

JAERI-M

8 5 4 6

多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計Mark-III
—主要諸元選定のための核熱流動特性検討—

1979年11月

平野 光将・幾島 育・鈴木 邦彦
石黒 興和^{*1}・斎藤 宜弘^{*2}・西条 泰博^{*2}
倉重 哲雄^{*3}・中村 久^{*4}・大岡 俊隆^{*5}

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

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

多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計 Mark - III
— 主要諸元選定のための核熱流動特性検討 —

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部

平野光将 • 幾島 肇 • 鈴木邦彦
石黒興和^{*1} • 斎藤宜弘^{*2} • 西条泰博^{*2}
倉重哲雄^{*3} • 中村 久^{*4} • 大岡俊隆^{*5}

(1979年10月12日受理)

Mark - III炉心設計の主な目標は、①最低レイノルズ数の向上、②炉停止余裕の増加、③炉外核計装に必要な熱中性子束レベルの確保、④構造設計との整合などのMark - II炉心設計での残された主要課題を解決し、総合的に調和のとれた実験炉炉心を設計することである。そのため、まず広範囲にわたる核・熱流動・燃料・動特性サーベイを実施することにより最適な炉心主要諸元を探り、上記の課題を一応解決する炉心の構築に成功している。

本報告書には、それらの主要特性サーベイのうち、①燃料要素諸元、②炉心構成、③領域別燃料装荷方式などを決定するための核・熱流動特性サーベイの手順と結果がまとめられている。

* 1 外来研究員 (1975年2月～6月) バブコック日立(株)

* 2 " " 富士電機(株)

* 3 " " 石川島播磨重工(株)

* 4 協力研究員 " 富士電機(株)

* 5 " " 川崎重工(株)

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

- Study of Nuclear and Thermohydraulic Characteristics
for Design of Main Core Parameters -

Mitsumasa HIRANO, Takeshi IKUSHIMA, Kunihiko SUZUKI,
Okikazu ISHIGURO^{*1}, Nobuhiro SAITO^{*2}, Yasuhiro SAIJO^{*2},
Tetsuo KURASHIGE^{*3}, Hisashi NAKAMURA^{*4} and Toshitaka OOKA^{*5}

Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received October 12, 1979)

Purpose of the Mark-III core design is to obtain a well balanced reference core of the experimental Very High Temperature Reactor (VHTR) by solving problems in the Mark-II core design, i.e. increase of the minimum Reynolds number, increase of the shutdown margin, achievement of the thermal flux level for excore nuclear instrumentation, and adjustment to the structural design.

Therefore nuclear, thermohydraulic, fuel and kinetic characteristics were studied extensively to search for optimum values of the experimental VHTR core parameters. In the reference core Mark-III, the above purpose is attained successfully, with the mentioned problems practically solved.

Described in this report are procedures and results of the nuclear and thermohydraulic studies to determine fuel element parameters, core constitution and fuel zoning.

Keywords: VHTR Reactor, Mark-III Core Design, Nuclear Characteristics, Thermohydraulics, Core Constitution, Fuel Element, Design Parameter, Fuel Zoning

*1 Visiting researcher from Babcock-Hitachi K.K.

*2 Visiting researcher from Fuji Electric Co., Ltd.

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

*4 Collaborative researcher from Fuji Electric Co., Ltd.

*5 Collaborative researcher from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

目 次

1.はじめに	1
1.1 目的	1
1.2 炉心設計指針・基準	2
1.3 サーベイ手順	3
2.燃料要素諸元と炉心構成	7
2.1 燃料要素諸元と N_c / Nu 値	7
2.2 熱流動特性サーベイ	8
2.3 核特性サーベイ	12
2.3.1 炉心構成と制御棒反応度補償量	12
2.3.2 格子燃料特性	13
2.4 主要諸元試案	14
2.5 炉停止余裕の検討	15
2.6 制御棒対配置と燃料ピン配列	16
2.7 反射体厚さの検討	17
3.領域別燃料装荷方式	61
3.1 等価燃料濃縮度と可燃性毒物濃度	61
3.2 径方向領域別燃料装荷	62
3.3 軸方向領域別燃料装荷	65
あとがき	84
参考文献	85
付録	
1. 原子炉主要諸元	86
2. 群定数作成用データ	94
3. X 751 炉心の検討	99

Contents

1. Introduction	1
1.1 Purpose of this study	1
1.2 Core design criteria	2
1.3 Procedure of studies	3
2. Main parameters of fuel element and core constitution	7
2.1 Fuel element parameters and Nc/Nu values	7
2.2 Survey of thermohydraulic characteristics	8
2.3 Survey of nuclear characteristics	12
2.3.1 Core constitution and reactivity compensated with control rods	12
2.3.2 Burnup property with lattice calculation	13
2.4 Tentative proposals of Mark-III core parameters	14
2.5 Survey of core shutdown margin	15
2.6 Disposition of control rods and array of fuel rods in fuel element	16
2.7 Survey of radial reflector thickness	17
3. Fuel zoning	61
3.1 Equivalent fuel enrichment and burnable poison concentration ..	61
3.2 Radial fuel zoning	62
3.3 Axial fuel zoning	65
Concluding remarks	84
References	85
Appendix	
1. Main parameters of Mark-III core	86
2. Data for preparation of group constants	94
3. Survey of X751 core	98

1. はじめに

1.1 目的

日本原子力研究所は、我国における核熱エネルギーの多目的利用への道を開くための第一歩として、多目的高温ガス実験炉の研究開発を進めている。この実験炉は、①製鉄用還元ガス製造試験に代表される「多目的利用システムの実証試験」、②高性能の燃料開発のための「耐高温燃料照射試験」、③「高温ガス炉システムの安全性試験」を可能とする機能をもち、公称熱出力50 MWtで原子炉出口における冷却材平均温度1,000°Cとする、ヘリウム冷却・黒鉛減速炉である。

実験炉に対する炉心設計研究は、昭和44年の試設計以来、予備設計、基本概念設計、第1次概念設計、調整設計などにおいて、多くのメーカーの参加のもとに実施されている。原研においては、それぞれの設計に先立ち、予備設計炉心、参考設計炉心Mark-I & II、及び参考設計炉心Mark-IIIを設計しているが、それらの設計に際しては、まず巾広い高温ガス炉炉心或は炉心構成要素に関する特性検討を行って、炉心主要諸元設定の参考としている。

参考炉心Mark-IIIを設計するに当っても、多目的実験炉として必要な基本条件の範囲内で、以下に示すようなMark-II炉心設計で残された4つの主要課題を解決する主要炉心諸元を探るため、広範囲にわたる総合的な特性サーベイが実施された(Fig. 1-1 参照)。

- (i) 最低レイノルズ数の向上
- (ii) 炉停止余裕の増加
- (iii) 炉外核計装に必要な熱中性子束レベルの確保
- (iv) 構造設計との整合

次いで、これらの主要特性サーベイの結果を、予め設定された炉心設計指針・基準及び構造設計との整合を考慮しながら検討して、最終的なMark-III炉心の主要諸元を選定している。

本報告書は、上記主要特性サーベイのうち、以下に示すような項目に重点をおいた燃料要素諸元と炉心構成、ならびに燃料装荷方式に関する核熱流動特性サーベイについての結果をまとめたものである。

- (i) 燃料要素諸元
 - 燃料棒諸元と熱流動特性
 - 炭素とウランの原子数密度比(N_c/N_L)と燃焼特性燃料棒及び制御棒配列と局所出力ピギング
 - (ii) 炉心構成
 - 燃料棒本数と燃料最高温度、レイノルズ数
 - 炉心高さと燃料最高温度
 - 燃料カラム数と反応度補償特性
 - 制御棒諸元と炉停止余裕

反射体厚さと炉外中性子束レベル

(iii) 燃料装荷方式

等価燃料濃縮度レベルと可燃性毒物装荷量

径方向領域別燃料装荷方式

軸方向領域別燃料装荷方式

選定された諸元をもつ Mark - III 炉心に対しては、核・熱流動・燃料特性の解析評価を行い、当初設定した炉心設計指針・基準を満足しているかを判断するとともに、安全性及び熱利用系との結合運転をも含めた運転制御性からみての余裕の程度が明らかにされているが、これらについては別の報告書を参照されたい。^{(1), (2), (3), (4)}

1.2 炉心設計指針・基準

本核・熱流動特性サーベイを実施するに当って設定した指針基準は、最終的に Mark - III 炉心設計において用いたものと同一であり、Table 1.1 に示す。これらは、主として Mark - II 炉心に対する安全解析の結果や安全設計の考え方から定められたものであるが、既存の高温ガス炉（発電炉、実験炉）の他、軽水炉、重水炉、ガス炉等の商用炉、試験炉、研究炉などにおける指針・基準を広範囲に調査⁽⁵⁾して参考としている。

多目的実験炉プラントに関する設計の指針・基準を考えるとき、本実験炉の冷却材出口平均温度が 1,000 °C に達することや、従来の発電炉とは異なる機器を設置していることなどから、現在の原子炉プラントに適用されている指針基準を越えることがある。したがって、これらの指針・基準には、設計の進展に合せてより詳細な検討が加えられ改良されていくべきものも多い。

Table 1.1 に示す炉心設計指針・基準についても、①原子炉設計において一般に用いられている、或は、本多目的実験炉の基本的な炉心概念や構造から直接的に導かれるため、今後とも変更が考えにくいものと、②現段階で暫定的に定められているが、今後炉心設計のみならず構造設計や安全性評価も含めた総合的な実験炉設計の見直し、詳細化、最適化に伴って、更に検討の余地のあるものに分けられる。Table 1.1 の各項をこのような観点から見ると、次のとく言える。

項目(1)及び(3)は安全上からの要求ではなく、経済性や燃料調達などの観点から設定されたものであり、設計された実験炉炉心が目的とする性能の達成が難かしかったり安全上の余裕を確保しにくいときは、当然修正されるべきものであろう。また、項目(2)は炉心の初期余剰反応度や燃焼特性に大きくかかわりを持っているが、中間指標である。安全上の要求から設定されている項目(4)～(12)においても、前述したように、原子炉設計で一般に用いられていて今後とも不適と考えられるもの（項目(5)）から、安全設計の考え方や基本的な原子炉構造の変更、或は関連研究開発の進展に伴って変りうるもの（項目(4), (8), (9), (10), (12)、更に今後の炉心設計や安全解析、構造設計の詳細化に伴ってその値が当然修正されていくもの（項目(6), (7), (11)）に分けられる。

なお、最終的には Table 1.1 の全ての指針・基準を満足することを目標としたが、特性サーベイの過程では、核特性としては項目(5), (6)及び(3)、また熱特性としては項目(11)と(12)を特に重視して、これらが満足されているかを隨時チェックしながら検討を進めた。

1.3 サーベイ手順

参考炉心 Mark - III 設計作業において実施された各種主要特性サーベイ、炉心主要諸元の選定及び選定炉心 (Mark - III) に対する特性解析・評価の相関図を Fig. 1.1 に示す。本報告書にまとめられているものは Fig. 1.1 の PSG - 3 の内容である。(但し、一部は既に別途報告⁽⁶⁾されている。) 他のパラメトリックサーベイの結果については参考文献(7), (8), (9)を参照されたい。

本サーベイの主要目的は、前述したように、Mark - II 炉心に残された 4 つの主要課題を解決する炉心主要諸元を探り出すことにある。この 4 つの主要課題を簡単な原因も付け加えて整理しなおすと以下のとくになる。

- (i) 本実験炉の主要目標である冷却材平均原子炉出口温度 1,000°C を達成するに当って、鋼製圧力容器の使用条件がら入口温度は約 400°C 以下とする必要があるために、燃料チャンネル内冷却材温度上昇が大きくなることに加えて、燃料最高温度制限から燃料チャンネル当たりの発熱量を大きくすることが難かしいために必然的に生じる低レイノルズ数の問題。
- (ii) 炉容器及び炉体の構造やブロック型燃料体の燃料交換方式などからくる制約条件のために炉心に挿入可能な制御棒本数が少ないと加え、低濃縮二酸化ウランを用いているために必要な燃料炉内滞在時間を達成するには炉心初期余剰反応度が比較的大きくなり、制御棒による炉停止余裕が不足気味である問題。
- (iii) 鋼構造物 (コアバレル、炉容器など) の速中性子照射量や放射線発熱量に対しての安全上の余裕が大きくなるように反射体黒鉛層を比較的厚くしたため、炉外計測に必要な熱中性子束レベルがやや低すぎる問題。
- (iv) 基本概念設計の作業工程の関係で、Mark - II 炉心と原子炉構造とで不整合がある問題。このうち、(iv)については今回の参考炉心設計と第 1 次概念設計作業の中で解消していくものとして、(i)～(iii)を解決し且つ全体的に調和のとれた炉心主要諸元を見い出すことが本サーベイの目的である。そのため、本炉心主要諸元設定のための核熱流動特性サーベイでは次の手順で検討を行った。

- (1) コンパクト厚さ、燃料棒外径、燃料体平径、燃料体当たり燃料棒本数などをパラメータに、炭素とウランの原子数密度比 (N_c/N_u) を適当な値とする燃料体諸元をサーベイ
- (2) 種々の燃料棒諸元に対して、燃料棒本数 (燃料チャンネル当たり分担出力) や炉心高さ (線出力) をパラメータとして、燃料最高温度や最低レイノルズ数などの熱流動特性をサーベイ
- (3) (1), (2)により選定された何種類かの候補燃料体について、格子燃焼計算により初期余剰反応度や燃料炉内滞在時間をサーベイ
- (4) 炉心燃料カラム数 (制御棒挿入本数) と制御棒反応度補償特性の関係をサーベイ
- (1)～(4)により前記課題の(i)を解消する燃料要素諸元及び炉心構成 (案) を作成。
- (5) 制御棒諸元 (特に呼収体太さ) と可燃性毒物等価濃度をパラメータとして、炉停止余裕や制御棒 1 本当り最大反応度価値をサーベイ
- (6) 燃料要素内の燃料棒及び制御棒配列と局所出力ピーキングの関係を検討
- (4)～(6)の過程をへて、前記課題(ii)を解決する主要諸元 (案) を作成。次いで、課題(iii)に対しては
- (7) 反射体黒鉛層厚さをパラメータとして、炉容器など鋼構造物の高速中性子照射量、放射線

発熱量及び炉外中性子束レベルをサーベイ

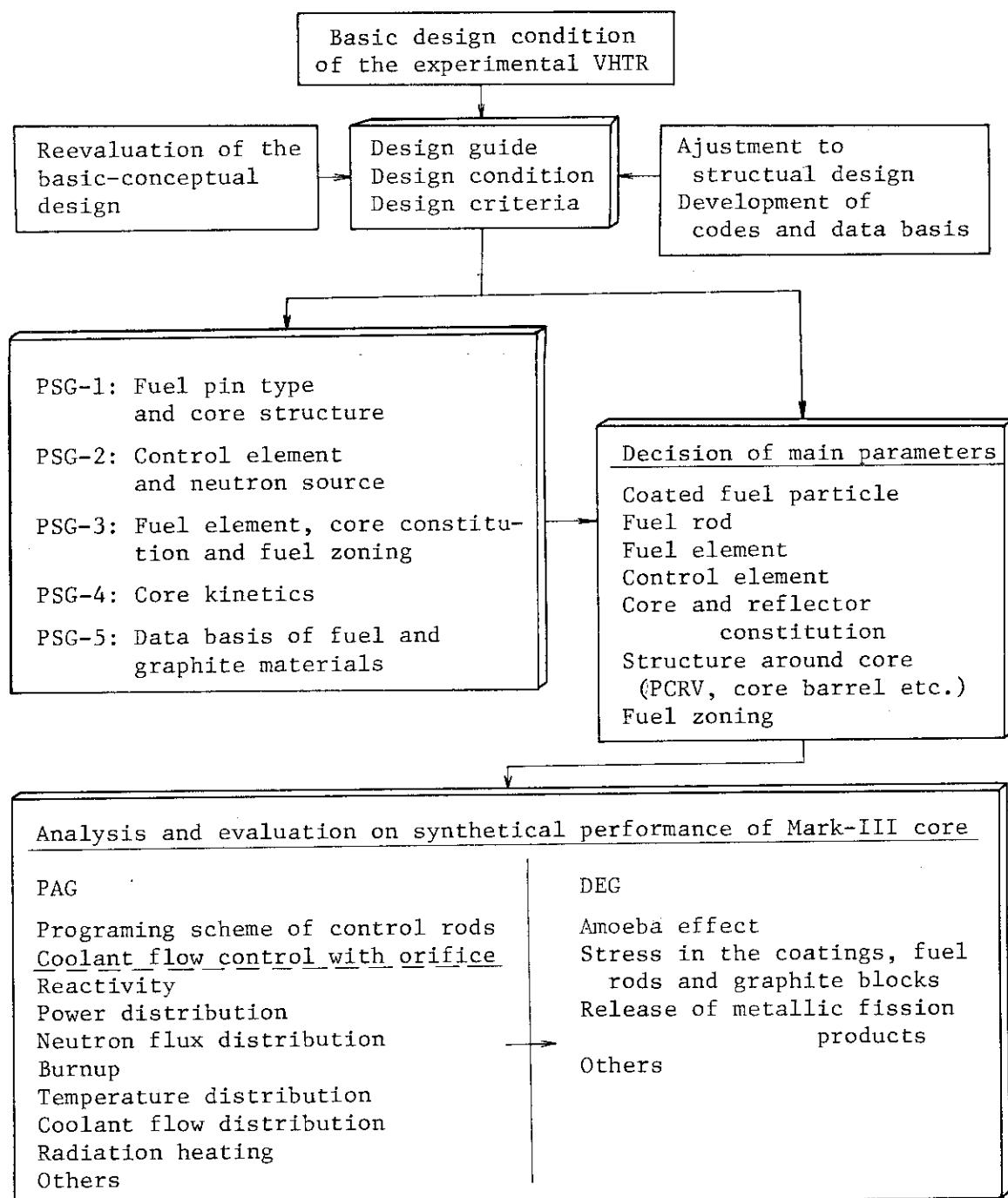
以上の(1)～(7)のサーベイ結果に、他の主要特性サーベイの検討結果も加味して、Mark - III炉心主要諸元を選定した。次いで

(8) 当初設定された炉心設計指針・基準 (Table 1.1) を、なるべく大きな余裕をもって満足するような径方向及び軸方向燃料装荷法をサーベイして決定。

以上の主要特性サーベイにより最終的に選定された炉心諸元をもつ Mark - III炉心に対して、核・熱流動・燃料特性評価が行われたがその結果は他の報告書^{(3), (4)}にゆずり、第2章以降では上述の炉心主要諸元選定のための核・熱流動特性サーベイについてまとめて記述する。

Table 1.1 Nuclear and thermohydraulic design criteria

Item	Value	Comments
(1) Fuel enrichment	Below 10 w/o	With same value in one fuel element
(2) Atomic number density ratio of carbon to uranium, (N_c/N_u)	About 300	
(3) Fuel dwelling time	Above 2 years	With 80% load factor
(4) Control rods stuck out	2 rods (pair) at operational state and 1 rod at refueling state	Control rods of pair can be driven independently.
(5) Core shutdown margin	Subcriticality $\geq 0.01 \Delta k_{eff}$	With 10% error for the calculation of control rod worth
(6) Maximum reactivity worth of control rod	$0.035 \Delta k_{eff}$ at near critical state	Value for single drive mechanism
(7) Reactivity compensated with burnable poison	As low as possible and the reactivity recovery with burnup is less than $0.015 \Delta k_{eff}$ (target)	If it's severe, it can be modified.
(8) Reserve shutdown system stuckout	One group	
(9) Reactivity compensated with reserve shutdown system	Excess reactivity except that for burnup compensation	
(10) Critical heat flux	Prevention of laminarization	$q_{crit}^+ = 0.584 \times 10^{-8} Re_b^{1.465}$ $2,000 \leq Re_b \leq 6,000$
(11) Reynolds number	Target value of minimum Reynolds number more than 3,500 at rated power	
(12) Fuel temperature	Peak nominal temperature lower than 1,350 °C	



(Note) PSG : Parametric Study Group
 PAG : Performance Analysis Group
 DEG : Design Evaluation Group

Fig. 1.1 Procedure of Mark-III core design

2. 燃料要素諸元と炉心構成

2.1 燃料要素諸元と N_c/N_u 値

(1) 目的

ブロック-ピンタイプの燃料要素を採用する場合、 N_c/N_u 値（炭素原子数密度とウラン原子数密度の比）が 300～350 程度であれば、今までのサーベイ結果等から核設計上は、ほぼ問題ないと考えられている。又、被覆燃料粒子の充填率は、燃料コンパクトの製作上 30～35 % 程度が限度とされている。ここでのサーベイの目的は、以上のこととふまえて、ブロック当たり燃料ピン本数を 18 から 12.6 と減じた場合の燃料ピン諸元（スリーブ外径、コンパクト厚さ、充填率）と N_c/N_u 値との関係を調べることである。

(2) パラメータのサーベイ範囲

サーベイは、黒鉛ブロック平径を 30 cm に固定して、ブロック当たりの燃料ピン数が 6, 12, 18 ピンの 3 つの場合について行った。各々に対するパラメータとしては、スリーブ外径、コンパクト厚さ、充填率の 3 つを選び、各々の変化範囲を下記の通りとした。

（パラメータ） （変化範囲）

- | | |
|----------------|------------------------|
| ① スリーブ外径 (cm) | 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 |
| ② コンパクト厚さ (mm) | 5, 6, 7, 8, 9 |
| ③ 充 填 率 (%) | 10, 15, 20, 25, 30, 35 |
| ④ ブロック平行 (cm) | 25, 27, 30 |

(3) 計算条件

固定したパラメータ、燃料要素の主要諸元（含、物性値）、及び計算上の仮定は以下の通りである。

(a) 固定パラメータ (Mark-II と同じ)

- | | |
|-------------------------|-----|
| ① コンパクトスリーブ間のギャップ巾 (mm) | 0.1 |
| ② スリーブ厚さ (mm) | 4.9 |
| ③ 冷却材流路巾 (mm) | 2.0 |

(b) その他の主要諸元 (Mark-II と殆んど同じ)

- | | |
|-------------------------------|----------------|
| ① 被覆粒子 直径 (μm) | 780 |
| 燃料核 材質 | UO_2 |
| 直径 (μm) | 500 |
| 密度 (g/cm^3) | 10.4 (95%T.D.) |
| 濃縮度 (%) | 6 |

被覆層 (4重被覆)	第1層		第2層		第3層		第4層	
	材質	低密度 PyC	高密度 PyC	SiC	高密度 PyC	SiC	高密度 PyC	SiC
厚さ (μm)	40	30	25	45				
密度 (g/cm^3)	1.1	1.8	3.20	1.8				

② 燃料コンパクト・マトリックス密度 (g/cm^3)	1.6
③ 黒鉛スリーブ密度 (g/cm^3)	1.8
④ 黒鉛ブローカ密度 (g/cm^3)	1.75

(c) 假定

- ① 燃料取扱い孔直径は、5.0 cmとして、その深さは燃料要素長さの1/2とする。
- ② 燃料要素端の効果は、無視する。

(4) 結果

サーベイ結果をFig. 2.1 及び 2.2 に示す。 N_c/N_u 値が 250～400範囲に対しては一点鎖線で示し、又 N_c/N_u が 300～350 の範囲及び充填率が 30 %以下の範囲に対しては、斜線で示してある。

これらの図から、コンパクト厚さを固定した場合、 N_c/N_u 値の特定の領域（例えば 300～350）に対して、スリーブ外径の取り得る範囲及び調整可能な充填率の値が解かる。又、充填率が 30 %の曲線左下側の領域は、製作調整困難領域を示している。

Fig. 2.3 及び 2.4 は充填率を 30 %に固定して、Fig. 2.1, 2.2 より得られるもので特定の N_c/N_u 値と燃料ピン諸元（スリーブ外径、コンパクト厚さ）の調整限界との関係を示すものである。すなわち、 N_c/N_u 値が 350 と固定された場合、図の曲線の右上側から点線までの領域は製作調整可能領域であるが（充填率を調整して）、曲線の左下側は調整困難領域であることを示す。この図より、 N_c/N_u の取り得る範囲を 300～350 とすると、これに対応したスリーブ外径の限界は、コンパクト厚さを 7 mm 程度に固定すれば、概略、12 ピンブロックの場合 5 cm 以上 6 cm 以下の範囲になり、18 ピンブロックの場合 4 cm 以上 5 cm 以下、また 6 ピンブロックの場合は 6 mm (ブロック平行 25 cm)～7.5 mm (ブロック平径 27 cm) となる。

2.2 熱流動特性サーベイ

(1) 目的

このサーベイの目的は、多目的実験炉の燃料要素として外面冷却ピンを採用した場合の、最低レイノルズ数と燃料最高温度との間の関係を調べることである。その結果として、許容最高燃料温度に対する最低レイノルズ数の上限値を得ることが期待できる。

(2) 手法

このサーベイでは、炉心をその具体的構造から離れて、チャンネル総数と燃料ピンの径に帰着して扱う。こうするとチャンネル総数、燃料ピン径+流動巾と炉心の平均的なチャンネルの最低レイノルズ数の間には Fig. 2.5 關係があるので、これを利用すればいくつかの「スリーブ外径+流路巾」とチャンネル総数の組をレイノルズ数が同じになるように決定できる。こうして、レイノルズが一定という条件下で「スリーブ外径+流路巾」を変化させて、燃料最高温度がどう変わるかを調べるわけである。

またこの結果を利用して炉心を構成する時に便利によりて、Fig. 2.5 には標準ブロックの燃料ピン数に対してカラム数と燃料チャンネル総数の関係を表わす目盛を記入してある。

なお、Fig. 2.5 の炉心寸法諸元とレイノルズ数の関係式は以下のとく導かれている。

$$Re = \frac{d W}{\mu A} \quad \dots \dots \dots \quad ①$$

(Re : レイノルズ数, W : 流量, μ : 粘性係数, A : 流路面積)

$$W = W_{total} \ell / Nc \quad \dots \dots \dots \quad ②$$

($W_{total} \ell$: 全炉心流量, Nc : 炉心全チャンネル数)

$$A = \pi (d_{so} + d_{ch}) d_{ch} \quad \dots \dots \dots \quad ③$$

(d_{so} : スリープ外径, d_{ch} : 流路巾)

②, ③を①に代入すると

$$Re = \frac{2 W_{total} \ell}{\pi \mu} \cdot \frac{1}{Nc (d_{so} + d_{ch})} \quad \dots \dots \dots \quad ④$$

(但し $d = 2 d_{ch}$ の関係を利用した)

④の定数部分を評価して

$$Re = 1.5621 \times 10^8 / \{ Nc (d_{so} + d_{ch}) \} \quad \dots \dots \dots \quad ⑤$$

(但し d_{so}, d_{ch} の単位は mm)

Fig. 2.1 は, $d_{so} + d_{ch}$ を軸に, Nc を y 軸に取って, Re をパラメータにしてプロットしたものである。

(×印で Mark-II の位置を示す。…… $x = d_{so} + d_{ch} = 45 + 2 = 47$,
 $y = Nc = 1261$)

(3) 計算条件

軸方向出力分布	} Mark-II 炉心の代表チャンネルに対する値
チャンネル出口冷却材温度	
スリープ厚さ	4.9 mm
スリープ・コンパクト間ギャップ巾	0.1 mm
コンパクト厚さ	7.0 mm

パラメータの変化範囲

レイノルズ数	3000, 4000, 5000
スリープ外径+流路巾(平均流路径)	30~80 mm
流路巾	1.5, 2.0, 2.5 mm
炉心高さ	3.5, 4.0, 4.5 m

使用計算コード D E G A 3⁴⁰

(4) 結果と検討

炉心高さ 3.5 m, 4.0 m, 4.5 m に対する結果を、それぞれ Fig. 2.6(1)~(3)に示す。

この活用法を、次の問題を例にして述べる。

「炉心高さ 4 m, 流路巾 2 mm, 燃料最高温度 1300°C でレイノルズ数が 5000 になるような炉心はどうなるか？」

炉心高さが 4 m であるから Fig. 2.6(2) を使用する。流路巾 2 mm, レイノルズ数 5000 の曲線と燃料最高温度 1300°C の交点の横座標は 56 であるから、その時の平均流路直徑（スリーブ外径 + 流路巾）は 56 mm になる。Fig. 2.5 からこの時の炉心内全チャンネル数は約 560 本でありそれは 6 ピンブロックの時は 97 カラム炉心、また 12 ピンブロックの時には 49 カラム炉心に対応することが、同じ Fig. 2.5 の右側の目盛からわかる。

次いで Fig. 2.5 ~ 2.6 から判明することを検討する。

Fig. 2.5 は代表チャンネルの最低レイノルズ数と燃料ピン寸法（スリーブ外径 + 流路巾）、炉心内全チャンネル数の関係である。さらに、右側に、標準ブロック内の燃料ピンの数がそれぞれ 6, 12, 18, 36 本の時のカラム数と炉心内全チャンネル数との間の関係を目盛にして、炉心構成時の参考に供した。（制御上の要求から、カラム数はある限界以下にはできないので、さらにチャンネル総数を少くするためにブロック内のピン数を減少する方法しかない。）

Fig. 2.6 は、燃料最高温度と燃料ピン寸法（スリーブ外径 + 流路巾）、レイノルズ数の関係である。これから、次のことがわかる。

a. 平均流路直徑（＝スリーブ外径 + 流路巾）を大きくすると、同じレイノルズ数でも燃料最高温度は下がる。大まかな目安としては、「平均流路直徑を二倍にすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約 1.000 だけ大きくなる。」

b. 流路巾を狭くすると、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は大きくなる。大まかな目安としては、「流路巾を 0.5 mm 狹くすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約 1.000 だけ大きくなる。」

c. 炉心を高くすると、同じレイノルズ数に対する燃料温度は低くなる。大まかな目安としては、「炉心を 0.5 m だけ高くすれば、同じ燃料最高温度に対するレイノルズ数は約 1.000 だけ大きくなる。」つまり、燃料温度は変えずにレイノルズ数を約 1.000 だけ増加する手段としては、「a. 平均流路直徑を 2 倍にする」、「b. 流路巾を 0.5 mm だけ狭くする」、「c. 炉心を 0.5 m だけ高くする」の三つが考えられる。（但し、これはあくまでも大まかな目安であって、10 ~ 20 % 程度の誤差を含んでいる点に注意してほしい。）

次に、上記の三方法を順に検討する。

a. 流路平均径を大きくすると、Fig. 2.5 からわかるようにレイノルズ数を一定にする条件下では総チャンネル数は減少する。しかし、カラム数を最低でも 70 度程欲しいなら、12 ピン / ブロック更には 6 ピン / ブロック炉心を考えねばならないであろう。ブロックの大きさも少し小さくなるかもしれない。

但し、この方法でレイノルズ数を改善するためには、スリーブ・コンパクト間ギャップ（0.1 mm）とコンパクト厚さ（7 mm）、流路巾等の寸法上の前提条件が変化しないことが前提になる。寸法が大きくなるほど製造公差や寸法変化も大きくなるのが普通なので、この方向でレイ

ノルズ数を増加させるためには、製造上の問題を含めた検討が必要である。

b. 流路巾を狭くすることに対する対応としては、上の a と同様の問題の他、流路閉塞等の検討が必要と思われる。

c. 炉心を高くすることに対する対応としては制御、構造（耐震を含む）上の問題がある。

この三つの方法は、必ずしも単独で採用する必要はなく、最適な組合せを見つけることも試みるべきであろう。

(5) Mark-Ⅲ炉心諸元（案）の検討

Mark-Ⅲ炉心の熱流動設計における重視項目は、

a. レイノルズ数の増加（層流化限界熱流束に対する余裕も結局これに帰着する）

b. 燃料最高温度は上げない。

である。この実現のためには、以下の設計ステップを踏むのがよいと思われる。

① 燃料ピン径を、製作上及び配置上から許される最大値とする。理由は、同じレイノルズ数でもピン径を大きくする方が燃料最高温度が低くなるからである。一ブロック当たりのピン数は 12 と 6 を考える。

② 実現可能な炉心カラム数をいくつか設定する。炉心の 1/6 対象性を保つとすれば、このカラム数は 6 キザミの値をとる。（73 カラム程度が一応の目安）

一ブロック当たりのピン数とカラム数が決まれば、炉心内全チャンネル数も決まる。さらにピン径が与えられれば、最小レイノルズ数も決まってくる。

③ そこで、炉心高さをパラメータにして燃料最高温度をプロットしていく。

④ 流路巾の変更は当面考えない。すなわち、Mark-Ⅱの 2 mm を増加することは燃料温度の点から難かしく、減少させることは製作性に問題があると考えられるからである。

次いで、これらの方針に基づいて、Mark-Ⅲ炉心諸元の具体的設定を行うため、以下のパラメータ範囲で炉心特性 (Re , T_f^{max} , Nc/Nu) を詳細に検討した。

Pin/BlocK	12	6	検討項目
平均流路径	40 ~ 70 mm	60 ~ 80 mm	Nc/Nu
カラム数	61, 73	91, 109	Re, T_f^{max}
ブロック平径	300 mm	270, 250 mm	炉心直径
コンパクト厚	7, 9 mm		Nc/Nu
炉心高さ	3.5, 4.0, 4.5 m		T_f^{max}

上記の範囲を決める時に留意した点は以下の通りである。

① 燃料最高温度 $T_f^{max} \leq$ Mark-Ⅱ炉心の値 = 1282 °C

② 平均チャンネルの出口でのレイノルズ数 $Re = 4000 \sim 5000$

③ 圧力容器の径はできれば変えない。

④ $Nc/Nu = 300 \sim 350$

結果を Fig. 2.7 に示す。

また、Table 2.1 には $Re = 4000, 4500, 5000$ となる炉心諸元組合せを示した。

なお、Table 2.1 及び Fig. 2.7 を作成するに当っては、Table 2.2 に示すような燃料カラム数と燃料チャンネル数の関係を用いている。すなわち、制御棒插入穴をもつ燃料体には燃料ピンは 3 本のみ挿入することとしている。また、Table 2.2 で 12 ピンの 69, 63, 57 カラム炉心は、3 つの燃料カラムの交線が炉心中心にくる炉心であり、付録 3 でその特性が検討されている。

次いで、応力上の観点から燃料体内の最小リガメント巾をブロック周辺部で 10 mm、それ以外で 7 mm とすると、ブロック平径 300 mm の場合に許される燃料ピン挿入孔径は約 65 mm (12 ピン/ブロック) 及び 98 mm (6 ピン/ブロック) となるので、その範囲内の燃料ピン挿入孔径に着目して、チャンネル総数、燃料カラム数、炉心高さと燃料最高温度及びレイノルズ数の関係を整理し直したのが Fig. 2.8 ~ 2.9 である。

以上のサーベイ結果から、具体的な Mark-Ⅲ 炉心として 73 カラム炉心を考えると、最低レイノルズ数を 4,000 以上に高めるためには、① 12 ピン/ブロック燃料体とすること。② 燃料温度を制限温度以下に抑えるため炉心高さを 4.0 m とする必要のあること。及び③ N_c/N_u 値が核特性上好ましい値 (約 300) をかなり上まわること。などが Mark-Ⅱ 炉心と比較して大きな注目点となる。

2.3 核特性サーベイ

2.3.1 炉心構成と制御棒反応度補償量

(1) 目的

レイノルズ数を高めるため Mark-Ⅱ 炉心に種々の改良が提案されているが、特に炉心内のチャンネル数を減少させることは有力な方法である。その際、燃料カラム数を減少させるなら、燃料最高温度と共に制御棒反応度価値の観点からの考察が必要になる。

ここでは Mark-Ⅱ 炉心 (73 カラム) から炉心構成 (燃料カラム数、制御棒対数) が変更された場合の主として制御棒反応度価値 (全補償反応度価値、1 対当り最大反応度価値) の変化を算出し検討を加えた。

(2) 計算条件とサーベイ・ケース

- (i) 燃料要素及び制御素子の諸元 (正確には格子群定数) は Mark-Ⅱ 炉心と同一にしている。
- (ii) CITATION^④ の 2 次元 (X-Y), 4 群, 16 メッシュ/1 ブロックの計算で Hot-clean 状態を想定している。
- (iii) ケース 1 ~ 8 は炉心中央に燃料 (制御棒插入用) 要素が存在する炉心で、ケース 9 ~ 10 は 3 標準燃料の交線が炉心中心線となる炉心構成のものである。
- (iv) ケース 5 ~ 8 は圧力容器内径の制限と 6 ピン/1 ブロック (標準燃料要素) を想定して、ブロック平径を 270 mm とした。他のケースは平径 300 mm である。
- (v) 炉心高さは 3.5 m を想定している。

(3) 結果

Table 2.3 に炉心構成と炉心の実効増倍率及び全補償反応度価値、1 対当り最大反応度価値の関係を示す。また、ケース 1 ~ 10 のうち代表的な炉心構成 (ケース 2 とケース 4) に対して、制御棒插入パターンと炉心余剰反応度、反応度制御能力の関係を Table 2.4 に、出力ピーピング

(P_1 & P_2) を Table 2.5 に示した。

- (i) 全制御棒未挿入状態では炉心等価直徑の大きい炉心ほど実効増倍率が大きいが、その差は小さく、最小炉心でも炉内燃料滞在時間の設計基準（2年以上）を満足する。（但し Mark-II 燃料体を使用した場合）
- (ii) 制御棒の炉内（燃料領域）への挿入対数は7対～19対と異なるが、全制御棒の補償反応度値にはほとんど差がない。このことは全挿入時は炉外への中性子漏洩が重要な役割をはたしていることを示している。
- さらに、炉停止余裕の点からは、小さい炉心が挿入可能な制御棒対数が少なくても有利となる。
- (iii) 1対当り最大反応度値は、挿入制御棒対の少ない燃料カラム数の少ない炉心程大きくなり、例えばケース4とケース7では約3割、ケース1とケース4では約1.5割だけ異なる。
- (iv) 制御棒挿入パターン特性（Table 2.4）及び出力ピーピング（Table 2.5）には大きな特性上の差はない。

2.3.2 格子燃焼特性

(1) 目的

前節までの熱流動特性サーベイ及び反応度補償特性の検討から、Mark-III炉心設計の最重点項目である最低レイノルズ数の向上に関して、炉停止余裕や制御棒1対当り最大反応度値に悪影響を与えるにしだら燃料最高温度を制限値以下にとどめながら最低レイノルズ数を増大させるためには、燃料ブロック当たりの燃料ピン本数（Mark-II：18本）を減少させることが最も有力であることが分った。その場合には、 Nc/Nu 値が上昇して炉心の初期余剰反応度が上昇する一方、核分裂物質の炉心装荷量が減少するための燃焼度（燃料炉内滞在時間）の低下が予想される。そこで、12ピン及び6ピン燃料体を用いた場合に、制御棒の補償可能反応度以下の炉心初期余剰反応度にとどまりながら、設計指針である燃料炉内滞在時間（2年、80%以上）を達成する諸元を探るために、格子燃焼特性サーベイを実施する。

