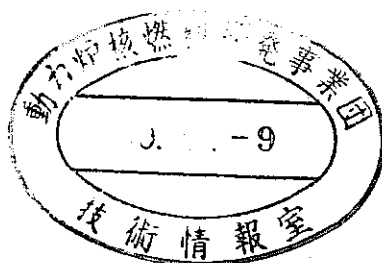


PNCT J265 85-01

大型炉特性解析法の研究

(受託研究)

1985年3月



大阪大学工学部

1985年3月

大型炉特性解析法の研究†

竹田 敏一* 上出 英樹*
 宇根崎 博信* 錦 織 毅 夫*
 佐々木 良明* 辻 本 恵一*
 荒川 恵史* 馬 野 琢也*
 鈴木 隆之*

要 旨

本報告書は次の五部から構成されている。

- 第一部 : ZPPR-13Aの実験解析におけるマルチドロワ効果
- 第二部 : 制御棒均質化手法の改良
- 第三部 : CADENZA追加実験解析
- 第四部 : 輸送擾動計算における差分法の改良
- 第五部 : ZPPR-9炉心での断面積アジャストメント

第一部 : ZPPR-13Aの実験解析におけるマルチドロワ効果

ZPPR-13A炉心の燃料ドロワと内部ブランケットドロワの干渉効果を取り入れる手法としてマルチドロワモデルを採用し、 k_{eff} , 反応率比, 反応率分布及びNaボイド反応度値に対する補正量を計算した。格子平均断面積を通してのマルチドロワ効果による補正量は以下のようにになった。

k_{eff} : 0.43% $\Delta k/k$ 増加

^{238}U 核分裂率分布 : 燃料領域の分布がブランケットに比べ4%増加

Naボイド反応度値 : 効果は小さいが(-3~5%), 各領域内での空間依存性は大統一拡散係数を用いたマルチドロワの中性子ストリーミング干渉効果の計算から次の事が示された。

- (1) 中性子束重みのある統一拡散係数は Benoist の異方性拡散係数と大きく異なる。
(高速群で 15 ~ 30 %)
 - (2) 径方向の統一拡散係数を用いても局所的輸送補正が考慮されない。
 - (3) 軸方向統一拡散係数の使用により反応率分布に対する輸送補正が取り入れられる。
- また、制御棒価値に対するマルチドロワ効果は小さかった。

第二部 : 制御棒均質化手法の改良

オフセンターの制御棒の実効均質断面積をスーパーセル表面からの正味中性子流を考慮して計算する方法を導出した。この手法は、スーパーセル表面でのアルベドを用いる方法にくらべ実効均質断面積が発散する事がなく、安定した方法である。本手法により、一次元体系での制御棒価値を計算し、中性子束重みの均質断面積を用いた場合の誤差の最大値 3 % が 0.5 % 以内になることを確かめた。

第三部 : CADENZA 追加実験解析

ピンプレート炉心の核特性予測精度を調べるため、Zebra 22 ~ 25 炉心のピン、プレート体系における k_{eff} の C/E 値を JFS 3-J2 断面積セットにより計算し、その違いについて検討した。まず、Na 充填炉心 (22, 23 炉心) での C/E 値は

$$\text{プレート体系} \quad C/E = 1.005$$

$$\text{ピン体系} \quad C/E = 1.007$$

で 0.2 % の差しか生じない。さらにボイド炉心 (24, 25 炉心) における結果は

$$\text{プレート体系} \quad C/E = 1.008$$

$$\text{ピン体系} \quad C/E = 1.011$$

となり、その差も Na 充填炉心の結果とほぼ同じとなった。Na 充填炉心で前回の結果と異なったのは、断面積セットの違い (前回は JENDL-2B-70) と 1 次元プレート格子モデルの違い (今回は Modified 1-D モデル、前回は 1-D モデル)、3-D 格子効果での拡散係数の取り方の違いによる。

第四部 : 輸送摂動計算における差分法の改良

輸送計算に基づく直接計算並びに輸送摂動計算より得られる反応度のくい違いについ

て検討した。この差はXY体系では生じないがRZ体系で生じる。この原因はXY体系では両方式の差分式が同一となるが、RZ体系では異なることに基づく。RZ体系の両方式の整合性を取るため、輸送摂動計算に付け加えるべき補正項を導出する。この補正項の大きさをNaボイド反応度に対する数値計算により検討する。

第五部：ZPPR-9炉心での断面積アジャストメント

ZPPR-9炉心の核特性の C/E 値を基としてJFS-3-J2断面積セットより作成した16群マイクロ断面積のアジャストメントを行った。アジャストメント後の核特性の C/E 値は一般によくになり、特に制御棒ワース、反応率分布の C/E 値の空間依存性が下記のように少なくなった。

制御棒ワース	4.1%	→	1.2%
$^{239}\text{Pu}(n, f)$ 反応率分布	3.2%	→	1.7%

十 本報告書は、大阪大学工学部が動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究成果である。

* 大阪大学工学部 原子力工学科

March 1985

Study on Analysis Method for Large FBR Cores †

Toshikazu Takeda*, Hideki Kamide*,
Hironobu Unezaki*, Takeo Nishigori*,
Yoshiaki Sasaki*, Keiichi Tsujimoto*,
Yasushi Arakawa*, Takuya Umano*,
Takayuki Suzuki*

Abstract

This report is composed of the following five parts.

- (I) Multidrawer effect for the analysis of ZPPR-13A
- (II) Effective homogenization of control rods
- (III) Analysis of CADENZA additional experiment
- (IV) Improvement of difference equation in transport perturbation calculation
- (V) Cross section adjustment in ZPPR-9 core

Part I : Multidrawer effect for the analysis of ZPPR-13A

A multidrawer was utilized to account of the interference effect between fuel and internal blanket in ZPPR-13A. Corrections to k_{eff} , reaction rate ratio, reaction rate distribution and Na void worth were obtained. The corrections due to the change of cell averaged cross section alteration are as follows:

k_{eff} : 0.43%dk/k increase
 $^{238}\text{U}(n,f)$ distribution : 4% increase in fuel compared to
blanket region
Na void worth : small effect (-3 ~ 5%), but
relatively large space dependence

The use of unified diffusion coefficient (D) to account of the neutron streaming interference has indicated the following results:

- (1) Unified D with flux weight is largely different to Benoist's D. (15 ~ 30% in higher energy range)
- (2) The use of radial unified D does not yields the local transport correction.
- (3) The transport correction to reaction rate distribution was taken into account by the use of axial unified D.

Furthermore the multidrawer effect to control rod worth was small.

Part II : Effective homogenization of control rods

A new calculational method of homogenized cross sections of off-center control rods has been derived by considering neutron current at super-cell surfaces as fixed sources. This method is stable and does not lead to divergence in calculating effective homogenized cross sections as was seen when the albedo was used. Control rod worth was calculated in a 1-D slab model. A maximum error of 3% was observed when the flux-weighted cross section was used, and it reduced within 0.5% when the present homogenization procedure was used.

Part III : Analysis of CADENZA additional experiment

The criticality in pin and plate cores of Zebra 22 ~ 25 has been analyzed using JFS-3-J2 cross section set, and the difference in C/E values were investigated. The C/E values for Na flooded cores (Zebra 22, 23 cores) are as follows:

Plate core C/E=1.005

Pin core C/E=1.007

The relative difference is only 0.2%. The C/E values for voided cores (Zebra 24, 25 cores) are as follows:

Plate core C/E=1.008

Pin core C/E=1.011

The difference between C/E values in plate and pin cores is almost the same as in flooded cores. In the previous analysis for flooded cores, the C/E values were different by 0.6% between the plate and pin cores. The difference reduced to 0.2% in the present analysis, and this is caused from the differences of cross section set used, 1-D plate model and the selection of diffusion coefficient in calculating 3-D cell model effect.

Part IV : Improvement of difference equation in transport perturbation calculation

We investigated the difference between reactivities obtained from direct transport calculations and transport perturbation calculations. The difference does not arise in XY model, but in RZ model. This is due to the fact that, in XY model, a difference equation for transport calculations coincides with that for transport perturbation calculations, but this is not the

case in RZ model. We added a correction term to transport perturbation calculations to take the consistency between the two methods, and estimated the correction term for a Na void worth calculation.

Part V : Cross section adjustment in ZPPR-9 core

With the C/E values of neutronic properties in ZPPR-9 core, we have carried out a cross section adjustment for 16 group cross sections obtained from JFS-3-J2. After the adjustment the C/E values were generally improved. In particular, the space-dependency of control rod worths and reaction rate distributions was reduced as follows:

CR worth	4.1% → 1.2%
²³⁹ Pu fission rate distribution	3.2% → 1.7%

† Study performed under contracts between Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation and Osaka University.

* Osaka University, Faculty of Engineering, Department of Nuclear Energy

第 I 部

ZPPR-13Aの実験解析におけるマルチドロワ効果

目 次

1. ZPPR-13A 炉心の格子平均断面積に対するマルチドロワ効果	4
2. 拡散係数に対するマルチドロワ効果	5
2.1 はじめに	5
2.2 統一拡散係数	5
2.3 統一拡散係数の数値計算結果	9
2.4 一次元体系の中性子束分布に対する効果	10
2.5 ZPPR-13Aでのマルチドロワ効果	11
2.6 ま と め	13
3. 制御棒価値に対するマルチドロワ効果	14
3.1 マルチドロワセル計算	14
3.2 ZPPR-13Aでの制御棒価値に対するマルチドロワ効果	15
3.3 ま と め	16
Appendix A	37
Appendix B	65

List of Tables

- Table 1.1 Comparison between Unified D, Unified D based on flat flux and Benoist's D
- Table 1.2 k_{eff} obtained from each method
- Table 1.3 Correction to reaction rate ratios calculated by each method
- Table 1.4 Multidrawer effect on cell averaged cross sections for fuel drawer
- Table 1.5 Multidrawer effect on cell averaged cross sections for radial blanket drawer
- Table 1.6 Control rod worths obtained from each method
- Table 1.7 Percent differences of reaction rate ratio in control rods

List of Figures

- Fig. 1.1 Drawer configurations
- Fig. 1.2 Neutron path through drawer boundary
- Fig. 1.3 Neutron current under the wavy flux
- Fig. 1.4 Multidrawer model
- Fig. 1.5 1st group flux distribution in Model-1
- Fig. 1.6 1st group flux distribution in Model-2
- Fig. 1.7 1st group flux distribution on ZPPR-13A mid palne
- Fig. 1.8 Correcton to ^{238}U fission rate distribution
- Fig. 1.9 XY model for ZPPR-13A (Control rod worth)
- Fig. 1.10 Multidrawer models
- Fig. 1.11 Multidrawer models for XY calculation

1. ZPPR - 13A炉心の格子平均断面積に対するマルチドロワ効果

非均質高速臨界集合体 ZPPR-13A の実験解析に用いるべき格子計算モデルについて検討した。格子モデルとしては臨界バックリングを用いたシングルドロワモデル（1種類のドロワを無限に並べたモデル）、エネルギー群及び領域依存バックリングを用いたシングルドロワモデル、さらに、いくつかの燃料ドロワとブランケットドロワをその中に含むマルチドロワモデルを考慮した。各ドロワの内部構造を Fig 1.1 に示す。マルチドロワモデルについては、モデルに含まれるドロワの数、ドロワをプレートに平行に並べる X 方向モデル、垂直に並べる Y 方向モデルについて検討した結果、最も有効なマルチドロワモデルとして 3 つの燃料ドロワと 3 つのブランケットドロワから成る X 方向モデルを選んだ。これらの格子モデルから得られた格子平均断面積をドロワ内プレート非均質性を取扱った一次元輸送計算で得られたレファレンスとなる断面積と比較した。さらに、格子モデルによる体系の臨界性、各種反応率比、反応率分布及びナトリウムボイド反応度に対する効果を評価した。その結果、マルチドロワモデルが最も適正な格子平均断面積を与え、臨界性に $+0.43\% \Delta k/k$ もの効果があり、また、 ^{238}U 核分裂分布に燃料領域とブランケット領域の境界で 4% 程の補正を行えることがわかった。ナトリウムボイド反応度についてはマルチドロワモデルの断面積を用いる効果はあまり大きくない（ $-3 \sim +5\%$ ）が、空間依存性は大きい事が確認された。

詳細については、Appendix A, B を参照のこと。

2. 拡散係数に対するマルチドロワ効果

2.1 はじめに

マルチドロワ効果はいくつかの異種ドロワから成るマルチドロワモデルを用いて格子計算を行なった結果得られた格子平均断面積が単一格子モデルの断面積と異なることにより生じる。特に拡散計算によって炉心計算を行なう場合及び中性子ストリーミング効果を評価する場合には、群定数として拡散係数も重要となる。ところがマルチドロワモデルによる格子計算では Benoist の異方性拡散係数の他にドロワ間の干渉効果を取り入れた統一拡散係数も考えられる。先の第1章では輸送、拡散計算によらないマルチドロワ効果を調べるため拡散係数として $1/3\tilde{\Sigma}_{tr}$ を用いた ($\tilde{\Sigma}_{tr}$ は格子平均輸送断面積)。本章では非均質炉心の拡散計算における統一拡散係数の物理的意味とこれを用いたときのマルチドロワ効果について検討する。

2.2. 統一拡散係数

統一拡散係数は燃料ドロワと CR ドロワ或いは燃料ドロワと CRP (Na follower) といった異なるドロワから成るマルチドロワモデルの局所的輸送効果を取り入れた拡散係数を与えることを目的として導出されたものである。⁽¹⁾

ドロワ A における k 方向の統一拡散係数は次式で与えられる。

$$D_k = \sum_i \sum_{j \in A} \phi_i V_i P_{ijk} \frac{1}{3\Sigma_{trj}} \Bigg/ \sum_{j \in A} \phi_j V_j \quad (1)$$

ここで P_{ijk} は k 方向への directional collision probability であり、その他の表式は一般に用いられているものである。(1)式を見てわかるように統一拡散係数にはマルチドロワモデル内の中性子束分布とドロワを構成する各プレート間の衝突確率、すなわち中性子の移動し易さの2つが考慮されている。そこで統一拡散係数の物理的意味をつかむため、この2つを分けて考えることにする。

(1) 中性子束重みをつけない統一拡散係数

まず、中性子束分布の影響を無視することにし、(1)式の ϕ_i を一定と見なす。このときの統一拡散係数を D_{fk} と書けば

$$D_{fk} = \sum_i \sum_{j \in A} V_i P_{ijk} \frac{1}{3\Sigma_{trj}} \Bigg/ \sum_{j \in A} V_j \quad (2)$$

と書ける。さらに、 $1/3 \Sigma_{trj}$ 以外の項をその重みと見れば

$$D_{fk} = \sum_{j \in A} \frac{1}{3 \Sigma_{trj}} \left(\sum_i v_i P_{ijk} \right) / \sum_{j \in A} v_j \quad (3)$$

と変形できる。 D_f は中性子束分布に依存しないので、マルチドロウを構成するドロウが Σ_{tr} の面から見て大きく異なっているときに大きな効果を生じると考えられる。そこで格子平均輸送断面積 $\tilde{\Sigma}_{tr}$ の大きいドロウ L と小さいドロウ S から成るマルチドロウモデルを考える。ここで、ドロウ L 及び S の中では各プレートの輸送断面積 Σ_{tri} がほとんど変化しないと仮定する。するとドロウ L に対する D_f は

$$D_{fk}^{(L)} = \frac{1}{3 \tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)}} \left(\sum_{j \in L} \sum_i v_i P_{ijk} \right) / \sum_{j \in L} v_j \quad (4)$$

と書ける。 $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)}$ は通常用いられる拡散係数である * のので、それ以後を D_f としての補正因子 U と見ることができる。ここで、U について知見を得るため次のような変形を行なう。

$$\begin{aligned} \sum_{j \in L} \sum_i v_i P_{ijk} &= \sum_{j \in L} \sum_i v_j \frac{\Sigma_{trj}}{\Sigma_{tri}} P_{jik} \\ &= \sum_{j \in L} v_j \left(\sum_i \frac{\Sigma_{trj}}{\Sigma_{tri}} P_{jik} \right) \end{aligned}$$

このとき $\Sigma_{tri} = \tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)}$, $\Sigma_{tri} = \tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)}$ or $\tilde{\Sigma}_{tr}^{(S)}$, $\tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)} > \tilde{\Sigma}_{tr}^{(S)}$ より

$$\sum_i \frac{\Sigma_{trj}}{\Sigma_{tri}} P_{jik} > \sum_i P_{jik} = 1$$

これより U(L) は

$$U(L) = \sum_{j \in L} \sum_i v_i P_{ijk} / \sum_{j \in L} v_j > 1 \quad (5)$$

となり $D_{f,k}^{(L)} > 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}^{(L)}$ であることがわかる。また、ドロウ S でも同様にして $D_{f,k}^{(S)} < 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}^{(S)}$ であることがわかる。

このように $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ から変化させられた拡散係数の持つ意味について考察する。(5)式からわかるように補正因子Uはマルチドロウ内で一様に発生した中性子の初めて衝突する場所が着目ドロウの中である割合であると言える。Fig 1.2の(1)に示すようにドロウLとSが接している場合には(2)に示すようなLのみでできている場合に比べて隣のドロウSから出発した中性子が $\tilde{\Sigma}_{tr}$ の小さいSを抜けてLで初めて衝突する可能性が高くなる。すなわち隣のドロウから出発した中性子のLで初めて衝突する割合が増加し、その結果Lからの中性子もれが大きくなる。この中性子もれの増加分を考慮することが $D_f(L) > 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}(L)$ の物理的意味である。実際の拡散計算ではLとSの境界での拡散係数は

$$D^* = \frac{2}{\frac{\Delta}{D_L} + \frac{\Delta}{D_S}} \quad (6)$$

で計算されるためLとSの間の中性子もれには、統一拡散係数の効果は相殺してほとんど効かず、L及びS各々の領域内部のx方向及びy方向中性子束分布に効果が生じる。

燃料ドロウとCRPとのマルチドロウモデルは上記のような $\tilde{\Sigma}_{tr}$ の大きく異なるドロウから成るモデルに相当する。

(2) 中性子束重みをつけた統一拡散係数

ここでは $\tilde{\Sigma}_{tr}$ にほとんど差がなく、マルチドロウモデル内の格子平均中性子束に差がある場合について考える。中性子束の大きいドロウをL、小さいドロウをSとし、 $\tilde{\Sigma}_{tr}(L) = \tilde{\Sigma}_{tr}(S) = \tilde{\Sigma}_{tr}$ とする。また、各ドロウ内で中性子束はほぼ一定でそれぞれ $\tilde{\phi}_L$ 、 $\tilde{\phi}_S$ であるとする。このとき、Lについての統一拡散係数 $D_k(L)$ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} D_k(L) &= \sum_{j \in L} \frac{1}{3\tilde{\Sigma}_{tr j}} \left(\sum_i \phi_i V_i P_{ijk} \right) / \sum_{j \in L} \phi_j V_j \\ &= \frac{1}{3\tilde{\Sigma}_{tr}} \left(\sum_{j \in L} \sum_i \phi_i V_i P_{ijk} \right) / \left(\tilde{\phi}_L \cdot \sum_{j \in L} V_j \right) \quad (7) \end{aligned}$$

すると前節(1)と同様に $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ より後を統一拡散係数としての補正因子Uと見なせる。

ここで

$$\begin{aligned}
\sum_{j \in L} \sum_i \phi_i V_i P_{ijk} &= \tilde{\phi}_L \sum_{j \in L} \sum_i \frac{\phi_i}{\tilde{\phi}_L} V_i P_{ijk} \\
&= \tilde{\phi}_L \sum_{j \in L} \left(\sum_i \frac{\phi_i}{\tilde{\phi}_L} V_j \frac{\Sigma_{tr j}}{\Sigma_{tr i}} P_{jik} \right) \\
&= \tilde{\phi}_L \sum_{j \in L} V_j \left(\sum_i \frac{\phi_i}{\tilde{\phi}_L} P_{jik} \right) \quad \because \Sigma_{tr j} \doteq \Sigma_{tr i}
\end{aligned}$$

さらに、 $\tilde{\phi}_L \geq \phi_i$ より

$$\sum_i \frac{\phi_i}{\tilde{\phi}_L} P_{jik} < \sum_i P_{jik} = 1$$

これより

$$U(L) = \sum_{j \in L} \sum_i \phi_i V_i P_{ijk} / \left(\tilde{\phi}_L \cdot \sum_{j \in L} V_j \right) < 1$$

これから $D_k(L) < 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ 同様に $D_k(S) > 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ となることがわかる。次に、このように変化させられた拡散係数の持つ意味について考察する。Fig. 1.3 (a) のように中性子束の大きいドロワ L と小さいドロワ S が交互に無限に並んでいる場合、 X_0 を左から右へ流れる部分中性子流 J_+ の大きさはドロワが全て L から成り、中性子束が $\tilde{\phi}_L$ で一定である場合に比べて、隣の S ドロワの中性子束が小さい分だけ減少する。 J_- についても同様に減少する。また、プレートに垂直な x 方向の部分中性子流についても同様のことが言える。次に Fig. 1.3 (b) のように中性子束分布が L と S のドロワによる変動を除けば e^{iBx} の分布に乗っている場合を考える。 X_0 を通る正味の中性子流 J_n は拡散理論では

$$J_n = -D \frac{\phi(x_+) - \phi(x_-)}{x_+ - x_-} \quad (8)$$

で与えられる。D が $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ であれば上式は (b) 図破線の中性子束分布のもとでの正味の中性子流を与える。しかし、両隣のドロワ S の中性子束は破線の値に比べて小さいのでこれらのドロワからの X_0 における J_+ , J_- に対する寄与は破線の分布での寄与に

比べて小さくなる。破線の分布での X_0 における部分中性子流を J'_+ , J'_- とし、ドロワ S によって、これらが、それぞれ a 倍 ($a < 1$) になるとすれば X_0 での正味の中性子流 J は

$$J_n = J_+ - J_- = a J'_+ - a J'_- = a (J'_+ - J'_-) \quad (9)$$

と書ける。すなわち J_n は破線の分布のもとでの値よりも小さくなる。この効果が $D_k(L) < 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ を用いることにより考慮できる。しかし、このように D を小さくすることにより実際の中性子束分布を再現することは難しいと考えられる。

以上の議論は、中性子束分布が e^{iBr} に乗っている場合の中性子流を補正するときになり立つものであり、中性子束分布が e^{iBr} の形から大きく外れている場合には、中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いても中性子流が補正されるとは言えない。しかし、ドロワ境界に平行な x 方向については中性子束分布が e^{iBz} により精度よく近似できるので、ドロワ L と S が並んでいることにより生じる局所的輸送効果を中性子束重みをつけた統一拡散係数により取り入れられると考えられる。

非均質高速臨界集合体を構成する燃料ドロワとブランケットドロワから成るマルチドロワモデルは $\tilde{\Sigma}_{tr}$ に両者でほとんど差がなく、高及び低エネルギー群では中性子束の大きさが大きく異なる。これより、燃料ドロワとブランケットドロワから成るマルチドロワモデルから得られる中性子束重みをつけた統一拡散係数は、この節で述べたような物理的意味を持つと考えられる。

(注) * Benoist's D は Σ_{tri} が一定であれば $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ に一致する。

2. 3. 統一拡散係数の数値計算結果

ZPPR-13A を構成する DF と RB ドロワより成るマルチドロワモデルを 1 DF + 1 RB ~ 5DF+5RB の 5 種類考えた。(Fig. 1.4 参照)

各モデルについて中性子束重みをつけた統一拡散係数とつけない拡散係数を求め、シングルドロワモデルから得られた Benoist の拡散係数と比較した。計算は 7 群で CASUP コード⁽²⁾ を用いて行った。1 群 (> 4.0 MeV) の拡散係数を Table 1.1 に示す。まず中性子束重みをつけた統一拡散係数について見ると DF ドロワでは Benoist の拡散係数に比べ D_x は 15% , D_z は 8% 小さい。RB ドロワでは D_x は 30 ~ 65% , D_z は 15 ~ 25% 大きい。これは 2.2 節で述べたように DF ドロワは RB ドロワより中性

子束が1.3倍程度大きいことによる。次に、中性子束重みをつけない統一拡散係数について見ると、Benoistの拡散係数よりもDFドロワでは D_x 、 D_z とも1%小さく、RBドロワでは1.5%大きい。中性子束重みをつけない統一拡散係数ではDFとRBドロワの $\tilde{\Sigma}_{tr}$ に差がないため効果がほとんど現われない。

中性子束重みをつけた統一拡散係数のモデル依存性を見ると、DFドロワでは2%程度しか変化せず、5DF+5RBモデルでは3種類のDFドロワとも拡散係数の値はほぼ等しい。これは、DFドロワの領域で中性子束分布がほぼ一定であるためである。一方RBドロワではモデル依存性は小さいがRBドロワ間の差が大きい。5DF+5RBモデルではDFから最も離れたRBドロワと接しているRBドロワとで拡散係数が30%も異なっている。これは、1群の中性子ソースはDFドロワに主にあり、RBドロワの中性子束の大きさはDFドロワとの距離により大きく変化するためである。

2.4 一次元体系の中性子束分布に対する効果

DFとRBドロワから成る一次元平板状非均質炉心モデルを2種類考え、それぞれの中性子束分布に対する統一拡散係数の効果を評価した。

統一拡散係数はマルチドロワモデルを用いた格子計算から得られるが、同時にマルチドロワ効果の入った格子平均断面積も得られる。両者を同時に用いて炉心計算を行うと統一拡散係数のみによる効果を見ることができない。そこでDF及びRBドロワにシングルドロワモデル($B=0$)から得られる均質化された断面積を用いたマルチドロワモデルを考え、そこから得られる中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いることにする。この場合、格子平均断面積はドロワ内が均質であるためシングルドロワモデルの断面積と変わらない。計算は7群で3DF+3RBモデルに対して行なった。得られた拡散係数の値はTable 2.1に示したドロワ内非均質のモデルから得られた値とほぼ等しい。

炉心モデルをFig. 1.5, 1.6に示す。Model-1は3DF+3RBモデルに合わせてDFとRBドロワを3つずつ周期的に並べたモデルである。Model-2はZPPR-13Aのx軸に沿った一次元モデルである。体系計算は、まずレファレンス計算としてANSI SNコード⁽³⁾を用いて $S_{16}P_0$ 輸送計算を行なった。拡散計算は、拡散係数として $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ と先に求めた中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いる2ケースを行なった。得られた1群(>4.0MeV)の中性子束分布をModel-1についてFig. 1.5に、Model-

2 について Fig.1.6 に示す。分布は炉中心で 1 に規格化している。まず Model - 1 について見ると拡散計算の結果は 2 ケースではほとんど変わらない。一方、輸送計算では拡散計算に比べて DF と RB の境界での中性子束の傾きが大きい。次に Model - 2 について見ると 2 つの拡散計算は大きく異なっている。これはブランケット領域、特に中央ブランケット領域が Model - 1 に比べて大きいことが原因である。つまり、ブランケット領域における 1 群の中性子源は隣の燃料領域からの中性子流入であるため、ブランケット領域の中性子束分布はこの流入して来た中性子の伝わり方に大きく依存する。ところが、ブランケットドロウの拡散係数は $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ に比べて統一拡散係数の方が 30 ~ 60 % も大きいので統一拡散係数を用いた場合には燃料領域から流入して来た中性子がブランケット領域の中に伝わり易くなる。Model - 1 ではブランケット領域は全てドロウ 3 個分であるが、Model - 2 の中央ブランケット領域はドロウ 12 個分である。このため Model - 2 においては Model - 1 よりもブランケット領域の中性子束分布に統一拡散係数の効果が大きく現われたと考えられる。しかし、Model - 2 について輸送計算の結果と比較すると、統一拡散係数を用いた場合 $1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$ を用いたときの分布よりも輸送計算の結果から離れる方向に分布が変化する。2.2 節で述べたように径方向の燃料領域とブランケット領域の中性子束が大きく異なっていて、 $\exp(iBr)$ の分布から中性子束分布が大きく外れている場合には統一拡散係数は局所的輸送効果を取り入れた拡散係数になっていない。ここで Model - 2 (ZPPR - 13A 次元 x 方向平板モデル) の中性子束分布を見ると $\exp(iBr)$ の分布から大きく外れている。これから、x 方向統一拡散係数を用いて得られた中性子束分布は輸送計算の結果に近づかないことが説明できる。

2.5 ZPPR - 13A でのマルチドロウ効果

ZPPR - 13A の臨界性と反応率に対するマルチドロウ効果を統一拡散係数を用いた場合について評価した。CITATION コード⁽⁴⁾ を用い 7 群で RZ 拡散計算を行なった。計算方法は次の通りである。

- 1) シングルドロウモデル ($B = 0$) の断面積を全てのドロウに用い拡散係数には Benoist の拡散係数を用いる。(基準計算)
- 2) ドロウを燃料-ブランケット境界に接するドロウと接していないドロウに分けて、全てのドロウに対し、それに対応したマルチドロウの断面積を用いる。拡散係数には中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いる。

- 3) 2)と同様であるが拡散係数は中性子束重みをつけない統一拡散係数を用いる。
- 4) 2)と同様であるが拡散係数は径方向には Benoist の拡散係数を、軸方向には統一拡散係数を用いる。

方法 3)は 2.4 節において ZPPR-13A の径方向中性子束分布には中性子束重みをつけた x 方向統一拡散係数が有効でないことがわかったので、この統一拡散係数のかわりに、中性子束重みをつけない統一拡散係数を用いるものである。方法 4)は、径方向の中性子束分布は $\exp(iBr)$ から大きく外れているが、軸方向の分布は $\exp(iBr)$ に乗っているので径方向については Benoist の拡散係数を用い、軸方向には中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いるものである。

計算体系は Appendix A の Fig. 6 を参照。

上記の 4 方法で得られた k_{eff} を Table 1.2 に示す。 $1/3 \cdot \Sigma_{tr}$ を拡散係数として用いた場合は、マルチドロウ効果が $0.43\% \Delta k/k$ であった。基準計算で用いられている Benoist の拡散係数と中性子束重みをつけない統一拡散係数は値がほぼ等しい。このため、方法 3)ではマルチドロウ効果は $0.45\% \Delta k/k$ であり $D=1/3 \cdot \tilde{\Sigma}_{tr}$ の場合とほぼ等しい。しかし、方法 2)と 4)ではそれぞれ 0.40% 、 $0.49\% \Delta k/k$ であり、拡散係数によりマルチドロウ効果が約 $0.1\% \Delta k/k$ 変化することがわかる。

次に、反応率比に対するマルチドロウ効果による補正量を Table 1.3 に示す。 $^{238}\text{U}(n,r) / ^{239}\text{Pu}(n,f)$ ではいずれの方法でもマルチドロウ効果は 1% 以下である。 $^{238}\text{U}(n,f) / ^{239}\text{Pu}(n,f)$ では k_{eff} の場合と同様に方法 3)では $D=1/3 \cdot \tilde{\Sigma}_{tr}$ の場合と等しい。しかし、中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いる方法 2)では非常に大きな効果が生じる。特にセンターブランケット領域の中心では $+16\%$ もの補正となる。これに対して、径方向には Benoist の拡散係数を用いる方法 4)では、方法 3)とほぼ等しい効果が生じる。但し、センターブランケットの中心では約 -2% の補正であり、方法 3)よりも 2 倍大きい値となっている。この結果を検討するため、RZ 拡散計算で得られた ZPPR-13A 中央面での 1 群の中性子束分布を Fig. 1.7 に示す。分布は炉中心で 1 に規格化している。これを見ると、中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いる方法 2)の分布は、3)、4)の分布に比べてかなり平坦化されている。このことからブランケット領域での径方向拡散係数が Benoist の拡散係数よりも大きいことが強く影響していることがわかる。これに対して方法 4)では方法 3)の分布よりも分布が鋭くなっている。これは、これら 2 つの方法が径方向にはほぼ等しい拡散係数を用いているが、軸方向には方法 4)で中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いているため、方法 3)と比

べて燃料領域では軸方向に中性子がもれにくく、ブランケット領域では反対にもれ易くなり、燃料領域とブランケット領域の中性子束の大きさの差をさらに拡大するためである。Fig 1.5 及び 1.6 に示した輸送計算と拡散計算の比較から見て方法 4) の分布が鋭くなることは、軸方向に中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いることによって局所的輸送効果を取り入れられることを示すと考えられる。これより次の事が言える。方法 2) では、ブランケットにおける高エネルギー群中性子の流入が過大評価されている。方法 4) では高エネルギー群中性子束分布に輸送効果が取り入れられ、中央ブランケットにおいては中性子束が小さくなる。これが、高エネルギー群中性子束の大きさに敏感な $^{238}\text{U}(n,f) / ^{239}\text{Pu}(n,f)$ に現われたと考えられ、今後、輸送計算による検証が必要である。

反応率分布については、最も大きな効果が現われる ^{238}U 核分裂率分布に対するマルチドロウ効果を Fig. 1.8 に示す。反応率比の場合とほぼ同様な傾向が見られる。

2.6 ま と め

ZPPR-13A を構成する DF と RB ドロウからなるマルチドロウモデルを用いて格子計算を行ない統一拡散係数を算出した。中性子束重みをつけた統一拡散係数はシングルドロウモデルから得られる Benoist の拡散係数と比べて大きく異なる。高エネルギー群では DF ドロウの拡散係数は x 方向で 15% 程度小さくなり、RB ドロウの場合 30% 以上も大きくなる。中性子束重みをつけない拡散係数は Benoist の拡散係数と ±2% 程度しか変わらない。

ZPPR-13A の RZ 拡散計算に統一拡散係数を用いた場合のマルチドロウ効果を評価した。Benoist の拡散係数を用いたものを基準とし、臨界性、反応率比、反応率分布についてマルチドロウ効果を調べ、次のような結果を得た。拡散係数に対するマルチドロウ効果は、中性子束重みをつけた統一拡散係数を径方向に用いると大きくなるが、物理的には局所的輸送効果を反映しているとは言えない。しかし、軸方向のみに中性子束重みをつけた統一拡散係数を用いた場合には局所的輸送効果が取り入れられると考えられる。このときマルチドロウ効果は k_{eff} で 0.04% $\Delta k/k$ 大きくなり、反応率比では中央ブランケットの中心で 2 倍に、反応率分布では中央ブランケットでの効果が一定となる。

3. 制御棒価値に対するマルチドロワ効果

本章では、大型径方向非均質炉の制御棒価値計算にマルチドロワを適用した場合について検討する。まず、制御棒を含む数種類のマルチドロワについて、各構成ドロワのマルチドロワ効果を比較する。次に、体系計算にマルチドロワを適用し、制御棒価値および制御棒ドロワの平均反応率にどのような影響が現われるかを検討する。

3.1 マルチドロワセル計算

ZPPR-13Aの制御棒は B_4C を主成分とし、Fig. 1.9に示したように3層にわけて内側からそれぞれ6本、12本、12本配置されている。制御棒は 2×2 ドロワである。今、径方向ブランケットリングの厚みをおよそ3ドロワ分とみなし、制御棒ドロワ(CRドロワ)2個とRadial Blanket drawer (RBドロワ)3個に燃料ドロワを加えたマルチドロワモデルを基本とし、実体系内に存在するものに準じて計算モデルを考えた。燃料ドロワとしてはDouble Column Fuel drawer (DCFドロワ)およびSingle Column Fuel drawer (SCFドロワ)を使用した。また、CRドロワと燃料ドロワのみからなるモデルも考えた。Fig. 1.10にマルチドロワモデルを示す。計算コードとしては1次元衝突確率法に基づく格子計算コードCASUPを用い、エネルギー群数は7群とした。各ドロワの構成プレートの断面積はJENDL-2B断面積セットより作成された7群プレートワイズマクロを使用した。

マルチドロワ効果として、生成断面積と吸収断面積について各モデルの結果を無限格子モデルの結果と比較して、そのパーセント差をとった。燃料ドロワについてはTable 1.4に、RBドロワについてはTable 1.5に結果を示す。Table 1.4, Table 1.5のドロワ番号は、Fig. 1.10においてCRに近いものから順番に付けたものである。

まずDCFのセル平均断面積について検討する。生成断面積の場合、いずれのモデルでも、シングルドロワモデルに比べて3群以上($>0.1\text{MeV}$)で大きく正に変化し、CRとRBの両方に接するModel 1では1群で10.72%、2群で9.41%増加する。変化量はCRドロワを2個、RBドロワを3個にした場合は、CRよりもRBに近い方が大きくなっている。RBをとりのぞいたモデルでは1群でCR:DCFが1:1のModel 7では6.18%、CR:DCFが1:2のModel 8では4.12%と増加分が少なくなる。低速群ではCRのみに接するものが正の方向に変化するのに対し、RBに接するものは

負の方向に変化している。吸収断面積は2群で最も大きいマルチドロワ効果が見られる点以外は生成断面積とほぼ同じ傾向を示す。

次にSCFのセル平均断面積について検討する。SCFがCRとRBの両方に接するModel 4ではModel 1のDCFと同じ傾向を示すが、Model 5, Model 6のようにSCFとDCFが交互に並べられたときは、断面積変化は、特にCRに接するもので激減する。また3群で最大の値を示すようになる。これはSCFよりCRに流出する中性子量とDCFよりSCFに流入する中性子量とのバランスによるものであり、SCFに流入する中性子量が増大するとModel 9に示されるように、2群以上ではわずかに負に変化するようになる。

RBのセル平均断面積は、Model 1～Model 6を通じてほぼ同じ傾向を示す。すなわち、3群以上では負に変化し、生成断面積は1群、吸収断面積は2群が最大のマルチドロワ効果を与える。Model 1～Model 3を比較すると、マルチドロワ効果はCRとの距離が大きいほど大きくなっており、RBのマルチドロワ効果に関してはCRよりも燃料ドロワによる寄与の方が大きいことがわかる。

3.2 ZPPR-13Aでの制御棒価値に対するマルチドロワ効果

次に、以上のマルチドロワモデルを体系計算に適用して、制御棒価値計算を行なう。マルチドロワモデルを適用するのはCRに接する燃料ドロワに限って計算を行なった。

一次元スラブマルチドロワモデルと二次元XY体系とを比較すると、後者ではCRは2×2ドロワ分しかないので、CRによるマルチドロワ効果はスラブモデルよりも小さいことが予想される。また、計算時間などの点からもマルチドロワモデルとしては小規模のものが望ましい。そこで今回は、マルチドロワモデルとしてFig. 1.10のModel 2, 8, 9を採用した。体系マルチドロワモデルとしては次の3種類を考えた。

- Core Model 1 : DCFはModel 2の#1、SCFはModel 9の#1
- Core Model 2 : DCFはModel 8の#1、SCFはModel 9の#1
- Core Model 3 :
 - i) CR及びRBに面で接するDCFはModel 2の#1
 - ii) CRに面、RBに角で接するDCFはModel 2の#2
 - iii) CRのみに面で接するDCFはModel 8の#1
 - iv) CRのみに角に接するDCFはModel 8の#2
 - v) SCFはModel 9の#1 (Fig. 1.11 参照)

制御棒挿入パターンとしては、1st Fuel Ringに6本挿入(6CRs in FR1)、

2nd Fuel Ring に12本挿入(12 CR_s in FR2)、3rd Fuel Ring に12本挿入(12 CR_s in FR3)の3パターンを選び、体系計算は二次元拡散コード CITATION を使用したXY二次元体系で行なった。拡散係数は Benoist's D を用いた。軸方向バックリングは計算に考慮していない。

無限セルモデル(Core Model 0とした)を使用した場合と、各マルチドロワモデル(Core Model 1~Core Model 3)を使用した場合の制御棒価値計算の結果を Table 1.6 に示す。マルチドロワを採用すると、無限セルモデルよりも CR in の場合の k_{eff} が大きくなり、制御棒価値が減少することがわかる。これは、マルチドロワ効果によって CR 周囲の燃料ドロワの中性子束レベルが上昇し、反応率が増加するのに対し、CR 内では逆に自己遮蔽効果による中性子束の低下のため、中性子吸収率が減少するためである。

各制御棒挿入パターンにおける個々の CR (2×2ドロワ)内の反応率の、無限セルモデルからのパーセント差を Table 1.7 に示す。ほとんどの場合、反応率が減少していることがわかる。制御棒価値の、無限セルモデルからのパーセント差は、いずれの場合も、制御棒が挿入されている燃料リングの位置が外側になるほど大きくなることわかった。各モデル間では Core Model 1 が最大、Core Model 2 が最小となった。

3.3 ま と め

以上の結果より次の結論を得た。

- 1) CRに接するDCFドロワでは、RBに接するものと同程度のマルチドロワ効果が生ずる。SCFドロワは、実体系内のようにCRとDCFにはさまれている場合にはほとんどマルチドロワ効果を生じない。RBドロワに対してはCRによる寄与は小さいといえる。
- 2) CR周囲の燃料ドロワのマルチドロワ効果は、制御棒価値に対して小さいが負の寄与をする。これは、CR周囲の燃料ドロワの反応率が上昇するのに対して、CR内の中性子吸収率が自己遮蔽効果のために減少するためである。

REFERENCES

- (1) T. Takeda, et al : "Unified Diffusion Coefficient for Analysis of Sodium-Void Worth in Fast Critical Assembly with Control-Rod Channels", J. Nucl. Sci. Technol., 18[2], 93 (1981)
- (2) S. Ono, E. Wachi, T. Takeda : "CASUP: Cell Calculation Code for Fast Reactor Analysis", Technol. Repts. Osaka Univ., 33, 207 (1983).
- (3) Engle, W.: "A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering", K-1693, Oak Gaseous Diffusion Plant (1967).
- (4) Fowler, T.B., Vondy, D.R., Cunningham, G.W.: "Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION", ORNL-TM-2496, Rev. 2, Oak Ridge National Laboratory (1971).

