

JAERI - M  
85-187

多目的高温ガス実験炉詳細設計(II)  
炉心熱設計

1985年11月

鈴木 邦彦・文沢 元雄・平野 光将  
宮本 喜晟

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division  
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-  
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷機

多目的高温ガス実験炉詳細設計(Ⅱ) 炉心熱設計

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部  
鈴木邦彦・文沢元雄・平野光将・宮本喜晟

(1985年10月21日受理)

本報告は、多目的高温ガス実験炉詳細設計(Ⅱ)の炉心熱設計に関して、設計条件、設計基準、設計手法、設計データ、及び炉心熱流動特性の検討結果についてまとめたものである。結果は以下の通りである。

- (1) 燃料最高温度は燃焼を通して公称値で1311℃、システムテックな工学的不確かさを考慮した温度で1449℃である。
- (2) 燃料チャンネルの冷却材最小レイノルズ数は、約3750である。
- (3) 上記条件下で、燃焼に伴う燃料核移動や内圧上昇による新たな破損は生じない。
- (4) 炉心部の冷却材圧力損失は0.07 kg/cm<sup>2</sup>以下である。

Core Thermal Design of the Experimental  
VHTR Detailed Design Stage II

Kunihiho SUZUKI, Motoh FUMIZAWA,  
Mitsumasa HIRANO and Yoshiaki MIYAMOTO

Department of Power Reactor Projects, JAERI

(Received October 21, 1985)

This report describes design conditions, design criteria, design method, design data for core thermal design of the experimental VHTR detailed design stage II, and the results of the core thermal and hydraulic characteristics.

Results are as follows:

- (1) The maximum fuel temperature is 1311 °C nominally, and 1499 °C when engineering uncertainty factors are considered through the core life time.
- (2) The minimum Reynolds number in fuel channel is about 3750.
- (3) In the above conditions, no failure of coated particle fuel occurs by kernel migration and the increase of inner pressure with burn-up.
- (4) Coolant pressure drop in the core is about 0.07 kg/cm<sup>2</sup>.

Keywords: VHTR, Core, Fuel, Flow, Channel, Fuel Temperature, Detailed Design, Block, Temperature Pressure, Helium, Burnup, Thermal hydraulic Characteristics

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 実験炉の炉心及び燃料 .....	2
3. 設計条件・基準 .....	6
3.1 設計条件 .....	6
3.2 設計基準 .....	6
4. 設計方法 .....	9
4.1 冷却材流量配分 .....	9
4.2 燃料温度の解析方法 .....	16
5. 設計データ .....	17
5.1 ヘリウムの物性値 .....	17
5.2 熱伝達率 .....	20
5.3 流動抵抗データ .....	22
5.4 燃料コンパクトと黒鉛スリーブのギャップコンダクタンス .....	26
5.5 黒鉛スリーブの熱設計データ .....	26
5.6 燃料コンパクトの熱設計データ .....	34
5.7 工学的不確定係数 .....	36
6. 熱流動特性 .....	41
6.1 概略熱解析 .....	44
6.2 詳細熱解析Ⅰ .....	53
6.3 詳細熱解析Ⅱ .....	65
7. 結果と検討課題 .....	77
謝 辞 .....	78
参考文献 .....	79
付録1 1次系放射エネルギー制限値設定について .....	80
付録2 ブロックの放熱効果について .....	84
付録3 被覆粒子燃料の健全性評価 .....	91

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Core and fuel element .....	2
3. Conditions and criteria for core thermal design .....	6
3.1 Design conditions .....	6
3.2 Design criteria .....	6
4. Design method .....	9
4.1 Coolant flow distribution .....	9
4.2 Analysis method for fuel temperature .....	16
5. Design data .....	17
5.1 Properties of helium .....	17
5.2 Heat transfer coefficient .....	20
5.3 Pressure loss coefficient .....	22
5.4 Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve ....	26
5.5 Fuel compact thermal data .....	26
5.6 Graphite sleeve thermal data .....	34
5.7 Engineering uncertainty factors .....	36
6. Thermal and hydraulic characteristics .....	41
6.1 Preliminary analysis .....	44
6.2 Detailed analysis I .....	53
6.3 Detailed analysis II .....	65
7. Discussions .....	77
 Acknowledgements .....	 78
References .....	79
 Appendix-1 Background of design bases for circulating radioactivity in the primary loop .....	  80
Appendix-2 Effect of heat loss from fuel block in fuel temperature .....	  84
Appendix-3 Evaluation of integrity of coated particle fuel .....	  91

## 1. はじめに

多目的高温ガス実験炉（以下実験炉と呼ぶ）の設計研究は、44年度に開始し、これまでに試設計、予備設計、概念設計、システム総合設計、詳細設計（Ⅰ）および詳細設計（Ⅱ）<sup>(1)</sup>を行っている。現在、詳細設計（Ⅱ）をベースに、高温ガス炉の固有の安全特性を積極的に活用して、実験炉の機能および性能を維持しつつ建設費を低減し得る、実験炉の合理化システムの検討をすすめている。本報告は、昭和59年3月に終了した詳細設計（Ⅱ）のうち実験炉の炉心熱設計についてまとめたものである。

詳細設計（Ⅱ）では、高温ガス炉の固有の安全性の観点から炉心の熱設計基準を従来まで採用していた許容燃料最高温度から1次冷却材中の循環放射エネルギー及び沈着放射エネルギーに変更した。しかし、新基準は燃料温度に密接に関連するので、実際の設計では公称燃料最高温度1350℃以下、システムティック燃料最高温度1550℃以下という目安を設定して行った。炉心熱流動解析では、詳細設計（Ⅱ）と併行して実施したシール性能試験データを用いた精度の高い炉内流量配分解析結果を基に、解析モデルの詳細化や原研のR&Dの結果によって裏付けられ、あるいは取得された熱伝達率、摩擦損失係数、燃料コンパクト及び黒鉛スリーブの熱伝導率、熱膨張係数などを用いている。また、解析モデルの詳細化を実施しており信頼性の高い結果になっている。なお、詳細設計（Ⅱ）の熱流動解析は、3段階に分けて行った。第1段階は選定された炉心燃料装荷及び流量配分などに基づく炉心の成立性を概略評価するための「概略熱解析」、第2段階は他の関連設計との整合性をとった最終的な全炉心の総合特性を評価するための「詳細熱解析Ⅰ」、最後は前記2つの解析における条件及び解析データを見直してその精度、余裕を評価した「詳細熱解析Ⅱ」である。

2章では、詳細設計（Ⅱ）炉心及び燃料要素の構造及び諸元について述べ、3章では熱設計の条件及び設計基準について、4章では設計の方法について、5章では熱設計データについて検討する。6章では、解析の結果得られた詳細設計（Ⅱ）炉心の熱流動特性について、7章では結果の評価と今後の検討課題について述べる。

## 2. 実験炉の炉心及び燃料

原子炉及び炉心は、Fig. 2.1 及び Fig. 2.2 に示すように原子炉压力容器、燃料体、反射体、炉内構造物、制御棒、制御棒駆動装置から構成される。

炉心は 432 体の燃料体及び 56 体の制御棒案内ブロックをほぼ円柱状に積上げて構成され、この周囲を反射体によって取り囲み、全体として円柱状となっている。

燃料体は、Fig. 2.2.1 に示すように被覆燃料粒子を含む燃料コンパクトを黒鉛スリーブに挿入した燃料棒、黒鉛ブロック、可燃性毒物及びダウエル等から構成される。

燃料体は、対面間距離 334 mm、高さ 700 mm の六角柱状黒鉛ブロックに設けた 15 箇所の冷却チャンネルに、燃料棒を挿入するピン—in—ブロック型である。燃料体の上部にはダウエルを、下部にはソケット部を設け、これによって水平方向の燃料体の位置決めを行っている。また、3 つのダウエル孔の底部には、反応度の一部を補償するために可燃性毒物を埋め込む穴を設けている。さらに、燃料体中央部には直径 50 mm の燃料つかみ孔が設けられている。

燃料棒は中空型で、黒鉛スリーブに燃料コンパクトを挿入し、一端を端栓でネジ止めした構造である。燃料棒は、燃料棒とブロック孔との間隙を下向きに流れる冷却材によって除熱される。燃料コンパクトは、被覆燃料粒子を黒鉛素地に分散させた中空円筒状ペレットである。被覆燃料粒子は直径 600  $\mu\text{m}$  の二酸化ウラン燃料核に熱分解炭素（低密度 PyC、高密度 PyC）、と炭化硅素（SiC）を四重層被覆したものである。

燃料体を構成する黒鉛材料には、原子炉級準等方性黒鉛が使用されている。

制御棒案内ブロックは、燃料体と同じ外形の黒鉛ブロックで、炉心部に配置されている。制御棒案内ブロックには、2 本の制御棒と後備停止系素子を挿入するため、3 個の孔が設けられている。

反射体は、可動反射体と固定反射体から構成される。可動反射体は、燃料体と同じ外形の黒鉛ブロックで、炉心部の上部、下部、周辺部に配置されている。上下の可動反射体には燃料体の冷却孔に対応した流路孔を設けられ、燃料体と同じ燃料交換機によって取り換えられる。固定反射体は多角形な黒鉛ブロックで、可動反射体の外周に配置、固定されている。

炉内構造物は、炉心下部支持構造物、炉心側部支持構造物、流量調節装置、固定反射体、遮蔽体等から構成される。

炉心内で発生した熱エネルギーは、炉心内を下向する 1 次冷却材に伝達され、中間熱交換器を経て 2 次冷却材へ伝達され、蒸気発生器から冷却塔に至って大気に放散される。

1 次冷却材は、原子炉压力容器下鏡部に設けた主冷却ノズルから原子炉压力容器内に入り、コアバレルに沿って上方向に流れ、炉心上部のプレナムに至る。その後、1 次冷却材は、制御棒孔へ流す一部の冷却材を除いて、可動反射体上部に設けられた流量調節装置を通り、炉心内で燃料棒の周囲を下降しながら燃料棒の発生する熱エネルギーを吸収して高温となり、炉心下部の高温プレナムで混合した後、原子炉压力容器主冷却ノズルに通じる出口管を経て二重管内管へ送られる。



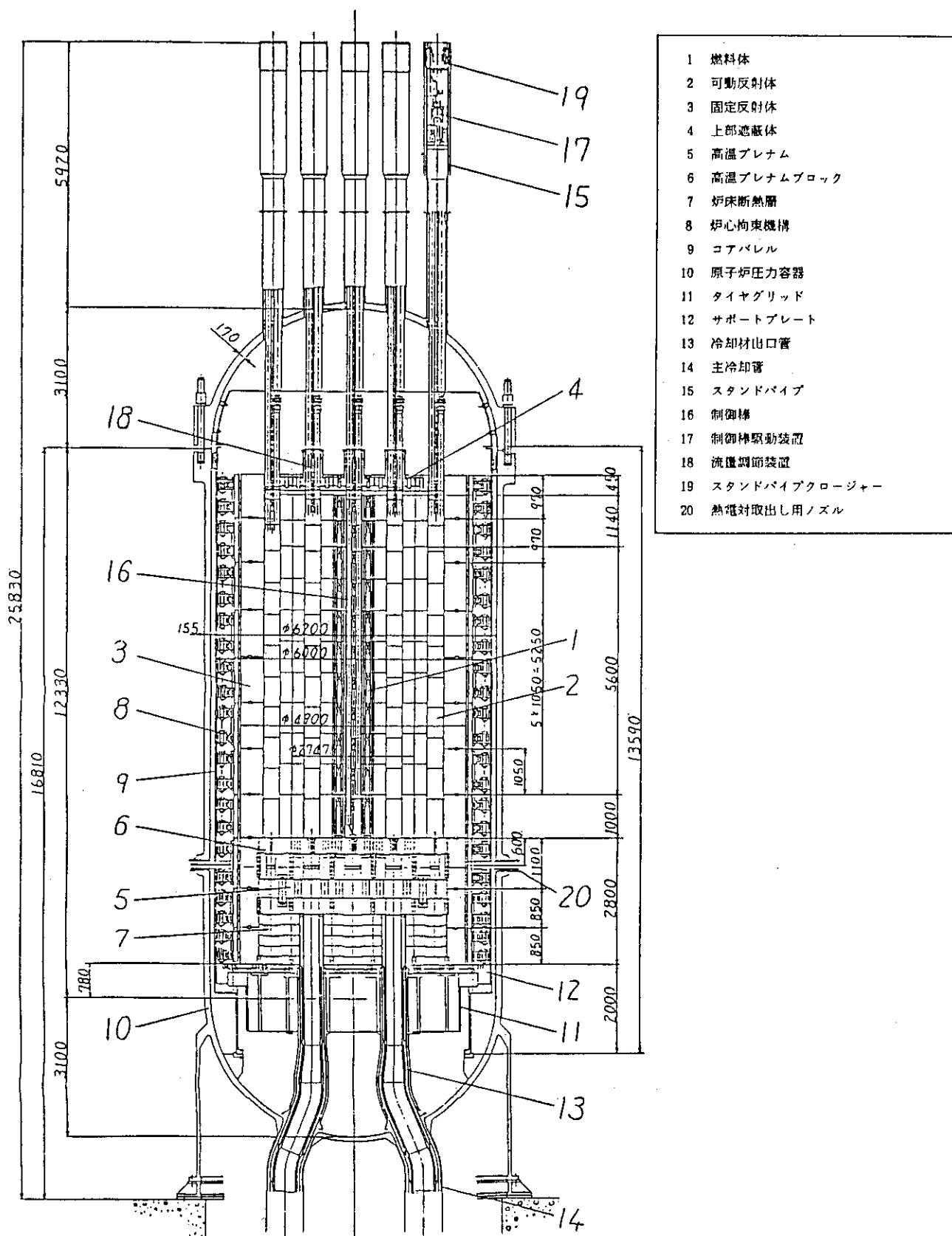


Fig. 2.1 原子炉縦断面図

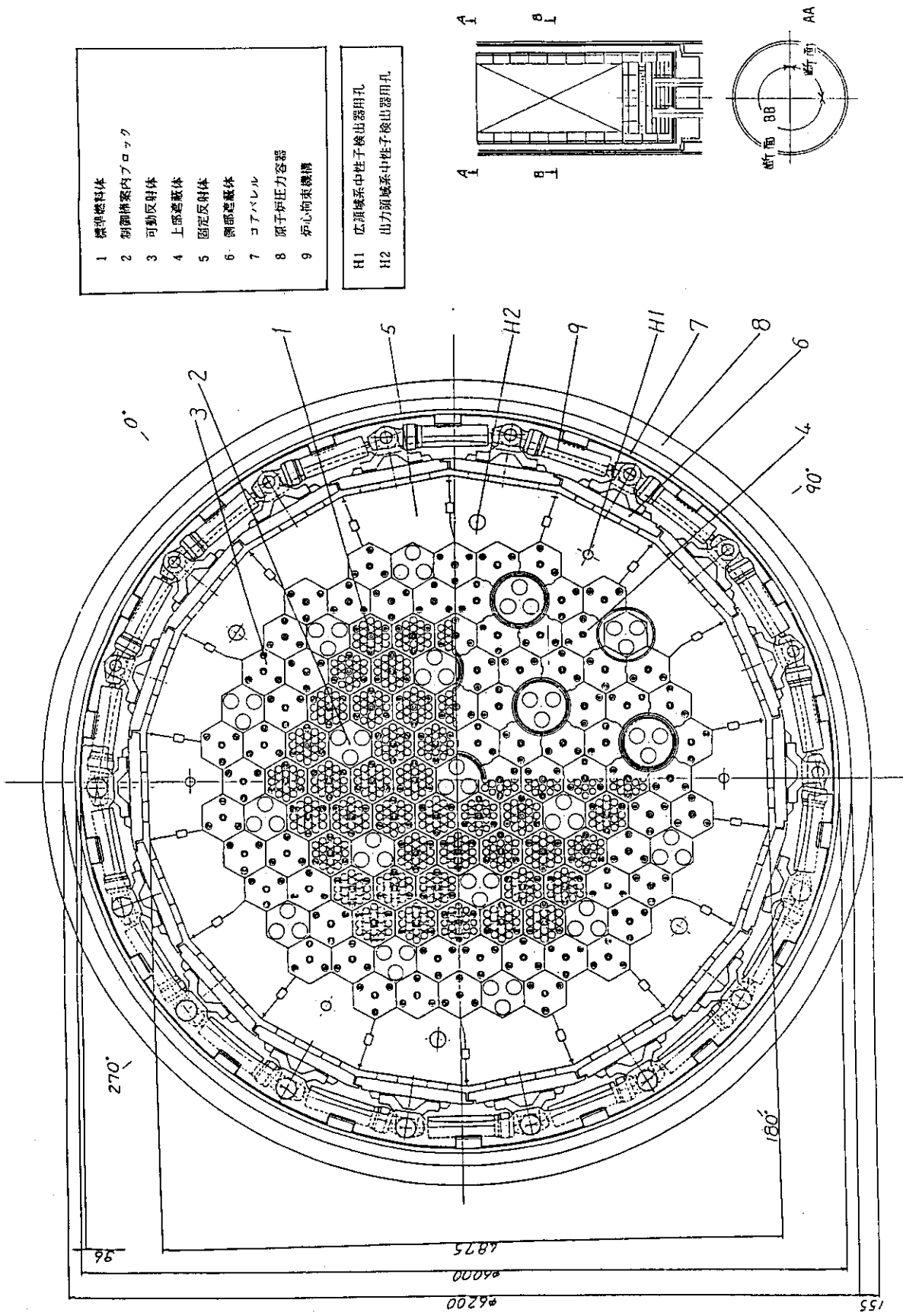


Fig. 2.2 原子炉平面図

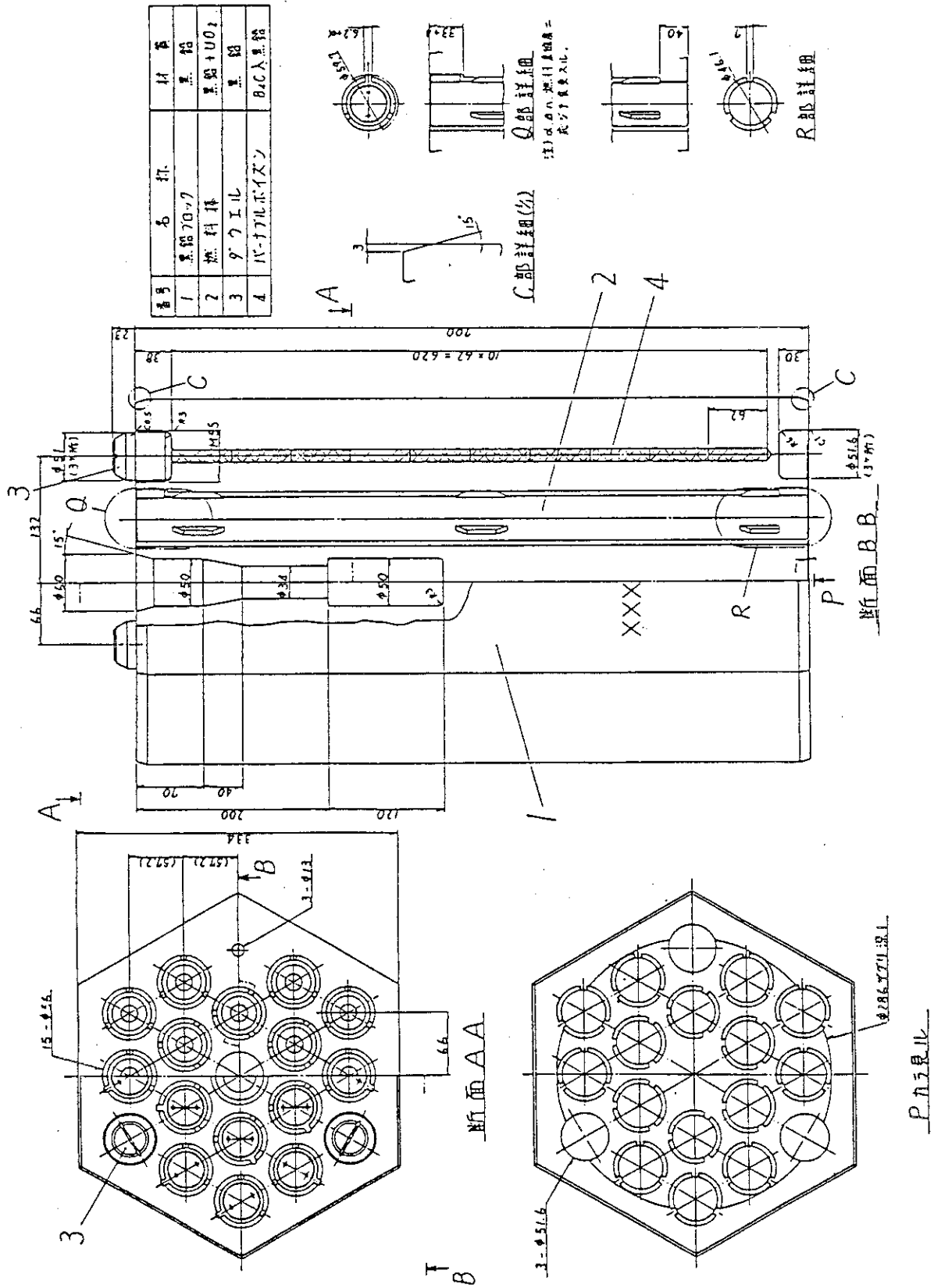


Fig. 2.3 燃料体構造説明図

### 3. 設計条件・基準

#### 3.1 設計条件

炉心熱設計は、以下の条件の基に行う。

(1) 熱出力

熱出力は、定格運転時に 50 MW とする。この値は、プラントの構成と熱収支を考慮して、冷却系の総エンタルピー上昇から求めるものとする。

(2) 原子炉出口冷却材温度

定格運転時の原子炉圧力容器出口における冷却材混合平均温度は、950℃とする。

(3) 原子炉入口冷却材温度

定格運転時の原子炉圧力容器入口における冷却材温度は、395℃とする。

(4) 1次冷却系圧力

原子炉圧力容器出口における冷却材圧力は、40 kg/cm<sup>2</sup>G とする。

熱流設計に関する主要諸元を Table 3.1.1 に示す。

#### 3.2 設計基準

炉心設計は、以下の基準に適合するように行う。

(1) 燃料の使用温度

燃料は以下に述べるような温度範囲で使用する。

- ① 通常運転時および運転時の異常な過渡変化時において、被覆燃料粒子破損を極力少なくするとともに、1次系の循環放射能量の年間平均値および沈着放射能量の最大値が Table 3.2.1 の値を超えることのないように、健全および破損被覆燃料粒子からの核分裂生成物の放出量を制限する。

ここで、年間平均値は、いかなる一年をとっても平均値がこれを上まわらないものとする。

- ② 事故時においては被覆燃料粒子破損を合理的に達成可能な限り低いレベルに制限する。このため、実際の熱設計の過程においては、以下の指標を満足するよう設計する。ただし、最終的には上述の設計基準を満足するよう設計する。

Table 3.2.1 に示した 1次系放射能の制限値設定の考え方については、付録 1 に示す。

被覆燃料粒子破損割合は、通常時および運転時の異常な過渡変化時において全炉心の被覆燃料粒子の 0.5% 以下となるように設計する。

燃料最高温度は、被覆燃料粒子の破損を生じないように、通常運転時において公称値で 1,350℃以下、システムティック値で 1,550℃以下及び運転時の異常な過渡変化時にシステムティック値で 1,600℃以下となるように設計する。

なお、システムティック温度は、核設計から得られた 3次元出力分布及び流量配分計画によ

り定められた冷却材流量から計算される公称燃料温度を基に、設計上十分な余裕を見込むため、工学的安全係数を考慮して定める。工学的安全係数の考え方と値については、それぞれ4章及び第5.7節に示す。

(2) 冷却材の流動状態

燃料からの適切な熱除去を妨げるような流動不安定現象を起さないようにする。

このため、高出力運転時における燃料冷却流路のレイノルズ数は炉心最小値でも3,500以上となるよう設計する。

Table 3.1.1 熱流力設計に関する主要諸元

1. Coolant Flow and Coolant Temperatures

Reactor inlet temperature	395 °C
Core inlet temperature	400 °C
Core inlet pressure	40 kg/cm <sup>2</sup> G
Reactor outlet temperature	950 °C
Total flow rate in reactor	17.4 kg/sec

2. Thermal Powers

Reactor power	50 MWt
Heat generation in fuel rods	47 MWt
Fraction of heat generation in core	
Compact & sleeve/graphite block/others	94/5/1 %

3. Fuel Channel Dimensions

Diameter of fuel rod hole	56 mm
Inner/outer diameter of sleeve	36.3/46 mm
Inner/outer diameter of fuel compact	18/36 mm
Length for calculation of pressure drops	700 mm/fuel element
Length for calculation of temperatures	659 mm/fuel element
Number of fuel channels	15/fuel element

4. Thermal Properties

Thermal conductivity of sleeve	Function of temperature and fast neutron dose
Thermal conductivity of compact	0.03 cal/cm s °C
Emissivity factor between sleeve and compact	0.8

Table 3.2.1 1次冷却系内の放射能制限値(暫定値)

① 1次冷却系循環放射能の年間平均値

核種	放射能
希ガス (Kr-88, eq)	500Ci
ヨウ素 (I-131, eq)	5Ci

② 1次冷却系沈着放射能の最大値(20年間に亘る)

	核種	放射能
1次系全体	Cs-137	500Ci

## 4. 設 計 方 法

### 4.1 冷却材流量配分

本原子炉は黒鉛ブロックを積み上げて炉心を構成しているので、冷却材は燃料棒を直接冷却する環状流路を流れる以外に、ブロック間隙などを流れるバイパス流れがある。流量配分解析では、炉心内の種々の流路の結びつきを1次元の流路網として模擬したフローネットワークモデルを用いて行う。

燃料温度の評価においては、燃料棒の除熱に直接寄与しないバイパス流量の軸方向変化を考慮し、かつ、領域内の各チャンネルへの冷却材流量配分を考慮して行う。

燃料体及び反射体等の炉心構成要素は、各々の種類に応じて炉内における発熱量が異なり、また、燃料体は炉内に装荷される場所に応じてその発熱量に差がある。そのため、炉心上部に7カラムを単位としてオリフィスを設置し、各オリフィス領域にその領域出力に比例した冷却材が流れるようにオリフィス領域毎の冷却材流量を調整する。

なお、この場合、流量調節方式の検討の結果、<sup>(2)</sup>領域の出力（燃焼初期）に比例したオリフィス流量となるようにオリフィスを固定して運転する方式が採用された。以下に結果について述べる。

(1) 上部オリフィスは7カラム単位で設置し、初期設定値に固定して運転するオリフィス固定運転方式とする。ただし、構造的には可変とする。

(2) Fig. 6.2.1 に示す第3領域については、上部オリフィスに加え、炉心下部に固定絞りをカラム単位で設置する。

(3) 燃焼期間中の燃料最高温度を、極力低くするためにオリフィス絞りを以下のようにする。

(i) 炉心構成要素冷却流量

- ・ 制御棒冷却流量                      燃料体部で最低4%（軸方向最小値）
- ・ 側部可動反射体冷却流量                      0%

(ii) 流量調節装置絞り

- ・ 第1、第2領域上部オリフィス  
開放（オリフィスの流動抵抗係、 $K/A^2 = 3200 \text{ m}^{-4}$ ）
- ・ 第3領域絞り  
最大出力時（燃焼0日）のピーキング係数に対応した絞り値とする。

このようにして設定した冷却材流量について、フローネットワークモデルを用いた炉内流動解析の結果、<sup>(2)</sup>得られた燃料ブロックあたりの冷却材流量分布をTable 4.1.1からTable 4.1.3に示す。これは、燃料ブロックの熱変形などから発生する恐れがあるカラムバウイングが無い場合の炉心流量分布である。

カラムバウイングが生じた場合については、特定のブロック水平面間に大きな口あけが生じ、軸方向の冷却材流量が極端に低下するので、燃料温度に重大な影響を及ぼす。しかし、カラムバウイングは①発生頻度が極端に小さく局所的なものと考えられる、②炉心出口の熱電対による冷

却材温度測定により検知可能であり、その場合炉停止などにより対処できる、③発生しても、燃料最高温度は1600℃以下なので、短時間は燃料の健全性は保たれる。従ってカラムバウイングが生じた場合の流量を、全炉心で評価する被覆燃料粒子からのFP放出量の評価に用いる必要はなく、参考計算を行うにとどめた。カラムバウイングが生じた場合の炉心流量分布を、燃焼初期と末期とについて Table 4.1.4 及び Table 4.1.5 に示す。



Table 4.1.1.1 カラム別軸方向流量分布 (NOMBOL)

(単位: kg/S)

領域	第 2 領域							第 3 領域	
	第 1 領域	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S 9
カラム名	S 1								
1 段目	0.2706	0.2650	0.2678	0.2608	0.2619	0.2715	0.2654	0.2445	0.2672
2 段目	0.2707	0.2649	0.2677	0.2607	0.2618	0.2715	0.2654	0.2443	0.2671
3 段目	0.2710	0.2652	0.2680	0.2611	0.2622	0.2718	0.2657	0.2444	0.2676
4 段目	0.2718	0.2659	0.2688	0.2629	0.2640	0.2726	0.2663	0.2457	0.2694
5 段目	0.2727	0.2669	0.2700	0.2663	0.2676	0.2737	0.2673	0.2485	0.2732
6 段目	0.2741	0.2683	0.2718	0.2717	0.2733	0.2755	0.2687	0.2529	0.2790
7 段目	0.2761	0.2702	0.2744	0.2790	0.2807	0.2781	0.2706	0.2590	0.2867
8 段目	0.2783	0.2724	0.2772	0.2873	0.2893	0.2809	0.2729	0.2661	0.2957

Table 4.1.2 カラム別軸方向流量分布 (NOMMOL)

(単位: kg/S)

領域	カラム名	第 2 領域								第 3 領域	
		S 1	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S 9	
1 段目		0.2662	0.2619	0.2669	0.2634	0.2647	0.2710	0.2626	0.2473	0.2700	
2 段目		0.2661	0.2618	0.2668	0.2633	0.2646	0.2709	0.2625	0.2471	0.2700	
3 段目		0.2667	0.2623	0.2673	0.2637	0.2651	0.2714	0.2630	0.2474	0.2704	
4 段目		0.2678	0.2634	0.2682	0.2652	0.2666	0.2724	0.2641	0.2486	0.2720	
5 段目		0.2693	0.2648	0.2693	0.2683	0.2698	0.2736	0.2655	0.2512	0.2754	
6 段目		0.2710	0.2665	0.2708	0.2730	0.2747	0.2752	0.2672	0.2553	0.2806	
7 段目		0.2730	0.2685	0.2730	0.2793	0.2813	0.2774	0.2692	0.2608	0.2874	
8 段目		0.2752	0.2707	0.2761	0.2870	0.2892	0.2805	0.2715	0.2675	0.2957	

Table 4.1.1.3 カラム別軸方向流量分布 (NOMEOL)

(単位: kg/S)

領域 カラム名	第 2 領 域									第 3 領 域	
	S 1	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S 9		
1 段目	0.2642	0.2598	0.2635	0.2621	0.2635	0.2681	0.2606	0.2483	0.2687		
2 段目	0.2638	0.2594	0.2631	0.2614	0.2628	0.2677	0.2601	0.2476	0.2681		
3 段目	0.2642	0.2599	0.2637	0.2624	0.2639	0.2683	0.2606	0.2473	0.2695		
4 段目	0.2651	0.2609	0.2650	0.2651	0.2666	0.2696	0.2616	0.2495	0.2725		
5 段目	0.2664	0.2623	0.2670	0.2689	0.2707	0.2716	0.2630	0.2527	0.2768		
6 段目	0.2679	0.2642	0.2694	0.2736	0.2756	0.2740	0.2649	0.2569	0.2820		
7 段目	0.2696	0.2665	0.2725	0.2794	0.2816	0.2771	0.2673	0.2619	0.2883		
8 段目	0.2715	0.2691	0.2762	0.2865	0.2889	0.2808	0.2700	0.2682	0.2960		

Table 4.1.4 カラム別軸方向流量分布 (SYSBOL)

(単位: kg/S)

領域	第1領域		第2領域						第3領域		
	カラム名	S 1	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S 9	
1 段目		0.2616	0.2506	0.2551	0.2473	0.2459	0.2582	0.2521	0.2325	0.2480	
2 段目		0.2614	0.2503	0.2549	0.2470	0.2457	0.2579	0.2519	0.2322	0.2478	
3 段目		0.2610	0.2502	0.2547	0.2468	0.2455	0.2578	0.2517	0.2320	0.2476	
4 段目		0.2613	0.2502	0.2548	0.2468	0.2454	0.2578	0.2517	0.2319	0.2475	
5 段目		0.2624	0.2504	0.2550	0.2469	0.2456	0.2580	0.2519	0.2320	0.2477	
6 段目		0.2638	0.2506	0.2552	0.2472	0.2458	0.2583	0.2522	0.2322	0.2480	
7 段目		0.2657	0.2509	0.2555	0.2474	0.2461	0.2586	0.2524	0.2325	0.2483	
8 段目		0.2674	0.2710	0.2791	0.3110	0.3244	0.2859	0.2722	0.2768	0.3326	

Table 4.1.5 カラム別軸方向流量分布 (SYSEOL)

(単位: kg/S)

領域	カラム名	第 2 領域								第 3 領域	
		S 1	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S 9	
1 段目		0.2536	0.2431	0.2497	0.2434	0.2423	0.2546	0.2449	0.2308	0.2442	
2 段目		0.2533	0.2428	0.2494	0.2431	0.2420	0.2543	0.2447	0.2305	0.2440	
3 段目		0.2528	0.2426	0.2492	0.2429	0.2418	0.2541	0.2445	0.2303	0.2438	
4 段目		0.2526	0.2425	0.2491	0.2428	0.2416	0.2541	0.2444	0.2302	0.2437	
5 段目		0.2534	0.2426	0.2493	0.2429	0.2418	0.2542	0.2445	0.2302	0.2438	
6 段目		0.2547	0.2429	0.2495	0.2431	0.2420	0.2545	0.2448	0.2304	0.2441	
7 段目		0.2564	0.2431	0.2497	0.2433	0.2422	0.2548	0.2450	0.2307	0.2443	
8 段目		0.2581	0.2638	0.2748	0.3185	0.3335	0.2824	0.2655	0.2828	0.3434	

## 4.2 燃料温度の解析方法

燃料温度の解析は熱設計計算コードにより、燃料棒と黒鉛ブロックとの間の環状流路を単位流路として次のように行う。

### (1) 公称温度

公称温度は流量配分計画により決定されたオリフィス領域への冷却材流入量、燃料棒毎の出力分布を入力値として計算する。燃料最高温度の評価は、上記環状流路を単位流路とする単チャンネル解析により、局所出力密度、燃料コンパクトの熱伝導率、燃料コンパクト・黒鉛スリーブ間のギャップコンダクタンス、黒鉛スリーブの熱伝導率及び冷却材熱伝達率の変化を考慮して行う。

### (2) システムティック温度

システムティック温度とは、カラムバウイング、およびカラムの片寄りが生じないとした場合の流量配分の下で、第5.7節に示す工学的不確定因子（システムティックな因子）を用いて以下の計算式で評価した値とする。

$$T_s = T_{in} + \sum_{j=1}^{\ell} \sum_{i=1}^m \pi_{ij} \Delta T_j$$

ここで  $T_s$  : システムティック温度

$T_{in}$  : 入口温度

$f_{ij}$  : 温度差  $\Delta T_j$  に作用するシステムティック因子

( $i = 1 \sim m$ ,  $m$  はシステムティック因子の数)

$\Delta T_j$  : 公称温度差

$j = 1$  - 冷却材温度上昇

$j = 2$  - 膜温度差

$j = 3$  - 黒鉛スリーブ温度差

$j = 4$  - 黒鉛スリーブ/燃料コンパクト間ギャップ温度差

$j = 5$  - 燃料コンパクト温度差

なお、システムティック因子の基本的な考え方は以下の通りとする。

- ① 統計的性格が少なく、全炉心に作用するもので、それが長時間続く可能性のある項目。
- ② 全炉心均一に作用するものではないが、統計的性格が少なく長時間続く可能性のある項目。
- ③ 計算誤差のうち、統計的性格が少なく、計算の便宜上採用する項目。

## 5. 設計データ

## 5.1 ヘリウムの物性値

冷却材としての主要な物性値は、密度、比熱、熱伝導率及び粘性係数である。実験炉設計で用いているデータはCederbergら<sup>(3)</sup>がまとめたものに基づいている。以下に各項目毎に記述する。

(1) 密度,  $\rho$  [ kg / m<sup>3</sup> ]

$$\rho = P / RT - \rho^2 \cdot B(T) - \rho^3 \cdot C(T)$$

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

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

但し,  $R = 0.0207723 \text{ bar} \cdot \text{m}^3 / \text{kg} \cdot \text{K}$

$C(T) = 0$  としても相対誤差は以下に示すように小さいので実験炉設計では省略する。

圧力 40 kg/cm<sup>2</sup>, 温度 400 °C 以上 ..... 0.004 % 以下

圧力 100 kg/cm<sup>2</sup>, 温度 400 °C 以上 ..... 0.03 % 以下

したがって

$$\rho = \left( \sqrt{1 + \frac{4P \cdot B(T)}{RT}} - 1 \right) / 2 \cdot B(T)$$

(2) 定圧比熱,  $C_p$  [ kcal / kg °C ]

温度 0 ~ 3000 °C, 圧力 0.2 ~ 200 bar の範囲では、並進のエネルギーのモードによって決まり、一定値となる。

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

ここで,  $R$  はガス定数である。

(3) 熱伝導率,  $\lambda$  [ W / m °C ]

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

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

実験データとの比較を Fig. 5.1.1 及び Fig. 5.1.2 に示す。

(4) 粘性係数,  $\eta$  [ N · s / m<sup>2</sup> ]

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

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

ここで,  $P$ ;  $T$  はヘリウムの圧力, 温度である。

$P$ ; bar

$P$ ; °K

実験データとの比較を Fig. 5.1.3 及び Fig. 5.1.4 に示す。

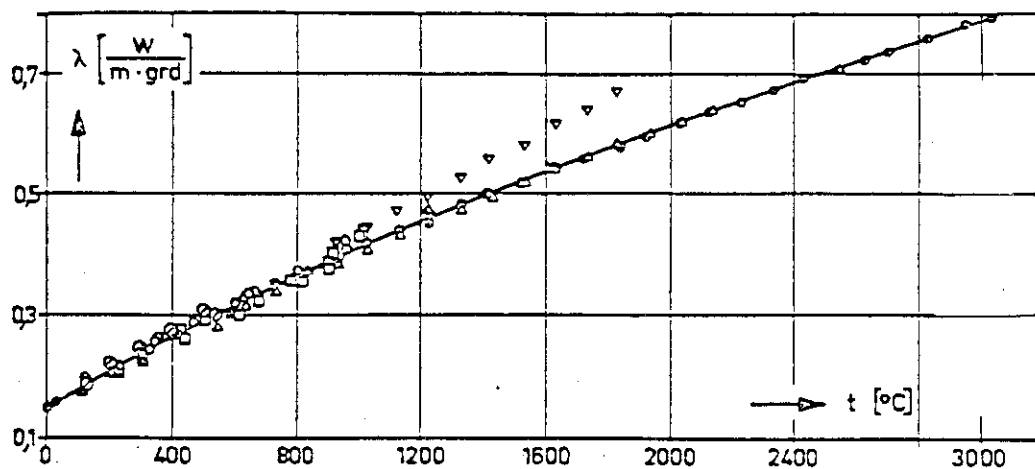


Fig. 5.1.1 ヘリウムの熱伝導率<sup>(3)</sup>(圧力 : 1 bar)