(2) 計算条件とサーベイケース

12ピン及び6ピン標準燃料体に対して、Mark-II炉心の平均濃縮度である5w/oとした場合の格子燃焼特性を DELIGHT-2¹² コードを用いて検討した。操作パラメータとしては、2.2節の熱流動特性サーベイ及び第2.1節の Nc/Nu 値サーベイの結果を考慮しながら、ブロック平径（250, 270, 300mm）、スリープ外径（40～68mm）、燃料粒子充填率（27, 30%）、コンパクト厚さ（7, 8mm）をとっている。具体的な検討ケースに対応する操作パラメータの値は後出の Table 2.7 を参照されたい。

(3) 結果

主要なケースの結果を Table 2.6 及び Fig. 2.10 に示す。

5w/o 濃縮度を用いれば、どのケースも2年以上の炉内燃料滞在時間を達成できるが、18ピン燃料（Mark-II）に較べて著しく燃焼初期の炉心余剰反応度が高くなり、予想される Nc/Nu 値増大に起因する制御棒反応度の増加を考慮しても、Mark-III炉心設計のレイノルズ数の向上と並んで最重点項目である炉停止余裕の確保の観点からは好ましくない結果となっている。また、前述したように初期余剰反応度が増加しているにもかかわらず、比出力の増加により炉内

燃料滞在時間はむしろ減少しているものも多い。このため、炉内燃料滞在時間の設計指針を守るために一定以上の燃料濃縮度とする必要があるので、炉停止余裕の確保のためには、Mark-II炉心にも増して多量の可燃性毒物を巧みに用いる必要が生じよう。しかし、可燃性毒物の燃焼特性や温度効果についてはまだ実験的にも充分に検証されていないので、その多量且つ複雑な装荷法による利用は好ましいことではないと言えよう。

2.4 主要諸元試案

以上の熱流動特性及び核特性のサーベイ結果に基づいて、Table 2.7 に示すような炉心主要諸元試案を作成した。同表に各々の試案に対して、第 2.1 ~ 2.3 節のサーベイから得られた概略特性が示されているが、一部は Mark-II 設計値からの外挿値である。

Table 2.7 の計 10 ケの試案の中から、主として①最低レイノルズ数 (> 4000)、②燃料最高温度 ($< 1300^{\circ}\text{C}$)、③炉内燃料滞在時間 (> 2 年)などの観点と、Mark-II 炉心からの変更の程度を考慮して、Mark-III 炉心の基本候補としてケース VIII が選定された。

基本候補炉心ケース VIII は Table 2.7 で見るよう、 N_c/N_u 値が約 420 となり、Mark-II 炉心とほぼ同一の炉内燃料滞在時間を確保するためには、初期余剰反応度が Mark-II 炉心の値より約 0.1 Δk_{eff} 大きい必要がある。このことは、Mark-II 炉心でも制御棒による反応度補償量が不足気味で、Mark-III 炉心設計の最重点項目の 1 つが炉停止余裕の確保であることを考えると、今後の設計で重視しなければならない大きな課題である。そこで、Mark-III 炉心諸元選定に際して、次の考え方と手順により反応度制御系設計に余裕を持たせるよう可能な限りの諸元の調整を行うこととしている。

(i) 炭素原子数密度とウラン原子数密度の比 (N_c/N_u) の調整

燃料体設計を見直し、熱流動特性や燃料特性などから許される範囲内で燃料体諸元を微調整し、できるだけ N_c/N_u 値を低下させる。

(ii) 炉心燃料平均濃縮度の低下

炉内燃料滞在時間に関する設計指針を満す範囲で燃料の炉心平均濃縮度を低下させ、初期余剰反応度の上昇を抑える。

(iii) 制御棒径の増大

構造上可能な限り制御棒径を増大して、制御棒による反応度補償量がなるべく大きくなるようにする。さらに、燃料ブロック強度特性・制御棒冷却特性などとの整合を取りながら制御棒諸元を設定する際、吸収体外径（制御棒挿入孔径）をなるべく大きくするだけでなく、吸収体厚さや吸収体濃度も反応度補償量を増大するよう、それぞれ有効な範囲でなるべく厚く、また高くする。なお、吸収体厚さは 15 mm また吸収体濃度は 30 w/o 以上としても、吸収体自身の自己遮蔽効果のため反応度補償量はほとんど増大しない。⁽⁸⁾

また、制御棒 1 本当りの最大反応度価値については、運転の際の制御棒引抜・挿入シーケンスを工夫、制限することにより所定の値以下に収まるようにする。

(iv) 可燃性毒物使用量の増加

燃焼による補償反応度の変化（炉心反応度の回復）、温度変化による補償反応度の変化、燃

焼末期での残存、さらに運転余裕（特に Xe-Sm 蓄積時）に注意しながら、最適な非均質性（自己遮蔽効果）をもつように可燃性毒物の諸元を設定して、反応度補償上必要な量だけ用いる。

第1ステップの(i)については、Table 2.8 に実際に行った修正を示す。すなわち、(i)の方針に基づいて燃料核径が $500 \mu\text{m}$ から $600 \mu\text{m}$ へ、燃料コンパクト厚さも 7 mm から 9 mm へと変更している。

また、(ii)の方針に基づいて、炉心平均の燃料濃縮度は 5 w/o (Mark-II) から 4 w/o に低下させることとしたが、燃料濃縮度に関する詳細な検討は次章の 3.1 節において行っている。さらに、(iii)の方針に基づいて、制御棒吸収体外径も Mark-II 設計の 70 mm から 85 mm へ増大することとした。この制御棒諸元と補償反応度の関係は、参考文献⁽⁸⁾での格子体系での検討に加えて、次節 2.4 節に示すように実際の Mark-III 炉心体系における検討が行われ、吸収体径外や濃度を決定している。方針(iv)の可燃性毒物の等価濃縮や諸元の設定についても同様に、参考文献⁽⁸⁾での格子体系でのサーベイ結果を基に、2.4 節或は 3.1 節の炉心体系での検討結果により決定している。

以上の検討により、Mark-III 炉心主要諸元として 73 カラム (Mark-II から変更なし)、12 燃料ピン／ブロック燃料体の採用が決定された他、燃料体諸元は Table 2.8 に示すように、スリーブ外径 46 mm 、コンパクト厚さ 9 mm 、燃料核直径 $600 \mu\text{m}$ 、充填率 30 w/o などと、最終的に定められた。冷却材流路巾は Mark-II 炉心と同一で 2 mm 、スリーブ厚さも 4.85 mm で変更はない。なお、付録に Mark-III 炉心の最終的な主要諸元をまとめて掲げているので参照されたい。

2.5 炉停止余裕の検討

前述したように、2.4 節で決定した燃料体諸元で構成される Mark-III 炉心は、Mark-II 炉心より更に初期余剰反応度が大きくなるため、もともと不足気味であった炉停止余裕を確保するために、制御棒諸元の変更、特に吸収体外径を増大する方針が定められた。しかし、平径 300 mm の燃料体に、後備停止系ボロン球落下孔を含めて 3ヶの孔が必要なため、燃料ブロックの地震時も含めた強度特性上の制約により、一定以上の径の制御棒挿入孔をもうけることはできない。

そこで、現時点での構造強度解析結果から保証される挿入孔径限界値 104 mm と、制御棒の補償反応度量の観点から望まれている挿入孔径 110 mm ⁽⁸⁾ を考慮しながら、どの程度まで制御棒・挿入孔径（吸収体外径）を小さくできるかを検討する。

次のような計算モデル及び体系で行っている

(i) 格子群定数の作成は DELIGHT-2 と SLALOM⁽¹³⁾ (4 群計算) によっている。

(ii) 炉心計算は CITATION の 4 群、2 次元 (X-Y) で 16 メッシュ／ブロックである。軸方向にはバックリング補正を行う。

(iii) 平均燃料濃縮度 5 w/o (可燃性毒物濃度: 30 ppm) 及び 4 w/o (20 ppm) の炉心を対象としており、軸方向領域別装荷に対しての補正を別途行う。

(V) 炉心状態は Hot - clean - critical を想定している。従って、昇温効果（炉心余剰反応度及び制御棒反応度）や燃焼による炉心反応度回復量も重要な補正因子となる。

(VI) スタック状態（基準は 1 対 + 1 本の全引抜）としては、最大反応度値をもつ 2 対制御棒の全引抜を想定している。これは、中心制御棒の 1 本を微調整用のグレイロッドとすることも考慮して、安全側の評価をするためである。

制御棒全引抜、全挿入及びスタッフ状態における炉心余剰反応度及び制御棒補償反応度を Table 2.9 に示す。Table 2.9 の結果に、① 3 次元的補正（軸方向領域別燃料装荷による軸方向中性子束インポータンスと軸方向バックリングの補正： $\sim 0.02 \Delta k_{eff}$ ）、② 温度効果： $\sim 0.1 \Delta k_{eff}$ 、③ 可燃性毒物の燃焼による炉心反応度回復： $\sim 0.015 \Delta k_{eff}$ などを考慮すると、今回検討したケースではスタッフロッド基準での炉停止余裕を確保することは困難であろう。

このような事態の生じた原因は、① 炉心体系での計算と格子体系での計算の差異、② 可燃性毒物と制御棒の相互干渉効果や可燃性毒物（特に自己遮蔽効果の大きい諸元の場合）の温度効果の評価誤差などによるものである。前者については Table 2.10 に、同一の群定数を用いた炉心体系計算と格子体系計算の結果を比較して示す。

設計上の具体的対策としては、

- (i) 制御棒挿入孔径を構造上許される最大値（104 mm）とし、吸収体外径も 85 mmとする。
- (ii) 吸収体厚さは 15 mm、吸収体濃度も 30 w/o として、ともに吸収体の自己遮蔽効果を考慮した場合の有効な範囲での実質的最大値とする。

これらに加えて、

- (iii) 燃料の炉心平均濃縮度を下げる（ $\rightarrow 4 w/o$ ）とともに、可燃性毒物を適当な非均一性（細棒径：8 mm、粒子径：300 μ ）をもたせながら多量（重量比：4.5 w/o）に使用する。
上記の(i)～(iii)により炉停止余裕を確保することが可能な炉心となっている⁽³⁾。

2.6 制御棒対配置と燃料ピン配列

Mark - III 炉心燃料として 1 燃料体当たり 12 ピン燃料が採用されることになったが、これは Mark - II 炉心燃料（18 ピン燃料）では燃料体内のピン配列が比較的均質であったのに比べて非均質性が大きく、局所出力ピーキングが発生し易い構造となっている。しかも、Fig. 2.11 に示すように、12 ピン燃料体には 60° 対称の 3 種の配列方式があり、それぞれ局所出力ピーキングの大きさ及び発生個所が異ってくる。また、制御棒配置も、 120° 対称配置にするか 180° 対称配置するかによって、局所出力歪に与える影響が異なるだけでなく、制御棒による補償反応度値も異なることが予想される。そこで、Mark - III 炉心燃料体の制御棒対配置と燃料ピン配列を決めるため、次の 3 点に着目した検討を行った。

- (i) 制御棒対配置を 120° 対称配置から 180° 対称に変えることにより、どの程度の出力ピーキングを低下できるか。
- (ii) また、制御棒値をどの程度増大できるか。

(iii) 標準燃料体の 12 ピン燃料の配列の相異により、どの程度局所出力ピークイングに差が生じるか。

計算モデルは DEU GHT - TOWTRAN - II¹⁴ (R - θ 2 次元, S₄ 近似) の 6 群計算であり検討した制御棒対配置 (制御棒挿入穴配置) と標準燃料体内ピン配列は Fig. 2.11 に示されている。

Table 2.11 に結果をまとめて示し、Fig. 2.12 に計算された燃料ピン単位のオリフィス領域内出力分布を例示している。これらの結果から次のことがいえる。

- (i) 制御棒対配置を 120° 配置から 180° 配置に変えることにより、制御棒挿入時の出力ピークイングを有意に減少させることができる。(約 7 % 程度)
- (ii) 制御棒対の反応度価値としては、180° 配置の方が約 4 % (0.014 △ k) だけ大きくなる。
- (iii) オリフィス領域内ピン配列の非均質効果の表われ方は、制御棒挿入用燃料体内の過剰黒鉛や標準燃料体内の過剰黒鉛に由来するが、標準燃料体の 2 つのリング状に配列した 6 本づつの燃料ピンを較べると、外側リングのピン出力の方が高い。また、その程度は燃料ピン配列 (A , B , C) にはあまり依存しない。
- (iv) 制御棒を挿入した状態では、燃料ピン配列により出力歪に有意の差が生じる。
- (v) 高出力燃料ピンは、制御棒末挿入状態では制御棒挿入用燃料体の近傍 (または内側) に現われ、全挿入状態では制御棒から遠いところに生じる。したがって、実際の運転時 (制御棒部分長挿入) には出力ピークイングの打消し効果が期待できる。

なお、制御棒対配置や燃料ピンの決定は、後備停止系の反応度補償量の検討や燃料体の応力解析、構造設計の結果も考慮してなされなければならない。Mark - III 炉心では Fig. 2.11 に示す配列のうち、A - A の組合せが採用された。

2.7 反射体厚さ

第 1.1 節でも述べたごとく、Mark - III 炉心設計の主目標の 1 つは、炉容器などの鋼構造物の速中性子照射量や放射線発熱量を制限値以下に抑えながら、原子炉外側で炉外核計測に必要な熱中性子束レベル ($>\sim 3 \times 10^7 \text{ nvt}$) を達成することである。そこで、まずその他の原子炉周辺部構造を Mark - II 設計 (基本概念設計) のものと同一として、反射体厚さを変えた場合の炉心周辺構造物の速中性子照射量、放射線発熱量と黒鉛柱における熱中性子束レベルの関係を、半径方向一次元の除去・拡散・ビルドアップ因子法によりサーベイした。

今回の反射体サーベイにおいて、核熱設計の立場から具体的に着目した点は次のものである。

- (i) 反射体 (可動および固定) 内での発熱量と除熱の必要性
- (ii) 反射体の中性子照射量と、可動反射体の交換間隔 (必要性) 及び固定反射体の変形量
- (iii) ボロン入黒鉛層中の発熱量と中性子照射量
- (iv) 鋼構造物 (炉心拘束機構、コアバレル、圧力容器など) での速中性子照射量と放射線発熱量

(V) 黒鉛柱での熱中性子束レベル

(VI) 圧力容器表面における γ 線量(炉停止後1日時)

炉心部の核熱設計から燃料体寸法や炉心構成(燃料カラム数, 制御棒の挿入位置など)が定まっており, また圧力容器についても許容される内径(約6.0m)が定まっているので, 必然的に反射体厚さにも制限が生じてくる。従ってこれらの条件も考慮して本サーベイでは次の反射体厚さを検討対象とした。

	可動反射体厚さ (cm)	固定反射体厚さ (cm)	計 (cm)
ケース 1	60	40	100
2	60	60	120
3	30	50	80
4	30	70	100
5	30	78	108

なお, 可動反射体厚さ60cmは2層分, 30cmは1層分に相当する。

この他の固定パテメータ(構造物厚さ)はFig. 2.13に示す。なお, 炉心はMark-III相当の73カラムとしているが, 燃料濃縮度5w/oの一様装荷炉心を仮定している。

径方向中性子束分布の計算結果の例をFig. 2.14に示す。また, 前述した着目点に対応して, 各炉心周辺構造物中における中性子照射量と放射線発熱量を, Table 2.12に整理して示す。次いでこれらの結果から最適な反射体厚さを選定するが, まずTable 2.12から以下のことと言える。

- (i) 固定反射体への連中性子照射量の観点からは, 可動反射体は一層でも良い。
- (ii) 鋼構造物の速中性子照射量(限界値: $\leq 10^{18} n/cm^2$)及び放射線発熱量(限界値: $\leq 10^{-2} w/cm^3$)の点からは, 反射体厚さは100cm程度で充分である。ただし, 今回のサーベイでも採用したボロン入り黒鉛遮蔽体は必要である。
- (iii) 炉外核計測に必要な熱中性子束レベル(黒鉛柱中で $\geq 3 \times 10^7 mat$)を達成するには, 反射体厚さが110cm以下であれば良い。
- (iv) 炉停止1日後の圧力容器表面での線量率に関しては, 反射体厚さ100cm程度なら問題ない。

以上の主な結論と, 構造設計上固定反射体の最小厚さとして40cm必要なことや前回設計との変更による波及効果(圧力容器や原子炉周辺構造物設計への), 更に将来の炉心構成のflexibilityを考慮して, 反射体厚さを平均厚さで105cmと定めた。また, 可動反射体は一部一層の部分が存在するが, 標準的には2層とした。

Table 2.1 Examples of fuel element & core parameters
and their thermohydraulic characteristics

No. of fuel pins	Re^{\min}	No. of columns	O.D. of sleeve	T_f^{\max} (°C)	Core height (m)	N_c/N_u	Compact thickness (mm)	Width across flat (cm)
12	4000	61	56	1301 1283 1276	3.5 4.0 4.5	290 (PF=0.3)	7	30
		73	46	1309 1286 1278	3.5 4.0 4.5	430(?)	7	30
		4500	61	1318 1294 1282	3.5 4.0 4.5	376	7	30
	5000	73	40.5	1330 1299 1286	3.5 4.0 4.5	550(?)	7	30
		61	45	1340 1308 1284	3.5 4.0 4.5	{ 440 380	{ 7 9	30
		73	36.5	1355 1320 1293	3.5 4.0 4.5	{ 650 570	{ 7 9	30
	6	4000	91	1293 1281 1275	3.5 4.0 4.5	290	7	27
		109	63.5	1297 1282 1275	3.5 4.0 4.5	{ 400(?) 320	7	{ 27 25
		4500	91	1310 1288 1279	3.5 4.0 4.5	{ 370 290	7	{ 27 25
		109	56	1312 1290 1279	3.5 4.0 4.5	{ 500(?) 400(?) 350	{ 7 7 9	{ 27 25 25
		5000	91	1328 1297 1281	3.5 4.0 4.5	{ 450 360	7	{ 27 25
		109	50.5	1340 1305 1285	3.5 4.0 4.5	{ 570 450	7	{ 27 25

Table 2.2 Number of fuel channels in various core constitutions with 6 & 12 pin fuel elements

No. of fuel pins in a standard fuel element	No. of fuel column in core	No. of standard fuel columns	No. of control fuel columns	Total no. of fuel channels in standard fuel columns	Total no. of fuel channels in control fuel columns	Total no. of fuel channels in core
12	73	66	7	792	21	813
	67	60	7	720	21	741
	61	54	7	648	21	669
	55	48	7	576	21	597
	69	57	12	684	36	720
	63	57	6	684	18	702
	57	51	6	612	18	630
6	73	66	7	396	21	417
	85	72	13	432	39	471
	91	78	13	468	39	507
	109	90	19	540	57	597
	121	102	19	612	57	669

Table 2.3 Number of fuel columns in core and controllable reactivity with control rods

Case No.	No. of fuel column	No. of standard column	No. of control column	Control rods; Non		Control rods; All inserted		Control rods; All inserted except center pair	
				k_{eff}	ρ	k_{eff} Δk_{eff}	ρ $\Delta \rho$	k_{eff} Δk_{eff}^*	ρ $\Delta \rho^*$
1	55	48	7	1.0901	8.3	0.8093	-23.6	0.8795	-13.7
						0.2808	31.9	0.0702	9.9
2	61	54	7	1.0929	8.5	0.8120	-23.2	0.8800	-13.6
						0.2809	31.7	0.0680	9.6
3	67	60	7	1.0997	9.1	0.8175	-22.3	0.8823	-13.3
						0.2822	31.4	0.0648	9.0
4	73	66	7	1.1068	9.6	0.8240	-21.4	0.8865	-12.8
						0.2828	31.0	0.0625	8.6
5	85	72	13	1.0918	8.4	0.8021	-24.7	0.8573	-16.6
						0.2897	33.1	0.0552	8.1
6	91	78	13	1.0947	8.7	0.8064	-24.0	0.8593	-16.4
						0.2883	32.7	0.0529	7.6
7	109	90	19	1.00991	9.0	0.8167	-22.4	0.8645	-15.7
						0.2824	31.4	0.0478	6.7
8	121	102	19	1.1018	9.2	0.8261	-21.1	0.8689	-15.1
						0.2757	30.3	0.0428	6.0
9	57	51	6	1.0894	8.2	0.8075	-23.8	0.8726	-14.6
						0.2819	32.0	0.0651	9.2
10	69	57	12	1.0947	8.7	0.8161	-22.5	0.8779	-13.9
						0.2786	31.2	0.0618	8.6

- (Note)
1. Nuclear group constants in Mk-II core are used.
 2. Calc. with CITATION; 2-D, X-Y, 16 mesh/block. Hot-clean core state.
 3. Width across flat of fuel element is 30 cm for case 1^4 and 9^10, and 27 cm for case 5^8.
 4. Core height is 3.5 m.

Table 2.4(1) Radial control rod insertion patterns and reactivity worth

		73 column core									
Case no.	Ring no. No. of pairs	Inserted control rod pairs				Effective multiplication factor k_{eff}	Δk_{eff}	Excess reactivity ρ	$\Delta \rho$	Reference	
		1	2	3	4						
1	1	X	X	X	X	1.107	—	9.6	—	—	
2	2	O	X	X	X	1.077	0.0300	7.1	2.5	—	
3	3	X	O	X	X	0.9543	0.1525	-4.8	14.4	—	
4	4	X	X	O	X	1.055	0.0522	5.2	4.4	—	
5	5	X	X	X	O	1.079	0.0278	7.3	2.3	—	
6	6	O	O	X	X	0.9275	0.1793	-7.8	17.4	3.0(Ring 1) 14.9(Ring 2)	
7	7	O	X	O	X	1.012	0.0947	1.2	8.4	4.0(Ring 1) 5.9(Ring 3)	
8	8	O	O	O	X	0.8472	0.2596	-18.0	27.6	19.2(Ring 2) 10.2(Ring 3)	
9	9	O	O	O	O	0.8240	0.2828	-21.4	31.0	—	
10	10	O	O	O	O	0.8865	0.2203	-12.8	22.4	—	

- (Note)
- Nuclear group constants in Mark-II core are used.
 - Calc. with CITATION; 2D, X-Y, 16 meshes/black.
 - Hot-clean core state.
 - O and indicate insertion and withdrawal of control rod pairs.
 - $\rho = (k_{\text{eff}}-1) \times 100/k_{\text{eff}}$
 $\Delta k_{\text{eff}} = k_{\text{eff}}(\text{case no.1}) - k_{\text{eff}}$
 $\Delta \rho = \rho(\text{case no.1}) - \rho$

Table 2.4(2) Radial control rod insertion patterns and reactivity worth

61 column core

Case no.	Ring no. No. of pairs	Inserted control rod pairs				Effective multiplication factor k_{eff}	Δk_{eff}	Excess reactivity ρ	$\Delta \rho$	Reference
		1	2	3	4					
1	1	x	x	x	x	1.093	—	8.5	—	—
2	1	x	o	x	x	0.9382	0.1547	-6.6	15.1	—
3	1	x	x	o	x	1.047	0.0464	4.4	4.1	—
4	1	o	o	x	x	0.8830	0.2099	-13.3	21.8	—
5	1	o	o	o	o	0.8120	0.2809	-23.2	31.7	—
6	1	x	o	o	o	0.8795	0.2134	-13.6	22.1	—

Table 2.5 Comparison of power peaking factors
 $(P_1 \text{ & } P_2)$ in core with different core diameters

Core name Width across flat	Ring no. of inserted control rod pairs	Power peaking factor P_1 & P_2			
		region no.1	region no.2	region no.3	region no.4
73 COL. [Mk-II] (30 cm)	non	1.168	1.004	0.955	0.914
		1.128	1.144	1.123	1.118
	1 & 2	0.755	0.880	1.285	1.274
		1.136	1.398	1.194	1.147
61 COL. (30 cm)	non	1.159	0.991	0.940	—
		1.133	1.135	1.106	—
	all	1.338	0.994	0.823	—
		1.079	1.433	1.295	—
109 COL. (27 cm)	non	1.305	1.136	0.899	0.824
		1.115	1.138	1.175	1.145

(Note) 1. $P_1 = P_{ch}$, average in orifice / P_{ch} , average in core
 $P_2 = P_{ch}$, max in orifice / P_{ch} , average in orifice
2. P_1 : upper value in one box.
 P_2 : lower value in one box.

Table 2.6 Burn-up characteristics with lattice calculations

Case no.	No. of columns in core	Equivalent core diameter (cm)	Power density (w/cm ³)	U ²³⁵ atomic number density (10 ⁻²⁴ /cm ³)	Specific power (w/g-U)	N _c /N _U	Initial reactivity k _{eff}	Fuel dwelling time T _f (year)	Burn-up B (MWD/t)
3	55	233.6	3.226	1.01861-5	40.59	373	1.3105	2.88	33500
4	61	246.0	2.877	1.08227-5	34.07	345	1.2987	3.32	32650
5	61	246.0	2.877	1.17777-5	30.53	307	1.2707	3.32	30200
6	61	246.0	2.877	1.17458-5	31.39	294	1.2376	2.87	26300
7	73	269.1	2.367	7.32124-6	41.45	555	1.3783	2.97	34750
8	73	269.1	2.367	9.23113-6	32.86	423	1.3461	3.76	35350
9	73	269.1	2.367	1.01861-5	29.78	373	1.3236	4.10	35200
10*	91	270.5	2.343	1.12614-5	26.67	317	1.2939	4.26	32900
11*	109	274.1	2.321	1.10630-5	26.89	335	1.3112	4.43	34450

(Note) 1. Case No. 10 and 11 are 6 fuel pin lattices, and the others are 12 fuel pin lattices.

Table 2.7 Trial core constitution of Mark-III and nuclear, thermal-hydraulic characteristics

No. of pins in block	18/9			12/3			6/3					
	Case No.	I(Mark-II)	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI
(1) Width across flat	mm	300										
(2) O.D. of sleeve	mm	45	45	49	51	54	58	40	46	49	68	250
(3) Thickness of compact	mm	7.0										
(4) Packing fraction	v/o	27.5	27.5	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0
*Gap width for coolant flow; 2.0 mm, Gap between compact and sleeve; 0.1 mm, Dia. of fuel handling hole; 50 mm, Diameter of control rod hole; 85 mm for 18/9 pins, 100 mm for 12/3 pins, 80 mm for 6/3 pins.												
(5) Number of fuel columns		73	55	55	61	61	73	73	73	91	109	
(6) Number of control rod pairs		19	19	19	19	19	19	19	19	25	31	
(Core/Reflector)		7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ¹ , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	13/6 ² , 6 ⁰	19/12 ⁰	
(7) Core height (H)	m	3.5	4.0									
(8) Eq. core diameter (D)	m	2.69	2.34	2.34	2.46	2.46	2.69	2.69	2.69	2.70	2.74(2.96)	
(9) I.D. of pressure vessel	m	5.75	5.30	5.30	5.50	5.50	5.75	5.75	5.75	5.70	5.70(5.95)	
(10) H/D		1.30	1.71	1.71	1.63	1.63	1.49	1.49	1.49	1.49	1.40(1.35)	
(11) Number of fuel channels		1251	927	597	669	669	813	813	813	507	597	
(12) channelwise power	kW	40.0	53.9	83.8	74.7	74.7	61.5	61.5	61.5	98.6	83.8	
(13) Power density	w/cc	2.20	2.92	2.92	2.63	2.63	2.20	2.20	2.20	2.20	2.12	
(14) Specific power	w/g-HM	27.9	32.4	40.6	34.1	30.5	31.4	41.5	32.9	29.8	26.7	26.9
(15) N _c /N _u (standard/control)		293/489	293/489	373/1148	345/1074	307/977	294/869	555/1633	423/1277	373/1148	317/	335/
(16) Minimum Re number		2600	3500	5000	4400	4200	3900	4500	4000	3700	4400	4250
(17) Maximum fuel temperature	°C	1282	1282	1304	1291	1287	1282	1301	1285	1282	1290	1290
(18) k _{eff}		1.254		1.311	1.299	1.271	1.238	1.378	1.346	1.324	1.294	1.311
(19) Fuel dwelling time [L=0.8] year		3.6		2.9	3.3	3.3	2.9	3.0	3.8	4.1	4.3	4.4
(20) Maximum worth of pair control rods	Δk	0.0625	0.0707	0.0707	0.0685	0.0685	0.0685	0.0625	0.0625	0.0519	0.0479	

(Note) (1) (16) and (17) are based on the power distribution and orificing mode in Mk-II.
 (14) (18) and (19) are guessed from cell calculation.
 (iii) (20) is based on 2-D core calculation.

Table 2.8 Ajustment of N_c/N_u values
(Comparison between Mark-II and Mark-III)

Parameters	Mk-II	Case VIII	Mk-III	Comments
(1) Width across flat (mm)	300	300	300	Constraints from stand-pipe interval, control rod insertion hole dia., pressure vessel dia. etc.
(2) Sleeve outer dia. (mm)	45.0	46.0	46.0 (0.93)	Consideration of min. Reynolds number, max. fuel temperature etc.
(3) Compact thickness (mm)	7.0	7.0	9.0 (0.84)	Nearly max. thickness from the point of strength
(4) Packing fraction (v/o)	27.5	30.0	30.0 (0.92)	Nearly max. value in the case of matrix density 1.65 g/cm^3
(5) Fuel kernel dia. (μm)	500	500	600 (0.58)	Relation to R & D Additional investigation concerning amoeba damage
(6) Thickness of 1st coating layer (μ)	40	40	60 (1.64)	
(7) Matrix density (g/cm^3)	1.6	1.6	1.65	
Graphite block density (g/cm^3)	1.75	1.75	1.85 (1.03)	
N_c/N_u value	320	430	380	Standard fuel element

(Note) The values in parentheses of Mark-III column indicate how the changes of parameters from Mark-II to Mark-III have effects on N_c/N_u value.

Table 2.9 Effects of control rod hole and absorber's concentration on controllable reactivity

Case no.	Core state	O.D. of control rod hole (mm)	Conc. of absorber (w/o)	Control rod state	Effective multiplication factor (k_{eff})	Controlled reactivity (Δk_{eff})
1	E=5w/o, BP=30ppm	110	10	A	1.121	_____
2	"	"	"	B	1.084	0.036
3	"	"	"	C	0.928	0.192
4	"	"	20	C	0.921	0.200
5	"	"	30	C	0.918	0.203
6	"	100	10	C	0.938	0.183
7	"	"	20	C	0.930	0.190
8	"	"	30	C	0.927	0.193
9	"	95	10	C	0.943	0.178
10	"	"	20	C	0.936	0.185
11	"	"	30	C	0.934	0.187
12	"	110	10	D	0.792	0.329
13	"	"	20	D	0.773	0.347
14	"	"	30	D	0.765	0.356
15	"	100	10	D	0.813	0.307
16	"	"	20	D	0.795	0.326
17	"	"	30	D	0.787	0.334
18	"	95	10	D	0.826	0.295
19	"	"	20	D	0.808	0.312
20	"	"	30	D		
21	E=4w/o, BP=20ppm	100	"	A	1.112	_____
22	"	"	"	B	1.070	0.042
23	"	"	"	D	0.750	0.361
24	"	"	"	E	0.849	0.262
25	"	"	"	C	0.902	0.210

- (Note) 1. A : Withdrawal of all control rod pairs
 B : Insertion of central rod pair
 C : Withdrawal of central rod pair and one rod pair in 1st ring.
 D : Insertion of all control rod pairs
 E : Withdrawal of central rod pair
2. Mk-III core, Initial-hot-clear state

Table 2.10 Effects of absorber's concentration and outer diameter on controllable reactivity, and their difference between core calculation and lattice calculation.

	Core calc.*1			Lattice calc.*1		
Concentration Outer dia. (mm)	10	20	30	10	20	30
76	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
	1.030	1.031	1.033	1.063	1.062	1.062
	1.083	1.081	1.084	1.173	1.169	1.166
Outer dia. Concentra- tion (w/o)	76	80	90	76	80	90
10	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
	1.039	1.040	1.037	1.093	1.092	1.089
	1.053	1.056	1.054	1.139	1.137	1.132

(Note) *1 CITATION, 2-dimentional (X-Y) 4 group calculation,
5 w/o uniform loading, 2 pairs stuck out state.

*2 SLALOM, 4 group calculation, 5 w/o fuel.

Table 2.11 Effects of fuel pin array and control rod disposition on controllable reactivity and local power peaking in orifice region

Fuel Control rod \	A	B	C
A	1.22 $\frac{1.002}{1.410}$ 0.408 1.10	1.27 $\frac{1.005}{1.412}$ 0.407 1.09	1.26 $\frac{1.010}{1.416}$ 0.406 1.07
B	1.14 $\frac{0.990}{1.412}$ 0.422 1.11	—	—
C	$\frac{1.413}{PF}$ 1.09	—	—

(Note) 1.

$$\frac{k_{\text{eff}}(\text{all C.R. insertion})}{k_{\text{eff}}(\text{all C.R. withdrawal})} \Delta k_{\text{eff}} \text{ (C.R. worth)}$$

PF

2. Mk-II fuel, 5 w/o enrichment
3. DELIGHT-2 (preparation of macro cross section) + TOWTRAN-2 (super cell calculation, 6 groups)

Table 2.12 Essential results of parametric survey
for determining reflector thickness

(a) Neutron exposure at inner surface of fixed reflector

(n/cm²)

No. of removable reflector layer \ Neutron energy	$E \geq 50$ keV	$E \geq 0.2$ MeV
1	1.73×10^{20}	$1.10 \times 10^{20} (2.75 \times 10^{20})$
2	7.26×10^{18}	$4.78 \times 10^{18} (1.20 \times 10^{19})$

(Note) 1. Operation term = 20 years, Load factor = 0.8

2. The values in parentheses indicate the maximum ones revised with assumed axial correcting factor 2.5.

(b) Fast neutron exposure and heating density in core barrel and pressure vessel

Reflector thickness (cm)	Structure	Fast neutron exposure (n/cm ²)		Heating density (w/cm ³)
		$E \geq 1$ MeV	$E \geq 0.2$ MeV	
100	Core barrel	2.27×10^{16}	9.37×10^{16} (2.34×10^{17})	
	Pressure vessel	1.54×10^{16}	7.74×10^{16} (1.94×10^{17})	8.91×10^{-5} (2.23×10^{-4})
110	Core barrel	1.03×10^{16}	4.17×10^{16} (1.04×10^{17})	
	Pressure vessel	7.01×10^{15}	3.45×10^{16} (8.63×10^{16})	7.18×10^{-5} (1.80×10^{-4})

(Note) See (Note) 1 and 2 in table (9) above.

(c) Thermal flux level in graphite column

Reflector thickness (cm)	Thermal flux (n/cm ² ·sec)
100	1.25×10^7 (6.25×10^7)
110	5.56×10^7 (2.78×10^7)

(Note) The values in parentheses indicate the minimum ones revised with assumed uncertain factor 0.5.

(d) Gamma (γ) dose rate on outer surface of pressure vessel
(24 hours after reactor shutdown)

Reflector thickness (cm)	γ dose rate (mrem/hr)
100	142 (355)
110	70 (175)

(Note) The values in parentheses indicate the maximum ones revised with assumed axial correcting factor 2.5.

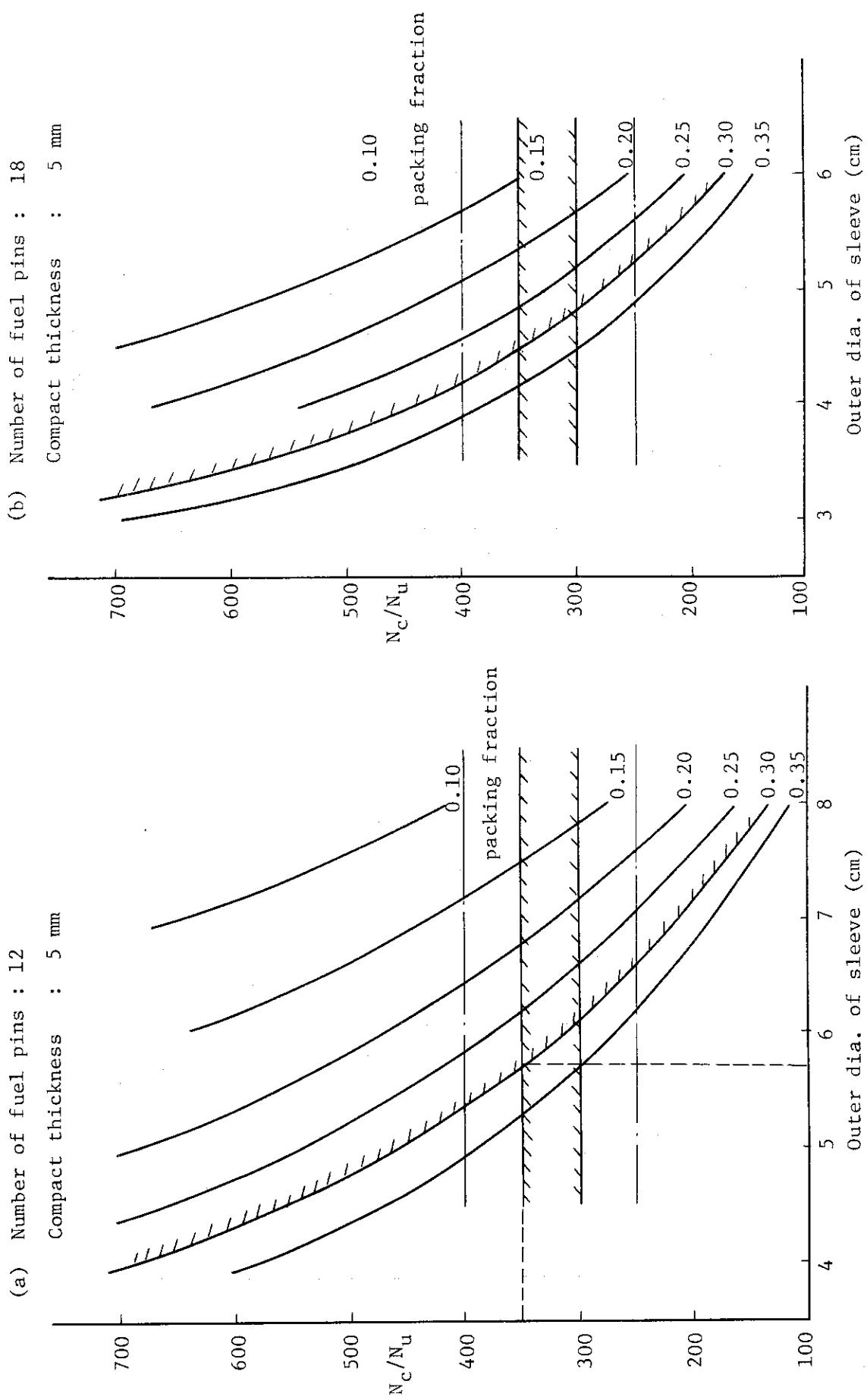


Fig. 2.1(1) Atomic number density ratio of carbon to uranium (N_c/N_u) and dimension of fuel pin (width across flat : 30 cm).

