

JRR-2の臨界量計算について

1961年6月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

JRR-2 の臨界量計算について

要 旨

JRR-2 は昨年秋に臨界に達したが、その際予期された臨界量、燃料要素 8 本に対し、実際には 15 本を必要とした。AMF および原研での臨界量の計算は数年前におこなわれたものであり、その後組立途上で補強のためなどにより、若干構造が変っている。本報ではこれらをすべて考慮して臨界量の再計算をおこない、臨界量の差の原因を考え、あわせて計算値と実測値との比較検討をした。

臨界量の差の主な原因は、反射体中の制御棒、燃料要素延長部分、グリッド・プレートなどの影響である。すなわち初期の計算の際にはこれらを十分考慮に入れず、反射体は重水、あるいは軽水のみであるとして扱っている。

本報では簡単に使用できる計算方法を使ったが、これによる 15 本炉心の有効増倍率の値は、実測値より 2% 程度大きくなった。計算誤差についても詳細に検討してある。

1961 年 3 月

日本原子力研究所 原子炉物理部 原子炉物理第 1 研究室 朝岡卓見
研究炉管理部 技術研究室 駒田正興

(1961.3.29 受理)

On Critical Mass Analysis of the JRR-2

Abstract

The critical mass of the JRR-2 was found to be 15 fuel elements, instead of 8 expected, when the reactor reached criticality last autumn. The critical mass was analyzed by AMF and JAERI a few years ago, but afterwards some modifications have been made of the structure for the reinforcement, for example, during the construction. In this report the critical mass is recalculated perfectly and the difference between 15 and 8 fuel elements is discussed. Moreover, the results are compared with the experiment.

The deviation of the critical mass is mainly caused by the effects of control rods, fuel elements, grid-plate, etc., in the reflector, that is, only heavy-water or light-water was considered as the reflector in the previous calculation.

In this report a simple method is used to calculate the critical mass. The effective multiplication factor for the core with 15 fuel elements is obtained about 2% higher than the experimental value. This difference is also discussed in detail.

March, 1961

TAKUMI ASAOKA

Reactor Physics Laboratory I, Division of the Reactor Physics

MASAOKI KOMADA

Research Reactor Technology Laboratory, Division of the
Research Reactor Operations

目 次

1. 序 論	1
2. 臨界量の差の原因について	3
2.1 AMF の計算について	3
2.2 予備的計算方法	3
2.3 単位セルのとり方による差異	4
2.4 反射体中の吸収材の影響	8
3. 余剰反応度について	14
3.1 24 本炉心の反応度	14
3.2 90% 濃縮ウラン燃料要素を用いた場合	14
4. 計算値と実測値との比較検討 (15 本炉心)	17
4.1 4 因子, τ , L^2 の計算について	17
4.2 反射体付き炉心の k_{eff} の計算について	21
5. 結 言	26
参 考 文 献	26

表 目 次

TABLE 1 ウラン・アルミ合金組成	1
TABLE 2 物質核常数	5
TABLE 3 単位セル核常数	5
TABLE 4 8 本炉心の k_{eff}	8
TABLE 5 反射体体積組成 (炉心半径 42.6 cm)	10
TABLE 6 反射体体積組成 (炉心半径 32.8 ₅ cm)	13
TABLE 7 15 本炉心の k_{eff}	13
TABLE 8 反射体体積組成 (24 本炉心)	14
TABLE 9 24 本炉心の k_{eff}	14
TABLE 10 90% 濃縮合金板組成	14
TABLE 11 90% 濃縮合金板核常数	14
TABLE 12 90% 濃縮単位セル核常数	17
TABLE 13 90% 濃縮 24 本炉心の k_{eff}	17
TABLE 14 単位セル体積組成	17
TABLE 15 単位セル共鳴中性子核常数 (1)	19
TABLE 16 単位セル共鳴中性子核常数 (2)	19
TABLE 17 共鳴中性子束不利因子と ρ	19
TABLE 18 燃料合金板熱中性子断面積	20
TABLE 19 燃料板単位セル核常数	20
TABLE 20 単位セル中央部熱中性子核常数	20
TABLE 21 単位セル核常数と ηf	20
TABLE 22 単位セルの L^2	21
TABLE 23 炉心 2 の核常数	22
TABLE 24 反射体核常数	22
TABLE 25 炉心核常数	25
TABLE 26 15 本炉心の k_{eff}	25

目 次

Fig. 1	燃料板説明図	1
Fig. 2	燃料要素説明図	1
Fig. 3	炉心説明図	1
Fig. 4	反射体構造説明図	2
Fig. 5	AMF の単位セル	3
Fig. 6	単位セル説明図	3
Fig. 7	燃料板単位セル	4
Fig. 8.1, 8.2	AMF セル 8 本炉心の中性子束分布	6
Fig. 9.1, 9.2	8 本炉心の中性子束分布	7
Fig. 10.1, 10.2	15 本炉心の中性子束分布 (重水, 軽水反射体)	9
Fig. 11.1, 11.2	15 本炉心の中性子束分布 (実際の反射体, 炉心半径 42.6 cm)	11
Fig. 12.1, 12.2	15 本炉心の中性子束分布 (実際の反射体, 炉心半径 32.8 _s cm)	12
Fig. 13.1, 13.2	24 本炉心の中性子束分布 (20% 濃縮)	15
Fig. 14.1, 14.2	90% 濃縮 24 本炉心の中性子束分布	16
Fig. 15.1, 15.2	15 本炉心の中性子束分布 ($T_n=0.029$ eV)	24

CONTENTS

1.	Introduction	1
2.	On the difference of the critical masses	3
2.1	On calculations by AMF	3
2.2	Methods of preliminary calculations	3
2.3	Effects due to the unit cell adopted	4
2.4	Effects due to absorbers in reflector	8
3.	On excess reactivities	14
3.1	Reactivity for the core with 24 fuel elements	14
3.2	Reactivity for the core with fuel enriched to 90%	14
4.	Comparison of calculation with experiment (15 elements core)	17
4.1	On calculation of 4 factors, τ and L^2	17
4.2	On calculation of k_{eff} for the core with reflector	21
5.	Conclusion	26
	Reference	26

TABLE CONTENTS

TABLE 1	Composition of the U-Al alloy	1
TABLE 2	Nuclear constants for materials	5
TABLE 3	Nuclear constants for the unit cell	5
TABLE 4	k_{eff} for 8 elements core	8
TABLE 5	Volume composition of reflector (core radius of 42.6 cm)	10
TABLE 6	Volume composition of reflector (core radius of 32.8 _s cm)	13
TABLE 7	k_{eff} for 15 elements core	13
TABLE 8	Volume composition of reflector (24 elements core)	14
TABLE 9	k_{eff} for 24 elements core	14

TABLE 10	Composition of the U-Al alloy enriched to 90%	14
TABLE 11	Nuclear constants for the alloy enriched to 90%	14
TABLE 12	Nuclear constants for the unit cell with 90% enriched fuel	17
TABLE 13	k_{eff} for 24 elements core with 90% enriched fuel	17
TABLE 14	Volume composition of the unit cell	17
TABLE 15	Resonance cross sections for the unit cell (1)	19
TABLE 16	Resonance cross sections for the unit cell (2)	19
TABLE 17	Resonance disadvantage factors and p	19
TABLE 18	Thermal cross sections for the fuel alloy	20
TABLE 19	Nuclear constants for the unit cell related to a fuel plate	20
TABLE 20	Thermal cross sections for the central region in the unit cell	20
TABLE 21	Nuclear constants for the unit cell and ηf	20
TABLE 22	L^2 for the unit cell	21
TABLE 23	Nuclear constants for the core-2	22
TABLE 24	Nuclear constants for reflector	22
TABLE 25	Nuclear constants for the core	25
TABLE 26	k_{eff} for 15 elements core	25

FIGURE CONTENTS

Fig. 1	Illustration of a fuel plate	1
Fig. 2	Illustration of a fuel element	1
Fig. 3	Core illustration	1
Fig. 4	Reflector illustration	2
Fig. 5	Unit cell adopted by AMF	3
Fig. 6	Illustration of the unit cell	3
Fig. 7	The unit cell related to a fuel plate	4
Fig. 8.1, 8.2	Flux distributions for the 8 elements core with unit cell adopted by AMF	6
Fig. 9.1, 9.2	Flux distributions for the 8 elements core	7
Fig. 10.1, 10.2	Flux distributions for the 15 elements core (D_2O , H_2O reflector)	9
Fig. 11.1, 11.2	Flux distributions for the 15 elements core (actual reflector, core radius of 42.6 cm)	11
Fig. 12.1, 12.2	Flux distributions for the 15 elements core (actual reflector, core radius of 32.8 cm)	12
Fig. 13.1, 13.2	Flux distributions for the 24 elements core (20% enriched fuel)	15
Fig. 14.1, 14.2	Flux distributions for the 24 elements core with 90% enriched fuel	16
Fig. 15.1, 15.2	Flux distributions for the 15 elements core ($T_n=0.029$ eV)	24

1. 序 論

1958年に提出されたAMFの予備的核計算書によると、JRR-2の臨界量は燃料要素8本たらずになっている。当時日本原子力研究所においても、現在の原子炉物理第1研究室の高橋博氏、技術研究室の富井格三氏、および筆者らが予備的核計算をおこなった。しかし当時は設計詳細が不明であったので、単位セルについての核常数、実験孔と制御棒の反応度効果、反応度の長期変化、さらに温度係数、中性子寿命、重水レベル変動の効果、燃料要素本数による有効増倍率の変化などをひとつひとつ簡単に算出しただけで、臨界量を正しく求めるまでにはいたらなかった。しかし、これらの計算結果は大体AMFのそれと一致しており、JRR-2は8本程度で臨界になると考えられていた。その後組立途上でグリッド・プレートの補強などのために若干の構造変更があったが、昨1960年秋に臨界に達した時には15本の燃料要素を必要とした。本報ではこの臨界量の差の原因を考え、あわせて計算値と実測値との比較検討をおこなった。

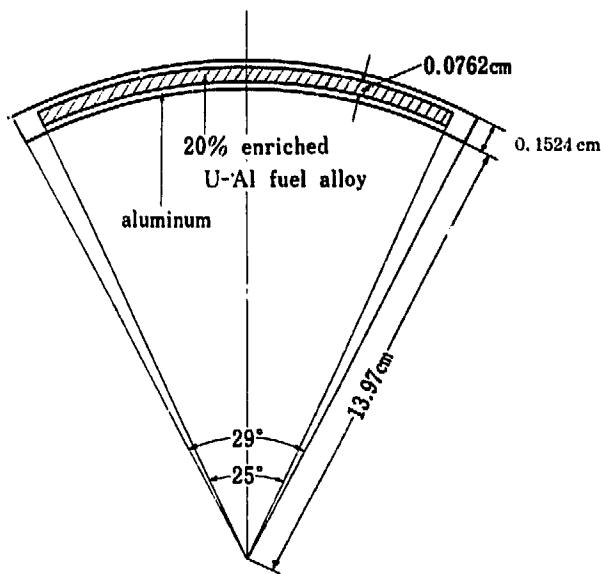


Fig. 1 Illustration of a fuel plate

まず後の計算に必要なJRR-2の構造を簡単に説明しておく。これは20%濃縮ウラン・重水非均質炉であり、燃料要素はFig. 1に示したようにわずかわん曲したアルミ被覆のウラン・アルミ合金17枚から構成されている。計算の際には便宜上このわん曲燃料板を体積の等しい平板状におきかえた。この図がFig. 2である。燃料板の高さは60.0 cmで1燃料要素あた

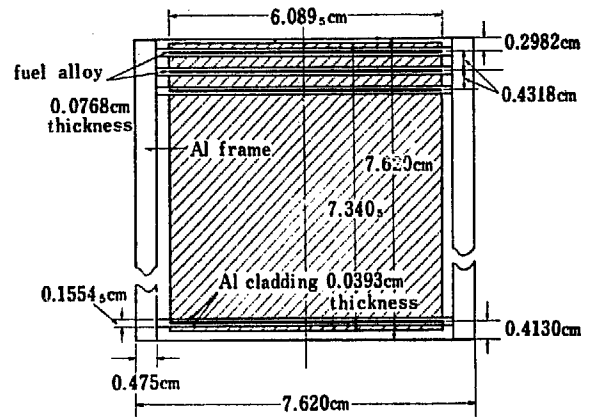


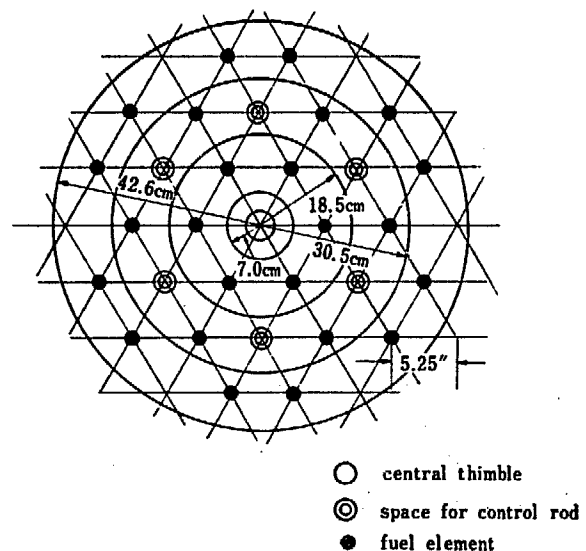
Fig. 2 Illustration of a fuel element

り179 gの²³⁵Uを含んでいる。ただしFig. 2に示した燃料要素の両端の2枚の燃料板は中の15枚の半分しか²³⁵Uを含んでいない。すなわち中の燃料板はウラン重量比45%の合金で、1枚あたり11.23₅ g ²³⁵Uであるに対し、外のは22%の合金で5.61₅ g ²³⁵Uとなっている。この両者の合金の組成をまとめたのがTABLE 1である。

このような燃料板が5.25" (13.33₅ cm)をピッチと

TABLE 1 Composition of the U-Al alloy (g/cm³)

	Inner	Outer
²³⁵ U	0.4024	0.2012
²³⁸ U	1.609 ₅	0.8048
Al	2.459	2.505



- central thimble
- ⊙ space for control rod
- fuel element

Fig. 3 Core illustration

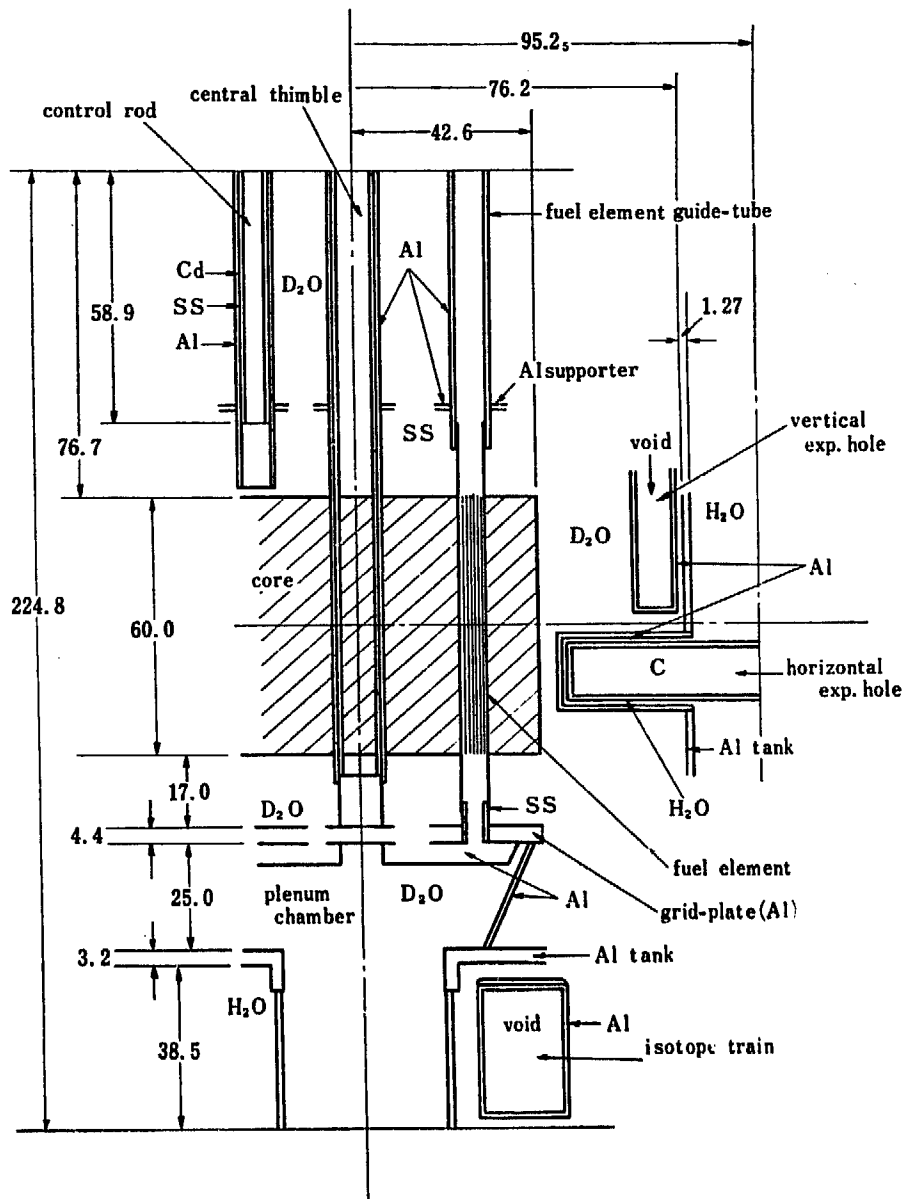


Fig. 4 Reflector illustration

した正三角形の格子点に配列されている。Fig. 3 がこの説明図で、燃料要素は全部で 24 本挿入されるようになっており、中央にセントラル・シムブル、中間の層に制御棒が挿入される場所があげられている。しかし制御棒が引抜かれているときにはこの部分は重水のままである。これらが Fig. 4 に示したように内径 152.4 cm のアルミタンク内におさめられている。このタンクと炉心間の重水が反射体の役割をし、さらにタンク周囲の軽水も反射体として働く。この外側に、Fig. 4 には書いてないが不銹鋼板と軽水から成る熱遮蔽がある。そして側面反射体中には半径方向に 11 本