Table 1.1 Comparison between Unified D, Unified D based on flat flux and Benoist's D

(1) DF drawer 1st group D_x and D_z

a) Unified D

Model \ Position	D_x			D_z		
	1	2	3	1	2	3
Single(B=0)		3.444*			3.497	
1DF+1RB	3.023			3.180		
2DF+2RB	2.877			3.150		
3DF+3RB	2.879	2.762		3.177	3.170	
4DF+4RB	2.914	2.815		3.203	3.222	
5DF+5RB	2.957	2.881	2.890	3.227	3.260	3.279

b) Unified D based on flat flux

Single(B=0)		3.444**			3.501	
1DF+1RB	3.385			3.444		
2DF+2RB	3.392			3.461		
3DF+3RB	3.396	3.408		3.464	3.484	
4DF+4RB	3.399	3.415		3.465	3.489	
5DF+5RB	3.400	3.419	3.424	3.466	3.490	3.494

(2) RB drawer 1st group D_x and D_z

a) Unified D

Single(B=0)		3.324			3.337	
1DF+1RB	3.852			3.726		
2DF+2RB	4.205			3.867		
3DF+3RB	4.300	4.992		3.884	4.124	
4DF+4RB	4.319	5.296		3.884	4.181	
5DF+5RB	4.325	5.398	5.777	3.885	4.193	4.266

b) Unified D based on flat flux

Single(B=0)		3.324			3.336	
1DF+1RB	3.382			3.390		
2DF+2RB	3.375			3.374		
3DF+3RB	3.371	3.360		3.371	3.352	
4DF+4RB	3.369	3.353		3.370	3.348	
5DF+5RB	3.369	3.349	3.344	3.370	3.346	3.343

* Benoist's D, ** Benoist's D based on flat flux

Table 1.2 k_{eff} obtained from each method

Method	k_{eff}	$\Delta k/k$
1)	0.99047	—
2)	0.99442	0.0040
3)	0.99494	0.0045
4)	0.99533	0.0049

Table 1.3 Correction to reaction rate ratios calculated by each method

Reaction	Method	Central Blanket		1st Fuel Ring	
		Center	Boundary	Boundary	Mid
$^{28}\text{C}/^{49}\text{f}^*$	2)	-0.44%	0.75	0.01	-0.46
	3)	0.01	0.36	-0.42	-0.36
	4)	0.06	0.27	-0.53	-0.33
$^{28}\text{f}/^{49}\text{f}^{**}$	2)	16.47	-5.48	-0.84	1.62
	3)	-0.97	-2.02	1.79	1.08
	4)	-1.94	-1.66	2.02	0.99

* $^{238}\text{U}(n,r)/^{239}\text{Pu}(n,f)$, ** $^{238}\text{U}(n,f)/^{239}\text{Pu}(n,f)$

Table 1.4 Multi Drawer Effect in Cell Averaged Cross Sections
for Fuel Drawer

model	group	production cross section			absorption cross section		
		#1	#2	#3	#1	#2	#3
1	1	10.72			8.21		
	2	9.41	/	/	9.09	/	/
	3	3.80	/	/	3.63	/	/
	4	0.42	/	/	0.39	/	/
	5	0.28	/	/	0.25	/	/
	6	0.15	/	/	0.14	/	/
	7	- 0.10	/	/	-0.04	/	/
2	1	4.91	6.48	/	3.76	4.96	/
	2	4.17	5.75	/	4.03	5.56	/
	3	2.01	2.00	/	1.92	1.91	/
	4	0.33	0.16	/	0.31	0.15	/
	5	0.34	-0.01	/	0.29	-0.01	/
	6	0.27	-0.13	/	0.26	-0.11	/
	7	0.53	-0.33	/	0.54	-0.26	/
3	1	3.03	3.14	5.13	2.32	2.41	3.93
	2	2.45	2.83	4.52	2.37	2.73	4.37
	3	1.34	1.23	1.36	1.28	1.18	1.30
	4	0.27	0.17	0.08	0.25	0.16	0.07
	5	0.36	0.06	-0.07	0.31	0.05	-0.06
	6	0.31	-0.02	-0.13	0.29	-0.01	-0.11
	7	0.49	0.13	-0.32	0.47	0.15	-0.25
4	1	10.93			7.78		
	2	10.61	/	/	9.60	/	/
	3	7.69	/	/	5.62	/	/
	4	0.98	/	/	0.50	/	/
	5	1.07	/	/	0.47	/	/
	6	0.65	/	/	0.36	/	/
	7	- 0.46	/	/	-0.15	/	/
5	1	1.47	8.69	/	1.07	6.65	/
	2	1.55	7.75	/	1.42	7.48	/
	3	2.59	2.53	/	1.88	2.42	/
	4	0.65	0.18	/	0.31	0.17	/
	5	1.17	-0.03	/	0.51	-0.03	/
	6	0.95	-0.15	/	0.51	-0.13	/
	7	1.03	-0.35	/	0.73	-0.27	/
6	1	0.33	6.56	2.83	0.26	5.01	2.03
	2	0.40	5.73	2.95	0.37	5.53	2.68
	3	1.89	1.99	2.06	1.37	1.90	1.51
	4	0.59	0.17	0.26	0.23	0.16	0.13
	5	1.15	-0.03	0.23	0.50	-0.03	0.10
	6	0.96	-0.13	0.05	0.51	-0.11	0.03
	7	1.25	-0.01	-0.82	0.81	0.03	-0.42

Table 1.4 Continued

model	group	production cross section		absorption cross section	
		#1	#2	#1	#2
7	1	6.18	/	4.73	/
	2	4.99		4.82	
	3	3.18		3.04	
	4	0.69		0.65	
	5	0.76		0.65	
	6	0.54		0.48	
	7	0.67		0.61	
8	1	4.12	3.63	3.16	2.78
	2	3.24	3.06	3.13	2.96
	3	2.05	1.87	1.96	1.79
	4	0.48	0.44	0.45	0.41
	5	0.60	0.38	0.51	0.33
	6	0.46	0.14	0.41	0.11
	7	0.58	0.04	0.53	0.03
9	1	-0.47	4.38	-0.32	3.35
	2	-0.48	3.70	-0.42	3.58
	3	1.76	1.77	1.28	1.69
	4	0.76	0.34	0.36	0.31
	5	1.58	0.23	0.68	0.20
	6	1.42	0.04	0.73	0.02
	7	1.85	-0.06	1.08	-0.06

Table 1.5 Multi Drawer Effect in Cell Averaged Cross Sections
for Radial Blanket Drawer

model	group	production cross section		absorption cross section	
		RB #1	RB #2	RB #1	RB #2
1	1	-1.21	-0.93	-0.73	-0.58
	2	-1.10	-0.84	-1.04	-0.80
	3	-0.09	-0.10	-0.08	-0.08
	4	0.16	0.11	0.13	0.09
	5	0.18	0.15	0.11	0.09
	6	0.23	0.19	0.10	0.08
	7	0.33	0.23	0.13	0.09
2	1	-1.53	-1.25	-0.93	-0.78
	2	-1.34	-1.10	-1.28	-1.05
	3	-0.19	-0.19	-0.16	-0.16
	4	0.12	0.06	0.09	0.05
	5	0.13	0.11	0.08	0.06
	6	0.19	0.16	0.08	0.07
	7	0.32	0.21	0.13	0.09
3	1	-1.65	-1.37	-1.01	-0.87
	2	-1.44	-1.20	-1.37	-1.14
	3	-0.23	-0.23	-0.20	-0.20
	4	0.09	0.04	0.07	0.03
	5	0.11	0.09	0.07	0.05
	6	0.18	0.14	0.08	0.06
	7	0.32	0.21	0.13	0.08
4	1	-0.66	-0.49	-0.39	-0.31
	2	-0.64	-0.49	-0.61	-0.47
	3	0.01	-0.01	0.10	-0.00
	4	0.16	0.12	0.13	0.10
	5	0.16	0.14	0.10	0.09
	6	0.20	0.18	0.09	0.08
	7	0.29	0.21	0.12	0.09
5	1	-1.46	-1.15	-0.88	-0.72
	2	-1.28	-1.02	-1.22	-0.97
	3	-0.17	-0.17	-0.15	-0.15
	4	0.12	0.07	0.09	0.05
	5	0.13	0.10	0.08	0.06
	6	0.19	0.15	0.08	0.07
	7	0.32	0.21	0.13	0.09
6	1	-1.39	-1.20	-0.89	-0.76
	2	-1.23	-1.07	-1.17	-1.02
	3	-0.20	-0.21	-0.17	-0.18
	4	0.07	0.03	0.05	0.02
	5	0.07	0.06	0.05	0.04
	6	0.12	0.10	0.05	0.05
	7	0.27	0.17	0.11	0.07

Table 1.6 Control Rod Worths Obtained from each Method

core model		6CRs in FR1	12CRs in FR2	12CRs in FR3
0	Keff	1.098402	1.046513	1.067420
	worth	5.400	19.100	13.420
	C/E	0.9373	0.9576	0.9891
	percent difference	-	-	-
1	Keff	1.098700	1.047651	1.068358
	worth	5.325	18.785	13.170
	C/E	0.9243	0.9418	0.9707
	percent difference	-1.389	-1.649	-1.863
2	Keff	1.098667	1.047499	1.068231
	worth	5.334	18.827	13.204
	C/E	0.9259	0.9439	0.9732
	percent difference	-1.222	-1.429	-1.610
3	Keff	1.098678	1.047535	1.068229
	worth	5.331	18.817	13.205
	C/E	0.9254	0.9434	0.9732
	percent difference	-1.278	-1.482	-1.602

Table 1.7 Percent Differences of Reaction Rate in Control Rods

core model	group	CR#7	CR#2	CR#19	CR#8	CR#9	CR#10	CR#31	CR#20	CR#21	CR#22
1	1	-1.09	-0.48	-1.23	-1.31	-0.73	-0.42	-1.19	-1.31	-1.32	-1.40
	2	-0.93	-0.18	-1.08	-1.07	-0.41	-0.00	-1.06	-1.11	-1.03	-1.04
	3	-1.31	-0.75	-1.24	-1.21	-1.04	-0.97	-1.09	-1.12	-1.33	-1.51
	4	-1.10	-0.70	-0.94	-0.97	-1.01	-1.07	-0.73	-0.80	-1.15	-1.43
	5	-1.87	-1.53	-1.65	-1.68	-1.80	-1.88	-1.37	-1.44	-1.84	-2.16
	6	-1.60	-1.52	-1.32	-1.52	-1.91	-2.06	-1.11	-1.27	-1.89	-2.29
	7	-0.82	-1.94	-0.28	-1.48	-2.50	-2.50	-0.32	-0.92	-2.14	-2.67
	total	-0.06	-0.96	-1.21	-1.23	-1.20	-1.29	-0.99	-1.06	-1.39	-1.66
2	1	-0.63	-0.12	-0.76	-0.67	-0.31	-0.14	-0.64	-0.64	-0.77	-0.93
	2	-0.54	0.07	-0.69	-0.54	-0.10	0.12	-0.58	-0.54	-0.59	-0.70
	3	-1.23	-0.76	-1.20	-1.12	-0.98	-0.92	-0.99	-1.02	-1.24	-1.41
	4	-1.21	-0.87	-1.60	-1.07	-1.13	-1.19	-0.81	-0.90	-1.26	-1.50
	5	-2.05	-1.74	-1.85	-1.85	-1.99	-2.08	-1.51	-1.62	-2.02	-2.31
	6	-2.05	-2.01	-1.75	-1.95	-2.41	-2.64	-1.46	-1.71	-2.40	-2.79
	7	-1.97	-3.24	-1.25	-2.42	-3.95	-4.68	-1.09	-1.95	-3.71	-4.50
	total	-0.16	-1.12	-1.32	-1.32	-1.32	-1.42	-1.05	-1.14	-1.49	-1.73
3	1	-0.77	-0.04	-0.85	-0.61	-0.25	-0.25	-0.72	-0.70	-0.88	-1.10
	2	-0.64	0.14	-0.77	-0.48	-0.02	0.11	-0.64	-0.56	-0.66	-0.81
	3	-1.25	-0.72	-1.20	-1.07	-0.91	-0.94	-0.96	-1.00	-1.26	-1.49
	4	-1.15	-0.76	-0.99	-1.01	-1.02	-1.07	-0.70	-0.85	-1.22	-1.48
	5	-1.96	-1.61	-1.73	-1.77	-1.86	-1.89	-1.37	-1.56	-1.97	-2.24
	6	-1.85	-1.73	-1.51	-1.82	-2.17	-2.10	-1.21	-1.60	-2.22	-2.48
	7	-1.43	-2.33	-0.66	-2.06	-3.25	-2.61	-0.48	-1.67	-2.99	-3.11
	total	-0.10	-1.01	-1.24	-1.25	-1.24	-1.29	-0.95	-1.09	-1.45	-1.71

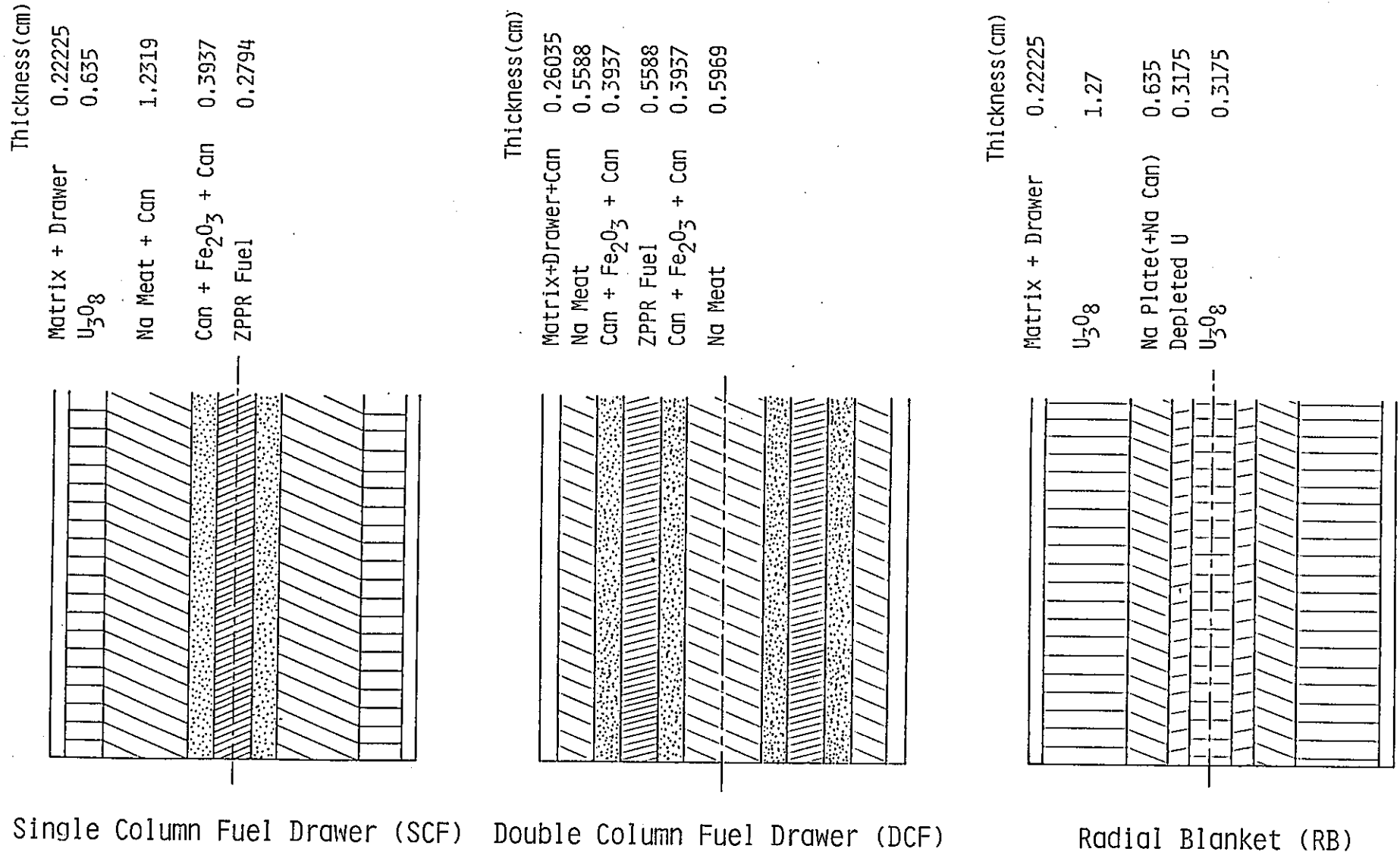


Fig. 1.1 Drawer Configurations

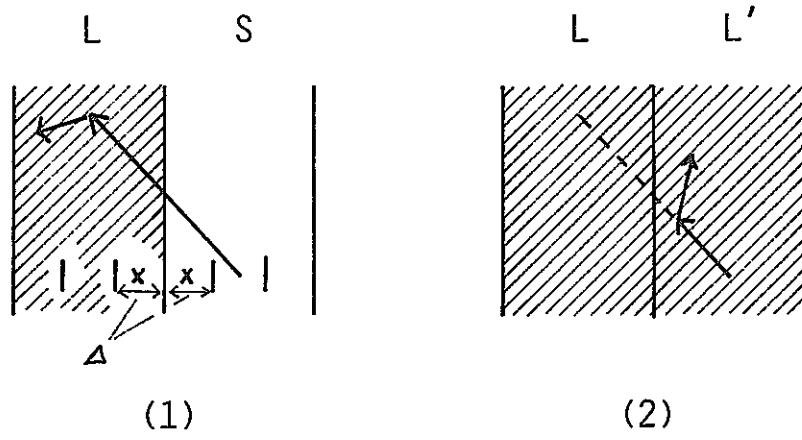


Fig. 1.2 Neutron path through drawer boundary

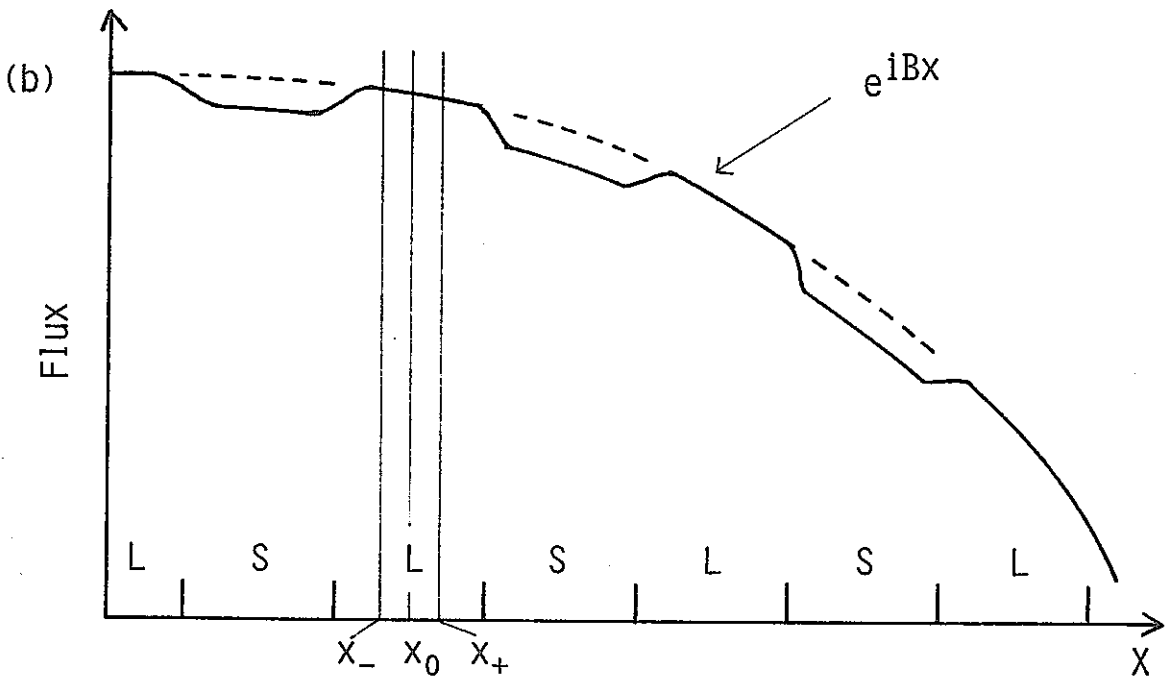
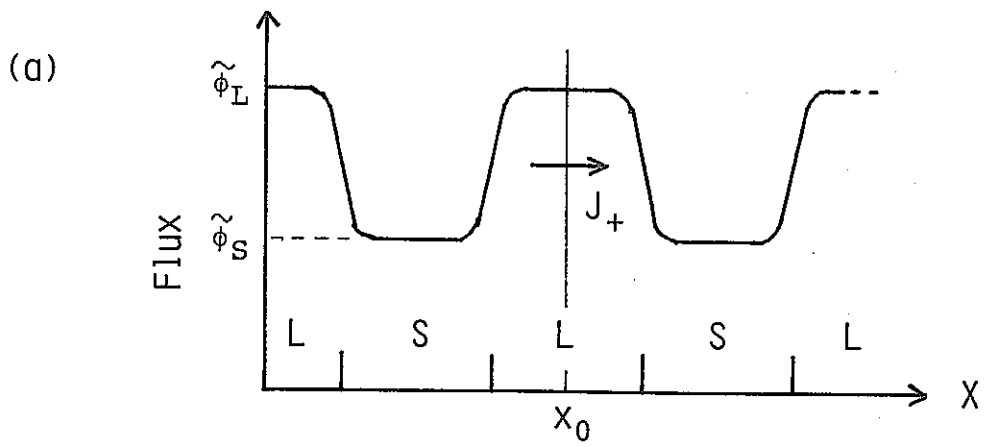


Fig. 1.3 Neutron current under the wavy flux

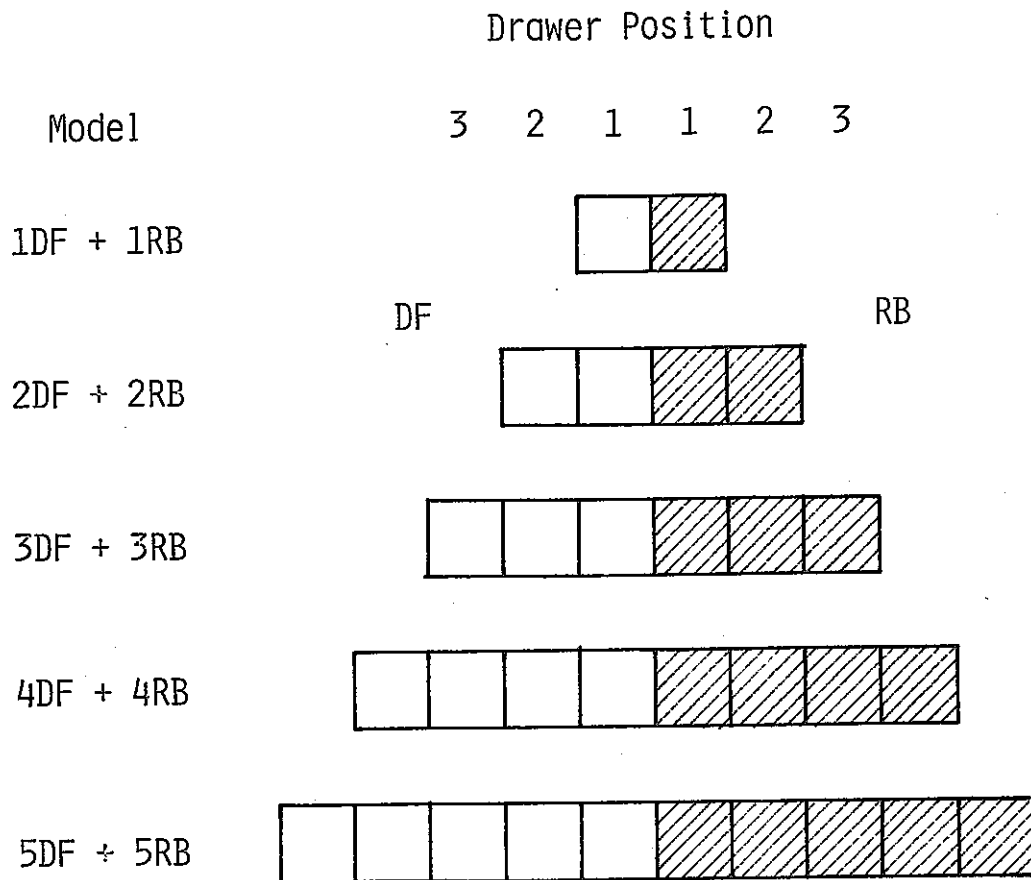


Fig. 1.4 Multidrawer model

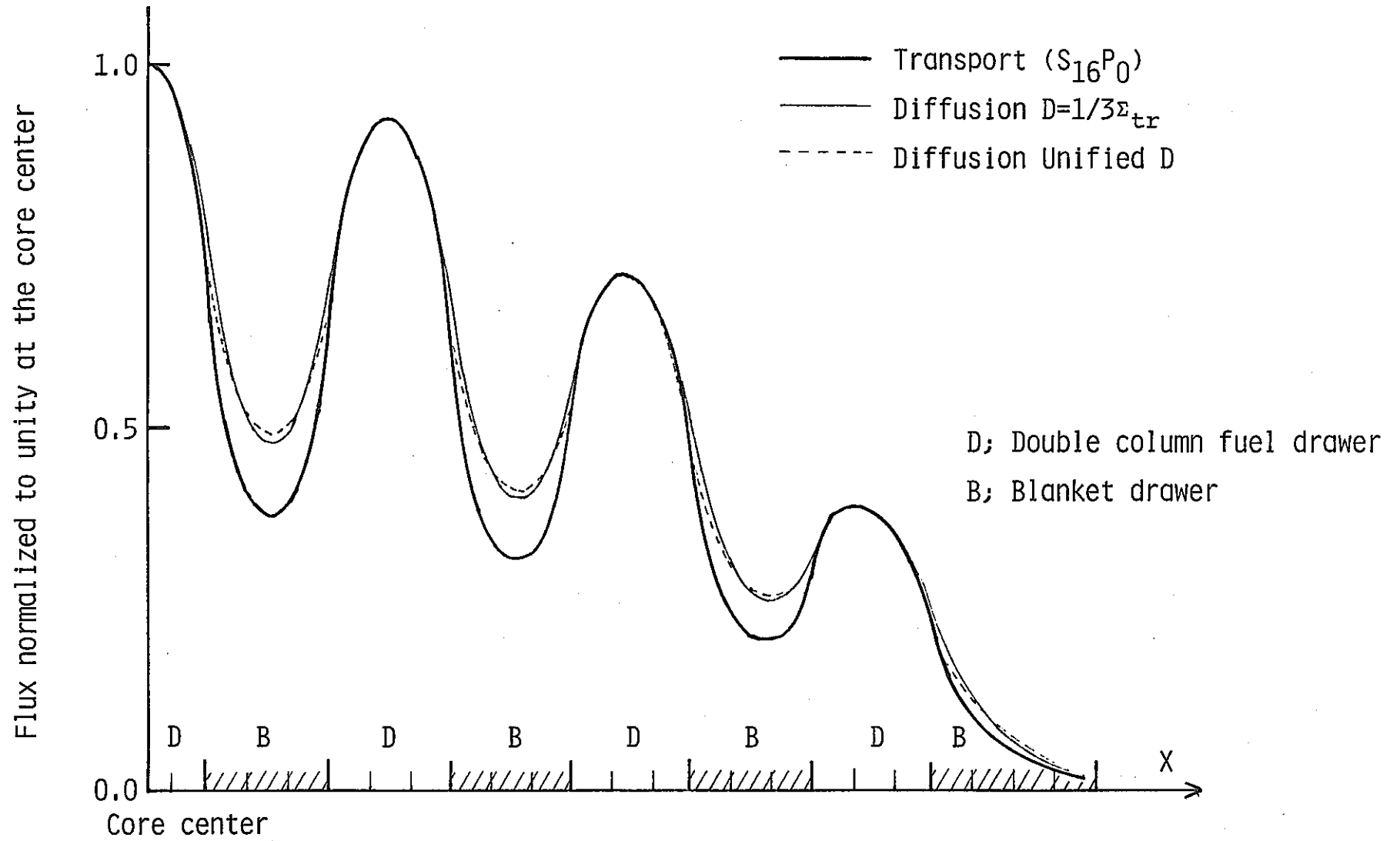


Fig. 1.5 1st group flux distribution in Model-1

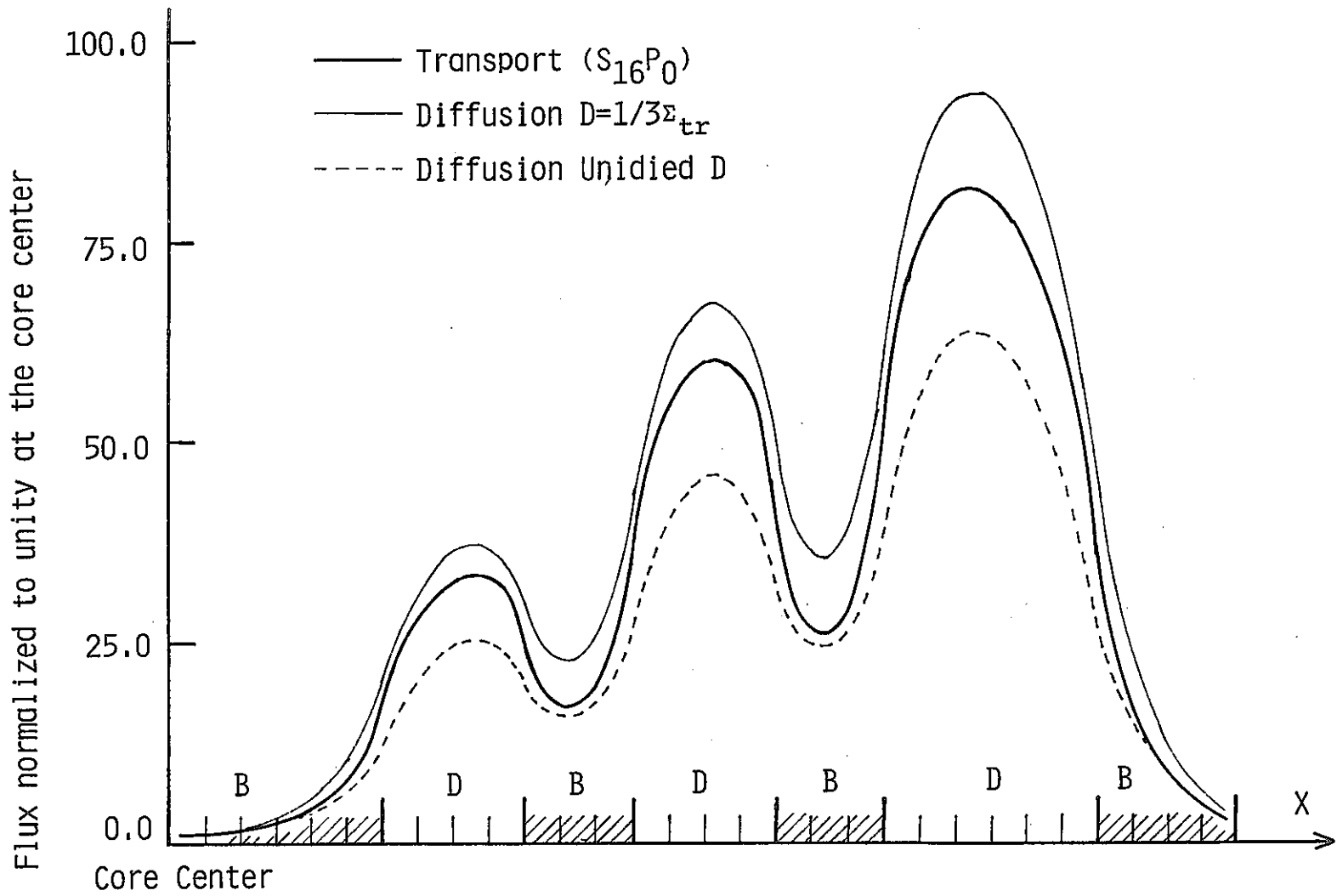


Fig. 1.6 1st group flux distribution in Model-2

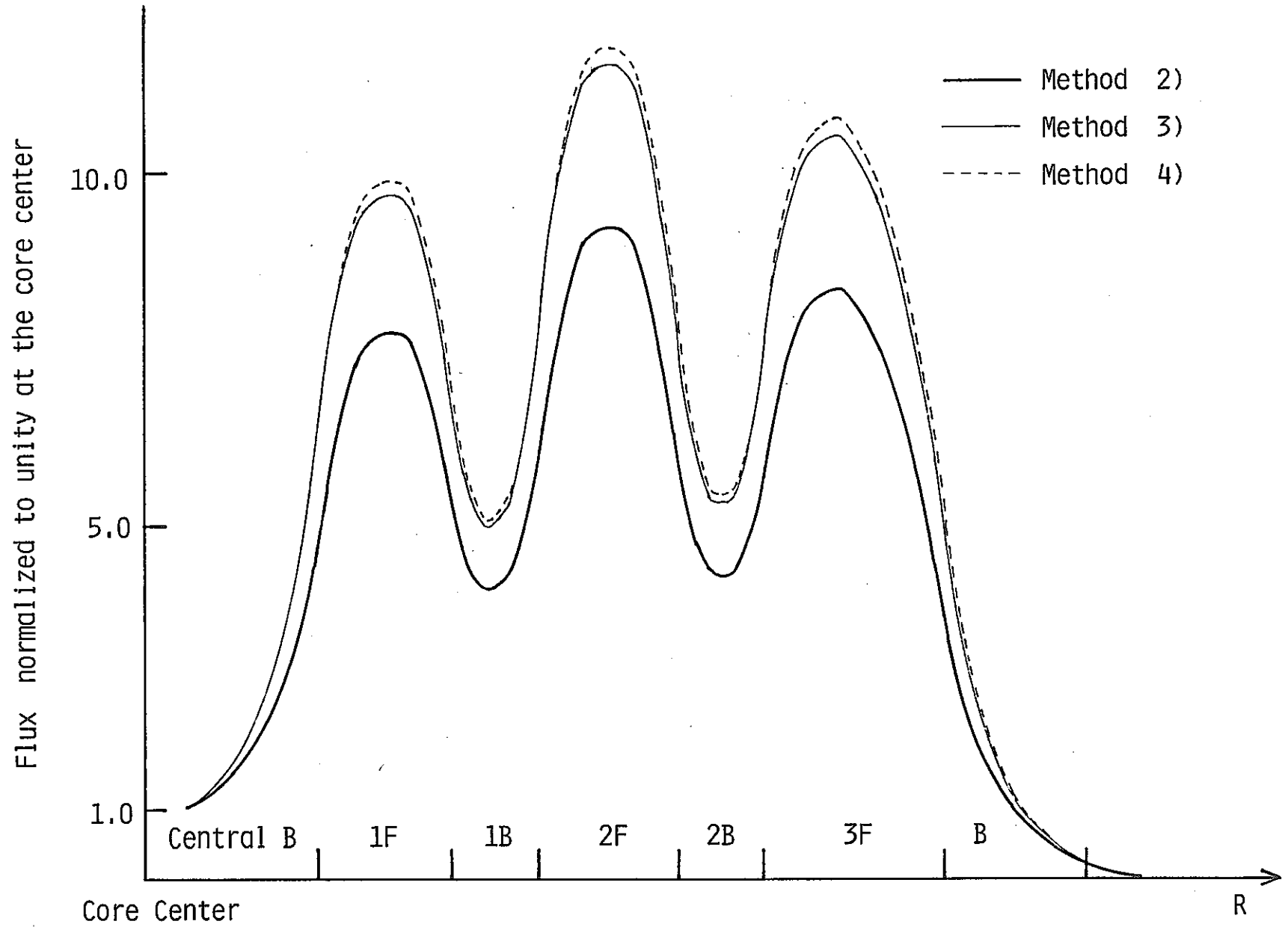


Fig. 1.7 1st group flux distribution on ZPPR-13A mid plane

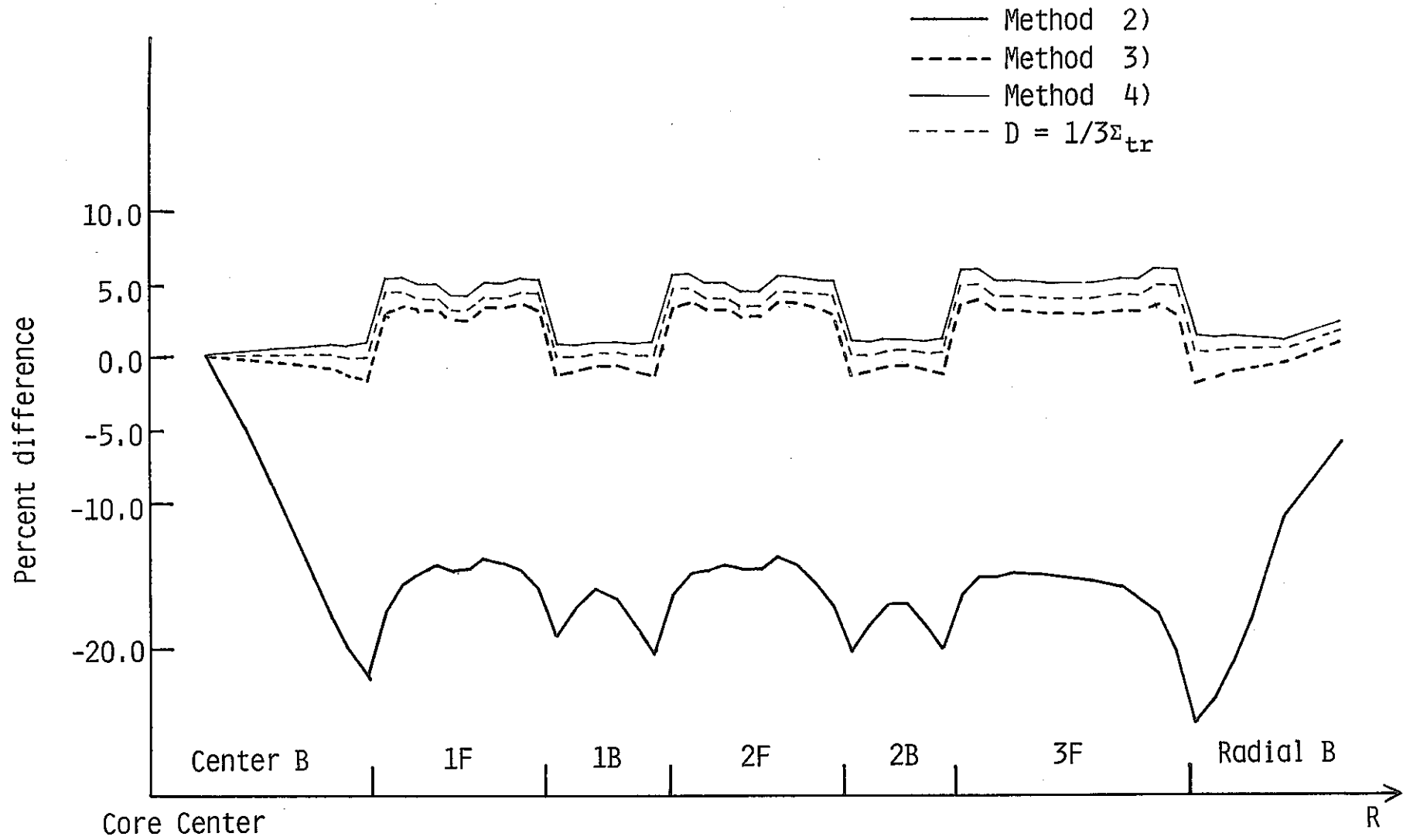


Fig. 1.8 Correction to ^{238}U fission rate distribution

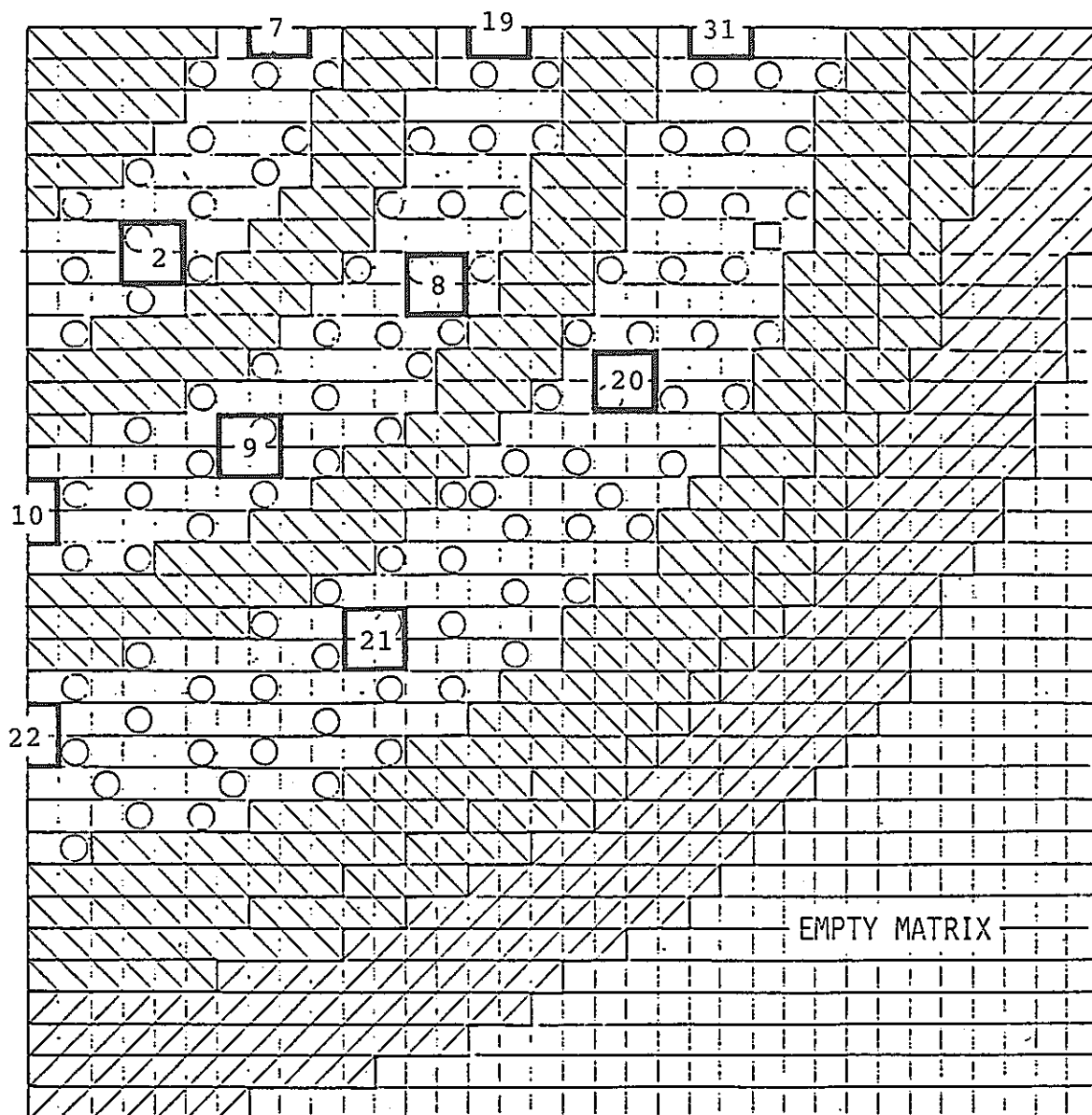


FIG. 1.9 XY MODEL FOR ZPPR 13A (CONTROL ROD WORTH)

