

JAERI-M

6 2 3 3

動力炉の燃焼度解析・2

(FLORAによるJPDR-1燃焼度の解析)

1975年9月

江連秀夫

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

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

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

動力炉の燃焼度解析・2  
(FLORAによるJPDR-1燃焼度の解析)

日本原子力研究所東海研究所動力試験炉部

江連秀夫

(1975年8月15日受理)

JPDR-1炉心の燃焼度の解析をFLAREによっておこなった際に種々の問題があった。その解決のため、三次元核熱水力コードFLORAの開発をおこなった。二、三の例についてベンチマークテストをした結果、良好な結果がえられたので、JPDR-1炉心の燃焼度の解析に用いた。ガンマプローブ試験結果を参照し、FLORAの入力データおよびオプションの修正をし、JPDR-1炉心の燃焼度の解析をおこなった。その結果、破壊試験によって、測定された3体の燃料の燃焼度分の測定結果についてはFLAREによる計算結果よりよい一致をみた。とくに、制御棒による出力分布の歪はFLAREより、FLORAの計算結果が少なく、ガンマプローブ試験結果に近いことがわかった。また、コネクターおよび反射体中のプラグが出力分布に及ぼす効果が大きいことがわかった。

動力炉の燃焼度解析・2  
(FLORAによるJPDR-1燃焼度の解析)

日本原子力研究所東海研究所動力試験炉部

江連秀夫

(1975年8月15日受理)

JPDR-1炉心の燃焼度の解析をFLAREによっておこなった際に種々の問題があった。その解決のため、三次元核熱水力コードFLORAの開発をおこなった。二、三の例についてベンチマークテストをした結果、良好な結果がえられたので、JPDR-1炉心の燃焼度の解析に用いた。ガンマプローブ試験結果を参照し、FLORAの入力データおよびオプションの修正をし、JPDR-1炉心の燃焼度の解析をおこなった。その結果、破壊試験によって、測定された3体の燃料の燃焼度分の測定結果についてはFLAREによる計算結果よりよい一致をみた。とくに、制御棒による出力分布の歪はFLAREより、FLORAの計算結果が少なく、ガンマプローブ試験結果に近いことがわかった。また、コネクターおよび反射体中のプラグが出力分布に及ぼす効果が大きいことがわかった。

Burnup Analysis of the Power Reactor • 2  
( Analysis of core performance of JPDR-1 by FLORA )

Hideo EZURE

Division of JPDR, Tokai, JAERI

( Received August 15, 1975 )

In burnup analysis of JPDR-1 with FLARE, it was found to have problems. The program FLORA was developed for solution of the problems. By their bench mark tests FLORA was found to be useful for three-dimensional thermal-hydro-dynamic analysis of BWRs. It was applied to analysis of the burnup of JPDR-1. The input data and option of FLORA were corrected on referring to the results of gammer probe tests for JPDR-1. The void, source and burnup distributions were calculated each month during the operation. The burnup distribution in three assemblies revealed by a destructive test agrees better with that by FLORA than by FLARE. It was shown that the distortion of power distribution around the control rods by FLORA was smaller and closer to that by the gammer probe tests than by FLARE, and the connector of fuel assemblies and the plugs in the reflector had much influence on the power distribution.

目次なし

## 1 ま え が き

J P D R - 1 は 4 5 M W の出力で、その核熱水力特性は Table 1 (これらのデータは必ずしも測定値と異なる) にしめすような特性である。J P D R II 改造までに J P D R - 1 は種々の試験がおこなわれ、Fig. 1 にしめすような運転がおこなわれた。この期間におこなわれた炉物理試験を Table 2 にしめす。炉心の燃料配置も国産燃料の照射試験がおこなわれ、たびたびシャフリングがおこなわれた ( Fig. 2 に初期炉心の燃料の装荷状況をしめす。また、J P D R - 1 燃料構造の代表例を Fig. 3 にしめす)。

J P D R - 1 炉心ではガンマブローブ試験、ワイヤー照射試験、破壊試験 ( ホットラボ、分析センター、燃開室の協力による ) によって、出力分布、燃焼度分布の測定等がおこなわれ、三次元核熱水力計算モデルの検算に用いることができる情報が多い。これらの測定データの一部は FLARE によって解析された。ガンマブローブ試験の解析結果によると、計算値と測定値とは 1 5 % 以上もひらきがある。制御棒が入っている領域はさらに誤差が大きいことがたしかめられた。FLARE<sup>1)</sup> では計算値と測定値とが合うように調整する係数があり、その調整の仕方によっては、計算誤差が大きくなる可能性がある。そこで FLARE とは異なる二群拡散理論によって出力分布を求める三次元核熱水力コード FLORA<sup>2)</sup> によって、J P D R - 1 の炉心の解析をおこなった。

FLORA は二群拡散方程式を粗メッシュ法および関数近似法でとき、出力分布を求める核熱水力を計算するコードである。制御棒がある領域は中性子スペクトルのミスマッチングがあるので、FLARE のようなノード法によっては出力分布の計算誤差が大きくなる傾向がある。FLORA ではノードの中の子束分布を Sine と Cosine 関数で近似して、計算誤差を少なくするような方法をとることができる。この方法によって、制御棒の近くの出力分布がどの程度改良されているか興味がある。また、反射体中の中性子束は境界条件としてアルベドを与えれば計算される。また、炉心と反射体との境界で二群の核定数を与えることによって、アルベドが計算される。これらの特徴が実例によってどの程度有効であるかを知ることは、FLORA を利用する上から重要である。

本報はこれらの炉物理試験のうち、高出力の燃焼度特性の解析を主力におこない、さらに低出力でおこなわれた最小臨界量、燃料反応度、停止マージン、スタックロットマージン等の解析結果を報告する。

Table 1 核熱水力設計値

等価半径	1,307.8 mm
制御棒ブレード	BC, 16本 寸法1460.5×225.42 ×9.525 mm
フォロワー	Zr-4 114.30×6.350 mm
ポイズンカーテン	24枚 1651.0×247.65 ×3,175 mm
チャンネルボックス	Zr-4 122.10×1.524 mm
実効燃料長	1,466.85 mm
燃料棒ピッチ	6×6, 19.558
クラッド	Zr-2 14.122 mm(外径) 0.762 mm(厚)
ペレット	UO <sub>2</sub> 12.497 mm(外径)
U初期装荷量	4.18 kg
<sup>235</sup> U	2.6% 108 kg
燃料体本数	72体
停止マージン	0.04 Δk/k
軸方向ビーキング	1.5
半径方向ビーキング	1.4
再循環流量	2065 t/hr
平均ボイド	19%

Table 2 JPDR における炉物理試験経過

事項	年月	備考		備考	
最小臨界試験	'63. 8	ポイズンカーテンなし ・あり最小炉心  温度係数, 中性子束分 布, 停止マージン, スタ ックロッドマージン等 の測定	Xe 空間分布測定	'66. 2	
			炉雑音測定開始	'66. 3	
			燃料炉心配置変更	'66. 8	
			起動前炉物理試験	'66. 9	
			制御棒過渡応答試験	'66.11	制御棒の挿入, 引抜き による試験
			GE スウェーデン産燃 料取出し	'67. 2	
出力上昇試験開始	'63.10	72本炉心	国産燃料装荷	'67. 3	4体の燃料移動, 計装燃 料装荷
出力上昇試験	'63.11	40 MW 試験			
定格出力達成	'63.12	45 MW 試験	起動前炉物理試験	'67. 3	
100 hr 運転	'63.12	45 MW 達成	TA#2F, TA#2R' 炉心装荷	'67. 7	6体の燃料移動
γプローブ試験	'63.12	Half core について行 う	起動前炉物理試験	'67. 7	
燃料炉心配置変更	'64. 1	6体変更, 計装燃料装荷	IPR 特性試験	'67. 9	
制御棒シール水事故	'64. 3		格納容器漏洩試験	'67.11	
最小臨界試験	'64.10		原子炉炉底検査	'67.12	
起動前炉物理試験	'64.11		Monkey I, STA, TTA 炉心装荷	'68. 1	14体の燃料移動
IPR 試験	'65. 2	シール水事故後の出力 試験	圧力容器検査開始	'68. 6	
竣工検査開始	'65. 2		圧力容器検査終了	'68.12	
BPR 試験	'65. 5		燃焼炉心炉物理試験	'68.12	ポイズンカーテンあり ・なし炉心最小臨界試 験, 温度係数, 制御棒の 反応度, 燃料反応度
1,000 hr 運転	'65. 7				
γプローブ試験	'65. 7	全燃料について行 う	起動前炉物理試験	'69. 5	
国産燃料装荷	'65. 9	6体変更	A-1 制御棒交換	'69. 6	
バイロシレータ施 設	'65. 9	B4 制御棒86 cm 以上 引抜き不可	燃料移動	'69. 6	6体の移動
起動前炉物理試験	'65.11		起動前炉物理試験	'69. 7	
バイロシレータ試 験開始	'65.11	0~4/4 出力まで行 う	γプローブ試験	'69. 9	全燃料について実施



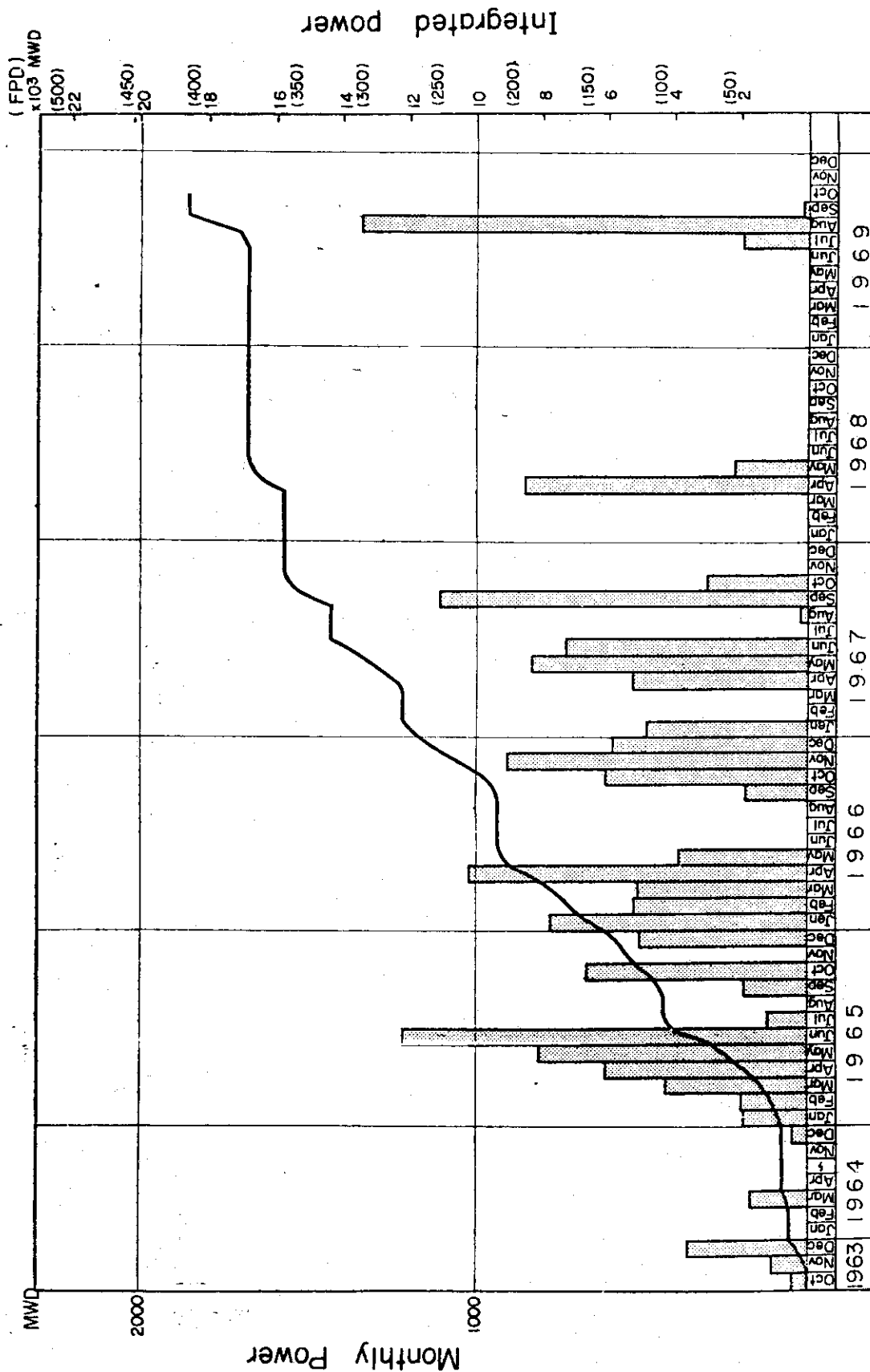
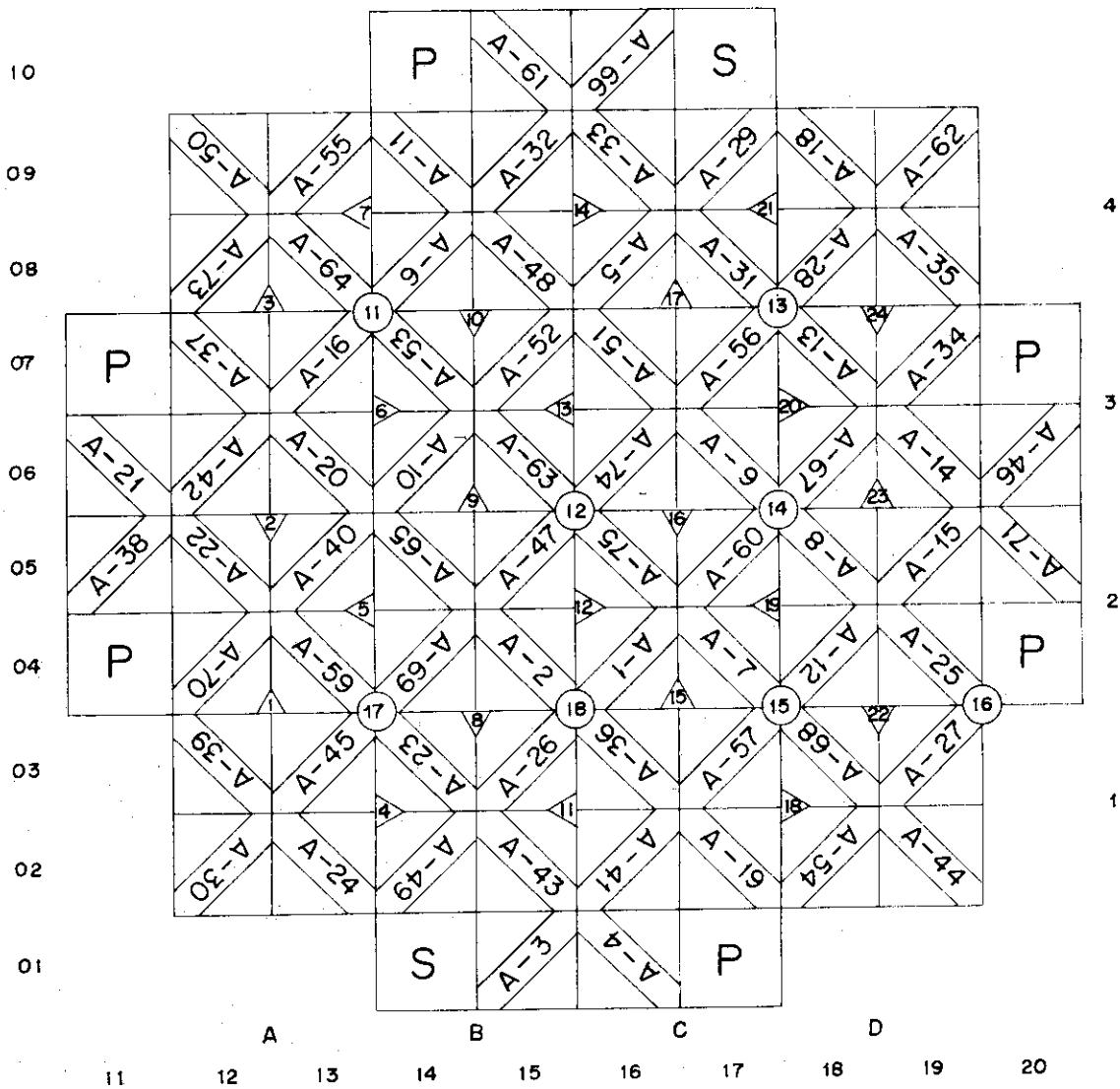


Fig. 1 Operational power of JPDR--1



Remarks



(Fuel No.) Fuel Assembly  
 A : GE Pellet  
 X : GE Swage  
 T : Test Fuel



Plug



Startup Neutron Source

∇ Poison Curtain

+ Control Rod Blade

○ In Core Flux Monitor Tube

Fig. 2 Initial core configuration

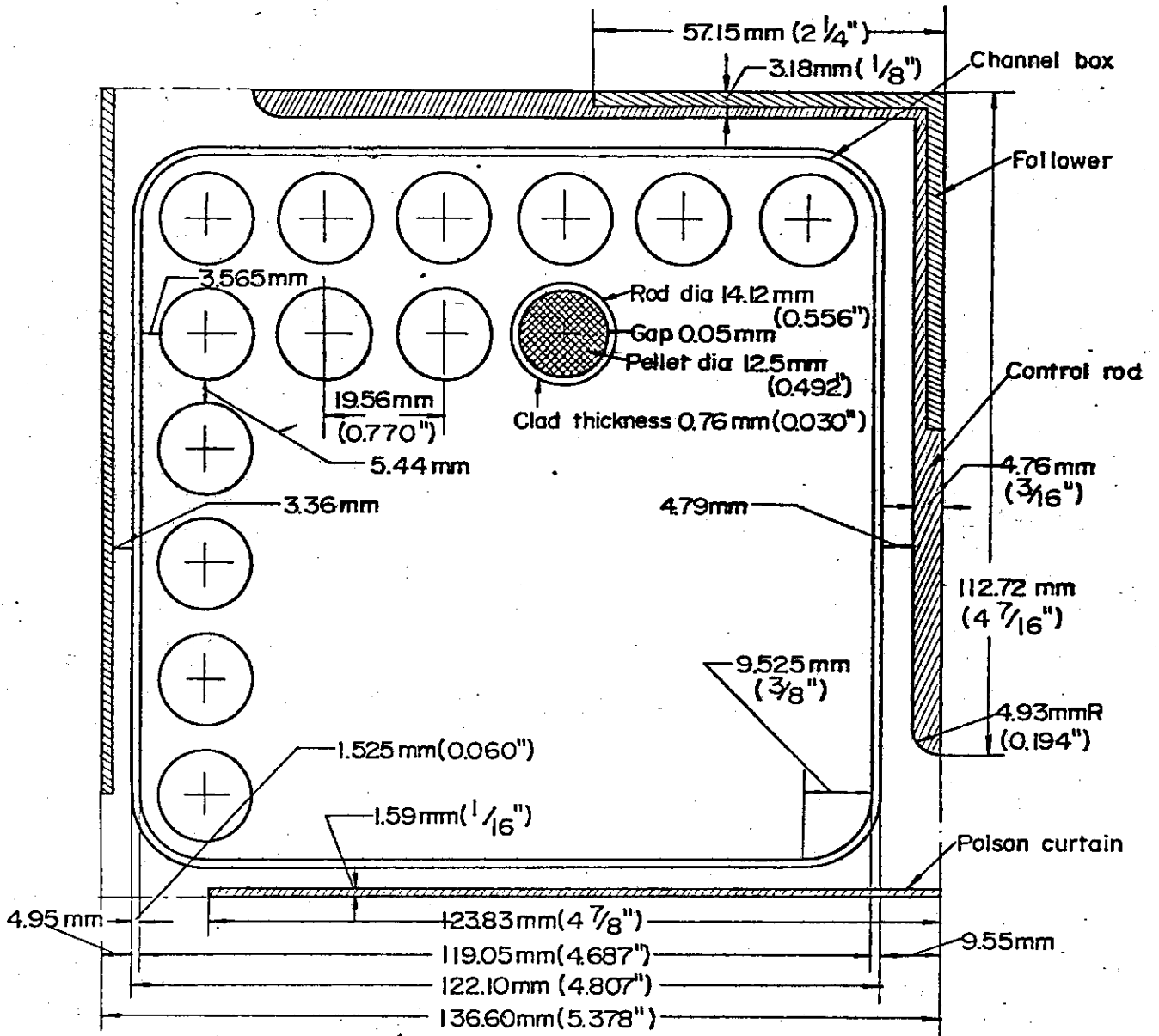


Fig. 3 Fuel assembly of JPDR-1

## 2 高出力運転の解析準備

低出力の解析でも，燃焼が進むにつれて，核定数が変わるので，燃焼度依存の核定数が必要である。これを求めるには出力運転の燃焼特性の解析が必要である。

出力の状態によって，原子炉の特性がことなる。例えば高出力ではボイド分布によって，出力分布が下部に偏存するが，低出力では制御棒の引抜きや燃焼度分布によって出力分布が変形する。そこで，高出力と低出力とにわけて，それぞれの炉物理特性の解析をおこなった。

