

JAERI-M

6 3 2 6

多目的高温ガス実験炉Mk-III炉心設計
におけるアメーバ効果の検討

1975年11月

荒井長利・谷雄太郎

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

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 Mk-III 炉心設計における アメーバ効果の検討

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部多目的炉設計研究室

荒井長利・谷雄太郎*

(1975年11月12日受理)

高温ガス炉用被覆燃料粒子の使用限界を規定する一要因として、燃料核の特定方向への移動によって被覆層厚さが減少するというアメーバ効果がある。本報告書は、多目的高温ガス実験炉 Mk-III 炉心設計におけるアメーバ効果の検討評価について述べたものである。

先ず、海外の照射実験データを基盤として、酸化物燃料のアメーバ効果に対する設計法を検討した。これに基づいて、Mk-III 炉心設計での燃料の幾つかの熱的使用状態におけるアメーバ効果を定量的に評価した。この結果、実験炉の公称熱的状态での最大核移動量は約 25 μ であり、被覆粒子の FP 保持機能は確保され得るものと予測した。なお、アメーバ効果に対して、より信頼度の高い設計とするための今後の課題についても触れた。

* 外来研究員，石川島播磨重工業(株)原子力開発室

A Study on the Amoeba Effect of the Fuel for Reference
Core Design (Mark-III) of the Experimental Multi-Purpose
High-Temperature Gas-Cooled Reactor

Taketoshi ARAI and Yutaro TANI*

Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received November 12, 1975)

One of the performance limitations of the coated fuel particles for high temperature reactors is reduction of the coating-layer thicknesses due to an unidirectional migration of the fuel kernel, the so-called "amoeba effect".

Design principles for the amoeba effect of UO_2 fuel and its analysis method were studied on the basis of results of the irradiation experiments of UO_2 fuels in foreign countries.

According to the design principles, quantitative evaluation was made for the amoeba effect under some thermal conditions specified in Reference Core Design Mark-III of the Experimental High-Temperature Gas-Cooled Reactor planned in JAERI. Calculation showed that the maximum kernel migration distance under the nominal thermal conditions at the end of fuel life is about 25 μm and that the fission product retention capability of the coated fuel particle might not be affected by the amoeba effect.

Finally, future studies necessary for more reliable fuel design for the amoeba effect were indicated.

* Visiting Researcher, Nuclear Power Development Office, I.H.I. Co., Ltd.

目 次

1. はじめに	1
2. UO_2 燃料核のアメーバ効果	6
2.1 酸化物核のアメーバ効果の機構	6
2.2 燃料核移動係数 (Kernel Migration Coefficient) の定義	7
2.3 実験データ	8
2.3.1 燃料核移動係数 (KMC) の実験データ	8
2.3.2 DRAGON プロジェクトの実験データ	9
2.3.3 実験データの検討	10
3. MK-III 炉心設計におけるアメーバ効果評価	16
3.1 MK-III 炉心の主要特性	16
3.2 アメーバ効果設計基準の検討	17
3.2.1 外国での設計例	17
3.2.2 温度、温度勾配およびアメーバ効果評価式の検討	18
3.3 MK-III 炉心の対アメーバ効果設計基準	21
3.3.1 核移動距離制限法	21
3.3.2 SiC 層破損制限法	22
3.3.3 規則的変動因子の設計への適用法	22
3.4 アメーバ効果解析法	23
3.4.1 チャンネルスペクトル計算法	23
3.4.2 全炉心評価法	25
3.5 アメーバ効果計算結果	25
3.5.1 核移動計算結果	26
3.5.2 限界温度勾配比計算結果	29
3.5.3 規則的変動因子による計算結果	30
3.6 ま と め	31
4. 結論および今後の課題	54
謝 辞	55
参考文献	56
Appendix - A MK-III 炉心出力ピーキング係数	57
Appendix - B 燃料温度	65
Appendix - C 核移動距離と出力ピーキング係数の関係	70

1. はじめに

日本原子力研究所は、昭和44年後期より、公称熱出力50MW（ヘリウム冷却、黒鉛減速）、原子炉出口における冷却材の平均温度1000℃の達成を目標とする多目的高温ガス実験炉の研究開発を進めてきている。本実験炉には、他の高温ガス炉と同様に、高温における核分裂生成物の第1次障壁となる被覆燃料粒子を用いており、その健全性を確保または粒子破損率を評価することは、炉心設計上、重要課題の1つである。

被覆燃料粒子健全性評価については、先にJAERI-memo 5701「被覆燃料粒子の健全性に関する検討」¹⁾で報告を行っているように、4つの破損機構が考えられるが、ここではその破損原因の1つであるアメーバ効果（燃料核移動）を取り上げ、原研で昭和50年2月より行われた「多目的高温ガス実験炉第1次概念設計」における参考設計MK-III炉心を対象とし、その評価、検討を行った。

この被覆燃料粒子特有の現象であるアメーバ効果については、近年さかんに各国で研究されてきており、これまでG.A.、O.R.N.L.およびDRAGONプロジェクトなどを中心に、実験結果および設計への適用に関する数多くの論文^{2),3),4)}が発表されている。また、原研でも燃料照射研究室を中心に、現在研究中である。これらの実験研究は、燃料核としては炭化物または酸化物、被覆型式としてはBISO被覆またはTRISO被覆のものを中心として、照射および炉外加熱実験を行っており、Table 1.1.1と1.1.2およびFig. 1.1.1にその代表的な結果を一部示した。

これらの実験データから、その結果を要約すると以下ようになる。

1. 燃料核の影響

a) 炭化物燃料核 (UC_2 , ThC_2 , $(Th, U)C_2$) の比較では、炉外加熱実験においては UC_2 粒子がアメーバ効果に対して最も優れた健全性を示したが、一部の照射実験では UC_2 粒子の方が ThC_2 粒子よりアメーバ破損が著しくなっているものもみられる。

b) 酸化物燃料核 (UO_2 , ThO_2) の比較では、炉外加熱および照射実験とも、 ThO_2 の方がアメーバ効果に対する健全性は優れているという結果が得られている。

c) UO_2 粒子と UC_2 粒子の比較において、炉外加熱実験のG.A.で行われているHTGR Baseプログラムでは明確な差が出ていないが、原研の実験では UO_2 粒子の方が著しい健全性を示すことが報告されている。しかし、最近のG.A.、O.R.N.L.の実験結果では UC_2 粒子の方が、むしろ UO_2 粒子より健全性を有すと報告されており、さらに詳細な確認実験が必要である。

2. 被覆層の影響

a) 被覆層型式の影響としては、原研の炉外加熱実験の結果より、TRISO-II型（四重被覆粒子）の方がTRISO型（三重被覆）より、アメーバ効果に対して優れた健全性を持つことが示された。また、 UO_2 粒子に関しては、BISO型（二重被覆粒子）の方がTRISO型よりアメーバ効果に対して高い健全性を持つことも示されている。

b) 照射実験での比較では、BISO型の粒子の方が、TRISO型粒子より優れた対アメーバ効果の健全性を示しており、SiC層破損までは至らないアメーバ効果におさえられている。

c) しかし、G.A.における実験結果から推察すると炭化物核と酸化物核では、被覆層の影響は異なるのではないかと考えられるが、今のところ明確な結果は得られていない。

3. 燃料核の移動方向

a) 炭化物核の場合には、照射実験および炉外加熱実験とも高温側に移動しており、Gulden のモデルからカーボン拡散は温度勾配方向の熱拡散によるものであることが明らかになっている。

b) 酸化物核の場合は、数多くの実験において、その移動方向は必ずしも一致はしていない。G.A. の照射実験、KFA の炉外加熱実験では高温側へ移動すると報告されているが、DRAGON プロジェクトの初期の照射実験では低温側への移動が認められると報告されたが、その後のレポートでは、高温側への核移動とされている。また原研での炉外加熱実験では、低温側への核移動後、高温側のSiC層の破損が始まるという結果が一部得られてはいるが、酸化物核のアメーバ機構はまだ明確な説明がなされていないのが、現状である。

4. 照射の影響

a) 炉外加熱実験では、有意な核移動が観察されなかったものでも、照射実験ではアメーバ破損を生じているものがあるが、現段階ではその影響を明確にするほど、十分なデータはそろっていない。

このような実験データをもとに、G.A. では大型H.T.G.R. の設計において、かなり詳細なアメーバ破損評価を行っており、近年、その解析結果が報告されている^{5),11)}。また、原研においても、多目的高温ガス実験炉基本概念設計を対象として、DRAGON プロジェクトで発表されたアメーバ破損線図により、簡単な検討を行っているが、 UO_2 燃料核に対する実験データの不足により、これまで設計におけるアメーバ効果の詳細な検討は行われてこなかった。

ところが、過去1~2年の間に UO_2 燃料核のアメーバ効果に関する実験的知見が、諸外国の照射実験によって相当豊富になって来ている。これらについての詳細は、第2章において述べられているが設計への適用可能性をもっているものとして、DRAGON プロジェクト、G.A. およびO.R.N.L. の実験データが挙げられる。

このような最近の燃料開発研究の結果によると、多目的高温ガス炉燃料についても、アメーバ効果に対する検討の必要性が示唆されてきた。このようなことから、多目的高温ガス実験炉MK-III 炉心設計において、アメーバ効果を燃料健全性確保上の重要検討項目として加えることになった。

本報告書は、この多目的高温ガス実験炉MK-III 炉心設計において、アメーバ効果の解析、検討を行ったものをまとめたものであり、また、今後の燃料設計および多目的炉の炉心設計への課題を明らかにした。

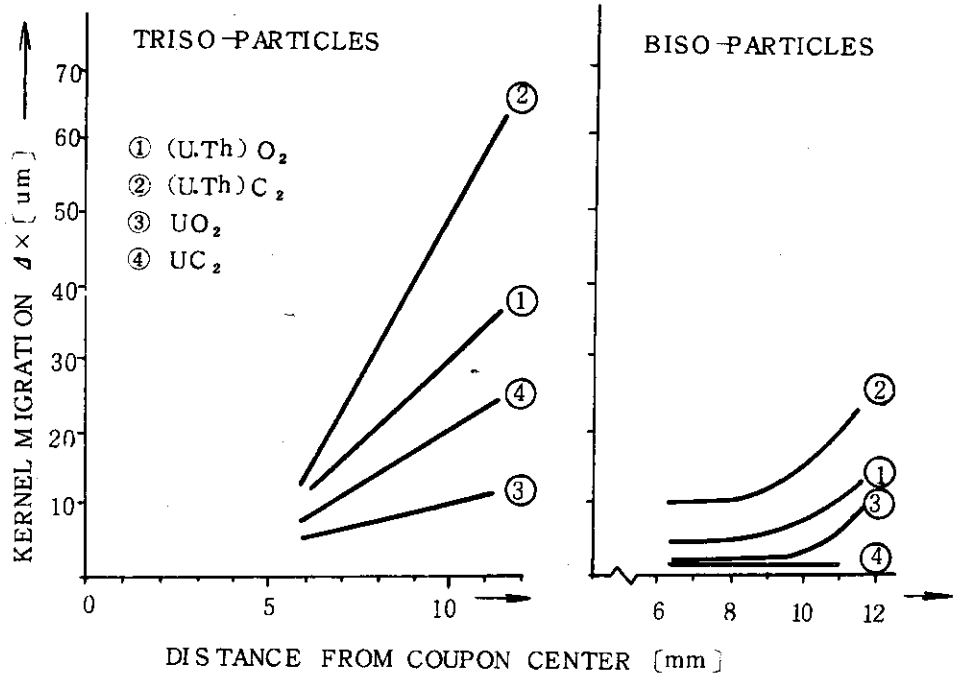


Fig. 1.1.1 In-pile Kernel migration in BISO and TRISO coated particles. (IAEA-SM-190/36)

Table 1.1.1. Summary of the amoeba effects in irradiation experiments.

	燃料核		被覆の型	実験条件		実験結果	参考文献
	組成	径(μ)		温度範囲(°C)	%FIMA		
ORNL	UO ₂	270	BISO	1650	5.1	約1%が被覆層に小さな穴, 25%がPyC層まで核移動 900°C, 11%FIMAと1400°C 9.5%FIMAでは核移動なし	P. E. Reagan, et al : ivid vol. 8 417 (1970)
	UO ₂	195~240	TRISO	1250~1700	4.0	約80%の被覆層に著しい変質 1250°C, 4.6%FIMAでは核移動認められず。	
	UC ₂	235	TRISO	1350~1700	18.0	温度勾配の大きい所で著しい核移動が高温側に起っている。	P. E. Reagan, et al : ORNL-TM-3361(1971)
	UO ₂	195	TRISO	1230~1430	22.6	大部分は健全, 幾つかの粒子で外側PyC層の破壊, スウェ リングおよび小さな核移動が認められた。	
	ThO ₂	400, 500	BISO	1460	15	燃料棒を照射したもので, 線出力5.8 kW/ft, 照射日数257 日で少量の核移動が認められた。	
GA	(Th,U)C ₂	175~275	TRISO	1080 (平均)	16	F. S. V. 炉用燃料照射, SiC層の破損までは至らない核移動 が認められた。	PSC R & D Program GA-10560 (1971)
	ThC ₂	450~590	TRISO	1250		11本の燃料棒のうち1本が核移動による被覆層破損が観察 そのうち24%がSiC層まで破損	
	(Th,U)C ₂	200	TRISO	1575	26	大型HTGR用スクリーニング照射実験	HTGR Base Program GA-10501 (1971) P 13Lの実験
	ThC ₂	530	TRISO	1225	6	全体的にはUC ₂ -TRISO-II型粒子が最も良い性能を示し た。この実験ではUO ₂ , UC ₂ とも同程度のアメーバが観測 された。	
	UC ₂	106	TRISO	1200~1375	73~74		
UO ₂	124	TRISO	1275	74			

Table 1.1.2. Summary of the amoeba effects in thermal gradient heating experiments.

	燃料核		被覆の型	実験条件		実験結果	参考文献
	組成	径(μ)		温度範囲(°C)	温度勾配		
GA (PSC-R&D プログラム)	(Th,U)C ₂		TRISO	1375~1425	30°C/mm	10000時間加熱, 最高 25μの核移動, 全体の50~70%の 粒子に核移動, 被覆層が破損しているものはない。 高温, 高温度勾配ほど核移動速度が大い。 燃料核中のFeの濃度が240ppm程度になると核移動大 1500°C, 同温度勾配での核移動の大きさは ThC ₂ > (Th,U)C ₂ > UC ₂	PSC R&D Program GA-9720 (1969)
	(Th,U)C ₂	200		1240~1290	87°C/cm		
	ThC ₂	530	BISO	1320~1485	260°C/cm		
	UC ₂	106	TRISO	1320~1485	260°C/cm		
GA (HTGR Base プログラム)	UC ₂	124		1320~1485	260°C/cm	照射の有無にかかわらず核移動観察されず, BISOで1410°Cおよび1485°Cにおいて40%に核移動 核移動速度は被覆層や照射には影響されない。 有意な移動を示していない。 有意な移動を示していない。 有意な移動を示していない。	C. B. Scott, et al : Gulf-GA-A12081 (1972) C. B. Scott : Gulf-GA-B12409 (1973)
	ThO ₂	576		1320~1485	260°C/cm		
	UO ₂	800	BISO	1400~1800	20°C/mm		
			TRISO				
KFA	UC ₂		TRISO	1500	50°C/mm	UC ₂ は高温側へ移動し, 被覆層がすべて破損するとその 後は著しい核移動はない。 UO ₂ は低温側へ核の拡散が発生するが, ある時点より高 温側のSiC層の損傷が始まり高温側被覆層の破損となる。 SiC層のないBISO型では被覆層破損がない。	A. Naumidis, et al : Reactor tag ung '72 375 (1972)
	UO ₂	500		1800	60°C/mm		
			BISO	1500	50°C/mm		
			TRISO	1800	60°C/mm		

2 UO₂燃料核のアメーバ効果

多目的高温ガス実験炉では、燃料として低濃縮ウラン酸化物(UO₂)を用いることにしているので、本報告書はUO₂燃料核粒子のアメーバ効果に焦点をあわせた。ここでは、アメーバ効果の機構、燃料核移動係数(KMC)の定義、および実験データについて述べる。

2.1 酸化物核のアメーバ効果の機構

酸化物核燃料粒子におけるアメーバ効果の機構は、前節でも述べたように、現状では必ずしも明確な定量的説明がなされておらず、種々の仮説が提唱されている。Fig. 2.1.1に酸化物核のアメーバ機構と輸送過程として可能と考えられるものを模式的に示した。これまで発表されているいくつかの仮説は、この図における機構の適当な組合せによって、酸化物核におけるアメーバ機構を説明しているものである。ここでは、それらの仮説をいくつか紹介する。⁶⁾

① まず最初に提唱されたものはKFAのNaomidisや、DRAGONプロジェクトでのRotterdamらによるもので、燃料核移動は粒子内の酸素と被覆層PyCとの化学反応による炭素の高温側から低温側へ輸送される気相拡散によるというものである。それはBoudouard反応に従い、その平衡条件により、低温側ではCO₂の拡散、高温側ではCO₂がPyCと反応してCOとなることから圧力差が生じ、COが低温側へ輸送される。しかしこの仮説によって、実験との一致を試みる場合、不当な係数を仮定する必要があり、また燃料核と被覆層間に広いギャップがあるような場合には、この仮説による解釈は困難である。

② 第2に提唱されている仮説は、炭化物のアメーバ効果におけるGuldenのモデルに準拠したものである。これは、熱拡散によってUO₂中を酸素が高温側に輸送され、反対方向にCO拡散によって炭素が輸送されるというものであって、この輸送過程の律速が酸素の固相拡散にあるとするものである。この理論をもとに核移動係数(KMC)の定義がなされている。

③ 第3番目の仮説は、低温側において、COが吸着状態のCO₂に変化する化学反応速度によって律速限界があるとするものである。この特徴はCOの圧力増加と共に反応も増え、CO吸着はCOの圧力依存が無くなるような範囲まで及ぶということである。また、この機構による炭素輸送過程は、照射により、気相拡散的特性から固相拡散的特性へと徐々に変わっていくという特徴をもっている。

④ 第4番目の仮説としては、固相拡散と気相拡散が結びついた形で起るというものである。すなわち、酸素はOとしての固相と、CO₂としての気相に存在し、温度とCOの圧力のかね合いにより拡散する。なお、この機構に関する基本式は、ある温度、圧力の状態に対しては固相拡散機構のものに類似することになる。

これら4つの仮説は、それぞれ多少の実験的根拠に基づくものであるが、どのような条件において、どの仮説が最も現実的であるという類別、すなわち酸化物燃料核のアメーバ効果に関する総合的な説明は、なお今後の研究にまたなければならない。

しかしながら、G.A., O.R.N.L., DRAGONプロジェクトなどの照射実験データの分析に基づく限りにおいて、また燃料核移動の時間、温度依存性に関する限りにおいて、酸素のUO₂中の固相拡散が主たる輸送過程の律速となっていることが、強く示唆されることとなっている。

2.2 燃料核移動係数 (Kernel Migration Coefficient) の定義

ここでは、G. A. および O. R. N. L. などにおいて、アメーバ効果の実験データ整理法、または核移動距離計算に用いられている燃料核移動係数の導出法とその定義について、若干述べておく。

燃料核移動係数は、炭化物燃料核粒子のアメーバ機構に対し、T. D. Gulden⁷⁾ が提唱した、不可逆熱力学原理の熱拡散機構による核移動モデルにもとづいたもので、酸化物燃料核の場合以下の様なものである。

熱拡散によって、 UO_2 中を高温側に輸送される酸素の flux は次式で表わされる。

$$J_0 = + \frac{n_0 D^*}{RT} \left[\left(\frac{\partial \mu_0}{\partial X} \right)_T + \frac{Q^*}{T} \frac{dT}{dX} \right] \quad (2.1)$$

ここで J_0 : 酸素の flux (moles/cm² sec)

n_0 : 酸素の濃度 (moles/cm³)

D^* : UO_2 中の酸素の自己拡散係数 (cm²/sec)

R : ガス定数 (1.987 cal/mole °K)

T : 絶対温度 (°K)

μ_0 : UO_2 中の酸素の化学ポテンシャル (cal/mole)

X : 距離 (cm)

Q^* : 熱拡散によって輸送された熱量 (cal/mole)

実験データにおいて、化学ポテンシャルの勾配 $\left(\frac{\partial \mu_0}{\partial X} \right)$ の寄与は、熱輸送項 $\left(\frac{Q^* dT}{T dX} \right)$ に比べて、差程重要でないということを示しているので、式 (2.1) の第一項を無視し、また低温側に推積するカーボンは高温側に拡散した酸素と等しいとすると、次式が導出される。

$$\frac{dy}{dt} = J_0 \Omega_c = \left[\frac{n_0 \Omega_c Q^*}{R} \right] \frac{D^*}{T^2} \frac{dT}{dX} = (KMC) \frac{dT}{dX} \frac{1}{T^2} \quad (2.2)$$

ここで Ω_c : カーボンのモル体積 (約 5.33 cm³/mole)

$\frac{dy}{dt}$: 測定された核移動量 (cm/sec)

KMC: 核移動係数 (cm/sec) °K² (°K/cm)⁻¹

一般に dy/dt は核移動が起きた時間間隔で、測定された移動量を割ったものに等しいとされている。式 (2.2) は核移動の解析に適用する時、次式の様にかきかえられる。

$$KMC = \frac{T^2}{\frac{dT}{dX}} \cdot \frac{dy}{dt} \quad (2.3)$$

ここで、KMC は実験的に定義される量であり、温度依存性は Arrhenius に従って、次の様に記述される。

$$KMC = (KMC)_0 \exp \left(\frac{-\Delta H}{RT} \right) \quad (2.4)$$

ここで $(KMC)_0$ は、指数関数にかかる係数であり、また ΔH は活性化エネルギーで、両方とも実験から決定される量である。式 (2.3) と式 (2.4) から核移動量を求める式を算出すると次式にな

る。

$$y = (\text{KMC}) \times \frac{t}{T^2} \times \frac{dT}{dX}$$

$$= \frac{(\text{KMC})_0 t}{T^2} \times \frac{dT}{dX} \times \exp\left(\frac{-4H}{RT}\right) \quad (2.5)$$

ここで

y : 核移動距離 (cm)
 t : 時間 (sec)
 $\frac{dT}{dX}$: 温度勾配 ($^{\circ}\text{K}/\text{cm}$)

また、Arrhenius の関係から求められた係数は、実験データより KMC を $1/T$ に対してプロットすることで、核移動係数の式は次式のように書き表わされる。

$$\log_{10} (\text{KMC}) = a - \frac{b}{T} \quad (2.6)$$

すなわち、核移動係数をもとめることは、実験データより、 a と b の係数を決定することである。これらの式の導出は、炭化物核に対して行われたものであるが、酸化物核に対しても妥当であることが示されている。²⁾

2.3 実験データ

アメーバ効果に対する実験データのまとめ方として、2.2 で述べたような核移動係数をもとめるものと、アメーバ破損限界値を求めるものに分かれる。前者は G. A., O. R. N. L. および K. F. A. で行われているもので、また後者は Graham らを中心に DRAGON プロジェクトで行われている方法である。ここではこの両者について、最近の UO_2 燃料粒子の実験データをまとめ、最後に、それら実験データの設計への適用について、検討を行った。¹⁾

2.3.1. 燃料核移動係数 (KMC) の実験データ

最近、O. R. N. L. で行われた UO_2 粒子に対する実験データを Fig. 2.3.1 および Fig. 2.3.2 に示した。この実験データは燃料棒半径 0.635 cm のコンパクト内に UO_2 被覆燃料粒子が充填したものを、カプセル照射実験したものである。照射後、コンパクト断面を金属組織顕微鏡で拡大して、各粒子内の核移動距離をもとめ、また、燃料棒中心温度と表面温度より、各粒子の燃料棒内の位置を考慮することにより、温度および温度勾配を算出し、核移動係数をもとめている。(Fig. 2.3.3 参照)

この結果、実験データの最小 2 乗法近似によるフィッティングカーブは、 $a = -3.27$, $b = 4220$ ($4H = 19,300 \text{ cal/mole}$) で、核移動係数は次式で表わされるとしている。

$$\log_{10} \text{KMC} = -3.27 - \frac{4220}{T} \quad (2.7)$$

また G. A. においても、 UO_2 燃料核に対する 1 つの核移動観察結果、つまり大型炉用リサイクル燃料照射実験の第 4 番目のシリーズとして、カプセル P 13N の結果が報告されており、Fig. 2.3.4 にその結果を示した。そのフィッティングカーブから、 a , b の係数を求めると核移動係数は次式で表わされる。

$$\log_{10} \text{KMC} = -3.836 - \frac{3330}{T} \quad (2.8)$$

KFAにおいても UO_2 粒子に対して、炉外および照射実験を行っており、最近、Naoumidisらによって発表された論文¹²⁾では、 UO_2 および(U, Th) O_2 核のTRISO粒子の照射実験について報告している。そこでは、CO内圧の測定値を分析し、その温度依存性を求め、理論値に対する相対内圧 R_{co} の式を提唱している。

$$R_{co} = 6.27 \times 10^2 \exp\left(-\frac{23000}{RT}\right)$$

そして、この計算モデルによる核移動は実験結果と良く一致し、またKMCに換算するとG.A.の関係式にはほぼ同じであり、酸化物核燃料のアメーバ効果評価に使用できるものとして、THTRについて計算を行ったと報告している。

2.3.2 DRAGONプロジェクトの実験データ

被覆燃料粒子の照射実験で観測されたアメーバ効果による粒子破損(SiC層の物理的破損)に基づいて、その破損に関する定量的な関係式をもとめる方法が、DRAGONプロジェクトにおいて行われている。これはDRAGONプロジェクトで開発された燃料核直径が 800μ の UO_2 燃料格子に対する経験的なものである。

その1つは、1970年にGrahamによって発表されたもので、Fig. 2.3.5.に示したように、5つのデータよりアメーバ破損の発生条件式を導びいている。その関係式は、

$$\tau R \Delta T_p \geq f_1 \quad (2.9)$$

$$f_1 = 4.435 \times 10^{-5} \exp\left(\frac{33860}{T}\right) \quad (2.10)$$

ここで τ : 照射時間 (日)

R : 粒子当りの熱発生 (Watt)

ΔT_p : 粒子当りの温度勾配 ($^{\circ}C$)

f_1 : 粒子の表面温度 T ($^{\circ}K$) で与えられるアメーバ破損発生条件値

その後、1973年にGrahamとHickにより、DRAGON炉での大規模な照射実験を行った結果が発表されており、Fig. 2.3.6.に示す様なものである。そのアメーバ破損発生条件式は

$$\tau^2 Q \frac{\Delta T_k}{D} \geq f_2 \quad (2.11)$$

$$f_2 = 1.736 \exp\left(\frac{40340}{T_{max}}\right) \quad (2.12)$$

ここで τ : 照射時間 (日)

Q : 燃料核の熱発生密度 (Watt/cm³)

ΔT_k : 燃料核当りの温度勾配 ($^{\circ}C$)

D : 燃料核直径 (cm)

f_2 : 燃料核の最高温度 T_{max} ($^{\circ}K$) で与えられるアメーバ破損条件値

しかし、GrahamとHickは上記破損式に対して、新たな長期間照射実験結果を採り入れ、アメーバ破損発生条件式の修正を行っている。すなわち、従来のものと比較して活性化エネルギーが低くなり、かつ、アメーバ効果は時間に対して線型依存性をもつものとして、データをFig. 2.3.7.に示す様に

整理している。そこでのアメーバ破損発生条件式は

$$\tau \times \frac{dT_k}{D} \geq f_3 \quad (2.13)$$

$$\log_{10} f_3 = 2.25 + \frac{5000}{T_k} \quad (2.14)$$

ここで f_3 は燃料粒子温度 T_k (°K) におけるアメーバ破損発生条件値である。このアメーバ破損条件は、活性化エネルギーがおおよそ 30 Kcal/mole、線型時間依存という性格をもつものであり、酸素の UO_2 中固相拡散機構と類似する結果になっている。

2.3.3 実験データの検討

前節までに諸外国の照射実験より得られた主要な UO_2 燃料核のアメーバ効果データについて述べてきた。ここでは、これらの実験データを原研の UO_2 燃料核粒子の設計へ適用することの問題点について2, 3述べる。

G.A.とO.R.N.L.でのデータは、ごく限られたキャプセル照射実験によるものであるが、両者は比較的良い一致を示している。ただし、93%濃縮 UO_2 燃料を用いた短時間の加速実験であるため、照射中の温度、温度勾配の推定に相当の誤差が含まれている点に注意しておく必要がある。またG.A.の UO_2 TRISO粒子の場合、1500°C付近以下では、 UC_2 粒子よりも燃料核移動量が大きいことを示しているが、原研での炉外実験の結果や、K.F.A.のNaoumidisらの照射実験⁹⁾では、逆の結果を示しており、なお今後の検討が必要と思われる。

DRAGONプロジェクトのアメーバ破損関係式は、DRAGON標準酸化燃料粒子に対する長期間照射実験(最大763日)をも含む多数の照射実験の結果から導出されているものである。この意味で低濃縮 UO_2 燃料使用の実用炉使用条件への適用性に富むものである。なお、この関係式が意味するところは、 UO_2 燃料核のアメーバ効果が酸素の固相拡散に支配されているということで、本質的にはG.A.やO.R.N.L.の解釈と同一であるが、燃料核移動距離に換算すると約80~90 μ に匹敵するものである。

