どの程度局所出力ピーキングが影響を受けるか。

計算モデルはDELIGHT-TOWTRAN-Ⅱ(R-θ 2次元, S₄近似)の6群計算であり、検討した制御棒挿入穴配置と標準燃料体内ピン配列を第5.3.18図に示す。

第5.3.9表に結果を示す。また、計算された燃料ピン単位のオリフィス領域内出力分布を第5.3.19図に例示している。これらの結果の検討から次のことがいえる。

- (i) 制御棒挿入穴を120度配置から180度配置にすることにより、制御棒挿入時の出力ピーキングを有意に減少させることができる。(約7%)
- (ii) 制御棒対の反応度値としては、180度配置の方が約4%(0.0144k)だけ大きくなる。
- (iii) オリフィス領域内ピン配列の非均質効果の現われ方は、制御棒挿入用燃料体の過剰黒鉛に由来するものと、標準燃料体内の過除黒鉛領域によるものの2つのメカニズムの組合せであるが、標準燃料体の2つのリング状に配列した6本ずつの燃料ピンを較べると、外側リングのピン出力の方が高くなる。また、その程度は燃料ピン配列にはあまり依存しない。
- (iv) 制御棒を挿入した状態では、燃料ピン配列により出力歪に有意の差が生じる。
- (v) 高出力燃料ピンは、制御棒未挿入状態では制御棒挿入用燃料体の近傍(または内側)に現われ、全挿入状態では制御棒に遠い所に生じる。したがって、実際の運転時(制御棒部分長挿入)には出力ピーキングの打消し効果が期待できる。

なお、制御棒対配置や燃料ピン配列の決定には、後備停止系の反応度補償量の検討や燃料体の応力解析、さらに構造設計の結果を考慮してなされなければならない。Mk-Ⅲ炉心では第5.3.18図に示した配列のうちA-Aの組合せを採用している。

第 5.3.1 表 燃料体諸元，炉心構成の例と熱流動特性

燃料 ピン数	Re min	カラム数	スリーブ径 (mm)	T _f max (°C)	炉心高さ (m)	N _C /N _U	コンパクト厚 (mm)	ブロック平径 (cm)
12	4000	61	56	1301	3.5	290 (PF=0.3)	7	30
				<u>1283</u>	<u>4.0</u>			
				1276	4.5			
		73	46	1309	3.5	430(?)	7	30
				<u>1286</u>	<u>4.0</u>			
				<u>1278</u>	<u>4.5</u>			
	4500	61	49.5	1318	3.5	376	7	30
				1294	4.0			
				<u>1282</u>	<u>4.5</u>			
		73	40.5	1330	3.5	550(?)	7	30
				1299	4.0			
				<u>1286</u>	<u>4.5</u>			
6	4000	91	75	1293	3.5	290	7	27
				<u>1281</u>	<u>4.0</u>			
				1275	4.5			
		109	63.5	1297	3.5	{ 400(?) 320	7	{ 27 25
				<u>1282</u>	<u>4.0</u>			
				1275	4.5			
	4500	91	66	1310	3.5	{ 370 290	7	{ 27 25
				1288	4.0			
				<u>1279</u>	<u>4.5</u>			
		109	56	1312	3.5	{ 500(?) 400(?) 350	{ 7 7 9	{ 27 25 25
				1290	4.0			
				<u>1279</u>	<u>4.5</u>			

第 5.3.2 表 燃料カラム数，制御棒対数と全補償反応度値，
1 対当り最大反応度値の関係

ケース番号	燃料カラム数	標準カラム数	制御棒挿入用カラム数	全制御棒未挿入		全制御棒挿入		中心制御棒 1 対引抜 (他の全制御棒挿入)	
				k_{eff}	ρ	k_{eff} Δk_{eff}	ρ $\Delta \rho$	k_{eff} Δk_{eff}^*	ρ $\Delta \rho^*$
1	55	48	7	1.090 ₁	8.3	0.8093 0.2808	-23.6 31.9	0.8795 0.0702	-13.7 9.9
2	61	54	7	1.092 ₉	8.5	0.8120 0.2809	-23.2 31.7	0.8800 0.0680	-13.6 9.6
3	67	60	7	1.099 ₇	9.1	0.8175 0.2822	-22.3 31.4	0.8823 0.0648	-13.3 9.0
4	73	66	7	1.106 ₈	9.6	0.8240 0.2828	-21.4 31.0	0.8865 0.0625	-12.8 8.6
5	85	72	13	1.091 ₈	8.4	0.8021 0.2897	-24.7 33.1	0.8573 0.0552	-16.6 8.1
6	91	78	13	1.094 ₇	8.7	0.8064 0.2883	-24.0 32.7	0.8593 0.0529	-16.4 7.6
7	109	90	19	1.099 ₁	9.0	0.8167 0.2824	-22.4 31.4	0.8645 0.0478	-15.7 6.7
8	121	102	19	1.101 ₈	9.2	0.8261 0.2757	-21.1 30.3	0.8689 0.0428	-15.1 6.0
9	57	51	6	1.089 ₄	8.2	0.8075 0.2819	-23.8 32.0	0.8726 0.0651	-14.6 9.2
10	69	57	12	1.094 ₇	8.7	0.8161 0.2786	-22.5 31.2	0.8779 0.0618	-13.9 8.6

- (注) 1. 燃料要素と制御棒の群定数は Mark-II 炉心と同一としている。
 2. CITATION の 2 次元 (X-Y)，4 群，16 メッシュ / 1 ブロック 計算で Hot-clean 状態を想定している。
 3. ケース 1~4，9~10 は半径 30 cm，ケース 5~8 は半径 27 cm としている。
 4. 炉心高さは 3.5 m としている。

第 5.3.3 表 Mark-III 炉心の燃料要素諸元、炉心構成試案とその核熱流動特性

諸元・特性	18/9ピン			12/3ピン						6/3ピン		
	I (Mark-II)	II	III	N	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	
(1) 平行 ケース番号 mm	300											
(2) スリープ外径 mm	45	45	49	51	54	58	40	46	49	68	60	
(3) コンパクト厚さ mm	7.0									8.0		
(4) 充填率 v/o	27.5	27.5	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0
* 冷却材通路巾は 2.0 mm, コンパクトとスリープのギャップは 0.1 mm, 燃料つかみ孔は直径 5.0 mm で深さはブロック長の 1/2, 制御棒挿入用孔直径は 18/9 ピン, 12/3 ピン, 6/3 ピンでそれぞれ 85 mm, 100 mm, 80 mm としている。												
(5) 燃料カラム数	73	55	55	61	61	61	73	73	73	91	109	
(6) 制御棒対数 (炉心内/可動反射体内)	19	19	19	19	19	19	19	19	19	25	31	
(7) 炉心高さ (H) m	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ¹ , 6 ⁰	7/6 ¹ , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	13/6 ² , 6 ⁰	19/12 ⁰	
(8) 炉心等価直径(D) m	2.69	2.34	2.34	2.46	2.46	2.46	2.69	2.69	2.69	2.70	2.74 [2.96]	
(9) 圧力容器内径 H/D	5.75	5.30	5.30	5.50	5.50	5.50	5.75	5.75	5.75	5.70	5.70 [5.95]	
(10) チャンネル本数	1.30	1.71	1.71	1.63	1.63	1.63	1.49	1.49	1.49	1.49	1.40 [1.35]	
(11) チャンネル当り出力 kW	1251	927	597	669	669	669	813	813	813	507	597	
(12) チャンネル当り出力 w/cc	4.00	5.39	8.38	7.47	7.47	7.47	6.15	6.15	6.15	9.86	8.38	
(13) 出力密度 w/g-HM	2.2 ₀	2.9 ₂	2.9 ₂	2.6 ₃	2.6 ₃	2.6 ₃	2.2 ₀	2.2 ₀	2.2 ₀	2.2 ₀	2.1 ₂	
(14) 比出力	27.9	32.4	40.6	34.1	30.5	31.4	41.5	32.9	29.8	26.7	26.9	
(15) N _C /N _I (標準/制御棒挿入用)	293/489	293/489	373/1148	345/1074	307/977	294/869	555/1633	423/1277	373/1148	317/	335/	
(16) 最小レイノルズ数	2600	3500	5000	4400	4200	3900	4500	4000	3700	4400	4250	
(17) 燃料最高温度 °C	1282	1282	1304	1291	1287	1282	1301	1285	1282	1290	1290	
(18) 実効増倍率	1.254	1.311	1.311	1.299	1.271	1.238	1.378	1.346	1.324	1.294	1.311	
(19) 炉内滞在時間 [L=0.8] year	3.6	2.9	2.9	3.3	3.3	2.9	3.0	3.8	4.1	4.3	4.4	
(20) 1対当り最大反応度値 Δk	0.0625	0.0707	0.0707	0.0685	0.0685	0.0685	0.0625	0.0625	0.0625	0.0519	0.0479	

(注) (16), (17)はMark-II炉心〔Core5〕の出力分布, 流量調節方式を用いた計算, (18), (19)は格子計算, (20)は二次元炉心計算による値

第 5.3.4 表 N_C/N_U の値の調整 (Mark-II と Mark-III
の諸元比較)

諸 元	Mark-II	Case VII	Mark-III	備 考
(i) ブロック平径 (mm)	300	300	300 (1.0)	• スタンドパイプ間隔, 制御棒挿入孔径, 圧力容器径などからの制限
(ii) スリーブ外径 (mm)	450	460	460 (0.93)	• 最低レイノルズ数, 燃料最高温度からの制限
(iii) コンパクト厚さ (mm)	7.0	7.0	9.0 (0.84)	• 強度上の限界厚さに近い
(iv) 充填率 (v/o)	27.5	30.0	30.0 (0.92)	• マトリックス密度 1.65 g/cm^3 程度の場合の製造限界に近い
(v) 燃料核径 (μ)	500	500	600 (0.58)	• アメーバ破損等の検討が必要
第 1 被覆層厚さ (μ)	40	40	60 (1.64)	• R & D との関連 * $0.58 \times 1.64 = 0.95$
(vi) マトリックス密度及び 黒鉛ブロック密度 (g/cm^3)	1.6 1.75	1.6 1.75	1.65 1.85 (1.03)	
N_C/N_U 値	320	430	380	• 標準燃料体の値

- 注 1. Mark-III の欄での () 内の値は Mark-II 設計値の変更により N_C/N_U に与える影響 (比)
2. 燃料ブロック端余剰黒鉛は考慮している。
3. Mark-III の値は構造設計も考慮した最終的な値ではない。

第 5.3.5 表 径方向領域別燃料装荷方式と出力ピーキング係数 (B.P.: Non, CR: Non at B.O.L.)
(ZADOC 2D-XY, 2群, 4メッシュ/コラム計算)

ケース 番号	オリフィス領域の燃料濃縮度 (w/o)				炉心余剰 反応度 (k _{eff})	P ₁ = P _{ch.orifice} / P _{ch.core}				P ₂ = P _{ch.max} / P _{ch.orifice}				P ₃ = $\frac{P_{ch,SB,max}}{P_{ch,orifice}}$	炉内滞在時間 (日)	
	1	2	3	4		1	2	3	4	1	2	3	4		2nd	*1)
1	4	4	4	4	1.281	1.30 ₁	1.06 ₅	0.843 ₀	0.777 ₈	1.03 ₉	1.17 ₈	1.12 ₉	1.06 ₅	1.17 ₈	785	640
2	5	5	5	5	1.336	1.28 ₅	1.06 ₀	0.854 ₀	0.794 ₉	1.05 ₈	1.16 ₇	1.10 ₈	1.05 ₃	1.16 ₇	1,115	940
3	4	5	5	5	1.329	1.07 ₅	1.08 ₀	0.878 ₁	0.818 ₇	1.04 ₅	1.16 ₆	1.10 ₄	1.05 ₁	1.16 ₆		
4	4	4	5	5	1.297	1.19 ₀	0.997 ₄	0.978 ₂	0.912 ₆	1.03 ₅	1.15 ₆	1.11 ₃	1.05 ₉	1.15 ₆	890	740
5	3	4	5	5	1.288	0.930 ₆	1.01 ₉	1.01 ₃	0.947 ₃	1.03 ₃	1.14 ₈	1.10 ₇	1.05 ₇	1.14 ₈	860	705
6	3	4	4	4	1.271	1.01 ₉	1.09 ₁	0.876 ₁	0.810 ₄	1.03 ₅	1.17 ₀	1.12 ₂	1.06 ₃	1.17 ₀		
7	4	4	5	5	1.317	1.10 ₃	1.05 ₁	0.916 ₄	0.856 ₅	1.03 ₂	1.16 ₄	1.09 ₈	1.04 ₉	1.13 ₅	1,010	845
8	4	4	5	5	1.306	1.14 ₃	1.02 ₂	0.952 ₇	0.888 ₂	1.03 ₃	1.09 ₉	1.10 ₉	1.04 ₉	1.09 ₉	940	785
9	4	C-4 S-5	5	5	1.316	1.10 ₇	1.04 ₈	0.920 ₅	0.860 ₅	1.03 ₂	1.14 ₄	1.09 ₇	1.04 ₉	1.14 ₄		
01	Mk-II	7-40 ppm BP: 5-30, CR: Non 3-20			1.109	1.22	1.04	0.908	0.854	1.14	1.16	1.06	1.05		*3) 835	*3) 625
02	Mk-II	7-40 BP: 5-30, CR: 3-20			1.004	1.11	0.996	0.990	0.951	1.01	1.10	1.05	1.05		*3) ~935	
10	4	4, 4, 1-4 4, 0-5	5	5	1.301	1.16 ₅	1.01 ₀	0.965 ₈	0.901 ₃	1.03 ₄	1.11 ₈	1.11 ₂	1.05 ₃	1.11 ₈		

(注) *1) Axial buckling 補正 + 0.01 Δk (運転余裕) を考慮した値

*2) その他の全補正を考慮した値

*3) 可燃性毒物の残存を考慮した値

2D-T(RZ)

2D-T(RZ)

第 5.3.6 表 径方向領域別燃料装荷方式と出力ピーキング係数 (B.P: Non, C.R: Non at E.O.L)

ケース番号	オリフィス領域の燃料濃縮度 (w/o)				燃焼日数	炉心余剰反応度 (k _{eff})	P ₁ = P _{ch,orifice} / P _{ch,core}				P ₂ = P _{ch,max} / P _{ch,orifice}				P ₃ = $\frac{P_{ch,SB,max}}{P_{ch,orifice}}$	
	1	2	3	4			Step	1	2	3	4	1	2	3		4
1	4	4	4	4	12	900	0.998	1.097	1.028	0.9421	0.9032	1.046	1.078	1.076	1.050	1.078
2	5	5	5	5	16	1,300	0.983	1.052	1.018	0.9647	0.9353	1.048	1.063	1.062	1.043	1.063
4	4	4	5	5	13	1,000	1.000	1.021	0.9671	1.056	1.019	1.044	1.067	1.067	1.045	1.067
5	3	4	5	5	13	1,000	0.991	0.8606	0.9805	1.075	1.039	1.045	1.067	1.064	1.045	1.067
7	4	4	5	5	15	1,200	0.983	0.9469	1.011	1.004	0.9745	1.042	1.113	1.057	1.040	1.113
8	4	4	4	5	14	1,100	0.990	0.9801	0.9880	1.032	0.9983	1.043	1.163	1.064	1.039	1.163
9	4	4	C-4 S-5	5	15	1,200	0.981	0.9486	1.009	1.007	0.9770	1.042	1.118	1.057	1.040	1.118
10	4	4	I-4 O-5	5	14	1,100	0.983	0.9934	0.9764	1.047	1.014	1.043	1.164	1.064	1.042	1.164

ZADOC 2D-XY, 2群, 4メッシュ/コラム計算

第 5.3.7 表 制御棒の挿入孔径，吸収体濃度と補償反応度 (Δk_{eff})

ケース 番号	炉 心	制御棒 挿入孔径 (mm)	吸収体 濃 度 (w/o)	制御棒の状態	炉心余剰反応 度 (k_{eff})	挿入制御棒の 補償反応度 (Δk_{eff})
1	一様装荷 E=5w/o, BP=30ppm	110	10	全制御棒引抜	1.121	—
2	"	"	"	中心1対挿入	1.084	0.036
3	"	"	"	中心1対, 1st1対 引抜, 他は全挿入	0.928	0.192
4	"	"	20	"	0.921	0.200
5	"	"	30	"	0.918	0.203
6	"	100	10	"	0.938	0.183
7	"	"	20	"	0.930	0.190
8	"	"	30	"	0.927	0.193
9	"	95	10	"	0.943	0.178
10	"	"	20	"	0.936	0.185
11	"	"	30	"	0.934	0.187
12	"	110	10	全挿入	0.792	0.329
13	"	"	20	"	0.773	0.347
14	"	"	30	"	0.765	0.356
15	"	100	10	"	0.813	0.307
16	"	"	20	"	0.795	0.326
17	"	"	30	"	0.787	0.334
18	"	95	10	"	0.826	0.295
19	"	"	20	"	0.808	0.312
20	"	"	30	"		
21	一様装荷 E=4w/o, BP=20ppm	100	"	全引抜	1.112	
22	"	"	"	中心1対挿入	1.070	0.042
23	"	"	"	全挿入	0.750	0.361
24	"	"	"	中心1対引抜	0.849	0.262
25	"	"	"	中心1対, 1st1対 引抜	0.902	0.210

第 5.3.8 表 制御棒補償反応度に対する吸収体濃度と外径の効果

		炉 心 計 算 *1			格 子 計 算 *2		
濃度(w/o)	外径(mm)	10	20	30	10	20	30
		76	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
80		1.030	1.031	1.033	1.063	1.062	1.062
90		1.083	1.081	1.084	1.173	1.169	1.166
濃度(w/o)	外径(mm)	76	80	90	76	80	90
		10	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
20		1.039	1.040	1.037	1.093	1.092	1.089
30		1.053	1.056	1.054	1.139	1.137	1.132

(注) *1 CITATION, 2次元X-Y4群計算
 5w/o濃縮燃料使用, 2対スタック状態
 *2 SLALOM4群計算, 5w/o濃縮燃料使用

第 5.3.9 表 制御棒配置, 燃料ピン配列と制御棒反応度値, 局所出力ピーキング

$$\left[\begin{array}{c} \text{PF} \\ \text{(数値)} \left[\frac{K_{\text{eff}}(\text{CR全挿入})}{K_{\text{eff}}(\text{CR全引抜})} \Delta k(\text{CRworth}) \right] \\ \text{PF} \end{array} \right]$$

	S B	A	B	C
C B	1.22	1.27	1.26	
A	$\frac{1.002}{1.410}$ 0.408	$\frac{1.005}{1.412}$ 0.407	$\frac{1.010}{1.416}$ 0.406	
	1.10	1.09	1.07	
B	$\frac{1.14}{1.412}$ 0.422	—	—	
	1.11			
C	—	—	—	
	1.413			
	*1.09			

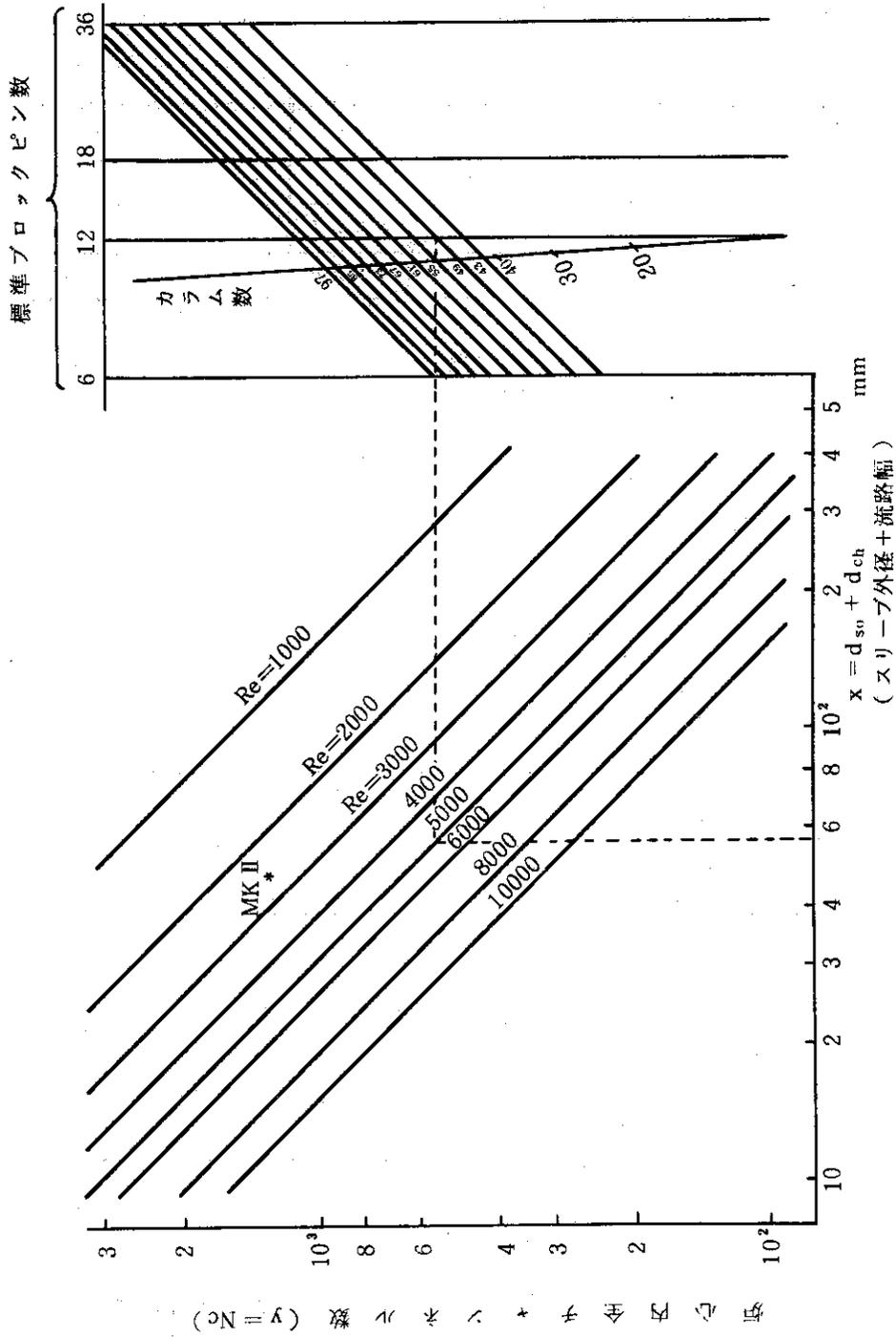
S B-A Mk-IIより最外側6ピン除去
 -B " 外側リング上の6ピン除去(再配列)
 -C 1列配置
 C B-A Mk-IIと同じ(CRφ=110mm, RSφ=110mm**)
 -B 180°対称配置(CRφ=110mm, RSφ=90mm)
 -C " (RS孔は2本)

注1) f.enrich=5% (全ケース), $H_{Bz}^2 = 400 \text{ cm}$

注2) C B中のf-pinは無視する(全ケース)。

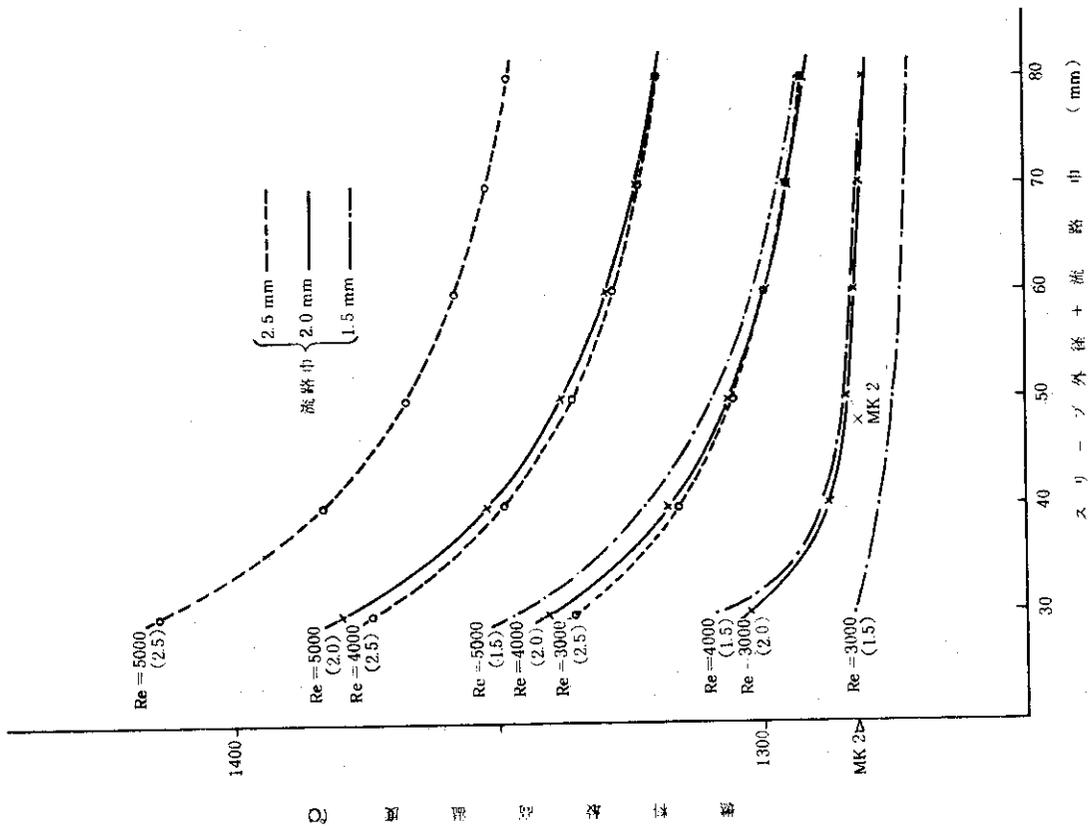
* RS孔が2つになったことのスベクトラム効果がDELIGHT計算で考慮されていない。

** CR引抜き時では, CR孔とRS孔とは同じ大きさであるが, 計算では物質の定義上, CR孔の方が, 外側ギャップ分だけ小さくなっている。

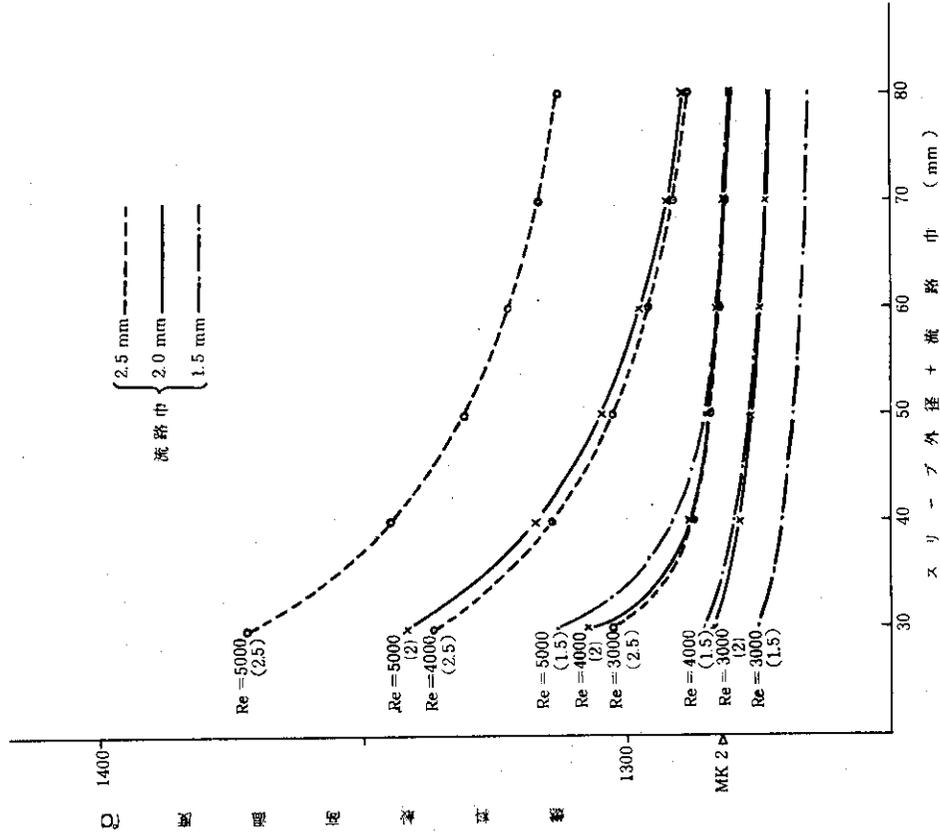


関係式 : $Re = 1.5621 \times 10^8 / \{ N_c (d_{so} + d_{ch}) \}$

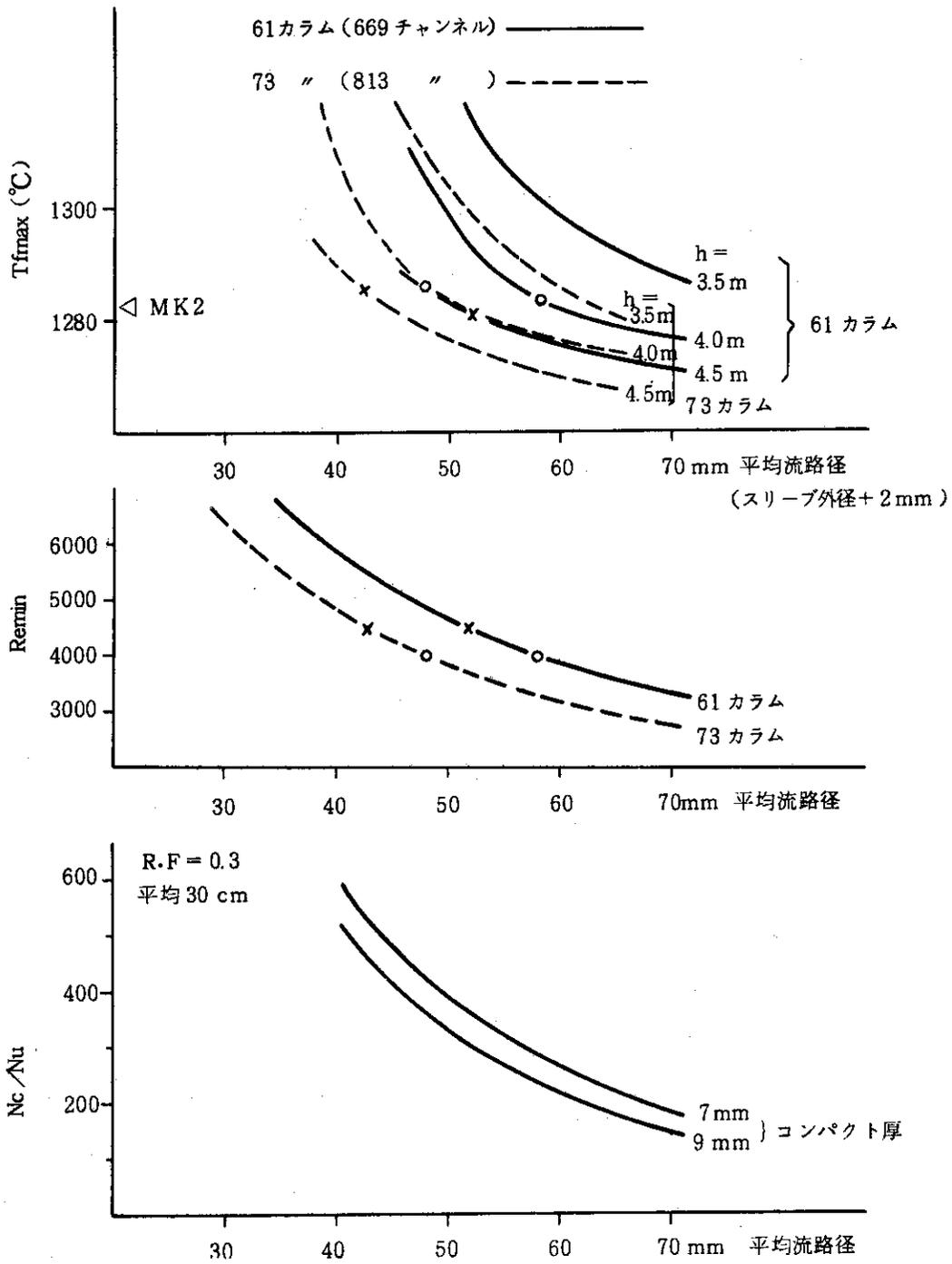
第 5.3.1 図 燃料体諸尺, 炉心構成とチャンネル出口レイノルズ数の関係



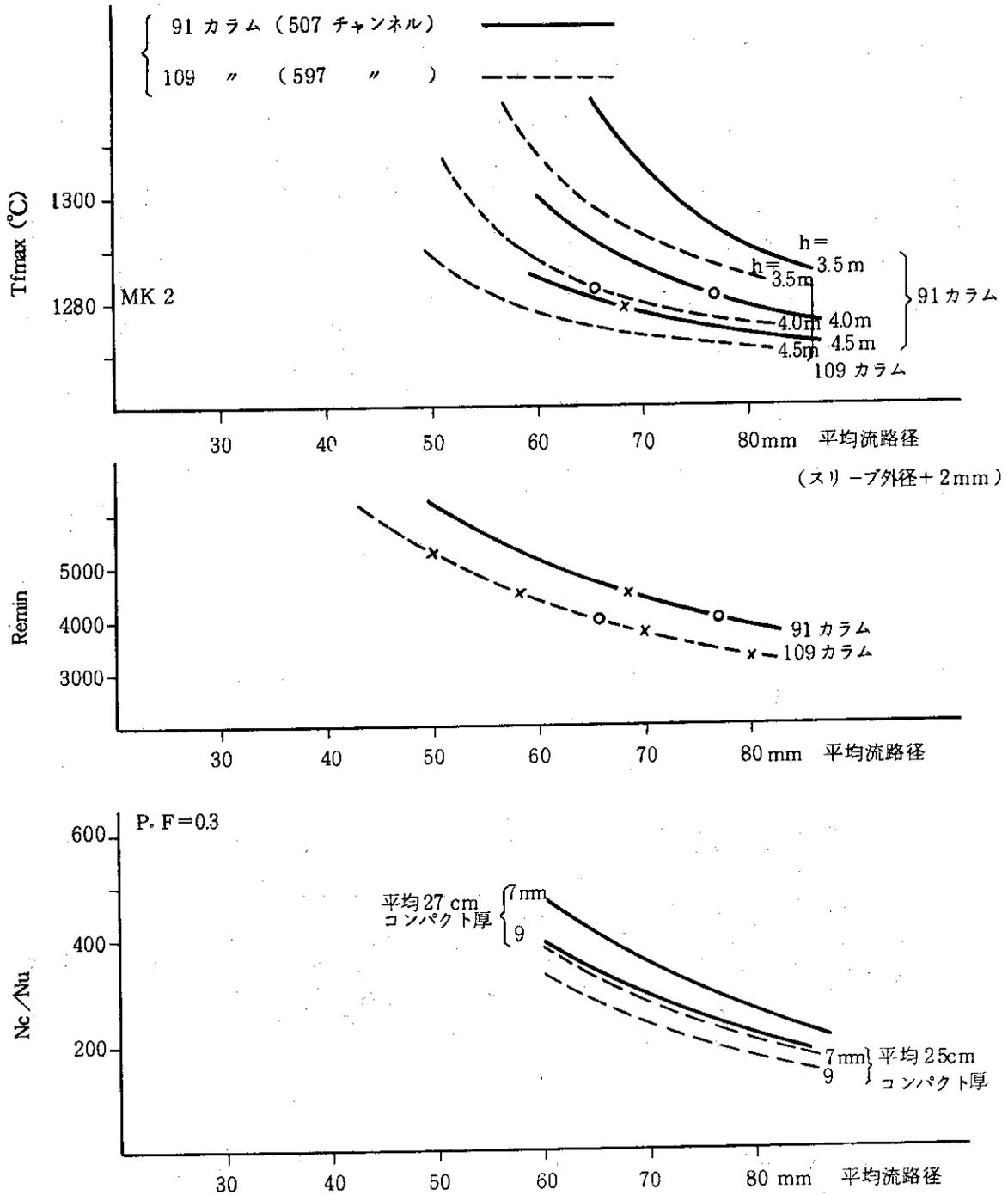
第 5.3.2 図 燃料最高温度とレイノルス数, 燃料ピン径の関係
(炉心高さ 3.5 mm)



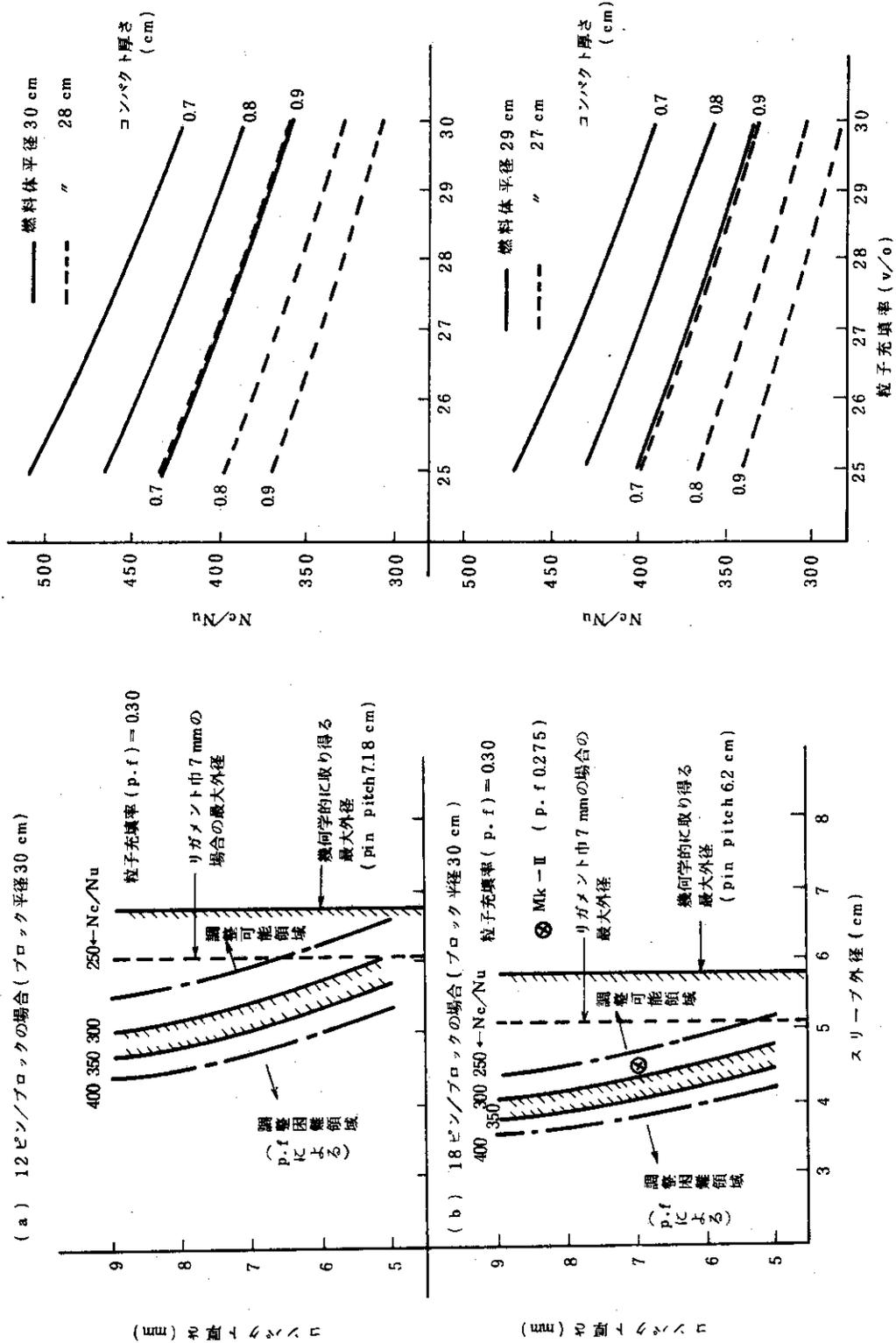
第 5.3.3 図 燃料最高温度とレイノルス数, 燃料ピン径の関係
(炉心高さ 4.0 mm)



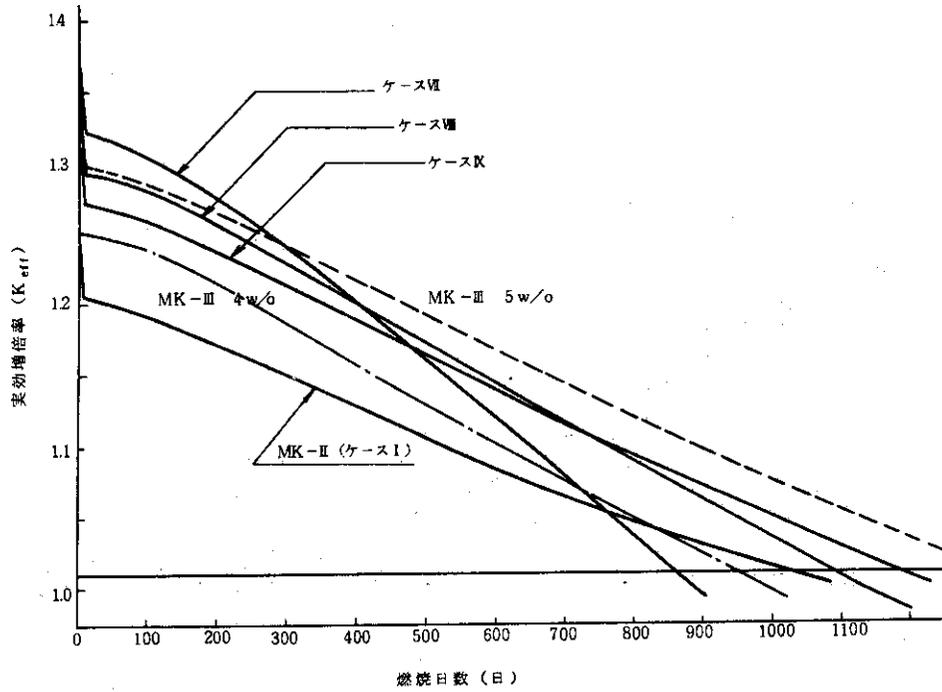
第 5. 3. 4 図 燃料最高温度 (T_{fmax}), 最低レイノルズ数 (Re_{min}), 炭素とウランの原子数密度比 (Nc/Nu) と燃料体諸元, 炉心構成との関係 [12 ピン燃料体]



第 5. 3. 5 図 燃料最高温度 (T_{fmax}), 最低レイノルズ数 (Re_{min}), 炭素とウランの原子数密度比 (N_c/N_u) と燃料体諸元, 炉心構成との関係 [6 ピン燃料体]



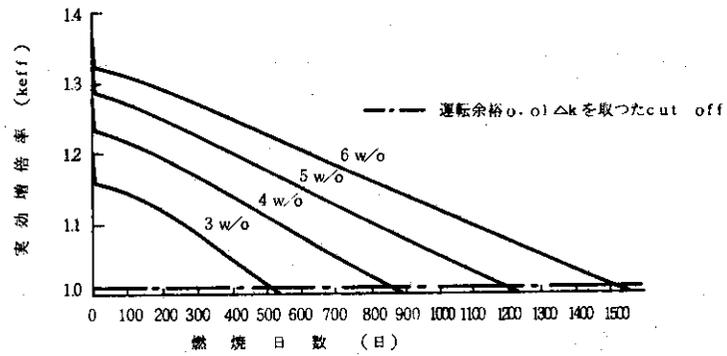
第5.3.6 図 炭素とウランの原子数密度比 (N_c/N_u) と燃料ピン諸元の限界値
 第5.3.7 図 Case Ⅲ (12ピン燃料体, スリープ外径46 mm) からの N_c/N_u 値の調整



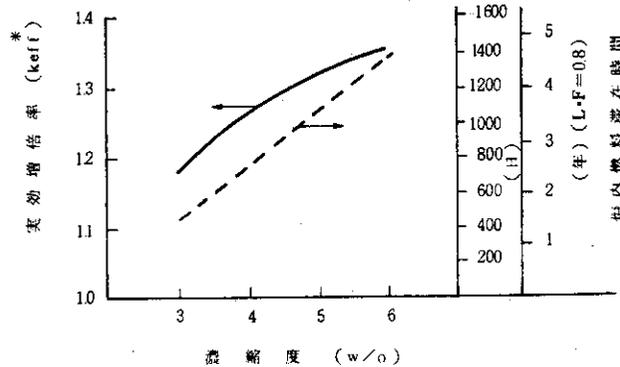
第 5.3.8 図 格子燃焼特性

(a) 燃焼による実効増倍率の変化

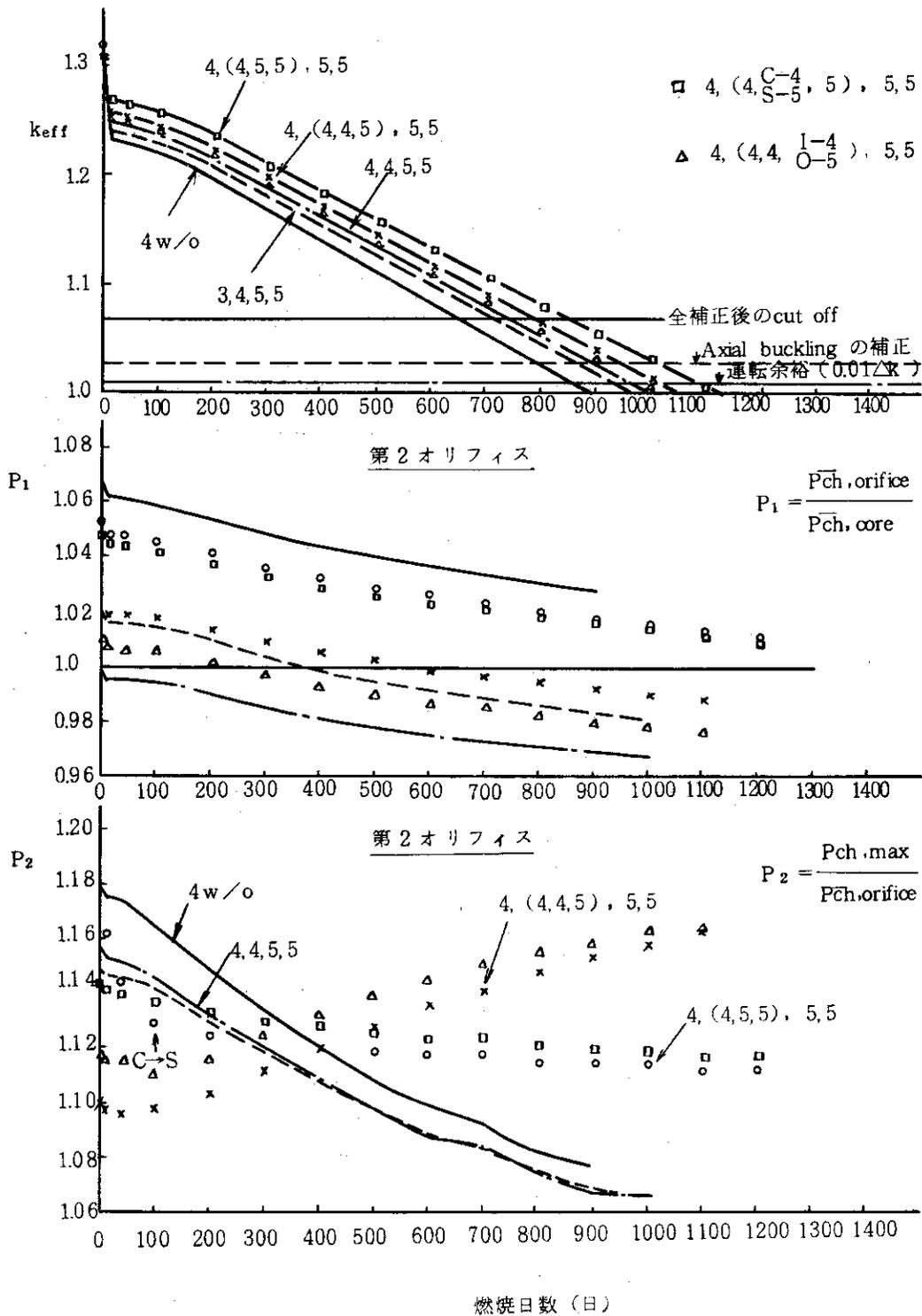
(ZADOC 2D-XY 2群計算 B-P: None, C-R: None)



(b) 濃縮度と実効増倍率・炉内滞在時間との関係 (補正済)

