

JAERI-M
4467

多目的高温ガス冷却実験炉の
予備設計における核設計の検討

1971年 6月

安川 茂・新藤 隆一・平野 光将
有賀 武夫・牧野 正彦*

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

多目的高温ガス冷却実験炉の予備設計における核設計の検討

日本原子力研究所動力炉開発管理室

安川 茂・新藤隆一・平野光将

有賀武夫・牧野正彦*

(1971年5月受理)

要旨 本報告書には、多目的高温ガス冷却実験炉の予備核設計を行なった結果が、単位格子特性、燃料交換計画と炉心燃焼特性、温度分布の燃焼依存、制御棒反応度価値、反応度係数と動特性パラメータ、等の項目に分けて説明されている。本予備設計より下記の結論を得た。

- (1) 運転に必要な余剰反応度(約15~20% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$)ならびに1年以上の燃料の炉内帯在時間を得るためには、約4~8%(重量)の濃縮度を持つ燃料を必要とする。
- (2) 炉心半径方向ならびに軸方向に領域別燃料装荷を行なうことによつて、燃料の中心最高温度が1350~1400°Cを越えることなく、1000°Cの冷却ガス平均出口温度を得る可能性があることを認めた。
- (3) 19対本の制御棒の使用によつて、 $\sim 25\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$ の余剰反応度を吸収させることが可能である。この場合、制御棒の吸収体として B_4C を黒鉛粉末に分散焼結させたペレットが使用され、ボロン濃度としては10%(天然ボロン)重量率前後でよい。
- (4) 即発反応度温度係数は負で、約 $-3 \times 10^{-5} \Delta k_{eff}/k_{eff}/^{\circ}C$ と云つた大きな値を持つている。またこの係数値は燃焼とともにより負側へ大きくなつてゆく。動特性パラメータである β/ℓ 値は燃焼全期間を通じて 10 sec^{-1} 以上の値を持ち、反応度の変化は緩慢になることが予想される。

* 外来研究員(日本揮発油株式会社)

Some Nuclear Design Calculations of Experimental
High-Temperature Gas-Cooled Reactor Preliminarily
Designed for Multi-Purpose Use

S. YASUKAWA

R. SHINDO

M. HIRANO

T. ARUGA

M. MAKINO*

Office of Power Reactor Projects, JAERI

(Received June 1971)

Abstract --- Some nuclear design calculations of the experimental high-temperature gas-cooled reactor preliminarily designed for multi-purpose use are explained on the following items: (a) neutronic characteristics of unit fuel lattice, (b) fuel management and core burnup performances, (c) axial fuel temperature distribution and its variation with fuel burnup, (d) estimation of control rod worth, and (e) reactivity coefficients and neutron dynamics parameters. The following has been concluded:

(1) About 4~8 weight percent of fuel enrichment is necessary for an excess reactivity of about 15~20% Δ keff/keff and for the fuel dwelling time in core of more than one year.

(2) Coolant gas of 1000°C at the reactor outlet may be obtained by the introduction of proper fuel zone loadings both in the radial and the axial directions, without exceeding a maximum fuel temperature of 1350~1400°C.

(3) 25% Δ keff/keff of excess-reactivity can be absorbed by complete insertion of 19 pairs of control rods in which the absorber meat is made of sintered B₄C-Graphite pellet. About 10 weight percent of natural boron in the meat is sufficient to absorb this excess reactivity.

(4) This reactor has large prompt temperature coefficient, such as -3×10^{-5} keff/keff/°C. The value becomes more negative as the fuel

* Visiting Researcher (Japan Gasolin Co., Ltd,)

burnup proceeds. Neutron dynamics parameter β / ℓ is always longer than 10 sec^{-1} throughout the reactivity life, and this indicates the slow change of thermal power output after reactivity insertion.

目 次

1	設計の考え方と特性の概要	1
1.1	設計の考え方	1
1.2	特性の概要	2
2	設計手順と計算モデル	5
2.1	設計手順	5
2.2	使用計算コードの概要	7
3	単位格子特性と計算モデル	9
3.1	計算のモデル化	9
3.2	検討項目	10
3.3	燃料チャンネルの諸元	11
3.4	DELIGHT コードの入力量	13
3.5	濃縮度決定の基本的考え方	16
3.6	格子の燃焼特性	17
4	燃料交換計画と炉心燃焼特性	26
4.1	はじめに	26
4.2	燃料交換計画の推定	26
4.3	計算上のモデル化と条件	29
4.4	計算結果と解析	33
5	温度分布の燃焼依存	73
5.1	検討項目	73
5.2	燃料チャンネルのモデル化	73
5.3	計算方法	74
5.4	入力定数	74
5.5	計算結果とその検討	76
6	燃料チャンネル内での出力ピーキング係数	101
7	制御棒ワースの計算	104
7.1	モデル化と計算方法	104
7.2	計算結果	106
7.3	炉内インポートランスと部分挿入	107
7.4	反応度停止余裕	107
8	反応度係数と動特性パラメータ	112
8.1	反応度係数	112
8.2	動特性パラメータ	113
9	問題点とまとめ	116
	参考文献	118

1 設計の考え方と特性の概要

1.1 設計の考え方

一般に高温ガス冷却炉は均質炉に近いために、軽水炉や重水炉と異なつて、核計算の比較的容易な原子炉である。日本原子力研究所においては、今から約14年前にこの種の炉の研究開発(平均質炉)を行なつた経験がある。また最近においては、本予備設計の前身である試設計研究を昨年度に行なつている。平均質炉の研究開発が行なわれた当初の頃には、設計々算に必要な基本的な炉物理量、例えば中性子増倍率、中性子束分布、出力分布、中性子エネルギースペクトル分布、臨界量、制御棒の反応度価値、その他動特性パラメーター、等の臨界実験による検証を主体とした研究がなされ、核計算方法の確立が計られていた。その後動力炉の開発を国家規模に進めようとした頃より、日本原子力研究所においては平均質炉に関する研究を基礎部門の研究にのみとらめてきていた。近年、多目的高温炉の開発の気運が高まり、今回新たに同型炉の研究開発が再開されることとなつたが、核設計部門の研究開発にあつては今後上述の平均質炉の研究開発の成果を参考にすると考えられる。

当設計班においてはこの間高速増殖炉の設計研究、新型転換炉(重水炉)の設計研究に主力を注いでいたために、上述の平均質炉に関する研究成果を必ずしもよく吸収してきていたとはかぎらない。今回、多目的高温炉の設計研究を行なうに際して、先ず上述の研究成果をよく吸収してスタートすればよかつたわけであるが、何しろ時間的制約があつたためこれはできず、この成果を次のステップの概念設計研究に極力反映させたい考えである。吸収すべき事項は、(1) 単位燃料格子の炉物理特性計算に対する計算精度に関する研究、(2) 制御棒反応度価値と相互干渉効果に関する研究、ならびに(3) 中性子スペクトルに関する微分、積分測定結果、等である。

さて、今回行なわれた予備設計の進め方はいわゆるスパイラル方式と云うもので、燃料要素の構造設計がまず第一になされ、これに続いて核熱設計、炉心構造設計、プラント設計、ならびに動特性解析がなされ、最後に安全性評価を行なう順序であつた。この間必要に応じて、設計部門別に細部の調整を行なつている。核設計にあつては構造設計によつて得た原子炉諸元をもとに核特性を算出評価することを第一に試み、その後核設計に影響を及ぼすと考えられる構造諸元をパラメーターにとり、核特性の巾広いサーベイを行なつている。本報告書においては混乱をさける為に予備設計炉心の核特性についてのみ説明をすることとし、パラメーター・サーベイについては別途報告するつもりである。

設計を行なうにあつて取られた基本的考え方は、(1) 検討会(企画室長主幹)がとりまとめた幾つかの提案に基礎をおき、(2) 試設計の結果ならびにその検討・評価を生かし、さらに(3) 海外技術動向調査の結果、等をふまえている。これらの中で、特に核設計部門に関連する事項は、(1) 一次冷却ガスの原子炉出口平均温度を 1000°C にすること、(2) 核燃料としては低濃縮ウランを使用するものとし、且つ燃料物質には二酸化物を用いること、(3) 燃料交換は停止時に行なうものとし、冷却ガスの炉内流れは下降流とすること、(4) 核分裂生成物質の除去は純化系のみによつて行なうものとし、ページ・システムを設けない、(5) プリズム型燃料

要素を採用し、また被覆燃料粒子の型式は TRISO-II でゆく、(6) 圧力容器は鋼製とし、一次冷却ガスの炉入口温度を $400\sim 450^{\circ}\text{C}$ の範囲に入るものとする、等である。核設計にあつては、上記の諸条件を満足する為の、燃料濃縮度の決定、燃料装荷方式と交換計画の立案、反応度制御素子の設計と特性検討、等が主な設計課題であつた。他に核分裂生成物質の生成と放出評価が重要な設計課題のひとつである。これに関しては、今回概算を試みたにとどまつた。

1.2 特性の概要

本予備核設計によつて得た特性の概要を Table 1.1 にまとめて示してある。(1) 炉心は等価直径が約 2.3 m 、有効高さが 2.5 m 、でこの周りに半径方向に厚さ 7.8 cm 、上下方向に厚さ 1 m の反射体が取付けてある。(2) 炉内には標準燃料ブロックが 48 ケ、制御棒が挿入できる燃料ブロックが 7 ケ、合計 55 ケがさらに軸方向に 5 段積上げられている。これら燃料ブロックには $4\sim 8\text{ w/o}$ の濃縮度を持つ二酸化ウラン燃料核よりなる被覆燃料粒子をつめた燃料棒が収納されている。(3) 今回検討した燃料装荷方式は、2領域分割型(内側領域の実効燃料濃縮度が 6% 、外側領域の同濃縮度が 8%)と3分割チェス型(初装荷時には $4, 6, 8\%$ 燃料をチェス型に装荷し、取替えはすべて 8% 燃料を使用する)のふたつであり、軸方向においても 3 段($8, 6, 4\%$)の領域装荷を行なつている。(4) 制御棒は Hastelloy-X 等に B_4C と黒鉛粉末の混合焼結ペレットを封入したもので、2重管構造になつている。これが炉心上部より炉内に挿入される。制御棒が挿入できるブロックは炉心部に 7 ケ、反射体内に 12 ケあつて、1ブロック内に 2 本の制御棒が挿入される。各ブロックには他に 1 ケの穴があげられているが、これは緊急停止用のポロン球の注入を行なう為のものである。(5) 本炉心が持つている余剰反応度は運転初期において約 $25\% \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ (2分割型炉心) $\sim 22\% \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ (3分割チェス型炉心)、平衡運転時において約 $22\% \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ (2分割型炉心) $\sim 15\% \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ (3分割型炉心) である。(6) また中性子束は、速中性子束、熱中性子束とも $5 \times 10^{13} \sim 9 \times 10^{13}$ $\text{n/cm}^2\text{sec}$ の間に入る値を持つている。(7) 核分裂出力密度は炉心平均で 4.9 w/cm^3 、炉心最大で $22\sim 24\text{ w/cm}^3$ の間に入る大きさとなつた。これを燃料マトリックス単位体積当りの値に換算してみると平均出力密度が 27.8 w/cm^3 、最大出力密度が $122\sim 133\text{ w/cm}^3$ の間に入る大きさとなつた。(8) 反応度の温度係数は勿論負になつていて、その内の即発温度係数(即ちドブラー)に関するものは約 $-3.2 \times 10^{-3} \Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}/^{\circ}\text{C}$ となつている。(9) 燃料の炉内帯在時間は 75% 負荷率の運転のもとで約 1 年(2分割型炉心に挿入される 6% 濃縮燃料ブロック)から 4.6 年(3分割型炉心の平衡サイクル)にわたつている。燃料の交換間隔時間は 75% 負荷率のもとで 1 年以上にすることが可能である。装荷する燃料タイプ毎に炉内帯在時間は異なつた値になるわけであるが、詳細については Table 1.1 を参照されたい。(10) この他に出力ピーキング係数値とか、燃料装荷量、等の数値を同じく Table 1.1 に示しておいた。(11) 炉内核分裂生成物質の蓄積による放射能は運転初期において約 200 MCi で、約 200 日の定格出力運転時で 236 MCi に達し、その後わずかながら低下する。全運転期間を通じて約 230 MCi の放射能が存在する。

Table 1.1 Summary of neutronic core performances of experimental HTGR designed for multi-purpose use.

1. General performance

(1) Fission power out-put	5 2.5 MW
(2) Core effective radius	2 3 3.6 cm
Core effective height	2 5 0 cm
(3) Radial reflector thickness	7 8.2 cm
Axial reflector thickness	1 0 0 cm

2. Some data on neutronic performance

Design item	Two zone core	Three zone chess-board core
(1) Power peaking factor in radial direction/axial direction/and at local position	1.57/2.80/1.005	1.71/2.80/1.005
(2) Average and maximum fission power densities (W/cm^3) in core, and those in fuel matrix.	4.9/21.5 27.8/122.2	4.9/23.5 27.8/133.0
(3) Neutron flux (n/cm^2sec) for fast neutron (Avg./Max), and for thermal neutron (Avg./Max).	$448 \times 10^{13} / 574 \times 10^{13}$ $484 \times 10^{13} / 763 \times 10^{13}$	$491 \times 10^{13} / 736 \times 10^{13}$ $578 \times 10^{13} / 858 \times 10^{13}$
(4) Reactivity ($\% \Delta k_{eff} / k_{eff}$) of initial and refilled cores.	24.99/21.89	21.99/15.22
Temperature	2.59/3.52	2.59/3.52
Xe&Sm	3.40/3.40	3.40/3.40
Burnup	18.00/13.97	15.00/7.30
Allowance	1.00/1.00	1.00/1.00
(5) Reactivity coefficient ($\Delta k_{eff} / k_{eff} / ^\circ C$) for fuel matrix and for fuel sleeve and graphite block at initial fuel burnup.	$-3.16 \times 10^{-5} / -134 \times 10^{-5}$	$-3.16 \times 10^{-5} / -134 \times 10^{-5}$

(6) Fuel management and core burnup characteristics.	Initial core	Equilibrium core	Initial core	Equilibrium core
(a) Fuel inventory in initial core (ton uranium-metal)	0.296(6%EU.)	0.296(6%EU.)	0.269(4%EU.)	0.843(8%EU.)
	0.538(8%EU.)	0.538(8%EU.)	0.269(6%EU.)	
(b) Feed fuel inventory (ton uranium-metal)	0.296(6%EU.)	0.296(6%EU.)	0.269(4%EU.)	0.278(8%EU.)
	0.538(8%EU.)	0.538(8%EU.)	0.269(6%EU.)	0.269(8%EU.)
(c) Refuelling time interval (year, 75% load factor)	2.74	1.26(6%EU.)	1.97	1.54
		2.32(8%EU.)		
(d) Fuel dwelling time in core (year, 75% load factor)	2.74(6%EU.)	1.16(6%EU.)	1.97(4%EU.)	4.63(8%EU.)
	3.75(8%EU.)	3.59(8%EU.)	3.30(6%EU.)	
(e) Average fuel burnup (GWD/T)	38.6(6%EU.)	48.8(6%EU.)	24.0(4%EU.)	79.5(8%EU.)
	67.7(8%EU.)	66.3(8%EU.)	51.6(6%EU.)	85.8(8%EU.)

2 核設計手順と計算モデル

2.1 設計手順

核設計において検討しなければならない項目には、(i) 単位燃料格子の燃焼特性、(ii) 出力分布と温度分布との相関々係、(iii) 燃料装荷方式ならびに交換計画と炉心燃焼特性、(iv) 制御棒反応度値の評価、(v) 反応度係数と動特性パラメータの検討、ならびに(vi) 核分裂生成物質の炉内蓄積と放出評価、等がある。(i)は燃料濃縮度と被覆燃料粒子充填率が中性子増倍率 k 、四因子 ϵ 、 p 、 f 、 η 、中性子減速・拡散移動面積 τ 、 L^2 、転換比、等の炉物理基本量との間にどのような関係をもつものであるかを調べるもので、先に当班において開発した格子多群燃焼計算コードDELIGHTを用いてこの解析を行なつた。(ii)は軸方向出力分布と燃料温度分布の相関々係を明らかにしようとするもので、特に燃料の装荷方式の検討が重要な項目である。この解析は、当班において開発した核熱結合による一次元2群燃焼計算コードBRIQUETを用いて行なわれた。(iii)は炉心径方向における燃料装荷方法とその取替え計画を検討するもので、これによつて炉心の反応度寿命、出力分布特性、燃料の燃焼状況、等が究明できる。また同時に燃料の取替頻度や、制御棒によつて吸収すべき反応度の大きさを定めることができる。本項目の解析は重水減速動力炉の燃焼特性解析にしばしば使用されてきた二次元2群燃焼計算コードZADOC-IIIを用いて行なわれた。(iv)に関しては、今回セルモデルにて制御棒値を算出する方法をとつた。即ち炉心を制御棒が挿入されている複数ケの単位セルに分け、各単位セルに制御棒が挿入された場合の反応度の低下する割合を衝突確率理論によつて算出する方法である。これによつて完全挿入時における制御棒反応度値を算出し、その後摂動論によつて制御棒の空間配置の効果、部分挿入ないし引抜きの補正を行なつている。(v)に関しては、今回検討した温度係数は無限大炉心に関する熱中性子利用率 f 、共鳴を逃れる確率 p の温度係数のみである。実験炉のように小型の原子炉にあつては、中性子の炉内における移動効果を充分に取り入れた計算方法によつて温度係数を算出しなければ精度の高い係数が得られない。また次項に記述するが、黒鉛内炭素分子の化学結合効果を取り入れた散乱法則を使用しなければ、温度係数値は正確に評価できない。本予備設計にあつては上記の検討を行なつていない。従つて温度係数値の算出には今後の詳細な検討が必要になる。(vi)に関する検討はこれを核分裂生成物質(F・P・)の生成と放出の2項目に分け、生成に関しては炉心を一点モデルにて近似し、NUCYコードを用いてF・P・の生成量を算出した。放出に関しては炉内燃料要素より一次冷却系へ放出されるF・P・量をFREVAP-6コードを用いて算出した。

これらの事項の検討はFig. 2.1に示した手順に従つて行なわれた。まず、第1ステップとして、構造設計によつて得た炉心、燃料要素、等の諸元を検討し、核計算に適した入力諸量を整理した。これには、被覆燃料粒子の諸元、燃料要素の諸元、炉心・反射体に関する諸元、等がある。これらの諸元についての説明は、本報告書のシリーズである総括編“多目的高温ガス実験炉の予備設計⁽¹⁾”に説明されているので、その部分を参照されたい。さて、次に簡単な熱計算を行なつて炉心状態変数である炉内各部温度、同圧力、ならびに冷却材流量、等を定め、これら諸量と前述の諸元値を用いて単位燃料チャンネルに関する諸元を定めた。これがFig. 2.1

に示した“格子に関する入力定数”である。この定数には上記の外に核計算に固有な定数も含まれている。

さて、これらの入力定数を用いて先ず行なつた事は単位燃料格子の燃焼特性サーベイである。燃料濃縮度と被覆燃料粒子の燃料マトリックス内における充填率の2量をパラメータにとつて、実効増倍率、転換比、燃料の組成変化、等の設計基本量の燃焼依存性をDELIGHTコードを用いて算出した。次にこのデータを用いて反応度計画をたて、実験炉として必要な燃料濃縮度の概略値を定めた。これを定める経緯については次節以降で説明しよう。

濃縮度が定まつた後、次に行なつた事柄は制御棒の諸元決定と反応度値の評価である。評価作業の手順は、先ず制御棒に使用される物質を選定し、次にその幾何学的形状と寸法の概略値を定めた。特に後者に関しては吸収体の外径/内径寸法、ならびに中性子吸収物質である B_4C の吸収体内における重量率が重要な設計諸元であるのでこの2量をパラメータにして反応度吸収能と中性子束の歪度を詳細に調べた。当然の事であるが、本検討に際しては制御棒が挿入されている周辺領域の中性子スペクトルの硬化の効果を取り入れられていることは云うまでもない。

上記の作業と平行して、燃料要素内における出力分布の歪度を衝突確率理論を用いて算出した。高温ガス冷却炉においては、燃料マトリックスが分散型の要素であるため均質に近く、従つて要素内における出力分布はかなり平坦化されていることが予想される。事実その通りで、燃料要素内における出力分布歪度はかなり小さい。

作業の次のステップは、本予備設計で最も重要な検討項目のひとつになつている炉心径方向における燃料の装荷方式と取替計画の検討である。本検討に使用した計算コードは前記したZADOC-IIIコードで、これに必要な入力群定数はDELIGHTコードの出力を使用している。検討の対象に取上げた炉心は2領域炉心と、分散型炉心のふたつである。こゝでいう2領域炉心とは炉心を中心領域と周辺領域のふたつに分け、それぞれの領域へ濃縮度の異なる燃料を装荷した炉心のことである。また分散型炉心とは、チエス盤面上の模様のように燃料要素を装荷した炉心である。本ステップの作業により、燃焼に伴う炉心反応度の変化、出力分布の変動、燃料燃焼率の変化、中性子束分布、等が算出された。

上に説明したZADOC-IIIコードによる計算結果から、各燃料チャンネルの出力分担率が明らかにされる。この分担率を用いて、次に軸方向の燃料温度分布と出力分布との関係のサーベイをBRIQUEコードを用いて行なつた。その際、炉心を平均出力を持つチャンネル、最高出力を持つチャンネル、最低出力を持つチャンネルの3種類に分類し各チャンネルの積分出力としてZADOC-IIIコードによる計算結果を使用した。各燃料チャンネルとも、軸方向においては3段の領域別燃料装荷を行つている。

炉心内における出力分布、温度分布の計算は、本来炉心を三次元体系とみて行なうべきものであるが、本予備設計を行なつた時点において、三次元核熱結合による燃焼計算コードの利用が不可能であつたので、上述の方法にとどまらざるをいなかつた。また、上述の方法についても、径方向分布の計算と軸方向分布の計算の間に反復計算が必要であるわけであるが、今回の計算においては反復計算を行なつていない。その代りに実効バックリングを用いて軸方向、径方向との結合を計つている。しかし、軸方向の出力分布は指数関数型分布を持つていて冷却ガ

スのチャンネル入口部分においてピーク値を持っていること、ならびに燃料の燃焼とともに出力分布は空間的に大巾に変動する、こと等から出力分布を精度よく算出する目的のためには今回使用した方法では不満足である。近い将来、三次元核熱結合の燃焼計算コードを作成して、これによつて出力分布の詳細特性を再評価する必要があると考えている。

作業の最後のステップで行なつたのは反応度係数値の算出と F. P. 生成量、放出量の見積である。前述した通り、反応度係数値の算出は無有限大炉心を仮定して、体系の温度を考えられる巾で変え、DELIGHT コードによつてこの温度に対応する四因子を求め、その結果を用いて四因子の温度変化率を算出した。また F. P. の生成量は原子炉を 1 点モデルで扱い、中性子スペクトルの影響、燃焼に基づく中性子束レベルの変動の影響、等を取り入れて 470 核種に対する生成量、単位時間当りの崩壊量を各燃焼ステップ毎に算出した。

以上核計算の手順と、検討項目についてその概要を説明したが、前述した通り、今回の設計計算はあくまで予備計算的なものである。従つて以下に説明する特性についてはひとつの傾向を示す特性として把握しておくべきものと考えている。

2.2 使用計算コードの概要

(1) 格子群定数計算コード DELIGHT

単位燃料格子の群定数は DELIGHT コードによつていることを既に述べた。次に本計算コードの計算モデルの概要を説明しておこう。中性子エネルギー領域はおまかにみて速中性子エネルギー領域と熱中性子エネルギー領域のふたつに別けられている。速中性子エネルギー領域は 10 Mev ~ 2.38 ev のエネルギー区間と定義し、この区間はさらに 61 群に分割されている。計算モデル上特に注意の要する事柄は共鳴エネルギー領域における中性子の遮蔽効果と温度効果を取り入れることである。前者のうちエネルギー遮蔽効果に関しては NR 近似と λ 法を適当に併用して使用している。また空間遮蔽効果に関しては、被覆燃料粒子のマトリックス内分散に基づくダンコフ効果を考慮している。温度効果の内核特性において重要なものはドップラー効果であるが、親物質核種 (^{238}U , ^{232}Th) に対してのみこの効果が入り入れられている。

散乱はすべて P1 近似にて取扱い、また非弾性散乱の効果も取り入れてある。中性子源スペクトルは ^{235}U の分裂スペクトルを使用する近似とした。

熱エネルギー群は 2.38 ev ~ 0 ev の区間と定義されていて、この区間はさらに 50 群に細分されている。速中性子領域より減速によつて入り来る中性子源は体系内に存在する原子毎に $1/E$ 中性子束分布による散乱法則に基づいて算出している。また、減速材物質たる ^{12}C , ^{16}O , He , H の各原子の散乱法則はすべて単原子ガス体による散乱法則で近似した。

燃料核種濃度変化の計算は 3.1 (3) に示した崩壊系列に従つて核種が生成されるものとした。また核分裂生成物質による中性子吸収は、 ^{135}Xe , ^{149}Sm の 2 核種による吸収を別扱いとし、その他の核種による吸収はすべてシュート核種扱いとしている。 ^{235}U , ^{239}Pu , ^{241}Pu に対する F. P. シュート核種による吸収断面積のデータは Walker が発表しているものを使用した。

DELIGHT コードは燃焼ステップ毎にエネルギー・スペクトルの再計算を行なわせることが出来る。しかし、これを各燃焼ステップ毎に行なわせると大量の計算時間を要するので、実際には外部より指定したステップにおいてのみスペクトルの再計算を行なわせている。また燃

焼計算は少数群（6群）に宿約して行なわせている。

(2) 二次元2群燃焼計算コードZADOC-III

炉心燃焼特性の計算はZADOC-IIIコードによつた。本コードの計算モデルの概要を説明すると、エネルギー組数は2群であり、中性子の空間輸送は拡散近似によつている。取扱える体系は二次元体系（X-Y）で、燃料領域、制御棒挿入領域、反射体領域、その他の計算に必要な領域を群定数に適当な数値を入力させることによつて区別させることができる。本コードは燃料交換付きの燃焼計算コードであつて、燃料交換のシヨミレーションは外部より指示した交換手順に従つてコード内で自動的に操作してくれる。

(3) 一次元2群核熱結合燃焼計算コードBRIQUET

本計算コードは軸方向出力分布を燃料温度分布と結合させて互に矛盾のない解を導出するもので、2群拡散モデルによつている。燃料要素はこれを燃料マトリックス、黒鉛スリーブとに分けて取扱い、これらの物質の間に関隙層を許すことができる。また燃料マトリックスの中心部分にHeボンド層がある。温度分布はHeボンド層内に1点、燃料マトリックス内に3点、間隙層に1点、黒鉛スリーブ内に3点、冷却材層内に1点の代表点を取り、この点上の温度が算出された。燃料マトリックスの熱伝導度には温度変化による変化の効果を取り入れ、Heの物性値（比重量、粘性係数、熱伝導度、定圧比熱、プラントル数）も温度、圧力依存性を取り入れている。

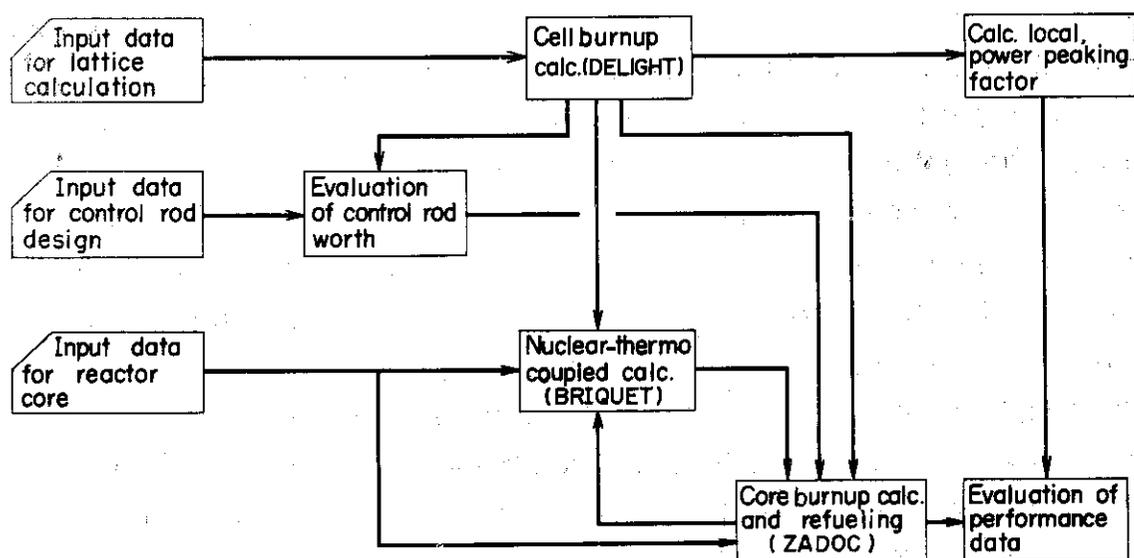


Fig. 2.1 Calculation flow diagram for nuclear design.

3. 単位格子特性と計算モデル

単位燃料格子の特性解析とその格子群定数を算出するために格子燃焼計算コードDELIGHT⁽²⁾を作成し、格子特性の解析をおこなった。3.1節でDELIGHTコードの計算モデルを、3.2節で格子のモデル化を、3.3節ではDELIGHTコードの基本入力定数についてそれぞれ述べ、3.3節では格子の特性について説明する。

3.1 計算のモデル化

DELIGHTコードは中性子スペクトル計算部分と臨界・燃焼計算部分からなり、中性子スペクトル計算はさらに速中性子および熱中性子のスペクトル計算に分けられる。

(1) 速中性子反応率計算

速中性子スペクトルの計算は次に述べる要領によつて行なつた。

- (i) エネルギー範囲を10 MeV~2.38 eVとし、エネルギー群はレサジー巾0.25で等分割した61群モデルと*する。
- (ii) 各群の群定数はGAM-1コードに内蔵されているデータライブラリーに準拠している。
- (iii) 共鳴吸収計算について、分離エネルギー領域ではNR近似とλ法を併用するとともに、ドップラー効果およびダンコフ効果(L. W. NORDHEIM近似)⁽³⁾を取り入れ、非分離エネルギー領域では、共鳴レベルの分布を考慮するとともに、NR近似で取り扱い、ドップラー効果もとり入れている。
- (iv) 中性子源のスペクトルとしてウラン235の核分裂スペクトルの使用を仮定した。
- (v) 中性子の散乱モデルはP₁近似とし、非弾性散乱の効果をも取り入れた。

(2) 熱中性子反応率計算

熱中性子スペクトルならびに反応率の計算は次のモデルのもとに行なつた。

- (i) エネルギー範囲を2.38 eV~0 eVとし、エネルギー群数は50群とする。
- (ii) 核断面積データとしては熱中性子スペクトル計算コードCLALA-IIのライブラリーデータを使用了。
- (iii) 減速中性子源は、熱外領域における中性子と減速材との弾性散乱で生ずるものとし、中性子束に1/E分布を仮定した。
- (iv) ¹²C, ¹⁶O, He, Hに対する散乱法則は単原子ガスに関する散乱法則でもつて近似し、その他の核種の散乱法則はすべてデルター関数型の法則で近似した。

(3) 臨界・燃焼計算

臨界・燃焼計算では次の事柄が仮定されている。

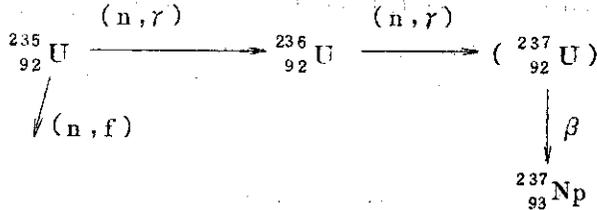
- (i) エネルギーモデルとしては10⁷ eV~0 eVを、(a)10⁷ eV~1.83×10⁵ eV, (b)1.83×10⁵ eV~6.48 eV, (c)6.48 eV~2.38 eV, (d)2.38 eV~1.45 eV, (e)1.45 eV~0.65 eV,

* 実際には10 MeV~0.414 eVのエネルギー区間を68群モデルで計算し、速中性子領域としてそのうちの10 MeV~2.38 eV(61群)までをとる。

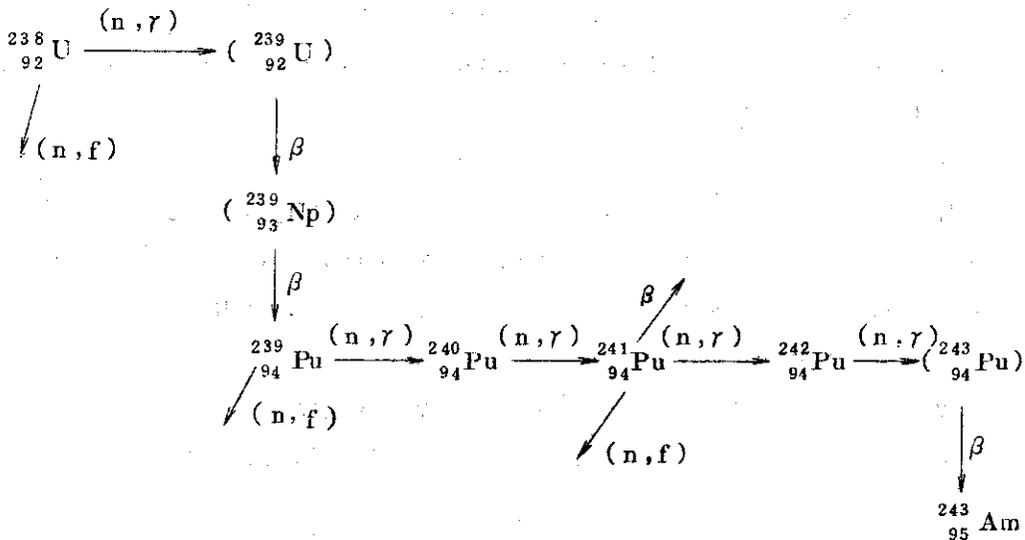
(f) 0.65 eV ~ 0 eV に区分した 6 群モデルとする。

(ii) 計算に必要な 6 群実効微視断面積は (1) および (2) で述べた中性子スペクトルを用いて多群微視断面積より縮約する。

(iii) 燃焼による核種の変換チェーンは ^{235}U より始まるものに対して、



^{238}U より始まるものに対して、



までの連鎖を取扱った。

(iv) 核分裂生成物のうち、 ^{135}Xe と ^{149}Sm は独立核種としてとり扱われ、その他の核分裂生成物はすべてシュード核種として取扱った。但しシュード核種には ^{235}U よりのものか、 ^{239}Pu よりのものか、または ^{241}Pu よりのものかの区別をしている。

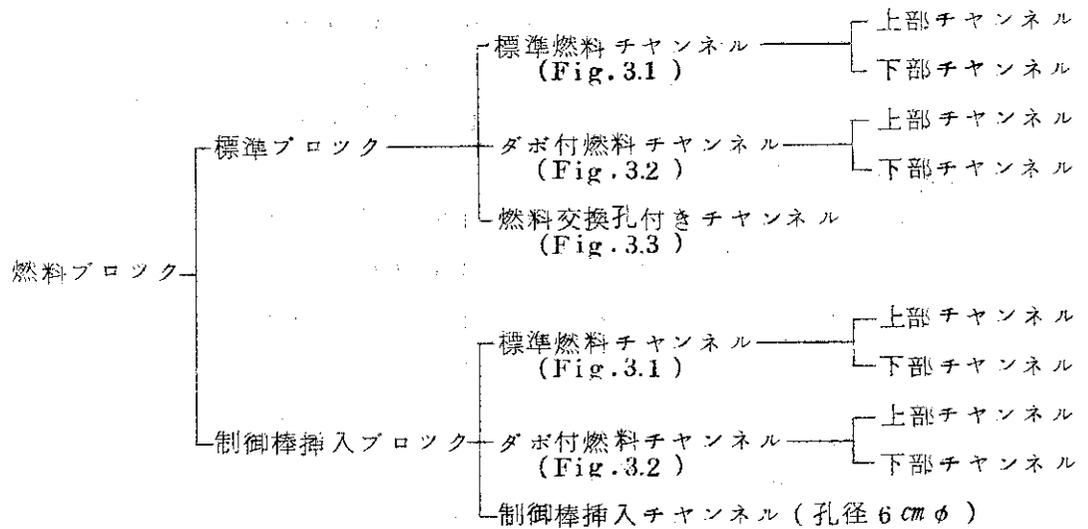
3.2 検討項目

DELIGHT コードで検討する格子の炉物理量は、(1) 中性子スペクトル、(2) 無限増倍率、実効増倍率、四因子 (速中性子核分裂利得、共鳴吸収を逃れる確立、熱中性子利用率、実効中性子発生数、等)、(3) 転換比、(4) 燃焼度 (MWD/T, FIF A, FIMA)、(5) 各種反応率 (δ^{28} , δ^{25} , ρ^{28} , r^0 を含む)、(6) 燃焼による燃料組成変化、(7) 格子平均の少数群実効断面積、等である。

3.3 燃料チャンネルの諸元

(1) 燃料チャンネルの分類

炉心を構成する燃料チャンネルは次のように分類される。



② 各部諸元

燃料チャンネルは燃料マトリックス，黒鉛スリーブ，冷却材層，ならびに黒鉛ブロックより成立っている。燃料マトリックスはさらに被覆燃料粒子，オーバコート&ボンディング材より成るものである。核計算に使用したこれらの物質の諸元を以下に記した。

(i) 被覆燃料粒子の諸元

(a) 燃料核	物質	二酸化ウラン
	実効密度	9.9 g/cm ³
	半径	250 μm
	濃縮度	4, 6, 8 wt/o
	不純物	C 150 ppm B 5 ppm
(b) 緩衝層	物質	低密度熱分解炭素
	密度	1.1 g/cm ³
	肉厚	40 μm
	不純物	B 5 ppm O 100 ppm H 20 ppm
	(c) 高密度シール層	物質
密度		1.8 g/cm ³
肉厚		30 μm
不純物		B 5 ppm O 100 ppm H 20 ppm
(d) SiC 層		物質
	密度	3.2 g/cm ³
	肉厚	25 μm

	不純物	B 5 ppm
		O 100 ppm
		H 20 ppm
(e) 高密度層	物質	高密度熱分解炭素
	密度	1.8 g/cm ³
	肉厚	45 μm
	不純物	B 5 ppm
		O 100 ppm
		H 20 ppm
(ii) オーバーコート & ボンディング材	物質	黒鉛
	実効密度	1.0 g/cm ³
	不純物	B 5 ppm
(iii) 黒鉛スリーブ	物質	黒鉛
	実効密度	1.8 g/cm ³
	内径/外径	2.42 cm / 3.4 cm
	不純物	B 5 ppm
(iv) 黒鉛ブロック	物質	黒鉛
	実効密度	1.75 g/cm ³
	不純物	B 5 ppm
(v) 冷却材	物質	ヘリウム
	圧力	40 Kg/cm ²
	不純物	H ₂ 1.5 ppm
		H ₂ O 0.7 ppm
		CO 0.7 ppm
		CO ₂ 0.03 ppm
		CH ₄ 0.5 ppm

燃料ブロックの各部体積率，原子数濃度比，等の基本値を Table 3.1 に示した。

3.4 DELIGHT コードの入力量

格子の燃焼特性を解析するうえで DELIGHT コードで必要となる入力定数は，(1) 出力密度，(2) 原子数濃度，(3) 燃料温度，(4) 減速材温度，(5) 共鳴吸収計算用定数（ダンコフ係数，等），(6) バックリング，(7) 燃焼時間巾，(8) 核分裂生成物質の放出率，(9) 計算のための制御定数，である。一方，DELIGHT コードで計算するものは，(10) 無限増倍率および実効増倍率（4 因子を含む），(11) 燃焼度，(12) 転換比，(13) 燃料の燃焼による組成変

化量, (14) 中性子エネルギー・スペクトル, (15) 各種反応率, (16) 少数群微視および巨視断面積, 等である。以下に本計算で使用された DELIGHT コードの入力定数について述べる。

(1) 出力密度

熱エネルギー損失5%を仮定して, 全核分裂出力を全熱出力の5%増した。しかるとき平均出力密度*は

標準燃料ブロックに対して 7.53 w/cm^3 ,

制御棒挿入ブロックに対して 4.83 w/cm^3 .

となる。

(2) 原子数濃度

標準ブロックおよび制御棒挿入ブロックに対する核種の平均原子数密度をTABLE 3.2 に与えた。

(3) 燃料温度**

600°C, 900°C, 1200°Cの3ヶをパラメータとして設定した。

(4) 減速材温度

減速材の実効温度は ^{12}C の存在率を平均化のための荷重因子*** に選び, 燃料のコンパクト, 黒鉛スリーブおよび黒鉛ブロックのそれぞれの温度をこの因子でもつて平均化した。例えば燃料コンパクト, 黒鉛スリーブおよび黒鉛ブロックの温度をそれぞれ, 900°C, 830°C, 750°C とすると, ^{12}C の存在率がそれぞれ, 0.1268, 0.2799, 0.5933 であるので, 減速材平均実効温度は791°C となる。

(5) 共鳴吸収計算用定数

DELIGHT コードにおいて, ドブラー効果およびダンコフ効果を考慮して共鳴吸収量を計算する場合には, 燃料カーネルの諸元が必要になる。今回の計算で共鳴吸収量の評価にドブラー効果およびダンコフ効果を考慮する核種は ^{238}U のみとし, 計算に必要な入力データには次の諸値を用いた。****

(i) 燃料カーネル中の ^{238}U 原子数濃度(%)

4 w/o 燃料 $2.1204 \times 10^{22} \text{ (n/cm}^3\text{)}$

6 w/o 燃料 $2.0767 \times 10^{22} \text{ (n/cm}^3\text{)}$

8 w/o 燃料 $2.0330 \times 10^{22} \text{ (n/cm}^3\text{)}$

(ii) ^{238}U のポテンシャル散乱断面積(σ_p)

$\sigma_p = 8.1$ バーン

(iii) ^{238}U 1個当りの全散乱断面積(σ_m)

* これらの値はあくまで格子燃焼計算用に用いた値である。

** 600°Cと1200°Cは燃料温度係数の算出に用いたものである。その場合, 減速材実効温度はそれぞれ500°C, 1100°Cとした。

*** 熱化理論によると, 実効温度は減速能($\xi \Sigma_s$)を用いて物理温度を平均化して算出するのがよいと云われている。体系はほとんど炭素原子から成立っているので上述の近似とした。

**** ドブラー効果の計算で必要になる燃料温度については(3)で述べた。

これは

$$\sigma_m = S \frac{N_i}{N_0} \sigma_p^i$$

により算出した。ここで N_0 は ^{238}U の原子数密度、 N_i は核種 i の原子数密度であり σ_p^i は核種 i のポテンシャル散乱断面積を示す。計算では ^{235}U 、 ^{238}U および ^{16}O の3核種を考慮した。^{*}

4 w/o 燃料	16.2	パーン
6 w/o 燃料	16.6	パーン
8 w/o 燃料	17.1	パーン

(iv) 燃料粒子の mean chord length ($\bar{\ell}$)

これは

$$\bar{\ell} = 4V_f / S_f$$

により算出した。ここで、 V_f および S_f は燃料カーネルの体積および表面積である。燃料カーネルの半径が 250μ であり、 $\bar{\ell}$ を計算すると $3.333 \times 10^{-2} \text{cm}$ となる。

(v) ダンコフ係数

燃料粒子に対するダンコフ係数 C は L. W. NORDHEIM の方法で計算した。即ち、これは

$$C = \lambda_m / (\lambda_m + L)$$

で求める。 λ_m は減速材の平均自由行路であり、

$$\lambda_m = 1 / \bar{\Sigma}_M$$

で求められる。ここで $\bar{\Sigma}_M$ は減速材の平均巨視全断面積であり、実際には黒鉛ブロック、黒鉛スリーブおよび燃料マトリックス中の燃料カーネルを除いた領域を均質化し、その均質化された系における黒鉛の巨視全断面積を用いる。この均質化された系における黒鉛の原子数密度は $7.1276 \times 10^{22} (\text{n/cm}^3)$ であり、黒鉛の微視全断面積として 4.7 パーンを用いると、

$$\lambda_m = 2.987 \text{ cm}$$

となる。一方、 L は燃料粒子間の平均をよりであり、

$$L = 1 / n : \bar{\sigma}$$

で求められる。ここで n は単位体積当りの粒子燃料の数であり、実際には燃料マトリックス中の粒子燃料を格子全体に均一化し、その平均値を用いる。また、 $\bar{\sigma}$ は粒子燃料の実効断面積であり、

$$\bar{\sigma} = S_f / 4$$

で計算する。ここで S_f は燃料カーネルの表面積である。燃料カーネルの半径が 250μ であ

* ^{235}U および ^{16}O の σ_p としては、それぞれ 12.1, 3.65 パーンを用いた。

ることと、 n の計算値が 150.5 となることから L を求めると、

$$L = 3.384 \text{ cm}$$

となり、先に求めた λ_m を用いてダンコフ係数 C を計算すると、

$$C = 0.4687$$

を得る。

(6) バックリング

中性子束に軸方向正弦函数、径方向 J_0 函数の各分布を仮定した形状バックリングとし、次のように算出した。

$$B^2 = \left(\frac{\pi}{H + \delta h_1 + \delta h_2} \right)^2 + \left(\frac{2.405}{R + \delta r} \right)^2$$

但し、 H は炉心高さ、 R は炉心半径、 δh_1 は上部反射体厚さ、 δh_2 は下部反射体厚さ、 δr は径方向反射体厚さである。計算では、 $H = 200 \text{ cm}$ 、 $R = 110 \text{ cm}$ 、 $\delta h_1, \delta h_2 = 100 \text{ cm}$ 、 $\delta r = 80 \text{ cm}$ とし、バックリングとして $2.219_1 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-2}$ を用いた。

(7) 燃焼ステップ巾

燃焼ステップは燃焼度 10^5 MWD/T まで 42 ステップとするものとした。燃焼ステップ巾は第 1 ステップが 200 MWD/T 、第 2 ステップが 800 MWD/T 、第 3, 4 ステップは $2,000 \text{ MWD/T}$ とし、第 5 ステップ以後は $2,500 \text{ MWD/T}$ とした。中性子スペクトルの再計算は積算燃焼度で 0 MWD/T 、 $1,000 \text{ MWD/T}$ 、 $10,000 \text{ MWD/T}$ で行ない、以後 $10,000 \text{ MWD/T}$ とに行なり。各燃焼ステップの時間巾は次の通りである。

$$\Delta t_1 = 2.158 \text{ days}, \quad \Delta t_2 = 8.634 \text{ days}$$

$$\Delta t_3, \Delta t_4 = 2.1585 \text{ days}, \quad \Delta t_5 \sim \Delta t_{42} = 2.6981 \text{ days}$$

(8) 核分裂生成物質の非放出率

核分裂生成物質の冷却材への放出は考慮せず、全て蓄積するものとした。

(9) 制御用入力定数

(i) エネルギー群区分

6 群モデルとし、次のように区分した。

- | | | |
|---|--|--------------------------|
| ① | $10^7 \text{ eV} \sim 1.83 \times 10^5 \text{ eV}$ | 高速核分裂領域 |
| ② | $1.83 \times 10^5 \text{ eV} \sim 6.48 \text{ eV}$ | 共鳴吸収が多いエネルギー領域 |
| ③ | $6.48 \text{ eV} \sim 2.38 \text{ eV}$ | 熱中性子スペクトル計算の上限エネルギーまで |
| ④ | $2.38 \text{ eV} \sim 1.45 \text{ eV}$ | up-scatter が重要になるエネルギーまで |
| ⑤ | $1.45 \text{ eV} \sim 0.65 \text{ eV}$ | Cd cut off energy まで |
| ⑥ | $0.65 \text{ eV} \sim 0.0 \text{ eV}$ | Cd cut off energy 以下 |

但し、縮約 2 群定数の切断エネルギーは 1.45 eV とした。

3.5 濃縮度決定の基本的考え方

燃料要素の諸元は核熱設計、構造設計を互に矛盾なく行なつて後始めて定められるものであるが、今回とつた設計の進め方はスパイラル方式と云われている方法に従つたもので、先ず構

造設計を行なつて燃料要素の諸元の概略値を定め、次に核熱設計を行なつている。したがつて核設計の立場からは、残されたパラメータは燃料の濃縮度のみであつた。

さて、燃料濃縮度を決定するに際して、考察しておかねばならない事柄には、(1)余剰反応度が制御可能な大きさで且つ目下考えている原子炉は実験炉であることを念頭においておくこと、即ち本炉心において燃料照射やその他の炉内試験を行なうことが考えられ、これにかなりの反応度を必要とすることから、必然動力炉以上の余剰反応度を必要とすることが考えられること、(2)1000℃ガス平均出口温度を達成するには極力出力ピーキング係数値を小さくおさえねばならず、従つてあまり高い濃縮度の燃料を使用することができないこと、(3)燃料の交換は原子炉の点検時に行なうものとする、燃料の炉内帯在時間に制限がつき従つて、燃料濃縮度にもまた制限がつくこと、等がある。

(1)に関しては、DRAGON炉や Peach Bottom 炉の余剰反応度をも参考にすると、少なくとも15~20% δ_k/k の余剰反応度をとつておくほうがよいと考えた。(2)に関しては、10%以上の燃料濃縮度を持つ燃料を許すと燃料交換直後に新燃料と燃焼した燃料が隣接した領域において大きな出力分布歪を生じせしめることが予想されたので、濃縮度の上限値を10%におさえた。(3)に関しては年1回の割合で燃料交換を行なうものと想定した。以上3点の条件を満足するように燃料濃縮度を定めるわけである。3.6節にその経緯を説明した。

3.6 格子の燃焼特性

燃料濃縮度を決定するために、いろいろな濃縮度の燃料を装荷した格子について、その燃焼特性の解析を行なつた。3.3節で述べたように、本設計における燃料ブロックは標準ブロックと制御棒挿入ブロックの2種類に大別されるので、同一濃縮度の燃料をもつ格子も2種類あることになるが、その構成比率が標準ブロック6に対し制御棒挿入ブロック1であり、炉心全体としての特性は標準ブロックのそれではほぼ決まる。今、炉心が同一濃縮度をもつ燃料の格子からなる均一炉心と考え、炉心からの中性子漏洩の効果は無限格子系に対して形状バックリングを用いて補正するものとし、その燃焼特性をDELIGHTコードで解析した。Fig. 3.4に4, 6, 8 w/oの各濃縮度をもつ燃料炉心に対する燃焼曲線を示した。燃料濃縮度に関係なく共通していえることは、制御棒挿入ブロックのみからなる炉心は標準ブロックのみからなる炉心に較べて N_c/Nu 比がかなり高く、速中性子の減速が良いため初期余剰反応度は高くなる。しかし、転換比が低い燃焼にともなり予剰反応度の低下率が大きい。しかし燃焼度は両者でさほど相違が生じない。燃料濃縮度を変えたときの初期余剰反応度ならびにバッチ燃焼時間の変化する様子をFig. 3.5に示した。

図から明らかのように、標準ブロックから成る均一炉心についていえば燃料濃縮度が4~10 w/oへと変わると、初期余剰反応度はほぼ7~23% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ 、バッチ燃焼時間はほぼ60~500日にわたつて変化する。今、原子炉の利用率を75%と仮定し、分散型燃料交換を行なうものとして燃料交換間隔時間を1年になるように燃料濃縮度を求めると、ほぼ6.9 w/oとなる。このときの初期余剰反応度はほぼ15.9% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ である。一方、制御棒挿入ブロックからなる均一炉心ではこの条件を満たす燃料濃縮度は6.3 w/o、初期余剰反応度は16.4% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ である。従つて、標準ブロック6、制御棒挿入ブロック1の割合をもつ炉心で

は、上記の条件を満足する燃料濃縮度はほぼ 6.8 w/o、初期余剰反応度は 16.0% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ 程度になると推定される。しかし、この概略計算では炉心における燃料の領域別装荷ならびに反射体による炉心内の中性子束平坦化の効果が考慮されていないため、初期余剰反応度の見積を若干ながら過少評価していると考えられ、実際の炉心で燃料交換間隔が 1 年となる燃料濃縮度は 6.8 w/o よりかなり低くなると考えられる。以上のことから、炉心内平均の実効燃料濃縮度を 6 w/o に置くものとした。次に 6 w/o を基準にした濃縮度の偏差であるが、これには径方向の出力分布と、軸方向の燃料温度分布を平坦化するに必要な出力分布とを考慮して決めなければならない。この選定には、多くのサーベイを行なう必要があるけれども、今回の設計では時間的制約のため巾の広いサーベイは行わず、燃料濃縮度の分布と出力分布の関係について、これまで得てきた経験から判断して 2 w/o 差をもつ燃料濃縮度を選ぶものとし、4 w/o、6 w/o、8 w/o の 3 種をとつた。この濃縮度をもつ燃料の炉内への装荷は、炉心の構造上の制約とか燃料交換の具体的な手順を考察した上で決めるもので、2 分割型炉心では炉心径方向に 6 w/o および 8 w/o の濃縮度をもつ燃料を 1 : 1.9 の比率をもつてそれぞれ内、外領域に装荷するものとし、3 分割型炉心では 4 w/o、6 w/o、8 w/o の濃縮度をもつ燃料を 1 : 1 : 1 の比率で分散型に装荷するものとした。また、軸方向に対しては、8 w/o、6 w/o、4 w/o を 2 : 2 : 1 の比率をもつて炉心上部から下部へと装荷するものとした。この結果、炉心の余剰反応度は、2 分割型炉心で 16.7% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ (平均燃料濃縮度 7.31 w/o)、3 分割型炉心で 13.6% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ (平均燃料濃縮度 6.04 w/o) であると推定される。以上、燃料濃縮度 4、6、8 w/o を選定した理由について述べたが、TABLE 3.3 に 4、6、8 w/o の濃縮度をもつ均一燃料炉心について得られた主要な特性をまとめて示した。また、Fig. 3.6、3.7 に燃焼にともなう ^{235}U の減少の様子と分裂性プルトニウムの生成の様子を、Fig. 3.8、3.9 に ^{239}Pu 、 ^{240}Pu 、 ^{241}Pu および ^{242}Pu の生成の様子を、Fig. 3.10、3.11 に生成プルトニウムの同位体組成率を各々示した。なお、図中プルトニウムの生成割合が燃料濃縮度の高いほど多いのは、計算モデルに出力一定のモデルをとつたことによるもので、燃焼の過程で出力密度を一定値に維持するためには、燃料濃縮度の低い要素にあつては生成した分裂性プルトニウムを余分に燃焼させなければならないことによるもので当然の帰結である(燃料濃縮度の低い方が転換比が高いにもかかわらずプルトニウム生成量が少なくなる)。なお、参考のために Fig. 3.12 に燃料濃縮度 5 w/o の場合における中性子スペクトルの 1 例を、また Fig. 3.13 にそのうちの熱中性子スペクトルのみをとり出して各々示した。両者とも、燃焼初期における中性子スペクトルである。

TABLE 3.1 Fuel compact, coolant, and graphite block & sleeve volume ratios and atomic number density ratios of fuel blocks.

FUEL BLOCK PARAMETER	STANDARD BLOCK	BLOCK WITH CONTROL ROD	MEAN VALUE
1. VOLUME RATIO(%)			
(1) FUEL COMPACT	17.61	11.68	16.76
(2) COOLANT	12.09	19.76	13.19
(3) GRAPHITE (BLOCK & SLEEVE)	70.30	68.56	70.05
2. ATOMIC NUMBER DENSITY RATIO			
(1) N_c/N_u	3.46	4.88	3.60
(2) $N_c/N_u - 235$			
4 w/o FUEL	866.4	1220.2	-
6 w/o FUEL	577.6	813.4	-
8 w/o FUEL	433.2	610.1	-
(3) N_{He}/N_c	1.17×10^{-4}	2.03×10^{-4}	1.28×10^{-4}
(4) IMPURITY			
N_{B-10}/N_c	9.49×10^{-7}	9.70×10^{-7}	9.52×10^{-7}
N_H/N_c	6.94×10^{-6}	4.92×10^{-6}	6.67×10^{-6}
N_{Si}/N_c	3.33×10^{-3}	2.36×10^{-3}	3.20×10^{-3}

TABLE 3.2 Atomic number densities for fuel blocks

BLOCK ENRICH NUCLIDE	STANDARD BLOCK			BLOCK WITH CONTROL ROD		
	4 w/o	6 w/o	8 w/o	4 w/o	6 w/o	8 w/o
^{235}U	8.2340×10^{-6}	1.2351×10^{-5}	1.6468×10^{-5}	5.4573×10^{-6}	8.1859×10^{-6}	1.0915×10^{-5}
^{238}U	1.9762×10^{-4}	1.9350×10^{-4}	1.8939×10^{-4}	1.3098×10^{-4}	1.2825×10^{-4}	1.2552×10^{-4}
^{12}C	$7.127_6 \times 10^{-2}$			$6.658_9 \times 10^{-2}$		
^{16}O	$4.132_6 \times 10^{-4}$			$2.729_7 \times 10^{-4}$		
Si	$2.370_0 \times 10^{-4}$			$1.570_8 \times 10^{-4}$		
He	$8.301_9 \times 10^{-6}$			$1.349_3 \times 10^{-5}$		
H	$4.945_0 \times 10^{-7}$			$3.277_9 \times 10^{-7}$		
^{10}B	$6.776_2 \times 10^{-8}$			$6.483_0 \times 10^{-8}$		

* UNIT: $n/10^{24}/\text{cm}^3$

TABLE 3.3 Neutronic characteristics of uniform cores.

