

JAERI-M

7882

FCA V-1 集合体の特性試験と臨界質量
(FCAによる高速実験炉模擬実験研究報告)

1978年10月

平川直弘*・向山武彦・白方敬章・野本昭二
弘田実弥・松野義明**・小西俊雄***

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.

FCA V-1 集合体の特性試験と臨界質量
(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

平川 直弘*・向山 武彦・白方 敬章・野本 昭二
弘田 実弥・松野 義明**・小西 俊雄***

(1978年9月4日受理)

FCA V-1 集合体は昭和 45 年 2 月 28 日に臨界に達した。この集合体は FCA で「常陽」のモックアップとして実施を予定されている一連の集合体のうち最初の物理的モックアップ集合体である。この集合体の組成は FCA の手持ちの燃料、模擬物質によって炉心中心のスペクトルが、「常陽」のスペクトルになるべく近くなるよう定められた。実験に際しては、これが FCA における最初の Pu 装荷炉心であるため、自発核分裂効果、 α 崩壊に伴う発熱の効果等の影響に対して注意が払われた。臨界後中性子源孔をなくした V-1-B 集合体において一連の補正実験が行なわれ、臨界量が $\text{Pu}^{239+241}$ 64.7 \pm 0.3 kg および U^{235} 118.2 \pm 0.6 kg と決定された。この値は 1 次元及び 2 次元の拡散計算と比較され、ABBN セットを用いた場合には実験値より 9% 小さい臨界量を与え、JAERI-FAST を用いた場合には 6% 大きい臨界量を与えた。S₄ 法によると ABBN セットの計算値は拡散計算より 1.8% 小さくなった。

* 現在、東北大学工学部原子核工学科 ** 現在、動力炉・核燃料開発事業団

*** 日立エネルギー研究所

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成果である。

FCA Assembly V-1 Critical Experiment

Naohiro HIRAKAWA^{*}, Takehiko MUKAIYAMA, Keisho SHIRAKATA,
Shoji NOMOTO, Jitsuya HIROTA, Yoshiaki MATSUNO^{**}
and
Toshio KONISHI^{***}

Division of Reactor Engineering, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 4, 1978)

The FCA assembly V-1 attained its first criticality on February 27th, 1970. The assembly V-1 is the first physics mock-up in series assemblies for which mock-up experiments for the JOYO (Japan Experimental Fast Reactor) are planned. Composition of the core material was so chosen that the neutron spectrum at the core center would represent the JOYO spectrum as precisely as possible. Emphasis was on the effects of Pu-240 spontaneous fission and plutonium fuel α -heating, because it was the first experience of plutonium loading in FCA.

The critical masses 64.7 ± 0.3 kg (Pu-239 + Pu-240) and 118.2 ± 0.6 kg (U-235) were determined experimentally, through the correction experiment on assembly V-1-B set up by removing the hole for the external neutron source. The measured critical mass was compared with these of one- and two-dimensional diffusion calculations and one-dimensional S_4 calculation. The diffusion calculation using ABBN set underestimates the critical mass by 9 % and using JAERI FAST set overestimates by 6 %. S_4 calculation using ABBN set gives a critical mass 1.8 % smaller than with the diffusion calculation.

Keywords: FCA Assembly, Critical Experiment, Critical Mass, Rod Worth Calibration, Plutonium Fuel, Mock-up Experiment, Physics Mock-up, Inverse Multiplication Curve, JOYO Reactor Core

* Present address; Department Nuclear Engineering, Tohoku University

** Present address; Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

*** Hitachi Energy Research Laboratory

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

目 次

1 緒 言	1
2 模擬炉心の決定	2
3 臨界近接	8
3.1 近接手順	8
3.2 臨界近接曲線	11
3.3 プルトニウム炉心の特性	17
4 制御棒較正	19
4.1 標準反応度法による較正	19
4.2 未臨界法による較正	22
5 臨界質量の決定	28
5.1 実験値と補正	28
5.2 実験精度	29
5.3 実験上の補正	30
5.4 臨界質量の実験値	42
5.5 臨界質量の計質値	42
参考文献	47

Contents

1. Introduction	1
2. Design of Mock-up Core	2
3. Critical Approach	8
3.1 Procedure of Critical Approach	8
3.2 Critical Approach Data	11
3.3 Characteristics of Pu Core	17
4. Control Rod Calibration	19
4.1 Calibration by Standard Reactivity Method	19
4.2 Calibration by Subcritical Method	22
5. Determination of Critical Mass	28
5.1 Corrections	28
5.2 Experimental Errors	29
5.3 Corrections Based on Experiments	30
5.4 Experimental Critical Mass	42
5.5 Calculated Critical Mass	42
References	47

1. 緒 言

一般に原子炉を設計、製作するに当って、核的パラメータおよび核計算法の適当範囲、有効限界が全面的にはチェックしつくされていない現段階では、目標とする原子炉の組成、体系を模擬した臨界集合体でいわゆるモック・アップ実験を行ない、その結果に基づいてその都度上記適用範囲、有効限界等を確立しておくことが望まれる。

ここで報告するFCA V-1集合体は高速実験炉「常陽」のためのモック・アップ集合体のひとつで、昭和45年2月28日に臨界に到達した。第2章で詳述するように、この集合体の大きな特徴は燃料物質に「常陽」のそれを模擬してプルトニウムが含まれていることである。

集合体V-1はいわゆる physics mock-upと呼ばれるもので、「常陽」炉心組成を模擬した組成をもち、きわめて単純な形状の集合体である。それは実験値を解析する際、計算に乗りにくい要因をなるべく省いて純粋な形で断面積セットの確認、計算法の検証を行ない Engineering mock-up として、やがて構成される制御棒チャンネルを含む複雑な体系における実験値と計算値を比較する際のあいまいさを小さくするためである。

集合体V-1が「常陽」のモックアップ集合体の一つとして、選定されるに至った考え方の道筋は第2章に譲るとして、ここではその主要な項目の概略を述べる。

本集合体では次に挙げる各項目の測定を行ない、得られた測定値と解析値とを比較検討することによって、計算法、および核的パラメータをチェックし、「常陽」設計に資することを目的とする。

- i) 臨界量
- ii) 中心反応度値
- iii) B_4C 制御棒反応度効果
- iv) 中性子スペクトル
- v) ドップラー係数
- vi) 反応率分布
- vii) β/λ
- viii) ナトリウム・ボイド係数

以上の実験は現在進行中であるが、本報ではそのはじめに行なわれた臨界量に関する実験について述べる。

V-1集合体はFCAにおけるプルトニウム燃料を用いた最初の炉心なので、第3章で臨界近接の詳細な過程を述べる。臨界近接によって達成された最初の臨界集合体は臨界量を正確に決定するのに都合のよい形状の体系に調整した上、次に記すような諸補正実験を行なって正確な臨界量を決定した。

- i) 超過反応度効果
- ii) 周辺質量係数
- iii) 自発核分裂効果

- iv) 制御安全棒引出しが他の燃料要素組成引出しと異なる効果
- v) 密着面間隙効果
- vi) 引出し前端面および格子管不銹鋼効果
- vii) 炉心境界形状効果
- viii) 燃料装填の非均質効果

制御棒較正および上記補正実験の方法ならびに結果を第4章、および第5章に述べる。なお、第5章後半には、JAERI-FAST, ABBN, ANL-635などの断面積セットを用いた1次元および2次元拡散計算ならびに1次元Sn計算の予備的結果を報告し、実験値と比較する。

2. 模擬炉心の決定

集合体V-1の最大の目的は、「常陽」設計に用いられた計算法や核パラメータに含まれる不確定さの把握にある。モック・アップ炉心で種々のパラメータを測定するには、目的とするパラメータに応じてそれにふさわしい模擬炉心が存在するわけであるが、集合体V-1はその第一段階であるPhysics Coreとして組まれたものである。

炉心組成を決めるに際しては

- (1) 出来るだけ「常陽」組成に近い物質構成により
- (2) 炉心中心スペクトルが「常陽」のそれに近くなること

を目標とした⁽¹⁾。

しかし、現在FCAで利用できる燃料や稀釈物質の種類その他にいくつかの制限がある。これらの制限条件の主なものを示すと、

制限(1)燃料の種類と量⁽²⁾…… 金属燃料であること、同位元素組成が「常陽」燃料と異なること(特にU燃料が20%濃縮であること)、量に制限があること(Pu²³⁹⁺²⁴¹約80kg)

制限(2)稀釈物質の種類と量⁽²⁾

制限(3)空間的制限…… FCAの構造上、炉心物質は引出しに装填されて集合体に装荷される。このとき、燃料と稀釈物質からなる単位格子を1本の引出しの範囲で構成することとした。これは、非均質効果や構成物質の配列方向の効果等を調べる際の便を考慮したためである。

制限(4)均一炉心…… 多領域炉心を採用すれば局所的には組成、スペクトルともに理想に近づけることが可能であるが、Physics Coreとしては全体の解析の容易さが重要であるので炉心は均一な一領域とした。同様にブランケットも一領域ブランケットであり、全体として集合体V-1は幾何学的に単純な二領域体系である。

また、やゝ性質を異にするが

制限(5)ブランケット組成…… 制限(1)または(2)と関連するが、「常陽」ブランケットが劣化ウラン酸化物を用いているのに対して、V-1では天然ウラン金属を用いた。

制限(6)ブランケット厚…… 無限大厚さに近い30cmとした。

制限(7)炉心長…… 「常陽」に合わせて約60cmとした。

- iv) 制御安全棒引出しが他の燃料要素組成引出しと異なる効果
- v) 密着面間隙効果
- vi) 引出し前端面および格子管不銹鋼効果
- vii) 炉心境界形状効果
- viii) 燃料装填の非均質効果

制御棒較正および上記補正実験の方法ならびに結果を第4章、および第5章に述べる。なお、第5章後半には、JAERI-FAST, ABBN, ANL-635などの断面積セットを用いた1次元および2次元拡散計算ならびに1次元Sn計算の予備的結果を報告し、実験値と比較する。

2. 模擬炉心の決定

集合体V-1の最大の目的は、「常陽」設計に用いられた計算法や核パラメータに含まれる不確定さの把握にある。モック・アップ炉心で種々のパラメータを測定するには、目的とするパラメータに応じてそれにふさわしい模擬炉心が存在するわけであるが、集合体V-1はその第一段階であるPhysics Coreとして組まれたものである。

炉心組成を決めるに際しては

- (1) 出来るだけ「常陽」組成に近い物質構成により
- (2) 炉心中心スペクトルが「常陽」のそれに近くなることを目標とした⁽¹⁾。

しかし、現在FCAで利用できる燃料や希釈物質の種類その他にいくつかの制限がある。これらの制限条件の主なものを示すと、

制限(1)燃料の種類と量⁽²⁾…… 金属燃料であること、同位元素組成が「常陽」燃料と異なること(特にU燃料が20%濃縮であること)、量に制限があること(Pu²³⁹⁺²⁴¹約80kg)

制限(2)希釈物質の種類と量⁽²⁾

制限(3)空間的制限…… FCAの構造上、炉心物質は引出しに装填されて集合体に装荷される。このとき、燃料と希釈物質からなる単位格子を1本の引出しの範囲で構成することとした。これは、非均質効果や構成物質の配列方向の効果等を調べる際の便を考慮したためである。

制限(4)均一炉心…… 多領域炉心を採用すれば局所的には組成、スペクトルともに理想に近づけることが可能であるが、Physics Coreとしては全体の解析の容易さが重要であるので炉心は均一な一領域とした。同様にブランケットも一領域ブランケットであり、全体として集合体V-1は幾何学的に単純な二領域体系である。

また、やゝ性質を異にするが

制限(5)ブランケット組成…… 制限(1)または(2)と関連するが、「常陽」ブランケットが劣化ウラン酸化物を用いているのに対して、V-1では天然ウラン金属を用いた。

制限(6)ブランケット厚…… 無限大厚さに近い30cmとした。

制限(7)炉心長…… 「常陽」に合わせて約60cmとした。

これらの制限条件または設定条件のもとで前記模擬目標に最も適当と考えられる炉心組成を求めた。組成決定の方法は概略次の通りである。

まず「常陽」の炉心及びブランケットの原子数密度*としてPNCより与えられたものをもととして、FCAの燃料及び模擬物質(その当時入手前であったものも含む)により集合体を構成することとして、その時点で利用できる計算法に統一して比較検討した。計算は主として1次元拡散コードEXPANDA-2⁽³⁾を用い、核断面積はABBN(25群)に基づいた。この他に、計算法としてSn法、核断面積セットとしてANL-635やJAERI-FAST⁽⁴⁾を補助的に用いた**

Table 2.1に模擬の是否判定の基礎となった「常陽」構成物質の体積組成と均質化された原子組成を示す。これをもとにして行なわれた組成決定の手順は、

Table 2.1 Material compositions of cores of JOYO & mockup systems

		JOYO	Prob. #7	Prob. #5	Prob. #11
Volume fraction (%)	Fuel (a)	38	24.8	19.5	22.1
	Coolant (b)	31	26.3	35.1	26.3
	Structure (c)	20	17.9	19.7	20.6
	Diluent (d)	-	26.5	21.2	26.5
Atomic densities ($10^{24}/\text{cm}^3$)	Pu-239	0.0010928	0.0010466	0.0010466	0.0010466
	Pu-240	0.0003905	0.00009445	0.00009445	0.00009445
	-241	0.0000781	0.00001126	0.00001126	0.00001126
	U -235	0.001665	0.001959	0.0014693	0.0017151
	-238	0.005505	0.007782	0.0058368	0.00680925
	O	0.01729	0.0163595	0.013087	0.0163595
	Na	0.009212	0.0058669	0.0078225	0.0058669
	Al	-	0.0110485	0.008725	0.0110485
	Cr	0.003565	0.0028286	0.0031325	0.0032363
	Fe	0.01161	0.011347	0.012556	0.0127845
	Ni	0.001993	0.0015365	0.0017016	0.00173075
Mo	0.000254	-	-	-	

Note: (a) PuO₂-UO₂ for JOYO and PuAl-U for mock up cores

(b) Sodium

(c) Stainless steel (slightly different in isotopic compositions between JOYO and others)

(d) Al₂O₃ for mockup cores

* 燃料特にウランに関しては、最終仕様と異なる。

** 実験結果の詳細な解析および検討は主として、JAERI-FASTセットによって行なわれるが、実験計画はABBNセットによって行なわれた。

(1) 模擬目標(1)の中で臨界性に最も強い影響を有する燃料物質の組成を合せる。この際、量的制限のある Pu - 239 の原子数密度を「常陽」のそれに近く合せ、U 燃料の組成は模擬目標(3)の臨界量との関係で決めることとして、一先ず、変数として残す。この結果、Pu は標準寸法の燃料(0.25 mm 厚不銹鋼被覆で外寸 1.6 mm 厚)2枚を1単位格子に使用し、U は 3.2 mm 厚の標準燃料を 3 ~ 4 枚用いることになる。

(2) Na は、原子数組成を合せる目的では標準寸法の Na 缶(0.4 mm 厚不銹鋼製缶に Na を密封したもので、外寸 6.25 mm 厚)を単位格子内に 4 ~ 5 枚使用することが望ましい。しかし U 燃料の濃縮度が「常陽」燃料より低いために、U - 235 の原子数密度を「常陽」のそれに合せようとする、必然的に U 燃料の占める体積比が大きくなる。そのため、制限条件(3)の要請から単位格子内の標準寸法の Na 缶は 4 枚以下に制限される。しかしこのことは酸化物燃料模擬の目的で使用する $A1_2O_3$ により持ち込まれる Na と似た減速の性質を持つ A1 の存在によりある程度補なわれよう。

(3) 酸化物燃料の模擬については $A1_2O_3$ または酸化鉄を利用することが考えられる。 Fe_2O_3 による模擬の可能性を検討した結果、酸素の原子数組成を模擬するのに適当な量の酸化鉄を用いると、鉄原子の非弾性散乱による減速効果が強くあらわれ、スペクトルがかなり低エネルギー側へ移るため、スペクトル模擬を犠牲にしなければならないことが分った。したがって $A1_2O_3$ によって、酸化物の模擬を行なうこととした。すなわち、我々の場合は非弾性散乱断面積の大きい U - 238 が「常陽」に比し、必然的に多量に存在するため、その他の弾性散乱核種をできるだけ減らしてやらないとスペクトル模擬が難しくなる。

(4) 構造材の不銹鋼の模擬については、FCA 集合体の構造材(格子管、引出し)や Pu 燃料、Na などの被覆材として用いられている不銹鋼が必然的に混入されていることを考慮する。ただし「常陽」は SUS 32 を用いるのに対し、FCA は主に SUS 27 から構成されているので、Cr, Fe, Ni の割合はかなり異なる。

このようにして決められた炉心物質の組合せのうち、代表的な 3 種についてその主な核パラメータを「常陽」の値と比較して Table 2.1 および Table 2.2 に示す。また炉心中心におけるスペクトルを Table 2.3 および Fig. 2.1 に示す。

Table 2.2 Comparisons of principal nuclear parameters of JOYO and mock-up systems

	JOYO(a)	Prob. #7	Prob. #5	Prob. #11(b)
Criticality(c)				
Volume (ℓ)	141.0	132.9	177.0	144.3
Mass Pu ²³⁹⁺²⁴¹ (kg)	65.5	55.8	77.3	63.1
U ²³⁵ (kg)	95.6	101.4	101.5	96.6
Kinetic parameter				
Life time λ _p (sec)	1.914×10 ⁻⁷	1.30×10 ⁻⁷		
Delayed neutron fraction	5.23 ×10 ⁻³	5.63×10 ⁻³		
Spectrum matching				
PPP(d) at core center	-	0.00244	0.00304	0.00358
Spectrum indices(c)				
σ _f ²⁸ /σ _f ⁴⁹	0.0453	0.0416		
σ _f ²⁵ /σ _f ⁴⁹	0.9131	0.9205		
σ _f ⁴⁰ /σ _f ⁴⁹	0.3024	0.2907		
σ _f ⁴¹ /σ _f ⁴⁹	1.133	1.148		
σ _f ²⁸ /σ _f ⁴⁹	0.1179	0.1195		
σ _f ⁴⁹ /σ _f ⁴⁹	0.1406	0.1437		
Breeding ratio				
Core	0.219	0.248		
Blanket	0.654	0.795		

Note: (a) Blanket was 30 cm thick and its composition was taken to be that of JOYO radial blanket. Reflectors and shieldings existing outside JOYO blanket was ignored in the calculation.