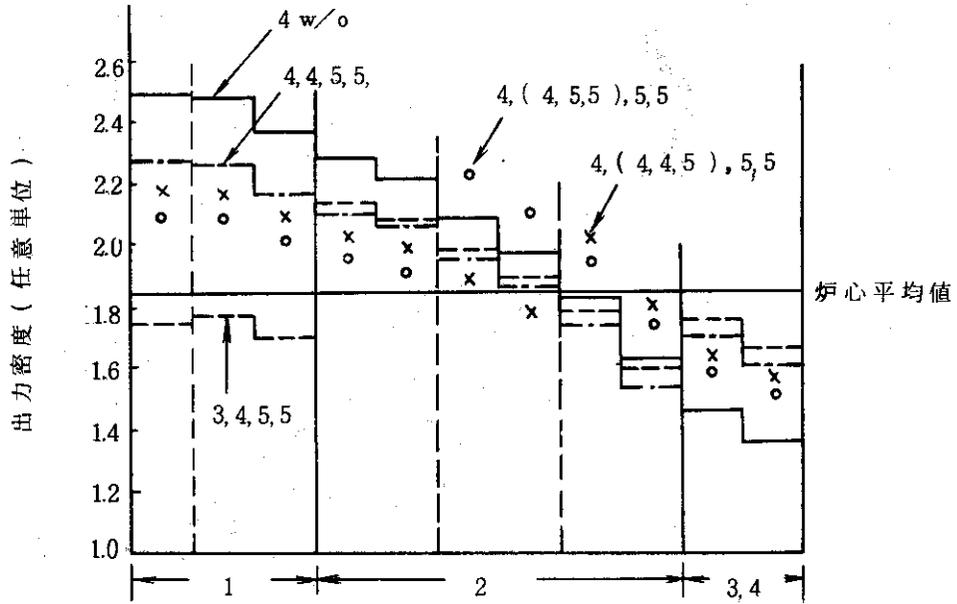


第 5.3.9 図 炉内平均燃料濃縮度のサーベイ

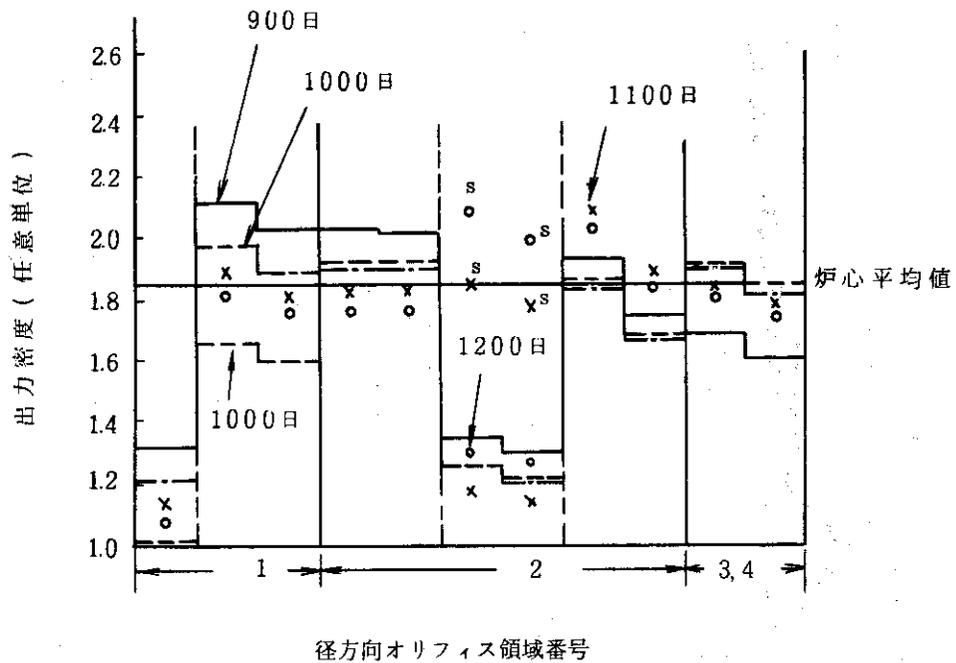


第 5. 3. 10 図 燃焼による実効増倍率 (k_{eff}) とチャンネル出力ピーキング係数 (P_1 & P_2) の変化 (ZADOC 2D-XY, 2群)

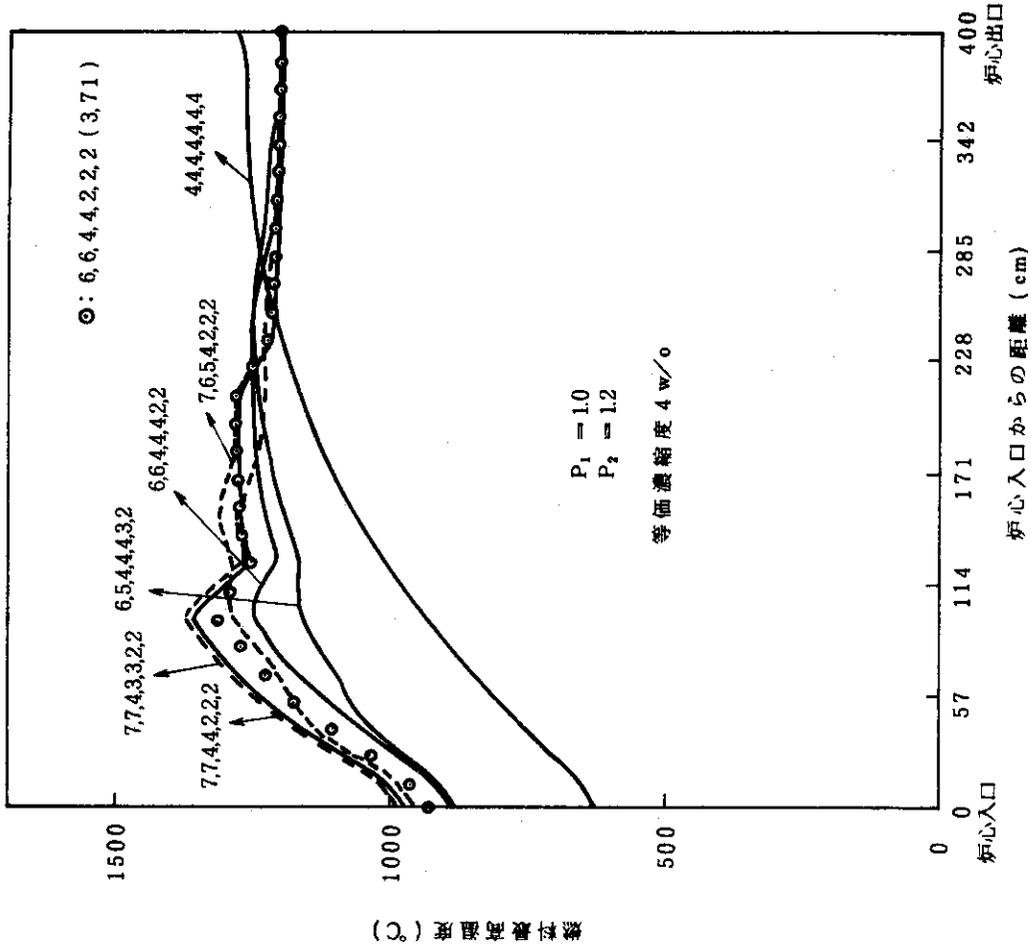
(a) 燃烧初期



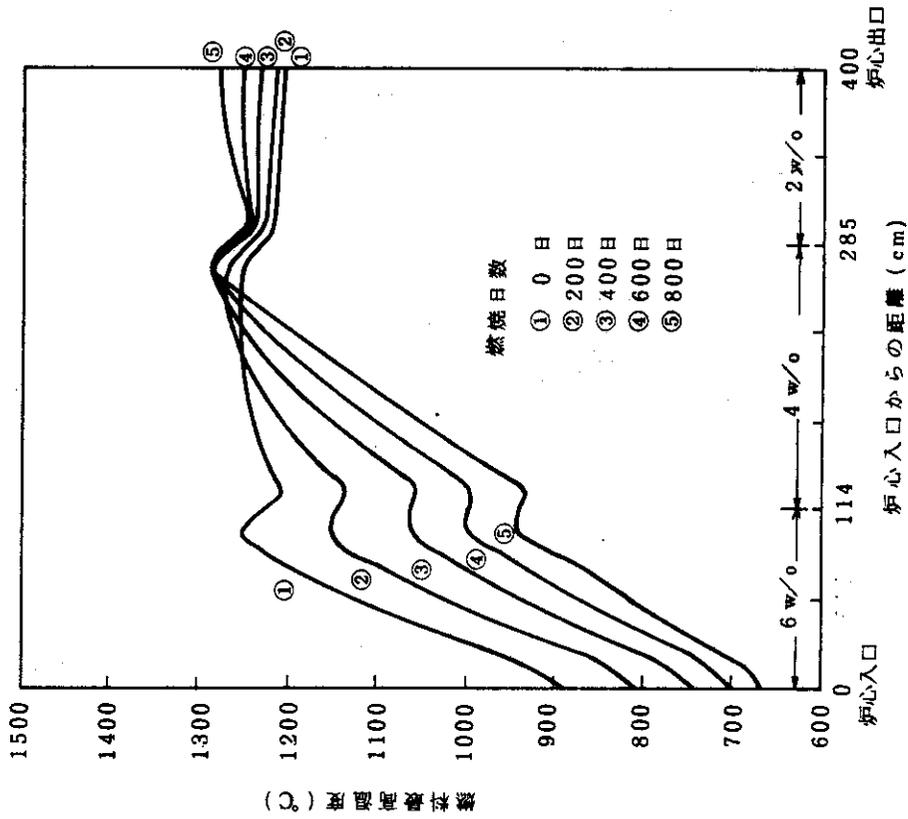
(b) 燃烧末期



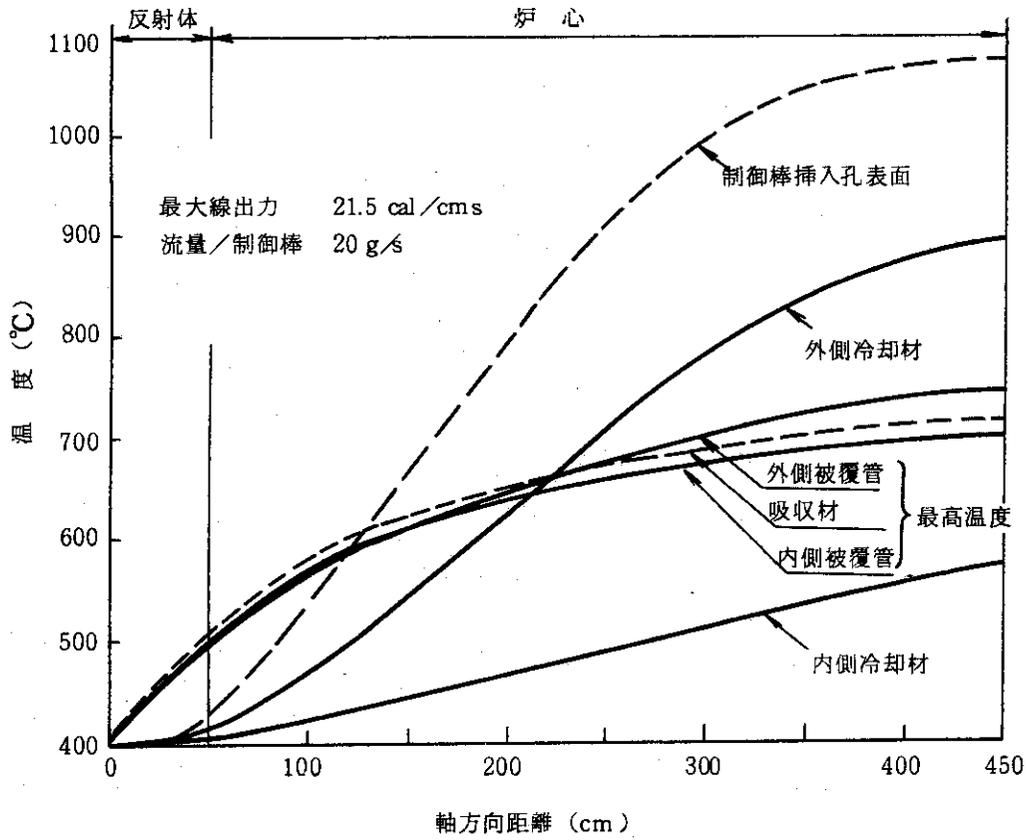
第 5.3.11 図 領域別燃料装荷による径方向出力分布
(ZADOC 2D-XY, 2群)



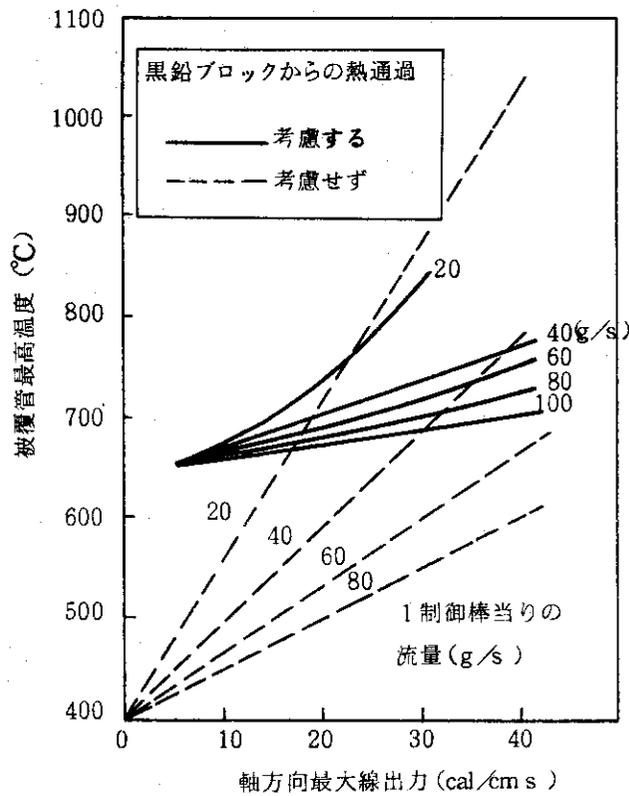
第 5.3.12 図 軸方向領域別装荷と出力分布



第 5.3.13 図 軸方向燃料最高温度分布の燃焼依存性
[6,6,4,4,4,2,2 w/o 燃料装荷,
 $P_1 = 1.0$ $P_2 = 1.2$]



第 5. 3. 14 図 制御棒チャンネルの炉心軸方向温度分布



第 5. 3. 15 図 黒鉛ブロックからの熱通過を考慮した場合と考慮しない場合の被覆管最高温度の比較

COOLANT NUMBER	INLET		OUTLET		FLOW (Lb/HR)		TEMPERATURES (C)		COOLANT NUMBER		INLET		OUTLET		FLOW (Lb/HR)		
	1	3	5	7	9	11	13	14	16	18	20	1	3	5	7	9	11
1	395	395	395	395	126400	2	395	395	126400	2	395	395	395	395	126400	2	395
3	395	395	395	395	126400	4	395	395	126400	4	395	395	395	395	126400	4	395
5	395	395	395	395	65854	6	396	396	65854	6	396	396	396	396	1370	6	396
7	404	404	404	404	1987	8	404	404	1987	8	404	404	404	404	1600	8	404
9	404	404	404	404	1320	10	404	404	1320	10	404	404	404	404	126400	10	404
11	-17	-17	-17	-17	1000000	12	-17	-17	1000000	12	-17	-17	-17	-17	1000000	12	-17
13	-17	-17	-17	-17	1000000	14	-17	-17	1000000	14	-17	-17	-17	-17	1000000	14	-17

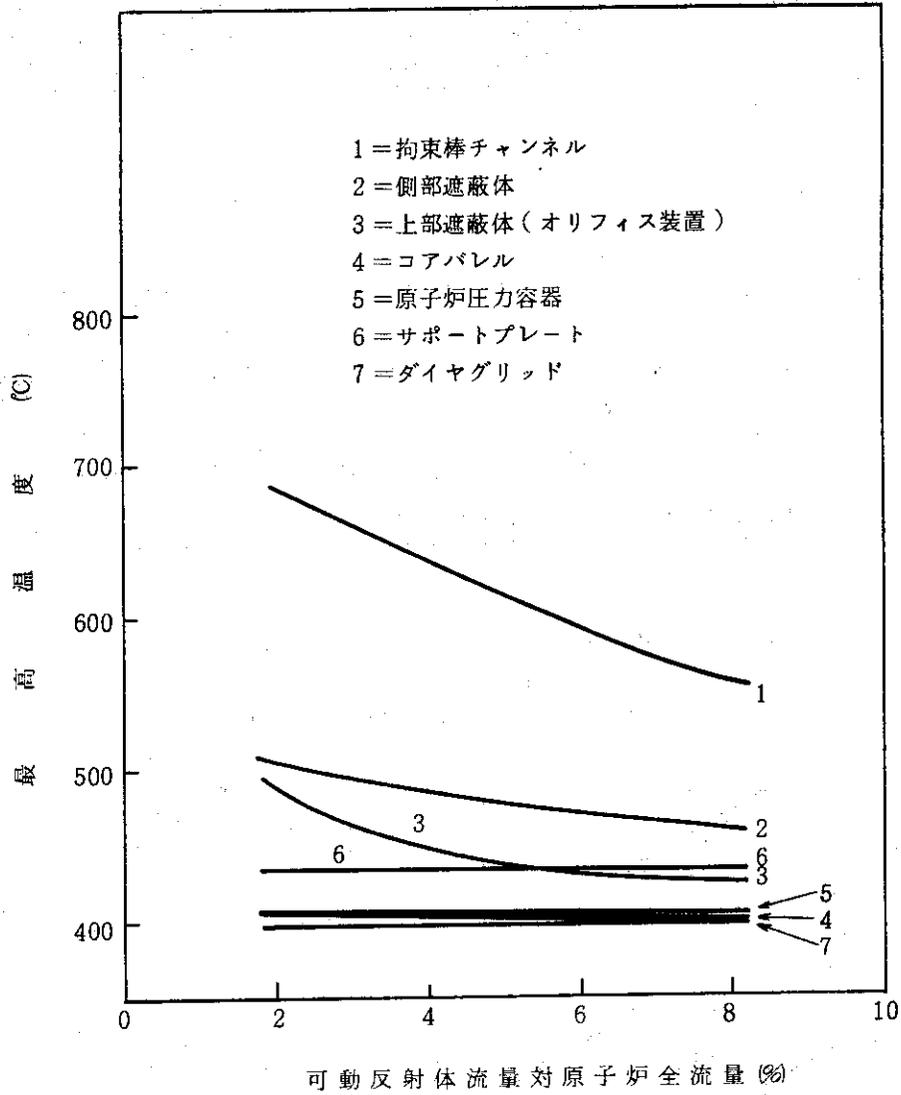
TEMPERATURES (C)

THE RADIAL (I) DIRECTION IS HORIZONTAL
THE AXIAL (J) DIRECTION IS VERTICAL

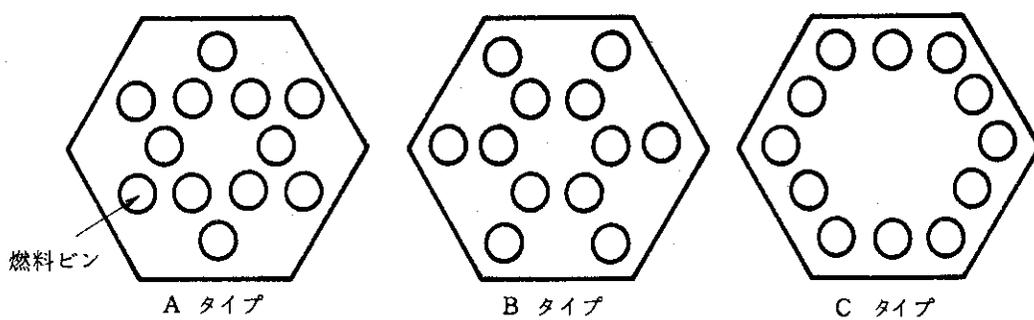
I	J																			
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
1	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17	-17
2	405	405	405	406	407	410	432	417	431	421	438	449	470	443	438	408	404	406	405	-17
3	405	405	405	405	407	446	565	525	526	492	493	493	491	448	442	407	403	397	405	-17
4	418	418	418	418	420	465	574	574	574	534	536	535	523	461	453	406	403	397	405	-17
5	467	467	467	467	489	514	622	616	616	573	570	566	543	460	460	406	402	397	405	-17
6	571	571	571	572	572	592	670	665	665	611	606	600	563	467	467	405	402	397	405	-17
7	657	657	657	658	672	680	722	706	706	650	642	633	583	473	473	404	401	396	403	-17
8	742	742	743	743	743	753	776	775	775	692	680	658	602	479	479	403	401	396	403	-17
9	828	828	828	828	829	835	853	853	853	735	719	702	618	485	485	403	400	396	403	-17
10	913	913	913	913	913	916	935	935	935	778	758	737	631	488	488	401	400	396	403	-17
11	991	991	991	991	991	992	1006	1006	1006	821	795	768	637	488	488	400	399	396	403	-17
12	1062	1062	1062	1062	1063	1077	1043	1043	1043	890	850	809	617	481	481	398	398	395	403	-17
13	1064	1064	1064	1064	1064	1077	1033	1033	1033	900	847	795	555	467	467	397	397	395	403	-17
14	1000	1000	1000	1000	1000	999	939	939	939	866	815	750	493	443	443	396	397	395	403	-17
15	947	947	947	947	947	937	858	858	858	788	734	672	447	431	431	396	396	395	403	-17
16	948	948	948	948	948	937	811	811	811	767	712	672	431	425	425	396	396	395	402	-17
17	815	815	815	815	815	803	725	725	725	663	631	546	412	409	409	396	396	395	402	-17
18	643	643	643	643	643	625	546	546	546	523	473	404	405	404	404	396	396	395	402	-17
19	505	505	505	505	505	500	436	436	436	454	432	399	401	402	402	396	396	395	402	-17
20	450	450	450	450	450	433	370	370	370	426	421	415	346	401	400	396	396	395	402	-17
21	395	395	395	395	395	395	335	335	335	395	395	395	395	395	395	396	397	395	401	-17
22	396	396	396	396	396	396	396	396	396	398	398	398	398	398	398	397	397	395	401	-17
23	397	397	397	397	397	397	397	397	397	398	398	398	398	398	398	397	397	395	401	-17
24	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	398	397	397	395	401	-17
25	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	397	397	395	401	-17
26	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	399	397	397	395	401	-17

冷却材番号

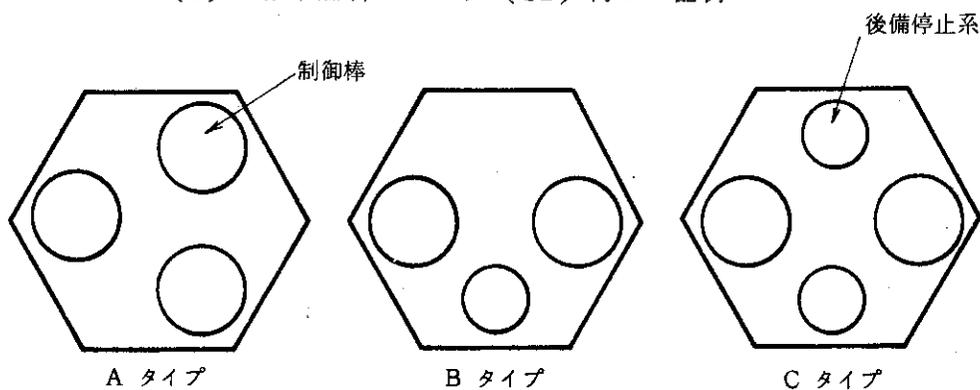
第 5.3.16 図 炉心周辺構造物の温度分布 (可動反射体領域の流量が原子炉全流量の 4% の場合)



第 5. 3.17 図 可動反射体領域の流量と炉内鋼構造物の最高温度の関係

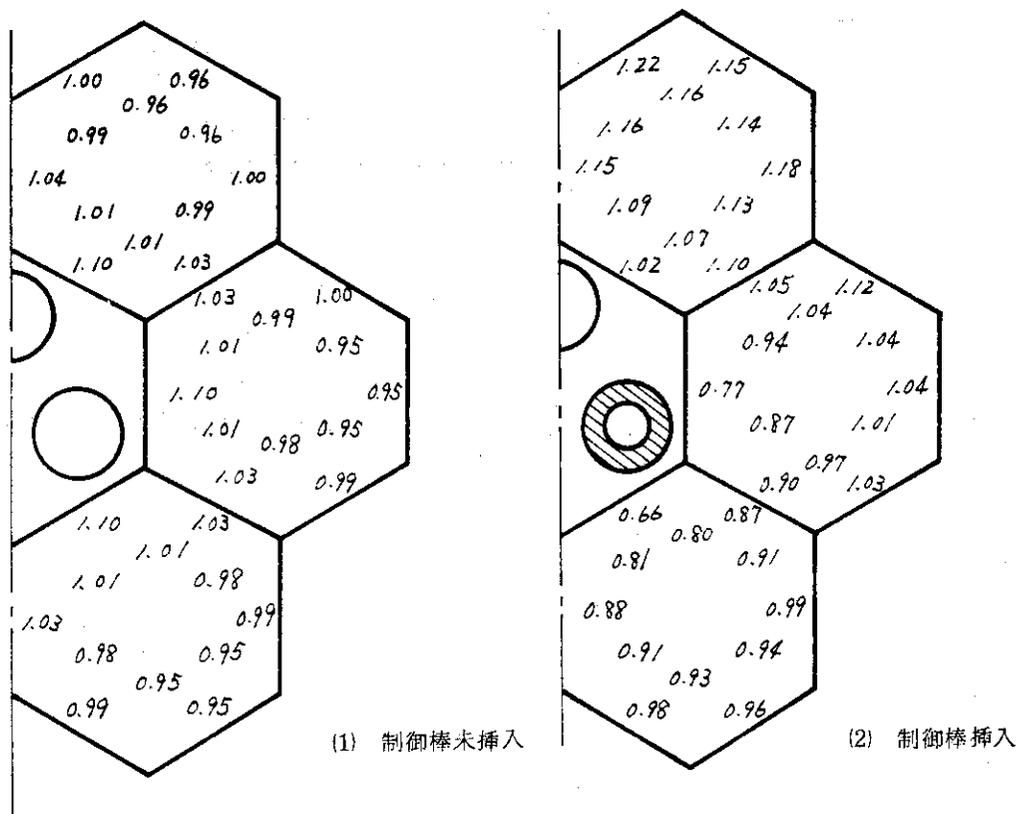


(a) 標準燃料ブロック (SB) 内ピン配列



(b) 制御棒挿入用ブロック (CB) 内制御棒配置

第 5.3.18 図 制御棒配置と燃料ピン配列



第 5.3.19 図 領域内出力ピーキング (SB-A, CB-A)

5.4 炉心動特性

新型原子炉を計画するに際し、その炉心体系が十分なる安全上の特性をもつものになり得るか否かを事前に評価し、開発が徒労に終らぬように配慮しなければならない。炉心の安全上の特性として特に注視しなければならない事項は、米国の法規 10 CFR PART 50 Appendix A “原子動力炉の一般設計基準”等を参考とすると、①原子炉の固有の制御性（安定性）の確保、②出力振動（特に、空間振動）の抑制、ならびに③反応度制御系による反応度事故発生時に冷却材圧力障壁の破損を来さぬ様に反応度印加率を制限できる核熱特性及び制御系システムを保有すること等である。特に、多目的実験炉・炉心は、高温化への性能向上のため炉心体積及び燃料装荷等に工夫をこらし、発電用高温ガス冷却炉と較べ制御棒反応度値ならびに出力ピーキング等が若干異なる特性となると考えられ、上記の事項に沿った評価を行い、その結果を炉心設計の比較的初期の段階から反映することが重要となる。この目的に沿った評価項目として、(1)キセノン空間振動解析に基づく安定性評価、ならびに(2)制御棒引き抜き事故等に代表される反応度印加時の過渡反応評価をとりあげ、Mark-III 炉心近傍の炉心サイズ及び燃料装過方式について検討した。5.5.1 にキセノン空間振動解析、5.4.2 に反応度印加時の過渡応答解析を示し、さらに 5.4.3 で設計への反映を検討する。

5.4.1 キセノン振動解析

炉心の大型化に伴ない問題となると予測されるキセノン空間振動に関して、モード法の一手法である μ -Mode 法ならびにノード法（3次元解析）により解析を行った。解析結果の概略を次に示す。

(1) μ -Mode 法による結果

炉心のサイズ及び燃料装荷法の影響を調べ、Mark-III の格子で構成される体系について次に示す結果を得た。

(a) 炉心半径が 2.5 m を越えるとキセノン振動が問題となると考えられる。（第 5.4.1 図参照）^{*}なお、炉心高さの影響については 7 m まで問題にならないことを既に報告した。

(b) 径方向領域別装荷の影響は、均質、3/4/5 w/o、2/4/6 w/o の順で、振動は発生しにくくなる。（第 5.4.2 図、第 5.4.3 図参照）。この特性は径方向出力分布が平坦化することによる効果と考える。

(c) Mark-III 炉心は、基本モードと第 1 次高調波の固有値間の差が十分あり、振動の問題はないと考えられ、外乱に対して、緩やかに新しい平衡状態に近づく、その周期は約 4.1 時間ならびに減衰定数 (ξ) は約 0.8 である。

なお、本解析のモデルは制御棒位置の効果は考慮されていない。従って、燃焼の影響などとともに詳細な検討を必要とするが、Mark-III 炉心のキセノン振動が不安定となることはない^{**}と考える。

(2) ノード法による結果

中性子エネルギー 1 群の三次元水平・軸方向領域制御特性解析コード ZORO-AX を使用して、

* 三竹、他；多目的高温ガス実験の安全解析，JAERI-M 6400（1976）

** 篠田、三竹；ZORO-AX 三次元水平・軸方向領域制御特性解析コード，JAERI-memo 3972（1970）

キセノン空間振動を解析した。解析は、キセノン濃度が平衡状態に在る炉心に於いて一部の領域を新燃料（キセノン濃度が零の状態）に取り換えた状態を設定して、出力分布の過渡的な挙動を調べることにより行われた。この新燃料の装荷を想定する領域に出力密度の高い領域を選ぶことにより、振動の起り易い状態を造り出し、評価結果が安全側になる様に配慮した。その結果、次に示す特性を得た。

(a) 軸方向段付（7, 5, 3 w/o）, 径方向均質炉心で、7 w/o濃縮度燃料を新燃料とする外乱を与えた場合の過渡応答を第 5.4.4 図に示す。

(b) 軸方向段付ならびに径方向領域別装荷（中心；6.4, 2 w/o, 側方；7.5, 3 w/o）炉心の上部中心燃料領域（6 w/o）を新燃料とする外乱を与えた場合の結果を第 5.4.5 図に示す。

以上の結果、Mark-III 炉心近傍の炉心諸元では、ほとんど振動性がないことが判明した。また、その応答からの推定によると、振動の周期は μ -Mode 法による結果の 4.1 時間より大きい結果になると考えられる。従って、Mark-III 程度の大きさの炉心では極端に異なる濃縮度の燃料の装荷を行わないかぎり、キセノン空間振動の危険性はないと考えられる。

5.4.2 反応度印加時の過渡応答解析

Mark-III 炉心の出力係数は全燃焼を通じて負である。従って、原子炉トリップ時でのスクラム特性に関する要求の明確化に務めた。評価の基準として次の事項を設定した。

(a) 原子炉スクラム（トリップレベル；120%定格出力）により、プラント状態 II に於いて燃料が 1.550℃となるのは全炉心体積の 1%以下である。

(b) プラント状態 III, IV に於いて燃料は平均で 2000℃以下、最高で 2400℃以下とする。

(c) 後備停止系を自動化して、定格出力の 200%でトリップすることを想定する。この場合、通常の原子炉スクラム系による停止と較べ、プラント状態分類を一段厳しくした状態に該当させる。

以上の評価基準に従い、次に示す特性を得た。

(1) スクラム特性の検討

ランプ状反応度印加量と到達する燃料最高温度との関係を第 5.4.6 図に示す。本図のパラメータはスクラム遅れであり、上記の評価基準と照合することにより許容できるスクラム遅れが明確となる。プラント状態 II に於ける許容温度を 1.500℃又は 1.600℃とした場合（1.550℃以上の炉心体積 1%以下を温度のみで評価）の結果を第 5.4.1 表に示す。また、後備停止系による場合（プラント状態 III）についての結果を第 5.4.2 表に示す。

(2) 原子炉出口冷却材温度信号の有効性の検討

反応度印加事故発生時の原子炉保護信号は第一義的には中性子束信号であるが、第 2 位信号として原子炉出口冷却材温度信号を使用した場合の機能を検討する。事故発生後 150 秒で検出され直ちにスクラムが作動したとしても燃料最高温度は第 5.4.3 表に示すように非常に高い値となる。一方、原子炉出口冷却材温度の応答は、第 5.4.7 図に示す様に 30℃上昇するのに 270 秒、温度検出遅れ 30 秒として、300 秒後でなければ感知できない。従って、この冷却材温度信号を原子炉保護信号として有効に動かすには、事故時の反応度印加率が $0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\text{秒}$ 以下でなければならない。

(8) 制御棒逸出事故に対する検討

プラント状態Ⅳに於いて、制御棒が瞬時に逸出する場合の特性を評価し、その結果を原子炉構造への要求として明確にする。印加反応度は0.1秒でランプ状に急速に引き抜く状態を想定する。印加反応度と燃料最高温度との関係ならびに最高出力との関係を第5.4.4表に示す。これ等の結果によると、制御棒逸出事故時での出力上昇を抑制するには非常に速いスクラム特性（1秒間内に制御棒の完全挿入）でないと有効でない。従って、制御棒が瞬時に逸出しないような原子炉構造とすることが望まれる。

5.4.3 設計への反映

高温ガス実験炉第1次概念設計での安全計画に基づいて、評価結果と設計仕様との関係を検討した結果を第5.4.5表に示す。プラント状態Ⅳについては、炉心設計だけでなく原子炉回りの構造設計の影響も大きいため、参考データとして示した。

第5.4.1表 許容温度 (T_{limit}) とスクラム遅れとの関係

印加反応度 \ T_{limit}	1,500 (°C)	1,600 (°C)
0.01 $\Delta k/k / 200$ 秒	70 秒	94 秒
0.02	30	42
0.03	22	28
0.04	16	20

第5.4.2表 後備停止系の遅れと許容温度 (T_{limit}) との関係

印加反応度 \ T_{limit}	1,900 (°C)	2,000 (°C)	2,100 (°C)
0.01 $\Delta k/k / 200$ 秒	—	—	—
0.02	68 秒	81 秒	95 秒
0.03	39	47	55
0.04	27	33	38

第5.4.3表 事故後150秒後の燃料最高温度 (T_{max})

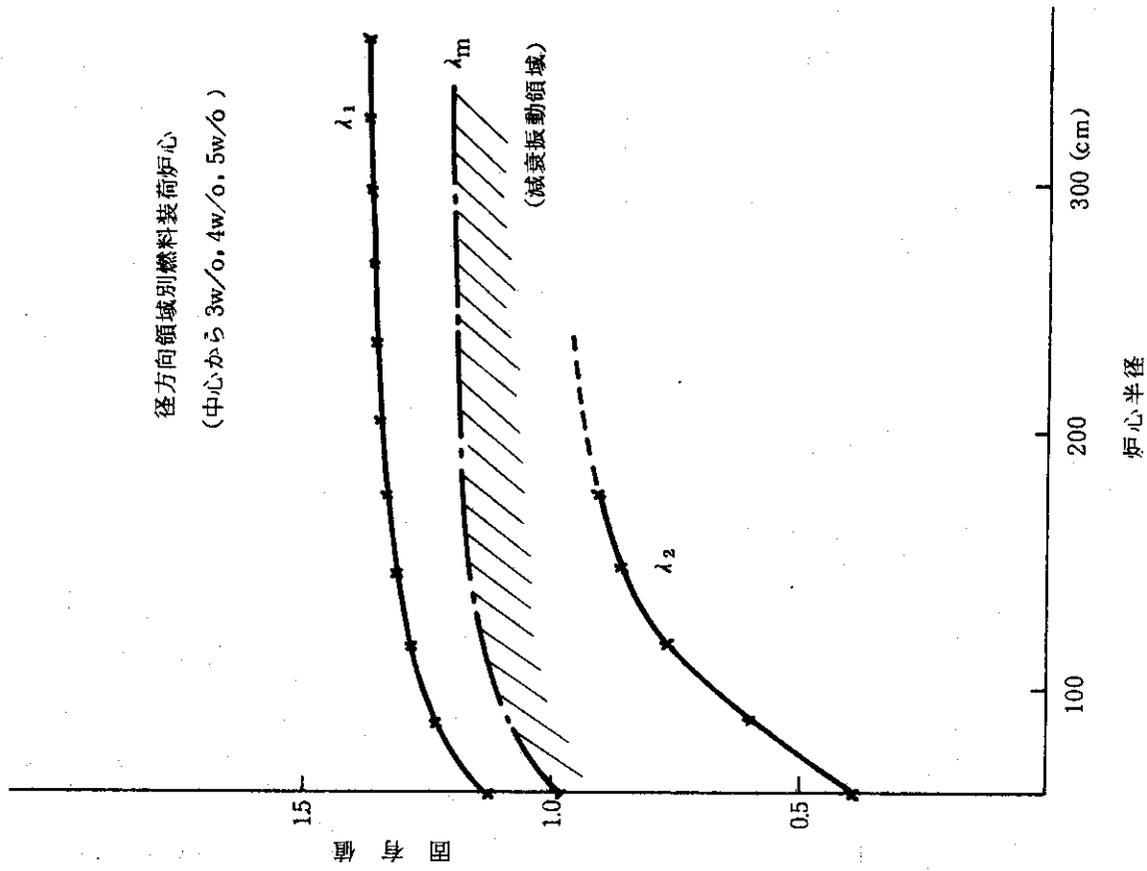
印加反応度	T_{max} (°C)
0.01 $\Delta k/k / 200$ 秒	≤ 1700
0.02	≤ 2400
0.03	≤ 3200
0.04	≤ 4000

第 5.4.4 表 ステップ状反応度印加と燃料最高温度 (T_{max})
及び到達出力 (P_{max}) の関係

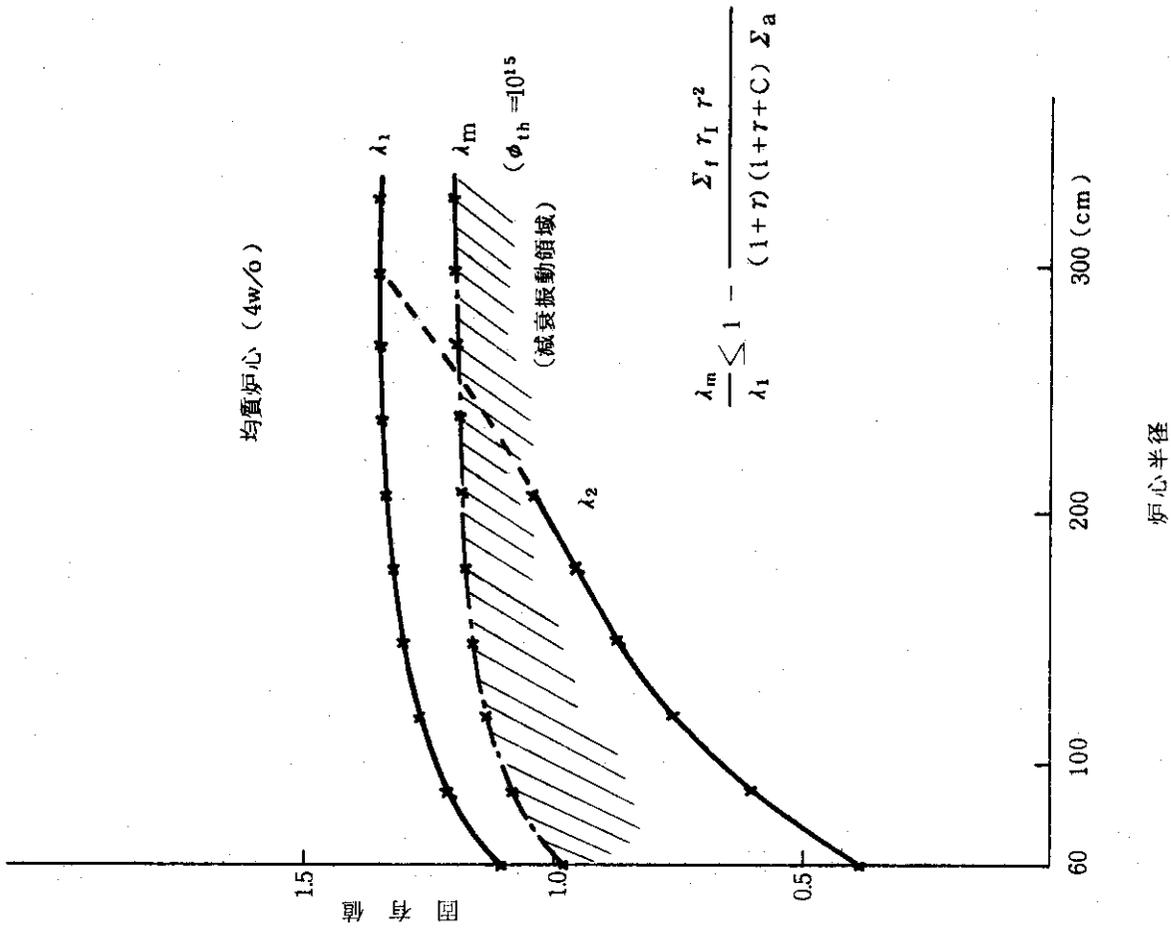
スクラム・トリップレベル 印加反応度 (ステップ状)	60 MW	100MW	(トリップなし)
0.001 $\Delta k/k$	$T_{max} = 1,305^{\circ}\text{C}$	1,351	1,351
	$T_{max} = 63\text{MW}$	72	72
0.003	1,335	1,345	1,540
	112	122	151
0.005	1,510	1,515	1,840
	326	331	417
0.007	1,930	1,940	2,190
	998	999	1,020
0.01	2,620	2,625	—
	4,820	4,820	—

第 5.4.5 表 Mark-III 炉心設計への炉心動特性からの要求

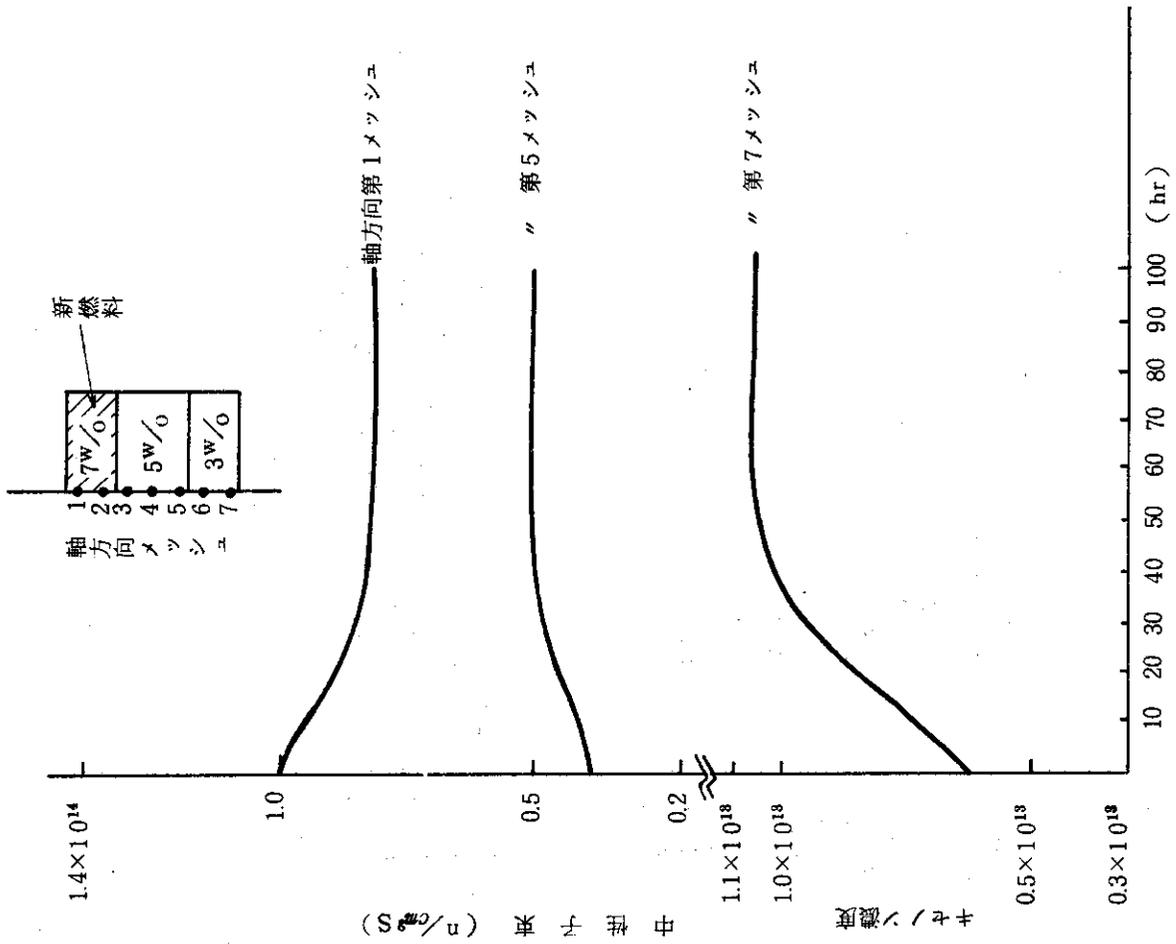
プラント 状態分類	評価した事象	評価内容	結果	設計への要求
I	(1) 定格出力運転状態 (2) 制御棒の部分的引き抜き	キセノン振動面からの安定性評価 ・ μ -Mode 法による線型近似解法 ・ 3 次元空間振動解析	十分に安定であり、周期 \div 41hr および減衰定数 ξ も十分大きい。 ・ 各種の部分的燃料交換を想定しても、持続振動が発生することはない。 ・ 評価基準 (燃料 $\geq 1.550\%$ を 1% 以下に抑える) とした場合、許容できる反応度印加量は、 $0.5\% \Delta k/k$ 以下である。 ・ 保護遅れは構造上可能な限り小さくする。	・ Mark-III 炉心の形状および燃料装荷方式による不安定性はないと考える。 ・ 余裕を見込み、 $0.3\% \Delta k/k$ 以上の反応度印加が発生しないように制御棒駆動 (自動および手動) の引き抜きインタロックを設けること。(ただし、未臨界時でのインタロックへの要求は未定である。) ・ 制御棒の引き抜きは同時に 1 本のみしか操作できないようにインタロック機構を設けること。 ・ 各中間出力レンズ子について、原子炉保護信号を切換レベルに対して 12.0% レベルとし、1 レンズ子は 3 桁程度以下とすること。
II	(1) 誤操作による単一制御棒の部分的引き抜き (2) 制御系の故障による単一制御棒引き抜き	インタロックレベルまでの制御棒の瞬時引き抜き ・ 許容される反応度印加量 ・ 原子炉保護遅れと事故事象の程度との関係の評価に基づき許容保護遅れ ・ インタロックの策定 (* 保護信号と保護作動開始時間の差)	・ 評価基準 (目安) : (燃料 平均 $\leq 2.000\%$ 最高 $\leq 2.400\%$) 原子炉出口冷却材温度 $\leq +150^\circ\text{C}$ 、 $+1.00^\circ\text{C}$ 以上: < 10 分、 $+30^\circ\text{C}$ 以上 < 15 分 (JAERI-memo 6133 参照) ・ 原子炉保護信号: 中性子束 ($+20\%$) (評価基準を P.C.II と同じとする。) 許容できる保護遅れ ≤ 20 秒 (後備停止系 $+100\%$ 、自動トリップ ≤ 30 秒) ただし、評価基準 P.C.III による 反応度印加率 $\leq 0.015\% \Delta k/k$ ・ 原子炉保護信号: 原子炉出口温度 ($+30^\circ\text{C}$) 許容できる保護遅れ $\leq 0.005\% \Delta k/k$ / 秒 $< 3.0\% \Delta k/k$	・ 単一制御棒の連続引き抜きについて: 反応度印加率 $\leq 0.005\% \Delta k/k$ 、 $< 3\% \Delta k/k$ とする。(但し、未臨界状態については除外) ・ スクラム遅れ ≤ 5 秒 後備停止系遅れ ≤ 5 秒
III	(1) 単一制御棒の連続引き抜き (2) 制御棒駆動のためプログラミングエラー	最大反応度値をもつ制御棒の最大引き抜き速度による引き抜き ・ 許容される反応度印加率 (引き抜き速度の策定) ・ 許容できる速度の策定 ・ 保護信号の多重性の検討	・ 評価基準 (目安) : 許容できる反応度印加率 $\leq 0.7\% \Delta k/k$	・ 吸収体の移動により $0.7\% \Delta k/k$ 以上の反応度印加が発生しないように制御棒引き抜き形状を設定のこと。
IV (参考)	(1) 制御棒の落下 (2) 制御棒の瞬時逸出 (部分的)	・ 吸収体の移動 (インポータンス高 \rightarrow 低) ・ 瞬時に印加される反応度への制限 逸出速度ならびに反応度不明のため事故想定不可能	・ 評価基準 (目安) : P.C.III と同じ 許容できる反応度印加率 $\leq 0.7\% \Delta k/k$	・ 吸収体の移動により $0.7\% \Delta k/k$ 以上の反応度印加が発生しないように制御棒引き抜き形状を設定のこと。