ITEM	ENRICH. (w/o)		6		8	
	BLOCK TYPE *		S	C	S	C
K_{∞}	1.2377	1.3024	1.3151	1.3963	1.3575	1.4478
k_{eff}	1.0721	1.0715	1.1634	1.1849	1.2154	1.2507
$\rho_{ex} \% \frac{\Delta k_{eff}}{k_{eff}}$	6.72	6.67	14.05	15.60	17.72	20.04
B_0 (MWD/T)	6,000	6,000	19,400	23,000	33,000	39,600
LIFE TIME (DAY)	65	69	209	248	356	427
CONVERSION RATIO (INITIAL/FINAL)	0.517/ 0.546	0.403/ 0.463	0.443/ 0.564	0.339/ 0.450	0.400/ 0.563	0.303/ 0.464
^{235}U (g/Kg U)	33.2	33.0	39.7	35.6	46.2	38.6
^{239}Pu (g/Kg U)	2.8	2.1	5.6	4.1	7.5	5.0
^{240}Pu (g/Kg U)	0.5	0.4	1.7	1.8	2.5	2.6
^{241}Pu (g/Kg U)	0.1	0.1	0.7	0.6	1.4	1.3
^{242}Pu (g/Kg U)	-	-	0.1	0.1	0.3	0.4
FISSILE PU (g/Kg U)	3.0	2.2	6.3	4.7	8.9	6.3

* S=Standard fuel block.

C=Fuel block with control rod.

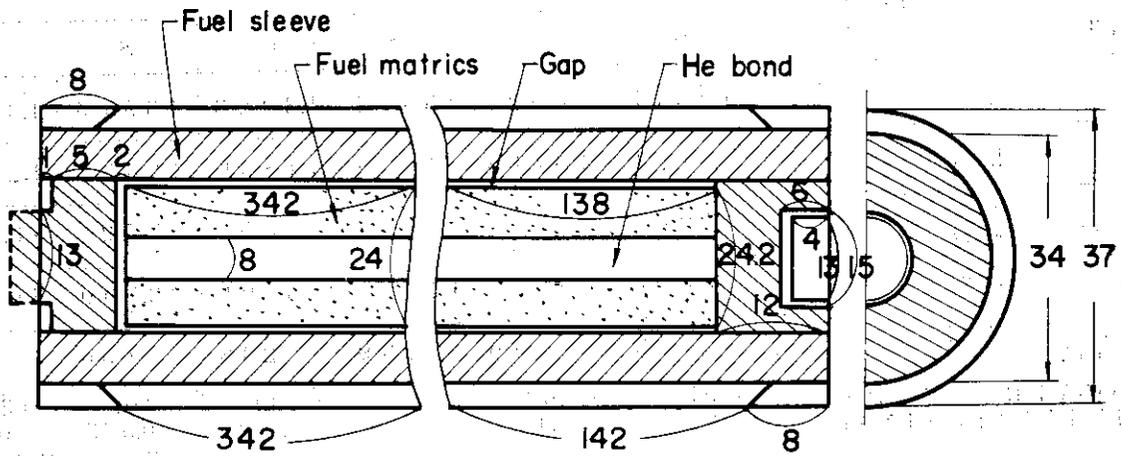


Fig. 3.1 Standard fuel channel.

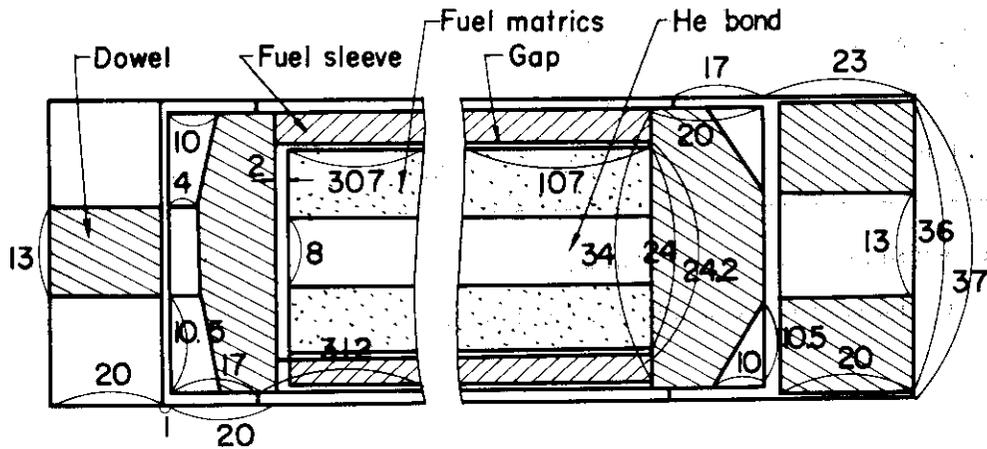


Fig. 3.2 Fuel channel with dowel.

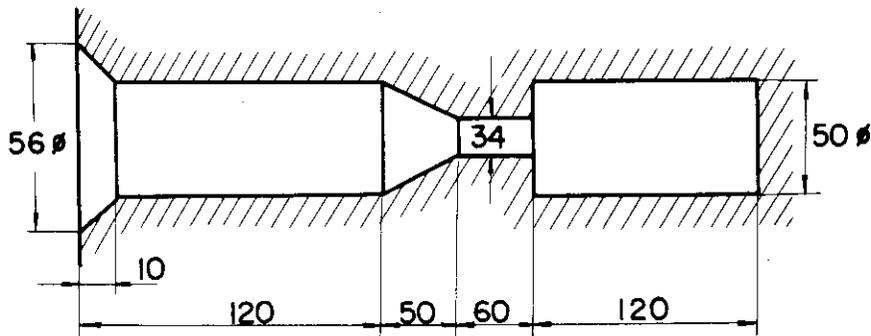


Fig. 3.3 Fuel handling hole.

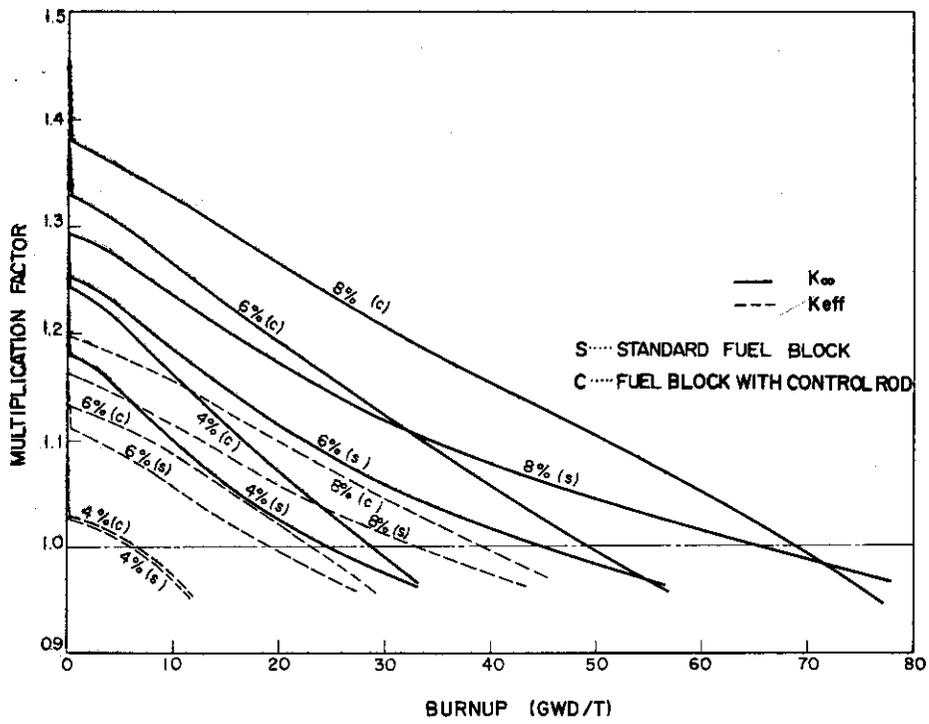


Fig. 3.4 Variation of neutron multiplication factor with fuel burnup.

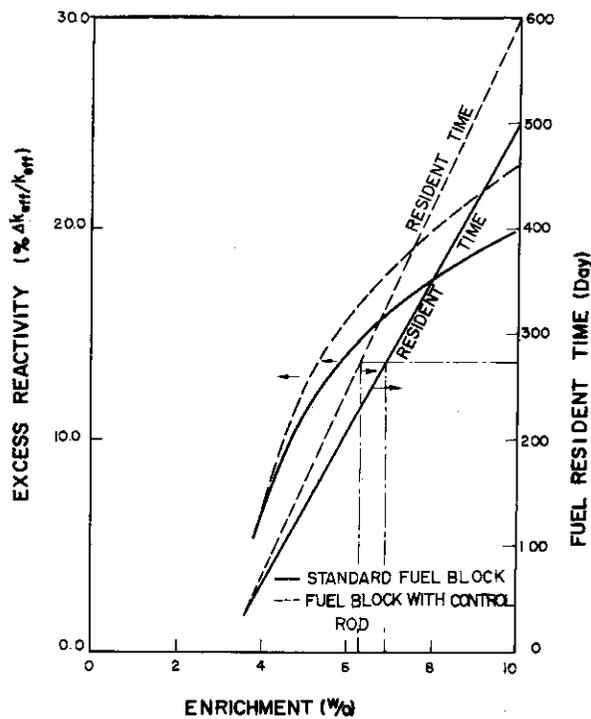


Fig. 3.5 Variation of excess reactivity and fuel resident time in the uniform cores.

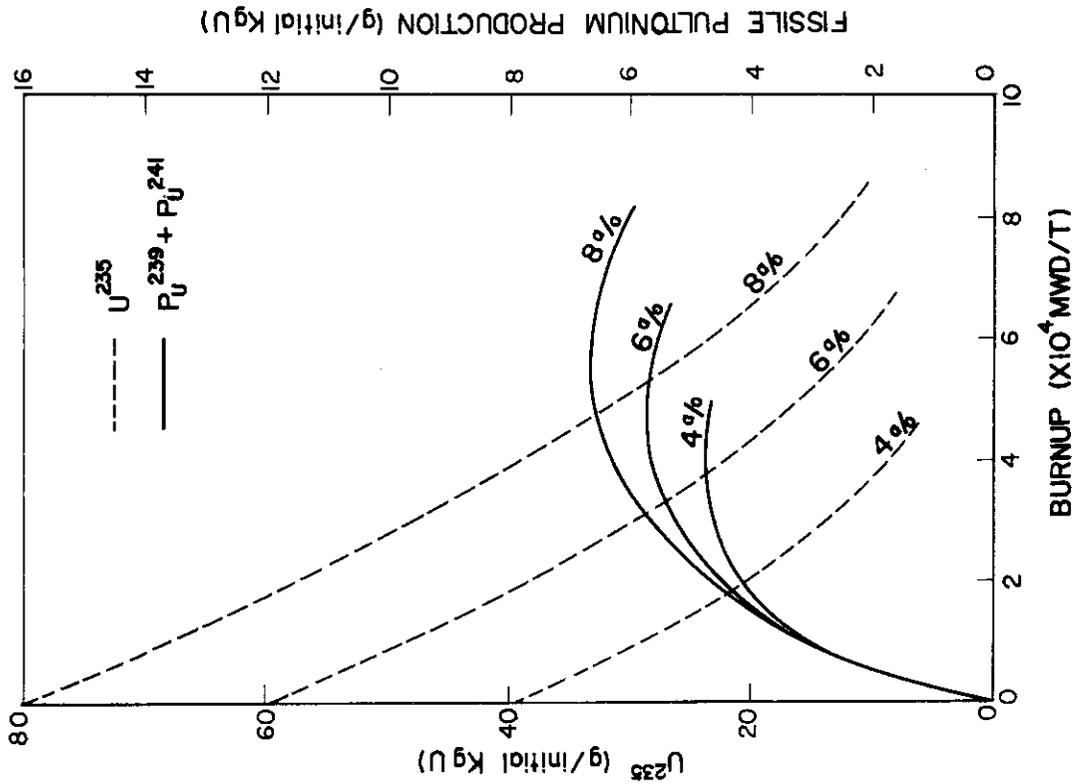


Fig. 3.7 ^{235}U depletion and fissile plutonium build-up with fuel burnup in a control rod inserted fuel block.

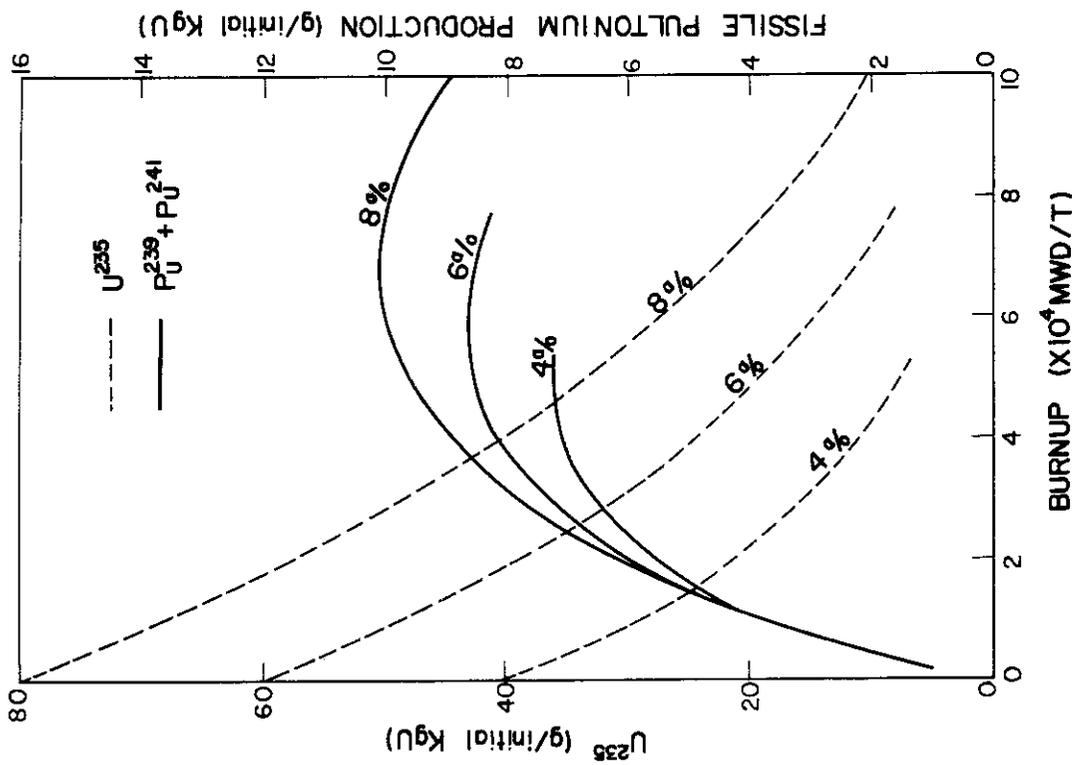


Fig. 3.6 ^{235}U depletion and fissile plutonium build-up with fuel burnup in a standard fuel block.

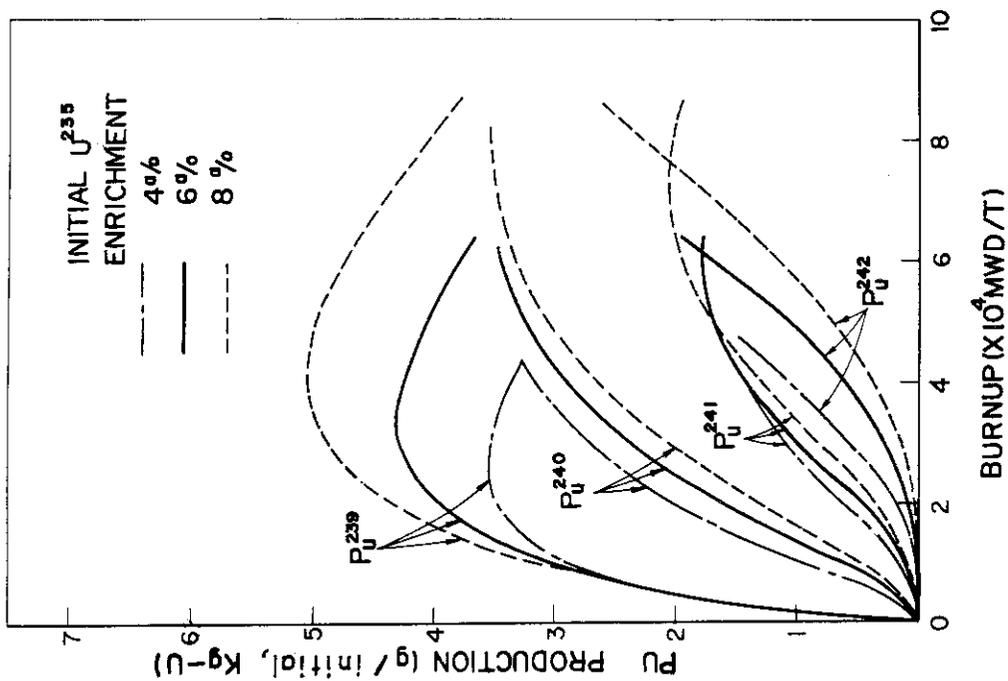


Fig.3.9 Plutonium higher isotope productions with fuel burnup in a control rod inserted fuel block.

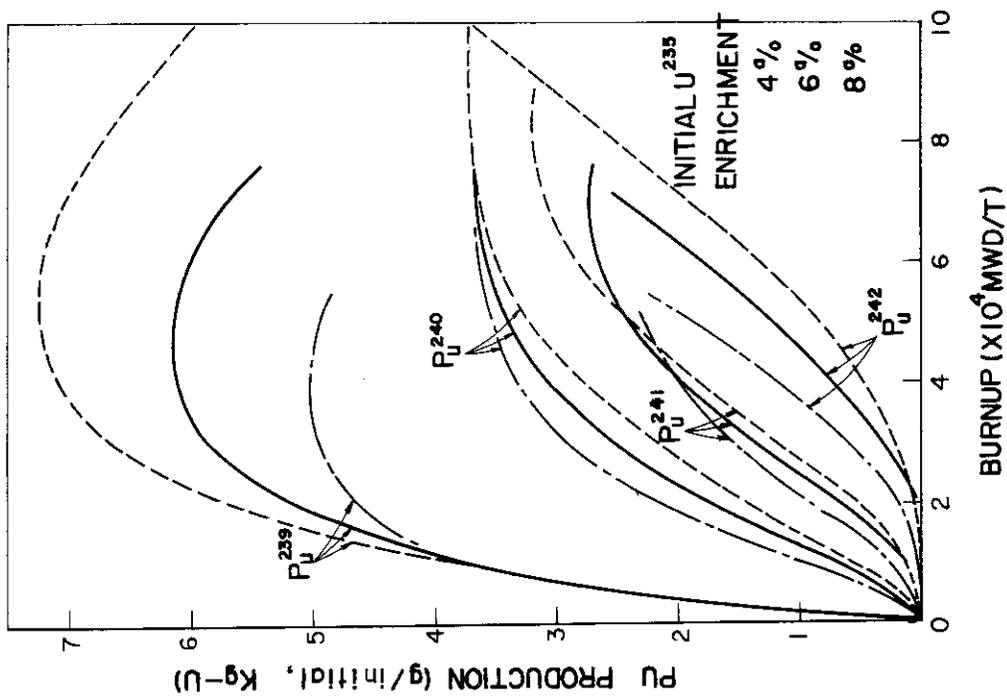


Fig.3.8 Plutonium higher isotope productions with fuel burnup in a standard fuel block.

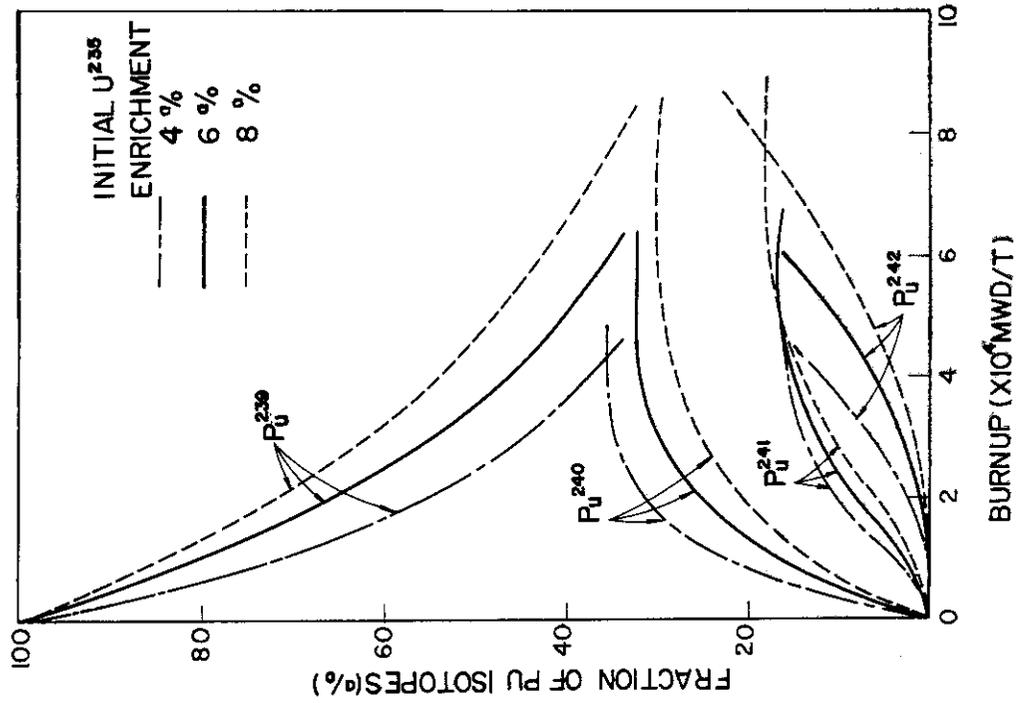


Fig.3.11 Variation of plutonium higher isotope compositions with fuel burnup in a control rod inserted fuel block.

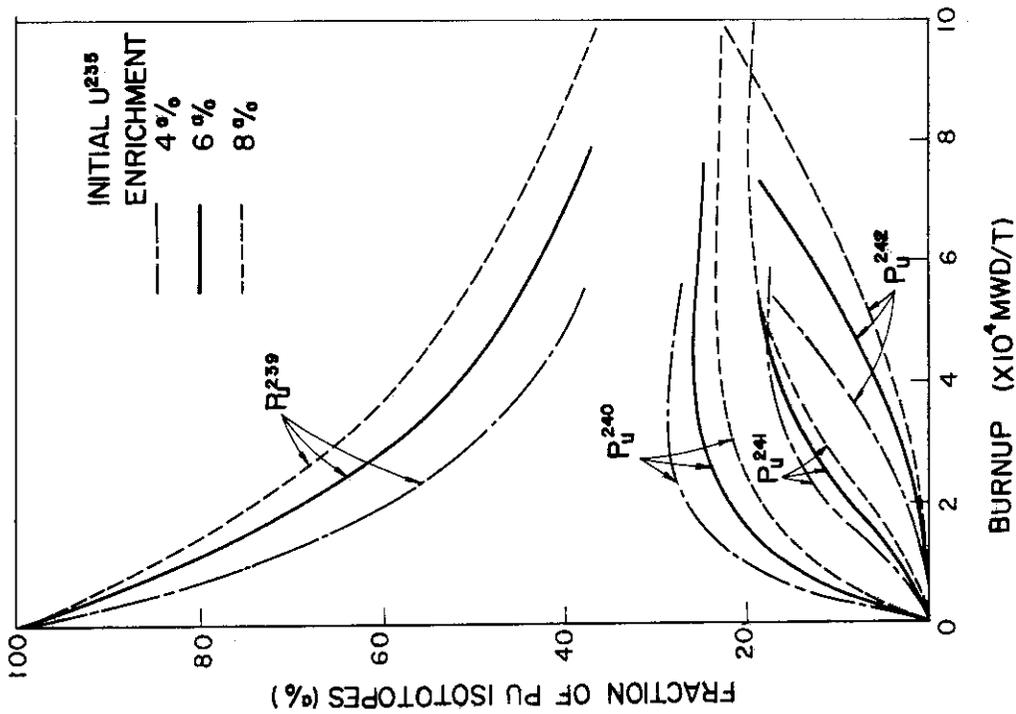


Fig.3.10 Variation of plutonium higher isotope compositions with fuel burnup in a standard fuel block.

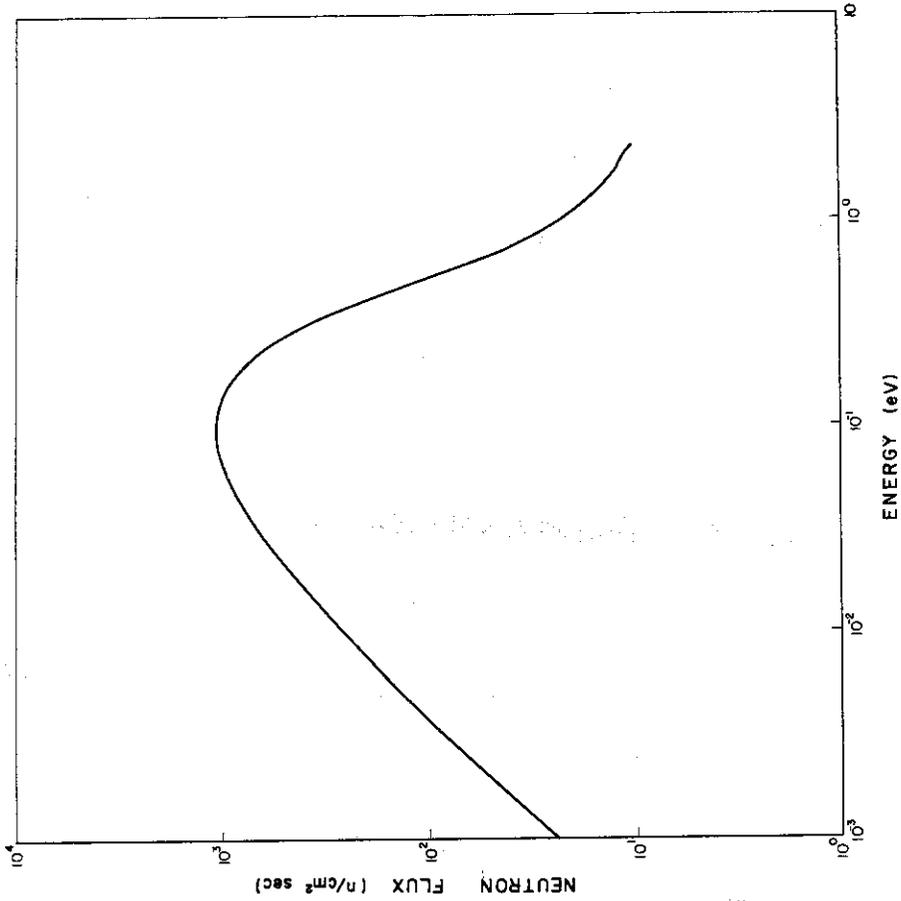


Fig. 3.13 Thermal neutron spectrum for standard fuel block at initial operation (5%E-U).

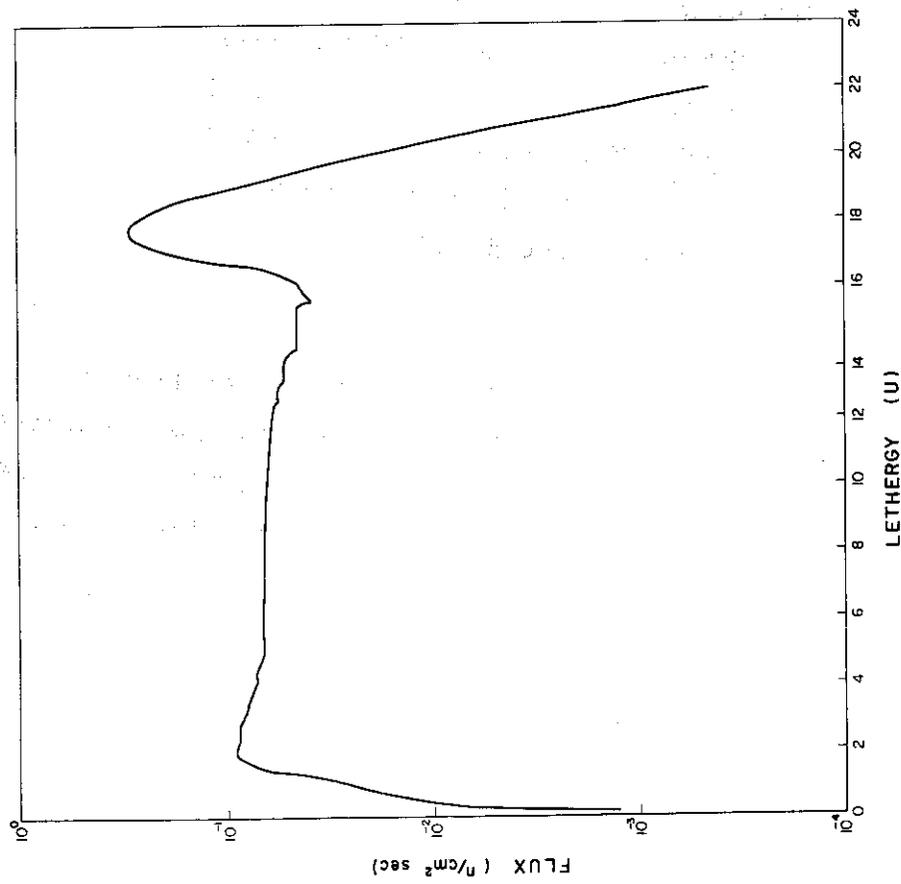


Fig. 3.12 Neutron spectrum for standard fuel block at initial operation (5%E-U).

4. 燃料交換計画と炉心燃焼計算

4.1 はじめに

この章では3章で述べた単位格子に対する核特性計算につづいて炉心全体の燃焼特性（但し、半径方向のX-Y二次元平面のみ）について検討するとともに、実験炉の予備設計炉心の燃料交換計画を立案する。

まず次の4.2節では3章の単位格子の燃焼計算の結果を用いて、簡単な燃料交換理論から余剰反応度、燃焼度、燃料交換間隔時間の3点について炉心燃焼特性を推定し、燃料交換計画を立ててみることによつて後の4.3節以降での二次元炉心燃焼計算による燃料交換計画の作成の予備知識を得る。これにより実験炉に必要な燃料交換間隔時間、燃料の炉内滞在時間、或は予剰反応度、燃焼度等を満足する燃料濃縮度を定める目安を得ることができる。

4.3節以下では3章の単位格子の燃焼計算の結果を用いてのX-Y二次元炉心燃焼計算について述べているが4.3節では計算の前提となる「計算上のモデル化と条件」について述べ、つづいて4.4節では「計算結果と解析」について記している。

4.2 燃料交換計画の推定

今回予備設計を行つているHe冷却の高温炉は平均出口冷却材温度を1000℃とし、鉄鋼生産、化学プラント利用、ガスタービン発電等の有効な実証試験が可能である多目的炉の実験炉であるが、これらの全プラントとしての目的、制約は別としても実験炉であるという観点から核設計においても種々の制約がある。例えば、燃料或は材料の照射実験のためには、比較的高い余剰反応度、出力密度及びある一定以上の長さの燃料交換間隔時間等が必要である。（燃料交換は炉を停止して行う）。ここではそれらの制約条件を満足するために必要な燃料濃縮度、燃料ブロック数、領域分割数などを推定するがこれは4.3節以下の二次元計算を簡便にするために行うものである。ここでは制約条件として、比較的高い余剰反応度（ $>10\% \Delta k_{eff} / k_{eff}$ ）及び1年以上の燃料交換間隔時間（定格出力に対する利用率を75%とする）を採つている。

推定の方法は3章の単位格子の計算から得ている1領域炉心のバッチ燃焼度、余剰反応度、燃料寿命時間を用いて、多領域炉心で理想的な燃料交換を行なわせたと仮定した場合の理論式から、余剰反応度 ρ の増大、燃焼度Mの伸び、燃料交換間隔時間Tの増長を計算し、必要な条件を満たす燃料濃縮度をみつけるという方法である。

(1) 計算式

炉心の領域数をn領域とする。

(i) 余剰反応度 ρ_n

$$\rho_n = \frac{2}{n+1} \rho_0$$

但し、 ρ_0 はバッチ燃焼における余剰反応度

n	1	2	3	4	5
ρ_n / ρ_0	1.000	0.667	0.500	0.400	0.333

(ii) 燃焼度 M_n

$$M_n = \frac{2n}{n+1} M_0$$

但し、 M_0 はバッチ燃焼における燃焼度

n	1	2	3	4	5
M_n / M_0	1.000	1.333	1.500	1.600	1.667

(iii) 燃料交換間隔時間 T_n

$$T_n = \frac{2}{n+1} T_0$$

但し、 T_0 はバッチ燃焼における燃料寿命時間

n	1	2	3	4	5
T_n / T_0	1.000	0.667	0.500	0.400	0.333

なお、 n 領域炉心の炉内滞在時間（燃料寿命時間）は

$$nT_n = \frac{2n}{n+1} T_0$$

となる。

(2) 数値計算例

次に上述の計算式を用いて3章の1領域炉心のバッチ燃焼計算の結果から実際の試算を行う。このとき下記の(i)~(iii)に示すような3章の単位格子計算で用いた計算条件とこの節で採用した計算条件の違いを考慮して、1領域炉心のバッチ燃焼度、余剰反応度、燃料交換間隔時間の値を補正して用いている。

(i) 全炉心の燃料ブロック本数を49本から55本に増加した。増加した燃料ブロック6本は制御棒挿入穴のない標準ブロックである。

(ii) 制御棒挿入穴の寸法を外径10cmから6cmに変更し、制御棒挿入穴つき燃料棒当りの燃料チャンネル本数を15本から24本に増加させた。

(iii) 炉心の高さを200cmから250cmに増大した。

炉心の全出力は一定であるので、(i)~(iii)により炉心の出力密度が減少する。

① バッチ燃焼の余剰反応度、燃焼度、燃料寿命時間

燃料濃縮度をパラメータとしたバッチ燃焼の場合の余剰反応度、燃焼度、燃料寿命時間は次のごとくなる。なおこの値は制御棒挿入穴のない標準燃料ブロックの計算結果から得ている。また、燃料寿命には定格出力に対する利用率75%（したがって1年間=365日×0.75=274日）を考慮している。

濃縮度 (w/o)	余剰反応度 (% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$)	燃 焼 度 (MWD/T)	燃 料 寿 命 (年)
4	9.06	9,100	0.52
6	16.14	23,900	1.38
8	19.68	39,500	2.29
10	21.81	55,500	3.21

② 多領域燃料交換炉心

一種類の濃縮度の燃料を全炉心に装荷し、領域別に燃料交換を行った場合について、①と同様に燃料濃縮度をパラメーターとして計算すると次のこととなる。

濃縮度 (w/o)	4	6	8	10
領域数				
1	9.06	16.14	19.68	21.81
	9,100	23,900	39,500	55,500
	0.52	1.38	2.29	3.21
2	6.03	10.75	13.11	14.53
	12,130	31,860	52,650	73,980
	0.35	0.92	1.52	2.14
3	4.53	8.07	9.84	10.91
	13,650	35,850	59,250	83,250
	0.26	0.69	1.14	1.61
4	3.62	6.46	7.87	8.72
	14,560	38,240	63,200	88,800
	0.21	0.55	0.92	1.29
5	3.02	5.37	6.55	7.26
	15,170	39,820	65,800	92,500
	0.17	0.46	0.76	1.07

上段：余剰反応度 (% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$)

中段：取り出し燃料の燃焼度 (MWD/T)

下段：燃料交換間隔時間 (年)

③ 燃料交換計画

②の表を参考として余剰反応度10% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ 、燃料交換間隔1年程度の取れる2領域及び3領域炉心を選定し燃料交換計画を立てると下記のごとくなる。4領域炉心以上は構造的、機械的複雑さ及び必要な燃料濃縮度がかかなり高くなることならびに種類数が多くなることから不適である。

領域数	2	3
特性項目		
初装荷燃料濃縮度 (w/o)	6, 8	4, 6, 8
交換燃料濃縮度 (w/o)	6, 8	8
燃料交換間隔時間 (年)	1.32	1.14
取り出し燃料燃焼度 (MWD/T)	45,700	59,300
余剰反応度 (初期炉心)	18.50	14.96
(% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ (平衡炉心))	12.32	9.84

(注) ㉑ 2領域炉心は内側領域(19燃料ブロック)-外側領域(36燃料ブロック)を考え、内側領域に6%燃料、外側領域に8%燃料を装荷する。

㉒ 3領域炉心は分散型炉心であり、4%燃料18本、6%燃料18本、8%燃料19本を初装荷し、4%燃料、6%燃料、8%燃料の順に交換し、新燃料は全て8%燃料としている。

以上みてきたように、3章の単位格子の特性及び4.2節の簡単な燃料交換理論を用いての燃料交換計画の推定から、今回の多目的高温ガス炉の実験炉の予備設計で対照とする炉心は半径方向二分割炉心(6%, 8%燃料)及び分散型三分割炉心(4%, 6%, 8%燃料)とし、4.3節以下の二次元計算で詳細に検討することにした。

4.3 計算上のモデル化と条件

(I) 使用コードと群定数

(i) 使用コード

使用した計算コードはZADOC-III⁽⁴⁾である。このコードは英国から導入したZADOCコードを、新しい燃料交換方式及び長方メッシュ計算が可能ないように、本設計班で改良したものである。

ZADOC-IIIはX-Y2次元の2群拡散理論により、燃焼及び燃料交換による中性子束分布、出力分布、燃焼度分布、反応度等の変化を計算する。2群定数はあらかじめ格子コードDELIGHTで燃料タイプ毎に燃焼度のみの関数として求めてTableの形で入力し、任意燃焼度における2群定数をコード内で内外挿して算出する。また拡散計算するメッシュ点はX方向とY方向とは異つてよいが、各方向では等間隔のみが許される。境界条件としては外側境界で中性子流 $d\phi/dx=0$, $d\phi/dy=0$ 又は中性子束 $\phi=0$ が採れる。

燃料交換はバッチ交換、及び半径方向シャッフリングが模擬でき、各時間ステップの間は中性子束分布、出力分布は不変とし、燃焼度を積算してゆく。

(ii) 群定数

次の第(2)項で述べる様にモデル化された炉心では、6種の燃料ブロックと3種の反射体ブロックが存在し、その2群定数が必要となる。

① 燃料ブロック

4%, 6%, 8%の3種の濃縮度の燃料について、制御棒挿入穴のあるブロックとないブロックの合計6種に対して、3章で述べたようにDELIGHTコードにより格子計算を行つている

が、この計算結果として得られている燃焼度の関数としての2群定数(拡散係数 D_1, D_2 , 吸収断面積 Σ_{a1}, Σ_{a2} , 除去断面積 Σ_r , 分裂断面積 Σ_{f1}, Σ_{f2} , 分裂利得断面積 $\nu\Sigma_{f1}, \nu\Sigma_{f2}$)を ZADOC-III コードの入力定数として用いる。

実際に2群定数を入力した燃焼度点は、0 MWD/T, 200 MWD/T, 1000 MWD/T, 3000 MWD/T, 5000 MWD/T, 以下5000 MWD/T 間隔に70000 MWD/Tまで計18点である。したがって70000 MWD/T 以上の燃焼度に対応する2群定数は65000 MWD/T と70000 MWD/T の燃焼度に対応する2群定数から直線外挿により算出する。

② 反射体ブロック

反射体ブロックは標準可動反射体、制御棒挿入穴つき可動反射体、固定反射体の3種あるが、必要な2群定数はそれぞれ拡散係数 D_1, D_2 , 吸収断面積 Σ_{a1}, Σ_{a2} , 除去断面積 Σ_r である。これらの値は燃焼により変化しないものとし、原子数密度と微視断面積の積として一意的に定められた値をZADOC-IIIへ入力している。

微視断面積としては、速中性子群に対してはWATCH.TOWER-IIIのResonance valueを採用し、熱群に対してはBNL-325(2nd Ed.)の2200 m/secでの値を $1/v$ 仮定による温度補正を行つた値を用いている。

すなわち、

$$\sigma_a^{(2)} = \sqrt{\frac{\pi T_0}{4T}} \cdot \sigma_{a0}$$

$$d_{tr}^{(2)} = \sigma_s \left(1 - \frac{2}{3A}\right) + \bar{\sigma}_a$$

但し、

σ_{a0} = 2200 m/sec における吸収断面積

T_0 = 273°K

T = 物質の物理温度(°K)

σ_s = 熱中性子エネルギー領域における平均散乱断面積

A = 散乱体原子の質量。

なお温度は、標準可動反射体と制御棒挿入穴つき可動反射体で673°K, 固定反射体で623°Kとしている。

実際に用いた微視断面積の値をTable 4.1に示し、この値と各核種の原子数密度の積の和として得られた2群定数をTable 4.2に示す。

(2) 炉心レイアウトと計算条件

(i) 炉心レイアウト

今回の予備設計炉心は核的な特性だけでなく、熱設計、構造設計等の検討から定められ、その炉心平面図はFig. 4.1或はFig. 4.2に示すものである。すなわち平行面間隔30 cmの正六角柱状の55本の燃料ブロック(内制御棒挿入穴つきブロック7本)とそれを取り巻く54本の可動反射体ブロック(うち制御棒挿入穴つきブロック12本)、更にその外側の固定反射体

及びコア・バレルから成っている。Fig. 4.1或はFig. 4.2に記入されているように炉心等価直径は233.6cmでありコア・バレルの外径は400.0cmである。

1コの標準燃料ブロックには36本の燃料チャンネルがあり、制御棒挿入穴つき燃料ブロックは24本の燃料チャンネルと、外径6cmの2本の制御棒挿入穴及び1本の緊急用ボロン球落下穴とから成っている。制御棒挿入穴つき反射体ブロックも同一の制御棒挿入穴を2本持っている。なお、燃料ブロックも反射体ブロックもグラフアイトから成っており、コア・バレルは密度7.75g/cm³のFe, Cr, Niを主成分とするHK-40である。反射体用グラフアイト及びコア・バレル用HK-40の構成をtable 4.3に示す。

今回の炉心燃焼特性の検討は上に述べた構造の炉心を領域毎に燃料濃縮度の異なる多領域炉心とした場合の余剰反応度、中性子束分布、出力分布、燃料燃焼度、燃料交換間隔時間等を調べたものである。

多領域炉心としてはそれぞれFig. 4.1及びFig. 4.2に示す様な半径方向(内側-外側)二分割炉心と分散型三分割炉心考えた。半径方向二分割炉心は初期炉心として内側に6%燃料、外側に8%燃料を装荷し、初めに内側領域、次に外側領域の順に交互に新燃料と交換するが、交換燃料も内側は6%燃料、外側は8%燃料である。

分散型三分割炉心は初期炉心として4%、6%、8%の3種の濃縮度の燃料を同一濃縮度の燃料が決して互に隣り合せにならない様に分散させて装荷したものであり、4%燃料、6%燃料、8%燃料の順に新燃料と交換し、交換燃料は全て8%燃料である。

次にFig. 4.1の半径方向二分割炉心及びFig. 4.2の分散型三分割炉心をZADOC-IIIコードに適用できる様にモデル化したものがFig. 4.3及びFig. 4.4であり、断面正六角形のブロックはX-Y方向の長方形ブロックで近似されている。この際X方向は実際の長さを保ち、Y方向は1つのブロックが等面積を保つように補正されており、モデル化されたブロックの一辺の長さはX方向30.0cm、Y方向25.98cmである。Fig. 4.3及びFig. 4.4でA、B、Cはそれぞれ8%燃料、6%燃料、4%燃料ブロックを表わし、○印は制御棒挿入穴つき燃料ブロックであることを示す。

(ii) 計算条件

① 境界条件

固定反射体(コア・バレルを含む)の外側で中性子束 $\phi = 0$ とする。

② 軸方向バックリング

Cosine分布を仮定した場合のバックリング値を用いる。すなわち、

$$B_z^2 = \left(\frac{\pi}{H + \delta_H} \right)^2 \text{cm}^{-2}$$

(但し、H=炉心高さ、 δ_H =上下反射体高さの和)。

なお、洩れの非等方性は考慮せず、軸方向の拡散係数は半径方向の拡散係数と等しいとする。

($D_z = D_r$)

③ 制御棒の吸収

実際の定常運転時には何本かの制御棒が炉心に一部挿入されているが、今回の計算は全ての

制御棒は完全に引き抜かれた状態にあるとし余剰反応度を追跡する方式によつた。

④ Xe, Sm の吸収

格子計算 (DELIGHT コードによる) の結果から得られた群定数は、定格出力時における吸収しか考慮されておらず、厳密に取り扱うためには出力分布に対応した吸収を反復計算により求める必要があるが、今回の計算では計算時間と簡便のためこれを行っていない。

⑤ 燃料交換

燃料交換は装荷された燃料が燃焼により劣化して実効増倍率がある一定値まで下つたら、すでに述べたように18~36本の燃料を同時に新燃料と交換する。この燃料交換のための下限実効増倍率は運転余裕を1%とみて、 $keff(target)=1.01$ とする。(註) 燃焼計算は同一ステップ区間では中性子束 ϕ 、原子数密度Nが一定な線型燃焼方式で行なわれ、燃焼ステップ巾は入力で指定されるが、back burnup 方式により実効増倍率が $target\ keff=1.01$ に達した燃焼日数で正確に燃料交換される。

燃料交換手順は、炉心レイアウトの項で述べたように半径方向二分割炉心では、初めに内側領域(6%燃料19ブロック)を交換し次に外側領域(8%燃料36ブロック)を交換、以後この順序で交互に新燃料と交換する。新装荷燃料も内側領域は6%燃料、外側領域は8%燃料である。分散型三分割炉心では初めに4%燃料(18ブロック)、次に6%燃料(18ブロック)、更に8%燃料(19ブロック)の順に交換されるが、新装荷燃料は全て8%燃料であり、したがって3回目の燃料交換からは取り出される燃料は全て8%燃料である。

⑥ 負荷率

本予備設計では実験炉の定格運転に対する負荷率は75%としているが、ZADOC-III コードによる計算の段階では1.00として計算し、後に結果の整理の際に必要なに応じて(交換間隔、燃料炉内滞在時間等)補正する方法を採っている。

⑦ ブロックのメッシュモデル化

長方形に近似されたブロックの中央点と各辺の midpoint に1つのメッシュ点を取り、1つの燃料或は反射体ブロックを4つの区角に分割して計算する。したがって、X方向及びY方向のメッシュ間隔は $\Delta X=15.0\text{cm}$ 、 $\Delta Y=12.99\text{cm}$ となり、メッシュ間隔数はX方向32、Y方向29となる。この際拡散方程式

$$\phi_{i+1} - 2\phi_i + \phi_{i-2} + (k-1) \left(\frac{\Delta r^2}{M} \right) \phi_i = 0$$

が良い近似で成立するためには $\Delta r < M$ でなければならないが、He冷却の高温ガス炉の移動面積 M^2 の大きさは $M \sim 25\text{cm}$ であるので $\Delta X=15.0\text{cm}$ 、 $\Delta Y=12.99\text{cm}$ は充分小さい値である。

⑧ 出力密度

全炉心分裂出力を52.5MWとしているので燃料チャンネル1本当りの出力は $52.5\text{MW} / 1896 = 28.1\text{KW}$ であり、これは標準燃料ブロック当り1010KW、制御棒挿入穴つき燃料ブロック当り674KWとなる。実際のZADOC-IIIコードに対する入力値は全炉心核分裂出力52.5

(註) 出力トリップを行なうとXeオーバーライドが起り、これを克服するにはtarget keffを1.0よりかなり高い値にセットしておく必要がある。これについては今回の設計において検討していない。

MWのみであり、したがって出力密度は炉心平均で 4.90 w/cm^2 となる。この値は燃料マトリックスのみを考えると 27.8 w/cm^2 に相当する。なおこれらの値はすでに 4.2 (2) 数値試算例の冒頭で述べた (i) ~ (iii) 項の条件に基づくもので 3 章単位格子計算の際の計算条件からの変更を考慮した値である。

4.4 計算結果と解析

(1) 実効増倍率

燃焼及び燃料交換に伴い実効増倍率 k_{eff} の変化を Fig. 4.5 (2 分割炉心) 及び Fig. 4.6 (3 分割炉心) に示した。2 分割炉心及び 3 分割炉心の燃焼初期の余剰反応度はそれぞれ $22.8\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$, $19.9\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$ であり充分高い値になっている。燃焼により燃料が劣化して実効増倍率が 1.01 まで下がると第 1 回目の燃料交換がなされるが、その日数はそれぞれ 751 日 (2 分割炉心) と 539 日 (3 分割炉心) である。以後 (2) の (ii) の ⑤ で述べられた手順に従って燃料交換され、本設計では 2 分割炉心で約 3,000 日 (燃料交換回数 5 回), 3 分割炉心で約 4,000 日 (燃料交換回数 8 回) まで計算しているが、何回かの燃料交換のあとは実効増倍率の変化はほとんど周期的に変化するようになる。この様な炉心の状態を平衡炉心と称するが、平衡炉心の燃料交換直後の余剰反応度は 2 分割炉心で約 $11\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$ (6% 燃料交換直後), 約 $19\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$ (8% 燃料交換直後) となり、3 分割炉心で $11 \sim 12\% \Delta k_{eff}/k_{eff}$ となる。3 分割炉心の場合は交換燃料は全て 8% 燃料であるが、4%, 6%, 8% の 3 種燃料を初期炉心で燃焼させた影響が後の平衡炉心にまで及び、詳細にみると燃料交換 3 回づつで実効増倍率は周期的に変化する。また、4.2 節で述べた理論的推定値と比較するとかなり高い余剰反応度が取れている。なお以後平衡炉心という名称で特にある一時点における炉心を表わすときは、平衡時の燃料交換直前の炉心を示すものとする。

(2) 中性子束分布

Fig. 4.7 ~ Fig. 4.10 に 2 分割炉心及び 3 分割炉心の初期装荷時と平衡時の、炉心及び反射体における中性子束分布を示す。分布は代表点 (ブロックの正六角形断面の頂点及び中央点) での 2 群の中性子束の絶対値で示されている。また Fig. 4.11 ~ Fig. 4.22 には炉心の X 方向, Y 方向, X-Y 方向の 3 方向の断面での中性子束分布を示す。

速中性子束は平均 $4 \sim 5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ であるが、最高値は初期炉心 $6 \sim 7 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$, 平衡炉心では $10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ に達する。反射体領域では急激に減少して可動反射体領域と固定反射体領域の境界では $10^{10} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ 以下に減少する (Table 4.4)。

熱中性子束も平均値は $5 \sim 6 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ であるが、最高は初期炉心において $8 \sim 9 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$, 平衡炉心では $10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ に達する。熱中性子束の場合は炉心の反射体との境界のやや内側で極大値を取り、反射体の効果が良く効いているといえる。特に炉心内部からみて凹状になっているブロック配置の境界附近で最大値を取っている。

相異なる濃縮度の燃料ブロックの隣接して存在する場合には、高い濃縮度の燃料ブロックほど高速中性子束は高く熱中性子束はやや低い値を示す。3 分割炉心における平衡炉心では交換燃料として同一濃縮度の燃料を用いているが全く同様な傾向が燃焼度についていえる。また制御棒挿入穴付き燃料ブロックでの中性子束は隣接燃料ブロックにおける中性子束とほとんど変わ

らない大きさをもつ。これはこの炉心では中性子の拡散距離がかなり大きいために発生中性子束が少ないにもかかわらず、他のブロックからの拡散による流入が多くあることによるものである。しかし以上述べてきた濃縮度による差異、或は制御棒挿入穴付き燃料ブロックであるかどうかの差異よりも、反射体からの距離の大小の影響のほうがはるかに大きい。

初期炉心と平衡炉心では燃料劣化の大きい平衡炉心の方が、分裂出力一定としているので中性子束は高くなっている。また2分割炉心と3分割炉心では余剰反応度の小さい3分割炉心の方が平均して中性子束は高い。

(3) 出力分布

燃焼及び燃料交換に伴う半径方向の出力ピーキング係数が前出の Fig. 4.5 (2分割炉心) 及び Fig. 4.6 (3分割炉心) に示されている。pointと表示されたものは二次元の格子点における出力密度の最大値の炉心平均出力密度に対する比であり、blockと表示されたものは1つの燃料ブロックでの平均出力密度の全炉心平均出力密度に対する比の最大値である。

初期装荷状態で2分割炉心 1.37, 3分割炉心 1.58 であつた出力ピーキング係数は、2分割炉心と3分割炉心では燃焼及び燃料交換により多少異つた変化を示す。最も顕著な相異は2分割炉心では燃料交換により出力ピーキング係数は常に上昇するのに対し、3分割炉心では上昇する場合と下降する場合の両方があることである。

まず2分割炉心の場合をみると、新装荷状態の 1.37 から燃焼により一時上昇し次第に下降するが、第1回目の燃料交換により全運転期間を通じての最大のピーキング値を取り 1.57 となる。その後燃焼により 1.31 まで大きく下降するが、2回目の燃料交換により 1.55 まで上昇、ふたたび燃焼と共にゆるやかに下降し3回目の燃料交換直前には 1.47 まで落ちる。2分割炉心では初期炉心を除いて1回目の燃料交換直後から3回目の燃料交換の直前までを1つの周期として、出力ピーキング係数は周期的に変化する。炉心の出力ピーキングの最大値を示す位置は、初期炉心においては熱中性子束も高く分裂断面積も大きい外側反射体との境界附近に生じる。また平衡炉心では内側領域の燃料交換後においては炉心中央部にピークを生じ、外側領域の燃料交換後においては炉心外側境界附近にピークを生じる。且つ後者の方が出力ピーキング値の絶対値は大きい。その様子は Fig. 4.23(1)~(12) 及び Fig. 4.24(1)~(18) に示されている。

3分割炉心の出力ピーキングの変化は $(3n-1)$, $3n$ ($n=1, 2, \dots$) 回目の燃料交換前後の関係を除いては2分割炉心と同一の傾向を示し、初期装荷状態で 1.58, 全運転期間を通じての最大値は 1.71 となる。 $(3n-2)$ 回目の燃料交換により出力ピーキングは増大するが、 $(3n-1)$, $3n$ 回目の燃料交換では減少し、例えば1回目の燃料交換では 1.57 から 1.67, 2回目では 1.64 から 1.56, 3回目では 1.56 から 1.50 と変化する。この相異には2つの理由がある。1つは初期炉心の影響を受け $(3n-2)$ 回目の交換前の炉心は、交換の対象になつている燃料以外の燃料が高い燃焼度まで劣化しており、新燃料は周囲の燃料と較べてピーキングを作り易い。またそのため燃料交換後に得られる余剰反応度は $(3n-2)$ 回目の交換後が最も小さい。2つ目の理由としては次のことが考えられる。3分割炉心の場合出力ピーキングは炉心の外側境界附近で生じるが、外側境界附近の燃料ブロックだけに着目すると、 $(3n-2)$ 回目に交換される燃料ブロックの周囲の燃料には前回交換された比較的劣化の小さい燃料が平

均して多く存在し、その附近全体の出力密度が大きくなっていることである。これに比して $(3n-1)$ 回目に交換される燃料ブロックの周囲には前々回の燃料交換で装荷され劣化の激しい燃料ブロックが多く存在し、また $3n$ 回目の交換燃料ブロックの周辺配置はその中間程度である。以上述べてきた燃料配置状態、燃焼状態は Fig. 4.23~Fig. 4.24 を詳細に検討すれば理解できる。したがって初期装荷炉心の燃料濃縮度の組み合わせを適正化すること、或は交換時間を調整することにより（例えば実効増倍率が 1.01 になる以前に交換する）、少なくとも燃料交換による大巾な出力ピーキングの上昇を押えることは可能である。

燃料ブロック或は燃料チャンネルごとの分担出力の最大値、平均値、最小値を table 4.5 に示す。制御棒挿入穴付き燃料ブロックはチャンネル当りにしてもかなり分担出力は小さい。

(4) 取り出し燃料の燃焼度

Fig. 4.25 (2分割炉心) 及び Fig. 4.26 (3分割炉心) に取り出し燃料の燃焼度の分布を示した。1つの黒点が1本の燃料ブロックに相当する（本来一交換時の黒点は全部同一時間軸上に並ぶべきものである）。また特に平衡炉心における取り出し燃料燃焼度をヒストグラムで表わしたものが Fig. 4.27 (2分割炉心) と Fig. 4.28 (3分割炉心) である。

