

JAERI-M

5189

JPDR-II 用  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料  
集合体の第2次設計

1973年3月

内藤倣孝 小貫亮一\* 松浦祥次郎

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

JPDR-II用  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料集合体の第2次設計

日本原子力研究所東海研究所動力試験炉部

内藤淑孝・小貫亮一\*・松浦祥次郎

(1973年2月12日受理)

1971年1月に“JPDR-II用  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  集合体の第1次設計”に関してJAERI-memo(4327)で報告した。このときの主要課題は、軽水動力炉用の燃料としてプルトニウム燃料がウラン燃料の直接の代替用として使用できるかどうかと云うことであった。

今回のレポートにおいては、実際にJPDR-II炉心に装荷されるウランプルトニウム混合二酸化物を燃料とする試験燃料集合体(以下PUTA-Iと云う)の設計仕様を決定したのでそれについて記す。この設計において特徴的なことは、PUTA-Iの燃料棒配列および燃料棒外径はJPDR-II用二酸化ウラン燃料集合体の場合と同じでよいと云うことである。

\* 日本原子力発電(株)

Design of a  $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$  Assembly for the JPDR-II Core

Yoshitaka Naitoh, Ryoichi Onuki\* and Shojiro Matsuura

Division of JPDR, Tokai, JAERI

( Received February 12, 1973 )

In the previous report "A reference Design of  $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$  Assembly for the JPDR-II Core," one problem considered was whether the plutonium fuel could be used in place of the uranium fuel in a light-water moderated power reactor.

In the present report, design of the test fuel assembly of mixed uranium and plutonium dioxide fuel, "PUTA-I," to be loaded in the JPDR-II Core, is described.

One of the important results of this design calculation is that the array of fuel rods in this test assembly and the fuel-rod diameter are the same as those in the JPDR-II fuel assemblies.

---

\* The Japan Atomic Power Company.

## 目 次

1 序	1
2 集合体内格子定数の決定	1
3 集合体内 $\text{PuO}_2$ 平均富化度の決定	8
4 集合体内富化度分布の決定	15
5 炉心の核熱特性の検討	21
6 燃料棒内温度分布の計算	29
7 結 語	32
参 考 文 献	33

# 1 序

1971年1月に“JPDR-II用 $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$ 集合体の第1次設計”に関してJAERI-memo (4327)<sup>1)</sup>で報告した。

ここでは第1次サーベイ計算として、JPDRの燃料としてプルトニウム燃料がウラン燃料の直接代替として使用できるかどうかの検討に主力がおかれ、そのサーベイ計算の段階で、プルトニウム燃料の使用の可能性および使用プルトニウムの大凡の富化度の範囲が決定された。

今回は、JPDR-II炉心に装荷されるウラン・プルトニウム混合二酸化物を燃料とする試験燃料集合体(以下PUTA-Iと云う)に使用するウラン・プルトニウムの同位体組成が定まったので、それを使用してPUTA-Iの燃料体の設計を行ないその仕様を確定した。仕様確定にあたっては、PUTA-IはJPDR-II炉心の平均燃焼度が4000MWD/T進んだ後に炉心に装荷されると仮定した。

このレポートにおいては、PUTA-Iの格子定数および $\text{PuO}_2$ の富化度の決定の根拠、およびそのPUTA-IをJPDR-II炉心に装荷したときの炉心特性の解析の結果について示す。

この研究は、日本原子力研究所、動力炉核燃料開発事業団および日本原子力発電の共同研究“JPDRでの $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$ 集合体の燃焼実験および解析”として行なわれた。

## 2 集合体内格子定数の決定

### 2.1 目的

PUTA-Iの格子定数を決定する上での制限条件として重要なのは、燃料集合体を包むチャンネルボックスはJPDR-II燃料集合体のものと同じとすると云うことである。即ち、定められたチャンネルボックス内で燃料棒の配列およびその直径を決定する必要がある。

使用するプルトニウムは、日本原子力発電株式会社東海1号炉で約4000MWD/T燃焼した燃料を英国で再処理し、その結果抽出されるものに近い同位体組成を有する。混合するウランは天然ウランである。O/M比はウランもプルトニウムもともに2:1であると仮定する。二酸化混合物の密度は理論密度の94%とする。 $\text{PuO}_2$ および $\text{UO}_2$ の理論密度はそれぞれ11.46g/cm<sup>3</sup>および10.96g/cm<sup>3</sup>とする。各元素の同位組成をTABLE 2.1に示す。TABLE 2.2に $\text{PuO}_2$ の富化度に対応する各核種の個数密度の例を示す。

上に記した同位体組成を有する燃料を使用した場合の最適格子定数を決定するのがこの章の目的である。

## 1 序

1971年1月に“JPDR-II用PuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>集合体の第1次設計”<sup>1)</sup>に関してJAERI-memo (4327)で報告した。

ここでは第1次サーベイ計算として、JPDRの燃料としてプルトニウム燃料がウラン燃料の直接代替として使用できるかどうかの検討に主力がおかれ、そのサーベイ計算の段階で、プルトニウム燃料の使用の可能性および使用プルトニウムの大凡の富化度の範囲が決定された。

今回は、JPDR-II炉心に装荷されるウラン・プルトニウム混合二酸化物を燃料とする試験燃料集合体(以下PUTA-Iと云う)に使用するウラン・プルトニウムの同位体組成が定まったので、それを使用してPUTA-Iの燃料体の設計を行ないその仕様を確定した。仕様確定にあたっては、PUTA-IはJPDR-II炉心の平均燃焼度が4000MWD/T進んだ後に炉心に装荷されると仮定した。

このレポートにおいては、PUTA-Iの格子定数およびPuO<sub>2</sub>の富化度の決定の根拠、およびそのPUTA-IをJPDR-II炉心に装荷したときの炉心特性の解析の結果について示す。

この研究は、日本原子力研究所、動力炉核燃料開発事業団および日本原子力発電の共同研究“JPDRでのPuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>集合体の燃焼実験および解析”として行なわれた。

## 2 集合体内格子定数の決定

## 2.1 目的

PUTA-Iの格子定数を決定する上での制限条件として重要なのは、燃料集合体を包むチャンネルボックスはJPDR-II燃料集合体のものと同じとすると云うことである。即ち、定められたチャンネルボックス内で燃料棒の配列およびその直径を決定する必要がある。

使用するプルトニウムは、日本原子力発電株式会社東海1号炉で約4000MWD/T燃焼した燃料を英国で再処理し、その結果抽出されるものに近い同位体組成を有する。混合するウランは天然ウランである。O/M比はウランもプルトニウムもともに2:1であると仮定する。二酸化混合物の密度は理論密度の94%とする。PuO<sub>2</sub>およびUO<sub>2</sub>の理論密度はそれぞれ11.46g/cm<sup>3</sup>および10.96g/cm<sup>3</sup>とする。各元素の同位組成をTABLE 2.1に示す。TABLE 2.2にPuO<sub>2</sub>の富化度に対応する各核種の個数密度の例を示す。

上に記した同位体組成を有する燃料を使用した場合の最適格子定数を決定するのがこの章の目的である。

TABLE 2.1 Atomic Weights and abundances of the elements

Element	Nuclide	Atomic Weight	Abundance %
Uranium	<sup>234</sup> U	234.0409	0.0057
	<sup>235</sup> U	235.0439	0.7221
	<sup>238</sup> U	238.0508	99.272
Plutonium	<sup>238</sup> Pu	238.0495	0.172
	<sup>239</sup> Pu	239.0522	75.1255
	<sup>240</sup> Pu	240.0540	19.5404
	<sup>241</sup> Pu	241.0567	4.3287
	<sup>242</sup> Pu	242.0587	0.8305
Oxygen	<sup>16</sup> O	15.9949	99.759
	<sup>17</sup> O	16.9991	0.037
	<sup>18</sup> O	17.9992	0.204

TABLE 2.2 Atomic number densities of nucleides in fuel pellet (n/cm<sup>3</sup>)

Enrichment Nucleide	1.0 wt %	1.6 wt %	2.5 wt %	3.5 wt %
<sup>234</sup> U	129679×10 <sup>18</sup>	128927×10 <sup>18</sup>	127798×10 <sup>18</sup>	126543×10 <sup>18</sup>
<sup>235</sup> U	164283×10 <sup>20</sup>	163330×10 <sup>20</sup>	161900×10 <sup>20</sup>	160309×10 <sup>20</sup>
<sup>238</sup> U	225851×10 <sup>22</sup>	224541×10 <sup>22</sup>	222575×10 <sup>22</sup>	220388×10 <sup>22</sup>
<sup>238</sup> Pu	399953×10 <sup>17</sup>	640093×10 <sup>17</sup>	100055×10 <sup>18</sup>	140138×10 <sup>18</sup>
<sup>239</sup> Pu	171793×10 <sup>20</sup>	274942×10 <sup>20</sup>	429768×10 <sup>20</sup>	601942×10 <sup>20</sup>
<sup>240</sup> Pu	446840×10 <sup>19</sup>	715133×10 <sup>19</sup>	111784×10 <sup>20</sup>	156567×10 <sup>20</sup>
<sup>241</sup> Pu	989866×10 <sup>18</sup>	158420×10 <sup>19</sup>	247631×10 <sup>19</sup>	346836×10 <sup>19</sup>
<sup>242</sup> Pu	189915×10 <sup>18</sup>	303943×10 <sup>18</sup>	475102×10 <sup>18</sup>	665437×10 <sup>18</sup>
<sup>16</sup> O	459588×10 <sup>22</sup>	459695×10 <sup>22</sup>	459856×10 <sup>22</sup>	460034×10 <sup>22</sup>

## 2.2 方法

決定すべきものは、水対燃料体積比、被覆材肉厚、ペレット-被覆材間ギャップおよび格子配列である。

PUTA-Iの設計条件において重要な制限条件はウラン炉心にPUTA-Iを直接代替した時ウラン燃料だけの時の出力分布を大きく変化させないことである。このためには、JPDR-II熱料をPUTA-Iと取替えても集合体の発熱割合があまり変化しないことが望ましい。この熱除去のためには、燃料棒表面積がJPDR-II燃料の場合とほぼ同じであることが必要である。

そこで、燃料棒の直径を決定するにあたり燃料配列はJPDR-II燃料と同様に7×7の正方形格子配列であるとする。次にPuO<sub>2</sub>の富化度は、今度使用されるプルトニウムの同位体組成が、第1次設計のときに使用したものと大巾に異ならないで、燃料棒の直径を決定するにあたってはPuO<sub>2</sub>の富化度を2.0wt%として行なう。以上のようにして、格子配列とPuO<sub>2</sub>の富化度を固定して最適な燃料棒直径を求める。最適とは、燃焼末期に実効増倍係数が最大になるものを云うことにする。

計算は、燃料棒直径をパラメータにして、燃焼度依存の集合体の、無限実効増倍係数を求めることによりなされる。使用計算コードは、RODBURNコードおよびSCBURNコードである。RODBURNコードは、燃料棒セル平均の燃焼度依存小数群々定数を計算するものである。ここで求めた小数群定数は燃焼度の関数として表現され、SCBURNコードの入力データとなる。SCBURNコードは、燃料集合体セル平均の燃焼度依存小数群々定数および無限実効増倍係数を計算するものである。

被覆材肉厚およびペレット被覆間ギャップについては、ハルデン等の照射実績をもとに決定された。

## 2.3 結果

### 2.3.1 水対燃料体積比の決定

Fig. 2.1に燃料集合体の無限実効増倍係数の燃焼度による変化を示す。この図は、燃料集合体のPuO<sub>2</sub>富化度は2.0wt%、減速材ボイド体積割合が20%の場合についてのものである。この図より判るように、燃焼初期においてはJPDR-II燃料棒(ペレット直径1.066 cm)よりさらに細型のもの、即ちペレット直径で0.86 cmのものが最も大きな無限実効増倍係数を示す。しかし燃焼末期になると、初期よりも大型のものの実効増倍係数が大きくなる。燃焼度10.000MWD/Tから12.000MWD/Tの間ではJPDR-II燃料棒と同じペレット直径の1.066 cmの場合が最も大きな実効増倍係数を示す。さらに燃焼が進めば、さらに大型のものの方が実効増倍係数が大きくなる。JPDRにおいては、現在集合体平均燃焼度として約12.000MWD/Tを考えているので、燃料ペレット直径としては、JPDR-II燃料と同じものを使用しておくことが最適である、と云う結論になる。

プルトニウム燃料の最適水対燃料体積比の燃焼度による変化をFig. 2.2に示す。この図はFig. 2.1と同じ計算結果を水対燃料体積比と云う形式で表現したものである。燃焼初期においては、K<sub>∞</sub>の最大値は水対燃料体積比の大きな4.5のところでは生ずる。燃焼の進行に伴ないK<sub>∞</sub>の最大値が発生する水対燃料体積比の値は小さくなり、14.000MWD/Tでは2.0となる。この傾向が生ずるのは増倍係数を決定する4因子中のηfの水対燃料体積比に対する傾向が、燃焼度の進行に伴ない大きく変化しているためである。UO<sub>2</sub>燃料についてもPuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>燃料と同様の傾向は現われるがPuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>燃料ほど顕著ではない。PuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>の場合と比較するために、UO<sub>2</sub>の場合についてもFig. 2.2に示す。このUO<sub>2</sub>燃料の計算は、<sup>235</sup>Uの濃縮度が2.7wt%の場合のものである。燃焼初期においてはK<sub>∞</sub>の最大値が発生する水対燃料体積比は、PuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>の場合の方がUO<sub>2</sub>の場合よりも大きい、燃焼が14.000MWD/T進行した場合は逆にPuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>の方が小さくなる。このようにPuO<sub>2</sub>・UO<sub>2</sub>燃料のUO<sub>2</sub>燃料と

の対比において特徴的なことは、燃焼度により最適水対燃料体積割合が大きく変化することである。次にこの  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料集合体の燃焼度による変化が生ずる理由を検討する。

$\eta_f$  は近似的に下記の式で表現できる。

$$\eta_f = \frac{\int_F \nu \Sigma_f \phi d v}{\int_F \Sigma_a \phi d v + \int_M \sigma_a^H N^H \phi d v} = \frac{\int_F \nu \Sigma_f \phi d v / \int_F \Sigma_a \phi d v}{1 + (\int_M \sigma_a^H \phi d v / \int_F \Sigma_a \phi d v) N^H}$$

$$= \frac{\eta}{1 + C \cdot N^H}$$

ここで

$$C = \frac{\int_M \sigma_a^H \phi d v}{\int_F \Sigma_a \phi d v}$$

F : Fuel

H : Hydrogen

M : Moderator

$\eta_f$  の水対燃料体積比に対する変化に対して主要な役割をはたすのは上記 C の値である。C は燃料領域の吸収の大きさにより特徴づけられる。燃料領域の平均巨視的断面積を  $\Sigma_{aF}$  とし、水素の微視的吸収断面積  $\sigma_a^H$  を一定値とすると、C は下記の式で表現できる。

$$C = \frac{\int_M \phi d v}{\int_F \phi d v} \cdot \frac{\sigma_a^H}{\Sigma_{aF}}$$

