

JAERI-M

7887

FCA V-2集合体の臨界量と特性試験
(FCAによる高速実験炉模擬実験研究報告)

1978年10月

飯島 勉・向山武彦・溝尾宣辰・白方敬章

前川 洋・弘田実弥・小西俊雄*・小林圭二**

渡辺秀明・小川弘伸・藤崎伸吾・草野譲一

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、お申しこしてください。

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.

FCA V-2 集合体の臨界量と特性試験
 (FCAによる高速実験炉模擬実験研究報告)

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

飯島 勉⁺・向山 武彦・溝尾 宣辰
 白方 敬章・前川 洋・弘田 実弥
 小西 俊雄^{*}・小林 圭二^{**}・渡辺 秀明
 小川 弘伸・藤崎 伸吾・草野 護一

(1978年9月4日受理)

FCA V-2 集合体はV-1 集合体に続くJOYOの物理的モックアップ炉心で昭和45年10月23日臨界に達した。この集合体はこの次に行なわれるJOYOの制御棒およびブランケットに関する工学的モックアップ炉心V-3 集合体のクリーン炉心であってそのための基礎データをとることと、V-1 集合体におけるデータと共にJOYO炉心の核設計に資することを目的としている。これらの目的のため本集合体ではV-1 集合体と同様多くの項目の実験が行なわれているが、本報告はそれらのうち臨界量および特性試験関係について述べたものである。

一連の補正を施した後の均質円筒炉心の臨界質量は $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ (91.40 ± 0.28) kg および ^{235}U (125.05 ± 0.38) kgとなった。各種の断面積セットによる臨界性の計算値と比較されたが、 S_n 補正、形状因子補正を施した後の値でみるとJAERI-Fast original, 同Version II, RCBN, ABBN各セットによる実効増倍係数は実験値に対し夫々 -0.18 , $+1.26$, -0.28 , $+2.92\%$ の差をみせた。

+ 大型トカマク開発部

* 日立エネルギー研究所

** 京都大学原子炉実験所

本報告書は、日本原子力研究所が動力炉、核燃料開発事業団の委託によって行なった研究の成果である。

FCA Assembly V-2 Critical Experiment

Tsutomu IIJIMA⁺, Takehiko MUKAIYAMA, Nobutatsu MIZOO,
Keisho SHIRAKATA, Hiroshi MAEKAWA, Jitsuya HIROTA,
Toshio KONISHI^{*}, Keiji KOBAYASHI^{**}, Hideaki WATANABE,
Hironobu OGAWA, Shingo FUJISAKI and Joichi KUSANO

Division of Reactor Engineering, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 4, 1978)

The results are described of critical experiments of the FCA assembly V-2, which is the second physics mock-up core for experimental fast reactor JOYO. Its first criticality was attained on October 23rd, 1970. Core composition of the assembly is the same as the following V-3 assembly. The main purpose is engineering mock-up experiments for JOYO control rods.

The critical masses for the homogeneous cylindrical core were 91.40 ± 0.28 kg of $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ and 125.05 ± 0.38 kg of ^{235}U .

The calculated effective multiplication factor with S_N correction differs from measured values with JAERI-Fast original, ditto version-II, RCBN and ABBN set by -0.18, +1.26, -0.28 and +2.92 % Δk respectively.

Keywords: FCA Assembly, Critical Experiment, Critical Mass, Rod Worth Calibration, Physics Mock-up, Mock-up Experiment, Multiplication Factor, JOYO Reactor Core

+ Division of Large Tokamak Development

* Hitachi Energy Research Laboratory

** Kyoto University

The work performed under contracts between Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation and JAERI.

目 次

1. 諸 論	1
2. FCA V-2集合体の概要	1
3. 臨界近接	5
4. 特性試験	12
4.1 制御棒の較正	12
4.1.1 標準反応度の測定	12
4.1.2 臨界法による制御棒較正	14
4.1.3 未臨界法による制御棒較正	14
4.1.4 未臨界度の測定	14
4.2 炉心周辺部質量係数	16
4.3 出力較正	20
4.4 反応度価値空間分布 (EUO ₂ および ¹⁰ B ₄ C)	20
5. 臨界量の決定	24
5.1 臨界量を求めるための諸補正	24
5.1.1 超過反応度	24
5.1.2 密着面間隙効果	25
5.1.3 制御安全棒装填状態	25
5.1.4 炉心境界形状効果	26
5.1.5 非均質効果	26
5.2 臨界量の実験値	33
6. 臨界性の計算	35
6.1 断面積セット	35
6.2 計算方法および計算コード	35
6.3 計算結果	36
6.4 結果の検討	37
謝 辞	41
参考文献	41
付 録	
Appendix 1 制御棒較正データ	43
Appendix 2 非均質効果の補正について	45
(1バックバンチングのデータおよび非均質さの尺度)	
Appendix 3 V-2集合体における原子数密度について	46
Appendix 4 JAERI-Fastセット修正版による計算	47

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of FCA Assembly V-2	1
3. Critical Approach	5
4. Measurements of Characteristics of Assembly V-2	12
4.1 Control Rod Calibration	12
4.1.1 Measurement of Standard Reactivity	12
4.1.2 Rod Calibration by Critical Method	14
4.1.3 Rod Calibration by Subcritical Method	14
4.1.4 Measurement of Subcriticality	14
4.2 Peripheral Mass Coefficient	16
4.3 Calibration of Power	20
4.4 Reactivity Worth Distribution of EUO_2 and $^{10}\text{B}_4\text{C}$	20
5. Determination of Critical Mass	24
5.1 Corrections to Determine Critical Mass	24
5.1.1 Excess Reactivity	24
5.1.2 Gap Effect	25
5.1.3 Control and Safety Rod Effects	25
5.1.4 Edge Effect	26
5.1.5 Heterogeneity Effect	26
5.2 Experimental Value of Critical Mass	33
6. Theoretical Calculation of Criticality	35
6.1 Cross-Section Sets	35
6.2 Calculation Methods and Codes	35
6.3 Results of Calculation	36
6.4 Discussion	37
Acknowledgement	41
References	41
Appendixes	
Appendix 1 Data of Control Rod Calibration	43
Appendix 2 On the Correction for Heterogeneous Effect	45
(Data on Bunching Experiments and Scale of Heterogeneity)	
Appendix 3 Atom Densities of FCA Assembly V-2	46
Appendix 4 Calculation with Revised JAERI-Fast Set	47

1. 諸 論

ここで報告するV-2集合体は高速実験炉JOYOのモックアップ炉心の一つでV-1集合体¹の諸実験終了後臨界近接が行なわれ昭和45年10月23日臨界に致達した。

JOYOの制御棒効果およびブランケットに関するEngineering mock up 炉心V-3集合体がこの次の炉心として予定されているが、V-2集合体はそのClean core でありいわゆるPhysics mockup 炉心と呼ばれるものである。

V-2集合体の目的はV-3集合体のための基礎データをとること、V-1集合体で問題点として残された項目について実験を行なうことであり、次に挙げる項目の測定を行なった。

- 1) 臨界量
- 2) 中心反応度価値
- 3) 反応度価値空間分布
- 4) 反応率分布
- 5) 中性子スペクトル
- 6) ドップラー係数
- 7) Naホイド係数
- 8) ^{240}Pu , ^{241}Pu 効果
- 9) FP効果

本報はこのうち臨界量に関する実験、特性試験(制御棒較正、周辺質量係数)、 $^{10}\text{B}_4\text{C}$ および90%濃縮 UO_2 の反応度価値の空間分布等の諸結果についてまとめたものである。

2. FCA V-2集合体の概要

前述の如くV-2集合体はEngineering mockup炉心V-3集合体のClean coreである。JOYOの制御棒およびブランケットに関するEngineering mockupを行なうためには炉心の寸法がJOYOのそれとほぼ等しいことが必要である。模擬制御棒用のチャンネル(Naを装填した引出し)6本を設けた状態で臨界体積がJOYOの炉心(251ℓ)と等しくなるという条件から炉心組成は体積比で $\text{Pu}/\text{EU}/\text{Na}/\text{Al}_2\text{O}_3=1/3/8/4$ に選ばれた^{*}。この組成を選ぶについては上記の理由の他、核分裂物質およびNaの密度、中性子スペクトルがなるべくJOYOに近いものであるということも大きな根拠になっている。

NaチャンネルはV-3集合体において制御棒の模擬を行なう際設けられるものでPhysics mockup 炉心であるV-2集合体ではそれは設けず均一炉心であり、したがって臨界体積も

* この組成はV-1集合体に関する報告書JAERI-M. 7882のP.2 Prob. #5に対応する。

1. 諸 論

ここで報告するV-2集合体は高速実験炉JOYOのモックアップ炉心の一つでV-1集合体¹の諸実験終了後臨界近接が行なわれ昭和45年10月23日臨界に到達した。

JOYOの制御棒効果およびブランケットに関するEngineering mock up 炉心V-3集合体がこの次の炉心として予定されているが、V-2集合体はそのClean core でありいわゆるPhysics mockup 炉心と呼ばれるものである。

V-2集合体の目的はV-3集合体のための基礎データをとること、V-1集合体で問題点として残された項目について実験を行なうことであり、次に挙げる項目の測定を行なった。

- 1) 臨界量
- 2) 中心反応度値
- 3) 反応度値空間分布
- 4) 反応率分布
- 5) 中性子スペクトル
- 6) ドップラー係数
- 7) Naホイド係数
- 8) ^{240}Pu , ^{241}Pu 効果
- 9) FP効果

本報はこのうち臨界量に関する実験、特性試験（制御棒校正、周辺質量係数）、 $^{10}\text{B}_4\text{C}$ および90%濃縮 UO_2 の反応度値の空間分布等の諸結果についてまとめたものである。

2. FCA V-2集合体の概要

前述の如くV-2集合体はEngineering mockup炉心V-3集合体のClean coreである。JOYOの制御棒およびブランケットに関するEngineering mockupを行なうためには炉心の寸法がJOYOのそれとほぼ等しいことが必要である。模擬制御棒用のチャンネル（Naを装填した引出し）6本を設けた状態で臨界体積がJOYOの炉心（251ℓ）と等しくなるという条件から炉心組成は体積比で $\text{Pu}/\text{EU}/\text{Na}/\text{Al}_2\text{O}_3=1/3/8/4$ に選ばれた^{*}。この組成を選ぶについては上記の理由の他、核分裂物質およびNaの密度、中性子スペクトルがなるべくJOYOに近いものであるということも大きな根拠になっている。

NaチャンネルはV-3集合体において制御棒の模擬を行なう際設けられるものでPhysics mockup 炉心であるV-2集合体ではそれは設けず均一炉心であり、したがって臨界体積も

* この組成はV-1集合体に関する報告書JAERI-M. 7882のP.2 Prob. #5に対応する。

220ℓ程度である。

炉心の燃料引出しのプレート配列は核分裂源の分布がなるべく均質に近くなるように Fig. 2.1 の装填図の如く決められた。

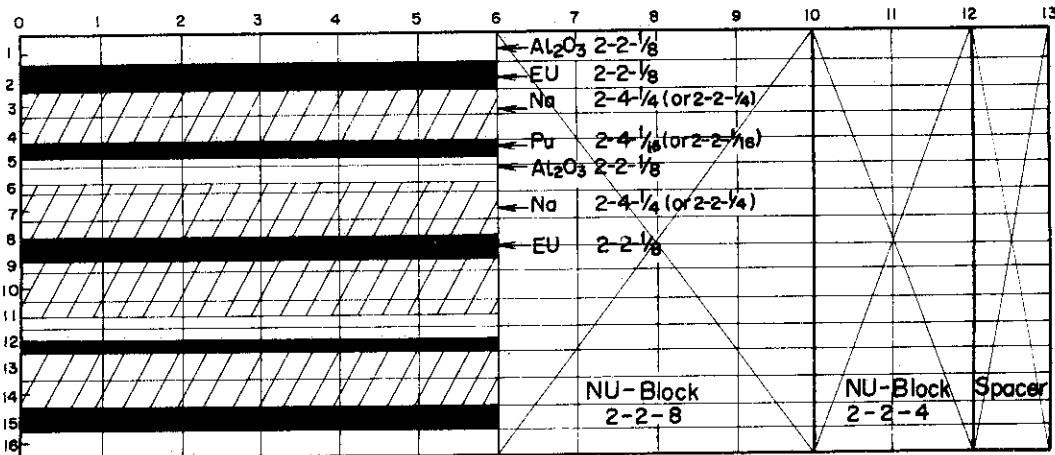


Fig. 2.1 Top view of assembly V-2 core drawer loading

ブランケットはV-1集合体と同じ30cm厚の天然ウランである。但し最外部の部分には天然ウランブロックの手持量の制約から劣化ウランを用いている。

Table 2.1にV-2, V-1, JOYO各炉心の組成を示す。又, Table 2.2および2.3には夫々これら炉心の中性子スペクトルおよび各種積分特性量のJAERI-Fast セット⁽²⁾による計算値を示す。

Table 2.1 Material compositions of cores of JOYO and mockup systems

Material	Atom densities (10^{24} atoms/cm ³)		
	JOYO	V-1	V-3
Pu-239	0.0010928	0.010446	0.0010458
Pu-240	0.0003905	0.00009427	0.00009325
Pu-241	0.0000781	0.00001124	0.00001069
U-235	0.001665	0.001960	0.001470
U-238	0.005505	0.007781	0.005836
O	0.017290	0.016476	0.013101
Na	0.009212	0.006043	0.008134
Al	—	0.011065	0.008830
Cr	0.003565	0.003054	0.003273
Fe	0.011610	0.010971	0.011950
Ni	0.001993	0.001428	0.001535
Mo	0.000254	—	—

Table 22 Calculated spectra at core centres
of JOYO and mockup systems

Group No i	$\phi_i \Delta u_i$		
	JOYO	V-1	V-2
1	0.351	0.323	0.305
2	1.728	1.557	1.486
3	4.367	3.824	3.729
4	8.296	7.541	7.597
5	11.572	10.536	10.705
6	14.133	14.089	14.116
7	18.462	18.038	17.494
8	15.140	15.740	15.510
9	12.050	13.273	13.073
10	7.534	8.725	8.969
11	3.454	3.621	3.806
12	1.494	1.532	1.649
13	0.709	0.665	0.774
14	0.508	0.393	0.557
15	0.155	0.113	0.176
16	0.037 ₃	0.026 ₀	0.044 ₂
17	0.007 ₀	0.004 ₆	0.008 ₇
18	0.000 ₉	0.000 ₆	0.001 ₂
19	0.000 ₁	0.000 ₁	0.000 ₁
Total	100.000	100.000	100.000

Table 23 Comparison of integral properties of
JOYO and mockup systems

	JOYO	V-1	V-2
Criticality			
Core Volume (ℓ)	148.3	151.8	215.6
Mass $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ (kg)	68.9	63.6	90.4
Mass ^{235}U (kg)	96.4	116.1	123.7
Kinetic parameters ^(b)			
Life time l_p (sec)	1.91×10^{-7}	1.30×10^{-7}	1.621×10^{-7}
Delayed neutron fraction β	5.23×10^{-3}	5.63×10^{-3}	5.350×10^{-3}
Spectrum matching ^(c)			
ppp at core centre		0.00244	0.00304
Spectrum indices ^(d)			
$^{28}\sigma_f / ^{49}\sigma_f$	0.0453	0.0412	0.0404
$^{25}\sigma_f / ^{49}\sigma_f$	0.900	0.908	0.917
$^{40}\sigma_f / ^{49}\sigma_f$	0.338	0.319	0.317
$^{41}\sigma_f / ^{49}\sigma_f$	1.432	1.463	1.476
$^{28}\sigma_c / ^{49}\sigma_f$	0.127	0.118	0.133
$^{49}\sigma_c / ^{49}\sigma_f$ ($^{49}\alpha$)	0.148	0.148	0.156
$^{25}\sigma_c / ^{25}\sigma_f$ ($^{25}\alpha$)	0.226	0.230	0.236

(a) in spherical core with 30cm thick N.U. blanket

(b) by ABBN set

(c) cf. Ref. (3)