2分割炉心の場合初期炉心では 40,000 MWD/T (内側 6% 燃料), 73,000 MWD/T (外側 8% 燃料) であるが、その後の燃料交換ではほぼ一定値に落ち着き 51,000 MWD/T (内側 6% 燃料) と 72,000 MWD/T (外側 8% 燃料) となる。(table 4.6) 奇数回目の燃料交換で取り出される 6% 燃料は内側領域に装荷されていた燃料であり、内側領域は中性子束がほぼ平坦であるので燃焼度にはほとんどばらつきはないが、内側から 2 層目の 6 本の燃料の燃焼度がやや高い。中央の 1 本は制御棒挿入穴付き燃料のため高い燃焼度を取らない。偶数回目の燃料交換で取り出される 8% 燃料は外側領域に装荷されたものであり、反射体効果で熱中性子束の高い最外側層から取り出された 24 本の燃料とその内側層から取り出された 12 本の燃料では、燃焼度にはつきりとした差がある。

12本の燃料のうちでも6本の制御棒挿入穴付き燃料ブロックは最低の値を記録する。

3分割炉心の初期装荷燃料は 24,000 MWD/T (4% 燃料), 52,000 MWD/T (6% 燃料) 86,000 MWD/T (8% 燃料) と同一濃縮度の燃料では2分割炉心より 12~14% 燃焼度が大きくなっている。平衡炉心の 79,500 MWD/T の値は2分割炉心の 8% 燃料の燃焼度と較べ 12% 大きい。これらの値は同一濃縮度を持つ燃料の多領域装荷の場合の理論的推定値 $\left(\frac{2 \times 3}{3+1} / \frac{2 \times 2}{2+1}\right) = 1.125$ とほぼ一致する。3分割炉心の場合でも取り出し時の燃焼度が高いグループは炉心最外層に装荷された燃料であり、最も低い値を取るのは制御棒挿入穴付き燃料ブロックである。また平衡炉心では同一の 8% 燃料であるにもかかわらず、出力ピーキングと同様に初期炉心の影響を受けていること、及び炉心内の幾何学的配置の関係で $3n$ ($n=1, 2, \dots$) 回目の燃料交換で取り出される燃料がやや燃焼度は高い。

炉心内の幾何学的配置による燃焼度の相違は、前出の Fig. 4.23 (2分割炉心) 及び Fig. 4.24 を参照すれば容易に理解される。

また、4.2節で述べた多領域装荷の場合の燃焼度の理論的推定値を較べて、余剰反応度と同様にここで得られている ZADOC-III による計算値は table 4.6 にみられる通りかなり大きい値を示す。前出の理論的推定値は同一濃縮度燃料装荷の場合に適合されるものであるが、理

想的燃料交換モデルであり実際にはこれ以下と推定されるから差は大きいと考えねばならない。この差の最大の原因は3節で述べられているDELIGHTによる単位格子計算での実効増倍率評価の際の、半径方向の洩れを見積るためのバックリングの値 B_r^2 (入力値) が大きすぎたためである。

(5) 燃料交換間隔時間, 燃料の炉内滞在時間

Fig. 4.5 及び Fig. 4.6 から燃料交換間隔時間をみると2分割炉心の初期炉心で751日, 平衡炉心で637日(6%燃料→8%燃料), 312日(8%燃料→6%燃料)となり, 3分割炉心では初期炉心で539日, 平衡炉心で423日となる。これらの値に定格出力に対する負荷率75%を考慮するとtable 4.7に示す値となる。これらの値は4.2節で推定した値よりかなり大きい。これは燃焼度が推定値を上まわっていたのと同様の理由による。

燃料の炉内滞在時間は初期炉心では燃料交換間隔時間と同一であり, 平衡炉心ではそれぞれ2倍(2分割炉心), 3倍(3分割炉心)となる。

(6) その他の燃焼特性

4.4節で検討されてきた2分割炉心及び3分割炉心について, 必要な濃縮度別の燃料装荷量或は1回の燃料交換に要する燃量交換量が計算されtable 4.7に記されている。

またtable 4.7には取り出される使用済み燃料内に含まれる減損ウラン, 分裂性プルトニウム, 或は使用済み燃料内のプルトニウムの同位体組成率が燃料濃縮度とその燃焼度から, 第3章の単位格子計算で得られているデータを基に計算されている。同様に3章で得られている値を基に燃焼期間を通しての平均の転換比が求められている。

以上みてきたように余剰反応度, 燃焼度, 燃料交換間隔は4.2節の推定値よりかなり大きく, 実験炉としての必要な条件を満たすのには, 今回の検討に用いてきた燃料濃縮度より低い濃縮度の燃料でも充分であろう。更に80,000MWD/Tから90,000MWD/T(8%燃料)に達する燃焼度は逆にcoated particleの強度という観点からも高すぎる値であろう。勿論, これらの結論を出すためには今後の詳細な検討が必要であり, 更に核熱設計だけでなく核燃料サイクル計算, コスト計算その他から装荷燃料の濃縮度を決定する必要がある。

Table 4.1 Microscopic cross-sections of reflector-compositive nuclides

$\sigma(b)$ nuclide	σ_{tr}^1	σ_a^1	σ_r^1	σ_{tr}^2	σ_a^2
C-12	4.53	0.	0.758	4.535	0.00199
Si	0.	0.	0.	0.	0.09366
B-10	0.	0.	0.	2235.0	2231.9
Mn	0.	0.	0.	0.	7.727
Cr	0.	0.	0.	0.	1.815
Ni	0.	0.	0.	0.	2.810
Fe	0.	0.	0.	12.350	1.481

Table 4.2 Group constants for reflector blocks

group const. block	D^1 (cm)	D^2 (cm)	Σ_s^1 (cm ⁻¹)	Σ_a^2 (cm ⁻¹)	Σ_r^1 (cm ⁻¹)
A	0.8585	0.8571	0.0	0.3441×10^{-3}	0.6497×10^{-1}
B	0.9275	0.9260	0.0	0.3185×10^{-3}	0.6014×10^{-1}
C	0.7985	0.7704	0.0	0.4001×10^{-3}	0.4899×10^{-1}

Note. A: standard removable reflector block

B: control rod inserted removable reflector block

C: fixed reflector block

Table 4.3 The property of reflector block and core barrel

	Reflector block	Core barrel
Material	Graphite	HK-40
Density (g/cm ³)	1.75	7.75
Inpurity (ppm) or Composition(w/o)	B: 5 ppm	Fe : 50.77 Cr : 25.00 Ni : 20.50 Si : 1.75 Mn : 1.50 C-12: 0.40 S : 0.04 P : 0.04

Table 4.4 Absolute neutron flux
(10^{13} n/cm².sec)

	Radial two zone core				Scatter three zone core				
	Initial		Equilibrium		Initial		Equilibrium		
	Fast	Thermal	Fast	Thermal	Fast	Thermal	Fast	Thermal	
Core	ave.	4.48	4.84	6.08	5.60	4.91	5.78	6.30	6.57
	max.	5.74	7.63	7.71	9.81	7.36	8.58	9.59	9.45
Radial reflector	ave.	0.16	2.83	0.24	3.79	0.15	2.98	0.23	3.45
	max.	2.38	7.63	3.23	9.81	2.54	8.58	3.26	9.45

Table 4.5 Fission power per fuel block or channel

	Radial two zone core						Scatter three zone core					
	Initial			Equilibrium			Initial			Equilibrium		
	max.	ave.	min.	max.	ave.	min.	max.	ave.	min.	max.	ave.	min.
A (MW)	1.18	1.00	0.80	1.37	1.01	0.58	1.32	1.01	0.65	1.45	1.01	0.78
B (MW)	0.70	0.67	0.59	1.01	0.59	0.34	0.97	0.60	0.44	0.75	0.60	0.43
C (KW)	36.3	27.8	21.7	40.8	28.1	25.9	41.8	28.1	17.2	44.3	28.1	19.4
D (KW)	29.5	27.9	24.8	42.2	24.6	24.2	40.6	25.0	18.3	30.7	25.0	17.4

A: standard fuel block

B: control rod inserted fuel block

C: fuel channel in standard fuel block

D: fuel channel in control rod inserted fuel block

Table 4.6 Burnup of discharged fuel
(GWD/T)

		Enrich.	max.	ave.	min.	A	B
Radial two zone core	Initial	6	39.7	3.86	37.7	0.75	1.21
	Equilibrium	8	73.3	6.77	58.8	4.74	1.29
Scatter three zone core	Initial	6	51.0	4.88	46.9	1.25	1.47
	Equilibrium	8	71.6	6.63	55.6	5.90	1.26
		4	25.8	2.40	21.8	1.20	1.76
	Initial	6	56.0	5.16	46.0	3.07	1.44
	Equilibrium	8	91.1	8.58	79.7	3.48	1.45
		8	88.7	7.95	68.1	6.04	1.34

A: standard deviation $\left[\frac{\sum_{i=1}^n (m-x_i)^2}{n} \right]^{1/2}$ m=average value

B: ratio of average value to presumed value in paragraph 4.2

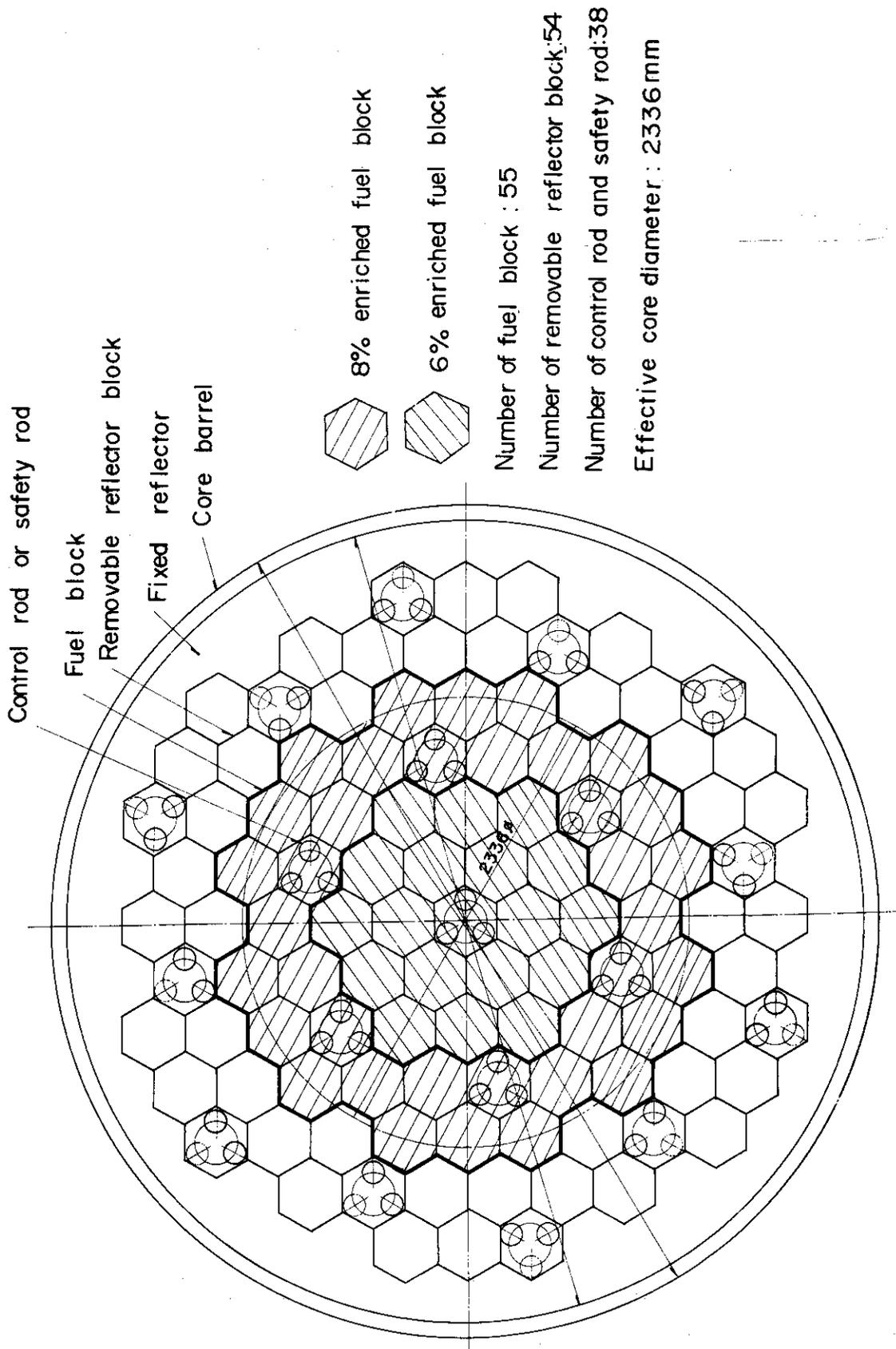


Fig. 4.1 Layout of radial two zone core.

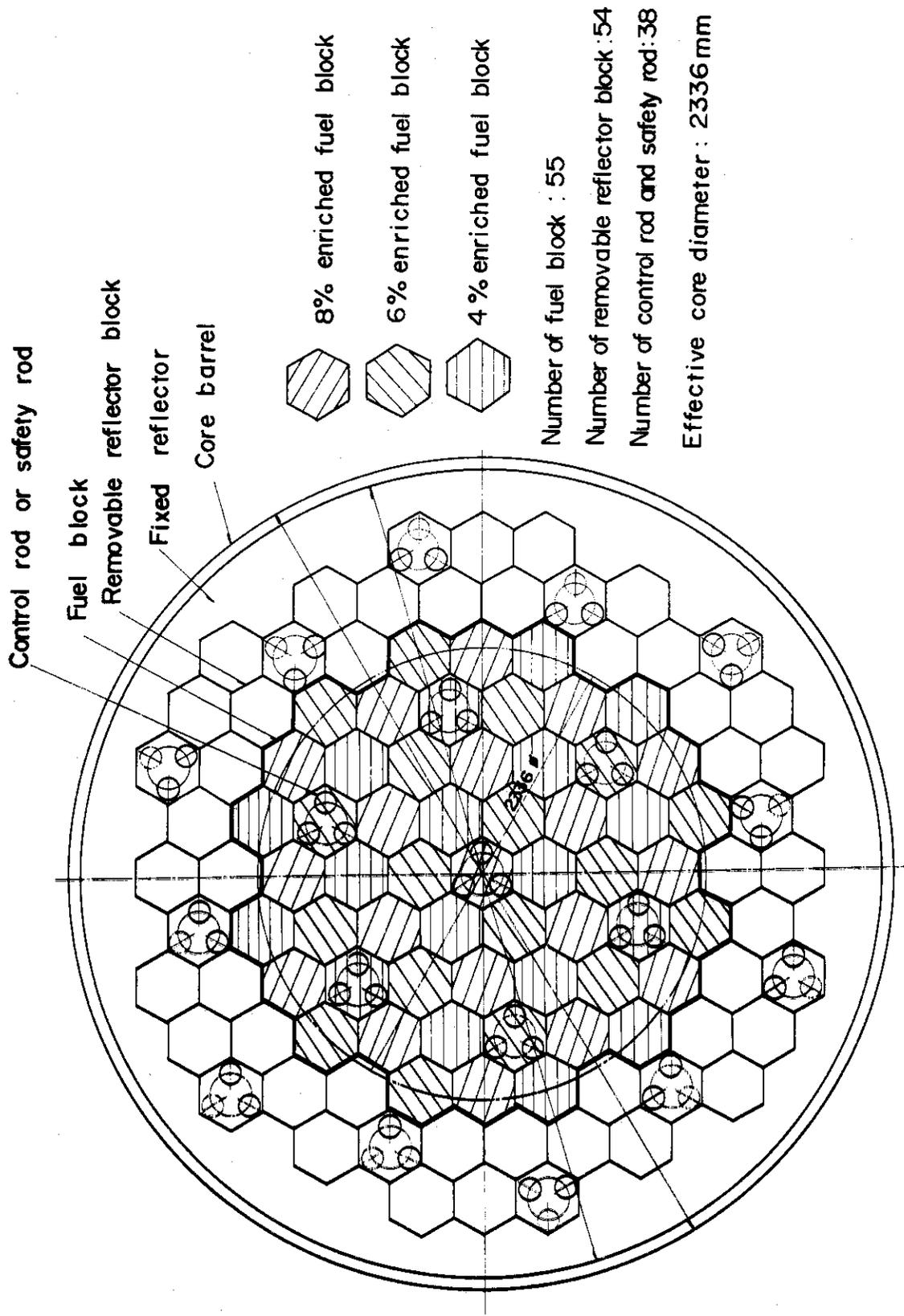


Fig.4.2 Layout of scattered three zone core.

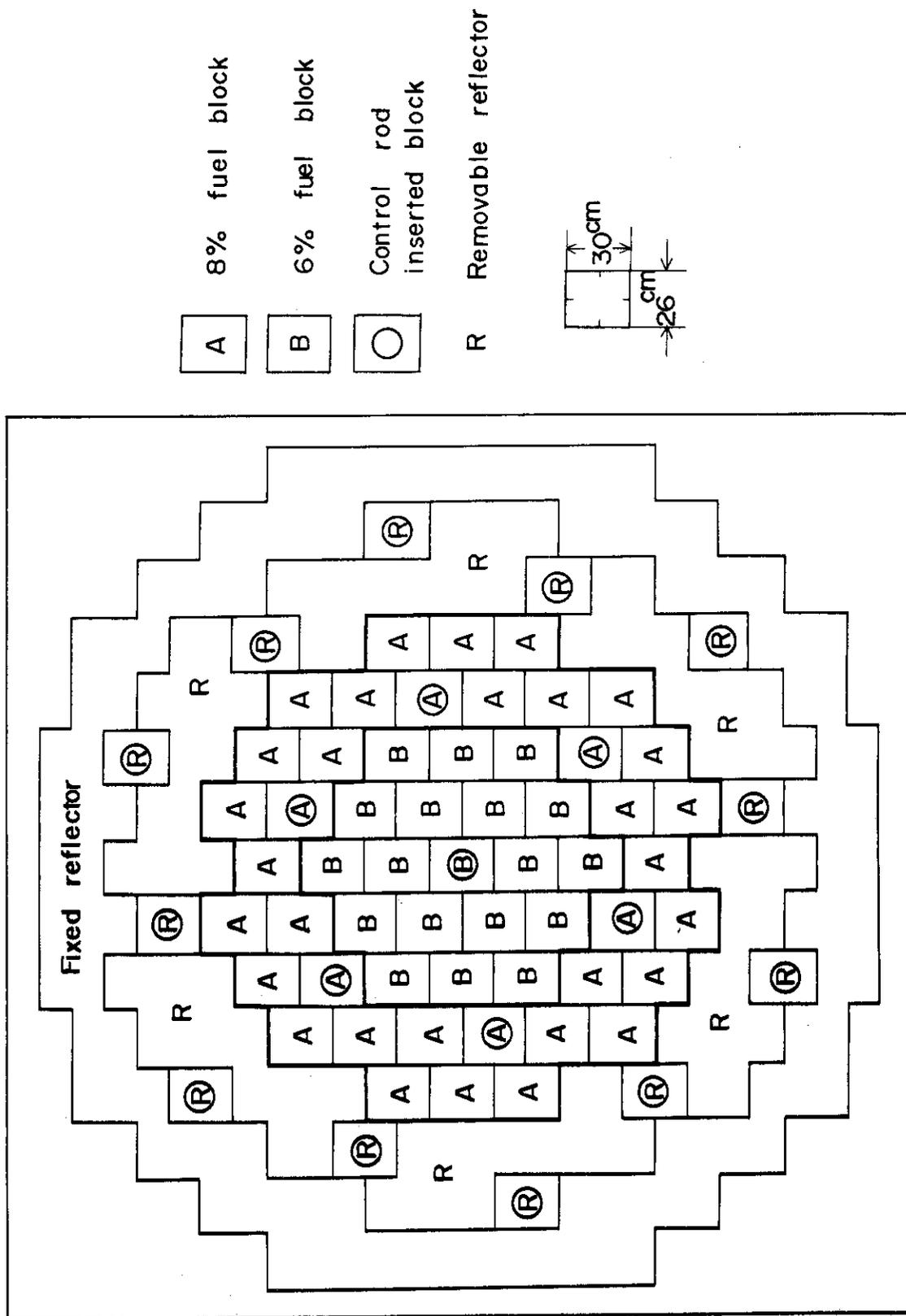


Fig. 4.3 Modelling of radial two zone core for ZADOC-III.

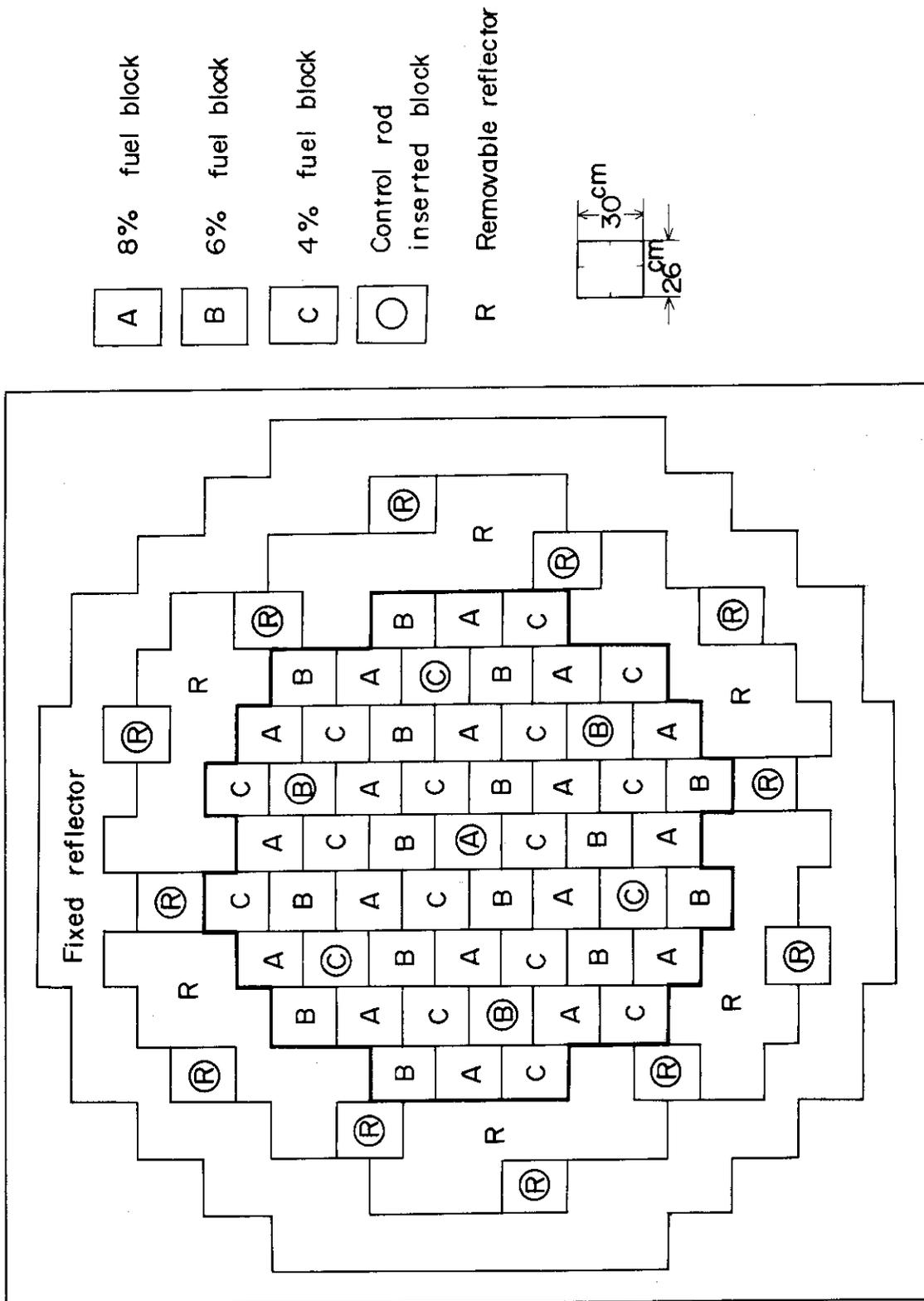


Fig.4.4 Modelling of scattered three zone core for ZADOC-III (initial core).

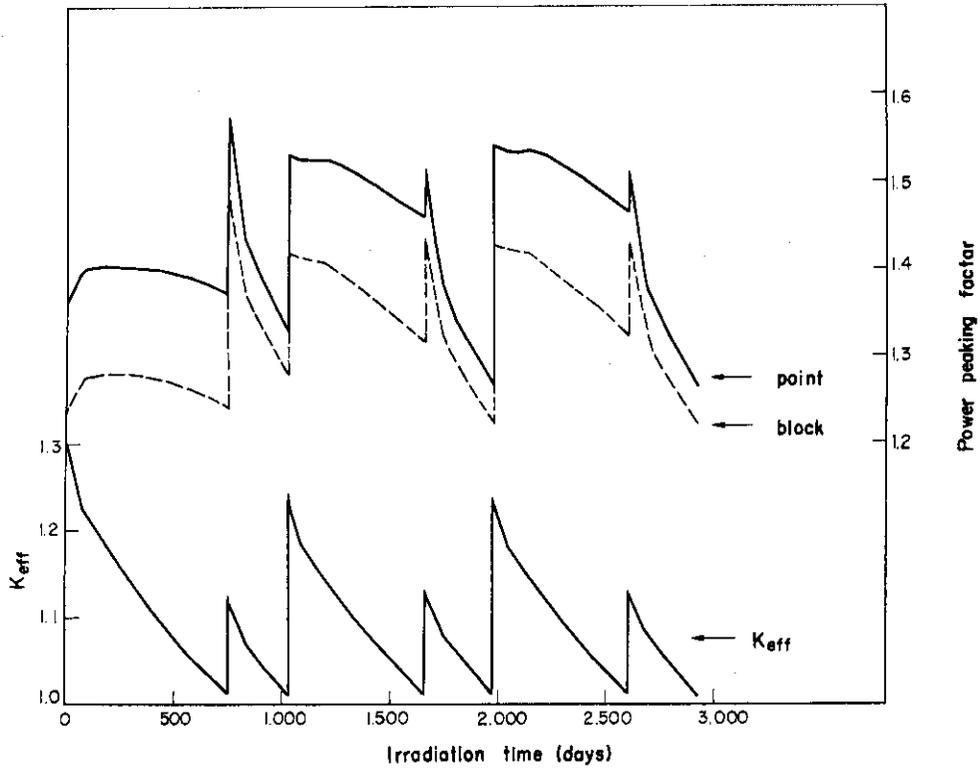


Fig.4.5 Variation of effective neutron multiplication factor and power peaking factor (Radial-2 zones).

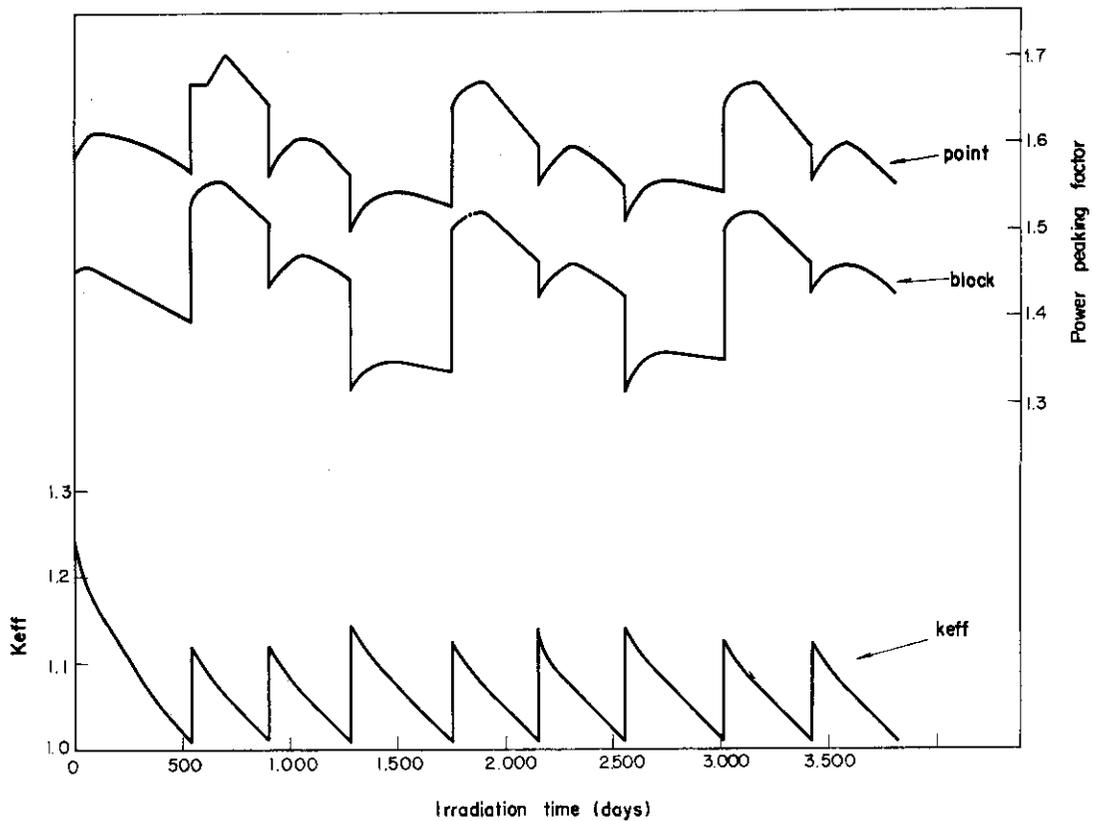


Fig.4.6 Variation of effective neutron multiplication factor and power peaking factor (Scatter-3 zones).

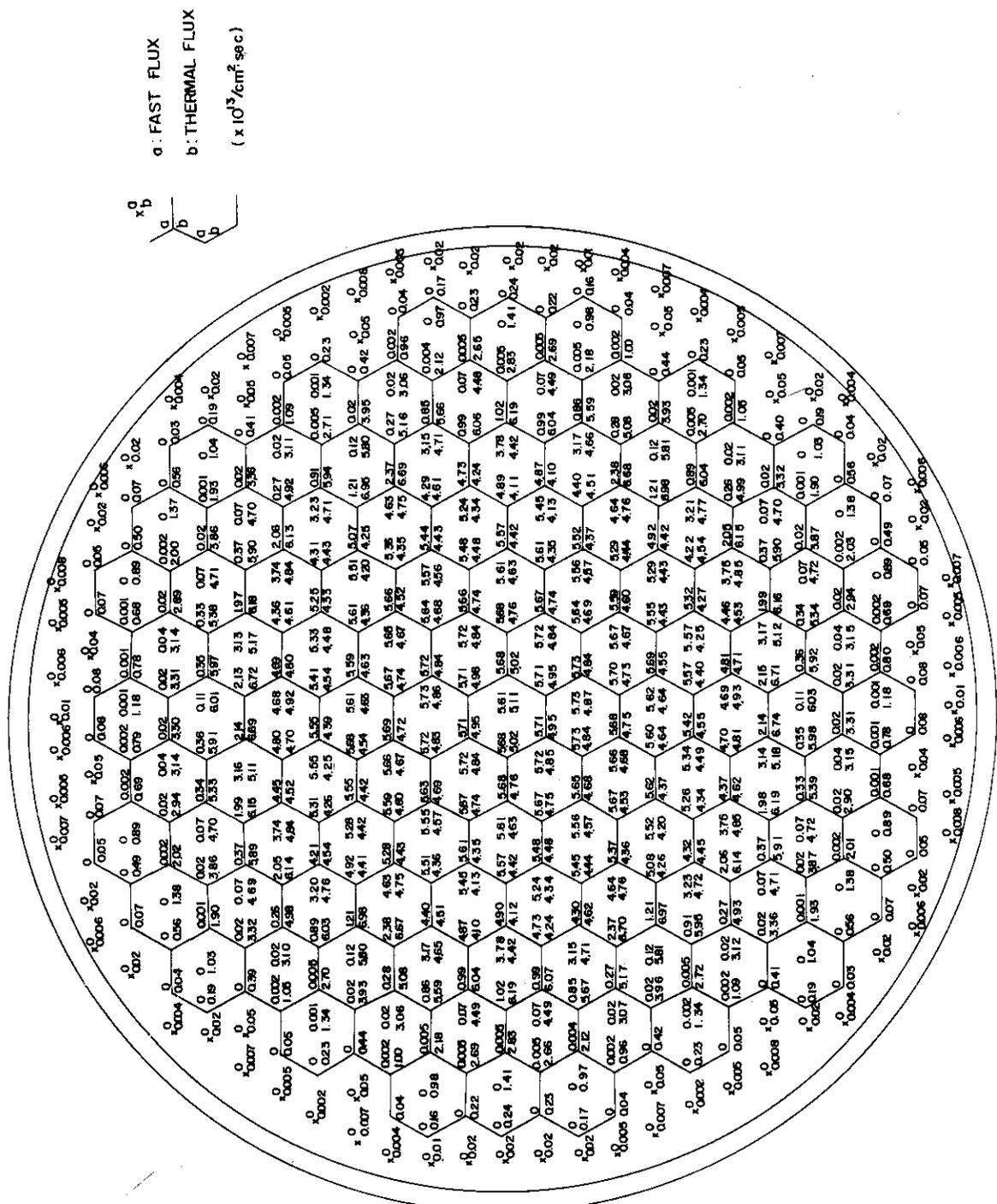


Fig. 4.7 Power normalized flux map in two zone refuelled core at initial operation.

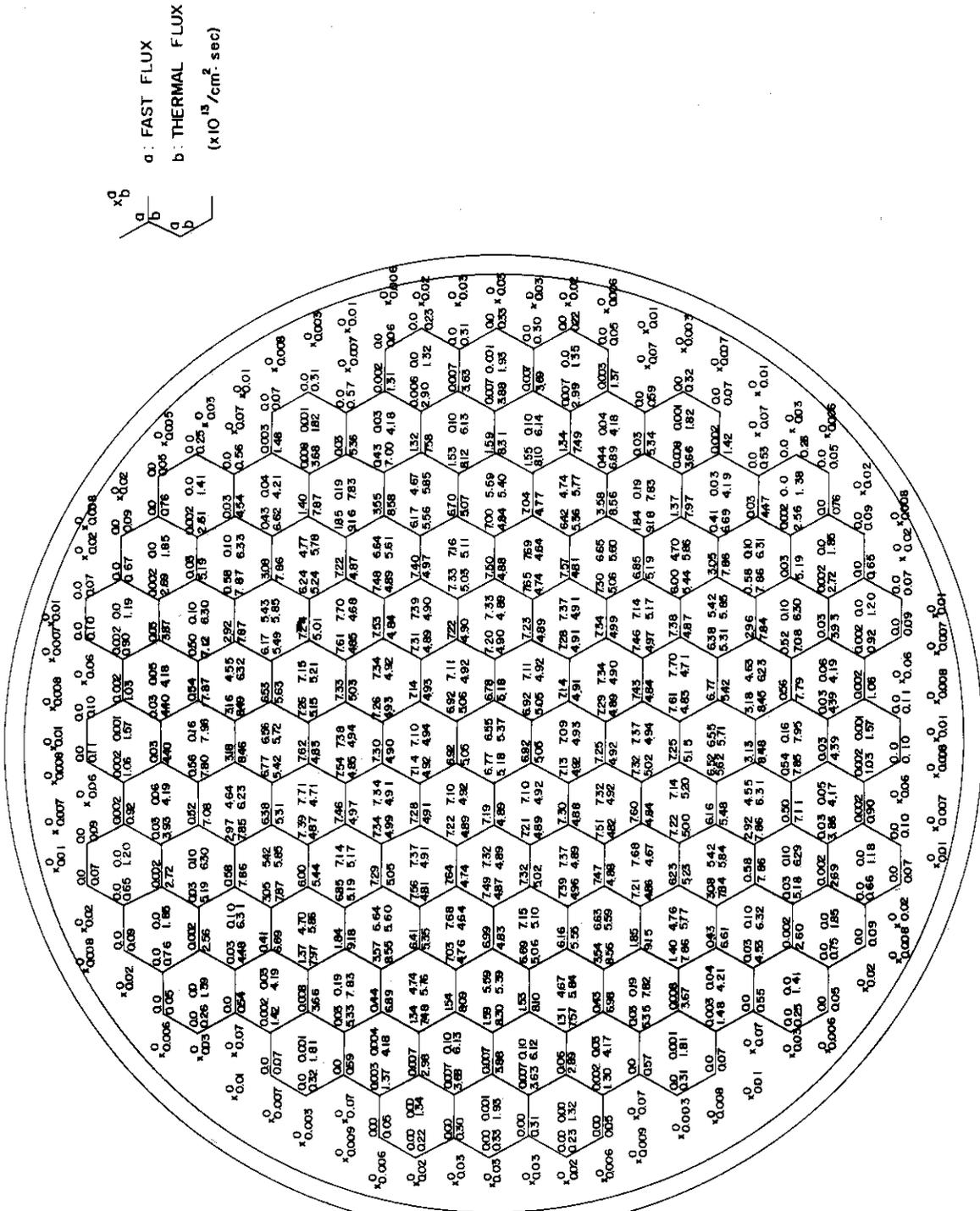


Fig.4.8 Power normalized flux map in two zone refuelled core at equilibrium operation.

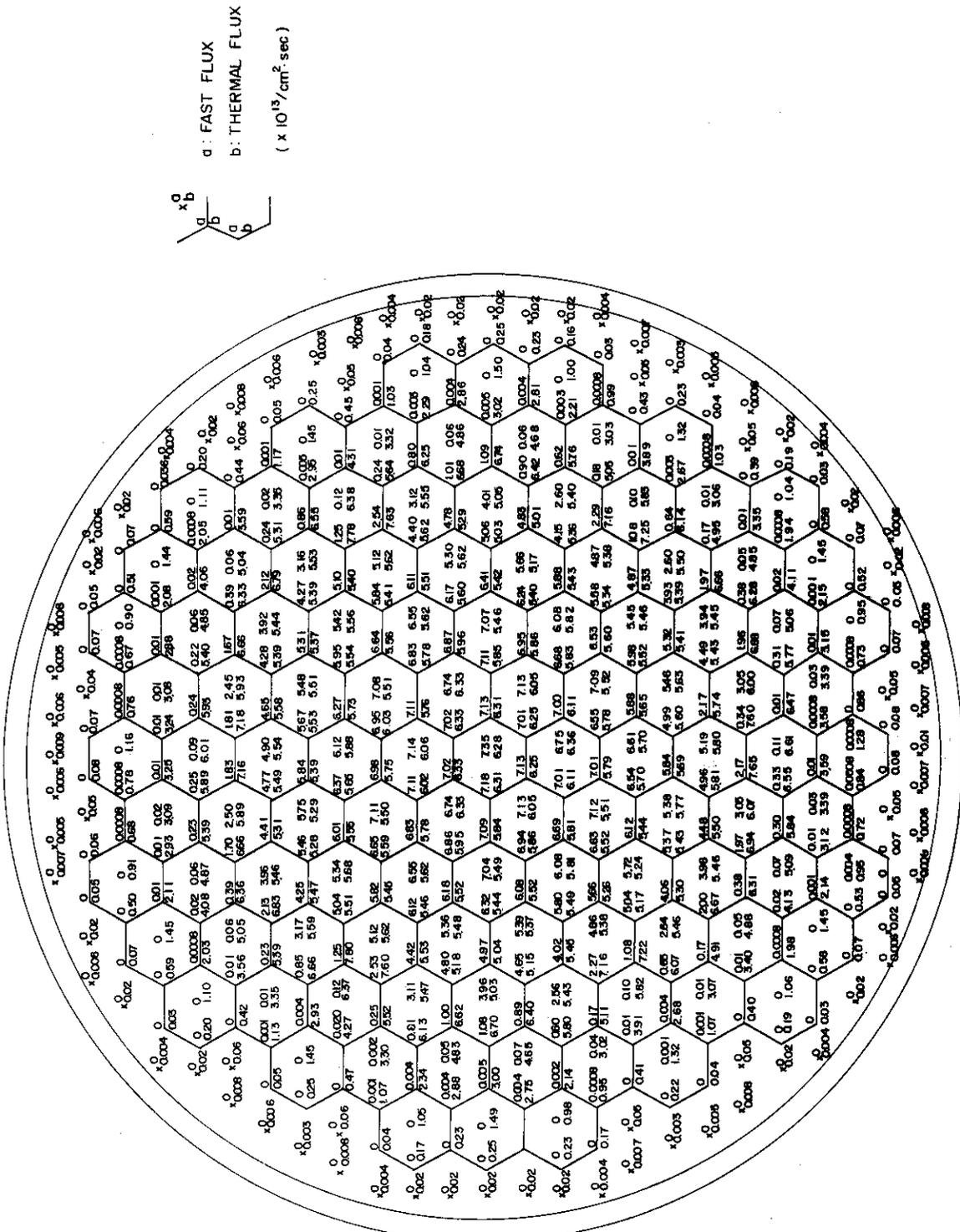


Fig.4.9 Power normalized flux map in three zone scatter refuelled core at initial operation.

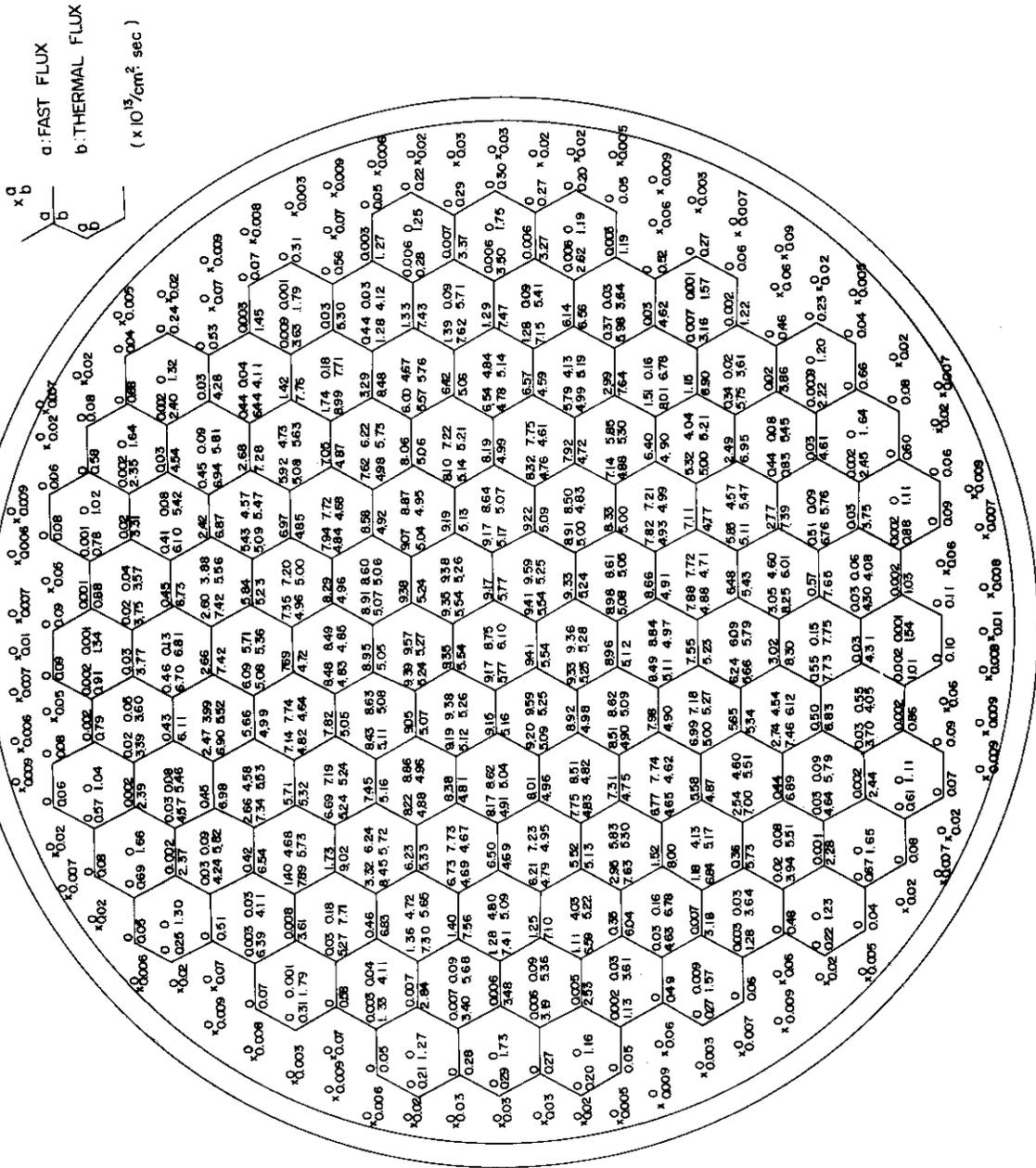


Fig.4.10 Power normalized flux map in three zone scatter refuelled core at equilibrium operation.

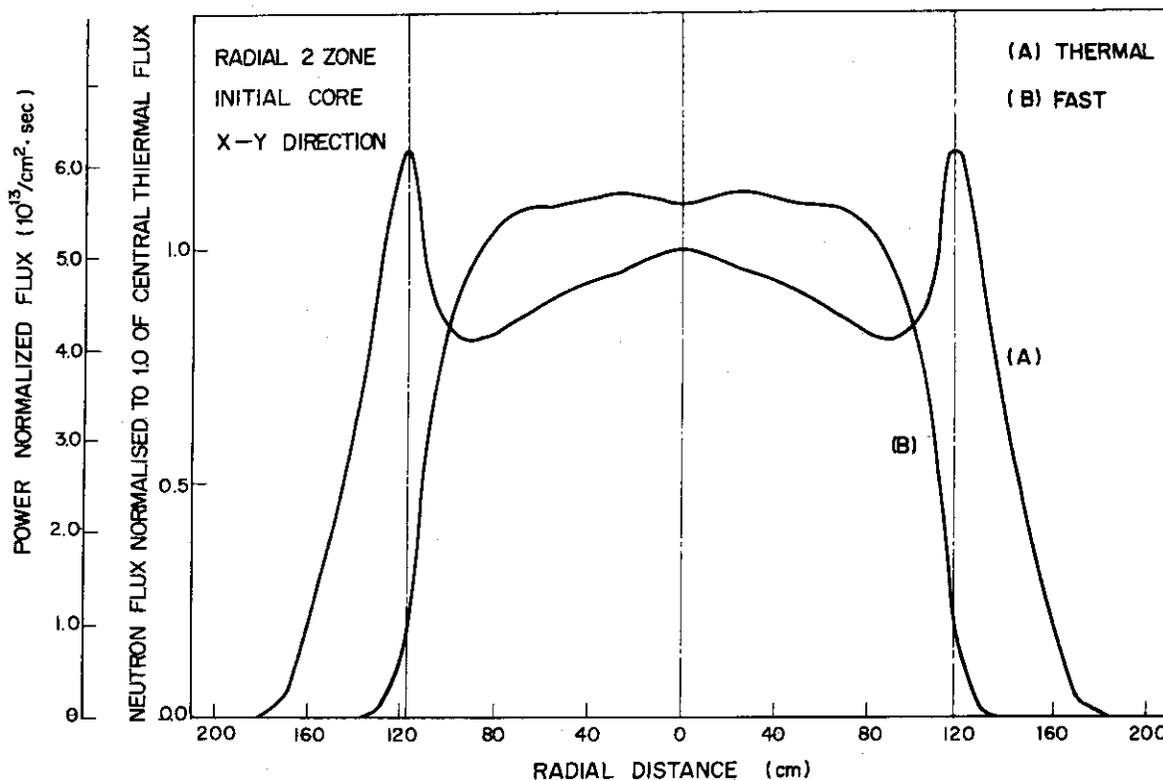


Fig.4.11 Radial neutron flux distributions in two zone refueled core at initial operation (x-direction).

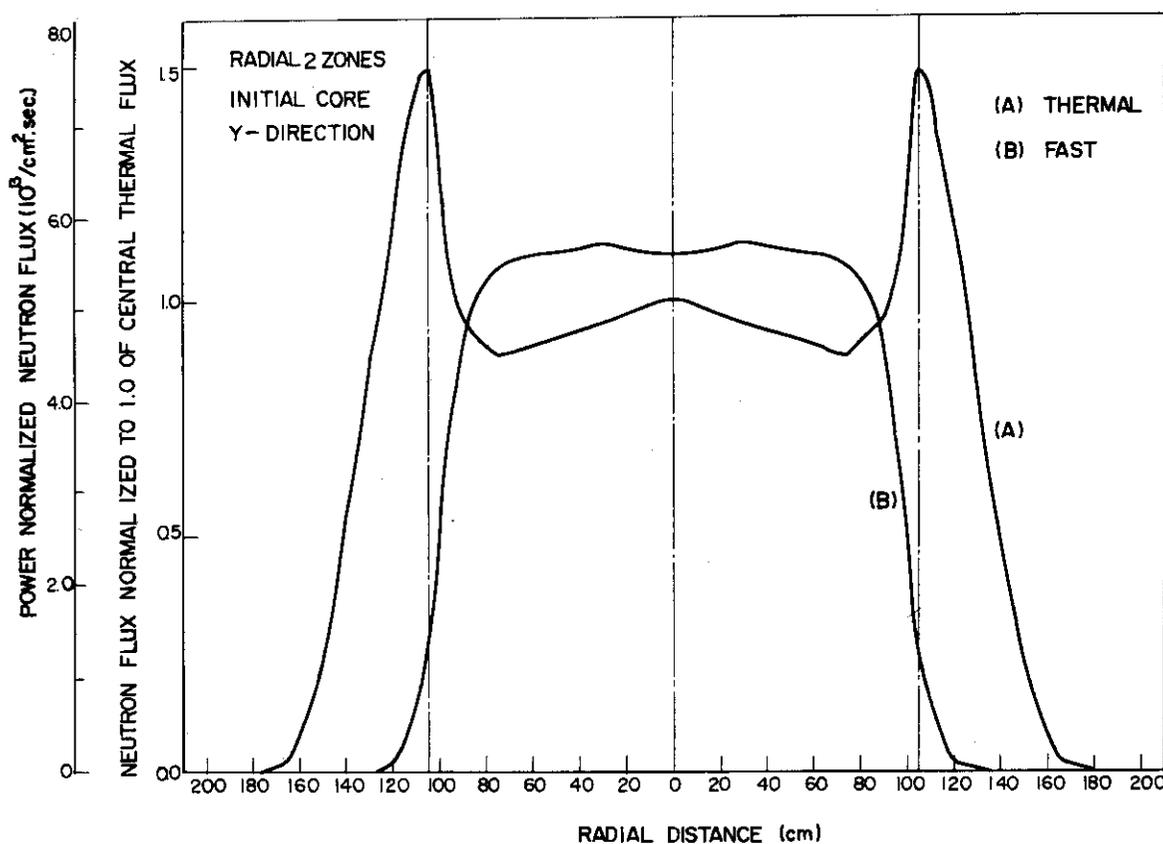


Fig.4.12 Radial neutron flux distributions in two zone refueled core at initial operation (y-direction).

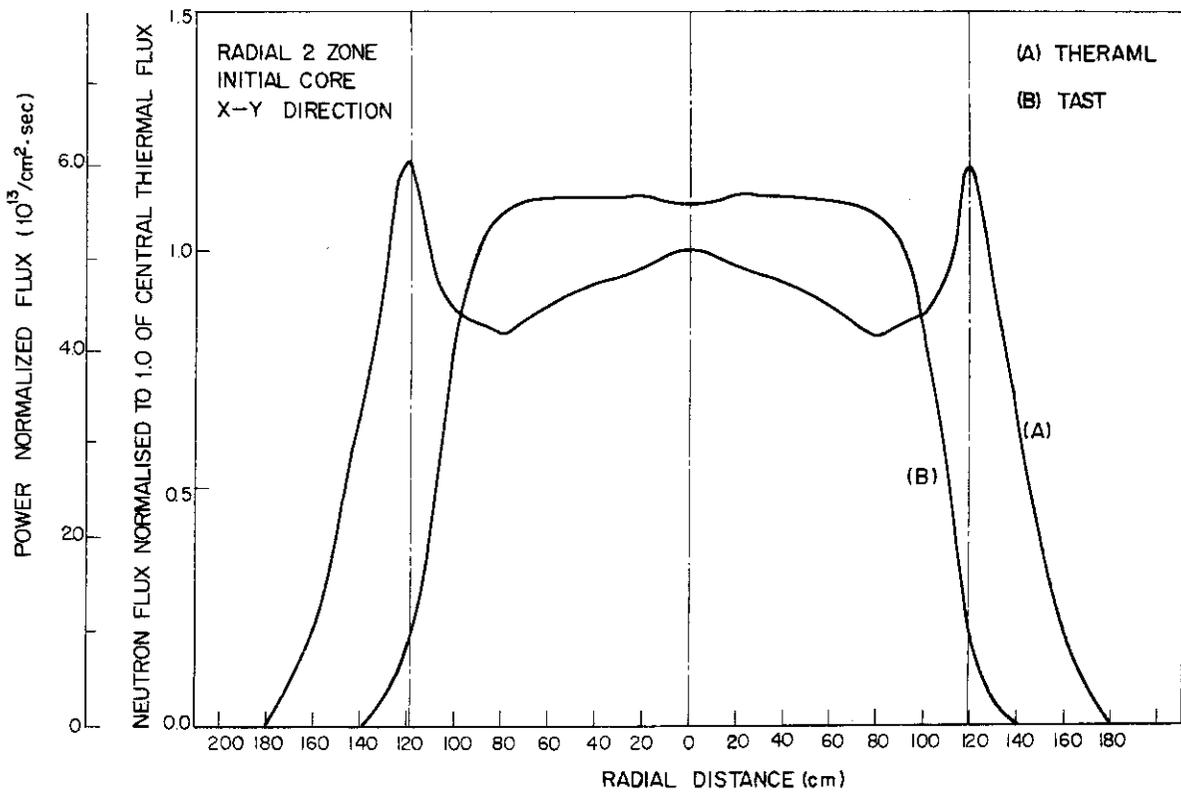


Fig.4.13 Radial neutron flux distributions in two zone refuelled core at initial operation (x-y direction).

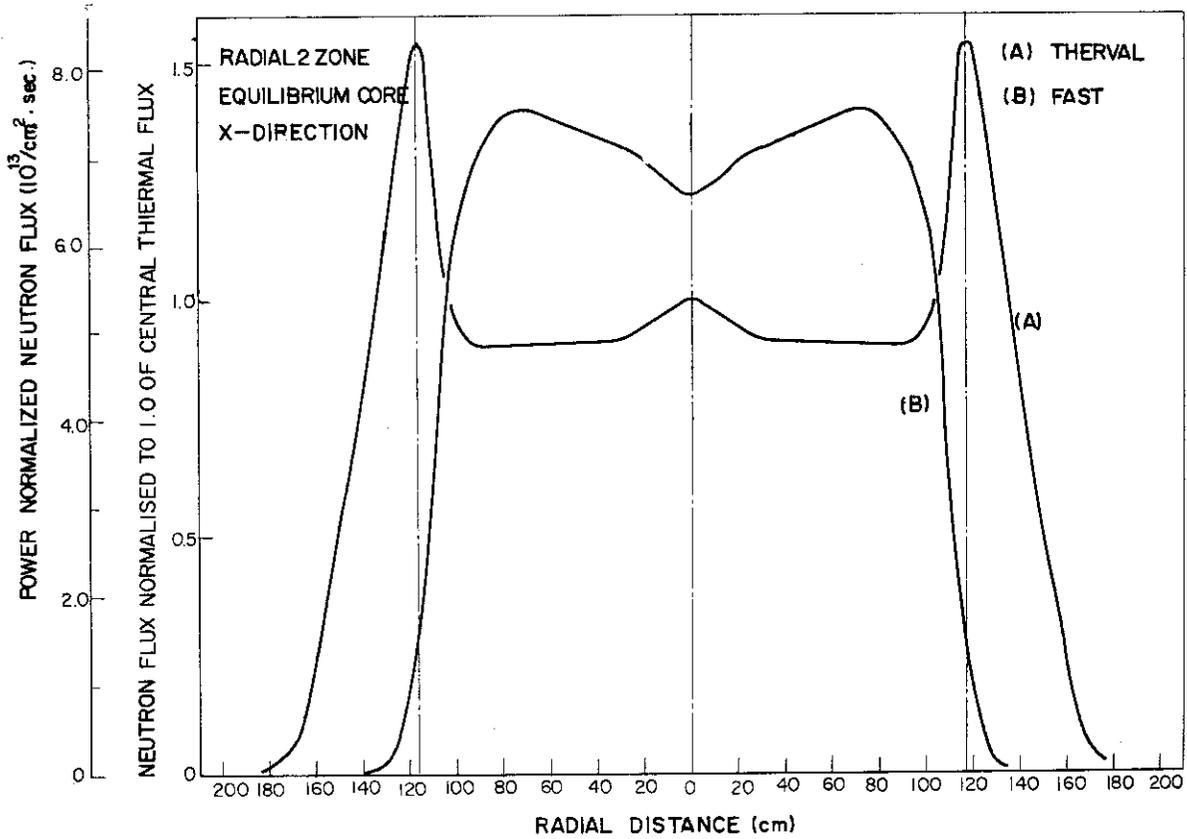


Fig.4.14 Radial neutron flux distributions in two zone refuelled core at equilibrium operation (x-direction).

