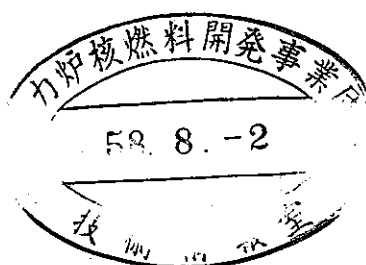


PNCT J265 83-01

大型高速臨界集合体での 中性子ストリーミング効果に関する研究 (Ⅲ)

(受託研究)

1983年3月



大阪大学工学部

1983年3月

大型高速臨界集合体での中性子ストリーミング効果に関する研究(Ⅲ)*

竹 田 敏 一**

和 地 永 嗣**

小 野 俊 治**

山 本 敏 久**

上 出 英 樹**

坂 東 勝**

57.10 ~ 58.3

要 旨

高速臨界集合体 FCAVI-2 で測定されたピン及びプレート燃料での Na ボイド 反応度, ピン-プレート置換反応度の解析並びに ZEBRA-CADENZA で測定されたピン及びプレート炉心の臨界性の解析を行なった。前年度の Na ボイド反応度の解析では ^{241}Pu の数密度が実験当時の値でなかったため崩壊による数密度変化を考え再度解析を行なったが C/E 値の変化は少なくピン燃料の Na ボイド反応度の C/E 値はプレート燃料に比べ炉中心で20%大きい傾向は依然として残った。また拡散理論に基づく予備計算の結果, 置換反応度の C/E は約 1.4 となった。CADENZA ピン, プレート炉心の k_{eff} に対する C/E 値はそれぞれ 1.0048, 1.0004 となりその差は 0.004 であった。

統一拡散係数を用いた拡散計算により ZPPR-9 の広領域ボイド及び軸方向ボイドマップに対する Na ボイド反応度を計算し測定値と比べ非漏洩及び漏洩成分に対するバイヤス因子を求め, Benoist の拡散係数を用いた場合のバイヤス因子と比較した。Benoist の拡散係数を用いると漏洩成分に対するバイヤス因子は両ボイドパターンで大きく変化した。統一拡散係数を用いた場合には変化が小さく, 拡散計算により Na ボイド反応度を推定する場合に統一拡散係数が有効である事が示された。炉心燃料及びブランケット燃料より構成されるマルチドロワーモデルを用いて k_{∞} 並びに反応率分布を計算し, 無限格子モデルでは ^{238}U 核分裂率分布に対し 6% もの誤差を生じる事を示し, さらに反応率分布を

精度よく与える格子計算モデルを提案する。

最後に 3 次元輸送計算コードを作成するための調査を行ない、コード化のための解法アルゴリズムを定めさらに加速法として有望視されている拡散合成法の 2 次元体系での公式を導出した。

* 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。

白方

** 大阪大学工学部 原子力工学科

PNCT J265 83-01

March 1983

Study on Neutron Streaming Effect in Large
Fast Critical Assembly (III)*

Toshikazu Takeda**
Eiji Wachi**
Shunji Ono**
Toshihisa Yamamoto**
Hideki Kamide**
Masaru Bando**

Abstract

Sodium void worths in plate and pin environments and plate and pin fuel substitution reactivities in FCA VI-2 assembly, and reactivities in plate and pin ZEBRA-CADENZA cores have been analyzed. Sodium void worths were recalculated by taking into account the effect of ^{241}Pu decay, which was not considered in the previous analysis, and it is found that the effect is small and difference of 20% in the C/E values still remains for pin and plate cores. The C/E values of the substitution reactivities are about 1.4, and a further investigation is necessary. The C/E values of the neutron multiplication factors in pin and plate CADENZA cores are 1.0048 and 1.0004 respectively. The difference of C/E values in pin and plate cores will be investigated by international comparison.

Sodium void worths in large voiding zones and axial void map in ZPPR-9 are calculated using the unified diffusion

coefficient and biasing factors for the calculated leakage and nonleakage components have been calculated using measured data. The biasing factors are compared with those obtained by using the Benoist's diffusion coefficient. It is seen that when using the unified diffusion coefficient the difference in biasing factors of leakage components for the two void patterns is small, but large when using Benoist's diffusion coefficient.

To investigate the effect of cell models on nuclear characteristics, especially in heterogeneous cores, we used a one-dimensional multi-cell model and calculated k_{∞} and reaction rate distributions. The results were compared with those calculated by using cell-averaged cross sections obtained from infinite cell calculations, and it is seen that an error of 6% is found in ^{238}U fission rate distribution. Further the appropriate model is proposed.

Finally a solution algorithm for a three-dimensional transport codes is considered, and an efficient acceleration method based on diffusion synthetic method has been extended to multi-dimension geometry.

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

** Osaka University, Faculty of Engineering

目 次

List of Tables

List of Figures

1. 緒 言	1
2. FCA VI-2 集合体におけるピンプレート置換反応度及び Na ボイド反応度の解析	2
2.1 ピンプレート比較実験の概要	2
2.2 群定数作成及び解析モデル	4
2.3 計算結果	5
3. CADENZA 炉心のピンプレート形状の臨界性の解析	32
3.1 CADENZA による臨界実験の概要	32
3.2 臨界性の解析方法	32
3.3 ピンプレート炉心の臨界性	36
4. 統一拡散係数を用いた拡散計算による Na ボイド反応度のバイヤス因子	56
5. マルチドロワー格子モデルによる格子計算法の検討	62
6. 3次元 S_N 計算コードの加速法	74
6.1 解法アルゴリズム	74
6.2 中性子輸送計算の拡散合成加速	75
7. 結言および今後の問題点	83
謝 辞	85
参考文献	86
付 録	
A ピン体系の軸方向拡散係数の導出	87
B ピン制御棒の均質化法	101
C スランピング反応度に対する格子モデルの影響	120

List of Tables

Chapter 2

Table 2.1	Cell-averaged Atom Densities of Test Region of Assembly VI-2
Table 2.2.a	Atomic Composition of Test Region Plate Cell Loaded with 92% Fissile Pu Plate
Table 2.2.b	Atomic Composition of Test Region Plate Cell Loaded with 75% Fissile Pu Plate
Table 2.2.c	Atomic Composition of 'A' Pattern Axial Blanket
Table 2.2.d	Atomic Composition of DUO ₂ /Na Blanket
Table 2.2.e	Cell-averaged Densities of Radial Blanket, Axial Blanket & Empty Matrix
Table 2.3.a	Atom Densities of Materials of Individual Regions in 3-annular Model Corresponding to 1/16 of Core Pin Cell
Table 2.3.b	Atom Densities of Materials of Individual Regions in 3-annular Model Corresponding to 1/16 of Blanket Pin Cell
Table 2.3.c	Atom Densities of Materials of Individual Regions in 4-annular Model Corresponding to 1/16 of Core Pin Cell
Table 2.3.d	Atom Densities of Materials of Individual Regions in 4-annular Model Corresponding to 1/16 of Blanket Pin Cell
Table 2.3.e	Atom Densities of Individual Regions in 6-annular Model of Core Pin Cell
Table 2.3.f	Atom Densities of Individual Regions in 6-annular Model of Blanket Pin Cell
Table 2.3.g	Atom Densities of Materials of Individual Regions in Slab Model of Core Pin Cell

Table 2.3.h	Atom Densities of Materials of Individual Regions in Slab Model of Balnket Pin Cell
Table 2.4	k-infinity Obtained from 70 Group Cell Calculations
Table 2.5	Measured Sodium Void Worth and Correction for SUS Material Worth
Table 2.6	Sodium Void Reactivity Worth and C/E Value with Correction for Transport Effect and Exact Perturbation
Table 2.7	Calculated Reactivity Worth and Component for Axial Group Void Traverse for Plate and Pin Cell
Table 2.8	Sodium Void Reactivity Worth and Component Obtained from Homogeneous and Heterogeneous Calculations for 3x3 Drawers (1v3)Z Voiding
Table 2.9	Experimental and Computational Value of Pin-plate Substitution Reactivity in FCA VI-2-B Core
Table 2.10	Components of Substitution Reactivity

Chapter 3

Table 3.1	Number Densities Used in One-dimensional Plate Cell Calculation
Table 3.2	Pin Cell Types in Mixed Pin Cells
Table 3.3	Number Densities Used in One-dimensional Pin Cell Calculation
Table 3.4	Energy Group Structure of 16 Groups
Table 3.5	Effect of Application of Buckling to Cell Calculation

Table 3.6	Three-dimensional Effect of Cell Models Estimated from 16 Group RZ Diffusion Calculations Using Cross Sections Obtained from 1 and 2 Dimensional Cell Calculations
Table 3.7	Transport Correction Calculated in RZ Geometry
Table 3.8	Neutron Streaming Correction for Pin Cell Core Obtained by Using Benoist's and the Present Diffusion Coefficients
Table 3.9	Correction for Spatial Mesh Effect Obtained from 2-D XY Diffusion Calculations
Table 3.10	k_{eff} for Pin and Plate Geometry CADENZA Assemblies

Chapter 4

Table 4.1	Large Central Zone Voiding Worth in ZPPR-9 (Step Wise)
Table 4.2	Large Central Zone Voiding Worth in ZPPR-9 (Cumulative)
Table 4.3	Axial Void Map in ZPPR-9
Table 4.4	Biasing Factors for Void Worth in ZPPR-9

Chapter 5

Table 5.1	k -infinity for Multi-drawer Cell Models
Table 5.2	Contribution of Each Drawer to Total Absorption and Fission Rate for Model 1, 2 and 3
Table 5.3	Percent Difference of Microscopic Reaction Rates Distribution Calculated by Each Method from Reference Result

Table 5.4 Cell-averaged U-238 Fission Cross
Section for Representative Groups
Obtained by Various Cell Models

List of Figures

Chapter 2

- Figure 2.1 Configuration of FCA VI-2 Assembly
- Figure 2.2 Configuration of Pin Assembly
- Figure 2.3 Vertical Cross Section of Assembly VI-2-B for Axial Voiding
- Figure 2.4 Vertical Cross Section of Assembly VI-2-P for Axial Voiding
- Figure 2.5 Vertical Cross Section of the Unit Cell of Assembly VI-2 Core, and Infinite Slab Model of Plate Cell
- Figure 2.6 Modeling of Pin Cell
- Figure 2.7 2-Dimensional Model of FCA VI-2-B with plate Cells
- Figure 2.8 2-Dimensional Model of FCA VI-2-P with Pin Cells
- Figure 2.9 2-Dimensional Model of FCA VI-2-B for Pin-Plate Substitution

Chapter 3

- Figure 3.1 Vertical Cross Section of Core 22
- Figure 3.2 One Dimensional Models for Plate and Pin Cells
- Figure 3.3 Two Dimensional Models for Plate and Pin Cells
- Figure 3.4 2D R-Z Diffusion Calculational Models of Core 22 and Core 23
- Figure 3.5 Calculational Flow Diagram

Chapter 4

- Figure 4.1 Multi-Drawer Cell Models for Calculating the Unified Diffusion Coefficient

Chapter 5

- Figure 5.1 Multi Drawer Model Used in Cell Calculations
- Figure 5.2 Flux Distribution of the 5th Group (4.0 ~ 3.1 MeV) in Fuel Drawer
- Figure 5.3 Flux Distribution in Fuel and Blanket Drawers
- Figure 5.4 Percent Difference of Flux Distribution for Method 1 and 4 for Model 1

Chapter 6

- Figure 6.1 Flow Diagram of S_n Calculation with Diffusion Synthetic Acceleration
- Figure 6.2 Mesh Point for Diffusion Synthetic Method in 2-Dimensional Geometry

1. 緒 言

高速増殖炉の設計手法を確立し高速炉の炉物理特性、特に大型炉並びに非均質炉の特性を把握するため国内外で種々の臨界集合体を用いた実験が行なわれた。

臨界実験には通常プレート燃料が用いられており臨界実験で求めた核特性をピン状燃料からなる実機に外挿するためには燃料集合体（あるいは燃料格子）の非均質性を評価しなければならない。ピン及びプレート燃料を用いた臨界実験はFCA, ZEBRA, ZPPR 炉心等で行なわれており、本報告書ではFCA VI-2 および ZEBRA-CADENZAで行なわれた臨界性及びNa ボイド反応度の解析を行なう。

昭和56年度にFCA VI-2 集合体におけるピン—プレート体系のNa ボイド反応度の解析を行なったが、⁽¹⁾その他の核特性の測定もなされている。その中でもピン—プレート置換反応度は炉物理的に基本的な量であるので、第2章でピン—プレート燃料の置換反応度の解析を行う。また、前年度のNa ボイド反応度の解析では²⁴¹Puの崩壊を考えなかったもので、本報告において実験当時の原子数密度を用いNa ボイド反応度を再度計算した。さらに、格子の非均質性を無視した均質拡散計算によりNa ボイド反応度を求め非均質効果のNa ボイド反応度に対する影響をより詳細に検討する。

英国では大型高速炉の核特性に関する情報を得るためのBIZET計画は1980年8月に終了したが、BIZET計画でピン炉心の反応度の計算値がプレート炉心に比べ大きいので、その後小型（約600ℓ）の臨界集合体を組み立て炉心燃料をすべてピンあるいはプレートにして反応度の実験を行なった。これがCADENZA（Compact Assembly Diagnostic Experiments in Zebra）である。第3章ではCADENZA ピン—プレート炉心の実効増倍率のC/Eの差を求め、非均質性に対する計算の精度について検討する。

第4章ではZPPR-9炉心のNa ボイド反応度を統一拡散係数並びにBenoistの拡散係数を用いた拡散理論に基づき計算し、測定値との比較によりNa ボイド反応度の漏洩成分及び非漏洩成分に対するバイヤス因子を求める。このバイヤス因子を広領域ボイド及び軸方向ボイドマップに対して求め、ボイドパターンに対するバイヤス因子の依存性を調べる。さらに統一拡散係数とBenoistの拡散係数を用いた場合のバイヤス因子の差について検討する。