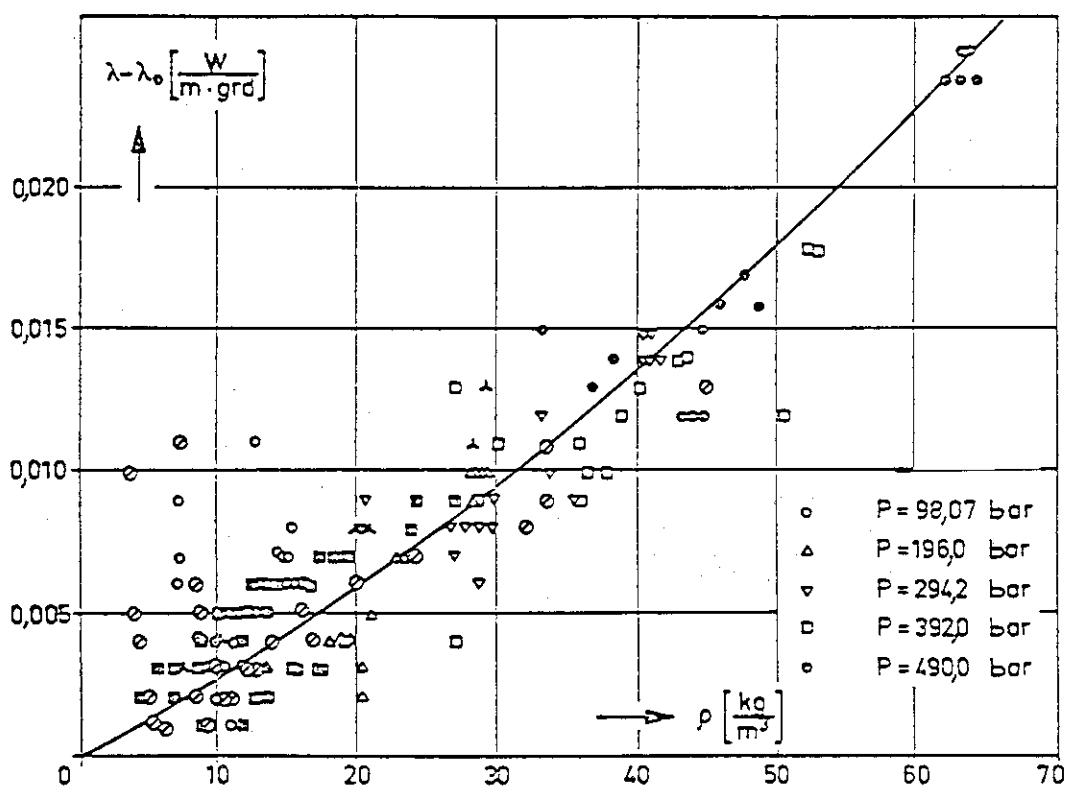


Fig. 5.1.2 ヘリウムの熱伝導率の圧力依存性<sup>(3)</sup>



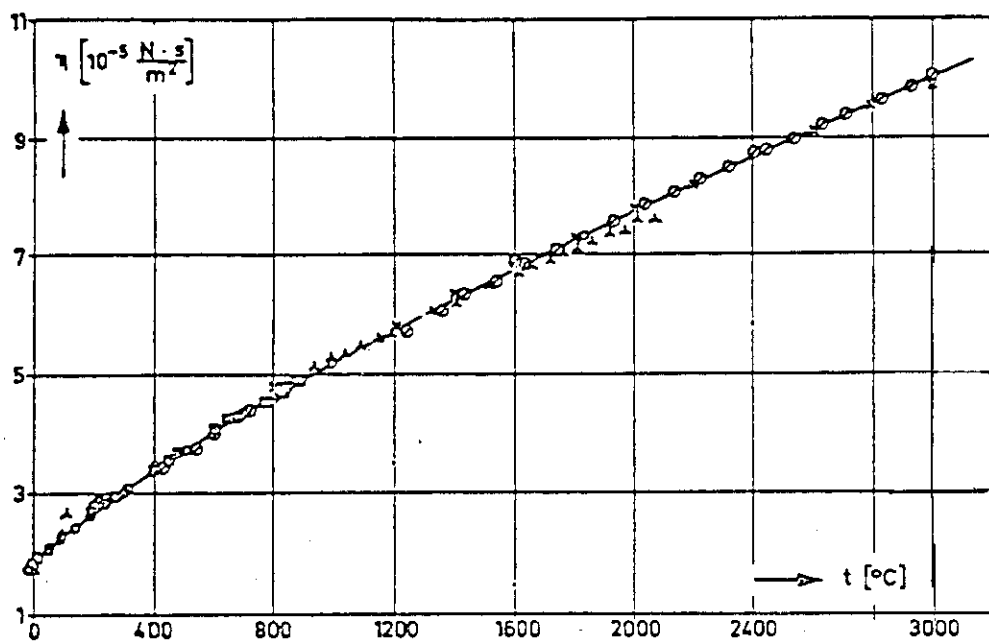


Fig. 5.1.3 ヘリウムの粘性係数 (圧力 : 1 bar)<sup>(3)</sup>

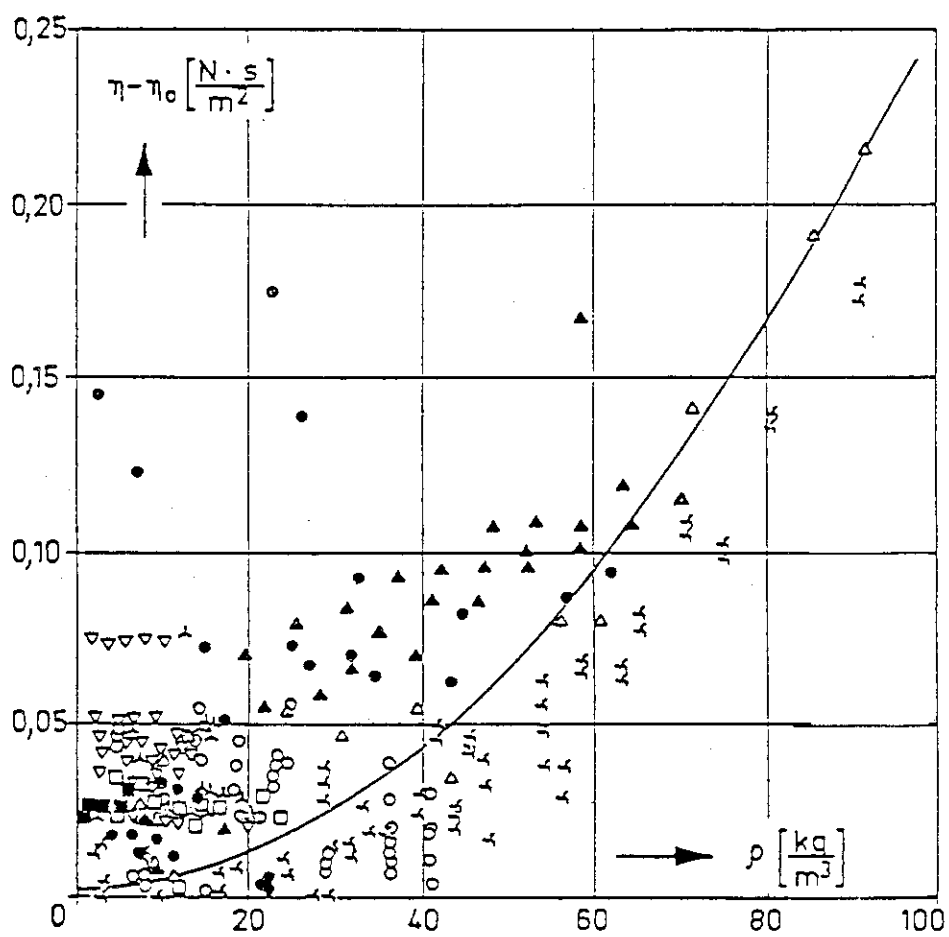


Fig. 5.1.4 ヘリウムの粘性係数の圧力依存性<sup>(3)</sup>

## 5.2 熱伝達率

環状流路の熱伝達係数は、内外流路を変えた種々の伝熱実験<sup>(4),(5)</sup>等により得られた次式を用いる。

乱流域 ( $Re \geq 5000$ )

$$\frac{h \cdot De}{k} = 0.018 \left( \frac{d_o}{d_i} \right)^{0.1} Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} \left( \frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5}$$

$h$ :	熱伝達率	(cal/cm <sup>2</sup> · s · °C)
$De$ :	等価直径	(cm)
$k$ :	流体の熱伝導率	(cal/cm · s · °C)
$Re$ :	レイノルズ数	(-)
$Pr$ :	プラントル数	(-)
$b$ :	流体平均温度を表わす添字	
$d_i$ :	流路内径	(cm)
$d_o$ :	流路外径	(cm)
$T_w$ :	壁温	(K)
$T_b$ :	流体温度	(K)

遷移域 ( $Re' \leq Re < 5000$ )

$$\frac{h \cdot De}{k} = F \cdot Nu_H(Re_b) \cdot \left( \frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5}$$

$$F = Nu(5000) / Nu_H(5000)$$

$$Nu_H = 0.016 (Re^{2/3} - 125) Pr^{1/3}$$

$$Nu_t = 0.018 \left( \frac{d_o}{d_i} \right)^{0.1} Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

層流域 ( $Re < Re'$ )

$$\frac{h \cdot De}{k} = C(\alpha) \cdot \left( \frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5}$$

$$C(\alpha) = (-4.8268 \alpha^3 + 12.7516 \alpha^2 - 12.2505 \alpha + 9.7170)$$

$$\alpha = \frac{d_i}{d_o}$$

ここで  $Re'$  は  $Nu_H(Re') = C(\alpha)$  とする値

レイノルズ数と熱伝達率との関係を、Fig. 5.2.1 に示す。

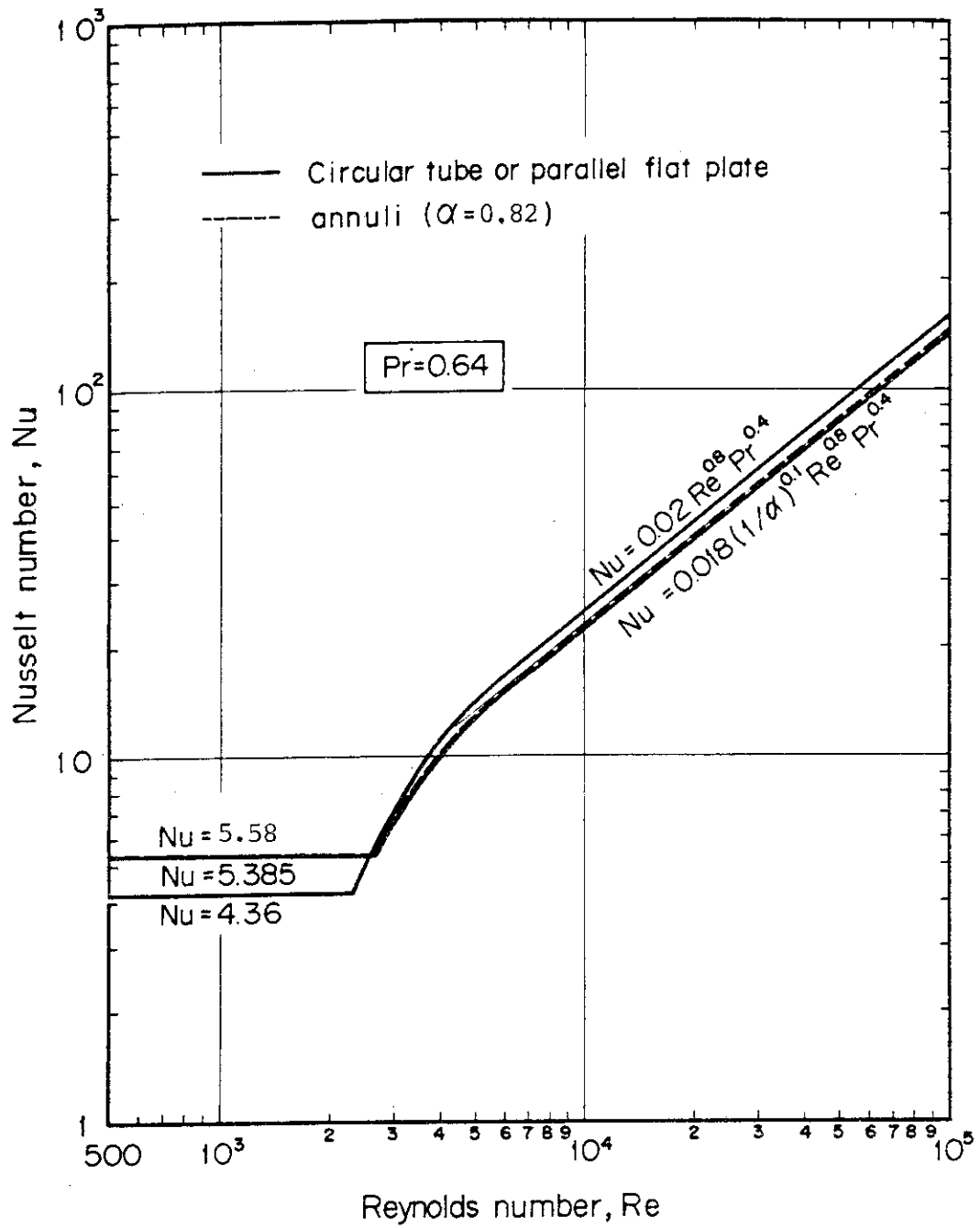


Fig. 5.2.1 熱伝達率(ヌッセルト数, 計算値)

### 5.3 流動抵抗データ

炉心流量配分解析に必要とされる種々の圧力損失係数の値は次のとおりである。

なお、炉心部の圧力損失評価の際には、これらの値に10%の設計余裕を見込んで評価している。

#### (1) 摩擦係数

環状流路の内外径比 $\alpha$ をパラメータとする。 $(\alpha = di/do, di : 流路の内径, do : 流路の外径)$

##### (i) 形状効果

直径比 $\alpha$ をパラメータとする。 $(\alpha = di/do)$

層流域<sup>(5)</sup> ( $Re \leq 1600$ )

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

遷移域 ( $1600 < Re \leq 4000$ )

次項で示す乱流域の式 $\lambda_p$ とMaubachの式の値 $\lambda_o$ <sup>(6)</sup>との比に、表面粗度効果を考慮して次のように設定する。

$$\lambda = \xi \cdot \lambda_e (e, 4000)$$

$$\text{但し } \xi = \lambda_p(Re) / \lambda_o(Re)$$

$$1/\sqrt{\lambda_o} = 2.035 \log (Re \sqrt{\lambda_o}) - 0.989$$

乱流域 ( $4000 < Re$ )

Maubachの手法による平行平板についての摩擦係数<sup>(6)</sup>と前記 $\lambda_o$ との比に表面粗度効果を考慮して次のように設定する

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

$$\text{但し } \xi = \lambda_p(Re) / \lambda_o(Re)$$

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

##### (ii) 表面粗度の効果<sup>(7)</sup>

表面粗さ $e$ をパラメータとする。 $e = \epsilon / De$

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

$\epsilon$  : 不規則突起の平均値

$De$  : 等価直径

但し、下記Moodyの近似式が適用可能な流路では、この近似式を用いる。

$$\lambda_e = 0.0055 \{ 1 + (2 \times 10^{-4} e + 10^6 / Re)^{1/3} \}$$

レイノルズ数と摩擦損失係数との関係をFig. 5.3.1に示す。

#### (2) 流路形状変化に伴う圧力損失係数

環状流路を保持するために燃料棒表面に設置されたスペーサーリブによる圧力損失係数は、模擬燃料棒の伝熱流動実験<sup>(4)</sup>によると、Fig. 5.3.2に示すようにレイノルズ数が3000以上の場合には0.2以下である。従って、長手方向に3ヶ所あるスペーサーリブの圧力損失係数は0.6

とする。

一方、燃料ブロックのダウエルにはガタ（公称値 0.7 mm）があり、このため、上下の燃料チャンネルのオフセットが生じ、それによる圧力損失係数は、流路の急縮少と急拡大として評価すると、環状流路の内外径はそれぞれ 46 mm, 56 mm であるので、0.09 となる。

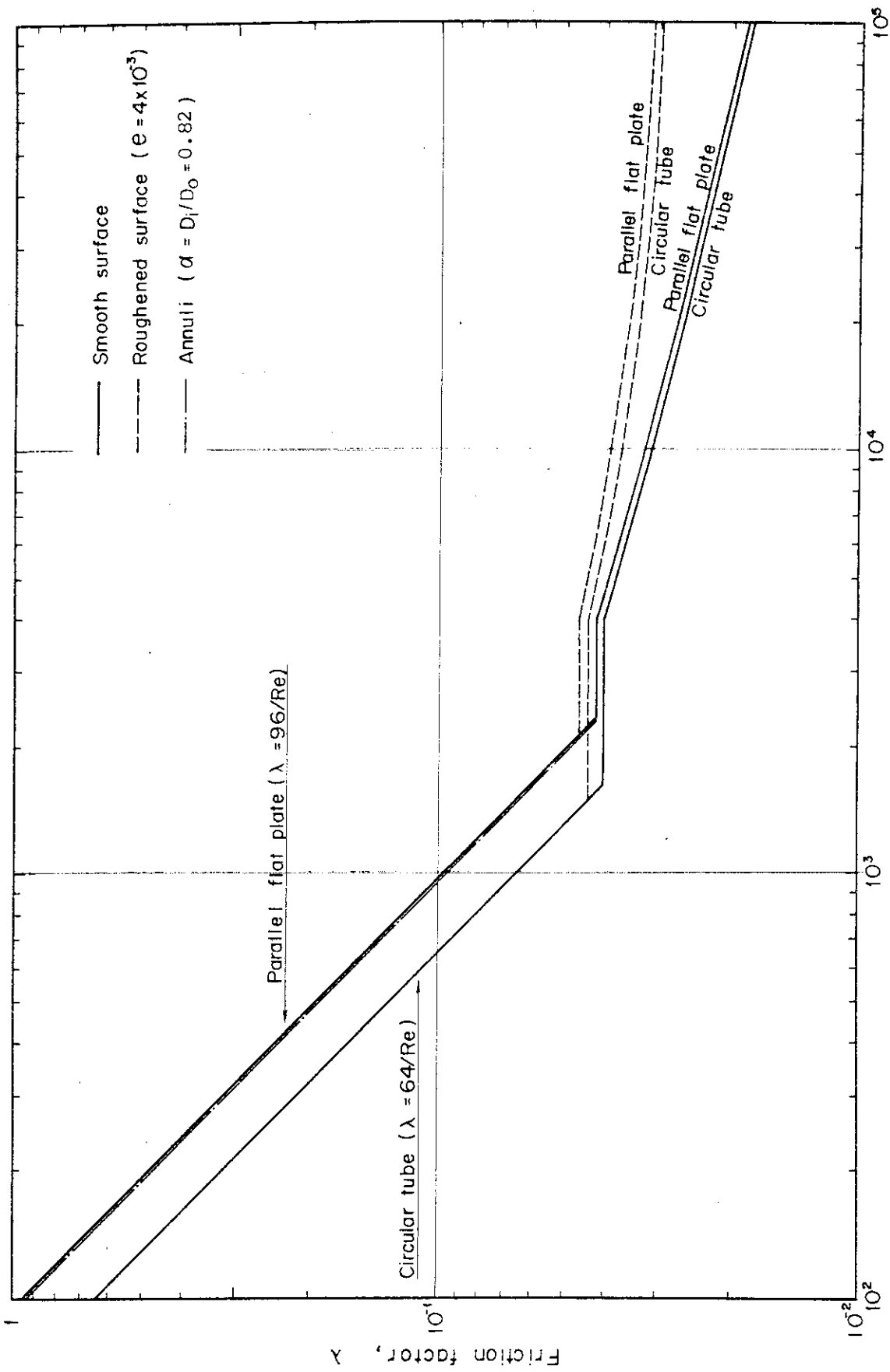


Fig. 5.3.1 摩擦係数 (計算値)

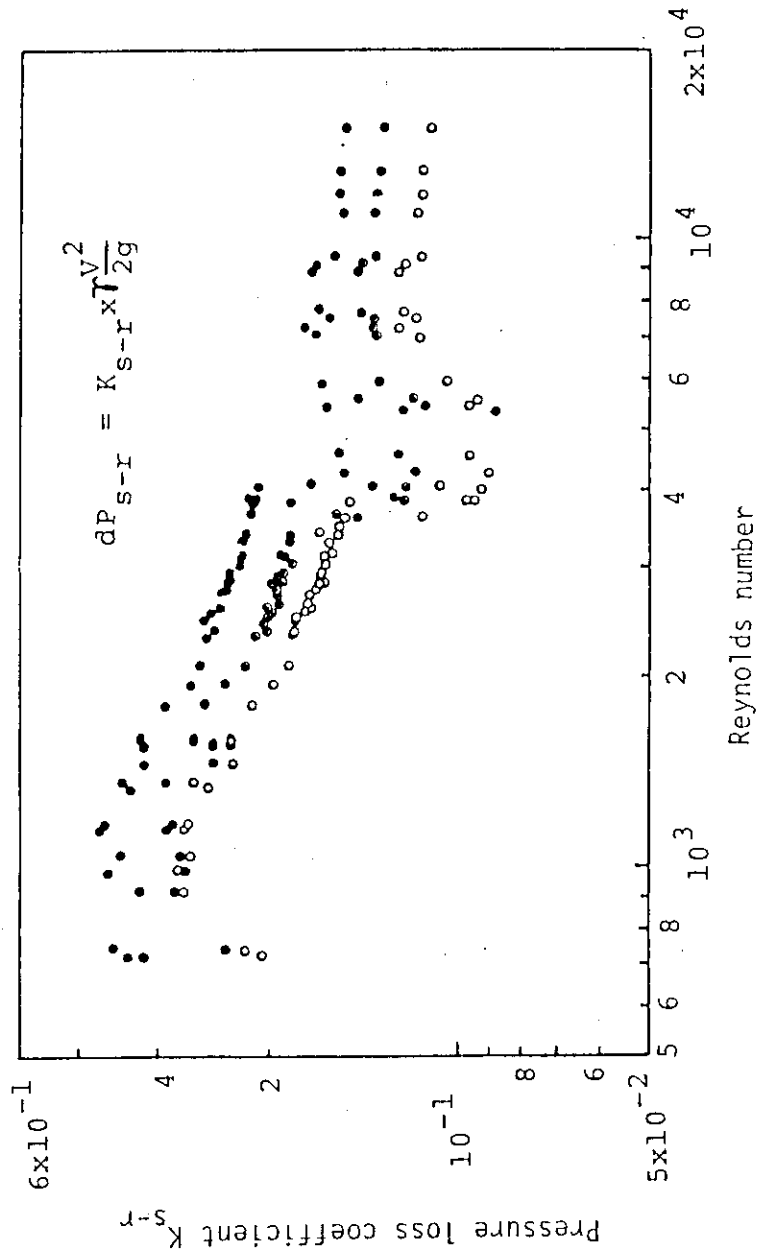


Fig. 5.3.2 スペーサリの圧力損失係数とレイノルズ数との関係

#### 5.4 燃料コンパクトと黒鉛スリーブのギャップコンダクタンス

ギャップコンダクタンス  $h_{\text{gap}}$  は、ふく射とギャップのガスによる熱伝達を基に次式を用いて計算する。

$$h_{\text{gap}} = \frac{k_g}{R} + \epsilon \sigma (T_c^2 + T_s^2) (T_c + T_s)$$

$$R = \frac{D_c}{2} \ln (D_s / D_c)$$

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

$h_{\text{gap}}$	: ギャップ熱伝達率	(cal/cm <sup>2</sup> · s · °C)
$k_g$	: ヘリウムガスの熱伝導率, $k_g = k_g \left( \frac{T_c + T_s}{2} \right)$	(cal/cm · s · °C)
$T_c$	: コンパクト温度	(K)
$T_s$	: スリーブ温度	(K)
$\epsilon_c$	: コンパクトふく射熱, $\epsilon_c = 0.8$	(-)
$\epsilon_s$	: スリーブふく射熱, $\epsilon_s = 0.8$	(-)
$D_c$	: コンパクト外径	(cm)
$D_s$	: スリーブ内径	(cm)
$\sigma$	: ステファンボルツマン定数 (= $1.354 \times 10^{-12}$ cal/cm <sup>2</sup> · s · K <sup>4</sup> )	

ギャップコンダクタンスを左右する因子であるギャップの寸法は、燃料コンパクト及び黒鉛スリーブ、それぞれの熱膨張及び高速中性子照射による変形を考慮して定める。なお、燃料コンパクトと黒鉛スリーブとが接触することのないように初期ギャップは約 0.15 mm である。

#### 5.5 黒鉛スリーブの熱設計データ

黒鉛スリーブや燃料ブロックの候補材料である IG-11 黒鉛について、燃料温度評価に用いられる熱伝導率、熱膨張係数及びふく射率の値とその設定の考え方を以下に示す。

##### (1) 黒鉛スリーブの熱伝導率

黒鉛スリーブ材料候補銘柄である IG-11 黒鉛の熱伝導率について、未照射時の温度依存性を Fig. 5.5.1 に、また、照射前に対する照射後の熱伝導率の比の温度依存性を Fig. 5.5.2 に示す。しかし、IG-11 黒鉛のデータが少ないので、照射による熱伝導率の変化については、例として Fig. 5.5.3 に示すように比較的特性が似ていてデータが豊富な H 451 黒鉛のデータを用いる。以上まとめると次のようになる。

##### 未照射時

Fig. 5.5.1 に示す曲線とし、次式で計算する。

$$k = k_0 \cdot f(t)$$

$$f(t) = 1.04543 - 2.37648 \times 10^{-3} t + 3.64841 \times 10^{-6} t^2$$



$$- 2.97821 \times 10^{-9} t^3 + 1.18391 \times 10^{-12} t^4 \\ - 1.73550 \times 10^{-16} t^5$$

ここで,  $k$  : 熱伝導率 (cal/cm·s·°C)

$k_0$  : " (= 0.28 cal/cm·s·°C)

$t$  : 温度 (°C) ( $20 \leq t \leq 1400$ )

### 照射後

Fig. 5.5.4 に示す H 451 黒鉛のデータを用いて, 次式で計算する。

$$k = k_0 \cdot f(t) \cdot \left( \frac{k_i}{k_n} \right)$$

$\left( \frac{k_i}{k_n} \right)$  としては, H 451 の照射後の熱伝導率,  $k_i$  と照射前の熱伝導率,  $k_n$  の比を用いる。

照射温度: 350 ~ 1400 °C

照射量:  $< 8 \times 10^{21}$  n/cm<sup>2</sup> ( $E > 0.18$  MeV)

### (2) 熱膨張率

#### (i) 黒鉛スリーブ

IG-11 黒鉛の未照射時の平均熱膨張率の温度依存性を Fig. 5.5.5 に示す。設計評価式は次式の通りである。

$$\alpha = 4.0 \times 10^{-6} f(t) \quad (1)$$

$$f(t) = 7.96073 \times 10^{-1} + 5.63595 \times 10^{-4} t - 1.48360 \times 10^{-7} t^2 \\ + 2.70680 \times 10^{-11} t^3$$

ここで,  $\alpha$  : 熱膨張率 (1/°C)

$t$  : 温度 (°C),  $400 \leq t \leq 1600$

一方, IG-11 黒鉛の熱膨張率の高速中性子照射による影響を Fig. 5.5.6 に示す。実験炉計画当初の想定照射量が  $3 \times 10^{21}$  nvt ( $E > 0.18$  MeV) であったので, その近辺にデータが集中していて, 評価式を作成するにはデータが少ないが, 照射による影響は ± 10% の間にあることがわかる。そこで, 黒鉛スリーブの平均熱膨張率としては, 燃料コンパクトと黒鉛スリーブとの間のギャップを安全側に大きく見積るように, 次式のように照射量によらず 10% の増加とする。

$$\alpha = 1.1 \alpha_0 \quad (2)$$

ここで,  $\alpha_0$  は(1)式で計算される未照射時の平均熱膨張率である。

#### (ii) 固定反射体及び高温プレナムブロック

固定反射体材料として, 現在想定されている PGX 黒鉛の平均熱膨張率の温度依存性を Fig. 5.5.7 に示す。設計評価式は次の通りである。

$$\text{径方向} \quad \alpha_R = \alpha_0^R \cdot f_R(t)$$

$$\text{軸方向} \quad \alpha_A = \alpha_0^A \cdot f_A(t)$$

ただし,  $\alpha_0^R = 2.2 \times 10^{-6}$  (1/°C) (20 ~ 400 °C)

$\alpha_0^A = 2.6 \times 10^{-6}$  (1/°C) (20 ~ 400 °C)

$$f_R(t) = 0.667325 + 9.10602 \times 10^{-4} t - 2.04427 \times 10^{-7} t^2$$

$$f_A(t) = 0.756582 + 6.33741 \times 10^{-4} t - 6.32008 \times 10^{-8} t^2$$

t : 温度 (°C),  $0 \leq t \leq 1600$

(3) ふく射係数

種々の黒鉛の法線方向の総括ふく射係数 (スペクトルによらない) を Fig. 5.5.8 に示す。<sup>\*</sup> 図中で 0.2 ~ 0.6 と低いふく射係数のデータ (39) 及び (40) は、パイロリティック黒鉛のものであり、実験炉に用いる黒鉛とは異質であるので除外して考え、ふく射係数は 0.8 とする。

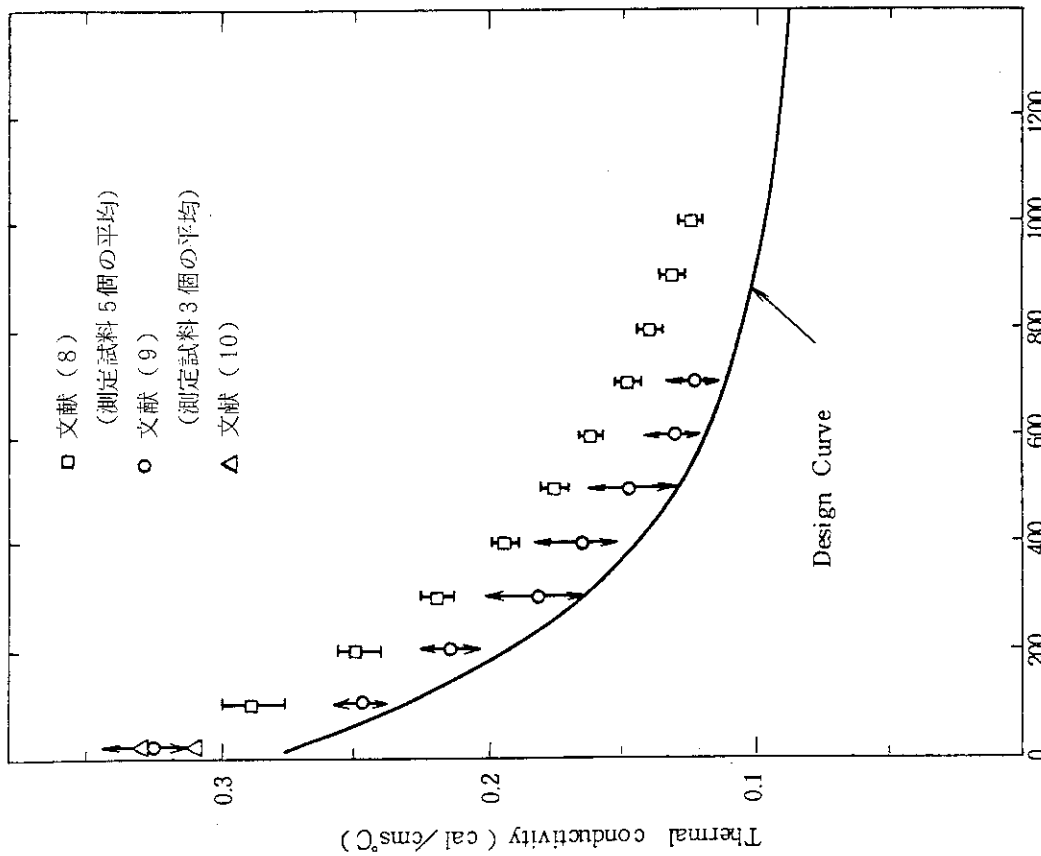


Fig. 5.5.1 IG-110 黒鉛の熱伝導率の温度依存性 (未照射材, 径方向) の設計値と実験値

	Irradiation temp (°C)	Fast fluence (n/cm <sup>2</sup> , E > 29fJ)	Reference
○	1090	3.15 × 10 <sup>21</sup>	文献 (8)
●	1100	3.72 × 10 <sup>21</sup>	
△	1000 ~ 1130	1.95 × 10 <sup>21</sup>	文献 (10)
▲	1060 ~ 1210	2.44 × 10 <sup>21</sup>	

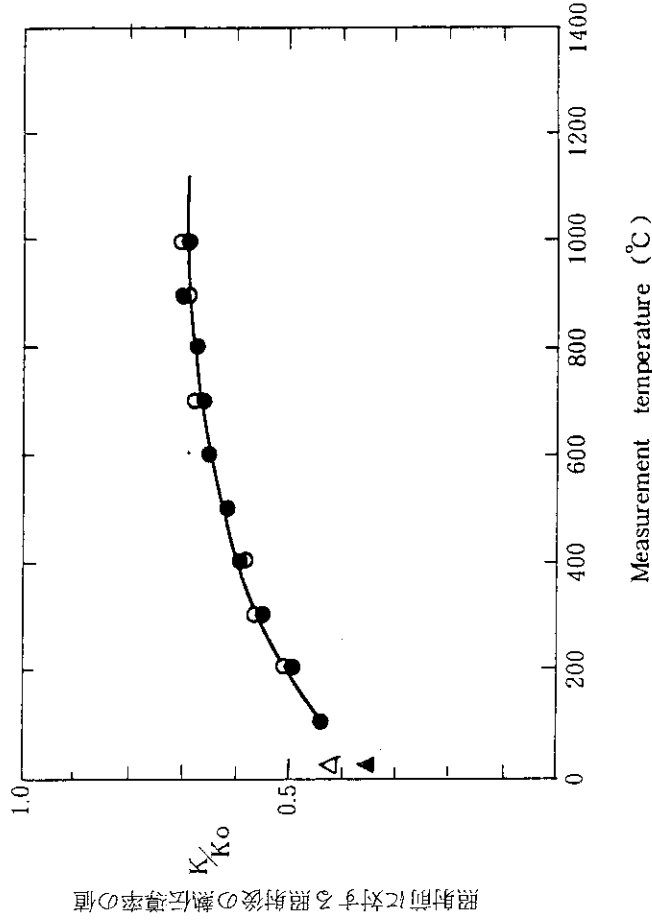


Fig. 5.5.2 IG-110 黒鉛の熱伝導率の測定温度変化 (照射材, 径方向)  
 測定はコルラウシュ法 (Kohlraush method)