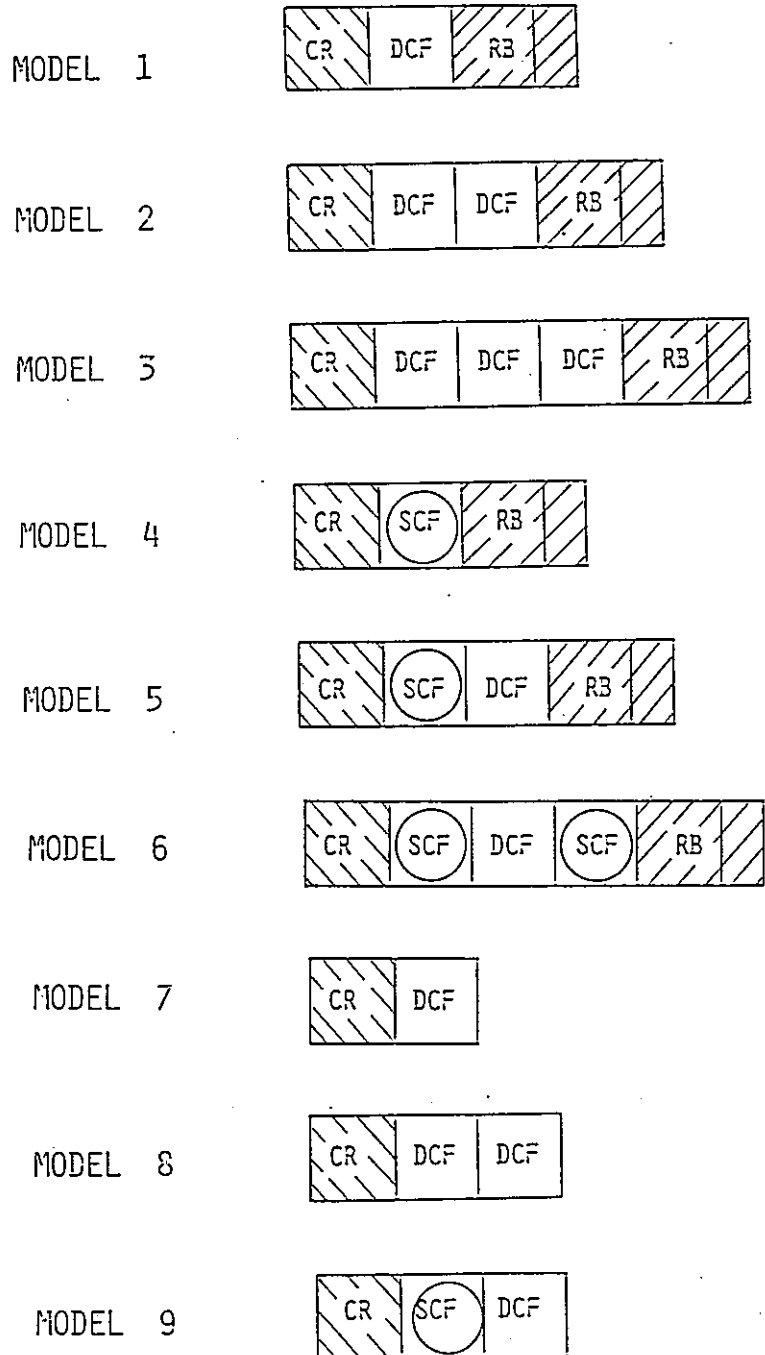
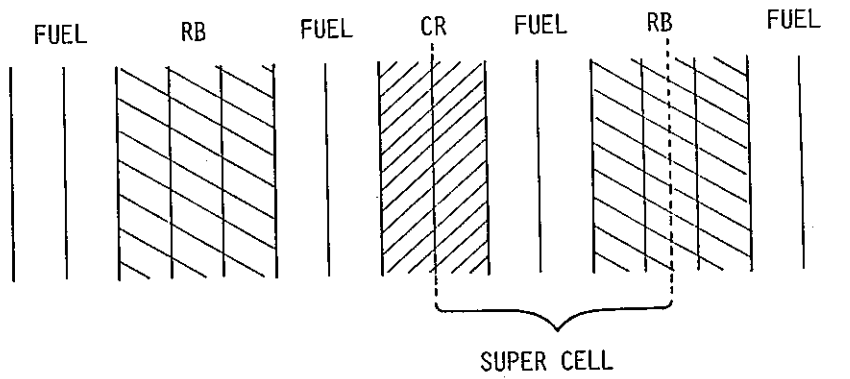


Fig. 1.10 Multi Drawer Models

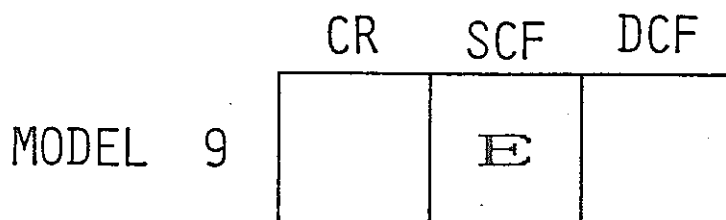
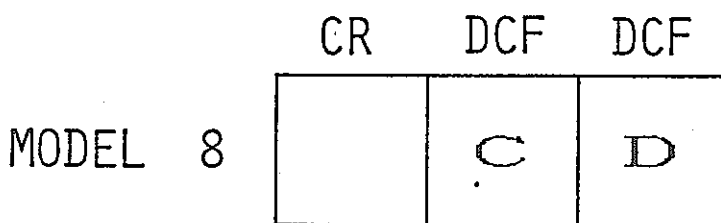
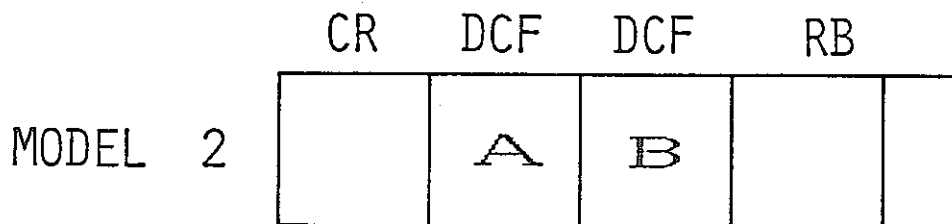
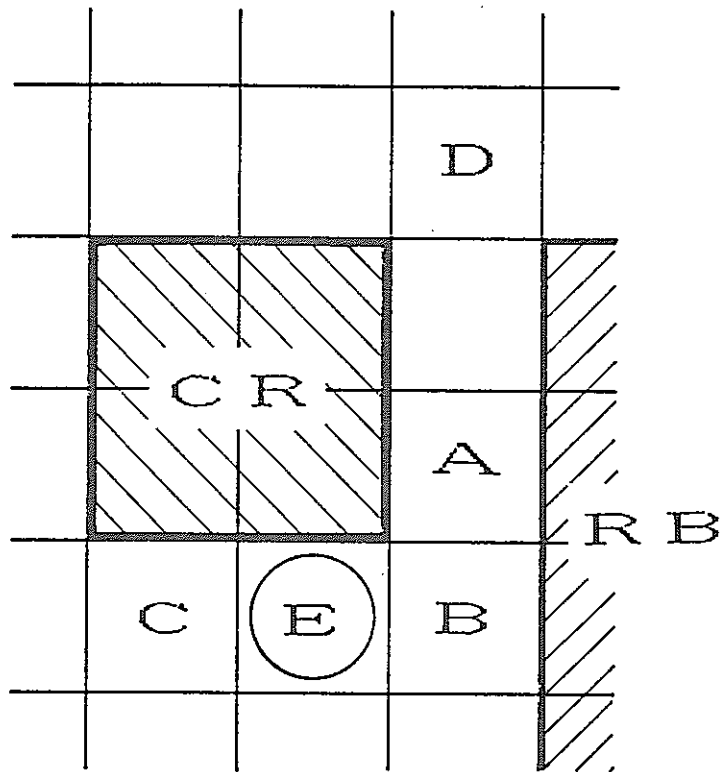


Fig. 1.11 Multi Drawer Models For XY Calculation
(Core Model 3)

Appendix A

Comparison of Cell Models for Analysis of
Heterogeneous Fast Critical Assembly

by

Hideki KAMIDE and Toshikazu TAKEDA

Osaka University, Faculty of Engineering,
Department of Nuclear Engineering*

The number of pages: 13

tables: 5

figures: 8

* Yamadaoka, Suita-shi ,Osaka

Abstract

We have investigated cell calculation models to be used in the analysis of neutronic characteristics of a heterogeneous fast critical assembly. As cell models we considered a single drawer model with a critical buckling, a single drawer model with group dependent bucklings and a multidrawer model which consists of some fuel and blanket drawers. We have compared the cell averaged cross sections obtained from these cell models with the results of the reference transport calculation and estimated the effects of the cell models on k_{eff} , reaction rate ratios, reaction rate distributions and a sodium void worth in the heterogeneous fast critical assembly ZPPR-13A. It was found that the multidrawer model gives the most reasonable cell averaged cross sections and it has a large effect on k_{eff} and ^{238}U fission rate distribution.

KEYWORDS: cell calculation, heterogeneous fast critical assembly, multidrawer model, single drawer model, critical buckling, group dependent buckling, neutron leakage, streaming, reaction rate ratio, void worth

I. Introduction

Recently to investigate the neutronic characteristics of large heterogeneous fast reactor cores, critical experiments have been done under the Japan-United States corporation using the fast critical assembly ZPPR-13 series. These assemblies are radially heterogeneous and have internal blanket regions, and the neutron interference effect between fuel and blanket drawers is large. Thus compared to conventional homogeneous cores, data and method approximations have a great effect in the analysis of heterogeneous cores, particularly on such spatially varying parameters as a power distribution. Preliminary analysis has been carried out with conventional data and method for a recent experiment on ZPPR-13. The prediction of physical parameters was worse in general than that for conventional cores.

Therefore it is desirable to use a more sophisticated method to treat the heterogeneous cores. Especially a cell calculation method including a fuel-blanket interaction effect is necessary. This is because the interaction effect is large on a intra-cell flux distribution in drawers near the fuel-blanket boundary and cell averaged cross sections are different from those of a commonly used cell model, single drawer model with zero buckling. The interaction effect is mainly caused by the neutron leakage between fuel drawers and blanket ones. Thus as a cell model treating the neutron leakage we consider in addition to a single drawer model with a critical buckling or a group dependent buckling, a multidrawer model in which several fuel and blanket drawers are included. The detail of each cell model is noted in

Chap. II and numerical results of cell averaged cross sections for the three cell models are compared in Chap. III. Furthermore, the effect of each cell model on some neutronic characteristics of a radially heterogeneous fast critical assembly ZPPR-13A, a reference assembly of ZPPR-13 series, is investigated in Chap. IV.

II. Cell Models With The Interaction Effect

First, let us consider drawbacks of the single drawer model with zero buckling ($B=0$). Neutron balance for a drawer in an assembly is noted as following;

$$\langle \text{fission source} \rangle + \langle \text{scattering source} \rangle = \langle \text{absorption} \rangle + \langle \text{down scattering} \rangle + \langle \text{leakage} \rangle. \quad (1)$$

The single drawer model ($B=0$) does not treat the $\langle \text{leakage} \rangle$ term. Thus this model yields quite different intra-cell flux distribution from a real one for a drawer where the $\langle \text{leakage} \rangle$ term is very large. Furthermore, the $\langle \text{fission source} \rangle$ term is not treated exactly. The $\langle \text{fission source} \rangle$ is inversely proportional to k_{∞} as follows:

$$s^g = \frac{\chi^g}{k_{\infty}} \sum_{g'} \nu \Sigma_f^{g'} \phi^{g'} v \quad (2)$$

Here notations are those usually employed. Though k_{eff} of an assembly is almost 1.0, k_{∞} of the single drawer model ($B=0$) is usually far from 1.0 and then its $\langle \text{fission source} \rangle$ term is not evaluated correctly compared to the $\langle \text{scattering source} \rangle$. We exemplify this phenomenon by considering fuel drawers consisting of ZPPR-13. There are two types of fuel drawer, a double column

fuel drawer(DF) including two Pu plates and a single column fuel drawer(SF) including one Pu plate. In the single drawer model (B=0), for example, k_{∞} of the DF drawer is about 1.7 and the <fission source> is quite underestimated compared to the <scattering source>. To take off these drawbacks of the single drawer model(B=0), following three cell models are considered in this study.

1. Single drawer model with a critical buckling
2. Single drawer model with group dependent bucklings
3. Multidrawer model.

These models are explained in the following.

1 Single drawer model with a critical buckling

When a group independent buckling(B) is given, an absorption cross section of plate i is changed as following:

$$\Sigma_{ai}^g \rightarrow \Sigma_{ai}^g + \tilde{D}^g B^2, \quad (3)$$

where \tilde{D}^g is the cell averaged diffusion coefficient and obtained by a volume weighting procedure. Benoist's diffusion coefficient may be utilized, but the change of diffusion coefficient has only a small effect on the cell averaged cross section. The value of B is set so as to make k_{∞} 1.0. In this model the <leakage> term is taken into account as $\tilde{D}^g B^2 \phi_i V_i$ in each plate, and the <fission source> is estimated correctly because k_{∞} is 1.0.

2 Single drawer model with group dependent bucklings

This model is almost the same as the model with a critical buckling except that it uses group and region dependent bucklings

(B_g). The value of B_g 's for each region is obtained from an RZ or a XYZ diffusion calculation carried out with the cross sections from the single drawer model ($B=0$). In terms of B_g 's an absorption cross sections or a self-scattering cross sections is altered as following:

$$\Sigma_{a i}^g \longrightarrow \Sigma_{a i}^g + D^g B_g^2 f, \quad \text{if } B_g^2 > 0, \quad (4)$$

$$\Sigma_s^{g \rightarrow g} \longrightarrow \Sigma_s^{g \rightarrow g} - D^g B_g^2 f, \quad \text{if } B_g^2 < 0, \quad (5)$$

Here f is an adjusting factor and determined so as to make k 1.0. The reason to need this factor is as follows: There are two types of fuel drawer in a fuel region, DF drawer and SF drawer, thus B_g 's averaged over a fuel region neither make k of the DF drawer nor make that of the SF drawer 1.0; k becomes 1.07 for the DF drawer and 0.78 for the SF drawer.

3 Multidrawer model

A multidrawer model consists of some fuel drawers and blanket drawers and simulates a local drawer arrangement in an assembly. This model can treat the <leakage> term between fuel drawers and blanket drawers directly. The <fission source> is evaluated correctly, because the excess neutrons produced in fuel drawers are absorbed in blanket drawers and k becomes near 1.0. Furthermore, the interference effect on Dancoff factor is taken into account and effective microscopic cross sections are reasonably calculated, though this effect is negligible.

In applying the multidrawer model to a core analysis we have to decide the drawer arrangement of the multidrawer model. Here

we consider the drawer arrangements of ZPPR-13A; this assembly has a central blanket region, two internal blanket rings and three fuel rings as seen in Fig. 1. To see the fuel-blanket interaction effect in the assembly, We first consider a 1-D slab model which simulates a drawer arrangement along the X-axis of ZPPR-13A(See Fig. 1). The reference cell averaged cross sections for each drawer are calculated by using the plate wise flux distribution obtained from a whole core transport calculation by ANISN code⁽¹⁾ with a $S_{16}P_0$ approximation. The resultant cross sections are compared with that of single drawer model(B=0) and the result of production cross sections above 6.5Mev is shown in Fig. 2. The difference between the two cross sections is large(3.0%) for the drawers adjacent to the fuel-blanket boundary but small(1.5%) for the inner drawers. Thus it is desirable to determine a multidrawer model so as to treat such a spatial cross section change. Then we have chosen as a multidrawer model that includes 3 fuel drawers and 3 blanket drawers in periodic array (3F+3B model). From this model we can obtain the cell averaged cross sections of the drawers adjacent and not adjacent to the fuel-blanket boundary separately. This 3F+3B model reproduces the reference cell averaged cross sections for each drawer in good accuracy as shown latter.

At the fuel-blanket boundary fuel drawers are adjacent to blanket drawers perpendicular(X) or parallel(Y) to plates in a drawer. These types of arrangement are different from the viewpoint of neutron streaming through plates in a drawer. Thus we consider two multidrawer models, 3F+3B(X) model and 3F+3B(Y)

model as shown in Fig. 3; these models simulate the drawer arrangements along the X-axis and the Y-axis respectively. Here we use only the DF drawer as a fuel drawer because the similar trend can be seen for the SF drawer.

The multidrawer effects (the effect of the multidrawer model) on cell averaged cross sections are calculated by CASUP code⁽²⁾ which has a two dimensional collision probability calculation option. The percent differences of the production cross sections obtained from each model from those of the single drawer model ($B=0$) are shown in Table 1; here results of the single drawer models with the critical or the group dependent buckling are also shown. The multidrawer effect is large in higher energy groups, for example, +4% for the DF drawer adjacent to blanket drawer in the 1st group (10.5~4.0 Mev) and this value is similar to that seen in the reference cross sections (See Fig. 2). However there is almost no difference between the 3F+3B(X) model and the 3F+3B(Y) model. Thus we can apply the results of the 3F+3B(X) model to the drawers located near the Y-axis; the 3F+3B(x) model can be treated by the 1-D slab geometry and save calculational time required for the 2-D collision probability calculation.

Along 45. direction from X-axis one fuel drawer is adjacent to two blanket drawers. To investigate the multidrawer effect for such a case we consider a 2-D multidrawer model as shown in Fig. 4. Here the heterogeneity of the blanket drawer is neglected in order to decrease the number of regions necessary in the 2-D collision probability calculation. The percent differences of the production cross sections obtained from the 2-D model

relative to those of the single drawer model($B=0$) are shown in Table 2. The multidrawer effect for the fuel drawers adjacent to blanket drawers is 4~5% in the 1st group and the effect for the fuel drawers not adjacent is a little small(2~3%). This value is almost the same with that of the 3F+3B(X) model.

The above results reveal that we can use the 3F+3B(X) model to any drawers in an assembly, thus we choose this model as the most practical multidrawer model.

III. Comparison of Cell Models

Cell calculations are performed by CASUP code using the JENDL-2B-70 cross section set⁽³⁾. The critical buckling is $B^2 = 3.0 \times 10^{-3}$ for the DF drawer and 8.0×10^{-4} for the SF drawer. In the single drawer model with group dependent bucklings the value of f is set to 1.2 for the DF drawer and 0.4 for the SF drawer; the group dependent bucklings obtained from a 7-group RZ diffusion calculation of ZPPR-13A are shown in Table 3. It is seen that the group dependent bucklings above 1.4MeV are larger than the critical buckling by about a factor of 2 for the DF drawer. Thus the single drawer model with group dependent bucklings can treat the larger leakage of high energy neutrons reasonably compared to the model with a critical buckling correction. This is seen from Fig. 5 which shows the intra-cell flux distribution above 4.0MeV in the DF drawer obtained from each model; in the multidrawer model the DF drawer is adjacent to the blanket drawer at the left hand side. The single drawer model($B=0$) yields the flattest distribution because the <leakage> term is not treated

at all. The multidrawer model increases the flux in the Pu plate by 4.9% compared to the single drawer model($B=0$). This is because the multidrawer model can take into account the large neutron leakage from DF drawers to blanket drawers in higher energy groups. The single drawer model with group dependent bucklings increases the flux in the Pu plate by 4.1%, but only 1.8% increase is seen for a critical buckling correction. This means that the single drawer model with group dependent buckling is better than the cell model with a critical buckling in the treatment of the <leakage> term.

As was shown in Table 1 the multidrawer model gives us the cross sections of the drawers adjacent and not adjacent to other type drawer separately; the percent differences from the cross sections obtained from single drawer model($B=0$) are 4.4% and 2.9% in the 1st group(>4.0MeV), respectively. The single drawer model with group dependent bucklings has almost the same effect (3.7% in the 1st group) as the multidrawer model but it can not treat the spatial cross section change. The critical buckling correction has the smallest effect. From the above results we can conclude that the multidrawer model is the most reasonable cell model.

IV. Effects on Neutronic Characteristics of ZPPR-13A

We investigate the effects of the cell models on some neutronic characteristics of ZPPR-13A. We have performed 7-group RZ diffusion calculations using CITATION code⁽⁴⁾ with the cross sections obtained from each cell model. The diffusion coeffi-

coefficients are set to $D = 1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$; $\tilde{\Sigma}_{tr}$ is the cell averaged transport cross section. We consider the following four methods to assign the cross sections for the core calculation:

- 1) Cross sections calculated from the single drawer model ($B=0$) are used for all drawers,
- 2) Cross sections calculated from the single drawer model with a critical buckling are used for all drawers,
- 3) Cross sections calculated from the single drawer model with group dependent bucklings are used for all drawers,
- 4) Cross sections of the multidrawer model are used for the drawers adjacent and not adjacent to the fuel-blanket boundary separately.

Figure 6 shows the RZ geometry used in the core calculations. Each region is divided into 3, or 5 sub-regions to treat the drawers adjacent and not adjacent to the fuel-blanket boundary in a separate way.

First we describe the effect of the above methods on k_{eff} . The results are shown in Table 4. The multidrawer model and the single drawer model with group dependent bucklings yield a considerably large correction, though both results are almost the same. The correction by the single drawer model with a critical buckling is smaller than the above results by about 0.2% dk/k .

Percent changes of reaction rate ratios calculated by methods (2),(3) and (4) at the central blanket and the first fuel ring relative to the results by the method (1) are shown in Table 5. It is found that the change is large for the reaction rate ratio $^{238}\text{U}(n,f)/^{239}\text{Pu}(n,f)$. The multidrawer model produces

a 3.6% difference at the fuel-blanket boundary(-1.6% in the blanket region and 2.0% in the fuel region). In the single drawer model with group dependent bucklings the difference is 2.9% but the single drawer model with a critical buckling does not yield such a large difference.

For the reaction rate distributions the largest effect is seen in the ^{238}U fission rate distribution, the percent difference of this distribution from that of the method (1) is shown in Fig. 7; the distribution is normalized at the core center. The effects are almost the same as observed in the reaction rate ratio $^{238}\text{U}(n,f)/^{239}\text{Pu}(n,f)$.

We have investigated the multidrawer effect on a sodium void worth. Each sub-region from the third sub-region in the 1st fuel ring to the fifth sub-region in the 3rd fuel ring was voided separately(See Fig. 6); the height of the voided region was assumed to be +30.5cm from the mid plane. The differences of the sodium void worths calculated by method (4) from those by method (1) are shown in Fig. 8. The correction by the multidrawer model are not so large but rather large space dependency is seen, i.e. in the fuel ring the correction is about -2.0% for the sub-regions adjacent to the blanket region and +2~5% for the mid sub-region.

Though the above corrections have been investigated on the basis of diffusion calculations, almost the same results are obtained by the transport calculation, because these effects are caused only by the differences of cell averaged cross sections. For example, the correction by the multidrawer model to k_{eff} in

the 1-D slab model of ZPPR-13A is 0.43% dk/k in a diffusion calculation and 0.44% dk/k in a transport calculation by ANISN with a $S_{16}P_0$ approximation.

V. Conclusions

We have investigated the three cell models in order to consider the fuel-blanket interaction effect, the single drawer model with a critical buckling, the single drawer model with group dependent bucklings and the multidrawer model. The effects of these models on k_{eff} , reaction rate ratios reaction rate distributions and a sodium void worth in ZPPR-13A were estimated. As a result we have obtained the following conclusions.

1) The most practical multidrawer model is the 3F+3B(X) model in which 3 fuel drawers and 3 blanket drawers are arranged perpendicular to plates in a drawer.

2) The multidrawer model has a considerably large effect on cell averaged cross sections and we can consider the spatial cross section change using this model. The single drawer model with group dependent bucklings has almost the same effect with the multidrawer model, but it can not treat the spatial cross section change.

3) The multidrawer model increases k_{eff} by 0.43% dk/k and its effect on the reaction rate ratio $^{238}\text{U}(n,f)/^{239}\text{Pu}(n,f)$ and ^{238}U fission rate distribution are large especially near the fuel-blanket boundary. Thus these effects have to be added as corrections when using the single drawer model in a core analysis.

The multidrawer effect on a sodium void worth is not so large (-3~+5%) but it has rather large space dependency.

ACKNOWLEDGMENT

The authors would like to express their deep appreciation to Dr. K.Sirakata for his constant interest. A part of this work was carried out under contract between the Power Reactor & Nuclear Fuel Development Corp. and Osaka University.

REFERENCES

- (1) Engle, W.: "A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering", K-1693, Oak Gaseous Diffusion Plant (1967).
- (2) Ono, S., Wachi, E., Takeda, T.: "CASUP: Cell Calculation Code for Fast Reactor Analysis", Technol. Repts. Osaka Univ., 33, 207 (1983).
- (3) Kikuchi, Y., Narita, T., Takano, H.: "Preliminary Results of Benchmark Test on JENDL-2", J. Nucl. Sci. Technol., 17(7), 567 (1980).
- (4) Fowler, T.B., Vondy, D.R., Cunningham, G.W.: "Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION", ORNL-TM-2496, Rev. 2, Oak Ridge National Laboratory (1971).

Table 1 Effect on cell averaged production cross sections

1) Double column fuel drawer

Group	Upper energy	3DF+3RB1*		3DF+3RB2**		Critical B	Group B X factor
		X	Y	X	Y		
1	10.5 Mev	4.40%	3.55	2.88	2.63	1.68	3.72
2	4.0	3.97	3.54	2.76	2.87	1.41	3.29
3	1.4	0.88	0.78	0.80	0.88	0.57	0.90
4	0.1	-0.03	-0.03	0.02	0.02	0.17	0.06
5	10.0 kev	-0.14	0.16	-0.10	0.11	-0.01	0.02
6	1.0	-0.14	0.36	-0.07	0.01	-0.01	0.02
7	0.1	-0.30	1.43	0.15	-0.80	0.02	0.16

2) Blanket drawer

1	10.5 Mev	-1.94	-1.65	-1.62	-1.56		-1.24
2	4.0	-1.67	-1.26	-1.40	-1.26		-1.03
3	1.4	-0.29	-0.15	-0.29	-0.23		-0.15
4	0.1	0.05	0.05	0.00	-0.01		0.00
5	10.0 kev	0.08	0.05	0.06	-0.02		-0.02
6	1.0	0.17	0.03	0.13	-0.03		-0.04
7	0.1	0.36	-0.08	0.23	-0.11		-0.14

* adjacent to other type drawer, ** not adjacent to other type drawer

Table 2 Effect of 2-D multidrawer model on cell averaged production cross sections

Position	1	2	3	
group				
1	1		5.12	
	2		4.89	
	3		0.95	
	4		-0.01	
	5		-0.14	
	6		-0.08	
	7		-0.24	
2	1	4.52	3.17	
	2	4.34	3.21	
	3	0.83	0.76	
	4	-0.04	-0.05	
	5	0.05	-0.12	
	6	0.15	-0.09	
	7	0.53	0.16	
3	1	4.82	3.45	2.61
	2	4.45	3.50	2.80
	3	0.79	0.84	0.83
	4	0.03	-0.03	0.05
	5	0.31	-0.04	0.01
	6	0.55	-0.11	-0.01
	7	1.60	-0.49	-0.09

Table 3 Group dependent bucklings in each region (B^2)

(cm^{-2})

Group	Center B*	1st F**	1st B	2nd F	2nd B	3rd F	Radial B
1	-1.3451-2**	6.0066-3	-1.3721-2	5.6282-3	-1.3721-2	4.5332-3	-1.3498-2
2	-1.4157-2	5.9384-3	-1.4395-2	5.5728-3	-1.4419-2	4.4816-3	-1.4277-2
3	-4.3818-3	2.6590-3	-3.8218-3	2.6049-3	-3.8037-3	2.5685-3	-4.2307-3
4	2.8150-4	-1.0599-4	1.9259-3	8.6398-5	2.1413-3	7.4381-4	1.1025-3
5	1.3292-3	-1.6268-3	3.2041-3	-1.2492-3	3.4472-3	-2.7244-4	2.2042-3
6	3.3283-3	-5.9152-3	6.8386-3	-5.1052-3	7.1723-3	-3.5694-3	3.7213-3
7	6.2119-3	-4.1776-2	1.4791-2	-3.8407-2	1.5102-2	-3.3879-2	-1.9021-4

* Blanket region, ** Fuel region, ** Read as -1.3451×10^{-2}

Table 4 Correction to k_{eff} calculated by each method

Method	k_{eff}	$\Delta k/k$
(1)	0.99733	————
(2)	1.00008	0.00276
(3)	1.00209	0.00477
(4)	1.00156	0.00427

Table 5 Correction to reaction rate ratios calculated each method

Reaction	Method	Central Blanket		1st Fuel Ring	
		Center	Boundary	Boundary	Mid
$^{28}\text{C}/^{49}\text{F}^*$	(2)	0.00%	0.01	-0.19	-0.22
	(3)	-0.03	-0.01	-0.46	-0.54
	(4)	0.04	0.27	-0.52	-0.32
$^{28}\text{F}/^{49}\text{F}^{**}$	(2)	-0.20	-0.16	0.58	0.51
	(3)	-0.78	-1.35	1.50	1.31
	(4)	-1.56	-1.67	1.96	0.99

* $^{238}\text{U}(n,r)/^{239}\text{Pu}(n,f)$, ** $^{238}\text{U}(n,f)/^{239}\text{Pu}(n,f)$

Figure Captions

- Fig. 1 ZPPR-13A interface diagram
- Fig. 2 Difference of production cross sections(>6.5Mev) obtained from whole core transport calculation relative to those of single drawer model(B=0)
- Fig. 3 Parpendicular and parallel multidrawer model
- Fig. 4 2-D multidrawer model used in calculation
- Fig. 5 First group intra-cell flux distribution in DF drawer
- Fig. 6 RZ geometry of ZPPR-13A used in calculation
- Fig. 7 Correction to ^{238}U fission rate distribution
- Fig. 8 Correction to sodium void worth

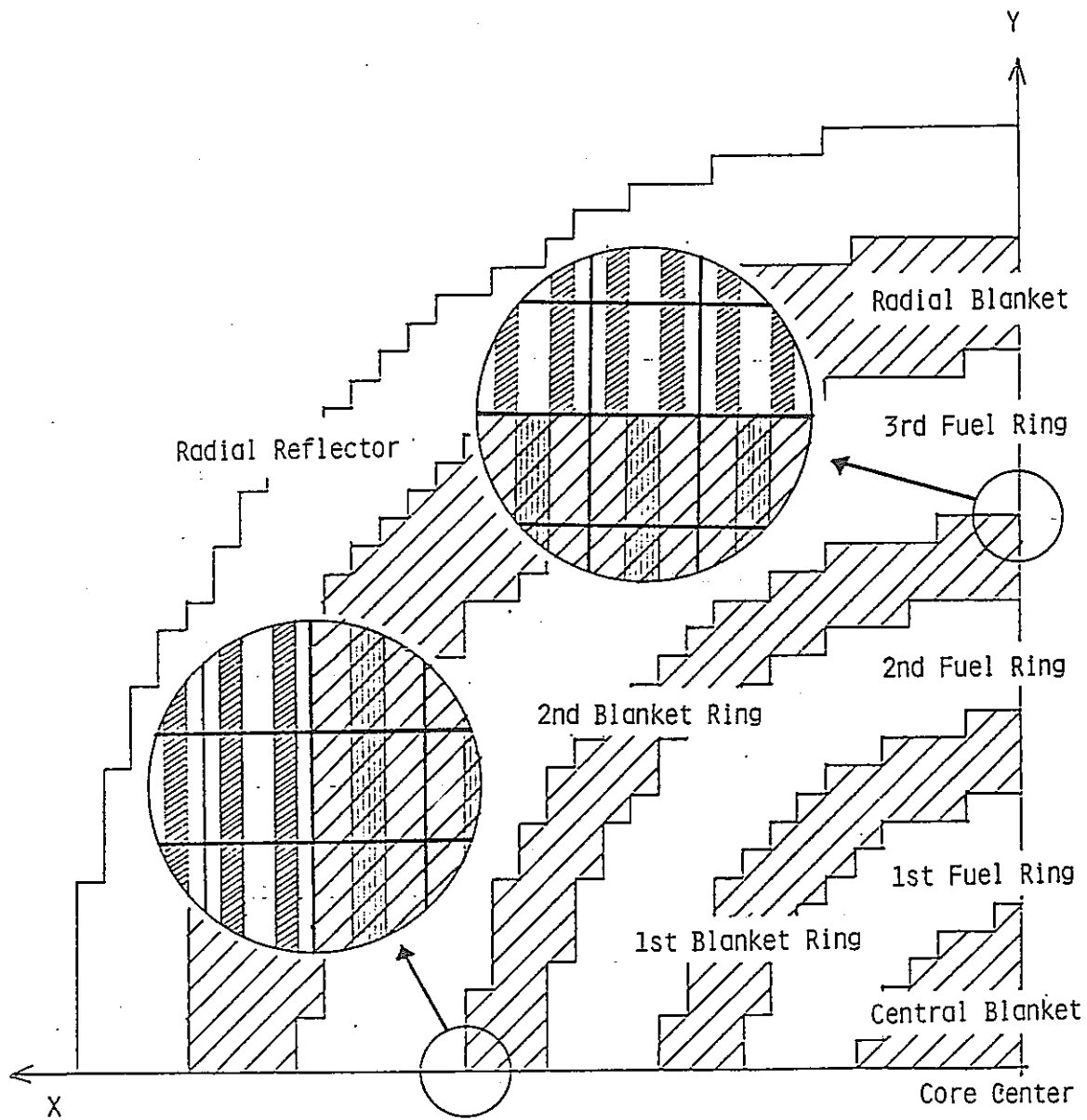


Fig.1 ZPPR-13A interface diagram

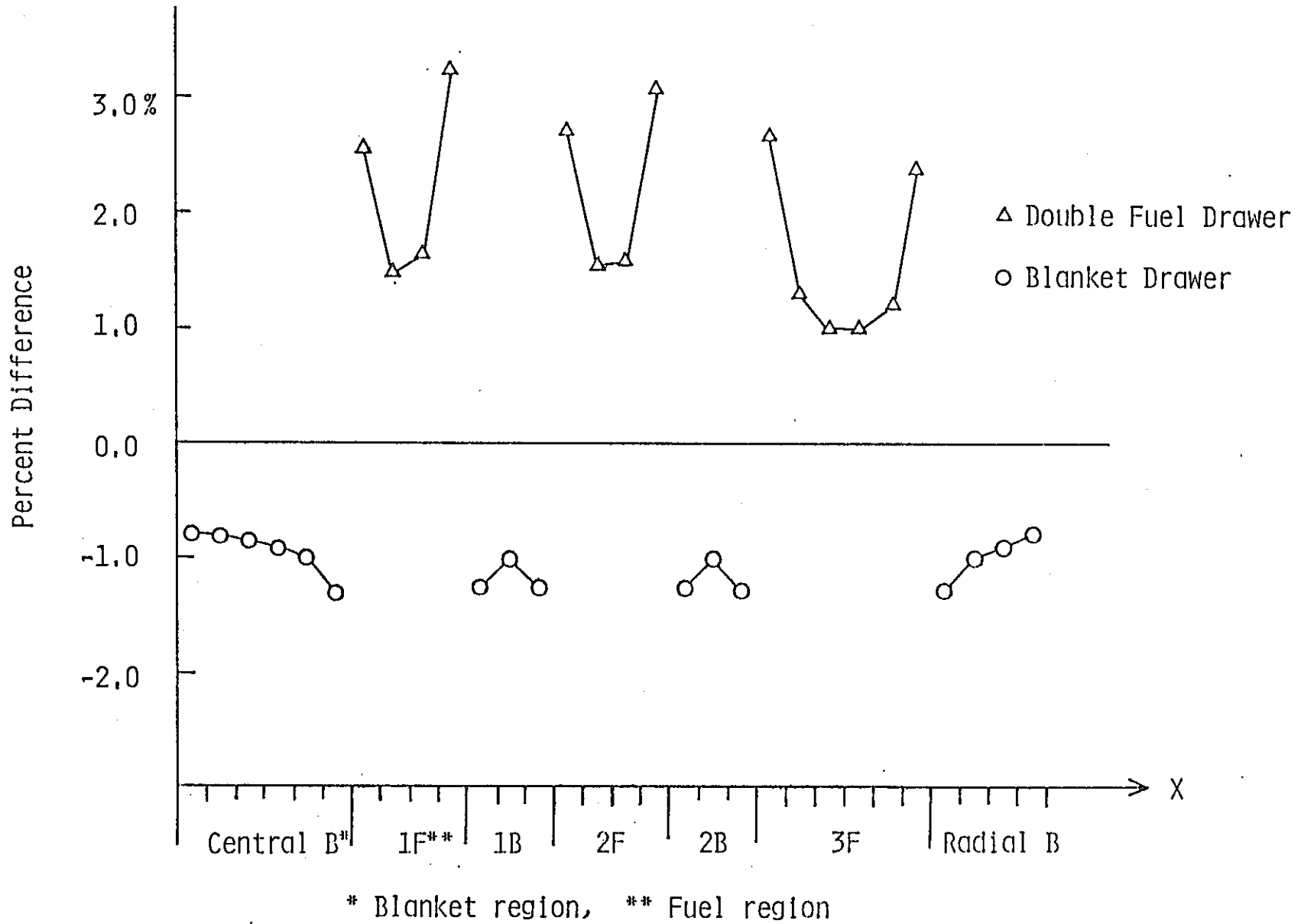
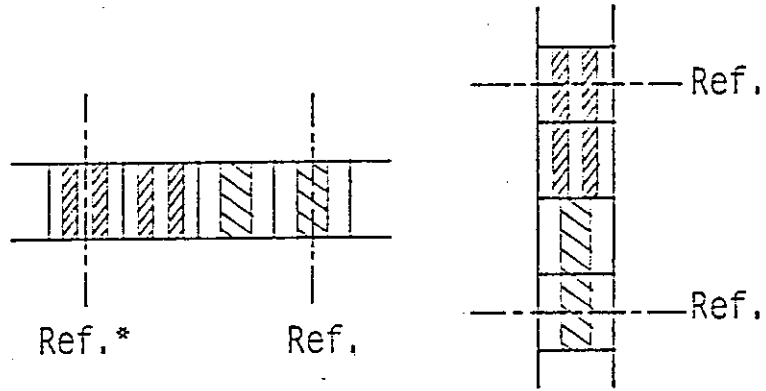


Fig. 2 Difference of production cross sections (>6.5MeV) obtained from whole core transport calculation relative to those from single drawer model (B=0)

3F+3B(X) model

3F+3B(Y) model



Fuel drawer



Blanket drawer

* Reflective boundary

Fig. 3 Parpendicular and parallel multidrawer model

Y (Parallel to Plates)