の水平実験孔、切線方向に 2 本の 6" 水平貫通実験孔があり、臨界時にはこれらはすべて黒鉛で充填された。また 8 本の垂直実験孔がボイドのまま重水反射体中に挿入されており、下の軽水反射体中には 2 本のアイソトープ・トレインが貫通している。なお上面の重水反射体中には燃料要素案内管などのほかに、制御棒が完全に引抜かれた状態でも Cd 部分が炉心より 17.8 cm 以上上に存在する。Fig. 4 では炉心半径を 42.6 cm ととっているが、炉心半径が燃料要素本数により変わるのは当然であり、またどこまでを炉心と考えるかにはある程度の任意性もある。

2. 臨界量の差の原因について

2.1 AMF の計算について

AMF の計算¹⁾によると、セントラル・シンプルに重水をみだし、7.5", 6", 4" の水平実験孔の合計 9 本がポイド、他の水平実験孔は黒鉛充填、そして垂直実験孔は 8 本ともポイドのとき、臨界量は約 7.1 本と求められている。この際の実験孔の、炉の有効増倍率 k_{eff} に対する影響は -1.78% と算出されている。なお、この計算は一樣な燃料要素間隔を仮定しているので、実際の臨界量は多分この計算値より増加するであろうと推定している。AMF の計算方法の詳細は分らないが概略についてまず見ておこう。

AMF の計算は 12 本の燃料要素炉心にもとづいており、単位セルの寸法としては Fig. 3 の半径 30.5 cm の円の面積を 12 等分したものを使っている。これを燃料要素部分と減速材の 2 領域に分け、前者の面積は Fig. 2 のアルミの枠まで、すなわち $(7.62)^2 \text{cm}^2$ を用いている。この単位セルを図示したのが Fig. 5 である。これにつき 0.031 eV の熱中性子エネルギーをとり、1 群理論で熱中性子の不利因子を求め、その他詳細は省略するがセルの常数、すなわち炉心常数を求めている。

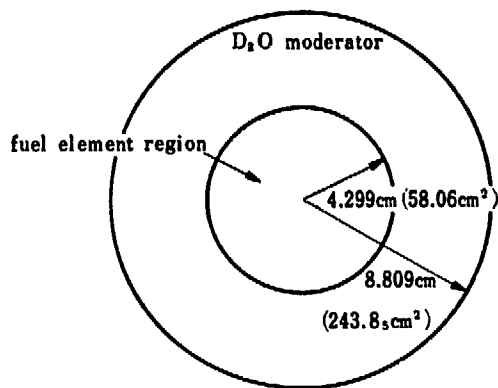


Fig. 5 Unit cell adopted by AMF

計算方法は、CP-5 の臨界量算出に使って正確に臨界量を算出できたので自信が得られたと述べている。そして1つ、あるいはそれ以上の炉心領域、重水反射体領域、軽水反射体領域を考え、AMF データトロンを使って、2 組近似で半径方向と高さ方向を交互に解く繰返し法で臨界量と中性子束分布を求めている。

以上の計算方法をみて気づく問題点を次にあげる。

a) AMF も指摘しているように、Fig. 5 のような

セルをとり一樣な燃料要素間隔を仮定していること。

b) セル常数の算出法は CP-5 の臨界量を正確に算出したとして、相当近似的な簡単な方法を使っているが、CP-5 は 2 つの異なった型の燃料要素を使っているとか、とにかくある程度の差異があるわけで、必ずしも CP-5 で合ったから JRR-2 で合うとは限らないこと。

c) AMF の中性子束の図などをみると Fig. 4 に示しているアルミタンクとかグリッド・プレートなどを考慮している様子は全然なく、反射体は重水と軽水だけとし、水平実験孔だけの影響を考えて臨界量を求めているようである。序論で述べた筆者らの初期の計算ではアルミタンクとグリッド・プレートは考慮したが、設計の詳細が分らなかったので燃料要素延長部とか制御棒が反射体中にあることは無視している。これらが臨界量に相当影響することは明らかである。

これらの問題を解明するため、まず簡単な計算により種々の因子の反応度に対する影響をみてみよう。

2.2 予備的計算方法

まず単位セルとしては実際の格子間隔 5.25" に対応

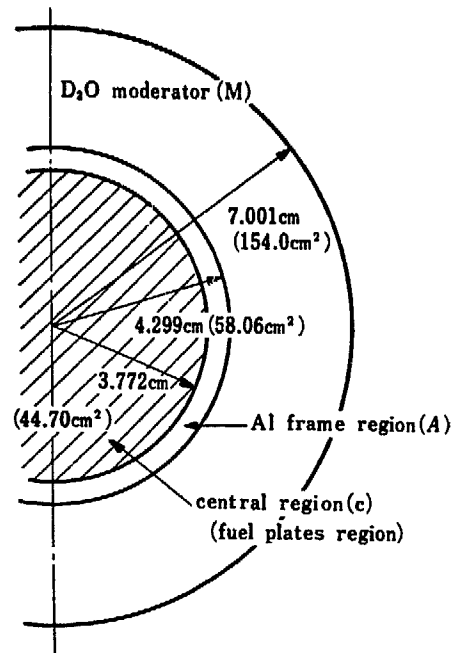


Fig. 6 Illustration of the unit cell

するものをとる。すなわち面積は $13.33_5 \times (13.33_5 \times \sqrt{3}/2) = 154.0 \text{ cm}^2$ となる。そして AMF の 2 領域セルに対し、より正確なように燃料要素部分を 2 分し、Fig. 2 で斜線をしている燃料合金板を含む領域（中央部と呼ぶことにし、c の下付き記号で指示する）とその外の領域（Al 枠部と呼び、A の下付き記号で指示する）とし、全部で 3 領域のセルを考える。これを図示したものが Fig. 6 である。

セル常数、あるいは炉心常数を求める計算方法はここでは予備的なものとして簡単な方法を使う。

- 熱中性子は常温、 20°C のマックスウェル分布をしていると仮定する。
- 燃料合金板の組成が TABLE 1 のように異なることを無視し、17 枚とも中の 15 枚の組成をもっているとする。
- a) と b) の仮定で熱中性子束の不利因子を求めるが、計算は 1 群理論で、積分輸送理論²⁾³⁾を使う。2 段階に分け、まず各燃料板について計算し、この結果を使って中央部の熱中性子に対する核常数を求め、ついで Fig. 6 の単位セル

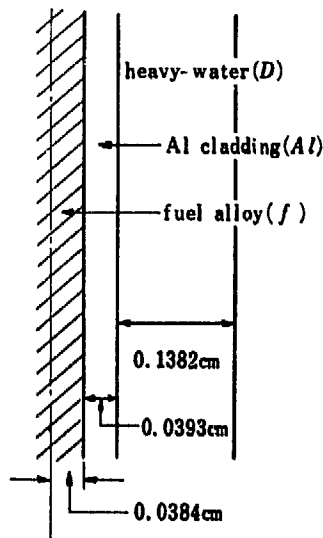


Fig. 7 The unit cell related to a fuel plate

セルについて計算する。各燃料板についての単位セルは Fig. 2 から Fig. 7 のように求められる。このようにして求められた熱中性子利用率は b) の仮定のため実際より大きくなるので、Fig. 6 の単位セルについての計算の際、中央部にも熱中性子源が存在するための不利因子の減少をここでは一応考えないで置く。

- ϵ は 1 ととる。
- ρ の計算は共鳴中性子束の微細構造を無視しておこなった。燃料合金板についての有効共鳴積

分は AMF と同じ表式を使ったが、値としては AMF の使っている金属ウランに対するものを合金に対するものに補正した。微細構造も考慮せず、また b) の仮定もあるので、このようにして求められた ρ の値は実際よりいくらか小さくなるであろう。

- L^2 はここでは簡単に $f_i L_i^2$ の和で求めている。
- τ は DEUTSCH の方法⁴⁾により、WADE のデータ⁵⁾の重水の τ から KELBER の等価因子⁶⁾を使って求めた。
- 2 組近似を使っていくが、熱中性子に対する Σ_a は c) から求められ、 D は Σ_a と f) の L^2 から求められる。速中性子群の D_1 は KELBER の方法⁶⁾により求め、この D_1 と τ から Σ_1 を求めた。

以上は簡単に予備的計算の概略の方法をのべたが、計算方法についてはあとでより正確な方法につき詳細にのべるので、ここではこれ以上立入らない。このような近似計算による k_{eff} の値自身はもちろん正しい値を与えないが、ここでは単位セルのとり方とか、反射体中のグリッド・プレートなどの k_{eff} に対する影響をみるのが目的であるので、この程度の計算でもよいわけである。

2.3 単位セルのとり方による差異

まず 2.1 でのべた問題点の a), すなわち、Fig. 5 と Fig. 6 のセルのとり方の違いによる炉の k_{eff} に対する影響をみよう。扱える系は燃料要素 8 本の炉心、反射体は 2.1 の c) の点を考慮し、重水と軽水だけとする。すなわちこのような系であれば AMF の計算結果とも対比できると思われる。

燃料合金板、アルミ、重水、軽水に対する核常数を TABLE 2 に示す。燃料板については、ここでは外の板に対する常数は使わないが、あとのため並記しておく。アルミは 2S を考えており、重水は 99.75 mol% のものを考えている。データは BNL-325 の最初の値を基礎にしている。

TABLE 2 の核常数を使い、2.2 で述べた方法によりセル常数を求めるわけであるが、ここでは途中の計算結果をあげることは省略し、TABLE 3 に最終の結果だけをまとめておく。ただし Fig. 5 の AMF のセルについての計算は、燃料要素部分を Fig. 6 のように 2 領域に分割して計算している。すなわち、ここでの AMF セルは Fig. 6 のセルより単に外径が大きくなっただけである。AMF のセルについての計算値は AMF の

TABLE 2 Nuclear constants for materials

	Fuel alloys		Aluminum	Heavy-water	Light-water
	Inner	Outer			
Density (g/cm ³)	4.471	3.511	2.71	1.106	0.958
Thermal cross sections (20°C-Maxwell) (cm ⁻¹)	Σ_a 0.6367, Σ_s 0.1205, Σ_{tr} 0.1185, Σ_f 0.5197,	0.3243, 0.1002 0.0982 0.2600	0.01274 0.08576 0.08363, —	0.00007692, 0.5068, 0.4233 —	0.01956 3.201, 1.831 —
Resonance cross sections (cm ⁻¹)	Σ_s 0.1205, $\xi\Sigma_s$ 0.00593, Σ_{tr} 0.1185,	0.1002 0.00585 0.0982	0.08576 0.00612, 0.08363,	0.3522, 0.1791, 0.2711,	1.468 1.358 0.576

TABLE 3 Nuclear constants for the unit cell

	Fig. 6-cell	AMF-cell	Fig. 5-cell (calculated by AMF) ¹⁾
k_{∞}	1.758 _s	1.806	1.798
L^2 (cm ²)	40.8 _s	68.1	63.2
τ (cm ²)	159.6	141.4	146.4
B_m^2 (cm ⁻²)	0.00340 _s	0.00333 _s	0.00332

計算値¹⁾と大体一致している。もちろん AMF は 0.031 eV の熱中性子エネルギーをとっているなどそのまま比較はできないが、いずれにせよ最終的結果にはほとんど差がないことは分る。個々の因子では、たとえば炉心の熱中性子に対する Σ_a は AMF のが相当大きく、 ρ は AMF はウラン金属の有効共鳴積分をそのまま使っているので小さくなっている。しかし、 k_{∞} ではこの両者の差が大体打消し合い、また L^2 は、AMF は重水の Σ_{tr} を 0.3775 cm^{-1} ($L=114.3 \text{ cm}$) と相当小さくとっているので、 Σ_a の大きいことと打消して大体等しくなっている。

また Fig. 6 のセルについての結果は、AMF のセルより減速材が少ないので k_{∞} 、 L^2 は小さくなり、 τ が少しふえているが B_m^2 ではあまり差異がない。TABLE 3 の結果では Fig. 6 のセルの B_m^2 の方が少し大きいので、この限りでは k_{eff} も大きくなるわけだが、炉心が大きくなり B_m^2 が小さくなれば、AMF のセルの方が k_{∞} が大きいので k_{eff} も当然大きくなってくる。あとの結果も参照すればはっきりするが、このようなことから AMF のセルは大体 k_{eff} を最大にする配列の近傍にあることがわかる。

次には、反射体付き炉心の k_{eff} を算出するわけであるが、AMF のセルを使った際にはセル常数がそのまま炉心常数として使えるが、Fig. 6 の場合にはそうはいかない。8本燃料要素の際には、Fig. 3において中央にセントラル・シンプル、その外側に6本の燃料要素リング、さらにその外のリングに2本の燃料要素が配置

されるわけである。その他はすべて重水だけとなり反射体として働くわけだが、この反射体と炉心の境界をどこにとるかには任意性が入ってくる。この影響についてはあとで考えるが、ここでは一応炉心半径を30.5 cm ととる。すなわち Fig. 3 の制御棒の挿入されるリングに格子点が12あるが、このうち2つは燃料の普通のセル (Fig. 6) になるが、他の10格子点は重水だけとなる。結局この3領域炉心を扱うわけである。

AMF の計算ではセントラル・シンプルに重水を充填したときにはその反応度に対する影響は無視しうることになっている。したがってこの計算でもセントラル・シンプルの領域は重水だけであるとし、アルミ管は無視する。これは AMF の計算結果と比較できるように意図したためである。

セントラル・シンプルのまわりの次の領域は燃料のセルばかりであるので、この領域の核常数はセル常数がそのまま使える。一番外の領域では、2.2 の計算方法で扱う際、10格子点の重水中の熱中性子束の相対値が問題である。ここでは近似的に Fig. 6 のセルの境界の値、すなわち一番高い値を使う。もちろん実際はこれよりさらに高くなっているはずなので、炉心半径を大きくとったことと共に k_{eff} を過大評価するようになるであろう。このようにして炉心の3領域のおおのについて核常数を求め、反射体の核常数も同様に求め、IBM-650 の PROD-II コード⁷⁾で k_{eff} を求めるのである。炉心が半径方向に分割されているときには、まず半径方向を扱い、求められた熱中性子束の半径方向の分布を使って炉心を1つにした核常数を求め、これから高さ方向を扱うのである。求められた中性子束分布を Fig. 8、Fig. 9 に示した。反射体の寸法とか、いくつかの核常数も並記している。以上により求められた最終結果が TABLE 4 である。

AMF の計算結果は 2.1 の最初に述べたように、

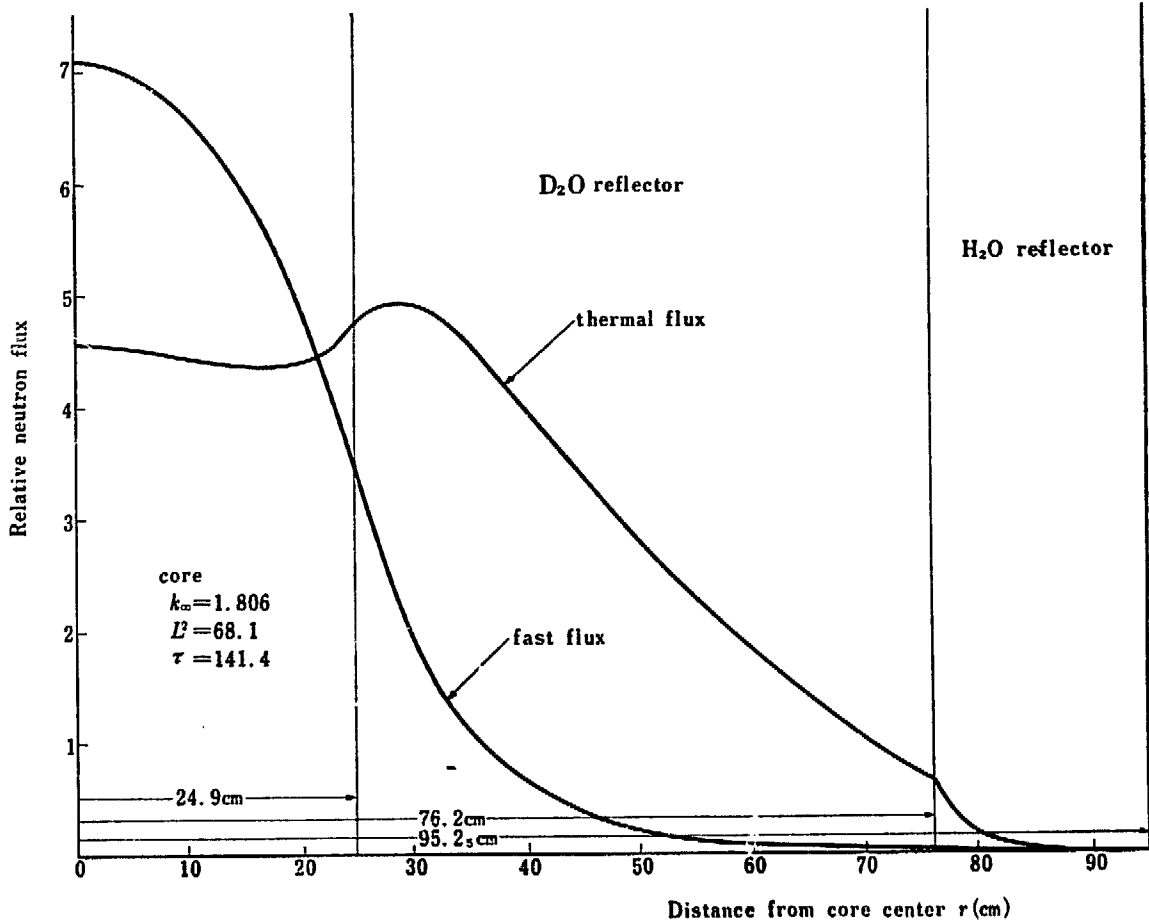


Fig. 8.1 Flux distributions for the 8 elements core with unit cell adopted by AMF (radial)