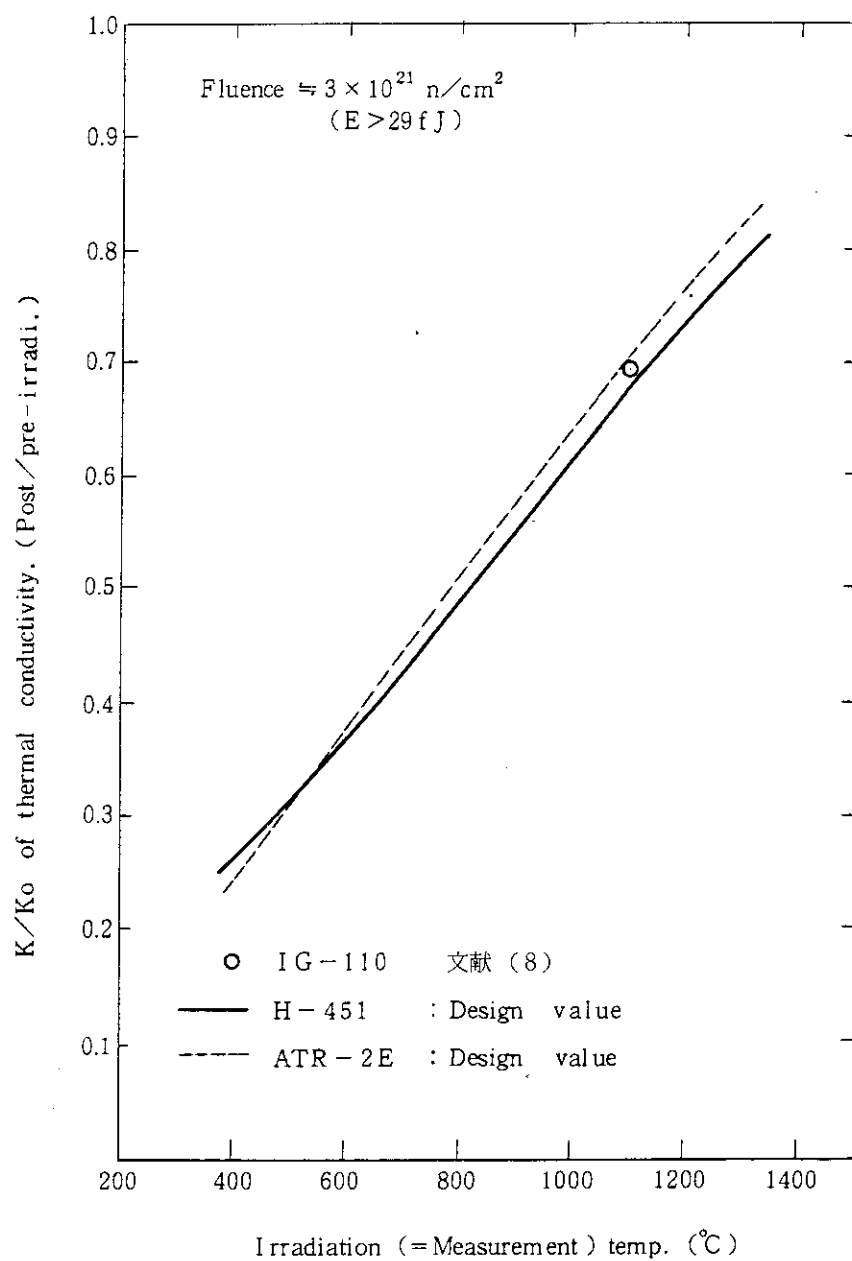


Fig. 5.5.3 IG-110 黒鉛の熱伝導率の照射温度依存性 (径方向) と他銘柄黒鉛の設計曲線との比較

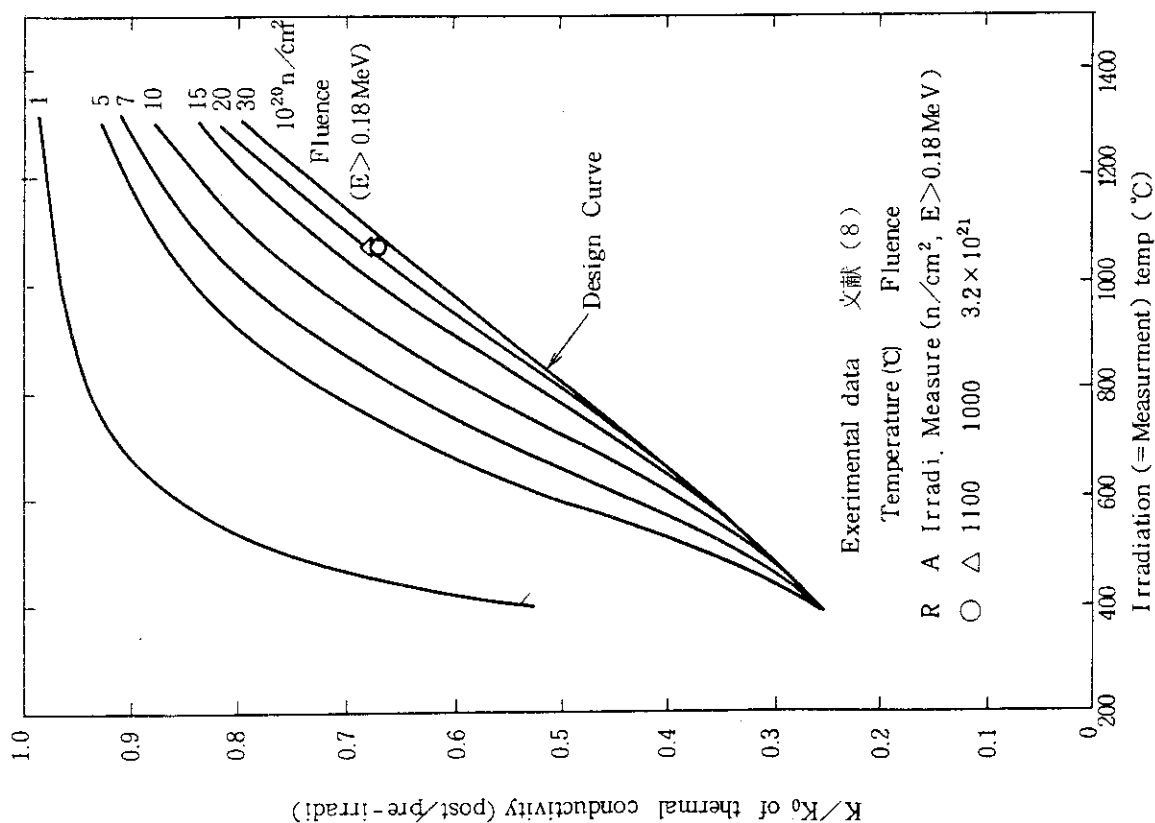


Fig. 5.5.4 IG-110 黒鉛の熱伝導率の照射温度依存性の設計値と実験値

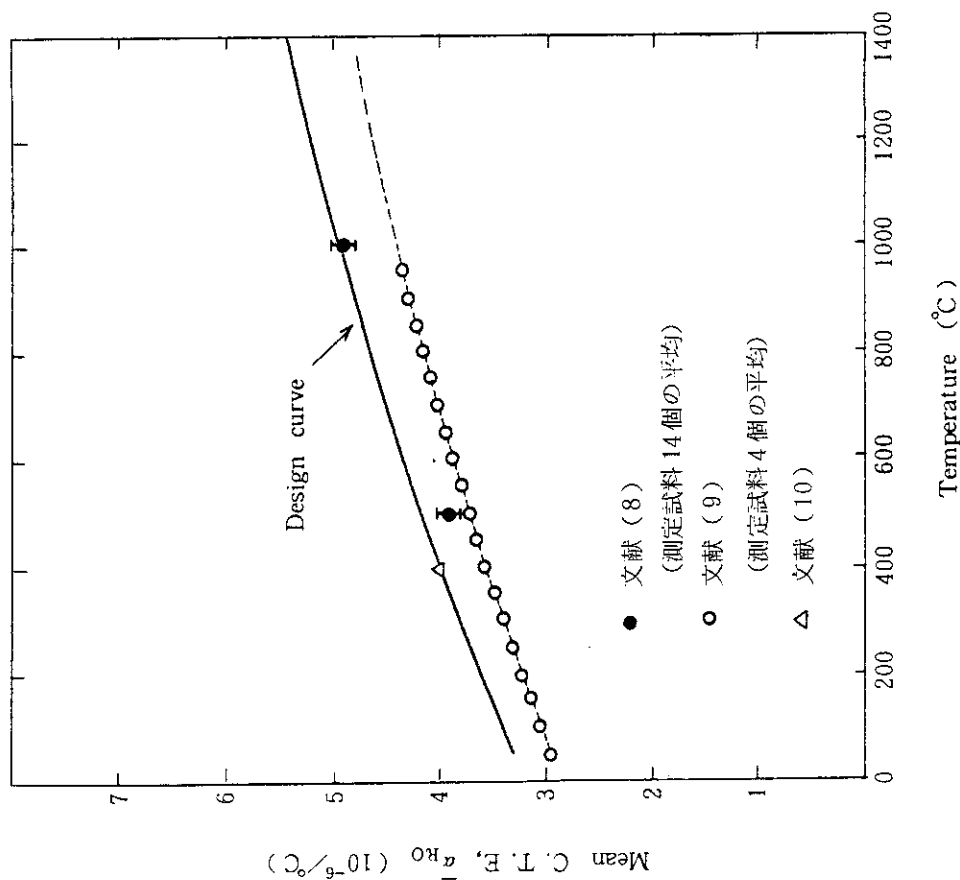


Fig. 5.5.5 IG-110 黒鉛の平均熱膨張係数の温度依存性 (未照射材, 径方向) の設計値と実験値

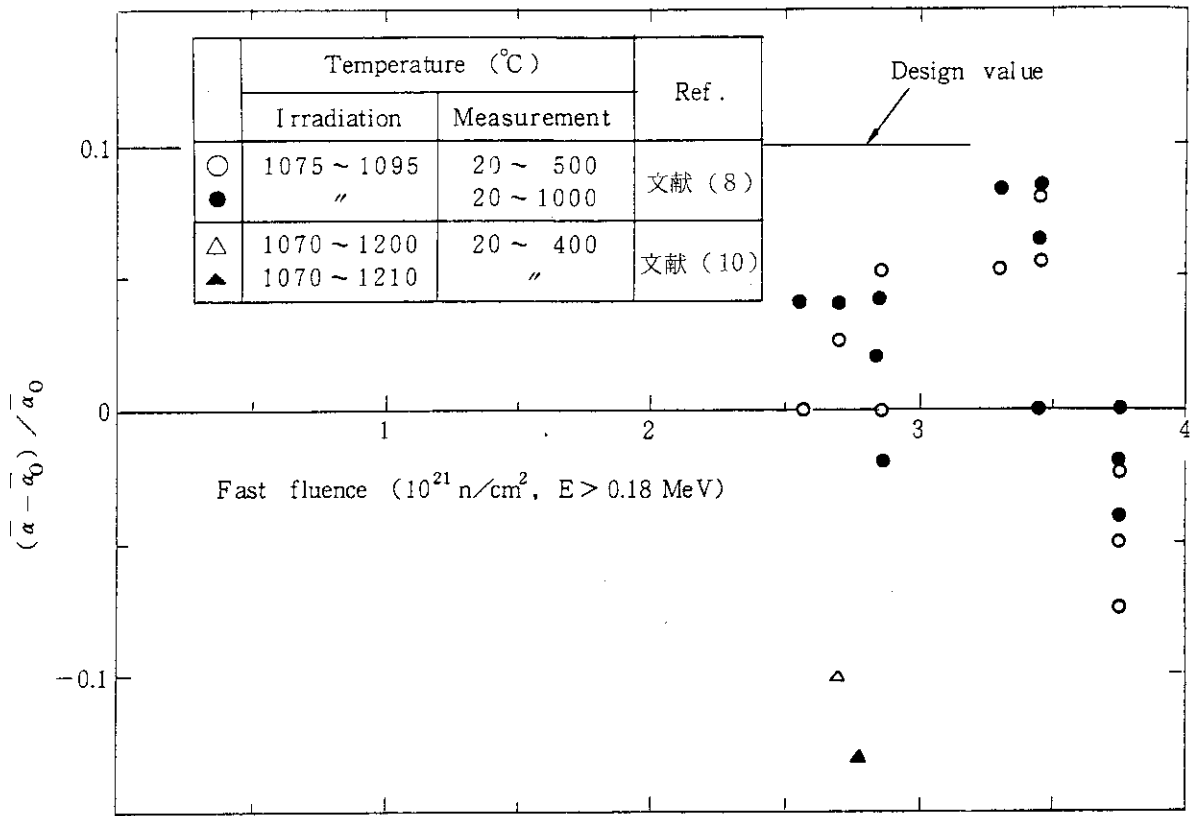


Fig. 5.5.6 IG-110 黒鉛の平均熱膨張係数の照射量依存性 (径方向) の設計値と実験値

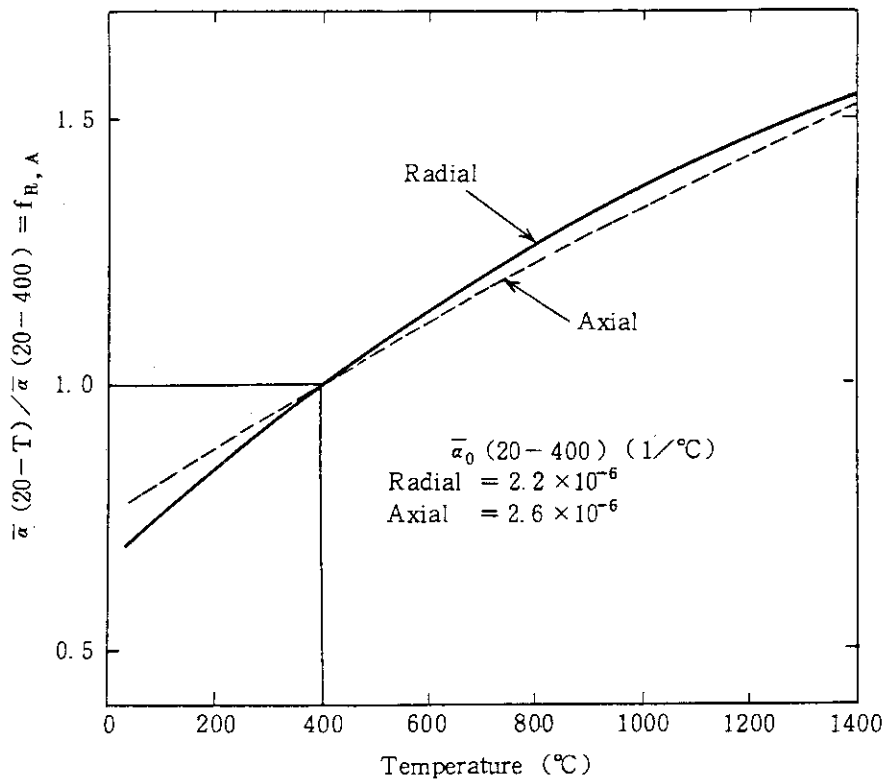


Fig. 5.5.7 PGX 黒鉛の平均熱膨張係数の温度変化率 (設計曲線)

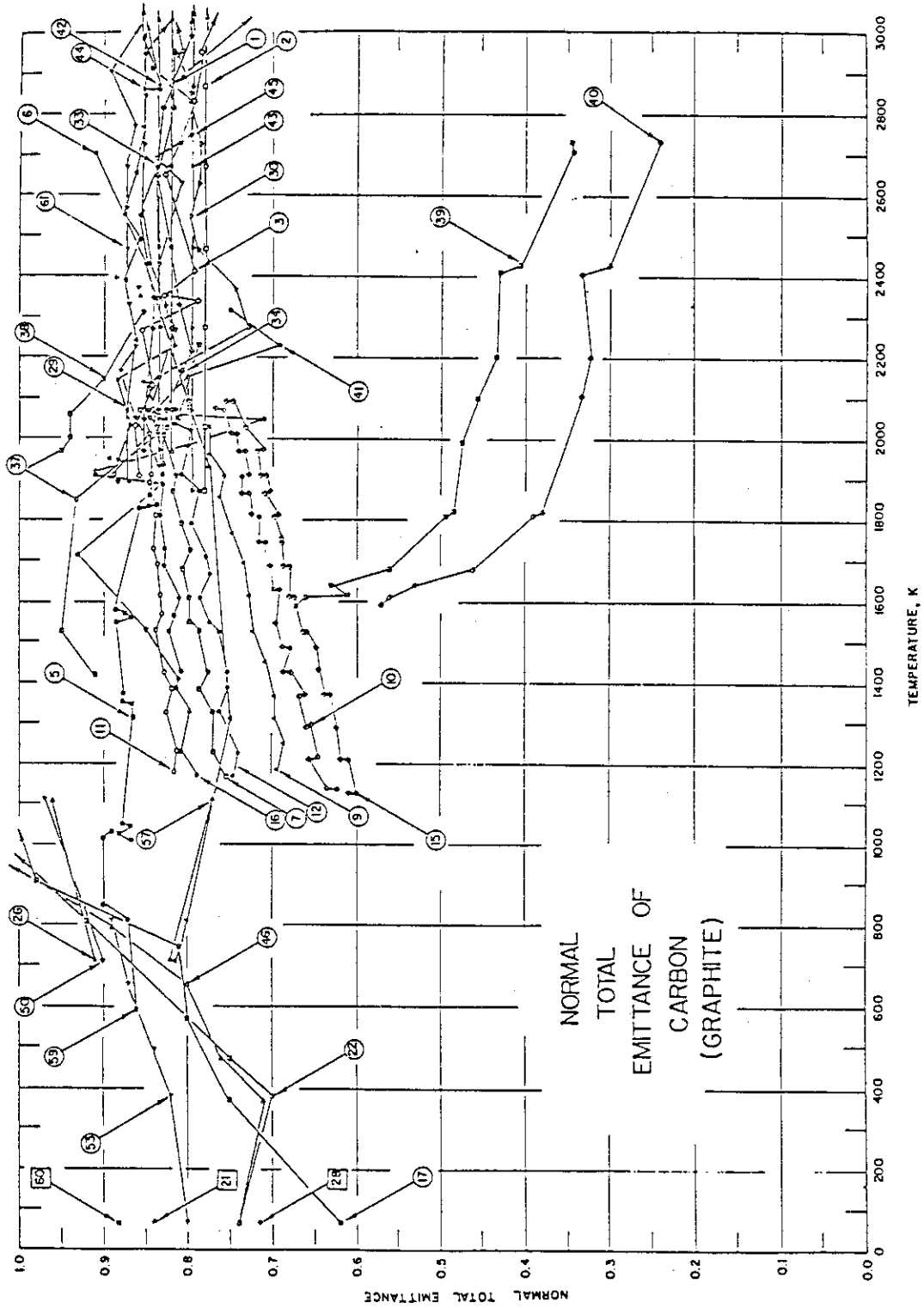


Fig. 5.5.8 各種黒鉛のふく射係数<sup>(11)</sup> (39及び40の試験は特殊な黒鉛であり除外して考えて良い)

5.6 燃料コンパクトの熱設計データ

燃料コンパクトは、外径 36 mm、内径 18 mm、高さ 36 mm の中空円筒であり、黒鉛母材の中に直径 920 μ の被覆燃料粒子が、約 30 % 充填されている。

(1) 熱伝導率

未照射時の測定データの例を、Fig. 5.6.1 に示す。被覆燃料粒子の充填率が大きくなると、燃料コンパクトの熱伝導率が低下することがわかる。高速中性子照射後の測定データの例を、Fig. 5.6.2 に示す。<sup>\*\*\*)</sup> 炉内試験データによれば、照射温度によらず熱伝導率はほぼ一定値である。そこで、燃料コンパクトの熱伝導率は、温度及び高速中性子照射量によらず一定値、0.03 cal/cm·s·℃ とする。

(2) 燃料コンパクトの熱膨張率

燃料コンパクトの平均熱膨張率の温度依存性を Fig. 5.6.3 に示す。2 種類のロットのデータを平均して求めた次の評価式を設計に用いる。照射による影響はデータが無いので、考慮しない。

$$\alpha = 1.1750 \times 10^{-6} + 3.2233 \times 10^{-9} t - 2.99418 \times 10^{-12} t^2 + 1.5819 \times 10^{-15} t^3 - 3.47866 \times 10^{-19} t^4$$

t : 温度 (℃), 100 ℃ ≤ t ≤ 1400

(3) 燃料コンパクトのふく射係数

特にデータが無いが、黒鉛スリーブと同じく 0.8 とする。

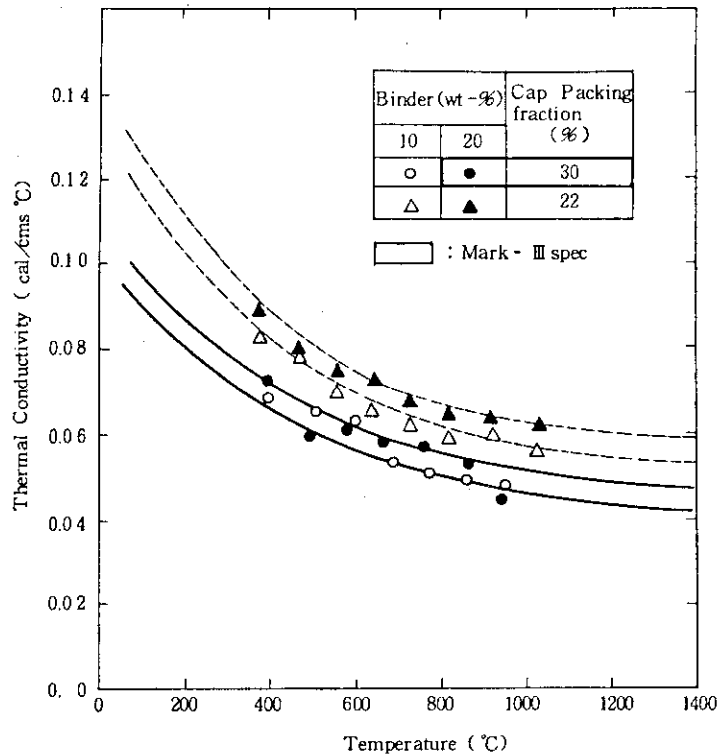


Fig. 5.6.1 燃料コンパクトの熱伝導率の温度依存性 (未照射 文献 (12))



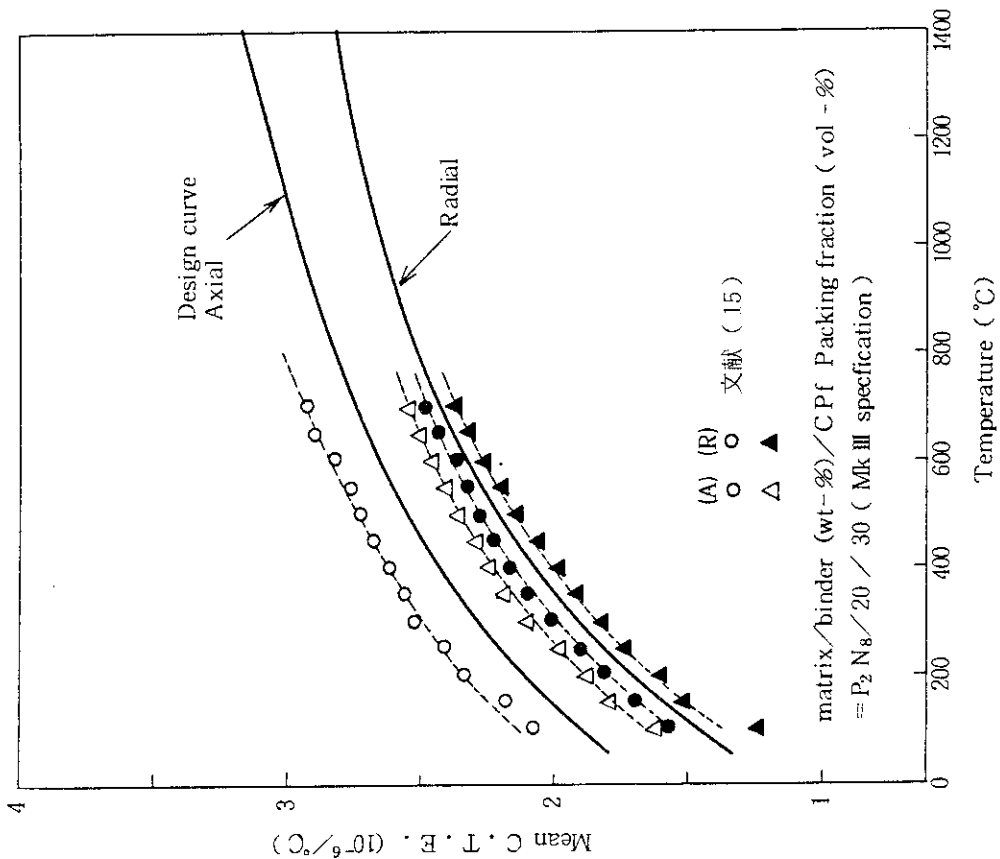


Fig. 5.6.3 燃料コンパクトの平均熱膨張係数 (未照射) ;  $\alpha$   
 $= (1(T) - 1_0) / l_0 (T - T_0)$ ,  $l_0 = l(T_0)$ ,  $T_0$   
 = 室温 ; マトリックス記号 P<sub>2</sub>N<sub>8</sub> は石油コークス  
 ; 天然黒鉛 = 2 : 8 の混合物の意味

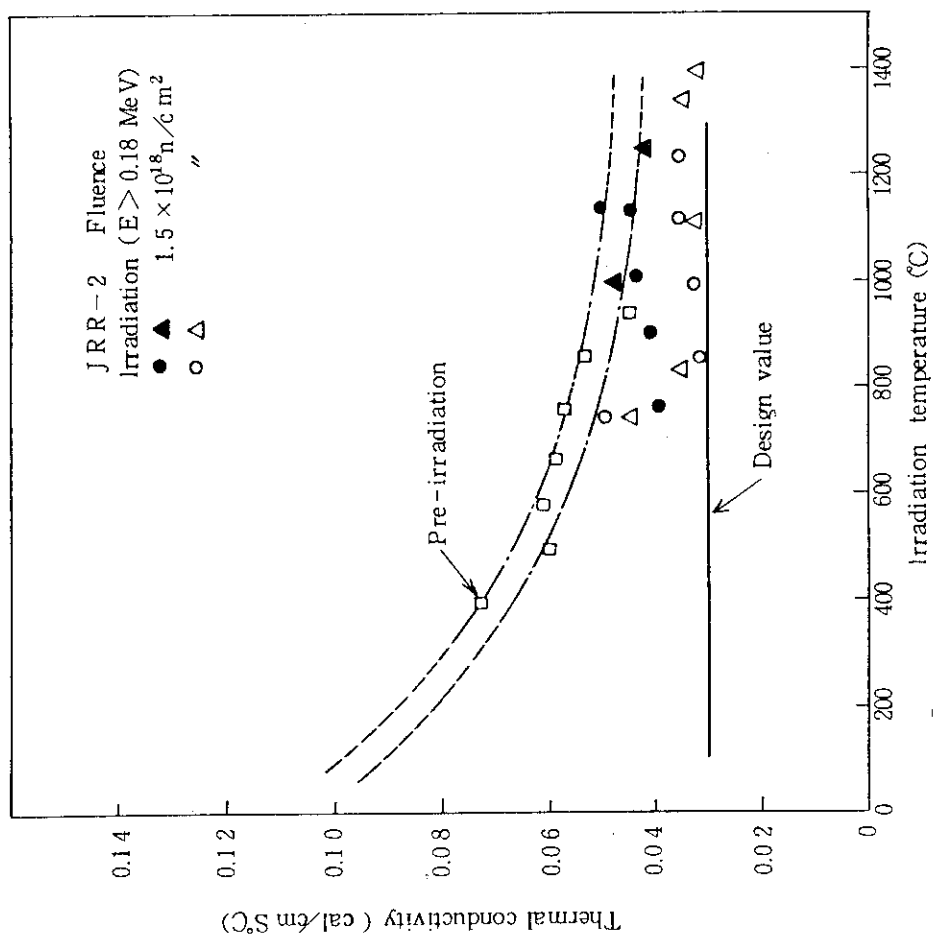


Fig. 5.6.2 燃料コンパクトの熱伝導率の温度依存性  
 (照射後 ; 温度制御ガス He ; ●▲, 同 Ne  
 ; ○△, 文献 (13), (14))

## 5.7 工学的不確定係数

### (1) システムティック因子

詳細設計 (I) で設定したシステムティック因子およびその値について、次の観点から見直しを行った。

- (i) 本来公称温度に入れるべき性質のものは、評価法を詳細化することにより、極力公称温度計算に入れる。
- (ii) 従来余裕が小さすぎたものについては、現実的な値に変更する。
- (iii) 流量調節方式の変更（オリフィス固定運転方式）を反映する。
- (iv) 内容が不明確であった因子は、内容の明確化をはかる。

検討内容を以下に述べるが、上記見直し項目に基づき詳細設計 (I) より変更した点は次のとおりである。参考のため、詳細設計 (I) のシステムティック因子を Table 5.7.1 に示す。

- (i) 評価法の詳細化により、従来システムティック因子として扱っていた軸方向出力分布誤差、領域内再配分誤差および炉内流量配分誤差に含まれていたクロスフロー効果は、公称温度計算に組入れることとし、システムティック因子から除外した。
- (ii) 径方向出力分布誤差および炉内流量配分誤差として従来見込んでいた値は小さすぎると判断し、値の見直しを行った。
- (iii) 領域流量調節方式をオリフィス固定運転方式としたことに伴ない、システムティック因子の値を設定しなおした。
- (iv) 詳細設計 (I) で考慮されていた運転余裕を、内容の明確化をはかるため、原子炉出入口温度誤差（原子炉出入口温度の制御誤差範囲内の出力、流量誤差）におきかえた。

このようにして設定したシステムティック因子およびその値を Table 5.7.2 に示す。

### (2) システムティック因子の適用法

3.1 節に述べたように、本設計では、燃料の許容設計限界が、一次冷却材中の循環放射エネルギーおよび沈着放射エネルギーで規定されている。燃料破損率評価および燃料から一次冷却材への FP 放出評価には、炉心の温度分布（温度体積割合）が重要なファクターとなる。このため、(1) 項で設定したシステムティック因子のうち、比較的局所に限定される因子を、一律にシステムティック因子として適用すると、余裕をとりすぎることとなる。そこで、燃料破損率および FP 放出評価に用いるシステムティック因子は、Table 5.7.2 に示したシステムティック因子に次のような変更を加えたものとした。これを Table 5.7.3 に示す。

- (i) 径方向出力分布誤差は、ランダムな誤差として取扱う。
- (ii) 領域流量調節誤差は、オリフィス領域間でランダムにばらつく性質のものであるが、全領域数は 13 と少ないので、全炉心有効流量を保存する条件の下で、FP 放出上最も厳しくなるような（高温部分の体積が最も大きくなるような）誤差配分とする。

燃料温度評価用には、Table 5.7.2 をそのまま用いる。なお、カラムバウイングおよびそれに伴うカラムの片寄りが生じた場合についても、燃料温度を算出したが、この場合の流量配分はバウイングを考慮したものを扱い、システムティック因子は、Table 5.7.2 のものを使用する。

(3) ランダム因子

製作公差、物性値、計算誤差等のランダム因子およびその値は、詳細設計(I)時点からの変更要因はないので、詳細設計(I)における設定値をそのまま用いる。これを Table 5.7.4 に示す。

Table 5.7.1 システムティック因子の値 (詳細設計(I)使用値)

因 子	相対誤差	冷 却 材 温度上昇 $\Delta T_1$	膜温度差 $\Delta T_2$	スリーブ 温度差 $\Delta T_3$	ギャップ 温度差 $\Delta T_4$	コンパクト 温度差 $\Delta T_5$
1. 熱出力・分布						
1.1 出力較正	0.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2
1.2 径方向出力分布	0.0 3	1.0 3	1.0 3	1.0 3	1.0 2	1.0 3
1.3 軸方向出力分布 <sup>*)</sup>	0.0 4	1.0	1.0 4	1.0 4	1.0 4	1.0 4
2. 冷却材流量						
2.1 炉内流量配分	0.0 6	1.0 6	1.0 7	1.0	1.0	1.0
2.2 領域内再配分	0.0 4	1.0 4	1.0 5	1.0	1.0	1.0
2.3 領域流量調整	0.0 5	1.0 5	1.0 6	1.0	1.0	1.0
3. 冷却材温度						
3.1 炉心入口温度	0.0 2	8 °C	1.0	1.0	1.0	1.0
4 運転余裕	0.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2	1.0 2

\*) 核計算によるものでブロックの上下端にのみ適用する。

Table 5.7.2 燃料温度評価用システマティック因子の値

因 子	相対誤差	冷却材 温度上昇 $\Delta T_1$	膜温度差 $\Delta T_2$	スリーブ 温度差 $\Delta T_3$	ギャップ 温度差 $\Delta T_4$	コンパクト 温度差 $\Delta T_5$
1. 熱出力・分布						
1.1 出力較正	0.02	1.0	1.0	1.02	1.02	1.02
1.2 径方向出力分布	0.05	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05
2. 冷却材流量配分						
2.1 炉内流量配分	0.03	1.03	1.04	1.0	1.0	1.0
2.2 領域流量調整	0.02	1.02	1.03	1.0	1.0	1.0
3. 冷却材温度						
3.1 原子炉出入口温度	0.04	1.04	1.05	1.0	1.0	1.0
3.2 炉心入口温度	(0.02)	8℃	1.0	1.0	1.0	1.0

Table 5.7.3 燃料破損・FP放出評価用システマティック因子の値

因 子	相対誤差	冷却材 温度上昇 $\Delta T_1$	膜温度差 $\Delta T_2$	スリーブ 温度差 $\Delta T_3$	ギャップ 温度差 $\Delta T_4$	コンパクト 温度差 $\Delta T_5$
1. 熱出力・分布						
1.1 出力較正	0.02	1.0	1.0	1.02	1.02	1.02
1.2 径方向出力分布	—	—	—	—	—	—
2. 冷却材流量配分						
2.1 炉内流量配分	0.03	1.03	1.04	1.0	1.0	1.0
2.2 領域流量調整	0.02					
第2領域		1.02	1.03	1.0	1.0	1.0
第1、第3領域		0.96	0.96	1.0	1.0	1.0
3. 冷却材温度						
3.1 原子炉出入口温度	0.04	1.04	1.05	1.0	1.0	1.0
3.2 炉心入口温度	(0.02)	8℃	1.0	1.0	1.0	1.0

Table 5.7.4 ランダム因子の値

因 子	偏 差	冷 却 材 温度上昇	膜温度差	スリーブ 温度差	ギャップ 温度差	コンタクト 温度差
1. 製造公差						
1.1 コンパクト内径	0.005556	0.003704 <sup>*</sup>	0.003704	0.003704	0.003704	0.009546
1.2 " 外径	0.002778	0.007408 <sup>*</sup>	0.007408	0.007408	0.438921	0.010329
1.3 スリーブ内径	0.002775	0.0	0.0	0.011633	0.331976	0.0
1.4 " 外径	0.002174	0.0	0.02631	0.00918	0.0	0.0
1.5 挿入孔径	0.004	0.0	0.0528	0.0	0.0	0.0
1.6 燃料装荷	0.05	0.05 <sup>*</sup>	0.05	0.05	0.05	0.05
2. 物性値						
2.1 冷却材比熱	0.002	0.002	0.000667	0.0	0.0	0.0
2.2 " 熱伝導率	0.03	0.0	0.02	0.0	0.03	0.0
2.3 " 粘性係数	0.03	0.0	0.0396	0.0	0.0	0.0
2.4 スリーブ熱伝導率	0.005	0.0	0.0	0.005	0.0	0.0
2.5 コンタクト "	0.05	0.0	0.0	0.0	0.0	0.05
3. 熱伝達率	0.1	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0
4. ギャップコンダクタンス	0.05	0.0	0.0	0.0	0.05	0.0
5. 核計算誤差	0.1	0.1 <sup>*</sup>	0.1	0.1	0.1	0.1

(注) \* 出力分布の軸方向依存性を考慮する。

## 6. 熱流動特性

詳細設計(Ⅱ)では次の3段階に分けて熱流動解析を実施し、炉心性能を評価した。

第1段階は、選定された炉心燃料装荷及び流量配分などに基づく炉心の成立性を概略した「概略熱解析」である。第2段階は、全炉心についてより現実的な詳細モデルを適用し、関連他設計部門との整合性をとった「詳細熱解析Ⅰ」である。第3段階は、第2段階までは安全のために余裕をとった境界条件や数値について見直し、現時点で得られる最新、最良の実験データベースを基に解析を実施し概略熱解析及び詳細熱解析Ⅰの精度及び余裕を評価するために行った「詳細熱解析Ⅱ」である。

以上の3つの解析に必要な定格時熱特性解析条件をTable 6.1に示す。また、全炉心の熱解析フローチャートをFig. 6.1に示す。

Table 6.1 熱流力設計に関する主要諸元

1. Coolant Flow and Coolant Temperatures	
Reactor inlet temperature	395 °C
Core inlet temperature	400 °C
Core inlet pressure	40 kg/cm <sup>2</sup> G
Reactor outlet temperature	950 °C
Total flow rate in reactor	17.4 kg/sec
2. Thermal Powers	
Reactor power	50 MWt
Heat generation in fuel rods	47 MWt
Fraction of heat generation in core	
Compact & sleeve/graphite block/others	94/5/1 %
3. Fuel Channel Dimensions	
Diameter of fuel rod hole	56 mm
Inner/outer diameter of sleeve	36.3/46 mm
Inner/outer diameter of fuel compact	18/36 mm
Length for calculation of pressure drops	700 mm/fuel element
Length for calculation of temperatures	659 mm/fuel element
Number of fuel channels	15/fuel element
4. Thermal Properties	
Thermal conductivity of sleeve	Function of temperature and fast neutron dose
Thermal conductivity of compact	0.03 cal/cm s °C
Emissivity factor between sleeve and compact	0.8



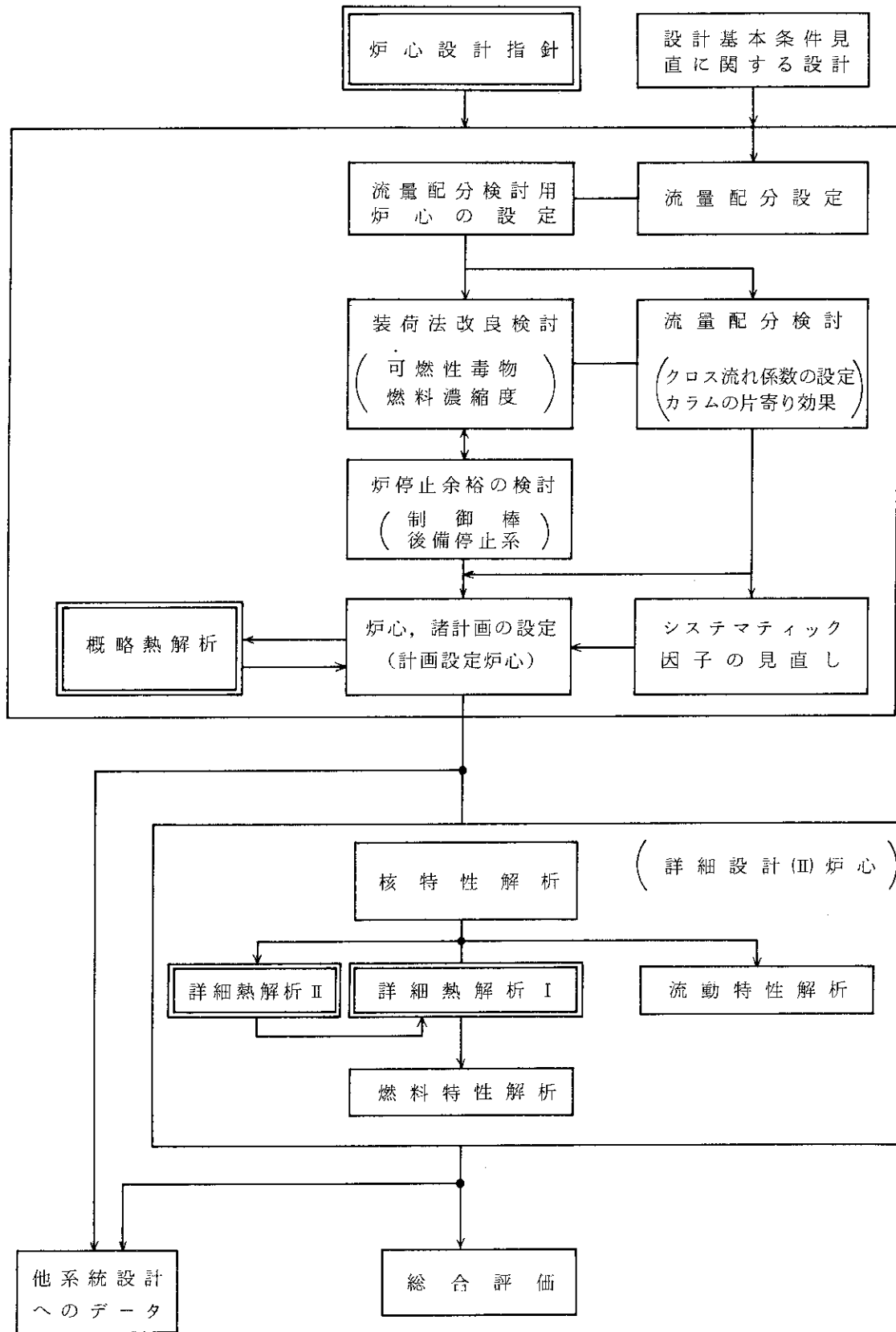


Fig. 6.1 詳細設計II)炉心設計の主要手順

(  の内容を  
本章に含む )

## 6.1 概略熱解析

### (1) 解析条件

#### (i) 熱計算モデルと解析体系

概略出力分布（1カラム6チャンネル）に対応して、それぞれ1つの燃料チャンネルを想定し、全炉心熱計算（1/6炉心回転対称性を用いた9カラム54チャンネルモデル）を行った。

計算に用いたメッシュ点は、軸方向32点、径方向23点である。燃料ブロック境界は断熱条件として放熱効果はないとする。各チャンネルの入口ガス温度は上段ブロックのチャンネル出口ガス温度を用いる。燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間ギャップ変形効果は照射量の関数として考慮した。

解析はTEMDIMコード<sup>(16)</sup>による。Fig. 6.1.1に概略熱解析体系を示す。

燃焼ステップにおける計算点は、通常時流量配分に対しては、0, 5, 65, 125, 185, 245, 305, 365, 425日、カラムバウイングの発生を仮定した流量配分に対しては0, 185, 425日で行った。

#### (ii) 流量配分と出力分布

1/6モデルによる全炉心流量配分計算は、1カラム1チャンネルで近似しているの、熱計算（1カラム6チャンネル）に用いる場合、次のようにカラム内の流量再配分を行った。全炉心を3つの同型のカラム群に分けて、さらに、それぞれのカラム内を3つのチャンネル群に区分する。Fig. 6.1.2にその区分が示されている。それぞれのチャンネル群の流量として、図に示された係数をカラム平均のチャンネル流量にかけた値とした。

カラムバウイング時流量配分に対しては、大きな口あけが生じるので各チャンネルに差がないと考えられるので各チャンネル均一流量とする。

次に、燃焼ステップに対する流量配分については、詳細設計(II)ではオリフィス固定運転方式を採用しているため、各チャンネルの流量が燃焼日によって大きく異なるとは考えられないので以下の通りにした。

燃	焼	日	0	5	65	125	185	245	305	365	425
通常時	流量配分		NOMBOL			NOMMOL			NOMEOL		
カラムバウイング時	流量配分		SYSBOL						SYSEOL		

出力分布は、全燃焼ステップで概略出力分布を用いた。例としてFig. 6.1.3に燃焼0日及び425日の炉心ピーキング係数を示す。

#### (iii) 公称温度とシステムティック温度

概略熱解析では、以下の組み合わせに応じて熱計算を行ったので、それぞれの公称温度とシステムティック温度の意味は異なる場合がある。

##### 温度の種類

A (Table 6.1.1) 通常時流量配分のものでシステムティック因子はTable 5.7.3を用いる。カラム内流量再配分の効果も入れて公称温度を求める。

(全炉心 cpf 破損割合及び FP放出量の算出に用いられる。)

B (Table 6.1.2) 通常時流量配分のものでシステムティック因子はTable 5.7.2を用いる。カラム内流量再配分の効果4%を温度Aとは異なり公称温度計算に含めずシステムティック温度にとする。

(炉心熱設計値)

C (Table 6.1.3) カラムバウイング仮定時流量配分システムティック因子はTable 5.7.2を用いる。カラム内流量再配分はBと同じくシステムティック因子とする。

(カラムバウイング及び片寄りが生じた場合の燃料最高温度の評価に用いられる。)

(2) 解析結果とその検討

Table 6.2.1～Table 6.2.3及びFig 6.1.4～Fig 6.1.7に解析結果を示す。

(i) 燃料最高温度

燃焼を通じて燃料最高温度はカラム2 (第2オリフィス) に生ずる。

燃料最高温度は、以下の通りとなった。

温度の種類	燃 焼 日	N Tfmax (°C)	S Tfmax (°C)
A	305 日	1308	1389
B	"	1300	1466
C	185	1367	1546

N  
Tfmax = 公称最高温度  
S  
Tfmax = システムティック最高温度

全燃焼期間中の燃料最高温度は燃焼 305 日に生じ、公称値で 1308 °C システムティック値で 1466 °C である。これは炉心設計の目安値 1550 °C を十分に下廻っている。またカラムバウイングの発生を仮定した場合でもシステムティック最高温度は 1546 °C であり、1550 °C の目安値を満足している。