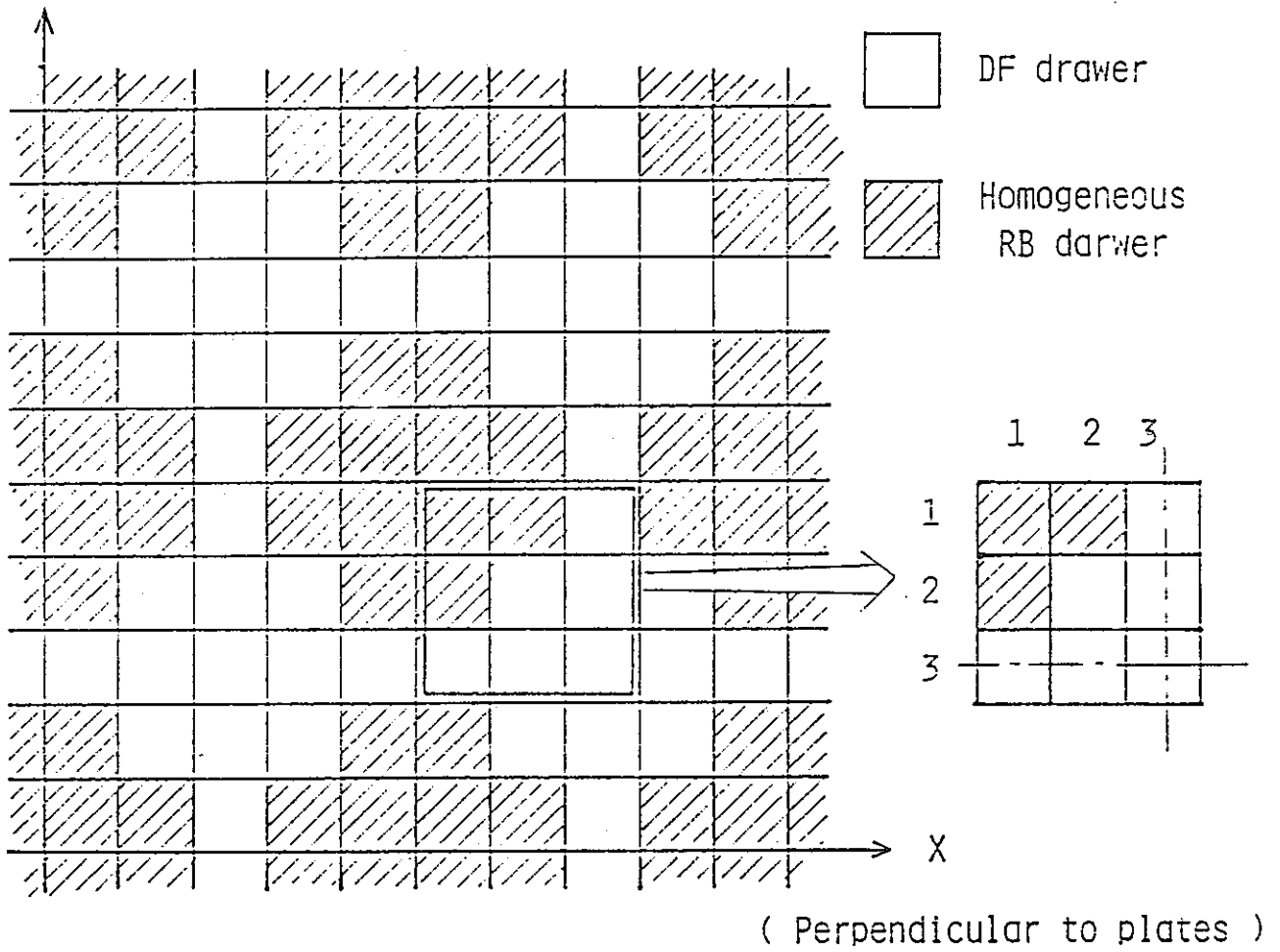


Fig. 4 2-D multidrawer model used in calculation

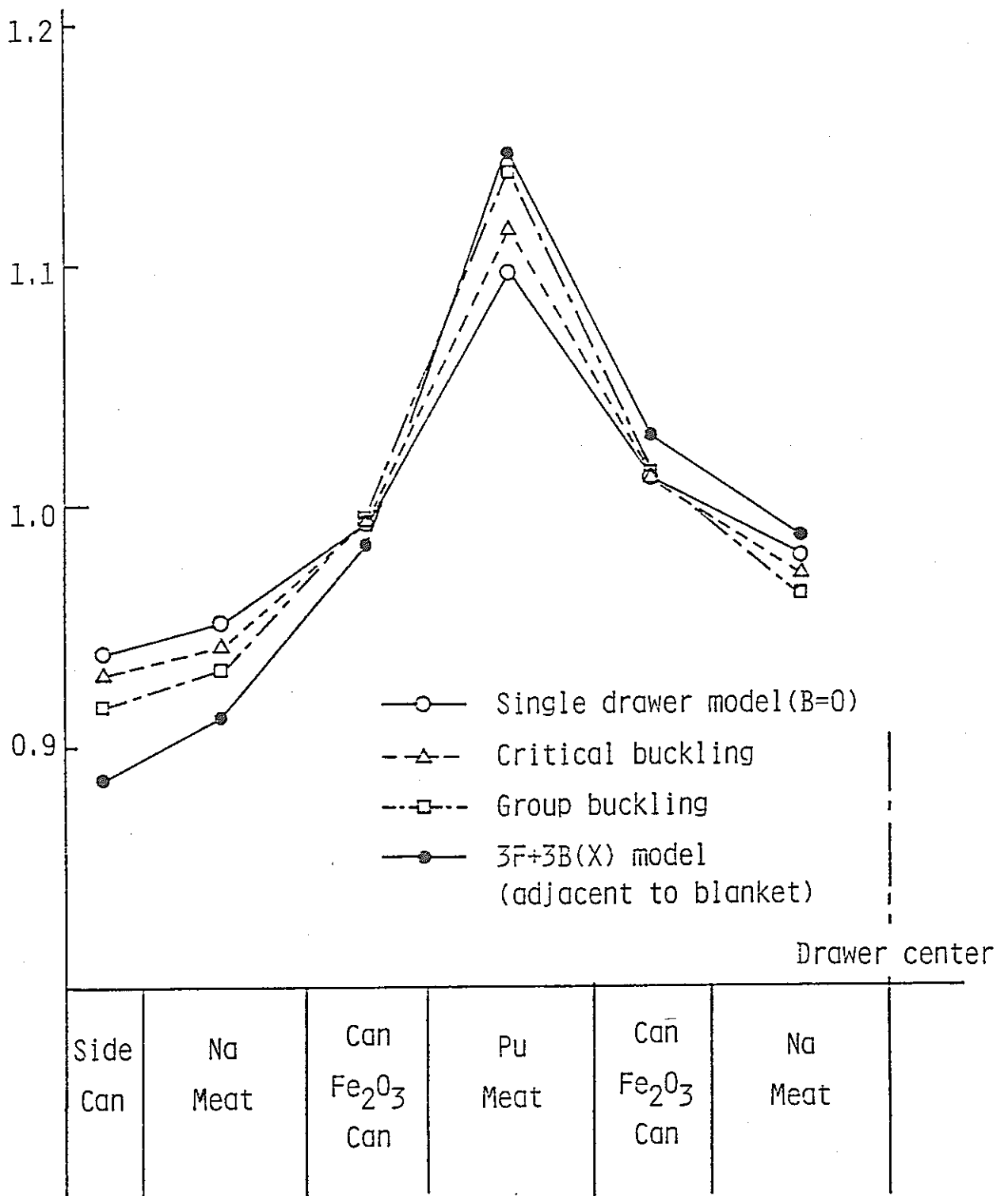


Fig. 5 First group intra-cell flux distribution in DF drawer

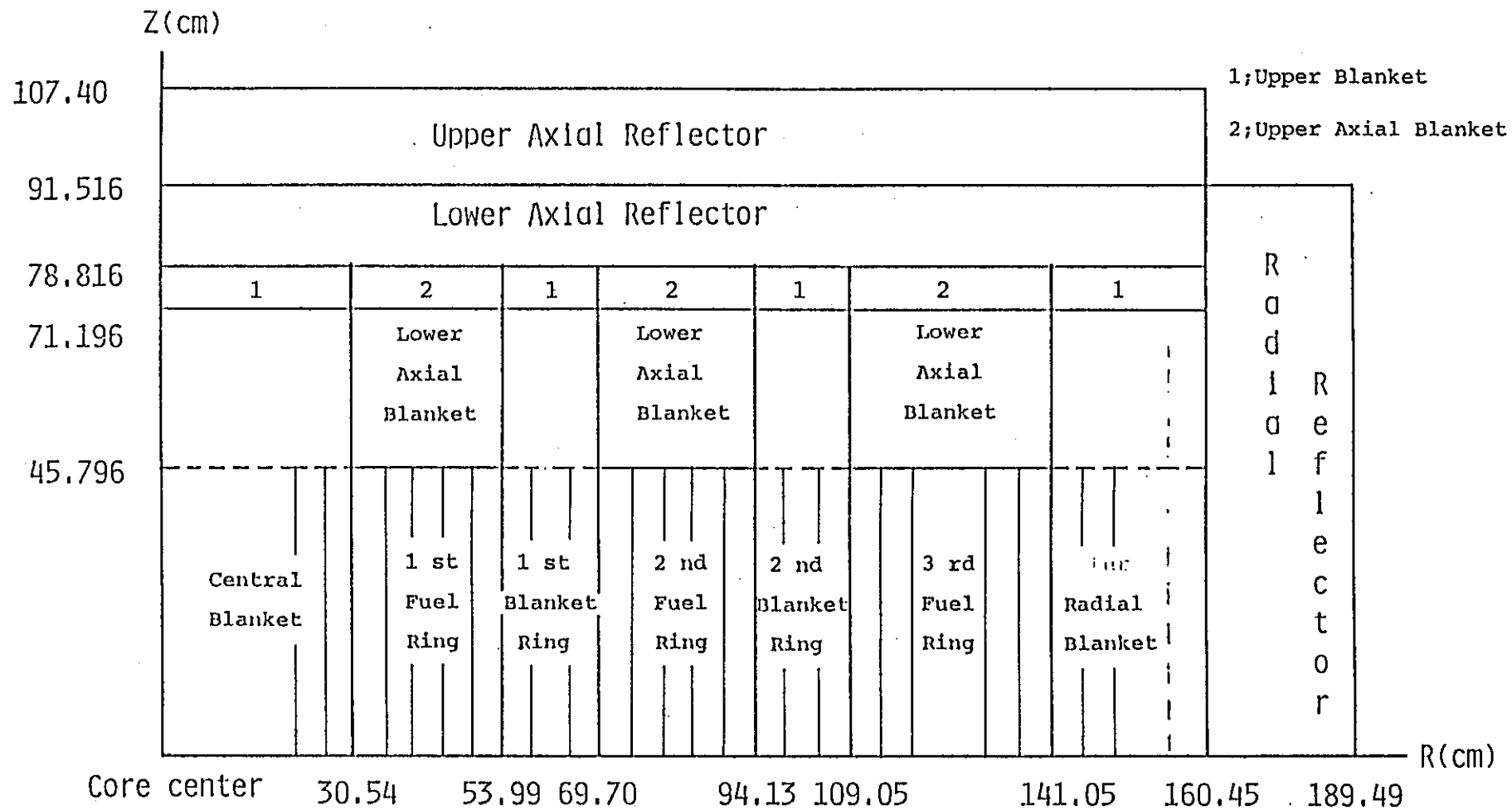


Fig. 6 RZ geometry of ZPPR-13A used in calculation.

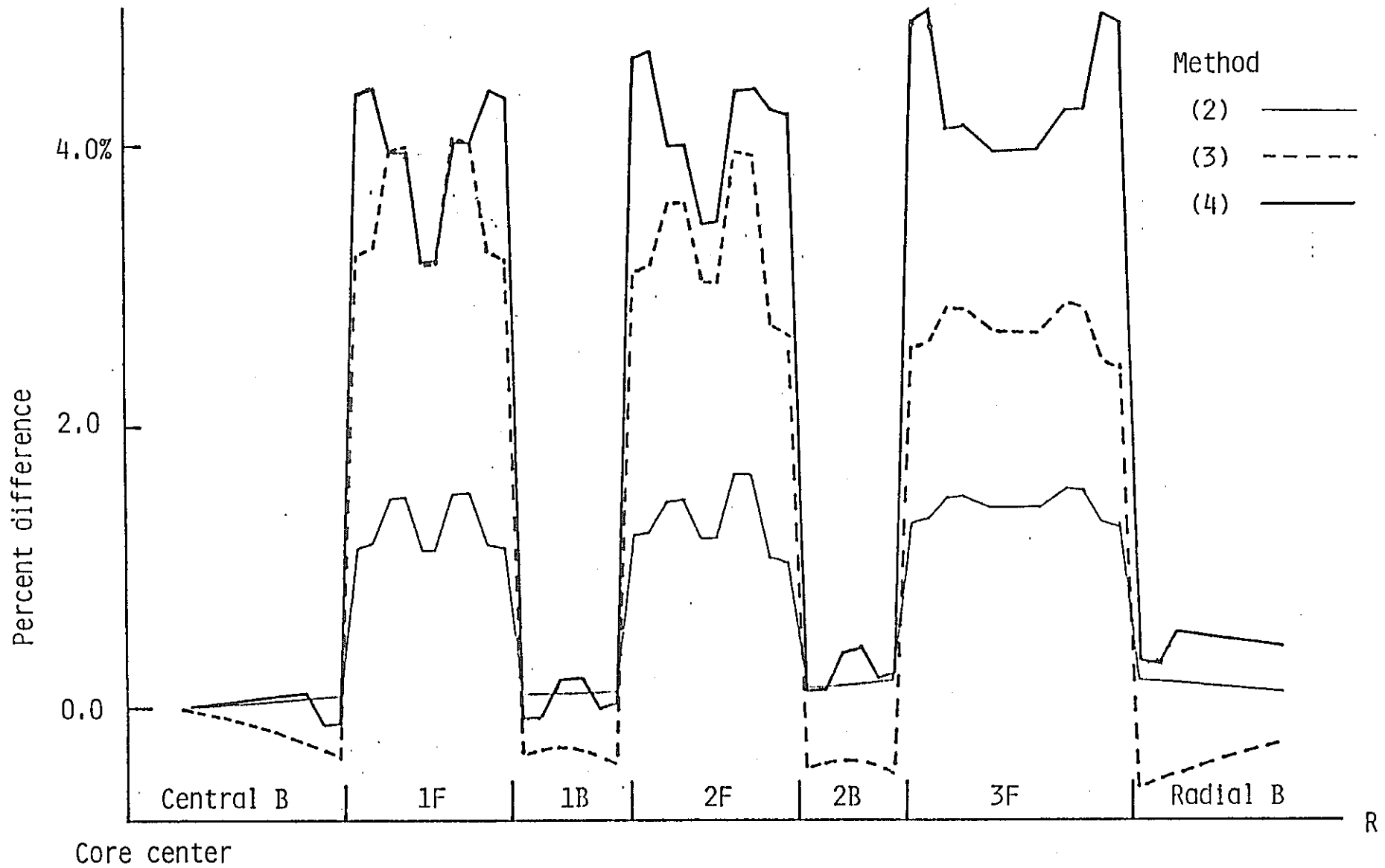


Fig. 7 Correction to ^{238}U fission rate distribution

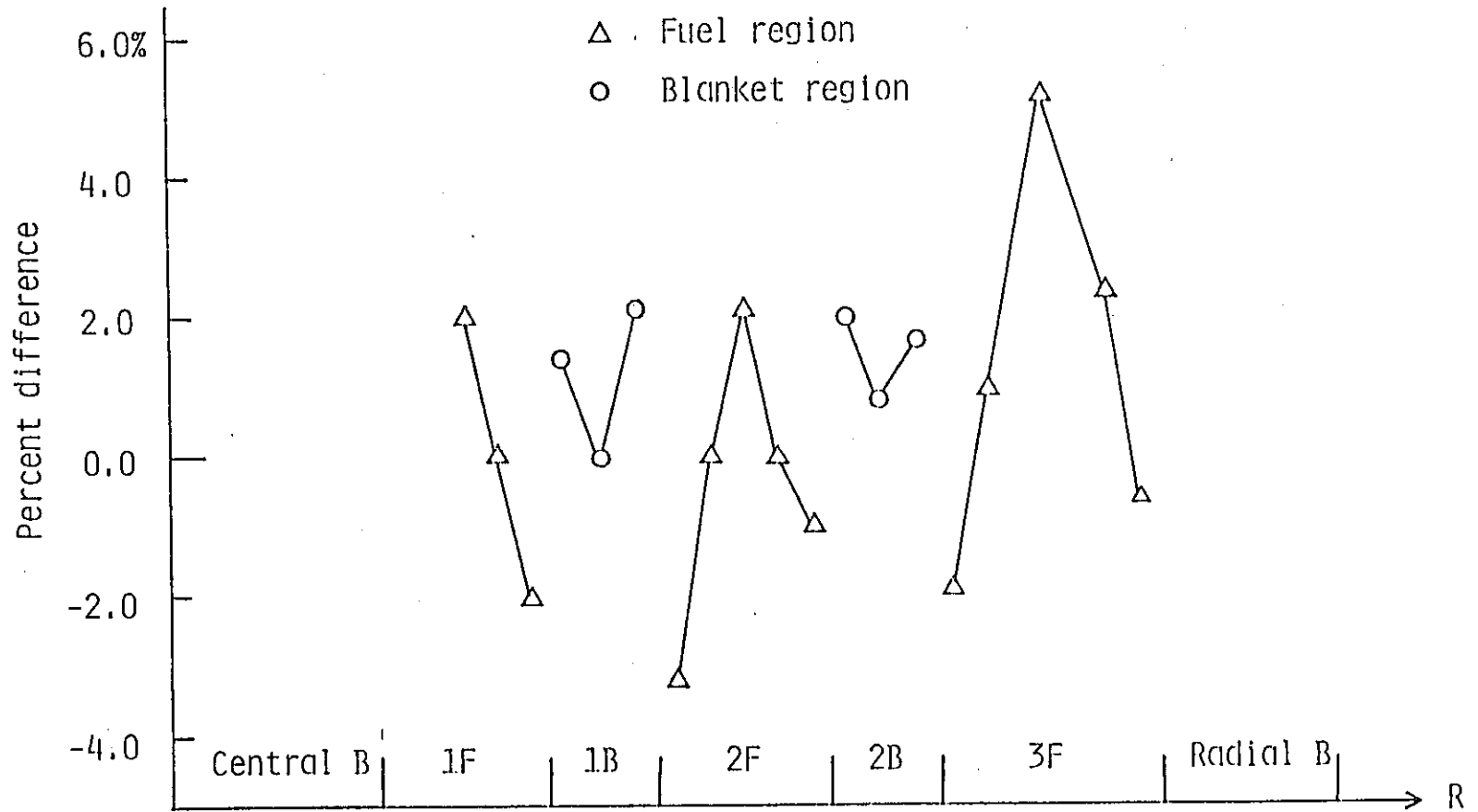


Fig. 8 Correction to sodium void worth

ナトリウムボイド反応度に対するマルチドロワ効果

1. 序

1章で検討したようにナトリウムボイド反応度に対するマルチドロワ効果は $-3 \sim +5\%$ で大きな効果はなかった。しかし、その空間依存性はかなり大きいのでさらに詳しく検討することにした。そこで、マルチドロワモデルの断面積を用いた場合、ボイド反応度に物理的にどう効くのかを調べるため摂動計算を行ない、ボイド反応度をその成分に分けて検討した。

2. ボイドによる断面積の変化に対するマルチドロワ効果

格子計算に用いたマルチドロワモデルは3F+3Bモデルと3FV+3Bモデルで、どちらも燃料ドロワとブランケットドロワを3個ずつ合わせて、これを交互に並べたモデルである。FVはナトリウムをボイドにした燃料ドロワである。格子平均生成断面積、拡散係数($1/3 \tilde{\Sigma}_{tr}$)、除去断面積並びに対応するボイドドロワとの断面積の差をTable 1に示す。シングルドロワモデルにおける断面積の差に比べてマルチドロワモデルのRBに接するDFドロワの場合、1,2群の生成断面積の差がそれぞれ8,16%大きくなっている。これはマルチドロワ効果により生成断面積の絶対値が大きくなっているため、それに伴って断面積の差が大きくなったものである。ここで、ボイドによる断面積の変化率($\Delta \Sigma / \Sigma$)はシングルドロワモデルとマルチドロワモデルとではほぼ同じである。一方、拡散係数、除去断面積の差はモデル間で一定である。また、RBに接しないDFドロワの場合、生成断面積を含めてシングルドロワモデルの場合と断面積の差はほとんど変わらない。

3. ナトリウムボイド反応度

Appendix AのFig. 6に示したRZ体系において第3燃料リング内の5つの細分領域を中央面から30.5 cmの高さまで別々にボイド化する。これらを炉心の内側から順にボイドパターン1~5と呼ぶことにする。基準計算ではゼロバックリングのシングルドロワモデルの断面積を全てのドロワに対して用い、マルチドロワ計算では、ドロワを燃料-ブランケット境界に接するドロワと接しないドロワに分けてマルチドロワモデルの断面積を全てのドロワに用いる。ここで、ボイドパターン1と5は境界に接するドロワからなる領域がボイドとなり、ボイドパターン2, 3, 4は境界に接しないドロワからなる領域が

ボイドとなる。

ボイド反応度は、ナトリウム充てん炉心の随伴中性子束と各ボイド炉心の中性子束を用いて拡散厳密摂動計算を行なうことにより求めた。基準計算で得られた各ボイドパターンに対する単位消失ナトリウム量あたりのボイド反応度、並びに基準計算とマルチドロワ計算とのパーセント差を Table 2 に示す。

まず、基準計算の結果について見るとボイド反応度はパターン 1, 2, 3 では正、4, 5 では負となる。この理由は、第 3 燃料リングが炉心外縁部にあたり、パターン 4, 5 と外へ行くに従って漏洩項が大きくなり、一方非漏洩項も外へ行くに従って中性子束、随伴中性子束ともに小さくなるので、これに伴って小さくなる。この結果、外側では漏洩項が支配的となり、ボイド反応度は負になる。また、非漏洩項のうち最も大きな成分である減速項では最も内側にあるパターン 3 において最大値をとる。これは、Table 3 に示す随伴中性子束スペクトルを見てわかるようにパターン 2, 3, 4 に比べパターン 1, 5 の領域の方が高エネルギー群での随伴中性子束のもち上がり方が鋭くなっているためである。このような随伴中性子束スペクトルの変化はブランケットに接している領域ではもれが大きく、スペクトルがハードになることに起因する。

次にマルチドロワ効果について検討する。ボイド反応度全体に対する効果は 1 章でみたようにあまり大きいとは言えない。そこでボイド反応度の各成分に対する効果を詳しく検討する。Table 2 を見ると、吸収項と核分裂項に対する効果が非常に大きいことがわかる。特に核分裂項ではパターン 1 及び 5 で -20% に達している。これは、2 節で述べたようにボイドによる生成断面積の変化に対するマルチドロワ効果が 8~16% (>1.4 MeV) に達していることが原因である。核分裂項は負の項であるためパターン 1 ではマルチドロワ効果は負となる。減速項では全てのパターンで正の効果が見られ、特にパターン 3 では 1.7% に達する。減速項は他に比べて絶対値が大きいのでボイド反応度全体として見たときの効果も無視できない量となる。Table 3 に示した随伴中性子束スペクトルを基準計算とマルチドロワ計算で比較すると、マルチドロワ計算の方が 1 及び 2 群 (>1.4 MeV) のスペクトルが大きい。これは、マルチドロワ計算では Table 1 に示したように燃料ドロワの生成断面積が高エネルギー群で大きくなり、これによって高エネルギー群のインポートンスが上がるためと考えられる。ここで減速項の計算式を示すと以下のようになる。

$$\int_V d\vec{r} \sum_g \phi^{g*} \sum_{g'} \delta \Sigma_S^{g \rightarrow g'} (\phi^{g'} - \phi^g)$$

ϕ^* : 擾動後の中性子束

ϕ : 擾動前の随伴中性子束

(1)式の $\Delta\phi = \phi^{g'} - \phi^g$ で計算される随伴中性子束の差が先に述べたスペクトルの変化により大きくなるのが減速項におけるマルチドロワ効果の原因である。例として Table 3 に $\phi^2 - \phi^1$, $\phi^3 - \phi^1$ の値を併記した。 $\Delta\phi$ はパターン 3 の領域において大きく、減速項のマルチドロワ効果も最大となる。これにより、パターン 3 ではボイド反応度に対するマルチドロワ効果が正となる。最後に漏洩項についてみると、マルチドロワ効果はパターン 1 を除いて 1% 以下で、パターン 1 の場合も漏洩項の絶対値が小さいのでボイド反応度全体としては効かない。漏洩項が支配的となるパターン 4, 5 では、このためボイド反応度全体に対するマルチドロワ効果は小さくなる。

4. ま と め

ボイド反応度に対するマルチドロワ効果について検討した。その結果、ボイド反応度全体に対する効果は $-2 \sim +5\%$ であまり大きいとは言えないが、ブランケット領域に接する燃料領域では吸収項、核分裂項の絶対値をそれぞれ 10%, 20% 大きくし、全体としては負の効果をもつ。減速項については随伴中性子束スペクトルがハード化することにより最大で 1.5% 大きくなり、燃料領域の中央で正の効果をもつ。漏洩項についてはマルチドロワ効果はほとんどなく、これが支配的となる炉心最外部では、マルチドロワ効果は小さくなる。

Table 1 Cell averaged cross sections and cross section changes by sodium void

1) Single drawer model(B=0) DF drawer

group	$v\Sigma_f$	D	Σ_{rem}	$\Delta v\Sigma_f$	ΔD	$\Delta \Sigma_{rem}$
1	2.6301-2*	3.3966	5.6311-2	-4.82-4	0.4735	-8.583-3
2	2.0183-2	2.7998	3.6669-2	-1.92-4	0.4324	-4.422-3
3	8.9662-3	1.7153	5.9253-3	-0.23-4	0.3383	-1.208-3
4	8.6350-3	1.1649	4.5494-3	0.13-4	0.1932	-1.162-3
5	1.3653-2	0.6350	5.2423-3	0.25-4	0.2145	-0.904-3
6	3.4578-2	0.7912	7.2900-4	0.64-4	0.0527	-0.109-3
7	1.2106-1	0.6905	—————	7.80-4	0.0364	—————

2) Multidrawer model DF drawer adjacent to RB drawer

1	2.7465-2	3.3972	5.6410-2	-5.23-4	0.4647	-8.503-3
2	2.0956-2	2.7876	3.6975-2	-2.24-4	0.4257	-4.406-3
3	9.0572-3	1.7133	5.9314-3	-0.29-4	0.3373	-1.211-3
4	8.6315-3	1.1645	4.5418-3	0.05-4	0.1935	-1.149-3
5	1.3613-2	0.6343	5.2396-3	0.10-4	0.2147	-0.896-3
6	3.4339-2	0.7905	7.2612-4	0.01-4	0.0523	-0.100-3
7	1.1980-1	0.6866	—————	2.70-4	0.0367	—————

3) Multidrawer model DF drawer not adjacent to RB drawer

1	2.7056-2	3.3842	5.6396-2	-4.81-4	0.4665	-8.522-3
2	2.0707-2	2.7910	3.6885-2	-1.96-4	0.4269	-4.402-3
3	9.0422-3	1.7137	5.9309-3	-0.26-4	0.3372	-1.210-3
4	8.6384-3	1.1647	4.5434-3	0.09-4	0.1931	-1.150-3
5	1.3645-2	0.6348	5.2391-3	0.19-4	0.2141	-0.896-3
6	3.4557-2	0.7902	7.2586-4	0.25-4	0.0520	-0.100-3
7	1.2110-1	0.6866	—————	4.80-4	0.0363	—————

* Read as 2.6301×10^{-2}

Table 2 Sodium void worth and its components

void pattern	$(10^{-4}dk/k)/10\text{kgNa}$				
	Total	Leak.	Abs.	Fiss.	Spec.
1	2.583	-0.734	0.576	-0.529	3.269
2	2.175	-0.572	0.611	-0.613	2.748
3	0.881	-1.294	0.561	-0.626	2.240
4	-1.421	-3.118	0.397	-0.412	1.712
5	-3.063	-4.596	0.282	-0.275	1.527

Multidrawer effect (% difference, $dW/ W $)					
1	-2.36%	-3.03	12.05	-23.89	0.56
2	0.58	0.03	2.40	- 5.81	1.21
3	4.74	1.00	0.95	- 2.24	1.68
4	2.45	0.76	2.90	- 6.46	1.52
5	0.18	0.38	11.60	-20.79	0.82

Table 3 Adjoint flux spectrum in sodium flooded core

(a) Basic model calculation

group \ region	1	2	3	4	5
1	0.1774	0.1634	0.1582	0.1604	0.1722
2	0.1596	0.1495	0.1462	0.1479	0.1569
3	0.1313	0.1266	0.1259	0.1270	0.1323
4	0.1091	0.1100	0.1119	0.1112	0.1107
5	0.1052	0.1125	0.1161	0.1138	0.1066
6	0.1281	0.1360	0.1390	0.1372	0.1301
7	0.1893	0.2020	0.2027	0.2025	0.1912
2 - 1	-0.0178	-0.0139	-0.0120	-0.0125	-0.0153
3 - 1	-0.0461	-0.0368	-0.0323	-0.0334	-0.0399

(b) Multi model calculation

1	0.1781	0.1642	0.1590	0.1612	0.1730
2	0.1602	0.1500	0.1467	0.1484	0.1575
3	0.1361	0.1267	0.1259	0.1270	0.1325
4	0.1089	0.1097	0.1117	0.1109	0.1106
5	0.1049	0.1122	0.1158	0.1135	0.1063
6	0.1277	0.1356	0.1386	0.1369	0.1296
7	0.1886	0.2015	0.2023	0.2020	0.1905
2 - 1	-0.0179	-0.0142	-0.0123	-0.0128	-0.0155
3 - 1	-0.0465	-0.0375	-0.0331	-0.0342	-0.0405

第 II 部

制御棒均質化手法の改良

目 次

1. はじめに	73
2. 一次元体系での均質化法	73
3. まとめ並びに今後の研究計画	73

1. はじめに

前回の報告書でオフセンターの制御棒の均質断面積を求める方式を提案した。この方式では制御棒を含むスーパーセル表面でのアルベドを用い、各領域の平均反応率を保存する。しかしながら、実効均質断面積を求める反復計算を2～3回繰り返すうちは問題ないが、その操作をさらに続けると、この実効断面積は発散する事がわかった。本報告では、このような発散が生じない方法を提案する。

2. 一次元体系での均質化法

計算方式の概略を以下に示す。詳細な計算方法は Appendix に示す。

- (1) 通常の炉心計算でスーパーセル表面の正味の中性子流を計算
- (2) スーパーセル表面で正味中性子流を与えたスーパーセル輸送計算
- (3) 制御棒領域の均質断面積を用いたスーパーセル計算 (2) と同一の境界条件を使用)
- (4) 得られた中性子束により (2) で与えられた制御棒領域の反応率を規格化し、実効断面積を計算
- (5) この実効断面積が収束するまで (3)～(4) を繰り返す。

本手法により、一次元平板モデル体系を用いオフセンターの制御棒価値を計算し、他の手法の結果と比較した。中性子束重みの均質断面積を用いると誤差の最大値は3%程度となるが、本方法では0.5%以内となる。中性子もれの効果を取り入れない手法(本方法で正味中性子流を零とする方法)では誤差は2%程度に増加した。この事から、オフセンターの制御棒価値の計算には本方法が有効である事が確認された。

3. まとめ並びに今後の研究計画

中性子もれを取り入れた制御棒の実効均質断面積を求める際に、スーパーセルの表面でアルベドの変わりに正味の中性子流を用いることで良い収束性が得られた。一次元平板モデル体系を用いて制御棒価値を計算した結果、本手法は中性子もれの大きなオフセンターの制御棒に対して特に有効であることがわかった。

今後は、本手法を二次元体系に適用する予定である。

Appendix

Effective Spatial Homogenization with Neutron Leakage Effect for FBR Control Rods

Yoshiaki Sasaki, Shunji Ono[†], Takeo Nishigori
and Toshikazu Takeda

Department of Nuclear Engineering,
Faculty of Engineering, Osaka University*

total page	26
number of Figures	3
number of Tables	5

* Yamadaoka, Suita-shi 565.

† Present address: Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.,
Wadasaki, Hyogo-ku, Kobe 652.

Abstract

An effective homogenization of control rods is studied by considering neutron leakage as a fixed boundary source. Good numerical convergence is seen in the iterative calculation of effective homogenized cross sections that preserve integrated reaction rates. Usefulness of the present method is demonstrated by treating off-center control rods in a one-dimensional slab model of an FBR.

KEYWORDS: spatial homogenization, FBR, control rod worth, calculation, neutron leakage, supercell, fixed boundary source, collision probability, effective cross section, one-dimension

I. INTRODUCTION

In the design calculation of FBRs it is necessary to evaluate control rod (CR) worths accurately. Heterogeneous CRs are usually homogenized, and some effective homogenization is required to take account of the strong heterogeneity and large asymmetric neutron leakage. The usual homogenization method is to use as a weighting function the flux fine structure calculated in a heterogeneous supercell made up with a central CR region and surrounding fuel regions. Such a commonly used homogenization does not preserve the average reaction rates in the CR region when the supercell calculation is repeated by using the resultant homogenized cross sections, and therefore leads to a misprediction of the CR worth⁽¹⁾. We have proposed an iterative method to calculate effective homogenized cross sections that preserve group-wise integrated reaction rates in each region in the supercell⁽²⁾. This method, however, assumes the zero net current at the supercell boundary, and takes no account of the neutron leakage. Thus, the method can apply only to CRs near the core-center where the neutron leakage is relatively small.

A well-known method to take the neutron leakage into consideration is to use a buckling. This method, however, shows a numerical instability for large negative bucklings; moreover, it cannot take account of the asymmetric neutron leakage, which is very important for off-center CRs. This difficulty can be avoided by the albedo collision probability method, where the albedos at each surface are incorporated into

the collision probabilities ⁽³⁾. An alternative method of using incoming partial currents, instead of the albedos, has been reported recently by Rempe and Smith ⁽⁴⁾.

The iterative calculation of the effective homogenized cross sections mentioned earlier can be made with fixed albedo values. A first few iterations are found to give an improved CR worth prediction. The iterations, however, fail to converge (See Fig. 3 below) because of the obvious reason that, since the preservation of the reaction rates means the preservation of the net currents at the boundary surfaces, the quantity that should be kept fixed during the iterations is not the albedos, nor the incoming currents used by Rempe and Smith, but the net currents.

The purpose of the present paper is thus to propose a supercell calculation with the net boundary currents treated as fixed sources, and to well define the effective homogenized cross sections that preserve the reaction rates.

In Chap. II, the cell calculation is formulated as a fixed source problem, and an iterative procedure for calculating the effective homogenized cross sections is described. In Chap. III, a one-dimensional (1-D) test geometry with off-center CR is treated to show the effectiveness of the present method. Conclusions are given in Chap. IV.

II. CALCULATIONAL METHOD

We derive an effective homogenization method by considering a simple 1-D supercell model shown in Fig. 1. It is assumed that the net currents are given at the supercell boundaries. They can be obtained from a preliminary reactor calculation with the conventional flux-weighted cross sections. The collision rate in region j in the supercell can be written in terms of the partial incoming currents $J_{0,g}^-$ and $J_{1,g}^-$ as

$$\Sigma_j^g \phi_j^g V_j = \sum_i P_{i,j}^g Q_i^g V_i + J_{0,g}^- P_{s_{0,j}}^g + J_{1,g}^- P_{s_{1,j}}^g, \quad (1)$$

where

- Σ_j^g : g-group total cross section of region j ,
- ϕ_j^g : g-group scalar flux in region j ,
- V_j : Volume of region j ,
- Q_i^g : g-group fission and scattering source in region i depending on the flux,
- $J_{k,g}^-$: g-group partial incoming current on surface S_k ($k= 0$ or 1),
- $P_{i,j}^g$: Probability that a g-group neutron born in region i makes its first collision in region j ,
- $P_{s_{k,j}}^g$: Probability that a g-group neutron crossing surface S_k ($k= 0$ or 1) makes its first collision in region j .

The sum with respect to i on the right-hand side of Eq. (1) is taken over all regions within the supercell. To express Eq. (1) in terms of the net boundary currents $J_{0,g}^{\text{net}}$ and $J_{1,g}^{\text{net}}$, we use

the relations

$$J_{k,g}^+ = J_{l,g}^- P_{s_l, s_k}^g + \sum_i P_{i, s_k}^g Q_i^g V_i \quad (k=0 \text{ or } 1; l=1 \text{ or } 0) \quad (2)$$

where

$J_{k,g}^+$: g-group partial outgoing current on surface S_k
($k= 0$ or 1)

P_{s_k, s_l}^g : Probability that a g-group neutron crossing surface S_k ($k= 0$ or 1) reaches surface S_l ($l= 1$ or 0) without making collision in cell,

P_{i, s_k}^g : Probability that a g-group neutron born in region i reaches surface S_k ($k= 0$ or 1) without making collision in cell,

and

$$J_{k,g}^{\text{net}} = J_{k,g}^+ - J_{k,g}^- , \quad (k = 0 \text{ or } 1), \quad (3)$$

where

$J_{k,g}^{\text{net}}$: g-group net current on surface S_k ($k= 0$ or 1)

It then follows that

$$\sum_j \phi_j^g V_j = \sum_i P_{i,j}^g Q_i^g V_i + \frac{1}{1 - P_{s_0, s_1}^g P_{s_1, s_0}^g} (- J_{0,g}^{\text{net}} P_{s_0, j}^g - J_{1,g}^{\text{net}} P_{s_1, j}^g - J_{0,g}^{\text{net}} P_{s_0, s_1}^g P_{s_1, j}^g - J_{1,g}^{\text{net}} P_{s_1, s_0}^g P_{s_0, j}^g) \quad (4)$$

where

$$P_{i,j}^{*g} = P_{i,j}^g + \frac{1}{1 - P_{s_0,s_1}^g P_{s_1,s_0}^g} (P_{i,s_0}^g P_{s_0,j}^g + P_{i,s_1}^g P_{s_1,j}^g + P_{i,s_0}^g P_{s_0,s_1}^g P_{s_1,j}^g + P_{i,s_1}^g P_{s_1,s_0}^g P_{s_0,j}^g) \quad (5)$$

The first term on the right-hand side of Eq. (4) represents the contribution from the neutron traveling from region i to region j , and the remaining term describes the neutron coming from the supercell surfaces. The collision probability $P_{i,j}^{*g}$ consists of the direct contribution and the contribution of the neutron at least once crossing the surfaces. Transport equation (4) is our basis of calculating the neutron flux fine structure in the supercell.

Using the same technique as in Ref. 2, the effective homogenized cross sections for reaction α (denoting capture, fission, or removal) are determined. The supercell calculation is iteratively carried out using the homogenized cross sections until the reaction rates at each region in the supercell become preserved. The homogenized cross sections for the n th iteration is given by

$$\bar{\Sigma}_{\alpha,g}^{(n)} = \int_{rod} dV \Sigma_{\alpha,g}(r) \phi_g(r) / \int_{rod} dV \bar{\phi}_g^{(n-1)}(r) \quad (6)$$

where the numerator on the right-hand side is the true reaction rate obtained from a heterogeneous transport calculation using Eq. (4), while in the denominator $\bar{\phi}_g^{(n-1)}$ is the g -group flux of the $(n-1)$ th iteration calculated by making use of Eq. (4) with

group constants $\bar{\Sigma}_{\alpha,g}^{(n-1)}$. This procedure is repeated until $\bar{\phi}_g^{(n)}$ converges. The reaction rates can thus be preserved correctly in the supercell calculation, and a good CR worth prediction is expected.

III. ANALYSIS OF 1-D TEST GEOMETRY

To investigate the applicability of the effective homogenized cross sections, let us analyze CR worths in a 1-D slab model shown in Fig. 2. The CR consists of a central absorber region and a region of coolant and structure material. The CR worths for the core center rod (Case 1) and for off-center rods (Case 2 and Case 3) are calculated. We consider three different ^{10}B enrichments - natural boron, 40% enrichment and 90% enrichment - to study the dependence of the homogenization effect on the ^{10}B enrichment. The calculations are made with 7 energy group cross sections obtained from the JENDL-2 70-group cross section set⁽⁵⁾; the group structure is shown in Table 1.

A reactor calculation has been carried out by the ANISN code⁽⁶⁾ in the S_8P_0 approximation to obtain the net currents; the total capture and leakage has been normalized to unity. The results are listed in Table 2 for, e.g., 90% ^{10}B enrichment. A large asymmetric leakage is observed for the off-center CRs.

The iterative calculation of the effective homogenized cross sections has been made with the supercell model shown in Fig. 1. A good flux convergence is shown in Fig. 3, while the iterative calculation with fixed albedos diverges. Table 3 shows percent differences of the effective absorption cross sections of the CR from the conventional flux-weighted absorption cross sections for each ^{10}B enrichment. The difference increases with increasing ^{10}B enrichment, but its dependence on the CR position is small. Table 4 gives percent differences of the effective absorption cross sections from the conventional ones for the fuel

regions adjacent to the CR. The difference depends on the CR position, and differs in the right and left fuel regions adjacent to the CR, reflecting the differences in the neutron leakage.

The following reactor calculations are performed using several homogenized cross section sets to examine the effectiveness of the present method:

- 1) Reference calculation treating the CR channel as multiregion.
- 2) Calculation using flux-weighted cross sections for the CR
- 3) Calculation using the effective homogenized cross sections for the CR and inner core regions without considering the leakage.
- 4) Calculation based on the present method.

The reactor calculations are executed by ANISN in the S_8P_0 approximation. Table 5 compares the CR worths relative to a control rod position made up with sodium and steel obtained in the above-mentioned methods. The flux-weighted cross sections yield the maximum error of 2% for Case 1 and of 3% for Case 3. The effective cross sections give errors within 0.5%. When the neutron leakage is not considered in calculating the effective cross sections, the maximum error increases to 2%; the CR worth decreases by the leakage effect by about 1.5%. Thus, the leakage effect plays an important role in calculating the off-center CR worths.

The present theory can easily be extended to 1-D cylindrical supercells that will be used in treating 2-D core geometries. Though the right and left fuel regions can be treated separately in 1-D slab cells, they must be assumed identical in the 1-D

cylindrical supercell; i.e., the homogenized cross sections of the fuel regions must be the same with only the sum of the reaction rates in these regions being preserved. We have made a test calculation in the 1-D slab cells in this way, and found for Case 3 with 90% ^{10}B enrichment the CR worth of 8.48, which shows no improvement of the conventional result 8.49 obtained by discarding the leakage effect. We consider it useful to include the adjoint flux distribution, since in this method the cross sections in homogeneous regions (such as the two fuel regions in the supercell treated above) remain unchanged. The extension of this method remains as a future problem.

IV. Conclusions

We have developed a new method for calculating the effective homogenized cross sections that preserve the reaction rates in each region in a supercell. The iterative calculation of the effective homogenization has been found to converge, in contrast to the albedo collision probability method. Good numerical results for the CR worths show the usefulness of the present method for predicting CR worths, particularly those of off-center CRs with strong heterogeneity.

The extension of the present method to 2-D core geometries remains as a future problem.

REFERENCES

- (1) ROWLANDS, J.L., EATON, C.R.: Nuc. Sci. Eng., 76, 263 (1980).
- (2) TAKEDA, T., SATO, H., ONO, S.: Ann. Nucl. Energy, 9, 509 (1982).
- (3) YAMAOKA, M., TAKEDA, T.: J. Nucl. Sci. Technol., 18[8], 645 (1981).
- (4) REMPE, K.R., SMITH, K.S.: Trans. Am. Nucl. Soc., 45, 770 (1983).
- (5) KIKUCHI, Y., NARITA, T., TAKANO, H.: J. Nucl. Sci. Technol., 17, 567 (1980).
- (6) ENGLE, W. " A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering," K-1693, Oak Gaseous Diffusion Plant (1967).