(b) Pu atomic number densities used were larger by 5 percent than those given in Table 21

(c) in spherical geometry

(d) cf. Ref. (5)

(e) at the core center

Table 2.3 Comparison of spectrum at core center

Group	JOYO	Prob. #7	Prob. #5	Prob. #11
1	0.287	0.260	0.248	0.249
2	1.745	1.563	1.504	1.509
3	4.363	3.877	3.786	3.782
4	8.962	7.953	7.915	7.861
5	11.373	11.005	11.002	10.884
6	18.732	18.700	18.472	18.451
7	18.795	18.984	18.922	18.768
8	14.848	14.867	14.791	14.771
9	10.091	10.872	10.760	10.943
10	5.795	6.162	6.288	6.369
11	2.946	3.552	3.745	3.846
12	1.204	1.340	1.473	1.503
13	0.327	0.386	0.416	0.457
14	0.385	0.354	0.486	0.440
15	0.115	0.098	0.149	0.130
16	0.026	0.021	0.036	0.031
17	0.004 ₇	0.003 ₈	0.007	0.006
18	0.000 ₆	0.0000 ₄	0.000 ₉	0.001
19	0.0	0.0	0.000 ₁	0.0
20	↓	↓	0.0	↓
21	↓	↓	↓	↓
22	↓	↓	↓	↓
23	↓	↓	↓	↓
24	↓	↓	↓	↓
25	↓	↓	↓	↓
Total	100.0	100.0	100.0	100.0

Prob. # 7は、全体的なスペクトルの模擬に重点を置いて選んだ組合せである。Prob. # 5ではこの他に、Naの共鳴附近におけるスペクトルの模擬にも重きを置いている。このためにNaの原子数密度を「常陽」の密度に近づけた結果、酸素原子が若干犠牲になっている。一方、Prob. # 7では、酸素は「常陽」密度に近くNaが若干犠牲にされている。全体的なスペクトル模擬の尺度としてPPP* (Pinco Parino Parameter)をとるとその値は炉心中心において、Prob. # 7では0.00244、Prob. # 5では0.00304であってProb. # 7がやゝすぐれている。Prob. # 11は、一つの極限として制限(3)の空間的制限を取外した上で、Puのみならず、U-235の原子数密度も「常陽」の密度に近づけることを目標として組合せたものである。したがって、臨界質量の模擬は最も良く行なわれているが、U-235の原子数密度に合せた結果、他の物質(特にNa)の数密度の模擬が不充分となりまた濃縮ウラン板を取去ることによりあいた空間をステンレス板によってうめているために、スペクトル模擬の上でも難点が生ずる。結局、集合体V-1の炉心組成としては制限条件(1)も考慮してProb. # 7の組合せが採用された。この場合、単位格子内に使用される各種物質の使用枚数比**はPu/EU/Na/Al₂O₃ = 1/4/6/5である。

Prob. # 5の組合せは制限条件(4)を取外して多領域炉心を組む場合には、テスト領域に実現可能であり、空間的分布に関する情報を得る目的で組まれるセクタ型の集合体のテスト領域として考えられている。また、Prob. # 11は、微細なスペクトルの検討や非均質効果の検討に必要なものかも知れない。そのような場合には、炉心の局所的な領域調整で用いられるであろう。また制御材(B₄C)の反応度実験、動特性パラメータの測定など特殊な実験に対しては、それぞれの目的にかなった体系が調整炉心として組まれるであろう。ここでは、これらの変形炉心についての検討は除外する。

これまでのMock-up組成の検討は、模擬目標である「常陽」の組成を含めて全て均質組成として、行なってきた。現実にmock-up体系を組むにはFCAの場合、各種の板状物質を組せることになるが、Prob. # 7の組合せについて具体的な配列を決めるに際して次の点を考慮した。

* PPPは各空間点において規格化された中性子束と基準となる中性子束とのズレの度合(標準偏差)を示すもので次式で定義される。

$$PPP = \left[\frac{\sum_{j=1}^N (\varphi_j - \varphi'_j)^2}{N} \right]^{1/2}$$

ここに j = グループの番号

N = グループの数

φ_j = 基準となる中性子スペクトル

φ'_j = 考えている模擬体系の中性子スペクトル

で与えられる。また、 φ_j , φ'_j は規格化されているのでグループ j のレサージ幅を Δu_j としたとき

$$\sum_{j=1}^N \varphi_j \Delta u_j = \sum_{j=1}^N \varphi'_j \Delta u_j = 1$$

** 単位格子は $\frac{1}{8}$ " 厚の板 16 枚から構成される。ここでは各種使用物質を $\frac{1}{8}$ " に換算したもので表示する。各種物質の標準厚さはPuが $\frac{1}{16}$ "、EUとAl₂O₃が $\frac{1}{8}$ "、Naが $\frac{1}{4}$ "である。したがって、Prob. # 7の実際の使用枚数は 2/4/3/5である。

- (1) 単位格子中心面に関する対称性
- (2) 単位格子内における核分裂中性子源の分布が一様となるように燃料の間隔は一定に保つようにする。

さらに Pu 燃料のみ着目した場合にもその間隔が単位格子相互にわたって一定となるようにする。その結果

- (3) 非均質効果の実験的検討の一手段として Fuel Bunching Experiment を行なう際、燃料の移動に伴う importance の変化が小さくてすむことになる。

3. 臨 界 近 接

3.1 近接手順

臨界近接作業は、Fig. 3.1に示されている装荷図の炉心部およびブランケット部全体にまず天然ウランブロックを装荷しておき、各装荷ステップ毎に炉心用引出しでこれらを中心から順次置き換えて行くという、臨界近接の常套手段によって行なわれた。第0ステップとしての制御安全棒8本挿入で近接作業が開始され、第9ステップの炉心用引出し2本挿入後の近接で臨界に到達した*。Fig. 3.1は臨界到達時における装荷図であり、この集合体を以後V-1-Aと呼ぶことにする。この集合体V-1-Aは、のちに臨界量を正確に測定するために組まれた中性子源孔なし境界調整済の集合体V-1-B、および特性試験のためにさらに実験孔を設けた集合体V-1-Cなどに変更された。

制御安全棒および炉心用引出しの装填図をFig. 3.2に示す。

制御安全棒の装填様式が炉心用引出しのそれと異なることによる効果は第5章に述べるように実験的に補正した。臨界近接に当ってステップ毎に装荷されるPu 239 + 241 およびU 235の量は、断面積セットとしてABBNを用いて次元25群拡散近似により予め計算された推定臨界量と既装荷量との差の1/2弱になるように、前もって第8ステップまで決められていた。しかし第3ステップ以降は実測された近接曲線をもとにして、逐次、次の装荷量を決めていった。Fig. 3.1の装荷図で引出し毎に印した数字が、実際にその引出しが装荷されたステップを表わす。各ステップにおける挿入引出し本数並びにそれに対応するPu 239 + 241 およびU 235の装荷量をTable 3.1に示す。ABBNセットにより計算された臨界量は実験値より小さめに出るということが知られているので、当初推定臨界量として、安全サイドになるようABBNセットによる値を採用した。そのため、臨界到達は予想の第8ステップを越えて第9ステップとなった。

* 昭和45年2月28日午後零時2分、出力は15Wと推定される。

- (1) 単位格子中心面に関する対称性
- (2) 単位格子内における核分裂中性子源の分布が一樣となるように燃料の間隔は一定に保つようにする。

さらに Pu 燃料のみ着目した場合にもその間隔が単位格子相互にわたって一定となるようににする。その結果

- (3) 非均質効果の実験的検討の一手段として Fuel Bunching Experiment を行なう際、燃料の移動に伴う importance の変化が小さくてすむことになる。

3. 臨 界 近 接

3.1 近接手順

臨界近接作業は、Fig. 3.1に示されている装荷図の炉心部およびブランケット部全体にまず天然ウランブロックを装荷しておき、各装荷ステップ毎に炉心用引出しでこれらを中心から順次置き換えて行くという、臨界近接の常套手段によって行なわれた。第0ステップとしての制御安全棒8本挿入で近接作業が開始され、第9ステップの炉心用引出し2本挿入後の近接で臨界に到達した*。Fig. 3.1は臨界到達時における装荷図であり、この集合体を以後V-1-Aと呼ぶことにする。この集合体V-1-Aは、のちに臨界量を正確に測定するために組まれた中性子源孔なし境界調整済の集合体V-1-B、および特性試験のためにさらに実験孔を設けた集合体V-1-Cなどに変更された。

制御安全棒および炉心用引出しの装填図をFig. 3.2に示す。

制御安全棒の装填様式が炉心用引出しのそれと異なることによる効果は第5章に述べるように実験的に補正した。臨界近接に当ってステップ毎に装荷されるPu 239 + 241 およびU 235の量は、断面積セットとしてABBNを用いて次元25群拡散近似により予め計算された推定臨界量と既装荷量との差の1/2弱になるように、前もって第8ステップまで決められていた。しかし第3ステップ以降は実測された近接曲線をもとにして、逐次、次回の装荷量を決めていった。Fig. 3.1の装荷図で引出し毎に印した数字が、実際にその引出しが装荷されたステップを表わす。各ステップにおける挿入引出し本数並びにそれに対応するPu 239 + 241 およびU 235の装荷量をTable 3.1に示す。ABBNセットにより計算された臨界量は実験値より小さめに出るということが知られているので、当初推定臨界量として、安全サイドになるようABBNセットによる値を採用した。そのため、臨界到達は予想の第8ステップを越えて第9ステップとなった。

* 昭和45年2月28日午後零時2分、出力は15Wと推定される。

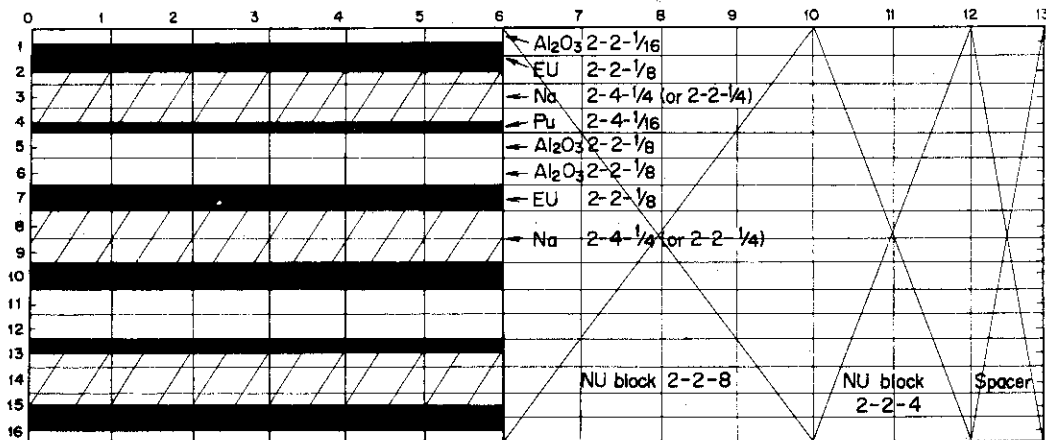
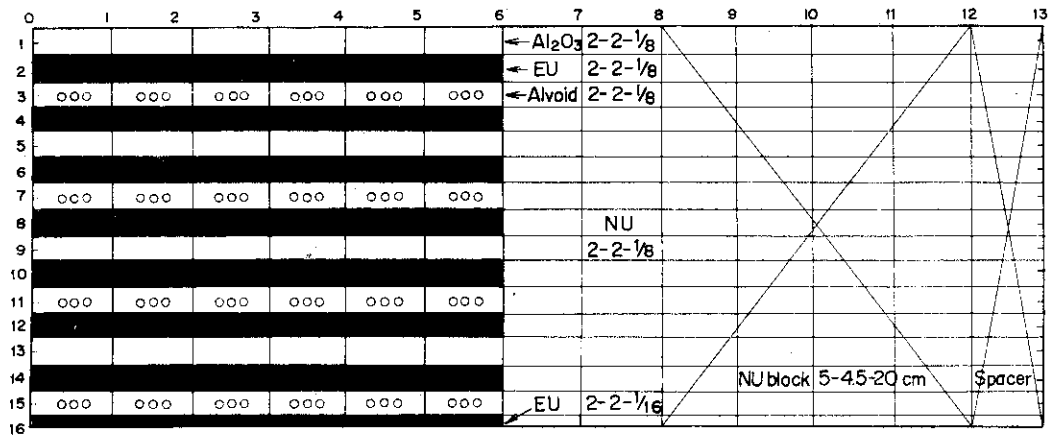


Fig. 3.2 Top view of assembly V-1-A
drawer loadings

3.2 臨界近接曲線

近接時の計数測定は起動系，log n系，線型出力系各2系統の計6チャンネルを用いて，測定体系B，C，D*においてそれぞれ行なわれた。その際体系Dにおいては，通常計数測定の後外部中性子源のAm-Be 10 Ciを抜き去った状態で再び計数測定を行なった。その場合，中性子源はPuの自発核分裂中性子のみとなるので，各ステップのPu装荷量から中性子源の効果を補正した近接曲線を得ることができる** 各体系における各計数チャンネルの読取り値および増倍率の逆数をTable 3.2に示す。

このTableにおいて起動系#1，#2の計数率の値は，測定系の不感時間が4μsであるとして補正された値であり，また外部中性子源のない体系Dにおける増倍率の逆数の値はPuの装荷量から自発核分裂中性子の効果を補正した値である。但しこの補正は計数率が中性子源の強さに比例すると仮定した上での単純な補正であり，炉心内のImportanceの違いやCounter Positionの効果等は一切考慮されていないが，臨界プロットとしては，これで十分である。なお，このTableには，各ステップの計数時の温度変化を見るため炉心固定側の測定点F1(F 18-18，密着端面より60 mm)における温度の測定結果も同時に載せられている。