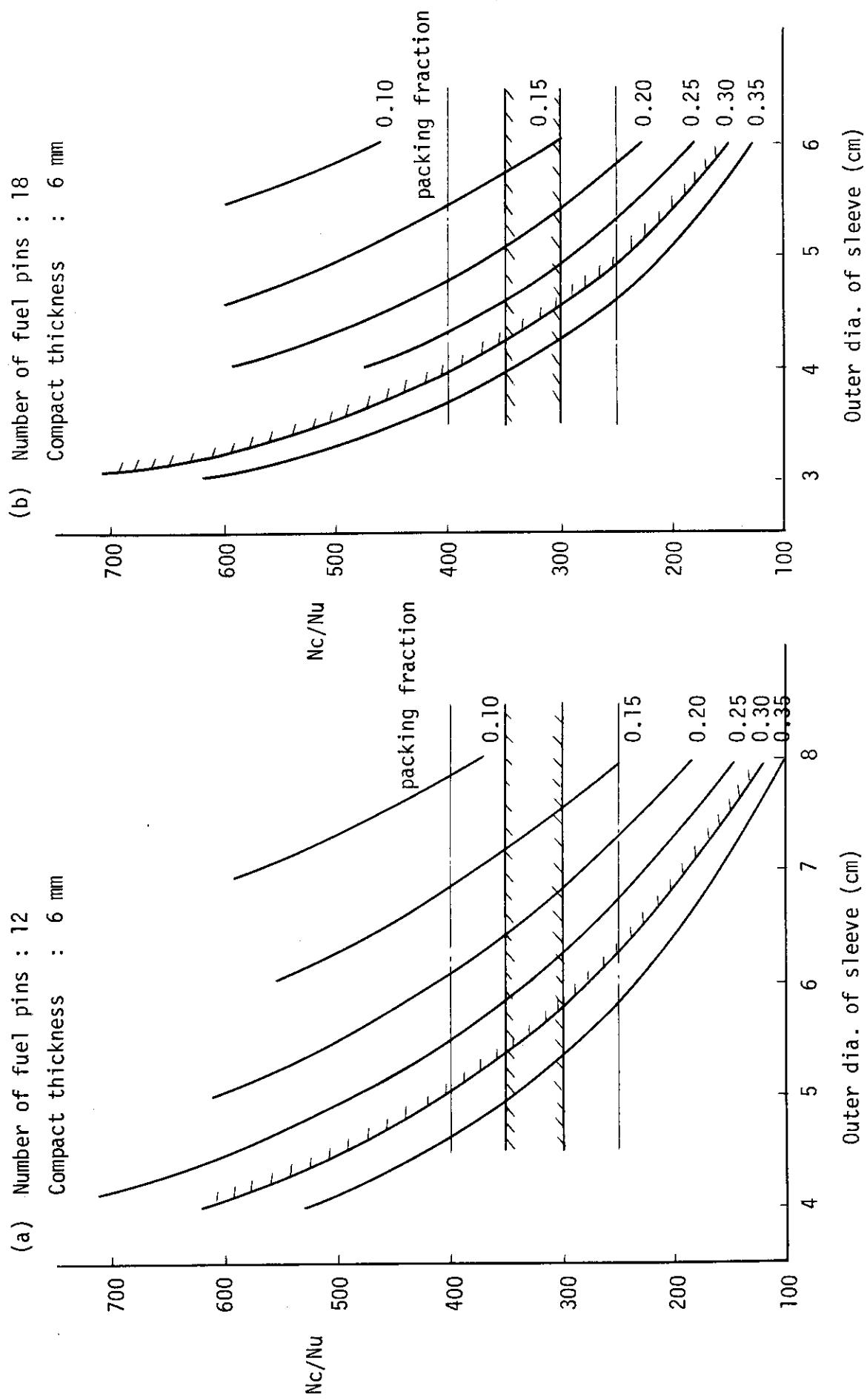


Fig. 2.1 (2)

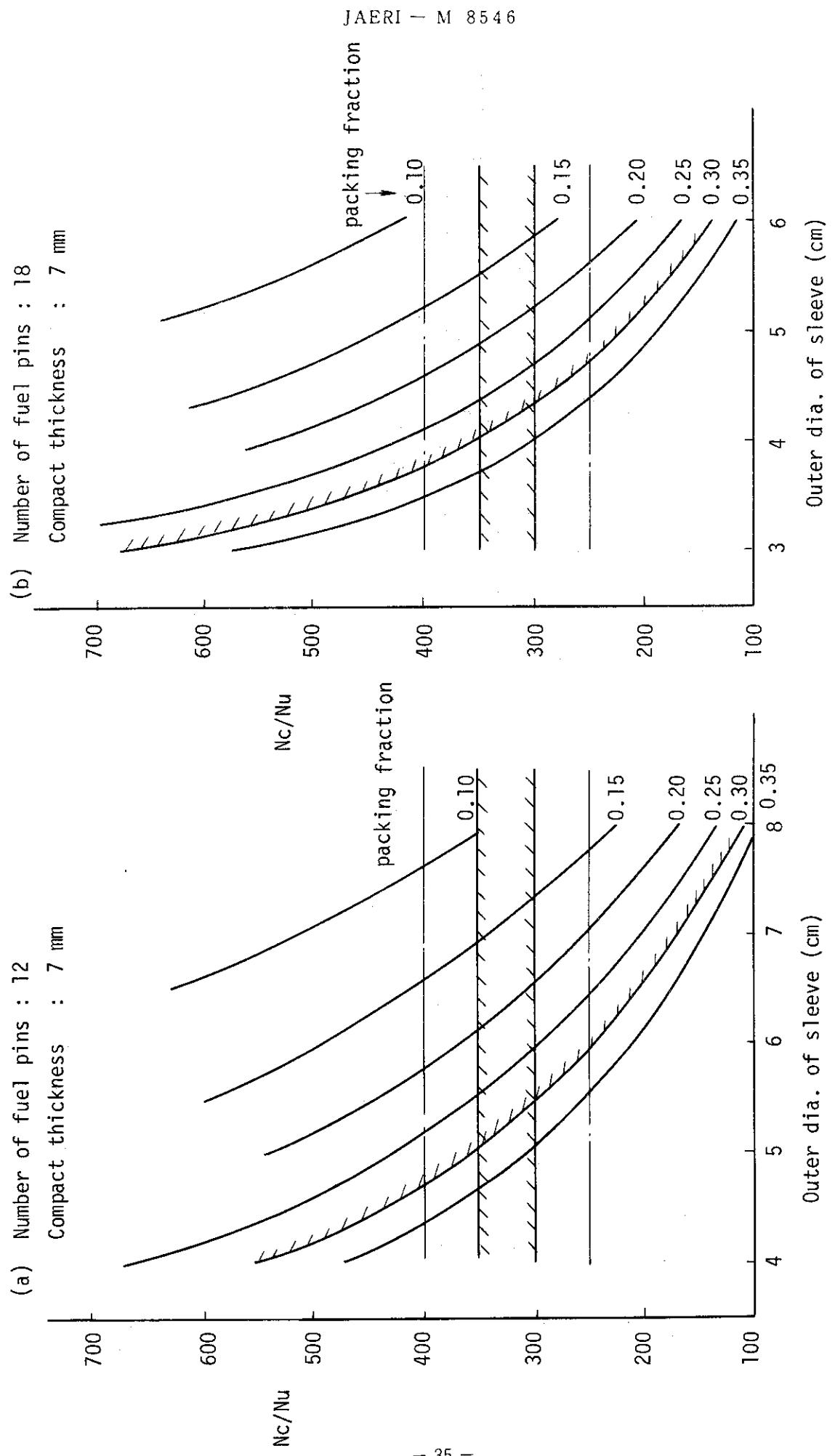


Fig. 2.1 (3)

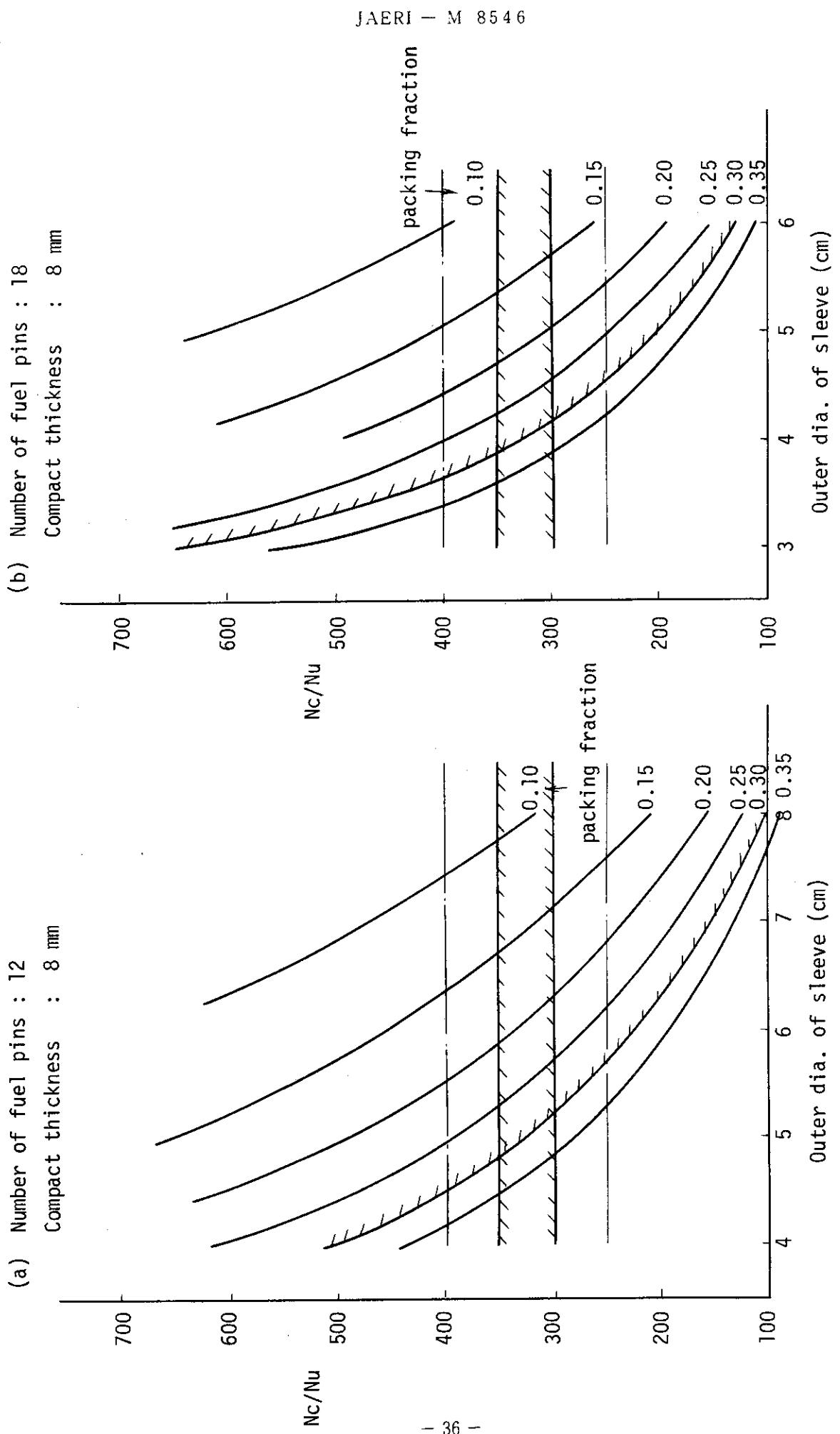


Fig. 2.1 (4)

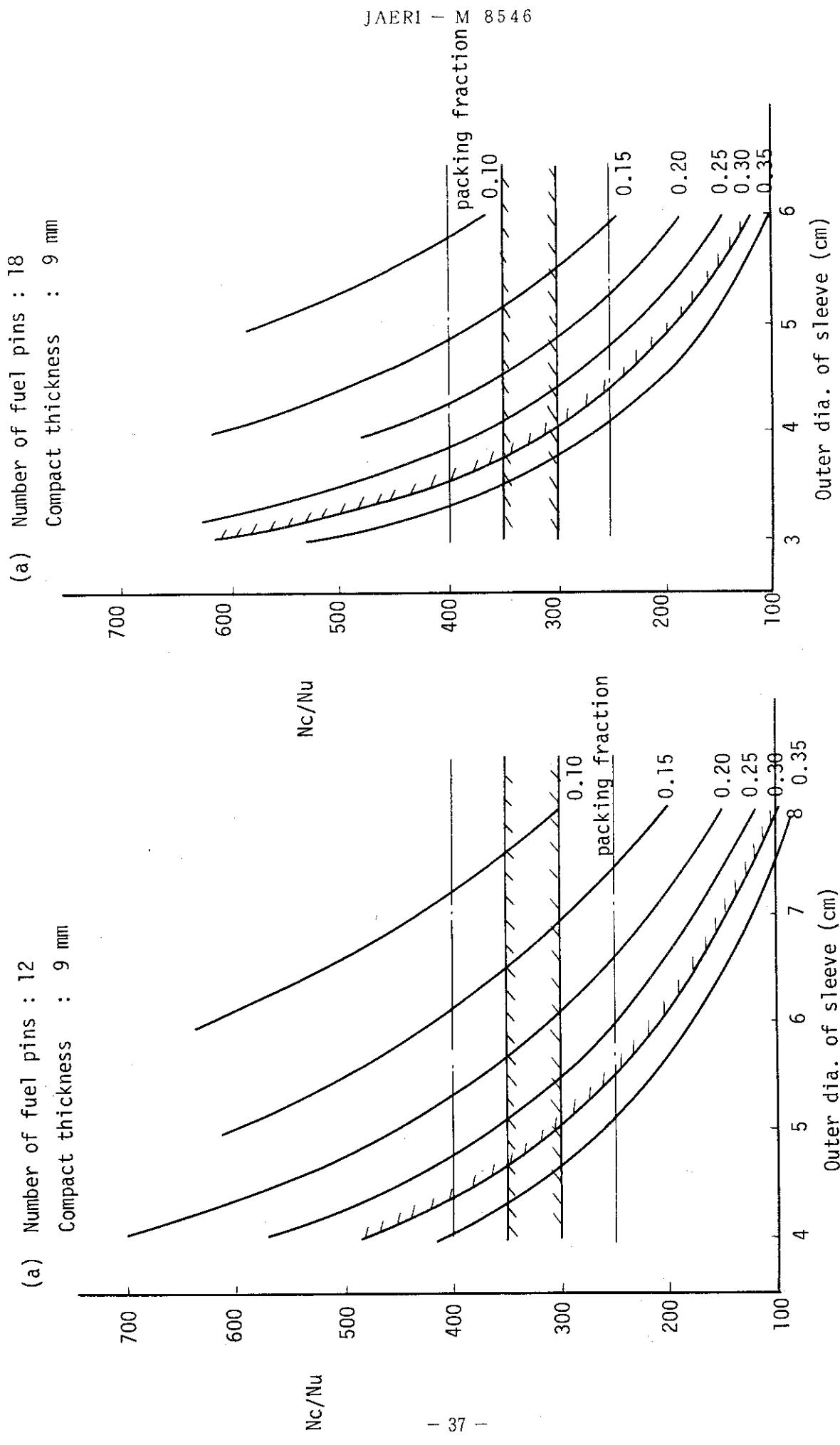


Fig. 2.1 (5)

(a) Width across flat : 25 cm
Compact thickness : 7 mm

(b) Width across flat : 27 cm
Compact thickness : 7 mm

JAERI - M 8546

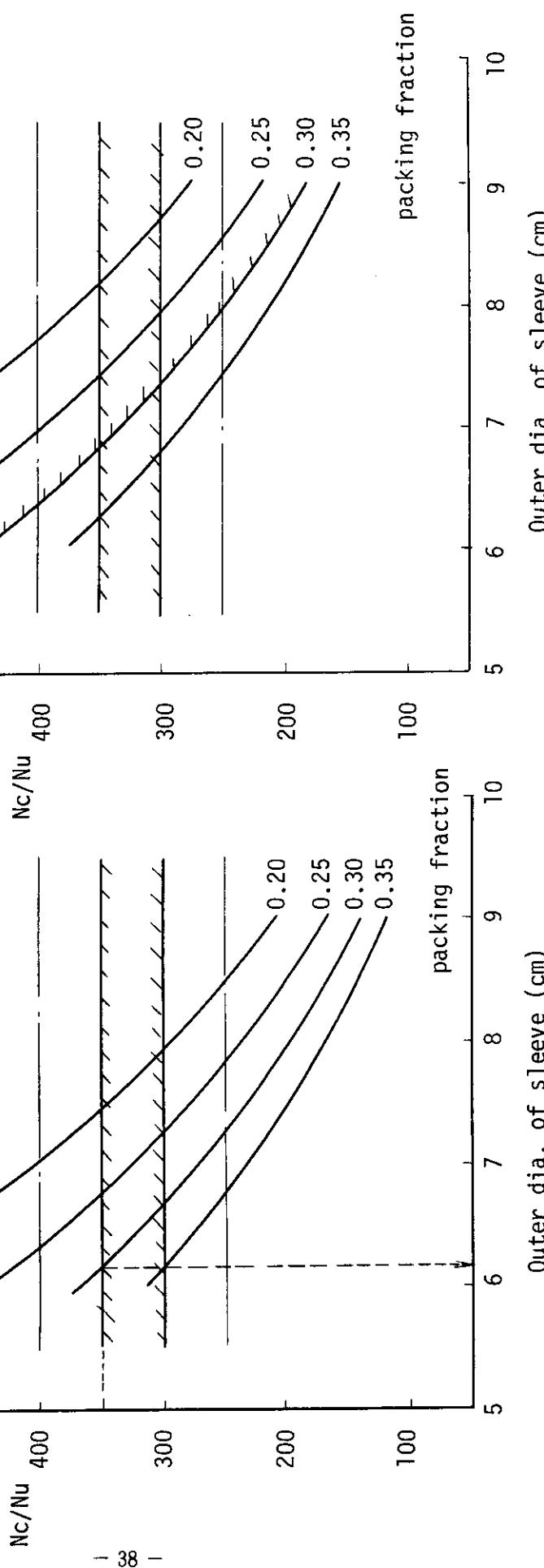


Fig. 2.2 (1) Atomic number density ratio of carbon to uranium (N_c/N_{u}) and dimension of fuel pin (number of fuel pins per block : 6).

(a) Width across flat : 25 cm
 Compact thickness : 8 mm

(b)

Width across flat : 27 cm
 Compact thickness : 8 mm

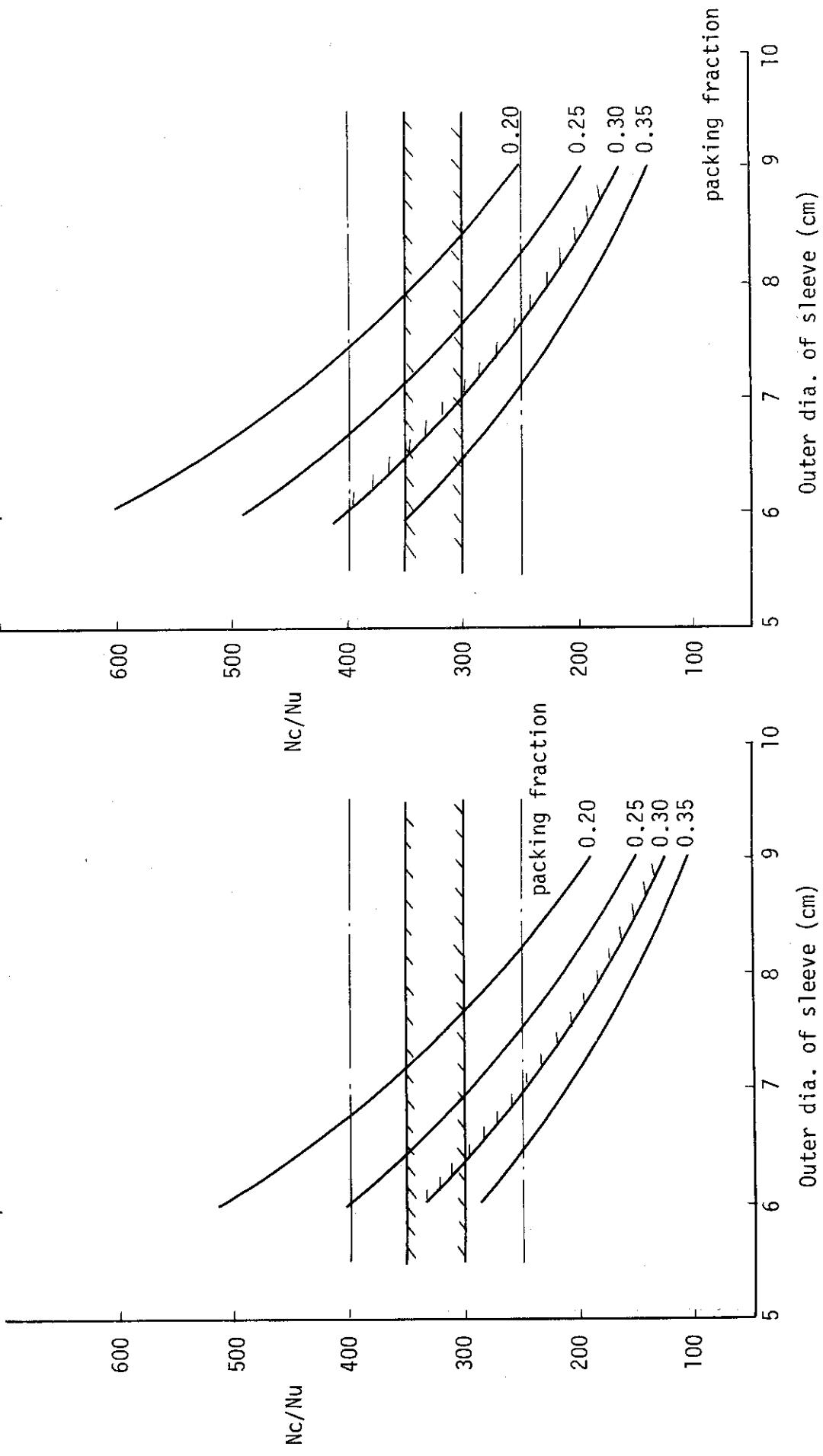


Fig. 2.2 (2)

(a) Width across flat : 25 cm
 Compact thickness : 9 mm

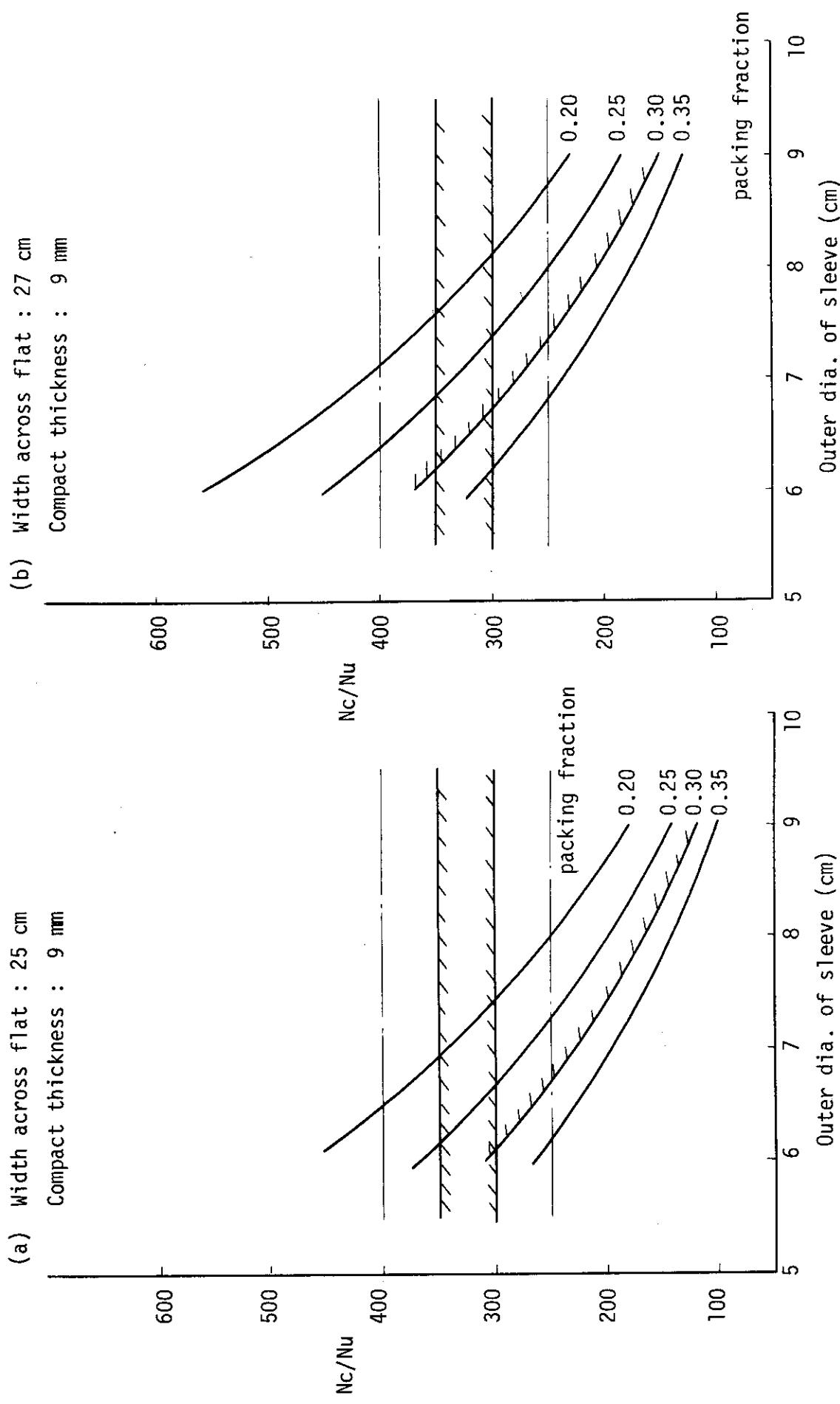


Fig. 2.2 (3)

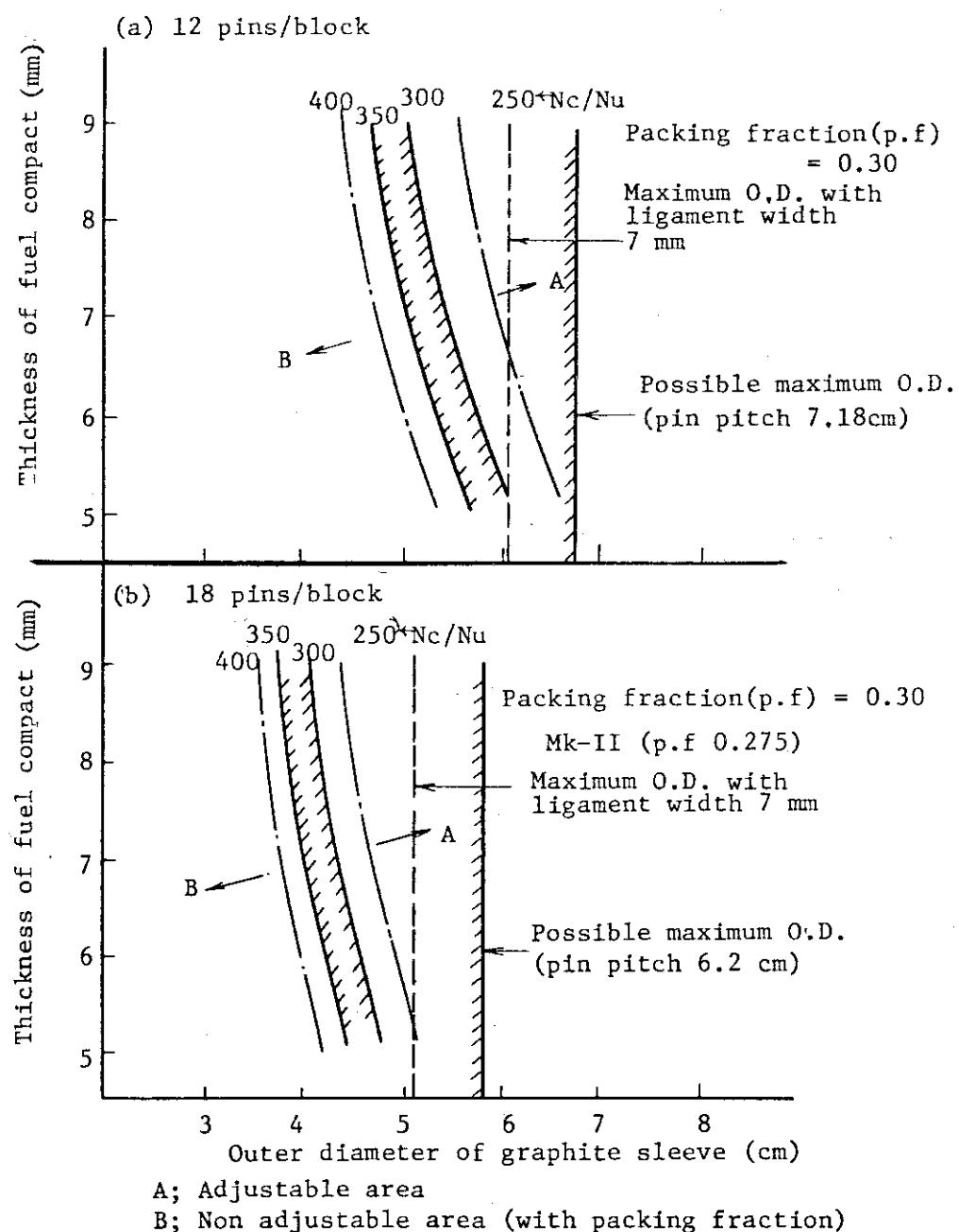
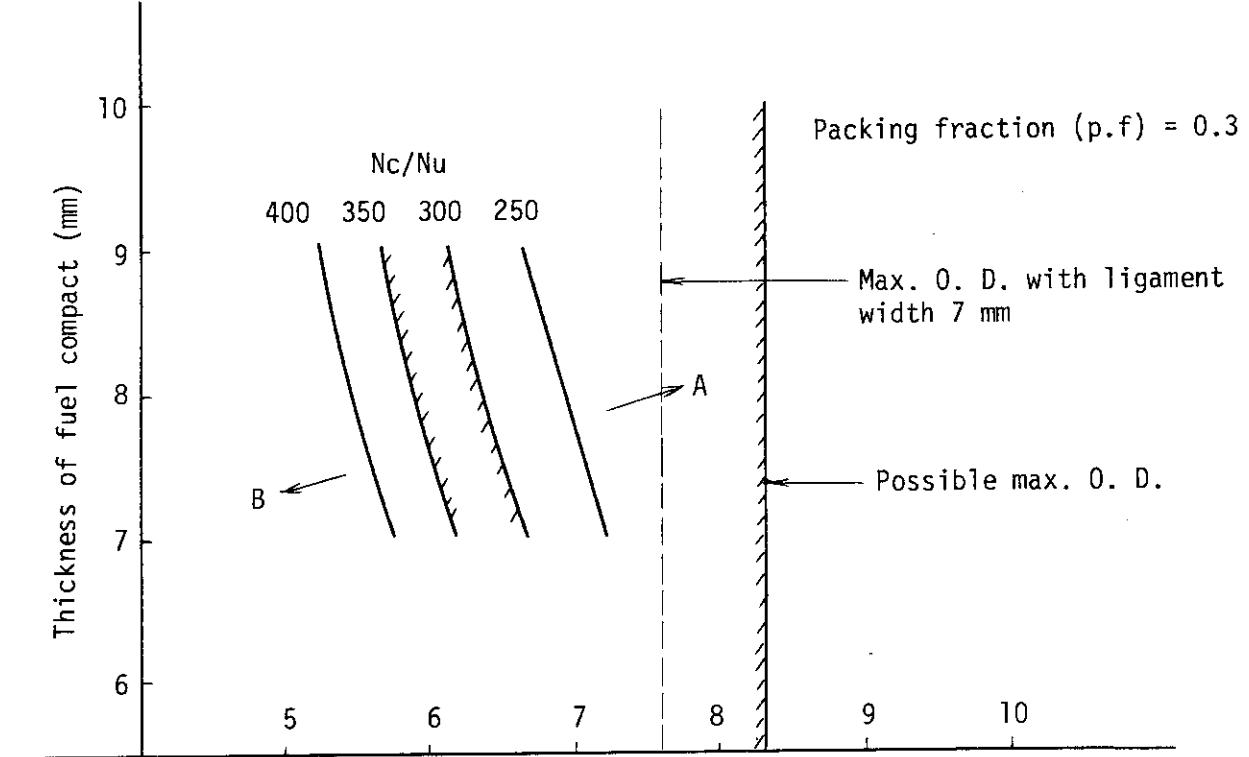
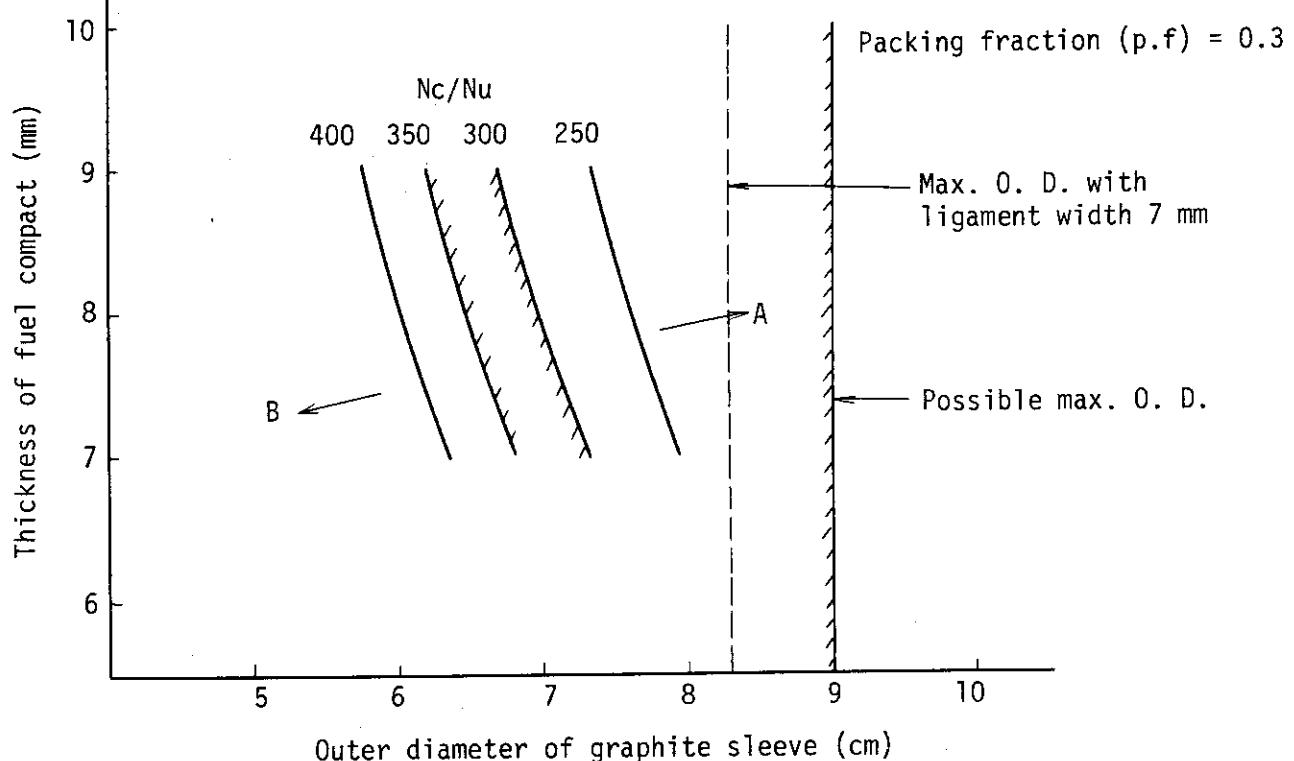


Fig. 2.3 Restriction on fuel pin dimension from N_c/N_u standpoint (with across flat: 30 cm).

(a) Width across flat : 25 cm



(b) Width across flat : 27 cm



A : Adjustable area

B : Non adjustable area (with packing fraction)

Fig. 2.4 Restriction on fuel pin dimension from Nc/Nu standpoint
(number of fuel pins per block : 6).

