

JAERI-M

7 3 3 9

多目的高温ガス冷却実験炉の参考設計

(Mark- I & Mark- II)

—制御棒挿入炉心の核特性—

1977年10月

新藤隆一・平野光将・有賀武夫・安川 茂

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

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

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.

多目的高温ガス冷却実験炉の参考設計

(Mark-I & Mark-II)

— 制御棒插入炉心の核特性 —

日本原子力研究所 動力炉開発・安全性研究管理部

+ 新藤隆一・平野光将・有賀武夫・安川 茂

(1977年9月24日受理)

参考設計炉心 (Mark-I, Mark-II) の初期炉心 (hot, clean) を対象に制御棒の反応度補償能力及び出力分布特性の両面からの検討が行なわれた。その結果、圧力容器や燃料体に対する構造設計上の制約から制御棒の挿入可能本数ならびに寸法諸元 (特に太さ) に制約があり、制御棒による反応度補償能力にも限度があること、また制御棒 1 本当りの反応度価値も安全上余り大きく出来ないこと、等から反応度補償の立場からは可燃性毒物の使用が避けられないことが明らかにされた。しかし、可燃性毒物の使用は制御棒による補償反応度の軽減化という利点がある反面、毒物燃焼にともなう反応度回復の問題が生じ燃焼にともなう制御棒操作を複雑にする。

一方、径方向出力分布に関してはオリフィスによる流量制御を行なうこと、炉心が小さく反射体の効きが良好であること、燃料交換が全炉心同時であるため炉心内に新燃料と燃焼途中の燃料が混在しないこと、等から径方向出力ピーキング係数が極端に高くなることはない。従って、単位流量調節領域内での局所出力ピーキング係数が大きくならないようにすることが重要であるといえる。他方、軸方向出力分布に対しては燃料最高温度に対する制限に関連して十分な注意が必要となる。燃料最高温度を極力低める観点からは燃料温度を軸方向に平坦化するのが望ましく、このためには軸方向出力分布は炉心入口で高い指数函数形にするのが有利といえる。しかし、臨界を維持するため炉心上部から制御棒が挿入され、これが軸方向出力分布に与える影響が極めて強いため、その影響を十分考慮する必要がある。

なお、今回は炉心状態として、hot, cleanの場合のみを対象とした検討であったが、実験炉の炉心特性や炉心核設計上の問題点はほぼ明らかになったといえよう。

Reference Core Design Mark-I and -II of the Experimental,
Multi-Purpose, High-Temperature, Gas-Cooled Reactor
— Nuclear characteristics of control rod inserted cores —

Ryuichi SHINDO, Mitsumasa HIRANO
Takeo ARUGA*, Sigeru YASUKAWA
Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received September 24, 1977)

Reactivity worth of the control rods and power distribution in the initial hot-clean core of reference core design Mark-I and -II have been studied.

The need for burnable poison was confirmed, because of the limitations in number, diameter and reactivity worth of the control rods due to structures of pressure vessel and fuel element and to safety of the core.

While the initial excess reactivity is reduced by use of the burnable poison, the recovery of core reactivity with burnup of the burnable poison requires a complicated withdrawal sequence of the control rods.

The radial power gradient in the core is not large, due to orifice control of the coolant helium flow, effectiveness of the reflector in the small core and continuous distribution of burnup in the core by one-batch refuelling scheme. The local peaking factor in unit orifice regions, therefore, is the most important in core design.

Control of the axial power distribution is necessary to reduce the maximum fuel temperature and the exponential power distribution peaked toward the inlet of the core is most suitable. However, insertion of the control rods from top of the core disturbs the axial power distribution, so this effect must be considered in design of the withdrawal sequence of control rods.

Nuclear properties of the core were revealed from results of the study for the initial hot-clean core.

Keywords; Reactor Core, High-Temperature Gas-Cooled Reactor, Control Rod, Burnable Poison, Reactivity Worth, Power Distribution, Temperature Distribution, Burnup.

* Division of Nuclear Fuel Research, JAERI

目 次

1.はじめに	1
2.炉心形状と計算モデル	2
2.1 炉心形状モデル	2
2.1.1 MARK-I炉心	2
2.1.2 MARK-II炉心	2
2.2 計算モデル	3
2.2.1 ZADOC-3	3
2.2.2 CITATION	4
2.3 群定数作成	4
2.3.1 制御棒非挿入燃料体及び反射体	4
2.3.2 制御棒挿入燃料体及び反射体	6
3.制御棒の炉内配置と反応度価値	15
3.1 反応度価値と計算モデル	15
3.2 制御棒の反応度補償能力推定	16
3.2.1 MARK-I炉心	16
3.2.2 MARK-II炉心	16
4.初期炉心の出力分布	26
4.1 制御棒挿入状態設定	26
4.1.1 基本的考え方	26
4.1.2 初期臨界炉心状態の制御棒挿入形状	27
4.2 炉心出力分布	28
4.2.1 MARK-I炉心	28
4.2.2 MARK-II炉心	29
5.結論	52
参考文献	53
附録1 群定数表	54
附録2 ZADOC-3による制御棒反応度価値の過大評価について	57
附録3 可燃性毒物濃度の決定について	59

1. はじめに

多目的高温ガス冷却炉は燃料に低濃縮ウランを使用した熱出力 50MW の黒鉛減速、ヘリウム冷却型炉で、冷却材ガス出口平均温度 1000°C を達成せしめ、その発生熱を製鉄用還元ガス生成への利用を始めとし、直接利用を計ろうとするものである。高い冷却材出口温度の達成に起因する厳しい温度条件の結果として炉心の高温化は避けられず、炉心は燃料を除いては全んど黒鉛により構成される。黒鉛は熱容量が大きく熱的に安定であることから高温ガス炉は安定性に富むという潜在的特性をもつ原子炉といえる。

本原子炉の炉心設計において最も重要なことは燃料温度についての配慮である。即ち、高温ガス炉の燃料は被覆燃料粒子の形態をとっており、被覆層の核分裂生成物に対する保持能力は非常に優れてはいるものの燃料温度が余り高くなるとアーベ効果などにより被覆層の破壊を引き起すため燃料温度は極力低く抑える必要が生ずるわけである。

燃料温度を極力低めるという要求は出力分布の制御の必要を提起する。燃料体の寸法諸元及び制御棒の寸法諸元とその炉内配置が決まった後に出力分布や温度分布を調整しうる手段としては、炉心内の燃料装荷方式、制御棒や可燃性毒物、等制御素子の挿入方式及び流量調節がある。このうち、燃料装荷方式については炉心燃焼特性及び軸方向出力分布や温度分布に関する検討結果から燃料温度を極力低めることができるように設定されている。^{*} (燃料装荷方式の検討については別途報告される予定である)。一方、流量調節は炉心内の燃料温度を極力揃えるようになされるが、調節領域の区分、調節方式にともなう機能上の制約から調節範囲に限度も考えられる。従って、ある燃料装荷方式の炉心に対して考えるべきことは制御素子挿入による出力分布の調整の重要さである。制御素子のうち可燃性毒物の出力分布に対する影響は局所的であると考えられ、^{**} 燃料温度に対してはまず制御棒による調整を考える必要がある。

燃料温度を低めるための出力分布としては、一般には径方向に平坦化、軸方向には燃料温度を一定にすべく炉心入口で高い指数函数型の分布にすることが望ましい。このような分布を達成するように炉心内燃料装荷がなされるが、ここに制御棒が挿入されると当然のことながら出力分布が乱され、制御棒未挿入炉心の場合に較べ出力分布は燃料温度に対して好ましくない方向に移行することは明らかである。従って、炉心設計上最も大切なことは燃料温度を所定の限界内に抑えるような出力分布を達成でき、しかも制御棒が過大な反応度価値をもつことをも避けうる、炉起動から燃焼終期までの適切な制御棒操作手順を設定することにあるといえる。本報はその適切な制御棒操作設定のための一環として、初期状態 (hot, clean) における制御棒挿入が出力分布へ及ぼす影響及び制御棒の挿入モデルと反応度価値との関係の両面から検討を行なった結果についてまとめたものである。

* 制御棒が挿入されない炉心に対する検討結果である。

** 局所的な分布は炉心のグロスな分布の上に積み上げられるので重要な因子であり当然無視は出来ないが、さらに設計の進んだ段階で詳細な検討が必要にならう。

2. 炉心形状と計算モデル

2.1 炉心形状モデル

本炉心参考設計には2段階あり、第1段階での炉心がMARK-I炉心、第2段階のものがMARK-II炉心である。

2.1.1 MARK-I炉心

MARK-I炉心は径方向(Fig. 2.1)には85燃料カラム(うち制御棒插入用燃料カラム13)から構成され、その外側に可動反射体がほぼ2カラム層分(合計78カラム、うち制御棒插入用反射体カラム6)が配置され、さらにその外側に固定反射体、炉心拘束体、コアバレル、等がありさらにそれら全体が鋼製の圧力容器内に納められる。一方、軸方向には燃料体6段からなる炉心と炉心上下部に2段づつの可動反射体があり、上部にはその上にさらにオリフィス装置が、又下部にはさらに断熱用炭素ブロック、高温プレナム、炉心支持機構、等がある。炉心核特性を検討する立場からは反射体から外側の構造材は余り重要でないのが通常であり(遮蔽設計、等では重要になる)、本検討でも反射体外の部分は無視するものとした。

炉体を構成する燃料体及び可動反射体の大きさは全て等しく、平径がほぼ30cmで高さ50cmの正6角柱である。両者にはさらに制御棒插入用と非插入用の2種類あり、制御棒插入用のものは外径8.5cmの3個の孔が120度対称に設けられ、2孔は制御棒(外径8cm)插入用に、他の1個は後備停止系用ボロン炭素球(外径1cm)の落下用に使用される。燃料体には中空型又は円環型の燃料棒が插入されるがその寸法諸元及び配置はTable 2.1, Fig. 2.2に示した。又、制御棒の形状諸元はFig. 2.3に示す。

炉心への燃料装荷は径方向には一様に、軸方向には燃料最高温度を極力低めるために炉心入口(炉心上部)で出力の高い指数函数形に近い出力分布を達成できるように段付領域別装荷を行うものとし、上部3段が8w/o、次いで下部へ1段づつ6, 4, 2w/oの濃縮度の燃料を装荷する^{*}ものとし、炉心全体の平均濃縮度が6w/oになるように設定されている。燃料交換は炉停止時全炉心交換としほば4年毎に行なわれる(負荷率80%)ことになる。

2.1.2 MARK-II炉心

MARK-II炉心はMARK-I炉心が熱流動特性上好ましくない(具体的にはレイノルズ数が著しく低い)結果、その改良を目的として設定されたものであり、MARK-Iからの主な変更点は次の通り。

- (1) 燃料体の炉心内カラム数を85から73にする。
- (2) 燃料体内に挿入する燃料棒は中空型としその本数を減らし制御棒非插入燃料体では36本から18本に、制御棒插入用燃料体では24本から9本にする。

* このほかに上中下部2段づつ各々10, 6, 2w/oの濃縮度燃料を装荷する炉心についても若干の検討が行なわれた。

** これは燃焼特性上からの結果で潜在的燃焼能力である。

- (3) 炉心高さを 1 燃料体分増し、7 段積 3.5 m にする。
- (4) 燃料棒の外径を 3.2 mm から 4.5 mm にする。

上記変更のうち燃料カラム数を減じたこと及び燃料体内の燃料棒本数を減らしたことは共に燃料棒 1 本当りの熱負荷を高めて冷却材流量を増加せしめレイノルズ数を上げようとしたものである。また、炉心高さを増したこと及び燃料棒を太くしたことは各々単位長当たりの発熱量を低減させないしは除熱面積を増して除熱能力を高めることによって燃料最高温度を低めようとしたものである。また、Mark-II 炉心で円環型燃料棒を考慮しなかったのは中空型燃料棒に比較し燃料温度的に必ずしもメリットがないとの結果が明らかになつたためである。^{*}

径方向炉心構成は Fig. 2.4 に示すが、MARK-I 炉心との違いは炉心と反射体境界にある燃料体 1.2 カラム分を可動反射体に置換したことである。燃料体及び反射体の大きさは MARK-I のものと同様であり、唯一の異なる点は先にも述べたように燃料棒の寸法が大きくなり、燃料体への挿荷本数が減少したことである。Fig. 2.5 に MARK-II 炉心用燃料体の形状を示す。

燃料装荷方法も MARK-I と若干異なり、径方向には一様であるが軸方向には上部 2 段が 7 w/o、中部 3 段が 5 w/o、下部 2 段が 3 w/o の各濃縮度の 7 段積の 3 領域装荷とし全炉心平均の濃縮度は 5 w/o に減じられ、燃料は約 3 年毎に停止時全炉心交換される（負荷率 80%）ことになる。

2.2 計算モデル

炉心核特性は炉心特性解析コード ZADOC-3 及び CITATION の 2 コードで実行された。前者は 2 次元 2 群拡散近似に基づく炉心燃焼計算コードで燃料交換も考慮できる。一方、後者は 1 ~ 3 次元拡散近似による炉心特性解析コードであり、エネルギー的には任意の群が取れる。本検討ではこれらのコードは制御棒の反応度値及び炉心出力分布への影響評価のため使用されたものであり、各コードの主な計算モデルは次の通りである。

2.2.1 ZADOC-3⁽¹⁾

ZADOC はもともと英国における SGHWR 炉設計用コードとして開発され、わが国には新型転換炉（重水減速沸騰軽水冷却型炉）開発に際して導入されたもので、2 次元 2 群拡散近似により燃料交換も考慮して炉心燃焼特性解析を行なうもので、英国において各種 SG 臨界実験炉心での実験データを利用してその計算精度が十分確認されている。ZADOC-3 は ZADOC をその使用上の便宜を計り原研にて改良したものであり、計算対象体系は長方形メッシュ、長方形チャンネルからなるものに限られている。従って、本検討では 6 角形状燃料体を長方形燃料体に近似して炉心計算が行なわれた。今回の計算でのメッシュ区分は各チャンネル内 4 メッシュとした。又、2 エネルギー群区分に対する切断エネルギーは 2.38 eV にとった。なお、本コードにおいては各チャンネル毎にその 2 群に定数を巨視断面積の形で割り当てるようになっている。

* 勿論、本実験炉を対象としての話であり、冷却材出口平均温度 1000°C の達成および燃料最高温度に対する制約から出力密度が低くなるため差が出ないと考えられる。

(2)

2.2.2 CITATION

本コードは1～3次元拡散近似による炉心計算コードであり、エネルギー群数は任意にとれる。炉心燃焼特性解析も可能であるが、そのときは群定数は核種毎の微視断面積の形で扱われる。一方、炉心臨界計算のみの場合にはZADOC-3と同様に物質毎の巨視断面積の形で処理できる。本検討では解析対象が定格出力時の燃焼初期炉心(Hot, Clean炉心)での制御棒反応度価値及び炉心出力分布評価にあることから炉心の臨界計算のみを対象とし、2又は3次元、2群モデル(切断エネルギー2.38 eV)で使用された。又、メッシュ区分は3次元出力分布特性検討では計算機の容量の関係上径方向には1カラム内1メッシュ点、軸方向には燃料体1段当たり2メッシュ点とし、径方向メッシュとしては6角メッシュをとった。一方、制御棒反応度価値検討のための2次元計算(径方向X-Y)に対してはメッシュ点を多く取る必要があること、ZADOC-3による結果との比較を容易にすること、等の観点からZADOC-3の計算の場合と同一モデルを取るものとした。

2.3 群定数作成

炉心核特性解析で必要になる群定数はブロック毎に巨視断面積の形で与えられる。断面積セットが必要になるブロックとしては燃料体に対する制御棒非挿入用(標準)ブロック、制御棒挿入用ブロック及び制御棒挿入ブロック、可動反射体に対する制御棒非挿入用(標準)ブロック、制御棒挿入用ブロック及び制御棒挿入ブロックがあり、このほかに固定反射体に対する断面積セットが必要である。⁽³⁾これらのうち制御棒挿入ブロック以外の断面積はDELIGHT-2で、⁽⁴⁾制御棒挿入ブロックに対する断面積はSLALOMで作成された。

2.3.1 制御棒非挿入燃料体及び反射体

制御棒が挿入されないブロックの巨視断面積は全て格子燃焼計算コードDELIGHT-2で作成された。その形状モデルとしては燃料体に対してはブロック内の1燃料棒当たりの単位格子を想定、反射体に対しては均質黒鉛が想定された。臨界・燃焼計算は① 10^7 eV～ 1.83×10^5 eV、② 1.83×10^5 eV～6.48 eV、③6.48 eV～2.38 eV、④2.38 eV～1.45 eV、⑤1.45 eV～0.65 eV、⑥0.65 eV～0.0 eV、の6群モデルで行なった。なお、熱中性子スペクトル計算時の黒鉛と中性子との散乱には自由ガスによる散乱法則が適用された。また、核分裂スペクトルとしては²³⁵Uの核分裂スペクトルが想定された。

DELIGHT-2計算に対する主な設定値は次の通りである。

(1) 出力密度

設計熱出力をMARK-I炉心で60MW、MARK-II炉心では50MWと想定し算出した。使用値は次の通りである。

MARK-I炉心

標準ブロック ; 中空型 3.31 w/cm², 円環型 3.36 w/cm²

制御棒挿入用ブロック ; 中空型 1.38 w/cm², 円環型 1.12 w/cm²

MARK-II炉心

標準ブロック ; 中空型 2.64 w/cm^3
 制御棒挿入用ブロック ; 中空型 1.32 w/cm^3

(2) 原子数密度

Table 2.2 に MARK-I 及び MARK-II で使用された原子数密度をまとめて示した。

(3) 燃料温度、減速材温度

燃料体の燃料温度及び減速材温度に対しては便宜上各々 1200°K , 1050°K が仮定された。一方、反射体の黒鉛温度としては上部反射体、下部反射体、側部可動反射体及び固定反射体に対して各々 400°C , 1000°C , 500°C , 400°C を想定した。

(4) 共鳴吸収計算用定数

共鳴核種として扱う核種は ^{238}U のみとし、実効共鳴積分算出に必要な定数は次の通りである。

(i) 燃料カーネル中の ^{238}U 原子数密度 (No.)

2 w/o	2.2732×10^{22} (n/cm ³)	,	3 w/o	2.2501×10^{22} (n/cm ³)
4 w/o	2.2268×10^{22} (")	,	5 w/o	2.2039×10^{22} (")
6 w/o	2.1804×10^{22} (")	,	7 w/o	2.1572×10^{22} (")
8 w/o	2.1340×10^{22} (")	,	10 w/o	2.0875×10^{22} (")

(ii) ^{238}U 1 原子当りの全散乱断面積 (σ_m)

2 w/o	1 6.1	(b)	3 w/o	1 6.4	(b)
4 w/o	1 6.6	(")	5 w/o	1 6.9	(")
6 w/o	1 7.1	(")	7 w/o	1 7.4	(")
8 w/o	1 7.6	(")	10 w/o	1 8.1	(")

(iii) 燃料カーネルの mean chord length ($\bar{\ell}$)

$\bar{\ell}$ は $4v/s$ より求めた。ここで、v は燃料カーネルの体積、s は表面積である。なお、計算結果は $3.333 \times 10^{-2} \text{ cm}$ である。

(iv) ^{238}U のポテンシャル散乱断面積 (σ_p)

σ_p は 8.1(b) とした。

(v) 燃料コンパクト内 C 値

Nordheim の方法によるものとし次のように算出した。⁽⁵⁾

$$C = \lambda m / (\lambda m + L)$$

ここで、 λm は燃料マトリックス(被覆層も含む)の中性子平均自由行程、L は燃料粒子間の平均距離である。計算結果は次の通り。

MARK-I ; 中空型 0.840 , 円環型 0.853

MARK-II ; 中空型 0.853

(vi) 燃料棒に対する C, σ_m

C は単位セルに対して燃料と減速材の 2 領域モデルを想定し、Kennedy の衝突確率法に基づいて求めた。得られた値は MARK-I の中空型に対して 0.121, 円環型に対して 0.084, MARK-II (中空型) に対して 0.076 であった。

その結果、 σ_m は次のようになる。

MARK-I ; 中空型 565.0 (b), 円環型 477.5 (b)

MARK-II ; 中空型 481.6 (b)

(5) バックリング

2次元計算で必要になる軸方向バックリングは炉心高さH, 軸方向反射体厚さ δ_h として次式で算出した。

$$B_z^2 = \left(\pi / (H + 2\delta_h) \right)^2$$

MARK-I ではHは300cm, MARK-II ではHは350cmであり, δ_h は両者共100cmとした。

(6) 燃焼ステップ巾

燃焼ステップ巾は第1ステップ 200MWD/T, 第2ステップ 800MWD/T, 第3, 4ステップ 2000MWD/T, 第5~50ステップ 2500MWD/Tになるよう次の通りとられた。

MARK-I ; 中空型 $\Delta t_1 = 5.556$ (d), $\Delta t_2 = 2.222$ (d)

$\Delta t_{3,4} = 5.556$ (d), $\Delta t_{5 \sim 50} = 6.944$ (d)

円環型 $\Delta t_1 = 5.910$ (d), $\Delta t_2 = 2.364$ (d)

$\Delta t_{3,4} = 5.910$ (d), $\Delta t_{5 \sim 50} = 7.388$ (d)

MARK-II ; 中空型 $\Delta t_1 = 7.151$ (d), $\Delta t_2 = 2.860$ (d)

$\Delta t_{3,4} = 7.151$ (d), $\Delta t_{5 \sim 50} = 8.938$ (d)

なお、中性子スペクトル計算は0ステップで行ない、以後5ステップ毎にくり返された。

(7) 核分裂生成物の放出率

核分裂生成物は全て蓄積するものとし、冷却材への放出は考えなかった。

以上の条件のもとに算出された縮約2群定数を附録1にまとめて示した。

2.3.2 制御棒插入燃料体及び反射体

制御棒が插入されているブロックの巨視断面積はDELIGHT-2及び1次元少数组積分型輸送近似に基づく格子計算コードSLALOMにより作成された。即ち、制御棒を除いた燃料体の巨視断面積はDELIGHT-2で算出するとともに、DELIGHT-2で計算された中性子スペクトルを仮定して制御棒構成材（吸収体、保護管、ヘリウムギャップ）の巨視断面積を予め計算する。然る後、制御棒を中心とした多重円環から構成された単一格子についてSLALOMを用いて1次元臨界計算が行なわれた。

SLALOMによる計算に対する単位格子形状区分は次の通りである(Fig. 2.3参考)。

- (i) 中心ヘリウム冷却材 (半径 2.0 cm),
- (ii) 内側保護管 (半径 2.5 cm),
- (iii) 吸収体 (B_4C) (半径 3.5 cm),
- (iv) 外側保護管 (半径 4.0 cm),
- (v) 外側ヘリウム冷却材 (半径 4.25 cm),
- (vi) 燃料体 1 (制御棒插入用燃料体) (半径 11.14 cm…… $\frac{1}{2}$ ブロック分),
- (vii) " 2 (標準燃料体) (半径 29.5 cm…… $\frac{7}{2}$ ブロック分)。

一方、エネルギーモデルとしては臨界計算は4群でなされ、炉心計算用2群定数は4群定数か

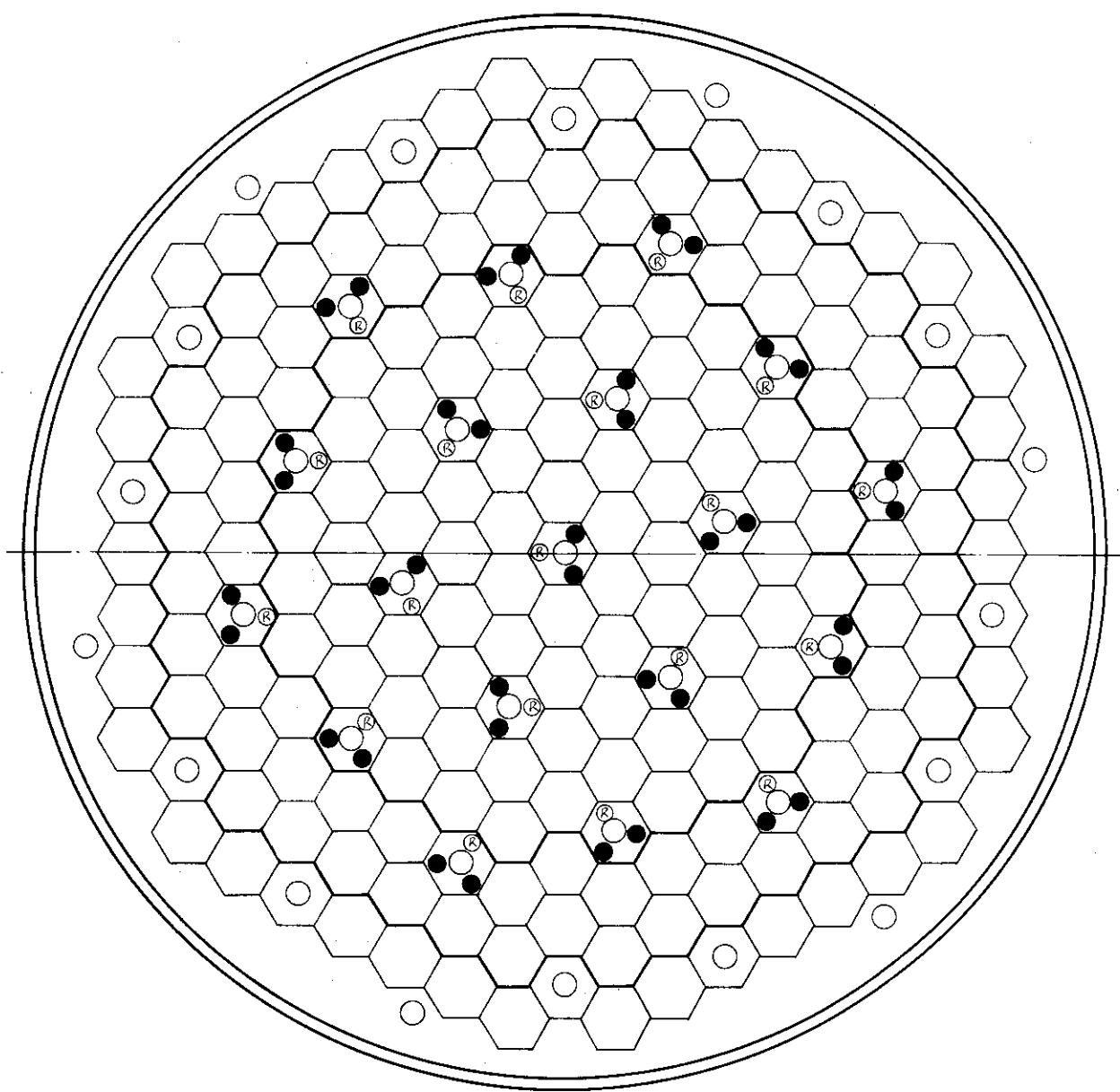
ら 2 群に縮約された。なお 4 群のエネルギー区分は次の通り。

第 1 群	10^7	eV	$\sim 1.83 \times 10^5$	eV
第 2 群	1.83×10^5	eV	~ 2.38	eV
第 3 群	2.38	eV	~ 0.65	eV
第 4 群	0.65	eV	~ 0.0	eV

他方、制御棒が挿入された反射体の 2 群定数は次の仮定のもとに算出された。

- (i) 熱中性子群の吸収断面積 ($\Sigma_{a,th}$) を除いては燃料領域に挿入された制御棒領域群定数と黒鉛ブロックの群定数との単純な体積平均とする（対応定数は \bar{D}_{fast} , \bar{D}_{th} , $\bar{\Sigma}_r$, $\bar{\Sigma}_{a,fast}$ ）。
- (ii) $\Sigma_{a,th}$ の算出にあたっては 7 個の可動反射体中に 2 本の制御棒が挿入されるものとし、1 本の制御棒当り体積が $\frac{7}{2}$ ブロック分の円筒単位セルを考える。そして、制御棒内の中性子束相対分布は燃料体内の制御棒の場合と同じとする。一方、黒鉛内では拡散近似（但し、格子最外側でセル条件）を仮定し中性子束の相対分布を求め、両者を制御棒外側で中性子流連続の条件で結合した分布を用いて格子平均群定数が算出された。

以上のことにより求められた制御棒を挿入した燃料体および反射体に対する炉心計算用 2 群定数を附録 1 の A 4, B 1.3 及び B 2.3 に示した。



- Insertion hole for control rods
- ◎ Hole for reserve shut down system
- Refueling hole

Fig. 2.1 Mark-I core configuration.