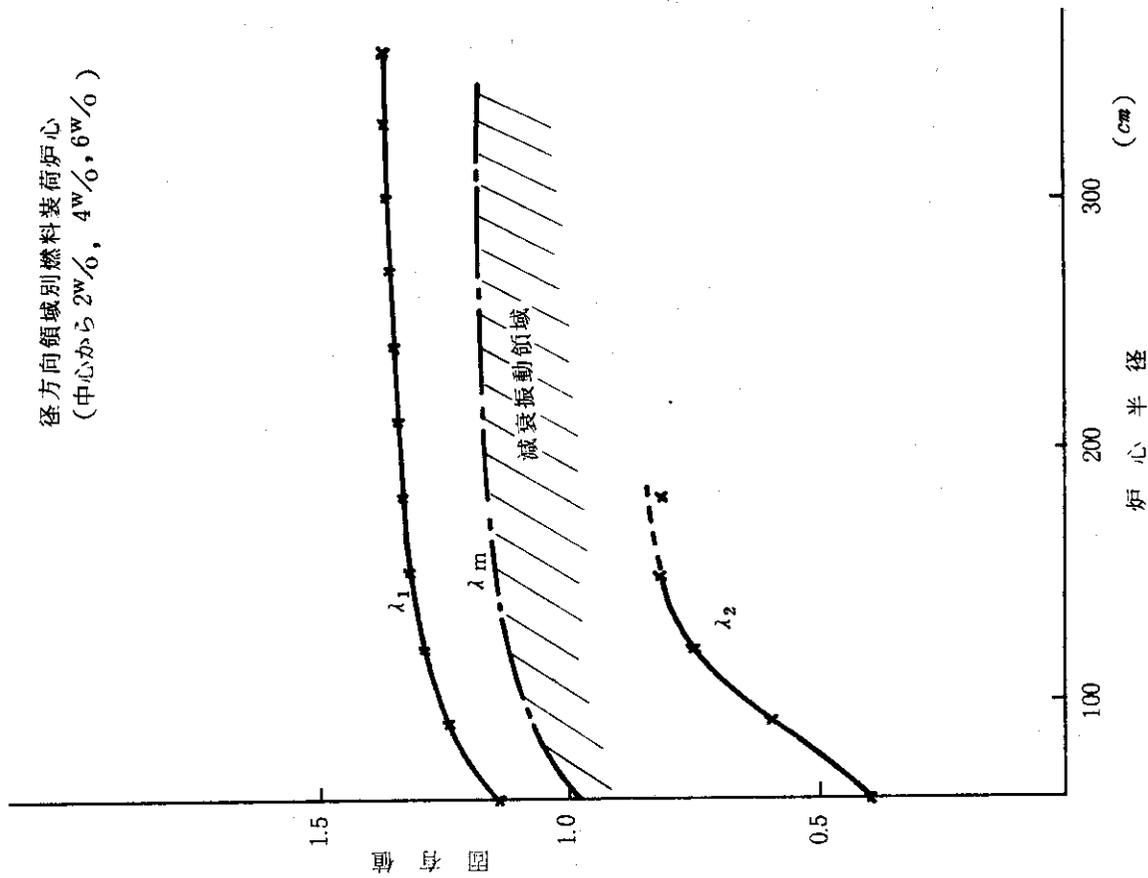
第 5.4.2 図 徑方向中性子拡散方程式の高次固有値



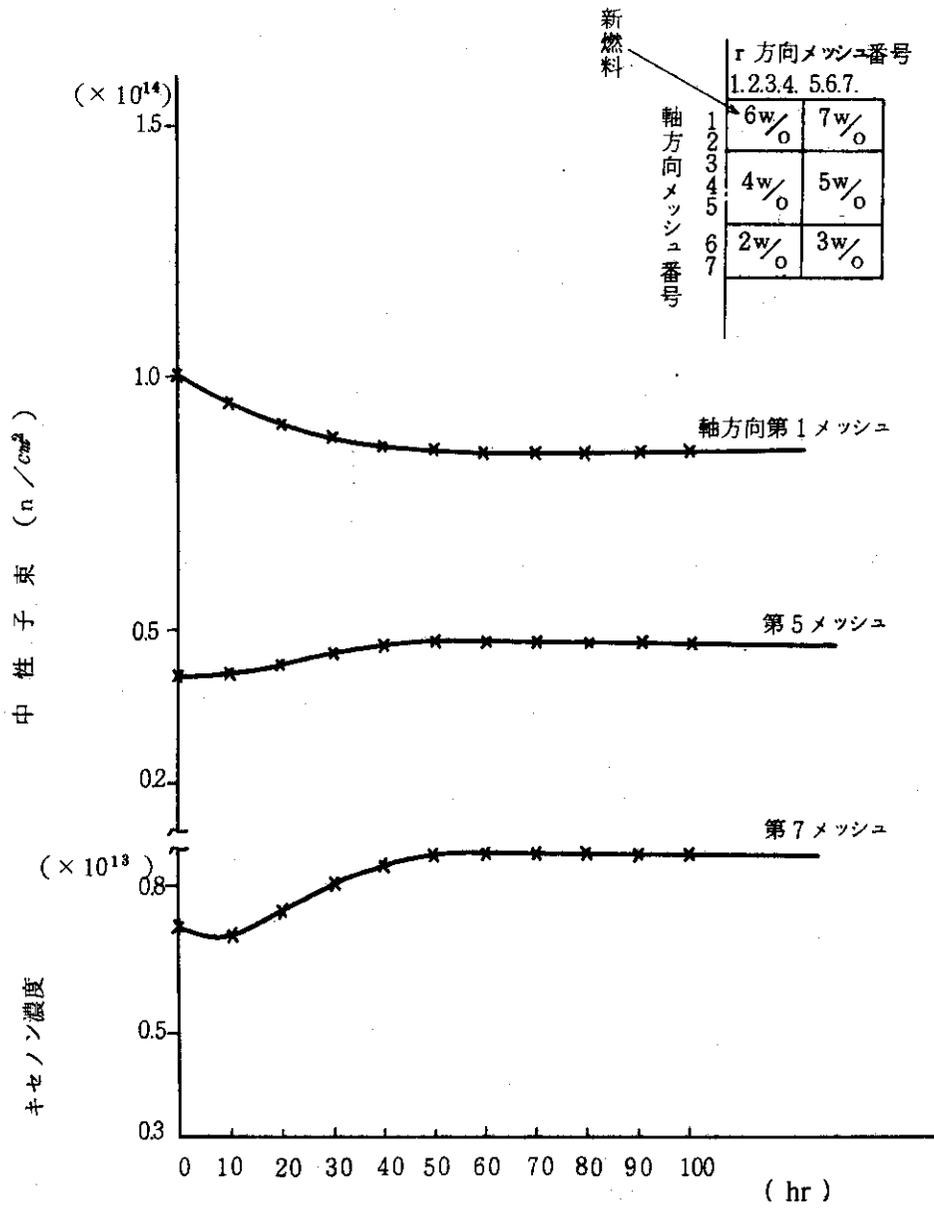
第 5.4.1 図 徑方向中性子拡散方程式の高次固有値



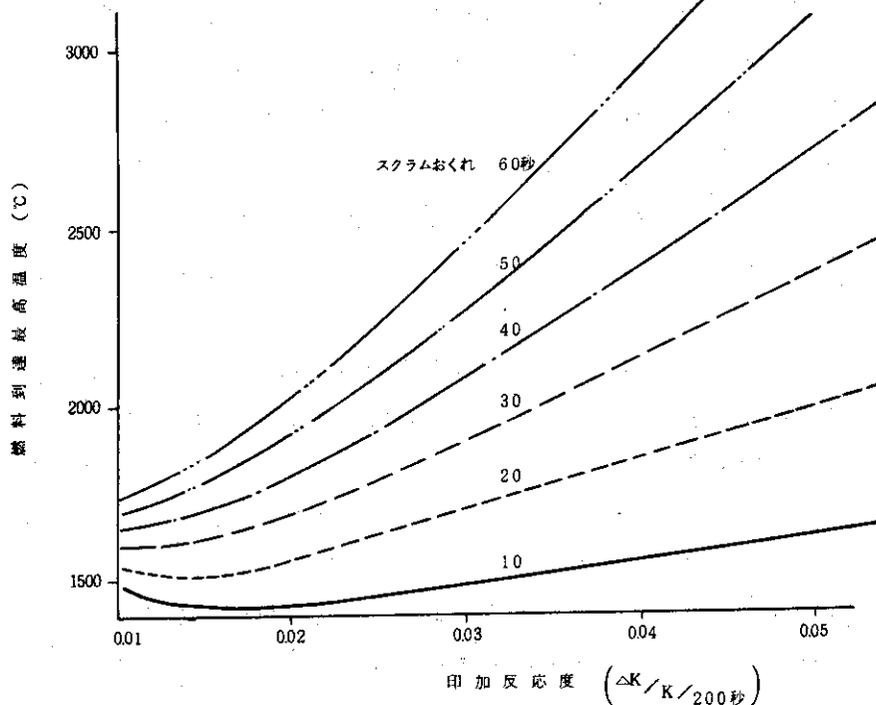
第5.4.4図 軸方向各メッシュ点(径方向第1メッシュ)での中性子束の時間変化



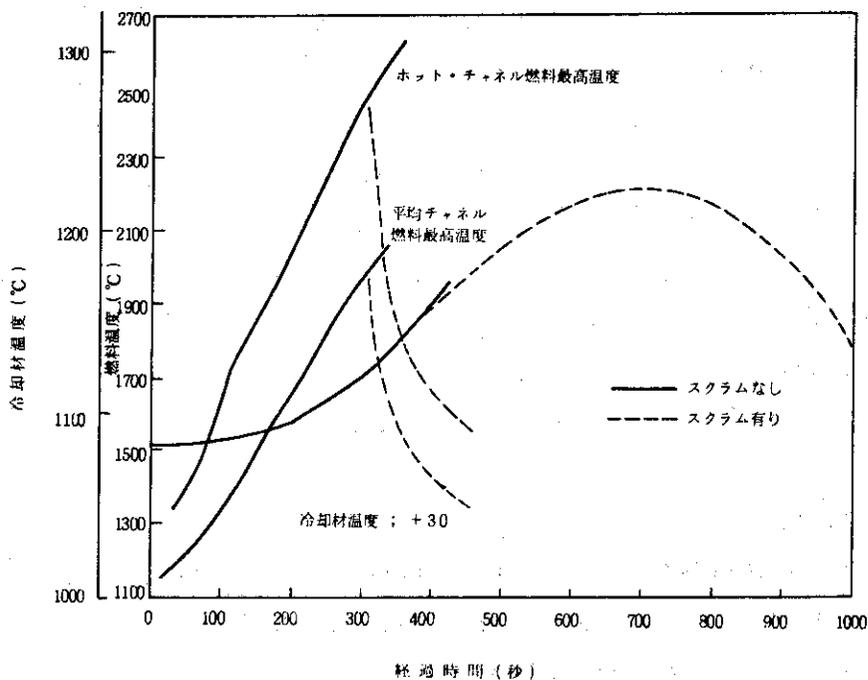
第5.4.3図 径方向中性子拡散方程式の高次固有値



第 5. 4. 5 図 軸方向各メッシュ点での中性子束の時間変化



第 5. 4. 6 図 スクラム遅れ-燃料最高温度の関係 (80%フィード・バック係数)



第 5. 4. 7 図 制御棒引き抜き事故時の燃料温度と冷却温度の応答
(印加反応度; 3% $\Delta k/k/600$ 秒, 3% $\Delta k/k$)

5.5 燃料・黒鉛材料の設計データの検討

原子炉の運転範囲を制限する特性として種々の性格のものがあるが、燃料や材料の健全性を保証するための制限条件が最も基本的なものの1つと考えて良いだろう。この意味で、炉心の概念を設計するに当っては、それらの使用限界特性が把握されていることが、望ましい。

本実験炉の燃料および黒鉛材料に関する材料開発研究は、現在も進行中である。材料開発は製造試験、炉外評価試験、炉内評価試験の段階を必要とするが、未だ第1段階に着手されていない材料もある。さらには、高温ガス炉用被覆粒子燃料や黒鉛材料の場合には、それらの材料の高温挙動、照射挙動が製造条件に著しく依存していることも、見過してはならない重要な点である。

しかしながら、このような状況の中で、実験炉心概念の構成のため、燃料および黒鉛材料の材料選定と材料挙動の予測が必要となる。勿論、概念的設計の段階であるから、材料に関する全ての挙動の把握が前提条件であると考えなくとも良い。要は、炉心設計上の要求と、材料の製造、材料の挙動との調和を計ることである。Mk-III炉心設計に当って、設計と材料の調和を計るため、次のような基本的な考え方を採用した。

- (i) 材料の製造可能範囲は、従来の内外の類似品の製造実績の範囲内に限定する。
- (ii) 材料挙動の予測のために、原研の研究開発成果および、諸外国における類似品に対する実測データを可能なかぎり活用する。
- (iii) 材料の製造可能範囲および材料の挙動に対して、設計としての安全余裕を見込むものとする。

以上のような考え方に基づく、実験炉炉心の燃料・黒鉛材料等の設計データ、設計基準の検討内容を以下に概説する。各項目に対しての主要検討目標は次の通りである。

(i) 被覆燃料粒子の設計限界基準の検討

炉内照射下で、被覆燃料粒子はどのような破壊または破損を起すか、また、それぞれの破損発生条件はどう考えるべきか。

(ii) 燃料コンパクトの設計用材料データ

本実験炉燃料コンパクトの材料物性値、照射効果を現状においてどう設定するか。

(iii) 燃料体黒鉛材料の設計用材料データ

SM1-24(相当品)を想定して設計することになっているが、これの材料物性値、照射効果を現状においてどう設定するか。

(iv) 炉心支持構造等の黒鉛材料の想定

炉心支持部、固定反射体に必要とされる大寸法の黒鉛材料および炭素材料には、具体的にどのような製品が想定され得るか。

(v) 反応度制御用材料の材料想定

B₄C粉末と黒鉛粉末とからなる制御吸収材料として、従来の製造、試験例からみて、どのような材料が想定され得るか、また、その使用条件はどうか。

5.5.1 被覆燃料粒子の設計限界基準の検討

本実験炉で使用される被覆燃料粒子の材料としての特徴は、燃料核が低濃縮のUO₂であること、被覆層がSiC層を高密度PyC層でサンドウィッチにした4重被覆型であること、また、

オーバーコートされ加圧成型されたコンパクトの中に分散され、黒鉛スリーブ付の燃料棒に装填されて使用されること、などである。

このような被覆燃料粒子の照射下での安全な使用を確保するために、その使用限界を規定するであろうと考えられる以下の損傷機構について、照射実績を調査、検討した。

- (i) 被覆層の機械的破損、特にSiC層の破損条件
- (ii) 燃料核移動現象(アメーバ効果)
- (iii) 金属FPとSiCとの高温化学反応
- (iv) 長期間高温、温度サイクルなどによる被覆層の劣化

特に、前二者については、Mk-III設計を対象とした具体的な設計限界基準と設計法を策定した。

(1) SiC層の機械的破損についての検討

被覆燃料粒子が炉内におかれると、核分裂生成希ガスおよび化学反応ガスの蓄積による内圧、高速中性子照射によるPyCの照射寸法変化、さらには、PyCの照射クリープなどによって、SiC層とこれの両側にあるPyC層には、複雑な応力が発生する。この応力が過大になることによって発生する被覆層の機械的破損は、この型式の被覆層の場合、PyC層の製造時異方性が大きくない限り、先ずSiC層で発生することが知られている。SiC層の破損条件は、同類粒子の応力解析と照射実験との比較検討によって設定することができる。ドラゴン酸化物粒子に対する検討結果から、SiC層の破損発生条件を、円周応力で 0 kg/cm^2 と設定した。

照射下でのSiC層に発生している応力は、燃焼度、高速中性子照射量、照射温度に依存している。燃料核直径および被覆層寸法が異なる2種類の被覆燃料粒子に対するSiC層の破損発生関係を第5.5.1図に示す。この相関関係は、十分に控え目の評価であるが、なお、炉心内の局所的な出力ピーキング、および、粒子各部の寸法公差等に対する配慮から、上記公称寸法粒子に対する破損発生条件より、燃焼度換算で約2%FIMA程度限界条件を下げることにする。つまり、上記2種類の被覆燃料粒子に対しては、大略、燃焼度6%FIMA以下、高速中性子照射量 $2 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.18 \text{ MeV}$)以下を使用範囲とする。

(2) アメーバ効果に関する検討

UO₂燃料核は、炉外での温度勾配下では殆んどアメーバ効果を示さないが、炉内照射下では1,200℃以下でも顕著なアメーバ効果を示すことが解ってきた。しかし、炉内アメーバ効果についてのデータは豊富でないため、定量的な現象記述は今後の課題である。ORNLによる燃料核移動係数(KMC値)の測定値と、データ相関式とを第5.5.2図に示す。このようなKMC値を用いた場合の照射日数600日における燃料核移動距離と温度、温度勾配との関係を第5.5.3図に示す。図中に、前回のMk-II炉心燃料での熱的条件が示されているが、統計的平均値としても最大40μ程度に達することが予想される。同図に、ドラゴン酸化物粒子の照射実験結果から導出されたアメーバ破損関係式によるアメーバ破損(SiC層が実質的に破損すること、ドラゴン粒子の場合、燃料核表面からSiC層までの公差厚さは、約90~100μ)条件を示す。

以上の検討から、実験炉燃料粒子の場合にも、線出力や照射日数が小さいにも拘らず、アメーバ効果に対して慎重な配慮が必要であることが結論される。UO₂核でのアメーバ効果抑制技

術を現段階で採用するにはやや確認が不足である。そこで、SiC層迄の被覆層厚さを約90 μ 程度に増加させることとし、緩衝層厚さを従来の40 μ から6012 μ 変更した。なお、これに付随して、炉心の燃料所容量との関係から、燃料核が500 μ から600 μ に、コンパクト内の粒子充填率が27.5%から30%に変更された。

このような粒子の設計仕様を変更した上で、次のようなアメーバ破損評価法を採用することにした。

(a) 燃料核移動距離による評価法

ORNLの照射実験に基づくKMC値を、本実験炉の粒子に適用することにした。しかし、実験データが著しくばらついているため、平均的なKMC値による核移動距離計算値の2倍を設計評価のための核移動距離と考える。そして、設計上許容する核移動距離を製造時の緩衝層厚さの公称値60 μ とする。SiC層に至る迄には、なお30 μ 厚さのPyC層があるが、それは、緩衝層の寸法公差、燃料スウェリング、スピアヘッドアタック、過渡的な高出力状態に対する余裕と考える。なお、本項に関連する第4.3節および第7.3節では、核移動距離が平均的計算値を基準として述べられているが、その場合のアメーバ破損発生条件は、核移動距離で30 μ となる。

しかし、なお、Mk-II炉心では、燃焼末期に多少のアメーバ破損粒子の発生が十分予想される。従って、Mk-II炉心設計では、全炉心的にみてアメーバ破損粒子がどの程度発生するかを評価することとした。そして、全炉心でのアメーバ破損粒子割合の目標値を、プラントの安全管理目標などを勘案して、1%以下と設定した。

(b) アメーバ破損関係式による評価

ドラゴンプロジェクトのアメーバ破損関係式は、燃料核からSiC層までの距離が90~100 μ である粒子のアメーバ効果による実質的、物理的なSiC層の破損条件を意味するものである。変更された粒子のアメーバ破損発生条件に相当するものと予想される。従って、このアメーバ破損関係式を、前記の核移動量評価法のバックアップとして、平均的な挙動でみた場合のSiC層の物理的破損発生の有無を評価するために使用するものとする。

(3) 通常運転時の燃料温度制限について

高温ガス炉燃料はセラミックスで構成されているため、ある温度を境にしてその構造が破局的に変化するようなことは考えられない。従って、燃料の最高温度を一定値に制限する方法は必ずしも適当ではない。しかし、炉心の基本的なパラメータを設定する上では、特に、制御棒による出力分布の調整、流量調整計画のためには、燃料の最高温度を基準とする手段が簡便である。このような趣旨で、燃料の最高温度の制限値を指標として設定するものとする。

被覆燃料粒子の温度依存挙動の中で、特に注意しておかねばならないことは、約1600 $^{\circ}$ C以上の温度で、SiC層の金属FPの保持効果が著しく減少するということであろう。この意味で、長期間の高温状態に対する1つの制限温度として、若干の余裕を見込んで、1550 $^{\circ}$ Cを設定する。この温度は、炉心の出力や流量の不確かさ(規則的な変動)を考慮した温度に対応する。従って、炉心の基本的パラメータを設定するための指標となる公称最高温度は、不確かさによる変動を200 $^{\circ}$ Cと見込み、1350 $^{\circ}$ C以下とする。

(4) 異常時に対する燃料粒子の制限条件

Mk-III炉心設計は、あくまでも基本設計であるので、過渡的な異常時の燃料の特性をも制限因子として含むものではない。しかし、通常運転の安全な継続を保証させるために、プラント状態II(変動状態)に対する燃料挙動の制限目標を置く。制限条件は、炉心全体として燃料の損傷を抑えるという目的で、また、判断の便宜のために次のように設定する。すなわち、 1550°C を越える被覆燃料粒子が全炉心粒子の1%以下であること。

5.5.2 燃料コンパクトの設計用材料データ

本実験炉で使用される燃料コンパクトは、本実験炉研究開発計画の中では、未だ実機に近いものが、製造および試験されていない。これ迄に製造、試験されて来た燃料コンパクトは、主として、1971年に実施した多目的高温ガス実験炉第2次予備設計の仕様に準拠したものである。今回のMk-III炉心設計において想定される燃料コンパクトの材料特性を予測するために、先ず、その材料としての特長を下記に列挙する。

- (i) 内径18mm, 外径36mmの円環ペレット
- (ii) オーバーコート粒子の温間両押プレス成形
- (iii) マトリックス黒鉛粉末は最終的には決っていないが、針状石油コークス系または他の石油コークス系+天然黒鉛かのいずれかになる予定。また、ピッチは10~20%。
- (iv) 被覆燃料粒子は4重被覆型、その充填率は約30%、マトリックス密度は 1.65 g/cm^3 以上。

以上のような材料の特徴から考えて、ドラゴンプロジェクト(又は、UKAEA)で開発されて来た燃料コンパクトの材料特性が最も参考になる。このような考え方から、燃料コンパクトの設計に必要な種々の熱的、機械的物性値を検討し、当面の設計計算用材料データセットを策定した。これの詳細は別の報告書に記されている。

5.5.3 燃料体黒鉛材料の設計用材料データ

これ迄の設計では、黒鉛スリーブ、黒鉛ブロックには、ギルソナイト系のIM2-24、IM1-24を想定して来た。しかし、1974年にこの黒鉛の原料コークスの供給困難から、将来の入手が不可能となり、黒鉛材料の再選定を余儀なくされた。新しい材料銘柄の選定のための検討が当研究所の関連機関において実施された。その検討を受けて、第1次概念設計においては、燃料体用の黒鉛材料として、英国AGL社製の石油コークス系準等方性黒鉛SM1-24相当品を採用することとした。

この銘柄については、英国のAGR開発のために、ドラゴンプロジェクトなどにおいて照射挙動を含む多くの材料特性が把握され、その一部が公表ないし原研に提供されている。しかし、現時点においては、原研内での試験結果は得られていない。

したがって、Mk-III炉心設計に際しては、SM1-24について入手している材料データを可能な限り採用するものとし、不明な特性については、他の銘柄の性質を参考にし、控え目な値を設定するものとした。これらの詳細は別の報告書に記されている。

5.5.4 炉心支持黒鉛構造物等の黒鉛材料の想定

実験炉炉心の下部には高温プレナム部構造物、断熱構造物が、また周辺部には固定反射体が配置される。これらの構造物は、炉心荷重の支持、炉心構造物の配列維持、圧力容器内の流量

配分制御、鋼構造物に対する断熱保護など、原子炉の安全な運転のための重要な機能を課せられている。従来の設計検討では、これらの構造物は主として黒鉛材料の採用が想定されてきたが、具体的な材料の選定は為されていない。そこで、今回の材料検討の一課題として、各構造物に想定され得る種々の候補材料の材質特性を調査することとした。また、参考のために、GA設計大型HTGRの使用予定材料も調査した。

高温プレナム構造物については、設計上必要とされるブロックの寸法が、直径約100 cm、高さ約50 cmであるため、このような大型の黒鉛ブロックの入手が可能であるかどうか、また、そのような黒鉛材料はどのような性質をもっているか、などを調査した。また、断熱構造物の材料として、黒鉛の外に、炭素ブロックや炭化硅素などが設計検討の対象となっているので、これに属する既成品の材料特性、使用上の問題点を調査した。さらに、固定反射体については、高温プレナムブロックと同様に、直径約100 cmの素材が必要とされる点が、材料選定上の重要点である。現状においては、固定反射体と高温プレナムブロックとは異種銘柄でなければならぬという理由は見当らない。従って、固定反射体材料については、高温プレナムブロック材料の中に含まれるものと考えた。

今回の調査は、材料に対する設計上の要求（仕様）も十分な段階ではないので、その情報源は、全て材料ハンドブックおよび製造業者のカタログによっている。

第5.5.1表、第5.5.2表に調査した材料の主要特性を示す。

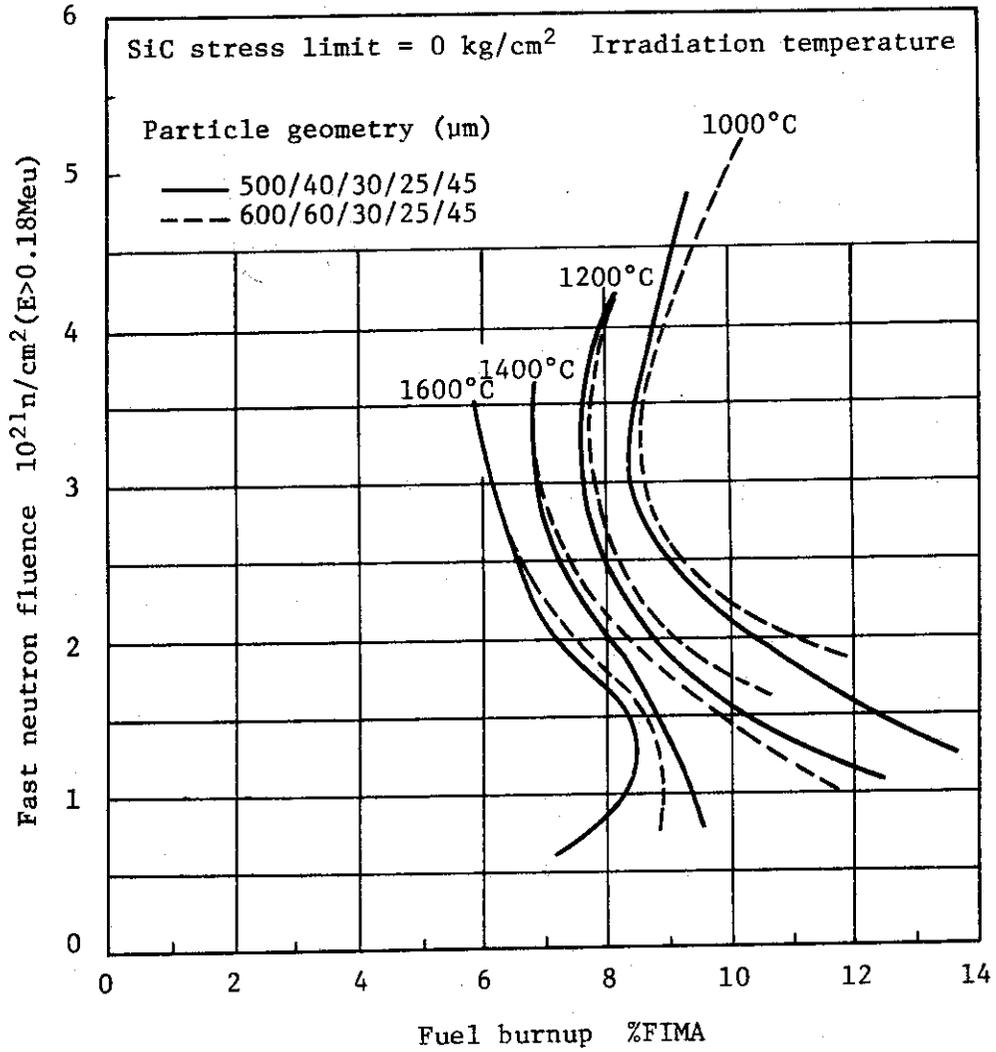
5.5.5 反応度制御用材料の材料想定

実験炉の反応度制御用材料としては、制御棒用環状ペレット、可燃性毒物細棒、後備停止用ポールがある。これらは、 B_4O 粉末と黒鉛粉末とからなる焼結体（ホウ素入り黒鉛）が想定されている。しかし、この種の材料の製造および試験は、本実験炉開発計画においても、また我が国の他の諸機関においても未着手の段階にある。

当面の設計検討において、最も重要と思われる点は、制御棒用環状ペレットの製造可能性と炉内高温照射下での挙動である。すなわち、ホウ素含有率と環状ペレットの成形性、高温健全性との関係を知ること、また、照射に伴う寸法変化挙動を知ることである。

これらの知見を得るため、諸外国の（主としてGA社）HTGR開発研究の中で、どのような製造法によってどのようなボロン入り黒鉛が製造されて来たか、また、それらについてどのような材料特性が把握されているかを調査した。

第5.5.3表に、調査によって得られたホウ素入り黒鉛の製造例と実験範囲を記す。



第 5.5.1 図 内圧破損限界と燃料最高温度制限との関係

第5.5.1表 心支持部黒鉛材料の特性

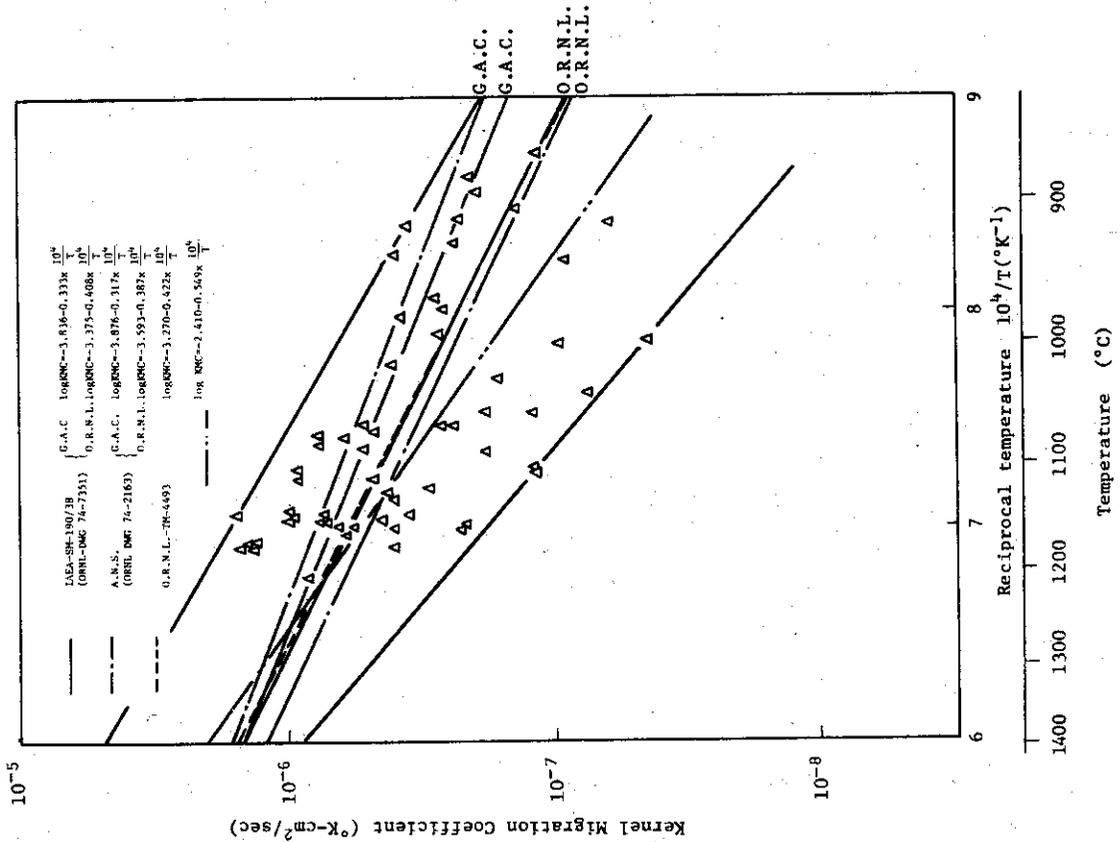
参考資料 メーカー 等	SAMMITおよびFULTON*1				「CARBON AND GRAPHITE HANDBOOK」 より Union Carbide Corp.				基本概念設計書				「工業アータブック」の採集製品						
	P.S.A.R.		支持ポスト		AGOT		AGA		ATL		機等方形黒鉛		微細粒等方形黒鉛		日本電産(株)	東海炭素製造(株)	日本カーボン(株)		
	支持ブロック	1.6~1.75	1.65~1.75	4.60	5.60	1.85~1.70	1.65	1.70~1.78	3.80	4.20	1.80	1.80	SM1-24	7477PPT	高炉用 カーボンブロック	原子炉用黒鉛	炭素質量1種 人造黒鉛質		
真密度 (g/cc)	1.6~1.75	1.65~1.75	4.60	5.60	1.85~1.70	1.65	1.70~1.78	3.80	4.20	1.80	1.80	1.8	1.75 (1.74)	1.60以上	1.70	炭素質量1種 人造黒鉛質	1.5以上		
圧縮強度 平行 (kg/cm ²) 垂直	4.60	5.60	4.60	5.60	4.20	1.80	3.80	4.20	1.80	1.80	1.80	6.50	10.00 (8.00)	3.50以上	4.50	炭素質量1種 人造黒鉛質	1.5以上		
引張強度 平行 (kg/cm ²) 垂直	1.00	1.40	1.00	1.40	1.00	3.6	1.00	3.6	1.00	3.6	3.0	1.90	(2.00)	5.0以上	1.50	炭素質量1種 人造黒鉛質	3.50以上		
ヤング率 平行 (×10 ⁹ kg/cm ²) 垂直	0.84	1.0	1.49	0.64	1.23~1.28	0.64	1.23~1.28	0.64	0.64	0.64	0.9	0.9	1.4 (0.99)	0.008~0.014	1.0				
熱膨張係数 平行 (×10 ⁻⁶ /°C) 垂直	3.0	2.2	2.2	3.8	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	3.5	(3.35)		2.4				
熱伝導率 平行 (cal/cm sec) 垂直	0.18	0.28	2.3	1.4	0.27~0.35	0.3	0.27~0.35	0.3	0.3	0.3	0.3	3.1	(3.45)		3.2				
最大寸法 (単位 mm)	*2 230×500×600 330φ×360 360φ×380 420φ×360	300×300×1300 410×410×1300	1.150φ×2800	500×500×1800 600×760×1900 760φ~1270φ	0.03 in (0.76mm) の粒子を押し出し成 型したもの。	0.5 in (1.27mm) の粒子をmolded 成形加工。	0.03 in (0.76mm) の粒子を押し出し成 型したもの。	380φ×1000	350φ×500 470×160×110	500×600 ×(1,000~2,000)									
その他	*1 SAMMITがP.S.A.R.の記述でUnion Carbide Co.のATJ級又はそれと同等のもので、 *2 SAMMITがP.S.A.R.の記述でUnion Carbide Co.のATJ級又はそれと同等のもので、 「CARBON AND GRAPHITE HANDBOOK」よりATJのサイズを調べた。 P.S.A.R本文からの引用であり、特定銘柄に対するものではない。																		

第5.5.2表 炉心支持部断熱材料の特性

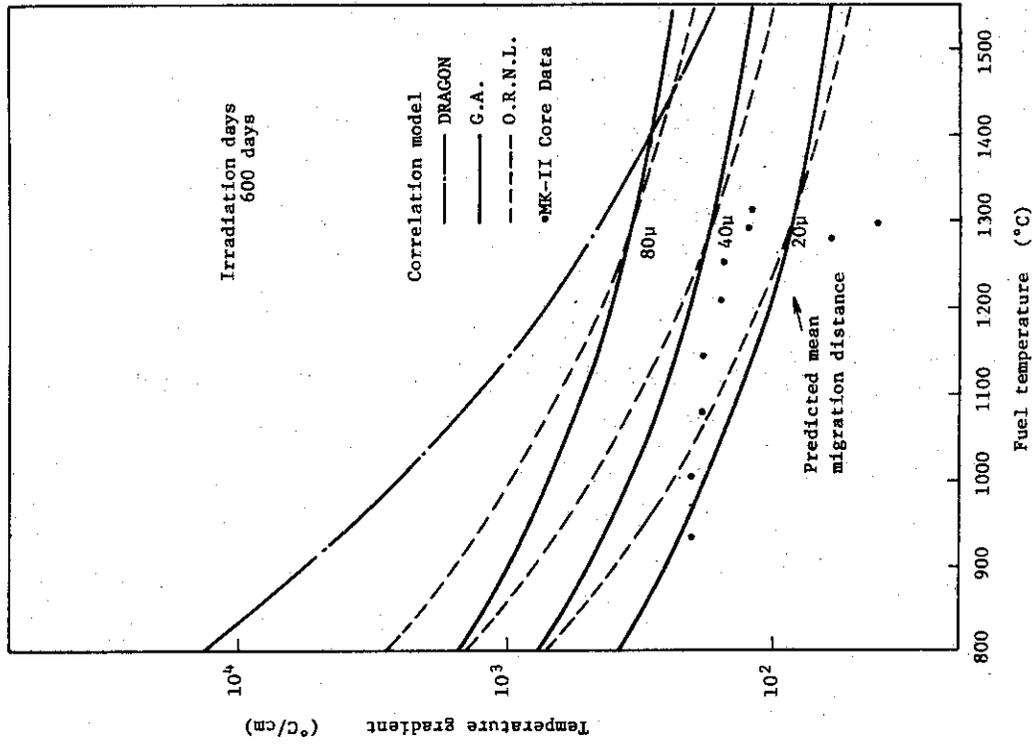
参考資料 種類 製造メーカー 等	炭素 レンガ	炭素レンガ 「耐火物工学」 The Refractory Society of Japan での試験結果	粘土レンガ Mahila社 (ドイツ) Supradia 950	特殊耐火レンガ		炭化けい素質 超高温耐火物		溶融アルミシリ 炭素耐火物		耐火炭素 レンガ		JIS R 2811で規格された C部第3層(C3)の耐火断熱レンガ		窒化珪素(Si ₃ N ₄) シリコナイトライド	
				九州耐火炭瓦株式会社 ALUCON	CARBOLIGHT 一DB	東京高温耐火材株式会社 スタライト	アルテックス	USIC C炭	日ノ丸炭素	伊賀炭業	イリナイト 工業(株)	基本断熱設計 書より抜粋	日本電工(株)		
耐火温度 使用温度 溶液 等	炭素点 3000℃ 以上	耐火度 SK42以上 (2000℃)	安全使用温度 1310℃	耐火度 SK40 (1920℃)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)
圧縮強度 kg/cm ²	750	110~330 (at 20℃)	60	500	700	300	1000	850	200	143	100以上	138	7710		
熱伝導率 cal/cm sec ×10 ⁻⁶ /℃	0.011 0.014	0.0012 (at 300℃) 0.0016 (at 200℃)	0.00076 (at 350℃)	0.48~0.52%	0.4~0.5%	0.4~0.5%	0.039 (at 700℃)	0.007 (at 700℃)	0.0017 (at 350℃)	0.0011 (at 350℃)	0.0012 (at 350℃)	0.0011 (at 350℃)	0.024 0.036 (炭素)	0.0061 (at 350℃)	
熱膨張係数 ×10 ⁻⁶ /℃	5.5	20~1000℃ 0.65%		at 1000℃ 0.4~0.5%	at 1000℃ 0.4~0.5%	at 1000℃ 0.4~0.5%			at 1000℃ 0.49%	at 1000℃ 0.49%	at 1000℃ 0.5%	at 1000℃ 0.5%	at 1000℃ 0.5%	at 1000℃ 0.5%	at 1000℃ 0.5%
嵩比 g/cc	1.78	1.51 1.8	0.95 1.05	3.05 3.15	2.05 2.10	2.05 2.10	2.55	2.90	1.31	1.21	1.25 以上	1.20	2.5	2.44	
その他の特性	耐火度 引張強度 102 kg/cm ² 曲げ強度 170 kg/cm ²	耐火度 SK42以上 (2000℃)	安全使用温度 1310℃	耐火度 SK40 (1920℃)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)
備考	炭素耐火物は次の2種類に大別される。 1) 結晶質の天然炭素 2) 非晶質の炭素。コークス類、人造黒鉛 一般に耐火度は高く、中性であり、化学的侵食 によく耐える。断熱耐火材であるが、空气中では 高温で容易に酸化消耗する。 炭素レンガは炭分の少ないコークス、無煙炭を 粉砕し、結合剤としてターメル、ピッチを配合し 成形後比較的低温で焼成したものである。	耐火度 SK42以上 (2000℃)	安全使用温度 1310℃	耐火度 SK40 (1920℃)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK26~27 (1580~1610)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK38以上 (1840℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)	耐火度 SK37以上 (1810℃)

第 5.5.3 表 ホウ素入り黒鉛の製造例と実験範囲

Experiment	型 材 Extruded Materials		型 材 Warm Pressed Materials						
	BNL(Gatesetal)	GA(Stansfield)	GA(Goeddel)	GA(Stansfield)	GA(Stansfield)	GA(Stansfield)	GA(Stansfield)	GA(Stansfield)	GA(Goeddel)
Material									
Graphite Filler	Petroleum Coke	(Peach Bottom) Absorber		Petroleum Coke (Sponge type)	Petroleum Coke (Sponge type)	Petroleum Coke (Sponge type)	Fast St. Vrain (absorber GP38(Needle Coke)	GP38(Needle Coke)	(Vander Material)
B ₄ C Powder		(20~200µm)							
Binder	Pitch		Pitch(10w/o)	Coal tar Pitch (15w/o)	Coal tar Pitch (15w/o)			Coal tar Pitch	
¹⁰ B Enrichment	Natural	Natural	Natural	Natural	Natural			91% ¹⁰ Benrich	
Heat Treatment °C	2450	2200(0.5Hr)	1400	1000(2Hr)	2000(2Hr)	2000(2Hr)	2000(2Hr)	2000(2Hr)	850, >2700
Bulk Density g/cm ³		1.6~1.7	1.75~1.95	1.68~1.77	1.68~1.77		1.60	1.70~1.91	1.45~1.75
Boron Content wt-% B	6.17~8.25	28	20~40	21~35	21~35		4.3	7.1~7.5	0.2~3.0
Vol-% B ₄ C		26		20~33	20~33		4.0		
g/cm ³ B		0.45		0.36~0.52	0.36~0.52		0.69	0.11~0.14	
Specimen Size mm									
Sample	Prismatic 1.52x1.52x1.52	Annular 57OD/32IDx420	Cylindrical 25φx12	Cylindrical 15φx15	Cylindrical 10~15φx15	Cylindrical 50ID/83ODx76			Cylindrical 20φx51
Test Piece	Cylindrical 11φx18	Cylind & Prist(ETR) 10φx15 & 8x10x15	Cylindrical 25φx12	Prismatic 5x5~10x15	Cylindrical 5x5~10x15	Cylindrical 10			Cylindrical
		Cylind. (PER)							
		57OD/32IDx420							
Irradiation Reactor	Hanford, ETR	ETR PBR	GETR	ETR	ETR	ETR	ETR	ETR	ETR
Temperature °C	260~540	650 ~790	350, 700	650±100	650±100	700~730		650±100	
Fast Dose 10 ²¹ n/cm ² (E>0.18MeV)	0.3~2.1	20~6.1	24	25~7.3	25~7.3	4.8~5.9		3.8~4.7	
Thermal Dose 10 ²¹ n/cm ² (E<0.4eV)	2.5~0.3	1.5~3.5	24	1.5~3.7	1.5~3.5	20~27		1.8~2.0	
Thermal/Past Ratio	8.3 & 0.07	0.75~0.57	1.0	0.6~0.51	0.6~0.48	0.42~0.46		0.47~0.43	



第 5.5.2 図 燃料核移動係数 (KMC) の測定値と相関式



第 5.5.3 図 温度、温度勾配と核移動距離との関係 (照射日数 600 日)

6. 構造設計との整合と諸元選定の経緯

6.1 構造設計との整合

Mk-III 炉心の構成を決定して行く過程において、原子炉の構造と整合のとれた炉心を築く必要があった。そのため、炉心諸元を選定する際に生じる構造分岐点や寸法諸元については、製作性を含めた構造設計と調整をとりつつ、炉心諸元を選定した。

炉心設計と構造設計のそれぞれの立場から検討しお互いに整合をとった項目をまとめて第 6.1 表に示す。また、その中で特に炉心構造上重要な分岐点とその整合を取る過程を第 6.1 図に示す。基本条件として与えられた、(i)鋼製原子炉容器、(ii)炉心部冷却材は下向流、(iii) pin-in-block 型燃料体を前提として構造検討を行った。まず、制御棒の炉内配置と燃料交換の単位として 3, 4, 7 の各カラム数が考えられるが、炉容器上部鏡のスタンドパイプ (SP) 内径、そのピッチならびに鏡板厚の関係から、3 と 4 のカラム数を単位とすると、SP のピッチが小さく鏡板の厚さが大きいため、製造上の困難さを伴うので 7 カラムを単位とする制御棒の炉内配置を選定した。次に、制御棒の配置として、双子型 (1つのカラム内に 2本の制御棒を挿入する) または分散型 (燃料カラム隣接交線上に挿入し双子型より分散配置の状態になる) の分岐点が考えられた。核特性上からは分散型が優れているが、燃料ブロックの半径が 300mm 程度では SP の配置上 ASME code で要求される ISI が無理であること、さらに制御棒の挿入性や冷却性などの検討の結果、双子型を採用した。燃料体の型式は、pin-in-block 型が基本条件として与えられていたが、中空型か円環型の燃料棒型式に分岐点があった。Mk-III 以前の検討によって、両者の間には、燃料棒太さと黒鉛対ウラン原子数比 (N_c/N_u) がほぼ同一であれば、核特性上大きな差異がなく、また、燃料温度についても、本実験炉のように出力密度の小さい炉ではほとんど変わらないことが知られていたため、構造上簡単な中空型を採用した。

燃料と炉心部の寸法決定に関しても、構造設計との整合をとりながら進めているが、その経緯を次節に述べる。その他、反射体径方向の厚さ、炉容器内径、中性子源炉内配置、制御棒の駆動方式なども整合をとって決めたものである。

6.2 諸元選定の経緯

炉心および燃料の諸元選定を行うに当っては、Mk-II 炉心に残された特性上の課題を解決する必要がある。Mk-III 炉心における燃料体と反応度制御素子の諸元変更の過程を第 6.2 図に示す。低レイノルズ数に対しては、伝熱促進技術や炉心構造概念の変更などによる対応策も考えられたが、できるだけ Mk-II 炉心の概念を生かすために、Mk-III 炉心の決定に際しては、冷却流路数を減少させて、1つの流路の流量増加により解決をはかった。

反応度炉停止余裕不足に喫しては、まず、上に述べたレイノルズ数解決のために増加する N_c/N_u 比を下げるために、被覆粒子の充填率ならびにコンパクト厚さの増加をはかった。また、燃料の濃縮度を下げて炉心余剰反応度を低下させるとともに、制御棒諸元を構造上許される範囲で反応度補償量ができるだけ大きくなるように定め、さらに有効に活用した可燃性毒物を比較的多量に用いた。

諸元選定に際しては、第5章に述べた諸元と炉心特性の関係ならびに第6.1節に述べた構造設計との整合を充分配慮している。まず、炉心の最低レイノルズ数を3,500以上で燃料最高温度が1,350℃以下となる組合せから、燃料カラム数、炉心高さ、燃料棒径の諸元を選定した。すなわち、標準燃料体と制御棒挿入孔付燃料体にはそれぞれ12本と3本の燃料棒を挿入し、燃料体カラム数を73にして炉心全流路数を813とする。また、炉心高さは4m、流路巾（燃料棒とその挿入孔径のすきま）については、小さい方が燃料温度を下げられるが、製造上の考慮を加えて2mmを採用した。燃料棒の寸法は大きい方が燃料温度を下げられるが、逆にレイノルズ数を低下させるので、両立する大きさとして、燃料棒直径を46φとした。

このような諸元を決めると、 N_c/N_u 比が大きくなるので被覆粒子の充填率を製造上許される上限近くの30v/oに、また、コンパクト厚さを9mmにするとともに、従来の被覆粒子の燃料核直径500μmを600μmへ変更した。なお、被覆粒子については、アメーバ現象による破損を避けるために、緩衝層厚さを従来の40μmから60μmに変更している。この結果、燃料体端部の余剰黒鉛を考慮した N_c/N_u を計算すると標準燃料体で約380となり、実効増倍率が増加するので、Mk-II炉心より炉停止余裕の基準達成が厳しくなる。そのために、燃料の炉内滞在時間が2年以上を達成する範囲内で燃料濃縮度を下げ、炉心平均で4w/oとした。さらに、制御棒の直径を構造上できるだけ大きくし、制御棒吸収体の外径を85φとするとともに、8φの可燃性毒物を燃料ブロック周辺に設けるようにした。燃料装荷方法に関しては、燃料最高温度が低いこと、軸方向の温度分布が平坦であること、濃縮度の種類ができるだけ少ないことなどを考慮して、炉心上部から各ブロック段あたり6.6, 4.4, 4.2, 2.2 w/o（等価濃縮度4w/o）とした。燃料体は、炉内に約2年滞在してバッチ交換される。

燃料体における燃料棒の配列と制御棒挿入孔の配列は、燃料体内出力出力ピーキングや制御棒の反応度補償量ならびに制御棒駆動装置の観点から検討を進め、標準燃料体の燃料棒配列は外周の六角頂点部6個を除いた場所に三角ピッチで並べ、また、制御棒挿入孔付燃料体では、120°対称に3個の挿入孔径を設け（2個は制御棒挿入用、1個は後備停止系素子挿入用）、その間に3本の燃料棒を配置した。

炉心全体のレイアウトは、上に述べた構造と特性の整合から炉心部として73カラム、4m高さ（7段の燃料体を積重ねる）の大きさである。この炉心部のまわりに配置する反射体に関しては、軸方向には燃料体と同じ長さの可動反射体を2段積重ねることとし、径方向には、高速中性子照射量による影響、燃料交換機での交換性などから可動反射体のカラム数を決めた。また、固定反射体の径方向の厚さについては、コアバレルや炉容器に対する中性子照射量や発熱量、炉外中性子束レベルなどを考慮し、炉心等価直径から測って可動反射体を含めた実効厚さとして、105cmとした。