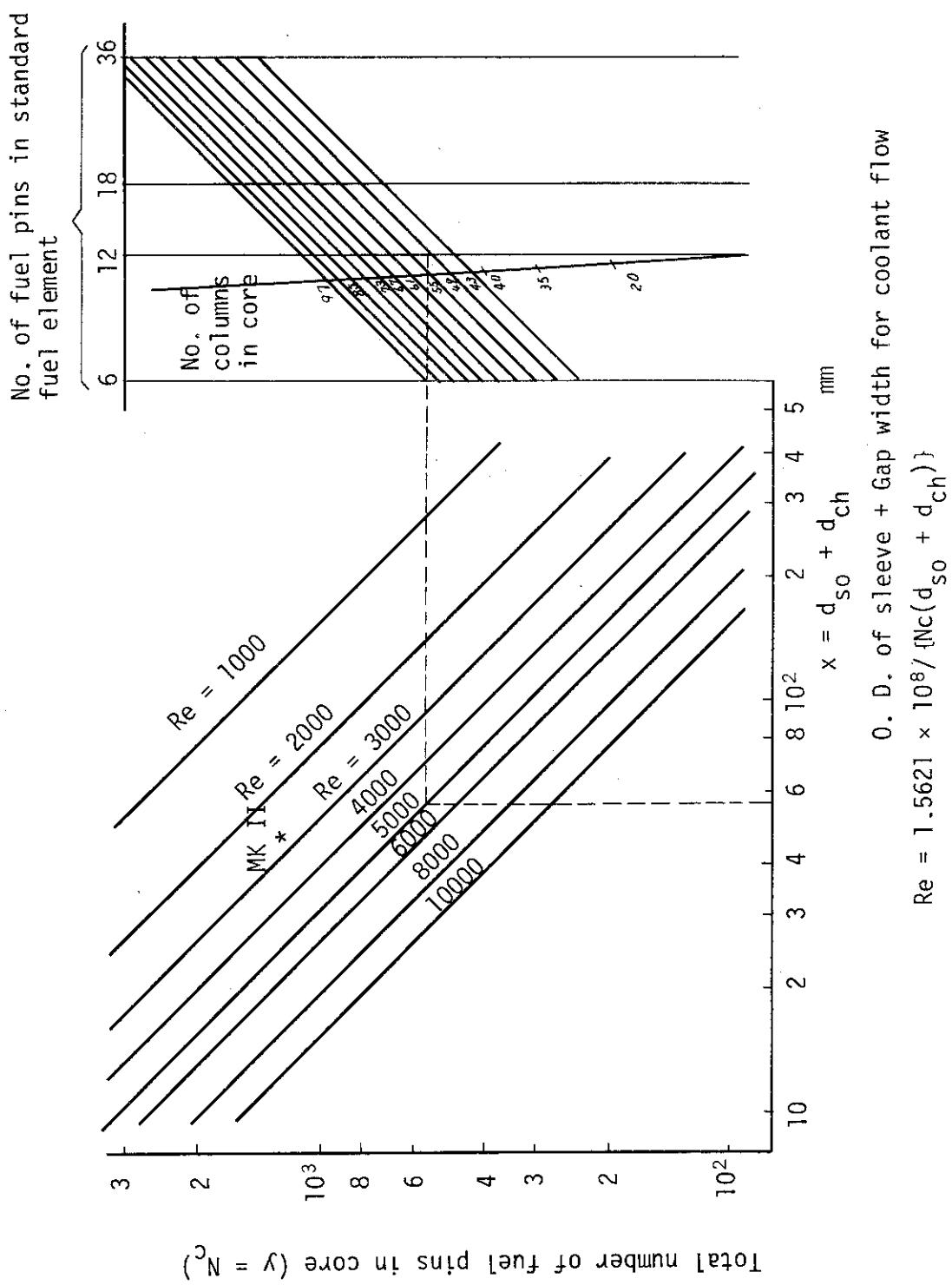


Fig. 2.5 Relation of Reynolds number at channel outlet and fuel element dimension & core constitution

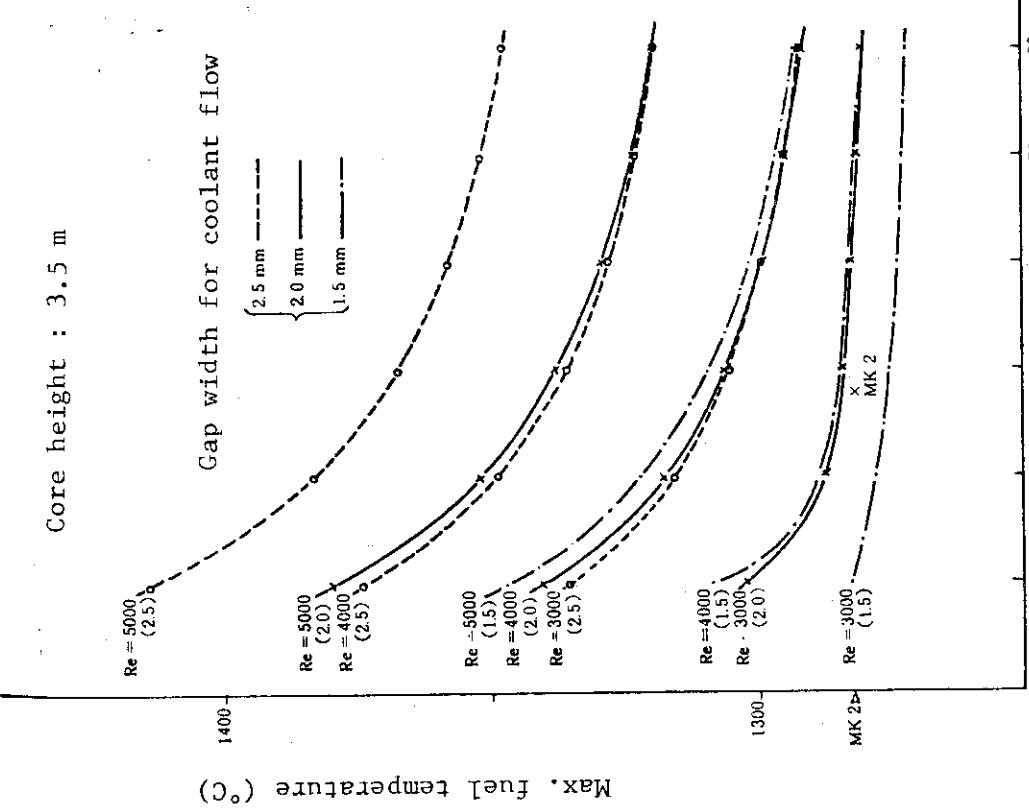


Fig. 2.6(1) Relations between max. fuel temperature (T_f^{\max}), min. Reynolds number (Re_{\min}) and fuel pin diameter.

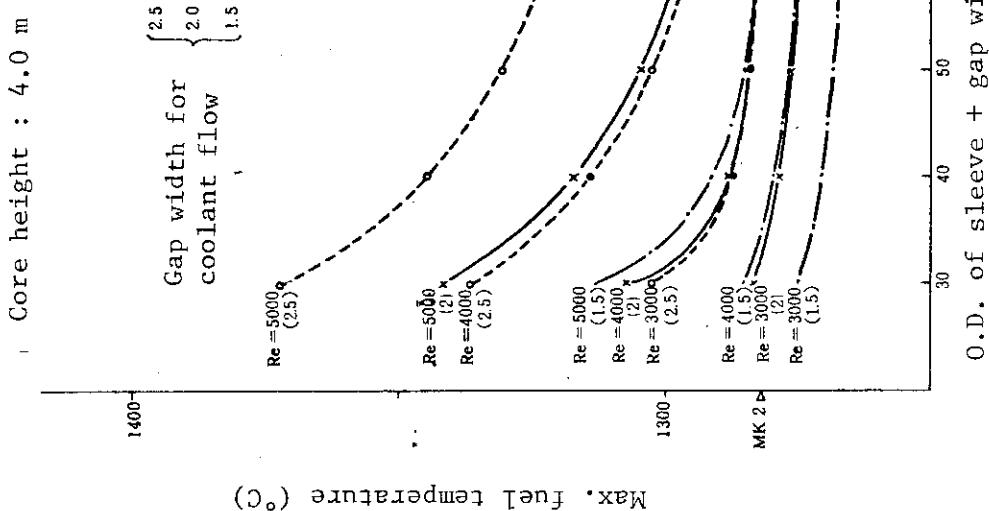


Fig. 2.6.(2)

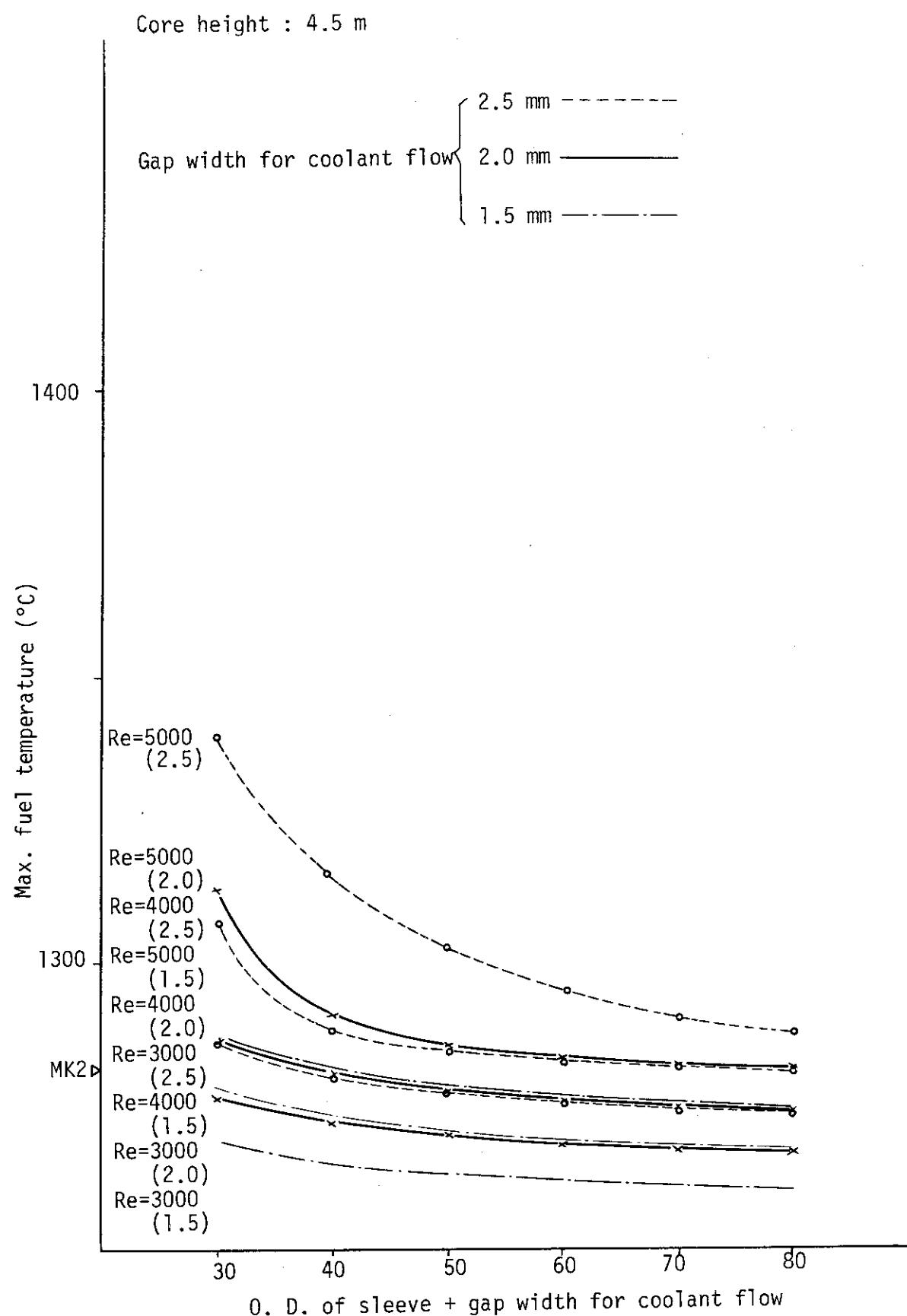


Fig. 2.6 (3)

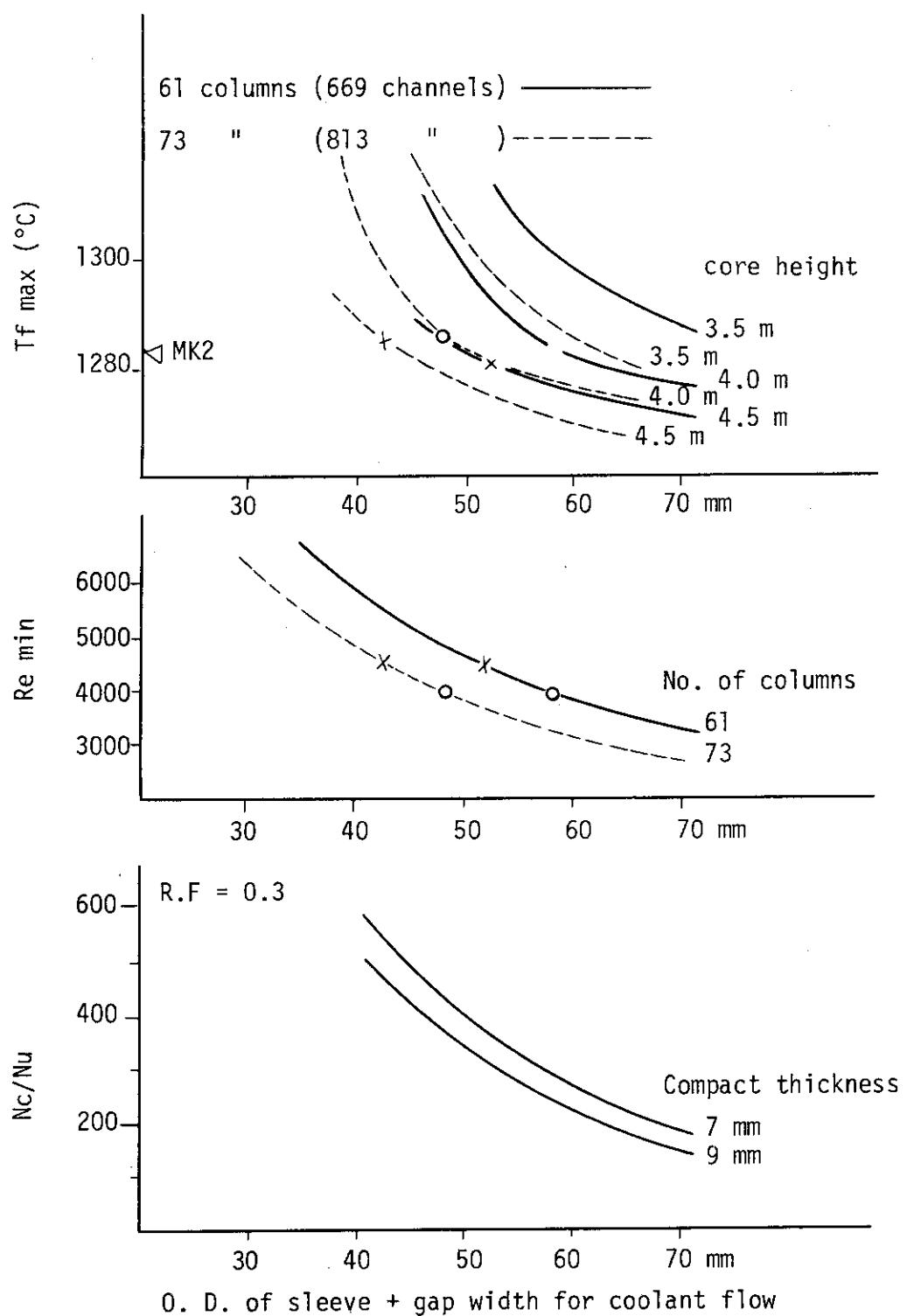


Fig. 2.7 (1) Dependences of T_f^{\max} , Re^{\min} , N_c/N_u on fuel pin dimensions and core configuration

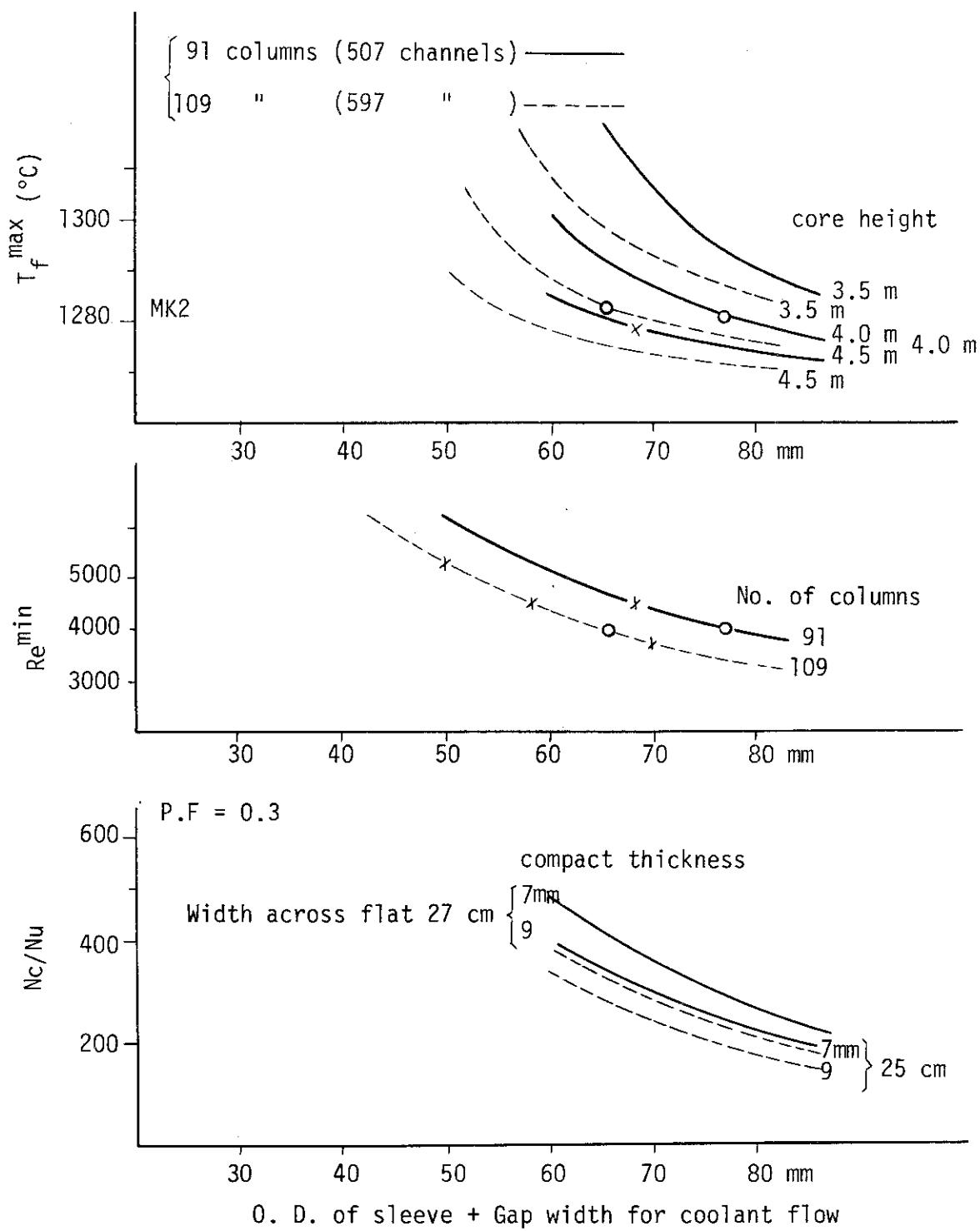
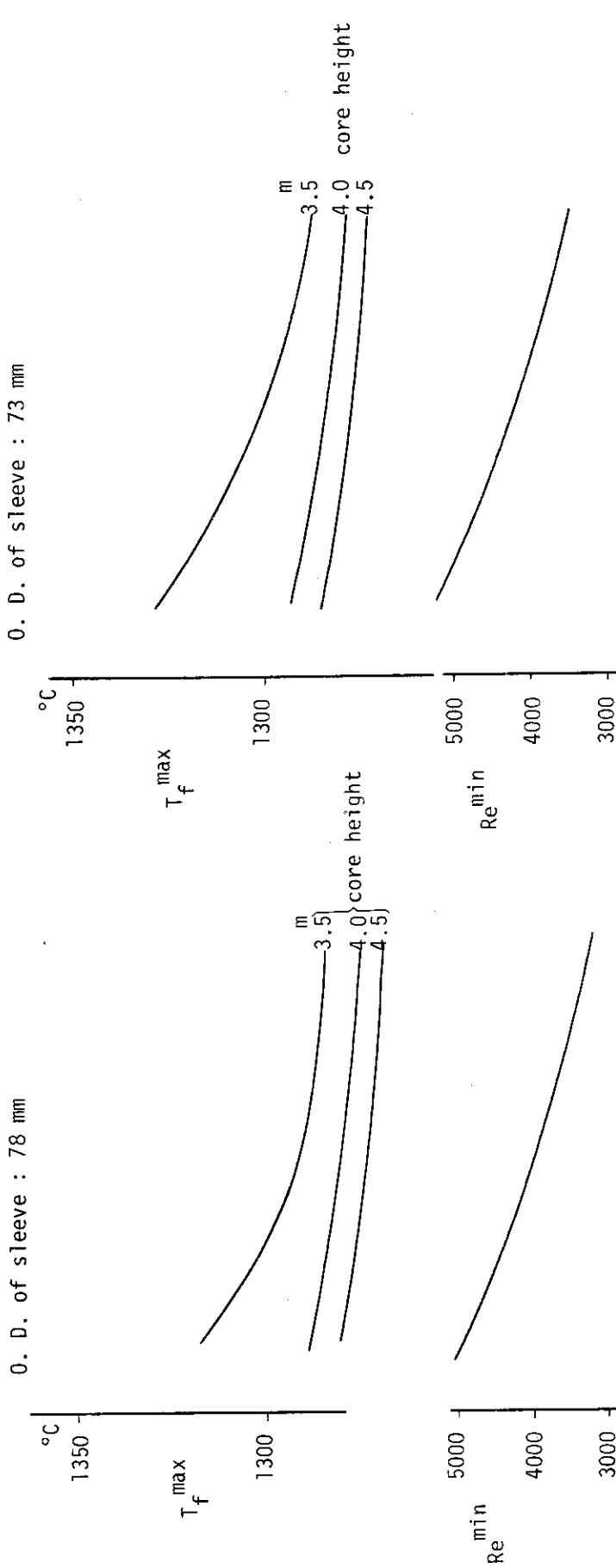


Fig. 2.7 (2)



	400	500	600	No. of channels	400	500	600	No. of channels
73(417)	85(471)	91(507)	109(597)	No. of columns	73	85	91	107
				No. of columns				

Fig. 2.8 (1) Relations between T_f^{\max} , Re^{\min} and number of fuel columns (6 pins in standard fuel element)
Fig. 2.8 (2)

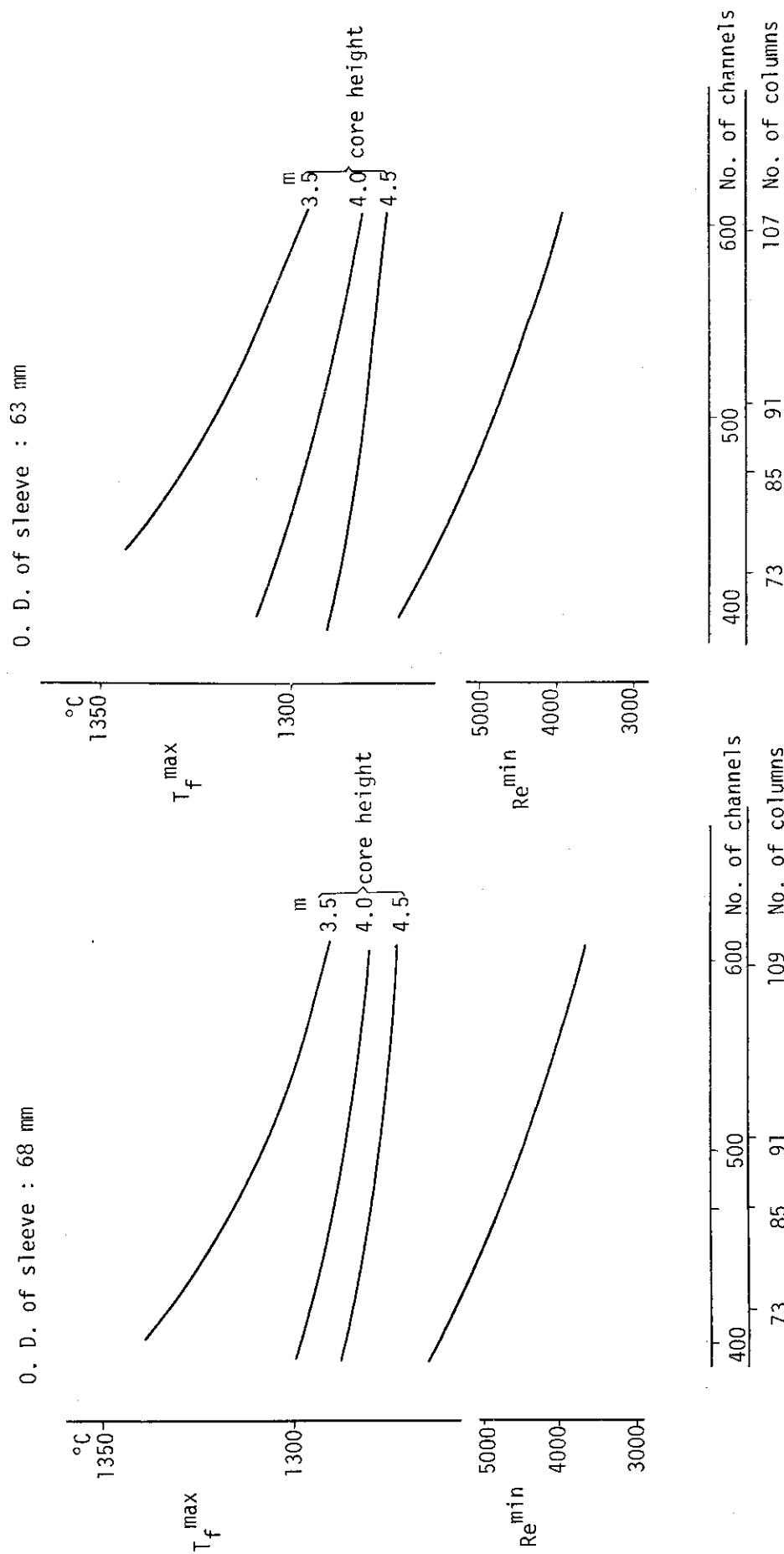


Fig. 2.8 (3)

Fig. 2.8 (4)

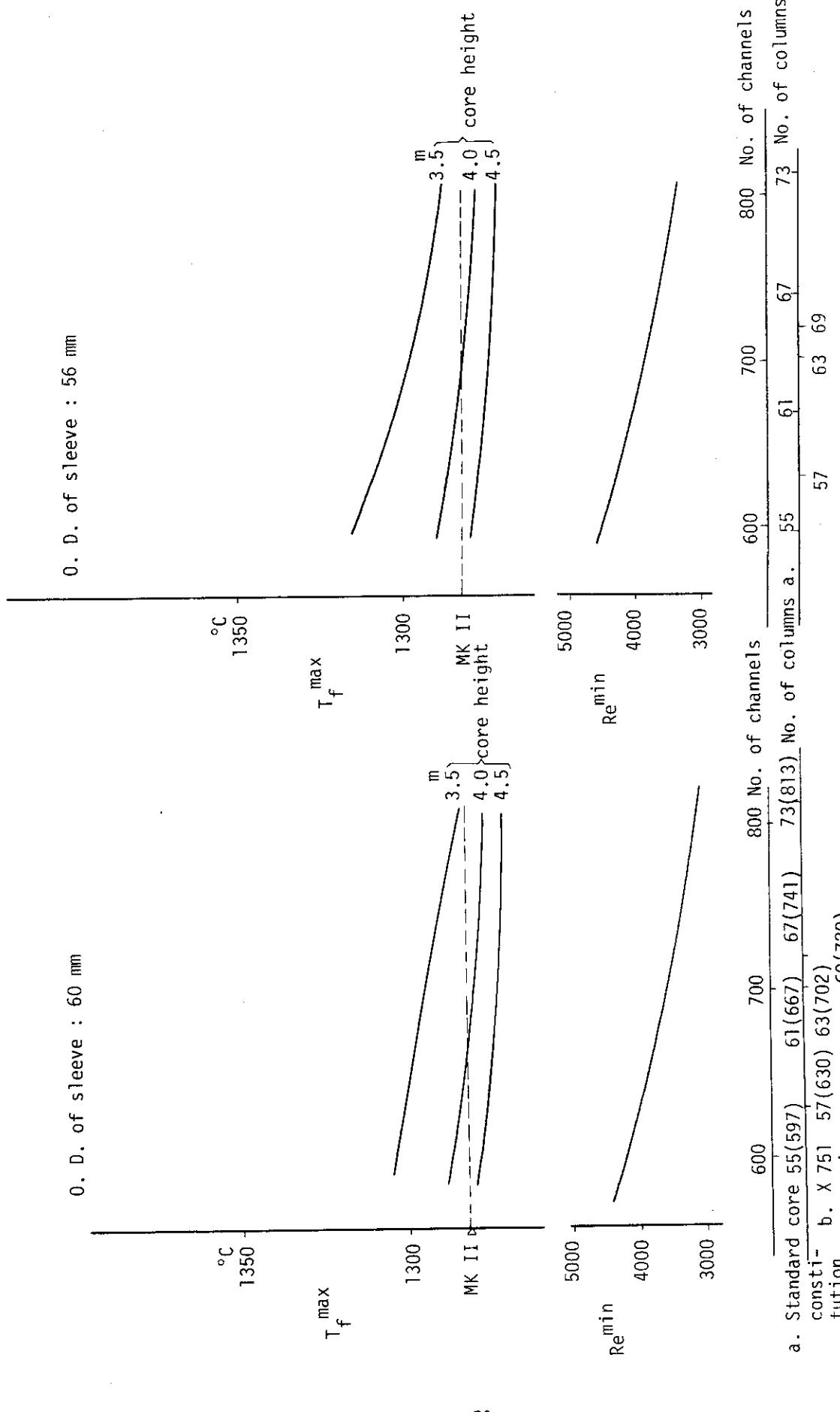


Fig. 2.9 (1) Relations between T_f^{\max} , Re^{\min} and number of fuel columns (12 pins in standard fuel element)

Fig. 2.9 (2)

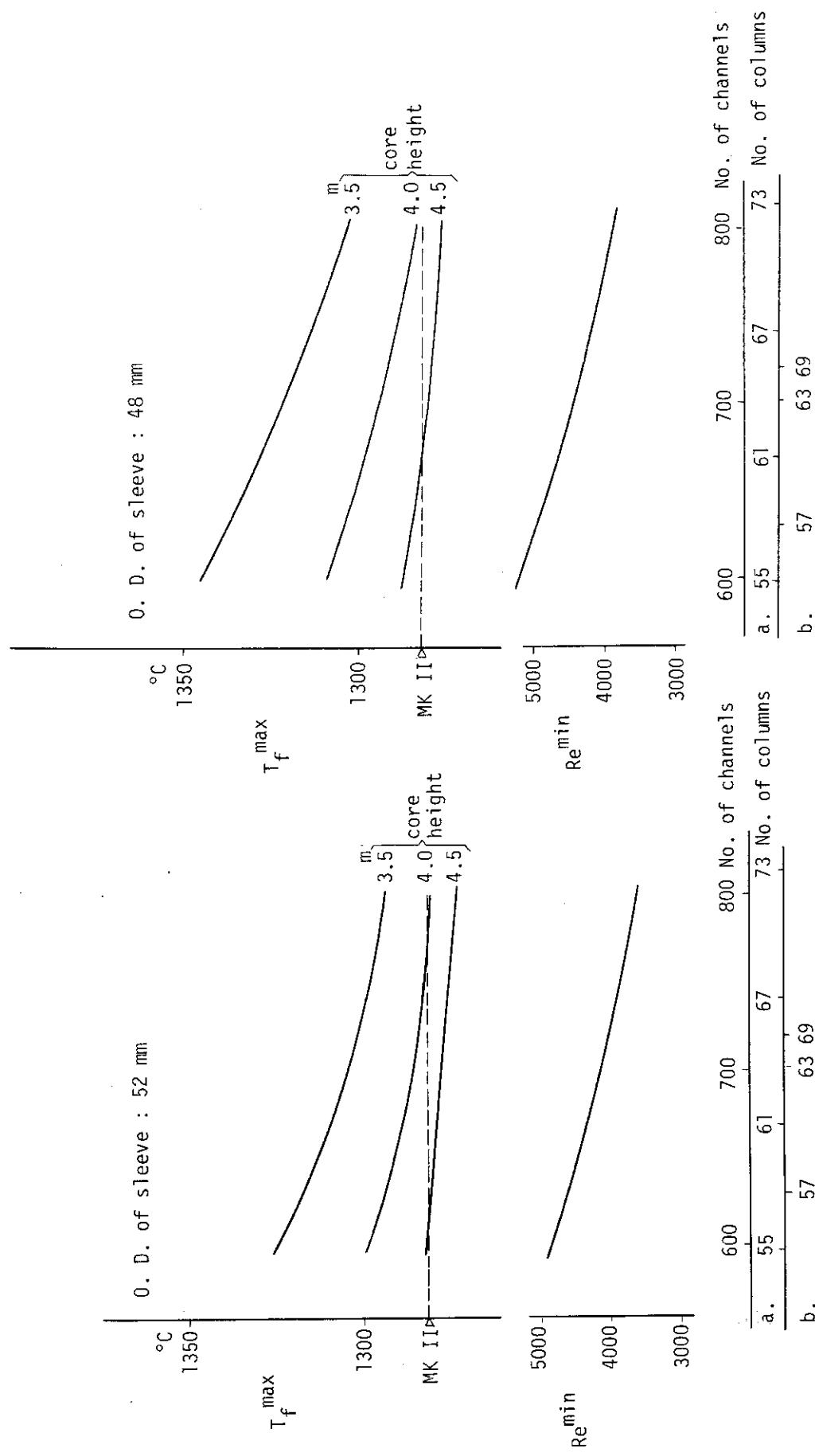


Fig. 2.9 (3)

Fig. 2.9 (4)

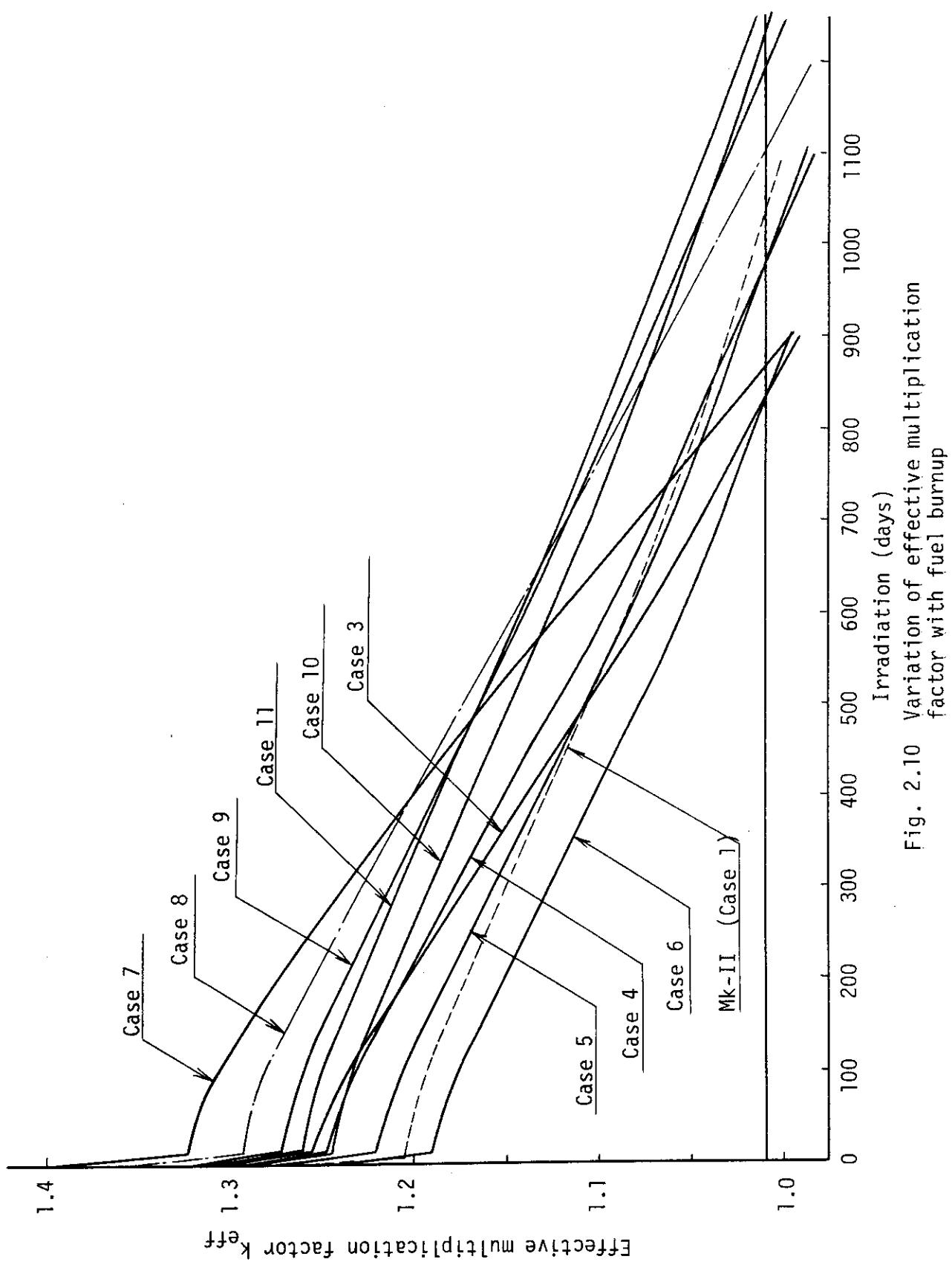
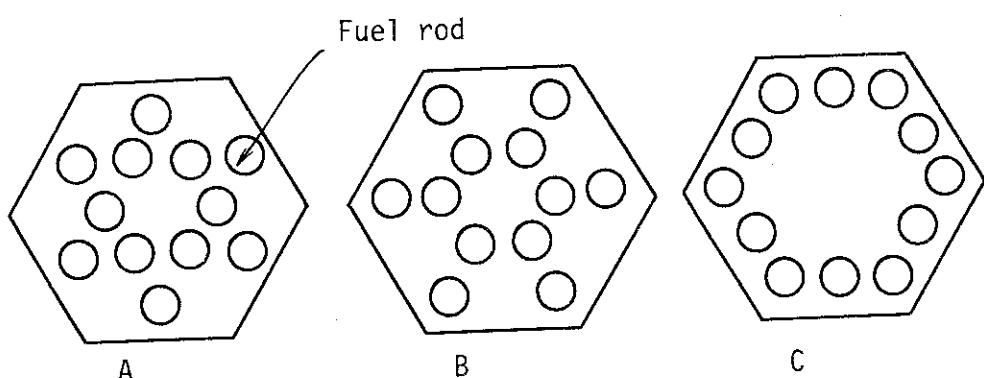
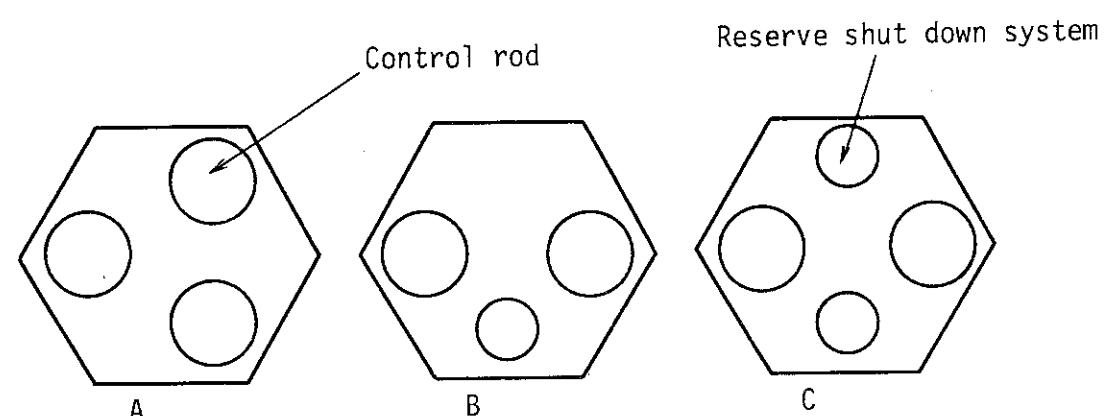