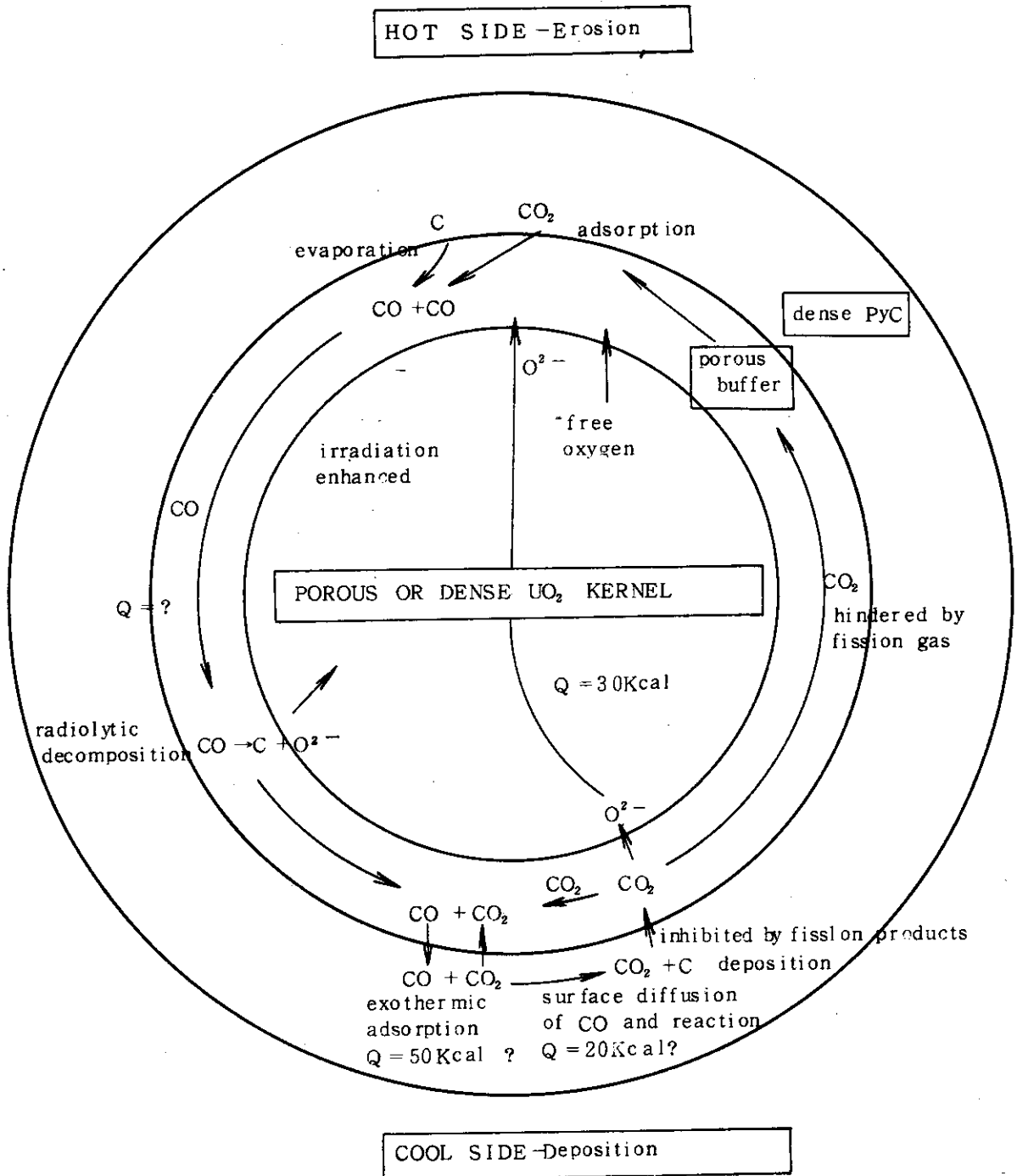


Fig. 2.1.1. Possible amoeba reaction steps and diffusion paths (Reactortagung, 1975)

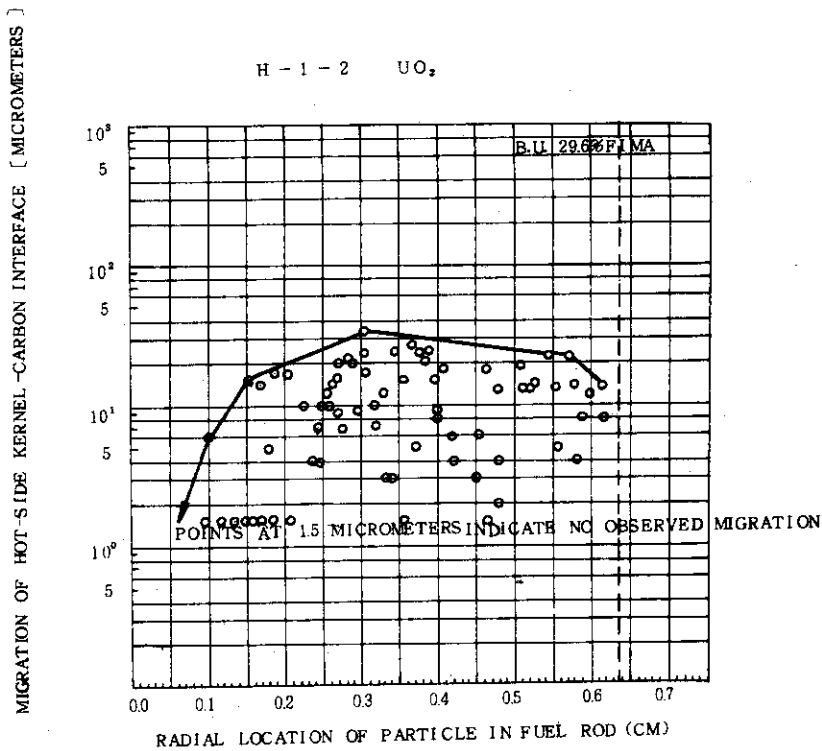


Fig. 2.3.1 Experimental observation of Kernel migration in BISO-coated UO₂ particles (O.R.N.L.-TM-4493)

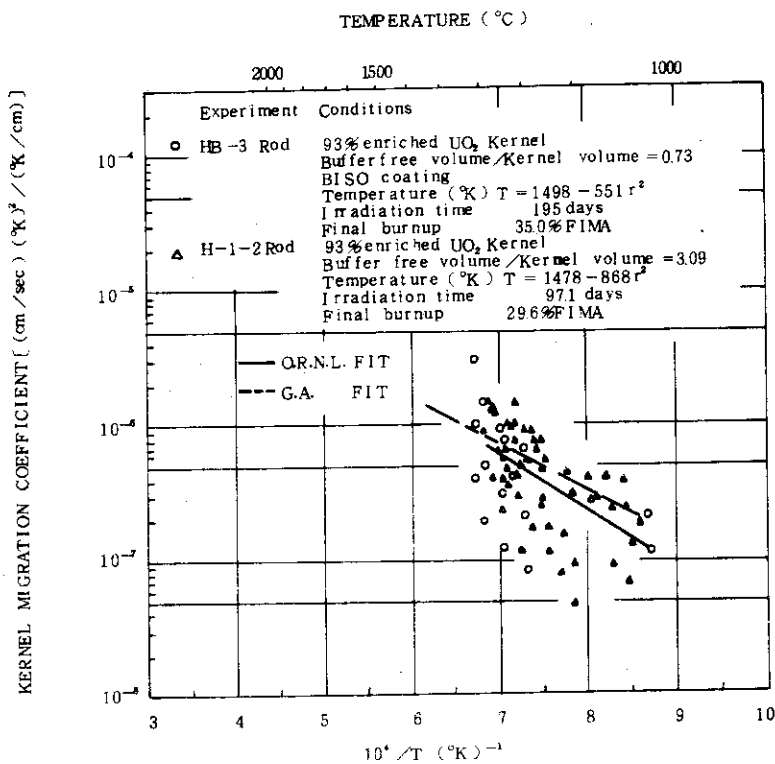


Fig. 2.3.2 The in-pile KMC for BISO coated UO₂ particles. (O.R.N.L.-TM-4493)

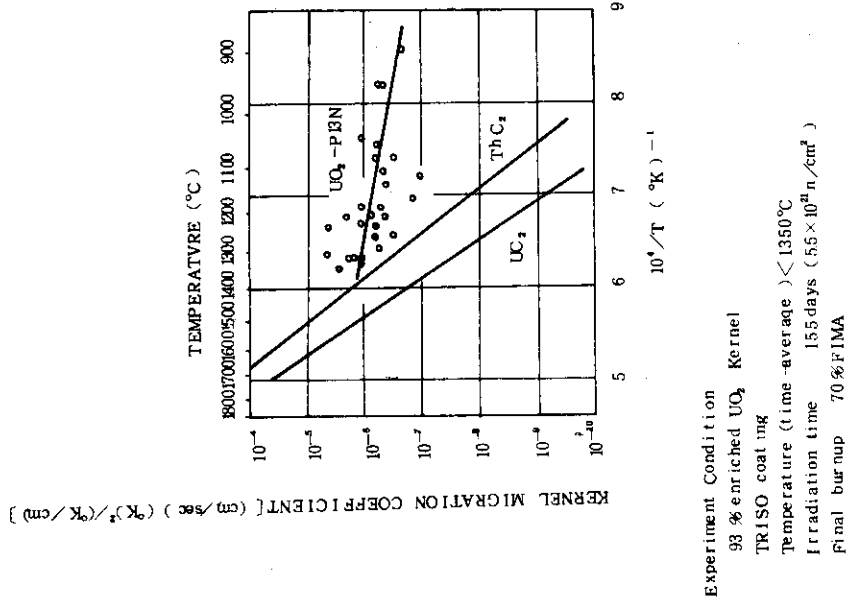


Fig. 2.3.4 Kernel migration coefficient vs. 1/T for UO₂ TRISO particles. (GA-A12818)

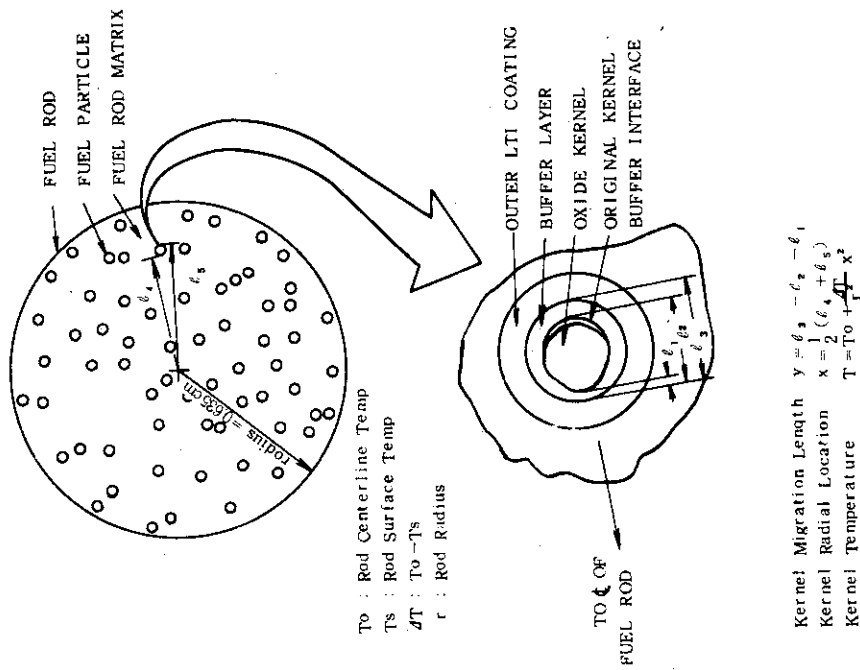


Fig. 2.3.3 Schematic representation of the measurements. (O.R.N.L. - TM-4493)

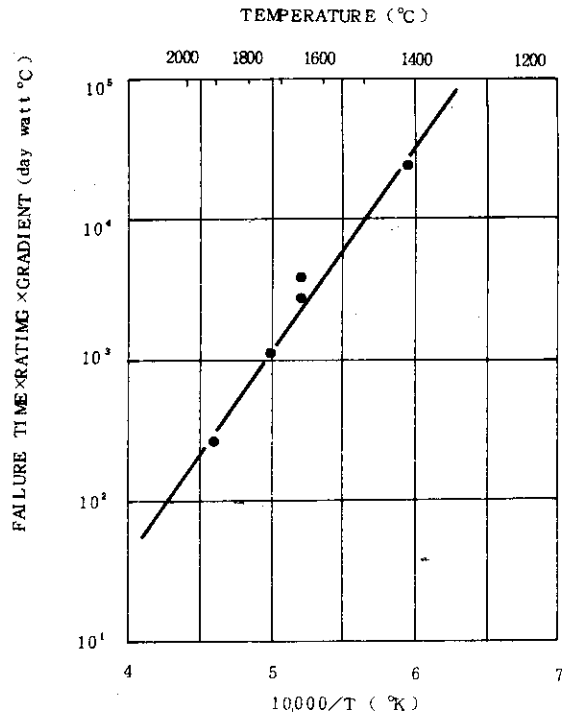


Fig. 2.3.5 Thermal gradient, power and temperature dependence determined by the DRAGON project. (CONF - 700401)

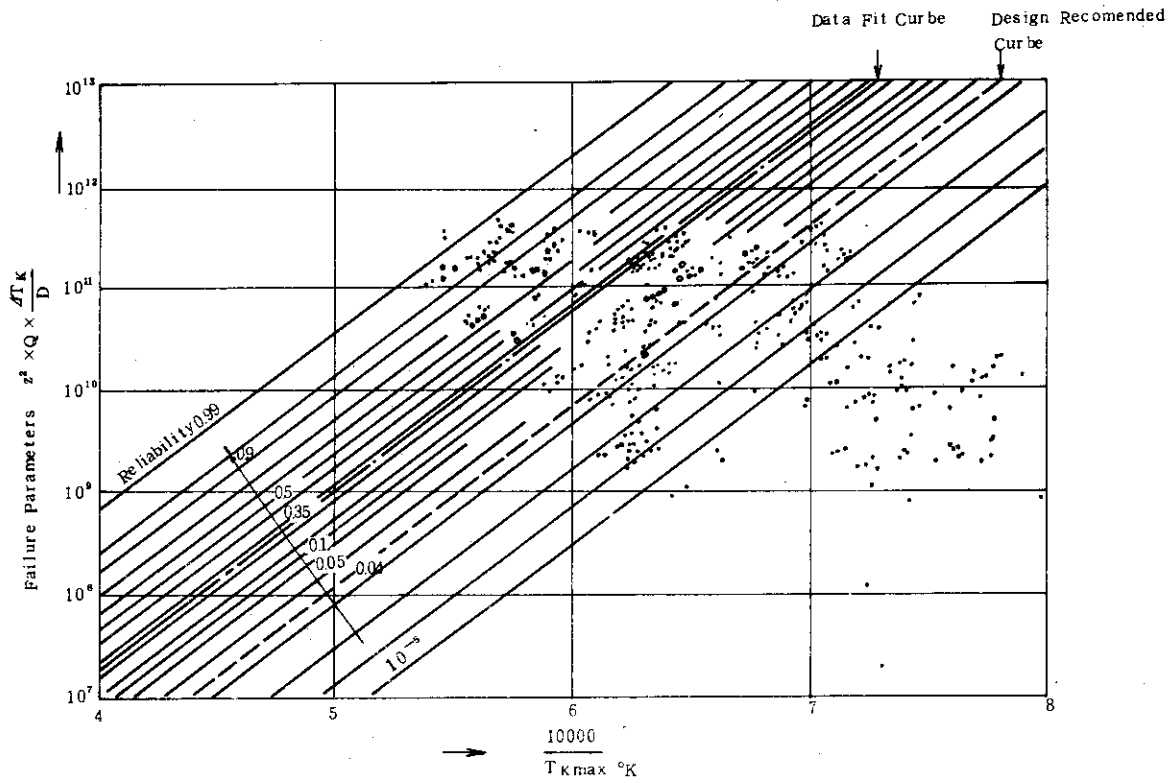


Fig. 2.3.6 Diagram of amoeba failure in UO_2 fuel. (B.N.E.S. 1973)

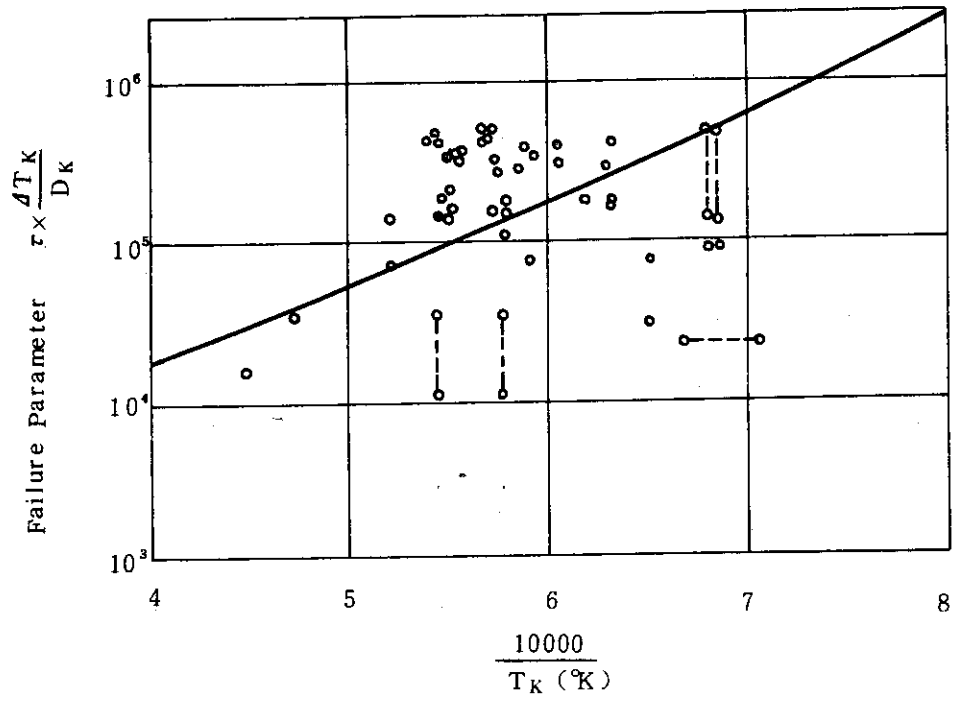


Fig. 2.3.7. Revised amoeba plots with linear time dependence.
(B.N.E.S. 1973 Addendum)

3. MK-III炉心設計におけるアメーバ効果評価

3.1 MK-III炉心の主要特性

これまでに、原研では多目的高温ガス実験炉について数段階の設計を行ってきているが、49年度において行われたMK-II炉心と、第1次概念設計で行われたMK-III炉心についての主要諸元および特性の簡単な比較をTable 3.1.1.に示した。またTable 3.1.2.には特に被覆燃料粒子を取りあげ、諸外国におけるTRISO被覆の設計例もあわせてのせた。

MK-III炉心有効部は、六角柱黒鉛燃料要素が、73個の燃料カラム（1燃料カラムは燃料要素を7段積みとしたもの）構成で、円筒形状に配置され、その上下部および側面に反射体が置かれている。炉心は60°対称炉心であり、流量調節を目的として、7個の燃料カラム毎に1個のオリフィス装置が設置されている。それぞれのオリフィス領域は、制御棒と後備停止系用の孔があげられた制御カラムを中心に、その周り6個の標準カラムからなっている。炉心中央のオリフィス領域を領域Iとし、その周囲の6個のオリフィス領域を領域II、炉心周辺の6個のオリフィス領域を領域III、さらにその外側の6個のオリフィス領域を領域IVとしている。この構成図をFig. 3.1.1.に示した。

Fig. 3.1.1.には、1/6対称炉心について、1燃料カラムを6つの三角形メッシュに分けたものを示した。このメッシュは核計算コードCITATIONの計算メッシュで、熱計算における径方向最小単位である。それぞれの燃料カラムは燃料孔と冷却材流路を形成するチャンネルが設けられており、1つの三角形メッシュに対して、燃料チャンネルが標準カラムでは2本、制御カラムでは0.5本（1燃料カラムにおけるチャンネル本数は、標準カラムで12本、制御カラムで3本）が対応している。この三角形メッシュにおけるチャンネル出力ピーキング係数については、Appendix Aに示した。

第1次概念設計で行われたMK-III炉心は、MK-II炉心設計における冷却孔チャンネル内の低レイノルズ数を改良することに主眼がおかれ、主要変更点は炉心高さを、1個の六角柱黒鉛ブロックの高さを50cmから57cmとして、3.5mから4.0mにしたこと、および1カラム当りの冷却孔チャンネル数を18本から12本（制御カラムでは9本から3本）に減らしたことである。この結果、燃料体の N_c/N_u 比（炭素原子数対ウラン原子数比）が非常に大きくなり、実効増倍率がそれに伴い増加し、反応度制御上許されない値になることが予想された為、燃料体仕様変更が検討された。

Table 3.1.2.にも示したように、MK-III炉心における被覆燃料粒子形状は、上述した N_c/N_u 比の値を低減するために燃料核直径を500 μ から600 μ に増やし、またアメーバ効果の予備検討から緩衝層の第1層低密度PyC層の厚さを40 μ から60 μ に増加し、燃料核移動に対して余裕をもった設計が出来るよう変更された。この燃料核直径600 μ 、緩衝層厚60 μ の被覆燃料粒子は製造上の技術的問題は無いと考えられるが、燃料核の真球度が従来のものより若干悪くなる可能性があると言われている。また、内圧破損に対しては、燃料核径500 μ 、緩衝層厚40 μ のものとはほぼ同等の性能を確保し得ると評価されている。なお、アメーバ効果に対しては、粒子形状が大きくなることによって、コンパクトが熱的に非均質度を増したり、熱伝導率が低下することなどによって、温度勾配が不利に働くことが予想されるが、この点は実験的に検証してみないと確実なことは断言出来ない。しかし、粒子寸法は無関係であり、緩衝層を増すことによりアメーバ破損を減少させることが可能であると考えられる。この様なことから、MK-III炉心の被覆燃料粒子は、燃料核直径600 μ 、緩衝層厚60 μ が採用された。

また、Table 3.1.3.には、MK-Ⅲ炉心、熱流動設計計算条件を示した。特にMK-Ⅲ炉心では、流量配分方式について、2通りの検討を行い、その比較を行った。すなわち、これまで多目的炉の設計においては、燃料最高温度を限定する流量配分方式が採用されてきたが、G.A.の設計例などに見られるような各流量調節単位毎の出口冷却材温度を一定とする流量配分方式についても、その可能性を追求するため、新たに検討された。これは、高温ガス炉が、在来炉におけるような明確な温度制限をもたず、被覆燃料粒子の破損率から、その設計基準が決定されることに依るものである。その為にも、破損率の明確な算定と、その基準が要求されてくる訳である。

3.2 アメーバ効果設計基準の検討

ここでは、MK-Ⅲ炉心における対アメーバ効果設計基準をどのようにするか、決定するための予備段階として、G.A.での大型HTGRでの設計例²⁾、および温度と温度勾配のアメーバ効果に及ぼす影響を検討した。

3.2.1 外国での設計例

アメーバ効果に対する設計法は、G.A.やO.R.N.L.において行われているように核移動距離を計算し、その核移動量を制限する方法と、DRAGONで行われているように、アメーバ破損条件式より、破損に関するある因子を制限する方法の2種類が、現段階では考えられる。そのどちらの方法が、MK-Ⅲ炉心設計において妥当であるかを検討するため、G.A.における対アメーバ効果設計基準とDRAGONのアメーバ破損関係式について検討した。

G.A.における大型HTGRの対アメーバ効果設計は、以下のような考慮を払い、その設計基準が決定されている¹⁾。

① UO_2 粒子の燃料核移動については、現状において不確かな点があるため、核分裂性物質粒子としてTRISO被覆の UC_2 粒子を、また、親物質粒子としてBISO被覆 ThO_2 粒子を採用している。

② UC_2 粒子の核移動速度の方が、 ThO_2 粒子よりはるかに大きいため、アメーバ効果に対する制限は実質上 UC_2 TRISO被覆粒子で決定される。

③核移動距離の制限値は、熱設計基準を満足するようアメーバ効果によって被覆粒子のF.P.保持機能が何らの影響も受けないことを目標としている。

対アメーバ効果設計基準

i) 通常運転時において、核移動距離が緩衝層厚さの40%を越えないこと。(G.A.の燃料粒子設計では、緩衝層厚さを 85μ としているため、 34μ 以上の核移動距離として計算された粒子は、通常運転時におけるアメーバ破損粒子とされる。)

ii) その他の異常運転時において、核移動距離が緩衝層厚さの60% (51μ) を越えないこと。

この核移動距離(KML)の計算は、G.A.自身の UC_2 TRISO被覆粒子と ThO_2 BISO被覆粒子のそれぞれの実験データより得られた核移動係数(KMC)を用い、ブロック単位毎の局所的な温度、温度勾配の経年変化を考慮している。

一方、DRAGONプロジェクトから発表されているアメーバ破損の実験式を設計に用いる際、次のようなことを考慮しておかなければならない。すなわち、式(2.13)で得られたようなアメーバ破損関係式は、DRAGON炉などを用い、現実の使用条件に近い状態での長期間照射実験のデータで動力炉の設計に採用し得るものではあるが、そのデータはDRAGON粒子と呼ばれる燃料核径 800μ の

TRISO-2型被覆粒子に対する実験結果であり、その結果がそのまま原研多目的炉の設計における燃料粒子に採用し得るかは疑問があるところである。また、DRAGONにおけるアメーバ破損とは、核移動によって緩衝層が消滅し、SiC層に損傷を与える状態を示すもので、DRAGON粒子の形状から核移動距離に換算すれば80~90 μ 以上となる条件を与えていることである。さらに、最近のDRAGONプロジェクトの論文⁶⁾では、破損条件式より核移動距離に換算する傾向になっていることである。

3.2.2. 温度、温度勾配およびアメーバ効果評価式の検討

前節での検討をもとに、ここではG.A., O.R.N.L.およびDRAGONプロジェクトにおけるアメーバ効果評価式と、それらを多目的高温ガス実験炉のアメーバ効果評価に適用した場合の温度、温度勾配、照射日数との関係を検討し、MK-III炉心の対アメーバ効果設計基準の設定のための予備的資料とした。

多目的高温ガス実験炉第1次概念設計では、燃料ピン形状として中空型が採用された。ここでは、まず中空型燃料ピンにおける燃料コンパクト内温度分布と温度勾配分布の関係について述べる。

温度分布 (°C)

$$T_{c(r)} = T_{fo} + \frac{q_{Lc}}{2\pi\lambda_f(R_{fo}^2 - R_{fi}^2)} \left\{ \frac{R_{fo}^2 - r^2}{2} + R_{fi}^2 \ln\left(\frac{r}{R_{fo}}\right) \right\} \quad (3.1)$$

温度勾配分布 (°C/cm)

$$TG(r) = \left| \frac{dT_{c(r)}}{dr} \right| = \frac{q_{Lc}}{2\pi\lambda_f(R_{fo}^2 - R_{fi}^2)} \left(r - \frac{R_{fi}^2}{r} \right) \quad (3.2)$$

- ここで
- T_{fo} : 燃料コンパクト表面温度 (°C)
 - q_{Lc} : 燃料コンパクト線出力 (cal/cm \cdot sec)
 - λ_f : 燃料コンパクト熱伝導率 (cal/cm \cdot sec \cdot °C)
 - R_{fo} : 燃料コンパクト外半径 (cm)
 - R_{fi} : 燃料コンパクト内半径 (cm)
 - r : 燃料コンパクト半径方向位置 (cm)

MK-III炉心における燃料コンパクト内において、温度勾配が大体どれ位の値になるかを、あらかじめ検討しておく必要がある。式(3.1)および式(3.2)からも明らかな様に、コンパクト内の温度勾配は、コンパクト外表面($r=R_{fo}$)で最大、内表面($r=R_{fi}$)で0である。また、核移動距離は、温度と温度勾配の組合せにより、その移動量が決定されるわけで、温度勾配の大きさだけでアメーバ効果を評価することは出来ないが、ここではコンパクト形状により、温度勾配がどのように変化するかをFig. 3.2.1.に示した。Fig. 3.2.1.は、コンパクト内の最大温度勾配、すなわち外表面における温度勾配について、外半径が変化した時の値を示したものである。コンパクトの熱伝導率 λ_f は0.03 cal/cm \cdot sec \cdot °Cの値を用い、また線出力はMK-II炉心の検討から、最大でも300 W/cmと考えられるので、100, 200, 300 W/cmのそれぞれについて示した。この図より、MK-II炉心では、燃料コンパクト外半径を1.75 cmとしているため、線出力300 W/cmで温度勾配は約215 °C/cmであり、MK-III炉心では、外半径1.8 cmで約210 °C/cmとなることがわかる。

次に、核移動距離計算によりアメーバ効果を評価するために、核移動係数の定義式にもとづき、核移動距離 (KML) を求めるために、次の様な変形を行った。但しここで、燃料核当りの温度勾配 $\Delta T / \Delta X$ は、燃料コンパクト内半径方向位置における温度勾配 TG に等しいとし、また核移動速度 dx/dt は核移動距離 (KML) と照射日数 (τ) によって書き表わされることとする。

$$\text{KMC} = \frac{T_k^2 \cdot \frac{dx}{dt}}{\frac{\Delta T}{\Delta X}} \quad (^\circ\text{K} \cdot \mu^2 / \text{s}) \quad (3.3)$$

$$\log_{10} \text{KMC} = a + \frac{b}{T_k} \quad (3.4)$$

$$10^{(a + \frac{b}{T_k})} = \frac{T_k^2 \times \frac{\text{KML} \times 10^{-4}}{\tau \times 3600 \times 24}}{\text{TG}} \quad (3.5)$$

$$\text{よって} \quad \text{KML} = 10^{(a + \frac{b}{T_k})} \times \text{TG} \times \frac{\tau \times 3600 \times 24 \times 10^4}{T_k^2} \quad (\mu) \quad (3.6)$$

故に式 (3.6) より、燃料核の絶対温度 T_k (ただし、実際的には、燃料コンパクト内の温度と考えてもさしつかえない。) と温度勾配 TG が決定されれば、照射日数に比例して核移動距離が求まる。

DRAGON のアメーバ破損関係式は、これまでいくつかの設計用推奨式が発表されてきているが、そのうち最も信頼出来ると考えられるのは、式 (2.13)、式 (2.14) で示したものである。やはりそれを、燃料核当りの温度勾配をコンパクト内の温度勾配として近似することにより、次式が導びかれる。

$$\tau \times \text{TG} \geq 10^{(2.25 + \frac{5000}{T_k})} \quad (3.7)$$

式 (3.6)、式 (3.7) とともにアメーバ効果評価式は、温度、温度勾配および照射日数にのみ関係するものであり、被覆燃料粒子形状には無関係である。しかし、先にも述べた様に、温度、温度勾配はコンパクト形状およびコンパクト内半径方向位置によって異なるものである。それ故、ここではアメーバ効果評価式における温度と温度勾配の影響を検討するために、式 (3.6)、式 (3.7) を変形し、ある温度に対応する温度勾配を求めてみる。

$$\text{TG}_{\text{LK}} = T_k^2 \times \frac{\text{KML} \times 10^{-4}}{\tau \times 3600 \times 24} \times \frac{1}{10^{(a + \frac{b}{T_k})}} \quad (3.8)$$

$$\text{TG}_{\text{LD}} = \frac{10^{(2.25 + \frac{5000}{T_k})}}{\tau} \quad (3.9)$$

ここで TG_{LK} : 核移動距離制限による限界温度勾配 ($^\circ\text{C}/\text{cm}$)

TG_{LD} : DRAGON 破損線図による限界温度勾配 ($^\circ\text{C}/\text{cm}$)

式 (3.8) は、任意の温度に対して、ある核移動距離、照射日数を指定すれば、それに対応した温度勾配が決定され、その温度勾配以上の値であれば、照射日数が固定されている限りでは、指定された核移動距離以上を動くということになる。また式 (3.9) も同様に、ある温度勾配以上ではアメーバ破損を起す限界を示すものである。式 (3.8)、(3.9) に基づく温度と限界温度勾配との関係図

をFig. 3.2.2およびFig. 3.2.3.に示した。

Fig. 3.2.2.は照射日数を600日に固定し、核移動距離をパラメータとしてG.A.とO.R.N.L.のそれぞれの評価式(核移動係数における定数a, bの値が異なる)における温度と限界温度勾配の関係を示した。また同図には、DRAGONプロジェクトにおける式(3.9)の温度に対応する限界温度勾配も示した。この図から、DRAGONアメーバ破損評価式より導出された限界温度勾配 TG_{LD} は、核移動距離で評価すると、1300℃~1400℃の温度域で、約80~90 μ に匹敵する。これは明らかに、前にも述べたようにDRAGONのアメーバ破損が、SiC層の直接的損傷としていることから、SiC層までの核移動に匹敵していることを示している。