Table 1 Energy range for 7 groups

Energy group	Energy range
1	10.5 - 4.0 MeV
2	4.0 - 1.4 MeV
3	1.4 - 0.1 MeV
4	100 - 10 keV
5	10 - 1 keV
6	1 - 0.1 keV
7	100 eV - Thermal

Table 2 Neutron leakage on supercell surfaces (90 % ^{10}B)

Energy Group	Case 1		Case 2		Case 3	
	Left	Right	Left	Right	Left	Right
1	-1.37 -3		-9.21 -5	-2.19 -3	-3.19 -3	-3.19 -4
2	-6.09 -3		-3.14 -4	-9.80 -3	-1.42 -2	-1.17 -3
3	-2.34 -2	same	-8.28 -4	-3.71 -2	-5.39 -2	-1.08 -3
4	-1.29 -2	as	-1.12 -3	-1.91 -2	-2.81 -2	-5.84 -4
5	-2.33 -3	Left	-2.52 -4	-3.32 -3	-4.94 -3	-3.16 -5
6	-6.20 -4		-7.84 -5	-8.52 -4	-1.29 -3	3.67 -5
7	-4.56 -6		-5.87 -7	-6.20 -6	-9.41 -6	2.23 -6

Table 3 Percent difference of effective absorption cross sections of CR from flux-weighted absorption cross section

(1) Natural B_4C CR

Energy group	without leakage	with neutron leakage		
		Case 1	Case 2	Case 3
1	1.4	9.8	10.1	10.4
2	0.9	6.1	8.0	8.0
3	-0.8	-0.5	0.8	1.8
4	-1.6	-3.1	-3.8	-4.1
5	-5.1	-8.6	-10.7	-11.0
6	-7.1	-11.8	-14.4	-15.0
7	-12.0	-14.3	-15.8	-16.4

Table 3 Continued

(2) 40% ^{10}B CR

Energy group	without leakage	with neutron leakage		
		Case 1	Case 2	Case 3
1	0.2	6.4	6.3	6.4
2	-0.6	3.7	4.4	4.5
3	-2.2	-2.4	-1.6	-2.6
4	-4.3	-6.5	-7.7	-7.1
5	-12.6	-16.2	-17.4	-16.1
6	-12.3	-17.1	-18.7	-16.7
7	-20.4	-23.4	-24.5	-23.7

Table 3 Continued

(3) 90% ^{10}B CR

Energy group	without leakage	with neutron leakage		
		Case 1	Case 2	Case 3
1	-3.1	-2.6	-5.6	2.3
2	-3.5	-3.2	-6.1	1.0
3	-5.2	-6.9	-8.6	-5.1
4	-9.2	-11.8	-9.0	-12.0
5	-22.4	-22.3	-15.6	-29.9
6	-13.0	-13.2	3.9	-24.9
7	-26.8	-27.8	-19.6	-36.6

Table 4 Percent difference of effective absorption cross sections of inner core fuels from flux-weighted absorption cross section

(1) Adjacent to Natural B₄C CR

Energy group	without neutron leakage	with neutron leakage					
		Case 1		Case 2		Case 3	
		Left	Right	Left	Right	Left	Right
1	-0.6	2.1		2.9	2.2	2.1	3.3
2	-0.5	1.9		3.6	2.7	2.5	3.8
3	-0.2	0.2	same	0.7	1.6	2.0	1.5
4	0.0	-0.9	as	-3.1	-0.1	-0.3	-3.8
5	1.1	-1.4	Left	-7.0	-0.8	-0.8	-8.7
6	1.9	-0.5		-6.4	0.3	0.6	-8.9
7	2.4	-1.6		-12.3	2.4	3.0	-17.2

Table 4 Continued

(2) Adjacent to 40% ^{10}B CR

Energy group	without neutron leakage	with neutron leakage					
		Case 1		Case 2		Case 3	
		Left	Right	Left	Right	Left	Right
1	-1.3	1.0		1.9	0.8	0.7	2.1
2	-1.2	0.8		2.0	1.1	1.0	2.1
3	-0.7	-0.8	same	-1.8	0.6	0.3	-3.1
4	0.1	-0.9	as	-5.3	0.4	0.8	-5.8
5	2.8	1.4	Left	-5.9	4.1	6.0	-7.4
6	4.4	2.7		-4.2	4.9	6.6	-5.7
7	5.7	2.6		-13.7	11.2	14.1	-18.2

Table 4 Continued

(3) Adjacent to 90% ^{10}B CR

Energy group	without neutron leakage	with neutron leakage					
		Case 1		Case 2		Case 3	
		Left	Right	Left	Right	Left	Right
1	-2.4	-2.0		-7.2	-1.7	-0.2	-0.4
2	-2.4	-2.2	°	-8.7	-1.7	0.1	-1.0
3	-1.7	-2.5	same	-11.1	-0.7	0.5	-7.3
4	0.9	0.3	as	-5.9	3.7	3.2	-9.3
5	6.0	7.3	Left	1.3	12.9	8.3	-12.7
6	8.1	7.6		8.7	11.1	7.9	-8.6
7	10.6	10.0		-5.7	22.0	17.5	-29.2

Table 5 Control rod worth relative to control rod position in 1-D slab model
(% k/k')

Method	Case 1			Case 2			Case 3		
	Natural B_4C	40% ^{10}B	90% ^{10}B	Natural B_4C	40% ^{10}B	90% ^{10}B	Natural B_4C	40% ^{10}B	90% ^{10}B
Reference	2.98	3.57	4.15	6.13	7.16	8.06	5.66	7.00	8.34
Flux weighted Σ	3.01 (1.2)	3.63 (1.5)	4.22 (1.6)	6.20 (1.3)	7.28 (1.7)	8.22 (2.0)	5.76 (1.8)	7.18 (2.5)	8.59 (3.1)
Effective Σ (without leakage)	2.99 (0.3)	3.58 (0.2)	4.15 (0.0)	6.16 (0.5)	7.21 (0.7)	8.16 (1.2)	5.71 (0.9)	7.09 (1.2)	8.49 (1.9)
Effective Σ (with leakage)	2.98 (0.1)	3.57 (0.0)	4.14 (-0.2)	6.13 (0.0)	7.17 (0.2)	8.08 (0.3)	5.67 (0.1)	7.02 (0.2)	8.37 (0.5)

() : Percent error

Figure Captions

- Fig. 1 1-D supercell model
- Fig. 2 Slab models for calculating control rod worth
- Fig. 3 Maximum deviation of flux distribution at nth iteration for Case 3 with 90% ^{10}B enrichment. The iteration converges monotonously for an infinite cell (O), while it diverges if the neutron leakage is taken into account by the albedos (●). The present theory keeps the net leakage fixed to obtain a good convergence (Δ).

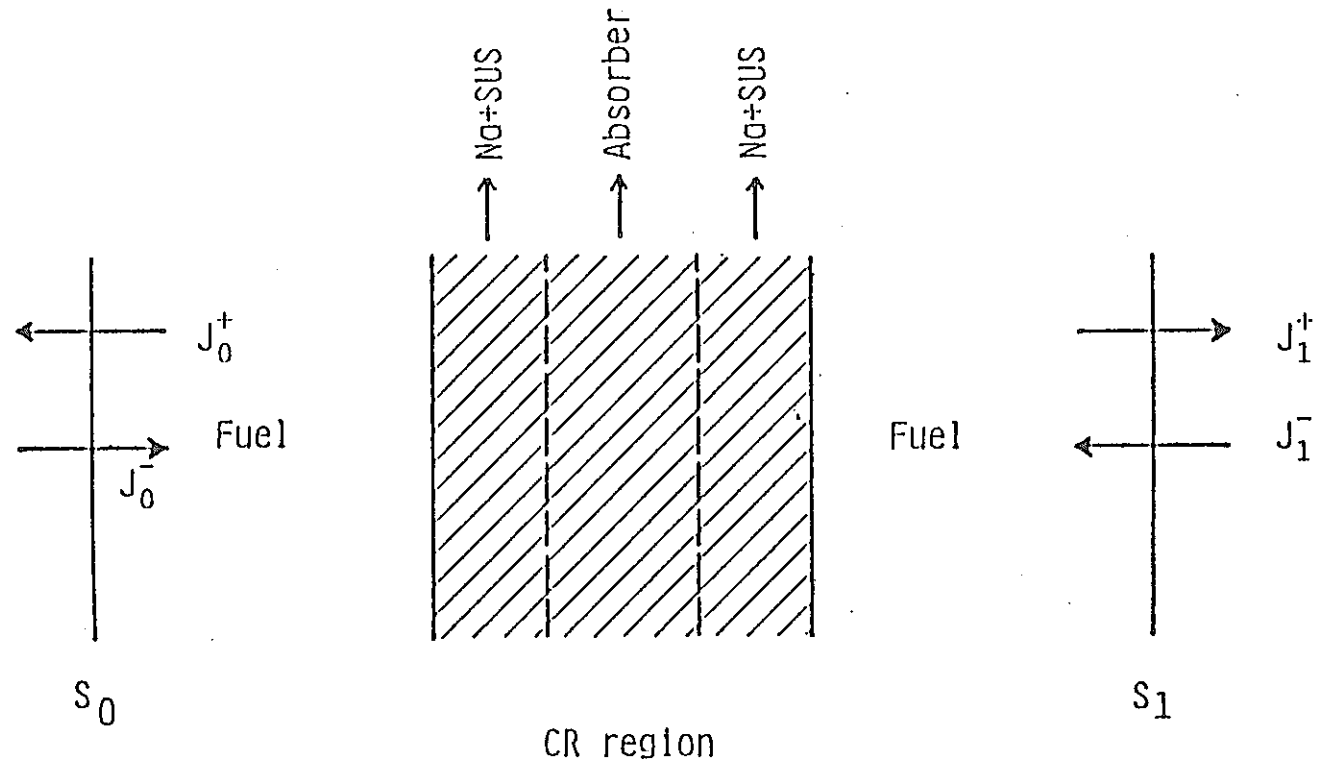


Fig. 1 1-D supercell model

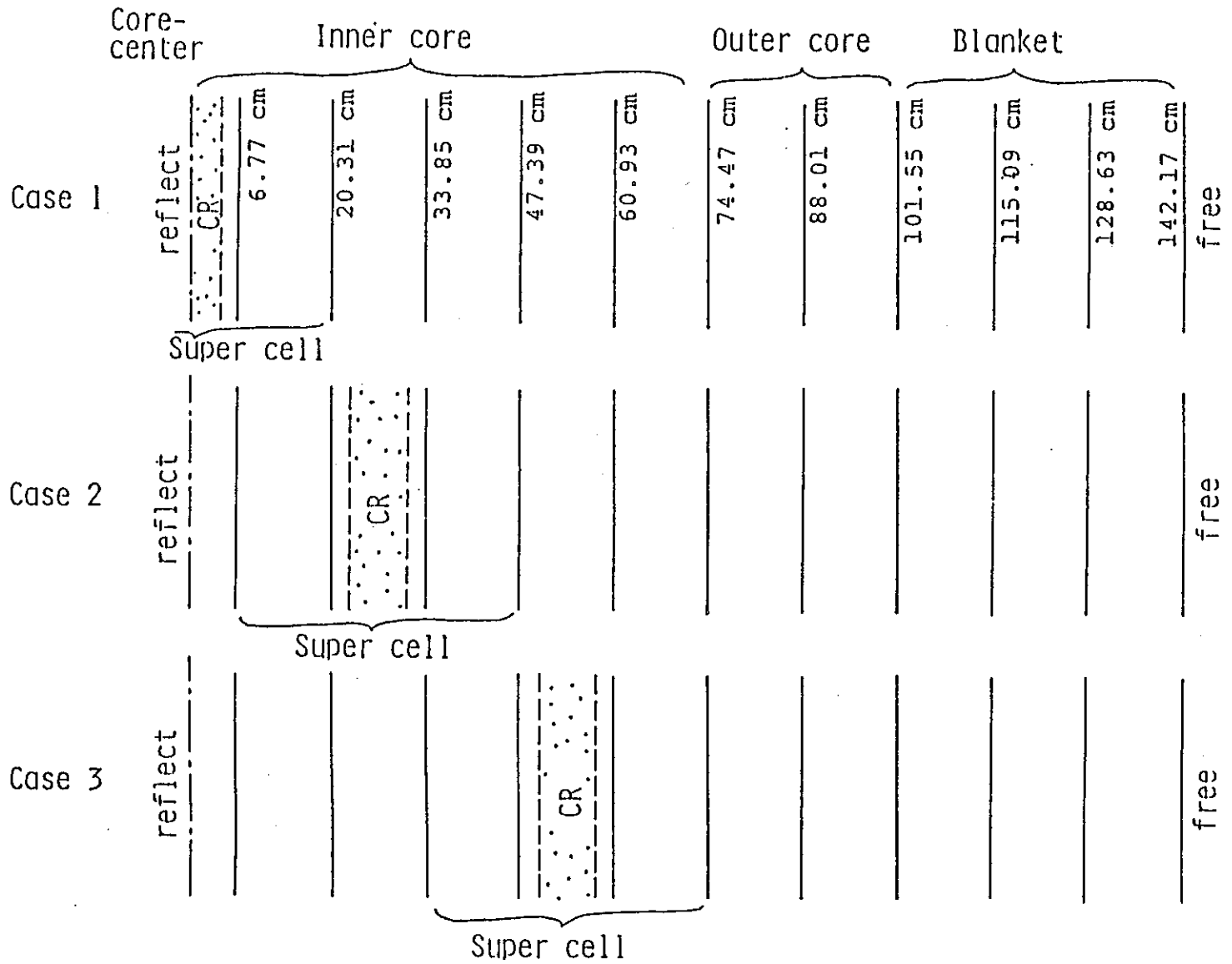


Fig. 2 Slab models for calculating control rod worth

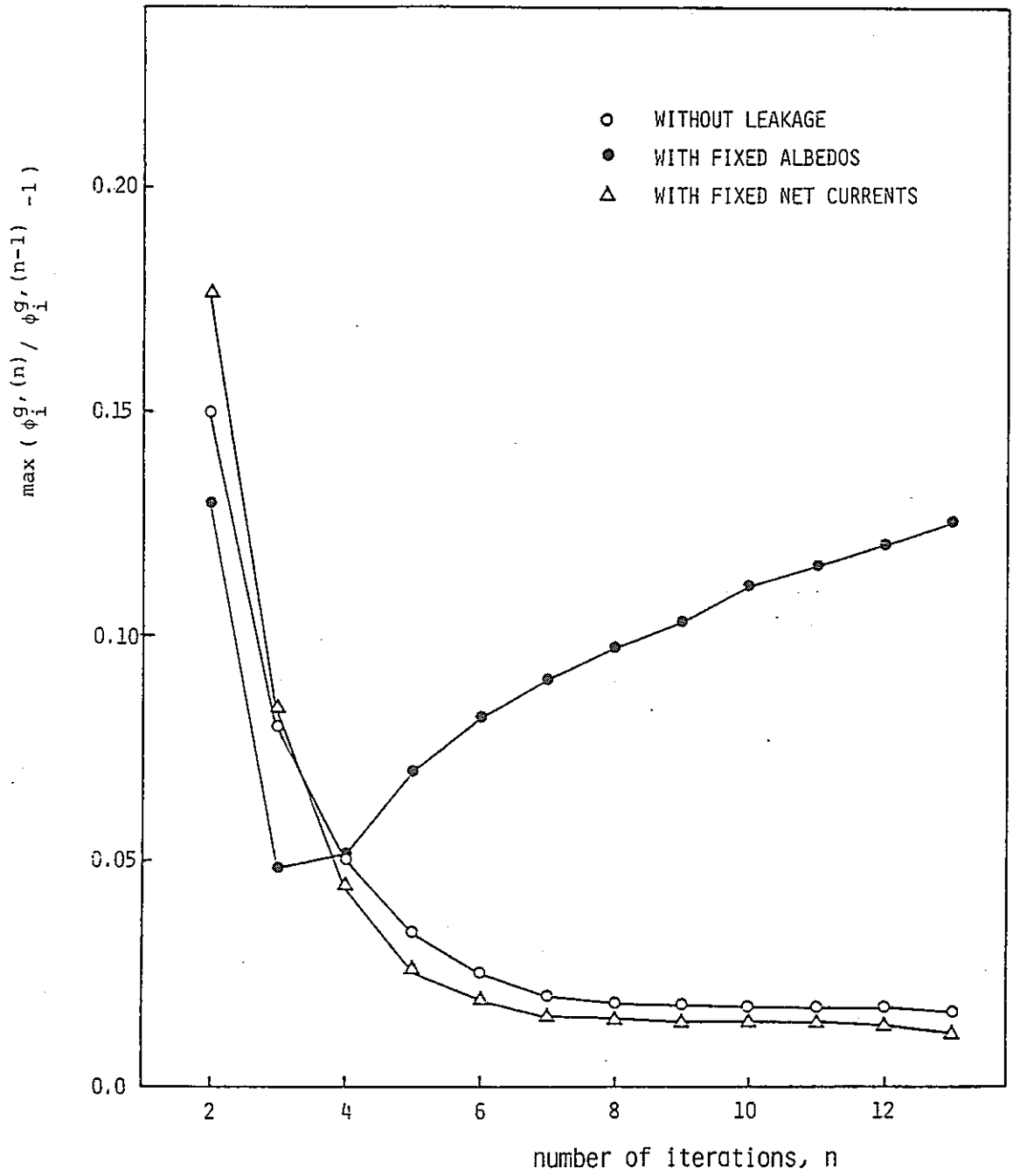


Fig. 3

第 Ⅲ 部

CADENZA 追 加 実 験 解 析

目 次

1. はじめに	105
2. 解析モデルと解析手法	105
2.1 解析対象炉心	105
2.2 群定数作成	105
2.3 臨界性計算手法	106
3. 計算結果	108
3.1 格子計算	108
3.2 炉心計算	109
3.3 まとめ並びに今後の研究計画	111

List of Tables (Part III)

Table 3.1	Energy Group Structure of 16 Groups
Table 3.2	k_{∞} of Plate Cell
Table 3.3a	k_{∞} of Flooded Pin Cell
Table 3.3b	k_{∞} of Voided Pin Cell
Table 3.4a	Results of Cell Calculations of Flooded Cell ($B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$)
Table 3.4b	Results of Cell Calculations of Voided Cell ($B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$)
Table 3.5a	Diffusion Coefficient used in Pseudo Absorption Term of Cell 1
Table 3.5b	Comparison of D_{Benoist} and $D_{1/3\Sigma_{\text{tr}}}$ used in Pseudo Absorption Term of Cell 1
Table 3.6a	Diffusion Coefficient used in Pseudo Absorption Term of Cell 1X
Table 3.6b	Comparison of D_{Benoist} and $D_{1/3\Sigma_{\text{tr}}}$ used in Pseudo Absorption Term of Cell 1X
Table 3.7a	Reaction Rate Distribution in Cell 1
Table 3.7b	Reaction Rate Distribution in Cell 1X
Table 3.8	k_{eff} obtained from 16G 3D XYZ Diffusion Calculation
Table 3.9	Transport Correction
Table 3.10	Spatial Mesh Correction
Table 3.11	Correction due to 3-D Cell Configuration of Cell Model

- Table 3.12 Percent Change of 16 Group Cross Section of Plate Cell due to 2-D Cell Configuration
- Table 3.13 k_{eff} and C/E value of Cores
- Table 3.14 k_{eff} obtained from 16G RZ Homo Calculation
- Table 3.15 k_{eff} obtained from 16G RZ Diffusion Calculation
- Table 3.16a Pin-Plate C/E Difference Analysis of Flooded Core
- Table 3.16b Pin-Plate C/E Difference Analysis of Voided Core

List of Figures (Part III)

- Fig. 3.1 2-D XY Calculational Model of Core 22,23 Ext.,
24 and 25 Ext.
- Fig. 3.2a Modified 1D Model
- Fig. 3.2b One-dimensional Cell Model of Plate Cell
- Fig. 3.2c One-dimensional Pin Cell Model
- Fig. 3.3a Cell Model for Estimating 3-D Effect of Plate
Cell
- Fig. 3.3b Cell Model for Estimating 3-D Effect of Pin
Cell Model
- Fig. 3.3c One-dimensional Cell Model used to Estimate
3-D Effect of Cell Model
- Fig. 3.4 2-D RZ Calculational Model of Core 22,23 Ext.,
24 and 25 Ext.
- Fig. 3.5 Calculational Flow Diagram for Criticality
Analysis
- Fig. 3.6 Comparison of Flux Distribution with Mod.1D
Model and 1D Model

1. はじめに

プレート型燃料格子とピン型燃料格子の非均質効果の差を評価するための一連の実験がイギリスでCADENZA計画として行なわれ、これは国際ベンチマーク問題に指定された。最初に行なわれたナトリウム充填炉心の臨界実験、及びそれに追加して行なわれたナトリウム喪失炉心の臨界実験の解析を行なう。各々の実験の概容は昭和57,58年度報告書⁽¹⁾⁽²⁾に記述されている。

前回までの解析はJENDL-2B-70ライブラリーセットを用いて行なわれていたが、今回はJFS3-J2セットを用いてナトリウム充填炉心とボイド炉心の臨界性の解析を行なった。

2. 解析モデルと解析手法

2.1 解析対象炉心

臨界性解析対象炉心は次の4炉心である。

- ナトリウム充填プレート炉心 (Core 22)
- ナトリウム充填外挿ピン炉心 (Core 23 Ext)
- ナトリウム喪失プレート炉心 (Core 24)
- ナトリウム喪失外挿ピン炉心 (Core 25 Ext)

各々の炉心のXYモデルをFig 3.1に示す。

2.2 群定数作成

解析にはJFS3-J2 Set⁽³⁾を用い、格子計算には1次元格子計算コードCASUP⁽⁴⁾を用いた。格子計算では燃料核種以外の核種の自己遮蔽因子としては格子を均質化した場合の自己遮蔽因子を使用して実効断面積を求めた。16群のエネルギー群構造をTable 3.1に示す。

CADENZA集合体に用いられているFlooded Plate CellにはCell 1(Core Plate Cell)とCell 2(End Cell)の2種類があり、Cell 2は炉心のz軸方向の端の部分に装荷されている。Voided Plate CellはFlooded Plate CellのNa Plateをdummy late(ボイド缶)に置き換えたものである。Steelの含有量により3種類のdummy plateが存在するためCell 1のVoided CellにはCell 1X, 1Y, 1Zの3種類が存

在し、Cell 2 に対しては Cell 2X, 2Y, 2Z となる。しかし 3 種の dummy plate の Steel 含有量はほぼ同じである。

ナトリウム充填ピン格子には 3A, 3B, 3C, 3D, 3E, 3H, 3J 及び 3L の 8 種類があり、ボイドピン格子には 3A1, 3B7, 3C3, 3D3, 3D4, 3D5 及び 3J6 の 7 種類がある。このうち Cell 3A と 3A1 は格子内に単一の燃料棒を含んでいる。

格子計算に用いるプレート格子モデルに、Fig 3.2 a のように燃料プレートの側面部分の can と sheath を燃料プレート以外の領域に均一に希釈し、燃料プレートを格子ピッチにまで広げた Modified 1D model (Mod. 1D model) を使用した点が前回までの解析と異なっている。(前回までは構造材を燃料にも希釈したモデルを用いていた。)

Fig 3.2 b にプレート格子の 1 次元モデルを示す。ピン格子モデルは前回までの解析に準じた 3 領域等価単ピンセルモデル (Fig 3.2 c) を用い、シースは最外周の Na 領域に希釈した。

また、格子計算には臨界バックリング $B^2 = 0.002 \text{ cm}^{-2}$ を Pseudo Absorption の項に考慮した。この場合の拡散係数は Benoist の等方拡散係数を用いた。

格子計算より得られた格子平均 70 群定数をナトリウム充填炉心のスペクトルにより 16 群に縮約して 16 群定数を求めた。混合ピン格子の格子平均群定数は等価単ピン格子の格子平均 16 群定数を混合ピン格子を構成する等価単ピン格子の体積比で荷重平均して求めた。

2.3 臨界性計算手法

臨界性計算は前回までの解析に準じ、16 群格子平均群定数を用いて 3 次元 XYZ 拡散計算を CITATION コード⁽⁵⁾により行ない 4 炉心の k_{eff} を求め、 k_{eff} に対する補正として輸送補正、空間メッシュ補正、格子の 3 次元効果の補正を加えた。

輸送補正は 2 次元 RZ 体系での TWOTRAN-II⁽⁶⁾ (S_6P_0 近似) コードによる輸送計算と拡散計算による k_{eff} の差を補正量とした。輸送計算の全断面積には輸送断面積 ($1/3 D$) を用いた。

空間メッシュ補正は、2 次元 XY 体系での粗メッシュ計算 (格子当り 1 メッシュ) と修正粗メッシュ計算⁽⁷⁾による k_{eff} の差と、RZ 体系での基準計算と z 軸方向倍メッシュ計算による k_{eff} の差をメッシュ数が無限大となるよう外挿した値との和を補正量とした。

格子の 3 次元効果による補正は Fig 3.3 a, b に示される格子の 2 次元モデルによ

って求められた。

プレート格子の3次元補正はまず Fig 3.3 a に示されるようなプレートの上側と下側のシース(斜線部分)を燃料プレート以外のプレートに希釈した、横側のシースを除く1次元モデルにより70群断面積を求め炉心スペクトルにより16群に縮約した。横側シースの16群断面積も同様にして求めた。得られた plate-wise 16群定数を用いて図に示す2次元セルモデル内の中性子束分布を境界中性子流計算コード RESPLA⁽⁸⁾により計算し16群格子平均群定数を求めた。

16群への縮約効果を除くため、Fig 3.3 c に示されるようなシースを独立させていない1次元モデル(Mod, 1D model)について plate-wise 16群定数を同様の方法により求め、16群で格子計算を行ない格子平均群定数を求めた。

2次元モデルと1次元モデルより得られた16群格子平均群定数を用いてRZ体系計算を行ない、得られた k_{eff} の差の2倍をプレート炉心に対する格子の3次元補正とした。

ピン格子の3次元効果は Fig 3.3 b に示されるようなピン格子の4領域モデルを用いてプレート格子の場合と同様に16群2次元格子計算を行ない格子平均群定数を求めた。4領域モデルではペレットが正方化されている事を除いて格子の形状が良く近似されている。Fig 3.3 c に示されるピン格子の1次元モデルを用いて同様にして16群格子計算を行なって格子平均群定数を求めた。

プレート格子の場合と同様に、2種の16群格子平均群定数を用いてRZ体系計算を行ない、 k_{eff} の差をピン炉心に対する格子の3次元補正とした。

なおRZ体系計算に用いる16群拡散係数は2次元モデルと1次元モデル共に、1次元モデルを用いた70群格子計算より得られた Benoist の異方性拡散係数を16群に縮約した値を用いた。

4炉心のRZモデルを Fig 3.4 a ~ d に示す。又、臨界性計算のフローチャートを Fig 3.5 に示す。

又、ピンプレートC/E値に対する非均質効果を評価するため、非均質だけではなく均質断面積を用いた16群RZ拡散計算を行なった。

3. 計算結果

3.1 格子計算

バックリング ($B^2 = 0.002 \text{ cm}^{-2}$, $D = D_{\text{ave}}$) を取り入れた 70 群格子計算による k_{∞} を Table 3.2, 3.3 a ~ b に示す。セル計算における非均質効果、ストリーミング効果を Cell 1, 3A, 1X, 3A1 について計算したものを Cell 1, 3A については前回までの解析結果もあわせて Table 3.4 a ~ b に示す。Table 3.4 a ~ b には擬似吸収項に Benoist の等方拡散係数 (D_{ave}) と $1/3 \Sigma_{\text{tr}}$ の拡散係数を用いた格子計算による k_{∞} の値も示されている。今回の Mod. 1D model を用いた解析ではプレート格子の基準計算 (Cell 1, D_{ave} を使用) は前回に比べ約 0.4% Δk 増加している。JFS3-J2 を用いた Mod. 1D と 1D model による基準格子計算の k_{∞} の差は約 0.3% Δk となっている。

Cell 1 の 70 群格子計算より得られたセル内中性子束分布を Mod. 1D model と 1D model について比較したものを Fig 3.6 に示した。Fig 3.6 より、高エネルギー群では Mod. 1D model の方が 1D model より Pu プレートでの中性子束のピークが大きくなっている。

又、この 2 種の格子モデル間ではストリーミング効果が -0.47 及び -0.26% Δk と大きく異なっている。さらに、1D model でも前回と今回のストリーミング効果は -0.1% Δk だけ異なっている。

この 2 種の cell model の擬似吸収に用いられた D は、Table 3.5 a より $1/3 \Sigma_{\text{tr}}$ の値はほとんど同じであるが Benoist, sD がモデル間で大きく変化している。Mod. 1D と 1D model で、 $D_{1/3 \Sigma_{\text{tr}}}$ と D_{Benoist} の比をとると (Table 3.5 b) 20 群以下で D_{Benoist} と $D_{1/3 \Sigma_{\text{tr}}}$ の比に約 2 倍の違いがあり、これがストリーミング効果の差の原因となっている。

Voided Cell では Mod. 1D model と 1D model による基準格子計算 ($D = D_{\text{ave}}$) 結果の k_{∞} の差は約 0.6% $\delta(\frac{1}{k})$ にもなり詳細な検討が必要になる。

ストリーミングの効果の差はボイド格子でもみられ (Table 3.4 b)、擬似吸収項に用いられた拡散係数は Table 3.6 a に示されている。Table 3.6 b よりボイド格子においても Mod. 1D model と 1D model とでは、 D_{Benoist} と $D_{1/3 \Sigma_{\text{tr}}}$ の比は 1D model の方が約 2 倍大きくなっている。

格子内反応率分布を Table 3.7 a, b に示す。Table 3.7 a には Cell 1 に対して

Mod. 1D model と 1D model の 2 種の cell model を用いた場合の反応率分布が示されている。両者の差は小さいが、 $^{238}\text{U}(n, f)$ 、 $^{239}\text{Pu}(n, f)$ 及び $^{240}\text{Pu}(n, f)$ 反応率分布に対しては Mod. 1D model では Pu プレートでの反応率は 1D model に比べて 8%大きくなっている。

ボイドセル (Cell 1X) では U-238 核分裂率分布は通常セルに比べて Pu プレートでのピークが小さく全体としてゆるやかになっているが、 $^{235}\text{U}(n, f)$ 及び $^{239}\text{Pu}(n, f)$ では反対に分布の変化が大きくなっている。

3.2 炉心計算

3次元 XYZ 拡散計算より得られた k_{eff} を前回解析結果とあわせて Table 3.8 に示した。Core 22 (Flooded Plate Core) の k_{eff} は前回解析結果に比べて約 0.4% Δk 増加した。これは Cell 1 の基準格子計算による k_{∞} が前回に比べ約 0.4%増加したためである。

k_{eff} に対する輸送補正を Table 3.9 に示した。空間メッシュ補正を、補正値を求めた XY 及び RZ 体系での計算結果もあわせて Table 3.10 に示した。

格子の 3次元効果による補正を Table 3.11 に示す。Core 22 に対する 3次元補正は約 0.1% Δk となり、前々回解析結果⁽¹⁾の 0.02% Δk より大きくなったが、これは RZ 体系計算の際 2-Dモデルと 1-Dモデルの群定数に両者共同じ拡散係数を用いたためである。ボイド炉心に対する格子の 3次元補正はプレート炉心ではナトリウム充填炉心の約半分となっている。Flooded Cell と Voided Cell での格子平均群定数に対する格子の 2次元効果をプレート格子 (Cell 1, Cell 1Y) について Table 3.12 に示した。Table 3.12 より Voided Cell の方が格子の 2次元効果による断面積変化が高エネルギー群では小さい事がわかる。ピン炉心に対する格子の 3次元補正はプレート炉心に比べると小さい。

4炉心について補正された k_{eff} とその C/E 値を前回までの解析結果と共に Table 3.13 に示す。Core 22 の 3次元拡散計算による k_{eff} が約 0.4% Δk 増加したため今回解析では Flooded Core のピンプレート C/E 値の差が前回までの解析結果の 0.6% から 0.2% に減少した。Voided Core ではピンプレート C/E 値の差は約 0.3% となり、Flooded 及び Voided Core でのピンプレート C/E 値の差はほぼ同程度となった。

ピンプレート C/E 値の差は次の 3要素に分離される。

- i) ピン、プレート格子の均質組成の差による効果

- ii) ピン、プレート炉心の形状による効果
- iii) ピン、プレート格子の非均質効果の差による効果

要素(i)と(ii)は均質体系計算より求められる。

Core 22,23 Ext , 24,25 Ext のRZモデルに対する16群均質拡散計算による k_{eff} を Table 3.14 に示す。要素 iii) を求めるため、拡散係数として Benoist の異方性拡散係数と $1/3 \Sigma_{tr}$ なる拡散係数を用いた16群非均質拡散計算を行ない、得られた k_{eff} を Table 3.15 に示す。

Flooded Core では Table 3.14 のように Core 22 の形状(RZモデル)に対してピン格子(Cell 3A)とプレート格子(Cell 1)の均質断面積を用いた拡散計算を行ない、得られた k_{eff} の差がピン、プレートの均質組成差による効果となる。炉心の形状差による効果はピン格子の均質断面積を用い、炉心形状をピンとプレート炉心と変えた場合の k_{eff} の差となる。iii) のピン、プレート非均質効果の差とは、RZ体系計算より得られたピンの全非均質効果(ストリーミング効果を含む非均質効果)とプレートの全非均質効果との差である。又、Voided Core ではプレート格子として Cell 1X, ピン格子として Cell 3A1 を用いて均質体系計算を行なった。

ピン-プレート C/E値の差の各要素と Table 3.13 に示された C/E値の差、及びRZ体系計算より得られたピンとプレートの非均質効果とストリーミング効果を Flooded Core , Voided Core 各々について Table 3.16 a 及び 3.16b に示す。Flooded Core の場合には炉心の形状差の効果は非均質効果と同程度に大きい組成差の効果は小さく、今回解析では前回解析結果よりさらに小さくなり、 $0.1\% \delta(\frac{1}{k})$ となった。

体系計算による非均質効果とストリーミング効果は格子計算より得られた非均質効果とストリーミング効果に係数をかける事により推定する事が可能であり、Table 3.16 にその結果が示されている。前回ではこの方法により体系計算による非均質効果とストリーミング効果が求められている。今回解析の格子計算からの推定値を前回に比べると、ピンのストリーミングを含まない非均質効果が減少したためピンの全非均質効果が約 0.1% 減少し、逆にプレートの全非均質効果は約 0.1% 増加したため、ピン-プレート全非均質効果の差は約 0.2% 大きくなっている。今回解析の RZ 体系計算より得られたピン-プレート全非均質効果の差を前回解析結果と比較すると、差は 0.3% となる。

また、ピン-プレート C/E 値の差と以上 3 要素の和との差 (Table 3.16 a の 第 6 項)

は前回、今回解析共に約 0.5% $\delta(\frac{1}{k})$ となり一致している。

ボイド炉心については (Table 3.16 b) ナトリウム充填炉心の場合と比べると組成差による効果は小さくなっているが、炉心の形状差による効果は 0.9% であり変化していない。ピン-プレート非均質効果の差は -1.4% $\delta(\frac{1}{k})$ でありナトリウム充填炉心の場合と変わらないが、ピンとプレートの各々の全非均質効果はナトリウム充填炉心に比べて約 0.3% ずつ減少している。ピン-プレート C/E 値の差と前述の 3 要素の和との差は約 0.8% $\delta(\frac{1}{k})$ となった。

3.3 まとめ並びに今後の研究計画

CADENZA flooded core (Core 22, 23) 並びに voided core (Core 24, 25) のピン-プレート炉心の k_{eff} の解析を JFS 3-J2 断面積セットを用いて行なった。両者共ピン炉心の C/E 値がプレート炉心より大きかったが、その差は 0.2%

(Flooded Core) 及び 0.3% (Voided Core) であり、ピンとプレート炉心の C/E 食い違いは前回の 0.6% (Flooded Core) に比べ大幅に小さくなった。

これは主にプレート格子の解析に modified 1-D モデルを用いた事によるものである。しかし modified 1-D モデルでは燃料ミートを格子ピッチにまで dilute して実効断面積及び格子内中性子束分布を計算しているため、今後格子計算をさらに詳細に検討し、有効な 1-D モデルを提案したい。

— REFERENCES —

- (1) PNCT J265 83-01
- (2) PNCT J265 84-01
- (3) H. Takano and Y. Ishiguro : JAERI-M82-135 (1982).
- (4) S. Ono, E. Wachi, T. Takeda and T. Sekiya : Technol. Rep. of Osaka University, 33, 1708 (1983).
- (5) T. B. Fowler, D. R. von Dyke and G. W. Cunningham : ORNL-TM-2496, Rev.2 (1971).
- (6) K. D. Lathrop and F. W. Brinkley : LA-4848-MS (1973).
- (7) T. Takeda and Y. Komano : J. Nucl. Sci. Technol., 15, 523 (1978).
- (8) E. Saji, S. Sakurai and T. Takeda : Ann. Nucl. Energy, 8, 155 (1981).