* Bは両1/2集合体密着，制御棒2本完全引抜き，Cは制御棒1本のみを完全挿入，Dは制御棒2本完全挿入の状態をいう。

** 第4章で詳しく述べるように，計数率 C_i ，系の未臨界度 Δk_i ，中性子源強さ S の間には

$$C_i = \frac{AS}{|\Delta k_i|}$$

の関係がある。

今，中性子源強さの項はAm-Be中性子源によるもの S とPu自発核分裂中性子源によるもの M_1s （但し M_1 はPu燃料の装荷量， s はPu燃料単位重量当りの中性子源強さ）とすると，

$$C_i = A \frac{S + M_1s}{|\Delta k_i|}$$

したがって逆計数率のプロットは

$$\frac{C_i}{C_j} = \frac{\Delta k_j}{\Delta k_i} \frac{S + M_1s}{S + M_1s}$$

をプロットすることになる。もしU炉心の場合のように事実上外部中性子源のみであれば，

$$\frac{C_1}{C_j} = \frac{\Delta k_j}{\Delta k_1}$$

となる。しかしPu炉心の場合でも外部中性子源を取去り，各係数率をその時のPuの装荷量で割っておけば，

$$\frac{C'_1}{C'_j} = \frac{\frac{C_1}{M_1}}{\frac{C_j}{M_1}} = \frac{\Delta k_j}{\Delta k_1}$$

となり，外部中性子源のみの場合と同等なプロットが得られる。

Table 3.1 Fuel loading steps at critical approach of assembly V-1-A

Step No.	No. of drawers loaded		Integrated No. of drawers loaded	Inserted weight, kg	
	Fixed half	Moval half		U ²³⁵	Pu ²³⁹⁺²⁴¹
0	4	4	8	10.664	22.522
1	29	29	66	51.846	39.618
2	22	22	110	83.102	39.618
3	11	11	132	98.744	48.176
4	6	6	144	107.276	52.844
5	5	5	154	114.386	56.734
6	4	4	162	120.046	59.826
7	2	2	166	122.890	61.382
8	2	2	170	125.734	62.938
9	1	1	172	127.156	63.716

Table 3.2 Critical approach data of assembly V-1-A

Pattern	Step.No. Channel No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
B	#1 (cpm) n ₀ /n	3061	8296	16237	24338	37606	59222	90946	150164	214800	
	#2 (cpm) n ₀ /n	1.000	0.369	0.189	0.126	0.0814	0.0517	0.0336	0.0204	0.0143	
	#3 (amp.)	3104	8041	15734	24939	38085	61256	86418	143768	222600	
	#4 (amp.)	1.000	0.386	0.197	0.124	0.0815	0.0507	0.0259	0.0216	0.0139	
	#5 (amp.)		1.02×10 ⁻¹²	2.1×10 ⁻¹²	3.4×10 ⁻¹²	5.3×10 ⁻¹²	9.1×10 ⁻¹²	1.4×10 ⁻¹¹	1.4×10 ⁻¹¹	2.3×10 ⁻¹¹	4.1×10 ⁻¹¹
	#6 (amp.)		1.05×10 ⁻¹²	2.1×10 ⁻¹²	3.5×10 ⁻¹²	6.0×10 ⁻¹²	1.03×10 ⁻¹¹	1.6×10 ⁻¹¹	1.6×10 ⁻¹¹	2.9×10 ⁻¹¹	5.0×10 ⁻¹¹
C	Temp. at FI (°C)	23.5	23.1	23.3	23.1	22.9	23.4	23.6	23.7	23.1	
	#1 (cpm) n ₀ /n	3079	8684	17492	26412	41721	75817	117013	233273		
	#2 (cpm) n ₀ /n	1.000	0.355	0.176	0.117	0.0738	0.0406	0.0263	0.0132		
	#3 (amp.)	3175	8233	16790	26733	42538	73122	113793	228139		
	#4 (amp.)	1.000	0.386	0.189	0.119	0.0746	0.0434	0.0279	0.0139		
	#5 (amp.)		1.05×10 ⁻¹²	2.3×10 ⁻¹²	3.5×10 ⁻¹²	6.0×10 ⁻¹²	1.05×10 ⁻¹¹	1.8×10 ⁻¹¹	1.8×10 ⁻¹¹	3.8×10 ⁻¹¹	
#6 (amp.)		1.05×10 ⁻¹²	2.3×10 ⁻¹²	4.0×10 ⁻¹²	7.0×10 ⁻¹²	1.3×10 ⁻¹¹	2.1×10 ⁻¹¹	2.1×10 ⁻¹¹	4.6×10 ⁻¹¹		
Temp. at FI (°C)	23.7	23.8	23.8	23.6	23.4	23.8	24.0	24.1			

Table 3.2 (continued)

Pattern	Step No. Channel No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
D (with external neutron source)	#1 (cpm) n_0/n	3117	8839	18475	29331	53107	103360	189970	879775	
		1.000	0.353	0.169	0.106	0.0587	0.0302	0.0164	0.00354	
	#2 (cpm) n_0/n	3104	8592	17619	29865	51070	99740	182800	838662	
		1.000	0.361	0.176	0.104	0.0608	0.0311	0.0170	0.00370	
	#3 (amp.)		1.06×10^{-12}	2.5×10^{-12}	4.2×10^{-12}	7.2×10^{-12}	1.6×10^{-11}	3.1×10^{-11}	1.6×10^{-10}	
	#4 (amp.)		1.06×10^{-12}	2.5×10^{-12}	4.5×10^{-12}	8.4×10^{-12}	1.9×10^{-11}	4.0×10^{-11}	1.9×10^{-10}	
D (without external neutron source)	#5 (amp.)	0.073×10^{-11}	0.189×10^{-11}	0.386×10^{-11}	0.610×10^{-11}	0.105×10^{-10}	0.200×10^{-10}	0.370×10^{-10}	0.170×10^{-9}	
	n_0/n	1.000	0.386	0.189	0.120	0.070	0.037	0.020	0.0043	
	#6 (amp.)	0.080×10^{-11}	0.187×10^{-11}	0.385×10^{-11}	0.612×10^{-11}	0.100×10^{-10}	0.208×10^{-10}	0.373×10^{-10}	0.143×10^{-9}	
	n_0/n	1.000	0.428	0.208	0.131	0.080	0.039	0.021	0.0056	
	Temp. at FI (°C)	23.8	23.7	24.0	23.8	23.7	24.0	24.0	24.2	24.2
		512	1860	4112	6535	12148	23842	43962	199041	
D (without external neutron source)	#1 (cpm) n_0/n	1.000	0.484	0.267	0.184	0.106	0.0570	0.0317	0.00719	
	#2 (cpm) n_0/n	492	1825	3789	6703	11667	22974	41763	194399	
		1.000	0.474	0.278	0.172	0.106	0.0569	0.0321	0.00707	
	#3 (amp.)		$< 10^{-12}$	$< 10^{-12}$	$< 10^{-12}$	1.4×10^{-12}	2.1×10^{-12}	6.5×10^{-12}	3.05×10^{-11}	
	#4 (amp.)		$< 10^{-12}$	$< 10^{-12}$	$< 10^{-12}$	$< 10^{-12}$	1.5×10^{-12}	2.4×10^{-12}	7.2×10^{-12}	
	#5 (amp.)	0.013×10^{-11}	0.037×10^{-11}	0.086×10^{-11}	0.140×10^{-11}	0.236×10^{-11}	0.438×10^{-11}	0.086×10^{-10}	0.383×10^{-10}	
D (without external neutron source)	n_0/n	1.000	0.618	0.323	0.218	0.139	0.0788	0.0412	0.00949	
	#6 (amp.)	0.020×10^{-11}	0.043×10^{-11}	0.090×10^{-11}	0.142×10^{-11}	0.228×10^{-11}	0.451×10^{-11}	0.090×10^{-10}	0.386×10^{-10}	
	1.000	0.818	0.475	0.330	0.221	0.118	0.0606	0.0145		

体系 D における装荷ステップ毎の増倍率の逆数をプロットした臨界近接曲線を Fig. 3.3 および Fig. 3.4 に示す。

Fig. 3.4 は Fig. 3.3 の第 4 ステップ以降をスケール・アップしたものである。これらのグラフによると外部中性子源のある場合の方が低出力時にはその影響で近接曲線が下側にきて臨界量を under estimate しているが、これは予想されたことであり、体系 B, C でも全く同様であった。これらの臨界プロットは第 1 ステップにおける計数率を 0.1 として規格化して描かれたものであるが、外部中性子源のない体系 D における第 2 ステップの #6 の値が異常に持上がっている。この原因は、第 1 ステップにおける #6 の出力の測定値 0.20×10^{-12} amp. が読取り最小レンジ $(0.1 \sim 1.0) \times 10^{-12}$ amp. の測定可能範囲の下限に近くて正確な出力レベルを表わしていないためと考えられる。

初期ステップにおける出力レベルの測定値の誤差は、最終ステップ付近における近接曲線の直線性および推定臨界量の値に対して影響はない。

Fig. 3.4 において第 5 ステップ以降はどの計数チャンネルもほぼ直線になっており、第 8 ステップの近接を終った段階でこれらの近接曲線を直線的に外挿してチャンネル毎の推定臨界量を出してみると、Table 3.3 のようになった。

Table 3.3 Estimated critical mass of Pu-fissile at step No. 8

Channel	Pattern D (with external neutron source)				Pattern D (without external neutron source)			
	#1	#2	#5	#6	#1	#2	#5	#6
Estimated critical mass of Pu ²³⁹⁺²⁴¹ , kg	63.37	63.37	63.36	63.50	63.39	63.38	63.40	63.43

この 8 個の測定値を平均して推定臨界量を求めると、

Pu 239 + 241 で

$$63.4 \pm 0.1 \text{ kg}$$

となった。そこで第 9 ステップとして炉心用引出し 2 本すなわち、Pu 239 + 241 で 0.778 kg 追加して近接を行なったところ、制御棒 No. 2 Full in, 制御棒 No. 1 97.51 mm で臨界に到達した。このとき炉心温度は 24.0 °C (F1), 線型出力系 #6 の読みは 0.505×10^{-8} amp. であった。

試みにこの集合体 V-1-A の臨界量を求め、Fig. 3.4 の近接曲線より推定された臨界量と比較してみる。制御棒の反応度効果が集合体 V-1-B の場合と同じであると仮定すると、制御棒 No. 1 の 97.51 mm は第 4 章で求められた較正曲線より 0.124% ΔK/K の超過反応度に相当する。また 0.505×10^{-8} amp. の出力時における未臨界度は後述のように 0.0013% ΔK/K である。したがって集合体 V-1-A の超過反応度は

$$0.124 - 0.0013 = 0.123 (\% \Delta K / K)$$

である。そして U 235 および Pu 239 + 241 の反応度値も集合体 V-1-B の場合と同じ

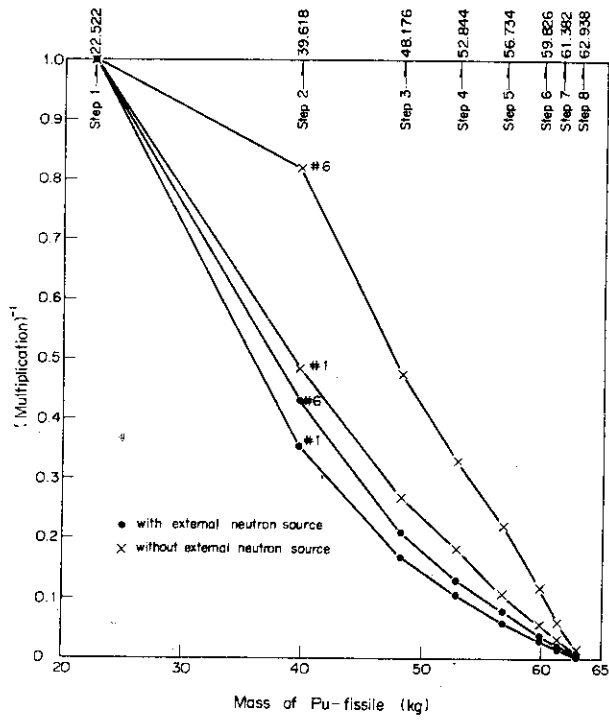


Fig. 3.3 Inverse multiplication curves in critical approach of assembly V-1-A (pattern D)

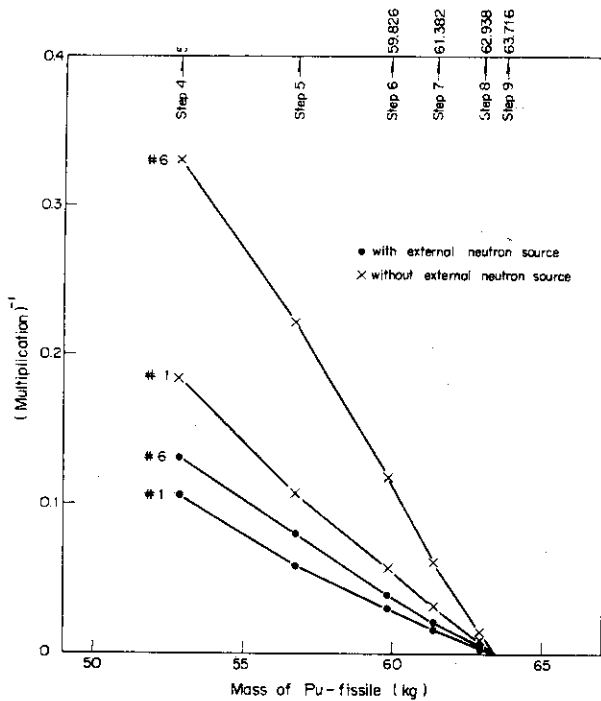


Fig. 3.4 Inverse multiplication curves in critical approach of assembly V-1-A (pattern D)

であると仮定すると、この超過反応度は

$$(U\ 235, 0.353\ \text{kg}) + (Pu\ 239 + 241, 0.193\ \text{kg})$$

に相当する。したがって集合体V-1-Aの臨界量は、

$$(U\ 235, 126.8\ \text{kg}) + (Pu\ 239 + 241, 63.5\ \text{kg})$$

となる。Puのこの値は近接曲線より求めた値63.4kgとほぼ一致している。

Pu特に比較的Pu 240の多い燃料を用いる臨界実験ではその自発核分裂中性子により原子炉起動時の中性子レベルが確保されるので、外部中性子源を挿入する必要のないことが確認された。そこで集合体V-1-Aの中性子源孔は臨界到達後充填され、またできるだけ形状を円筒体系に近づけるために境界調整が施された。この新しい集合体はV-1-Bと名付けられ、次章以下で述べる制御棒校正並びに臨界量補正のための各種効果の測定が行なわれた。炉心とブランケットの境界における引出しの装填図の1例をFig. 3.5に示し、集合体V-1-Bの固定側および移動側の断面図をそれぞれFig. 3.6, Fig. 3.7に示す。

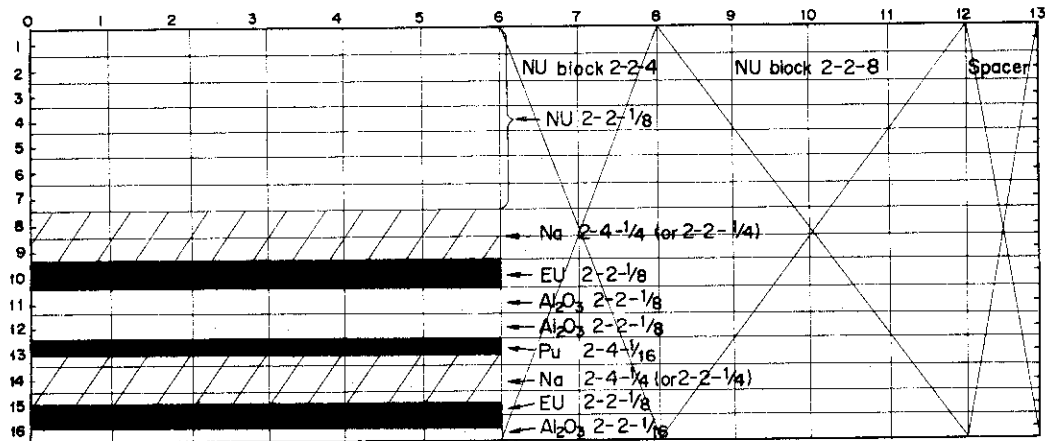


Fig. 3.5 Top view of drawer loading at the core boundary of assembly V-1-B (Loading pattern No. 6)