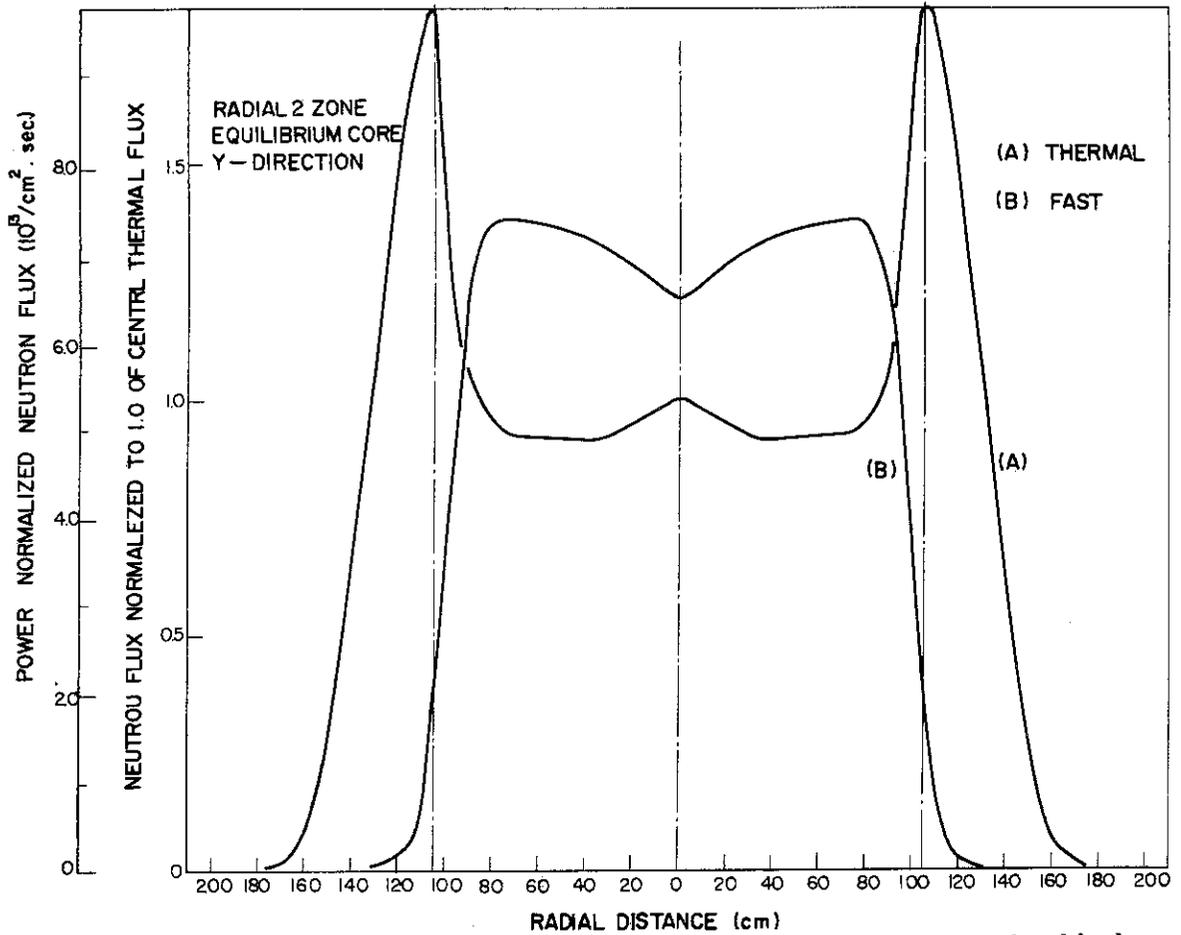


Fig.4.15 Radial neutron flux distributions in two zone refueled core at equilibrium operation (y-direction).

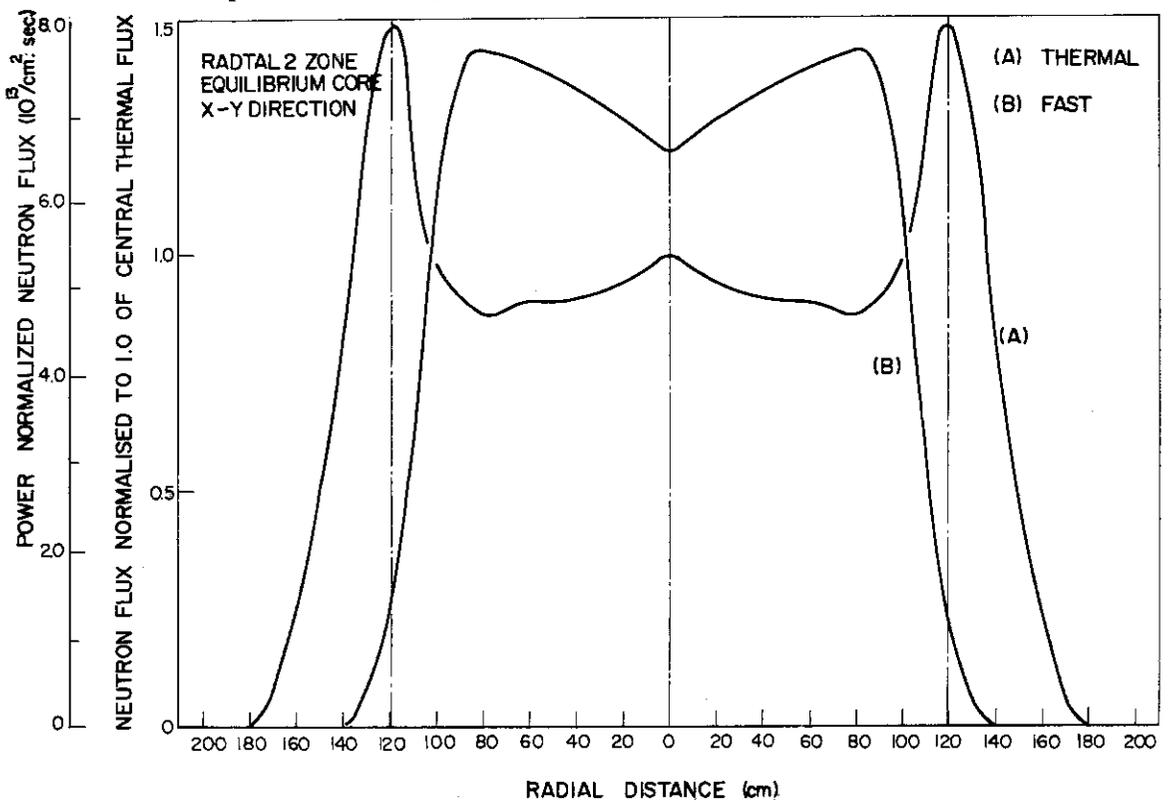


Fig.4.16 Radial neutron flux distributions in two zone refueled core at equilibrium operation (x-y direction).

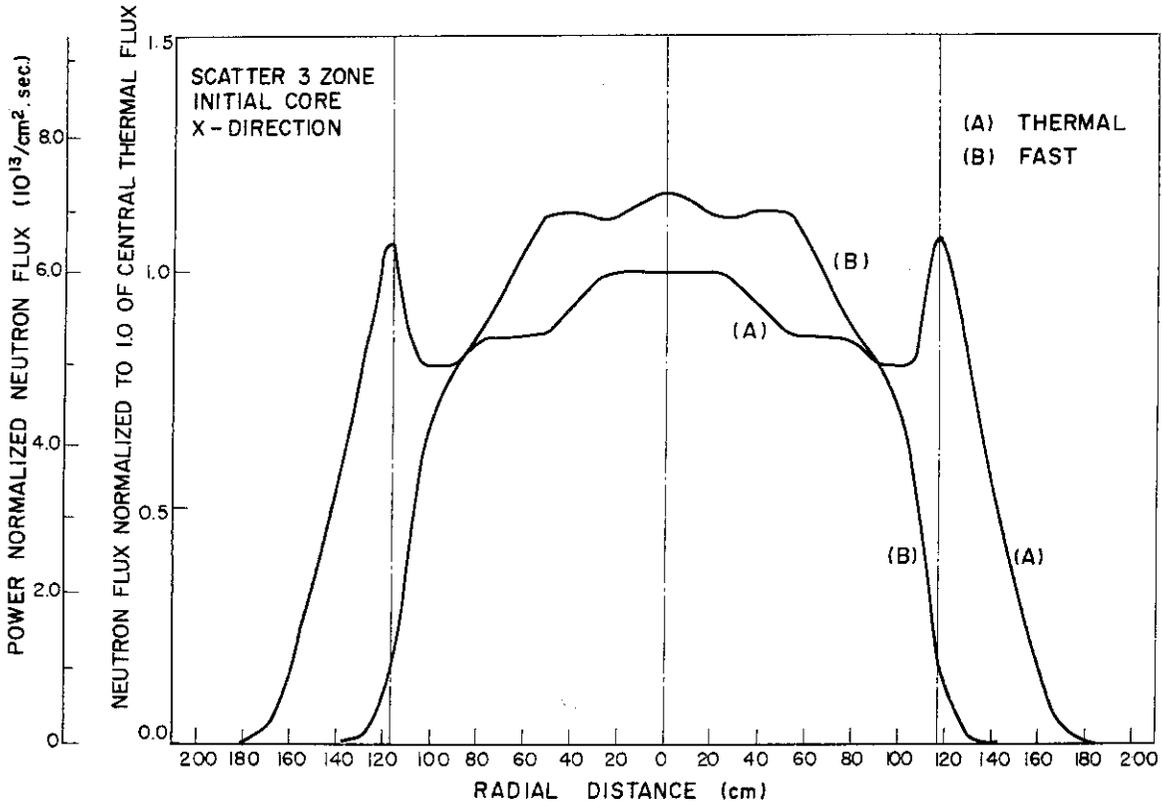


Fig. 4.17 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refueled core at initial operation (x-direction).

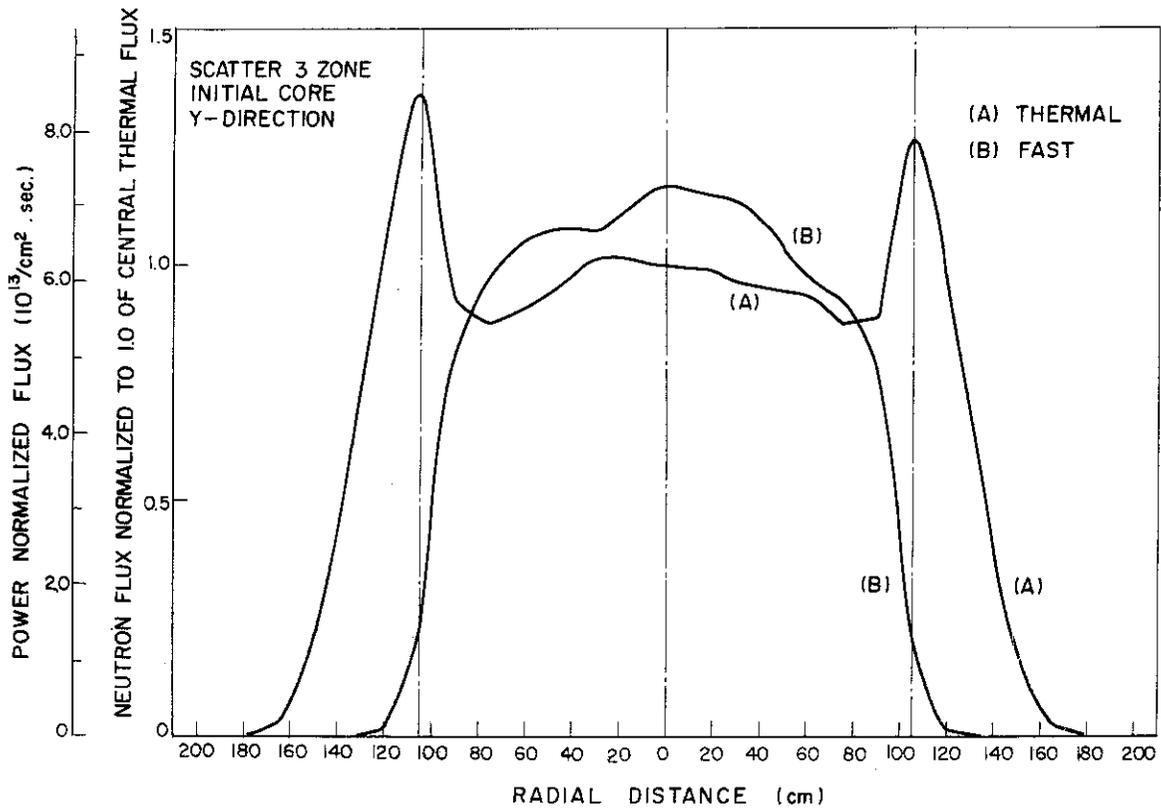


Fig. 4.18 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refueled core at initial operation (y-direction).

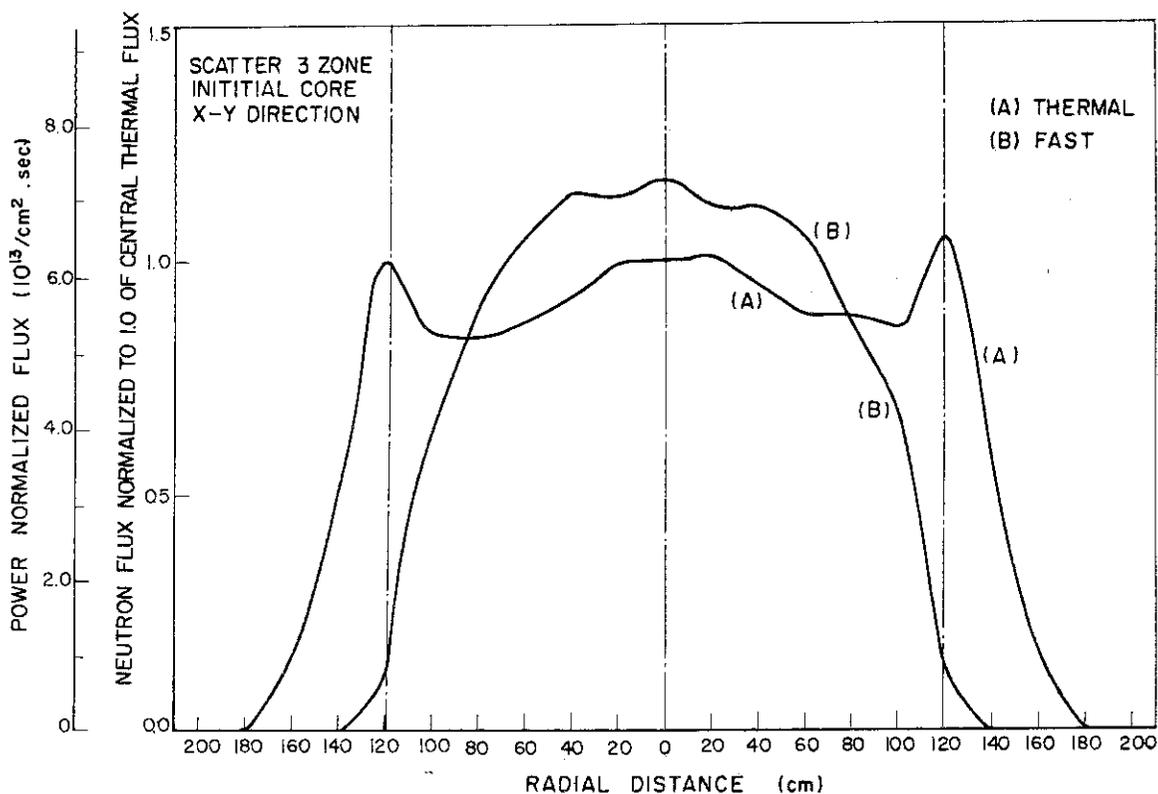


Fig. 4.19 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refuelled core at initial operation (x-y direction).

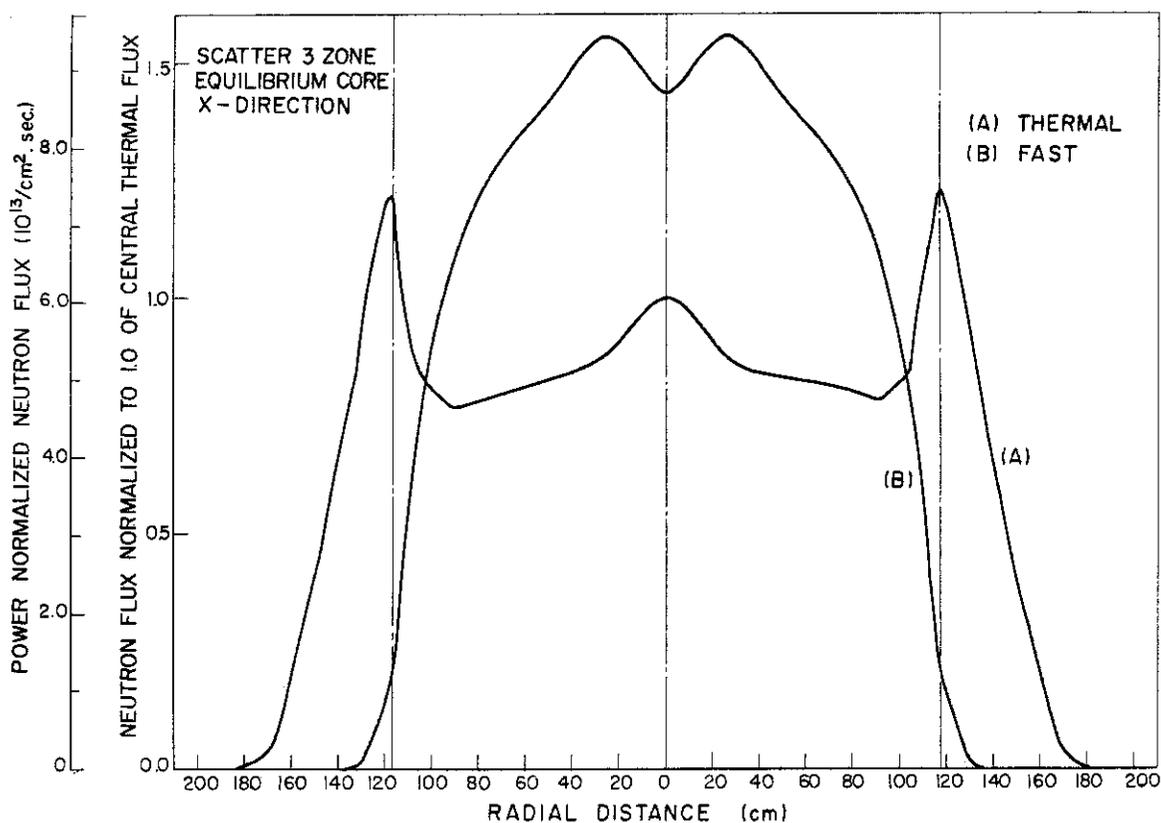


Fig. 4.20 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refuelled core at equilibrium operation (x-direction).

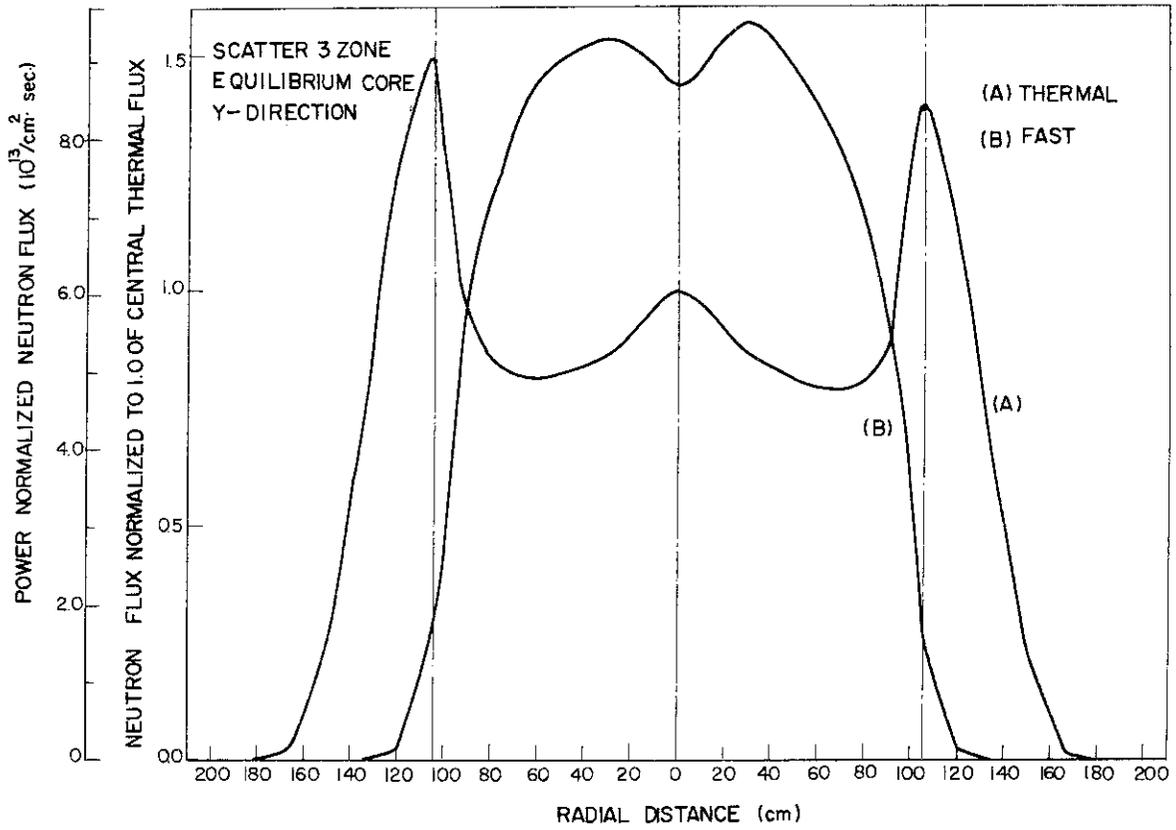


Fig. 4.21 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refuelled core at equilibrium operation (y-direction).

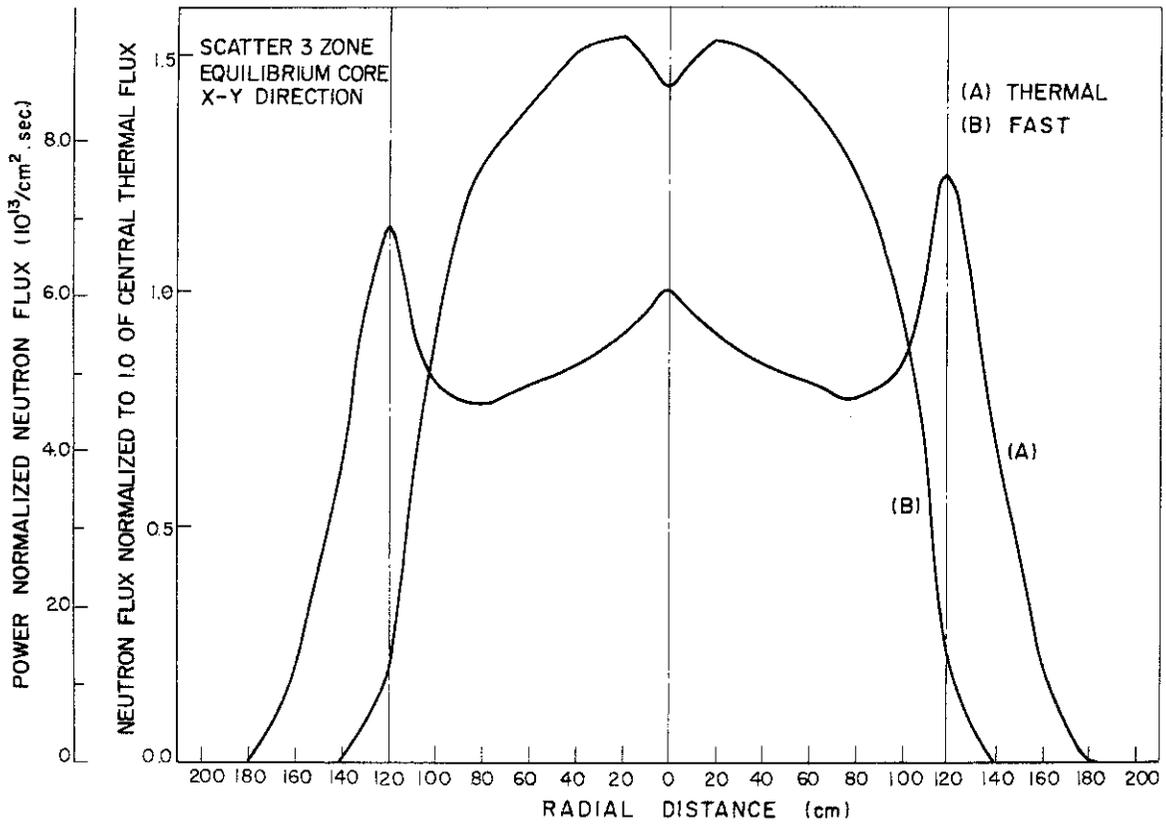


Fig. 4.22 Radial neutron flux distributions in three zone scatter refuelled core at equilibrium operation (x-y direction).

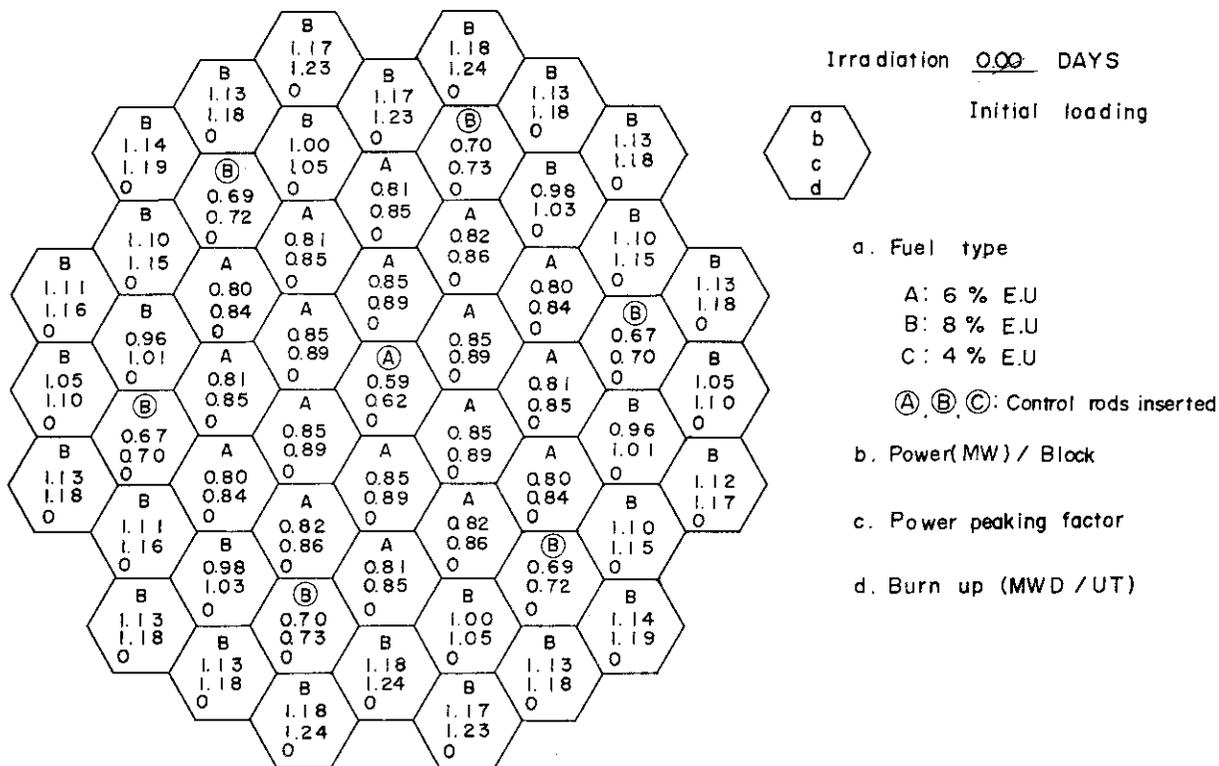


Fig. 4.23(1)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

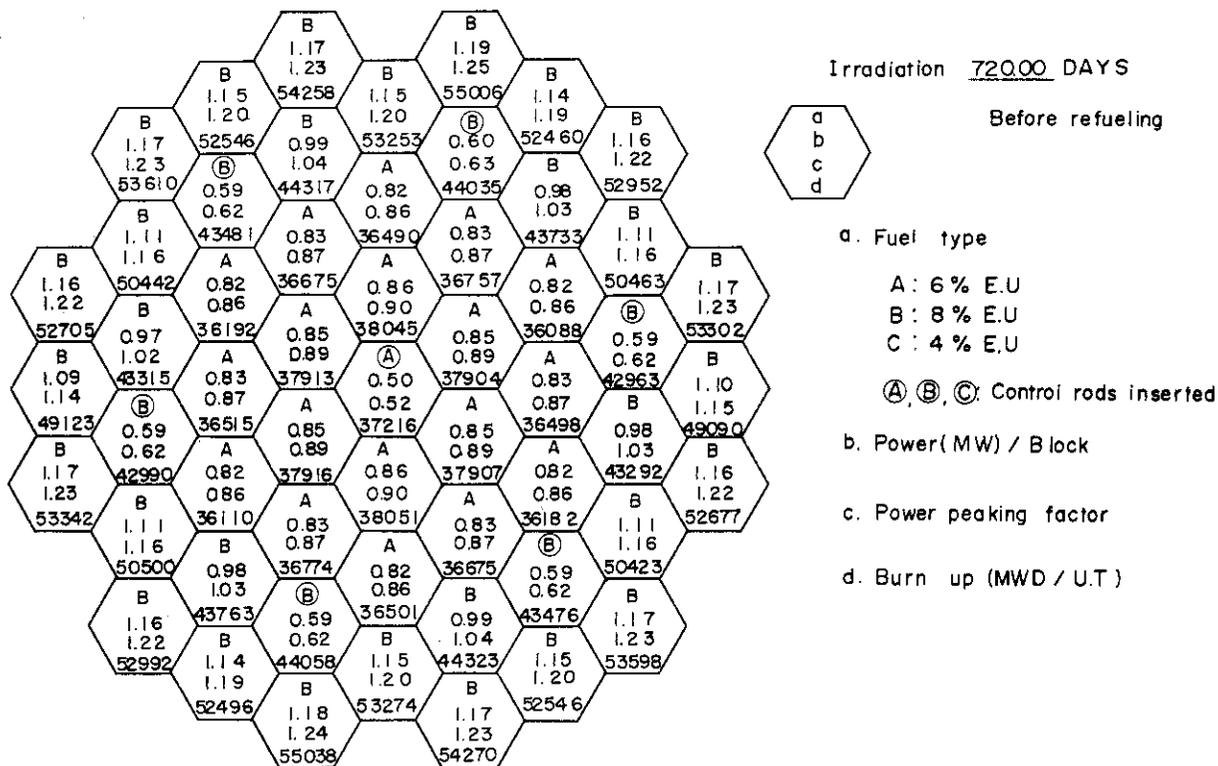


Fig. 4.23(2)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

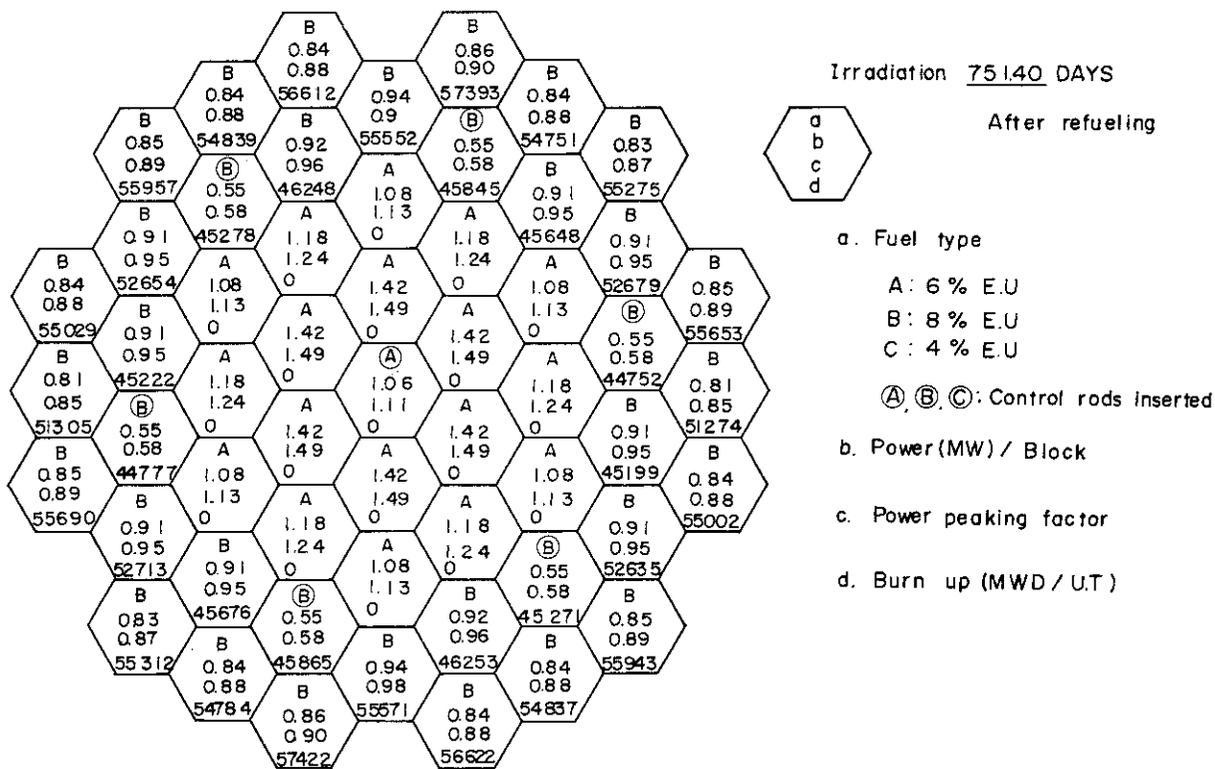


Fig. 4.23(3)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

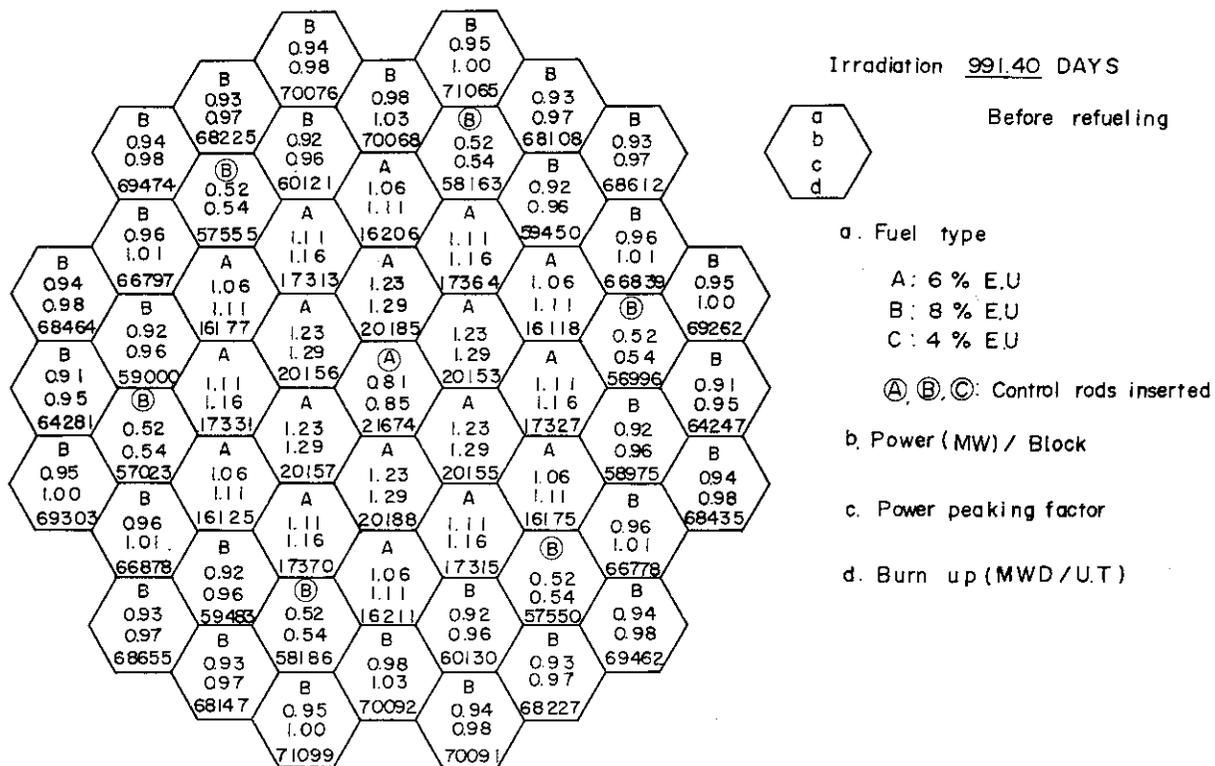


Fig. 4.23(4)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

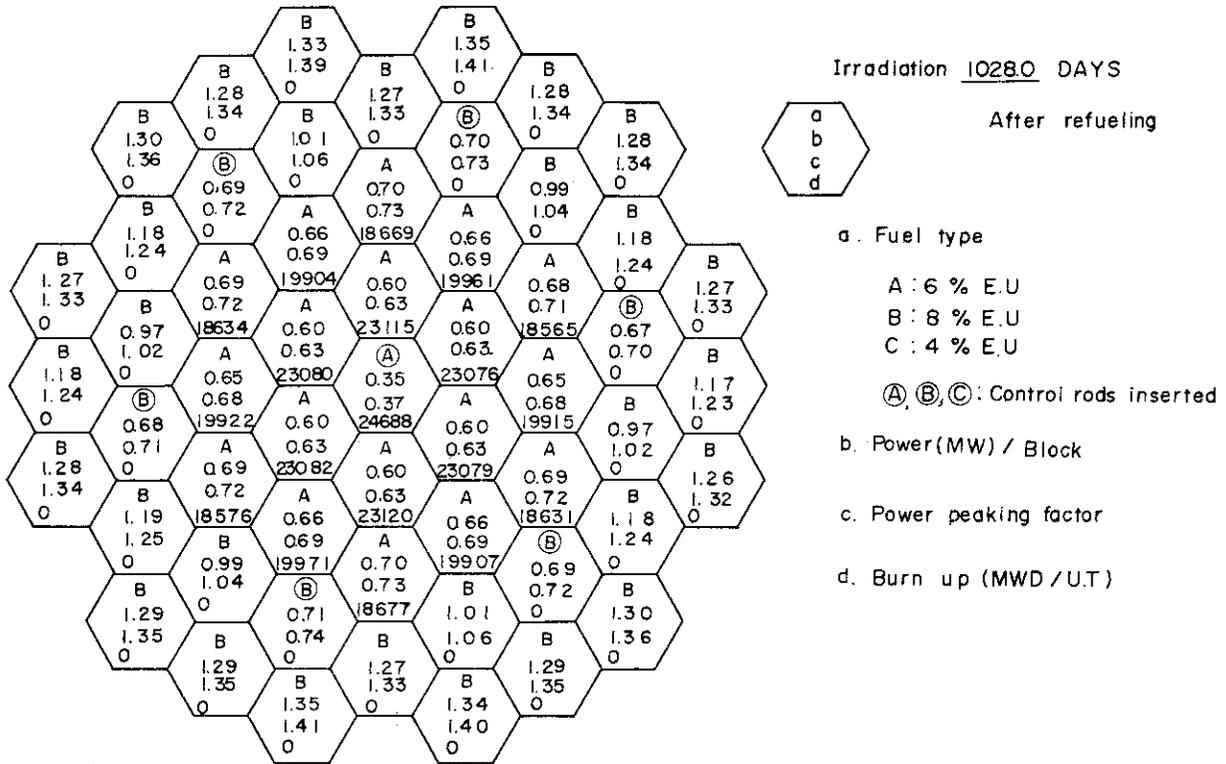


Fig. 4.23(5)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

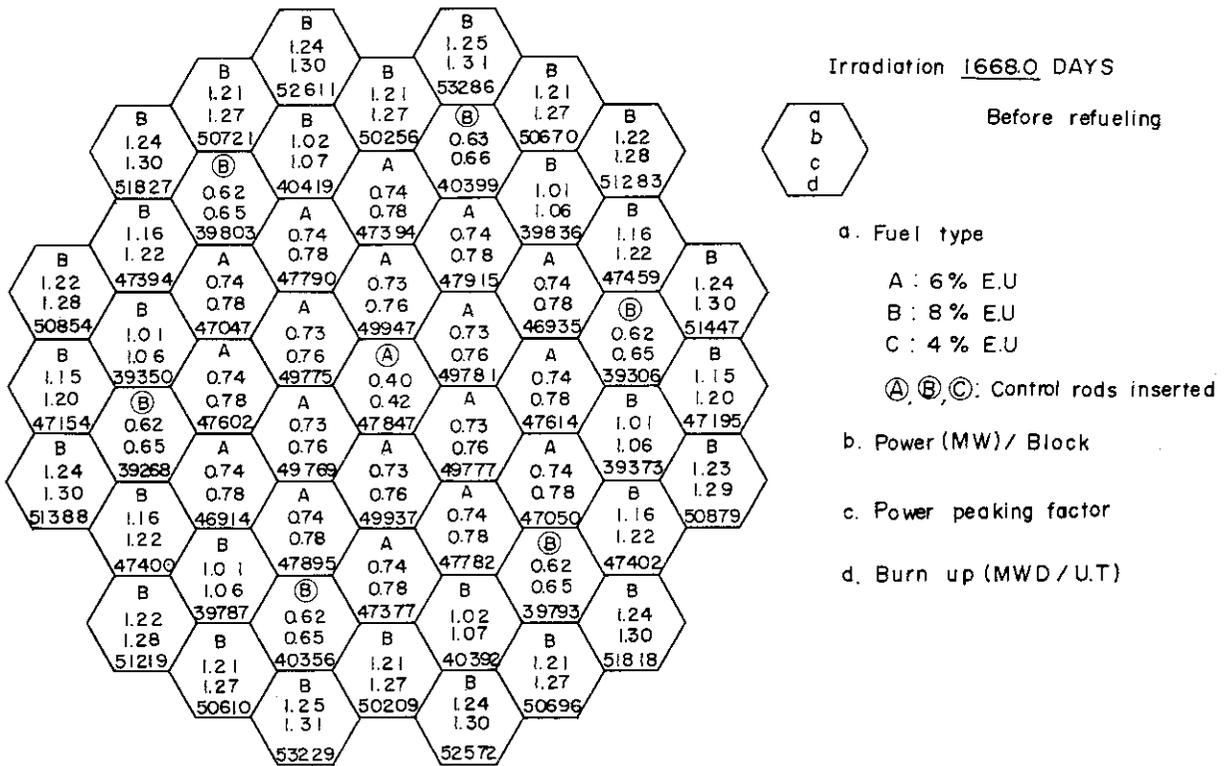


Fig. 4.23(6)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

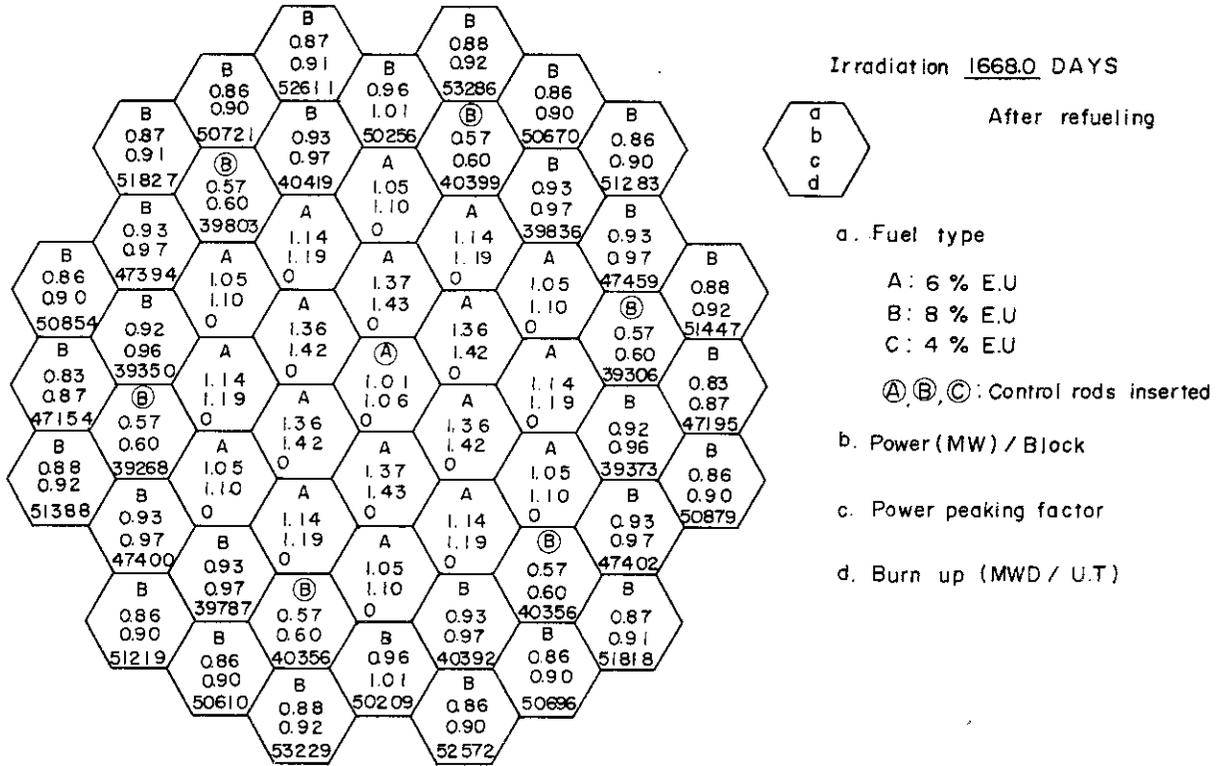


Fig. 4.23(7)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

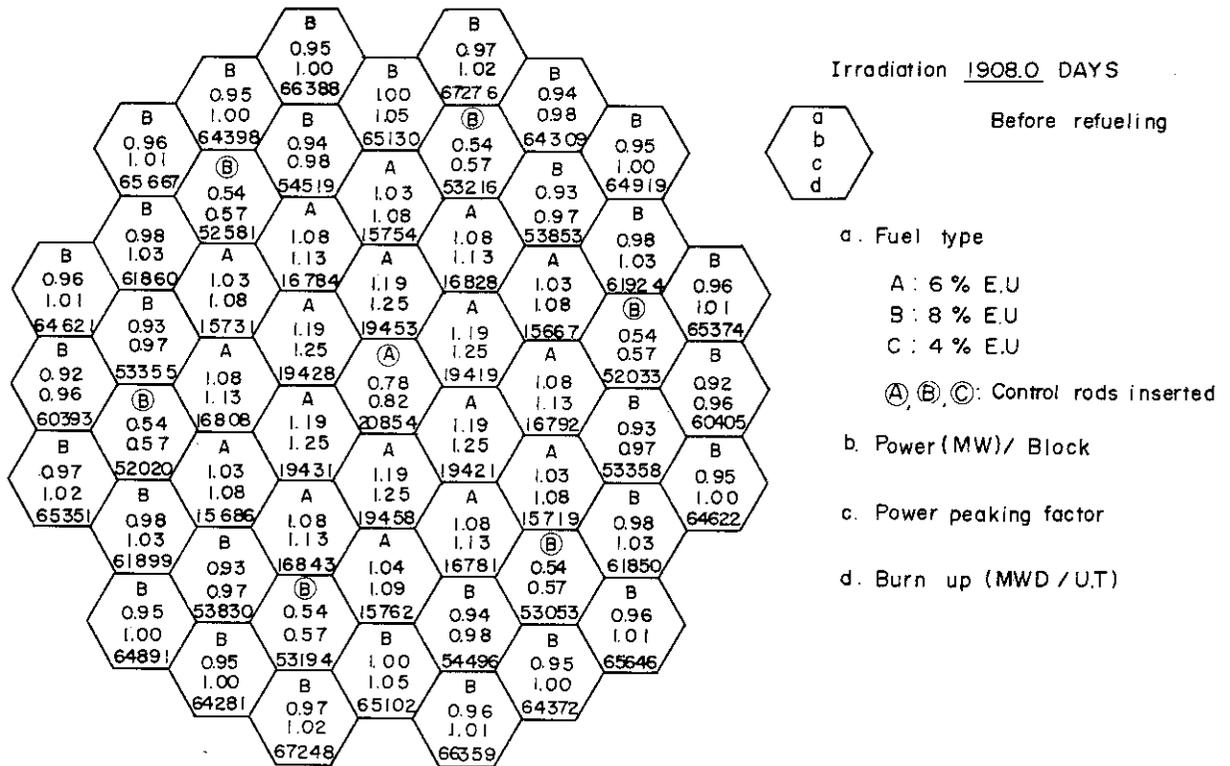
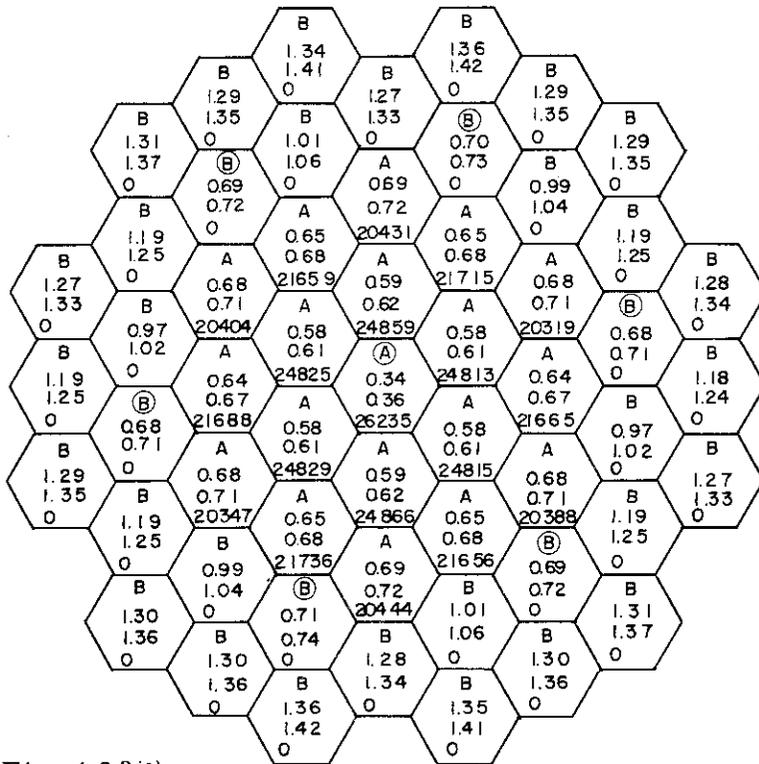


Fig. 4.23(8)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.



Irradiation 1979.8 DAYS

After refueling



a. Fuel type

- A: 6% E.U
- B: 8% E.U
- C: 4% E.U

(A), (B), (C): Control rods inserted

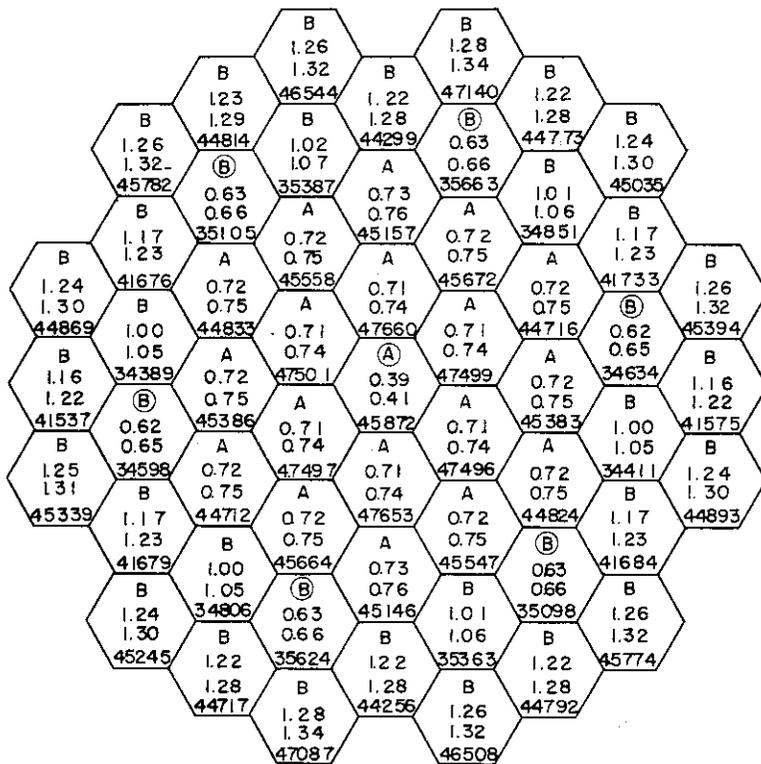
b. Power (MW)/Block

c. Power peaking factor

d. Burn up (MWD/UT)

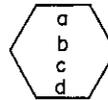
Fig. 4.23(9)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.



Irradiation 2539.8 DAYS

Before refueling



a. Fuel type

- A: 6% E.U
- B: 8% E.U
- C: 4% E.U

(A), (B), (C): Control rods inserted

b. Power (MW)/Block

c. Power peaking factor

d. Burn up (MWD/UT)

Fig. 4.23(10)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

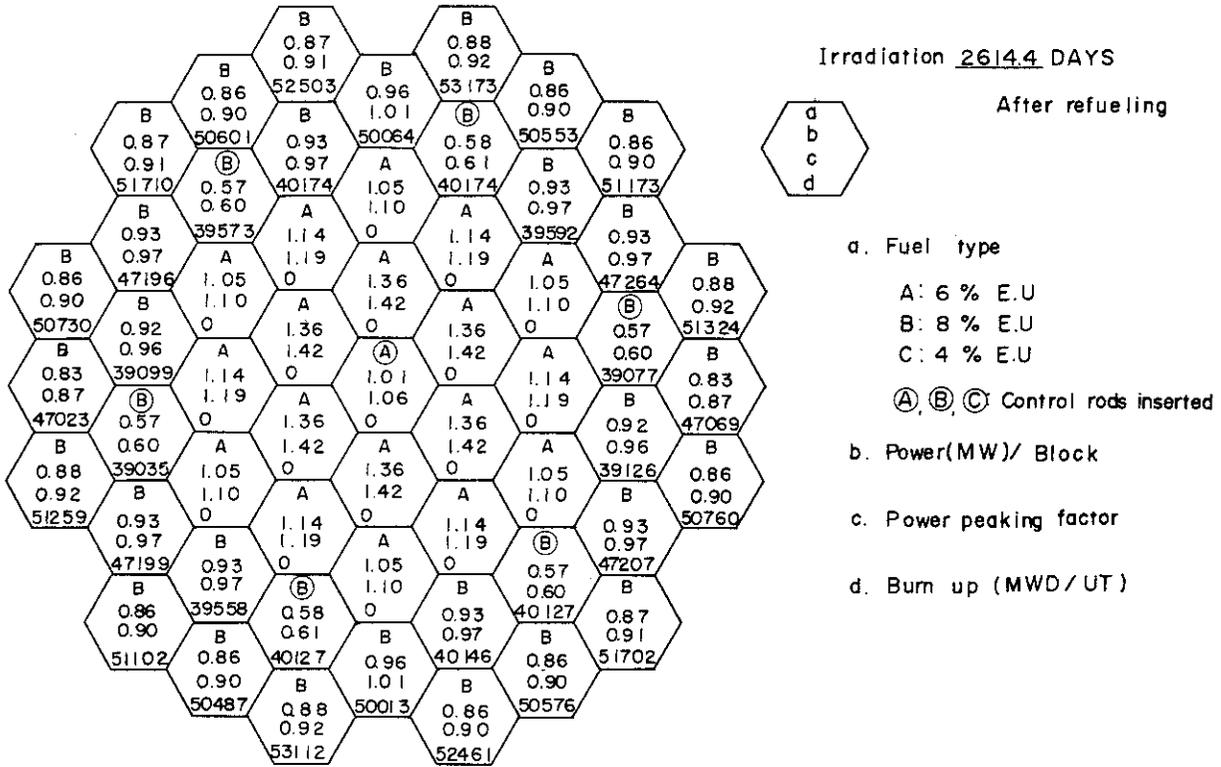


Fig. 4.23(1)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

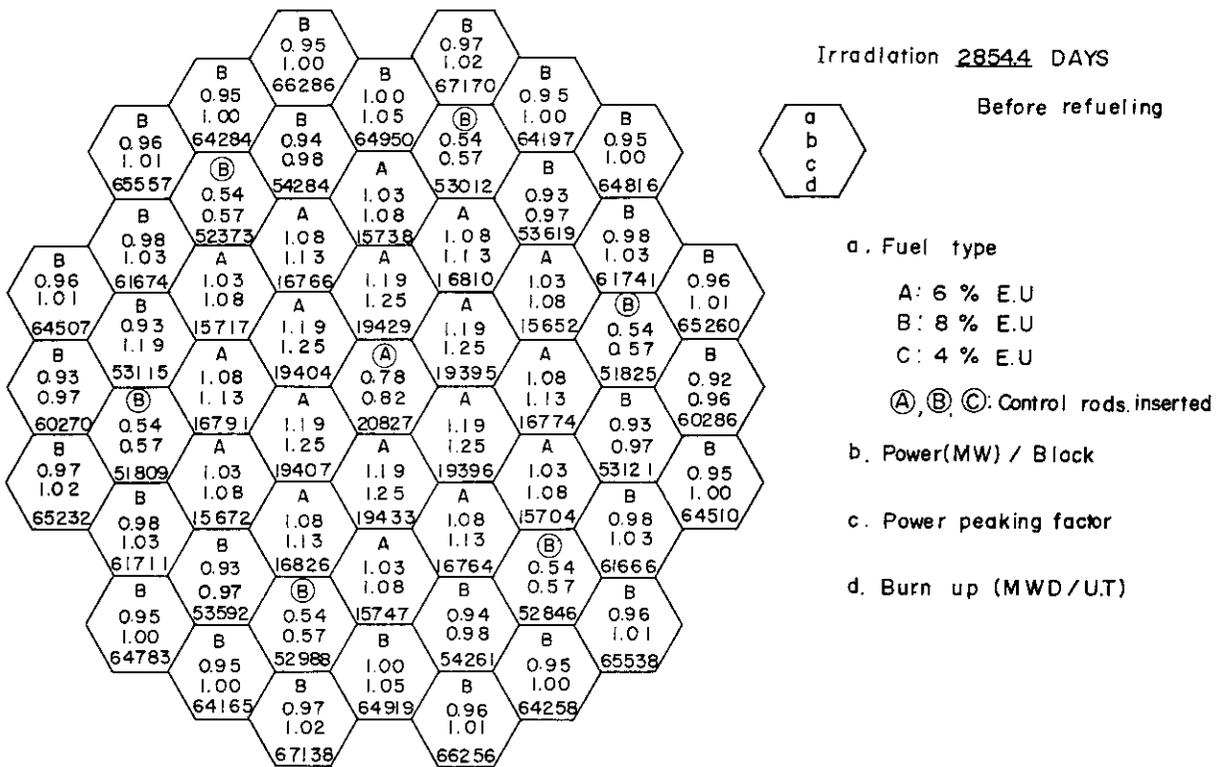


Fig. 4.23(2)

Power & fuel burn-up distributions in radial two zone refuelled core.