以上の諸元選定の結果は、第1章に示す基本諸元にまとめられている。また、Mk-II炉心からMk-III炉心への変更点とその理由を第6.2表に示す。

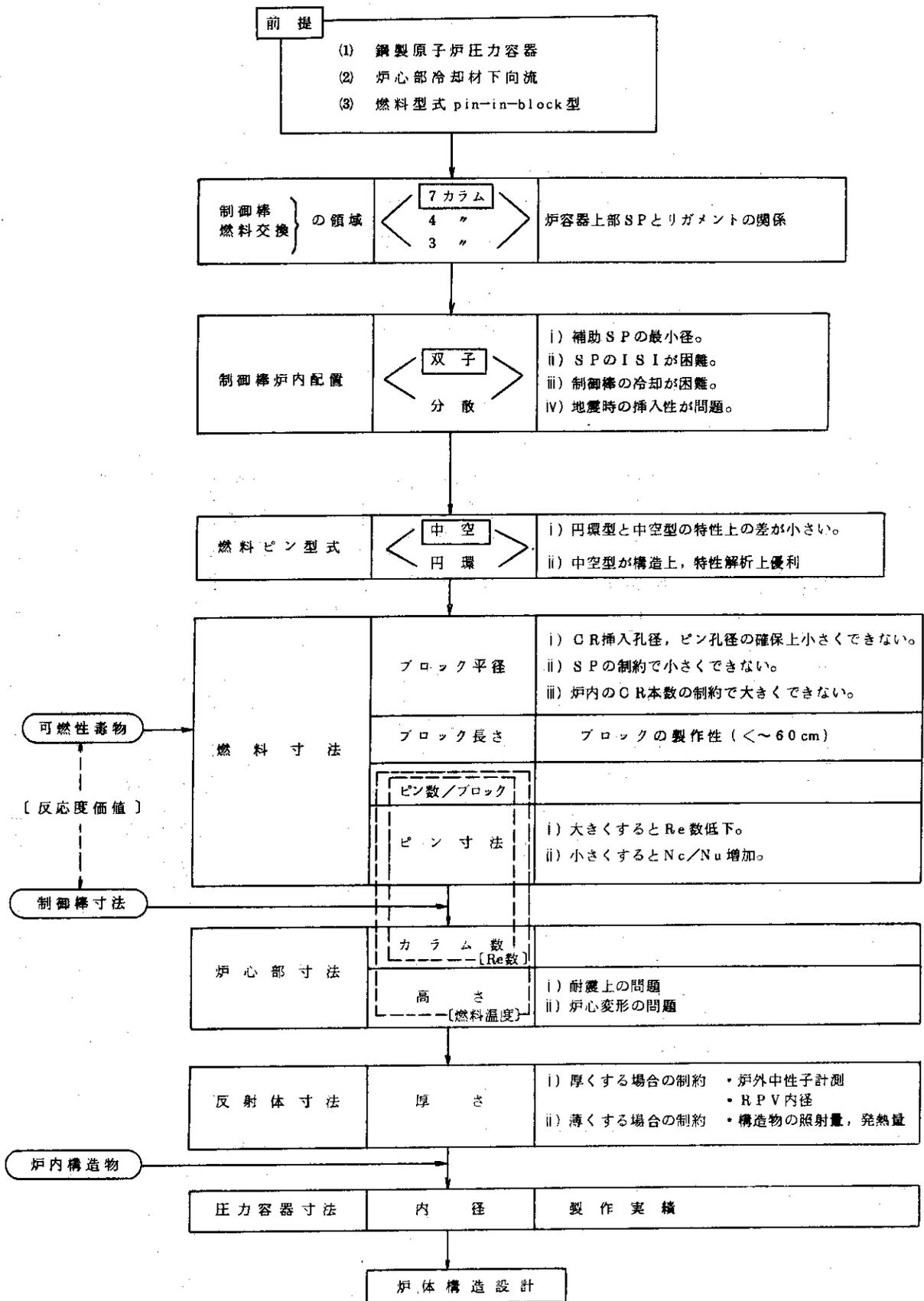
第 6.1 表 炉心設計と構造設計の整合項目

項 目	炉心設計の検討	構造設計の検討	備 考
1. 炉心構成に関するもの			
(1) 制御棒の炉内配置 (双子または分散配置)	<ul style="list-style-type: none"> ○ 制御棒反応度価値 ○ 出力ピーキング 	<ul style="list-style-type: none"> ○ SP径と炉容器の鏡板厚 ○ ISI ○ 補助駆動機構 ○ 制御棒の挿入性 ○ 制御棒の冷却性 	基本概念設計のSP に対する削減。
(2) 外周SPの削減		<ul style="list-style-type: none"> ○ 外周SPの削減の可能性 (可動反射体の交換性) 	
(3) 実効的反射体厚さ	<ul style="list-style-type: none"> ○ 反射体、鋼構造物の照射量、発熱量 ○ 炉外中性子計測 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 反射体の製作可能サイズ 	
(4) 炉容器内径		<ul style="list-style-type: none"> ○ 炉内構造物の配置、スペース ○ 構造物支持方式 	
(5) 中性子源炉内配置	<ul style="list-style-type: none"> ○ 線源の強さ ○ 炉内中性子計測 	<ul style="list-style-type: none"> ○ SP径 ○ ISI, サーベイランス ○ 駆動機構 	
2. 燃料に関するもの			
(1) 被覆粒子	<ul style="list-style-type: none"> ○ 燃料核直径 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 製作性 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 従来のプロセスのもとで大きくすることの可能性 ○ 厚くすることの可能性
(2) コンパクト	<ul style="list-style-type: none"> ○ 緩衝層厚さ ○ 充填率 (応力、熱伝導率の検討) 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 製作時の破損率 ○ 強度 	
(3) ブロック、スリーブ	<ul style="list-style-type: none"> ○ 最大長さ 	<ul style="list-style-type: none"> ○ SM1-24 相当品の製作性 	
(4) 可燃性毒物		<ul style="list-style-type: none"> ○ 製作上の直径と長さの関係 	
3. 反射体に関するもの			
(1) 可動反射体カラム配置		<ul style="list-style-type: none"> ○ 可動反射体の交換性 ○ 固定反射体の大きさ 	
(2) 固定反射体大きさ		<ul style="list-style-type: none"> ○ 製作性 ○ 拘束機構のスペース 	
4. 制御棒に関するもの			
(1) 制御棒のブロック挿入孔径	<ul style="list-style-type: none"> ○ 制御棒反応度価値 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 黒鉛ブロック強度 	
(2) 挿入孔径/制御棒のギャップ	<ul style="list-style-type: none"> ○ 制御棒の冷却 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 制御棒の挿入性 	
(3) 駆動方式	<ul style="list-style-type: none"> ○ 独立駆動 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 駆動機構性能 	

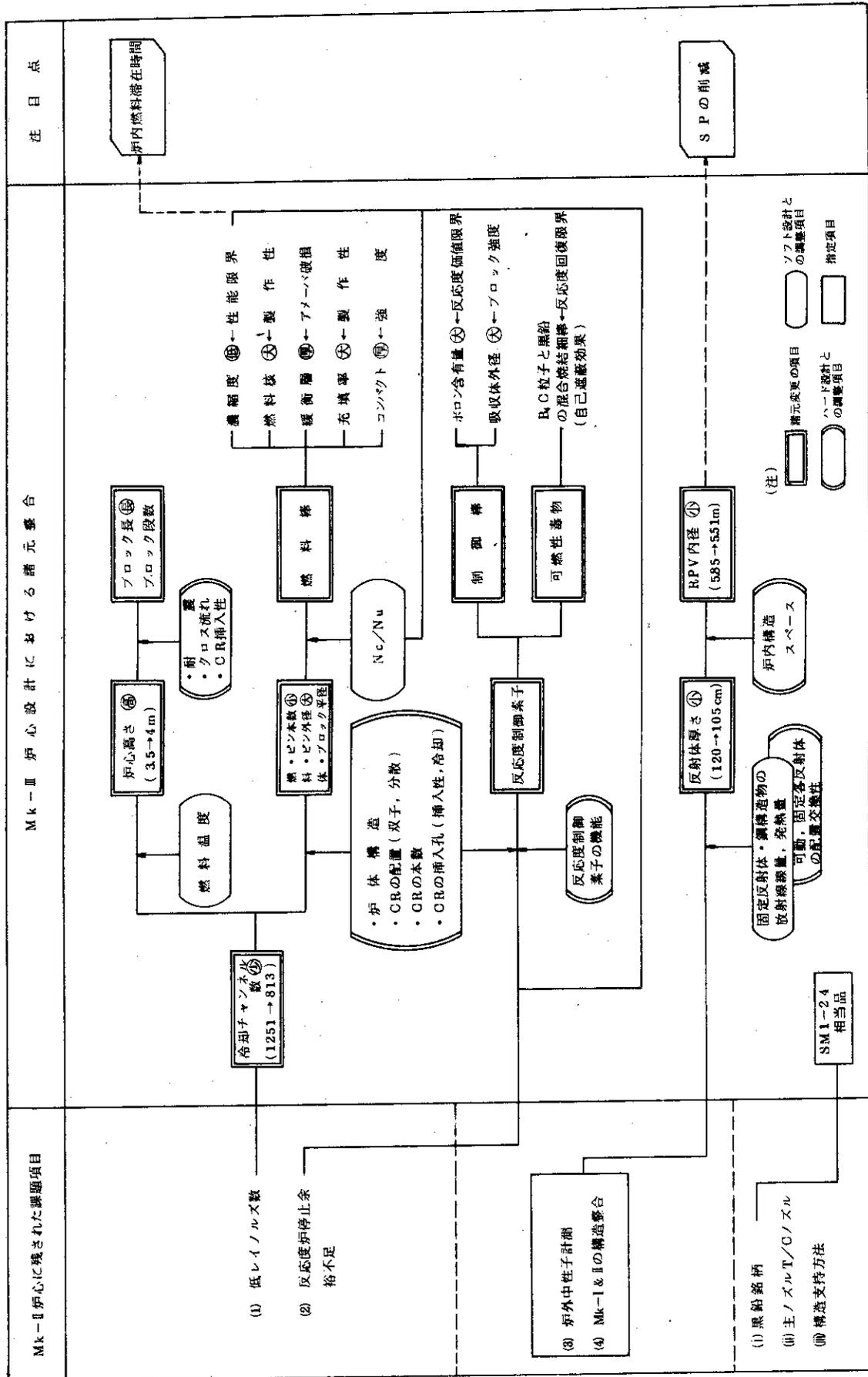
第 6.2 表 Mk-II 炉心と Mk-III 炉心の変更点 (特性関係を除く)

項	目	Mk-III	Mk-II	主な変更理由	波及効果	備考
1)	冷却材温度	395	400(炉心入口)	○ プラント熱物質収支の統一		
	冷却材圧力	40	40(炉心入口)	○ 同上		
2)	炉心有効高さ	4000	3500	○ 燃料温度の低減	○ 炉体構造物高さ増加	
	反射体実効厚さ	1,050	1,200	○ 炉外中性子計測	○ 炉容器内径の減少	
	軸方向	1,140	1,000	○ 燃料体長さの統一		
3)	カラム数	151	163	○ 可動反射体カラム数の減少	○ 炉容器内径の減少	
	可動反射体	78	90	○ 反射体実効厚さの減少		
4)	燃料装荷方式	6, 6, 4, 4, 4, 2, 2	7, 7, 5, 5, 5, 3, 3	○ 反応度の炉停止余裕の確保		
	燃料平均濃縮度	4	5			
5)	被覆粒子直径	920	780	(I) 燃料核直径の増加		
	燃料核直径	600	500	(II) 緩衝層厚さの増加		
6)	緩衝層の厚さ	60	40	○ Ne/Nu 比の低減		
	SiC層の密度	>3.20	>3.18	○ 燃料核移動に対する余裕		
7)	燃料コンパクト内径	18	21	○ SiC層の材質向上		
	燃料コンパクト外径	36	35	○ コンパクト厚さの変更		
	燃料コンパクト厚さ	9	7	○ スリープ外径の変更	○ 熱応力上昇	
7)	燃料コンパクト粒子充填率	30*	27.5	○ Ne/Nu 比の低減		
	マトリックス密度	1.65	1.6	○ Ne/Nu 比の低減		* 製造上限に近い
7)	黒鉛スリープ材質	SM1-24 相当	原子炉級黒鉛	○ マトリックス材質の向上		
	材質			(i) 現実的な炉心構造の諸解析を行うため (ii) 設計用データが多い		

項	目	Mk-III	Mk-II	主な変更理由	波及効果	備考
8) 黒鉛ブロック	内径 (mm)	36.3	35.2	○スリープ外径の変更	○ブロック平径下限制約* ○Ne/Nuの増加	*双子状配置とした場合
	外径 (mm)	46	45	○燃料温度とRe数の整合		
	材質	SM1-24相当	原子炉級黒鉛	スリープ材質と同様		
	密度 (g/cm ³)	1.8	1.75	○SM1-24相当品の選定のため		
	長さ (mm)	570	500	○炉心高さの増加		
	冷却孔径 (mm)	50	49	○燃料棒外径の増加		
9) 可動反射体	CR&RS孔径 (mm)	104	85	(i) 吸収体外径の増加	○Ne/Nuの増加	*双子状配置とした場合
	冷却孔数	12 (標準) 3(CR&RS孔付)	18 (標準) 9(CR&RS孔付)	(ii) 制御棒/孔径のギャップ増加		
	材質	SM1-24相当	原子炉級黒鉛	○Re数を高めるため		
	密度 (g/cm ³)	1.8	1.75	スリープ材質と同様		
	長さ (mm)	570	500	○SM1-24相当品の選定のため		
	内径/外径 (mm)	55/85	50/70	○炉心高さの増加		
10) 制御棒吸収体	有効長さ (mm)	4,500	5,000	○制御棒反応度値の増加	○Ne/Nuの増加	*双子状配置とした場合
	ボロン濃度 (w/o)	30*	10	○炉心高さの変更		
	保護管肉厚 (mm)	2	5	○制御棒反応度値の増加		
	ブロックとの間隙* (mm)	7.5	2.5	○詳細な検討		
	材質	B ₄ C粒子と黒鉛粉未混合焼結体	B ₄ Cと黒鉛粉未混合焼結体	○制御棒の挿入性		
	ボロン濃度 (w/o)	4.5	30 ppm (炉心平均)	○自己遮蔽を利かせるため		
11) 可燃性毒物	B ₄ C粒径 (μm)	600	—	○新規設定	○Ne/Nuの増加	*制御棒冷却 → 断熱性に近い *ボロン濃度は性能限界に近い
	内径 (mm)	5.510	5.850	○反射体実効厚さ		
12) 原子炉圧力容器	内径 (mm)	5.510	5.850	○反射体実効厚さ		



第 6.1 図 Mark-III 炉心部構造概念選定の考え方



第 6.2 図 燃料体，反応度制御素子の諸元変更の方向

7. 総合特性解析と評価

前述(第5章)したような広範囲にわたる炉心概念構成のための主要特性サーベイの結果を検討し、設計の指針・基準(第4章)及び構造設計との斉合(第6章)を考慮して、多目的高温ガス実験炉の参考設計炉心(Mark-III)として、第1.1表に記したような基本諸元を選定した。このMk-III炉心は、単に第4章で述べられている設計指針・基準を満たすだけでなく、安全性及び熱利用系との結合運転を含めた運転制御性からみて、核特性、熱・流動特性、燃料特性がなるべく大きな余裕をもっていることが望ましい。そこで、第1.1表に示された基本諸元をもつMk-III炉心の核・熱流動・燃料特性を解析・評価したところ、当初設定された設計指針・基準を一応満足するが、運転上の余裕はあまり大きくないことが明らかとなった。以下に解析結果の概要を述べる。また、既に第1.2表にはMk-III炉心の主要特性を示してある。

7.1 炉心核特性

7.1.1 設計の考え方と特性の概要

(1) 基本的考え方

炉心諸元の選定に際しては、炉心概念構成のための主要特性のサーベイの結果を検討し、第4.1表の核設計上の基準指針の全てをなるべく余裕をもって満足するように努めたが、実際には既に設計の経緯で述べたように、熱流動・燃料特性の向上(特に低レイノルズ数の解消)のために、Mk-III炉心は必ずしも最適な核特性をもつ炉心にはなっていない。すなわち、第4.1表に即して言えば、(2) N_c/N_u 値は設計指針値を大きく上まわり、その結果初装荷炉心の余剰反応度が高くなり、もともと実験炉炉心が小さく挿入可能な制御棒本数が少ないことに加えて反応度制御の面で余裕の小さい設計となる一因となっている。そこで、第4.1表で具体的な設計基準値をもつ(3)炉内燃料滞在時間、(5)反応度炉停止余裕、(6)制御棒1本当り最大反応度価値、(8)後備停止系の反応度補償量を満たすことを確認しながら、熱流動特性、燃料特性及び動特性解析に必要なデータを含めて核特性諸量を算出した。

すなわち、本節で実施した核特性の解析・評価の大筋は次のようなものである。

まず、①Mk-III炉心の反応度収支を検討して、主要な設計基準である炉停止余裕が確保されていることを確認したあと、②制御棒を部分的に炉心に挿入した際の反応度補償特性を明らかにし、予想される熱流動特性や運転制御特性、更に今回の計算モデルを考慮して制御棒操作の基本的考え方を定めた。次いで、③初期状態で種々の制御棒挿入パターンに対しての出力分布を検討し、熱流動特性上最も好ましいと考えられる制御棒挿入パターンを選定した。更に、④選定したパターンを起点に燃焼を追っての制御棒操作手順を作成しその出力分布を計算するとともに、⑤炉内燃料滞在時間や取り出し燃料組成などを算出した。また、⑥Mk-III炉心の温度係数や動特性パラメータを算出し、動特性解析へのデータとしている。最後に、⑦核特性解析の精度について検討した。なお、③、④のステップでは算出された複数種の出力分布を用いて流量調節を含めた熱流動計算を行い、燃料温度、限界熱流束比などの観点から制御棒挿入パターンを修正・再設定しており、核設計と熱流動設計は実質的に密接なフィードバック関係を保ちながら実施された。

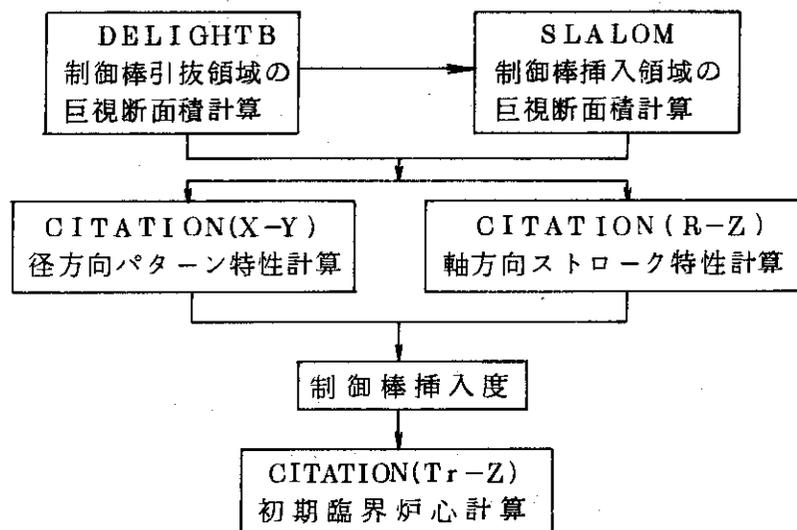
次項に核特性解析の具体的手順と計算モデルについて説明するが、今回の設計では、主とし

て記憶容量や可燃性毒物の取り扱いに関する使用計算機上の制約から、初期状態に関する解析と燃焼炉心に対する解析では異った手順・方法に従って実施されている。しかし、両者の解析モデルには本質的な相異はない。

(2) 解析手順と計算モデル

(a) 炉心初期特性解析

初期特性解析の概要スキームを第 7.1.1 図に示す。主な使用計算コードとその計算モデルをまとめると以下のごとくなる。



第 7.1.1 図 炉心初期状態解析手順

- ① 炉心計算はいわゆるブロック・スミア・モデルで行い、ブロック平均巨視断面積の算出は DELIGHT-2 または DELIGHTB (多群, 0次元, 拡散理論, 燃料格子群定数作成) と, SLALOM (4群, 1次元, 衝突確率理論, 制御棒格子群定数作成) を用いた。
- ② 炉停止余裕の検討は CITATION による 4群の多メッシュ 2次元 (X-Y) 計算を主とし, 3次元 (Tr-Z) 計算の結果などにより補正して行った。
- ③ 制御棒の径方向パターン特性計算は 2次元 (X-Y) 4群モデル (CITATION), 軸方向ストローク特性計算は 2次元 (R-Z) 4群モデル (CITATION) で行った。
- ④ 臨界炉心計算は CITATION による 3次元 (Tr-Z) モデルで実施するが, 計算機容量の制約により 2群計算とした。
- ⑤ 核特性計算の精度検討においては, 上記の計算コードの他に SN 計算コードである ANISON (1次元), TOWTRAN-II (2次元) を用いているが, 詳細は 7.1.7 節を参照のこと。

また, 臨界炉心計算における制御棒挿入パターン設定の考え方については, 7.1.3 (3) に述べている。

(b) 炉心燃焼特性解析

炉心燃焼特性解析は臨界調整を行った炉心を対象とし, 3次元拡散近似により炉心計算コード CITATION を用いて行われた。計算では CITATION に核種毎の微視断面積をライブラリーとして内蔵させ, それを使用して燃焼にともなう核種の生成・消滅を計算する「ミクロ断面

積」使用方式がとられた。計算手順を第 7.1.2(a)図に示す。

解析でとられた主な計算モデルは次の通りである。

- (i) 核種毎の微視断面積としては物質毎に DELIGHT-B を用いまず 16 群で算出する。
- (ii) 臨界・燃焼計算は 3 次元 (Tr-Z), 2 群拡散近似で行うものとし, 核種毎縮約 2 群微視断面積は(i)で求めた 16 群断面積と 16 群中性子スペクトラムから CITLIB で算出する。
- (iii) 制御棒の構成材である吸収体および Hastelloy-x に対する遮蔽因子は SLALOM で算出するが, 燃焼によっては変わらないことを仮定する。
- (iv) 可燃性毒物に対しては DELIGHT-B を用い予め毒物濃度と微視断面積との関係をテーブル化 (各物質毎 10 セット) しておき, 各臨界調整点で入れ換えるものとした。この操作は各臨界調整点で可燃性毒物の遮蔽因子を入れ換えることと等価であるが, この方式では各燃焼ステップでの遮蔽因子としてはステップ初期の値が使用されることになる。
- (v) 臨界調整を行う燃焼日は作業量の関係から 0, 10, 140, 300, 450 および 600 日の 6 ステップとする。

以上, 本検討でとられた解析方式を述べたが, これとは別に第 7.1.2 図(b)に示したような炉心燃焼特性解析を格子に対する巨視断面積を用いて行う「マクロ断面積」方式も考えられ, そのための CITATION の補助コード REDEL も作成されたが, 今回の検討では作業量の関係からこの方式は採用されなかった。

(3) 特性の概要

前述したように Mk-III 炉心は, 炭素原子数密度とウラン原子数密度の比 (N_c/N_u 値) が当初設定した設計指針値 (約 300) に比べて大きく, 平均約 396 (標準燃料体: 378, 制御棒挿入用燃料体: 1120) となっている。この設計指針を順守しなかったことの反応度補償計画に及ぼす影響は小さくないが, このことについては次の 7.1.2 節で述べる。

燃料装荷量は炉心全体で U-235 が約 69.5 kg, U-238 が約 1.7 ton であり, 6w/o, 4w/o, 2w/o 燃料別にみると, U-235 がそれぞれおよそ 29.8 kg, 29.8 kg, 9.9 kg となっており, U-238 がそれぞれおよそ 0.47 ton, 0.72 ton, 0.49 ton となっている。

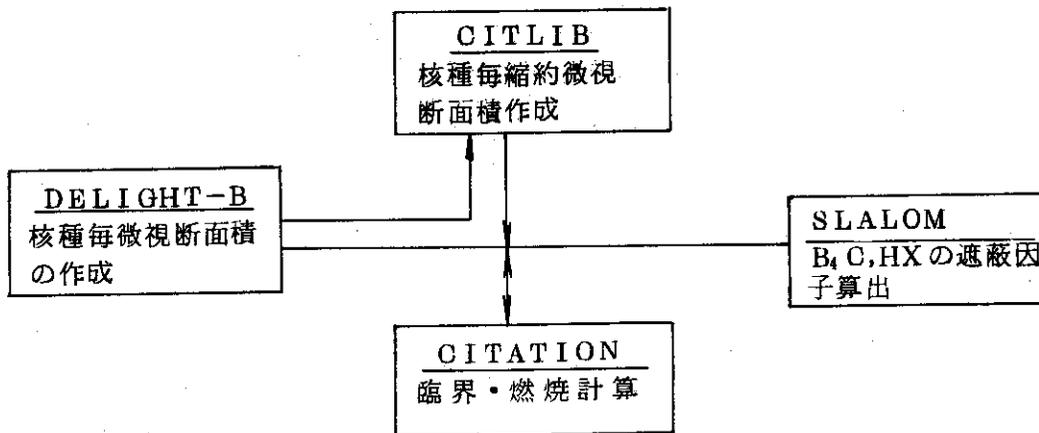
主要核特性については, 第 4.2 表に示す通りであり, 詳細な特性は次節 7.1.2 以降に記述する。

7.1.2 反応度収支と炉停止余裕

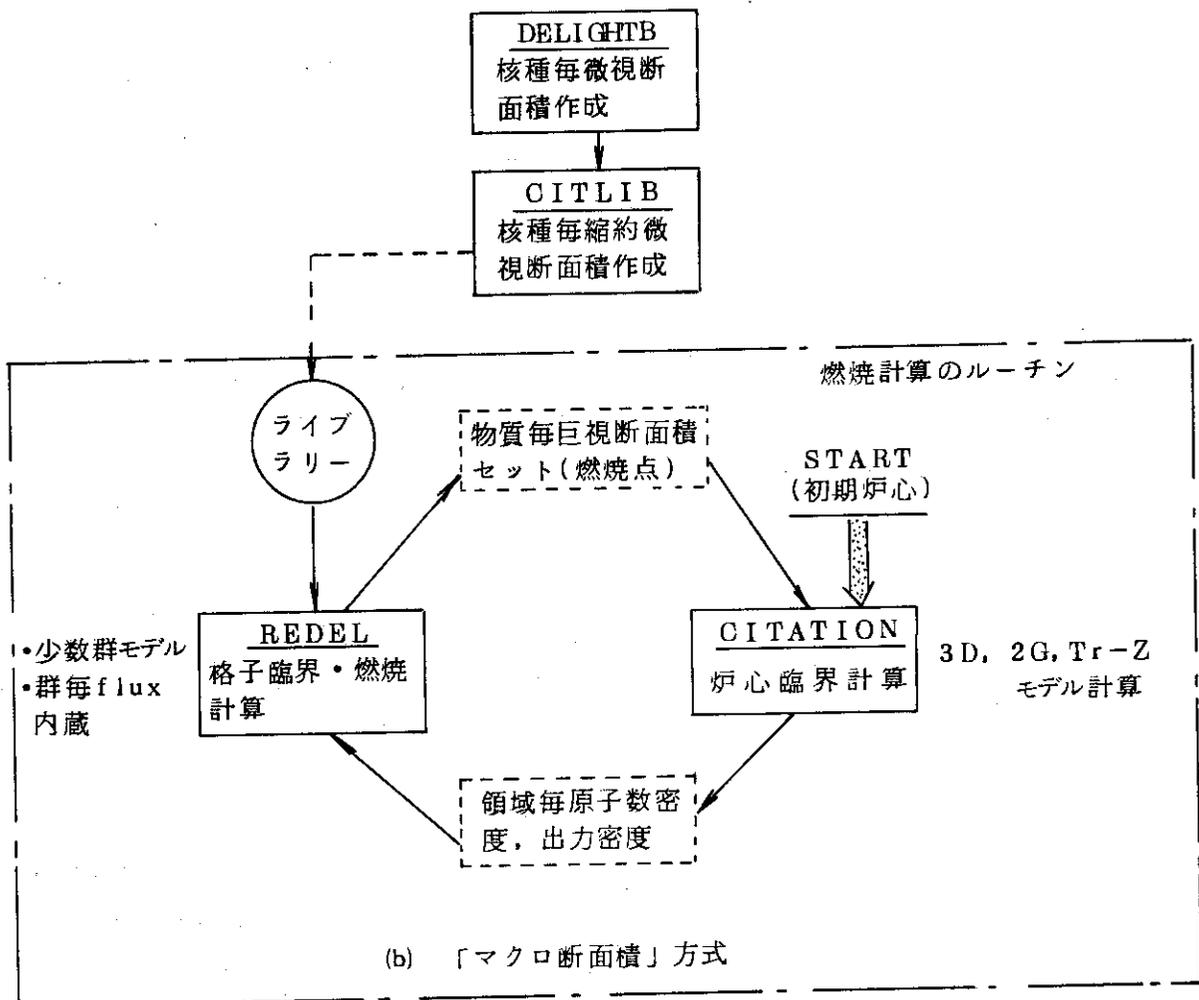
(1) 反応度収支

第 7.1.1 表に Mk-III 炉心の反応度バランスを示す。これらの値は主として CITATION コードによる 3 次元, 2 群計算と 2 次元, 4 群計算によるものに種々の補正を施した値である。すなわち, 制御棒未挿入炉心の余剰反応度については 3 次元, 2 群計算の結果をベースとし, 制御棒の反応度係数については 2 次元, 4 群計算に 3 次元的 (特に軸方向領域別燃料装荷を行っていることによる) 補正を施したものを用いており, また可燃性毒物の効果については格子燃焼計算サーベイの結果を参考にしている。

表中の反応度補償量は cold-clean 状態をベースにしており, 炉心余剰反応度は前述した高い N_c/N_u 値を反映して約 $0.335 \Delta k_{eff}$ と高く, そのうち約 $0.165 \Delta k_{eff}$ だけを可燃性



(a) 「マイクロ断面積」方式



(b) 「マクロ断面積」方式

第 7.1.2 図 炉心燃焼解析手順

第 7.1.1 表 反応度バランス

項目	区分	余剰反応度 (Δk_{eff})	反応度補償量 (Δk_{eff})	
			制御棒	可燃性毒物
温度上昇		0.05	0.080	-0.03
Xe & Sm 蓄積		0.05	0.035	0.015
燃 焼		0.225 (0.02)*	0.045	0.18 (0.02)*
運 転 余 裕		0.01	0.01	—
照 射 実 験		—	0.01	—
炉 停 止 余 裕		—	0.145 (cold)	—

- (注) 1. 反応度補償量は cold-clean 状態をベースとした値である。
2. *印の値は燃焼末期に可燃性毒物の補償する反応度価値である。

毒物により補償し、残りは照射実験用余裕分、炉停止余裕分とともに制御棒によって補償している。温度上昇の項で可燃性毒物の値が負になっているのは、温度が低下すると可燃性毒物の自己遮蔽効果が增大して実効的な吸収断面積が減少し、反応度補償能力が低下することを示している。また、燃焼の項での $0.02\Delta k_{eff}$ は燃焼終期でも可燃性毒物が残存していることを示している。なお、表中の炉停止余裕は全制御棒が挿入されたときの値を示しており、スタック基準状態での炉停止余裕については次の(2)項で検討している。また、hot-clean 状態での制御棒の反応度補償についても次項(2)を参照のこと。

(2) 炉停止余裕の検討

スタックロッド基準とその状態での炉停止余裕に関する設計基準は、①いかなる炉心状態にあっても最大反応度価値をもつ1対の制御棒、あるいは②燃料交換温度で最も反応度価値の大きい1対と1本(計3本)の制御棒が挿入不能のときでも、 $0.01\Delta k_{eff}$ 以上の余裕をもって炉を停止できかつ未臨界を維持できること、である。

初期状態 (Cold-clean と Hot-clean) に対する検討結果を第 7.1.2 表に示す。冷温 (20°C) 状態における評価の方が燃料交換温度 (通常 $\sim 100^{\circ}\text{C}$) における評価より厳しいと考えられるが、(1対+1本)の制御棒が挿入不能の場合でも十分未臨界となっている。更に、可燃性毒物の燃焼による反応度回復 ($\sim 0.02\Delta k_{eff}$) や燃焼による燃料組成変化に起因す

第 7.1.2 表 制御棒による炉停止余裕

制御棒挿入状態	冷 温		運 転 温 度	
	炉心余剰反応度 (Δk_{eff})	制御棒補償反応 度価値 (Δk_{eff})	炉心余剰反応度 (Δk_{eff})	制御棒補償反応 度価値 (Δk_{eff})
全 引 抜	1.168	—	1.089	—
全 挿 入	0.855	0.313	0.771	0.318
中心1対スタック	0.946	0.222	0.858	0.231
中心1対+第1リング 1本スタック *	0.958	0.210	0.869	0.219

(注) *印の値は他の計算からの内挿値である。

る制御棒反応度値の減少 ($\sim 0.01\Delta k_{eff}$) を考慮した燃焼炉心においても、炉停止余裕に関する設計基準を満足することが解る。しかし、制御棒値計算に10%程度の誤差を考慮すると、初期状態では約 $0.02\Delta k_{eff}$ 程度の余裕をもって未臨界になるが、可燃性毒物の燃焼による炉心反応度の最大回復点においては、設計基準値である $0.01\Delta k_{eff}$ の余裕をもって炉心を長時間未臨界に維持することはできない。今後とも形状効果を厳密に組み入れた解析や実験データとの照合により、制御棒の反応度値評価の精度を高めるとともに、炉心の初期余剰反応度の低下や反応度回復の抑制など、反応度制御系の設計をさらに余裕のあるものとする必要であろう。

(3) 制御棒1本当り最大反応度値

あらゆる制御棒挿入形状を考えると、全制御棒全挿入の未臨界状態での中心制御棒対が最大反応度値をもち、第7.1.2表で示す通り $0.091\Delta k_{eff}$ (cold-clean) $\sim 0.087\Delta k_{eff}$ (hot-clean) である。燃焼炉心ではこの値は最大5~6%程度減少する。実際の出力運転状態(臨界または臨界近傍)における制御棒1対(本)当りの最大反応度値は、採用した制御棒パターンに大きく依存する。次節7.1.3の(3)で述べるような制御棒操作の考え方によって作成された臨界制御棒パターンを採用すれば、制御棒1本当りの最大反応度値は初期状態で約 $0.01\Delta k_{eff}$ (1対で約 $0.016\Delta k_{eff}$) となり、当初設定した設計基準値の $0.035\Delta k_{eff}$ を大きく下廻る。この値から推察して全燃焼期間を通じて十分設計基準を満足するものと考えられる。実際の臨界制御棒パターンについては第7.1.4節を参照のこと。

(4) 後備停止系

後備停止系の反応度補償量に関する設計基準は、あらゆる運転状態で制御棒がその挿入状態のまま固定した状態を想定して、最も反応度値の大きい1組がスタック(スタック基準)したとしても、 $0.01\Delta k_{eff}$ 以上の余裕をもって原子炉を停止し、かつ停止を維持できることである。第7.1.3表にスタック基準状態を想定して炉停止余裕を検討した結果を示す。ここではス

第7.1.3表 後備停止系(RSS)による炉停止余裕

RSS状態, 挿入穴外径	炉心余剰反応度 (k_{eff})	RSS補償反応度値 (Δk_{eff})
未挿入	1.105	—
中心スタック $\phi = 104\text{mm}$	0.925	0.179
他は全挿入 $\phi = 90\text{mm}$	0.941	0.163
$\phi = 75\text{mm}$	0.959	0.145

←スタック基準状態を想定

タック基準状態として、初期運転状態(Hot-clean-critical)の制御棒挿入状態で、スタックした中央の後備停止系以外の後備停止系ボロン球が制御棒下端から下にのみ挿入されて、冷温状態になった炉心を想定している。その結果、現在の設計(ボロン球落下穴径 $\phi = 104\text{mm}$)で十分余裕をもって炉停止余裕は確保されており、他のスタック状態を想定しても設計基準を満足することが推察できる。

以上述べてきたように、今回の解析手法を用いる限りにおいて、Mk-III炉心は反応度補償量に関する設計指針・基準を満足する。なお、詳細なモデル化を行った計算の結果(特にエネルギー群及びメッシュ巾の効果; 7.1.7節参照)を考慮すると、制御棒あるいは後備停止系の

反応度値は～9%程度増大し、炉停止余裕は楽になる傾向にある。ただし、(i)制御棒の対配置による相互干渉効果 (Mk-IIIでは負)、及び(ii)炉心設計におけるブロック・スミア・モデルの精度などについての詳細な検討が今後とも必要である。

7.1.3 制御棒の反応度補償特性と操作手順

反応度補償に関する設計基準の達成により炉心の基本概念が確立されたので、次に実際の運転状態を模擬した臨界調整炉心について、3次元核・熱流動・燃料特性を解析し設計基準を満足する制御棒部分挿入臨界調整炉心を作成するためにあらかじめ検討した、種々の制御棒挿入パターンに対する反応度補償特性と、それらの結果を考慮して定めた制御棒操作手順の基本的な考え方について述べる。

(1) 径方向制御棒挿入パターン特性

初期状態 (Hot-clean) において、制御棒をリング毎に全挿入した場合の炉心反応度と制御棒による反応度補償能力を第7.1.4表に示す。これは炉内の平均燃料濃縮度である4w/o燃料断面に対する二次元計算結果に、軸方向領域別燃料装荷と軸方向中性子漏洩の影響を補正 ($\gamma \rightarrow \Delta k^*$) したものであるが、本来 γ はパターンにより異なるものであり表の値そのものは厳密には正しくなく、特性を示すものである。

径方向一様装荷炉心では炉心中心に出力ピークが生じることも考慮に入れると、第7.1.4表から①中心と第1リングの計7対、あるいは②中心と第2, 3リングの計13対を用いた大別して2種の制御棒パターンにより臨界達成が可能であることが分る。

また前述したように、1対当り反応度値の最も大きいのは中心制御棒対であり約 $0.1\Delta k_{eff}$ である。一方、中心制御棒対との相互干渉効果をみると、第1リングとの反応度値に関する干渉効果は比較的小さく、第2, 第3リングとの正の干渉効果が大きい。したがって、起動時及び運転時の制御棒1対(1本)当りの反応度値を低めるためには、初めに第2, 第3リングを引抜く制御棒駆動シーケンスが有利である。

(2) 軸方向制御棒ストローク特性

制御棒を軸方向に部分挿入したときの反応度値 (Δk_{eff}) を、全長挿入した場合の反応度値 (Δk_{eff}) に対する値に規格化して、第7.1.3図に示す。これは2次元 (R-Z) 計算の結果であり、このモデルは特に外側リングの制御棒の反応度値を正しく算出しないが、部分挿入/全長挿入の比としては比較的正しい値となる。

多くの制御棒 (反応度値が高い) をまとめて挿入すると中性子束分布を大きく歪ませるので、ストローク特性は悪くなる。すなわち、前述の臨界調整パターンのうち、中心と第1リングの計7対を挿入する場合のストローク特性は悪く、その点で不利である。

(3) 制御棒操作の考え方

前項(2)の結果とMk-II炉心までの設計、特性解析の経験を踏まえ、また今回用いた計算モデルを考慮して、次に示すような考え方及び制約条件に従って具体的な制御棒操作手順を作成している。

(i) 計算モデル上の制約から次の前提条件を置いた。

- ① 制御棒は 60° 対称で駆動する。
- ② 制御棒は対で駆動させることとし、2本は同一深さとする。

第 7.1.4 制御棒の径方向パターン特性

(初期運転状態)

パターン 番号	制御棒挿入状態				実効増倍率 k_{eff}	余剰反応度 ρ	制御棒補償反応度	
	中心	第 1 リング	第 2 リング	第 3 リング			Δk_{eff}	Δk_{eff}^*
1	×	×	×	×	1.083	7.7	—	(1.112)
2	○	×	×	×	1.037	3.6	0.0464	0.0439
3	×	○	×	×	0.861	-16.1	0.222	0.210
4	×	×	○	×	1.028	2.8	0.0551	0.0521
5	×	×	×	○	1.055	5.2	0.0282	0.0267
6	○	○	×	×	0.823	-21.5	0.260	0.246
7	○	×	○	○	0.943	-6.0	0.139	0.132
8	○	○	○	○	0.701	-42.5	0.381	0.361
9	×	○	○	○	0.808	-23.7	0.275	0.260
10	×	○(5対) ×(1対)	○	○	0.864	-15.7	0.219	0.207
11	○(1本) ×(1本)	○(5対) ×(1対)	○	○	0.813	-22.9	0.270	0.255
12	×	×(1本) ○(5対+1本)	○	○	0.820	-21.8	0.262	0.248

(注) 1. 4 w/o 燃料の一樣装荷炉心に対する 2 次元 (X, Y) 計算の結果である。

2. $\rho = (k_{eff} - 1) \times 100 / k_{eff}$

3. $\Delta k_{eff} = k_{eff} (\text{パターン番号} 1) - k_{eff}$

4. $\Delta k_{eff}^* = \Delta k_{eff} \times \gamma$

ただし γ は軸方向補正係数で 0.9461

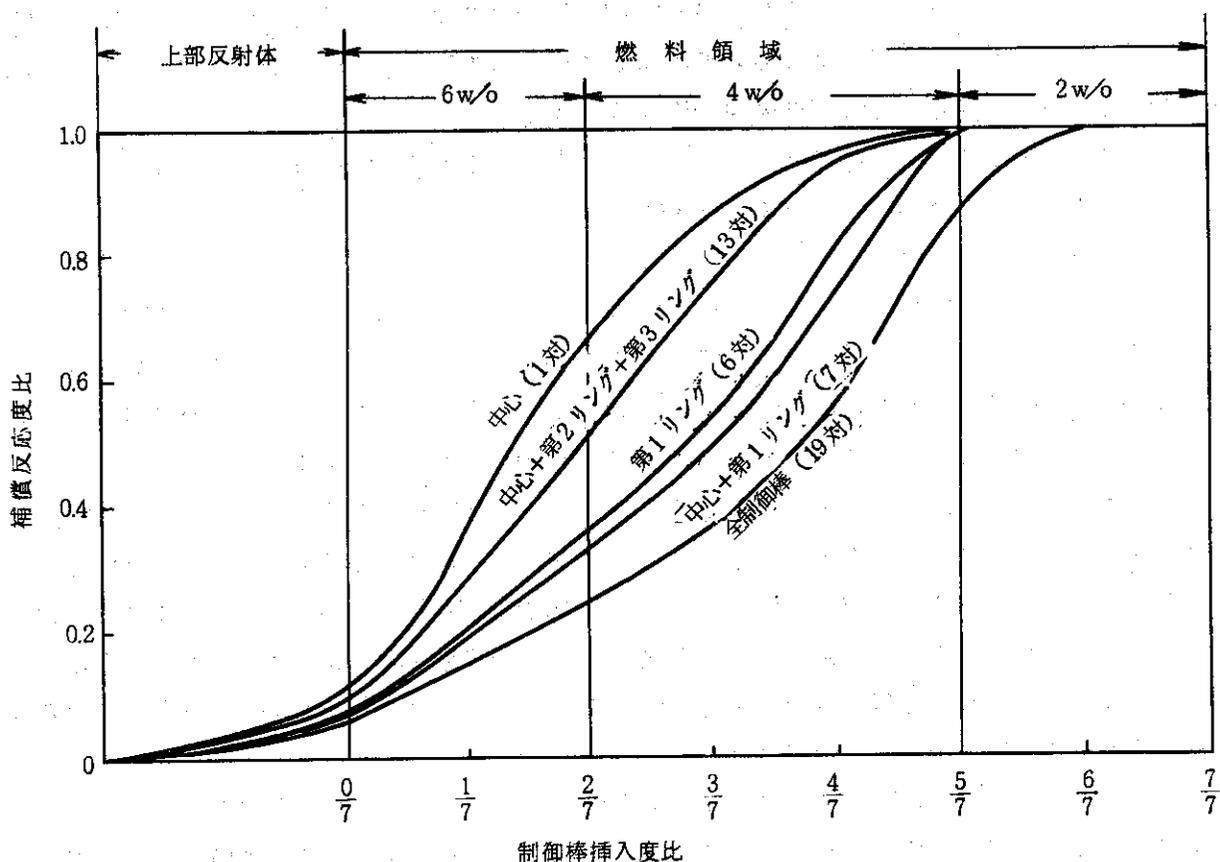


図 7.1.3 図 制御棒ストローク特性 (Hot-clean 状態)
(1次元R-Z計算)

- ③ 挿入深さは1/3ブロック(19 cm)単位とする。
- (ii) 全ての制御棒は同一機能, 同一諸元とし, 微調整用のグレイロッドは考慮しない。
- (iii) 燃料最高温度の低下や冷却材出口温度の平坦化などの望ましい熱流動特性の達成を第一目標とし, 次いで運転・制御特性を重視する。
- (iv) (iii)の考え方を具体的に反映させると, 大筋次のような制御棒挿入・引抜き手順上の留意点が生じる。
 - ① 起動時, 出力上昇及び運転中の制御棒1本当たりの最大反応度値を低減するため, (i)項で述べた理由から, 外側制御棒の引抜きを優先することが好ましい。このことはまた中性子計測の点からも望ましいことである。
 - ② 径方向出力分布 (P_1 & P_2) の点から, 制御棒挿入度は中心制御棒が最も深く, 外側制御棒ほど浅いことが好ましい。
 - ③ 軸方向出力分布歪を考えると, 領域出力分担 (P_1) 及び領域内出力歪 (P_2) の大きい領域での, 1/2以上の深さの制御棒挿入は避けることが望ましい。
 - ④ 運転中の微調整用制御棒の挿入深さは, Hot-clean-critical 状態で40~70%となっており, 一方全微調整用制御棒による反応度補償量は, 0.05~0.06 Δk 程度で

あることが望ましい。微調整用制御棒は、温度補償及び出力変動に対して用いる。

- (V) 燃焼ステップは0, 10, 140, 300, 450, 600日の6ステップとしたが、臨界調整は(IV)で述べた特性に対し厳しい評価となるように、ステップの初めで0~0.005 Δk_{eff} だけ臨界未満になるように制御棒挿入深さを定めた。

従って、特に(I)及び(V)の制約条件を除いたより精巧な制御棒操作手順を作成すれば、さらに良い熱・流動特性、燃料特性及び運転制御特性が得られるであろう。

7.1.4 制御棒形状と出力分布

Mk-III炉心は既に述べたように、軸方向領域別燃料装荷を行うことにより、冷却材出口側で出力レベルが低く燃料温度分布を平坦化させるという、熱・流動特性上好ましい軸方向出力分布を制御棒未挿入の初期炉心状態において達成しているが、燃焼により出力分布は平坦化する。また、制御棒の挿入により出力分布は冷却材出口側に移動し、温度条件はより厳しくなる。一方、本炉心は径方向には一様装荷であるが、中心に近い制御棒を挿入することにより径方向出力分布を平坦にすることが可能である。したがって、適切な制御棒挿入形状を選定することが重要であるが、一般には前者の効果が大きく、制御棒の挿入により炉心の熱・流動特性は悪化する。すなわち、燃焼及び制御棒挿入の観点から、可燃性毒物消滅の効果が燃料の劣化(核分裂物質の減少)や核分裂生成物の蓄積の効果を上廻って、炉心の反応度回復が最大となる時点で最も温度条件が厳しいと予想される。

本炉心設計では、前節に述べた制御棒の反応度補償特性と操作手順の考え方に従って、まず初期炉心状態に対する検討を行い、設計基準を満足すると考えられる制御棒挿入形状を選定し、次いでその代表的な例について燃焼を追っての制御棒挿入形状を作成し、燃焼炉心の核・熱流動・燃料特性を解析した。

(1) 炉心初期状態

前述したように、燃焼期間を通して最も熱流動条件が厳しいのは、炉心反応度が最大となり制御棒挿入度が最も大きく、かつ燃焼もある程度進み軸方向領域別装荷の効果が多少減少した、いわゆる反応度最大回復時であると予想されるので、この時点での制御棒挿入形状(本当は領域別燃料装荷と両方)が優先して決定されることが望ましい。しかし、Mk-III炉心の場合は反応度回復時はおよそ150日ぐらいの燃焼のほとんど進んでいない時点であるので、初期炉心状態と制御棒挿入度及び燃料の装荷状態はあまり異なわないと考えられる。そこで、解析の容易さや精度を考慮して、初期炉心状態(Hot-clean-critical)を想定して臨界となっている複数種の制御棒部分挿入炉心状態を3次元計算(CITATION; 2群, Tr-Z)により解析し、主として温度条件を満足する出力分布を達成する制御棒挿入形状を選定した。熱・流動条件としては①燃料最高温度、②領域平均の冷却材出口温度のばらつき、③限界熱流束比を検討しているが、詳細は第7.2節に述べている。

第7.1.5表に今回の設計で実際に出力分布解析を行った10種類の制御棒形状を示す。なおケース番号1と2はそれぞれ全制御棒全引抜き及び全制御棒全挿入の炉心状態である。実際の臨界調整炉心状態であるパターンNo 1~8に対する径方向出力ピーキング(P_1 & P_2)を第7.1.6表に示す。また、7.1.3(1)で述べた2種類の制御棒挿入形状をそれぞれ代表するパターンNo 2と4について、軸方向出力分布を第7.1.4図と第7.1.5図に示した。中心制御棒と第2