またG.A.とO.R.N.L.での比較では、1300℃以下では、G.A.の方が若干、厳しい限界温度勾配を示し、1300℃以上になると、逆にO.R.N.L.の方が厳しい温度勾配条件を示すことになる。実験炉燃料棒の場合、線出力300W/cmでも温度勾配は最大200℃/cm程度であるので、もし核移動距離を20 μ に制限するとすれば、G.A.のKMCを用いると、コンパクト表面温度を約960℃、O.R.N.L.では1040℃以下にしなければならない。また40 μ に制限するとすれば、G.A.では1210℃、O.R.N.L.では1240℃以下に温度を抑えなければならないことがわかる。また、もし温度が1300℃であれば、温度勾配は20 μ 制限の時、約85℃/cm、40 μ 制御の時、170℃/cmとなる。また同図には、参考例としてMK-II炉心における高温チャンネルを取り上げ、そのコンパクト表面温度と外表面における温度勾配をプロットした。その結果、40 μ 以上を超えるような点は出てきていないが、ほとんどが20 μ の限界曲線を超えており、核移動距離を小さく抑えようとするならば、高温ではかなり小さい温度勾配、すなわち小さな線出力にしなければならないことがわかる。

Fig. 3.2.3.は、核移動の制限距離を30 μ に固定し、照射日数をパラメータとして、温度が変化した場合の限界温度勾配を示している。式(3.8)および式(3.9)からも明らかな様に、制限温度勾配は照射日数に反比例するので、例えば、照射日数800日での制限温度勾配は400日における $\frac{1}{2}$ となっている。同図に合わせ示してあるDRAGONの評価式による限界温度勾配は核移動距離的にみて、約80~90 μ であるから、30 μ 制限核移動距離の温度勾配に対して約3倍以上の値になっていることもこの図からわかる。すなわち温度が1300℃の時、DRAGONの評価では1000日で250℃/cmの温度勾配が許容されるが、30 μ の核移動制限では、約その $\frac{1}{3}$ 以下の76℃/cmまでしか許容されないことをみても明らかである。また、この図から、核移動の制限を30 μ とすると、照射日数が1000日の場合、非常に温度勾配の制限からみて厳しくなり、あまり実現性が無いように思われる。この結果、照射日数もほぼ600日から800日程度までに抑える必要があると考えられる。

Fig. 3.2.4.は、式(3.6)により、温度をパラメータとして、温度勾配に対する、照射日数100日当りの核移動距離を示したものである。この図から、例えば、温度が1300℃で、温度勾配が200℃/cmである時、100日当り、7.75 μ の核移動となり、600日では4.65 μ になることがわかる。また、600日までにおける核移動距離を30 μ 以内に抑えようとするれば、100日当り5 μ 以下にしなければならないので、1300℃ならば温度勾配を130℃/cm以下に、温度勾配が200℃/cmならば、G.A.評価式では1100℃、O.R.N.L.評価式では1150℃以下に抑えなければならないことがわかる。

これまでの検討から、次のようなことが明らかになった。

① G.A.とO.R.N.L.におけるアメーバ評価式は、温度1300℃を境として、低温側ではG.A.の方が、また高温側ではO.R.N.L.の方が厳しい評価条件を与えている。

②DRAGON プロジェクトでのアメーバ破損評価式では、核移動距離として約 90μ 程度まで許容することになる。

③Fig. 3.2.2 で示したMK-II 炉心の参考例の検討より、制限核移動距離 30μ 、照射日数 600 日程度が妥当で、これ以下の核移動距離、またこれ以上の照射日数では設計が非常に難しくなる。

しかし、これまで述べてきたことは、単一粒子に関する温度、温度勾配の制限条件であり、実際の炉心設計に適用するためには、燃料コンパクトの軸方向および径方向の温度、温度勾配を考慮しなければならない。それ故、対アメーバ効果設計の評価基準、解析法について、さらに検討を加えた。

3.3 MK-III 炉心の対アメーバ効果設計基準

ここでは、3.2.における検討をもとに、MK-III 炉心の対アメーバ効果設計基準を設定することを目的としている。その設計基準設定の基本的な考え方としては、以下の様なものである。

①G.A.およびO.R.N.L.でのアメーバ評価式、すなわち核移動距離制限による方法と、DRAGON アメーバ破損評価式による限界温度勾配法の両方で評価を行い、前者を主たるもの、後者を従として検討を行う。

②核移動距離制限法に対しては設計上の安全率をとり、設計核移動距離 30μ 以上で破損とする。

③炉心の軸および半径方向の出力、温度分布、さらにこれらの燃焼変化を考慮して、全炉心でのアメーバ破損を評価する。

④炉心設計の公称値計算に対して、公称値からのズレ、すなわち不確かさによるアメーバ効果の影響を検討する。

以下、それぞれの考え方および問題点について述べた。

3.3.1. 核移動距離制限法

アメーバ効果の主要な設計方法として、式(3.6)における核移動距離(KML)の計算に従うこととした。この場合、G.A.における評価式を用いるか、またはO.R.N.L.における評価式を用いるか問題となるところであるが、MK-III 炉心設計では高温における安全性を考慮し高温側で厳しい条件を示すO.R.N.L.の評価式を採用することとした。しかし、その評価式を設計に適用する際、式(3.6)はO.R.N.L.の実験データの最適近似式であり以下のような不確かさを十分考慮する必要がある。

I) 実験データそのものの不確かさ

①核移動距離測定誤差は 10μ 以上の移動距離に対して 25~30%、 10μ 以下では約 100% であると報告されている。(参考文献(3)参照)

②キャプセル照射実験中に線出力が変化し、温度勾配が一定の条件となっていない。

③温度、温度勾配は推定計算を行っているが、その推定誤差は温度で $\pm 100\sim 150^\circ\text{C}$ 、核移動係数で約 50%とされている。(推定計算法についてはFig. 2.3.3参照)

II) アメーバ効果現象論における選定式の不確かさ。

①アメーバ効果の拡散現象から導びかれた Gulden の拡散モデルの不確かさ。

②酸化核燃料粒子のアメーバ現象が、まだ明確には解明されていないので、核移動定義式そのものの不確かさ。

③核移動定義式に選定されているパラメータの不確かさ。

III) 実験データ近似式の本設計への適用に対する不確かさ。

① UO_2 のストイキオメトリーと燃焼度の相異による影響が、現在のところまだ完全には解明されていない。

②実験データにおける温度、温度勾配および照射期間を、設計に適用するため外挿を行っているが、その不確かさ。

③近似式は最小2乗法によるデータフィットカーブを用いているが、 1200°C で約 $\pm 300\%$ のデータのバラツキがある。

以上のことを考慮し、核移動距離制限によるアメーバ効果の設計基準としては以下のように定めた。

MK-III炉心の対アメーバ効果設計基準

- ・通常運転時において、許容核移動距離は 30μ （緩衝層厚さの50%）とする。
- ・核移動距離が 30μ を超えるものを破損粒子とする。
- ・全炉心に対して、核移動の評価を行い、破損粒子が1%以内とする。

なおここで、許容核移動距離を 30μ と設定したのは、O.R.N.L.の評価式の信頼性および設計における安全余裕度を配慮して決定したものである。

3.3.2. SiC層破損制限法

アメーバ効果評価法の従たる設計方法としてDRAGONのアメーバ破損評価式、式(3.7)にもとづいたものを適用する。これまでも述べてきた様にDRAGONのアメーバ破損評価式は、DRAGON粒子のSiC層破損を基準としており、核移動距離では $80\sim 90\mu$ になっているものと考えられるので、その評価式の適用の際には、次のようなことを考慮した。すなわち、MK-III炉心の燃料設計における被覆粒子は、緩衝層である低密度PyC層が 60μ 、その外側の高密度PyC層が 30μ であり、燃料核とSiC層の内側までが 90μ となっており、ほぼDRAGON粒子に同じであるので、DRAGONのアメーバ破損評価式を用いて、MK-III炉心の粒子を評価した場合、破損条件に至れば、SiC層までの破損に至ったと考え、2次的なアメーバ評価法としてこれを採用した。その破損条件とは、式(3.9)で置き換えられる。すなわち、ある温度における限界温度勾配 TG_{LD} に対して、実際の設計計算でもとめられた温度勾配TGとの比を限界温度勾配比 R_{TG} とし、この値が、1.0を越える場合にアメーバ破損が発生するものとした。

$$R_{TG} = \frac{TG}{TG_{LD}} \quad (3.11)$$

もし 90μ の核移動が、この値の1.0に対応するものであるとするならば、 30μ の核移動は0.33に対応することになる。この設計法に対して、MK-III炉心設計では、特別な基準を設定しなかったが、温度勾配は出力に比例するので、限界温度勾配比は出力の余裕度とも考えられる。（実際は温度との兼ね合いもあるので、それも考慮した上でなければ、この値から直接には出力の余裕度は求まらない）

3.3.3. 規則的変動因子の設計への適用法

炉心設計では一般に材質、寸法、設計データなどについて、公称値を用いた計算が基本となるが、原子炉の運転状態においては全炉心的にまたは局所的領域で、公称値データにもとづく公称特性からづれた状態が、燃料の寿命期間中、かなり長期間にわたって実現している可能性がある。燃料の性能評価に際しては、このような状態についても評価しておくことが必要であり、この長期間にわたって公称値からづれていることが予想される量を、規則的変動量と呼びこれの公称値に対する比を規則的

変動因子 (Systematic Factor) とする。

Table 3.3.1.に、MK-Ⅲ炉心設計における規則的変動因子を示した。炉心熱設計では、この他に不規則的変動因子 (Random Factor) による影響も含め、いわゆるホット・スポット解析を行っているが、特に規則的変動因子のみによる影響を考慮して求められた温度をSystematic温度と呼んでいる。アメーバ効果設計においては短期間における変動よりも、長期間にわたる変動の方が問題になるので、原子炉運転状態でのSystematic 変動状態におけるアメーバ効果の評価も重要になってくる。それ故ここでは、炉心熱設計計算で求められたSystematic 温度をもとに、Table 3.3.2.に示されたMK-Ⅲ炉心の各領域における出力 (チャンネル線出力) の規則的変動因子を用いて、核移動距離と限界温度勾配比を求め、その評価を行うことにした。但し現段階では、まだ明確な規則的変動因子の取扱い方が設定されていないので、それに対する設計基準等も設定しないこととした。

3.4. アメーバ効果解析法

MK-Ⅲ炉心におけるアメーバ効果の評価するために、簡単な計算コードを開発し、燃料温度スペクトル、核移動距離スペクトルおよび制限温度勾配比の解析計算を行い、単一チャンネルおよび全炉心におけるアメーバ効果の評価した。ここではその解析方法、評価方法について述べる。

3.4.1. チャンネルスペクトル計算法

MK-Ⅲ炉心における中空型燃料コンパクトの単一チャンネル内の温度スペクトル、核移動距離スペクトル、制限温度勾配比スペクトルを求めるために、単一チャンネル熱計算コードDEGA-3の計算から得られる、軸方向各位置での燃料コンパクト外表面温度および線出力をインプットデータとして、Fig.3.4.1.に示すような円環状メッシュに燃料コンパクトを分割し、それぞれのスペクトルを求めた。まずDEGA-3コードから得られる軸方向の各位置の間を4分割し、軸方向96分割 (または80分割、MK-Ⅲ炉心設計ではDEGA-3の計算において、軸方向25分割又は21分割であったため。)として、各メッシュにおける最外側の燃料コンパクト外表面温度および線出力を内挿することによって求めた。

$$T_{o(i)} = T_{o(i-1)} + \frac{TF_{(j+1)} - TF_{(j)}}{4} \quad (3.12)$$

$$q_{L(i)} = q_{L(i-1)} + \frac{QL_{(j+1)} - QL_{(j)}}{4} \quad (3.13)$$

$$T_{om(m)} = \frac{T_{o(i)} + T_{o(i+1)}}{2} \quad (3.14)$$

$$q_{Lm(m)} = \frac{q_{L(i)} + q_{L(i+1)}}{2} \quad (3.15)$$

ここで $TF_{(j)}$: DEGA-3 から得られる軸方向 j 番目のコンパクト外表面温度 (°C)

$QL_{(j)}$: DEGA-3 から得られる軸方向 j 番目の線出力 (cal/cmsec)

$T_{o(i)}$: メッシュ軸方向境界でのコンパクト最外側温度 (°C)

$q_{L(i)}$: メッシュ軸方向境界での線出力 (cal/cmsec)

$T_{om(m)}$: メッシュ軸方向位置でのコンパクト外表面温度 (°C)

$q_{Lm(m)}$: メッシュ軸方向位置の線出力 (cal/cmsec)

次に各メッシュ境界における温度、温度勾配を式(3.1)、(3.2)にもとづき求め、内側と外側境界の平均値により、各メッシュでの温度、温度勾配を決定した。

$$T_{c(i,j)} = T_{om(j)} + \frac{q_{Lm(j)}}{2\pi\lambda_f(R_{fo}^2 - R_{fi}^2)} \left\{ \frac{R_{fo}^2 - r(i)^2}{2} + R_{fi}^2 \ln\left(\frac{r(i)}{R_{fo}}\right) \right\} \quad (3.16)$$

$$T_{G(i,j)} = \frac{q_{Lm(j)}}{2\pi\lambda_f(R_{fo}^2 - R_{fi}^2)} \left\{ r(i) - \frac{R_{fi}^2}{r(i)} \right\} \quad (3.17)$$

$$T_{cm(i,j)} = \frac{T_{c(i+1,j)} + T_{c(i,j)}}{2} \quad (3.18)$$

$$T_{Gm(i,j)} = \frac{T_{G(i+1,j)} + T_{G(i,j)}}{2} \quad (3.19)$$

- ここで $T_{c(i,j)}$: メッシュ径方向境界 i 番目, 軸方向境界 j 番目の温度 (°C)
 $T_{G(i,j)}$: メッシュ径方向境界 i 番目, 軸方向境界 j 番目の温度勾配 (°C/cm)
 $T_{cm(i,j)}$: メッシュ (i, j) における温度 (°C)
 $T_{Gm(i,j)}$: メッシュ (i, j) における温度勾配 (°C/cm)

このメッシュ (i, j) における温度、温度勾配により核移動距離を求めた。

$$KML_{(i,j)} = 10^{\left(a + \frac{b}{T_{km(i,j)}}\right)} \times T_{Gm(i,j)} \times \frac{1}{(T_{km(i,j)})^2} \times \frac{\tau \times 24 \times 3600}{10^{-4}} \quad (3.20)$$

- ここで $KML_{(i,j)}$: メッシュ (i, j) における核移動距離 (μ)
 $T_{km(i,j)}$: $T_{cm(i,j)} + 273.15$ (°C)

しかし実際の炉心状態では、温度、温度勾配は燃焼とともに変化するので、核移動距離もこれを考慮し、次式によって求めた。すなわち、メッシュ (i, j) において燃焼ステップ第 k 番目までの核移動距離 $KML_{(i,j,k)}$ は、k-1 番目までの核移動距離 $KML_{(i,j,k-1)}$ に k-1 番目と k 番目までの炉心状態による核移動距離 $KML'_{(i,j)} \times (\tau(k) - \tau(k-1))$ の和に等しいとした。

$$KML_{(i,j,k)} = KML_{(i,j,k-1)} + KML'_{(i,j)} \times (\tau(k) - \tau(k-1)) \quad (3.21)$$

また限界温度勾配比は、各メッシュにおける温度に対して、式(3.9)より計算される限界温度勾配に対する各メッシュの温度勾配の比を求めた。

$$R_{TG(i,j)} = \frac{T_{Gm(i,j)}}{T_{GLD(i,j)}} \quad (3.22)$$

この各メッシュにおいて求められた温度、核移動距離、限界温度勾配比の単一チャンネルにおけるスペクトル分布をもとめるため、温度は5℃、核移動距離は1μ、限界温度勾配比は0.01のきざみ巾ごとに、それぞれふり分け、各メッシュの体積を考慮し、加え合わせた。

$$v_{(i,j)} = \pi (2r+dr) dr dZ \quad (3.23)$$

$$V_n = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m v_{(i,j)} \quad (3.24)$$

ここで $v_{(i,j)}$: あるメッシュの体積
 V_n : あるきざみ巾に入るメッシュの加算体積
 dr : 径方向メッシュ巾
 dZ : 軸方向メッシュ巾

この解析方法の計算フローチャートをFig. 3.4.2.に示した。

3.4.2. 全炉心評価法

単一チャンネルにおける温度、核移動距離、制限温度勾配比等のスペクトルをもとに、全炉心における、それらの評価を行うために以下のような方法によった。

1. 核計算による各燃焼ステップ毎に対する各領域内のチャンネル出力ピーキング係数を参照する。(Appendix AにMK-III炉心の出力ピーキング係数を示した。)
2. チャンネルピーキング係数が1.0を各領域における平均チャンネルとし、また最高ピーキング係数のものを最高出力チャンネル、最低ピーキング係数のものを最低出力チャンネルとして、まずDEGA-3コードにより計算を行った。
3. 各領域に対してDEGA-3から得られた燃料コンパクト外表面温度および線出力をインプットデータとし、3.4.1.で述べた解析計算方法によって、最高、平均、最低出力チャンネルの各スペクトルをもとめる。
4. 各領域内における各チャンネルでの、ある核移動距離以上である体積率は、そのピーキング係数に比例するものとして、全チャンネルにおけるスペクトルを内挿計算してもとめる。
5. 全チャンネルのスペクトルを加え合わせることにより、全炉心のスペクトルを求める。

しかし核移動距離スペクトルにおいては、各燃焼ステップ毎に出力ピーキング係数が変化することを考慮しなければならないので、各燃焼ステップ毎の出力ピーキング係数を加算し、それを平均化したものについて計算を行った。但し各領域における最高および最低出力チャンネルは、燃焼ステップ毎に異ったチャンネルにあらわれる領域もあるが、ここでは最高、平均、最低出力チャンネルとも炉運転600日中、ある特定のチャンネルにあらわれるとして計算を行った。(Appendix-Aにこの結果も示している。)

3.5 アメーバ効果計算結果

3.4.で述べた解析法により、燃料温度分布とそのスペクトル、核移動距離分布とそのスペクトルさらに限界温度勾配比スペクトルなどを求めたが、ここでは、MK-III炉心のアメーバ効果評価のために、主要な解析結果を示した。なお、燃料温度に関する計算結果はAppendix-Bに示した。

3.5.1 核移動計算結果

燃料核移動は、温度および温度勾配に依存するが、実際の炉心では、燃焼が進むに従ってそれらは変化する。ここでは、その代表的な例としてFig. 3.5.1に領域IIの標準ブロックにおける最高出力チャンネルで、最大核移動が生じるメッシュの、各燃焼ステップ毎の温度、温度勾配および核移動距離の変化を示した。この図より、初期炉心から燃焼日140日までの温度勾配は非常に高く、実線で示した流量配分方式W-2の場合、140日までに約9 μ の核移動があり、初期炉心状態が600日間継続したと仮定した場合、約38 μ の核移動が生じるということがわかる。しかし、実際の炉心では、燃焼とともに、このメッシュにおける温度勾配は初期炉心状態より小さくなる傾向であり、各燃焼ステップでの温度、温度勾配を考慮した核移動の計算では、燃焼日600日までで約25 μ の核移動になることが示されている。またこの図には流量配分方式の相異による核移動の変化が示してある。温度勾配は流量配分方式には依らないが、W-3方式の方が、各燃焼ステップともに温度がやや低くなっていることから、核移動距離も若干小さく抑えられている。

Fig. 3.5.2には領域IIの標準ブロック最高出力チャンネルにおいて、最大核移動が生じている軸方向位置での核移動の燃料コンパクト内半径方向分布を、各燃焼日毎に示した。この図からも明らかのように、燃料コンパクト内半径方向位置で、最大核移動を示すのは、コンパクト外表面であることがわかる。すなわち、これは、コンパクト外表面は温度が一番低いにもかかわらず最大温度勾配位置であり、コンパクト内側は最高温度位置であるが、温度勾配は0であるため、核移動は無いという結果のためである。また燃焼日300日まで、燃焼日600日までの核移動の約2/3に達するということがわかる。さらに、図中には、初期炉心状態が600日継続したと仮定した核移動距離の計算結果を示したが、各燃焼日毎の温度、温度勾配を考慮して計算したものより、かなりの過大評価になることがわかる。

Fig. 3.5.3には、領域IIの最高出力チャンネルにおいて燃料コンパクトの最外側計算点での軸方向核移動距離分布を各燃焼日毎に、流量配分方式W-2について示した。この図から、第2段目ブロック下端で極大値を取り、第5段目ブロックで最大核移動を示すということがわかる。これは炉心出力分布が、第2段目ブロック下端で極大値をとり、また温度分布が第5段目ブロックで最高値を示していることから理解できる。さらに、燃焼日140日、300日までに於ける核移動が大きく、450日、600日の間の核移動量は小さくなっていることがわかるが、最高温度は各燃焼日とも大差は無く、最高温度をとるメッシュの温度勾配（つまり、線出力）が燃焼とともに非常に小さくなっていくためである。

(Appendix-B参照)

Fig. 3.5.4に、領域IIにおける最高出力チャンネル1本当りの核移動距離スペクトルについて各燃焼日毎の変化、およびそれぞれの流量配分方式による相異を示した。これによると、両流量配分方式とも、燃焼日300日までは20 μ 以上の核移動は認められず、また600日でも、その体積割合が約10%以下に抑えられることがわかる。また、このチャンネルでは流量配分方式W-2の方が、W-3より、若干温度が高くなっているため、核移動スペクトル的にも、全体的にやや上側になっている。このチャンネルは全炉心中でも、温度、温度勾配的に最も厳しい条件におかれているチャンネルであるが、30 μ 以上の核移動は認められず、25 μ 以上の核移動でも、W-2方式で約1.4%、W-3方式では生じないという結果になっている。

Fig. 3.5.5.に、燃焼日600日までの、領域IIにおけるチャンネル1本当りの核移動距離スペクトルについて、最高、平均および最低出力チャンネルおよび流量配分の相異について示した。各出力チャンネルとも、スペクトル分布の形には、ほとんど相異がなく、相似していることがわかる。それ故、各領域における任意の出力ピーキング係数をもつチャンネルは、最高と最低出力ピーキング係数のチャンネルスペクトルの間にあるスペクトル分布を示すものと考えられる。また、流量配分方式の相異により、各出力でのスペクトル変化が異なるということも無いことがわかった。

Fig. 3.5.6.には、燃焼日600日までに於ける核移動スペクトルについて、各領域の標準ブロック最高出力チャンネルでの流量配分の相異を示した。これによると、流量配分方式W-2では、領域IIで最大の核移動が、領域IVで最小であり、その範囲は、流量配分方式W-3と比較すると、各領域とも分散していることがわかる。すなわちW-2方式では、各領域の出力に比例した流量を、各領域に配分するため、燃料温度が各領域において、かなりのバラツキがあるが、一方W-3方式では、燃料最高温度を制限するような流量を各領域に配分しているため、各領域の燃料温度はほぼ同じで、バラツキが少いためと考えられる。(Appendix BのFig. B.5.を参照) これまでは、領域IIの最高出力チャンネルについてのみ、流量配分方式の相異を比較し、若干W-3方式の方が核移動距離は小さくおさえられ、その優位性が示されていたが、領域IやIVでは、その逆となっている。

Fig. 3.5.7.に、全炉心における核移動距離スペクトルについて示した。この図には、初期炉心状態が600日間継続したと仮定された場合の核移動距離スペクトルと各燃焼日毎の温度、温度勾配の変化を考慮して核移動距離の計算を行った場合のスペクトルについて、各々の流量配分方式の相異を示してある。この全炉心に対する核移動スペクトル分布の算出法は、3.4.2.で述べた全炉心評価方法に従った。まず、この図から明らかなのは、流量配分の相異によるスペクトル分布の差はほとんどなく、Fig. 3.5.6.で示したような各領域毎におけるような相異は見られないことである。これは、全炉心で評価を行うと、各領域毎の相異は、領域内のチャンネル本数などを考慮することによって相殺されてしまうためと考えられる。つぎに、初期炉心状態が600日継続するとして計算された核移動スペクトルは、各燃焼日毎の加算による核移動スペクトルと比較すると、核移動距離が約 10μ 以下の所では、その体積割合が小さいが、 10μ 以上になると大きくなっていく。これは出力分布が、初期炉心状態より燃焼とともに平坦化し、温度勾配も同様であるので、核移動距離スペクトルは燃焼ステップ毎の加算による方が平坦化し、 10μ 以下の体積割合が大きくなり、最大でも約 25μ の核移動に抑えられるという結果による。また、全炉心評価においても、核移動距離(流量配分方式W-2)がその設計限界である 30μ 以上を越えるものは無い。領域IIの最高出力チャンネルでの核移動スペクトルをみると、 25μ 以上の体積割合は、約1.4% (初期状態が接続すると仮定した値)であったものが、0.3%以下となっている。すなわち、これらの結果から、アメーバ破損基準として設定した核移動距離 30μ を越える燃料核は、燃焼日毎の加算による核移動計算では、全炉心中に現れないということがわかった。

Fig. 3.5.8.からFig. 3.5.11.に、1/6炉心の径方向断面における各燃焼日毎の核移動分布を示した。これらの図は、1ブロックにおいて6点、チャンネルピーキング係数が計算されているが、各点のピーキング係数に対応したチャンネル内の最大核移動距離について示したもので、それらはすべて流量配分方式W-2に対するものである。その作成方法は、Appendix-Aで示した各燃焼日毎のピーキング係数と、Appendix-Cで示された図をもとに、各チャンネルの最大核移動距離を推定して求めた。

なお最大核移動が起るのは、軸方向位置 253 cm, チャンネル内径方向コンパクト最外側計算点である。

Fig. 3.5.8. より、燃焼日 140 日までは、全炉心中 10μ 以上の核移動が現われてくるチャンネルは無いことがわかるが、Fig. 3.5.9. に示した燃焼日 300 日において、領域 I, II および III の一部のチャンネルで $10\sim 15\mu$ の核移動があり、特に領域 I の周囲の領域 II のチャンネルにおいて、 $15\sim 20\mu$ の核移動が生じている。これは、Appendix-A のチャンネルピーキング係数の図を見てもわかるように、領域 II において最高の出力ピーキング係数をもつチャンネルであるためである。Fig. 3.5.10. に示した燃焼日 450 日までの核移動分布は、 10μ 以上が炉心の大半を占め、 $15\sim 20\mu$ の核移動も、領域 I, II および III の一部のチャンネルで認められ、領域 I の周りのチャンネルでは $20\sim 25\mu$ の核移動が現われる。またこの図において、領域 II の低出力チャンネルでは 10μ 以下の核移動であるが、領域 III および IV の高出力チャンネルでは、 10μ 以上の核移動となっている。これは領域 III, IV における高出力チャンネルの方が、領域 II の低出力チャンネルより、温度がかなり高いため (約 100°C 程度) と考えられる。さらに Fig. 3.5.11. の燃焼日 600 日までは領域 III と IV の一部のチャンネルを除いて、すべて 10μ 以上の核移動が生じ、領域 I ではすべて $20\sim 25\mu$ の核移動、またその周囲の領域 II のチャンネルでは 25μ 以上の核移動が現われ、領域 II の大半は 15μ 以上の核移動で占められる。このように領域 I と II が、全炉心中において厳しい核移動を示すことがわかる。

Fig. 3.5.12. から Fig. 3.5.18. にかけて、燃焼日 600 日までに於ける、軸方向 7 段の各ブロック下端における核移動分布を示した。これらの図も、各ブロック下端での核移動距離をもとに、各ブロック内のチャンネルピーキング係数より、核移動距離を推定して求めたものである。

Fig. 3.5.12. には、第 1 段目ブロック下端での核移動分布を示したが、 10μ 以上の核移動は認められず、Fig. 3.5.13. で示した第 2 段目ブロック下端で、領域 I, II および III の一部のチャンネルで $10\sim 15\mu$ の核移動が現われてくる。Fig. 3.5.14. の第 3 段目ブロック下端では、第 2 段目ブロック下端で $10\sim 15\mu$ の核移動を示した、領域 I の制御ブロック内のチャンネルは、 10μ 以下の核移動になるが、領域 I の周囲のブロックでは $15\sim 20\mu$ の核移動が生じているチャンネルが多くなる。 10μ 以上の核移動が生じているチャンネルは、第 2 段目、第 3 段目ブロックとも、ほぼ同じである。Fig. 3.5.15. の第 4 段目ブロック下端では、ほとんどのチャンネルで 10μ 以上の核移動を示し、領域 I と II では、 $20\sim 25\mu$ の核移動も生じている。Fig. 3.5.16. は第 5 段目ブロック下端での核移動を示しているが、第 5 段目ブロックは最大核移動を生じているブロックで、その軸方向位置は下端よりやや上側である。下端では、領域 I とその周囲の領域 II のチャンネルにおいて $20\sim 25\mu$ の核移動が示されているが、 25μ 以上の核移動は認められない。Fig. 3.5.17. の第 6 段目ブロック下端では、領域 I の周囲で、 $10\sim 15\mu$ の核移動を示すチャンネルがあるが、その上端 (第 5 段目ブロックとの継目) では、Fig. 3.5.3. の軸方向核移動分布を見てもわかるように、かなりの核移動を示すものと考えられる。Fig. 3.5.18. は第 7 段目ブロック下端で、 10μ 以上の核移動は認められないことが示されているが、上端では Fig. 3.5.17. で示した第 6 段目ブロック下端とほぼ同程度の核移動分布が生じているものと思われる。

Fig. 3.5.19. に、Fig. 3.5.8. から Fig. 3.5.18. までをまとめて、全炉心中のブロック単位の核移動距離スペクトルを示した。この図は、燃焼日 600 日まではにおいて、各ブロックにおける最大核移動距離 (各ブロックの 6 個の核移動計算点のうち最大のもの) をもとに、全炉心中、511 個 ($73\text{カラム} \times 7\text{段}$) のブロックを各移動距離毎にふりわけてもとめたものである。各ブロックの最大核移動は、第

1段目から第4段目までは、下端で生じるが、第5段目ブロックは軸方向位置253 cmのFig. 3. 5. 11.を参照に、また第6段目および第7段目のブロックでは、その上端で生じるために、おのおの第5段目および第6段目ブロックの下端での核移動分布を参照して、求めた。なおこれらの図は1/6対称炉心の図であり、全炉心中のブロックは、その6倍の個数に換算したものである。Fig. 3. 5. 19.より、 20μ 以上の核移動が生じるのは、第4、第5、第6段目ブロックにおいてであり、その個数は80個で、全炉心ブロック数の約15%に匹敵する。また 25μ 以上の核移動を生じるブロックは、第5段目の領域Iを囲む、領域IIの6個のブロックであり、約1.2%ということである。

3. 5. 2. 限界温度勾配比計算結果

Fig. 3. 5. 20.に、各領域の標準ブロック最高出力チャンネルにおける軸方向位置第5段目ブロック下端での限界温度勾配比のチャンネル内径方向分布を、流量配分方式W-2およびW-3について示した。この時のチャンネルメッシュにおける限界温度勾配の計算は、初期炉心での温度を用い、照射日数が600日として行っている。この図から、核移動分布の場合と同様に、限界温度勾配比はコンパクト外表面において最大値を取り、内側では温度勾配が0のため、その比も0になっていることがわかる。さらに、流量配分方式の比較では、W-3方式では最高限界温度勾配比が、各領域の相異により、0.2~0.28の間にあるが、W-2方式では、0.13~0.32と分散していることがわかる。