Table 3.1 Energy group structure of 16 group

Group	Corresponding group in 70 groups of JFS3-J2	Energy range
1	1 ~ 2	10.0 ~ 6.07 MeV
2	3 ~ 4	6.07 ~ 3.68
3	5 ~ 6	3.68 ~ 2.23
4	7 ~ 8	2.23 ~ 1.35
5	9 ~ 10	1.35 ~ 0.82
6	11 ~ 13	0.82 ~ 0.39
7	14 ~ 16	0.39 ~ 0.18
8	17 ~ 19	0.18 ~ 0.09
9	20 ~ 22	86.5 ~ 40.9 keV
10	23 ~ 25	40.9 ~ 19.3
11	26 ~ 28	19.3 ~ 9.12
12	29 ~ 31	9.12 ~ 4.31
13	32 ~ 34	4.31 ~ 2.03
14	35 ~ 37	2.03 ~ 0.961
15	38 ~ 40	961 ~ 454 eV
16	41 ~ 70	454 ~ thermal

Table 3.2 k_{∞} of Plate Cell*

Cell	k_{∞}
1	1.01445
2	1.06892
1X	0.95202
1Y	0.95193
1Z	0.95184
2X	1.00765
2Y	1.00756
2Z	1.00748

* $B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$, D=Dave

Table 3.3a k_{∞} of Flooded Pin Cell*

Mixed Pin Cell	Single Pin Cell	k_{∞}
3A	PuPinC-NACLI	1.01052
3B	PuPinB-NACLI	0.91601
	PuPinF-NACLI	1.19244
3C	PuPinA-NACLIII	0.80087
	PuPinE-NACLIII	1.19125
3D	PuPinD-NACLIII	0.81338
	PuPinF-NACLIII	1.19186
3E	PuPinD-NACLIIS	0.81406
	PuPinF-NACLIIS	1.19248
3H	PuPinB-NACLV	0.91567
	PuPinF-NACLV	1.19127
3J	PuPinE-NACLIV	1.19027
	UO ₂ PinC-NACLIV	0.19047
3L	PuPinB-NACLIV	0.91530
	PuPinF-NACLIV	1.19089

* $B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$, $D=D_{\text{ave}}$

Table 3.3b k_{∞} of Voided Pin Cell *

Mixed Pin Cell	Single Pin Cell	k_{∞}
3A1	PuPinC-VCLI	0.95286
3B7	PuPinB-VCLVII	0.85940
	PuPinF-VCLVII	1.12832
3C3	PuPinA-VCLIII	0.74905
	PuPinE-VCLIII	1.12845
3D3	PuPinD-VCLIII	0.76170
	PuPinF-VCLIII	1.12943
3D4	PuPinD-VCLIV	0.76016
	PuPinF-VCLIV	1.12735
3D5	PuPinD-VCLV	0.76114
	PuPinF-VCLV	1.12865
3J6	PuPinE-VCLVI	1.12708
	UO ₂ PinC-VCLVI	0.18949

* $B^2=0.002$, $D=D_{ave}$

Table 3.4a Results of Cell Calculations of Flooded Cell ($B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$)

Cell	Library	Cell Model	k_{∞}			$\delta (1/k) (\%)$		
			Homo	Hetero D=1/3 Σ_{tr} *	Hetero D=Dave*	Hetero No Streaming	Streaming Effect	Total Hetero Effect
1	JENDL-2	1D	0.9993	1.0144	1.0105	1.49	-0.38	1.11
	JFS3-J2	1D**		1.0158	1.0110	1.65	-0.47	1.18
		(1D)	0.9990	(1.0133)	(1.0084)	(1.41)	(-0.48)	(0.93)
		Mod.1D**		1.0171	1.0145	1.78	-0.26	1.53
3A	JENDL-2B	1D	1.0114	1.0166	1.0115	0.51	-0.50	0.01
	JFS3-J2	1D**	1.0110	1.0157	1.0105	0.46	-0.50	-0.05

* Diffusion coefficient used in pseudo absorption term ($D_{ave}=\frac{1}{3}D_1+\frac{2}{3}D_2$)

** Shielding-factor of non-fuel nuclide is obtained from homogeneous composition of cell

Table 3.4b Results of Cell Calculations of Voided Cell ($B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$)

Cell	Library	Cell Model	k_{∞}			$\delta(1/k)$ (%)		
			Homo	Hetero $D=1/3\Sigma_{tr}^*$	Hetero $D=Dave^*$	Hetero No Streaming	Streaming Effect	Total Hetero Effect
1X	JFS3-J2	1D**	0.9430	0.9583	0.9463	1.68	-1.32	0.37
		Mod.1D**		0.9595	0.9520	1.82	-0.82	1.00
3A1	JFS3-J2	1D**	0.9593	0.9627	0.9529	0.36	-1.07	-0.71

* Diffusion coefficient used in pseudo absorption term ($Dave = \frac{1}{3}D_L + \frac{2}{3}D_D$)

** Shielding factor of non-fuel nuclide is obtained from homogeneous composition of cell

Table 3.5a Diffusion Coefficient used in Pseudo Absorbtion Term of Cell 1

Group	1/3 Σ tr			Benoist's D		
	Mod.1D	1D	% Diff.*	Mod.1D	1D	% Diff.*
1	4.27767	4.27767	0.0	4.28238	4.29320	-0.25
10	2.26150	2.26150	0.0	2.28532	2.29582	-0.46
20	1.45697	1.45697	0.0	1.47291	1.48557	-0.85
30	0.78577	0.78516	0.08	0.78815	0.79095	-0.35
40	0.90584	0.90455	0.14	0.92557	0.93898	-1.43
50	0.72768	0.72420	0.48	0.75575	0.76884	-1.70
60	0.91021	0.91020	0.0	0.92119	0.93048	-1.00
70	0.10081	0.10068	0.13	0.63720	0.65184	-2.25

* $(D(\text{Mod. 1D})/D(1D)-1)\times 100$

Table 3.5b Comparison of D_{Benoist} and $D_{1/3\Sigma\text{tr}}$ used in Pseudo Absorption Term of Cell 1*

Group	Mod. 1D	1D
1	0.11	0.36
10	1.05	1.52
20	1.09	1.96
30	0.30	0.74
40	2.18	3.81
50	3.86	6.16
60	1.21	2.23

* $(D(\text{Benoist})/D(1/3\Sigma\text{tr})-1)\times 100$

Table 3.6a Diffusion Coefficient used in Pseudo Absorbtion Term of Cell 1X

Group	1/3 Σ tr			Benoist's D		
	Mod.1D	1D	% Diff.*	Mod.1D	1D	% Diff.*
1	4.92455	4.92454	0.0	4.94516	4.96845	-0.47
10	2.73238	2.73238	0.0	2.79773	2.82552	-0.98
20	1.70571	1.70570	0.0	1.75104	1.77850	-1.54
30	0.92987	0.92906	0.09	0.94058	0.95394	-1.40
40	0.97435	0.97295	0.14	1.00342	1.02371	-1.98
50	0.77070	0.76684	0.50	0.80704	0.82503	-2.18
60	0.97783	0.97782	0.0	0.99425	1.00950	-1.51
70	0.10172	0.10159	0.13	0.67517	0.69509	-2.86

* $(D(\text{Mod. 1D})/D(1D)-1)\times 100$

Table 3.6b Comparison of D_{Benoist} and $D_{1/3\Sigma\text{tr}}$ used in Pseudo Absorption Term of Cell 1X*

Group	Mod. 1D	1D
1	0.42	0.89
10	2.39	3.41
20	2.66	4.27
30	1.15	2.68
40	2.98	5.22
50	4.72	7.59
60	1.68	3.24

* $(D(\text{Benoist})/D(1/3\Sigma\text{tr})-1)\times 100$

Table 3.7a Reaction Rate Distribution in Cell 1*

Region	U235(n,f)		U238(n,f)		Pu239(n,f)	
	Mod.1D	1D	Mod.1D	1D	Mod.1D	1D
Na+Steel	-0.03	-0.04	-5.05	-4.92	-0.73	-0.74
UO ₂	-0.06	-0.05	-3.07	-2.82	-0.43	-0.38
Na+Steel	0.09	0.09	3.42	3.62	0.48	0.50
Pu	0.30	0.30	15.76	14.64	2.19	2.04
Steel	0.06	0.07	5.27	5.22	0.79	0.79
UO ₂	-0.10	-0.07	-1.35	-1.40	-0.17	-0.15
Na+Steel	-0.08	-0.09	-3.77	-3.86	-0.56	-0.58

Region	Pu240(n,f)		U238(n, $\bar{\nu}$)	
	Mod.1D	1D	Mod.1D	1D
Na+Steel	-3.04	-3.00	0.40	0.38
UO ₂	-1.87	-1.71	0.23	0.23
Na+Steel	2.04	2.14	-0.22	-0.25
Pu	9.09	8.47	-1.05	-0.97
Steel	3.31	3.29	-0.41	-0.41
UO ₂	-0.75	-0.74	0.05	0.07
Na+Steel	-2.22	-2.29	0.23	0.23

* Percent difference from the cell averaged (region width weighted) reaction rate , $B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$ D=Dave

Table 3.7b Reaction Rate Distribution in Cell 1X*

Region	U235(n,f)	U238(n,f)	Pu239(n,f)
Void can+Steel	-0.48	-4.05	-0.90
UO ₂	-0.12	-2.17	-0.36
Void can+Steel	0.30	3.63	0.71
Pu	1.15	13.54	2.57
Steel	0.46	4.05	0.90
UO ₂	-0.02	-1.84	-0.24
Void can+Steel	-0.41	-3.80	-0.81

Region	Pu240(n,f)	U238(n,r)
Void can+Steel	-2.44	0.04
UO ₂	-1.32	0.15
Void can+Steel	2.24	-0.14
Pu	7.84	-0.39
Steel	2.55	-0.02
UO ₂	-1.11	0.23
Void can+Steel	-2.28	0.02

* Percent difference from the cell averaged (region width weighted) reaction rate , $B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$ D=Dave
Mod.1D Model

Table 3.8 k_{eff} obtained from 16G 3D XYZ Diffusion Calculation

Core	k_{eff}
	1.00692
22	1.00263*
	1.00848
23 Ext.	1.00663*
24	1.00956
25 Ext.	1.01116

* Result of previous analysis (Buckling correction was applied) performed with JENDL-2B-70 group cross section

Table 3.9 Transport Correction

Core	k_{eff} obtained from RZ model		$\delta(1/k)$
	CITATION	TWOTRAN-II	
22	1.00980	1.01454	0.00463
23 Ext.	1.00632	1.01032	0.00393
24	1.01434	1.02073	0.00617
25 Ext.	1.01109	1.01659	0.00535

Table 3.10 Spatial Mesh Correction

a) RZ Diffusion Calculation

Core	k_{eff}		$\delta(1/k)$	Extrapolated $\delta(1/k)$
	Standard mesh	z-direction half mesh size		
22	1.00552	1.00457	-0.00094	-0.00126
23 Ext.	1.00192	1.00099	-0.00093	-0.00124
24	1.01434	1.01331	-0.00100	-0.00134
25 Ext.	1.01109	1.01012	-0.00095	-0.00127

b) XY Diffusion Calculation

Core	k_{eff}		$\delta(1/k)$
	Coarse mesh calculation	Improved coarse mesh calculation	
22	1.13623	1.13125	-0.00388
23 Ext.	1.13911	1.13447	-0.00359
24	1.15456	1.14909	-0.00412
25 Ext.	1.15957	1.15443	-0.00384

c) Total Correction

Core	$\delta(1/k)$ (RZ + XY)
22	-0.00514
23 Ext.	-0.00483
24	-0.00546
25 Ext.	-0.00511

Table 3.11 Correction due to 3-D Cell Configuration
of Cell Model

Core	k_{eff}^*		$\delta(1/k)$	Correction
	2D model	1D model		
22	1.003105	1.002596	0.00051	0.00101
23 Ext.	0.999911	1.000544	0.00063	0.00063
24	1.003910	1.003638	0.00027	0.00054
25 Ext	1.003244	1.002977	0.00027	0.00027

* Obtained from 16G RZ Diffusion Calculation

Table 3.12 Percent Change of 16 Group Cross Section
of plate Cell due to 2-D Cell Configuration*

Group	Σ_a		Σ_p	
	1	1Y	1	1Y
1	0.37	0.30	0.43	0.34
2	0.34	0.27	0.46	0.37
3	0.28	0.22	0.32	0.25
4	0.21	0.17	0.25	0.20
5	0.23	0.17	0.30	0.22
6	-0.04	-0.06	-0.05	-0.07
7	-0.11	-0.10	-0.12	-0.13
8	-0.15	-0.13	-0.14	-0.15
9	-0.13	-0.11	-0.15	-0.15
10	-0.21	-0.19	-0.18	-0.17
11	-0.23	-0.24	-0.24	-0.23
12	-0.38	-0.42	-0.34	-0.35
13	-0.58	-0.66	-0.50	-0.51
14	-0.93	-0.99	-0.68	-0.68
15	-1.39	-0.46	-1.03	-1.04
16	-1.61	-1.66	-1.32	-1.32

* $(\Sigma(2D)/\Sigma(1D)-1)\times 100$

Table 3.13 k_{eff} and C/E value of Cores

Core	Library	3D XYZ Diffusion Calculation (Benoist's D)	Correction			Corrected k_{eff}	Experiment	C/E
			3D Effect of Cell Model	Transport	Spatial Mesh			
22	JENDL-2B	1.00263	0.00016	0.00463	-0.00498	---	1.00244	1.0004
	JFS3-J2	1.00692	0.00101	0.00463	-0.00514	---	1.00742	1.0054
23E*	JENDL-2B	1.00663	0.00066	0.00401	-0.00464	0.00087	1.00754	1.0065
	JFS3-J2	1.00848	0.00063	0.00393	-0.00483	---	1.00821	1.0072
24	JFS3-J2	1.00956	0.00054	0.00617	-0.00546	---	1.01081	1.0083
25E*	JFS3-J2	1.01116	0.00027	0.00535	-0.00511	---	1.01167	1.0114

* Extrapolated Pin Core

Table 3.14 k_{eff} obtained from 16G RZ Homo Calculation

Core	Composition	k_{eff}
22	Cell 1 Homo	0.99272
22	Cell 3A Homo	0.99385
23 Ext.	Cell 3A Homo	1.00259
24	Cell 1X Homo	0.99876
24	Cell 3A1 Homo	0.99939
25 Ext.	Cell 3A1 Homo	1.00844

Table 3.15 k_{eff} obtained from 16G RZ Diffusion Calculation

Core	Diffusion Coefficient	k_{eff}
22	Benoist	1.00552
	1/3 Σ_{tr}	1.00980
23 Ext.	Benoist	1.00192
	1/3 Σ_{tr}	1.00632
24	Benoist	1.00919
	1/3 Σ_{tr}	1.01434
25 Ext.	Benoist	1.00460
	1/3 Σ_{tr}	1.01109

Table 3.16a Pin-Plate C/E Difference Analysis of Flooded Core

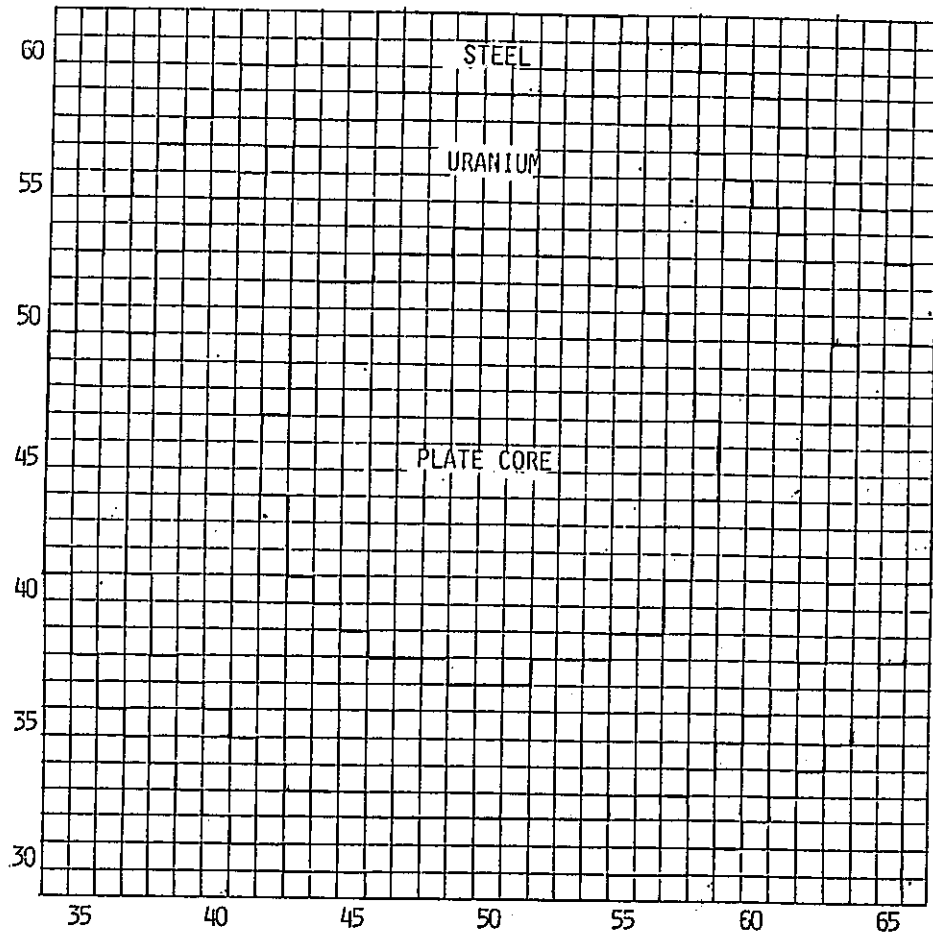
	$\delta(1/k)$ (%)	
	Previous Analysis	Present Analysis
(1) Pin-Plate C/E difference	0.61	0.18
(2) Pin-Plate Homo Composition effect	0.23	0.11
(3) Pin-Plate core size effect	0.87	0.88
(4) Pin-Plate Heterogeneity Effect (incl. streaming)	-1.04	-1.35
(5) Total (2)+(3)+(4)	0.06	-0.36
(6) Difference (1)-(5)	0.54	0.54
Pin Hetero	(0.46)*	0.37 (0.38)*
Pin Streaming	(-0.20)	-0.44 (-0.20)
Pin Hetero+Streaming	(0.26)	-0.07 (0.18)
Plate Hetero	(1.44)	1.70 (1.48)
Plate Streaming	(-0.15)	-0.42 (-0.10)
Plate Hetero +Streaming	(1.29)	1.28 (1.38)

* Calculated by applying the factor 0.83 to non-streaming heterogeneity and 0.40 to streaming from infinite cell calculation

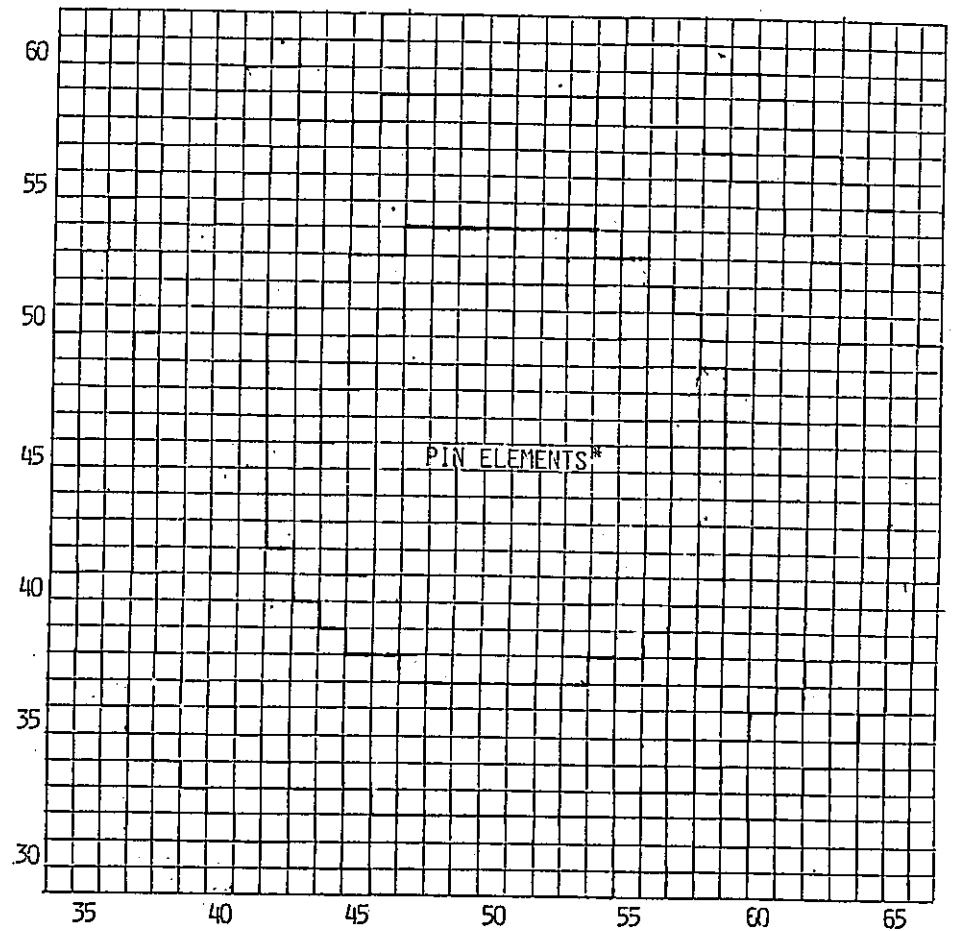
Table 3.16b Pin-Plate C/E Difference Analysis of Voided Core

	$\delta (1/k) (\%)$
(1) Pin-Plate C/E difference	0.31
(2) Pin-Plate Homo Composition effect	0.06
(3) Pin-Plate core size effect	0.90
(4) Pin-Plate Heterogeneity Effect (incl. streaming)	-1.41
(5) Total (2)+(3)+(4)	-0.45
(6) Difference (1)-(5)	0.76
Pin Hetero	0.26 (0.30)*
Pin Streaming	-0.64 (-0.43)
Pin Hetero+Streaming	-0.37 (-0.13)
Plate Hetero	1.54 (1.51)
Plate Streaming	-0.50 (-0.33)
Plate Hetero +Streaming	1.03 (1.18)

* Calculated by applying the factor 0.83 to non-streaming heterogeneity and 0.40 to streaming from infinite cell calculation



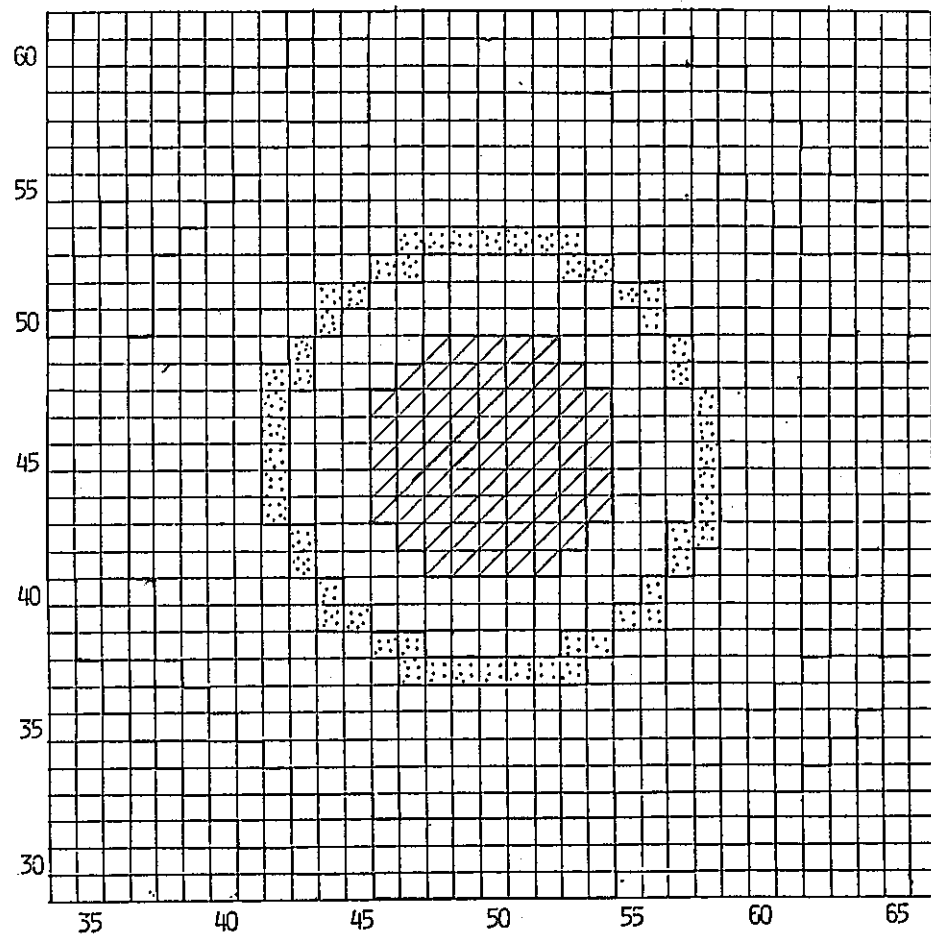
a) Core 22



b) Core 23 Ext.

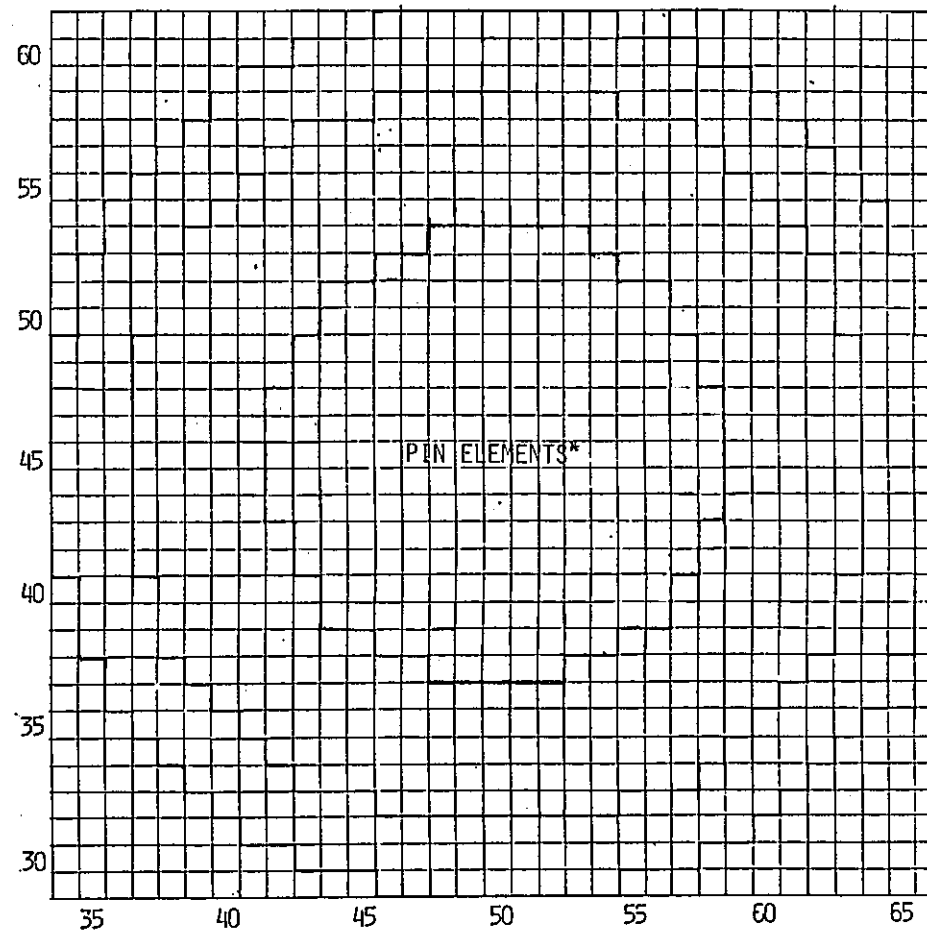
* CELL 3A,3B,3C,3D,3E,3H,3J and 3L

Fig. 3.1 2-D XY Calculational Model of Core 22,23 Ext.,24 and 25 Ext.



- ▨ PLATE ELEMENT 1X
- PLATE ELEMENT 1Y
- ▤ PLATE ELEMENT 1Z

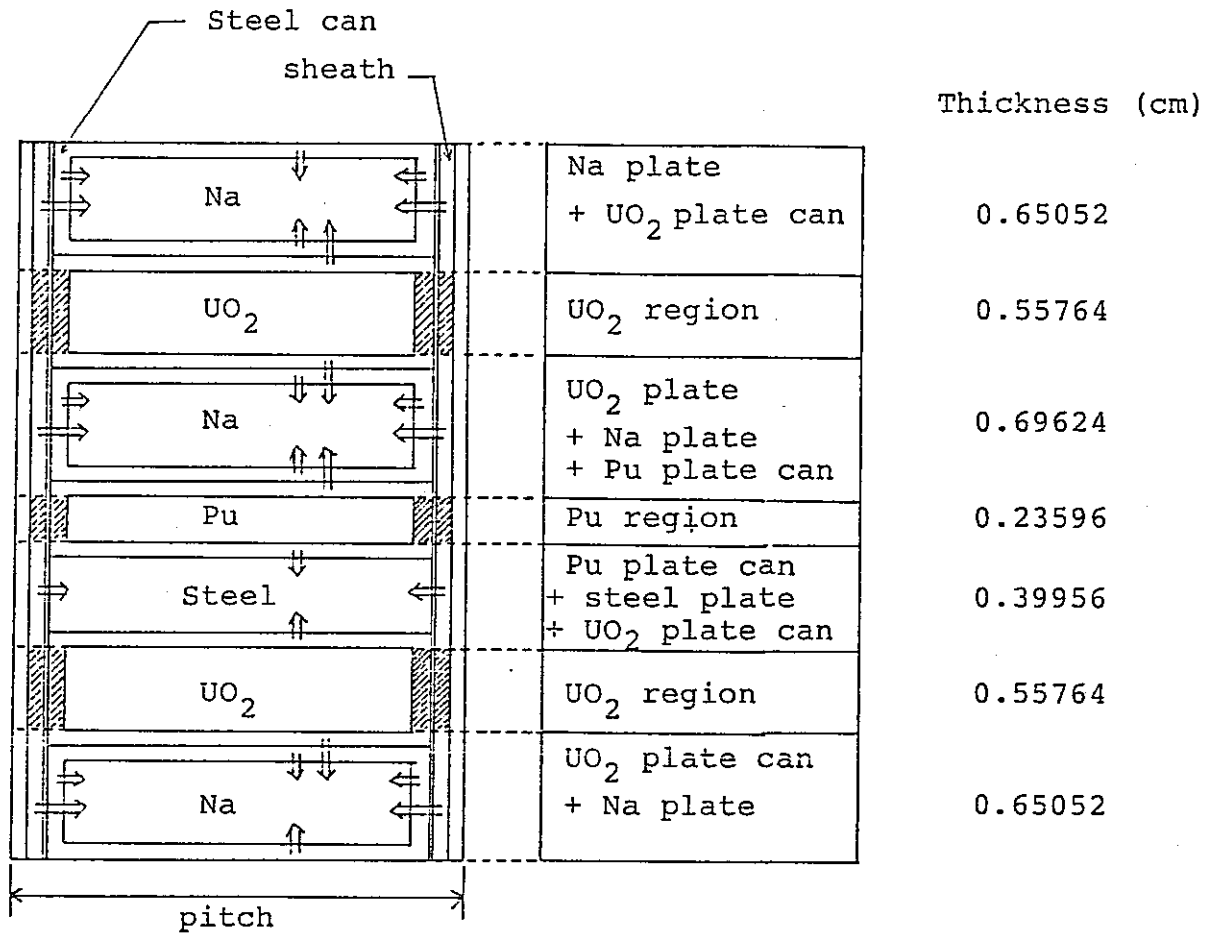
c) Core 24



* CELL 3A1,3B7,3C3,3D3,3D4,3D5 and 3J6

d) Core 25 Ext.

Fig. 3.1 Continued



Cell Configuration

Modified 1D Model
of Cell 1

Hatching material is
smeared into non-fuel
plates

Fig. 3.2a Modified 1D Model

	Thickness	
Na + can	0.65052	Na dummy + can
UO ₂	0.55764	UO ₂
Na + can	0.69624	Na dummy + can
Pu	0.23596	Pu
Steel	0.39956	Steel
UO ₂	0.55764	UO ₂
Na + can	0.65052	Na dummy + can
Cell 1		Cell 1X
	Thickness	
Na + can	0.65052	Na dummy + can
UO ₂	0.55764	UO ₂
Na + can	0.69624	Na dummy + can
Pu	0.23596	Pu
can	0.08255	can
UO ₂	0.55764	UO ₂
Na + can	0.65052	Na dummy + can
Cell 2		Cell 2x

Fig.3.2b One-dimensional Cell Model
of Plate Cell

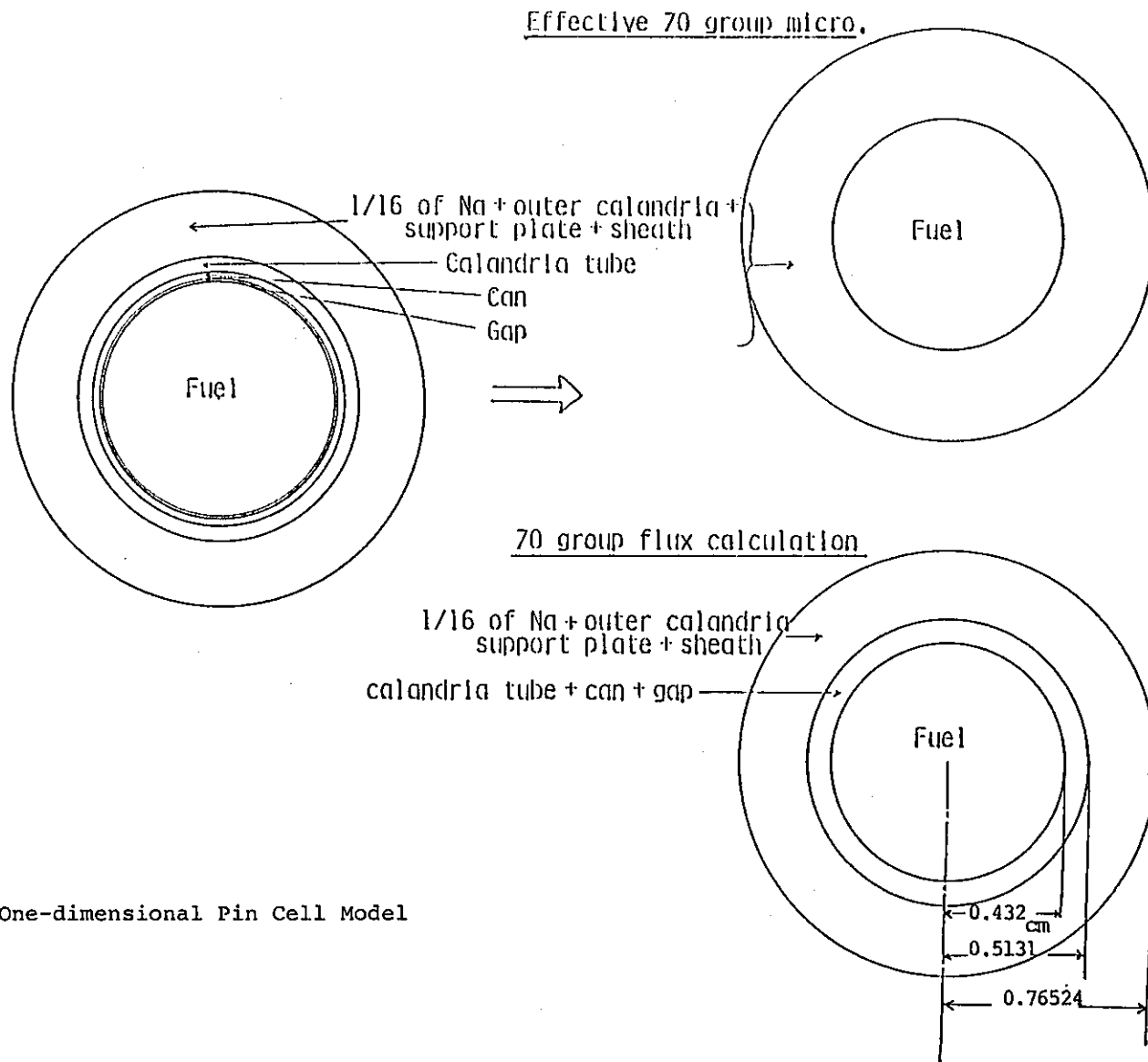
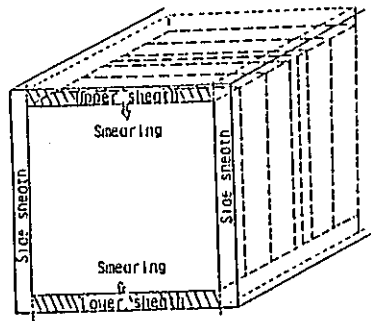


Fig. 3.2c One-dimensional Pin Cell Model

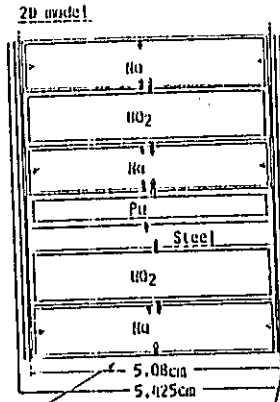
3D Effect of Cell Configuration

(1) Plate cell

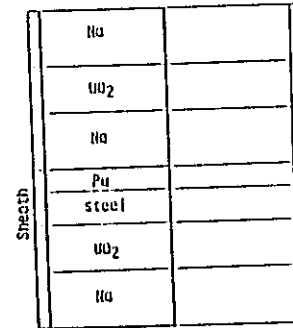
(a) Effective microscopic cross section
3D configuration



2D modeling
Upper and lower sheaths are smeared into non-fuel plate



(b) Intracell flux calculation

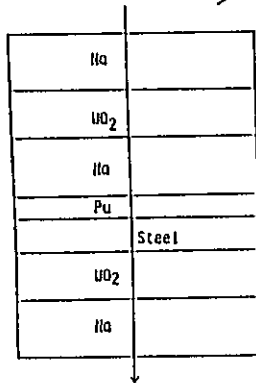


Condensation to 16 group by using core spectrum

Calculate transmission probability method in 16 groups

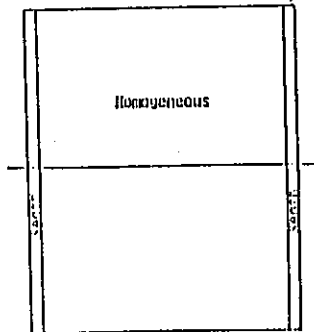
constant neutron current

1D model for effective 70 group micro.



7 region model for effective σ of plates (steel of side sheaths is not included)

for plates

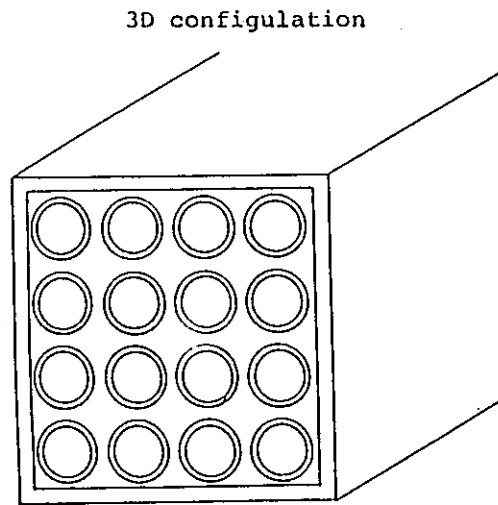


3 region model for effective σ of side sheaths

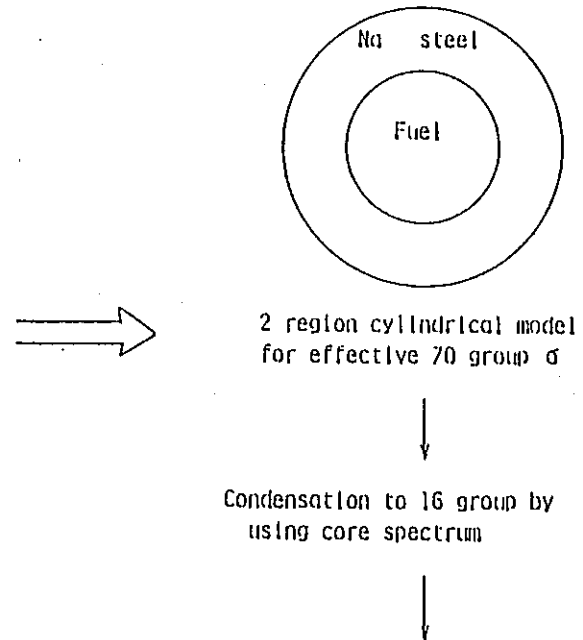
for sheath

Fig. 3.3a Cell Model for Estimating 3-D Effect of Plate Cell

(2) Pin cell



(a) Effective microscopic cross section



(b) Intracell flux calculation

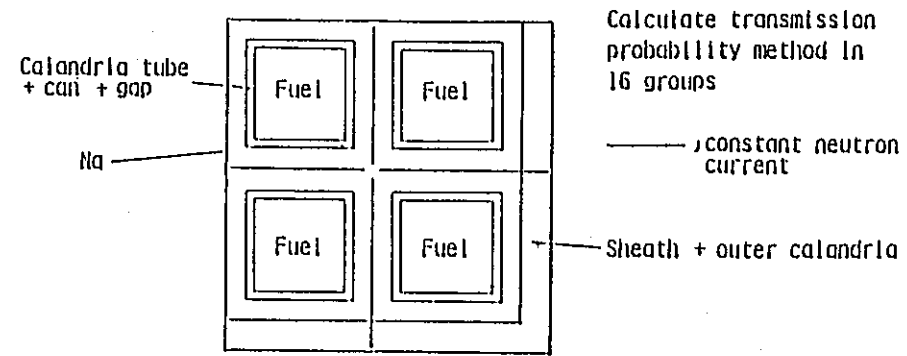
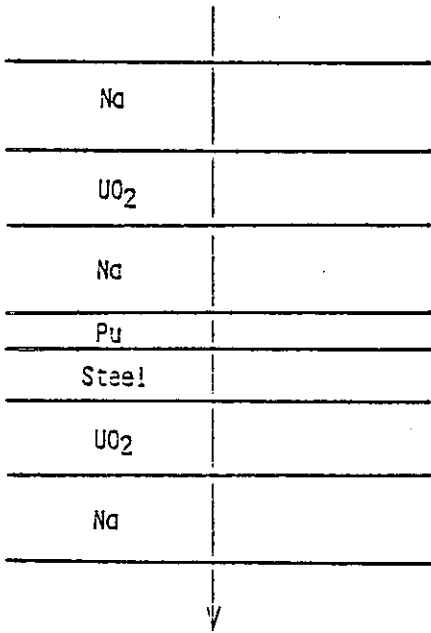


Fig. 3.3b Cell Model for Estimating 3-D Effect of Pin Cell Model

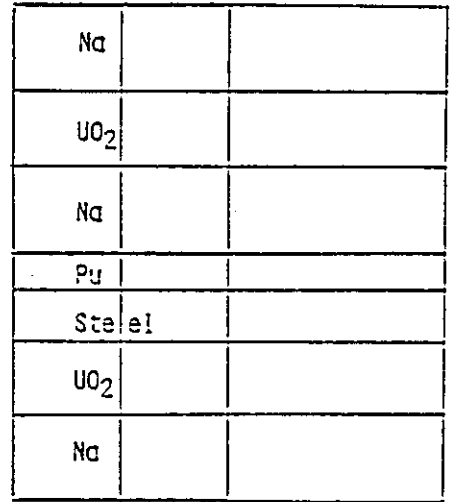
(1) Plate cell

(a) Effective 70 group σ



Slab model for effective 70 group σ
 (Sheaths (upper, lower & sides) are smeared to non-fuel plate)