(d) at the core centre

3. 臨 界 近 接

プルトニウム炉心では外部中性子源が不用であることがV-1集合体の実験で明らかとなっていたため、今回のV-2集合体の臨界近接では始めから外部中性子源を使用しなかった。通常の手順により臨界近接は行なわれ、各装荷ステップ毎に装荷されている天然ウランブロックを中心から順次、炉心用引出しに置き換えた。V-1集合体に比べて炉心が大きくなることが予想されたため、第2ステップにおいて天然ウランラケットの追加が行なわれ、厚さの不足を補った。各ステップ毎の装荷の様子をFig.3.1に、装荷量をTable 3.1に示す。第6ステップにおいて移動側、固定側に各3本の1/2炉心引出し(炉心要素半分を装填したもの)が追加されるとともに、各1本の引出しを2本の1/2炉心引出しに分割した。この時、No.1制御棒を完全挿入、No.2を194.84mmの位置にして臨界となった。続いて行なわれた特性試験の結果から制御安全棒の反応度値が安全規準($>0.5\% \Delta k/k$)を満たないと判明したため制御安全棒の装填を変更して次の第7ステップに進むことになった。第7ステップではFig.3.2 aに示す制御安全棒の装填図(V-1集合体の場合と同じ)からFig.3.2 bに示すように1パック当り濃縮ウランの板2.5枚が追加された。この濃縮ウランの追加にともなって炉心から8本分の炉心引出しが除かれ、Fig.3.3および3.4に示す装荷図のようにして臨界近接を行なった。No.1制御棒完全挿入、No.2制御棒が188.80mmの位置で臨界に達した。このとき線型出力系#6チャンネルの読みは $0.500 \times 10^{-8} \text{ A}$ で、0.48Wの出力であった。

臨界近接のデータの一部をTable 3.2に示す。表中各段の3列目は装荷ステップでの増倍率の逆数を更にプルトニウムの自発核分裂による中性子発生数で規格化したものである。Bパターンは両制御棒完全引抜状態、CパターンはNo.1制御棒のみ完全挿入、Dパターンは両制御棒とも完全挿入状態をいう。臨界近接曲線はFig.3.5に示す。第3ステップと第4ステップの間で曲線の交叉がみられるのは、第2第3ステップの時、較正用中性子源が誤まって炉心の近くに置かれていたためと判明している。

* スクラムによる衝撃によってアルミナの破損がみられたため、濃縮ウランの板の他に、アルミニウムおよびステンレスの板で構成された。なお、安全性の立場からプルトニウムを含んだ構成にすることはさけている。

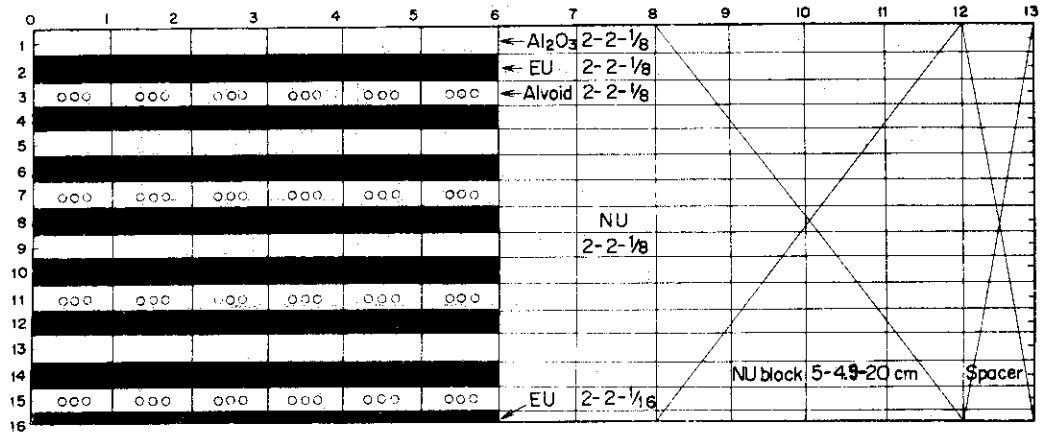


Fig.3.2 a Top view of assembly V-1 control and safety drawer loading.

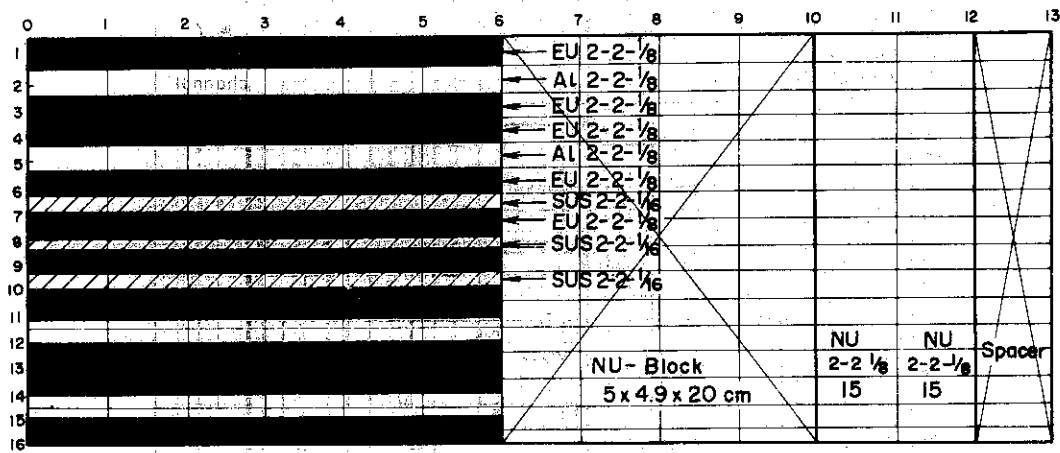


Fig.3.2 b Top view of assembly V-2 control and safety drawer loading.

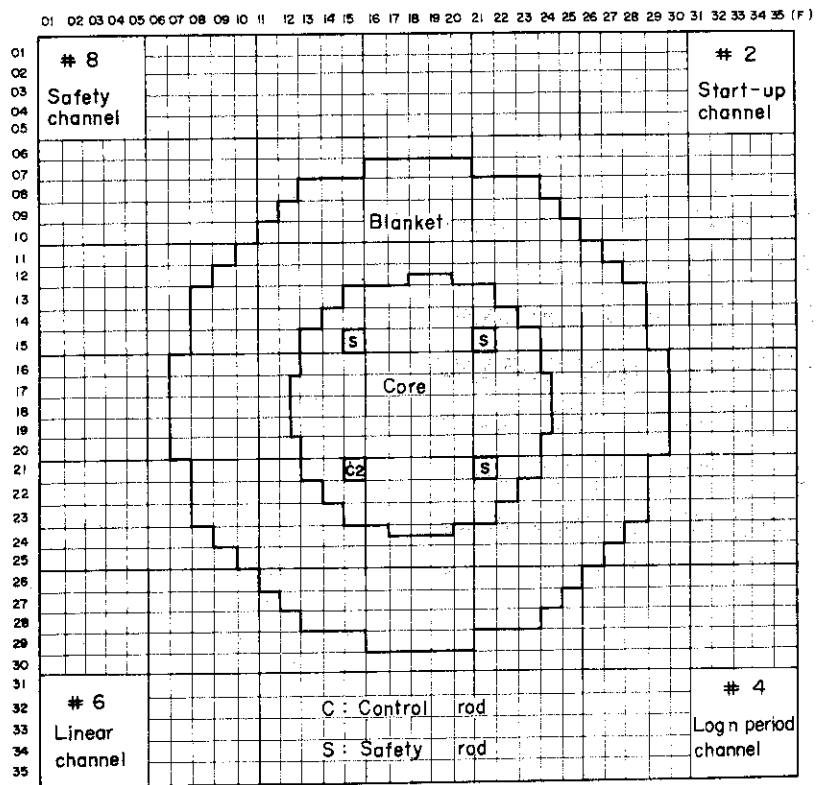


Fig.3.3 Assembly V-2 loading pattern in fixed half.

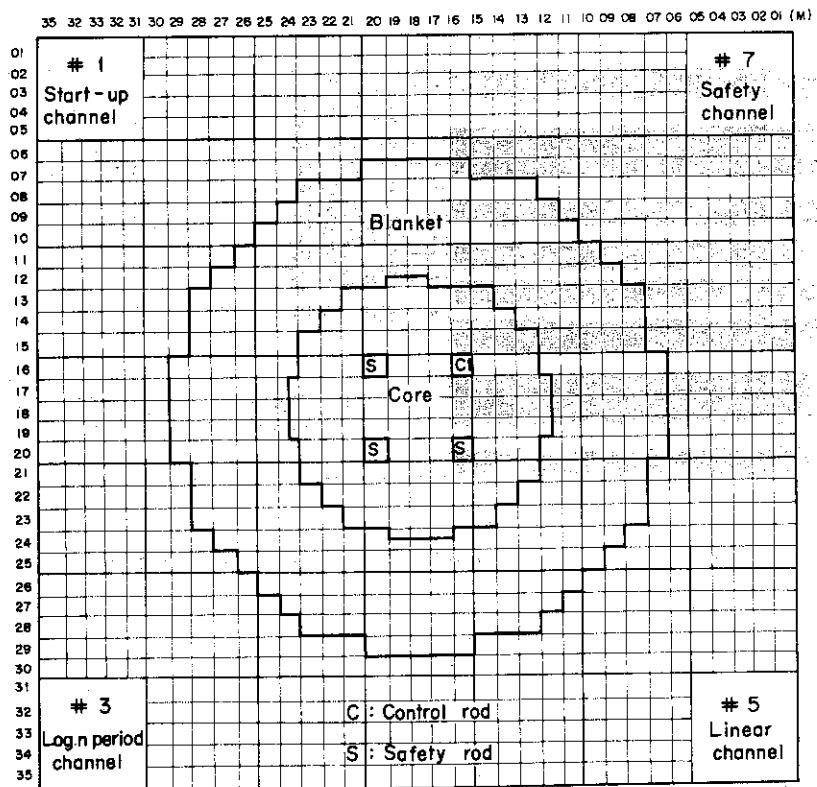


Fig.3.4 Assembly V-2 loading pattern in movable half.

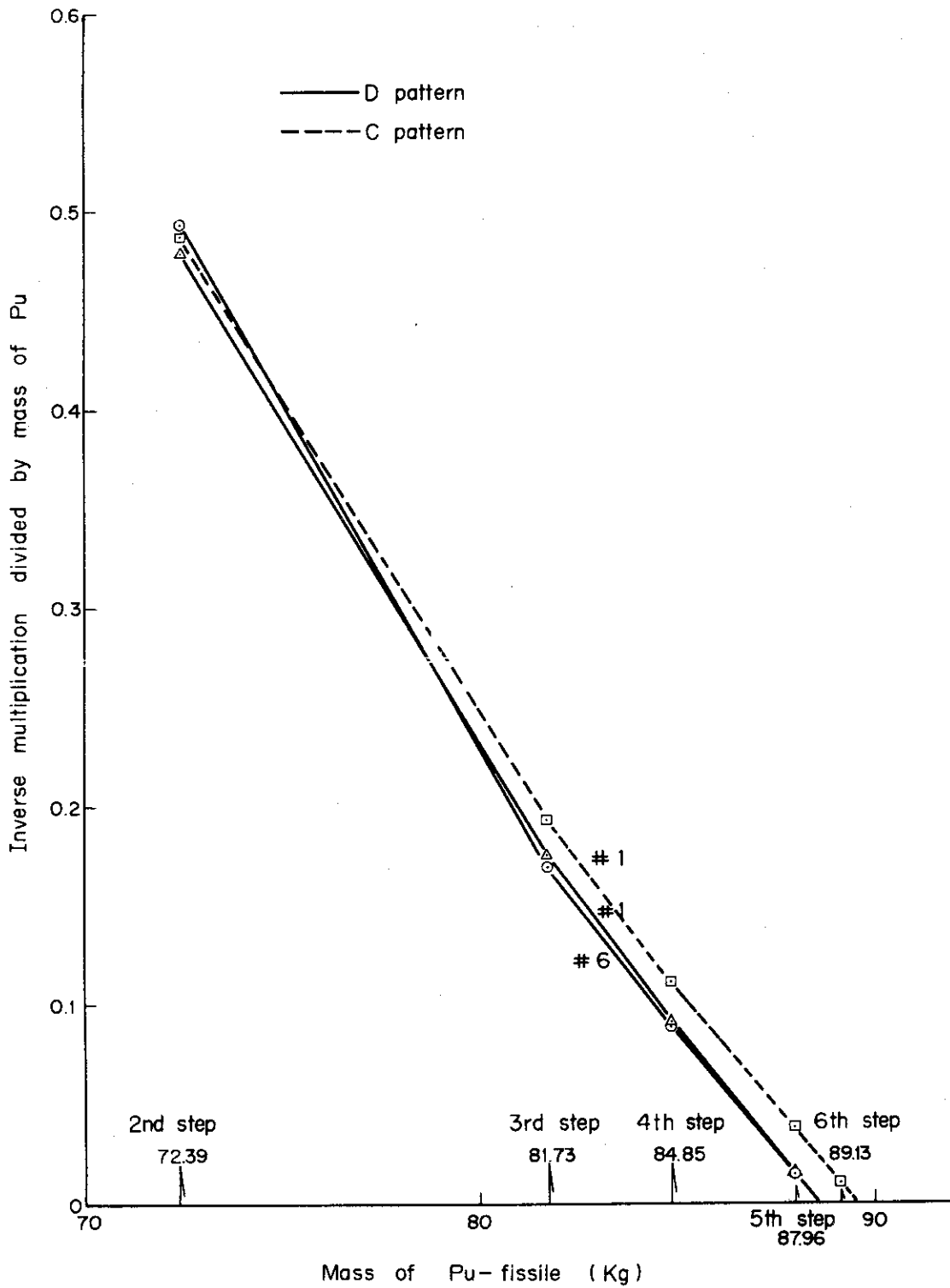


Fig. 3.5 Inverse multiplication curves in critical approach.

Table 3.1 Fuel loading steps at critical approach
of assembly V-2

Step No	Number of drawers loaded		Integrated number of drawers loaded	Loaded mass (kg)	
	Fixed half	Movable half		U-235	Pu-239, 241
1	81	81	162	92746	59937
2	16	16	194	109802	72391
3	12	12	218	122594	81732
4	4	4	226	126858	84846
5	4	4	234*	131122	87960
6	15	15	237*	132722	89128
7	-4	-4	229**	132010	86014

* full drawer として換算してある。half drawer は M.F. 各 5 本

** 制御安全棒の装填変更にもなつて、M.F. 各引き出し 4 本分の燃料が除かれた。

full drawer に換算してあり、half drawer M.F. 各 11 本である。

Table 3.2 Critical approach data of assembly V-2

Pattern	Step No. channel No.	1	2	3	4	5	6	7
B	n (cpm)	4904	6277	13453	20848	41930	70405	
	#1 no/n	1.000	0.638	0.298	0.192	0.0955	0.0569	
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.528	0.218	0.136	0.0651	0.0383	
	n (cpm)	5308	8586	18301	27612	55969	93788	
	#2 no/n	1.000	0.618	0.290	0.192	0.0948	0.0566	
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.512	0.213	0.136	0.0646	0.0381	
	i (A)	0.260×10^{-10}	0.400×10^{-10}	0.082×10^{-9}	0.128×10^{-9}	0.259×10^{-9}	0.445×10^{-9}	
	#5 io/i	1.000	0.650	0.317	0.203	0.100	0.0584	
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.538	0.232	0.143	0.0681	0.0393	
	i (A)	0.255×10^{-10}	0.395×10^{-10}	0.088×10^{-9}	0.130×10^{-9}	0.260×10^{-9}	0.445×10^{-9}	
	#6 io/i	1.000	0.633	0.290	0.196	0.0981	0.0573	
	(io/i)/(S/So)	1.000	0.524	0.213	0.138	0.0668	0.0385	
C	n (cpm)	4148	7056	15731	26378	74452	274924	
	#1 no/n	1.000	0.5879	0.2637	0.1573	0.5571	0.01509	
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.4868	0.1934	0.1111	0.03796	0.01015	
	n (cpm)	5591	9292	21336	35108	99852	367514	
	#2 no/n	1.000	0.6017	0.2620	0.1593	0.05599	0.01521	
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.4982	0.1922	0.1125	0.03815	0.01023	
	i (A)	0.270×10^{-10}	0.430×10^{-10}	0.097×10^{-9}	0.163×10^{-9}	0.458×10^{-9}	0.172×10^{-8}	
	#5 io/i	1.000	0.628	0.278	0.166	0.0590	0.0157	
	(io/i)/(S/So)	1.000	0.520	0.204	0.117	0.0402	0.0106	
	i (A)	0.261×10^{-10}	0.425×10^{-10}	0.102×10^{-9}	0.168×10^{-9}	0.465×10^{-9}	0.180×10^{-8}	
	#6 io/i	1.000	0.6141	0.256	0.155	0.0561	0.0145	
	(io/i)/(S/So)	1.000	0.508	0.188	0.109	0.0382	0.00975	
D	n (cpm)	4350	7602	18238	33859	197307		
	#1 no/n	1.000	0.572	0.239	0.129	0.0221		
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.474	0.175	0.0908	0.0150		
	n (cpm)	5814	9857	24661	45202	263322		
	#2 no/n	1.000	0.590	0.236	0.129	0.0221		
	(no/n)/(S/So)	1.000	0.488	0.173	0.0909	0.0150		
	i (A)	0.280×10^{-10}	0.458×10^{-10}	0.112×10^{-9}	0.210×10^{-9}	0.118×10^{-8}		
	#5 io/i	1.000	0.611	0.250	0.133	0.0137		
	(io/i)/(S/So)	1.000	0.506	0.183	0.0940	0.0161		
	i (A)	0.268×10^{-10}	0.450×10^{-10}	0.116×10^{-9}	0.212×10^{-9}	0.127×10^{-8}		
	#6 io/i	1.000	0.596	0.231	0.126	0.0211		
	(io/i)/(S/So)	1.000	0.493	0.169	0.0890	0.0144		