Fig. 3. 5. 21.には、各領域の標準ブロックにおける最高出力チャンネルでの軸方向限界温度勾配比の分布を、流量配分方式W-2について示した。この限界温度勾配比はFig. 3. 5. 20.からもわかるように、コンパクト外表面で限界温度勾配比は最大値を取るのので、コンパクト最外側計算メッシュでの値を示したものである。この結果も、核移動距離の分布と同様に、第5段目ブロックにおいて最大値を取るが、その位置は下端であり、また第2段目ブロック下端における極大値は非常に小さく、若干核移動分布とは異なる。その理由は、DRAGONのアメーバ破損関係式は、低温側において非常に高い限界温度勾配を与えるため、第2段目ブロック下端では温度がまだ低いことから、限界温度勾配比の値も非常に小さくなっている。

Fig. 3. 5. 22.に、各領域の標準ブロック最高出力チャンネルにおける限界温度勾配比スペクトルを、流量配分の相異について示した。この図においても、Fig. 3. 5. 6.の核移動距離スペクトルと同様な傾向を示しており、流量配分方式W-2では、各領域で分散しており、W-3方式の方がまとまっている。また、体積割合を比較すると、W-2方式では領域IIのみ、W-3方式に比べて大きくなっているが、他の領域は、W-3方式の方が大きくなっている。しかし、いずれの場合においても、限界温度勾配比の値は小さく、0.3を超える点が、W-2方式、領域IIで、約1.6%のみにとどまり、温度勾配的にまだ十分な余裕があると言える。

Fig. 3. 5. 23.に、各領域ともすべて最高出力チャンネルとして、全炉心における限界温度勾配比を評価したスペクトル分布を示した。全炉心評価では、Fig. 3. 5. 22.に示したような各領域での流量配分の相異によるスペクトル分布の違いはほとんどなく、限界温度勾配比0.2以下の所では、W-3方式の方が若干体積割合が大きく、0.2以上ではW-2方式の方が大きくなっていく。また、W-2方式では限界温度勾配比0.3を超える体積割合が、約0.9%であるが、これは全炉心とも、各領域での最高出力チャンネルであるとして評価した値であって、実際は0.3を超える割合は非常に小さくなるものと考えられる。このように、全炉心において、DRAGONのアメーバ破損評価式から導出される、限界温度勾配比が1.0を超え破損に至るような粒子は無く、最大でも0.3程度である。すなわち、ア

メーバ破損の2次的評価としてのSiC層の破損までには、まだ十分な余裕が残されていると言える。

3.5.3. 規則的変動因子による計算結果

Table 3.3.1 および Table 3.3.2 で示された規則的変動因子を用い、それにより計算された結果の Systematic 温度および温度勾配(初期炉心状態に対して)より、照焼日数を600日として、核移動距離と限界温度勾配比の計算を行った。

Fig. 3.5.24. に、各領域における標準ブロックおよび制御ブロックでの Systematic チャンネルの核移動距離スペクトルを示し、さらに全炉心とも Systematic チャンネルとした場合の核移動距離スペクトルをあわせ示した。これらの結果はすべて、流量配分方式 W-2 におけるものである。この図より、最大核移動が生じるのは、領域 I の制御ブロックチャンネルで、約 76μ 程度までと計算された。これは、公称値の計算では、領域 II に全炉心中最大の核移動が生じると計算されたが、領域 I における出力の規則的変動因子の係数が他の領域より大きく、温度勾配的に非常に厳しくなってくるためである。また、この計算結果では、全炉心の約 15.2% が 30μ 以上の核移動を示し、約 3.1% が 60μ 以上の核移動が生じるということを示している。しかし、この結果は全炉心におけるすべてのチャンネルが規則的変動因子により、Systematic 温度状態にあり、さらに炉心寿命期間中、最も温度、温度勾配的に厳しい状態である初期炉心状態が 600 日間継続したと仮定した場合である。また、この様な状態は炉心中、局所的に生じるものであり、また燃焼とともに、温度、温度勾配は緩かな傾向を示すものである。それ故、この結果だけで規則的変動量におけるアメーバ破損の評価を行うことは出来ない。

Fig. 3.5.25. に、Systematic 温度に対応した限界温度勾配比のスペクトル分布について、各領域の標準および制御ブロックチャンネル、さらに全炉心の場合を示した。これらの結果もすべて流量配分方式 W-2 についてであるが、この場合、最も厳しいチャンネルは、領域 II の標準ブロックにあらわれてくる。これは DRAGON のアメーバ破損評価式が高温状態に対して厳しい条件となっており、領域 I の制御ブロック Systematic 最高温度は 1501°C であるが、領域 II 標準ブロックでは 1551°C であるためと考えられる。(Appendix -B 参照) 限界温度勾配比が、0.8 を超える全炉心での体積割合が約 1% 生じているが、1.0 を超えるものは無いので、規則的変動因子による状態でも、アメーバ効果によって SiC 層の破損まで至らしめるような粒子は存在しないという結果になった。

Fig. 3.5.26. に、これまで検討を行ってきた、核移動距離スペクトルと限界温度勾配比スペクトルが、どのような関係にあるのかを比較するために、規則的変動因子による全炉心評価スペクトルを示した。この図には、流量配分方式 W-2 および W-3 についても示してあるが、全炉心評価では、それぞれのスペクトルとも、相異はほとんど無い。この図から、核移動距離と限界温度勾配比のスペクトルは、よい類似性を示していることが判る。また、これまでも述べてきたように、限界温度勾配比 1.0 が、核移動距離 90μ に対応するものとしたら、核移動距離 30μ は、限界温度勾配比 0.33 に、 60μ は 0.67 に対応することになるが、核移動距離スペクトルから 30μ 以上の体積割合は約 15%、限界温度勾配比 0.33 以上の体積割合は約 12%、また 60μ 以上では 2~3%、0.67 以上も 2~3% とほぼ一致する。このように、核移動距離による評価と限界温度勾配比による評価は、スペクトル的に見ても、ほぼ同様な結果を示していることがわかる。

Fig. 3.5.27. に、規則的変動因子による領域 II の標準ブロックのチャンネル軸方向断面について、軸方向各ブロックの最上端、中間点および最下端での径方向最外側、中間および最内側計算メッシュにおける核移動距離と限界温度勾配比の値を対比して、図式的に示した。核移動距離が 30μ 以上の

所と、限界温度勾配比が0.33以上の所を色分けしたが、その個所はほとんど同じであり、第4段目ブロック下端、第5段目ブロック、および第6段目ブロック上端である。この図からも、核移動による評価と限界温度勾配比による評価とは、ほぼ等しいものであると言える。

3.6. ま と め

MK-III炉心におけるアメーバ効果について解析計算を行った結果、以下のような結論が導出された。

- ①通常運転時、公称値による特性計算では、核移動距離は最大でも25 μ 程度であり、対アメーバ効果設計基準で定められたような破損は発生しない。
- ②限界温度勾配比の公称特性計算においても、まだ十分余裕があることが示された。
- ③規則的変動因子を考慮した特性計算では、核移動距離は最大80 μ 近くまで移動する結果が得られ、破損基準の30 μ を越える粒子が全炉心で約15%になるが、限界温度勾配比の計算では1.0を越えるものは無いという結果になった。

これらを総合的に判断すると、MK-III炉心通常運転時では、燃料核移動は緩衝層の厚さ以内に限定され、被覆層の破損、すなわちSiC層の破損にまで至るアメーバ効果は発生せず、従って、粒子のF.P.保持機能は十分確保され得ると考えられる。ただし、本設計で設定された規則的変動因子を考慮すると、一部のチャンネルにおいて、内側の高密度PyC層にまで至るアメーバ効果の発生が予測されており、本設計で採用した実験式の不確かさを勘案すれば、SiC層の直接的な破損も起り得るものと考えられる。

さらに、これまでの検討の結果、今後の多目的高温ガス炉設計への参考として、以下のようなことが明らかになった。

①G.A.やO.R.N.L.から発表されているKMC値に基づく UO_2 燃料核移動距離評価法とDRAGONプロジェクトから発表されているアメーバ破損評価法とは、アメーバ効果の物理的な記述においてはほぼ同等な考え方に基づいている。

②燃料寿命期間中の核移動量速度は、燃焼に伴う出力および流量の変化とによって著しく影響される。従って、特定の燃焼日における出力、流量に対して得られる温度、温度勾配に基づいて核移動量を評価し、それを全燃料寿命期間中の累積核移動距離として評価することは、妥当ではない。

③全炉心燃料体中でのアメーバ効果の空間分布をみると、第1にアメーバ効果が著しく進行する燃料体は、炉心のある特定の領域の燃料コラムのうち数個のブロックに限定されており、第2にそれらの燃料棒についても、燃料コンパクト表面近傍のごく限られた体積に限定されている。

④MK-III炉心全体での燃料温度スペクトルおよび核移動距離スペクトルは、流量配分方式、つまり領域出口冷却材平均温度を等しくするか、または領域毎の燃料最高温度を等しくするかの方式によっては、余り相異がない。

Table 3.1.1. V.H.T.R. Core design parameters

諸元, 特性項目		MK-II 炉心	MK-III 炉心	
1. 一般	原子炉型式	低濃縮ウラン, 黒鉛減速, He冷却		
	原子炉熱出力 MW	50		
	冷却材温度	炉心入口 °C	400	395(原子炉入口ノズル)
		炉心出口 °C	1000	1000(原子炉出口ノズル)
	冷却材圧力	炉心入口 MPa	40	40(原子炉出口ノズル)
	燃料型式 原子炉容器	ピン・イン・ブロック型燃料体 鋼製圧力容器		
2. 炉心	炉心等価直径 m	2.69	2.69	
	炉心有効高さ m	3.5	4.0	
	周辺反射体厚さ m	1.1	1.05	
	上下反射体厚さ m	1.0	1.14	
	燃料体カラム数	全数	73	73
		標準燃料体	66	66
		制御燃料体	7	7
	可動反射体カラム数	90	78	
	カラム当り燃料体数	7	7	
	制御棒対総数(炉心/反射体)		19(7/12)	
	後備停止素子チャンネル数	19	19	
	軸方向段付装荷濃縮度 (W/o)	7,7,5,5,5,3,3	6,6,4,4,4,2,2	
	出力密度(平均/最大) (W/cc)	2.5/5.9	2.2/5.9	
	出力ピーキング係数	半径方向	1.17	1.19
		軸方向	2.02	2.25
	中性子束 ($\times 10^{13} n/cm^2 sec$)	熱中性子束(平均/最大)	33/6.7	4.25/10.6
		速中性子束(平均/最大)	1.2/2.6	3.61/9.36
3. 燃料体	燃料体型式	六角型黒鉛ブロック, 中空燃料棒挿入型	同 左	
	黒鉛ブロック	材質	原子炉級準等方性黒鉛	SM1-24相当
		密度 g/cm ³	1.8	1.8
		半径 mm	299	299
		高さ mm	500	570
		冷却孔径 mm	49	50
		冷却孔数	標準燃料体 制御燃料体	12 3
	黒鉛スリーブ	材質	原子炉級準等方性黒鉛	SM1-24相当
		密度 g/cm ³	1.8	1.8
		内径 mm	35.4	36.3
	燃料コンパクト	型式	オートプレス型円筒	同 左
		内径 mm	21.0	18.0
		外径 mm	35.0	36.0
		粒子充填率 %	27.5	30.0
		マトリックス密度 g/cm ³	1.6	1.65
	被覆燃料粒子	型式	低濃縮U, TRISO-II型	同 左
		直径 μ	780	920
燃料核	組成	UO ₂	UO ₂	
	直径 μ	500	600	
被覆層	第1層低密度PyC層厚さ μ	40	60	
	第2層高密度PyC層厚さ μ	30	30	
	第3層 SiC層厚さ μ	25	25	
	第4層高密度PyC層厚さ μ	45	45	

Table 3.1.2. Coated fuel particle design parameters

	MK-II	MK-III	DRAGON	U.K.	GAC
燃料核	UO ₂	UO ₂	UO ₂	UO ₂	UO ₂
密度 (% TD)	~95	~95	~80	~77	>95
直径 μ	500	600	800	800	200
第1層 (低密度 PyC 層)					
密度 g/cc	1.1	1.1	1.1	1.1	1.15
厚さ μ	40	60	25~35	35	85
第2層 (高密度 PyC 層)			6		
密度 g/cc	1.8	1.8	1.55~1.75	1.6~1.8	1.95
厚さ μ	30	30	65	20+35	25
第3層 (SiC 層)					
密度 g/cc	>3.18	>3.20	~3.20	>3.20	3.20
厚さ μ	25	25	35	35	25
第4層 (高密度 PyC 層)					
密度 g/cc	1.8	1.8	~1.8	1.8	1.8
厚さ μ	45	45	40	55	35

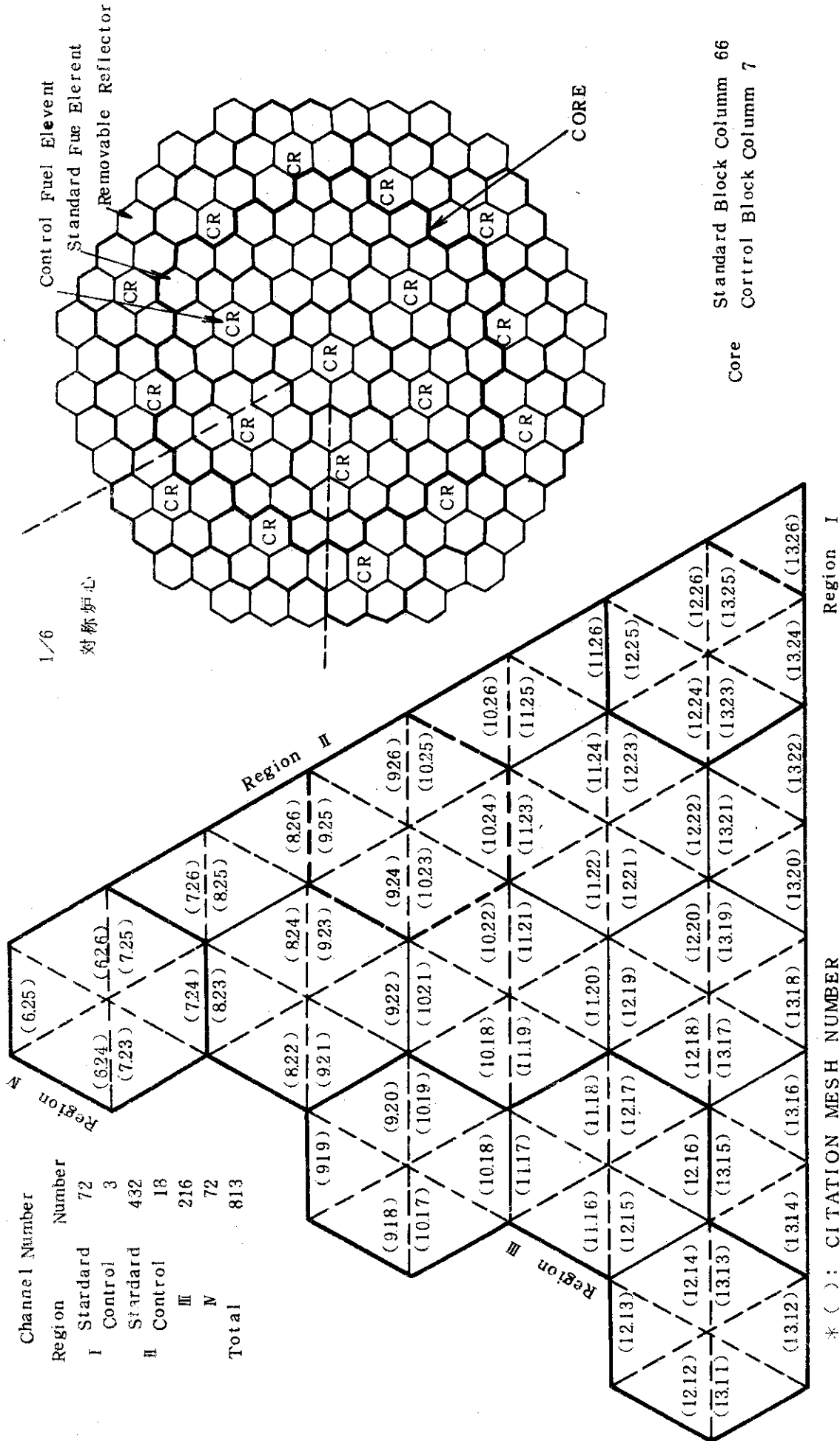


Fig. 3.1.1. Core arrangement

Table 3.1.3. Core thermal design bases

1. 熱出力	
原子炉熱出力	50 MWt
燃料領域	47.5MWt
反射体, 制御棒, その他	2.5MWt
2. 冷却材温度	
原子炉入口/原子炉出口	395°C/1000°C
炉心入口/炉心出口	400°C/1039°C
3. 冷却材圧力	
原子炉出口	40kg/cm ² G
4. 冷却材流量	
全流量	15.92kg/s
有効炉心部	14.33kg/s
制御棒部	0.64kg/s
反射体部	0.96kg/s
5. 流量調節	
燃焼炉心状態に対応して流量調節設定を行う。また流量配分方式としては以下2種類を考慮する。	
1. W-2方式	各領域出力に比例した流量により, 各領域出口での冷却材温度をそろえる。
2. W-3方式	各領域での燃料最高温度をそろえる。
6. 燃料部の寸法	
冷却孔径	50 mm
スリーブ外径	46 mm
スリーブ内径	36.3mm
コンパクト外径	36 mm
コンパクト内径	18 mm
実効燃料長さ	378 cm
(熱膨張と照射変形による寸法変化を考慮する)	
7. 熱設計データ	
ギャップコンダクタンス	
ギャップ巾0.15mm, 熱膨張, 照射変形による寸法変化を考慮し, ふく射の効果を含める。	
熱伝達	
リブのない円環流路における熱伝達式を用いる。ふく射の効果は無視。	
コンパクト熱伝導率	0.03 cal/cm s °C
スリーブ熱伝導率	0.06 cal/cm s °C
ヘリウム熱伝導率	温度依存

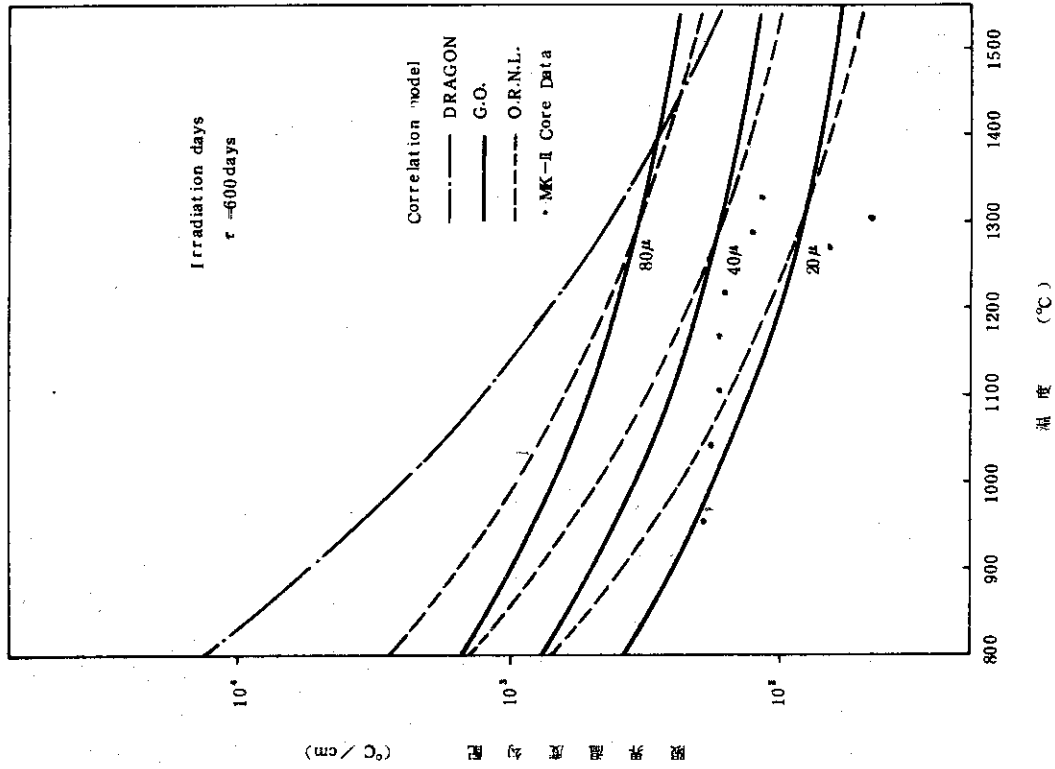


Fig. 3.2.2 Limiting temperature gradient for each evaluation correlation

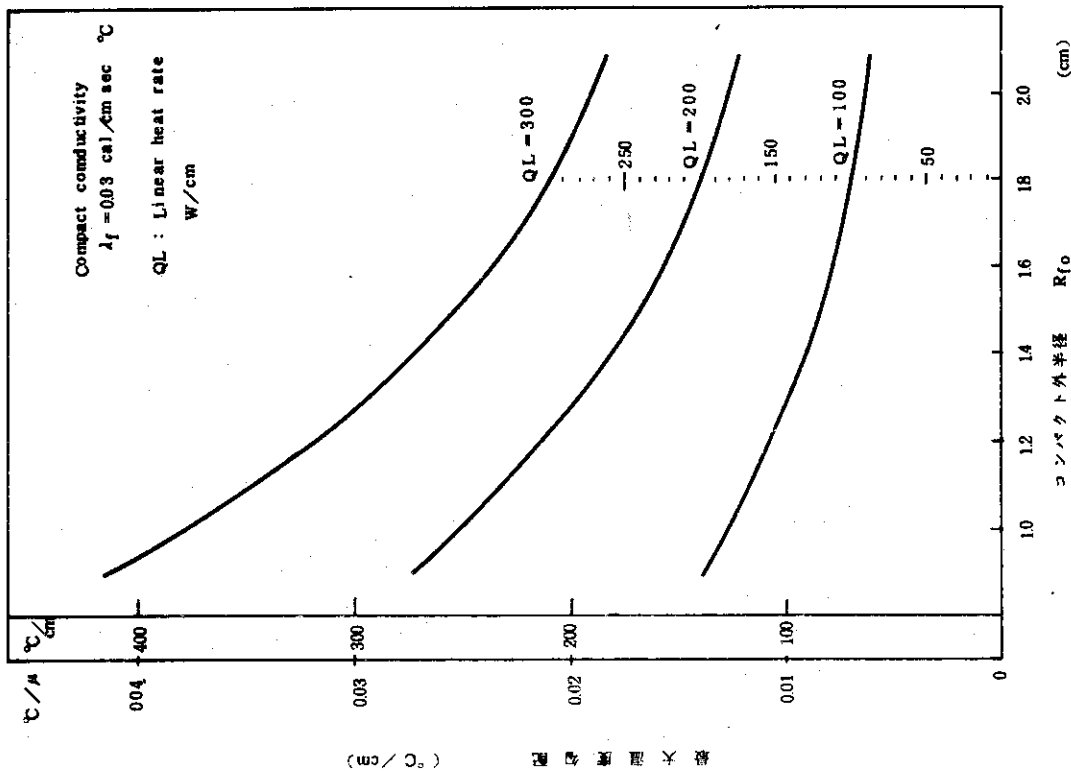


Fig. 3.2.1 Temperature gradients v.s. compact outer radius

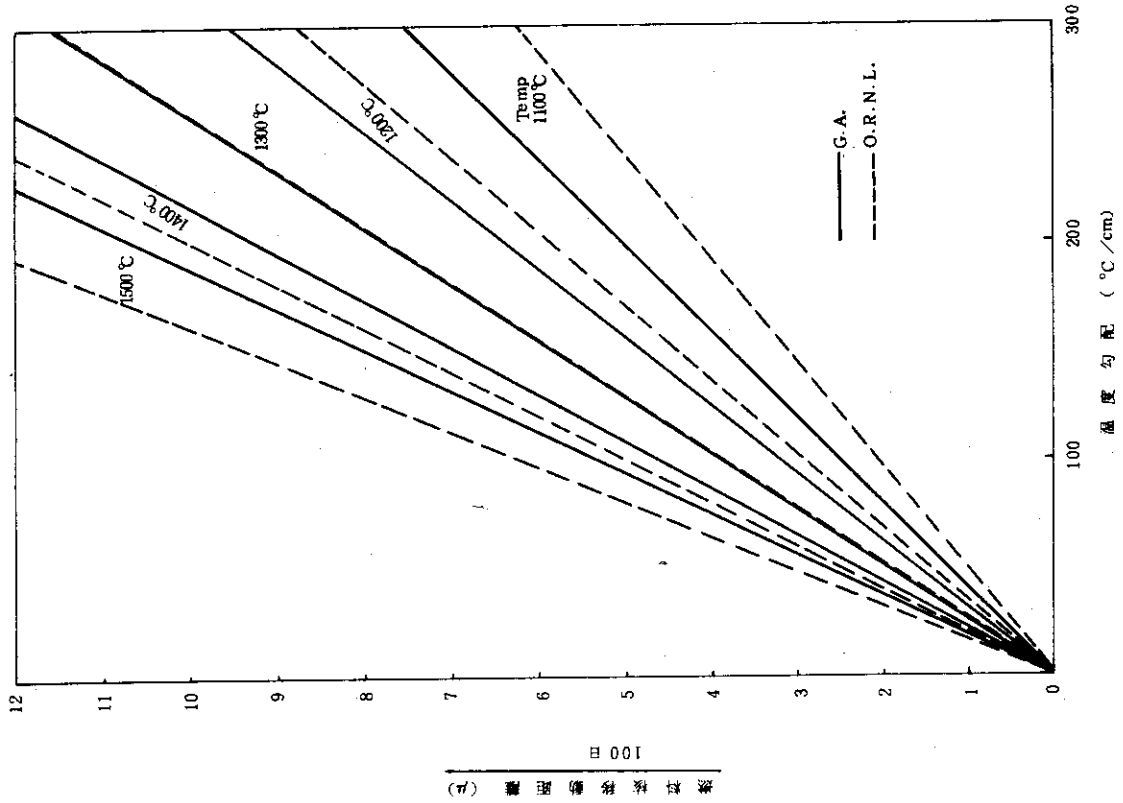


Fig. 3.2.4. Kernel migration distance per 100 days

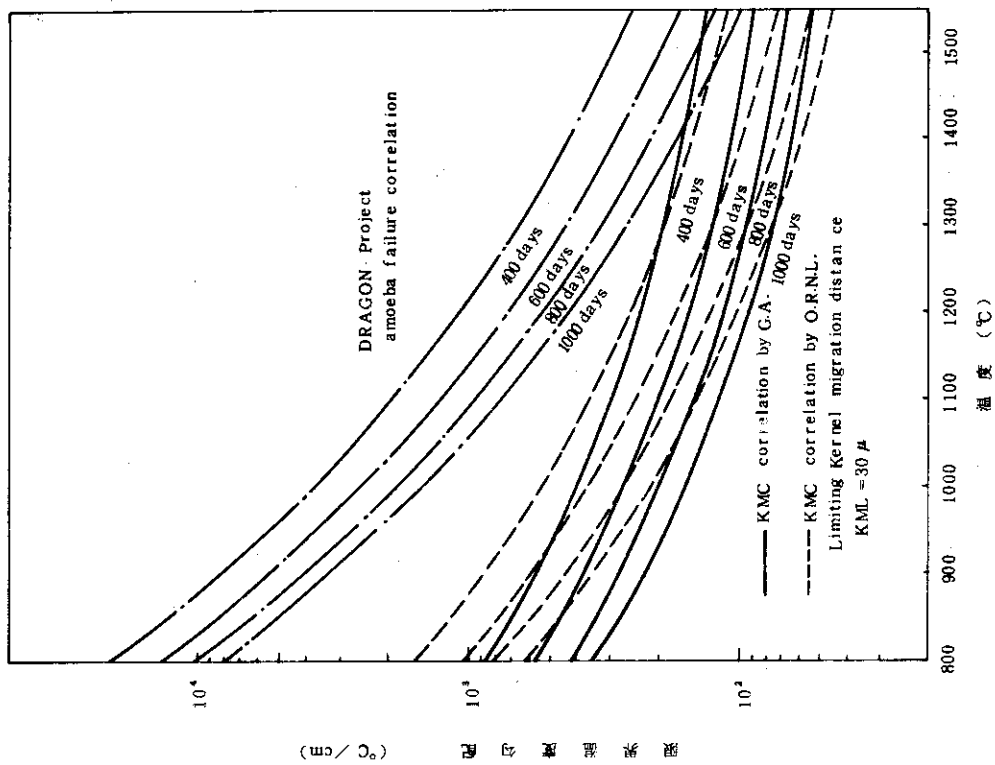


Fig. 3.2.3. Limiting temperature gradients for various irradiation days

Table 3.3.1. MK-III Core systematic factors

因子	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. 熱出力一分布						
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	*	*	*	*	*	*
1.3 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

*) 各領域により異なる。

Table 3.3.2. MK-III Core systematic factors for power

チャンネル	Region I 標準コラム	Region I 制御コラム	Region II 標準コラム	Region II 制御コラム	Region III 標準コラム	Region III 標準コラム
全チャンネル 共通因子	1.0 + 0.06 (出力校正誤差) + 0.054 (軸方向出力分布) + 0.03 (出力変動) = 1.144					
チャンネル 依存因子	1.09	1.09	1.07	1.07	1.03	1.03
合計	1.234	1.234	1.214	1.214	1.174	1.174