Table 2.1 Main parameters of Mark-I and Mark-II fuel elements.

FUEL ELEMENT	CORE FUEL TYPE PARAMETER	MARK-I				MARK-II		
		HOLLOW		TUBULAR		HOLLOW		
		BLOCK	ST	CR	ST	CR	ST	CR
FUEL ROD	INNER SLEEVE INNER DIA. (mm) THICKNESS (mm)		-		14 3.9		-	-
	FUEL COMPACT INNER DIA. (mm) THICKNESS (mm)		8 7		22 7		21 7	
	OUTER SLEEVE INNER DIA. (mm) THICKNESS (mm)		22.2 4.9		36.2 4.9		35.2 4.9	
	FUEL ROD DIA. (mm)		32		46		45	
FUEL ELEMENT	COOLANT HOLE DIA. (mm) NUMBER OF FUEL RODS REFUELING HOLE DIA. (mm)	37 36 50	37 15 50	51 18 50	51 6 50	49 18 50	49 9 50	
	BURNABLE POISON HOLE DIA. (mm) NUMBER OF HOLES	8 6	8 6	8 6	8 6	8 6	8 6	
	ACROSS FLAT (mm)	300	300	300	300	298	298	

* Packing fraction MARK-I hollow 25 v/o
 MARK-I tubular 27.5 v/o
 MARK-II hollow

** ST ... Standard block
 CR ... Block with insertion holes for control rod

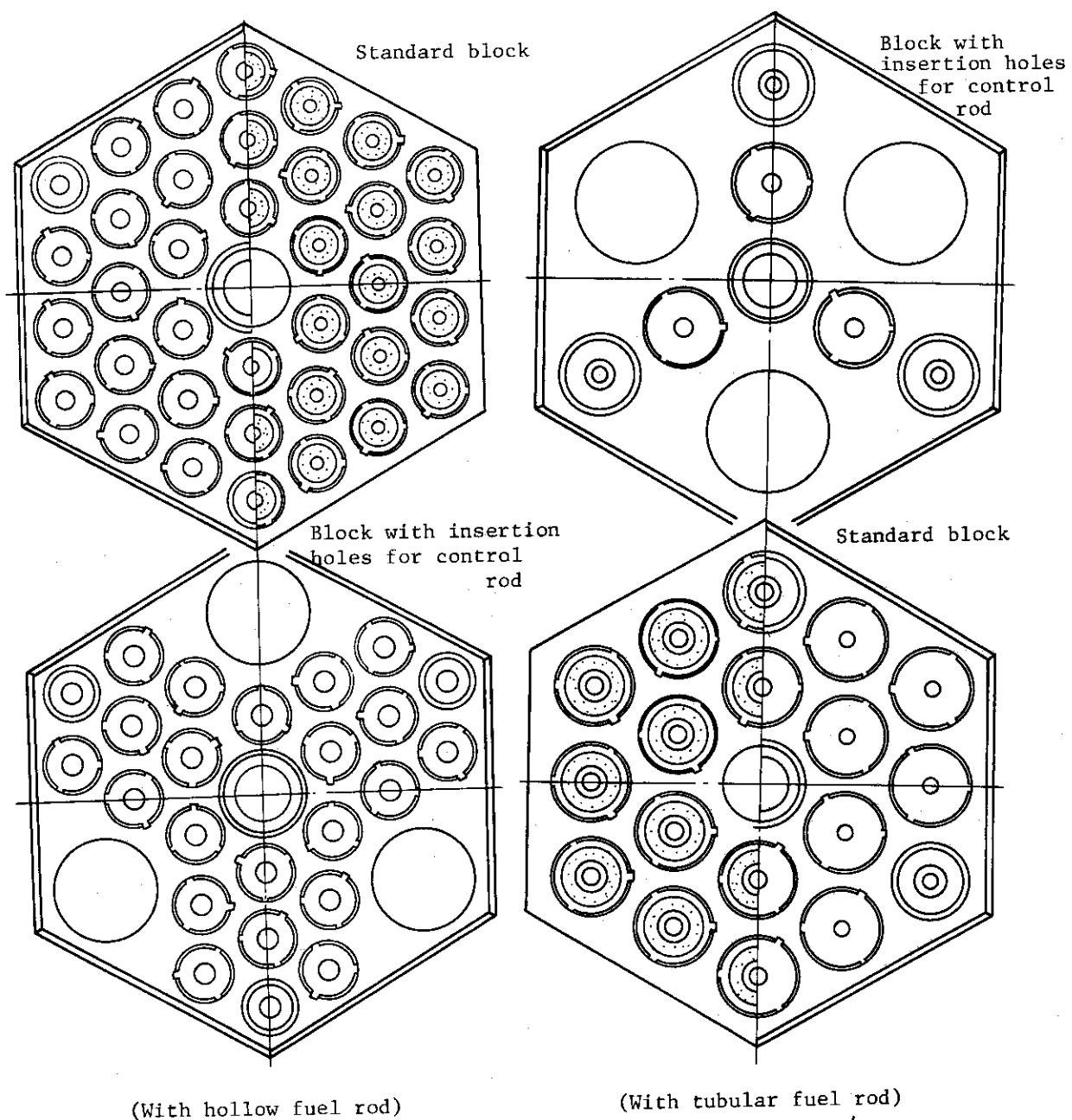


Fig. 2.2 Mark-I fuel elements.

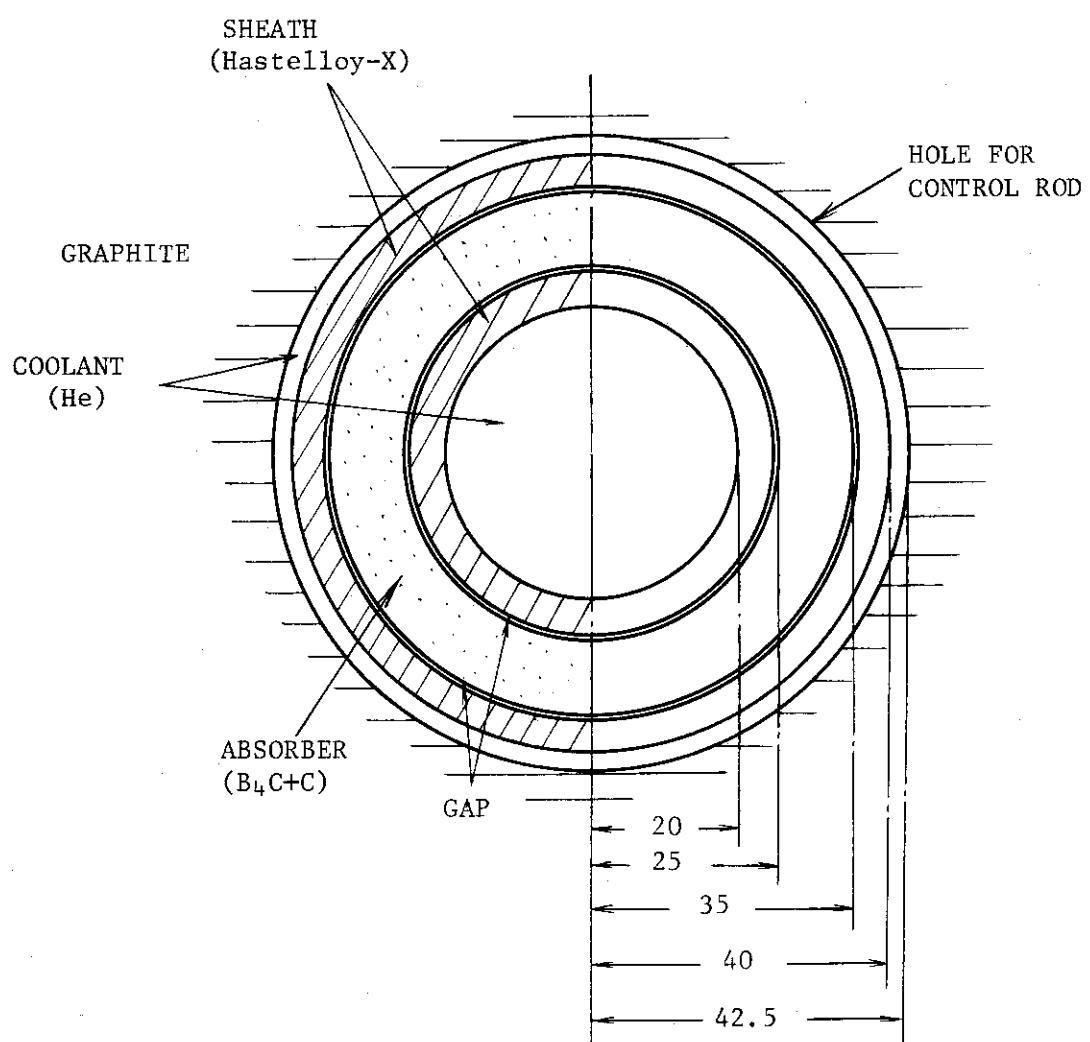
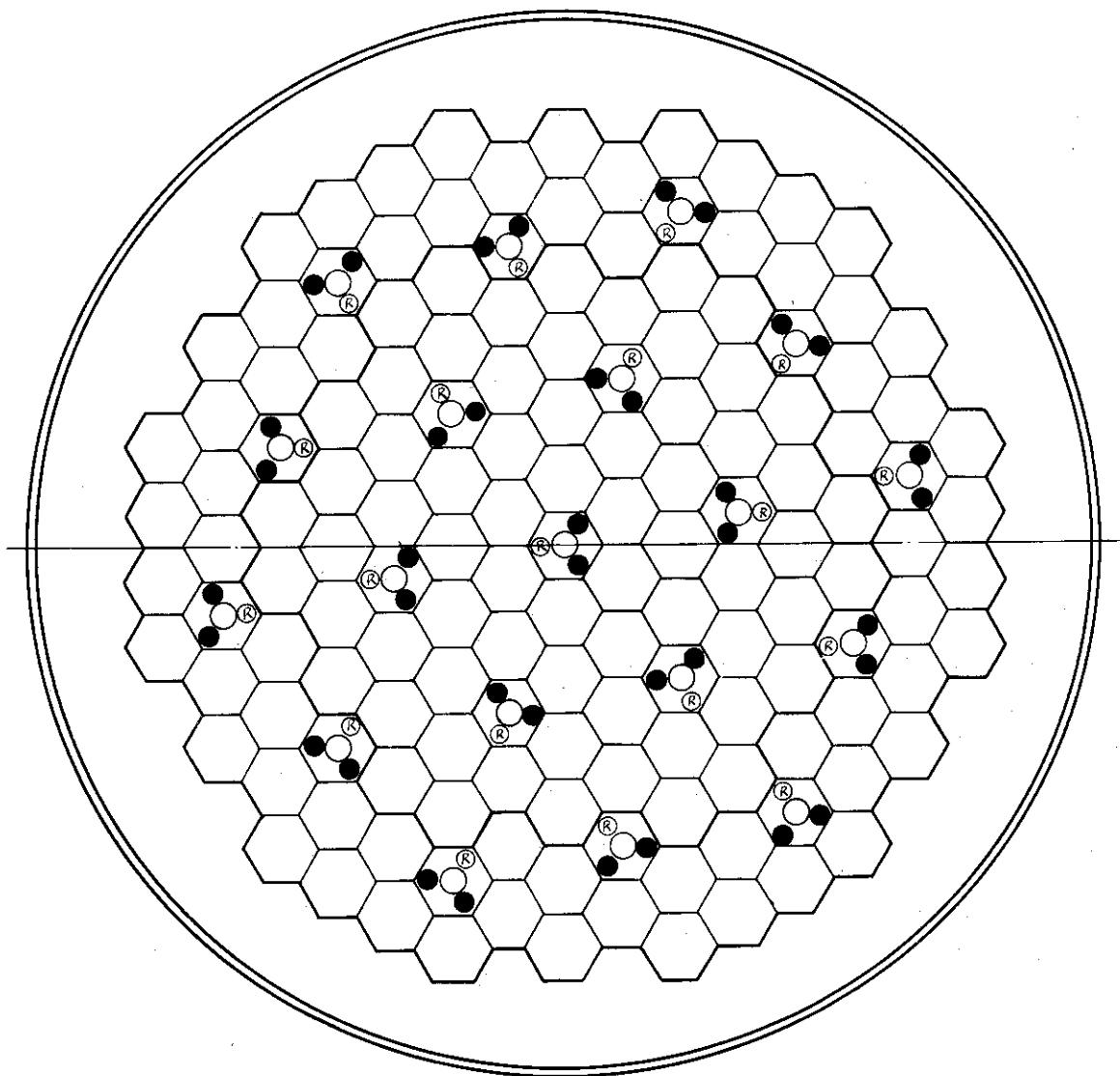


Fig. 2.3 Cross section of control rod.



○ --- Refueling hole
● --- Insertion hole for control rod
◎ --- Reserved hole for borated-graphite ball

Fig. 2.4 Mark-II core configuration.

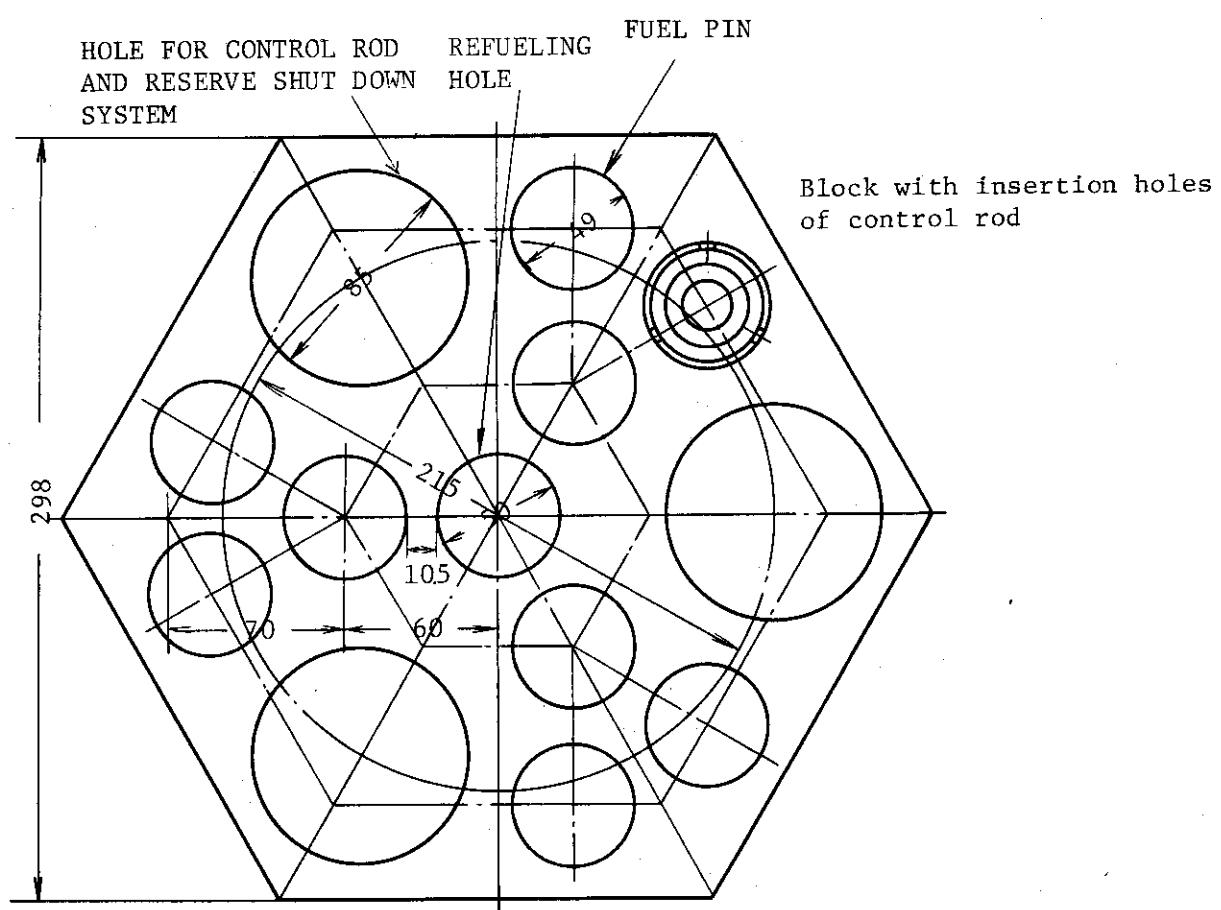
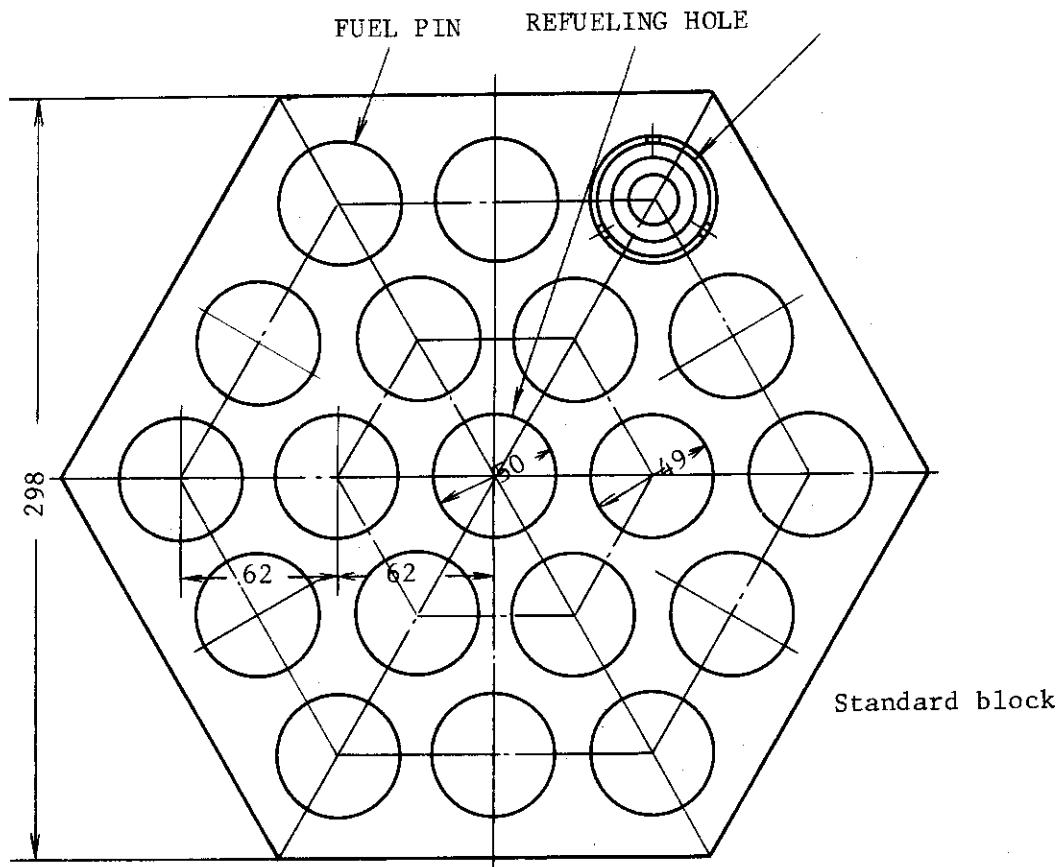


Fig. 2.5 Mark-II fuel elements.

Table 2.2 Atomic number density for Mark-I and Mark-II fuel elements.

		MARK-I FUEL					MARK-II FUEL			
ENRICH. (w/o) NUCLIDE		2	4	6	8	10	3	5	7	
HOLLOW FUEL PIN	STANDARD BLOCK	U-235	4.7138-6	9.4273-6	1.4141-5	1.8854-5	2.3567-5	7.3569-6	1.2263-5	1.7166-5
		U-238	2.2805-4	2.2340-4	2.1873-4	2.1408-4	2.0941-4	2.3487-4	2.3005-4	2.2518-4
		O	4.6572-4	4.6582-4	4.6593-4	4.6604-4	4.6614-4	4.8464-4	4.8475-4	4.8485-4
		C	7.1617-2					7.1100-2		
		Si	2.5209-4					2.6230-4		
		He	1.0504-5					1.0639-5		
		H	6.4455-7					6.7061-7		
		B-10	1.9783-8					2.2209-7	3.2855-7	4.3501-7
BLOCK WITH HOLE FOR CONTROL ROD	STANDARD BLOCK	U-235	1.9645-6	3.9290-6	5.8933-6	7.8599-6	9.8217-6	3.6787-6	6.1319-6	8.5836-6
		U-238	9.5042-5	9.3103-4	9.1161-5	8.9219-5	8.8216-5	1.1746-4	1.1504-4	1.1261-4
		O	1.9410-4	1.9414-4	1.9418-4	1.9423-4	1.9427-4	2.4235-4	2.4240-4	2.4246-4
		C	6.0976-2					5.9231-2		
		Si	1.0506-4					1.3116-4		
		He	7.2383-6					8.8654-6		
		H	2.6862-7					3.3535-7		
		B-10	1.5225-8					2.1723-7	3.2355-7	4.2987-7
TUBULAR FUEL PIN	STANDARD BLOCK	U-235	5.0135-6	1.0027-5	1.5040-5	2.0053-5	2.5066-5			
		U-238	2.4255-4	2.3760-4	2.3265-4	2.2769-4	2.2274-4			
		O	4.9533-4	4.9544-4	4.9556-4	4.9567-4	4.9578-4			
		C	7.3787-2							
		Si	2.6811-4							
		He	8.7469-6							
		H	6.8508-7							
		B-10	2.0506-8							
BLOCK WITH HOLE FOR CONTROL ROD	STANDARD BLOCK	U-235	1.6710-6	3.3418-6	5.0126-6	6.6839-6	8.3539-6			
		U-238	8.0838-5	7.9190-5	7.7538-5	7.5886-5	7.4234-5			
		O	1.6509-4	1.6513-4	1.6516-4	1.6520-4	1.6523-4			
		C	6.2920-2							
		Si	8.9360-5							
		He	4.8202-6							
		H	2.2833-7							
		B-10	1.5429-8							

* a-b; a×10^{-b}(×10²¹⁴ n/cm³)

3. 制御棒の炉内配置と反応度価値

3.1 反応度価値と計算モデル

制御棒は原子炉の反応度制御ならびに出力分布調整上重要である。特に安全上制御棒は十分な反応度補償能力を有することが必要で、その反応度補償能力の精度の良い評価が炉心核設計上の重要な課題の一つである。制御棒の反応度価値評価上で重要なのは計算法及びモデル化であるが、本検討では炉心解析を拡散近似に基づいて行う関係上、制御棒の取扱いは予め制御棒を含んだ単位制御棒・燃料格子を考え、格子計算により制御棒挿入燃料体の縮約2群定数を作成し、別に用意されている制御棒の挿入されない燃料体に対する群定数とともに炉心計算に使用する、いわゆる吸収面積法に則る計算法をとるものとした。^{*}

一方、モデル化ではメッシュ点が問題になる。本検討における炉心のモデル化については前章で述べたが、制御棒のように中性子吸収の大きい物質が含まれた体系では特にメッシュ点数が重要である。Table 3.1 に制御棒が挿入された場合と未挿入の場合のMARK-I 炉心におけるメッシュモデル（形状と点数）の違いと実効増倍率の関係を示す。