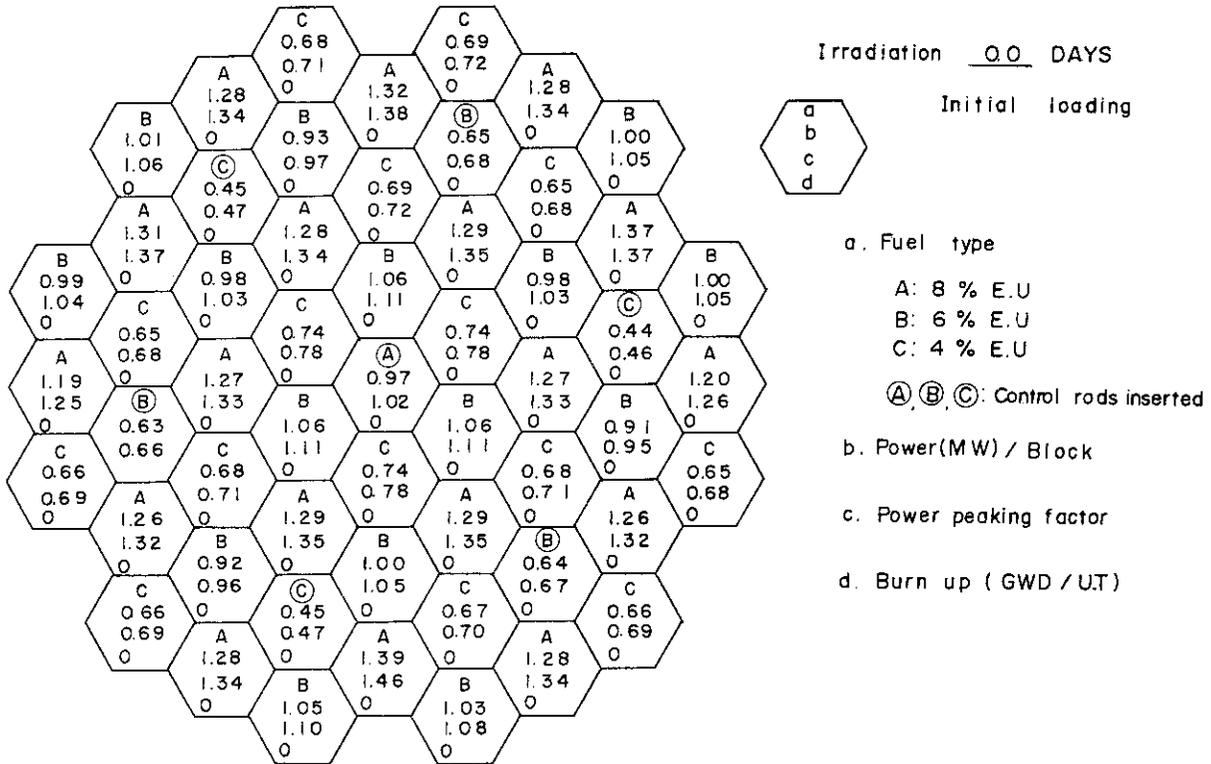


Fig. 4.2 4(1)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

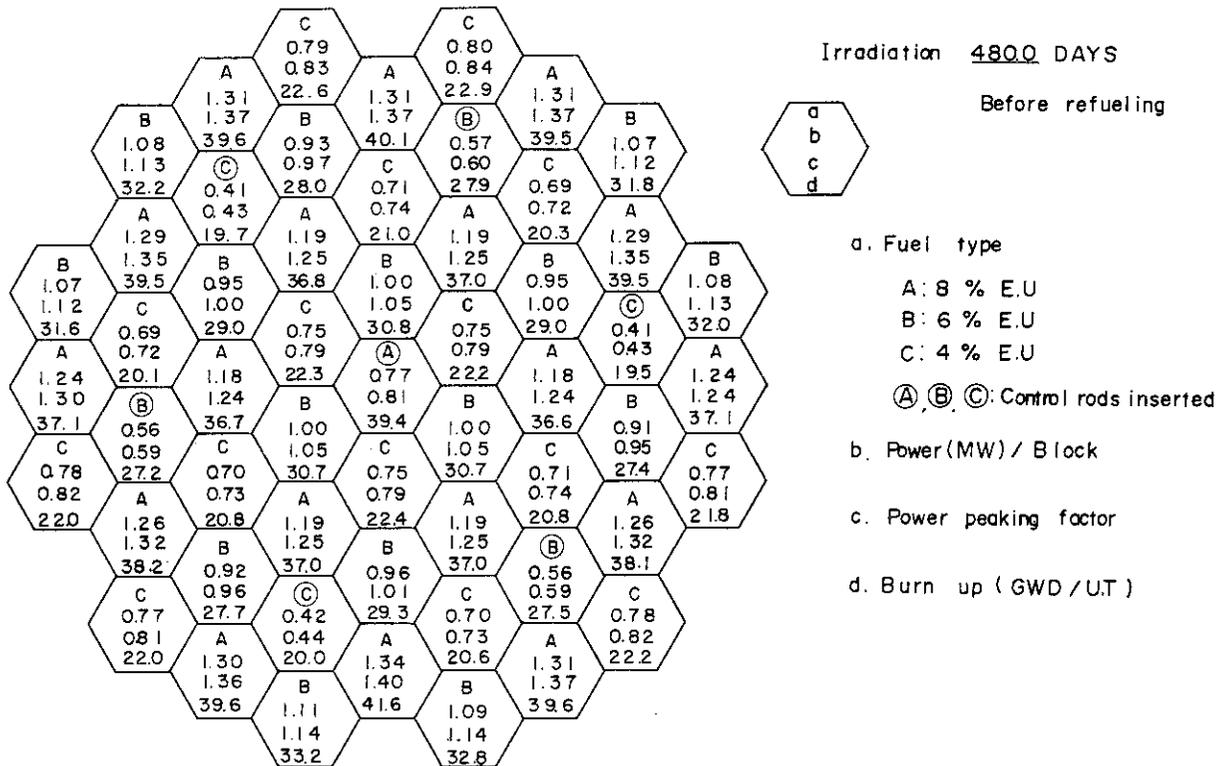


Fig. 4.2 4(2)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

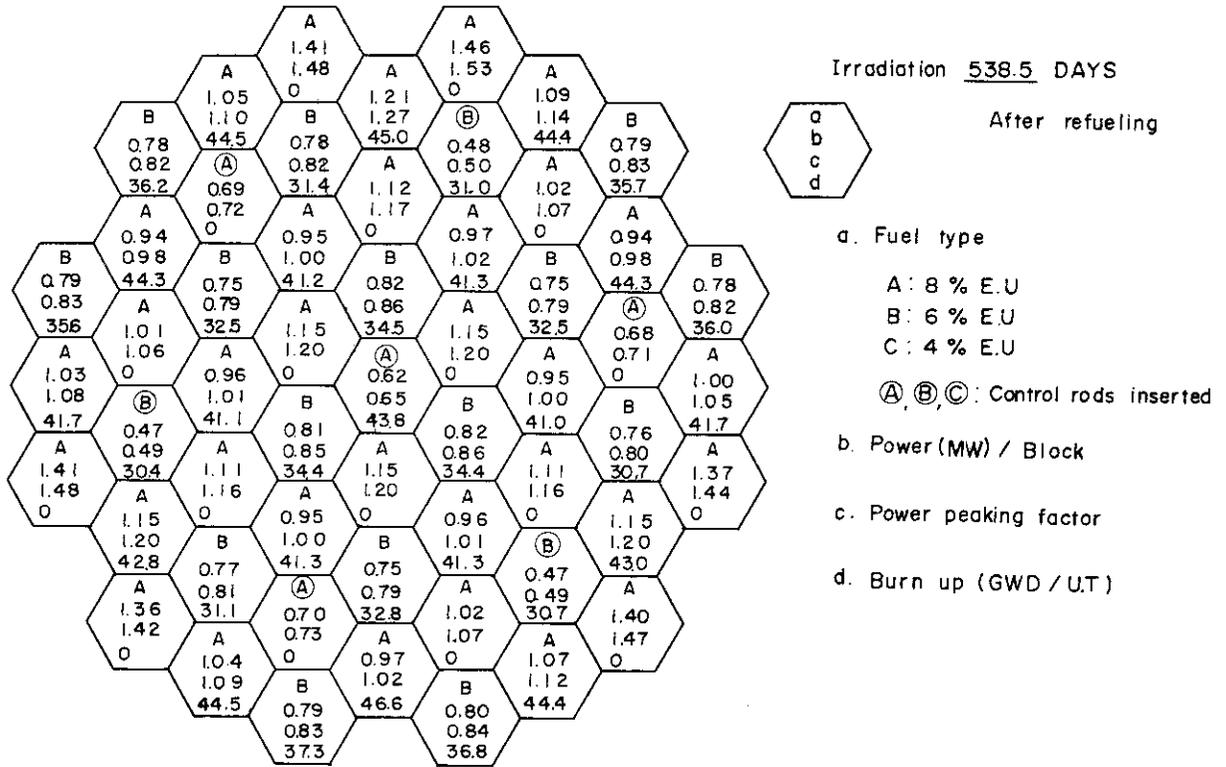


Fig. 4.2 4(3)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core

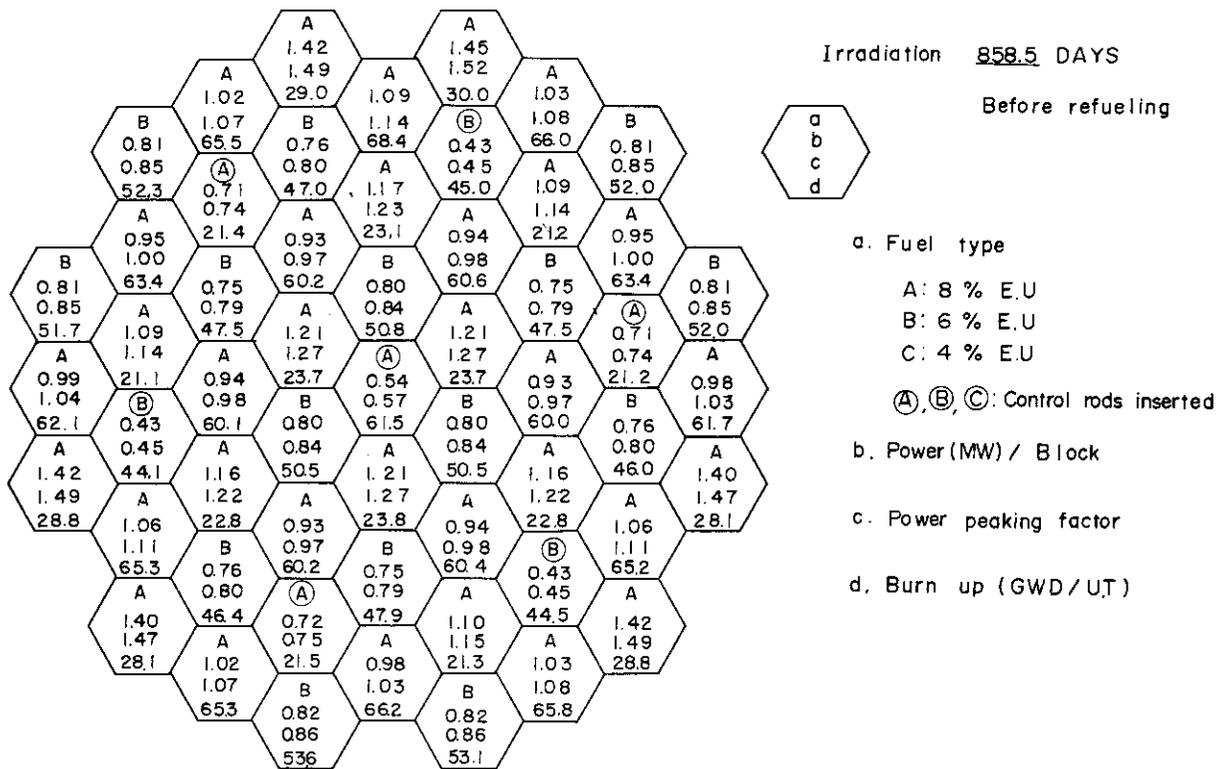


Fig. 4.2 4(4)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core

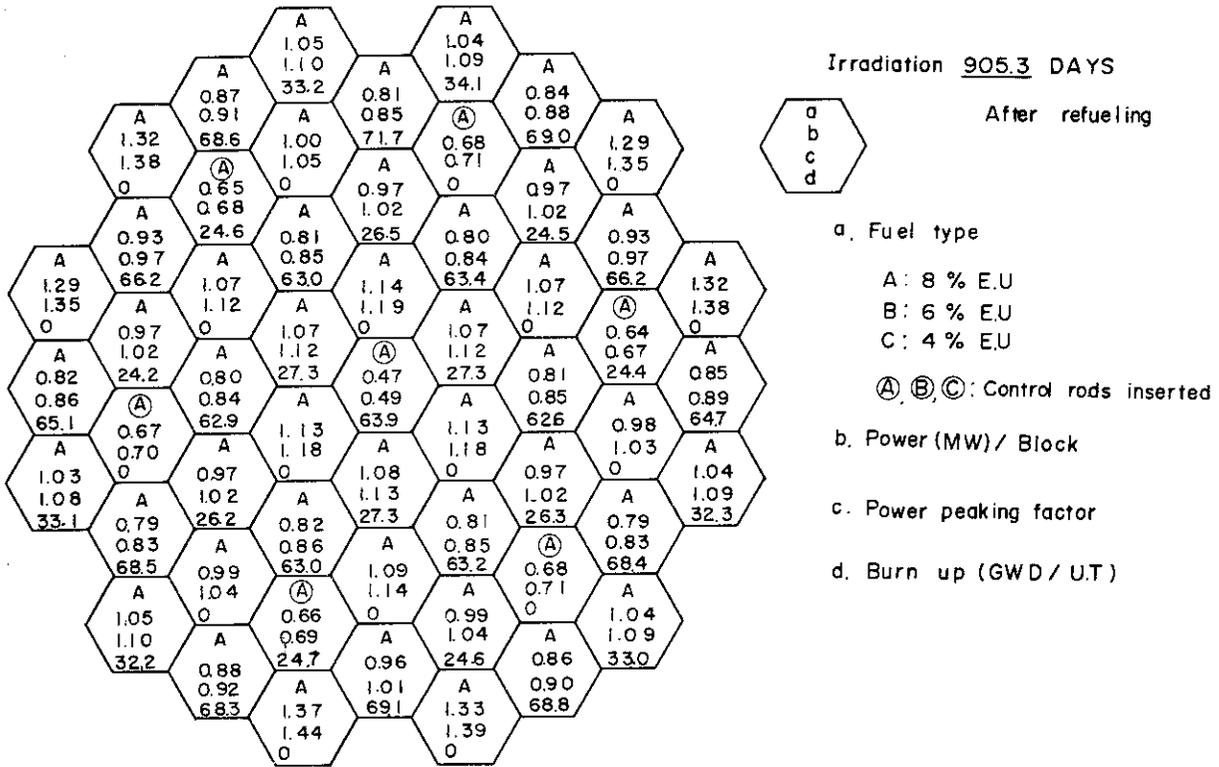


Fig. 4.24(5)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

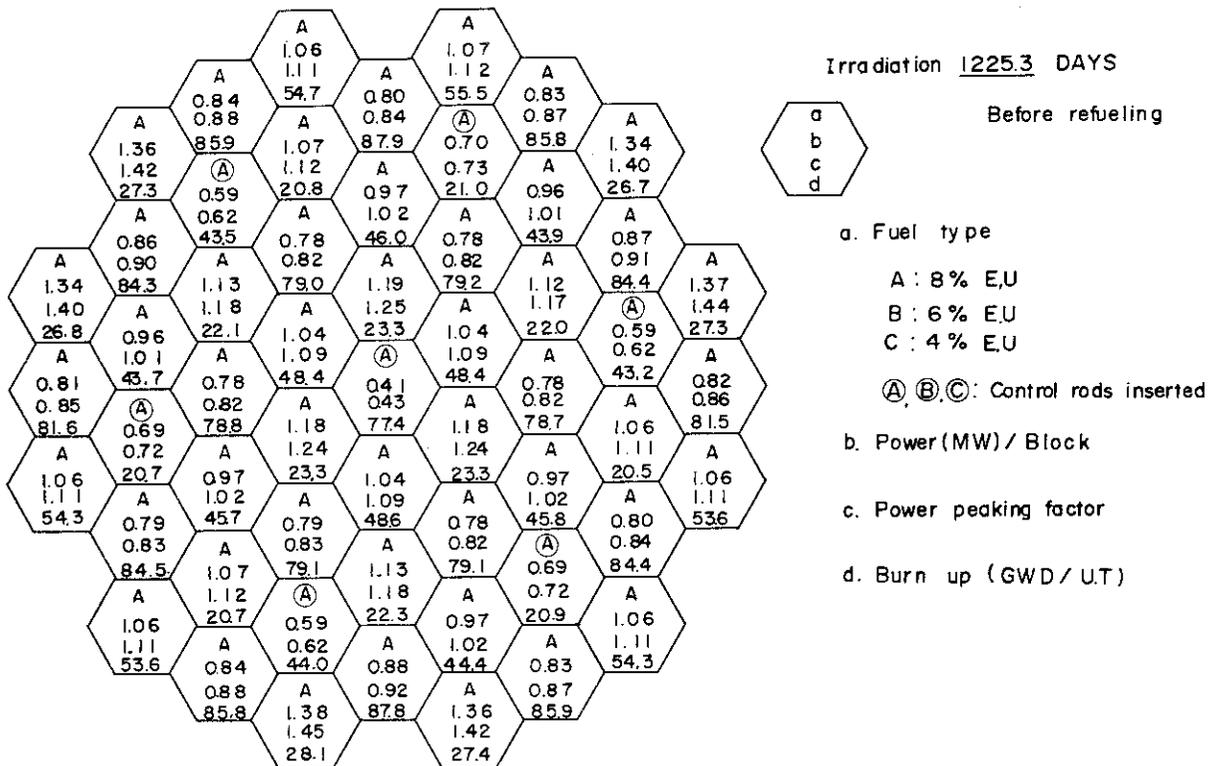


Fig. 4.24(6)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

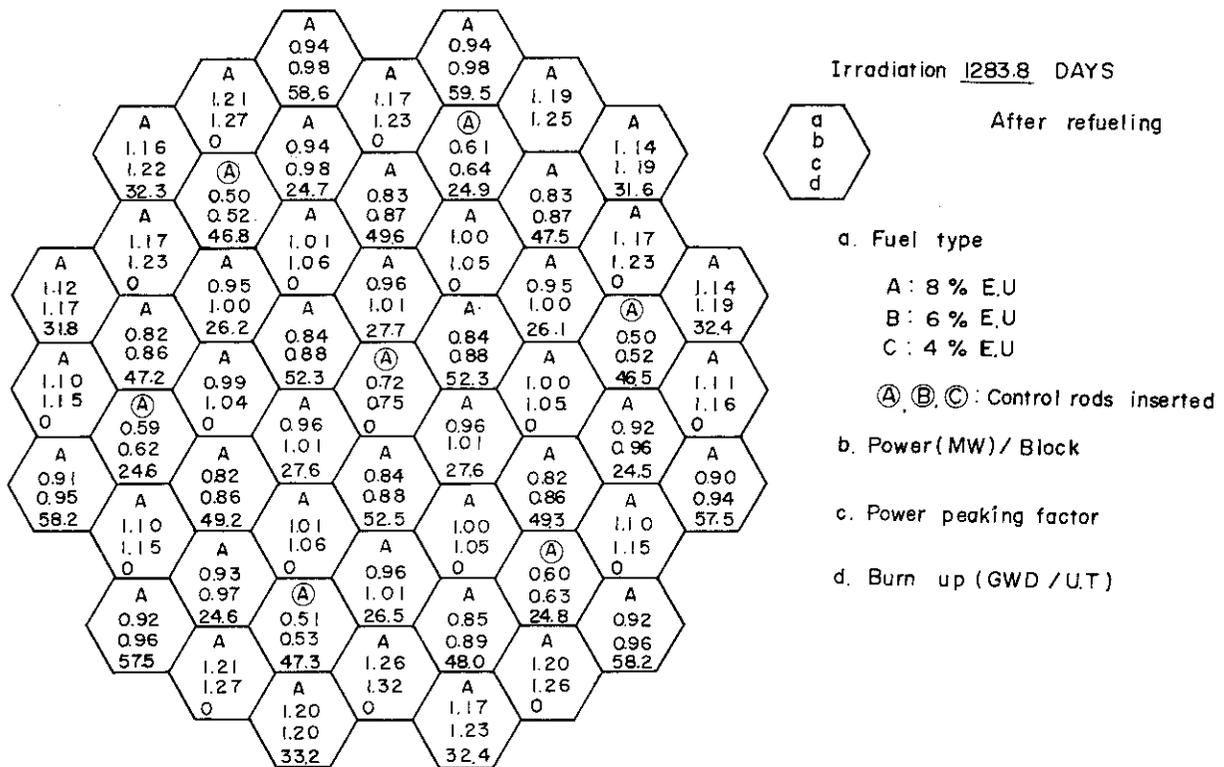


Fig. 4.2 4(7)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

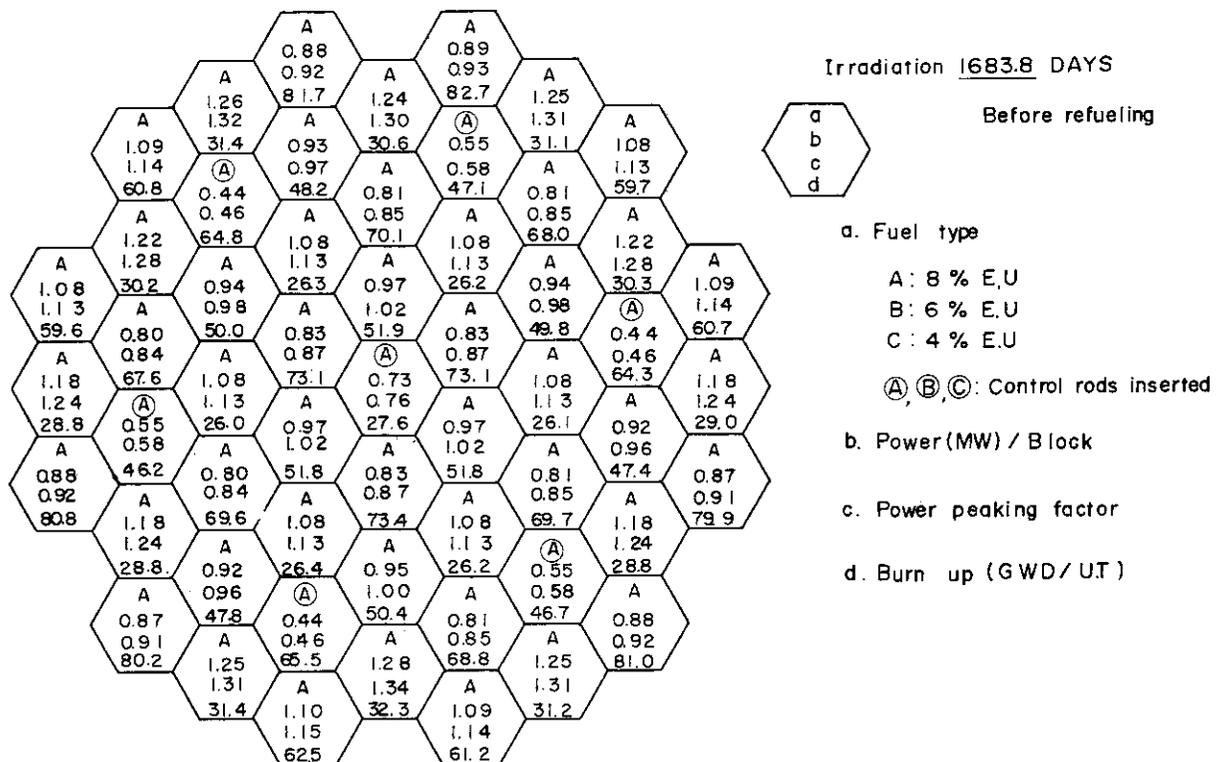


Fig. 4.2 4(8)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

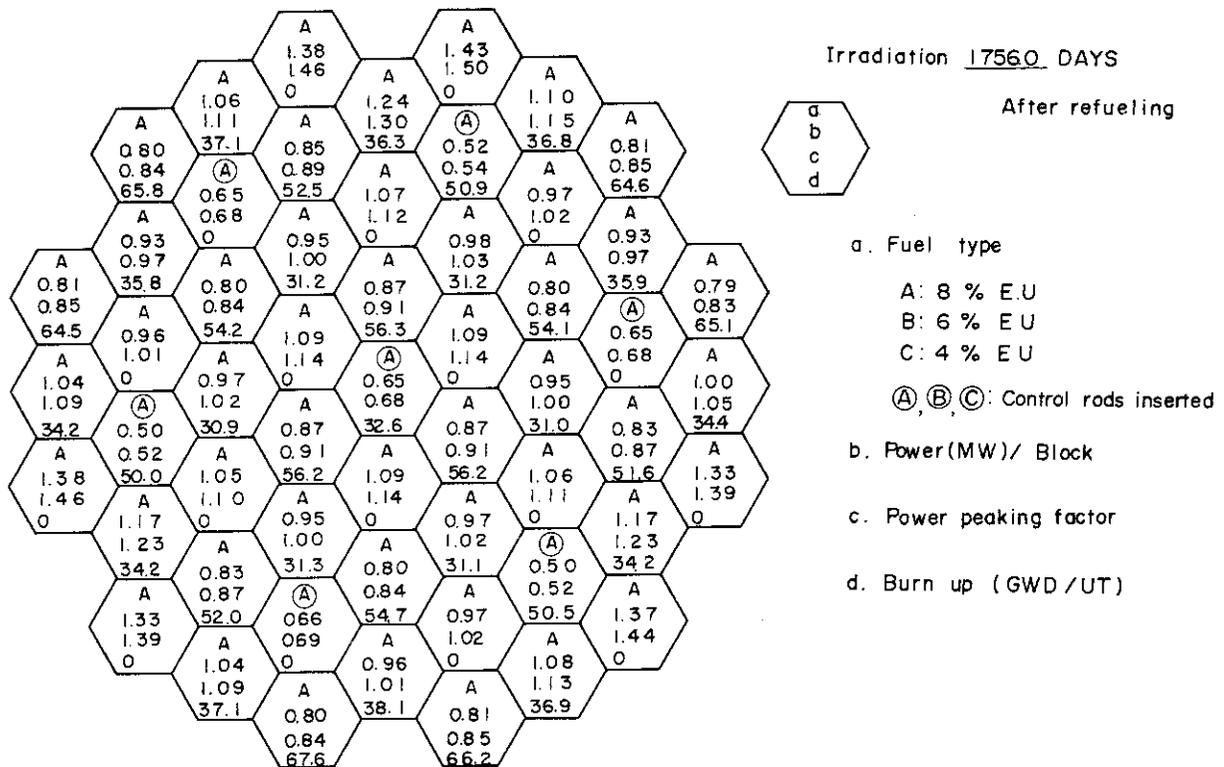


Fig. 4.2 4(9)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

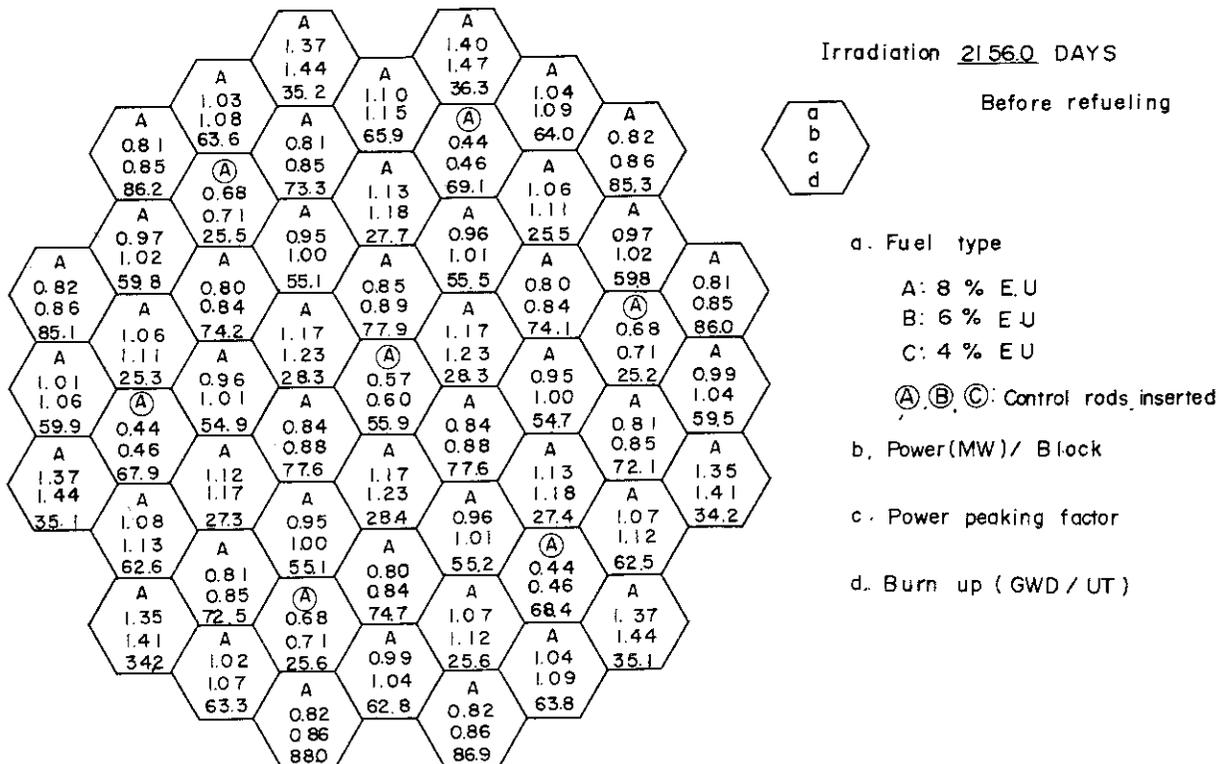


Fig. 4.2 4(10)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

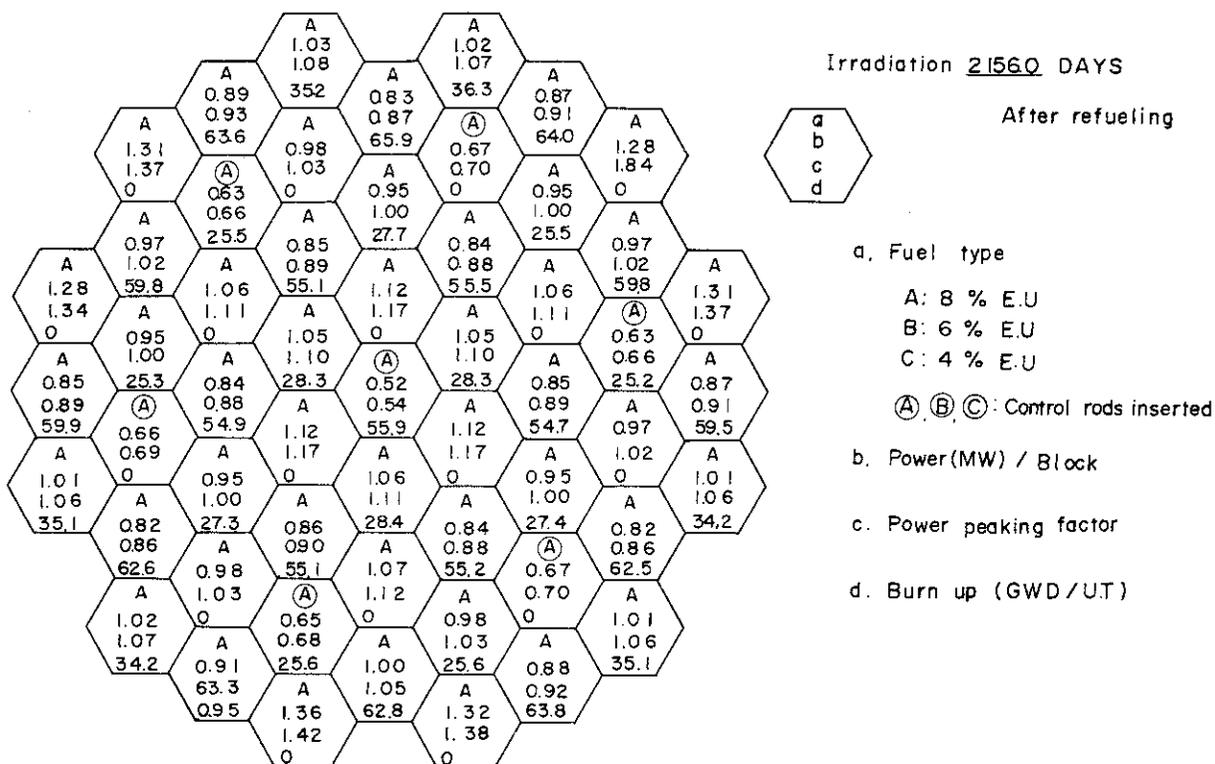


Fig. 4.2 4 (11)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

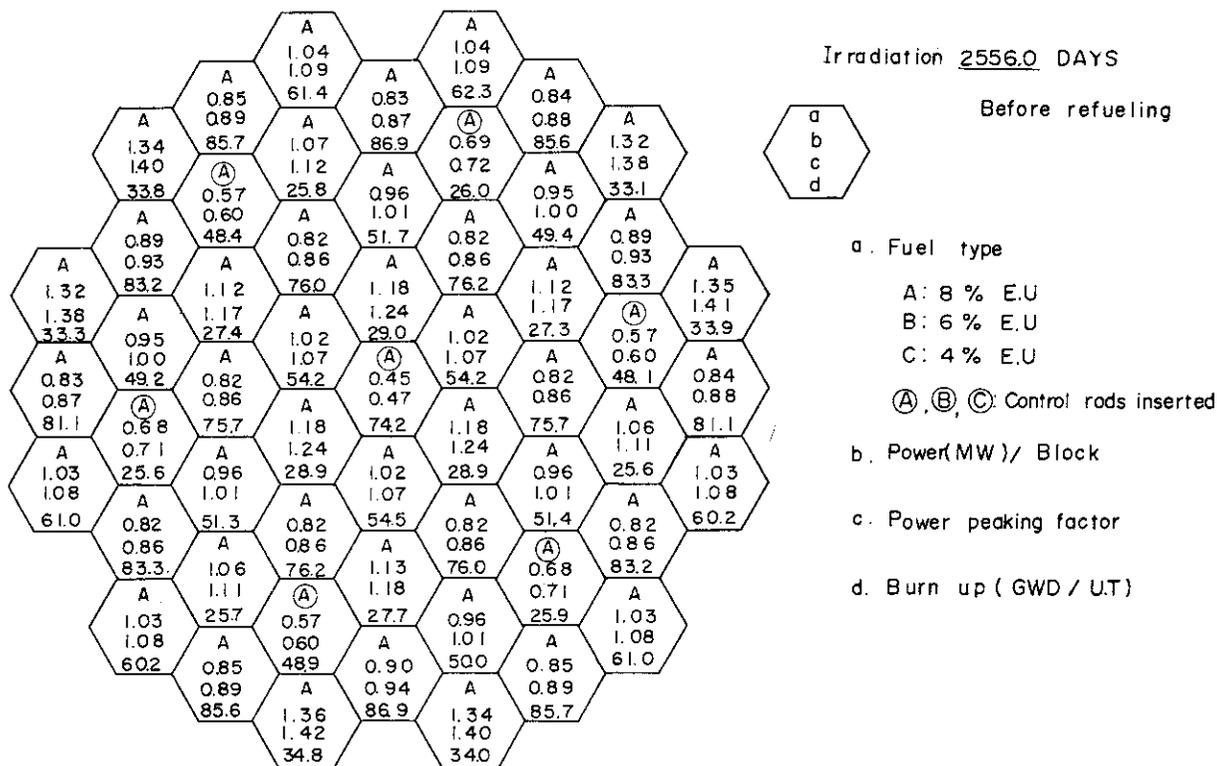


Fig. 4.2 4 (12)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

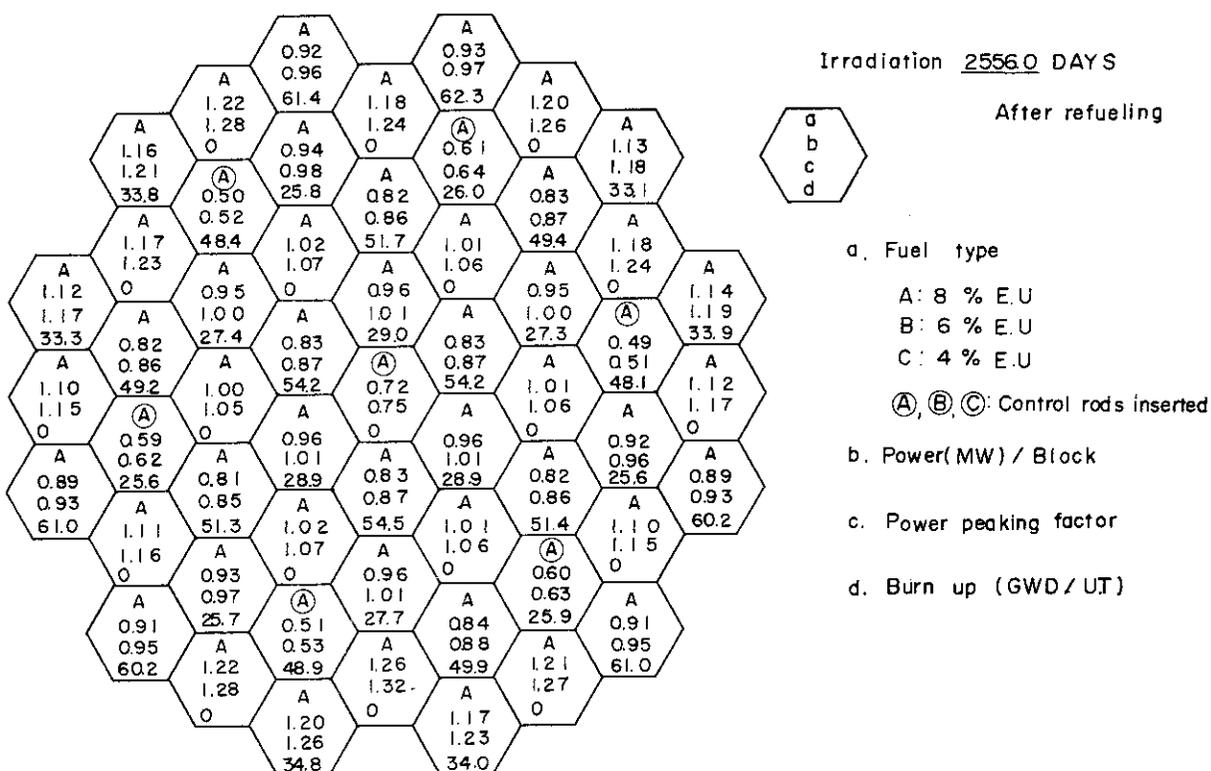


Fig. 4.2 4(13)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

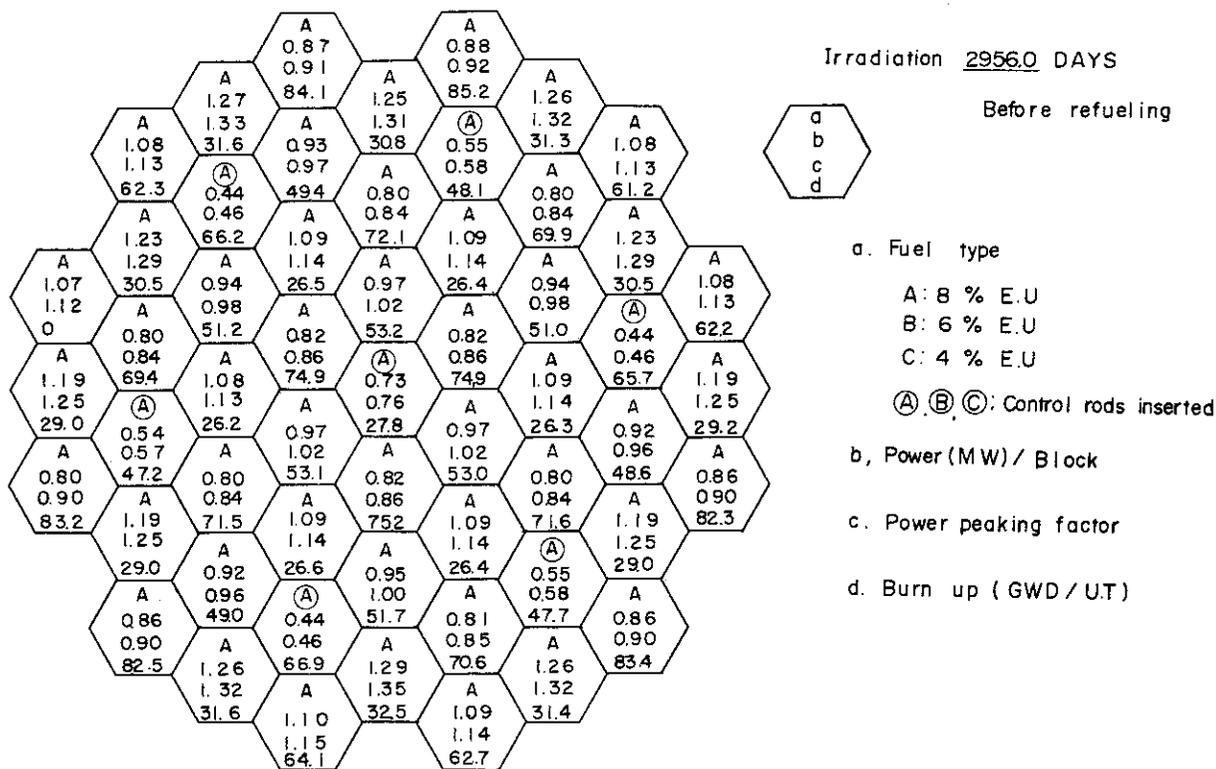


Fig. 4.2 4(14)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

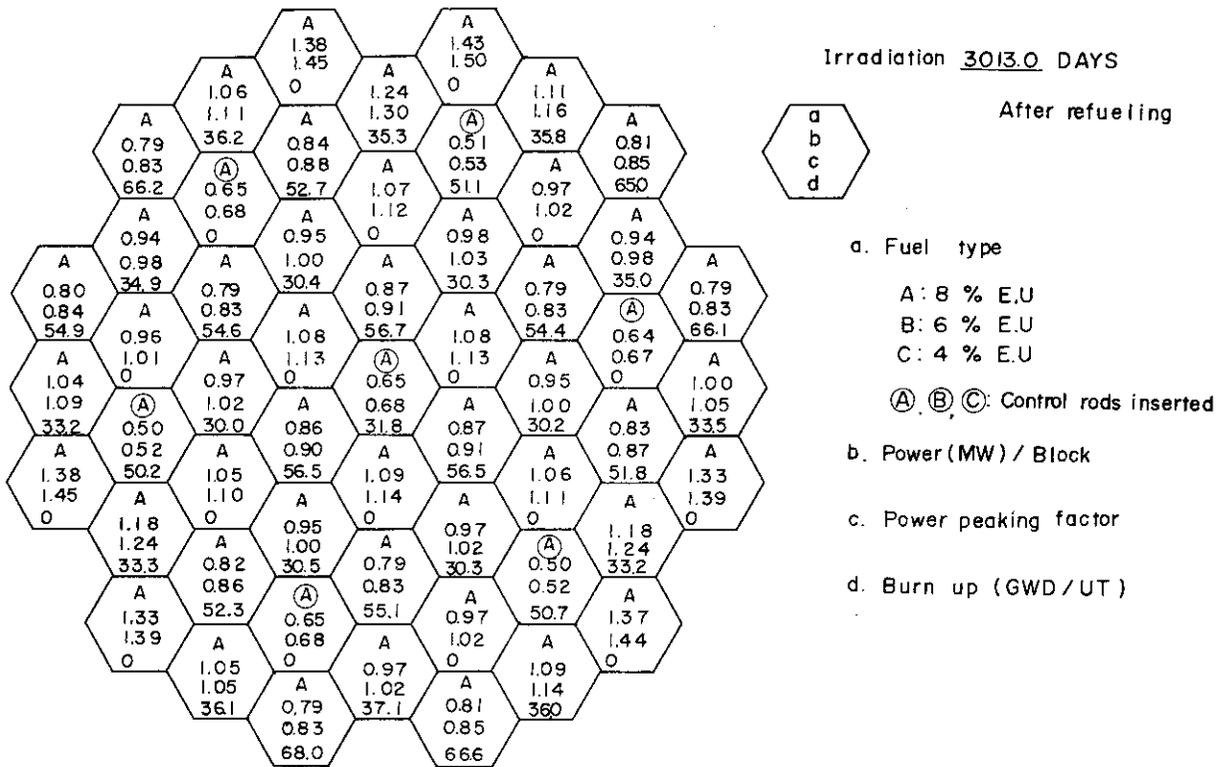


Fig. 4.2 4 (15)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

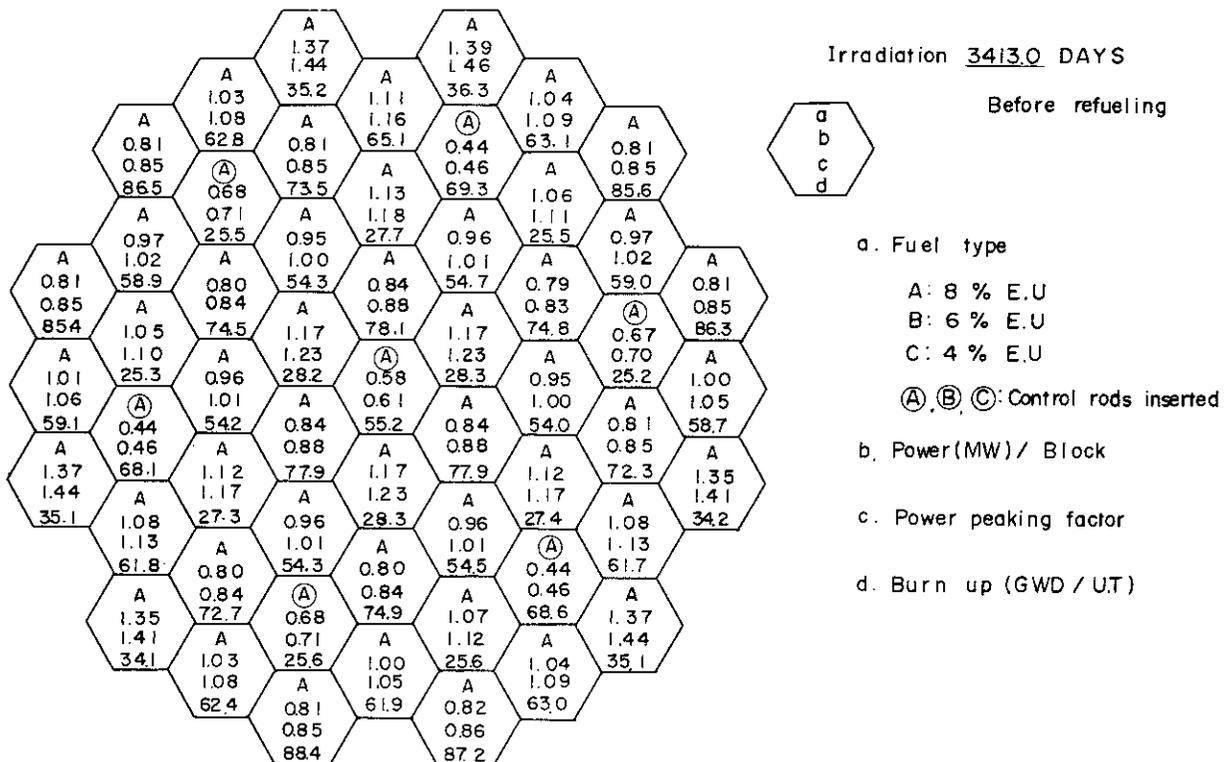


Fig. 4.2 4 (16)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

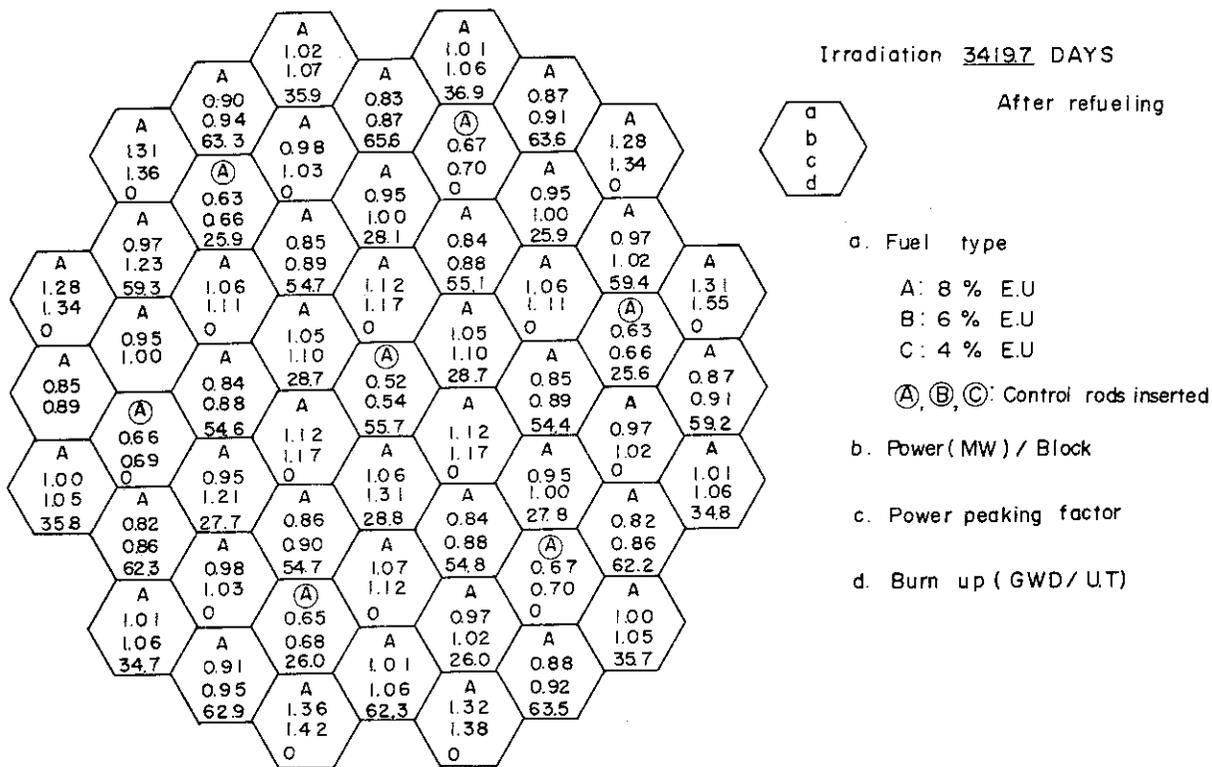


Fig. 4.2 4 (7)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

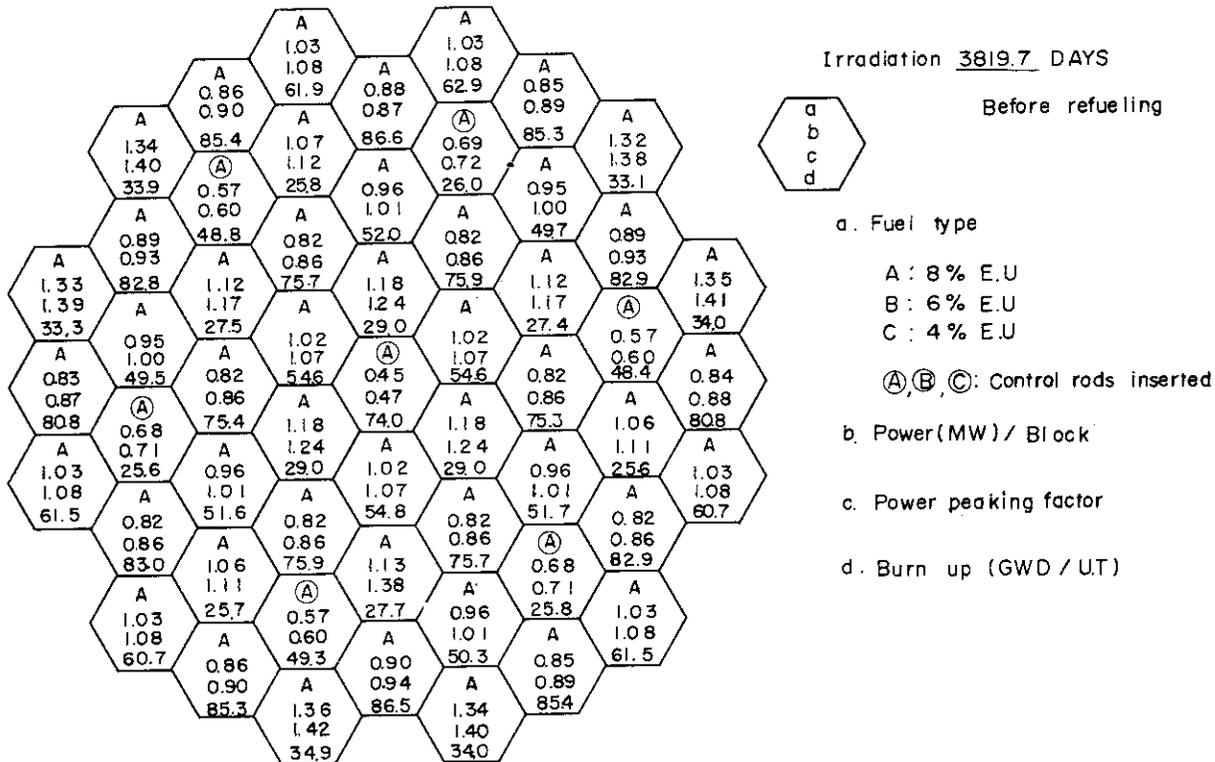


Fig. 4.2 4 (8)

Power & fuel burn up distributions in radially scattered three zone core.