$\Sigma_{aF}$  の燃焼による変化を  $\text{UO}_2$  燃料の場合と  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の場合について Fig. 2.3 に示す。この図の例においては、 $\Sigma_{aF}$  は  $\text{UO}_2$  燃料の場合は燃焼の進行に伴ない増大するが、 $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の場合は逆に減少し、両者が一致する傾向になる。 $\Sigma_{aF}$  が一致すると、C の値もほぼ一致する。その値の水対ウラン比に対する傾向は、 $\text{UO}_2$  燃料の場合でも  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の場合でも大きくは異なる。それ故、C の値が一致してくると  $\eta_f$  の水対燃料体積比に対する傾向はほぼ同じとなる。 $\eta_f$  の水対燃料体積比に対する傾向の燃焼に伴ない変化を Fig. 2.4 に示す。この図より判るように  $\eta_f$  の水対燃料体積比に対する傾向は、燃焼が進行するに伴ない、 $\text{UO}_2$  燃料の場合と  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の場合でほとんど一致してくる。この理由が、前に述べたように  $\Sigma_{aF}$  が燃焼の進行に伴ない一致してくることによるのである。また、この理由により、無限実効増倍係数の水対燃料体積比に対する傾向が  $\text{UO}_2$  燃料の場合と  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の場合で燃焼の進行に伴ない一致してくるのである。以上の理由により、燃焼末期で無限実効増倍係数が最大となる水対燃料体積割合が最適であるとすると、最適な水対燃料体積割合は、 $\text{UO}_2$  燃料でも  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料でもほぼ同じとなる。このことは、 $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料を  $\text{UO}_2$  燃料の直接代替用に用いる場合に格子定数を変える必要がないと云うことであり、これは燃料設計を単純化させる上で非常に重要なことである。

以上最適な水対燃料体積比の検討より、燃料ペレット直径は 1.066 cm の JPDR-II 燃料と同じものが最適であると結論した。しかし、ここで注意を要するのは、燃料末期でできるだけ余

剩反応が大きくなるような水対燃料体積比にしてしまうために、Fig. 2.2からも判るように、燃焼初期においては減速材温度係数およびポイド係数は負で大きくなる。この効果の安全性におよぼす影響は十分検討する必要がある。

### 2.3.2 燃料棒の幾何学的定数の決定

燃料棒の設計として燃料ペレット直径の決定以外に重要な因子として、被覆材の肉厚およびペレット・被覆材間ギャップがある。

被覆材肉厚については、JPDR-IIの肉厚の0.70mmは最近のBWR燃料被覆管の肉厚対外径比(0.06以上)を考えるとやゝ薄いのでもう少し厚くし、 $0.76 \pm 0.056$ mmとする。ペレット・被覆材間ギャップについてはハルデン等の照射実績によると、ギャップの小さすぎるものより、やゝ大きいものの方がスエリングによる障害が少ない。それ故、下記の値を今度の設計においては目安とする。即ち、ペレット直径 $1.046 \pm 0.05$ mmの場合のギャップは0.16~0.34mmとし、直径 $1.042 \pm 0.05$ mmの場合には0.20~0.38mmとする。

今回の設計では、ペレット直径は前節で記したようにJPDR-II燃料ペレットとほぼ同じで最適であると求まっているが、全体的判断として、燃料棒外径をJPDR-II燃料と合せることにする。被覆材の肉厚およびギャップがJPDR-II燃料棒の場合よりも大きいので、ペレット直径は、1.066mmより少し小さくなり、1.043mmとなる。しかし、1.066mmと1.043mmとの余剩反応度にあたる効果の差は小さい。

以上のごとくして燃料棒の幾何学的定数は決定された。TABLE 2.3にその結果を示す。

Table 2.3 Fuel rod description

Clad Material	Zr-2
Outer dia.	$1.223 \pm 0.05$ mm
Inner dia.	$1.071 \pm 0.056$ mm
Clad thickness	$0.76 \pm 0.056$ mm
Dia-metral gap	0.28mm
Pellet dia.	$1.043 \pm 0.05$ mm

この報告書の主目的は、 $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の核設計にあるので、被覆材の設計に関しては、別の報告書を参照していただきたい。

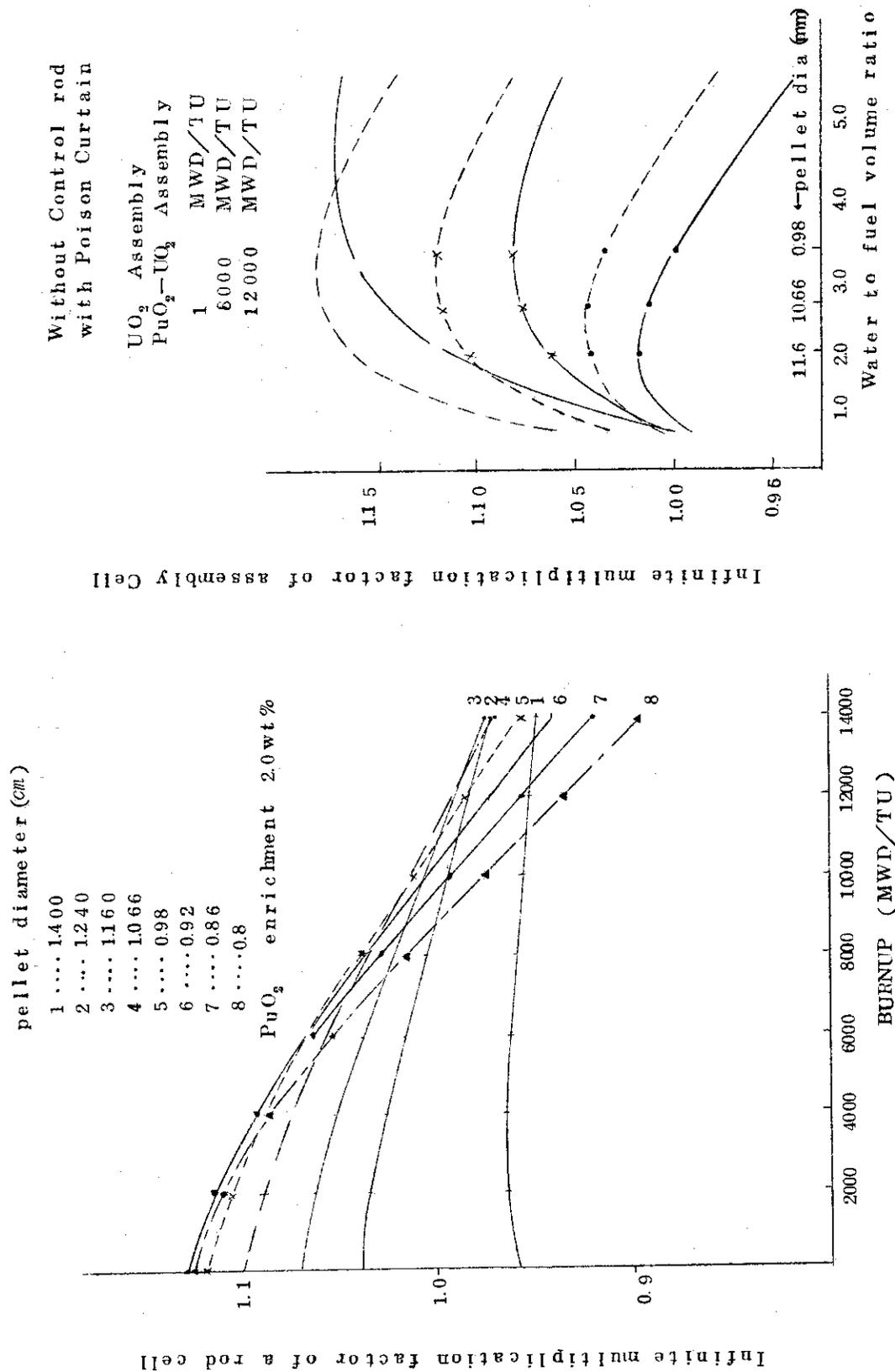


Fig 21 K-inf VS. burnup as a parameter of pellet diameter calculated with SCBURN

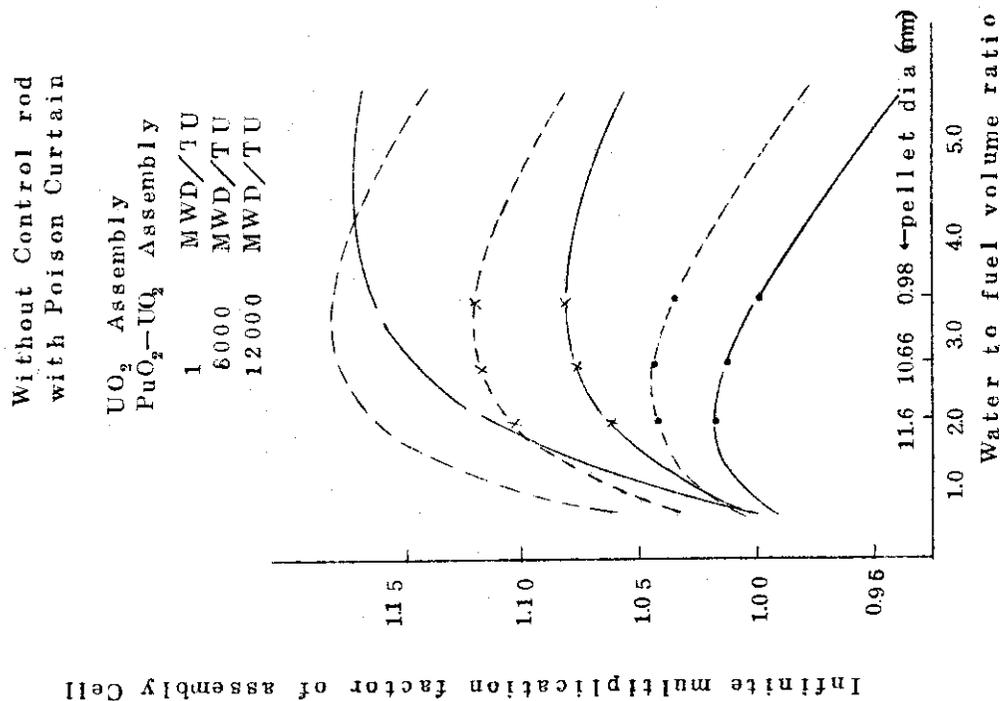


Fig 22 K-inf VS. Water to fuel volume ratio as a parameter of burnup

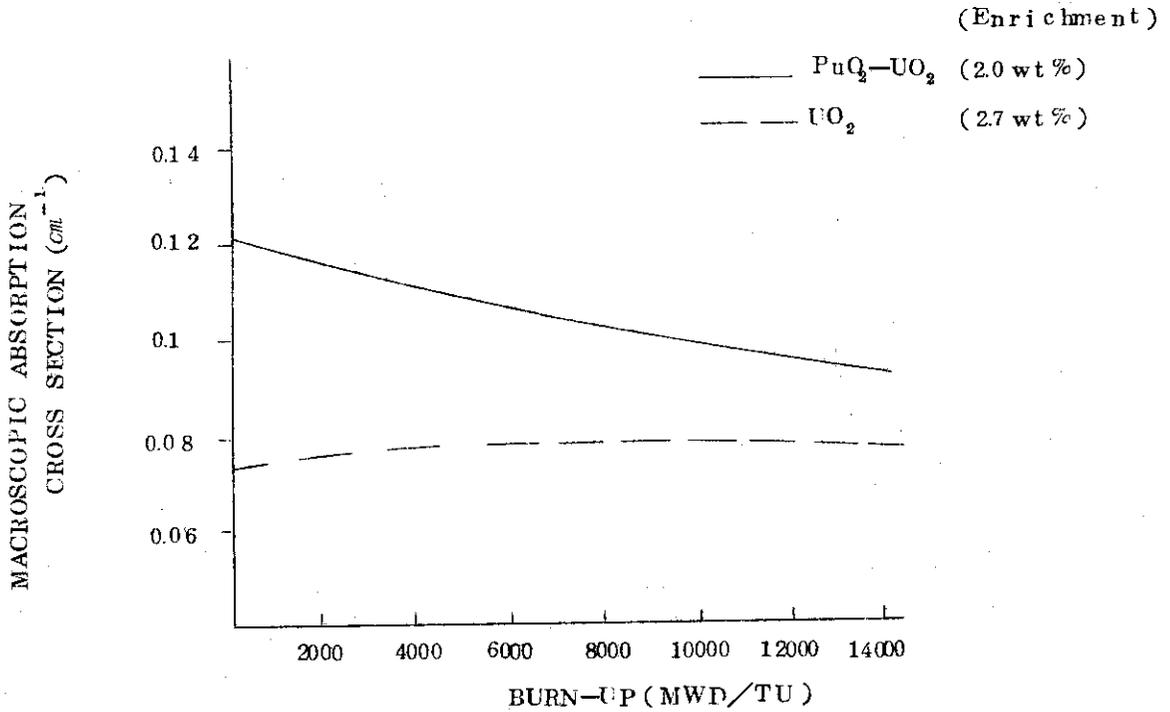


Fig 2.3 Calculated macroscopic absorption cross-section in a fuel region as a function of burnup

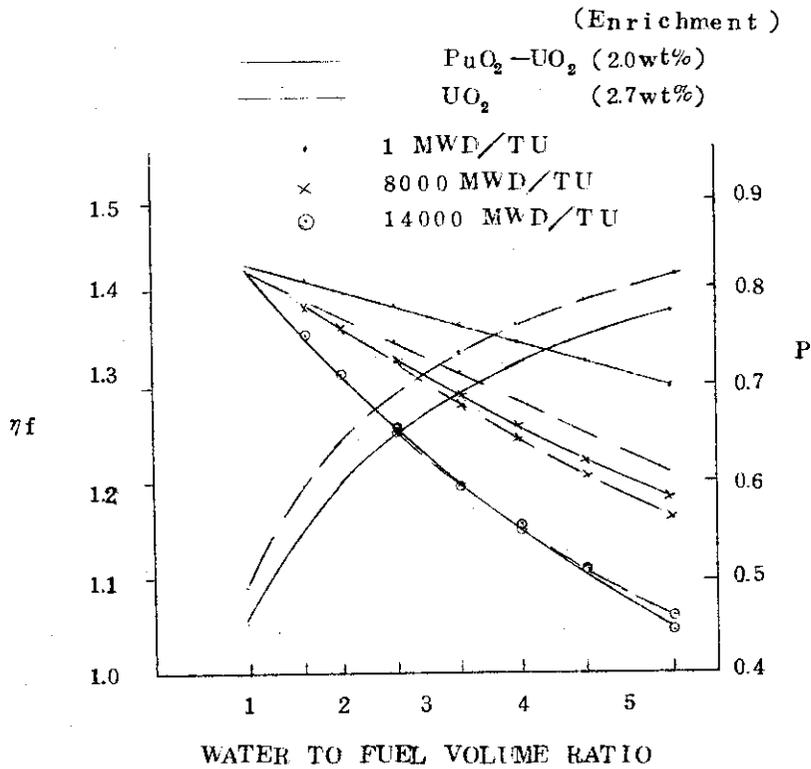


Fig 2.4  $\eta_f$  and resonance escape probability P as a parameter of burnup

### 3 集合体内 $\text{PuO}_2$ 平均富化度の決定

#### 3.1 目 的

集合体内  $\text{PuO}_2$  平均富化度は第1次設計で検討されており、2.5wt%近傍のものが適当であると結論されている。今回の計算の目的は、最終的に  $\text{PuO}_2$  の富化度を決定することである。基本的手法は第1次設計のときにもちいたものと同じである。平均富化度を決定する問題とは「JPDR-I用  $\text{UO}_2$  燃料集合体と総合的に見て代替しうるプルトニウムの平均富化度を求めること」と云うことができる。さらに、このことを具体的に述べれば、「JPDR-II燃料と直接代替したときに下記の4条件を満足する富化度を求める」と云うことができる。