これらの結果から次のことがいえる。

- (1) 1燃料カラム1メッシュモデルの2次元及び3次元計算による増倍率の違いをみると制御棒未挿入では $0.0069\Delta k_{eff}$ 、制御棒挿入では $0.0096\Delta k_{eff}$ であり比較的小さい。しかも、制御棒の挿入、未挿入の場合の違いもこのように比較的小さいことは2次元計算でも軸方向のバックリングの見積りさえ大きく誤らなければ比較的満足出来る結果が得られることを示す。
- (2) 6角メッシュと長方メッシュの違いが増倍率に及ぼす影響もかなり小ないと推定できる。
- (3) 一方、メッシュ数の違いが増倍率に及ぼす影響は制御棒未挿入の場合は比較的小さいが制御棒挿入の場合には極めて著しいものとなる。ちなみに制御棒挿入炉心で1燃料カラム当りのメッシュ数が2及び16の場合（長方メッシュ）の増倍率の違いをみると $0.0417\Delta k_{eff}$ にも及ぶ。

以上により制御棒の反応度価値の評価に際しては特にメッシュ点数に注意を要することがわかる。Fig. 3.1 にMARK-I 炉心における長方メッシュ点数が制御棒補償可能反応度見積りに及ぼす影響を示す。これによると制御棒の反応度価値評価に当っては1燃料カラム内に少なくとも9メッシュ点以上取らないと十分な精度の得られないことがわかる。^{**} なお、CITATIONとZADOC-3による計算結果をみると制御棒挿入の場合に著しい違いが生じるが、これは計算に際してのモデルの取り方にコード間で若干の違いがあることに起因する結果であり、ZADOC-3コードは制御棒の反応度価値を過大に評価する傾向をもっている（附録2）。

* この方法は群定数を作成する格子計算の計算精度でその解析精度が決まってしまう傾向にあり、制御棒格子の無理のないモデル化が困難な場合にはこの方法には余り期待できないことになる。

** 定性的傾向は一般的なものであるが、9メッシュ点という値は本対象炉心に対してのものであり、この値は制御棒の吸収の強さによって若干変ってくるものである。

3.2 制御棒の反応度補償能力推定

3.2.1 MARK-I炉心

前節では軸方向バックリングの見積りを大きく誤まらなければ、制御棒未挿入炉心でも挿入炉心でも反応度を2次元計算によっても比較的良く評価できること、制御棒挿入炉心に対する反応度計算はメッシュ点数に著しく影響されること、等について述べた。従って、制御棒挿入効果の把握には多メッシュ区分の3次元計算を実行するのが望ましいが、現時点では計算機の容量の関係上不可能であるため、今回ZADOC-3によりこれを行った。ZADOC-3の計算では1燃料カラム内4メッシュ区分であり、計算精度上問題は残るもの全体的な概要を把握する目的で行なったものである。Table 3.2に燃料濃縮度6w/oで可燃性毒物を使用していないMARK-I炉心に対して行なった計算結果を行う。表中85カラム炉心がMARK-I炉心であるが、73カラム炉心も並行して検討したので併せ示した。MARK-I炉心が73カラム炉心に比較し制御棒が余り挿入されない場合に反応度が若干高くなるのは炉心がやや大きいことによるものであり、全制御棒挿入では逆転しているのは第3リング及び第4リング制御棒の効きが73カラム炉心より良いためで、これは燃料カラムが多いことにより外側制御棒位置が炉心に近いことによる。また、円環型燃料の場合が中空型燃料使用の場合より反応度が高いのは N_c/N_u が若干大きいことに起因している。

反応度制御についていえば第2リング及び第3リングの制御棒を挿入した時に補償反応度が急激に増し、第4リングの制御棒が補償する反応度は極めて小さなものとなっている。又、径方向出力分布についていえば中心制御棒のみの挿入は出力分布を著しく平坦化すること、中心と第2リングの制御棒挿入は出力のピークを炉心・反応体境界に移動させかつピーキングファクターもかなり大きくなること、さらに第3リングの制御棒をも挿入すると出力ピーキングファクターは制御棒未挿入炉心に近いものになることがわかる。Fig. 3.2及び3.3に73及び85カラム炉心における種々の制御棒挿入状態に対する出力分布を参考のために示した。出力分布に対して先に述べた傾向がわかる。

一方、CITATIONによる3次元計算の結果をTable 3.3に示す。Table 3.2に示した結果と比較すれば制御棒挿入炉心に対するメッシュ区分の効果がいかに大きいものであるかがさらにわかる。Fig. 3.4に制御棒の挿入深さと補償反応度の関係を示した。制御棒の補償反応度及びワースが100~200cmの中間挿入深さで急激に変ること、また炉心上部から4ブロック程度の挿入で全補償反応度の80%の補償能力をもつことがわかる。

3.2.2 MARK-II炉心

MARK-II炉心に対してもMARK-Iと同様2次元2群モデルによる制御棒挿入特性サーベイを行なったが、附録2で述べたように制御棒挿入炉心に対するZADOC-3の計算モデル上の問題も考えその解析にはCITATIONが使用された。また、3.1節で述べたメッシュ区分の制御棒補償反応度評価に及ぼす影響も考慮し、メッシュ点も1燃料カラム当たり16点取られた。計算結果をTable 3.4、3.5及びFig. 3.5に示す。

反応度補償の立場からは第1~3リングの制御棒が重要であり、最外側の6対の制御棒による

補償反応度はかなり小さいことがわかる。特に注意すべきことは第1～3リングの制御棒の相関である。例えば中心制御棒が挿入されている状態(炉心2)に、第2リングの6対が挿入されるとき(炉心3)のその6対制御棒の補償反応度は $0.183\Delta k_{eff}$ であるが、第3リングの6対が挿入されるとき(炉心6)のそれは謹か $0.057\Delta k_{eff}$ である。

一方、第1～3リングの全制御棒挿入状態(炉心4)から第2リングの6対制御棒が抜かれた場合(炉心6)のその6対制御棒のもつ反応度価値は $0.197\Delta k_{eff}$ にも及ぶ。これらのこととは原子炉の起動や停止時を始めとし、出力分布調整などのための制御棒の挿入・引抜きに対する手順や速度設定に著しい制約が生じることを暗示する。

一方、径方向出力ピーキング係数の立場からは中心制御棒のみが完全挿入された場合に出力が最も平坦化し、第2、3、4の各リング制御棒が単独で完全挿入された場合には出力ピーキングは中心領域に生じかつ値自身も大きくなる。又、第1及び第2リングの制御棒が完全挿入された場合及び全制御棒が完全挿入された場合にも出力ピーキング係数が大きくなる。反面、第1及び3リング制御棒が完全挿入された場合及び第1～3リング制御棒が完全挿入された場合に出力ピーキング係数は比較的小さくなる。従って、定格運転状態での反応度調整を考える場合には、第2、3及び4の各リング単独での制御棒操作や第1及び第2リング制御棒での操作よりも第1～3リング全体での制御棒操作で始まり、順次第1及び第3リング制御棒での操作から最終的には中心制御棒のみでの操作への手順が出力分布上好ましいと推定される。^{*}

Fig. 3.6 にMARK-II炉心に対する制御棒挿入深さと補償反応度との関係を示す。制御棒価値は炉心深さで $2/7$ から $5/7$ の間で急激に増している。従ってこの傾向に則していえば、反応度補償的には制御棒は炉心上部から炉心高さにして3割から7割の範囲での操作が望ましいといえよう。

* これはあらゆる制御棒の挿入・引抜き手順を3次元的に解析した結果ではなく、あくまで2次元解析の結果に準拠した判断である。

Table 3.1 Influence of mesh model for effective multiplication factor.

	CONTROL ROD NUMBER OF MESHES	NON		ALL INSERTED	
		CITATION	ZADOC-3	CITATION	ZAPOP-3
3D-CALC.	HEX. MESH 1 MESH/1 COL.	1.2610	—	1.0273	—
2D-CALC.	HEX. MESH 1 MESH/1 COL.	1.2679	—	1.0364	—
	RECT. MESH 2 MESH/1 COL.	—	—	1.0026	—
	RECT. MESH 4 MESH/1 COL.	1.2727	1.2788	0.9788	0.9353
	RECT. MESH 16 MESH/1 COL.	—	—	0.9609	—

* FUEL ENRICHMENT: 6 w/o ** MARK-I core

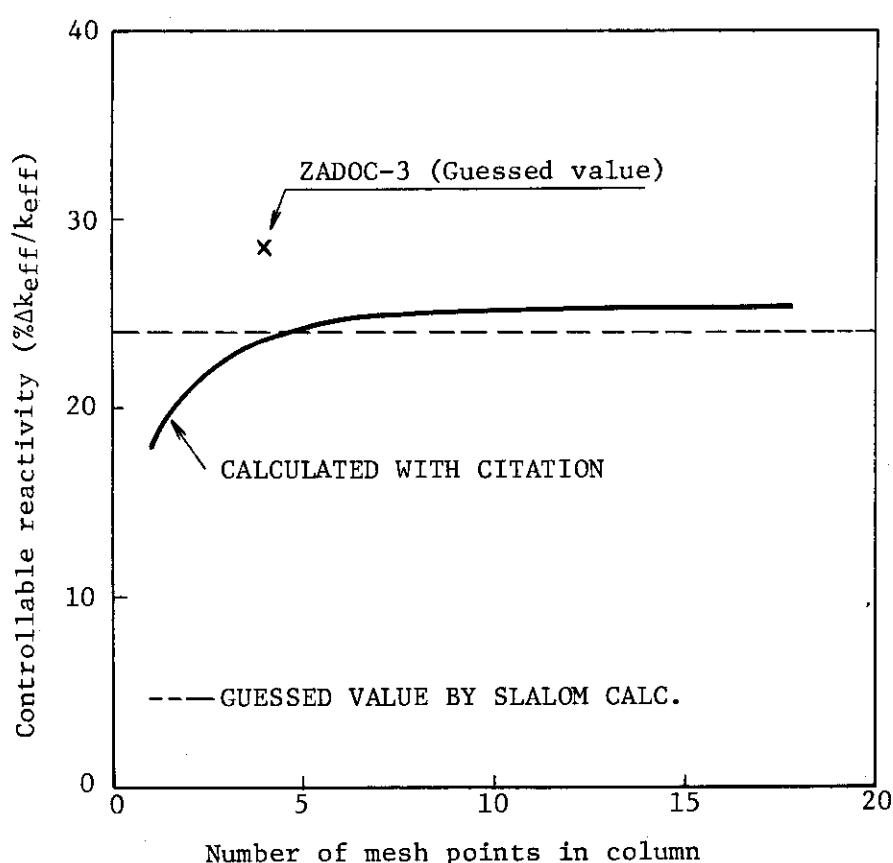


Fig. 3.1 Influence of radial mesh model for reactivity calculation of control rod inserted Mark-I core.

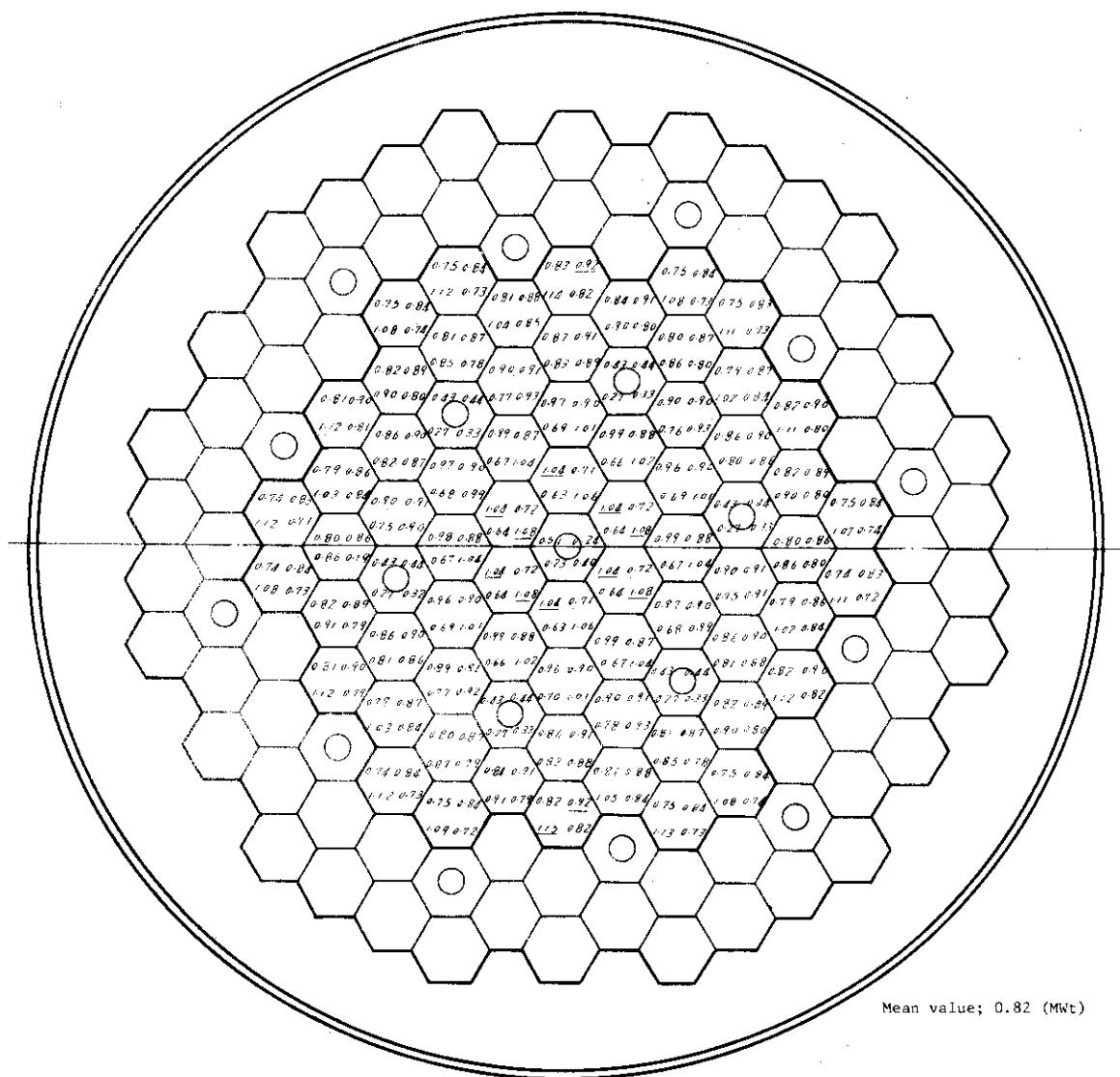
Table 3.2 Control rod worth in Mark-I cores.

R-1	CONTROL ROD			73 FUEL COL.			85 FUEL COL.		
	R-2	R-3	R-4	HOLLOW	TUBULAR	HOLLOW	TUBULAR	HOLLOW	TUBULAR
1	x	x	x	1.2741, 21.5,	— 1.31	1.2976, 22.9,	— 1.35	1.2788, 21.8,	— 1.38
2	o	x	x	1.2365, 19.1,	2.4 1.15	1.2601, 20.6,	2.3 1.16	1.2447, 19.7,	2.1 1.19
3	o	o	x	1.0517, 4.9,	16.6 1.50	1.0767, 7.1,	15.8 1.50	1.0822, 7.6,	14.2 1.55
4	o	o	o	x	— —	— —	— —	0.9691, -3.2,	25.0 1.35
5	o	o	o	o	0.9458, -5.7,	27.2 1.39	0.9737, -2.7,	25.6 1.42	0.9375, -6.7,

(Note) 1. CONTROL ROD: o Inserted, x Non inserted

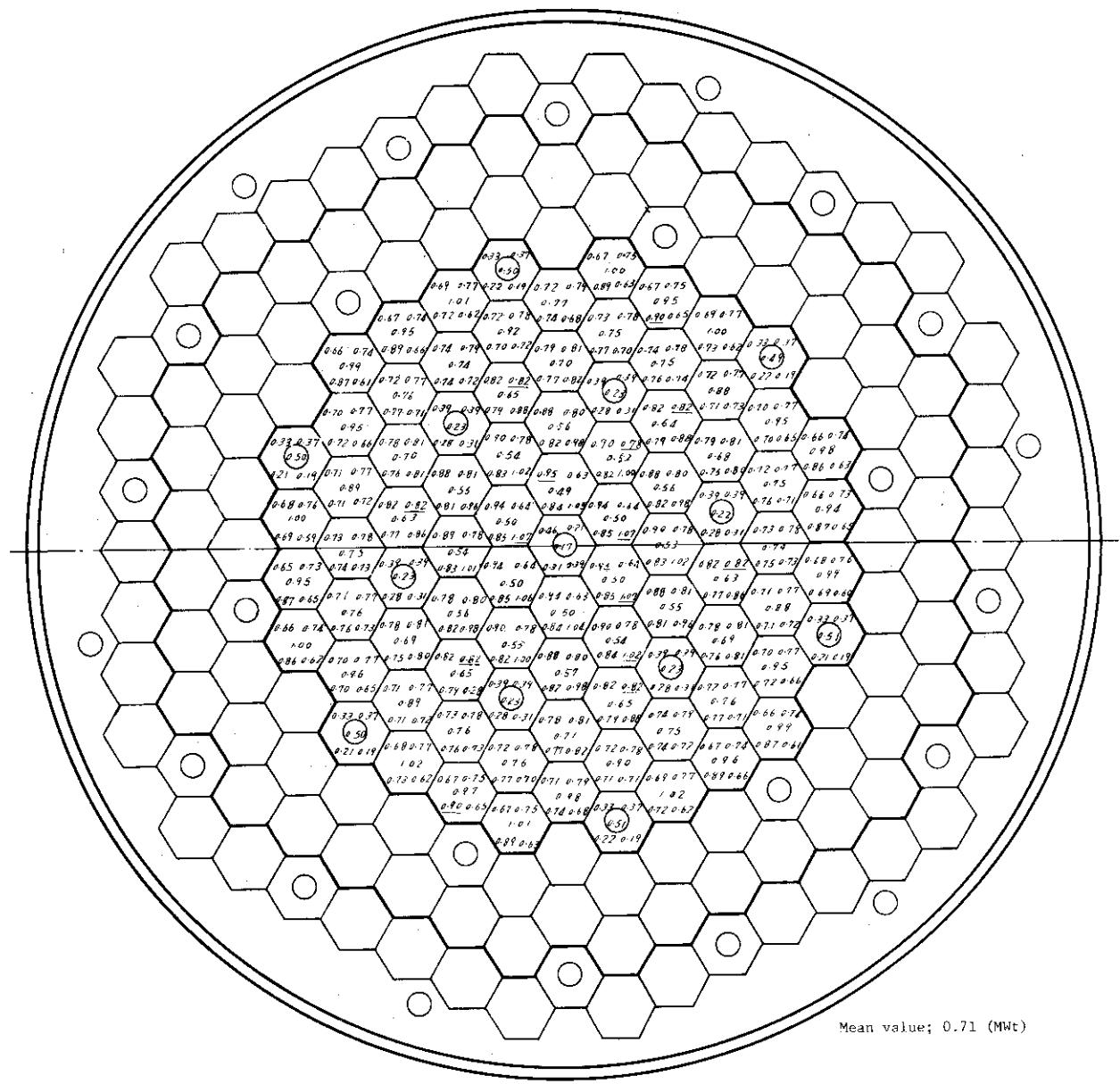
2. $A, B \quad A' \quad \dots \quad k_{eff}, \quad B' \quad \dots \quad \Delta\rho = (\rho_1 - \rho) (\%)$
 $A', B' \quad A' \quad \dots \quad \rho (\%), \quad B' \quad \dots \quad$ power peaking factor3. Fuel enrichment ... 6 w/o
Burnable poison ... Non

4. 2-dimensional ZADOC-3 Calc.



- A --- Non control rod
- B --- Insertion of center control rods
- C --- Insertion of 7 pair control rods
- D --- Insertion of all control rods

Fig. 3.2 Radial power distribution in 73 fuel column core of Mark-I.



- A --- Non control rod
- B ... Insertion of center control rod
- C --- Insertion of 7 pair control rods
- D --- Insertion of 13 pair control rods
- E --- Insertion of all control rods

Fig. 3.3 Radial power distribution in 85 fuel column core of Mark-I.

Table 3.3 Effective multiplication factor for Mark-I cores.

CONTROL ROD FUEL \backslash INSERT. LOADING	NON	1/6 CORE	1/2 CORE	ALL INSERTED
6 w/o, UNIFORM	1.2610			1.0273
10,10,6,6,2,2 w/o	1.2866	1.2328	1.1114	1.0744
8,8,8,6,4,2 w/o	1.2804	1.2443	1.1401	1.0617

(Note) 1. CITATION Calc. 2. 1 mesh/1 col.

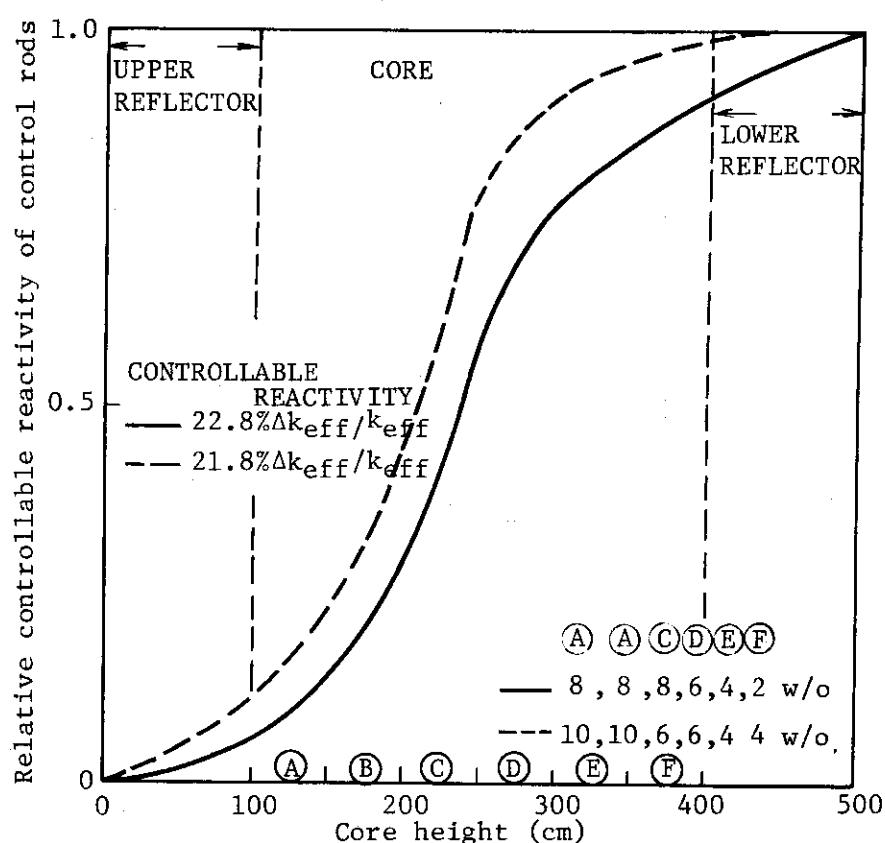


Fig. 3.4 Relative reactivity worth of partially inserted control rods in Mark-I core.

Table 3.4 Effective multiplication factor and reactivity for Mark-II core.

	CONTROL ROD				BURNABLE POISON	
	R-1	R-2	R-3	R-4	0 PPM	30 PPM
1	x	x	x	x	1.2532, 20.2,	1.1050, 9.5,
2	○	x	x	x	1.2151, 17.7, 0.0381 2.5	1.0750, 7.0, 0.0300 2.5
3	○	○	x	x	1.0318, 3.1, 0.2214 17.1	0.9277, -7.8, 0.1773 17.3
4	○	○	○	x	0.9613, -4.0, 0.2919 24.2	0.8668, -15.4, 0.2382 24.9
5	○	○	○	○	0.9387, -6.5, 0.3145 26.7	0.8471, -18.0, 0.2579 27.5
6	○	x	○	x	1.1580, 13.6, 0.0952 6.6	1.0261, 2.5, 0.0789 7.0
7	x	○	x	x	1.0664, 6.2, 0.1868 14.0	0.9550, -4.7, 0.1500 14.2
8	x	x	○	x	1.2068, 17.1, 0.0464 3.1	1.0651, 6.1, 0.0399 3.4
9	x	x	x	○	1.2296, 18.7, 0.0236 1.5	1.0846, 7.8, 0.0204 1.7

(Note) 1. CONTROL ROD: ○ Inserted, x Non inserted

2. A, A' ... $A \dots k_{eff}, A' \dots \Delta k_{eff} = k_{eff,1} - k_{eff}$
 B, B' ... $B \dots \rho (\%), B' \dots \Delta \rho = (\rho - \rho_1) (\%)$ 3. Fuel enrich. 5 w/o
Boron content
in absorber 10 w/o

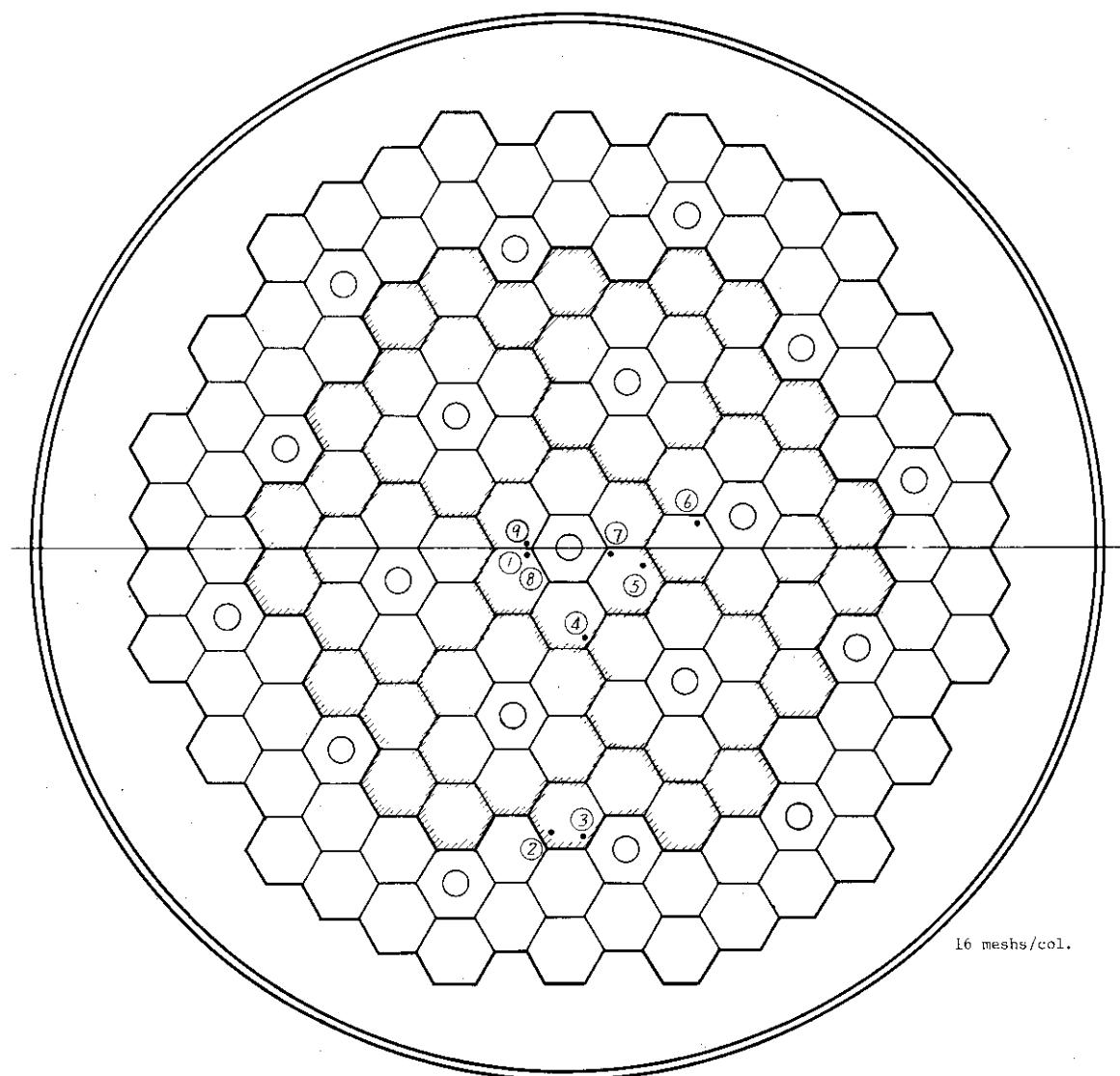
4. 2-Dimensional CITATION Calc.