JUPITER 実験解析において²³⁸U核分裂率分布のC/E値は炉心—ブランケット境界で約10%もの差を生じる事が指摘された。この問題はブランケット燃料を炉内に含む非均質炉心ではより重要となり、核特性量の計算法の見直しが必要になると思われる。

第5章においては炉心燃料とブランケット燃料から構成されるマルチドロワーを用いて格子計算法の検討を行なう。通常の炉心解析では個々のドロワーの格子平均群定数を無限格子モデルにより求めるため、共鳴の自己遮蔽因子に対する他格子との干渉効果並びに格子内中性子束分布に対する干渉効果を取り入れる事ができない。マルチドロワーモデルにより、無限格子モデルの適用性を調べ、さらに、干渉効果を取り扱うにはどのモデルが有効かを調べる。

第6章では3次元輸送コードの作成の際の解法アルゴリズムの検討並びに有効な加速収れん法の理論的導出を行う。2次元体系までの加速法としては粗メッシュ再釣合い法が幅広く用いられているが大型炉の3次元体系の解析を同様な計算法を用い行なった場合、計算時間は膨大なものとなる。最近、1次元系において拡散合成法と呼ばれる加速法が非常に有効である事が確められたので、ここでは拡散合成法を多次元へ拡張することを試みる。

2. FCA VI-2 集合体におけるピンプレート置換反応度 及びNaボイド反応度の解析

2.1 ピンプレート比較実験の概要

ピン状燃料とプレート状燃料を用いた場合の臨界性、Naボイド反応度等の実験はFCA VI-2 集合体で実施された。FCA VI-2 集合体の詳細はJAERI-M7888⁽²⁾に記されているので、ここでは解析に必要なデータを簡単に示す。FCA VI-2 集合体の基準燃料装荷パターンはFig. 2.1の炉心XY断面図に示されるように試験領域、ドライバー、ブランケット、安全棒ドロワーから構成されている。試験領域の軸方向ブランケットを劣化ウランブロックからFig. 2.1に示されるような劣化ウラン酸化物とナトリウムよりなる模擬ブランケットに換えた体系はVI-2-Bと称され、ピンプレート比較実験はこのVI-2-B 集合体で行なわれた。

ピン状燃料としてはFig. 2.2に示されるように9.0mmφの PnO_2/UO_2 ペレットを0.3mm厚のステンレス鋼で被覆したピンを外辺2",長さ6"のステンレス鋼製カランドリア内に4行4列に配置したものが用いられる。軸方向ブランケットでは DUO_2 ペレットが用いられている。

2.1.1 ピンプレート置換実験

ピンプレート置換反応度の実験は、次のように4つに大別される。

- (1) 固定(F)側中央3行3列のドロワーの置換で、3段階に分けて行なわれた。
 - (i) 92% fissile Puプレート燃料から75% fissile Puプレート燃料への置換
 - (ii) 炉心部のみ75% Puプレートセルからピンセルに置換
 - (iii) ブランケット部をプレートセルからピンセルに置換
- (2) 全試験領域置換効果

ピンドロワー1本によるF側径方向反応度トラバースを行い、体積積分により試験領域全体が92% Puプレートセルからピンセルに変わった場合の反応度を求めたもの

- (3) 中心広領域置換効果

試験領域の中心5行5列6パック（固定側、可動(M)側各3パック）の置換

- (i) $5 \times 5 \times 6$ パックの92% Puプレートを75% Puプレートに置換
 - (ii) 同領域の75% Puプレートをピンセルに置換
- (4) F側中心3行3列3パックの75% Puプレートをピンセルに置換
- 以上の(1)～(4)の解析を行う。

2.1.2 ナトリウムボイド実験

プレート燃料におけるNaボイド反応度はFig. 2.3に示されるようにVI-2-B集合体の試験領域の一部を92% Puプレートから75% Puプレートに換え、さらに、中央3行3列の軸方向ブランケットをパターンAのブランケット（試験領域のドロワーと同じ装填パターンでPuプレートの代りにNUプレートを使用したもの）に交換して測定された。ピン燃料におけるNaボイド実験は、Fig. 2.4に示されるように、VI-2-B集合体の試験領域の一部を75% Puプレート燃料で囲まれたピン燃料領域にしたVI-2-P集合体で行なわれた。プレート体系とピン体系でそれぞれ軸方向グループボイドトラバース、軸方向ストリーミング、径方向チャンネルボイドトラバース実験が行なわれたが、今回は軸方向グループボイドトラバースについてのみ²⁴¹Puの崩壊を考慮して解析する。

軸方向グループボイドトラバース実験では、F側3行3列の(1～3)Z、(4～6)Z、(7～9)Z、(10～16)Zの領域のボイド反応度が測定された。

2.2 群定数作成及び解析モデル

格子平均群定数はCASUPコード⁽³⁾によりプレートドロワーとピンドロワーについてJENDL-2B-70群断面積を用いて求めた。⁽⁴⁾ 自己遮蔽因子は、一次元スラブまたは一次元円筒2領域格子で求め、格子内中性子束分布は衝突確率法に基づき計算した。CASUPコードの出力データは70群断面積とBenoistの拡散係数である。

プレートドロワの格子計算に用いた一次元スラブモデルはFig. 2.5に示す。プレートセルの一次元モデルでは、プレートに垂直に接しているドロワやマトリックスのSUSは各プレートに均質にスミアした。ピンドロワの格子計算では、燃料ペレットと構造材からなる2領域モデルで実効マイクロ断面積を求め、格子内中性子束分布は次の4つのモデルで計算した。一本の燃料ペレット領域、被覆管・チューブ領域、ナトリウム領域、およびこれら以外の構造材の領域からなる4領域円筒モデル、ナトリウム領域と構造材を均質化した3領域円筒モデル。これらはピンドロワの16分の1に対応する。ピンドロワの断面の面積を保存して6領域の円筒にしたモデル、およびピンドロワの断面の面積を保存して一次元スラブモデルとしたもの。以上の4つのモデルである。ピンドロワの格子計算モデルはFig. 2.6に示す。

92% fissile Puプレートセル、75% fissile Puプレートセルおよびピンセルの均質組成はTable 2.1に示す。格子計算の入力となる数密度は、プレートドロワとピンドロワについてそれぞれTable 2.2.a~2.2.f, Table 2.3.a~2.3.hに示す。昭和56年度の解析では²⁴¹Puの数密度は、92% Puプレートでは1973年1月時点の値、75% Puプレートでは1971年1月の値、ピン燃料では1973年8月の値を使用した。今回の解析では、²⁴¹Puの数密度は実験の実施された1973年11月時点の値に調整した。

Table 2.4には70群格子計算による各ドロワの k_{∞} の値をNa-inとNa-outの場合について示す。75% Pnプレートドロワの場合 k_{∞} は²⁴¹Puの崩壊を考慮しない場合にくらべ約1% $\Delta k/k$ 減少するが $k]_{Na-out} - k]_{Na-in}$ の値は変化が小さい。

70群群定数をCITATIONコードによる2次元R-Z拡散計算で得られた各領域のスペクトルを使って18群に縮約した。Benoistの拡散係数はスペクトルを重みとして縮約した。70群の拡散計算はVI-2-B基準体系の1/2炉心R-Zモデルで行った。

2.2.1 ナトリウムボイド反応度の解析モデル

解析は18群定数を用いて全炉心2次元R-Z体系でTWOTRANコードによる輸送計算およびCITATIONコードによる拡散計算で行った。拡散係数としてはBenoistの異方性拡散係数、および $1/3 \Sigma_{tr}$ の拡散係数を用いた。輸送計算、拡散計算ともに空間シッシュは径方向に47点、軸方向に37点取った。輸送計算では $S_0 P_0$ 近似を用い、再釣り合い領域の数は径方向26軸方向16である。Naボイド反応度は、Benoistの異方性拡散係数を用いた一次摂動計算で求め、ピン体系とプレート体系それぞれの各ボイドパターンで輸送補正と厳密摂動の補正を行う。輸送補正としては輸送摂動計算と拡算摂動計算によるボイド反応度の差を加える。厳密摂動の補正は、拡散による厳密摂動と一次摂動の差を用いる。また測定値については、実験でNa缶に英国製、ボイド缶に日本製が使われたため、ボイド缶の組成のちがいを補正する必要がある。したがって、各ボイドパターンについて日本製ボイド缶から英国製ボイド缶へ置換した場合の反応度を、摂動計算で求め測定値に加えた。測定値の補正はTable 2.5に示す。ボイド反応度の計算に用いた全炉心2次元R-Z体系をFig. 2.7及びFig. 2.8に示す。

2.2.2 ピンプレート置換反応度の解析モデル

18群定数を用いてFig. 2.9に示す2次元R-Z体系でCITATIONコードによる拡散計算を行ない反応度を求めた。炉中心面に対称な(3)中心広領域置換については $1/2$ 炉心を採用した。置換反応度は(2)全試験領域置換、(1)F側3行3列の(i)92%Pu $\rightarrow$ 75%Pu、(ii)75%Puピンおよび(3)中心広領域置換については厳密摂動計算で求め、(1)-(iii)F側ブランケット3行3列の置換および(4)F側3行3列3パックの置換については一次摂動計算で求めた。

2.3 計算結果

2.3.1 ナトリウムボイド反応度の計算結果

Table 2.6は、ボイド反応度の計算値とC/E値を輸送補正、厳密摂動補正の値と併に示したものである。Benoistの拡散係数を用いた一次拡散摂動計算によるボイド反応度の各成分をTable 2.7に示す。()は前年度に計算した ^{241}Pu の崩壊を取り入れる前の値である。Table 2.6より、プレート燃料の炉中心でのボイド反

応度のC/E値は1.06であり、ピン燃料のC/E値より約20%小さい傾向は前年度の結果と同じである事がわかる。 ^{241}Pu の崩壊は固有値には大きな影響を与えるがボイド反応度に対する影響は小さい。

炉中心でのボイド反応度をプレート燃料とピン燃料についてそれぞれ均質計算で求め、非均質計算の場合と比較した。(Table 2.8) 均質計算の場合、ボイド反応度の計算値と各成分はプレート燃料とピン燃料で似ており、均質計算と非均質計算の差は吸収成分と核分裂成分で大きい。吸収成分の差は、プレート燃料とピン燃料で同程度であるが、核分裂成分の差は、プレート燃料とピン燃料で大きく異なる。プレート燃料では、ボイド時の格子内中性子束分布の変化が大きいため核分裂成分が大きくなる。

2.3.2 ピンプレート置換反応度の計算結果

置換反応度の測定値と拡散理論に基づく計算値およびC/E値をTable 2.9に示す。また摂動理論に基づく置換反応度の各成分をTable 2.10に示す。

92%Puプレートから75%Puプレートへの置換実験は、中央 $5 \times 5 \times 6$ パックと、F側炉心部分 3×3 ドロワでの2ケースがありC/E値はそれぞれ1.44と0.89で大きくいちがいがあがある。92%Puプレートから75%Puプレートへの置換反応度の測定値は、中央 $5 \times 5 \times 6$ パックでは1パック当り $7.0 \times 10^{-6} \Delta k/k$ 、F側炉心部分 3×3 ドロワでは1パック当り $8.3 \times 10^{-6} \Delta k/k$ であり、1パック当りの反応度が炉中心の領域の方が、軸方向の炉心端までを含む領域よりも小さくなっており75%Puプレートセルからピンセルへの置換反応度の場合と逆の傾向になって、今後実験結果を検討する必要がある。

75%Puプレートからピンセルへの置換についてのC/E値は、F側中央 $3 \times 3 \times 3$ パックでは1.44、中央 $5 \times 5 \times 6$ パックでは1.37で炉中心では、置換反応度を約40%過大評価する。F側中央 3×3 ドロワでの75%Puプレートセルからピンセルへの置換反応度のC/E値は1.66であり、炉中心での値とは異なっており、ピンとプレートでの軸方向ストリーミングのちがいについて検討する必要がある。軸方向ブランケットでのプレートからピンへの置換反応度のC/E値は1.34で、炉中心での値と同程度である。

F側全試験領域でのプレートからピンへの置換反応度は、測定値が1本のドロワ

による置換反応度の径方向トラバースの体積積分であるためC/E 値は 0.55 とよくなく、実際に全炉心にピンセルを用いた実験が望まれる。

Table 2.1 Cell-averaged atom densities of test region of Assembly VI-2
($10^{22}/\text{cm}^3$)

	Plate cell		Pin cell
	92% fissile Pu system	75% fissile Pu system	
Pu - 239	0.104491	0.095327	0.095450
- 240*	0.009213	0.033806	0.035856
- 241**	0.000829 (0.000872) [†]	0.008846 (0.010298) [†]	0.009530 (0.010037) [†]
U - 235	0.001424	0.001424	0.001254
- 238	0.691329	0.691329	0.617790
O	1.723031	1.723031	1.520070
Na	0.765637	0.765637	0.727450
Al	0.240014	0.243388	-----
Cr	0.343254	0.345109	0.449616
Fe	1.260911	1.267797	1.612210
Ni	0.156165	0.157050	0.210677

* Weights of Pu-238 and Pu-242 are included in that of Pu-240.

** Decay of Pu-241 is taken into consideration.

[†] Used in the previous analysis.