- 1) 長期燃焼期間を通じて、JPDR-II燃料と同程度の余剰反応度をあたえる。
- 2) 炉内出力分布に大きな変化をあたえない。
- 3) スタック・ロッド・マージンに関する安全基準を満足する。
- 4) 炉心の温度係数およびボイド係数に関する安全基準を満足する。

#### 3.2 方 法

燃料集合体セルの燃焼度依存核特性は、前章の場合と同様に計算コードRODBURNおよびSCBURNを用いて計算する。PUTA-Iに隣接する毒物カーテンは、4000MWD/Tの燃焼に相当する照射を受けているとして取扱う。上記計算コードを用いて、燃料集合体平均  $\text{PuO}_2$  の富化度をパラメータにして、集合体セル無限実効増倍係数の燃焼度依存性を計算し、条件を満足する富化度を決定する。

炉内出力分布は、X-Y2次元の中性子の拡散を計算することにより求める。拡散計算に必要な組定数は、上記SCBURNで求めたものを使用する。計算条件は、全燃料集合体中の減速材ボイド体積割合が20%であり、JPDR-II燃料は4000MWD/T燃焼が進んでいるとしPUTA-Iはゼノンおよびサマリウムが飽和しているとする。

スタック・ロッド・マージンの計算も、2次元拡散コードにより制御棒が1本引抜けた状態の固有値を求めることによりなされる。この計算においては、JPDR-II燃料が全く燃焼していない状態でPUTA-Iが装荷されると仮定して行なう。この仮定は非現実的なものであるが、このように仮定することにより、燃焼の仮定としては最も厳しい仮定を課したことになる。

#### 3.3 結 果

##### 3.3.1 長期燃焼期間を通じて、JPDR-II燃料と同程度の余剰反応度をあたえる $\text{PuO}_2$ の富化度の決定

Fig. 3.1に燃料集合体セルの燃焼度依存無限実効増倍係数の計算結果を示す。この図で3と示してある曲線は、JPDR-II炉心が平均4000MWD/T燃焼が進んだ状態でPUTA-Iが装荷される場合を仮定したものである。即ち、集合体セルの計算において、毒物カーテンが4000MWD/Tの燃焼に相当する照射を受けて、ボロンが少なくなっているとしている。

図中2と示してある曲線は、JPDR-II 初起動当初よりPUTA-Iが装荷されると仮定した場合のものである。この図より、JPDR-II 炉心の平均燃焼度が10000MWD/T進んだ状態で炉心の余剰反応度を低下させないためのPUTA-Iの富化度は、JPDR-II 起動当初よりPUTA-Iが装荷される場合は2.5wt%が望ましく、またJPDR-II 炉心平均燃焼度が4000MWD/T進んだ後に装荷される場合は2.0wt%が望ましい。

### 3.3.2 炉内出力分布に大きな変化をあたえないためのPuO<sub>2</sub>の富化度の決定

Fig. 3.2および3.3に、JPDR-II 1/4炉心のX-Y 2次元断面について、拡散コードで計算した出力分布を示す。炉内の減速材ボイド体積割合は均一に20%であると仮定している。Fig. 3.2は、JPDR-II 炉心が均一に4000MWD/T燃焼したところにPUTA-Iを装荷した場合の出力分布であり、Fig. 3.3はJPDR-II 燃料が均一に8000MWD/T燃焼が進み、PUTA-Iが4000MWD/T燃焼が進行したと仮定したときの出力分布の計算結果である。この結果より、PUTA-Iの平均富化度が2.0wt%であれば出力分布に大きな変化が生じないことが判る。

### 3.3.3 安全基準を満足するPuO<sub>2</sub>の富化度の決定

こゝで問題にする安全基準は、スタック・ロッド・マージン、温度係数およびボイド係数に関するものゝみである。前節でPuO<sub>2</sub>の富化度が2.0wt%のものが望ましいと云う結論が得られているので、こゝでは2.0wt%の場合に上記安全基準を満足することを確認する。

スタック・ロッド・マージンに関する計算は、前に記したように、JPDR-II 炉心は全々燃焼が進行していないと仮定し、そこにPUTA-Iが装荷されるとする。この場合1本引抜いて炉心が最も臨界に近くなる制御棒はFig. 3.4のA-2又はD-3である。A-2とD-3は対称の位置にあり、反応度効果は等価であると考えられる。この制御棒(A-2又はD-3)は、PUTA-Iが装荷されていないJPDR-IIの初期炉心において最も小さい停止余裕(2.1%ΔK)を示したものである。

制御棒A-2(又はD-3)が全引抜きされ、他の制御棒が全挿入されている状態の炉心の実効増倍係数の計算結果は下記の通り。

JPDR-II 燃料のみの場合;  $K_{eff} = 0.98124$  ( $\Delta K = -1.88\% \Delta K$ )

PUTA-I 2体装荷の場合;  $K_{eff} = 0.98477$  ( $\Delta K = -1.52\% \Delta K$ )

以上の結果よりPUTA-I 2体を装荷することによりスタック・ロッド・マージンは0.36%ΔKだけ減少する。JPDR-II 燃料のみについてのスタック・ロッド・マージンの計算結果が1.88%ΔKと実測値2.10%ΔKより小さいことゝ、0.36%ΔKの変化と云うこの2点を考え合せると、PUTA-Iを装荷した後のスタック・ロッド・マージンは設計基準の1%ΔKより大きいと考えられる。

次に温度係数およびボイド係数の安全基準を満足していることを検証する。この安全基準とは、温度係数が運転温度に到達する前に負にならなければならないと云うことゝ、ボイド係数が負でなければならないと云う条件である。Fig. 2.2で示したように、燃焼の浅いPUTA-Iの無限実効増倍係数の温度係数は、JPDR-II 燃料集合体のそれよりも負で大きい。それ故、PUTA-Iを装荷した当初においては、炉心の温度係数およびボイド係数は負符号で大きくなる。燃焼が14000MWD/T位進むとPUTA-Iの温度係数およびボイド係数は

J P D R - II 燃料集合体の同程度燃焼が進行したものとほぼ同じになる。それ故、P U T A - I を装荷することにより、温度係数およびボイド係数が安全基準を満足しなくなることはないと考えられる。

以上の検討により、P U T A - I の平均富化度を 2.0 w t % に決定する。

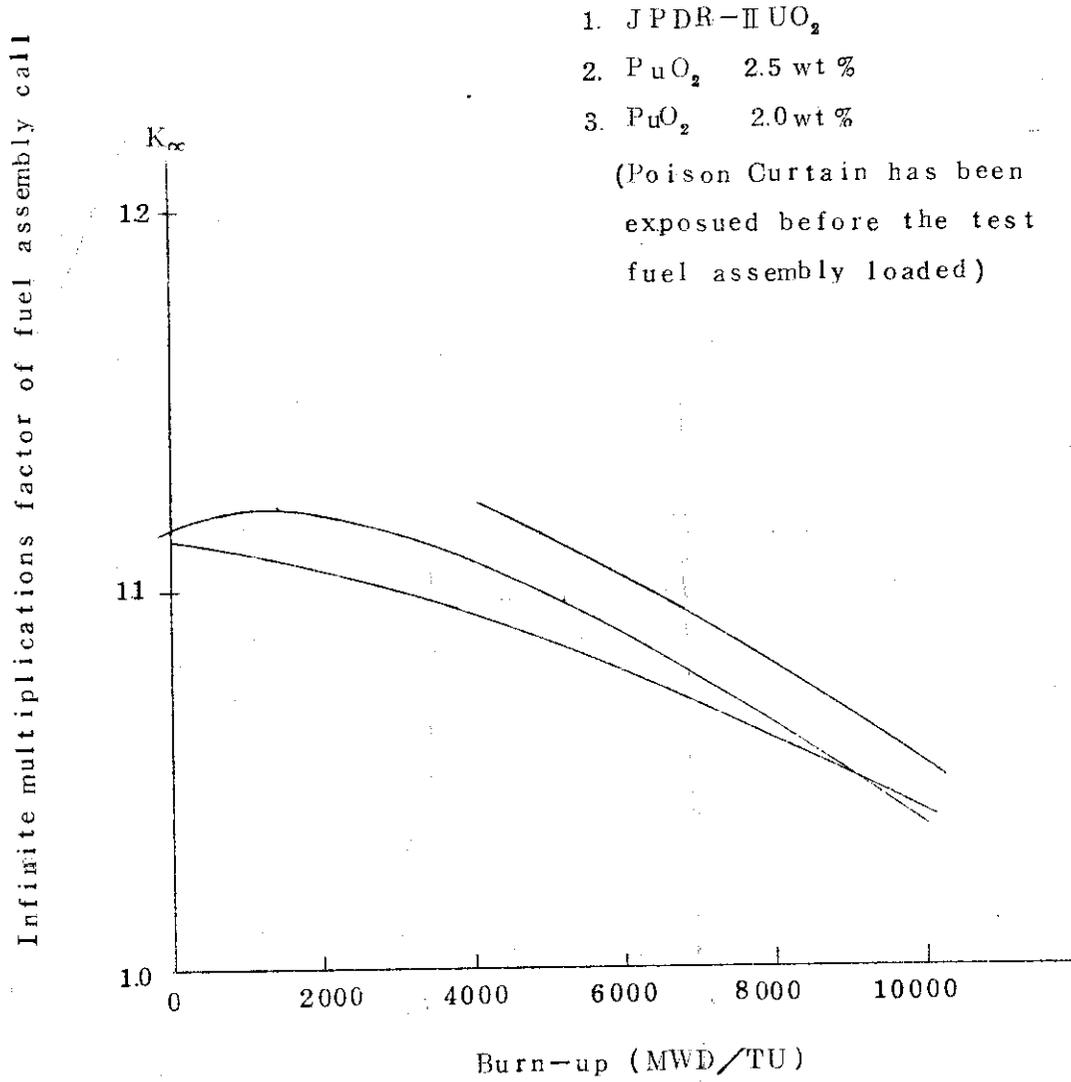


Fig 3.1 Burn-up dependence of  $K_{\infty}$  in fuel assembly cell

JAERI-M 5189

VOID : 20%

BURN-UP : JP-II UO<sub>2</sub> 4000MWD/TU  
PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 1MWD/TU

- JP-II UO<sub>2</sub>

■ 4.0

● 3.0

× 2.5

○ 2.0

• COMPOSITE PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>

(1.0, 1.6, 2.5, 3.5 wt %)

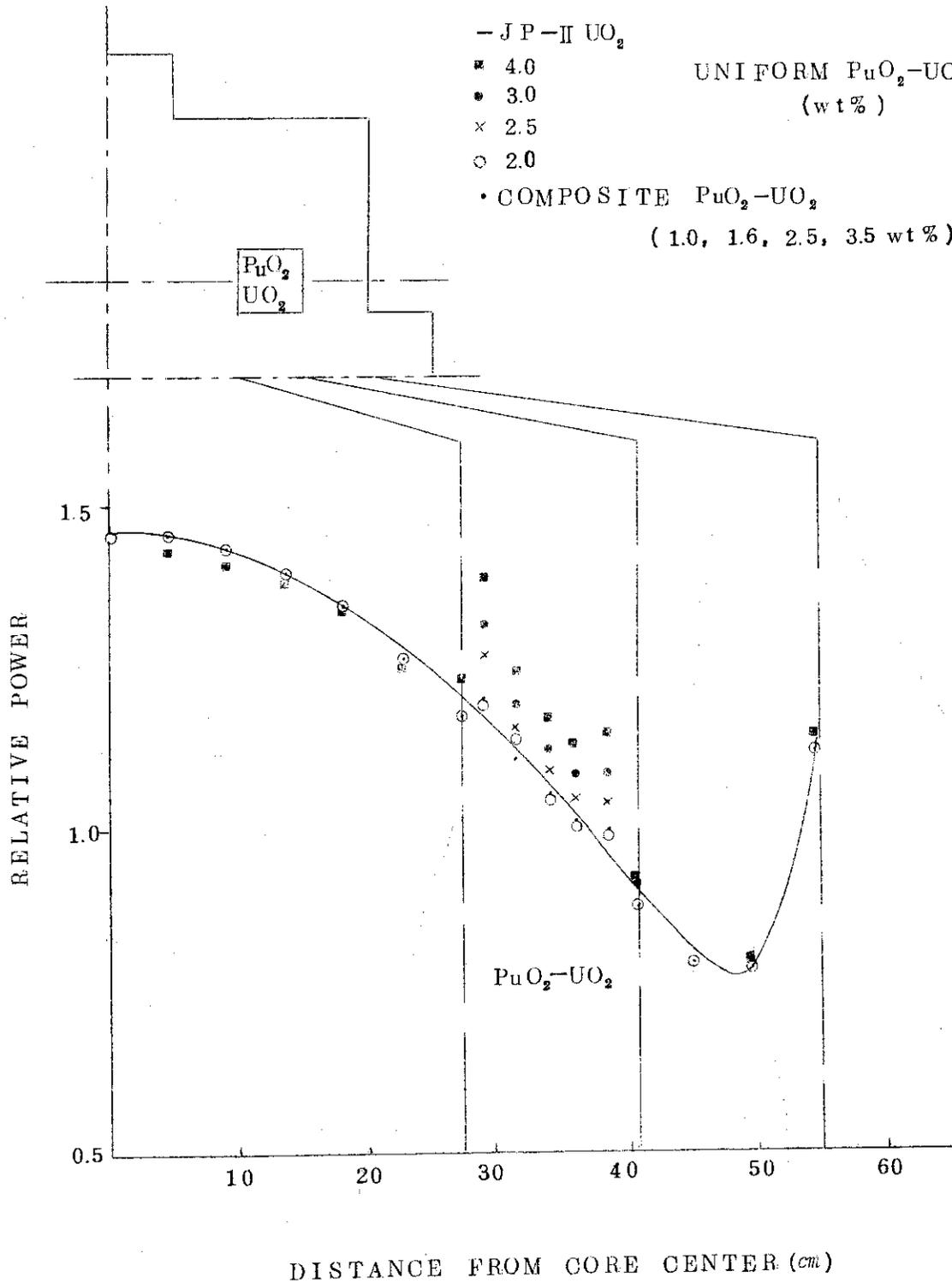


Fig 3.2 RADIAL POWER DISTRIBUTION IN THE QUATER JPDR-II CORE CALCULATED WITH KAK

VOID : 20 %  
 BURN-UP JP-II UO<sub>2</sub> 8000 MWD/TU  
 PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 4000 MWD/TU