3.3 プルトニウム炉心の特長

Puが燃料として装荷された臨界集合体の臨界実験ではU燃料の炉心に比べて次の二つの効果が新たにはいり込んでくるのでその影響を考慮に入れなければならない。その一つは、プルトニウムの α 崩壊の際の発熱によって炉心が加熱され、特に2分割型の集合体では密着前後で冷却条件が変わるため炉心温度が変化し炉心燃料の膨張効果等の反応度効果として臨界点を变化させる可能性である。もう一つは自発核分裂性中性子により、未臨界状態でもそれに応じたかなり高い出力レベルが維持されることである。後者については次章で述べることにして、ここでは集合体V-1-Bの炉心の温度変化およびその反応度効果について述べる。

FCA 臨界実験装置にはPu燃料の使用に先立って、両1/2集合体にファンによる空気冷却装

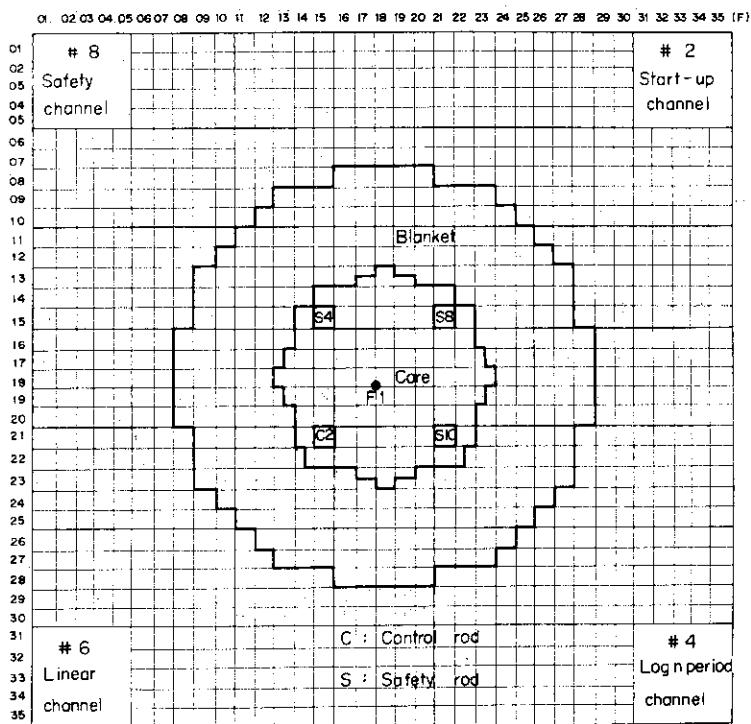


Fig. 3. 6 Assembly V-1-B drawer loading in fixed half

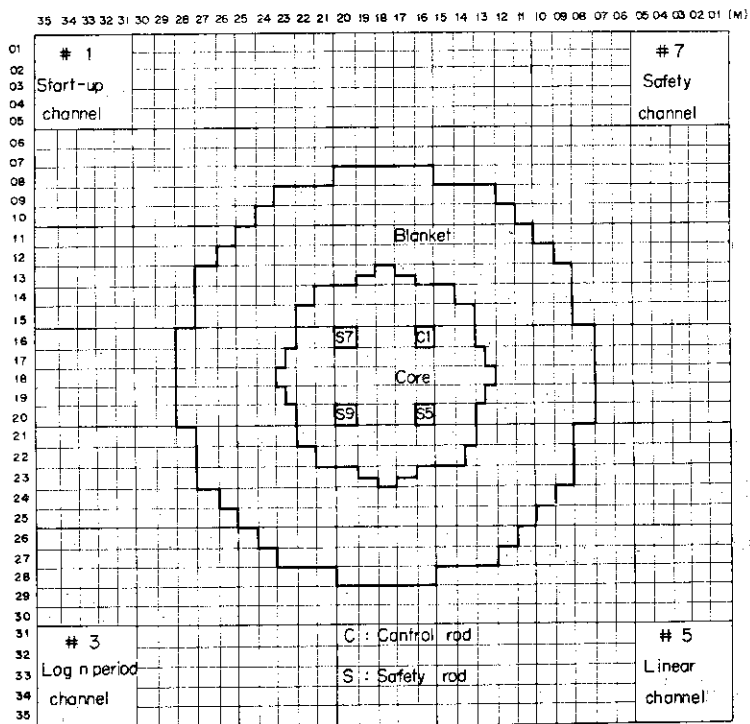


Fig. 3. 7 Assembly V-1-B drawer loading in movable half

置⁽⁶⁾が備えつけられたが、これらの冷却装置を働かせながら集合体V-1-Bを臨界に保ちつつ、次第に出力レベルを上昇させて炉心(測定点F1)の温度変化を観察した。その結果を Table 3.4 に示す。これによると測定系 #6 の出力レベル 0.2×10^{-7} amp. までの範囲では発熱量に対して冷却装置の容量が十分大きいため、炉心温度はほとんど一定に保たれていることがわかる。また一定出力レベルに保ったまま長時間おいた場合も温度上昇はほとんど見られなかった。したがってこの出力レベルの範囲では温度変化に基づく反応度変化はほとんどなく、この臨界実験に際して考慮するに及ばないことが明らかになった。

Table 3.4 Change in temperature (F1) with power level

Power level of #6, amp.	0.51×10^{-9}	0.51×10^{-8}	0.804×10^{-8}	0.20×10^{-7}
Temp. at F1, °C	23.8	24.1	24.1	24.1

集合体V-1-Bにおいて制御安全棒の反応度較正を標準反応度法(臨界法)および未臨界法により行ない、制御棒No.1, No.2の反応度曲線および安全棒No.8, No.9の全ストロークの反応度を求めた。集合体V-1-Bにおける各制御安全棒の配置は、Fig. 3.6 および 3.7 に示された通りである。

4. 制御棒較正

4.1 標準反応度法による較正

標準反応度 ρ_0 として移動側の安全棒No.9の40.00 mm から Full in 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を用いたのは、制御棒No.1およびNo.2から距離的に離れているのでrod間の干渉効果が小さいと考えられたからである。 ρ_0 を求めるためにまず安全棒No.9の引抜き位置40.00 mm から Full in までの挿入に対する Doubling time を線形出力系 #6 の出力を用いて測定した。測定法はあらかじめ出力系 #6 の出力 0.2×10^{-7} amp. に対応する臨界点を制御棒No.1で求めておき、次に炉出力を十分 (0.4×10^{-8} amp. 以下) に下げた上、制御棒No.1を 0.2×10^{-7} amp. の臨界点に戻し、そこで安全棒No.9を40.00 mm から Full in し、Doubling Time を 0.2×10^{-7} amp. から 0.8×10^{-7} amp. の範囲で測定した。

Doubling time の測定結果を Table 4.1 に示す。これらの測定結果のうち、最初のデータ ($0.2 \sim 0.4 \times 10^{-7}$ amp.) は誤差が入っているものと考え不採用とし測定値を、

$$69.9 \pm 0.1 \text{ sec}$$

とすることにした。すると Period T は

$$T = 100.9 \pm 0.14 \text{ sec}$$

となる。

測定した Period T からそのときの反応度 ρ を求める逆時間方程式は

置⁽⁶⁾が備えつけられたが、これらの冷却装置を働かせながら集合体V-1-Bを臨界に保ちつつ、次第に出力レベルを上昇させて炉心(測定点F1)の温度変化を観察した。その結果を Table 3.4 に示す。これによると測定系 #6 の出力レベル 0.2×10^{-7} amp. までの範囲では発熱量に対して冷却装置の容量が十分大きいため、炉心温度はほとんど一定に保たれていることがわかる。また一定出力レベルに保ったまま長時間おいた場合も温度上昇はほとんど見られなかった。したがってこの出力レベルの範囲では温度変化に基づく反応度変化はほとんどなく、この臨界実験に際して考慮するに及ばないことが明らかになった。

Table 3.4 Change in temperature (F1) with power level

Power level of #6, amp.	0.51×10^{-9}	0.51×10^{-8}	0.804×10^{-8}	0.20×10^{-7}
Temp. at F1, °C	23.8	24.1	24.1	24.1

集合体V-1-Bにおいて制御安全棒の反応度較正を標準反応度法(臨界法)および未臨界法により行ない、制御棒No.1, No.2の反応度曲線および安全棒No.8, No.9の全ストロークの反応度を求めた。集合体V-1-Bにおける各制御安全棒の配置は、Fig. 3.6 および 3.7 に示された通りである。

4. 制御棒較正

4.1 標準反応度法による較正

標準反応度 ρ_0 として移動側の安全棒No.9の40.00 mm から Full in 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を用いたのは、制御棒No.1およびNo.2から距離的に離れているのでrod間の干渉効果が小さいと考えられたからである。 ρ_0 を求めるためにまず安全棒No.9の引抜き位置40.00 mm から Full in までの挿入に対する Doubling time を線形出力系 #6 の出力を用いて測定した。測定法はあらかじめ出力系 #6 の出力 0.2×10^{-7} amp. に対応する臨界点を制御棒No.1で求めておき、次に炉出力を十分 (0.4×10^{-8} amp. 以下) に下げた上、制御棒No.1を 0.2×10^{-7} amp. の臨界点に戻し、そこで安全棒No.9を40.00 mm から Full in し、Doubling Time を 0.2×10^{-7} amp. から 0.8×10^{-7} amp. の範囲で測定した。

Doubling time の測定結果を Table 4.1 に示す。これらの測定結果のうち、最初のデータ ($0.2 \sim 0.4 \times 10^{-7}$ amp.) は誤差が入っているものと考え不採用とし測定値を、

$$69.9 \pm 0.1 \text{ sec}$$

とすることにした。すると Period T は

$$T = 100.9 \pm 0.14 \text{ sec}$$

となる。

測定した Period T からそのときの反応度 ρ を求める逆時間方程式は

Table 4.1 Doubling time for
insertion of safety
rod No.9 from
40.00 mm to 0.00 mm

Power level of #6, amp.	Doubling time, sec.
0.2 ~ 0.4×10 ⁻⁷	70.8
0.3 ~ 0.6×10 ⁻⁷	69.9
0.4 ~ 0.8×10 ⁻⁷	69.8

$$\rho = \frac{\ell_p}{T_{\text{keff}}} + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_{\text{ieff}}}{1 + \lambda_i T}$$

$$= \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_{\text{ieff}}}{1 + \lambda_i T} \quad (4.1)$$

で与えられる。これは高速炉の場合即発中性子寿命が短く、この項が他の項に比べて無視できるためである。 β_{ieff} の値はKPARAM⁽⁷⁾ 2 コードにより ABBN セットを用いて計算されているが、我々の場合には炉心に U 235, U 238 および Pu 239 を含むので、 λ_i としてどの核種に対する値(あるいはどのような平均値)をとるかが問題となる。この点のあいまいさをなくすために我々は(4.1)式を

$$\rho = \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_{\text{ieff}}(\text{U 235})}{1 + \lambda_i(\text{U 235})T} + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_{\text{ieff}}(\text{U 238})}{1 + \lambda_i(\text{U 238})T} + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_{\text{ieff}}(\text{Pu 239})}{1 + \lambda_i(\text{Pu 239})T} \quad (4.2)$$

と書き直し、18 群計算より求めることにした。但し、KPARAM 2 から求められている β_{ieff} は U 235, U 238 および Pu 239 に対するものの和になっているので、次のような方法により各核種のものに分解した。すなわち、 β_{ieff} は Core, Blanket, それぞれに対し KPARAM 2 コードで計算されている。また Core, Blanket それぞれでの各核種に対する反応率 $\sum_f \phi$ に比例する量が同じ体系に対し、EXPANDA 2 コードで計算されている。また各核種各群に対する Absolute yield y_i は Keepin⁽⁸⁾ により与えられている。したがって各群各核種に対する β_{ieff} は

$$\beta_{\text{ieff}}(x) = \beta_{\text{ieff}} \times \frac{y_i(x) \sum_i(x) \phi}{\sum_x y_i(x) \sum_f(x) \phi} \quad (4.3)$$

$$x = \text{U 235, U 238, Pu 239}$$

で与えられる。但し U 235, U 238 については Core, Blanket のそれぞれについて計算してその和を求めた。このようにして計算された各核種に対する β_{ieff} および各核種に対する λ_i を Table 4.2 に示す。これから Period 100.9 ± 0.14 sec に対する反応度を求めると

$$\rho_0 = 0.0484 \pm 0.0005\% \Delta K / K \quad (4.4)$$

となる。

ところが上記の Doubling time の測定は前章で述べたようにその時の出力レベル 0.20×10^{-7}

Table 4.2 Delayed neutron parameters of U^{235} , U^{238} and Pu^{239}

Group No. i	U^{235}		U^{238}		Pu^{239}	
	β_i	λ_i	β_i	λ_i	β_i	λ_i
1	0.0001142	0.0127	0.0000230	0.0132	0.0000255	0.0126
2	0.0006657	0.0317	0.0002502	0.0321	0.0001954	0.0334
3	0.0005803	0.115	0.0002941	0.139	0.0001489	0.131
4	0.0012598	0.311	0.0007059	0.358	0.0002338	0.302
5	0.0003970	1.40	0.0004120	1.41	0.0000715	1.27
6	0.0000853	3.87	0.0018279	4.02	0.0000256	3.13
	$\bar{\beta}=0.0031023$		$\bar{\beta}=0.0018279$		$\bar{\beta}=0.0007007$	

amp. における Pu の自発核分裂中性子の寄与分だけ未臨界の状態で行なわれたことになる。したがってこの Doubling time から算出された標準反応度 ρ_0 の値は、正確には測定開始時と測定終了時の各出力レベルにおける未臨界度の差だけ安全棒 No 9 の 40.00 mm よりは小さい反応度に対応する。しかし 0.20×10^{-7} amp. の出力時の未臨界度は後述のように 0.0003% $\Delta K/K$ と実験的に求められているので、補正すべき量は高々これだけであることが分る。これは上述の ρ_0 の測定値の誤差範囲に含まれてしまう量であるから、 ρ_0 の値としては上記の値をそのまま用いることにする。

制御棒 No 1 および No 2 の反応度較正は安全棒 No 9 を 40.00 mm および 0.00 mm とすることに対し、ちょうど臨界を保つように制御棒 No 2 の引抜き、および制御棒 No 1 の挿入を行なう置き換えによって行なわれた。これらの置換えの各ステップにおける制御棒の臨界位置を Table 4.3 に示す。

この置き換えに際してステップ 0 およびステップ 1 は 0.20×10^{-7} amp. の出力レベルで臨界としたが、ステップ 2 以降は 0.50×10^{-8} amp. の出力レベルで臨界とした。したがってステップ 2 で制御棒 No 2 を 0.00 mm から 48.24 mm へ引き抜いた際、出力レベルを 0.20×10^{-7} amp. から 0.50×10^{-8} amp. へ下げたことに相当する未臨界度の差をこのステップの反応度に加えなければならない。 0.50×10^{-8} amp. の出力レベルにおける未臨界度は、後述のように 0.0013% K/K であることが実験的に求められている。故に制御棒 No 2 の 0.00 mm から 48.24 mm までの反応度は、

$$\rho_0 + (0.0013 - 0.0003) = 0.0494 \quad (\Delta K/K)$$

となる。ステップ 3 以降は出力レベルが同じであるため、ステップ 12 までステップ毎の反応度の変化は ρ_0 である。ステップ 13 と 14 は制御棒 No 1 の 8.87 mm から 0.00 mm までの反応度を求めるために行なわれた。このようにして求められた制御棒較正曲線は、未臨界法による測定結果と共に Fig. 4.2 および Fig. 4.3 に示されている。

Table 4.3 Reactivity calibration by substitution of rods

Step No.	Position of safety rod No.9 (mm)	Position of control rod No.2 (mm)	Position of control rod No.1 (mm)
0	0.00	0.00	259.01
1	40.00	0.00	208.12
2	0.00	48.24	208.12
3	40.00	48.24	164.43
4	0.00	94.50	164.43
5	40.00	94.50	124.16
6	0.00	143.93	124.16
7	40.00	143.93	85.88
8	0.00	199.91	85.88
9	40.00	199.91	48.15
10	0.00	269.74	48.15
11	40.00	269.74	8.87
12	0.00	396.02	8.87
13	109.00	75.00	8.87
14	109.00	84.35	0.00

4.2 未臨界法による較正

今、中性子源を持つ原子炉が反応度 δk_s だけ未臨界の状態にあるとする。1点炉の近似が成り立つと仮定して、この原子炉の未臨界度 δk と検出器の計数率 C との関係を求める。原子炉の出力を P 、増倍率を k 、その他の記号も従来の表示法に従うとして動特性方程式を書き表わすと、

$$\frac{dP}{dt} = \frac{k(1-\beta)-1}{\ell} P + \sum_i \lambda_i C_i + S \quad (4.5)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{k\beta_i}{\ell} P - \lambda_i C_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6) \quad (4.6)$$