Fig. 2.10 Variation of effective multiplication factor with fuel burnup

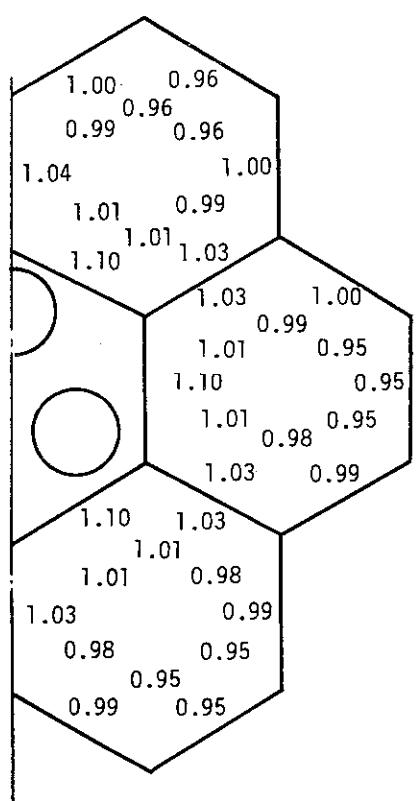


(a) Array of fuel rods in standard fuel element

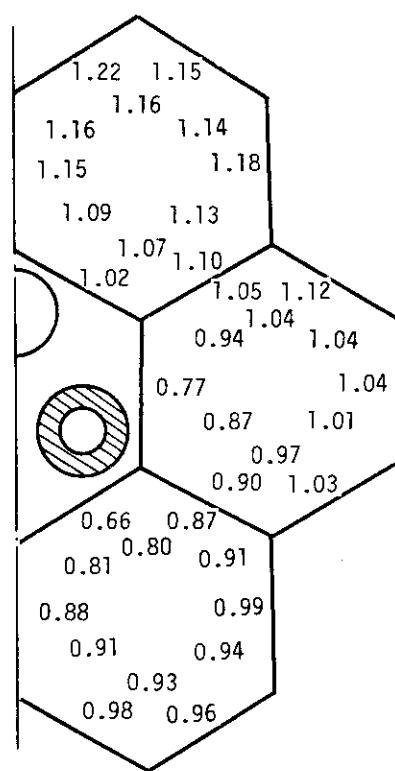


(b) Disposition of control rods in control fuel element

Fig. 2.11 Array of fuel rods and disposition of control rods

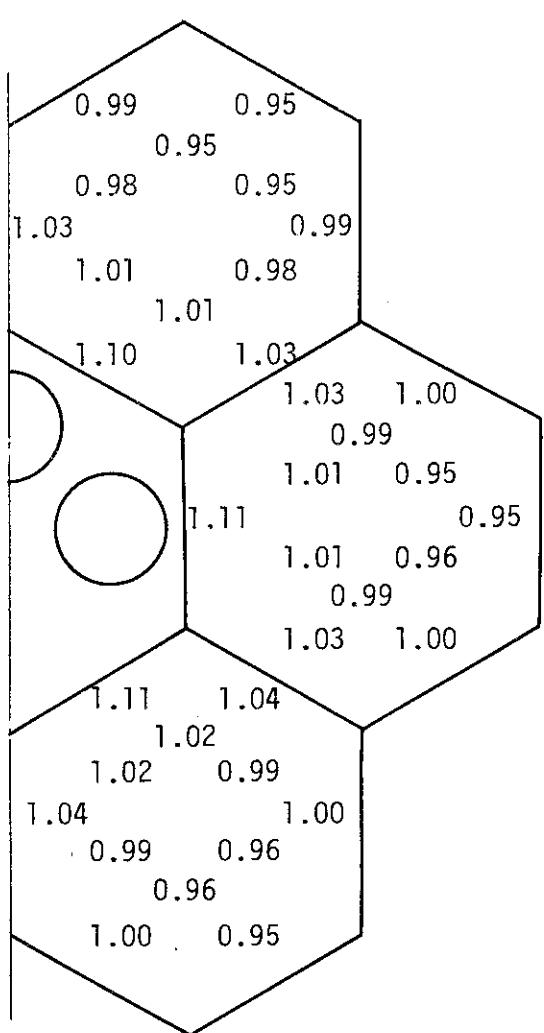


(1) Control rod withdrawal

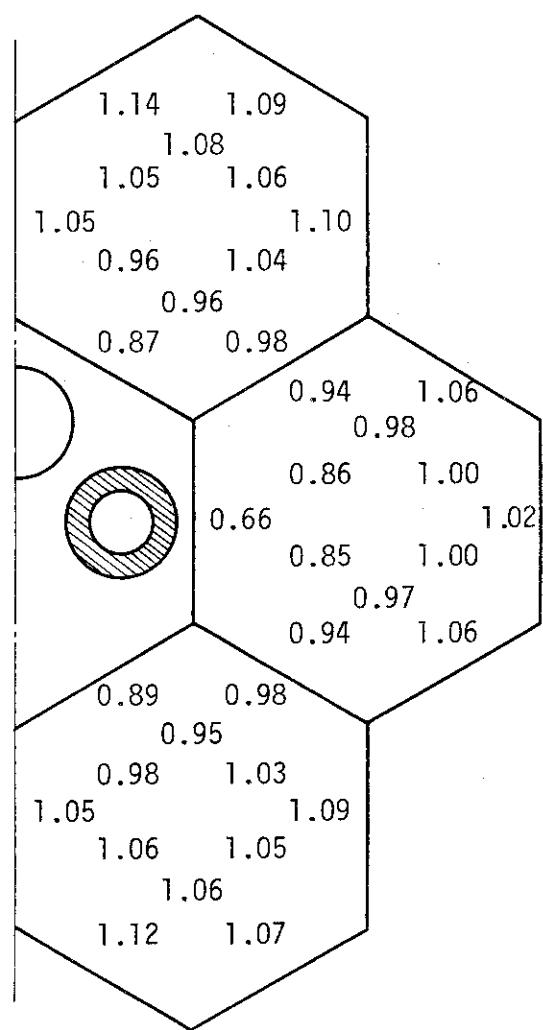


(2) Control rod insertion

Fig. 2.12 (1) Power tilt in orifice region
(Fuel pin array : A, Control rod disposition: A)

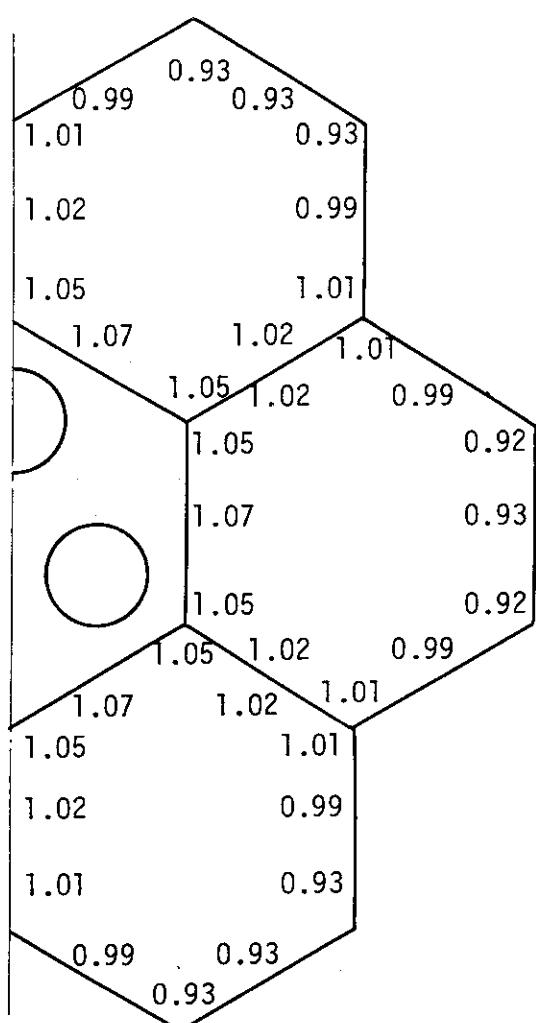


(1) Control rod withdrawal

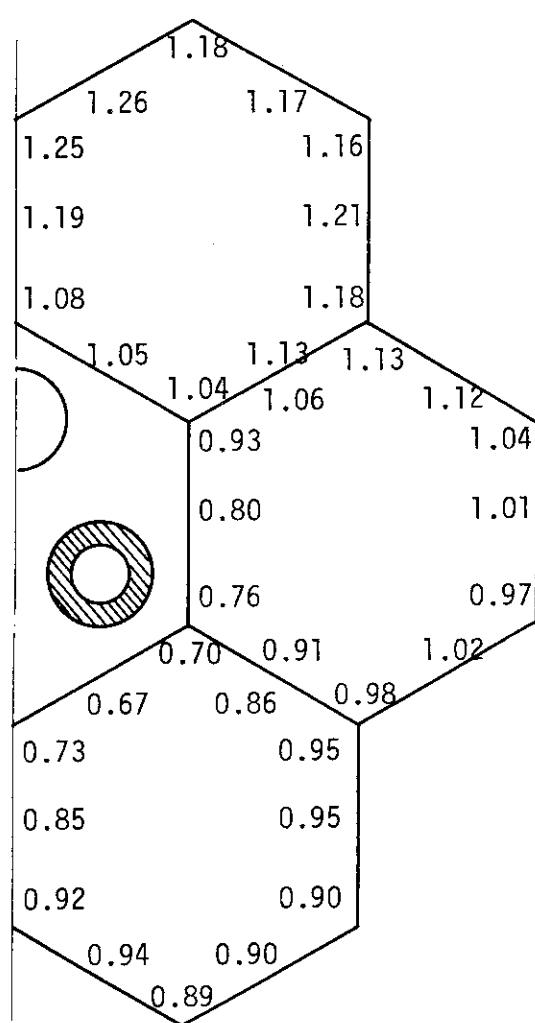


(2) Control rod insertion

Fig. 2.12 (2) Power tilt in orifice region
 (Fuel pin array: A,
 Control rod disposition: B)

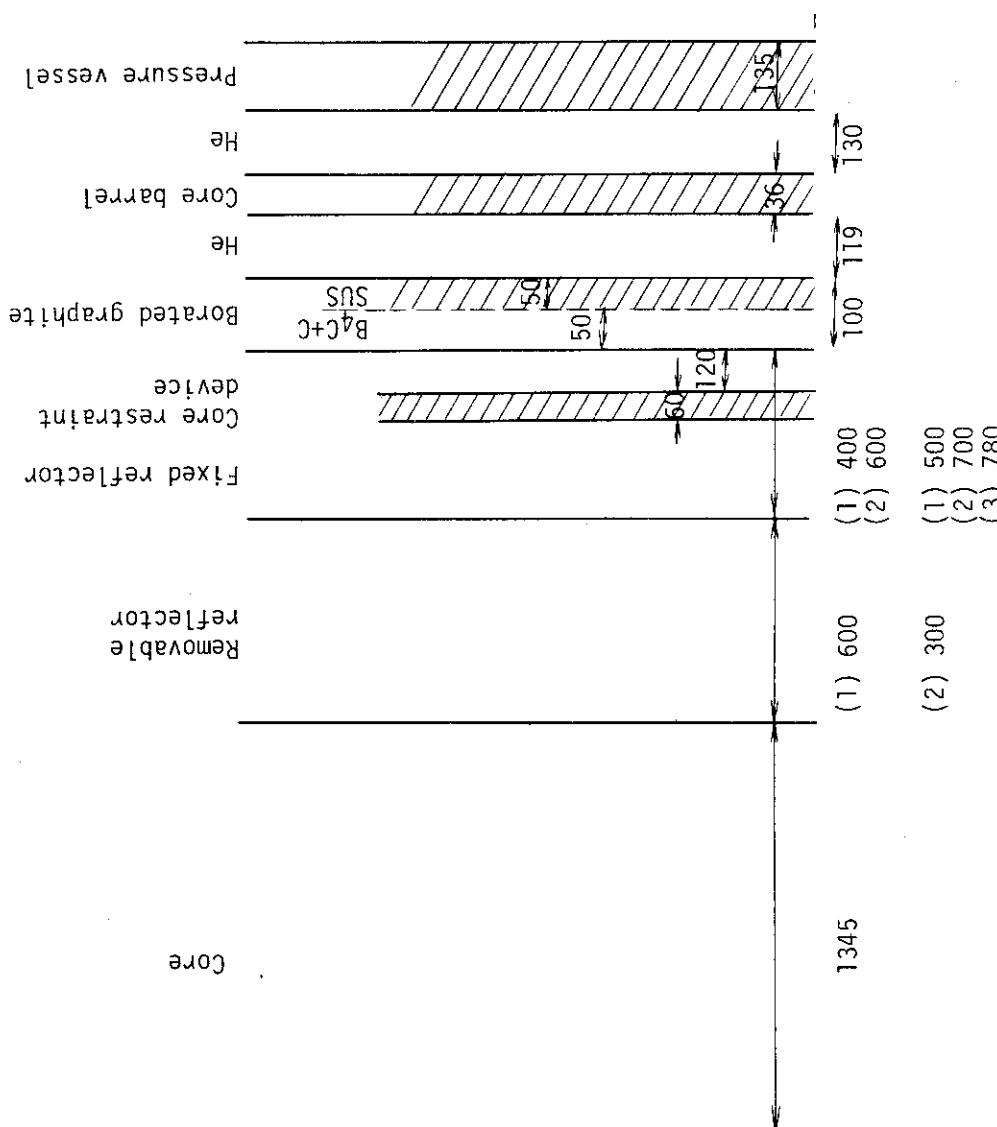


(1) Control rod withdrawal



(2) Control rod insertion

Fig. 2.12 (3) Power tilt in orifice region
(Fuel pin array : C,
Control rod disposition : A)



- (Note)
1. Unit : mm
 2. Core restraint device, core barrel and pressure vessel are made of $\frac{1}{2}\text{Cr} + 1\text{Mo}$.

Fig. 2.13 Thickness of structural materials around core in calculational model for reflector survey

(Case 1)

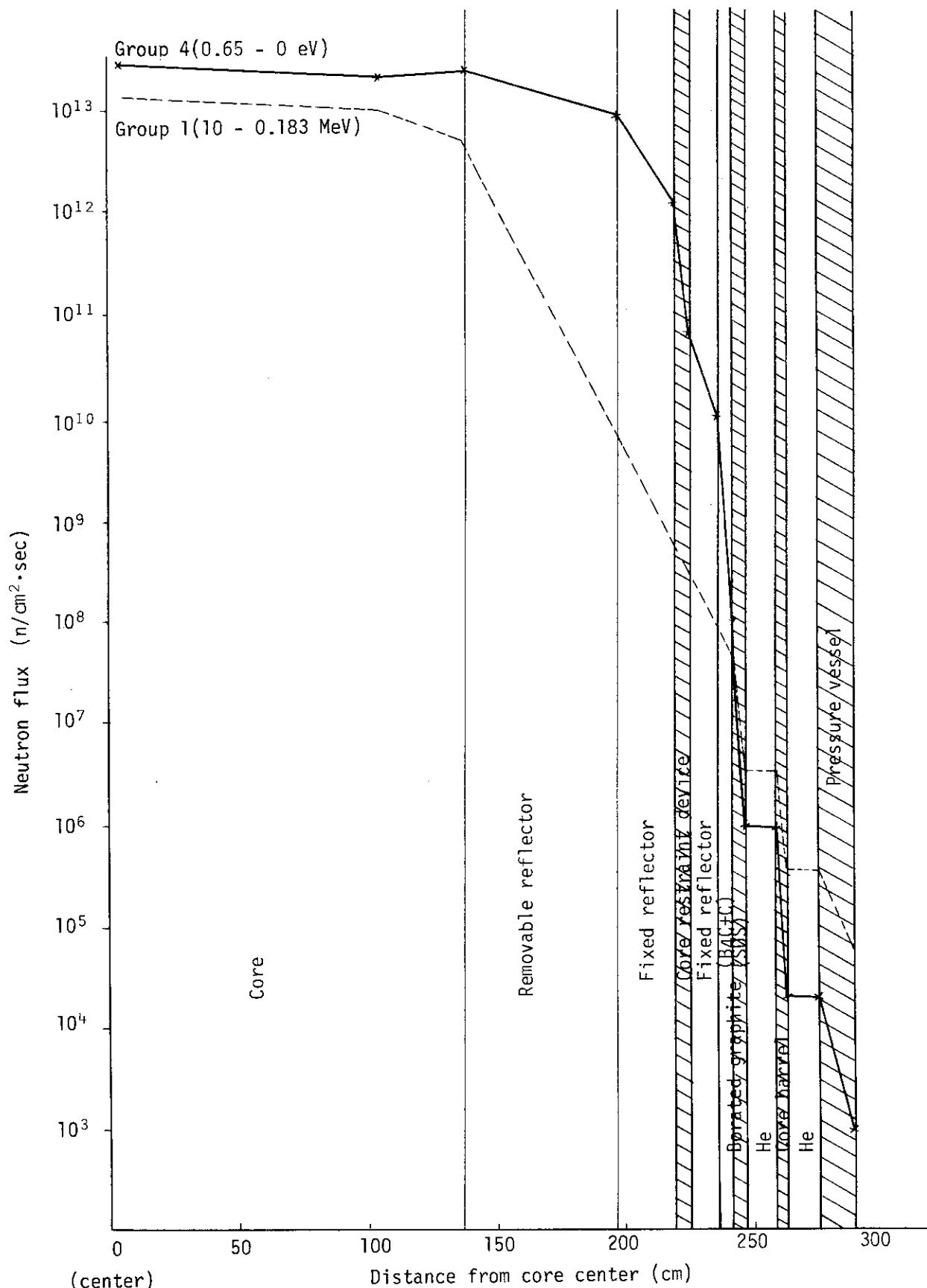


Fig. 2.14 (1) Radial flux distribution

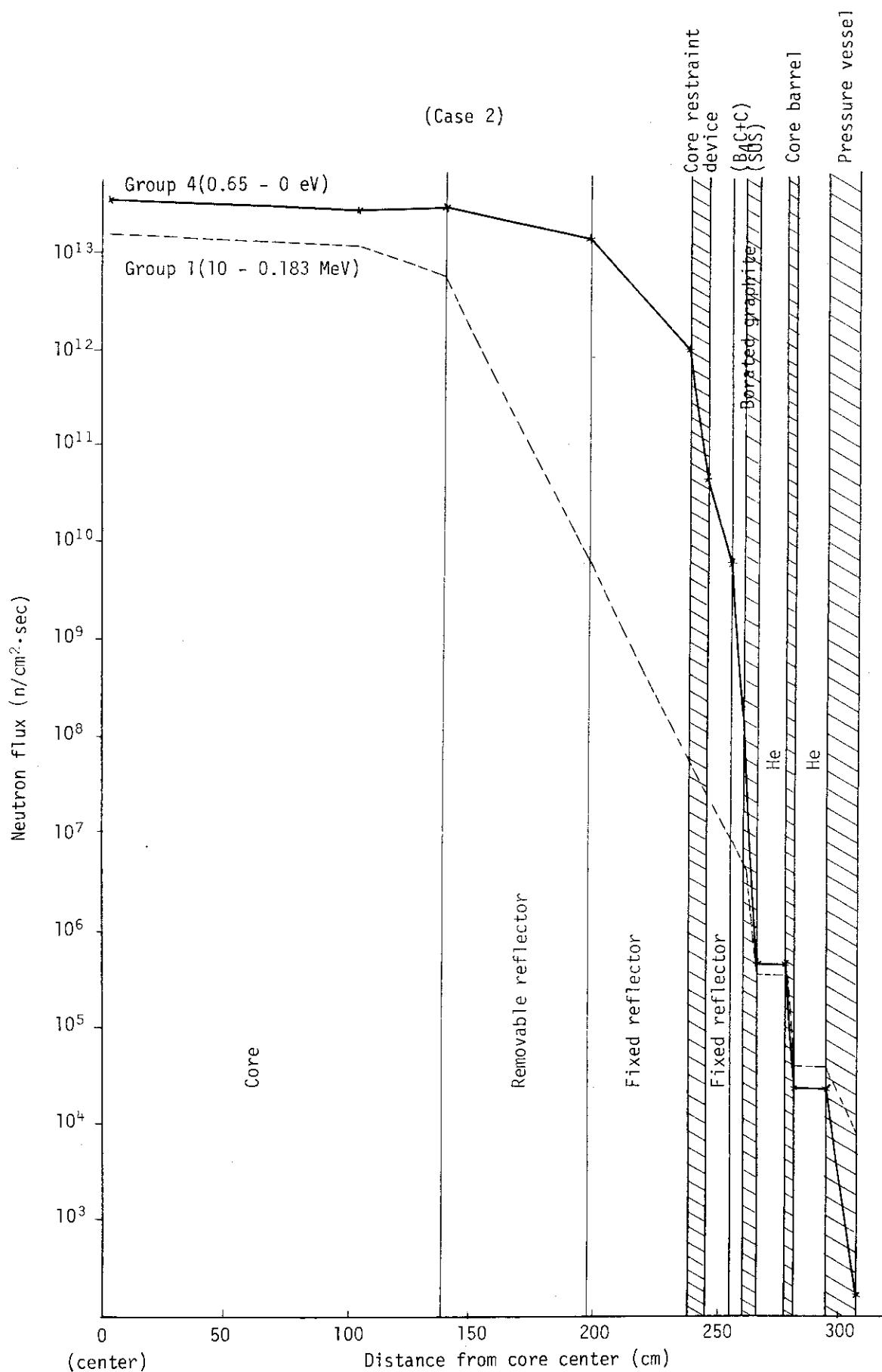


Fig. 2.14 (2)

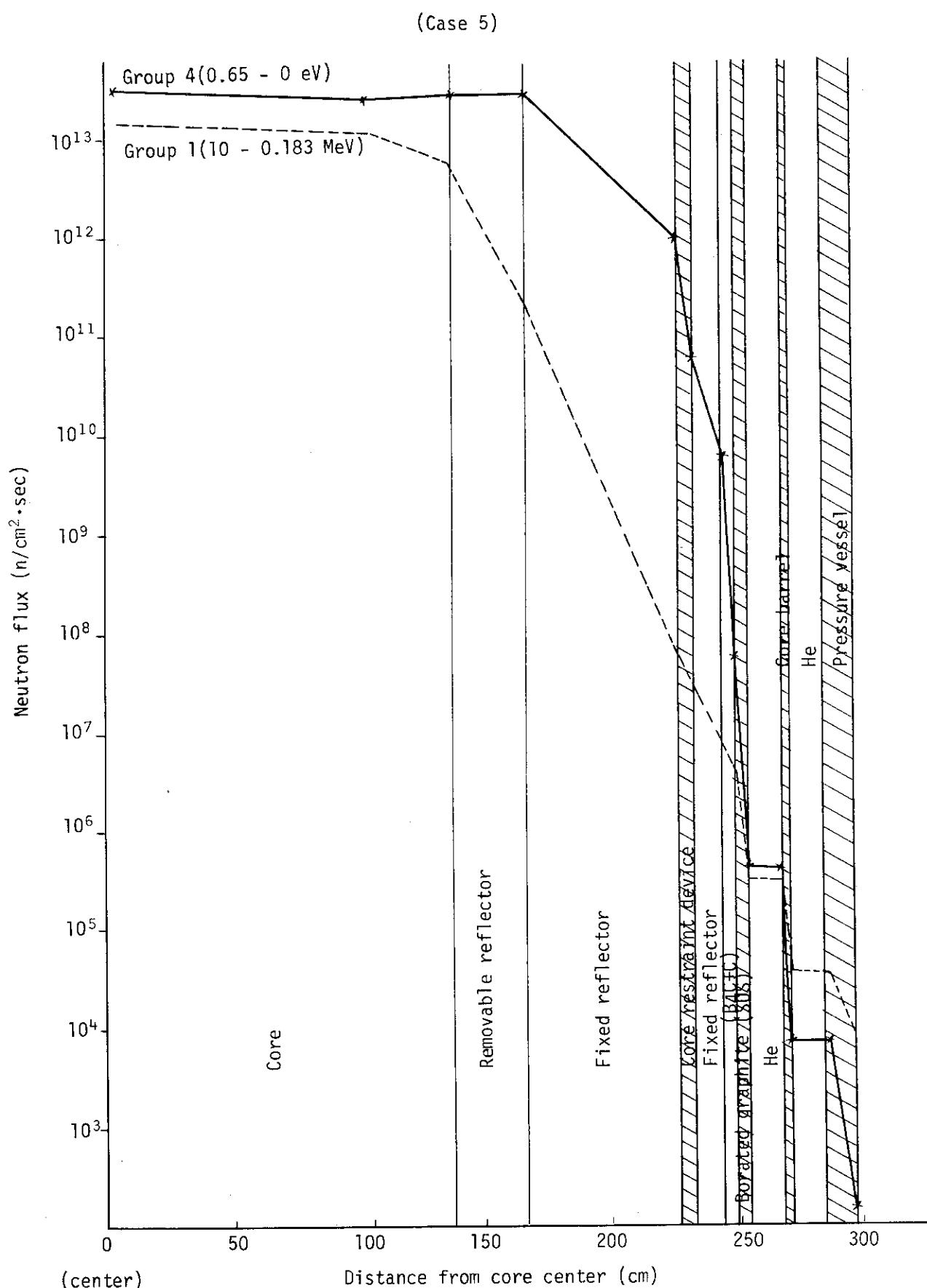


Fig. 2.14 (3)

3. 領域別燃料装荷方式

前章で述べた検討と経緯により設定された燃料体及び制御棒諸元と炉心構成を用いて、炉内燃料滞在時間2年を確保するに必要な炉心平均の燃料濃縮度を見いだした。次いで定められた制約条件のなかで冷却材平均出口温度1000°Cを達成する出力分布を得るために、径方向には出力分布自身を平坦に、また軸方向には燃料温度分布を平坦にするような領域別燃料装荷方式を検討した。

3.1 等価燃料濃縮度と可燃性毒物濃度

第2.3節及び第2.4節でも述べてきたように、Mark-III炉心燃料体は N_c/N_u 値が高く必要な炉内燃料滞在時間を得るための初期余剰反応度が高いことに加えて、燃料体の構造強度上の要求から挿入可能な制御棒（吸収体）外径をあまり大きく出来ないため、炉停止余裕などの制御棒による反応度補償特性は余裕をもったものとはなり難い。そのため既に述べてきたように、炉内燃料滞在時間に関する設計指針（負荷率80%で2年以上）を満足する最低の燃料濃縮度を採用し、炉心の初期余剰反応度をなるべく低く抑えるとともに、燃料濃縮度の低下による制御棒反応度補償量増加効果にも期待する、という方針が立てられている。

そこでまず、炉心の等価濃縮度と炉内燃料滞在時間の関係をサーベイした。サーベイ結果をFig. 3.1に示す。この計算は ZADOC-3^回コードによる2次元(X-Y)2群計算で行ったものであるが、Fig. 3.1(b)の燃料濃縮度と実効倍率、炉内燃料滞在時間の関係を示した図では、Mark-II炉心の軸方向領域別燃料装荷と制御棒挿入形状から得られる中性子束インポータンスとバックリングで近似的な補正を行うなど、以下に記すような補正を行った後の結果が示されている。

- ① 軸方向中性子束インポータンスとバックリングの補正 (Mark-II炉心の特性解析結果から推定); $\sim + 0.02 \Delta k$
- ② ミクロ・ティブラーの誤差 (GGC-4ティブラーとの比較 (主としてU-235の共鳴データ)から推定); $\sim 0.02 \Delta k$
- ③ FP, ディブラーの誤差 (rapid saturating FPデータを追加した計算から推定); $< - 0.02 \Delta k$
- ④ 可燃性毒物の残存; 40~50 days

その他の効果としては、実際の原子炉運転状態（制御棒挿入状態）で燃焼計算を行えば、中性子束分布が軸方向に平坦化して行くので、中性子束インポータンス、中性子洩漏、さらには炉内平均転換比なども、実効增加率を高める、したがって炉内燃料滞在時間を延ばすことになると考えられる。

以上の炉内燃料滞在時間に及ぼす影響を考慮した結果として、Fig. 3.1(b)から4w/o濃縮度がMark III炉心の平均燃料濃縮度として最終的に決定された。

上記の平均燃料濃縮度選定の際は、Mark-II設計までの経験から推定して、可燃性毒物の燃焼末期での残存による炉内燃料滞在時間の短縮を40~50日としたが、ここでは、燃焼末期の残存に加えて、炉心の初期余剰反応度と反応度回復量及び運転余裕の観点から、可燃性毒物の等価濃度を決定することを試みた。

Fig. 3.2 に DELIGHT-2 コードによる標準燃料要素における可燃性毒物等価濃度と、実効増倍率の燃焼変化を示す。この結果に、参考文献(8)で詳述されている可燃性毒物諸元と補償反応度量に関するサーベイ結果を加味し、以下の①~③に示す考え方に基づいて、4 w/o 燃料体には約 30 ppm 等価濃度と定めた。

- ① 制御棒の全補償能力及び運転時挿入度（出力分布からの制約）から考えて、初期余剰反応度は $0.15 \Delta k$ 以下に抑えたい。
- ② 実験的にも解析的にも十分に検討されていない可燃性毒物の使用は必要最小限とする。
- ③ Fig. 3.2 に示すような均質モデルが適用できる可燃性毒物装荷では燃焼による炉心反応度の回復が大きすぎる。したがって、燃焼末期での残存がある程度大きくなつても、自己遮蔽効果の大きい形状として、反応度回復を抑えながら所定の初期反応度補償量をもつ可燃性毒物の装荷法とする必要がある。

最終的には、燃料の平均濃縮度は 4 w/o と決定し、可燃性毒物は 30 ppm 等価濃度として、ボロン濃度 3.5 w/o, B₄C 核外径 600 μ で外径 8 mm の細棒を、4 w/o 標準燃料体に 2 本装荷するものと決定した。

3.2 径方向領域別燃料装荷

(1) 目的

参考炉心 Mark-II 設計に際して行った径方向領域別燃料装荷法サーベイにおいては、一様装荷炉心が出力分布の観点からも好ましいことが結論付けられている。¹⁸⁾しかし、今回の Mark-III 炉心設計においても、① 12 ピン燃料体となるなど燃料体諸元が大巾に変更になった。② 炉心平均燃料濃縮度が 5 w/o から 4 w/o になった。さらに③ 前回の検討では領域別燃料交換を考えていたので、オリフィス領域単位の分散型燃料装荷のみを対象としていた、などの理由から、燃焼を通じて平坦な出力分布を得る径方向領域別燃料装荷の方法を、前章で選定された Mark-III 燃料体を用いて検討することとした。

燃料最高温度をできるだけ抑えるための 1 つの条件として、径方向の出力分布はできるだけ平坦化されていることが望ましい。ここでのサーベイの目的は、炉心径方向について、領域別燃料装荷方法と出力分布（すなわち、径方向チャンネル出力ピーキングファクタ $P_1 & P_2$, $P_1 =$ オリフィス平均のチャンネル出力 / 炉心平均のチャンネル出力, $P_2 =$ オリフィス内の最大チャンネル出力 / オリフィス平均のチャンネル出力）との関係をサーベイし、燃焼期間を通じて径方向の出力ピーキング及びその変動巾が最も小さくなる領域別燃料装荷の方向を探ることである。

(2) サーベイ範囲

ここでのサーベイは、第 1 段階のサーベイとして、制御棒未挿入、B-P 未装荷炉心について、等価濃縮度が (4 w/o + α) の近傍で且つ、燃料種類をなるべく少くするという観点から以下の

サーベイを実施した。

(a) 第1ステップ

3, 4, 5 w/o 燃料によるオリフィス単位での燃料装荷

CASE 1 ~ CASE 6

(b) 第2ステップ

4, 5 w/o 燃料による2領域装荷

CASE 7 ~ CASE 10

(3) 計算条件

(a) 炉心計算モデル

2次元 X-Y, 4 メッシュ/カラム

(b) 炉心燃料の燃焼依存のマクロ群定数

DELIGHT⁽¹²⁾ 計算による。

(Tf = 1200°C, Tm = 1050°C, POWER = 2.367 w/cc)

(c) 反射体マクロ群定数

DELIGHT 計算による。

(可反 Tm = 1023°C, 固反 Tm = 773°C)

(d) エネルギー群数

2 群

(e) 軸方向パックリング

B_z² = 0.25025E-4 ($\Delta H = 114 \times 2$)

(f) 使用計算コード

ZADOC - 3⁽¹³⁾

(4) 結果と検討

(a) 結 果

Table 3.1 及び Fig. 3.3 に燃焼初期における実効増倍率 (keff) 及びチャンネル出力ピーキング ファクタ (P₁ & P₂) の比較を示す。Fig. 3.4 には、CASE 1, 4, 5, 7, 8 の場合について、燃焼存在の keff 及び第2オリフィス領域の P₁ & P₂ の変化を示す。Fig. 3.5 には、同様に、第1, 第3, 第4オリフィス領域における燃焼依存の P₁ & P₂ を示す。Fig. 3.6 には CASE 1, 2, 7, 8 の場合について、ピーク出力の移動を示す。Table 3.2 には CASE 1, 2, 4, 5, 7, 8, 9, 10 の場合について、燃焼末期における P₁ & P₂ の値を示す。Fig. 3.7 には、CASE 1, 4, 5, 7, 8 の場合について、初期及び末期における径方向出力分布を示す。

(b) 検 討

Table 3.1 及び Fig. 3.4 から明らかなように、オリフィス内での出力ピーキング (P₂) は、第2オリフィスのものが他のオリフィスのものよりもかなり大きい。そこで、制御棒挿入状態での出力分布平坦化の判定基準として、燃焼期間を通しての径方向出力分布、各オリフィスの平均出力、および第2オリフィスでの P₂などを用いて、各ケースの比較検討をしてみる。

1) CASE 1 (4 w/o - 様) - (Fig. 3.3 ~ 3.5, 3.7 における記号、以下同様)

制御棒末挿入時の出力分布は、燃焼初期においてかなり急勾配であり、燃焼末期においても勾配は残されている (Fig. 3.7)。

制御棒挿入状態でも、初期では、P₁ にかなり勾配が残りそうであり (Fig. 3.3) おそらく燃焼末期では、Fig. 3.7 の末期の分布よりも勾配がより急なものになると推測される。

第2オリフィスの P₂ は、制御棒挿入時の場合、初期では悪いが、400 日以後では、CASE 7 よりも良くなっている。

2) CASE 4 (4, 4, 5, 5) — • —

制御棒插入状態では、第2オリフィスの出力分担が少し低めになりそうであるが、(Fig. 3.3) 全体としてCASE 1よりは改善されそうである (Fig. 3.7)。

3) CASE 5 (3, 4, 5, 5)

制御棒插入状態では、第1オリフィスの出力分担がかなり低くなりそうであるが (Fig. 3.3)，全体としてCASE 1よりは改善されそうである。

4) CASE 7 (4, (4, 5, 5), 5, 5) ◎

制御棒插入状態での各オリフィスの平均出力は、かなり平坦化されそうである (Fig. 3.3) 制御棒未插入状態での第2オリフィスの P_2 は、初期 1.16 と高いが 100 日後には 1.13 に落ち短期間で改善されている (Fig. 3.4)。Fig. 3.7 の末期では、外側の 5% 領域にピークが依然として残っているので、実際の制御棒插入状態を考慮した燃焼末期では、更にピークが高くなることが予想されるので、外側領域の濃縮度はもう少し下げた方が良いと思われる。

5) CASE 8 (4, (4, 4, 5), 5, 5) ×

燃焼初期での第2オリフィスでの P_2 は、かなり良い結果が出ている (Fig. 3.3)。制御棒插入時の P_1 もかなり平坦化されそうである (Fig. 3.3)。しかし、制御棒未插入時の第2オリフィスの P_2 が、燃焼と共にしり上がりに大きくなってしまうので、問題になりそうである (Fig. 3.4)。

オリフィス領域単位の出力歪 (P_1) に対しては流量調節によりある程度対応できるが、オリフィス領域内の出力歪 (P_2) には直接対応できないので、燃料温度の低減化を考えた場合より重要と言えよう。特に、炉心内の体積割合の大きい第2オリフィス領域の P_2 が、絶対値も大きく最も重視せねばならない。第2オリフィス領域の P_2 に着目すると、燃焼初期では一様炉心の 1.17 程度に較べて、最も良いケース 8 では 1.10 となり、燃料最高温度にして約 50°C 程度の差となる、しかし、一様炉心の P_2 が燃焼が進むにつれて除々に小さくなるのに対して、ケース 8 では燃焼末期には 1.16 と悪化している。また、ケース 7 が燃焼を通じて 1.13 程度で変化が小さい。Fig. 3.6 及び 3.7 から出力ピーキングの発生する位置を知れるが、一般にオリフィス領域内の炉心内側寄りに生じている出力ピーキングは、制御棒插入により低減し易い。Fig. 3.1 のケース 11 と 12 は、Mark-II 炉心での制御棒插入による出力ピーキング係数の改善の例を示している。

以上のサーベイから、燃料体単位に濃縮度を変えた径方向領域別燃料装荷では、一様装荷を較べてそれ程大きな出力分布の改善が望めないことが明らかとなつたので、Mark-III 炉心も Mark-II 炉心と同様に径方向一様装荷と決定した。なお、例えば同一燃料体内で燃料棒単位に濃縮度を変えたり、可燃性毒物の濃度又は本数を径方向に変化させる、などの更に詳細な領域別燃料装荷を行えば、径方向出力分布が燃焼期間を通して大巾に改善される可能性は残っている。その場合には、多目的実験炉が厳しい温度条件にあることを考えると、従来以上に精度の良い解析方法により、燃焼を通じての局所出力ピーキングを含む炉内出力分布挙動を知る必要があろう。

3.3 軸方向領域別燃料装荷

(1) 目的

Mark - III燃料体を用いて炉心を構成した場合に、軸方向の燃料温度分布を平坦化させる出力分布を達成する領域別燃料装荷方式を、燃料体単位の濃縮度段付装荷によりサーベイした。サーベイは径方向領域別燃料装荷の可能性も考慮して、平均濃縮度4w/oに加えて3w/o, 5w/oとなるケースも含めて計18ケースについて、一次元核熱結合計算コードBRIQUET-1MG^⑩を用いて行われた。なお、制御棒と可燃性毒物の効果は直接的には計量されないので、結果の検討と装荷方式の選定の際に考慮することとした。

(2) 計算条件とサーベイケース

- (a) 1燃料カラムのみを対象とするが標準燃料体カラムとする。
- (b) 群定数はDELIGHT-2により作成。燃料温度及び減速材温の指定はMark - II炉心特性から推定している。また、出力レベルは全て同一の炉心平均値を用いている。この簡略化に対する誤差のチェックを一例行っている(Fig. 3.9参照)。
- (c) 計算コードはBRIQUET-1 MG。輻射の効果は考慮されていない。
- (d) チャンネル分担出力と冷均材流量は、実際の運転中に生じると考えられる現実的で最も厳しい値を用いることとし、チャンネル分担出力は炉心内平均値の1.2倍($P_1 \times P_2 = 1.2$)とし冷却材流量は炉心内平均値($P_1 = 1.0$)と仮定した。
- (e) 軸方向濃縮度装荷として、次の組合せ(炉心上部から燃料体毎に)をサーベイ対象とした。