### 2.1 出力運転時の核定数

核定数はMUSE<sup>3)</sup>を用いて計算された。JPDR-1の燃料はGE製，国産燃料等種類も多く，ポイズンカーテン，制御棒，ホロワ一等の炉心の構造材を組合せると，核計算の燃料タイプは15種類にもなる。これらの計算を燃焼度，ボイドをパラメータにすると計算時間は莫大なものになるので，スーパーセルの構造が類似のものは1種類のみ計算して代用した。その計算の実績をTable 3にしめす。計算に用いられたスーパーセルの幾何学的形状と核種の原子個数密度の一例をFig. 4とTable 4にしめす。

ベレットとクラッドの間にHeガスを充填したギャップがある。この部分はクラッド部の密度が希薄化したものとして，クラッド部にくみ入れられた。そのときのギャップの体積補正は0.94179と幾何学的形状から求められる。クラッドのZr-2のSnは熱中性子の吸収が等価なFeにおき，かつ断面積の計算がされた。

ポイズンカーテンはボロンが1030±100ppm含有のステンレス304である。ステンレス304はSi, C, P, S, Coを含有しているので，熱中性子の吸収断面積を重みとして，鉄相当の個数を求め，Feの個数にくみ入れた。

制御棒はB<sub>4</sub>Cとステンレス304からなり，幾何学的に複雑である。ステンレス部，水が入る部分，B<sub>4</sub>Cの体積比を幾何学的形状から求めて，核種の個数密度を求めた。

体積比	SS	0.576704
	B <sub>4</sub> C	0.288136
	水	0.135159

B<sup>10</sup>の個数

B<sub>4</sub>Cの物性値 密度 2.5 g/cc, 分子量 55.301

B<sub>4</sub>Cの充填率 65~75%

B<sup>10</sup>の個数密度

$$\frac{2.5 \times 0.7}{55.301} \times 6.02486 \times 10^{24} \times 4 \times 0.1961 \times 6.288137$$

$$= 4.30908 \times 10^{21}$$

核種の個数密度，幾何学的形状が与えられれば，MUSE, LASERによって，核定数の計算ができる。Table 3にしめすように，ボイド，燃焼度をパラメータにして，核定数の計算をおこなった。その代表的な例をFig. 5, 6, 7ならびにTable 5, 6にしめす。これらの結果から，FLORAの入力である核定数のfitting係数

$$\Sigma = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 a_{ij} E^i V^j \quad (1)$$

$a_{ij}$ : fitting 係数

E: Burnup

V: Void

を fitting code 4DFIT で求めた。

ドブラー効果は LASER によって計算した。ドブラー温度をかえて、反応度変化を求め、次に炉出力と燃料平均温度との関係を求め、出力と反応度変化の関係を求めた。その一例をしめすと

$$k = 1.2903491 - 6.6316 \times 10^{-3} P \quad (2)$$

P: rated power

とえられた。

Xenon 効果は FLORA では

$$Z = \frac{SP(1+\alpha)\beta}{SP+\alpha} \quad (3)$$

$\alpha, \beta$  係数

S: 出力ピーキング

と表わされるので、 $P=1$  および  $P=\infty$  として、MUSE で反応度の変化を計算すれば  $\alpha, \beta$  が求められる。その代表例をしめすと  $\alpha = 1.0282, \beta = -0.03163$  とえられた。

反射体は炉心上部、下部及び側面にある。側面の反射体は水である。上下の反射体は燃料のプレンナムおよびノーズピースがあるので、それらを領域ごとの体積で個数密度を平均化して、MUSE で核定数の計算をした。上部の反射体の核定数は炉心出口のボイド量によってかわるので、ボイド量をパラメータにして計算し、FLORA の入力である fitting 係数を 4DFIT で求めた。この計算に用いた反射体の核定数を Table 7 にしめす。

JPDR-1 燃料は 2 つのセグメントがコネクタ (Zr-2) で接続されている。コネクタに接するペレットは  $Dy_2O_3^*$  (含有率 0.42%) を含有し、熱中性子束を抑制する。Dy の個数密度はクリーンな炉心で  $1.582 \times 10^{20}$  ケ/cc である。MUSE の計算結果によると熱中性子束はボイド率が 20% のとき、25°C の速さの 1.78 倍である。燃料のスーパーセルでの体積率は 0.23663 であるので、Dy の熱中性子の吸収断面積は次のように求められる。

$$\Sigma_{a2}^{Dy} = \frac{930 \times 10^{-24} \times 1.582 \times 10^{20}}{1.78} \times 0.23663 = 1.9558 \times 10^{-2} \text{ cm}$$

ただし、非  $1/v$  係数を 1.0 とした。

高速群の吸収断面積は共鳴積分が 1600 bs で、レサジー巾を  $16.588 (\ln 10^7 / 0.625)$  とすると、高速群の吸収断面積は

$$\Sigma_{a1}^{Dy} = \frac{1600 \times 10^{-24} \times 1.582 \times 10^{20}}{16.588} \times 0.23663 = 3.6107 \times 10^{-3} \text{ cm}$$

\* Dy は核定数計算コードの核データライブラリに登録されていない。

と求められる。また、実効断面積は高速中性子束と熱群の中性子束との比が 1.1045 であるので、

$$\begin{aligned} \langle \sigma_a \rangle &= \langle \sigma_{a_2} \rangle + \langle \sigma_{a_1} \rangle \frac{\phi_{fast}}{\phi_{th}} \\ &= \frac{930}{1.78} + \frac{1600 \times 1.1045}{16.588} = 629 \text{ bs} \end{aligned}$$

とえられる。

MUSE の計算結果によると 1MWD/T あたりの Flux time は  $1.43 \times 10^{17}$  であるので、高速および熱群の断面積はそれぞれ  $3.6107 \times 10^{-3} \exp(-0.8995 \times 10^{-4} B)$  および  $1.9558 \times 10^{-2} \exp(-0.8995 \times 10^{-4} B)$  (B: MWD/T) と求められる。吸収断面積は近似的に  $\Sigma_{a_2}^{Dy} + \Sigma_{a_2}$  ( $\Sigma_{a_2}$ :  $Dy_2O_3$  がいないときの吸収断面積) と表わすことができる。∨  $\Sigma_{f_1}$ , ∨  $\Sigma_{f_2}$ ,  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $\Sigma_{a_1}$ ,  $\Sigma_{l_2}$  は燃料集合体の構造から判断して、ほとんど変りないものとした。

コネクタは Zr-2 で形状も燃料棒とほとんど同じであるので、燃料棒セルの核定数の計算と同じ方法で  $UO_2$  を Zr-2 におきかえて、MUSE によって核定数の計算をおこなった。これらの  $Dy_2O_3$  の含有ペレットおよびコネクタの核断面積を燃料の核断面積の比によって表わし、それを Table 8 にしめした。

コネクタおよび  $Dy_2O_3$  含有ペレットがノードの中で占める体積はそれぞれ同じで均質化すると、スペーサーの効果と同じものとして、FLORA (スペーサーのノードの体積率、核定数の比) で取扱うことができる (Table 8 参照)。燃焼度は出力分布を計算することによって求められるので、 $Dy_2O_3$  およびスペーサーがあるノードの核定数を計算することができる。

Table 3 MUSEによる燃料タイプの計算

Case No.	Fuel type	Fuel Number	Enrich (w.%)	Blade	Follower	Poison Curtain	void % 0 20 40 60	Burn up	Note
1	GE	6×6	2.6	×	×	×	○ ○ ○ ○	○	CASE 2,3の平均をとる。
2	GE	6×6	2.6	×	○	×	○ ○ ○ ○	○	
3	GE	6×6	2.6	×	○	2	○ ○ ○ ○	○	
4	GE	6×6	2.6	×	○	1	計算しない		
5	GE	6×6	2.6	○	×	×	○ ○ ○ ○	○	
6	GE	6×6	2.6	○	×	2	○ ○ ○ ○	○	
7	GE	6×6	2.6	○	×	1	計算しない		
8	IFA#1,2	6×6	2.6	×	○	2	○ ○ ○ ○		CASE 5,6の平均をとる。
9-1	IFA#3	6×6-2	2.6	×	○	2	○ ○ ○ ○		
9-2	IFA#3	6×6-1	2.6	○	×	2	○ ○ ○ ○		Burn upはCASE 3と相似とする。
10-1	TA#2F	6×6-1	2.6	×	○	2	○ ○ ○ ○		" " 3 "
10-2	TA#2F	6×6	2.6	○	×	2	○ ○ ○ ○		" " 6 "
11	Monkey I	7×7	2.6*	×	○	2	○ ○ ○ ○		" " 3 "
12	Monkey II	7×7	2.6/25, 5.9/24	×	○	2	○ ○ ○ ○		" " 3 "
13	TA#2R	7×7-3	2.6/23, 5.9/2	×	○	2	計算しない		CASE 10-1と同じとする。
14	TTA	6×6	2.6/5, 3.7/31	×	○	2	○ ○ ○ ○		Burn upはCASE 3と相似とする。
15	STA	8×8	2.6/42, 5.9/22	×	○	2	○ ○ ○ ○		

2.6/25\* 2.6%の燃料本数が2.5本を意味する。

Table 4 個数密度

G E 燃料核定数		Case 3		Burnup		Temp	Void	Blade	Follower	Poison Curtain
No	Nuclide	Mixture 1	Mixture 2	Mixture 3	Mixture 4	Mixture 5	Mixture 6	Mixture 7		
	Element	Fuel	Clad	Moderator	Channel box	Water gap	Follower	Poison Curtain		
1	H			$5.0548 \times 10^{-2}$		$5.0548 \times 10^{-2}$			○	2
2	O	$4.6406 \times 10^{-2}$		$2.5274 \times 10^{-2}$		$2.5274 \times 10^{-2}$			○	
3	Zr		$3.9995 \times 10^{-2}$				$4.2500 \times 10^{-2}$			
4	Fe		$1.94811 \times 10^{-4}$				$2.63375 \times 10^{-4}$			
5	Ni	$10^{-17}$	$3.6721 \times 10^{-5}$				$7.623 \times 10^{-3}$			
6	Cr	$10^{-17}$	$7.26709 \times 10^{-5}$				$1.714 \times 10^{-2}$			
7	B <sup>10</sup>	$10^{-17}$								
8	Xe <sup>135</sup>	$10^{-17}$								
9	Sm <sup>149</sup>	$10^{-17}$								
10	FP	$10^{-17}$								
11	U <sup>235</sup>	$6.1070 \times 10^{-4}$								
12	U <sup>238</sup>	$2.2592 \times 10^{-2}$								
13	U <sup>236</sup>									
14	Pu <sup>239</sup>									
15	Pu <sup>240</sup>									
16	Pu <sup>241</sup>									
17	Pu <sup>242</sup>									
Volume		0.2367612	0.0662015	0.0811102	0.140709	0.0189373	0.0211034			

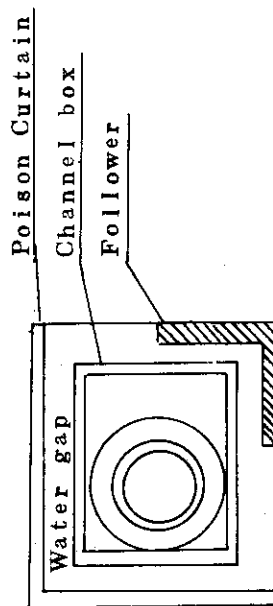




Table 5 MUSEによる核定数(制御棒なし)

Item	% Void Parameter	$\times 10^3$ Burn up (MWD/T) Parameter					
		0	0.001	2	4	6	8
$D_1$	0	1.36895	1.36895	1.36915	1.36937	1.36962	1.36990
	20	1.46711	1.46710	1.46738	1.46768	1.46801	1.46836
	40	1.58903	1.58902	1.58942	1.58982	1.59025	1.59070
	60	1.74575	1.74574	1.74633	1.74688	1.74746	1.74807
$D_2$	0	0.40619	0.40615	0.40376	0.40218	0.40111	0.40038
	20	0.45694	0.45675	0.45338	0.45119	0.44973	0.44875
	40	0.52836	0.52790	0.52281	0.51958	0.51744	0.51598
	60	0.63752	0.63654	0.62818	0.62295	0.61943	0.61692
$\times 10^{-2}$ $\Sigma_{1a}$	0	0.72231	0.72240	0.72524	0.73288	0.74081	0.74809
	20	0.73128	0.73138	0.73558	0.74444	0.75323	0.76116
	40	0.74699	0.74709	0.75333	0.76390	0.77385	0.78268
	60	0.77746	0.77757	0.78719	0.80026	0.81193	0.82209
$\times 10^{-1}$ $\Sigma_{2a}$	0	0.61523	0.62894	0.62754	0.62339	0.61830	0.61271
	20	0.59619	0.60949	0.61177	0.61071	0.60838	0.60534
	40	0.57230	0.58498	0.59235	0.59535	0.59662	0.59687
	60	0.53959	0.55134	0.56598	0.57469	0.58088	0.58560
$\times 10^{-2}$ $\nu \Sigma_{1F}$	0	0.49585	0.49583	0.48077	0.46475	0.44855	0.43245
	20	0.49515	0.49513	0.48140	0.46658	0.45157	0.43664
	40	0.49534	0.49533	0.48359	0.47060	0.45739	0.44426
	60	0.49810	0.49808	0.48974	0.47993	0.46985	0.45979
$\times 10^{-1}$ $\nu \Sigma_{2F}$	0	0.86137	0.85310	0.85280	0.84130	0.82301	0.80018
	20	0.84086	0.83225	0.83953	0.83431	0.82169	0.80419
	40	0.81155	0.80247	0.81982	0.82277	0.81759	0.80717
	60	0.76665	0.75686	0.78808	0.80241	0.80758	0.80699
$\times 10^{-1}$ $\Sigma_{RV1}$	0	0.21100	0.21099	0.21065	0.20983	0.20898	0.20818
	20	0.17816	0.17815	0.17770	0.17678	0.17587	0.17502
	40	0.14470	0.14469	0.14408	0.14303	0.14202	0.14112
	60	0.10998	0.10997	0.10909	0.10785	0.10672	0.10572

Table 6. MUSE output よりの核定数 (制御棒あり)

Item	% Void	$\times 10^3$ Burn up (MWD/T)						
		0	0.001	2	4	6	8	10
$D_1$	0	1.2187	1.21867	1.2193	1.2197	1.2202	1.2205	1.2209
	20	1.2879	1.2879	1.2886	1.2892	1.2897	1.2902	1.2907
	40	1.3690	1.3689	1.3699	1.3707	1.3715	1.37214	1.3728
	60	1.4659	1.4659	1.4674	1.4688	1.4700	1.4711	1.4722
$D_2$	0	0.40358	0.40341	0.40122	0.39979	0.39875	0.39795	0.39733
	20	0.46383	0.46344	0.45961	0.45718	0.45546	0.45418	0.45320
	40	0.54831	0.54744	0.54072	0.53653	0.53360	0.53141	0.5297
	60	0.67648	0.67446	0.66210	0.65452	0.64917	0.64510	0.64183
$\times 10^{-2}$ $\Sigma_{1a}$	0	0.85898	0.85907	0.86223	0.87012	0.87825	0.88575	0.89252
	20	0.85550	0.85559	0.86059	0.86971	0.87864	0.88675	0.89404
	40	0.85118	0.85127	0.85874	0.86939	0.87928	0.88814	0.89611
	60	0.84642	0.84651	0.85740	0.86991	0.88099	0.89081	0.89963
$\Sigma_{2a}$	0	0.11525	0.11816	0.11758	0.11723	0.11713	0.11711	0.11707
	20	0.11513	0.11802	0.11824	0.11858	0.11908	0.11961	0.12008
	40	0.11477	0.11765	0.11905	0.12032	0.12161	0.12285	0.12398
	60	0.11386	0.11675	0.11996	0.12253	0.12487	0.12704	0.12902
$\times 10^{-2}$ $\nu \Sigma_{1F}$	0	0.49490	0.49485	0.48341	0.47076	0.45789	0.44512	0.43265
	20	0.48835	0.48831	0.47935	0.46902	0.45842	0.44791	0.43765
	40	0.48006	0.48003	0.47468	0.46774	0.46047	0.45322	0.44616
	60	0.46919	0.46916	0.46951	0.46794	0.46588	0.46370	0.46155
$\times 10^{-1}$ $\nu \Sigma_{2F}$	0	0.96760	0.95238	0.96917	0.97166	0.96575	0.95429	0.93898
	20	0.93536	0.91907	0.95011	0.96419	0.96861	0.96675	0.96057
	40	0.89006	0.87206	0.92218	0.95126	0.96906	0.97973	0.98554
	60	0.82238	0.80125	0.87732	0.92614	0.96098	0.98748	1.0084
$\times 10^{-1}$ $\Sigma_{RV1}$	0	0.16076	0.16075	0.16048	0.15974	0.15896	0.15821	0.15752
	20	0.12832	0.12831	0.12790	0.12708	0.12626	0.12549	0.12478
	40	0.096332	0.096321	0.095743	0.094837	0.093973	0.093184	0.092465
	60	0.065077	0.065068	0.064278	0.063295	0.062407	0.061613	0.060892

Table 7 MUSEによる反射材の炉心頂部, 底部および水平方向核定数

Item \ Void	0 %	20 %	40 %	60 %
$\tau_1$ (top)	74.118	94.955	127.224	181.652
$\kappa_1 = 1/\sqrt{\tau_1}$ (top)	$1.162 \times 10^{-1}$	$1.026 \times 10^{-1}$	$8.866 \times 10^{-2}$	$7.42 \times 10^{-2}$
$\tau_2$ (top)	24.976	30.420	38.664	52.583
$\kappa_2 = 1/\sqrt{\tau_2}$ (top)	$2.001 \times 10^{-1}$	$1.813 \times 10^{-1}$	$1.608 \times 10^{-1}$	$1.379 \times 10^{-1}$
$D_1$ (top)	1.9011	2.1352	2.4586	2.9360
$D_2$ (top)	$4.0910 \times 10^{-1}$	$4.715 \times 10^{-1}$	$5.645 \times 10^{-1}$	$7.1783 \times 10^{-1}$
$\tau_1$ (Bottom)	44.297			
$\kappa_1 = 1/\sqrt{\tau_1}$ (Bottom)	0.1502			
$\tau_2$ (Bottom)	7.565			
$\kappa_2 = 1/\sqrt{\tau_2}$ (Bottom)	0.3636			
$D_1$ (Bottom)	1.1377			
$D_2$ (Bottom)	0.3263			
$\tau_1$ (radial)	45.158			
$\kappa_2 = 1/\sqrt{\tau_1}$	0.1488			
$\tau_2$ (radial)	29.377			
$\kappa_2 = 1/\sqrt{\tau_2}$	0.1845			
$D_1$ (radial)	1.6908			
$D_2$ (radial)	0.2972			

Table 8 Nuclear constants of Connector and  
Dy<sub>2</sub>O<sub>3</sub> - contained pellet