定常状態では、

$$\frac{dP}{dt} = \frac{dC_i}{dt} = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, 6) \quad (4.7)$$

したがって(4.5)式、(4.6)式より

$$P = \frac{S \ell}{1-k} \quad (4.8)$$

という関係が導かれる。検出器の計数率 C は出力 P に比例するはずであり、また

$$1-k = \delta k$$

であるから (4.8) 式は結局

$$C = \frac{A}{\delta k} \quad (4.9)$$

と書き表わせる。ここで A は中性子源の強さ、即発中性子寿命、検出器の効率等により決まる定数である。そこで未臨界度 δk_s における計数率が C_0 であったとすると、

$$C_0 = \frac{A}{\delta k_s} \quad (4.10)$$

の関係式が得られる。次にこの状態に既知の負の反応度 δk_k を投入した場合の計数率が C_1 であったとすると、

$$C_1 = \frac{A}{\delta k_s + \delta k_k} \quad (4.11)$$

(4.10) 式、(4.11) 式より

$$\delta k_s = \frac{\delta k_k}{\frac{C_0}{C_1} - 1} \quad (4.12)$$

となり、計数率 C_0 と C_1 から系の未臨界度 δk_s が実験的に求められる。またこの状態を基準にして未知の反応度 k_i を投入した場合の計数率が測定されて C_i であったとすると、

$$C_i = \frac{A}{\delta k_s + \delta k_k + \Delta K_i} \quad (4.13)$$

となり、(4.11) 式と (4.13) 式より

$$K_i = (\delta k_s + \delta k_k) \left(\frac{C_1}{C_i} - 1 \right) \quad (4.14)$$

となって、計数率 C_i より投入反応度 ΔK_i を導くことができる。

未臨界法によって制御棒を校正するに先だって、各出力レベルにおける Pu の自発核分裂中性子による反応度効果、すなわち出力平衡時の系の未臨界度を求めておく。定常出力状態にある系の出力レベルを上昇させて、見かけの臨界点の推移を制御棒 $No. 1$ の位置の変化で観察した。測定

結果を Table 4.4 および Fig. 4.1 に示す。出力レベルの違いによるこの反応度変化は前章で述べたように Pu の自発核分裂効果と炉心の温度効果との和であるはずであるが、前章で述べたように、出力レベル 0.2×10^{-7} amp. までの出力上昇では炉心温度の上昇が観測されなかったのでこの反応度変化はすべて Pu の自発核分裂効果によるものと考えられる。2つの出力レベル間の反応度変化すなわち未臨界度の差は Fig. 4.1 から読み取れるが、各出力レベルの未臨界度を以下のような4通りの測定から求めてみた。これらはいずれも 0.50×10^{-8} amp. の出力時における未臨界度を求めるための互に独立した測定結果である。

Table 4.4 Change in reactivity with power level

Power level of #6, amp.	0.51×10^{-9}	0.51×10^{-8}	0.804×10^{-8}	0.20×10^{-7}
Position of control rod No. 1, mm	270.71	259.01	258.22	257.83

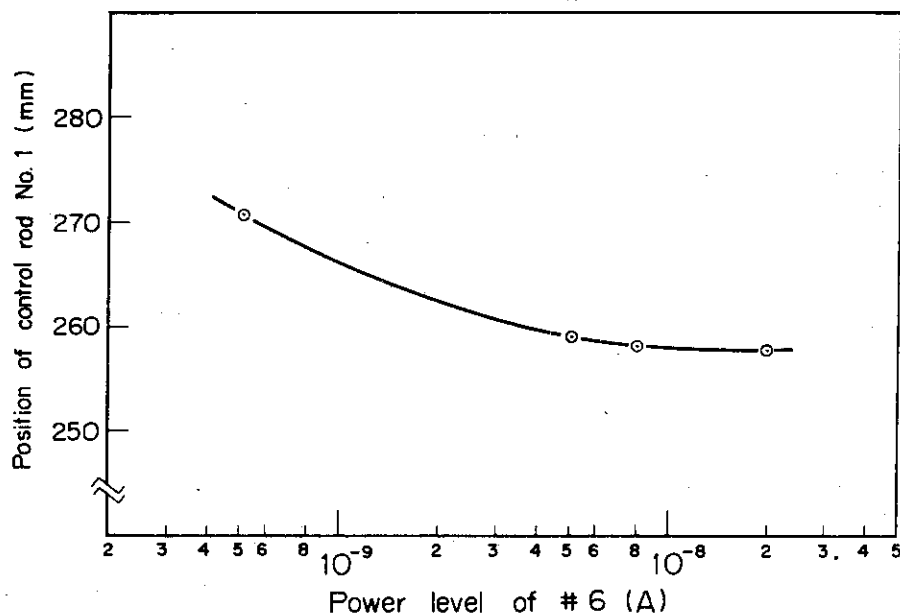


Fig. 4.1 Change in reactivity with power level

- (1) 前述の標準反応度法による制御棒較正の際、置換法におけるステップ 12 の状態すなわち制御棒 No. 1, No. 2 がそれぞれ 8.87 mm, 396.02 mm にある出力平衡状態から制御棒 No. 1 を 164.43 mm まで引き抜いた。この際投入された負の反応度の大きさは、

$$4 \rho_0 = 0.1936 \% \Delta K / K$$

であり、一方測定系 #6 の出力の読みは 0.50×10^{-8} amp. から 0.33×10^{-10} amp. に減少した。したがって 0.50×10^{-8} amp. の出力時の未臨界度 $\delta \rho_s$ は (4.12) 式により

$$\delta \rho_s = \frac{0.1936}{\frac{0.50 \times 10^{-8}}{0.33 \times 10^{-10}} - 1} = 0.001286 (\% \Delta K / K)$$

(2) (1)と同様の測定は別の機会にくり返された。その際の投入反応度は 0.1108% $\Delta K / K$ であった。

同時に測定系 #6 の出力は 0.50×10^{-8} amp. から 0.56×10^{-10} amp. に減少した。したがって 0.50×10^{-8} amp. の出力時の未臨界度 $\delta \rho_s$ は (4.12)式により、

$$\delta \rho_s = \frac{0.1108}{\frac{0.50 \times 10^{-8}}{0.10 \times 10^{-10}} - 1} = 0.001255 (\% \Delta K / K)$$

(3) 0.50×10^{-9} amp. の出力平衡状態において制御棒 No 2 が 0.00 mm から 48.24 mm まで引き抜かれた。この時の投入反応度は前述の如く 0.0494% $\Delta K / K$ 。一方この際出力レベルは 0.10×10^{-9} amp. に減少した。したがって 0.50×10^{-9} amp. の出力時の未臨界度 $\delta \rho'_s$ は (4.12)式により

$$\delta \rho'_s = \frac{0.0494}{\frac{0.50 \times 10^{-9}}{0.10 \times 10^{-9}} - 1} = 0.0124 (\% \Delta K / K)$$

となり、出力が1桁上った 0.50×10^{-8} amp. の未臨界度 $\delta \rho_s$ は

$$\delta \rho_s = \frac{\delta \rho'_s}{10} = 0.00124 (\% \Delta K / K)$$

(4) Table 4.4 或は Fig. 4.1 において出力を 0.51×10^{-9} amp. から 0.51×10^{-8} amp. に上昇させた時、制御棒 No 1 の出力平衡位置は 270.71 mm から 259.01 mm へ移動した。制御棒がすでに校正されたものと仮定して Fig. 4.2 からこれに対応する反応度変化を読み取ると、0.0105% $\Delta K / K$ である。この値から 0.51×10^{-8} amp. の出力時の未臨界度 $\delta \rho''_s$ を (4.12)式より求めると

$$\delta \rho''_s = \frac{0.0105}{\frac{0.51 \times 10^{-8}}{0.51 \times 10^{-9}} - 1} = 0.00117 (\% \Delta K / K)$$

となる。

以上の独立した4つの測定結果より 0.50×10^{-8} amp. の出力時の未臨界度を

$$\delta \rho_s = 0.0013 \% \Delta K / K \quad (4.15)$$

と決定する。また Table 4.4 或は Fig. 4.1 において 0.51×10^{-8} amp. から 0.20×10^{-7} amp. に出力を上昇させた場合の制御棒 No 1 の平衡位置は 259.01 mm から 257.83 mm へ移動している

が、これに対応する反応度変化は Fig. 4.2 より $0.0010 \% \Delta K/K$ である。したがって 0.20×10^{-7} amp. の出力時における未臨界度は

$$0.0013 - 0.0010 = 0.0003 (\% \Delta K/K)$$

となる。

次に、未臨界法によって制御棒 No. 1, No. 2 および安全棒 No. 9, No. 8 の反応度較正を行なった。標準反応度法によるステップ 12 の出力平衡状態から制御棒 No. 1 を 164.43 mm まで引き抜いた状態を基準としてその時の計数率を C_1 とし、以下制御棒 No. 1, No. 2 および安全棒 No. 9, No. 8 を順次引き抜いて行ってその時の計数率 C_i を測定した。測定結果を Table 4.5 に示す。計数率 C_i

Table 4.5 Rod calibration by subcritical method

Step No. i	Position of safety rod No.9 (mm)	Position of control rod No.2 (mm)	Position of control rod No.1 (mm)	#1		#2	
				C_i (cpm)	C_1/C_i	C_i (cpm)	C_1/C_i
0	Full in	396.02	8.87				
1	"	"	164.43	150850	1.0000	155179	1.0000
2	"	"	208.12	121626	1.2403	126633	1.2254
3	"	"	259.01	101233	1.4901	103890	1.4937
4	"	"	300.00	89918	1.6776	92545	1.6768
5	"	"	400.00	77347	1.9503	79574	1.9501
6	"	"	500.00	74395	2.0277	78833	1.9685
7	"	"	600.00	73968	2.0394	75713	2.0496
8	"	500.00	"	72525	2.0800	75741	2.0488
9	"	600.83	"	72527	2.0799	75060	2.0674
10	Full out	"	"	36166	4.1710	37368	4.1527
11	Safety rod #8 full out	"	"	36419	5.7099	27193	5.7066

は測定系の不感時間を $4 \mu s$ として補正した値である。これらの計数率の比 C_1/C_i から各ステップの反応度変化を求めるには、(4.14)式において

$$\delta k_s = 0.0013 \% \Delta K/K$$

$$\delta k_k = 4 \rho_0 = 0.1936 \% \Delta K/K$$

と置くことにより

$$\Delta K_i = 0.1949 \left(\frac{C_1}{C_i} - 1 \right)$$

から求められる。計数率の測定値として起動系の #1 および #2 によるものをそれぞれ独立に求めたが、標準反応度法による較正曲線とよく一致し、また較正曲線が滑らかである #1 の結果を

用いることにした。その結果を Table 4.6 および Fig. 4.2, Fig. 4.3 に示す。

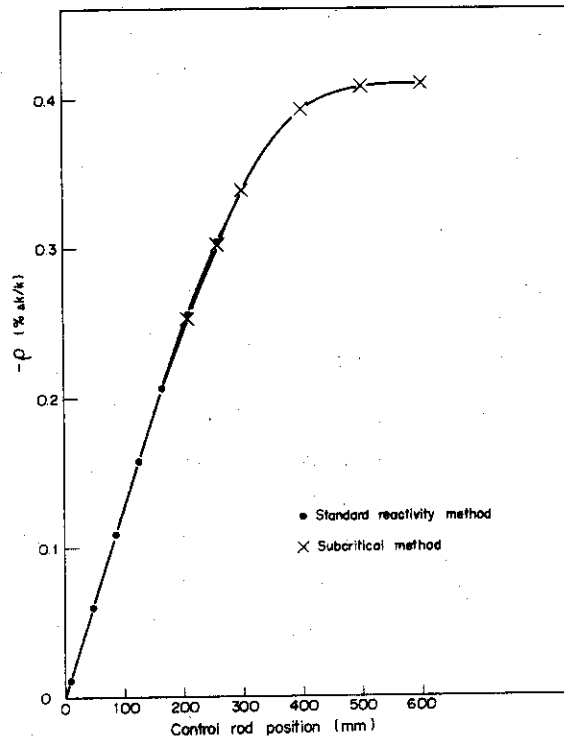


Fig. 4.2 Calibration curve of control rod No. 1

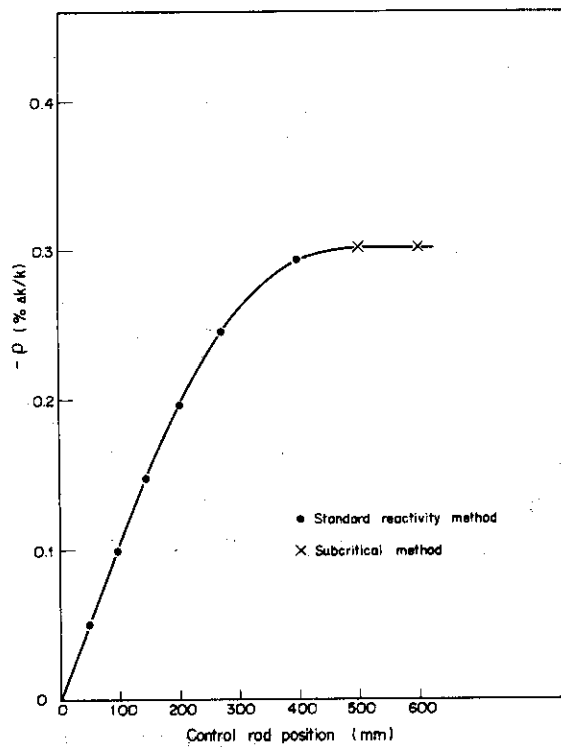


Fig. 4.3 Calibration curve of control rod No. 2

* 制御棒校正はV-1-Cにおいて同様に行なわれたが、その結果は本実験の結果ときわめて良く一致した。⁽⁹⁾

これは制御棒No.1については 164.43 mm, No.2については 396.02 mm の位置で標準反応度法による結果とそれぞれつなぎ合わせたものである。また安全棒No.9とNo.8の全ストロークの反応度は同じく(4.13)式より求められ、

$$\text{No. 9} \quad 0.4076 \% \Delta K/K$$

$$\text{No. 8} \quad 0.2999 \% \Delta K/K$$

となった。以上のようにして制御棒が較正されたが、制御棒No.1と安全棒No.9, および制御棒No.2と安全棒No.8の全ストロークの反応度の差が殆どないことから、この炉心の制御安全棒同志には、相互干渉効果のないことが推察される。

Table 4.6 Control rod worth measured by subcritical method

Position of control rod No.1 (mm)	Reactivity - (% $\Delta K/K$)	Position of control rod No.2 (mm)	Reactivity - (% $\Delta K/K$)
164.43	0.2048	396.02	0.2914
208.12	0.2516	500.00	0.2993
259.01	0.3003	600.00	0.2993
300.00	0.3369		
400.00	0.3900		
400.00	0.3900		
500.00	0.4051		
600.00	0.4074		

5. 臨界質量の決定

5.1 実験値と補正

集合体V-1-Bの密着面における燃料装荷状態はFig. 3.6, 3.7に示されている。この状態の燃料重量は

$$\text{Pu 239 + 241} \quad 63.80 \text{ kg}$$

$$+ \text{U 235} \quad 127.26 \text{ kg}$$

である。

制御安全棒(8本)にはPu燃料は入っていない。

臨界質量の実験値と計算値を比較するために、実験側の基準として制御安全棒の8本を通常の装填状態(Fig. 3.2)の引出しにおきかえ、F 22-14, F 22-22, およびM 22-14の3本の引出し(EUおよびPuが通常の炉心用引出しの半分)をブランケット組成の引出しにおきかえた体系を考える。

これは制御棒No.1については 164.43 mm, No.2については 396.02 mm の位置で標準反応度法による結果とそれぞれつなぎ合わせたものである。また安全棒No.9とNo.8の全ストロークの反応度は同じく(4.13)式より求められ、

$$\text{No. 9} \quad 0.4076 \% \Delta K/K$$

$$\text{No. 8} \quad 0.2999 \% \Delta K/K$$

となった。以上のようにして制御棒が校正されたが、制御棒No.1と安全棒No.9, および制御棒No.2と安全棒No.8の全ストロークの反応度の差が殆どないことから、この炉心の制御安全棒同志には、相互干渉効果のないことが推察される。