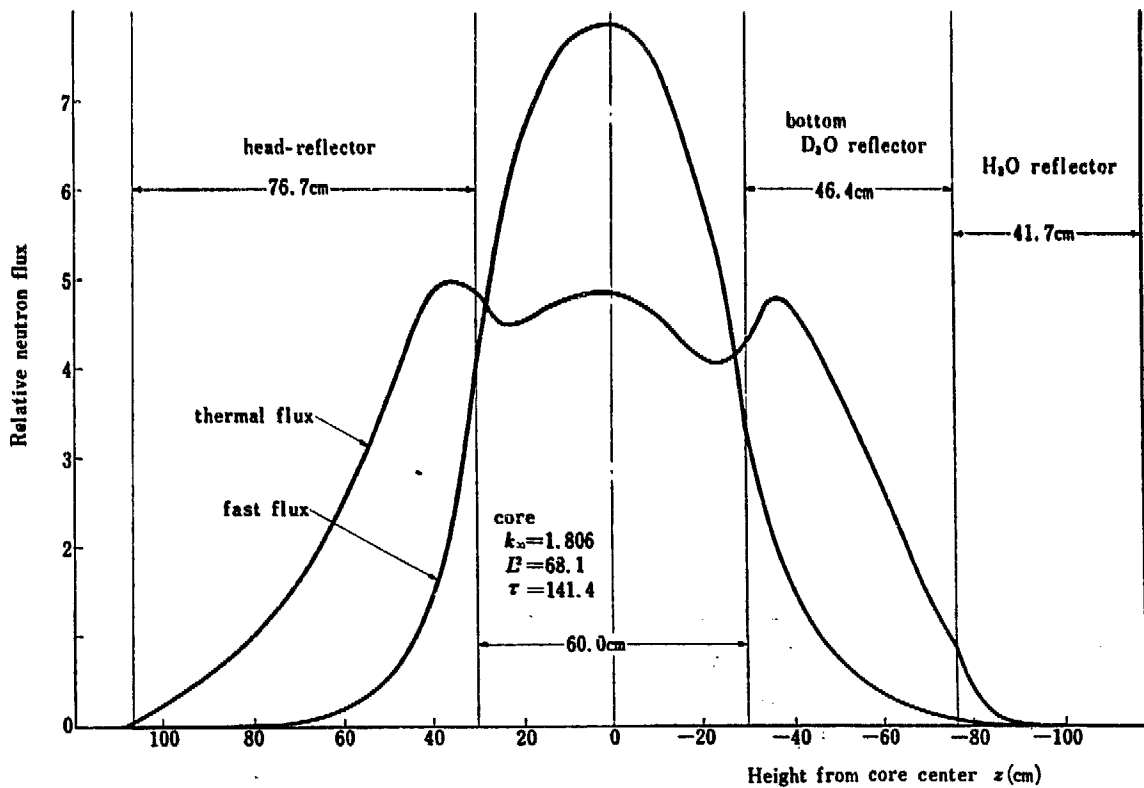


Fig. 8.2 Flux distributions for the 8 elements core with unit cell adopted by AMF (axial)

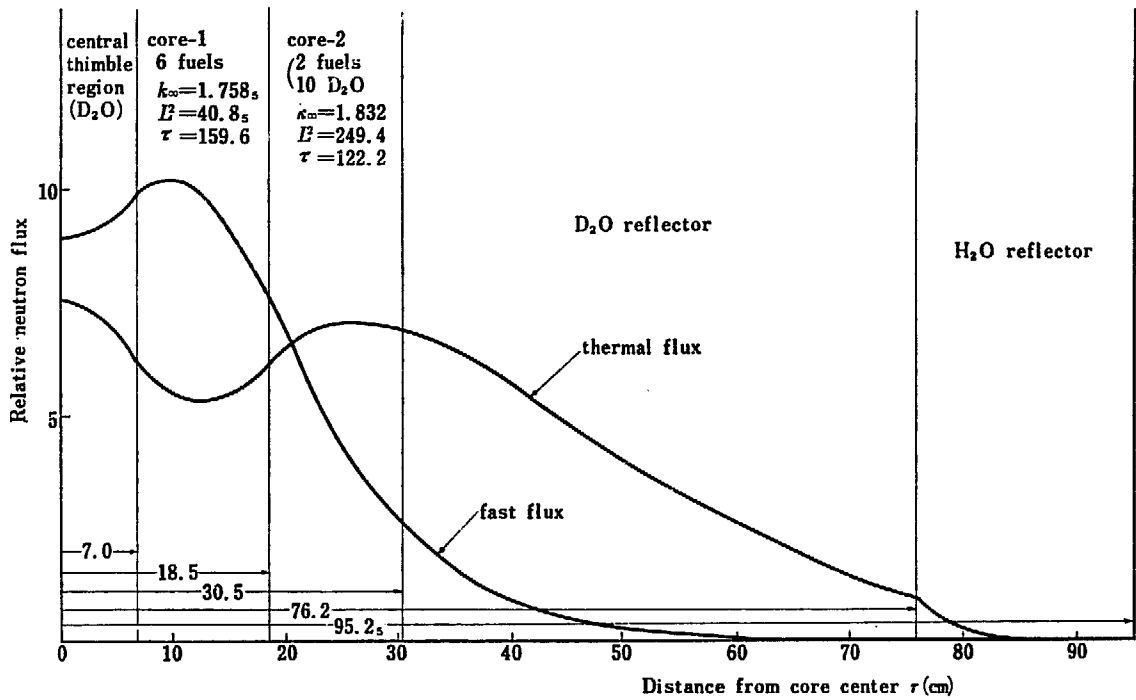


Fig. 9.1 Flux distributions for the 8 elements core (radial) (Fig. 6-cell)

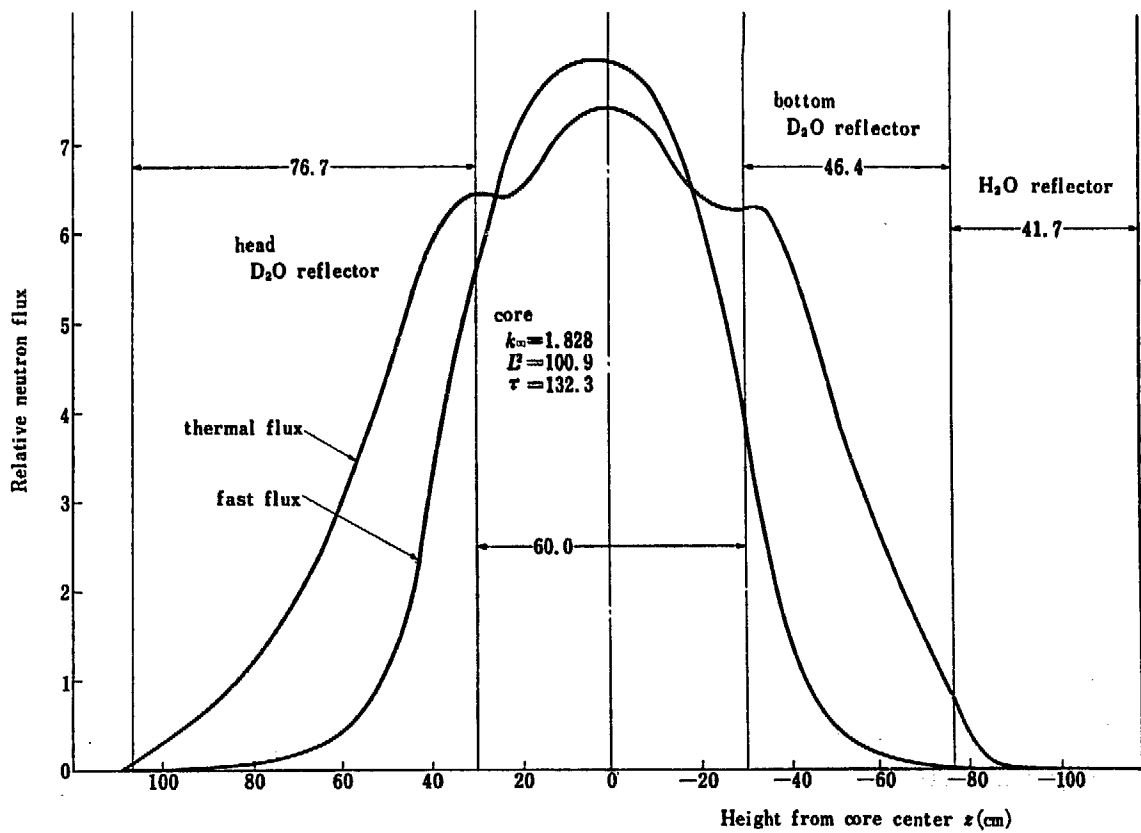


Fig. 9.2 Flux distributions for the 8 elements core (axial) (Fig. 6-cell)

TABLE 4 k_{eff} for 8 elements core

	Buckling		Reflector saving		k_{eff}
	$B_1(\text{cm}^{-1})$	$B_2(\text{cm}^{-1})$	$\Delta R(\text{cm})$	$\Delta H(\text{cm})$	
AMF-cell	0.0457 _s	0.0290	27.6 _s	48.3 _s	1.064
Fig. 6-cell	0.0427	0.0285 _s	25.8	50.0 _s	1.070

7.1 本で $k_{eff}=1.018$, 8 本のときには 1 本あたりの反応度の AMF の計算値 1.6% を使えば $k_{eff}=1.032$ 程度になる。したがって TABLE 4 の値とは約 3% の差がある。TABLE 3 ではほとんど差がなかったのに、この差の原因の主なものは、TABLE 3 のところでも述べたように反射体の重水の核常数であると思われる。すなわち TABLE 2 の重水の L は 101.1_s cm に対し、AMF は 114.3 cm と相当長くなっており、このため重水反射体より外へもれる熱中性子が多くなり、反射体節約が少なくなっていると思われる。もちろんここでの計算は 20°C の熱中性子温度を仮定しているのだから、AMF のように 0.031 eV を使えば k_{eff} はいくらか下るわけである。

ここでの計算の目的は、AMF セルを使って一様な燃料棒間隔を仮定した場合と、Fig. 6 のセルを使って実際の燃料棒配置で扱った場合の差である。Fig. 6 のセルを使った計算は前述のように k_{eff} を過大評価しているのだから、TABLE 4 の結果はこの両方法の結果にはほとんど差がないことを示している。もちろんこれは一般的に言えることではないが、TABLE 3 の際のべたように AMF のセルは大体 k_{eff} を最大にするようになっており、したがってこの付近では格子間隔がどちらに動いても k_{eff} の変化は少ないわけである。

ここでの計算による結論を以下にまとめておく。

- AMF のように余分の重水を各燃料要素に等しく配分し、一様な燃料要素間隔を仮定して計算しても、10 本付近の燃料要素炉心を扱う場合には差支えない。
- 2.1 の b) の点は TABLE 3 の際吟味したように、とにかく結果はお互に誤差が打消し合うような形になり大体よさそうであるが、これは偶然とも言えるわけで危険である。
- 重水と軽水だけの反射体を考えた際の、 k_{eff} の値が大体 AMF の値と一致していることから、2.1 の c) で述べたことが問題点として残ってくる。

2.4 反射体中の吸収材の影響

前節の結果から問題は一応 2.1 の c) にしぼられてきた。すなわち Fig. 4 で示したように反射体は重

水と軽水だけでなく、その中にアルミタンク、グリッド・プレート、燃料要素案内管、制御棒など熱中性子を吸収し、反射体の減速能を下げる物質が存在するわけだから、臨界量の 8 本と 15 本の差はこれの影響によるのではないかというわけである。これを調べるため、まず前節と同じく反射体が重水と軽水だけで燃料要素が 15 本の際を扱い、前節の結果と比較して 8 本から 15 本に増加したことによる反応度ゲインを求め、ついで実際の反射体の場合の 15 本炉心を扱っていく。

本節以後はすべて Fig. 6 の単位セルについて扱っていくわけで、15 本炉心の際には炉心が半径方向に 4 分割される。すなわち Fig. 3 で、中心からセントラル・シンプル、6 本の燃料要素、6 本の燃料要素と 6 重水格子点、一番外のリングは 3 本の燃料要素と 15 格子点分の重水となる。最初に扱う重水と軽水だけの反射体の際にはセントラル・シンプルの領域は前節と同じく重水だけとする。ここでも炉心は Fig. 3 の一番外のリングをすべて含め、半径 42.6 cm とするわけであり、また余分の重水格子点中の平均熱中性子束はセル境界の値を使うので、前節同様 k_{eff} を過大評価するようになる。計算の過程は前節での Fig. 6 のセルについての k_{eff} の算出と同じなので省略する。求められた中性子束分布を Fig. 10 に示し、核常数とか寸法を書いておいた。 k_{eff} の値は TABLE 7 にあとの計算結果と一緒に書いてある。

次に実際の反射体の場合を扱う。炉心はセントラル・シンプルの領域についてアルミ管を考慮したほかは前の場合と同じである。反射体は Fig. 4 に従い、側面については炉心の高さの部分を考えており、上下面は炉心半径 42.6 cm 内を考えている。もちろんこの考える範囲にも任意性があるが、これはたいして影響しないだろう。TABLE 5 に従い各領域の核常数を求めるわけだが、上面反射体のカドミウム含有重水部では当然カドミウムの所で熱中性子束がひどく下る。このため、この領域の熱中性子に対する核常数を求める際には、この影響を考慮しなくてはならない。ここでは一応カドミウムと制御棒カバーの不銹鋼中の熱中性子束を他の部分、すなわち重水、アルミの部分の 1/10 と仮定する。もちろん、この値は便宜的なものであるが、このとり方による k_{eff} の変化が無視できることはあとで示す。このようにして求めた中性子束分布を核常数と共に Fig. 11 に示しておく。Fig. 10 との差は特に高さ方向の熱中性子束分布によく出ている。Fig.

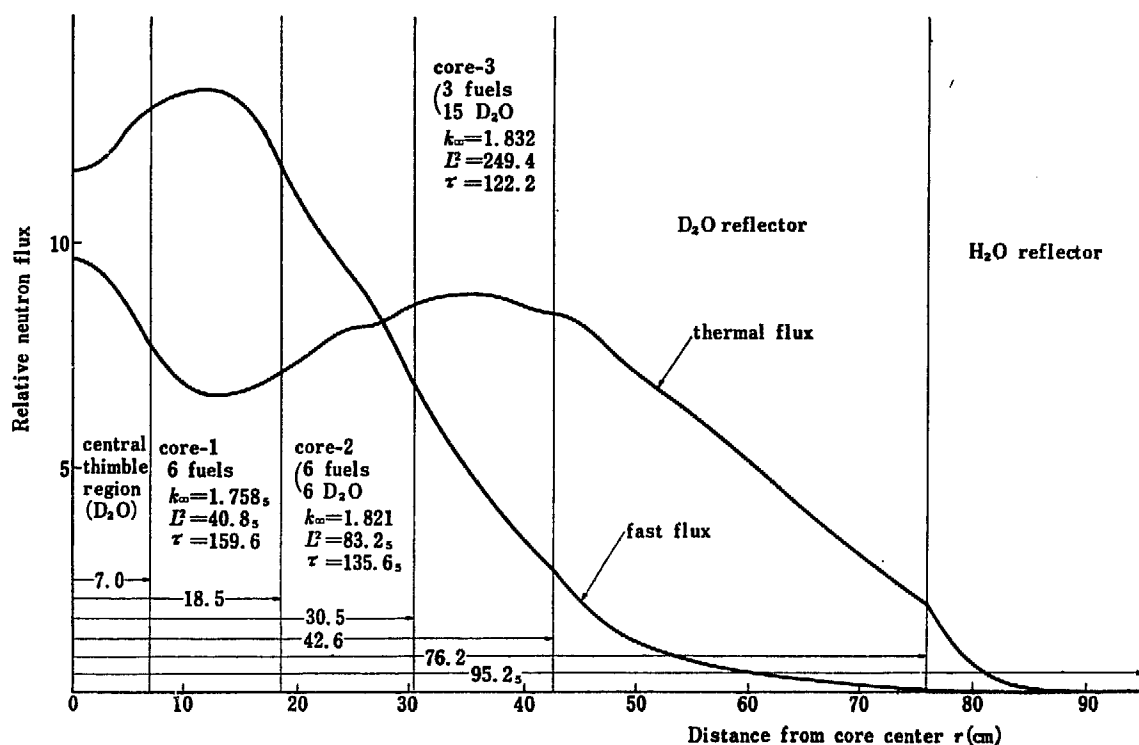


Fig. 10.1 Flux distributions for the 15 elements core (radial) (D₂O, H₂O reflector)

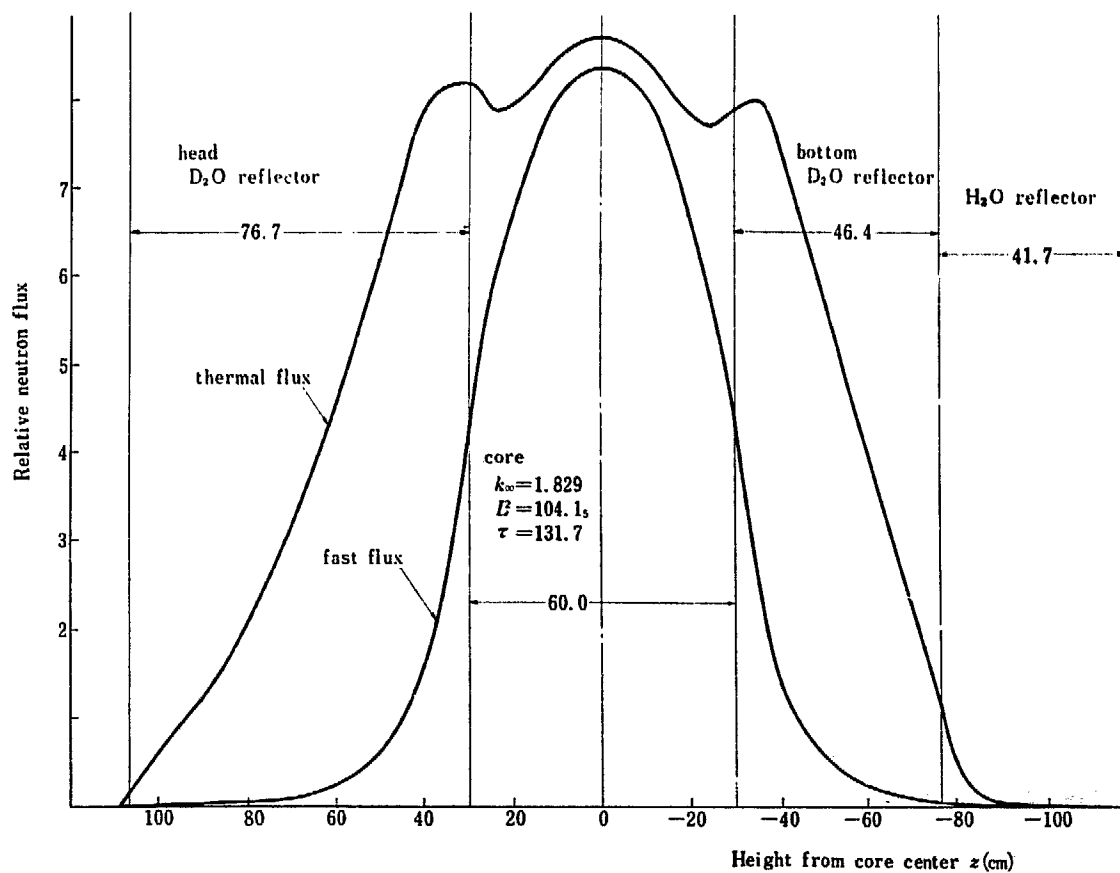


Fig. 10.2 Flux distributions for the 15 elements core (axial) (D₂O, H₂O reflector)