4. 特性試験

4.1 制御棒の較正

4.1.1 標準反応度の測定

V-2集合体における制御安全棒の配置はFig.3.3および3.4に示された通りである。標準反応度 ρ_0 として移動側のNo.9安全棒の30.00mmから完全挿入までの反応度が採用された。標準反応度として安全棒No.9を採用したのは、2本の制御棒から距離的に離れており、干渉効果が小さいと考えられたからである。臨界状態に $+\rho_0$ の反応度変化を与えて、そのdoubling timeを測定し、逆時間方程式から標準反応度 ρ_0 を決定する。No.9が30.00mmの位置であらじめの線型出力系#5の出力 0.5×10^{-6} Aに対応する臨界点をNo.2で求めておく。(No.1完全挿入, No.2 112.77mm)次いで出力レベルを 0.1×10^{-7} Aまで下げた後、再度No.2制御棒を 0.5×10^{-6} Aにおける臨界点、すなわち112.77mmまでもどしてからNo.9安全棒を完全挿入してdoubling timeの測定を開始した。測定値を付録のTable A.1.1に示す。doubling timeの値として出力レベル 0.2×10^{-6} Aから 0.2×10^{-5} Aの範囲の5点を採用し、その平均値をとった。doubling timeは

$$T_D = 94.70 \pm 0.45 \text{ s}$$

であり、これに対するペリオドは

$$T = 136.65 \pm 0.65 \text{ s}$$

である。

上記の測定範囲を採用したのは次の理由による。誤差が2%以下と予想されたからである。測定の始めの部分はプルトニウムによる自発核分裂の中性子によって見かけ上、反応度変化が ρ_0 より大きくなっているためペリオドが減少している。§4.1.4で述べるように線型出力系#6で出力 0.5×10^{-6} Aに対する原子炉の末臨界度は ρ_0 単位で1%程度であって出力が増加するとともに減少する。又、測定開始後350秒ほど経過してからの値を採用しているので過渡現象は十分小さくなっている。測定範囲の上限は出力をそれほど上昇できないこともあるが、温度上昇にともなう反応度効果を小さくしたいということから制限される。出力 0.8×10^{-5} Aにおけるプルトニウム燃料の温度上昇は冷却効果が全くなく燃料のみが発熱温度上昇すると仮定すれば約5.4℃であり、^{*}少くともこれより小さいと考えられる。事実、熱電対による測定で、

* ペリオド法による反応度測定においてプルトニウム燃料の発熱による反応度変化をペリオド変化は小さく無視できると仮定して概算すると、

$$\Delta \rho_T(t) = T \cdot \Delta k_T \cdot q_p \cdot P_0 e^{-\frac{t}{T}} / M_p \cdot \sigma_p$$

で与えられる。 $\Delta \rho_T(t)$ はt秒後における反応度変化、Tはペリオド、 Δk_T は反応度の温度係数、 q_p は全体の発熱のうちプルトニウムの受けもつ割合、 P_0 は $t=0$ における出力、 M_p はプルトニウムの質量、 σ_p はプ

炉心の温度上昇は1~2℃の範囲であって、これに対する反応度変化は ρ_0 単位で12%程度である。出力は時間とともにほぼ指数関数で上昇するので上記測定範囲において、温度による反応度変化は2%以下であったと考えられる。

標準反応度の計算に必要な β_{eff} の値はKPARAM-IIコードで計算した。⁽⁴⁾ 使用している群定数は、⁽⁵⁾ ABBNセットであり、 β の値はU-235についてはKEEPIN⁽⁶⁾、他のデータはKVITEK⁽⁷⁾の値を用いている。Table 4.1に β_{eff} 、 λ_i を示す。炉心の大きさは半径36.56 cmの球、ブランケットの厚さは30 cmとして計算した。得られた β_{eff} の値を用い、逆時間方程式から求めた標準反応度 ρ_0 の値は次のとおりである。

β および λ の誤差を含めた場合

$$\rho_0 = (3.63 \pm 0.23) \times 10^{-4} \Delta k/k$$

Tのみの誤差を考慮した場合

$$\rho_0 = (3.630 \pm 0.013) \times 10^{-4} \Delta k/k$$

β および λ の値に同じものを用いたデータに対しての相互比較では2番目の誤差を使用すればよい。

Table 4.1 Delayed neutron parameters of V-2 Assembly

		$\beta_{eff\ell}^m (\times 10^{-4})$						
m	ℓ	1	2	3	4	5	6	Sum
Pu-239		0.2704	2.3456	1.6610	2.5624	0.6695	0.3477	7.8546
Pu-240		0.0084	0.1220	0.0872	0.1827	0.0778	0.0105	0.4886
U-235		1.0544	5.8788	5.1902	11.2540	3.5333	0.7187	27.6294
U-238		0.2278	2.4016	2.8392	6.8017	3.9446	1.3152	17.5301
Total								53.5027

		λ_{ℓ}^m					
m	ℓ	1	2	3	4	5	6
Pu-239		0.0129	0.0311	0.134	0.331	1.26	3.21
Pu-240		0.0129	0.0313	0.135	0.333	1.36	4.04
U-235		0.0127	0.0317	0.115	0.311	1.40	3.87
U-238		0.0132	0.0321	0.139	0.358	1.41	4.02

ルトリウム²³⁸の比熱である。ペリオドを137秒とすると、出力が786W(線型出力系#6で 0.8×10^{-5} A)になったときの温度上昇は5.4℃であり、 $dK/dT = 3 \times 10^5 (\Delta k/k) / ^\circ C$ として^{**}反応度変化は $1.6 \times 10^{-4} \Delta k/k$ である。実際の温度上昇は上で述べたようにこれよりずっと小さいと考えられる。

** 予備的測定による概略値

4.1.2 臨界法による制御棒校正

No. 1 および No. 2 制御棒の反応度校正は § 4.1.1 で測定した標準反応度を用いてまず置換法により測定した。No. 9 が 30.00 mm および 0.00 mm の位置に対して丁度臨界を保つように順次 No. 1 制御棒を引抜き、No. 2 制御棒を挿入して No. 1 および No. 2 制御棒の校正を行なった。臨界点は炉出力 60 W で 99% のバックグランド電流を流した状態で測定した。各ステップにおける臨界点での制御棒の位置を Table A.1.2 に示す。臨界法による校正曲線の範囲を広げるため、超過反応度を増加した状態での測定が追加された。その結果を Table A.1.3 に示す。No. 1, No. 2 の校正曲線は次に述べる未臨界法の結果も含めて Fig. 4.1 に示す。臨界点は制御棒の位置で ±0.05 mm 以下でおさえられるので、臨界法による測定誤差は ρ_0 単位で 0.2% 以下である。

4.1.3 未臨界法による制御棒校正

中性子源を持つ原子炉が未臨界の状態にあるとき、一点炉近似が成立つと仮定すると、この原子炉の実効増倍係数の 1 からのずれ δk は出力に逆比例するはずであり、検出器の計数率 C との間には次の簡単な関係があることが知られている。

$$C = \frac{A}{\delta k} \quad (4.1)$$

ここで A は中性子源の強さ、即発中性子寿命、検出器の効率等で決まる定数である。

各ステップでの制御棒の位置に対する未臨界度を核分裂計数管を用いている起動系 #1, #2 チャンネルの計数率と補償型電離箱を用いている線型出力系 #5, #6 チャンネルの平均値が載せられているが、両者は誤差の範囲で良く一致している。これらの測定値の誤差のうちで、統計誤差に起因するのは 1% 以下である。誤差はその他に検出器の位置の差等によるものが考えられ、#5 と #6 に対してはさらに目盛の指示および読み取り誤差 1~2% が加わる。Fig. 4.1 に未臨界法による較正值が示されているが、臨界法による測定値と大変よい一致を示している。

4.1.4 未臨界度の測定

プルトニウムを含んだ炉心では出力が平衡に達しても、自発核分裂中性子による反応度効果による見かけの臨界点であって系は未臨界の状態にある。出力レベルを変えたときの制御棒の位置の変化から反応度の差を求め、(4.1) 式の計数率の代りに出力レベルを用いて未臨界度が求まる。

線型出力系 #6 の出力 I (アンペア) に対する未臨界度は

$$\delta k/k = - \frac{5.85 \times 10^{-9}}{I} \rho_0$$

にフィットされた (Fig. 4.2)。したがって例えば 0.5×10^{-7} amp (~ 5 W) の出力においては $-0.117\rho_0$ の未臨界状態となる。

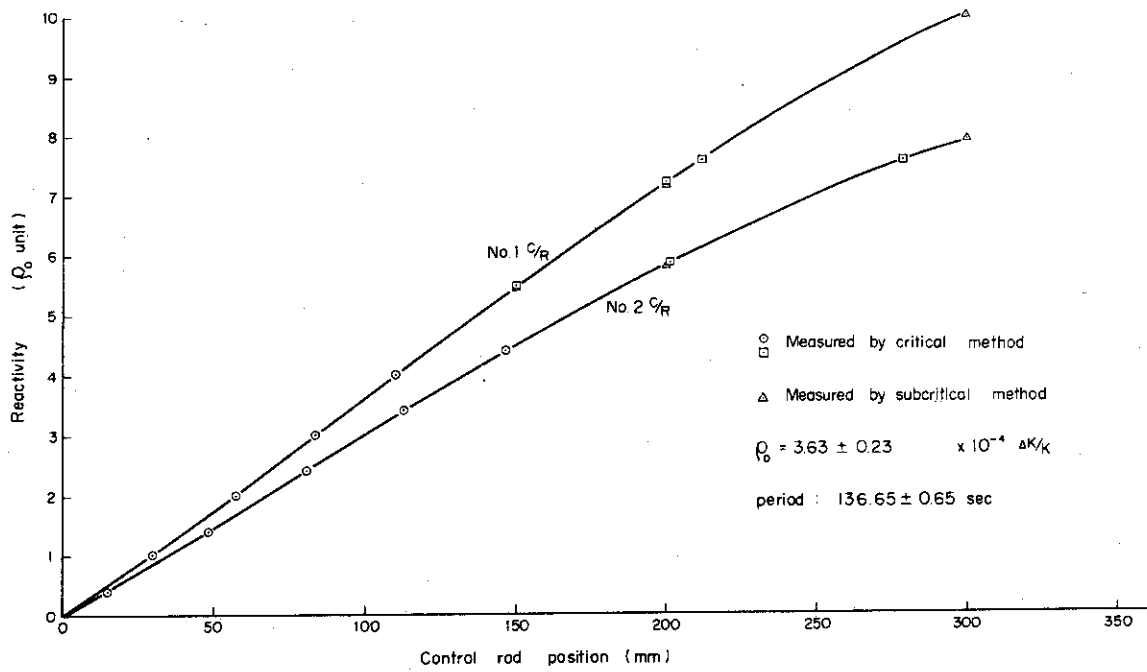


Fig. 4.1 Calibration curve of control rods of assembly V-2.

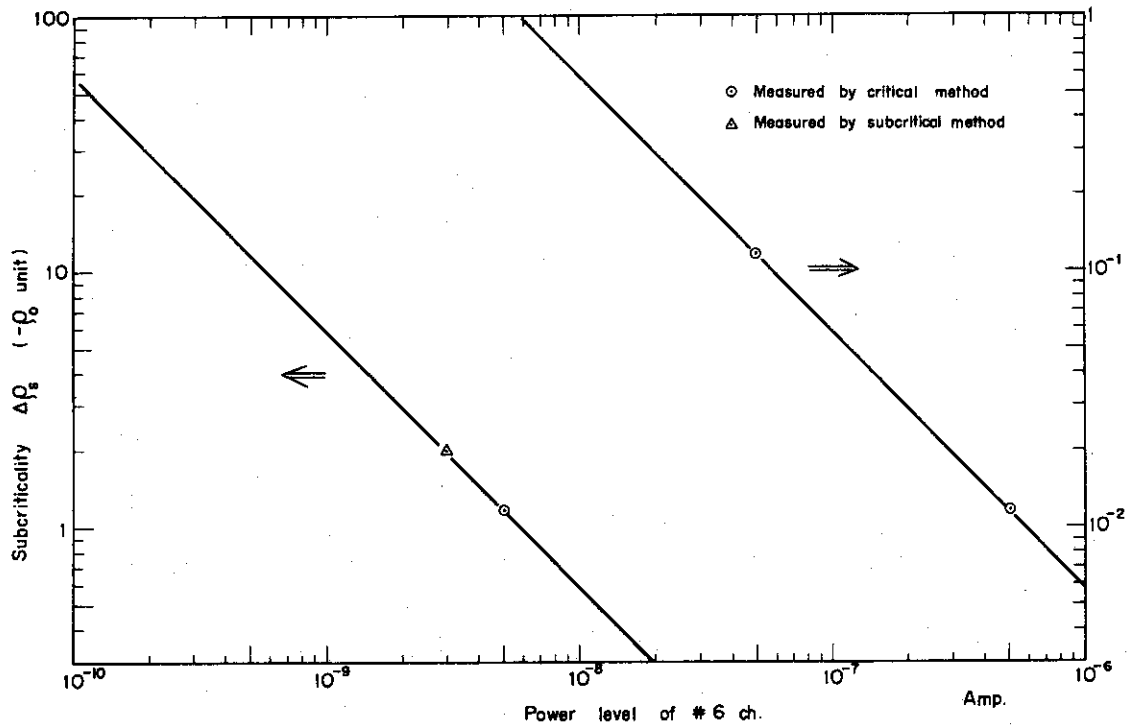


Fig. 4.2 Subcriticality ($\Delta \rho_s$) vs power level.

4.2 炉心周辺部質量係数

これは臨界状態における反応度変化 $\Delta\rho$ ($\% \Delta k/k$) を炉心周辺部の燃料装荷量の変化 ΔM (kg) に換算するための係数である。V-2 炉心断面は周辺に凹凸があり完全な円ではないため、その周辺部質量係数は場所によって異なり半径だけでは一意的に決まらない可能性がある。この凹凸を考慮に入れてこのような炉心周辺に一樣に平均して燃料が装荷或は装脱された場合の質量係数を考え、これを今仮りに凹凸炉心質量係数と呼ぶことにする。その場合この係数は反応度変化を現実の凹凸炉心における装荷装脱量へ換算する際には適用すべき値となるが、円筒体系の反応度変化を燃料変化量に換算する場合にはその円筒炉心の質量係数なるものを新たに求めて用いる必要がある。そこでこの節ではまず凹凸炉心質量係数を実験的に求め、次にその値から半径の関数としての円筒炉心質量係数を推定してみる。

実験は、炉心とブランケットの境界付近の炉心物質或はブランケット物質をそれぞれブランケット物質或は炉心物質で置換えて、その位置における炉心用引出し 1.5 本当りの反応度変化を求めた。反応度変化 $\Delta\rho$ は置換えの前後の臨界点の推移から求められ、臨界点は出力 4.8 W (線形出力系 # 6 の指示値 0.5×10^{-7} amp) において No 2 制御棒の位置により求められた。実際の測定で対象となった領域は Fig. 4.3 に示された a, b, c の 3 個所であり、これらの領域の炉心物質をそれぞれ引出し半分ずつ増した状態を a^+ , b^+ , c^+ と呼び、同様に引出し半分ずつ減らした状態を a^- , b^- , c^- と呼ぶことにする。V-2 炉心断面はほぼ円に近く、Fig. 4.2 において $(\frac{1}{a} a + b + c)$ なる領域を考えるとこれが丁度炉心全体の $1/8$ の周辺に対応していて、このような領域の繰り返りで V-2 炉心周辺が形成されているのがわかる。したがって $(\frac{1}{2} a + b + c)$ の領域に対応する質量係数を測定すれば、これが求めようとする V-2 炉心周辺部の凹凸炉心質量係数である。

測定結果を Table 4.2 と Fig. 4.4 に示す。

Table 4.2 Reactivity change due to exchange between core drawers and blanket drawers

Exchanged region	Average radius $r (r_0)$	No 2 C/R Position change (mm)	Reactivity change per 1.5 drawers $\Delta\rho (\rho_0)$
a^-	5.815	150.13 → 23.99	-3.85 ± 0.05
a^+	6.310	150.13 → 279.04	3.04 ± 0.07
$b^- + c^-$	5.839	150.13 → 17.57	-4.04 ± 0.05
$b^+ + c^+$	6.267	150.13 → 281.67	3.09 ± 0.07