Table 4.6 Control rod worth measured by subcritical method

Position of control rod No.1 (mm)	Reactivity - (% $\Delta K/K$)	Position of control rod No.2 (mm)	Reactivity - (% $\Delta K/K$)
164.43	0.2048	396.02	0.2914
208.12	0.2516	500.00	0.2993
259.01	0.3003	600.00	0.2993
300.00	0.3369		
400.00	0.3900		
400.00	0.3900		
500.00	0.4051		
600.00	0.4074		

5. 臨界質量の決定

5.1 実験値と補正

集合体V-1-Bの密着面における燃料装荷状態はFig. 3.6, 3.7に示されている。この状態の燃料重量は

$$\begin{aligned} \text{Pu 239 + 241} & \quad 63.80 \text{ kg} \\ + \text{U 235} & \quad 127.26 \text{ kg} \end{aligned}$$

である。

制御安全棒(8本)にはPu燃料は入っていない。

臨界質量の実験値と計算値を比較するために、実験側の基準として制御安全棒の8本を通常の装填状態(Fig. 3.2)の引出しにおきかえ、F 22-14, F 22-22, およびM 22-14の3本の引出し(EUおよびPuが通常の炉心用引出しの半分)をブランケット組成の引出しとおきかえた体系を考える。

この基準体系は固定側，移動側に完全に炉心物質を装填した燃料引出しを，それぞれ 85 本ずつ装荷した状態に対応する。

炉心引出し一本には

$$\begin{array}{ll} \text{Pu 239 + 241} & 0.389 \text{ kg} \\ + \text{U 235} & 0.7107 \text{ kg} \end{array}$$

が入っている。

従って基準体系の燃料の量は

$$\begin{array}{ll} \text{Pu 239 + 241} & 0.3892 \times 85 \times 2 = 66.16 \text{ kg} \\ + \text{U 235} & 0.7107 \times 85 \times 2 = 120.82 \text{ kg} \end{array}$$

となる。

実験値と計算値とを比較するには，計算においては考慮されにくい諸量を実験で補正してやらなければならない。そこで次に述べる諸項目に対して補正実験を行った。

- (1) 炉心周辺部における質量係数
- (2) 系の未臨界度
- (3) 超過反応度
- (4) 制御安全棒の燃料装填状態の差
- (5) 密着面間隙効果
- (6) 引出し前端面および格子管不銹鋼効果
- (7) 炉心境界形状効果
- (8) 燃料装填の非均質効果

これらの補正実験は臨界法により行ない，補正量は制御棒 No.1 の臨界位置の差から求めた。なお Pu 自発核分裂効果により炉出力が変れば臨界位置もまた変化するので出力計 No.6 の電流値が 0.50×10^{-4} amp. となるように出力レベルを合せて臨界の確認を行なった。

5.2 実験精度

臨界法による実験誤差の原因として次のものが考えられる。

- a) 制御棒の臨界点の位置指示の不確かさ。
- b) 集合体の移動側が密着 → 分離 → 密着の動作をした時の密着度の再現性

- a) 制御棒の臨界点の位置指示の不確かさ。

制御棒位置は 0.01 mm まで指示されるが，実際の位置と指示の間には最大で 0.05 mm 程度のあいまいさがある。その他に臨界である事の認定のあいまいさなどもあるが，これを含めても位置指示のあいまいさは最大で

$$\pm 0.05 \text{ mm}$$

と考えられる。制御棒の位置によって異なるが 0.05 mm の誤差は反応度誤差としては

$$\pm 6 \times 10^{-5} \% \Delta K / K$$

になる。

b) 密着度の再現性

一連の補正実験において集合体の移動側を密着 → 分離 → 密着と動かした時、移動の前後での制御棒 No.1 の臨界位置指示の差の最大値は 0.55 mm であった。

従って密着の再現性は

$$\pm 0.6 \text{ mm}$$

と考えられる。± 0.6 mm の誤差は反応度では

$$\pm 8 \times 10^{-4} \% \Delta K/K$$

に相当する。

以上をまとめると、集合体の分離を伴う実験(補正実験(2)(3)以外の実験)に於いては実験精度は $\pm 8 \times 10^{-4} \% \Delta K/K$ であり、制御棒の位置の変化だけの実験(上述の(2), (3)の実験)においては $\pm 6 \times 10^{-5} \% \Delta K/K$ である。

5.3 実験上の補正

(1) 炉心周辺部における質量係数

これは反応度変化 ($\Delta K/K$) として得られる測定値を炉心周辺部での燃料装荷量の変化に換算するための係数である。

実験は炉心周辺部の引出し一本から、引出し一本の 1/2 相当の燃料および模擬物質(通常の炉心引出しの組成で)を取り去り、天然ウランに置き換えて、その時の反応度変化を調べた。結果を Table 5.1 および Fig. 5.1 に示す。

炉心断面の等価半径(85本装荷断面積と等面積の円の半径)は 28.51 cm であり、Fig. 5.1 より $R = 28.51 \text{ cm}$ に対応する反応度変化を求めると

$$(0.0620 \pm 0.0008) \% \Delta K/K$$

となる。これが引出し一本の燃料の半分 ($\text{Pu}^{239+241} 0.1946 \text{ kg}$, $\text{U}^{235} 0.3554 \text{ kg}$) に対応する臨界状態での質量係数である。

1% $\Delta K/K$ の反応度変化に対しては

$$\begin{aligned} & \text{Pu}^{239+241} (3.139 \pm 0.041) \text{ kg} \\ & + \text{U}^{235} (5.732 \pm 0.074) \text{ kg} \end{aligned}$$

が対応する。

(2) 系の未臨界度

Pu の自発核分裂による中性子の連鎖反応に対する寄与(外部中性子源と同じ役割)を除く為の実験である。定常出力状態において制御棒 No.1 を 270.70 mm から 259.01 mm へ挿入した時の反応度変化は前章の制御棒校正曲線によれば、

$$(0.0102 \pm 0.00006) \% \Delta K/K$$

である。この時第6チャンネルの出力計の電流は $0.50 \times 10^{-9} \text{ amp.}$ から $0.50 \times 10^{-8} \text{ amp.}$ へ変化した。したがって出力が $0.50 \times 10^{-9} \text{ amp.}$ での未臨界度 ρ_s は関係式(4.12)に従って

$$\rho_s = \frac{\delta k_k}{\frac{C_0}{C_1} - 1} = \frac{-0.0102}{\frac{0.5 \times 10^{-9}}{0.5 \times 10^{-8}} - 1} = (0.00113 \pm 0.00007) \% \Delta K/K$$

Table 5.1 Reactivity change due to the replacement of the core drawer by the blanket drawer

Drawer position	R ^(*) (cm)	#1 C/R Position change (mm)	Reactivity change (% ΔK/K)
M22-22	30.27	269.89 → 217.98	-0.0476 ± 0.0008
F19-23	26.79	217.98 → 149.21	-0.0765 ± 0.0008
M21-22	28.72	217.62 → 161.50	-0.0619 ± 0.0008

R: distances between the core center and the center of the removed fuel.

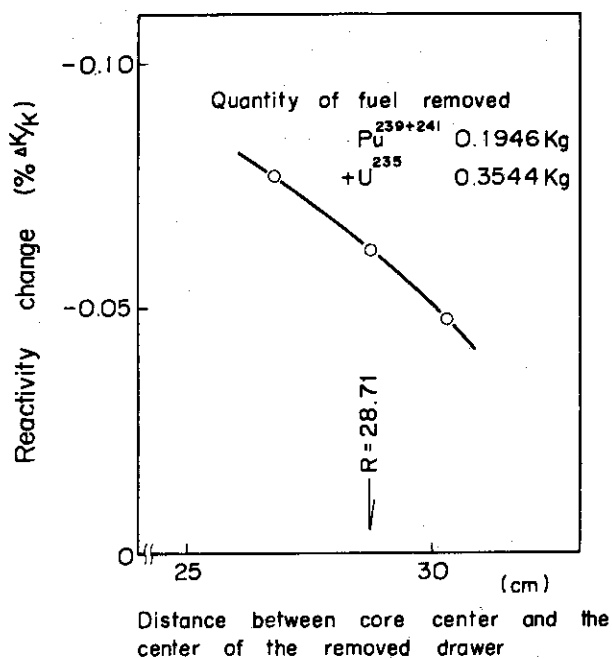


Fig. 5.1 Reactivity change due to the replacement of the core drawer by the blanket drawer

となる。これは燃料の不足

Pu 239 + 241 (0.0035 ± 0.0001) kg
 + U 235 (0.0065 ± 0.0002) kg

に相当する。

(3) 超過反応度

Fig. 3.6, 3.7 に示した装荷状態で制御棒 No 1 が 217.98 mm の位置で臨界になる。Fig. 3.9 の制御棒 No 1 較正曲線から 0 → 127.98 mm の制御棒の動きに対応する反応度変化は (0.2609 ± 0.00006) % ΔK/K であり、これは集合体 V-1-B の超過反応度である。

5.1 で述べた基準体系は集合体 V-1-B から F 22-14, F 22-22, M 22-14 の引出しをブランケット組成の引出しと置き換えた系である。(1)においてこれらの引出し位置に対応する M 22-22 の引出しをブランケットの組成の引出しと置き換えた時の反応度の減少は $(0.0476 \pm 0.0008) \% \Delta K/K$ である事を述べた。したがって上記の3本の引出しの置換による反応度変化は

$$-(0.0476 \pm 0.0008) \times 3 = -(0.1428 \pm 0.0024) \% \Delta K/K$$

となり、これより基準体系の超過反応度は

$$(0.2609 \pm 0.00006) - (0.1428 \pm 0.0024) = (0.118 \pm 0.002) \% \Delta K/K$$

であり、これは燃料の過剰

$$\begin{array}{ll} \text{Pu } 239 + 241 & (0.370 \pm 0.006) \text{ kg} \\ + \text{U } 235 & (0.676 \pm 0.011) \text{ kg} \end{array}$$

に相当する。

(4) 制御安全棒の装填状態の差

制御安全棒には安全上および寸法上の制約から Pu 燃料板および Na を入れることができないので、これらの代りに 20% 濃縮ウラン, Voided Al および Al_2O_3 を入れてある。

濃縮ウランの量は Pu 239 + 241 1 g の反応度値が U 235 1.5 g の反応度値に相当するものとして決められた。基準体系は炉心は全て同じ組成の引出しから構成されているとされているので、この違いを補正してやらなければならない。

実験では制御室安全棒の位置に対応する F 20-20, M 21-21 の引出し(これらは通常の炉心組成)を制御安全棒と同じ引出しで、かつ同じ組成 (EU + Al + Al_2O_3) にしたものと置き換えた時の反応度変化を測定した。

この制御棒 No. 1 は 217.98 mm \rightarrow 182.98 mm と変化した。反応度でいえば $(0.0363 \pm 0.0008) \% \Delta K/K$ だけ減少したことになる。したがって8本の制御安全棒をすべて通常の引出しで置き換えると、

$$(0.0363 \pm 0.0008) \times 4 = (0.1452 \pm 0.0032) \% \Delta K/K$$

だけ反応度が増加することになる。これは燃料の過剰

$$\begin{array}{ll} \text{Pu } 239 + 241 & (0.456 \pm 0.015) \text{ kg} \\ \text{U } 235 & (0.832 \pm 0.025) \text{ kg} \end{array}$$

に相当する。

(5) 密着面間隙効果

1/2 集合体が密着した状態では固定側, 移動側の引出し前端面間には約 1 mm (± 0.3 mm のバラツキあり) の間隙があり, また引出し前端面の不銹鋼の厚さは 0.8 mm ある。したがって両 1/2 集合体が密着状態では両側の燃料集合体の間には

$$0.8 \times 2 + (1 \pm 0.3) = (2.6 \pm 0.3) \text{ mm}$$

の間隙があることになる。そこで 1/2 集合体間の間隙を 0.5 mm, 1.5 mm, 2.5 mm (いずれも移動側テーブルの位置指示計の読み) とすることにより, この密着面間隙効果を測定した。結果を Table 5.2, Fig. 5.2 に示す。

Fig. 5.2 より反応度変化は次式で表わされる。

Table 5.2 Gap effect measurement

Gap (*) (mm)	#1 C/R Position (mm)	Reactivity change (% ΔK/K)
0.00	269.89	0.0
0.47	214.33	-0.0513 ± 0.0008
1.43	121.37	-0.1577 ± 0.0008
2.44	32.00	-0.2715 ± 0.0008

*) distance between the half assemblies indicated by the movable assembly-table position indicator

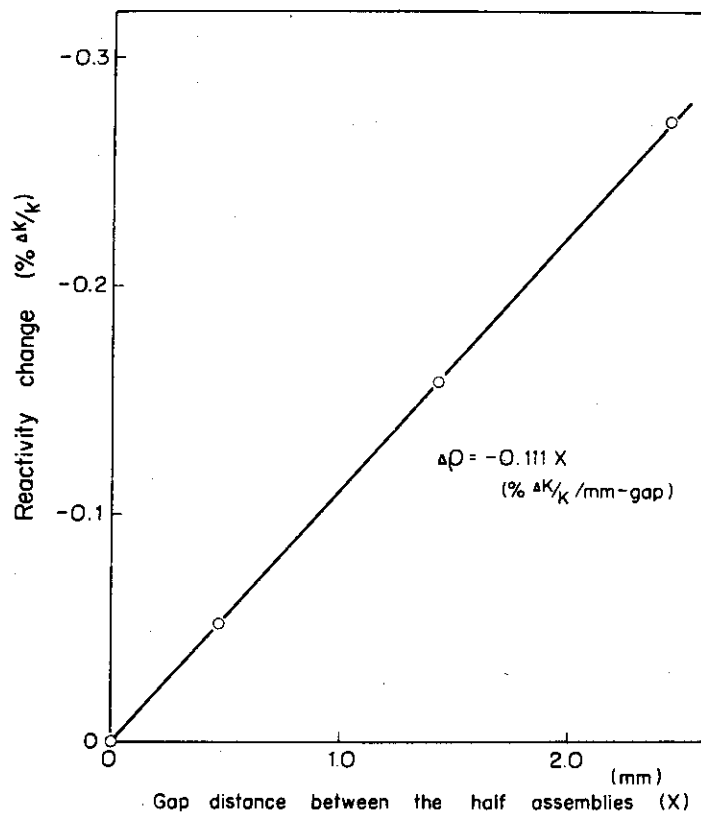


Fig. 5.2 Reactivity change vs. gap distance

$$\Delta\rho = -(0.111 \pm 0.006) X \text{ (\%}\Delta K/K/\text{mm-gap)}$$

但し X は mm 単位で表わした間隙距離

テーブルの位置指示、および密着面の四隅についている間隙メータの指示から考えて誤差は勾配で 5% とした。上の式より燃料集合体自体が密着した状態、すなわち、あと 2.6 mm テーブルが近づいた状態では反応度は $(0.111 \pm 0.006) \times 2.6 \text{ mm} = (0.289 \pm 0.016) \% \Delta K/K$ だけ増加することになる。2.6 mm には $\pm 0.3 \text{ mm}$ の誤差があり反応度誤差として $\pm 0.033 \% \Delta K/K$ になり、全体の誤差 $\pm 0.049 \% \Delta K/K$ である。したがって反応度の増加は

$$(0.289 \pm 0.049) \% \Delta K/K$$

となる。これは燃料にすると

$$\begin{aligned} & \text{Pu } 239 + 241 \quad (0.91 \pm 0.15) \text{ kg} \\ & + \text{U } 235 \quad (1.66 \pm 0.28) \text{ kg} \end{aligned}$$

だけ過剰になることに相当する。

(6) 引出し前端面及び格子管不銹鋼効果

1/2集合体の引出し前端面の存在は、集合体密着面部における不銹鋼の量を増し、他方、格子管が集合体密着面からそれぞれ5 mmずつ後退していることはここでの不銹鋼の量を減らしている。これらの不銹鋼が同じような効果をもたらしているという保証はないが、いずれにせよ炉心の中心部では不銹鋼の存在が吸収に効き、周辺部では反射に効いているのは間違いない。ここではこの効果を2つの方法で測定した。