	Connector	Dy <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - contained pellet	representive value
D <sub>1</sub>	1.0978	1.0	1.048
D <sub>2</sub>	1.128	1.0	1.064
Σ <sub>12</sub>	0.8962	1.0	0.9480
Σ <sub>a1</sub>	0.7285	$1.0 + \frac{Y^*}{\Sigma_{a1}}$	$0.8643 + \frac{Y}{2\Sigma_{a1}}$
Σ <sub>a2</sub>	0.1520	$1.0 + \frac{X^{**}}{\Sigma_{a2}}$	$0.5760 + \frac{X}{2\Sigma_{a2}}$
νΣ <sub>f1</sub>	0	1.0	0.5
νΣ <sub>f2</sub>	0	1.0	0.5
体積率	0.104	0.104	0.208

\*  $Y = 3.6107 \times 10^{-3} \exp(-0.8995 \times 10^{-4} B)$

\*\*  $X = 1.9558 \times 10^{-2} \exp(-0.8995 \times 10^{-4} B)$  (B : MWD/T)

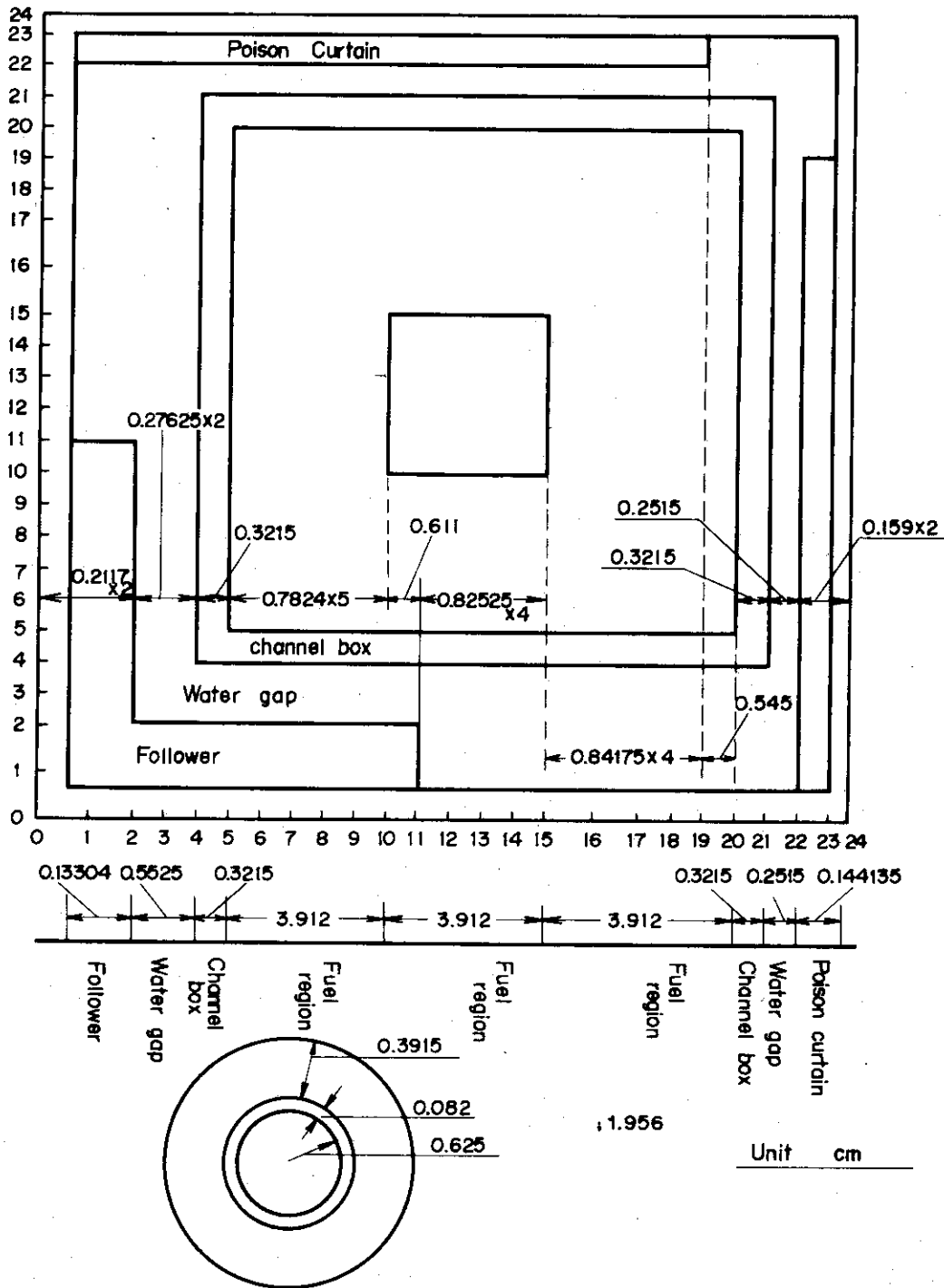


Fig. 4 Geometry of calculation model by MUSE

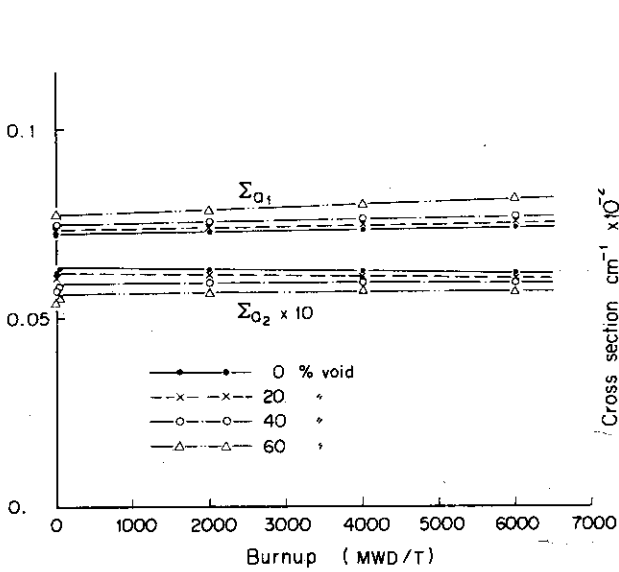


Fig. 5 Absorption cross section  $\Sigma_a$  vs. burnup

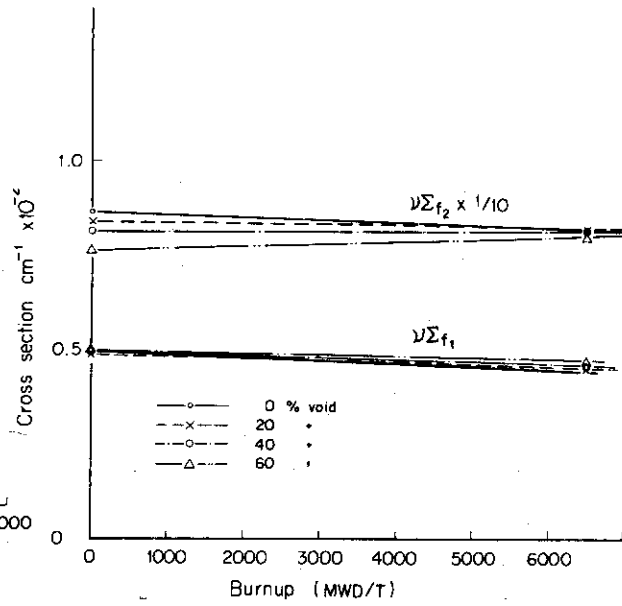


Fig. 7 Neu-fission cross section  $\nu\Sigma_f$  vs. burnup

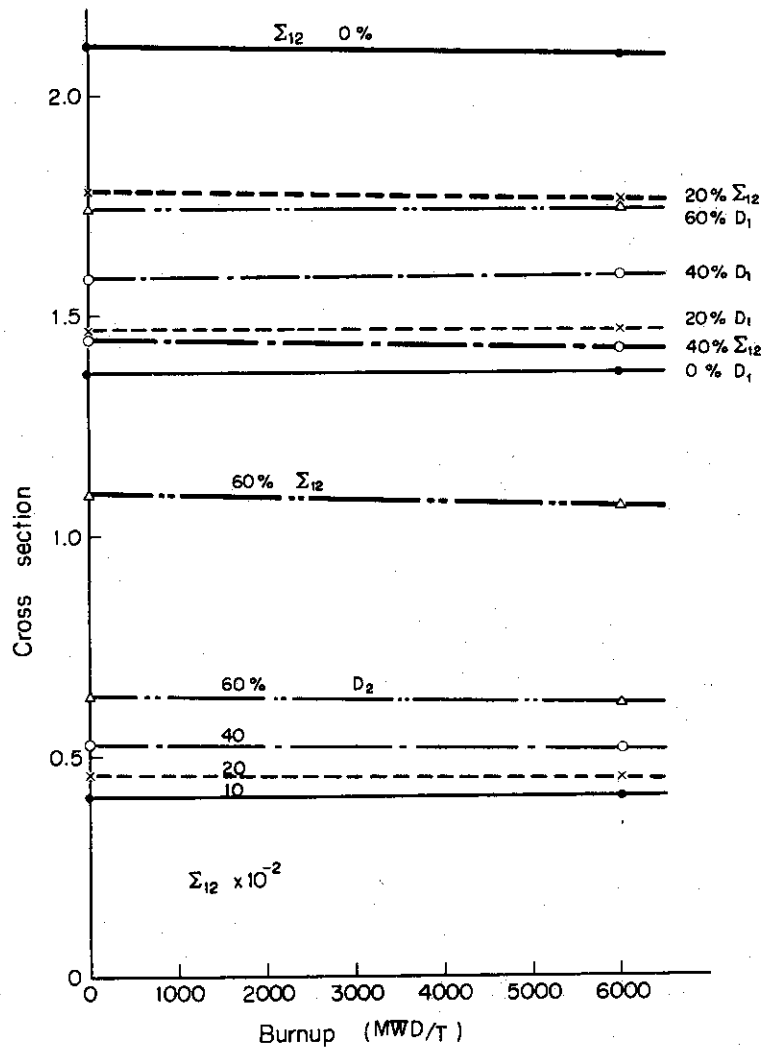


Fig. 6 Diffusion coefficient  $D$  and removal cross section  $\Sigma_{12}$  vs. burnup

## 2.2 熱水力定数

熱水力定数は熱水力計算コードJP-Hydro<sup>4)</sup>の計算および計装燃料の測定結果を用いた。炉出力とチャンネル流量から再循環流量の炉出力依存パラメータのfitting係数を求めた。再循環流量は計装燃料および過渡応答法による測定結果を用いて $3.467 \times 10^6$  lbs/hrをえた。クオリティとボイドとの関係は計装燃料の測定結果を整理してえたデータを使用した。これら流量、ボイド、クオリティと出力との関係をFig. 8にしめす。炉心再循環流量と出力の関係はIFA<sup>5)</sup>のChannel流量に相似であるとし、次のようにえられた。

$$W = 2.27 \times 10^6 + 2.009 \times 10^6 P - 8.122 \times 10^5 P^2 \text{ lb/hr} \quad (4)$$

W: 流量

P: rated power

また、ボイドとクオリティとの関係は

$$R = 0.24735 + 4.0822 Q - 0.24735 e^{-Q/0.013758} \quad (5)$$

Q: クオリティ

R: ボイド

と求められた。

流量配分は燃料タイプによって大きな差はないので、標準的な炉心について計算し、その結果と国産燃料の照射試験および熱水力特性解析で用いられたデータを採用した。炉心体系がこれらの計算結果と異なるときは目の子で算定した。その一例をFig. 9にしめす。

## 2.3 運転データの整理

出力分布は制御棒の引抜きパターンによって大きくかわる。JPDR-1の出力は特性測定の目的に応じてかえられ、制御棒の引抜きパターンも様々であった。燃焼度の解析はそれぞれの制御棒の引抜きパターンごとにおこなわれることが理想的である。それには労力ばかり多くなり、得策でない。そこで月々の制御棒の引抜き位置に炉出力を重みとして求めた。制御棒の引抜きと炉出力との関係はFig. 10にしめすように、比例関係があることが実測されたので、月平均の引抜きを次のようにして求めても大きな間違いをすることはない。

$$\langle H_i \rangle = \sum H_i P_i / \sum P_i \quad (6)$$

$H_i$ : 1時間ごとの制御棒の引抜き位置

$P_i$ : 1時間ごとの炉出力

このようにして求められた月々の平均引抜きをTable 9にしめす。

燃焼度を追跡するには制御棒の引抜きを適時に同一条件のもと、例えば定格出力状態で積算出力とともにどう変化するかを観察しなければならない。そこで、Xenon蓄積が飽和し、定格出力で運転したときの制御棒の引抜きを積算出力をパラメータにして運転記録から求めた。その結果をTable 10にしめす(JPDRの中央の4本の制御棒のうち、B-3とC-2およびB-2とC-3が約同一引抜かれ、出力が92%出力以上の場合の制御棒の引抜きを表にした)。この表を使ってFLORAで燃焼度を解析する場合、制御棒の引抜きと固有値が燃焼によってどう変化するか、また、燃焼度に従って変化する核定数の燃焼度の依存性の妥当性を調べることができる。また、燃焼度の解析に必要なデータは燃料のシャフリングの変遷である。その炉心

の状況を Table 11 にしめす。

### 2.4 ガンマプローブ試験の結果

ガンマプローブ試験<sup>4)</sup>は出力分布を一定にして運転した後、燃料中に蓄積された核分裂生成物のガンマ線を測定して、出力分布を測定する試験である。従って、三次元核熱水力計算による出力分布の対比データとしては必要かくべからざるものである。その概略をのべる。

ガンマプローブ試験は Table 12 にしめすように5回おこなわれた。測定方法は小型アイオンチャンバー63mm×5.4mφを燃料集合体の2ヶ所に入れて、軸方向のガンマ線の分布を測り、検出効率および減衰の補正計算をして、燃料集合体ごとの出力分布をえた。

#### (1) 検出効率の補正

ガンマプローブによる測定値  $S_i^1$  は隣接する燃料棒からのガンマ線が加算されたものであるから、測定位置における真のガンマ線の強さを  $S_i$  とすると、測定値  $S_i^1$  は

$$S_i^1 = \sum_j a_{ij} S_j \tag{7}$$

$a_{ij}$  : ガンマプローブが  $i$  位置にあるとき、 $j$  位置の単位ガンマ線が検出される検出効率

と表わされる。検出効率は次の三つの仮定をおいて、計算された。

- (i) 燃料棒は一樣なガンマ線源を持つ円柱線源とする。
- (ii) 検出器の有効長内では効率は同一とする。
- (iii) 検出器の燃料棒に対する幾何学的位置は常に一定とする。

このように仮定すると  $a_{i, i-l} = a_{i, i+l}$  ( $a_{ii} = a, a_{i, i+1} = b, a_{i, i+2} = c$  とおく...) となり、検出効率が場所によって不変である。Fig. 11 において、 $2\theta_1$  の範囲で検出器に入射するガンマ線の強さを  $\phi_i, \phi_{i+1}, \phi_{i-1}$  とすると

$$\phi_i = \frac{B S_v \cdot R^2}{2(a+z)} \int_0^{\theta_1'} e^{-b \sec \theta} d\theta \tag{8}$$

$$\phi_{i+1} = \phi_{i-1} = \frac{B S_v R^2}{4(a+z)} \left[ \int_0^{\theta_1'} e^{-b \sec \theta} d\theta - \int_0^{\theta''} e^{-b \sec \theta} d\theta \right] \tag{9}$$

$\theta'$  :  $90^\circ - \theta_1$

$B$  : build up factor

$\theta''$  :  $90^\circ - (\theta_1 + \theta_2)$

$S_v$  : ガンマ線の強さ

$b$  : 水の吸収と距離との積

$z$  : 燃料の自己吸収係数と燃料の半径との関数

以上のようにして、燃料棒すべてについて検出効率(相対値)を求めると  $a : b : c : \dots = 6.6748 : 1.0986 : 0.1862 : \dots$  と求められた。また、燃料のコネクター部では  $a : b : c : \dots = 2.5318 : 0.3918 : 0.821 \times 10^{-6} \dots$  がえられた。



ガンマプローブ試験の結果について、効率の補正をするとガンマ線強度が大きいところほど出力分布が大きくなるのが、補正計算結果 Fig. 12 からわかる。その大きさは約 10% である。

## (2) 減衰の補正

ガンマプローブ試験は 6～10 日間かかるので、その測定の前後によって、ガンマ線の減衰があるので、減衰の較正用の燃料のガンマ線を定期的に測定して、測定された燃料集合体のガンマ線の減衰の補正をした。

ガンマプローブの試験結果は三次元核熱水力計算結果と比較するため、燃料集合体ごとにカーブフィッティングして軸方向に 12 等分の炉心平均出力を 1.0 と基格したデータを作った。ガンマプローブ試験は  $\frac{1}{2}$  炉心について実施している場合には制御棒の引抜き対称性があるので、全炉心に引きなおした。これらの結果を FLORA による解析結果とともに Table 13 にしめす。

## 2.5 予備解析

ガンマプローブ試験の結果、燃料の破壊試験による燃焼度の測定結果を活用することによって、FLORA の入力データの適正を調べることができる。FLORA で炉心の出力および燃焼度分布を計算するとき、ノードの分割数、反射体中の制御棒効果等のオプションの設定をしなければならない。そこで、予備解析として Table 14 にしめすような条件のもとで、第 1 回のガンマプローブ試験の結果の解析をおこなった。このときの解析の手順の概要を Fig. 13 にしめす。次にこれらの解析について述べる。

### (1) 軸方向のサブノード数による出力分布、固有値変化

軸方向のノードを 12 等分して、そのノードをさらに 1～3 のサブノードに分割した場合、出力分布は ±8% 以内、固有値は 1.1% 以内で一致している。その出力分布の様子、固有値を Fig. 14 にしめす。

### (2) 炉心流量の効果

炉心流量を 1580 t/h から 1820 t/h までかえても固有値は 2% 変化し、さらに出力分布部は下部炉心がふくらみ、上部がさがる傾向がある ( Fig. 15 参照 )。

### (3) サブクール温度の効果

炉心入口のサブクール温度を 1.02°C から 3.3°C までかえても (2) と同じ現象が起る ( Fig. 15 参照 )。

### (4) 炉心上下のアルベドの効果

炉心上下のアルベドを約 50% かえても、固有値は約 1% 程変化する ( Fig. 16 参照 )

## (5) 反射体の中性子源，プラグの効果

反射体中に中性子源とプラグがそれぞれ2ケと6ケずつある。これらはそれらに接する燃料体の出力を約10%程度，水でうまっていた場合より少なく見積る (Fig. 17 参照)。

中性子源，プラグはその構造から，水の2倍程の吸収断面積を持つことが推定される。

FLORA は熱群の吸収断面積のみ，任意に補正できるオプションがあるので，今回はこのオプションを使用した。

## (6) 炉心側面境界条件の効果

炉心側面の反射体はほとんどが水である。FLORAではその境界のとりかたはある一定厚み (ノードの長さの整数倍) をとり，その境界で境界条件を与えることができる。

炉心境界と反射体中にノードをとって境界条件を入れる場合とで，前者の方が後者の場合より反射体の近くの出力が約10%多く見積る傾向がある。その傾向は  $x-y$  方向の分割数を多くする程，著しい (Fig. 17 参照)

(7) 下部反射体の制御棒，コネクター， $Dy_2O_3$  ホロワーの寸法不足の効果

制御棒を全引抜きすると，制御棒は炉心下部にある。炉心下部はその吸収効果のため出力が下がる。炉心上部にはホロワーがあるが，ホロワーの全長は燃料ミートより約33cm短いため，炉心上部にはホロワーがない部分がある。そのため，出力分布はあがる傾向がある。その大きさは約10%ほどの出力分布の変化である。