平均3w/o : 4, 4, 3, 3, 3, 2, 2

4, 4, 4, 3, 2, 2, 2

平均4w/o : 7, 7, 6, 2, 2, 2, 2

7, 7, 5, 3, 2, 2, 2

7, 7, 4, 3, 3, 2, 2

7, 7, 4, 4, 2, 2, 2

7, 6, 5, 4, 2, 2, 2

6, 6, 4, 4, 2, 2, 2

6, 6, 4, 4, 2, 2, 2 (平均3.71)

6, 6, 6, 4, 2, 2, 2

6, 6, 5, 5, 2, 2, 2

6, 5, 4, 4, 4, 3, 2

5, 5, 5, 4, 4, 3, 2

5, 5, 4, 4, 4, 3, 3

4, 4, 4, 4, 4, 4, 4

平均5w/o : 7, 7, 5, 5, 5, 3, 3

7, 7, 5, 5, 3, 3, 3 (平均4.71)

6, 6, 5, 5, 4, 4

(3) 結果と検討

結果を Fig. 3.8 及び 3.9 に示す。また前述したように燃料体毎の群定数作成に際しては、炉心平均のチャンネル分担出力レベルを仮定して DELIGHT - 2 により計算している。厳密には、出力レベルが異なれば核分裂物質（特に Xe & $S m$ ）の飽和レベルも異なり、同一の燃焼度における余剰反応度や物質組成にも微妙な差が生じてくる。すなわち、今回のサーベイにおいても、実際の軸方向出力分布に合せた出力レベルを用いて群定数作成を行えば、計算結果は異ってくることが予想される。そこで、チェック計算として、極端に平均出力レベルからはずれた出力レベルを用いて作成した群定数を使った BRIQUE T - 1 MG 計算を別途行い、今回の標準計算と比較して Fig. 3.10 に示した。最高では $0.1 w/cc$ （約 5 %）の差異となり、燃料温度に与える影響は最大約 $30^{\circ}C$ 程度と推定される。

本サーベイでは制御棒を挿入しない計算しか行っていないので、制御棒挿入の効果を Mark - II 炉心特性から推察しながら、①燃料最高温度は $1,300^{\circ}C$ を越えない。②燃料最高温度は炉心出口に現われない、③軸方向燃料温度分布が平坦である、④燃料濃縮度の種類は少ない方が好ましい、などの判定基準により、Mark - III 炉心の装荷方式を次のごとく選定した。

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

次いで、可燃性毒物の装荷法を検討したが、可燃性毒物装荷は反応度補償のみに使用して出力分布の調整には積極的な利用をしない、という簡便な装荷方法を採用することとした。その結果 Mark - III 炉心においては、平均濃縮度の 4 w/o 燃料体に 2 本装荷した可燃性毒物棒を、6 w/o 燃料体には 3 本、2 w/o 燃料体には 1 本装荷することとした。

Table 3.1 Relations of radial blockwise fuel zoning and power peaking factors (P_1 & P_2) at initial core state (BOL)

Case no.	Fuel enrichment (w/o)			Effective reactivity (k_{eff})	$P_1 = \bar{P}_{ch, orifice} / \bar{P}_{ch, core}$				$P_2 = P_{ch, max} / \bar{P}_{ch, orifice}$				$P_3 = \frac{P_{ch, SB, max}}{P_{ch, orifice}}$		Fuel dwelling time (days) *2		
	Orifice region no. 1	2	3		1	2	3	4	Orifice region no. 1	2	3	4	2nd orifice	*1			
1	4	4	4	4	1.281	1.30 ₁	1.06 ₅	0.843 ₀	0.777 ₈	1.03 ₉	1.17 ₈	1.12 ₉	1.06 ₅	1.17 ₈	785	640	
2	5	5	5	5	1.336	1.28 ₅	1.06 ₀	0.854 ₀	0.794 ₉	1.05 ₈	1.16 ₇	1.10 ₈	1.05 ₃	1.16 ₇	1,115	940	
3	4	5	5	5	1.329	1.07 ₅	1.08 ₀	0.878 ₁	0.818 ₇	1.04 ₅	1.16 ₆	1.10 ₄	1.05 ₁	1.16 ₆			
4	4	4	5	5	1.297	1.19 ₀	0.997 ₄	0.978 ₂	0.912 ₆	1.03 ₅	1.15 ₆	1.11 ₃	1.05 ₉	1.15 ₆	890	740	
5	3	4	5	5	1.288	0.930 ₆	1.01 ₉	1.01 ₃	0.947 ₃	1.03 ₃	1.14 ₈	1.10 ₇	1.05 ₇	1.14 ₈	860	705	
6	3	4	4	4	1.271	1.01 ₉	1.09 ₁	0.876 ₁	0.810 ₄	1.03 ₅	1.17 ₀	1.12 ₂	1.06 ₃	1.17 ₀			
7	4	4	5	5	1.317	1.10 ₃	1.05 ₁	0.916 ₄	0.856 ₅	1.03 ₂	1.16 ₄	1.09 ₈	1.04 ₉	1.13 ₅	1,010	845	
8	4	4	4	5	1.306	1.14 ₃	1.02 ₂	0.952 ₇	0.888 ₂	1.03 ₃	1.09 ₉	1.10 ₉	1.04 ₉	1.09 ₉	940	785	
9	4	4	C-4 ₅	5	5	1.316	1.10 ₇	1.04 ₈	0.920 ₅	0.860 ₅	1.03 ₂	1.14 ₄	1.09 ₇	1.04 ₉	1.14 ₄		
(11)	Mk-II (BP: ₃₋₂₀ ^{7-40 ppm} , CR:Non)				1.109	1.22	1.04	0.908	0.854	1.14	1.16	1.16	1.06	1.05	835	625	
(12)	Mk-I BP: ₃₋₂₀ ⁷⁻⁴⁰ , R1($\frac{3}{7}$), R2($\frac{3}{7}$), R3($\frac{0}{7}$), R4($\frac{0}{7}$)				1.004	1.11	0.996	0.990	0.951	1.01	1.10	1.05	1.05				
10	4	4,4, ₀₋₅ ¹⁻⁴	5	5	1.301	1.16 ₅	1.01 ₀	0.965 ₈	0.901 ₃	1.03 ₄	1.11 ₈	1.11 ₂	1.05 ₃	1.11 ₈			

(Note) 1. *1) Revised value including operational margin and assumed effect due to axial regionwise fuel zoning.

- *2) Finally evaluated value including all expected effects.
 2. ZADOC-3, 2D(X-Y), 2 groups, 4 meshes/block

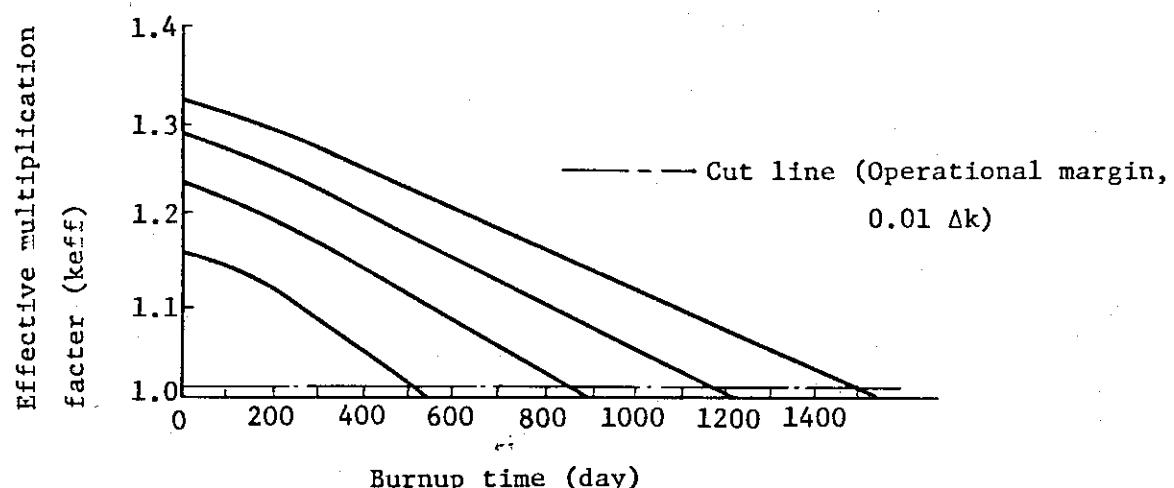
Table 3.2 Relations of radial blockwise fuel zonings and power peaking factors (P_1 & P_2) at last core state (EOL)

Case no.	Fuel enrichment (w/o)			Burnup	Effective reactivity (k_{eff})	$P_1 = \bar{P}_{ch,orifice}/\bar{P}_{ch,core}$			$P_2 = P_{ch,max}/\bar{P}_{ch,orifice}$			$P_3 = P_{ch,SB,max}/P_{ch,orifice}$					
	Orifice region no.	3	4			Orifice region no.	1	2	3	4	1	2					
1	4	4	4	12	900	0.998	1.09 ₇	1.02 ₈	0.942 ₁	0.903 ₂	1.04 ₆	1.07 ₈	1.05 ₀	1.07 ₈			
2	5	5	5	16	1,300	0.983	1.05 ₂	1.01 ₈	0.964 ₇	0.935 ₃	1.04 ₈	1.06 ₃	1.06 ₂	1.06 ₃			
4	4	5	5	13	1,000	1.000	1.02 ₁	0.967 ₁	1.05 ₆	1.01 ₉	1.04 ₄	1.06 ₇	1.06 ₇	1.06 ₇			
5	3	4	5	13	1,000	0.991	0.860 ₆	0.980 ₅	1.07 ₅	1.03 ₉	1.04 ₅	1.06 ₇	1.06 ₄	1.06 ₅			
7	4	4	5	5	15	1,200	0.983	0.946 ₉	1.01 ₁	1.00 ₄	0.974 ₅	1.04 ₂	1.11 ₃	1.05 ₇	1.04 ₀		
8	4	4	4	5	5	14	1,100	0.990	0.980 ₁	0.988 ₀	1.03 ₂	0.998 ₃	1.04 ₃	1.16 ₃	1.06 ₄	1.03 ₉	
9	4	4	C-4 _{S-5}	5	5	15	1,200	0.981	0.948 ₆	1.00 ₉	1.00 ₇	0.977 ₀	1.04 ₂	1.11 ₈	1.05 ₇	1.04 ₀	1.11 ₈
10	4	4	I-4 ₀₋₅	5	5	14	1,100	0.983	0.993 ₄	0.976 ₄	1.04 ₇	1.01 ₄	1.04 ₃	1.16 ₄	1.06 ₄	1.04 ₂	1.16 ₄

(Note) 1. ZADOC-3, 2D(X-Y), 2 groups, 4 meshes/block

(a) Variation of effective multiplication with fuel burnup.

(ZADOC 2D-XY 2G Calc. B.P: None, C.R: None)



(b) Influence of fuel enrichment on fuel dwelling time and reactivity (corrected results)

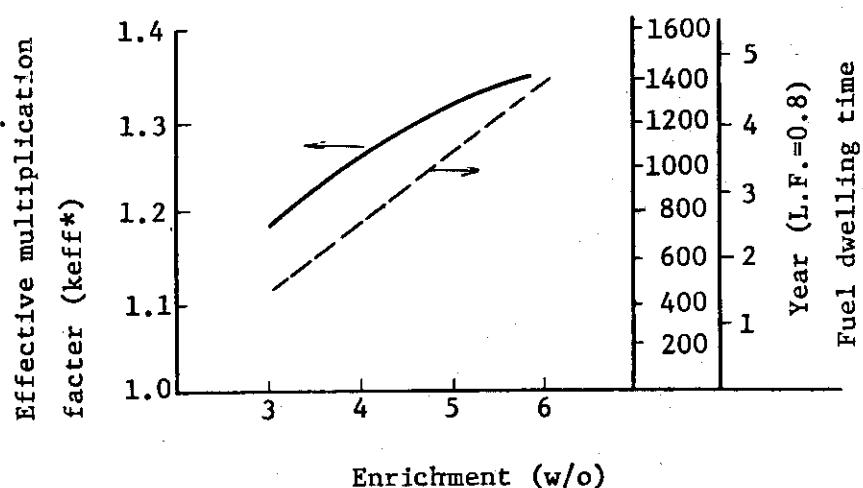


Fig. 3.1 Survey of equivalent fuel enrichment.

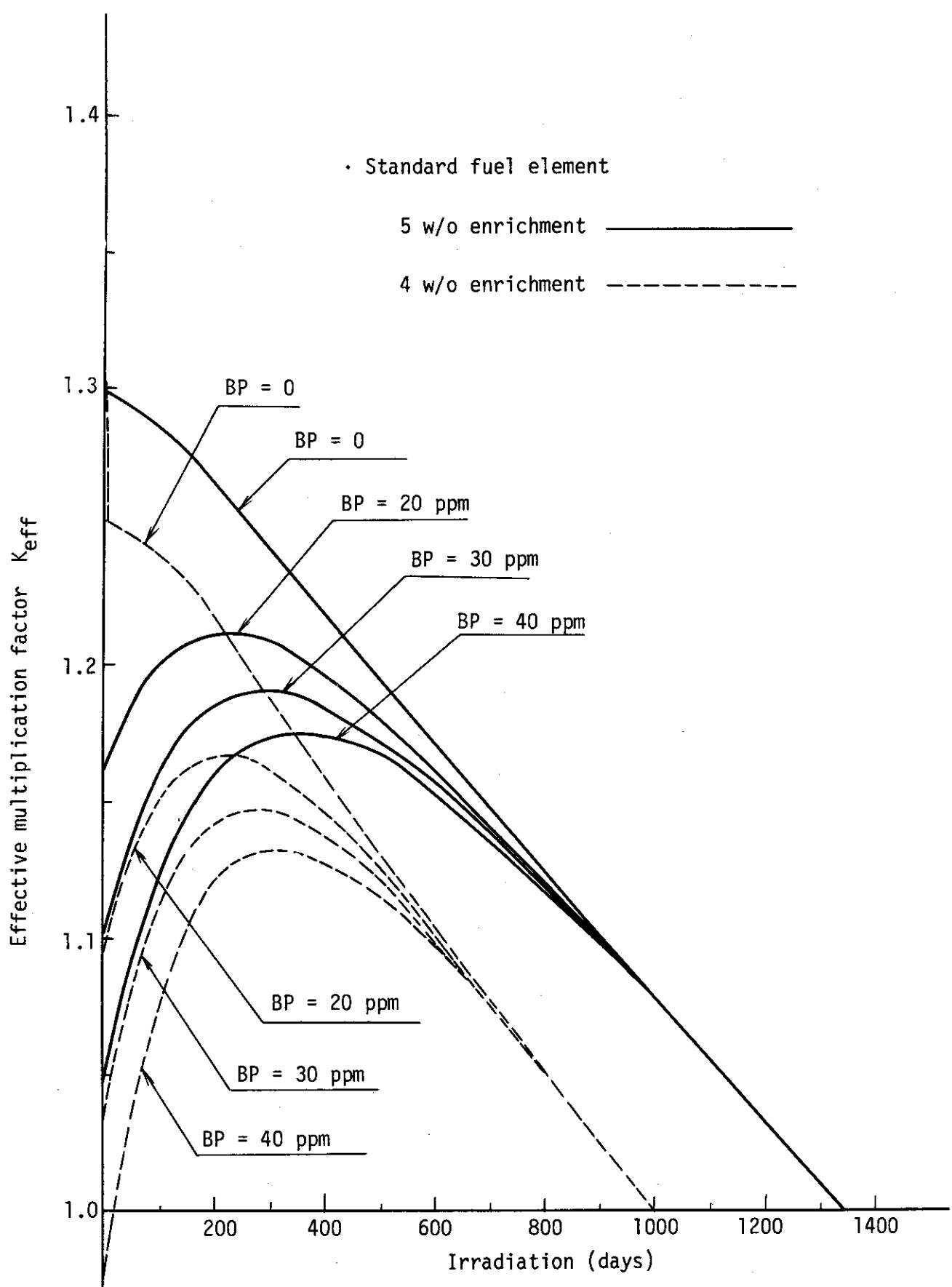


Fig. 3.2 Effects of equivalent concentration of burnable poison on multiplication factor (k_{eff}) through burn-up

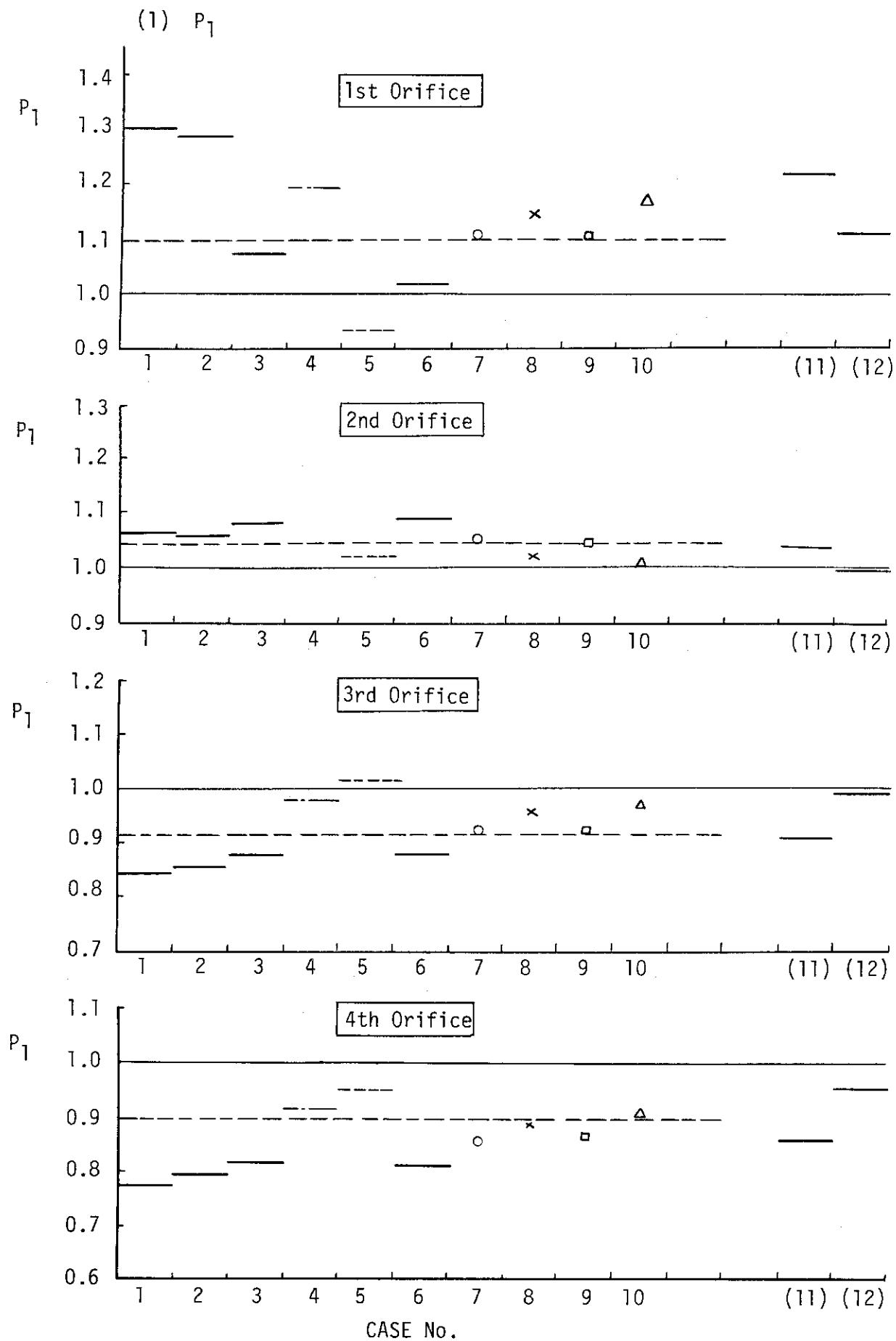


Fig. 3.3 (1) Comparison of channelwise power peaking factors
at initial state of various fuel loading cores

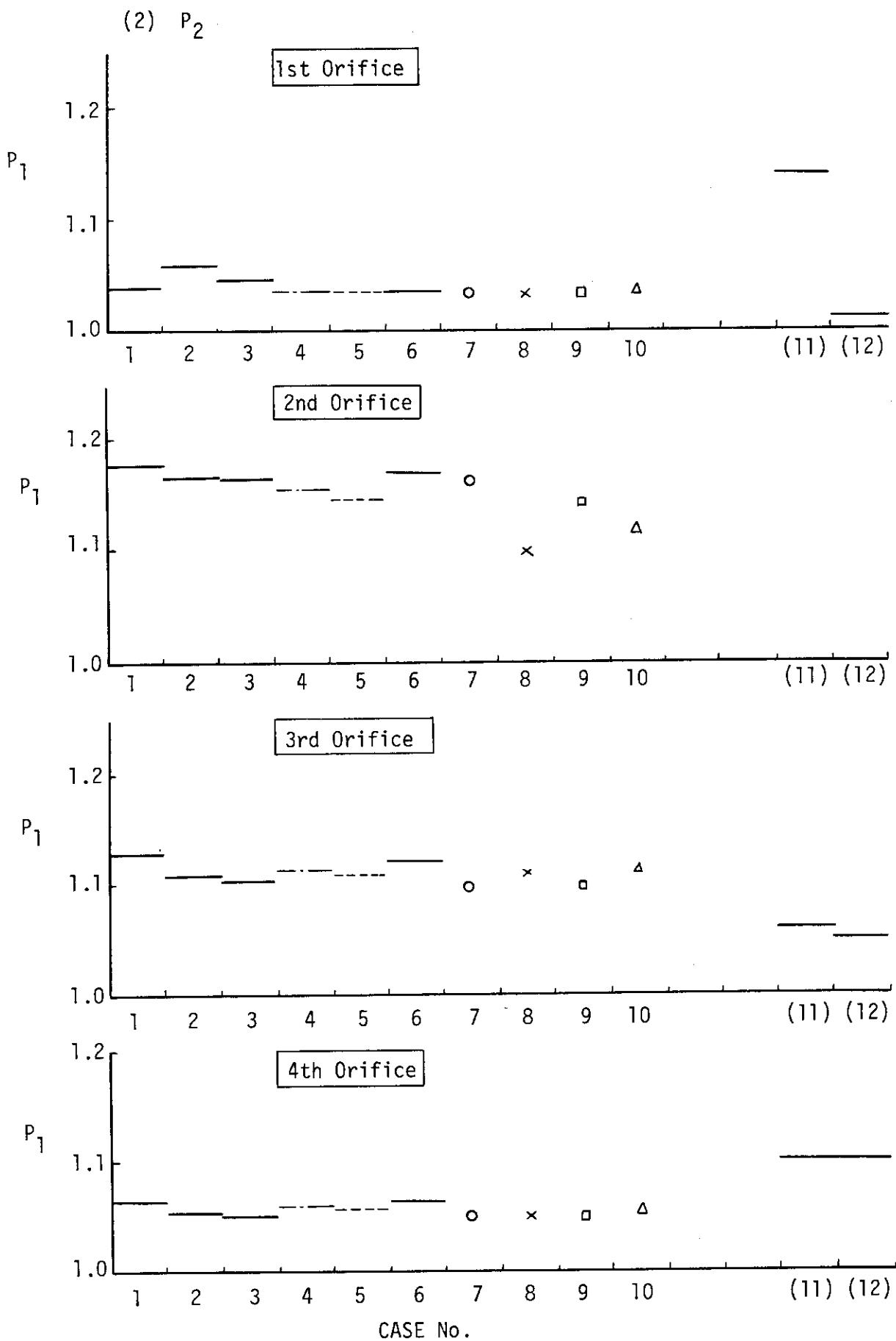


Fig. 3.3 (2)

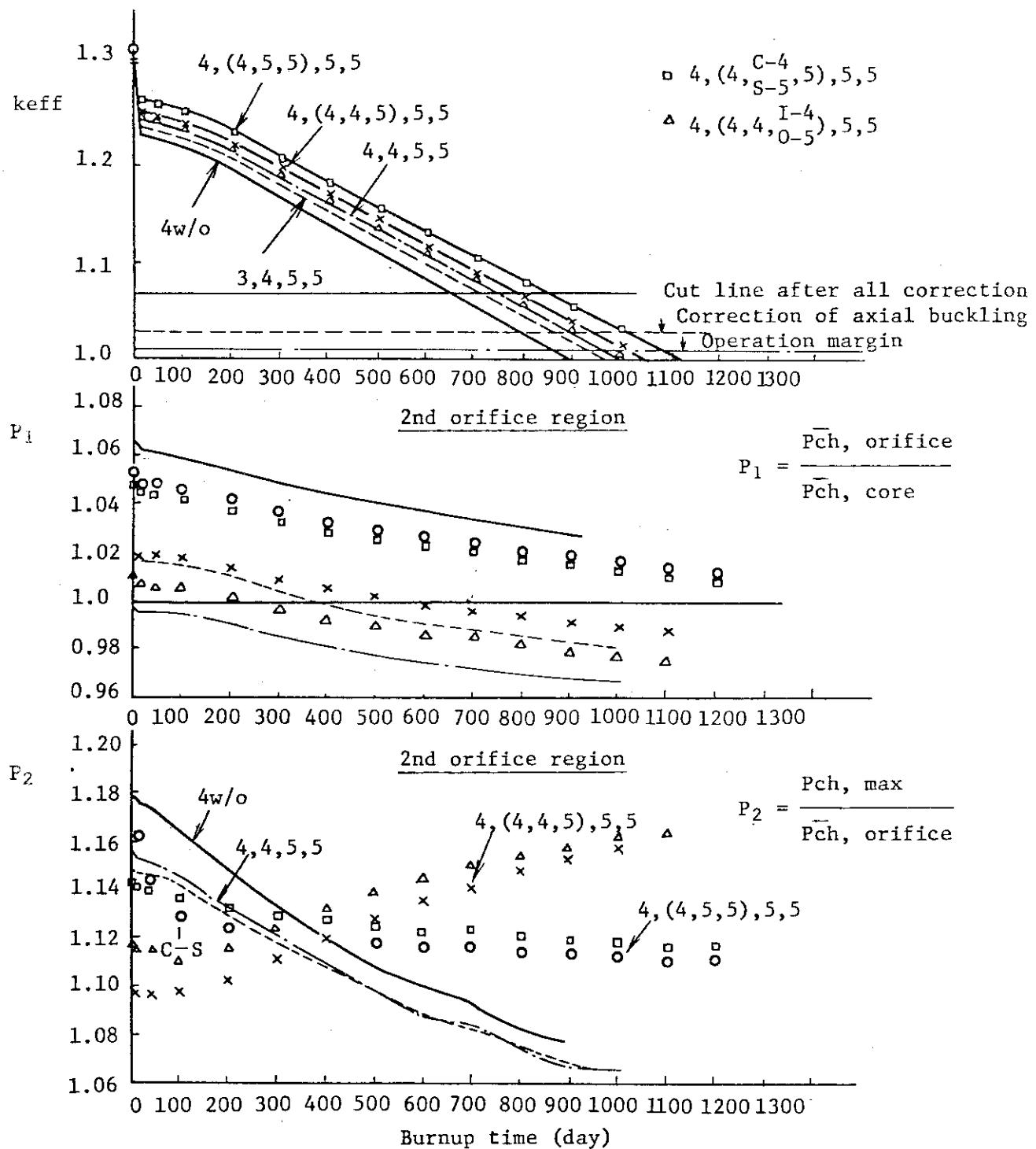


Fig. 3.4 Variation of effective multiplication factor and channel power peaking factors (P_1 & P_2) with fuel burnup (ZADOC-3, 2D-XY, 2G).

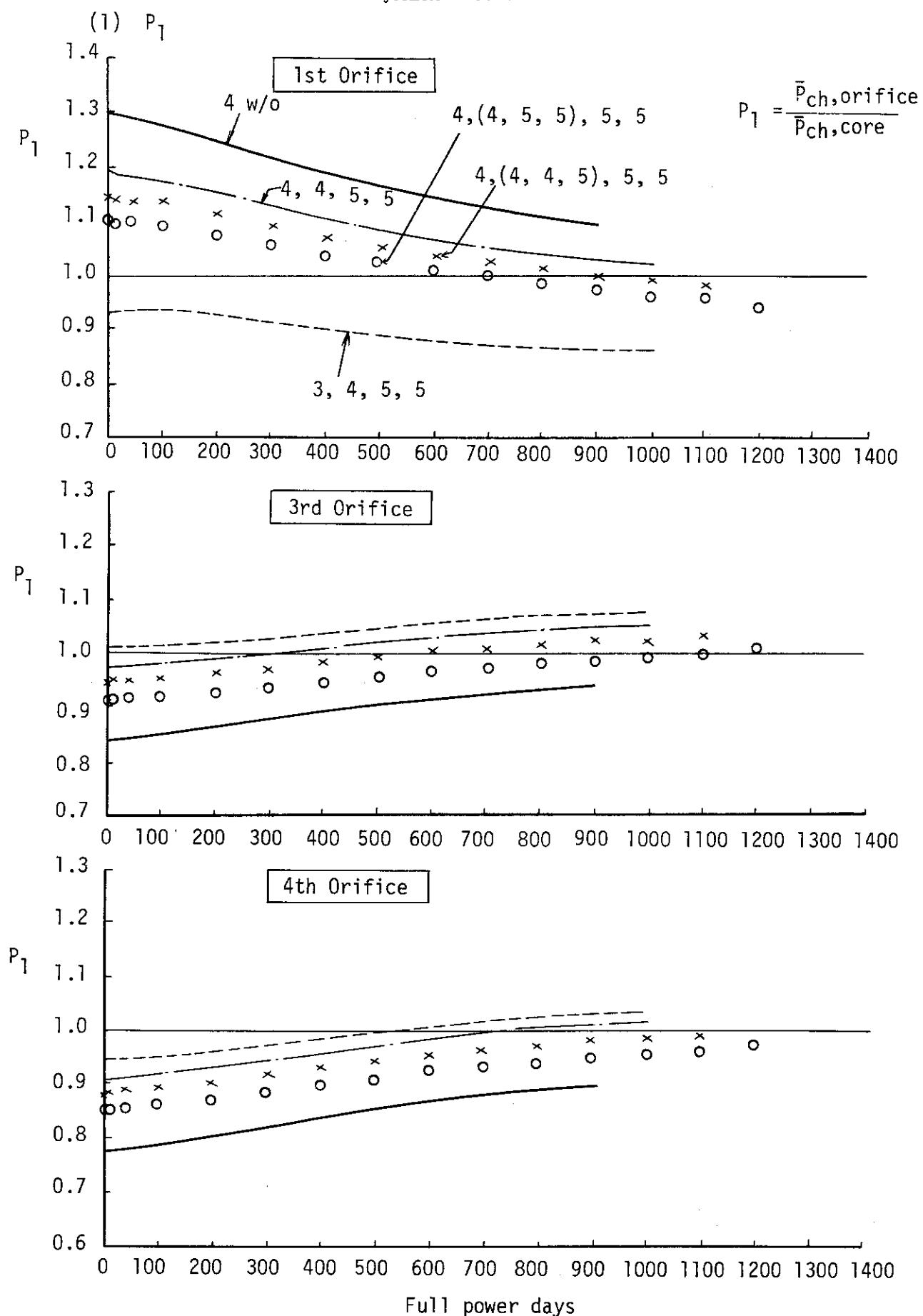


Fig. 3.5 (1) Variation of channelwise power peaking factor through burn-up

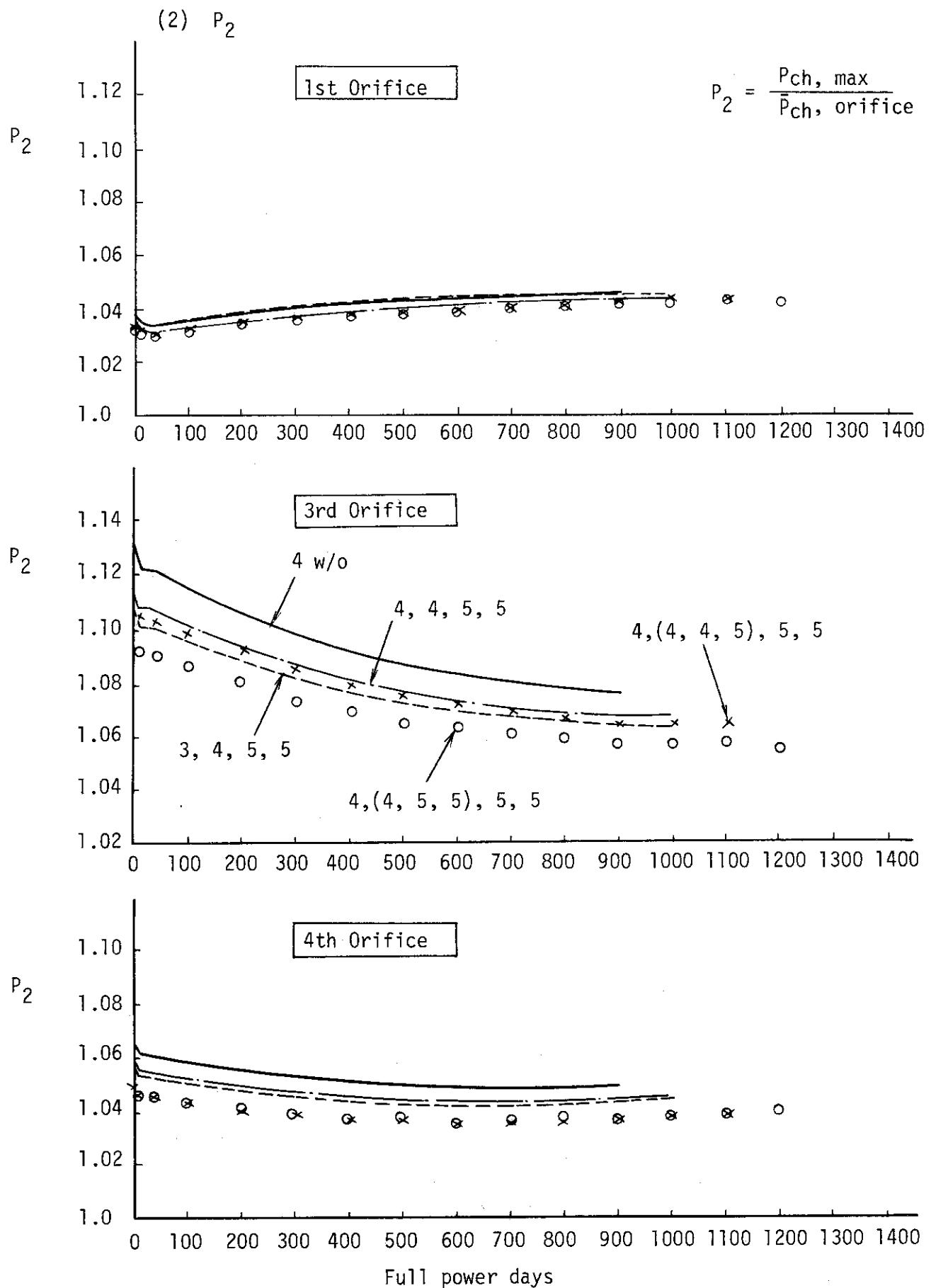


Fig. 3.5 (2)

CASE 1 4 w/o
CASE 2 5 w/o
CASE 7 4,(4, 5, 5), 5, 5 w/o

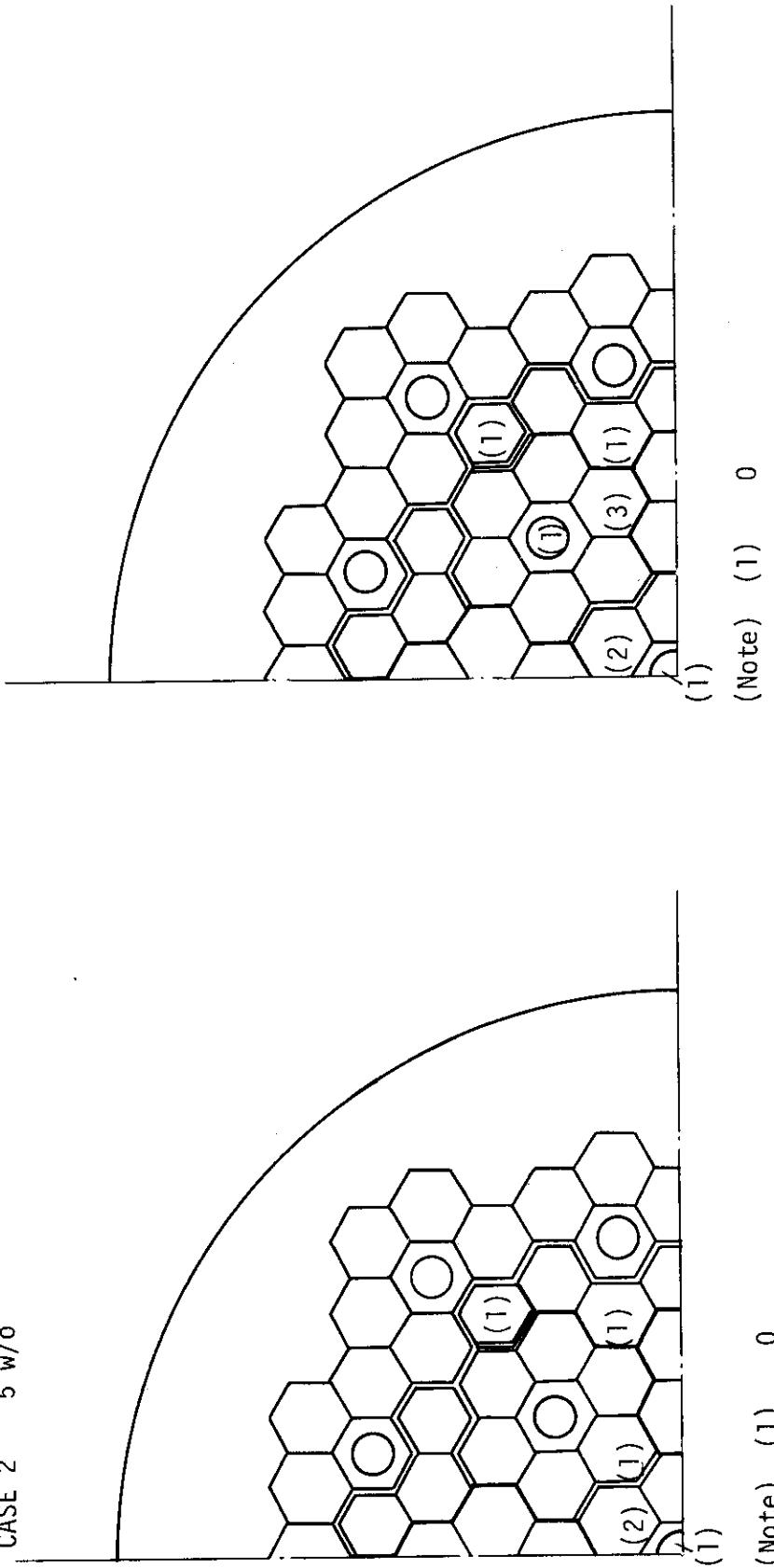


Fig. 3.6 (1) Movement of channelwise power peaking position in core through burnup