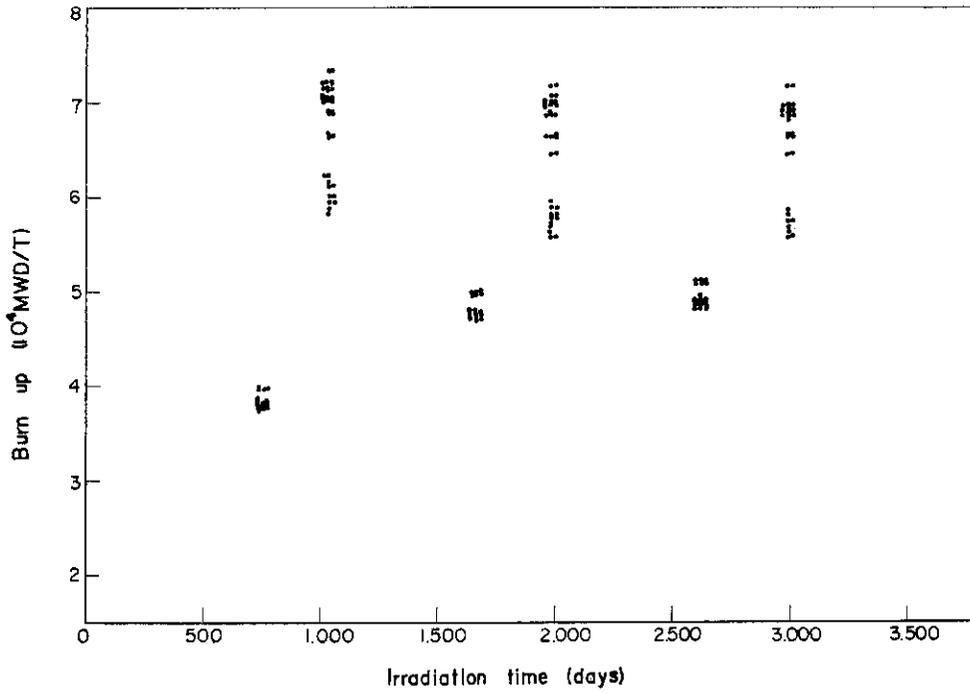


Fig.4.25 Burn up distributions for discharged fuel from radial two zone core.

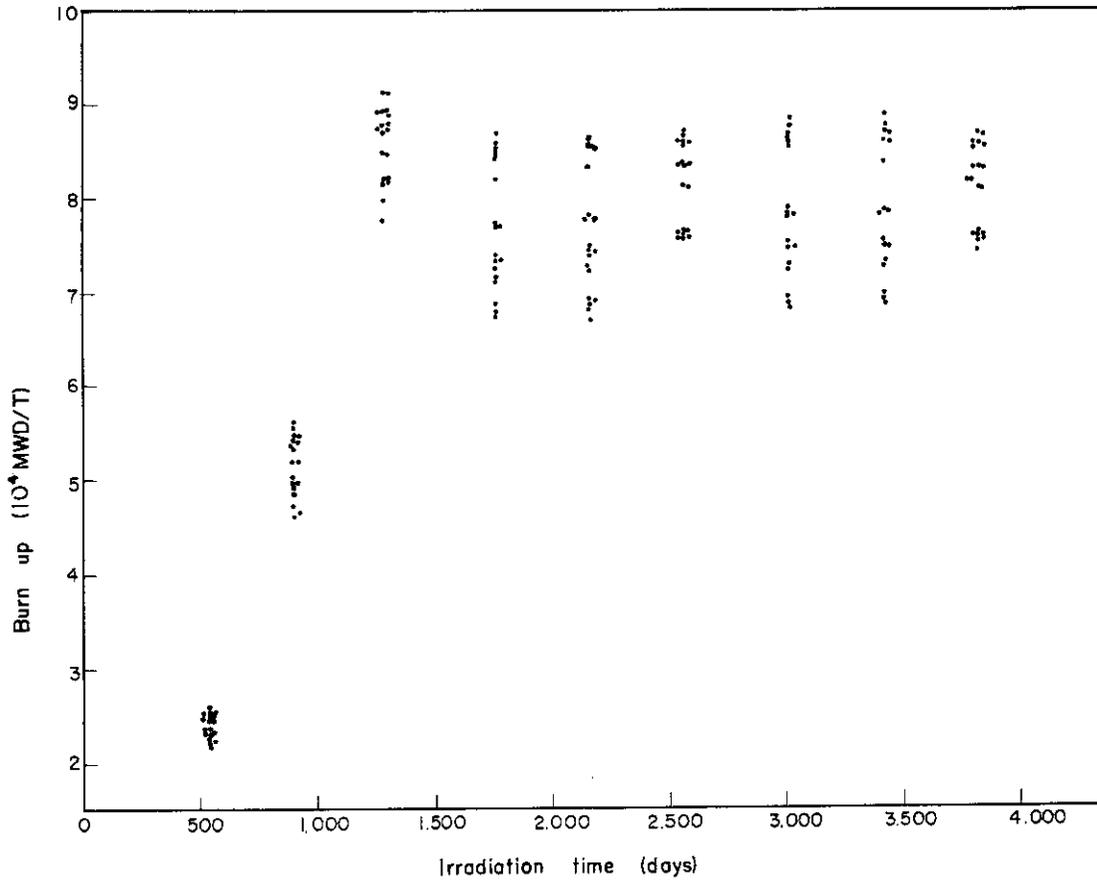


Fig.4.26 Burn up distributions for discharged fuel from radial three zone scatter core.

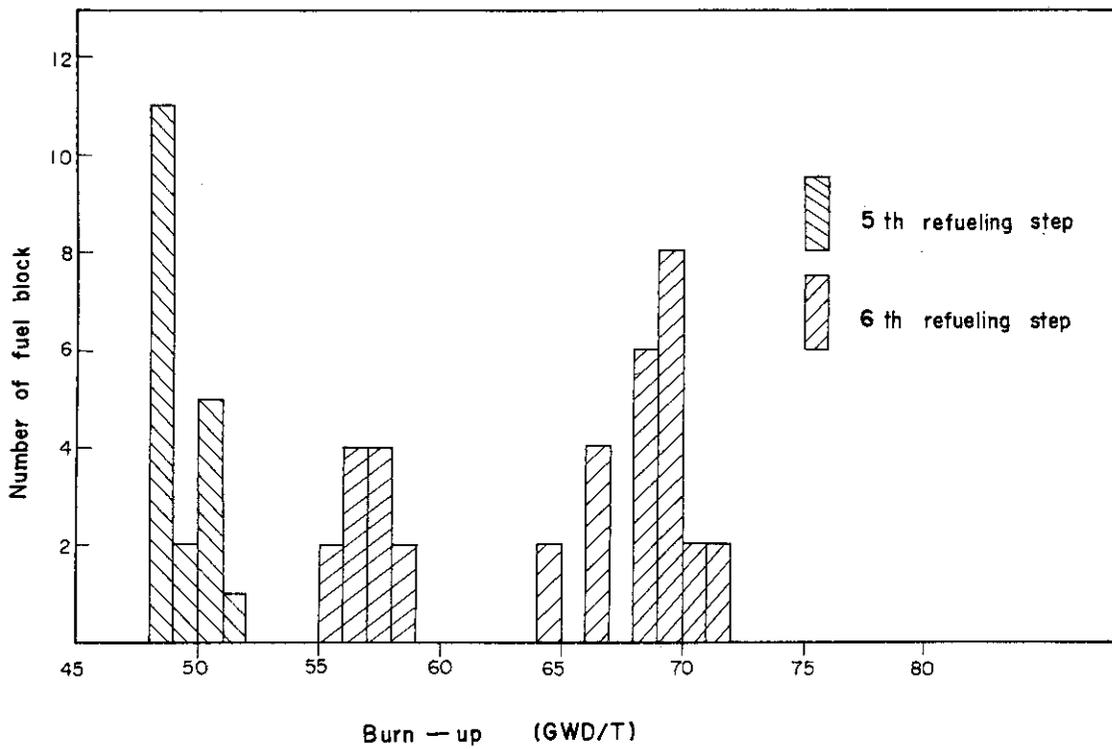


Fig.4.27 Histogram of burn-up distributions for discharged fuel from radial two zone core.

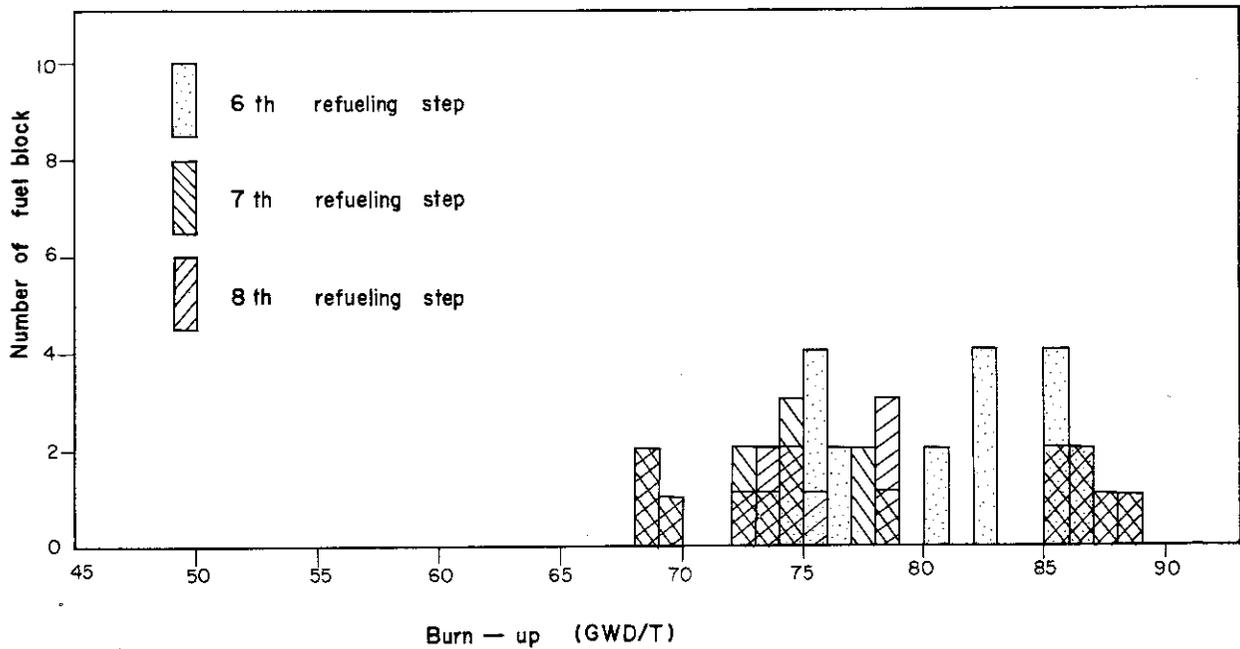


Fig.4.28

Histogram of burn-up distributions for discharged fuel from radial tree zone core.

5. 温度分布の燃焼依存

5.1 検討項目

高温ガス冷却炉では、各部の温度条件が厳しく、色々な観点から温度分布をチェックしておく必要がある。今回の作業に当つては、核・熱カップルによる一次元燃焼計算コード、BRI-QUETを用いて、燃料チャンネル各部の温度分布（径方向、軸方向）、出力分布（軸方向）中性子束分布（軸方向）等の燃焼依存性、チャンネル依存性、炉心高さ依存性、熱伝導度依存性、燃料装荷方式依存性を検討した。以下に今回検討した項目の概要を説明しておく。

(1) 各部温度分布

(i) 温度分布の空間依存性

径方向と軸方向で、燃料マトリックス、燃料スリーブ、冷却材について、各々温度分布を求めた。又半径方向の温度分布については、冷却材出入口について温度分布を求めた。

(ii) 温度分布の燃焼依存性

初期炉心と、燃焼が進んだ炉心（代表的には約2万MWD/T）について各部の温度分布の変化を求めた。

(iii) 温度分布のチャンネル依存性

二次元燃焼計算の結果より、最高、最低熱出力燃料チャンネルを拾い出し、平均熱出力チャンネルと共に、それ等の燃料チャンネルに於ける各部温度分布を求めた。

(iv) 各部温度分布の炉心高さ依存性

炉心高さが2 mと2.5 mの炉心について、各部温度分布の相違を検討した。

(v) 温度分布の熱伝導度依存性

燃料マトリックスの種類に、ボンデットベッドとホットプレスの2種を考え、両者の熱伝導度の相違（後者の方が約1桁熱伝導度が大きい）による各部温度分布の相違を求めた。

(vi) 温度分布の燃料装荷方式依存性

燃料を軸方向に均一装荷した場合（余弦関数型出力分布）と、指数関数型出力分布をねらつて段付装荷した場合のふたつの場合について、各部の温度分布の相違を検討した。

(2) 軸方向出力分布、中性子束分布

温度分布の場合と同様の項目(i)~(vi)について炉心軸方向の出力分布を求めた（単位燃料チャンネル当りの出力密度、単位燃料マトリックス当りの出力密度）。

中性子束分布については、上下の反射体まで含めて、軸方向で速中性子束、熱中性子束分布を、前記と同様の項目について求めた。

(3) その他の検討項目

伝熱に関する諸量のうち、軸方向の冷却材速度、レイノルズ数、境界熱伝達係数、伝熱有効境界の厚さ等の分布を代表的なケースについて求め、検討の対象とした。

5.2 燃料チャンネルのモデル化

炉心軸方向には反射体ブロックが上下に各々2ブロックあり、燃料ブロックがその間に4又

は5ブロックある。又燃料ブロックには制御棒挿入ブロックと標準ブロックの2種があるが、今回の作業に当つては、標準ブロックを採用した。標準ブロック中には36本の燃料チャンネルと燃料交換孔が存在し、BRIQUETコードの入力としてはブロックを36本の六角柱に分割して1本の燃料チャンネルとした。Fig. 5.1 に燃料チャンネルのモデル化を示した。

5.3 計算方法

Fig. 5.2 に概略の計算の流れを示す。単位格子燃焼計算コード、DELIGHTを用いて、代表的な燃料濃縮度、温度、燃焼度の各々の値に対して少数群定数を求めておく。その結果を用いて、二次元燃焼計算コード、ZADOC-IIIの入力とし、径方向の出力分布を求める。径方向の出力分布の結果より、最高と最低の熱出力燃料チャンネルを拾い出し、それ等の出力ピーキング・ファクターを、一次元燃焼計算コード、BRIQUETの入力とし、各々のチャンネルについて、別個に軸方向出力分布、温度分布、等を計算する。またBRIQUETコードの核計算に必要な群定数は、DELIGHTコードで求めた値を、入力テーブルとしておく。

BRIQUETコードの概略の計算フローを次に説明する。はじめに群定数を初期濃縮度、温度、燃焼度の関数として求め、次いで出力分布、温度分布の順に繰返し計算を行い、収束後に燃焼度、実効増倍率を算出して、ターゲットの実効増倍率との比較を行い、まだターゲットの値以上の時は燃焼ステップを進めて計算を繰返す。ターゲットの値以下になつた時に計算を終了する。

5.4 入力定数

(1) 幾何形状

(i) 炉心、反射体高さ

Table 5.1 にその値を示し、炉心高さについては2 m, 2.5 mの2ケースを取扱つた。

(ii) メッシュ分割

メッシュ分割巾は、中性子移動距離以下にすべきであり、8%濃縮ウラン使用の初期炉心に於いて、その値は24.8 cmであつた。更に燃料ブロックの幾何形状を考慮に入れ、軸方向分割巾を12.5 cmとした。Fig. 5.3 に燃料チャンネルの分割の様子を示し、軸方向、半径方向の分割の諸定数をTable 5.2, Table 5.3 に示した。

BRIQUETコードでは、冷却材伝熱境膜中の温度降下を次式で計算し、冷却材中のバルクの温度と、そのまわりの黒鉛ブロックの温度とは、同じとして取扱つている。

$$\Delta T_f(z, t) = \frac{1}{\alpha(z, t)} q(z, t) \frac{d}{4}$$

$$\frac{\alpha(z, t) D_e}{\lambda(z, t)} = 0.023 R_o(z, t)^{0.8} \cdot P_r(z, t)^{0.4}$$

但し、

$$\Delta T_f \quad \text{伝熱境膜中の温度降下}$$

$$\alpha \quad \text{熱伝達係数}$$

- q チャンネル出力密度
- d 冷却材通路内径
- D_e 冷却材通路相当直径
- λ 冷却材熱伝導率
- R_e レイノルズ数
- P_r プラントル数

(iii) その他の幾何形状

Table 5.4 にその他の幾何形状の諸定数を示す。チャンネルピッチは、標準燃料ブロック中に中心孔が存在するため、実際には一様でない。そこでブロックの体積を36本の燃料チャンネルに分割し、相当ピッチの値を用いた。

(2) 核計算に関する入力定数

(i) チャンネル出力

今回の予備設計では、炉心全熱出力は50 MWであり燃料チャンネル総本数は1,896本である。核分裂エネルギー損失率に5%の値を用いて、平均チャンネル出力値を算出し、Table 5.5 に示した。また、ZADOC-III コードの結果より、炉心径方向の出力分布歪を検討し、2領域燃料装荷の初期炉心のケースについて、最高、最低出力チャンネルを拾い出し、それ等のチャンネルの出力値もTable 5.5 に示した。

(ii) 燃料装荷方式

前述の指数関数型の出力分布を目指した段付装荷のケースと、均一装荷のケースについて検討した。Fig.5.4 にその様子を示し、又Table 5.6 に諸定数を示した。

(iii) 燃焼時間巾

平均チャンネルの燃焼ステップ、10,000 MWD/Tを基準にして、燃焼時間巾を次式で求めた。

$$\Delta t = \frac{10000}{P} = 10000 \frac{\rho_M}{q},$$

Δt 燃焼時間巾

P チャンネル比出力

q チャンネル出力密度

ρ_M チャンネル中の重金属密度

Table 5.7 に各炉心についての燃焼時間巾を示す。

(iv) その他の核的入力定数

Table 5.8 に、(i)~(iii)以外の項目についての核定数の値を示した。半径方向バックリングを次式より導いたが、2領域燃料装荷炉心であるので、多少厳密性を欠いている。

$$B_{\text{Thermal}}^2 = B_{\text{Fast}}^2 = \left(\frac{2.405}{R + \delta R} \right)^2$$

R 炉心半径

δR 側面反射体厚さ

又発熱源としては、核分裂エネルギーのみを考慮し、黒鉛スリーブ、黒鉛ブロック内に於

ける発生熱や崩壊熱等は無視した。

(3) 熱計算に関する入力定数

(i) 冷却材状態変数

各チャンネルについて、冷却材の出入口温度、入口圧力の入力値を Table 5.9 に示す。冷却材流量については、出入口の状態変数とチャンネル出力が入力として与えられるので、次式により一意的に求められる。

$$G = \frac{\beta P}{\int_{T_{in}}^{T_{out}} C_p dT}$$

G 冷却材質量流量,

P チャンネル核分裂出力,

β 核分裂エネルギーの有効利用率,

T_{in}, T_{out} 冷却材出入口温度,

C_p 冷却材定圧比熱。

(ii) 諸物性値

燃料マトリックス、黒鉛スリーブ、ブロックについては、熱伝導率を Table 5.10 に示し、冷却材ヘリウムガスについては、熱計算に必要な諸物性値を Table 5.11 に示した。

5.5 計算結果とその検討

(1) 各部最高温度

燃料マトリックス内外表面、中心面、黒鉛スリーブ内外表面と冷却材バルク領域について、各部の最高温度を計算結果より拾い出し、各燃料チャンネル別に、Table 5.12, 5.13, 5.14 に示した。一般的に、各部最高温度は原子炉出口側にあるのが見られるが、段付燃料装荷の初期炉心で、燃料マトリックス内表面の最高温度が入口側にあるものもあり、表中に*の記号で示した。

Table 5.12に見られる様に、燃料マトリックスにボンデッドベットを使用した場合と、ホットプレストを使用した場合の燃料マトリックス最高温度は、140~150℃も前者の方が高くなっている。又燃料の段付装荷と均一装荷の各々のケースを比較すると、燃料マトリックス最高温度は、200℃も後者の方が高くなっているのが見られた。

全般的にいえることは、燃料の均一装荷では温度条件が厳しくなるので、段付装荷を採用した方が良いであろうということと、2.5 m炉心では燃料マトリックスにボンデッドベットを使用しても、炉内最高温度は1,350℃近辺におさえられるが、2 m炉心では、より温度条件が厳しくなるので、ホットプレス・コンパクトを採用しなければならなくなるであろうということである。

(2) 各部温度分布

(i) 軸方向温度分布

Fig.5.5 より Fig.5.12に各々2.5 m, 2 m高さの炉心の軸方向温度分布を実線で示す。Fig.5.5 と Fig.5.8 を比較すると、燃料を段付装荷した場合の燃料中心温度が軸方向で

flat になつており、従つて炉内最高温度も低く抑えられているのが見られる。

しかしながら、初期には flat な温度分布も、燃焼が進むとかなりの傾斜を持つてくるので、初期燃料の段付装荷を更に厳しくする方が良いであろう。ここでは更に、各出力チャンネル別の結果を示し、一例として 2 m 炉心で、ホットプレス燃料マトリックスを用いた結果を示す。

(ii) 半径方向温度分布

上記軸方向温度分布と同じ項目について Fig. 5.13 より Fig. 5.14 に半径方向温度分布の結果を示した。燃焼依存性、軸方向依存性については、チャンネル内の最高温度を有する位置を代表的に選り、そこからの半径方向温度分布を示した。

燃料マトリックスにボンデッド・ベッド、ホットプレスを用いた場合の結果を各々 Fig. 5.15, Fig. 5.16 に示すが、後者の flat な温度分布が確認できる。

(3) 軸方向出力分布、中性子束分布

(i) 軸方向出力分布

軸方向温度分布と全く同様のグラフ中、Fig. 5.17 より Fig. 5.19 に軸方向出力分布を破線で示す。出力値としては、燃料マトリックスに於ける出力密度、燃料チャンネルに於ける出力密度の値として、各々のグラフに示した。軸方向の出力分布は、初期燃料装荷方式によりほぼ決定され、燃焼が進むに従い軸方向で flat になり、温度条件は厳しくなつてくる。

(ii) 軸方向中性子束分布

Fig. 5.17 より Fig. 5.19 に燃料の段付装荷をした場合と均一装荷の場合の中性子束分布の結果を示す。段付装荷のケースで、炉心高さが 2.5 m と 2 m の炉心の各々について、その結果を比較してみると、反射体部での熱中性子束の立ち上りが、後者で顕著になつていのが見られる。均一装荷の場合の結果を Fig. 5.19 に示したが、燃焼初期に於いては、均一装荷であるにもかかわらず、炉心下部では高温のため U-238 による速中性子のドブラー吸収が大きくなり、中性子束は小さくなつていのが確認される。燃焼が進むに従つて、熱中性子束、速中性子束ともに軸方向で対称分布になつてくるのが見られる。

(4) 冷却材中の伝熱に関する諸量

(i) 冷却材質量流量と流速

冷却材の質量流量は 5.4(3) に説明したことからわかるようにチャンネル出力と冷却材出入口温度で決定される。Table 5.15 に、各燃料チャンネルごとの質量流量の値を示す。質量流量は軸方向で一定であるが、流速は軸方向で温度、圧力が変化しているため分布を持つてい。Fig. 5.20 に 2.5 m 炉心に於ける流速分布を示す。

(ii) 伝熱に関する諸量

冷却材流れのレイノルズ数、伝熱有効境界膜の厚さ、熱伝達係数を求め、代表的な燃料チャンネルについて、それらの軸方向分布を Fig. 5.21 に示す。伝熱有効境界膜の厚さは約 0.2 mm であり、今回の予備設計炉心での冷却材通路巾 1.5 mm は前者に比較し、充分であろう。又冷却材流れは乱流流れとなつていことも確認された。

Table 5.1 Dimensions of core and reflectors

AXIAL ZONE	HEIGHT (cm)
UPPER REFLECTOR	100
CORE	200, 250
LOWER REFLECTOR	100

Table 5.2 Mesh intervals for axial zone

AXIAL ZONE	HIGHT (cm)	NUMBER OF MESHES	MESH INTERVAL (cm)
UPPER REFLECTOR	100	8	12.5
CORE	200	16	12.5
	250	20	12.5
LOWER REFLECTOR	100	8	12.5

Table 5.3 Mesh intervals for radial zone

RADIAL ZONE	NUMBER OF MESHES	MESH INTERVAL (cm)
He BOND	1	0.400
FUEL MATRIX	3	0.267
He GAP	1	0.010
GRAPHITE SLEEVE	2	0.245
COOLANT & GRAPHITE BLOCKS	1	—

Table 5.4 Other dimensional quantities for fuel channel

ITEM	DIMENSION
CHANNEL PITCH	5.22 cm
COOLANT CHANNEL EQUIVALENT DIA.	0.287 cm
COOLANT CHANNEL I. D.	3.40 cm
COOLANT CHANNEL O. D.	3.70 cm
COOLANT CHANNEL CROSS SECTION	1.49 cm ²

Table 5.5 Channel powers for hot, average and low power channels

FUEL CHANNEL	CHANNEL POWER (kw/channel)
HOT CHANNEL	32.8
AVERAGE CHANNEL	27.7
LOW CHANNEL	22.2

Table 5.6 Axial fuel loading patterns

CORE HEIGHT (cm)	FUEL ENRICHMENT (w/o) IN AXIAL ZONE				
	ZONE1	ZONE2	ZONE3	ZONE4	ZONE5
200	8	6	6	4	—
250	8	8	6	6	4
	6	6	6	6	6

Table 5.7 Time interval for burnup calculation

CORE HEIGHT (cm)	BURNUP STEP (day)	EQUIVALENT BURNUP (MWD/T)
200	1387	10,000
250	1734	10,000

Table 5.8 Other constants necessary for burnup calculation

FISSION POWER LOSS RATE	5.00 %
HEAVY METAL CONCENTRATION	0.0813 g/cm ³
RADIAL BACLING	1376 × 10 ⁻⁴ cm ⁻²
LOCAL POWRE PEAKING FACTOR	1.00

Table 5.9 Coolant temperature and pressure

CHANNEL	COOLANT TEMP (°C)		PRESSURE (atm)
	INLET	OUTLET	
HOT CHANNEL	400	1150	40
AVERAGE CHANNEL	400	1000	40
LOW CHANNEL	400	1000	40

Table 5.10 The heat conductivities of fuel matrix, sleeve and block

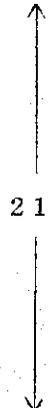
TEMPERATURE (°C)	HEAT CONDUCTIVITY(kcal/m hr °C)		
	FUEL MATRIX		SLEEVE & BLOCK
	BONDED BED	HOT PRESS	
200	5.45	53.12	 21.6
400	5.14	49.64	
600	4.82	46.16	
800	4.54	42.68	
1000	4.38	39.20	
1200	4.38	35.72	
1400	4.57	32.24	
1600	4.93	28.76	
1800	5.46	25.28	

Table 5.11 Physical properties of helium gas at 40 atm.

TEMP.	DENSITY	VISCOSITY	HEAT CON- DUCTIVITY	SPECIFIC HEAT AT CONST. PRESS.	PRANDTL NUMBER
(°C)	(kg/m ³)	(×10 ⁻⁴ g/cm sec)	(kcal/m hr °C)	(kcal/kg°C)	(-)
100	4.97	2.261	0.150	1.248	0.676
200	3.93	2.635	0.173	1.249	0.683
300	3.26	2.982	0.196	1.250	0.686
400	2.78	3.308	0.217	1.252	0.688
500	2.43	3.617	0.237	1.254	0.689
600	2.15	3.912	0.256	1.256	0.690
700	1.93	4.196	0.274	1.258	0.692
800	1.75	4.469	0.292	1.259	0.695
900	1.60	4.733	0.308	1.261	0.698
1000	1.47	4.990	0.323	1.262	0.702

Table 5.12 The hottest temperature on each radial point in the hot power channel

CORE HEIGHT (cm)	BURNUP (GWD/T)	0			20		
	AXIAL FUEL LOADING	ZONE		UNIFORM	ZONE		UNIFORM
	FUEL MATRIX TYPE	BONDED	HOT	BONDED	BONDED	HOT	BONDED
	RADIAL POINT	BED	PRESSED	BED	BED	PRESSED	BED
200	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1388*	1234		1478	1339	
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1227	1224		1312	1315	
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1266	1229		1392	1326	*
	SLEEVE INNER SURFACE	1203	1201		1265	1267	
	SLEEVE OUTER SURFACE	1188	1186		1233	1234	
	COOLANT BULK	1146	1146		1146	1146	
250	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1246*		1436	1377		1570
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1194		1291	1260		1360
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1217		1361	1317		1462
	SLEEVE INNER SURFACE	1180		1249	1260		1300
	SLEEVE OUTER SURFACE	1171		1221	1228		1258
	COOLANT BULK	1146		1146	1146		1146

* The values with superscript * are temperatures in radial direction at the coolant inlet, and the others at the coolant outlet.

Table 5.13 The hottest temperature on each radial point in the average power channel

CORE HEIGHT (cm)	BURNUP (GWD/T)	0	20
	AXIAL FUEL LOADING	ZONE LOADING	
	FUEL MATRIX TYPE	BONDED BED	
	RADIAL POINT		
200	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1250*	1265
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1070	1129
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1106	1195
	SLEEVE INNER SURFACE	1047	1089
	SLEEVE OUTER SURFACE	1033	1063
	COOLANT BULK	998	998
250	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1121*	1193
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1041	1094
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1062	1142
	SLEEVE INNER SURFACE	1027	1064
	SLEEVE OUTER SURFACE	1019	1046
	COOLANT BULK	998	998

* The values with superscript * are temperatures in radial direction at the coolant inlet, and the others at the coolant outlet.

Table 5.14 The hottest temperature on each radial point in the low power channel

CORE HEIGHT (cm)	BURNUP (GWD/T)	0	20
	AXIAL FUEL LOADING	ZONE LOADING	
	FUEL MATRIX TYPE	BONDED BED	
	RADIAL POINT		
200	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1137*	1205
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1060	1104
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1089	1153
	SLEEVE INNER SURFACE	1042	1075
	SLEEVE OUTER SURFACE	1031	1056
	COOLANT BULK	998	998
250	FUEL MATRIX INNER SURFACE	1070	1148
	FUEL MATRIX OUTER SURFACE	1035	1075
	FUEL MATRIX INTERMEDIATE	1052	1110
	SLEEVE INNER SURFACE	1024	1053
	SLEEVE OUTER SURFACE	1018	1040
	COOLANT BULK	998	998

* The values with superscript * are temperatures in radial direction at the coolant inlet, and the others at the coolant outlet.

Table 5.15 The coolant mass flow rates for hot, average and low power channels.

FUEL CHANNEL	CHANNEL POWER (kw)	COOLANT TEMPERATURE		COOLANT MASS FLOW RATE (kg/hr)
		INLET (°C)	OUTLET (°C)	
HOT CHANNEL	32.8	400	1150	28.4
AVERAGE CHANNEL	27.7	400	1000	30.0
LOW CHANNEL	22.2	400	1000	24.0

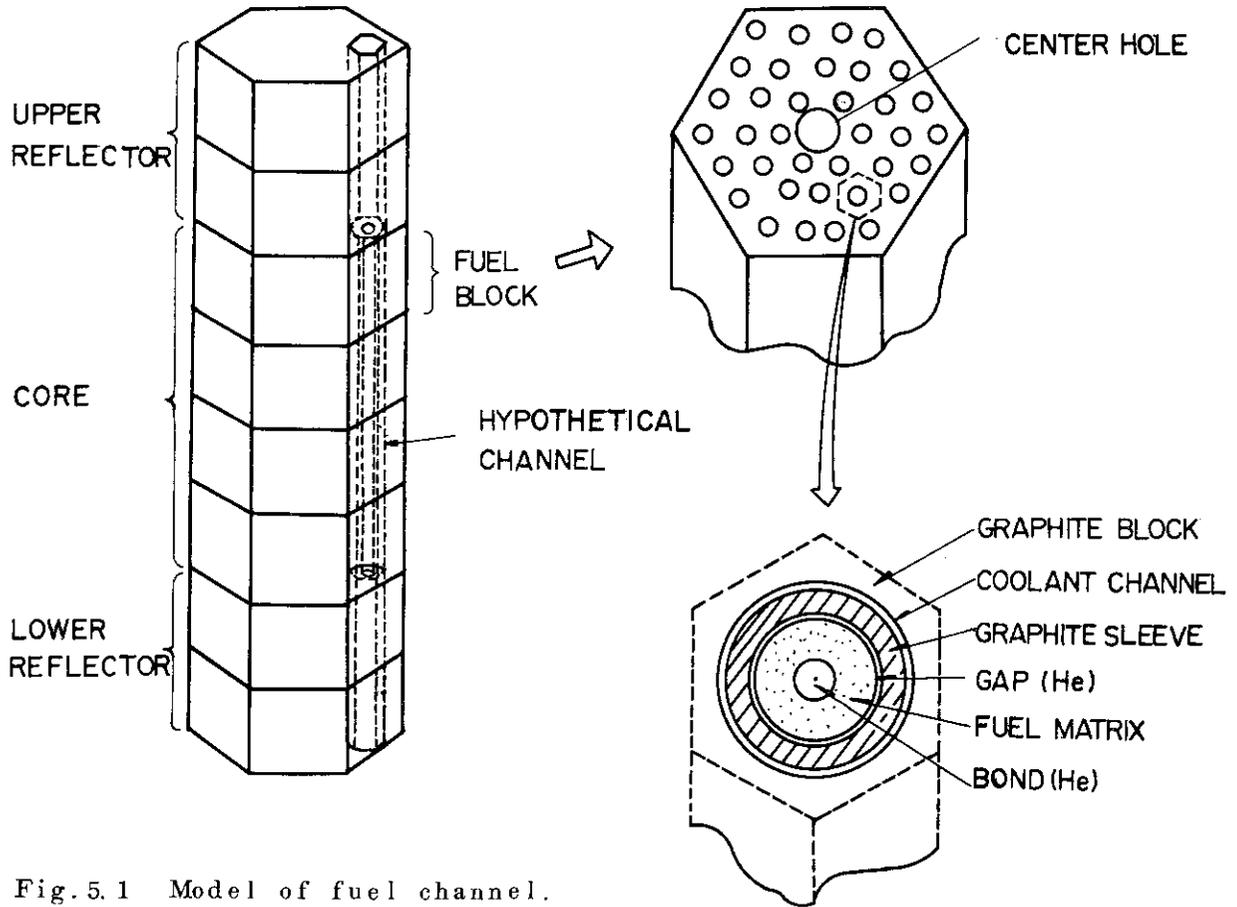


Fig. 5.1 Model of fuel channel.

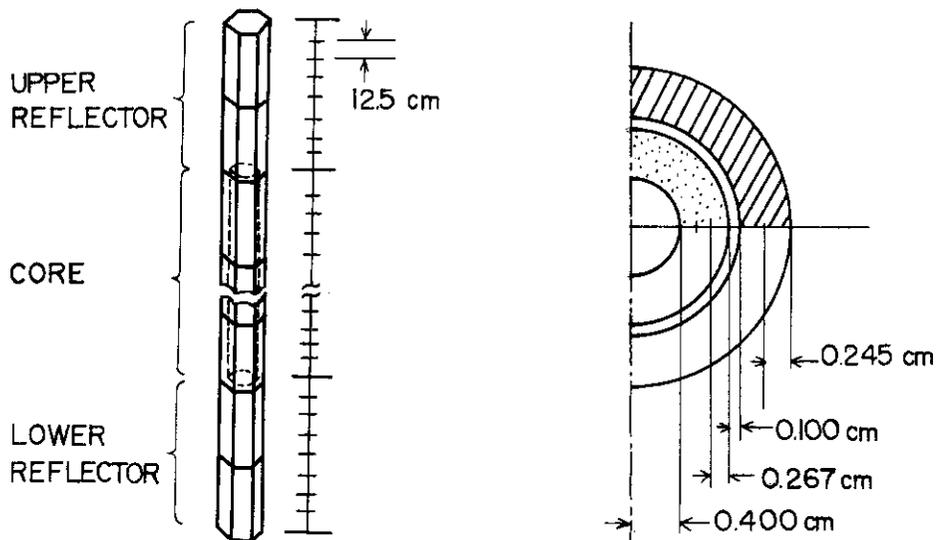


Fig. 5.3 Mesh intervals in axial and radial directions.

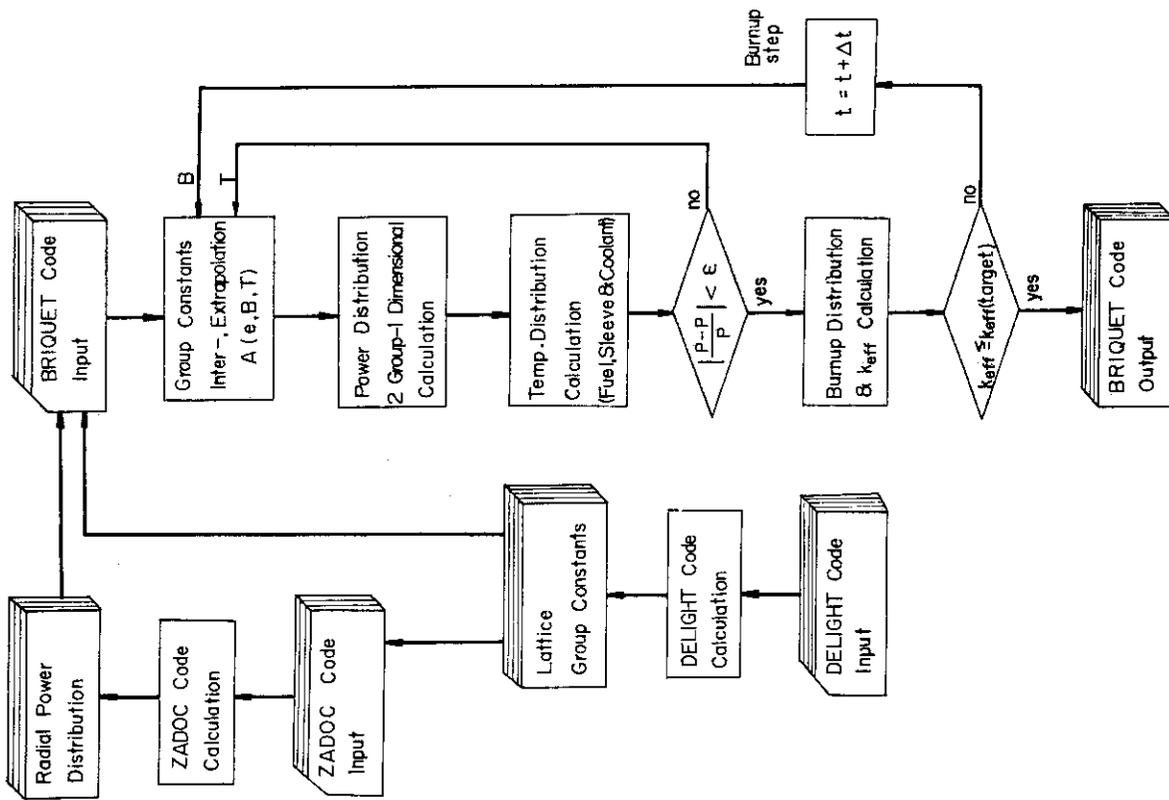


Fig. 5.2

Calculation flow for axial temperature distribution.

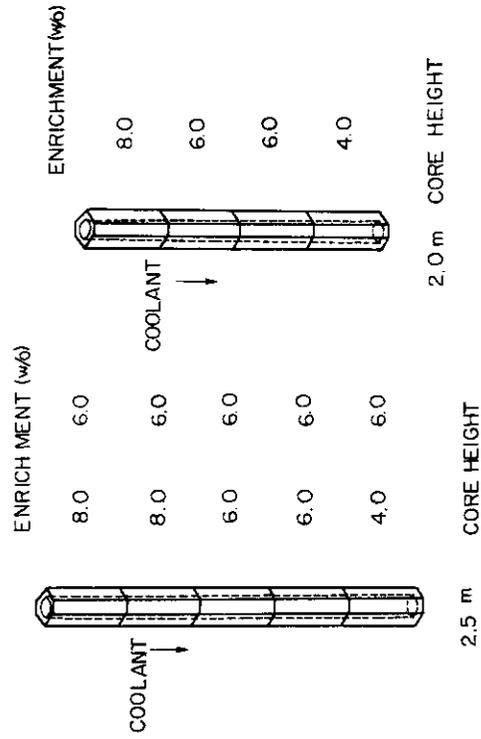


Fig. 5.4

Axial fuel enrichment distributions in each channel.

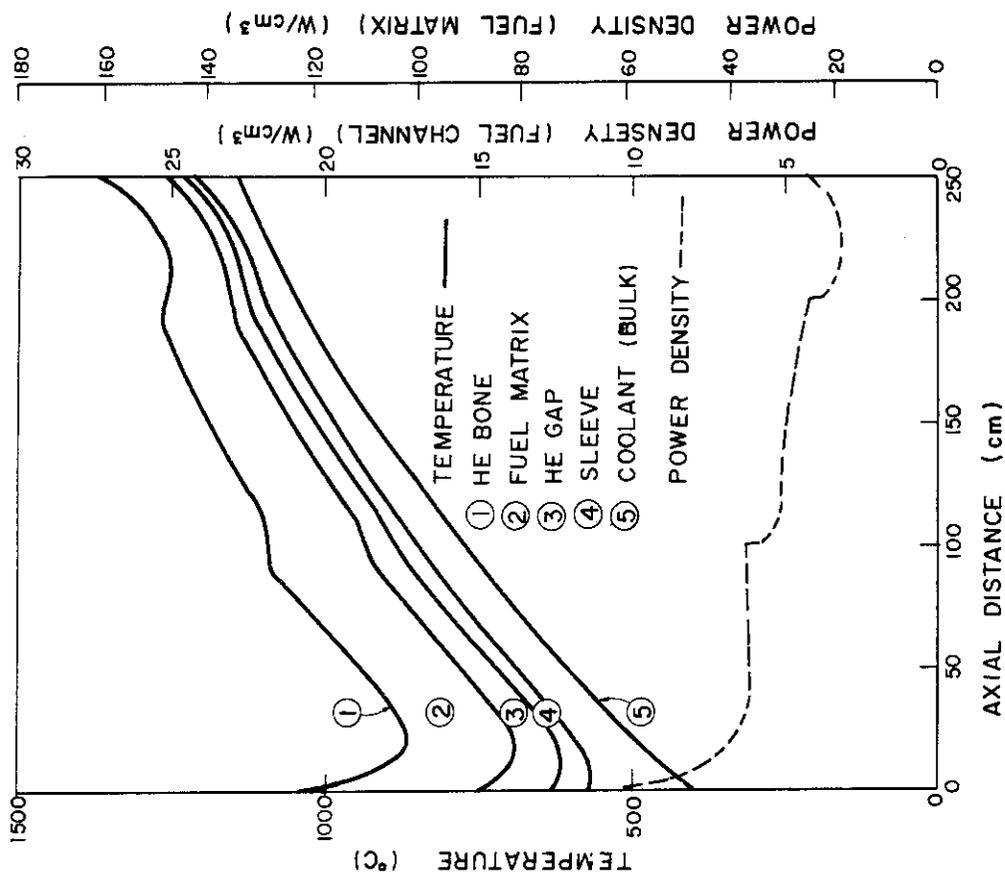


Fig. 5.5(2) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the hot channel of a 250cm height after 347 day operation.

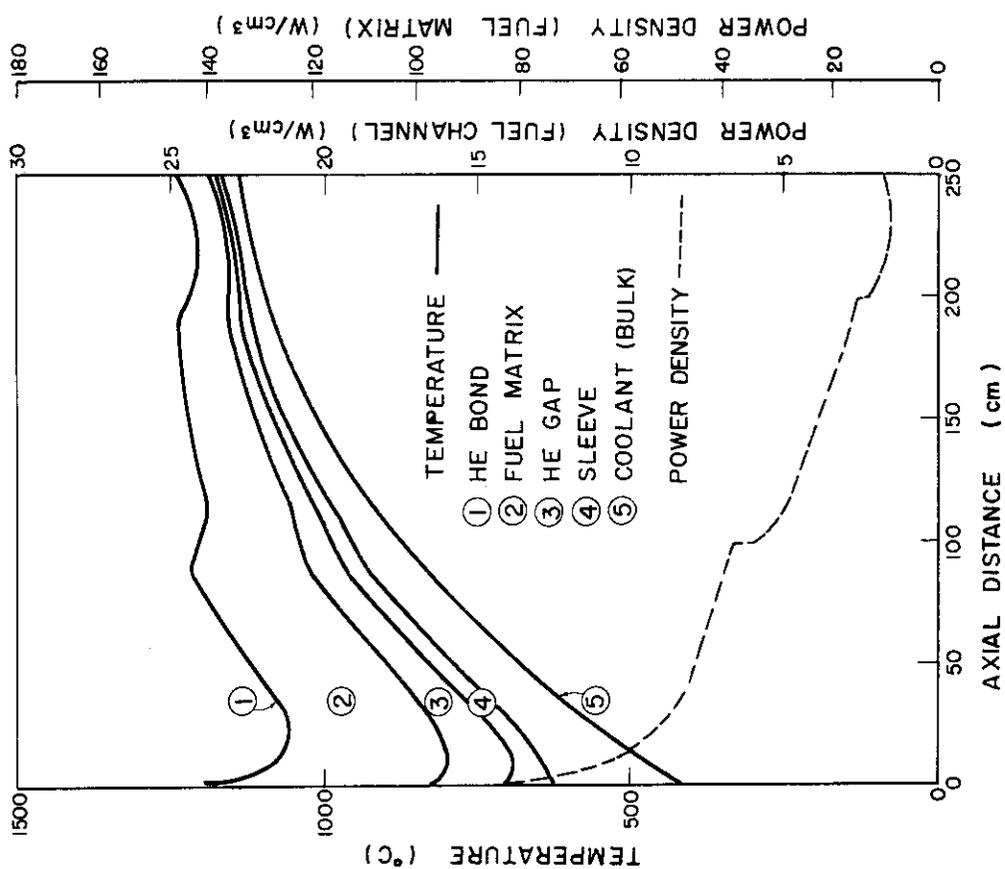


Fig. 5.5(1) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the hot channel of a 250cm height at initial operation.

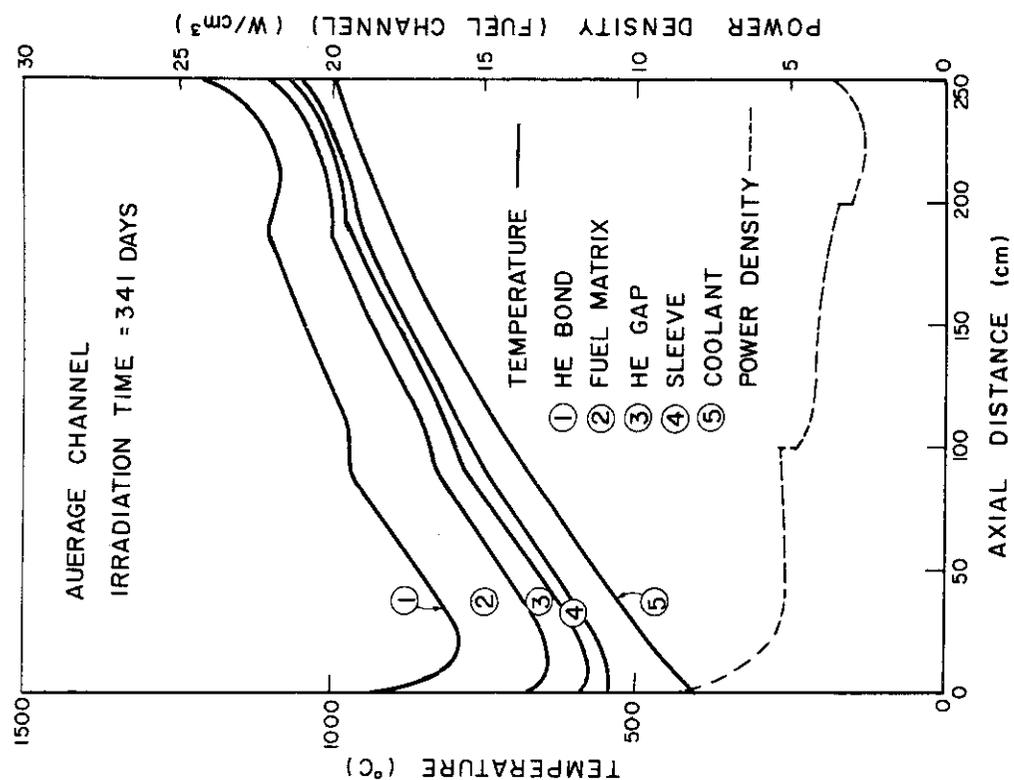


Fig. 5.6(2) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the average power channel of a 250cm height after 341 day operation.

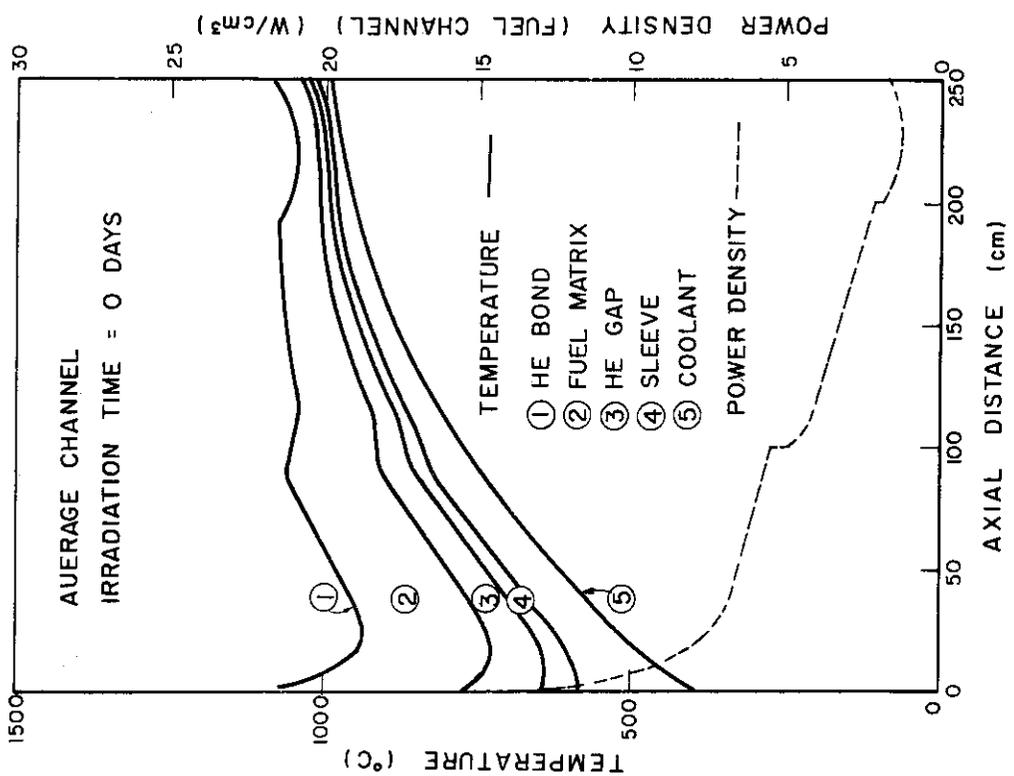


Fig. 5.6(1) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the average power channel of a 250cm height at initial operation.

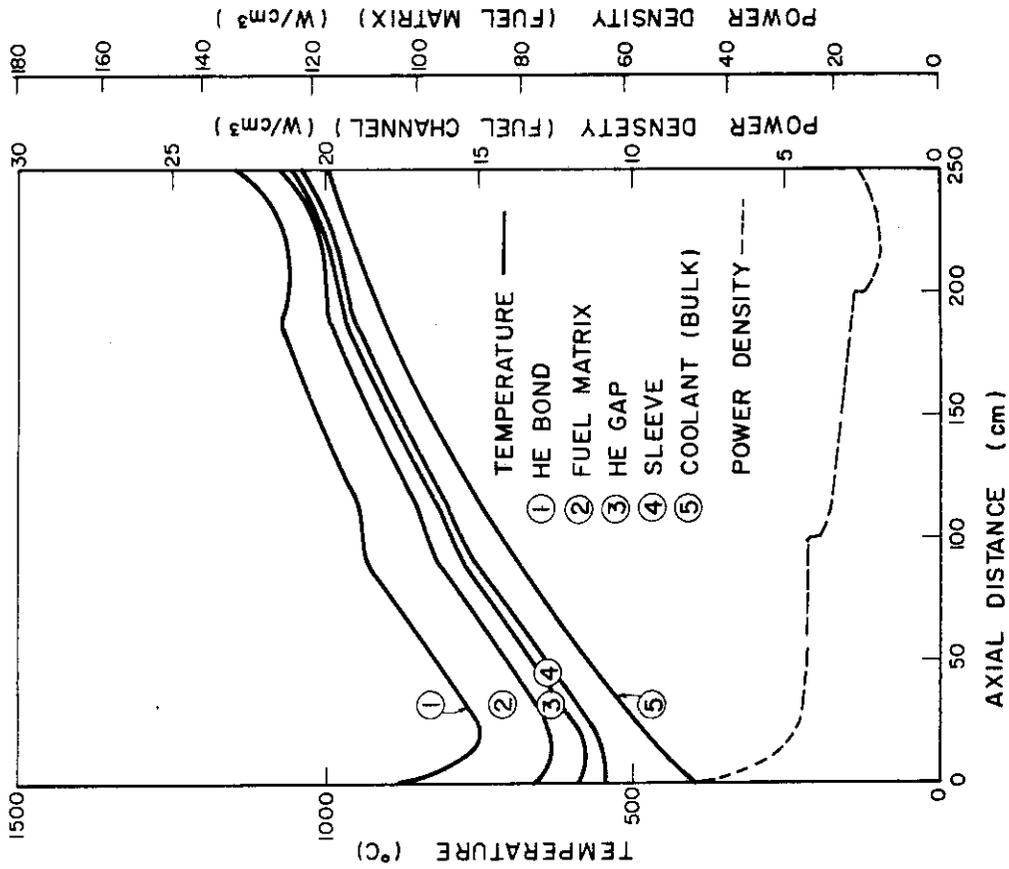


Fig. 5.7(2) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the low channel of a 250cm height after 347 day operation.

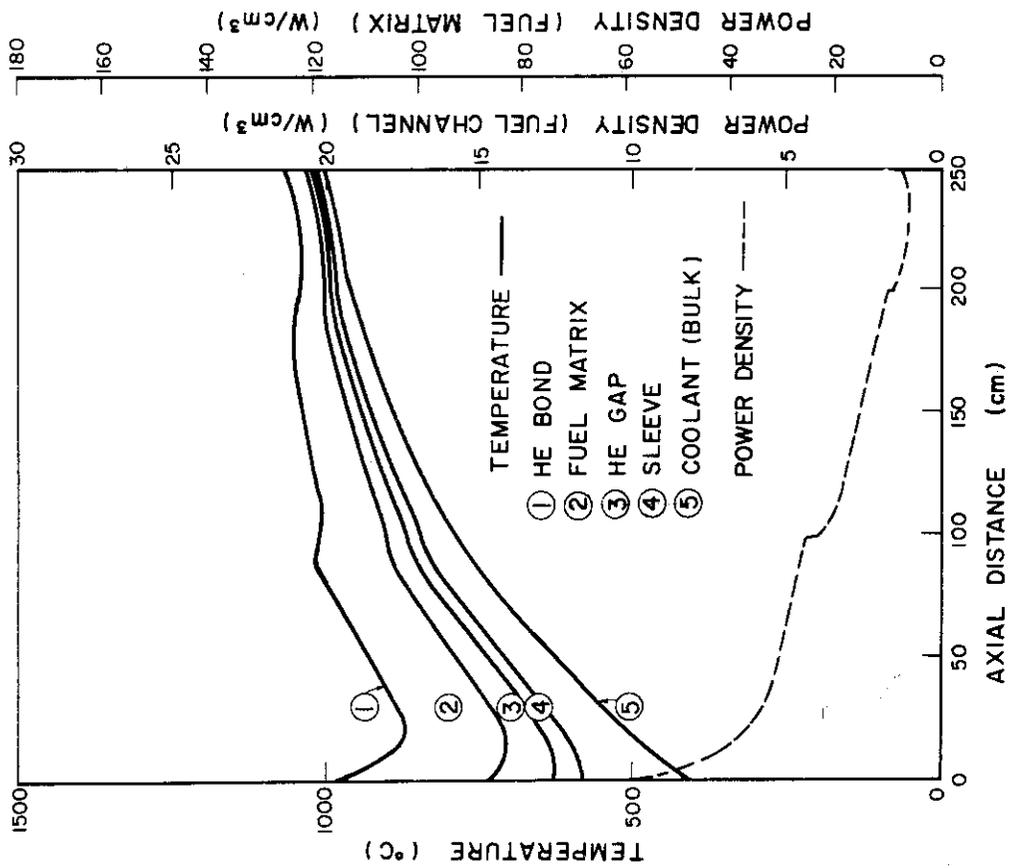


Fig. 5.7(1) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the low channel of a 250cm height at initial operation.