Table 2.2.a Atomic Composition of Test Region Plate Cell Loaded with 92% Fissile Pu Plate

(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)						
Nuclide	Drawer & matrix	Na can	Na meat	DUO ₂	92% fissile Pu	Al ₂ O ₃
Pu-239					1.81666	
Pu-240					0.16017	
Pu-241					0.01442 (0.01515)	
U-235				0.00413		
U-238				2.00322		
O				4.01470		5.86815
Na			2.03580			
Al					0.26073	3.91210
Cr	1.36670	1.43808	0.12675	0.08223	0.56773	0.08223
Fe	4.97584	5.33149	0.46462	0.29937	2.10128	0.29937
Ni	0.59577	0.68273	0.05709	0.03584	0.26748	0.03584
Width (cm)	0.22	0.058	0.519	0.635	0.15875	0.15875

Table 2.2.b Atomic Composition of Test Region Plate Cell Loaded with 75% Fissile Pu Plate

(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)						
Nuclide	Drawer & matrix	Na can	Na meat	DUO ₂	75% fissile Pu	Al ₂ O ₃
Pu-239					1.65734	
Pu-240					0.58775	
Pu-241					0.15381 (0.17903)	
U-235				0.00413		
U-238				2.00322		
O				4.01470		5.86815
Na			2.03580			
Al					0.31940	3.91310
Cr	1.36670	1.43808	0.12675	0.08223	0.59999	0.08223
Fe	4.97584	5.33149	0.46462	0.29937	2.22099	0.29937
Ni	0.59577	0.68273	0.05709	0.03584	0.28287	0.03584
Width (cm)	0.22	0.058	0.519	0.635	0.15875	0.15875

Table 2.2.c Atomic Composition of 'A' Pattern Axial Blanket

Nuclide	Drawer & matrix	(Unit: 10^{22} atoms/cm ³)				
		Na can	Na meat	DUO ₂	Natural U	Al ₂ O ₃
Pu-239						
Pu-240						
Pu-241						
U-235				0.00413	0.03142	
U-238				2.00322	4.33437	
O				4.01470		5.86815
Na			2.03580			
Al						3.91210
Cr	1.36670	1.43808	0.12675	0.08223	0.08223	0.08223
Fe	4.97584	5.33149	0.46462	0.29937	0.29937	0.29937
Ni	0.59577	0.68273	0.05709	0.03584	0.03584	0.03584
Width (cm)	0.22	0.058	0.519	0.635	0.15875	0.15875

Table 2.2.d Atomic Composition of DUO₂/Na Blanket

Nuclide	Drawer & matrix	(Unit: 10^{22} atoms/cm ³)		
		Na can	Na meat	DUO ₂
Pu-239				
Pu-240				
Pu-241				
U-235				0.00413
U-238				2.00322
O				4.01470
Na			2.03580	
Al				
Cr	1.36670	1.43808	0.12675	0.08223
Fe	4.97584	5.33149	0.46462	0.29937
Ni	0.59577	0.68273	0.05709	0.03584
Width (cm)	0.22	0.058	0.519	0.635

Table 2.2.e Cell-averaged Densities of Radial Blanket, Axial blanket & Empty Matrix
(Unit: 10^{22} atoms/cm³)

Nuclide	Radial blanket	Axial blanket	Empty matrix
Pu-239			
Pu-240			
Pu-241			
U-235	0.02891	0.00840	
U-238	3.98887	4.01746	
O			
Na			
Al			
Cr	0.18461	0.18461	0.11626
Fe	0.67213	0.67213	0.42329
Ni	0.08048	0.08048	0.05068

Table 2.3.a Atom Densities of Materials of Individual Regions in 3-annular Model Corresponding to 1/16 of Core Pin Cell (Unit; 10^{22} atoms/cm³)

Nuclide	PuO ₂ /UO ₂	SUS (tube,clad)	Na+SUS
Pu-239	0.28573		
Pu-240	0.10734		
Pu-241	0.02953(0.03005)		
U-235	0.00375		
U-238	1.84937		
O	4.55038		
Na			1.41389
Al			
Cr		1.25127	0.50557
Fe		4.43880	1.82696
Ni		0.61478	0.22852

Table 2.3.c Atom Densities of Materials of Individual Regions in 4-annular Model Corresponding to 1/16 of Core Pin Cell

(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)			
Nuclide	PuO ₂ /UO ₂	SUS (tube,clad)	Na+SUS Matrix,drawer & calandria
Pu-239	0.28573		
Pu-240	0.10734		
Pu-241	0.03005		
U-235	0.02953(0.03005)		
U-238	1.84937		
O	4.55038		
Na			2.26449
Al			
Cr		1.25127	0.02384 1.30631
Fe		4.43880	0.08458 4.72319
Ni		0.61478	0.01171 0.58889

Table 2.3.b Atom Densities of Materials of Individual Regions in 3-annular Model Corresponding to 1/16 of Blanket Pin Cell (Unit; 10^{22} atoms/cm³)

Nuclide	DUO ₂	SUS (tube,clad)	Na+SUS
Pu-239			
Pu-240			
Pu-241			
U-235	0.00469		
U-238	2.31197		
O	4.63479		
Na			1.45983
Al			
Cr		1.23792	0.48471
Fe		4.39143	1.75295
Ni		0.60822	0.21827

Table 2.3.d Atom Densities of Materials of Individual Regions in 4-annular Model Corresponding to 1/16 of Blanket Pin Cell

(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)			
Nuclide	DUO ₂	SUS (tube,clad)	Na+SUS Matrix,drawer & calandria
Pu-239			
Pu-240			
Pu-241			
U-235	0.00469		
U-238	2.31197		
O	4.63479		
Na			2.33807
Al			
Cr		1.23792	0.01022 1.27341
Fe		4.39143	0.03625 4.60650
Ni		0.60822	0.00502 0.57273

Table 2.3.e Atom Densities of Individual Regions in 6-annular Model of Core Pin Cell

Nuclide	(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)			
	Na+SUS (No.1)	PuO ₂ /UO ₂	Na+SUS (No.2)	SUS
Pu-239		0.28573		
Pu-240		0.10734		
Pu-241		0.02953 (0.03005)		
U-235		0.00375		
U-238		1.83937		
O		4.55038		
Na	1.47563		1.60683	
Al				
Cr	0.43589		0.36340	1.34594
Fe	1.54631		1.28913	4.86378
Ni	0.21416		0.17855	0.60836

Table 2.3.f Atom Densities of Individual Regions in 6-annular Model of Blanket Pin Cell

Nuclide	(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)			
	Na+SUS (No.1)	DUO ₂	Na+SUS (No.2)	SUS
Pu-239				
Pu-240				
Pu-241				
U-235		0.00469		
U-238		2.31197		
O		4.63479		
Na	1.52358		1.65904	
Al				
Cr	0.43124		0.35952	1.29040
Fe	1.52980		1.27538	4.66675
Ni	0.21188		0.17664	0.58107

Table 2.3.g Atom Densities of Materials of Individual Regions in Slab Model of Core Pin Cell

Nuclide	(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)				
	Matrix, drawer & calandria	Na+SUS (No.1)	SUS (tube, clad)	PuO ₂ /UO ₂	Na+SUS (No.2)
Pu-239				0.28573	
Pu-240				0.10734	
Pu-241				0.02953 (0.03005)	
U-235				0.00375	
U-238				1.84937	
O					
Na		1.79919			1.74789
Al					
Cr	1.46685	0.24890	1.25127		0.27634
Fe	5.30507	0.89845	4.43880		0.99750
Ni	0.66042	0.11310	0.61478		0.12557
Width (cm)	0.281	0.329	0.1045	0.461	0.540

Table 2.3.h Atom Densities of Materials of Individual Regions in Slab Model of Blanket Pin Cell

Nuclide	(Unit; 10^{22} atoms/cm ³)				
	Matrix, drawer & calandria	Na+SUS (No.1)	SUS (tube, clad)	DUO ₂	Na+SUS (No.2)
Pu-239					
Pu-240					
Pu-241					
U-235				0.00469	
U-238				2.31197	
O				4.63479	
Na		1.85765			1.80469
Al					
Cr	1.41297	0.23711	1.23792		0.26325
Fe	5.11394	0.85662	4.39143		0.95106
Ni	0.63395	0.10730	0.60822		0.11913
Width (cm)	0.281	0.329	0.1045	0.461	0.540

Table 2.4 k-infinity Obtained from 70 Group Cell Calculations

Cell Name	Decay of Pu-241 is Considered			Decay of Pu-241 is Negrected		
	Na-in	Na-out	Difference	Na-in	Na-out	Difference
92% Fissile Pu Plate Cell	1.25557	—	—	1.25620	—	—
75% Fissile Pu Plate Cell	1.27718	1.32954	0.05236	1.28993	1.34202	0.05209
Pin Cell	1.31069	1.36850	0.05781	1.31219	1.36999	0.05780

Table 2.5 Measured Sodium Void Worth and Correction for SUS Material Worth

	Voidid Axial Position	Measurement ($\times 10^{-6} \Delta k/k$)	Correction of SUS ($\times 10^{-6} \Delta k/k$)	Corrected Measurement ($\times 10^{-6} \Delta k/k$)	Corrected Measurement ($\times 10^{-6} \Delta k/k/kg\text{-Na}$)	Removed Na (kg)
Plate	(1~3) Z	178.4 $\pm$ 2	7.07	185.5	151.9 $\pm$ 2	1.2215
	(4~6) Z	53.2 $\pm$ 2	4.06	57.3	46.9 $\pm$ 2	1.2215
	(7~9) Z	-113.6 $\pm$ 2	0.196	-113.4	- 92.8 $\pm$ 2	1.2215
	(10~16) Z	-104.4 $\pm$ 2	-1.02	-105.4	- 37.0 $\pm$ 2	2.850
Pin	(1~3) Z	155.9 $\pm$ 2			134.3 $\pm$ 2	1.1605
	(4~6) Z	51.0 $\pm$ 2			44.0 $\pm$ 2	1.1605
	(7~9) Z	- 99.1 $\pm$ 2			- 85.4 $\pm$ 2	1.1605
	(10~16) Z	- 88.7 $\pm$ 2			- 31.7 $\pm$ 0.7	2.796

Table 2.6 Sodium Void Reactivity Worth and C/E Value with Correction
for Transport Effect and Exact Perturbation

(a) Plate Cell

(Unit; $10^{-6} \Delta k/k/kg-Na$)

Void Axial Position	Benoist, s D (FOP)	C/E	Transport Correction	E.P. - FOP Correction	Corrected Worth C/E
(1~3)Z	154.6	1.02 (0.99)*	2.2	3.6	160.4 1.06 (1.03)*
(4~6)Z	42.9	0.91 (0.95)	10.5	5.9	59.3 1.26 (1.30)
(7~9)Z	-104.2	1.12 (1.01)	20.3	9.4	- 74.5 0.80 (0.69)
(10~16)Z	- 35.2	0.95 (0.93)	5.8	1.7	- 27.7 0.75 (0.73)

* Result of Previous Analysis

(b) Pin Cell

(Unit; $10^{-6} \Delta k/k/\text{kg-Na}$)

Cell Model	Voidid Axial Position	Benoist, s D (FOP) C/E	Transport Correction	E.P - FOP Correction	Corrected Worth C/E
3-annular	(1~3) Z	171.2 1.27 (1.25)	1.7	3.4	176.8 1.31 (1.24)
	(4~6) Z	78.1 1.78 (1.72)	10.4	3.8	92.3 2.10 (2.04)
	(7~9) Z	- 46.6 0.55 (0.52)	20.8	4.7	- 21.1 0.25 (0.22)
	(10~16) Z	- 22.1 0.70 (0.65)	6.6	0.9	- 14.6 0.46 (0.41)
4-annular	(1~3) Z	163.4 1.22 (1.19)	1.7	3.4	168.5 1.25 (1.23)
	(4~6) Z	45.4 1.03 (0.97)	10.4	3.8	59.6 1.35 (1.30)
	(7~9) Z	-112.9 1.32 (1.29)	20.8	4.7	- 87.4 1.02 (0.99)
	(10~16) Z	- 71.8 2.26 (2.21)	6.6	0.9	- 64.3 2.03 (1.99)
6-annular	(1~3) Z	166.6 1.24 (1.21)	1.7	3.4	171.7 1.28 (1.25)
	(4~6) Z	78.3 1.78 (1.72)	10.4	3.8	92.5 2.10 (2.04)
	(7~9) Z	- 38.5 0.45 (0.42)	20.8	4.7	- 13.0 0.15 (0.12)
	(10~16) Z	- 20.0 0.64 (0.58)	6.6	0.9	- 12.5 0.39 (0.34)
Slab	(1~3) Z	164.2 1.22 (1.20)	1.7	3.4	169.3 1.26 (1.24)
	(4~6) Z	59.0 1.34 (1.28)	10.4	3.8	73.2 1.66 (1.61)
	(7~9) Z	- 80.8 0.95 (0.92)	20.8	4.7	- 55.3 0.65 (0.62)
	(10~16) Z	- 33.3 1.05 (1.00)	6.6	0.9	- 25.8 0.81 (0.76)

Table 2.7 Calculated Reactivity Worth and Component for Axial Group Void
Traverse for Plate and Pin Cell

(Unit; $10^{-6} \Delta k/k/kg-Na$)

		Voided Axial Position	Total	Component			
				Leakage	Absorption	Moderation	Fission
Plate Cell		(1~3) Z	154.6	-12.8	48.3	149.0	-29.9
		(4~6) Z	42.9	-80.0	35.3	109.3	-21.7
		(7~9) Z	-104.2	-168.6	16.8	57.0	-9.4
		(10~16) Z	-35.2	-48.5	1.8	11.8	-0.18
Pin Cell	3-annular model	(1~3) Z	171.2	-8.9	41.9	139.4	-1.2
		(4~6) Z	78.1	-54.3	30.8	102.4	-0.85
		(7~9) Z	-46.6	-116.1	15.2	54.6	-0.36
		(10~16) Z	-22.1	-36.3	1.9	12.3	-0.0057
	4-annular model	(1~3) Z	163.4	-14.7	44.8	138.5	-5.3
		(4~6) Z	45.4	-85.5	32.9	101.8	-3.8
		(7~9) Z	-112.9	-181.7	16.3	54.3	-1.9
		(10~16) Z	-71.8	-86.2	1.9	12.5	-0.027
	6-annular model	(1~3) Z	166.6	-8.3	44.9	141.5	-11.6
		(4~6) Z	78.3	-50.3	33.0	104.0	-8.3
		(7~9) Z	-38.5	-106.4	16.2	55.3	-3.7
		(10~16) Z	-20.0	-34.2	2.0	12.4	-0.16
	Slab model	(1~3) Z	164.2	-11.5	44.4	140.3	-9.1
		(4~6) Z	59.0	-70.3	32.6	103.2	-6.5
		(7~9) Z	-80.8	-149.0	16.0	55.0	-2.9
		(10~16) Z	-33.3	-47.5	2.0	12.3	-0.11