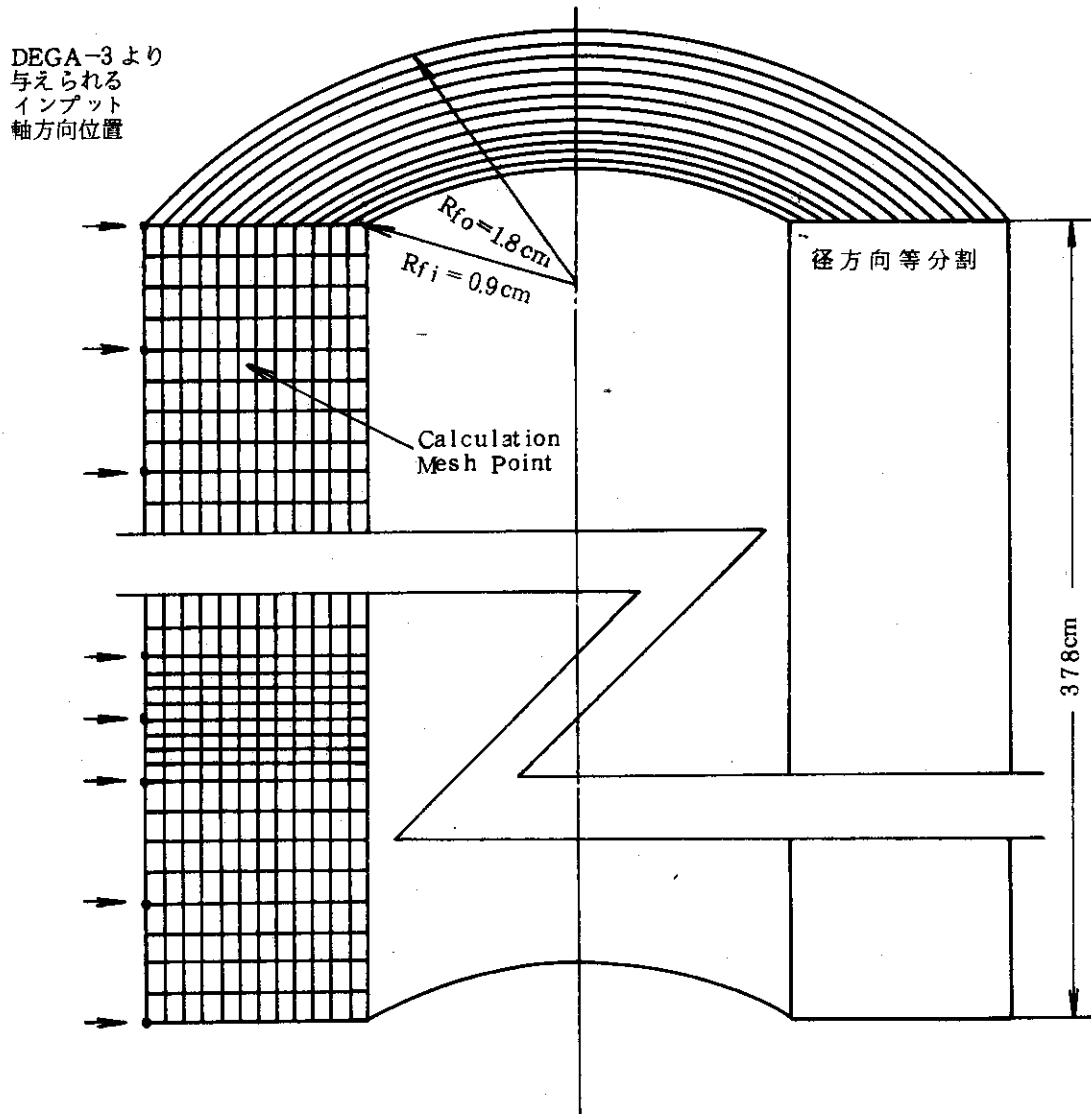


Fig. 3. 4. 1. Schematic representation of the mesh points for channel spectrum calculation

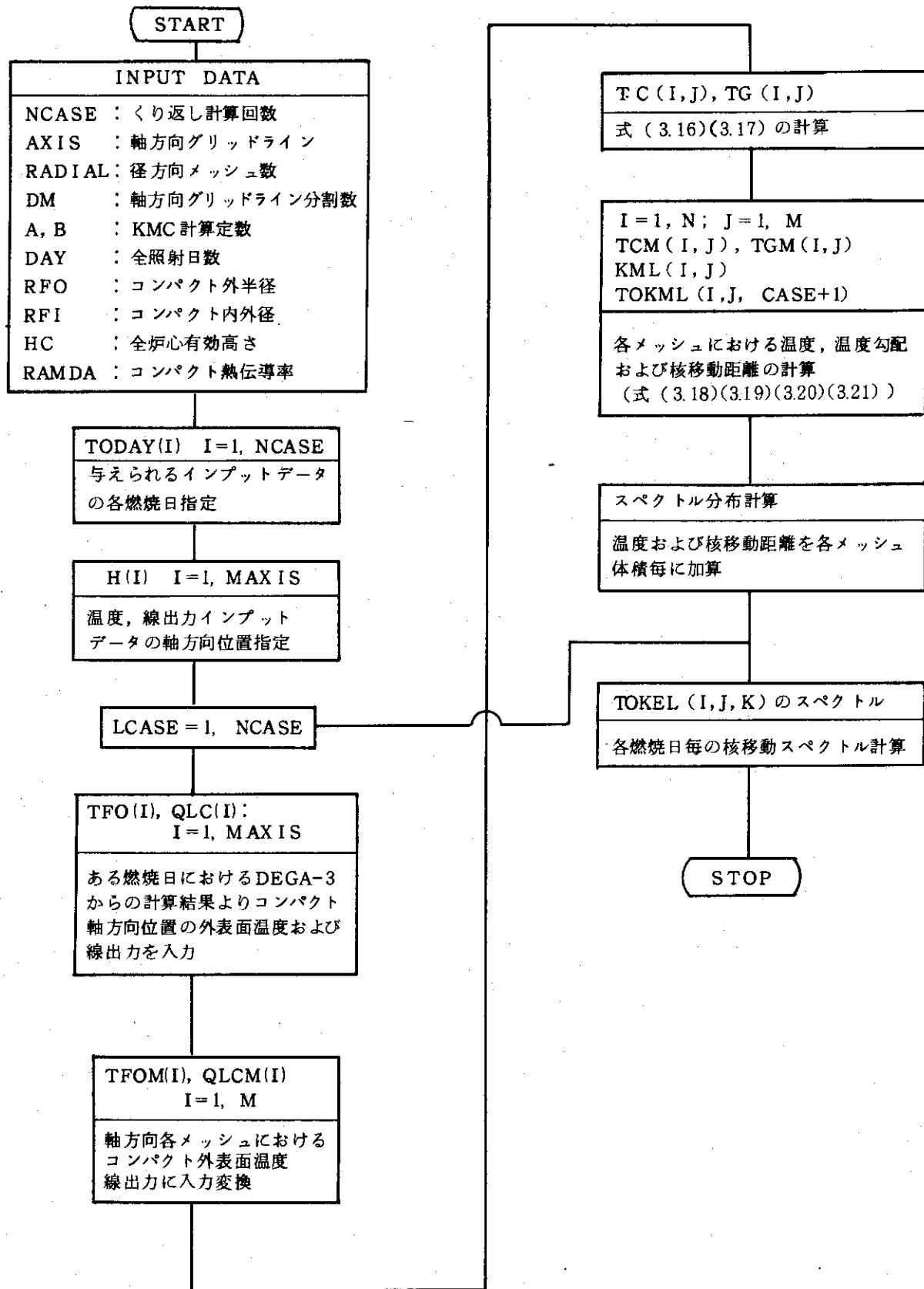


Fig. 3.4.2. Flow chart of temperature and Kernel migration spectrum calculation.

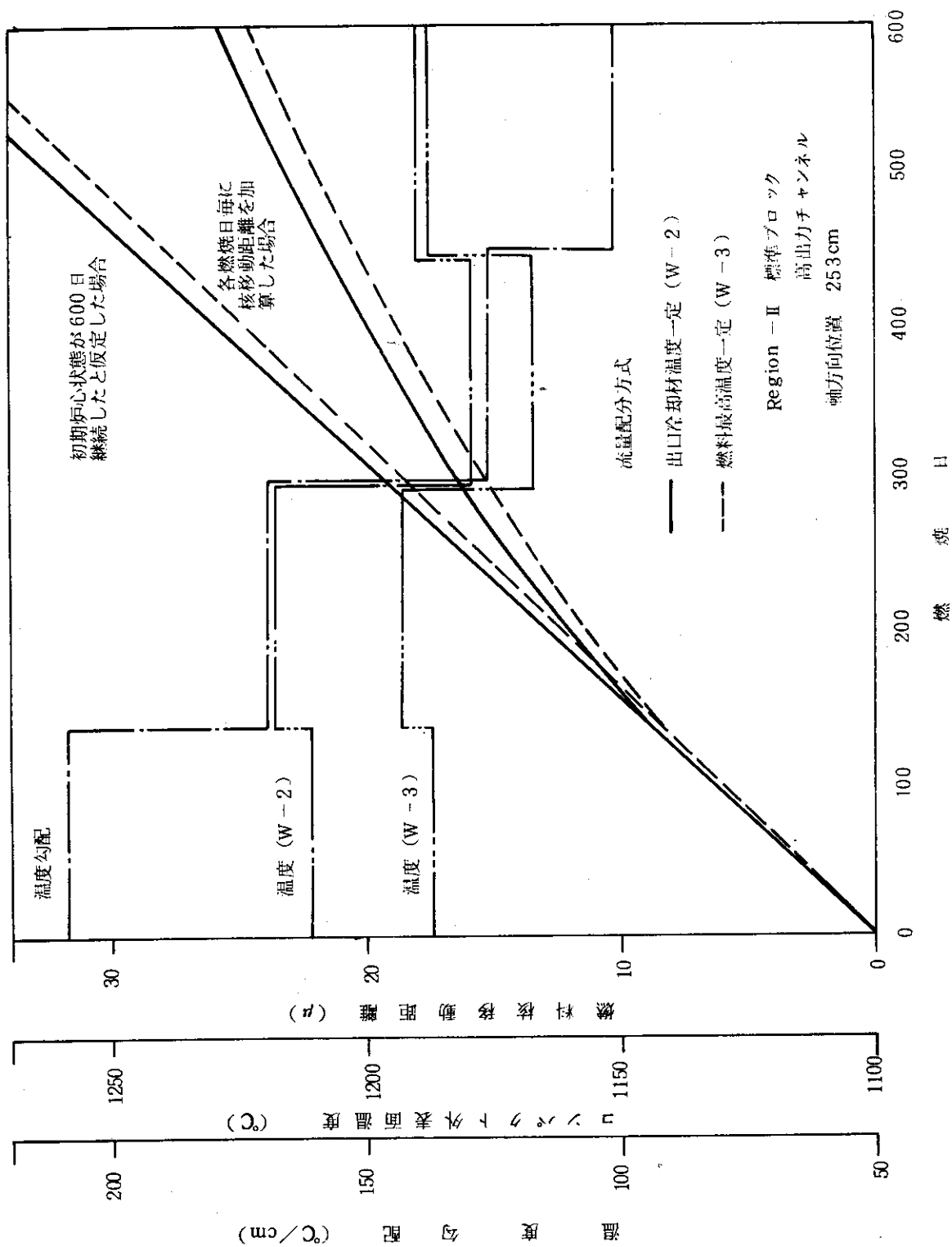


Fig. 3.5.1. Typical kernel migration characteristics at the worst point.

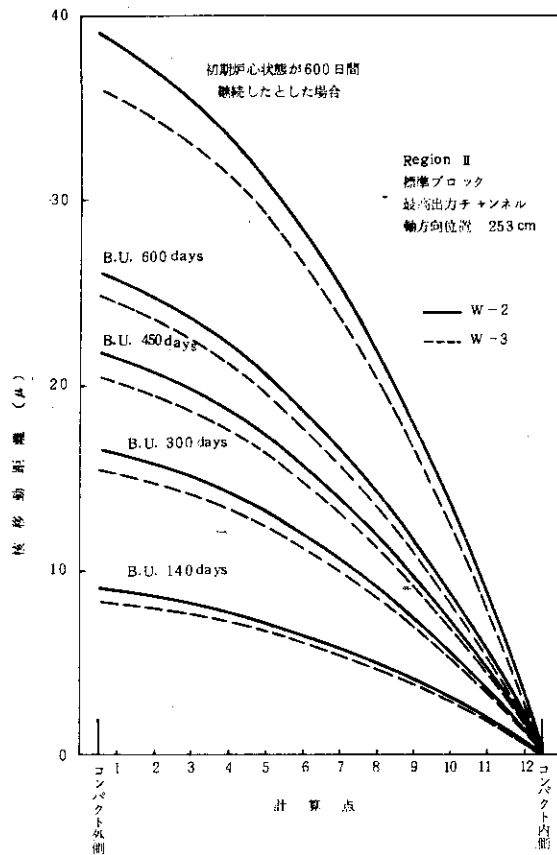


Fig. 3.5.2. Radial kernel migration profile at the worst axial location.

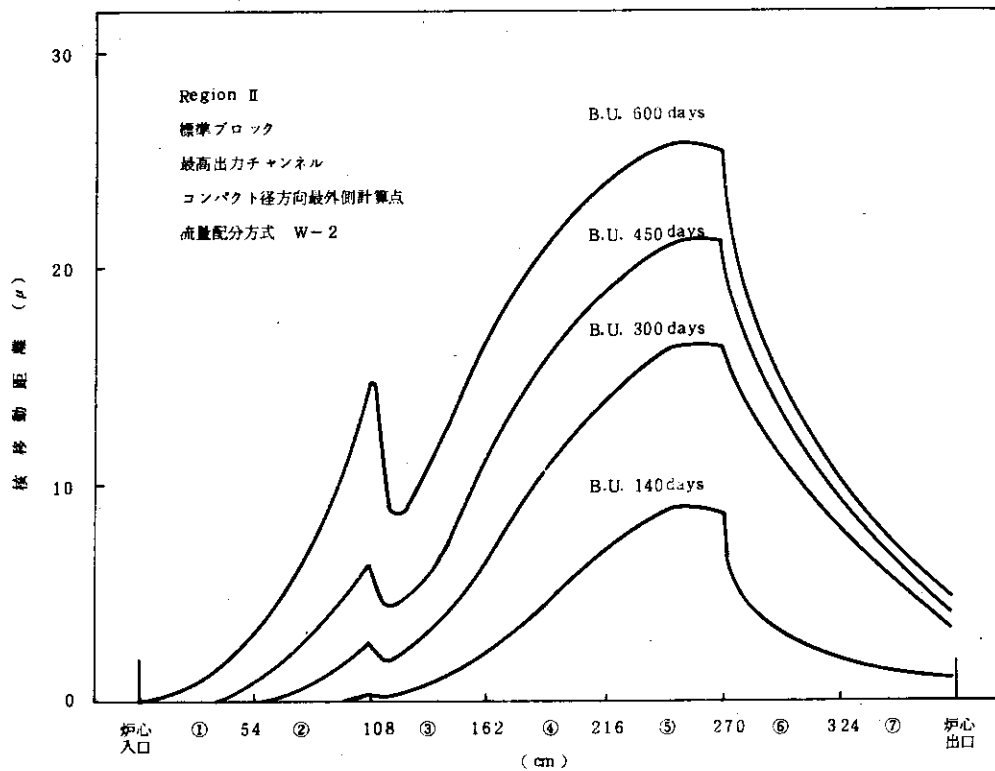


Fig. 3.5.3. Axial kernel migration profile for the compact outer surface

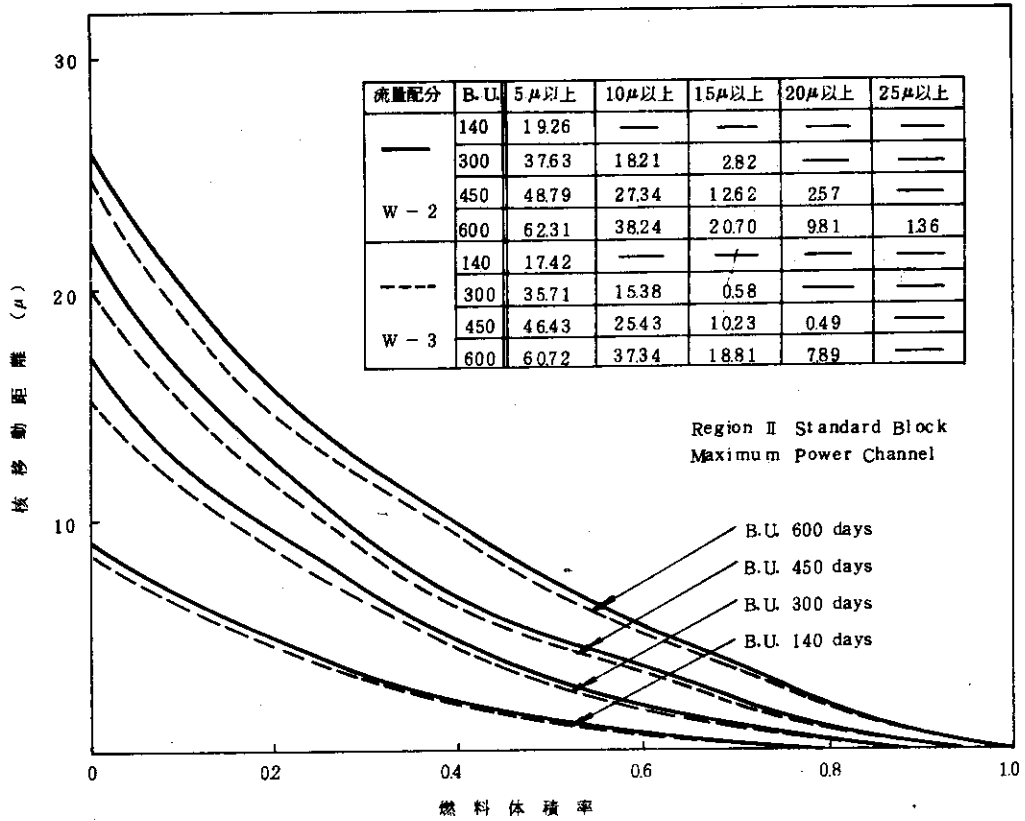


Fig. 3.5.4. One-channel spectrum of the kernel migration distance for each burn-up step

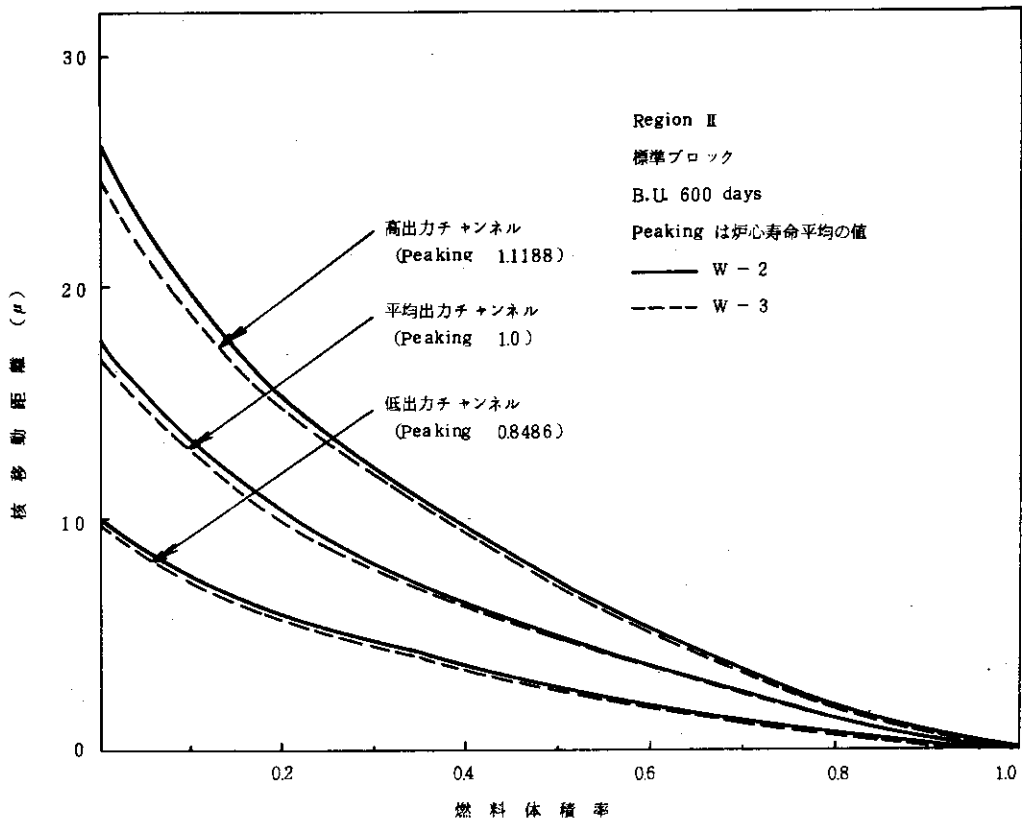


Fig. 3.5.5. One-channel spectrum of the kernel migration distance for each power

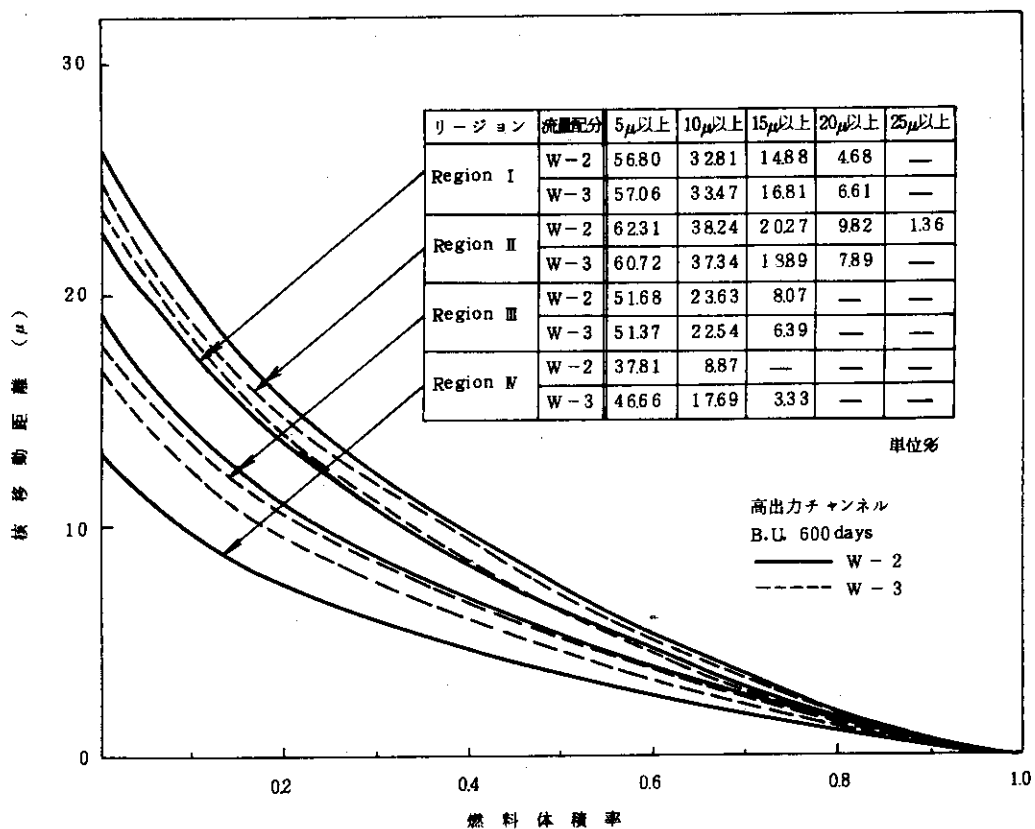


Fig. 3.5.6. One-channel spectrum of the kernel migration distance for each region