TABLE 5 Volume composition of reflector (core radius of 42.6 cm)

Side-reflector (C; graphite)

Heavy-water region (radius 42.6~76.2)	D ₂ O	0.7817 _s	
	C	0.1147	in horizontal exp. holes
	Al	0.0539 _s	horiz. & vert. exp. tubes & thimbles, D ₂ O outlet, dump, overflow tubes
	H ₂ O	0.0240 _s	in gaps between horiz. exp. tube and thimble
	Void	0.0255	in vertical exp. holes
Al tank region (76.2~77.47)	Al	0.8883	
	C	0.0921	in horizontal exp. holes
	H ₂ O	0.0196	in gaps between horiz. exp. tube and thimble
Light-water region (77.47~95.2 _s)	H ₂ O	0.7995 _s	
	C	0.1311	in horizontal exp. holes, a part of Pb shutter
	Pd	0.0502	lead shutter
	Al	0.0191 _s	horiz. exp. tubes, cover of Pb shutter

Head-reflector (SS; stainless steel)

Upper D ₂ O-Cd region (thickness 58.9)	D ₂ O	0.9070 _s	
	Al	0.0810 _s	guid tubes of fuel elements & control rods, supporter, central thimble
	SS	0.00783	cover of control rods
	Cd	0.00408	control rods
Lower D ₂ O region (17.8)	D ₂ O	0.8975	
	Al	0.0637	fuel elements, guid tubes of fuel el. & control rods, central thimble
	SS	0.0388	shock absorber & cover of control rods, a part of extensions & guid tubes of fuel element

Bottom-reflector

D ₂ O region (thickness 17.0)	D ₂ O	0.9690 _s	
	Al	0.0284 _s	fuel elements, central thimble
	SS	0.00252	a part of extensions of fuel elements
Grid-plate (4.4)	Al	0.8831	
	D ₂ O	0.0894 _s	coolant inlet
	SS	0.0275	bolts & nuts
Plenum chamber (25.0)	D ₂ O	0.9519	
	Al	0.0481	side-plates, attachment of grid-plate
Al tank bottom (3.2)	Al	0.6826	
	D ₂ O	0.3174	D ₂ O inlet
H ₂ O region (38.5)	H ₂ O	0.4784	
	D ₂ O	0.2000	D ₂ O inlet
	Al	0.0707 _s	wall of isotope trains, D ₂ O inlet tube
	Void	0.2508 _s	in isotope trains

11 では側面、および下面の軽水部、上面のカドミウム含有重水部の内側境界での中性子束はもう相当低くなっており、この部分の反射体としての役割は非常に少ないことを示している。計算結果の k_{eff} の値を TABLE 7 に書いた。この値について吟味する前に、今まで問題に残してきた炉心半径のとり方、すなわち炉心と反射体の境界をどこにとるかによる影響、および上面反射体中のカドミウム部分の熱中性子束のとり方

による影響を調べておこう。

まず炉心半径であるが、今までは Fig. 3 の半径 42.6 cm 内を炉心として扱ってきた。したがって、15 本炉心の際には一番外のリングは燃料要素セルは 3 つだけで、残りの 15 セルは重水だけとなり、このため重水部分の熱中性子束の相対値のとり方に不確かさが出てきた。もちろん (r, θ) の 2次元で扱えるならば問題はないが、今の場合 r だけの 1次元でしか扱えな

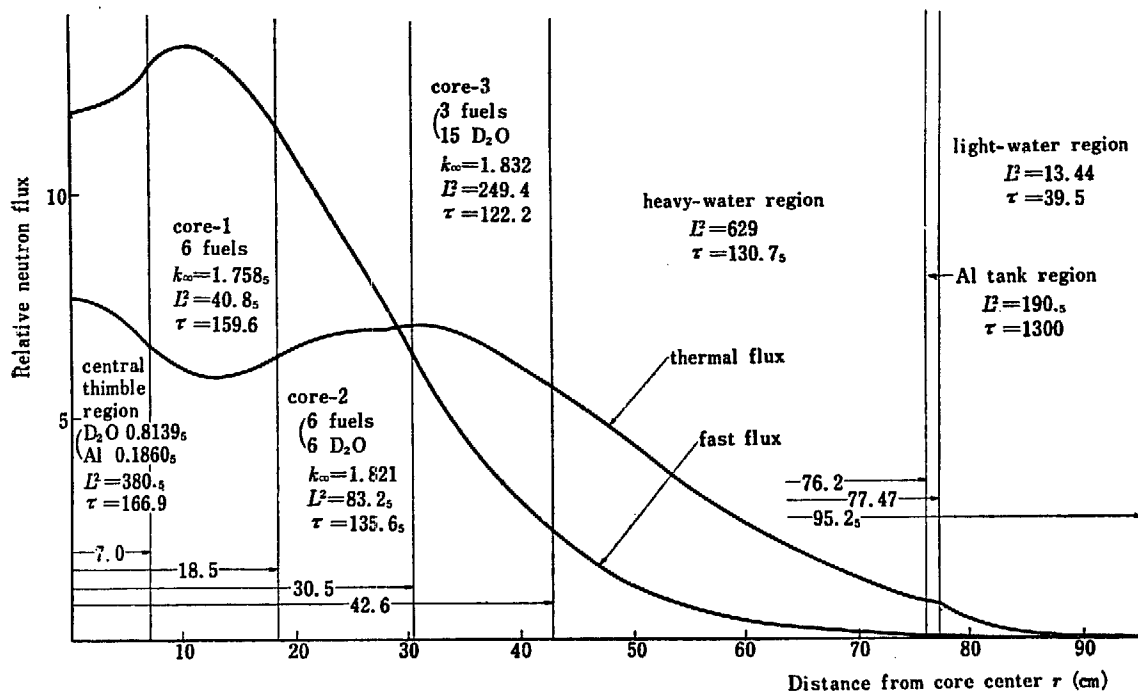


Fig. 11.1 Flux distributions for the 15 elements core (radial) (actual reflector, core radius of 42.6 cm)

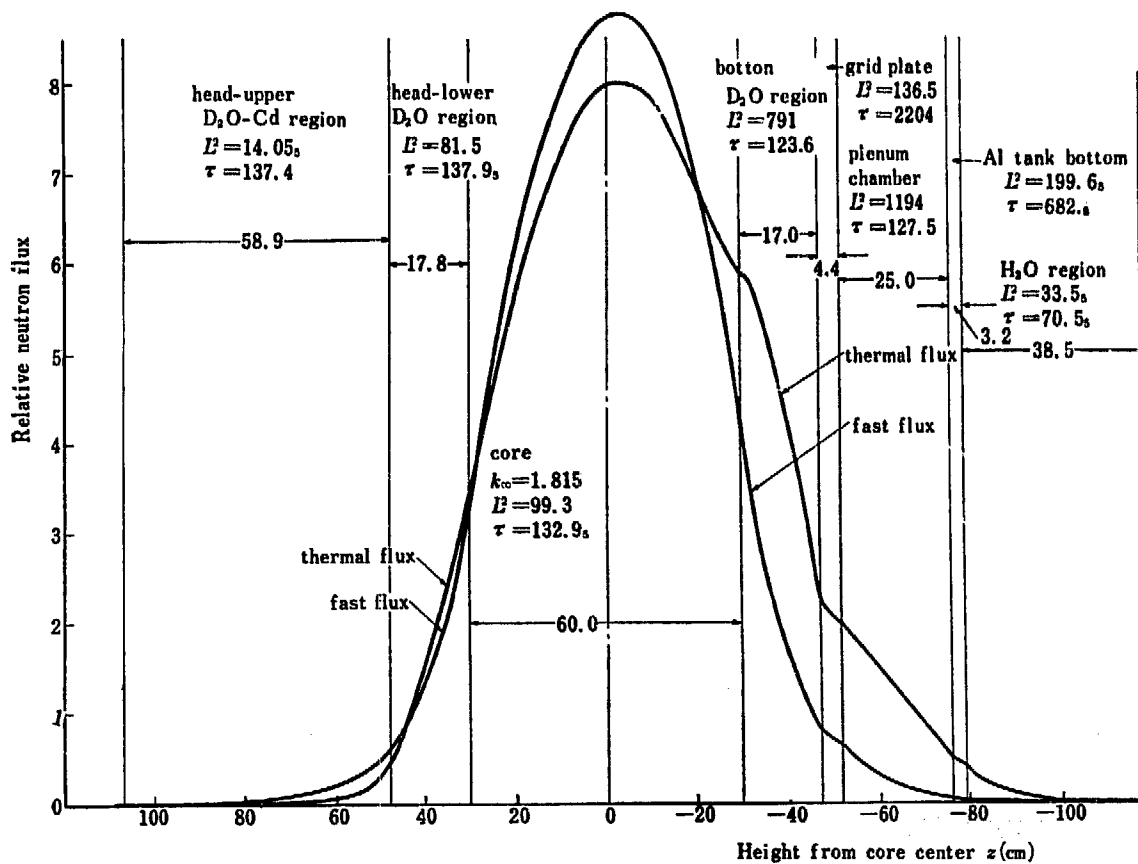


Fig. 11.2 Flux distributions for the 15 elements core (axial) (actual reflector, core radius of 42.6 cm)

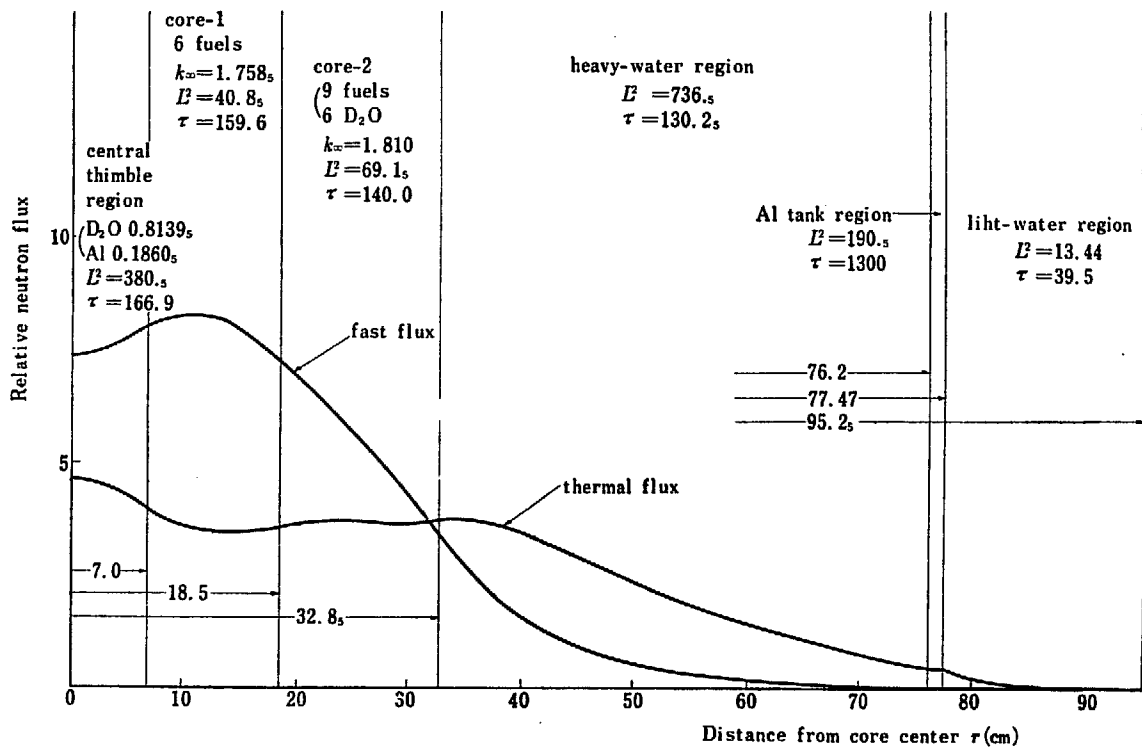


Fig. 12.1 Flux distributions for the 15 elements core (radial) (actual reflector, core radius of 32.8₅ cm)

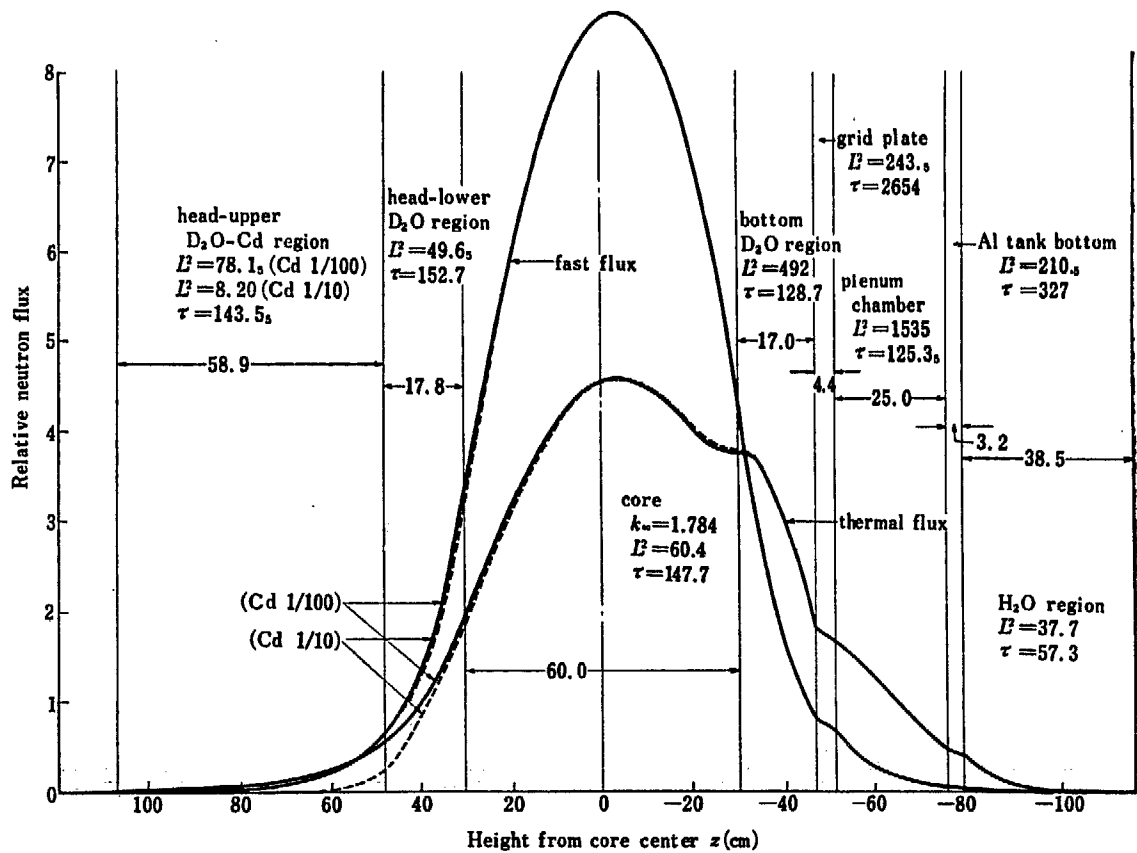


Fig. 12.2 Flux distributions for the 15 elements core (axial) (actual reflector, core radius of 32.8₅ cm)

いので、どうしても円筒系におきかえなくてはならない。

炉心のもう1つのとり方としてすぐ考えつくのは、この一番外側のリングの3本の燃料をその内側のリングと一緒に扱うことである。すなわち中心のセントラル・シンプルとその周りの6本燃料の領域はそのまま、その外に9本燃料と6格子点の重水を含む合計15セルの領域を考え結局3領域炉心として扱うのである。この際にも当然6格子点の重水中の相対的熱中性子束の値には不確定さが入るが、その不確定さは前より相当少なくなる。このようにとると炉心半径は32.8₅ cm となり、したがって反射体の体積組成もTABLE 5 とは異なってくる。あとの計算でも使うのでTABLE 6 にまとめておく。ただし側面反射体のアルミタンク部と軽水部は、TABLE 5 と同じなので省略して

TABLE 6 Volume composition of reflector (core radius of 32.8₅ cm)

	Side D ₂ O region	Head		Bottom D ₂ O region
		upper D ₂ O -Cd region	lower D ₂ O	
D ₂ O	0.8157 ₅	0.8836 ₅	0.8392 ₅	0.9479 ₅
H ₂ O	0.0203	—	—	—
C	0.0968 ₅	—	—	—
Al	0.0455 ₅	0.0963	0.0971	0.0478
SS	—	0.01317	0.0636 ₅	0.00424
Cd	—	0.00686	—	—
Void	0.0215 ₅	—	—	—

	Bottom			
	Grid-plate	Plenum chamber	Al tank bottom	H ₂ O region
D ₂ O	0.0938 ₅	0.9643 ₅	0.5336 ₅	0.3362 ₅
H ₂ O	—	—	—	0.4303
Al	0.9061 ₅	0.0356 ₅	0.4663 ₅	0.0784
Void	—	—	—	0.1550 ₅

ある。これより同様にして求められた中性子束分布をFig. 12 に核常数と共に示した。Fig. 12.2 で点線で書いてあるのは、Fig. 11.2 と同じく、上面のカドミウム含有重水反射体中のカドミウムと不銹鋼中の平均熱中性子束を他の1/10にとった場合(Cd 1/10と書いて