($b^- + c^-$) および ($b^+ + c^+$) の測定の際、b 領域と c 領域の干渉効果を避けるため c 領域の代わりに c' 領域が用いられた。まず第 1 段階として、測定領域 a^- , a^+ ($b^- + c^-$), ($b^+ + c^+$) の半径の値として半径方向切断面 ΔS の炉心軸からの平均半径

$$\bar{r} = \frac{\int \Delta s \cdot r \, ds}{\int \Delta s \, ds}$$

を用いて測定結果をプロットしてみた。その結果、質量係数 $\Delta M / \Delta \rho$ の値は炉心周辺部の凹凸のため厳密には半径 r だけでなく炉心中心からの方向にも依存していて関数 $f(r, \theta)$ と表示すべき値であることが判明したが、今ここでその θ 依存性を調べてみることにする。 θ 一定の場合質量係数の r 依存が r の一次式でその勾配が上記のプロットの直線勾配に等しいと仮定すると、測定点 a^- と $(b^- + c^-)$ および a^+ と $(b^+ + c^+)$ の等半径に換算した場合の差は引出し 1.5 本当たりそれぞれ $0.24\rho_0$ および $0.04\rho_0$ 、相対比にしてそれぞれ 6.0% および 1.3% である。この質量係数の差を半径 r の差に換算してみると $0.119 r_0$ (0.66 cm) および $0.020 r_0$ (0.11 cm) となるが、これはすなわち質量係数の等価曲線が真円からこの程度ずれていることを意味している。ここで r_0 は格子管ピッチで 5.52 cm である。これらの違いは測定領域が有限の大きさである場合の測定例であるから、等半径にある無限小領域の場合の差は場所によってはもう少し大きくなる可能性があるが、いずれにしても周辺部質量係数の θ 依存性は大きくないと言える。そこで、領域 $(\frac{1}{2} a^- + b^- + c^-)$ に対応する測定値を以って、半径 r の関数としての凹凸炉心質量係数

$$\int_0^{2\pi} f(r, \theta) d\theta = \Delta \rho(r)$$

とする。

次に、質量係数 $\Delta \rho(r)$ が炉心周辺部の限られた範囲では直線的に変化する、すなわち r の一次式で表わせる、と仮定する。その場合、有限な大きさの測定領域の平均半径として

$$\bar{r}' = \frac{\int_{\Delta s} r \Delta \rho(r) ds}{\int_{\Delta s} \Delta \rho(r) ds}$$

なる値を解析的に求めることができる。測定値の平均半径としてこの \bar{r}' を用いればその値は炉心組成一定、臨界性保持の条件下の円筒炉心における半径 \bar{r}' の測定点の値と見做すことができる。そこで二つの測定領域 $(\frac{1}{2} a^- + b^- + c^-)$ および $(\frac{1}{2} a^+ + b^+ + c^+)$ の平均半径としてまず第 1 段階として以前に求められた

$$\bar{r}' = \frac{\int_{\Delta s} r ds}{\int_{\Delta s} ds}$$

を用いて $\Delta \rho(\bar{r})$ を出し、次に第 2 段階としてこの $\Delta \rho(\bar{r})$ を使って平均半径

$$\bar{r}' = \frac{\int_{\Delta s} r \Delta \rho(r) ds}{\int_{\Delta s} \Delta \rho(r) ds}$$

を計算して $\Delta \rho(\bar{r})$ を求めた。同様にして平均半径 \bar{r}' および質量係数分布 $\Delta \rho(\bar{r}')$ の値は数回の Iteration により収斂し、その結果は、

$$\bar{r}' \left(\frac{1}{2} a^- + b^- + c^- \right) = 5.803 r_0$$

$$\bar{r}' \left(\frac{1}{2} a^+ + b^+ + c^+ \right) = 6.246 r_0$$

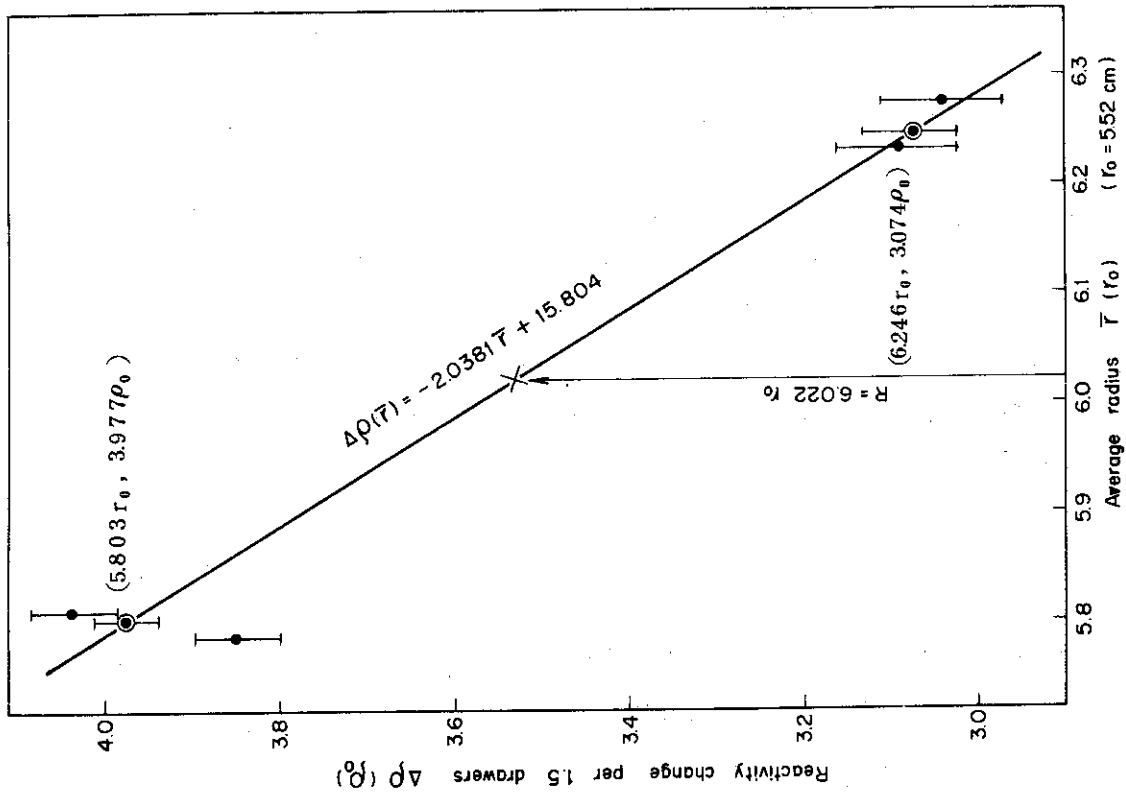


Fig.4.4 Reactivity change due to exchange between core drawers and blanket drawers.

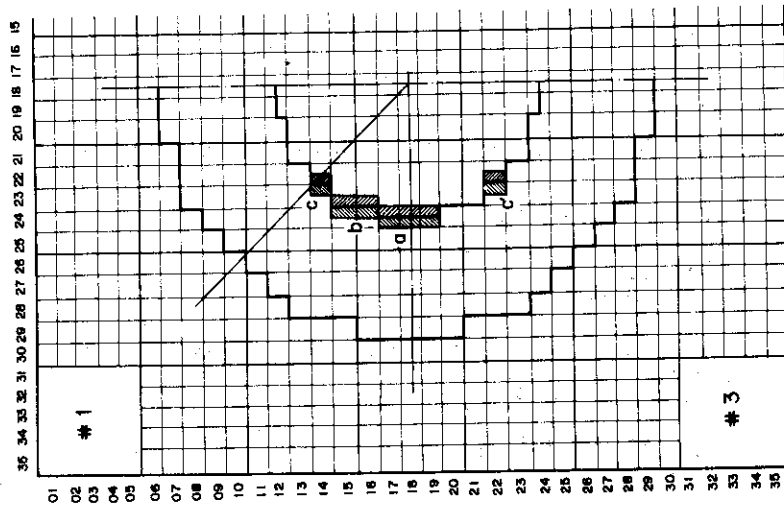


Fig.4.3 Drawer positions in the movable half of Assembly V-2 for mass coefficient measurement.

$$\Delta\rho(\bar{r}') = -2.0381 \bar{r}' + 15.804 \quad (\rho_0/1.5 \text{ drawers})$$

となった。これがV-2炉心周辺部の質量係数関数であり、Fig.4.4は実はこの収斂結果を
示したものである。炉心周辺に凹凸があり円筒からずれている場合には、平均半径 \bar{r}' の上式
における値が周辺部質量係数である。その際平均半径 \bar{r}' として厳密には

$$\int_{\text{actual core}} \rho(r) ds = \int \pi \bar{r}'^2 \rho(r) ds$$

を満足する r' を用いるべきであるが、近似的には炉心周辺部に沿った面積素片 Δs を積分範
囲とした

$$\bar{r}' = \frac{\int \Delta s r \rho(r) ds}{\int \Delta s \rho(r) ds}$$

を用いればよい。

試みに特性試験の行なわれた時点のV-2炉心の周辺部質量係数を1例として求めてみる。
その時点のV-2炉心の質量係数に関する平均半径Rは、周辺部 Δs において平均すること
により

$$R = \frac{\int \Delta s r \Delta\rho(r) ds}{\int \Delta s \Delta\rho(r) ds}$$

から求められ、その結果

$$\begin{aligned} R &= 6.022 r_0 \\ &= 33.24 \text{ cm} \end{aligned}$$

となる。これを上に求めた質量係数関数に代入すると、引出し1.5本当りの反応度値は、

$$\begin{aligned} \Delta\rho(R) &= (3.531 \pm 0.054) \rho_0 \\ &= (0.1282 \pm 0.0084) \% \Delta k/k \end{aligned}$$

となる。引出し1.5本の燃料装填量からV-2炉心周辺部の質量係数を求めると、

$$\{ \text{Pu-239,241} (0.1658 \pm 0.0024) \text{kg} + \text{U-235} (0.2264 \pm 0.0034) \text{kg} \} \rho_0$$

或は

$$\{ \text{Pu-239,241} (4.57 \pm 0.30) \text{kg} + \text{U-235} (6.24 \pm 0.41) \text{kg} \} / \% \Delta k/k$$

となる。以上の結果を算出する際の誤差評価において考慮された誤差の内分けは次に列挙した
項目であり、測定領域が有限の大きさを占めたことによる誤差および半径方向質量係数の直線
内挿に伴う誤差は含まれていない。すなわち、

分離密着に伴う反応度測定の誤差	0.015 ρ_0
制御棒の臨界点指示の誤差	0.0015 ρ_0
引出し数本の装脱装荷或は差し換えの誤差	0.01 ρ_0
炉心の温度変化による誤差	0.01 ρ_0
制御棒校正曲線の誤差	0.02~0.05
2-4-1/16型Pu板(UK製)のPu-239,241の質量	(65.03 ± 0.074)g
2-2-1/8型EU板のU-235の質量	(29.611 ± 0.034)g

ペリオド測定および β_i , λ_i の誤差による ρ_0 の誤差 $0.0023\% \Delta k/k$ である。

4.3 出力較正

制御盤上の線形出力系#6の指示値が 0.4×10^{-7} ampのときの炉出力を核分裂計数管を用いて較正した。炉心中心に置いたEU計数管の波高分布を波高ゼロまで外挿して求めた Total fission eventは128分のAccumulationに対して603940であった。Counter内(8)に含まれる実効的原子数が 3.04×10^{17} atoms, そのうち93.3%がU-235であるから炉心中心におけるU-235の原子1個当りの核分裂率は

$$\frac{60394}{128 \times 60} \div (3.04 \times 10^{17} \times 0.933)$$

$$= 2772 \times 10^{-16} \text{ fission/sec/atom of } ^{235}\text{U}$$

となる。炉心物質中の ^{235}U 原子密度はTable 6.1より 1.47×10^{21} atoms/cm³であるから、炉心物質中の ^{235}U 原子の核分裂率は炉心中心において、

$$2772 \times 10^{-16} \times 1.47 \times 10^{21}$$

$$= 4.075 \times 10^5 \text{ fissions/sec/cm}^3$$

となる。

一方、炉心中心における ^{235}U のFission fractionは50.2%であり、さらに、炉心全体^{*}の核分裂率に対して炉心中心1cm³の核分裂率の占める割合は $(1.475 \times 10^5)^{-1}$ である。したがって、測定時における炉心全体の核分裂率は次のようになる。^{**}

$$\frac{4.075 \times 10^5}{0.502} \times 1.475 \times 10^5$$

$$= 1.197 \times 10^{11} \text{ fissions/sec}$$

$$= 3.86 \text{ W}$$

通常臨界位置は 0.5×10^{-7} ampに設定されるが、この出力レベルは4.8 Wに相当する。ここで、1 Wは

$$3.1 \times 10^{10} \text{ fission/sec}$$

とした。

4.4 反応度価値空間分布 (EUO₂および¹⁰B₄C)

V-2炉心の特性試験の一環として反応度価値の空間分布が測定された。炉心中心における測定結果の絶対値は、測定法の異なる一連の中心反応度価値の測定結果と比較することができる。

* JAERI-FASTによる一次元円筒拡散計算結果による。

** JAERI-FASTによる二次元円筒拡散計算結果による。

ここで測定の対象となった核種はマシン・タイムの制限上¹⁰Bと²³⁵Uの二種類に限られ、90.4%濃縮のB₄C粉末と90%濃縮のUO₂ペレットがそれぞれ試料として用いられた。試料の量はSelf-shielding効果の影響を避けるためなるべく少くすることが望まれ、炉心中心における値が測定誤差の数十倍になるように決定された。測定点は円筒炉心の半径方向に限られ、カウンター駆動機構を用いて径方向各格子の中心点における値が測定された。反応度の測定は同じ測定位置における試料とダミー試料との臨界点の推移から求められ、臨界点はB₄Cの場合は出力4.8W(線形出力系#6の指示値 0.5×10^{-6} amp)、UO₂の場合は4.8W(翌日の炉心変更作業のため)において99% Backing current sourceを用いてFine control rodにより求められた。炉心の温度変化による臨界点のDriftは当然のことながら臨界直後に大きく、時間の経過と共に小さくなるがすでに確かめられているが、臨界後数時間を経てもなおかつFine rodにして数mmのDriftのあることが本測定に先立って行なわれたDriftのCheckで確認された。このように臨界点の時間的変動のある場合には各測定の前後にReferenceとなるべき基準点の臨界点の臨界点測定を行なうのが望ましいが、試料の寸法上実験孔には案内用スリーブ管を挿入していなかったためカウンター駆動機構で試料を挿入することには危険が伴うので、各測定毎に臨界点のDriftをCheckすることは行なわなかった。その代り本測定に際しては臨界後数時間待ってDriftの影響を小さくする一方、径方向1runの測定の所要時間をできるだけ短くしてDriftの補正が小さくなるように配慮した。

測定結果を試料のデータと共にTable 4.3と4.4に掲げる。これらの表におけるFine rodの臨界位置は温度変化に伴うDriftを次のような方法で補正した値である。

Table 4.3 Reactivity worth distribution of UO₂ sample in Assy. V-2

Position	Average radius (r_0^*)	Critical point in fine rod (mm)	Reactivity with can (ρ_f^{**})	Net reactivity (ρ_f)	Net reactivity with error (ρ_0^{***})	Relative ratio normalized at core center
F18-17	1.0	152.8	5.04	4.24	0.182 ± 0.0028	0.971 ± 0.021
F18-18	0	157.2	5.18	4.37	$0.188 \pm$ "	1.000
F18-19	1.0	153.0	5.04	4.25	$0.183 \pm$ "	0.972 ± 0.021
F18-21	3.0	123.8	4.01	3.35	$0.144 \pm$ "	0.768 ± 0.019
F18-23	5.0	80.5	2.42	2.05	$0.088 \pm$ "	0.469 ± 0.017
F18-24	6.0	59.8	1.55	1.39	$0.060 \pm$ "	0.318 ± 0.016
F18-26	8.0	29.4	0.246	0.246	$0.011 \pm$ "	0.056 ± 0.015
F18-28	10.0	23.75	0	0	0	0

$$* r_0 = 5.52 \text{ cm}$$

$$** \rho_f = 4.298 \times 10^{-2} \rho_0 = 1.560 \times 10^{-5} \Delta k/k$$

$$*** \rho_0 = 3.63 \times 10^{-2} \% \Delta k/k$$

Specification of the UO₂ sample
pellet type

diameter : 15.0mm

UO₂ net weight : 21.0677g

²³⁵U enrichment : 90%

Table 4.4 Reactivity worth distribution of B₄C sample in Assy. V-2

Position	Average radius (r ₀)	Critical point (mm)		Reactivity with can (ρ _f)	Net reactivity (ρ _f)	Net reactivity with error (ρ ₀)	Relative rasion normalized at core center
		C/R #2	Fine rod				
F18-17	1.0	128.72	29.2	8.06	7.26	0.314±0.0014	0.944±0.006
F18-18	0	"	18.9	8.51	7.70	0.331± "	1.000
F18-19	1.0	"	27.1	8.15	7.35	0.316± "	0.956±0.006
F18-21	2.0	"	52.2	7.06	6.32	0.272± "	0.822±0.006
F18-21	3.0	"	35.1	5.75	5.10	0.219± "	0.662±0.005
F18-22	4.0	"	127.1	4.17	3.64	0.156± "	0.473±0.005
		134.64	226				
F18-23	5.0	"	58.2	2.64	2.27	0.097± "	0.294±0.004
F18-24	6.0	"	92.8	1.26	1.09	0.047± "	0.142±0.004
F18-25	7.0	"	116.6	0.337	0.303	0.013± "	0.039±0.004
F18-26	8.0	"	124.1	0.106	0.106	0.005± "	0.014±0.004
F18-27	9.0	"	126.4	0.025	0.025	0.001± "	0.003±0.004
F18-28	10.0	"	127.1	0	0	0	0

