

JAERI-M

8 2 9 3

多目的高温ガス実験炉の参考設計

—Mark-III炉心の核特性—

1979年6月

平野 光将・新藤 隆一・渡部 隆^{*}
石黒 興和^{**}・齊藤 宜弘^{***}・倉重 哲雄^{****}

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参考設計
-Mark - III炉心の核特性-

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 • 新藤 隆一 • 渡部 隆*
石黒 興和** • 斎藤 宣弘*** 倉重 哲雄****

(1979年5月29日受理)

Mark - III炉心設計では、Mark - IIでの残された主要課題である①レイノルズ数の向上、②炉停止余裕の確保、③炉外計測に必要な中性子束レベルの達成、④構造設計との整合などの解決が主な目標とされた。

その結果、なお炉停止余裕などのいくつかの特性において余裕は必ずしも大きいとはいえないが、第1次概念設計当初に設定された設計指針・基準を満足する炉心Mark - IIIが実現できた。本報告書は、このMark - III炉心の核設計及び炉心核特性の詳細をまとめたものである。

なお、本研究を通して、中空型燃料棒を装填したピン・イン・ブロック型燃料体により構成される実験炉炉心の設計限界を、ほぼ探し得たといえよう。

*) 外来研究員 (1975年2月~6月) 川崎重工株

**) " " バブコック日立株

***) " " 富士電機株

****) " " 石川島播磨重工株

Reference Core Design of the Experimental Multi-Purpose,
Very High Temperature Reactor
(Mark-III core nuclear characteristics)

Mitsumasa HIRANO, Ryuiti SHINDO, Takashi WATANABE*,
Okikazu ISHIGURO**, Nobuhiro SAITO*** and Tetsuo KURASHIGE****
Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received May 29, 1979)

Objective of the Mk-III core design are increase of Reynolds number, increase of shutdown margin, realization of excore instrumentation and adjustment to structural design, which have remained in Mk-II core design.

The Mk-III core has satisfied the design criteria, though margins are not so large. Nuclear core design of the Mk-III and its nuclear characteristics are described in detail.

Through the present study, design limits could be revealed of the VHTR core using pin-in-block type fuel elements of hollow fuel pins.

Keywords: Core Design, Nuclear Characteristics, Reactivity, Power Distribution, Control Rod Worth, VHTR Reactor, Shutdown Margin

*) Visiting researcher from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

**) " from Babcock-Hitachi K.K.

***) " from Fuji Electric Co., Ltd.

****) " from Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co. Ltd.

目 次

1. はじめに	1
2. 設計の考え方と特性の概要	7
2.1 基本的考え方	7
2.2 設計指針・基準	8
2.3 解析手順とモデル	9
2.4 特性の概要	12
3. 炉心構成とモデル化	21
3.1 炉心構成	21
3.2 燃料装荷法	22
3.3 可燃性毒物装荷法	24
3.4 炉心のモデル化	25
3.5 格子燃焼特性と群定数の作成	28
4. 反応度収支と炉停止余裕	52
4.1 反応度収支	52
4.2 炉停止余裕	53
4.3 制御棒最大反応度価値	54
5. 制御棒の反応度補償特性と操作手順	56
5.1 径方向制御棒パターン特性	56
5.2 軸方向制御棒ストローク特性	56
5.3 制御棒操作の考え方	57
6. 制御棒挿入形状と出力分布	61
6.1 炉心初期状態	61
6.2 炉心燃焼状態	62
7. 燃焼度と取り出し燃料組成	78
7.1 燃料炉内滞在時間	78
7.2 燃焼度と中性子積分照射量	78
7.3 取り出し燃料組成	79
8. 温度係数と動特性パラメータ	86
8.1 温度係数	86
8.2 動特性パラメータ	87
9. 核計算精度の検討	92
10. おわりに	99
参考文献	101

Contents

1. Introduction	1
2. Design bases and summary of nuclear characteristics	7
2.1 Design bases	7
2.2 Design criteria	8
2.3 Procedure and calculation models	9
2.4 Summary of nuclear characteristics	12
3. Core constitution and modeling	21
3.1 Core configuration	21
3.2 Fuel loading	22
3.3 Burnable poison loading	24
3.4 Core modeling for analysis	25
3.5 Burnup characteristics and group constants of fuel lattice	28
4. Reactivity balance and shutdown margin	52
4.1 Reactivity balance	52
4.2 Shutdown margin	53
4.3 Maximum reactivity worth of control rod	54
5. Reactivity compensation property and programming scheme of control rods	56
5.1 Radial pattern properties of control rods	56
5.2 Axial insertion effects of control rods	56
5.3 Basic consideration for control rod programming scheme ...	57
6. Control rod patterns and power distribution in cores	61
6.1 Initial core state	61
6.2 Irradiation core state	62
7. Burnup and fuel composition	78
7.1 Fuel dwelling time	78
7.2 Burnup and integrated fast neutron irradiation	78
7.3 Nuclide composition of discharged fuel	79
8. Temperature coefficients and nuclear parameters for reactor kinetics	86
8.1 Temperature coefficients	86
8.2 Nuclear parameters for reactor kinetics	87

9.	Precision of nuclear calculation	92
10.	Conclusion	99
	References	101

1. はじめに

日本原子力研究所は、昭和44年後期から、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つ、多目的高温ガス実験炉の研究開発を進めてきている。この多目的高温ガス実験炉は、公称熱出力50MWで原子炉出口における冷却材の平均温度を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の試設計以来、第1次及び第2次予備設計（45～46年）、基本概念設計（48～49年）、第1次概念設計及び第1次概念設計(II)（50～51年）、調整設計（51～53年）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。原研においても、それぞれ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を設計するとともに、各種設計・評価計算コードの開発・整備や材料データの蓄積などを行ってきていている。

本報告で述べられている参考設計炉心Mk-IIIは、昭和50年2月～6月に、原研において基本設計されたピン・イン・ブロック型の燃料体を用いた炉心であり、それ以後の第1次概念設計、第1次概念設計(II)及び調整設計などにおける設計炉心或は特性解析の基となるものである。参考設計炉心Mk-IIIの位置付け、及びMk-III炉心設計の経緯や全体作業の詳細については別の報告書^{(1), (2)}に記載されているので参照されたい。

Mk-III炉心設計の目的は、以下に示すようなMk-II炉心で残された4つの主要課題を解決し、全体的に調和のとれた炉心を設計することである。このため、炉心概念構成のための主要特性サーベイを広範囲に渡って実施し、予め設定された設計指針・基準及び構造設計との整合を考慮しながらその結果を検討して、最終的なMk-III炉心の主要諸元を選定している。

- (i) 冷却材の燃料チャンネル内温度上昇が大きいことに加えて、燃料チャンネル当たりの発熱量が小さいことに起因する低レイノイズ数（3,000以下）の問題。
- (ii) 炉容器、炉体構造、炉心構成などからくる制約条件のため炉心に挿入可能な制御棒が少ないと加えて、炉心の余剰反応度が比較的大きいこと、に起因する制御棒の補償反応度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とのかね合いで、炉外中性子計測に必要な熱中性子束レベルが余り高くない。
- (iv) 基本概念設計の作業工程の関係で、Mk-II炉心と原子炉構造とで不整合の面がある。

次いで、選定された諸元をもつMk-III炉心の核・熱流動・燃料特性を解析評価して、当初設定した炉心設計指針・基準を満足しているかどう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、それらの余裕の程度を明らかにするよう努めた。

本報告書では、Mk-III炉心核設計の経緯、概要にふれながら、上述した炉心特性の総合解析評価のうち、核特性解析評価の方法と結果についてまとめている。なお、Mk-III炉心の主要諸元は次のとおりである。

原 子 炉 主 要 諸 元

主 要 諸 元		
1. 一 般	原子炉型式 原子炉熱出力 冷却材平均温度 (原子炉入口／原子炉出力) 冷却材圧力 (炉心出口) kg/cm ² G 一次系冷却材流量 kg/hr	低濃縮ウラン黒鉛減速ヘリウム冷却型 MWt °C 395 / 1,000 40 57,318
2. 炉心構成	燃料体カラム数 標準燃料体カラム数 制御燃料体カラム数 制御棒総数 (炉心／反射体) 後備停止素子チャンネル数 (炉心／反射体) 周辺可動反射体カラム数 固定反射体カラム数 燃料体積重段数 上下可動反射体積重段数 炉心等価直径 mm 炉心有効高さ mm 周辺反射体厚さ mm 上下反射体厚さ mm 燃料装荷方法 径方向 軸方向 (w/o) 制御棒配置 冷却材流量調節 燃料取替方式 冷却材流動方向 燃料取替位置 燃料棒駆動位置 (/ 5)	73 66 7 38 (14 / 24) 19 (7 / 12) 66 18 7 各 2 2,690 4,000 110 114 一様装荷 6, 6, 4, 4, 2, 2 (炉心上部より) 双子状, 炉内一様配置 7 カラム単位領域別 停止時, 全炉心同時交換 下降流 上部取替 上部駆動
3. 燃料体	型 式 總 数 標準燃料体 制御棒孔付燃料体 重 量 (燃料棒含む) 標準燃料体 kg 制御棒孔付燃料体 kg	六角型黒鉛ブロック中空燃料棒挿入型 511 462 49 74.7 51.2
1) 黒鉛ブロック	形 式 材 質 密 度 g/cm ³	六角柱 SM 1 - 24相当 1.80

主 要 諸 元			
	寸法, 平径×高さ 冷却孔数 標準燃料体 制御棒付燃料体 冷却孔径 制御素子挿入孔径(3コ) 可燃性毒物孔径(6コ) ダウエル数/ブロック	mm mm mm mm mm mm mm	299×570 12 3 50 104 6 3
2) 黒鉛スリーブ	型 式 材 質 密 度 全 長 (ダウエル燃料棒数) 内 径 外 径 スペーサリブ数 円周方向 軸方向		上部端栓付一体型円筒 SM 1 - 24 相当 1.80 55.5 (482) 36.3 46.0 3 3
3) 燃料コンパクト	型 式 寸法, 内径/外径/高さ 被覆粒子充填率 重金属密度 マトリックス密度 製造時粒子破損率 スタック長さ 標準型燃料棒 ダウエル燃料棒	mm % g/cm ³ g/cm ³ mm	オーバーコートプレス型円筒 18.0 / 36.0 / 36.0 30.5 0.68 1.65 < 1 × 10 ⁻⁴ 529 455
4) 被覆燃料粒子	型 式 燃料材質(濃縮度w/o) 被覆層材質 燃料核直徑 被覆層厚さ 粒子直徑 真球度 d _{max} /d _{min} 露出ウラン率	μ μ μ	低濃縮ウラン四重被覆型 二酸化ウラン(6, 4, 2) バイロカーボン, SiC 600 160 920 ≤ 1.2 ≤ 5 × 10 ⁻⁵
5) 可燃性毒物	形 式 材 質 装荷本数 ボロン濃度	w/o	中実細棒を標準燃料体ブロックに封入 B ₄ C粒子と黒鉛粉末混合焼結体 濃縮度 6, 4, 2 w/o の標準燃体に対し それぞれ 3, 2, 1 本づつ 5.3

		主 要 諸 元	
	寸 法 外径／スタック長さ mm B ₄ C 粒子径 μ	8 / 500 600	
4. 可動反射体	型 式 材 質 種 類 総 数 寸法, 平径×高さ mm	六角柱 SM 1 - 24相当 標準燃料チャンネル用, 制御棒チャンネル用, 側面反射体領域用, 制御チャンネル用, その他 1,018 299 × 570 (470)	
5. 流量調節	個 数 形状, 寸法 mm 材 質	19 外径 400 × 高さ 625 (中央ブロック) ステンレス鋼	
6. 固体反射体	形 式 寸 法 mm 材 質	不規則形ブロック (最大形状) 約 1,000 × 1,200 原子炉級黒鉛	
7. 高温プレナム部	形状, 寸法 材 質	六角ブロックポストリート構造 原子炉級黒鉛, 断熱材	
8. 炉心支持板	個 数 形 状 全体寸法 mm 材 質 重 量 ton	1 正六角形および不整形板配列 (全体) 外径 4,990 × 板厚 100 2 1/4 Cr - 1 Mo 鋼 インコネル 600 (シールプレート) 16	
9. ダイヤクリッド	個 数 形 状 mm 材 質 重 量 ton	1 変形格子 外径 4,990 × 高さ 1,000 2 1/4 Cr - 1 Mo 鋼 29	
10. コアパレル	個 数 形 状 mm 材 質 重 量 ton	1 自立式円筒構造 (胴部) 外径 5,300 × 高さ 9,385 × 肉厚 36 2 1/4 Cr - 1 Mo 鋼 58	

主 要 諸 元			
11. 炉心拘束機構	型式, 寸法 材質	mm	リンク機構, リンク径 45 ハステロイ-X, 2 ¼ Cr - 1 Mo 鋼
12. 遮蔽体	上部遮蔽体 形状 寸法 遮蔽体材質 側部遮蔽体 形状 寸法 遮蔽体材質	mm	6 角柱ブロック (SUS 304) 対面距離 299 × 遮蔽厚さ 100 ホウ素入り黒鉛 台形柱 (2 ¼ Cr - 1 Mo 鋼) 上辺 845 × 上辺 880 × 遮蔽厚さ 50 ホウ素入り黒鉛
13. ガス出口管	個 数 形 状 材 質		2 断熱材内挿型 2 ¼ Cr - 1 Mo 鋼 (管) ハステロイ-X (ライナー)
14. 反応度制御系 1) 制御棒	型 式 基 数 吸收体材質 吸收体寸法 保護管 (内厚)	mm	軸方向 14 分割 2 重円筒ベント型 38 本 (19 対) B ₄ C 黒鉛粉末混合燃焼体 (ボロン濃度 30 w/o) 内径 55 × 外径 85 × 有効長 4,500 ハステロイ-X (2 mm)
2) 後備停止系	型 式 基 数 吸收体材質 吸收体寸法	mm	ボロンカーバイト球落下挿入 19 基 B ₄ C と黒鉛粉末混合焼結体 (ボロン濃度 30 w/o) 外径 10
3) 可燃性毒物	4, 5) 参照		
15. 炉容器	型 式 基 数 主要寸法 内 径 内 高 肉 厚 主要材料 容器重量	mm ton	堅置円筒 1 5,510 15,510 127 A 387 Gr 22 (2 ¼ Cr - 1 Mo 鋼) 約 450
16. 炉心主要特性	出力密度 (平均/最高) w/cm ³ 中性子束 (平均/最高) n/cm ² s 熱中性子束 (E ≤ 2.38 eV)		2.2 / 5.9 4.3 × 10 ¹³ / 10.6 × 10 ¹³

主 要 諸 元			
	速中性子束 ($E \geq 2.38 \text{ MeV}$)	$3.6 \times 10^{13} / 9.4 \times 10^{13}$	
	冷却材チャンネル出口温度 (初期) °C (最低/平均/最高)	1,039 / 1,039 / 1,039	
	チャンネル出口レイノルズ数 (初期) (最低/平均/最高)	3,580 / 5,328 / 7,790	
	燃料最高温度 (初期) °C	1,329	
	燃料装荷重量		
	U^{235} kg	70	
	U^{238} kg	1,670	
	燃料炉内滞在時間 年	2.1	
	平均燃焼度 MWD / T	21,000 (6% E • U) 22,000 (4% E • U) 5,900 (2% E • U)	
	最高積分照射量 n / cm²	1.0×10^{21} ($E > 0.18 \text{ MeV}$)	

2. 設計の考え方と特性の概要

2.1 基本的考え方

実験炉炉心の核設計の主目的は安全性に加え、製作性、経済性、更には燃料調達や運転管理などの観点から設定されている設計指針・基準や制約条件を満しながら、冷却材の原子炉出口平均温度1,000°Cを可能とするような出力分布を達成することである。しかも、当然のことながら、これは設計誤差を考慮した上で達成されなければならないものである。

前章で述べたように、Mk-III炉心の基本諸元の選定に際しては、炉心概念構成のための主要特性サーベイを広範囲に実施している。特に核特性に関して述べれば、燃料ピン諸元と燃料体中本数、燃料体平径と燃料カラム数、制御棒諸元と配置、可燃性毒物諸元と濃度、燃料等価濃縮度と炉内装荷方式（径方向及び軸方向）などの主要パラメータが変更された場合の反応度、燃焼度、出力分布などの主要炉心核特性への影響を把握して、第2.2節に述べる設計指針・基準をできるだけ大きな余裕をもって満足するような炉心諸元を選定するのに反映させている。Mk-III炉心の主要諸元の決定は、これまでの実験炉心であったMk-II炉心の設計と、その特性評価を通して明らかとなっていた、前述した4つの主要課題、即ち①低レイノルズ数の解消、②炉停止余裕の確保、③炉外中性子計測の達成、④原子炉構造設計との整合、を可能とし、全体的に安全性上の余が大きく運転制御が容易である炉心を構築することが目的である。このうち、②及び③が直接的に核（遮蔽を含む）設計に関係する。

- ・ ところで、①は熱流動特性と運転制御特性から考えて、冷却材の流れ状態が非乱流域に入らないために必要なレイノルズ数を確保できるように、Mk-II設計から必要最小限の燃料体諸元と炉心構成の変更を行うことにより一応解決した。この変更の最大のポイントは、燃料体当たりの燃料チャンネル（燃料ピン）数を、標準燃料体について言えば18本（Mk-II）から12本（Mk-III）にして全炉心での燃料チャンネル数を1,251本から831本に減少させ、燃料チャンネル当たりの冷却材流量を増加させたことである。この燃料ピンが約2/3に減少したことは、炉心内の炭素とウランの原子数密度の比 N_c/N_u 値を大巾に増加させることになる（Mk-II炉心：約300, 上記の変更を行った炉心：約450）。そのため、炉心余剰反応度が増加して上記課題の②の解決を更に厳しくするだけでなく、炉内核分裂物質の減少のために燃焼による炉心余剰反応度の降下は著しく、炉内燃料滞在時間が短くなる傾向を生じる。すなわち、Mk-III炉心は、所定の炉内燃料滞在時間（設計指針の1つである）を得るために、かなり高い初期炉心余剰反応度を持つことが必要である、といった核特性的に好ましくない一面をもつ。このことが炉心に挿入可能な制御棒本数に構造面などからの制約があるという本質的問題に加えて、反応度制御系の設計を難かしくしている。

このため、Mk-III炉心核設計では次の考え方と手順がとられている。

(i) 炭素原子数とウラン原子数の比(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) 炉心等価燃料濃縮度の決定

炉内燃料滞在時間に関する設計指針を満たす範囲で、燃料の炉心等価濃縮度を低下させ、初期余剰反応度があまり高くならないようにする。

(iii) 制御棒諸元の設定

制御棒による補償反応度値が可能な限り大きくなるように、燃料ブロック強度特性などとの整合を図りながら、制御棒諸元（吸収体の外径、厚さ、濃度など）を設定する。また、制御棒 1 本当りの最大反応度値については、運転の際の制御棒引抜・挿入シーケンスパターンを工夫・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) 可燃性毒物の使用

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使用する。

なお、(i)～(iv)は、設計の過程でこの番号順に考慮している。例えば、理論的にも実験的にも、その燃焼特性を含めた反応度値の厳密な評価が、制御棒より難かしいと考えられる可燃性毒物の使用量は、(iii)次いで(iv)のステップを踏むことにより必要最小限としている。

次いで、以上の基本的な考え方と手順に基づいて定められた燃料体、制御棒、可燃性毒物の諸元、及び炉心の等価濃縮度、等価可燃性毒物濃度を用いて、軸方向及び径方向の領域別燃料装荷方式の検討を行い、炉心構成を決定した。この炉心構成決定のための燃料装荷方式については、第 3 章において一部ふれる。

最後に、選定された諸元と炉心構成を用いて、総合的な炉心特性解析（ある程度の計算精度の評価を含む）を行い、当初設定した設計指針・基準を満たしているかどうか、またこの余裕はどの程度であるかを評価した。本報告書では、この総合的な炉心特性解析のうちの核特性に関する解析・評価の結果について、第 4 章～第 9 章において詳述している。

なお、前述の炉心主要諸元の選定や炉心構成の設定においてもすでに、定められた炉心設計上の指針・基準を満足するように充分な注意を払いながら実施しているが、設計上の指針・基準としては、次節で述べるものうち特に反応度炉停止余裕、制御棒 1 本当り最大反応度値、及び炉内燃料滞在時間に着目しながら、設計を進めている。

2.2 設計指針・基準

Mk - III 炉心設計を行うに当って設定した核設計関係の指針・基準を Table 2.1 に示す。これらは、主として Mk - 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従って、経済性、省資源、燃料調達などもある程度考慮して設定したものである。また、これらの指針・基準値の設定に際しては、既存の高温ガス炉（実験炉、発電炉）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して、参考としている。

各基準・指針の考え方やこの設定値の由来については、他の報告書にゆずりここでは述べないが、これらの基準・指針は、①原子炉設計において一般的に用いられていたり、惑は、実験炉の

炉心概念や基本構造から直接きているため、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解析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。したがって、Table 2.1 に示した指針・基準と言えども、設計の進展に伴って調整されていくことになる。

これらの観点ら Table 2.1 の各項を見ると、次のように言える。

項目(1)及び(3)は、直接的には安全上の要求からではなく、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その目的とする性能の達成が難かしかったり、或は安全上の余裕を確保しにくいときには、当然修正されるべきものである。また、項目(2)は中間指標であり、炉心の初期余剰反応度や燃焼特性に大きなかかわりをもっている。安全上の要求から設定されている項目(4)～(9)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今後とも不变と考えられるもの（項目(5)）から、安全設計の考え方や基本的な原子炉構造、システム構成により設定が変りうるもの（項目(4), (8), (9)），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)）に分けられる。

なお、最終的には設計された炉心が、これらの指針・基準を全て満足することを目標としたが、前述したように具体的な設計の各過程では、Table 2.1 の項目(5)反応度炉停止余裕、項目(6)1 本当り制御棒最大反応度価値、項目(3)炉内燃料滞在時間の 3 つを特に重視して、これらが満足されていることを隨時チェックしながら設計を進めた。

2.3 解析手順とモデル

第 2.1 節で述べたような経緯で決定された主要諸元をもつMk - III炉心の核特性解析・評価を、大筋以下に述べるような方針と手順によって実施した。

- ① Mk - III炉心の反応度収支を明らかにし、当初予定していた反応度計画と比較検討するとともに、主要な設計基準である炉停止余裕が、制御棒及び後備停止系のそれぞれのスタック基準状態においても確保されていることを確認する。
- ② 制御棒を径方向に種々組合せたパターンについての、部分長挿入の場合のストローク特性などの制御棒の反応度補償特性を明らかにし、予想される熱流動特性や運転制御特性さらに今回の計算モデルを考慮して、制御棒操作の基本的考え方を定める。
- ③ ②で得られた基本的考え方にもとづいて、炉心初期状態 (Hot - clean) において炉心を臨界状態とする種々の制御棒挿入形状を見つけ出し、それらの炉心状態における出力分布、出力ピーピングを検討して、熱流動特性上最も好ましいと考えられる制御棒挿入形状を選定する。また、この際、制御棒 1 本当り最大反応度価値が設計基準値を満足していることを確認する。
- ④ ③における検討から選定された燃焼初期での制御棒挿入形状を起点として、燃焼を追っての複数組の制御棒挿入・引抜手順を作成して、それらの炉心状態での出力分布、出力ピーピングを検討して、熱流動特性及び運転制御特性上最も好ましいと考えられる制御棒操作手順を決定する。

なお、この③、④のステップでは、検討する複数種の炉心状態（制御棒挿入状態）について

て、その出力分布を用いた流量調節も行った熱流動計算を行い、燃料温度、限界熱流束比などの観点から制御棒挿入形状の修正、再設定を行うという、実質的な核・熱流動結合計算に基づいて制御棒挿入形状、操作手順を定めることとする。

- ⑤ ④で決定された制御棒操作手順に従った炉心燃焼特性を解析して、炉内燃料滞在時間に関する設計指針を満足していることを確認するとともに、燃料燃焼度、取り出し燃料組成などの燃焼データを算出する。
- ⑥ 流量調節領域内出力ピーキング係数、燃料ブロック内出力分布歪、制御棒発熱、或は燃料及び減速材温度係数、動特性パラメータなどを算出し、熱流動特性、燃料特性及び動特性解析のためのデータを提供する。
- ⑦ 今回用いられた核特性解析モデルについての精度検討を行う。

以上の方針と手順に基づいて行われた、Mk-III炉心核特性解析の具体的手順と計算モデルについて以下に説明するが、主として使用計算機の記憶容量や計算時間、及び、可燃性毒物の取り扱いに関する使用計算コードと計算機の制約から、炉心初期状態に関する解析と燃焼状態に対する解析では異なった手順・モデルに基づいて実施されている。ただし、両者の解析モデルには本質的な差異はない。

なお、参考までに、現在までの実験炉炉心設計に用いられてきた核設計手法について、Fig. 2.1(a)及び(b)に設計手順と設計コードを示した。(a) 設計手順では、炉心核設計を行う場合に考慮すべき主要な項目の相関を、核設計以外の分野の項目も含めて図示している。また、(b)設計コードで太枠で囲まれているのが、今回のMk-III炉心設計で直接用いられたものである。

(1) 炉心初期特性解析

・ 炉心計算は巨視断面積を用いて、いわゆるブロック・スマ・モデルで行うこととし、概略、Fig. 2.2 に示すスキームに従って、初期特性解析を行った。ステップ毎に主な使用計算コードとその計算モデルについてまとめると、以下のとくとなる。

- (i) 定められた諸元の燃料ピン、可燃性毒物細棒、制御棒などを含むブロック平均の群定数を作成する。まず制御棒を含まない燃料体及び反射体については、DELIGHT コード・シリーズ（0 次元、多群スペクトル計算）を用いて作成する。すなわち、可燃性毒物を含む標準燃料体の平均群定数は、B₄C 粒子と黒鉛粉末の混合焼結体である可燃性毒物細棒の 2 重の非均質効果による自己遮蔽効果を 16 群で考慮した群定数を DELIGHT - B⁽³⁾ コードにより作成し、制御棒挿入用穴付燃料と可動及び固定反射体の平均群定数は、DELIGHT - 2⁽⁴⁾ コードにより作成する。また、制御棒が挿入されたブロック（制御棒挿入穴付の燃料体及び可動反射体）の平均群定数は、DELIGHT - 2 コードによる制御棒挿入を考慮しない多群スペクトル計算により縮約された物質毎の少数组（4 群）定数を用いた、SLALOM⁽⁵⁾ 計算（1 次元、衝突確率理論）により作成する。〔第 3.5 節参照〕
- (ii) 炉停止余裕の確認は、CITATION⁽⁶⁾（1～3 次元、拡散理論）による 4 群の多メッシュ 2 次元（X-Y）計算を主として、3 次元（Tr-Z）計算、2 次元（R-Z）計算の結果などにより補正を行う。また制御棒を含むブロックの平均群定数作成に関して、ANISON⁽⁷⁾（1 次元、S_N理論）や TOWTRAN⁽⁸⁾（2 次元、S_N理論）の 10 群計算により、SLALOM 計算のチ

チェックを行う。〔第4章参照〕

- (iii) 制御棒の補償反応度特性は、CITATION の2次元、4群計算により算出することとし、径方向パターン特性は X-Y モデル、軸方向ストローク特性は R-Z モデルを用いる。〔第 5.1, 5.2 節参照〕
- (iv) 制御棒操作手順の作成においては、計算モデルや計算機容量の制約を考慮しつつ、第 1 に最適な熱流動特性の達成を目標とし、次いで運転制御特性を重視する。〔第 5.3 節参照〕
- (v) 臨界炉心計算は CITATION による 3 次元 (Tr-Z) モデルで実施するが、計算機容量の制約から 2 群計算とする。〔第 3.4 節、第 6.1 節参照〕
- (vi) 核特性計算の精度検討においては、上記の計算コード、計算モデルに関して計算メッシュ数、エネルギー群数、炉内スペクトルの空間依存性、オリフィス領域内の非均質性などの観点からのパラメータサーベイを行い、計算誤差の巾を把握する。〔第 9 章参照〕

(2) 炉心燃焼特性解析

炉心燃焼特性は予め初期状態において核熱・流動的に最適な特性を与えるものとして設定された制御棒引抜きパターンに基づき、臨界調整された炉心を対象に検討された。解析は 3 次元拡散近似で行うものとし、計算コードとして CITATION が使用された。CITATION を用いて燃焼計算を行う場合、群定数の取り扱い方により 2 つの異なった方式がある。1 つは「ミクロ断面積」方式であり、他は「マクロ」断面積方式である。

まず、「ミクロ断面積」方式では必要物質について、それを構成する核種毎に微視断面積セット (σ_a , σ_f , σ_{tr} , ν , σ_{i-j} , 等) をライブラリーとして内蔵させ、それを使用して燃焼にともなう核種の生成・消滅を計算するものであり、この場合の計算手順を Fig. 3.2 に示す。図中 DELIGHT-B は格子燃焼特性計算用コードであるが、ここでは燃料体の構成核種の微視断面積セットを作成する目的で使用される。また CITLIB⁽⁹⁾ は微視断面積に対する縮約用コードであり、SLALOM は異なる種類の格子に対する群定数平均化コードであるが、ここでは制御棒構成物質（吸収体 B₄C および保護管ハロステロイ-X）の空間遮蔽因子算出のために使用される。

一方、「マクロ断面積」方式では必要物質に対する断面積を巨視断面積セット (D , Σ_a , Σ_f , $\nu \Sigma_f$, Σ_{i-j} , 等) の形でライブラリー化しておき、それを使用して燃焼計算を行うもので、その手順を Fig. 2.4 に示す。この方式でもまず DELIGHT-B および CITLIB を使用して核種毎の縮約微視断面積セットを作成しライブラリー化するところまでは「ミクロ断面積」方式と同じである。しかし、そのあと的方式が全く異なる。即ち、燃焼計算は REDEL⁽³⁾ で、炉心臨界計算を CITATION で行う 2 コード結合方式である。まず、REDEL で炉心を構成する物質毎巨視断面積セットをライブラリーに基づいて作成し CITATION に入力する。次いで CITATION により炉心臨界計算を行い、各物質領域毎の出力密度、中性子束を算出し、そのデータを REDEL に入力する。これを受けて REDEL では、各物質毎に指定された出力密度と予め定められた燃焼時間に対して、燃焼計算を行って核種毎原子数密度を求めた後、その物質の巨視断面積セットを算出し直し、再び CITATION に送る。そして、この操作を燃焼終期までくり返すことによって炉心燃焼特性を解析するものである。ここで使用する REDEL は先に述べた格子燃焼計算コード DELIGHT-B の縮小版で、具体的には DELIGHT-B の多数群（速群 61 群、熱群 50 群）中性子スペクトル部分を除き、少教群（最大 20 群）臨界-燃焼計算部分のみを取り出して、それに

CITATION との結合使用を行えよう入出力形式に若干の修正を加えたものである。

これら燃焼計算モデルに対する 2 方式のうち、今回の解析には作業量および期間を考慮し第 1 の方式、即ち「ミクロ断面積」方式が採用された。

本解析でとられた主な計算モデルは次の通りである。

- i) 核種毎の微視断面積は DELIGHT - B によりまず 16 群で算出する。
- ii) 臨界燃焼計算は 3 次元 (Tr - Z), 2 群拡散近似で行うものとし、核種毎縮約 2 群微視断面積は(i)で求めた 16 群断面積から CITL IB で縮約する。
- iii) 制御棒の構成材である吸収体およびハロステロイ - X に対する空間遮蔽因子は SLALOM で算出するが、その燃焼にともなう変化は無視する。
- iv) 可燃性毒物については DELIGHT - B により予め毒物濃度と微視断面積との関係をテーブル化 (各物質毎 10 個) しておき、各燃焼点で入れ換るものとした。この操作は各燃焼点 (臨界調整) で可燃性毒物の遮蔽因子を入れ換えることに対応するが、各燃焼ステップでの遮蔽因子としてはその燃焼ステップの初期の値で代表することにした。
- v) 臨界調整を行う燃焼度は 0, 10, 140, 300, 450 および 600 日とする。このうち、10 日は飽和性 FP の平衡が達成される点、また 140 日は可燃性毒物の燃焼にともなう反応度の回復が最大になる点として設定されたものである。

以上述べた計算に関する方式ならびに条件のもとに算出された群定数については、3.5 節にまとめてその詳細を示した。

2.4 特性の概要

Table 2.2 に Mk - III 炉心の核特性の概要を示す。詳細な特性については次章以降に記述しているが、ここでは 2.2 節の核特性上の設計指針・基準に照らしながら Table 2.2 をみてみる。

まず、燃料濃縮度は 1 燃料体内では同一濃縮度の 6, 4, 2 w/o の 3 種類であり、10 w/o 以下という指針を満している。平均濃縮度 4 w/o で、Mk - II 炉心の 5 w/o から 1 w/o だけ下げているが、これは初期余剰反応度を抑えるとともに、制御棒の反応度値を高めるためである。炭素原子数密度とウラン原子数密度の比 (N_C/N_U 値) は設計指針値 (約 300) を大きく上まわり、平均約 400 に達している。これは前述したように、主として熱流動特性上の要求から、1 燃料体内の燃料ピン本数 18 ピンから 12 ピン (標準燃料体) に減少させたことに起因している。この設計指針を遵守しなかったことの反応度補償計画に及ぼす影響は小さくなく、炉心の初期余剰反応度が Mk - II 炉心より更に上昇 (炉内燃料滞在時間を約 3 年から約 2 年減少させたにもかかわらず) して約 33.5 % Δk_{eff} に達しており、もともと苦しかった反応度制御系の設計を更に難かしくしている。ちなみに、他の高温ガス炉の初期余剰反応度は約 15 Δk_{eff} (ブロック形燃料体を用いた炉) ~ 約 10 Δk_{eff} (ペブルベット形燃料体を用いた炉) 程度に過ぎない。なお、本実験炉の初期余剰反応度が高くなる理由の大きなものは、燃料物質として二酸化ウランを用いていることであるが、これは現在の日本の核燃料サイクル事情、技術経験などを踏えて実験炉の設計条件として定められている。

また、炉内燃料滞在時間は約 2.1 年（稼動率 80 %）となっており、指針値の 2.0 年以上を満している。燃焼度は炉心平均で約 20,000 MWD/T 程度、ブロック平均の最大値で約 30,000 MWD/T 程度（標準燃料体）であり、ポイントで考えた最大値でも 40,000 MWD/T 以下であろう。高速中性子照射量はブロック平均最大でも 1.0×10^{21} nvt 程度であり、比出力及び燃料炉内滞在時間があまり大きくなないので過大な値とはなっていない。

次いで反応度制御系設計に関する特性についてみてみる。まず反応度炉停止余裕であるが、制御棒が全挿入の場合は初期冷温状態で $0.145 \Delta k_{eff} \sim 0.135 \Delta k_{eff}$ （照射実験のための $0.01 \Delta k_{eff}$ を考慮した場合）という大きな余裕があるが、制御棒スタック基準に基づく最も厳しい状態（燃料交換温度で 1 対 + 1 本のスタック）においては、初期冷温状態で（今回の解析では燃料交換温度 = 冷温としている。）で約 $0.04 \Delta k_{eff}$ となる。この値は、可燃性毒物の燃焼による炉心反応度の回復、及び、10 % の制御棒補償反応度誤差を考慮するとぎりぎりの値であり、今後は設計精度の向上をもとに更に余裕の大きい反応度制御系の設計を行う必要がある。また、制御棒最大反応度価値（1 本当たり）については、臨界または臨界近傍での値が約 $0.01 \Delta k_{eff}$ （1 対で $0.016 \Delta k_{eff}$ ）となり、今回の設計基準値*（ $0.035 \Delta k_{eff}$ 以下）と大きく下回っている。

可燃性毒物反応度補償については、第 2.1 節でも述べたように設計指針に従った使用を行っており、最終的な炉心反応度回復は $0.01 \Delta k_{eff}$ 以下となっている。なお、今回の設計では、可燃性毒物は反応度補償の観点からのみ使用しており、出力分布の観点からは必ずしも好ましい炉内装荷分布にはなっていない。今後は、可燃性毒物の燃焼特性の把握が、実験的にも解析的にも難かしいことを慎重に考慮しながら、反応度補償と出力分布の両面から可燃性毒物の最適な使用を行うことが、本実験炉の炉心設計にとって重要であろう。

また、後備停止系のスタック基準に基づく、最も厳しいと考えられる炉心状態での炉停止余裕は、約 $0.07 \Delta k_{eff}$ 以上となり、設計基準を十分満足している。

温度係数の値は格子計算の値しか算出されていないが、 $2 \sim 6 \text{ w/o}$ の燃料濃縮度によらず初期状態で、約 $-3 \times 10^{-5} \Delta k/k/\text{°C}$ （燃料温度係数）及び約 $-7 \times 10^{-5} \Delta k/k/\text{°C}$ （減速材温度係数）である。

炉心への燃料装荷量は U-235 が約 69.5 kg, U-238 が約 1.7 ton であり、 $6 \text{ w/o}, 4 \text{ w/o}, 2 \text{ w/o}$ 濃縮度燃料別にみると、それぞれ約 0.5 ton, 0.75 ton, 0.5 ton となっている。取り出し燃料における U-235 残存量は約 40 kg であり、 $6 \text{ w/o}, 4 \text{ w/o}, 2 \text{ w/o}$ の濃縮度で装荷された燃料がそれぞれ約 3.7 w/o, 1.9 w/o, 1.5 w/o の濃縮度に劣化している。また、プルトニウム生成量は、約 6.5 kg である。

*脚注：第 2.2 節で述べたように、その後の詳細な安全解析結果からより厳しい基準値が提案されている。

Table 2.1 Nuclear design criteria

Item	Value	Comments
(1) Fuel enrichment	Below 10 w/o	With same value in one fuel element
(2) Atomic 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 $\Delta k_{eff} > 0.01$	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	

Table 2.2 Nuclear characteristics of Mark-III core

1	Reactivity balance (Δk_{eff})	Excess reactivity	Control rod	Burnable poison
	Temperature	0.05	0.08	-0.03
	Xe & Sm	0.05	0.035	0.015
	Burnup	0.225 (0.02)*	0.045	0.18 (0.02)*
	Operational margin	0.01	0.01	—
	Irradiation test	—	0.01	—
	Shutdown margin	—	0.16 (cold)	—
2	Power density (W/cm ³)			
	(Mean/Max.)	{ BOC EOC	2.2/5.4 2.2/5.90	
	Power peaking			
	(Total/Axial/Radial)	{ BOC EOC	2.45/2.11/1.16 2.68/2.25/1.19	
3	Neutron flux ($\times 10^{13}$ n/cm ² s) (BOC)			
	Mean/Max.			
	Group 1 (≥ 0.18 MeV)			3.61/9.36
	Group 2 (0.18 MeV ~ 2.38 eV)			
	Group 3 (2.38 eV ~ 0.65 eV)			4.25/10.6
	Group 4 (≤ 0.65 eV)			
4	Burnup (GWD/T)			
	Mean/Max. (Blockwise)			
		{ 6 w/o E.U 4 w/o E.U 2 w/o E.U	21.0/33.8 22.2/34.3 5.8/11.2	
5	Temperature coeff. ($\times 10^{-5}$ $\Delta K/K^\circ C$)			
	Fuel/Moderator BOC			$\sim -3/\sim -7$
6	$\beta_{\text{eff}}/\ell(s^{-1})$			
	BOC			~ 10
7	Fuel dwelling time (days)			620
	Shutdown margin (Δk_{eff})			0.042
	(One pair and one rod stuckout)			

Table 2,2 (Cont'd)

9	Maximum worth of control rod (Δk_{eff}) (Power operating state)	0.016
10	Shutdown margin of RSS (Δk_{eff}) (Center RSS stuckout)	0.075
11	Reactivity compensated with burnable poison (Δk_{eff}^*) (Cold-clean)	0.165
12	Max. recovery of core reactivity (Δk_{eff})	~0.02

Note: 1. Reactivity balance is based on the initial
(cold-clean) core state.
2. * indicates reactivity value compensated with
burnable poison at EOC.