Table 2.8 Sodium Void Reactivity Worth and Component Obtained from Homogeneous and Heterogeneous Calculations for 3x3 Drawers (1~3)% Voiding
(Unit; $10^{-6} \Delta k/k/\text{kg-Na}$)

		Total (C/E)		Component			
				Leakage	Absorption	Moderation	Fission
Plate	Homogeneous	203.5	1.34	-6.6	63.3	154.6	-7.8
	Heterogeneous	160.4	1.06	-10.3	47.8	153.6	-30.8
Pin	Homogeneous	195.8	1.46	-6.6	59.7	150.1	-7.5
	Heterogeneous (3-annular)	176.3	1.31	-6.5	40.9	143.4	-1.7

Table 2.9 Experimental and Calculational Value of Pin-Plate Substitution Reactivity in FCA VI-2-B Core

(% $\Delta k/k$)

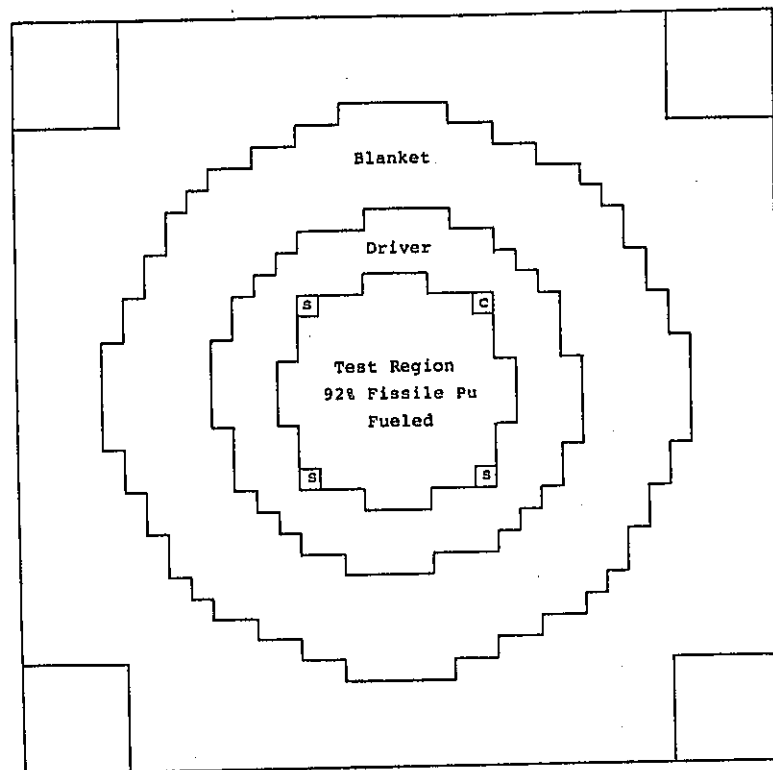
Region		Pattern	Reactivity Change		
			Experiment	Method*	Calculation C/E
Central 3x3x3 packs in F-side		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.0090 $\pm$ 0.0001	FOP	0.0129 1.44
Central 5x5x6 packs		92%Pu Plate $\rightarrow$ 75%Pu Plate	0.105 $\pm$ 0.002	E.P	0.1510 1.44
		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.047 $\pm$ 0.001	E.P	0.0643 1.37
Central 3x3 drawers in F-side	Core	92%Pu Plate $\rightarrow$ 75%Pu Plate	0.067 $\pm$ 0.0005	E.P	0.0593 0.89
		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.0176 $\pm$ 0.0003	E.P	0.0293 1.66
	Blanket	Plate $\rightarrow$ Pin	0.0036 $\pm$ 0.0001	FOP	0.0048 1.34
Whole Test Region in F-side		92%Pu Plate, DUO ₂ /Na $\rightarrow$ Pin(Core,Blanket)	1.32 $\pm$ 0.01	E.P	0.7214 0.55

* FOP ; First order perturbation
E.P ; Exact perturbation

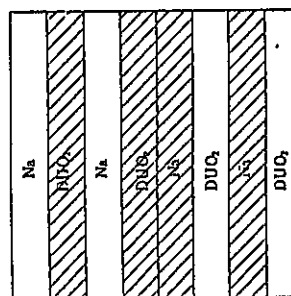
Table 2.10 Components of Substitution Reactivity

(Unit; % $\Delta k/k$)

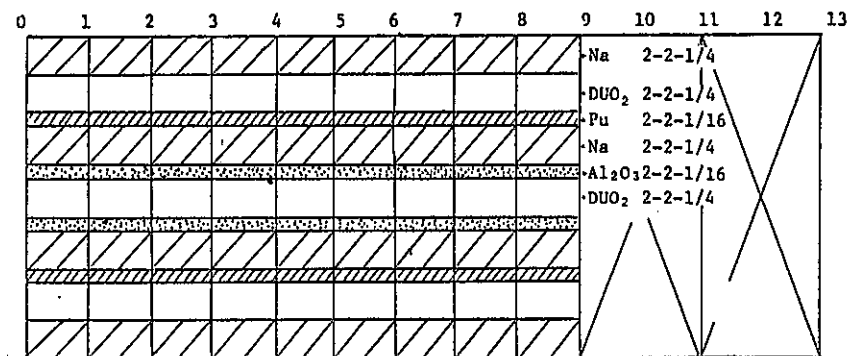
Region		Pattern	Total	Components			
				Leakage	Absorption	Moderation	Fission
Central 3x3x3 packs in F-side		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.0129	0.00012	0.00916	0.00684	-0.00317
Central 5x5x6 packs		92%Pu Plate $\rightarrow$ 75%Pu Plate	0.1510	0.00053	-0.20808	-0.00786	0.36644
		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.0643	0.00046	0.05597	0.03584	-0.02792
Central 3x3 drawers in F-side	Core	92%Pu Plate $\rightarrow$ 75%Pu Plate	0.0593	0.00159	-0.07993	-0.00312	0.14075
		75%Pu Plate $\rightarrow$ Pin	0.0293	0.00197	0.01907	0.01473	-0.00650
	Blanket	Plate $\rightarrow$ Pin	0.0048	0.00169	0.00399	0.00110	-0.00197
Whole Test Region in F-side		92%Pu Plate ,DUO ₂ /Na $\rightarrow$ Pin(Core,Blanket)	0.7214	0.04368	-0.43131	0.07666	1.03233



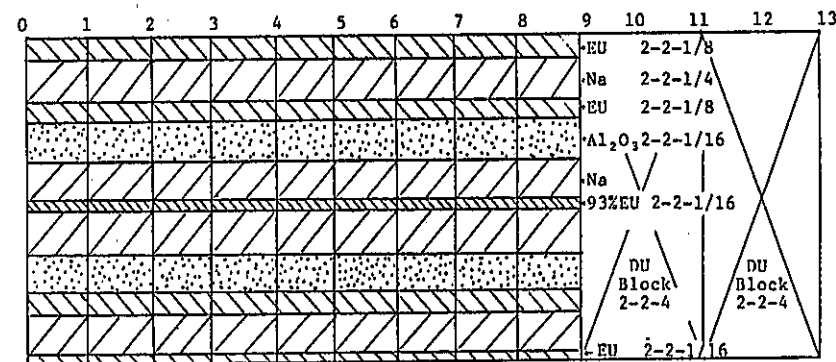
Vertical Cross Section of Assembly VI-2



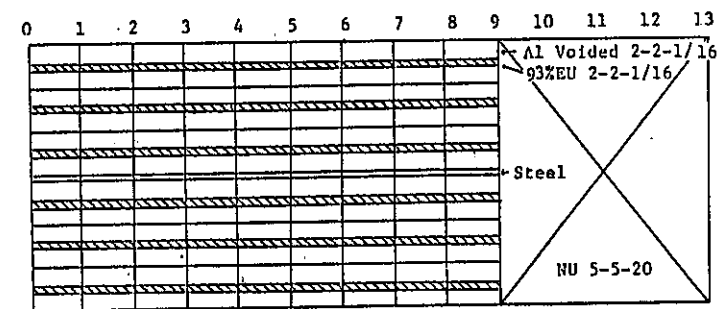
Cell Pattern of DUO₂/Na blanket



Test Region



Driver



S/R,C/R

Cell Configurations of Assembly VI-2

Fig. 2.1 Configuration of FCA VI-2 Assembly

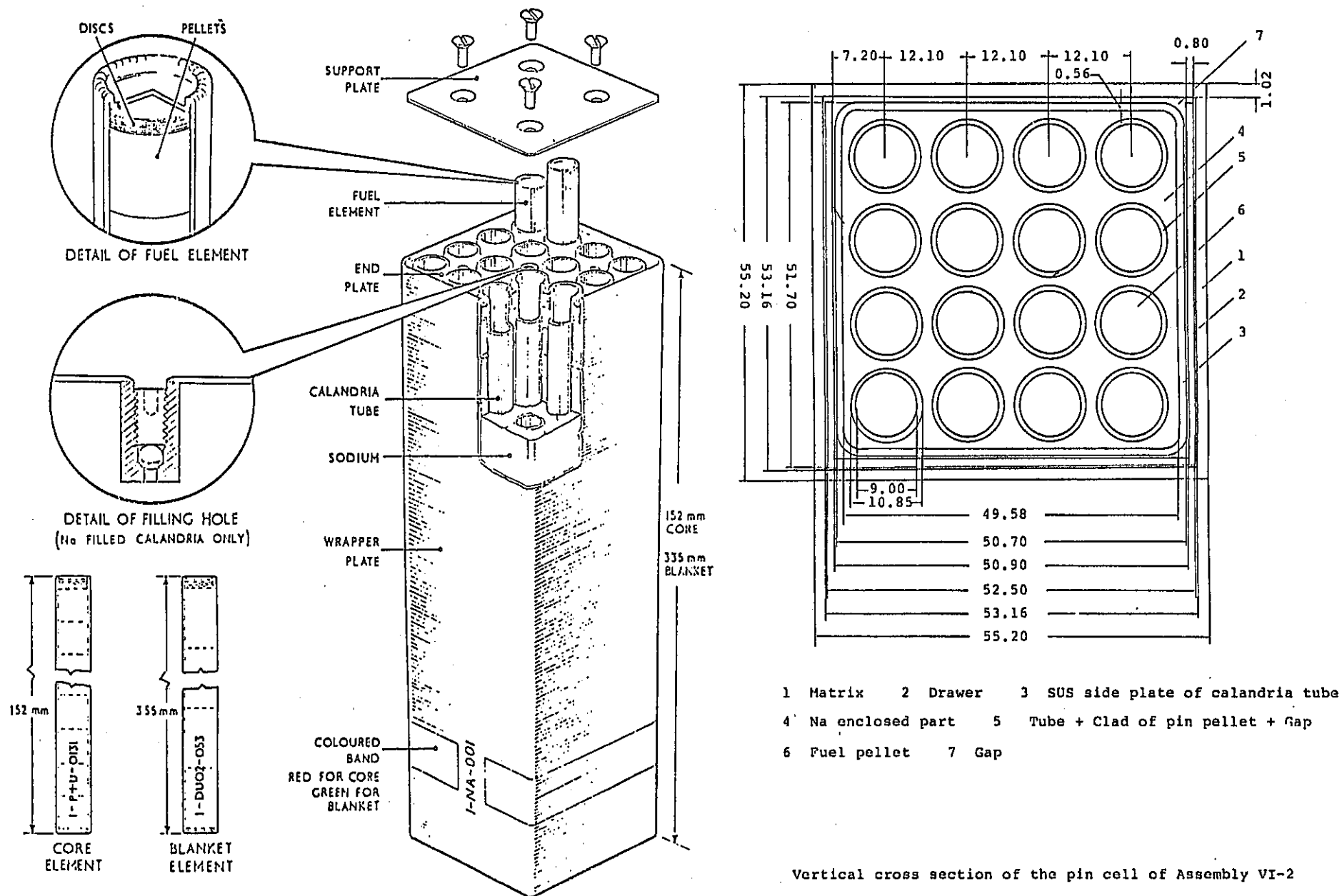
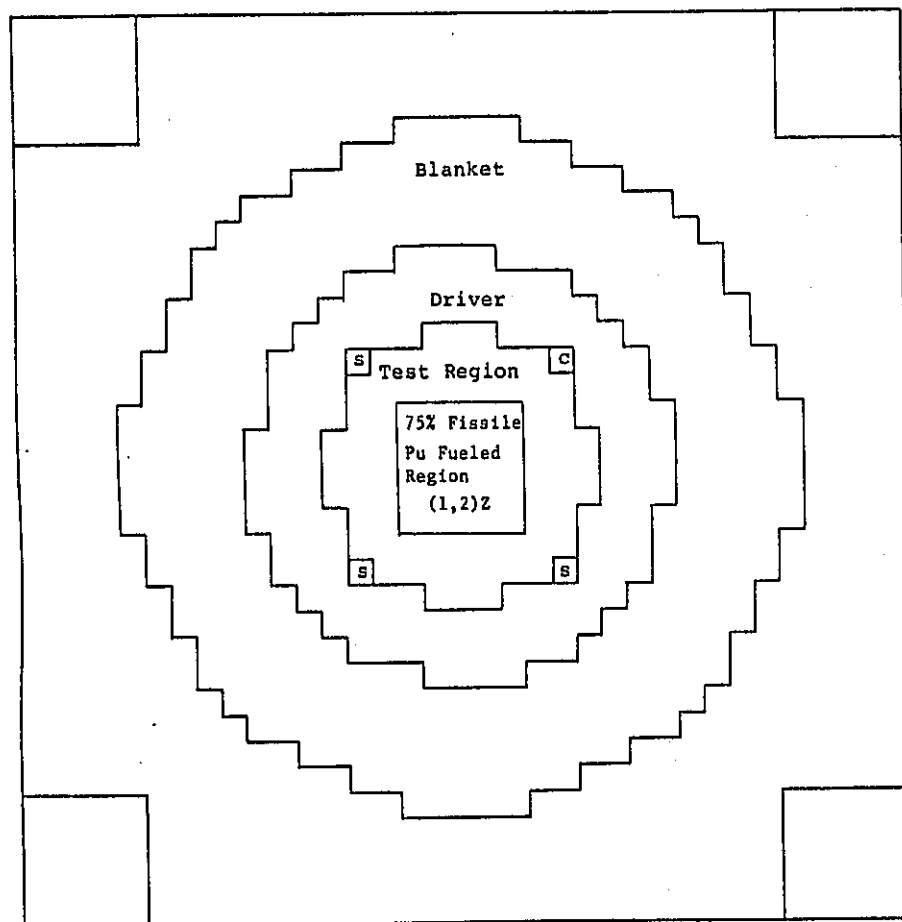
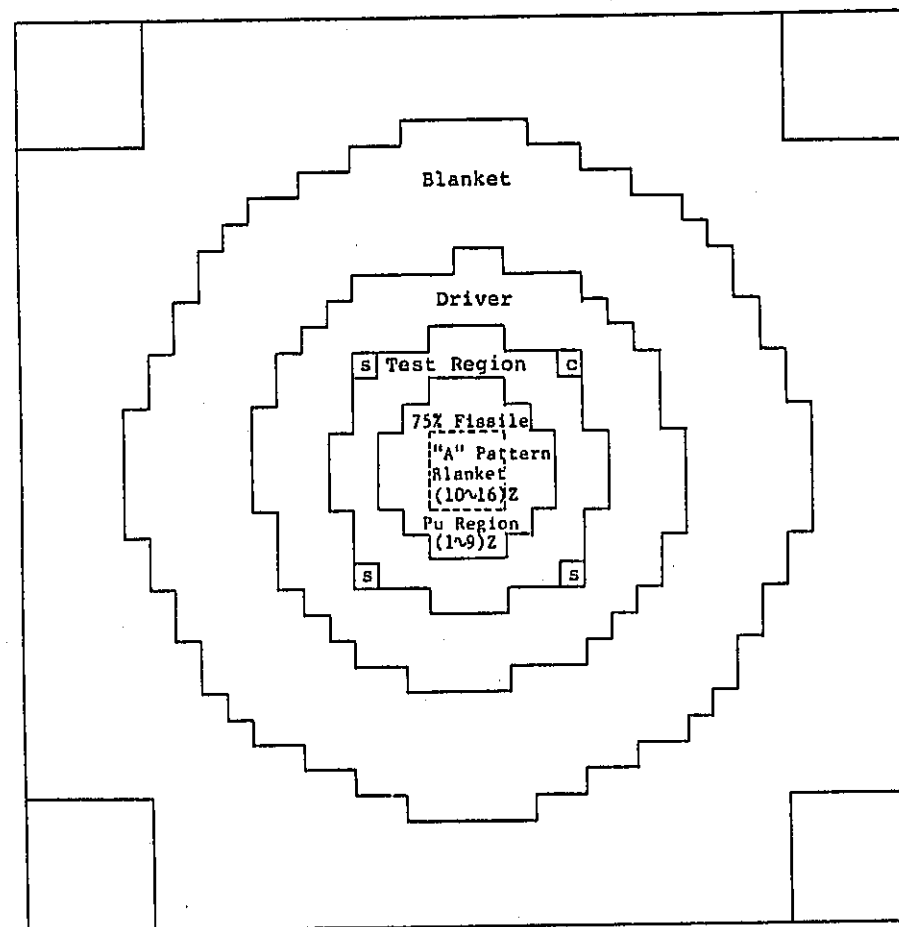