Specification of the B₄C sample

Made in Germany

Net weight : 21052g

¹⁰B enrichment : 90.4±0.2%B/B₄C weight percent : 76.5%

すなわち、1 runの測定終了後再び測定開始点における臨界点をとり、その間のDriftが時間の経過に比例して進行したと仮定して各測定点の測定時刻から臨界点の補正を行なう方法である。これらの測定が行なわれた径方向実験孔のStreaming効果に関しては、Fission counterの反応率のStreaming効果に関する測定結果がある。それによると²³⁵U counterに関しては実験孔のどの位置においてもStreaming効果はないという結果なので、濃縮UO₂ペレットの反応度値分布に関してもStreaming効果の補正は必要ないと考えられる。

B₄CのStreaming効果については測定例がないので、未補正のままである。Fig. 4.5は反応度値の測定結果を炉心中心（測定位置はF18-18の密着面側の1パック目の中心で、正確には炉心中心より半パックだけずれている）で規格化してプロットしたものである。

上記の誤差計算において考慮された誤差は、Fine rodによる臨界点測定の誤差だけである。試料のSelf-shieldingのための補正は含まれていない。臨界点の測定は、出力4.8 Wの場合はP. I. D制御による自動制御下のFine rodの指示値を2秒毎に数十個から数百個打ち出してその平均値をとることにより求められ、出力4.8 Wの場合は1 runの所用時間を短くするため出力安定後数十秒間の指示値を目で読んで平均することにより求められた。このようにし

て求めた臨界点の測定誤差は、Fine rodの目盛にして出力4.8Wの場合は高々0.5mm、出力4.8Wの場合は高々1mmである。これらの値から反応度測定誤差を求めるとそれぞれ0.0014 ρ_0 および0.0028 ρ_0 となる。

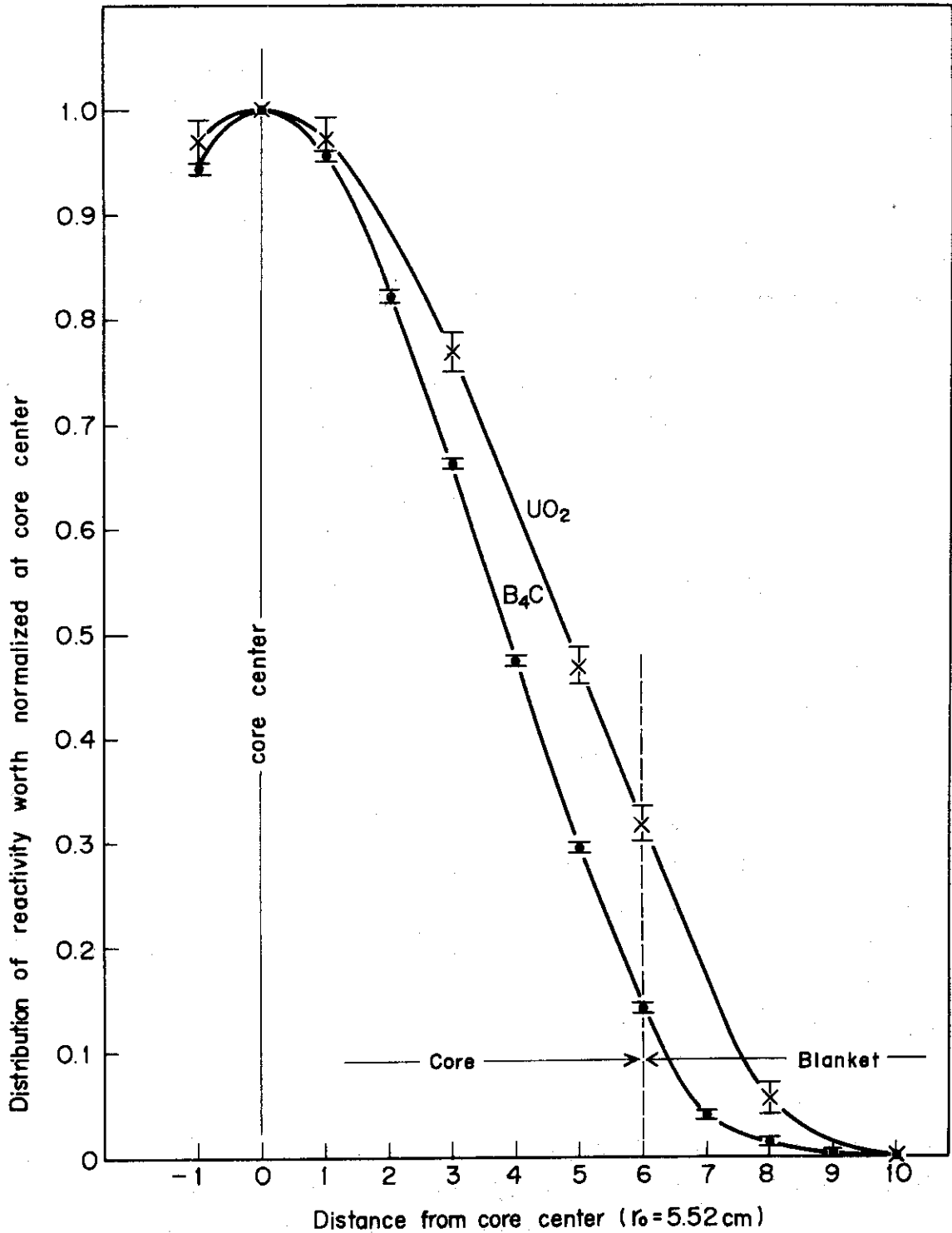


Fig.4.5 Radial distributions of UO₂ and B₄C reactivity worths in Assembly V-2.

5. 臨 界 量 の 決 定

5.1 臨 界 量 を 求 め る た め の 諸 補 正

V-2集合体の臨界時における炉心装荷状態はFig.3.3および3.4の装荷図に示す如くで燃料装荷量は*

$$\begin{array}{ll} {}^{239}\text{Pu} + {}^{241}\text{Pu} & 86.06\text{ kg} \\ {}^{235}\text{U} & 131.97\text{ kg} \end{array}$$

である。制御安全棒8本にはFig.3.2bの装荷図の如くPu燃料は入っていない。

実験値と計算値の比較を容易にするため計算においては考慮されにくい諸量を実験的に補正した。

補正を施す前の状態としてFig.3.3および3.4の実際の装荷状態から制御棒、安全棒を標準の炉心引出しに置き換えた体系を考える。このときの燃料装荷量は

$$\begin{array}{ll} {}^{239}\text{Pu} + {}^{241}\text{Pu} & 89.18\text{ kg} \\ {}^{235}\text{U} & 122.02\text{ kg} \end{array}$$

となる。

補正を施された後の体系は密着面にギャップのない円筒炉心に対応する。

考慮された補正項目は、

- (1) 超過反応度
- (2) 密着面間隙効果
- (3) 制御安全棒装荷状態の影響
- (4) 炉心境界形状効果
- (5) 燃料装荷の非均質効果

非均質計算のことも考えて(5)の非均質効果を補正しない燃料板、模擬板の板状配列状態のままの非均質円筒炉心の臨界量も求めた。

V-1集合体においては考慮された、引出し前端面の不銹鋼効果はその値が小さいので今回は考慮しなかった。

各補正項目について以下に詳述する。

5.1.1 超過反応度

Fig.3.3および3.4に示した装荷状態で線型出力系#6の出力電流 0.498×10^{-6} Aに対する臨界点でのNo.2制御棒の位置は197.27mmである。制御棒の反応度校正曲線から制御棒No.2の0→197.27mmに対する反応度変化は $(5.87 \pm 0.01) \rho_0$ であり、この出力レベルに対

* Table 3.1の装荷量はUS製2-2-1/16 Pu燃料を用いた標準引出し1本の装荷量から求めたもので、値が多少違っている。ここでは装荷されているすべてのタイプの燃料の総和をとったものでより正確な値である。

する未臨界度は4.1.4で述べたように $(0.0117 \pm 0.0001) \rho_0$ であるから、V-2炉心における超過反応度は、

$$(5.87 \pm 0.01) \rho_0$$

$$\text{または、} (2.13 \pm 0.10) \times 10^{-3} \Delta k/k$$

である。

5.1.2 密着面間隙効果

1/2集合体が密着した状態で両側の燃料集合体の間には (2.6 ± 0.3) mmの間隙がある。そこで臨界法により、集合体間隙を0.52 mm, 1.01 mm, 1.49 mmとしたときの制御棒の位置から、この密着面間隙効果を測定した。その結果をFig. 5.1に示す。間隙d mmに対する反応度変化 $\Delta \rho$ は次式で表わされる。

$$\Delta \rho = -(2825 \pm 0.005) \cdot d (\rho_0)$$

従って、密着面間隙効果による超過反応度は、

$$(7.35 \pm 0.85) \rho_0$$

$$\text{または、} (2.67 \pm 0.35) \times 10^{-3} \Delta k/k$$

である。

5.1.3 制御安全棒装填状態

合計8本の制御安全棒は、安全上の観点からPuを使用せずEnriched UとAlのみで構成されていて通常の引出しとは異なっている。そのために生ずる反応度効果の補正は、制御安全棒の位置に対応するF20-20およびM21-21の引出しを通常の装填形式から制御安全棒と同じ装填形式に変更し、その反応度変化を測定して行なった。結果をTable 5.1に示す。

実際の制御安全棒は通常の引出しに比べて、密着面から平均0.5 mm奥まった位置に位置ぎめされ、さらに、前端面の不銹鋼が通常の引出しの0.8 mm厚に対し3.0 mmと2.2 mm厚い。結局制御安全棒の燃料部分は通常の引出しよりも1本当たり $0.5 + 2.2 = 2.7$ mm引抜かれた状態にあることになる。この位置ぎめ効果は、F側M側各制御棒の「完全挿入」附近の較正曲線から求めることができる。単位ストロークあたりの反応度効果は、F側制御棒が $0.0301 \rho_0/\text{mm}$ 、M側制御棒が $0.0335 \rho_0/\text{mm}$ であるから各1/2集合体4本合計8本の制御棒の効果は、 $(0.687 \pm 0.001) \rho_0$ となる。

結局、制御安全棒装填状態の効果は、装填形式の効果と位置ぎめ効果が合計されて、

$$[(2.19 + 2.89) \times 4 - 0.687] \rho_0$$

$$= (19.63 \pm 0.20) \rho_0$$

となる。考慮した誤差は、集合体の分離密着に伴うもの、臨界点の制御棒位置で他のものは無視した。制御安全棒に用いられている引出しの前端の肉厚が通常の引出しより厚いことによる影響は無視した。

なお、制御安全棒は通常の引出しに比してかなり強い核分裂中性子源となっており、実験上挿入した模擬制御棒との間に干渉効果の存在が考えられる。これについては次の実験結果から否定的である。M20-20の安全棒を除去し通常の引出しに装荷変更したときの反応度変化は

$(284 \pm 0.03) \rho_0$ である。F20-20 の通常引出しを模擬制御棒に置換したときの反応度変化は Table 5.2 より $(289 \pm 0.03) \rho_0$ であるが、位置ぎめ効果 $0.09 \rho_0$ を考慮すると $280 \rho_0$ となり誤差の範囲内で一致する。このことから、隣接する格子位置に制御棒があっても模擬制御棒の反応度効果は影響を受けず干渉効果はないと結論された。

5.1.4 炉心境界形状効果

実際の炉心境界が Fig. 5.2 に示されるように真円でないことにより必要となる補正は、第 4 象限を標準境界から調整境界 (A および B) に変えそれに伴う反応度変化を測定して行なった。Fig. 5.2 は標準境界と調整境界を各象限につき示したものである。Table 5.2 は各炉心境界の凹凸度 W と標準境界からの反応度変化を示し、これを図示すると Fig. 5.3 となる。炉心物質の反応度が等価半径近傍においては炉心中心からの距離のみによって決り、周囲の炉心形状に依存しないと仮定すれば測定された 3 点は同一直線上にある筈である。これらの 3 点に最小二乗法により一つの直線を当てはめると凹凸度 W のときの反応度変化 $\Delta \rho$ は、

$$\Delta \rho = (-2.81 W + 2.50) \rho_0$$

となる。真円境界は $W = 0$ に対応し、標準境界との反応度差は $(2.50 \pm 0.08) \rho_0$ となる。誤差は最小二乗法による直線への当てはめの誤差である。

5.1.5 非均質効果

炉心内の非均質効果の臨界質量におよぼす影響を知るのに Bunching 法を用いた。Bunching 領域は F 側右上半分の 28 本の燃料棒であり、炉心体積のほぼ $1/8$ に相当する。更に中心 1 pack の Bunching による反応度変化も測定して参考値としたが、こゝではこれを使用せず附録に示してある。Bunching パターンは標準のパターンを入れて 5 種類行い、各パターンに Bunching した際の臨界点を制御棒で求め、その位置の差から反応度に換算した。実際の測定時には No 2 制御棒で最大約 120 mm、反応度になおして $3.5 \rho_0$ ($0.13 \Delta k/k$) 程度の変化分の測定になった。炉心全体の Bunching 効果としては炉心体積と Bunching 領域の体積の比を測定値にかけて算出した。各パターンによる反応度変化を縦軸により、各パターンに対して適当な非均質性の尺度となる値を横軸にして、標準状態から均質炉心への外挿によって、非均質効果を求めた。

Bunching 領域を Fig. 5.4 に示す。Bunching に伴って反応度が増大するため、あらかじめ

* 炉心等価半径を R_0 としたとき、凹凸度 W は次式で定義される。⁽¹⁰⁾

$$W = \int_{\text{core}} (R - R_0) dS = \int_{\text{core}} R dS - \pi R_0^3, \quad R \text{ は炉心中心からの距離, } dS \text{ はその点における面積}$$

素片である。

** この計算では中心格子管 (18-18) の中心を等価円の中心としているが、V-2 炉心は第 2 象限だけ他の象限と異なっているため両者の重心が一致しない。F, M12-17 に half-drawer を付け足して第 2 象限も他の象限と同じ形にした炉心を考え (これによる全体の境界形状効果はわずかしか変わらないと考えられる)、計算した結果 $\Delta \rho = (-2.79 W + 2.46) \rho_0$ とフィットされた。したがって重心移動による影響はほとんどないと考えられる。

周辺引出しをブラケットにおきかえてあり炉心が謹かに小さくなっている。Bunching領域は残りの炉心部分と、 $x-y$, $y-z$, $z-x$ 面について対象になっている。標準状態 (Aパターン) を含めた、Bunchingパターンを Fig. 5.5 に示す。炉心中性子スペクトルが堅いために、パターンの選定にあたっては、燃料板の厚みに特に留意した。B, Cのパターンは燃料が Pu か E U かと云う区別を特に考えず、D, Eパターンで E U あるいは Pu だけの Bunchingを行った。後者は、均質な炉心への approach と云う考え方から離れたものになっている。

各パターンの Bunching 効果の測定値を Table 5.3 に示す。実験誤差は、ハーフ・マシンの分臨密着および引出しの装填装荷の再現性を考慮した値である。

各パターンの非均質性の尺度としては燃料板の平均厚みを用い、これを横軸として各パターンの Bunching 効果を図示したのが Fig. 5.6 である。又、燃料板の厚みを核分裂で生じた中性子の実効平均自由行程で計った値を横軸としたもの、および、燃料板から一回も衝突せずに逃げることはない確率、non-escape probability の平均値を横軸にとったものを、Fig. 5.7 および Fig. 5.8 に示す。いずれの図も、各燃料板の中性子源としての強度を重みとした平均も×印で示してある。^{*}

non-escape probability は孤立して存在しているときの計算値であり、実際は各パターンともダンコフ効果と類似の効果によって、燃料板は実効的により厚いものになっているが、こゝではそれについては考慮していない。