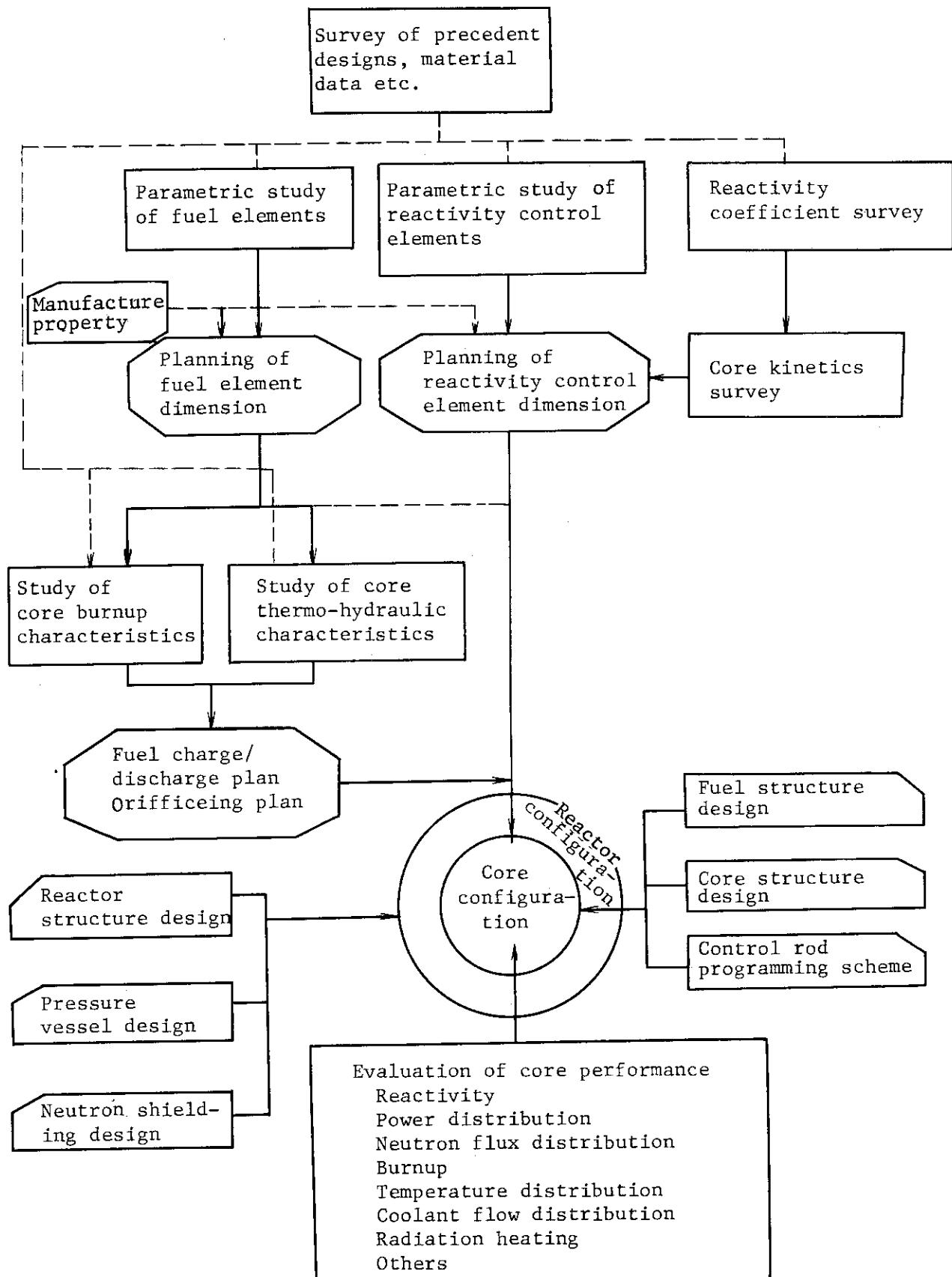


Fig.2.1(a) Design procedure

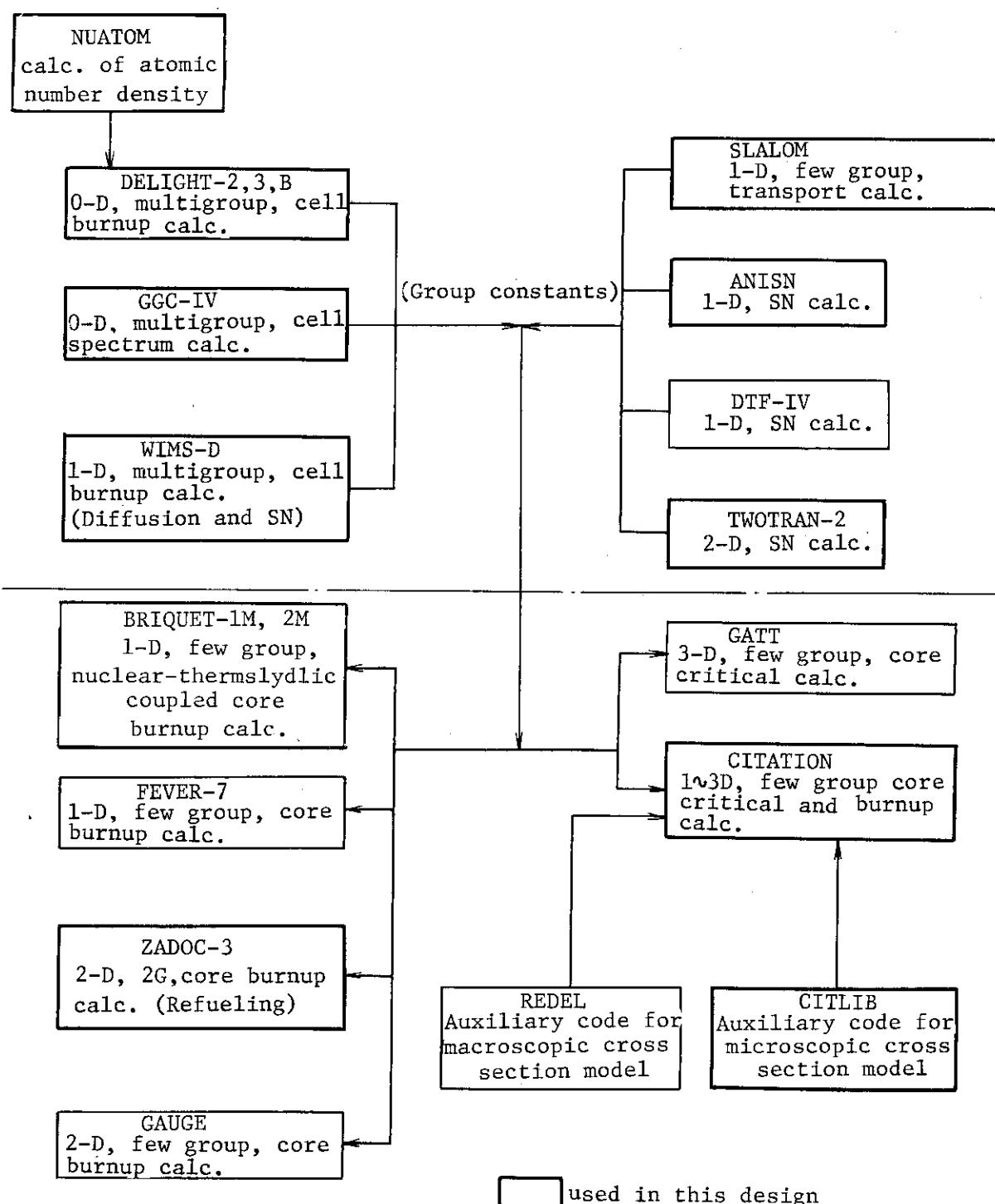


Fig. 2.1 (b) Nuclear design code system.

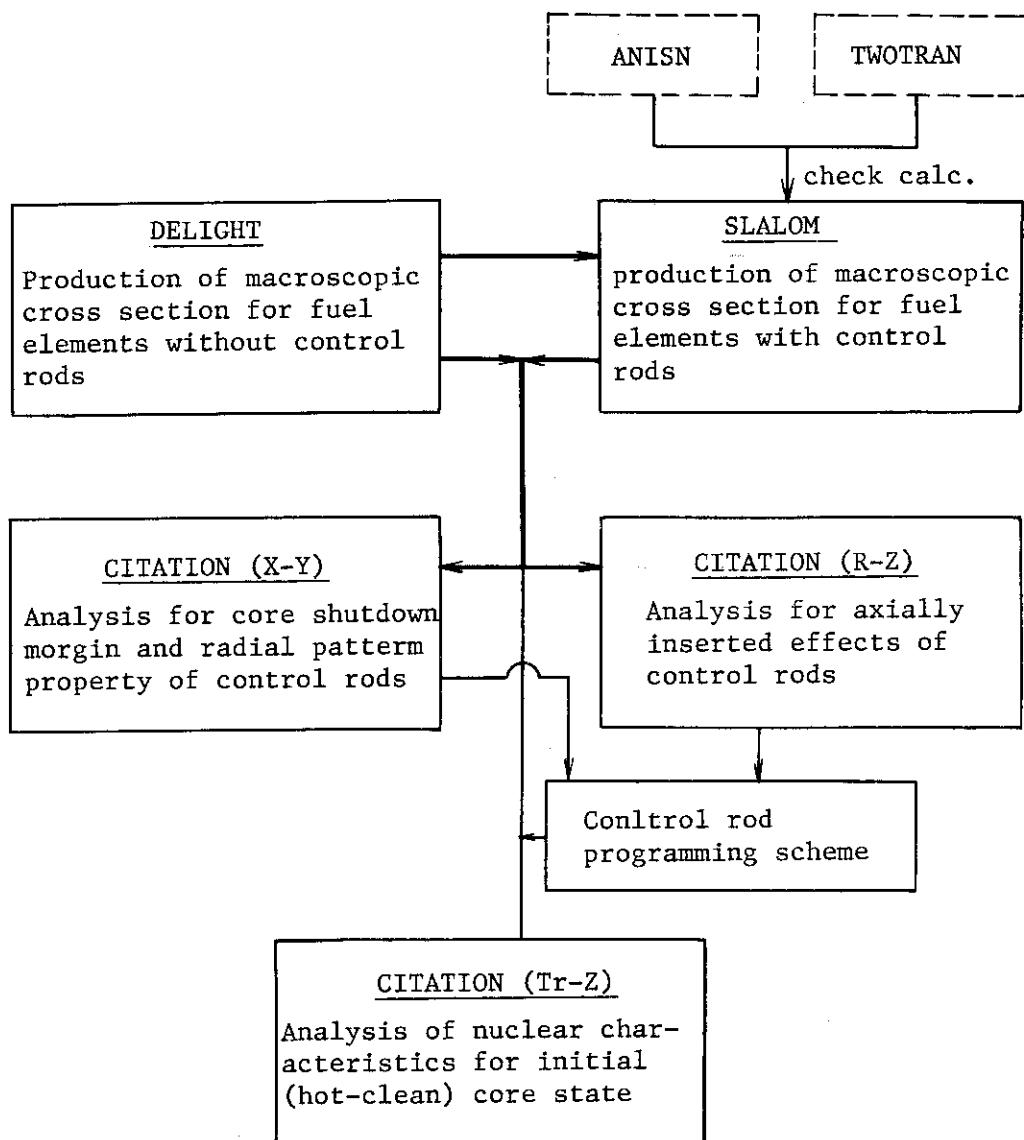


Fig. 2.2 Procedure of the analysis for initial core state.

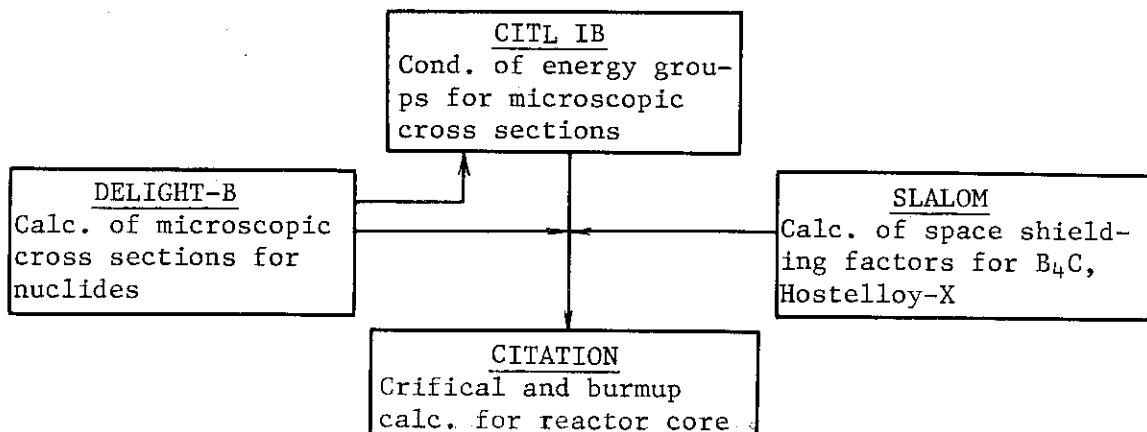


Fig. 2.3 Procedure of core burnup calculation with microscopic cross section model.

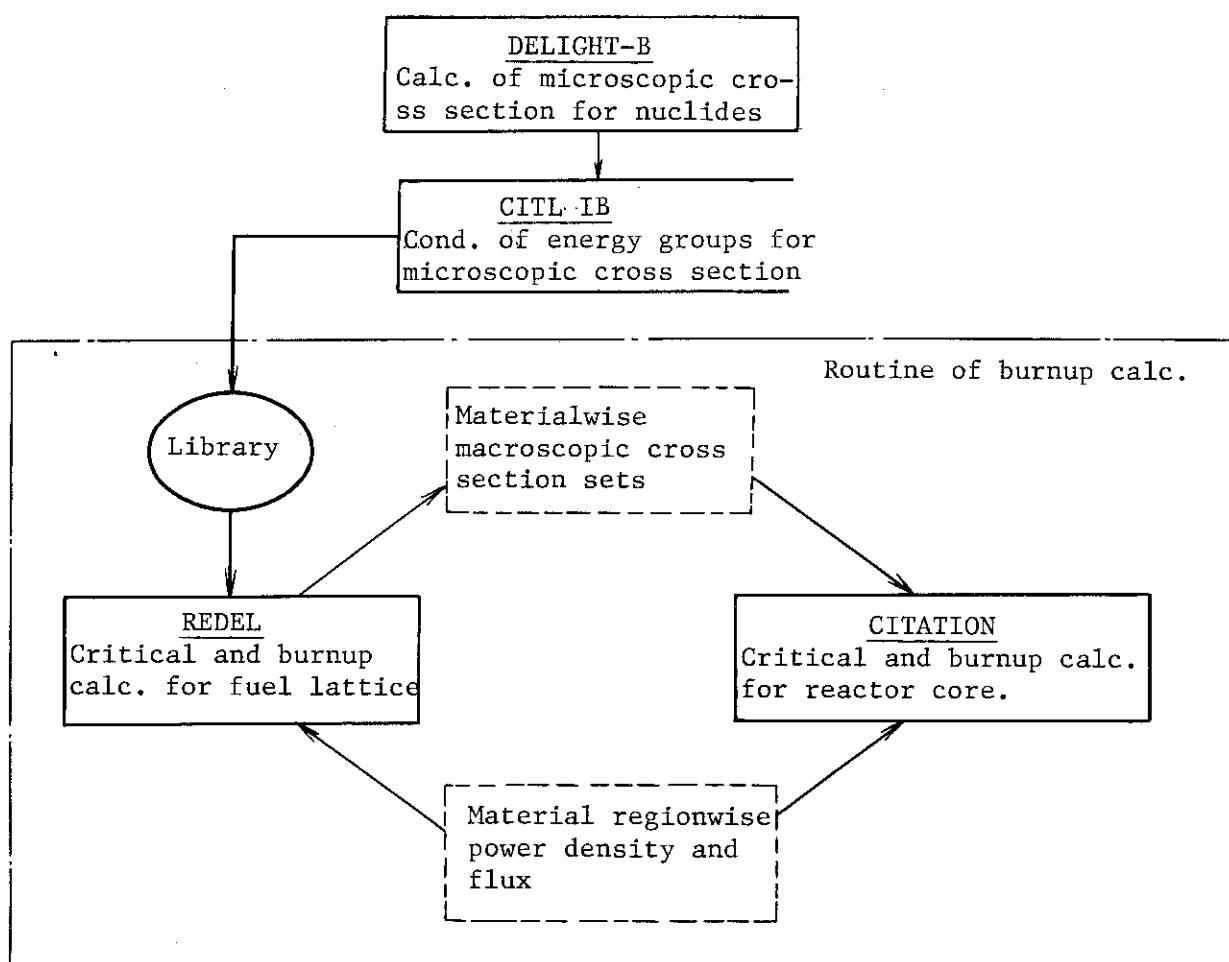


Fig. 2.4 Procedure of core burnup calculation with macroscopic cross section model.

3. 炉心構成とモデル化

3.1 炉心構成

Mk-III炉心の構成はFig. 3.1 および 3.2 に示す通りであり、その主要諸元についてはすでに第1章に記されている。

炉心は 73 カラムから成り、各カラムは高さ方向 7 段に積み重ねられた燃料体から構成され、その等価直径は約 269 cm、高さは約 400 cm である。この炉心の径方向には、ほぼ 2 層の側部可動反射体と固定反射体が取り囲み、この平均反射体厚さは約 105 cm である。また、上下部にも平均実効厚さ約 114 cm となる、それぞれ 2 層づつの上部可動反射体及び下部下可動反射体が配置されている。炉心は 7 カラムを基本単位とする 19 領域に区分され、各領域毎に冷却材の流量調節と反応度制御素子の挿入・引抜きが行われる。

燃料体は、平径約 30 cm、高さ約 57 cm の 6 角柱状黒鉛ブロックにあけられた冷却チャンネルに燃料棒を挿入するいわゆるピン・イン・ブロック型である。燃料体には、各流量調節領域の周辺 6 カラムの燃料体（標準燃料体）と中心カラムの燃料体（制御棒挿入用穴付き燃料体）の 2 種類あるが、それぞれの構造を Fig. 3.3 に示す。標準燃料体には、直径 51 mm の 12 本の冷却チャンネルにそれぞれ 5 mm 厚さの黒鉛スリーブの付いた外径 36 mm の中空型燃料棒が挿入されており、コンパクト内の被覆燃料粒子は TR 150 - II 型の酸化ウラン粒子である。制御棒挿入用穴付燃料体には、標準燃料体におけると同様な燃料ピンが 3 本挿入されている他、直径 104 mm の穴が 120° 対称に 3 つ黒鉛ブロックを貫通している。2 つが制御棒挿入用穴であり、1 つが後備停止系ボロン球の落下穴である。なお、燃料交換は、圧力容器上鏡を貫通している燃料交換用スタンダードパイプを用いて、前述の 19 ケの領域毎に原子炉停止時に全炉一括して行われる。

可動反射体は、寸法が燃料体のそれとほぼ等しく、必要に応じて燃料体と同一の燃料交換機を用いて取り替えられる。固定反射体は炉心の拘束機構によってコアバレルに拘束されているが、その反射体外周及び上下部可動反射体の外側境界には、中性子遮蔽体としてボロン入り黒鉛を設置して鋼構造物の中性子照射量の軽減化を図っている。

反応度制御系は、異常時及び事故時も含めて炉心の余剰反応度を第 1 順位で制御するための通常の制御棒と燃料体の黒鉛ブロックに封入された可燃性毒物、及び制御棒が挿入不能の場合に原子炉を緊急停止するための後備停止系により構成される。制御棒は、B₄C と黒鉛粉末混合焼結体である外径 85 mm の吸収体とハステロイ-X 保護管とからなる、軸方向多分割 2 重円筒ベント型 (Fig. 3.4) で、全部で 38 本 (19 対) であり、前述の流量調節領域毎に 2 本 (1 対) づつ挿入し得る配置となっている。14 本 (7 対) が燃料体領域に、24 本 (12 対) が可動反射体内に挿入されるが、Fig. 3.2 に見るように、これらは全て炉心中心線に関して 60 度に対称に並んでいる。すなわち、中心に 1 対、第 1 リングに 6 対、第 2 リングに 6 対、第 3 リングに 6 対の制御棒というように、円環状に配列された 4 つのグループに分けることができる。なお、全てが炉容器上鏡に設けられたスタンダードパイプ内の駆動機構により、1 本づつ独立に駆動される。可燃性毒物は、

標準燃料体黒鉛ブロックの周辺部に設けられた細穴に封入された、 B_4C 粒子と黒鉛粉末混合燃結体からなる外径 8 mm の細棒である。各標準燃料体ブロックには 6 ケづつの細穴があけられているが、今回の設計では 1 ~ 3 ケに可燃性毒物細棒が封入されるのみである。後備停止系は、各流量調節領域毎に 1 つづつあり、 B_4C と黒鉛粉末混合燃結体である外径 10 mm のボロン黒鉛球を落下挿入させる方式である。

その他、Fig. 3.2 に見るように、炉心周辺には中性子源（可動反射体内）及び中性子検出器（固定反射体内）が、それぞれ 120° 対称に配置されている。

3.2 燃料装荷法

燃料装荷方式を検討するに際しては、まず数種の外面冷却型中空燃料ピンのピン・イン・ブロック燃料体を用いて、各種燃料体諸元と炉心構成（炉心高さ、カラム数）に関するパラメトリック・スタディを行った。次いで選定された燃料体と炉心構成における、出口冷却材平均温度 1,000 °C を達成する上で望ましい領域別燃料装荷方式サーベイが実施された。

(1) 燃料体と炉心構成

燃料ピン諸元、炉心カラム数、炉心高さなどをパラメータとし、熱流動的には燃料最高温度を抑えながらレイノルズ数を向上させるとともに、核特性的には燃料炉内滞在時間を減少させずに炉停止余裕を確保する燃料体と炉心構成が追求された。レイノルズ数を向上させる方法としては炉心内冷却チャンネル数を減少させるのが最も有効であるが、核特性的には特に次の観点からの考察が必要になる。

- i) 燃料カラム数を減少させる（炉心を小さくする）場合には、制御棒の挿入可能本数と挿入位置の相関からくる炉停止余裕と制御棒最大反応度価値。
- ii) 燃料体当りの燃料ピン本数を減少させる場合には、 N_c/N_u 値が高くなり初期余剰反応度が大きくなることからくる炉停止余裕、制御棒最大反応度価値ならびに燃料物質の装荷量減少（比出力の増加）からくる燃料の炉内滞在時間。

そこで、まず Mk-II 炉心の燃料体と制御棒諸元を仮定して、炉心構成（燃料カラム数と制御棒対数）が変更された場合の、主として制御棒の全補償反応度価値と 1 対当りの最大反応度価値の変化を 2 次元計算で解析した。その結果を Table 3.1 に示す。これにより、燃料カラム数が変化して炉心燃料領域の大きさとそこへ挿入される制御棒対数が異なっても、制御棒の全補償反応度も中心制御棒対スタック状態での補償反応度にも余り差のないことがわかる。従って、炉停止余裕の観点からは 55 カラム程度までは燃料カラム数の減少が可能と見込まれること、しかし最大制御棒価値への影響は大きく 73 カラムを 55 カラムまで感じると 1 対当りの最大反応度価値は約 15% 程度増大すること、さらに炉心の余剰反応度の差は 0.01 Δk_{eff} 以下であること等が明らかにされた。

次いで、燃料体当りの燃料ピン本数を Mk-II の 18 本から 12 本又は 6 本に感じたときの N_c/N_u 値をサーベイした。結果の一部を Fig. 3.5 及び 3.6 に示した。これによると、燃料体平径を 300 mm に固定すると 12 本及び 6 本の場合には核特性上好ましい N_c/N_u (300 度) を達成することは、コンパクト厚さの応力上の限界や粒子充てん率の製作上の制約を考慮に入れると困難

であることがわかる。また、燃料体平径を小さくすることは、制御棒挿入孔径やスタンダードパイプ間隔などの観点からの見直しも必要になってくる。

さらに、この12本及び6本燃料に対する格子燃焼特性の解析結果をTable 3.2に示す。 $5\text{w}/\text{o}$ 濃縮度燃料を使用すれば2年以上の炉内燃料滞在時間を達成できるが、18本燃料の場合に較べて初期余剰反応度が高くなり反応度制御の面で好ましくないといえる。又、比出力が大きくなる関係で初期余剰反応度の高い割りには炉内燃料滞在時間は短くなる。

最終的には4,000以上の最低レイノルズ数、13,000°C以下の燃料最高温度、2年以上の炉内燃料滞在時間などの主要目標を満たすものとしてTable 3.2のVIIがあげられるが、この炉心の $N_{\text{c}}/N_{\text{U}}$ 値は約420であり、Mk-II炉心とほぼ同じ炉内燃料滞在時間を確保するためには、初期余剰反応度をMk-II炉心より約 $0.1 \Delta k_{\text{eff}}$ 程度高くする必要がある。このことはMk-II炉心でも反応度制御系の反応度補償量が不足気味であったことを考慮すると、Mk-III炉心設計でも重視すべき課題といえる。これらを考慮し、Mk-III炉心核設計の基本の方針と手順を次の如く定めた。

- (i) 構造設計も考慮しつつ、他の特性の許容される範囲で燃料体諸元を(炉心VIIから)微調整し $N_{\text{c}}/N_{\text{U}}$ 値を低減する。
- (ii) 炉内燃料在時間に関する設計指針・基準を満たす範囲で燃料濃縮度を下げる。
- (iii) 補償反応度が可能な限り大きくなるように、制御棒諸元を(吸収体の濃度、外径など)を定める。さらに、制御棒1本当りの反応度価値は運転に際して挿入・引抜きシーケンスやパターンの工夫・制限により極力低める。
- (iv) 可燃性毒物は反応度の温度効果、燃焼による反応度回復、燃焼末期での残存、さらには炉の運転余裕に注意しながら、最適な非均質性をもたせつつ可能な限り多量に使用する。
- (i)の方針に基づいて燃料核径が 500μ から 600μ に変更されたほか燃料コンパクト厚さも7mmから9mmと大きくなったほか、(iii)の方針によって制御棒吸収体も70mmから85mmへと増され(挿入孔径104mm)⁽¹⁰⁾、Mk-III燃料体諸元が設定されるに到った。

(2) 領域別燃料装荷方式

以上のように設定された燃料諸元と炉心構成を前提に、まず炉内燃料滞在時間2年以上を確保する上で必要な炉心平均の等価濃度を検討し、次いで定められた制約条件のなかで、冷却材平均出口温度1,000°Cを達成する上で有効な出力分布を得るために、径方向には出力分布自身を平坦化し、軸方向には燃料温度分布を平坦化するような、領域別燃料装荷方式を検討した。

まず炉停止余裕などの反応度制御の立場から、出来るだけ初期余剰反応度を低めることを目指して炉心の等価濃縮度と炉内燃料滞在時間との関係をサーベイし、設計指針・基準(負荷率80%で2年以上)を満たす最低の濃縮度を決定した。サーベイ結果をFig. 3.7に示す。(b)の濃縮度と実効増倍率、炉内燃料滞在時間の相関を示す図では、Mk-II炉心に対する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インポータンスとバッククリングで近似的補正を行なったほか、可燃性毒物を使用した場合の燃焼末期でのその残存による炉内燃料滞在時間の短縮も考慮している。

これらの結果及び3次元炉心詳細解析における計算誤差も考慮し、炉内燃料滞在時間を2年以上とする等価濃縮度を4w/o以上と決定した。

次いで、径方向燃料装荷方式の検討では平均濃度を4w/oに保ちながら燃料カラム単位で濃

縮度を変えて、極力平坦化された出力分布を得る燃料装荷方式がサーベイされた。

燃焼にともなう反応度及び出力ピーキング係数 P_1 , P_2 の変化を Fig. 3.8 に示す。 P_1 はオリフィス領域平均のチャンネル出力と炉心平均のチャンネルの比であり、 P_2 はオリフィス領域内の最高チャンネル出力とそのオリフィス領域の平均チャンネル出力の比である。また、 P_3 は P_2 の定義で最高チャンネルを標準燃料体内に限ったものである。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、熱流動的にはより重要になる。特に炉心内の体積割合の大きい第 2 オリフィス領域の P_2 が絶対値も大きく最も重視しなければならない出力ピーキング係数である。この第 2 オリフィス領域の P_2 に着目すると、燃焼初期でみると一様炉心では 1.17 程度であるが、最良の領域別装荷した場合で 1.10 であり、燃料最高温度におよそ 50 °C 程度の差がある。しかし、一様炉心の P_2 は燃焼が進むとともに徐々に小さくなるのに反して領域別装荷した場合では燃焼末期で悪化する。

以上から、燃料カラム単位に濃縮度を変える径方向領域別燃料装荷は一様装荷に較べて必ずしも大きい利益のないことが明らかになり、Mk - III 炉心では径方向には一様燃料装荷方式をとるものとした。

一方、軸方向燃料装荷に関しては、軸方向燃料温度分布を平坦化させる出力分布を、燃料体毎の燃料濃縮度段付装荷によりサーベイした。具体的には平均濃縮度が 3, 4, 5 w/o になる 18 ケースについて、1 次元核・熱結合計算コード BRIQUET - 1 M⁽¹¹⁾ を用いて解析した（制御棒と可燃性毒物の効果は直接的には考慮していない）。解析結果の例を Fig. 3.9 及び 3.10 に示す。燃料最高温度が 1,300 °C を越えないこと、燃料最高温度は炉心出口に現われないこと、軸方向温度分布が平坦であること、燃料濃縮度の種類は極力少なくする、などを考慮して Mk - III 炉心の軸方向燃料装荷方式としては炉心上部（冷却材入口）から燃料体毎に 6, 6, 4, 4, 4, 2, 2 w/o 濃縮度燃料を装荷するものとした。⁽¹²⁾

3.3 可燃性毒物装荷法

反応度補償に関する制御棒設計の余裕を確保するために可燃性毒物が使用されるが、可燃性毒物の燃焼にともなって炉心反応度が回復することおよび制御棒との干渉効果により制御棒反応度価値に影響を与えること、などを配慮して十分慎重な設計を行う必要がある。

そこで、可燃性毒物の寸法・諸元と反応度補償量、反応度回復量ならびに反応度の温度効果との関係が次の前提のもとに検討された。

- 可燃性毒物は外径 8 mm の中空細棒とする。
- 吸収体は B_4C 粒子と黒鉛粉末の混合焼結体とする。

実際の解析は格子計算モデルをとり格子燃焼計算コード DELIGHT - B で行われた。

解析の結果、①可燃性毒物の反応度補償量を増すと燃焼にともなう反応度回復量が大きくなる、②反応度回復量を小さくするためには吸収体 B_4C 粒子の外径を大きくするのが効果的である、③また、反応度回復量を小さくしようとすると反応度の温度効果が増す、等の特性があり、結局のところ可燃性毒物装荷によって制御棒で補償する反応度を軽減することには限界のあることが明らかにされた。（Fig. 3.11, 3.12）。