である)で、実線は1/100にとった場合(Cd 1/100)である。炉心内の分布はほとんど変わっていない。なおFig. 12.2の炉心内の熱中性子束は、Fig. 11.2のものに比して速中性子束に対する相対値が相当低くなっている。これはFig. 11.1, Fig. 12.1をみると分るように、前者は熱中性子束が速中性子束より大きくなる炉心3を炉心内に含んでおり、このため炉心をつにした分布ではFig. 11.2のように熱中性子束が速中性子束に近い値になるわけである。

以上15本炉心についてFig. 10, Fig. 11, Fig. 12(Cd 1/10と1/100)と4つの場合を計算してきた。この最終的計算結果がTABLE 7である。重水、軽水だけの反射体の場合をTABLE 4の値と比較すると燃料要素が7本増加したことにより k_{eff} は0.147増加している。しかし実際の反射体の場合には0.166減少し、7本増加によるゲインを打消してしまっている。0.166の k_{eff} の減少の内わけは、大体上下面反射体の変化により0.108、側面反射体により0.066、セントラル・シンプルのアルミ管により0.002₅となっている。このおのおのの合計は0.176₅となり0.166と一致しないが、相互の影響が独立でないので当然である。つぎに炉心半径のとり方の影響であるが、TABLE 7をみると予期していたように42.6 cmの方が k_{eff} を過大評価していることが分る。15本炉心の際の k_{eff} の実測値は1.006であったので、炉心半径32.8₅ cmの際の計算値でもまだ3%程度 k_{eff} を過大評価しているが、この計算は2.2でのべたような簡単な近似法によっているので、この程度の誤差が出てくるのは当然であろう。この点についてはあとで詳細に考える。なお上面反射体中のカドミウム部分の熱中性子束分布のとり方による影響は、TABLE 7から分るように k_{eff} にしつわずか0.1%程度で問題にならない。

以上の計算により、とにかく8本と15本の臨界量の差の少なくとも大部分の原因は、反射体中の制御棒、燃料要素延長部、グリッド・プレートなどを8本の算出の際には考えていなかったためであることが分った。一般に核計算の段階で臨界量を求める際、制御

TABLE 7 k_{eff} for 15 elements core

	Buckling		Reflector saving		k_{eff}		
	$B_1(\text{cm}^{-1})$	$B_2(\text{cm}^{-1})$	$\Delta R(\text{cm})$	$\Delta H(\text{cm})$			
D ₂ O, H ₂ O reflector (Fig. 10)	0.0346	0.0268 ₅	26.9	57.0	1.217		
Actual reflector	core radius of 42.6 cm Cd 1/10(Fig. 11)		0.0386 ₅	0.0349	19.6	30.0	1.051
	core radius of 32.8 ₅ cm Cd 1/10 (Fig. 12)		0.0432	0.0347	22.8 ₅	30.6	1.035 ₅
	Cd 1/100		0.0432	0.0346 ₅	22.8 ₅	30.7	1.036 ₅

棒は完全に炉心外に引抜かれていてこれの影響はないとしている。しかし実際の原子炉では、安全性のため制御棒は完全に引抜かれた状態でも炉心上端近傍まで

来ており、これの影響は無視できない。この点は実際の臨界量算出の際に十分注意しなくてはならないことである。

3. 余剰反応度について

臨界量が8本から15本に増加したため、あとは9本しか残っていない。したがって全部燃料要素を挿入した時、果して運転のために必要な反応度がえられるかどうか問題になる。ここではこの問題の判断の1つのデータを与えるため、2.と同様な近似計算で24本炉心を扱った。また反応度が不足するときには、90%濃縮の燃料を使うことも考えられるので、90%濃縮燃料要素の24本炉心についても簡単に扱った。

3.1 24本炉心の反応度

24本炉心は Fig. 3 のようになるわけであり、Fig. 11 の際とは炉心の一番外の領域、炉心3が12本燃料と6格子点分の重水に変るだけである。燃料要素本数が増加したので、燃料要素延長部の入っている上面反射体の下部重水部と、下面反射体の重水部の体積組成が TABLE 5 とはいくらか変わり、TABLE 8 のようになる。なお今の場合には炉心半径を42.6cmととったための k_{eff} の過大評価の程度は、15本炉心の際より少なくなることは明らかである。Fig. 11 の際と同様

TABLE 8 Volume composition of reflector (24 elements core)

	Head lower D ₂ O	Bottom D ₂ O
D ₂ O	0.8766	0.9539
Al	0.0822 _s	0.0421
SS	0.0412	0.00404

TABLE 9 k_{eff} for 24 elements core

Buckling	$B_r(\text{cm}^{-1})$	0.0370 _s
	$B_s(\text{cm}^{-1})$	0.0341 _s
Reflector saving	$\Delta R(\text{cm})$	22.3
	$\Delta H(\text{cm})$	32.0
k_{eff}		1.132

に計算した中性子束分布を Fig. 13 に示した。 k_{eff} の計算結果は TABLE 9 に示してある。TABLE 7 の値と比較し k_{eff} は 0.081, 7.7% 増加している。燃料要素1本あたりにすると 0.8% となり AMF¹⁾ の約 0.9% と一致している。しかしこれについては実測値があり、そ

れによると1本あたり約 1.3% と非常に大きくなっている。TABLE 7 の $k_{eff}=1.051$ という値は前述のように相当過大評価しているの、計算値の 0.8% は過小評価にはなっている。しかし TABLE 7 の $k_{eff}=1.035$ を使っても9本の燃料要素により k_{eff} は 0.096_s, 9.3% 増加しているにすぎず、1本あたりにすると 1.0% でまだ実測値と相当開きがある。ここでの計算は簡単な近似法によっているのである程度の誤差は予想できるが、このような大きな開きの原因は今のところ分らない。AMF の計算¹⁾ では、全出力運転のために要求される反応度は 8.7% (温度上昇 0.79%, 平衡ゼノン 3.56%, 平衡サマリウム 0.83%, 270 MWD の燃料燃焼と低断面積核分裂生成毒物 3.5%) となっているので、いずれにせよ 24 本炉心で予期できる余剰反応度は全部で9% 程度以上にはなり問題はなさそうである。

3.2 90%濃縮ウラン燃料要素を用いた場合

90%濃縮ウランを使った場合、燃料要素がどのようになるかはっきりしたことは分らない。しかしここでの計算は大体の程度をみるのが目的なので、Fig. 2 そのままで単に燃料合金板が 90%濃縮になったものを考えることにする。すなわち燃料板としては、TABLE

TABLE 10 Composition of the U-Al alloy enriched to 90% (g/cm³)

²³⁵ U	0.4024
²³⁸ U	0.0453
Al	2.641

TABLE 11 Nuclear constants for the alloy enriched to 90%

Density (g/cm ³)		3.088 _s
Thermal cross sections (20°C-Maxwell) (cm ⁻¹)	Σ_a	0.6281
	Σ_s	0.0938
	Σ_{tr}	0.0917
	Σ_f	0.5198 _s
Resonance cross sections (cm ⁻¹)	Σ_a	0.0938
	$\xi\Sigma_s$	0.00607
	Σ_{tr}	0.0917

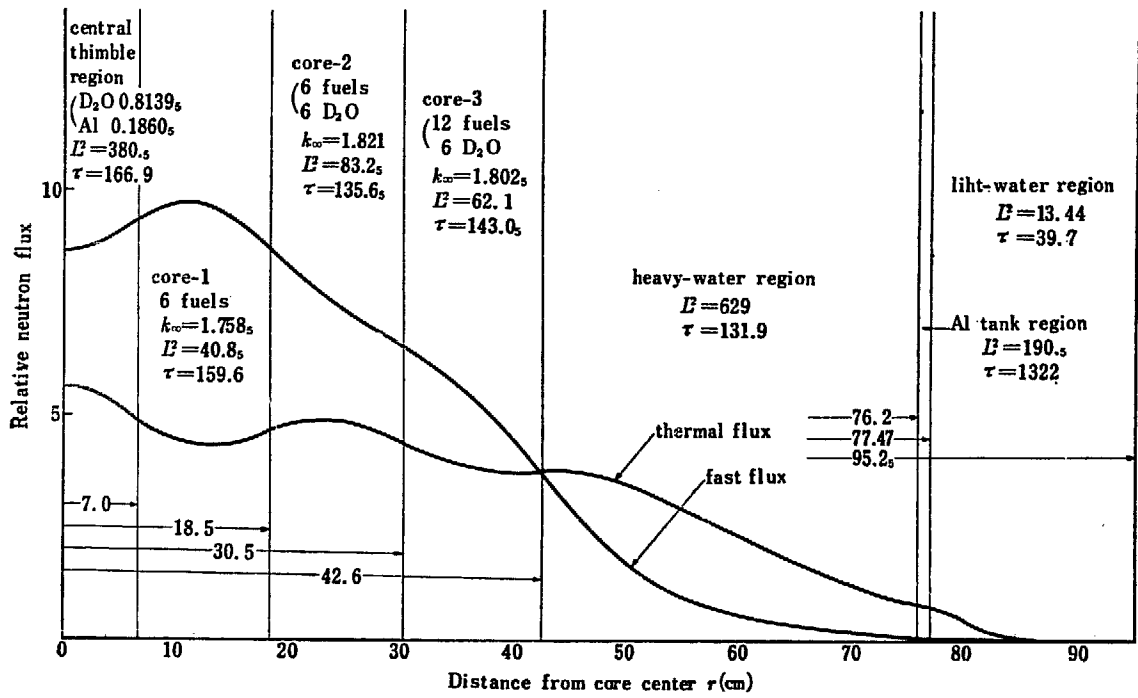


Fig. 13.1 Flux distributions for the 24 elements core (radial) (20% enriched fuel)

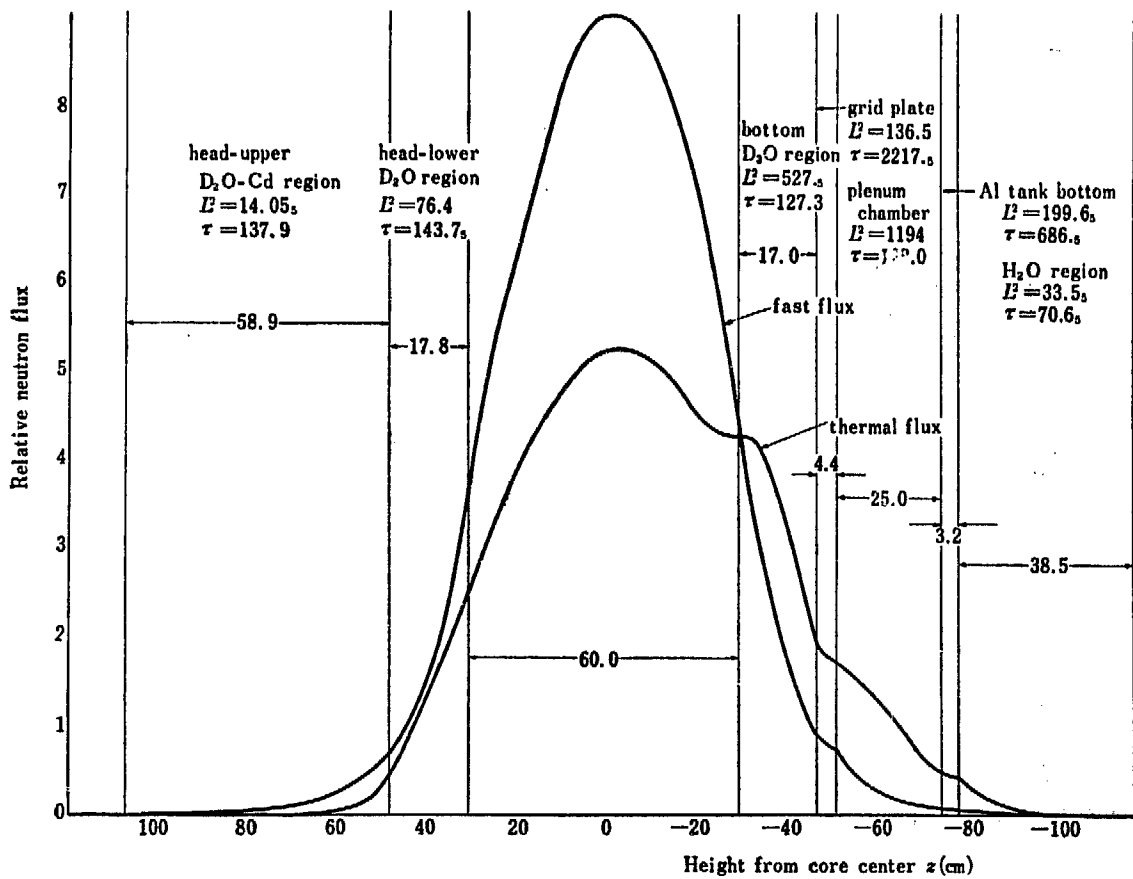


Fig. 13.2 Flux distributions for the 24 elements core (axial) (20% enriched fuel)

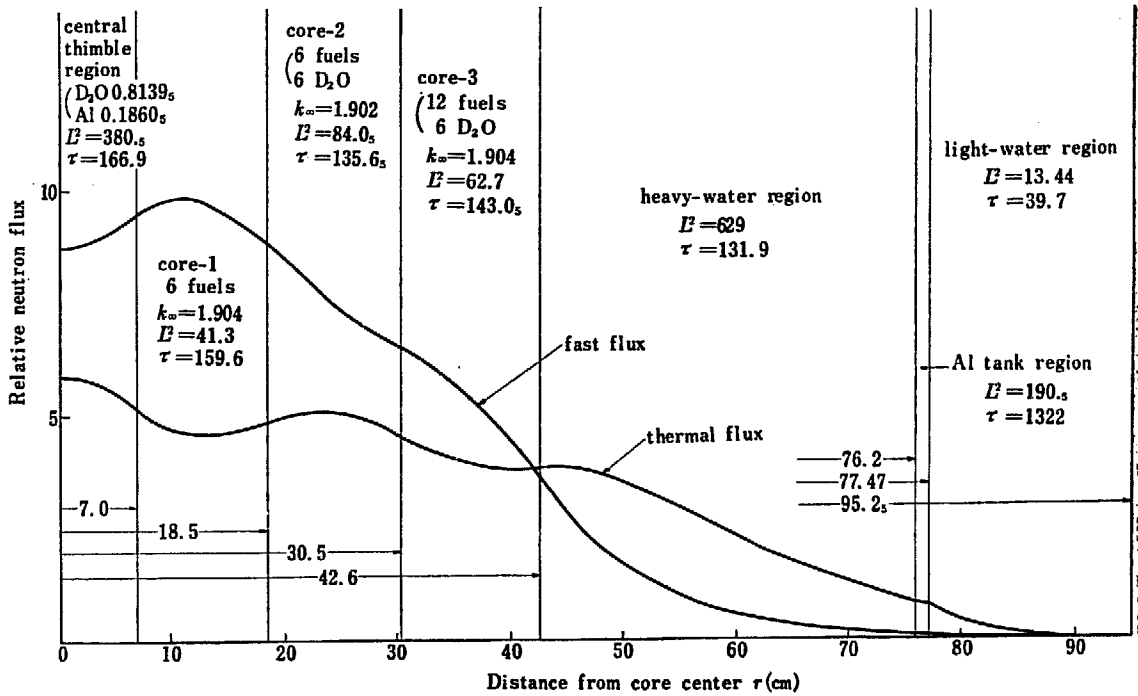


Fig. 14.1 Flux distributions for the 24 elements core with 90% enriched fuel (radial)

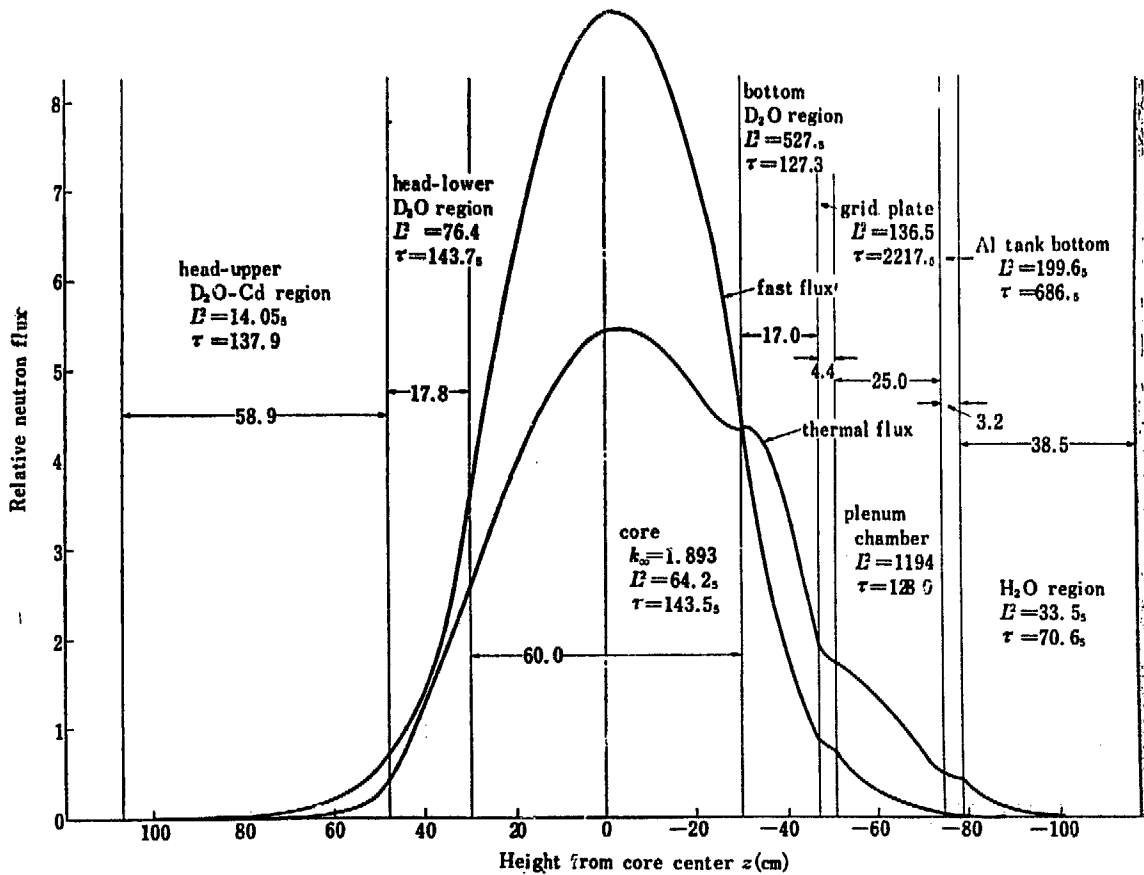


Fig. 14.2 Flux distributions for the 24 elements core with 90% enriched fuel (axial)