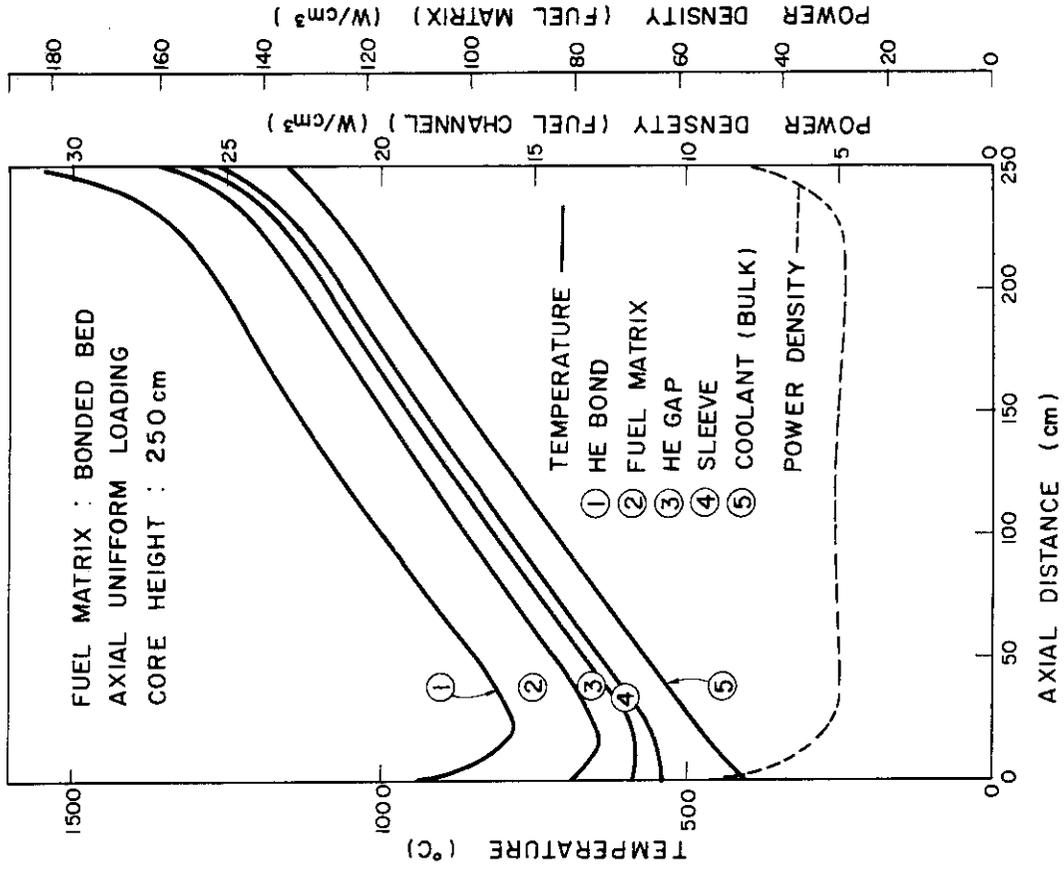


Fig. 5.8(2) Axial power density and temperature distributions in the uniform fuel loading channel of 250cm height after 347 day operation.

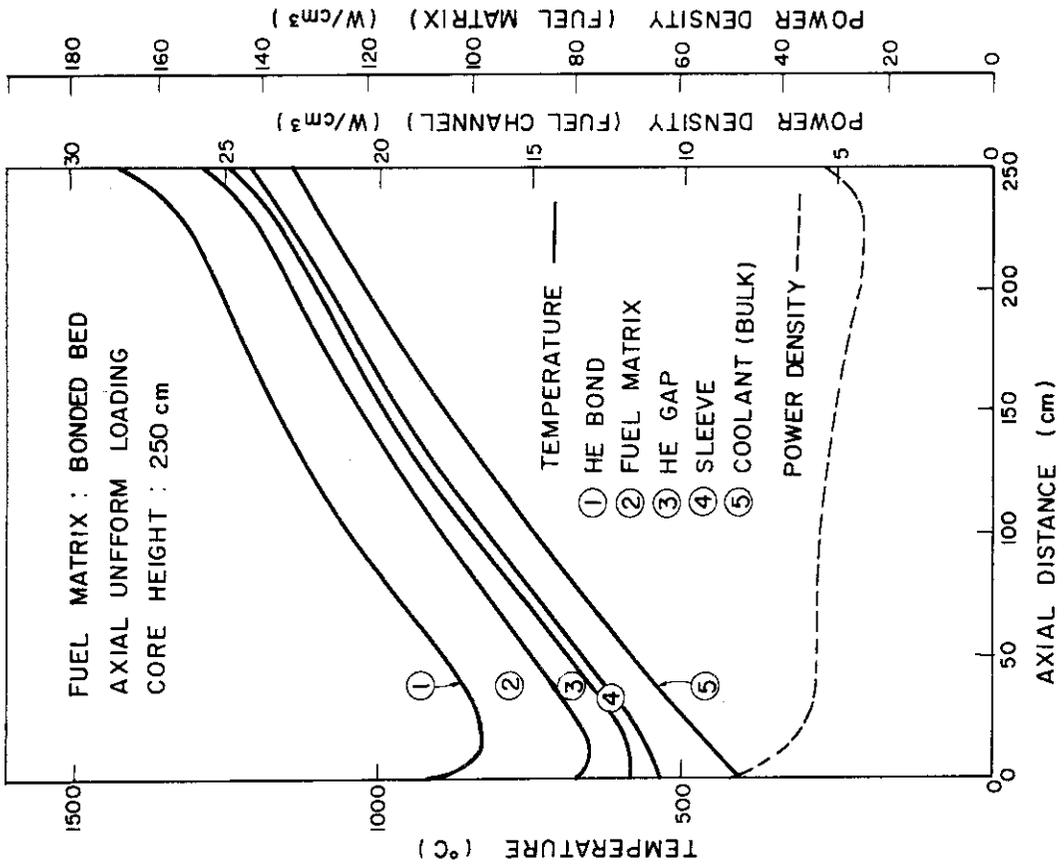


Fig. 5.8(1) Axial power density and temperature distributions in the uniform fuel loading channel of 250cm height at initial operation.

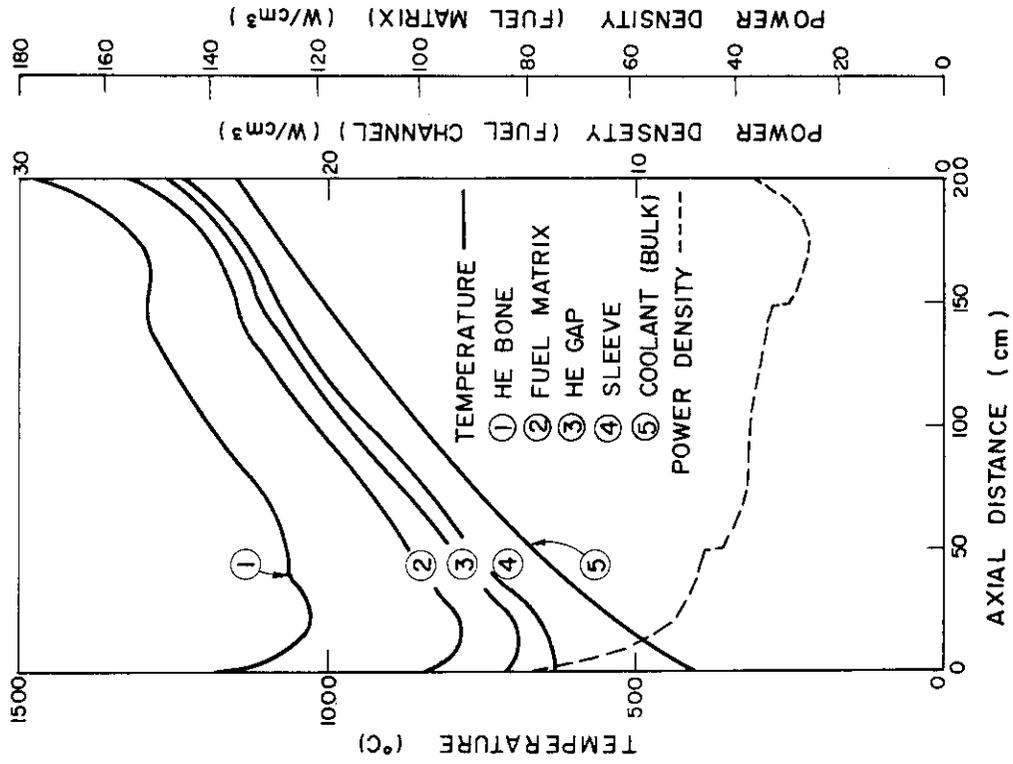


Fig. 5.9(2) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the hot channel of a 200cm height after 277 day operation.

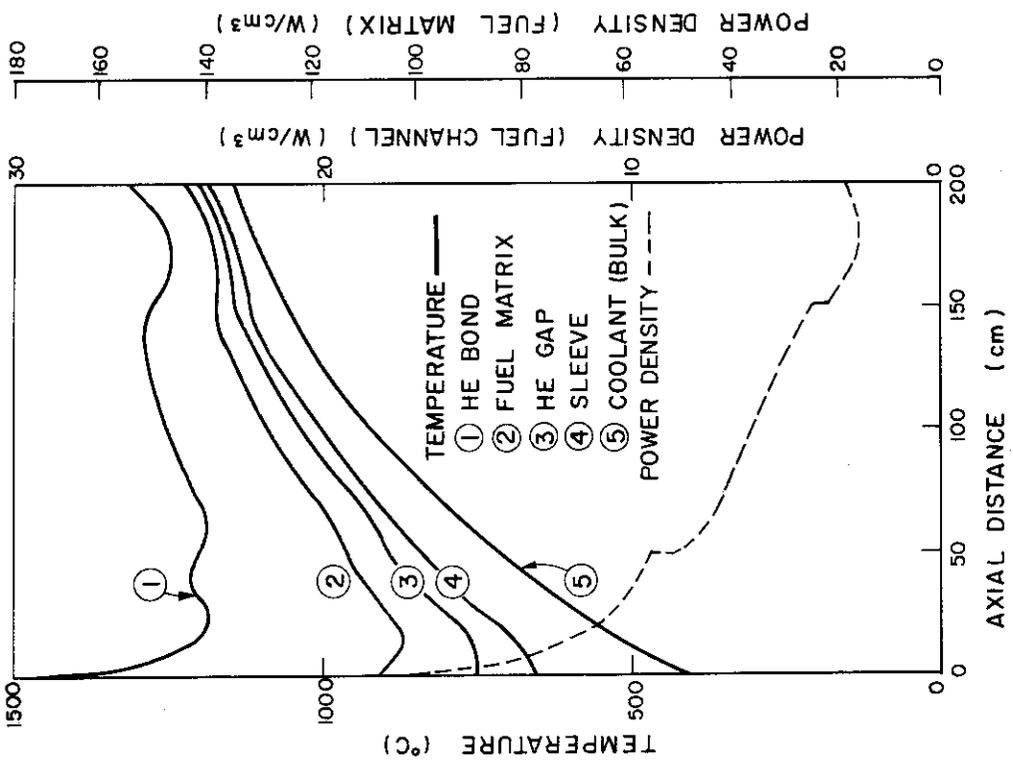


Fig. 5.9(1) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the hot channel of a 200cm height at initial operation.

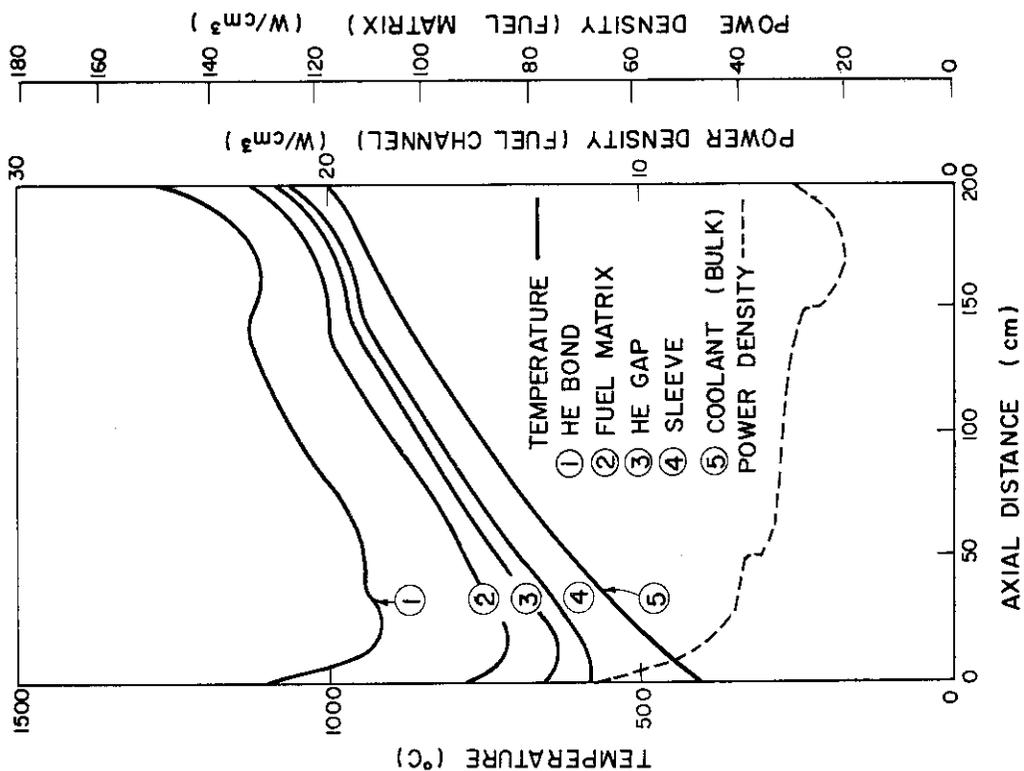


Fig. 5.10(2) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the average channel of a 200cm height after 277 day operation.

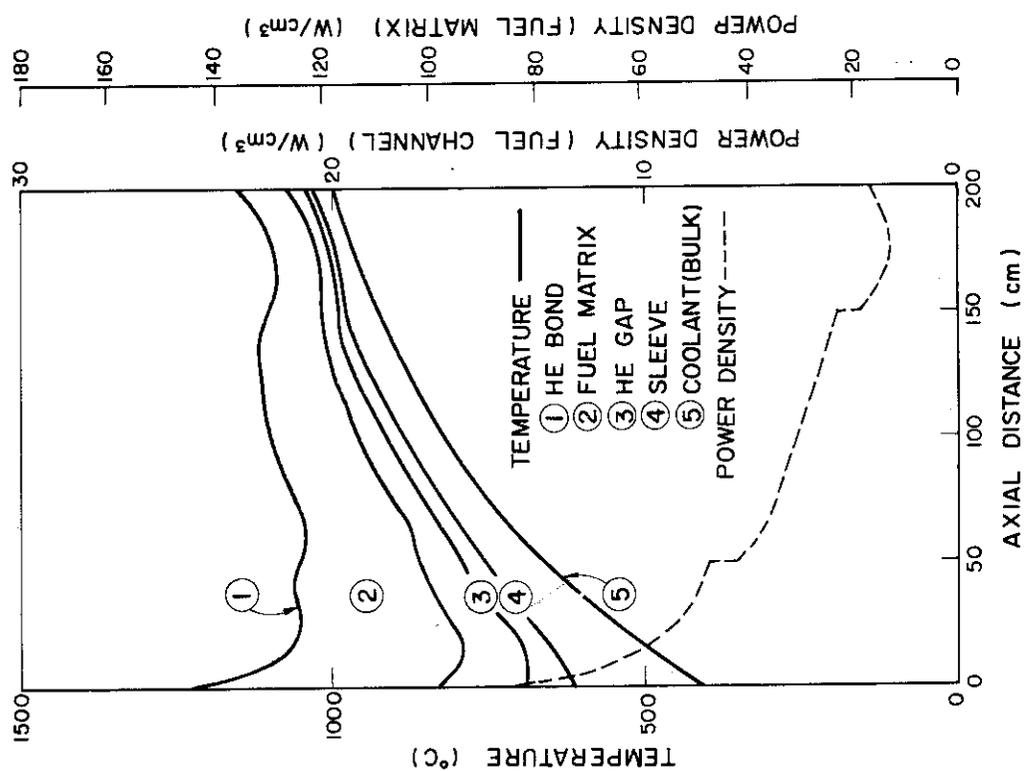


Fig. 5.10(1) Axial power density, fuel, sleeve, and coolant temperature distributions in the average channel of a 200cm height at initial operation.

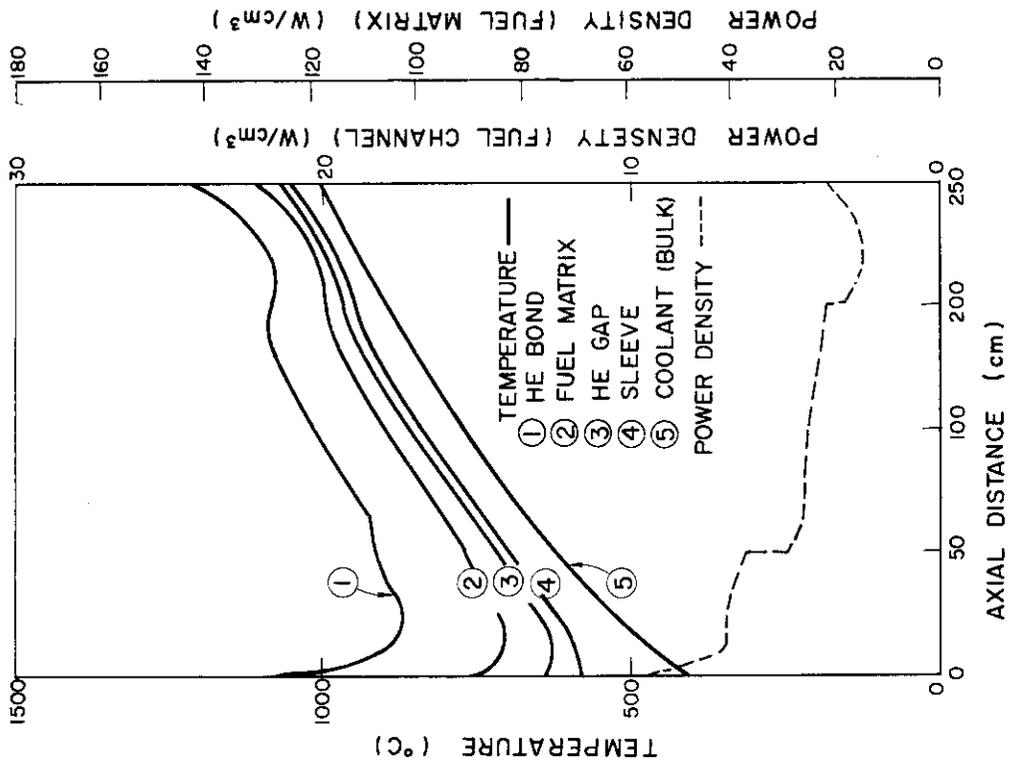


Fig. 5.11(2) Axial power density, fuel, sleeve and coolant temperature distributions in the low channel of a 200cm height after 277 day operation.

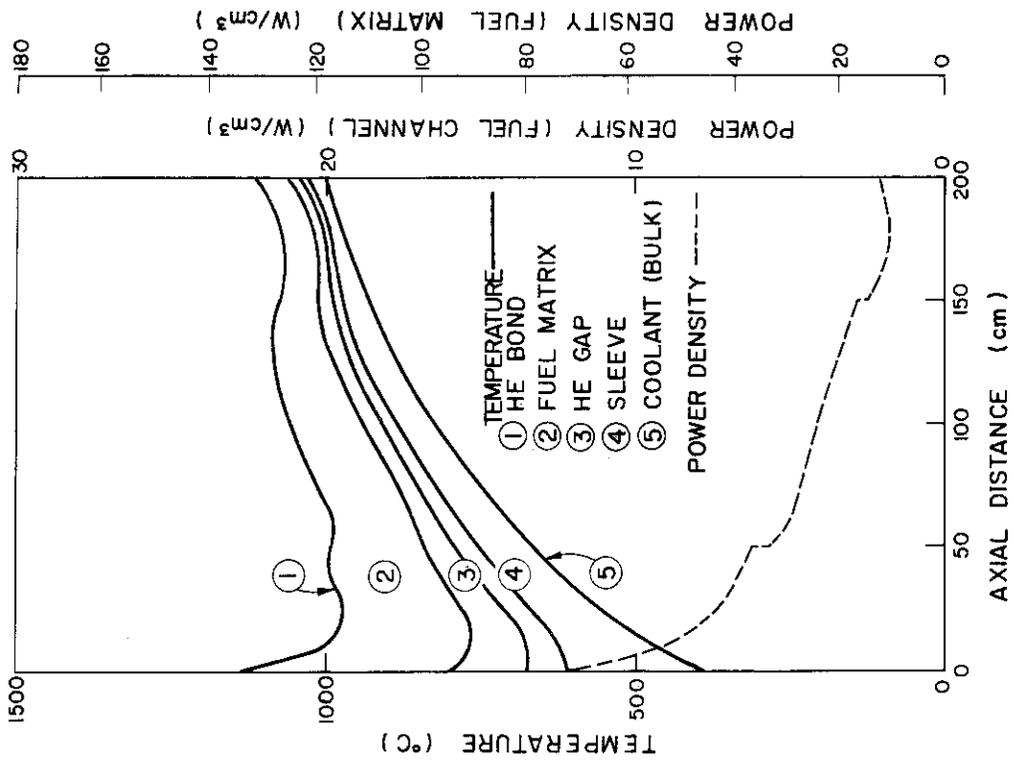


Fig. 5.11(1) Axial power density, fuel, sleeve and coolant temperature distributions in the low channel of a 200cm height at initial operation.

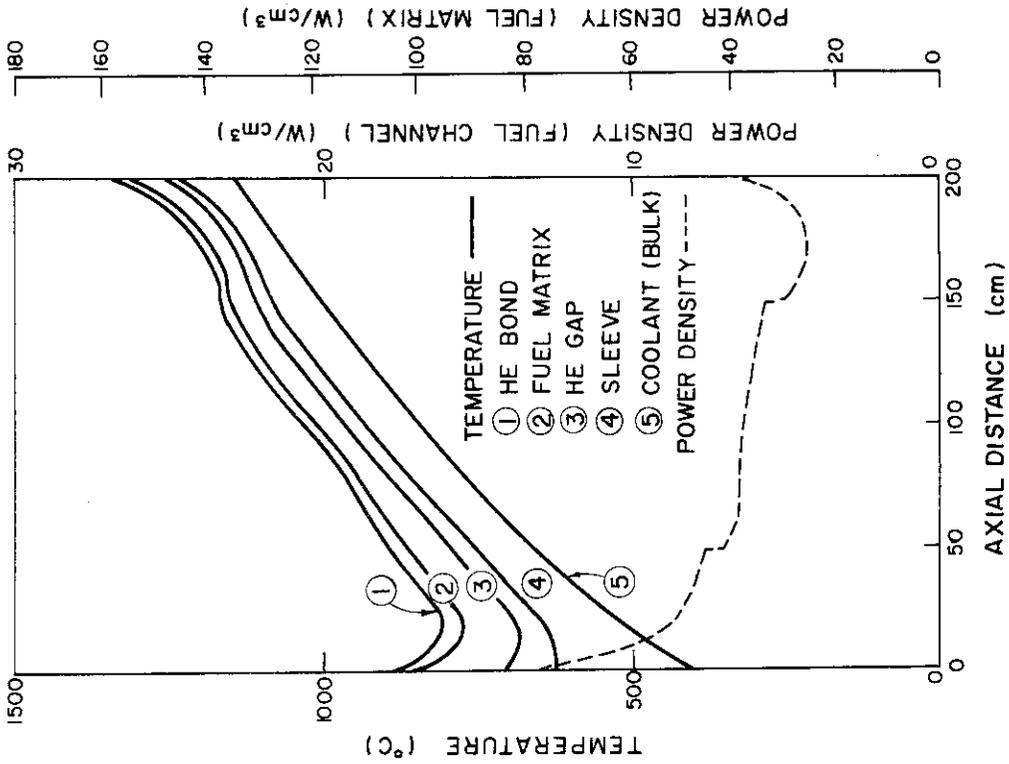


Fig. 5.1 2(2) Axial power density, fuel, sleeve and coolant temperature distributions in the hot channel of a 200cm height after 277 day operation (hot pressed compact).

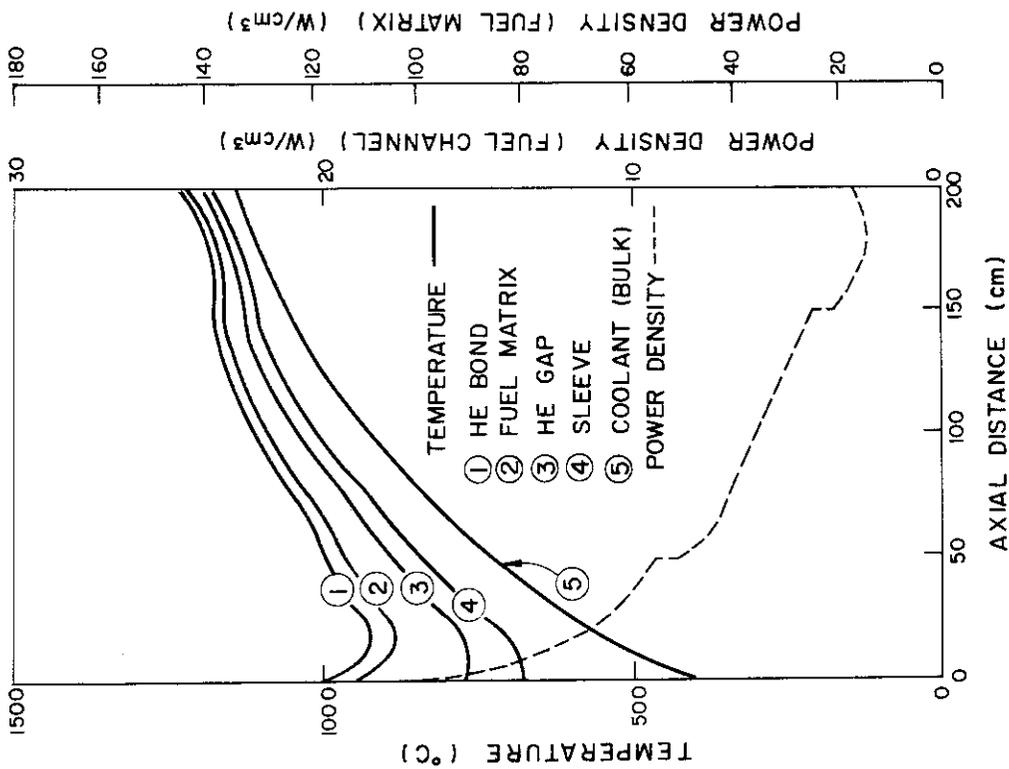


Fig. 5.1 2(1) Axial power density, fuel, sleeve and coolant temperature distributions in the hot channel of a 200cm height at initial operation (hot pressed compact).

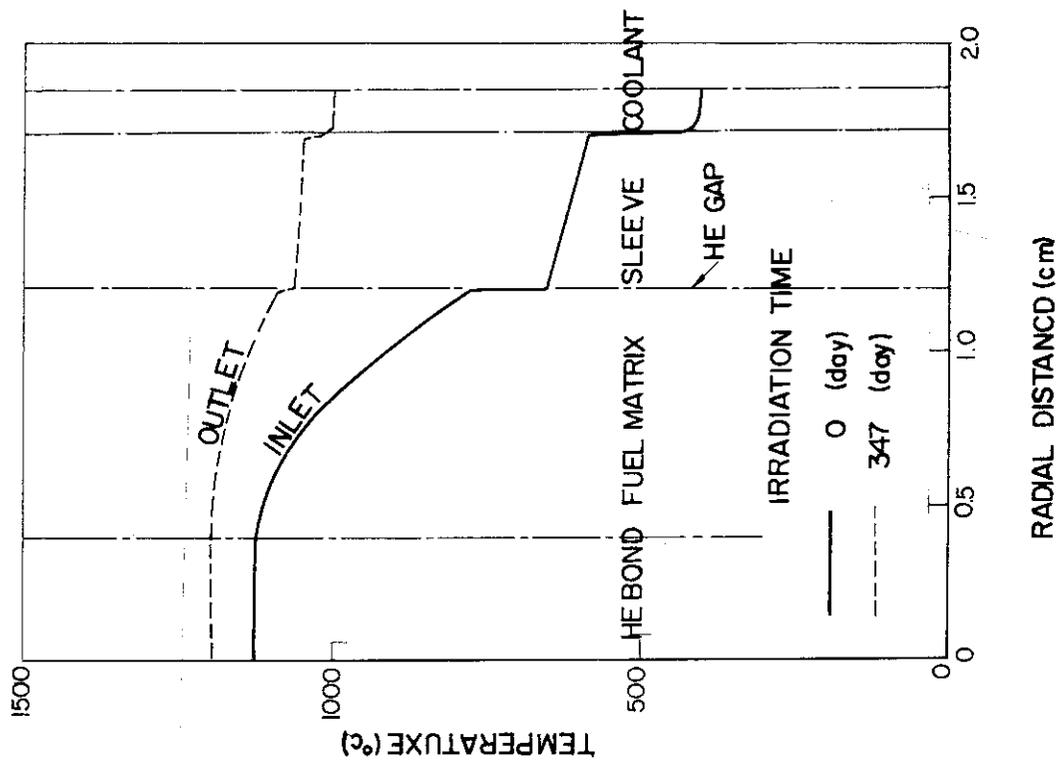


Fig. 5.13(2) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the average channel of a 250cm height.

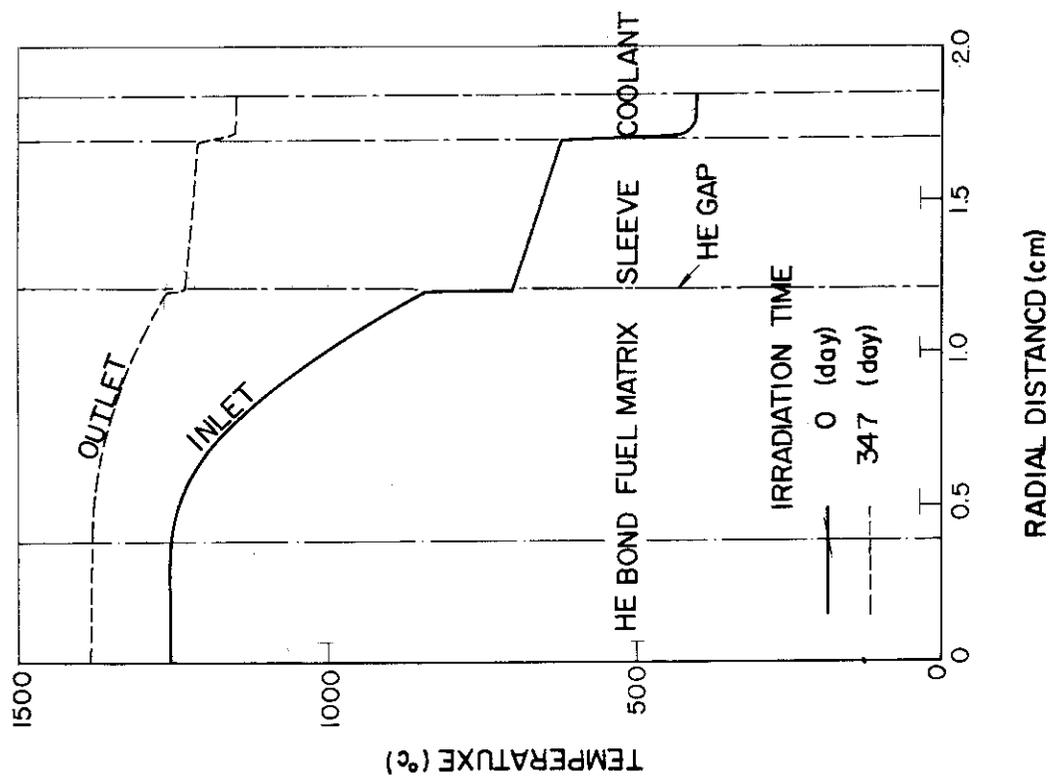


Fig. 5.13(1) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the hot channel of a 250cm height.

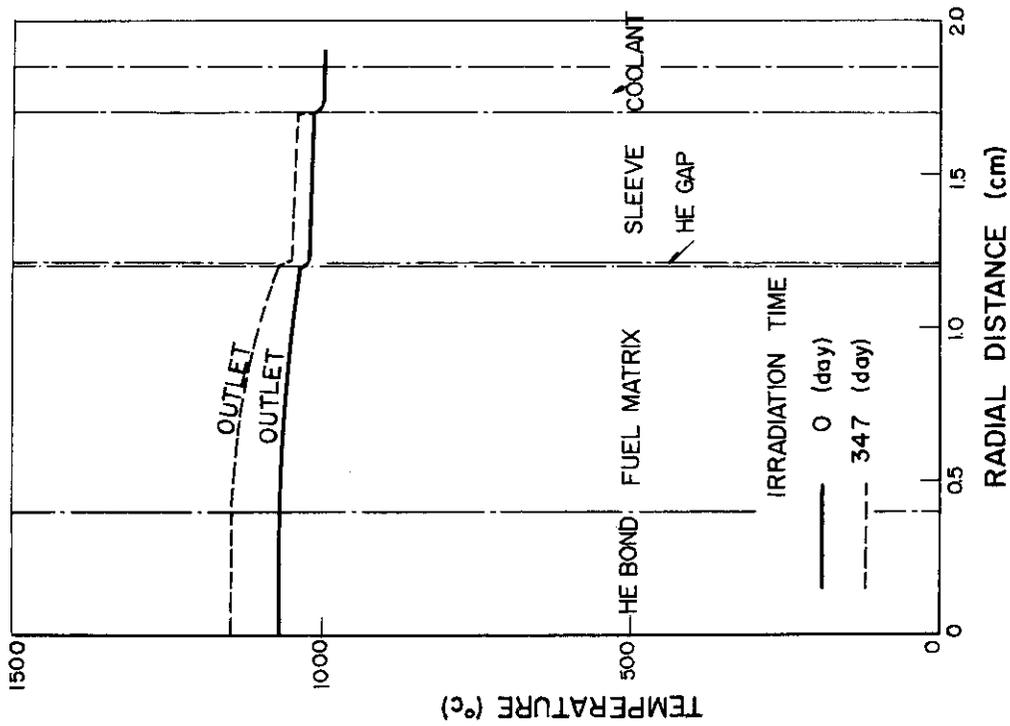


Fig. 5.13(3) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the low channel of a 250cm height.

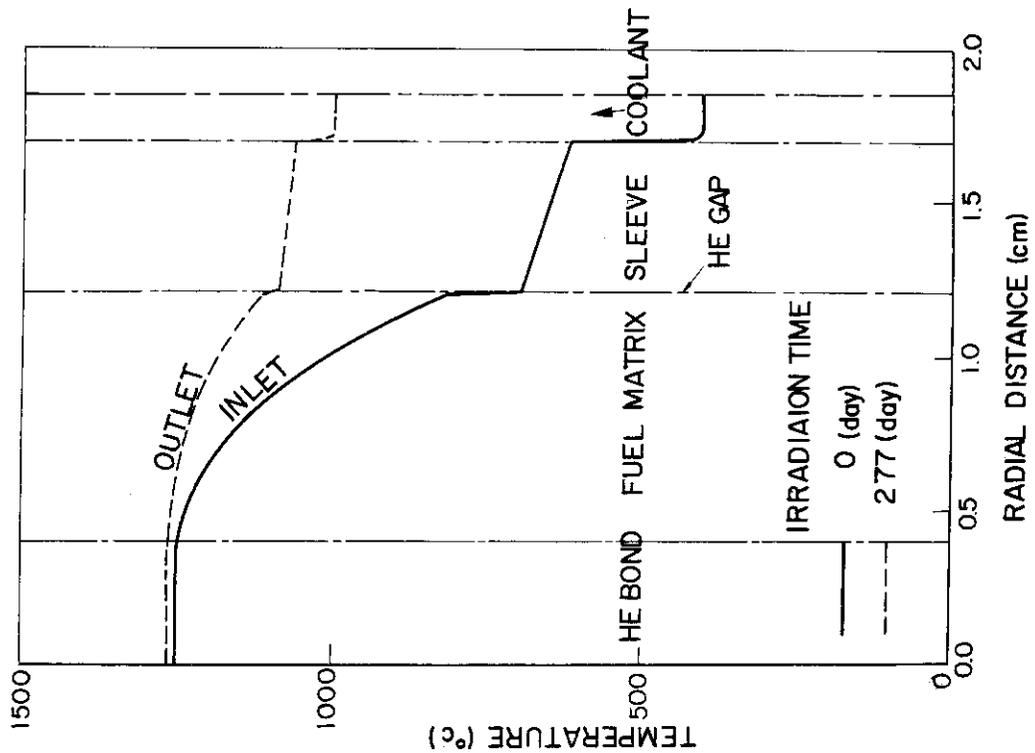


Fig. 5.14(2) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the average channel of a 200cm height.

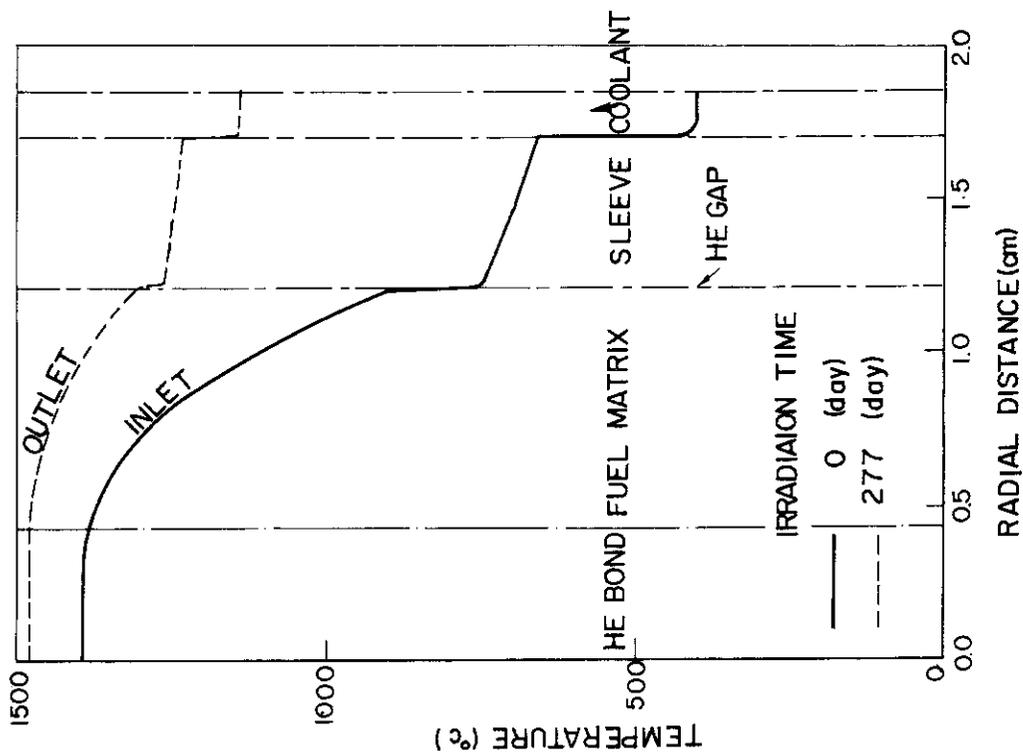


Fig. 5.14(1) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the hot channel of a 200cm height.

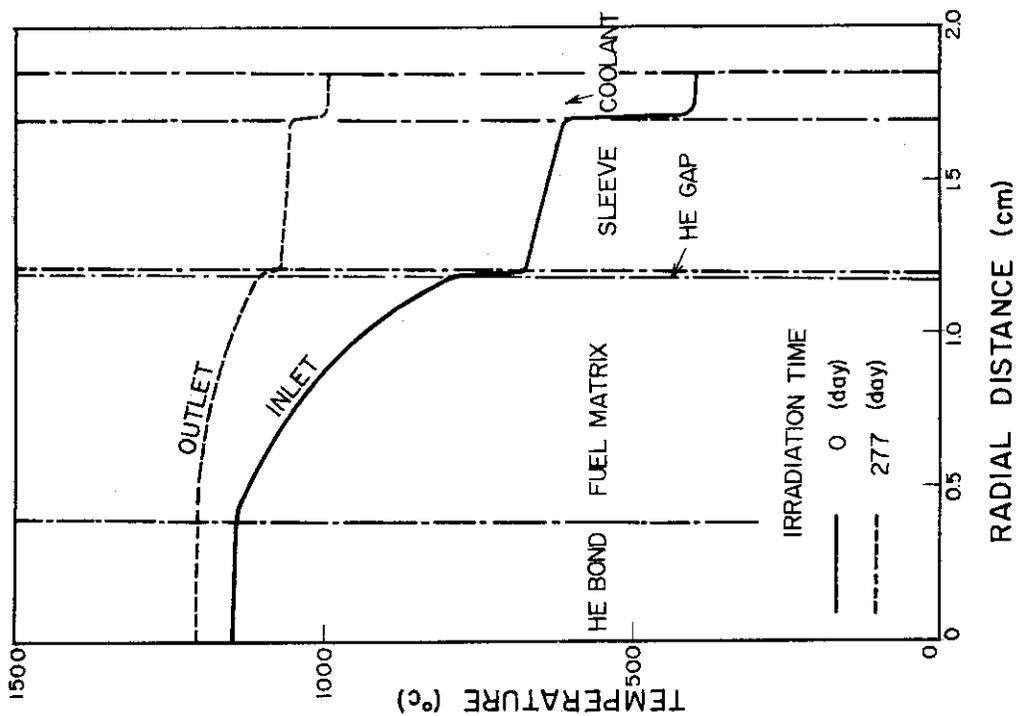


Fig. 5.14(3) Variation of radial temperature distribution with fuel burnup in the low channel of a 200cm height.

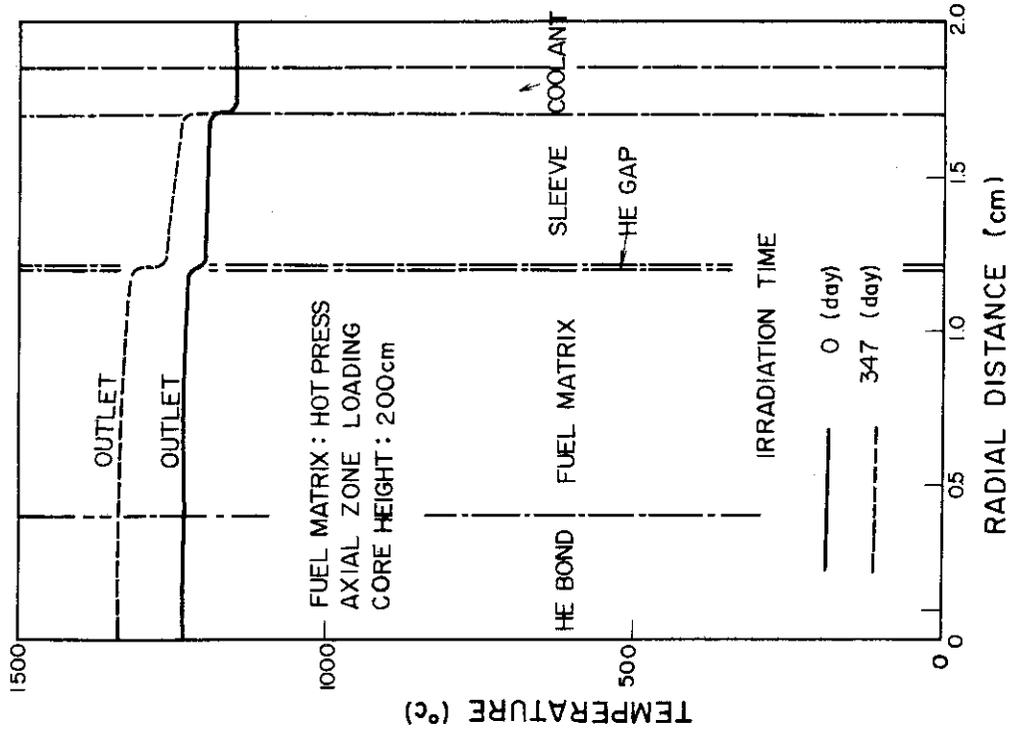


Fig. 5.16 Radial temperature distribution and its variation with fuel burnup in the hot channel of 200cm height.

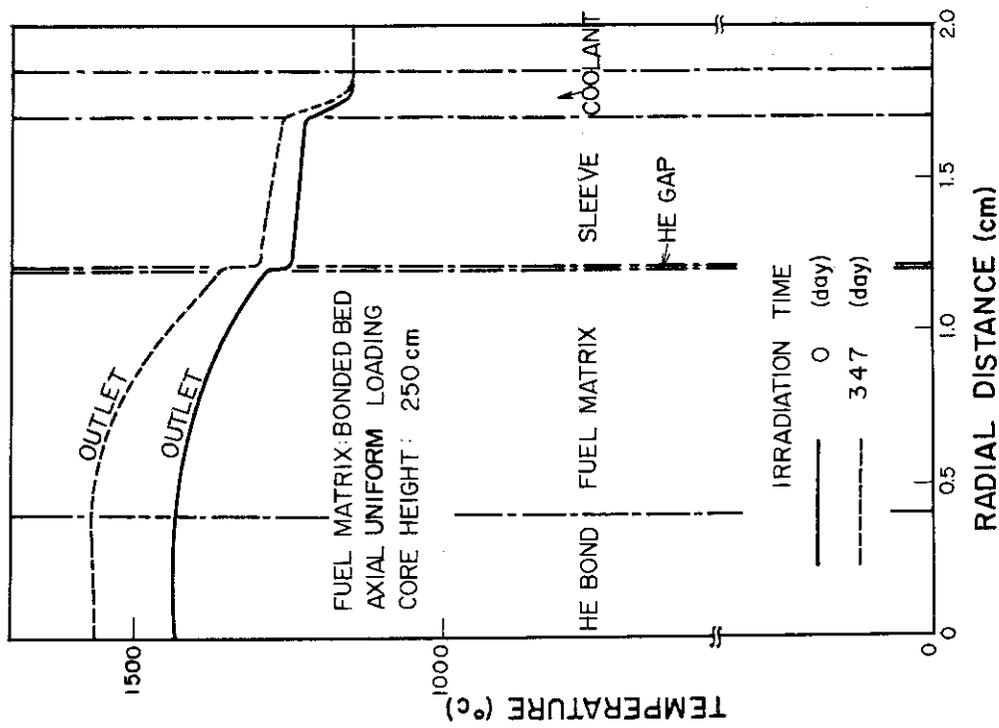


Fig. 5.15 Radial temperature distribution and its variation with fuel burnup in the uniform fuel loading channel of 250cm height.

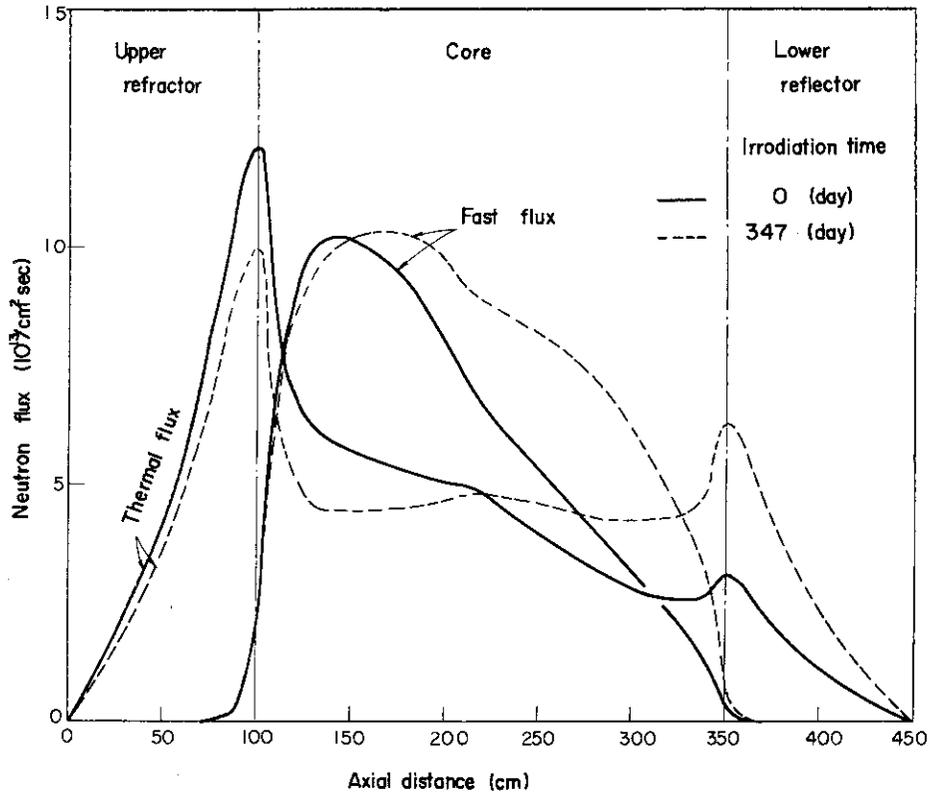


Fig.5.17 Axial neutron flux distribution in average channel of 250cm height.

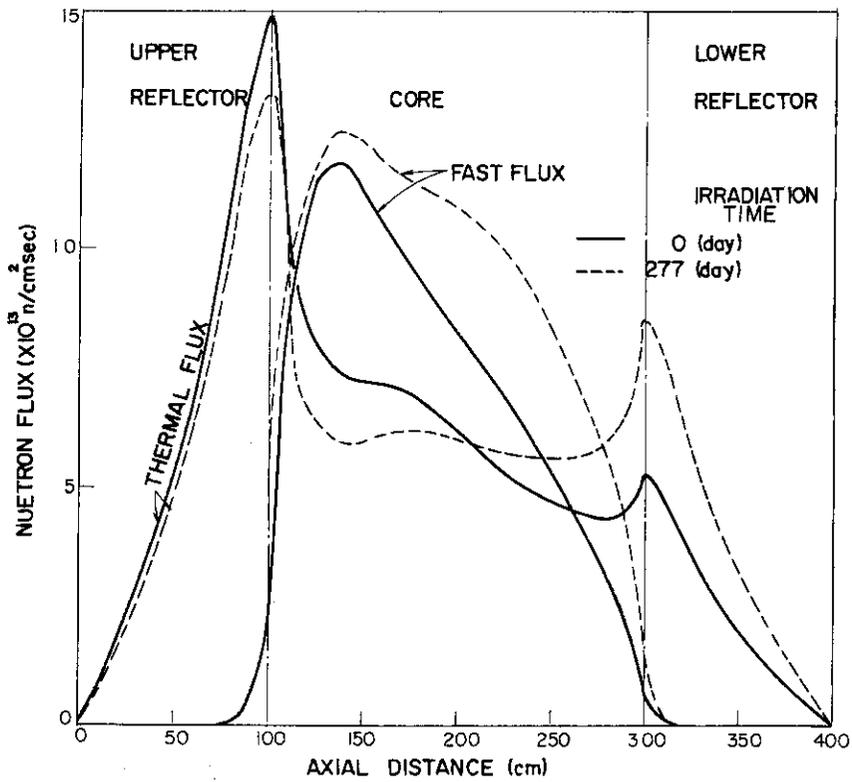


Fig.5.18 Axial neutron flux distributions in average channel of 200cm height.

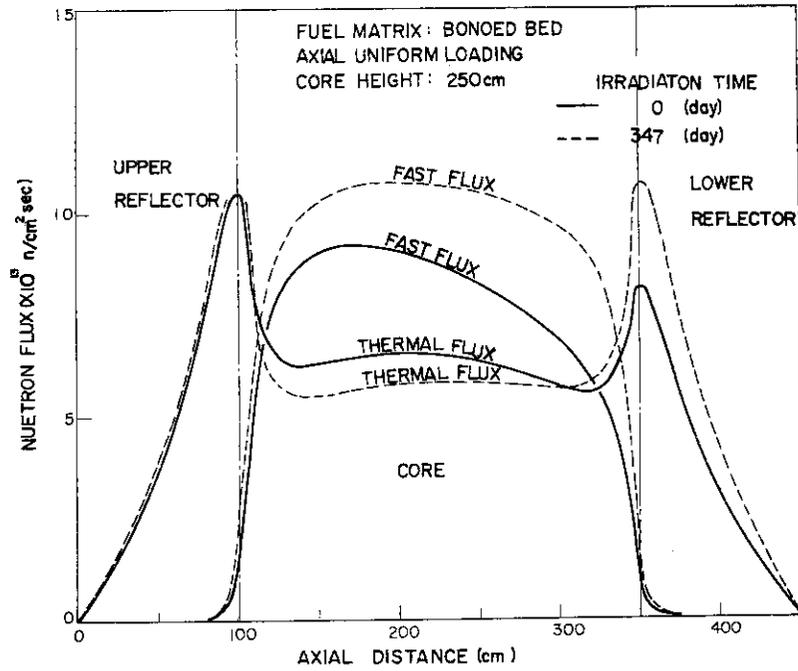


Fig. 5.19 Axial neutron flux distributions and their variations with fuel burnup in the hot channel of 250cm height with uniform fuel loading.

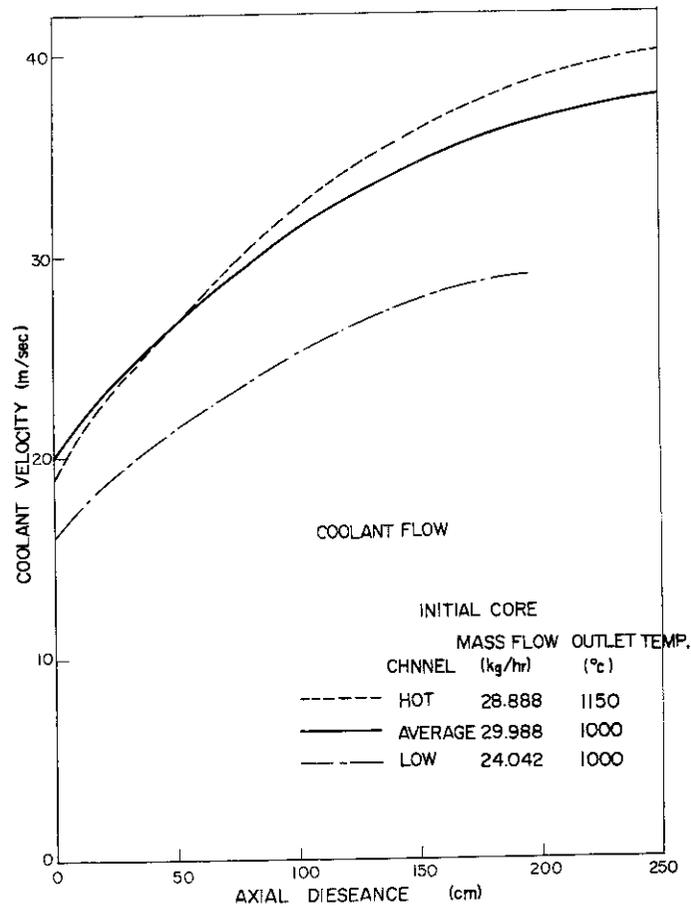


Fig. 5.20 Coolant velocity distribution (axial direction).