(ii) 最小レイノルズ数

最小レイノルズ数は、以下の通りとなった。

温度の種類	発生カラム	燃焼日	最小レイノルズ数
A	1	245	3,750
C	2	425	3,510

通常時流配に対しては、3,750、さらに、カラムバウイング及び片寄りを仮定した場合でも 3,510 であり、炉心設計の目標値 3,500 を満足する。

Table 6.1.1 概略熱解析の各オリフィス領域最高温度 (温度の種類 A)

オリフィス	燃焼日		0	5	6.5	12.5	18.5	24.5	30.5	36.5	42.5
		N	S	1176	1149	1199	1268	1292	1297	1256	1252
1 (1)	S		1199	1173	1224	1294	1319	1324	1282	1277	1278
	Remin		4287	4273	4234	3793	3760	3750**	4022	4016	4012
2 (2)	N		1277	1243	1272	1284	1302	1301	1308	1303	1302
	S		1355	1318	1347	1362	1381	1380	1389*	1382	1382
	Remin		3991	4012	3964	3948	3920	3914	3844	3841	3837
3 (8)	N		1227	1193	1184	1168	1171	1162	1156	1147	1143
	S		1249	1216	1209	1190	1194	1185	1179	1169	1165
	Remin		3951	3949	3960	4081	4079	4085	4069	4066	4069

N : 公称温度 \* 及び \*\* 全燃焼期間での炉心内最高温度点及び最小レイノルズ数

S : システムティック温度

Remin : 最小レイノルズ数

Table 6.1.2 概略熱解析の各オリフィス領域燃料最高温度 (温度の種類B)

オリフィス	燃焼日		0	5	65	125	185	245	305	365	425
	1	N	S	1180	1153 1292	1203 1347	1274 1435	1296 1461	1300 1466	1260 1417	1255 1413
2	N	S	1276	1238 1394	1268 1424	1279 1440	1293 1457	1292 1456	1300 1466*	1294 1459	1293 1459
3	N	S	1211	1175 1318	1179 1319	1158 1296	1159 1297	1149 1286	1144 1281	1135 1270	1130 1264

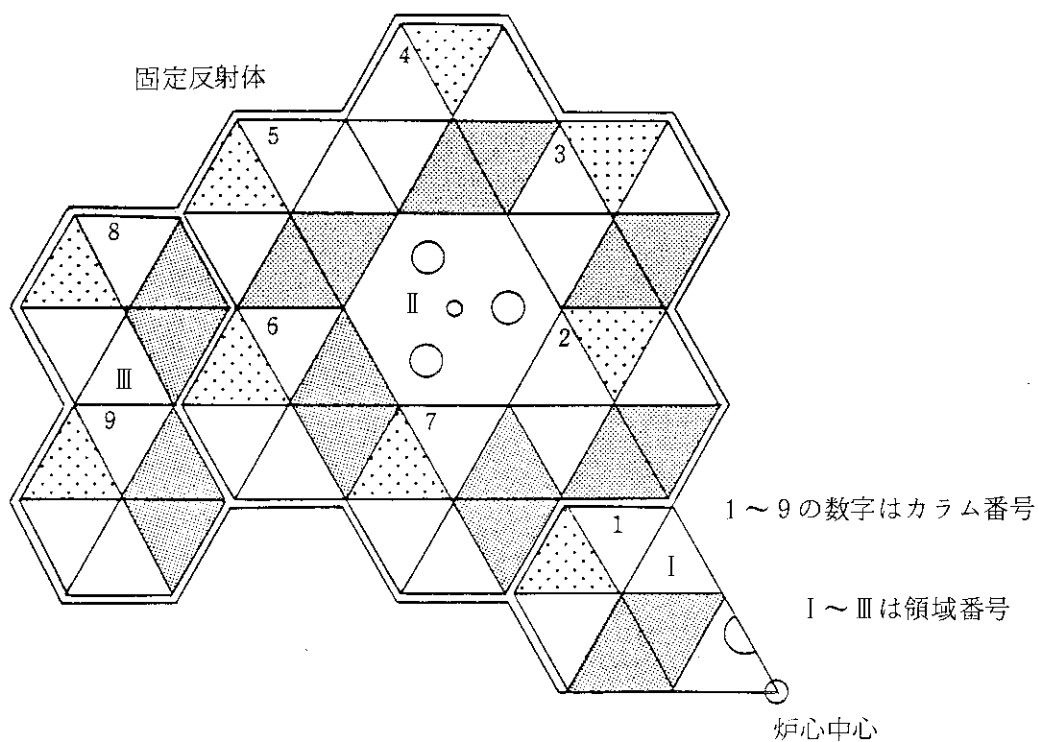
N : 公称温度 \*全燃焼期間での最高温度

S : システムマティック温度

Table 6.1.3 概略熱解析の各オリフィス領域燃料最高温度 (温度の種類°C)

オリフィス	燃焼日			
	0	1 8 5	3 0 5	4 2 5
1	N	1 2 8 9	1 2 9 5	1 2 9 1
	S	1 4 5 3	1 4 6 0	1 4 5 6
	R em in	3 7 7 2	3 7 4 7	3 7 3 2
2	N	1 3 2 6 (2)	1 3 6 7 (2)	1 3 5 5 (2)
	S	1 4 9 8	1 5 4 6*	1 5 3 3**
	R em in	3 6 9 4 (5)	3 5 3 4 (2)	3 5 1 0 (2)
3	N	1 2 8 7 (9)	1 2 4 9 (9)	1 2 1 1 (9)
	S	1 4 5 2	1 4 0 6	1 3 8 3
	R em in	3 5 2 8 (8)	3 5 4 3 (8)	3 5 5 6 (8)

( ) 発生カラム (Fig. 6.2.1 参照) \*又は\*\*全燃焼期間での最高温度点最小レイノルズ数









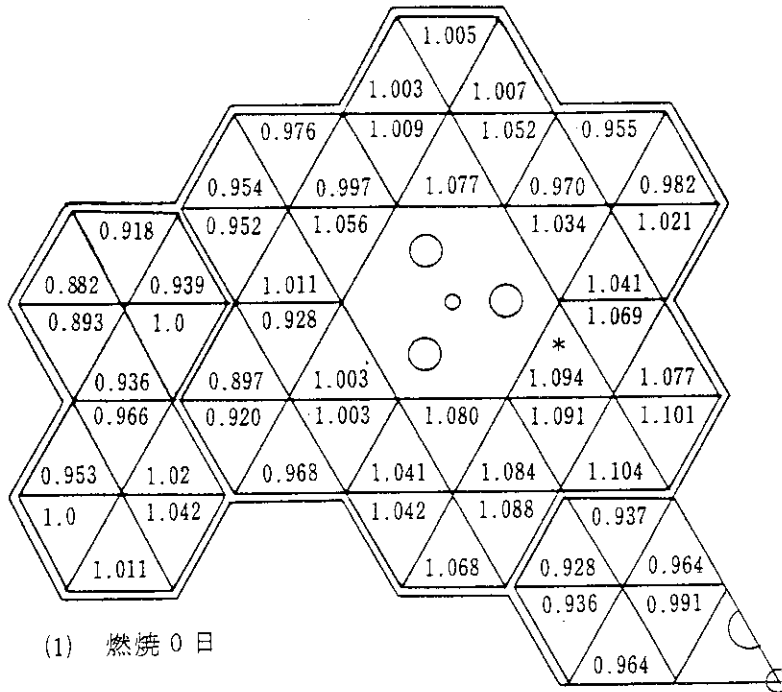
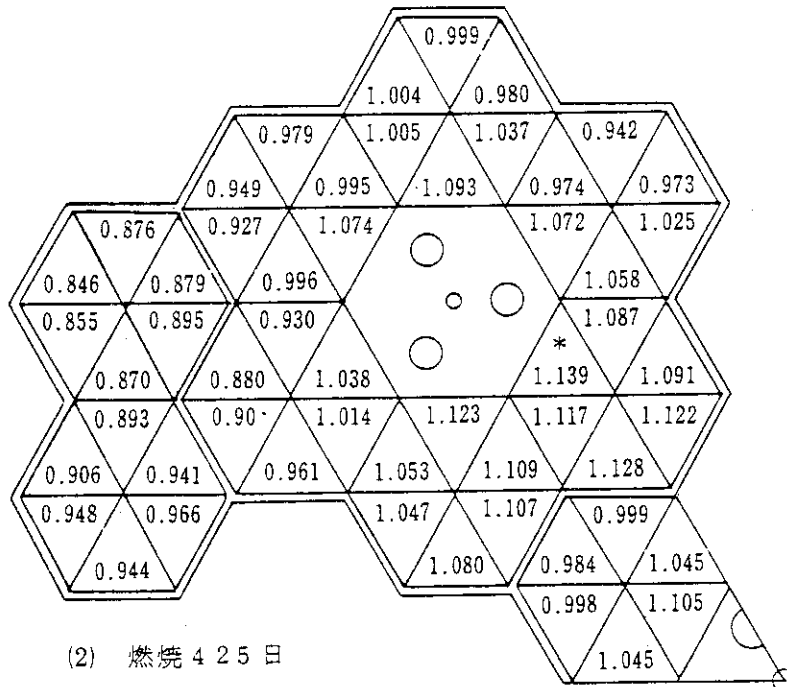
燃焼日	コラム			
	区分	3、6	1、2、7	4、5、8、9
0日		1.01	1.009	1.02
		0.997	0.993	0.991
		0.988	1.007	0.987
425日		1.014	1.013	1.021
		0.995	0.989	0.991
		0.985	1.005	0.984

Fig. 6.1.1 概略熱解析体系とコラム内流量再配分  
(1/6 炉心)



(1) 燃烧 0 日

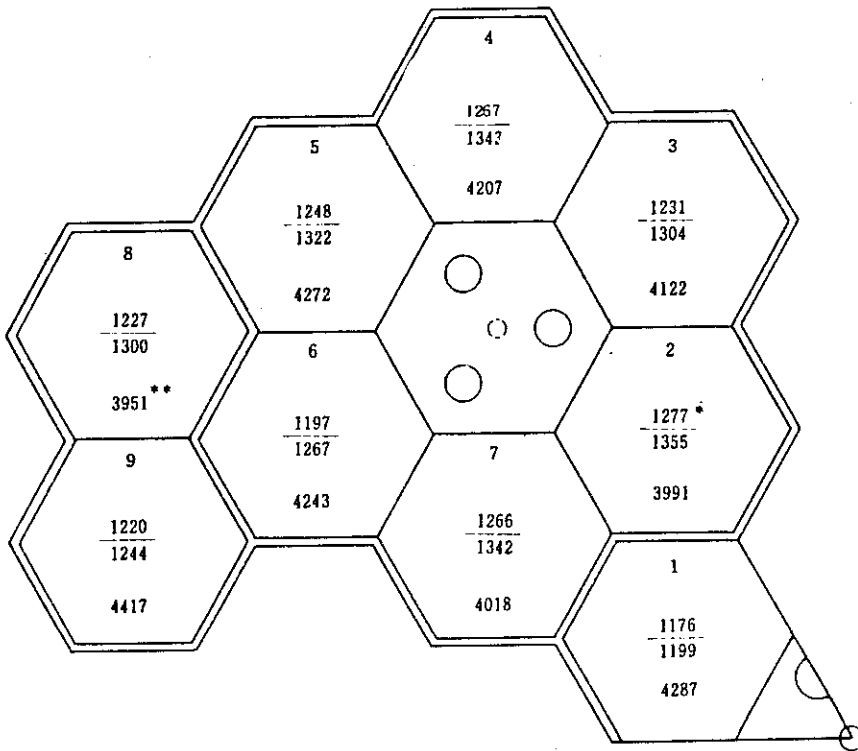
\* 炉心最高点



(2) 燃烧 425 日

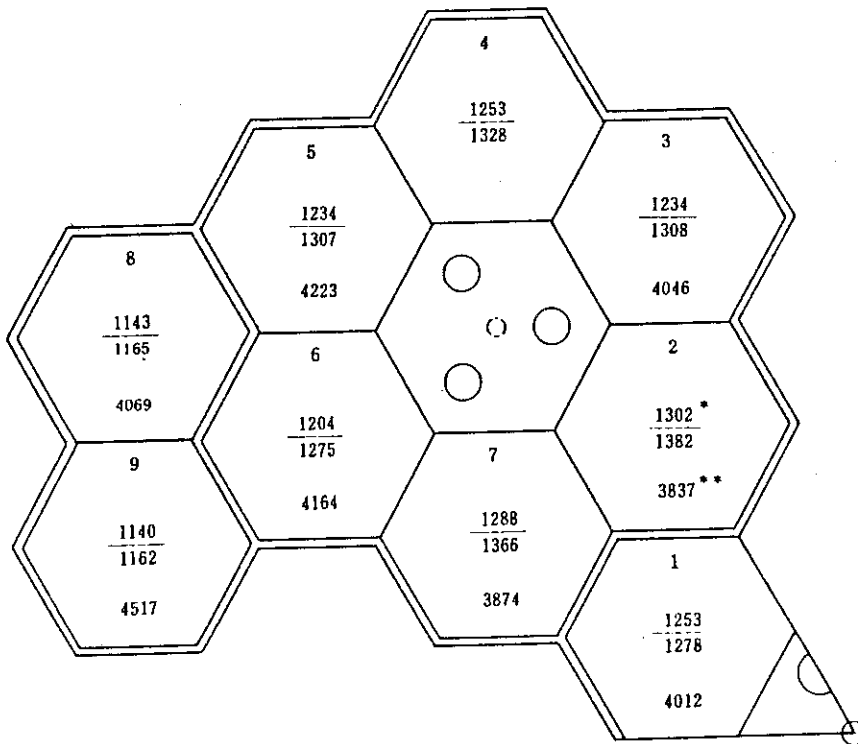
Fig. 6.1.2 概略出力のピーキング係数 (炉心平均 1.0)





燃焼 0日  
 温度の種類 A  
 カラム番号  
 $T_{i,max}^N$  (°C)  
 $T_{i,max}^S$  (°C)  
 Remin  
 \* 最高温度  
 \*\* 最小レイノルズ数

Fig. 6.1.3 概略熱解析の熱特性



燃焼 425日  
 温度の種類 A  
 カラム番号  
 $T_{i,max}^N$  (°C)  
 $T_{i,max}^S$  (°C)  
 Remin  
 \* 最高温度  
 \*\* 最小レイノルズ数

Fig. 6.1.4 概略熱解析の熱特性

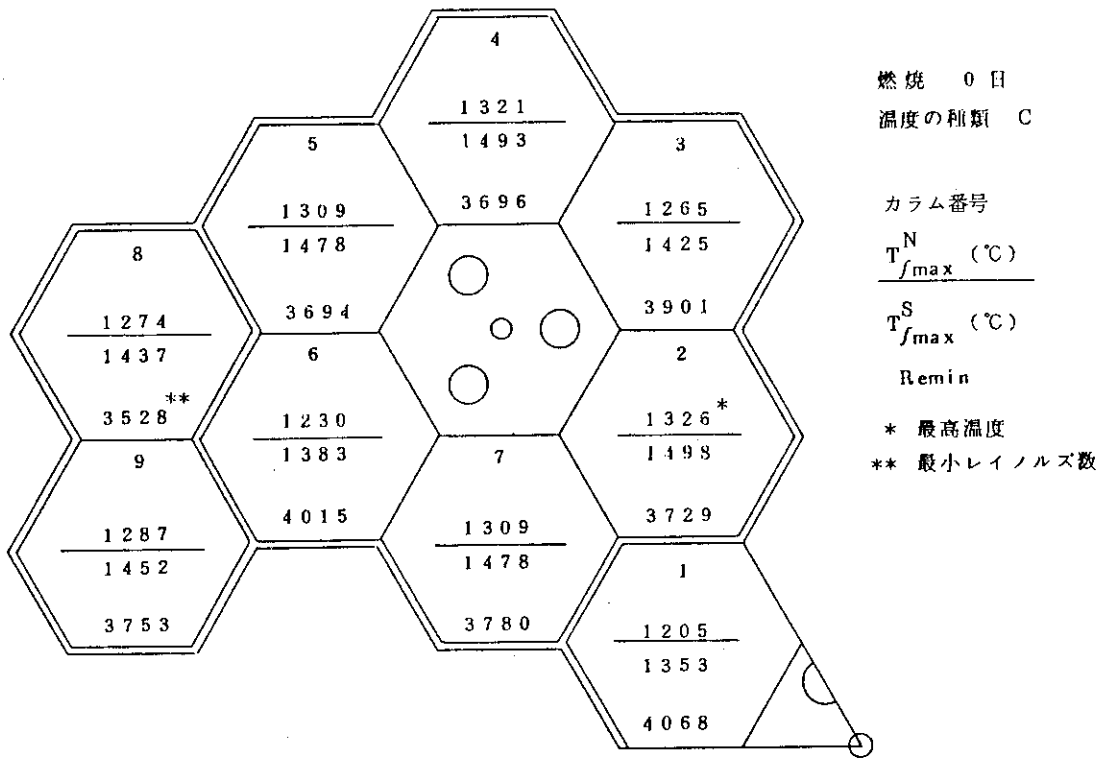


Fig. 6.1.5 概略熱解析の熱特性

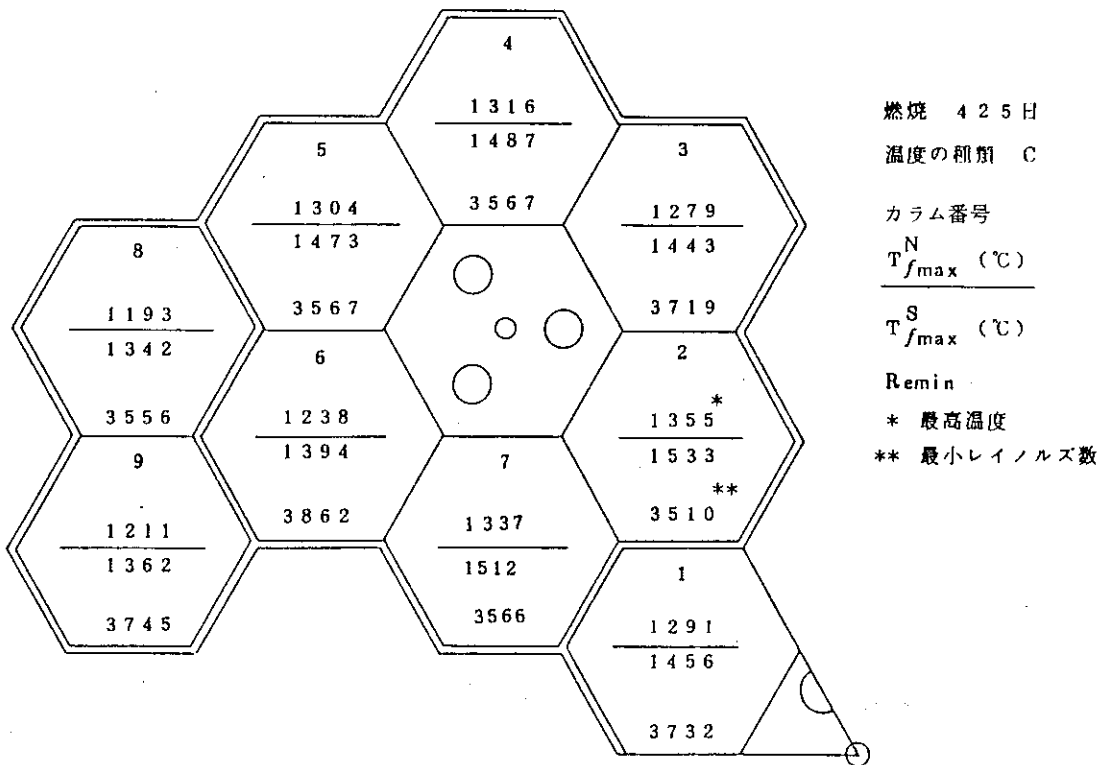


Fig. 6.1.6 概略熱解析の熱特性

6.2 詳細熱解析 I

6.2 で成立性を概略確認した炉心について詳細解析 I を行う。この解析は炉心熱特性解析の熱的な判断の基となるものである。

(1) 解析条件

(i) 熱計算モデルと解析体系

ブロック内の燃料棒毎に設定された詳細出力分布を用いて、実体系の全炉心熱計算（1/6 炉心，135 チャンネル）を行った。

計算に用いたメッシュ点は、軸方向 64 点（不等間隔），径方向 23 点である。軸方向のメッシュ間隔は核計算と一致している。燃料ブロック境界は、断熱とし放熱効果はないとした。各チャンネルの入口ガス温度として上段ブロックのチャンネル出口ガス温度を用いる。Fig. 6.2.1 に、詳細熱解析体系を示す。

計算は通常時の流量配分に対しては、それぞれ、0, 65, 185, 305, 365, 425 日、カラムバウイングの発生を仮定した流量配分に対しては、それぞれ、0, 305, 425 日の燃焼ステップで行った。

(ii) 流量配分と出力分布

流量配分の方法は、6.1 節(1)(ii)項に説明したものと同じである。ただし、カラム内の流量再配分は Fig. 6.2.2 とした。

出力分布は、全燃焼ステップで燃料棒毎の詳細出力分布を用いた。Fig. 6.2.3 及び Fig. 6.2.4 に、燃焼 0 日及び 425 日の詳細出力のピーキング係数を示す。

(iii) 公称温度とシステムティック温度

温度の種類は、6.1 節(1)(iii)で説明したものと同じである。ただし、温度の種類 B では、カラム内流量再配分の効果も公称値に入れた。ランダム温度計算には、Table 5.7.4 の値を使用した。

(2) 解析結果とその検討

Table 6.2.1 及び Fig. 6.2.5 から Fig. 6.2.13 に、詳細熱解析 I の燃焼ステップ毎の解析結果を示す。

(i) 燃料最高温度

燃料最高温度は燃焼 305 日が最も厳しい。

燃料最高温度は以下の通りとなった。

温度の種類	発生カラム	燃 焼 日	N	S	R
			Tfmax (°C)	Tfmax (°C)	Tfmax (°C)
A	3	305 日	1311	1399	—
B	3	"	"	1449	—
C	2	"	1360	1547	1604

R  
Tfmax = ランダム燃料最高温度

Table 6.2.1に、各オリフィス領域の燃料最高温度を示してある。

AとCで最高温度の発生カラムが異なるのは流量配分の違いである。通常時流量配分に対しては、公称温度 1311℃ (温度Aの  $T_{fmax}^N$ ) , システムティック温度 1449℃ (温度Bの  $T_{fmax}^S$ ) であり、炉心設計の目安値 (公称 1350℃, システムティック 1550℃) を満足する。さらに、カラムバウイング及び片寄りを仮定した場合でも、1547℃ (温度Cの  $T_{fmax}^S$ ) であり、炉心設計の目安値を満足する。

(ii) 最小レイノルズ数

最小レイノルズ数は、以下の通りとなった。

温度の種類	発生カラム	燃焼日	最小レイノルズ数
A	1	185	3756
C	8	0	3509

通常時流量配分に対しては、燃焼 185 日で 3,756, さらにカラムバウイング及び片寄りを仮定した場合でも 3,509 であり、炉心設計の目標値 3,500 を満足する。

(iii) カラム内温度勾配

各カラム内のチャンネル毎燃料最高温度の (チャンネル間) 最大温度差は、以下の通りとなった。

( )内の数字は発生カラムとチャンネルの番号 (Fig. 6.2.1 参照)

温度の種類	燃焼日 温度	燃焼日					
		0	65	185	305	365	425
A	公称最高	1244 (6,2)	1216 (6,2)	1242 (6,2)	1245 (6,2)	1230 (6,2)	1229 (6,2)
	公称最低	1121 (6,6)	1090 (6,2)	1107 (6,6)	1102 (6,6)	1089 (6,6)	1086 (6,6)
	システムティック最高	1327	1296	1324	1327	1311	1310
	システムティック最低	1193	1159	1176	1171	1158	1154
C	公称最高	1280 (6,2)			1282 (6,2)		1270 (6,2)
	公称最低	1166 (6,6)			1150 (6,6)		1138 (6,6)
	システムティック最高	1452			1454		1439
	システムティック最低	1316			1296		1282

温度Aの最大温度差は燃焼305日に発生し公称値で約140℃、システマティック値で約160℃となった。発生位置は、燃焼を通じてカラム6のチャンネル2とチャンネル6に生じた。温度Cでは、燃焼305日で公称値約130℃、システマティック値160℃となった。

Fig. 6.2.14及びFig. 6.2.15に、燃焼0日と425日におけるカラム2, 3の詳細温度分布を示した。カラム2, 3は詳細熱解析における熱的に最も厳しいカラムである。Fig. 6.2.3から両カラム共に開口部の方が閉口部に比べて出力が低い。カラム内の燃料最高温度差は、以下の通りとなった。

( )内は発生チャンネル番号

カラム	燃焼日	公称最高 公称最低	システマティック最高 システマティック最低
2 (温度A)	0	1258 (10)	1342
		1239 (4)	1322
	425	1284 (8)	1371
		1252 (4)	1336
3 (温度A)	0	1302 (8)	1390
		1185 (3)	1263
	425	1290 (9)	1377
		1148 (3)	1222

カラム2では、最大温度差は約30℃でブロック断面温度分布はほぼ均一化されているが、カラム3では約140℃ありブロック断面温度の勾配が大きくなっている。

Table 6. 2.1 詳細熱解析 I の各オリフィス領域最高温度

温度の種類	燃焼日		0	65	185	305	365	425
	オリフィス							
A	1	N	1187	1216	1308	1275	1263	1265
		S	1218	1250	1344	1310	1296	1299
	2	N	1302	1275	1303	1311	1290	1290
		S	1390	1361	1390	1399*	1377	1377
	3	N	1240	1199	1191	1178	1165	1162
		S	1274	1233	1223	1210	1196	1192
C	1	N	1217	/	/	1315	/	1309
		S	1377			1492		1486
		R	1432			1552		1540
	2	N	1340			1360*	1354	
		S	1523			1547	1541	
		R	1584			1604	1594	
	3	N	1293			1244	1229	
		S	1469			1410	1392	
		R	1523			1462	1440	

N : 公称温度 S : システムマチック温度 R : ランダム温度 \* 全燃焼期間での最高温度点

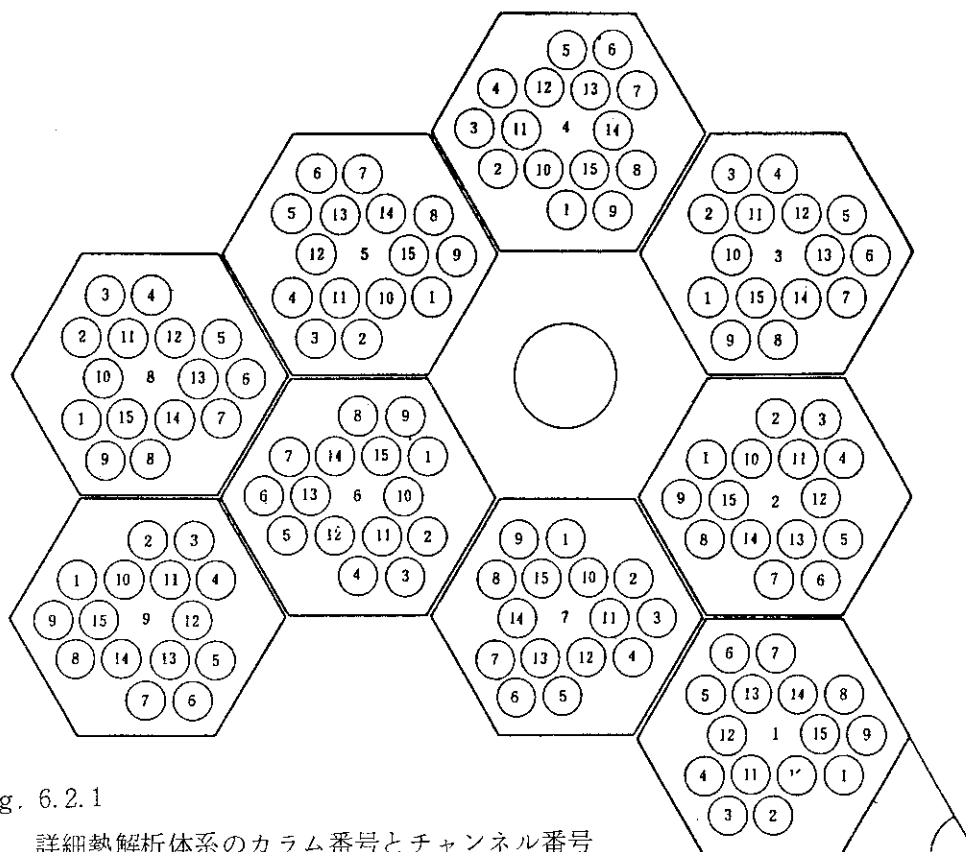


Fig. 6.2.1

詳細熱解析体系のカラム番号とチャンネル番号

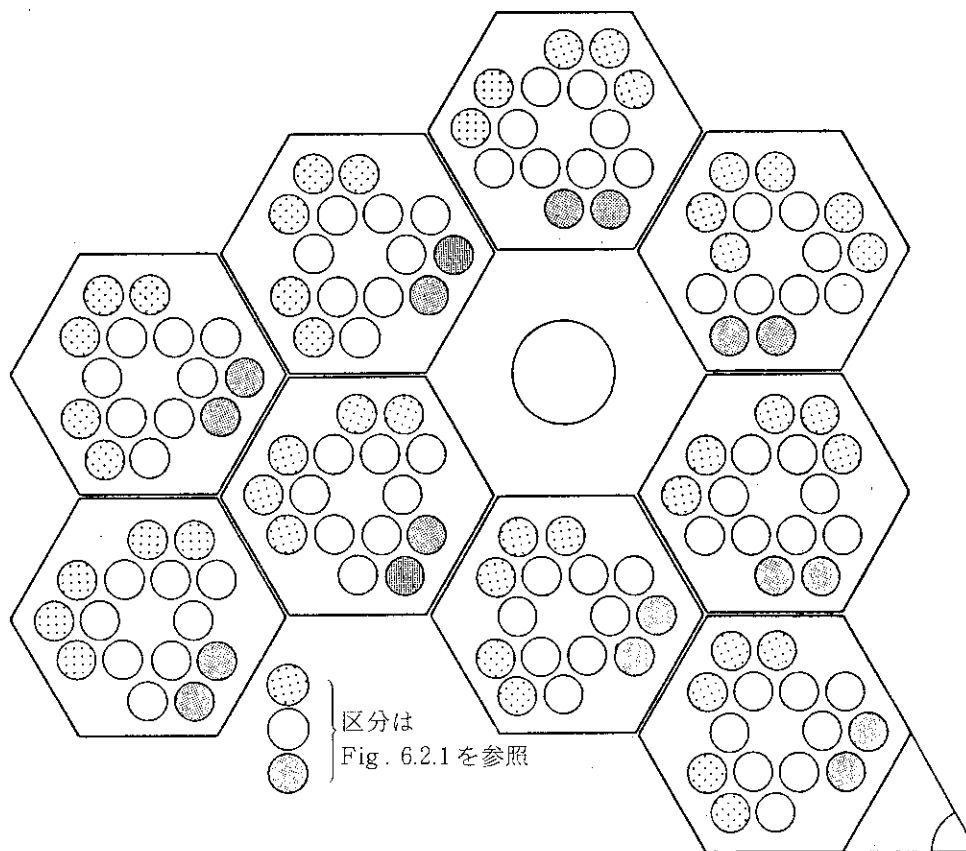


Fig. 6.2.2 詳細熱解析 I のカラム内流量再配分

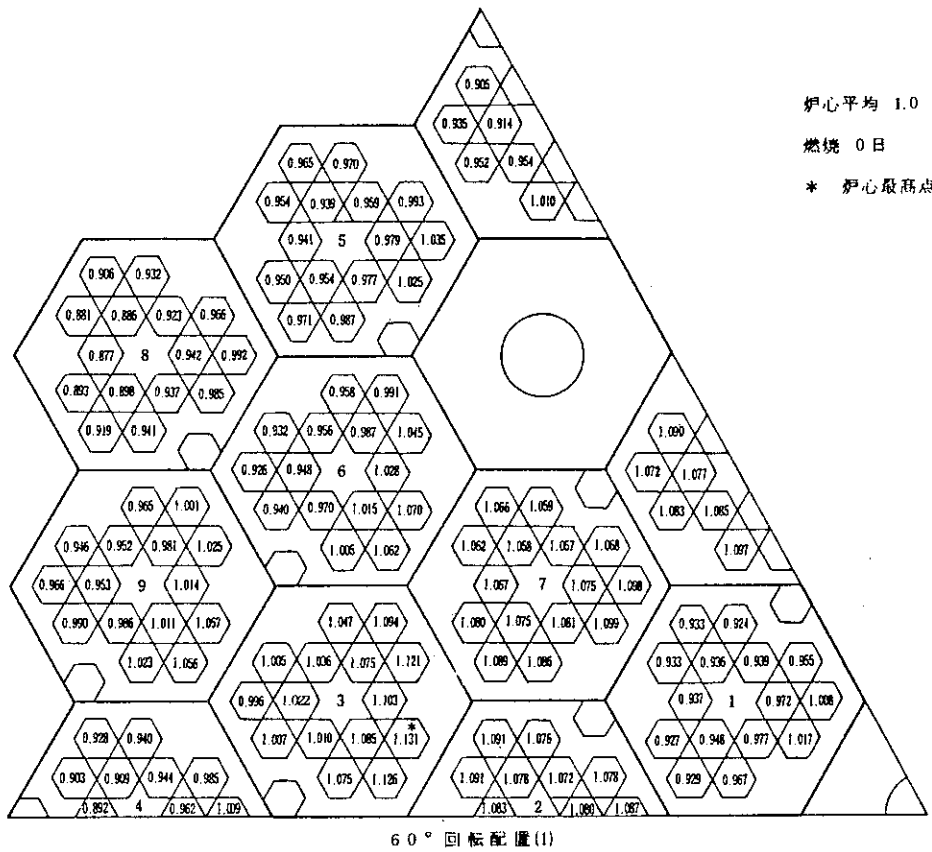


Fig. 6.2.3 詳細出力のピーキング数

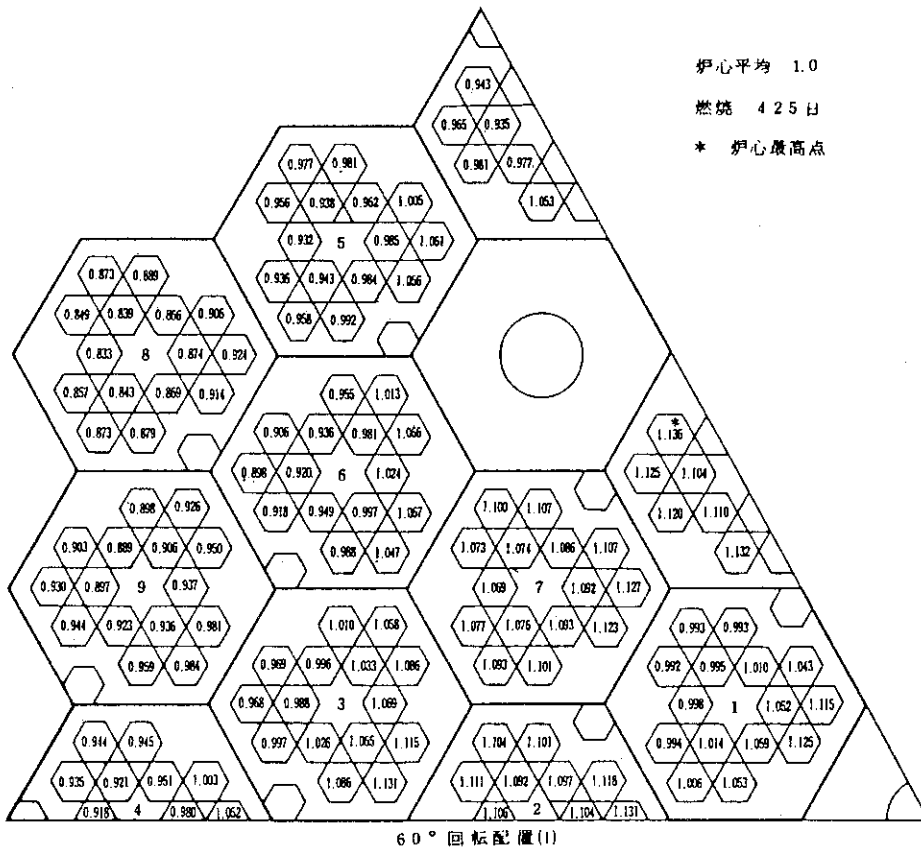
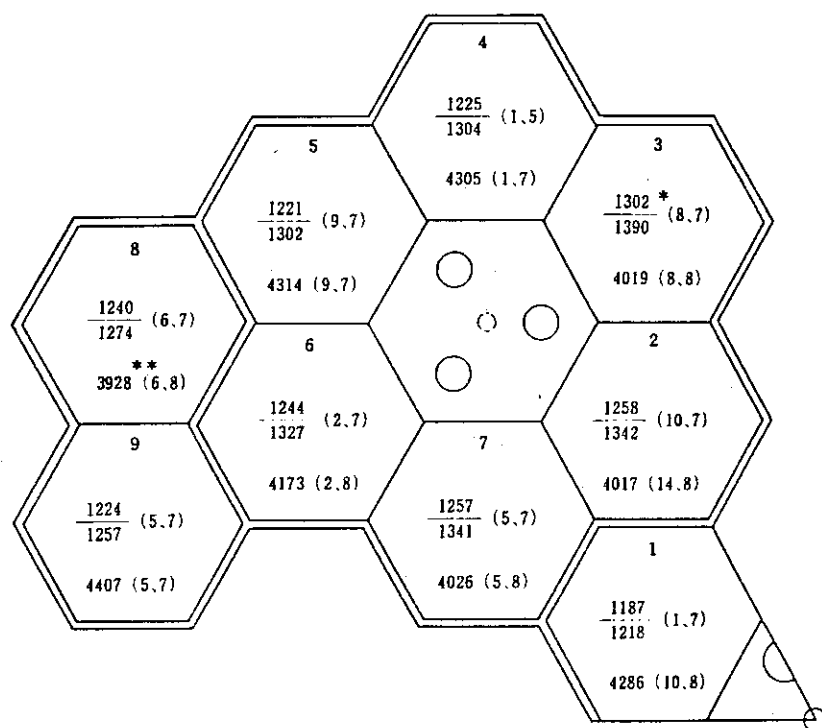