Fig. 2.2 Configuration of Pin Assembly

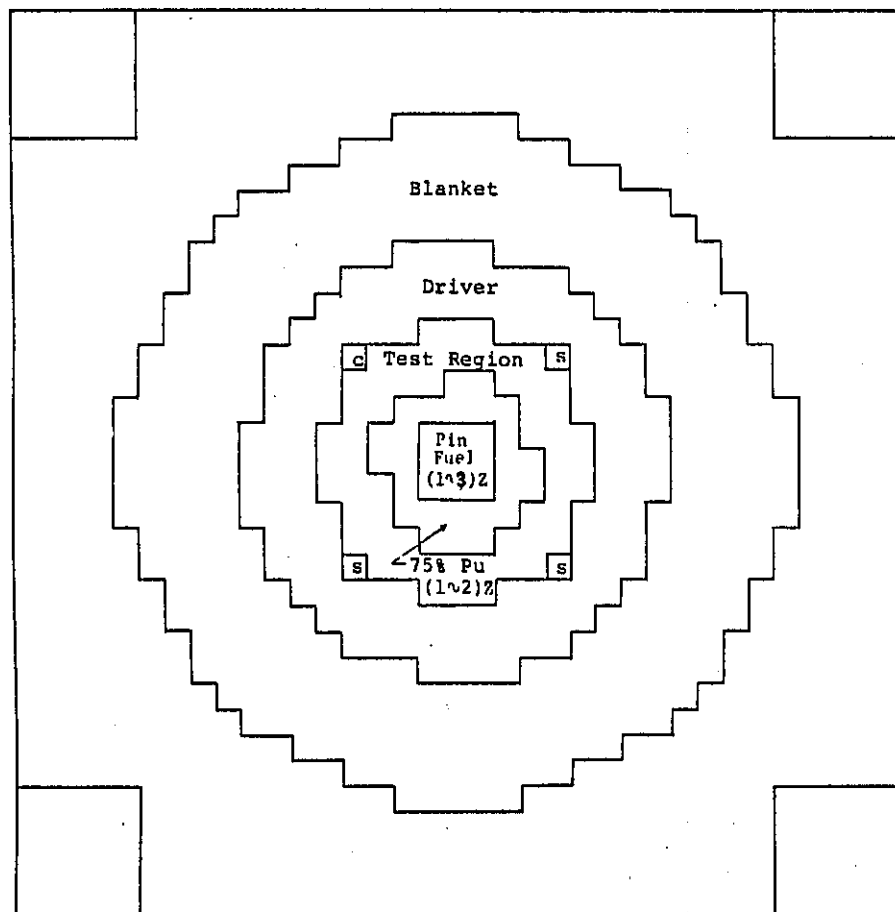


(Movable Side)

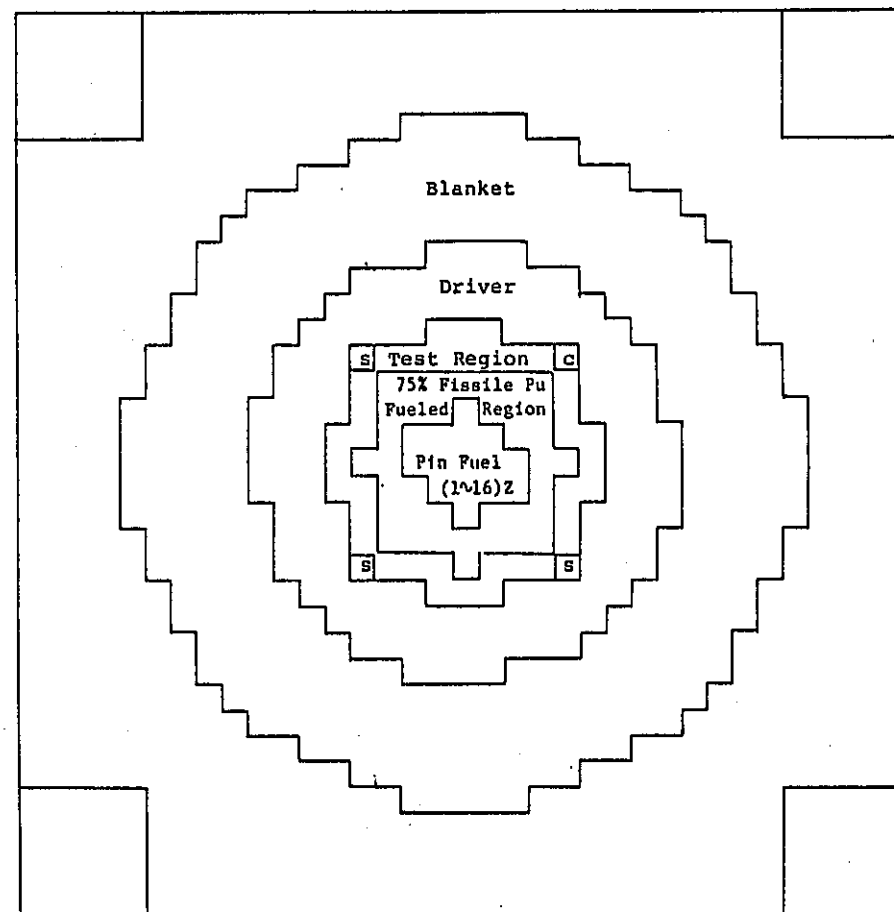


(Fixed Side)

Fig. 2.3 Vertical Cross Section of Assembly VI-2-B for Axial Voiding

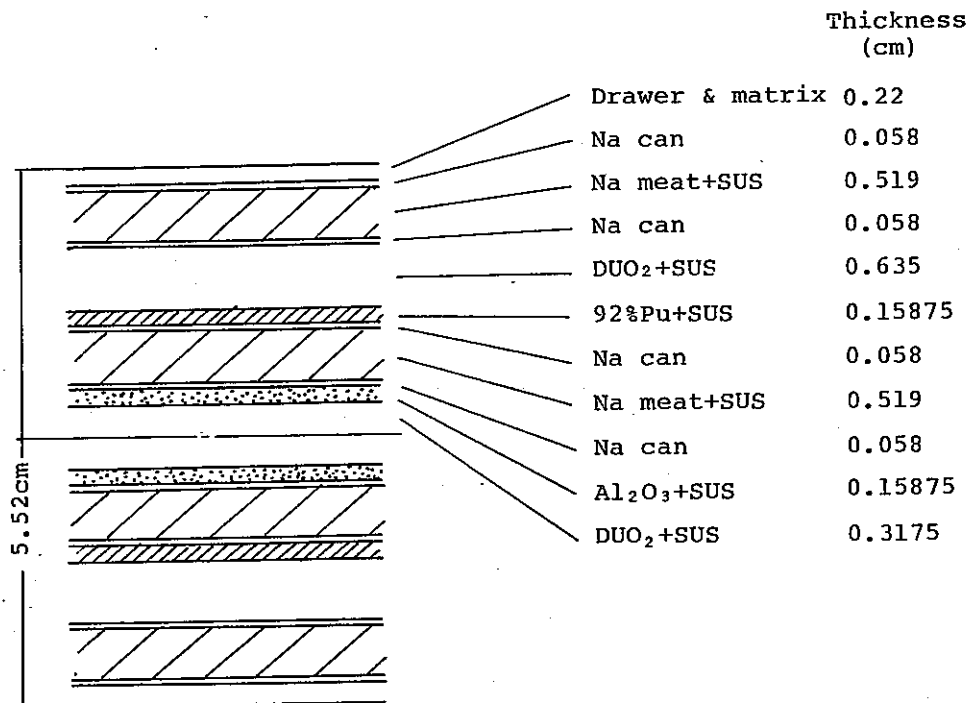
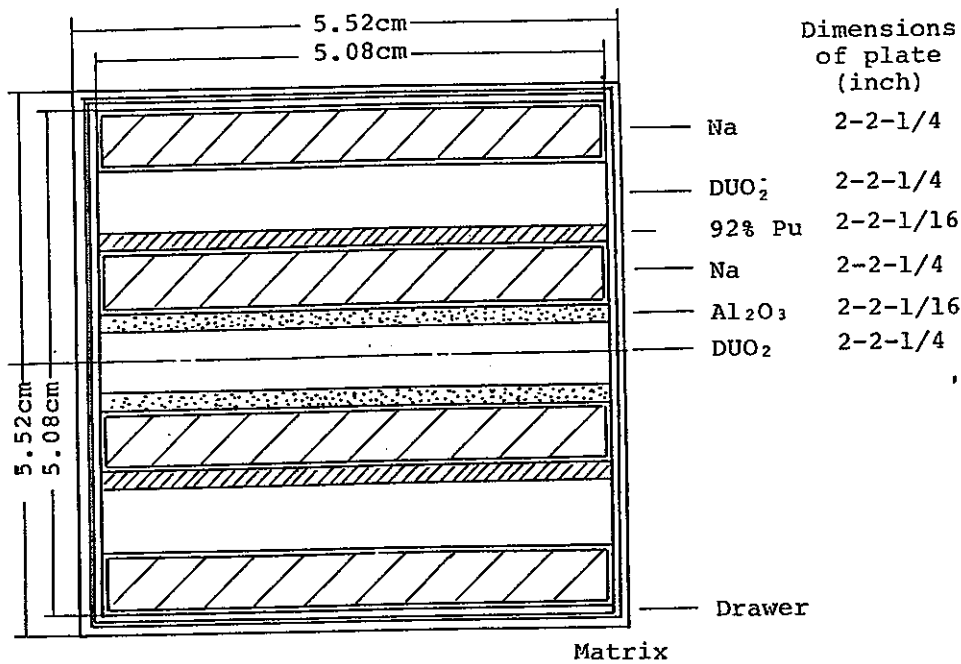