Table 3.5 Power peaking factors in Mark-II core.

	CONTROL ROD				BURNABLE POISON	
	R-1	R-2	R-3	R-4	0 PPM	30 PPM
1	x	x	x	x	1.347	1.316
2	○	x	x	x	1.161	1.150
3	○	○	x	x	1.429	1.461
4	○	○	○	x	1.267	1.258
5	○	○	○	○	1.440	1.433
6	○	x	○	x	1.304	1.287
7	x	○	x	x	1.601	1.533
8	x	x	○	x	1.611	1.584
9	x	x	x	○	1.481	1.453

(Note) 1. CONTROL ROD; ○ Inserted
x Non inserted2. Fuel enrich. 5 w/o
Boron content
in absorber 10 w/o

3. 2-Dimensional CITATION calc.



CONTROL ROD				
	R-1	R-2	R-3	R-4
①	x	x	x	x
②	o	x	x	x
③	o	o	x	x
④	o	o	o	x
⑤	o	o	o	o
⑥	o	x	o	x
⑦	x	o	x	x
⑧	x	x	o	x
⑨	x	x	x	o

Fig. 3.5 Positions of maximum peak power in control rod inserted cores of Mark-II.

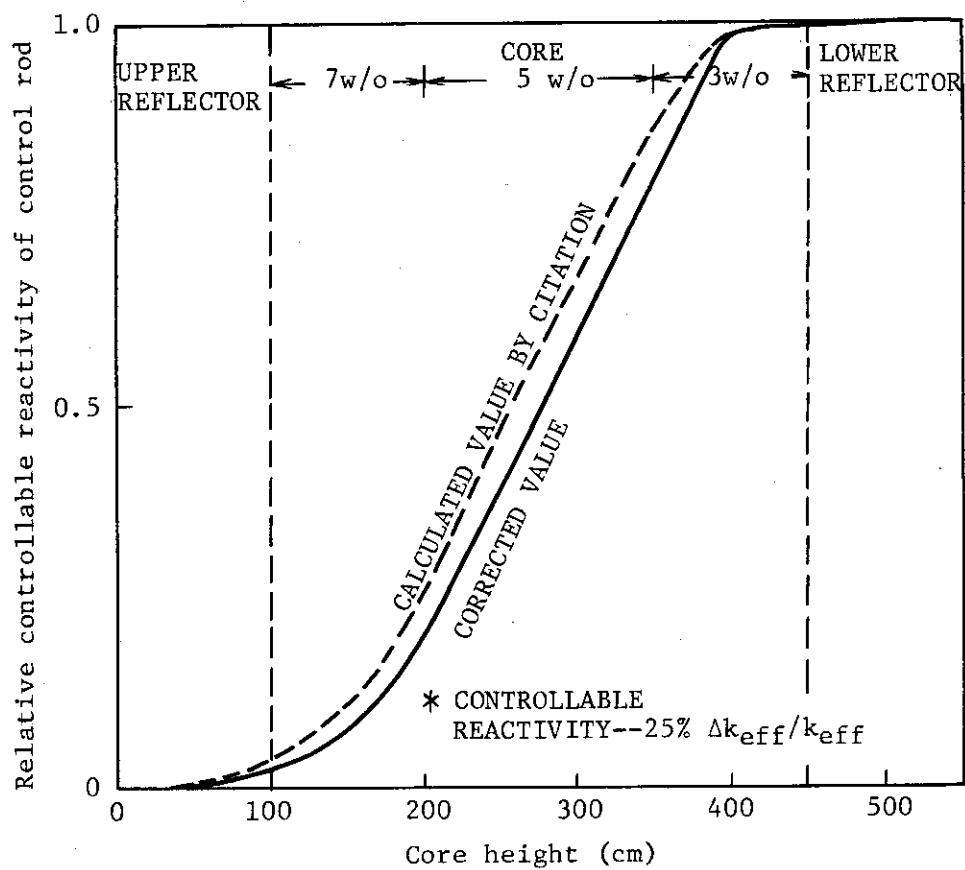


Fig. 3.6 Relative reactivity worth of partially inserted control rods in Mark-II core.

4. 初期炉心の出力分布

前述したように、本炉心では軸方向領域別燃料装荷により、冷却材出口側で出力レベルの低い温度的に好ましい軸方向出力分布を達成しているが、反応度制御のための制御棒の挿入により出力分布は冷却材出口側に移動し、温度条件に対して厳しくなる。また、燃焼により出力分布は平坦化する傾向にある。したがって、最も温度条件が厳しくなる炉心状態は、燃焼中期に可燃性毒物消滅の効果が燃料の劣化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のものであると考えられる。しかし、上述の炉心反応度回復はそれ程大きくないと見積られること、及び解析の容易さや精度を考慮して、初期状態(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次元計算により解析し、主としてその出力分析について検討した。

4.1 制御棒挿入形状の設定

4.1.1 基本的考え方

本設計検討の段階では核特性計算、特に制御棒の反応度価値の算出についての精度検討が十分でないことは、前節の計算モデルの説明の際にも述べた通りである。そこで、本設計検討においては種々の制御棒挿入形状について検討したが算出された出力分布を用いての熱・流動解析結果が厳しく評価出来るよう(安全側の評価となるよう)。制御棒の反応度価値について種々の要因からくる誤差を最大限に見込んだ、予想される中で最も制御棒挿入度の深い炉心状態を数多く初期臨界炉心状態として採用した。

実際の制御棒挿入形状の設定は、それぞれTable 3.2とFig. 3.4(MARK-I炉心)及びTable 3.4とFig. 3.6(MARK-II炉心)に示されている、2次元計算による径方向制御棒挿入パターン特性と軸方向制御棒ストローク特性を用いて部分挿入制御棒の反応度補償量を推察し、臨界となっている制御棒挿入炉心状態を推定することにより行った。上述の制御棒の径方向パターン特性及び軸方向ストローク特性は、全ての制御棒挿入組合せに対して行っている訳ではないので、制御棒間の相互干渉効果の強い本実験炉炉心では、この臨界状態を達成する制御棒挿入形状の設定は難かしくかなり大きな誤差を伴なうことは避けられない。そこで前述したように、熱・流動解析が安全側の評価となる制御棒挿入度の深い炉心状態を数多く設定したわけである。この具体的な設定法については、4.1.2節で説明する。

また、制御棒挿入形状を設定する際には、計算モデル上の制約と従来からのサーベイの結果から次の諸点を考慮して行った。

- ① 炉心の対称性を考慮して、制御棒操作は60度対称または120度対称を行う。また、1対を形成する2本の制御棒の挿入深さは同一とする。
- ② 径方向出力分布(P_1 & P_2)の点からは、炉心内側の制御棒対ほど挿入深さがやや大きいことが望ましい。
- ③ 一方、隣り合った制御棒対を同時に挿入することは、軸方向出力分布を下方に押し下げ好

ましくない。すなわち、①と②は相反する方向であり、両者の整合点を選定することが重要である。

- ④ オリフィス領域出力分担の大きい中心及び第2リング制御棒の、 $1/2$ 以上の深い挿入はなるべく避ける。
- ⑤ 起動時、出力上昇時及び運転中の制御棒1本当たりの最大反応度価値を低減するためには、制御棒間の相互干渉効果を考慮すると、外側制御棒の引抜きを優先させることが好ましい。このことはまた中性子計測の点からも好ましいことである。
- ⑥ 微調整用制御棒の挿入深さは、炉心初期状態で $40 \sim 70\%$ となっており、一方全微調整用制御棒による反応度補償能力は $0.05 \sim 0.06 \Delta keff$ 以上となるようにする。微調整用制御棒は温度補償及び出力変動追随に用いる。
- ⑦ 低温臨界からの出力上昇（温度上昇とXe & Sm蓄積に対する補償）及び定常運転（燃焼補償と出力変動追随）に用いる制御棒として、次の2案を基本として考える。

A案：第2リングの6対

B案：中心1対と第3リング6対

ただし、実際の制御棒挿入形状は両案を折衷したものを使い多く検討してみた。

4.1.2 初期臨界炉心状態の制御棒挿入形状

(1) MARK-I

制御棒で補償すべき反応度はXe & Sm蓄積分（約 $0.035 \Delta keff$ ）と燃焼分（約 $0.05 \Delta keff$ ）の計 $0.085 \Delta keff$ 程度とした。

Table 3.2 の径方向パターン特性は、ZADOC-3コードによる計算値である点（附録2参照）も考慮して、各制御棒リングの1対当たり制御棒価値を制御棒挿入形状によらない平均的な値として、炉心中心からそれぞれ $0.028, 0.022, 0.015, 0.0042 \Delta keff$ 程度と見積っている。また、Fig. 3.4 から軸方向制御棒部分挿入の場合の全挿入に対する補償能力割合を求めており、挿入形状によらず $1/2$ 挿入では $0.60, 1/3$ 挿入では 0.14 としている。実際に設定された制御棒挿入形状はTable 4.1に示している。

(2) MARK-II 炉心

制御棒で補償すべき反応度は、Xe & Sm蓄積分（約 $0.05 \Delta keff$ ）と燃焼分（約 $0.05 \Delta keff$ ）の計 $0.1 \Delta keff$ 程度とした。

制御棒をリング単位に操作すると挿入制御棒の組み合せは15通りあるが、Table 3.4にはそのうち8通りの全挿入制御棒組合せについての反応度補償量が記されている。これから、種々の形状の挿入制御棒反応度価値を推察する際の1対当たり制御棒反応度価値としては、中心制御棒で $0.035 \sim 0.05 \Delta keff$ 、第2リング制御棒で $0.030 \sim 0.033 \Delta keff$ 、第3リング制御棒で $0.0077 \sim 0.012 \Delta keff$ 、第4リング制御棒で $0.0038 \sim 0.040 \Delta keff$ とし、挿入形状に合わせて制御棒の相互干渉効果を考慮した値を使用した。また、軸方向のストローク特性はFig. 3.6（全制御棒同時挿入の場合）を基本に、挿入制御棒の組合せの違いを考慮に入れて、次のような全長挿入時の補償反応度に対する部分長挿入時の補償反応度割合を用いた。

挿入深さ (cm)	50	100	150
反応度補償割合	0.13~0.20	0.25~0.32	0.46~0.55
	200	250	300
	0.70~0.75	0.80~0.85	0.90~0.95
			350
			1.0

以上の考え方と数値を用いて設定された、初期臨界炉心状態における制御棒挿入形状はTable 4.1に示している。なお、表中のパターン区分A或はBは4.1.1節⑦のA案及びB案に対応するものである。

4.2 炉心出力分布

4.2.1 MARK-I 炉心

最初に全制御棒を同時に操作した場合の中空型燃料炉心の出力分布をみよう。先に述べたように炉心への燃料装荷は径方向に一様、軸方向に濃縮度差をつけた段付になされる。径方向には適当な領域単位で流量調節が行なわれるので燃料温度に対しては特に軸方向出力分布が問題になる。この軸方向出力分布は制御棒の挿入状態によって著しく影響されるため、燃料温度に対する制限から許容できない軸方向出力分布を現出せしめる制御棒挿入方式は許されないことになる。Fig. 4.1に制御棒が挿入されない炉心と完全挿入炉心に対する軸方向出力分布を示す。両炉心での出力分布形状は全んど等しく、ただ制御棒挿入炉心で出力ピーキング係数が若干大きくなることがわかる。又、軸方向の段付燃料装荷が軸方向出力分布に及ぼす影響も良く表れており、10, 10, 6, 6, 2 w/o 段付装荷の方が8, 8, 8, 6, 4, 2 w/o 段付装荷より出力ピーキングが大きくかつピーク位置が炉心入口側によっていることがわかる。

次にFig. 4.2 ~ 4.5 に全制御棒が同時操作でかつ中間挿入状態の炉心に対する軸方向出力分布を示した。この場合、出力ピーク位置は挿入制御棒下端よりやや下部に生じ、かつ出口ピーキング係数は制御棒未挿入炉心より大きくなる。特に注意を要することは制御棒が炉心半分程度まで挿入されると出力ピーキング位置が著しく炉心出口側に移行してゆくことであり、燃料温度を低める観点から極めて好ましくない状態といえる。Fig. 4.6 に各燃料カラム単位の径方向出力分布を示した。全制御棒同時操作では径方向出力ピーキングの位置は変化せず、制御棒挿入カラムの出力減少分だけ標準カラムの分担出力が増してゆくことがわかる。従って、軸方向出力分布の観点からは多くの制御棒が同時に炉心中央部に挿入される状態を避けることが必要であり、そのためには多くの制御棒が同時に炉心中央部に挿入される状態を避けることが必要であり、そのためには可燃性毒物を使用し制御棒の補償反応度を低減せしめて制御棒の挿入本数を減じる、等の考慮が必要になることがわかる。なお、10, 10, 6, 6, 4, 4 w/o 及び8, 8, 6, 4, 2 w/o の両段付装荷を比較すると出力ピーキング係数の点では後者が望ましいものの、出力ピーク位置では前者の方が炉心入口側にあり、燃料温度への影響度合という点からは必ずしも優劣をつけ難いが、一応出力ピーキング係数が低いという立場をとりMARK-I 炉心としては8, 8, 8, 6, 4, 2 w/o 段付装荷がとられた。

* 単位領域内での調節はできないので、その内部出力分布の歪が大きいとやはり問題となってくる。

この意味で径方向出力分布にも十分な注意が必要である。

次に 4.1 節で述べた制御棒挿入 MARK-I 臨界炉心の出力分布をみよう。Fig. 4.7 ~ 4.12 に 6 種類の制御棒挿入パターンに対する中空型燃料炉心の軸方向出力分布を示した。炉心状態は定格・燃焼初期であり、制御棒で補償すべき反応度は Xe & Sm 補償 $0.035 \Delta k_{eff}$ 及び燃焼補償 $0.05 \Delta k_{eff}$ の計 $0.085 \Delta k_{eff}$ であり、この条件にかなり近い制御棒挿入パターンの炉心は Fig. 4.8, 4.10 及び 4.12 に示した炉心である。Fig. 4.7, 4.8, 4.9 及び 4.11 よりわかるように中心及び第 3 リング 6 対制御棒を挿入する場合には最大出力カラムの軸方向出力分布形状も最大出力値も相互に余り大きくは変わらないことがわかる。これに対し、Fig. 4.10 及び Fig. 4.12 から明らかのように第 2 リング 6 対の制御棒を使用する場合には軸方向出力分布歪が大きくなり、出力ピーク位置も炉心出口側へ移行する傾向をもつことがわかる。しかし、所定の反応度を制御棒で補償するためには本炉心では第 2 リングの制御棒を使用することは避けられないと考えられ燃料温度に対する条件からみて制御棒挿入・引抜き手順の設定は厳しい状況にあると認識される。Fig. 4.13 に軸方向積分出力の径方向分布を示す。第 2 リング制御棒を過度に使用しない限り出力最大位置は全んど同一カラムにあり、各リング制御棒の部分挿入・部分引抜き状態によって径方向出力分布は炉心全体として平坦になったり鋭くなったりすることがわかる。

円環型燃料炉心の場合にも制御棒挿入パターンが同じなら中空型燃料炉心と全く同様の出力分布特性となる。Fig. 4.14 ~ 4.18 に円環型燃料炉心の出力分布特性を参考のため示した。中空型燃料体及び円環型燃料体ではもともと N_c/N_u にも σ_M にも余り大きな相違はなく核特性上の違いは少ない。Fig. 4.19 及び 4.20 に両燃料棒型式の違いの出力分布に及ぼす影響を示した。両者の特性が良く一致していることがわかる。

以上に述べたように制御棒挿入・引抜き手順決定には燃料温度を直接左右する軸方向出力分布への影響を十分考慮する必要があること、この事が制御棒の補償反応度軽減化と相まって可燃性毒物の導入の必要性に結びつき^{*}、可燃性毒物使用にともなう燃焼下での反応度回復の問題を生じ、安全性の面からも制御棒と可燃性毒物の反応度補償分担の問題が重要になってくる。このように制御棒挿入・引抜き手順は多くの重要な核的因子と結びつき、その設定には多面的な判断が必要とされる。

4.2.2 MARK-II 炉心

MARK-II 炉心は 73 燃料カラムからなり、燃料体が中空型燃料棒使用燃料体であることについては既に述べた。MARK-II 初期炉心について 4.1 節で述べた制御棒挿入状態に対する軸方向出力分布を調べてみよう。Fig. 4.21 に制御棒未挿入炉心と制御棒完全挿入炉心に対する軸方向出力分布を示した。一般的傾向は MARK-I 炉心の際に述べたと同様で両炉心とも出力分布の形状がほぼ等しく、制御棒挿入ではピーピング係数が大きくなっている。Fig. 4.22 ~ 4.28 に制御棒が中間挿入の場合の軸方向出力分布を示した。

これら 7 炉心のうち中心制御棒と第 3 リング制御棒を調整棒として使用する炉心は炉心 3, 4, 5 及び 9 であり、中心制御棒と第 2 リング制御棒を調整棒として使用する炉心が残りの炉心 6 ~ 8 である。中心制御棒と第 3 リング制御棒を調整棒として使用する炉心では第 2 リングの御御棒を深く挿入すると出力ピーピングの位置を炉心出口側へ著しく移行させ燃料温度を低める立場か

* 可燃性毒物の使用にはさらに制御棒ワース低減化という重要な要因がある。

らは余り好ましくない。一方、第2リング制御棒を挿入しないと他の制御棒を炉心下部まで挿入する必要が生じ調整の目的から望ましくなくなる。そこで、この方式では軸方向の出力分布が燃料温度に対して過度の負担にならないよう第2リング制御棒と他リングの制御棒挿入深さの調節が必要となる。炉心4, 5及び9はこの条件を比較的満足しているものであり、中でも炉心5は出力ピーク位置をかなり炉心入口側に生ぜしめ得る制御棒挿入状態となる。

一方、中心及び第2リング制御棒を調整棒として使用する場合には第2リング制御棒の挿入方式が問題になる。即ち、第2リング制御棒を同時に挿入すると出力ピーク位置を著しく炉心出口側へ移行させることになり好ましくなく(炉心8)、そこで第2リング制御棒を2~3分類して各々を異なった挿入深さにして出力を分散させる必要が生じてくる(炉心6, 7)。しかし、一般にこの制御棒挿入方式では前方式より出力ピーキング係数は高くなる傾向にある。Fig. 4.2.9に炉心5, 7及び9について径方向の出力分布を示した。中心及び第2リング制御棒を調整棒として使用する方式では径方向出力ピーキング係数も大きくなることがわかる。

いずれにしても制御棒の挿入・引抜き手順は径方向及び軸方向出力分布と燃料温度との関係を詳細に把握し、流量調節方式及びその信頼性をも十分考慮した上で判断されなければならないといえよう。

* 調整棒の目的からは中間的引抜き状態であることが望ましい。

Table 4.1 Supposed control rod insertion patterns for initial critical core condition of Mark-I & II.

(hot-clean-critical)

CORE CONDITION NO.	DEPTH OF INSERTED CONTROL ROD PAIRS (NO. OF FUEL BLOCKS)				CLASSIFI- CATION OF PATTERN	REFERENCE
	RING 1	RING 2	RING 3	RING 4		
<u>MARK-I</u>						
I-1	3	0	6	0	B	Fig.4.7 (H) Fig.4.14(T)
I-2	3	0	6	6	B	Fig. 4.8(H)
I-3	6	0	6	0	B	Fig. 4.9(H)
I-4	6	1	6	0	B	Fig.4.10(H) Fig.4.15(T)
I-5	6	0	3	0	B	Fig.4.11(H) Fig.4.16(T)
I-6	6	2	2	2	A+B	Fig.4.12(H) Fig.4.17(T)
<u>MARK-II</u>						
II-1	5	0	5	0	B	Fig.4.22
II-2	5	2	5	0	B(+A)	Fig.4.23
II-3	5	1	5	7	B	Fig.4.24
II-4	1	5(3 PAIRS)	0	7	A	Fig.4.25
II-5	1	1(3 PAIRS) 5(3 PAIRS)	0	7	A	Fig.4.26
II-6	1	3	0	7	A	Fig.4.27
II-7	4	2	4	7	B(+A)	Fig.4.28

Note: * H and T mean the core with the hollow fuel rods and the one with the tubular fuel rods, respectively.

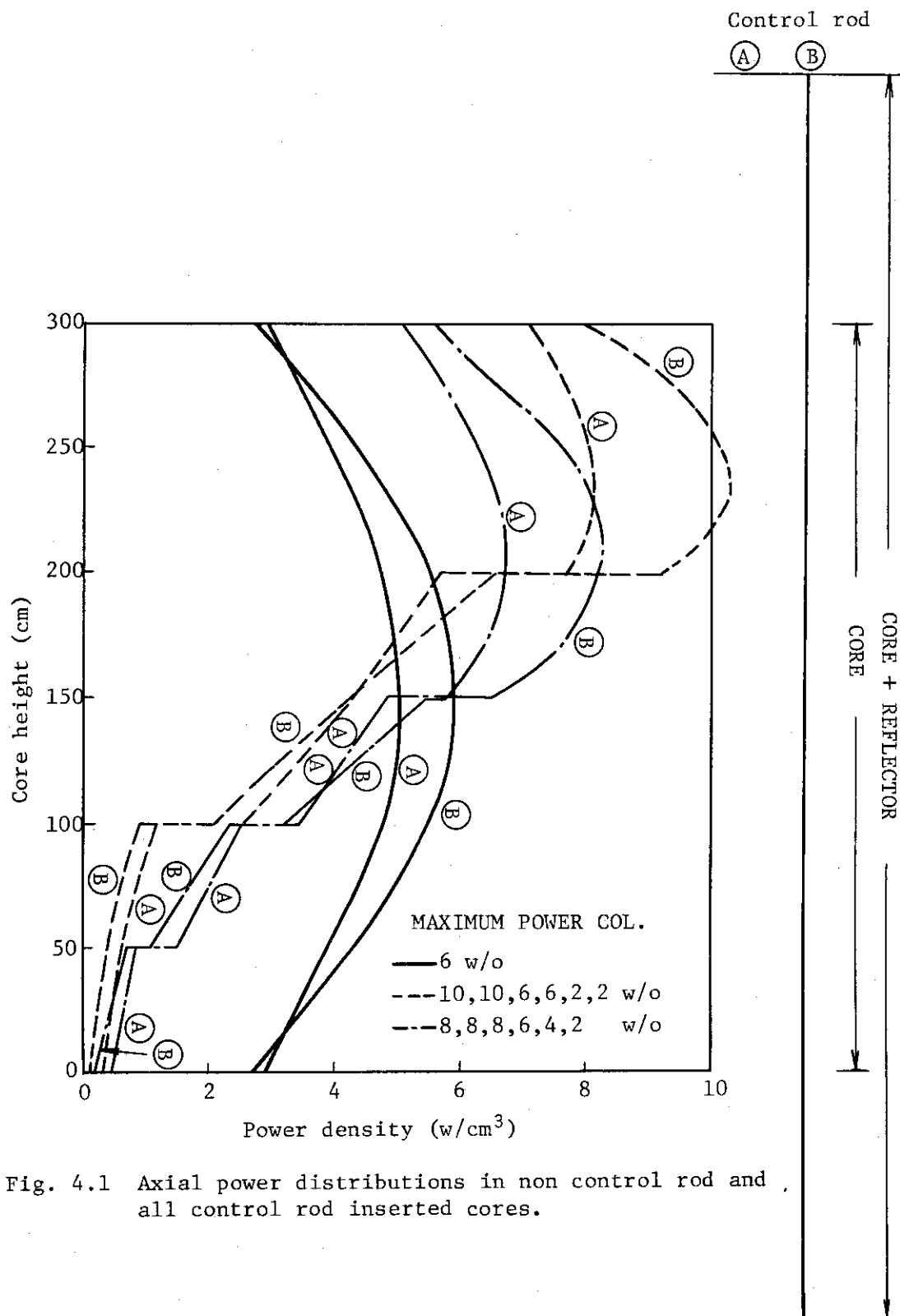


Fig. 4.1 Axial power distributions in non control rod and all control rod inserted cores.