Fig. 6.2.4 詳細出力のピーキング係数

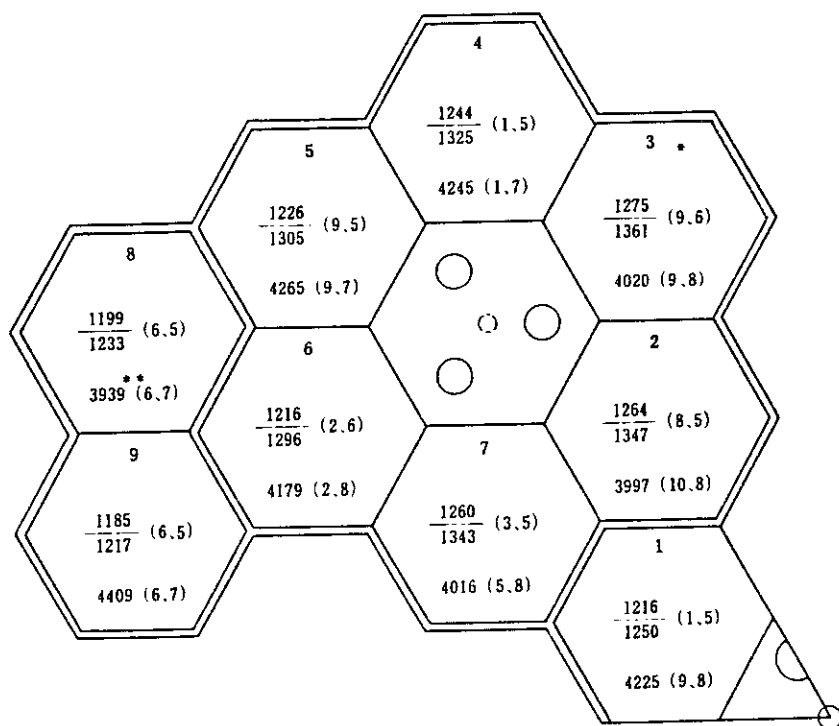




燃焼 0日  
 温度の種類 A  
 カラム番号  
 $\frac{T_{max}^N}{T_{max}^A} (x, y)$   
 $T_{max}^A (x, y)$   
 Remin (x, y)

x : 最高温度の発生するチャンネル  
 y : 軸方向ブロック位置  
 \* 最高温度点  
 \*\* 最小レイノルズ数

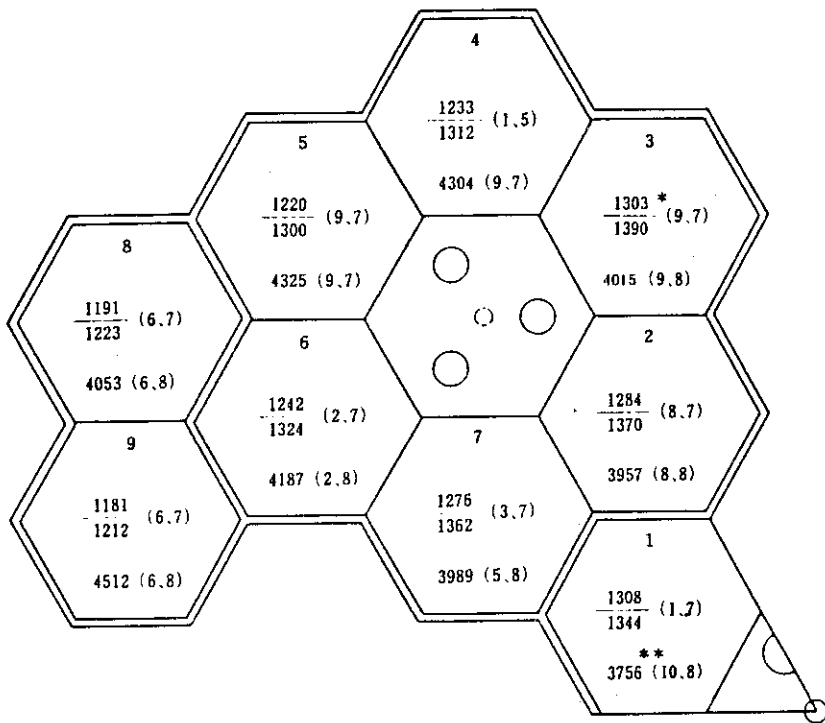
Fig. 6.2.5 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 65日  
 温度の種類 A  
 カラム番号  
 $\frac{T_{max}^N}{T_{max}^A} (x, y)$   
 $T_{max}^A (x, y)$   
 Remin (x, y)

x : 最高温度の発生するチャンネル  
 y : 軸方向ブロック位置  
 \* 最高温度点  
 \*\* 最小レイノルズ数

Fig. 6.2.6 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 185日

温度の種類 A

カラム番号

$$\frac{T_{i_{max}}^N (\text{°C})}{T_{i_{max}}^S (\text{°C})} (x, y)$$

$$T_{i_{max}}^S (\text{°C})$$

Remin (x, y)

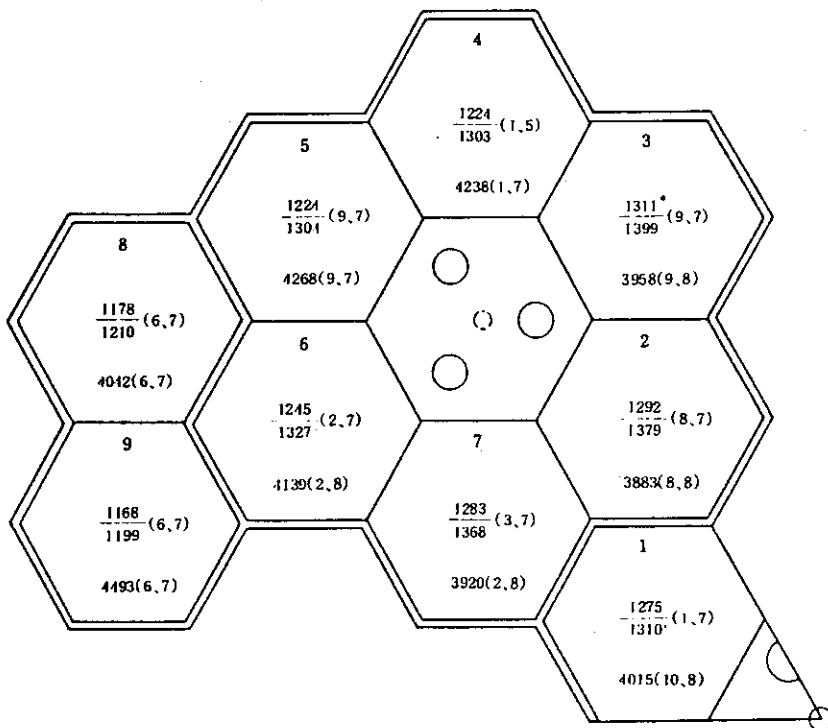
x : 最高温度の発生するチャンネル

y : 軸方向ブロック位置

\* 最高温度点

\*\* 最小レイノルズ

Fig. 6.2.7 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 305日

温度の種類 A

カラム番号

$$\frac{T_{i_{max}}^N (\text{°C})}{T_{i_{max}}^S (\text{°C})} (x, y)$$

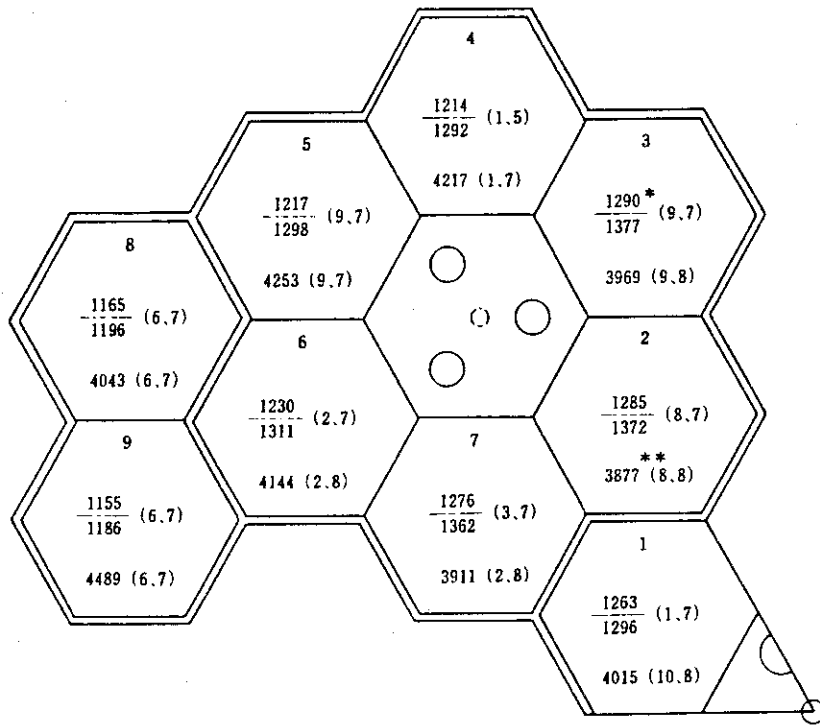
$$T_{i_{max}}^S (\text{°C})$$

\* 最高温度

x : 最高温度の発生するチャンネル

y : 軸方向ブロック位置

Fig. 6.2.8 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 365日

温度の種類 A

カラム番号

$T_{max}^N$  (°C)

$T_{max}^E$  (°C)

Remin (x, y)

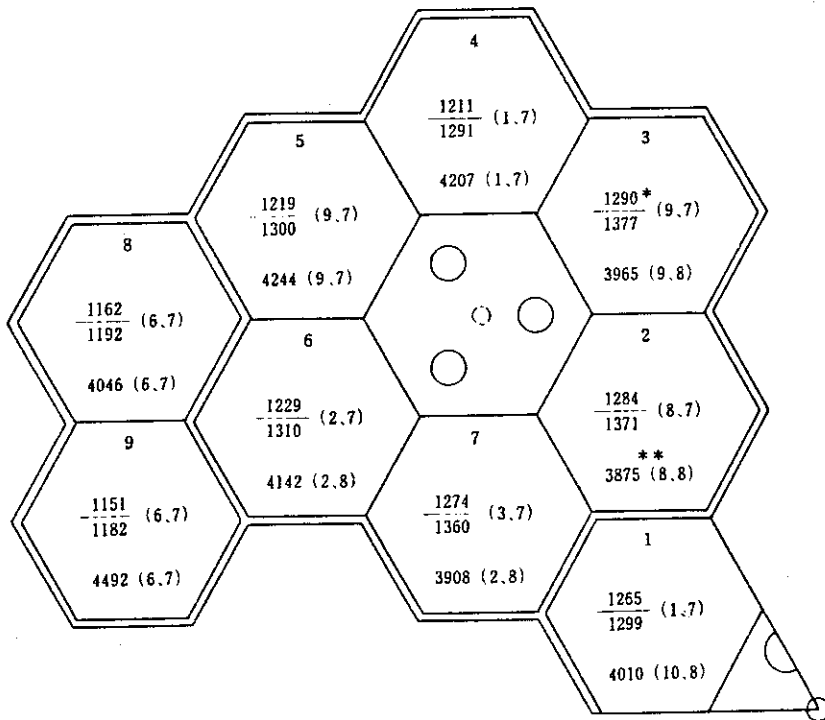
x: 最高温度の発生するチャンネル

y: 軸方向ブロック位置

\* 最高温度点

\*\* 最小レイノルズ

Fig. 6.2.9 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 425日

温度の種類 A

カラム番号

$T_{max}^N$  (°C)

$T_{max}^E$  (°C)

Remin (x, y)

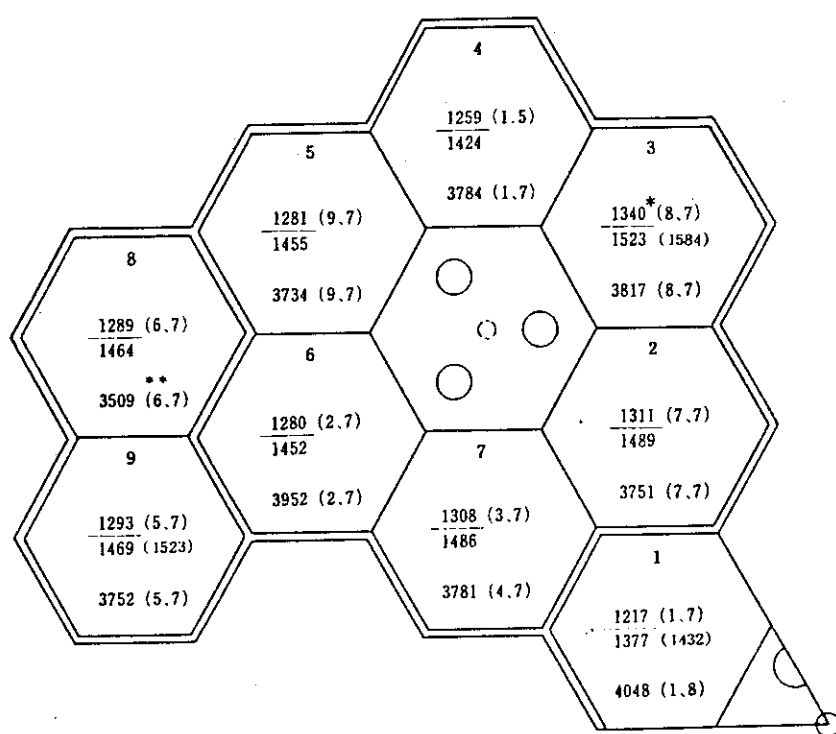
x: 最高温度の発生するチャンネル

y: 軸方向ブロック位置

\* 最高温度点

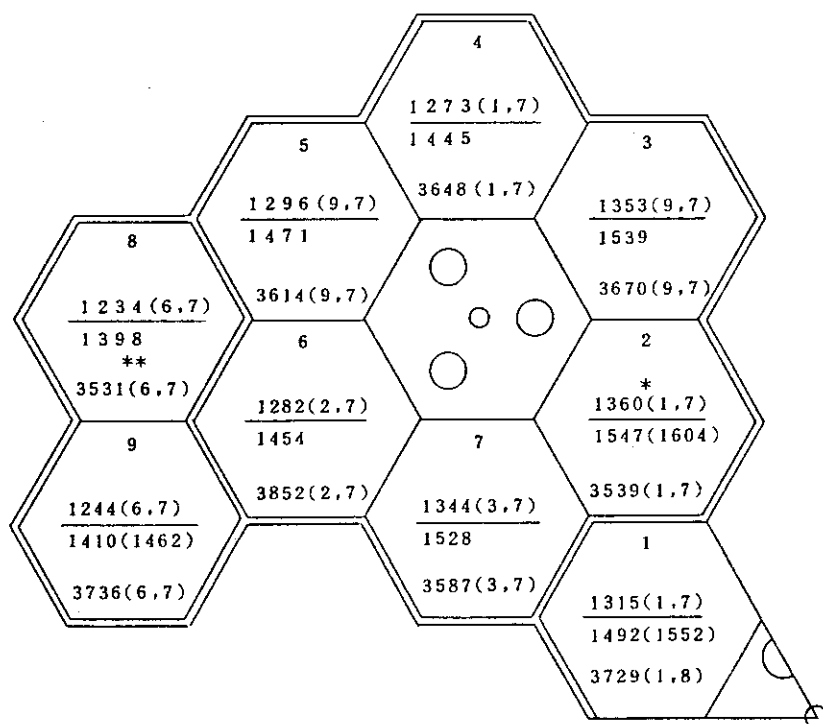
\*\* 最小レイノルズ

Fig. 6.2.10 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 0日  
 温度の種類 G  
 カラム番号  
 $T_{fmax}^N$  (°C) (x,y)  
 $T_{fmax}^S$  ( $T_{fmax}^R$ )  
 Remin (x,y)  
 x: 最高温度の発生するチャンネル  
 y: 軸方向ブロック位置  
 \* 最高温度点  
 \*\* 最小レイノルズ数

Fig. 6.2.11 詳細熱解析 I の熱特性



燃焼 305日  
 温度の種類 C  
 カラム番号  
 $T_{fmax}^N$  (°C) (x,y)  
 $T_{fmax}^S$  ( $T_{fmax}^R$ )  
 Remin (x,y)  
 x: 最高温度の発生するチャンネル  
 y: 軸方向ブロック位置  
 \* 最高温度点  
 \*\* 最小レイノルズ数

Fig. 6.2.12 詳細熱解析 I の熱特性

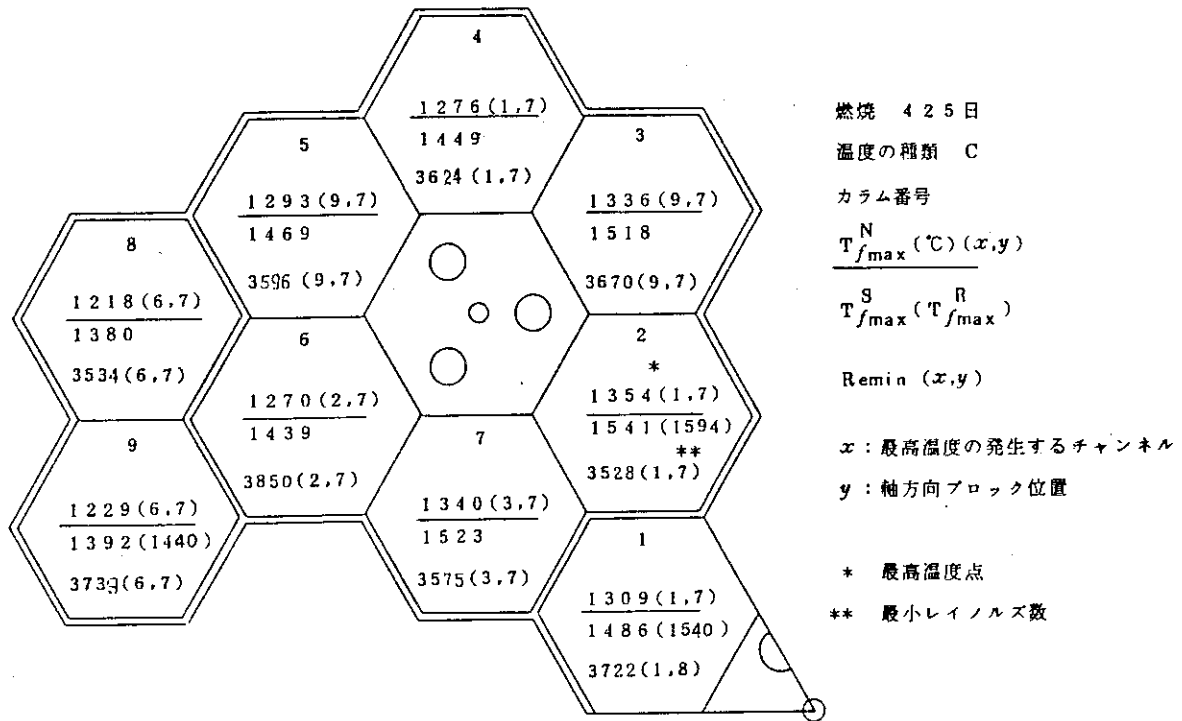


Fig. 6. 2. 13 詳細熱解析 I の熱特性

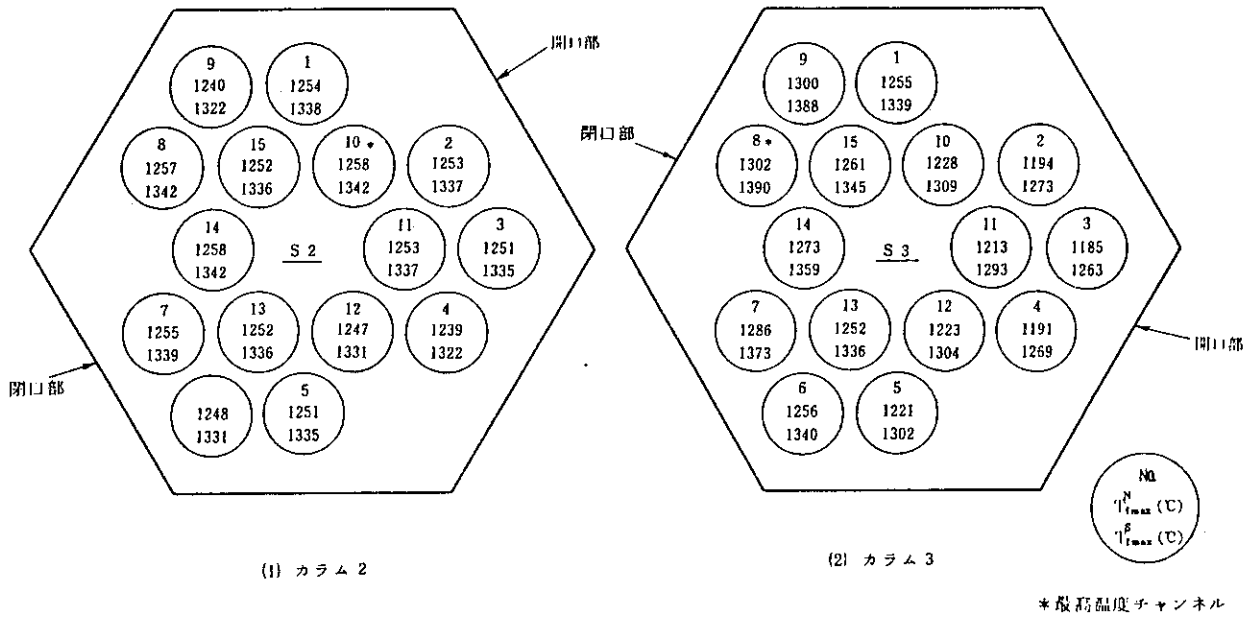


Fig. 6.2.14 詳細熱解析 I のコラム内最高温度分布 (燃焼 0 日, 温度の種類 A)

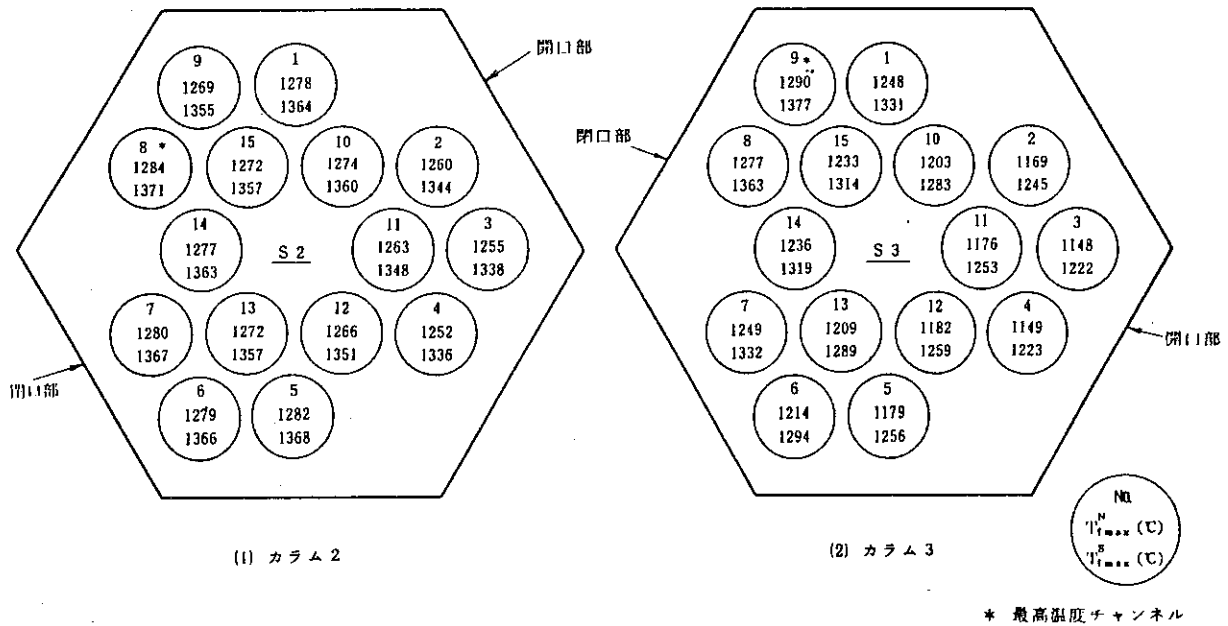


Fig. 6.2.15 詳細熱解析 I のコラム内最高温度分布 (燃焼 425 日, 温度の種類 A)

6.3 詳細熱解析 II

カラム内詳細熱流動解析を実施し、概略及び詳細熱解析 I の精度評価を行った。

(1) 解析条件

燃料ブロックを含めたカラム内詳細温度分布解析とチャンネル内詳細熱流動解析の2点から評価する。

(i) ブロック詳細温度解析

解析体系は、第 6.2 節(1)(i)で説明したものと同一である。熱計算は、概略及び詳細熱解析 I の結果から熱的に厳しいカラム 2 と 3 を対象とした。

燃料ブロックの流動境界条件は、炉内流量配分結果を使用し、ブロックの放熱効果を考慮した。各チャンネルの入口ガス温度は、上段ブロックのチャンネル出口ガス温度とブロック間ギャップガス温度とから算出した。計算は、カラム内流量再配分にはCFLOW、燃料ブロック温度解析にはTRUMPを使用した。

計算は、通常時流量配分の燃料 0 日と 425 日について行った。

出力分布は、第 6.2 節詳細熱解析 I と同じく、燃料棒あたりで定義された詳細出力分布を用いた。

(ii) チャンネル詳細熱流動解析

TLEPRET<sup>(17)</sup> を使用して燃料チャンネルの熱伝達率と圧力損失等の熱性能を算出し、上記で用いた熱設計評価式の余裕度を具体的に求めた。

計算条件は、以下の通りである。

出力分布	計画設定炉心（詳細設計II炉心を定める直前の炉心で、燃料装荷の微調整が行われていないが、ほとんど詳細設計II炉心に近い）の最高出力チャンネル
軸方向計算点	160
径方向計算点	46
その他	計画設定炉心と同一

(2) 解析結果とその検討

Fig. 6.3.1 から Fig. 6.3.12 に、解析結果を示す。

(i) ブロック詳細温度解析

カラム 2 と 3 の燃料最高温度は、以下の通りである。

カラム	燃焼日	詳細熱解析 II の 温度 (°C)	詳細熱解析 I の 温度 (°C)	II - I
2	0	1244/1327 (3991)	1258/1342 (4017)	-14/-15
	425	1200/1277 (3965)	1284/1371 (3875)	-84/-94
3	0	1273/1357 (4025)	1302/1390*	-29/-33
	425	1242/1324 (3974)	1290/1377 (3965)	-48/-53

N S  
Tfmax / Tfmax  
(Remin)  
注) 温度の種類A,  
\* 燃料最高温  
度点

燃料最高温度の生じたカラム3をみると、燃焼0日で公称値29℃、システムティック33℃、燃焼425日でノミナル48℃、システムティック53℃温度が低下した。従って、6.1及び6.2節で採用した炉心熱設計手法には十分余裕があると言える。

カラム内の最小レイノルズ数は、開口部に面したチャンネルで詳細熱解析Ⅱが詳細熱解析Ⅰよりも若干高くなる一方、カラム内部の6チャンネルでは詳細熱解析Ⅰの方が若干高くなる傾向にある。

Fig. 6.3.3に、カラム3の流量再配分比率を示してある。カラム3では、チャンネル2, 3, 4, 5, 6にほとんどのクロス流れ流量が配分される。従って、カラム内高出力チャンネルにはクロス流れ流量の影響はほとんどない。

Fig. 6.3.11及びFig. 6.3.12に、カラム2と3の燃料最高温度が生じたブロックの詳細温度分布を示した。ギャップガス温度がブロック温度に比べて低い領域が多いのでブロックの放熱効果が存在し、燃料最高温度の低下は、主としてこの放熱効果による。炉心外周部のカラム(4, 5, 8, 9)では、クロス流れ流量、放熱量が炉心内部のカラム(1, 2, 3, 6, 7)に比べて多いので、これらの効果もさらに大きくなると考えられる。

Fig. 6.3.4からFig. 6.3.7は、軸方向燃料温度分布を比較したものである。第6段ブロックまでは詳細熱解析ⅠとⅡの差はみられないが、第7段以降では、詳細熱解析Ⅱの結果が熱的に改善された。燃料最高温度はほとんどの場合、第7段ブロックに生じるので燃料最高温度の低下につながっている。

Fig. 6.3.8に、燃料最高温度の燃焼変化を示した。燃焼に従う温度変化が比較的少ない。

## (ii) チャンネル詳細熱流動解析

Fig. 6.3.9及びFig. 6.3.10に、軸方向4段目から7段目におけるスリーブ外壁温度を、熱設計コード「TEMDIM」の結果と比較した。

各ブロックの上下端には非発熱部が存在するので、TLEPRETでは、各ブロック上端から新たに温度境界層が発達するので熱伝達率が高くなり、詳細解析Ⅰに比べてスリーブ壁温が非常に低くなった。詳細熱流動解析が常に温度が低目になり、燃料最高温度では、約20℃低下した。

圧力損失については、ほぼ等しい結果となった。

この結果、現在使用している熱設計評価式は十分余裕があることがわかった。



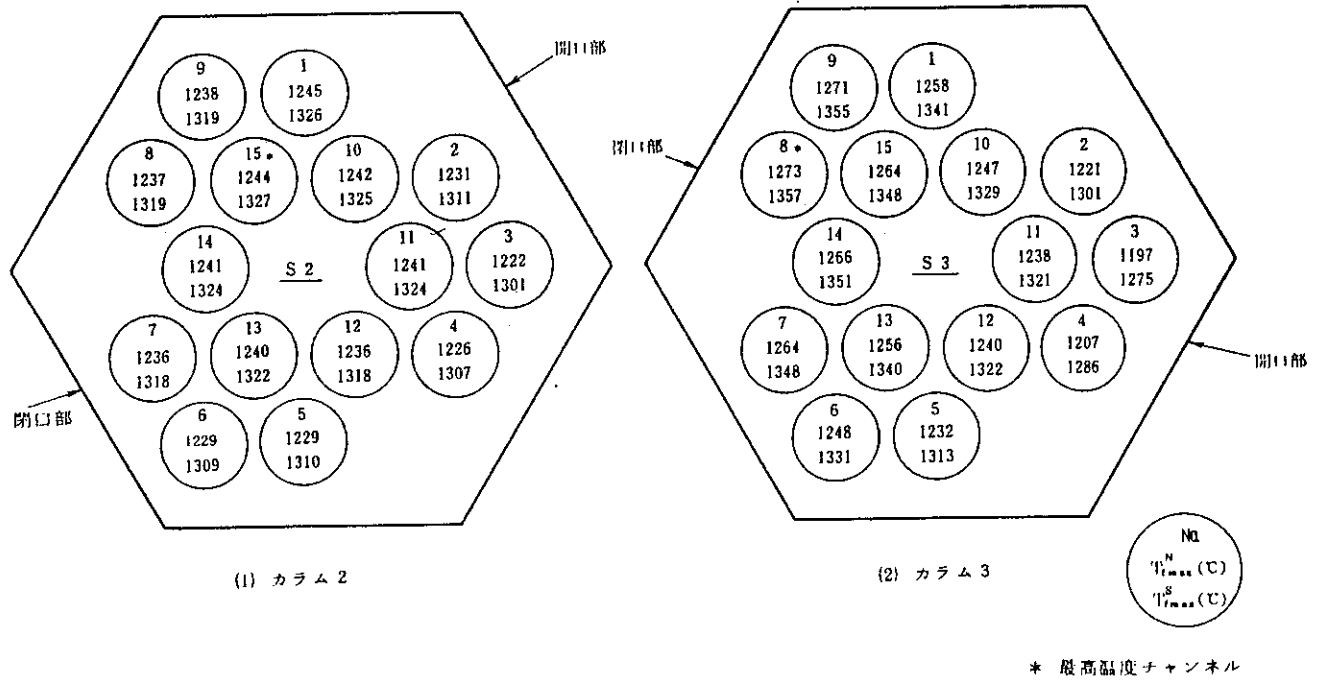


Fig. 6.3.1 詳細熱解析Ⅱのカラム内最高温度分布（燃焼0日，温度の種類A）

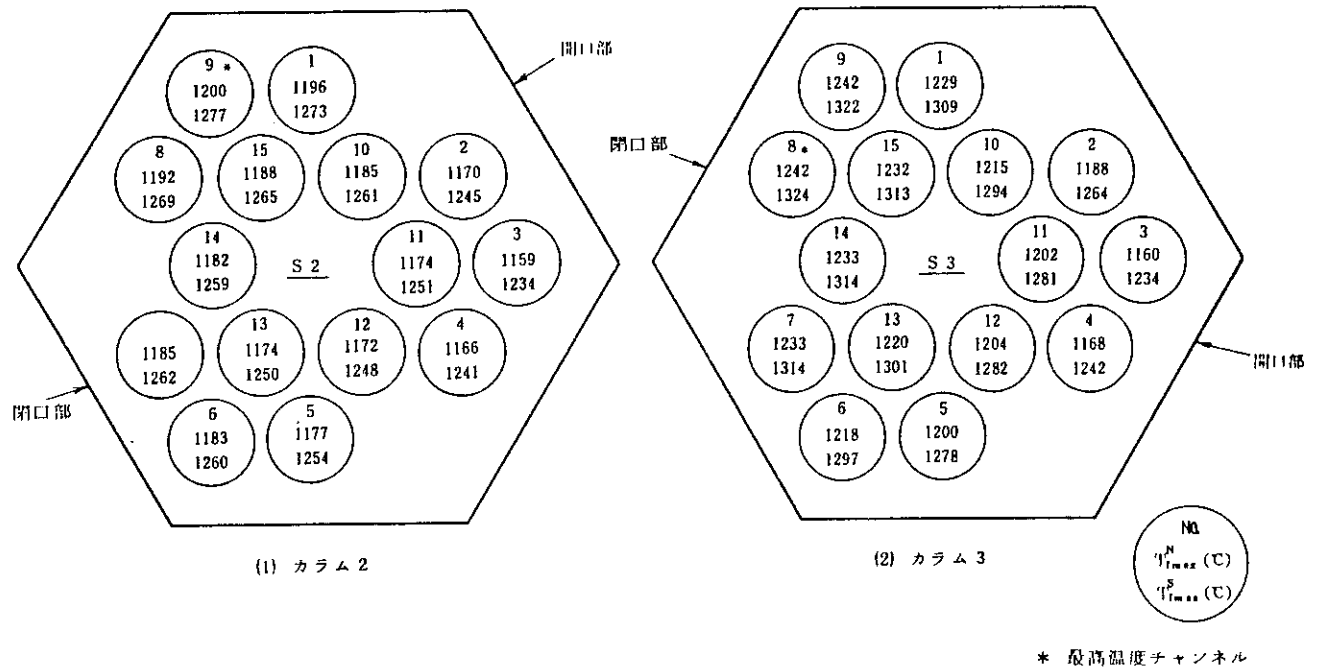


Fig. 6.3.2 詳細熱解析Ⅱのカラム内最高温度分布（燃焼425日，温度の種類A）

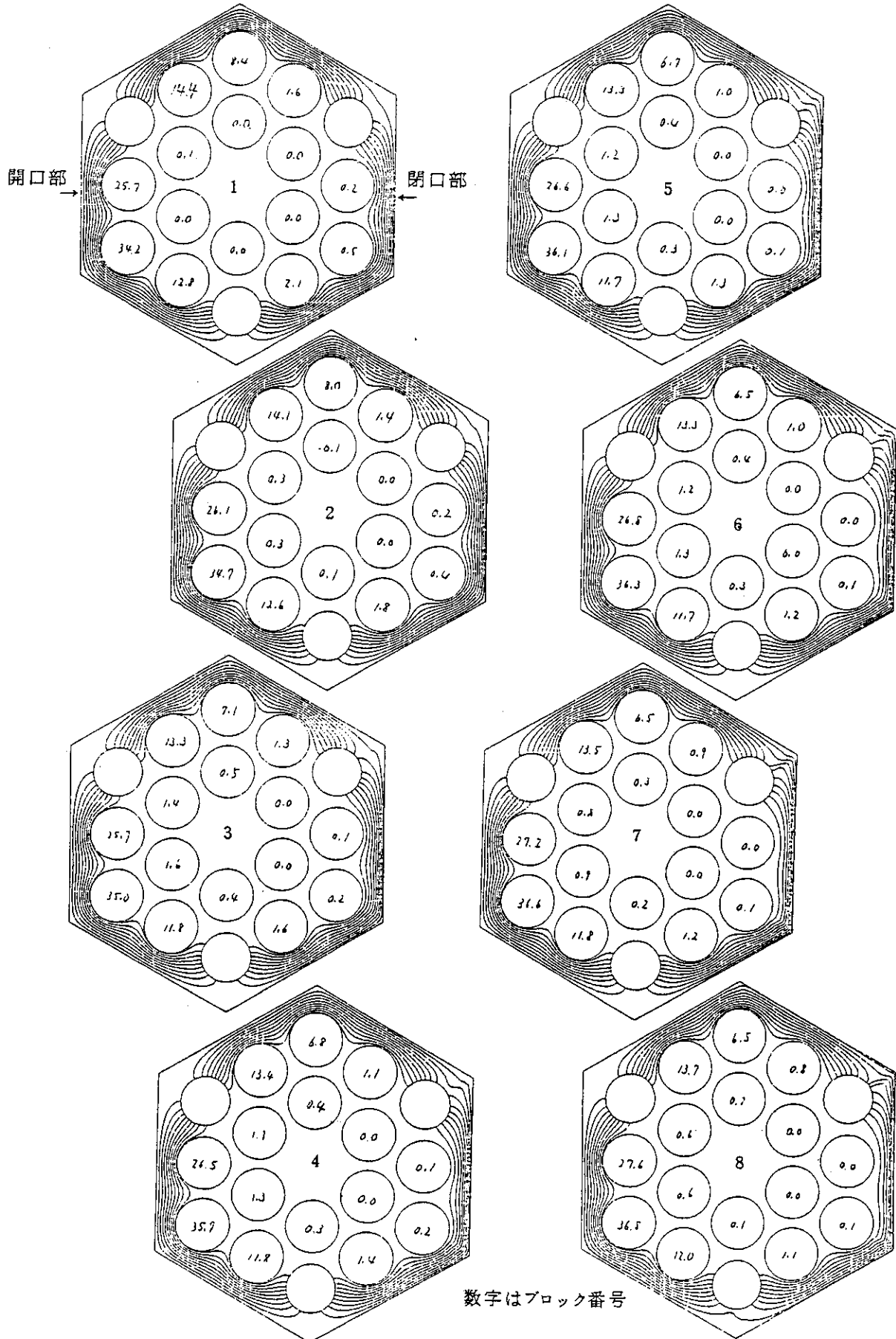


Fig. 6.3.3 クロス流れ流量再配分百分率（燃焼0日，カラム3）

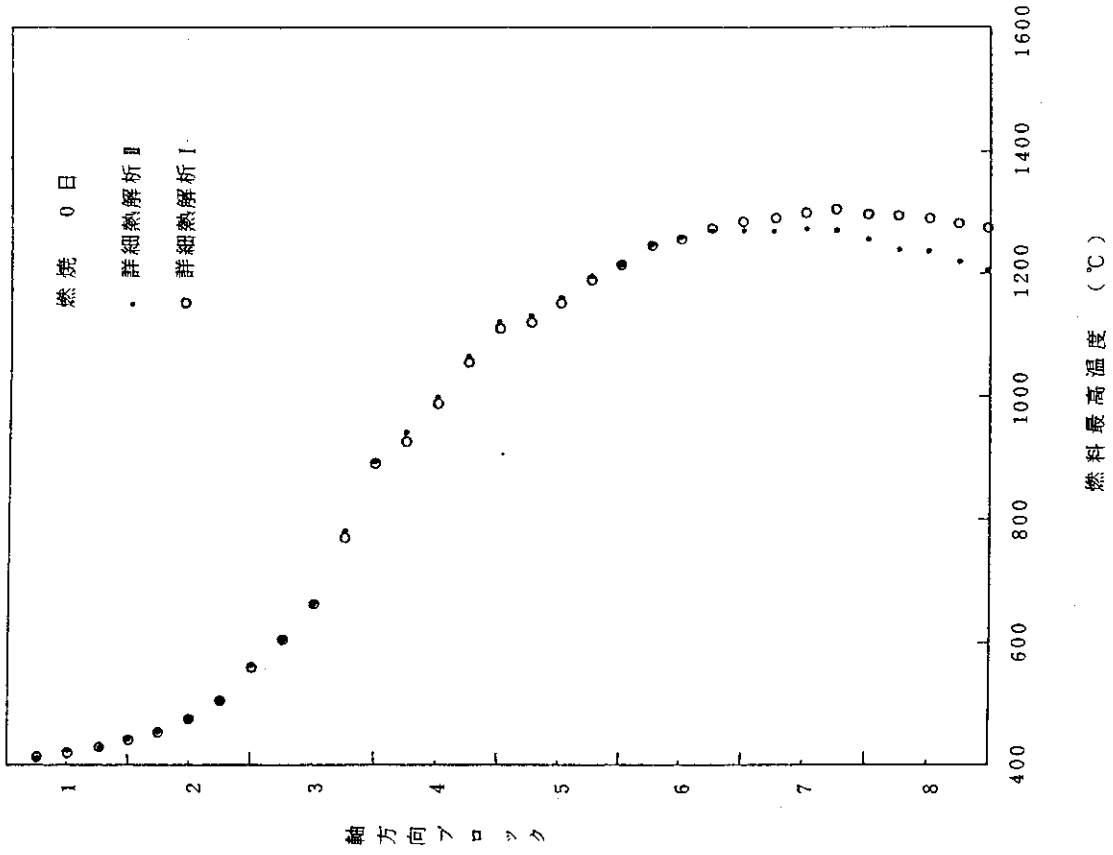


Fig. 6.3.5 軸方向燃料温度分布 (コラム3, チャンネル8)