(Movable Side)



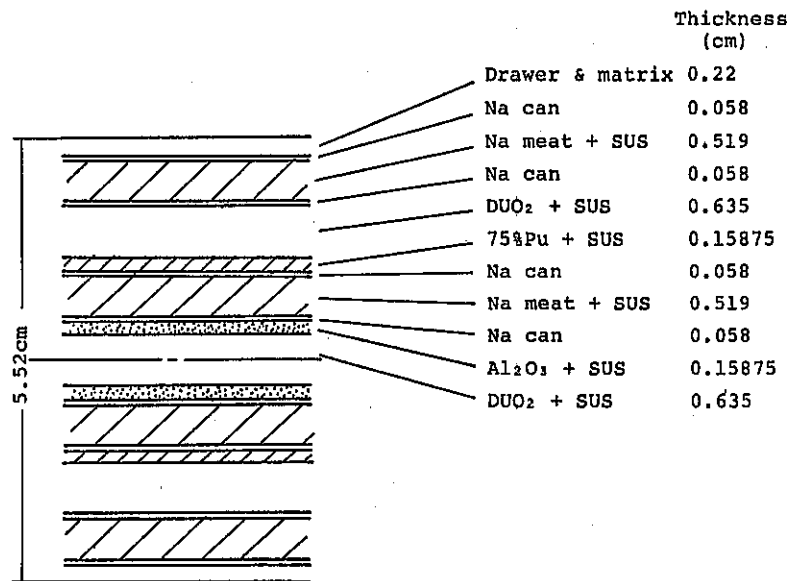
(Fixed Side)

Fig. 2.4 Vertical Cross Section of Assembly VI-2-P for Axial Voiding

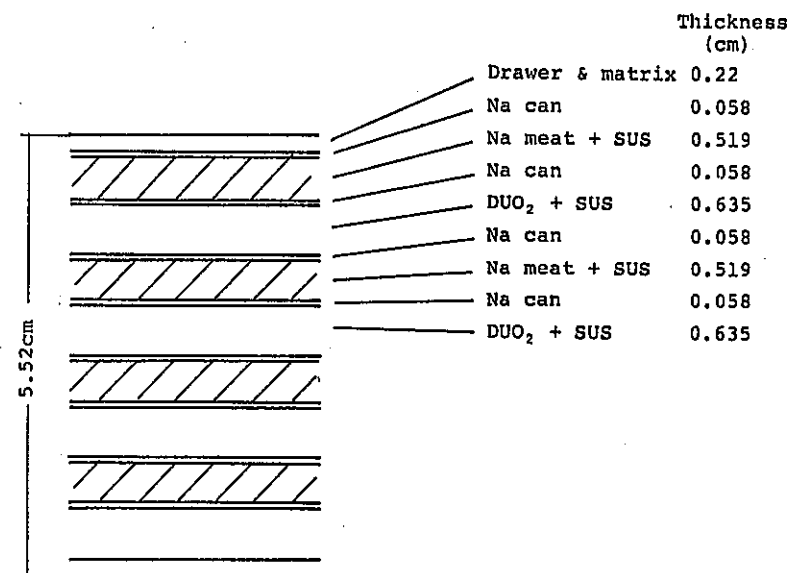


Test Region Plate Cell Loaded with 92% Fissile Pu Plate

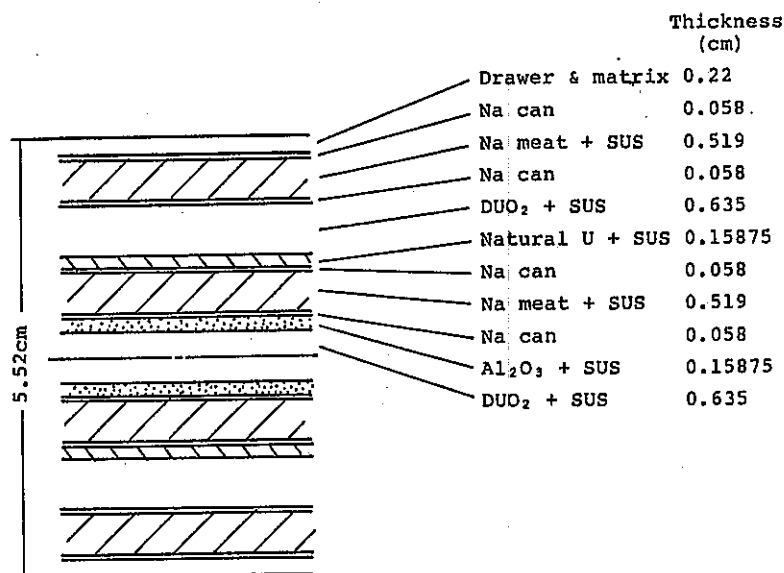
Fig. 2.5 Vertical Cross Section of the Unit Cell of Assembly VI-2 Core, and Infinite Slab Model of Plate Cell



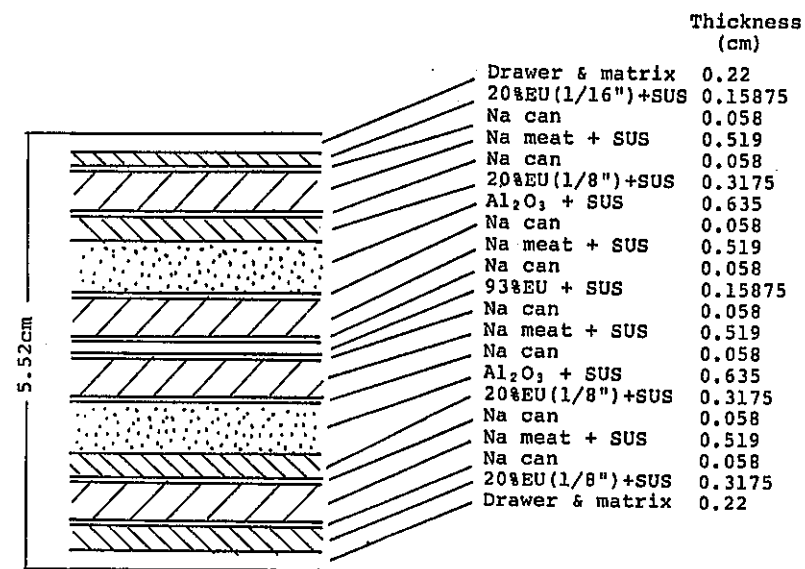
Test Region Plate Cell Loaded with 75% Fissile Pu Plate



DUO₂/Na Axial Blanket

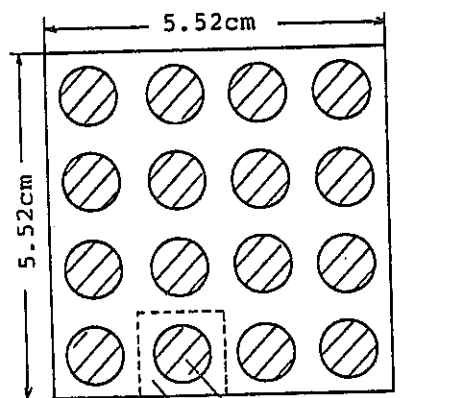


"A" Pattern Axial Blanket



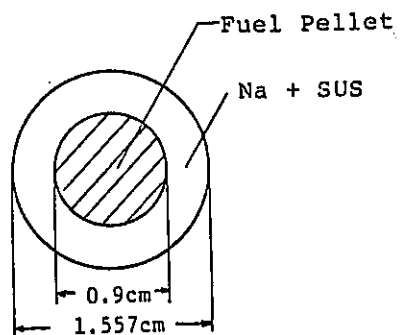
Driver

Fig. 2.5 Continued

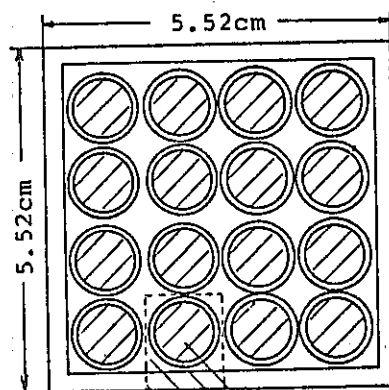


Fuel Pellet

SUS + Na



2 Region Model Corresponding to 1/16 of Pin Cell, Used to Calculate Effective Micro Cross Section

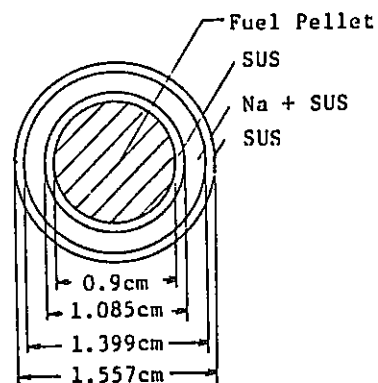


Fuel Pellet

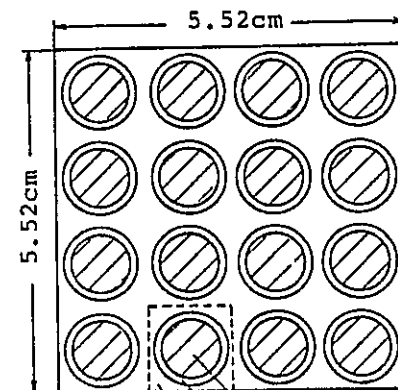
Tube+Clad+Gap

Na+SUS(Support Plate)

SUS(Matrix, Drawer & Calandria)



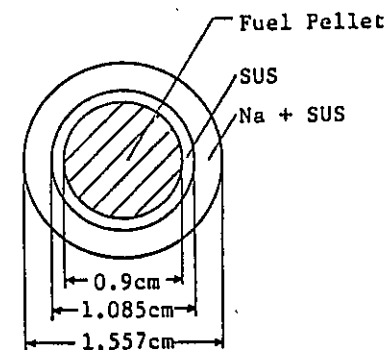
4-annular Model Corresponding to 1/16 of Pin Cell



Fuel Pellet

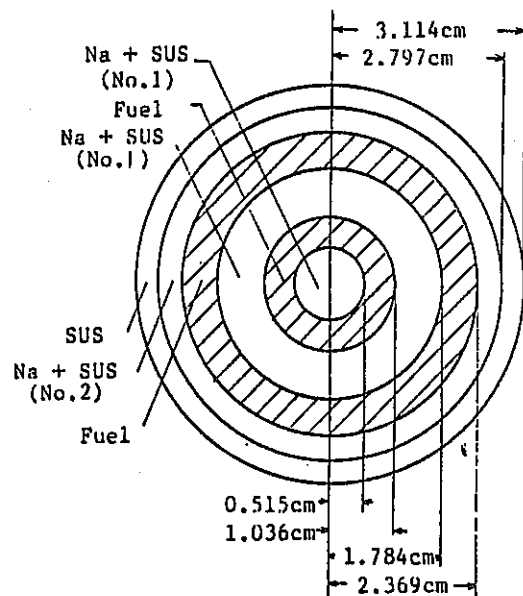
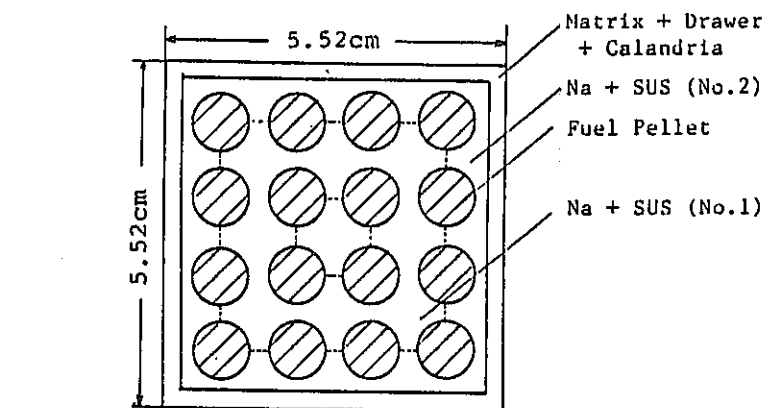
Tube+Clad+Gap

Na + SUS

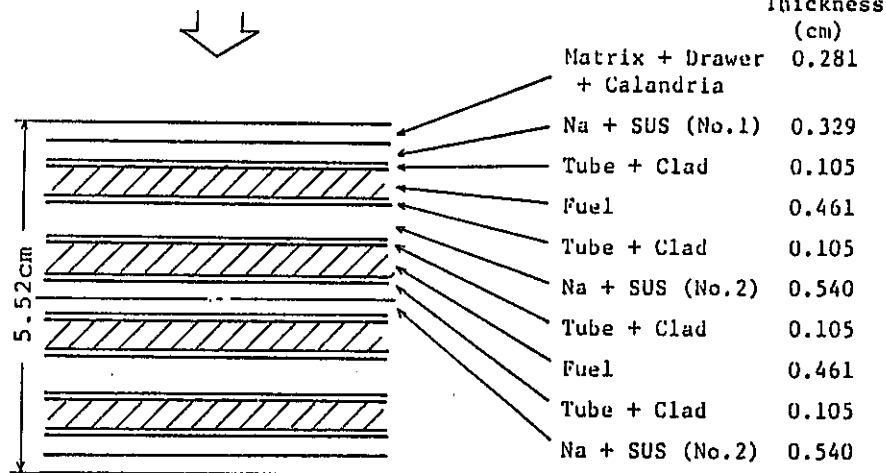
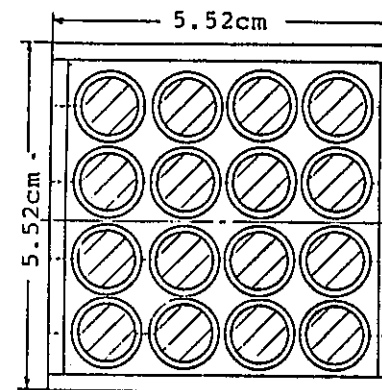