U 金属と Pu 金属の核分裂生成中性子に対する断面積はほぼ等しいので、これらの物質中の平均自由行程を単位にとった厚みを横軸にすることは、実際の厚みを横軸に取った場合と変わらないと考えてよい。しかし実際には Pu 燃料は S U S で canning されているために、E U 燃料に比べて寸法的に小さく、もれやすくなっている。すなわち平均自由行程は実効的に長くなっていると考えるべきである。Fig. 5.7 の横軸はこの考えにそって計算された値であるが、単なる厚みを用いた Fig. 5.6 と外挿値は殆ど変っていないことが図上から確認出来る。

上述の非均質性の尺度に対して、均質炉心への外挿値は次のようになる。

- | | |
|--------------------------------------------|-----------------------------|
| (i) 平均燃料厚 | $(-0.969 \pm 0.018) \rho_0$ |
| (ii) 平均自由行程による燃料厚 | $(-0.975 \pm 0.019) \rho_0$ |
| (iii) non-escape probability ^{**} | $(-1.263 \pm 0.027) \rho_0$ |

誤差は B → A に直線外挿した際、A の横軸と B のたて軸の誤差を用いて誤差伝ばん則により求めた。(i) と (ii) は尺度としての考えがほぼ同じで、外挿値がほぼ同じなものも予想されることである。均質炉心への外挿値は (i) と (ii) の平均値 $(-0.972 \pm 0.013) \rho_0$ と (iii) の値 $(-1.263 \pm 0.027) \rho_0$ の平均値を用いる。各外挿値の誤差に比べて、上の両者の値のへだたりの方が大

(脚注)

* 単純な平均値と、中性子源としての強度を重みとした平均値とで大きな差の生じる D パターンは、中性子源強度のばらつきをも、非均質性の尺度として考慮しなければならないことを示している。

** 均質炉心への外挿となるが、これは厳密ではないが近似的に成立する。核分裂生成中性子に対する燃料物質およびその他の炉心物質の断面積を Σ^F および Σ^T とする。処女中性子が燃料と衝突する確率は、均質炉心では Σ^F / Σ^T 、非均質炉心では近似的に $P_0 + (1 - P_0) \Sigma^F / \Sigma^T$ とする。こゝに P_0 は non-escape probability を表わす。上のことは、 $\Sigma^F / \Sigma^T + (1 - \Sigma^F / \Sigma^T) P_0$ を Σ^F / Σ^T に外挿することを意味し、これは P_0 の零外挿と等価である。

きく、これは非均質性の尺度が不完全なために導入された外挿値に対する誤差と考えて、

$$\rho_{A \rightarrow \text{homo}} = (-1.12 \pm 0.15) \rho_0 / 28 \text{ drawers}$$

となる。炉心内には238本の燃料棒が入っており、この実験では28本を使用したから、炉心全体では、

$$\rho_{A \rightarrow \text{homo}} = (-9.52 \pm 1.28) \rho_0 / \text{full core}$$

$$= (-0.346 \pm 0.05) \% \Delta k / k$$

となる。但し上記誤差には体積積分に関して導入されるべき誤差は含めていない。

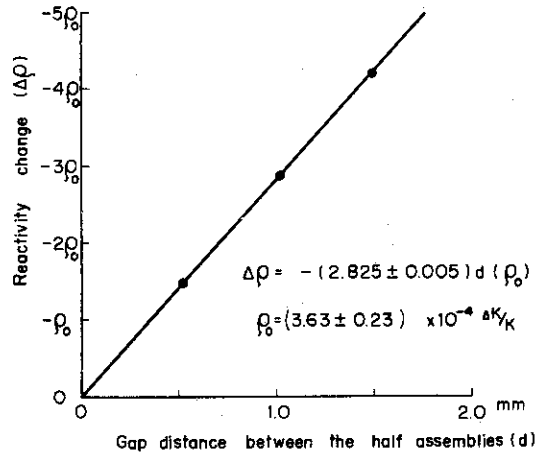


Fig.5.1 Gap effect.

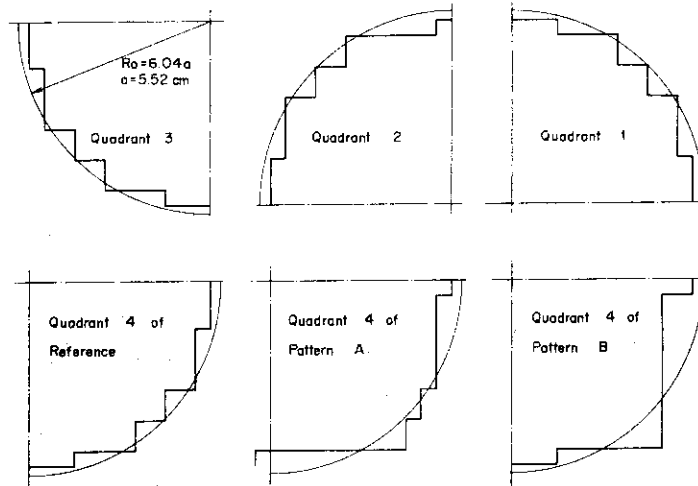


Fig.5.2 Core cross section of the measurement of core irregular boundary effect.

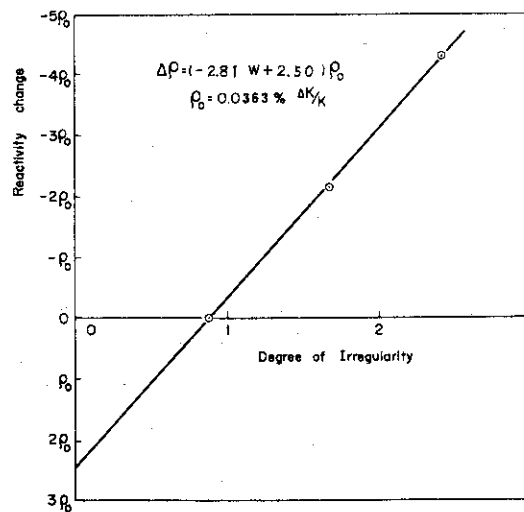


Fig.5.3 Reactivity effect due to the irregular core boundary.

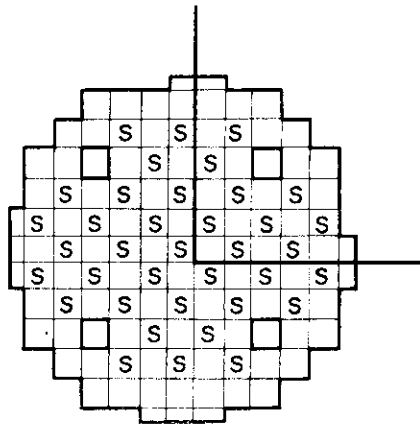


Fig.5.4 V-2 Assembly for bunching experiment (F).
Mark S means drawer with short Na plates.

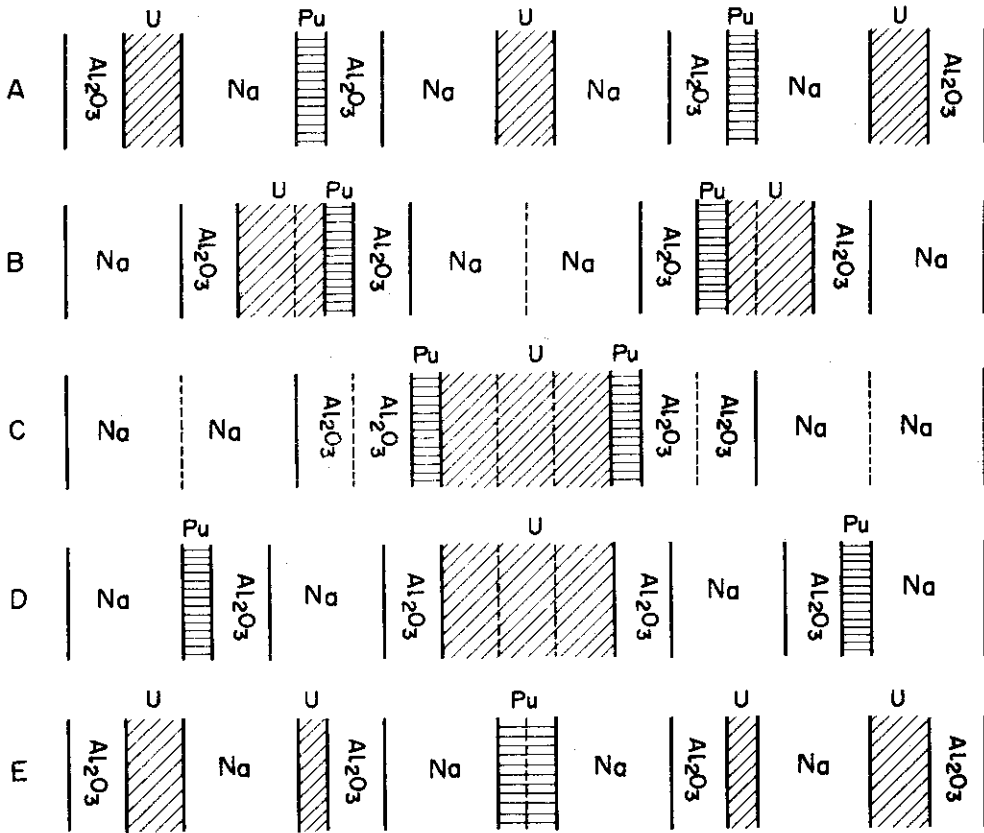


Fig.5.5 V-2 Bunching pattern.

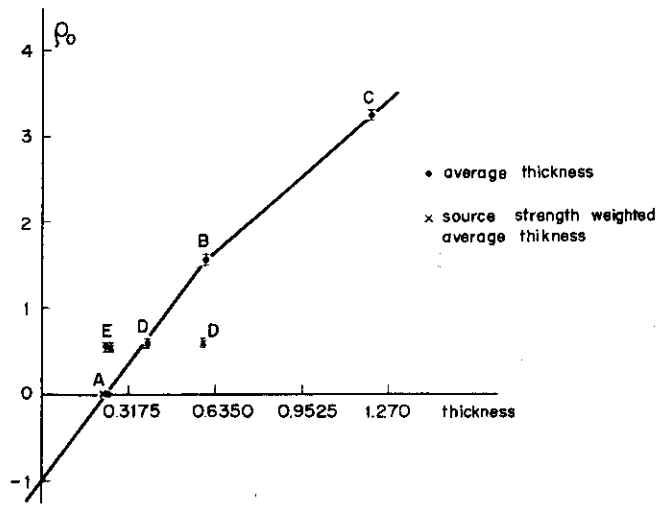


Fig.5.6 Bunching effect vs. fuel plate thickness (mm) .

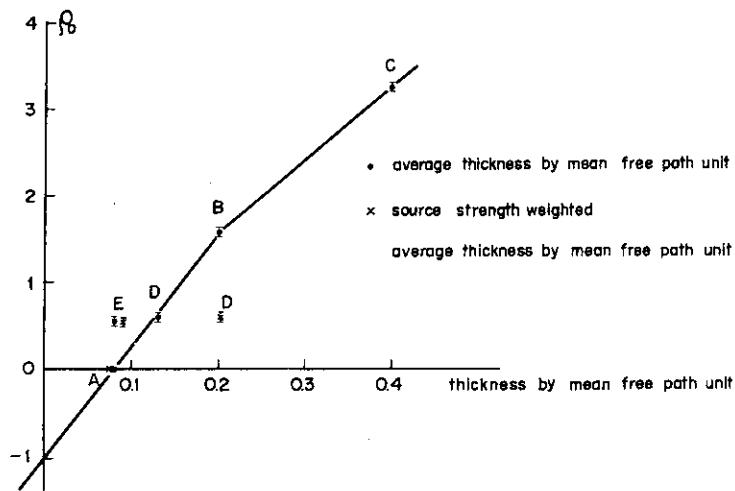


Fig.5.7 Bunching effect vs. fuel plate thickness by mean free path unit.

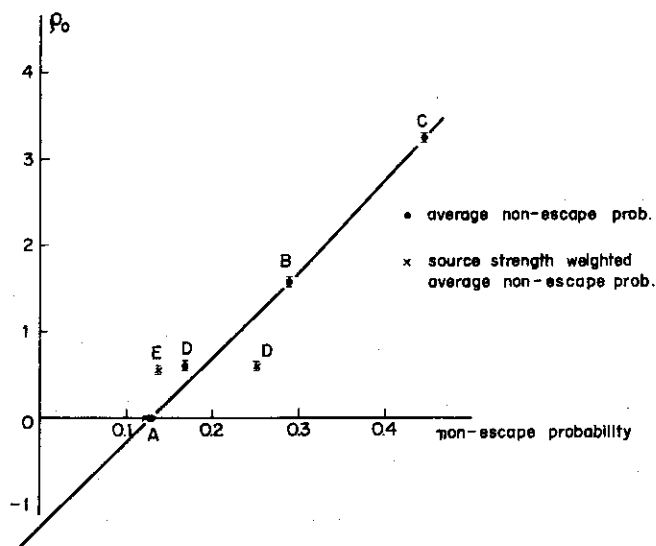


Fig.5.8 Bunching effect vs. non-escape probability.

Table 5.1 Control - safety rod singularity effect.

Core	Reactivity change
Reference	—
M15-21 Normal → Pseudo C/R	$(2.19 \pm 0.03) \rho_0$
F16-20 Normal → Pseudo C/R	$(2.89 \pm 0.03) \rho_0$

note) $\rho_0 = 0.0363 \% \Delta K/K$

Table 5.2 Irregular core boundary effect measurement.

Core Pattern	Irregularity W		Reactivity change
	per quadrant	total	
Reference	1st	0.95	0.88
	2nd	-1.97	
	3rd	0.95	
	4th	0.95	
A	1	0.95	1.67
	2	-1.97	
	3	0.95	
	4	1.74	
B	1	0.95	2.41
	2	-1.97	
	3	0.95	
	4	2.48	

note : $\rho_0 = 0.0363 \% \Delta K/K$

$$W_j = \int_{j\text{-th quadrant}} (R - R_0) d\vec{R} = \int_j R dR - \frac{1}{4} \pi R_0^2$$

$$\pi R_0^2 = \sum_{j=1}^4 \int_j d\vec{R}$$

Table 5.3 V-2 Bunching effect by 28 drawers.

Pattern	Reactivity change	
	ρ_0	$\% \Delta k/k$
B	1.57 ± 0.02	$.0570 \pm 0.0007$
C	3.25 ± 0.04	$.1180 \pm 0.0015$
D	0.59 ± 0.04	$.0214 \pm 0.0015$
E	0.55 ± 0.04	$.0200 \pm 0.0015$

5.2 臨界量の実験値

以上述べて来た各補正量を Table 5.4 にまとめて示す。

Table 5.4 Corrections to the loaded mass after replacement of safety and control rods by standard drawers.