(1)~(5)までの試算によつて，ガンマプローブ試験の結果とFLORAの計算結果とはまだ差があつた。とくに炉心上下部で差が大きかつた。(7)の試算によつて，その差を少なくすることができた。ホロワーが燃料の実効長より短いために，炉心上部の約2ノードの $k_{\infty}$ は約数パーセント大きい。従つて，その効果は出力分布をあげる傾向になる。炉心下部は逆に制御棒の吸収効果によつて，出力分布がさがる傾向になる。燃料棒は2つのセグメントとコネクターとを接続して一体となっている。コネクターに接する $UO_2$ ペレットは $Dy_2O_3$  (含有率0.42%) を含有し，熱中性子束を抑制しているが，コネクターがZr-2でできているために，コネクター部では熱中性子束があがる傾向にある。そのため $Dy_2O_3$ の熱中性子束の抑制効果は半減する。コネクターの体積は $Dy_2O_3$ 含有の $UO_2$ ペレットの約 $\frac{1}{2}$ で燃料を12等分するとそれらの体積はノードでしめる割合がほぼ等しく，それぞれの体積率は0.106である。コネクター部の熱中性子の吸収断面積はTable 8にしめすように小さいが， $Dy_2O_3$ 含有ペレットは大きい。ノードの体積率を重みとして求めたノードの吸収断面積は小さくなる。従つて，熱中性子束は大きくなる傾向がある。ノードでの出力はコネクター部に $UO_2$ が含まれていないので少なくなる。

Table 14 で  $k_{\infty}$ (1)~(5)までの計算条件はすべて，粗メッシュ法による解である。これに対して，関数近似法でといた場合がTable 13の結果である。粗メッシュ法による結果を図示したFig. 18, 19とTable 13を比較するとわずかであるが，関数近似法は精度がよくなっている。さらにノードを $1 \times 1 \times 1$ から $3 \times 3 \times 3$ まで分割して，関数近似法で第1回のガ

ンマーブローブ試験の解析をした。それぞれの結果は数パーセントの差であつたので計算時間の少ないサブノードの分割 ( $2 \times 2 \times 2$ ) で、ガンマーブローブ試験、燃焼度の解析をおこなつた。

Table 9 出力運転時の制御棒位置

月 別 (年 月)	運転時間 (hr)	燃 焼 度 (MWD/ T)	平均出力 (%)	標準偏差	誤 差 (%)	平均制御棒高さ (cm)						
						D グ ル ー プ			E グ ル ー プ			
						B-2	C-3	平均	B-3	C-2	平均	
1963	12	193	130	81.83	21.45	0.268	102.80	104.20	103.50	3.13	3.30	3.22
1964	3	135	170	63.77	37.00	0.580	85.16	85.38	85.27	0.39	0.39	0.39
	12	177	200	35.84	23.08	0.6444	34.67	34.19	34.53	0	0	0
1965	1	239	240	45.88	25.40	0.554	46.14	46.13	46.23	2.23	2.12	2.18
	2	216	290	45.53	32.36	0.711	60.43	60.33	60.38	0	0	0
	3	376	390	57.95	30.94	0.534	76.13	77.96	77.15	2.22	0.82	1.52
	4	462	540	71.27	30.14	0.423	38.31	88.40	88.36	12.01	11.99	12.00
	5	487	740	84.33	24.43	0.290	23.55	23.57	23.56	104.76	104.97	104.87
	6	678	1,030	91.09	9.64	0.106	28.82	28.82	28.82	108.76	108.78	108.77
	7	65	1,060	90.94	0.5566	0.00612	30.00	30.00	30.00	110.49	111.06	110.78
	9	146	1,100	66.42	30.72	0.462	98.05	98.23	98.14	25.61	25.57	25.59
	10	388	1,270	63.68	27.57	0.433	93.70	93.78	93.74	18.32	18.32	18.32
	11	690	1,380	74.98	25.93	0.346	58.83	58.87	58.85	65.44	65.38	65.41
	12	416	1,500	66.24	26.81	0.405	88.52	88.38	88.45	19.03	19.04	19.04
1966	1	511	1,690	79.92	24.15	0.302	98.71	98.51	99.61	33.08	33.23	33.16
	2	466	1,810	61.46	29.56	0.481	26.13	26.05	26.09	80.36	80.46	80.41
	3	402	1,940	66.88	30.72	0.459	89.52	89.89	89.71	33.56	33.76	33.66
	4	632	2,180	85.80	20.42	0.238	42.00	43.26	42.63	99.04	100.52	99.78
	5	209	2,280	97.32	0.5023	0.00516	48.00	48.00	48.00	108.85	109.09	108.97
	9	169	2,320	60.90	24.42	0.401	19.09	19.38	19.24	92.81	92.65	92.73
	10	501	2,470	54.93	26.44	0.407	52.17	51.95	52.06	68.68	68.45	68.57
	11	548	2,690	90.45	18.52	0.205	105.05	104.97	105.01	48.68	48.58	48.63
	12	425	2,820	71.10	27.44	0.386	41.95	41.86	41.91	99.96	100.00	99.98
1967	1	593	2,940	43.32	6.183	0.143	27.46	27.35	27.41	105.68	105.74	105.71
	2	18	2,950	42.57	0.149	0.00349	29.00	29.00	29.00	109.67	169.00	109.34
	4	581	3,070	50.12	16.22	0.324	16.61	16.63	16.62	80.56	80.28	80.42
	5A	328	3,190	80.74	26.43	0.327	43.07	43.08	43.08	98.69	98.53	98.61
	5B	214	3,280	89.07	15.37	0.173	100.68	100.80	100.74	46.60	46.60	46.60
	6	483	3,450	80.00	23.01	0.288	87.90	88.03	87.97	58.01	58.55	58.28
	8	52	3,460	31.93	32.57	1.020	85.38	84.31	84.85	4.26	4.26	4.26
	9	704	3,730	85.54	21.68	0.253	100.66	101.50	101.08	53.78	54.88	54.83
	10	163	3,800	97.03	9.632	0.0993	109.20	109.29	109.25	62.23	62.50	62.37
1968	4	555	4,010	78.33	24.33	0.311	51.66	51.57	51.62	103.91	104.25	104.08
	5	166	4,060	69.11	34.24	0.496	46.36	46.27	46.32	98.68	97.81	98.25
1969	7	156	4,110	65.58	19.41	0.296	30.81	30.92	30.87	101.06	100.75	100.91
	8	741	4,440	94.98	11.32	0.119	65.14	65.18	65.16	107.44	107.44	107.44

Table 10 control rod height near rated power

Date	control rod height		Burnup
	B-3/C-2	C-3/B-2	
1963-12	1.54 cm	114.70 cm	130 MWD/T
1964-3	0	101.16	170
1965-5	108.09	25.08	740
1965-7	113.78	32.00	1060
1965-9	28.02	110.93	1100
1966-1	40.37	109.71	1690
1966-5	107.97	47.50	2275
1966-9	104.52	46.10	2320
1966-12	108.73	55.0	2824
1967-5	101.1	49.41	3190
1967-6	58.39	100.20	3450
1967-9	57.25	102.56	3730
1967-10	61.40	107.29	3800
1968-4	104.75	55.30	4010
1969-7	108.37	57.70	4110
1969-8	107.38	64.94	4437

Table 11 shuffling

Date	Integrated power	Shuffling
1963. 10	0	Initial loading, refer to fig.3
1964. 1	540.2	A-67, A-74, A-75 炉外 A-76→19.03, X-77→16.06 X79→16.05 "
1965. 9	4466.7	A-76, A-16, A-59→炉外 A-27→19.03, T1-1→13.07 T1-2→13.04
1966. 5	9484.9	A-68→炉外 A-72→18.03 X-77→15.05 A-47→16.06
1967. 3	1228.2	X-77, T1-2 炉外 A-68→15.05 F22→13.04
1967. 7	14402.1	A-72, T-22, 炉外 A-5→18.03 X-79→16.08 A-68→16.05 T-21→15.05 T-23→13.04
1968. 1	15848.4	A-5, X-79, A-68, T-21, A-39 炉外 A-72→18.03, T-41→16.04 IFA-3→16.05, A-76→16.03 T1-1→15.05, T-51→13.07 T-24(1日 T-23)→13.04 A-36→12.03
1969. 6	16931.0	A-44, A-72, A-76 炉外 A-59→19.02, A-68→18.03 A-5→16.03

Table 12 Gammer probe test

Run number	1st	2nd	3rd	4th	5th
Operational power (MW)	43.9	43.7	44.5	20.1	44.3
Operational days (days)	6	14	23	9	12
Cooling time (days)	10	9	6	7	10
Burnup (MWD/T)	130	1060	2280	2950	4437
Core	half core	half core	full core	half core	full core
制御棒 B2 cm	121	30	48	29	67
引抜き B3 cm	0	110	108	110	110
B4 cm	0	0	86	86	86
C2 cm	0	110	108	110	110
C3 cm	121	30	48	29	68
A2, C1, D4	0	0	0	84	0

TABLE 13 72 NO.1 TIMES, GAMMAR PROBE TEST EXP. DATA AT JPDR-I CORE

AXIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0.6761	1.0405	1.2728	1.3606	1.3530	1.2974	1.2163	1.1112	0.9718	0.7781	0.5284	0.3939
0.7170	1.1077	1.2922	1.3770	1.4208	1.3427	1.2135	1.0598	0.8931	0.7159	0.5243	0.3359
RADIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7926	0.8276	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.8028	0.8263	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.6299	0.8409	1.0480	1.1576	1.1214	1.0670	0.8940	0.7052	0.0	0.0
	0.0	0.6452	0.8495	1.0309	1.1141	1.1130	1.0852	0.9232	0.7201	0.0	0.0
3	0.0	0.8409	1.0268	1.0033	1.1979	1.2693	1.2765	1.1586	0.8940	0.0	0.0
	0.0	0.8493	1.0207	1.0444	1.1831	1.2648	1.2648	1.1516	0.9232	0.0	0.0
4	0.0	1.0480	1.0033	0.7518	0.8049	1.1136	1.1715	1.2765	1.0670	0.0	0.0
	0.0	1.0304	1.0440	0.7382	0.7751	1.1239	1.1916	1.2649	1.0854	0.0	0.0
5	0.7926	1.1576	1.1979	0.8049	0.7275	0.9997	1.1136	1.2693	1.1214	0.8276	0.8276
	0.8021	1.1132	1.1820	0.7743	0.7260	1.0240	1.1239	1.2649	1.1133	0.8265	0.8265
6	0.8276	1.1214	1.2693	1.1136	0.9997	0.7275	0.8049	1.1979	1.1576	0.7926	0.7926
	0.8254	1.1117	1.2627	1.1197	1.0205	0.7262	0.7753	1.1834	1.1144	0.8032	0.8032
7	0.0	1.0670	1.2765	1.1715	1.1136	0.8049	0.7518	1.0033	1.0480	0.0	0.0
	0.0	1.0836	1.2625	1.1870	1.1197	0.7745	0.7384	1.0448	1.0313	0.0	0.0
8	0.0	0.8940	1.1586	1.2765	1.2693	1.1979	1.0033	1.0268	0.8409	0.0	0.0
	0.0	0.9218	1.1498	1.2626	1.2629	1.1823	1.0444	1.0212	0.8500	0.0	0.0
9	0.0	0.7052	0.8940	1.0670	1.1214	1.1576	1.0480	0.8409	0.6299	0.0	0.0
	0.0	0.7191	0.9219	1.0838	1.1120	1.1135	1.0308	0.8498	0.6456	0.0	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.8276	0.7926	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.8257	0.8024	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

TABLE 13 36 NO.2 TIMES, GAMMAR PROBE TEST EXP. DATA AT JPDR-I CORE

AXIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0.6941	1.0289	1.2591	1.3564	1.3415	1.2690	1.1840	1.0952	0.9788	0.8101	0.5977	0.3852
0.6417	0.9621	1.1626	1.3174	1.3400	1.2796	1.1797	1.0675	0.9601	0.8725	0.7377	0.4794
RADIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.8069	0.7469	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7744	0.7323	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.6609	0.8849	1.0729	1.1628	1.0928	0.9799	0.8009	0.5939	0.0	0.0
	0.0	0.6475	0.8933	1.0822	1.1617	1.0997	0.9785	0.7970	0.5768	0.0	0.0
3	0.0	0.8809	1.0769	1.2508	1.2428	1.0749	1.0749	0.9899	0.8149	0.0	0.0
	0.0	0.8909	1.1307	1.2835	1.2723	1.1244	1.0890	1.0079	0.8047	0.0	0.0
4	0.0	1.0818	1.2308	1.2378	1.1418	0.8469	0.8669	1.1118	0.9959	0.0	0.0
	0.0	1.0876	1.2715	1.2572	1.1544	0.8530	0.8538	1.1093	0.9856	0.0	0.0
5	0.7969	1.1578	1.2848	1.1808	1.1108	0.8649	0.8269	1.1538	1.1028	0.7979	0.7979
	0.7684	1.1587	1.2975	1.1778	1.0885	0.8494	0.8389	1.1671	1.1003	0.7591	0.7591
6	0.7979	1.1028	1.1538	0.8269	0.8649	1.1108	1.1808	1.2848	1.1578	0.7969	0.7969
	0.7629	1.1057	1.1718	0.8410	0.8495	1.0864	1.1728	1.2885	1.1491	0.7634	0.7634
7	0.0	0.9959	1.1118	0.8669	0.8469	1.1418	1.2378	1.2308	1.0818	0.0	0.0
	0.0	0.9881	1.1107	0.8539	0.8511	1.1496	1.2478	1.2553	1.0696	0.0	0.0
8	0.0	0.8149	0.9899	1.0749	1.0749	1.2428	1.2508	1.0769	0.8809	0.0	0.0
	0.0	0.8055	1.0080	1.0875	1.1203	1.2642	1.2631	1.0758	0.8576	0.0	0.0
9	0.0	0.5939	0.8009	0.9799	1.0928	1.1628	1.0729	0.8849	0.6609	0.0	0.0
	0.0	0.5769	0.7965	0.9765	1.0954	1.1543	1.0698	0.8762	0.6306	0.0	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7469	0.8069	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7293	0.7705	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

TABLE 13 72 NO.3 TIMES, GAMMAR PROBE TEST EXP. DATA AT JPDR-I CORE

AXIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0.5187	0.7917	0.9954	1.1360	1.2216	1.2634	1.2787	1.2710	1.2073	1.0291	0.7357	0.5514
0.5354	0.7727	0.9669	1.1449	1.2490	1.2998	1.2743	1.2175	1.1899	1.0352	0.7923	0.5220
RADIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.6521	0.6533	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.6290	0.6355	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.5811	0.7478	0.8395	0.9317	0.9924	0.9250	0.7888	0.5750	0.0	0.0
	0.0	0.5672	0.7472	0.8347	0.9201	0.9840	0.9199	0.7786	0.5609	0.0	0.0
3	0.0	0.8215	0.9902	1.0303	1.0853	1.1259	1.1529	0.9612	0.7940	0.0	0.0
	0.0	0.8157	1.0094	1.0462	1.0897	1.1262	1.1365	0.9790	0.7872	0.0	0.0
4	0.0	1.0347	1.2083	1.1418	1.1709	0.9670	0.9843	1.1152	0.9709	0.0	0.0
	0.0	1.0292	1.2221	1.1744	1.1785	0.9749	0.9798	1.1223	0.9688	0.0	0.0
5	0.7810	1.1467	1.2905	1.1572	1.1545	1.0012	1.0765	1.1394	1.1319	0.7496	0.0
	0.7522	1.1354	1.2927	1.1831	1.1644	1.0078	1.0610	1.1685	1.1199	0.7303	0.0
6	0.7956	1.1013	1.2824	1.0601	1.0557	1.1284	1.1677	1.2373	1.1312	0.7605	0.0
	0.7602	1.0957	1.2663	1.0487	1.0472	1.1535	1.1997	1.2656	1.1328	0.7417	0.0
7	0.0	1.0435	1.1487	1.0412	1.0764	1.1668	1.2096	1.1782	1.0179	0.0	0.0
	0.0	1.0218	1.1506	1.0248	1.0621	1.1993	1.2474	1.2218	1.0329	0.0	0.0
8	0.0	0.8497	1.0478	1.1611	1.2722	1.2888	1.1843	1.0383	0.8315	0.0	0.0
	0.0	0.8313	1.0492	1.1598	1.2638	1.3025	1.2263	1.0762	0.8449	0.0	0.0
9	0.0	0.6152	0.8435	1.0410	1.1508	1.0983	1.1058	0.8432	0.6119	0.0	0.0
	0.0	0.5941	0.8273	1.0222	1.1357	1.1099	1.0937	0.8522	0.6086	0.0	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7811	0.7633	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7534	0.7442	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

TABLE 13 36 NO.4 TIMES, GAMMAR PROBE TEST EXP. DATA AT JPDR-I CORE

AXIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0.3458	0.5447	0.7381	0.9204	1.1075	1.2922	1.4300	1.4724	1.3967	1.1969	0.8794	0.6759
0.3647	0.5266	0.7059	0.9228	1.1213	1.3368	1.4444	1.4187	1.3247	1.2019	0.9886	0.6239
RADIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.8055	0.7320	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7624	0.7156	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.5944	0.6941	0.9075	1.0056	1.0783	0.9419	0.7977	0.5603	0.0	0.0
	0.0	0.6009	0.7433	0.9182	1.0073	1.0765	0.9543	0.7968	0.5557	0.0	0.0
3	0.0	0.8676	1.0836	1.1318	1.1785	1.2163	1.1559	1.0077	0.7793	0.0	0.0
	0.0	0.8786	1.1141	1.1567	1.1889	1.2162	1.1538	1.0124	0.7718	0.0	0.0
4	0.0	1.1446	1.1967	1.2861	1.2604	1.0086	0.8976	1.0667	0.9131	0.0	0.0
	0.0	1.1318	1.2467	1.3070	1.2648	1.0114	0.9144	1.0548	0.8935	0.0	0.0
5	0.7719	1.1407	1.3009	1.2755	1.2166	0.9975	1.0212	1.1698	1.0502	0.7439	0.0
	0.7497	1.1375	1.3115	1.2828	1.2207	1.0053	1.0147	1.1531	1.0264	0.7148	0.0
6	0.7439	1.0502	1.1698	1.0212	0.9975	1.2166	1.2755	1.3009	1.1407	0.7719	0.0
	0.7174	1.0301	1.1572	1.0169	1.0059	1.2188	1.2782	1.3039	1.1311	0.7463	0.0
7	0.0	0.9131	1.0667	0.8976	1.0086	1.2604	1.2861	1.1967	1.1446	0.0	0.0
	0.0	0.8962	1.0587	0.9156	1.0106	1.2611	1.2991	1.2321	1.1217	0.0	0.0
8	0.0	0.7793	1.0077	1.1559	1.2163	1.1785	1.1318	1.0836	0.8676	0.0	0.0
	0.0	0.7731	1.0136	1.1533	1.2195	1.1848	1.1467	1.0903	0.8672	0.0	0.0
9	0.0	0.5603	0.7977	0.9419	1.0783	1.0056	0.9075	0.6941	0.5944	0.0	0.0
	0.0	0.5561	0.7969	0.9531	1.0735	1.0039	0.9116	0.7313	0.5929	0.0	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7320	0.8055	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7132	0.7597	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0



TABLE 13 72 NO.5 TIMES GAMMAR PROBE TEST EXP. DATA AT JPDR-1 CORE

AXIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)											
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
0.4880	0.7298	0.9212	1.0593	1.1673	1.2668	1.3463	1.3636	1.2740	1.0639	0.7751	0.5448
0.4458	0.7128	0.8793	1.0127	1.1135	1.2701	1.3848	1.4054	1.2825	1.0802	0.8390	0.5740