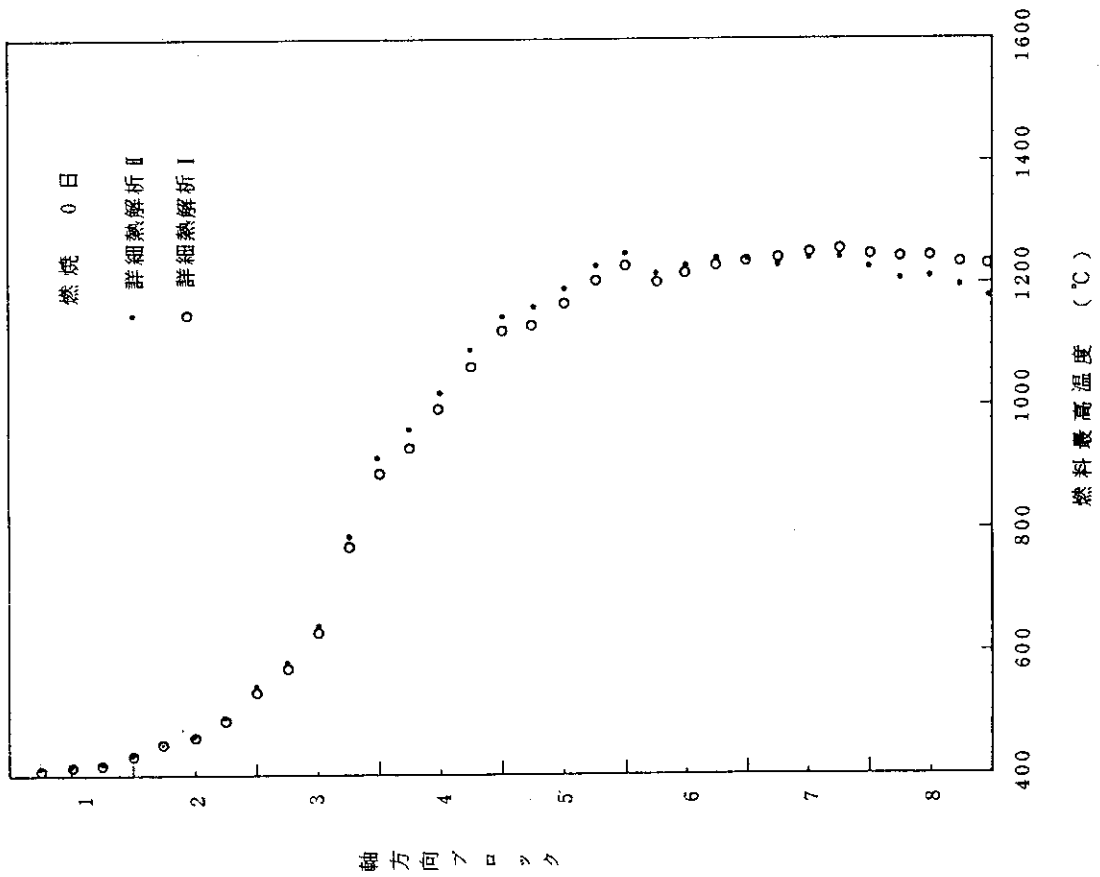


Fig. 6.3.4 軸方向燃料温度分布 (コラム2, チャンネル1)

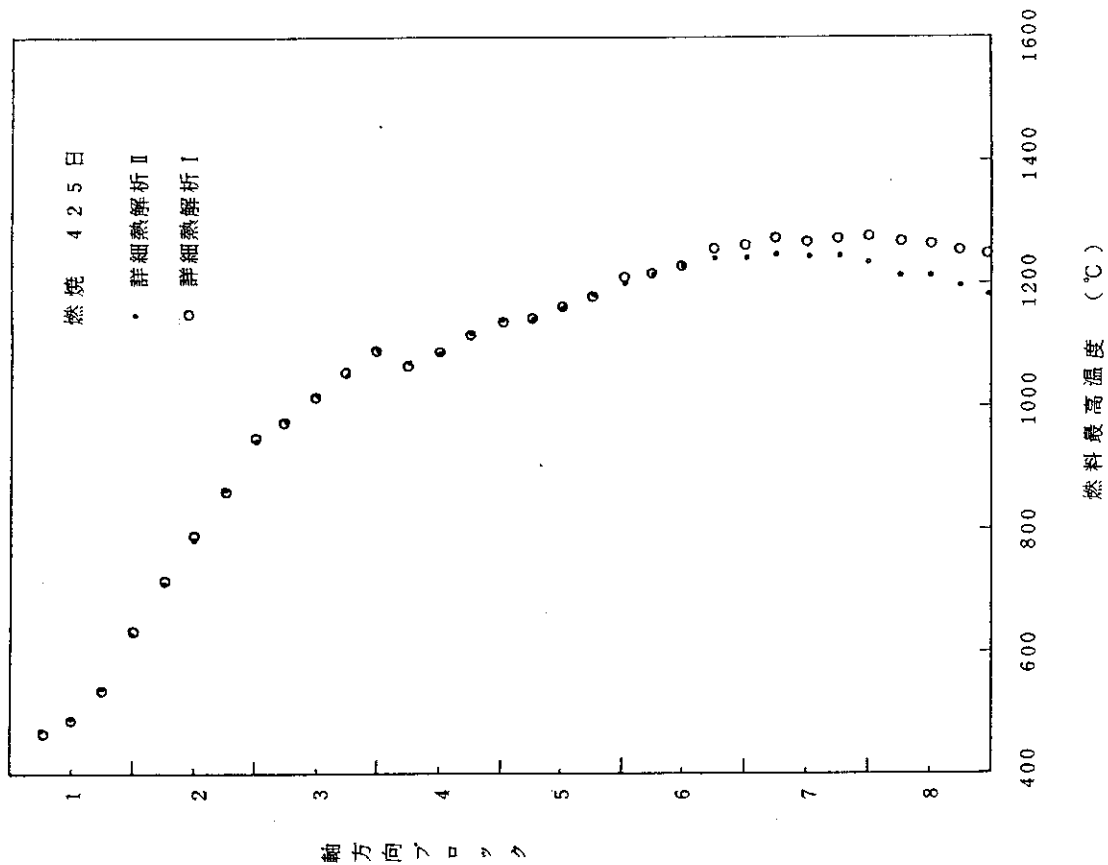


Fig. 6.3.7 軸方向燃料温度分布 (カラム3, チャンネル8)

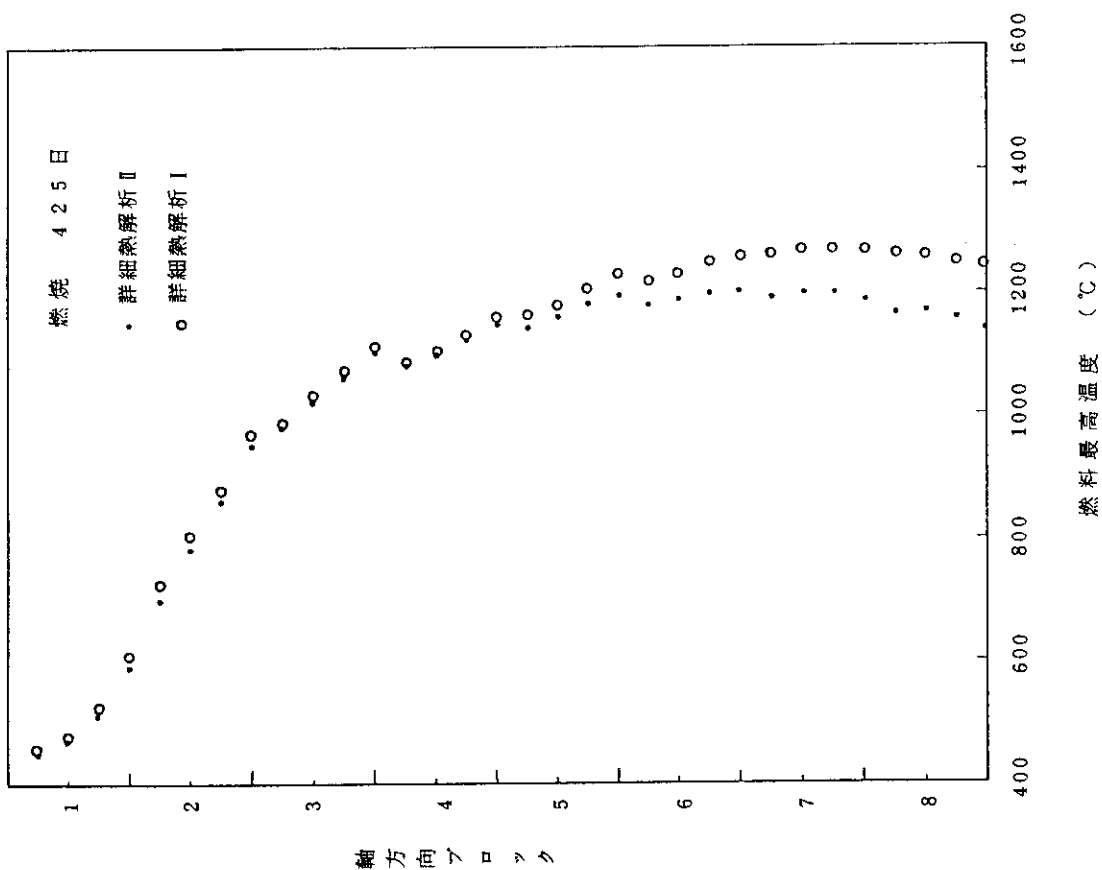


Fig. 6.3.6 軸方向燃料温度分布 (カラム2, チャンネル9)

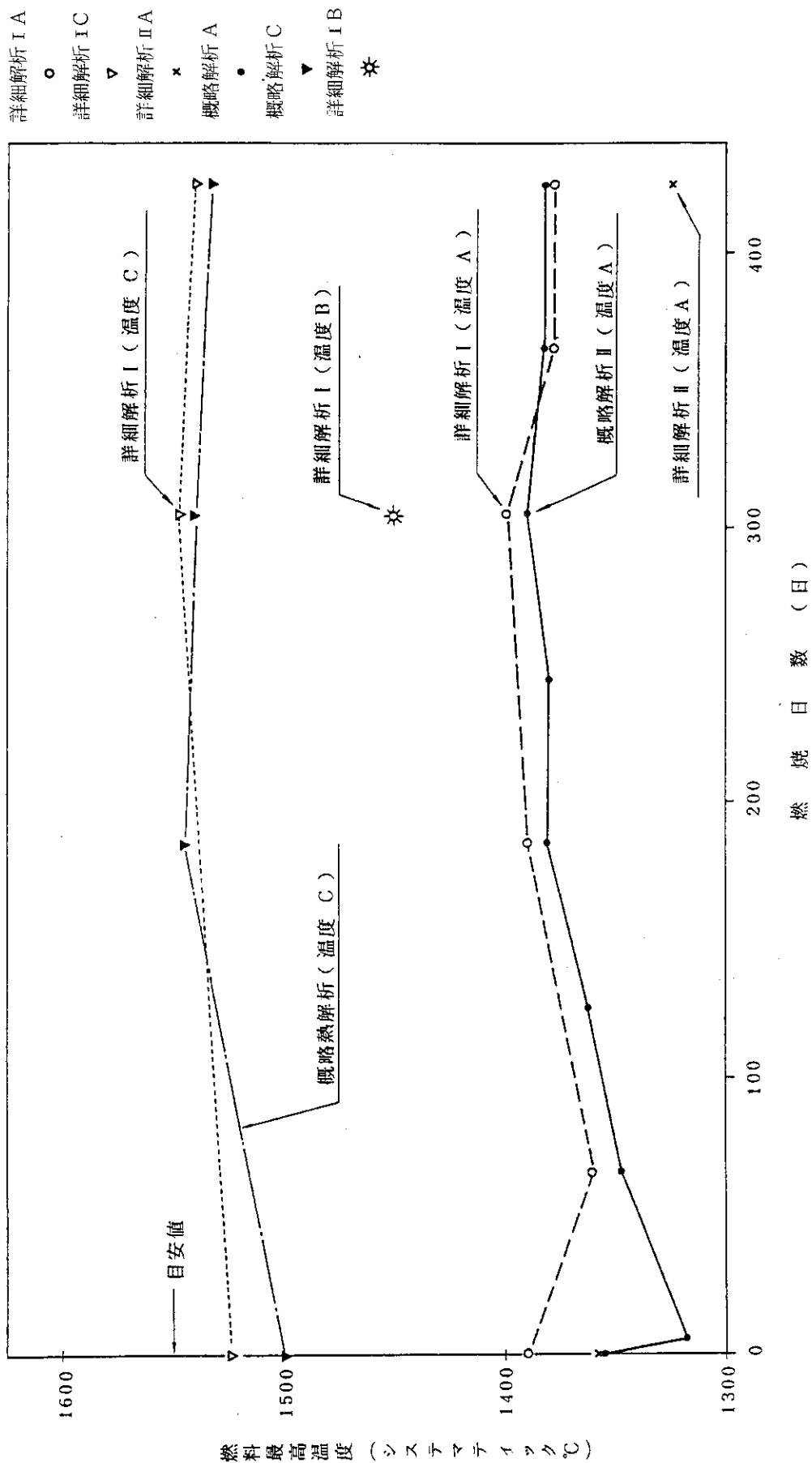


Fig. 6.3.8 燃料最高温度の燃焼変化 (システムティック, すべて第2オリフィスで発生)

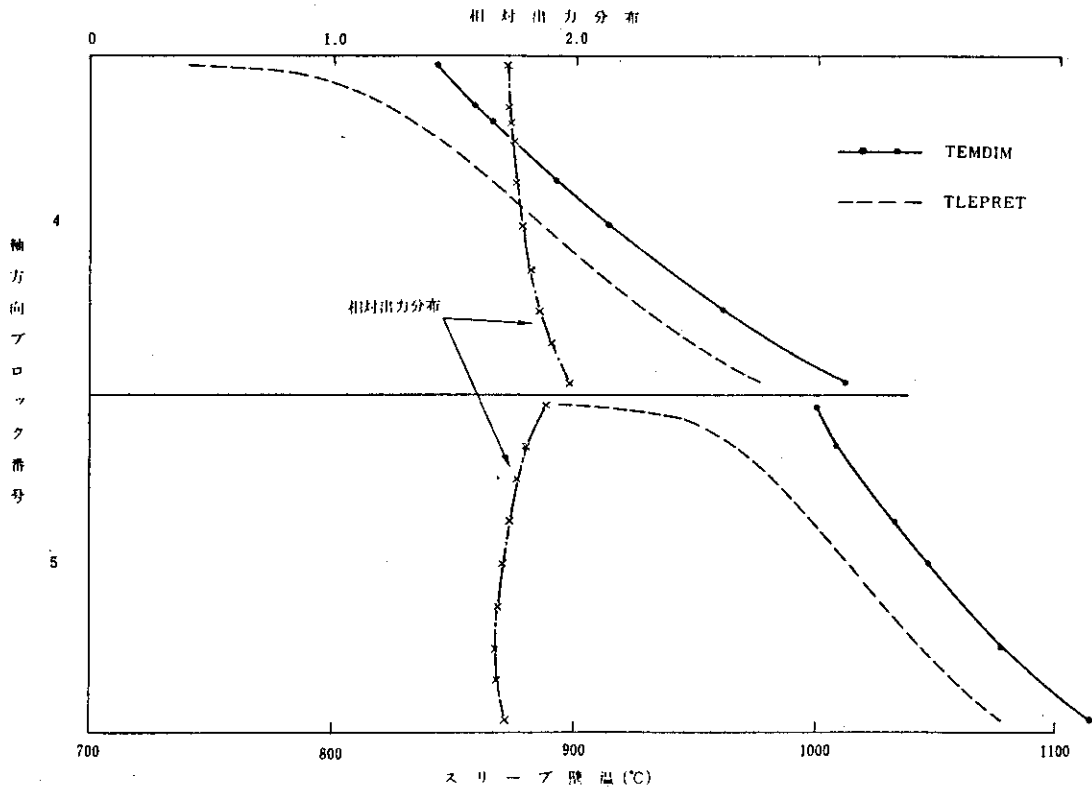


Fig. 6.3.9 スリーブ壁温の比較 (軸方向4, 5段目ブロック)

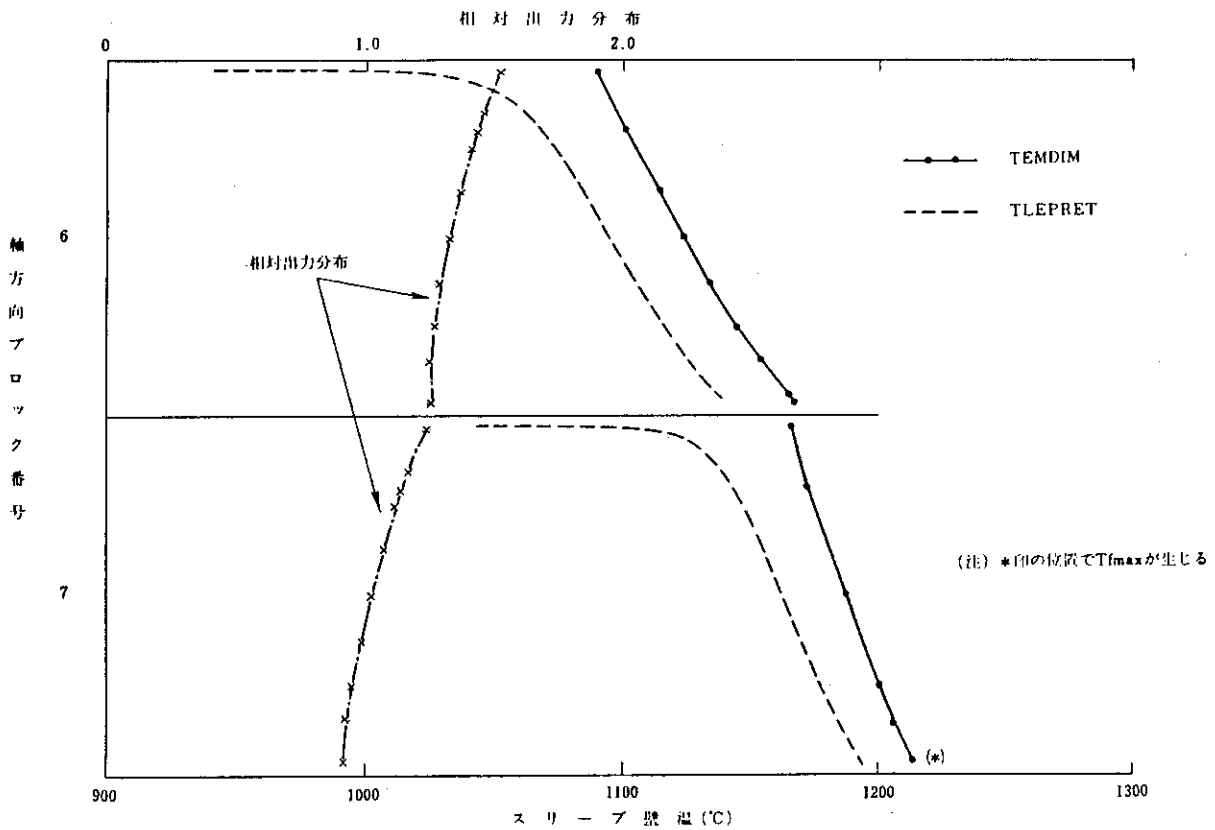
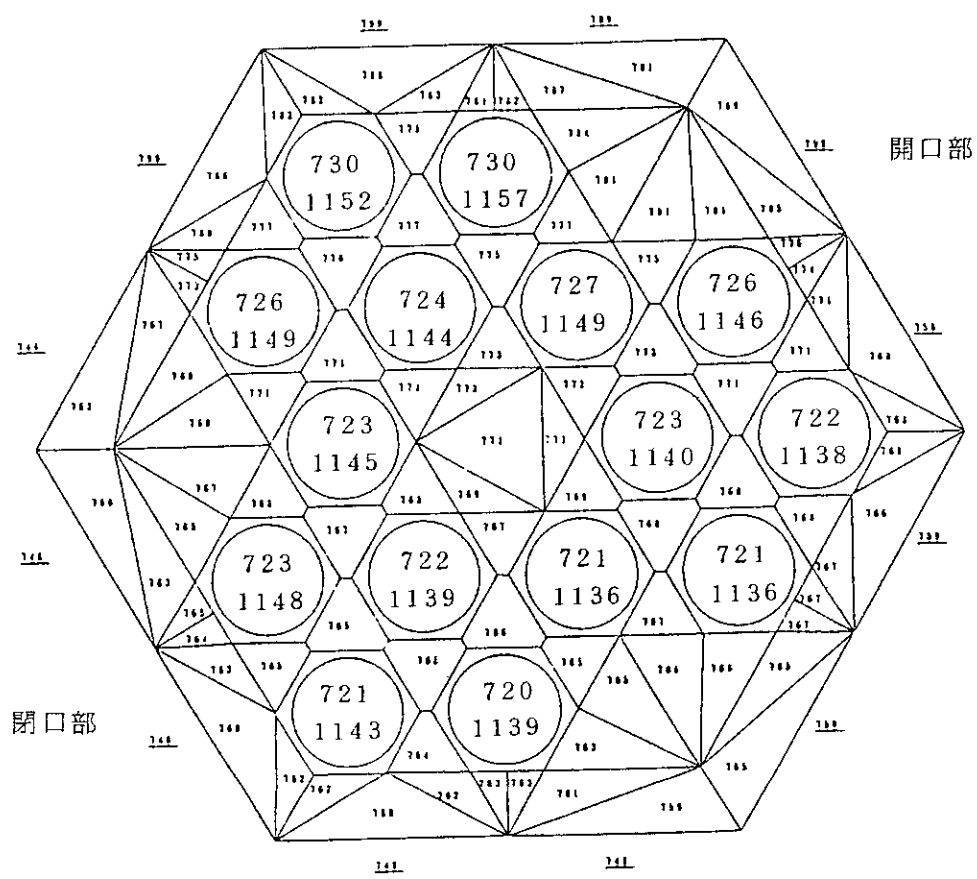
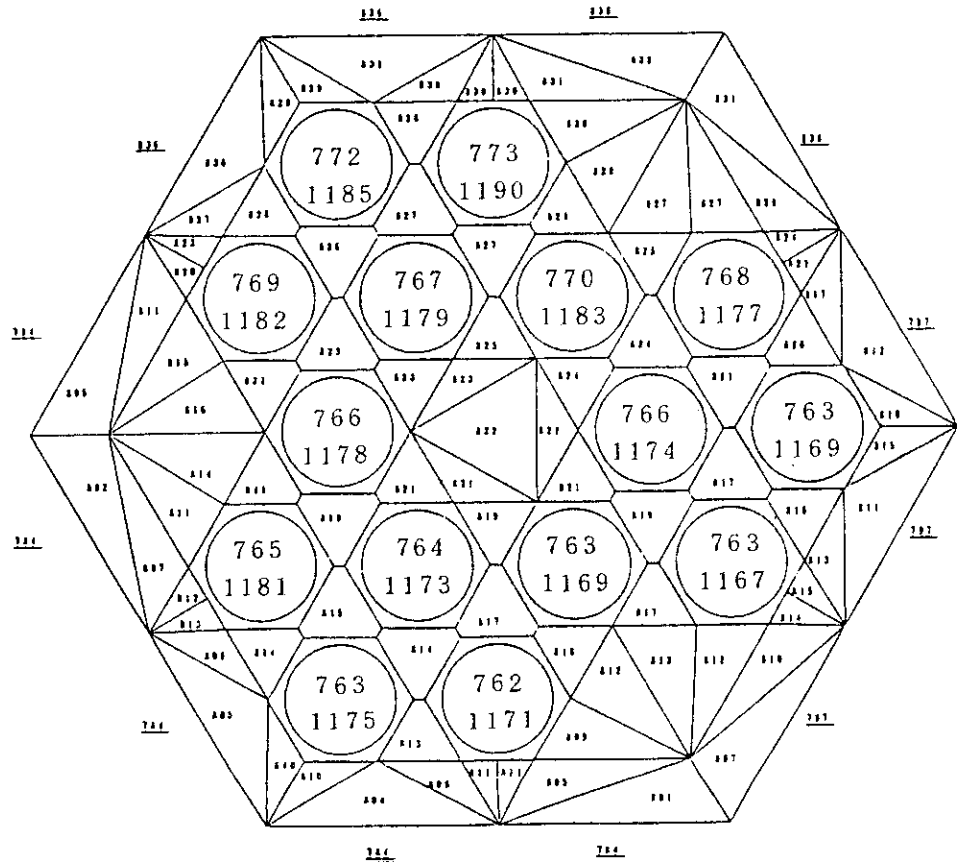


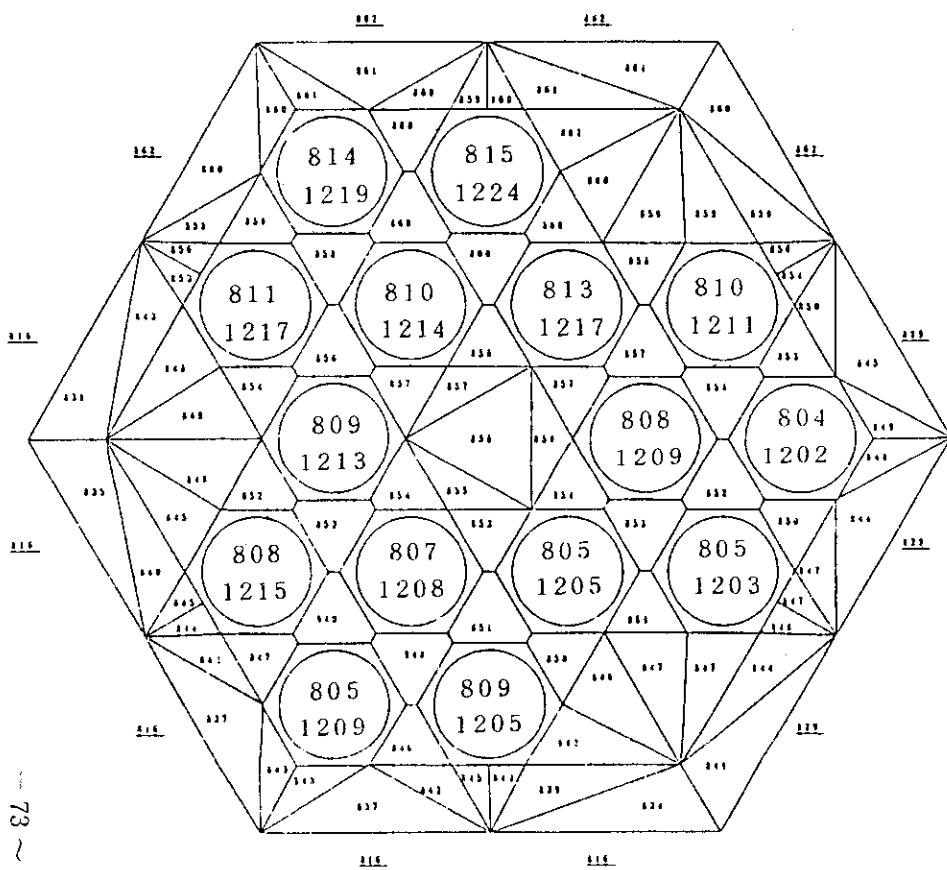
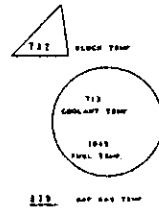
Fig. 6.3.10 スリーブ壁温の比較 (軸方向6, 7段目ブロック)



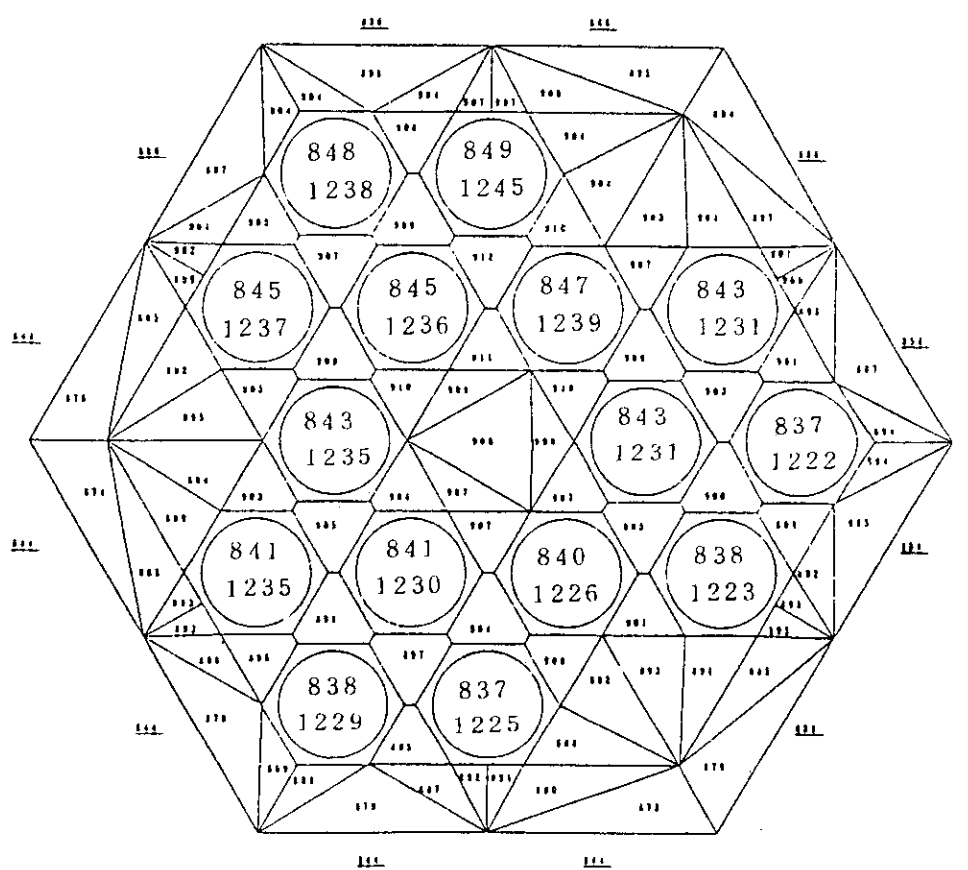
SLICE-1



SLICE-2

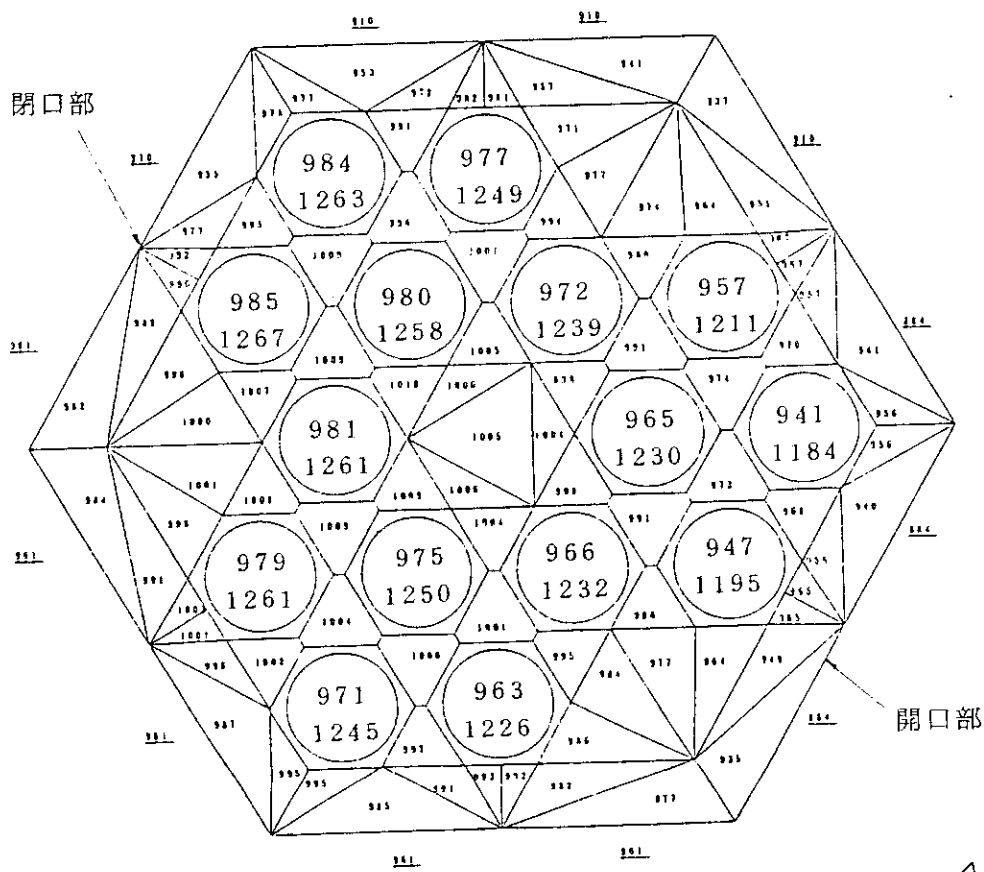


SLICE-3

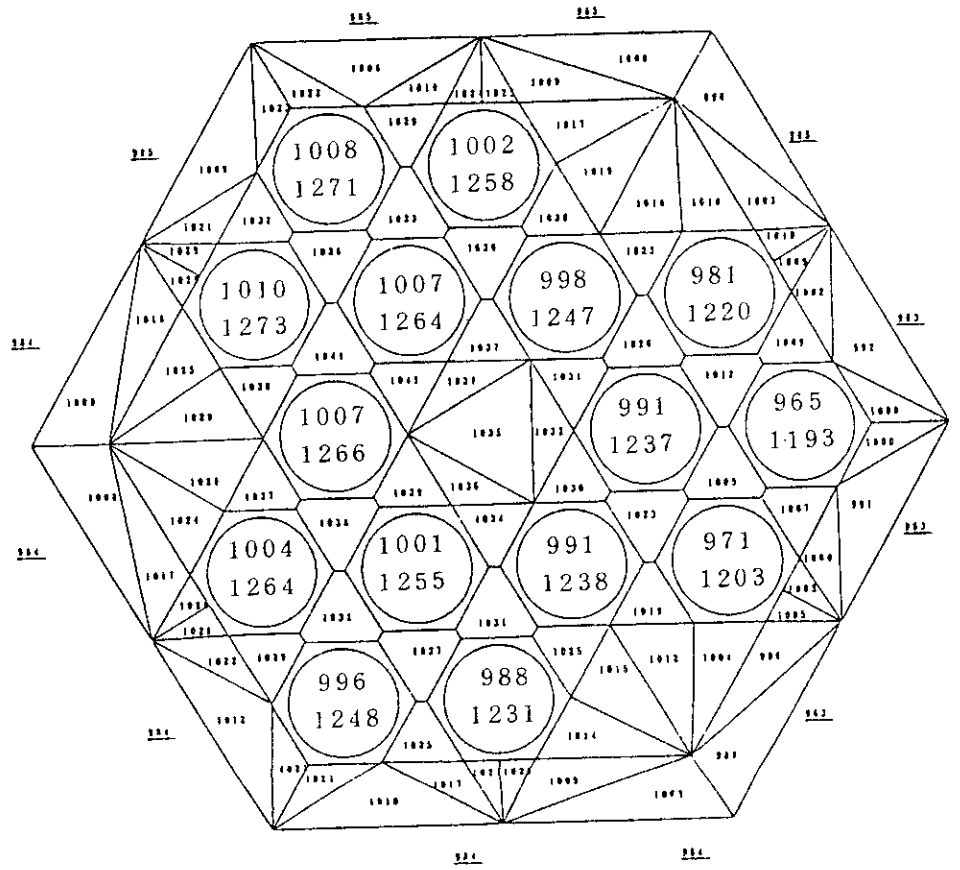


SLICE-4

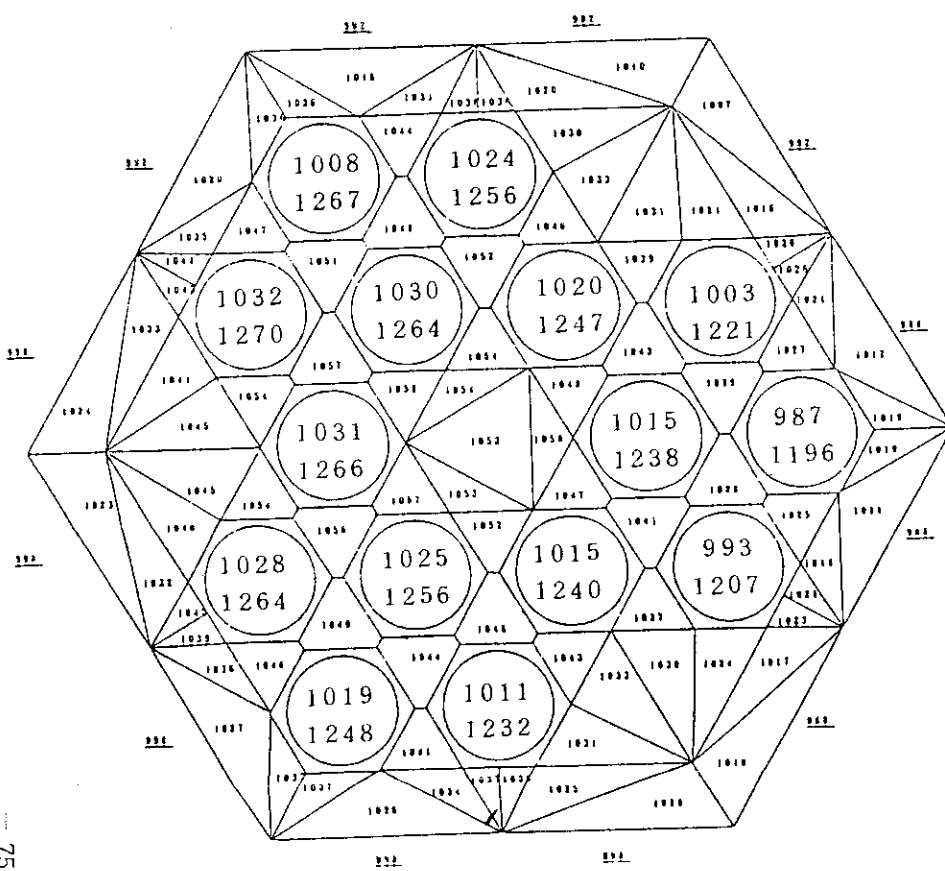
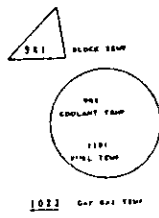
Fig. 6.3.11 ブロック詳細温度分布 (カラム 2, ブロック 5, 燃焼 0 日)