(b) Intracell flux in 16 groups

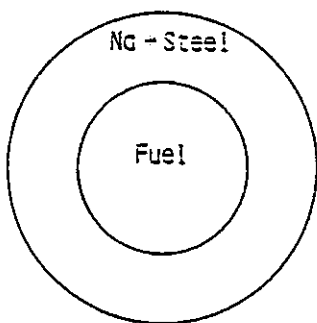


Condensation to 16 group by using core spectrum

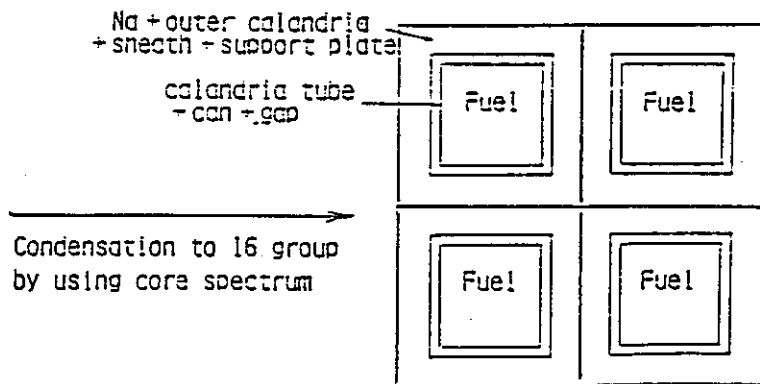
————— ; constant neutron current

(2) Pin cell

(a) Effective 70 group σ



(b) Intracell flux in 16 groups



Condensation to 16 group by using core spectrum

Fig. 3.3c One-dimensional Cell Models used to Estimate 3-D Effect of Cell Model

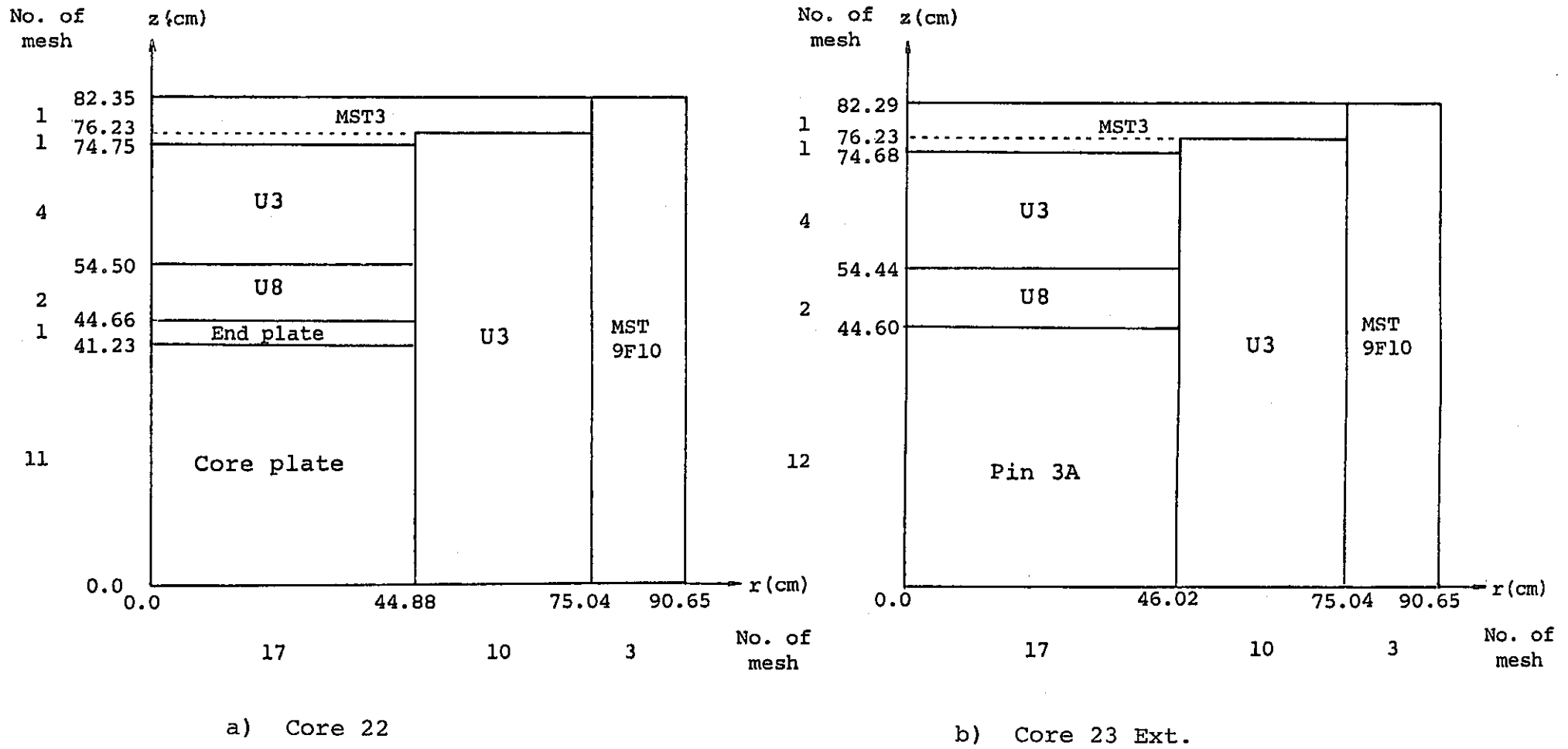
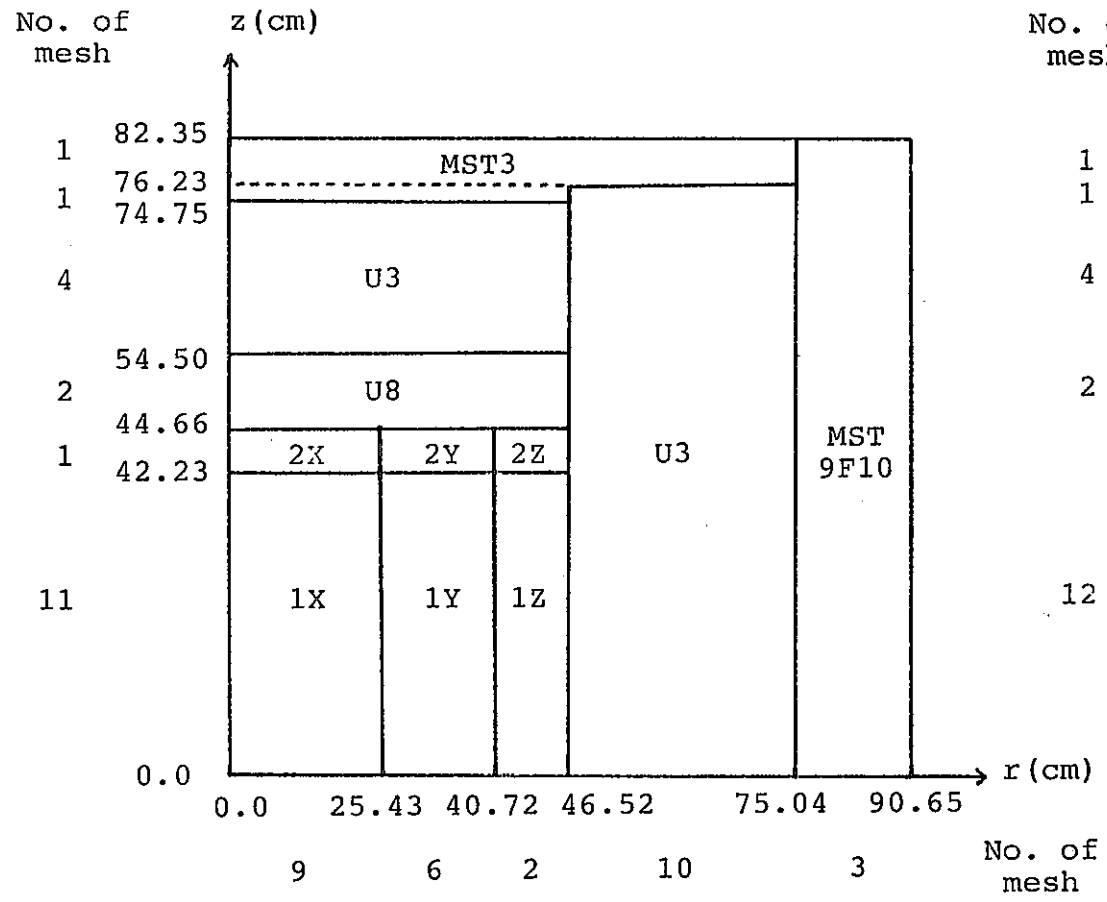
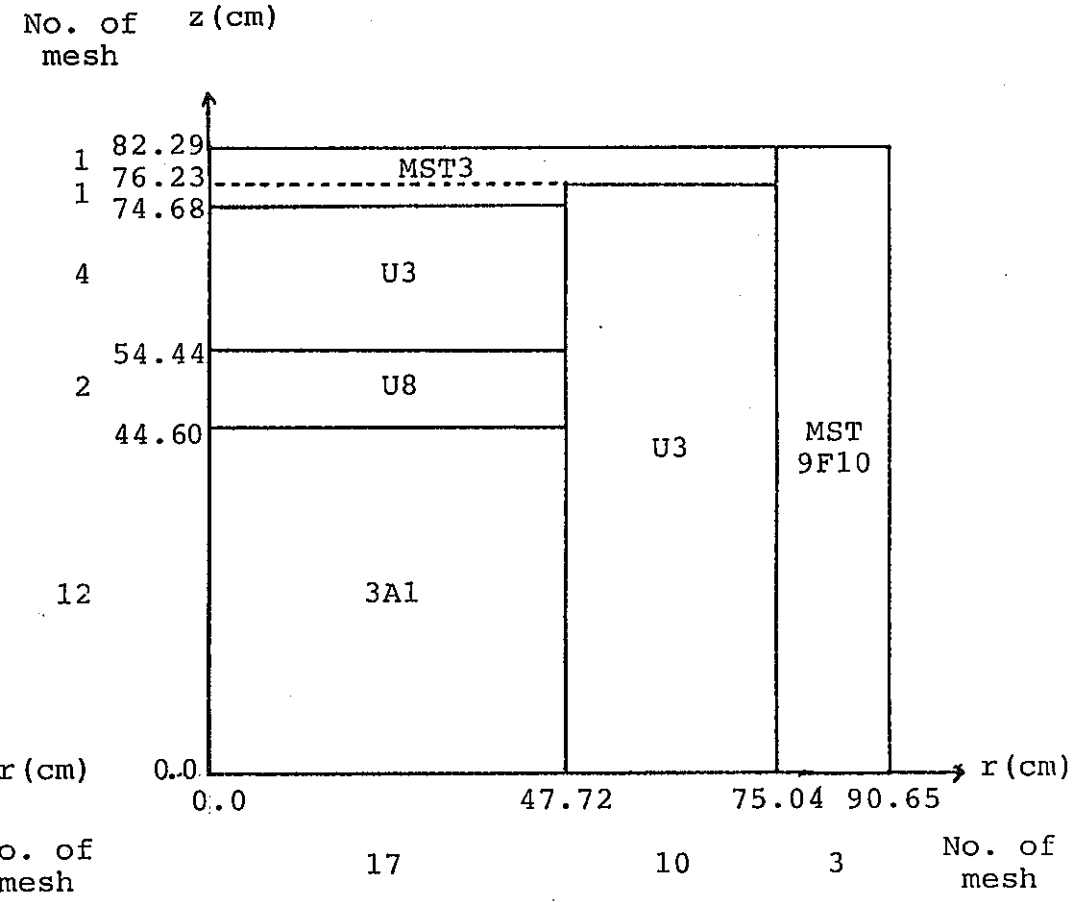


Fig.3.4 2-D RZ Calculational Model of Core 22,23 Ext.,24 and 25 Ext.



(c) Core 24



(d) Core 25 Ext.

Fig.3.4 Continued

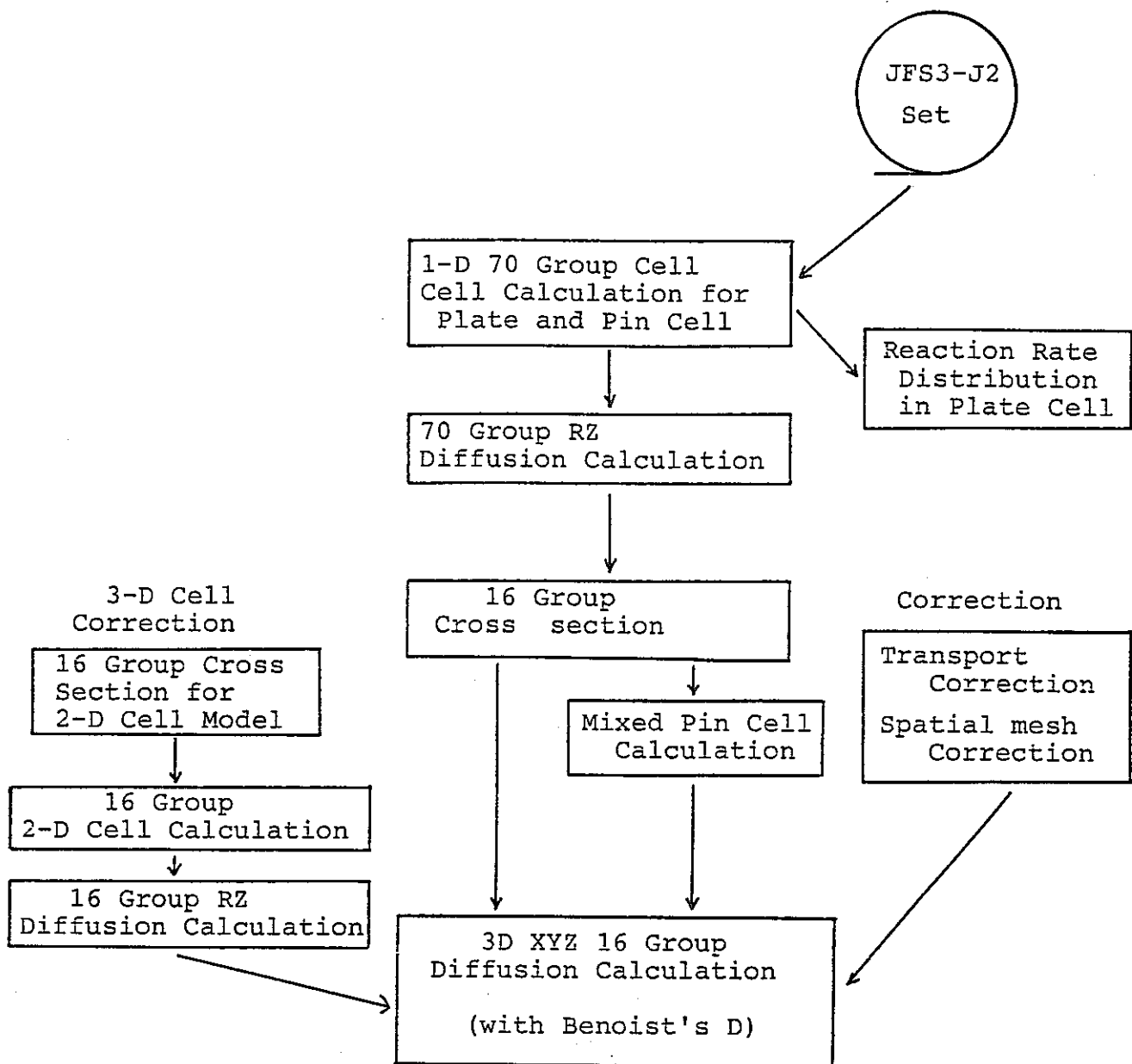
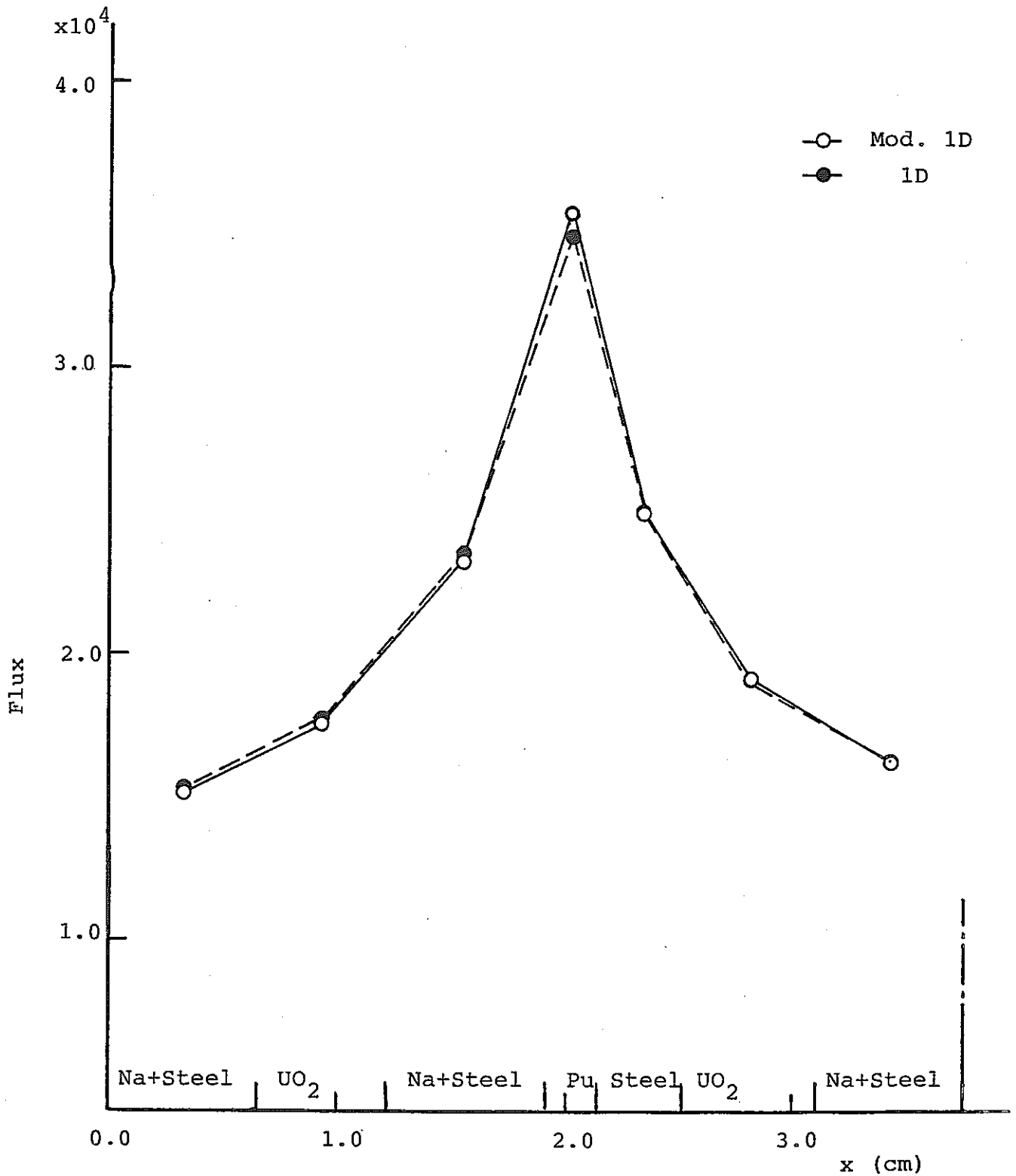


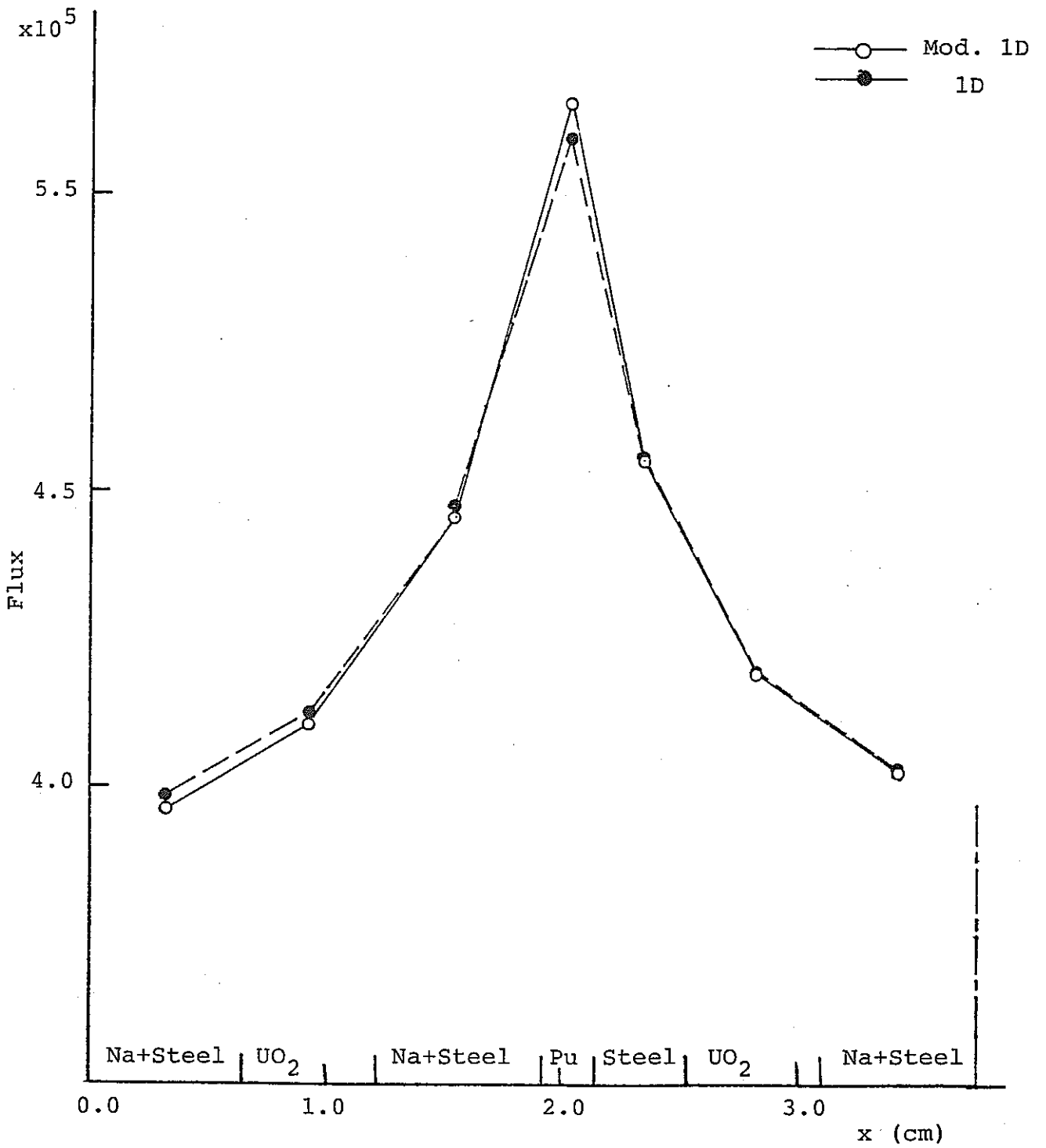
Fig. 3.5 Calculational Flow Diagram for Criticality Analysis



a) 1st Group

Flux is normalized
 by $\sum_g \int_{\text{Cell}} dV \nu \Sigma_f^g(r) \phi^g(r) = 10^6$

Fig. 3.6 Comparison of Flux Distribution with Mod.1D Model and 1D model (Cell 1, $B^2=0.002 \text{ cm}^{-2}$, $D=\text{Dave}$)



b) 5th Group

Fig.3.6 Continued

第 IV 部

輸送摂動計算における差分法の改良

目 次

1. はじめに	147
2. 輸送摂動計算の差分式の導出	147
3. Na ボイド反応度計算に対する適用例	153
3.1 計算体系	153
3.2 計算方法	153
3.3 直接計算及び厳密摂動計算によるNa ボイド反応度の比較	154
4. 結論及び今後の問題点	155

List of Tables (Part - IV)

Table 4.1	Sodium void worth for pattern 1 (constant interval)
Table 4.2	Sodium void worth components for pattern 1
Table 4.3	Sodium void worth for pattern 1 & pattern 2 (constant interval)

List of Figures (Part - IV)

Fig. 4.1	Calculational Model
----------	---------------------

1. はじめに

高速炉の局所的なナトリウムボイド反応度等はその値が小さいので通常、摂動計算により計算される。摂動計算によって得られた反応度変化は、直接計算の結果と一致しなければならない。しかし、2次元体系について直接計算、摂動計算により得られたボイド反応度を比較すると、XYモデルでは両者はよく一致するが、RZモデルでは一致がよくないという結果がでている。

このような体系依存性が何に起因するのかを調べるため、第2章において、輸送摂動計算式をコード化するための差分式の導出方法について検討した。その結果に基づき、第3章では輸送摂動コードTRAPERTを改良し、臨界集合体ZPPR-9を小型化した均質な体系を想定して計算を行ない、結果を示す。

2. 輸送摂動計算の差分式の導出

まず、現在コード化されている輸送摂動の差分式を導出する。摂動前の輸送方程式は次式のように書ける。

$$\begin{aligned} & \bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega}) + \Sigma_t^g(\bar{r}) \Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega}) \\ &= \sum_{g'} \int d\Omega' \Sigma_S^{g' \rightarrow g}(\bar{\Omega}' \rightarrow \bar{\Omega}) \Phi^{g'}(\bar{r}, \bar{\Omega}') + \frac{\chi^g}{k_{\text{eff}}} \sum_{g'} \frac{\nu \Sigma_f^{g'}}{4\pi} \int d\Omega' (\bar{r}, \bar{\Omega}') \end{aligned} \quad (1)$$

ここで $\Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega})$: 点 \bar{r} 、方向 $\bar{\Omega}$ 、 g 群の中性子束

$\Sigma_t^g(\bar{r})$: 点 \bar{r} 、 g 群の全中性子断面積

$\Sigma_S^{g' \rightarrow g}(\bar{\Omega}' \rightarrow \bar{\Omega})$: g' 群、 $\bar{\Omega}'$ 方向の中性子が g 群、 $\bar{\Omega}$ 方向になる散乱断面積

χ^g : g 群の核分裂スペクトル

$\nu \Sigma_f^{g'}$: g' 群の生成断面積

摂動後の随伴輸送方程式は次式のように書ける。

$$\begin{aligned}
 & - \bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \Psi^{*g}(\bar{r}, \bar{\Omega}) + \Sigma_t^{*g}(\bar{r}) \Psi^{*g}(\bar{r}, \bar{\Omega}) \\
 & = \sum_{g'} \int d\Omega' \Sigma_s^{*g \rightarrow g'}(\bar{\Omega} \rightarrow \bar{\Omega}') \Psi^{*g'}(\bar{r}, \bar{\Omega}') + \frac{1}{k_{\text{eff}}^*} \frac{v \Sigma_f^{*g}}{4\pi} \sum_{g'} \chi^{g'} \int d\Omega' \Psi^{*g'}(\bar{r}, \bar{\Omega}')
 \end{aligned} \tag{2}$$

ここで、*は摂動後の量であることを示し、 Ψ は随伴中性子束である。

(1)式に $\Psi^{*g}(\bar{r}, \bar{\Omega})$ をかけ、(2)式に $\Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega})$ をかけ、その差を全立体角、体積について積分し、エネルギー群について和をとると、輸送摂動計算式が次式のように得られる。

$$\begin{aligned}
 \frac{\delta k_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}} k_{\text{eff}}^*} & = \frac{1}{N_0} \left[- \sum_g \int dV \int d\Omega \delta \Sigma_t^g \{ 4\pi \Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega}) - \Phi_0^g(\bar{r}) \} \Psi^*(\bar{r}, \bar{\Omega}) \right. \\
 & \quad - \sum_g \int dV \delta \Sigma_a^g \Phi_0^g \Psi_0^{*g} \\
 & \quad + \sum_g \int dV \Phi_0^g(\bar{r}) \sum_{g'} \delta \Sigma_s^{g \rightarrow g'} \{ \Psi_0^{*g'}(\bar{r}) - \Psi_0^{*g}(\bar{r}) \} \\
 & \quad \left. + \frac{1}{k_{\text{eff}}^*} \sum_g \int dV \chi^g \Psi_0^{*g}(\bar{r}) \sum_{g'} \delta v \Sigma_f^{g'} \Phi_0^{g'}(\bar{r}) \right] \tag{3}
 \end{aligned}$$

$$\text{但し、} N_0 = \sum_g \int dV \chi^g \Psi_0^{*g}(\bar{r}) \sum_{g'} v \Sigma_f^{g'} \Phi_0^{g'}(\bar{r}) \tag{4}$$

(3)式において等方散乱を仮定し、 $\delta \Sigma$ は摂動による断面積の変化分を表わす。 $\Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega})$ 及び $\Psi^{*g}(\bar{r}, \bar{\Omega})$ の等方成分を次式のように定義した。

$$\Phi_0^g(\bar{r}) = \int d\Omega \Phi^g(\bar{r}, \bar{\Omega}) \tag{5}$$

$$\Psi_0^{*g}(\bar{r}) = \int d\Omega \Psi^{*g}(\bar{r}, \bar{\Omega}) \tag{6}$$

TRAPERTコードは輸送コードTWO TRAN-IIの結果を用いて計算するので、(3)、(4)式を S_N 法に基づき次のように差分化した式を用いて計算を行なっている。

$$\begin{aligned}
\frac{\delta k_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}} k_{\text{eff}}^*} = & \frac{1}{N_0} \left[- \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \sum_m w_m \delta \Sigma_t^g \right. \\
& \times \left(4\pi N_{ijm}^g - \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^g \right) M_{ijm}^{*g} \\
& - \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \delta \Sigma_a^g \sum_m w_m N_{ijm}^g \sum_{m'} w_{m'} M_{ijm'}^{*g} \\
& + \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \sum_m w_m N_{ijm}^g \\
& \times \sum_{g'} \delta \Sigma_s^{g \rightarrow g'} \left(\sum_{m'} w_{m'} M_{ijm'}^{*g'} - \sum_{m''} w_{m''} M_{ijm''}^{*g} \right) \\
& + \frac{1}{k_{\text{eff}}^*} \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \chi^g \sum_m w_m M_{ijm}^{*g} \\
& \left. \times \sum_{g'} \delta \nu \Sigma_f^{g'} \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^{g'} \right] \quad (7)
\end{aligned}$$

$$\text{但し、 } N_0 = \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \chi^g \sum_m w_m M_{ijm}^{*g} \sum_{g'} \nu \Sigma_f^{g'} \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^{g'} \quad (8)$$

ここで V_{ij} : メッシュ i, j の体積

w_m : m 方向の S_N ウェイト

N_{ijm}^g : g 群、メッシュ i, j, m 方向の摂動前の中性子束

M_{ijm}^{*g} : g 群、メッシュ i, j, m 方向の摂動後の随伴中性子束

この場合、(7)式を計算するために用いられる値は(1)、(2)式を満たさなければならないが、
TWOTRAN-Iの結果を用いるために、実際には(1)、(2)式を S_N 法に基づき差分化したもの

を解いて得られた値を使用することになる。

そこで、(1)，(2)式をXY並びにRZ両体系それぞれについて差分化した式より輸送振動計算式の差分形を導出し、(7)式と比較した。

まず、XYモデルについて(1)，(2)式を差分化すると次式が得られる。

$$\begin{aligned}
 & w_m \mu_m (A_{i+\frac{1}{2}j} N_{i+\frac{1}{2}jm}^g - A_{i-\frac{1}{2}j} N_{i-\frac{1}{2}jm}^g) \\
 & + w_m \eta_m (B_{ij+\frac{1}{2}} N_{ij+\frac{1}{2}m}^g - B_{ij-\frac{1}{2}} N_{ij-\frac{1}{2}m}^g) \\
 & + \Sigma_t^g w_m V_{ij} N_{ijm}^g = w_m V_{ij} S_{ijm}^g \quad (9)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & - w_m \mu_m (A_{i+\frac{1}{2}j} M_{i+\frac{1}{2}jm}^{*g} - A_{i-\frac{1}{2}j} M_{i-\frac{1}{2}jm}^{*g}) \\
 & - w_m \eta_m (B_{ij+\frac{1}{2}} M_{ij+\frac{1}{2}m}^{*g} - B_{ij-\frac{1}{2}} M_{ij-\frac{1}{2}m}^{*g}) \\
 & + \Sigma_t^{*g} w_m V_{ij} M_{ijm}^{*g} = w_m V_{ij} T_{ijm}^{*g} \quad (10)
 \end{aligned}$$

ここで $A_{i+\frac{1}{2}j} = A_{i-\frac{1}{2}j} = \Delta y_i$

$B_{ij+\frac{1}{2}} = B_{ij-\frac{1}{2}} = \Delta x_i$

μ_m : $\bar{\Omega}_m$ とX軸の方向余弦

η_m : $\bar{\Omega}_m$ とY軸の方向余弦

S_{ijm}^g : (1)式右辺の差分式

T_{ijm}^{*g} : (2)式右辺の差分式

(9)，(10)式より輸送振動計算式の差分形を導出すると(7)，(8)式と全く同様のものが得られた。

次に、RZモデルについて考える。(1)，(2)式を差分化すると次式が得られる。

$$\begin{aligned}
& w_m \mu_m (A_{i+\frac{1}{2}j} N_{i+\frac{1}{2}jm}^g - A_{i-\frac{1}{2}j} N_{i-\frac{1}{2}jm}^g) \\
& + (A_{i+\frac{1}{2}j} - A_{i-\frac{1}{2}j}) (\alpha_{m+\frac{1}{2}} N_{ijm+\frac{1}{2}}^g - \alpha_{m-\frac{1}{2}} N_{ijm-\frac{1}{2}}^g) \\
& + w_m \eta_m (B_{ij+\frac{1}{2}} N_{ij+\frac{1}{2}m}^g - B_{ij-\frac{1}{2}} N_{ij-\frac{1}{2}m}^g) \\
& + \sum_t^g w_m V_{ij} N_{ijm}^g = w_m V_{ij} S_{ijm}^g \tag{11}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& - w_m \mu_m (A_{i+\frac{1}{2}j} M_{i+\frac{1}{2}jm}^{*g} - A_{i-\frac{1}{2}j} M_{i-\frac{1}{2}jm}^{*g}) \\
& - (A_{i+\frac{1}{2}j} - A_{i-\frac{1}{2}j}) (\alpha_{m+\frac{1}{2}} M_{ijm+\frac{1}{2}}^{*g} - \alpha_{m-\frac{1}{2}} M_{ijm-\frac{1}{2}}^{*g}) \\
& - w_m \eta_m (B_{ij+\frac{1}{2}} M_{ij+\frac{1}{2}m}^{*g} - B_{ij-\frac{1}{2}} M_{ij-\frac{1}{2}m}^{*g}) \\
& + \sum_t^{*g} w_m V_{ij} M_{ijm}^{*g} = w_m V_{ij} T_{ijm}^{*g} \tag{12}
\end{aligned}$$

$$\text{ここで } A_{i+\frac{1}{2}j} = 2\pi r_{i+\frac{1}{2}} \Delta Z_j$$

$$B_{ij+\frac{1}{2}} = B_{ij-\frac{1}{2}} = 2\pi r_i dr$$

$$\alpha_{m+\frac{1}{2}} = - \int d\theta \sin^2 \theta \sin \varphi_{m+\frac{1}{2}}$$

$$\mu_m : \bar{\Omega}_m \text{ と R 軸の方向余弦}$$

$$\eta_m : \bar{\Omega}_m \text{ と Z 軸の方向余弦}$$

$$\theta : \bar{\Omega}_m \text{ と Z 軸のなす角}$$

$$\varphi_m : \bar{\Omega}_m \text{ の XY 平面への正射影と R 軸のなす角}$$

(1), (2)式より RZ モデルについての輸送擾動計算式の差分形を導出すると次式のような
る。

$$\begin{aligned}
\frac{\delta k_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}} k_{\text{eff}}^*} &= \frac{1}{N_0} \left[\sum_g \sum_i \sum_j \sum_m 2\pi w_m \mu_m (A_{i+\frac{1}{2}j} - A_{i-\frac{1}{2}j}) \right. \\
&\quad \times \{ (N_{ijm+\frac{1}{2}}^g M_{ijm+\frac{1}{2}}^{*g} + N_{ijm-\frac{1}{2}}^g M_{ijm-\frac{1}{2}}^{*g}) \\
&\quad \left. - (N_{i+\frac{1}{2}jm}^g M_{i+\frac{1}{2}jm}^{*g} + N_{i-\frac{1}{2}jm}^g M_{i-\frac{1}{2}jm}^{*g}) \right] \\
&\quad - \sum_g \sum_i \sum_j v_{ij} \sum_m w_m \delta \Sigma_t^g \\
&\quad \times (4\pi N_{ijm}^g - \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^g) M_{ijm}^{*g} \\
&\quad - \sum_g \sum_i \sum_j v_{ij} \delta \Sigma_a^g \sum_m w_m N_{ijm}^g \sum_{m'} w_{m'} M_{ijm'}^{*g} \\
&\quad + \sum_g \sum_i \sum_j v_{ij} \sum_m w_m N_{ijm}^g \\
&\quad \times \sum_{g'} \delta \Sigma_s^{g \rightarrow g'} \left(\sum_{m'} w_{m'} M_{ijm'}^{*g'} - \sum_{m''} w_{m''} M_{ijm''}^{*g} \right) \\
&\quad + \frac{1}{k_{\text{eff}}^*} \sum_g \sum_i \sum_j v_{ij} \chi^g \sum_m w_m M_{ijm}^{*g} \\
&\quad \times \sum_{g'} \delta v_{\Sigma_f}^{g'} \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^{g'} \left. \right]
\end{aligned}$$

(13)

$$\text{但し } N_0 = \sum_g \sum_i \sum_j V_{ij} \chi^g \sum_m w_m M_{ijm}^{*g} \sum_{g'} v_{\Sigma_f}^{g'} \sum_{m'} w_{m'} N_{ijm'}^{g'} \quad (14)$$

(7), (8)式と(13), (14)式を比較すると、(13)式は(7)式右辺に(13)式右辺第1項を加えた形となっており、(8), (14)式は同一である。(13)式右辺第1項はRZモデルでは、微小体積要素の表面積 $A_{i+\frac{1}{2}j}$ がメッシュ位置 i によって変化することと、中性子ストリーミングにつれて角度 φ が変化することにより生じたものである。

以上の比較結果より、摂動計算と直接計算との整合性を取るためにはXYモデルについては現在のTRAPERTのままでよいが、RZモデルについては(13)式右辺第1項の評価をTRAPERTコードに加える必要があることがわかった。

3. Naボイド反応度計算に対する適用例

3.1 計算体系

Fig. 4.1に示されるような臨界集合体ZPPR-9を小型化した均質な体系を想定し、XYモデルは、炉中心から数えて10個のドロワをボイドにした場合(RZモデルのパターン1に相等)について、RZモデルは炉中心から19.713 cmまでのドロワを高さ30.5 cmまでボイドにした場合(パターン1)、炉中心から19.713 cmのところから、54.701 cmのところまでのドロワを高さ30.5 cmまでボイドにした場合(パターン2)のナトリウムボイド反応度について計算を行なった。

3.2 計算方法

エネルギー群数は7群とし、断面積データはZPPR-13Aの実験解析に用いたものを使用し(第1部)、内側炉心にはシングルフェーエルドロワのものを用い、外側炉心はシングルフェーエルドロワ、ダブルフェーエルドロワのものを97:74の割合でスミアしたものを用い、TWOTRAN-IIコードにより輸送計算を行ない、その結果を用いて、第2章に基づき改良した輸送摂動コードTRAPERTにより厳密摂動計算を行なった。TWOTRAN-IIにおける収束判定基準は 1×10^{-5} とした。

まず、ボイドパターン1について、空間メッシュがXYモデルで 17×17 、RZモデルが 20×22 、メッシュ間隔約5 cm程度とし、 S_N オーダーを S_4, S_6, S_8 と変えて

計算し、直接計算、摂動計算の結果を比較した。次に、同じボイドパターン1のRZモデルについて全メッシュ数は変化させず、メッシュ体積がほぼ等体積になるようにメッシュを取り、先の場合と同様に計算を行なった。最後に、ボイドパターン2について等間隔メッシュ、 S_4 で計算を行なった。

3.3 直接計算及び厳密摂動計算によるNaボイド反応度の比較

まず、Table 4.1 にボイドパターン1について等間隔メッシュで計算したXYモデル、補正前後のRZモデルのNaボイド反応度及び補正項の値を示す。XYモデルでは、 S_N オーダーがいずれの場合も両計算法によるNaボイド反応度の差が0.1%程度と一致していることが確認される。RZモデルでは補正前で、いずれの S_N オーダーとも2.6%の差があり、補正後は、 S_4 、 S_6 、 S_8 と S_N オーダーが高くなるにつれて、3.8%、3.6%、3.5%とわずかではあるが差が小さくなっている。しかし、全体としては補正前より差がより大きくなっている。

補正項は輸送方程式の $\bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \Phi$ の項に対するメッシュ形状が原因で生じたものである。XYモデルでは、微小体積要素の表面積Aが一定であるので、補正項は常に0となる。したがって、補正項は中性子漏洩項の一部であると考えることができる。この補正項が負の値であることより、現在の輸送摂動コードは中性子漏洩項を過小評価していることになる。

次に、RZモデルのボイドパターン1について、空間メッシュ数は一定で、等間隔でメッシュ点をとったものと、等体積になるようにメッシュ点をとったものの計算結果をTable 4.2に示した。これはXYモデルでは、等間隔、等体積メッシュとなっており、それと比較するためのものである。等間隔メッシュの場合、間隔はXYモデル同様約5cmであるが、1メッシュの体積はXYモデルの70～600倍となっており、等体積メッシュの場合間隔は3～20cmで、体積は200倍となっている。ボイド領域のメッシュ点は、R方向が等間隔メッシュで4点、等体積メッシュで1点、Z方向がどちらも6点となっている。

等体積メッシュでは、直接計算と摂動計算の差が、 S_4 、 S_6 、 S_8 でそれぞれ1.7%、1.4%、1.1%と等間隔メッシュに比べ、半分以下となっている。この違いは、各成分を比較してみると、スペクトル項、核分裂項に多少の差はみられるものの、主として中性子漏洩項の差によるものであることがわかった。

最後に、Table 4.3 にボイドパターン1とパターン2の計算結果を示す。両計算法

による差はパターン1で 3.8%、パターン2で 1.0%とボイド領域が外側になると差が小さくなっている。これは、先に述べたメッシュ体積の問題が大きく影響していると考えられる。

4. 結論及び今後の問題点

S_R 計算に基づく直接計算と輸送摂動計算の差分式は XY モデルでは同一であるが RZ モデルでは異なり、同一結果を得るには輸送摂動計算に補正項を加える必要があることがわかった。Na ボイド反応度に対する直接計算と厳密摂動計算とを比較したところ、XY 体系では一致したが RZ 体系では炉中心の Na ボイド反応度に対して相対的に 2.6%の差が生じた。補正項を考慮した厳密摂動計算では、その差は 3.6%と大きくなった。これは、中性子もれの項(負の寄与)が補正項を加えたため大きくなったことによるものである。今後、このように補正を加えたことにより直接計算と摂動計算の不一致がより広がった原因について検討する。

Table 4.1 Sodium void worth for pattern 1 (constant interval)

XY Geometry

S_N order	S_4	S_6	S_8
Direct	4.006×10^{-3} *	4.006×10^{-3}	4.007×10^{-3}
Exact Perturbation	4.002×10^{-3}	4.000×10^{-3}	4.003×10^{-3}
Relative Error	0.1 %	0.1 %	0.1 %

RZ Geometry (before correction)

S_N order	S_4	S_6	S_8
Direct	2.164×10^{-3}	2.157×10^{-3}	2.156×10^{-3}
Exact Perturbation	2.108×10^{-3}	2.101×10^{-3}	2.099×10^{-3}
Relative Error	2.6 %	2.6 %	2.6 %

RZ Geometry (after correction)

S_N order	S_4	S_6	S_8
Direct	2.164×10^{-3}	2.157×10^{-3}	2.156×10^{-3}
Exact Perturbation	2.081×10^{-3}	2.079×10^{-3}	2.081×10^{-3}
Relative Error	3.8 %	3.6 %	3.5 %
Correction Term	-0.027×10^{-3}	-0.022×10^{-3}	-0.018×10^{-3}

* to be read as 4.006×10^{-3}

Table 4.2 Sodium void worth components for pattern 1

Constant interval mesh

S_N order	S_4	S_6	S_8
Direct	2.164 -3 *	2.157 -3	2.156 -3
Exact Perturbation			
Leakage	-0.534 -3	-0.535 -3	-0.537 -3
Absorption	0.625 -3	0.625 -3	0.625 -3
Spectrum	2.662 -3	2.657 -3	2.657 -3
Fission	-0.645 -3	-0.646 -3	-0.646 -3
Correction term	-0.027 -3	-0.022 -3	-0.018 -3
Total	2.081 -3	2.079 -3	2.081 -3
Relative Error	3.8 %	3.6 %	3.5 %

Constant volume mesh

S_N order	S_4	S_6	S_8
Direct	2.156 -3	2.143 -3	2.140 -3
Exact Perturbation			
Leakage	-0.513 -3	-0.515 -3	-0.515 -3
Absorption	0.625 -3	0.625 -3	0.625 -3
Spectrum	2.667 -3	2.660 -3	2.660 -3
Fission	-0.646 -3	-0.646 -3	-0.648 -3
Correction term	-0.014 -3	-0.010 -3	-0.005 -3
Total	2.119 -3	2.114 -3	2.117 -3
Relative Error	1.7 %	1.4 %	1.1 %