RADIAL POWER DISTRIBUTION (GAMMAR PROBE TEST / CALCULATION)										
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.6467	0.6503	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.6395	0.6460	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.5836	0.7478	0.8226	0.9192	0.9402	0.8844	0.7262	0.5329	0.0
	0.0	0.5760	0.7531	0.8338	0.9279	0.9587	0.8985	0.7335	0.5294	0.0
3	0.0	0.8551	0.9985	1.0782	1.0847	1.1906	1.0539	0.9049	0.7630	0.0
	0.0	0.8465	1.0171	1.0953	1.1096	1.2035	1.0811	0.9280	0.7564	0.0
4	0.0	1.0684	1.3578	1.2447	1.2985	1.0739	1.0193	1.1002	0.9045	0.0
	0.0	1.0568	1.3444	1.2653	1.3093	1.1107	1.0517	1.0984	0.8927	0.0
5	0.7827	1.1242	1.3032	1.3286	1.3220	1.1143	1.0454	1.1028	0.9886	0.6954
	0.7547	1.1122	1.3059	1.3385	1.3363	1.1533	1.0852	1.1167	0.9808	0.6771
6	0.7364	1.0914	1.3013	1.1135	1.1716	1.1706	1.2247	1.1999	1.0155	0.6770
	0.7121	1.0665	1.2799	1.1445	1.2023	1.2143	1.2519	1.2176	1.0204	0.6676
7	0.0	1.0361	1.3311	1.1548	1.1306	1.2058	1.2437	1.1199	0.9593	0.0
	0.0	1.0000	1.2864	1.1626	1.1566	1.2324	1.2591	1.1439	0.9625	0.0
8	0.0	0.8116	1.0277	1.1465	1.2050	1.2546	1.1600	1.0059	0.7618	0.0
	0.0	0.7936	1.0221	1.1474	1.2034	1.2374	1.1521	1.0068	0.7642	0.0
9	0.0	0.5899	0.8095	0.9801	1.0650	1.0778	1.0253	0.8380	0.5817	0.0
	0.0	0.5711	0.7903	0.9576	1.0284	1.0360	0.9865	0.8158	0.5687	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7471	0.7723	0.0	0.0	0.0	0.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.6971	0.7168	0.0	0.0	0.0	0.0

Table 14 第1回ガンマ線プロローブ試験の予備解析条件とガンマ線プロローブ試験の解析条件

Run No.	結果	サブノード	流量サブクール	アルベド	反射体ノード	反射体中のアラダ	ホロワー, Dy <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , コネクター下部放射体効果	粗メッシュ法	関数近似法
1	Fig. 14	パラメータ	1600 t/h 1.2°C	プログラムによる理論計算	あり	水の $\sigma_a$ の2倍とする	考えない	○	×
2	Fig. 15	1×1×1	パラメータ	"	"	"	"	○	×
3	Fig. 16	"	1600 t/h 1.2°C	上下アルベドのみパラメータ	"	"	"	○	×
4	Fig. 17	"	"	プログラムによる理論計算	"	パラメータ	"	○	×
5	Fig. 18 Fig. 19	"	"	側面アルベドのみ変更	なし	水の $\sigma_a$ の2倍とする	考えない	○	×
6	Table 13	2×2×2	"	プログラムによる理論計算	あり	"	"	×	○

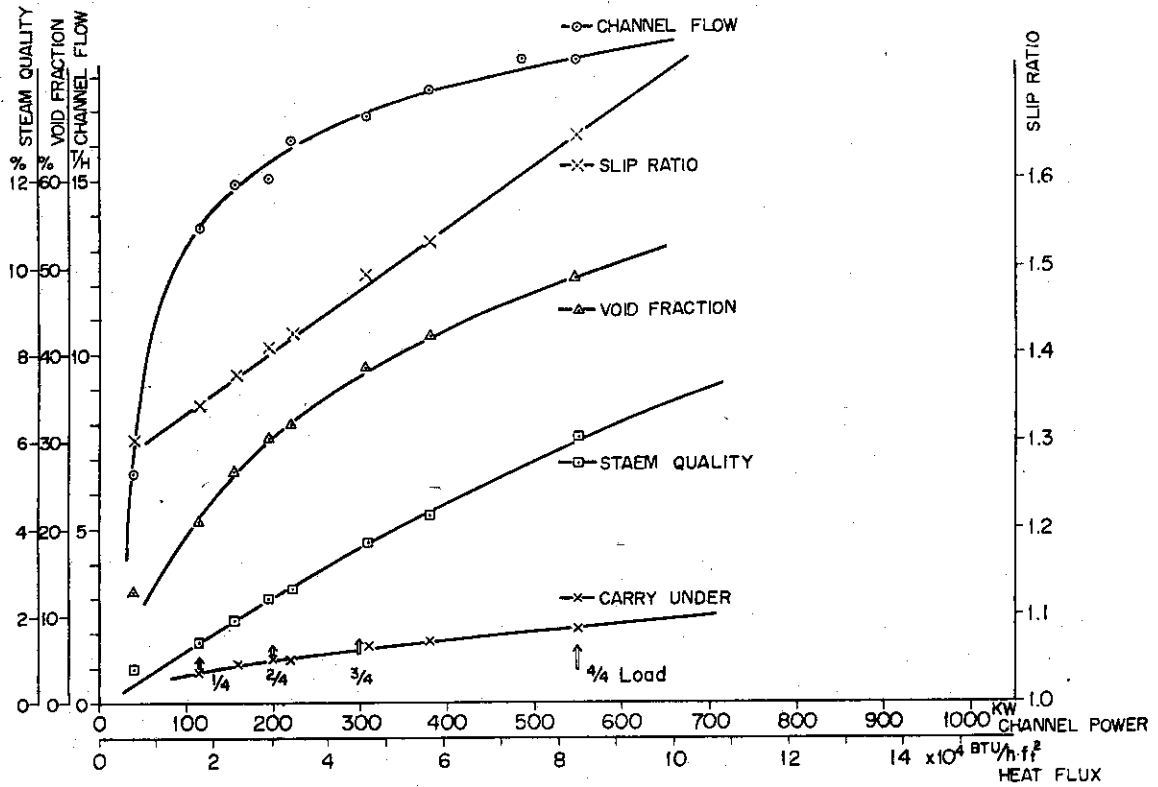


Fig. 8 Thermal hydro dynamic characteristics

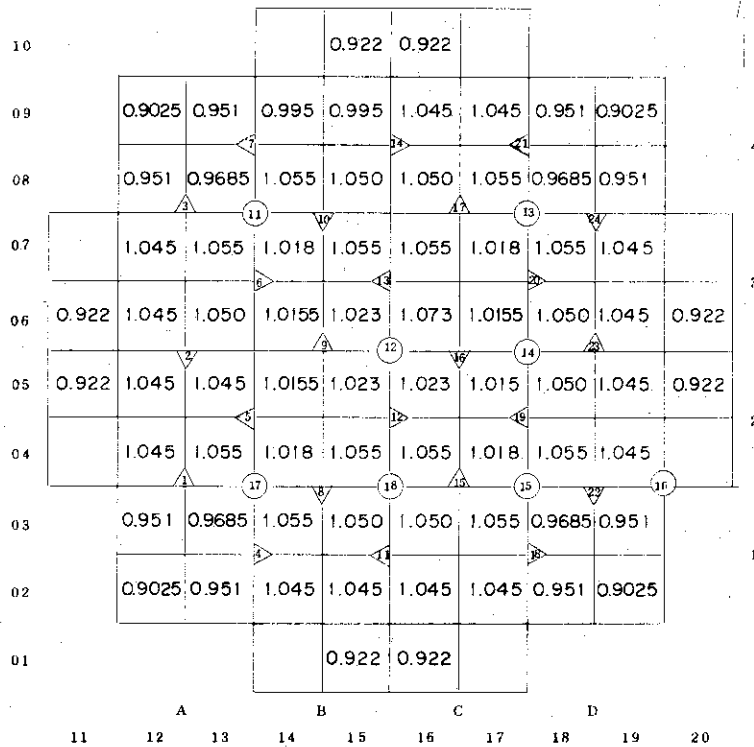


Fig. 9 Flow distribution

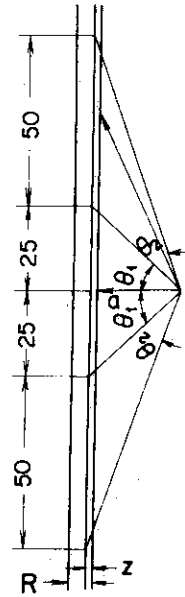
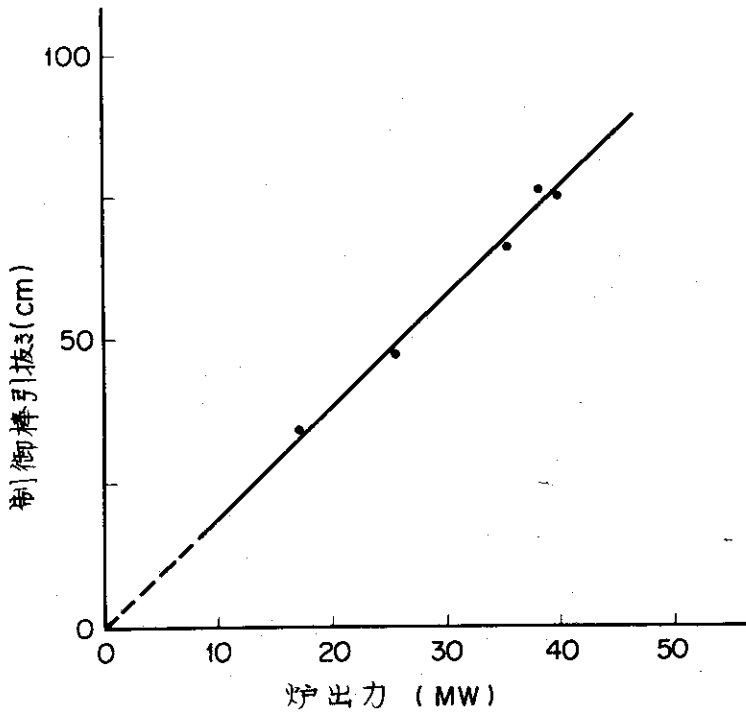