これらの結果をふまえつつ次のような基本的考え方にもとづいて、可燃性毒物の諸元及び炉内装荷法を設定するものとした。

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

一方、炉心内燃料装荷サーベイから燃料装荷法としては径方向には一様で軸方向にのみ 6 w/o, 4 w/o 及び 2 w/o の濃縮度燃料が段付装荷されることに決められている。そこで、上記の基本的考え方(i)に従って、可燃性毒物未装荷状態の炉内出力分布をなるべく保つような可燃性毒物装荷法を追求している。具体的には、軸方向には出力分布を各濃縮度燃料の格子計算による増倍率比で近似する（この近似の 1 次元による実際の炉心計算結果との一致度はかなり良いことは確認づみ）ものとし、可燃性毒物を装荷しない場合の各濃縮度別燃料に対する増倍率の比率と同様比率を与える可燃性毒物装荷法がサーベイされた。

その結果、可燃性毒物諸元としてはボロン濃度 4.0 w/o, B_4C 粒子外径 600 μ を設定するとともに、毒物棒装荷本数は濃縮度 6 w/o, 4 w/o 及び 2 w/o 燃料に対して各々 3, 2, 1 本とした。⁽¹⁰⁾

3.4 炉心のモデル化

2.3 節で述べたように Mk - III 炉心設計では、計算機の記憶容量や計算時間上の制約から、多次元多群の計算が不可能だったため、解析目的に応じて種々の計算モデルに用いられている。したがって、それぞれの計算モデルに対応した炉心のモデル化が行われている訳であるが、ここでは、主として制御棒挿入炉心の反応度収支、出力分布、燃焼特性などを解析した CITATION の 3 次元 (Tr - Z) 2 群計算に対応する炉心モデル化について説明し、この他の 2 次元 (Tr, X - Y, R - Z) モデルなどについては必要に応じて補足するにとどめる。

(1) 炉心初期状態解析

Fig. 3.13 及び 3.14 に初期状態解析に用いた炉心領域区分を図示し、Table 3.2 にそれぞれの領域に対応する物質指定を示す。Mk - III 炉心は方位角方向に 60 度の周期性をもっているため、60 度の回転対称境界条件を用いて炉心の 1 / 6 に対する計算しか行っていないので、Fig. 3.14 にも 1 / 6 炉心断面に対する領域区分、物質指定及び計算メッシュ番号を示した。初期状態解析には巨視断面積を用いたブロック・スマ・モデルを用いているが、燃焼による原子数密度の変化がないだけでなく、ブロック平均群定数の作成に周辺ブロックのスペクトルの効果を取り入れない無限格子モデルを用いているので、物質種類及び領域数は比較的少なくて良い。なお、この炉内の空間的なスペクトル依存を一部考慮した検討も行ったが、今回の検討の範囲内では大きな影響は見い出せなかった。(第 9 章参照)

(i) 領域区分と物質指定

燃料体については、標準燃料体、制御棒插入用穴付燃料体及び、制御棒の插入された状態の制御棒插入用穴付燃料体の区分の他は、燃料濃縮度と温度状態(燃料及び減速材黒鉛)の相違により物質指定番号を変えている。特に温度指定については、本実験炉が冷却材の炉心入口温度(400°C)と出口温度(平均1,040°C)の差が大きく、また、軸方向の領域別燃料装荷を行い燃料温度の平担化を計っているにもかかわらず、制御棒の炉心上部からの部分挿入などにより、同一濃縮度燃料層内においても燃料及び減速材黒鉛の温度は最高で約600°Cを上廻る程の差異が生じるので、十分慎重に行う必要がある。今回は、計算機容量の制約から異なった温度指定による領域数の大巾な増加が許されなかったので、炉心上部の6w/o濃縮度燃料体2段を互に異なった領域とするにとどめ、他の濃縮度燃料体については軸方向に代表的な1組の燃料及び減速材黒鉛の温度を指定することにした。また反射体についてはTable 3.3に示すように、上部及び下部反射体と側部可動反射体(高さ方向に4種)、固定反射体でそれぞれ異なった温度指定を行っている。これらの領域の温度指定は、軸方向領域別装荷方式の検討結果やMk-I, II炉心設計における熱流動解析結果を参考にして決定しており、Mk-III炉心の3次元制御挿入状態に対する熱流動解析との反復計算により定めたものではない。この軸方向の炉心温度分布の核特性への影響は、Mk-II炉心設計において一部検討されているが、必ずしも無視出来ない程度となる場合がある。

(iii) 計算メッシュ数とメッシュ間隔

径方向の計算モデルとして3角メッシュモデルを用いた場合、1つの燃料体又は可動反射体の6角形状断面は正三角形に6分割され6点の計算点を持つことになる。固定反射体も3角メッシュを用いて分割され、炉心外周に当る固定反射体外側境界は、なるべく円に近くなるよう近似される。したがって、Mk-III炉心の73燃料体カラム、反射体平均厚さ105cmの場合を考えると、1/6炉心全体で230計算メッシュ点となり、CITATIONコードへの炉心レイアウト指定で考えるとX線方向26点、Y方向13点となる。メッシュ間隔をみると、炉心レイアウト指定上はX方向8.7cm、Y方向17.3cmとなるが、実際3次元計算で6点階差方程式を解く上で水平断面上の隣接3点の間隔は10cmである。この値は、今回の解析がエネルギー一群2群の拡散計算であることに応じて考えれば、制御棒が挿入されていない炉心については、燃料体での中性子拡散距離との比較から十分小さいと言えよう。しかし、制御棒が挿入された炉心においては、制御棒(を含むブロック)がかなり強い吸収体であるので、適用エネルギー群数ともに精度チェックの必要があろう。この制御棒が挿入された炉心に対するメッシュ間隔の反応度及び出力分布に及ぼす影響は、二次元計算で検討を行った。(第9章参照)

次に、軸方向のメッシュ間隔はFig. 3.13に見るように、上下部反射体に3点づつ、燃料体領域には1燃料当り3点づつの計27点をとっている。このメッシュ数は計算機容量の制約から定まっており、上下部反射体内で平均39cm、燃料体領域でも19cmという大きいメッシュ間隔となっている。しかし、後で行った計算精度チェックの結果によると、ある程度以下のメッシュ間隔の範囲では、軸方向のメッシュ間隔が炉心反応度及び出力分布に与える影響は、径方向メッシュ間隔の影響に比べて小さい。次に、制御棒操作の模擬或は最適な制御棒操作の導出の観点から考察する。第4章以降に述べる解析結果から出力運転(臨界)状態における制御棒の感度は、中心制御棒対(1対当りでの反応度価値が最大)でも $0.002 \Delta k_{eff} / 1$ メッシュ程度であるが、計

算モデル上の制限から第1リング制御棒を6対同時に駆動する場合を考えると約 $0.01 \Delta k_{\text{eff}} / 1$ メッシュとなる。この結果から、最適な出力分布を達成するための制御棒操作の詳細な検討には、必ずしも十分とは言えず、特に、今後起動時の制御棒引抜計画を作成するためには、軸方向メッシュ数を増加することが必要である。

なお、Fig. 3.13には2次元(R-Z)計算のメッシュの区分も同時に示しているが、設計目的に応じて十分な精度となるメッシュ数が確保できる。

この他の炉心計算上の条件としては、炉心外側での境界条件として外挿距離で中性子束がゼロ、及び炉心出力 50 MWt などがある。ただし、熱流動計算においては、炉心内燃料による出力は 47.5 MWt とし、制御棒及び反射体での発熱に 2.5 MWt と仮定している。また、(i)で説明した各領域毎物質の群定数の具体的値と、この算出法については次節で説明する。

(2) 炉心燃焼状態解析

炉心初期状態における解析では物質組成の燃焼に対する依存性を考慮する必要がないことから、炉心内の領域区分や物質指定は比較的簡単化できた。しかし、炉心の燃焼特性を解析する場合、出力密度や中性子スペクトルが著しい空間依存であることや燃焼に伴って制御棒の挿入深さが変ること等もあり、炉心を構成する物質組成の燃焼に伴う変化は物質の種類ばかりでなく空間的位置にも強く依存する。しかも、制御棒による臨界調整を行う上ではその挿入深さを出来るだけ詳しく模擬できる必要がある。本燃焼特性解析ではこれらの点を考慮するとともに、微視断面積セット作成のための格子中性子スペクトル計算におけるモデル化の適合性も配慮して、領域区分やメッシュ区分ならびに領域指定がなされた。

まず、径方向の空間指定であるが、これはFig. 3.15 のように定められた。メッシュ区分は初期状態解析の場合と同一で、1燃料体(反射)カラム当たり 6 点の 3 角メッシュである。領域区分としては中心オリフィス内の制御棒挿入用燃料体を 1 とし、第 2 オリフィス内の制御棒挿入用燃料体を 2、以下炉心内標準燃料体に対し中心から順次 3 ~ 13 とした。反射体に対しては制御棒挿入用可動反射体を 14, 15 とし、標準可動反射体を 16 ~ 23、そして固定反射体には 24 が割り当てられた。

次に軸方向領域およびメッシュ区分、ならびに炉心内の物質指定について述べる。Fig. 3.16 にその概略を示す。軸方向メッシュ区分としては上下反射体領域に各 3 点をとり、炉心領域に対しては上部燃料体 3 段に対して各 3 点、下部燃料体 4 段に対して各 2 点とした。従って、メッシュ巾は反射体部で 38 cm、上部 3 段燃料体で 19 cm、下部 4 段燃料体 28.5 cm と比較的大きいものとなったが、これは計算機容量の関係でメッシュ点数を増せなかったことによる。なお、炉心上部燃料体 3 段に対しメッシュ点数を多くしたのは制御棒の挿入深さを極力詳しく模擬しようとしたためである。一方、軸方向領域区分であるが、これは図からも明らかなように中心および第 2 オリフィス内の制御棒挿入用燃料体のうち上部 3 段についてメッシュ区分に合せて 1 燃料体に 3 種の領域指定をした場合を除いては、燃料体に対しては 1 燃料体 1 領域とした。反射体についてはその構造物質組成の燃焼依存がないこともあり、必ずしも 1 反射体に対して 1 領域の原則はとらず、温度分布を考慮した上で適当にまとめるものとした。結果としては炉心領域として 103 個、反射体領域として 32 個の合 135 領域がとられた。なお、ここで図の見方を若干説明する。領域 1 ~ 3 ならびに 4 ~ 6 は各々第 1 ならびに第 2 オリフィスの制御棒挿入用の炉心最上段の燃

料体に対することは言うまでもないが、例えば 7 ~ 17 は炉心最上段の標準燃料体に対するもので、径方向領域区分 (Fig. 3.15) の 3 ~ 13 の計 11 の燃料体に、この順で対応していることを意味する。

最後に物質指定について述べるが、燃料体に対しては燃料体構造、燃料濃縮度、燃料及び減速材（黒鉛）温度の違いで、反射体に対してはその構造及び黒鉛温度の違いで物質区分することを原則とした。従って、炉心上部 2 段の燃料体の濃縮度が同じにもかかわらず物質指定が異なるのは温度の違いによるものであり、同様のことは反射体に対してもいえる。以上の考えに依り、燃料体物質として 8 種、反射体物質として 18 種が準備された。なお、これら全 26 種の物質区分は 3.5 節で詳しく述べられる (Table 3.4)。

3.5 格子燃焼特性と群定数の作成

前述したように、Mk - III 炉心核特性の解析は、格子計算コードにより作成されたブロック平均の群定数（初期特性解析に対してはブロック毎の巨視断面積、燃焼特性解析に対しては核種毎の微視断面積）を用いて、炉心計算コード CITATION により実施している。ここでは 3.4 節でモデル化した各領域及び各物質の群定数の作成法について、初期特性解析用と燃焼特性解析用に分けて説明するとともに、格子燃焼特性についてもふれる。

(1) 炉心初期特性

初期特性解析に用いた群定数は、定格運転状態の解析に用いたものだけで Table 3.3 に示したように、燃料体について 12 種、反射体について 18 種の計 30 種である。これらをブロック平均群定数の作成手順の観点から 3 分類すると、以下のごとく 3 つに分類できる。

- ① 可燃性毒物を含む標準燃料体 [Table 3.3 の No. 3, 6, 9, 12]
- ② 制御棒の挿入された燃料体または反射体 [Table 3.3 の No. 1, 4, 7, 10, 13, 18, 21, 24, 27]
- ③ ①及び②以外の燃料体及び反射体

まず、①に属する可燃性毒物を含む標準燃料体は、燃料濃縮度と温度（燃料、黒鉛）をパラメータとし、計 4 種類あるが、すべて本 Mk - III 炉心設計作業の中で DELIGHT - 2 コードを改良した DELIGHT - B コードにより作成した。すなわち、粒径 600μ の B_4C 粒子と黒鉛粉末との混合燃結体からなる直径 8 mm の細棒として、標準燃料体黒鉛ブロックの端にあけられた孔に封入された可燃性毒物は、粒子と細棒の両方の形状に依存したエネルギー領域における自己遮蔽効果が大きいため、計算対象領域に平均化した可燃性毒物濃度を用いた均質計算では正しい群定数を算出できない。DELIGHT 2 コードでは、共鳴吸収の大きい特定核種 ($U - 238$, $Th - 232$) に対しては、燃料粒子及び燃料棒の形状に依存する 2 種の非均質性を考慮した実効微視断面積を用いてスペクトル計算を実施して領域平均の群定数を作成するが他の核種については考慮することができない。今回は DELIGHT - B により、高速・共鳴エネルギー領域 ($\geq 2.38 \text{ eV}$) 7 群、熱エネルギー領域 ($< 2.38 \text{ eV}$) 9 群の計 16 群で B - 10 の吸収断面積に形状からくる自己遮蔽効果を考慮して、領域平均の群定数を作成した。すなわち、まず高速・共鳴エネルギー領域 69 群、熱エネルギー領域 50 群のスペクトル計算は可燃性毒物の存在を無視（不純物としての B - 10 は考慮する。）した従来の DELIGHT - 2 計算を行い、16 群に縮約した核種毎の微視断面積を算出する。

次いで、可燃性毒物粒子を単位とする球状セル及び可燃性毒物棒を単位とする円柱セルに、それぞれ衝突確率理論を適用して、可燃性毒物粒子及び毒物棒の16群の自己遮蔽因子をそれぞれ求める。この2種の自己遮蔽因子を用いて実効微視断面積を算出したのち、可燃性毒物の存在を考慮した標準燃料体の無限格子体系での16群の臨界計算を行い、得られた中性子スペクトル分布を用いて炉心計算に必要な2～4群縮約定数を作成する。なお、可燃性毒物の存在を無視した多群スペクトル計算により得られた中性子束分布を使って縮約した16群微視断面積を用いて、可燃性毒物の自己遮蔽因子を算出しているが、この関係は次に述べる②の制御棒の挿入されたブロックの平均群定数作成における、多群スペクトル計算と制御棒の縮約微視断面積との関係と同一であり、後者に対する精度検討から、このための誤差は余り大きくなないと考えられる。

分類②に属する制御棒の挿入されたブロックには、燃料体が①の標準燃料体と同一分類の4種、反射体は上部可動反射体（1種）と側部反射体（温度をパラメータとして4種）があり、計9種である。領域平均群定数の作成は、まず制御棒を含まない制御棒挿入用穴付燃料体または反射体（ただし、制御棒の挿入されるべき空間は原子数密度算出においては考慮しない。）に対して DELIGHT-2 により多群スペクトル計算を実施し、得られた中性子束分布を用いて物質毎の4群微視断面積を作成する。次いで、この4群定数を用いて、制御棒を領域の中心に含む1/2スパーセル（7ブロックで構成されるスパーセルを相似的に1/2に縮小した仮想セル）を対象とする SLALOM コードによる1次元・4群計算を行い、制御棒の挿入された燃料体または反射体の領域平均群定数を算出する。なお、前述したように、4群縮約微視断面積の作成に制御棒の存在を考慮しない多群スペクトル計算から求まる中性子束スペクトルを用いることの誤差は余り大きくなない。これは制御棒の吸収のうち、表面での吸収が支配的（自己遮蔽効果が大きい）であることが大きな理由であろう。また、上記縮約用中性子束スペクトルとして、制御棒挿入用穴付燃料体のものを用いても、標準燃料体のものを用いても、得られる領域平均群定数には有意の差はない。同様に、炉心の燃料領域に接する制御棒の挿入された可動反射体の平均群定数を作成するに際して、1/2スパーセルの外側領域を標準燃料体としても標準可動反射体としても、大きな差を生じない。ただし、実際にはスパーセル（7ブロック）に2本（1対）挿入されている制御棒を、1/2スパーセル（7/2ブロック）に1本が挿入されていると置き換えてることの誤差（過大評価）は小さくないと考えられ、今後とも、制御棒対配置の相互干渉効果を評価できる2次元コードによる検討・評価が必要である。

最後に分類③に属するものは、制御棒挿入用穴付燃料体が4種（標準燃料体と同一分類）と反射体が13種（上部反射体2種、下部反射体2種、側部可動反射体8種、固定反射体1種）の計17種ある。これらについては、DELIGHT-2 コードによる無限格子体系のスペクトル計算により求めた。なお、反射体に対する計算では、核分裂物質を極小濃度 (10^{-20} コ/ cm^3) だけ含むと仮定したスペクトル計算を実施している。

また、反応度バランスの解析などに用いた冷温状態の群定数や2群以外の群定数についても全く同様な方法により算出している。

なお、DELIGHT-2 または DELIGHT-B を用いる際、上記の説明で述べた以外の具体的な入力値には種々あるが、主要なものについて以下に簡単に説明しておく。まず、出力密度については、炉心平均で 2.2 w/ cm^3 であるが、燃料ピン当たりの分担出力が等しいと仮定して、標準燃料

体では 2.37 w/cm^3 , 制御棒挿入穴付燃料体で 0.59 w/cm^3 としている。また、各々の燃料体及び反射体における原子数密度は、作業工程上の関係で第1次概念設計の燃料体設計が終了する前に、想定された燃料体形状から算出された値を用いており、第1次概念設計終了時点での燃料体形状から求まる値とは多少異なっていよう。なお、共鳴吸収計算においては、ドップラー効果及びダンコフ効果を考慮している核種は U-238 のみである。

(2) 炉心燃焼特性

炉心燃焼特性解析は3次元拡散近似計算コード CITATION を使用し、断面積処理形式として「ミクロ断面積」方式により行うことについては 2.3(2) で述べた。そして、3.4(2) では解析におけるメッシュ区分、領域区分、物質指定等の計算に対するモデル化について詳述した。

その中で本解析に際して炉心領域に8個、反射体領域に18個の物質指定をとることを明らかにした。そこで、これら計26個の物質毎微視断面積セットの作成方法をここで述べる。

まず、指定物質の概要を Table 3.4 に示す。表からもわかるように、炉心（燃料）領域の8物質区分とは、

- ① 燃料濃縮度 6 w/o, 燃料温度 950°K , 制御棒挿入用燃料体,
- ② " 6 w/o, " 950°K , 標準燃料体,
- ③ " 6 w/o, " $1,050^\circ\text{K}$, 制御棒挿入用燃料体,
- ④ " 6 w/o, " $1,050^\circ\text{K}$, 標準燃料体,
- ⑤ " 4 w/o, " $1,200^\circ\text{K}$, 制御棒挿入用燃料体,
- ⑥ " 4 w/o, " $1,200^\circ\text{K}$, 標準燃料体,
- ⑦ " 2 w/o, " $1,400^\circ\text{K}$, 制御棒挿入用燃料体,
- ⑧ " 2 w/o, " $1,400^\circ\text{K}$, 標準燃料体,

の8個である。一方、反射体に対する18物質区分とは上部可動反射体3個（標準、制御棒挿入用、制御棒挿入の各反射体）、下部可動反射体2個（標準、制御棒挿入用、制御棒挿入の反射体について各々黒鉛温度4種づつ）および固定反射体1個である。

次にこれら26個の断面積セットの作成方法を述べる。まず、反射体であるがこれは燃焼依存性がないことから、炉心初期特性解析に対して DELIGHT-B 及び SLALOM を用いて群定数を作成する際得られた格子平均の2群縮約巨視断面積をそのまま使用した。即ち、これら巨視断面積をあたかも反射体を構成する1個の見掛け上の核種の微視断面積として取り扱ったわけである。

しかし、燃料体の断面積セットについては必ずしもこのような簡便化した扱いはできない。そこで、まず炉心初期特性解析に際して行ったと全く同様の条件のもとにこれら燃料物質毎に DELIGHT-B で核種毎16群微視断面積を算出し、次いでそれを CITL-IB で2群に縮約した。その際の各断面積セット内での取り扱い核種及びその標識番号は Table 3.4 に示した通りである。これらの中で特に問題になるのは制御棒構成材および可燃性毒物であり、いづれも空間遮蔽効果を考慮する必要がある。そこで、まず制御棒構成材としては吸収体 B_4C と保護管 ハステロイ-X をとるものとし、各々についてはそれ自身の燃焼ならびに遮蔽因子の燃焼依存性は無視するものとした。すなわち、炉心初期特性解析における制御棒挿入燃料体の巨視断面積作成と全く同様の条件で、SLALOM により縮約2群中性子束を計算し、遮蔽因子を算出した。最終的に使用された制御棒吸収体 B_4C ならびに保護管 ハステロイ-X の実効巨視断面積を Table 3.5 に示した。な

お、これら2物質については燃焼依存性を無視したことから、反射体と同様の処理ができるため、巨視断面積をやはり見掛け上の微視断面積として取り扱かった。

一方、可燃性毒物はそれ自身著しく燃焼するため、実効断面積算出にはその影響を考慮しなければならない。そこで、まず可燃性毒物は絶対量としては少ないので中性子吸収以外の反応は無視するものとし、微視吸収断面積のみを取り扱うものとした。そして、DELIGHT-Bにより燃料濃縮度6, 4, 2 w/o の標準燃料体4種に対する格子燃焼計算を行い(6 w/o に対しては温度の違いにより2種、また制御棒挿入用燃料体には可燃性毒物が装荷されないので計算不用)、その結果から可燃性毒物濃度と遮蔽因子の相関を求め、それを用いて実効吸収断面積を算出した。Table 3.6及び3.7に各遮蔽因子と実効微視吸収断面積についての計算結果を示した。

以上の断面積セットを用いて解析された炉心燃焼特性については第6章以後で述べる。

Table 3.1 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 0.2808	-23.6 31.9	0.8795 0.0702	-13.7 9.9
2	61	54	7	1.0929	8.5	0.8120 0.2809	-23.2 31.7	0.8800 0.0680	-13.6 9.6
3	67	60	7	1.0997	9.1	0.8175 0.2822	-22.3 31.4	0.8823 0.0648	-13.3 9.0
4	73	66	7	1.1068	9.6	0.8240 0.2828	-21.4 31.0	0.8865 0.0625	-12.8 8.6
5	85	72	13	1.0918	8.4	0.8021 0.2897	-24.7 33.1	0.8573 0.0552	-16.6 8.1
6	91	78	13	1.0947	8.7	0.8064 0.2883	-24.0 32.7	0.8593 0.0529	-16.4 7.6
7	109	90	19	1.00991	9.0	0.8167 0.2824	-22.4 31.4	0.8645 0.0478	-15.7 6.7
8	121	102	19	1.1018	9.2	0.8261 0.2757	-21.1 30.3	0.8689 0.0428	-15.1 6.0
9	57	51	6	1.0894	8.2	0.8075 0.2819	-23.8 32.0	0.8726 0.0651	-14.6 9.2
10	69	57	12	1.0947	8.7	0.8161 0.2786	-22.5 31.2	0.8779 0.0618	-13.9 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 3.2 Trial core constitution of Mark-III and nuclear, thermal-hydraulic characteristics

No. of pins in block	Case No.	I (Mark-II)	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	6/3
(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												60
(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	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	61	61	61	61	73	73	73	73	91	109	
(6) Number of control rod pairs (Core/Reflector)	19	19	19	19	19	19	19	19	19	19	25	31	
(7) Core height (H) m	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ¹ , 6 ⁰	7/6 ² , 6 ⁰	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ³ , 6 ¹	7/6 ² , 6 ⁰	13/6 ² , 6 ⁰	19/12 ⁰				
(8) Eq. core diameter (D) m	2.69	2.34	2.46	2.46	2.46	2.46	2.69	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	5.50	5.75	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	1.63	1.49	1.49	1.49	1.49	1.49	1.40(1.35)	
(11) Number of fuel channels	1251	927	597	669	669	669	813	813	813	813	507	597	
(12) channelwise power kW	40.0	53.9	83.8	74.7	74.7	74.7	61.5	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	2.63	2.20	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	32.9	29.8	26.7	26.9	
(15) Nc/Nu (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) (i) (16) and (17) are based on the power distribution and orificing mode in Mk-II.
 (ii) (18) and (19) are guessed from cell calculation.
 (iii) (20) is based on 2-D core calculation.

Table 3.3 Region No. and macro-library

Region No.	Material & position	Block	T _f (°K)	T _m (°K)
1		CB(R)		
2		CB	950	600
3	E = 6 w/o	SB		
4		CB(R)		
5		CB	1050	900
6		SR		
7		CB(R)		
8	E = 4 w/o	CB	1200	1050
9		SB		
10		CB(R)		
11	E = 2 w/o	CB	1400	1200
12		SB		
13		CB(R)		
14	Ax. Top Reflector	CB	—	673
15		SB		
16		CB	—	
17	Ax. Bottom Reflector	SB	—	1273
18		CB(R)		
19		CB	—	600
20		SB		
21		CB(R)		
22	Rad. Removable Refl.	CB	—	900
23		SB		
24		CB(R)		
25		CB	—	1023
26		SB		
27		CB(R)		
28		CB	—	1200
29		SB		
30	Rad. Fixed Reflector	SB	—	

Table 3.4 Material identification number in library of microscopic cross section sets

Lib.1 ~ Lib.8* (core)			Lib.9 (Reflector)			
No.	I.D No.	Nuclide	No.	I.D. No.	Nuclide	(°K)
1	5	U-235	1	43	A.T.C(R)	673
2	6	U-236	2	44	A.T.C	"
3	8	U-238	3	45	A.T.S	"
4	9	Pu-239	4	46	A.B.C	1273
5	10	Pu-240	5	47	A.B.S	"
6	11	Pu-241	6	48	R.C(R)	600
7	12	Pu-242	7	49	R.C	"
8	14	Xe-135	8	50	R.S	"
9	15	Sm-149	9	51	R.C(R)	900
10	17	F.P(U-235)	10	52	r.c	"
11	18	F.P(Pu-239)	11	53	R.S	"
12	19	F.P(Pu-241)	12	54	R.C(R)	1023
13	20	C-12	13	55	R.C	"
14	21	O-16	14	56	R.S	"
15	22	Si	15	57	R.C(R)	1200
16	24	He	16	58	R.C	"
17	25	H	17	59	R.S	"
18	26	B-10(impurity)	18	60	F.R	773
19	27	B ₄ C				
20	28	HX				
21	31	B-10(BP , f=0.1)				
22	32	" (" , 0.2)	*Lib 1--E=6w/o, T _f =950°K, CB 2-- " , " , SB 3-- " , T _f =1050°K, CB 4-- " , " , SB 5--E=4w/o, " , CB 6-- " , " , SB 7--E=2w/o, " , CB 8-- " , " , SB 9--Reflector			
23	33	" (" , 0.3)				
24	34	" (" , 0.4)				
25	35	" (" , 0.5)				
26	36	" (" , 0.6)				
27	37	" (" , 0.7)				
28	38	" (" , 0.8)				
29	39	" (" , 0.9)				
30	40	" (" , 1.0)				

ATC ; Axial top reflector with control rod insertion holes

ATS ; Axial top standard reflector

ABC ; Axial bottom reflector with control rod insertion holes

ABS ; Axial bottom standard reflector

RC ; Radial reflector with control rod insertion holes

RS ; Radial standard reflector

FR ; Fixed reflector

(R) ; With control rods

CB ; Fuel element with control rod insertion holes

SB ; Standard fuel element

Table 3.5 Effective macroscopic cross sections for absorber B_4C and sheath Hastelloy-X of control rod

Fuel Σ	E=6 w/o $T_f = 950^\circ K$	E=6 w/o $T_f = 1050^\circ K$	E=4 w/o	E=2 w/o
B_4C	Σ_a^1	7.1904-3	7.1917-3	7.2650-3
	Σ_{tr}^1	2.2587-2	2.2590-2	2.2693-2
	Σ_r^1	1.0930-4	1.0930-4	1.0295-4
	Σ_a^2	1.3609-2	1.3651-2	1.3578-2
	Σ_{tr}^2	1.4200-2	1.4290-2	1.4193-2
Hastelloy-X	Σ_a^1	1.1741-4	1.1741-4	1.1809-4
	Σ_{tr}^1	9.6459-3	9.6497-3	9.6721-3
	Σ_r^1	2.4760-5	2.4761-5	2.4216-5
	Σ_a^2	1.1337-3	9.7124-4	9.3117-4
	Σ_{tr}^2	7.6230-3	7.4841-3	7.3671-3

* Unit ; cm^{-1}

Table 3.6 Shielding factors for burnable poison

Fuel	N or G	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
6% 950°K	N	1.324e-6	1.037e-6	8.594e-7	7.220e-7	5.349e-7	4.247e-7	2.867e-7	1.522e-7	6.991e-8	.9.427-9
	1	0.89696	0.91421	0.92521	0.93399	0.94635	0.95362	0.96319	0.97275	0.97863	0.9829
	2	0.32884	0.38557	0.42903	0.4702	0.54005	0.59124	0.67008	0.76914	0.84541	0.91208
6% 1050°K	N	1.324e-6	1.013e-6	8.282e-7	6.226e-7	4.467e-7	3.473e-7	2.646e-7	1.410e-7	6.653e-8	3.306-9
	1	0.89703	0.91574	0.92728	0.94055	0.95222	0.95901	0.96476	0.97350	0.97889	0.98328
	2	0.36016	0.42372	0.47097	0.53690	0.60887	0.65832	0.70577	0.79069	0.85244	0.91335
4%	N	8.829e-7	7.086e-7	5.286e-7	4.24e-7	3.115e-7	2.189e-7	1.463e-7	9.275e-8	3.269e-8	1.047-9
	1	0.89645	0.91223	0.92921	0.9394	0.95078	0.96017	0.96793	0.97356	0.98010	0.98333
	2	0.36529	0.41786	0.48711	0.53727	0.60436	0.67273	0.73755	0.79373	0.8667	0.91251
2%	N	4.412e-7	3.405e-7	2.847e-7	2.353e-7	1.918e-7	1.209e-7	6.566e-8	2.968e-8	4.473e-9	7.120-12
	1	0.89592	0.91433	0.92494	0.93454	0.94324	0.95782	0.96931	0.97714	0.98258	0.98338
	2	0.36869	0.43029	0.47274	0.51718	0.56337	0.65747	0.75412	0.83314	0.89887	0.91147

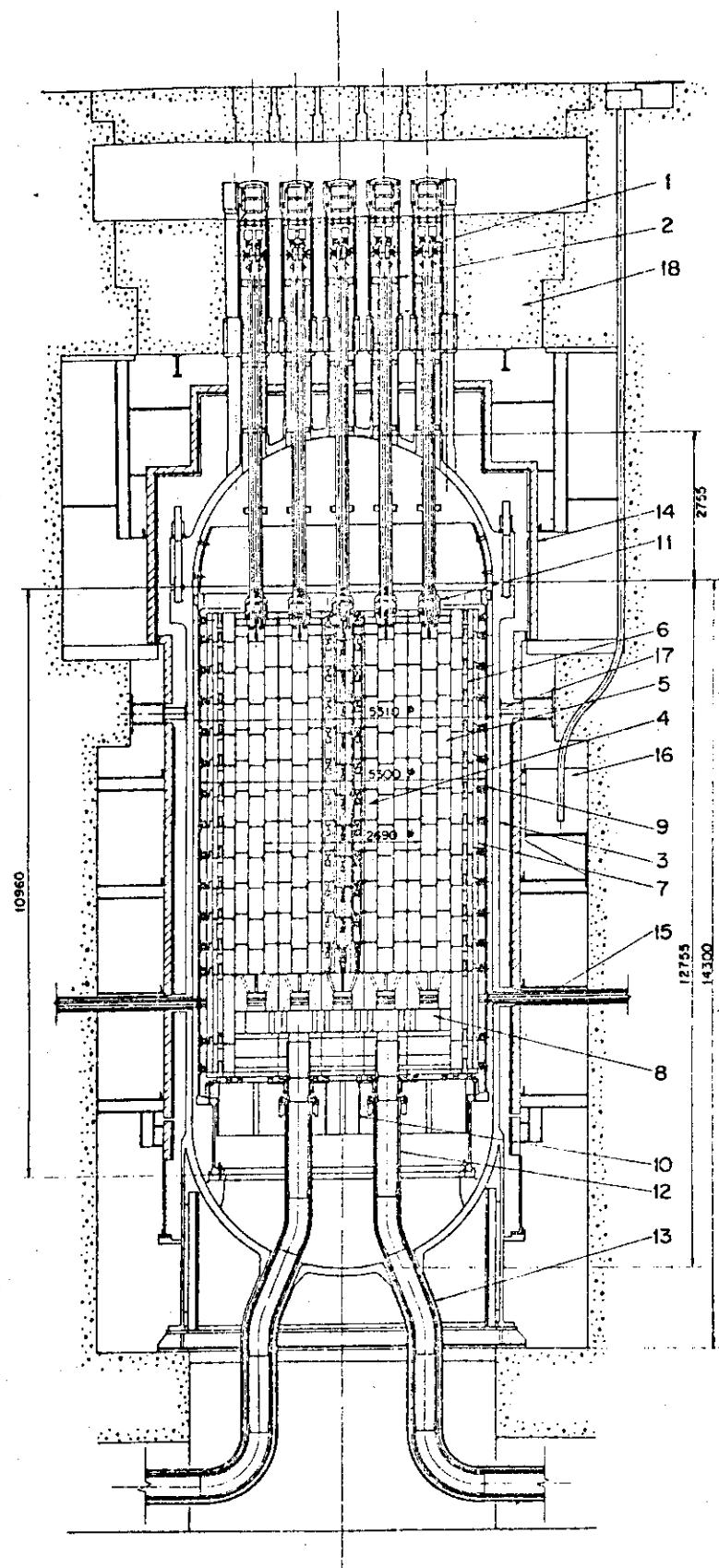
N ; Mean atomic number density of boron-10 in fuel block ($\times 10^{24}/\text{cm}^3$)
 G ; Energy Group Number

Table 3.7 Effective microscopic absorption cross sections (σ_a , eff) of burnable poison, B-10