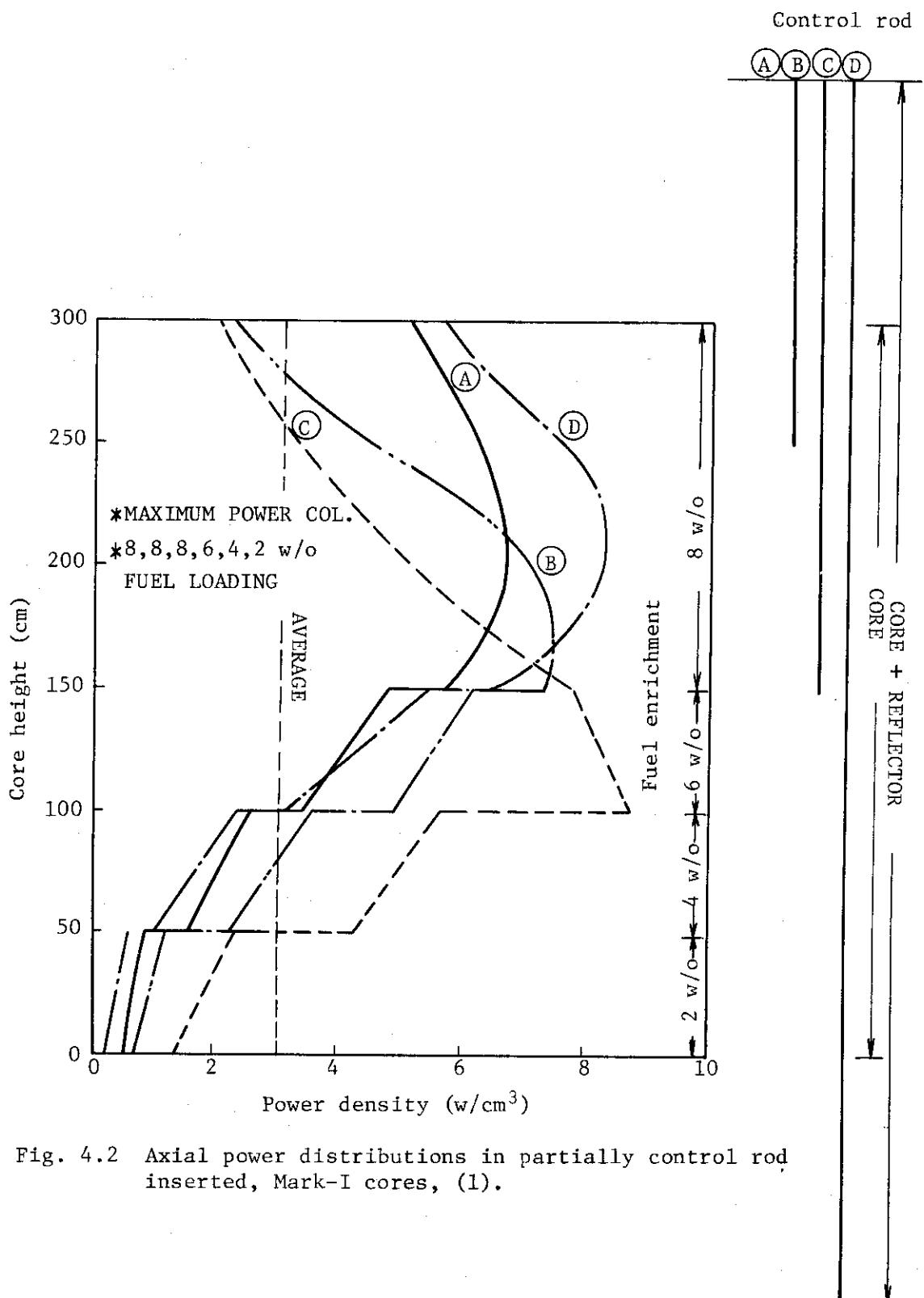


Fig. 4.2 Axial power distributions in partially control rod inserted, Mark-I cores, (1).

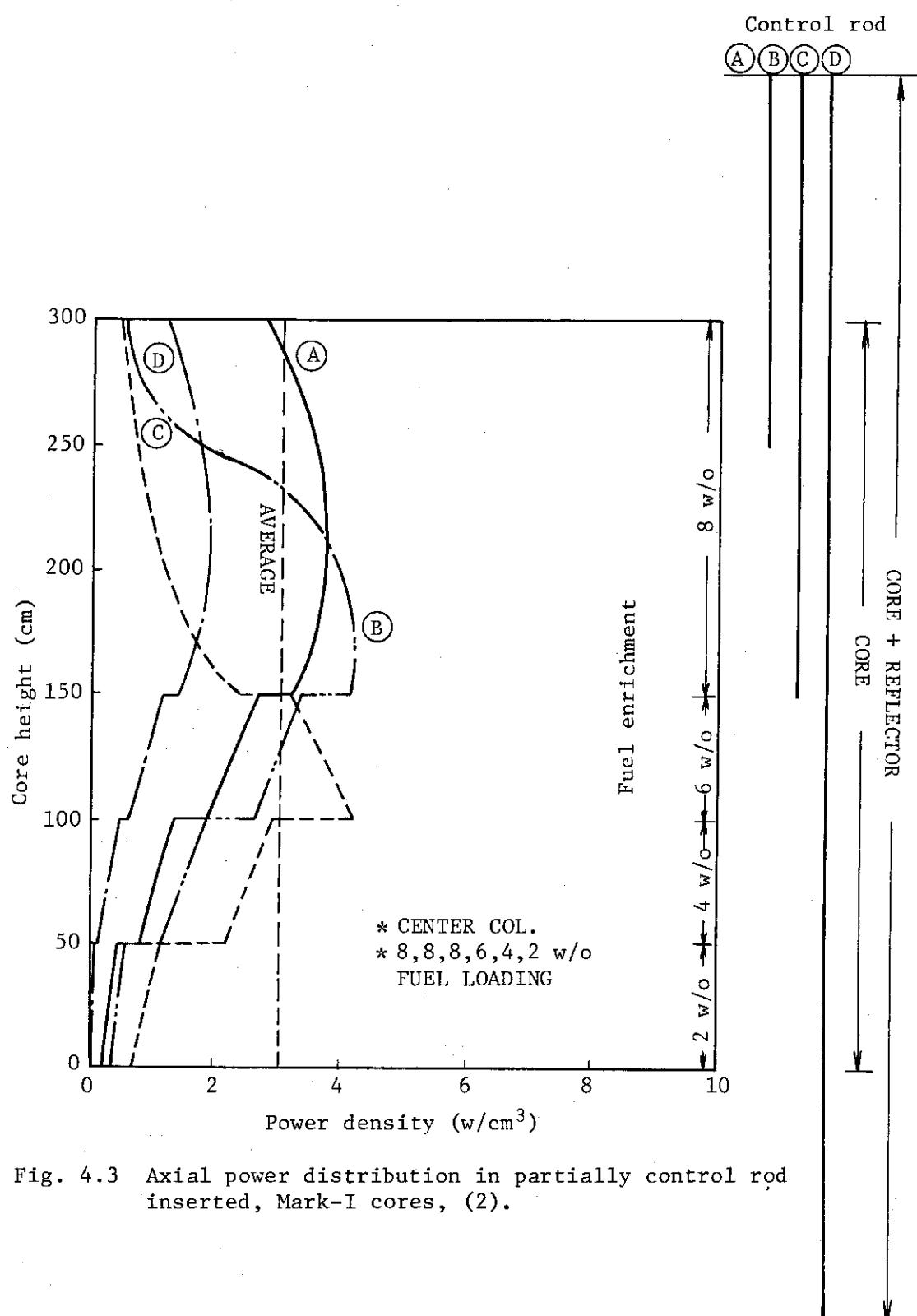


Fig. 4.3 Axial power distribution in partially control rod inserted, Mark-I cores, (2).

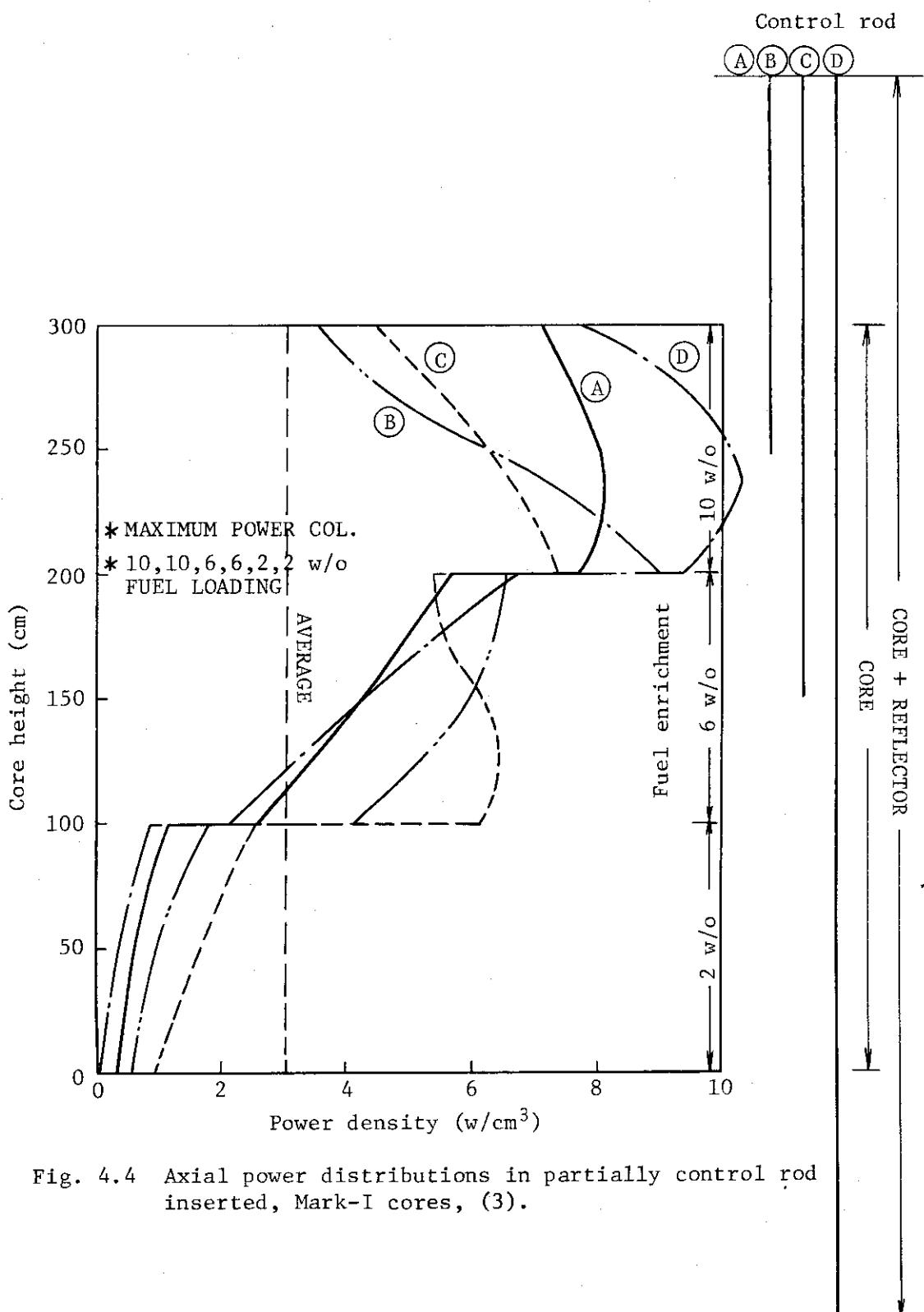


Fig. 4.4 Axial power distributions in partially control rod inserted, Mark-I cores, (3).

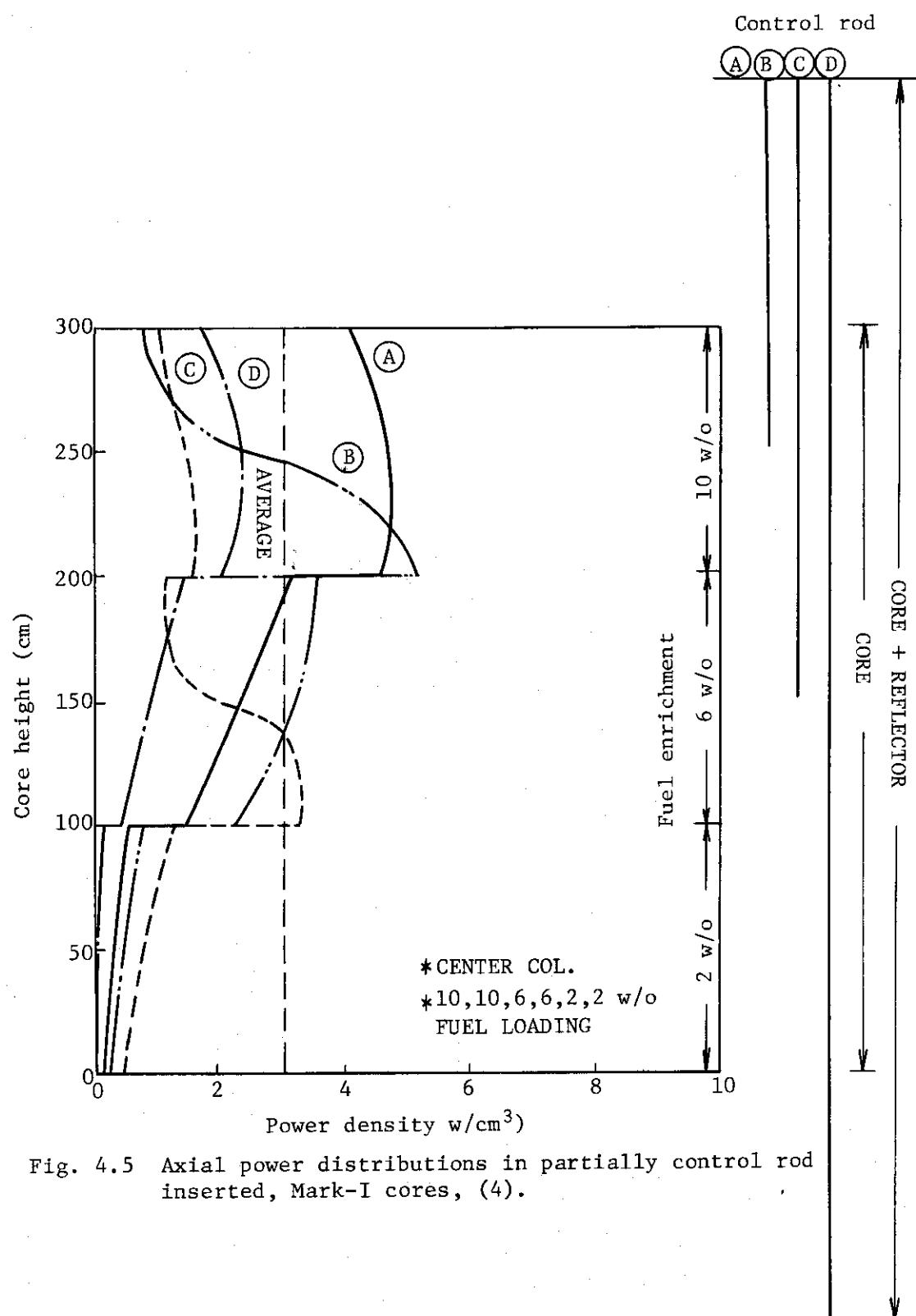


Fig. 4.5 Axial power distributions in partially control rod inserted, Mark-I cores, (4).

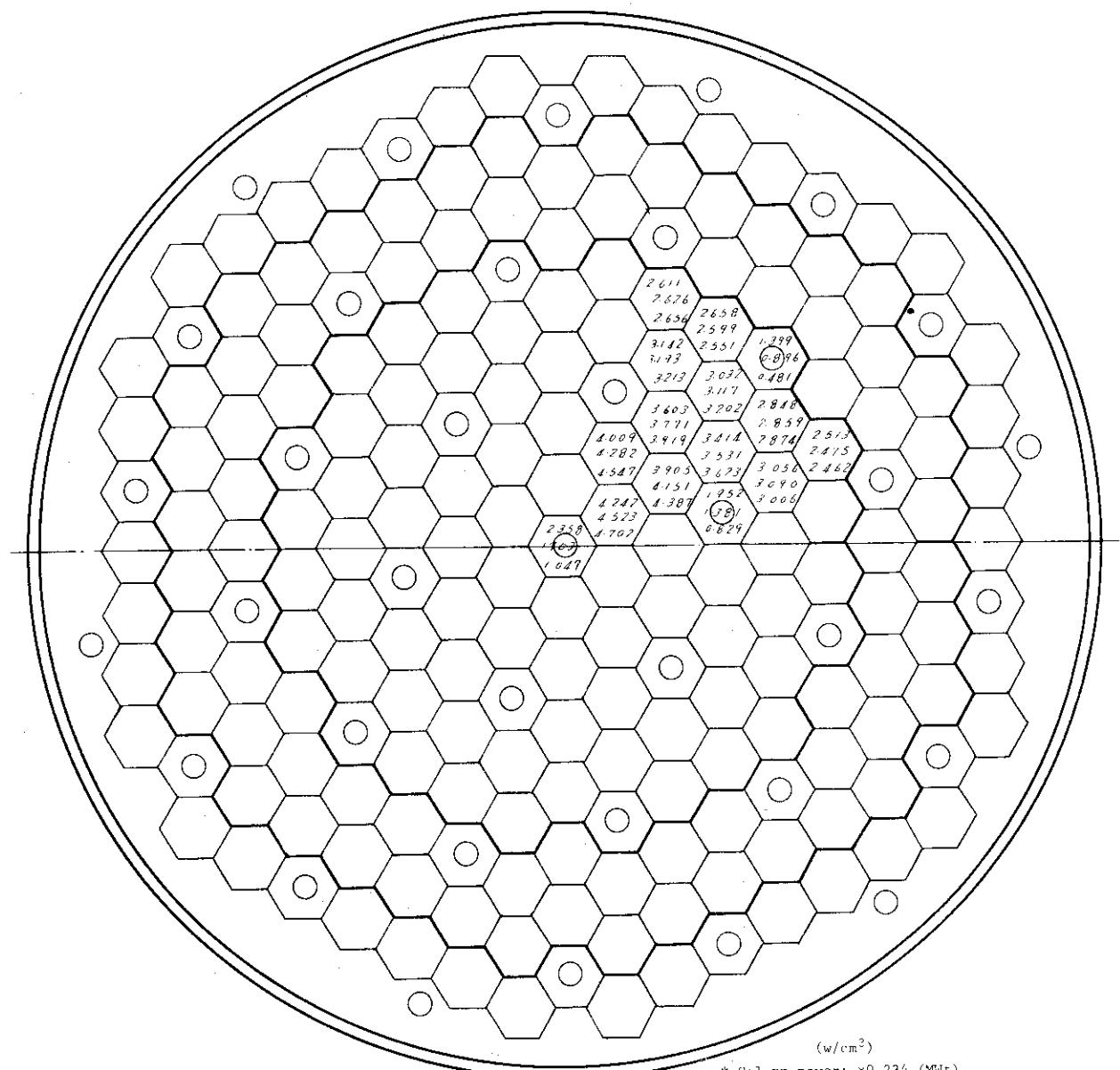


Fig. 4.6 Radial power distribution in 85 fuel column core of Mark-I.

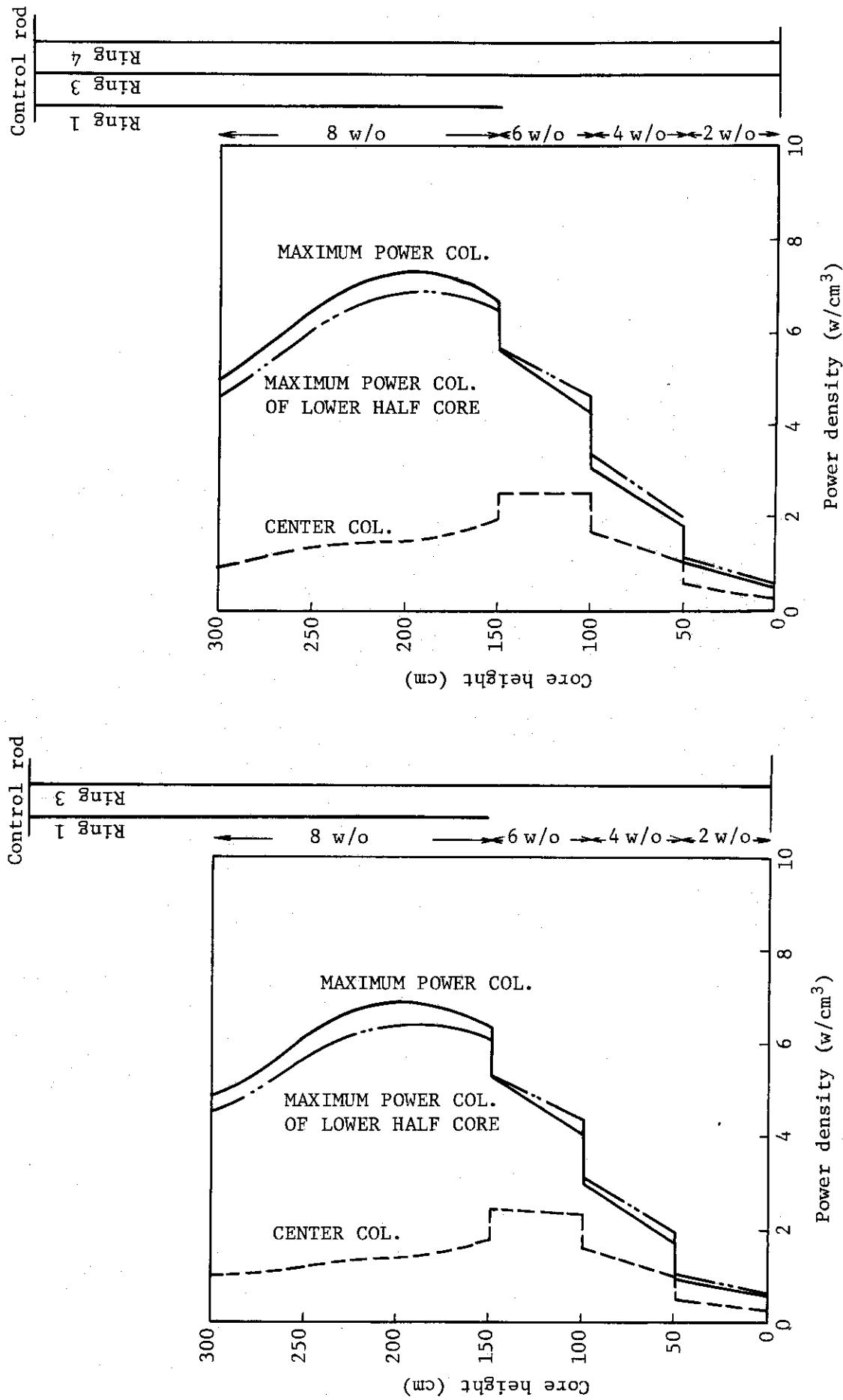


Fig. 4.7 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-I core of hollow fuel rod (1).

Fig. 4.8 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-I core of hollow fuel rod (2).

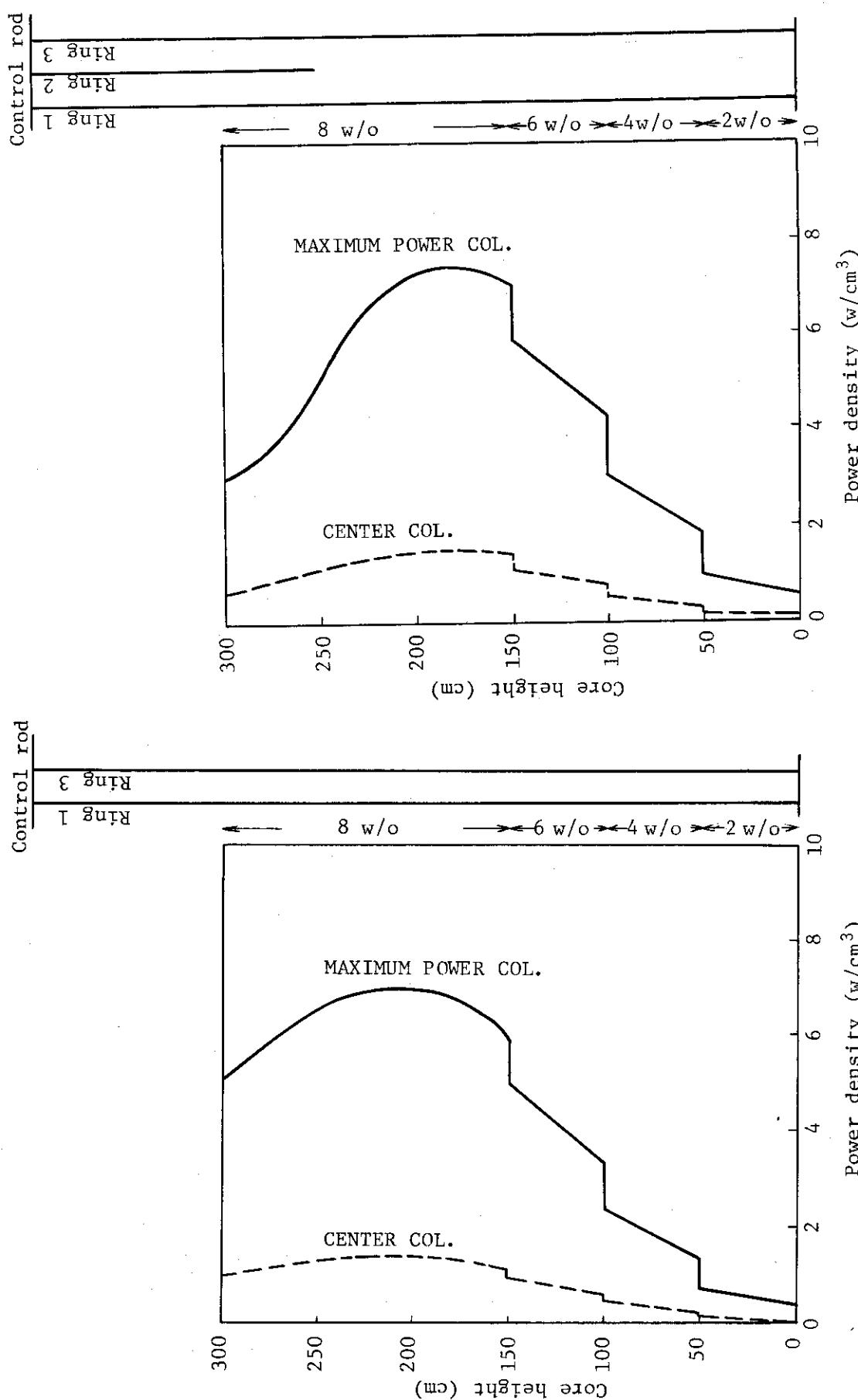


Fig. 4.9 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of hollow fuel rod (3).