第 7.1.5 表 炉心初期運転状態制御棒挿入パターン

ケース 番号	パターン 番号	制御棒挿入度 (ブロック段数)				パターン 分類	実効増倍率 (計算値)
		中心 (1対)	第1リング (6対)	第2リング (6対)	第3リング (6対)		
1	—	0	0	0	0	—	1.089
2	—	7	7	7	7	—	
3	1	$2\frac{1}{3}$	$2\frac{1}{3}$	0	0	A+B	0.993
4	2	3	0	3	3	B	0.999
5	3	2	2	2	2	A+B	0.997
6	4	3	2	0	0	A+B	0.995
7	5	0	$2\frac{2}{3}$	0	0	A	0.987
8	6	3	0	$2\frac{2}{3}$	$2\frac{2}{3}$	B	1.004
9	7	$2\frac{2}{3}$	1	$2\frac{2}{3}$	$2\frac{2}{3}$	B	0.994
10	8	$3\frac{2}{3}$	0	$3\frac{2}{3}$	0	B	0.998

3リング制御棒の挿入により臨界を達成したパターンNo 2は、軸方向出力分布は良好で最大出力密度は 5w/cc (上から4段目の下端)にも達しないが、径方向一様装荷炉心であるMk-III炉心の径方向出力ピークを増大させ、特に重要な指標である第2オリフィス領域の領域内出力ピーキング係数 P_2 を約1.16とし、総合的な出力分布としては必ずしも最適とはならない。一方、中心と第1リングの制御棒の挿入により臨界状態を作り出しているパターンNo 4は、燃料領域内の計7対の制御棒を全て挿入するので軸方向出力分布は大きく歪み、最大出力密度は約 6.4w/cc (上から4~5段目)に達するが、径方向出力分布が平坦化(第2オリフィス領域の P_2 は約1.106)されるので総合的な出力分布としては好ましいものとなる。なお第7.1.6図に燃料チャンネル当りの分担出力の分布図を示す。パターンNo 1~8のうち、臨界調整のやや不正確なNo 5, 6を除いた計6種の炉心状態について熱・流動特性を検討し、前述した3つの観点からパターンNo 4を標準ケースとして選定し、その後の燃焼炉心を含めた総合的な核熱流動・燃料特性解析のための初期臨界調整炉心状態とした。

第7.1.7図に初期炉心状態で全制御棒を全引抜きあるいは全挿入した場合の軸方向出力分布を示す。全挿入状態から炉停止直後の出力分布が想定できるが、最大出力密度は約 12w/cc にも達する。また、パターンNo 4を採用した場合の制御棒1本当たり最大反応度値は、前述(7.1.2(3))したように約 $0.01\Delta k_{\text{eff}}$ である。

なお、以上述べてきた炉心状態の選定はブロック・スミア・モデルで行っているが、熱流動解析で重要なチャンネル当りの出力ピーキング(P_2)をより正確に評価するために、制御棒や燃料ピンの配列などのブロック内非均質性を考慮した計算を、2次元、SN計算コードTOWTRANにより実施しているが、他の補正計算や精度検討とともに第7.1.7節で述べる。

第 7.1.6 表 制御棒引抜形状と径方向出力ピーキング係数

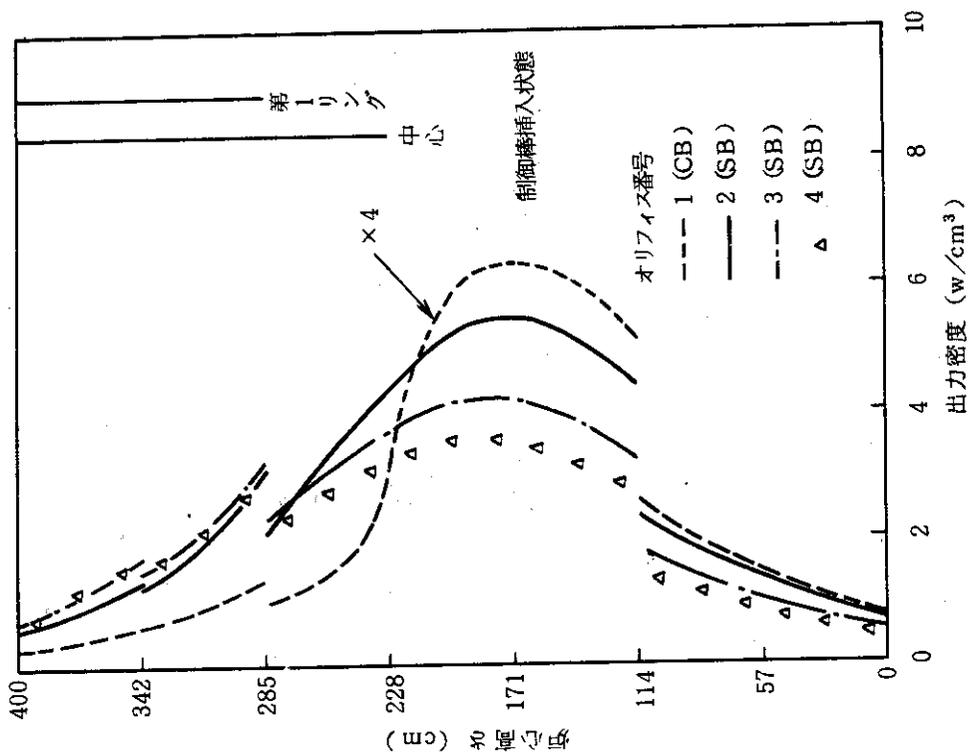
〔初期運転状態〕

		1	2	3	4	5	6	7	8
* C.R. 挿入度 オリフイス	P ₁	1.24 ₁	1.23 ₂	1.35 ₇	1.13 ₈	1.42 ₀		1.29 ₈	1.11 ₅
	P ₂	1.01 ₃ / 1.02 ₁	1.06 ₁ / 0.80 ₁	1.02 ₃ / 1.04 ₇	1.01 ₈ / 0.92 ₅	1.06 ₈ / 1.17 ₁		1.01 ₅ / 0.93 ₄	1.10 ₆ / 0.66 ₄
1	P ₁	1.04 ₁	1.14 ₉	1.07 ₅	1.04 ₅	1.02 ₈		1.11 ₂	1.15 ₂
	P ₂	1.16 ₄ / 1.03 ₅	1.16 ₃ / 1.24 ₉	1.21 ₇ / 1.09 ₄	1.10 ₆ / 1.04 ₅	1.26 ₅ / 0.99 ₇		1.18 ₄ / 1.16 ₃	1.16 ₀ / 1.25 ₇
3	P ₁	0.89 ₃	0.72 ₇	0.81 ₁	0.91 ₂	0.86 ₆		0.76 ₉	0.72 ₅
	P ₂	1.09 ₉	1.33 ₈	1.18 ₄	1.09 ₄	1.10 ₄		1.25 ₇	1.33 ₉
4	P ₁	0.81 ₇	0.64 ₅	0.72 ₉	0.83 ₇	0.78 ₈		0.68 ₆	0.76 ₀
	P ₂	1.04 ₁	1.15 ₅	1.07 ₉	1.04 ₁	1.03 ₈		1.11 ₄	1.09 ₃

注(1) * : CR挿入度は、軸方向炉心燃料領域 (7段) での制御棒挿入ブロック段数。

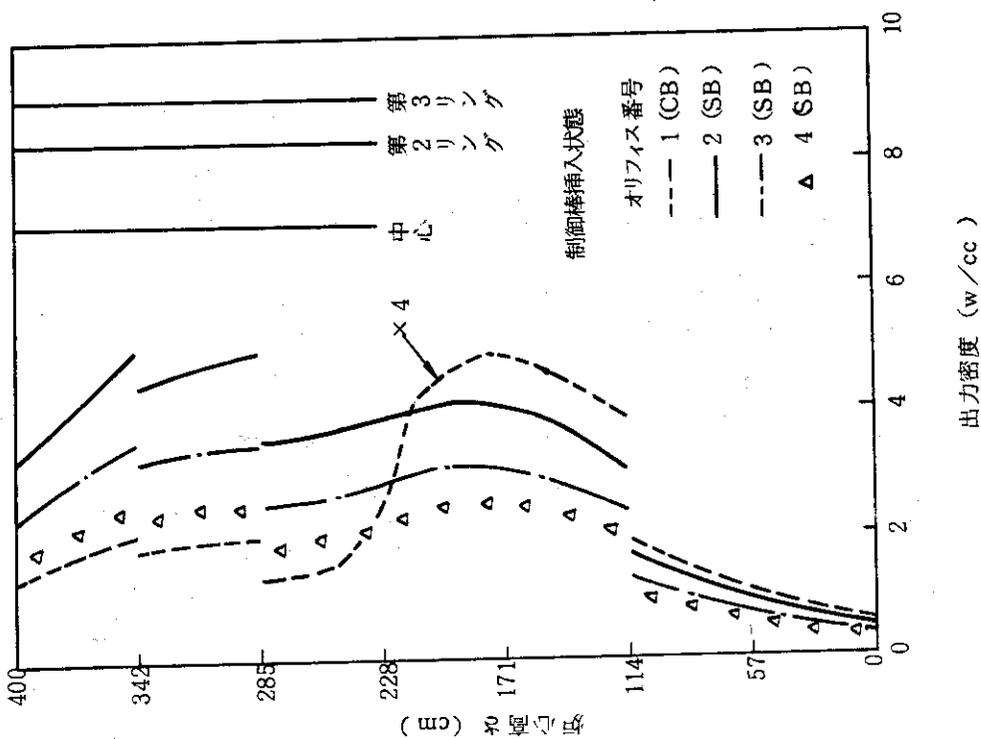
(2) ** : $P_1 = \overline{P_{ch, orifice}} / \overline{P_{ch, core}}$, $P_2 = P_{ch, max} / \overline{P_{ch, orifice}}$

(3) *** : A/B のとき, A は標準燃料体内での P_{max} , B は制御棒挿入用燃料体内での P_{max} に対応する。



第7.1.5図 軸方向出力分布 (Hot-clean-critical状態)

[パターンNo.4]



第7.1.4図 軸方向出力分布 (Hot-clean-critical状態)

[パターンNo.2]

(2) 炉心燃焼状態

7.1.3(3)で述べた考え方に基づき立案された燃焼にともなう制御棒の操作手順の例を燃焼にともなう反応度変化とともに第7.1.8図に示す。燃焼開始後10日目に第1リング制御棒がかなり引抜かれるのはXe及びSmの蓄積によるものであり、燃焼開始後140日目は可燃性毒物が燃焼することによって反応度が最も回復する時点であるが、燃焼開始後10日目と比較して第1リング制御棒が1/3ブロック程挿入深さが増しているものの中心制御棒は2/3ブロック程引抜かれており、反応度回復がそれほど顕著なものにはなっていない。なお、燃焼開始後140日以後は燃焼とともに制御棒は順次引き抜かれることになる。

次に、各燃焼ステップ毎の軸方向出力分布を第7.1.9図に示す。燃焼初期では最大出力密度が約 6w/cc でピークは炉心中央よりやや下部に出ているが、燃焼開始後10日から140日の間で第1リング制御棒の挿入深さが増加することによって出力ピーク位置が炉心下方へやや押し下げられる(但し、ピーク絶対値は減少)。しかし、燃焼が更に進むと制御棒が引抜かれるためピーク位置は炉心上部へ移動してゆく。そして、燃焼を通じての最大出力密度は燃焼開始後140日目に炉心上部から2段目の燃料体下端に生じ約 8w/cc に達する。なお、これは解析モデル上の制約から制御棒操作が非連続的に変わることにも原因があると考えられ、連続的制御棒引抜きモデルで解析を行えばこの出力ピーク値は多少減少すると考えられる。

さらに、第7.1.7表に燃焼にともなう径方向出力ピーキングの変化を示した。オリフィス領域毎の出力ピーキング係数 P_1 をみると第1オリフィスを除いては燃焼による変化は余り大きくないが、第1オリフィスについては制御棒挿入状態によってかなり変化し、特に中心制御棒と第1リング制御棒の挿入深さの相関に強く影響される。一方、オリフィス領域内出力ピーキング係数 P_2 をみよう。第4オリフィスでは絶対値も燃焼による変化も小さく、第1オリフィスでは燃焼による変化は小さくないが絶対値が小さい、ことからいづれもさほど問題はないと考えられる。しかし、第2および第3オリフィスに対しては絶対値も大きいうえその燃焼変化も小さくない。これらのことから、本設計のように反応度及び出力分布を中心ならびに第1リングの制御棒で制御する場合には、その制御棒操作手順設定にあたっては出力ピーキングに関して第1オリフィスでの P_1 ならびに第2、3オリフィスでの P_2 に対する燃焼依存性には十分な配慮が必要といえよう。

7.1.5 燃焼度と取り出し燃料

(1) 燃料炉内滞在時間

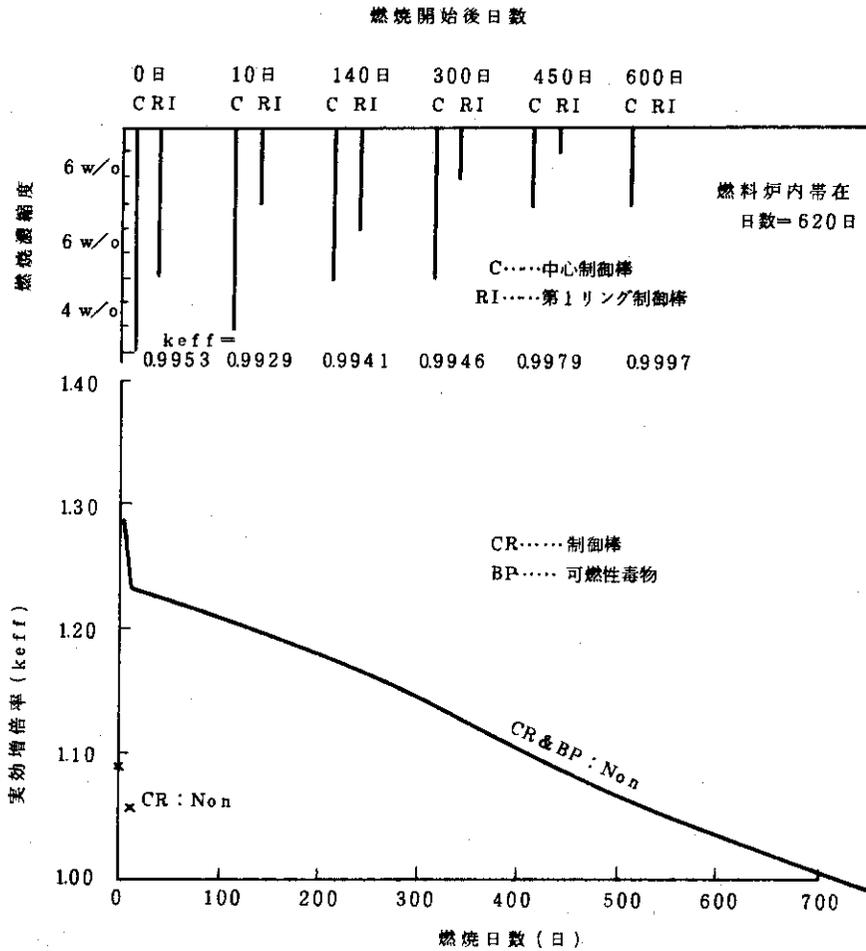
燃料炉内滞在時間に対しては設計指針として80%の原子炉稼働率の下で2年以上が目標とされた。一方、第7.1.8図からわかるように、反応度に対して運転余裕分として $0.01\Delta k_{\text{eff}}$ および可燃性毒物残存による反応度損失分として $0.02\Delta k_{\text{eff}}$ を考慮すると燃料炉内滞在時間は620日(稼働率80%)で21年程度になり設計指針は満足している。なお可燃性毒物残存による燃焼日数の減少は約60日程度になる。

なお、本解析における計算では群数が2群と少ないこと、径方向メッシュ点が1燃料ブロック当り6点であり制御棒挿入領域については若干粗いこと、各燃焼ステップにおける可燃性毒物の遮蔽因子としてステップ初期の値を用いていること、等計算モデルの関係から場合によっては結果が30日程度過大評価する可能性のあることも念頭におく必要がある。

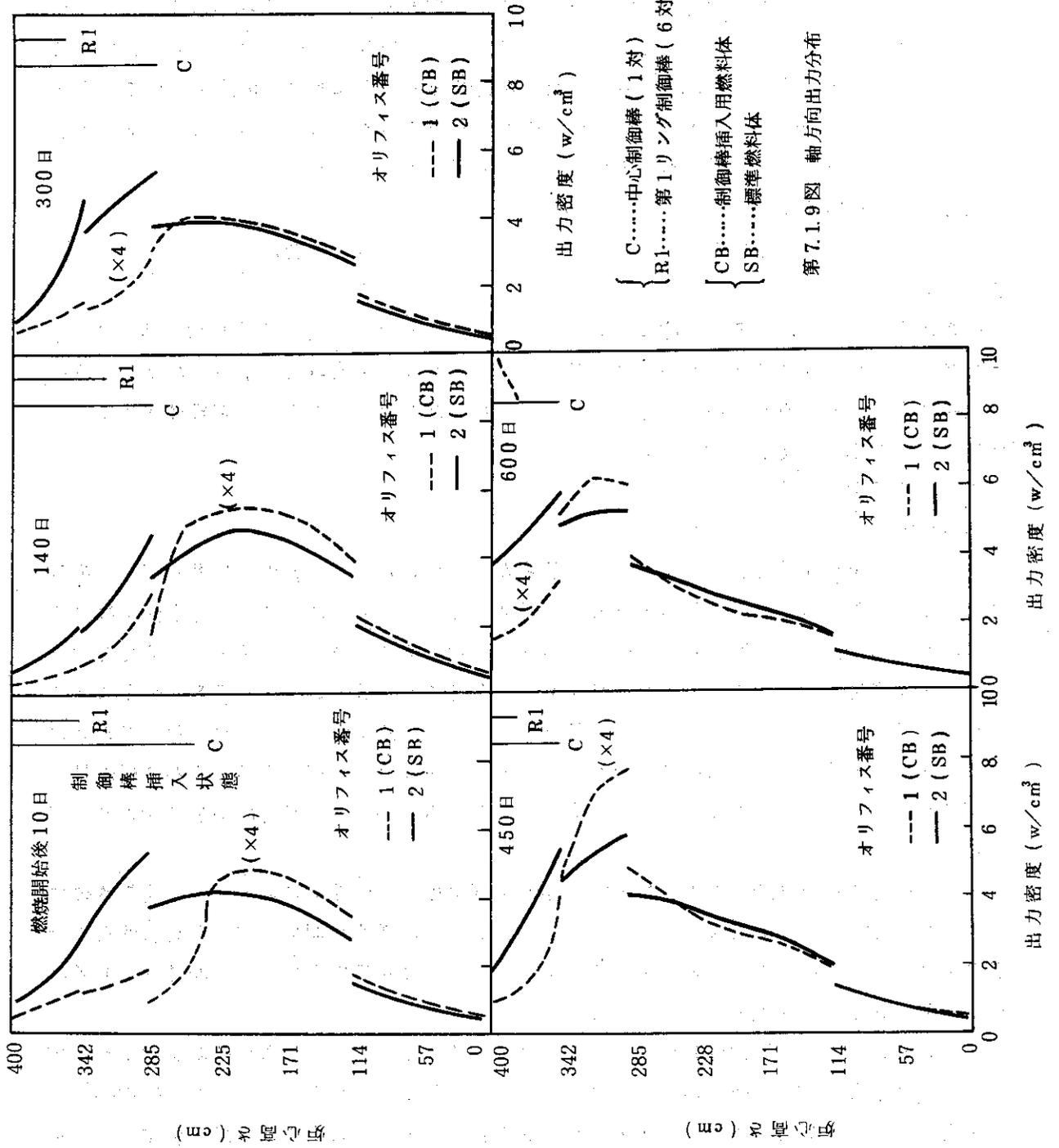
第 7.1.7 表 燃焼による出力ピーキング・ファクタの変化

オリフィス領域 P-F		燃焼日数					
		0	10	140	300	450	600
* (1) 挿入度		3, 2, 0, 0	2 $\frac{2}{3}$, 1, 0, 0	2, 1 $\frac{1}{3}$, 0, 0	2, $\frac{2}{3}$, 0, 0	1, $\frac{1}{3}$, 0, 0	1, 0, 0, 0
1	P ₁	1.13 ₈	1.08 ₀	1.21 ₅	1.12 ₉	1.22 ₇	1.16 ₅
	P ₂	1.01 ₈ / 0.92 ₅ ^{* (3)}	1.04 ₅ / 0.86 ₄	1.00 ₃ / 0.97 ₂	1.02 ₆ / 0.85 ₂	1.01 ₁ / 0.97 ₇	1.01 ₃ / 0.89 ₆
2	P ₁	1.04 ₅	1.05 ₉	1.05 ₇	1.06 ₄	1.06 ₆	1.07 ₁
	P ₂	1.10 ₆ / 1.04 ₅	1.07 ₈ / 1.12 ₁	1.13 ₃ / 1.06 ₇	1.09 ₇ / 1.05 ₆	1.13 ₂ / 1.04 ₉	1.11 ₇ / 1.04 ₂
3	P ₁	0.911 ₉	0.906 ₀	0.874 ₂	0.886 ₂	0.857 ₃	0.865 ₅
	P ₂	1.09 ₄	1.10 ₄	1.11 ₉	1.12 ₀	1.13 ₉	1.14 ₃
4	P ₁	0.837 ₂	0.831 ₂	0.796 ₆	0.811 ₁	0.780 ₂	0.792 ₀
	P ₂	1.04 ₁	1.04 ₅	1.04 ₅	1.04 ₆	1.05 ₂	1.05 ₅

- (注) 1. CR挿入度は、軸方向炉心燃料領域(7段)での制御棒挿入ブロック段数。
 2. $P_1 = \bar{P}_{ch, orifice} / \bar{P}_{ch, core}$, $P_2 = P_{ch, max} / \bar{P}_{ch, orifice}$
 3. A/Bのとき、Aは標準燃料体内での P_{max} , Bは制御棒挿入用燃料体内での P_{max} に対応する。



第 7.1.8 図 燃焼にともなう反応度変化と制御棒挿入状態



(2) 燃焼度と積分中性子照射量

取り出し燃料の燃焼度及び高速中性子照射量を第 7.1.8 表に示す。燃焼度をみると全体として 4 w/o 濃縮度燃料が最も良く燃焼しており、6 w/o 濃縮度燃料が 4 w/o 燃料に比べ燃焼度が小さくなるのは炉心上部に制御棒が挿入されていることにより中性子束が炉心中央に押し下げられる結果といえる。また濃縮度 2 w/o の燃料に対する燃焼度が極めて小さいものとなっているのは、もともと炉心下部において出力が低くなるように軸方向に燃料が段付装荷されているためである。高速中性子 ($E \geq 0.18 \text{ MeV}$) 積分照射量をみると全体的に燃焼度が低いこともあり最大でも $1 \times 10^{21} \text{ nvt}$ 程度と大型炉の燃料に比べてかなり低くなっている。これはもともと炉心の出力密度が低いうえ燃料燃焼度も低いことから当然といえよう。

(3) 取り出し燃料組成

第 7.1.8 表に取り出し燃料におけるウラン 235 の残存量および分裂性プルトニウムの生成量を示す。

制御棒挿入用燃料体は標準燃料体に比較して N_c/N_u が極めて高く、転換比は小さいものの良く燃焼するためウラン 235 残存量及び分裂性プルトニウム生成量共に小さくなっている。燃料濃縮度別にみると 6 w/o 燃料のウラン 235 残存量がかなり大きく、制御棒挿入によって燃焼がかなり抑制されているのがわかる。

7.1.6 温度係数と動特性パラメータ

(1) 温度係数

炉心の核的安全性を検討するうえで反応度係数が重要になるが、高温ガス炉炉心では反応度係数の中で特に重要なのが温度係数であり、他は通常では全んど無視できる。温度係数はさらに燃料温度係数と減速材温度係数に分けられるが、前者は全んどドップラ係数と考えて良い。一方、減速材温度係数は黒鉛による熱中性子散乱の温度依存が強いことによる熱中性子スペクトルへの影響を通して生ずるものである。第 7.1.10 図に燃料温度及び減速材黒鉛温度が増倍率に及ぼす影響を示した。燃料温度の影響は即ドップラー効果のものであることから低温域では温度依存がやや強く、高温域になると温度依存性がかなり弱くなる傾向は他型式炉と同様である。

一方、減速材黒鉛温度の影響も定性的には燃料温度の場合と同様であるものの、定量的には温度依存性は燃料温度の場合より著しく強い。第 7.1.9 表に燃焼初期における運転温度近傍での温度係数を示した。全ての濃縮度の燃料に対して温度係数が負であり、かつ減速材温度係数が燃料温度係数より値が大きくなっている。

しかし、減速材温度係数は燃料温度係数とは違って常にこのように大きい負値を取るわけではなく、温度依存性が強いと同時に燃焼依存性も極めて強く、プルトニウムや Xe を初めとした核分裂生成物の蓄積量によっては正値をも取る場合もありうることは注意を要する。さらに、非均質な形状 (例えば棒状) の可燃性毒物を装荷する場合には、その形状にもとづく中性子の遮蔽効果が著しい中性子エネルギー依存であるため、可燃性毒物の形状によってはその補償反応度量が中性子スペクトルを支配する減速材温度にも強く左右されることも念頭におく必要がある。

第 7.1.8 表 燃烧度及び高速中性子照射量,等

燃 烧 度 (MWD/T)

	標準燃料体	制御棒挿入用燃料体
6 w/o	21,000/30,000	23,000/33,800
4 w/o	22,200/30,000	28,400/34,300
2 w/o	5,800/10,000	7,200/11,200
(注) 燃料体平均値		(平均/最大)

高速中性子照射量 ($\times 10^{20}$ nvt)

	第1オリフィス	第2オリフィス	第3オリフィス	第4オリフィス
6 w/o	8.3/5.3	8.9/7.1	7.1/-	5.0/-
4 w/o	9.5/8.4	9.2/7.3	6.3/-	4.3/-
2 w/o	3.5/3.2	3.3/2.5	2.2/-	1.5/-
(注) 1. 制御棒挿入用燃料体以外は 最大燃烧度カラム			(標準燃料体/制御棒挿入用燃料体)	
2. 燃料体平均値のうちの最大 のもの				

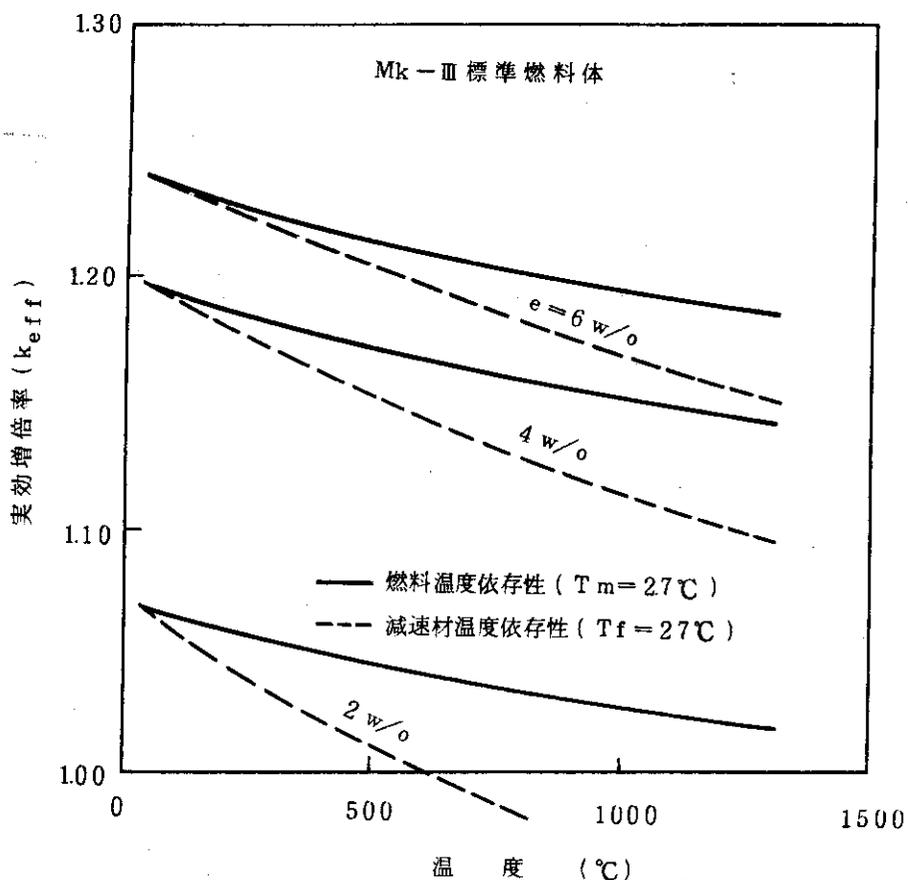
^{235}U 残存量, プルトニウム生成量 (g/kg IHM)

	標準燃料体	制御棒挿入用燃料体
6 w/o	37.1/4.8	3.29/1.9
4 w/o	18.9/4.2	11.2/1.8
2 w/o	14.3/2.1	1.23/1.2
(注) 燃料体平均値		($^{235}\text{U}/\text{Pu}_{\text{fissile}}$)

第 7.1.9 表 温度係数及び動特性パラメータ *1

項目		濃縮度 (w/o)		
		6	4	2
温度係数	燃料温度 *2	-3.5	-3.0	-3.0
	減速材温度 *2	-6.4	-6.9	-7.5
動特性パラメータ	β	0.0064	0.0064	0.0064
	l_f/l_{th} *3	$1.3 \times 10^{-5} / 4.3 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-5} / 6.0 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-5} / 10.8 \times 10^{-4}$
	$\frac{\beta}{\lambda} (\text{sec}^{-1})$	14.6	10.4	5.9

- * 1. 燃焼初期の運転温度近傍における格子計算結果である。
- * 2. 単位は $(\times 10^{-5} \Delta k_{eff} / k_{eff} \text{ } ^\circ\text{C})$ である。
- * 3. l_f は $\{(\Sigma_r^f + \Sigma_a^f) \cdot \bar{V}_f\}^{-1}$ で、 l_{th} は $(\Sigma_a^{th} \cdot \bar{V}_{th})^{-1}$ で近似した。



第 7.1.10 図 実効増倍率の温度依存性 (燃焼初期)

(2) 動特性パラメータ

炉心動特性を検討するうえで重要な因子として遅発中性子比率 β 及び平均中性子寿命 ℓ がある。第7.1.9表に燃焼初期の運転温度近傍におけるこれらパラメータの値を示す。対象が燃焼初期であるので分裂性核種は ^{235}U のみであり、 β は燃料濃縮度に無関係である。しかし、 ℓ は速中性子領域では燃料濃縮度が違っても余り変わらないが、熱中性子領域では吸収断面積が大巾に異なることとともない強い濃縮度依存を示す。なお、これらのパラメータ β 、 ℓ は燃焼が進むと当然変わるが、その変化の程度はさほど大きいものではなく燃焼終期と燃焼初期との違いは高々10%程度であろう(β と ℓ の相殺効果)。

7.1.7 核特性計算の精度検討

今回のMk-III炉心の核特性解析は、7.1.1節の(1)項に説明された基本的考え方に基づいて、(2)項に記述した解析手順と計算モデルを用いて実施されている。この解析手法は7.1.2~7.1.6の各特性解析の中でも一部ふれているように、エネルギー群数や計算メッシュ数をはじめ、体系のモデル化や理論的解法の点で必ずしも十分ではない。本節においては、これらの不十分と考えられる核特性解析のうちいくつかについて、その精度を検討した。ただし、ここで検討されたのは、実験値との照合などによる解析手法の厳密なベンチマークテストではなく、体系のモデル化や計算手法を変えた場合の特性値の変動巾を押える目的のサーベイ検討である。したがって、本節で得られた結果を整理してそのままMk-III炉心特性値に反映させることはせず、特性値の考えられうる巾を評価する場合の参考にするにとどめるべきである。以下に今回検討した項目について、その結果の要約を並列的に記述する。

(1) エネルギー群効果と計算メッシュ数

まず、エネルギー群数と径方向計算メッシュ数の炉心実効増倍率及び径方向出力ピーキングに与える影響を、CITATION(2次元、3角メッシュ)を用いてサーベイした。エネルギー群数は2群と4群、また計算メッシュ数は燃料体内当り6点と24点について比較した例を第7.1.10表に示す。制御棒未挿入炉心の実効増倍率はどのケースも0.1%程度で一致するが、全挿入した場合の制御棒反応度値はMk-III炉心解析の標準計算モデル(2群、6点)による計算値に比して、それぞれ約3%(群数)、約6%(メッシュ数)だけ大きくなる。このことはMk-III炉心の反応度制御系の設計には有利である。また出力分布については、制御棒挿入ブロック内のピーキングはメッシュ数に対する依存が大きく、特にオリフィス領域内ピーキング(P_2)で相対誤差が30%にも達する場合があることが解る。

次いで軸方向の効果についてもCITATIONの2次元(R-Z)計算により、エネルギー群数を2~6、軸方向メッシュ数を27、33、99点について検討したが、実効増倍率に与える影響は無視出来るほど小さい。また出力分布についても、燃料領域と反射体領域の境界及び燃料体端の余剰黒鉛の近傍での局所歪を除いてはその影響は小さい。局所出力歪については後述する。

(2) 炉心内スペクトルの空間依存性

標準計算モデルの群定数(2群)はブロックモデル(燃料体または反射体ブロック単位)で作成されており、炉心内のスペクトル空間依存性は考慮されていない。一般にMk-III炉心のように炉心が小さく、しかも領域別燃料装荷を行っている炉心では無視出来ない場合が多い。

第 7.1.10 表 エネルギー群数, メッシュ数の実効増倍率, 出力ピーキング
に与える影響の例 (Hot-clean 状態, Tr 2 次元計算)

(a) 実効増倍率

エネルギー群数	全引抜		全挿入		中心第1リング挿入	
	6	24	6	24	6	24
2	1.079	1.080	0.730	0.710	0.831	0.821
4	1.080	1.081	0.721	0.700	0.829	0.819

(b) オリフェイス領域内出力ピーキング (P_2)

領域	エネルギー群数	全引抜		全挿入		中心第1リング挿入	
		6	24	6	24	6	24
1	2	1.049/1.131	1.065/1.140	1.102/0.514	1.116/0.632	1.136/0.494	1.169/0.606
	4	1.058/1.116	1.078/1.126	1.103/0.528	1.116/0.645	1.138/0.506	1.171/0.616
2	2	1.181/1.172	1.195/1.164	1.492/0.588	1.520/0.754	1.318/0.514	1.423/0.649
	4	1.176/1.155	1.189/1.142	1.492/0.603	1.519/0.766	1.358/0.527	1.487/0.661
3	2	1.144	1.166	1.412	1.495	1.053	1.076
	4	1.130	1.149	1.404	1.484	1.067	1.117
4	2	1.061	1.092	1.191	1.239	1.024	1.039
	4	1.051	1.087	1.179	1.224	1.038	1.073

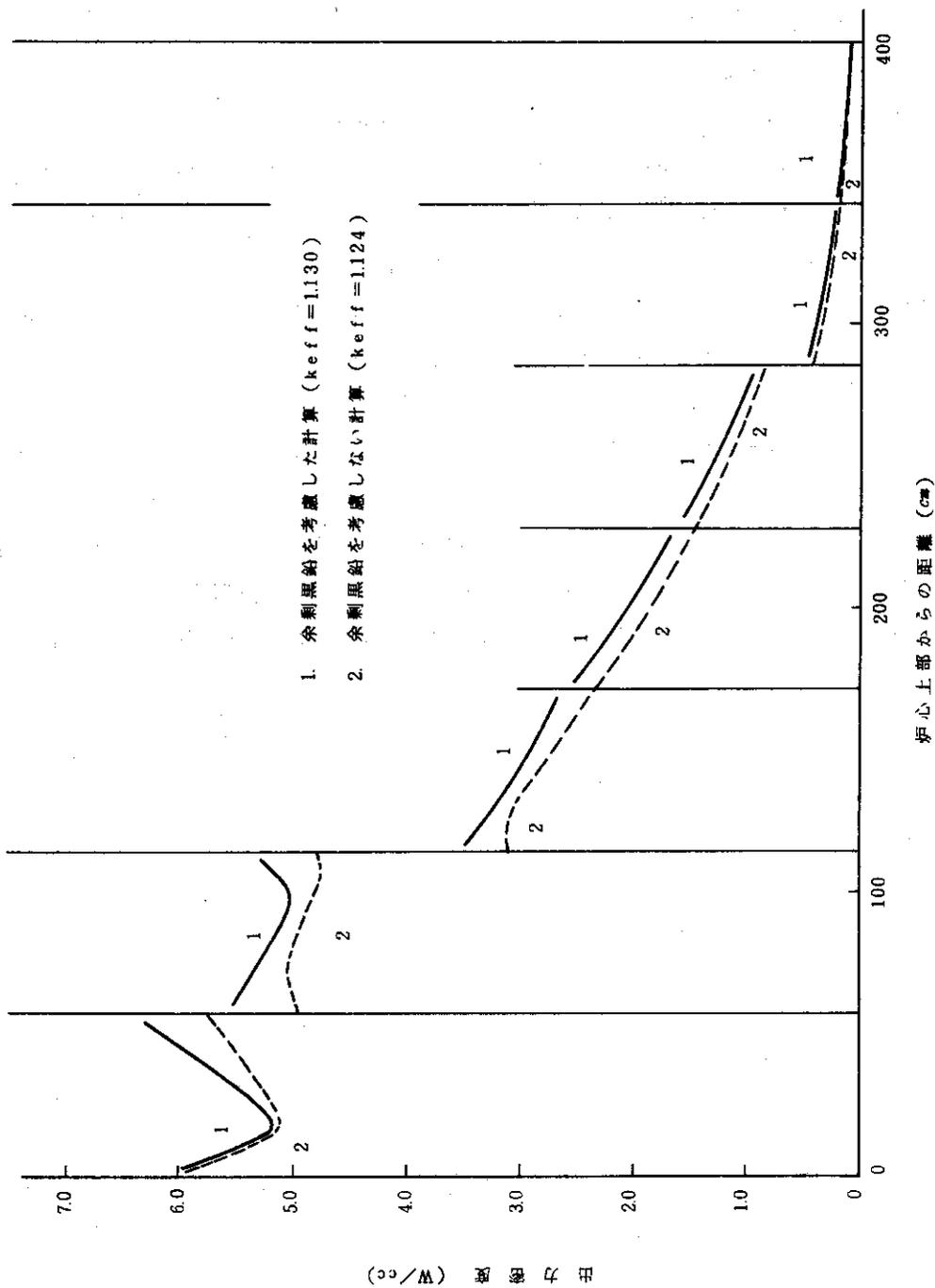
そこで1次元あるいは2次元で20群炉心計算を行った結果、及び20群炉心計算からスペクトル空間依存性が入ったブロック単位の少数群定数を作成し、その少数群定数を用いて炉心計算を行った結果を標準計算の結果と比較した。その結果、炉心内のスペクトル空間依存性の炉心実効増倍率に与える影響は無視出来るほど小さいが、出力分布に与える影響は小さくなく、特に領域内出力ピーキングに約3%（4群炉心計算の場合）の差異を生じる。なお、ここでは制御棒未挿入炉心について比較しており、制御棒を含むブロックの群定数に対するスペクトル効果については別途検討している。

(3) オリフィス領域内の非均質性

外側境界で完全反射条件を仮定した場合のオリフィス領域内出力分布を、燃料体ブロック内均質化モデルの標準計算と制御棒配置や燃料ピン配列を考慮したTOWTRANコードによる2次元($r-\theta$)SN計算とで算出し比較した。両モデルによるオリフィス領域内出力ピーキング係数(P_2)の計算値は、制御棒未挿入の場合は1.10と1.11で良く一致するが、制御棒挿入の場合は標準計算モデルでは1.10であるのに対し、SN計算では1.22となっている。この差異は後述するMk-III熱流動解析では考慮されている。

(4) 燃料体端の余剰黒鉛

燃料体の長さは570mmであるが実際の燃料ピンの長さは約540mmであり、燃料体の両端には約15mmずつの余剰黒鉛がある。したがって、炉心に装荷された場合は1ヶ所で約30mmの余剰黒鉛が存在することになり、大きな局所出力歪を作り出すことが予想される。余剰黒鉛を考慮した場合としない場合の軸方向出力分布の計算結果を第7.1.11図に示す。出力ピーキング値の最大の相異で約8%あり、この結果もMk-III熱流動解析では考慮している。



第 7.1.1.1 図 燃料体端余剰黒鉛の軸方向出力分布への影響
 (CR: Non, Hot - clean 状態, 1次4群計算)

(5) 制御棒のスペクトル(I) (少数群定数)

制御棒の挿入された燃料体の群定数は、DELIGHTコードにより作成された4群定数を用いて、SLALOMコードの1次元計算により作成する。この制御棒の4群定数を多群核定数から縮約作成する際、どのような中性子スペクトルを用いるかによつて、SLALOM計算さらに炉心計算が受ける影響をチェックした。ここでは標準燃料体内及び制御棒挿入用燃料体内の中性子スペクトルを用いた場合の比較を行ったが、炉心実効増倍率に与える影響は小さい(0.5%以下)。

また、制御棒の挿入された反射体ブロックの群定数作成に関しても同様なスペクトル効果を検討して、SLALOM計算におけるモデル化の差異の影響の小さいことを確かめている。

(6) 制御棒のスペクトル(II) (多群計算)

TOWTRNコードの10群計算により制御棒が挿入された燃料体の群定数を作成することにより、10群の2次元炉心計算を行つて標準モデルの少数群(2~4群)計算の妥当性をチェックした。その結果、燃料体の縮約群定数では1%程度の差であり、2次元(R-Z)炉心計算による初期状態(中心制御棒対:3ブロック長挿入,第1リング制御棒対:2ブロック長挿入)の実効増倍率の評価も比較的良い一致(<0.5%)をみている。今回の検討では比較したケース数も少なく不十分ではあるが、群定数作成におけるエネルギー群効果はあまり大きくないと言えよう。

(7) 制御棒の軸方向分割ベント型構造

制御棒はスパインに中性子吸収体を内蔵した2重円筒を固定し、軸方向にこの2重円筒を複数個継ぎ合せた軸方向分割2重円筒ベント型である。したがつて、それぞれの2重円筒の間には中性子吸収体のない継目が存在することになり、この継目部分がかなり長かつたり全体の長さに占める割合が大きい場合は、制御棒反応度値に与える影響は無視できない。そこで、1つの2重円筒の長さが燃料体長と同一の570mmとした場合(制御棒全長を4570mmとすると8分割となる)の継目部分の影響を2次元(R-Z)SN計算で検討した。結果を第7.1.11表に示す。継目部分の長さが30mm(全長の約5%)程度以上になると無視出来ないことが解る。

第7.1.11表 軸方向分割型制御棒の継目長さの
反応度値に与える影響

継目長さ (mm)	余剰反応度 (k_{eff})	反応度値 Δk_{eff}	減少率 (%)
(制御棒未挿入)	1.160	—	—
0	0.681	0.479	0
20	0.682	0.478	0.25
40	0.688	0.472	1.44
60	0.695	0.465	2.90
80	0.703	0.457	4.59

(注) 1. 制御棒の1分割単位を570mmとしている。

2. 減少率は継目長さ0mmの場合の制御棒反応度値に対する減少率である。

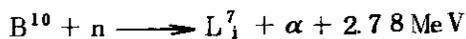
以上が今回実施された核特性解析の精度検討の主なものである。これらのなかで、局所的な出力歪に関する(1)、(2)、(3)の結果は、Mk-Ⅲ炉心熱流動計算におけるシステムテック因子として具体的に考慮されている。

今後設計を詳細化するに際しては、解析手法の開発や実験データとの照合などにより設計精度の向上を行う必要があるが、特にMk-Ⅲ炉心の特性解析について言えば、①制御棒の対配置による相互干渉効果、②可燃性毒物の自己遮蔽効果と燃焼特性、③燃料体の非均質性による局所出力分布歪、④反応度制御素子挿入穴からの中性子漏洩量、⑤炉心空間依存性を考慮した温度係数、及び⑥炉心計算におけるBLOCK-SMEARモデルの妥当性などの詳細評価が残された課題である。

次に述べる(8)~(9)は精度検討ではないが、熱流動特性解析や動特性解析さらには今後の炉心設計への参考データとするために検討を行っている。

(8) 制御棒チャンネル内発熱量

炉心内には燃料体以外の発熱体として制御棒及び反射体があり、それぞれの発熱量に応じて冷却材を分流して冷却する必要がある。反射体による発熱量は遮蔽計算から全炉心有効発熱量(50MW)の~5%であることが知られており、ここでは制御棒による発熱量を必要冷却材流量の最大値を押える目的で算出した。したがって、出力運転中に考えられる最大発熱量を算出することとし、100%出力での最大挿入深さとなる炉心初期状態の中心制御棒(3ブロック長挿入)について、制御棒内の吸収反応が全て以下の反応に基づくものとして、SLALOM-SITATION計算を用いて検討した。



その結果、制御棒1本当りの最大発熱量は約8.2kWであり、線出力の平均値は48.1w/cm、最大値は121w/cmである。したがって、全挿入制御棒を考慮しても高々0.1MW(0.2%)以下の発熱であることが解る。

(9) 炉心反応度調整用制御棒(グレイロッド)

運転制御特性からは中心制御棒対(2本)のうちの1本が、定められた範囲の反応度補償感度($\Delta k_{\text{eff}}/\text{cm}$)をもちながら、運転中にある一定長さ以上挿入されていて、微調整棒として使用出来ることが望ましい。ところでMk-Ⅲ炉心の制御棒1本当りの反応度値や制御棒挿入に対する出力分布を考えると、この要求を満すためには中心制御棒の諸元を変えていわゆるグレイロッドとすることが必要となる。そこで今回は、制御棒吸収体中のボロン濃度をパラメータとして、スタック基準状態での炉停止余裕と運転中に微調整制御棒(グレイロッド)のもつ反応度値をサーベイした。

第7.1.1.2表に炉停止余裕の検討結果を示す。微調整棒の反応度値をMk-Ⅲ炉心設計値の半分にするには、ボロン濃度を30w/oから0.05w/oまで下げる必要のあることが解る(Na6とNa13の比較)。またNa4の炉停止余裕から判断して、計算精度も考慮すると微調整棒の反応度値をNa13以下に下げる場合には、現設計以上に可燃性毒物を巧みに使用することに加えて、何らかの方法で炉心余剰反応度自身を低下させる必要があろう。運転中の微調整棒の反応度値は、Na13の場合に第1リング制御棒を7/3ブロック、中心微調整棒を3~4

ブロック深さ挿入して臨界調整を行ったとすると約 $0.005\Delta k_{eff}$ 程度となる。ただし、この場合の炉心出力分布はMk-III炉心に較べて、径方向及び軸方向ともやや悪化している。なお、微調整棒の吸収体ボロン濃度を著しく低下させた場合は、ボロン自身の燃焼による反応度値の低下について十分しなければならない。

第7.1.12表 グレイロッドを用いた場合の炉停止余裕

ケース 番号	制御棒挿入状態	1本挿入制御棒		炉心余針 反応度 (Δk_{eff})	挿入制御棒 全反応度値 (Δk_{eff})	1本挿入制御 棒反応度値 (Δk_{eff}^*)
		有・無	吸収体 濃度(w/o)			
1	全引抜	×	—	1.187	—	—
2	全挿入	×	—	0.826	0.360	—
3	中心1対スタック	×	—	0.934	0.252	—
4	中心1対, 第1リング1対スタック	×	—	0.989	0.197	—
5	中心1対, 第1リング1本スタック	○	30	0.946	0.240	(0.0426)
6	中心1本, 第1リング1対スタック	○	30	0.938	0.248	0.0506
7	"	○	10	0.942	0.245	0.0473
8	"	○	5	0.944	0.242	0.0445
9	"	○	3	0.946	0.240	0.0425
10	"	○	1	0.951	0.236	0.0381
11	"	○	0.5	0.954	0.233	0.0352
12	"	○	0.1	0.962	0.225	0.0272
13	"	○	0.15	0.964	0.222	0.0245

- (注) 1. 4 w/o 燃料一様装荷炉心に対する2次元(XY)計算, BPありのCold-clean状態
 2. Δk_{eff} は全引抜(ケース1)の炉心余剩反応度との差
 3. Δk_{eff}^* は中心1対と第1リング1対スタック(ケース4)との差

7.2 炉心熱流動特性

7.2.1 炉心熱流動特性の概要

選定された炉心が、所定の熱設計の基準や方針を満足しているかを検討することを主たる目的として、炉心の熱流動特性解析が行われた。温度計算は、CITATIONコードによる三次元出力分布計算結果を基にしており、出力分布計算の径方向メッシュは燃料ブロックの1/6を単位としているので、燃料チャンネルの熱計算は2チャンネル平均の代表チャンネルで行った。

熱特性としては一般に燃焼がすすんだ炉心状態よりも炉心初期状態の方が厳しいことが予想されるので、炉心初期状態について代表的な制御棒挿入パターンでの熱特性の比較を行い、熱特性上最も優れていると思われる制御棒挿入パターンの炉心状態についてその後の燃焼特性を求めた。燃焼日を追った炉心の熱特性解析では、2通りの流量調節方式に従った場合についてそれぞれ熱特性を求め、両者の比較検討を行った。すなわち、流量配分方式の1つは各領域出口における冷却材混合温度を等しくするように流量調節を行う方式（出口温度一定方式と呼ぶ）であって、もう一つは領域内の（燃料チャンネルにおける）公称燃料最高温度を各領域で等しくするように流量調節を行う方式（最高温度一定方式と呼ぶ）である。流量配分方式の比較の結果、燃料最高温度については、最高温度一定方式の方がやや低いが、出口温度一定方式の場合でも燃料最高温度はそれほど上昇せず、冷却材出口温度のバラつきが小さいことを考えれば、出口温度一定方式の方がより現実的な流量配分であることが示された。次に炉心の燃焼特性について述べる。燃料最高温度を除く熱流動特性値、すなわち、燃料チャンネルの最小レイノルズ数、最小限界熱流束比は燃焼がすすむにつれて厳しくなることが示された。