まず固定側 1/4象限の引出し前面に $2 \times 1 \times 1/16$ の不銹鋼板を初めは引出し前端面の下半分に一枚加え臨界点をおさえ、次にその上にさらに一枚加えて、引出し内での燃料の位置が変わらないようにしてまた臨界点をおさえ、制御棒 No. 1 の位置変化を測定した所 0.43 mm であった。この値は集合体の密着の再現性 ± 0.6 mm より小さい。(0.43 mm は 0.0005% K/K に相当する)

第二の方法は中心実験孔内のサンプル・トラバースにより、不銹鋼サンプルの各位置での反応度値を求め、面積積分から算出するものである。トラバースのためのガイド管の制限のため、サンプルの量が少ないので測定値は信頼性に乏しいと考えられる。サンプルの重量は 29.79 g で、これを A β 製のホルダーにつけてトラバースした時と、ホルダーのみをトラバースした時の反応度変化と、それらの差として求められたサンプルのトラバースの結果を Fig. 5.3 に示した。一枚の引出し前端面の重量は 17.29 g である。一方集合体密着面間に格子管がないことによる不銹鋼の重量の減少は 17.13 g であり、したがって両 1/2 集合体間の 1 cm の間隙中にある不銹鋼の量が標準のものより多い分は $5.52 \times 5.52 \times 1.0$ cm (但し 5.52 cm は格子管の外寸法) の直方体中で

$$\frac{17.29 \times 2 - 17.13}{(5.52)^2 \times 1.0} = 0.573 \text{ g/cm}^3$$

となる。制御棒の反応度値はこの測定領域では 0.0013% $\Delta K/K$ であり、サンプルの重量を考慮した反応度変化は $\sum \Delta \rho_i = (0.0164 \pm 0.0033) \% \Delta K/K$ となる。

制御棒 No. 1 の動きは 0.5 mm 程度であり、誤差は 20% 位あると思われる。以上より密着面間の余剰の不銹鋼は

$$\begin{aligned} & \text{Pu } 239 + 241 \quad (0.051 \pm 0.011) \text{ kg} \\ & + \text{U } 235 \quad (0.094 \pm 0.019) \text{ kg} \end{aligned}$$

の燃料の不足をもたらしている事になる。

この結果は第一の方法による結果(不銹鋼の影響は実験誤差にかくれてしまう程度に小さい)とは異なるが、いずれにせよ臨界量に対しては 0.1% には満たない補正であるから無視できる。ただしこの補正は臨界量を増す方向にあり、2つの結果の差を補正值としては正の方向への誤差と考えることにする。すなわち、この補正は

$$\text{Pu } 239 + 241 \quad \left(\begin{array}{c} + 0.05 \\ - 0 \end{array} \right) \text{ kg}$$

+ U²³⁵

(+ 0.09) kg
(- 0)

と考える。

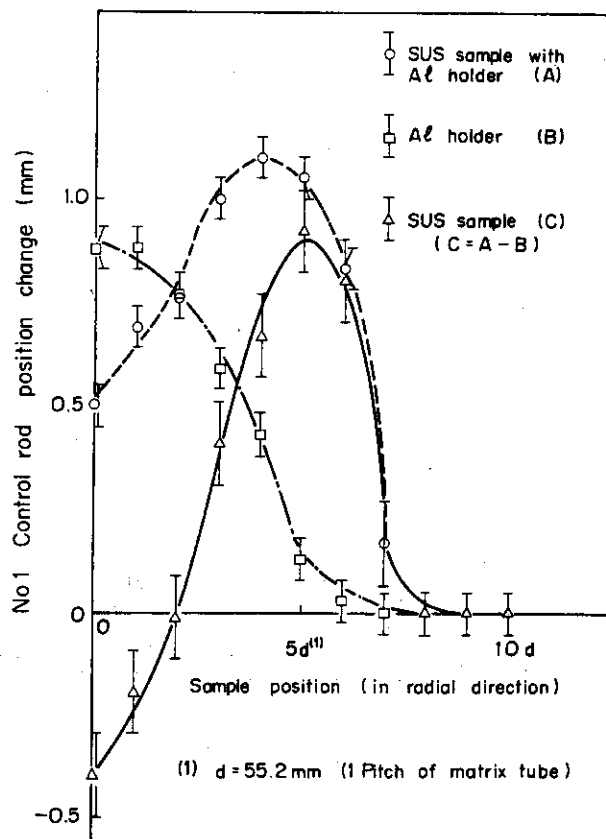


Fig. 5.3 Stainless steel
Sample traverse

(7) 炉心臨界形状効果

実際の炉心断面は等価半径 R の円周上に、最も小さい場合でも引出し断面の一边の長さの半分 (1 インチ) の凹凸のある断面である。しかるに計算においては断面は円として扱っている。そこで炉心境界に凹凸があることの補正が必要になる。方法は FCA におけるこれまでの各集合体, 1-1,⁽¹⁰⁾ 1-2,⁽¹¹⁾ 1-5,⁽¹²⁾ 等と同じである。

Fig. 5.4 に示すように境界を標準状態 (パターン A) から調整状態 (パターン B) に変えた時の反応度変化を求めた。凹凸度 (irregularity W_i) はコード EDGE⁽¹¹⁾ によった。実験は 1/4 象限について行なった。結果を Table 5.3 に示す。パターン B での測定結果 (0.1302 ± 0.0008) % ΔK/K の反応度変化は 1/4 象限についての値であるから、全体では

$$(0.1302 \pm 0.0008) \times 4 = (0.5208 \pm 0.0032) \% \Delta K / K$$

の減少となる。この結果を Fig. 5.5 に示す。

この図より凹凸度が 0 の時 (境界が完全円になった時) には反応度は

$$(0.163 \pm 0.003) \% \Delta K / K$$

Table 5.3 Irregular core boundary effect measurement

Pattern	Degree of irregularity (W_i)	#1 C/R Position (mm)	Reactivity change (% $\Delta K/K$)
A	2.0093	217.62	0.0
B	8.4225	105.23	0.1302 ± 0.0008

だけ増加することになる。これは燃料としては

$$\begin{aligned} & \text{Pu 239} + 241 \quad (0.512 \pm 0.014) \text{ kg} \\ & + \text{U 235} \quad (0.934 \pm 0.028) \text{ kg} \end{aligned}$$

だけ過剰になることに相当する。

(8) 燃料装填の非均質効果

臨界質量を計算から求める際には均質の扱いをしている。そこで実際の燃料装填が非均質であることの補正をしてやらなければならない。

実際は引出し内の燃料板を何枚か寄せ集め実効的に燃料の厚さを変え、その時の反応度変化を測定する方法 (bunching method) により行なった。非均質度の目安としては燃料の平均的な厚さをとり、この厚さを変えて厚さと反応度変化の関係を求めて、平均的な厚さ 0 の点を外挿により求める。引出し内の燃料配列を Fig. 5.6 に示すように 3 種類とり実験を行なった。但しパターン A は通常の装填状態であり、パターン A, B, C の燃料体の平均厚さはそれぞれ、1.67t, 5t, 10t である。ここに t は Pu 板の厚さ 1/16 ととった。

実験に際しては、いろいろな制約のために、炉心全体の引出しの燃料配列を変える事はできなかった。炉心軸から等距離にある固定側、移動側のそれぞれ 4 本ずつの引出しをみの燃料配列を変えた。Fig. 5.7 にこの 4 本の引出しの位置を実験ステップの番号を付して示した。但しステップ 0 及び 3 の実験は行なわず他のステップの測定点から内外挿により求めた。測定結果を Table 5.4, Fig. 5.8 に示す。

この図から引出し位置 0, 3 に対する各パターンでの反応度変化を求めることが出来る。0 から 5 までの各位置における 4 本ずつの引出し置き換えによる反応度変化が求まった所で各位置に対応する円環 (各位置の引出しとそれより一ヶ外側の引出しのそれぞれの内接円に囲まれた円環、但し #0 は中心の引出しの断面の等価円、円環 #1 の内半径はこの円の半径) の置換に相当する反応度変化を求め、これらの和をとれば、これが炉心全体における置換による反応度変化となる。この結果を Table 5.5 に示した。

反応度変化の合計には次のような実験誤差を考えなければならない。引出し置換毎に集合体が分離されるから各測定毎に $\pm 0.0008\% \Delta K/K$ の差が入る。これらの測定値にはそれぞれ対応する CF_i がかけられる。但し CF_i は 4 本の引出しの置き換えによる反応度変化を円環の置き換えによる反応度変化に換算するための換算係数である。したがって各測定の誤差も CF_i 倍だけ大きくなる。そこで反応度合計に対する誤差は

$$\pm 0.0008 \times \sqrt{\sum_i (CF_i)^2} = 0.0008 \times 10.236 = 0.00819\% \Delta K/K = \pm 0.169\text{‰}$$

となる。

非均質度として燃料体（数枚の燃料板が bunch された状態）の平均厚さをとり，反応度変化との関係を Fig. 5.9 に図示する。この図より均質の場合を外挿すると反応度の減少は

$$(5.3 \pm 0.3) \rho_0 = (0.257 \pm 0.015) \% \Delta K / K$$

となり，燃料としては

$$\begin{array}{ll} \text{Pu 239 + 241} & (0.805 \pm 0.046) \text{ kg} \\ + \text{U 235} & (1.470 \pm 0.083) \text{ kg} \end{array}$$

だけ不足していることになる。

但し Fig. 5.9 における A 点の横軸上の位置には不確かさがあるので補正量も変わってくる恐れがあるが，ここでは可能性を指摘するにとどめる。

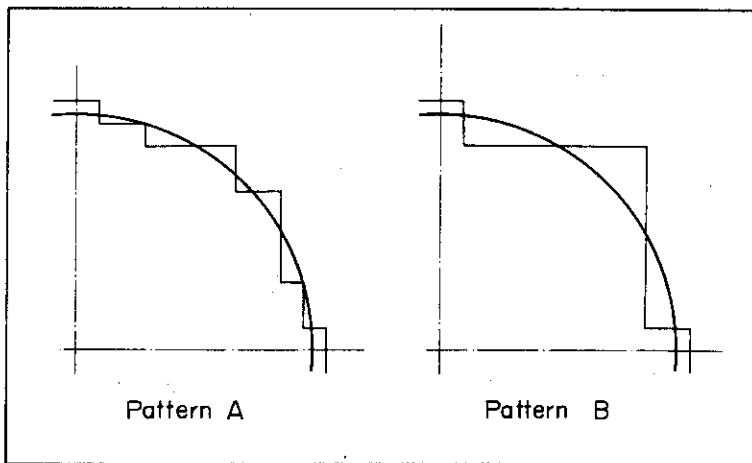


Fig. 5.4 Arrangement of core - blanket interface for the measurement of core irregular boundary effect

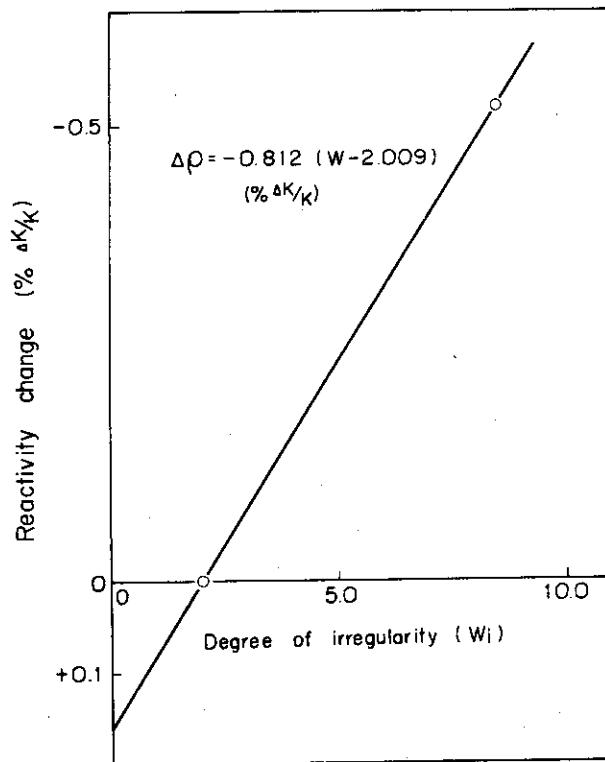


Fig. 5.5 Reactivity change vs. degree of irregularity for the measurement of core irregular boundary effect

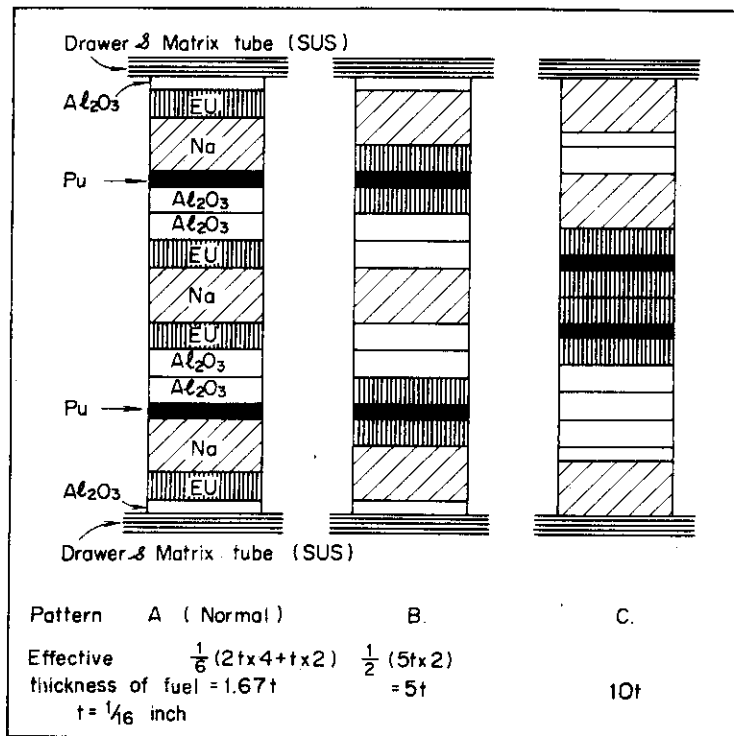


Fig. 5.6 Loading pattern in the drawer for the fuel bunching experiment

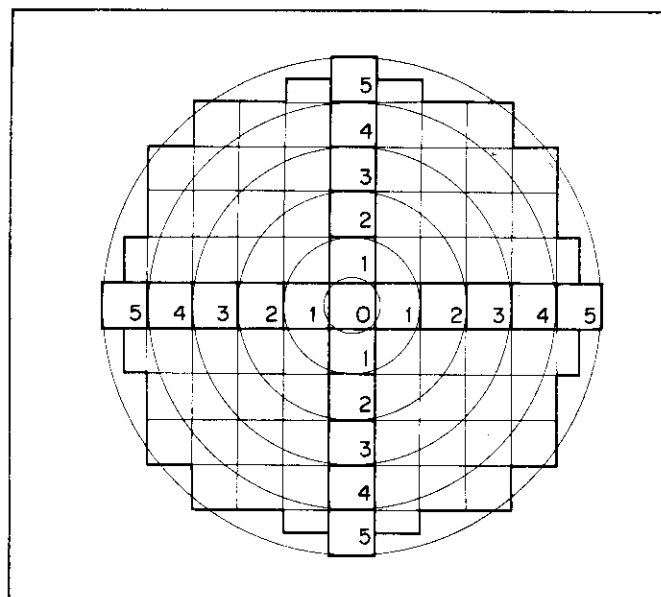


Fig. 5.7 Drawer positions replaced during the fuel bunching experiment

Table 5.4 Heterogeneity effect measurement by the fuel bunching method

Drawer position	Pattern B		Pattern C		
	#1 C/R Position (mm)	Reactivity change (% $\Delta K/K$)	#1 C/R Position (mm)	#2 C/R Position (mm)	Reactivity change (% $\Delta K/K$)
1	232.72	0.92 $\rho_0^{(**)}$	205.08	100.00	2.50 ρ_0
2	226.79	0.83 ρ_0	186.54	100.00	2.10 ρ_0
4	208.13	0.45 ρ_0	230.57	0.00	0.95 ρ_0
5	199.42	0.13 ρ_0	202.71	0.00	0.26 ρ_0
Ref. (*)	186.34	0.0	186.34	0.00	0.0

* Reference: values at the critical with normally loaded drawers (Pattern A)