Fuel Group No.	Energy Group No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	$\bar{\sigma}_a$
6 w/o	1	40.83	41.61	42.11	42.51	43.08	43.41	43.84	44.28	44.55	44.74	45.519
	2	608.29	713.23	793.62	869.78	998.98	1093.7	1239.5	1422.8	1563.8	1687.2	1849.8
6 w/o	1	40.76	41.61	42.14	42.74	43.27	43.58	43.84	44.24	44.48	44.68	45.443
	2	582.34	685.11	761.51	868.11	984.48	1064.4	1141.2	1278.5	1378.3	1476.8	1616.9
4 w/o	1	41.21	41.93	42.71	43.18	43.70	44.13	44.49	44.75	45.05	45.20	45.965
	2	574.31	656.96	765.83	844.70	950.17	1057.7	1159.6	1247.9	1364.2	1434.6	1572.2
2 w/o	1	41.64	42.50	42.99	43.43	43.84	44.52	45.05	45.41	45.67	45.10	46.477
	2	583.38	680.85	748.02	818.33	891.42	1040.3	1193.2	1318.3	1422.3	1442.2	1582.3

* $\sigma_{a,eff}$; (shielding factor) $\times \bar{\sigma}_a$ ** σ_a ; Microscopic absorption cross section without space shielding

*** Unit ; barn



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 researve cooling system
15	Stand pipe for T/C
16	Thermal column
17	Fixed mechanism of pressure vessel
18	Biological shielding

Fig. 3.1 Reactor structure

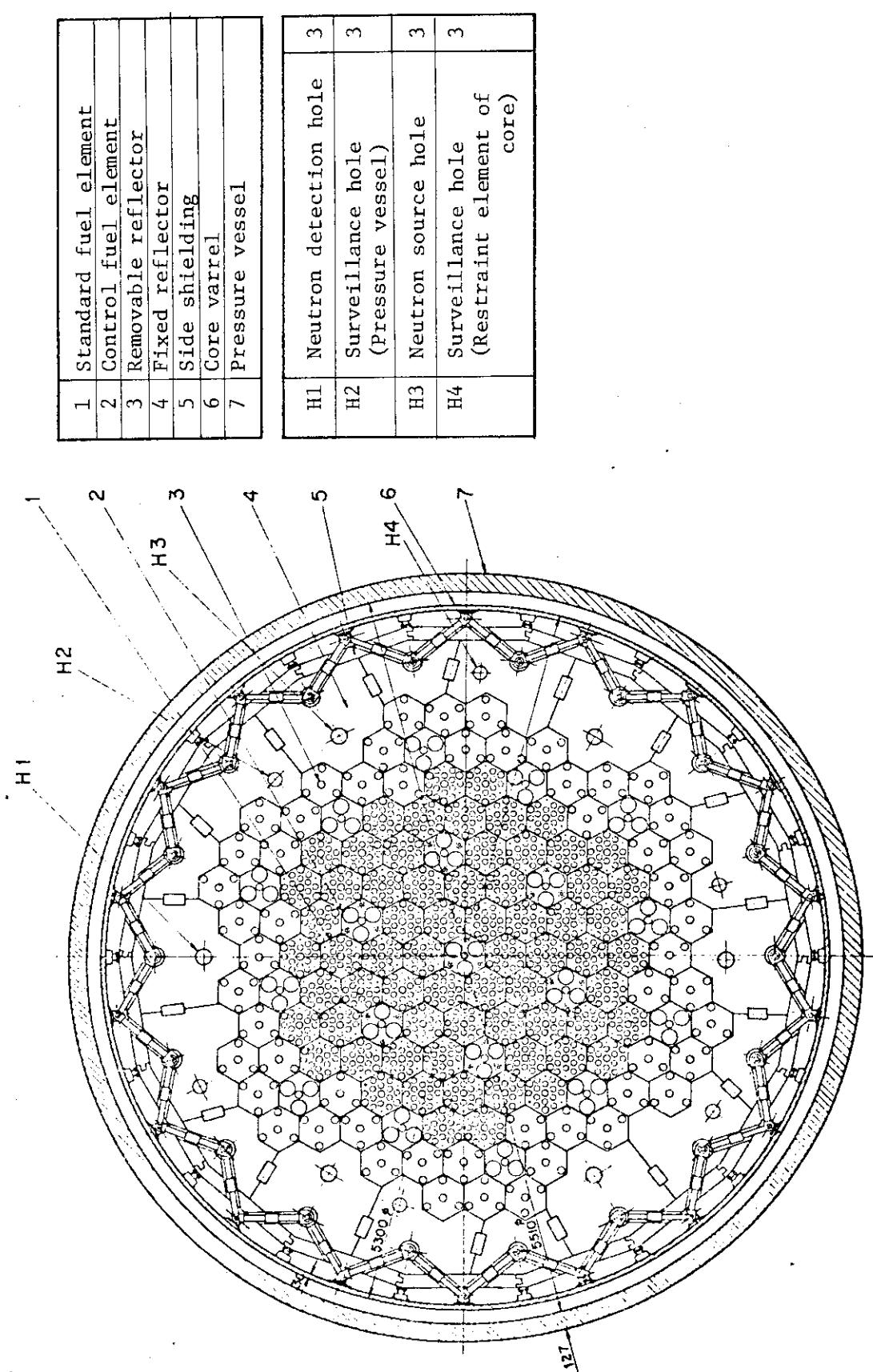


Fig. 3.2 Core configuration

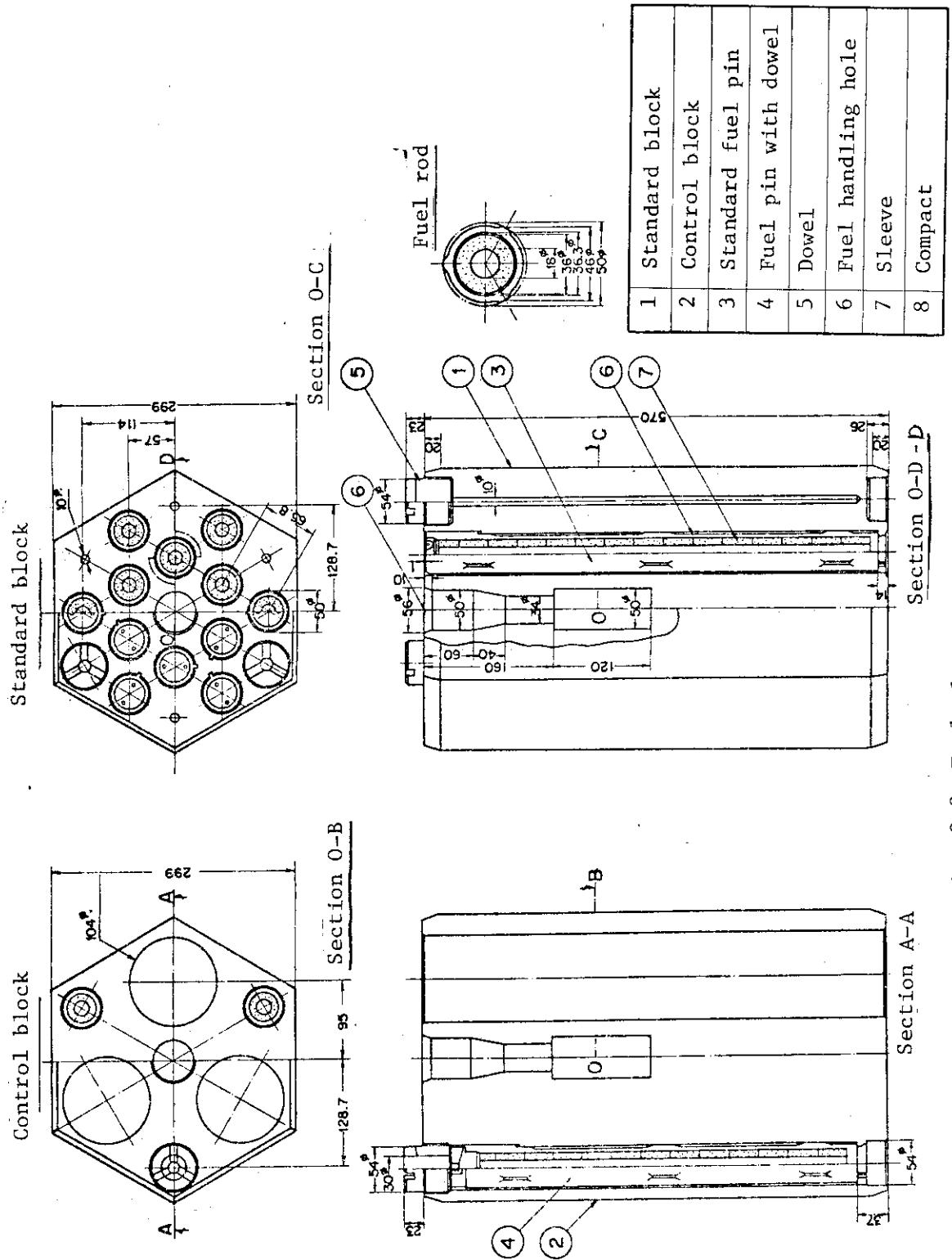


Fig. 3.3 Fuel elements

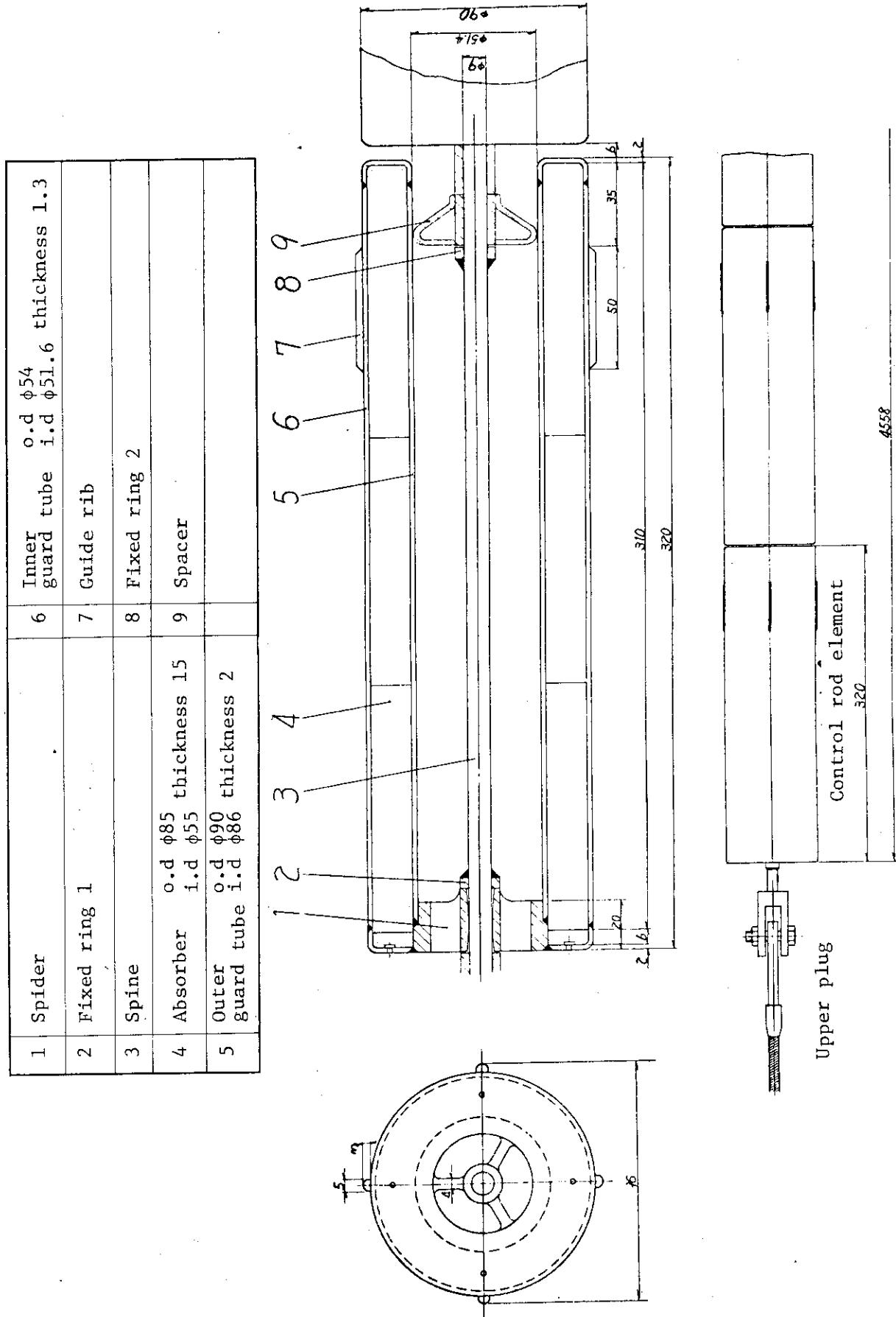


Fig. 3.4 Control rod

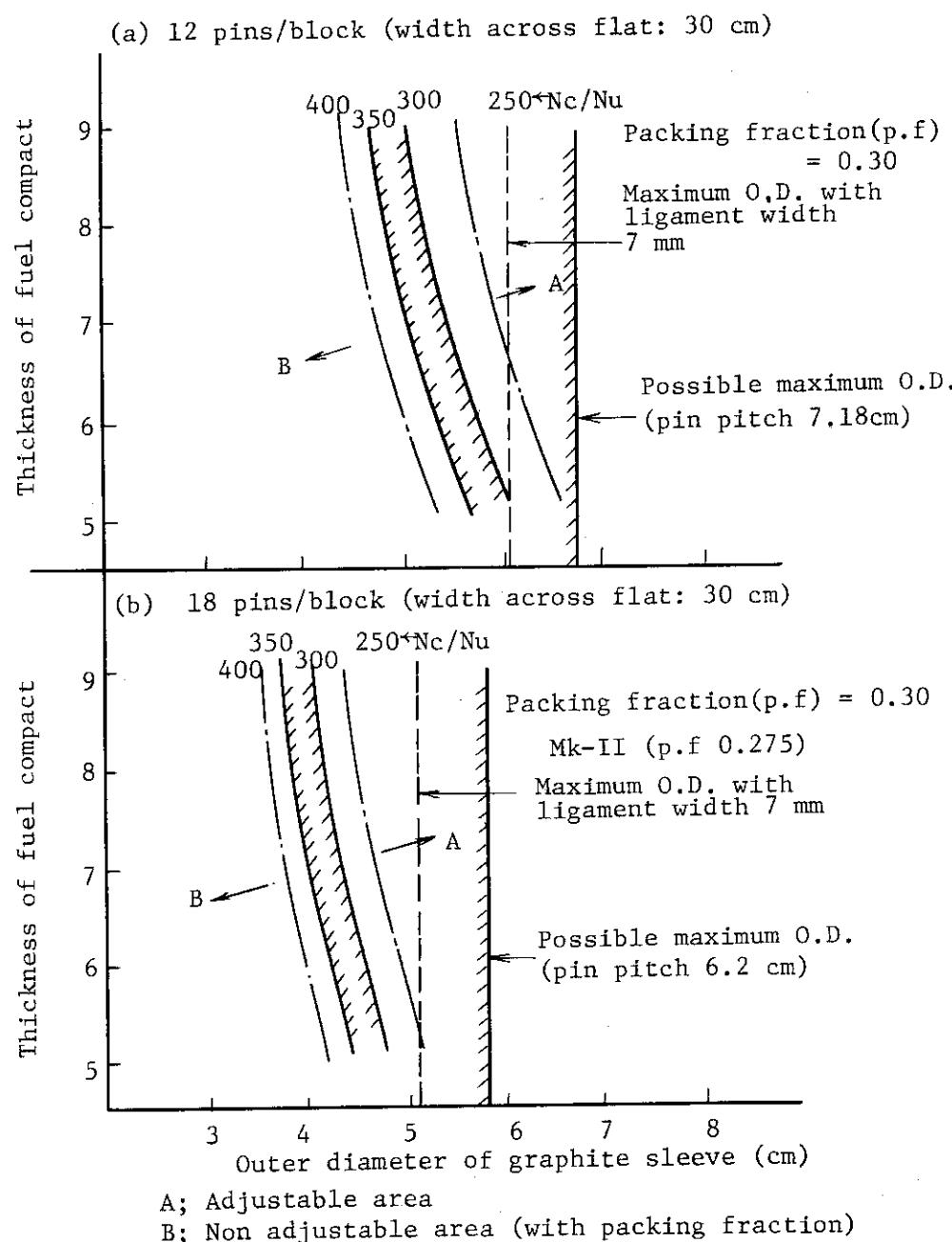


Fig. 3.5 Atomic ratio of carbon to uranium (Nc/Nu) and dimension of fuel pin.

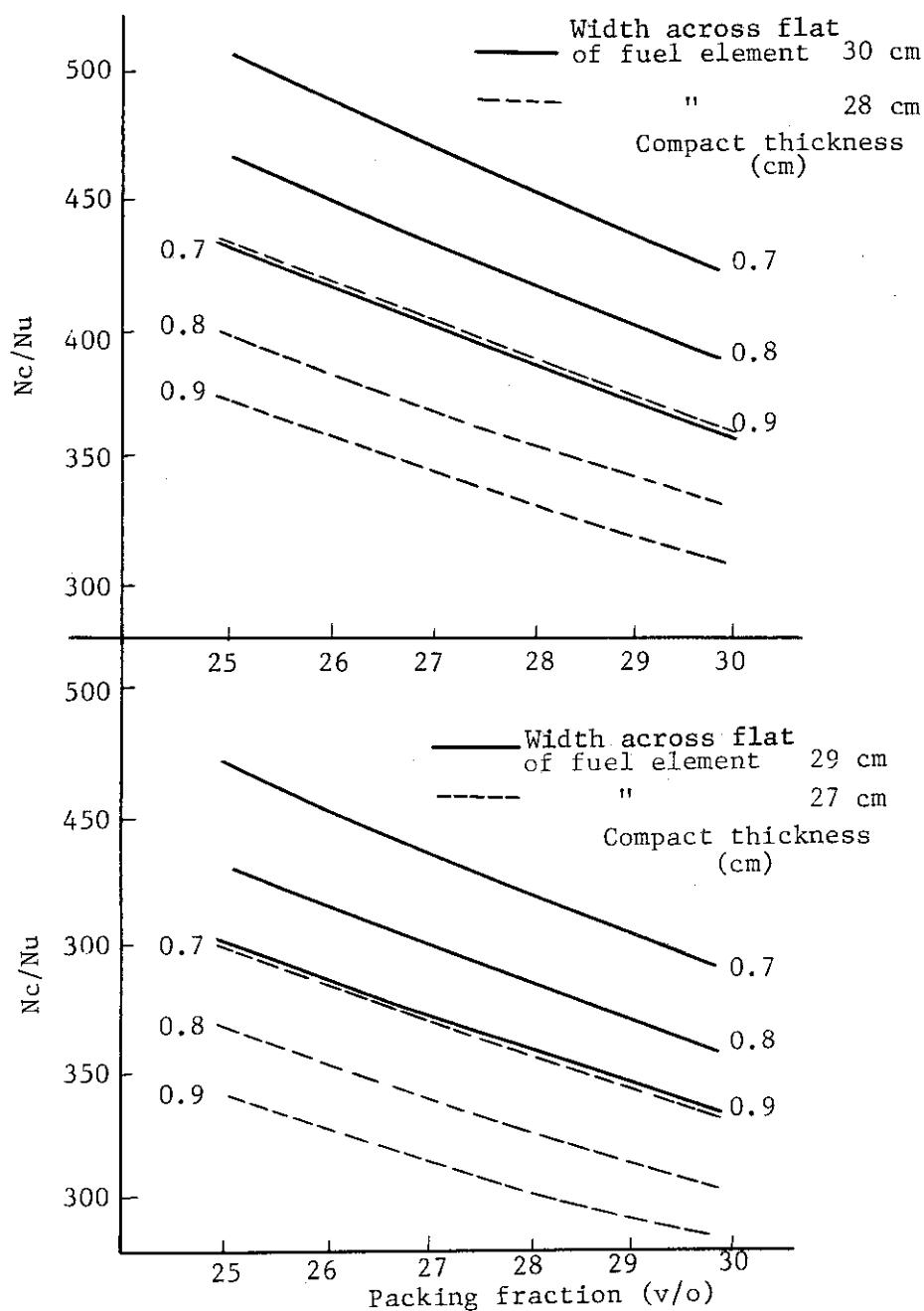
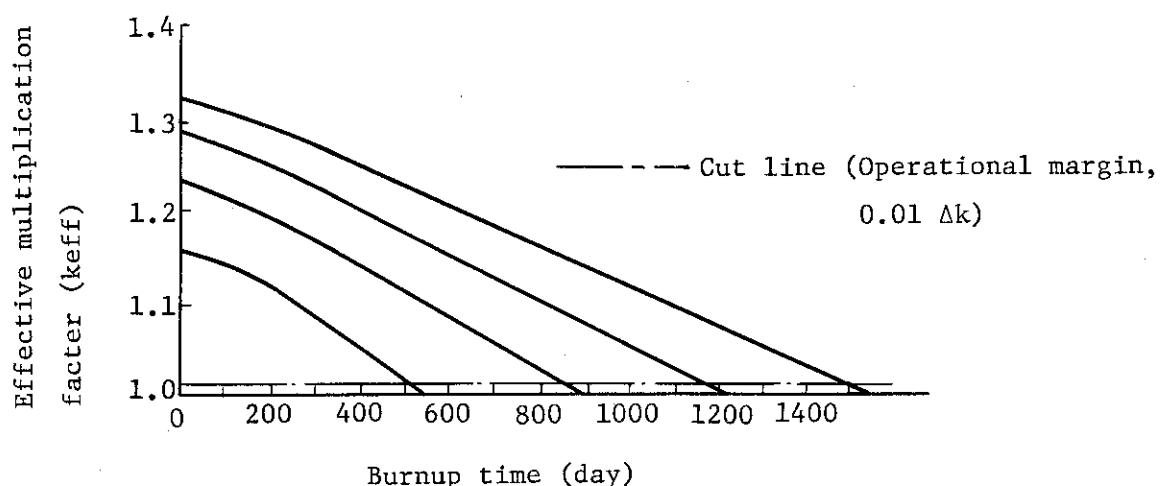


Fig. 3.6 Atomic ratio of carbon to uranium (Nc/Nu) in case VIII core

(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 reatlivity (corrected results)

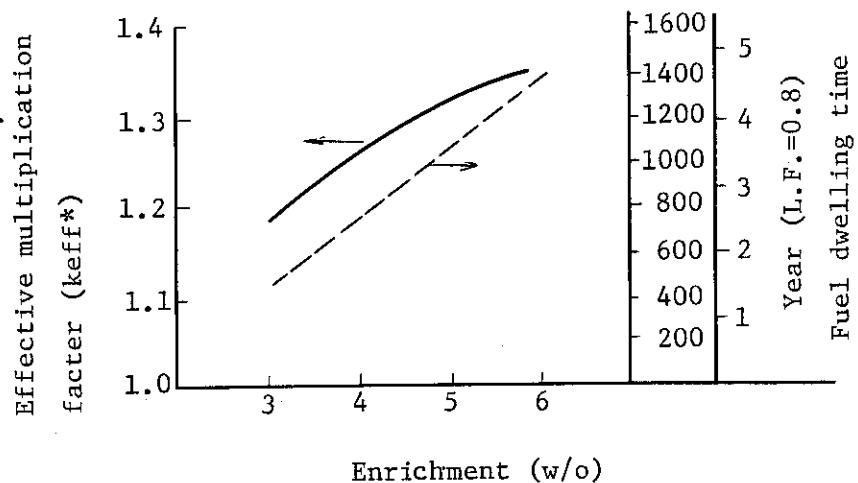


Fig. 3.7 Survey of equivalent fuel enrichment.

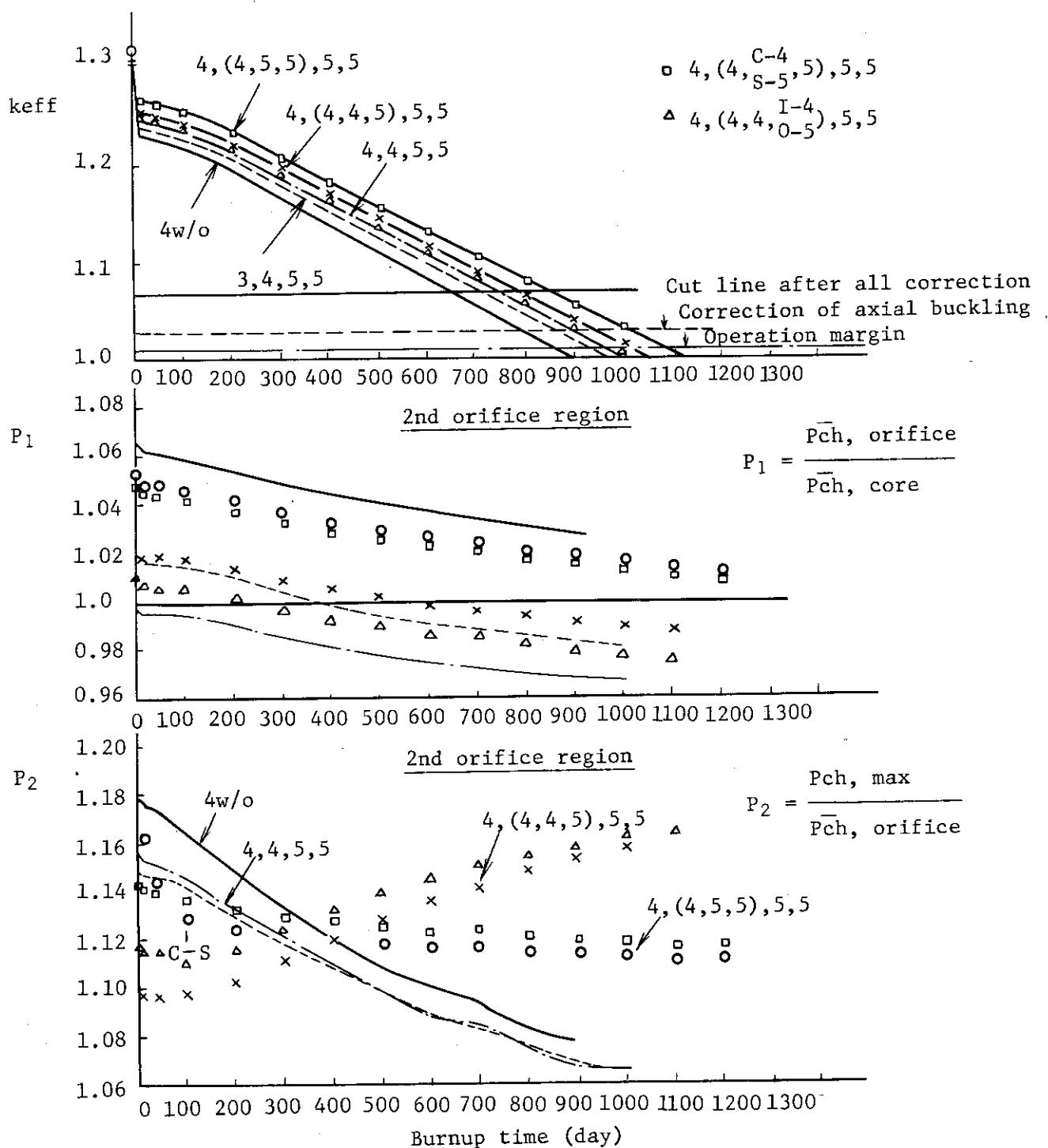


Fig. 3.8 Variation of effective multiplication factor and channel power peaking factors (P_1 & P_2) with fuel burnup (ZADOC-3, 2D-XY, 2G).

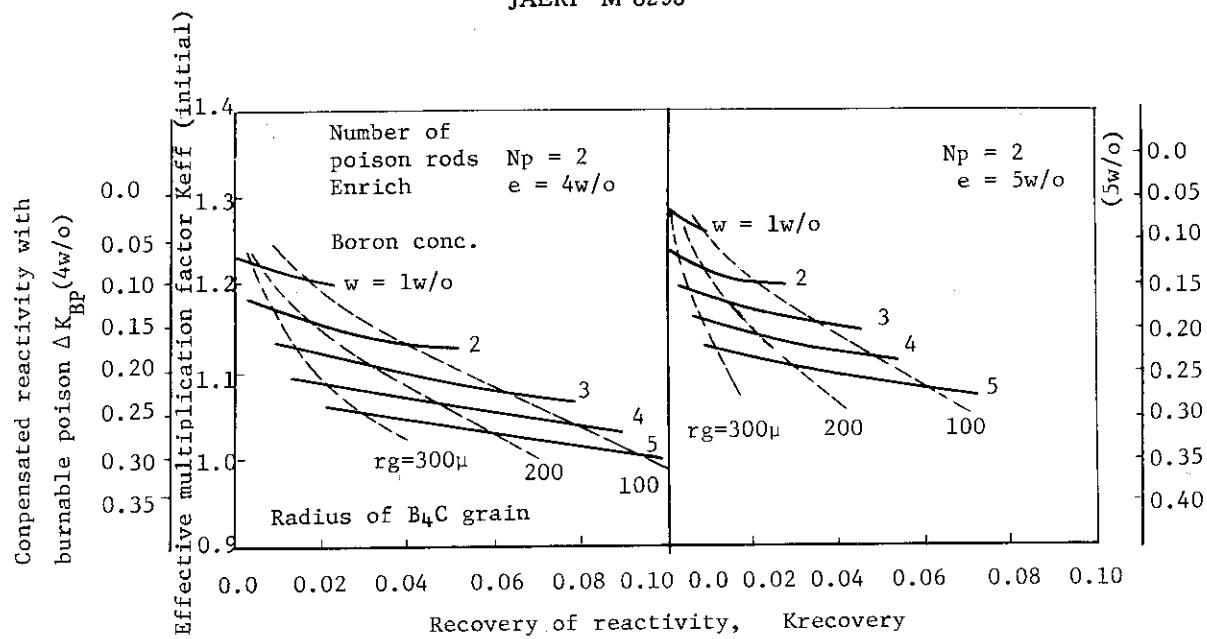


Fig. 3.11 Reactivity compensation and reactivity recovery of burnable poison

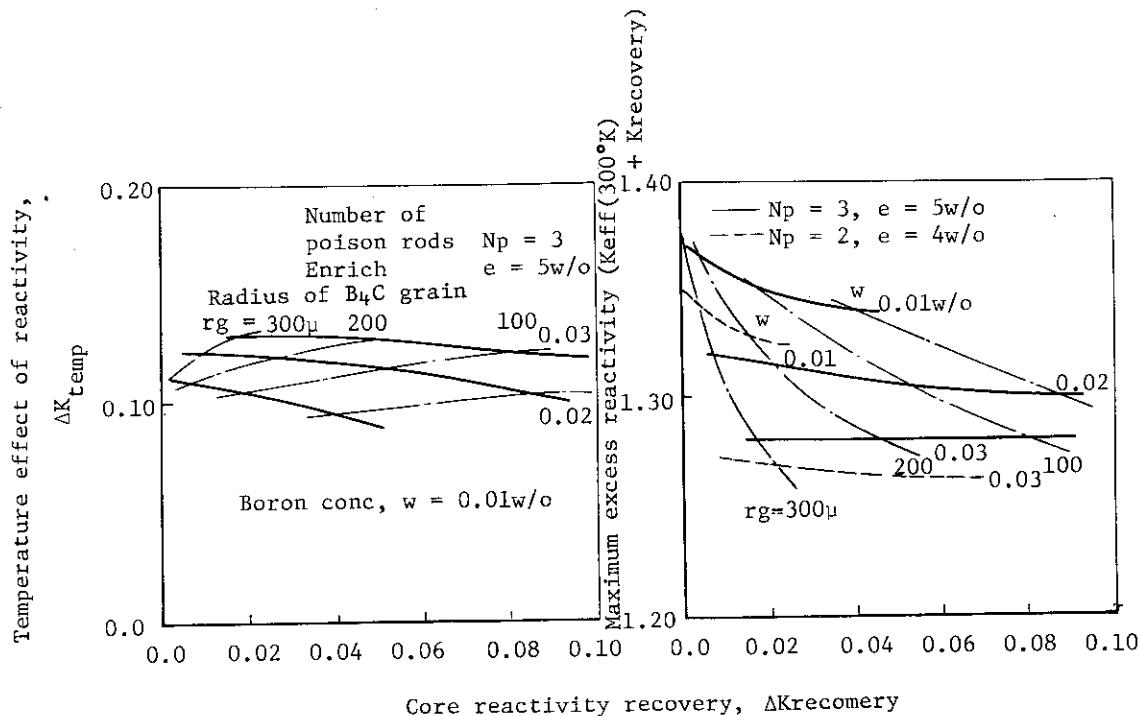


Fig. 3.12 Influence of burnable poison use on the temperature effect of reactivity.