部分負荷時の特性として、出力と流量とをそれぞれ、定格の約40%から110%まで変化させて燃料最高温度、最小レイノルズ数および最小限界熱流束比を求めた。計算は炉心初期状態について行った。その結果、燃料最高温度は、最高温度一定方式の流量配分の方が余裕があり、一方、最小レイノルズ数、最小限界熱流束の観点からは、いずれも出口温度一定方式の方が余裕があることが示された。

7.2.2 計算条件および計算手法

Mk-III炉心の熱流動特性解析に於いては、計算条件や設計データにいたずらに余裕を設定することなく、できるだけ現実的な値に近づけながらも全体として余裕を考慮した安全側の評価であるように配慮した。炉心熱流動計算のための条件を第7.2.1表に示す。燃料で原子炉熱出力の100%が発生すると考えることは、燃料温度に関して大きな余裕をもつことになるが、ここでは、基本概念設計の遮蔽設計の計算等を参考にして燃料以外で原子炉出力の5%の熱発生があったとした。また、炉心の燃料冷却チャンネルを流れる冷却材流量は、制御棒や可動反射体ブロックの冷却に必要な冷却材の流量を勘案して原子炉全流量からそれらの流量を差し引いた残りの流量、すなわち、全流量の90%と考えた。原子炉容器入口冷却材温度は395℃であり、燃料領域入口の冷却材温度が400℃という設定は充分控え目である。従って、以上の条件から炉心燃料領域出口での冷却材平均温度は1.039℃となる。

(1) 熱設計データ

熱設計計算で必要とされるデータについて広範囲な文献サーベイとその評価を行った結果、

以下に示すような安全側に立った保守的な値を設計では使用した。

(a) ヘリウムの物性値

ヘリウムの物性値は古くから比較的良く測定されているものの1つであるが、本設計で使用するような1,000℃以上の高温でのデータは少ない。これらのデータを評価した結果、Cederbergらがまとめた値^{*}を設計値として採用した。これを第7.2.2表に示す。

(b) 摩擦損失係数

管内流の摩擦係数のデータに比べ、円環流路での測定データは余り得られていない。本設計では、流路形状の効果をRehme^{**}の手法により円環流路の内外径比をパラメータとして評価し、流路の粗さの効果については、Colebrookの式によって評価した。以下に、流れの状態による摩擦係数の式を示す。

乱流域 ($4,000 \leq Re$)

流れが乱流であるための最小レイノルズ数として、充分余裕を見込んで4,000とした。

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

ここで、 λ は摩擦係数、 Re はレイノルズ数、 e は相対粗さで、 λ_e はこのときColebrookの式により求められる摩擦係数である。次に ξ は流路形状によるファクタで、次式で求められる。

$$\xi = \frac{\lambda_g (Re, \alpha)}{\lambda_g (Re, 0)}$$

ここで、 α は円環流路の内径と外径の比であり、 $\alpha=0$ は円管流路、 $\alpha=1$ は平板の流路を表わす。 λ_g は、流路形状に対応した内外径比(α)とレイノルズ数の関数として、次式で求められる摩擦係数である。

$$\sqrt{8 \lambda_g} = 2.5 \ln (Re \sqrt{8 \lambda_g}) + 5.5 - G$$

$$\text{ここで、} G \text{は、} G = \frac{3.966 + 1.25 \beta}{1 + \beta} + 2.5 \ln 2 (1 + \beta)$$

であり、 β は前述した α より次式で計算される値である。

$$\beta = \frac{\alpha + \alpha^{0.343}}{1 + \alpha^{0.343}} \quad (\alpha \geq 0.5, \alpha = 0, 1)$$

遷移域 ($Re' < Re < 4,000$)

遷移域での摩擦係数には大きな不確定性があるが、本設計ではポンプ動力に及ぼす摩擦係数の影響を考慮して控え目な値であるように、レイノルズ数が4,000のときの乱流の値を使用した。

$$\lambda = \xi \cdot \lambda_e (4,000, e)$$

Re' は層流の式において、上記の値と等しい摩擦係数に対応するレイノルズ数である。層流の式は以下に示される。

*) R. Harth, et al. Jül-666-RB (1970)

**) K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer, 16, 933 (1974)

層流域 ($R_e < R_e'$)

$$\lambda = K/R_e$$

ここで、Kは流路形状に応じて次式で求められる値である。

$$K = \left| \frac{64(\beta^2 - 1)^3}{3\beta^4 - 4\beta^2 - 4\beta^4 \ln \beta + 1} \right|$$

$$\beta = \sqrt{\frac{1 - \alpha^2}{2 \ln(1/\alpha)}}$$

前述した、遷移域と層流域の境界レイノルズ数 R_e' は、

$$K(\alpha)/R_e' = \xi(4000, \alpha) \times \lambda_e(4000, e)$$

から求まるレイノルズ数である。

以上の式より計算される摩擦係数の値を第7.2.1図に示す。

(c) 熱伝達率

円環流路の熱伝達率は管内流の場合に比べて低下することが知られている。本設計では、流路形状の効果を摩擦係数と同様に、流路の内外径比をパラメータとして評価する。また、流体の物性値は混合温度で評価し、温度による物性値の変化の効果は補正式により行う。以下に、流れの状態に応じたヌッセルト数 (Nu) の計算式を示す。

乱流域 ($5000 \leq R_e$)

$$Nu_T = 0.022(1/\alpha)^{0.1} \left[1 + (1/\alpha - 1) \frac{250}{R_e} \right] R_e^{0.8} Pr^{0.5}$$

ここで、 Nu_T は乱流域のヌッセルト数、 Pr はプラントル数である。乱流域として、充分余裕を見込んでレイノルズ数が5000以上とした。

遷移域 ($R_e' < R_e < 4000$)

遷移域の熱伝達に関するデータは少なく、本設計ではHausenの式を修正した次式で求めた。これは、Hausenの式による値そのものより控え目な値である。

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

ここに、 Nu_H' はHausenの式によるヌッセルト数 Nu_H を補正した遷移域に於けるヌッセルト数である。補正は、レイノルズ数が5000のときのヌッセルト数が、乱流の式による値と一致するように行った。また、 R_e' は上記のHausenの式の修正式より求まるヌッセルト数と層流域のヌッセルト数とが等しいときのレイノルズ数であり、層流域のヌッセルト数を求める式は以下に示される。

層流域 ($R_e < R_e'$)

層流域の熱伝達については理論解析が行われており、本設計ではDwyer^{*}による値を、以下に示すような円環流路の内外径比 (α) の3次式でフィッティングして使用した。相対誤差は $\alpha \geq 0.5$ で0.02%以下であり、本設計の場合、 $\alpha = 0.92$ であり問題はない。

$$Nu_L = -4.827(\alpha)^3 + 12.75(\alpha)^2 - 12.25(\alpha) + 9.71$$

*) O. E. Dwyer, Nucl. Scie. & Eng., 17, 336 (1963)

ここで、 Nu_L は層流域のヌッセルト数である。

以上のヌッセルト数をもとに、伝熱面近傍での流体温度の急激な変化による物性値の変化、とくに粘性係数の変化による熱伝達率への影響を次式で考慮する。

$$Nu' = Nu \cdot \left(\frac{\mu_B}{\mu_W} \right)^{0.14} \approx Nu \cdot \left(\frac{T_B}{T_W} \right)^{0.1}$$

ここに、 Nu は前述したヌッセルト数の計算式より求められる値であり、 Nu' は温度による物性値の変化を考慮したヌッセルト数である。また、 μ は流体の粘性係数、 T は絶対温度、添字の B, W はそれぞれ、流体の混合平均温度での値および伝熱面温度での値であることを示す。

これらの計算式により計算したヌッセルト数の値を第 7.2.2 図に示す。

(d) 燃料コンパクト/黒鉛スリーブ間ギャップ熱伝達率

コンパクトとスリーブが接触しない場合

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ふく射伝熱によって、コンパクトからスリーブへ熱が伝達される。ヘリウムガスの熱伝導による伝熱量は

$$q_c = 2\pi k_g \Delta t_g / \ln \left(\frac{d_s}{d_c} \right)$$

である。ここで、 q_c は線出力、 k_g はヘリウムガスの熱伝導率で圧力 40 kg/cm^2 、スリーブ内面温度とコンパクト外面温度との平均温度に対するもの、 Δt_g はギャップの温度差、 d_s, d_c はそれぞれ、スリーブの内径、コンパクトの外径である。ふく射による伝熱量は

$$q_r = \sigma \epsilon S (T_c^4 - T_s^4)$$

である。ここで、 σ はステファン・ボルツマン定数、 S はふく射伝熱面積、 T_c, T_s はそれぞれコンパクト外面、スリーブ内面の絶対温度、 ϵ は総括ふく射率で、円筒の場合の次式で計算する。

$$\frac{1}{\epsilon} = \frac{1}{\epsilon_c} + \frac{A_c}{A_s} \left(\frac{1}{\epsilon_s} - 1 \right)$$

ここで、本設計ではコンパクト、スリーブ両者に対して黒鉛のふく射率として 0.8 を使用する。 ϵ_c, ϵ_s は、コンパクトおよびスリーブそれぞれのふく射率であり、 A_c, A_s はコンパクトおよびスリーブそれぞれのふく射伝熱面積である。

コンパクトとスリーブが接触する場合

高速中性子の照射や、熱膨張による燃料ピンの変形によってコンパクトとスリーブが接触する場合の接触熱伝達率は、次式で計算される。

$$h_g = \left(\frac{1}{\frac{\delta_c}{k_c} + h_0 + \frac{\delta_s}{k_s}} - \frac{k_g}{\delta_c + \delta_s} \right) \frac{P}{H} + \frac{k_g}{\delta_c \delta_s}$$

ここに、 h_g は接触熱伝達率、 δ は表面粗さ、 k は熱伝導率、 P は押しつけ圧力、 H は接触固体のかたさである。添字 c, s はそれぞれ、コンパクトおよびスリーブの値であることを示す。 k_g はヘリウムの熱伝導率で、前述したコンパクトとスリーブとが接触しない場合の熱伝達計算に用いられたものと同じく定義される。また、 h_0 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、 $5 \times 10^6 \text{ kcal/mhr}^\circ\text{C}$ とする。

(e) 黒鉛の熱伝導率

一般に黒鉛の熱伝導率は黒鉛の銘柄によって異なり、また、温度上昇や高速中性子照射によって低下する。このため本設計では、材質としてギルソナイト系黒鉛を想定し、低温照射後の最も低い熱伝導率のデータに余裕を見込んだ値である $0.06 \text{ cal/cm}\cdot\text{s}\cdot\text{C}$ を採用した。

(f) 燃料コンパクトの熱伝導率

燃料コンパクトの場合も、黒鉛と同じような傾向を持ち、さらに、被覆燃料粒子の被覆粒子の体積充填率30%程度、マトリックス密度 1.6 g/cm^3 以上、オーバーコート、温間プレスによる製造という想定のもとに未照射のコンパクトの熱伝導率を推定し、照射による低下を考慮し余裕を見込んだ値である $0.03 \text{ cal/cm}\cdot\text{s}\cdot\text{C}$ を採用した。

(2) 高温点解析データ

高温点解析に用いたシステムテック因子およびランダム因子の項目とその値をそれぞれ、第7.2.3表、第7.2.4表に示す。特にシステムテック因子の項目と数値の設定に際しては、次のことに注意をはらった。すなわち、出力、流量と温度差とは互いに独立ではありえず、2つのみが独立であるので、実際の原子炉運転制御においてどの2量を精度良い可知量として用いることができるかを検討した。その結果、出力は計算により、領域の出入口冷却材温度差は測定により、それぞれ求めるものとし、領域の冷却材流量の測定は行わないとした。しかし、熱出の校正のために全流量の測定が行われるとし、その測定誤差は温度差測定誤差とともに、熱出力校正の誤差として考慮されている。

次にその他のシステムテック因子について述べる。核的な因子である、軸方向出力分布、径方向の因子については、燃料最高温度が大旨、下から三段目の燃料要素に生じることから、この燃料要素における値を使用している。また、径方向の因子については表に示されているような各領域毎の値を使用した。クロスフローによる効果は、未だ因子として考慮するまでに至っておらず、最終燃焼炉心についての試計算にとどめた。一方、流量調節領域内の出力勾配による流量の再配分については、これまでの解析結果をもとに高温チャンネルにおいて最大4%の冷却材流量の減少を想定した。変動による因子としては、計測、制御系の時間遅れから出力および流量についてそれぞれ3%を見込んだ。

ランダム因子のうち、燃料棒の寸法誤差については、 0.1 mm の製造公差に対する値を用い、熱伝達率の不確かさについては10%を見込んだ。

(3) 計算手法

炉心の径方向出力分布は、炉心中心に対して 60° の回転対称であるから、計算は炉心の1/6セグメントについて行った。オリフィス領域の番号表示を第7.1.6図に示す。核計算の出力分布計算の径方向メッシュは、燃料ブロックの1/6を単位としているので、熱計算は2チャンネル平均の代表燃料チャンネルによって行った。核計算の軸方向メッシュは、燃料領域において27ポイントであるが、熱計算では第7.2.3図に示すように上から3段目と4段目の燃料ブロック境界と、上から5段目と6段目の燃料ブロック境界とにおける出力を外挿して求めて用いた。これらの境界点は、燃料の濃縮度が異なる燃料ブロックの境界であって軸方向出力分布が不連続になるところであるが、互いに接する燃料ブロックに於いて外挿により求められたそれぞれを算術平均して用いた。このように熱計算のための軸方向出力分布については、チャンネルの総発熱量を核計算の結果と等しく保ちながら、燃料最高温度に対し控え目な軸方向

出力分布であるように留意した。

燃料温度を制限値以下におさえるためには、冷却材の流量調節を行う必要があり、7カラムを単位として、領域の上部に取り付けられた流量調節装置によって冷却材の配分が行われる。2通りの流量調節方式に従った場合の炉心の熱特性を求め、比較検討された。流量調節方式の1つは各領域出口の冷却材混合温度を等しくするように各領域の出力に比例して流量を配分する方式であり、もう1つはそれぞれの流量調節領域内の公称燃料最高温度を等しくするように流量を配分する方式である。

計算は単チャンネルにおける1次元の熱流動計算コードDEGA-CFLOWによって行われた。

7.2.3 炉心熱流動特性

(1) 炉心初期特性(制御棒挿入パターンによるサーベイ計算)

炉心の燃焼初期状態においては、反応度制御のために制御棒が挿入され、このため、炉心の出力分布に歪みが生じるので、制御棒挿入が少なくなる燃焼状態よりも燃料温度に対しては厳しい状態になることが予想される。そこで、代表的な制御棒挿入パタンのうち、核設計上、動特性上の条件を満足する制御棒挿入パターンを選び、熱特性の検討を行った。制御棒の挿入パターンとその核特性については、第7.1節に述べられている。

それぞれの制御棒挿入パターンにおける炉心の代表的な熱流動特性を第7.2.5表に示す。ここで、流量比とは、各領域の燃料最高温度を指定された温度にするのに要する冷却材流量の炉心内の総和に対する、所要の冷却材温度上昇を得るのに必要な流量(炉心全流量)の比である。燃料最高温度を1300℃とする場合の流量比は、パターン4が約1であるがその他は全て1以下であるので、実際には燃料温度は1300℃以上になることがわかる。同様に燃料最高温度を1350℃とする場合、パターン3および、パターン9は流量比が1以下であり、燃料温度は1350℃を越えることがわかる。

次に炉心の流量調節方式による燃料最高温度、最小レイノルズ数、限界熱流束比、炉心部の冷却材圧力損失の違いを同じく、第7.2.5表に示す。流量調節方式1は炉心の全燃料チャンネルに平均に冷却材を流した場合であり、流量調節方式2および流量調節方式3は7.2.1章で述べた出口温度一定方式および最高温度一定方式の流量調節の場合である。流量調節方式1の場合は、燃料温度が高くなり、流量調節方式としては不相当であるが、比較のために示した。燃料最高温度は、大体、炉心上部から5段目のブロックの底部に生じ、そのときの径方向の位置を括弧内に領域番号で示した。流量調節方式3、流量調節方式2、流量調節方式1の順に燃料最高温度は高くなるが、流量調節方式2と流量調節方式3の場合の違いは比較的小さく、パターン4の場合では24℃の差である。

ヘリウムの粘性係数は温度とともに増加するので、炉心出口でレイノルズ数は最小となる。レイノルズ数が最小となる領域番号を括弧内に示した。流量調節方式による違いは、大体、燃料最高温度と同様に流量調節方式3、流量調節方式2、流量調節方式1の順に大きくなっている。パターン4のみは、最小レイノルズ数が3000以上であるが、その他のパターンでは3000を下まわる場合がある。また、流れが乱流ではなくなるかもしれないときの限界値としての熱流束パラメータ値と炉心内での最大熱流束パラメータ値との比で定義される最小限界熱流束比が示されており、パターン4では1.5以上であるが、その他のパターンでは1.5を下まわる場合が

ある。

炉心部の圧力損失の最大値を最下段に示した。流量調節方式2の場合の圧力損失が比較的高くなる。また、パタン4の圧力損失は他のパタンに比べやや低目である。

以上のような検討のもとに制御棒の挿入パタンをパタン4に決定し、以後の炉心燃焼特性計算をすすめた。

(2) 燃焼特性

燃料の炉内滞在期間の2年間における炉心の熱流動特性を検討する。冷却材の流量配分については、初期炉心の検討において流量調節方式2と方式3との間に明瞭な差異が認められなかったため、両方式を併用して検討した。核設計計算により得られた燃焼炉心の出力ピーキング係数は第7.1.7表に示される。この表の P_1 は領域平均チャンネルの出力と炉心平均チャンネルの出力との比であり、 P_2 は領域内出力ピーキングで、領域の最大出力チャンネルの出力と領域の平均チャンネルの出力との比である。 P_1 の最大値は、燃焼開始後450日のとき領域Iで1.23である。 P_1 は流量調節領域あたりの出力分担であり、流量を調節することによって領域の冷却を行うことが可能である。一方、 P_2 は流量調節領域内における出力の偏在の度合いであり、これに応じた流量配分が不可能であって燃料温度に直接影響を及ぼすので重要である。 P_2 は燃焼末期の炉心の領域IIIで最大になり、1.14である。 $P_1 \times P_2$ 、すなわちチャンネルの最大出力は燃焼開始後450日の領域Iの標準カラムのホットチャンネルである。一方、軸方向出力ピーキング係数(P_{ax})は、燃焼開始後450日の領域Iの制御カラムで最大であり、2.68である。局所出力ピーキング係数(P_1 、 P_2 、 P_{ax} の積)は、燃焼開始後450日、領域Iの制御カラムで最大になり、3.21である。線出力にして、約119 cal/cm・sに相当する。炉心内の軸方向出力分布については、第7.1節の核設計に述べられている。

このような出力分布をもつ炉心燃焼状態の熱流動解析の結果について、以下に述べる。まず、各領域の(制御棒が挿入された領域については、制御棒カラムと標準燃料カラムとに分けて)燃料最高温度の燃焼による推移を検討した。第7.2.6表に流量配分方式2の場合の公称燃料最高温度、システムマテック燃料最高温度、ランダム燃料最高温度の燃焼による変化を示す。いずれの最高温度も燃焼を通じて、ほぼ領域IIの標準カラムに生じるが、燃焼開始後10日、450日では、それぞれ領域IIまたは領域Iの制御カラムに生じる。炉心初期状態の燃料最高温度が燃焼期間を通して最も高く、公称値1.327°C、システムマテック温度1.551°C、ランダム温度1.662°Cである。燃焼末期においては、これらの温度は、それぞれ、1.269°C、1.475°C、1.612°Cである。燃料チャンネルの軸方向温度分布の例として、領域IIの標準カラムにおける最高温チャンネルの軸方向温度分布を第7.2.4図に示す。また、燃焼開始後10日、140日、300日についても同じようにそれぞれ第7.2.5図、第7.2.6図および第7.2.7図に示す。燃焼がすすむにつれて、最高温度が一般に低くなるが、炉心部の入口側の温度が上昇するので炉心全体の平均温度が上昇することがわかる。

次に燃焼期間中における炉内各領域の最小レイノルズ数の変化を第7.2.7表に示す。流量が領域の分担出力に比例して配分されているので、チャンネルあたりの出力分担が小さい領域IVの出口レイノルズ数が、燃焼を通して炉心内最小レイノルズ数である。また、この最小レイノルズ数は燃焼がすすむにつれて減少し、初期には3580、末期では3370である。一方、最小

限界熱流束比もレイノルズ数と同じく領域Ⅳに生じ、初期には2.0、燃焼がすすむにつれて減少し、末期では1.56である。

流量調節方式3の場合について同じく、燃焼による燃料最高温度の変化を第7.2.8表に、また、炉心内の最小レイノルズ数を第7.2.9表に示す。燃焼開始後450日における領域Ⅰでは、制御カラムにおける軸方向出力ピーキングが大きいので(燃焼を通して炉心内最大の2.68である)、燃料温度の上昇をおさえるためには、領域の出力分担の割合(1.23)以上に冷却材を流す必要があり、炉心平均のチャンネル流量の1.39倍、すなわち、領域流量にして1.83 kg/s(チャンネルあたり2.445 g/s)である。燃料最高温度は、燃焼開始後450日の場合を除いては燃焼とともに低下し、炉心初期状態の場合が最も高く、公称値1.301℃、システマテック温度1.536℃、ランダム温度1.645℃である。燃焼末期におけるこれらの温度はそれぞれ、1.262℃、1.483℃、1.624℃である。流量調節方式3の場合、出力分担の小さい炉心周辺の領域の流量が流量調節方式2に比べ、更に少ないので、最小レイノルズ数、最小限界熱流束比いずれも領域Ⅳに生じ、初期炉心でそれぞれ3.077、1.54であり、燃焼とともに減少し、燃焼末期では、最小レイノルズ数2.862、最小限界熱流束比1.16である。

流量調節方式2と方式3とを比較すると、燃料温度については前者が後者よりも20℃前後高いが、レイノルズ数については500前後、最小熱流束比については0.5前後、前者が後者よりも大きい。

(3) 部分負荷特性

出力と流量とが定格点(100%)からどの程度ずれても許容できるかを検討するために、出力と流量とをそれぞれ、定格の40%から110%まで変化させて、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求めた。計算は炉心初期状態について、流量調節方式2と方式3の場合との比較を行なった。部分負荷時の出力分布の形状については、定格時の出力分布形状を用いた。

流量調節方式2と方式3の場合の炉心初期状態について結果をそれぞれ、第7.2.8図および、第7.2.9図に示す。これからわかるように、燃料最高温度については全体として余裕が小さいが、相対的に流量調節方式3の方が余裕がある。また、最小レイノルズおよび最小限界熱流束比については、いずれの場合にも流量調節方式2の方が余裕がある。

第 7.2.1 表 炉心熱設計計算条件

炉心入口冷却材温度	400 °C
炉心入口冷却材圧力	40 kg/cm ²
炉心出口混合冷却材温度	1000 °C
燃料チャンネル出口平均冷却材温度	1040 °C
全炉心冷却材流量	15.9 kg/s
全燃料チャンネル流量	14.33 (90%)
漏れ流量	1.59 (10%)
全炉心熱出力	50 MWt
全燃料チャンネル熱出力	47.5 MWt
反射体, 制御棒, その他	2.5 MWt
物 性 値	
黒鉛スリーブ熱伝導率	0.006 kcal/m·s·°C
燃料コンパクト熱伝導率	0.003 kcal/m·s·°C
スリーブ内面-コンパクト外面ふく射率	0.8
ヘリウムの物性値	J u 1-666-RBによる
炉 心 寸 法	
高 さ	4.0 m (0.57×7)
カラム数	73
流量調節単位(領域)数	19
燃 料 棒 寸 法	
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	0.54 m
加 熱 長	0.54 m
ブロック当りチャンネル数 標準/制御	= 12/3
上下反射体流路(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

*) 圧力損失計算では燃料チャンネルと同じとする。

第7.2.2表 ヘリウムの物性値

密度*)		
	$\rho = P / (RT) - \rho^2 B(T) - \rho^3 C(T)$	[kg/cm ³]
	$B(T) = 4.5 \times 10^{-4} + 5.42 / (1890 + T)$	
	$C(T) = 1.7 \times 10^{-7} + 4.2 \times 10^{-3} / (1890 + T) + 25.3 / (1890 + T)^2$	
定圧比熱		
	$C_p = \frac{5}{2} R$	[cal/g°C]
	$= 1.240$	
熱伝導率		[W/m°C]
	$P \leq 1 \text{ bar} \quad \lambda_0 = 2.97 \times 10^{-3} T^{0.69} + \frac{9.23 \times 10^9 (T - 273.16)}{(T - 273.16)^5 + 4.29 \times 10^{14}}$	
	$P > 1 \text{ bar} \quad \lambda = \lambda_0 + 2.33 \times 10^{-4} \rho + 2.39 \times 10^{-6} \rho^2$	
粘性係数		[N·S/m ²]
	$P \leq 1 \text{ bar} \quad \eta_0 = 3.78 \times 10^{-7} T^{0.69} + \frac{5 \times 10^{-7}}{0.52 + \frac{T}{569.6}}$	
	$P > 1 \text{ bar} \quad \eta = \eta_0 + 2.67 \times 10^{-10} \rho^2$	
	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として使用した。圧力40 kg/cm², 温度400°C以上では, その相対誤差が0.004%以下である。

第7.2.3 システムテック因子の値

	相対誤差	冷却材 温度差 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 出力校正誤差	1.06	1.06	1.014	1.06	1.06	1.06
1.2 径方向出力分布	*	*	*	*	*	*
1.5 軸方向出力分布	1.054	1.0	1.054	1.054	1.054	1.054
1.4 出力変動	1.03	1.015	1.03	1.03	1.03	1.03
2. 冷却材流量						
2.1 炉内流量配分	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
2.2 領域内再配分	-1.04	1.04	1.061	1.0	1.0	1.0
2.3 クロスフロー	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
2.4 流量変動	-1.03	1.03	1.046	1.0	1.0	1.0
3. 冷却材温度						
3.1 入口温度	1.02	8℃	1.0	1.0	1.0	1.0
3.2 温度差測定誤差	1.03	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
4. 運転余裕	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0

*) 領域1 1.09/1.09 (標準ブロック/制御ブロック)

" 2 1.07/1.07 (")

" 3 1.03

" 4 1.03

第7.24表 ランダム因子の値

	相対誤差	冷却材 温度上昇 $\Delta T1$	膜温度差 $\Delta T2$	スリーブ $\Delta T3$	ギャップ $\Delta T4$	コンパクト $\Delta T5$
1. 製造公差						
a) コンパクト内径	0.005556	(-0.003704)	-0.003704	-0.003704	-0.003704	-0.009546
b) " 外径	0.002778	[0.007408]	0.007408	0.007408	-0.438921	0.010329
c) スリーブ内径	0.002775	0.0	0.0	-0.011633	0.331976	0.0
d) " 外径	0.002174	0.0	-0.02631	0.009180	0.0	0.0
e) 燃料ピン挿入孔径	0.004000	0.0	0.0528	0.0	0.0	0.0
f) 燃料装荷	0.050	[0.05]	0.05	0.05	0.05	0.05
2. 物性データ, 式						
a) 冷却材比熱	0.002	-0.002	0.0006667	0.0	0.0	0.0
b) " 熱伝導率	0.03	0.0	0.02	0.0	0.03000	0.0
c) " 粘性係数	0.03	0.0	-0.0396	0.0	0.0	0.0
d) スリーブ熱伝導率	0.005	0.0	0.0	-0.005	0.0	0.0
e) コンパクト熱伝導率	0.05	0.0	0.0	0.0	0.0	-0.05
f) 熱伝達率	0.1	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0
g) ギャップコンダクタンス	0.05	0.0	0.0	0.0	0.05	0.0
3.						
a) 燃焼効果	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
b) 出力分布 (核計算精度)	0.1	[0.1]	0.1	0.1	0.1	0.1

第7.2.5表 Mk-Ⅲ炉心制御棒挿入パターンと流量調節法比較

		パターン 1	パターン 2	パターン 3	パターン 4	パターン 9	パターン 10
流量比	燃料最高 温度1.300℃	0.9393	0.9425	0.8856	0.9993	0.9259	0.9884
	燃料最高 温度1.350℃	1.0101	1.0051	0.9549	1.0689	0.9946	1.0494
ノミナル 燃料最高 温度 (℃)	流量 1	1492(1C)	1478(2C)	1591(1C)	1362(1S)	1459(1S)	1443(2C)
	流量 2	1338(″)	1394(3S)	1412(2S)	1327(2S)	1382(3S)	1359(3S)
	流量 3	1344(″)	1346(1S)	*1448(4S) 1390(3S)	1301(3S)	1355(4S)	*1367(4S) 1310(3S)
最小レイ ノルズ数 ・ 最小限界 熱流束比	流量 1	3984(1C) 1.60(″)	3795(2C) 1.953(″)	3811(1C) 1.517(″)	3098(4S) 1.558(″)	3924(1S) 1.686(1C)	3783(2C) 1.530(″)
	流量 2	3492(4S) 1.86(″)	2659(4S) 1.432(3S)	3079(4S) 1.375(″)	3580(4S) 2.104(″)	2866(4S) 1.331(″)	2826(3S) 1.135(″)
	流量 3	2863(4S) 1.296(″)	2368(4S) 1.245(″)	2502(4S) 0.9436(″)	3077(4S) 1.539(″)	2524(4S) 1.058(″)	2405(4S) 0.8891(4S)
最大圧力 損 (kg/cm ²)	流量 1	0.5701(1S)	0.6657(2C)	0.6032(1C)	0.5569(1S)	0.6013(2S)	0.6882(2C)
	流量 2	0.7549(″)	0.8138(1S)	0.8963(″)	0.6586(″)	0.8405(1S)	0.8186(″)
	流量 3	0.7448(″)	0.8057(2C)	0.8582(″)	0.6235(″)	0.7107(″)	0.8384(″)

* 層流化による熱伝達の結果を示す

() 内は領域を示す (S... 標準コラム, C... 制御コラム)

第7.2.6表 燃料最高温度の燃焼変化 } ノミナル
 システマテック 流量調節方式2
 ランダム (領域毎冷却材出口平均温度一定)

燃焼開始後日数	0日	10日	140日	300日	450日	600日
領域 I (標準)	1274	1213	1232	1198	1238	1239
	1503	1426	1449	1407	1453	1455*(1471)
	1609	1521	1554	1505	1598	1594 (1611)
領域 I (制御)	1263	1137	1233	1093	1316	1215
	1488	1330	1450	1273	1551	1424 (1439)
	1595	1419	1555	1362	1706	1564 (1661)
領域 II (標準)	1327	1229	1300	1239	1239	1274
	1551	1430	1518	1442	1440	1481 (1493)
	1662	1527	1627	1463	1574	1622 (1632)
領域 II (制御)	1295	1266	1255	1202	1169	1149
	1512	1477	1463	1396	1356	1328 (1348)
	1620	1577	1564	1493	1447	1438 (1454)
領域 III	1277	1217	1251	1222	1216	1255
	1456	1385	1424	1389	1383	1426 (1446)
	1559	1479	1523	1425	1478	1553 (1572)
領域 IV	1214	1166	1186	1158	1146	1138
	1380	1323	1346	1268	1298	1289 (1310)
	1476	1133	1437	1399	1384	1373 (1394)

* かつこ内はクロスフローによるシステマテックファクターを1.03とするときの値

第7.2.7表 最低レイノルズ数/(最小限界熱流東比)の燃焼変化 流量調節方式2

燃焼開始後日数	0	10	140	300	450	600
領域 I (標準)	4901	4610	5261	4850	5298	5026
	(278)	(319)	(353)	(371)	(277)	(292)
領域 I (制御)	5059	4906	5317	5152	5359	5232
	(243)	(276)	(328)	(363)	(239)	(258)
領域 II (標準)	4376	4473	4380	4465	4427	4466
	(227)	(305)	(265)	(328)	(223)	(214)
領域 II (制御)	4464	4412	4482	4526	4546	4575
	(225)	(289)	(274)	(257)	(242)	(225)
領域 III	3823	3795	3646	3693	3552	3585
	(209)	(255)	(219)	(189)	(169)	(157)
領域 IV	3580	3549	3402	3463	3324	3371
	(203)	(241)	(209)	(176)	(160)	(156)

第 7.2.8 表 燃料最高温度の燃焼変化

ノミナル
システムティック
ランダム
流量配分方式 3
(最高温度ほぼ一定)

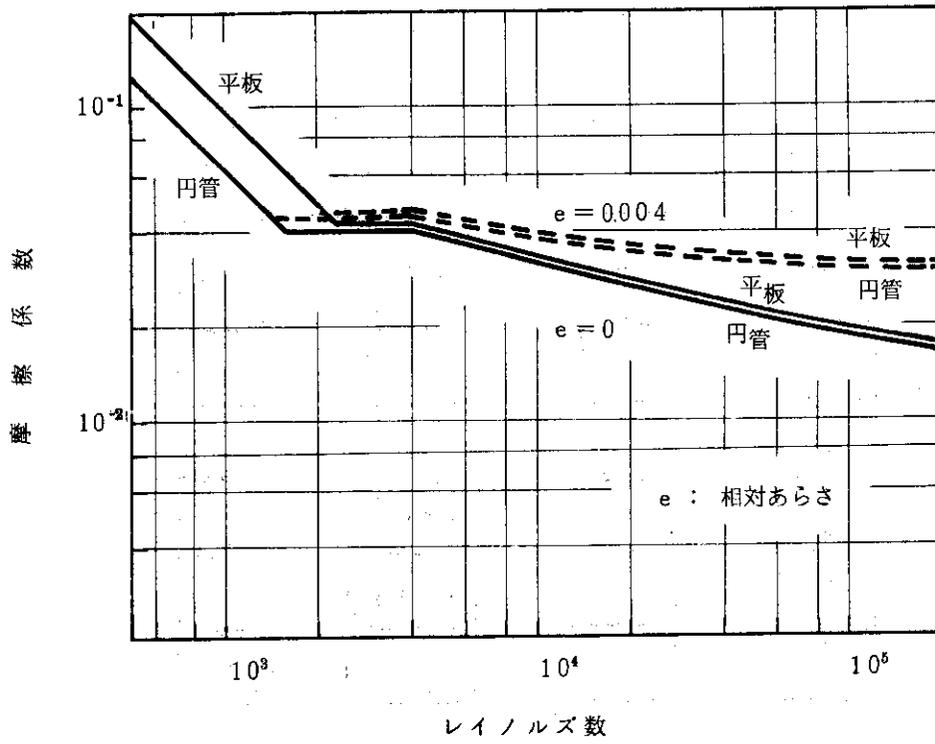
燃焼開始後日数	0	10	140	300	450	600
領域 I (標準)	1301	1244	1277	1228	1194	1262
	1536	1466	1506	1444	1396	1483(1501)*
	1645	1564	1614	1546	1538	1624(1642)*
領域 I (制御)	1286	1162	1275	1117	1270	1235
	1517	1362	1504	1304	1492	1450(1466)*
	1626.0	1454	1613	1395	1644	1591(1607)*
領域 II (標準)	1301	1208	1275	1228	1240	1260
	1518	1404	1487	1428	1443	1465(1483)*
	1624	1498	1594	1529	1576	1603(1620)*
領域 II (制御)	1271	1245	1231	1191	1171	1141
	1482	1450	1432	1382	1358	1317(1333)*
	1587	1548	1531	1478	1450	1427(1443)*
領域 III	1302	1240	1272	1222	1235	1249
	1485	1411	1449	1389	1405	1419(1438)*
	1591	1508	1551	1485	1502	1545(1564)*
領域 IV	1301	1237	1269	1215	1230	1228
	1485	1408	1448	1382	1400	1398(1421)*
	1589	1504	1548	1475	1495	1492(1516)*

* かつこ内はクロスフローによるシステムティックファクターを1.03とするとときの値

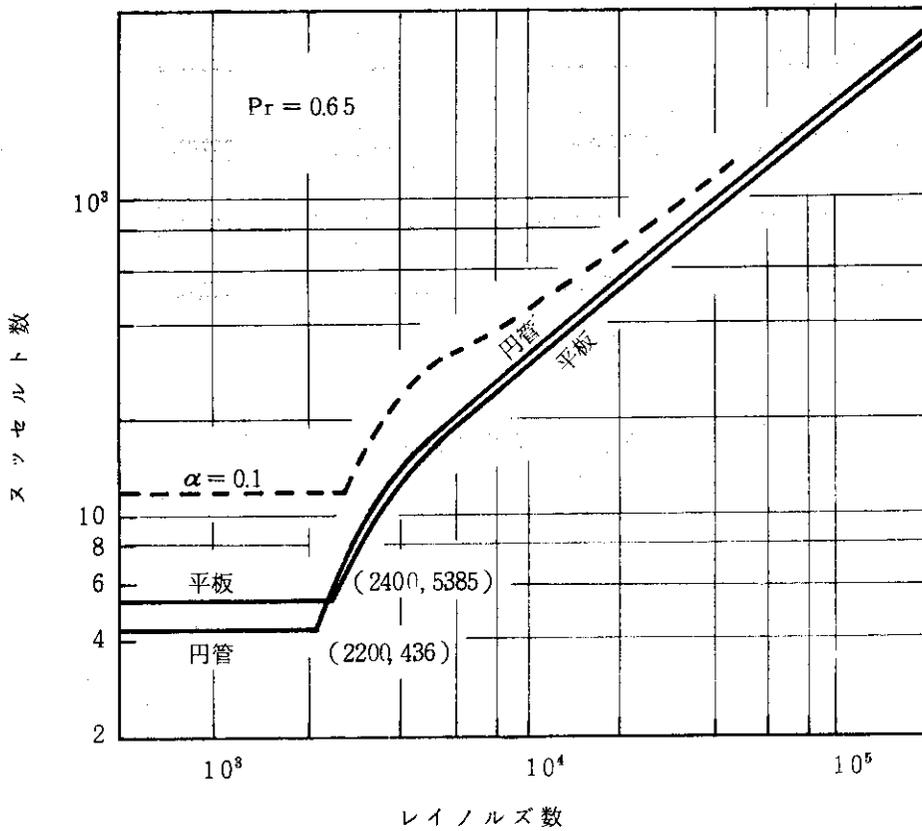
第 7.2.9 表 チャンネル出口レイノルズ数/(最小
限界熱流束比)の燃焼変化

流量調節方式 3

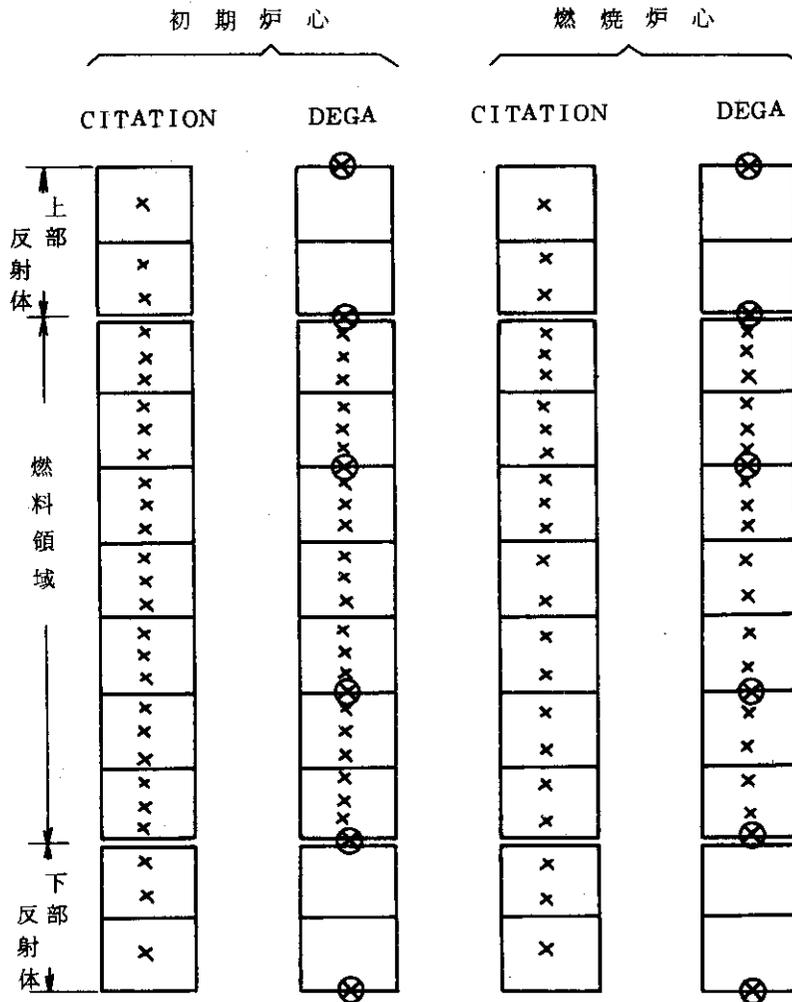
燃焼開始後日数	0	10	140	300	450	600
領域 I (標準)	4635	4335	4759	4551	6234	4695
	(251)	(260)	(293)	(268)	(374)	(257)
領域 I (制御)	4787	4621	4812	4842	6302	4892
	(219)	(246)	(273)	(3.23)	(3.23)	(2.27)
領域 II (標準)	4599	4660	4600	4568	4407	4577
	(249)	(258)	(289)	(254)	(2.21)	(2.44)
領域 II (制御)	4687	4598	4705	4630	4526	4688
	(246)	(2.24)	(3.00)	(2.68)	(2.40)	(2.35)
領域 III	3625	3645	3513	3697	3435	3637
	(1.90)	(1.76)	(1.86)	(1.89)	(1.59)	(1.61)
領域 IV	3077	3122	2937	3115	2854	2862
	(1.54)	(1.39)	(1.41)	(1.451)	(1.21)	(1.16)