* to be read as 2.164×10^{-3}

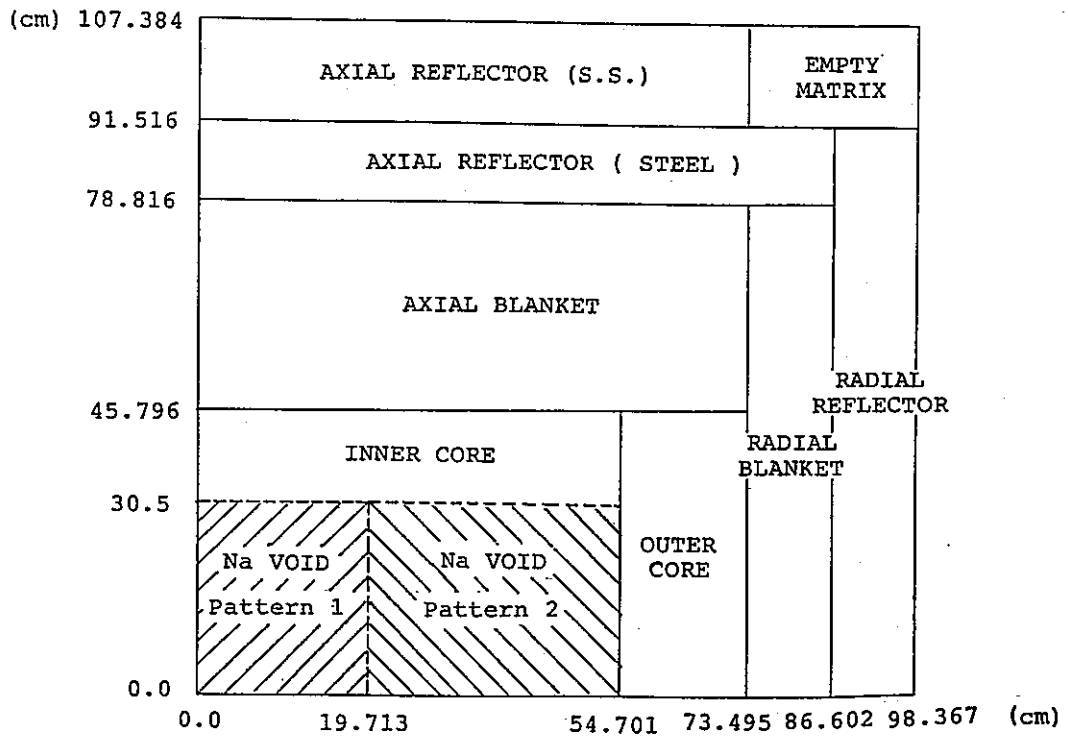
Table 4.3 Sodium void worth for pattern 1 & pattern 2
(constant interval)

Void pattern	Pattern 1	Pattern 2
Direct	2.164 -3 *	7.683 -3
Exact perturbation	2.081 -3	7.609 -3
Relative Error	3.8 %	1.0 %

* to be read as 2.164×10^{-3}

Na VOID									
INNER CORE									
OUTER CORE									
RADIAL BLANKET							EMPTY MATRIX		
RADIAL REFLECTOR									

XY Geometry (1 mesh : $5.5245 \times 5.5245 \text{ cm}^2$)



RZ Geometry

Fig. 4.1 Calculational Model

第 V 部

ZPPR-9 炉心での断面積アジャストメント

目 次

1. はじめに	165
2. アジャストメント手法	166
3. 計算結果	169
4. まとめ及び今後の研究計画	170

List of Tables (Part-V)

Table 5.1	Cross sections used in this adjustment
Table 5.2	C/E values before and after the cross section adjustment
Table 5.3	Cross section data of O-scattering before and after the cross section adjustment
Table 5.4	Cross section data of Na(n, γ) before and after the cross section adjustment
Table 5.5	Cross section data of Fe(n, γ) before and after the cross section adjustment
Table 5.6	Cross section data of $^{235}\text{U}(n,f)$ before and after the cross section adjustment
Table 5.7	Cross section data of $^{238}\text{U}(n,\gamma)$ before and after the cross section adjustment
Table 5.8	Cross section data of $^{238}\text{U}(n,f)$ before and after the cross section adjustment
Table 5.9	Cross section data of $^{239}\text{Pu}(n,\gamma)$ before and after the cross section adjustment
Table 5.10	Cross section data of $^{239}\text{Pu}(n,f)$ before and after the cross section adjustment

List of Tables (Part-V)

- | | |
|------------|--|
| Table 5.11 | Standard deviation and correlation matrix of experimental reactor characteristics |
| Table 5.12 | Standard deviation and correlation matrix of method uncertainty |
| Table 5.13 | Standard deviation and correlation matrix of sensitivity uncertainty |
| Table 5.14 | Standard deviation and correlation matrix of calculational reactor characteristics before adjustment |
| Table 5.15 | Standard deviation and correlation matrix of calculational reactor characteristics after adjustment |

List of Figures (Part-V)

- Fig. 5.1 ^{239}Pu fission cross section
and its relative alteration for adjustment
- Fig. 5.2 ^{238}U capture cross section
and its relative alteration for adjustment

1. はじめに

種々の臨界実験により得られた、積分核特性量の測定値とその計算値の間には系統的な不一致が存在することが問題となっている。そして、その主な原因の1つとして群定数セットの不確かさによるものが考えられている。そこで、核特性量の予測精度を改善する方法として、測定値を利用した、最小自乗法による群定数の調整、すなわち、断面積アジャストメントが考えられる。

本報告書では JFS-3-J2 断面積セットに基づく16群断面積に対する感度係数、並びに ZPPR-9 炉心の C/E 値を使い、16群断面積のアジャストメントを行う。特に、反応率分布並びに制御棒価値の C/E 値の空間依存性も考慮した。

2. アジャストメントの手法

アジャストされるべき断面積セット T_0 、及び核特性量の測定値 R_e 、 T_0 を用いた場合の核特性の計算値 $R_c(T_0)$ 、感度係数 G が与えられた場合に、真の断面積が与えられる確率を最大にするように断面積をアジャストする。

核特性量の測定値 R_e が得られたという条件下で、断面積の真値 T_t を得る確率を、条件つき確率 $P(T_t|R_e)$ とすると、それは次式のように表される。

$$P(T_t|R_e) = \frac{P(T_t, R_e)}{P(R_e)} = \frac{P(R_e|T_t)P(T_t)}{P(R_e)} \quad (5.1)$$

上式で $P(T_t)$ は T_t の存在確率を示し T_0 の共分散 M を用いて次式のようになる。

$$P(T_t) = \text{const.} \cdot \exp \left\{ - \frac{(T-T_0)^2}{2M} \right\} \quad (5.2)$$

さらに、 T_t が与えられたという条件下で R_e を得る条件つき確率 $P(R_e|T_t)$ は R_e が $R_c(T)$ のまわりに共分散 V_e+V_m で分布すると仮定することにより次式のように表される。ただし、 V_e は R_e の共分散で V_m は解析手法の不確かさである。

$$P(R_e|T_t) = \text{const.} \cdot \exp \left\{ - \frac{(R_e - R_c(T))^2}{2(V_e + V_m)} \right\} \quad (5.3)$$

(5.1) 式に (5.2)、(5.3) 式を代入し、また $P(R_e)$ は断面積 T とは無関係であることから (5.1) 式は次のようになる。

$$P(T_t|R_e) = \text{const.} \cdot \exp \left\{ - \frac{(T-T_0)^2}{2M} - \frac{(R_e - R_c(T))^2}{2(V_e + V_m)} \right\} \quad (5.4)$$

$P(T_t|R_e)$ を最大にするような断面積が求める断面積 T^* であるから、 T^* は次に示す量 L を最小にする。

$$L = \frac{(T-T_0)^2}{M} + \frac{(R_e - R_c(T))^2}{(V_e + V_m)} \quad (5.5)$$

(5.5) 式での $R_c(T)$ という量は与えられていない。しかしながら感度係数 G を用いると次式で表される。

$$R_c(T) = R_c(T_0) + G(T-T_0) \quad (5.6)$$

ここでの感度係数 G は一般的な相対値で表した感度係数 \tilde{G} と次の関係にある。

$$G = \frac{dR_c}{dT} = \frac{R_c}{T} \tilde{G} \quad (5.7)$$

(5.6) 式を利用して、(5.5) 式を最小にするという条件からアジャストされた断面積 T' は次のようになる。

$$T' = T_0 + K^{-1} G^t (V_e + V_m)^{-1} (R_e - R_c(T_0)) \quad (5.8)$$

$$\text{但し、 } K = M^{-1} + G^t (V_e + V_m)^{-1} G \quad (5.9)$$

ここで、 T' を計算する際に K^{-1} を計算する必要がある。しかし、 K は断面積の共分散と同じ次数の正方行列であり、アジャストする断面積の数が増加すると、数値計算が困難となる。そこで (5.8) 式に若干の操作を加えると (5.10) 式となる。

$$T' = T_0 + M G^t (V_e + V_m + M G M^t)^{-1} (R_e - R_c(T_0)) \quad (5.10)$$

この式に現われる $V_e + V_m + M G M^t$ は核特性量の共分散と同じ次数の正方行列であるから、その逆行列を求めることは K^{-1} を求めるより容易である。

次に、アジャストされた断面積 T' を用いた場合の核特性量の計算値 $R_e(T')$ は (5.6) 式に (5.10) 式を代入することにより得られ、

$$R_c(T') = M G^t (V_e + V_m + M G M^t)^{-1} R_e + (V_e + V_m) (V_e + V_m + M G M^t)^{-1} R_c(T_0) \quad (5.11)$$

となる。

さらに、アジャストされた断面積 T' の共分散 M' は (5.10) 式を用い、さらに R_e には計算誤差のあることを考慮すると、次式のようになる。

$$M' = M - M G^t (V_e + V_m + M G M^t)^{-1} G M \quad (5.12)$$

そして、アジャストされた断面積 T' を用いた計算値 $R_c(T')$ の共分散 V'_c は

$$V'_c = GMG^t (V_e + V_m + GMG^t)^{-1} V_e + (V_e + V_m) (V_e + V_m + GMG^t)^{-1} V_m \quad (5.13)$$

と表される。

今回使用した断面積は、Table 5.1 に示す14核反応であり、これらは JFS-3-J2 断面積セット⁽¹⁾ を臨界集合体 ZPPR-9 の内側炉心の中性子束で16群に縮約したものをを用いた。また、その共分散として ENDF/B-IV より導かれたものを使用した。

核特性量の測定値及び計算値は、ZPPR-9 での k_{eff} 制御棒反応度値、中心反応率比、径方向反応率分布等、Table 5.2 に示されている総計12種類を使用した。そして、感度係数は本大学で開発された、一般化摂動論に基づく2次元感度解析コード SAGEP⁽²⁾⁽³⁾ により算出した。

測定値及び計算値の不確かさの評価は、実験においては、その方法や β_{eff} による不確かさを考慮し、解析では中性子輸送効果、群数効果、メッシュ効果など、近似による不確かさを考慮して、共分散を考えた。

さらに感度係数の不確かさも考慮し、断面積の共分散との積を作る場合に取り入れた。

3. 計 算 結 果

アジャストメントの前後の核特性量の C/E 値を Table 5.2 に示した。

アジャストメントにより各積分量の C/E 値が改善され、特に C/E 値の空間依存性は少なくなった。

さらにアジャストメント前後の断面積を 8 核反応についてそれぞれ Table 5.3 ~ Table 5.10 に示した。

次に、Table 5.11 に核特性量の測定値 R_e の共分散 V_e を示し、Table 5.12 に解析手法の共分散 V_m を示し、Table 5.13 に感度係数の不確かさ ΔG を示した。

さらに、アジャストメント前後での核特性量の計算値の不確かさを見るために、アジャストメント前の核特性量の計算値の共分散として GMG^t を求め、アジャストメント後の核特性量の計算値の共分散 V_e' とともに、それぞれ Table 5.14 , Table 5.15 に示した。

4. まとめ及び今後の研究計画

まず、アジャストメント後の核特性量の C/E 値は、Table 5.2に示したように $k_{eff,Na}$ ボイド反応度値などで改善され、制御棒反応度値では C/E 値のばらつきが減少している。そして、 $^{239}\text{Pu}(n,f)$ の反応率分布については C/E 値の空間依存性は大幅に減少している。

次に、アジャストメント後の断面積の値はTable 5.3～Table 5.10に示したように変化している。 $^{239}\text{Pu}(n,f)$ の断面積は、高速群で若干の減少を示し、低速群で増加している。また、 $^{238}\text{U}(n,\gamma)$ の断面積は全体的に減少を示し、そのため k_{eff} の C/E 値が増加していると考えられる。ところで $^{238}\text{U}(n,\gamma)$ の1群の断面積の変化は他と比べて非常に大きいですが、これは、この群での感度係数が小さいことに起因していると考えられる。

断面積の共分散については、ここでは示していないが全般的に若干減少する傾向にあった。計算された核特性量はアジャストメントにより減少する傾向にある。

また、解析上の不確かさを考慮しない場合では核特性量の C/E 値は、考慮した場合に比べて、より1に近づいたが、断面積はFig 5.1, Fig 5.2に示したように、その変化がより大きくなる。この原因は、解析上の不確かさを考慮すると、相対的に断面積の共分散が減少し重みが増加するので、断面積が変化しにくいからである。

今後の研究計画としては、他の体系の核特性量もとり入れてアジャストメントを行う予定である。

REFERENCES

- (1) H.Takano and Y.Ishiguro : JAERI-M 82-135 (1982)
- (2) T.Aoyama,A.Hara,T.Takeda and T.sekiya
: Technology reports of the Osaka university
Vol.34,No.1761
- (3) A.Hara,T.Takeda and Y.Kikuchi
: JAERI-M 84-027 (1984)

TABLE 5.1

CROSS SECTIONS USED IN THIS ADJUSTMENT

NUCLIDE NO.

1	JENDL NO.	8	OXYGEN	SCATTERING
2	JENDL NO.	11	SODIUM	CAPTURE
3	JENDL NO.	26	FE	CAPTURE
4	JENDL NO.	925	U 235	CAPTURE
5	JENDL NO.	925	U 235	FISSION
6	JENDL NO.	925	U 235	NU VALUE
7	JENDL NO.	928	U 238	CAPTURE
8	JENDL NO.	928	U 238	FISSION
9	JENDL NO.	928	U 238	NU VALUE
10	JENDL NO.	940	PU 240	CAPTURE
11	JENDL NO.	941	PU 241	FISSION
12	JENDL NO.	949	PU 239	CAPTURE
13	JENDL NO.	949	PU 239	FISSION
14	JENDL NO.	949	PU 239	NU VALUE

Table 5.2 C/E Values before and after
the Cross Section Adjustment

Reactor Characteristics* (no.)	C/E Values	
	Before Adjust.	After Adjust.
1. keff	0.99279	1.00080
2. Na-void worth	1.09241	1.00130
3. Doppler worth UO ₂	0.89583	0.97132
4. CR worth No. 1	0.96026	0.99933
5. CR worth No. 2	0.96363	0.99929
6. CR worth No. 3	1.00000	1.01168
7. ²³⁸ U (n, f) / ²³⁹ Pu (n, f)	1.11881	1.05249
8. ²³⁵ U (n, f) / ²³⁹ Pu (n, f)	1.03208	1.00725
9. ²³⁹ Pu (n, f) Core Center	(1.00000)	(1.00000)
10. ²³⁹ Pu (n, f) I. C No. 1	0.97418	0.97352
11. ²³⁹ Pu (n, f) I. C No. 2	0.99045	0.98629
12. ²³⁹ Pu (n, f) O. C	1.00578	0.98971

Reactor Parameters of ZPPR-9 are considered.

Table 5.3 Cross Section Data of O-scattering before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	8.6306 E-1	8.6660 E-1	0.411
2	6.07	+6	1.2048 E+0	1.2062 E+0	0.119
3	3.68	+6	1.1879 E+0	1.1892 E+0	0.115
4	2.23	+6	1.9110 E+0	1.9134 E+0	0.129
5	1.35	+6	4.0646 E+0	4.0693 E+0	0.114
6	8.21	+5	3.8173 E+0	3.8169 E+0	-0.010
7	3.88	+5	4.2595 E+0	4.2602 E+0	0.016
8	1.83	+5	3.7020 E+0	3.7104 E+0	0.227
9	8.65	+4	3.6260 E+0	3.6342 E+0	0.227
10	4.09	+4	3.6064 E+0	3.6150 E+0	0.227
11	1.93	+4	3.5982 E+0	3.6064 E+0	0.227
12	9.12	+3	3.5821 E+0	3.5902 E+0	0.227
13	4.31	+3	3.5847 E+0	3.5928 E+0	0.227
14	2.03	+3	3.5877 E+0	3.5959 E+0	0.227
15	9.61	+2	3.5892 E+0	3.5973 E+0	0.227
16	4.54	+2	3.5900 E+0	3.5981 E+0	0.227

Table 5.4 Cross Section Data of Na(n, γ) before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	4.6812 E-2	4.7393 E-2	1.241
2	6.07	+6	3.5565 E-3	3.6007 E-3	1.241
3	3.68	+6	1.8900 E-4	1.9135 E-4	1.241
4	2.23	+6	2.0250 E-4	2.0307 E-4	0.282
5	1.35	+6	2.0674 E-4	2.0677 E-4	0.014
6	8.21	+5	3.0490 E-4	3.0483 E-4	-0.021
7	3.88	+5	6.4482 E-4	6.4445 E-4	-0.058
8	1.83	+5	1.0755 E-3	1.0736 E-3	-0.176
9	8.65	+4	1.5274 E-3	1.5242 E-3	-0.210
10	4.09	+4	1.6183 E-3	1.6154 E-3	-0.178
11	1.93	+4	7.8775 E-5	7.8614 E-5	-0.205
12	9.12	+3	1.7761 E-3	1.7686 E-3	-0.419
13	4.31	+3	5.8195 E-2	5.7891 E-2	-0.522
14	2.03	+3	1.1937 E-2	1.1875 E-2	-0.522
15	9.61	+2	6.5058 E-3	6.4769 E-3	-0.445
16	4.54	+2	7.8292 E-3	7.8280 E-3	-0.015

Table 5.5 Cross Section Data of Fe(n, γ) before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	9.1412 E-2	9.2656 E-2	1.361
2	6.07	+6	2.7194 E-2	2.7564 E-2	1.361
3	3.68	+6	7.3820 E-3	7.4824 E-3	1.361
4	2.23	+6	3.0226 E-3	3.0637 E-3	1.361
5	1.35	+6	3.4412 E-3	3.4685 E-3	0.795
6	8.21	+5	5.6376 E-3	5.6448 E-3	0.128
7	3.88	+5	6.3398 E-3	6.3489 E-3	0.143
8	1.83	+5	1.0031 E-2	1.0035 E-2	0.041
9	8.65	+4	1.1592 E-2	1.1537 E-2	-0.473
10	4.09	+4	1.6492 E-2	1.6345 E-2	-0.895
11	1.93	+4	1.1418 E-2	1.1314 E-2	-0.914
12	9.12	+3	1.6752 E-2	1.6546 E-2	-1.226
13	4.31	+3	5.2436 E-3	5.1919 E-3	-0.987
14	2.03	+3	2.0142 E-1	1.8484 E-1	-8.230
15	9.61	+2	1.1918 E-2	1.0974 E-2	-7.919
16	4.54	+2	2.7708 E-2	2.7707 E-2	-0.001

Table 5,6 Cross Section Data of ^{235}U (n, f) before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	1.5259 E+0	1.5204 E+0	-0.361
2	6.07	+6	1.1180 E+0	1.1162 E+0	-0.160
3	3.68	+6	1.2503 E+0	1.2471 E+0	-0.257
4	2.23	+6	1.2806 E+0	1.2773 E+0	-0.262
5	1.35	+6	1.2110 E+0	1.2057 E+0	-0.445
6	8.21	+5	1.1687 E+0	1.1584 E+0	-0.880
7	3.88	+5	1.3005 E+0	1.2862 E+0	-1.101
8	1.83	+5	1.5195 E+0	1.4957 E+0	-1.561
9	8.65	+4	1.8081 E+0	1.7653 E+0	-2.369
10	4.09	+4	2.1430 E+0	2.0706 E+0	-3.378
11	1.93	+4	2.6103 E+0	2.5176 E+0	-3.550
12	9.12	+3	3.5432 E+0	3.3899 E+0	-4.329
13	4.31	+3	5.0769 E+0	4.8446 E+0	-4.576
14	2.03	+3	7.5067 E+0	7.1949 E+0	-4.154
15	9.61	+2	1.1007 E+1	1.0759 E+1	-2.254
16	4.54	+2	1.8111 E+1	1.7899 E+1	-1.172

Table 5.7 Cross Section Data of $^{238}\text{U}(n, \gamma)$ before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	5.4645 E-3	4.8270 E-3	-11.666
2	6.07	+6	9.4810 E-3	9.4171 E-3	-0.675
3	3.68	+6	2.0070 E-2	2.0152 E-2	0.412
4	2.23	+6	4.8083 E-2	4.7177 E-2	-1.885
5	1.35	+6	1.1298 E-1	1.0703 E-1	-5.264
6	8.21	+5	1.1420 E-1	1.1032 E-1	-3.396
7	3.88	+5	1.2041 E-1	1.1739 E-1	-2.512
8	1.83	+5	1.6573 E-1	1.6204 E-1	-2.224
9	8.65	+4	2.9574 E-1	2.9066 E-1	-1.716
10	4.09	+4	4.5883 E-1	4.3803 E-1	-4.532
11	1.93	+4	5.9092 E-1	5.5166 E-1	-6.644
12	9.12	+3	7.7401 E-1	7.3928 E-1	-4.488
13	4.31	+3	1.1565 E+0	1.1294 E+0	-2.342
14	2.03	+3	1.8908 E+0	1.8644 E+0	-1.399
15	9.61	+2	3.2932 E+0	3.2661 E+0	-0.825
16	4.54	+2	8.9268 E+0	8.9238 E+0	-0.034

Table 5.8 Cross Section Data of ^{238}U (n, f) before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	9.0236 E-1	8.6756 E-1	-3.857
2	6.07	+6	5.6290 E-1	5.4000 E-1	-4.073
3	3.68	+6	5.4918 E-1	5.2300 E-1	-4.768
4	2.23	+6	4.2966 E-1	4.1434 E-1	-3.567
5	1.35	+6	3.0869 E-2	2.9977 E-2	-2.887
6	8.21	+5	1.2074 E-3	1.1851 E-3	-1.842
7	3.88	+5	1.3228 E-4	1.3092 E-4	-1.029
8	1.83	+5	7.6680 E-5	7.6353 E-5	-0.427
9	8.65	+4	6.8861 E-5	6.8796 E-5	-0.093
10	4.09	+4	6.8337 E-5	6.3010 E-5	-7.795
11	1.93	+4	9.9712 E-5	9.1823 E-5	-7.912
12	9.12	+3	7.8751 E-5	7.2519 E-5	-7.913
13	4.31	+3	0.0	0.0	0.0
14	2.03	+3	2.7683 E-4	2.5492 E-4	-7.915
15	9.61	+2	9.4542 E-4	8.7066 E-4	-7.908
16	4.54	+2	2.6247 E-5	2.4173 E-5	-7.902

Table 5.9 Cross Section Data of $^{239}\text{Pu}(n, \gamma)$ before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	8.7857 E-5	8.9859 E-5	2.278
2	6.07	+6	2.6705 E-3	2.7314 E-3	2.278
3	3.68	+6	1.6401 E-2	1.6775 E-2	2.278
4	2.23	+6	4.1539 E-2	4.2485 E-2	2.278
5	1.35	+6	6.4516 E-2	6.2137 E-2	-3.687
6	8.21	+5	1.0360 E-1	1.0282 E-1	-0.760
7	3.88	+5	1.8692 E-1	1.8709 E-1	0.094
8	1.83	+5	2.6240 E-1	2.6173 E-1	-0.258
9	8.65	+4	3.6936 E-1	3.7590 E-1	1.770
10	4.09	+4	5.7618 E-1	5.6240 E-1	-2.390
11	1.93	+4	9.1562 E-1	8.9646 E-1	-2.093
12	9.12	+3	1.5924 E+0	1.5221 E+0	-4.410
13	4.31	+3	2.8382 E+0	2.5367 E+0	-10.622
14	2.03	+3	3.8648 E+0	3.1657 E+0	-18.089
15	9.61	+2	7.4191 E+0	6.5753 E+0	-11.373
16	4.54	+2	1.4438 E+1	1.3987 E+1	-3.125

Table 5.10 Cross Section Data of ^{239}Pu (n, f) before and after the Cross Section Adjustment

Group No.	Upper Energy (eV)		Cross Section (barn)		Relative Change (%)
			Before Adjust.	After Adjust.	
1	10.0	+6	2.0203 E+0	2.0161 E+0	-0.206
2	6.07	+6	1.7423 E+0	1.7381 E+0	-0.245
3	3.68	+6	1.9015 E+0	1.8946 E+0	-0.364
4	2.23	+6	1.9689 E+0	1.9618 E+0	-0.364
5	1.35	+6	1.7795 E+0	1.7695 E+0	-0.565
6	8.21	+5	1.6466 E+0	1.6321 E+0	-0.884
7	3.88	+5	1.5578 E+0	1.5466 E+0	-0.718
8	1.83	+5	1.5627 E+0	1.5550 E+0	-0.495
9	8.65	+4	1.6389 E+0	1.6346 E+0	-0.263
10	4.09	+4	1.6799 E+0	1.6768 E+0	-0.183
11	1.93	+4	1.7861 E+0	1.7842 E+0	-0.105
12	9.12	+3	2.1103 E+0	2.1906 E+0	3.807
13	4.31	+3	3.1292 E+0	3.2483 E+0	3.807
14	2.03	+3	4.2923 E+0	4.4556 E+0	3.807
15	9.61	+2	7.8108 E+0	8.1081 E+0	3.807
16	4.54	+2	1.5797 E+1	1.6399 E+1	3.807

Table 5.11

STANDARD DEVIATION AND CORRELATION MATRIX
OF EXPERIMENTAL REACTOR CHARACTERISTICS

NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
STD.DEV.	0.00037	0.05151	0.00067	0.06644	0.33540	0.35200	0.00040	0.01091	0.00900	0.00906	0.00848	0.00545
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
2	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
3	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
4	0.	0.	0.	1.00000	0.80000	0.80000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
5	0.	0.	0.	0.80000	1.00000	0.80000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
6	0.	0.	0.	0.80000	0.80000	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
7	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.
8	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.
9	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.80000	0.80000	0.80000
10	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.80000	1.00000	0.80000	0.80000
11	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.80000	0.80000	1.00000	0.80000
12	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.80000	0.80000	0.80000	1.00000

Table 5.12 STANDARD DEVIATION AND CORRELATION MATRIX
OF METHOD UNCERTAINTY

NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
STD. DEV.	0.00298	0.16550	0.00181	0.06380	0.32320	0.35200	0.00045	0.01126	0.01000	0.00981	0.00933	0.00609
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
2	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
3	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
4	0.	0.	0.	1.00000	0.50000	0.50000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
5	0.	0.	0.	0.50000	1.00000	0.50000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
6	0.	0.	0.	0.50000	0.50000	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
7	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.
8	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.
9	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.20000	0.20000	0.20000
10	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.20000	1.00000	0.20000	0.20000
11	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.20000	0.20000	1.00000	0.20000
12	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.20000	0.20000	0.20000	1.00000

Table 5.13 STANDARD DEVIATION AND CORRELATION MATRIX
OF SENSITIVITY UNCERTAINTY

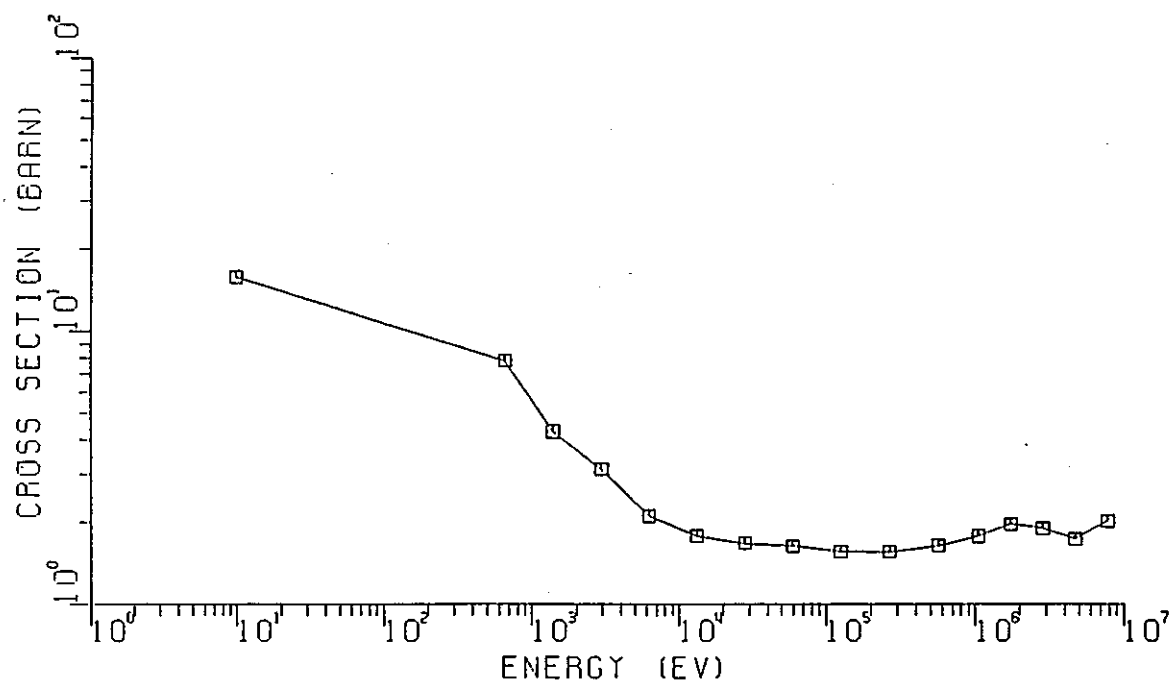
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
STD.DEV.	0.00994	0.33100	0.00602	0.31900	1.61600	1.76000	0.00045	0.02252	0.02000	0.01962	0.01866	0.01219
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
2	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
3	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
4	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
5	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
6	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.	0.
7	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.	0.
8	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.	0.
9	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.
10	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.
11	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.
12	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000

Table 5.14 STANDARD DEVIATION AND CORRELATION MATRIX
OF CALCULATIONAL REACTOR CHARACTERISTICS BEFORE ASJUSTMENT

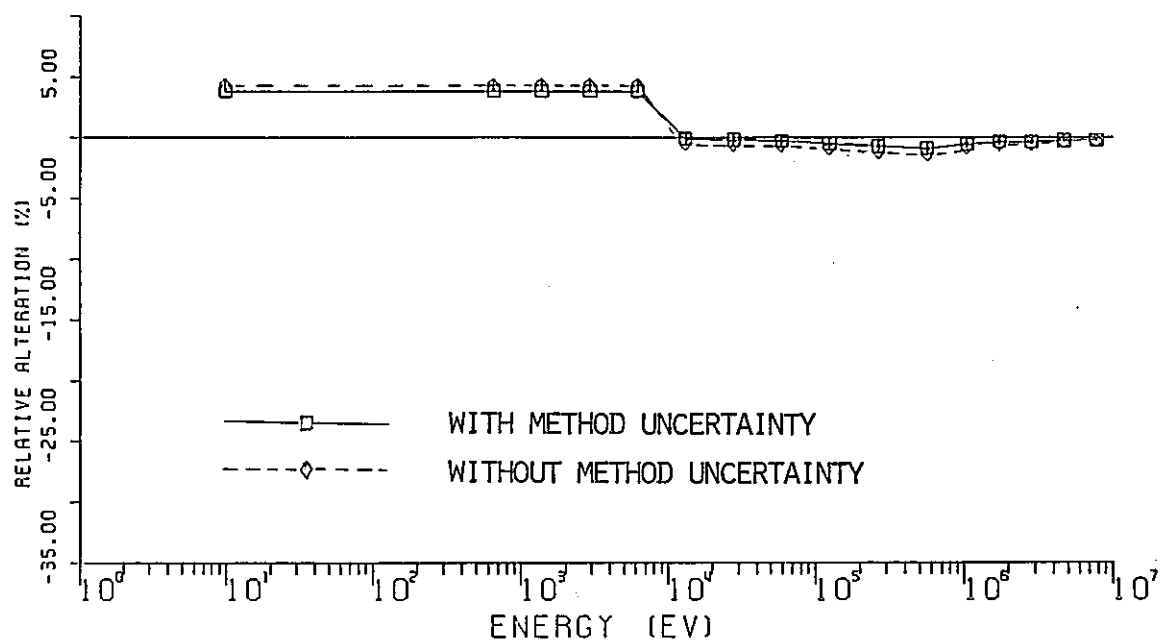
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
STD. DEV.	0.02225	0.23232	0.00313	0.11126	0.50258	0.32170	0.00080	0.03734	0.	0.00071	0.00432	0.01028
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1.00000	-0.35963	-0.13886	0.45032	0.39391	-0.58225	-0.68548	-0.08176	0.	-0.74699	-0.76359	-0.75220
2	-0.35963	1.00000	0.54362	-0.53986	-0.52843	-0.01970	0.30460	0.03817	0.	0.56372	0.55133	0.57315
3	-0.13886	0.54362	1.00000	-0.60098	-0.60483	-0.29601	0.19311	-0.29334	0.	0.49750	0.48641	0.49144
4	0.45032	-0.53986	-0.60098	1.00000	0.99723	0.29989	-0.46240	0.29643	0.	-0.86903	-0.86962	-0.87029
5	0.39391	-0.52843	-0.60483	0.99723	1.00000	0.36309	-0.43405	0.29996	0.	-0.83484	-0.83380	-0.83526
6	-0.58225	-0.01970	-0.29601	0.29989	0.36309	1.00000	0.19695	0.26072	0.	0.20291	0.20813	0.20072
7	-0.68548	0.30460	0.19310	-0.46240	-0.43405	0.19695	1.00000	0.08648	0.	0.56498	0.57985	0.57714
8	-0.08176	0.03817	-0.29334	0.29643	0.29996	0.26072	0.08648	1.00000	0.	-0.16148	-0.17194	-0.15677
9	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	1.00000	0.	0.	0.
10	-0.74699	0.56372	0.49750	-0.86903	-0.83484	0.20291	0.56498	-0.16148	0.	1.00000	0.99795	0.99573
11	-0.76359	0.55133	0.48641	-0.86962	-0.83380	0.20813	0.57985	-0.17194	0.	0.99795	1.00000	0.99684
12	-0.75220	0.57315	0.49144	-0.87029	-0.83526	0.20072	0.57714	-0.15677	0.	0.99573	0.99684	1.00000

Table 5.15 STANDARD DEVIATION AND CORRELATION MATRIX
OF CALCULATIONAL REACTOR CHARACTERISTICS AFTER ADJUSTMENT

NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
STD.DEV.	0.00072	0.11986	0.00123	0.06529	0.33275	0.35916	0.00043	0.01097	0.01000	0.00983	0.00938	0.00572
NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	1.00000	0.03502	-0.08628	-0.06921	-0.05013	0.06679	0.03846	0.00210	-0.08629	-0.07966	-0.03093	0.10847
2	0.04124	1.00000	-0.19733	-0.00403	-0.00771	-0.03267	0.00029	-0.00272	0.03086	0.02865	0.01640	-0.04494
3	-0.11055	-0.21469	1.00000	-0.01515	-0.02058	-0.04518	-0.00470	0.00312	0.03744	0.03415	0.01500	-0.04835
4	0.04938	0.09060	0.14537	1.00000	0.53368	0.63535	0.01286	-0.00304	-0.09414	-0.08675	-0.03755	0.12239
5	0.09419	0.08169	0.13287	0.51940	1.00000	0.61795	0.01244	-0.00255	-0.08295	-0.07640	-0.03307	0.10779
6	0.35347	0.02834	0.08077	0.53020	0.52834	1.00000	0.01249	-0.00126	-0.00146	-0.00156	-0.00018	0.00170
7	0.33359	0.00216	-0.03185	-0.01814	-0.01888	-0.01563	1.00000	-0.00130	0.00463	0.00462	0.00245	-0.00711
8	0.06453	-0.07092	0.07483	0.00389	0.00961	0.02478	-0.00461	1.00000	-0.01416	-0.01311	-0.00352	0.01611
9	-0.00000	-0.00000	-0.00000	-0.00000	-0.00000	-0.00000	-0.00000	-0.00000	1.00000	0.19962	0.19898	0.21319
10	0.01165	-0.00334	-0.00443	0.00026	-0.00028	-0.00506	-0.00001	0.00006	0.20373	1.00000	0.20026	0.20746
11	0.08166	-0.01813	-0.02584	0.00129	-0.00231	-0.03182	-0.00037	0.00051	0.22431	0.22186	1.00000	0.17915
12	0.29118	-0.09603	-0.10007	0.00548	-0.00855	-0.12399	-0.00202	0.00148	0.31576	0.30732	0.25564	1.00000

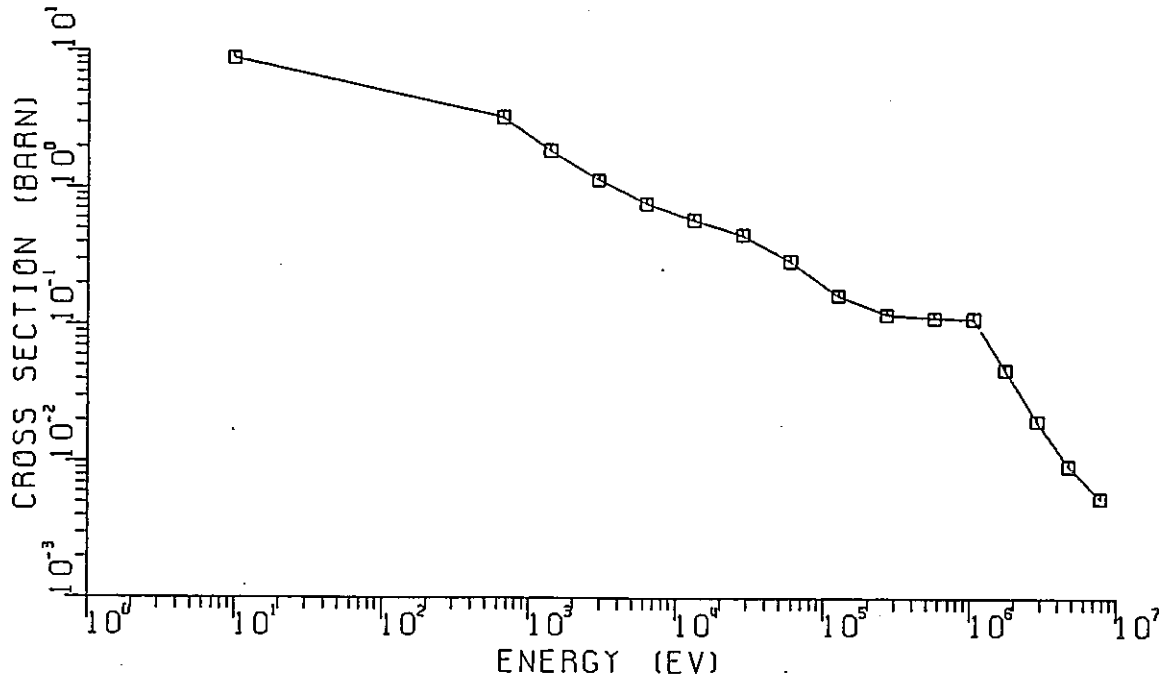


(A) CROSS SECTION

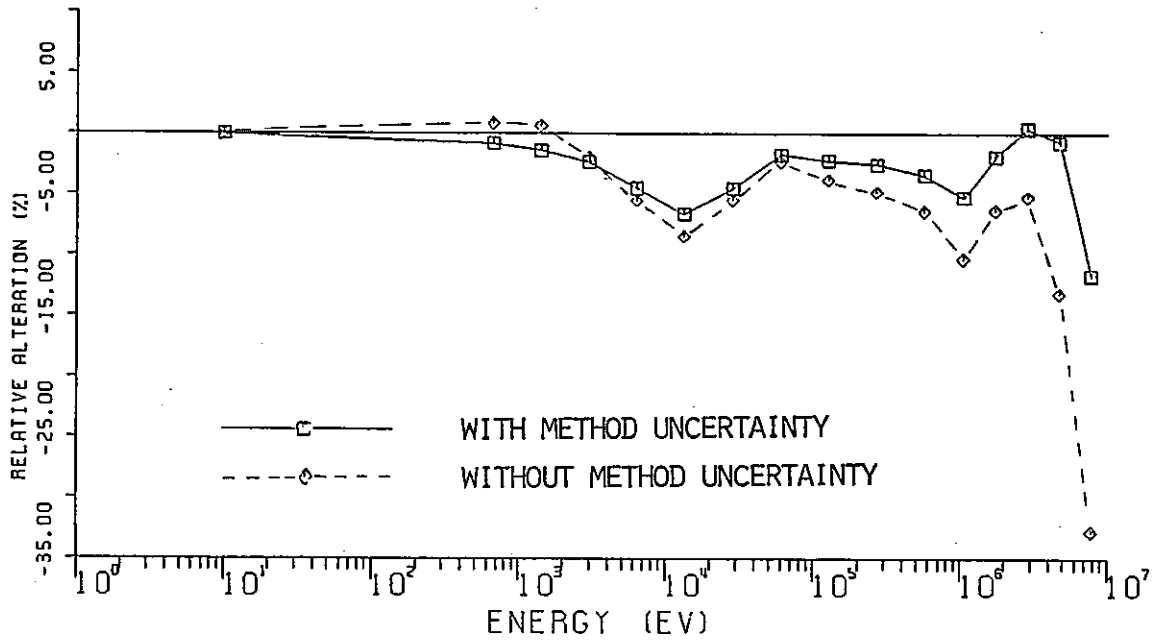


(B) RELATIVE ALTERATION

FIG.5.1 PU 239 FISSION CROSS SECTION
AND ITS RELATIVE ALTERATION FOR ADJUSTMENT



(A) CROSS SECTION



(B) RELATIVE ALTERATION

FIG.5.2 U 238 CAPTURE CROSS SECTION
AND ITS RELATIVE ALTERATION FOR ADJUSTMENT

謝

辞

本研究を進めるに当り、有益な情報を提供され、御助言を頂いた動力炉・核燃料開発事業
団高速増殖炉開発本部の白方・大谷・山本の各氏に深く感謝の意を表する次第である。