3-annular Model Corresponding to 1/16 of Pin Cell

Fig. 2.6 Modeling of Pin Cell



6-annular Model of Pin Cell



Infinite Slab Model of Pin Cell

Fig. 2.6 Continued

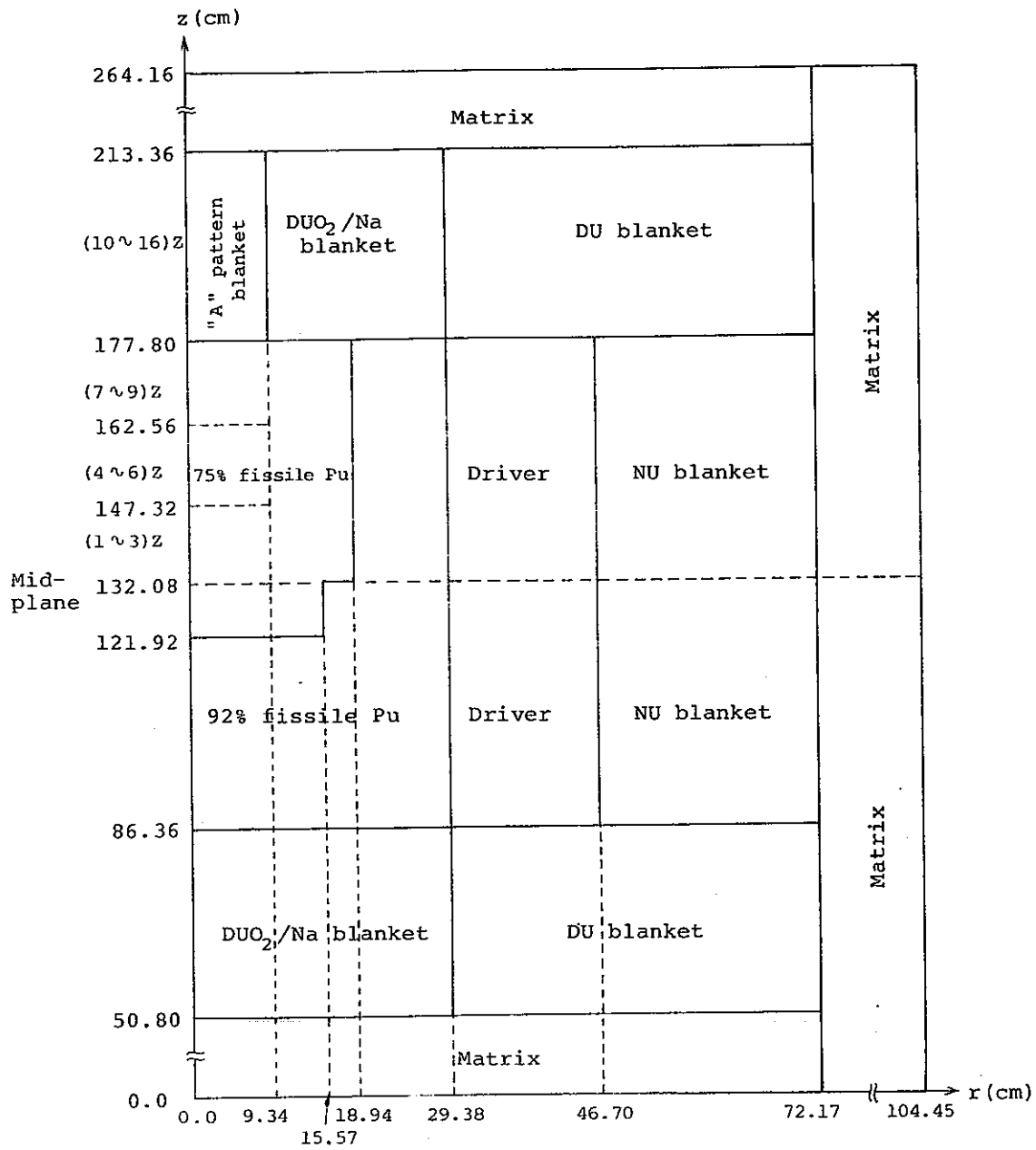


Fig. 2.7 2-dimensional model of FCA VI-2-B with plate cells

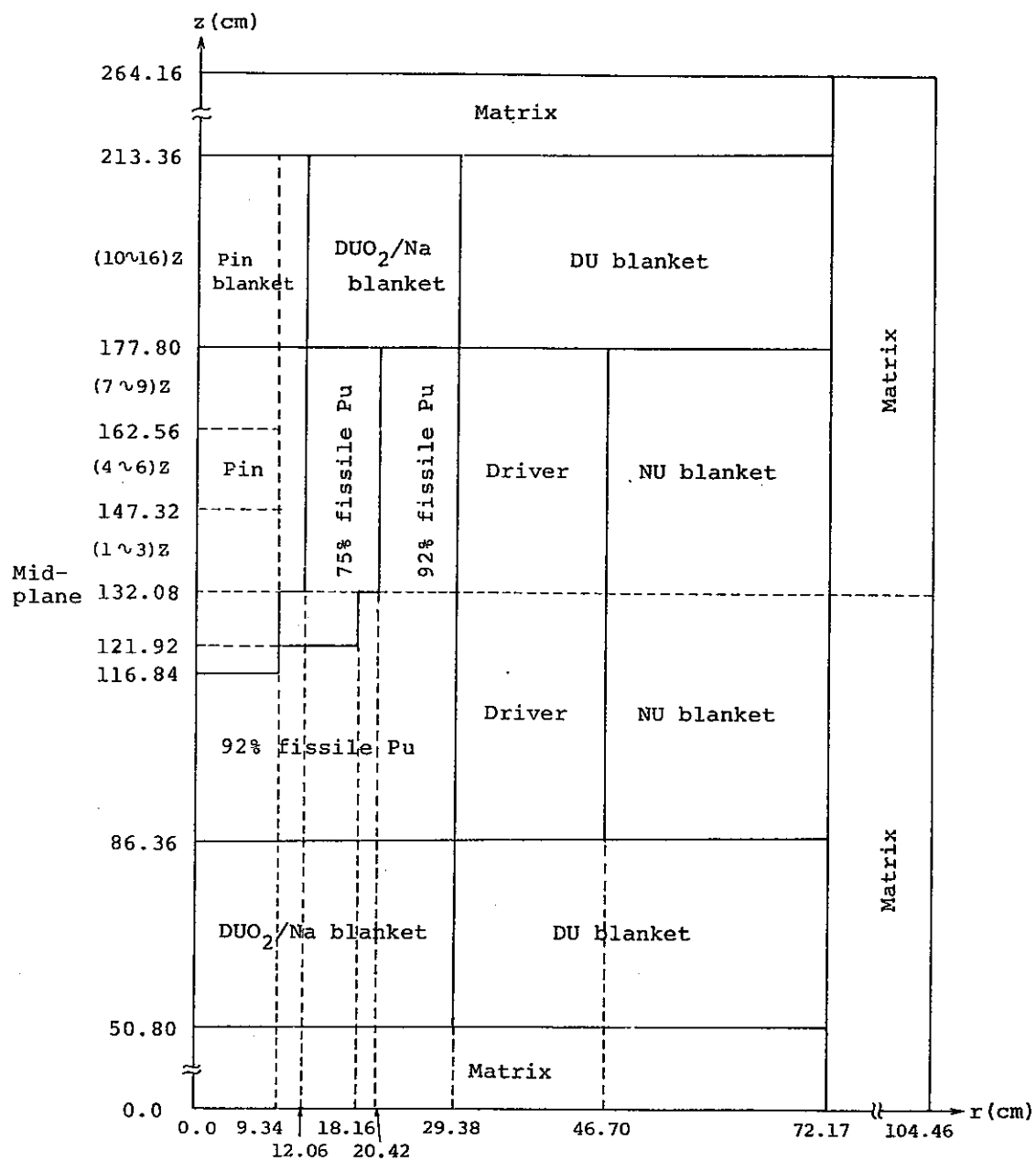


Fig. 2.8 2-dimensional model of FCA VI-2-P with pin cells

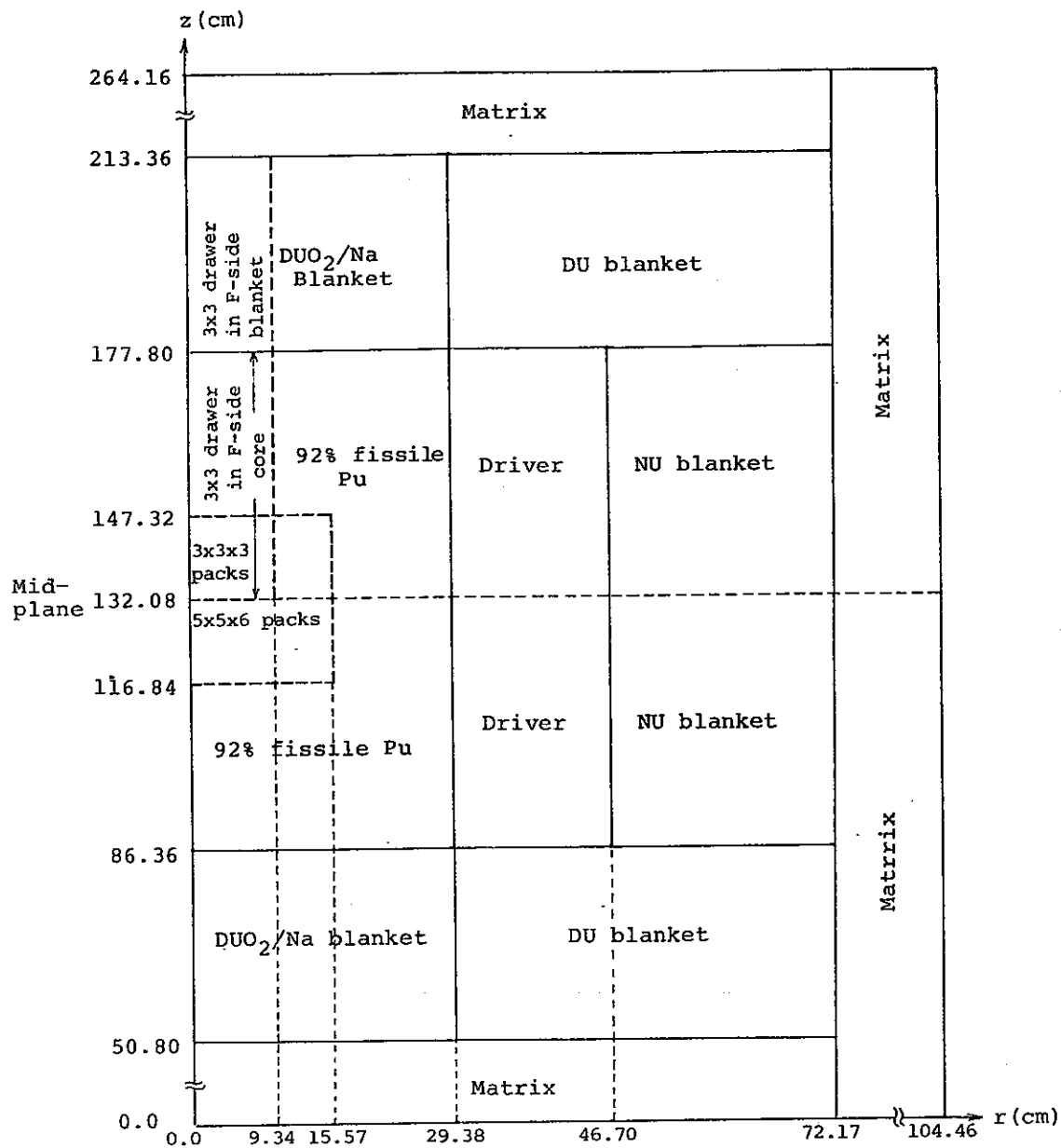


Fig. 2.9 2-dimensional model of FCA VI-2-B for pin-plate substitution

3. CADENZAピンプレート炉心の臨界性の解析

3.1 CADENZAによる臨界実験の概要

ZPPR, FCA および Zebra 集合体ではピンプレート燃料格子の非均質効果の違いを評価するための実験が格子内に16本の燃料ピンを含むミニランドリアを用いて行われた。しかし、ミニランドリアの領域は概して炉心の一部に用いられており、ピンプレートの詳細な比較についての実験はなされていない。

Zebra-CADENZA シリーズでは炉心容量約 600 ℓ の小型のプレート及びピン炉心（炉心はすべてピン燃料）を用いての一連の臨界実験を行った。Winfrith の FGL-5 断面積セットおよび MURAL コードを用いた BIZET 計画における解析ではピンプレート臨界炉心の k_{eff} 計算値の差が約 1% Δk も生じた。この問題を解決するため 1981 年 Winfrith での NEACRP-meeting において Zebra-CADENZA 集合体が国際ベンチマーク問題に指定され実験解析の国際比較を行なう事が決まった。

ピンプレート炉心の臨界性の実験は Zebra-22 および 23 炉心で行なわれた。Zebra-22 はプレート燃料からなり Fig. 3.1 に示されるように炉心には 215 個の position (格子) が含まれており、9 個の制御棒 position があるが実験により 215 個の position がすべてプレート燃料となった場合の臨界性が推定されており、その場合の $k_{eff} = 1.002$ である。炉心等価半径は 449 mm, 平均炉心高さは 893.2 mm である。Zebra-23 は炉心内 226 個の燃料要素のうち 169 個がピン燃料の炉心である。炉心等価半径は 460 mm, ピン燃料要素の炉心高さは 891.9 mm である。ピン燃料要素には 3A, 3B, 3C, 3D, 3E, 3H, 3J および 3L の 8 種類がある。炉心周辺のプレート燃料および制御棒をピン燃料で置換した場合の置換反応度測定を行い、炉心燃料要素 226 個がすべてピン燃料になった場合の臨界性が推定された。その場合の $k_{eff} = 1.001$ である。制御棒がないプレートおよびピン燃料からなる炉心を対象にして解析ができるのでピンプレート燃料の非均質性の差を評価するのに適した実験となっている。