Fig. 4.10 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of hollow fuel rod (4).

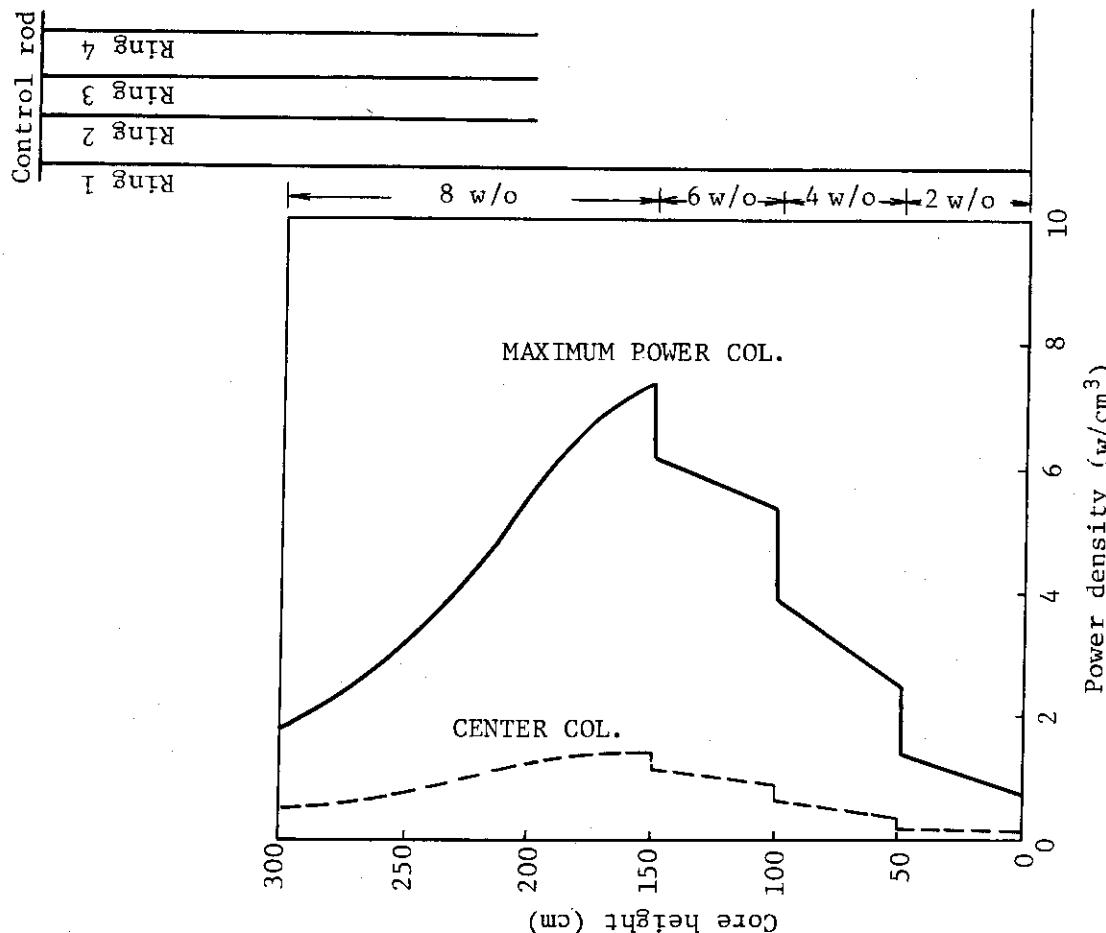


Fig. 4.12 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of hollow fuel rod (6).

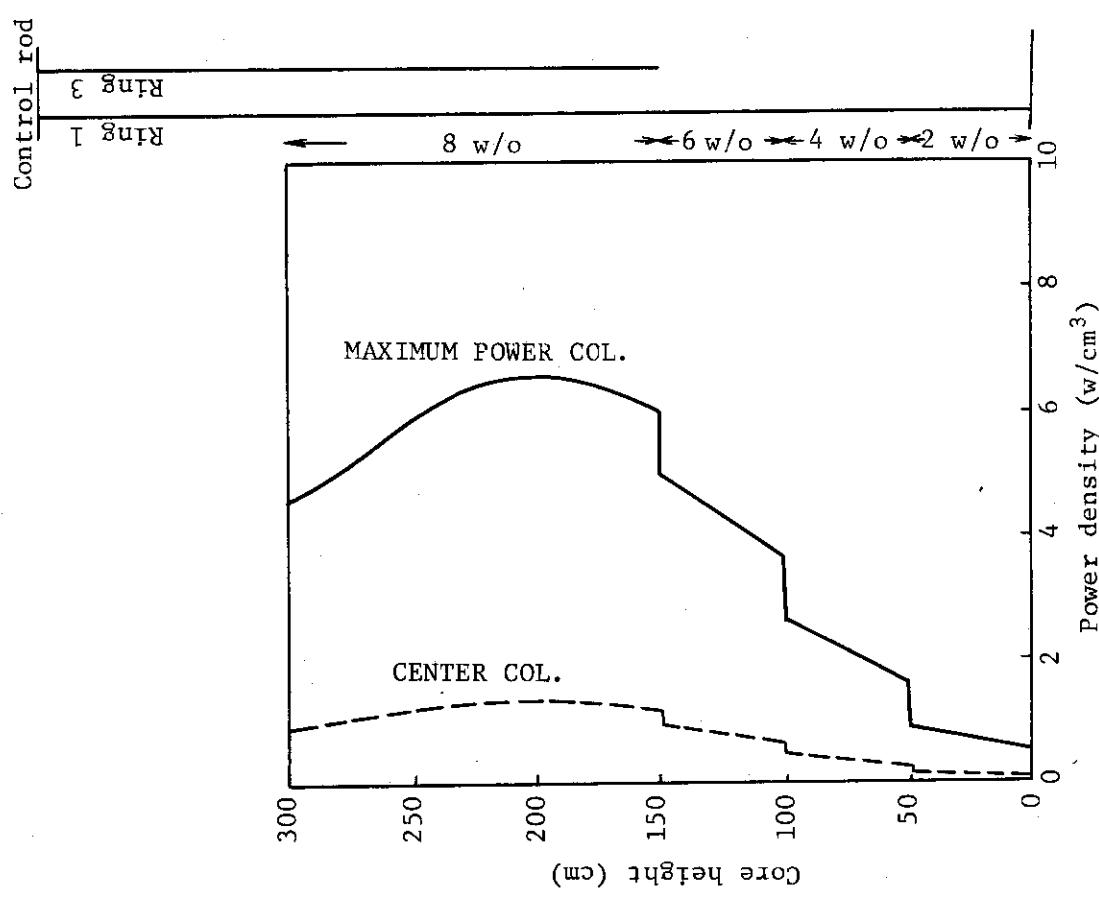


Fig. 4.11 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of hollow fuel rod (5).

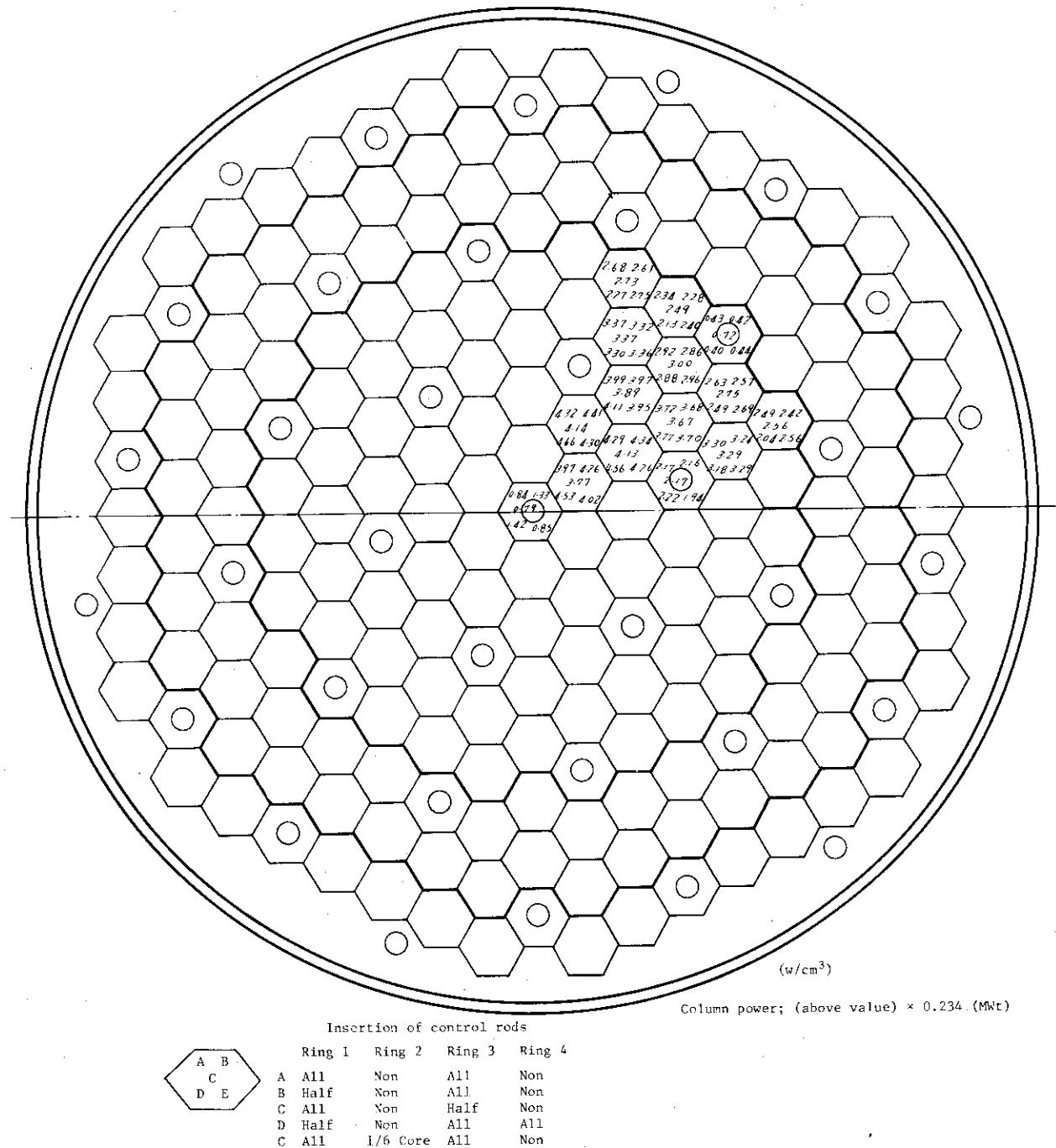


Fig. 4.13 Radial power distribution in partially control rod inserted
Mark-I core of hollow fuel rod.

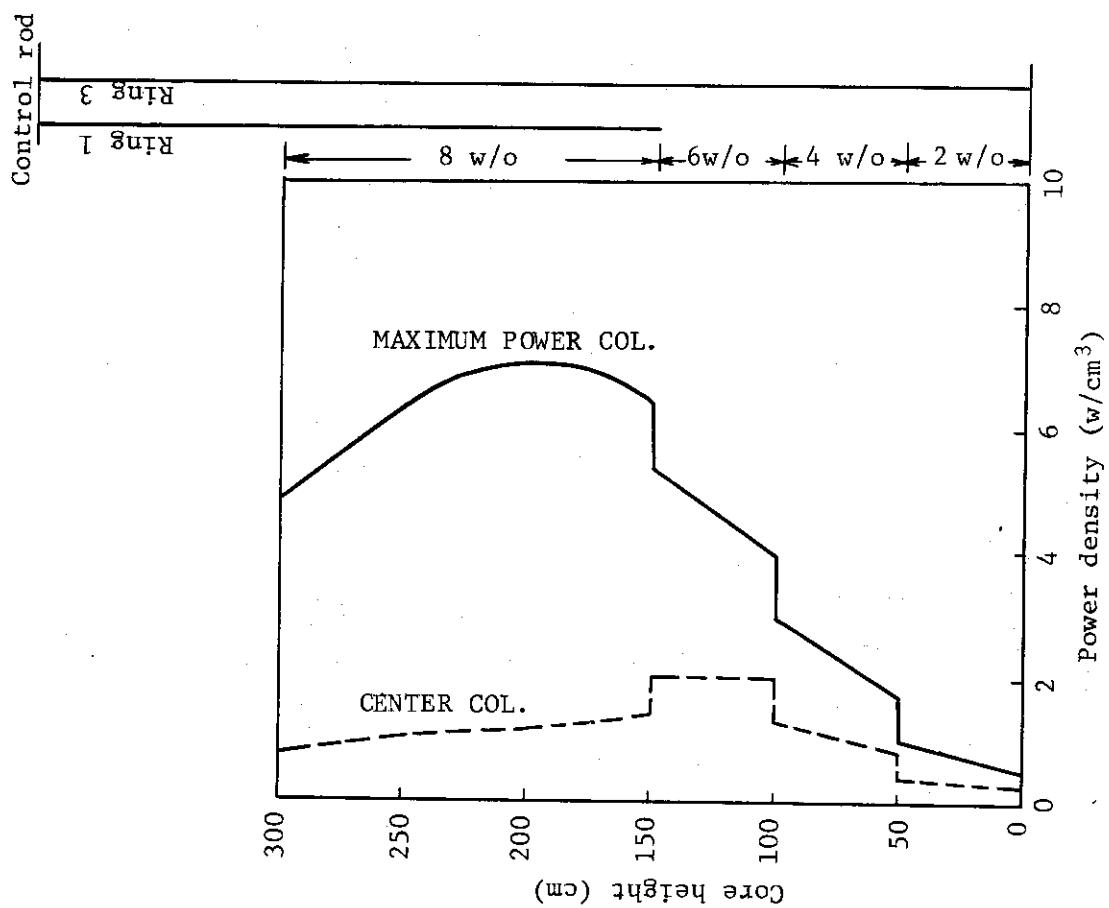
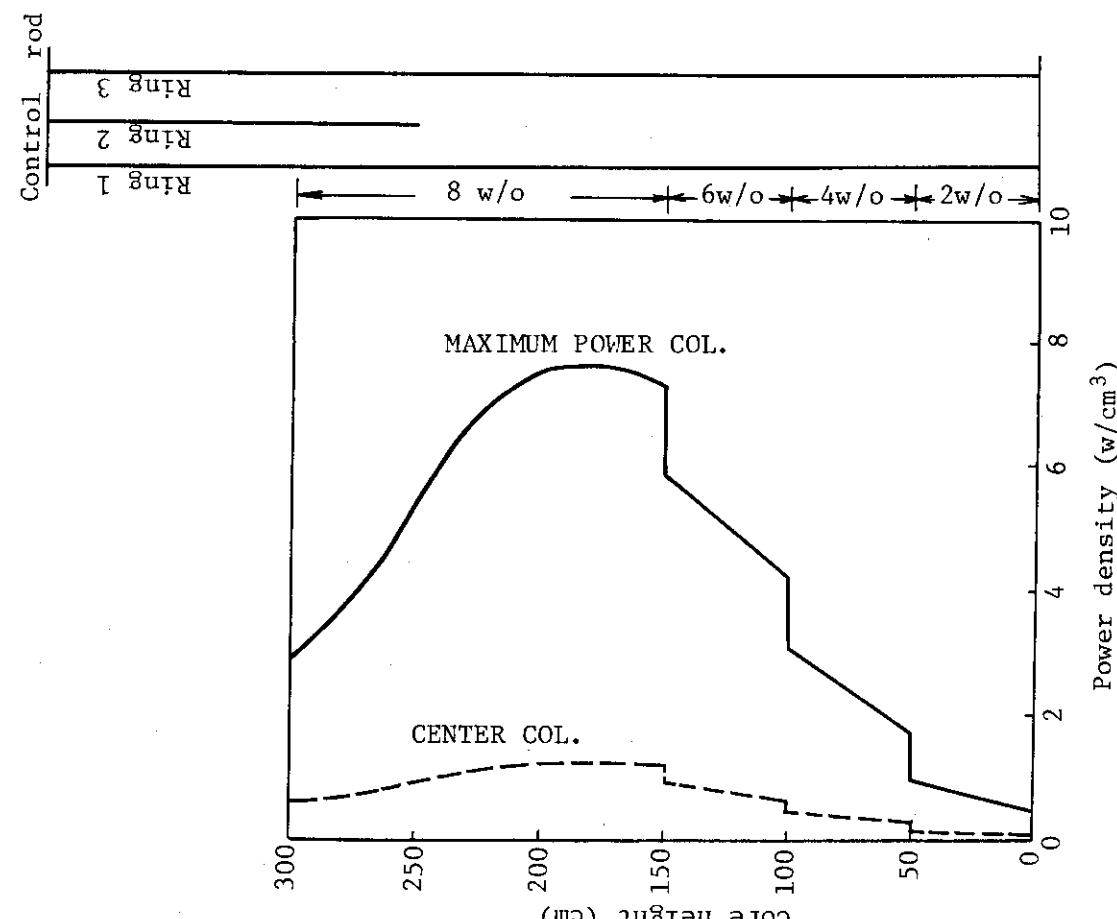


Fig. 4.15 Axial power distributions in hot-clean critical Mark-I core of tubular fuel rod (2).

Fig. 4.14 Axial power distributions in hot-clean critical Mark-I core of tubular fuel rod (1).

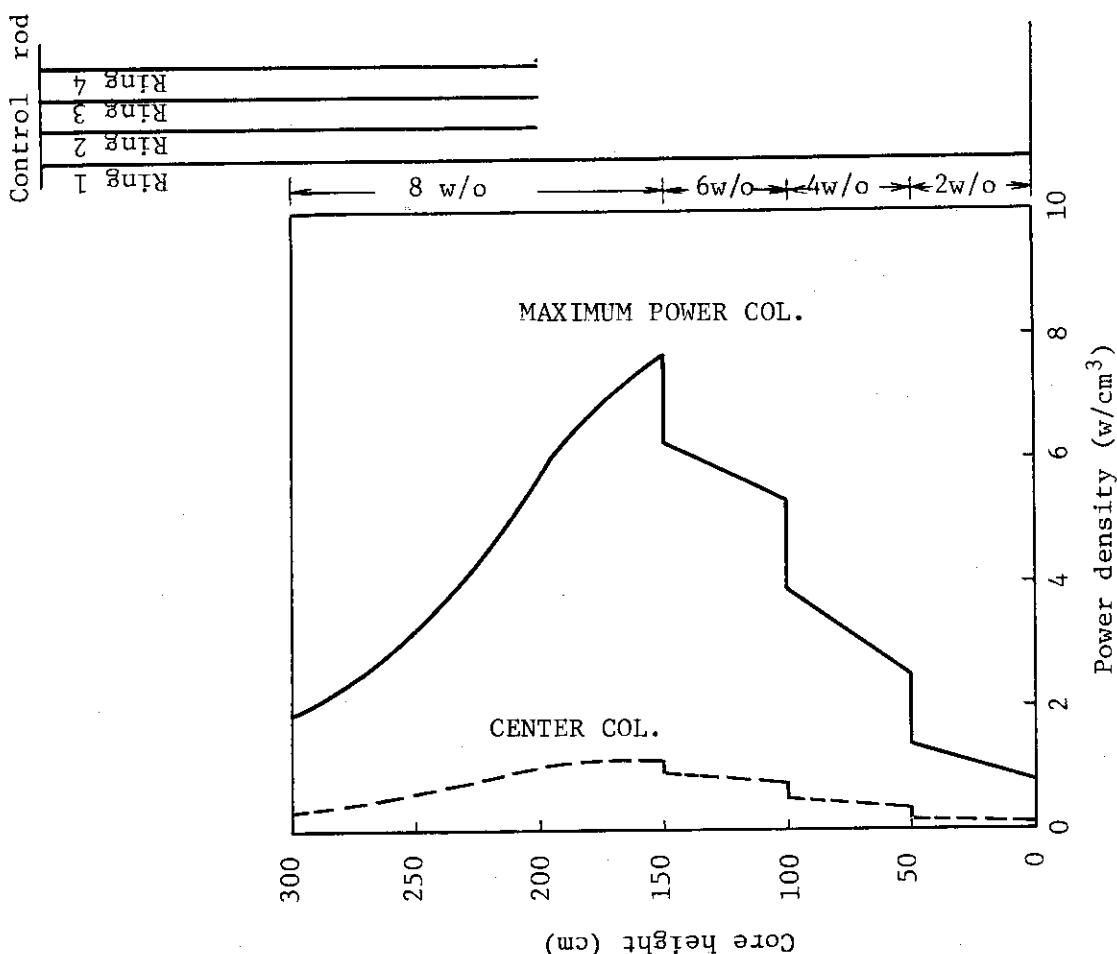


Fig. 4.17 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of tubular fuel rods (4).