1 の ^{235}U の量 0.4024 g/cm^3 はそのまま、 ^{238}U が減りその分を Al でうめたものを扱う。この組成を TABLE 10 に示した。計算は 2 と全く同様に進めていく。まず TABLE 2 に対応してこの燃料合金板の核常数を TABLE 11 に示した。これらから Fig. 6 のセルについて計算した結果が TABLE 12 であり、TABLE 3 と対比できる。 k_{∞} が大部分 ρ の増加により 8% 程度増加しており、 L^2 , τ にはほとんど差がない。これから前節のように炉心を半径方向に 4 分割し、Fig. 13 と同様にして 24 本炉心につき求めた中性子束分布が Fig. 14 である。Fig. 13 より熱中性子束がほんのわずかに相対的に増加しているだけでほとんど差異がみられない。TABLE 9 に対応する k_{eff} の計算結果を TABLE 13 にまとめた。 k_{eff} の値は 20% 濃縮のときより 0.054s、4.8% 増加している。Fig. 13.2, Fig. 14.2 に炉心常数を書いてある。90% のときには k_{∞} が 5.5% 増加しているが、 L^2 はわずかに長くなり、TABLE 13 と TABLE 9 を比較すれば分るように少し反射体節約が少なくなり、結局 k_{eff} は 4.8% 増加という結果になっている。

4. 計算値と実測値との比較検討 (15 本炉心)

今までの計算は単位セルのとり方、反射体中の吸収材、付加燃料要素などの反応度に対する影響をみるのが目的であったので、 k_{eff} の値それ自身は大して重要でなく、その相対値が問題であった。したがって 2.2 でのべたような近似法を使ってきたわけであるが、実測値のあるこの機会に臨界計算法をチェックしてみることは大きな意義をもつであろう。したがってここでもう一度 Fig. 11, Fig. 12 の際に扱った臨界時の 15 本炉心をより正確に計算し、実測値の $k_{\text{eff}} = 1.006$ と比較してみよう。

4.1 4 因子, τ , L^2 の計算について

2.2 などで述べたことと多少重複する点もあるが、ここで一とおり計算方法を説明し検討しておく。ただし、ここでも熱外領域の核分裂の影響を無視した古典的 4 因子公式と、2 組拡散近似をそのまま使っていく。熱外領域核分裂の k_{eff} に対する影響がどの程度あるかについてはデータがなくて分らないが、1% 程度のもので想像される。次に順を追って 4 因子の算出方法をのべる。

まず ϵ であるが、2.2 では近似的に 1 ととったが、以下のような均質炉の際のいわゆる 1 群形式により求

TABLE 12 Nuclear constants for the unit cell with 90% enriched fuel

k_{∞}	1.904
$L^2(\text{cm}^2)$	41.3
$\tau(\text{cm}^2)$	159.6
$B_m^2(\text{cm}^2)$	0.00398

TABLE 13 k_{eff} for 24 elements core with 90% enriched fuel

Buckling	$B_1(\text{cm}^{-1})$	0.0373
	$B_2(\text{cm}^{-1})$	0.0343s
Reflector saving	$4R(\text{cm})$	21.8s
	$4H(\text{cm})$	31.4s
k_{eff}		1.186s

15 本炉心で $k_{\text{eff}} = 1.006$ であるから、前節と本節の結果から、90% 濃縮の燃料を使えば 14% 程度以上の反応度がえられるわけで、これだけあればもちろん十分であろう。

めることができる。

$$\epsilon = 1 + \frac{[\nu_f - 1 - \sum_a^g / \sum_f^g] \chi \sum_f^g}{\sum_a^g + \sum_{in} + \sum_f - \nu_f \chi \sum_f^g} \quad (1)$$

Fig. 6 のセルについて P/212⁹⁾, P/336¹⁰⁾ のデータを使って計算してみる。TABLE 14 の体積組成から

TABLE 14 Volume composition of the unit cell

	D ₂ O	Al	fuel alloy	Total
Central region	0.1858	0.0559	0.04859s	0.2903
Al frame region	0.0298	0.0569s	—	0.0867s
D ₂ O moderator	0.6229s	—	—	0.6229s
Total unit cell	0.8385s	0.1128s	0.04859s	1.0000

TABLE 1 を使ってセルの単位体積あたりの ^{238}U の量は 0.07362 g となるので、(もちろんここでは合金組成が 2 通りあることも考慮している。) $\Sigma_f^g = 0.0000989s \text{ cm}^{-1}$, $\Sigma_a^g = 0.00000930 \text{ cm}^{-1}$, $\Sigma_{in} = 0.07419 \text{ cm}^{-1}$ となり、 $\epsilon = 1.0010s$ となる。このように非常に 1 に近いので、 ϵ の誤差は大きくても 0.1% 程度なので (1) 式についてはこれ以上吟味しない。

次に ρ であるが、ここでまず問題になるのが有効共鳴積分の値である。AMF は燃料合金板についての値として

$$(R.I.)_{\text{eff}} = 7.5 \left(1 + \frac{3.4}{M/S_{\text{eff}} + 0.1} \right) \quad (2)^{11)}$$

を使っているが、これは MACKLIN, POMERANCE の ^{238}U 金属に対する

$$(R.I.)_{\text{eff}} = 8.8 \left(1 + \frac{3.42}{M/S_{\text{eff}} + 0.11} \right) \pm 15\% \quad (3)^{12)}$$

と非常によく一致している。 $M/S_{\text{eff}}=0$ として無限希釈の際の値を求めてみると、(2) 式は 262.5 barns, (3) 式は 282.5 barns となる。もちろん (2) 式の 0.1 という値は有効数字が 1 桁なので、これを 0.093_s とすれば (2) 式も 280 barns を与えるようになる。280 という値はこの数年前から言われてきた値で、その前には 240 barns と言われてきたことから (2) 式は (3) 式同様 ^{238}U 金属に対するものと思われる。なお S_{eff} は Fig. 2 のような等しい燃料板の配列に対して P/336¹⁰⁾ の表式が使える。

$$\left. \begin{aligned} S_{\text{eff}} &= S_0 + \alpha(S - S_0) \\ S_0 &= 2L + 2nl + 2(n-1)d(1-d/2L) \\ S &= 2n(L+l) \\ \alpha &= 1 - 2E_3 \left(\sum_i \Sigma_i d_i \right) \quad d = \sum_i d_i \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

さて問題は (3) 式のような ^{238}U 金属に対する $(R.I.)_{\text{eff}}$ を、現在問題にしている合金板のものになおすことである。もちろん ^{238}U 金属に対する値もいろいろ発表されているが⁸⁾、一応ここでは (3) 式を使う。まず体積吸収積分、すなわち 8.8 の値であるが、これはよく知られている均質の際の有効共鳴積分、

$$(R.I.)_{\text{eff}}' = 3.8 \left(\Sigma_0 \times 10^{24} / N_0 \right)^{0.42} \quad (5)$$

から $(\Sigma_0/N_0)^{0.42}$ に比例すると考えられる。 ^{238}U に対しては 8.2 barns なので、これを使って (5) 式を計算すると 7.7_s となり、大体 (2) 式、(3) 式の値と一致する。しかし今の場合 TABLE 1 のように 2 種類の合金板があるので、これを考慮しなくてはならない。体積吸収は $N_0 V \phi_0$ に比例するので、これで平均することにする。この際 ϕ_0 は以下の積分輸送理論による表式⁹⁾により、近似的に中側の合金板中の平均共鳴中性子束 $\bar{\phi}_0^i$ に対する外の合金板中の $\bar{\phi}_0^o$ の値を求める。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\phi}_0^o / \bar{\phi}_0^i &\cong \frac{F_0 + q_i V_i / q_M V_M}{1 + q_i V_i / q_M V_M} \\ F_0 &= 1 + \frac{\Sigma_i^i}{\Sigma_i^i} A \left[1 + \alpha \left(\frac{\Sigma_i^i}{\Sigma_i^i} \right) + \beta \left(\frac{\Sigma_i^i}{\Sigma_i^i} \right)^2 \right] \\ \Sigma_i^i &= \frac{1}{2.6} 3.8 \left(\frac{\Sigma_i^i}{N_0} \times 10^{24} \right)^{0.42} + \frac{(\xi \Sigma_i^i)^i}{2.6} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

すなわち Fig. 2 の中央の斜線をひいた部分から、上下端の燃料板を含む 0.4318 cm を差引いた部分 (i の記号で示している) について均質として扱って、共鳴

中性子に対する核常数を求め、これからいわゆる燃料不利因子 F_0 を算出し、次には共鳴中性子源が燃料要素外の減速材中ばかりでなく燃料要素中にもあることを考慮するわけである。(6) 式の最初の式は拡散近似を使って近似的に求めたもので、 q はそれぞれの部分の共鳴中性子源の強さを示している。もちろん F_0 を拡散近似で求めるならば

$$F_0' = \kappa_i x_i \coth(\kappa_i x_i) \quad (7)$$

となるわけである。なお Σ_i^i の表式中の 2.6 の値は共鳴吸収領域のレサジー幅である。TABLE 2, TABLE 14 を使って中側領域の核常数を求めると

$$\Sigma_i^i = 0.2621_s \quad (\xi \Sigma_i^i)^i = 0.1168_s$$

$$N_0 = 0.000682 \times 10^{24} \quad \Sigma_i^i = 0.0571$$

となり $F_0 = 1.270$, 拡散近似ならば 1.134 となる。 q は重水体積比に比例するとすれば

$$\bar{\phi}_0^o / \bar{\phi}_0^i = 1.165_s \quad (\text{拡散近似ならば } 1.082)$$

と求められる。これから体積吸収積分の値は 15.6_s (拡散近似では 15.6) と求められる。

次に表面吸収積分の体積吸収積分に対する比、(3) 式の 3.42 の値について考える。GLASSTONE, EDLUND の (9.34.1), (9.34.2) 式から¹¹⁾ この値は

$$\frac{\rho}{4N_0} \int \frac{\sigma_a^2}{(\sigma_a + \Sigma_i/N_0)^2} \frac{dE}{E} \int \sigma_a \frac{\Sigma_i/N_0}{\sigma_a + \Sigma_i/N_0} \frac{dE}{E} \quad (8)$$

で表わされる。表面吸収積分に寄与する共鳴ピークのところでは $\sigma_a \gg \Sigma_i/N_0$ なので (8) 式は第 1 次近似では $\rho/4\Sigma_0$ になる。 ρ は密度を示しているが、これを天然ウランについて計算してみると 12 程度になる。もちろんこのような近似で 3.4 に近い値が求められるはずはないが、大体オーダーは一致している。これから 3.42 の値は ρ/Σ_0 に比例するとして計算する。この際の 2 種類の合金板についての平均は、表面吸収が $N_0 V \phi_0 S_{\text{eff}}/M$ に比例することから、 S_{eff}/M についておこなう。すなわち全体の S_{eff} は (4) 式で求められるわけだが、これを中側と外側の合金板の寄与に分けて考えるわけである。天然ウランに対しては $\rho/\Sigma_0 = 48.2$ なので、以上からこの合金板全体について、(表面吸収積分)/(体積吸収積分) = 2.53 と求められる。あとの (3) 式の 0.11 に対応する値は無限希釈のとき 280 barns になるように決定するわけである。以上から燃料合金板に対する有効共鳴積分は以下のように求められる。

$$\left. \begin{aligned} (R.I.)_{\text{eff}} &= 15.6_s \left(1 + \frac{2.53}{M/S_{\text{eff}} + 0.150} \right) \\ &= 68.4 \text{ barns} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

拡散近似; $15.6 \left(1 + \frac{2.53}{M/S_{eff} + 0.1495}\right) = 68.25$ barns

これを使って p は

$$-\ln p = \frac{1}{1/f_r - 1} = \frac{\Sigma_a^r}{(\xi \Sigma_a)^r} \quad (10)$$

で求められるわけである。ここで Σ_a^r , $(\xi \Sigma_a)^r$ はそれぞれたとえば Fig. 6 のセルについての値である。この値を求めるために共鳴中性子束のセル中の分布が必要である。このためまずセルの各領域の核常数を、TABLE 14 の体積組成と TABLE 2 の値、および (9) 式の値を使って、(6) 式の最後の式のようにして求めた値が TABLE 15 である。ただし Σ_i としてはここでは

$$\Sigma_i = \Sigma_a + \frac{1}{2.6} N_s (R.I.)_{eff} \quad (11)$$

を使っており $\xi \Sigma_a / 2.6$ は加えなかった。もちろん (11) 式で $(R.I.)_{eff}$ をそのまま使うべきか。あるいは体積

TABLE 15 Resonance cross section for the unite cell (1) (cm⁻¹)

	Σ_a	Σ_s	Σ_i
Central region	0.0618	0.2617 _s	0.2786 _s
Al frame region	0.0252	0.1773	0.1773
D ₂ O moderator	0.0689	0.3522 _s	0.3522 _s

TABLE 16 Resonance cross section for the unit cell (2) (cm⁻¹)

	Σ_a	Σ_s	Σ_i
Central region	0.0488	0.2617 _s	0.3105 _s
Al frame region	0.0252	0.1773	0.2025
D ₂ O moderator	0.0689	0.3522 _s	0.4211 _s

吸収積分だけにすべきか問題である。この差を調べるため体積吸収積分だけを使い、 Σ_i として $\xi \Sigma_a / 2.6$ も加えた場合についても考えてみた。この際の核常数が TABLE 16 である。なおこの値は拡散近似による体積吸収積分を使っても変わらない。これらの値を使って共鳴中性子束に対する不利因子を積分輸送理論により求める²⁾。いわゆる燃料不利因子(ここでは中央部)は(6)式の最初の2つの式による。もちろん(6)式は板状に対するものなので、今の場合には円筒系に対する A とか α , β の値を使うわけである。Al 枠部に対するもの F' , 重水減速材に対するもの FF_m は以下のようになる。

$$F' \cong F + \frac{1}{2} (\kappa_A t_A)^2 \frac{\Sigma_a^c V_c}{\Sigma_a^A V_A} \quad (12)$$

$$FF_m \cong F + (\kappa_A t_A)^2 \frac{\Sigma_a^c V_c}{\Sigma_a^A V_A} + \frac{r_c \Sigma_a^c}{1 + q_A V_A / q_M V_M} \left(1 + \frac{\Sigma_a^A V_A F'}{\Sigma_a^c V_c}\right) \times$$

$$\times \left[\frac{r_c}{\Sigma_a^M (r_M^2 - r_A^2)} X + \frac{r_c}{r_A} \left(\frac{3}{2} \lambda - 1\right) \right] \quad (13)$$

$$X \cong \frac{y^2}{2} \frac{\ln \frac{y}{x} - \frac{3}{4} + \frac{x^2}{y^2} - \frac{x^4}{4y^4}}{1 - \frac{x^2}{y^2} \left(1 + \frac{x^2}{8}\right) + \frac{y^2}{8} - \frac{x^2}{2} \ln \frac{y}{x}}$$

$$y = \kappa_M r_M, \quad x = \kappa_M r_A$$

拡散近似を使う際には、(13) 式の FF_m の最後の項の $\left(\frac{3}{2} \lambda - 1\right)$ の項はなくなる。以上により求められた不利因子の値を TABLE 17 にする。この値を使って (10) 式の Σ_a^r , $(\xi \Sigma_a)^r$ を求めるが、この Σ_a^r は TABLE 15, TABLE 16 の Σ_a とは意味が違い本当の吸収である。すなわち $\xi \Sigma_a$ は含まなくて、この $\xi \Sigma_a$ が $(\xi \Sigma_a)^r$ で

TABLE 17 Resonance disadvantage factors and p

Calculation-method	Integral transport		Diffusion
	TABLE 15	TABLE 16	TABLE 16
F	1.090	1.075 _s	1.041
F'	1.102	1.086 _s	1.052
FF_m	1.236 _s	1.206 _s	1.118
Σ_a^r	0.00453 _s	0.00456 _s	0.00468 _s
$(\xi \Sigma_a)^r$	0.05927	0.05915	0.05874 _s
p	0.9263 _s	0.9257	0.9233 _s

ある。 Σ_a^r を求める際には、表面吸収は体積吸収の F 倍の共鳴中性子束によっていることも考慮する。これから (10) 式により求められた p の値も TABLE 17 に示した。なおこの値と比較のため Fig. 6 セルの中央部を均質として (5) 式による $(R.I.)_{eff} = 47.4_6$ barns を使った場合には、共鳴中性子束分布を積分輸送理論により求めたとき $p = 0.9411_6$ 、拡散近似では $p = 0.9370_6$ となる。なお、セル全体を均質と考えれば $p = 0.8938$ となる。ここでは TABLE 17 の左端の 0.9263_6 を使うが、以上の検討からこの値の誤差としては大体 $\pm 0.5\%$ を考えておけばよいことが分る。

次には熱中性子に対する量、 η と f であるが、ここでまず有効熱中性子温度を考える。これには AMF も使っているが BROWN⁶⁾ の式がある。

$$\frac{T_n}{T_M} = 1 + A' \frac{\Sigma_a (kT_M)}{\Sigma_s} \quad 0 \leq \frac{\Sigma_a (kT_M)}{\Sigma_s} \leq 0.25 \quad (14)$$

臨界時には減速材温度が 25.5°C だったので、15 本炉心についての $\Sigma_a (kT_M) \cong 0.017$, Σ_s としては共鳴中性子に対する値を使い約 0.32 、これより $T_n / T_M \cong 1.1$ となり熱中性子温度は $T_n = 0.029$ eV 程度になる。もちろんこれは炉心のとり方などにより特に Σ_a が変化するので不確かさがあるが、これは大体 ± 0.001

eV 程度である。ここでは Fig. 12 のように 32.8_s cm の炉心半径を使っている。0.029 eV のマックスウェル分布に対する燃料合金板の Σ_a と Σ_f を TABLE 18 に示す。これは MARGULIES¹²⁾ の式を使い、BNL-325 によって求めたものである。

TABLE 18 Thermal cross sections for the fuel alloy (cm⁻¹)