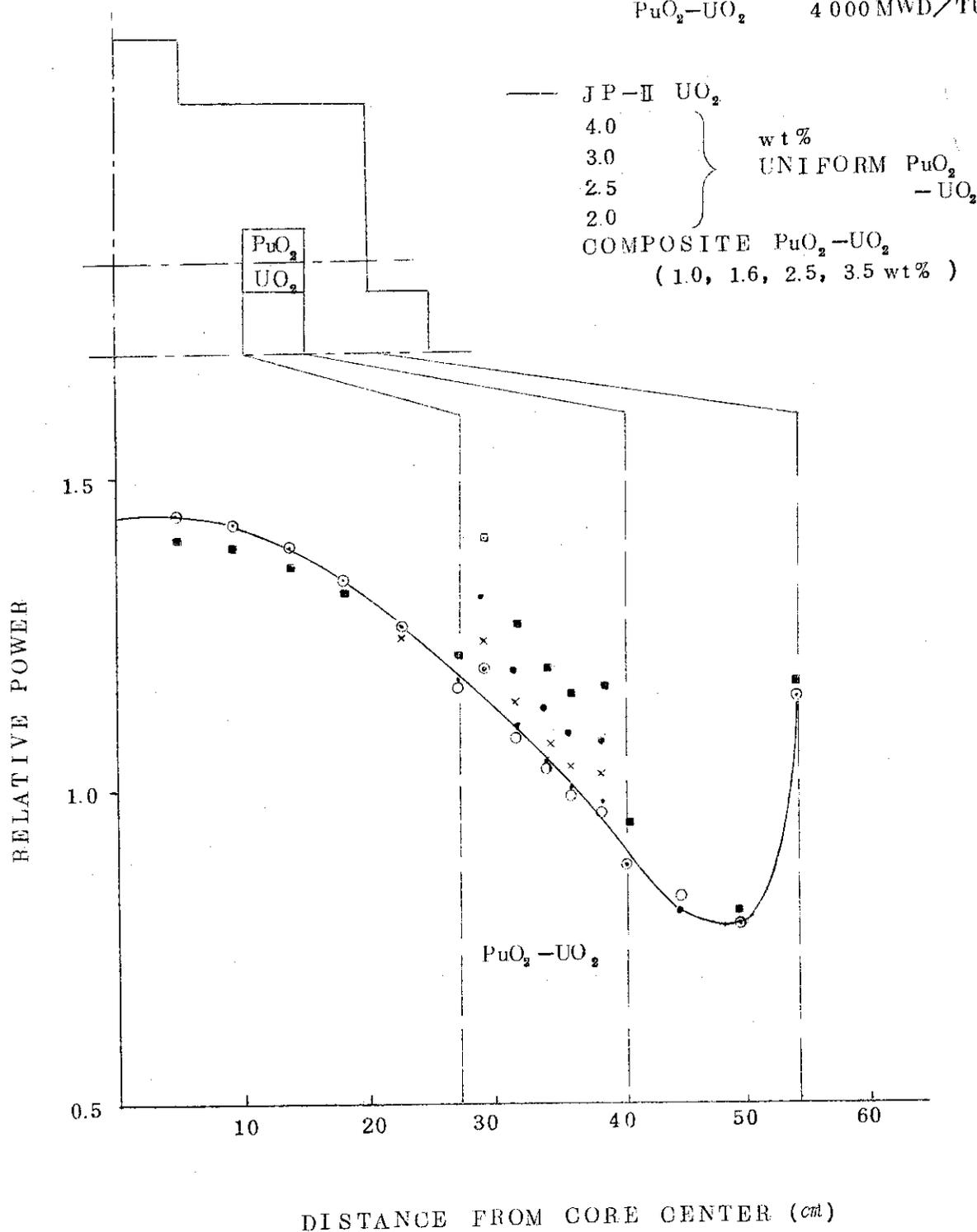


Fig 3.3 RADIAL POWER DISTRIBUTION IN THE QUATER JPDR-II CORE CALCULATED WITH KAK

-  Control rod
-  Poison curtain
-  fuel assembly
-  dummy assembly
-  neutron source
-  in core monitor

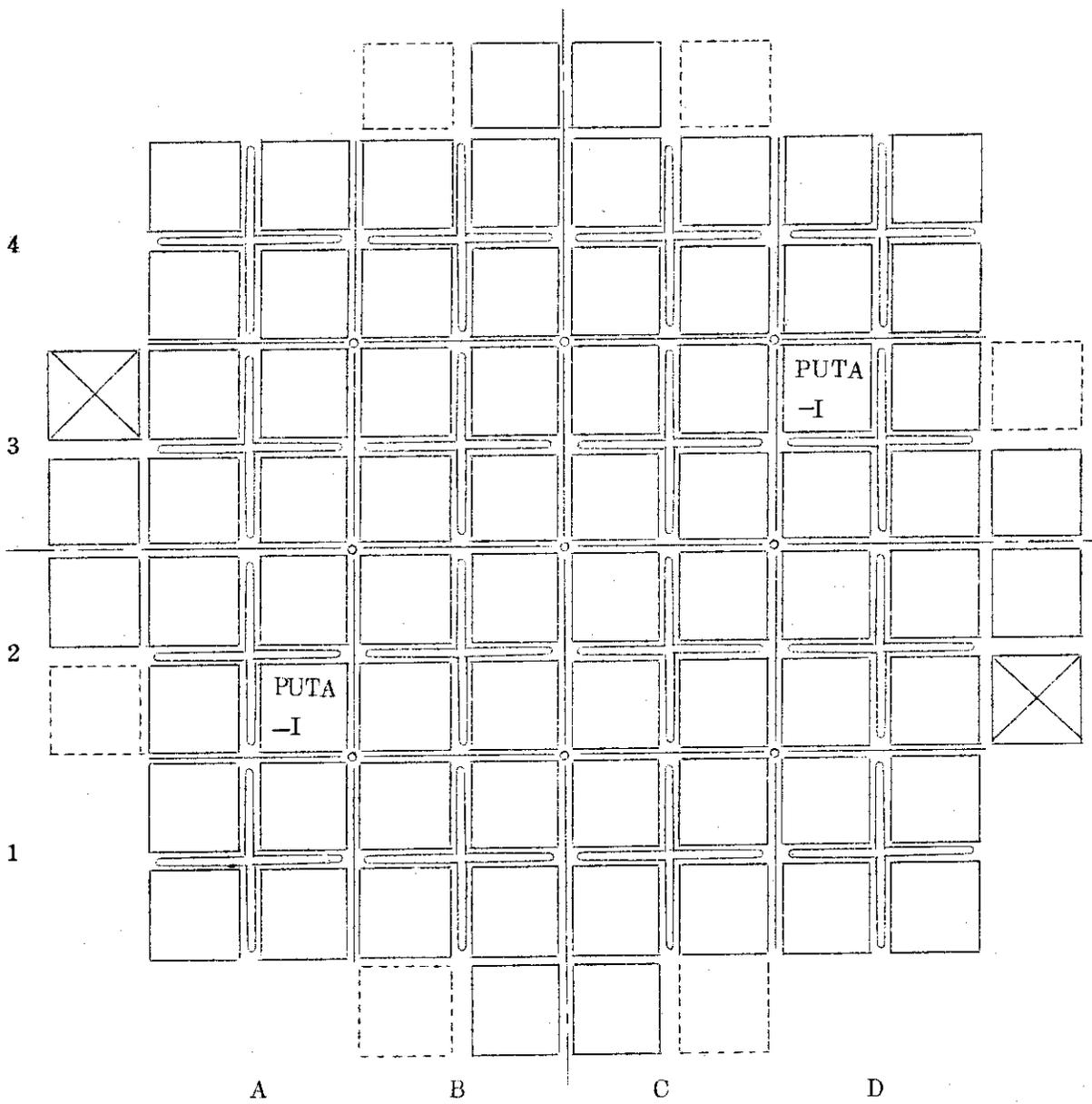


Fig 3.4 Location of PUTA-I in the Core

## 4 集合体内富化度分布の決定

### 4.1 目的

集合体中の出力分布を平坦化することは炉心平均出力密度を上昇させるために必要である。出力分布を平坦化させる方法は種々考えられるが、ここでは  $\text{PuO}_2$  の富化度を適当に分布させることにより平坦化することを考える。プルトニウム燃料のように吸収断面積の大きな燃料の場合にはこの平坦化の作業は特に重要である。

集合体内の燃料棒中の  $\text{PuO}_2$  の富化度の種類は、第1次設計での経験及び製造上の問題点等を考慮して4種類に固定する。

### 4.2 方法

まず集合体内平均富化度を求める必要がある。この平均とは体積を重みにした平均である。前章で富化度分布を考慮しない、均一富化度の場合の富化度は 2.0 wt% がよいことが判っている。無限実効増倍係数が、均一富化度 2.0 wt% の場合と近くなる富化度分布のある集合体の平均富化度を求める。第1次設計の結果では、富化度 2.5 wt% の均一富化度の場合と、平均 2.5 wt% の分布富化度の場合の無限実効増倍係数の差は  $1.7\% \Delta K$  であった。これは、分布富化度の場合には、中性子密度の大きな位置の燃料の富化度が小さいため、集合体内の無限実効増倍係数が小さくなることを意味している。

Fig. 4.1 に均一富化度を変化させた場合の集合体の無限実効増倍係数の変化を示す。この図より、2.0 wt% の場合より  $1.7\% \Delta K$  だけ増倍係数が大きいのは 2.5 wt% の場合であることが判る。以上のことより、体積平均の富化度が 2.5 wt% になるように分布を考えれば、その集合体の無限実効増倍係数はほぼ 2.0 wt% 均一富化度の場合と同じであろうと考えられる。

富化度分布を求めるのは下記の Step で行なう。

Step 1 2.5 wt% 均一富化度の場合の集合体内出力分布を SCBURN コードで求める。

(Fig. 4.2)

Step 2 巨視的分裂断面積 ( $\Sigma_f$ ) と富化度との関係 (Fig. 4.3) を用いて、各燃料棒の発熱割合 (平均は 1.0) で  $\Sigma_f$  を割った値に  $\Sigma_f$  になるように富化度を定める。

(Fig. 4.2)

Step 3 Step 2 で求めた富化度分布を、4 種類の富化度にグループ分けする。

Step 4 Step 3 で求めた富化度分布のものについて、出力分布を SCBURN コードで求める。

この Step 2 から Step 4 の間を出力分布が望まれる範囲に入るまで繰り返す。

### 4.3 結果

Fig. 4.4 に富化度分布を求める繰返し計算の途中の段階における富化度分布を示す。Fig. 4.5 および Fig. 4.6 に各繰返し段階における出力分布と熱中性子束分布を示す。これ等のグラフより、集合体内の出力分布が平坦化されてゆく様子が判る。Fig. 4.7 に最終的富化度分

布と、その分布に対応する1MWD/TUと4000MWD/TU時の出力分布を示す。Fig.4.8に燃焼を進めた場合の出力分布の変化を示す。この計算においては、炉心平均燃焼度が4000MWD/T進んだときに毒物カーテンを取出すものと仮定して計算したものである。集合体中の出力ピーキング係数が最大となるのは、毒物カーテンを取り出した直後で、その位置は、Fig.4.8に示すようにDの位置である。その値は、1.22である。

設計余裕を考慮して、局部出力ピーキング係数を1.30とする。

以上のごとくして、集合体内の二酸化プルトニウムの富化分布および、局部出力ピーキング係数が決定された。

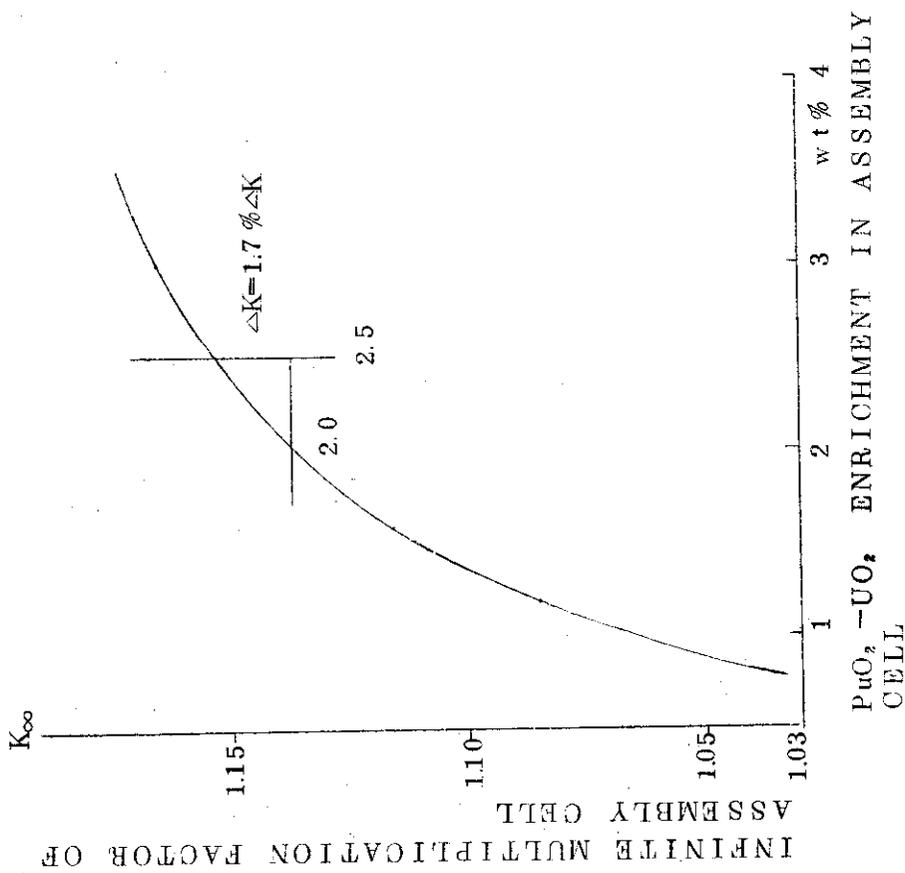


Fig. 4.1 K-infinity OF ASSEMBLY CELL VS. PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> ENRICHMENT

2.5 (1.369)	2.5 (1.704)	2.5 (1.819)	2.5 (1.848)	2.5 (1.819)	2.5 (1.723)	2.5 (1.580)
1.510	2.5 (2.135)	2.5 (2.566)	2.5 (2.662)	2.5 (2.633)	2.5 (2.375)	2.5 (2.183)
1.297	1.046	2.5 (2.968)	2.5 (3.064)	2.5 (3.064)	2.5 (2.949)	2.5 (2.566)
1.226	0.995	0.884	2.5 (3.350)	2.5 (3.350)	2.5 (3.160)	2.5 (2.710)
1.220	0.924	0.808	0.768	2.5 (3.35)	2.5 (3.160)	2.5 (2.710)
1.237	0.930	0.809	0.767	0.766	2.5 (2.968)	2.5 (2.490)
1.275	0.969	0.847	0.804	0.805	0.849	2.5 (2.087)
1.367	1.075	0.953	0.910	0.913	0.967	2.5 (1.111)