Item	Reactivity change (ρ_0)	Mass to be corrected (kg)	
		Pu-239, 241	U-235
(1) Excess reactivity	-(5.87±0.01)	-(0.97±0.01)	-(1.33±0.01)
(2) Effect of spiked S/R and C/R	+(19.63±0.20)	+(3.25±0.06)	+(4.44±0.08)
(3) Gap effect	-(7.35±1.0)	-(1.22±0.17)	-(1.66±0.23)
(4) Effect of irregular core boundary	-(2.50±0.08)	-(0.41±0.02)	-(0.57±0.02)
Total	+(3.91±1.1)	+(0.65±0.18)	+(0.89±0.25)
(5) Heterogeneity	+(9.5±1.3)	+(1.58±0.22)	+(2.15±0.29)
Total	+(13.4±1.7)	+(2.22±0.28)	+(3.03±0.38)

補正量の反応度を燃料の質量に変換する際の質量係数としては § 4.2 で述べた装荷状態での周辺質量係数の値

$$\{ \text{Pu-239, 241} (0.1658 \pm 0.0029) \text{ kg} + \text{U-235} (0.2264 \pm 0.0045) \text{ kg} \} / \rho_0$$

を用いた。

5.1 で述べた補正前の燃料装荷量にこの補正量を加えると、

非均質臨界質量：

$$\text{Pu-239, 241} (89.83 \pm 0.18) \text{ kg}$$

$$\text{U-235} (12291 \pm 0.25) \text{ kg}$$

均質臨界質量：

$$\text{Pu-239, 241} (91.40 \pm 0.28) \text{ kg}$$

$$\text{U-235} (125.05 \pm 0.38) \text{ kg}$$

となる。臨界寸法、体積等の臨界パラメータを Table 5.5 にまとめて示す。

Table 5.5 Critical parameters of FCA Assembly V-2

Core Configuration	Critical mass (kg)		Critical dimensions		
	Pu-239, 241	U-235	H(cm)	R(cm)	V(l)
Heterogeneous cylindrical core	89.83±0.18	12291±0.25	60.96	33.45±0.03	214.3
Homogeneous cylindrical core	91.40±0.28	125.05±0.38	60.96	33.74±0.05	218.0

又、参考文献(9)のグラフから読みとった shape factor 0.935を用いると対応する球形炉心は、

非均質炉心臨界半径	36.30 cm
均質炉心臨界半径	36.51 cm

となる。

実際に装荷されている全引出し(制御安全棒8本を除く)について平均して求めたV-2集合体の均質原子組成は次章Table 6.1に示されている。

前記各補正項目の誤差については個々のところで述べて来たが、補正を施して求められた臨界量に含まれる誤差としてはこれら各誤差の重量の他、これらの補正が互に独立に適用出来るとする大前提、すなわち補正量相互には関連がないという仮定の近似性に伴う誤差があると考えられる。しかしこの誤差は一般に各補正量の誤差から来るものにくらべて小さいということが推測される。補正間の最も大きな干渉としては制御安全棒が他の標準引出しにくらべてかなり大きな反応度を持っていることから、これの質量係数、周辺形状効果、非均質効果への影響が考えられるが、サンプル反応度値の空間分布や制御棒干渉効果の測定結果から考えてその影響は思ったよりは小さいと考えられる。又、装荷の不均一性(米国製、英国製のPu燃料を使っているが、英国製Puは外周部に用いている、又2-2-1/4と2-4-1/4の2種類のNa板を用い、引出し単位でどちらかを用いている)は反応度値の測定その他から実験誤差の範囲内で影響を与えないことが確かめられた。

6. 臨界性の計算

計算は1次元および2次元拡散近似, 1次元 P_1 近似, および1次元 S_8 近似により行なった。

群定数としてはJAERI-FAST, ABBNおよびRCBNセットを用いた。

6.1 断面積セット

(1) JAERI-FASTセット⁽²⁾

70群のセットとして作られているが, 1 MeV以上は核分裂スペクトラムを1 MeV以下は $1/E$ スペクトルを重みとして縮約した25群セットが一般には用いられている。⁽²⁾ここではこの25群セットの外にモジュラー・コード・システムDOYCにより⁽¹¹⁾70群でV-2集合体の組成の基本モード・スペクトルの計算を行い(中性子のもれはバックリングで与える), そのスペクトルを重みとして縮約した26群セット(J.F. セットの25群目を2つに分けて26群とした)も用いた。25群セットと26群セットは縮約の際の重みのスペクトルの違いの外に, 25群セットではU-238とU-235, Pu-239, Pu-240との共鳴の相互干渉を考慮しているが, 26群セットではこれは考慮されていない。

JAERI-FASTセットは最初のもの(original set²)の外に修正の段階に応じていくつもの修正版が作られているが, 修正版を使った計算については付録でふれることにし, ここではoriginal set⁽¹²⁾のみを使う。

(2) RCBNセット

核データとしてENDF/B⁽¹³⁾を用いている点以外, 群定数の作成方法, その際の重み関数の選択についてはABBNセットと同じである。

6.2 計算方法及び計算コード

計算に際して媒質は均質として扱い, 非均質効果は実験で補正している。1次元では球形炉心の, 2次元では円筒形(r, z)炉心の計算を行った。核分裂スペクトルは²³⁹Puのそれを用いた。

(1) 1次元 S_8 近似

群定数としてはJAERI-FAST 26群セットを用い, DOYCシステムのDTF-N⁽¹⁴⁾コードにより計算を行った。散乱の非等方性は P_1 成分まで取り入れた。

(2) 1次元 P_1 近似

群定数としてはJAERI-FAST 26群セットを用い, DOYCシステム中のFRAU-PO⁽¹⁵⁾コードにより計算を行った。

(3) 1次元拡散近似

ABBNセット, JAERI-FASTセットおよびRCBNセットの場合にはEXPANDA-⁽¹⁶⁾4コードを用いた。

DOYCシステムには1次元拡散コードが入っていないので, JAERI-FAST 26群セットでの計算は行わなかった。

(4) 2次元拡散近似

コードTWENTY-GRAD⁽¹⁷⁾により, 2次元円筒形(r, z)の計算を行った。群定数はABBN⁽¹⁸⁾セットを1次元拡散コードEXPAND-2によって計算した体系のスペクトルで6群に縮約したものを⁽¹⁸⁾用いた。25群セットと6群セットの群数の対応を次に示す。

Reduced Set (6gr)	Group number					
	1	2	3	4	5	6
ABBN Set (25gr)	1~4	5~6	7~8	9~11	12~14	15~25
E_L^*	1.4MeV	0.4MeV	0.1MeV	10.0KeV	1.0KeV	0.215eV

(*) E_L ; Lower energy limits of the reduced groups

TWENTY-GRANDにはdimension searchの機能がない。そこで H/D (H ; 炉心長, D ; 炉心直径)を固定して炉心の体積を変えた計算を数点行い, それらの結果の内挿により臨界体系の炉心体積を求めた。 H/D の値は実験値0.90($H=60.96$, $D=67.48$ cm)を用いた。計算に際しては空間メッシュのとり方や, 縮約の影響も考慮した。このようにして得られた臨界体積は,

$$V_{cy} = 199.6 \ell$$

であり, これに対応する1次元球形計算では⁺臨界体積は

$$V_{sp} = 187.9 \ell$$

であるから, 形状因子S.F.は

$$S.F. = V_{sp}/V_{cy} = 0.941$$

となる。この値は参考文献(9)のグラフから読み取った値0.935とよく一致していると言えよう。

(+) 厳密には2次元計算で用いた縮約6群セットを用いるべきであるがここでは25群セットを用いた。このことから生ずる違いは小さく, 1-1, 1-5集合体の臨界計算の結果からみても臨界質量で0.5%以下である。

6.3 計算結果

(1) 臨界体積の実験値 $67.48 \phi \times 60.96^H$ (218.01ℓ)に対する各データ・メソッドによる k_{eff} の値を求めた。球形計算の場合にはshape factorを0.935として半径36.51 cm($203.8 \ell = 218.01 \times 0.935$)の球に対する k_{eff} を求めた。又臨界性のもう一つのチェックとして炉心周辺部(臨界体系の実験値)における質量係数 $\Delta M/M / \Delta k/k$ を計算した。EXPANDA-4による計算の場合には炉心半径36.51 cmの近傍で半径をわずかに変えた計

算を行い $\Delta M / \Delta k$ により質量係数を求めた。P₁ および S₈ 近似や、2次元計算では計算時間が長いので何点も計算する事はせず、次に述べるような平均的な質量係数を求めた。ある半径での質量係数をAとすると、

$$A = \frac{\Delta M / M}{\Delta k / k}$$

であり、

$$\int_{M_1}^{M_2} dM/M = \int_{k_1}^{k_2} (dM/M/dk/k) \cdot dk/k = \int_{k_1}^{k_2} A \cdot dk/k = \bar{A} \int_{k_1}^{k_2} dk/k$$

なる関係で定義される \bar{A} は炉心質量が M₁ から M₂ に変化する時の平均の質量係数である。M₁ としては各データ・メソッドでの臨界質量を、M₂ としては臨界質量の実験値を用いた。

EXPANDA-4 により $\Delta M / \Delta k$ から A を求めた JAERI-FAST 25 群, RCBN, ABBN セットの場合には、上に述べた \bar{A} も計算したが、A と \bar{A} の差は 1% 以下であった。

(2) 臨界質量の計算

実験値と計算値を比較するために、球形計算による値は形状因子 S.F. を用いて円筒形の体積に直した。ここで採用した形状因子は

$$S.F. = 0.935$$

であり、H/D = 0.90 に対する値である。

計算に用いた原子数密度を Table 6.1 に、計算結果を Table 6.2 に示す。

6.4 結果の検討

臨界体積の実験値に対する各データ・メソッドによる k_{eff} をみると JAERI-FAST 26 群セット S₈ 近似では 0.2%, P₁ 近似では 0.8% それぞれ less reactive であり、拡散近似では JAERI-FAST 25 群セットおよび RCBN セットでは約 1.2% less reactive であるのに対して、炉心周辺部における質量係数はデータばかりか、S_N 近似とか拡散近似といった近似の違いにも関わりなく、 $4.8 \Delta M/M/\Delta k/k$ とほぼ一定である事は注目に値しよう。質量係数の実験値と比較されるべき計算値は 2次元計算の値であるが、両者には 10% の差がある。 $\Delta M/M/\Delta k/k$ で表わした実験値には制御棒校正の際に用いられた β_{eff} の誤差がそのまま入ってくる。 β_{eff} の計算に用いた KEEPIN のデータから見ると、 β_{eff} には 5~10% 程度の誤差が考えられ、従って実験値を求める際の反応度スケールにもその程度の不確かさがあるものと思われる (§ 4.1 参照)。次に各断面積セットについて検討してみよう。上ではデータと近似法を一对にして比較しているが、ここでは S_N 近似は正しい計算法であると仮定して又 S₈ 近似による $k_{eff}^{S_8}$ と拡散近似による k_{eff}^{DF} の差

$$\Delta k^{SN} = k_{eff}^{S_8} - k_{eff}^{DF} \quad (SN \text{ correction})$$

は断面積セットの相違には殆んど影響されず炉心組成や形状のみで決まると仮定して各拡散計算に対して補正してやり、断面積セットの比較を行う。JAERI-FAST 25 群セットと 26

群セットは前述のように縮約の際の重み関数のとり方に違いがあり、同じ群定数とは言えないが、25群セットは体系に依存しないセットで、これを用いる計算も計算時間の短い拡散近似で行い、一方や精度を要求される場合には体系依存の重み関数で縮約したセットを用いて、 P_N 近似又は S_N 近似で計算する事になる。即ち同じ群定数(70群セット)を出発点として、縮約法も含めた意味での計算精度の比較ができる。このような観点から比較を行うと P_1 近似では0.65%、拡散近似で0.96%それぞれ S_N 近似より小さい k_{eff} を与えている。すなわち、

$$\Delta k^{SN} = 0.96\% \Delta k$$

となる。拡散近似の計算値にこの S_N 補正をした結果をTable 6.3に示す。JAERI-FAST Setが実験値と良い一致をしているのに比し、ABBN Setでは3%もreactiveになっている。ABBN Setでは臨界質量を14%も小さく見積るという事になる。

臨界性についての計算値と実験値を比較する際に注意しなければならないのは、計算値はShape factorの誤差の影響をそのまま受けるという事である。

Shape factorの値は参考文献(19)では、実験値にはバラツキがあるのにもかかわらずS.F.と炉心寸法を直線近似していること、S.F.が炉心の寸法のみで決まること、即ち炉心の組成に無関係に与えられること、などより数%の誤差が与えられ、一方1次元計算と2次元計算の値から求めたS.F.にも、少数群の計算(6群)であることなどの理由で誤差がある。こうした理由から臨界量の計算値にも1~2%の中をもたせるべきであろう。又、これとは別にS.F.⁽¹⁹⁾の実験値も炉心組成に依存するような量の関数として整理しなおしてみる必要がある。

なおABBNセットを用いた1次元と2次元計算で差があるのは前には述べた様に、形状因子S.F.の値として文献(19)からとった0.935を用いているためである。

Table 6.1 Atom density of FCA Assembly V-2 ($10^{22}/\text{cm}^3$)

Nuclide	Core				Blanket
	Total	Detail (Al, Cr, Fe, Ni)			
		Pu can	Al ₂ O ₃ or Na can	Matrix and Drawer	
Pu-239	0.10458				0
Pu-240	0.009325				0
Pu-241	0.0010688				0
U-235	0.14700				0.02891
U-238	0.58359				3.989
O	1.3101				0
Na	0.81341				0
Al	0.88295	0.015314	0.86764		0
Cr	0.32734	0.028464	0.11618	0.1827	0.1827
Fe	1.1950	0.098384	0.43141	0.6652	0.6652
Ni	0.15345	0.013381	0.06043	0.07964	0.07964

Table 6.2 Summary of results of criticality calculation and experimental value

Cross section set		ABBN (25 gr)	JAERI-FAST (25 gr)	RBCN (25gr)	JAERI-FAST (26 gr)	JAERI-FAST (26 gr)	ABBN (25→6 gr)	Experiment	
Geometry		Sphere (one-dimensional)	"	"	"	"	Cylinder (two-dimensional)		
Approximation		Diffusion	"	"	P ₁	S ₈	Diffusion		
Code		EXPANDA-4	"	"	FRAU-PO	DTF-V	TWENTY GRAND		
Fixed(1) dimension	k _{eff}	1.0196	0.9886	0.9876	0.9915	0.9982	1.0183	1.0000	
	ΔM/M/Δk/k	4.81 ⁽²⁾	4.81 ⁽²⁾	4.73 ⁽²⁾	4.87 ⁽³⁾	4.81 ⁽³⁾	4.90 ⁽³⁾		
Critical search	Sphere	R _{sp} (cm)	35.40	37.19	37.25	37.01	36.61	R 32.80 H 59.04	R 33.74 H 60.96
		V _{sp} (ℓ)	185.83	215.49	216.52	212.29	205.57		
	Cylinder ⁽⁵⁾	V _{cy} (ℓ)	198.8	230.4	231.6	227.0	219.9	199.6	218.01
		Pu-239, 241 (kg)	83.34	96.59	97.10	95.20	92.19	83.69	91.40±0.28
		U-235 (kg)	114.06	132.17	132.91	130.30	126.18	114.5	125.05±0.38

(1) Cylinder: 67.48φ×60.96H (Experimental value), Sphere: R=36.51cm
(203.8ℓ = 218.01×0.935)

(2) Fixed dimensionの近傍のΔV/Δkを求めて得た値

(3) Mass coeff. を $A = dM/M/dk/k$ として $\int_{M_1}^{M_2} \frac{dM}{M} = \int_{k_1}^{k_2} (dM/M/dk/k) dk/k$
 $= \int_{k_1}^{k_2} A \cdot dk/k = \bar{A} \int_{k_1}^{k_2} dk/k$ より求めた M_1 と M_2 の間の平均の Mass Coeff. \bar{A}

(4) 反応度スケールの誤差も含む

(5) $V_{cy} = V_{sp} / S.F.$, $S.F. = 0.935$ $H/D = 0.90$

Table 6.3 Comparison of cross section sets by the value of k_{eff} after fitting to S_8 calculation

Cross section set	JAERI - FAST	RCBN	ABBN	Experiment
k_{eff}^*	0.9982	0.9972	1.0292	1.0000

* : $k_{eff} = k_{eff}^{DF} + \Delta k, \Delta k = k_{eff, JF}^{S_8} - 0.96$

$k_{eff, JF}^{S_8}$; calculated with S_8 approximation

using JAERI-Fast set

$k_{eff, JF}^{DF}$; calculated with diffusion

approximation using JAERI-Fast

set

謝 辞

本実験を遂行するにあたり種々の御協力を頂いた高速炉物理研究室およびFCA管理機関の諸氏に深く感謝致します。又、モジュラーコードシステムDOYC-1の使用については高速炉物理研究室長黒井英雄氏に負うところが大きく、ここに感謝致します。

参 考 文 献

- (1) 平川直弘他；FCA V-1 集合体の特性試験と臨界質量，JAERI-M 7882(1978)
- (2) Katsuragi S. et al.；"JAERI Fast Reactor Group Constants System Part I, II"，JAERI 1195(1970) and 1199(1970)
- (3) Ancarani A.；"Simulation of Pu-239 Fueled Cores by means of Pu-239, U-235 Fueled Cores in Fast Critical Assemblies"，EUR 2474e (1965)
- (4) 森口 一，鈴木友雄；JAERI-1082(1965)
- (5) Abagian L.P. et al.；"Group Constants for Nuclear Reactor Calculations"，Consultants Bureau, New York (1964)
- (6) Keepin G.R. et al.；Phys. Rev., 107, 1044(1957) and J. Nucl. Energy, 6, 1(1957)
- (7) Kvitek L.C.；ANL-6511(1962)
- (8) Konishi K. et al.；"Measurement of Central Fission Ratios and Fission Rate Distributions in FCA"，JAERI-memo 4356(公開)(1971)
- (9) 大部誠他；私信
- (10) 小西俊雄他；"FCAI-5 炉心の臨界実験，附・炉心境界凹凸度の計算コード"，JAERI-memo 3887(公開)(1970)
- (11) 黒井英雄；私信
- (12) 西村秀夫；高速実験炉炉定数セット，私信(1970)
- (13) Honeck H.C.；BNL 50066(T-467) ENDF-102(1966)
- (14) Lathrop K.P.；LA-3373 (1965)
- (15) 桂木学，鈴木友雄；JAERI-memo 2623(公開)(1967)
- (16) 鈴木友雄；JAERI-memo 3660(公開)(1969)
- (17) Tobias M.L. and Fowler T.B.；ORNL-3200(1962)
- (18) 鈴木友雄；JAERI 1118(1966)
- (19) Davey W.G.；ANL-6570 (1962)