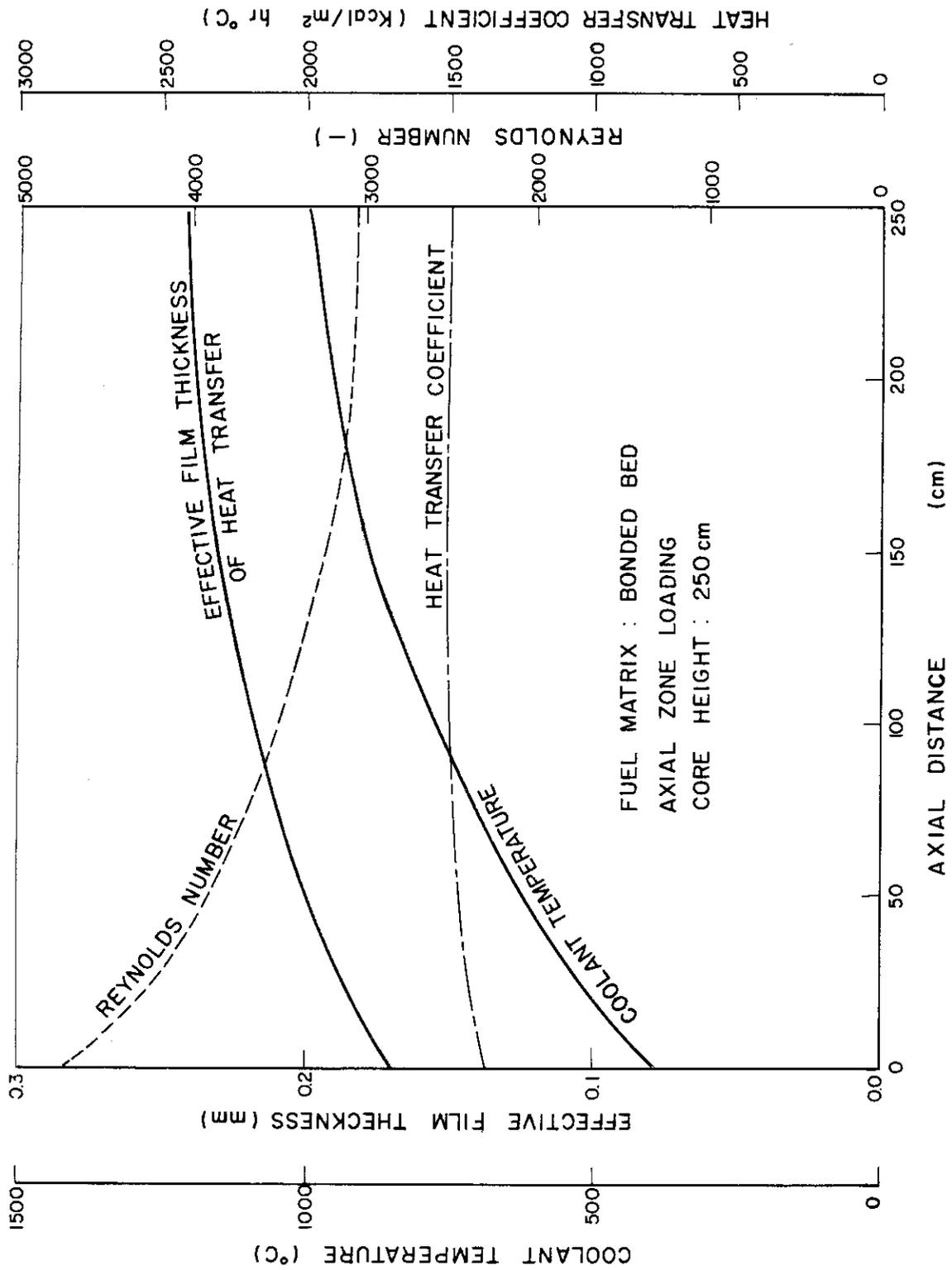


Fig. 5.21 Various characteristics of coolant heat transport in the average channel at initial core.

6. 燃料チャンネル内での出力ピーキング係数

(1) 燃料チャンネルのモデル化

燃料チャンネル内の出力ピーキング係数を求める代わりに、中性子束歪係数を求め、近似的に出力ピーキング係数の代用とした。中性子束歪係数を求めるために、燃料チャンネルを Fig. 6.1 に示す様に、2領域円筒チャンネルにモデル化した。第1領域にはHe ボンド層と燃料マトリックスが含まれるが、核種濃度を均一化して燃料マトリックス領域とした。第2領域にはHe ギャップ、スリーブ、He 冷却材、黒鉛ブロックが含まれるが、同様に核種濃度を均一化して黒鉛減速材領域とした。

(2) 中性子束歪係数の算出

燃料マトリックス内の中性子束歪に関しては、中性子衝突確率の理論を用い、黒鉛減速材内の中性子束歪に関しては、中性子拡散モデルを用いて両者を境界面において接続する方法によつた。各々の歪係数を次式に従つて求めた。

(i) 燃料マトリックス内歪係数 ϕ

$$\phi = \frac{\phi(r_1)}{\bar{\phi}_1} = 1 + (1 - C) \left(\frac{P_c}{1 - P_c} - \Sigma_1 r_1 \right)$$

但し、

- $\phi(r_1)$ 燃料マトリックス表面中性子束
- $\bar{\phi}_1$ 燃料マトリックス内平均中性子束
- P_c Placzek 衝突確率関数
- Σ_1 燃料マトリックスの実効全断面積
- C 燃料マトリックスの散乱断面積と全断面積との比 ($= \Sigma_{s1} / \Sigma_1$)

(ii) 黒鉛減速材内歪係数 ϕ_b, ϕ_s

$$\phi = \frac{\bar{\phi}_2}{\phi(r_1)} = 1 + \frac{\Sigma_{a1} r_1^2}{2 D_2 \phi} \left[\frac{\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^4 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right) - 3 \left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 - 1}{\left\{\left(\frac{r_2}{r_1}\right)^3 - 1\right\}^2} - \frac{3 \left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 - 1}{4 \left\{\left(\frac{r_2}{r_1}\right) - 1\right\}} \right]$$

$$\phi_b = \frac{\phi(r_2)}{\phi(r_1)} = 1 + \frac{\Sigma_{a1} r_1^2}{2 D_2 \phi} \left[\frac{\left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right) - 1}{\left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 - 1} - \frac{1}{2} \right]$$

但し、

- $\phi(r_2)$ 黒鉛減速材外表面中性子束
- $\bar{\phi}_2$ 黒鉛減速材内平均中性子束
- D_2 黒鉛減速材中の拡散係数
- Σ_{a1} 燃料マトリックスの実効吸収断面積

(iii) 燃料チャンネル内の平均中性子束 $\bar{\phi}$

$$\frac{\bar{\phi}}{\phi(r_1)} = \frac{1}{\varphi} \cdot \left(\frac{v_1}{v} \right) + \psi \cdot \left(\frac{v_2}{v} \right)$$

但し、

v_1/v 燃料マトリックスの体積率

v_2/v 黒鉛減速材の体積率

(3) 数値計算例

(i) 体系と燃料チャンネル諸定数

標準燃料ブロック中に、5 w/o 濃縮度の燃料を装荷した時の燃焼初期状態について、中性子束歪係数を求めた。上述の体系について、格子燃焼計算コード DELIGHT の結果より、燃料チャンネルの諸定数が求まるのでそれ等の値を Table 6.1 に示す。

(ii) 計算結果

Fig. 6.2 に燃料チャンネル内での中性子束分布を図示し、中性子束歪係数を示す。中性子束歪は1%以内におさまっており、従つて燃料チャンネル内の出力ピーキング係数も、ほとんど1.0に近く、良い均質性を示している。

Table 6.1 2-REGION CHANNEL CONSTANTS

ITEMS OF CHANNEL CONSTANTS	FUEL MATRIX	MODERATOR
	REGION	REGION
RADIUS (cm)	1.20	2.31
ABSORPTION CROSS SECTION (cm^{-1})	0.01490	0.00024
TOTAL CROSS SECTION (cm^{-1})	0.24016	0.3677
DIFFUSION COEFFICIENT (cm)	1.3404	0.9322
VOLUME FRACTION (-)	0.2698	0.7302

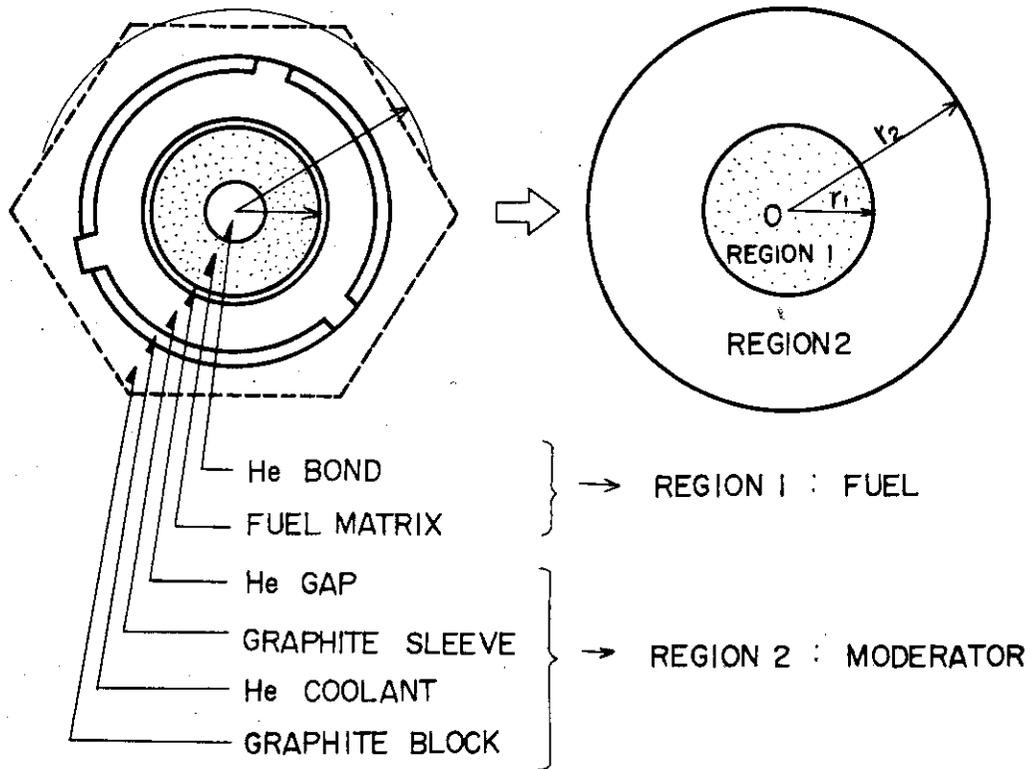


Fig.6.1 Model of a fuel channel for calculating neutron disadvantage factor.

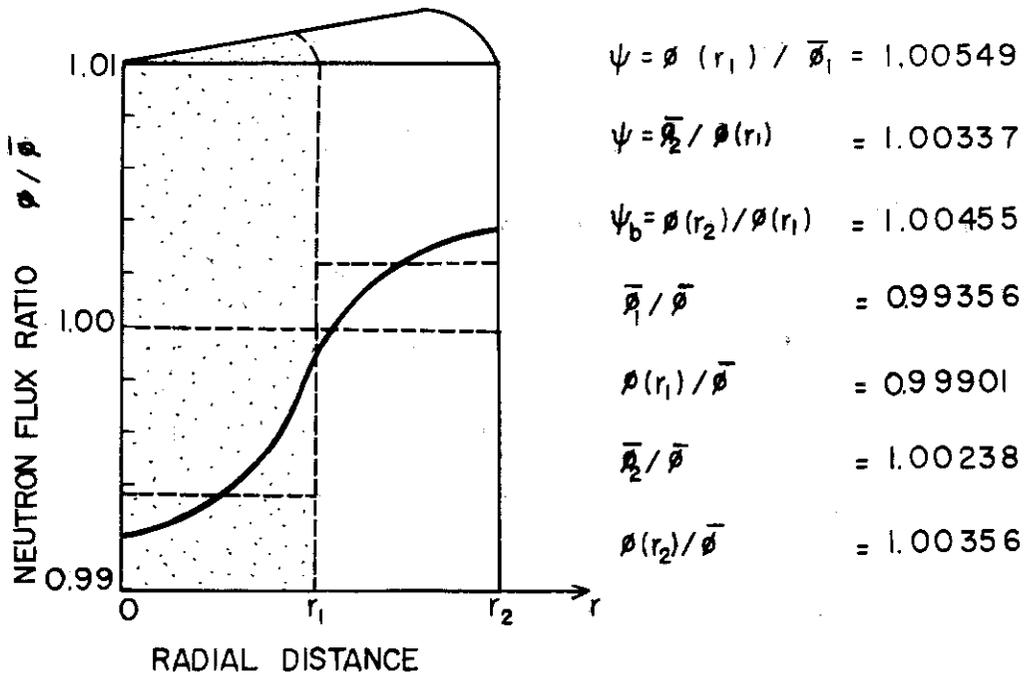


Fig.6.2 Neutron flux distribution in fuel channel.

7. 制御棒ワースの計算

余剰反応度の吸収は炉心及び反射体に挿入される制御棒によつて行なわれるものとし衝突確率法を用いて制御棒の反応度吸収能を計算した。計算は簡単化した方式を用い結果的には1本の制御棒がもつ最大反応度吸収能を求めた。即ち無限大炉心に実際の炉心の制御棒ピッチ(7個の燃料ブロックに3本の割合)で制御棒が挿入される前後の熱群の実効吸収断面積の変化から熱中性子利用率の変化を計算した。従つて制御棒相互間の干渉効果(shadowing, anti-shadowing effects)は十分には考慮されていない。制御棒の寸法, 材質等を変化させて反応度吸収能を計算した。しかし制御棒が挿入される体系は1通りのものとした。

次に制御棒が炉心のどこに挿入されるかによつて反応度吸収能が変わる様子を炉内インポートランスによつて評価した。

7.1 モデル化と計算方法

反応度吸収能は熱中性子利用率の変化率から近似的に求めた。すなわち, 制御棒挿入による熱中性子束分布の歪を考慮して制御棒を中心にしたセルの熱群実効吸収断面積の変化を求める事で制御棒の反応度吸収能を評価することにした。

(1) 制御棒を挿入する体系と反応度吸収能

予備設計燃料ブロック配置が無限大であるとし燃料は5%濃縮ウランとする。実際の炉心では7個の燃料ブロック毎の中心ブロックに3本の制御棒挿入孔(但し厳密にいうとその内の1本は緊急停止用のボロン球を注入するための孔である)があるが, 簡単化して1本の制御棒当りの燃料ブロックの体積を $7/3 V_B$ (V_B は1燃料ブロックの単位長体積)とし, その体積で1本の制御棒を中心とする円筒単位セルを考える。制御棒を挿入する前後のセルの熱群の吸収及び分裂イールド断面積をそれぞれ $\Sigma_a, \nu\Sigma_f$ 及び $\Sigma'_a, \nu\Sigma'_f$ とすれば,

$$(\eta f) = \frac{\nu\Sigma_f}{\Sigma_a}, (\eta f)' = \frac{\nu\Sigma'_f}{\Sigma'_a} \frac{\Sigma_a}{\Sigma'_a} \approx (\eta f) \frac{\Sigma_a}{\Sigma'_a}.$$

但し, $\nu\Sigma'_f \approx \nu\Sigma_f$ と近似する。従つて

制御棒挿入後の, セルの実効吸収断面積 Σ'_a を求めれば, 制御棒の反応度吸収能を評価する事ができる。 Σ'_a は次のようにして求めた。1本の制御棒を中心とする単位セルにおいて, 均質化した燃料領域を表わす添字としてF, 制御棒領域(被覆の部分も一諸にした部分)を表わす添字としてCを用いて示せば, 次の関係式が成立する。

$$\Sigma'_a \bar{\phi} V = \Sigma_{a,F} \bar{\phi}_F V_F + \Sigma_{a,C} \bar{\phi}_C V_C,$$

$$\text{従つて} \quad \Sigma'_a = \Sigma_{a,F} \frac{V_F}{V} \cdot \frac{\bar{\phi}_F}{\bar{\phi}} + \Sigma_{a,C} \frac{V_C}{V} \cdot \frac{\bar{\phi}_C}{\bar{\phi}}.$$

$\bar{\phi}$ として $\bar{\phi}_F$ を使うことにすれば

$$\Sigma'_a = \Sigma_{a,F} \frac{V_F}{V} + \Sigma_{a,C} \frac{V_C}{V} \cdot \frac{\bar{\phi}_C}{\bar{\phi}}$$

$$\begin{aligned}
 &= \Sigma_{a,F} \frac{V_F}{V} + \Sigma_{a,C} \frac{V_C}{V} \frac{\bar{\phi}_C}{\phi_C(r_C)} \cdot \frac{\phi_C(r_C)}{\bar{\phi}_F} \\
 &= \Sigma_{a,F} \frac{V_F}{V} + \Sigma_{a,C} \frac{V_C}{V} \cdot \frac{1}{\varphi} \cdot \frac{1}{\psi},
 \end{aligned}$$

但し, $V = V_F + V_C$

$$\varphi = \frac{\phi_C(r_C)}{\bar{\phi}_C} \quad (\text{制御棒表面における中性子束と制御棒内平均中性子束の比})$$

$$\psi = \frac{\bar{\phi}_F}{\phi_C(r_C)} \quad (\text{燃料領域平均中性子束と制御棒表面における中性子束の比})$$

以上から制御棒を挿入する前・後の (ηf) 値の変化率 $\delta(\eta f)/(\eta f)$ を求めることができる。

$$\delta(\eta f) = (\eta f)' - (\eta f) = (\eta f) \frac{\Sigma_{a,F} - \Sigma_a'}{\Sigma_a'} - (\eta f) = (\eta f) \frac{\Sigma_{a,F} - \Sigma_a'}{\Sigma_a'}$$

$$\text{従つて } \frac{\delta(\eta f)}{\eta f} \left(\approx \frac{\delta k_{eff}}{k_{eff}} \right) = \frac{\Sigma_{a,F} - \Sigma_a'}{\Sigma_a'}$$

(2) φ, ψ の計算

制御棒挿入時の中性子束分布の歪を表わす因子は制御棒表面の中性子束と制御棒内平均中性子束の比 φ 及び燃料領域平均中性子束と制御棒表面中性子束の比 ψ の 2 個の値が必要となる。

φ は衝突確率法によつて求め、 ψ は過剰吸収補正項の考えに従つて求めた。

(i) φ の計算

$\varphi = \phi_C(r_C) / \bar{\phi}_C$ で定義される制御棒内中性子束歪み因子は、制御棒の blackness factor β を使つて次のように表わされる。

$$\varphi = (\Sigma_{a,C} r_C) (1 - \alpha^2) \left(\frac{2}{\beta} - 1 \right).$$

ここで α は制御棒の内径と外径の比である。 β は次式で定義される。

$$\beta = \frac{G_{FC} (1 - C)}{1 - CP_{CC}},$$

ここで G_{FC} は制御棒の外側表面に入射した中性子が、制御棒内で初めて衝突する確率、 P_{CC} は制御棒内で発生した (散乱された) 中性子が次の衝突を制御棒内で起こす確率、 C は制御棒領域における全衝突断面積に対する散乱断面積の比である。なお、 G_{FC} は $1 - P_{CC}$ から相反定理によつて導かれる量で、 P_{CC} は Placzek の無限円筒衝突確率関数を Schaefer の補正⁽⁵⁾に従つて使用した。

(ii) ψ の計算

非均質系の熱中性子利用率を表わす式における余剰吸収補正項、 $(1 + X)$ のアナロジーから円筒セルの中心に半径 r_C の制御棒がある場合にも、減速材領域の代りに均質化された燃料領域があるとして、

$$X = \frac{\Sigma_{a,F} (\bar{\phi}_F V_F - \phi_C(r_C) V_F)}{V_C \Sigma_{a,C} \bar{\phi}_C},$$

と表わすことができる。変形して、 $\psi = \bar{\phi}_F / \phi_C(r_C)$, $\varphi = \phi_C(r_C) / \bar{\phi}_C$ を使つて、 ψ に

ついて表わすと,

$$\psi = \frac{\bar{\phi}_F}{\phi_C(r_C)} = 1 + \frac{\sum_{a,C} V_C}{\sum_{F,C} V_F} \cdot \frac{X}{\psi}$$

となる。 ψ は(1)で求めた値を使用し、 X は円筒形セルに用いられる次の式を使用した。

$$1+X = \frac{k_F^2(R^2-r_C^2)}{2k_F r_C} \cdot \left[\frac{I_1(k_F R)K_0(k_F r_C) + I_0(k_F r_C)K_1(k_F R)}{I_1(k_F R)K_1(k_F r_C) - I_1(k_F r_C)K_1(k_F R)} \right]$$

ここで、 k_F は燃料領域の拡散距離の逆数、 R は円筒セルの半径、 r_C は制御棒半径である。また $I_0(x)$ 、 $I_1(x)$ は変形ベッセル関数である。

7.2 計算結果

(1) 制御棒の寸法及び材質

被覆の部分を含めた制御棒の外径が6 cm及び8 cmの2種類の制御棒について計算した。いずれの場合も、外側及び内側の被覆の厚さは0.5 cmとし、制御棒のミートの部分の厚さを1.0 cmとし、中空円筒状の制御棒を考えた。

ミートの部分は B_4C と黒鉛粉末を焼結したもので、ミートの部分の B (天然ボロン)の濃度(w/o)は1, 10, 30の3種類を対象にした。このとき対応するミートの密度(g/cc)は1.95, 1.95, 1.87である(GA-2827による)。

一方、被覆の部分の材質はHastelloy-Xとしその組成をTable 7.1に示した(三菱原子力工業資料による)。

(2) 核断面積

制御棒及び被覆の部分の核種の熱群吸収断面積はすべて $1/v$ 法則に従うものとし、2200m/sec値 $\sigma_a(2200)$ から

$$\bar{\sigma}_a = \bar{\sigma}_a(2200) \cdot \frac{2200}{\bar{v}}$$

によつて熱群平均吸収断面積を求めた。但し $(2200/\bar{v})$ は $1/v$ 吸収体として B^{10} を用い、熱群中性子スペクトルとして5%濃縮ウラン燃料ブロックのスペクトルを使つて計算した。また熱群の散乱断面積及び $\sigma_a(2200)$ の値はBNL-325, Second Editionの値を使用した。3種類のボロン濃度に対する制御棒(ミートと内側・外側の被覆を均質化)の熱群巨視断面積をTable 7.2に示す。

(3) 中性子束分布歪係数 ψ 、 ϕ 及び $\Delta keff/keff$

ミートの部分の B の濃度(3種類)と制御棒半径 r_C (2種類)に対する中性子束分布歪係数 ψ 、 ϕ の値及び $\Delta keff/keff$ をTable 7.3に示す。また、 B の濃度に対する $\Delta keff/keff$ の値をFig.7.1に示した。同じFig.7.1に、 B の濃度に対する制御棒のblackness β の変化を $r_C = 3.0$ cmの場合について図示した。

(4) Bの燃焼

制御棒の吸収体である B (天然ボロン)は、中性子照射によつて、時間 t と共に $N_B(t) = N_B(0) \exp(-\bar{\sigma}_{a,B} \bar{\phi}_0 t)$ で劣下すると仮定する。但し $\bar{\sigma}_{a,B}$ は B の熱群平均吸収断面積、 $\bar{\phi}_0$ は制御棒内平均中性子束で、燃料領域平均中性子束 $\bar{\phi}_F$ に前述の ψ 、 ϕ を使用して補正して求

めた値である。Fig.7.2 に $\bar{\phi}_p$ として3分割分散型炉心のZADOC-IIIコードによる計算結果から、平衡炉心における制御棒挿入ブロックの最大熱中性子束 $\bar{\phi}_{\max}$ 及びその値の近辺の中性子束に対する $N_B(t)/N_B(0)$ の時間変化を図示した。

7.3 炉内インポートランスと部分挿入

実際の原子炉は有限の大きさを持ち、全長挿入した制御棒が反応度吸収に及ぼす影響は挿入する場所によつて異なる。これは挿入する場所によつて、中性子吸収が原子炉全体の中性子増倍に及ぼす影響の統計的重みが異なるからである。この統計的重みを考慮して一群拡散近似による摂動理論から、制御棒を挿入する位置 $\delta\Sigma_f(r)$ に対する制御棒ワース $\Delta keff/keff$ を、

$$\Delta keff/keff = \frac{\int_S \{ \nu \delta \bar{\Sigma}_f(r) - \delta \bar{\Sigma}_a(r) \} \phi^2(r) r dr}{\int_S \nu \bar{\Sigma}_f(r) \phi^2(r) r dr} \cdot \frac{\int_0^Z \phi^2(z) dz}{\int_0^H \phi^2(z) dz}$$

(但し S は原子炉の水平面にわたる積分範囲を示す)

によつて表わすことができる。 $\phi(r), \phi(z)$ としてZADOC-IIIコードによる3分割分散型炉心計算の2次元中性子束分布及びBRIQUETコードによる軸方向中性子束分布をそれぞれ使用して、 $\Delta keff/keff$ に対する制御棒挿入の位置依存を評価した。

Fig.7.3 に、制御棒ワースの半径方向依存を無限大炉心における制御棒ワースの補正係数として、制御棒半径3cm、B濃度10%の場合について図示した。またFig.7.4 に挿入した長さによる制御棒ワースの変化を全長挿入時を1.0とする補正係数によつて示した。

7.4 反応度停止余裕

原子炉の反応度停止余裕を算出するには、原子炉が置かれるあらゆる状態を想定し、それに対して制御棒が挿入された場合の反応度吸収能を評価し、炉が持っている余剰反応度がどの程度の余裕を持つて完全に吸収出来るかを評価しなければならない。この為には、原子炉が置かれるあらゆる状態がよく判明していなければならないわけであるが、現時点で設計がその段階まで進行していないので、ここでは運転初期において大凡どのぐらい停止余裕を持つかを検討してみた。

前にも説明したように、制御棒の挿入ブロックはFig.4.1又はFig.4.2に示す炉心に、中心部に1ケ、炉心周辺領域に6ケ、反射体領域に12ケ、の合計19ケである。1ブロックには制御棒が2本挿入出来、他の1ケの挿入孔は緊急停止用のボロン球の注入孔である。

今10% B濃度を持つ B_4O_5 黒鉛粉末焼結ペレットをつめた制御棒(外径6cm)を使用するものとする、これが炉心中心部に完全に挿入されたとき、1.58% $\Delta keff/keff$ の反応度吸収能を持つている。これがFig.4.1又はFig.4.2のレイアウトを持つ炉心中へ完全挿入された場合の反応度吸収能をFig.7.3に示したインポートランス曲線を用いて算出した結果が、Table 7.4に示したものである。Table 7.4に示した数値より明らかな如く、19対本の制御棒を炉内に完全挿入した後でも、約1.025% $\Delta keff/keff$ (2分割型初期炉心) ~ 1.325% $\Delta keff/keff$ (3分割型初期炉心) の反応度停止余裕があることがわかる。但し制御棒反応度価値の評価に際してそれらの相互干渉効果を取入れていないので、実際の停止余裕は上記の数値より小さいものとなる。また、炉心内へ制御棒を完全挿入しただけでは原子炉を停止さ

せることが出来ない。即ち反射体内へも制御棒を挿入しなければならないことを示している。

Table 7.1 Material compositions and neutron cross-sections of Hastelloy-X. (Density 8.23 g/cm³)

	COMPOSITION (% by weight)	σ_s (THERMAL) (cm ²)	Σ_s (THERMAL) cm ⁻¹	$\bar{\sigma}_a$ (THERMAL) AVERAGE cm ²	$\bar{\Sigma}_a$ (THERMAL) AVERAGE cm ⁻¹
Fe	18.5	1.11	0.1674	1.076	0.01622
W	0.6	5.0	0.00245	8.166	0.00400
Mo	9.0	7.0	0.05138	1.148	0.00843
Cr	22.0	3.0	0.05382	1.318	0.02364
Ni	49.9	17.5	0.71208	2.041	0.08305
Total	100.0		0.9871		0.13534

Table 7.2 Control rod crosssections and other parameters

B- CONTENT	$\bar{\Sigma}_a(B_4C+C)^*$ cm ⁻¹	$\bar{\Sigma}_a(B_4C+C+H\cdot X)^*$ cm ⁻¹	$\bar{\Sigma}_s(B_4C+C)$ cm ⁻¹	$\bar{\Sigma}_s(B_4C+C+H\cdot X)$ cm ⁻¹	$C = \left(\frac{\bar{\Sigma}_s}{\bar{\Sigma}_s + \bar{\Sigma}_a} \right)$ B ₄ C+C+H·X
1%	0.3195	0.2274	0.4692	0.7281	0.7620
10%	3.225	1.6802	0.4663	0.7267	0.3019
30%	9.466	4.8001	0.4408	0.7140	0.1295

* (B₄C+C) indicates the region of sintered mixture of B₄C and C, (B₄C+C+H·X), the averages over (B₄C+C) region and guide tube of H·X or Hastelloy-X.

Table 7.3 Worth of one control rod, $\Delta k_{eff}/k_{eff}(\%)$
and neutron flux depression factors, φ, ψ and
control rod blackness factor, β .

	B-CONTENT (% by CONTROL ROD DIAMETER (cm) weight)	1	10	30
	β	6	0.6023	0.9636
	8	0.6318	0.9681	0.9951
φ	6	1.407	4.819	12.95
	8	1.477	5.373	14.54
ψ	6	1.852	2.838	2.954
	8	1.992	3.016	3.128
$\Delta k_{eff}/k_{eff}$ (%)	6	1.228	1.580	1.600
	8	1.490	1.824	1.844

* Note : Worth of one control rod is calculated using thermal utilization method on the assumption that control rods are inserted into 5% E·U fuel blocks, $7V_B/3$ of which volume is taken to be an equivalent cell volume (V_B is the fuel block volume per unit length).

Table 7.4 Total control rod worth and shut-down margin

Number of control rods fully inserted in core	Accumulated worth($\% \frac{\Delta k_{eff}}{k_{eff}}$)	Shut-down margin *	
		Two zone core	Three zone core
1. One pair at core center	2.34	0	0
2. 6 pairs at core periphery	12.50	0	0
3. 12 pairs in reflector	20.40	0	0
4. One pair plus 6 pairs	14.84	0	0
5. One pair plus 6 pairs plus 12 pairs	35.24	10.25	13.25

* Note : Maximum excess reactivities for two zone and three zone cores are estimated as 24.99% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$ and 21.99% $\Delta k_{eff}/k_{eff}$, respectively.

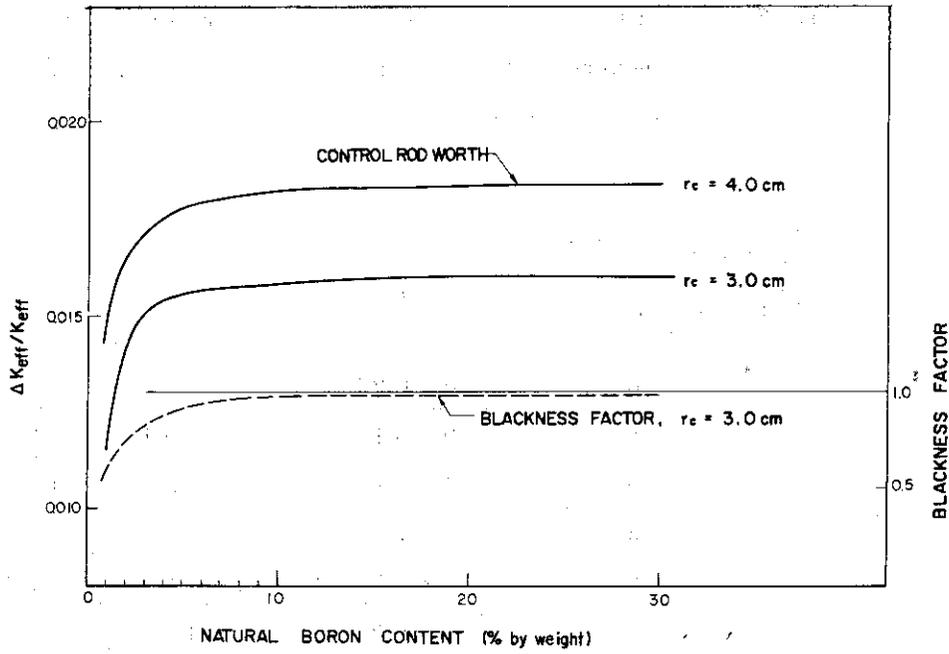


Fig.7.1 Dependences of worth of one control rod and of blackness factor on natural Boron content.

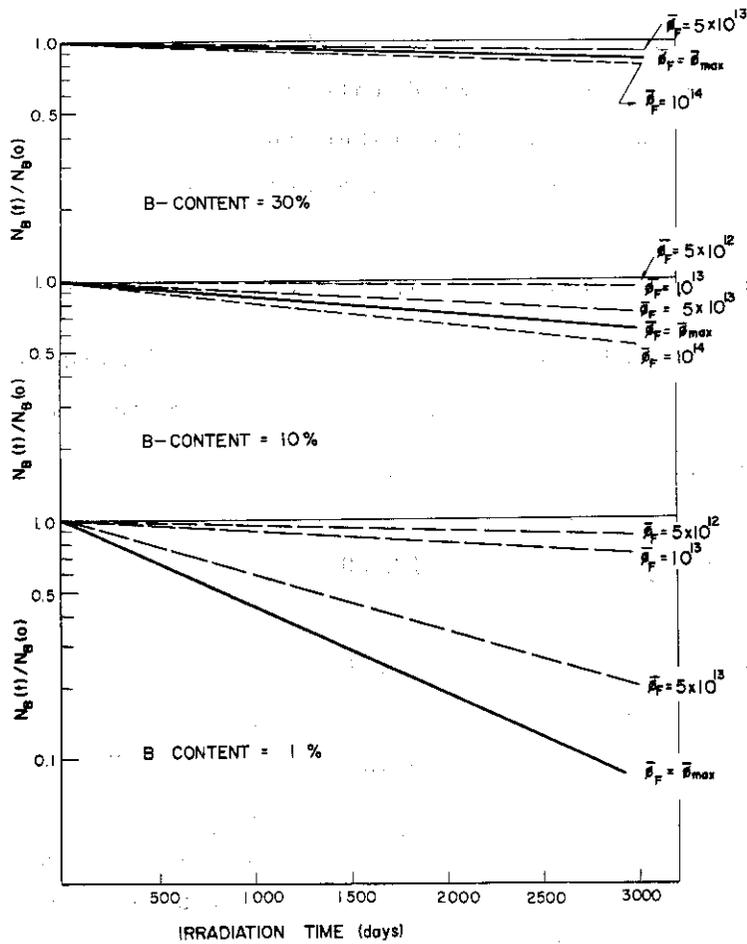
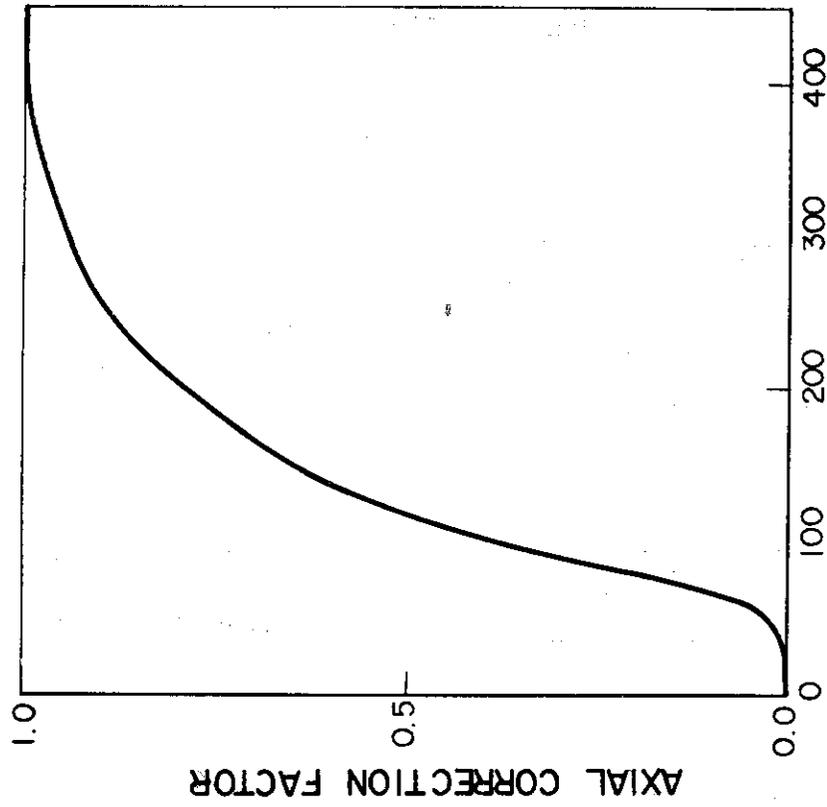
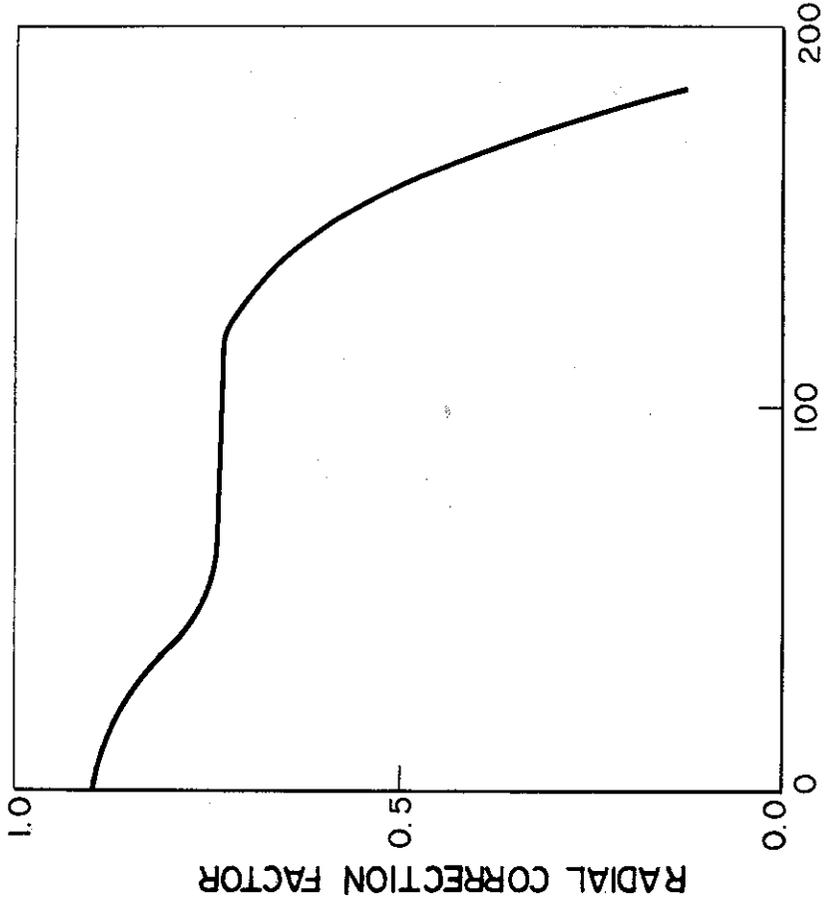


Fig.7.2 Control rod boron depletion ($r_c = 3.0$ cm, $\Phi_{max} = 7.651 \times 10^{13} / \text{cm}^2$)



AXIAL INSERTION LENGTH (cm)

Fig. 7.4 Dependence of a control rod effectiveness on axial insertion length, normalized to 1.0 of correction factor at fully insertion.



RADIAL DISTANCE (cm)

Fig. 7.3 Dependence of a fully inserted control rod effectiveness on the radial distance of insertion position, normalized to 1.0 of worth of a control rod inserted into infinite core ($r_c=30$ cm, B-content 10%).

8. 反応度係数と動特性パラメータ

8.1 反応度係数

(1) 燃料温度係数

炉心装荷燃料の平均実効濃縮度がほぼ6 w/oであることから、濃縮度6 w/o の格子定数(標準ブロック)を用いて燃料温度(ドップラー)係数を算出した。その方法は、速中性子エネルギー領域における格子の巨視吸収断面積 $\Sigma_{a,f}$ 、除去断面積 Σ_r から、共鳴を逃れる確率

$$P = \frac{\Sigma_r}{\Sigma_{a,f} + \Sigma_r}$$

を求め、その変化率として定義した。すなわち、

$$C_d = \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial T_f} = - \frac{1}{\Sigma_{a,f} + \Sigma_r} \cdot \frac{\partial \Sigma_{a,f}}{\partial T_f}$$

である。燃料温度に対して共鳴を逃れる確率Pの線型変化を仮定すると(600~1200°C)、燃料温度係数は、

$$\begin{aligned} & -3.16 \times 10^{-5} \quad \Delta k/k/C \quad (0 \text{ GWD/T}) \\ & -3.43 \times 10^{-5} \quad \Delta k/k/C \quad (20 \text{ GWD/T}) \\ & -3.76 \times 10^{-5} \quad \Delta k/k/C \quad (40 \text{ GWD/T}) \end{aligned}$$

となり、燃焼とともにプルトニウムが蓄積し、温度係数は負側へ大きくなる。

(2) 黒鉛(スリーブ、ブロック)の温度係数

黒鉛の温度係数も燃料濃縮度6 w/oの燃料格子の無限配列系で代表するものとした。計算方法は黒鉛の温度が変ることによる燃料の熱中性子利用率の変化として定義した。すなわち、熱中性子利用率 f_F は、

$$f_F = \frac{\Sigma_{a,F} \phi_F V_F}{\sum_i \Sigma_{a,i} \phi_i V_i}$$

であり、温度係数は、

$$C_G \equiv \frac{1}{f_F} \frac{\partial f_F}{\partial T_G} = (1 - f_F) \left(\frac{1}{\Sigma_{a,F}} \frac{\partial \Sigma_{a,F}}{\partial T_G} - \frac{1}{\Sigma_{a,G}} \frac{\partial \Sigma_{a,G}}{\partial T_G} \right)$$

により近似的に計算できる。但し、 i は領域を、FおよびGは燃料、黒鉛を示す。これにより、黒鉛の温度係数として、

$$\begin{aligned} & -1.34 \times 10^{-6} \quad \Delta k/k/C \quad (0 \text{ GWD/T}) \\ & 1.10 \times 10^{-5} \quad \Delta k/k/C \quad (20 \text{ GWD/T}) \\ & 1.50 \times 10^{-5} \quad \Delta k/k/C \quad (40 \text{ GWD/T}) \end{aligned}$$

を得る。^{*}

(3) 冷却材の圧力係数

冷却材ヘリウム圧力変化により、冷却材中の水素濃度が変わり、その中性子吸収率が変動す

* 温度に対する熱中性子利用率の変化に、やはり線型性を仮定した。

るため燃料の熱中性子利用率が変化する。すなわち、

$$\frac{1}{f_F} = 1 + \frac{\Sigma_{a,G} \phi_G V_G}{\Sigma_{a,F} \phi_F V_F} + \frac{\Sigma_{a,C} \phi_C V_C}{\Sigma_{a,F} \phi_F V_F}$$

であることから、圧力係数を

$$C_P \approx \frac{1}{f_F} \cdot \frac{\partial f_F}{\partial P} \approx - \left\{ 1 - f_F \left(\frac{\Sigma_{a,G} V_G}{\Sigma_{a,F} V_F} \right) \right\} \frac{1}{\Sigma_{a,C}} \frac{\partial \Sigma_{a,C}}{\partial P}$$

と近似する。但し、Cは冷却材を示す添字である。圧力変化による熱中性子利用率の線型変化を仮定すると、濃縮度 6 w/o の燃料格子の無限配列系における圧力係数は、

$$-1.08 \times 10^{-6} \quad \Delta k/k/Kg \quad (0 \text{ GWD/T})$$

$$3.73 \times 10^{-7} \quad \Delta k/k/Kg \quad (20 \text{ GWD/T})$$

$$-2.48 \times 10^{-8} \quad \Delta k/k/Kg \quad (40 \text{ GWD/T})$$

となつた。

8.2 動特性パラメータ

(1) 中性子平均寿命 l

平均中性子寿命 l を 2 群モデル無限大炉心の仮定のもとで算出する。

$$l = l_{\text{thermal}} + l_{\text{fast}}$$

l_{thermal} および l_{fast} は

$$l_{\text{thermal}} = (\bar{v}_{\text{th}} \cdot \bar{\Sigma}_{a,\text{th}})^{-1}$$

$$l_{\text{fast}} = (\bar{v}_f \cdot \bar{\Sigma}_{a,f})^{-1}$$

であり、 \bar{v}_f 、 \bar{v}_{th} はそれぞれ速中性子領域および熱中性子領域の中性子平均速度、 $\bar{\Sigma}_{a,f}$ 、 $\bar{\Sigma}_{a,\text{th}}$ は平均巨視吸収断面積である。中性子平均速度 \bar{v} は、

$$\bar{v} = \frac{\int_{v_c}^{v_0} v n(v) dv}{\int_{v_c}^{v_0} n(v) dv} = \frac{\int_{E_c}^{E_0} \phi(E) dE}{\frac{1}{\sqrt{2}} \int_{E_c}^{E_0} \frac{\phi(E)}{\sqrt{E}} dE} = \frac{\int_{u_c}^{u_0} \phi(u) du}{\frac{1}{\sqrt{2}} \int_{u_c}^{u_0} \frac{\phi(u)}{\sqrt{E}} du}$$

により計算する。中性子平均速度を速中性子領域では 61 エネルギー群中性子速スペクトルから、熱中性子領域としては 50 エネルギー群中性子速スペクトルからそれぞれ算出した。燃料濃縮度 6 w/o および 8 w/o の無限配列格子系の中性子平均寿命を Table 8.1 に示した。

(2) 遅発中性子生成率 β

熱中性子による核分裂で生成する遅発中性子のみをとるものとし、格子平均の遅発中性子生成率 β をウラン-235、プルトニウム-239 およびプルトニウム-241 の核種原子数濃度を平均化荷重因子として計算した。すなわち、

$$\beta = \frac{N_{U-235} \cdot \beta_{U-235} + N_{Pu-239} \cdot \beta_{Pu-239} + N_{Pu-241} \cdot \beta_{Pu-241}}{N_{U-235} + N_{Pu-239} + N_{Pu-241}}$$

但し、基本となる β_{U-235} 、 β_{Pu-239} をそれぞれ 0.0064、0.0021 とし β_{Pu-241} は β_{Pu-239} と同じとした。燃料濃縮度 6 w/o および 8 w/o の無限格子系における遅発中性子平均生成率 β を Table 8.1 に示した。

(3) β/ℓ の算出

前2項で算出した中性子平均寿命 ℓ および遅発中性子平均生成率 β を用い、 β/ℓ を求め Table 8.1 に示すとともて、Fig.8.1 に ℓ_{fast} 、 $\ell_{thermal}$ とあわせて図示した。

Table 8.1 Neutron dynamics parameter ℓ , β
and β/ℓ

BURNUP (GWD/T) \ ENRICH. (%)	6	8
0	5.6971×10^{-4} 6.4000×10^{-3} 11.2339	4.5053×10^{-4} 6.4000×10^{-3} 14.2055
20	4.4555×10^{-4} 5.8369×10^{-3} 13.1005	3.6778×10^{-4} 5.9864×10^{-3} 16.2771
40	4.3938×10^{-4} 5.3360×10^{-3} 12.1444	3.4631×10^{-4} 5.6265×10^{-3} 16.2469
60	4.6653×10^{-4} 4.7977×10^{-3} 10.2837	3.7608×10^{-4} 5.2497×10^{-3} 13.9589
70	4.8874×10^{-4} 4.5068×10^{-3} 9.2213	3.9130×10^{-4} 5.0511×10^{-3} 12.9086

(Note) UPPER ℓ (sec) , MIDDLE β
LOWER β/ℓ (sec⁻¹)

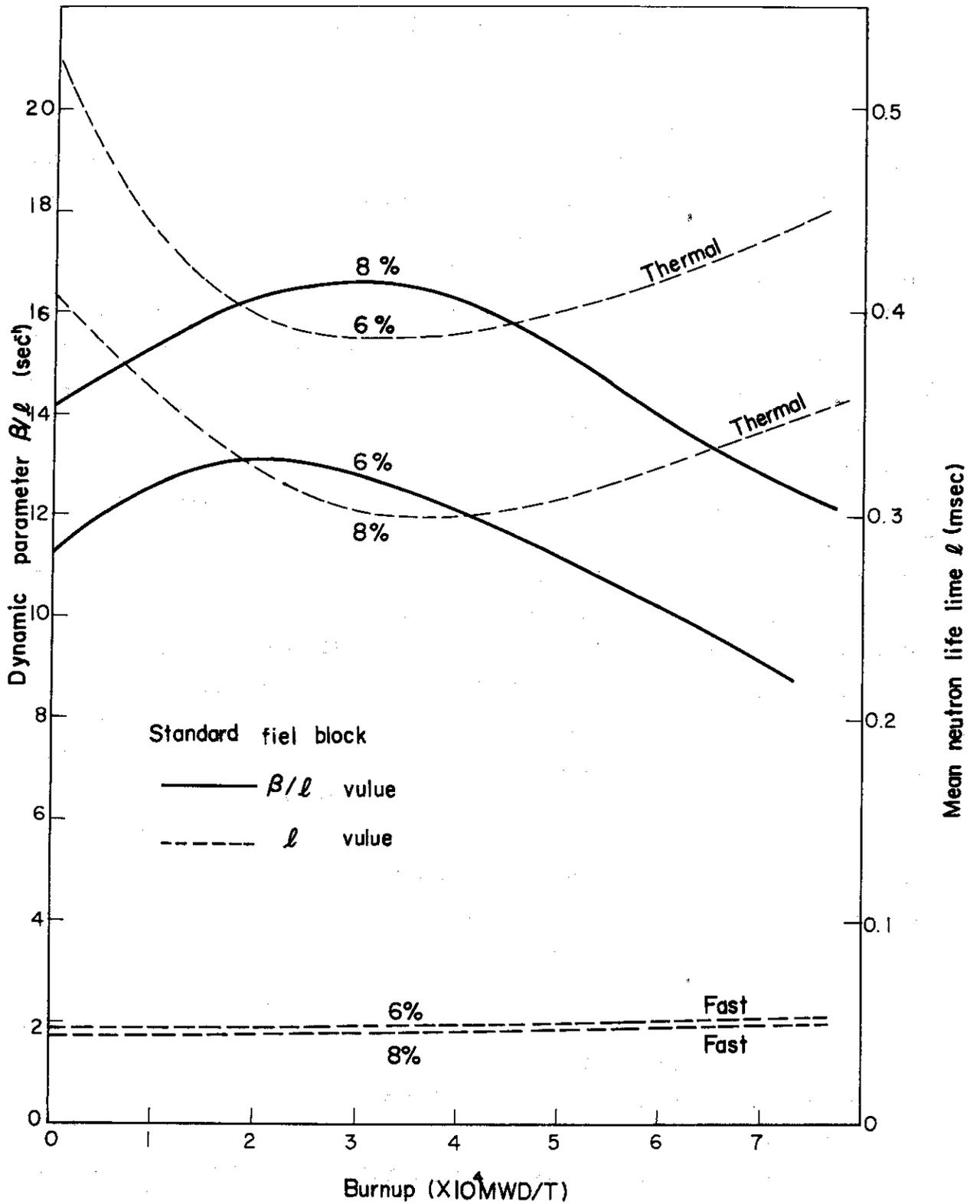


Fig. 8.1 Variations of mean life l and β/l .

9. 問題点とまとめ

“設計の考え方”の節で説明した通り、今回行なつた核設計計算はあくまで予備的なもので、どちらかといえばサーベイ計算に属するものである。しかし、これらの検討結果より一般論として結論できる事項も2~3あるので、今後予定されている概念設計に役立つと考えられる中間的な結論を以下にまとめて記すことにした。

(1) 燃料濃縮度：今回行なつた設計は、燃料に低濃縮ウランの使用を行なうことを前提としている。その場合実験炉として必要な濃縮度は4~8%（重量）程度である。一般に、必要な濃縮度の大きさは被覆燃料粒子の充填率（mechanical packing fraction）、燃料要素の幾何学的諸元、ならびに状態変数、例えば温度、等とともに変るものである。それらとの関係を明らかにし、且つまた経済性の検討を行なつた上で始めて最適な濃縮度の選定が可能になるわけである。このうち、被覆燃料粒子の充填率と濃縮度との相関々係については著者等によつて別途作業が進められ、それを用いて大型炉の燃料サイクル費を検討しているが、それによる結論からも、8%前後の濃縮度が必要であることが判明している。

(2) 燃料装荷方式と取替え計画：今回、検討した燃料装荷方式は、半径方向において2分割型炉心と3分割分散型炉心のふたつ、軸方向において段付装荷と一様装荷のふたつである。この検討より、適当な燃料装荷方式と取替え計画を立てることにより初期炉心で、且つ制御棒の装入のない状態で、燃料最高温度として1350~1400°Cを越すことなく、1000°Cの平均冷却ガス出口温度を得る可能性があることを認めた。但し、出力分布と温度分布の計算は二次元（X-Y）計算と一次元（Z）計算との組合せによるものであつて、計算精度に関して今後検討しなければならない。また現実問題として炉心には制御棒が挿入されるわけであるから、そのような場合にどのような出力分布、温度分布を持つかについて今後詳細な検討が必要になる。

(3) 制御棒の本数：余剰反応度20%程度を持つ50 MWt程度の高温ガス冷却炉にあつては約20对本の制御棒を使用することによつて、この余剰反応度を吸収させることが可能である。その場合、制御棒ミート部分につめるB濃度は10%（天然ボロンで、重量百分率）前後でよい。3000日の定格運転の後のボロン濃度は初期濃度の約70%程度になる。濃度のこの程度の低下は反応度の低下に大きな影響力を持つとは考えられない。それよりも大切な点は、制御棒の相互干渉効果であろう。これは反応度価値のみならず出力分布にも大きな影響力を持つものと考えられ、今後詳細に検討しなければならない事項である。

(4) 温度係数：即発温度係数（ドブラ効果によるもの）は勿論負であるが、その値は水型炉に比してかなり大きい。また、これは燃料の燃焼とともにいつそう大きくなることが認められた。減速材温度係数もまた燃焼の初期において負値をとる。但しこの係数値を精度よく算出するには黒鉛に対する散乱方法に化学結合効果を取入れてやらねばならないが、今回の計算にはこの効果が入っていない。それ故、減速材温度係数の詳細に関しては今後の検討に待たねばならない。さらに、高温ガス冷却炉の特殊事情である X_e 蓄積に伴う反応度損失の温度係数についても今後詳細検討が必要になる。

(5) その他：上記の項目以外に、(i)炉停止時に生ずる X_e -overrideと再起動との相関関係

を明らかにし、運転に必要な反応度余裕を明確にしておくこと、(iii) 高温ガス炉特有の問題である核分裂生成物質の蓄積と放出各量の算出評価や、さらに(iii)炉心部まわりの機器・構造物に対する中性子、 γ 線遮蔽に関する一連の解析を進めて、構造体が受ける中性子照射量、 γ 発熱量、放射線量、等を究明してこれら物体が充分なる安全強度を持つかどうか、さらに放射線量が基準値以内にあるかどうか、等々の検討を行なわねばならない。(iv)また、第1章にも記述した通り、計算方法に関しても精度の高い方法を導入し、実験データとの相関を充分に取つた上で、設計値に信頼性を与えうるものになさねばならない。(v)今回、著者等によつて行なわれた設計はあくまで予備計算的なものに止まつたが、設計ポイントの要所要所に概念が明確にされていない点が多々あると考えている。今回の進め方はどちらかというといふと既存の方法を用いて、設計上現われる検討事項のうち重要と考えられる2~3の項目の特性値を算出評価したに止まつたといつた内容のものになつた。しかし設計の本来の進め方は、先づ設計しようとする炉心・プラントの目標と概念を明確にし(定量的につめるのが困難であつても、その項目の存在を明確にしておく)、次に炉心・プラントの設計に必要な設計項目をすべて抽出し、その後設計手法と使用物性値の概略を立案し、これと同時に法規等で定まつている設計基準値を調査・整理の上、さらに検討の要するものがあればこれを明確にしておく。上記のステップを終了させた時点においては、これから設計しようとする炉心・プラントの目標と概念、設計項目、設計手法と基本物性値、設計に際しての拘束条件等々が明らかにされる。その上で、目標を達成させる為の設計手順を立案する。その際、必ずといつてよいほど、目標を達成する方法に複数ケの方法が考えられることである。これを設計手順の立案の段階で必要と認められるものは漏らさず設計作業工程の中に組入れておくことが重要である。複数ケの方法を必ずしもすべて検討する必要はないわけであるが、若し困難に直面した場合、退却点を与えてくれるからである。設計を行う場合、項目別の特性値の詳細解析に入る前に上述の事項をブロック・ダイヤ・グラム化しておく事が重要である。作業が調和のない状態で詳細化の方向へ速く進行しすぎると枝葉末節に落入り、且つそこから脱却が困難になる。この意において、次回に予定されている概念設計に際しては上述のブロック・ダイヤ・グラムを先ずもつて作成し、それを指針にして進まねばならないと考えている。

謝

辞

本作業を行うにあたり熱中性子炉設計班長能沢正雄氏にいろいろとお世話になつた。ここに謝意を表す。

参 考 文 献

- (1) 能沢正雄, 他 ; "多目的高温ガス実験炉の予備設計" JAERI-memo (公開) №4419 (1971).
- (2) 新藤隆一, 平野光将, 有賀武夫 ; "高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード: DELIGHT", JAERI-Mレポートにて公開予定。
- (3) R.K.Lane, L.W.Nordheim, J.B.Sampson ; "Resonance Absorption in Materials with Grain Structure", Nucl.Sci.Eng., 14, 390 (1962).
- (4) 新藤隆一, 平野光将, 元田 浩 ; "二次元炉心燃焼特性解析コードZADOCの改良について: ZADOC-2, 3", JAERI-memo第3974(未) (1970).
- (5) A.Jonsson ; "One-Group Collision-Probability Calculations for Annular Systems by The Method of Bonalumi", Reactor Sci.Technol., 17, 511 (1963).