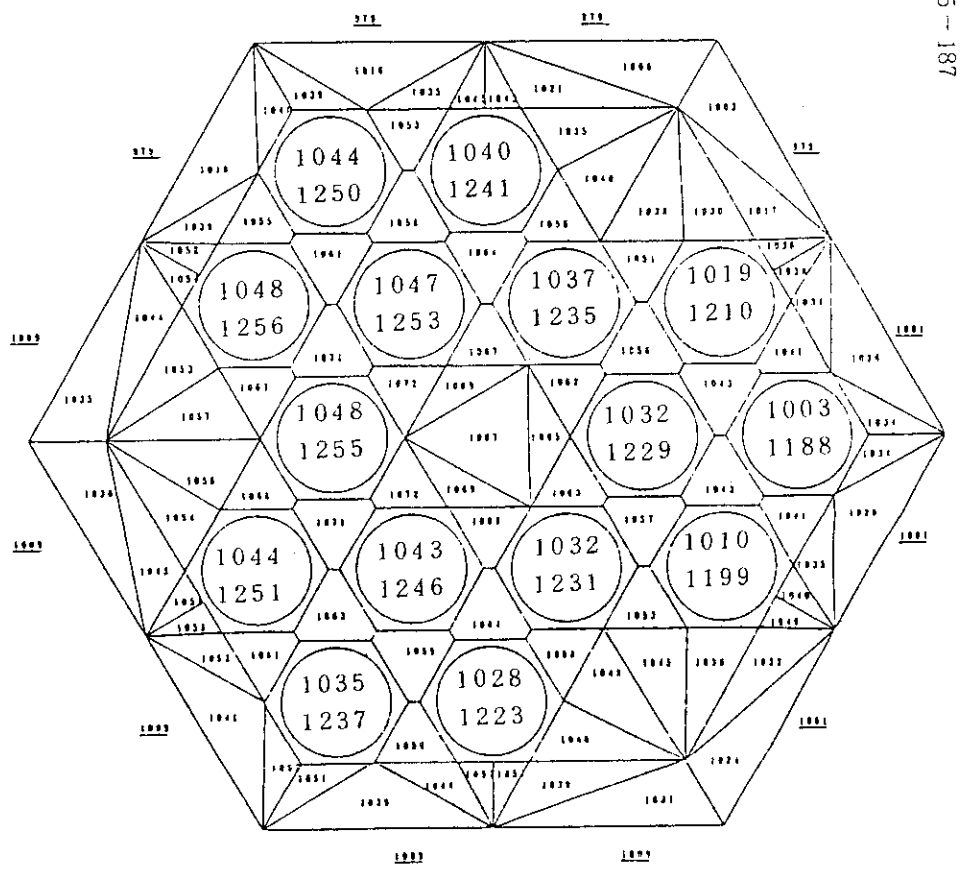
SLICE-1



SLICE-2



SLICE-3



SLICE-4

Fig. 6.3.12 ブロック詳細温度分布 (カラム 3, ブロック 7, 燃焼 0 日)



## 7. 結果と検討課題

多目的高温ガス実験炉詳細設計Ⅱの炉心熱設計の結果は、以下の通りである。

- (1) 燃焼を通して燃料最高温度は、燃焼中期（305日）に第2領域第3カラムの制御カラム寄りの第9チャンネルブロック7段目に生じ、公称値で1311℃、システマティックな工学的不確かさを考慮した温度で1499℃である。
- (2) 燃料チャンネルの最小レイノルズ数は燃焼185日、第1領域のカラム第10チャンネルで約3750である。
- (3) 上記条件下で、被覆燃料粒子の最大核移動距離は、440日で29μであり、粒子寸法の統計分布を考慮しても十分緩衝層厚さ以下であり、内圧上昇も含めた被覆粒子の新たな破損は生じない。付録3に示す。
- (4) 炉心部の冷却材圧力損失は0.07 kg/cm<sup>2</sup>以下である。

以上より詳細設計Ⅱ炉心は設計基準を満足し熱流動特性上十分安全な炉心であると言えるが、更に以下に示すような課題を検討し、より精度の高い熱流動解析を行って今後の合理化設計に対応して行くことが望ましい。

- (1) 原子炉入口の冷却材は、原子炉側部を冷却して炉心入口に到達するまでかなり昇温する。炉心熱流動解析で用いた炉心入口温度408℃は炉心以外の発熱量を約1%とした場合に相当するが、この値は燃料温度の観点からはかなり安全側の評価である。また、炉心入口温度は側部に流れる熱量によって定まり、この熱量は可動反射体を含めた炉心の状態、すなわち、流量配分、炉心変形によって変わってくる。今後は、これらの炉心の状態を考慮に入れながら、炉心冷却と構造物冷却を一体とした解析を実施することにより、より現実的な評価をしていくことが合理的である。
- (2) ブロックの変形形状及びそのブロックの変形に伴うカラムバウイング発生について、発生条件やカラムの片寄りの程度などを実験によって確認する必要がある。また、本解析に用いた計算コードをこの実験により検証しておくことが望ましい。
- (3) 工学的不確定係数については、以下のことが考えられる。

### (i) システマティック因子

解析では、システマティック因子を燃料温度評価用と燃料破損・FP放出評価用の2種類に分けて取扱った。これは、燃料破損率評価、FP放出評価において、比較的局所に限定されて生ずる因子をシステマティック因子として全炉心一律に適用することは、余裕を過剰に見込みすぎることとなるためである。例えば、燃料破損・FP放出評価には、径方向出力分布誤差をシステマティック因子から除外した。今後とも、各工学的不確かさの発生原因と性質に十分な検討を加え、解析上の取り扱い方を明確にしてゆく必要がある。

### (ii) 炉内流量配分誤差の詳細検討

本設計では、炉内流量配分誤差として、クロス流れ係数に関する誤差および解析モデル・コードに起因する誤差を合わせて3%を考慮している。今後、多領域モデル流量配分試験による

解析モデル・コードの精度検証や各部データに関する感度解析等によってこの数値の妥当性を確認する必要がある。

### (iii) 炉心入口温度誤差の見直し

項目(1)で述べたような入口温度の再検討に伴ない、入口温度誤差の見直しを行う。

- (4) 被覆粒子の健全性評価において、全体的に熱特性解析データには保守的な値が用いられているので、最新の実験データの反映などによりデータの見直しを行うことが有効である。例えば、スパーサーリブがある実験炉燃料の環状流路では問題となる流動不安定現象は発生せず、遷移域でも乱流の熱伝達特性を持つことが明らかにされており、その場合、燃料温度の低下が期待できる。また、固定反射体の製作公差をこれまでの0.2 mmから0.1 mmにすることが可能であるとの見通しが得られている、それと同時に固定反射体間ギャップ量を最悪の条件で評価するのでは無く、現実的に評価すれば、炉心の燃料チャンネルからの除熱に有効に寄与する炉心有効流量を増加させ、燃料温度を低減できる。
- (5) 今回の熱流動設計の設計基準は1次系放射能量としているが、被覆燃料粒子破損モードとしてSiC-Pd反応を考慮していない。今後、SiC-Pd反応の評価式、統計的な分布などについて、実験的な検証をすすめると共に、早急に判断基準を確立することが必要である。
- (6) その他として、燃料ブロック内での出力勾配が従来より増しているので、燃料ブロックの放熱量を評価確認しておくことが望ましい。また、全炉心の温度スペクトラムや炉内流量配分解析に反映するために、詳細熱解析Ⅱの検討を炉心の全カラムに対して行うことが有用である。

## 謝 辞

詳細設計Ⅱ炉心の熱流動特性解析は、詳細設計Ⅱの契約の中で富士電機(株)の協力を得て実施したものである。実施にあたり、御指導戴いた青地哲男前動力炉開発・安全性研究管理部部長(現理事；東海研究所長)、原 昌雄現部長及び安野武彦次長に感謝致します。

また、詳細設計Ⅱの炉心設計を共に担当され、有益な御意見、多大な御協力を戴いた多目的高温ガス実験炉設計室の新藤隆一、荒井長利、鈴木勝男、佐藤貞夫、茂木春義、元木保男、高野 誠、伊与久達夫、中村 寿の諸氏に深く感謝致します。

解析モデル・コードの精度検証や各部データに関する感度解析等によってこの数値の妥当性を確認する必要がある。

### (iii) 炉心入口温度誤差の見直し

項目(1)で述べたような入口温度の再検討に伴ない、入口温度誤差の見直しを行う。

- (4) 被覆粒子の健全性評価において、全体的に熱特性解析データには保守的な値が用いられているので、最新の実験データの反映などによりデータの見直しを行うことが有効である。例えば、スパーサーリブがある実験炉燃料の環状流路では問題となる流動不安定現象は発生せず、遷移域でも乱流の熱伝達特性を持つことが明らかにされており、その場合、燃料温度の低下が期待できる。また、固定反射体の製作公差をこれまでの0.2 mmから0.1 mmにすることが可能であるとの見通しが得られている、それと同時に固定反射体間ギャップ量を最悪の条件で評価するのでは無く、現実的に評価すれば、炉心の燃料チャンネルからの除熱に有効に寄与する炉心有効流量を増加させ、燃料温度を低減できる。
- (5) 今回の熱流動設計の設計基準は1次系放射能量としているが、被覆燃料粒子破損モードとしてSiC-Pd反応を考慮していない。今後、SiC-Pd反応の評価式、統計的な分布などについて、実験的な検証をすすめると共に、早急に判断基準を確立することが必要である。
- (6) その他として、燃料ブロック内での出力勾配が従来より増しているので、燃料ブロックの放熱量を評価確認しておくことが望ましい。また、全炉心の温度スペクトラムや炉内流量配分解析に反映するために、詳細熱解析Ⅱの検討を炉心の全カラムに対して行うことが有用である。

## 謝 辞

詳細設計Ⅱ炉心の熱流動特性解析は、詳細設計Ⅱの契約の中で富士電機(株)の協力を得て実施したものである。実施にあたり、御指導戴いた青地哲男前動力炉開発・安全性研究管理部部長(現理事; 東海研究所長)、原 昌雄現部長及び安野武彦次長に感謝致します。

また、詳細設計Ⅱの炉心設計を共に担当され、有益な御意見、多大な御協力を戴いた多目的高温ガス実験炉設計室の新藤隆一、荒井長利、鈴木勝男、佐藤貞夫、茂木春義、元木保男、高野 誠、伊与久達夫、中村 寿の諸氏に深く感謝致します。

## 参考文献

- (1) 多目的高温ガス実験炉設計室：“多目的高温ガス実験炉設備設計の概要—詳細設計Ⅱ)に基づく—” JAERI-M 84-210 (1984)
- (2) 鈴木邦彦, 他：“多目的高温ガス実験炉詳細設計Ⅱ)炉心有効流量の評価”, JAERI-M 85-168 (1985)
- (3) N.V. Cederberg, V.N. Popov, N.A. Morosova, *Termodinamičeskije i teplofizičeskije svojstva gelija*, Moskau, Atomizdat (1969)
- (4) Department of High Temperature Engineering, Japan Atomic Energy Research Institute, "Biennial Report of Department of High Temperature Engineering", JAERI-M 84-190 (1984)
- (5) 丸山 創, 他：“燃料体スタック実証試験部(T<sub>1</sub>)多チャンネル試験結果。1 (中温模擬燃料棒を用いた均一出力分布試験)”, JAERI-M 85-067 (1985)
- (6) K. Maubach, INR-4/69-22 (1969)
- (7) F. Colebrook, J. Inst. Engr. 11, 133 (1938-39)
- (8) Division of Nuclear Fuel Research: "Effects of Nuetron Irradiation on Physical and Mechanical Properties of SMI-24 and IG-11 Graphite, - Report on JAERI/KFA Jülich Graphite Irradiation Experiment HFR GG 14 - ", JAERI-M 8068 (1979)
- (9) 今井 久, 他：“多目的高温ガス実験炉用黒鉛銘柄選定試験の物性及び腐蝕反応挙動に関する結果の詳細”, 私信 (1981)
- (10) 松尾氏私信
- (11) Thermophysical Properties of Matter, The TPRC Data Siries vol.8  
"Thermal radiative properties Nonmetallic Solid"
- (12) 菊地輝男, 他：“高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率および燃料コンパクト/黒鉛スリーブ間ギャップの熱伝達率”, JAERI-M 9287 (1981)
- (13) 燃料物性研究室, : 私信
- (14) 菊地輝男, 他：“キャプセル照射による高温ガス炉用燃料棒の伝熱特性の測定Ⅰ)”  
JAERI-M 82-134 (1982)
- (15) 菊地輝男, 他：“高温ガス炉用燃料コンパクトの熱膨張率”, JAERI-M 9052 (1980)
- (16) 小林武司, 他：“高温ガス炉用炉心伝熱流動解析コード「TEM DIM」の開発”, FAPIG  
No 88 P 12 (1978)
- (17) 藤井貞夫, 他, FAPIG No 104 P 16 (1983)

## 付録1 1次系放射エネルギー制限値設定について

実験炉施設は、「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」を参考にして、多目的高温ガス実験炉の特徴を踏まえて作成された「多目的高温ガス実験炉の安全設計上の要求」に十分適合するように設計される。「安全設計上の要求」の中の原子炉設計及び燃料設計の項目において炉心熱流動設計に係わる要求が示されている。この要求に適合するように具体的な熱流動設計の設計方針を次の通り定めている。

燃料は以下に述べるような温度範囲で使用する。

### (i) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時

被覆燃料粒子の破損を極力少なくするとともに、1次系の循環放射能の年間平均値及び沈着放射エネルギーの最大値がTable A 1.1の値を越えることのないように、健全及び破損被覆燃料粒子からの核分裂生成物の放出量を制限する。

### (ii) 事故時においては被覆燃料粒子破損を合理的に達成可能な限り、低いレベルに制限する。

ただし、年間平均値とは、いかなる1年をとっても平均値がこれを上まわらないものとする。

全身 $\gamma$ 線被曝量とKr-88の1次系内存在当量との関係をFig. A 1.1に、甲状腺被曝量とI-131の1次系内存在当量との関係をFig. A 1.2にそれぞれ示す。これらから、1次冷却系循環放射能の年間平均値として、Table A 1.1に示すような、希ガス(Kr-88, eq.) 500 Ci, ヨウ素(I-131, eq.) 5 Ciという制限値を定めている。制限値設定の考え方をTable A 1.2に、また、設定した値の安全余裕をTable A 1.3に示す。

中間熱交換器(IHX)における機器表面線量率とCs-137沈着総量との関係をFig. A 1.3に示す。炉心平均放出割合を $10^{-3}$ 程度とすれば、1次冷却系沈着放射エネルギーの制限値はTable A 1.1に示すようにCs-137で500 Ciとなる。

なお、これらの値は詳細設計(I)の結果に基づいて定めたものであり燃料設計や核熱設計のみならず、純化系や工学的安全施設などの変更により、変り得るものである。従って、全体的な実験炉設計の安全解析により環境被曝量や従業員被曝量などを評価・確認する必要がある。

また、実際の設計の途中では、炉心設計の効率化のために以下の指標を目安値として用いる。ただし、最終的には上述の設計基準が満たされることを確認する。

#### i) 被覆燃料粒子の破損割合

通常時及び運転時の異常な過渡変化時において、破損粒子の割合は全炉心の被覆燃料粒子の0.5%以下とする。

#### ii) 燃料最高温度

燃料最高温度は、通常時及び運転時の異常な過渡変化時において以下の温度をこえないこと。

##### ① 通常運転時

公称最高温度	1350 °C
システムティック最高温度	1550 °C

② 運転時の異常な過渡変化時

システムティック最高温度 1600 °C

Table A 1. 1 1次冷却系内の放射能制限値(暫定値)

① 1次冷却系循環放射能の年間平均値

核 種	放 射 能
希ガス (Kr-88, eq)	500Ci
ヨウ素 (I-131, eq)	5Ci

② 1次冷却系沈着放射能の最大値(20年間に亘る)

	核 種	放 射 能
1次系全体	Cs-137	500Ci

Table A 1.2 1次冷却系内の放射能制限値設定の考え方

項 目	基 準 類	制 限 値
公衆被曝線量	"線量目標値に関する指針について"	全身 $5\text{mrem}/\text{y} \times \frac{1}{5}$
		甲状腺 $15\text{mrem}/\text{y} \times \frac{1}{5}$
空間線量率	遮蔽設計基準	120mrem/h
機器表面線量率		

Table A 1.3 放射能設定値に対する安全余裕

	Kr-88	I-131
放射能制限値	10倍	300倍
漏洩率の仮定*	10倍	10倍

\* 1次系からの格納容器内への漏洩

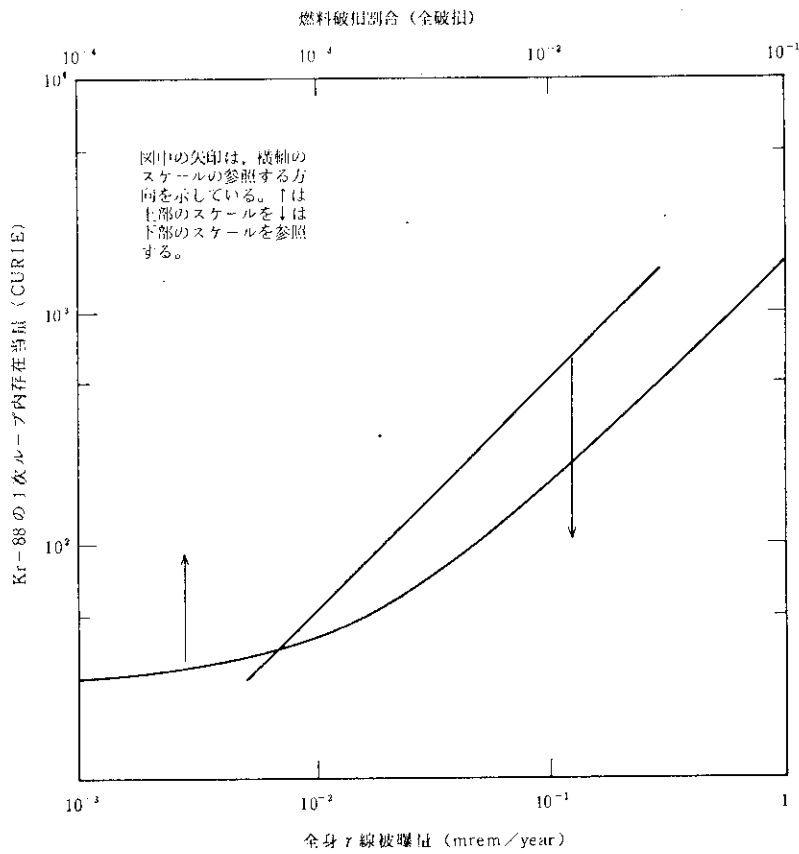


Fig. A1.1 Kr-88の1次系内存在当量と全身 $\gamma$ 線被曝量との関係

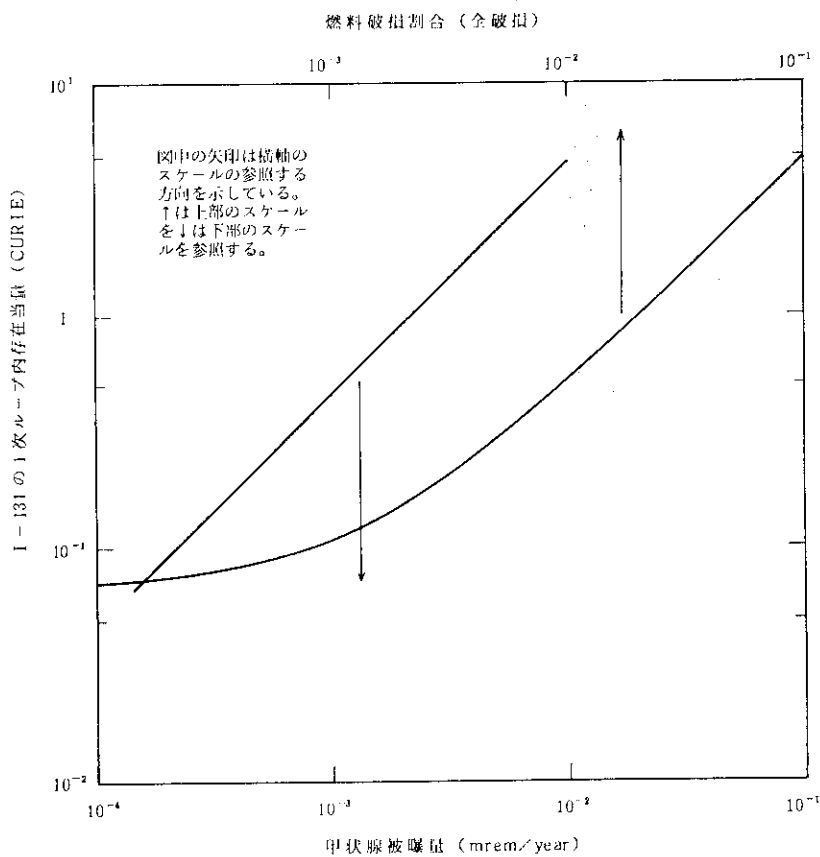


Fig. A1.2 I-131の1次系内存在当量と甲状腺被曝量との関係

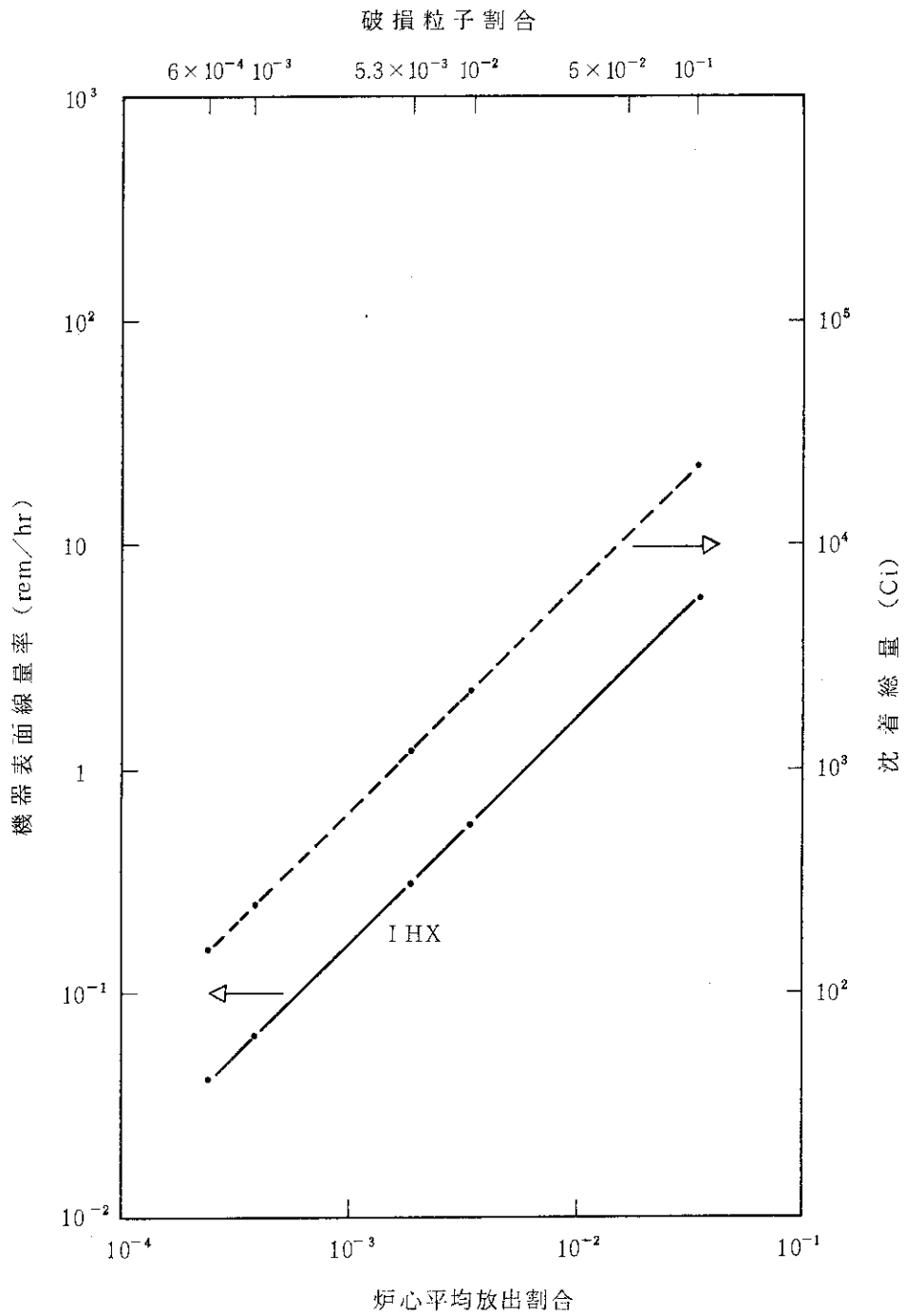


Fig. A1.3 Cs-137の炉心平均放出割合（または破損粒子割合）と機器表面線量率，Cs-137沈着総量との関係



## 付録2 ブロックの放熱効果について

冷却材による除熱は、燃料温度評価上、燃料棒表面における熱伝達しか考慮していない。しかし、実際には、カラム間ギャップを流れる冷却材によっても燃料ブロックは冷却される。その結果、燃料棒表面から冷却チャンネルの冷却材へ直接伝達される熱量は減少する。そのため、燃料棒表面温度ひいては燃料最高温度が低下する。このブロックの放熱効果を考慮した場合の燃料最高温度への影響を検討する。

### 1. 検討条件

対象炉心	詳細設計II炉心 燃焼初期炉心, 185日, 425日
放熱量計算	ブロックの等価熱伝導率を用いて流路網モデルで計算
各ブロック間の ふく射	最外周カラムでのみ考慮し、内側では考慮せず

計算対象とする1/6炉心のカラム番号とチャンネル番号とを、Fig. A 2.1に示す。

### 2. 検討結果

カラム当りの発熱量に対するカラム当りの放熱量の割合で定義される平均放熱率を、燃焼0日、185日、425日についてFig. A 2.2に示す。放熱率は、外周に位置するカラム(4, 5, 8, 9)ほど高くなり、内側カラムほど低くなる。内側カラム(1, 2, 3, 6, 7)では、2, 7カラムが高くなり、その外に位置する3, 6カラムが低くなる理由は、3, 6カラムの周囲の面に位置するチャンネルの出力ピーキング係数が非常に高く、3, 6カラムとほぼ等しいことから、3, 6カラムの放熱率が低くなったと説明される。

次に、カラムの放熱効果による燃料最高温度の低下を燃焼0日のカラム2及び3について、Fig. A 2.3に示す。カラム3は、炉心内の燃料最高温度の生じるカラムであり、カラム2はその可能性の高いカラムである。Fig. A 2.1にカラム内最高温度が生じるチャンネルを示す。以上の結果、第2カラムでは、チャンネル3のように約30℃低下するチャンネルもあれば約2℃しか低下しないチャンネル(チャンネル9)もある。第3カラムでは、約30℃低下(チャンネル8)するところと、逆に約27℃上昇するところ(チャンネル2)もある。ブロック平均でみると、カラム2の方がカラム3よりも放熱効果は大となっている。従って、平均的にみると、Fig. A 2.2に示すような平均放熱率の大きいほど、燃料最高温度の低下は大であると言える。そのとき、放熱率1%につき約6℃の低下となる。しかし、カラム内の最高温度のみに注目する場合には、第2カラムでは14℃、第3カラムで29℃の低下である。この理由は、カラム内の出力ピーキング係数、軸方向出力分布及び放熱分布が重乗された効果と考えられる。一般にカラム内の外側チャンネルの放熱効果が大きい。第2カラム及び第3カラムについて、最高温度チャンネルの軸方向温度分布をそれぞれFig. A 2.4及びFig. A 2.5に示す。第2カラムでは、軸方向出力分布が違うために、ブロックの放熱を考慮する場合と考慮しない場合で軸方向出力分布が違うために、ブロック7段目下端から5段目に燃料最高温度の生じる位置が移動する。一方、第3カラムでは変

わらない。一般に放熱量は下段ほど大きな値となっているので、結果的に、第2カラムよりも第3カラムの燃料最高温度の低下量が大きくなった。チャンネル毎に放熱効果がどうなるかを評価する場合には、カラム内の詳細な熱解析を実施し分布形などを考慮する必要がある。

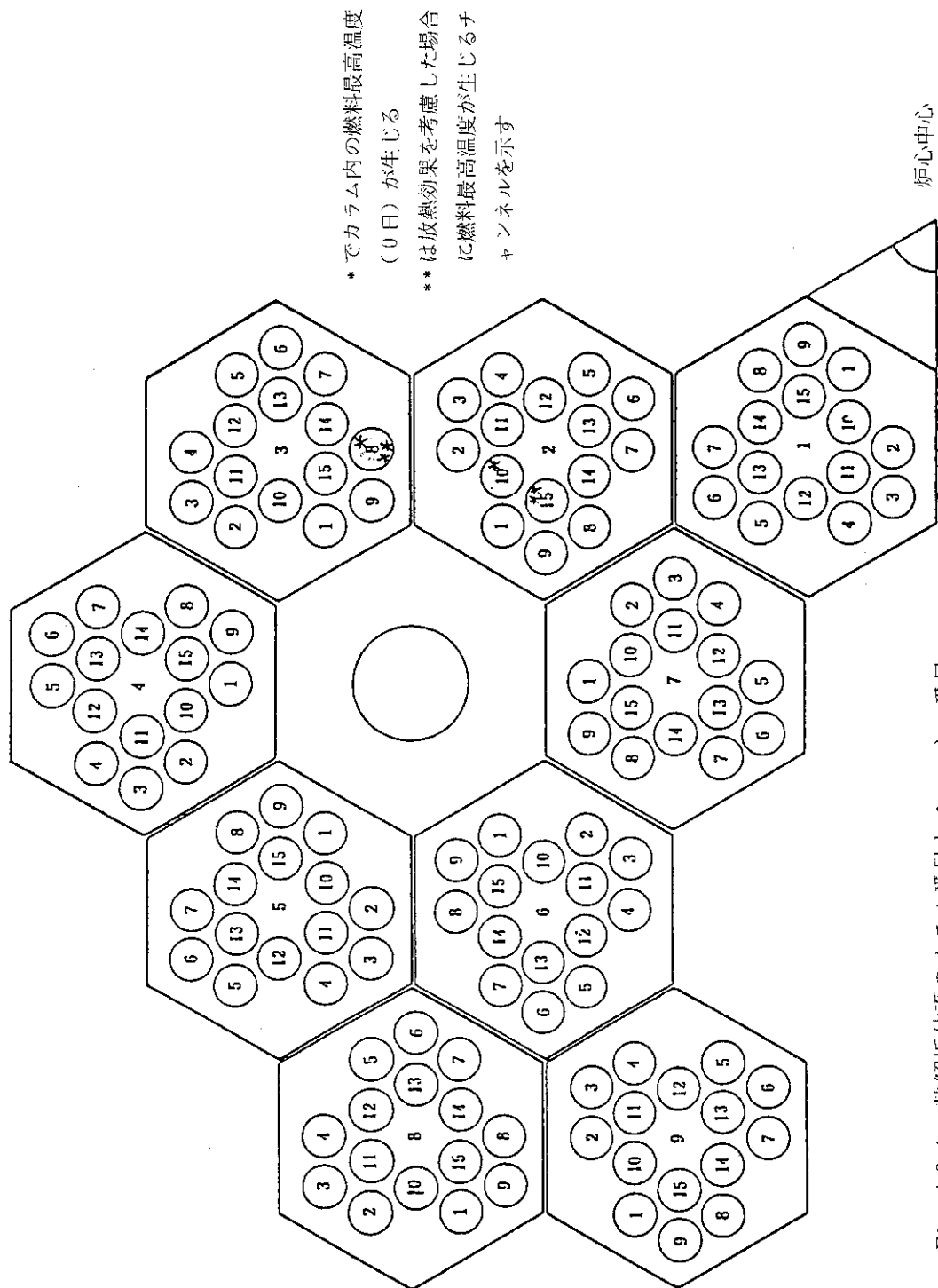


Fig. A 2.1 熱解析体系のカラム番号とチャンネル番号

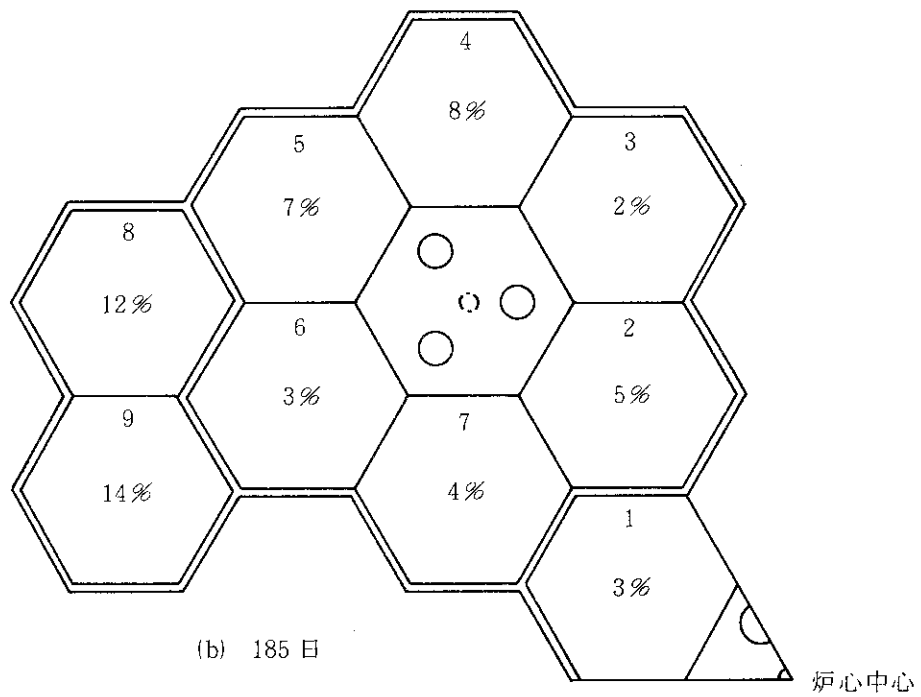
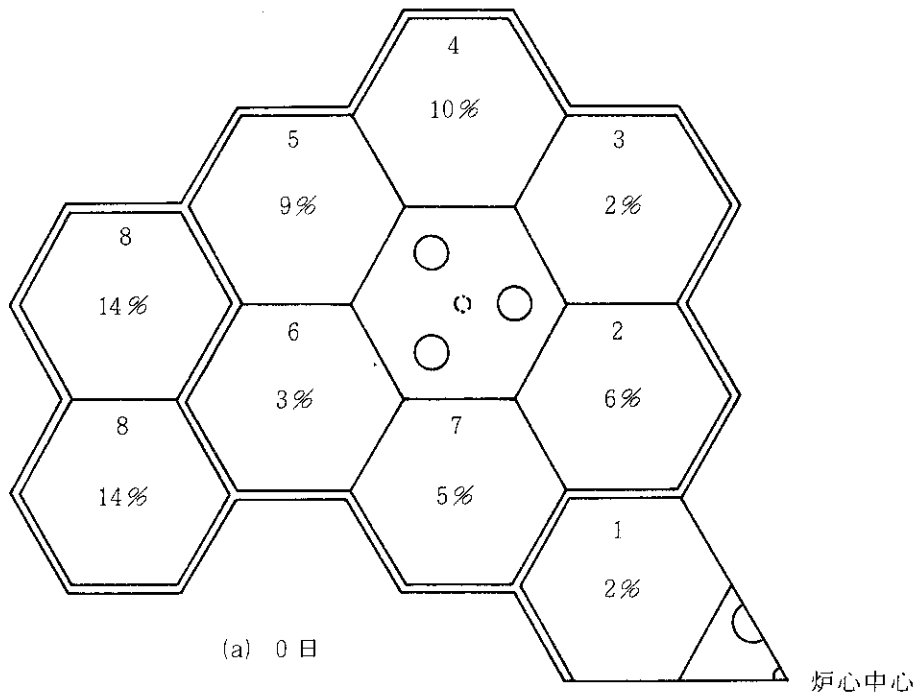


Fig. A.2.2 詳細設計(II)炉心各カラム平均放熱率  $\text{平均放熱率} = \frac{\text{カラム当りの放熱量}}{\text{カラム当り出力}} \times 100$

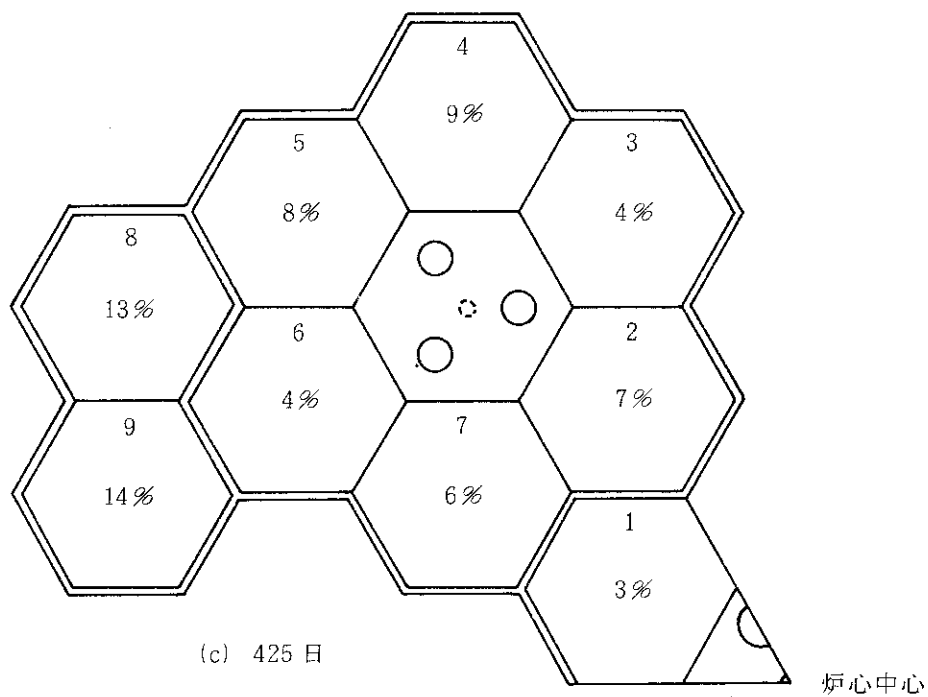


Fig. A2.2 つづき

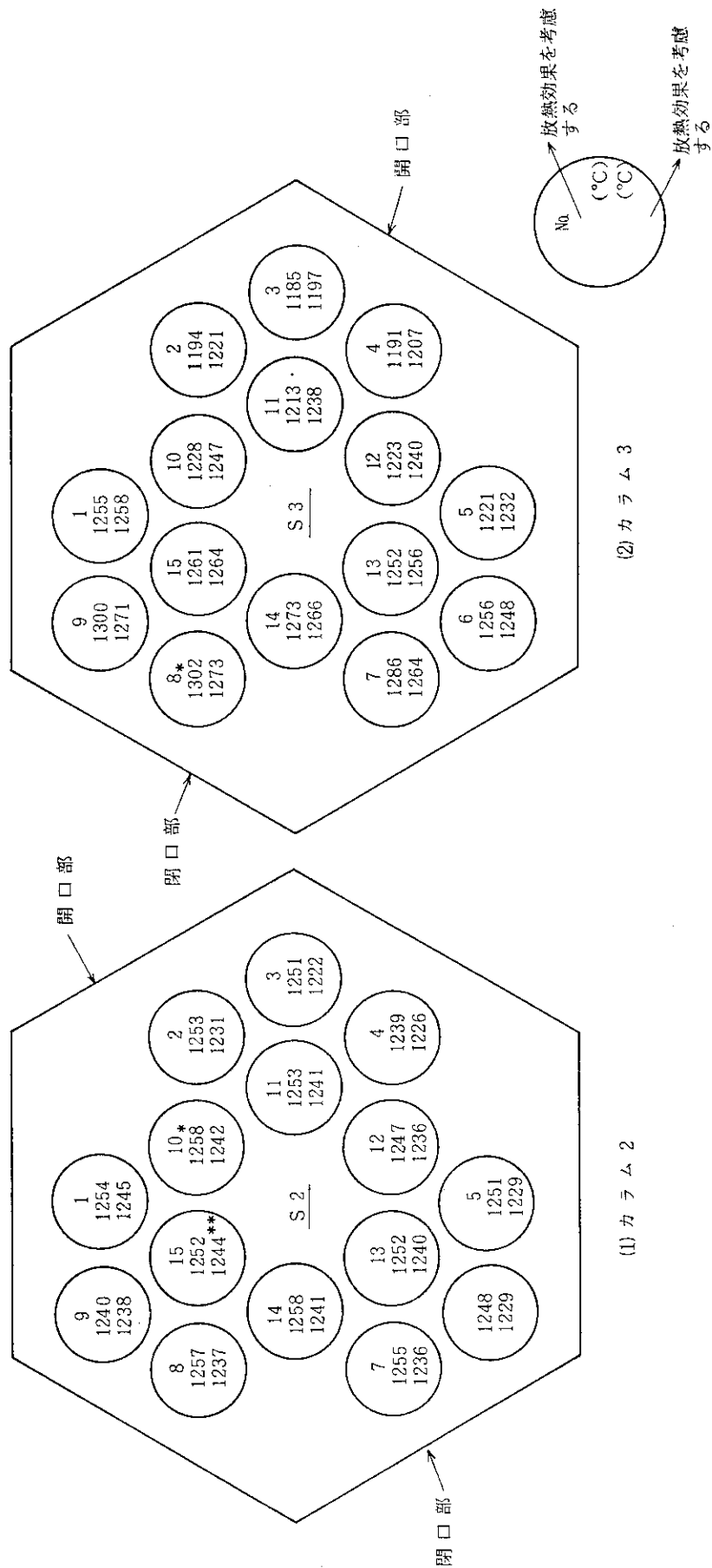


Fig. A.2.3 詳細熱解析の結果によるカラム内燃料チャンネル最高温度分布 (燃焼 0 H)