Fig. 4.2 ALLOCATION OF FUEL ENRICHMENT AND POWER DISTRIBUTION IN PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> ASSEMBLY

MODERATOR TEMPERATURE 277°C  
 MODERATOR VOID 20%  
 BURN-UP 1MWD/TU

UPPER TRIANGLE SHOW ALLOCATION OF FUEL ENRICHMENT LOWER TRIANGLE SHOWS THE RELATIVE POWER  
 The value in a bracket shows the estimated enrichment to flat the power distribution in an assembly

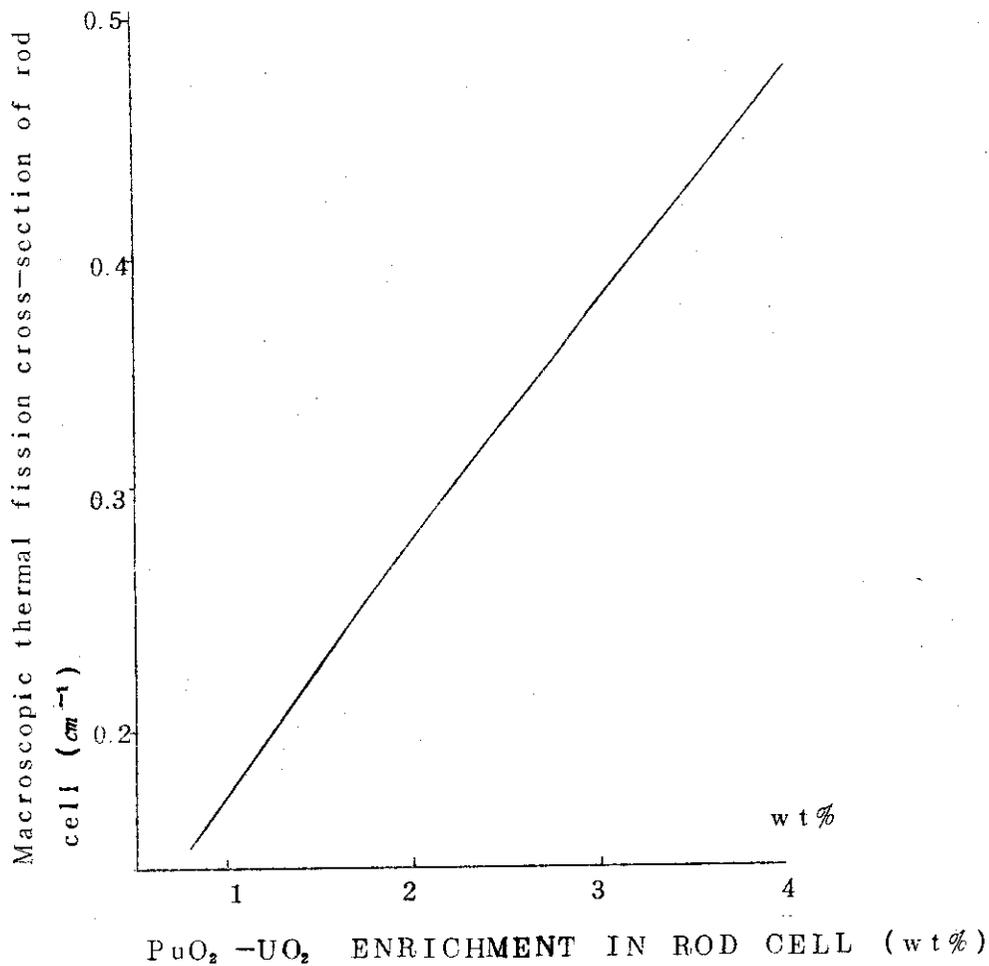


Fig. 4.3 Macroscopic thermal fission cross-section of rod cell vs. PuO<sub>2</sub> enrichment.

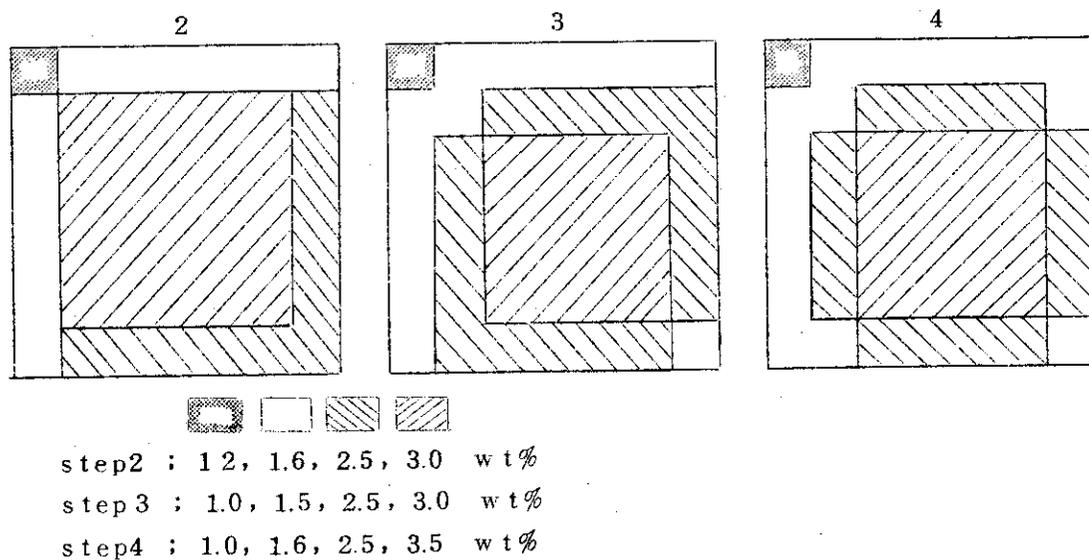


Fig. 4.4 Enrichments distribution in an assembly cell

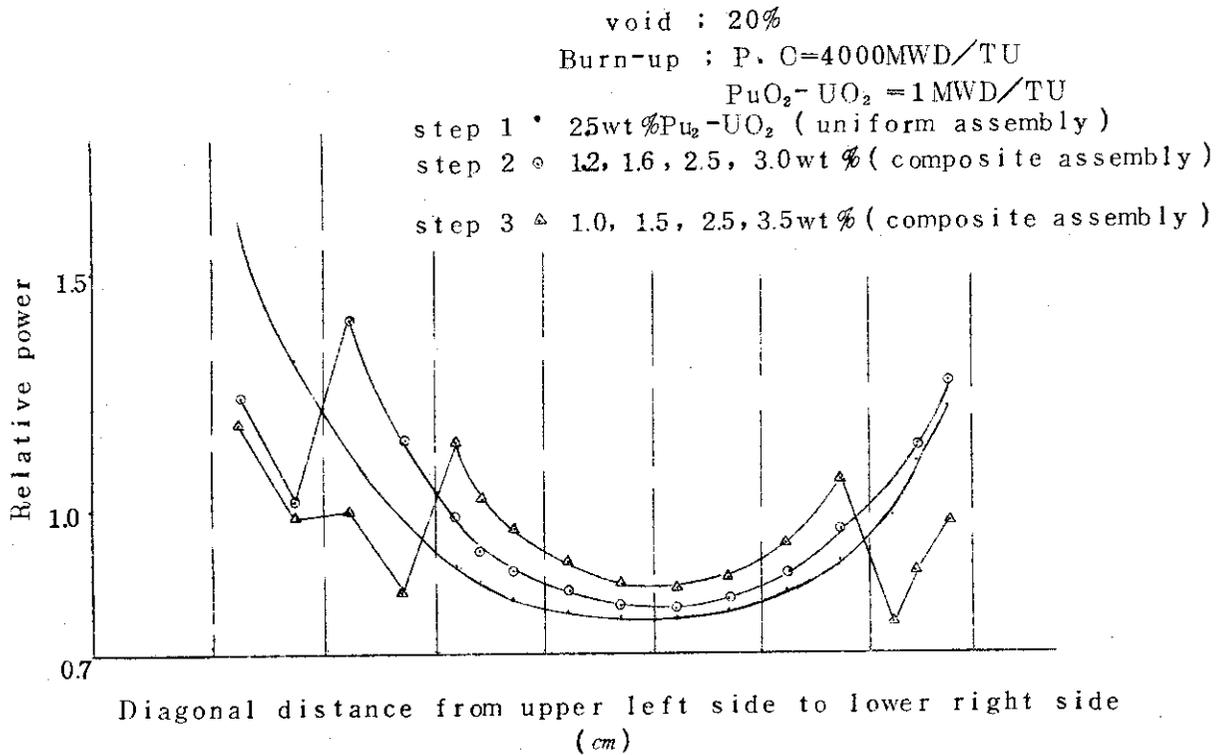


Fig. 4.5 Power distribution in an assembly along diagonal axis

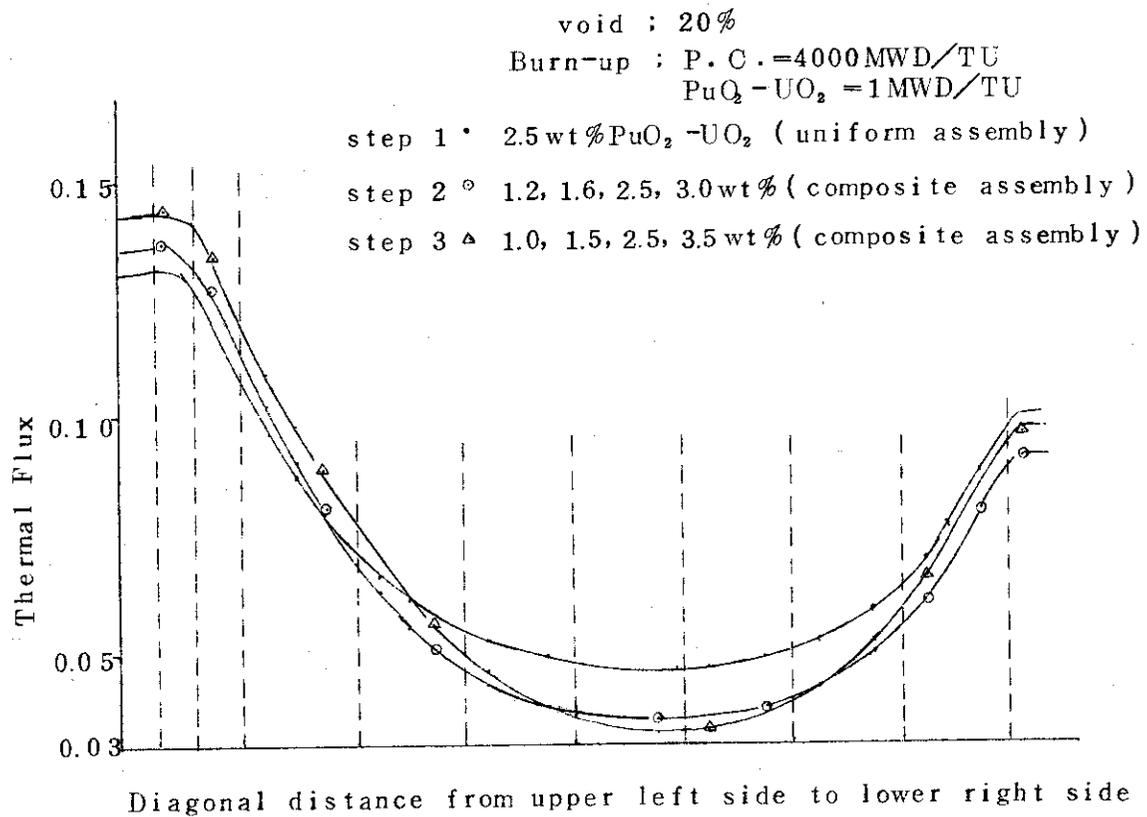


Fig. 4.6 Thermal flux distribution in an assembly along diagonal axis

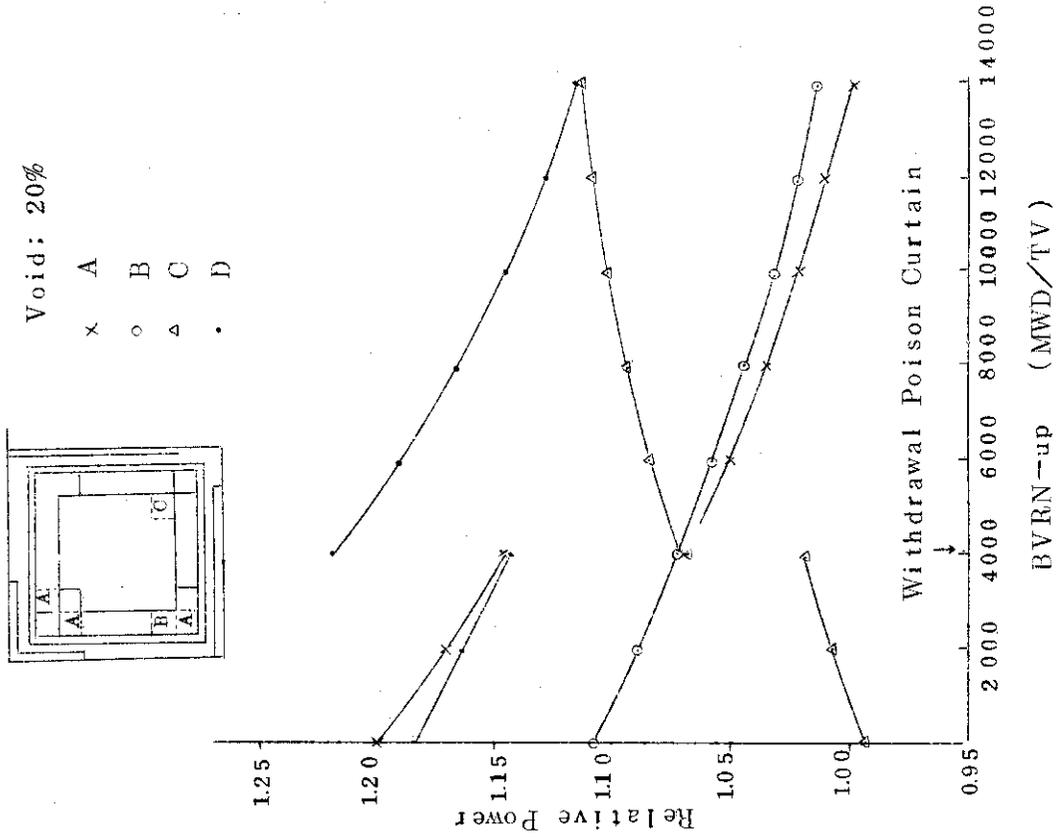


Fig.4.8 Relative power vs. burn-up

1.07	1.20	1.10	1.07	1.07	1.07	1.11	1.18
1.04	1.15	1.06	1.04	1.04	1.04	1.07	1.14
1.0	0.96	1.07	1.00	1.00	1.00	1.05	0.92
	0.94	1.07	1.01	1.00	1.00	1.06	0.91
1.6	1.6	1.07	0.96	0.95	1.02	1.02	0.99
	2.5	1.07	0.98	0.98	1.05	1.05	1.00
1.6	2.5	3.5	0.86	0.86	0.92	0.92	0.91
	2.5	3.5	0.89	0.86	0.92	0.92	0.91
1.6	2.5	3.5	3.5	0.88	0.95	0.95	0.92
	2.5	3.5	3.5	0.85	0.87	0.92	0.90
1.6	2.5	3.5	3.5	3.5	0.99	0.99	0.98
	2.5	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	0.92
1.6	1.6	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	1.6
	1.6	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	1.6