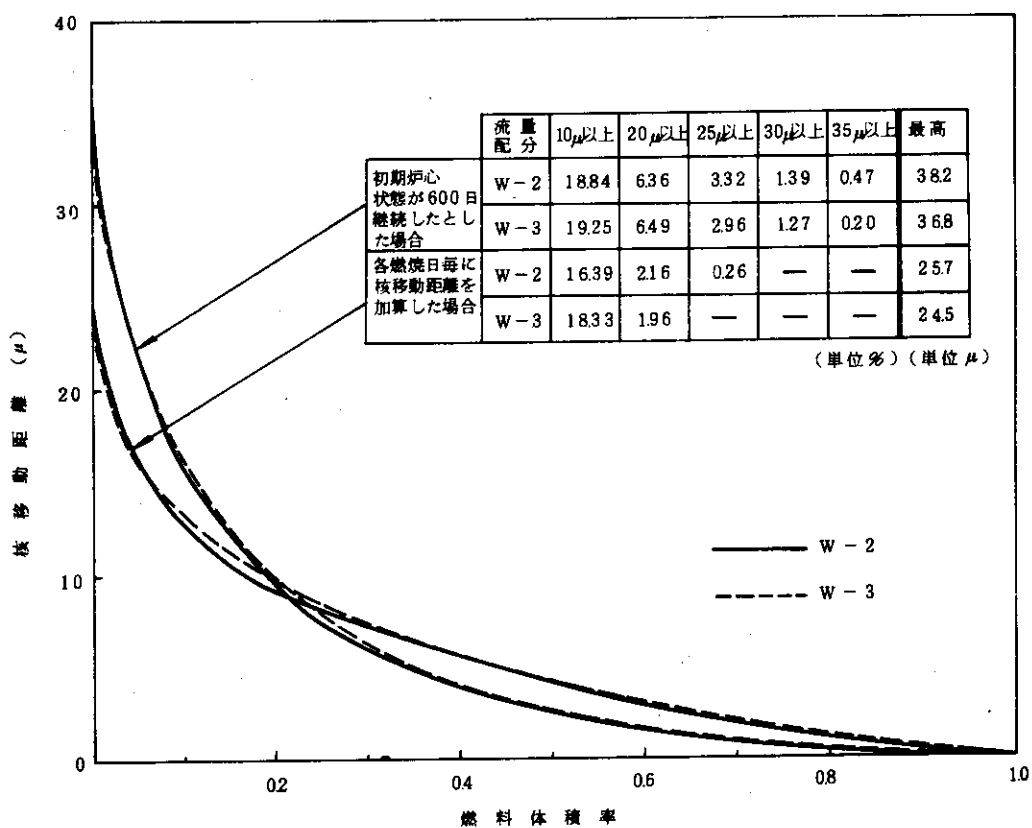


Fig. 3.5.7. Core overall spectrum of the kernel migration distance

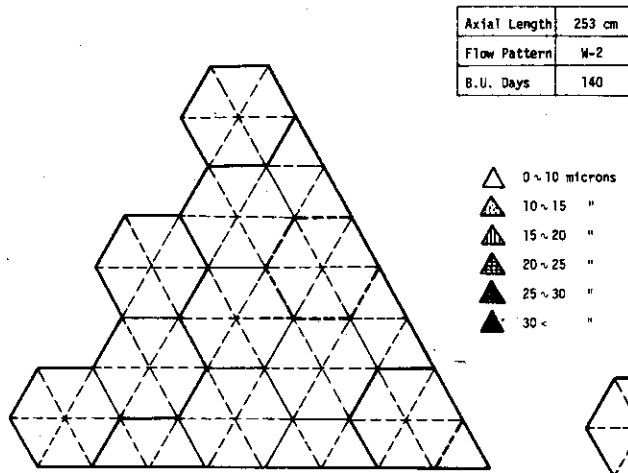


Fig. 3.5.8 Kernel Migration at the worst radial position

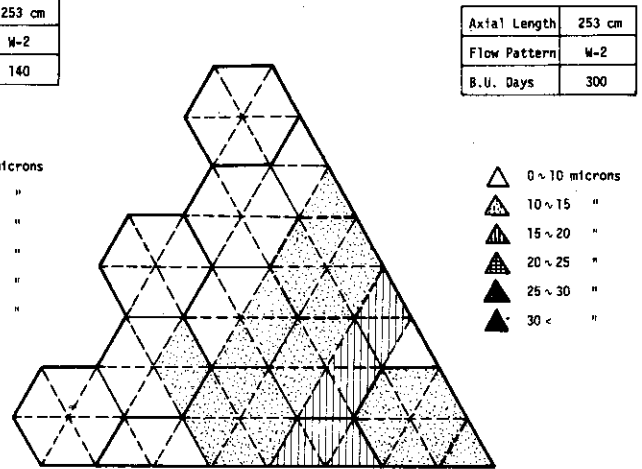


Fig. 3.5.9 Kernel Migration at the worst radial position

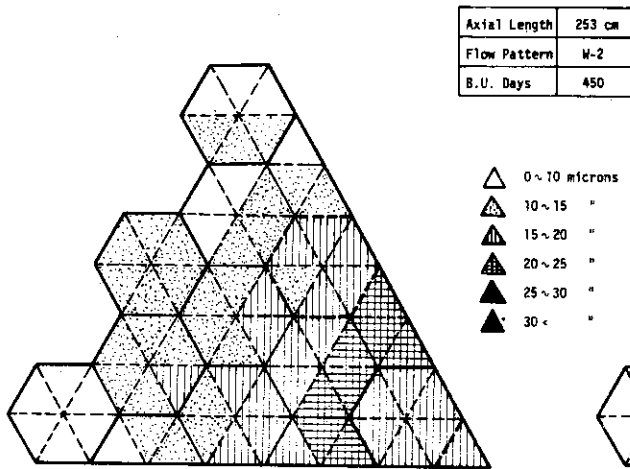


Fig. 3.5.10 Kernel Migration at the worst radial position

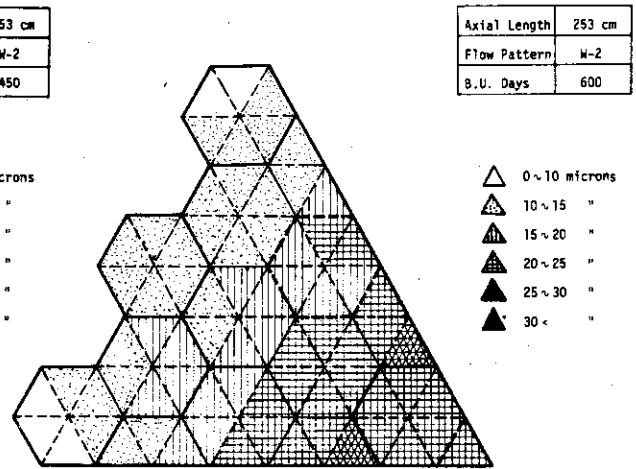


Fig. 3.5.11 Kernel Migration at the worst radial position

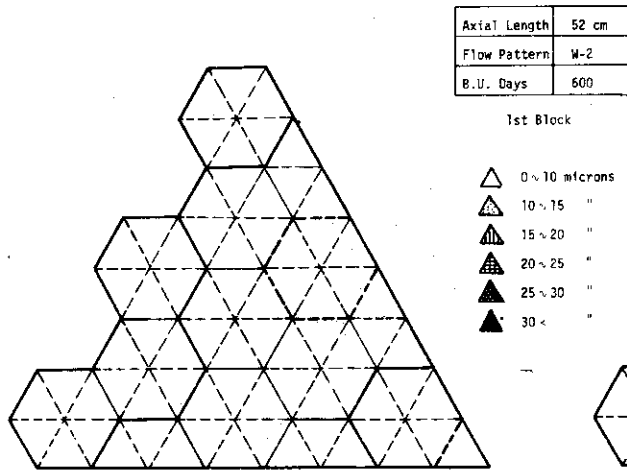


Fig. 3.5.12 Kernel Migration at the worst radial position

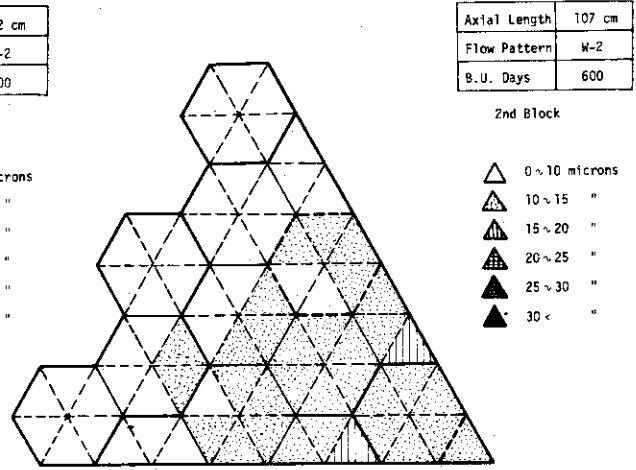


Fig. 3.5.13 Kernel Migration at the worst radial position

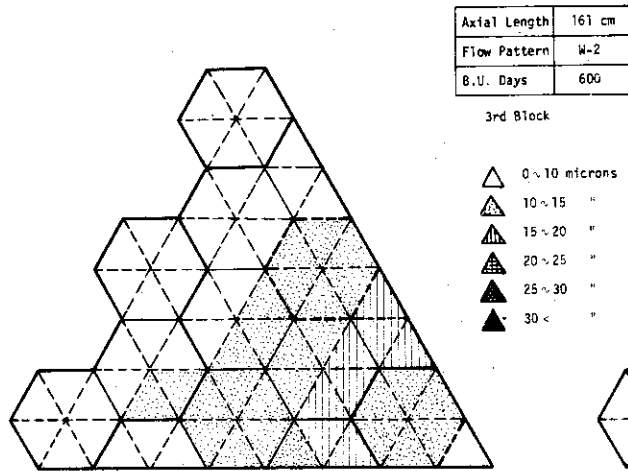


Fig. 3.5.14 Kernel Migration at the worst radial position

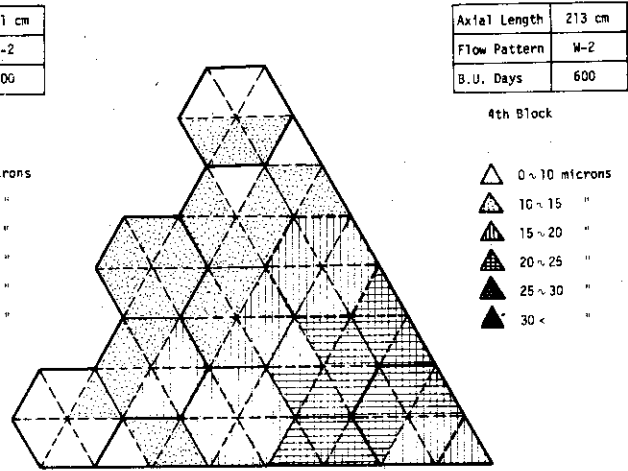


Fig. 3.5.15 Kernel Migration at the worst radial position

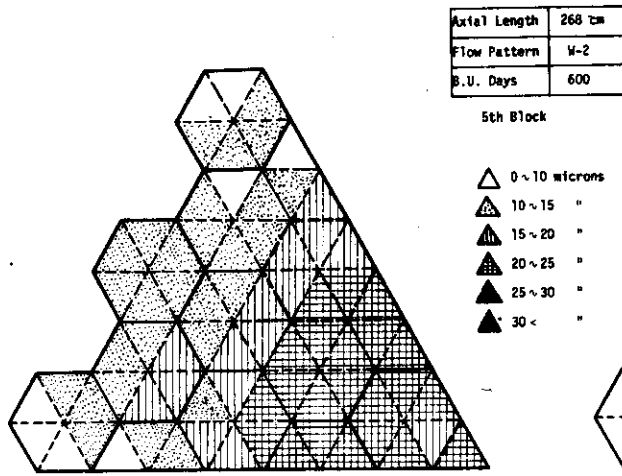


Fig. 3.5.16 Kernel Migration at the worst radial position

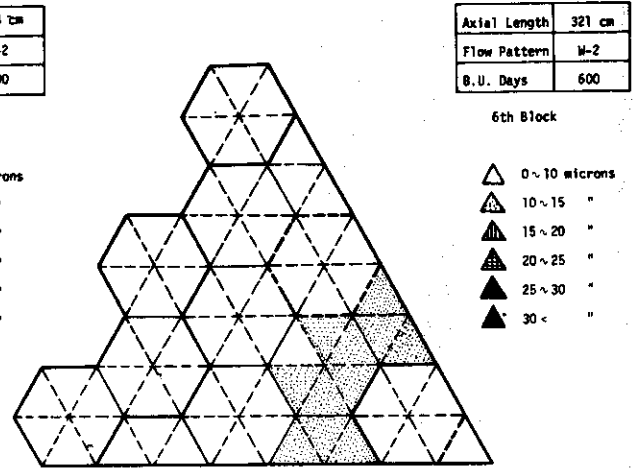


Fig. 3.5.17 Kernel Migration at the worst radial position

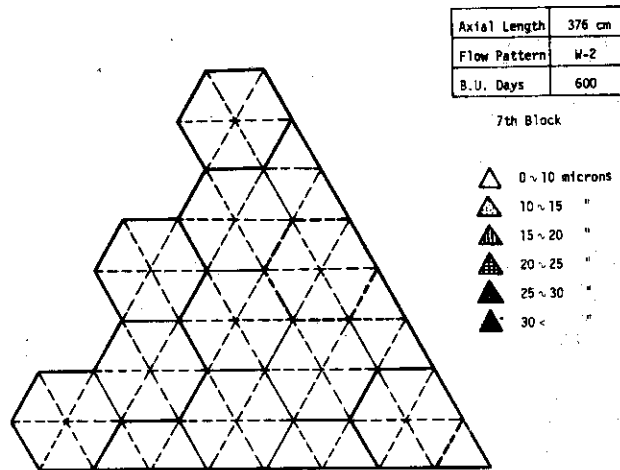


Fig. 3.5.18 Kernel Migration at the worst radial position

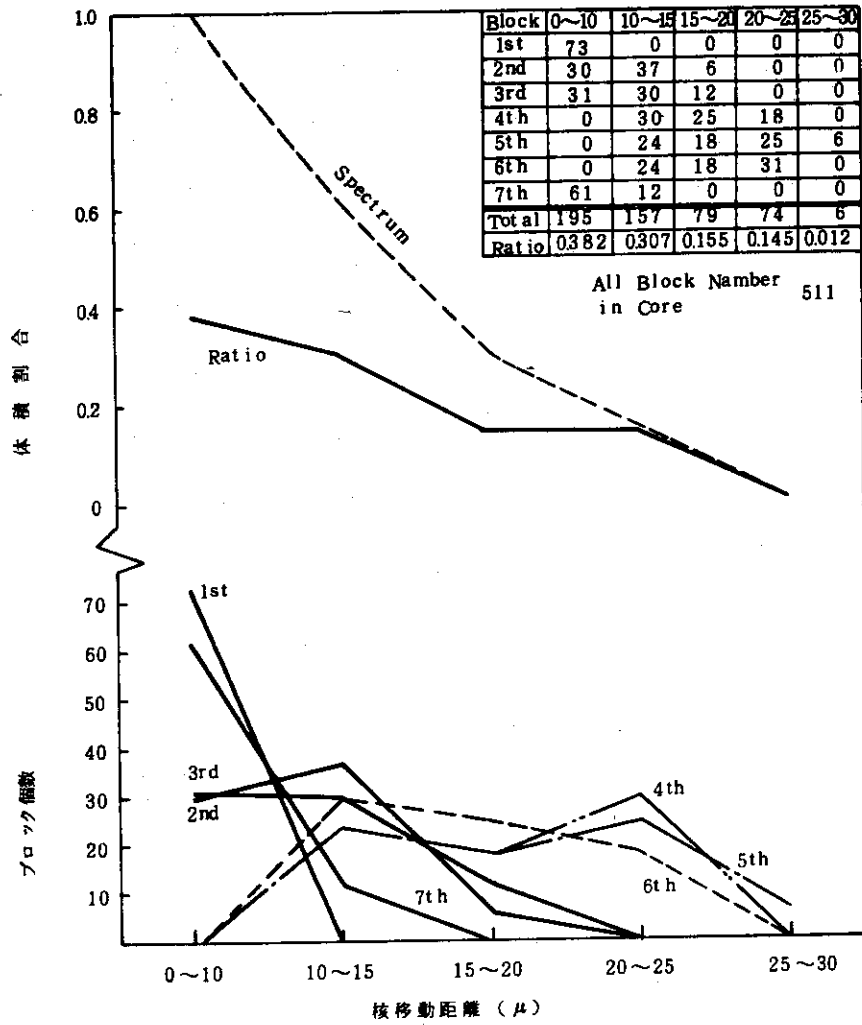


Fig. 3.5.19. Block spectrum of the kernel migration

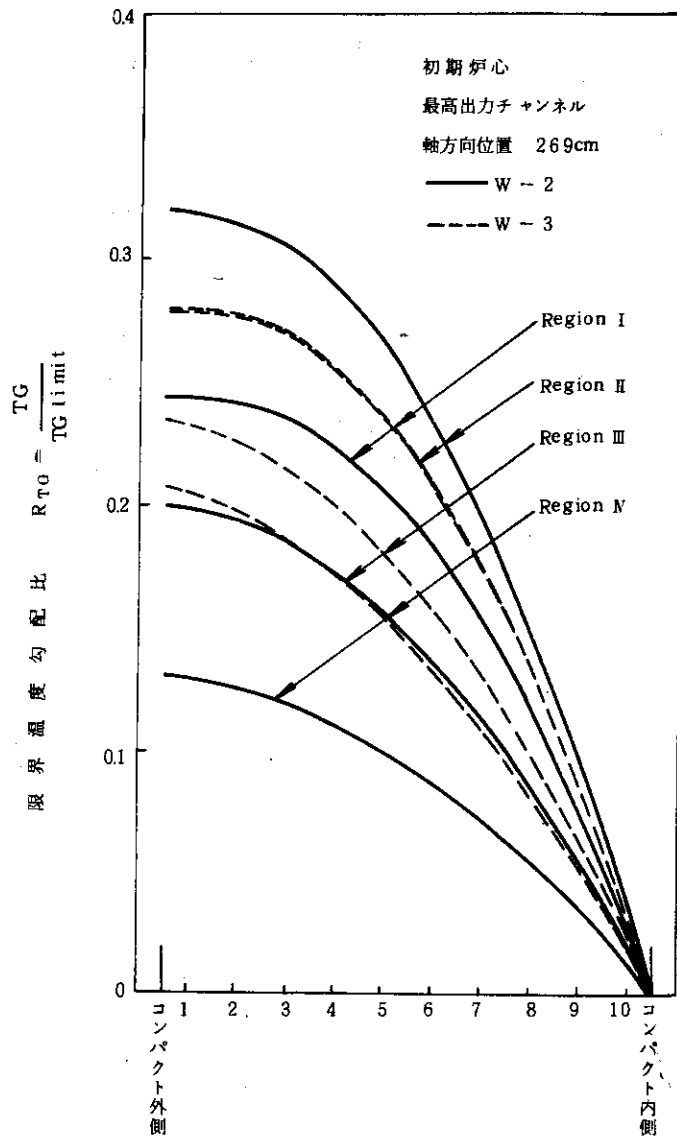


Fig. 3.5.20. Radial limiting temp. gradient ratio profile

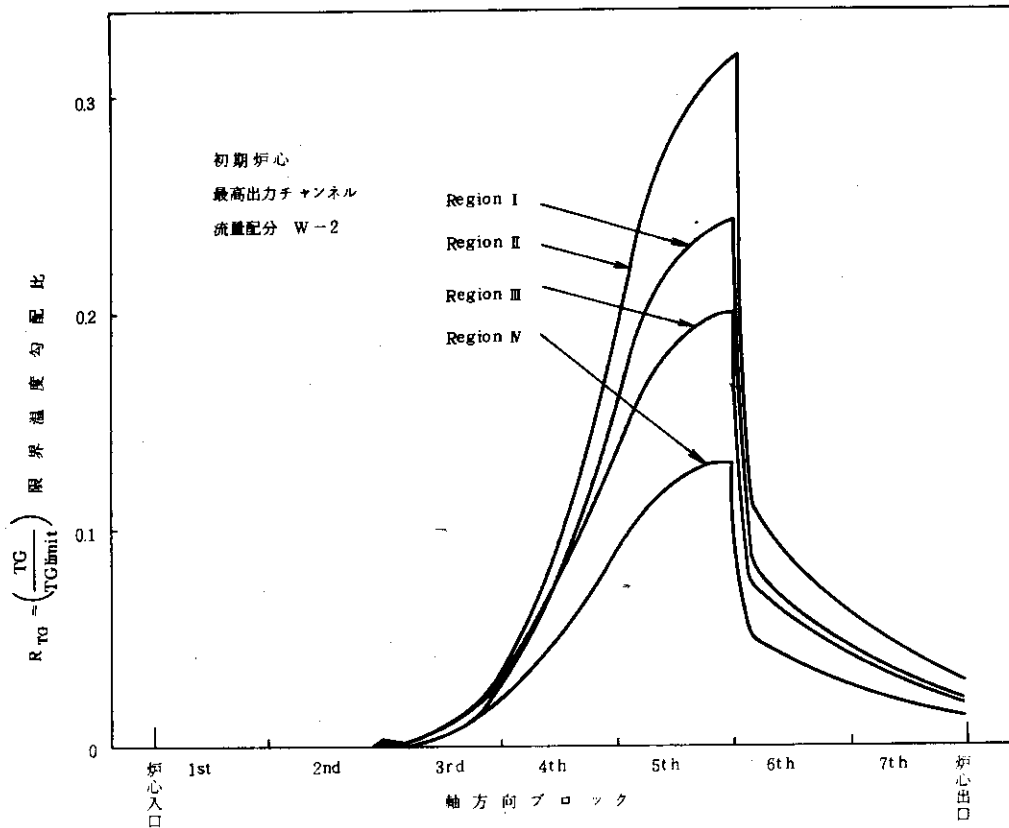


Fig. 3.5.21. Axial limiting temp-gradient ratio profile

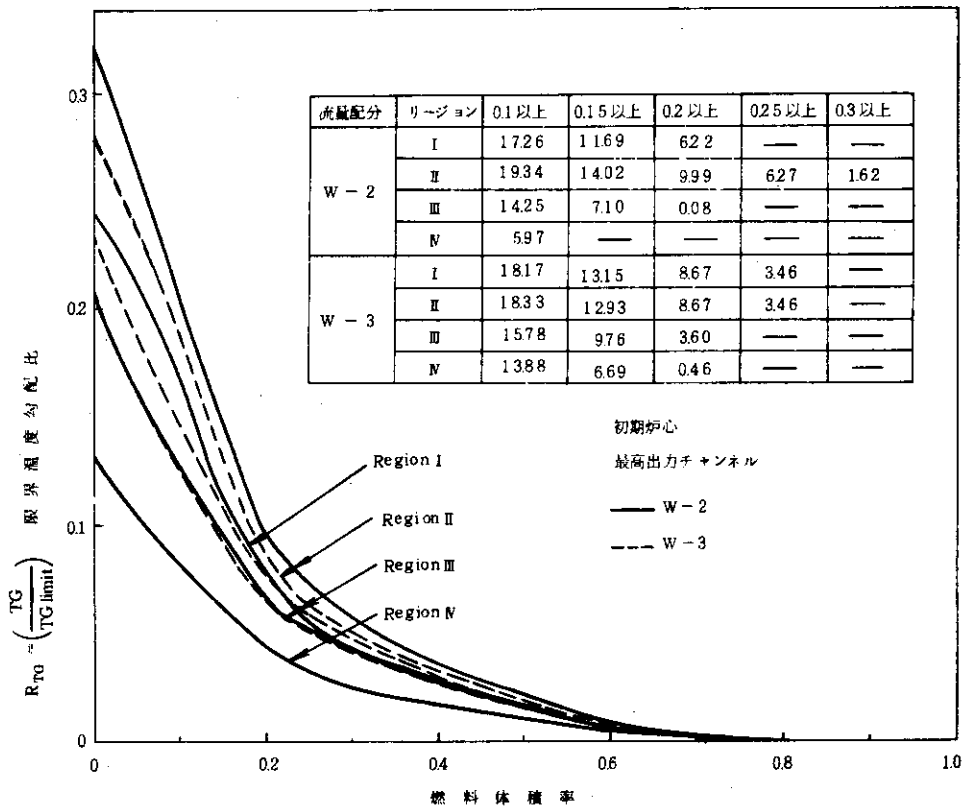


Fig. 3.5.22. One-channel spectrum of the limiting temp-gradient ratio for each region and orificing type.

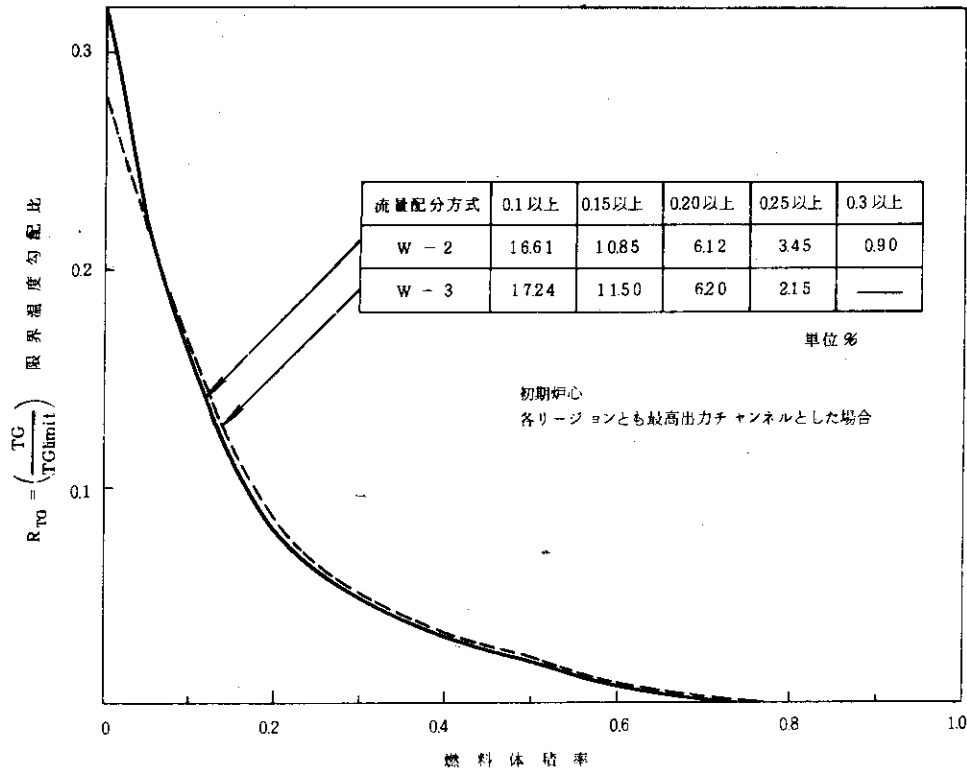


Fig. 3.5.23. Core overall spectrum of the limiting temp. gradient ratio

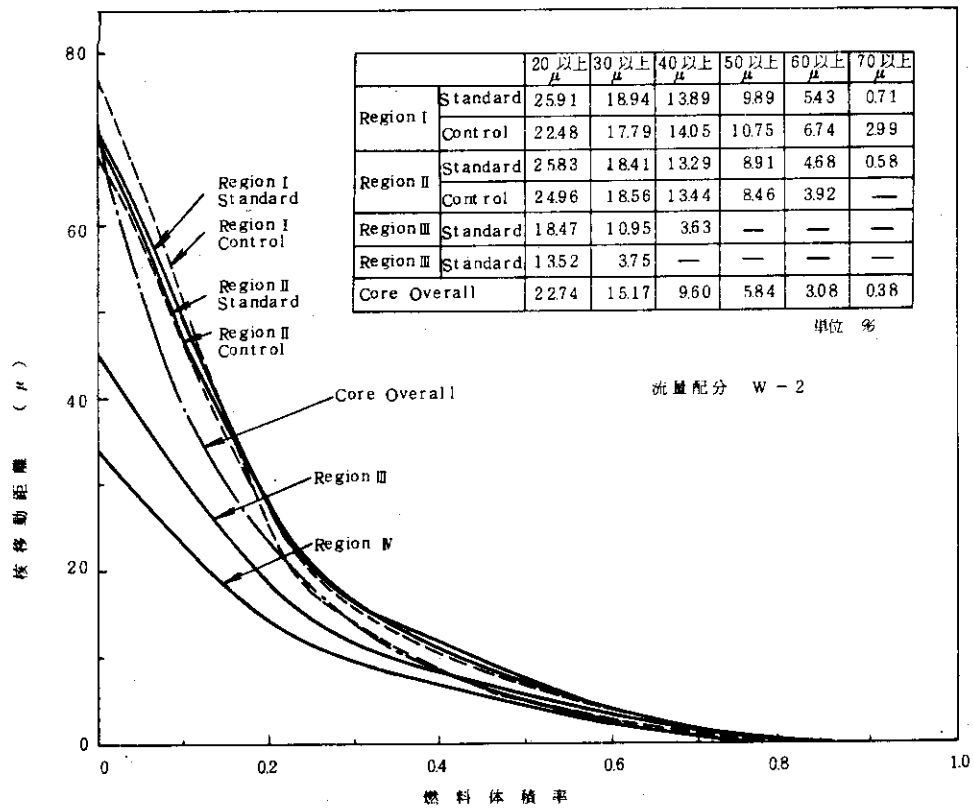


Fig. 3.5.24. Spectrum of the kernel migration distance calculated with the assumption of systematic temperature and power.

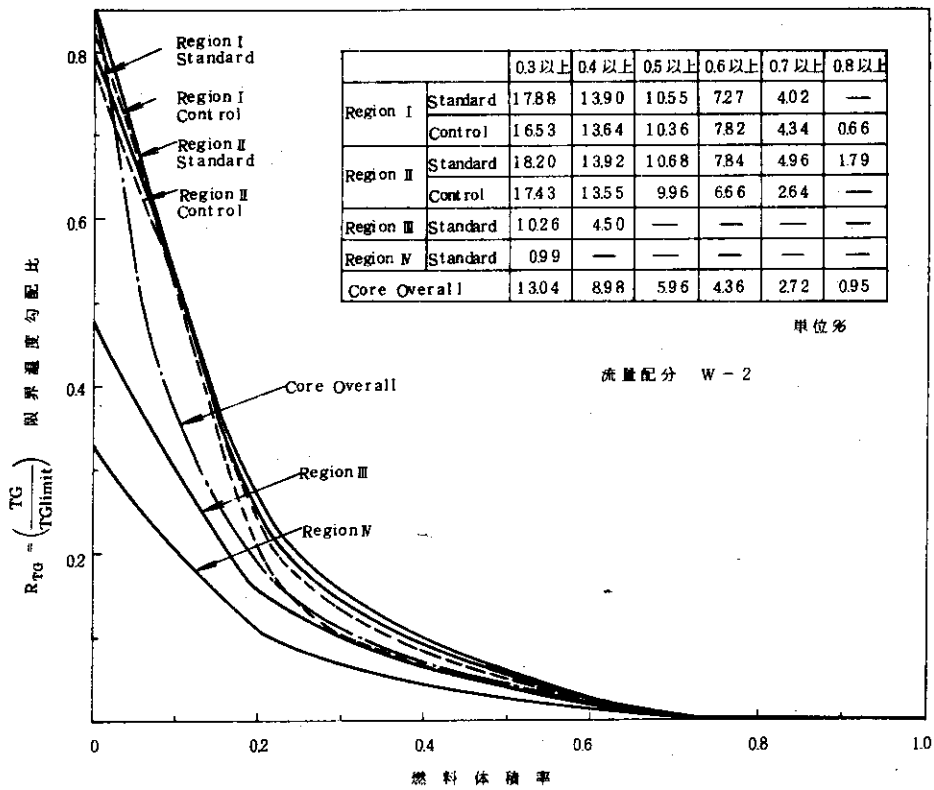


Fig. 3. 5. 25. Spectrum of limiting temp. gradient ratio calculated with the assumption of systematic temperature and power.

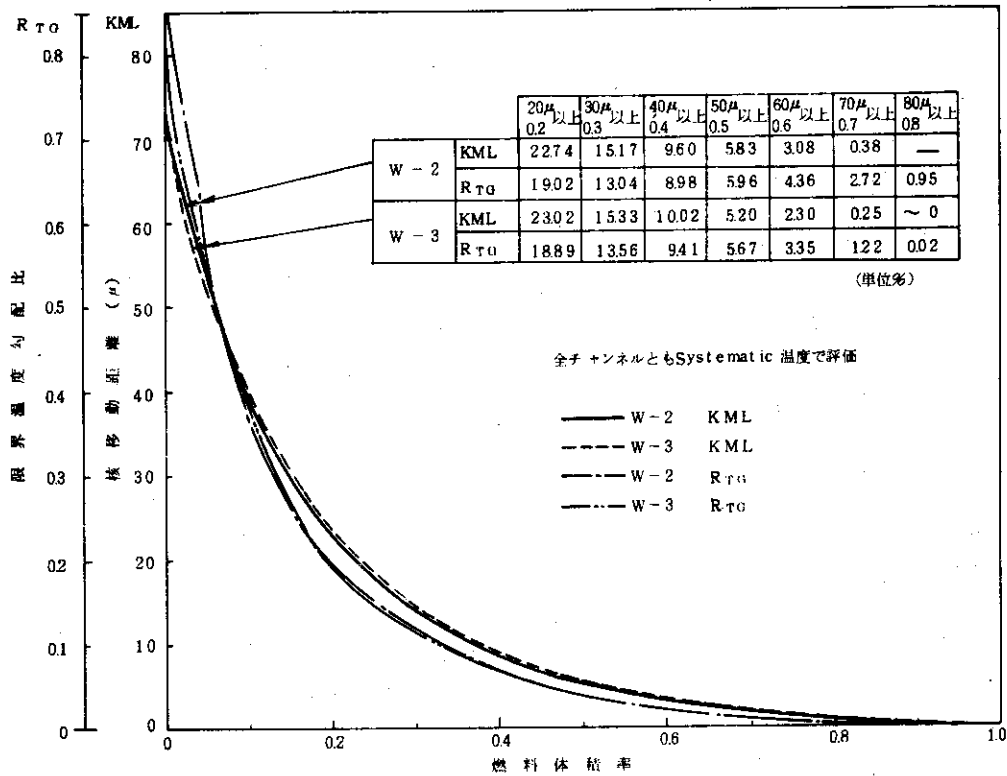


Fig. 3. 5. 26. Comparison of the core overall spectrum between kernel migration and limiting temp. gradient ratio

Region II
Standard Blok
Systematic

0.02	0.01	0.00		.000	.000	.000
0.05	0.04	0.00		.000	.000	.000
0.18	0.13	0.01	1 st Blok	.000	.000	.000
0.22	0.15	0.02		.000	.000	.000
0.95	0.73	0.07		.000	.001	.001
3.19	2.50	0.27	2 nd Blok	.001	.006	.007
3.27	2.56	0.28		.001	.007	.008
5.11	3.91	0.42		.002	.013	.014
16.95	12.88	1.38	3 rd Blok	.010	.073	.081
19.87	15.06	1.61		.013	.092	.102
39.47	29.15	3.09		.034	.251	.286
57.25	40.74	4.26	4 th Blok	.059	.443	.530
60.33	42.71	4.46		.064	.480	.579
70.34	47.87	4.92		.081	.629	.805
69.46	45.98	4.68	5 th Blok	.082	.645	.864
62.85	41.33	4.20		.071	.562	.764
23.14	14.34	1.42		.018	.153	.232
17.07	10.37	1.02	6 th Blok	.013	.110	.173
16.19	9.81	0.96		.012	.104	.164
11.27	6.72	0.65		.008	.070	.113
8.44	4.99	0.49	7 th Blok	.006	.052	.085

核移動距離 (μ)

限界温度勾配比

Fig. 3.5.27. Schematic Comparison of Kernel migration and Limiting temp. gradient ratio.