	Inner	Outer
Σ_a	0.577 _s	0.294
Σ_f	0.471 _s	0.236

TABLE 19 Nuclear constants for the unite cell related to a fuel plate (cm⁻¹)

	Int. transport (0.029 eV)		Int. transport (0.025 eV)		Diffusion (0.025 eV)	
	Inner	Outer	Inner	Outer	Inner	Outer
$F=F'$	1.051	1.030 _s	1.055	1.033	1.000 _s	1.000
FF_m	1.055	1.032 _s	1.059 _s	1.035 _s	1.002	1.001
Σ_a	0.0948	0.0502 _s	0.1041 _s	0.0552 _s	0.1089 _s	0.0567 _s
Σ_f	0.0755	0.0384 _s	0.0829 _s	0.0423	0.0869	0.0435
Σ_s	0.3634	0.3591 _s	0.3636	0.3593	0.3612	0.3577 _s
Σ_{tr}	0.3087	0.3046 _s	0.3088 _s	0.3047 _s	0.3070	0.3035 _s

さて η と f であるが、今の場合のように 2 種の燃料板があるときには、このおのおのではなく ηf を求めてやる方が簡単である。

$$\eta f = \nu \frac{\Sigma_f}{\Sigma_a} \quad (15)$$

Σ_f , Σ_a はたとえば Fig. 6 のセルについての値である。これは共鳴中性子に対するセル常数を求めた方法と同様にすればよいが、熱中性子の際には 2.2 で述べたように、まず Fig. 7 の単位セルについて不利因子を求める。この際にも積分輸送理論³⁾ による方法を使ったが、原論文をみると分るように燃料板に対する不利因子 F は相当過大評価されている。それゆえここではアルミ被覆中での熱中性子束の上りは無視して $F'=F$ とすることにす。したがって $F=F'$ は (6) 式の中の式により求められ、 FF_m は (13) 式と同様

$$FF_m \cong F + x_1 \Sigma_a \left[\Sigma_{tr}^D (x_D - x_{A1}) + 2 \left(\frac{3}{2} \lambda - 1 \right) \right]$$

となる。なお、拡散近似では $\left(\frac{3}{2} \lambda - 1 \right)$ の項はない。このようにして求められた不利因子を使って、Fig. 7 のセル全体についての核常数が求められる。これらを TABLE 19 にまとめた。これには比較のため 0.025 eV のマックスウェル分布熱中性子に対する値を、積分輸送理論と拡散近似を使って求め書いておいた。 F の値は拡散近似と積分輸送理論では相当の差がみられる。中側の板について P₃ 近似、P₅ 近似で計算しても

1.001, 1.002 となるにすぎない。TABLE 19 の値を使い、次には中側と外側の熱中性子束比を (6) 式と同様にして求め、これから Fig. 6 セルの中央部の核常数を求めるのである。この結果を TABLE 20 にまとめている。比較のためこの中央部の η の値も並記しておいた。熱中性子温度が上昇しても、中性子束が平坦に近づくためこの η の値はほとんど減少しない。

Fig. 6 の Al 棒部の核常数は TABLE 14 を使って体積平均だけで求めた。以上で Fig. 6 セルの 3 領域各部の核常数が求められたわけで、これから (13) 式に

より不利因子を算出し、(15) 式により ηf を求めるのである。この結果を TABLE 21 にまとめた。拡散近似と積分輸送理論との差は 0.5% 程度であり、0.025 eV から 0.029 eV になったことにより 0.04% 大き

TABLE 20 Thermal cross sections for the central region in the unit cell

	Integral transport		Diffusion
	0.029 eV	0.025 eV	0.025 eV
$\bar{\phi}^0/\bar{\phi}^1$	1.319 _s	1.354 _s	1.222 _s
Σ_a	0.0881 _s	0.0966 _s	0.1016 _s
Σ_f	0.0699 _s	0.0767 _s	0.0808
Σ_s	0.3627 _s	0.3629 _s	0.3607 _s
Σ_{tr}	0.3081	0.3082	0.3065
η	1.9525 _s	1.9526	1.9558

TABLE 21 Nuclear constants for the unit cell and ηf

	Integral transport		Diffusion
	0.029 eV	0.025 eV	0.025 eV
F	1.163 _s	1.180 _s	1.135
F'	1.188 _s	1.208	1.163 _s
FF_m	1.409 _s	1.451	1.342 _s
Σ_a	0.02079 _s	0.02233 _s	0.02478
Σ_f	0.01597	0.01715	0.01911
ηf	1.8893 _s	1.8886	1.8970 _s

くなっている。これらから ηf の誤差は 0.3% 程度とみられる。

次に L^2 であるが、

$$L^2 = D/\Sigma_a \quad (16)$$

であるから、 Σ_a は ηf の算出の際 TABLE 21 のように求められている。それゆえ問題は D の値である。これは各成分の D を熱中性子束分布を考慮して平均すればよいが、問題はアルミと燃料合金板の扱い方である。ここでは燃料板については $1/3\Sigma_a$ を D として使い、アルミの拡散はアルミ棒以外では無視しポイドとして扱う¹⁰⁾。平均していく過程は ηf の際と同じで、まず中側と外側の燃料板単位セル、ついで中央部を求め、これから単位セルの D を算出するわけである。この値を TABLE 22 にまとめた。カッコで書いてあるのはアルミ棒部のアルミもポイドとして扱った場合であ

TABLE 22 L^2 for the unit cell

	T_n (eV)	Σ_a (cm ⁻¹)	D (cm)	L^2 (cm ²)
Integral transport	0.029	0.02079 _s	0.8856	42.6
	0.025	0.02233 _s	0.8823 _s (0.9348)	39.5 (41.8 _s)
Diffusion	0.025	0.02478	0.8841 _s	35.7

る。同じく 0.025 eV で積分輸送理論による方法で、2.2 のように $\sum_i f_i L_i^2$ で求めれば 40.3 cm²、 Σ_{tr} を求めて $D=1/3\Sigma_{tr}$ とすれば 39.3 cm²、さらに

$$\frac{1}{L^2} = 3\Sigma_a \Sigma_a (1 - \bar{\mu}_0) \left(1 - \frac{4}{5} \frac{\Sigma_a}{\Sigma_t} + \frac{\Sigma_a}{\Sigma_t} \frac{\bar{\mu}_0}{1 - \bar{\mu}_0} \right) \quad (17)$$

によると 38.5_s cm² となる。なおアルミの拡散を考慮した A) 棒部の L^2 は (17) 式によっている。TABLE 22 で拡散近似の熱中性子束を使った場合には 10% 程度も L^2 が短くなっている。また中性子温度の上昇によって 8% 程度長くなっている。このようなことから L^2 の誤差は ±5% 程度とみられる。

最後の τ は 2.2 と同じで、まず切断エネルギー E_c を

$$(E_c/T_n)^2 e^{-(E_c/T_n)} = \bar{\Sigma}_a (kT_n) / \xi \Sigma_a \quad (18)^4)$$

により、 $\xi \Sigma_a$ として共鳴中性子に対する 0.16 を使って $E_c \approx 0.16$ eV を求める。WADE のデータ⁵⁾ では In 共鳴エネルギー (1.44 eV) までの 0.25 mol% 軽水含有重水の τ は 109 cm² となっている。KELBER⁶⁾ のは 100% の重水で 180 keV までが 48 cm²、そこから 1.44 eV までが 79 cm²、合計 127 cm² となっている。これより 127 を 109 に一率に縮め、ここでは 180 keV まで 41 cm²、そこから 1.44 eV までを 68 cm² とする。次に 1.44 eV から $E_c=0.16$ eV までの、

1.44 eV から 0.025 eV までを 16 cm²、すなわち 0.052 eV までの τ を 125 cm² とし、レサジの長さから 8.6 cm² を求めた。もちろん 125 cm² というのははつきりした値でなく、100% 重水の平均熱エネルギーまで 137.8 cm²⁸⁾、0.16% 軽水含有のとき 1.44 eV まで 100±5 cm²、熱エネルギーまで 125 cm² (理論値)¹³⁾ などがあるが、ジュネーブ会議の論文では平均熱エネルギーまで 125 cm² という値が多く使われている¹⁰⁾、ここでもそれを採用した。この後は KELBER の等価因子を使って計算すればよいわけだが、問題は燃料合金板の扱いである。ここでは一応、これにもアルミの等価因子を使っていった。燃料板の減速を無視し (等価因子がゼロ)、拡散を重水と同じ (等価因子が 1) とすると、Fig. 6 のセルの τ はアルミの等価因子を使ったときより約 3% 短くなる。以上の計算による τ の誤差も ±5% 程度だろう。

4.2 反射体付き炉心の k_{eff} の計算について

計算の過程は 2.3 の後半でのべたわけで、まず炉心、および反射体の各領域の核常数を求め、炉心を半径方向に分割している際には、最初半径方向につき、2 組近似で IBM-650 の PROD-II コード⁷⁾ を使って解く。求められた半径方向の中性子束分布を使って炉心を 1 つにした核常数を求め、次には同様 PROD-II コードを使って高さ方向を解くわけである。

まず炉心、反射体の核常数を求める際の問題を考える。前節の計算はセル常数についてのものであり、ここでは具体的に 15 本炉心の場合を扱っていくわけである。炉心としては Fig. 12 の際と同じく外半径 32.8_s cm の 3 領域炉心を考える。炉心をこのように分割するのがよいか一応問題になるが、分割しなければ中央にセントラル・シンブルがあり、その周囲に 6 本燃料、そして一番外に 9 本燃料と 6 重水格子点があるという非一様性が十分考慮できない。中央領域には燃料がないので、求めるべき核常数は熱中性子に対する Σ_a と D 、速中性子に対する減速断面積 Σ_1 と D_1 である。ここでは Σ_a は単純に体積平均で求めており、 D は前節同様アルミの拡散は無視して算出している。この値は 0.9674_s となり $1/3\Sigma_{tr}$ で求めた 0.9256_s より相当長くなっている。 Σ_1 は D_1/τ で求める。 τ は前節と同じ方法で求め、 D_1 は KELBER の方法⁶⁾ で

$$\frac{\tau}{D_1} = \frac{\tau_1}{D_{11}} + \frac{\tau_2}{D_{12}} \quad (19)$$

で近似的に求めるのである。その外の領域は単位セルの常数がそのまま使え、 Σ_1 と D_1 は前述のように (19)

式を使って求められる。一番外の領域が一番問題である。2 および 3 でもたびたびふれたようにこの領域には重水格子点があり、この部分の燃料セルに対する熱中性子束比、あるいは共鳴中性子束比が必要である。2 および 3 では Fig. 6 セルの境界の値 $\phi(r_M)$ を使った。これは拡散近似を使って近似的に以下の形に求められる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\phi(r_M)}{\phi_M} &\approx \frac{\sum_a^M V_M F / \sum_a^c V_c + (1+X) Y}{\sum_a^M V_M F / \sum_a^c V_c + X} \\ Y &\approx \frac{y^2}{2} \left(\ln \frac{y}{x} - \frac{1}{2} + \frac{x^2}{2y^2} \right) \\ y &= \kappa_M r_M, \quad x = \kappa_M r_A \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

しかし実際は当然これ以上に中性子束は上るはずであり、したがって k_{eff} は下る傾向になるだろう。実際に Fig. 11 の 15 本炉心について調べてみた。この際には共鳴中性子束は平坦と仮定しているの、問題を熱中性子束だけにしぼる。Fig. 11 の炉心では炉心 2 と炉心 3 に重水格子点をもっており、この部分の熱中性子束を (20) 式を使って求めたわけである。この部分の熱中性子束の相対値を決定するもう一つの方法として、Fig. 10.1 の炉心 1 に対するセントラル・シンプル部 (Fig. 10 では重水のみ) の熱中性子束を使っていくことが考えられる。すなわちこの部分は周囲を燃料セルで囲まれた重水格子点になっている。炉心 2、炉心 3 の重水格子点は必ずしも周囲を完全には燃料セルで囲まれていないので、これ以上に熱中性子束相対値が高くなることも考えられるが、炉心を分割してい

ることによりこの効果もある程度考慮していることになる。このようにとった熱中性子束は、(20)式を使ったときより 5% 程度上り、このため炉心 2、炉心 3 の f がわずか下り、 L^2 が長くなる。これによる k_{eff} への影響を近似的に算出してみると、Fig. 11 の際より 0.5% 程度下ることが分る。さてここで扱っていく Fig. 12 の炉心 2 であるが、以上のことより重水格子点中の平均熱中性子束は (20) 式で与えられる値の 5% 増しを最初から考えていく。すなわち単位セルの中央部の平均熱中性子束を 1 にしたとき、(20) 式の値は 1.047_5 になるので、TABLE 21 から $1.409_5 \times 1.047_5 \times 1.05 = 1.55$ となる。共鳴中性子束に対してはこのようなデータはえられなく、またピーキングも大したことではないので、TABLE 17 の値と (20) 式の 1.021 より $1.236_5 \times 1.021 = 1.262_5$ より 1.27 の値を使っていく。これからあとは 4.1 の方法、および (19) 式により核常数が求められる。この結果の詳細を一部 TABLE 23 に示した。この TABLE 23 も含め炉心の各領域の核常数は TABLE 25 にまとめている。

反射体の体積組成は TABLE 6、一部は TABLE 5 であり、この部分の核常数はセントラル・シンプルの部分と同様にして求められる。ただし熱中性子に対する D を求める際にはアルミによる拡散も簡単のため考慮した。またこの計算の際、重水と軽水を含有する部分に対しては、まず重水-軽水混合体中の τ を WADE のデータ⁵⁾ から求め、ついで、アルミとか不銹鋼の影響

TABLE 23 Nuclear constants for the core-2

ϵ	$\Sigma_f^0 = 0.0000593_5$	$\Sigma_c^0 = 0.00000558$	$\Sigma_{in} = 0.07971_5$	$\epsilon = 1.0006$	Eq. (1)
ρ	$\Sigma_a^r = 0.00262$	$(\epsilon \Sigma_a)^r = 0.06334_5$	$\rho = 0.9595$	TABLE 15, Eq. (10)	
ηf	$\Sigma_a = 0.01149_5$	$\Sigma_f = 0.00880_5$	$\eta f = 1.8842$	Eq. (15)	
L^2	$\Sigma_a = 0.01149_5$	$D = 0.8415_5$	$L^2 = 73.2$	Eq. (16)	

TABLE 24 Nuclear constants for reflector

		0.029 eV-thermal		Fast	
		Σ_a (cm ⁻¹)	D (cm)	Σ_1 (cm ⁻¹)	D_1 (cm)
Side	D ₂ O region	0.000981 ₅	0.7877 ₅	0.00938 ₅	1.221
	Al tank region	0.01076	2.239 ₅	0.00211	2.775 ₅
	H ₂ O region	0.01483 ₅	0.2173 ₅	0.02964	1.175
Head	D ₂ O-Cd region	0.01072 ₅	0.8471	0.00944	1.351
	lower D ₂ O	0.01462 ₅	0.7927	0.00898 ₅	1.368 ₅
Bottom	D ₂ O region	0.001520 ₅	0.8155	0.01010	1.296 ₅
	grid plate	0.01059 ₅	2.818	0.001246 ₅	3.293
	plenum chamber	0.000484 ₅	0.8106 ₅	0.01026 ₅	1.283 ₅
	Al tank bottom	0.00549	1.258 ₅	0.00584	1.905
	H ₂ O region	0.00866	0.3823 ₅	0.02458	1.407

を等価因子⁴⁾、あるいは共鳴領域の $\xi\Sigma_s$ と Σ_{tr} の値から考慮していった。しかし側面のアルミタンク部、下面のグリッド・プレート部はアルミが大部分なので、共鳴領域の $\xi\Sigma_s$ の値を 10 MeV から $E_c=0.16$ eV までのレサジ幅 17.9% で割って Σ_1 を、同じく共鳴領域の Σ_{tr} から $D_1=1/3\Sigma_{tr}$ で D_1 を求めている。このように場合場合に依じて算出法をいくらか変えているが、炉心ほど厳密に考える必要もないので詳細に述べることは省略する。以上のようにして求められた反射体各部の核常数を TABLE 24 にまとめておく。上面反射体のカドミウム含有重水部中のカドミウムと不銹鋼中の平均熱中性子束は、Fig. 12 の際にのべたように他の物質中の 1/100 にとっている。

以上により炉心、反射体各部の核常数が求められたので、PROD-II コード⁷⁾ を使って計算していく。このコードは 1 次元多領域問題を多数組拡散で計算するものである。2 組近似の際には、炉心に対する臨界方程式は

$$\left. \begin{aligned} -D_1\nabla^2\phi_1 + \Sigma_1\phi_1 &= (k_{\infty}/p)\Sigma_a\phi_2 \equiv \nu\Sigma_f'\phi_2 \\ -D_2\nabla^2\phi_2 + \Sigma_a\phi_2 &= p\Sigma_1\phi_1 \end{aligned} \right\} (21)$$

となる。PROD-II コードでは、この (21) 式を満足する ν の値、すなわち系が臨界になる ν の値 ν_c を求め、これより $k_{eff}=\nu/\nu_c$ で k_{eff} を求めるのである。(21) 式では共鳴吸収が速中性子群 (下付きの 1 で示している) と熱中性子群 (下付きの 2) の間にあるとしているが、これを速中性子群に入れてもよいわけである。しかしその際にはその入れかたにまた問題がおこってくる。結局 (21) 式 (反射体に対しては $\Sigma_f'=0$, $p=1$) を解くわけだが、PROD-II は 1 次元コードなので、JRR-2 の円筒形炉心の場合には半径方向 (r 方向) と高さ方向 (z 方向) を別々に解いていかななくてはならない。今の場合のように炉心を半径方向に分割しているときには、まず半径方向を無限円筒として解く。この際、実際は炉心の高さが有限で高さ方向に中性子のもれがあることは、(21) 式の Σ_1 , Σ_a をそれぞれ $\Sigma_1+D_1B_r^2$, $\Sigma_a+D_2B_r^2$ でおきかえて近似的に考慮する。高さ方向のバックリング B_z^2 はまだ分っていないわけだから最初は仮定してやらなくてはならない。このようにすると PROD-II コードにより k_{eff} , および半径方向の中性子束分布が求められる。この中性子束分布を使って 1 領域にまとめた炉心の核常数を求め

$$B_z^2 = \frac{1}{2} \left[-\left(\frac{1}{\tau} + \frac{1}{L^2} \right) + \sqrt{\left(\frac{1}{\tau} + \frac{1}{L^2} \right)^2 + \frac{4}{\tau L^2} \left(\frac{k_{\infty}}{k_{eff}} - 1 \right)} \right] (22)$$