Fig. 4.7 ALLOCATION OF FUEL ENRICHMENT AND POWER DISTRIBUTION IN PuO<sub>2</sub>-

UO<sub>2</sub> ASSEMBLY  
 MODERATOR TEMPERATURE 277°C  
 CHANNEL VOID 20%  
 BURN-UP UPPER 1MW LOWER 4000 MW  
 LOWER TRIANGLE SHOWS ALLOCATION OF FUEL ENRICHMENT AND UPPER TRIANGLE SHOWS THE RELATIVE POWER

## 5 炉心の核熱特性の検討

### 5.1 目的

全炉心の燃焼度依存核熱特性を計算により求め、全燃焼期間にわたり、炉心が熱的制限条件を満足していることを確認する。

### 5.2 方法

炉定数は、前節までの方法で求めてきたものを用いる。マルチ・チャンネルの熱出力的特性は、計算コードHYDRO-ACE<sup>3)</sup>により行なう。炉心核熱カップリング計算はFLAE-コード<sup>4)</sup>により行なう。

計算においては次のことが仮定される。

- 1) JPDR-II炉心平均燃焼度が4000MWD/T進んだ段階で、PUTA-IがFig.3.4に示す位置に装荷される。
- 2) PUTA-Iが装荷されて後さらに4000MWD/T燃焼が進行した段階で毒物カーテンを取出す。
- 3) 制御棒パターンは、中心4本の制御棒で臨界調整を行ない、他の12本の制御棒は全引抜きされているとする。

### 5.3 計算結果

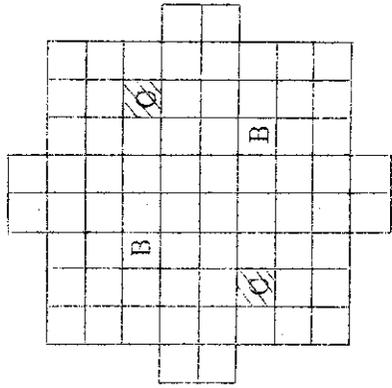
各燃焼段階における、最大線出力を有する燃料集合体と、PUTA-Iの軸方向発熱分布をFig.5.1よりFig.5.4に示す。また、PUTA-I装荷時、毒物カーテン取出し時および燃焼末期における集合体発熱割合をFig.5.5よりFig.5.7に示す。

これらの図に従って特徴を記す。Fig.5.1はPUTA-Iを装荷する前と装荷した後の出力分布の変化を示す。この段階では出力分布に大きな差は生じない。図中のBの燃料集合体は、最大線出力密度の発生する集合体である。Fig.5.2はPUTA-I装荷後、炉心平均で2000MWD/TU燃焼が進んだ場合であり、最大線出力を発生する集合体は、中心の集合体(図のA)になっている。Fig.5.3は毒物カーテン取出し前後の出力分布を示す。Fig.5.4は燃焼末期の出力分布である。制御棒がほとんど引抜けた時に、PUTA-Iに最大線出力が発生し、その値が全燃焼期間を通じての最大の値になると云うことが特徴である。

Core averaged burn-up: 4000MWD/TU

- Before PUTA-I loaded in the core
- after PUTA-I loaded in the core

▨ PUTA-I



Fo	Fo	Fo	Fo	Fo
Fo	45	95	45	Fo
Fo	95	45	45	Fo
Fo	Fo	Fo	Fo	Fo

Control Rods Pattern  
 Inserted length (cm)  
 FO: Full out

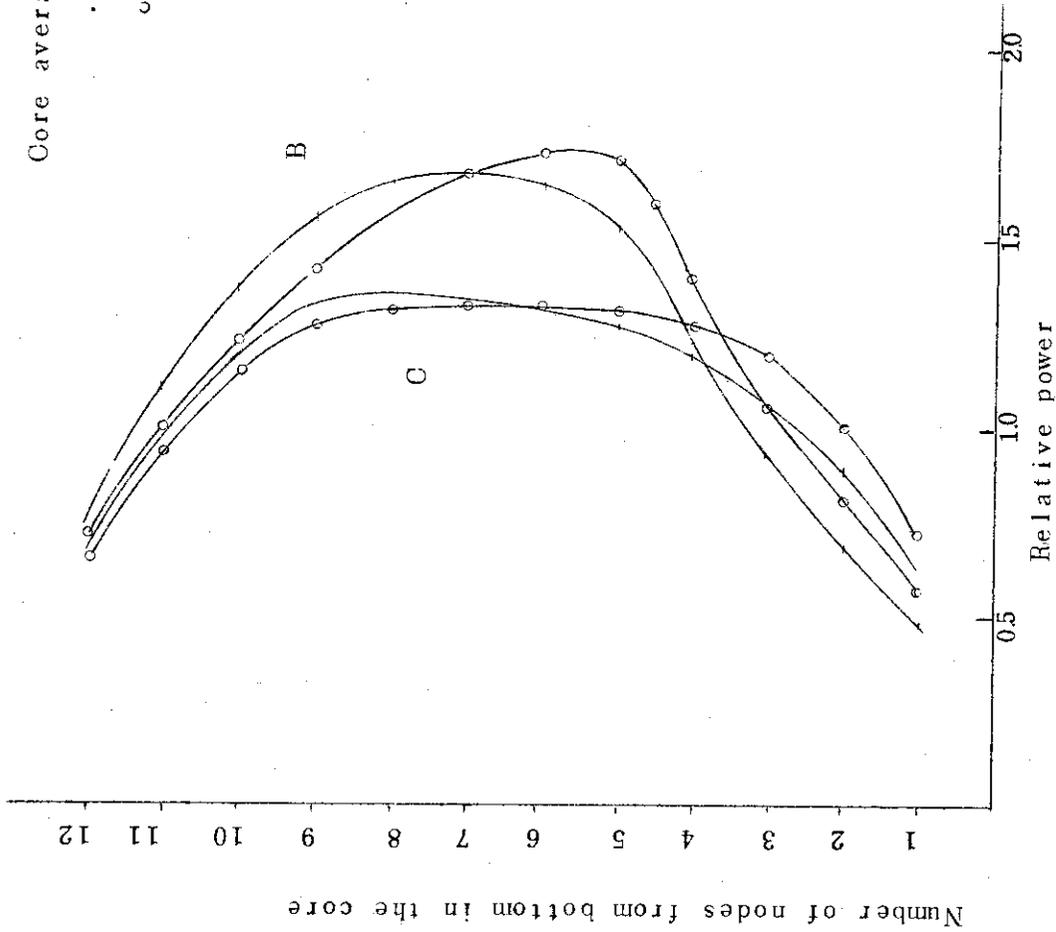


Fig.5.1 Vertical Power distribution

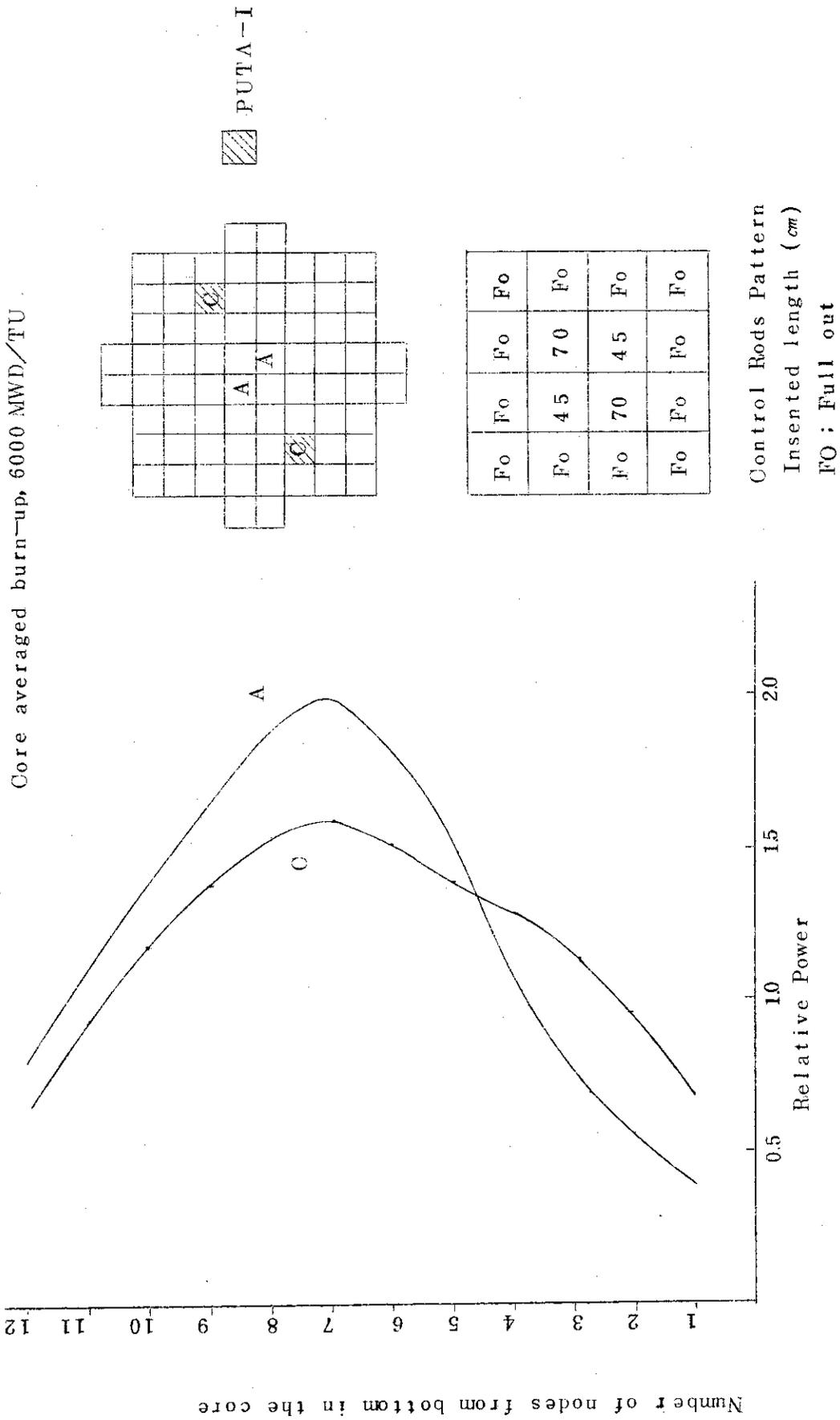
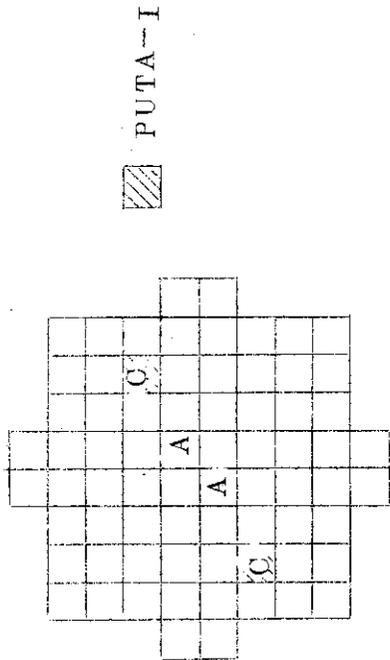
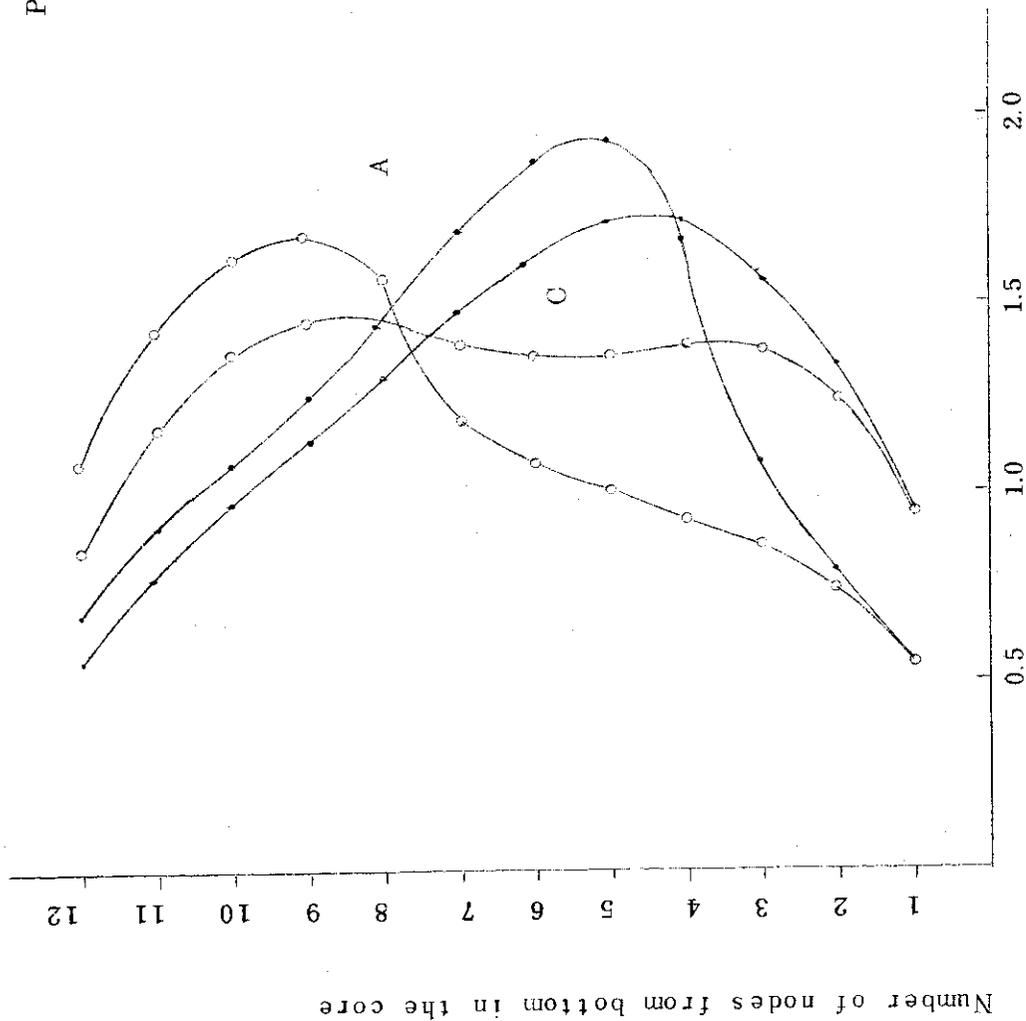