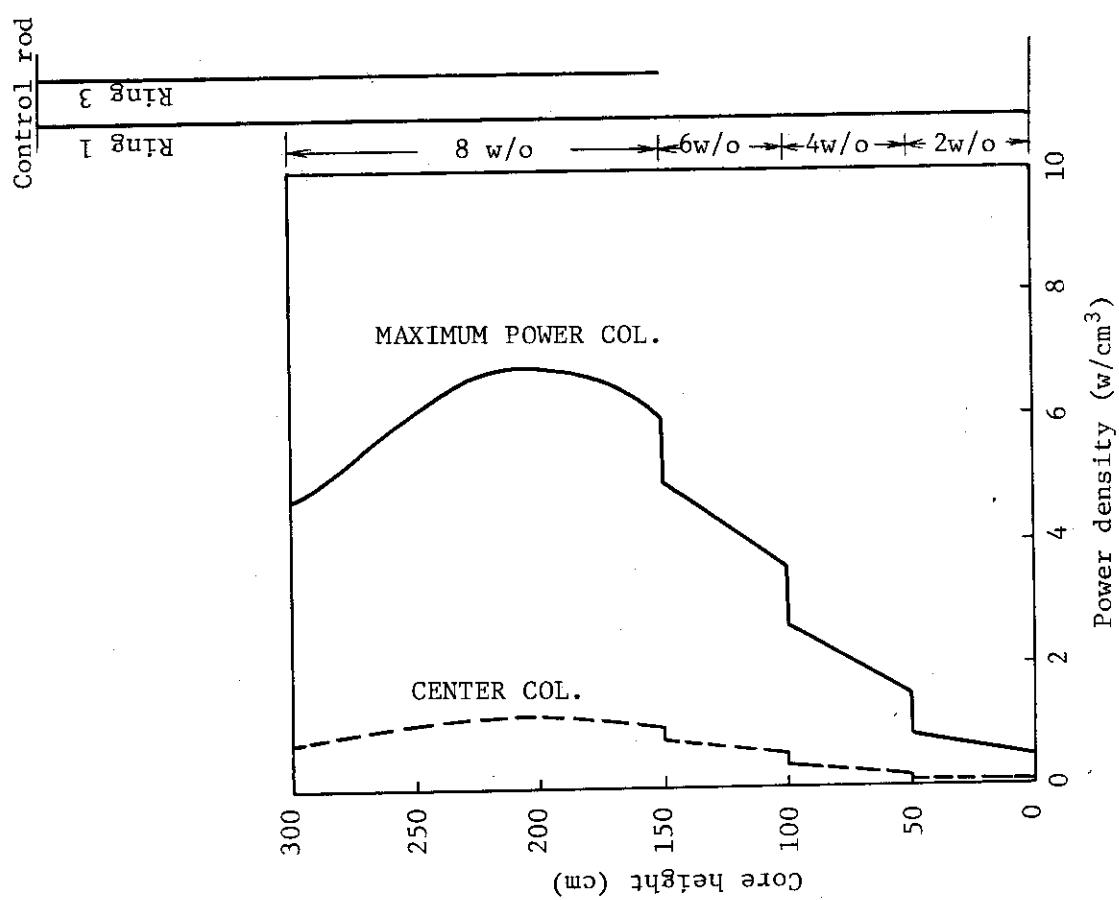
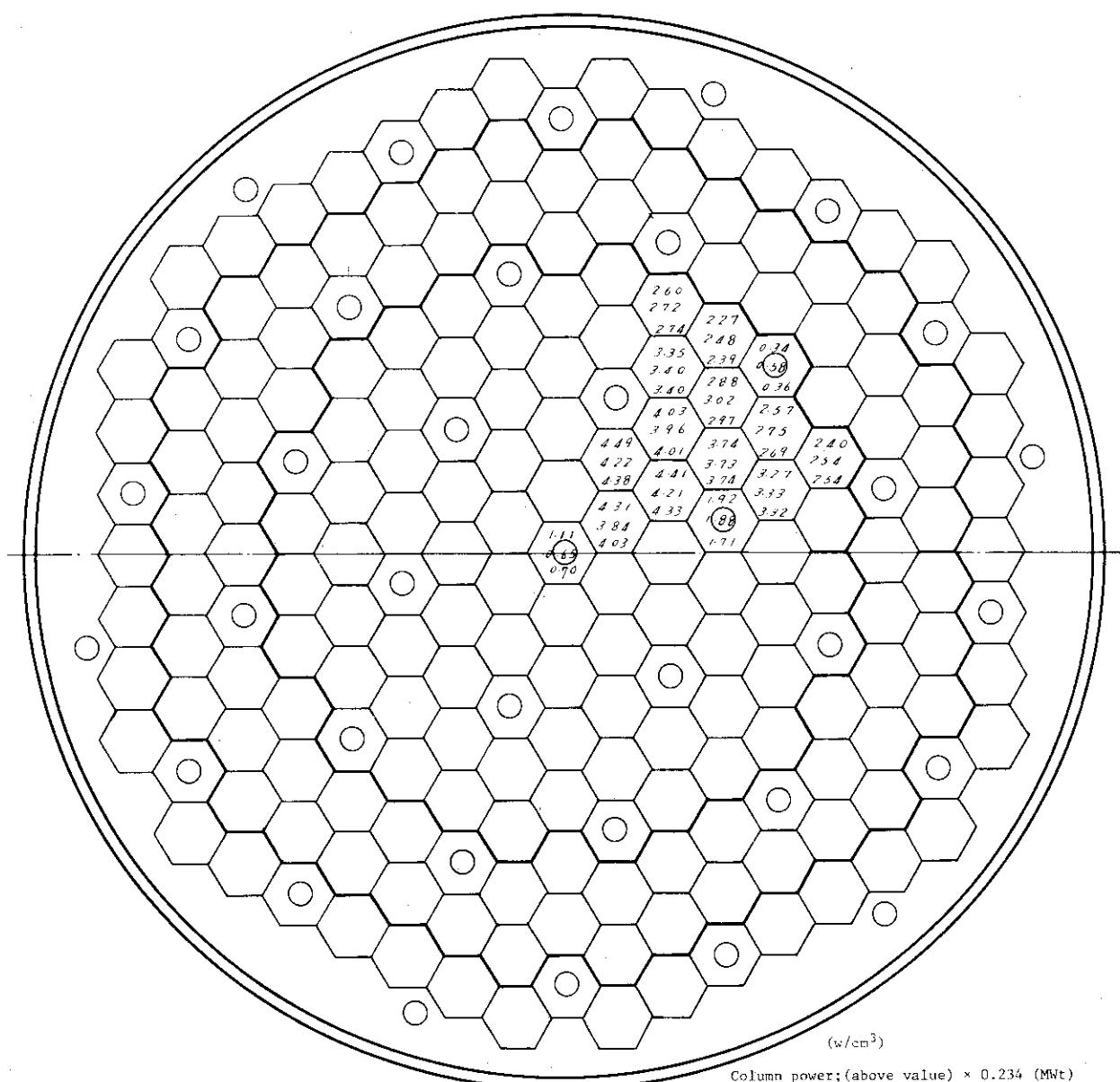
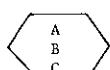


Fig. 4.16 Axial power distribution in hot-clean critical Mark-I core of tubular fuel rod (3).



Insertion of control rods

Ring 1 Ring 2 Ring 3 Ring 4



A	Half	Non	All	Non
B	All	Non	Half	Non
C	All	1/6 core	All	Non

Fig. 4.18 Radial power distribution in partially control rod inserted
Mark-I core of tubular fuel rod.

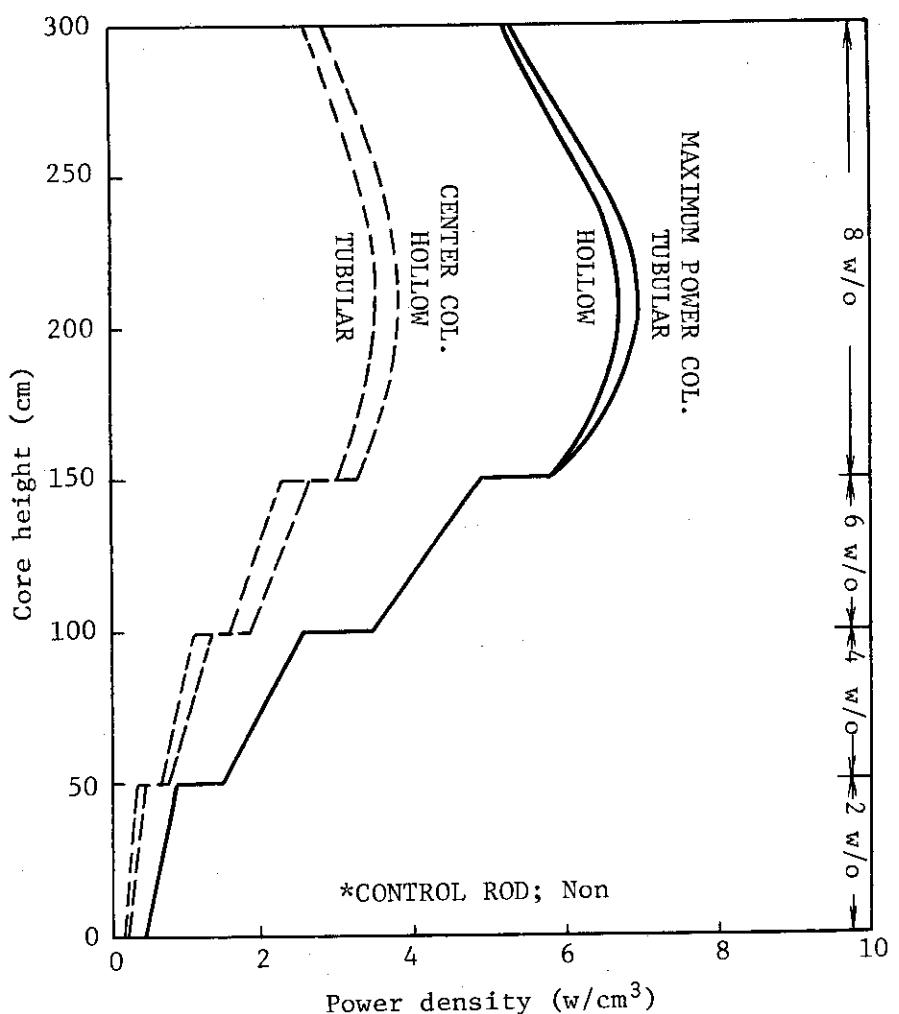
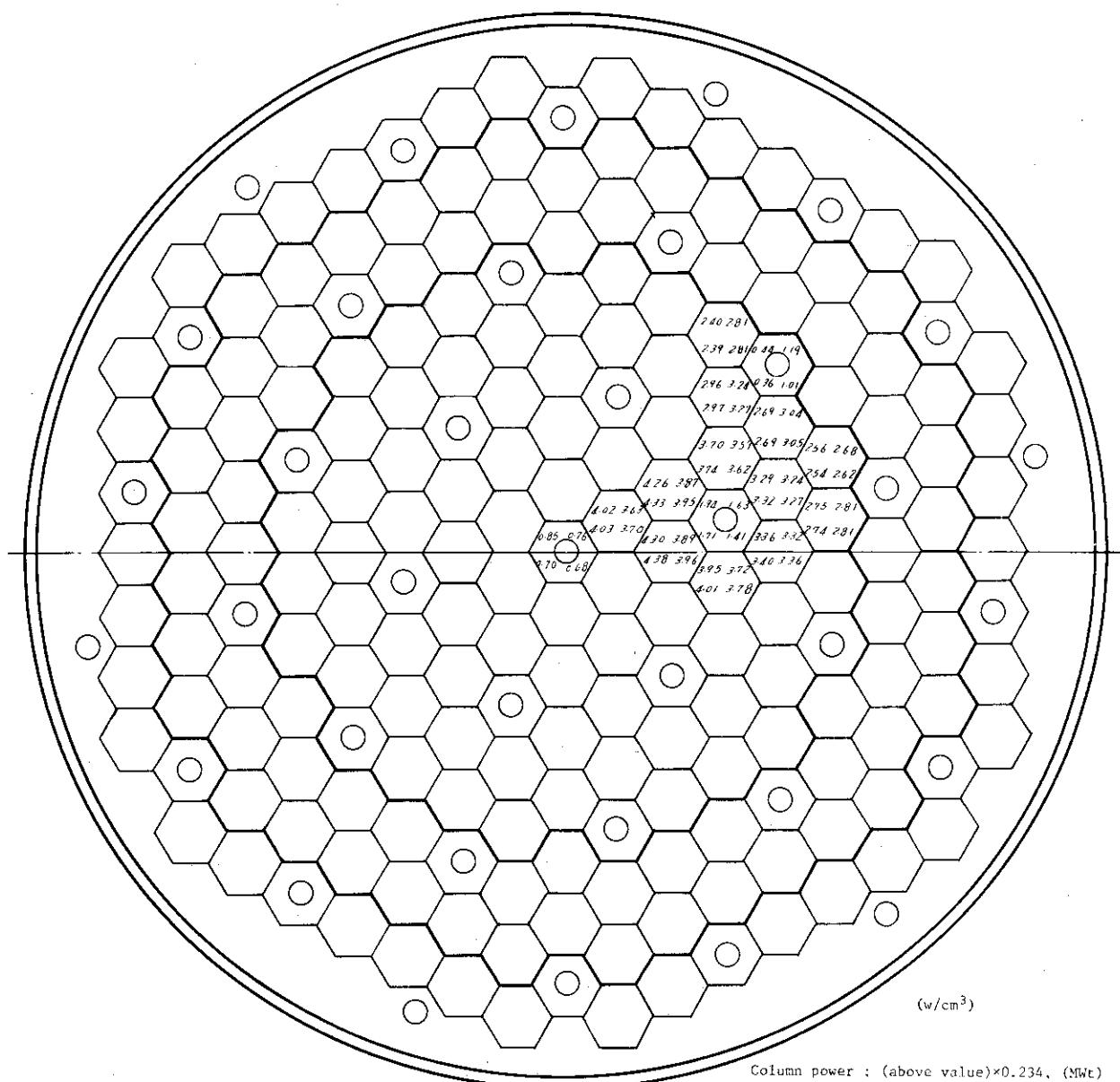


Fig. 4.19 Axial power distributions in Mark-I cores of hollow and tubular fuel rod.



Insertion of control rods				
	Ring 1	Ring 2	Ring 3	Ring 4
Hollow	A All	1/6 core	All	Non
Tubular	B All	2/6 core	2/6 core	2/6 core

Fig. 4.20 Radial power distribution in Mark-I cores of hollow and tubular fuel rod.

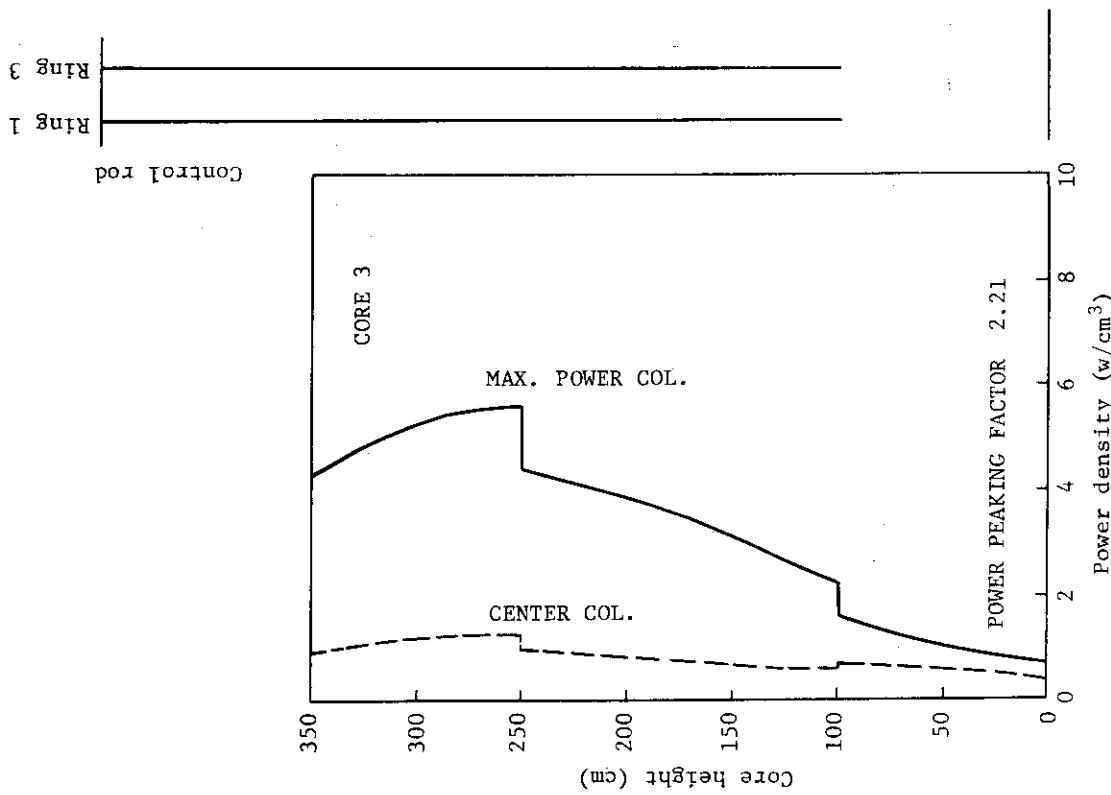


Fig. 4.22 Axial power distributions in hot-clean critical Mark-II core, (1).

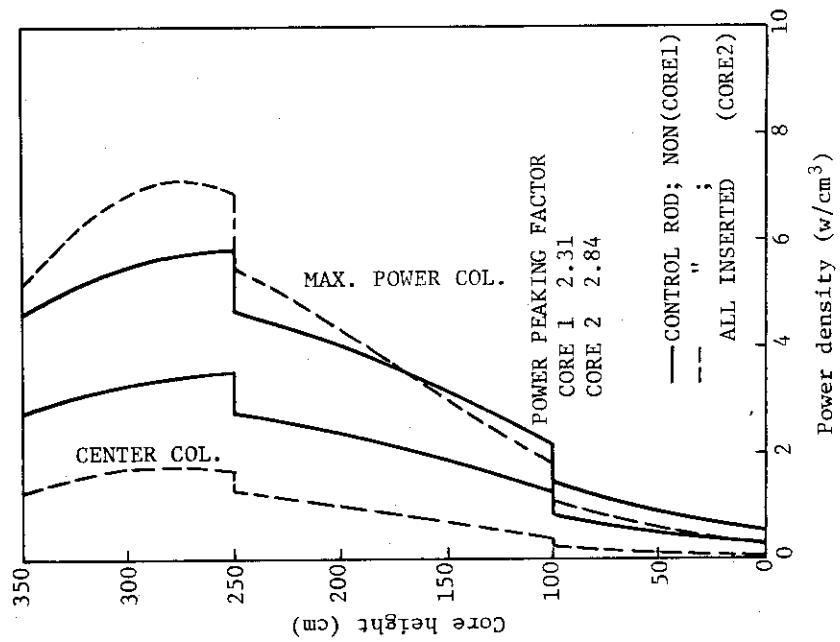


Fig. 4.21 Axial power distributions in core 1 & 2 with and/or without control rod insertion of Mark-II.

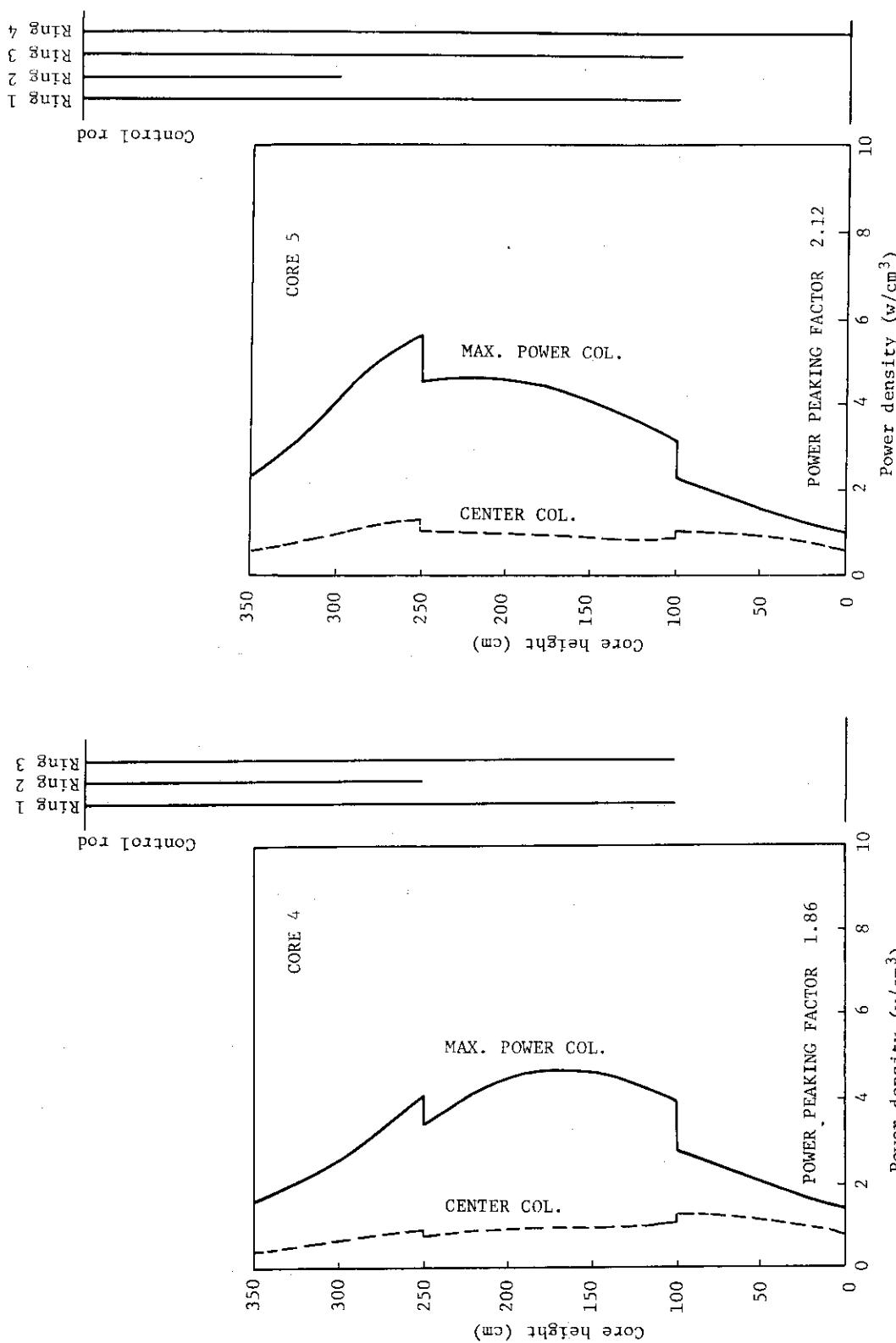


Fig. 4.23 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (2).

Fig. 4.24 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (3).

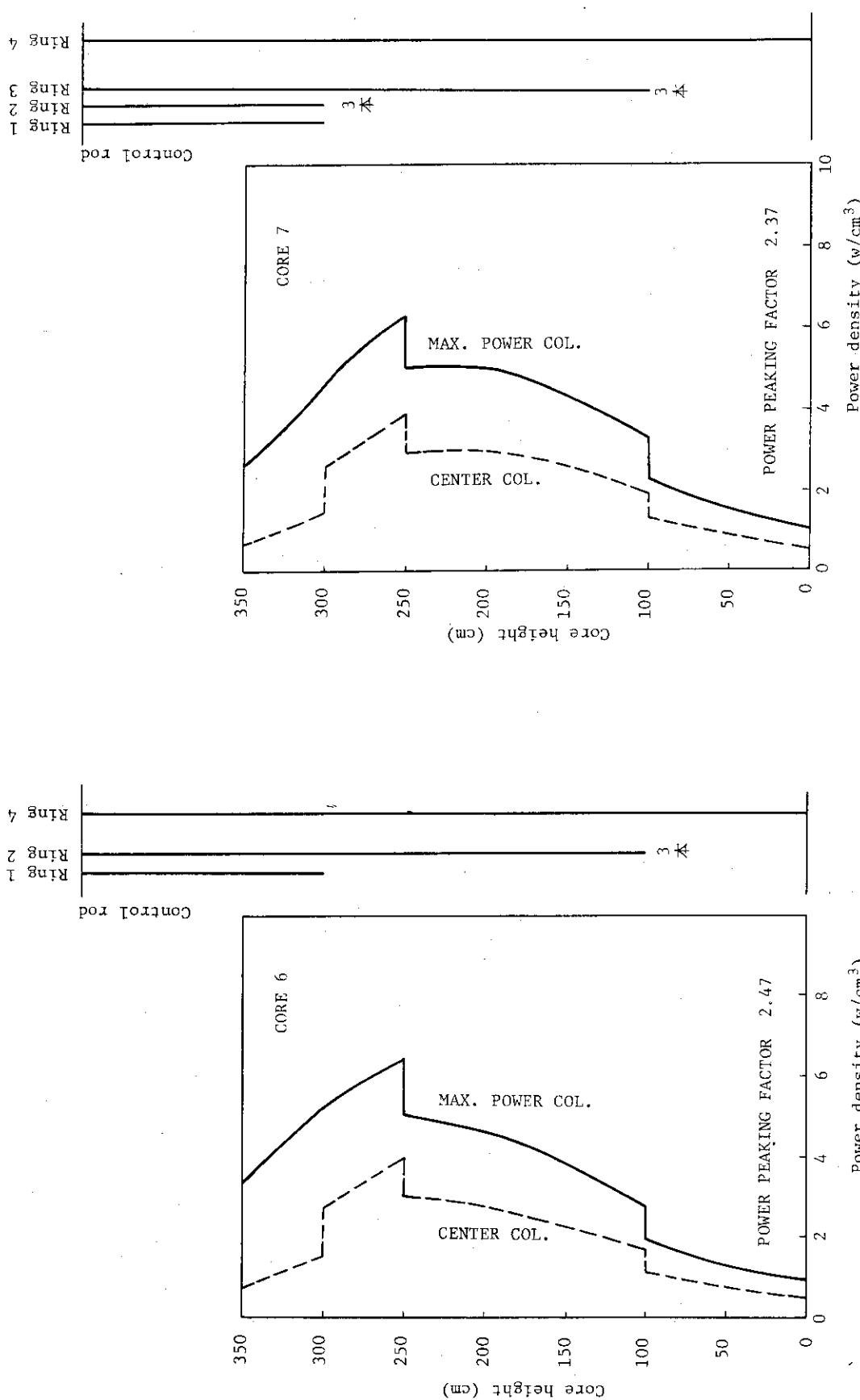


Fig. 4.25 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (4).

Fig. 4.26 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (5).

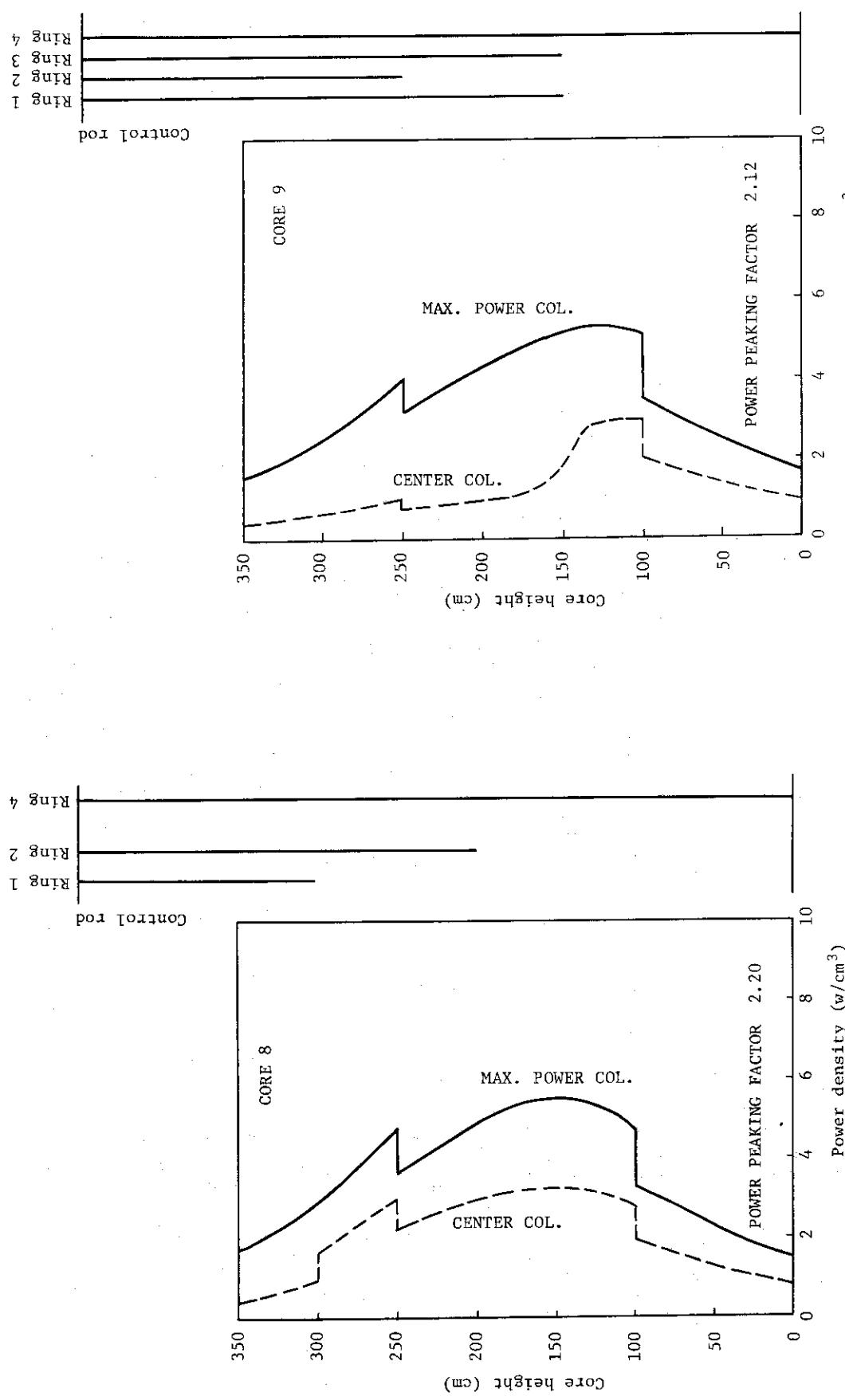


Fig. 4.27 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (6).