謝 辞

本実験を遂行するにあたり種々の御協力を頂いた高速炉物理研究室およびFCA管理機関の諸氏に深く感謝致します。又、モジュラーコードシステムDOYC-1の使用については高速炉物理研究室長黒井英雄氏に負うところが大きく、ここに感謝致します。

参 考 文 献

- (1) 平川直弘他；FCA V-1 集合体の特性試験と臨界質量，JAERI-M 7882(1978)
- (2) Katsuragi S. et al.；"JAERI Fast Reactor Group Constants System Part I, II"，JAERI 1195(1970) and 1199(1970)
- (3) Ancarani A.；"Simulation of Pu-239 Fueled Cores by means of Pu-239, U-235 Fueled Cores in Fast Critical Assemblies"，EUR 2474e (1965)
- (4) 森口 一，鈴木友雄；JAERI-1082(1965)
- (5) Abagian L.P. et al.；"Group Constants for Nuclear Reactor Calculations"，Consultants Bureau, New York (1964)
- (6) Keepin G.R. et al.；Phys. Rev., 107, 1044(1957) and J. Nucl. Energy, 6, 1(1957)
- (7) Kvitek L.C.；ANL-6511(1962)
- (8) Konishi K. et al.；"Measurement of Central Fission Ratios and Fission Rate Distributions in FCA"，JAERI-memo 4356(公開)(1971)
- (9) 大部誠他；私信
- (10) 小西俊雄他；"FCAI-5 炉心の臨界実験，附・炉心境界凹凸度の計算コード"，JAERI-memo 3887(公開)(1970)
- (11) 黒井英雄；私信
- (12) 西村秀夫；高速実験炉炉定数セット，私信(1970)
- (13) Honeck H.C.；BNL 50066(T-467) ENDF-102(1966)
- (14) Lathrop K.P.；LA-3373 (1965)
- (15) 桂木学，鈴木友雄；JAERI-memo 2623(公開)(1967)
- (16) 鈴木友雄；JAERI-memo 3660(公開)(1969)
- (17) Tobias M.L. and Fowler T.B.；ORNL-3200(1962)
- (18) 鈴木友雄；JAERI 1118(1966)
- (19) Davey W.G.；ANL-6570 (1962)

- ⑩ 平川直弘, 中川雅弘; 私信(1970)
- ⑪ 黒井英雄; 私信
- ⑫ 高野秀機, 長谷川明, 桂木学; JAERI-memo 4215(公開)(1971)
- ⑬ 高野秀機, 中川正幸; 桂木学, 私信(1971)

Appendix 1. 制御棒校正データ

V-2集合体の制御棒校正の際のペリオド測定データおよび臨界法，未臨界法による制御棒校正データをTable A1.1～A1.4に示す。

Table A1.1 Doubling time for ρ_0

Power range(A)	Doubling time(sec)	
	#5 ch	#6 ch
$(0.2 \rightarrow 0.4) \times 10^{-7}$	76.8	77.2
$(0.3 \rightarrow 0.6) \times 10^{-7}$	-	84.9 _s
$(0.4 \rightarrow 0.8) \times 10^{-7}$	86.0	87.0
$(0.2 \rightarrow 0.4) \times 10^{-6}$	93.9	94.2
$(0.4 \rightarrow 0.8) \times 10^{-6}$	94.4	95.4
$(0.1 \rightarrow 0.2) \times 10^{-5}$	95.6	-
$(0.2 \rightarrow 0.4) \times 10^{-5}$	95.4	-
$(0.3 \rightarrow 0.6) \times 10^{-5}$	96.2	-
$(0.4 \rightarrow 0.8) \times 10^{-5}$	96.0	-

0.2×10^{-6} Aから 0.2×10^{-5} Aまでの5個のデータの平均値：

$$T_D = (94.70 \pm 0.45) \text{ sec}$$

を採用した。

Table A1.2 Reactivity calibration of rods by substitution method

No.	Position of No. 9 safety rod (mm)	Position of No. 1 control rod (mm)	Position of No. 2 control rod (mm)
1	0.00	0.00	146.45
2	30.00	0.00	112.77
3	0.00	29.84	112.77
4	30.00	29.84	80.45
5	0.00	57.29	80.45
6	30.00	57.29	48.34
7	0.00	83.71	48.34
8	30.00	83.71	15.06
9	0.00	110.00	15.06

Table A.1.3 Reactivity calibration of rods by substitution method(at increased excess reactivity)

No.	Rod position (mm)		Reactivity(ρ_0)	
	No.1C/R	No.2C/R	No.1C/R	No.C/R
1	0.00	279.04	0.0	(7.58)
2	50.00	200.81	1.72	(5.86)
3	100.00	131.77	3.63	3.95
4	150.00	70.76	(5.50)	2.08
5	200.00	13.69	(7.21)	0.37
6	211.78	0.00	(7.58)	0.0

()内の数字はNo.1C/Rに対しては第1回目の臨界法で求めたNo.2C/Rの値から、No.2C/Rに対してはNo.1C/Rの値を用いて計算した。

Table A.1.4 Reactivity calibration of rods by subcritical method

No.	Rod position(mm)			Reactivity(ρ_0)			Reactivity(ρ_0)		
	No.1 C/R	No.2 C/R	No.9 S/R	#1 ch	#2 ch	average	#5 ch	#6 ch	average
1	110.00	80.45	full in	-	-	(-2)			(-2)
2	110.00	146.45	full in	-4.039	-3.931	-3.985	-4.01	-4.07	-4.04
3	110.00	200.00	full in	-5.456	-5.319	-5.424	-5.49	-5.46	-5.48
4	110.00	300.00	full in	-7.574	-7.441	-7.508	-7.56	-7.38	-7.47
5	110.00	400.00	full in	-8.791	-8.592	-8.692	-8.73	-8.49	-8.61
6	110.00	full out (601.41)	full in	-9.135	-8.919	-9.027	-9.10	-9.05	-9.08
7	150.00	full out	full in	-10.57	-10.40	-10.49	-10.54	-10.19	-10.37
8	200.00	full out	full in	-12.32	-12.06	-12.19	-12.23	-11.89	-12.06
9	300.00	full out	full in	-15.18	-14.90	-15.04	-15.04	-14.57	-14.81
10	400.00	full out	full in	-16.89	-16.56	-16.73	-16.68	-16.22	-16.45
11	400.00	full out	full in	-7.743	-7.576	-7.660	-7.667	-7.055	-7.361
B pattern	full out	full out	full in	-17.43	-17.12	-17.26	-16.93	-16.72	-16.83
C pattern	full in	full out	full in	-5.15	-5.03	-5.09	-5.10	-5.27	-5.19

Appendix 2. 非均質効果の補正について

Bunching実験は炉心中心の1 pack だけでも行っている。実験はDoppler 効果測定用の引出しを用い、この引出しの出し入れを行うことによって、炉心温度の変化による実験誤差の導入を防いでいる。この実験に於て用いられた1 pack は両端の Al_2O_3 の板厚が1/8インチのかわりに1/16インチのものが使用された。他のパターンについても相当する部分の Al_2O_3 は1/16インチのものが使用されている。反応度変化の測定は微調整棒によって求めた。

実験結果をTable A21に示す。実験誤差は微調整棒の位置変化分の測定誤差、および、位置変化分を反応度になおす際に使用する $\left(\frac{\partial \rho}{\partial r}\right)_{rm}$ の誤差、 ρ_f 単位と ρ_0 単位の換算係数の持つ誤差等を誤差伝ばん則にのっとって取り入れたものである。反応度変化は、本文に使用した28本引出しの場合の1 pack 平均の反応度変化に比して、3.3~4.1倍になっており、Dパターン、Eパターンが相対的に大きな値になっている。

Table A21 One pack bunching data (at core center)

Pattern X	$d_{rin \rightarrow out}$ (mm)	$d_{\rho in \rightarrow out}$ (ρ_f)	$d_{\rho A \rightarrow X}$ (ρ_f)	$d_{\rho A \rightarrow X}^{(\rho_0)} \times 10^2$
A	-11.88 ± 0.12	-0.5028 ± 0.0066		
B	+ 5.18 ± 0.12	+0.2181 ± 0.0055	0.7209 ± 0.0084	3.06 ± 0.06
C	+23.90 ± 0.20	+1.000 ± 0.0018	1.5028 ± 0.0135	6.36 ± 0.09
D	- 3.93 ± 0.20	-0.16668 ± 0.0085	0.3361 ± 0.0108	1.43 ± 0.05
E	- 4.86 ± 0.20	-0.2066 ± 0.0072	0.2962 ± 0.0107	1.26 ± 0.05

非均質さの尺度について本文では図示したが、こゝではTable A22に値を示す。

Table A22 Measure of heterogeneity

Pattern	Average thickness(mm)		mean free path		non-escape prob	
	e, w	s, s, w	e, w	s, s, w	e, w	s, s, w
A	2327	2267	0.076	0.0754	0.1300	0.1263
B	6.018	6.018	0.199 ₈	0.199 ₈	0.287 ₅	0.287 ₅
C	12036	12036	0.399 ₇	0.399 ₇	0.433 ₀	0.433
D	3.876	5.890	0.129 ₄	0.202 ₅	0.1678	0.251
E	2366	2534	0.0788	0.0894	0.1345	0.1346

e, w : equal weighting

s, s, w : source strength weighting

燃料厚みの計算の場合、Pu金属のcanningは燃料にはさまれた場合には燃料領域の厚みの中に加え、燃料にはさまれていないときは燃料領域に加えていない。source strength weightingをする際のsource strengthは計算コードKPRAM. 2の結果を用いた。mean free pathおよびnon-escape prob.の計算の際使用した核定数はABBN-25群の群定数に核分裂中性子スペクトルの重みをつけて1群としたものである。non-escape

probability P は燃料領域を無限平板としてWIGNER近似を用いた。すなわち、

$$P = \frac{\ell \Sigma_t}{1 + \ell \Sigma_t}$$

こゝに ℓ は mean chord length である。一つの燃料領域内に Pu と EU が共存しているような場合にはあまり適当な式ではない。source strength weighting は次のように行った。 q_i を i 燃料領域における核分裂性中性子の発生率とすると、

$$[f] = \frac{\sum_i f_i q_i}{\sum_i q_i}$$

となる。

Appendix 3. V-2 集合体における原子数密度について

A Pu 燃料

1. Pu plate は米国製と英国製があり、寸法は $2 \times 4 \times 1/16$, $2 \times 2 \times 1/16$ (インチ単位) の2種類のもので使用された。Table A3.1 に使用された枚数と成分の重量を示す。(1970年10月末における値である。)

Table A3.1 Pu 燃料の組成と使用枚数 (1枚当りの重量, 単位はグラム)

	型 式	使用枚数	総重量	SUS重量	Al重量(*)	Pu重量	Pu-239, 241	Pu-240(**)
U.S.	2-4-1/16		92238	20.525	1.066	70.647	64.873	5.774
	2-2-1/16		46146	10.274	0.529	35.343	32.448	2.895
U.K.	2-4-1/16		9151	19.79	1.05	70.68	65.03	5.65

(*) Al重量は (Pu-Al重量 - Pu重量) として求めている。従って不純物も Al として入っている。Alの量は $1.3W/o$, 不純物は $0.15W/o$ で C が (300 ± 200) ppm で最も多い。

(**) Pu-240 は (Pu重量 - Pu_{fiss}重量) として求めた。従って Pu-242 も含まれる。Pu-240 は $8.0W/o$, Pu-242 は $0.08W/o$ (Pu重量を $100W/o$ とした時の値) である。

2 Table A3.2 に Pu-239, Pu-241 の存在比を示す。

Table A3.2 Pu-239, Pu-241 存在比

	Pu-239(W/o)	Pu-241(W/o)
U.S. 製	90.864	0.973
U.K. 製	91.19	0.78

(*) Pu重量を100とした時の値である。 1969.10.14 現在 (U.S. 製)
1970.9. 現在 (U.K. 製)

3. 次に Pu 燃料板の被覆ステンレスの組成を Table A.3.3 に示す。
フレームスプリングはカンと同じ組成の SUS と考えている。

Table A.3.3 Pu plate 被覆材の組成 (W/o)

	Cr	Fe	Ni
U.S. 製	18.88	9.78	69.52
U.K. 製	17.68	10.45	68.14

4. 以上の数値より、集合体 1 パック ($154.79\text{cm}^3 = 5.52 \times 5.52 \times 5.08$) に Pu plate が 2-4-1/16 なら 1 枚、2-2-1/16 なら 2 枚入ったときの原子数密度を求め Table A.3.4 に示す。

Table A.3.4 Pu 燃料原子数密度 ($10^{22}/\text{cm}^3$)

	U.S. 2-4-1/16	U.S. 2-2-1/16	U.K. 2-4-1/16	(*) 実効的密度
Pu-239	0.10449	0.10451	0.10496	0.10458
Pu-240	0.009361	0.009386	0.009159	0.009325
Pu-241	0.001111	0.001111	0.000893	0.0010688
Al	0.015372	0.015256	0.015141	0.015314
Cr	0.028996	0.029030	0.026182	0.028464
Fe	0.10201	0.10213	0.093946	0.098384
Ni	0.013303	0.013318	0.013705	0.013381

(*) 使用枚数を重みとして平均した密度

B U 燃料, Na, Al₂O₃, 構造材の原子数密度

値は文献 (20) による。Na は 2-4-1/4 を 1752 枚, 2-2-1/4 を 1800 枚使用しているの、枚数を重みとした平均原子数密度を用いる。

C Al, Cr, Fe, Ni の原子数密度

これらの元素は Pu 燃料板にも, Al₂O₃、又は Na カン構造材にも含まれているものであり、密度はそれ等を合計したものである。

Appendix 4. JAERI-FAST セット修正版による計算

4.65~200 keV で ²³⁸U の σ_c を小さくし、5.98~200 keV で ²³⁵U の σ_c と σ_f をわずかに大きくなるよう修正したセット (K1-セットと名づける) の場合には S₀ 近似と P₁ 近似で、4.65~200 keV で ²³⁸U の σ_c と ²³⁸U の σ_f を修正したセット (V1-セットと名づける)、および V1-セットの ²⁴⁰Pu の σ_f を 4.65 keV~4 MeV で小さくし ²⁴¹Pu の 10 keV 以下の共鳴領域炉定数が作成されたセット (V2-セット) では 1 次元拡散近似で、半径 36.51 cm の球形炉心の k_{eff} を計算した。結果を Table A.4.1 に示す。 k_{eff} として S_N 補正をした値を

示す。又炉心周辺部における質量係数も併わせ記した。Original set による計算値および実験値も参考のために記した。

k_{eff}^* の値で比較すると、Original set が0.2% less reactive であるのに対し、K1セットでは1.2%、V1セットでは1.4%、V2セットでは1.3%それぞれ reactive になっていて、臨界性に関しては修正は over correction の結果をもたらしている。

Table A4.1 Summary of criticality calculation using three versions of JAERI-FAST-Set

Cross section set	(a)	(b)	(b)		Original JAERI-FAST (26gr.)	Experiment
	JAERI-FAST-K1 (26gr.)	JAERI-FAST-K1 (26gr.)	JAERI-FAST-V1 (25gr.)	JAERI-FAST-V2 (25gr.)		
Geometry	1-D Sphere	"	"	"	"	—
Approx	S ₈	P ₁	Diffusion	Diffusion	S ₈	—
k_{eff}	1.0124	1.0059	1.0045	1.0030	0.9982	
$k_{eff}^*(d)$	(1.0124)	1.0124	1.0141	1.0126	(0.9982)	—
$\Delta M/M \quad \Delta k/k$	4.85	4.77	4.84	4.84	4.81	5.26±0.34

(a) 46.5~200 keVで²³⁵Uの σ_c を小さくし、5.98~200 keVで²³⁵Uの σ_c と σ_f をやや大きくなるよう修正したセット(黒井氏による)

(b) 46.5~200 keVで²³⁸Uの σ_c が約15%小さくなり、²³⁵Uの σ_f が修正されたセット(Library tape No. 533, JAERI-memo 4215(1971))

(c) (b)の修正の外に²⁴⁰Puの σ_f が46.5 keV~4 MeVで小さくなり、²⁴¹Puの10 keV以下の共鳴領域炉定数が作成されたセット(Library tape No. 117, JAERI-memo 4340(1971))

(d) k_{eff}^* : S_N補正をした値, P₁近似に対しては+0.65% Δk , 拡散近似に対しては+0.96% Δk