Fig. 5.2 vertical power Distribution

Power exposure: 8000MWD/TU

• with P.C. control rod : 40cm

○ without P.C. control rod : 90cm



Fo	Fo	Fo	Fo	Fo
Fo	45	40	45	Fo
	(90)	(90)		
Fo	Fo	Fo	Fo	Fo

Control Rods Pattern  
 Inserted length (cm)  
 FO: Full out

Fig. 5.3 Vertical Power Distribution

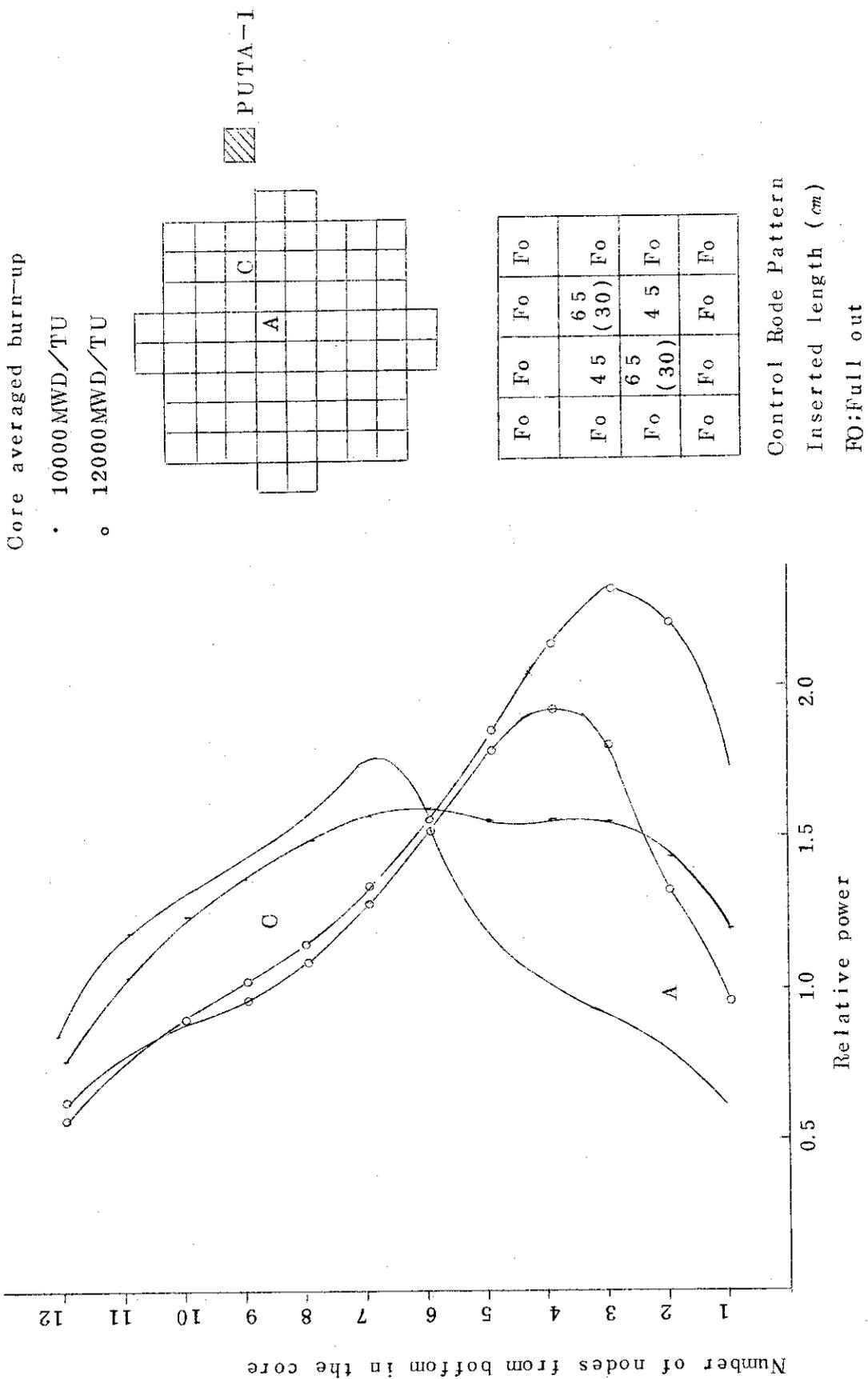


Fig. 5.4 Vertical power distribution

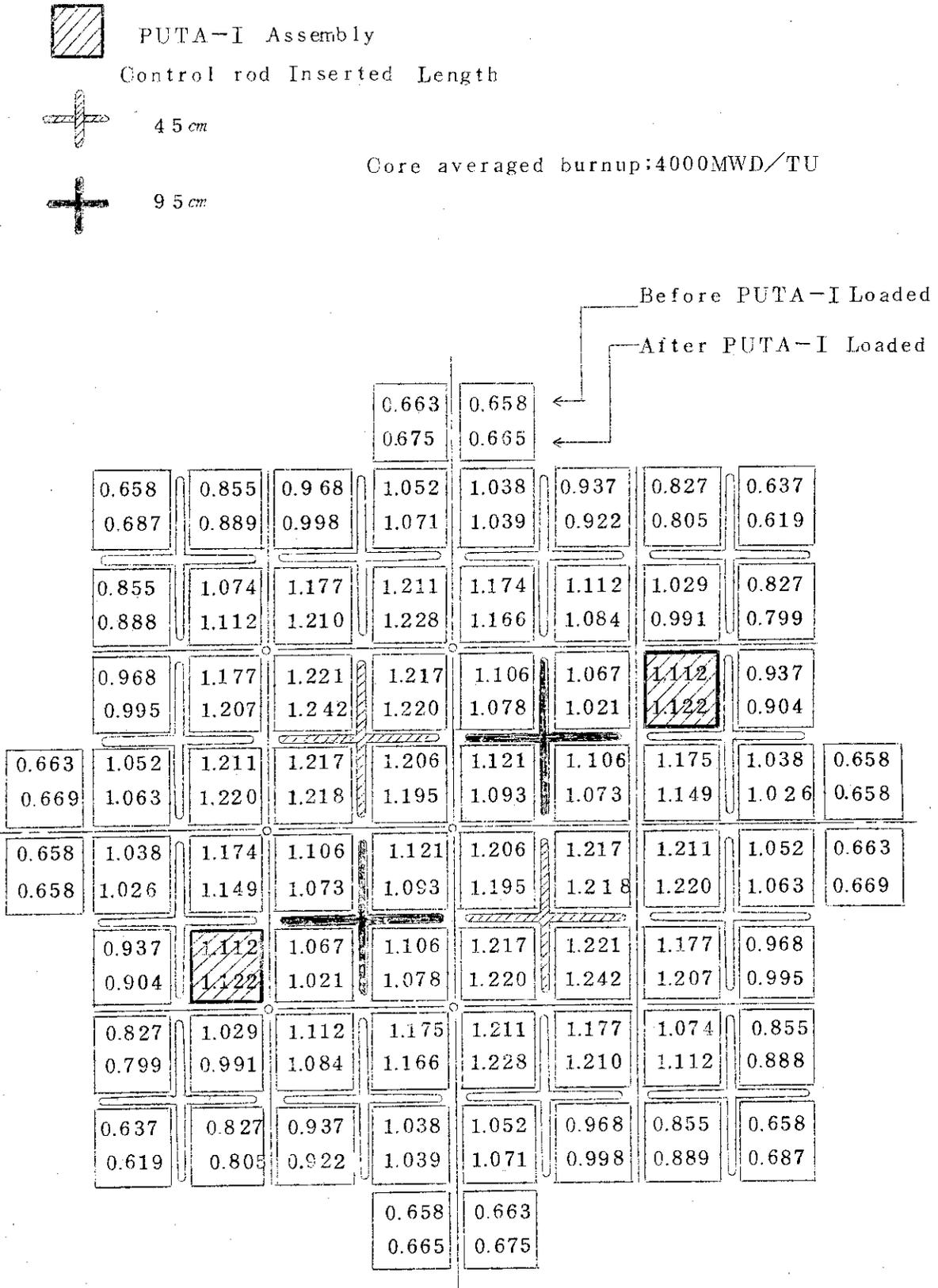
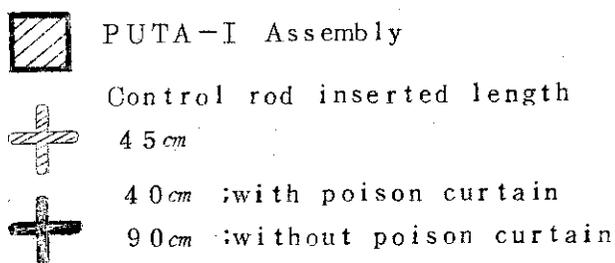


Fig. 5.5 Radial Power distribution



Core averaged burnup:8000MWD/TU

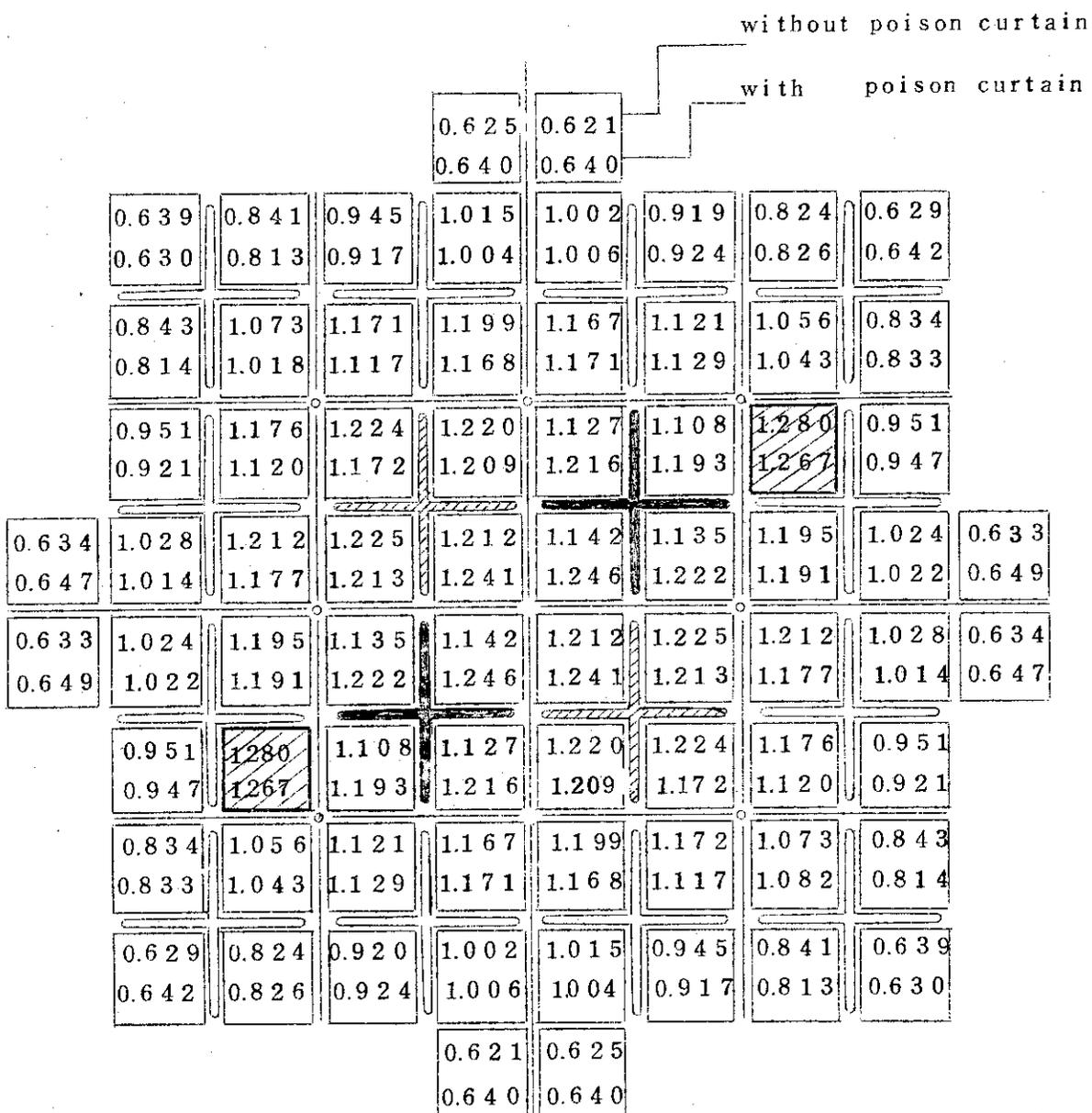
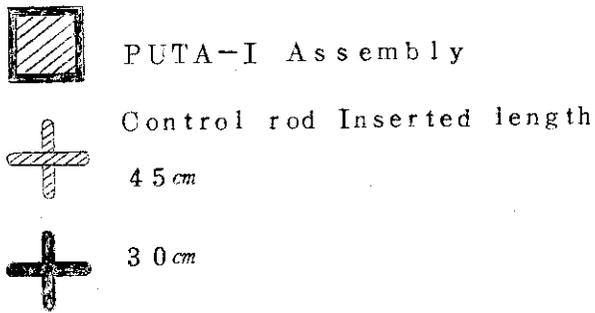