Fig. 10 Dグループの制御棒引抜きと炉出力

Fig. 11 ガンマプローブ効率計算

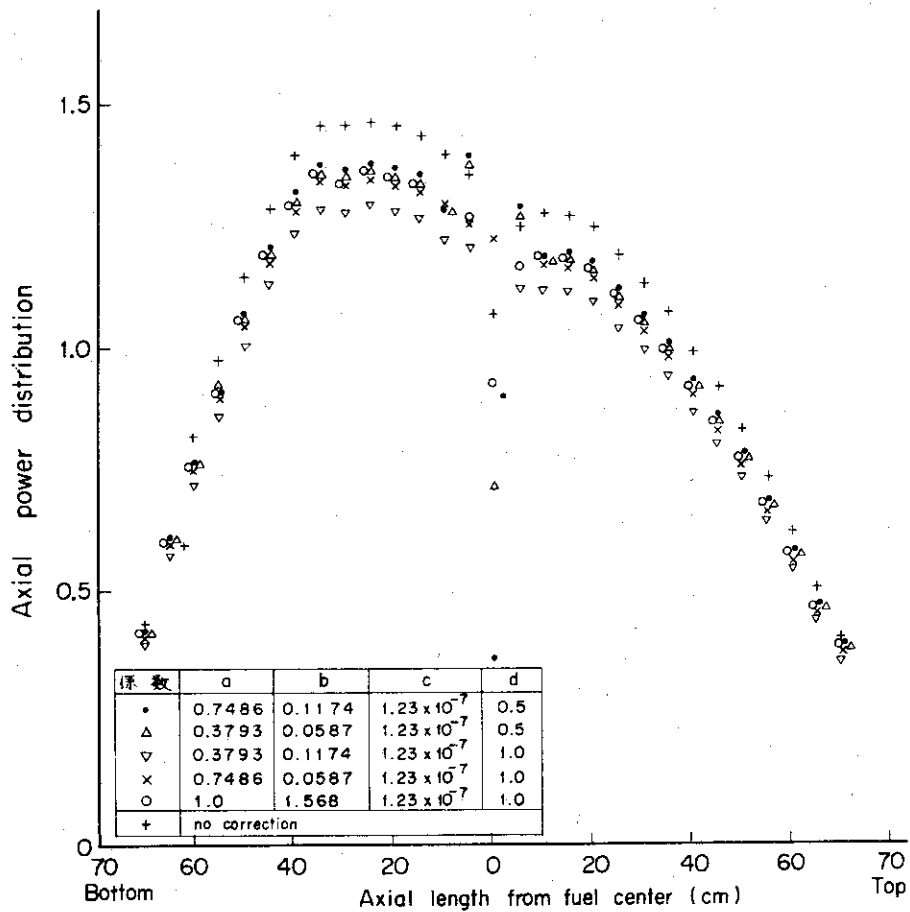


Fig. 12 Corrected axial power distribution of  $\gamma$  probe test

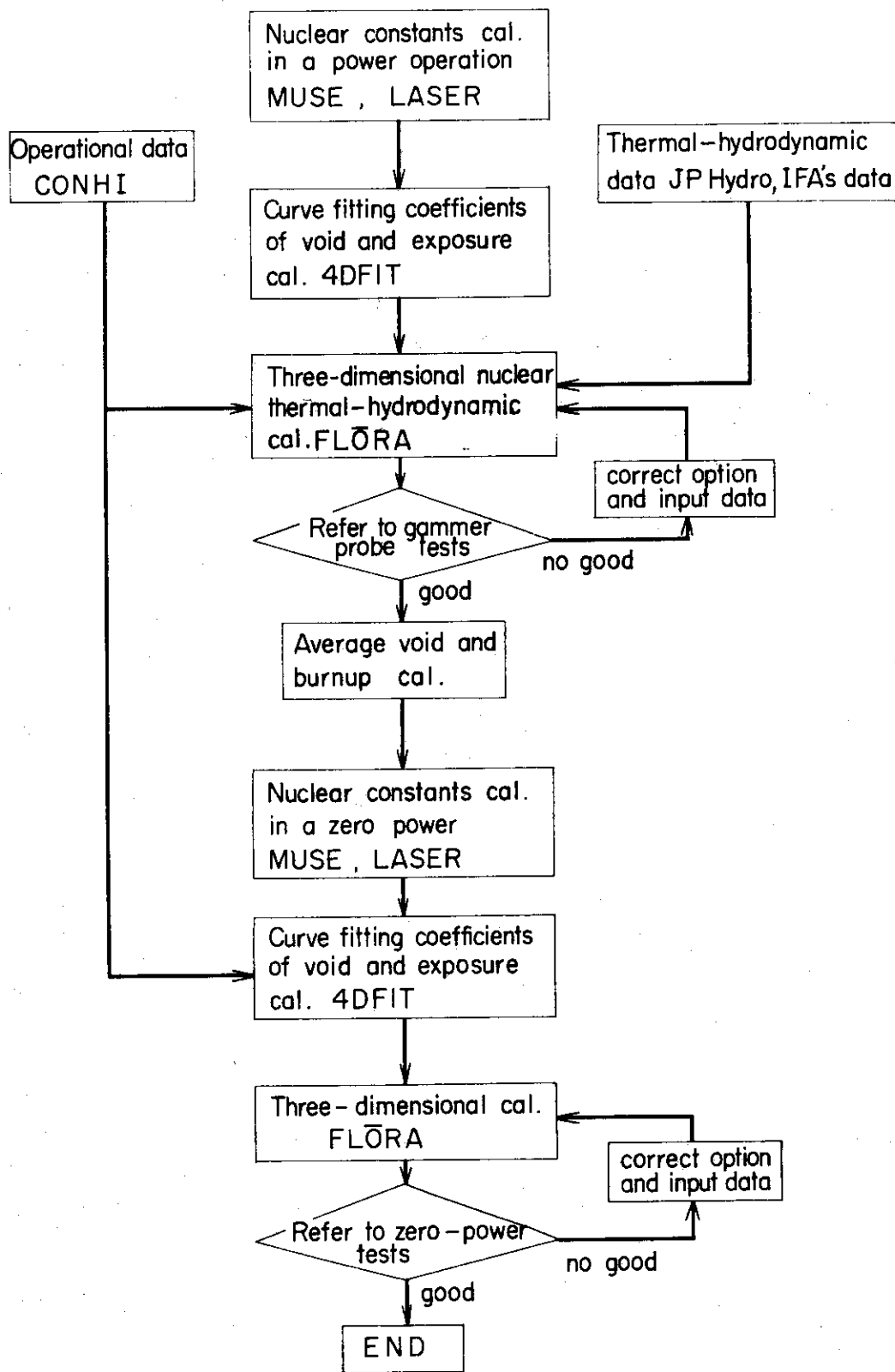


Fig.13 Flow chart of analysis by FLORA

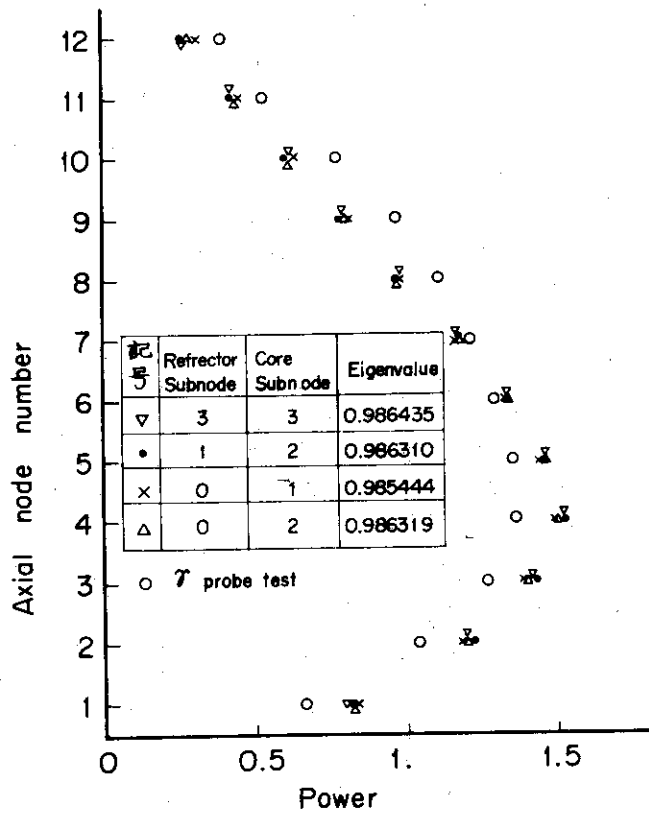


Fig.14 Axial power distribution vs. subnodal number

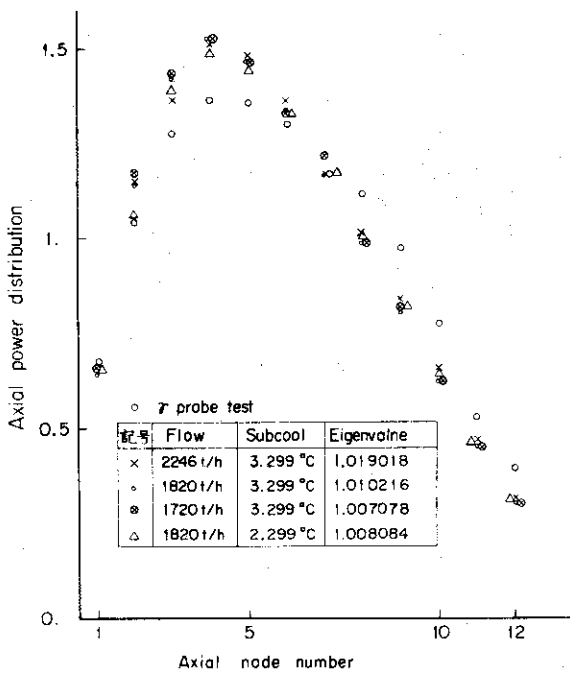


Fig.15 Axial power distribution vs. subcool temp. and total flow

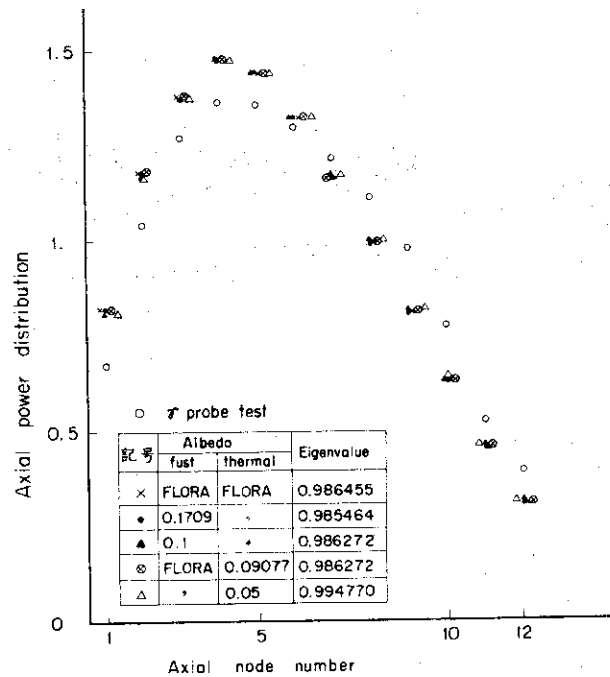


Fig.16 Axial power distribution vs. top albedo

- ① 補正なし
- ② プラグ中性子源が入っている部分の収束断面積を①の場合の2倍にした場合ノード分割
- ③ ②の條件で反射体なしノード分割なし

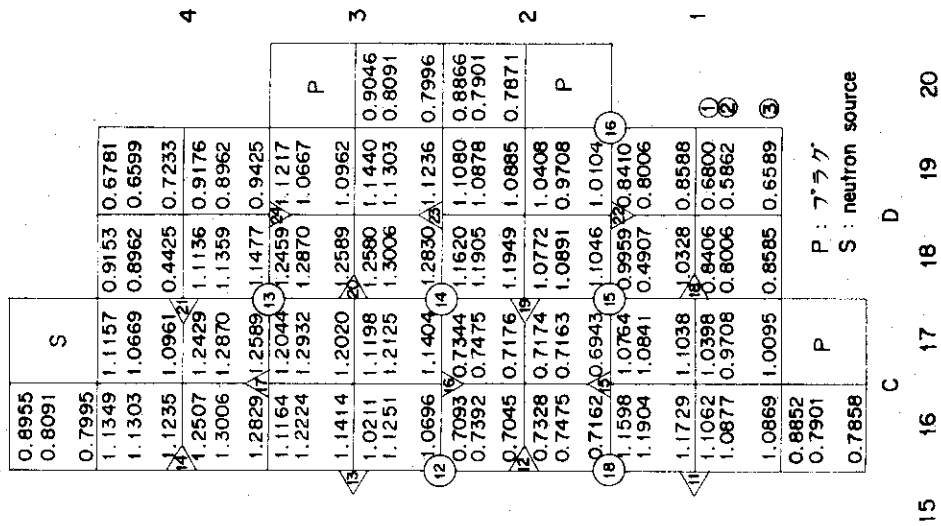


Fig. 17 Radial power distribution

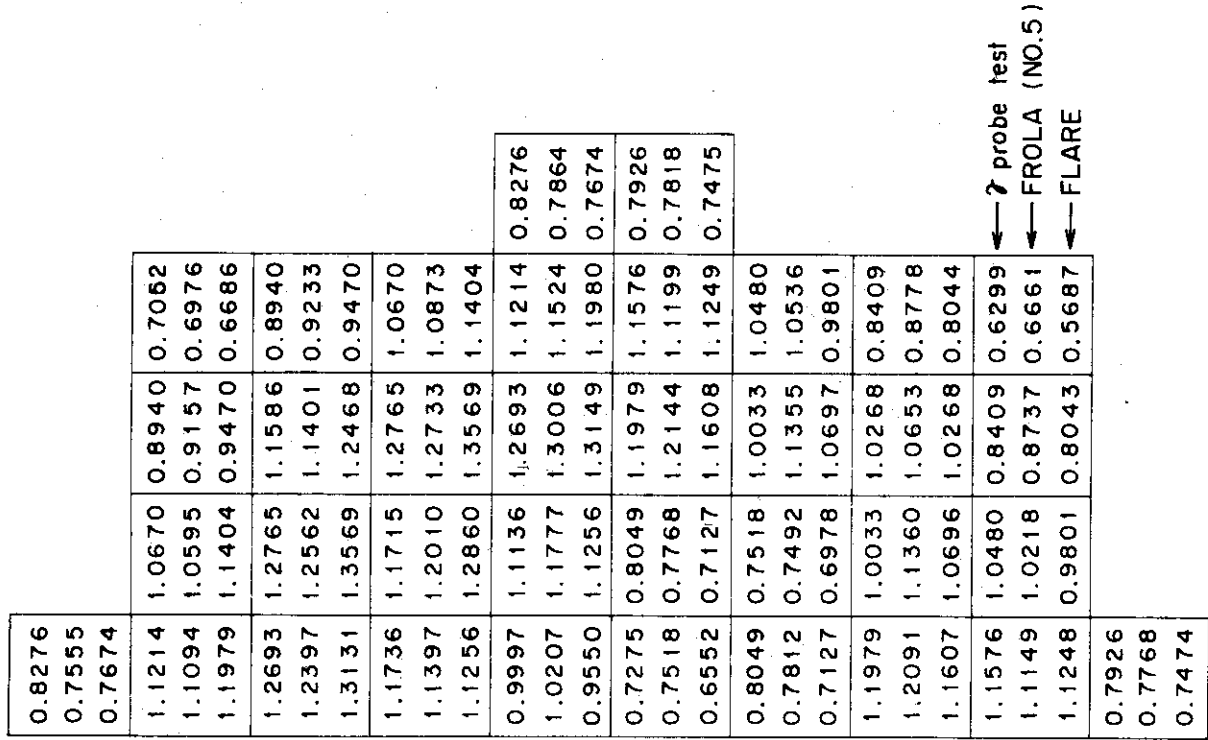


Fig. 18 Radial power distribution

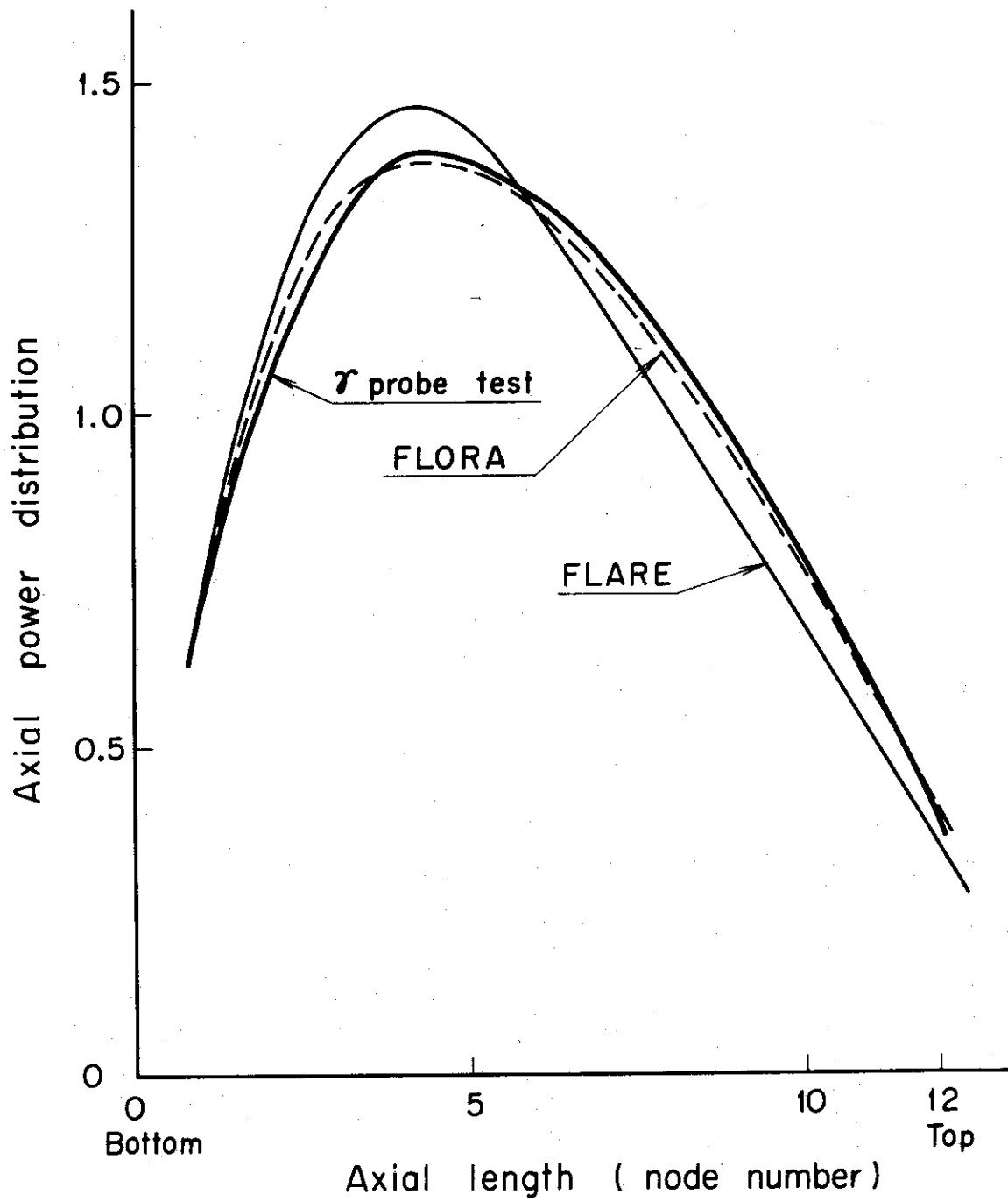


Fig. 19 Axial power distribution



### 3 燃焼度およびガンマブローブ試験結果の解析

制御棒の引抜き、積算出力は運転日誌から拾い出し日ごとに整理し、その結果をTable 9にしめす。Table 10には定格出力に近い出力で運転されたときの制御棒の引抜き位置がしめされている。これらの積算出力、すなわち炉心平均燃焼度と制御棒の引抜き位置を用いて、Table 14のNo.6の条件のもとでFLORAによって燃焼度、出力分布の計算をおこなった。そのうち、軸方向と半径方向の出力分布の計算結果をガンマブローブ試験結果とともにTable 13にしめす。また、出力のピークが生ずる燃料集合体の軸方向の位置とその大きさをFig. 20と21にしめす。これらの図から燃焼が進むにつれて、出力のピークの位置が徐々に炉心上部に移動し、大きくなることがわかる。また、Fig. 22に一例として、炉心13-03に装荷された燃料の出力分布(炉心平均が1.0に規格)をしめす。これらの出力分布のピークが燃焼が進むにつれて炉心上部にうつり、第3回ガンマブローブ試験を境にして、再び炉心下部に移ることがわかる。出力のピークが燃焼とともに周期的に変動することがわかる。

制御棒に接する燃料の出力分布の例をFig. 23にしめす。FLAREによる計算結果はFLORAによる試算計算の結果とともにFig. 18, 23にしめされている。FLAREの計算結果は炉心下部で出力を低く見積っていることがわかる。中性子スペクトルの不整合が生ずる制御棒の近くの出力分布の計算結果は誤差が大きい。FLORAはノードの中の中性子分布をsinとcos関数で近似する方法がとれるので、中性子スペクトルの不整合があるノードでも計算誤差は少なくできる特徴がある。

反射体の近くの燃料の出力分布の例をFig. 24にしめす。FLAREではアルベドを反射体と炉心の境界で与えているので、その値をかえることによって出力分布をかえることができる。FLORAでも同じことができるが(試算計算Fig. 18, 19)、Table 13にしめす計算では反射体にノードを一つとり、理論的に計算しているので、反射体の核定数に依存するのみである。従って、この実例計算によって、FLORAのアルベドの取扱いの妥当性が検証できる。炉心の平均燃焼度が高々4437MWD/Tであるが、燃焼しても出力分布の計算値がガンマブローブ試験結果と大差ないことがわかった。

J-PDR-1炉心の末期、すなわち平均燃焼度が4437MWD/TのときのFLORAによる半径方向の燃焼度分布をFig. 25にしめす(燃料の照射試験のため燃焼度の少ない燃料がある)。燃焼度の絶対測定は破壊試験<sup>7),8),9)</sup>によって、4体の燃料についておこなわれた。さらに1体は相対分布のみが測定された。これらの燃料集合体を2年以上クーリングし、解体して燃焼棒1本ごとにNaI検出器で0.66MeV( $Cs^{137}$ )の近傍のガンマ線を測定して、燃料集合体の燃焼度の相対分布を測定した。さらに、燃料によって異なるが、燃料棒を切断して数グラムの破壊試験用の試料を採取して $Cs^{137}$ , Ndの同位体比の定量測定およびU, Puの質量分析による同位体比の測定等によって、燃焼度の絶対測定をおこなった。Fig. 26, 27にこれらの燃焼度の分布をしめす。参考のため、これらの燃料の照射歴をTable 15にしめす。

一方、ガンマブローブ試験、出力運転された月ごとの出力分布、燃焼度分布がFLORAによって計算している。そのうち燃焼度の測定された燃料の燃焼度の分布のみをFig. 26, 27にしめす。炉心の平均燃焼度は少ないが、測定結果とFLORAによる計算結果とはよい一

致をしている。このようによい一致をしている理由として、第1回から第5回までのガンマプローブ試験によって、各燃焼度で測定と計算結果との対比がおこなわれ、予備解析でものべたように、多くのパラメトリックサーベイをおこなない両者の整合をおこなったためである。また、出力分布に制御棒の引抜き位置を運転された月ごとに、一時間ごとに記録された制御棒の引抜き位置に炉出力を重みとして、代表値をえたことも考えられる。制御棒の引抜き位置は出力分布を大きくかえるので、ここで採用した方法は間違っていなかったと考えられる。

Table 15 History of irradiation

Fuel name	Loading		Integrated power
	time	position	
TA 1-2	1965.9~1969.10	13-04	7875.3 MWD
TA-2F	1967.7~1967.10	15-05	1418.1
A-14	1963.9~1967.9	19-06	18500.8
A-18	"	18-09	18500.8
A-20	"	13-06	18500.8