Fig. 3.6 (2)

CASE 8 4,(4, 4, 5), 5, 5 w/o

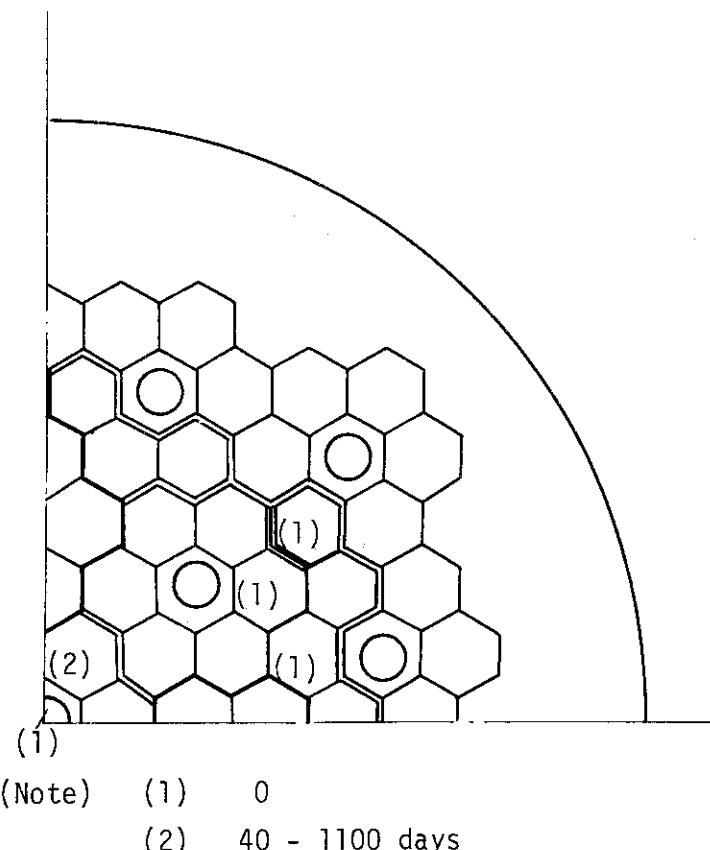
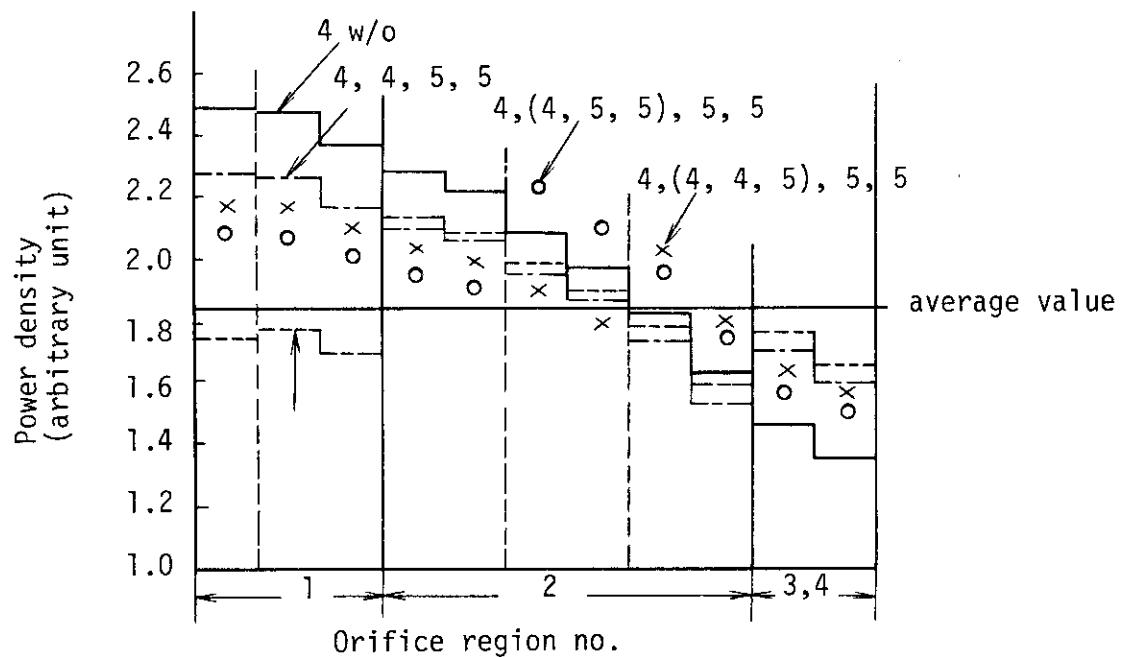


Fig. 3.6 (3)

(a) Initial core state (BOC)



(b) Last core state (EOC)

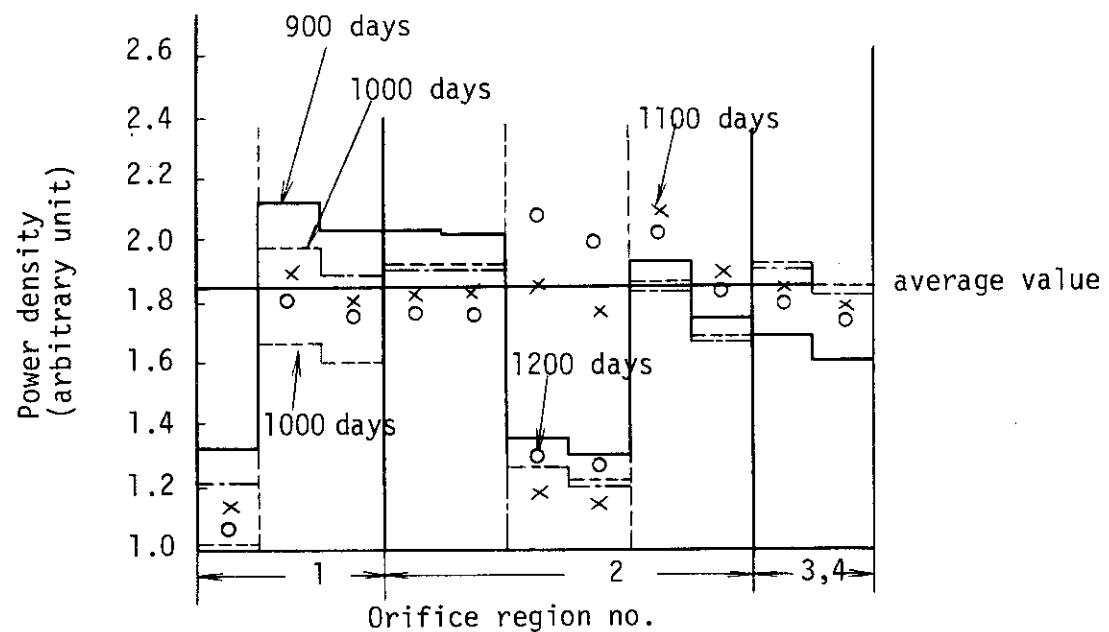


Fig. 3.7 Radial power distributions in various radial zonewise fuel loadings

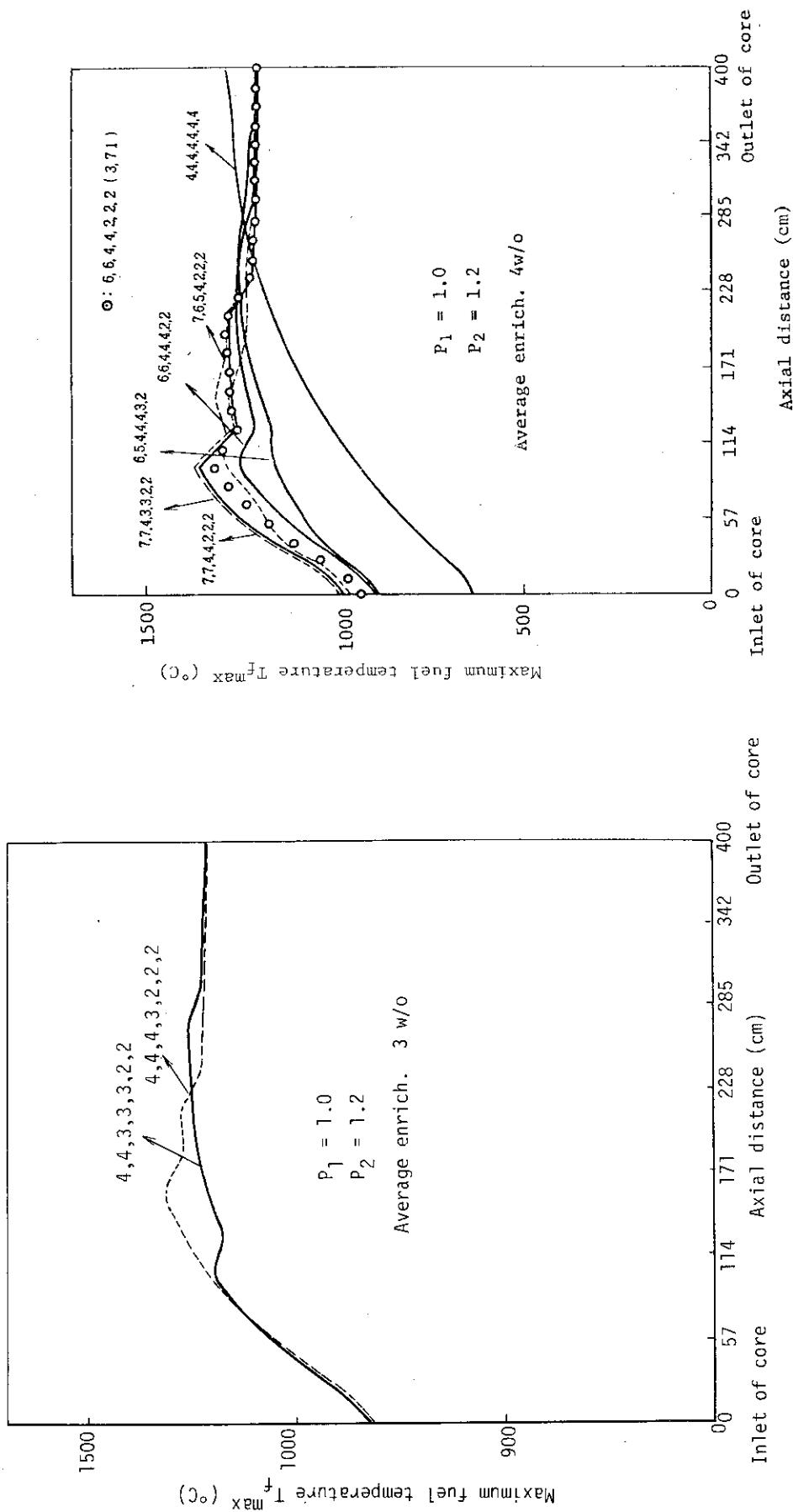


Fig. 3.8 (1) Axial blockwise fuel zoning and power distribution

Fig. 3.8(2)

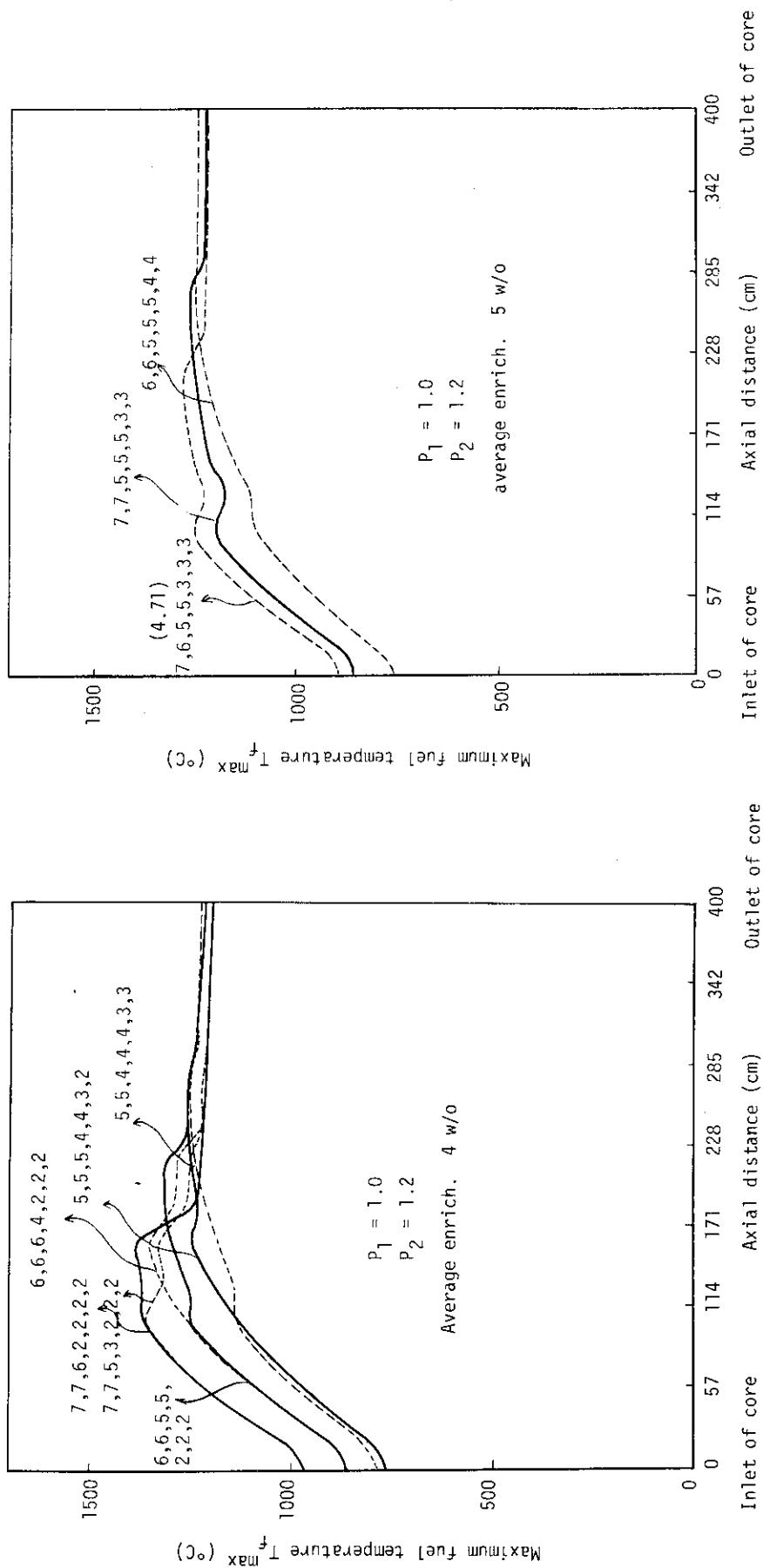


Fig. 3.8 (3)

Fig. 3.8 (4)

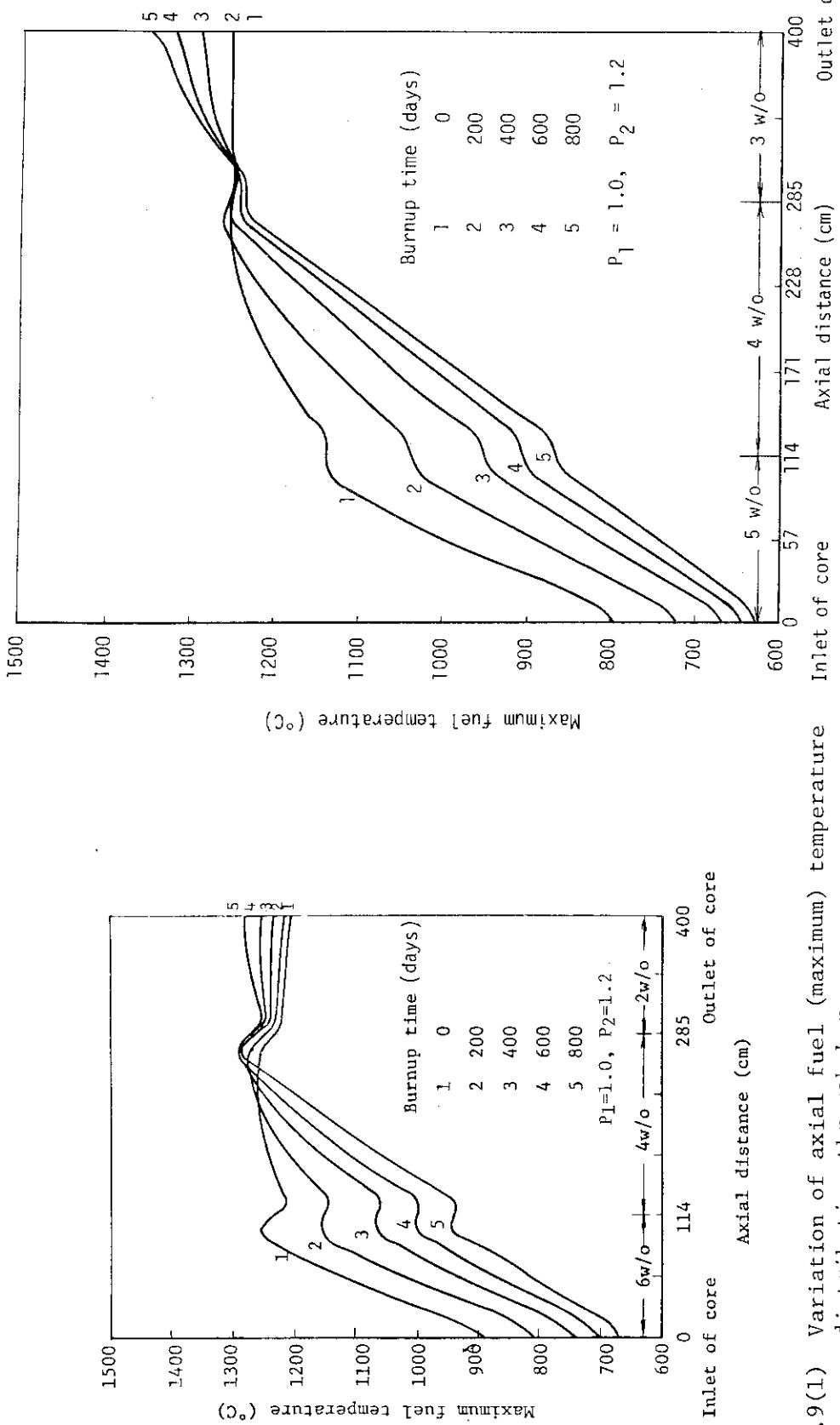


Fig. 3.9(1) Variation of axial fuel (maximum) temperature distribution through burn-up.
Fig. 3.9(2) Variation of axial fuel (maximum) temperature distribution through burn-up.

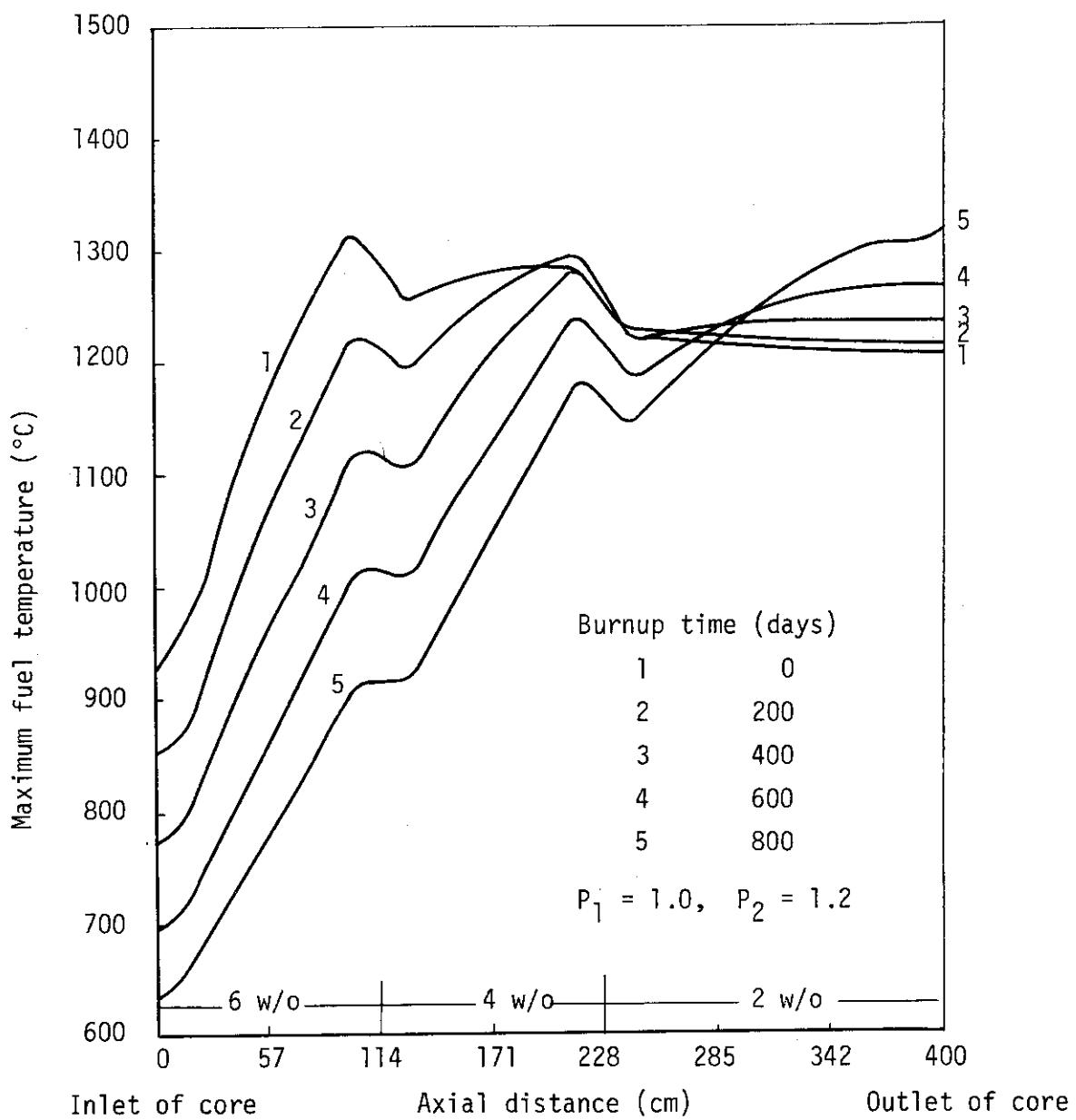


Fig. 3.9 (3)

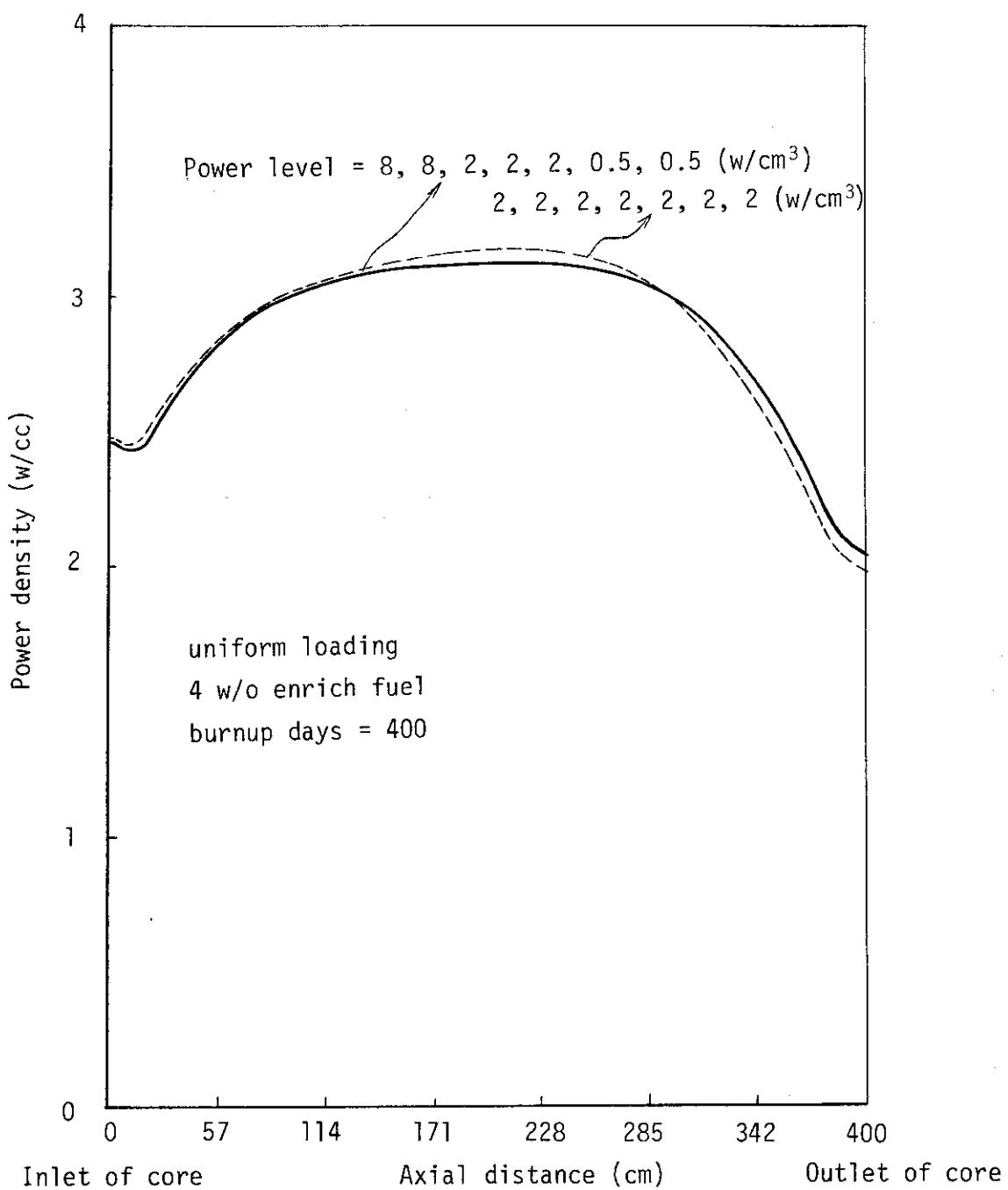


Fig. 3.10 Effects of assumed power level in lattice calculation for preparation of macroscopic cross section on axial power distribution

あとがき

参考設計炉心 Mark-Ⅲを設計するに際しては、Mark-Ⅱ炉心設計で残された種々の課題を解決し、総合的に調和のとれた炉心とするため、まず、第1章(Fig. 1.1)で述べたような広範囲にわたる核・熱流動・燃料・動特性サーベイを行い最適な実験炉炉心諸元を探ることとした。この主要特性サーベイはFig. 1.1に示すように、PSG-1～5に分れてそれぞれ平行して実施されたが、作業途中でも、データのやりとり、結果の評価、整合などの相互フィードバックも行われている。本報告書にまとめられているのは、上記の主要特性サーベイのうちPSG-3において成されたサーベイについてであり、各サーベイの目的、範囲、手順、結果、さらには炉心主要諸元選定における位置付けなどが述べられている。

参考設計炉心 Mark-Ⅲは、昭和50年2月～7月に原研において基本設計されたものであり、その後数度の改良設計と特性解析が実施され、その改善すべき問題点も指摘されてきている。しかし構造設計や安全評価も含めて、これらの設計、解析は Mark-Ⅲ炉心をベースに試みられているものが多い。そこで、今後の多目的実験炉設計の資料として役立てるため、もともとの Mark-Ⅲ炉心の主要諸元選定に際し重要な基礎情報を産出した核熱流動特性サーベイについて、ここに詳細に報告するしだいである。

最後に、本設計研究は、下川純一燃料工学部長(元多目的炉設計研究室長)、青地哲男高温工学室部長(前多目的炉設計研究室長)、安川 茂核エネルギーシステム研究室長(前多目的炉設計研究室員)、及び、宮本喜晟氏をはじめとする多くの多目的炉設計研究員、外来研究員、協力研究員の方々の助言、協力により達成されたものであることを記すとともに、これらの方々に深甚なる感謝の意を表します。

参 考 文 献

- (1) 青地哲男他; 多目的高温ガス実験炉第1次概念設計, JAERI - M 6845 (1977)。
- (2) 青地哲男他; 多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計, Mark - III, JAERI - M 6895 (1976)。
- (3) 平野光将, 新藤隆一他; 多目的高温ガス実験炉の参考設計 - Mark - III炉心の核特性 -, JAERI - M 8293 (1979)。
- (4) 荒井長利他; 多目的高温ガス実験炉 Mark - III炉心の燃料の特性, JAERI - M 6945 (1977)。
- (5) 新藤隆一, 平野光将他; 多目的高温ガス実験炉炉心参考設計 - Mark - III - 反応度制御素子に関する指針・基準調査 - (未公開資料) (1977)。
- (6) 佐藤貞夫他; 多目的高温ガス実験炉参考炉心 Mark - III の炉容器内流量配分の検討, JAERI - M 6894 (1977)。
- (7) 幾島毅他; 多目的高温ガス実験炉・ブロック-ピン形燃料の設計検討, JAERI - M 6714 (1976)。
- (8) 新藤隆一他; 多目的高温ガス実験炉炉心参考設計 - Mark - III - 反応度制御素子の検討 - JAERI - M 7350 (1977)。
- (9) 荒井長利他; 多目的高温ガス実験炉 Mark - III 炉心設計におけるアメーバ効果の検討, JAERI - M 6326 (1975)。
- (10) 鈴木邦彦; ガス冷却炉用チャンネル熱計算コード DEGA - 3, (未公開資料) (1971)。
- (11) T.B.Fowler, D.R.Vondy; Nuclear Reactor Core Qnalysis Code : CITATION, ORNL - TM - 1496, Rev. 2 (July 1971), Supplement 3 (July 1972)。
- (12) 新藤隆一, 平野光将; 高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT - 2, JAERI - M 5661 (1974)。
- (13) 有賀武夫, 新藤隆一; 異種組格子群定数平均及びチャンネル境界条件導出コード SLALOM, (未公開資料) (1969)。
- (14) K.D.Lathrap, F.W.Brinkley; Theory and Use of the General-Geometry TWOTRAN Program, LA - 4432 (1970)。
- (15) 新藤隆一, 平野光将, 元田浩; 2次元炉心燃焼特性解析コード ZADOCの改良について, ZADOC - 2.3 (未公開資料) (1970)。
- (16) 平野光将他; 多目的高温ガス実験炉の参考設計 - 炉心構成設定のための炉心核特性サベイー, JAERI - M 8519 (1979)。
- (17) 田所啓弘, 平野光将; 一次元少数组核熱結合燃焼計算コード BRIQUET - 1 MG, JAERI - M 8548 (1979)。

付録 1. 原子炉主要諸元

本報告書の本文で述べられた核熱流動特性サーベイなど、第1.3節(Fig. 1.1)に示した各種特性サーベイと主要特性の評価検討をへて最終的に定められた原子炉主要諸元を、Table A.1.1に示す。また、原子炉及び燃料体、制御棒要素の構造断面図をFig.A. 1.1～A. 1.4に参考のため示す。

なお、Fig.A. 1.1～A. 1.4に示したものは、Mark-III設計で定められた主要諸元を基に、第1次概念設計において得られたものである。

Table A.1.1

1. 一般諸元		
1	原子炉型式	黒鉛減速、He冷却、低濃縮UO ₂
2	原子炉熱出力(公称) (MW)	50
3	冷却材温度 原子炉入口ノズル(℃) 原子炉出口ノズル(℃)	395 1000
	冷却材圧力 原子炉出口ノズル(Kg/cm ² G)	40
4	燃料型式	二酸化ウラン被覆粒子黒鉛内分散型、 ピン・イン・ブロック型燃料体
5	原子炉容器	鋼製圧力容器
6	冷却回路数	2ループ
7	熱交換方式	中間熱交換方式
2. 原子炉本体		
2.1 炉心主要諸元		
1	炉心等価直径 (mm)	2690
	炉心有効高さ (mm)	4000
	反射体厚さ 径方向 (mm)	1050 *1
	軸方向 (mm)	[1140] *2
2	燃料体カラム数 全数	73
	標準燃料体	66
	制御棒插入孔付燃料体	7
	可動反射体カラム数 全数	78
	標準可動反射体	66
	制御棒插入孔付可動反射体	12
3	カラム当たり 燃料体数	7
	可動反射体数	2(上部反射体), 2(下部反射体), 11(側部反射体)

参 考 文 献

- (1) 青地哲男他；多目的高温ガス実験炉第1次概念設計，JAERI - M 6845(1977)。
- (2) 青地哲男他；多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計，Mark - III，JAERI - M 6895(1976)。
- (3) 平野光将，新藤隆一他；多目的高温ガス実験炉の参考設計 - Mark - III炉心の核特性 - , JAERI - M 8293(1979)。
- (4) 荒井長利他；多目的高温ガス実験炉 Mark - III炉心の燃料の特性，JAERI - M 6945(1977)。
- (5) 新藤隆一，平野光将他；多目的高温ガス実験炉炉心参考設計 - Mark - III - 反応度制御素子に関する指針・基準調査 - (未公開資料)(1977)。
- (6) 佐藤貞夫他；多目的高温ガス実験炉参考炉心 Mark - III の炉容器内流量配分の検討，JAERI - M 6894(1977)。
- (7) 幾島毅他；多目的高温ガス実験炉・ブロックーピン形燃料の設計検討，JAERI - M 6714(1976)。
- (8) 新藤隆一他；多目的高温ガス実験炉炉心参考設計 - Mark - III - 反応度制御素子の検討 - JAERI - M 7350(1977)。
- (9) 荒井長利他；多目的高温ガス実験炉 Mark - III 炉心設計におけるアメーバ効果の検討，JAERI - M 6326(1975)。
- (10) 鈴木邦彦；ガス冷却炉用チャンネル熱計算コード DEGA - 3, (未公開資料)(1971)。
- (11) T.B.Fowler, D.R.Vondy; Nuclear Reactor Core Qnalysis Code : CITATION, ORNL - TM - 1496, Rev. 2 (July 1971), Supplement 3 (July 1972)。
- (12) 新藤隆一，平野光将；高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT - 2, JAERI - M 5661(1974)。
- (13) 有賀武夫，新藤隆一；異種組格子群定数平均及びチャンネル境界条件導出コード SLALOM, (未公開資料)(1969)。
- (14) K.D.Lathrap, F.W.Brinkley; Theory and Use of the General- Geometry TWOTRAN Program, LA - 4432(1970)。
- (15) 新藤隆一，平野光将，元田浩；2次元炉心燃焼特性解析コード ZADOCの改良について，ZADOC - 2.3 (未公開資料)(1970)。
- (16) 平野光将他；多目的高温ガス実験炉の参考設計 - 炉心構成設定のための炉心核特性サーベイー, JAERI - M 8519 (1979)。
- (17) 田所啓弘，平野光将；一次元少数组核熱結合燃焼計算コード BRIQUET - 1 MG, JAERI - M 8548 (1979)。

4	燃料体数	標準燃料体 制御棒挿入孔付燃料体	462 49
	可動反射体数	標準反射体 制御棒挿入孔付反射体	990 160
5	制御棒	全本数 炉心内挿入本数 可動反射体内挿入本数 炉内配置方法	38 14 24 双子状, 炉内一様
	後備停止用ボロン落	全孔数	19
6	下孔	炉心内孔数	7
	燃料装荷量	(ton HM)	1.74
7	燃料装荷方法	径方向 軸方向 (W/O)	一様装荷 6, 6, 4, 4, 2, 2, (炉心上部より) 停止時, 全炉心同時交換
	燃料取替方式		7カラム単位領域別
8	冷却材流量調節		
	冷却材流动方向と燃料取替位置, 制御棒駆動位置		下降流, 上部取替, 上部駆動
2.2 燃料体			
1	燃料体型式		六角型黒鉛ブロック, 中空燃料棒挿入型
2	黒鉛ブロック	材質 密度 (g/cm ³) 平径 (mm) 長さ (mm) 冷却孔径 (mm) 燃料体擴穴径 (mm)	SM1-24相当 1.8 299 (カラムピッチは300) 570 50 (50) *3
			標準ブロッタ CR&RSS孔付ブロック
		CR & RSS 孔径 (mm) 冷却孔数 CR & RSS 孔数	[104] *2 [3] *2 [3] *2
3	黒鉛スリーブ	材質 密度 (g/cm ³) 内径 (mm) 外径 (mm) 長さ (mm)	SM1-24相当 1.8 36.3 46 (555) *3
4	燃料コシパクト	型式 内径 (mm) 外径 (mm) 長さ (mm)	中空型 18 36 (36) *3