Fig. 5.6 Radial Power Distribution



Core averaged burnup: 12000 MWD/TU  
without poison curtain

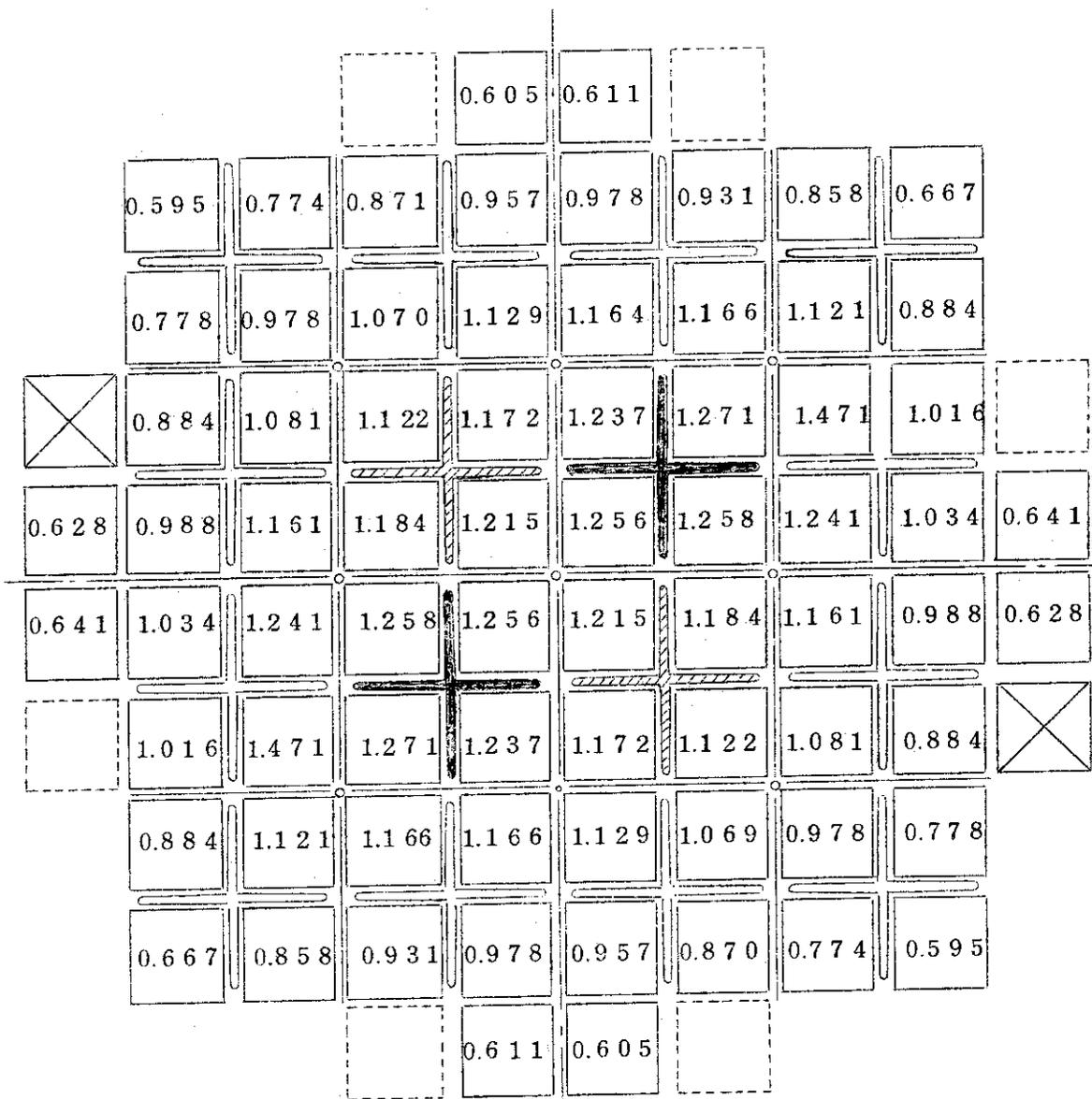


Fig. 5.7 Radial Power Distribution

## 6 燃料棒内温度分布の計算

## 6.1 目的

今回 JPDR-II 炉心に製荷する PUTA-I は，“出力運転時に熔融を生じない”と云うことを設計の条件にしている。JPDR-II 炉心に関して許容されている最大線出力密度が発生しても燃料に熔融が生じないことを計算により確認する。

## 6.2 方法

計算条件は下記の通りである。

- 1) 線出力密度は  $492 \text{ W/cm}$
- 2) 燃料ペレット熱伝導度は，下記の LYONS-II の式を密度補正して求める。

$$K = \frac{38.2}{T+129} + 4.79 \times 10^{-13} \cdot T^3$$

T : 温度 ( $^{\circ}\text{K}$ )

K : 熱伝導度 ( $\text{W/cm}^{\circ}\text{C}$ )

密度補正は，次の5つのレポートに記載されている補正法を考慮して行なう。即ち Loeb<sup>5)</sup> Belle<sup>6)</sup>, Kämpy<sup>7)</sup>, Asamoto<sup>8)</sup> および Biancheria<sup>9)</sup> の方法である。

計算は上記5つの方法により密度補正値を求め，そのうちで補正値の最も大きなもの，最も小さいもの，その中間のものおよび補正をしないものについて行なう。

- 3) ペレット・被覆管ギャップ熱伝達率は  $4860 \text{ Kcal/m}^2 \text{ hr}^{\circ}\text{C}$  を用いる。
- 4)  $Z_{r-2}$  被覆管熱伝導度は  $11.0 \text{ Kcal/m}^2 \text{ hr}^{\circ}\text{C}$  を用いる。
- 5) 沸騰熱伝導率は，Jens-Lottes の方法により求める。計算結果は， $111000 \text{ Kcal/m}^2 \text{ hr}^{\circ}\text{C}$  である。
- 6) 冷却材温度は  $277^{\circ}\text{C}$  とする。
- 7) 燃料棒内発熱分布は，熱中性子束分布を THERMOS コードで求め，それより求める。発熱分布に関する計算結果を Fig. 6.1 に示す。

## 6.3 計算結果

計算結果を Table 6.1 に示す。

熱伝導度に関して密度補正をしなかった場合と，最も大きな密度補正をした場合の差はペレット中心温度で  $330^{\circ}\text{C}$  である。また  $\text{PuO}_2$  の富化度の差による効果は  $2.0 \text{ wt}\%$  の場合と  $3.5 \text{ wt}\%$  の場合のペレット中心温度の差にして  $60^{\circ}\text{C}$  である。

W. L. LYON and W. E. Bailey<sup>8)</sup> の論文によれば， $\text{PuO}_2$  の富化度が増大するにつれて熔融開始点が低下する。PUTA-I に使用される  $\text{PuO}_2$  の富化度は最高で  $3.5 \text{ wt}\%$  である。上記論文によれば， $3.5 \text{ wt}\%$  の  $\text{PuO}_2$  の富化度に対する融点の降下は約  $18^{\circ}\text{C}$  である。それ故，中心熔融に対する制限温度を燃焼初期で  $2800^{\circ}\text{C}-18^{\circ}\text{C}$  とする。燃焼の進行に伴なりペレットの

Table 6.1 Temperature in a fuel rod

correction factor of thermal conductivity	clad outer surface temp.	clad inner surface temp.	pellet surface temp.	pellet center temp.	thermal distribution
0.83	287°C	368°C	627°C	2380°C	Fig. 6.1 2.5 wt%
0.88	287°C	368°C	627°C	2270°C	2.5 wt%
0.93	287°C	368°C	627°C	2170°C	2.5 wt%
1.00	287°C	368°C	627°C	2050°C	2.5 wt%
1.00	287°C	368°C	627°C	2010°C	3.5 wt%
1.00	287°C	368°C	627°C	2070°C	2.0 wt%

融点の降下は、 $\text{PuO}_2$ の富化度が最大3.5 wt%と小さいことを考えれば $\text{UO}_2$ ペレットの場合とほとんど変わらないと考えられる。 $\text{UO}_2$ ペレットの融点の燃焼度依存性に関しては、J. A. Christensen等の論文<sup>9)</sup>に発表されているデータより求めた。この論文より、 $\text{UO}_2$ ペレットに関する融点と燃焼度の関係を式で表現すると下記のようになる。

$$T = 2800^\circ\text{C} - 32^\circ\text{C} \times 10^{-4} \cdot B$$

ここで、Bは燃焼度 (MWD/T)である。

以上の理由により、中心溶融に対する制限温度を下記の式とする。

$$T = 2800^\circ\text{C} - 180^\circ\text{C} - 32^\circ\text{C} \times 10^{-4} \cdot B$$

Table 6.1より判るように、今回の計算では最も燃料ペレット中心温度が高くなるような密度補正をし、発熱分布は $\text{PuO}_2$ の富化度2.5 wt%を用いて計算した最高中心温度は2380°Cである。これは中心溶融に対する制限温度より低い。

以上の検討結果より、線出力密度が492W/cm以下であれば燃料の中心溶融は生じないことが判る。

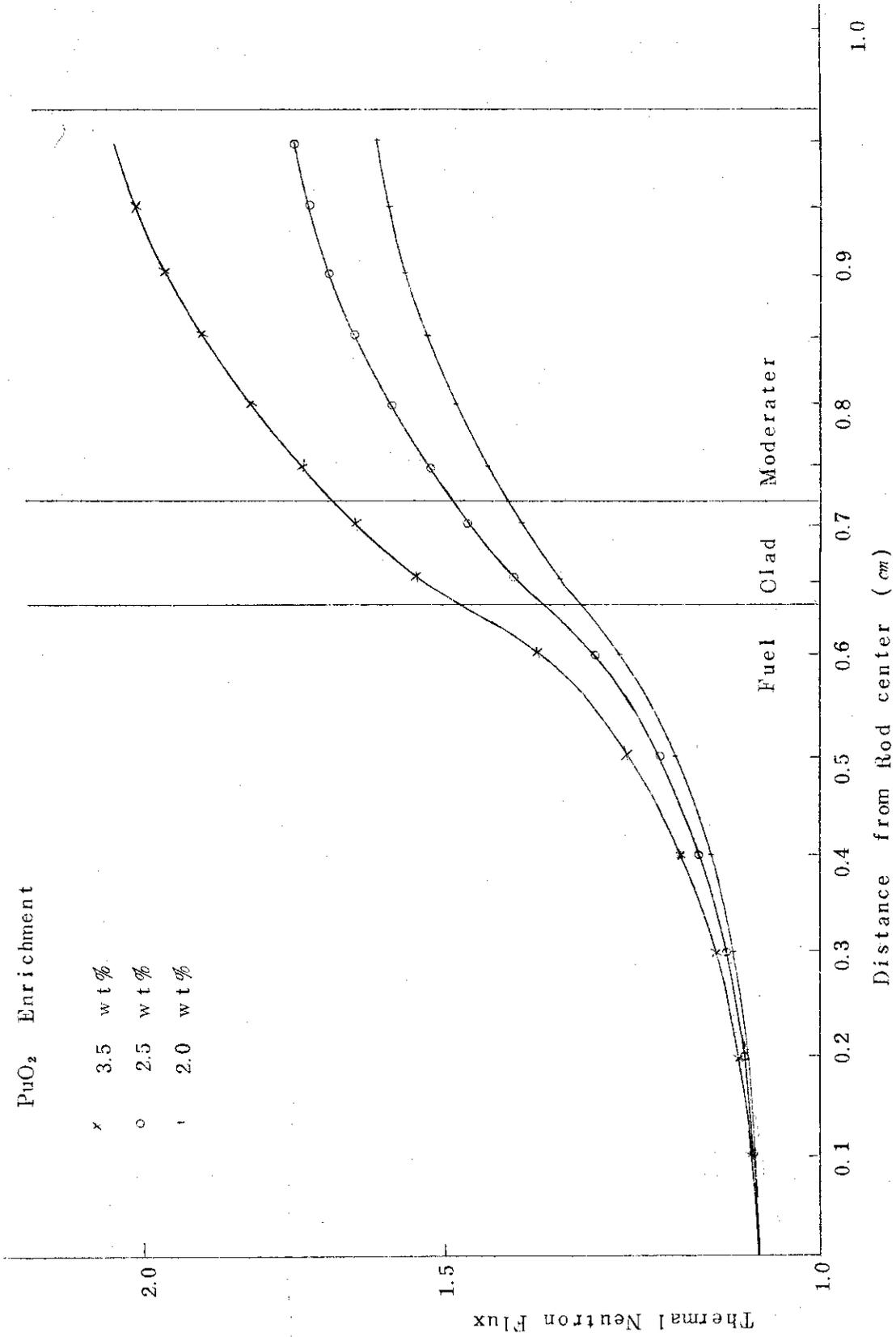


Fig. 6.1 Thermal neutron flux distribution in a fuel rod

## 7 結 語

前章までに述べてきた計算結果より導びかれる重要な結論を列記する。

- 1) 燃焼末期に実効増倍係数ができるだけ大きくなる水対燃料体積比が最適なものであるとすれば、 $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料の最適水対燃料体積比は、 $\text{UO}_2$  燃料の場合とほとんど同じである。即ち、 $\text{UO}_2$  燃料と直接代替する  $\text{PuO}_2 \cdot \text{UO}_2$  燃料集合の格子定数は、 $\text{UO}_2$  燃料集合体の格子定数と同じでよい。
- 2) PUTA-I の被覆材の肉厚およびペレット・被覆材間ギャップは、JPDR-II 燃料の場合より少し大きくしそれぞれ  $0.76 \pm 0.056 \text{ mm}$  および  $0.28 \text{ mm}$  とする。
- 3) 集合体内均一  $\text{PuO}_2$  富化度  $2.0 \text{ wt}\%$  の場合に、余剰反応度が JPDR-II 燃料と同程度になる。出力分布に大きなミス・マッチが生じない。またこのときには、スタック・ロッド・マージン、温度係数およびポイド係数に関する安全基準を満足する。燃料集合体セルの無限実効増倍係数が均一富化度  $2.0 \text{ wt}\%$  の場合と近くなる富化度分布のある集合体の平均富化度は  $2.5 \text{ wt}\%$  である。
- 4) 4 種類の  $\text{PuO}_2$  の富化度の燃料棒を用いれば、集合体内出力ピーキング係数を 1.3 以下に押えることができる。
- 5) PUTA-I を所定の位置 (Fig. 3.4 参照) に装荷すると、JPDR-II 第 1 期炉心の燃焼末期に最大の出力ピーキングが PUTA-I に発生する。そのときの gross 出力ピーキング係数は 2.34 である。このときの線出力は、 $3905 \text{ w/cm}$  である。昭和 48 年 1 月現在の JPDR-II の制限線出力は、過出力時において  $491.6 \text{ w/cm}$  である。過出力ピーキング係数を 1.25 とすると制限 gross 出力ピーキング係数の制限値は 1.74 となる。この gross 出力ピーキング係数の範囲内で、JPDR-II 炉心を運転することは PUTA-I の装荷の有無にかかわらず燃焼の後期においては困難となる。この点に関しては今後の検討課題である。
- 6) 燃料中心温度は、制限線出力を  $491.6 \text{ w/cm}$  にすれば、熔融温度よりかなり低くなる。

## 8 謝 辞

この設計を進めるにあたり、種々の御指導、御援助をいただいた村主進動力試験炉部長、森島淳好燃料設計研究室長ならびに久家靖史日本原子力発電燃料課長に深く感謝いたします。

## 参 考 文 献

- 1 松浦祥次郎, 内藤倣孝, 村上清信  
"JPDR-II用PuO<sub>2</sub>集合体の第1次設計"  
JAERI-memo 4327 (1971年1月)
- 2 鳥羽正男, 前川充留, 内藤倣孝  
"軽水炉燃料集合体内の燃焼度依存出力分布計算コードSCBURN"  
近刊予定
- 3 内藤倣孝, 阿部清治  
"BWRの熱水力解析プログラムHYDRO-ACE"  
JAERI-memo 4753 (1972年3月)
- 4 M. AKANUMA et.  
"ATHREE DIMENSIONAL BOILING WATER REACTOR  
SIMULATOR"
- 5 Loeb  
J. Amer. Ceram. Soc. 37-2, Feb. 1954
- 6 Belle  
WAPD-TM-586 Revised Apr. 1967
- 7 Kämpf  
KFK-1111 PXI-6, 1969
- 8 Asamoto  
GEAP-5493
- 9 Biancheria  
ANS Trans. June 1966