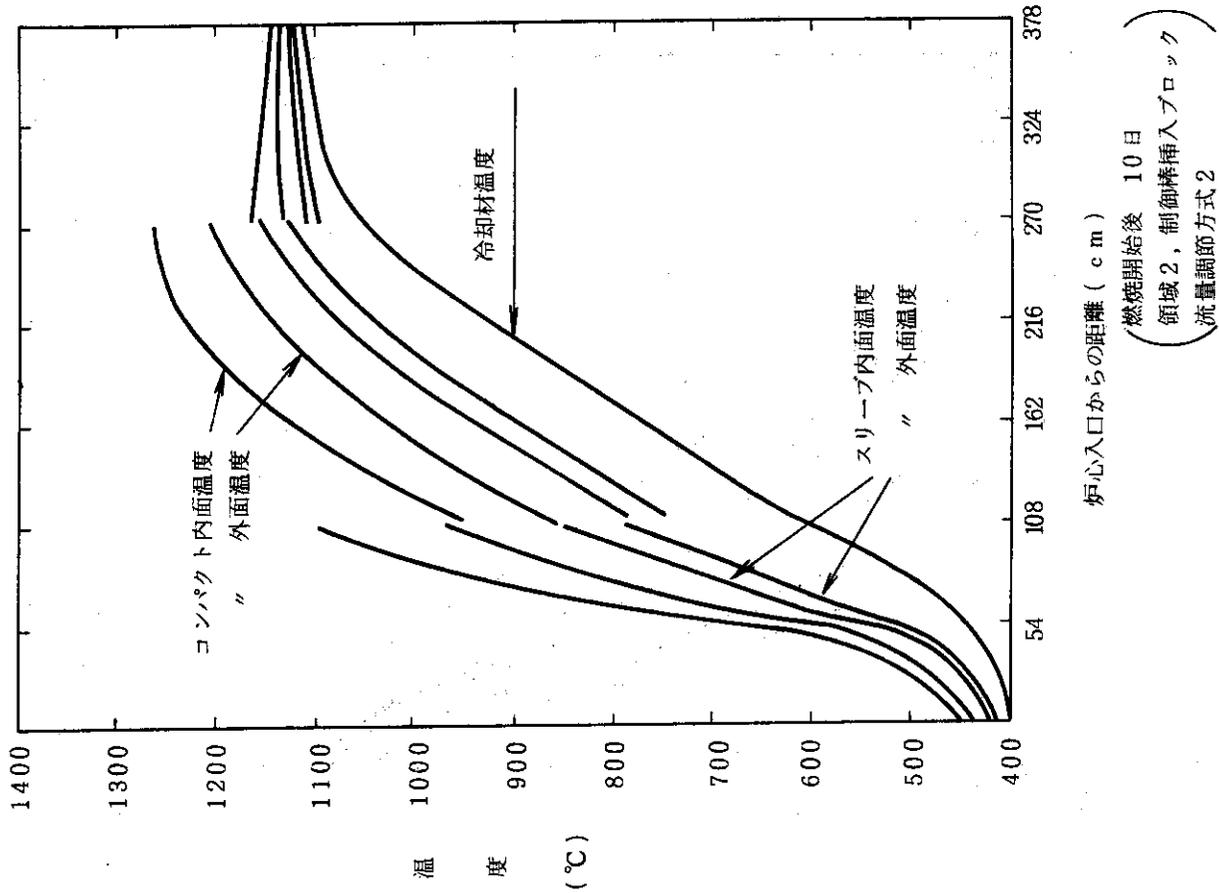
第 7.2.1 図 流路形状と摩擦係数



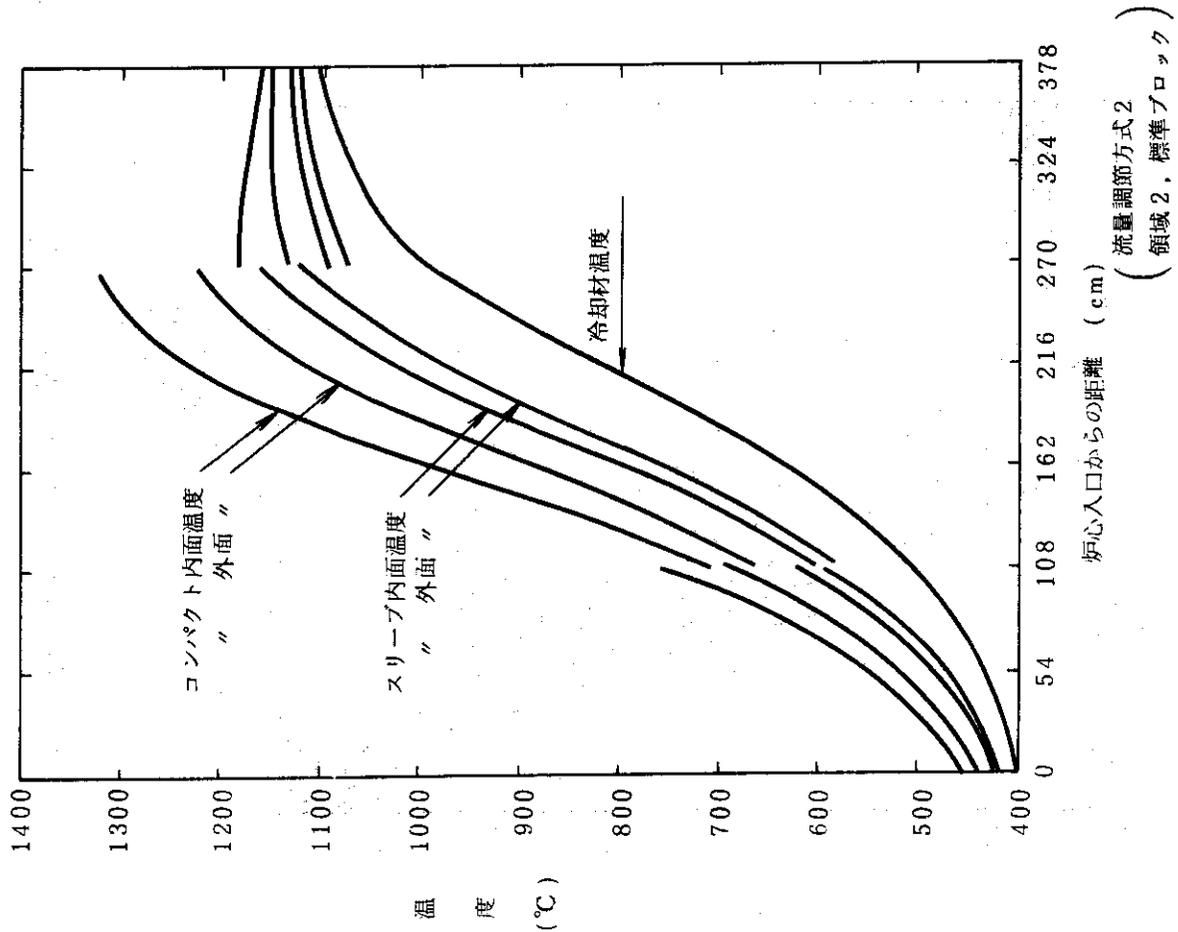
第 7.2.2 図 流路形状とヌッセルト数



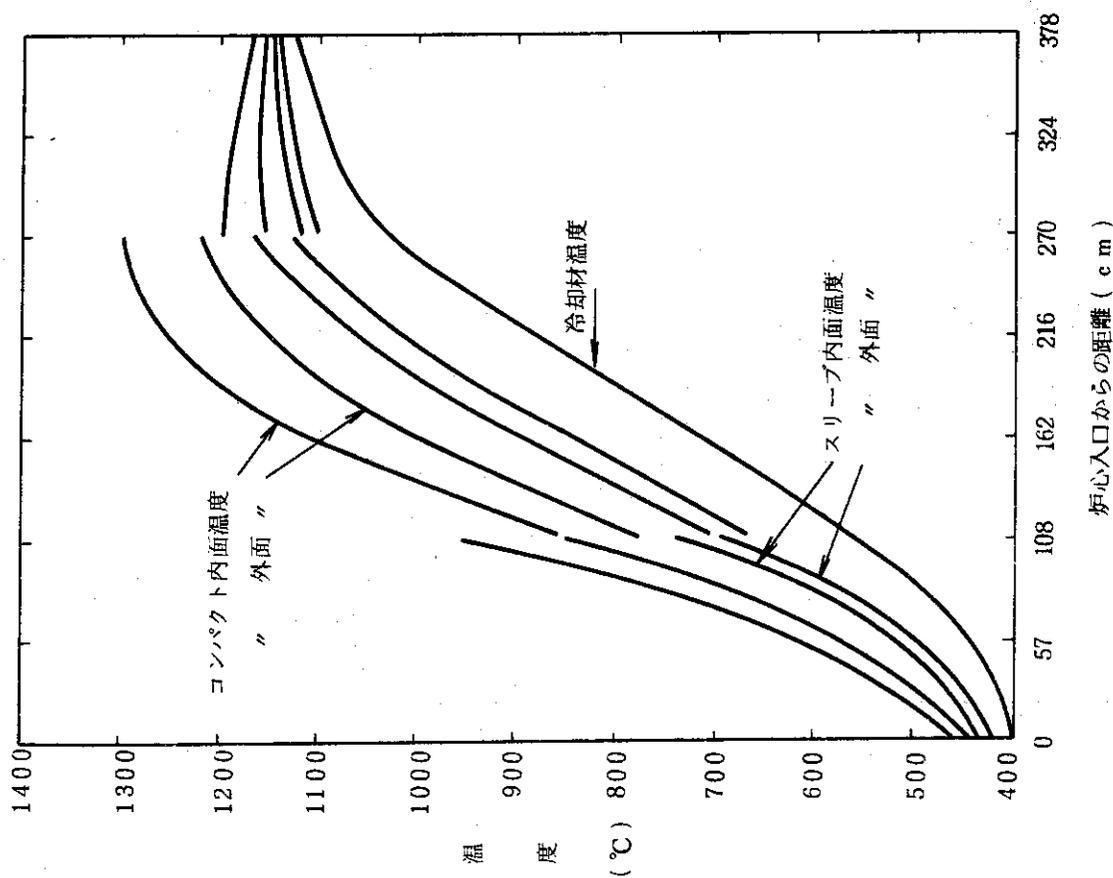
第 7. 2. 3 図 軸方向計算メッシュ



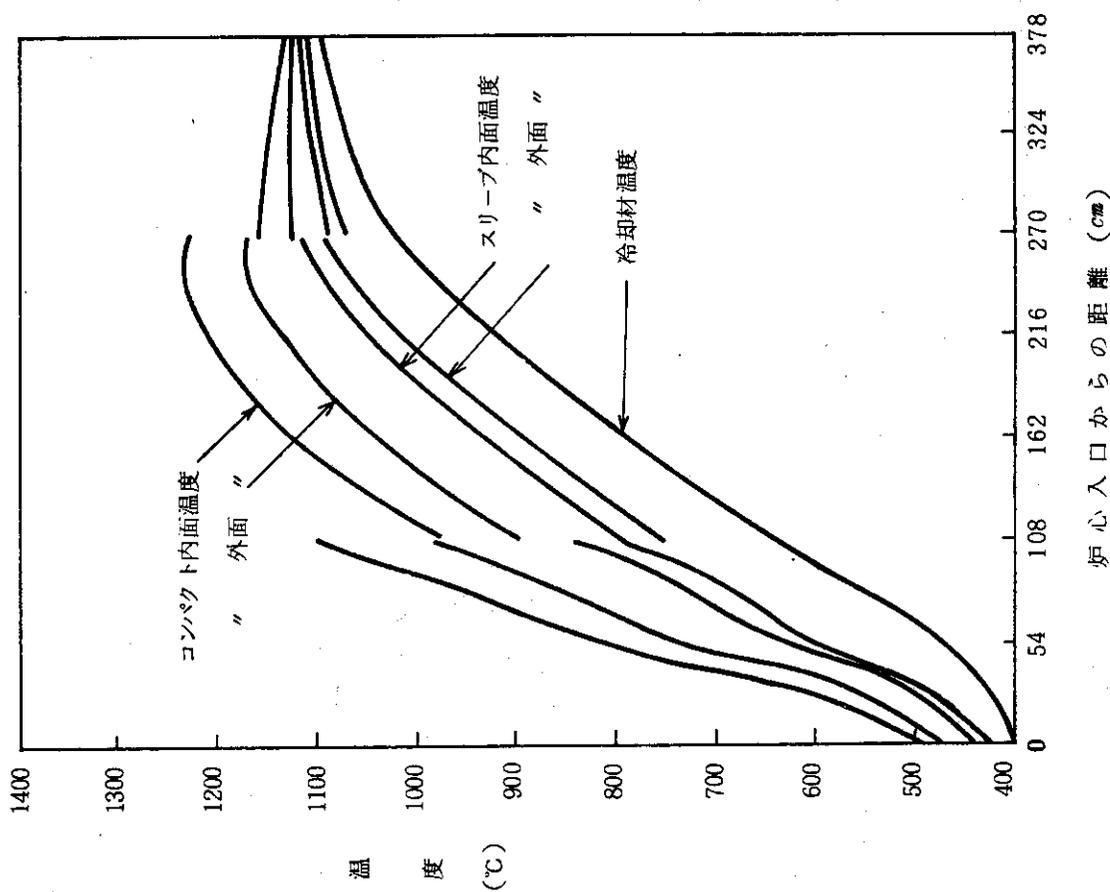
第7.2.5図 高温チャンネルの軸方向温度分布



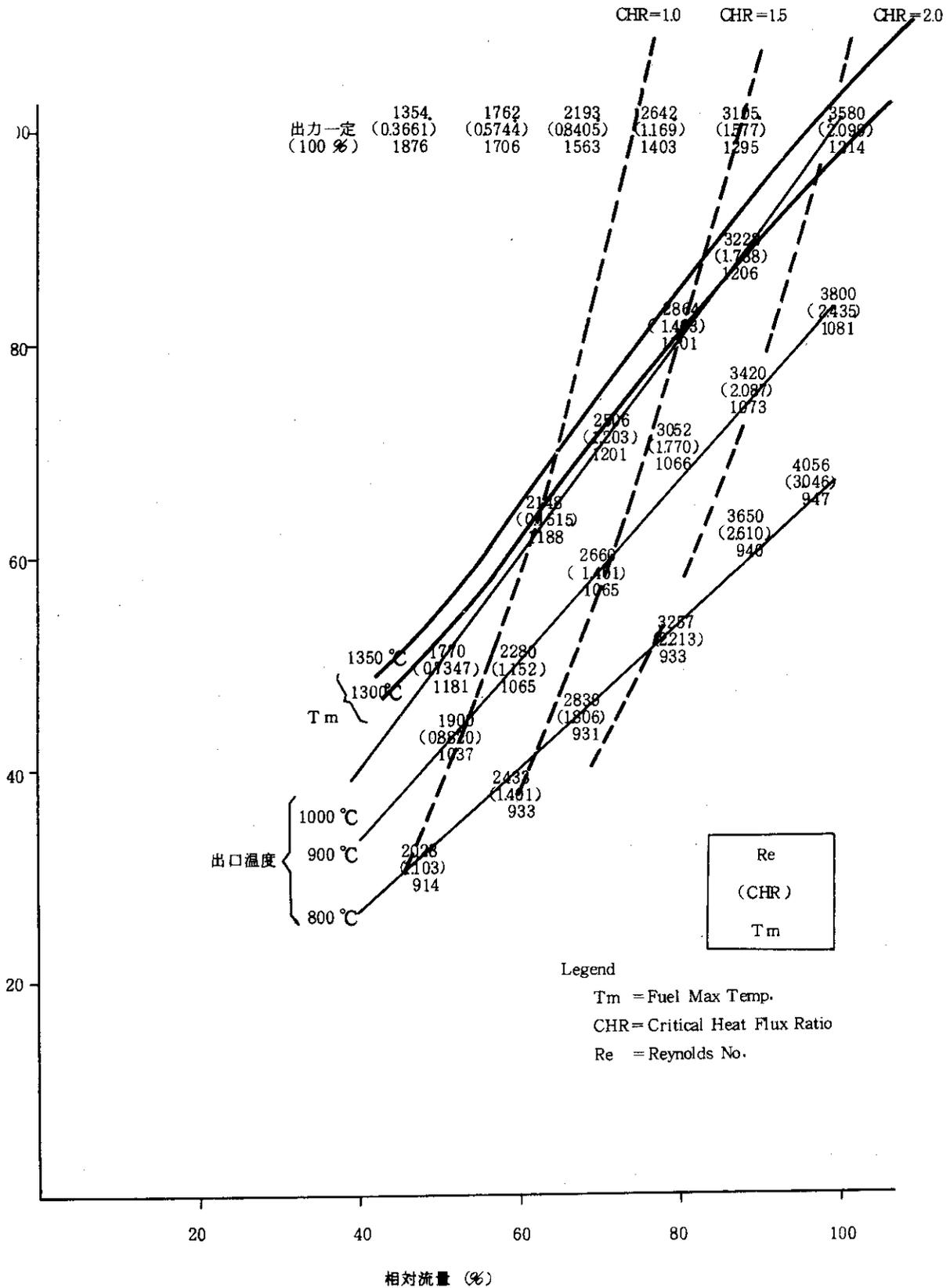
第7.2.4図 制御棒挿入パターン4の高温チャンネルの軸方向温度分布



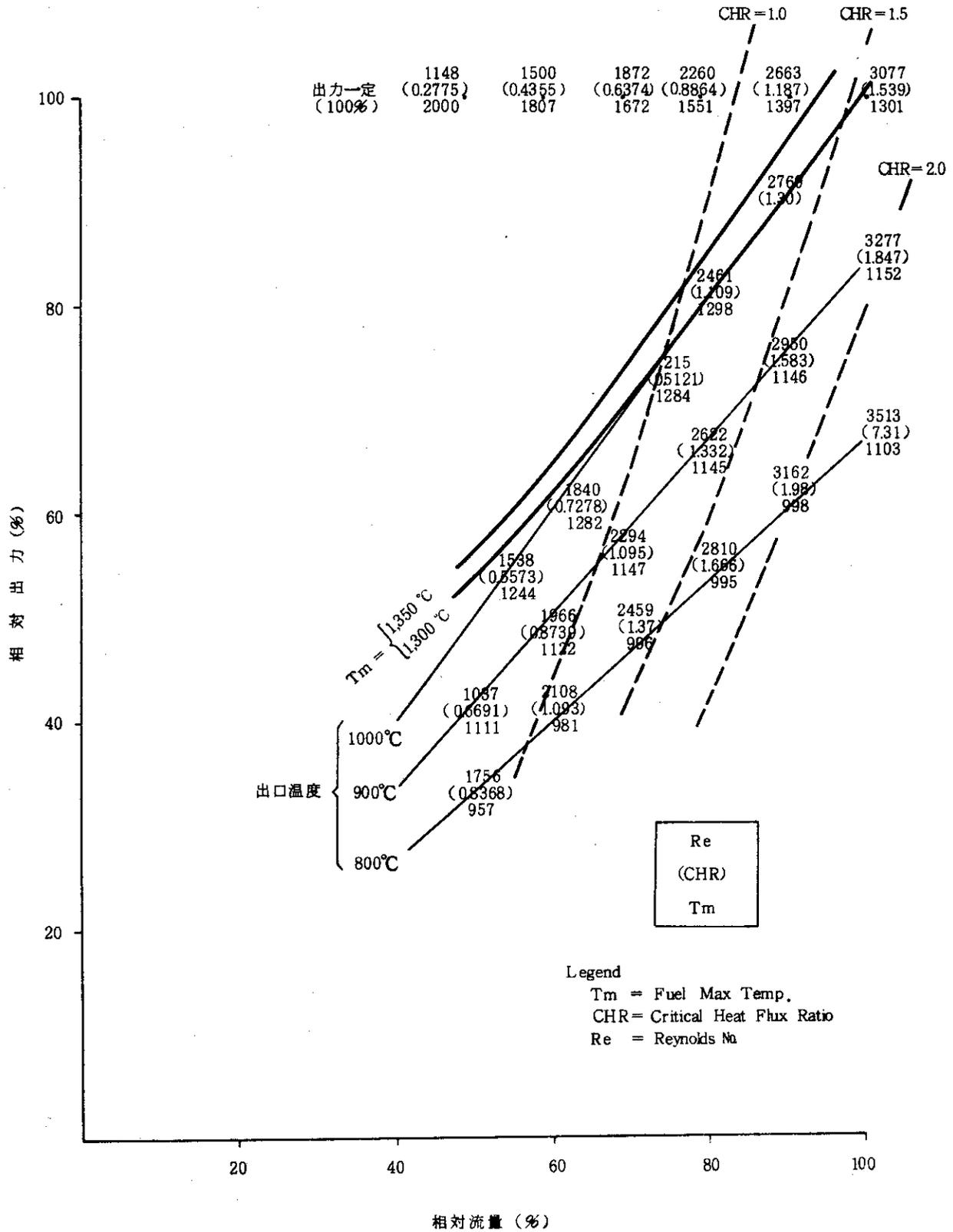
第7.2.6図 高温チャンネルの軸方向温度分布



第7.2.7図 高温チャンネルの軸方向温度分布



第 7. 2. 8 図 部分負荷特性図 (流量調節方式 2)



第 7. 2. 9 図 部分負荷特性図 (流量調節方式 3)

7.3 燃料の特性解析

7.3.1 定格運転時の燃料温度体積割合分布およびアマーバ効果の評価

MK-III炉心設計における燃料温度，および被覆燃料粒子の健全性，すなわちアマーバ効果による破損の評価を行うことを目的として，燃料温度体積割合分布，燃料核移動距離体積割合分布等の解析計算を行った。

(1) 計算方法および評価方法

MK-III燃料コンパクト形状に従って，単一チャンネル熱計算コードDEGAの計算から得られた燃料コンパクト軸方向各位置での線出力とコンパクト外表面温度をインプットデータとし，燃料コンパクトを軸方向96分割（燃焼炉心80分割），径方向12等分割を行い，円環状のメッシュに分け，それぞれのメッシュにおける温度，温度勾配を求める。

各メッシュにおける温度を，400℃から5℃のきざみ巾ごとに振り分け，各メッシュ体積を考慮して，チャンネル1本当りの各温度における燃料温度体積割合分布を求めた。

核移動距離については，O.R.N.L-TM-4493にもとづき，下記評価式を用いて計算した。

$$\log_{10} KMC = -3.27 - \frac{4220}{T_K} \dots\dots\dots(1)$$

$$KMC = \frac{T_K^2 \frac{dx}{dt}}{\Delta T_K \Delta x} \dots\dots\dots(2)$$

$$\therefore KML = 10^{(-3.27 - \frac{4220}{T_K})} \times \frac{TG}{T_K^2} \times \tau \times (24 \times 3600) \times 10^4 \dots\dots\dots(3)$$

KMC : 核移動係数 ($K \mu^2 / \text{sec}$) $\frac{\Delta T_K}{\Delta x}$: 核温度勾配 (K / μ)
 $\frac{dx}{dt}$: 核移動速度 (μ / sec) τ : 照射日数 (日) T_K : 温度 (K)
 KML : 核移動距離 (μ) TG : 温度勾配 (K / cm)

各メッシュにおける温度，温度勾配から，式(3)により，各メッシュでの核移動距離を求め，さらに1μごとのきざみ巾ごとに各メッシュ体積を加算しチャンネル1本当りの核移動距離体積割合を求めた。その際，温度，温度勾配は燃焼とともに変化するので，運転期間（600日）を4ステップ（0日～140日，140～300日，300～450日，450～600日）に分け各燃焼日における温度，温度勾配がその各ステップ中継続するとして，核移動量を累積加算する方法と，初期炉心状態が600日継続すると仮定した場合の両方法で評価した。（30μ以上の核移動があれば破損に至ると考える。）

〔DRAGONのアマーバ評価方法〕

DRAGONプロジェクトから1973/BNESで発売されたアマーバ破損線図の修正式は下記の様なものである。

$$\log_{10} (\tau \times TG) \geq a + \frac{b}{T_K} \dots\dots\dots(5)$$

$$\therefore TG_L = \frac{10^{(a + \frac{b}{T_K})}}{\tau} \dots\dots\dots(6)$$

$$\left. \begin{array}{l}
 \tau : \text{照射日数 (日)} \quad TG : \text{温度勾配 (}^{\circ}\text{C/cm)} \\
 T_k : \text{温度 (K)} \quad a, b : \text{定数} \\
 \text{ここでは } a = 2.25, b = 5000 \text{ とした。} \\
 TG_L : \text{アメーバ破損を起す限界温度勾配 (}^{\circ}\text{C/cm)}
 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

式(6)より求められるある温度と温度勾配に対する、各メッシュでの温度勾配との比を求め、その値を0.005のきざみ巾ごとに、各メッシュ体積を加算し、単一チャンネルでの温度勾配比の体積割合を求めた。(温度勾配比が1.0を超せば破損に至ると考える。)

[全炉心評価方法]

上記のものはすべて単一チャンネルの計算であり、これを全炉心での評価とする為に、チャンネルのピーキング係数を考慮し、全炉心の体積割合の評価を行った。

(2) 計算結果

解析によって得られた主要特性を下記の図に示す。

第 7.3.1 図 全炉心燃料温度体積割合分布

第 7.3.2 図 全炉心核移動距離体積割合分布

第 7.3.3 図 核移動径方向分布

第 7.3.4 図 核移動軸方向分布

第 7.3.5 図 単一チャンネルのシステムティック温度評価

第 7.3.6 図 DRAGON修正線図による評価

第 7.3.7 図 燃焼日600日における最大核移動が起る軸方向位置でのチャンネル内最大核移動距離の1/6炉心分布

(3) 結 論

- 1) 流量配分方式として、出口冷却材温度一定(W-2)と燃料最高温度制限(W-3)の両者の場合について比較を行ったが、差程明確な差は出てこない。(温度および核移動スペクトルからだけでは、良否の判断はし難い。)
- 2) ノミナル温度評価では、核移動は最大でも30 μ 以下、又DRAGONの評価方法でもまだ十分余裕があり、破損は無いと考えられる。
- 3) システムティック温度評価では、核移動距離は70 μ 以上にも及ぶ所が出てくるが、DRAGONの評価方法ではまだ破損には至らない。これはDRAGONの評価方法はSiC層の破損を基準としている事から、KMC評価方法で90 μ 以上の移動距離に対応するものと考えられる。それ故、設計基準としては、破損限界値をいくりに設定するかについて問題が残る。
- 4) これらの評価は、いずれも外国粒子の実験結果を原研粒子に適用した訳で、一応の目安にはなるが、早急に原研粒子の実験研究が待ち望まれる。

7.3.2 異常時の燃料温度と燃料核移動の評価

被覆燃料粒子にとって定格運転時よりも厳しい熱的状況として、単一制御棒の引き抜き事故(プラント状態2,3)を採り上げ、この過渡時での燃料温度と燃料核移動とを評価する。

(1) 評価方法

- 1) Mk-III炉心の過渡状態解析には、BLOOST-6コードを使用した。
- 2) 炉心を代表するチャンネルとして、第2オリフィス領域の平均チャンネルと高温チャンネル

ルを採用した。

3) 燃料温度スペクトルと核移動量の評価には、KEMISコードを使用した。

(2) 結果

単一制御棒の部分引き抜き事故時の炉心の過渡状態を第7.3.8図に示す。

また、この際の燃料温度スペクトルを第7.3.9図に示す。

その他の異常状態を含めて、燃料の最高温度、温度1550℃以上の燃料体積割合、累積燃料核移動距離を第7.3.1表に示す。

(3) 結論

単一制御棒の引き抜き事故の際、120%出力でスクラムが入るならば、温度1550℃を越える炉心全体での燃料の体積割合は、高々1%であり、燃料設計上の目標値とほぼ同等である。

また、制御棒の引き抜き事故によってもたらされる炉心の過渡状態においては、燃料核移動は燃料の健全性上問題とならない。

7.3.3 被覆燃料粒子の機械的健全性評価

Mk-III炉心において設計された被覆燃料粒子は、基本概念設計の粒子と比較して、燃料核直径が500μから600μへ、また、緩衝層厚さが40μから60μへとそれぞれ変更された。ここでは、Mk-III炉心の照射条件下における新しい被覆粒子の機械的健全性、とくに、SiC層の健全性を評価する。

Mk-III炉心の燃料は、照射末期に、最大高速中性子照射量が約 $1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.18 \text{ MeV}$)、最大燃焼度は約3% FIMAとなる。このような照射条件下における公称寸法粒子の照射中応力変化を第7.3.10図に示す。SiC層の許容引張応力を 0 kg/cm^2 とすると、平均的には、燃焼度約9% FIMA迄はSiC層は破損しない。

燃料核や被覆層の製作公差を考慮すると、ある確率をもって機械的破損が発生することが予想される。評価結果によれば、製造時の破損率($< 1 \times 10^{-4}$)程度の機械的破損が発生するのは、燃焼度6% FIMA付近となっている。

更に、過渡的な高温状態として、例えば1600℃程度になったとしても、照射末期でもSiC層応力は十分圧縮状態にある。また、アマーバ効果を受け、内側高密度PyC層が破損した粒子を想定しても、照射末期にSiC層応力は十分に圧縮状態にある。

以上から、Mk-III炉心の照射量の範囲内では、粒子の機械的健全性は十分確保できるものと考えられる。

7.3.4 燃料コンパクトと燃料スリーブの応力評価

出力分布、高速中性子束分布および冷却材流量の運転期間中の変化を考慮して、Mk-III炉心燃料棒(燃料コンパクトと燃料スリーブ)の機械的健全性を評価する。

(1) 評価方法

(対象炉心)

制御棒パターンP4, 流量調節方式W2

(対象チャンネル)

リージョン番号	ブロック番号	
	標準ブロック	制御棒ブロック
1	12-24	13-26
2	11-26	10-25
3	12-17	-
4	7-24	-

上記ブロック内燃料棒が応力解析の対象としているものであり、それぞれ各リージョンの制御棒ブロックと標準ブロックの代表チャンネル(運転期間を通じホットチャンネルか、またはそれに近いもの)である。

これらの炉心内関係位置を第7.3.11図に示した。

応力評価に際しては、設計限界応力(許容応力-引張)をコンパクトについては 30 kg/cm^2 スリーブについては 50 kg/cm^2 としている。

(2) 解析方法

(a) 使用コード MULSHES (中空無限円筒を仮定した一次元の異方性粘弾性解析モデル)

(b) 材料物性値 第1次概念設計(Mk-III)設定値

(c) 照射条件

運転期間(最大照射時間) 600日

核熱計算で得られている各燃焼日の間(初期/150日, 150日/300日, 300日/450日, 450日/600日)で、出力分布, 高速中性子照射量, 冷却材流量を線形内挿することによって、それらの運転期間中の連続的な空間的時間的変化を考慮する。

なお、燃焼日10日は無視し、核熱計算の140日の燃焼日を150日とみなしている。

(d) その他の条件

炉停止時温度 30°C

炉心有効長 378m (各ブロックのスリーブ端栓部を除去)

(3) 結果と検討

(a) 運転期間中の温度変化

各代表チャンネルの運転中における燃料最高温度と冷却材炉心出口温度の変化をまとめて第7.3.2表に示す。

燃料温度は、運転に伴う出力分担の変化, 制御棒操作, および流量調節とによって変化していく。Mk-III炉心では、使用期間中の最高温度は、殆どどのチャンネルにおいて、照射初期に発生する。この照射初期の最高温度は、上部より5段目のブロックの燃料棒に発生する。しかし、燃焼に伴って、この最高温度位置は、上部より2段目のブロックの燃料棒に移っていく。このため、運転に伴って、燃料最高温度は、炉心下方の燃料棒では減少していき、上方の燃料棒では上昇していく。使用期間中の燃料温度の変化は、上部燃料棒で最大 500°C の上昇, 下部燃料棒で最大 200°C の減少である。

(b) 運転中の応力変化

各代表チャンネルの燃料コンパクトおよび燃料スリーブの運転中における最大応力と最大応力対許容応力比を初期、運転時、炉停止時のそれぞれについてまとめたもの第7.3.3表に記す。また、最大応力の代表的変化を第7.3.12に示す。

最大応力は運転末期(600日)に炉心中央部から炉心の入口に近い側で多く発生している。燃料コンパクトの最大応力は、全ての場合許容応力を下廻っているが、極く一部の燃料棒で、ほとんど許容応力(30 kg/cm²)に近い応力が発生している。

スリーブの方は、最大でも許容応力(50 kg/cm²)の約1/2と小さく、健全性は十分確保されている。

7.3.5 燃料スリーブ底部の応力解析

燃料スリーブ底部はスリーブ中間部に比較して、厚肉構造と熱的条件が厳しいため、大きな応力発生が予想されるので、応力解析を行ない、その程度を調べた。計算は炉心の最大出力部分の熱的条件と高速中性子束条件を使用した。計算体系は第7.3.13図に示すように、スリーブ底部を取り上げ、図に示すような要素分割と、温度条件である。応力履歴は第7.3.14図に示すとおりで、中間のスリーブと比較して大きな応力発生がなかった。

7.3.6 黒鉛ブロックの応力解析

実験炉燃料体のようにブロック・ピン型の黒鉛ブロックは、フォート・セント・ブレイン炉の一体型のものに比較して、温度勾配が低く、従って応力値も低いと考えられる。しかし、冷却材流路間の発熱の差、 r 発熱や高速中性子束勾配に起因して、無視することのできない応力発生が予想される。このため、炉心の最も厳しい熱的条件のブロックについて応力解析を実施した。

計算は標準型燃料体と制御型燃料体それぞれの黒鉛ブロックの半分を取り出し、実施した。

(1) 標準型黒鉛ブロック

黒鉛ブロックの温度条件および温度分布は第7.3.15図に示した。この温度条件による主応力履歴を第7.3.16図に示す。

(2) 制御型黒鉛ブロック

黒鉛ブロックの温度条件および温度分布は第7.3.17図に示した。この温度条件による主応力履歴を第7.3.18図に示す。

これらの結果から、最大主応力、最小主応力ともに許容応力値以下である。

7.3.7 通常運転時の燃料棒からの金属FPの放出評価

Mk-III炉心の燃料棒を対象として、燃料棒からの金属FPの放出特性の評価を行なう。対象とする金属核種はSr-90, Cs-137, Ba-140およびSr-89の4個である。

(1) 計算方法

- (a) 使用計算コードはGGA社の開発したFIPER-Xである(GA-9904)。
- (b) 燃料棒の幾何形状は平板状とし、燃料棒内側境界でFPの流れゼロ、黒鉛スリーブと冷却材境界ではFreundlich等温吸着式でモデル化される。
- (c) 炉心全体は、4領域(Region I~IV)に分割され、各領域は平均出力チャンネルと最高出力チャンネルで代表される。更に全炉心の放出量は各領域のチャンネル本数を考慮して

計算される。

(d) 燃料棒中のFP発生率は単位体積あたりのFP発生率にCPFの(R/B)を乗じたものとして設定される。なお、粒子の性能評価から、照射中の新たな粒子破損は発生していないので、破損率としては、製造時の破損率0.02%を設定している。

(2) 結果と検討

(a) 冷却材中FPインベントリ

冷却材中FPインベントリの変化を燃焼時間に対して図示したものが第7.3.19図である。600日後の冷却材中FPインベントリは下表の通りである。

核種	平均	最高
Sr-90	20 Ci	53 Ci
Cs-137	9.1 Ci	19 Ci
Sr-89	7.1 Ci	37 Ci

(b) 燃料棒内FP濃度分布

第7.3.20図は領域Ⅱ，最高出力チャネルのブロック番号5 (R=2, H, B=5) におけるSr-90, Ba-140の半径方向濃度分布を図示するものである。長半減期でかつ拡散係数大の核種の濃度分布は一般に平坦化し，短半減期でかつ拡散係数小の核種は黒鉛スリーブ内での急激な濃度減少がみられる。FPの拡散係数の温度依存性は第7.2.21図を参照されたい。従って短半減期かつ拡散係数小の核種に対しては黒鉛スリーブ内での減衰効果がある程度期待される。

(c) 固体金属FPの放出比 (J/s)^{pr}

これは燃料チャネルのコンパクト中のCPFから漏洩したFPのどの程度が冷却材中へ放出されるかを示すものである。第7.3.22図は，領域Ⅰの平均出力チャネルおよび最高出力チャネルのそれぞれに対して，各FPの放出比 (J/s) を示したものである。図中の放出比曲線の挙動は燃料棒の温度分布の時間的变化に依存するものである。

次の表は，領域毎の放出比を比較したものである。

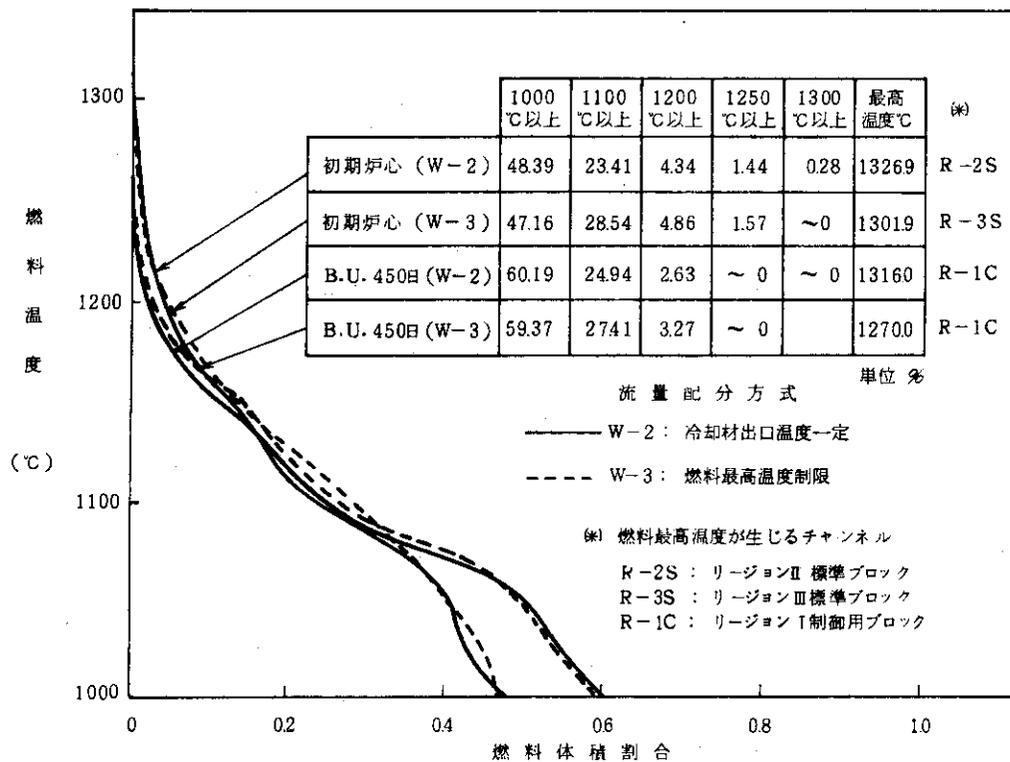
核種	領域Ⅰ		領域Ⅱ		領域Ⅲ		領域Ⅳ	
	平均	最高	平均	最高	平均	最高	平均	最高
Sr-90	0.18	0.23	0.19	0.5	0.18	0.4	0.17	0.23
Cs-137	0.23	0.28	0.24	0.46	0.21	0.46	0.22	0.33
Ba-140	7.4×10^{-5}	1.5×10^{-4}	6.1×10^{-5}	2.7×10^{-3}	3.93×10^{-5}	1.5×10^{-5}	3.5×10^{-5}	1.8×10^{-4}
Sr-89	0.028	0.047	0.036	0.18	0.028	0.13	0.026	0.055

(3) 結論

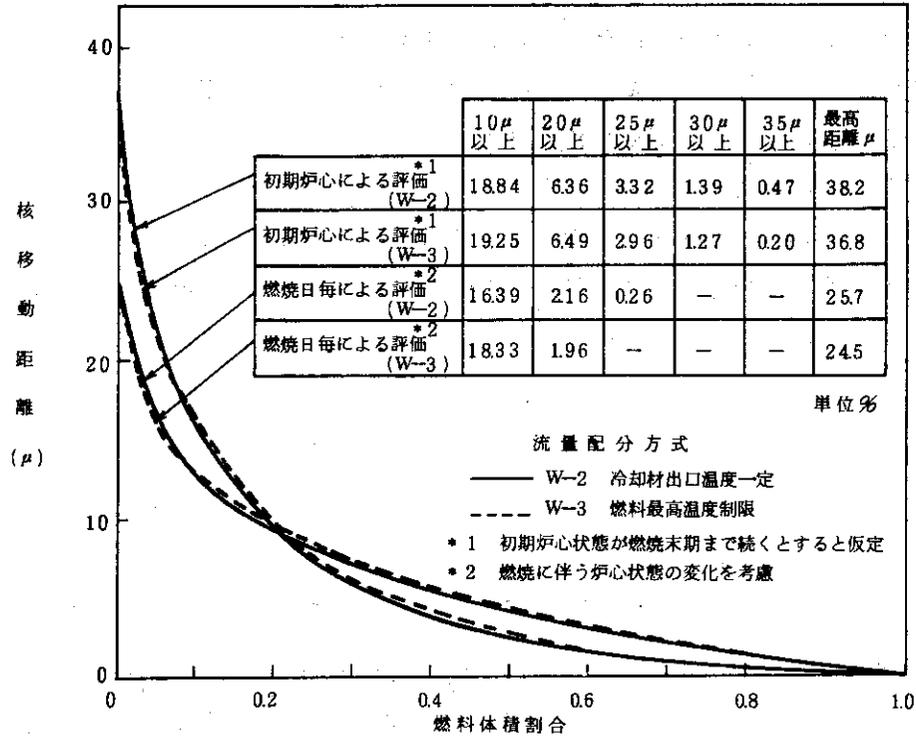
(a) 冷却材中への金属FPの総放出量は燃料寿命末期で

Sr-90 : 53Ci (560Ci)	[カッコ内は基本概念設計の安全解析の値 これは，CPF破損率を10%と仮定した ものである。]
Cs-137 : 19Ci (640Ci)	
Ba-140 : 0.39Ci (60Ci)	
Sr-89 : 37Ci (3800Ci)	

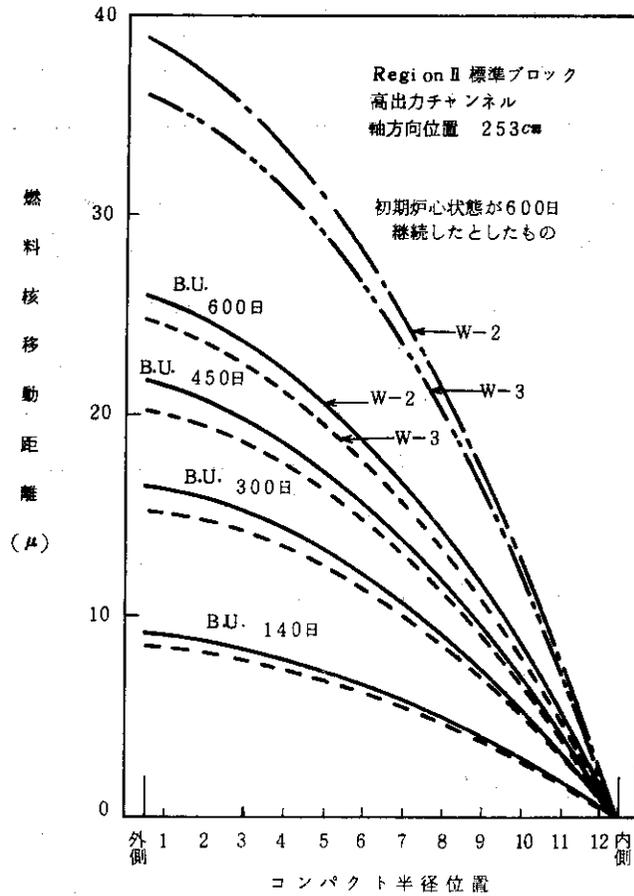
- である。この放出量は安全設計上問題となる程度のものではない。
- (b) 燃料棒の高温部分では、長半減期のFPに対する放出障壁としては、CPFの被覆層が特に重要な役割を果すこと。一方低温の部分においては(ブロック番号1~4), 黒鉛スリーブがFP移行の障壁として充分期待できること。
- (c) 冷却材FPインベントリの各領域の寄与は、炉心全体を平均出力チャンネルで代表した場合、領域IおよびIIの放出量が全放出量の63%であり、炉心を最高出力チャンネルで代表した場合、領域IおよびIIの放出量は71%にある。



第 7. 3. 1 図 全炉心燃料温度体積割合分布

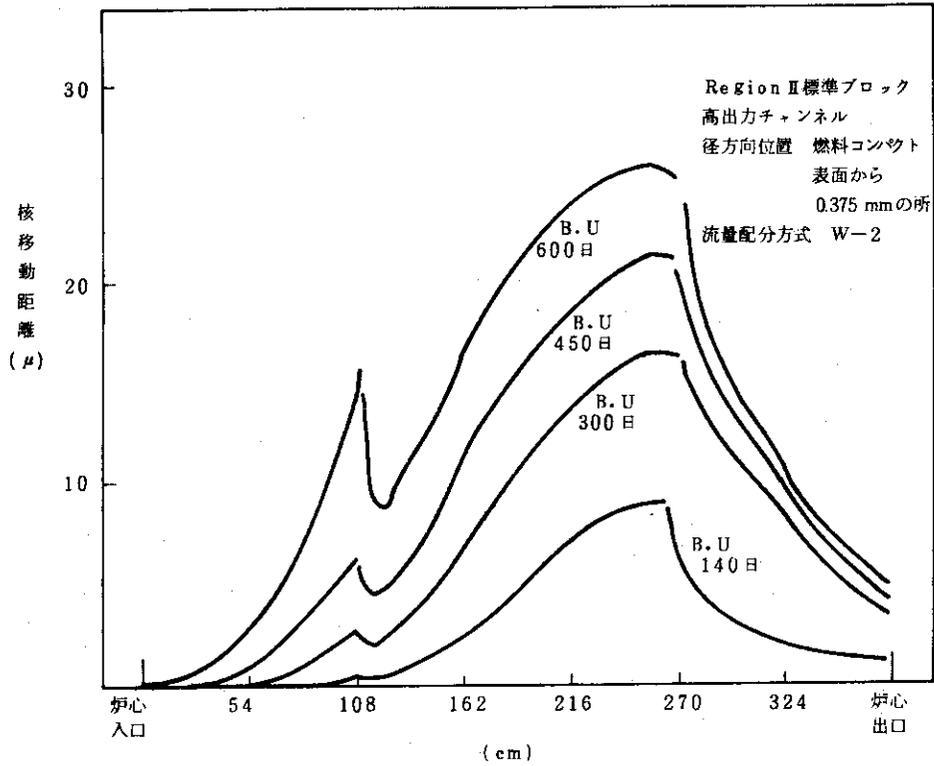


第 7.3.2 図 全炉心核移動距離体積割合

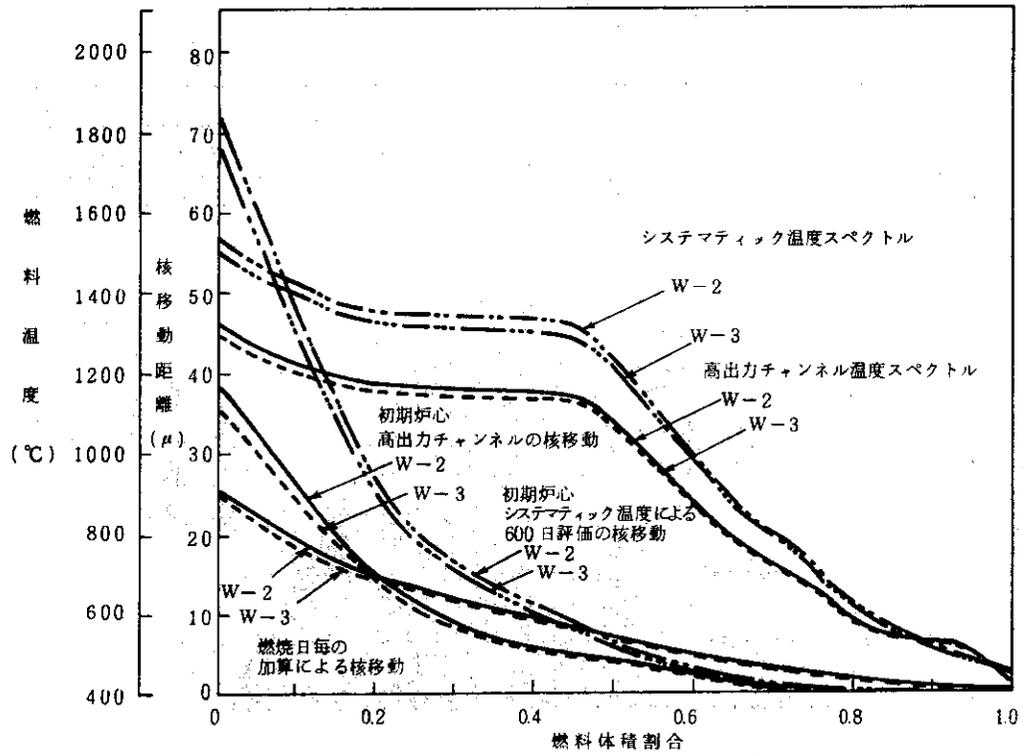


第 7.3.3 図 核移動径方向分布

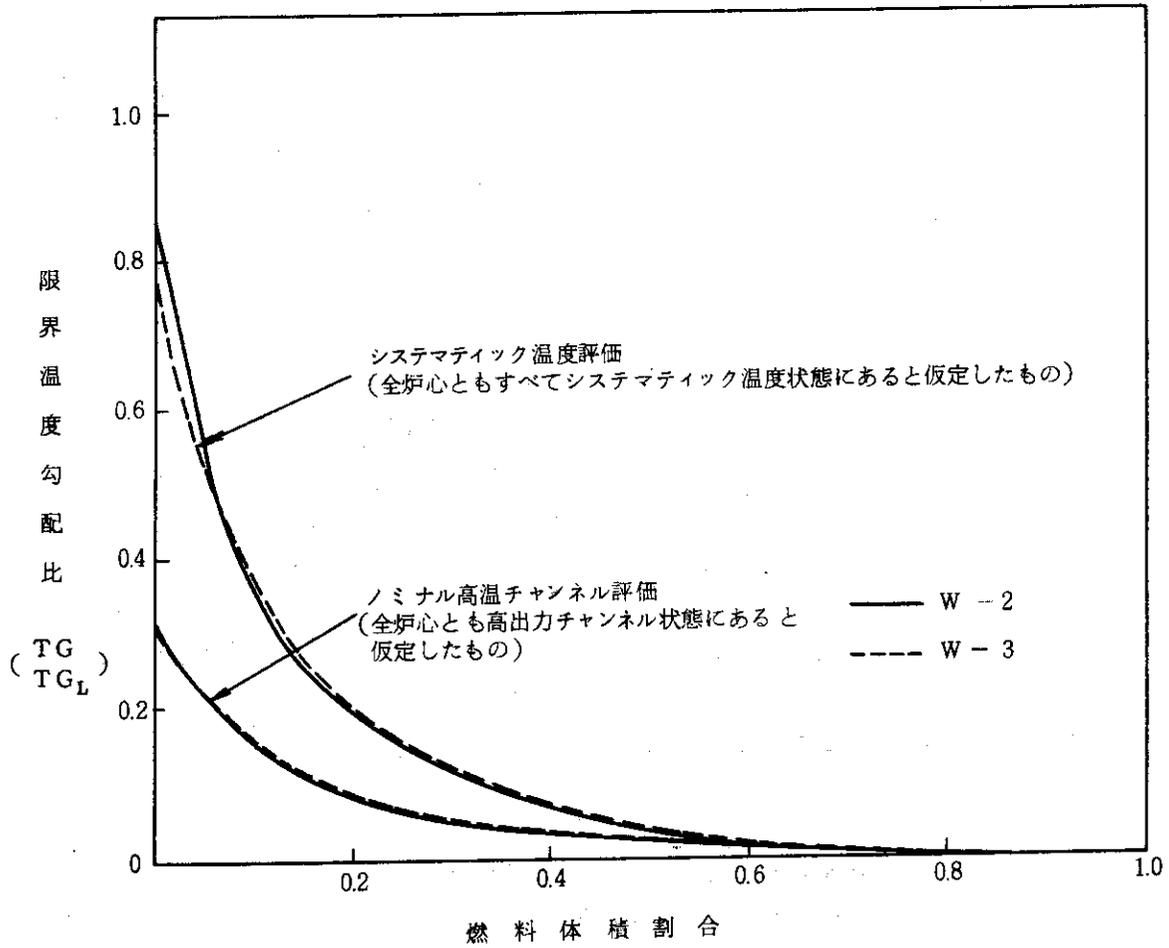
(最大核移動が起るチャンネルにおける)
 チャンネル径方向の核移動分布



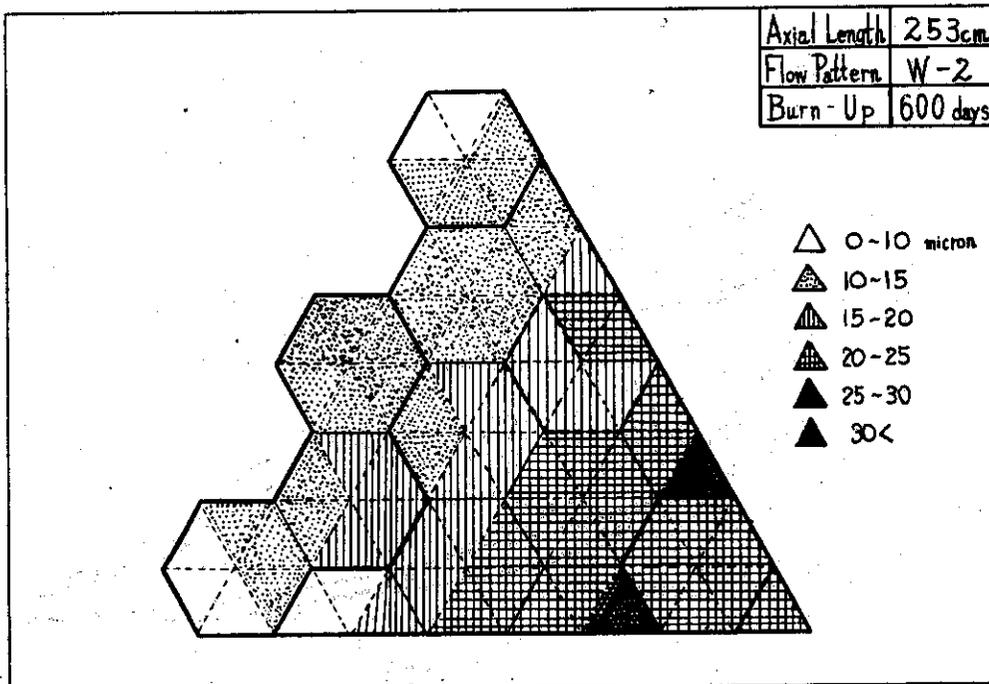
第 7.3.4 図 核移動軸方向分布 (最大核移動が起るチャンネルにおけるチャンネル内軸方向核移動分布)



第 7.3.5 図 単一チャンネルのシステムティック温度評価 (Region II 標準ブロック (高出力チャンネル))