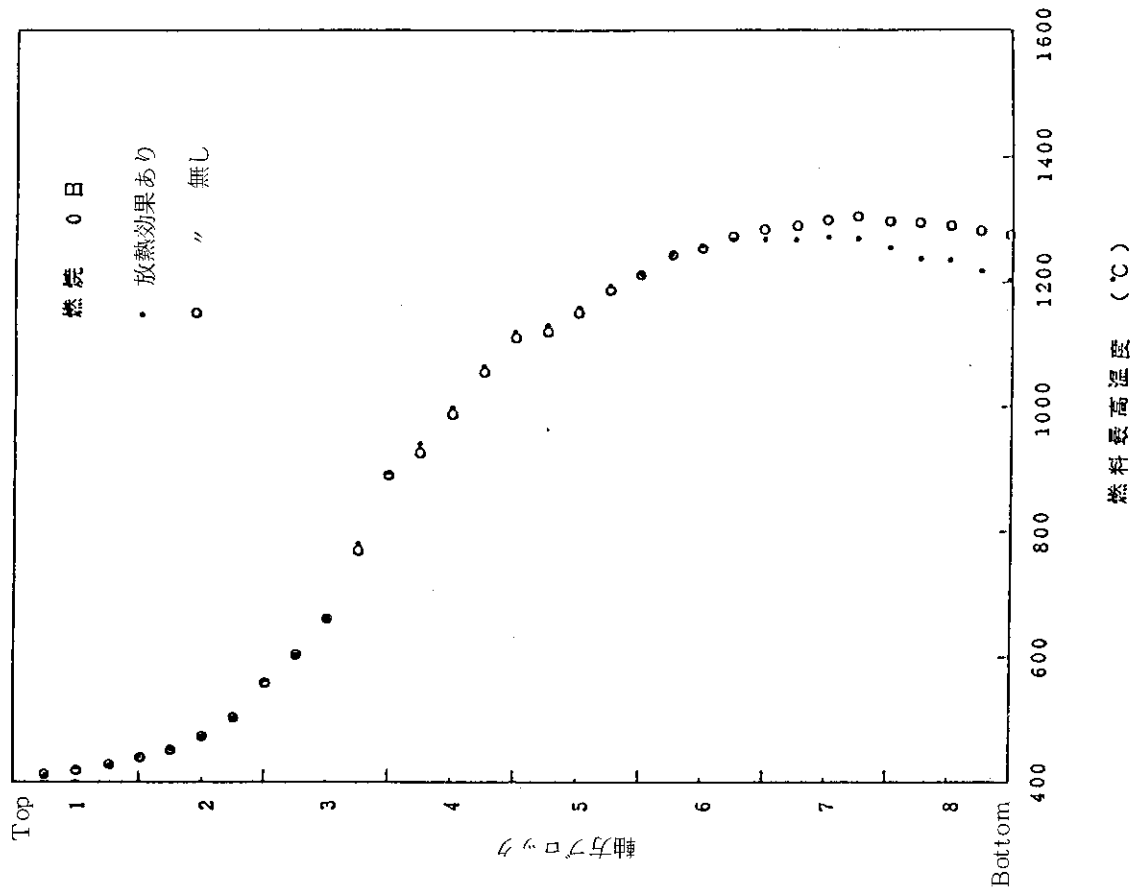


Fig. A 2.5 軸方向燃料温度分布 (コラム3, チャンネル8)

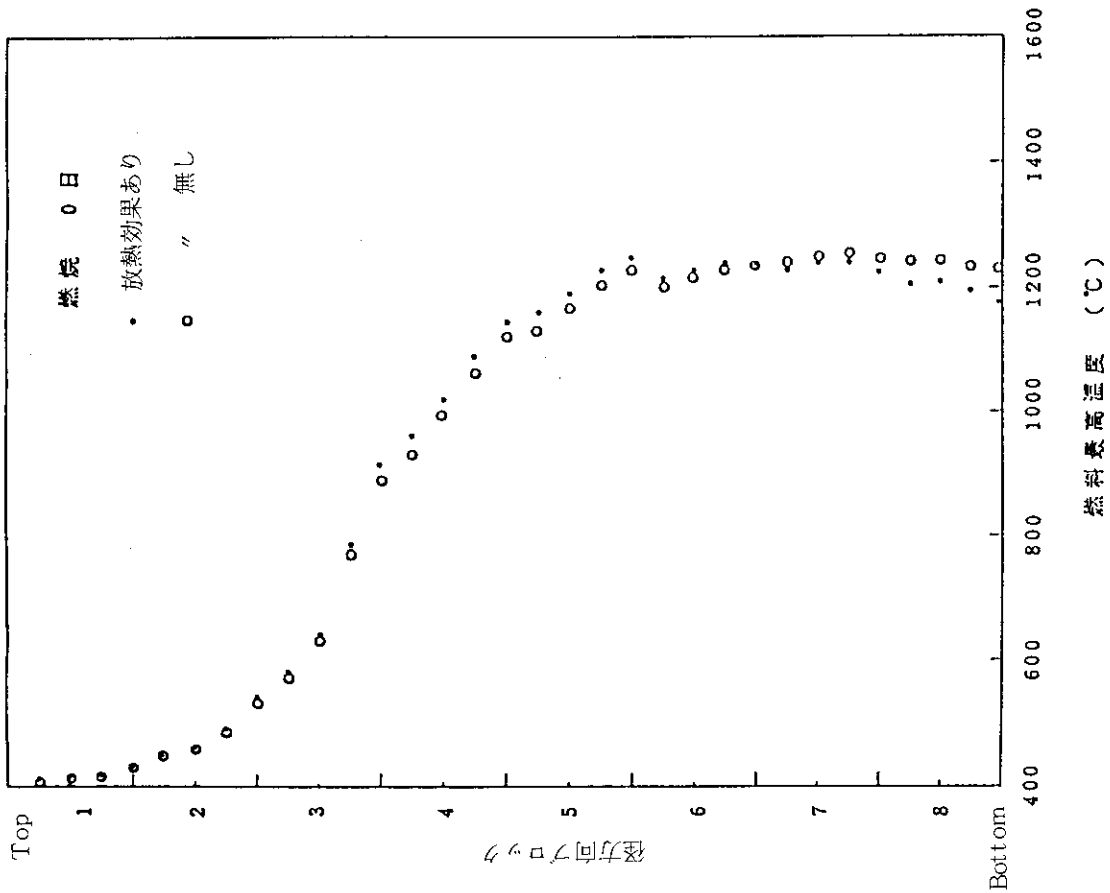


Fig. A 2.4 軸方向燃料温度分布 (コラム2, チャンネル1)

### 付録3 被覆粒子燃料の健全性評価

熱設計基準である1次系中の循環ならびに沈着放射エネルギーの制限値を詳細設計Ⅱ炉心が満足しているかを検討するために、被覆粒子燃料の破損率を評価する。破損のメカニズムは、内圧上昇による機械破損、燃料核の移動に基づく破損である。

#### 1. 機械的破損

被覆粒子燃料の機械的健全性評価を多層球殻1次元粘弾性モデルの被覆粒子応力解析コードLILACを用いて行った。

##### (1) 解析条件

照射温度は公称最高温度 1350 °C、システムティック最高温度 1550 °C及び運転中の異常な過渡変化時の最高温度 1600 °Cの3ケースについて行った。

また、照射条件は詳細設計Ⅱ炉心の炉心解析結果より下記のように定めた。

粒子1個当りの出力	0.053	0.043
(W/粒子)		
燃 焼 日 数	425	425
燃 焼 度	2.275	1.875
(%FIMA)		
高速中性子照射量	$6.156 \times 10^{20}$	$6.0 \times 10^{20}$
( $E \geq 0.18 \text{ MeV}$ )		
( $n/\text{cm}^2$ )		

##### (2) 破損の判断基準

高密度PyC層の許容応力を3000 kg/cm<sup>2</sup>、SiC層の許容応力を0 kg/cm<sup>2</sup>とする。

##### (3) 解析結果

照射温度が1350 °C、1550 °C及び1600 °Cの各場合について解析結果をTable A 3.1及びFig. A 3.1からFig. A 3.3に示す。

被覆粒子に生ずる各被覆層の応力はいずれの場合も、全運転期間を通じてTable A 3.2の設計基準(PyC層は3000 kg/cm<sup>2</sup>以下、SiC層は0 kg/cm<sup>2</sup>を超えない。)を満足している。

#### 2. 燃料核移動による破損

##### (1) 計算条件

(i) 440日燃焼とし、温度は炉心全チャンネルを積算する。温度分布は、同一分布が440日間続くものとする。

(ii) システムティック因子は、運転余裕・出力分布誤差を除いて評価した。

(iii) 核移動による破損は、①60 μm、1σ=7.65 μm(正規分布)又は、②45 μm(分布考慮せず)の2種類の移動距離で生起するものとして評価した。移動は次式に従うものとする。

$$KMR (\mu\text{m/s}) = 200 \exp(-14800/T) T^{-2} (dT/dr)$$

(iv) ランダム温度評価には、本文Table 5.7.4の値を用いた。



## (2) 計算結果

詳細設計(II)炉心の破損率について、Table A 4.2 にまとめて示した。燃焼による変化の例として代表的な3種の温度分布による燃料温度スペクトル、KML核移動距離スペクトルを、Fig. A 3.4 から Fig. A 3.9 に示す。これらのシステムティック温度による評価に加えて、Fig. A 3.8 から Fig. A 3.9 にランダム温度を用いた評価結果も併せて示した。

これらから、以下の指摘が得られる。

- (i) 最大KMLは440日で $29\ \mu\text{m}$ 以下であり、 $60 \pm 7.65\ \mu\text{m}$ 及び $45\ \mu\text{m}$ の破損限界に比べて十分小さいために破損は生じない。
- (ii) ランダム温度による評価の場合もほぼ同様の結果を示している。

Table A 3.1 被覆層応力解析結果

照射 温度	評価 時期	応力	IPyC 層		SiC 層		OPyC 層	
			内 面	外 面	内 面	外 面	内 面	外 面
1350 °C	B O L	$\sigma_t$	89	123	-397	-370	115	154
		$\sigma_r$	0	16	16	-31	-31	0
	M O L	$\sigma_t$	1595	1539	-3783	-3553	1105	1059
		$\sigma_r$	-	170	170	-239	-239	0
	E O L	$\sigma_t$	1414	1376	-3123	-2935	996	968
		$\sigma_r$	-70	146	146	-224	-224	0
1550 °C	B O L	$\sigma_t$	102	141	-456	-425	132	176
		$\sigma_r$	0	18	18	-35	-35	0
	M O L	$\sigma_t$	1594	1537	-3762	-3534	1106	1060
		$\sigma_r$	-	201	201	-247	-247	0
	E O L	$\sigma_t$	1408	1369	-3058	-2875	997	969
		$\sigma_r$	-79	138	138	-224	-224	0
1600 °C	B O L	$\sigma_t$	105	146	-470	-439	136	182
		$\sigma_r$	0	19	19	-37	-37	0
	M O L	$\sigma_t$	1593	1537	-3756	-3529	1107	1061
		$\sigma_r$	-	203	203	-247	-247	0
	E O L	$\sigma_t$	1406	1367	-3042	-2860	998	969
		$\sigma_r$	-79	140	140	-226	-226	0

(注) MOL は運転時最大応力を示す。

EOL は高速中性子  $\phi = 6.0 (E \geq 0.18 \text{ Mev} : \times 10^{20} \text{ n/cm}^2)$

Table A 3.2 破 損 率

項 目	ケース		
	1	2	3
使用した温度分布	0日	305日	425日
核移動による破損率	0.0	0.0	0.0

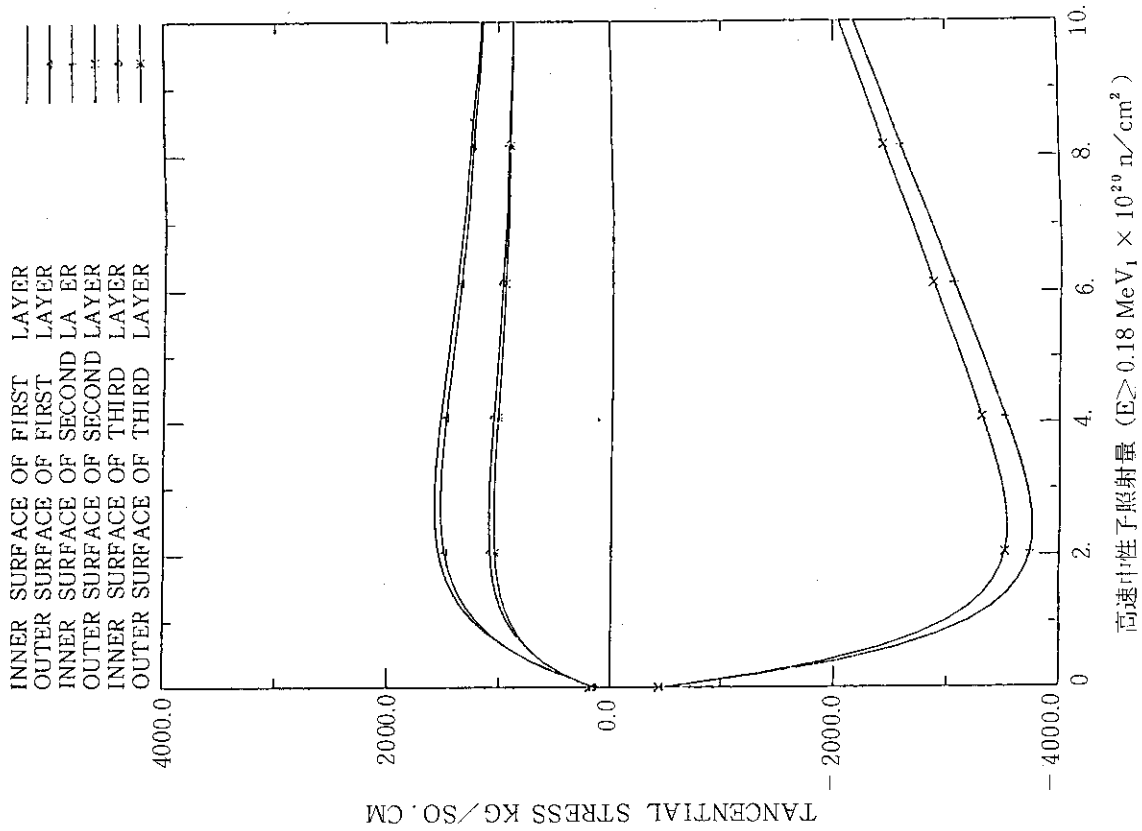


Fig. A 3.2 被覆粒子各層の周方向応力照射特性  
(照射温度 1550 °C)

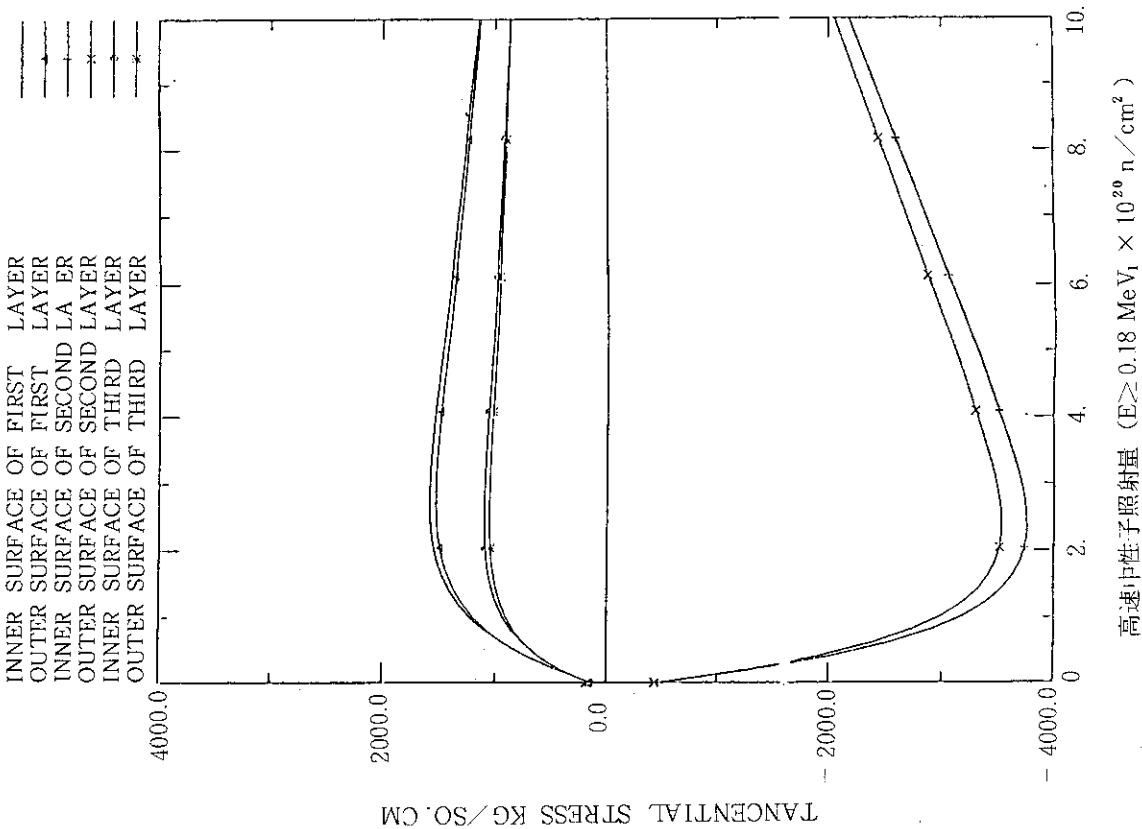


Fig. A 3.1 被覆粒子各層の周方向応力照射特性  
(照射温度 1350 °C)

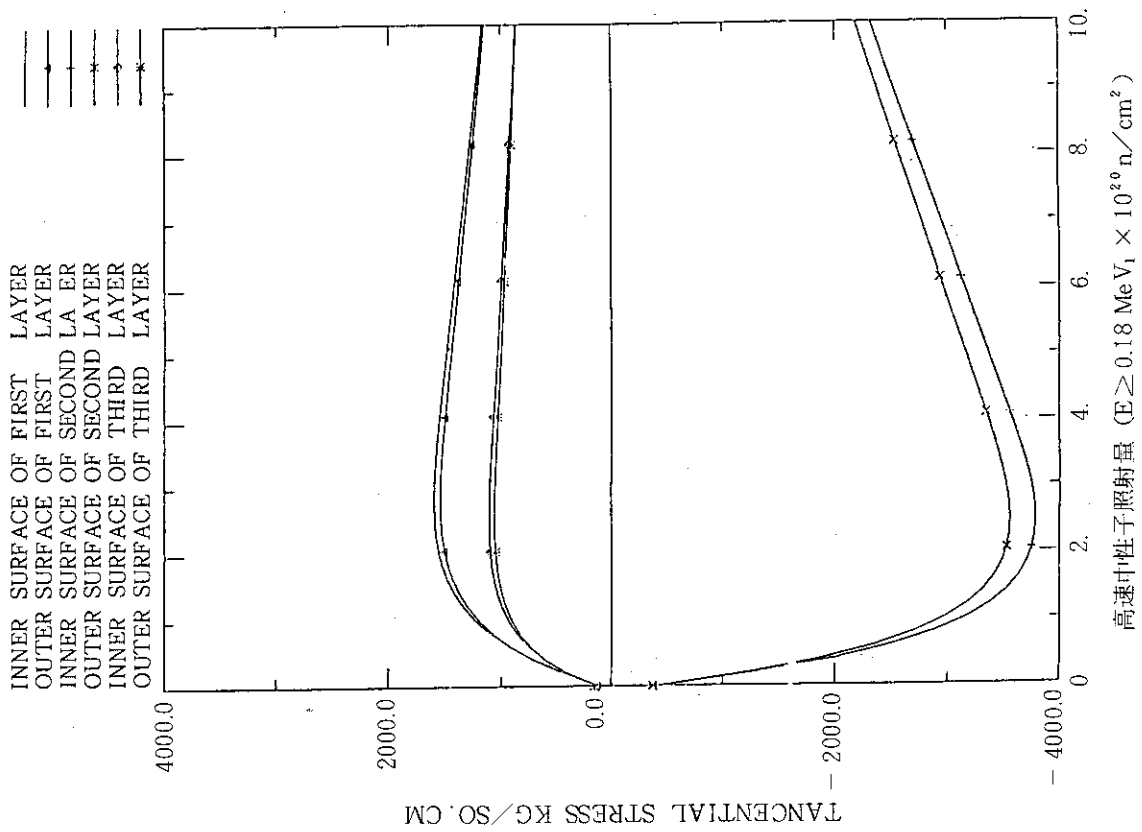


Fig. A 3.3 被覆粒子各層の周方向応力照射特性  
 (照射温度 1600 °C)

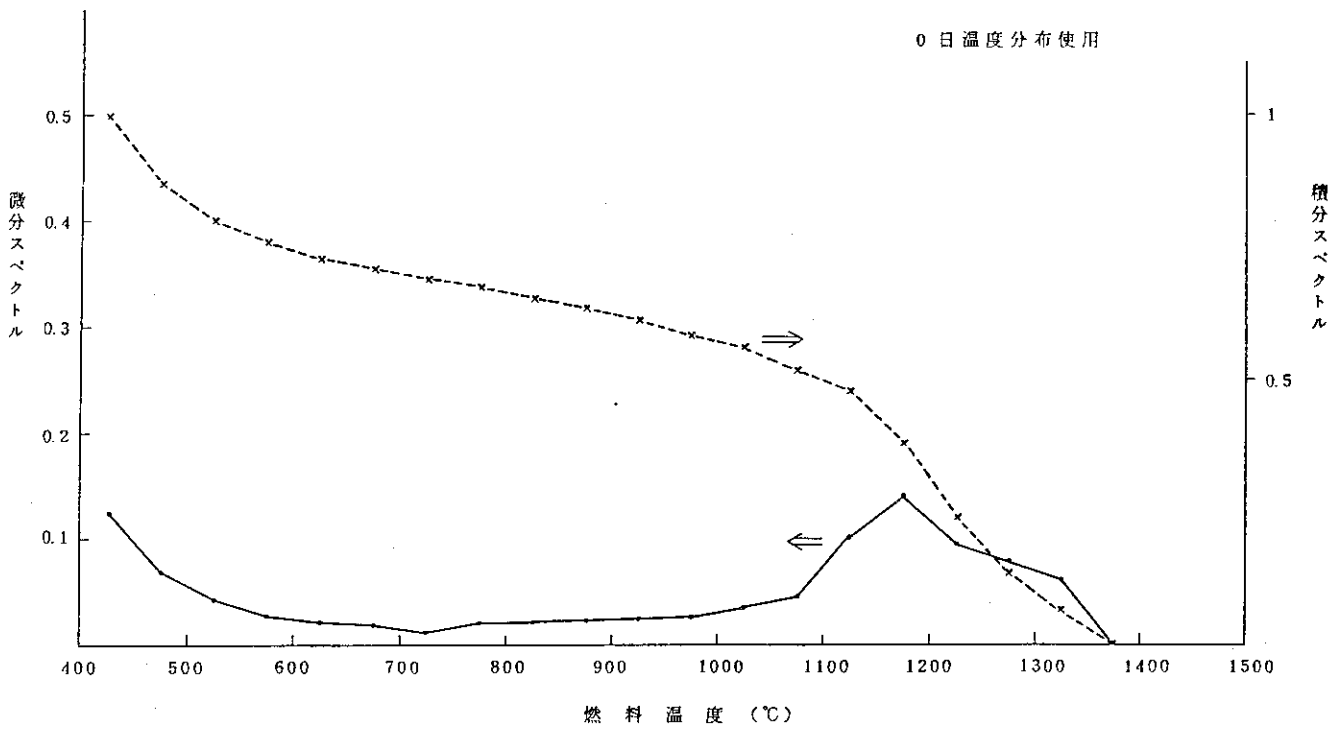


Fig. A 3.4 燃料温度スペクトル (ケース1)

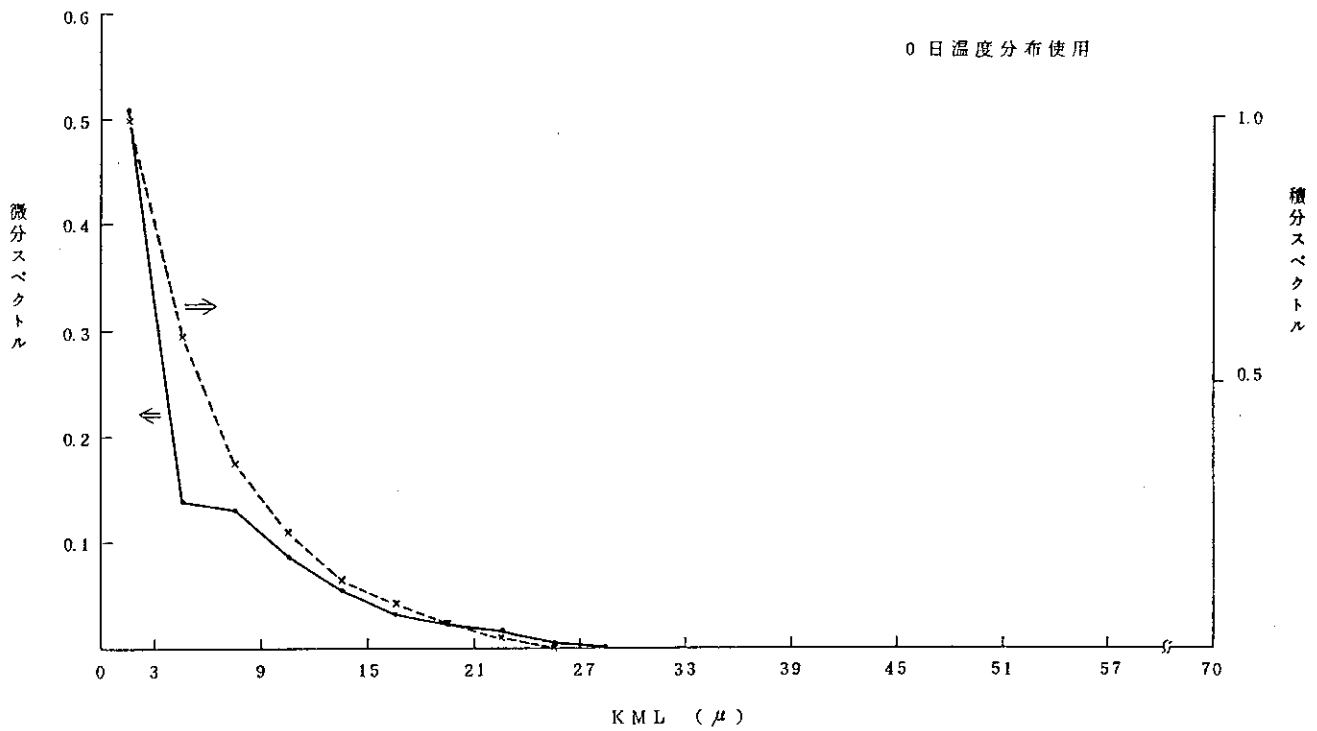


Fig. A 3.5 核移動距離スペクトル (ケース1)

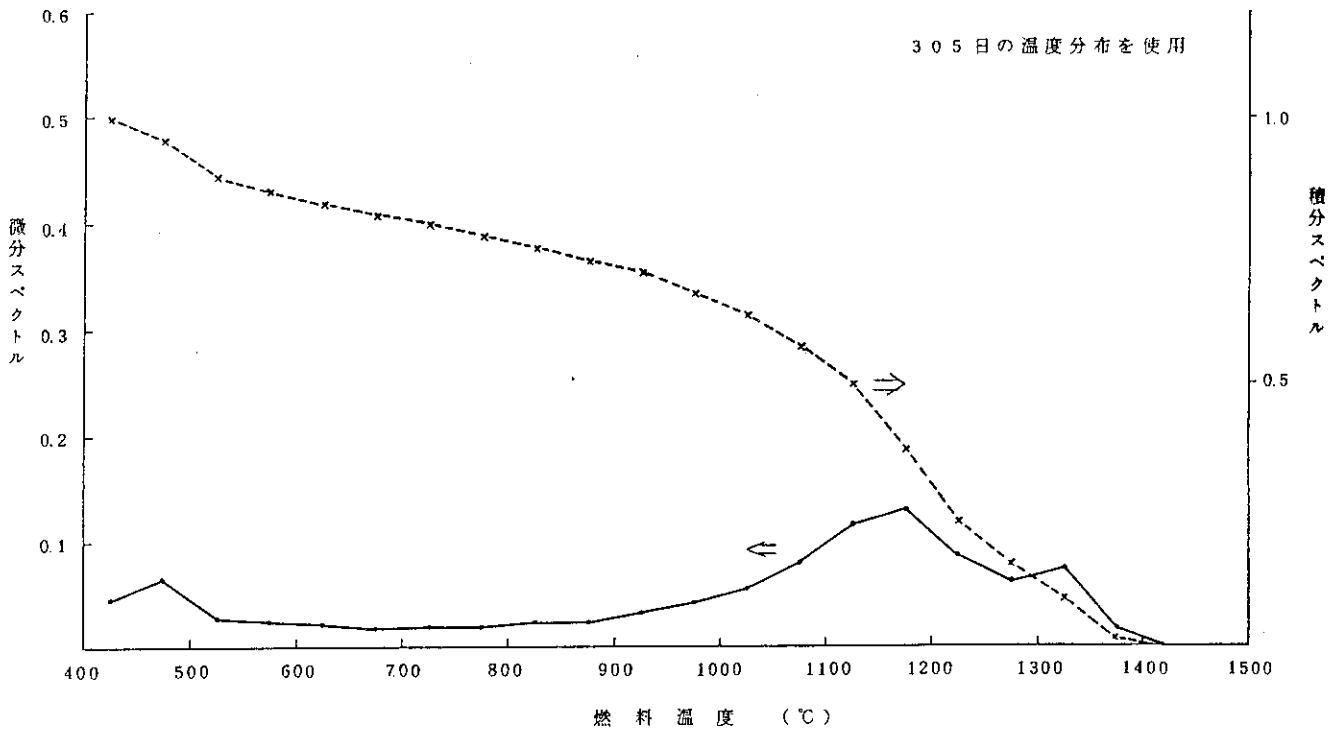


Fig. A 3.6 燃料温度スペクトル (ケース2)

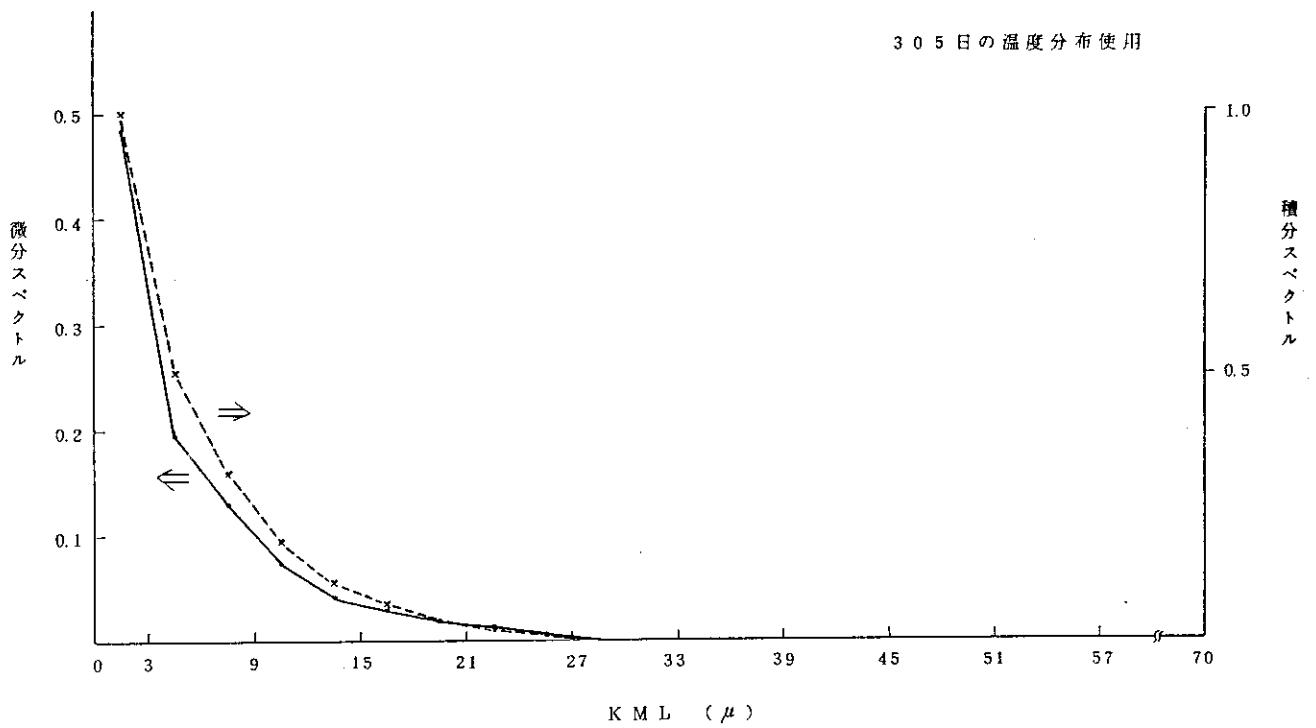


Fig. A 3.7 核移動距離スペクトル (ケース2)

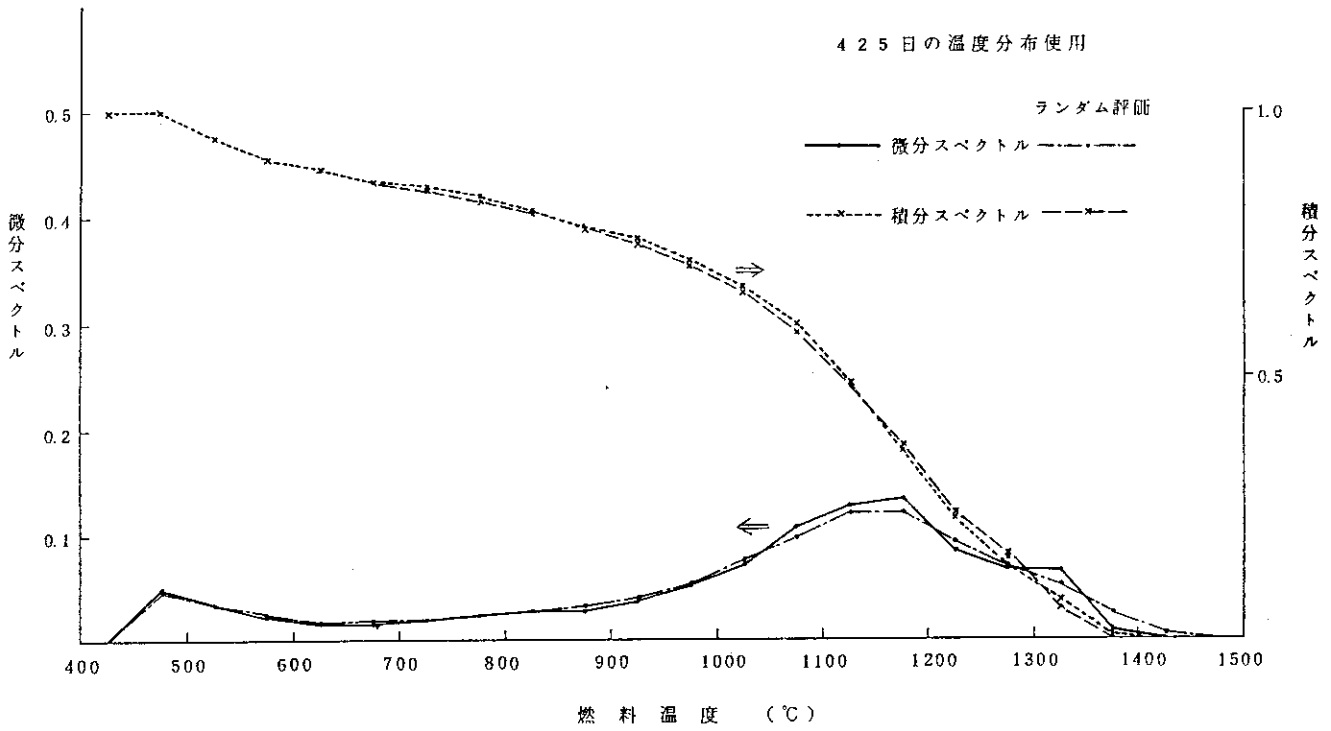


Fig. A 3.8 燃料温度スペクトル (ケース 3)

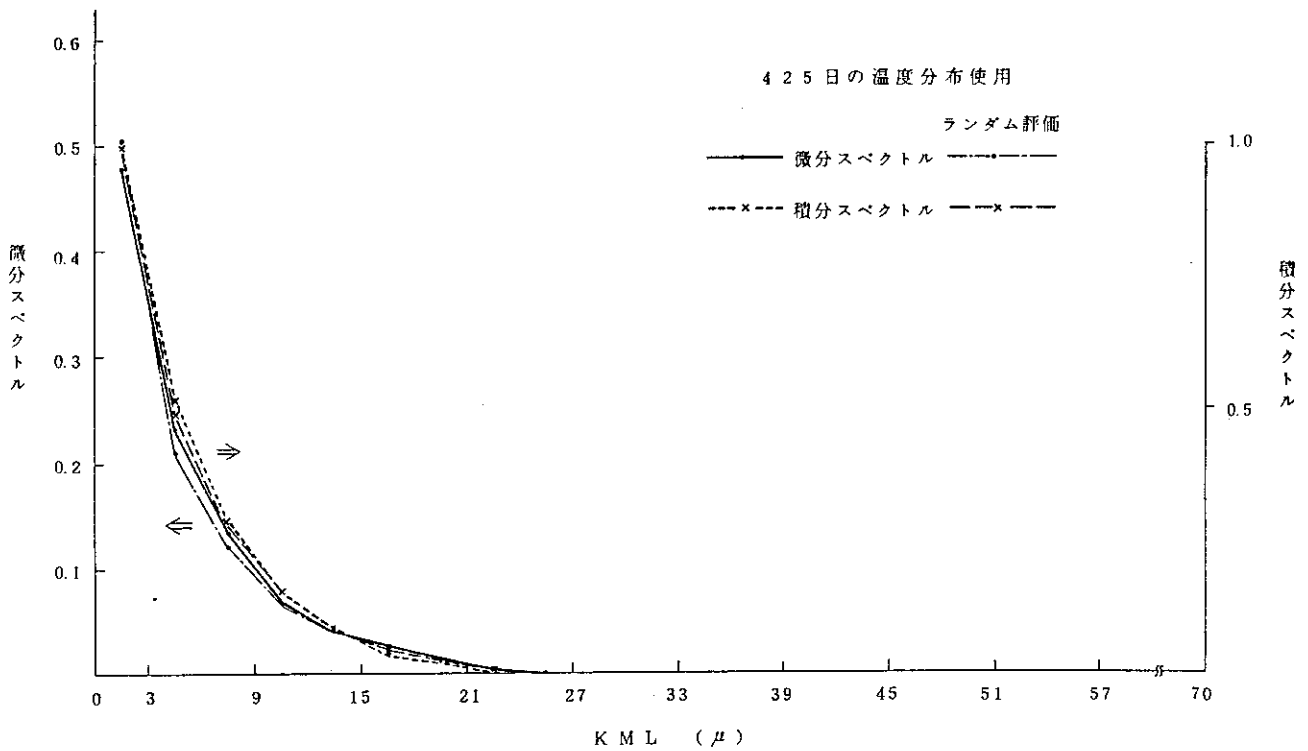


Fig. A 3.9 核移動距離スペクトル (ケース 3)