4. 結論および今後の課題

昭和50年2月より進められてきた多目的高温ガス実験炉第1次概念設計のための炉心参考設計(MK-III炉心)を対象に、被覆燃料粒子の健全性評価の一つとして、アメーバ効果に関する検討と評価を実施した。

今回のMK-III炉心に対するアメーバ効果評価解析から得られた主要な結論は以下の通りである。

①MK-III炉心の燃料体中のアメーバ効果は、通常運転時では、ごく一部の燃料体においてのみ著しく進行する。

②通常運転時の公称出力、公称流量特性に基づく熱的状态においては、最大燃料核移動は、緩衝層厚さ(60 μ)以内に限定されており、SiC層の健全性は確保され、被覆燃料粒子のF.P.保持機能は十分保証され得るものと期待される。

③本設計で設定された種々の規則的変動要因を考慮した熱的状态においては、一部の燃料体において最大燃料核移動がSiC層にまで及ぶことが予測される。

今回のアメーバ効果に関する検討評価は、アメーバ効果設計式の検討から全炉心での破損率評価までを含むもので、このような総合的かつ詳細な検討は多目的高温ガス実験炉炉心設計において最初のものであり、本報告書に述べられてきた内容は、本実験炉の設計にとってきわめて有意義なものであると確信している。しかしながら、なお一層、対アメーバ効果設計の信頼度を高めるため、本検討の前提条件、設計基準などに関しては、十分に吟味を加える必要があると考えている。それ故、今後の設計のために検討を要する課題について、以下述べる。

①UO₂燃料核に対するアメーバ効果データの拡充。

今回の検討の基礎となっているUO₂燃料核のアメーバ効果データは、低濃縮ウラン使用のDRAGON粒子、高濃縮ウラン使用のG.A., O.R.N.L.での開発試験用粒子の、それぞれにおける照射実験より得られているものである。これら3つの照射データは、アメーバ効果の発生機構の解釈と記述の点では、ほぼ同等の内容を意味するものであるが、多目的高温ガス実験炉用燃料粒子の設計へ適応する際には、なお疑問点がない訳ではない。その疑問点は、主としてUO₂燃料核のアメーバ効果について総合的な究明が完了していないことに起因している。上記の3種の照射データに関する限り、UO₂核移動速度がUO₂中の酸素の拡散に規定されるものであるという点では一致しているものの、燃料核製造法、ストイキオメトリー、燃焼度、CO分圧の影響などが、実測されたデータのバラツキ範囲内の程度のものであるのか、なお今後の検証が必要であろう。

このような意味において、実験炉用燃料粒子については勿論のこと、より実用使用条件への適用に合った実験データの集積および統計的信頼性の確立が要求される。本実験炉は燃料にとって極めて厳しい熱的条件を荷しているものであって、アメーバ効果についての信頼度の高いデータが得られることによって、燃料設計ひいては炉心設計全体が信頼性に優れ、かつ適切な安全余裕度をもつことが可能となる。

なお、原研および諸外国においては、核熱利用超高温炉用酸化物燃料の開発のために、酸素ゲッターの添加によるアメーバ効果の抑止対策の研究も進められ、一部で明るい見通しも得られている。これらについて、定量的な実験結果が得られるならば、設計への適用も検討する必要がある。

②アメーバ効果に対する設計上の制限条件。

アメーバ効果に対する制限条件つまり設計限界を設定することに関して、以下のような問題点がある。

i) 得られている実験データまたは実験式を、設計に適用する場合、どの程度の信頼度をもったものとして設定するか。すなわち95%信頼度を採用するか、または最悪値を採用かというような設計法選択の問題である。

ii) アメーバ効果による直接的なSiC層破損に対して、設計上の破損をどの程度に設定するか。これは、例えば核移動距離を緩衝層の外側迄許容するか、あるいはSiC層の内側迄許容かというような問題である。この問題は設計上の余裕度に関するものでもあり、少なくとも、被覆層厚さの製造公差、核分裂片によるスペアヘッドアタック、高燃焼度での燃料スウェリングなどに対する余裕が必要であるし、更にはアメーバ効果による内側PyC層の浸食と、これに伴う被覆層の機械的強度の劣化に対する配慮が必要である。

iii) アメーバ効果に対する設計上の制限条件をどのような運転状態に適用するか。この問題については、定格運転状態に対する制限条件は当然のこととして、燃料寿命期間中に想定される過出力状態、低流量状態における、累積的なアメーバ効果が設計上有意なものとなる場合には、このような状態での制限条件も設定しなければならない。さらに、定格運転状態に対する制限条件についても、被覆燃料粒子のおかれている熱的状态を、設計上どのように設定すべきか検討する必要がある。すなわち本実験炉は、過去に運転経験がないため、炉心の熱的状态の予測には種々の不確かさが伴っており、また現段階設計における炉心の局所的な熱的状态は、あらゆる運転条件下で、実現され得る熱的状态を包含し得ているかどうかなど、未確定要因をも考慮する必要がある。

iv) 設計上のアメーバ破損許容限界をどのように設定するか。これは、アメーバ破損粒子割合をどこ迄許すかという問題である。海外の設計例では、破損率を0にしているものもあるが、もしもある程度まで破損率を許容する場合には、本プラントで許容され得る破損率のうち他の破損モードによる破損率との兼ね合いで、アメーバ効果による破損率限界を割りあてなければならない。

③アメーバ効果設計解析法

アメーバ効果は、主として温度、温度勾配、炉内滞在時間に依存する現象である。さらにまた、それは炉心燃料体のうちのごく限られた部分で著しく進行する。従って、アメーバ破損を全く許容しない場合の設計評価は比較的容易であるが、炉心全体での破損率を設定する設計法の場合には、微少量の発生確率を合理的に評価する解析法の工夫が必要である。

謝 辞

本研究は、多目的高温ガス実験炉第1次概念設計のために、昭和50年2月より、日本原子力研究所において実施されたMK-III炉心設計の中でとり行われたものである。本研究は、前多目的炉設計研究室長下川純一博士ならびに現研究室長青地哲男博士をはじめとして多数名の研究室員と外来研究員、協力研究員の援助、助言、協力によって達成されたものである。ここに、これらの方々に深甚なる感謝の意を表したい。

②アメーバ効果に対する設計上の制限条件。

アメーバ効果に対する制限条件つまり設計限界を設定することに関して、以下のような問題点がある。

- i) 得られている実験データまたは実験式を、設計に適用する場合、どの程度の信頼度をもったものとして設定するか。すなわち95%信頼度を探るか、または最悪値を探るかというような設計法選択の問題である。
- ii) アメーバ効果による直接的なSiC層破損に対して、設計上の破損をどの程度に設定するか。これは、例えば核移動距離を緩衝層の外側迄許容するか、あるいはSiC層の内側迄許容するかというような問題である。この問題は設計上の余裕度に関するものでもあり、少くとも、被覆層厚さの製造公差、核分裂片によるスペアヘッドアタック、高燃焼度での燃料スウェリングなどに対する余裕が必要であるし、更にはアメーバ効果による内側PyC層の浸食と、これに伴う被覆層の機械的強度の劣化に対する配慮が必要である。
- iii) アメーバ効果に対する設計上の制限条件をどのような運転状態に適用するか。この問題については、定格運転状態に対する制限条件は当然のこととして、燃料寿命期間中に想定される過出力状態、低流量状態における、累積的なアメーバ効果が設計上有意なものとなる場合には、このような状態での制限条件も設定しなければならない。さらに、定格運転状態に対する制限条件についても、被覆燃料粒子のおかれている熱的状态を、設計上どのように設定すべきか検討する必要がある。すなわち本実験炉は、過去に運転経験がないため、炉心の熱的状态の予測には種々の不確かさが伴っており、また現段階設計における炉心の局所的な熱的状态は、あらゆる運転条件下で、実現され得る熱的状态を包含し得ているかどうかなど、未確定要因をも考慮する必要がある。
- iv) 設計上のアメーバ破損許容限界をどのように設定するか。これは、アメーバ破損粒子割合をどこ迄許すかという問題である。海外の設計例では、破損率を0にしているものもあるが、もしもある程度まで破損率を許容する場合には、本プラントで許容され得る破損率のうち他の破損モードによる破損率との兼ね合いで、アメーバ効果による破損率限界を割りあてなければならない。

③アメーバ効果設計解析法

アメーバ効果は、主として温度、温度勾配、炉内滞在時間に依存する現象である。さらにまた、それは炉心燃料体のうちのごく限られた部分で著しく進行する。従って、アメーバ破損を全く許容しない場合の設計評価は比較的容易であるが、炉心全体での破損率を設定する設計法の場合には、微少量の発生確率を合理的に評価する解析法の工夫が必要である。

謝 辞

本研究は、多目的高温ガス実験炉第1次概念設計のために、昭和50年2月より、日本原子力研究所において実施されたMK-III炉心設計の中でとり行われたものである。本研究は、前多目的炉設計研究室長下川純一博士ならびに現研究室長青地哲男博士をはじめとして多数名の研究室員と外来研究員、協力研究員の援助、助言、協力によって達成されたものである。ここに、これらの方々に深甚なる感謝の意を表したい。

参 考 文 献

- 1) 荒井長利 ; "被覆燃料粒子の健全性に関する検討" , 私信 (1974)
- 2) C.L. Smith ; "Fuel Particle Behavior Under Normal and Transient Conditions" , GA-A12971 (1974)
- 3) T.B. Lindemer, R.A. Olstad ; "HTGR Fuel Kernel Migration Data for the Th-U-C-O System as of April 1, 1974" , ORNL-TM-4493 (1974)
- 4) L.W. Graham, H. Hick ; "Performance Limits of Coated Particle Fuel" B.N.E.S. Int. Conf. on Nuclear Fuel Performance, Paper 39 and Addendum (1973)
- 5) A.S. Shenoy, D.W. McEachern ; "HTGR Core Thermal Design Method and Analysis" , GA-A12985 (1974)
- 6) M.W. Loffler ; "Amoeba Behaviour of UO₂ Coated Particle Fuel" Reactortagung (1975)
- 7) T.D. Gulden ; "Carbon Thermal Diffusion in the UC₂-C System" , J. Am. Ceram. Soc. vol.55 (1972) 14-18
- 8) HTGR Base Program, GA-A12818 (1973)
- 9) A. Naoumidis, B. A. Thiele ; "Studies on the Amoeba Effect : Carbon Transport in Coated Fuel Particles under Temperature Gradient" IAEA-SM-190/36 (1974)
- 10) L.W. Graham ; CONF-700401 (1970)
- 11) Philadelphia Electric Company ; "FULTON GENERATING STATION Preliminary Safety Analysis Report" ROCKET-50463 (1973)
- 12) A. Naoumidis, R. Rotterdam, B. Thiele ; "Thermische Belastungsgrenzen oxidischer Brennstoffteilchen" Reactortagung (1975)

Appendix-A MK-III 炉心出力ピーキング係数

MK-III 炉心における 1/6 対称炉心について、ブロック 1/6 断面毎 (核計算コード CITATION の計算用三角形メッシュ) の各領域内におけるチャンネル出力ピーキング係数 P_2 (各領域における 1 本当りの平均チャンネル出力に対する各三角形メッシュ内の 1 本当りのチャンネル出力の比) を、各燃焼日毎 (初期、10 日、140 日、300 日、450 日) に Fig. A. 1~Fig. A. 5. に示した。

また Table A. 1. には、各三角形メッシュ毎に、燃焼日毎のチャンネル出力ピーキング係数を加算 (10 日の出力ピーキング係数は除いている。) したものと、その平均値を示した。さらに Table A. 2. には、そのうち各領域における最高、平均、最低の出力ピーキング係数を取り出しその燃焼日毎の加算平均値を示した。

Table A. 1. Variation and life-average of the 1/6-Section peaking factors

Region	BURN-UP	(13,26)	(13,25)	(13,24)	(13,23)	(12,26)	(12,25)	(12,24)
I	0	0.9253	^L 0.9729	0.9989	1.0156	0.9979	1.0146	^H 1.0183
	10	0.8637	^L 0.9409	0.9911	1.0331	0.9911	1.0331	^H 1.0449
	140	0.9719	1.0006	^H 1.0032	1.0015	1.0023	1.0015	^L 0.9980
	300	0.8518	^L 0.9722	0.9984	1.0208	0.9984	1.0208	^H 1.0264
	450	0.9772	^H 1.0114	1.0037	0.9968	1.0037	0.9968	^L 0.9934
TOTAL		3.7252	3.9571	4.0042	4.0347	4.0023	4.0337	4.0361
AVERAGE		0.9316	0.9893	1.0011	1.0087	1.0084	1.0084	1.0090

Region	BURN-UP	(10,25)	(10,24)	(10,23)	(9,26)	(9,25)	(9,24)
II	00	^H 1.0446	1.0398	1.0095	1.0216	0.9893	^L 0.9836
	10	^H 1.1211	1.1163	1.0876	1.0996	1.0684	^L 1.0625
	140	^H 1.0673	1.0605	1.0238	1.0382	1.0010	^L 0.9950
	300	^H 1.0555	1.0503	1.0209	1.0328	1.0014	^L 0.9963
	450	^H 1.0491	1.0423	1.0063	1.0202	0.9837	^L 0.9777
TOTAL		4.2165	4.1929	4.0605	4.1128	3.9754	3.9526
AVERAGE		1.0541	1.0482	1.0151	1.0282	0.9939	0.9882
Region	B. U.	(7,26)	(8,26)	(8,25)	(8,24)	(8,23)	(8,22)
II	0	^L 0.8694	0.9526	0.9090	0.9065	0.8758	0.9059
	10	^L 0.8625	0.9714	0.9133	0.9107	0.8686	0.8958
	140	^L 0.8417	0.9560	0.8939	0.8850	0.8427	0.8696
	300	0.8566	0.9852	0.9148	0.9012	^L 0.8540	0.8805
	450	0.8359	0.9862	0.9035	0.8856	^L 0.8292	0.8527
TOTAL		3.4036	3.8800	3.6212	3.5783	3.4017	3.5087
AVERAGE		0.8509	0.9700	0.9053	0.8946	0.8504	0.8772
Region	B. U.	(9,23)	(9,22)	(9,21)	(10,26)	(10,22)	(10,21)
II	0	0.9411	0.9324	0.9039	1.0699	0.9965	0.9577
	10	0.9596	0.9364	0.8964	^H 1.0782	1.0144	0.9622
	140	0.9371	0.9121	0.8709	1.1039	1.0070	0.9476
	300	0.9618	0.9274	0.8815	^H 1.0974	1.0288	0.9625
	450	0.9569	0.9138	0.8589	1.1186	1.0314	0.9514
TOTAL		3.7969	3.6857	3.5152	4.3898	4.0637	3.8192
AVERAGE		0.9492	0.9214	0.8788	1.0975	1.0159	0.9548

Hは各燃焼日での各リージョンの最高出力ピーキング
L " " 最低 "

TOTALは10日の
ピーキングは除いている。

Table A.1. Continued

Region	B. U.	(10,20)	(11,26)	(11,25)	(11,24)	(11,23)	(11,22)
II	0	0.9445	1.1052	1.0901	1.0860	1.0598	1.0527
	10	0.9387	1.0712	1.0762	1.0762	1.0712	1.0543
	140	0.9220	1.1389	1.1189	1.1119	1.0879	1.0639
	300	0.9313	1.0904	1.0924	1.0904	1.0884	1.0586
	450	0.9128	^{II} 1.1315	1.1196	1.1137	1.1048	1.0641
TOTAL		3.7106	4.4660	4.4210	4.4020	4.3409	4.2393
AVERAGE		0.9277	1.1165	1.1053	1.1005	1.0852	1.0589
Region	B. U.	(11,21)	(11,20)	(11,19)	(12,23)	(12,22)	(12,21)
II	0	1.0204	1.0063	0.9673	1.1012	1.0941	1.0709
	10	1.0254	1.0034	0.9612	1.0762	1.0762	1.0633
	140	1.0210	0.9941	0.9448	1.1259	1.1119	1.0799
	300	1.0298	1.0000	0.9511	1.0904	1.0835	1.0646
	450	1.0305	0.9908	0.9336	1.1196	1.1038	1.0721
TOTAL		4.1017	3.9912	3.7968	4.4371	4.3933	4.2857
AVERAGE		1.0254	0.9978	0.9492	1.1093	1.0983	1.0719
Region	B. U.	(12,20)	(12,19)	(12,18)	(13,22)	(13,21)	(13,20)
II	0	1.0517	1.0214	0.9922	^{II} 1.1073	1.0972	1.0759
	10	1.0483	1.0174	0.9890	1.0712	1.0772	1.0712
	140	1.0540	1.0120	0.9780	^{II} 1.1389	1.1189	1.0959
	300	1.0507	1.0129	0.9821	1.0894	1.0864	1.0805
	450	1.0532	1.0047	0.9683	1.1295	1.1117	1.0959
TOTAL		4.2096	4.0510	3.9206	4.4651	4.4142	4.3482
AVERAGE		1.0524	1.0218	0.9802	1.1163	1.1036	1.0871
Region	B. U.	(13,19)	(13,18)	(13,17)	(13,16)	(13,15)	(13,14)
II	0	1.0527	1.0224	0.9918	0.9550	0.9173	0.8735
	10	1.0543	1.0403	0.9970	0.9599	0.9111	0.8631
	140	1.0639	1.0400	0.9873	0.9432	0.8909	0.8420
	300	1.0636	1.0547	0.9971	0.9618	0.9042	0.8546
	450	1.0721	1.0612	0.9888	0.9551	0.8869	0.8319
TOTAL		4.2523	4.1783	3.9650	3.8151	3.5993	3.4020
AVERAGE		1.0631	1.0446	0.9913	0.9538	0.8998	0.8505

Table A. 1. Continued

Region	B. U.	(9, 20)	(9, 19)	(9, 18)	(10, 19)	(10, 18)	(10, 17)
III	0	1.0222	1.0192	0.9966	1.0386	1.0213	1.0107
	10	1.0264	1.0192	0.9940	1.0439	1.0213	1.0081
	140	1.0206	1.0141	0.9893	1.0384	1.0153	1.0030
	300	1.0174	1.0114	0.9857	1.0337	1.0091	0.9984
	450	1.0194	1.0069	0.9785	1.0383	1.0082	0.9921
TOTAL		4.0796	4.0516	3.9501	4.1490	4.0539	4.0042
AVERAGE		1.0199	1.0129	0.9875	1.0373	1.0135	1.0011
Region	B. U.	(11, 18)	(11, 17)	(11, 16)	(12, 17)	(12, 16)	(12, 15)
III	0	1.0821	1.0398	1.0322	^H 1.0937	1.0532	1.0113
	10	1.0898	1.0408	1.0312	^H 1.1043	1.0603	1.0111
	140	1.1026	1.0512	1.0405	^H 1.1185	1.0704	1.0196
	300	1.1043	1.0531	1.0438	^H 1.1204	1.0735	1.0221
	450	1.1197	1.0598	1.0448	^H 1.1392	1.0851	1.0245
TOTAL		4.4087	4.2039	4.1613	4.4718	4.2822	4.0775
AVERAGE		1.1022	1.0510	1.0403	1.1180	1.0706	1.0194
Region	B. U.	(12, 14)	(12, 13)	(12, 12)	(13, 13)	(13, 12)	(13, 11)
III	0	0.9649	0.9540	0.9039	0.9542	0.9078	_L 0.8943
	10	0.9616	0.9488	0.8966	0.9532	0.9027	_L 0.8870
	140	0.9552	0.9440	0.8925	0.9461	0.8966	_L 0.8822
	300	0.9557	0.9458	0.8947	0.9476	0.8986	_L 0.8847
	450	0.9518	0.9378	0.8839	0.9452	0.8911	_L 0.8737
TOTAL		3.8276	3.7816	3.5750	3.7931	3.5941	3.5349
AVERAGE		0.9569	0.9454	0.8938	0.9483	0.8985	0.8837

Region	B. U.	(6, 26)	(6, 25)	(6, 24)	(7, 25)	(7, 24)	(7, 23)
IV	0	0.9834	0.9606	_L 0.9577	1.0320	^H 1.0405	1.0259
	10	0.9805	0.9559	_L 0.9552	1.0361	^H 1.0452	1.0270
	140	0.9798	0.9565	_L 0.9565	1.0346	^H 1.0448	1.0278
	300	0.9784	_L 0.9557	0.9568	1.0345	^H 1.0456	1.0289
	450	0.9766	_L 0.9505	0.9523	1.0403	^H 1.0516	1.0288
TOTAL		3.9182	3.8233	3.8233	4.1414	4.1825	4.1114
AVERAGE		0.9796	0.9558	0.9558	1.0354	1.0456	1.0279

Table A.2. 1/6-Section peaking factors of the hottest, lowest and average channels in each region.

Region B. U.	I-C	I-S		II-C		
	Average	Hot.	Low.	Hbt.	Av.	Low.
0 day	0.9253	1.0183	0.9729	1.0446	1.0147	0.9836
140 days	0.9719	1.0032	0.9980	1.0673	1.0309	0.9950
300 days	0.8518	1.0264	0.9722	1.0555	1.0262	0.9963
450 days	0.9772	1.0114	0.9934	1.0491	1.0132	0.9777
TOTAL	3.7262	4.0593	3.9365	4.2165	4.0850	3.9526
Average	0.9316	1.0148	0.9841	1.0541	1.0213	0.9982

Region B. U.	II-S		III-S		IV-S	
	Hot	Low	Hot.	Low.	Hot.	Low.
0 day	1.1073	0.8694	1.0937	0.8943	1.0405	0.9577
140 days	1.1389	0.8417	1.1185	0.8822	1.0448	0.9565
300 days	1.0974	0.8540	1.1204	0.8847	1.0456	0.9557
450 days	1.1315	0.8292	1.1392	0.8737	1.0516	0.9505
TOTAL	4.4751	3.3943	4.4718	3.5349	4.1825	3.8204
Average	1.1188	0.8486	1.1180	0.8837	1.0456	0.9551

Peaking Factor	
BURN-UP	0 day

Region	P ₁	P ₂			P ₁ × P ₂			
		MAX	AV	MIN	MAX	AV	MIN	
I	S	1.1377	1.0183	1.0	0.9729	1.1586	1.1377	1.1068
	C			0.9253			1.0527	
II	S	1.0454	1.1073	1.0	0.8694	1.1575	1.0454	0.9089
	C		1.0446	1.0147	0.9836	1.0920	1.0608	1.0283
III		0.9119	1.0937	1.0	0.8943	0.9973	0.9119	0.8154
IV		0.8372	1.0405	1.0	0.9577	0.8711	0.8372	0.8017

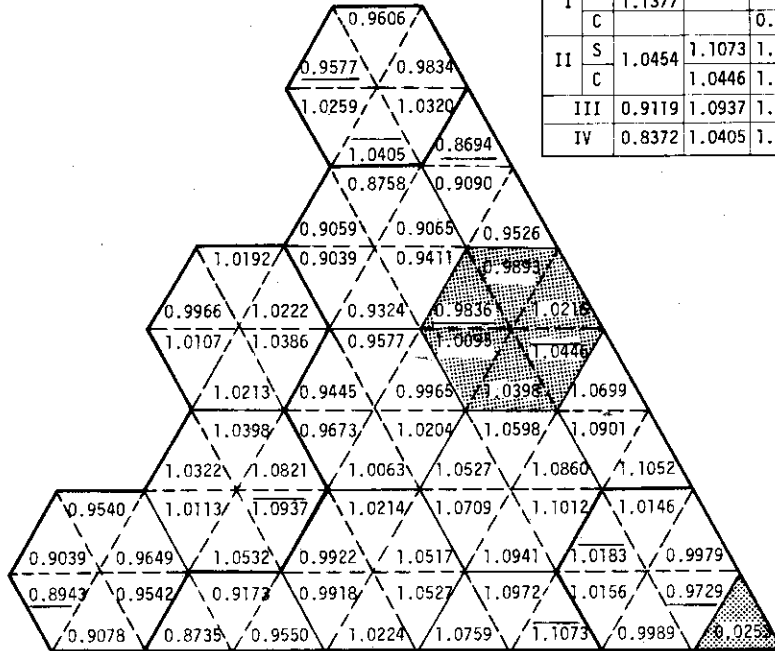


Fig. A.1 1/6-Section peaking factors at 0 burn-up day

Peaking Factor	
BURN-UP	10 days

Region	P ₁	P ₂			P ₁ × P ₂			
		MAX	AV	MIN	MAX	AV	MIN	
I	S	1.0795	1.0449	1.0	0.9409	1.1280	1.0795	1.0157
	C			0.8637			0.93236	
II	S	1.0589	1.0782	1.0	0.8625	1.1417	1.0589	0.9133
	C		1.1211	1.0925	1.0625	1.1871	1.1569	1.1251
III		0.9060	1.1043	1.0	0.8870	1.0005	0.9060	0.8036
IV		0.8312	1.0452	1.0	0.9552	0.8688	0.8312	0.7940

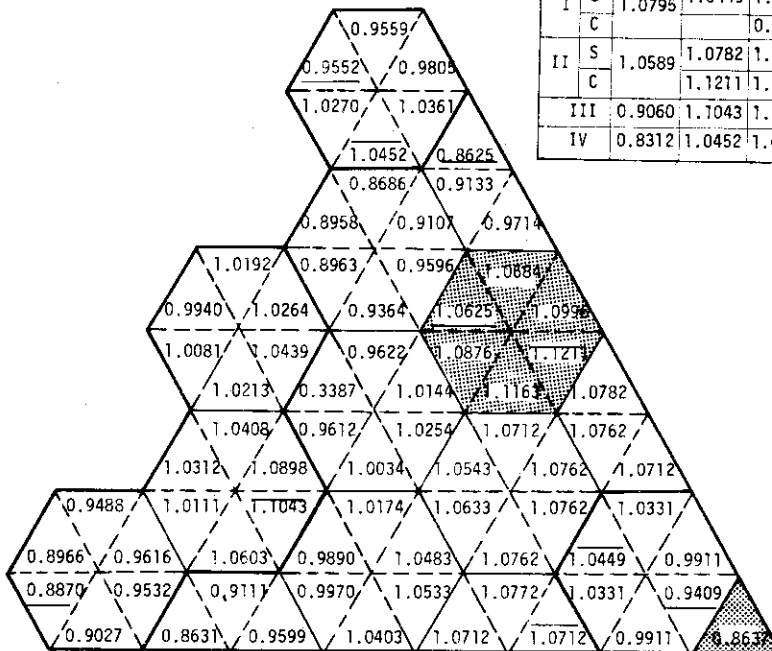


Fig. A.2 1/6-Section peaking factors at 10 burn-up days

Peaking Factor	
BURN-UP	140 days

Region	P ₁	P ₂			P ₁ × P ₂			
		MAX	AV	MIN	MAX	AV	MIN	
I	S	1.2149	1.0032	1.0	0.9980	1.2188	1.2149	1.2125
	C			0.9719			1.1808	
II	S	1.0572	1.1389	1.0	0.8417	1.2041	1.0572	0.8839
	C		1.0673	1.0309	0.9950	1.1284	1.0899	1.0519
III	0.8742	1.1185	1.0	0.8822	0.8778	0.8742	0.7712	
IV	0.7966	1.0448	1.0	0.9565	0.8323	0.7966	0.7620	

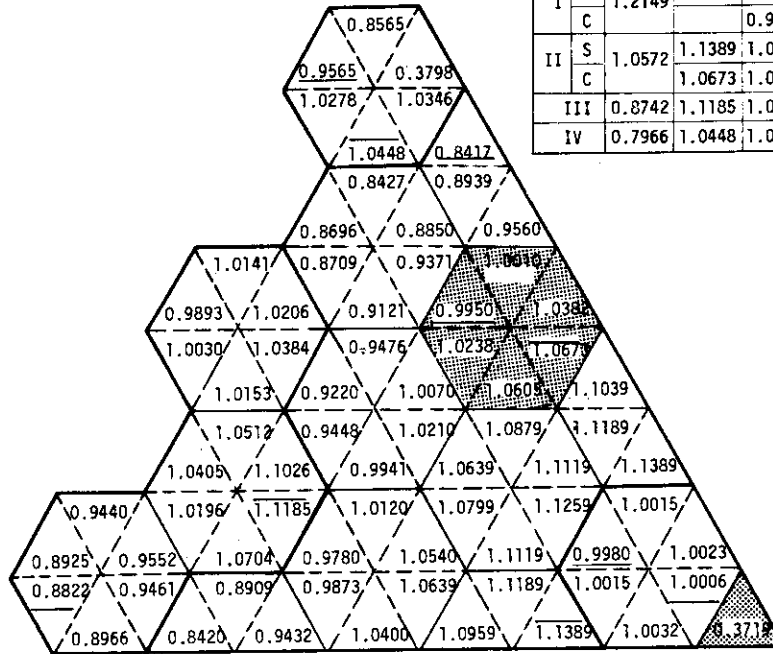


Fig. A.3 1/6-Section peaking factors at 140 burn-up days

Peaking Factor	
BURN-UP	300 days

Region	P ₁	P ₂			P ₁ × P ₂			
		MAX	AV	MIN	MAX	AV	MIN	
I	S	1.1287	1.0264	1.0	0.9722	1.1585	1.1287	1.0973
	C			0.8518			0.9614	
II	S	1.0635	1.0974	1.0	0.8540	1.1671	1.0635	0.9082
	C		1.0555	1.0262	0.9963	1.1225	1.0914	1.0596
III	0.8862	1.1204	1.0	0.8847	0.9929	0.8862	0.7840	
IV	0.8111	1.0456	1.0	0.9557	0.8481	0.8111	0.7752	

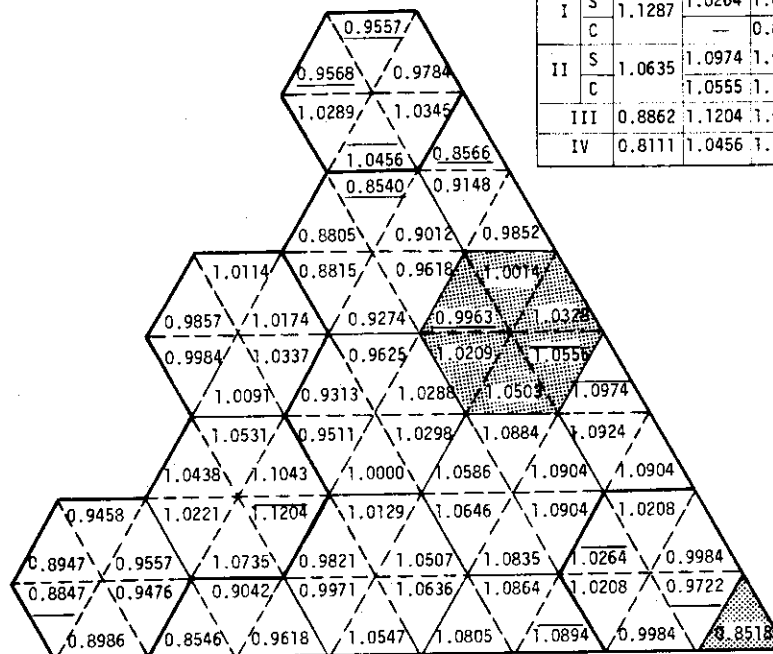


Fig. A.4 1/6-Section peaking factors at 300 burn-up days

Peaking Factor	
BURN-UP	450 days

Region	P ₁	P ₂			P ₁ × P ₂		
		MAX	AV	MIN	MAX	AN	MIN
I	S	1.0114	1.0	0.9934	1.2409	1.2269	1.2188
	C	—	0.9772	—	—	1.1989	—
II	S	1.0659	1.1315	1.0	0.8292	1.2061	1.0659
	C	—	1.0491	0.9777	1.1182	1.0800	1.0421
III	0.8573	1.1392	1.0	0.8737	0.9766	0.8573	0.7490
IV	0.7802	1.0516	1.0	0.9505	0.8205	0.7802	0.7416

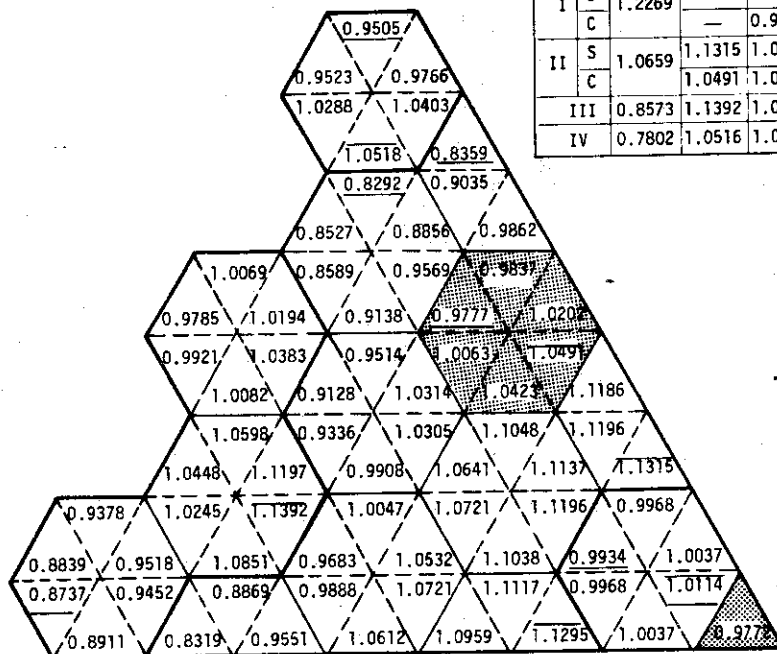


Fig. A-5 1/6-Section peaking factor at 450 burn-up days

Appendix-B 燃料温度

MK-III炉心における燃料温度の代表的な計算結果を、Fig.B. 1~Fig.B. 7. に示した。その図の内容は以下の通りである。

- Fig.B. 1. 燃料コンパクト内温度および温度勾配の半径方向分布（領域IIにおける標準ブロックの最高出力チャンネルで、最大核移動を起こしている軸方向位置の燃照日毎の変化）
- Fig.B. 2. 燃料コンパクト表面温度および線出力の軸方向分布（領域IIにおける標準ブロックの最高出力チャンネルで、流量配分方式W-2の燃焼日毎の変化）
- Fig.B. 3. チャンネル温度スペクトル（領域IIにおける標準ブロックの最高出力チャンネルの各燃焼日毎による1000℃以上のスペクトル変化）
- Fig.B. 4. チャンネル温度スペクトル（領域IIにおける標準ブロックの最高、平均、最低出力チャンネルの初期炉心でのスペクトル）
- Fig.B. 5. チャンネル温度スペクトル（各領域における標準ブロックの最高出力チャンネル初期炉心でのスペクトル）
- Fig.B. 6. 全炉心の温度スペクトル（初期炉心および燃焼日450日における全炉心でのスペクトル分布）
- Fig.B. 7. Systematic 温度スペクトル（流量配分方式W-2における、初期炉心の各領域および全炉心でのスペクトル分布）

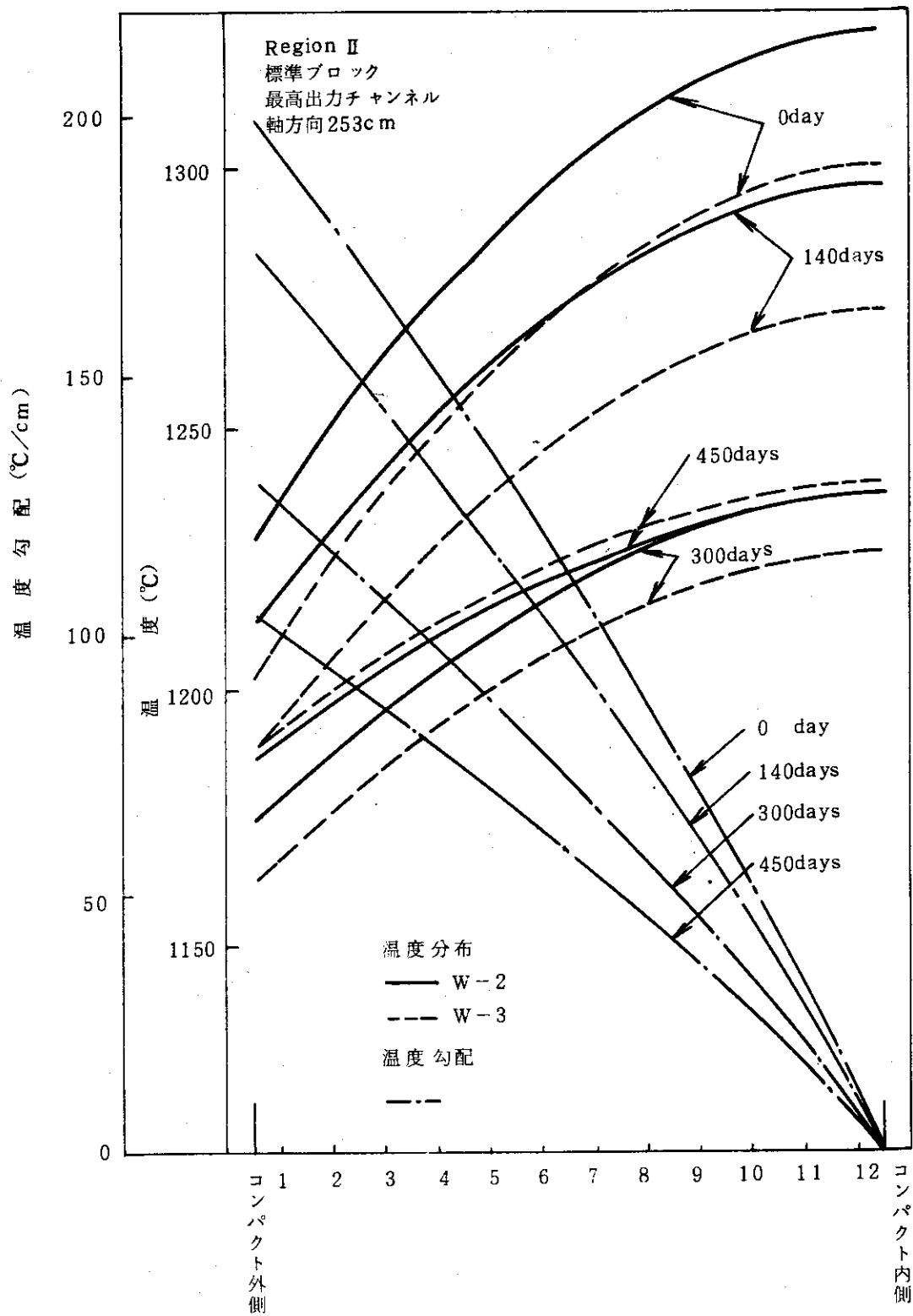


Fig. B.1. Typical radial temp. and temp. gradient profile.