Fig. 4.28 Axial power distributions in hot-clean critical
Mark-II core, (7).

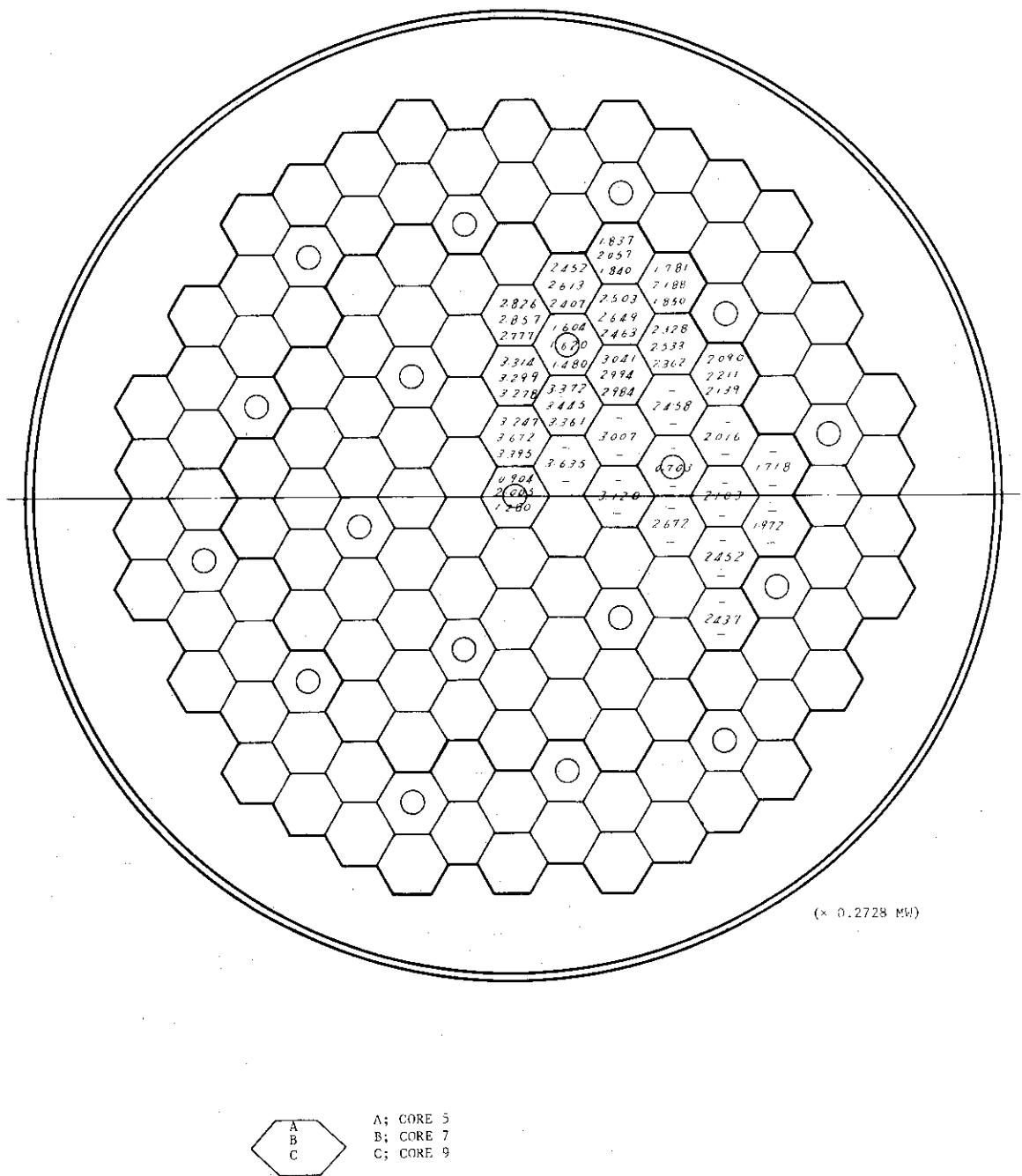


Fig. 4.29 Axially integrated thermal power of fuel column in Mark-II core.

5. 結 論

前章までに参考設計炉心(MARK-I, MARK-II)について、その初期炉心(hot, clean)に 対象を絞り、制御棒の反応度補償能力及び出力分布特性の両面からの検討結果を述べた。その結果、圧力容器や燃料体に対する構造設計上での制約から、制御棒の挿入可能本数ならびに寸法諸元(特に太さ)に制限があり、制御棒による反応度補償能力にも限度があること、及び単一制御棒当たりの反応度価値も安全上余り大きく出来ないこと、等により反応度補償の立場からは可燃性毒物の使用が殆んど避けられないことが明らかにされた。可燃性毒物の使用は制御棒による補償反応度の軽減化という利点がある反面、毒物燃焼にともなう反応度回復の問題が生じ燃焼にともなう制御棒操作を複雑化することにもなり、この点は原子炉安全性に直接関係することでもあることから炉心設計における今後の重要な検討課題であるといえる。

一方、出力分布では径方向には炉心が小さいこと、燃料交換が炉心1バッチ交換であること、等から炉心グロスの出力勾配が極端に大きくなることはなく、又流量調節も行うので流量調節領域内での局所出力ピーキング係数を高めないよう配慮さえすればほぼよいといえるが、軸方向出力分布に対しては燃料最高温度に対する制約に関連して十分な考慮が必要となる。即ち、燃料最高温度を極力低める観点からは燃料温度を軸方向に平坦化するのが望ましく、この為には軸方向出力分布は炉心入口で高い指数函数型に近いものにするのが有利といえる。しかも臨界を維持するため炉心には上部から制御棒が挿入されており、これが軸方向出力分布に与える影響は極めて強く、軸方向の出力分布にはこの影響を十分考慮する必要がある。

以上のように、Mark-I, II炉心では炉心状態としてはhot-cleanの場合のみを対象として検討が行なわれたが、炉心の特性や設計上の問題点が明らかにでき、実験炉炉心に対する大凡の概念が把握できたといえる。しかし、可燃性毒物の使用が避けられないことを考えれば、可燃性毒物に対する計算精度向上とともに燃焼の進んだ時点、特に可燃性毒物の燃焼により反応度が最も回復する点での出力分布特性の検討も重要といえよう(制御棒挿入深さは多分今回対象としたhot-clean時より出力分布を余り悪化させることはないと考えられるが)。また、今回は常温状態での検討が必ずしも十分でないことや3次元炉心計算に対する径方向メッシュがかなり粗いこともあり、制御棒価値や出力分布に及ぼす制御棒挿入の影響の評価に対する精度は必ずしも十分なものではなかったといえる。

今後はこれら解析手法上の問題点や今回検討が不十分であった点を中心に設計上のつめを行なってゆく必要があるといえる。

参考文献

- (1) 新藤隆一, 平野光将, 元田 浩; 2次元炉心燃焼特性解析コードZADOCの改良について
- ZADOC - 2, 3 (1970) (未公開資料).
- (2) T. B. Fowler, D. R. Vondy, G. W. Cunningham; NUCLEAR REACTOR CORE ANALYSIS CODE : CITATION, ORNL-TM-2496 Rev (1969).
- (3) 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).
- (4) 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, SLA-LOM (1969) (未公開資料).
- (5) R. K. Lane, L. W. Nordheim, J. B. Sampson; Resonance Absorption in Materials with Grain Structure, Nuclear Sci. and Eng. 14, 390 (1962).
- (6) H. MARKL, A. G. FOWLER; A Generalized Method for Calculating the Fast Fission Effect in Coaxial Cylindrical Lattice Cells, Nukleonik 6, 39 (1963).

附録1 群 定 数 表*

A. 反 射 体 (MARK-I, II 共通)

A 1 固定反射体

	D	Σa	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f, eff}$	Σr
群 1	0.9425	1.0269-6	—	—	4.3276-3
" 2	0.8192	2.0939-4	—	—	—

A 2 可動反射体 (制御棒挿入孔なし)

	D	Σa	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f, eff}$	Σr
群 1	0.9594	1.0088-6	—	—	4.2514-3
" 2	0.8338	1.9907-4	—	—	—

A 3 可動反射体 (制御棒挿入孔あり)

	D	Σa	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f, eff}$	Σr
群 1	1.2336	7.8457-7	—	—	3.3067-3
" 2	1.0721	1.5482-4	—	—	—

A 4 可動反射体 (制御棒挿入)

	D	Σa	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f, eff}$	Σr
群 1	0.9462	3.689-3	—	—	3.789-3
" 2	0.7773	4.675-3	—	—	—

B. 燃 料 体

B 1 MARK-I 燃料体

B 1.1 標準燃料体

	D	Σa	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f, eff}$	Σr
2 w/o	群 1	1.1344	1.1016-3	1.8455-4	2.3155-15
	" 2	0.9874	1.7145-3	2.6067-3	3.3340-14
4 w/o	" 1	1.1352	1.1776-3	3.4025-4	4.3036-15
	" 2	0.9868	2.8416-3	4.9518-3	6.3335-14
6 w/o	" 1	1.1359	1.2522-3	4.9350-4	6.2608-15
	" 2	0.9862	3.8667-3	7.0817-3	9.0576-14
8 w/o	" 1	1.1366	1.3255-3	6.4434-4	8.1865-15
	" 2	0.9856	4.8064-3	9.0317-3	1.1552-13
10 w/o	" 1	1.1374	1.3973-3	7.9281-4	1.0082-14
	" 2	0.9849	5.6740-3	1.0830-2	1.3852-13

* $a - b$; $a - 10^{-b}$

B 1.2 制御棒挿入用燃料体

	D	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f,eff}$	Σ_r
2w/o	群1 1.3448	4.9217-4	7.9407-5	9.9726-16	2.6258-3
	" 2 1.1695	7.9820-4	1.1246-3	14.384-14	—
4w/o	" 1 1.3491	5.2707-4	1.4743-4	1.8660-15	2.5928-3
	" 2 1.1718	1.3119-3	2.1889-3	2.7996-14	—
6w/o	" 1 1.3495	5.6203-4	2.1494-4	2.7282-15	2.5658-3
	" 2 1.1714	1.7997-3	3.1988-3	4.0914-14	—
8w/o	" 1 1.3499	5.9668-4	2.8192-4	3.5835-15	2.5391-3
	" 2 1.1711	2.2640-3	4.1595-3	5.3200-14	—
10w/o	" 1 1.3465	6.3543-4	3.4847-4	4.4333-15	2.5153-3
	" 2 1.1681	2.7084-3	5.0760-3	6.4923-14	—

B 1.3 制御棒挿入燃料体

	D	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f,eff}$	Σ_r
2w/o	群1 1.133	3.4111-3	8.164-5	1.024-15	2.836-3
	" 2 0.970	1.064-2	1.220-3	1.561-14	—
4w/o	" 1 1.136	3.442-3	1.507-4	1.906-15	2.798-3
	" 2 0.972	1.129-2	2.341-3	2.995-14	—
6w/o	" 1 1.138	3.473-3	2.190-4	2.778-15	2.765-3
	" 2 0.971	1.187-2	3.382-3	4.325-14	—
8w/o	" 1 1.138	3.503-3	2.865-4	3.638-15	2.733-3
	" 2 0.952	1.251-2	4.582-3	5.860-14	—
10w/o	" 1 1.137	3.539-3	3.536-4	4.496-15	2.706-3
	" 2 0.968	1.293-2	5.264-3	6.732-14	—

B 2 MARK-II 燃料体

B 2.1 標準燃料体

	D	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f,eff}$	Σ_r
3w/o	群1 1.1418	1.1234-3	2.7338-4	3.4480-15	2.6533-3
	" 2 0.9933	2.6669-3	3.8932-3	4.9793-14	—
5w/o	" 1 1.1426	1.2076-3	4.3389-4	5.4977-15	2.5892-3
	" 2 0.9926	3.8900-3	6.1299-3	7.8402-14	—
7w/o	" 1 1.1434	1.2899-3	5.9154-4	7.5108-15	2.5268-3
	" 2 0.9918	4.9950-3	8.1427-3	1.0415-13	—

B 2.2 制御棒挿入用燃料体

	D	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f,eff}$	Σ_r
3w/o	群1 1.3810	5.9711-4	1.4056-4	1.7739-15	2.4623-3
	" 2 1.2007	1.5902-3	2.0152-3	2.5775-14	—
5w/o	" 1 1.3816	6.4540-4	2.2412-4	2.8411-15	2.4248-3
	" 2 1.2002	2.3322-3	3.2246-3	4.1243-14	—
7w/o	" 1 1.3822	6.9299-4	3.0673-4	3.8962-15	2.3879-3
	" 2 1.1996	3.0213-3	4.3435-3	5.5552-14	—

B 2.3 制御棒挿入燃料体

	D	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	$\Sigma_{f,eff}$	Σ_r
3w/o	群1 1.161	3.508-3	1.436-4	1.810-15	2.656-3
	" 2 0.994	1.160-2	2.175-3	2.782-14	—
5w/o	" 1 1.162	3.553-3	2.279-4	2.887-15	2.614-3
	" 2 0.993	1.248-2	3.448-3	4.411-14	—
7w/o	" 1 1.164	3.597-3	3.111-4	3.948-15	2.573-3
	" 2 0.992	1.328-2	4.608-3	5.892-14	—

(註 1) $\Sigma_{f,eff} = 3.018 \times 10^{-11} (\text{W} \cdot \text{sec}/\text{fission}) \times \Sigma_f (\text{cm}^{-1})$

(註 2) MARK-II 燃料体については燃料濃縮度によって次のように可燃性毒物が含まれる。

3w/o - 20ppm*, 5w/o - 30ppm*, 7w/o - 40ppm*

(* ブロック黒鉛濃度換算)

附録2 ZADOC-3による制御棒反応度価値の過大評価について

本文においてZADOC-3がそのメッシュモデルに起因して制御棒の反応度価値を過大評価することについて述べた。事実、Table A 2.1にみるように制御棒未挿入炉心ではCITATIONとZADOC-3で計算された反応度には大きい差が生じない(0.0061△keff程度)。反面、制御棒挿入炉心ではかなりの相違が生じ、しかも制御棒価値を高く見積る方向にある。このような違いの生ずる原因是Fig. A 2.1に示すような両コードのメッシュモデルの違いにある。

即ち、CITATIONではメッシュ点が各メッシュ領域の中心にあるのに対しZADOC-3ではメッシュ点が各メッシュ領域の境界にある。従って、ZADOC-3では各メッシュ点の群定数としてその点の周りの4メッシュ領域の群定数を平均化して算出することになり、事実コード内で算術平均化を行なっている。

このような群定数処理は各メッシュ領域内の群定数の違いが小さい場合には問題はないが、群定数間に著しい違いがある領域の境界点では大きい影響が表れる。制御棒が挿入された燃料体の境界はその効果が表れる典型例であり、その境界メッシュ点では前述の群定数平均化操作によって吸収断面積が薄められる結果、その境界メッシュ点での中性子束が大きく評価されるため吸収体領域の吸収量が過大評価され、このことが制御棒の反応度価値を過大評価する原因となっているわけである。

Table A2.1 Influence of different mesh models of
CITATION and ZADOC-3 for reactivity calculation.

MESH	REACTIVITY		POWER PEAKING FACTOR	
	k_{eff}	ρ	P_1	P_2
4 MESH/COL. (CITATION)	1.2727	21.4	1.27	1.11
	0.9788	-2.2	1.39	1.17
9 MESH/COL. (ZADOC-3)	1.2788	21.8	-	-
	0.9353	-6.9	-	-
16 MESH/COL. (CITATION)	-	-	-	-
	0.9609	-4.1	1.38	1.18

(Note) 1. 2-Dimensional calc.
 2. Rectangular mesh
 3. Upper ... Non control rod,
 Lower ... with control rods
 4. P_1 ... Peaking factor for integral power of center
 orifice region
 P_2 ... Power peaking factor in center orifice
 region

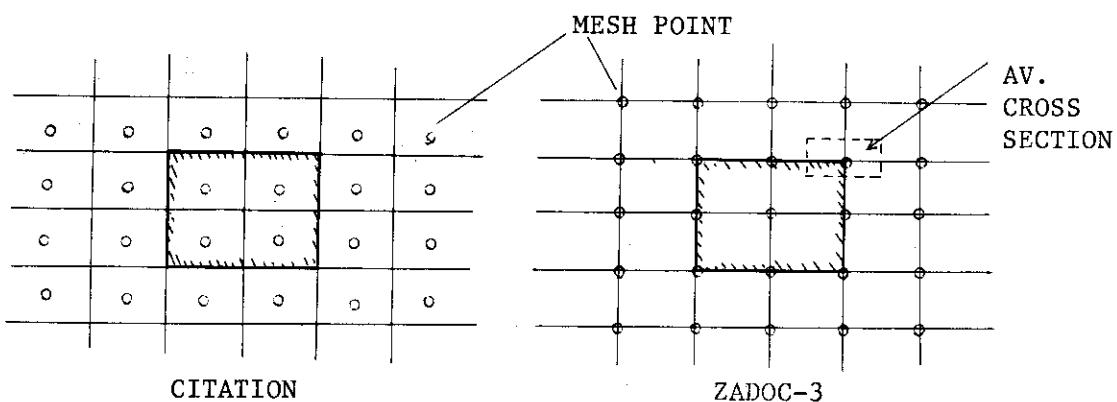


Fig. A2.1 Mesh models of CITATION and ZADOC-3.

附録 3 可燃性毒物濃度の決定について

可燃性毒物の濃度設定においては(1)適度の反応度補償能力を有しながら、毒物燃焼にともなう反応度回復上からも問題が生じないこと、(2)径方向、軸方向出力分布に大きい歪を生ぜしめないこと、等が十分考慮されねばならない。

本参考設計では炉心装荷燃料の平均濃縮度である 5 w/o 燃料を装荷した炉心について可燃性毒物濃度を変えて 2 次元炉心燃焼特性解析を行なった結果、可燃性毒物使用下でも径方向出力ピーキング係数の悪化は見られないこと、十分な燃料の炉内帯在時間の確保も可能であること、等が明らかとなり、毒物濃度設定は主に反応度上の制限を考慮して判断するものとした。その結果、可燃性毒物濃度としては黒鉛ブロック換算で 30 又は 40 嘰の 2 通りを考えるものとした。この時の補償可能反応度及び最大回復反応度は 30 嘰の場合各々 1.07 及び 3.6% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ であり、40 嘰の場合は各々 14.3, 6.0% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ であった。

一方、軸方向には燃料濃縮度を変えた段付装荷がなされており、炉心上部に装荷（2段）される 7 w/o 燃料及び炉心下部（2段）に装荷される 3 w/o 燃料に対して各々別に可燃性毒物濃度を設定しなければならない。これに対する基本的な考え方としては可燃性毒物を使用しても可燃性毒物未使用時の軸方向出力分布を著しく乱さないような分布を達成できる濃度設定に目標をおいた。

この観点から、単位格子計算で求められた k_{eff} を使用し次のように可燃性毒物濃度を設定した。

- (1) まず、可燃性毒物未使用燃料について燃料濃縮度 7 w/o 及び 3 w/o の場合の k_{eff} の 5 w/o のそれに対する比を求める。その結果、この比は各々 1.046, 0.908 であった。
- (2) 次に、燃料濃縮度 7 w/o 及び 3 w/o 使用の燃料について可燃性毒物濃度を変えた時の k_{eff} を推定し、それらの値と燃料濃縮度 5 w/o で可燃性毒物濃度 30 及び 40 嘰の場合の炉心の推定 k_{eff} との比を算出する。
- (3) 然るのち、燃料濃縮度 5 w/o で可燃性毒物濃度 30 及び 40 嘰の各々に対して、(1)で述べたと同一比率を与える燃料濃縮度 7 及び 3 w/o の場合の可燃性毒物濃度を決める。

以上のようにして、濃縮度 5 w/o 燃料に可燃性毒物 30 嘰与える場合には 7 w/o 及び 3 w/o 燃料の毒物濃度は各々 40 及び 20 嘰が良いこと、濃縮度 5 w/o 燃料に可燃性毒物濃度 40 嘰を与える場合には 7 w/o 及び 3 w/o 燃料の毒物濃度は各々 50 及び 30 嘰が良いとの結論を得た。この結論の妥当性を確かめるため CITATION による一次元炉心計算を行なった。Fig. A 3.1 にその結果を示すが、これら一連の推定は非常に良近似であることがわかる。

なお、参考設計炉心に対する最終的な可燃性毒物濃度としては濃縮度 7, 5 及び 3 w/o の燃料に対して各々 40, 30 及び 20 嘰とする組合せをとった。これは毒物燃焼にともなう反応度回復が余り大きいと反応度制御上好ましくないとの判断に立った結果である。

* k_{eff} は標準燃料体に対するものと制御棒挿入用燃料体に対するものをカラム数を加重因子として平均化した値である。

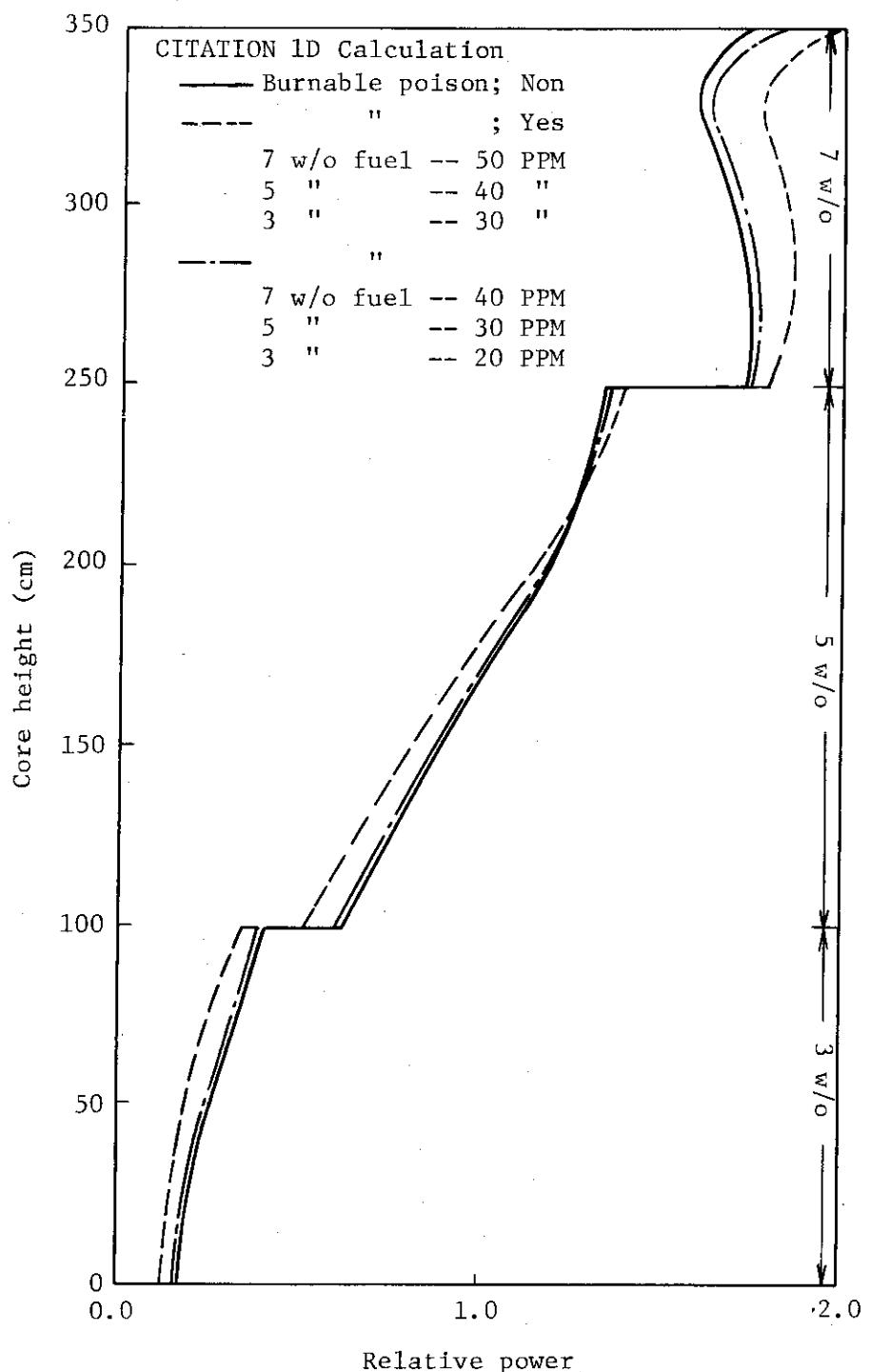


Fig. A3.1 Axial power distributions in Mark-II core with burnable poison use.