により $B_r^2=B_g^2-B_z^2$ と半径方向のバックリングが求められる。もちろん (22) 式は (21) 式から求められたものでなく、速中性子群の源からすでに共鳴吸収を受ける中性子を除いてしまっている臨界方程式 (形式的には (21) 式で $p=1$ とした形) を使っている。しかし最後には決定された B_g^2 を使い、炉の k_{eff} を (22) 式に対応する

$$k_{eff} = \frac{k_{\infty}}{(1+\tau B_g^2)(1+L^2 B_g^2)} (23)$$

で求めるので、(22) 式を使ったことによる誤差は大したことにはならない。普通はこのようにして求められた 1 領域炉心の核常数と B_r^2 を使い、(21) 式で Σ_1 , Σ_a をそれぞれ $\Sigma_1+D_1B_r^2$, $\Sigma_a+D_2B_r^2$ でおきかえて高さ方向を無限平板として扱い k_{eff} を求める。そして (22) 式により B_g^2 を求め、 $B_r^2=B_g^2-B_z^2$ による B_z^2 を次には使ってまた半径方向を解く。そして B_r^2 , B_z^2 の値が収束するまで半径方向と高さ方向を交互に解き、この収束値から $B_g^2=B_r^2+B_z^2$ でこの系の幾何学的バックリングを決定し、(23) 式により k_{eff} を求めるのである。しかしここではより簡単な方法として、最初に実際の値が間にあるように B_z^2 の値を 3 点位仮定し、この値を使って一度に半径方向を解き、それぞれ仮定した B_z^2 に対する半径方向の中性子束分布と k_{eff} を求める。そしてこれからおのおのに対し 1 領域炉心の核常数と B_r^2 が前述のようにして求められる。最初に B_z^2 が相当正確に推定できるならば、仮定する B_z^2 の 3 点の値の幅を小さくとれるので、求められた中性子束分布が B_z^2 に依存しなくなり、炉心核常数も 1 つになる。この際には次には B_z^2 を適当に 3 点位選び、この炉心核常数を使って高さ方向を 1 度に解き、それぞれの仮定した B_z^2 に対する k_{eff} の値、すなわち B_z^2 を求めるのである。このようにすると B_r^2 と B_z^2 の関係を示す 2 本の曲線が求められるので、この交点をグラフで求めれば、最終的な B_r^2 と B_z^2 が決定できる。最初に仮定する B_z^2 の値の幅が大きくて中性子束分布が変わるときには、そのおのおのについて求められた炉心核常数と B_r^2 の値を使って近似的に高さ方向を解き、同様にグラフにより交点を求めればよい。このようにすると、普通の方法では何回も半径方向と高さ方向を交互に解かなくてはならないが、ここでは 1 回ですむ。もちろんグラフではそう正確には求められないが、あまり正確にここだけやっても無意味でありこの程度で十分である。このようにして求められた 15 本炉心の際の最終的な中性子束分布を核常数とともに Fig. 15 にした。もちろん最終的結

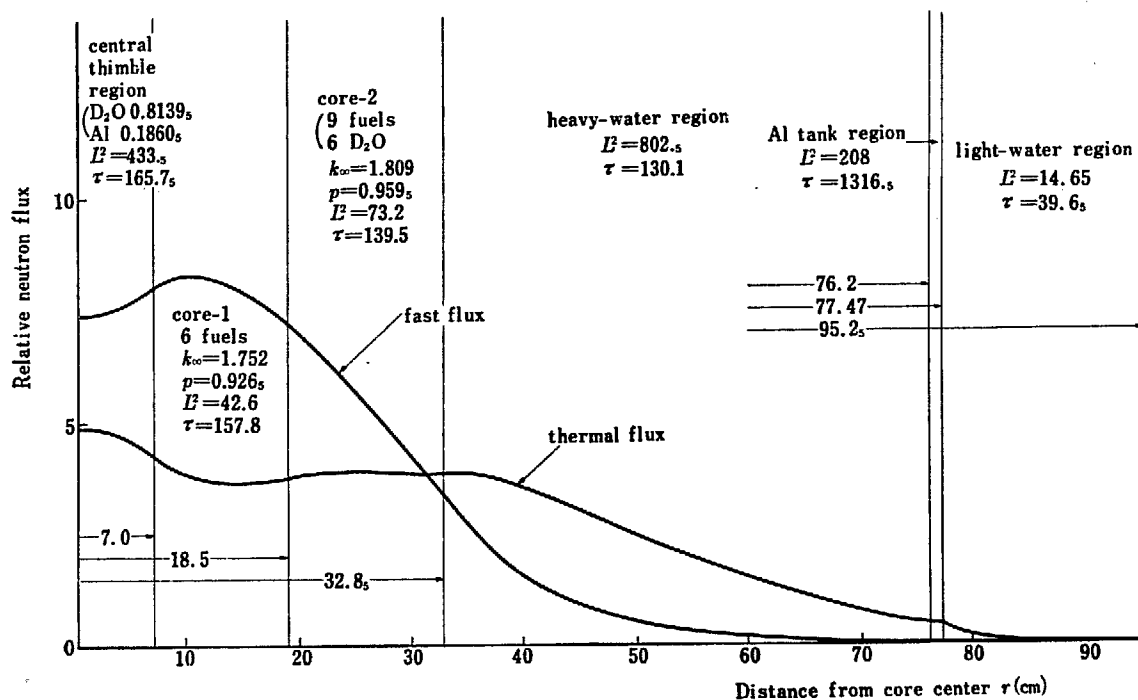


Fig. 15.1 Flux distributions for the 15 elements core (radial) ($T_n=0.029$ eV)

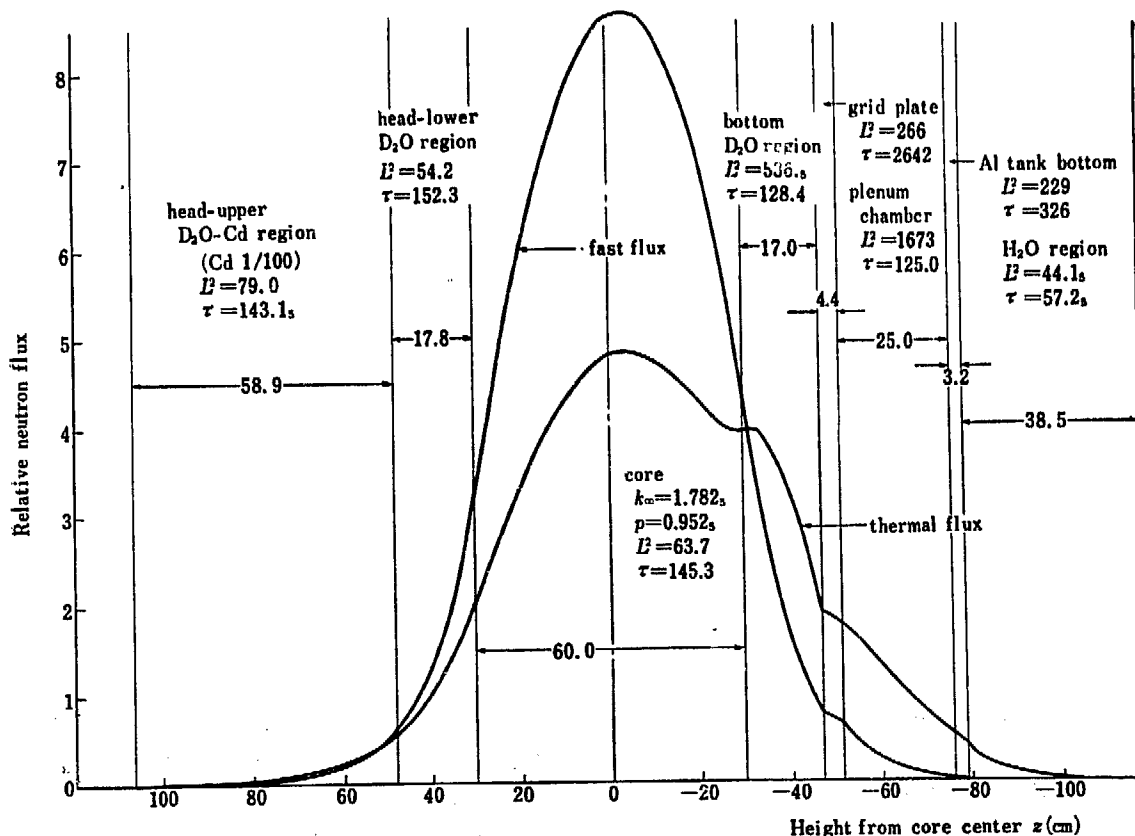


Fig. 15.2 Flux distributions for the 15 elements core (axial) ($T_n=0.029$ eV)

果といっても、計算では半径方向と高さ方向について3点ずつしか求めてなく、この Fig. 15 はこの3つのうち、グラフで求められた本当の B_1^2, B_2^2 に最も近いものを1つずつあげただけで近似的なものである。

半径方向を解いたのち、半径方向に3分割した炉心を1つにした核常数を求める際の問題は、共鳴中性子束分布である。熱中性子に関する常数は熱中性子束分布が求められているので、これを使って平均すればよいが、共鳴中性子に対する常数はこのようにはいかない。炉心 1, 2 の ρ の計算の際、Fig. 6 セルの中央部に対するこの両領域の平均共鳴中性子束の値は求められている。そしてセントラル・シンプルの領域については、(20)式に関連して述べた余分の重水格子点中の値 1.27 を使い、次には漏れを考慮して外側の領域の値をいくらか下げてやる。もちろんこれは便宜的方

15 本炉心の k_{eff} の値を TABLE 26 に示した。この値は実測値の $k_{eff}=1.006$ よりまだ 2% あまり大きくなっている。4.1 からずっと計算方法について吟味し、個々に誤差の程度を評価してきたが、ここでそれらをまとめて k_{eff} の誤差の程度を調べてみる。

a) セル核常数算出法の誤差

- i) ϵ 均質1群形式を使っているため $\pm 0.05\%$ 程度。
- ii) ρ $(R.I.)_{eff}$ の誤差、除去断面積の扱い方、共鳴中性子束分布の算出法などにより $\pm 0.5\%$ 程度。
- iii) ηf 熱中性子温度、熱中性子束分布の算出法などにより $\pm 0.3\%$ 程度。
- iv) L^2 ηf の際と同じ理由による Σ_s の誤差と、 D の算出法により $\pm 5\%$ 程度。これは

TABLE 25 Nuclear constants for the core

	0.029 eV-thermal		Fast		ϵ	ρ	k_{∞}	$\bar{\phi}_{th}$	$\bar{\phi}_r$
	$\Sigma_a(\text{cm}^{-1})$	$D(\text{cm})$	$\Sigma_1(\text{cm}^{-1})$	$D_1(\text{cm})$					
Central thimble region	0.002232 _s	0.9674 _s	0.00872	1.445 _s	—	—	—	1.000	1.00
core-1	0.02079 _s	0.8856 _s	0.00897 _s	1.416	1.0010 _s	0.9263 _s	1.7520 _s	0.837 _s	0.90
core-2	0.01149 _s	0.8415 _s	0.00963 _s	1.344 _s	1.0006	0.9595	1.8089 _s	0.841	0.93
	0.01350 _s	0.8602	0.00941 _s	1.367 _s	1.0007	0.9527 _s	1.7825 _s	0.847	0.92 _s
Core (1-region)	ϵ	$\Sigma_1^s=0.0000674s$	$\Sigma_0^s=0.0000634$	$\Sigma_{1a}=0.07784$					
	ρ	$\Sigma_1^r=0.00300$	$(\epsilon\Sigma_1)^r=0.0611s$						
	others	$\Sigma_1=0.01026s$	$\eta f=1.8696s$	$L^2=63.7$	$r=145.3$				

法であり、このため誤差が入って来るが、2 組近似で扱いきりではこれ以上よい方法も考えられない。 ϵ とか速中性子群に関する量の算出は、中性子束を平坦と仮定している。 ϵ については、これは非常に 1 に近いので問題にならないが、速中性子群に関する τ, Σ_1, D_1 の算出には Fig. 15.1 の速中性子束分布を使う方がよいかもわからない。TABLE 25 に念のため炉心各領域の核常数、および以上のようにして求めた各領域の平均熱中性子束比、平均共鳴中性子束比、さらにこれを使って求めた1つにまとめた炉心の核常数を書いておく。

以上のようにして求められた減速材温度 25.5°C の

TABLE 26 k_{eff} for 15 elements core

Buckling	$B_1(\text{cm}^{-1})$	0.0434
	$B_2(\text{cm}^{-1})$	0.0346 _s
Reflector saving	$\Delta R(\text{cm})$	22.5 _s
	$\Delta H(\text{cm})$	30.6 _s
k_{eff}		1.029

TABLE 26 の $B_0^2=0.00308 \text{ cm}^{-2}$ を使って k_{eff} の誤差になおすと $\pm 0.8\%$ 程度となる。

- v) τ E_0 のとり方、燃料板の扱い方などにより $\pm 5\%$ 程度。 k_{eff} になおすと $\pm 1.5\%$ 程度。

以上からそのまま加えれば4因子公式による k_{∞} の誤差は $\pm 0.9\%$ 程度となる。しかし中性子束分布を積分輸送理論でなく拡散近似で求めた際、 ρ は減少するが、 ηf はふえるので、このような誤差はある程度打消すから、大体 $\pm 0.5\%$ 程度を考えればいだろう。

b) 反射体付き炉心の k_{eff} の算出法による誤差

- i) 各領域の核常数 中性子束分布の不正確さなどより k_{eff} にして $\pm 0.5\%$ 程度。
- ii) 1 領域炉心の核常数 i) と同じ理由により同じく $\pm 0.5\%$ 程度。
- iii) 1次元の取扱い、炉心を円筒系にしているとか、反射体中の中性子束も炉心と同じ漸

近分布をしていると仮定しているなどにより k_{eff} にして $\pm 0.5\%$ 程度。

ここでのべた誤差の程度は単なる推定値であるが、以上のような理由でセル核常数に誤差がなくても、2 組近似による k_{eff} の誤差は $\pm 1\%$ 程度は考えなくてはならないだろう。

c) 4 因子公式, 2 組近似の誤差

a), b) は 4 因子公式, 2 組近似の枠内での話であるが、この方法では熱外領域の核分裂の効果が入らないなどのため k_{eff} に 1% 程度の誤差は考えなくてはならないだろう。

d) データの誤差

BNL-325 の断面積の誤差など、核常数に関する誤差は相当な幅を考えているので、ここではこの点は考慮しない。これと関連するが材料の純度などの問題もある。気になるのは何度ものべたが重水の L の値で、この計算では 0.029 eV の値が 105.5 cm であるが AMF のは 0.031 eV で 114.5 cm と相当長い。

以上 a), b), c) の誤差をすべて加えると k_{eff} の誤差は 5% にもなるが、この値は誤差の限度を示した

もので、計算値の k_{eff} に 5% の誤差があるということではない。とにかく以上のような考察から、この計算では k_{eff} に $2\sim 3\%$ の誤差は避けられないようである。ここで少しふれておきたいのは、JRR-2 のような割合小型の炉では、中性子の漏れの誤差が非常に大きいことである。すなわち a) の iv) と v) による k_{eff} の誤差は 5% の半分を占めている。したがって B_g^2 の小さい大型の炉では、 k_{eff} の誤差は半減するわけで、ここで述べたような割合簡単な計算でも相当正確に炉の有効増倍係数を予言できるわけである。

この計算では k_{eff} にして約 2% 、燃料要素本数で 2 本程度の誤差となっている。さらにエネルギーの組数をふやして扱えば c) の誤差は相当程度除去できるであろうが、この際の核常数はまだ不完全である。また IBM-650 以上の容量をもっている計算機ならば 2 次元計算もできるので、 (r, θ) で解けば b) の i) の大部分, ii), iii) の一部を除くことができるし、 (r, z) で解くならば ii) と, iii) の一部を除くことができる。しかし本報ではこれ以上精密な計算をおこなうことはしない。

5. 結 言

本報では時間の関係もあり簡単な計算だけで JRR-2 の臨界量について再検討してみた。この検討により得られた結果をまとめると以下ようになる。

- a) JRR-2 の臨界量が燃料要素 8 本から 15 本に増加した原因は、反射体中の制御棒、燃料要素延長部分、グリッド・プレートなどの影響による。
- b) JRR-2 で期待できる余剰反応度は、全部で 9% 程度以上である。 90% 濃縮ウラン燃料を使えばさらに 5% 程度が期待できる。
- c) 普通簡単に使用できる計算方法では、JRR-2 の

ような炉の k_{eff} には $2\sim 3\%$ の誤差は出てくる。

原子炉の臨界量の正確な算出という問題は非常に困難な問題であり、そしてわれわれに課せられた重要な問題である。今後臨界集合体、あるいは実験炉が動き出し、計算との比較検討が進めば問題の性質もはっきりしてくるであろう。この点については今後さらに研究を進めなくてはならない。

この計算にあたっては JRR-2 関係のかたがた、および計算機関係のかたがたに大変お世話になった。終りにあたり謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) AMF: Core Physics Analysis of the Japanese Heavy Water Research Reactor (1958).
- 2) A. AMOUYAL, et al.: *J. Nuclear Energy*, **6**, 79 (1957).
- 3) M.H. THEYS: *Nuclear Sci. and Eng.*, **7**, 58 (1960).
- 4) R.W. DEUTSCH: *Nucleonics*, **15** No. 1, 47 (1957).
- 5) J.W. WADE: *Nuclear Sci. and Eng.*, **4**, 12 (1958).
- 6) C. KELBER: *Nuclear Sci. and Eng.*, **3**, 633 (1958).
- 7) V.A. WALBRAN: KAPL-1531 (1956).
- 8) ANL: ANL-5800 (1958).
- 9) D.W. HONE, et al.: Geneva Conf., P/212 (1958).
- 10) Y. GIRARD, et al.: Geneva Conf., P/336 (1958).
- 11) S. GLASSTONE, M. C. EDLUND: *The Elements of Nuclear Reactor Theory* (1954).
- 12) R.S. MARGULIES: BNL-1779 (1953).
- 13) AEC: AECD-3645 (1955).