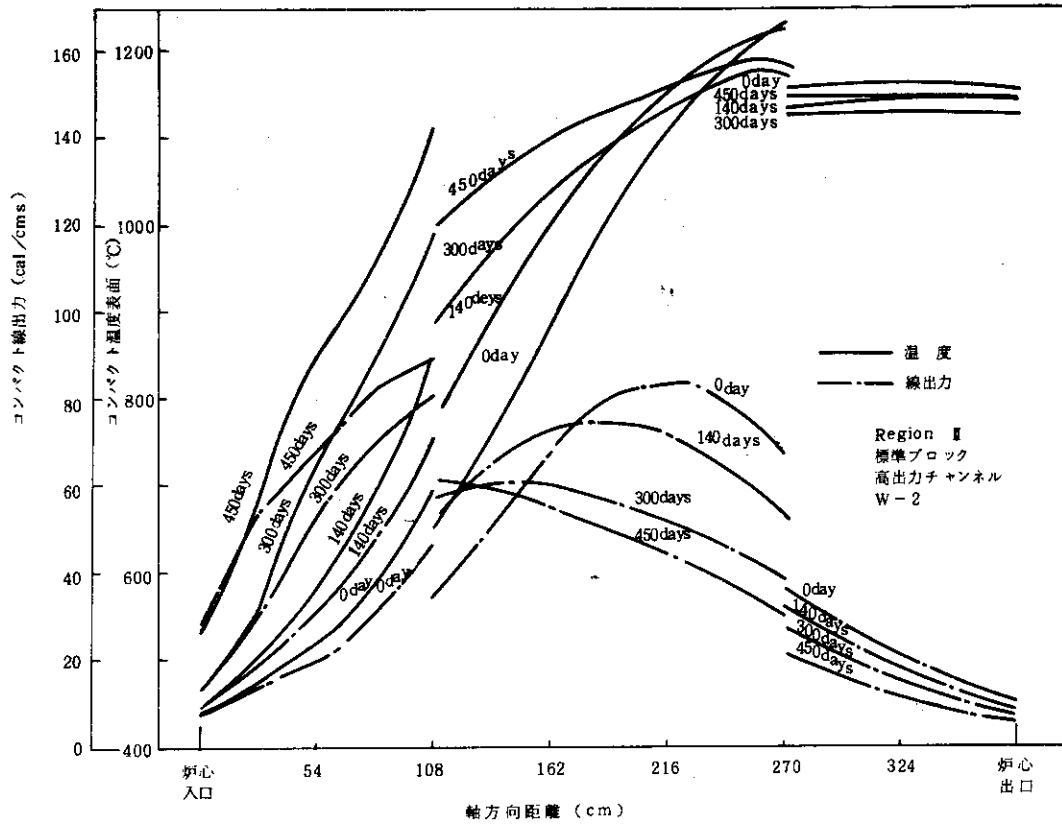


Fig. B.2. Typical axial profile of the compact surface temp. and power.

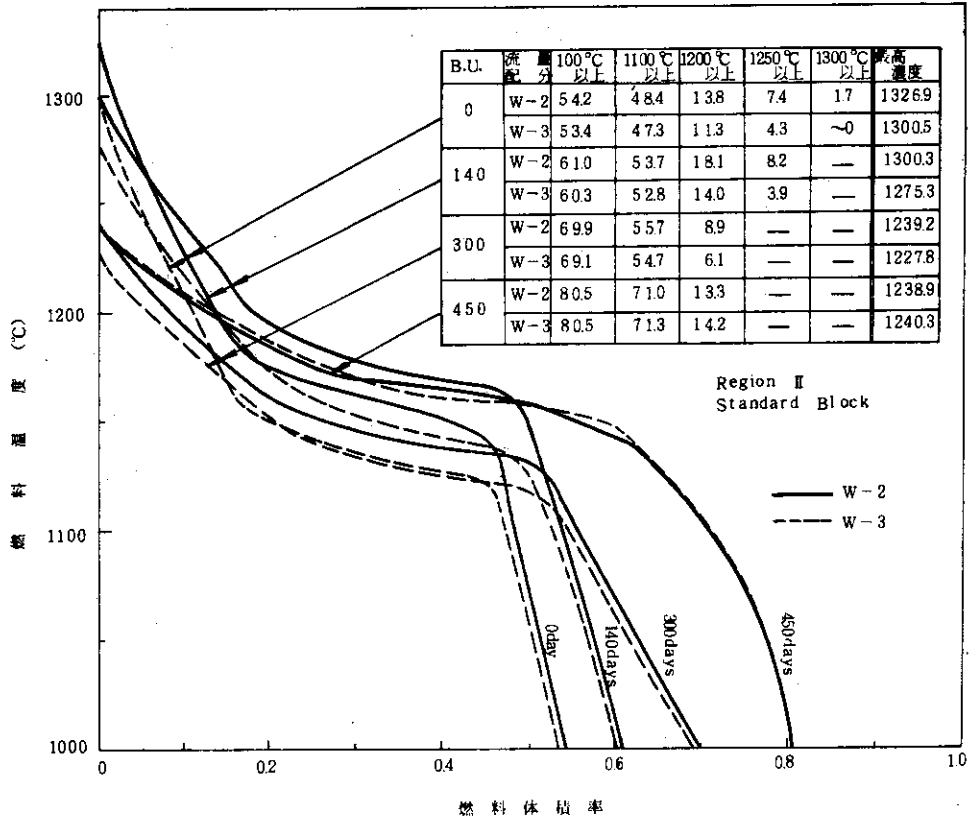


Fig. B.3. Fuel temperature spectrum at each burn-up day

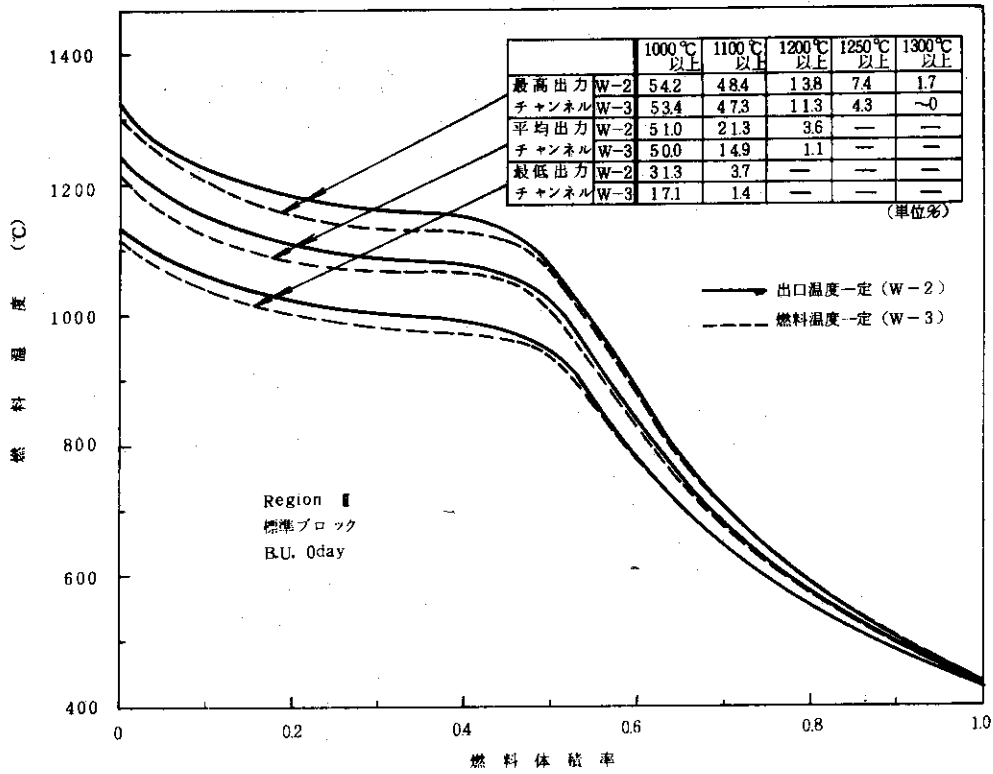


Fig. B.4. Fuel temperature spectrum for the max. av. and min. power channel.

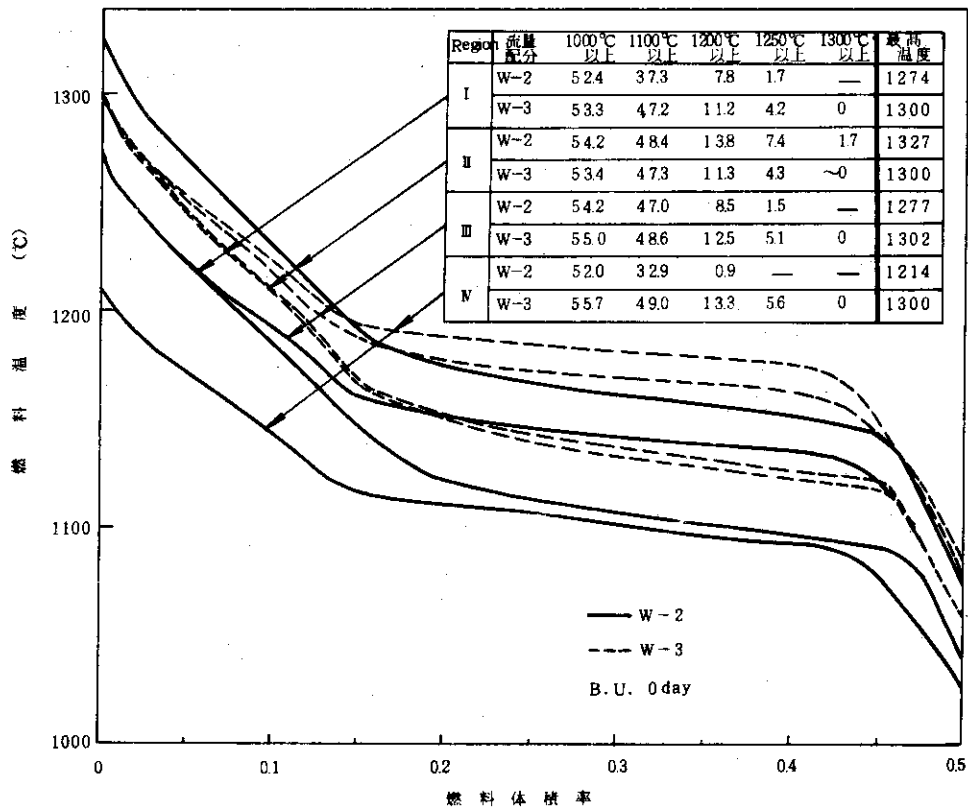


Fig. B.5. Fuel temperature spectrum for the maximum channel of each region.

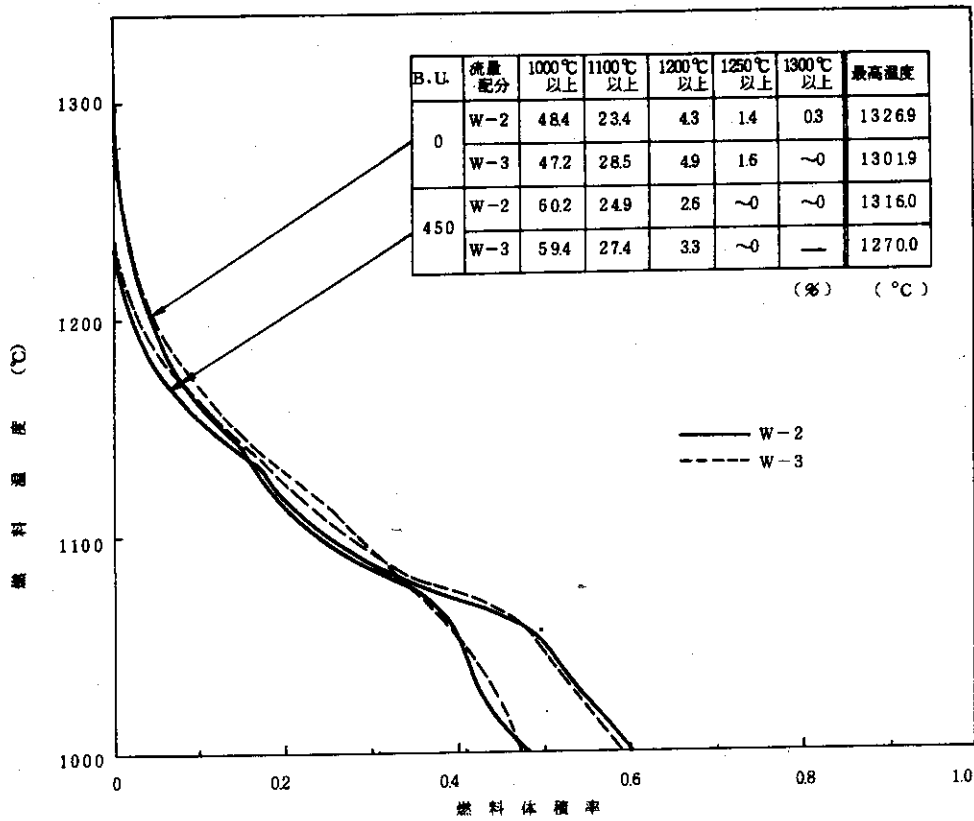


Fig. B.6. Core overall spectrum of fuel temperature.

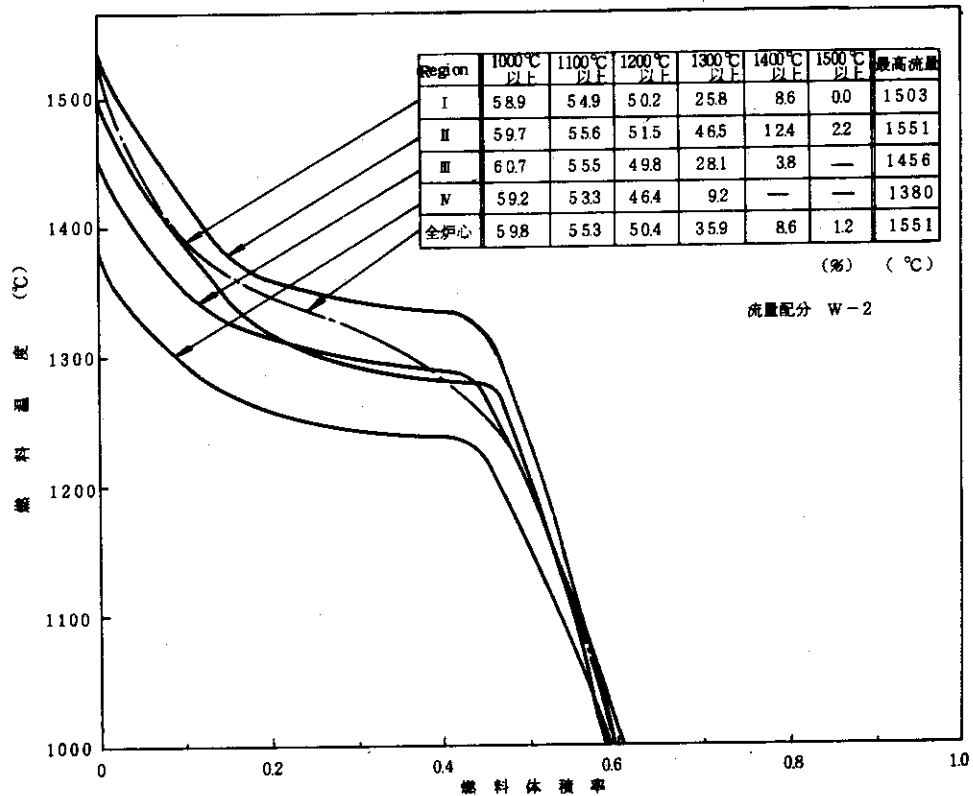


Fig. B.7. Fuel temperature spectrum of the systematic hot channels.

Appendix-C 核移動距離と出力ピーキング係数の関係

MK-III炉心におけるチャンネル出力ピーキング係数と核移動距離の関係を Fig.C. 1～Fig.C. 4に示した。ここにおけるチャンネル出力ピーキング係数とは、Table A. 1. に示した各燃焼日毎のピーキング係数の加算平均値に対応するものであり、また核移動距離とは各領域の最高、平均および最低出力チャンネルの各燃焼日毎に求めたチャンネルの核移動距離分布から、燃料コンパクト外表面における核移動距離 (Fig. 3. 5. 2. から分かるように、コンパクト径方向で最大のところ) を示したものである。但しこれらの結果はすべて流量配分方式 W-2 に関するものである。以下、各図の内容を示す。

- Fig.C. 1. 各燃焼日 (140日, 300日, 450日, 600日) における、各領域のチャンネル内軸方向位置で最大の核移動を示している。例えば領域IIの標準ブロックの最高出力ピーキング係数は1.1188 (Table A. 2. 参照) であり、燃焼日450日では 21.5μ 、600日では 25.7μ (Fig. 3. 5. 2. 参照) であることがR II 450, R II 600の点線からわかる。また標準ブロックの平均チャンネルはピーキング係数が1.0であり、450日では 14.8μ 、600日では 18.5μ であることが同様に示されており、この様に任意のピーキング係数に対して、その最大核移動がわかる。
- Fig.C. 2. この図はFig.C. 1.と同様に燃焼日600日における核移動距離分布のうち、コンパクト軸方向位置で、第1段目および第2段目ブロック下端 (軸方向54cmおよび108cmの所) での核移動距離を示したものである。
- Fig.C. 3. この図も Fig.C. 2.と同様に第3段目および第4段目の下端 (軸方向162cm および216cmの所) での核移動距離を示したものである。
- Fig.C. 4. この図も Fig.C. 2.と同様に第5, 第6, 第7段目の下端 (軸方向270cm, 324cm, 378cm) での核移動距離を示したものである。

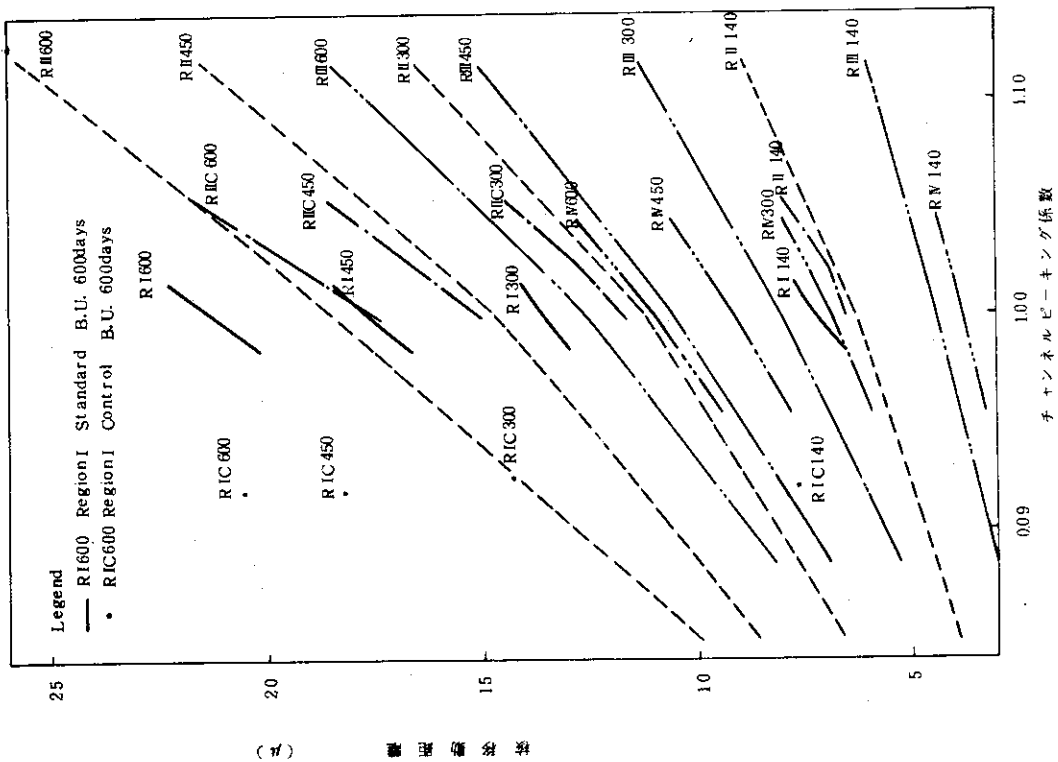
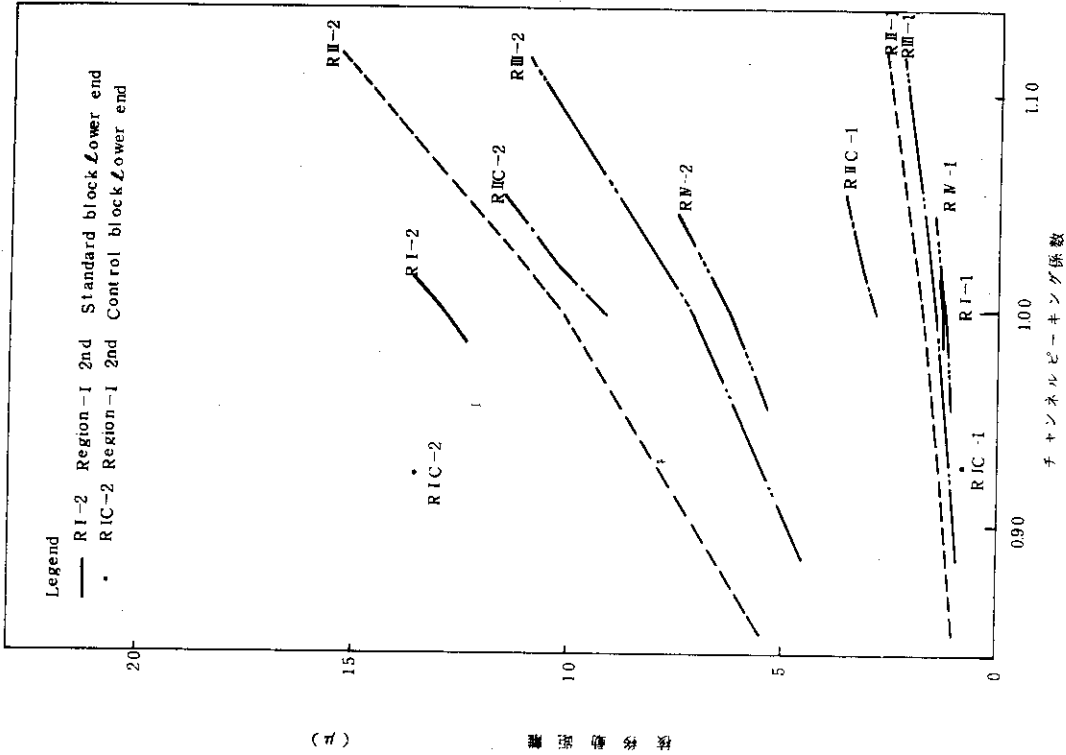


Fig.C-2. Kernel migration distance v.s. life-average channel peaking factors at the 1st and 2nd block end.

Fig.C-1. Maximum kernel migration distance v.s. life-average channel peaking factors

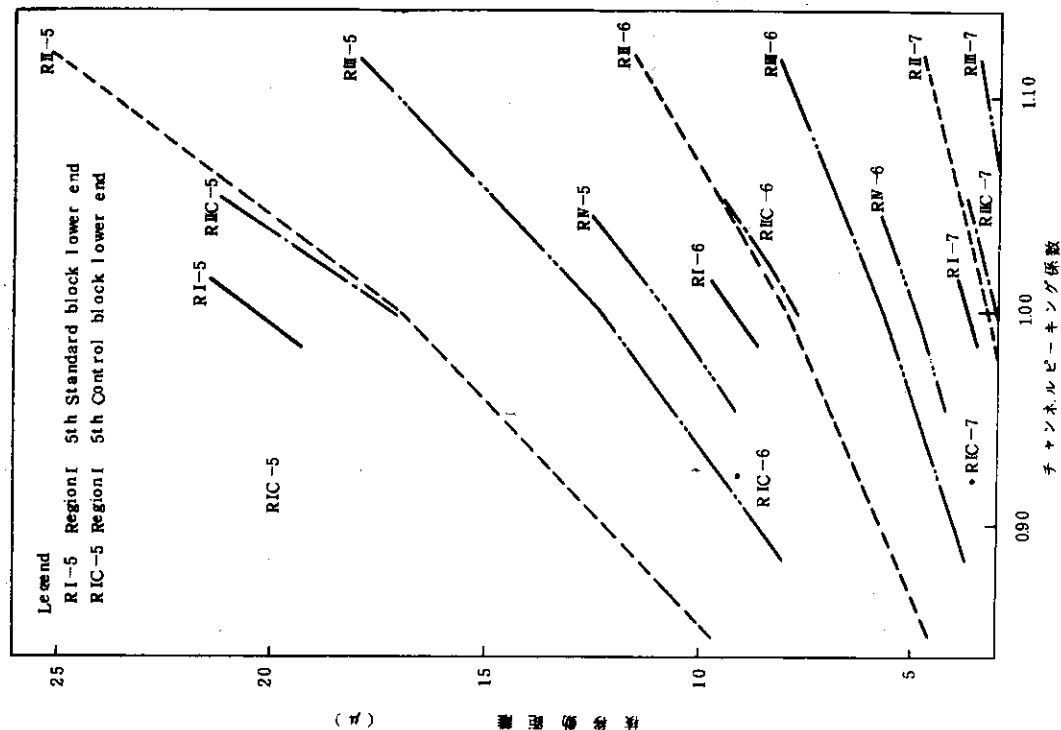


Fig. C.4. Kernel migration distance v.s. life-average channel peaking factors at 5th, 6th and 7th block end.

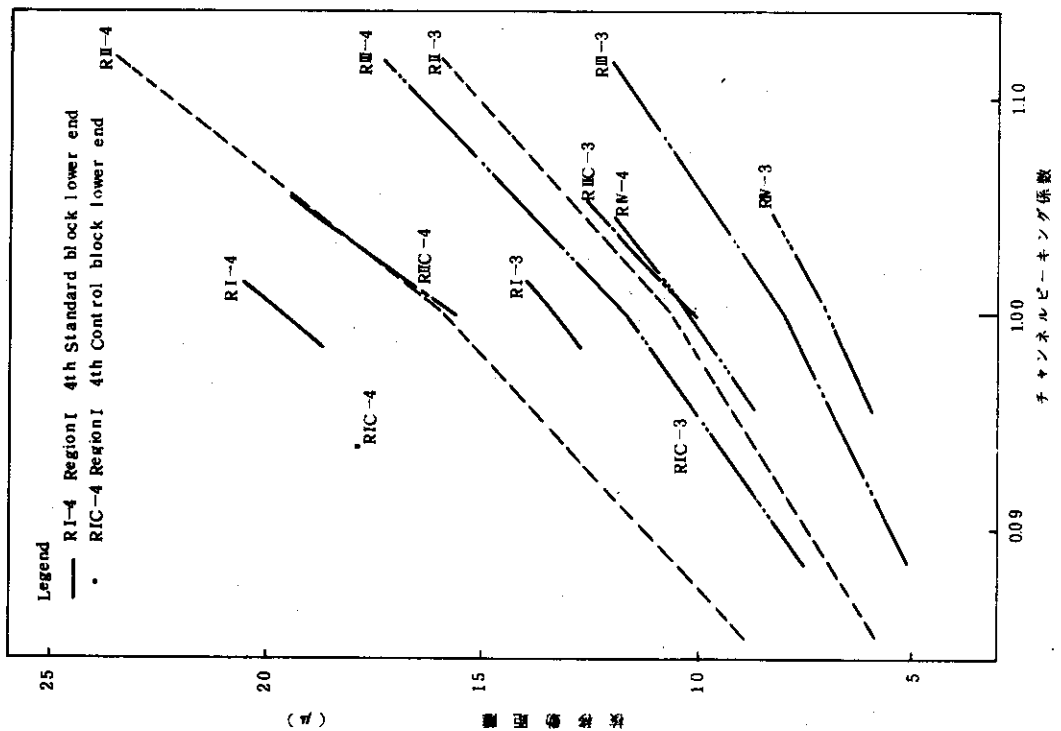


Fig. C.3. Kernel migration distance v.s. life-average channel peaking factors at the 3rd and 4th block end.