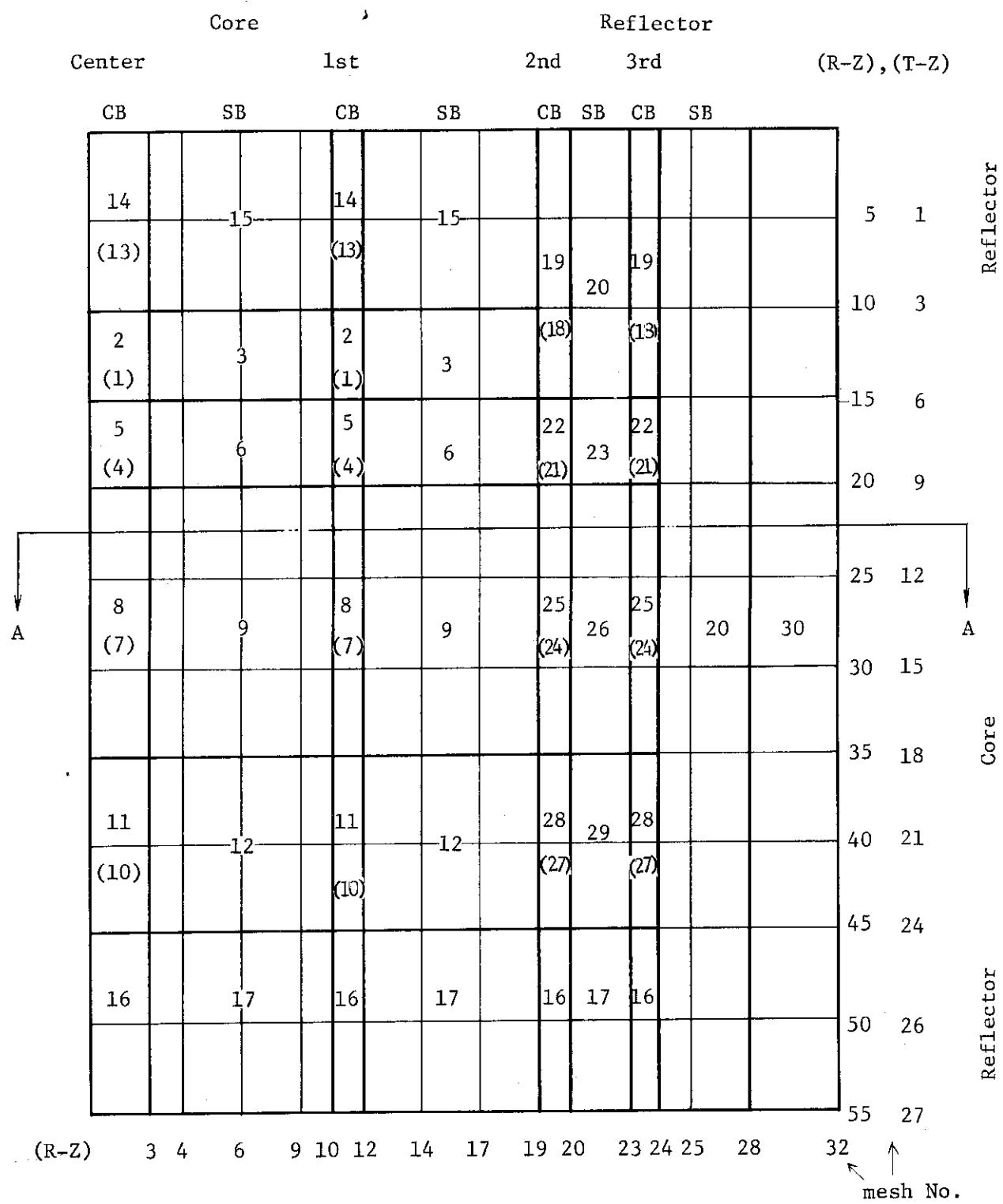


Fig. 3.13 Core region number

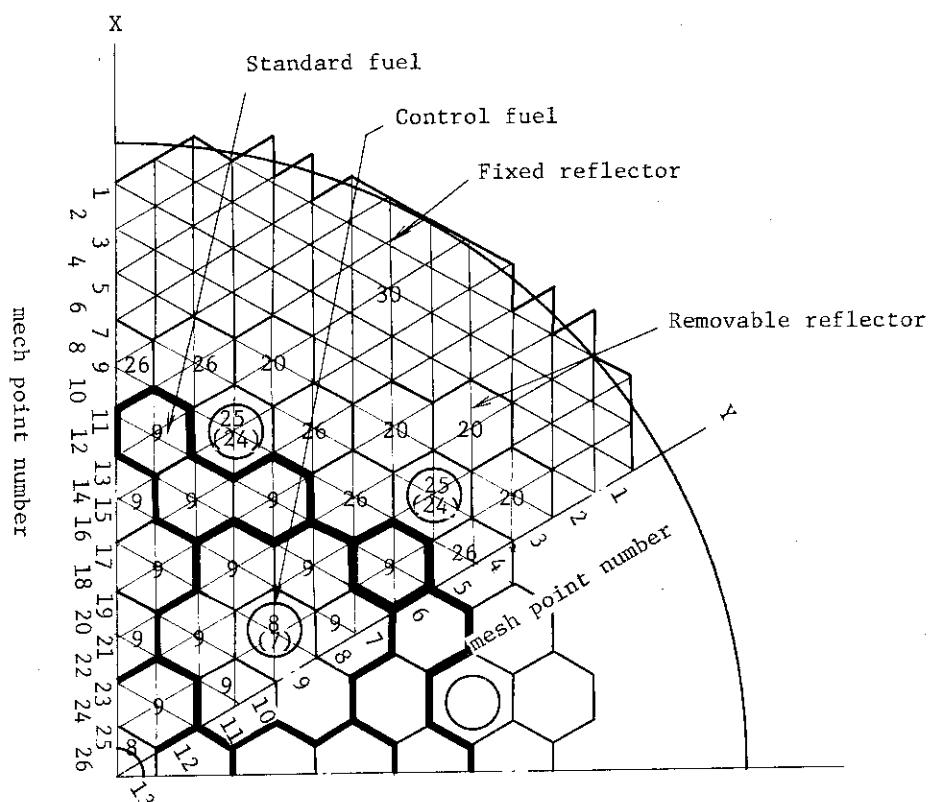


Fig. 3.14 Radial sequence number of zone for the analysis of initial core state.

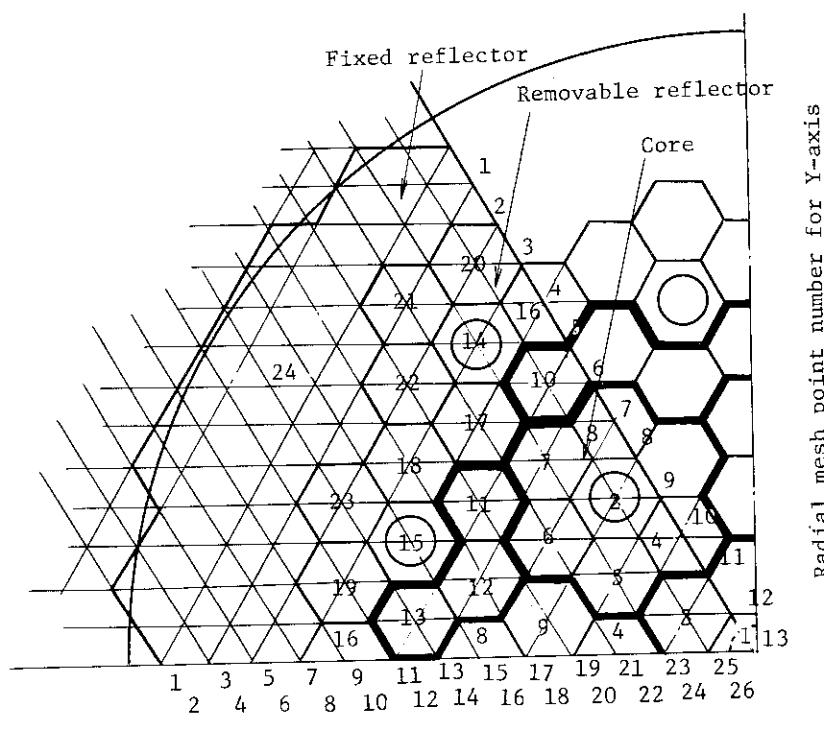


Fig. 3.15 Radial zone number for burnup calculation.

	Center Orifice	Core		Removable reflector		Fixed reflector		
	CRB	SB	CRB	SB	CRB	SB	CRB	SB
1								
2	104	106	105	106	112	128	120	
3	(9 - ①) ②	(9 - ③)	(9 - ①) ②		(9 - ⑥) ⑦	(9 - ③)	(9 - ⑥) ⑦	
4	1	7	4		113		121	(9 - ⑧)
5	2 ①	②	5 ①	17	(9 - ⑥) ⑦		(9 - ⑥) ⑦	
6	3		6					132
7	18	24	21		114	129	122	
8	19 ③	④	22 ③	34	(9 - ⑨) ⑩	(9 - ⑪)	(9 - ⑨) ⑩	
9	20		23					
10	35		40					
11	36	45	41		115		123	
12	37		42		(9 - ⑫) ⑬		(9 - ⑫) ⑬	
13					116	130	124	133
14	38 ⑤	⑥	43 ⑥	⑥	(9 - ⑭) ⑯	(9 - ⑮)	(9 - ⑭) ⑯	(9 - ⑮)
15	39		44	77	117		125	
16					(9 - ⑭) ⑯		(9 - ⑭) ⑯	
17		82			118		126	
18	78 ⑦	⑧	80 ⑦	⑧	(9 - ⑮) ⑯		(9 - ⑮) ⑯	
19	79		81	103	119	(9 - ⑯)	127	
20					(9 - ⑮) ⑯		(9 - ⑮) ⑯	134
21							(9 - ⑯)	
22	107	111	108	111	109	111	110	
23	(9 - ④)	(9 - ⑤)	(9 - ④)		(9 - ④)		(9 - ④)	

Axial mesh point number

Radial zone number

CRB --- Block with control rod insertion holes

SB ---- Standard block

○ --- Identification number of cross section set in library (Table 3.4)

Fig. 3.16 Zoze number and material identification number for burnup calculation.

4. 反応度収支と炉停止余裕

4.1 反応度収支

Mk - III炉心の反応度バランスを、 Mk - II炉心と比較して Table 4.1 に示す。これらの値は CITATION コードによる 3 次元・2 群計算と 2 次元・4 群計算の結果に、種々の補正を施した値である。すなわち、制御棒未挿入炉心（可燃性毒物は含む）の余剰反応度については、3 次元 ($T - Z$)・2 群計算の結果をベースにして、2 次元 ($R - Z$)・4 群計算結果を考慮して決定している。また、制御棒の反応度値については、2 次元 ($X - Y$)・4 群計算に3 次元的補正（特に軸方向領域別燃料装荷を行っていることによる炉内中性子束インポータンス及び軸方向形状バックリングに関して）を施して算出している。可燃性毒物の燃焼末期での残存量、及び燃焼中期での余剰反応度の回復量については、格子燃焼特性計算サーベイの結果を参考にして推定している。また、運転余裕の $0.01 \Delta k_{eff}$ と加速試験を想定して用意されている照射実験用の $0.01 \Delta k_{eff}$ は、実際に原子炉運転・制御あるいは利用上必要と思われる値に余裕を考慮して定めたものである。

Table 4.1 の反応度補償量は cold - clean 状態をベースにしているが、第 2 章でも述べたように高い炭素とウランの原子数密度比 ($= N_c / N_u$: 標準燃料体で約 378 ; 炉心平均で約 396) のために、炉内燃料滞在時間 2 年以上を確保するために必要な炉心余剰反応度は約 $0.335 \Delta k_{eff}$ と高い。この値は Mk - II 炉心の初期余剰反応度 $0.32 \Delta k_{eff}$ と比較するとほぼ同程度の大きさであり、温度上昇分、 Xe & Sm 蓄積分、運転余裕の度合がともに $0.12 \Delta k_{eff} \sim 0.11 \Delta k_{eff}$ で等しいため、燃焼補償に使われる量も Mk - III 炉心で $0.225 \Delta k_{eff}$ (可燃性毒物の残存量を考慮すれば実質は $0.205 \Delta k_{eff}$)、Mk - II 炉心で $0.20 \Delta k_{eff}$ とほぼ同一になる。すなわち、ほぼ同一の燃焼補償量にもかかわらず、Mk - II 炉心では約 3 年の炉内燃料滞在時間が確保されているのに比べて Mk - III 炉心では約 2 年に過ぎず、燃料体当たりのピン本数を 18 ピンから 12 ピンに減少させたことにより、 Nu / N_c 値が約 310 (Mk - II 炉心) から約 395 (Mk - III 炉心) に上昇したこと、核分裂物質が減少したことによる影響は大きい。

可燃性毒物による反応度補償量は、 $0.14 \Delta k_{eff}$ (Mk - II 炉心) から $0.165 \Delta k_{eff}$ (Mk - III 炉心) に約 20 % 程度その使用量が増加している。可燃性毒物の温度上昇の項が負となっているのは、Mk - III 炉心では B_4C 粒子と黒鉛粉末混合焼結体の細棒という 2 重の非均質効果の大きい可燃性毒物を用いているので、温度が低下すると可燃性毒物の自己遮蔽効果が増大して実効的な吸収断面積が減少し、反応度補償能力が低下することを示している。Mk - II 炉心では単に B_4C と黒鉛粉末混合焼結体でボロン濃度も比較的高くなく、自己遮蔽因子も大きくなかったので、Mk - III 炉心で生じた現象はほとんどみられない。また、燃焼の項での $0.02 \Delta k_{eff}$ は、燃焼終期でも可燃性毒物が残存していることを示しているが、これは自己遮蔽効果を大きくし可燃性毒物の燃焼による炉心反応度回復を抑えようとしたためである。

4.2 炉停止余裕

(1) 制御棒系

制御棒による反応度制御系は、定められた制御棒スタック状態においても、炉停止余裕をもつことが炉心設計基準として求められている。制御棒に対するスタックロッド基準とスタック状態での炉停止余裕に関する設計基準は、①いかなる炉心運転状態にあっても最大反応度価値をもつ1対の制御棒、あるいは②燃料交換状態では最も反応度価値の大きい1対と1本（計3本）の制御棒の挿入不能な場合にも $0.01 \Delta k_{eff}$ 以上の余裕をもって炉停止できかつ未臨界を維持できること、である。しかも、制御棒の反応度価値評価にあたっては計算誤差として10%を見込むこととされている。

燃焼初期における常温ならびに定格時での炉停止余裕の検討結果をTable 4.2に示す。常温（20°C）の評価の方が燃料交換温度（～100°C）での評価場合より厳しいといえるが、（1対+1本）の制御棒が挿入不能でも十分未臨界となっている。更に可燃性毒物の燃焼にともなう炉心反応度の回復（～ $0.02 \Delta k_{eff}$ ）や燃料の燃焼にともなう制御棒反応度価値の減少（～ $0.01 \Delta k_{eff}$ ）が生じる燃焼炉心においても炉停止余裕に関する設計基準を満足することがわかる。しかしながら、前述した制御棒反応度価値計算に10%程度の誤差を考慮すると、燃焼度初期ではほぼ $0.02 \Delta k_{eff}$ の余裕をもって未臨界を達成できるが、可燃性毒物の燃焼による炉心反応度の最大回復点において、Xe & Smの崩壊を考慮すると、設計基準値である $0.01 \Delta k_{eff}$ の余裕をもって炉心を未臨界に維持することが困難になる。

今後、制御棒の配置形状効果を厳密に考慮した解析法の確立や実験データとの照合、等により制御棒の反応度価値評価精度を高めるとともに、炉心の初期余剰反応度の低減や可燃性毒物の燃焼にともなう炉心の反応度回復の抑制など、反応度制御系の設計をさらに余裕のあるものとしてゆくことが必要といえよう。

(2) 後備停止系

後備停止系の反応度補償量に関する設計上の基準は、制御棒がその挿入状態のまま固定された状態を想定して、最も反応度価値の大きい1組がスタック（スタック基準）したとしても、あらゆる運転状態から $0.01 \Delta k_{eff}$ 以上の余裕をもって炉停止でき、又停止を持続できることである。Table 4.3にスタック基準状態を想定して行った炉停止余裕に対する検討結果を示す。ここでは、スタック基準状態として、初期運転状態（hot-clean-critical）の制御棒挿入状態で、スタックした中心の後備停止系以外の後備停止用ボロン球が制御棒下端の下部にのみ挿入され、かつ常温状態になった炉心状態を想定している。

この結果から後備停止系に対する現在の設計（ボロン球落下孔径104mm）で十分余裕をもった炉停止余裕が確保されており、他のスタック状態を想定しても十分に設計基準を満足することが推察できる。

なお、詳細なモデル化を行った計算（特にエネルギー群及びメッシュ巾の効果）の結果を考慮すると、制御棒及び後備停止系の反応度価値は約9%程度増加し、炉停止余裕は楽になる傾向にあるといえる。

4.3 制御棒最大反応度価値

あらゆる制御棒挿入形状を考えると、全制御棒が炉心に完全挿入されている未臨界状態での中心制御棒対が最大の反応度価値をもっており、第5.2表に示すように燃焼初期冷温（cold-clean）で $0.091 \Delta k_{\text{eff}}$ 、燃焼初期運転状態（hot-clean）で $0.087 \Delta k_{\text{eff}}$ となる。燃焼が進んだ炉心ではこの最大反応度価値は最大で5～6%程度減少する。一方、出力運転状態（臨界又はその近傍）における制御棒1対（本）当りの最大反応度価値は実際に運転で用いる制御棒操作パターンに強く依存する。5.3節で述べる制御棒操作に対する考え方に基づいて設定された制御棒臨界調整パターンに則れば、制御棒1本当りの最大反応度価値は燃焼初期で約 $0.01 \Delta k_{\text{eff}}$ （1対では約 $0.016 \Delta k_{\text{eff}}$ ）となり、設計基準値の $0.035 \Delta k_{\text{eff}}$ を大きく下まわっている。従って、この値から推定する限りにおいては、全燃焼期間を通じてこの制御棒1本当りの最大反応度価値に対する基準は十分満たされるものと考えられる。

以上述べてきたように、今回の解析手法を用いる限り、Mk-III炉心は反応度補償に関する設計基準を満足しているといえる。しかし、(i)制御棒の対配置による相互干渉効果(Mk-IIIでは負)及び(ii)炉心計算におけるブロック・スマニアモデルの精度などについての詳細な検討が今後とも必要である。

Table 4.1 Reactivity balance of Mk-III core

	Excess reactivity (Δk_{eff})		Reactivity compensation (Δk_{eff})			
	Mk-II	Mk-III	Mk-II	Mk-III	Mk-II	Mk-III
Temperature	0.06	0.05	0.06	0.08	—	-0.03
Xe & Sm	0.05	0.05	0.05	0.035	—	0.015
Burnup	0.20	0.225 (0.02)*	0.05	0.045	0.14	0.18 (0.02)*
Operational margin	0.01	0.01	0.01	0.01	—	—
Irradiation test	—	—	0.01	0.01	—	—
Shutdown margin	—	—	0.07 (cold)	0.145 (cold)	—	—

- (Note) 1. Reactivity balance is based on the initial cold-clean core.
 2. * ; Reactivity compensated with burnable poison at EOC.

Table 4.2 Shutdown margin with control rod system

Control rod condition	Cold-clean		Hot-clean	
	Effective multiplication factor (k_{eff})	Reactivity worth of control rods (Δk_{eff})	Effective multiplication factor (k_{eff})	Reactivity worth of control rods (Δk_{eff})
All withdrawal	1.168		1.089	
All insertion	0.855	0.313	0.771	0.318
Center pair stuck out	0.946	0.222	0.858	0.231
Center pair and one rod of 1'st ring rods stuck out*	0.958	0.210	0.869	0.219

* Guessed value

Table 4.3 Shutdown margin with reserve shutdown system

RSS condition, hole diameter	Effective multiplication factor (k_{eff})	Reactivity worth of RSS (Δk_{eff})
All withdrawal	1.105	
$\phi = 104 \text{ mm}$	0.925	0.179
Center RSS stuck out	0.941	0.163
$\phi = 75 \text{ mm}$	0.959	0.145

5. 制御棒の反応度補償特性と操作手順

5.1 径方向制御棒パターン特性

まず、制御棒をリング毎に全長挿入する場合を想定し、燃焼初期状態における各種制御棒挿入パターンでの炉心反応度と制御棒による反応度補償能力とを調べた。Table 5.1 にその結果を示す。これは炉心内の平均濃縮度である 4 w/o 燃料体系に対する 2 次元計算結果に、軸方向領域別燃料装荷と軸方向への中性子漏洩の影響(γ)を補正したものである。本来、 γ は炉心状態により異なるものであるが、ここでは代表的な一定値で近似している。

これによると、中心と第 1 リング制御棒即ち炉心部に挿入される制御棒による反応度補償能力は大きいが、第 2 および 3 リング制御棒即ち反射体部に挿入される制御棒のそれはかなり小さいことがわかる。また、径方向一様燃料装荷炉心では、制御棒未挿入状態では炉心中央に出力のピークが生じることも考慮に入れると、①中心と第 1 リングの 7 対の制御棒、あるいは、②中心と第 2 及び 3 リングの 13 対の制御棒を用いる、大別して 2 種の制御棒パターンによる臨界調整が考えられることがわかる。

一方、1 対当りの制御棒反応度価値は当然のことながら中心と第 1 リング制御棒が大きく、最大値は中心制御棒対の約 $0.1 \Delta k_{eff}$ になる。次に相互干渉効果をみると、中心と第 1 リング制御棒間や第 1 リングと第 2, 3 リング制御棒間では負であるが、中心と第 2, 3 リング制御棒間では正の効果になっている。従って、起動時や運転時の制御棒 1 対（1 本）当りの反応度価値を低めるためには最初に第 2, 3 リング制御棒を引抜くシーケンスが有利であるといえよう。

5.2 軸方向制御棒ストローク特性

制御棒の挿入深さは軸方向出力分布へ及ぼす影響が大きく、挿入制御棒のもつ反応度補償能力との関連が重要になる。制御棒を軸方向に部分挿入した場合の補償反応度を Table 5.2 に、その全長挿入時の値に規格化したものを Fig. 1 に示した。これは 2 次元 (R-Z) モデルによる計算結果であり、特に外側リングの制御棒に対する補償反応度は正しいとはいえないが、全長挿入時の値に対する部分挿入時の値の比は比較的正しいといえる。

この結果をみると、中心制御棒（1 対）のみの場合にはストローク特性が非常によく、炉心への 2/7 挿入で全長挿入時の補償反応度の約 70 % を補償できる。しかし、第 1 リングの制御棒（6 対）のみや中心と第 1 リングの制御棒（7 対）のように隣接する多本数の制御棒の同時挿入では、中性子束分布を炉心下方に大きく歪せてしまうのでストローク特性がかなり悪くなり、炉心への 3/7 挿入での反応度補償量は全長挿入時の約 50 % になっている。そして、中心と第 2 及び第 3 リング制御棒のように比較的離たった制御棒の同時挿入ではストローク特性はそれほど低下しない（第 2, 3 リング制御棒の反応度価値が小さいことも理由の一つである）。なお、全制御棒（19 対）の同時挿入ではストローク特性はかなり悪くなり、炉心への 4/7 挿入時でその補

償反応度がやっと全長挿入時の約 50 %になっている。

以上のことから、前述した中心と第 1 リングの 7 対の制御棒を使用する臨界調整パターンは、このストローク特性上からは有利といえない。

5.3 制御棒操作の考え方

前述のストローク特性に対する検討結果と Mk - II 炉心までの設計、特性解析結果もふまえつつ、次のような考え方ならびに制約条件に従って具体的な制御棒操作手順を立案した。なお、この立案にあたっては今回用いる計算モデル及びその精度も留意した。

1) 計算モデル上の制約からの前提条件

- ① 制御棒は 60 度対称に駆動する。
- ② 制御棒は対で駆動するものとし、しかも 2 本とも同一深さとする。
- ③ 挿入深さは 1 / 3 燃料ブロック (19 cm) を単位として扱う。
- 2) 全ての制御棒は同一諸元、同一機能とする。従って、微調整用のグレイロッド等は特に考慮しない。
- 3) 燃料最高温度の低減や流量調節領域毎の冷却材出口温度の平坦化など、望ましい熱流動特性の達成を第 1 目標とし、次いで運転及び制御特性を重視する。
- 4) (3)の考え方に基づく具体的な制御棒の挿入・引抜き手順の立案に際しては、以下のような注意が必要である。
 - ① 起動時、出力上昇ならびに運転時の制御棒 1 本当りの最大反応度価値を低減するためには、第 5.1 節で述べた理由により外側制御棒の引抜きを優先するのが良い。これは又中性子計測上からも好ましいことである。
 - ② 径方向出力分布平坦化の観点からは、制御棒挿入度は中心制御棒が最も深く、外側制御棒ほど浅いことが好ましい。
 - ③ 軸方向出力分布歪を考慮すると、流量調節領域毎の出力分担及び領域内出力歪の大きい領域では、炉心の 1 / 2 以上の制御棒挿入深さはさけることが望ましい。
 - ④ 運転中の微調整用制御棒はその挿入深さが燃焼初期定格状態で炉心の 40 ~ 70 % の位置にあり、一方全調整用制御棒による反応度補償量は 0.05 ~ 0.06 Δk_{eff} 程度になるのが望ましい（微調整棒は温度補償及び出力変動の調整に用いる）。
- 5) 燃焼ステップは 0, 10, 140, 300, 450, 600 日の 6 ステップとしたが、(3)に述べた特性に対して厳しい評価となるように、各ステップの初めで 0 ~ 0.005 Δk_{eff} だけ臨界未満になるように制御棒挿入深さを決めた。

従って(1)及び(5)に述べた制約を回避して精巧な制御棒操作手順を立案すれば、さらに改善された熱・流動特性、燃料特性ならびに運転制御特性が期待できると言えよう。

Table 5.1 Radial control rod insertion patterns and reactivity worth
(Initial hot-clean core)

Pattern No.	Control rod condition				Effective multiplication factor k_{eff}	ρ	Excess reactivity	Control rod worth Δk_{eff}^*
	Center	1'st ring	2'nd ring	3'rd ring				
1	x	x	x	x	1.083	7.7	—	(1.112)
2	o	x	x	x	1.037	3.6	0.0464	0.0439
3	x	o	x	x	0.861	-16.1	0.222	0.210
4	x	x	o	x	1.028	2.8	0.0551	0.0521
5	x	x	x	o	1.055	5.2	0.0282	0.0267
6	o	o	x	x	0.823	-21.5	0.260	0.246
7	o	x	o	o	0.943	-6.0	0.139	0.132
8	o	o	o	o	0.701	-42.5	0.381	0.361
9	x	o	o	o	0.808	-23.7	0.275	0.260
10	x	o (5 对) x (1 对)	o (5 对) x (1 对)	o (5 对) x (1 对)	0.864	-15.7	0.219	0.207
11	o (1 本) x (1 本)	o (1 本) x (1 本)	o (1 本) x (5 对 + 1 本)	o (1 本) x (5 对 + 1 本)	0.813	-22.9	0.270	0.255
12	x	o (1 本) x (1 本)	o (1 本) x (5 对 + 1 本)	o (1 本) x (5 对 + 1 本)	0.820	-21.8	0.262	0.248

(Note) 1. 2-D, X-Y calc. for the uniform core of 4 w/o fuels.

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

3. $\Delta k_{\text{eff}} = k_{\text{eff}}(\text{pattern 1}) - k_{\text{eff}}$

4. $\Delta k_{\text{eff}}^* = \Delta k_{\text{eff}} \times \gamma$
 γ axial correction factor (0.9461)

Table 5.2 Inserted length and reactivity worth of control rods

Inserted ratio	(Initial hot-clean core)																
	Pattern	Center (one pair)	Center + 1st (7 pairs)	C+2nd+3rd (13 pairs)	1st (6 pairs)	All (19 pairs)	k_{eff}	Δk	Δk^*	k_{eff}	Δk	Δk^*	k_{eff}	Δk	Δk^*	k_{eff}	Δk
Non	1.1126		1.1126		1.1126					1.1126					1.1126		
0/7 (Top Ref.)	1.1077	0.0049	0.111	1.0943	0.0183	0.067	1.1000	0.0126	0.092	1.0965	0.0161	0.069	1.0904	0.0222	0.057		
1/7 ($E = 6$)	1.0962	0.0164	0.373	1.0601	0.0525	0.194	1.0734	0.0392	0.287	1.0643	0.0483	0.208	1.0530	0.0596	0.153		
2/7 ($E = 6$)	1.0833	0.0293	0.666	1.0227	0.0899	0.331	1.0414	0.0712	0.521	1.0274	0.0852	0.367	1.0150	0.0976	0.250		
3/7 ($E = 4$)	1.0746	0.0380	0.864	0.9796	0.1330	0.490	1.0094	0.1032	0.755	0.9865	0.1261	0.543	0.9689	0.1437	0.368		
4/7 ($E = 4$)	1.0703	0.0423	0.961	0.9094	0.2032	0.749	0.9827	0.1299	0.950	0.9237	0.1887	0.813	0.8887	0.2239	0.574		
5/7 ($E = 4$)	1.0689	0.0437	0.993	0.8437	0.2689	0.992	0.9765	0.1361	0.996	0.8818	0.2308	0.994	0.7696	0.3430	0.879		
6/7 ($E = 2$)	1.0686	0.0440	1.0	0.8414	0.2712	1.0	0.9759	0.1367	1.0	0.8803	0.2323	1.0	0.7226	0.3900	1.0		
7/7 ($E = 2$)	1.0687	0.0439	0.998	0.8416	0.2710	0.999	0.9762	0.1364	0.998	0.8806	0.2320	0.999	0.7228	0.3898	0.999		

(Note) 1. * Normalized value to the value at inserted ratio 6/7.

2. Length of control rod is 457 cm.

3. Calc. with CITATION (2-D, R-Z, 4G).

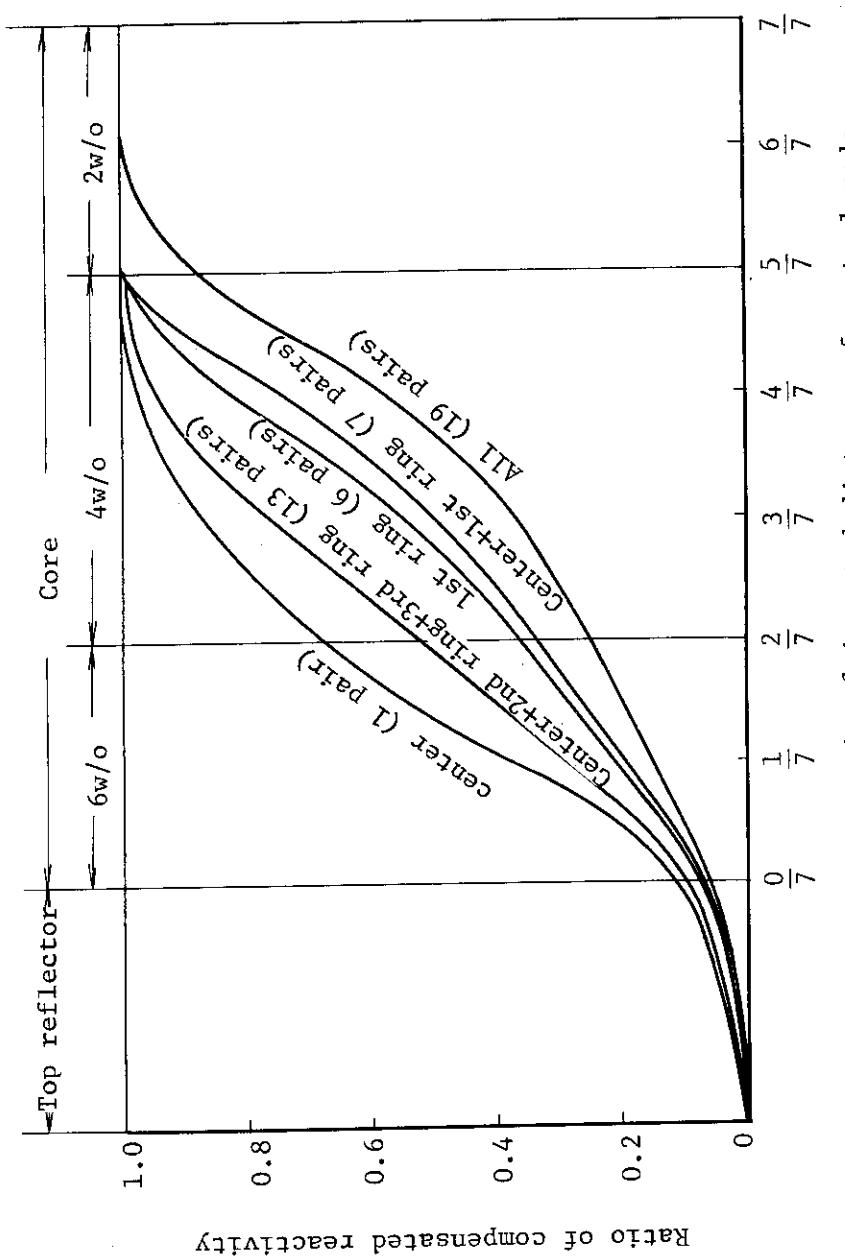


Fig. 5.1 Relation between the inserted distance and compensated reactivity
for control rods (Hot-clean state, 1 Dimensional, R-Z Calc.)

6. 制御棒挿入形状と出力分布

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

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

6.1 炉心初期状態

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

Table 6.1 に今回の設計で実際に出力分布解析を行った 10 種類の制御棒形状を示す。なお、ケース番号 1 と 2 はそれぞれ全制御棒全引抜き及び全制御棒全挿入の炉心状態である。臨界調整炉心状態であるパターン No. 1 ~ 8 に対する径方向出力ピーキング (P_1 & P_2) を Table 6.2 に示す。また、代表的な制御棒パターンの炉心について、その軸方向出力分布を Fig. 6.1~6.6 に示した。中心制御棒と第 2, 3 リング制御棒の挿入により臨界を達成したパターン No. 2 は、軸方向出力分布は良好で最大出力密度は 5 w/cc （上から 4 段目の下端）にも達しないが、炉心の径方向出力ピークを増大させ、特に重要な指標である第 2 オリフィス領域の領域内出力ピーキング係

数 (P_2) を約 1.16 とし、総合的な出力分布としては必ずしも最適とはならない。一方、中心と第 1 リングの制御棒の挿入により臨界状態を作り出しているパターン No. 4 は、燃料領域内の計 7 対の制御棒を全て挿入するので軸方向出力分布は大きく歪み、最大出力密度は約 6.4 w/cc（上から 4 ~ 5 段目）に達するが、径方向出力分布が平坦化（第 2 オリフィス領域の P_2 は約 1.106）されるので総合的な出力分布としては好ましいものとなる。なお Fig. 6.7 に燃料チャンネル当りの分担出力の分布図を示す。パターン No. 1 ~ 8 のうち、臨界調整のやや不正確な No. 5, 6 を除いた計 6 種の炉心状態について熱・流動特性を検討し、前述した 3 つの観点から No. 4 を標準ケースとして選定し、その後の燃焼炉心を含めた総合的な核熱流動・燃料特性解析のための初期臨界調整炉心状態とした。Fig. 6.8 に初期炉心状態で全制御棒を全引抜きあるいは全挿入した場合の軸方向出力分布を示す。全挿入状態から炉停止直後の出力分布が想定できるが、最大出力密度は約 12 w/cc にも達する。また、パターン No. 4 を採用した場合の制御棒 1 本当り最大反応度価値は、前述したように約 0.01 Δk_{eff} である。

なお、以上述べてきた炉心初期状態の解析はブロック・スマア・モデルで行っているが、熱流動解析で重要な同一オリフィス領域内の出力ピーキング (P_2) をより正確に評価するため、制御棒や燃料ピン配列などのブロック内非均質性を考慮した 2 次元 S_N 計算を、1 オリフィス領域を対象として実施しているが、他の補正計算や精度検討とともに第 9 章で述べている。

6.2 炉心燃焼状態

種々の制御棒挿入パターンと出力分布及び温度分布との関連を初期状態を対象に検討した結果、パターン 4 が核熱流動特性上好ましいパターンとなったので、詳細解析対象ケースとして採用されたことについては前節で述べた。次いで、第 5.3 節に述べた考え方による制御棒操作により、燃焼を追って臨界調整を行った炉心燃焼状態における出力分布特性について検討が行われた。

まず燃焼にともなう制御棒の引抜き手順を Fig. 6.9 及び Table 6.3 に示す。図表からわかるように、初期状態では中心制御棒対が炉心の 3/7、また第 1 リング制御棒 6 対が 2/7 挿入され臨界になっている。次いで燃焼が進むとともに Xe & Sm が蓄積し余剰反応度が減少するため中心及び第 1 リング制御棒が順次引抜かれ、燃焼開始後 10 日で Xe & Sm が平衡となった状態として、中心及び第 1 リング制御棒の挿入深さが各々炉心の $(2 \frac{2}{3} / 7)$, 1/7 となる。さらに燃焼が進むと可燃性毒物が燃焼するため炉心の余剰反応度は回復していくが、燃焼開始後約 140 日でその反応度回復が最大になる。しかし、この時点での制御棒挿入深さをみると第 1 リング制御棒が炉心の $(1 \frac{1}{3} / 7)$ 挿入されており、燃焼開始後 10 日目より $(\frac{1}{3} / 7)$ ほど挿入深さが増しているものの中心制御棒の挿入深さが炉心の 2/7 で燃焼開始後 10 日目より $(\frac{2}{3} / 7)$ ほど引抜かれており、可燃性毒物の燃焼にともなう反応度回復はそれほど顕著なものにはなっていないといえよう。燃焼開始後 140 日以後については燃焼にともなって余剰反応度は単調に減少することから、制御棒も一方的に引抜かれてゆくことになる。即ち、燃焼開始後 140 日から 300 日では第 1 リング制御棒 6 対が炉心の $(\frac{2}{3} / 7)$ 挿入状態まで順次引抜かれ、その後 450 日までには中心及び第 1 リング制御棒共に順次引抜かれ、燃焼開始後 600 日以後は中心制御棒対のみでの臨界調整がなされる。

次に径方向出力分布をみよう。Fig. 6. 10 ~ 6. 13 に燃料カラム毎の積分出力を燃焼開始後各々 10, 140, 300 及び 450 日について示した。これによると、燃焼開始後 10 から 140 日の間では中心制御棒が引抜かれ、かつ第 1 リング制御棒が挿入されることから中心領域の出力が増すこと、140 日以後は順次制御棒が引抜かれるためカラム毎出力が平坦化してゆくことがわかる。Table 6. 4 に径方向出力ピーピング係数の燃焼に伴う変化を示す。オリフィス領域毎の出力ピーピングファクター P_1 をみると、第 1 オリフィス領域を除いては燃焼による変化が余り大きくなることはないが、第 1 オリフィス領域においては制御棒挿入状態によって大巾に変わり、特に中心制御棒と第 1 リング制御棒相互の挿入深さの差に強く影響されている。一方、オリフィス領域内出力ピーピングファクター P_2 をみると、第 3 及び第 4 オリフィス領域では燃焼による変化は小さいが第 1 及び第 2 オリフィスではかなりの変化を示している。実際にはオリフィス領域毎に流量調節が行われているので、 P_1 の違いによる燃料温度への影響の相異はある程度制御出来るが、オリフィス領域内での流量調節はできないので P_2 による影響は全く制御できないことになる。このことから、今回のように中心制御棒及び第 1 リング制御棒により出力運転状態での反応度制御を行う方式においては、その制御棒操作手順を定めるに際して、第 2 オリフィス領域における領域内出力歪 (P_2) に特に注意を払う必要があることがわかる。

次いで軸方向出力分布の燃焼による変化をみよう。Fig. 6. 14 ~ 6. 18 に燃焼開始後 10, 140, 300, 450 及び 600 日での第 1 オリフィス領域の炉心及び第 2 オリフィス領域の代表点をとりその軸方向出力分布を示した。燃焼初期では最大出力密度は約 6 w/cc でピークは炉心中央よりやや下部の位置にあった。燃焼開始後 10 日では第 1 リング制御棒 6 対が大巾に引抜かれることもあり、最大出力密度は減少するとともにピーク位置も炉心の上から 2 段目の燃料体下端へと、大きく冷却材入口側に移っている。さらに燃焼開始後 140 日になると第 1 リング制御棒が挿入されるため出力密度のピーク位置は、炉心中心部へと再び押し下げられる。その後、燃焼開始後 300, 450, 600 日と進むとともに制御棒が順次引抜かれてゆくために出力密度ピーク位置は再度炉心入口へと移ってゆくことになる。そして燃焼を通じての最大出力密度は燃焼開始後 450 日に炉心上部から 2 段目の燃料体下端に生じ 8 w/cc 程度に達する。しかし、今回の解析では制御棒操作が非連続的に変わるモデルを用いており、もし連続的制御棒引抜モデルを用いれば燃焼後の最大出力密度値は若干減少するものと考えられる。

いづれにしても出力分布は制御棒挿入状態に強く影響されるわけで、燃料最高温度の抑制は燃焼を通じての制御棒の操作手順の良し悪しに直接関係しているといえよう。なお、燃焼を通じての燃料最高温度は、燃焼日数 0 日（初期状態）で生じ、ノミナル温度 $1,327^\circ\text{C}$ 、ミステマテック温度 $1,551^\circ\text{C}$ で、炉心設計基準を満足している。⁽²⁾

Table 6.1 Control rod insertion patterns for initial power operating cores.