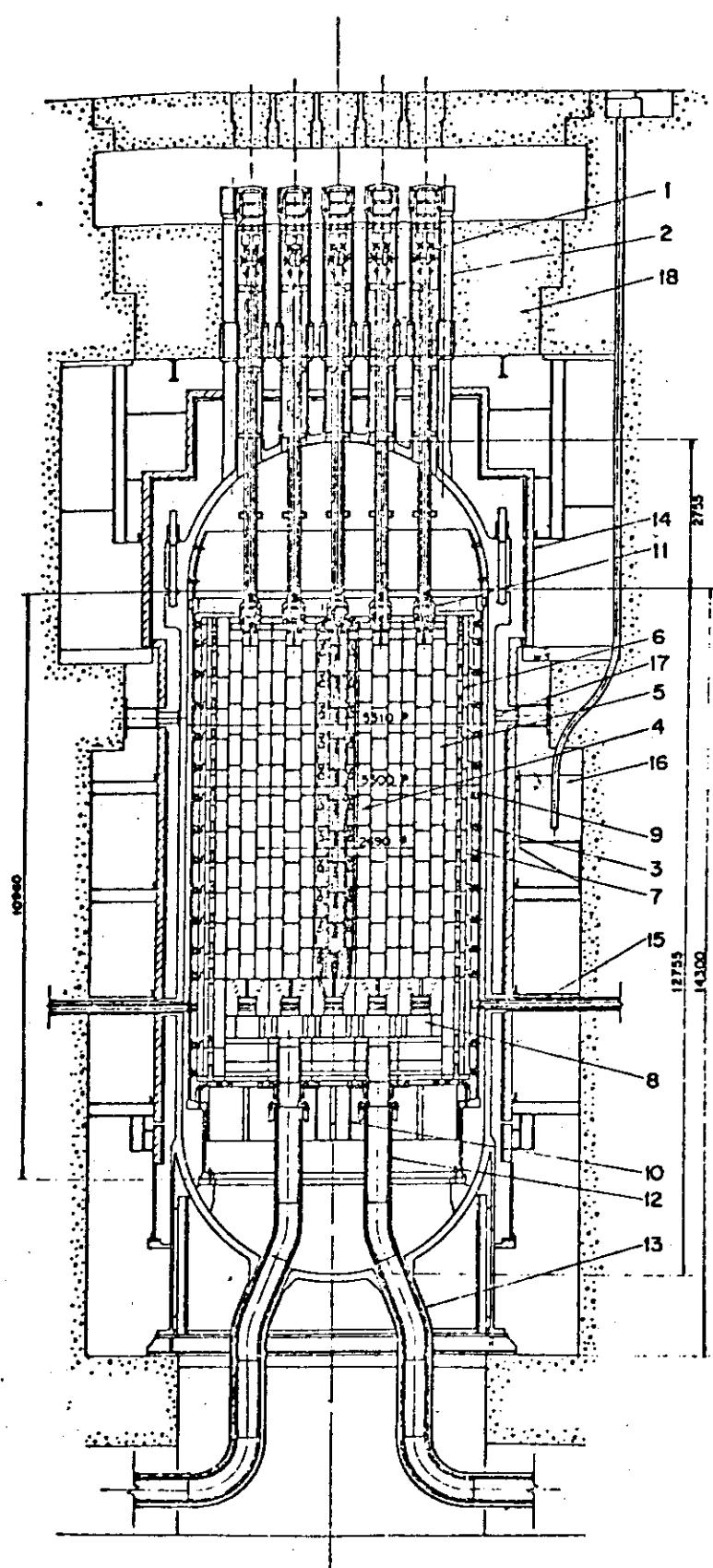
5	被覆粒子	粒子充填率	(v/o)	3 0		
		マトリックス密度	(g/cm ³)	1.65		
		製造法		オーバコート法		
		被覆粒子 直径	(μm)	920		
		燃料核 燃料物質		UO ₂		
		直径	(μm)	600		
		密度	(g/cm ³)	1.04		
		濃縮度	(w/o)	6, 4, 2		
		被覆層 型式		四重被覆		
		材質		第1層 第2層 第3層 第4層		
2.3	可動反射体	低密度 PyC	高密度 PyC	SiC	高密度 PyC	
		厚さ (μm)	60	30	25	45
		密度 (g/cm ³)	1.1	1.8	3.2	1.8
		異方性 (BAF)	—	<1.1	—	<1.1
2.3 可動反射体						
2	黒鉛ブロック	可動反射体型式		六角型黒鉛ブロック		
		材質		SM1-24相当		
		密度	(g/cm ³)	1.8		
		半径	(mm)	299 (カラムピッチは300)		
		長さ	(mm)	570		
		反射体掘穴径	(mm)	(50) *3		
		CR & RSS孔径 (mm)		標準ブロック CR & RSS孔付ブロック		
2.4	反応度制御素子	CR & RSS孔数		—	104	
				—	3	
2.4 反応度制御素子						
1	吸収体	制御棒 型式		軸方向多分割2重円筒ベント型		
		数量		38		
		材質		B ₄ Cと黒鉛粉末混合焼結体		
		内径／外径 (mm)		55 / 85		
		有効長 (mm)		4500		
		ボロン濃度 (w/o)		30		
		保護管 材質		ハステロイ-X		
2	後備停止系吸収体	肉厚 (mm)		[2] *2		
		型式		ボロン黒鉛球落下挿入		
		材質		B ₄ Cと黒鉛粉末混合焼結体		
		外径 (mm)		[10] *2		
		ボロン濃度 (w/o)		30		

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

補注 1) 炉心等価直徑から測っての厚さ

2) []内数値は第1次概念設計に対する目標値

3) ()内項目は第1次概念設計によって得られた値。



1	Control rod drive mechanism
2	Stand pipe
3	Pressure vessel
4	Fuel element
5	Removable reflector
6	Fixed reflector
7	Side shielding
8	Plenum
9	Core barrel
10	Diagrid
11	Orifice mechanism
12	Outlet tube
13	Primary coolant tube
14	Panel of reserve cooling system
15	Stand pipe for T/C
16	Thermal column
17	Fixed mechanism of pressure vessel
18	Biological shielding

Fig. A.1.1 Reactor structure

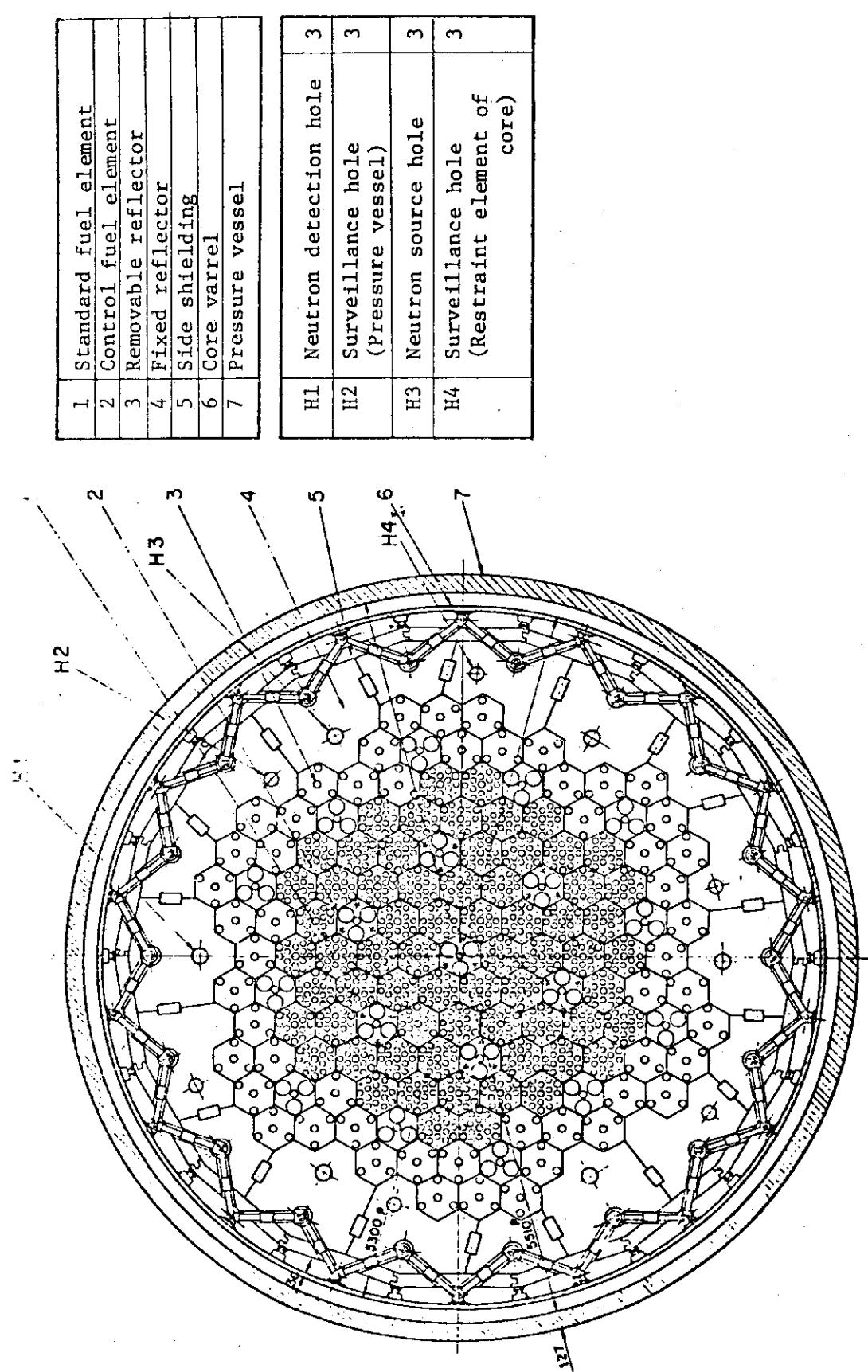


Fig. A.1.2 Core configuration

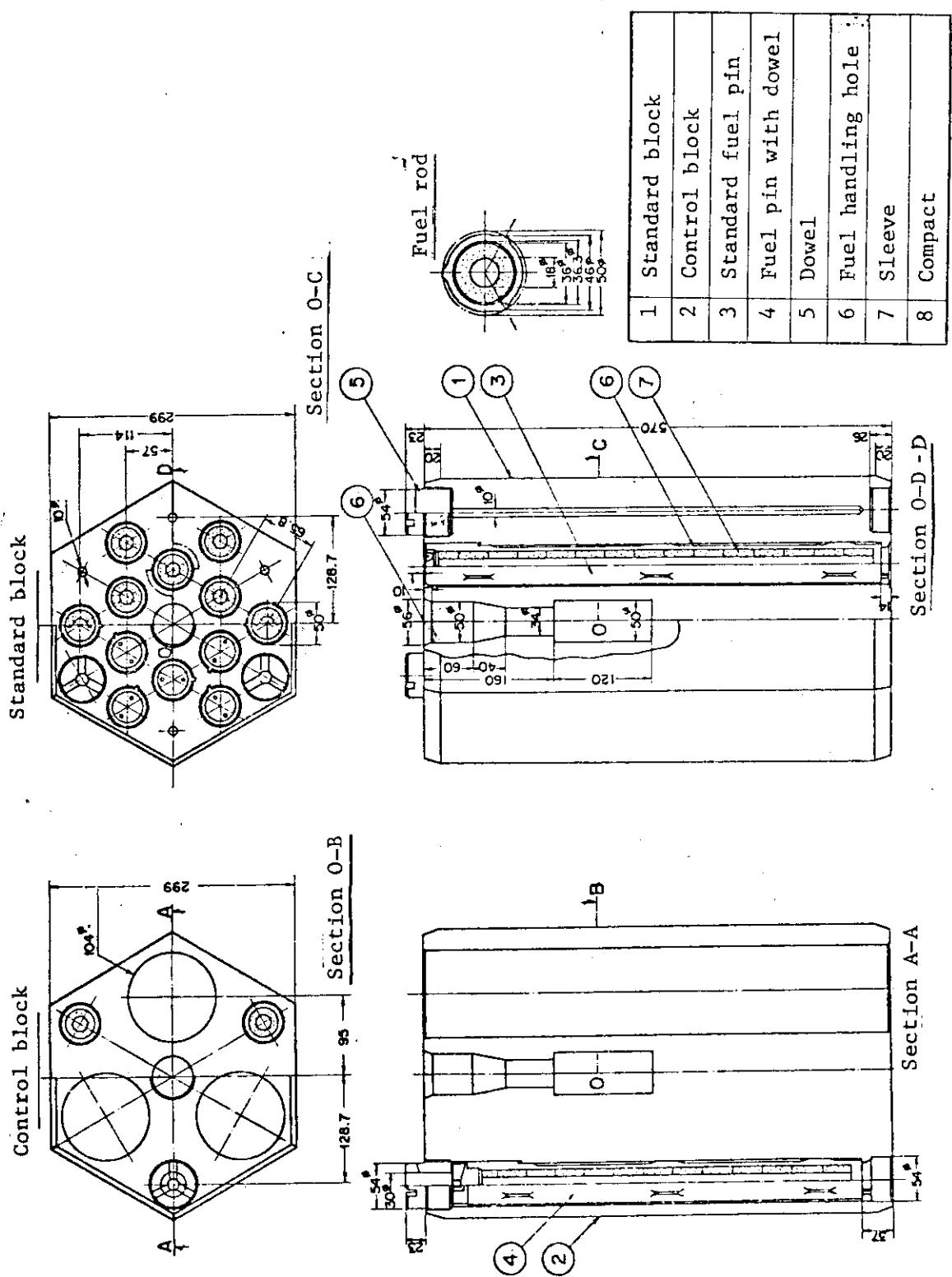


Fig. A.1.3 Fuel elements

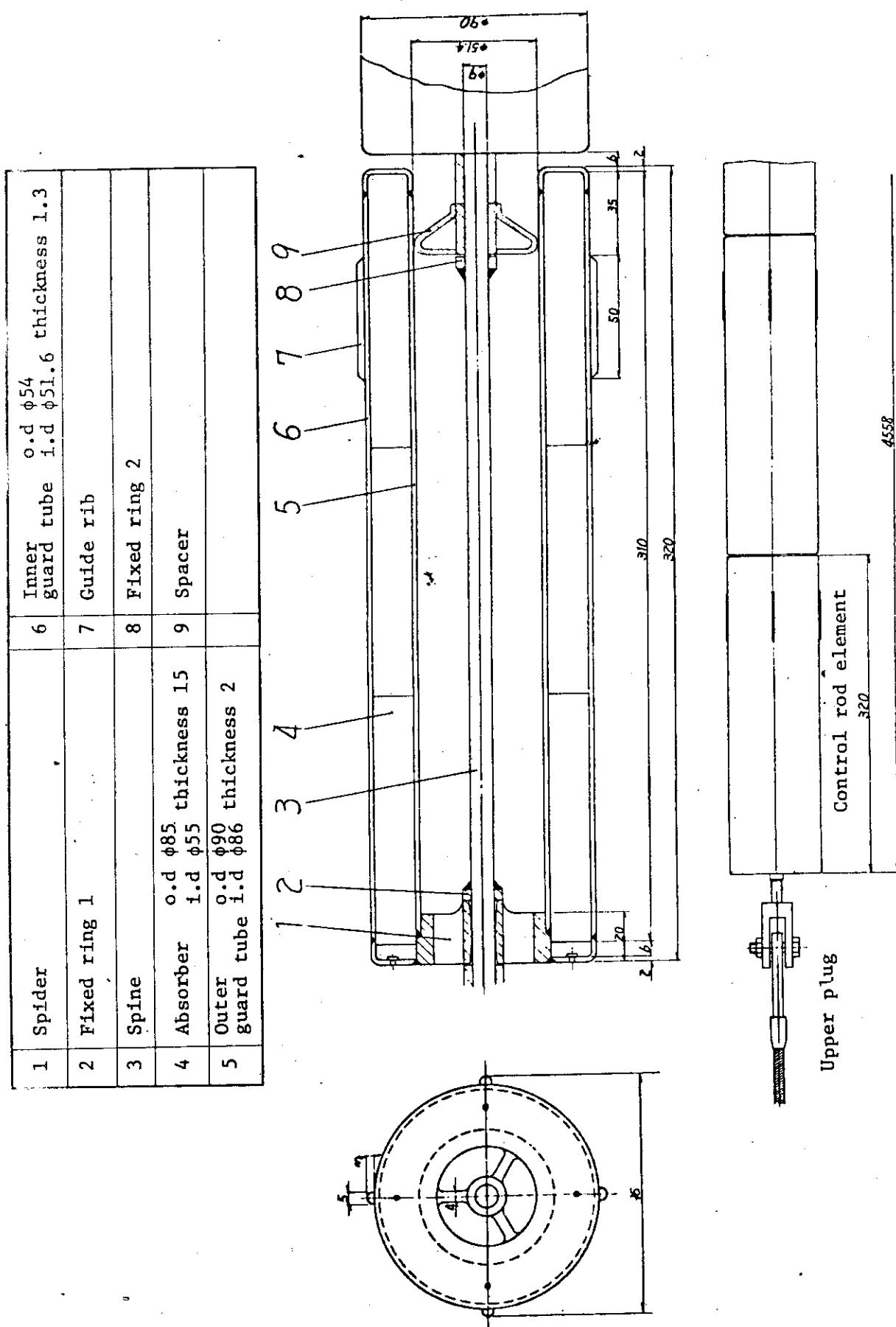


Fig. A.1.4 Control rod

付録 2. 群定数の作成用データ

本文第2章及び第3章のサーベイにおける格子群定数の作成は、DELIGHT-2（制御棒を含まない格子）及びSLALOM（制御棒を含む格子）により行っていることは既に述べてある。DELIGHT-2により作成された群定数の種類数は、燃料体当たりの燃料ピン本数に初まり、燃料濃縮度、可燃性毒物濃度、燃料温度、減速材温度、更には制御棒挿入用穴の大きさや格子分担出力レベルまで、各パラメータを組み合せて約200種に達し、SLALOMにより作成された群定数数も約50種に及んでいる。

ここでは、群定数作成における主要基礎データの標準値を以下に記す。また、Table A.2.1に原子数密度を、Table A.2.3に共鳴データを示している。

(1) 炉心体積 V :

$$V = \sqrt{\frac{3}{2}} \ell^2 \cdot N \cdot H \quad \ell = 30, N = 73, H = 400 \\ = 2.2759 \times 10^7 \text{ cm}^3$$

平均出力密度 P :

$$P = 50 \times 10^6 / V = 21969 \text{ w/cm}^3$$

炉心等価直径

$$D\ell = \sqrt{V/H \cdot \frac{4}{\pi}} = 269.16 \text{ cm}$$

(2) チャンネル数

標準燃料	$12 \times 66 = 792$) 計 813
制御用	$3 \times 7 = 21$	

(平均) 11.137

(3) 出力分担

チャンネル当たりの出力が等しいと仮定する。

$$\text{標準} \quad 21969 \times \frac{12}{11.137} = 2367 \text{ w/cc}$$

$$\text{制御用} \quad 21969 \times \frac{3}{11.137} = 0.592 \text{ w/cc}$$

(4) 比出力

$$\text{標準} \quad 28.62 \text{ w/g (MW/ton)}$$

$$\text{制御用} \quad 31.49 \text{ w/g (MW/ton)}$$

(5) バックリング

反射体厚さは、上・下・径方向共、それぞれ100cmとする。

$$B^2 = \left(\frac{2405}{\frac{Dc}{2} + 100} \right)^2 + \left(\frac{\pi}{H + 200} \right)^2 = 1.326 \times 10^{-4}$$

Table A. 2.1 Mark-III 燃料要素原子数密度

タイプ		標準燃料要素			制御用燃料(未挿入)			制御用燃料(制御棒挿入孔除)*		
I.D. No.	E& B.P	E=3w/o B.P=10ppm	E=4w/o B.P=20ppm	E=5w/o B.P=30ppm	E=3w/o B.P=10ppm	E=4w/o B.P=20ppm	E=5w/o B.P=30ppm	E=3w/o B.P=10ppm	E=4w/o B.P=20ppm	E=5w/o B.P=30ppm
5	U ²³⁵	6.36175	8.48674	10.5997	1.44537	1.92680	2.40822	1.91142	2.54808	3.18473
8	U ²³⁸	2.03065	2.00971	1.98874	4.61359	4.56600	4.51836	6.10117	6.03826	5.97525
21	O ¹⁶	4.18995	4.19030	4.19101	0.95195	0.95203	0.95219	1.25889	1.25900	1.25921
20	C ¹²	7.911706	同 左	同 左	5.33049	同 左	同 左	7.04925	-4	-4
95	Si	1.95336	同 左	同 左	4.43799	-2	同 左	-2	同 左	同 左
26	B ¹⁰	1.48035	2.75207	4.02378	1.13765	2.14871	3.15977	1.50453	2.84165	4.17877
24	He	5.64353	同 左	同 左	1.35461	-6	-7	-7	-5	-7
25	H	5.20036	同 左	同 左	1.18165	-7	同 左	同 左	1.56266	同 左
23	Zr	—	—	—	—	—	—	—	—	—

(注) 1. 制御棒挿入用穴溝を110mmとしている。

2. * : 制御棒が挿入された制御用燃料の群定数をDELIGHT-SLALOMで作成するときに用いる。

Table A.2.2 共鳴計算用データ

	E=2.0	E=3.0	E=4.0	E=5.0	E=6.0	E=7.0
DRES	2.2732 -2	2.2499 -2	2.2267 -2	2.2035 -2	2.1802 -2	2.1570 -2
SIGM	1.61	1.64	1.66	1.69	1.71	1.74
	E=2.5	E=3.5	E=4.5	E=5.5	E=6.5	E=7.5
DRES	2.2615 -2	2.2383 -2	2.2151 -2	2.1919 -2	2.1686 -2	2.1454
SIGM	1.63	1.65	1.67	1.70	1.72	1.75

SIGP = 8.3

$$r = (600/900)^3 \times 0.3 = 0.0832$$

$$\lambda_m = \frac{(1-r)}{\left(\sigma_p^c N^c + \sigma_p^{si} N^{si} \right) (1-r)} = \frac{0.9168}{4.7 \times (738153-2) + 1.7 \times (180113-3)} = 2.6195$$

$$n = P \cdot F / V_{c,p} \cdot f = \frac{0.3}{4.0772 \times 10^{-4}} = 735.80$$

$$\bar{\sigma} = S/4 = 2.8274 \times 10^{-3}$$

$$L = \frac{1}{n \bar{\sigma}} = 0.4807$$

$$DC \bar{o} FF = \frac{\lambda n}{\lambda m + L} = 0.8449$$

$$CHORD = 4V/S = \frac{4}{3} r = 4.0 \times 10^{-2}$$

Table A.2.3(1) CENDANの計算（標準燃料）

	E = 2.0	E = 3.0	E = 4.0	E = 5.0	E = 6.0	E = 7.0
(1-r)Nc	7.38153 -2					
(1-r)Ns i	1.80113 -3					
rNo	1.89173 -3	1.87240 -3	1.85308 -3	1.83374 -3	1.81441 -3	1.79507 -3
$\frac{1}{No} \left(\frac{1-r}{r} \right) \text{Sum} N^i \sigma_p^i$	185.01	186.92	188.87	190.86	192.90	194.98
1/rNo	528.62	534.07	539.64	545.33	551.14	557.08
(1-C)	0.9766					
$\bar{\ell}$	2.5935					
(1-C)/No r $\bar{\ell}$	199.06	201.11	203.21	205.35	207.54	209.77
C E L D A N	384.07	388.03	392.08	396.21	400.44	404.75

$$\sigma_p^c = 4.7 \quad \sigma_p^{si} = 1.7$$

$$\bar{\ell} = O.D. - I.D. / O.D. = 2.5935$$

$$O.D. = 3.4582$$

$$I.D. = 1.7292$$

Table A.2.3(2) CELDANの計算（制御用）

	E = 2.0	E = 3.0	E = 4.0	E = 5.0	E = 6.0	E = 7.0
(1-r)Nc	7.38153 -2					
(1-r)Nsi	1.80113 -3					
rNo	1.89173 -3	1.87240 -3	1.85308 -3	1.83374 -3	1.81441 -3	1.79507 -3
$\frac{1}{No} \left(\frac{1-r}{r} \right) \text{Sum N}_p^j$	185.01	186.92	188.87	190.86	192.90	194.98
1/rNo	528.62	534.07	539.64	545.33	551.14	557.08
(1-C)	0.99899					
$\bar{\ell}$	2.5935					
$(1-C)/No r \bar{\ell}$	203.62	205.72	207.86	210.06	212.29	214.58
CELDAN	388.63	392.64	396.73	400.92	405.19	409.56

$$\sigma_p^c = 4.7 \quad \sigma_p^{Si} = 1.7$$

$$C = 0.0010124$$

$$\bar{\ell} = O.D. - I.D.^2/O.D. = 25.935 \quad \frac{(1-C)}{\bar{\ell}} = 0.38519$$

$$O.D. = 345.82$$

$$I.D. = 1.7292$$

付録3. 炉心X-751の特性検討—Mark-IIとの比較

3標準燃料カラムの交線が炉心中央線となる炉心X-751は、Mark-II炉心での残された課題のうち、①最近レイノルズ数が低いこと、及び②炉停止余裕が不足気味なことの2点を、Mark-IIからの最小限の修正により、その他の特性に極力影響を及ぼさないで解析する試みの一つとして検討された。すなわち、Mark-II炉心と同一の燃料要素を用いて、炉心の中心位置をずらしただけであり、炉心断面をFig.A.3.1に示す。その特性をMark-II炉心との比較の形で以下に簡単に記す。

(1) 燃料カラム数と炉心の大きさ

	Ns	Nc	Nt	Dc(m)	H/Dc	Dpv(m)
X 751	57	12	69	2.62	1.34	5.60
Mark-II	66	7	73	2.69	1.30	5.75

炉心及び圧力容器はやや小さくなる。

(2) 燃料チャンネル数と最低レイノルズ数、燃料最高温度

X 751 : 1134本 (X 751/Mark-II = 0.906)

Mark-II : 1251本

平均レイノルズは約10%増加する。ただし燃料最高温度は約10°C程度上昇するであろう。

(3) 制御棒本数と反応度価値

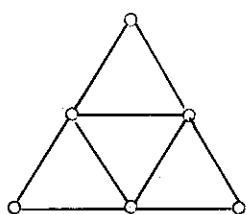
(a) 本 数

	R1	R2	R3	R4	炉心	反射体	計
X 751	3	3	6 (炉心最外層)	9 (反射体第2層)	12	9	21
Mark-II	1	6	6 (反射体第1層)	6 (反射体第1層)	7	12	19

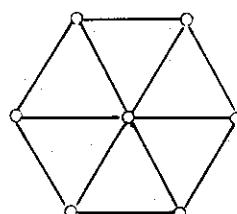
(b) 配 置

X 751 : 第1リングは正三角形を構成、中心制御棒はない。第2リングも正三角形を構成し、第1リングと60°の対角をなす。

Mark-II : 第1リングは中心1本、第2リングは正六角形を構成。



X 751



Mark-II

起動時の制御棒引抜手順、或は定常運転時の微調整操作の観点から有意の差があるか、また出力分布に及ぼす影響はどうか、については未検討である。

(c) 反応度価値

制御棒をリング毎に操作した場合の炉心余剰反応度及び制御棒の反応度補償量をTable A.3.1に示す。また、最大価値の1対または2対がスタックした状態での炉停止余裕を

Table A. 3.2 に示している。

概略次のとくになる。

	全挿入	1対平均	R 1+R 2(全/平均)	1対最大	2対最大
X 751	31.2	1.49	15.8 / 2.63	8.6	14.0
Mark-II	31.0	1.63	17.4 / 2.49	8.6	13.3

X 751 炉心には、Mark-II 炉心で最大反応度価値となる中心制御棒の存在がないので、1 対当り制御棒最大反応度価値の減少が期待されたが、両炉心で制御棒による反応度補償特性にはほとんど差がない。

(4) 出力密度、比出力と炉内燃料滞在時間、燃焼度

	P (w/cc)	g (w/g·HM)	Dt (year)	B (MWD/T)
X 751	2.67	30.8	3.1	27,500
Mark-II	2.52	27.9	3.6	30,000

ただし、炉内燃料滞在時間 Dt には負荷率 80 % を考慮している。また、Dt 及び平均燃焼度 B には、比出力 g の増加だけでなく、炉心の初期余剰反応度の減少による影響も見積られている。

(5) 出力分布と出力ピーピング (P₁ & P₂)

制御棒未挿入炉心及び全長挿入炉心の計算例を Table A. 3.3 に示す。X 751 炉心で領域 3 及び 4 の P₂ の値が大きいのは、炉心周辺のオリフィス領域内のカラム数が多いため、反射体効果による中性子束の立ち上がりが P₂ に大きくなっているためである。いざれにせよ、カラム数 (チャンネル数) が多く流量調節を考えると特に重要な X 751 炉心の第 1 及び第 2 領域と Mark-II 炉心の第 2 領域に関しては、X 751 炉心の方がやや有利と考えられるが、実際の運転状態に対する 3 次元解析が必要である。

(6) スタンドパイプ本数と燃料交換領域、オリフィス領域数

$$\begin{array}{llll} \text{X 751. } & 12 \text{ (炉心部)} + 9 \text{ (可動反射体第1層)} + 6 \text{ (可動反射体第2層)} = 27 \\ \text{Mark-II } & 7 & + 12 & = 31 \end{array}$$

完全に 7 カラム単位の燃料 (及び可動反射体) の交換を考えれば、X 751 炉心の方が必要本数は減少する。また、下記のごとく燃料交換操作や必要時間の観点からはやや X 751 炉心の方が有利であろう。

	燃料カラム	領域数	燃料カラム／領域
X 751	69	12	5.8
Mark-II	73	19	3.8

しかし、オリフィス領域数が減少するので、流量調節の自由度が減少するので不利となる。

$$\text{X 751 } 6 \text{ (7カラム)} + 3 \text{ (5カラム)} + 3 \text{ (4カラム)} = 12 \text{ 領域}$$

$$\text{Mark-II } 7 \text{ (7カラム)} + 6 \text{ (3カラム)} + 6 \text{ (1カラム)} = 19$$

(7) 炉心形状と対称性、周期性

Fig. A. 3.1 に示すごとく、X 751 炉心の方がその水平断面は円に近い。

しかし、Mark-II 炉心が円周方向 60° の周期性をもつて対し、X 751 炉心は 120° の周期性にすぎない。炉心特性上の有意の差は特に考えられないが、解析上は 60° 周期 (Mark-II) が好ましい。

X 751炉心は、Mark-II燃料体（18ピン／ブロック）を用いながら、Mark-II炉心と比べて、燃料カラム数（チャンネル数）を減少させながら炉心（燃料領域）内へ挿入可能な制御棒本数を増加させて、Mark-II炉心設計で残された2大課題である①レイノルズ数の向上と②炉停止余裕の増加の両方を解決することを目的として検討された。しかし、(1)～(7)で述べてきたようにレイノルズ数が約10%向上するが、最も期待された炉停止余裕の大巾な増加や制御棒1対当りの反応度価値の減少は期待できないことが解った。

今後、18ピン燃料体を用いてレイノルズ数3,500程度を期待するなら、次のX 753（57カラム）炉心が検討の対象となろう。X 753炉心をFig.A. 3.1に斜線で囲むことにより示す。

X 753；カラム数57（標準；51，制御棒挿入用；6）

チャンネル本数 972

オリフィス領域 12（7カラム：6，3カラム：3，2カラム：2）

制御棒本数 21（炉心内：6，可動反射体第1層内：6，可動反射体第2層内：9）

Table A.3.1(1) Multification factor and reactivity of X-751 core on various control rod pair patterns

Case no.	Inserted control rod pair				k_{eff}	Δk_{eff}	ρ	$\Delta \rho$	Reference
	Ring 1	Ring 2	Ring 3	Ring 4					
1	×	×	×	×	1.095	—	8.7	—	—
2	○	×	×	×	1.007	0.0877	0.7	8.0	—
3	×	○	×	×	1.031	0.0633	3.0	5.7	—
4	×	×	○	×	1.029	0.0661	2.8	5.9	—
5	×	×	×	○	1.074	0.0209	6.9	1.8	—
6	○	○	×	×	0.9339	0.1608	-7.1	15.8	10.1(Ring 1) 7.8(Ring 2)
7	○	×	○	×	0.9189	0.1758	-8.8	17.5	11.6(Ring 1) 9.5(Ring 3)
8	○	○	○	×	0.8290	0.2657	-20.6	29.3	11.8(Ring 2) 13.5(Ring 3)
9	○	○	○	○	0.8161	0.2786	-22.5	31.2	1.9(Ring 4)

- (Note) 1. 5 w/o uniform loading core
 Hot-clean core condition
 4-group, 2-dimensional (16 meshes/1 column) CITATION calc.
2. ○ ... inserted, × non inserted
 ρ ... % $k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$
 Δk_{eff} = k_{eff} (case no.1) - k_{eff}
 $\Delta \rho$ = ρ (case no.1) - ρ
3. Reference : reactivity worth added in core if this ring's control rod pairs are withdrawn.

Table A.3.1(2) Multification factor and reactivity of Mark-II core on various control rod pair patterns

Case no.	Inserted control rod pair				k_{eff}	Δk_{eff}	ρ	$\Delta \rho$	Reference
	Ring 1	Ring 2	Ring 3	Ring 4					
1	×	×	×	×	1.107	—	9.6	—	—
2	O	×	×	×	1.077	0.0300	7.1	2.5	—
3	×	O	×	×	0.9543	0.01525	-4.8	14.4	—
4	×	×	O	×	1.055	0.0522	5.2	4.4	—
5	×	×	×	×	1.079	0.0278	7.3	2.3	—
6	O	O	×	×	0.9275	0.1793	-7.8	17.4	3.0(Ring 1) 14.9(Ring 2)
7	O	×	O	×	1.012	0.0947	1.2	8.4	4.0(Ring 1) 5.9(Ring 3)
8	O	O	O	×	0.8472	0.2596	-18.0	27.6	19.2(Ring 2) 10.2(Ring 3)
9	O	O	O	O	0.8240	0.2828	-21.4	31.0	3.4(Ring 4)

Table A.3.2(1) Shut down margin for X-751 core on one or two control rod pairs stuck out condition

Withdrawn control rod pairs no.	k_{eff}	Δk_{eff}	ρ	$\Delta \rho$	$\Delta \rho'$
1-1	0.8779	0.2168	-13.9	22.6	8.6
1-1 and 1-2	0.9215	0.1732	-8.5	17.2	14.0
1-1 and 2-2	0.8945	0.2005	-11.8	20.6	10.7
1-1 and 3-4	0.8844	0.2106	-13.1	21.8	9.4
no control rods inserted	1.095	—	8.7	—	—
all control rods inserted	0.8161	0.2786	-22.5	31.2	—

- (Note)
1. 5 w/o uniform loading core
Hot-clean core condition
4-group, 2-dimensional (16 mesh/1 column) CITATION calc.
 2. $\rho \dots \% \Delta k_{\text{eff}} / k_{\text{eff}}$
 $\Delta k_{\text{eff}} = k_{\text{eff}} (\text{no control rods inserted}) - k_{\text{eff}}$
 $\Delta \rho = \rho (\text{no control rods inserted}) - \rho$
 $\Delta \rho' = \rho - \rho (\text{all control rods inserted})$
 3. Control rod pair number

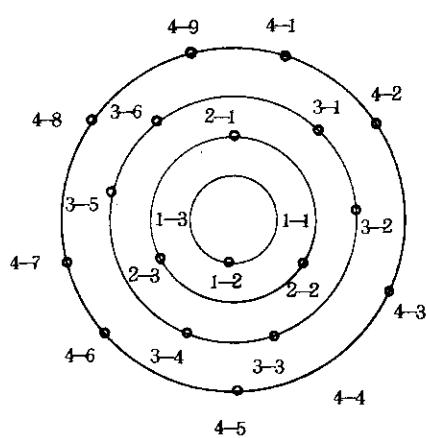


Table A.3.2(2) Shut down margin for Mark-II core on one or two control rod pairs stuck out condition

Withdrawn control rod pairs no.	k_{eff}	Δk_{eff}	ρ	$\Delta \rho$	$\Delta \rho'$
1	0.8865	0.2203	-12.8	22.4	8.6
1 and 2-1	0.9250	0.1818	-8.1	17.7	13.3
2-1 and 2-2	0.9196	0.1872	-8.7	18.3	12.7
2-1 and 2-3	0.8982	0.2086	-11.3	20.9	10.1
2-1 and 2-4	0.8944	0.2124	-11.8	21.4	9.6
no control rod inserted	1.107	—	9.6	—	—
all control rod inserted	0.8240	0.2828	-21.4	31.0	—

(Note) 1. Control rod pair number

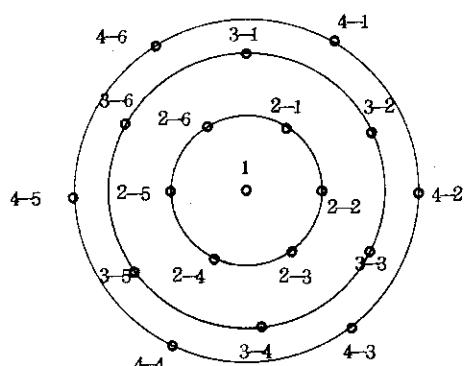
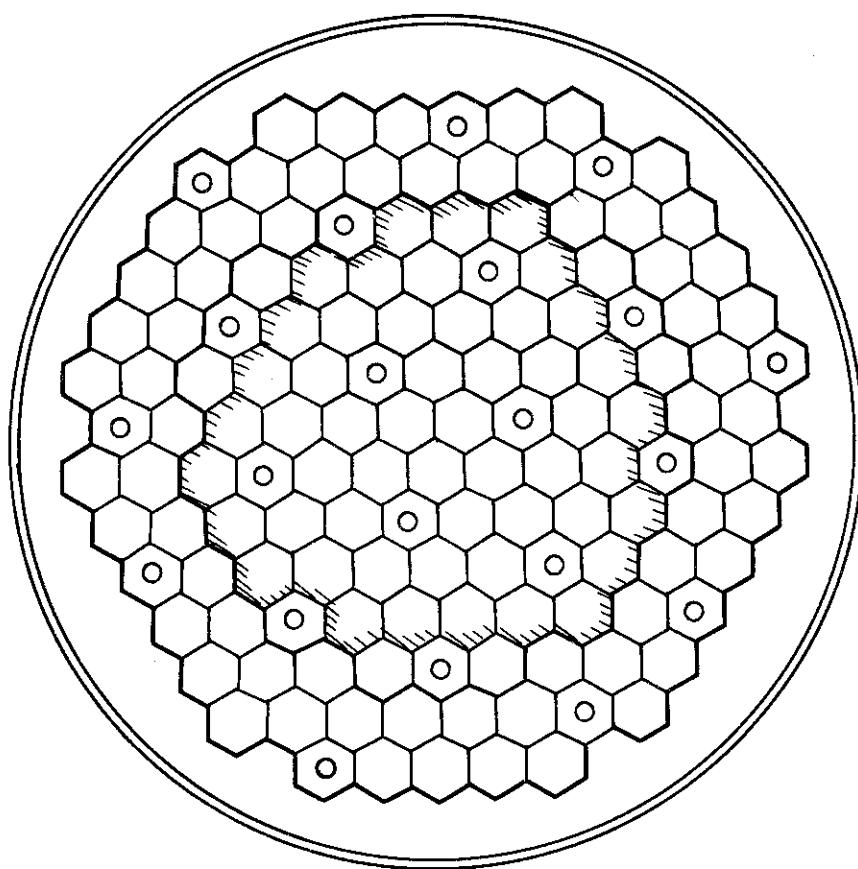


Table A.3.3 Comparison of power peaking factor (P_1 & P_2)
for X-751 core and Mark-II core

Core name	Inserted control rod rings no.	Region 1	Region 2	Region 3	Region 4
X-751	Non	P_1	1.145	0.995	0.891
		P_2	1.143	1.119	1.092
	1 & 2	P_1	0.878	0.914	1.178
		P_2	1.327	1.363	1.114
	1 & 3	P_1	0.990	1.348	0.849
		P_2	1.280	1.163	0.910
Mark-II	Non	P_1	1.168	1.004	0.955
		P_2	1.128	1.144	1.118
	1 & 2	P_1	0.755	0.880	1.285
		P_2	1.136	1.398	1.274

(Note) P_1 : Ratio of orificewise region average power density
to core average power density.

P_2 : Power peaking factor in orificewise region.



No. of fuel column			
standard	57		
control	12		
		<hr/>	
	69		
No. of control rod pairs			
1st ring	3	} in core	
2nd "	3		
3rd "	6	} in reflector	
4th "	9		
		<hr/>	
		21	

Fig. A.3.1 Core layout of X-751