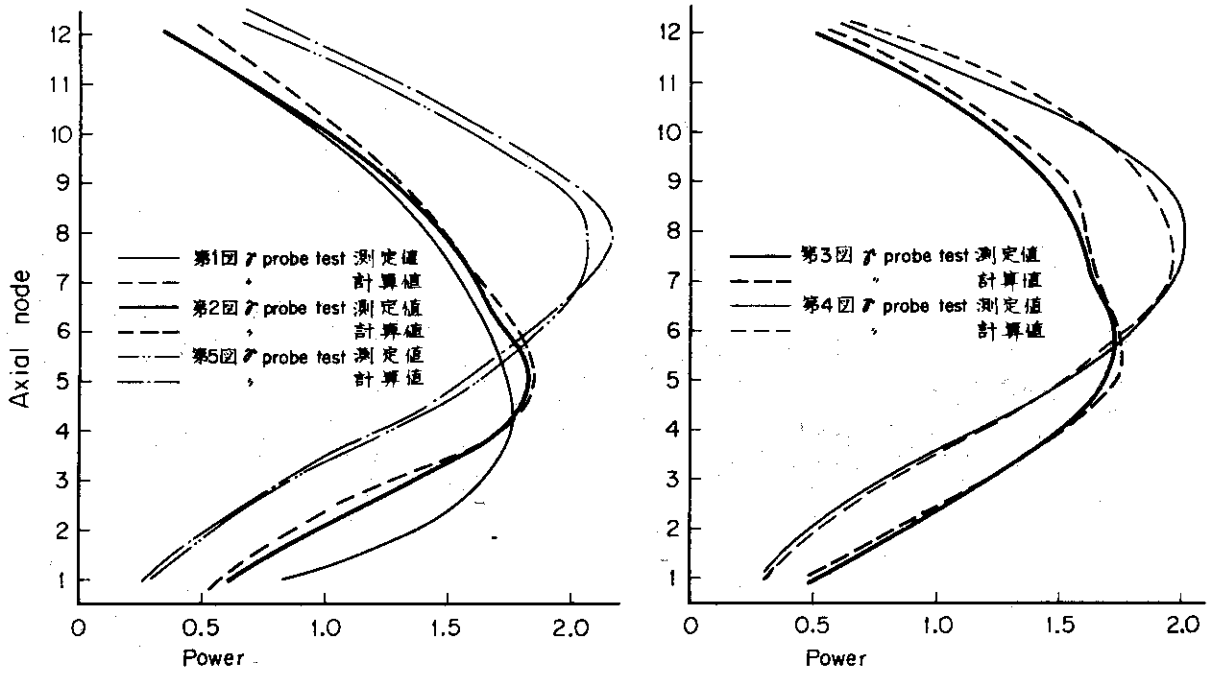


Fig. 20 Axial power distribution of fuels with peaking

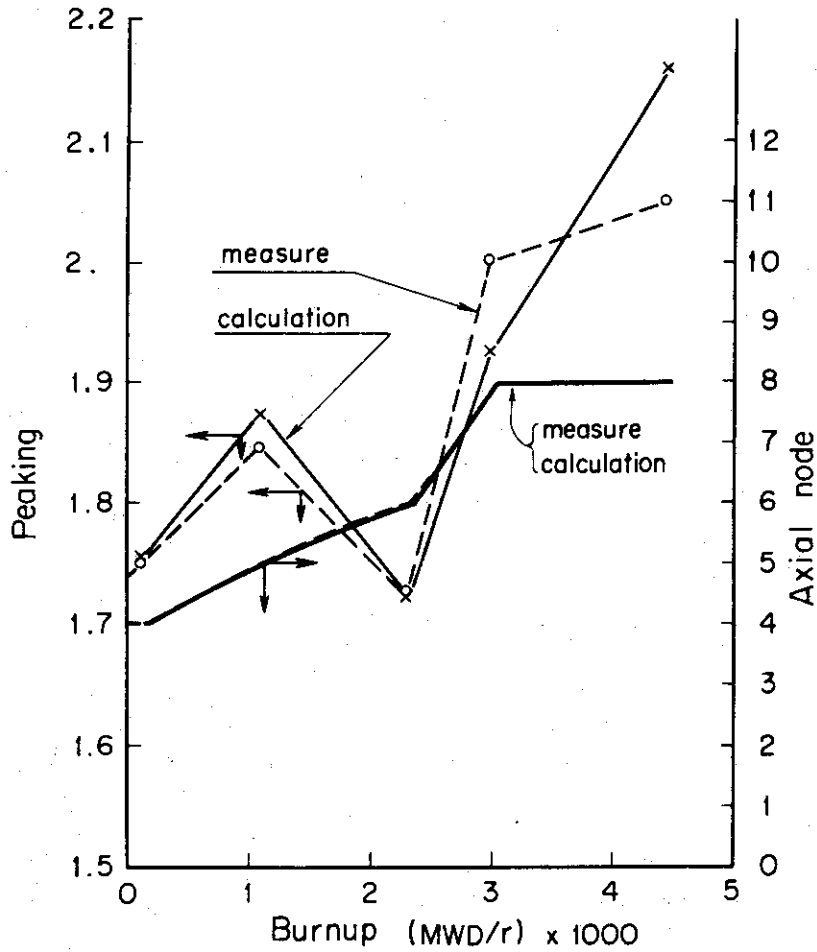


Fig. 21 Burnup vs. peaking and position

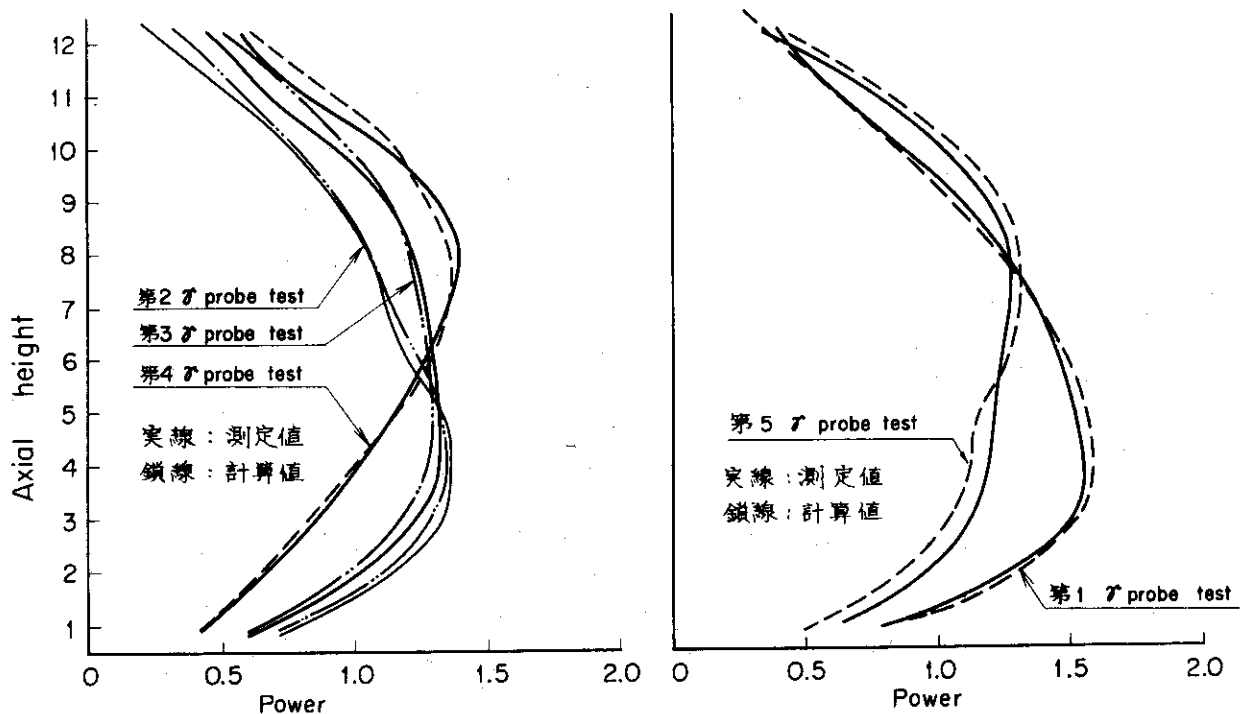


Fig. 22 Axial power distribution of a fuel near core-center

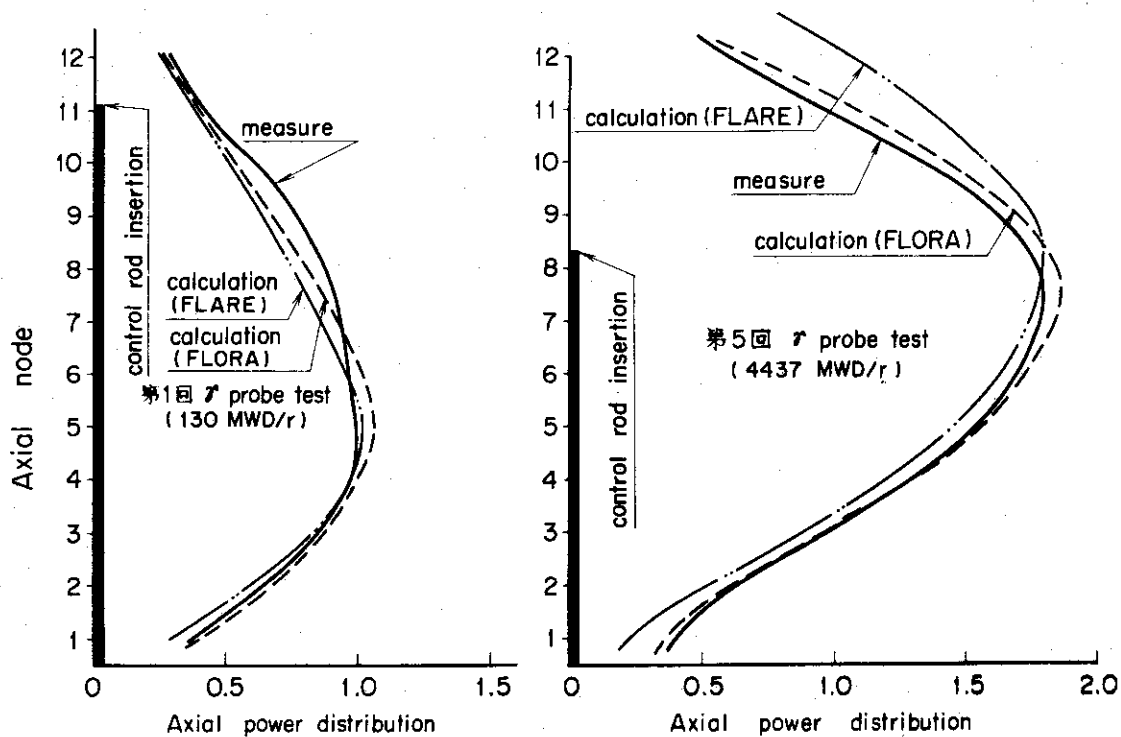


Fig. 23 Axial power distribution of a fuel near control rod

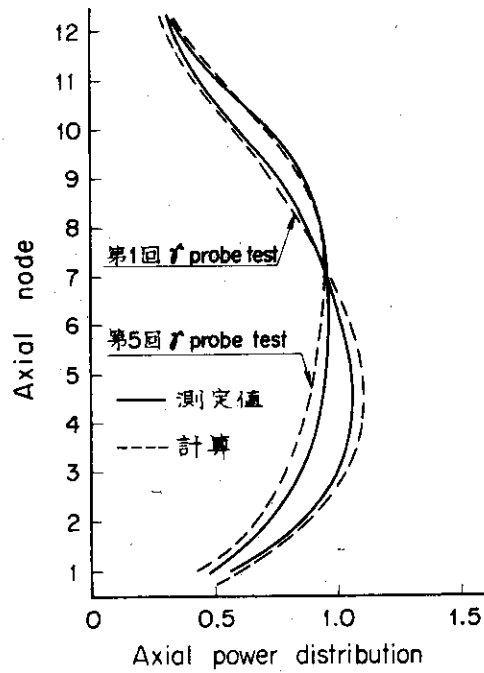


Fig. 24 Axial power distribution of a fuel near reflector

			2763.6	2858.2						
	2402.9	3372.3	3842.4	4257.7	4610.5	4369.2	3630.6	2532.5		
	3551.5	4649.6	4779.3	4968.3	750.7	5304.9	4893.7	3670.7		
	4453.4	798.7	4741.1	4622.9	4710.3	4866.8	5402.2	4507.5		
3118.3	4951.8	5611.3	4773.2	4536.6	4551.7	4788.4	5604.7	4946.6	3103.3	
3130.5	5005.0	5683.5	4835.7	3945.7	757.0	4783.5	5607.3	4941.2	3104.1	
	4616.8	816.7	4978.8	4829.1	4791.7	4889.2	5395.8	441.6		
	5300.8	5054.4	5508.2	5659.3	5016.4	5381.3	3852.7	2881.4		
	2607.5	3762.5	4590.5	4998.2	4950.2	4491.9	3653.7	1567.4		
			3125.5	3115.9						
										(MWD/T)
	A		B		C		D			

Fig. 25 FLORAによる燃焼度の計算結果

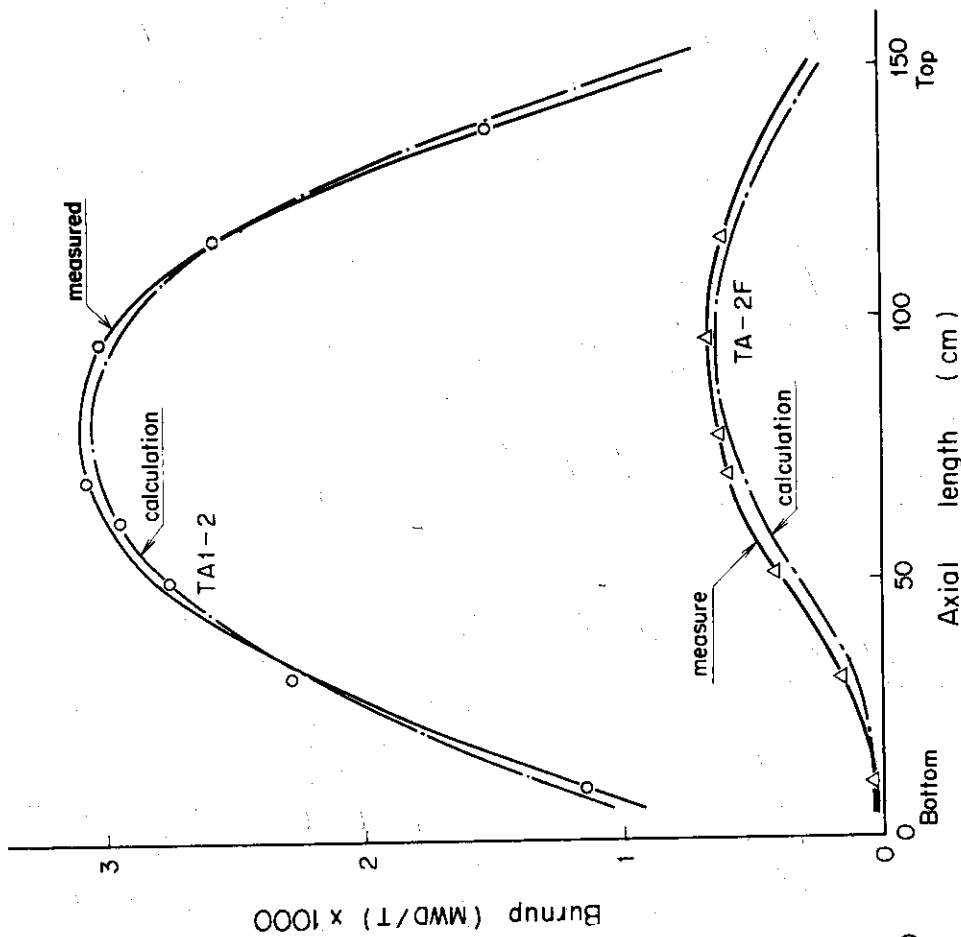


Fig. 27 Burnup distribution

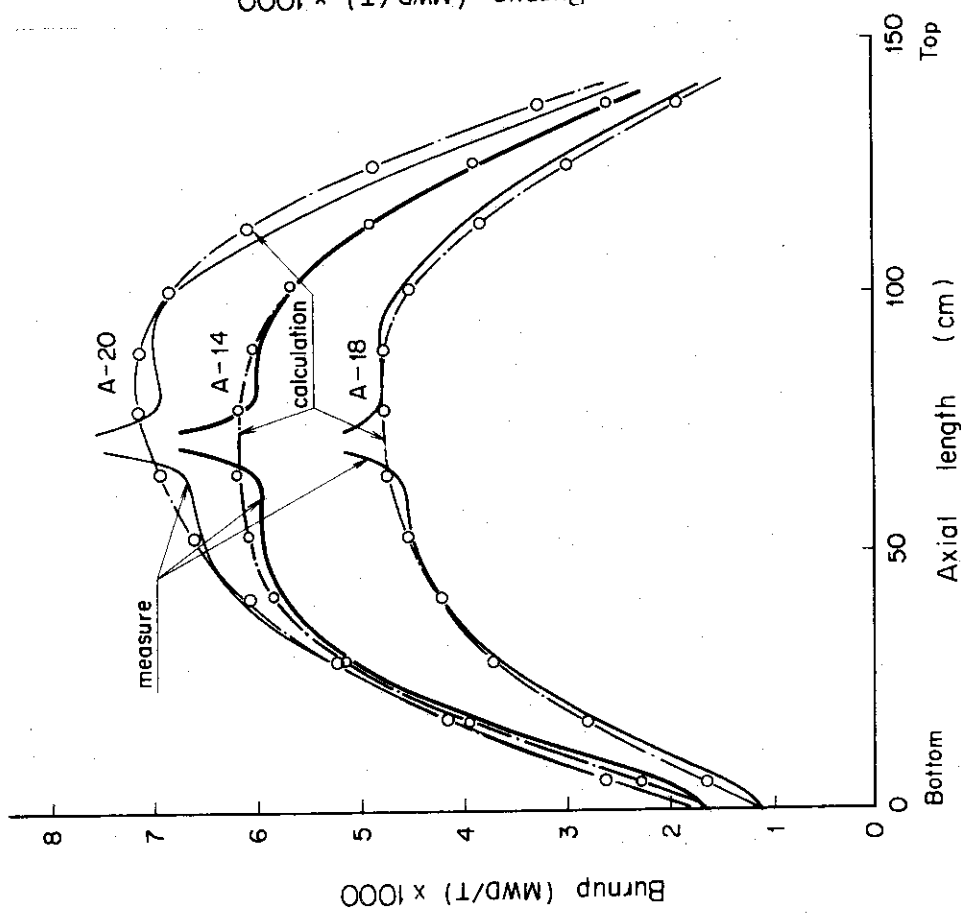


Fig. 26 Burnup distribution

### 4 臨界位置と固有値の変化

出力を一定に保ちながら原子炉を運転するには、制御棒を随時、引抜きをしなければならない。41～45 MWの出力のとき、燃焼にもなつて Table 10 にしめすような変化で制御棒が引抜かれた。燃焼度分布を月ごとに計算し、Table 10 にしめすような制御棒引抜きで臨界計算し、FLORAによる固有値を求めた。この結果を Fig. 28 にしめす。Fig. 28 には炉心の中央の対称な2本の制御棒の引抜きの和もしめされている。この計算で固有値は±1.1%以内でバラツキ、燃焼した炉心でも一定にたもたれている。また Fig. 28 の制御棒の反応度はXeのビルドアップによって吸収反応度の効果を測定した結果から求められた。それによると、制御棒の引抜きが約20 cmで約1%の吸収反応度であった。約4437 MWD/Tの燃焼度で制御棒が約70 cm引抜かれているから、約3.5% Δk/kの反応度変化になる。その値はFLORAによって計算された固有値の1.0からのバラツキより大きい。

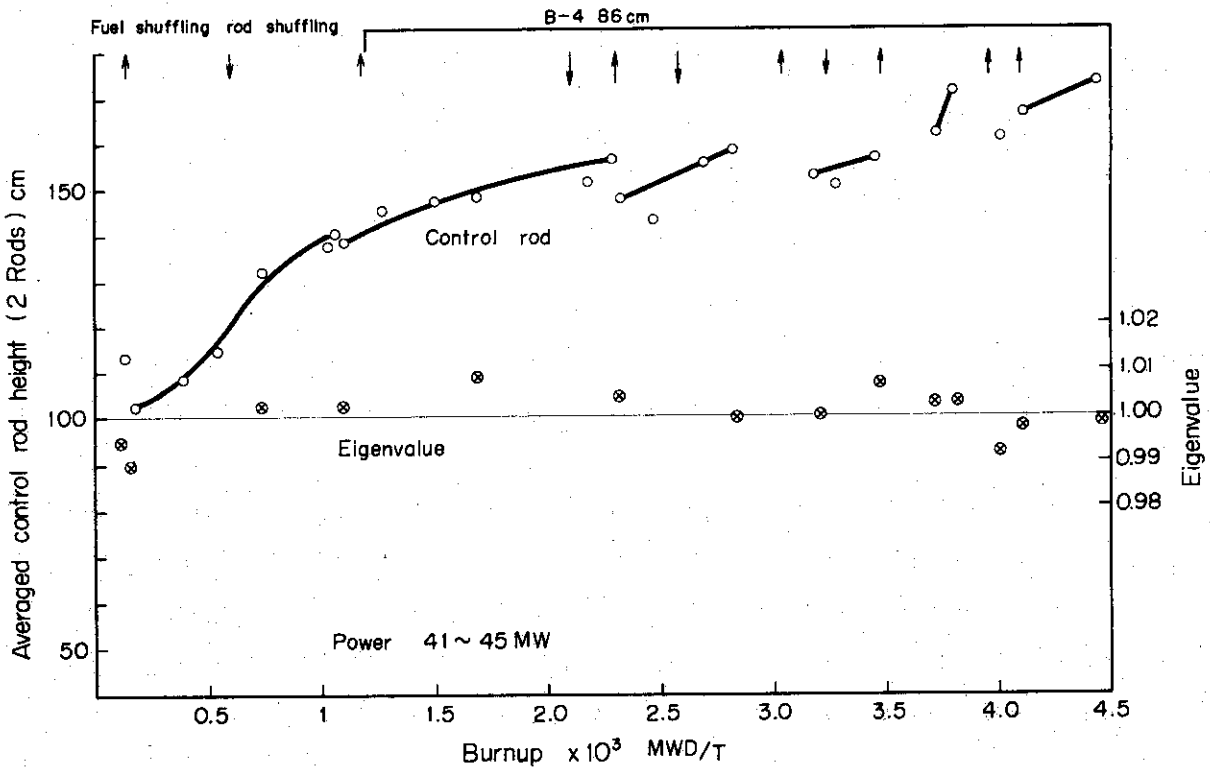


Fig. 28 Averaged control rod height (2 rods) and eigenvalues vs. burnup

## 5 低出力時の核定数の評価

低出力の炉物理の実験は数多くあり、そのうちから数例について FLORA による解析結果をしめす。低出力の解析は高出力の燃焼度の計算ができていなければならない。

例えば、最小臨界量の燃焼による変化の追跡は各燃焼度ごとの燃焼度分布がわかっていることができない。そこで、前節までの燃焼度分布の計算を用いて、低出力の解析をおこなった。その解析手順の流れは Fig. 13 にしめされている。

燃焼した燃料の核定数はボイドおよび燃焼の経歴によってことなる。同じ燃焼度でも、ボイドの経歴が異なると核定数がことなる。その一例を Fig. 29 にしめす。従って、理論的には燃料の燃焼度、ボイド歴をすべて加味した形で核定数が表現できなくてはならない。その方法は U, Pu, fp の原子の個数を保存しておき、それに従って、核定数を計算すればよいが、JPDR-1 炉心の場合、燃焼度、ボイド歴が複雑であるので、その便法として燃焼度を重みとした平均ボイド率

$$\bar{V} = \frac{\sum_i V_i E_i}{\sum E_i} \quad (10)$$

と、燃焼度との二元二次関数として核定数を表わした。すなわち

$$\Sigma = a_0 + b_0 \bar{V} + c_0 \bar{V}^2 + (a_1 + b_1 \bar{V} + c_1 \bar{V}^2) E + (a_2 + b_2 \bar{V} + c_2 \bar{V}^2) E^2 \quad (11)$$

$\bar{V}$  : 平均ボイド

E : 燃焼度

と表わした。このように表わすことによつて、FLORA の核定数の入力形式が変更なしで使用できる便利さもある。また、ボイド歴によつて  $k_{\infty}$  が変化する値は 6000MWD/T で MUSE の計算結果によれば 0.4%  $\Delta k/k$  であるので、核計算に及ぼす効果は少ないので、式(11)による核定数の近似は非常によい。 $D_1, D_2, \Sigma_{12}$  は燃焼歴やボイド歴による変化は少ない。これらは理論的にも Fig. 29, 30 からも理解できる。Fig. 29 は高出力で 0% ボイドで運転したのち、U, Pu の燃焼、fp の生成した燃料が低出力で使用されたときの核定数を燃焼度をパラメータとして表わしている。また Fig. 30 は 6000MWD/T まで 0, 20, 40, 60% のボイド率で運転したとき、低出力(ボイド 0%)における核定数をボイド歴をパラメータにして図示したものである。これらから  $\nu \Sigma_{f1}, \nu \Sigma_{f2}, \Sigma_{a1}, \Sigma_{a2}$  のみがボイド歴によつて数パーセントかわるのみである。従つて、ボイド歴を無視して燃焼度のみを考慮して、低出力の解析をしても大きな誤差が生ずることはない。そこで、ポイズンカーテンの有無に関係なく、ボイド歴の効果は同じとした。二次元拡散燃焼度計算コード MUSE による核定数とボイド歴の効果は Table 16 にしめす。

燃料のコネクター部は FLORA のスペーサーの取扱いと同じとして計算された。その入力データは熱中性子の平均速度のみを常温の核定数の計算結果(MUSE の結果: 平均熱中性子温度 25°C の 1.48 倍)を用いて、高出力の解析と同様に取扱われた。