** $\rho_0 = 0.0484 \% \Delta K/K$

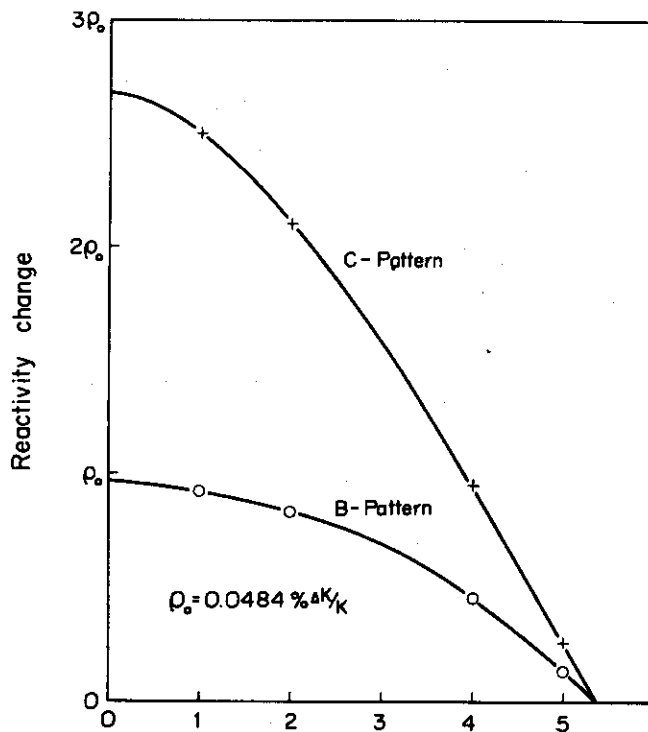


Fig.5.8 Reactivity difference between normally loaded drawers and drawers loaded with bunched fuels in corresponding lattice positions

Table 5.5 Reactivity change due to the change of the effective fuel thickness

Position of annular cell	Reactivity change measured due to the change of the pattern banded		Conversion factor C.F. (*)	Reactivity change multiplied by C.F.	
	A B	A C			
0	(0.24 ρ_0)	(0.69 ρ_0)	1.000	0.24 ρ_0	0.69 ρ_0
1	0.92 ρ_0	2.50 ρ_0	1.517	1.40 ρ_0	3.79 ρ_0
2	0.83 ρ_0	2.10 ρ_0	3.142	2.61 ρ_0	6.60 ρ_0
3	0.69 ρ_0	(1.58 ρ_0)	4.712	3.25 ρ_0	7.45 ρ_0
4	0.45 ρ_0	0.95 ρ_0	6.283	2.83 ρ_0	5.97 ρ_0
5	0.13 ρ_0	0.26 ρ_0	5.471	0.71 ρ_0	1.42 ρ_0
Total				11.04 ρ_0	25.92 ρ_0

* CF: the ratio of area of the annular cell to that of a cross section of the drawers replaced.

(): values in parentheses are inter -or exter- polated ones.

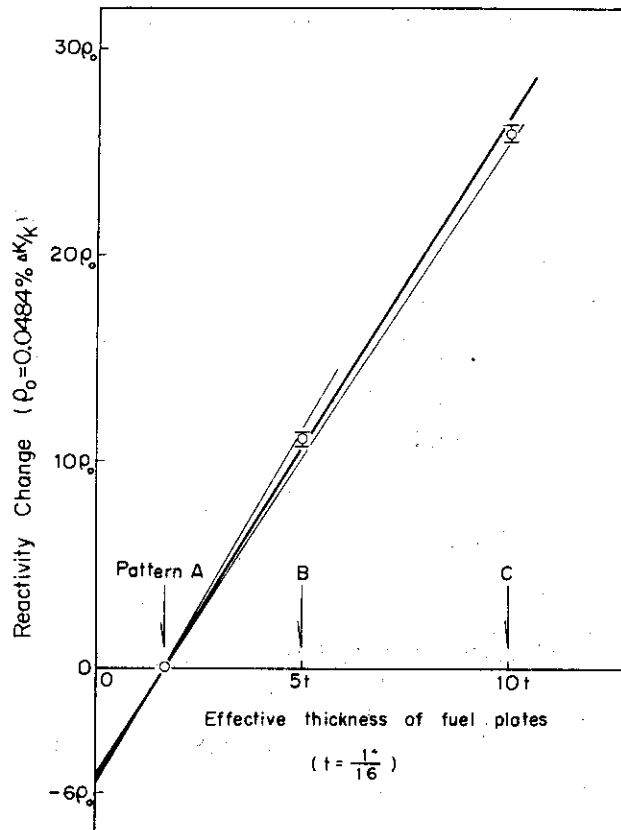


Fig.5.9 Reactivity change vs. effective fuel thickness for determining the heterogeneity effect

5.4 臨界質量の実験値

これまで述べてきた補正実験の結果をまとめて Table 5.6 に示す。

基準体系の臨界質量に対して補正されるべき量は、反応度では

$$-(0.458 \pm 0.018) \% \Delta K / K$$

であり、燃料重量では

$$\begin{array}{ll} \text{Pu } 239 + 241 & -(1.44 \pm 0.17) \text{ kg} \\ + \text{U } 235 & -(2.63 \pm 0.30) \text{ kg} \end{array}$$

である。

これまでの議論では、燃料板や模擬物質の一枚一枚の個性、引出しへのこれらの装填、およびこの引出しの格子管集合体への装荷等に関しては没個性的な取り扱い、すなわち同じ燃料配列で同じ装荷をすれば、二度目も同じ制御棒位置で臨界になると考えてきた。

本実験遂行中 Pu 板を炉心部から全て取り出し、再度装填をし直した所、超過反応度は 0.214 $\% \Delta K / K$ となった。5.3 (3) で述べたように元の状態の超過反応度は 0.261 $\% \Delta K / K$ であったので、その差は 0.047 $\% \Delta K / K$ となり、これは FCA での臨界量決定実験につきまとう誤差と考えられる。0.047 $\% \Delta K / K$ は燃料では

$$\begin{array}{ll} \text{Pu } 239 + 241 & 0.16 \text{ kg} \\ + \text{U } 235 & 0.27 \text{ kg} \end{array}$$

の和に相当する。したがって臨界質量の誤差は

$$\begin{array}{ll} \text{Pu }^{239+241} & \text{に対しては } 0.17 + 0.15 = 0.32 \text{ kg} \\ \text{U }^{235} & \text{に対しては } 0.30 + 0.27 = 0.57 \text{ kg} \end{array}$$

となり、実験による臨界質量は

$$\begin{array}{ll} \text{Pu }^{239+241} & 66.16 - (1.44 \pm 0.32) = (64.7 \pm 0.3) \text{ kg} \\ + \text{U }^{235} & 120.82 - (2.63 \pm 0.57) = (118.2 \pm 0.6) \text{ kg} \end{array}$$

となる。

5.5 臨界質量の計算値

臨界計算は 1 次元および 2 次元拡散近似、1 次元 S_n 近似により行なった。群定数としては、JAERI-FAST⁽⁴⁾、ABBN⁽¹³⁾、ANL-635⁽¹⁴⁾ セットを用いた。

(1) 1 次元拡散近似

球形に対する計算を行なった。使用した計算コードは ABBN、ANL-635 セットを用いた。時は EXPANDA-2⁽³⁾、JAERI-FAST セットの時は EXPANDA-2⁽⁴⁾ である。

Table 5.6 Values to be corrected for the experimentally decided critical mass

Item of experiments	Reactivity change (% $\Delta K/K$)	Critical mass to be corrected	
		Pu ²³⁹⁺²⁴¹ (kg)	U ²³⁵ (kg)
(2) Sub-criticality of the system	+ (0.0011 ± 0.00007)	+ (0.0035 ± 0.0001)	+ (0.0065 ± 0.0002)
(3) excess reactivity	- (0.118 ± 0.002)	- (0.370 ± 0.006)	- (0.676 ± 0.011)
(4) difference of the C/R S/R loading from the normal loading	- (0.145 ± 0.0032)	- (0.456 ± 0.015)	- (0.832 ± 0.025)
(5) gap effect between two half assemblies	- (0.289 ± 0.049)	- (0.91 ± 0.15)	- (1.66 ± 0.28)
(6) SUS effect between two half assemblies	(0 ^{+0.016} -0)	(0 ^{+0.05} -0)	(0 ^{+0.09} -0)
(7) irregular core boundary effect	- (0.163 ± 0.003)	- (0.512 ± 0.014)	- (0.934 ± 0.028)
(8) heterogeneity effect	+ (0.257 ± 0.015)	+ (0.805 ± 0.046)	+ (1.470 ± 0.083)
Total	- (0.458 ± 0.018)	- (1.44 ± 0.17)	- (2.63 ± 0.30)

(2) 2次元拡散近似

計算コード、TWENTY-GRAND⁽⁴⁾を用いて円筒形二次元(r,z)の計算をした。群定数はABBNセットをEXPANDA-2により6群に縮約したものを用了。群数の対応を下に示す。

Reduced SET	1	2	3	4	5	6
ABBN SET	0 ~ 4	5 ~ 6	7 ~ 8	9 ~ 11	12 ~ 14	15 ~ 25
E_L (*)	1.4 MeV	0.4 MeV	0.1 MeV	10.0 KeV	1.0 KeV	0.215 eV

(*) E_L : Lower energy limit of reduced group.

TWENTY GRANDにはdimension searchの機能がない。そこで炉心のz方向の長さを60.96 cm (= 5.08 × 12)に固定し、r方向のrを若干変えた計算を4回行ない、それらの計算結果の内挿により臨界体系の炉心半径を求めた。この様にして得られた臨界半径 R_c は

$$R_c = 27.35 \text{ cm}$$

であり、体積は

$$V_{cy} = 143.20 \ell$$

である。これに対応する球形1次元計算^{*}では臨界体積 V_{sph} は

$$V_{sph} = 132.96 \ell$$

であるから、shape factor S.F.は

$$S.F. = \frac{V_{sph}}{V_{cy}} = 0.928$$

となる。この値は参考文献(6)のグラフから読み取った値0.93とよく一致している。

(3) 1次元 S_4 近似

計算コード、DTF-IVにより球形計算をした。群定数はEXPANDA-2の出力として得られる巨視断面積を用いた。散乱は計算では等方的な取り扱いをしたが、断面積 Σ_t はtotal cross sectionの代わりにtransport cross sectionを用い、非等方性も考慮した。

計算に用いた原子数密度をTable 5.7に、計算結果をTable 5.8に示す。

Prob. No 2とNo 5の臨界量がよい一致を示しているのは(2)で述べたように、shape factor S.F.はProb. No 2の V_{sph} とProb. No 5の V_{cy} を用いて決定したのであるから当然の事であり、完全に一致していないのは、Prob. No 2の値はshape factorを決定する時とはわずかに異った原子数密度を用いて計算した時の値であるからである。

もっとも注目されるのはウラン系炉心に対して実験値より大きめの臨界量を与えていたANL

* 厳密には2次元計算に用いたと同じ縮約6群の群定数を用いるべきであるが、ここでは25群のままで計算した。本来縮約は反応割合を保存するように行なわれているものであるから、このことから生ずる違いは小さく、1-1, 1-5集合体の計算結果からみても、臨界体積で0.5%以下である。

635セットが、最も小さな臨界量を与えていることである。これはANL 635のPuの核分裂断面積が異常に大きなことによるものであり、またANL 635セットは最低エネルギーが0.5 KeVであり、またエネルギーの低い部分のグループ巾が大きい。こうした理由からANL 635セットはプルトニウムとナトリウムを含むV-1集合体の解析には適当でないと考えられる。

一方ABBNセットは1次元拡散近似ではFCA 1-1, 1-2, 1-4などのウラン小型集合体に対して1~3%小さい臨界量を与え、III-1集合体に対しては約10%小さい臨界量を与えていた。V-1集合体に対してはABBNセットは実験値より9%小さな臨界量を与え、III-1集合体と殆んど同じ結果となった。

JAERI-FASTセットによる1次元拡散近似の結果は、1-1, 1-4, III-1集合体に対してそれぞれ13%, 13%, 8.5%⁽¹⁶⁾ずつ実験値より大きな結果を与え、V-1集合体に対しては約6%実験値より大きかった。

以上のように、ABBNセット、JAERI-FASTセットとも、U 235のみの体系(特に比較的スペクトルの近いIII-1集合体)に対して与えたのと大よそ同じだけの差異をU 235, Pu混合炉心であるV-1に対して与えている。

なお、1次元拡散理論と1次元輸送理論による臨界量の差はABBNセットを用いた場合1.8%であった。

Table 5.7 Atomic densities of Assembly V-I

Element	Atomic densities $10^{24} \cdot \text{cm}^{-3}$	
	Core	Blanket
Pu-239	1.0446×10^{-3}	0
Pu-240	9.427×10^{-5}	0
Pu-241	1.124×10^{-5}	0
U-235	1.960×10^{-3}	2.891×10^{-4}
U-238	7.781×10^{-3}	3.989×10^{-2}
O	1.6476×10^{-2}	0
Na	6.0431×10^{-3}	0
Al	1.1065×10^{-2}	0
Cr	3.0535×10^{-3}	1.827×10^{-3}
Fe	1.09705×10^{-2}	6.652×10^{-3}
Ni	1.4275×10^{-3}	7.964×10^{-4}

Table 5.8 Summary of the results of critical calculation

Prob. No.	GEOMETRY	APPROX.	CODE	CROSS SECTION SET	V _{sphere} (ℓ)	V _{cylinder} (ℓ)	CRITICAL MASS (**)		
							Pu ²³⁹⁺²⁴¹ (kg)	U ²³⁵ (kg)	
1			EXPANDA -2	ANL-635 (16 gr.)	130.7	140.8 (*)	58.0	105.9	
2	Sphere (1-Dimension)	Diffusion	EXPANDA -2	ABBN (25 gr.)	132.7	143.0 (*)	58.9	107.6	
3			EXPANDA -4	JAERI-FAST (25 gr.)	151.7	163.5 (*)	68.5	125.1	
4		S ₄	DTF-IV	ABBN (25 gr.)	130.3	140.4 (*)	57.8	105.6	
5	Cylinder (2 Dimension)	Diffusion	TWENTY -GRAND	reduced ABBN(6gr.)	-	143.2 (*)	59.0	107.7	
EXPERIMENT								64.7±0.3	118.2±0.6

* V_{cylinder} = V_{sphere}/S.F. S.F. = 0.928

** Values for the cylindrical core.

参考文献

- (1) J. Hirota et al. Private communication (1969)
- (2) 飯島勉他 ; Private communication (1969)
- (3) 鈴木友雄他, 高速炉用一次元拡散コード EXPANDA の改良 (EXPANDA-2), JAERI 1118 (1966)
- (4) 鈴木友雄, JAERI - FAST - SET を用いた高速炉用一次元拡散コード (EXPANDA-4) JAERI - memo 3660 (公開) (1969)
- (5) A. Ancarani, Simulation of Pu-239 Fueled Cores by means of Pu-239, U-235 Fueled Cores in Fast Critical Assemblies, EUR 2474e (1965)
- (6) 中村知夫 ; to be published
- (7) K. Moriguchi and T. Suzuki : Multigroup Calculations of Kinetic Parameters in Fast Reactor, JAERI - 1082
- (8) G.R. Keepin : "Physics of Nuclear Kinetics" p. 86 Addison - Wesley Pub. Co. Inc.
- (9) 弘田実弥他 ; Private communication (1970) (昭和 45 年 4 月)
- (10) 弘田実弥他 ; FCAI - 1 炉心臨界実験とその解析 JAERI - memo 2914 (公開) (1967)
- (11) 中野正文 ; Private communication (1968)
- (12) 小西俊雄, 中野正文, 平岡徹 ; FCAI - 5 炉心の臨界実験 JAERI - memo 3887 (公開) (1970)
- (13) ABAGJAN, L. P., et al. ; Gruppenkonstanten schneller und intermediärer Neutronen für die Berechnung von Kernreaktoren KFK-tr-144
- (14) Davey, W. G. , ; Calculations for 22 ZPR-III fast assemblies using ANL cross-section set 635 ANL - 6570 (1962)
- (15) TOBIAS, M. L. , FOWLER, T. B. , The TWENTY GRAND Program for the Numerical Solution of Few-Group Neutron Diffusion Equations in Two Dimensions, ORNL - 3200 (1962)
- (16) 平岡 徹 ; 私信