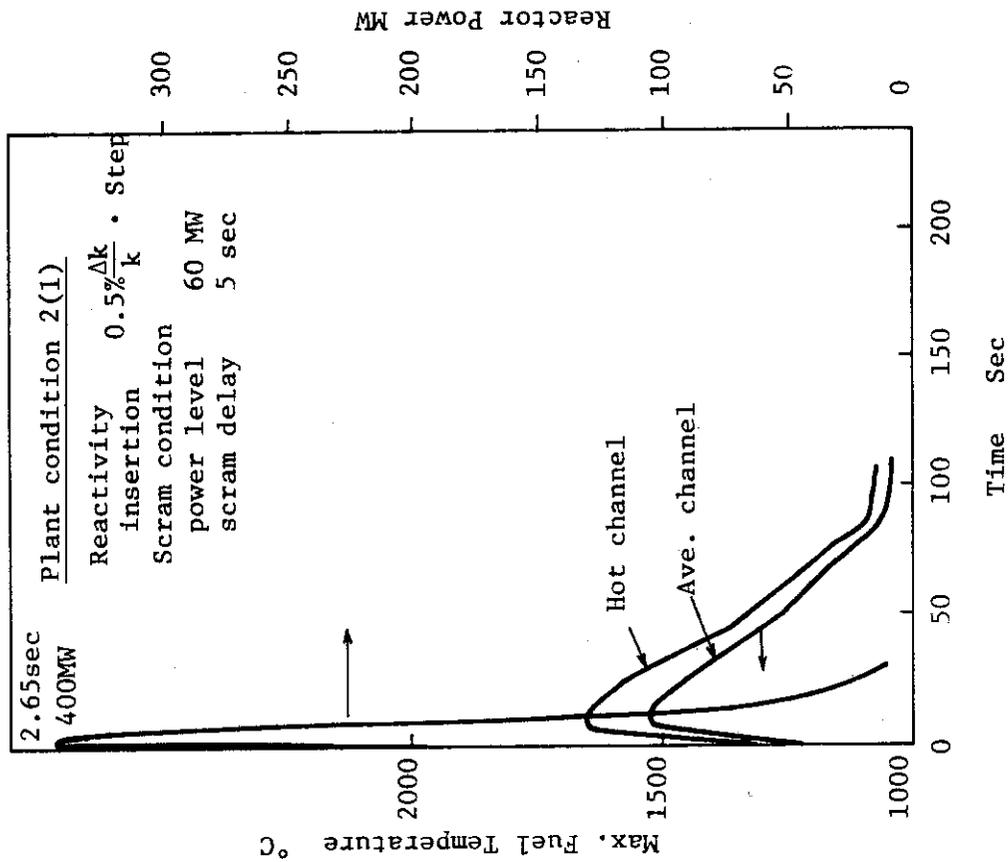
第 7.3.6 図 DRAGON 修正線図による評価



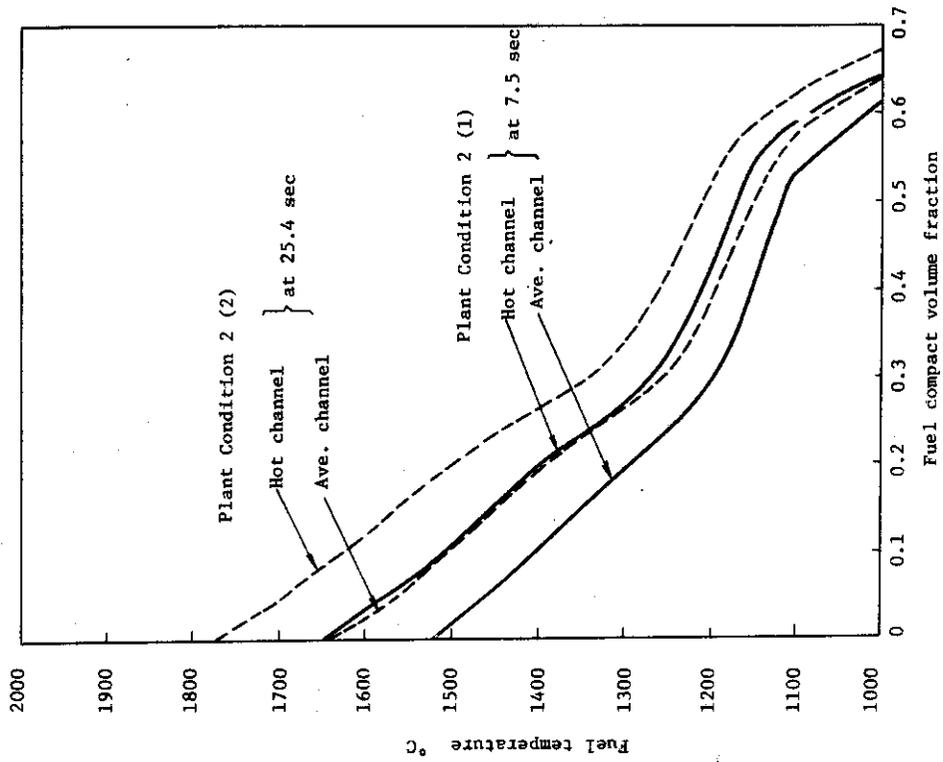
第 7.3.7 図 最大核移動距離の炉心分布 (各チャンネルとも軸方向最大移動点)

第7.3.1表 異常時における燃料温度と燃料核移動距離

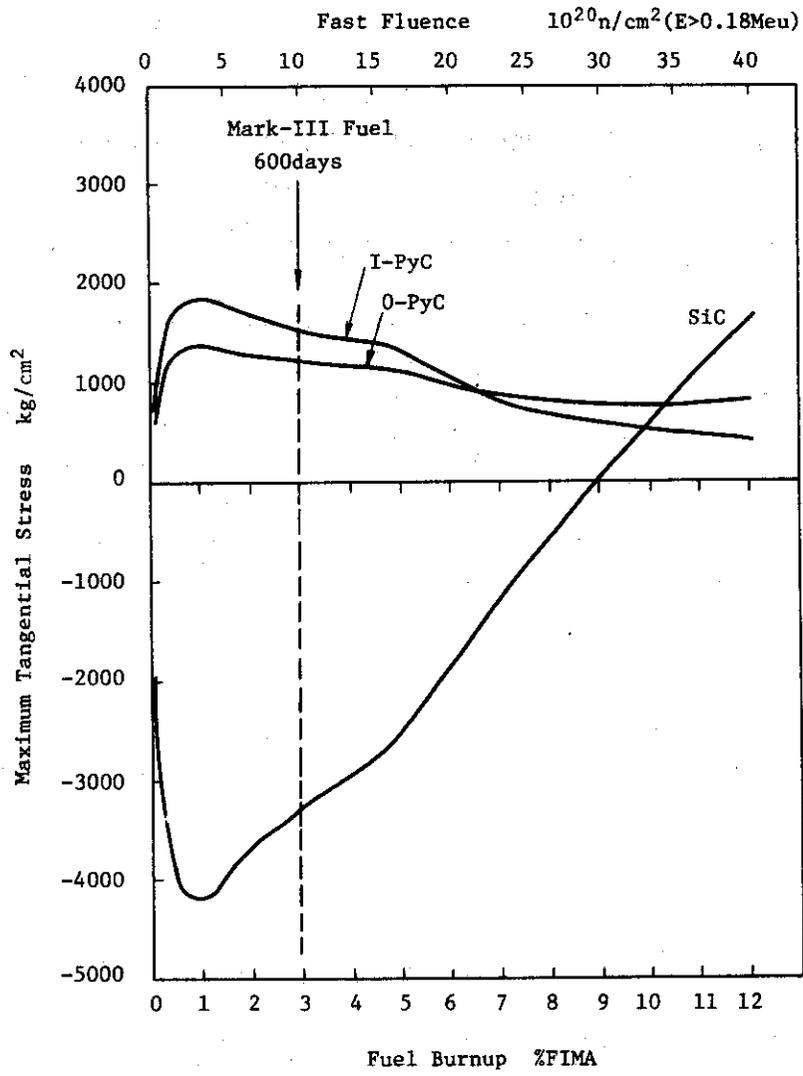
Plant Condition	transient time (sec)	Channel	Fuel temperature		Accumulated maximum kernel migration distance [calculated]×2	
			Maximum (°C)	volume fraction (T>1550°C)		
						Channe
Plant Condition 2(1)	7.5	Ave.	1520	0	0.5 milli-μ in 10 times	
		Hot	1645	0.068		
Plant Condition 2(2)	7.5	Ave.	1530	0	0.5 milli-μ in 10 times	
		Hot	1655	0.079		
	2.54	Ave.	1635	0.060		
		Hot	1780	0.161		
Plant Condition 3(2)	4.45	Ave.	1375	0	0.1 milli-μ in one time	
		Hot	1465	0		
	91.8	Ave.	1490	0		0.5 milli-μ in one time
		Hot	1610	0.038		
	206	Ave.	1710	0.164		1 milli-μ in one time
		Hot	1845	0.227		
	300	Ave.	1905	0.261		2.5 milli-μ in one time
		Hot	2075	0.320		
	390	Ave.	2135	0.355		5 milli-μ in one time
		Hot	2305	0.448		



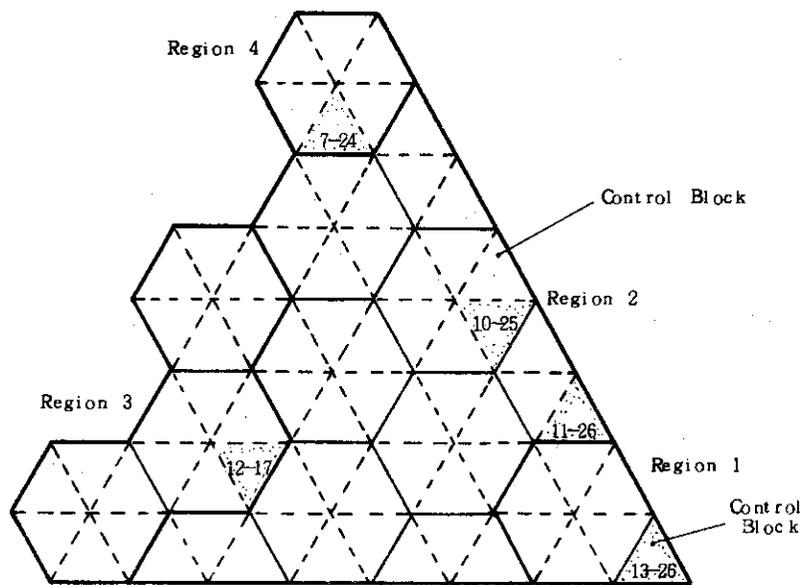
第 7.3.8 図 プラント状態 2(1)での炉心の過渡状態



第 7.3.9 図 プラント状態 2 の過渡時の燃料温度スペクトル



第 7. 3.10 図 公称寸法被覆粒子の応力変化



第 7. 3. 11 図 燃料棒の応力解析を実施したブロックチャンネル

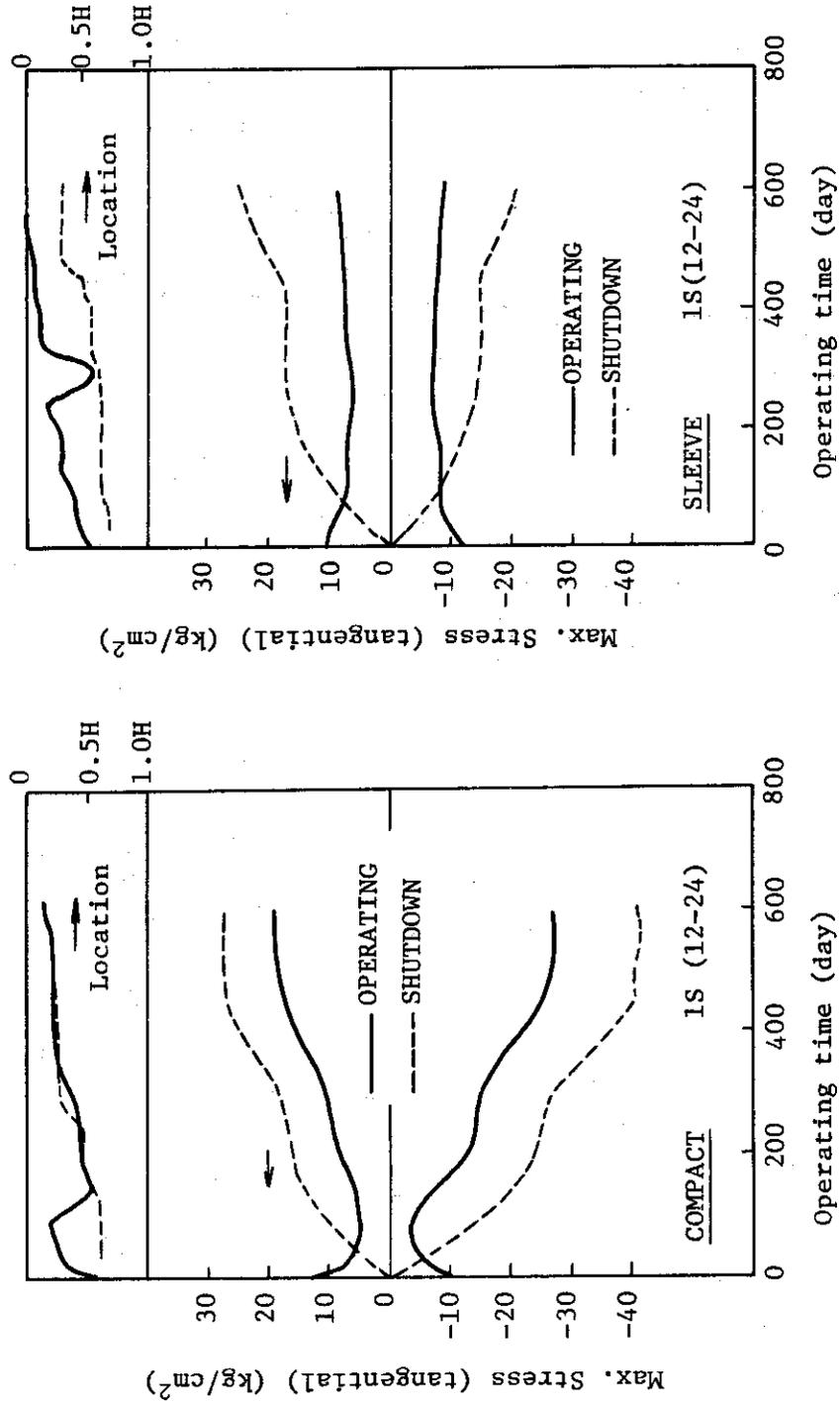
第 7.3.2 表 運転中の燃料最高温度と冷却材出口温度の変化
(制御棒パターン P4, 流量調節方式 W2)

	燃料最高温度℃					冷却材出口温度℃				
	初期	150日	300日	450日	600日	初期	150日	300日	450日	600日
1C(13-26)	1265*	1235	1091	1299	1215	990	1020	944	1024	972
1S(12-24)	1290	1229	1206	1210	1234	1061	1045	1064	1042	1049
2C(10-25)	1313	1270	1212	1173	1158	1078	1092	1081	1073	1070
2S(11-26)	1343	1316	1240	1244	1250	1117	1137	1104	1130	1106
3S(12-17)	1287	1262	1233	1226	1219	1109	1124	1124	1134	1136
4S(7-24)	1210	1121	1170	1156	1150	1071	1077	1076	1079	1080

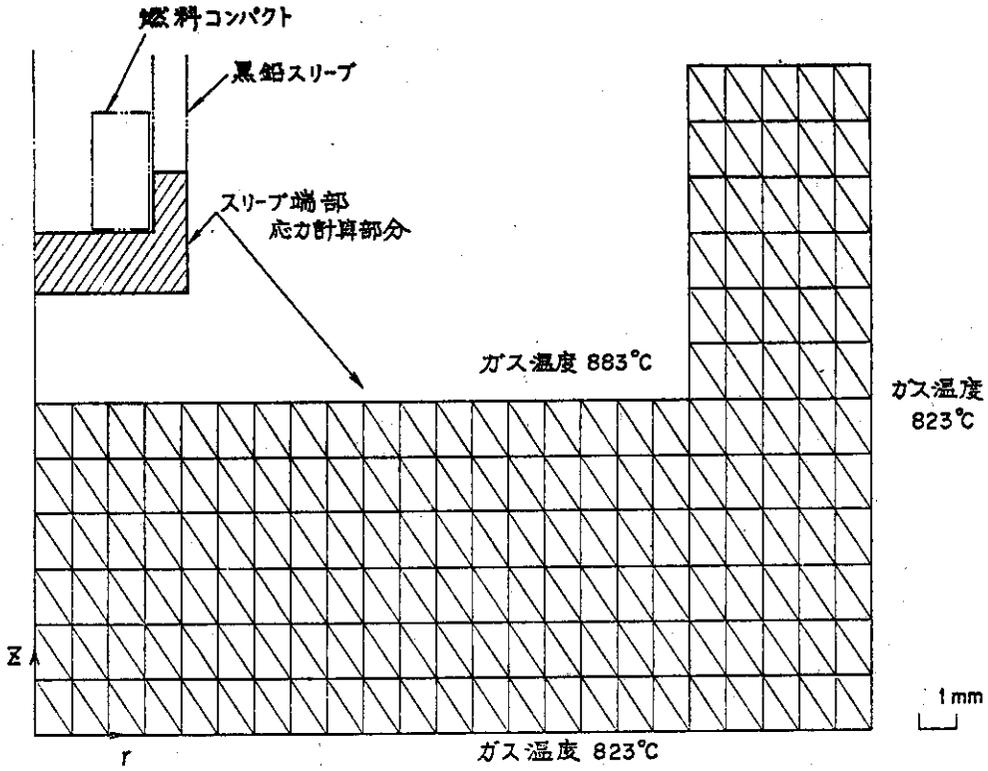
* アンダーライン、オーバーラインは、燃料最高温度位置がそれぞれ上部より5段目、2段目のブロックの燃料棒に発生することを示す。

第 7.3.3 表 燃料コンパクト・燃料スリーブの運転中の最大応力と最大引張応力対許容応力比

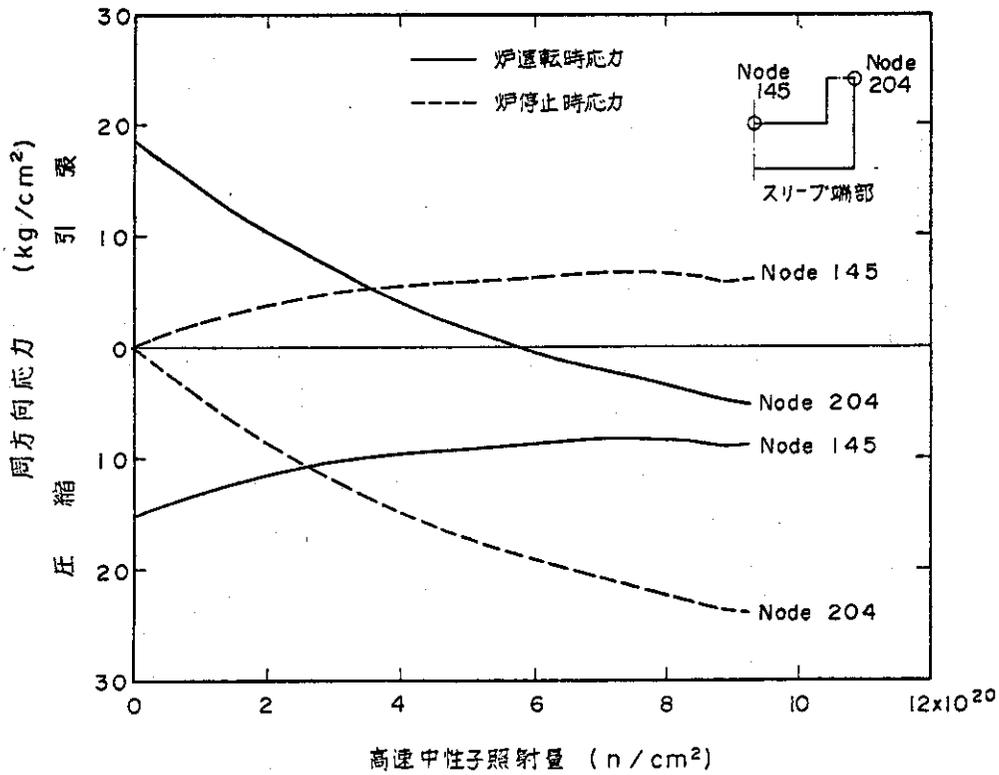
		最大引張応力 (kg/cm ²)						最大圧縮応力 (kg/cm ²)						最大引張応力 σ_{max} 許容応力 σ_a (コンパクト $\sigma_a = 30 \text{ kg/cm}^2$ スリーブ $\sigma_a = 50 \text{ kg/cm}^2$)		
		初期		運転時		炉停止時		初期		運転時		炉停止時		初期	運転時	炉停止時
		円周	軸	円周	軸	円周	軸	円周	軸	円周	軸	円周	軸			
コン パ ク ト	1C	16	20	16	13	29	26	-11	-14	-23	-20	-40	-40	0.67	0.53	0.97
	1S	15	18	18	15	27	26	-10	-12	-27	-23	-41	-40	0.60	0.60	0.90
	2C	15	18	14	12	23	23	-10	-12	-21	-18	-35	-35	0.60	0.47	0.77
	2S	15	19	18	15	26	25	-10	-13	-26	-21	-39	-37	0.63	0.60	0.87
	3S	11	14	15	13	23	22	-8	-9	-22	-19	-33	-32	0.47	0.50	0.77
	4S	9	11	11	9	18	17	-6	-7	-17	-14	-26	-24	0.37	0.37	0.60
ス リ ー ブ	1C	12	12	12	12	18	17	-14	-14	-15	-14	-15	-15	0.24	0.24	0.36
	1S	11	11	9	13	25	24	-13	-13	-10	-14	-21	-20	0.22	0.26	0.50
	2C	11	11	10	13	18	17	-13	-13	-12	-14	-15	-14	0.22	0.26	0.36
	2S	11	11	12	12	26	26	-13	-13	-10	-14	-21	-21	0.22	0.24	0.52
	3S	8	8	8	11	21	21	-10	-10	-9	-13	-17	-17	0.16	0.22	0.42
	4S	7	7	7	9	12	12	-8	-8	-8	-11	-10	-10	0.14	0.18	0.24



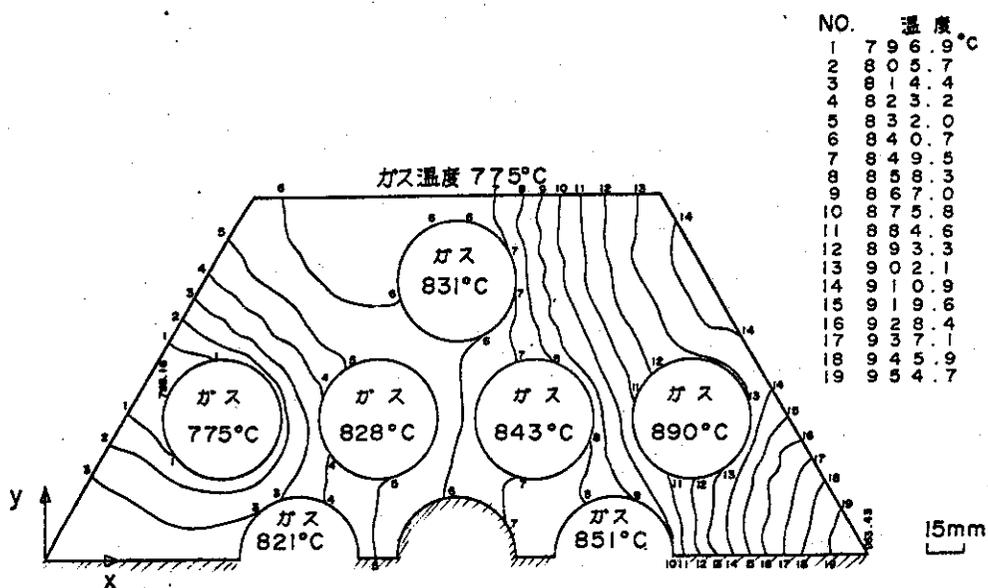
第 7.3.12 図 運転中の最大応力の変化 (第 1 リージョン, 標準ブロック 12-24)



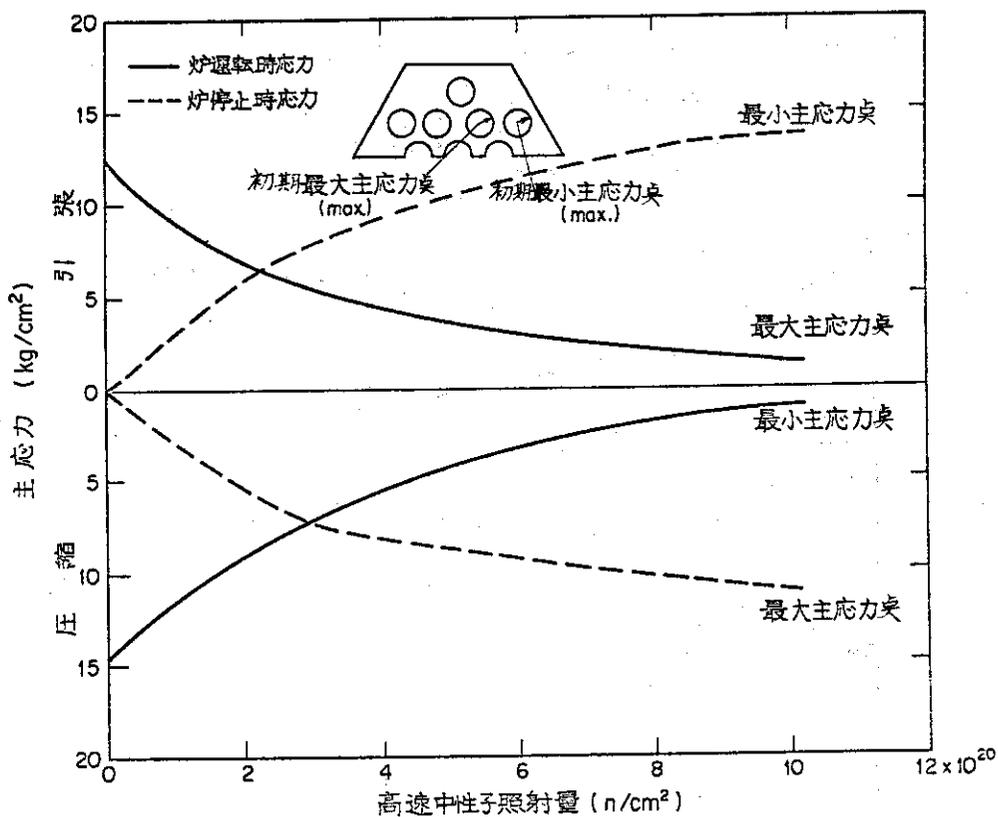
第 7. 3.13 図 中空型燃料黒鉛スリーブ端部の要素分割



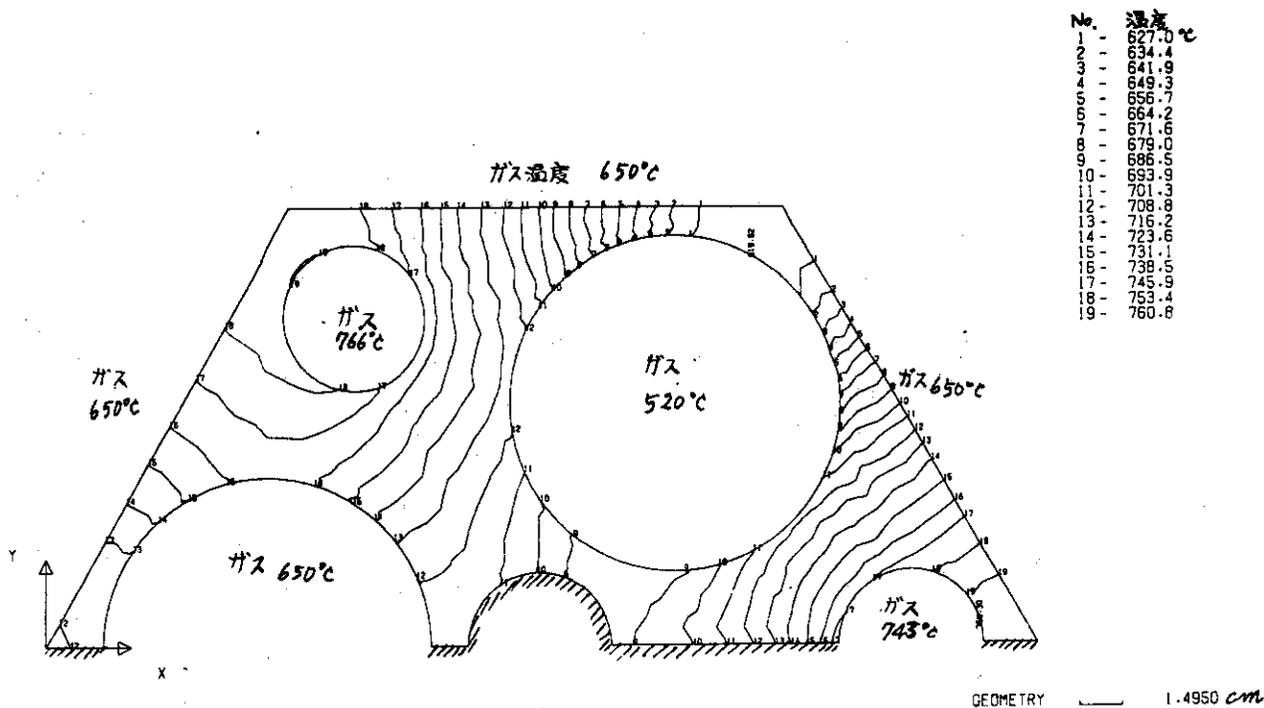
第 7. 3.14 図 中空型燃料黒鉛スリーブ端部の応力履歴



第 7.3.15 図 黒鉛ブロックの等温度線図 (標準型燃料体)

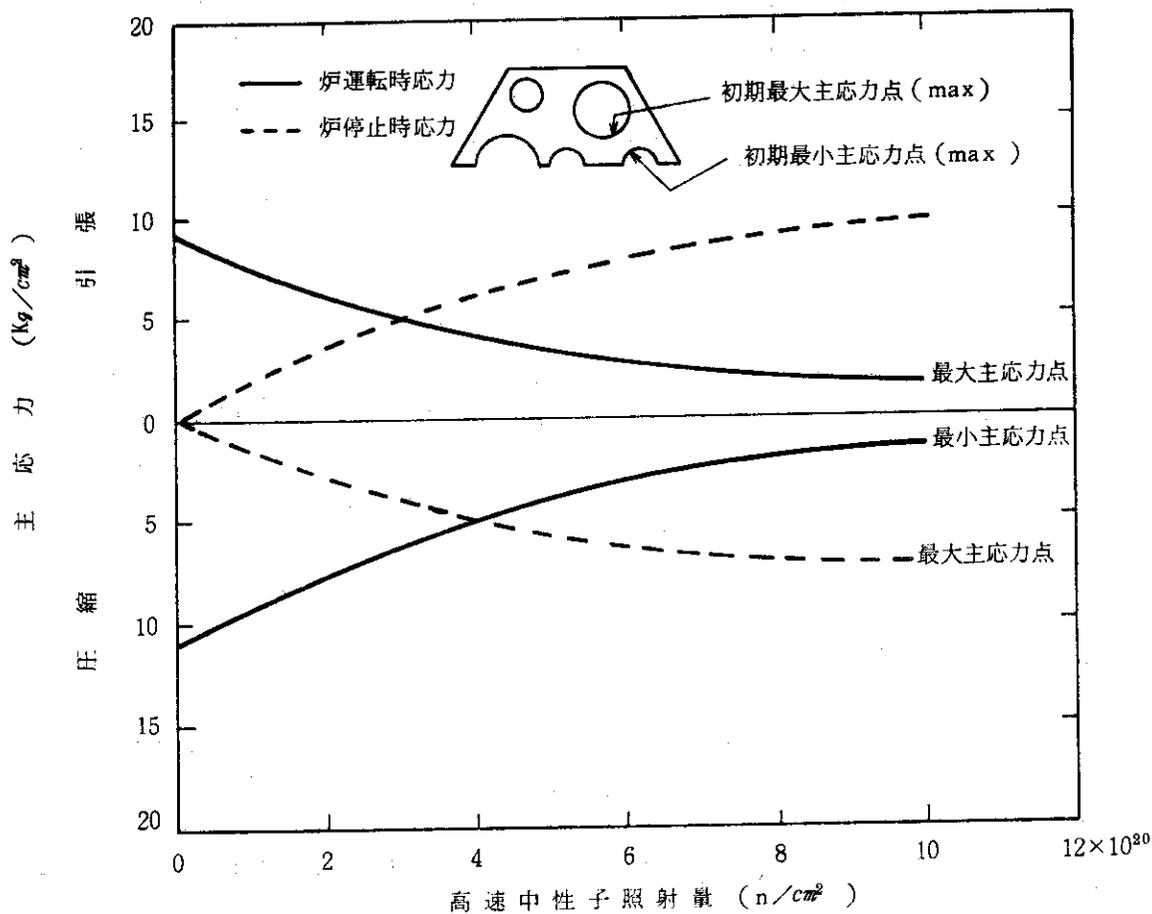


第 7.3.16 図 黒鉛ブロック主応力の履歴 (標準型燃料体)

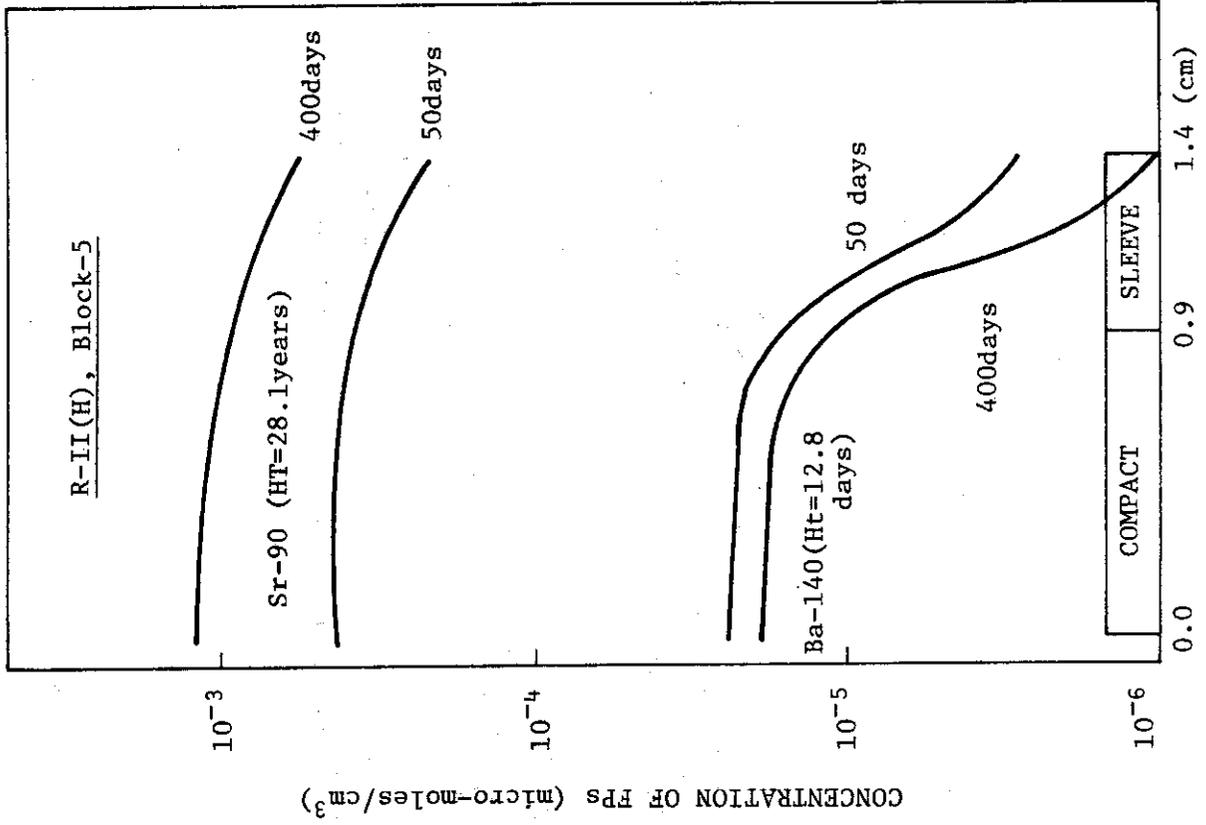


No.	温度 °C
1	627.0
2	634.4
3	641.9
4	649.3
5	656.7
6	664.2
7	671.6
8	679.0
9	686.5
10	693.9
11	701.3
12	708.8
13	716.2
14	723.6
15	731.1
16	738.5
17	745.9
18	753.4
19	760.8

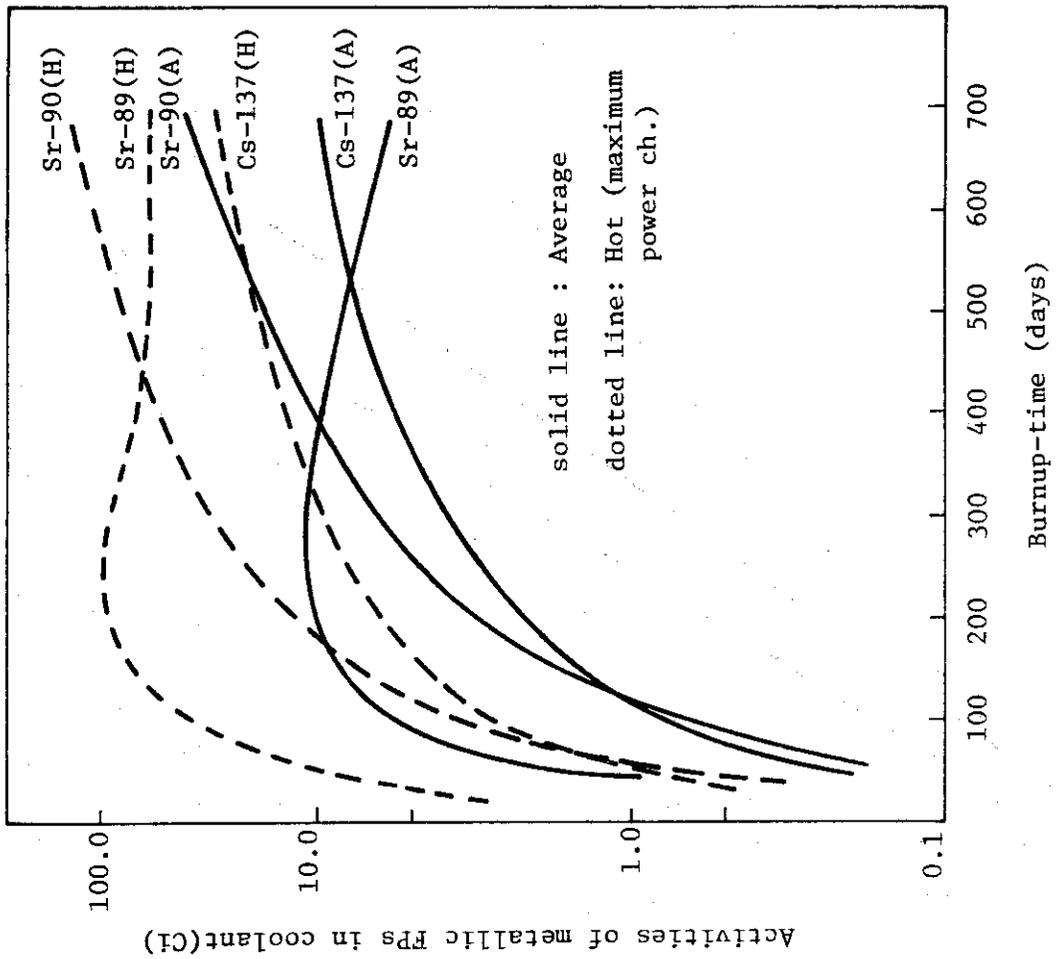
第 7.3.17 図 黒鉛ブロックの等温度線図 (制御型燃料体)



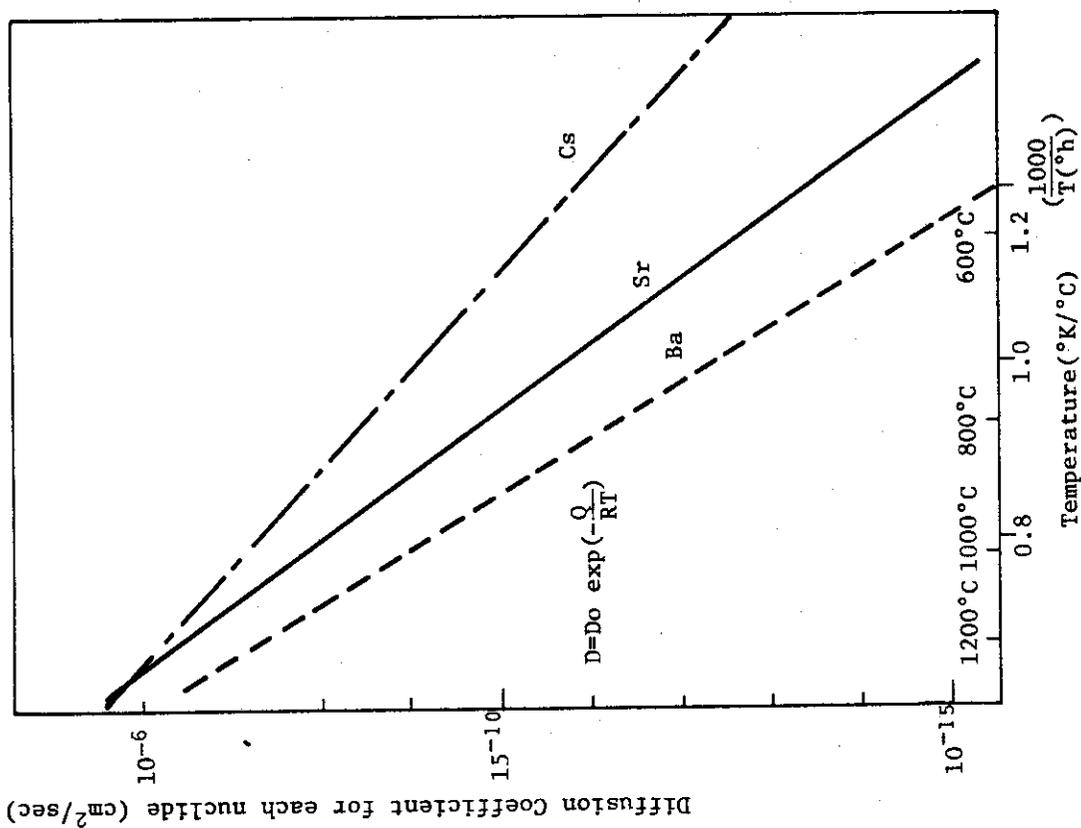
第 7.3.18 図 黒鉛ブロック主応力の履歴 (制御型燃料体)



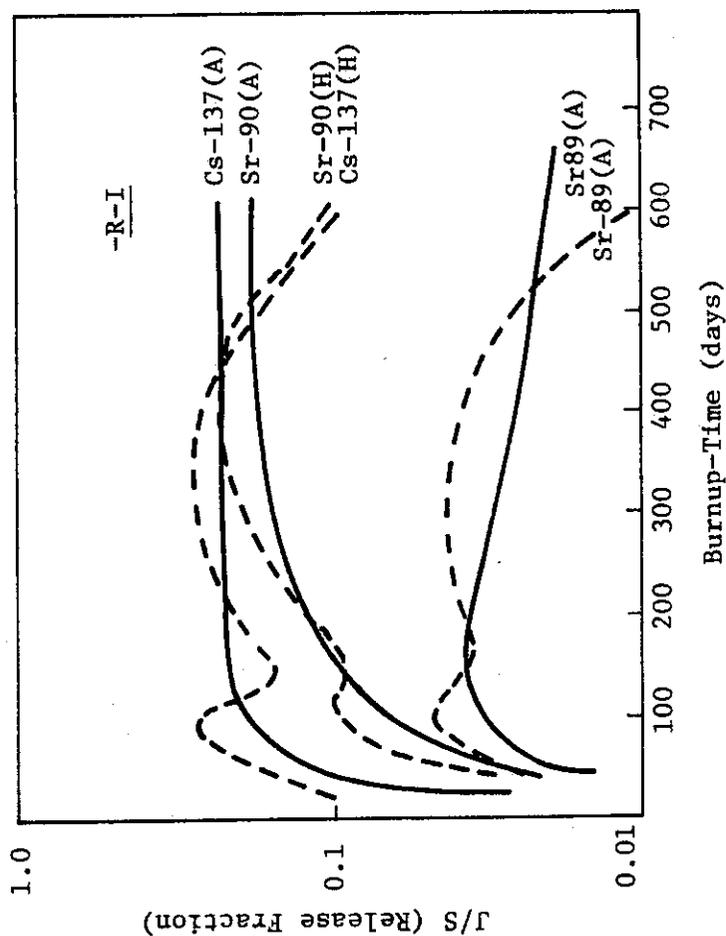
第 7.3.20 図 燃料棒内の FP 濃度半径方向分布



第 7.3.19 図 冷却材中 FP インベントリ-の燃焼変化



第 7.3.21 図 金属核種の黒鉛中の拡散係数



第 7.3.22 図 被覆粒子からの漏洩対黒鉛スリーブ表面からの放出比

8. 計 算 コ ー ド

炉心参考設計 Mk-III に使用した計算コードを第 8.1 表に示す。

第 8.1 表 使用計算コード一覧

計算コード名称	主 な 内 容	使用機種	Mk-III 作業の為の改良、開発の有無
<u>核計算</u>			
(1) NUATOM	格子内の原子数密度計算。	FACOM230	—
(2) DELIGHT-2	格子燃焼計算コード、群定数作成に使用、CITATION、SLALOM用の「マクロ」断面積をパンチアウト。	"	改 良
(3) DELIGHT-B	可燃性毒物に対し、その非均質形状（粒子および棒状）に基づく中性子の空間遮蔽効果を燃焼依存で考慮し格子燃焼特性を解析する。DELIGHT-2の改良版。	"	改 良
(4) REDEL	DELIGHT-Bの臨界・燃焼計算部分を取り出したもので、CITATIONと結合し「マクロ」断面積方式で炉心燃焼特性を解析する。	"	改 良
(5) SLALOM	異種組格子群定数平均化計算用コード。制御棒単位格子特性解析に使用。	"	—
(6) TWOTRAN-2	2次元 S_N 理論コード、制御棒特性解析に使用。	"	—
(7) BRIQUET	1次元、2群、拡散理論、核熱結合燃焼計算。	"	—
(8) ZADOC-3	2次元、2群、拡散理論、炉心燃焼計算。各オリフィス領域毎の出力ピーキング、領域出力を計算するよう改良。	"	改 良
(9) CITATION	1～3次元、多群、拡散理論、炉心燃焼計算。	"	—
(10) CITLIB	DELIGHTの「マイクロ」断面積セット（最大20群）に各核種の shielding factor を考慮して、CITATION用の「マイクロ」ライブラリーテープを作成。カードで出力もできるよう改良。	"	富士電機所有のコードを借用。
<u>熱計算</u>			
(11) TAC-2D	定常および非定常の2次元汎用伝熱計算を行う。	FACOM230	—
(12) DEGA-3	1次元単チャンネル熱流動計算を行う。ホットスポット解析サブルーチンを追加。	"	改 良
(13) CFLOW	指定燃料温度となるチャンネル流量を計算。DEGA-3と結合して用いる。	"	改 良

計算コード名称	主 な 内 容	使用機種	Mk-III作業の為の改良、開発の有無
<u>燃料強度等計算</u>			
(14) KEMIS	中空型燃料ピンの燃料コンパクトと被覆粒子燃料核移動距離スペクトル計算を行う。	FACOM230	開発
(15) MICROS-2	被覆粒子の応力解析。	"	-
(16) MULSHES	多重中空無限円筒の1次元異方性粘弾性応力解析を行う。	"	-
(17) LIVIELA-1	黒鉛燃料体の有限要素法による粘弾性応力解析を行う。	"	-
(18) FIPER-X	1次元非線形拡散方程式による燃料体(コンパクト、スリーブ)中のFP濃度分布ならびに冷却材中への放出量の計算を行う。	"	-
<u>動特性計算</u>			
(19) HIMODE	1次元拡散方程式の高次固有値計算	"	-
(20) ZORO-AX	中性子エネルギー1群の3次元キセノン振動解析。	CDC-6600	-
(21) BLOOST-6-2 CM	1群1点近似の核・熱結合動特性解析。	FACOM230	-

9. 今後の課題

実験炉の炉心参考設計 Mk-III を行い、さらに検討を必要とする課題が明らかになった。それをまとめて第 9.1 表に示す。各分野別に分類しているが、ほとんどの項目は研究開発の進展とともに解決されるものと期待される。今後、この Mk-III 炉心の詳細な運転特性や安全性を充分検討し、実験炉として要請される機能を確認していく必要がある。

第 9.1 表 炉心設計の今後の課題

項 目	検 討 項 目	R & D と の 関 係
1) 炉心構造	(1) 出力ピーキング、動特性パラメータの評価 (2) 炉心流動パターンの評価 (3) 出口ガス温度計測の信頼性確認	・臨界実験 ・炉内流動試験 ・実証試験
2) 燃料体	(1) 燃料・材料設計データの確立 (2) 設計基準の確立 (3) 燃料体健全性評価法の確認 (4) FP 放出評価法と設計基準の確立	・被覆粒子、コンパクト、スリーブブロックの試作開発、高温照射実験、強度試験 ・構造物強度試験、照射試験 ・健全粒子と破損粒子の R/B ・燃料棒からの FP 放出実験
3) 制御棒	(1) スタック基準の確認 (2) 制御棒反応度値の評価 (3) 制御棒機能分類の検討 (4) 制御棒構造物健全性の確認	・制御棒とその駆動装置の試作試験 ・炉物理臨界実験 ・制御棒材料試験、強度試験
4) 可燃性独物	(1) 自己遮蔽効果の評価 (2) 最適装荷方法の追求	・炉物理燃焼実験 ・粒子試作試験
5) 後備停止系	(1) 反応度補償基準の確立	・後備停止装置試作と作動・回収試験
6) 中性子源	(1) 中性子源強度と検出効率との相関の詳細検討	・炉内計測実証試験
7) 運転方式・計画	(1) 流量調節方式の確立 (2) 各種運転状態を追跡した Xe 振動評価および制御棒引抜形状の適正化	・オリフィス装置の試作試験
8) その他	(1) 照射炉の機能の検討 (2) 部分負荷運転の検討	

あ　と　が　き

多目的高温ガス実験炉の設計は、第1次概念設計が昭和50年10月に、また、第1次概念設計(Ⅱ)が昭和51年9月～10月にかけて終了している。これらの設計においては、本報告書にまとめられているMk-Ⅲ炉心を対象として進めている。さらに原子力委員会、新型動力炉開発専門部会、高温ガス炉分科会ならびに原研内の多目的高温ガス炉研究開発中間評価においても、実験炉の炉心はMk-Ⅲ炉心としてチェックアンドレビューを受け、この炉心の長所や短所を含めた吟味が充分なされている。したがって、Mk-Ⅲ炉心の実作業が終了して1年以上もたっているが、今後の炉心設計への資料として充分役立つことを確信し、ここに報告したしだいである。

本作業を実施するにあたり、協力研究員として作業の1部に直接参加され、また有益な助言や種々の御支援をいただいた、深井佑造(日本原子力事業)、田中良佑(川崎重工)、和嶋常隆、松岡鎌一(以上日立製作所)、田村健一(石川島播磨重工)、菱田久志(三菱原子力工業)、中村久、松田昌迪(以上富士電機製造)、大岡俊隆(川崎重工)の諸氏、ならびに快く外来研究員、協力研究員を派遣された関連各社に、さらに、本設計実施のご支援をいただいた動力炉開発・安全性研究管理部の関係者に、感謝いたします。