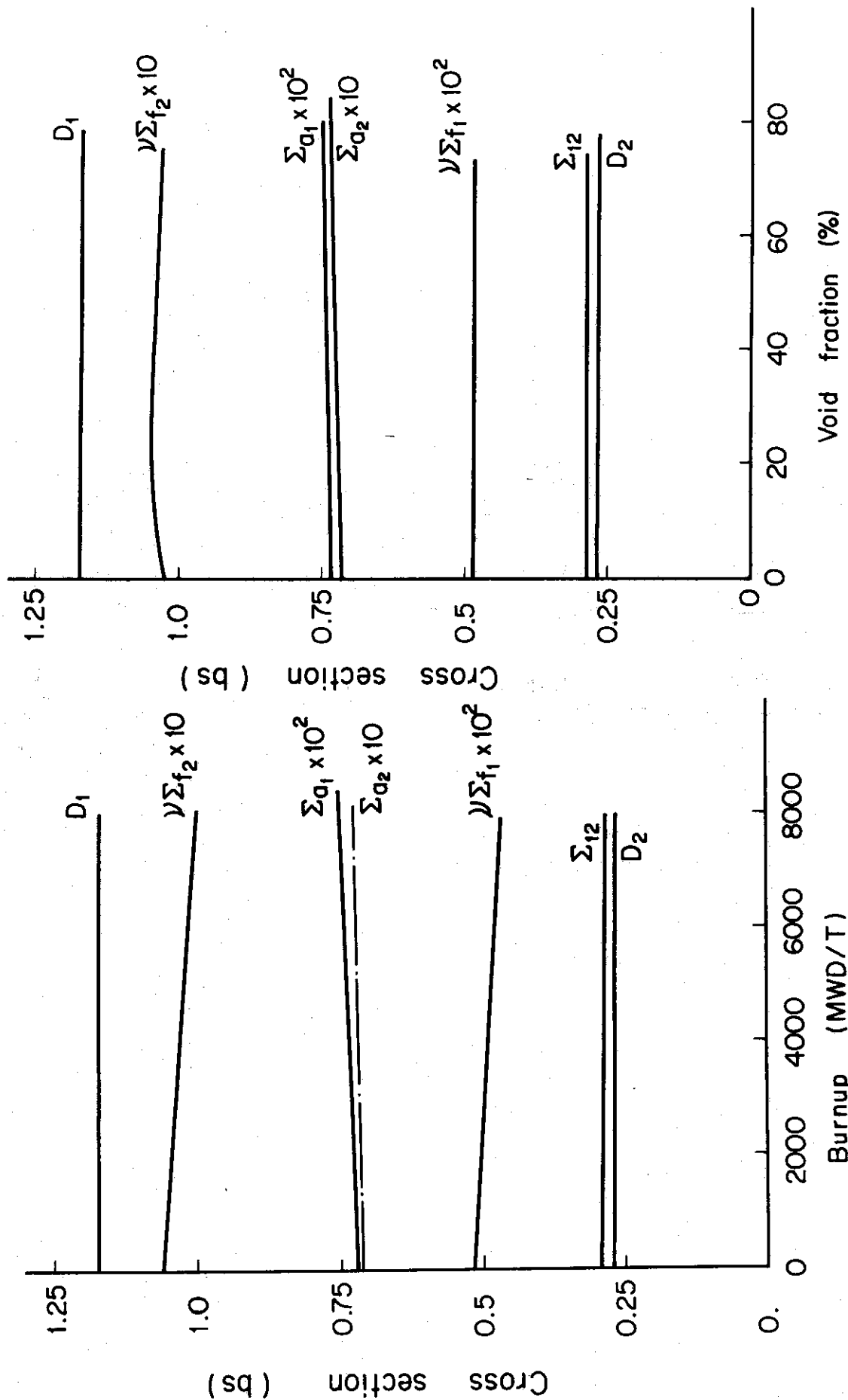


Fig. 29 Cross section vs. burnup (0.0% void)

Fig. 30 Cross section vs. void fraction at 6000 MWD/T

Table 16 Fitting coefficients of nuclear constants

construction nuclear constant	Without poison curtain		With poison curtain		Void dependence*
	with follower	with blade	with follower	with flade	
$D_1$	1.1757	1.16876	1.157707	1.14943	0
	$1.9801 \times 10^{-4}$	$1.96826 \times 10^{-4}$	$1.14995 \times 10^{-4}$	$1.14173 \times 10^{-4}$	0
$D_2$	$2.704413 \times 10^{-1}$	$2.49544 \times 10^{-1}$	$2.799267 \times 10^{-1}$	$2.73021 \times 10^{-1}$	0
	$-3.3985 \times 10^{-4}$	$-3.13589 \times 10^{-4}$	$-4.25001 \times 10^{-3}$	$-4.145155 \times 10^{-4}$	0
$\bar{\Sigma}_{a1}$	$7.2453 \times 10^{-3}$	$1.29401 \times 10^{-2}$	$7.36471 \times 10^{-3}$	$1.33225 \times 10^{-3}$	$3.101 \times 10^{-2}$
	$4.53165 \times 10^{-5}$	$8.1306 \times 10^{-5}$	$5.55166 \times 10^{-5}$	$1.00426 \times 10^{-5}$	
	$1.19602 \times 10^{-6}$	$2.14588 \times 10^{-6}$	$-2.07148 \times 10^{-6}$	$-3.74722 \times 10^{-6}$	
$\bar{\Sigma}_{a2}$	$7.19841 \times 10^{-2}$	$8.61301 \times 10^{-2}$	$7.88340 \times 10^{-2}$	$1.1447 \times 10^{-1}$	$9.4802 \times 10^{-2}$
	$2.04549 \times 10^{-4}$	$2.44746 \times 10^{-4}$	$-6.58002 \times 10^{-4}$	$-8.467443 \times 10^{-4}$	
	$-4.46249 \times 10^{-5}$	$-5.33943 \times 10^{-5}$	$1.775023 \times 10^{-5}$	$2.284174 \times 10^{-5}$	
$\bar{\Sigma}_{f1}$	$5.12679 \times 10^{-3}$	$5.18209 \times 10^{-3}$	$5.11983 \times 10^{-3}$	$4.99225 \times 10^{-3}$	$2.8801 \times 10^{-2}$
	$-7.68254 \times 10^{-5}$	$-7.7654 \times 10^{-5}$	$-9.2970 \times 10^{-5}$	$-9.06536 \times 10^{-5}$	
	$-4.53657 \times 10^{-7}$	$-4.58549 \times 10^{-7}$	$2.15446 \times 10^{-7}$	$2.1007 \times 10^{-7}$	
$\bar{\Sigma}_{f2}$	$1.058177 \times 10^{-1}$	$1.01188 \times 10^{-1}$	$1.07535 \times 10^{-1}$	$0.976295 \times 10^{-1}$	$2.377 \times 10^{-1}$
	$-8.711495 \times 10^{-4}$	$-8.33037 \times 10^{-4}$	$-9.497531 \times 10^{-4}$	$-8.622676 \times 10^{-4}$	
	$-8.312503 \times 10^{-5}$	$-7.94883 \times 10^{-5}$	$-8.962465 \times 10^{-5}$	$-8.136897 \times 10^{-5}$	
$\bar{\Sigma}_{l2}$	$2.95018 \times 10^{-2}$	$2.88792 \times 10^{-2}$	$2.851933 \times 10^{-2}$	$2.762773 \times 10^{-2}$	0
	$-5.5600 \times 10^{-5}$	$-5.44266 \times 10^{-5}$	$-4.525015 \times 10^{-5}$	$-4.383475 \times 10^{-5}$	0

$D_1, D_2, \bar{\Sigma}_{l2} : a + bE$

$\bar{\Sigma}_{a1}, \bar{\Sigma}_{a2}, \bar{\Sigma}_{f1}, \bar{\Sigma}_{f2} : a + bE + cE^2$

E : Exposure (1000 MWD/T)

\*  $1 + av + bv^2$       V : Average void fraction

## 6 最小臨界量の燃焼度依存

JPDR-1の最小臨界試験はTable 17 にしめすように3回おこなわれた。第3回の最小臨界試験は燃焼度が約4800MWD/Tの燃料を用いて、燃料本数をパラメータにして、パルス中性子法によって増倍係数を求めた。初期炉心と同じ炉心構成で、増倍係数の燃焼による変化を求めることができる。初期炉心と同じ炉心体系の増倍係数を燃焼度をパラメータにしてFig. 31 にしめす。

次にFLORAによる解析結果のフローをFig. 13 にしめす。まず、出力運転の三次元核熱水力計算によって、ボイド分布、出力分布、燃焼度分布を求めて、燃焼度を重みとしたボイド分布の平均を求める。Fig. 32, 33 に平均ボイド、燃焼度分布をしめす。次にTable 16 の核定数、平均ボイド分布、燃焼度分布をFLORAの入力として、増倍係数を求めた。この結果はFig. 31 に測定値とともにしめされている。

FLORAによる解析は反射体をx-y方向で一つの燃料体、炉心上下では一つのノード相当分をとり、ノードのサブノード分割を $3 \times 3 \times 3$ として計算した。また、燃料集合体の中央にあるコネクターはそれが属するノードに一樣に分散するものと仮定して計算された。また、初期炉心はクリーンであるので、 $S_m$ の効果はないので、MUSEによってTable 16 に示すような核定数の計算をし、三次元核計算をした。 $S_m$ による反応度効果は約0.91%  $\Delta k/k$ と求められた。

燃焼した燃料を使用して、ポイズンカーテンありなしの炉心を種々作り、それらの増倍係数をパルス中性子法で測定した。これらもFLORAでTable 16 のデータを用いて、解析をおこなった。これらの結果をTable 18 と19にしめす。

## 7 燃料反応度の計算

ポイズンカーテンなし最小臨界炉心(Fig. 32)を作り、その中央の燃料の装荷位置をテストゾーンとして、燃焼度のことなる種々の燃料を装荷して、パルス中性子法で燃料の反応度を測定した。最小臨界炉心の燃焼度依存の解析と同じような条件のもとで、FLORAによって高出力の燃焼度の解析結果から、平均ボイド率と燃焼度分布(Fig. 32, 33参照)を求めて、それらとTable 16 の核断面積の値をFLORAの入力データとして、それぞれの燃料の反応度を求めた(反射体にノードをとり、ノードの分割は軸方向を12とし、サブノードは $3 \times 3 \times 3$ とした)。これらの計算結果を燃料の平均燃焼度をパラメータとして、測定値とともにFig. 34 にしめす。両者は燃焼度に対する増倍係数がよい一致を示していることを示している。

Table 17 Multiplication factor of minimum critical core

Date	Aug. & Sep. 1963		Oct. 1964	Oct. 1968	
	$k_{\infty}$	1.016	1.0072	1.0052 0.9961	1.0130 0.9623
Poison curtain	0	12	7 12	0	12
Burnup (MWD/T)	0	0	184	4820	47000
Assemblies	9	15	15	13 9	20 15
Control rod	FO*	FO	FO	FO	FO

FO\*: Full out

Table 18 Multiplication factor with poison curtain at 4800 MWD/T

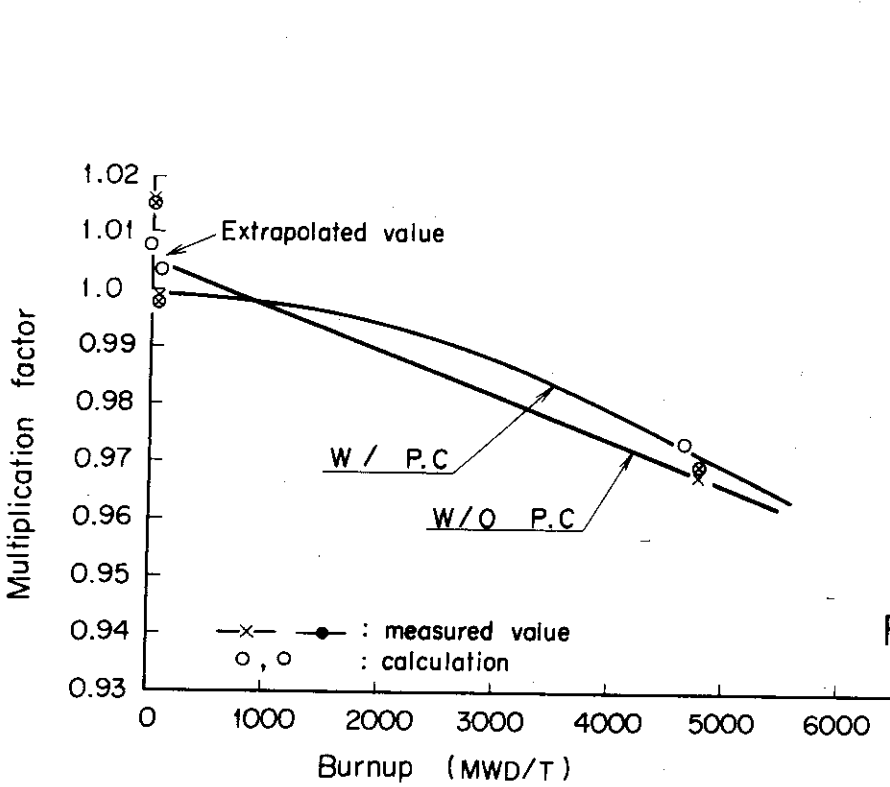
fuel elements	multiplication factor	
	measure	calculation
9	0.9679	0.968804
10	0.9786	0.974253
11	0.9906	—
12	1.0022	1.003348
13	1.0130	—

Table 19 Multiplication factor with poison curtain at 4700 MWD/T

fuel elements	multiplication factor	
	measure	calculation
12	0.9446	0.945916
15	0.9733	0.974891
16	0.9818	0.990813
20	1.0040	1.003712

Table 20 Stuck-rod and shut-down margin of full core

Burn up	Clean core 0. MWD/T	4060 MWD/T
Stuck-rod margin	0.980121	0.951112
	0.986	0.938
Stut-down margin	0.929523	0.871913
	0.916	0.872
	Calculated value by FLORA	measured value



Burnup (MWD/T)			
4620	4720	4710	4700
0.2622	0.2741	0.2480	0.2589
4910	4698	4789	4900
0.2837	0.2719	0.2505	0.2645
5090	4700	4995	4651
0.2688	0.2550	0.2634	0.2645
No fuel	4610	4780	5081
	0.2580	0.2624	0.2795

void fraction

With poison curtain

Fig.33 Minimum critical core

Fig.31 Minimum critical core vs. burnup

Burnup (MWD/T)		
4700	4710	4720
0.2589	0.2480	0.2741
4698	4789	4900
0.2605	0.2505	0.2719
4700	4995	4751
0.2645	0.2634	0.2550

void fraction

without poison curtain

Fig.32 Minimum critical core

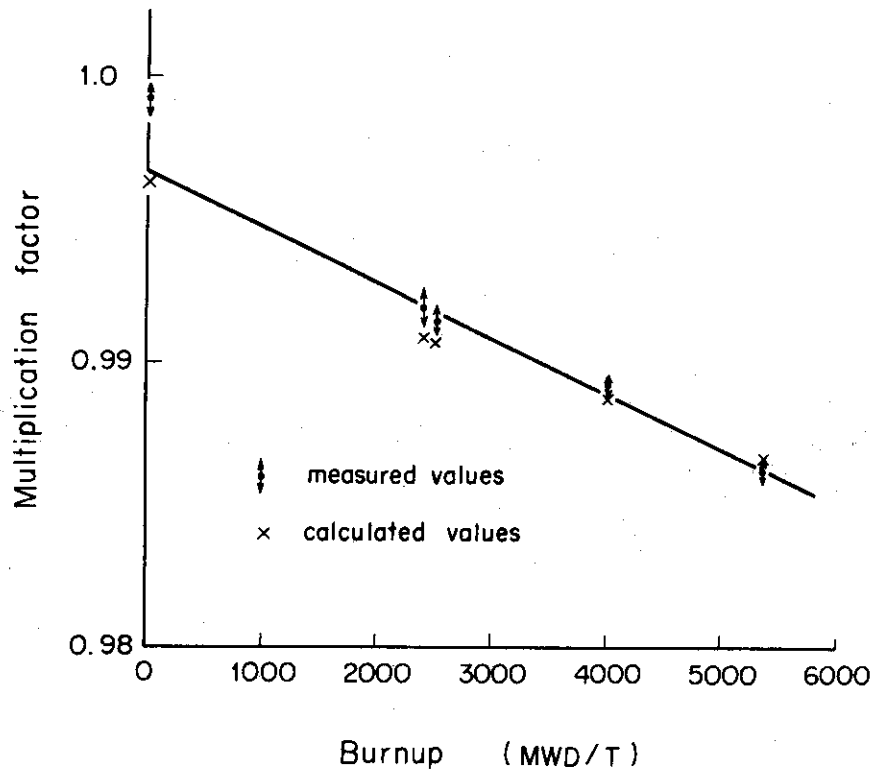


Fig.34 Fuel reactivity

## 8 検 討

本報は主に高出力の出力分布，燃焼度分布を解析した。出力分布はガンマブローブ試験によって測定され，FLAREによっても解析されてきた。FLORAによって解析すると，制御棒の近くで Fig. 18 に示されるように，二群拡散方程式を関数近似でといた効果が現われている。すなわち，FLAREによると，制御棒近くの出力は低く見積る傾向がある。FLORAによって，この点が改良されている。また，このことは Fig. 23 から理解できる。

ガンマブローブ試験の結果と FLORA の計算結果とは出力が低いところで誤差が大きく，高い出力ではよい一致をしている。これは境界条件の設定を検討する必要があることを意味している。例えば，炉心上下反射体の核定数は燃料の構造上，二つの一様の反射体とみなすことは無理があること，ならびに核定数の評価の方法を吟味する必要がある。反射体中の中性子スペクトルは場所によって大きくことなるにもかかわらず，核分裂中性子スペクトルを重みとして群定数を求めている。

燃焼度の測定値と FLORA による計算値とはよい一致をしている。これは予備計算でものべたように，計算結果とガンマブローブ試験結果との照合により，FLORA の入力データ，オプションの修正をおこなった効果が大きい。

燃焼によって炉心の核定数が変化して，出力分布が均一化する傾向にあるが，制御棒が引抜かれ，ボイドおよび出力分布が変わることによって，ピーキングが大きくなる。この点は PWR と BWR とで異なる。

低出力の最小炉心の増倍係数，燃料反応度の解析もよい一致をしている。これは高出力の解析がガンマブローブ試験，燃焼度の測定結果との対比によって FLORA の入力データおよびオプションの修正がおこなわれたことが大きな要因であることは言うまでもない。この他，FLORA によってスタックロッドマージン，シャットダウンマージン，9～22 体炉心の増倍係数の解析を予備的におこなった。これらはいずれも測定値に近い (Table 20 参照)。従って，FLORA は高出力でも低出力の炉物理特性の解析に使用できることがわかった。

## 9 あとがき

三次元核熱水力計算モデルは定数とモデルとが一体になって、初めて確立される。従って、核定数も十分に検討をしなければならない。解析値と測定値とが一致するといっても、厳密にモデルと定数の妥当性を議論することは困難であることが多い。それには多くのデータを解析して、議論しなければならない。例えば、燃焼度、出力、Pu およびUの個数分布等の解析と測定値との対比によって、パラメトリックに検知しなければならない。その点JPDR-1は多くのデータがあり、有用な解析ができる原子炉である。今後、JPDR II や国内の発電炉で三次元出力、燃焼度分布の解析を積重ねることによって、精度のよい解析がおこなわれることを望んでやまない。そのとき、FLORAの実用上の欠点、使用上の問題点が洗出されれば幸いである。

最後に、JPDR-1燃料の燃焼度を測定され、御協力下さったホットラボ、分析センターおよび燃開室の方々に深謝する。

## 10 文 献

- (1) D.L.Delp etc: GEAP-4598 (1964)
- (2) 江連: JAERI-memo 4295 (1972)
- (3) 江連, 北本: Revised SUBURV (MUSE)
- (4) 久家他: JP-Hydro, JAERI-1108 (1966)
- (5) 横田他: 計装燃料 (IFA#3) のJPDR炉心内特性, JAERI-memo 3229 (1968)
- (6) 江連他: JPDR-1の炉物理のまとめ (1970)
- (7) 江連, 山下: JPDR-1燃料の燃焼度の測定 (to be published)
- (8) 小森他: JPDR照射済燃料の燃焼度測定 (1971)
- (9) H.Natsume, etc: Chemical analyses of the JPDR fuel (1973)