Case No.	Pattern No.	Control rod insertion depth (number of block)			Classification of rod patterns	Effective multiplication factor (calculation value)
		Center One pair	1st ring (6 pairs)	2nd ring (6 pairs)		
1	—	0	0	0	0	—
2	—	7	7	7	—	—
3	1	2 1/3	2 1/3	0	0	0.993
4	2	3	0	3	3	0.999
5	3	2	2	2	2	0.997
6	4	3	2	0	0	0.995
7	5	0	2 2/3	0	0	0.987
8	6	3	0	2 2/3	2 2/3	1,004
9	7	2 2/3	1	2 2/3	2 2/3	0.994
10	8	3 2/3	0	3 2/3	0	0.998

Table 6.2 Control rod insertion patterns and radial peaking factors.

		(Hot clear)							
Pattern No.	1	2	3	4	5	6	7	8	
CR insertion depth*	$\frac{1}{3}, \frac{2}{3}, 0, 0$	3, 0, 3, 3	2, 2, 2, 2	3, 2, 0, 0	0, 2 $\frac{2}{3}$, 0, 0	3, 0, 2 $\frac{2}{3}$, 2 $\frac{2}{3}$	2 $\frac{2}{3}$, 1, 2 $\frac{2}{3}$, 2 $\frac{2}{3}$	2 $\frac{2}{3}$, 0, 3 $\frac{2}{3}$, 0	
Orifice region No. P.F.**									
	P ₁	1.24 ₁	1.23 ₂	1.35 ₇	1.13 ₈	1.42 ₀	1.29 ₈	1.11 ₅	
1	P ₂	1.01 ₃ /1.02 ₁	1.06 ₁ /0.80 ₁	1.02 ₃ /1.04 ₇	1.01 ₈ /0.92 ₅	1.06 ₈ /1.17 ₁	1.015/0.93 ₄	1.10 ₈ /0.66 ₄	
2	P ₁	1.04 ₁	1.14 ₉	1.07 ₅	1.04 ₅	1.02 ₈	1.11 ₂	1.15 ₂	
	P ₂	1.16 ₄ /1.03 ₅	1.16 ₃ /1.24 ₉	1.21 ₇ /1.09 ₄	1.10 ₆ /1.04 ₅	1.26 ₅ /0.99 ₇	1.18 ₄ /1.16 ₃	1.16 ₀ /1.25 ₇	
3	P ₁	0.89 ₃	0.72 ₇	0.81 ₁	0.91 ₂	0.86 ₆	0.76 ₉	0.72 ₅	
	P ₂	1.09 ₉	1.33 ₈	1.18 ₄	1.09 ₄	1.10 ₄	1.25 ₇	1.33 ₉	
4	P ₁	0.81 ₇	0.64 ₅	0.72 ₉	0.83 ₇	0.77 ₈	0.68 ₆	0.76 ₀	
	P ₂	1.04 ₁	1.15 ₅	1.07 ₉	1.04 ₁	1.03 ₈	1.11 ₄	1.09 ₃	

(Note) 1. * CR insertion depth is represented as axial number of fuel or removable reflector elements in which control rod is inserted in order of orifice region number.

2. ** $\bar{P}_1 = P_{ch, \text{orifice}} / \bar{P}_{ch, \text{core}}$, $P_2 = \bar{P}_{ch, \text{max}} / \bar{P}_{ch, \text{orifice}}$.

3. *** A/B ; A --- P_{max} in standard fuel element, B --- P_{max} in control fuel element.

Table 6.3 Effective multiplication factor of irradiation cores.

Burnup time (Day)	Non Critical core		Critical core		Example 2
	CR Non BP	CR BP Yes	Selected case	Example 1	
0	1.2839	1.0881	$\left(\frac{C}{R1} \frac{3/7}{2/7} \right)^{(*2)}$	0.9953	
10	1.2323	1.0555	$\left(\frac{C}{R1} \frac{(2\frac{2}{3})/7}{1/7} \right) 0.9929$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{(1\frac{2}{3})/7}{1/7} \right) 1.0007$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{1/7}{(1\frac{1}{3})/7} \right) 0.9945$
140	1.1893 (150 days)		$\left(\frac{C}{R1} \frac{2/7}{(1\frac{1}{3})/7} \right) 0.9941$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{3/7}{(1\frac{1}{3})/7} \right) 0.9837$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{3/7}{1/7} \right) 0.9905$
300	1.1356		$\left(\frac{C}{R1} \frac{2/7}{(1\frac{2}{3})/7} \right) 0.9946$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{2/7}{(1\frac{1}{3})/7} \right) 0.9851$	
450	1.0844		$\left(\frac{C}{R1} \frac{1/7}{(\frac{1}{3})/7} \right) 0.9979$	$\left(\frac{C}{R1} \frac{1/7}{Non} \right) 1.0047$	
600	1.0368		$\left(\frac{C}{R1} \frac{1/7}{Non} \right) 0.9997$		
750	0.9921			Fuel dwelling time 620 days	

(*1) CR --- Control rod, BP --- Burnable poison

(*2) C ----- Center control rods, R1 ----- 1st ring control rods

D/E --- Ratio of control rod insertion depth to fuel core height.

Table 6.4 Variation of power peaking factor during burnup.

		Burnup time (Day)	0	10	140	300	450	600
		(*1) CR (*2) insertion depth	$\frac{2}{3}$, 1, 0, 0	$2, \frac{1}{3}$, 0, 0	$2, \frac{2}{3}$, 0, 0	$1, \frac{1}{3}$, 0, 0	$1, 0, 0, 0$	$1, 0, 0, 0$
Orifice region number	P ₁	1.13 ₈	1.08 ₀	1.21 ₅	1.12 ₉	1.22 ₇	1.16 ₅	
	P ₂	<u>1.01₈/0.925</u>	<u>1.04₅/0.864</u>	<u>1.00₃/0.972</u>	<u>1.02₆/0.852</u>	<u>1.01₁/0.977</u>	<u>1.01₃/0.896</u>	
2	P ₁	1.04 ₅	1.05 ₉	1.05 ₇	1.06 ₄	1.06 ₆	1.07 ₁	
	P ₂	<u>1.10₆/1.045</u>	<u>1.07₈/1.121</u>	<u>1.13₉/1.067</u>	<u>1.09₇/1.056</u>	<u>1.13₂/1.049</u>	<u>1.11₇/1.042</u>	
3	P ₁	0.911 ₉	0.906 ₀	0.874 ₂	0.886 ₂	0.857 ₃	0.865 ₅	
	P ₂	1.09 ₄	1.10 ₄	1.11 ₉	1.12 ₀	1.13 ₉	1.14 ₃	
4	P ₁	0.837 ₂	0.831 ₂	0.796 ₆	0.811 ₁	0.780 ₂	0.792 ₀	
	P ₂	1.04 ₁	1.04 ₅	1.04 ₅	1.04 ₆	1.05 ₂	1.05 ₅	

(*1) CR insertion depth is represented as axial number of fuel or removable reflector elements in which control rod is inserted in order of orifice region number.

(*2) $P_1 = \bar{P}_{ch, orifice}/\bar{P}_{ch, core}$, $\bar{P}_2 = P_{ch, max}/\bar{P}_{ch, orifice}$

(*3) A/B ; A is P_{max} in standard fuel block and B is P_{max} in control fuel block.

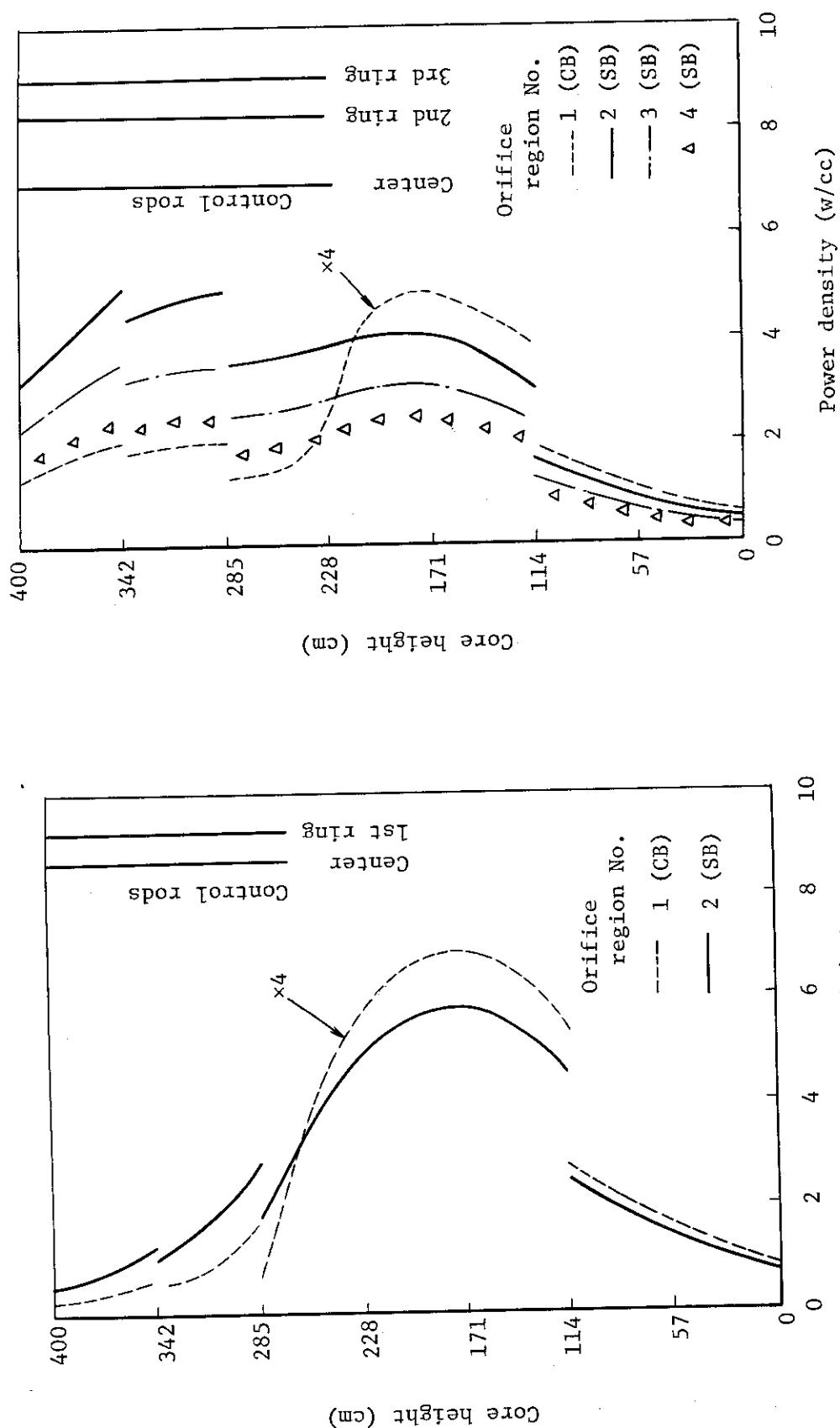


Fig. 6.1 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 1)

Fig. 6.2 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 2)

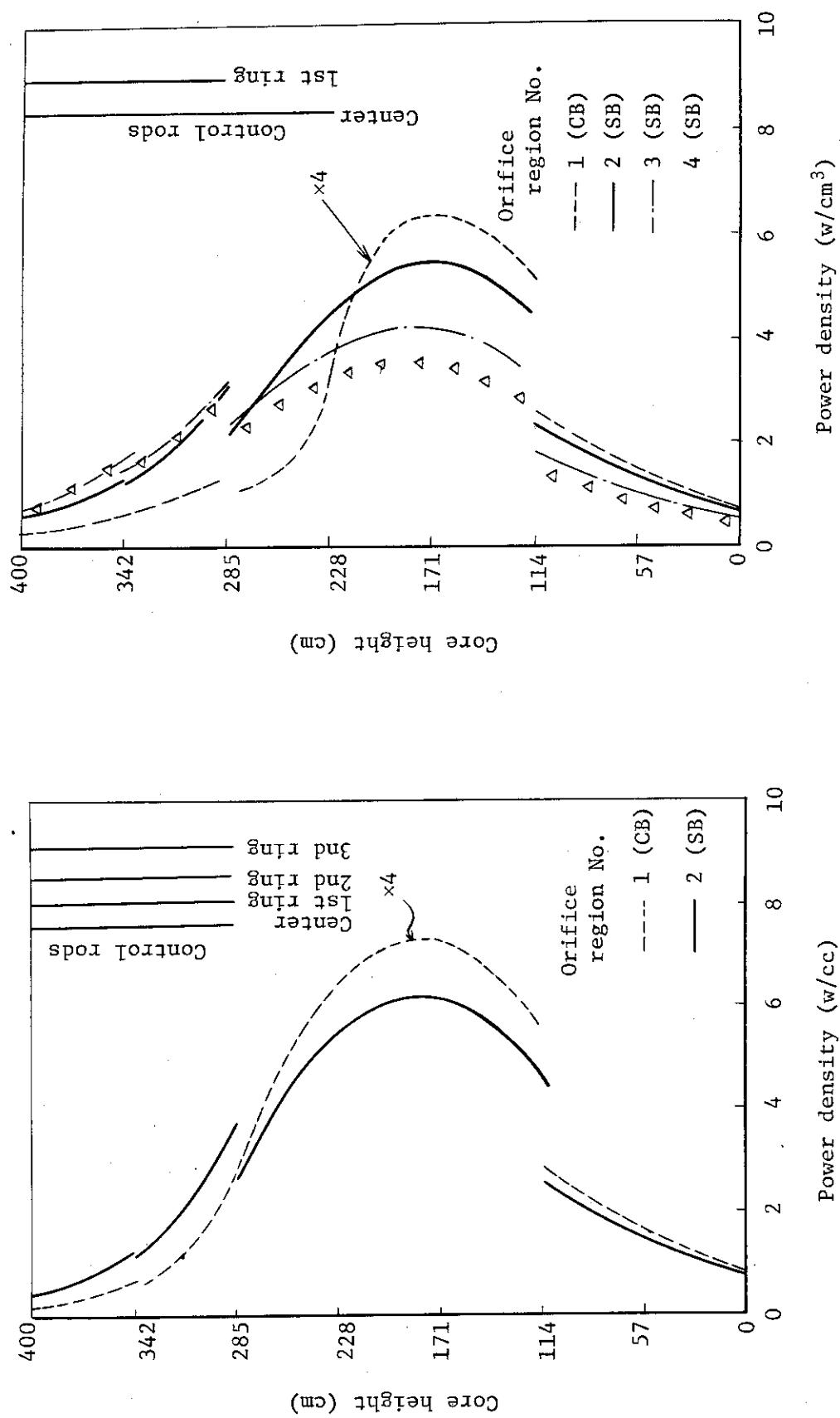


Fig. 6.3 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 3)

Fig. 6.4 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 4)

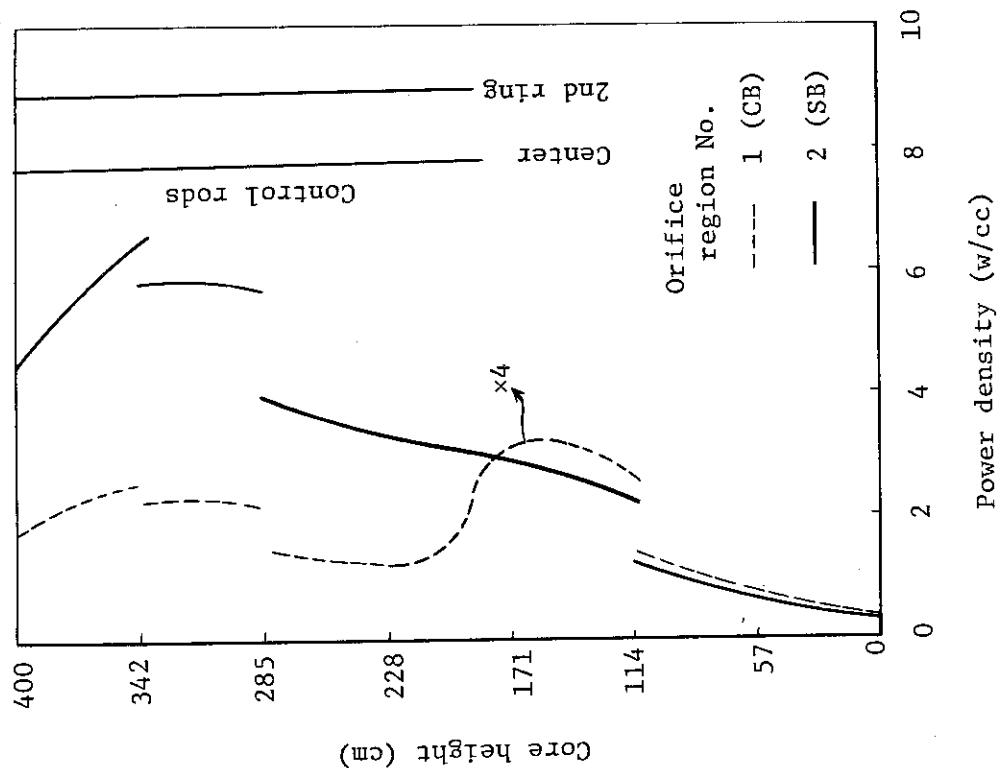


Fig. 6.6 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 8)

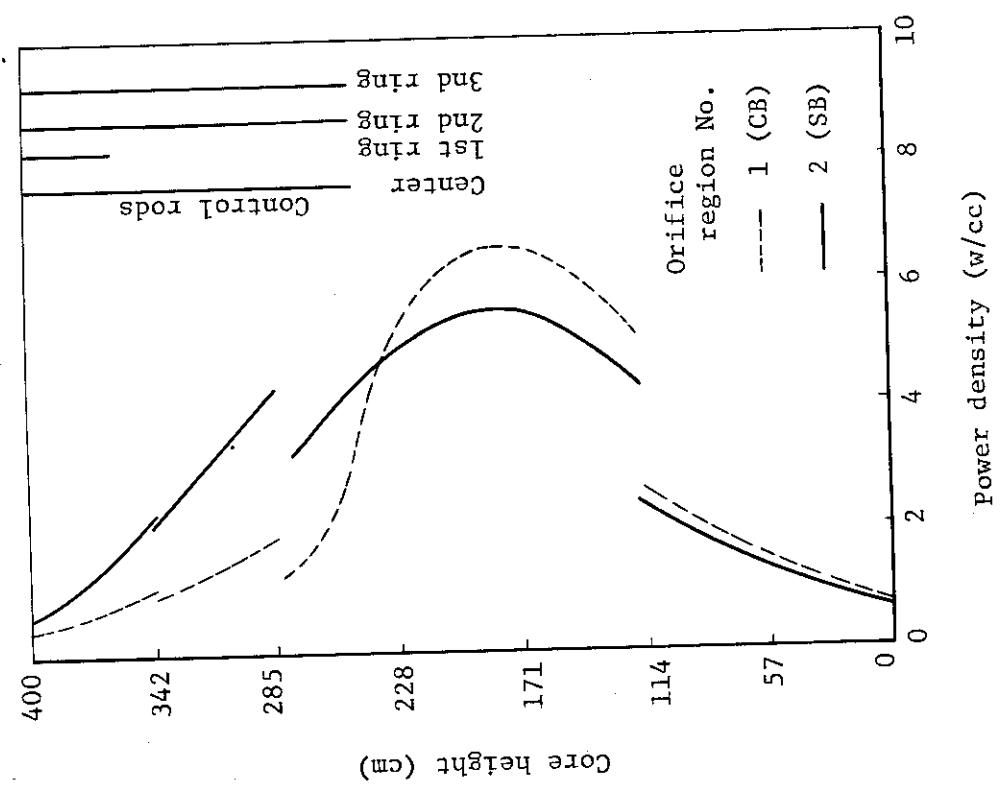


Fig. 6.5 Axial power distribution
(Control rod insertion pattern 7)

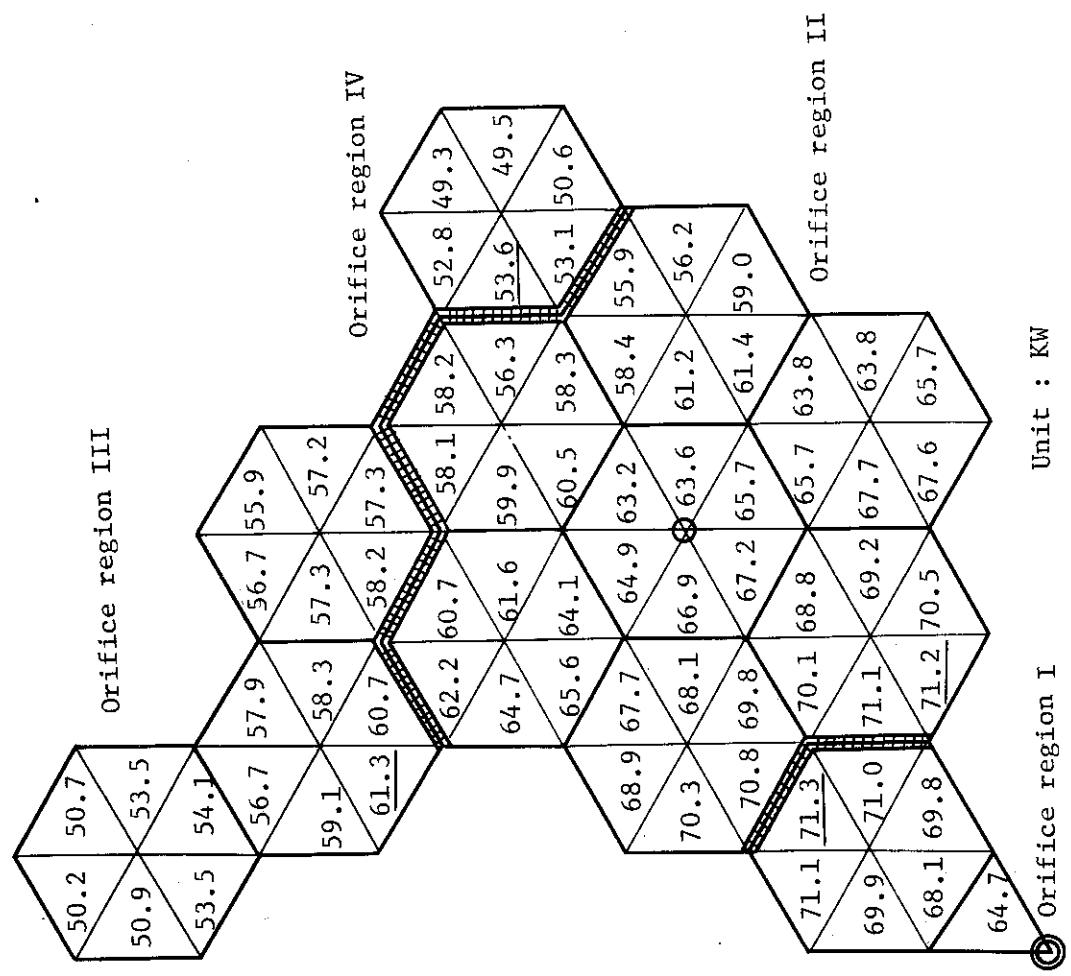


Fig. 6.7 Channel wise power [control rod insertion pattern 4]

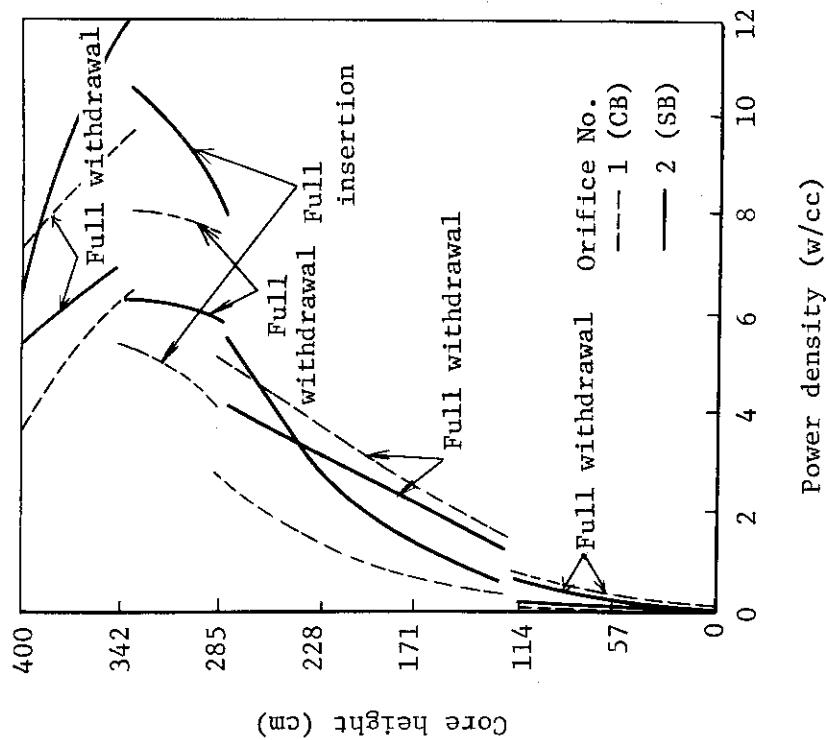


Fig. 6.8 Axial power distributions with and without all control rods.

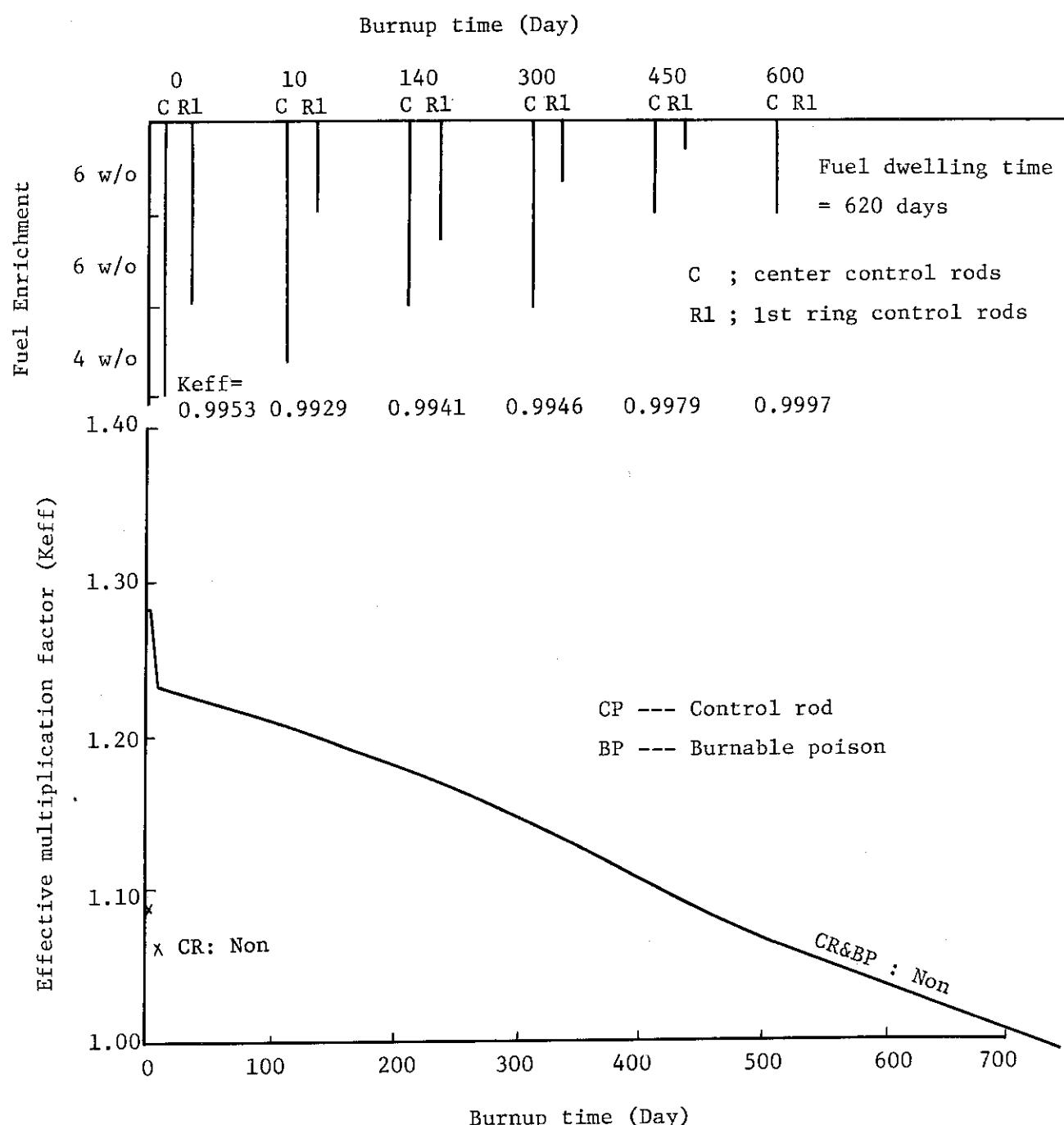


Fig. 6.9 Variation of effective multiplication factor with fuel burnup and control rod programming scheme to maintain core criticality.

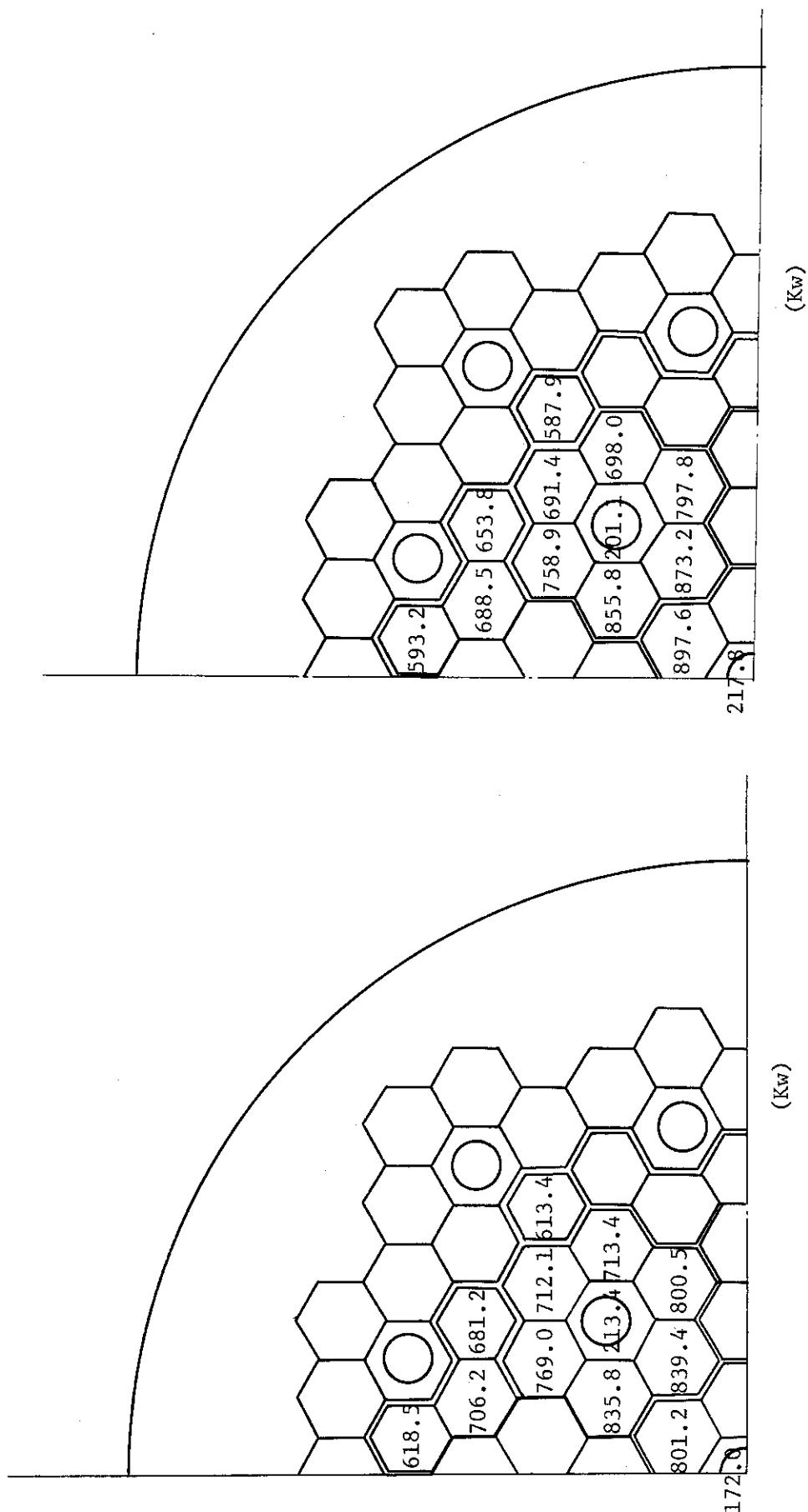


Fig. 6.10 Axially integrated power of fuel columns
(burnup time 10 days)

Fig. 6.11 Axially integrated power of fuel columns
(burnup time 140 days)

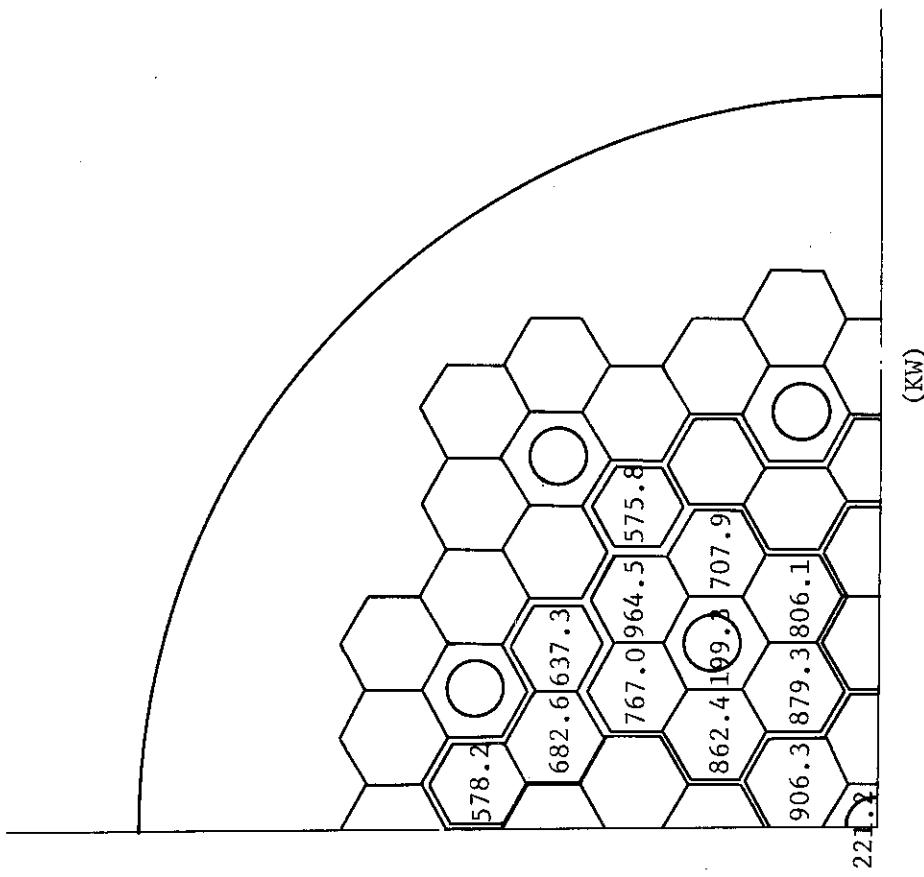


Fig. 6.12 Axially integrated power of fuel columns
(burnup time 300 days)

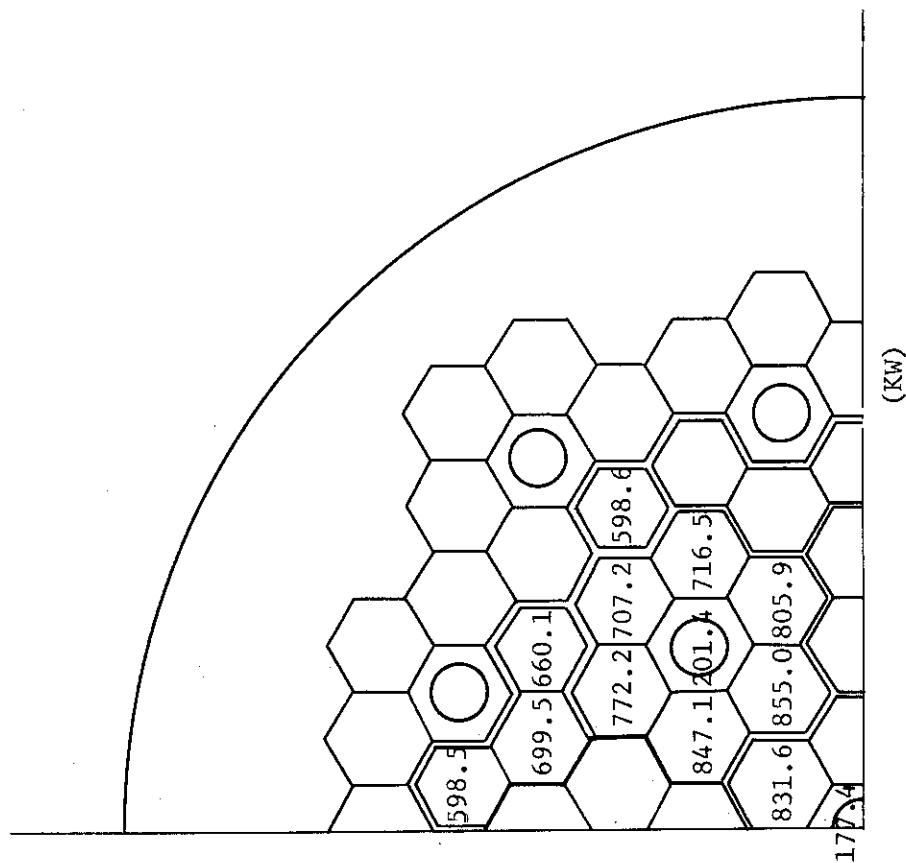


Fig. 6.13 Axially integrated power of fuel columns
(burnup time 450 days)

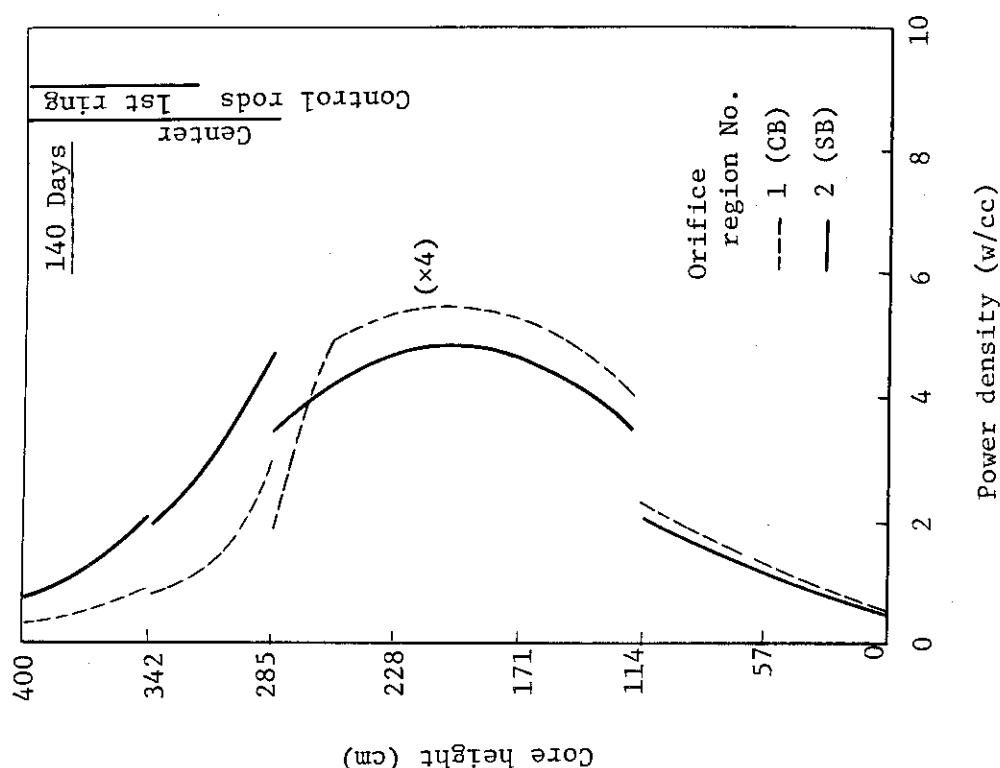


Fig. 6.15 Axial power distribution
(burnup time : 140 days)

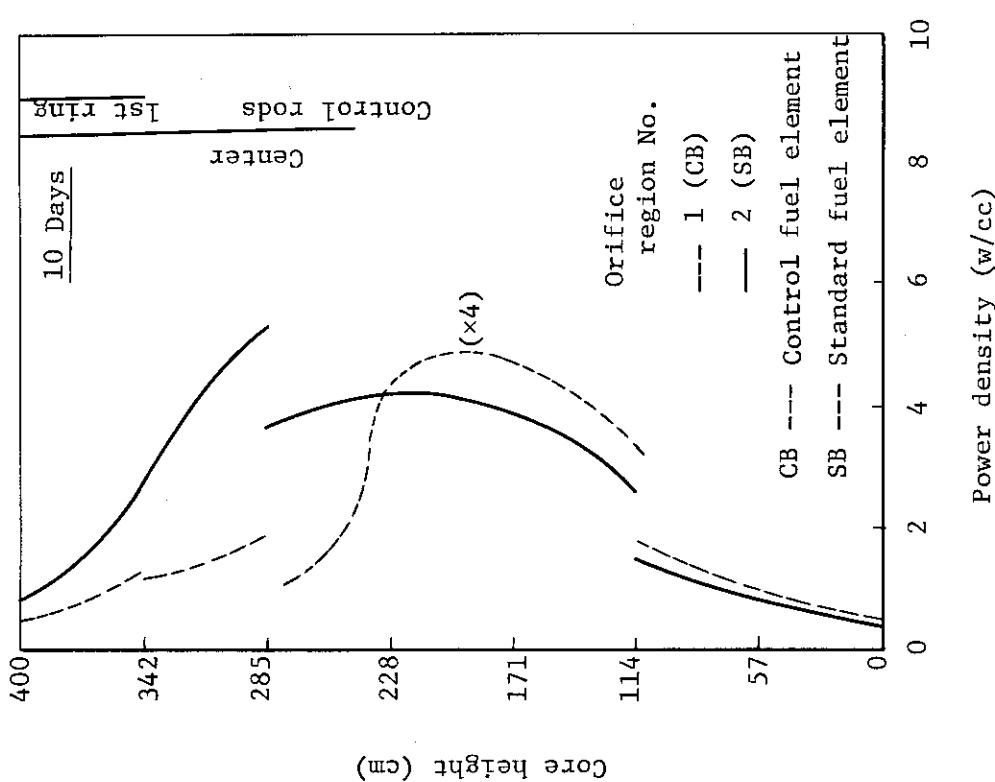


Fig. 6.14 Axial power distribution
(burnup time : 10 day)

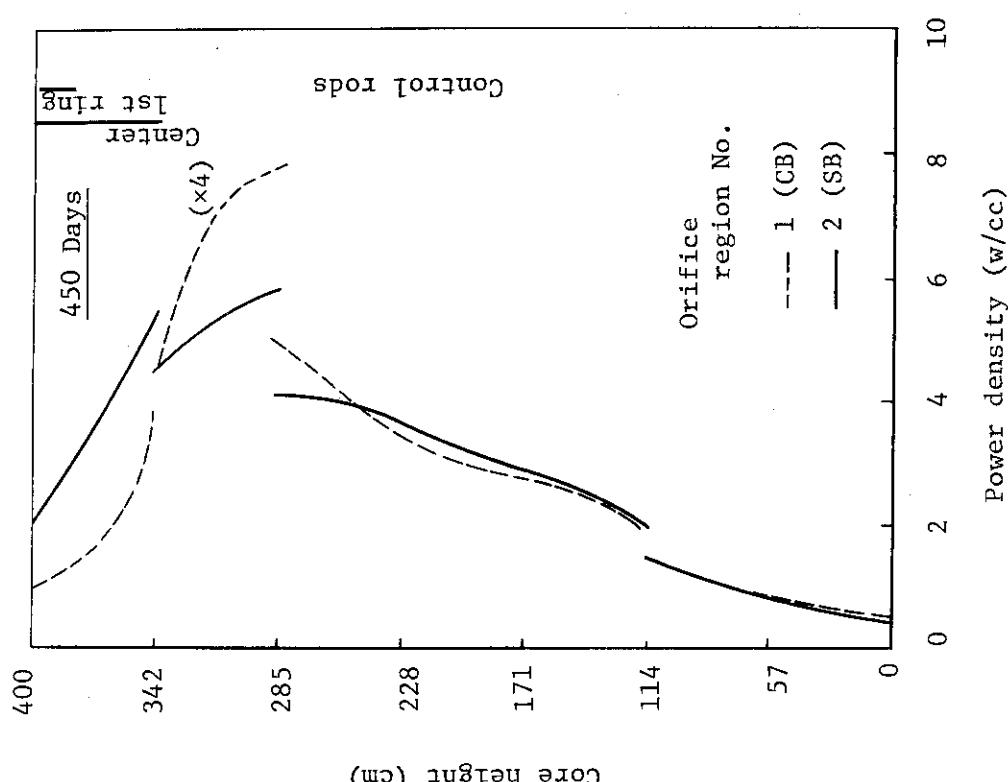


Fig. 6.17 Axial power distribution
(burnup time : 450 days)

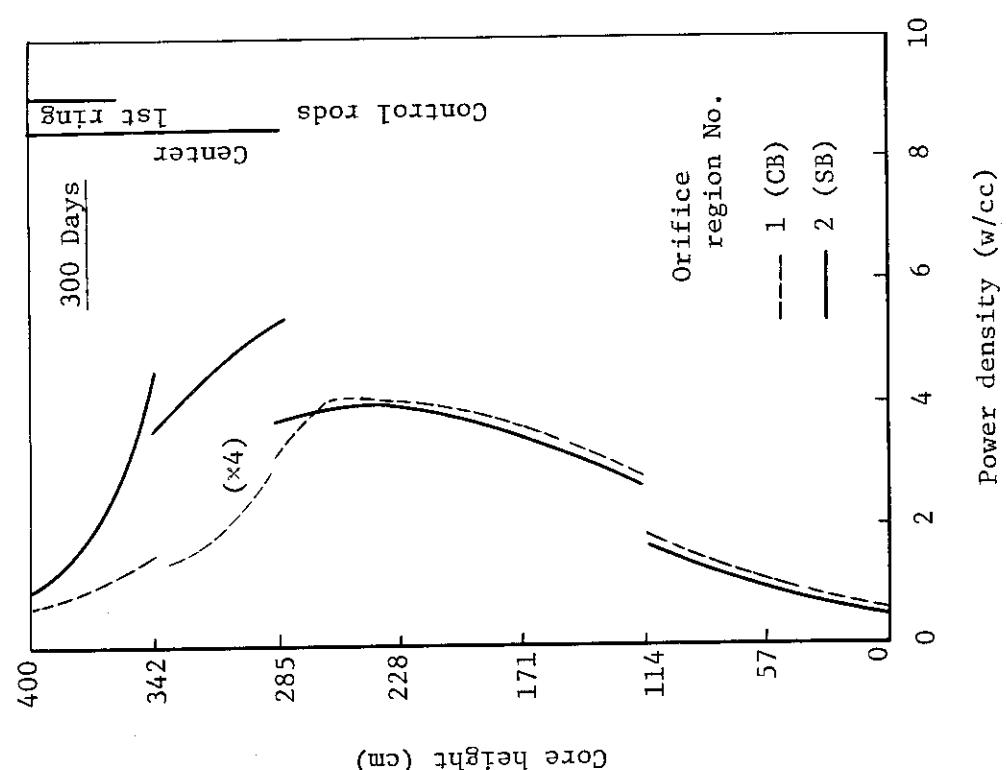


Fig. 6.16 Axial power distribution
(burnup time : 300 days)

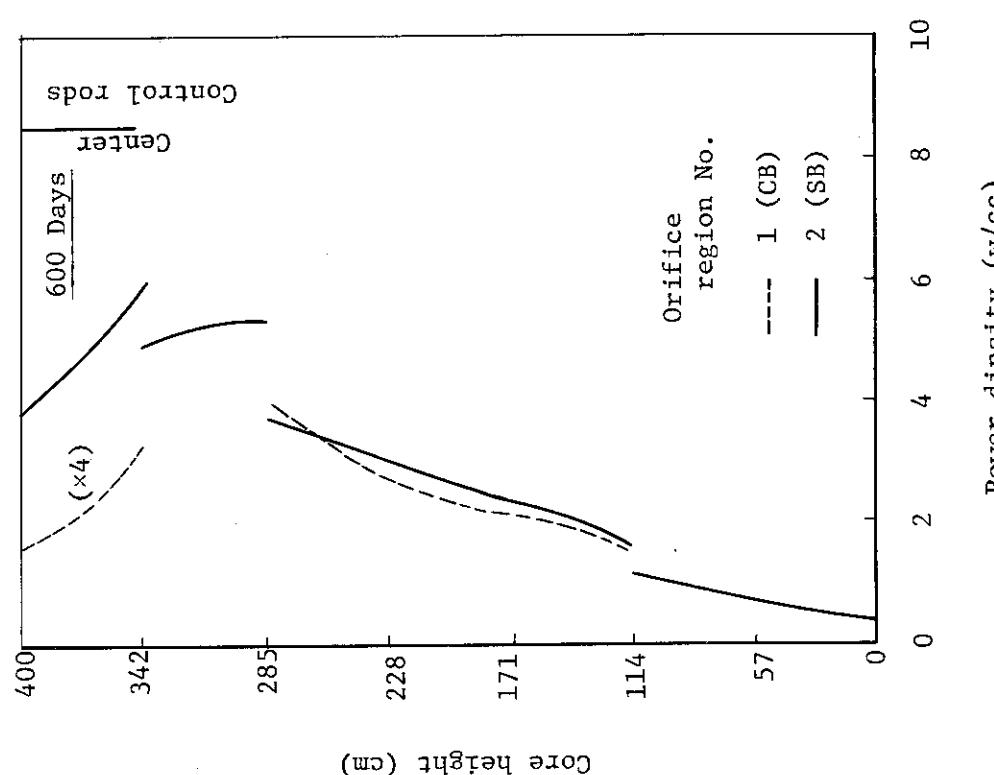


Fig. 6.18 Axial power distribution
(burnup time : 600 days)

7. 燃焼度と取り出し燃料組成

燃焼特性を知るうえで重要な炉物理特性に関する量としては、燃料の利用効率に直接結びつく燃焼度、燃料調達に係わる燃料炉内滞在時間、燃料・材料の物性に関連する高速中性子積分照射量、核燃料サイクル上の問題である燃料核種 (^{235}U , Pu) の生成・消費量等がある。このほか余剰反応度や出力分布の燃焼とともに変化があるが、これについては前章で述べた。

7.1 燃料炉内滞在時間

既に述べたように、燃料の炉内滞在時間は燃料調達量に直接関係するもので、余り短かいと年間当たりの燃料調達量が増すし、又余り長いと金利がかさむことになりいづれも好ましくない。しかし、実験炉の場合炉心が小さく中性子漏洩量が大きく、また出力分布の平坦化のため全炉心同時燃料交換方式を採用しているため、もともと炉内滞在時間は長くなりにくい傾向にあった。しかも、Mk-III炉心では乱流域のレイノリズム数確保のため、燃料体当たりの燃料ピン本数（したがって燃料装荷量）を通常の大型高温ガス炉に較べて減少させたので、比出力が高くなり燃料の炉内滞在時間を短くする影響を与えている。

本設計では燃料炉内滞在時間を設計指針として扱い、原子炉稼動率 80 % のもとで 2 年以上が目標とされた。一方、第 6.9 図によると、反応度に対して運転余裕分として $0.01 \Delta k_{\text{eff}}$ 、可燃性毒物残存による反応度損失分として $0.02 \Delta k_{\text{eff}}$ を考慮しても燃料炉内滞在時間は約 620 日（稼動率 80 % で 2.1 年）程度になり設計指針は満足している。

なお、可燃性毒物残存にともなう燃焼日数の減少分は約 60 日程度となる。

しかし、本解析で用いた計算モデルでは、エネルギー群数が 2 群で少ないと、径方向メッシュ点数が 1 燃料ブロック当たり 6 点であり制御棒挿入領域については若干粗いと思われること、各燃焼ステップにおける可燃性毒物の遮蔽因子としてそのステップ初期の値を用いること等の問題もあることから、今回の計算結果がやや過大評価している可能性もあることを念頭におく必要があるといえる。

7.2 燃焼度と中性子積分照射量

燃焼度は燃料の燃焼性能を判断する上で最も重要な量であり、中性子積分照射量では燃料・材料の劣化に関連して特に高速中性子照射量が問題となる。

Table 7.1 に燃料体に対する燃焼度及び高速中性子照射量を示す。又、Table 7.2 には炉心内全燃料体について燃料体毎の燃焼度を、Table 7.3 には燃料体毎の高速中性子積分照射量を示す。

まず燃焼度をみよう。Table 7.1 によると平均的には燃料濃縮度 4 w/o の燃料が最も良く燃焼しており、6 w/o の燃料は濃縮度が高く潜在的燃焼能力はあるにもかかわらず 4 w/o 燃料より若干小さいものとなっている。これは Table 7.2 からもわかるように、炉心上部に制御棒が

挿入されているため中性子束が炉心中央に押し下げられ 6 w/o 燃料の燃焼が妨げられる結果である。また、濃縮度 2 w/o の燃料に対する燃焼度が極めて小さくなっている。これはもともと燃料温度を平担化するため、軸方向に炉心出口側で出力が低くなるような燃料の段付領域別装荷をしているため、2 w/o 燃料が燃焼しにくくなっていることによるものである。燃料濃縮度が同じの場合には標準燃料体より制御棒挿入用穴付燃料体の燃焼度が大きくなっているが、これは制御棒挿入用穴付燃料体の方が炭素対ウラン原子数密度比 N_C/N_U が大きく、中性子スペクトルが軟化しており燃焼しやすいためである。そして、Table 7.2 および Fig. 3.15, 3.16 を合せ見ると、制御棒が挿入された段では制御棒から離れた標準燃料体が、又制御棒が挿入されない段では制御棒挿入用穴付燃料体が良く燃焼していることがわかる。

次に高速中性子 ($E \geq 0.18 \text{ MeV}$) 積分照射量をみよう。Table 7.1 からわかるように全体的に燃焼度が低いこともあり、最大でも約 $1 \times 10^{21} \text{ nvt}$ 程度で大型炉の場合に較べてかなり低いものとなっている。さらに詳しくは Table 7.3 からもわかるように、高速中性子照射量が最も大きいのは炉心中央部の標準燃料体においてであり、炉心外周部（径方向には第 3, 4 オリフィス領域）では反射体に隣接しているため高速中性子が炉心外へ漏洩することに加えて、炉心上部は制御棒が挿入されており、また炉心下部は燃料濃縮度が低いことでいづれも出力が抑えられていることにより高速中性子照射量が小さくなる。また、制御棒挿入用燃料体で照射量が小さいのは燃焼度の検討にも述べたように N_C/N_U が大きく、中性子スペクトルが軟かいためといえよう。

7.3 取り出し燃料組成

核燃料サイクル上の問題を考える場合、 ^{235}U の消費量及びプルトニウム生成量が重要な量となる。しかし、これらの量が特に問題になるのは多数導入される大型炉の場合であり、実験炉では一般に余りその検討が必要になることはない。参考のためここでふれておく。Table 7.1 に取り出し燃料中の ^{235}U 残存量及び分裂性プルトニウム生成量を燃焼度、高速中性子積分照射量とともに示した。又、Table 7.4 には燃料体毎の燃料核種生成、消費料を、さらに Fig. 7.1 ~ 7.3 に燃料体毎に燃料核種の燃焼にともなう生成、消滅量を示した。

全体的にみてプルトニウム生成量が軽水炉や重水炉に較べて小さくなっているが、これは炉心平均としての炭素対ウラン原子数密度比 N_C/N_U が大きく、初期余剰反応度が高いわりには転換比が低く、燃焼特性的には体系が最適化されていないことに起因している。また、燃料濃縮度 6 w/o の場合に ^{235}U の残存量が大きく ^{235}U が有効に燃焼してないことおよび 2 w/o 燃料も ^{235}U の残存量が大きい上、さらにプルトニウム生成量も小さいのは燃焼度および高速中性子積分照射量で述べたと同じ理由で燃焼が抑えられているためである。

さらに、制御棒挿入用穴付燃料体では標準燃料体に較べて ^{235}U 残存量は若干小さくなる反面、プルトニウム生成量もかなり小さくなるのは N_C/N_U が大きく中性子スペクトルが軟かく、燃焼効率は良いが逆に転換比が低くなることによるものといえよう。

Table 7.1 Characteristics of discharged fuel

(1) Elementwise burnup		(MWD/T)	
		SB	CB
6 w/o		21,000/30,000	23,000/33,800
4 "		22,200/30,000	28,400/34,300
2 "		5,800/10,000	7,200/11,200
			(Mean/Max.)

(2) Maximum integrated fast flux ($\times 10^{20}$ nut)		Orifice region number			
		1	2	3	4
6 w/o		8.3/5.3	8.9/7.1	7.1/ -	5.0/ -
4 "		9.5/8.4	9.2/7.3	6.3/ -	4.3/ -
2 "		3.5/3.2	3.3/2.5	2.2/ -	1.5/ -

(Note) Elementwise value (SB/CB)

(3) Uranium-235 existence and plutonium buildup (g/kg IHM)			
		SB	CB
6 w/o		37.1/4.8	32.9/1.9
4 "		18.9/4.2	11.2/1.8
2 "		14.3/2.1	12.3/1.2

(U-235/Pu fissile)

* SB --- Standard fuel element

CB --- Fuel element with control rod insertion holes

Table 7.2 Elementwise burnup of discharged fuel

Zone No.	Burnup	Zone No.	Burnup								
1	8310	21	33840	41	29840	61	22350	81	4920	101	3590
2		22		42		62	18180	82	9990	102	5560
3		23		43	29380	63	26320	83	5320	103	2990
4	14540	24	27580	44	24450	64	25780	84	9370		
5		25	29990	45	28470	65	21110	85	4980	6 w/o fuel	
6		26	30030	46	30010	66	18710	86	9100	SB	21,040
7	14550	27	27970	47	25010	67	17950	87	4830	CB	22,990
8	15920	28	25940	48	28370	68	14560	88	7810		
9	16070	29	26100	49	28560	69	20770	89	4150		
10	15810	30	29030	50	23610	70	19960	90	6940	4 w/o fuel	
11	15110	31	22220	51	27970	71	16250	91	3700	SB	22,220
12	15100	32	24530	52	28880	72	22150	92	7080	CB	28,370
13	16020	33	25590	53	22970	73	21350	93	3770		
14	14910	34	22410	54	25070	74	17360	94	8300		
15	16280	35		55	24400	75	18760	95	4410		
16	16470	36	30120	56	19930	76	17980	96	5550	2 w/o fuel	
17	15300	37		57	22770	77	14570	97	2980	SB	5,760
18		38	34300	58	22010	78	11170	98	6220	CB	7,240
19	23230	39	29240	59	17930	79	6070	99	3330		
20		40		60	23100	80	9100	100	6740		

(Note)

1. Unit ---- MWD/T
2. No.1v34 --- 6 w/o fuel, No.35v77 --- 4 w/o fuel, No.78v103 --- 2 w/o fuel
3. Burnup time --- 600 full power days
4. SB --- Standard fuel element, CB --- Fuel element with control rod insertion holes

Table 7.3 Elementwise integrated fast fluence.

Orifice region No. Element (*) Enrichment (w/o)	1		2		3	4
	CR	SB	CR	SB		
6	2.16	4.24	3.03	4.56	4.28	3.15
	5.28	8.29	7.05	8.87	7.07	5.03
4	7.60	9.29	7.30	9.22	6.69	4.65
	8.40	9.51	7.00	9.04	6.28	4.34
	6.80	7.68	5.50	7.25	4.96	3.42
2	3.18	3.47	2.53	3.26	2.19	1.49
	1.46	1.64	1.16	1.54	1.04	0.71

(Note) 1. Unit ; $\times 10^{20}$ nvt

2. CR --- Fuel element with control rod insertion holes
 SB --- Standard fuel element

Table 7.4 Uranium existence and plutonium buildup in discharged fuel.

Nuclide Enrich. Block*	6 w/o		4 w/o		2 w/o	
	SB	CR	SB	CR	SB	CR
^{235}U	37.1	32.9	18.9	11.2	14.3	12.3
U_{total}	970.9	972.1	969.6	966.4	990.9	990.3
^{239}Pu	4.3	1.8	3.3	1.4	2.0	1.1
^{240}Pu	1.4	1.0	1.9	1.7	0.7	0.7
^{241}Pu	0.5	0.2	0.8	0.4	0.1	0.1
^{242}Pu	0.09	0.04	0.2	0.2	0.02	0.02
$\text{Pu}_{\text{fissile}}$	4.8	1.9	4.2	1.8	2.1	1.2
Pu_{total}	6.3	2.9	6.3	3.8	2.9	1.9

(Note) 1. Unit --- g/kg IHM

2. SB --- Standard fuel element,

CR --- Fuel block with control rod insertion holes

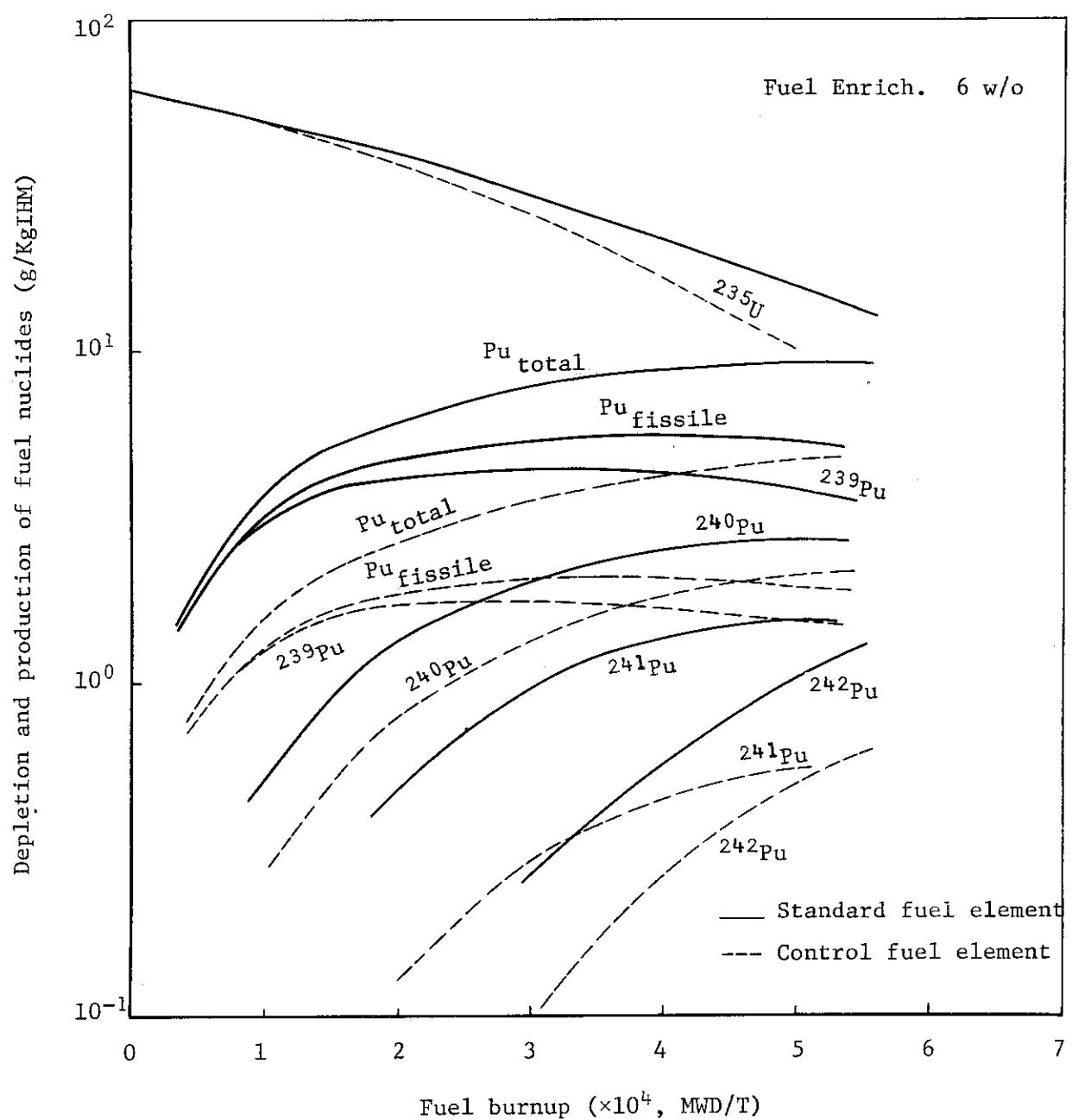


Fig. 7.1 Uranium-235 depletion and plutonium buildup in 6 w/o enriched fuel element

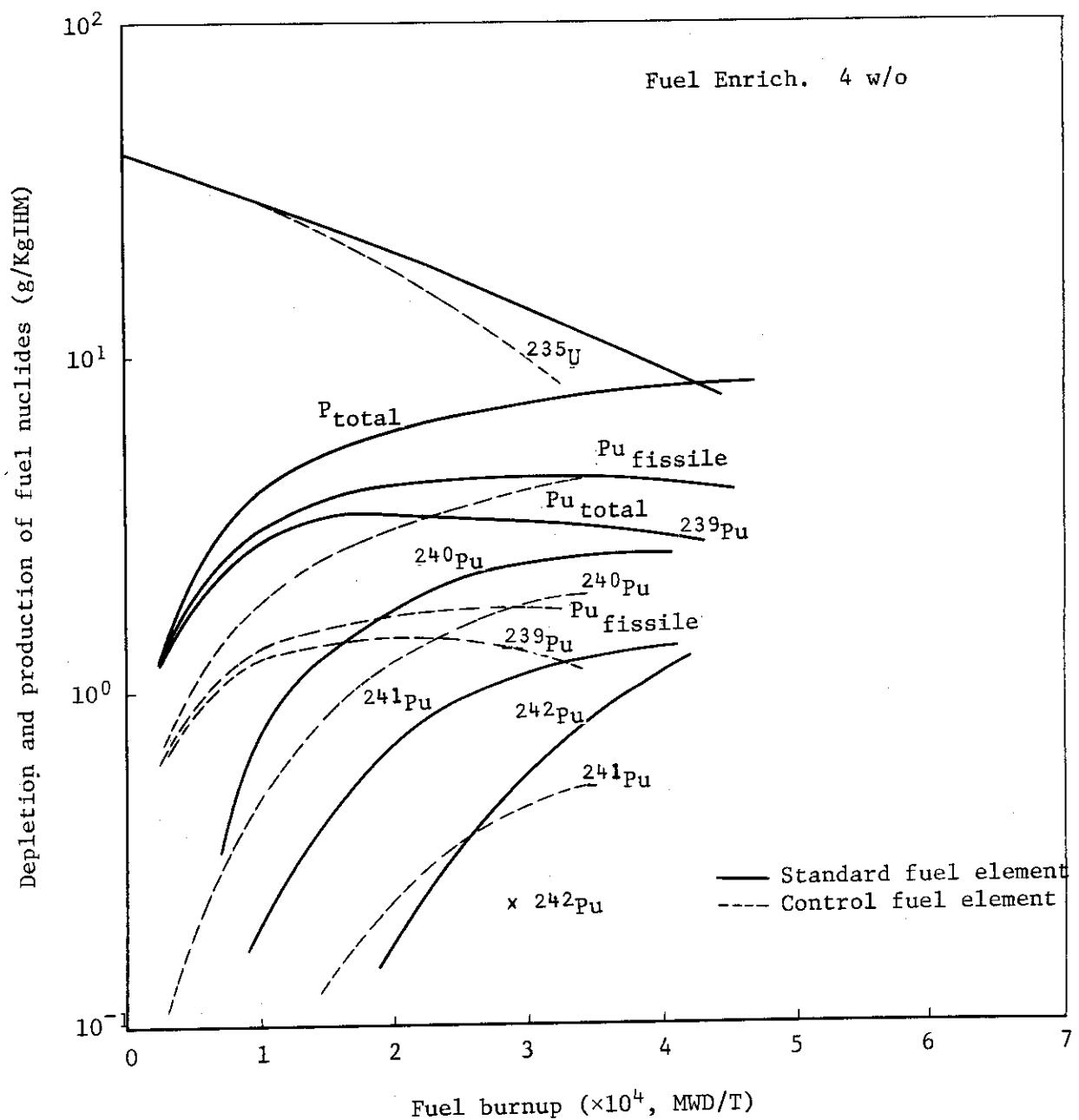


Fig. 7.2 Uranium-235 depletion and plutonium buildup
in 4 w/o enriched fuel element

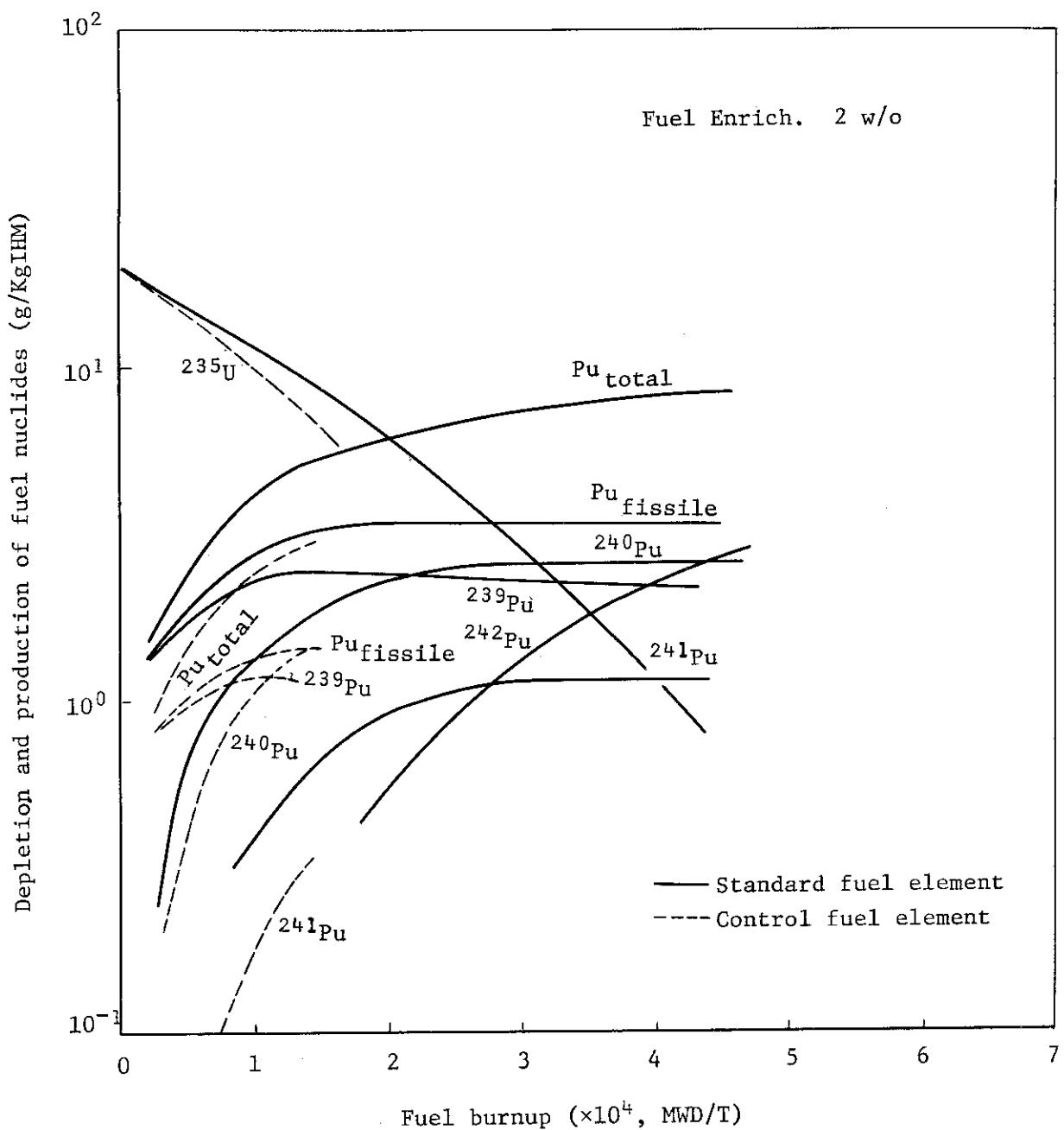


Fig. 7.3 Uranium-235 depletion and plutonium buildup
in 2 w/o enriched fuel element.

8. 温度係数と動特性パラメータ

炉心の安全性を考える場合反応度の制御特性が問題となり、その解析に反応度係数および動特性パラメータが必要になる。そのうちの反応度係数に関しては、高温ガス炉に対する炉心安全解析上重要なものは温度係数であり、その他の反応度係数は通常では殆んど問題とならない。そこで、本章では安全解析上特に重要な温度係数と動特性パラメータについてその特性を述べる。

8.1 温度係数

温度係数は燃料温度係数と減速材（黒鉛）温度係数に大きくわけられる。前者は殆んどドッpler係数と考えて良く、後者は黒鉛による熱中性子の散乱が黒鉛温度に強く依存するために、黒鉛温度の変化が熱中性子スペクトルに大きい影響を与えることに起因して生ずるものである。

Table 8.1～8.3 に各々燃料濃縮度が 6, 4 及び 2 w/o の場合の実効増倍率と燃料温度及び減速材（黒鉛）温度との関係を示した。また、Fig. 8.1 にその代表例を図示した。これによると、燃料温度変化に対する実効増倍率の変化である燃料温度係数は燃料濃縮度や減速材温度に対する依存性が小さいこと、また燃料温度に対しては低温域では温度依存が強く、高温になるほどその依存性が弱くなる傾向をもつことがわかる。このことは燃料温度係数が殆んどウラン 238 のドッpler係数に等しく、専らウラン 238 の原子数密度と燃料温度によって決まることを意味している。

一方、減速材温度変化に対する実効増倍率の変化である減速材（黒鉛）温度係数は定性的には燃料温度係数の場合と同様であるが、定量的には著しく異なる。即ち、減速材温度係数は燃料温度に対する依存性は小さいけれども、減速材温度のみならず燃料濃縮度にも著しく依存する。これは熱中性子スペクトルが燃料濃縮度に強く左右されることに起因している。

Table 8.4 に燃焼初期での運転温度近傍における温度係数をまとめて示した。全ての濃縮度の燃料について燃料温度係数および減速温度係数共に負であり、かつ減速材温度係数が燃料温度係数より大きい負値をとっている。

一般に、燃焼が進むとウラン 238 の原子数密度が減少しウラン 238 によるドッpler係数はやや正側に移るが、新たにプルトニウム（特に Pu - 240）の生成があるため、全ドッpler係数、従って燃料温度係数は燃焼によって余り大きく変わることはない。

しかし、減速材温度係数は燃料温度係数とは違って、常に Table 8.4 のような大きい負値をとるわけではない。即ち、減速材温度に対する依存性が強いと同時に、燃焼に対しても極めて強い依存性を示し、プルトニウムや Xe を始めとした核分裂生成物の蓄積、生成プルトニウムの組成などによって減速材温度係数は正値を取ることもあり、設計上留意すべき点といえる。

ただし、出力係数が正値をとることはないとえよう。

8.2 動特性パラメータ

炉心動特性解析で必要なパラメータは遅発中性子性子比率 β および平均中性子寿命 ℓ である。Table 8.4 に燃焼初期での運転温度近傍におけるこれらパラメータの値を示す。 β が燃料濃縮度によらず一定なのは燃焼初期であるため分裂性核種がウラン 235 のみであることによる。

一方、中性子寿命 ℓ であるが、これは 2 群モデルで次のように近似した。

$$\ell = \ell_{\text{fast}} + \ell_{\text{thermal}},$$

$$\ell = \frac{1}{(\Sigma_r^f + \Sigma_a^f) \cdot \bar{v}_f},$$

$$\ell_{\text{thermal}} = \frac{1}{\Sigma_a^{\text{th}} \cdot \bar{v}_{\text{th}}},$$

ここで、 Σ_a^f および Σ_r^f は各々速中性子群の吸収及び除去断面積、 Σ_a^{th} は熱中性子群の吸収断面積、そして \bar{v}_f および \bar{v}_{th} は各々速中性子群及び熱中性子群の中性子平均速度である。

表からわかるように、中性子寿命 ℓ は速中性子領域 (ℓ_f) では燃料濃縮度が違っても余り変わらないものの熱中性子領域 (ℓ_{th}) では吸収断面積が異なることにともない強い燃料濃縮度依存を示す。

そして、これら β 、 ℓ は燃焼とともに当然変わるが、これらの比である β/ℓ の変化の程度はそれ程大きいものではなく、燃焼終期と燃焼初期との β/ℓ の違いは高々 10% 程度と推定される (β と ℓ の相殺効果)。

Table 8.1 Variation of effective multiplication factor with fuel and moderator temperature (1)

T_m ($^{\circ}$ C)	T_f ($^{\circ}$ C)	27	500	800	1100	1300	1700	2100	2800
27	27	1.2417	1.2145	1.2020	1.1914	1.1852	1.1742	1.1646	1.1504
500	500	1.2063	1.1799	1.1677	1.1575	1.1515	1.1408	1.1315	1.1177
800	800	1.1820	1.1562	1.1443	1.1343	1.1284	1.1179	1.1089	1.0954
1100	1100	1.1629	1.1375	1.1258	1.1160	1.1101	1.0999	1.0910	1.0777
1300	1300	1.1516	1.1265	1.1149	1.1052	1.0994	1.0893	1.0804	1.0673
1700	1700	1.1313	1.1066	1.0953	1.0857	1.0801	1.0701	1.0614	1.0486
2400	2400	1.0997	1.0758	1.0647	1.0555	1.0500	1.0403	1.0319	1.0194

1) Lattice calc. by DELIGHT-B

2) 6 w/o enriched standard fuel element (with three burnable poison rods)

Table 8.2 Variation of effective multiplication factor with fuel and moderator temperature (2)

T_m ($^{\circ}$ C)	T_f ($^{\circ}$ C)	27	500	800	1100	1300	1700	2100	2800
27	1.1992	1.1723	1.1599	1.1495	1.1433	1.1323	1.1229	1.1087	
500	1.1538	1.1280	1.1160	1.1060	1.1001	1.0896	1.0804	1.0669	
800	1.1278	1.1026	1.0909	1.0811	1.0753	1.0651	1.0562	1.0429	
1100	1.1072	1.0824	1.0710	1.0614	1.0557	1.0456	1.0369	1.0239	
1300	1.0950	1.0705	1.0592	1.0497	1.0441	1.0341	1.0255	1.0126	
1700	1.0727	1.0488	1.0377	1.0284	1.0229	1.0132	1.0047	0.9922	
2400	1.0381	1.0150	1.0043	0.9953	0.9900	0.9806	0.9724	0.9603	

- 1) Lattice calc. by DELIGHT-B
 2) 4 w/o enriched standard fuel element (with two burnable poison rods)

Table 8.3 Variation of effective multiplication factor with fuel and moderator temperature (3)

T_m (°C)	T_f (°C)	27	500	800	1100	1300	1700	2100	2800
27	1.0696	1.0451	1.0337	1.0241	1.0185	1.0085	0.99980	0.98686	
500	1.0099	0.98680	0.97609	0.96707	0.96174	0.95230	0.94412	0.93191	
800	0.98282	0.96031	0.94989	0.94112	0.93594	0.92676	0.91880	0.90693	
1100	0.96098	0.93898	0.92880	0.92023	0.91517	0.90620	0.89842	0.88683	
1300	0.94781	0.92613	0.91609	0.90764	0.90265	0.89381	0.88614	0.87471	
1700	0.92347	0.90236	0.89259	0.88437	0.87950	0.87090	0.86343	0.85230	
2400	0.88524	0.86503	0.85567	0.84780	0.84314	0.83491	0.82776	0.81710	

(Note) 1) Lattice calc. by DELIGHT-B

2) 2 w/o enriched standard fuel element (with one burnable poison rod)

Table 8.4 Temperature coefficients and kinetic constants^{*1}

Enrichment Item		6	4	5
Temp. coeff.	Fuel temperature ($\times 10^{-5} \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$)	-3.5	-3.0	-3.0
	Moderator temperature ($\times 10^{-5} \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$)	-6.4	-6.9	-7.5
	β	0.0064	0.0064	0.0064
Kinetic constants	$\lambda_f/\lambda_{\text{th}}$ (sec)	$1.3 \times 10^{-5}/4.3 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-5}/6.0 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-5}/10.8 \times 10^{-4}$
	β/λ (sec $^{-1}$)	14.6	10.4	5.9

(Note) *1 Lattice calc. for initial state.

$$*2 \quad \lambda_f = [\Sigma_r^f + \Sigma_a^f] \cdot \bar{v}_f^{-1}, \quad \lambda_{\text{th}} = (\Sigma_a^{\text{th}} \cdot \bar{v}_{\text{th}})^{-1}$$

$$*3 \quad \lambda = \lambda_f + \lambda_{\text{th}}$$

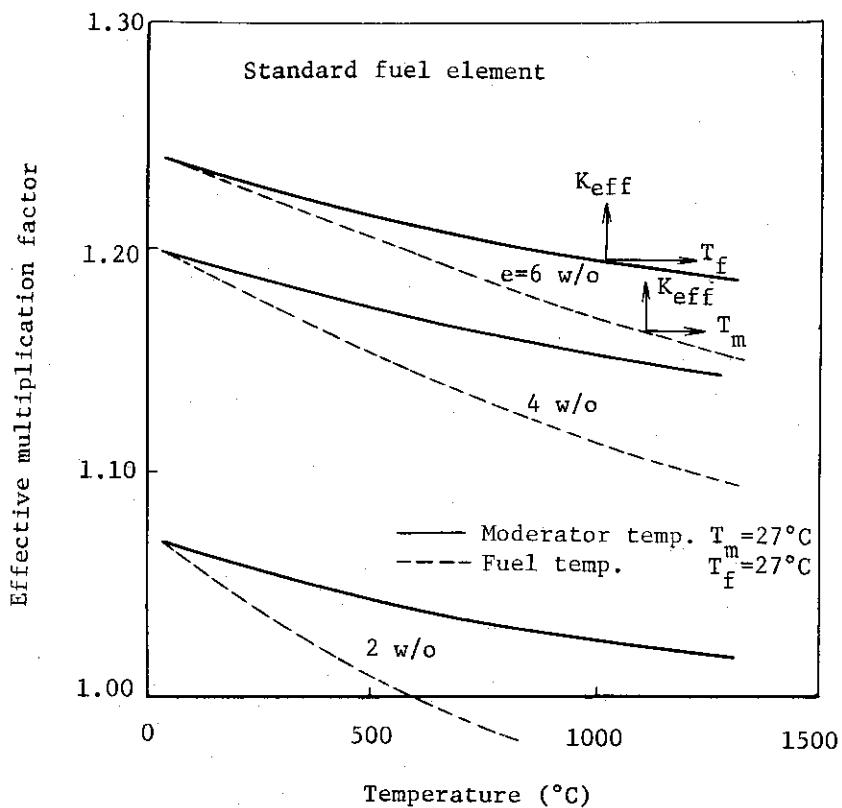


Fig. 8.1 Influence of fuel and moderator temperature on effective multiplication factor.

9. 核計算精度の検討

Mk-III炉心の核特性解析は、2.1節に説明された基本的考え方に基づいて、第2.3節に記述した解析手順と計算モデルを用いて実施されている。この解析手法はこれまでの特性解析の中でも一部ふれているように、エネルギー群数や計算メッシュ数をはじめ、体系のモデル化や理論的解法の点で必ずしも十分ではない。本節においては、これらの不十分と考えられる核特性解析のうちいくつかについて、その精度を検討した。ただし、ここで検討されたのは、実験値との照合などによる解析手法の厳密なベンチマークテストではなく、体系のモデル化や計算手法を変えた場合の特性値の変動幅を抑える目的のサーベイ検討である。したがって、本章で得られた結果を整理してそのままMk-III炉心特性値に反映させることはせず、特性値の考えられうる幅を評価する場合の参考にするにとどめるべきである。以下に今回検討した項目について、その結果の要約を並列的に記述する。

(1) エネルギー群効果と計算メッシュ数

まず、エネルギー群数と径方向計算メッシュ数の炉心実効増倍率及び径方向出力ピーピングに与える影響を、CITATION（2次元、3角メッシュ）を用いてサーベイした。エネルギー群数は2群と4群、また計算メッシュ数は燃料体当たり6点と24点について比較した例をTable 9.1に示す。制御棒未挿入炉心の実効増倍率はどのケースも0.1%程度で一致するが、全挿入した場合の制御棒反応度価値はMk-III炉心解析の標準計算モデル（2群、6点）による計算値に比して、それぞれ約3%（群数）、約6%（メッシュ数）だけ大きくなる。このことはMk-III炉心の反応度制御系の設計には有利である。また出力分布については、制御棒挿入ブロック内のピーピングはメッシュ数に対する依存が大きく、特にオリフィス領域内ピーピング（P₂）で相対誤差が30%にも達する場合があることが解る。

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

(2) 炉心内スペクトルの空間依存性

標準計算モデルの群定数（2群）はブロックモデル（燃料体または反射体ブロック単位）で作成されており、炉心内のスペクトル空間依存性は考慮されていない。一般にMk-III炉心のように炉心が小さく、しかも領域別燃料装荷を行っている炉心では無視出来ない場合が多い。そこで1次元あるいは2次元で20群炉心計算を行った結果、及び20群炉心計算からスペクトル空間依存性の入ったブロック単位の少数群定数を作成し、その小数群定数を用いて炉心計算を行った結果を標準計算の結果と比較した。その結果、炉心内のスペクトル空間依存性の炉心実効増倍率に与える影響は無視出来るほど小さいが、出力分布に与える影響は小さくなく、特に領域内出力ピーピングに約3%（4群炉心計算の場合）の差異を生じる。なお、ここでは制御棒未挿入炉心について比較しており、制御棒を含むブロックの群定数に対するスペクトル効果については別途検討

している。

(3) オリフィス領域内の非均質性

外側境界で完全反射条件を仮定した場合のオリフィス領域内出力分布を、燃料体ブロック内均質化モデルの標準計算と制御棒配置や燃料ピン配列を考慮した TOWTRAN コードによる 2 次元 ($r - \theta$) S_N 計算とで算出し比較した。両モデルによるオリフィス領域内出力ピーキング係数 (P_2) の計算値は、制御棒未挿入の場合は 1.10 と 1.11 とで良く一致するが、制御棒挿入の場合は標準計算モデルでは 1.01 であるのに対し、 S_N 計算では 1.22 となっている。

(4) 燃料体端の余剰黒鉛

燃料体の長さは 570 mm であるが実際の燃料ピンの長さは約 540 mm であり、燃料体の両端には約 15 mm ずつの余剰黒鉛がある。したがって、炉心に装荷された場合は 1 ヶ所で約 30 mm の余剰黒鉛が存在することになり、大きな局所出力歪を作り出すことが予想される。余剰黒鉛を考慮した場合としない場合の軸方向出力分布の計算結果を Fig. 9.1 に示す。出力ピーキング値の最大の相異は約 8 % になる。

(5) 制御棒のスペクトル(I) (小数群定数)

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

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

(6) 制御棒のスペクトル(II) (多群計算)

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

(7) 制御棒の軸方向分割ベント型構造

制御棒はスペイン中性子吸収体を内蔵した 2 重円筒を固定し、軸方向にこの 2 重円筒を複数個継ぎ合せた軸方向分割 2 重円筒ベント型である。したがって、それぞれの 2 重円筒の間には中性子吸収体のない継目が存在することにより、この継目部分がかなり長かったり全体の長さに占める割合が大きい場合は、制御棒反応度価値に与える影響は無視できない。そこで、1 つの 2 重円筒の長さが燃料体長と同一の 570 mm とした場合 (制御棒全長を 4,570 mm とすると 8 分割となる) の継目部分の影響を 2 次元 ($R - Z$) S_N 計算で検討した。結果を Table 9.2 に示す。継目部分の長さが 30 mm (全長の約 5 %) 程度以上になると無視出来ないことが解る。

以上が今回実施された核特性解析の精度検討の主なものである。

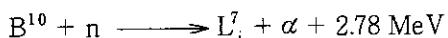
今後設計を詳細化するに際しては、解析手法の開発や実験データとの照合などにより設計精度

の向上を行う必要があるが、特にMk-III炉心の特性解析について言えば、①制御棒の対配置による相互干渉の効果、②可燃性毒物の自己遮蔽効果と燃焼特性、③燃料体の非均質性による局所出力分布歪、④反応度制御素子挿入穴からの中性子漏洩量、⑤炉心空間依存性を考慮した温度係数、及び⑥炉心計算におけるBLOCK-SMEARモデルの妥当性などの詳細評価が残された課題である。

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

(8) 制御棒チャンネル内発熱量

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



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

(9) 炉心反応度調整用制御棒(グレイロッド)

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

Table 9.3に炉停止余裕の検討結果を示す。微調整棒の反応度価値をMk-III炉心設計値の半分にするには、ボロン濃度を30 w/oから0.05 w/oまで下げる必要のあることが解る(No.6とNo.13の比較)。またNo.4の炉停止余裕から判断して、計算精度も考慮すると微調整棒の反応度価値をNo.13以下に下げる場合には、現設計以上に可燃性毒物を巧みに使用することに加えて、何らかの方法で炉心余剰反応度自身を低下させる必要があろう。運転中の微調整棒の反応度価値は、No.13の場合に第1リング制御棒を7/3ブロック、中心微調整棒を3～4ブロック深さ挿入して臨界調整を行ったとすると約0.005 Δk_{eff} 程度となる。ただし、この場合の炉心出力分布はMk-III炉心に較べて、径方向及び軸方向ともやや悪化している。なお、微調整棒の吸収体ボロンを著しく低下した場合は、ボロン自身の燃焼による反応度価値の低を十分考慮しなければならない。

Table 9.1 Influence of number of energy groups and meshes on effective multiplication factor and power peaking

(a) Multiplication factor

Control rod		Full withdrawal			Full insertion		Insertion of center and 1st ring rods	
No. of groups	No. of meshes	6	24	6	24	6	24	
2	2	1.079	1.080	0.730	0.710	0.831	0.821	
4	4	1.080	1.081	0.721	0.700	0.829	0.819	

(b) Power peaking factor in orifice region (P_2)

Control rod		Full withdrawal			Full insertion		Insertion of center and 1st ring rods	
No. of regions	No. of meshes	6	24	6	24	6	24	
1	2	1.049/1.131	1.065/1.140	1.102/0.514	1.116/0.632	1.136/0.494	1.169/0.606	
	4	1.058/1.116	1.078/1.126	1.103/0.528	1.116/0.645	1.138/0.506	1.171/0.616	
2	2	1.181/1.172	1.195/1.164	1.492/0.588	1.520/0.754	1.318/0.514	1.423/0.649	
	4	1.176/1.155	1.189/1.142	1.492/0.603	1.519/0.766	1.358/0.527	1.487/0.661	
3	2	1.144	1.166	1.412	1.495	1.053	1.076	
	4	1.130	1.149	1.404	1.484	1.067	1.117	
4	2	1.061	1.092	1.191	1.239	1.024	1.039	
	4	1.051	1.087	1.179	1.224	1.038	1.073	

(Note) A/B ; A and B indicate P_{max} in standard fuel element and P_{max} in control fuel element respectively.

Table 9.2 Influence of the joint gap width of control rod
on the reactivity worth

Joint gap width (mm)	Excess reactivity (k_{eff})	Reactivity worth Δk_{eff}	Reduction (%)
(Non control rods)	1.160	—	—
0	0.681	0.479	0
20	0.682	0.478	0.25
40	0.688	0.472	1.44
60	0.695	0.465	2.90
80	0.703	0.457	4.59

(Note) The length of axial control rod unit is 570 mm.

Table 9.3 Gray control rod and shutdown margin

Case	Control rod condition	Gray control rod for single insertion		Core excess reactivity (Δk_{eff})	Reactivity worth of inserted gray control rods (Δk_{eff})	Reactivity worth of inserted gray control rod (Δk_{eff}^*)
		Yes No	Conc. of absorber (w/o)			
1	All withdrawal	X	—	1.187	—	—
2	All insertion	X	—	0.826	0.360	—
3	Center pair stuckout	X	—	0.934	0.252	—
4	Center pair and one pair of 1st ring rods stuckout	X	—	0.989	0.197	—
5	Center pair and one rod of 1st ring rods stuckout	O	30	0.946	0.240	(0.0426)
6	One rod of center pair and one pair of 1st ring rods stuckout	O	30	0.938	0.248	0.0506
7	"	O	10	0.942	0.245	0.0473
8	"	O	5	0.944	0.242	0.0445
9	"	O	3	0.946	0.240	0.0425
10	"	O	1	0.951	0.236	0.0381
11	"	O	0.5	0.954	0.233	0.0352
12	"	O	0.1	0.962	0.225	0.0272
13	"	O	0.15	0.964	0.222	0.0245

(Note) 1. Uniform core of 4 w/o fuel, 2-D, X-Y calc., Cold-clean core state (including burnable poison)

2.

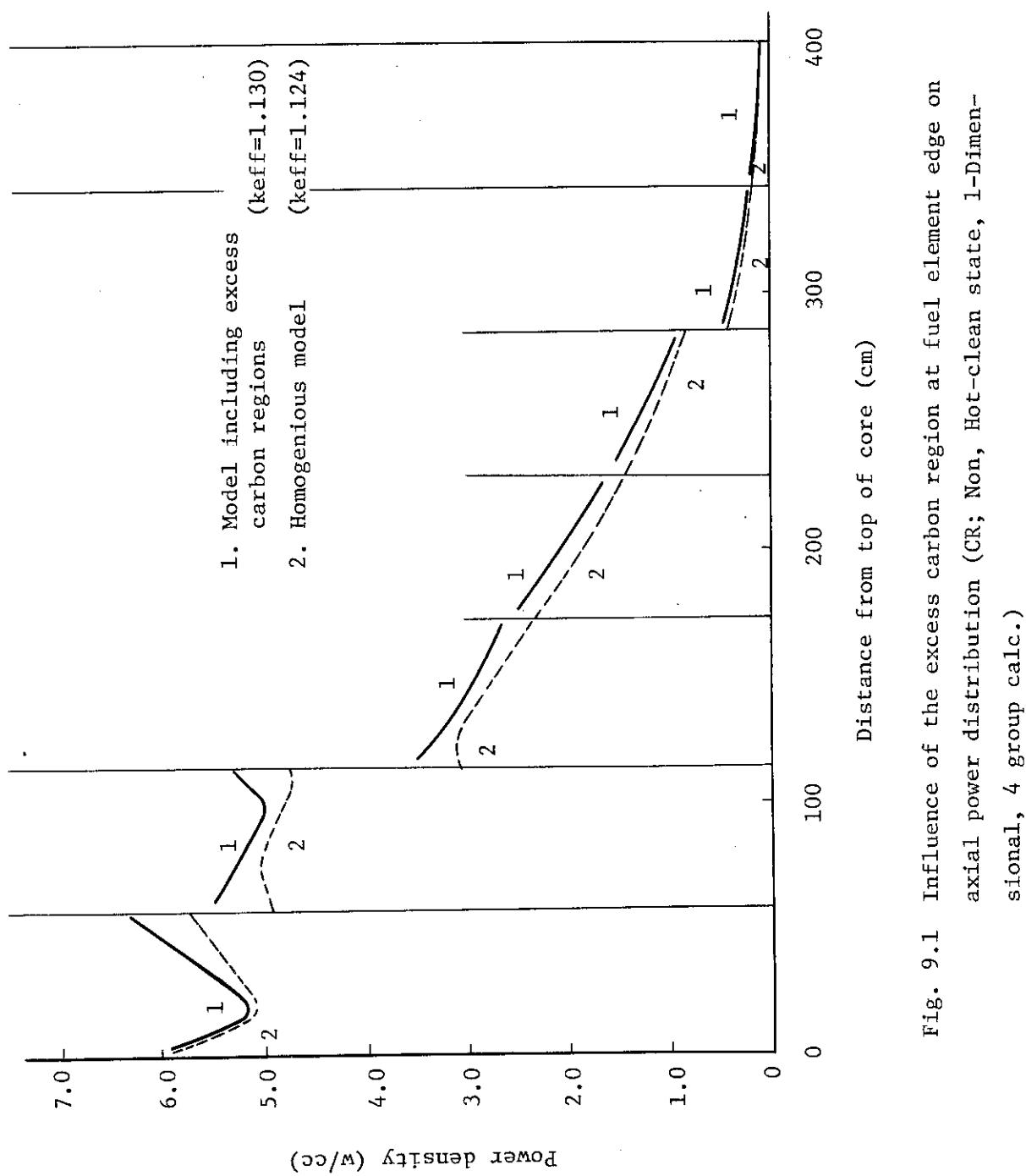


Fig. 9.1 Influence of the excess carbon region at fuel element edge on axial power distribution (CR; Non, Hot-clean state, 1-Dimensional, 4 group calc.)

10. おわりに

本実験炉の設計基準条件のうち、炉心核設計を行うに当って大きな制約条件となるものがいくつかある。まず、圧力容器が鋼製であることから炉心の大きさ、したがって遮蔽設計からの要求を考慮すると燃料領域の大きさに限界がある。一方、熱出力が 50 MWt であることや、冷却材の原子炉出入口温度が 1,000 及び 400 °C であることからくる厳しい熱流動上の制約（燃料温度及びレイノルズ数など）に加えて、炉心耐震上の問題からくる炉心高さの制限を配慮すること、径方向炉心大きさに下限が生じる。この炉心大きさの上下限に加え、ブロック型燃料体により炉心を構成していることからくる燃料換換や制御棒冷却に関する必然性から、炉心へ挿入可能な制御棒本数のみならず制御棒配置も事実上ほぼ決定されることとなる。しかし、低濃縮酸化ウラン燃料を用いているため、ある程度の炉内燃料滞在時間を確保するためには、比較的高い初期余剰反応度が必要である。したがって、この特性把握が必ずしも容易でない可燃性毒物を多量に使用する必要が生じるだけでなく、炉停止余裕や制御棒最大反応度価値などに関して、安全上の余裕の大きい炉心を設計することを難かしくしている。

また、上記の熱出力や冷却材温度を、現在の技術レベルで得られている燃料、黒鉛、耐熱合金などの性能の範囲内で達成するには、炉心核設計においても、領域別燃料装荷法や可燃性毒物の配置法、更に制御棒機能分類や制御棒操作手順などに、精度の良い工夫が要求される。さらに、鋼製圧力容器を用いているため、PCRV の高温ガス炉に較べて、制御棒スタック基準や制御棒最大反応度価値などの安全上の制限が厳しくなる傾向にあり、炉心核設計をより難かしくしているといえる。

なお、現在の実験炉の基本設計条件の範囲でも、反応度制御系の設計を第一優先して、炉心に挿入される制御棒本数を増加させれば、核特性に関連した安全上及び運転制御上の余裕を大きく改善することは可能である。しかし、このためには圧力容器、炉内構造物、燃料体などの仕様に大巾な変更が不可欠であり、構造設計、耐震設計、ISI などの検討の結果では、大きな困難が伴うとのことである。

Mk-III 炉心設計の主な課題は、①レイノルズ数の向上、②炉停止余裕の確保、③炉外中性子計測の達成、④構造設計との整合であった。これらは、既に第 2 章で述べたような基本的考え方従って設計を行うことにより、第 4 章～第 8 章にみるように一応の解決の見通しを得ることができた。しかし、今回の設計では第 3 章で詳述した設計計算モデルを用いており、第 9 章でも検討結果の一部を示しているように、今後とも精度の検討・向上を必要とする面を有している。

本 Mk-III 炉心設計を通して、ピン・イン・ブロック型燃料体を用いた実験炉炉心の設計限界を探り得たと考えているが、今後ともさらに設計の詳細化、最適化を行うことにより、より大きい安全上の余裕を確保する必要がある。すなわち、燃料及び可燃性毒物の炉内装荷法や制御棒の機能分類及び操作手順の最適化などの炉心設計上のつめを行うとともに、実験データとの照合などによる計算モデルの妥当性の検証やより詳細な解析法の開発を行うことにより、設計手法の向上を計っていくことが肝要である。

参考設計炉心Mk-Ⅲは、昭和50年2月～6月に原研において基本設計されたものであり、この後数度の改良設計と特性解析が実施され、この改善すべき問題点も指摘されてきている。しかし、構造設計や安全性評価も含み、これらの設計、解析はMk-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の設計への資料として役立てるため、もともとのMk-Ⅲ炉心の核設計の考え方、手順及び炉心特性を、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、及び多くの多目的炉設計研究室員と外来研究員、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) 動力炉開発・安全性研究管理部；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Mk-III，JAERI-M 6895 (1976)。
- (3) 新藤隆一，渡部 隆；高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-B, REPEL, JAERI-M 6973 (1977)。
- (4) 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)。
- (5) 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)。
- (6) T.B.Fowler, D.R.Vondy ; Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION, ORNL-TM-1496, Rev.2 (July 1971), Supplement 3 (July 1972).
- (7) Ward W.Engle. ; A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with anisotropic Scattering, K-1693(1967).
- (8) K.D.Lathrop, F.W.Brinkley ; Theory and Use of the General-Geometry TWOTRAN Program, LA-4432(1970).
- (9) 斎藤宜弘他；CITATION用核種每縮約微視断面積作成補助コード CITLIB, 未公開資料 (1975)。
- (10) 新藤隆一，渡部隆，石黒興和，黒木修二；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)。
- (11) 田所啓弘，安川 茂；一次元核熱結合燃焼計算コード BRIQUET-1 (未公開資料) (1973)。
平野光将；BRIQUET-1の改良・BRIQUET 1M, (未公開資料) (1975)。
- (12) 平野光将，鈴木邦彦他；参考設計Mark-III・炉心構成，燃料装荷方式と核熱流動特性，(未公開資料) (1975)。