3.2 臨界性の解析方法

JENDL-2B ライブラリーより作成された 70 群定数セット⁽⁴⁾を用いて解析を行なった。格子計算は 1 次元平板および円柱体系で衝突確率法に基づく格子計算コード

CASUPにより実行した。実効マイクロ断面積は等価原理に基づき自己遮蔽因子を用いて計算される。すなわち、自己遮蔽係数 f は温度とバックグラウンド断面積 σ_0 の関数として与えられており、核種 m の共鳴を考えると、 i 領域におけるバックグラウンド断面積は

$$\begin{aligned}\sigma_{0,i}^m &= \frac{1}{N_i^m} [\sum p_i + (\sum e_i)_{\text{cell}}] \\ &= \frac{1}{N_i^m} \sum_{n \neq m} N_i^n \sigma_t^n + \frac{S_i}{4N_i^m V_i} \cdot \frac{a(1-C_i^m)}{1+(a-1)C_i^m}\end{aligned}\quad (3.1)$$

ただし

- $\sigma_{0,i}^m$: i 領域、核種 m に対する potential scattering cross section
- S_i, V_i : i 領域の表面積及び体積
- N_i^m : i 領域での核種 m の数密度
- σ_t^n : 核種 n のマイクロ全断面積
- a : Levine factor
- C_i^m : i 領域、核種 m に対する Dancoff factor

ただし光学距離を τ_1, τ_2 とするとプレート格子のダンコフ因子は

$$C_i^m = E_3(\tau_1) + E_3(\tau_2) \quad (3.2)$$

$$a = 1.25 \quad (3.3)$$

一方ピン格子のダンコッフ因子は

$$C_0^m = 1 - \gamma - \gamma^4(1 - \gamma) \quad (3.4)$$

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{A_0}{4V_1 \Sigma_1}} \quad (3.5)$$

により与えられる。ここで A_0 は燃料領域の表面積、 V_1 は減速材の体積、 Σ_1 は減速材中性子断面積であり

$$a = 1.30 \quad (3.6)$$

とした。

1 次元格子モデルを Fig. 3.2 に示す。

平板格子は炉心セルとトップエンドセル（ボトムエンドセル）の2種類があり炉心軸方向の端にトップエンドセル及びボトムエンドセルが装荷されている。Pu プレートおよび UO_2 プレートのカンはそのまわりのNa プレートあるいはステールプレートにスミアした。またプレート燃料を入れるステンレスシースはすべてのプレートにスミアし、燃料要素のピッチ面積（2943.54 mm²）に引き伸ばして各プレートごとの組成密度を求めた。各プレートの厚さは Fig. 3.2 に、組成密度を Table 3.1 に示す。

ピン格子は格子内に異なる濃縮度の燃料棒を含んでおり格子全体を1次元モデルで取り扱えないので格子の1/16の面積の等価円筒格子モデルを用いて1次元70群格子計算を行い、この等価円筒格子（単ピンセル）の平均70群断面積並びに70群の Benoist の拡散係数を計算した。単ピンセルは3領域からなり、中心はペレット領域、そのまわりは被覆管+ピンのまわりのミニカランドリア管、最外領域は格子のNa量の1/16+残りのミニカランドリア管の1/16+シースの1/16である。燃料濃縮度が $Pu/(Pu+U)$ で0.16, 0.21, 0.24, 0.33 および UO_2 のペレットがあり、さらにミニカランドリア管のタイプがNACL I, III, IV, V, IISとあるので計15の単ピンセル計算を行った（Table 3.2）。3領域の原子数密度を Table 3.3 に示す。

得られた格子平均群定数を用いRZモデルでの70群拡散計算を行ない、中性子スペクトルをプレート及びピン炉心で求めた。但し、ピン炉心の70群定数としては格子内が単一の燃料で構成されているセル3Aの群定数を使用した。

このスペクトルで70群格子平均群定数を16群に縮約した。16群のエネルギー構造を Table 3.4 に示す。混合ピン格子の16群定数を求めるため単ピンセルの格子平均16群断面積を用いて2次元輸送計算を境界中性子流方式輸送コードRESPLAにより実行し、各単ピンセルの定数を中性子束を重みとして均質16群定数を計算した。この際、拡散係数についても中性子束を重みとして単ピンセルの Benoist の拡散係数を均質化した。拡散係数の値は各単ピンセルで変化が少ないのでこの均質化は問題がないと判断した。

16群定数を用いXYZ拡散計算を行ない、ピン及びプレート炉心の k_{eff} を計算した。径方向には格子当り1メッシュ、軸方向には約4cmのメッシュ間隔を取りCITATIONコードで炉心計算をした。得られた結果に次の補正を施す。

1. 格子計算におけるバックリング効果
2. 格子の 3 次元効果
3. 中性子輸送補正
4. ピン格子内の中性子ストリーミング補正
5. 空間メッシュ効果

格子計算でバックリングを 0 としたので無限増倍率は約 1.5 となってしまう。このため特にプレート格子のプルトニウムプレートでの高速中性子束分布が抑えられ、ピン炉心に比べプレート炉心の実効増倍率は低く見積もられることになる。ここでは $B^2 = 0.002 \text{ cm}^{-2}$ として格子計算を行ない、得られた定数を縮約して R 2 16 群拡散計算を行ない $B^2 = 0$ とした場合の結果との差を格子計算に対するバックリング効果として補正する。

格子の 3 次元効果を評価するためには 3 次元輸送格子計算コードが必要になるが使用できる 3 次元輸送コードがないため 2 次元輸送コードを用い格子の形状効果を推定する。このため Fig. 3.3 に示されるような 2 次元格子モデルを考えた。ピン格子は燃料ペレットが正方化されている事を除き、2 次元モデルでよく近似されているが、プレート格子では y 軸方向のシースを取り扱えないので、y 軸方向のシースはすべてのプレートにスミアし燃料要素のピッチ面積に引き伸ばした。プレート格子の 70 群実効マイクロ定数は Fig. 3.3 のシースを除く平板体系で CASUP コードにより作成した。ピン格子の 70 群マイクロ定数は単ピンセルで求めたものを使用した。70 群定数を炉心スペクトルにより 16 群に縮約し、16 群で 2 次元格子内の中性子束分布を境界中性子流計算コード RESPLA⁽⁸⁾により求め、格子平均断面積を求めた。さらに、Fig. 3.2 の 1 次元格子モデルで各プレートの 70 群断面積を同じく 16 群に縮約し、16 群で格子内中性子束分布を計算し均質断面積を求めた。この 2 種の 16 群断面積を用いて 2 次元 R Z 拡散計算を行い実効増倍率を計算し、その差を k_{eff} に対する格子の 2 次元効果とした。Fig. 3.4 に R Z 拡散計算に用いた体系を示す。ピン格子に対してはこれを 3 次元効果として用いたがプレート格子の 3 次元形状効果としてはその差の 2 倍を用いた。これは 2 次元プレート格子モデルでは y 軸方向のシースをスミアしており、スミアしなければ（3 次元形状では）、2 次元効果の倍の形状効果が表われると推定したためである。また、ピンの 3 次元効果は一様なピン格子 3 A が全炉心に装荷されていると仮定して計算した。

中性子輸送補正として 16 群断面積を用いた R Z 体系での輸送計算を TWOTRAN

—II (S_0P_0) コードにより行ない拡散計算による k_{eff} との差を求めこれを補正量とした。輸送計算の全断面積として $1/3D$ (D = 拡散係数) なる輸送断面積を用いた。RZ 拡散計算では軸方向の平均メッシュ幅は XYZ 炉心計算と同じく約 4 cm にとり、径方向メッシュ幅は約 3 cm とした。

ピン格子の中性子ストリーミング補正について説明する。ピン格子の Benoist の拡散係数は単ピンセルで計算したが、円筒近似をしたため Na 中の中性子ストリーミングのうち異なる単ピンセルを横切るものについては単ピンセル表面で等方反射条件を適用し、中性子直線パスを折れ線により近似してしまう。中性子ストリーミングを燃料が正方格子状に配列している体系で計算する方法を付録に示し、その方法による軸方向拡散係数を RZ 体系計算に用いてピン格子の中性子ストリーミング補正を計算する。

空間メッシュ補正は 2 次元 XY 体系でバックリングは 0 として修正粗メッシュ計算を 16 群で行ない、XY 粗メッシュ (格子に 1 メッシュ) 計算の k_{eff} との差を求め、これを補正量とした。軸方向メッシュ補正は輸送効果を計算する際に軸方向に同じメッシュ幅を選んだので間接的にメッシュ効果が取り入れられている。

全体の計算フロー図を Fig. 3.5 に示す。

3.3 ピンプレート炉心の臨界性

Table 3.5 ~ 3.9 に格子計算におけるバックリング効果, 3 次元格子形状, 中性子輸送効果, ピン格子の中性子ストリーミング効果, 空間メッシュ効果に基づく補正因子を示す。中性子輸送効果, 空間メッシュ効果による補正はピン炉心とプレート炉心ではほぼ同じであり, ピン格子の中性子ストリーミング効果は小さい。格子計算におけるバックリング効果はピン炉心とプレート炉心で約 0.3 % $\Delta k/k$ 異なる。

Table 3.10 に補正前後の k_{eff} 計算値を示す。補正前の k_{eff} 値はピン炉心とプレート炉心で 0.6 % $\Delta k/k$ 異なり, 補正後は 0.3 % $\Delta k/k$ 異なる。ピン, プレート炉心の k_{eff} の測定値 (実験に基づく推定値) がそれぞれ 1.001, 1.002 であるので実効増倍率の C/E 値はそれぞれ 1.0048, 1.0004 となり, C/E の差は 0.004 となる。

Table 3.1 Number densities used in one-dimensional plate cell calculation

(Unit: $10^{24}/\text{cm}^3$)

Region Nuclide	Na plate + UO ₂ can	UO ₂ region	UO ₂ can + Na plate + Pu can	Pu region	Pu can + steel plate + UO ₂ can	Pu can + UO ₂ can
U-235		1.32734E-4				
U-238 + Pu-238		1.83218E-2		2.31019E-5		
Pu-239				2.14488E-2		
Pu-240				5.12455E-3		
Pu-241				5.48538E-4		
Pu-242				1.38681E-4		
Am-241				3.39076E-4		
C	5.61069E-5	3.15205E-5	5.97528E-5	3.41055E-4	5.85514E-5	1.16652E-4
Fe	1.34972E-2	7.64845E-3	1.49200E-2	8.82768E-3	2.68589E-2	3.98253E-2
Cr	2.54591E-2	9.98272E-4	2.91730E-3	1.23468E-3	6.43663E-3	9.83331E-3
Mn	2.27679E-4	7.56445E-5	2.62867E-4	1.27501E-4	5.81820E-4	7.56600E-4
Ni + Ti	1.31134E-3	6.10200E-4	1.46380E-3	5.52688E-4	3.58711E-3	5.23786E-3
H	1.74104E-5	3.01991E-5	1.73221E-5	1.00532E-4	1.20232E-5	1.79972E-5
Mo + Nb	3.95616E-5	2.67800E-7	3.69637E-5		2.38040E-5	
Si	1.08657E-4	6.49929E-5	1.22482E-4	5.84436E-5	3.08224E-4	4.23637E-4
Cu + Ga	1.19174E-6	1.19174E-6	9.52931E-4	3.67379E-3	1.67361E-3	8.02836E-3
Al	1.06201E-6	3.78267E-6	1.06201E-6	1.81007E-5	3.39074E-5	1.06201E-6
O	3.93304E-6	3.69116E-2	3.67477E-6	6.56008E-5		
Na + Ca	1.61722E-2		1.51102E-2			
N				1.79593E-5		

Table 3.2 Pin cell types in mixed
pin cells

Pin cell	Pin type (Number)	Calandria type
3A	PUPIN C (16)	I
3B	PUPIN B (11) PUPIN F (5)	I
3C	PUPIN A (8) PUPIN E (8)	III
3D	PUPIN D (8) PUPIN F (8)	III
3E	PUPIN D (8) PUPIN F (8)	IIS
3H	PUPIN B (11) PIPIN F (5)	V
3J	PUPIN E (12) UO2PIN C (4)	IV
3L	PUPIN B (11) PUPIN F (5)	IV

Table 3.3 Number densities used in one-dimensional pin cell calculation

(1) 1'st Region

(Unit; $10^{24}/\text{cm}^3$)

Pin Type Nuclide	PUPIN A	PUPIN B	PUPIN C	PUPIN D	PUPIN E	PUPIN F	UO2PIN C
U-234	1.27849E-6	1.29389E-6	1.26308E-6	1.38631E-6	1.10905E-6	1.12445E-6	9.55014E-7
U-235	1.38592E-4	1.32134E-4	1.27625E-4	1.40079E-4	1.12579E-4	1.13177E-4	1.67733E-4
U-236	7.78904E-7	7.33086E-7	7.17814E-7	7.78904E-7	6.26178E-7	6.26178E-7	
U-238 + Pu-238	1.90322E-2	1.81439E-2	1.75275E-2	1.92344E-2	1.54642E-2	1.55473E-2	2.31591E-2
Pu-239	2.91519E-3	3.66655E-3	4.39002E-3	2.96431E-3	5.93457E-3	5.90253E-3	
Pu-240	6.60369E-4	9.34786E-4	1.04101E-3	7.40774E-4	1.48303E-3	1.50089E-3	
Pu-241	6.90778E-5	1.09965E-4	1.13883E-4	8.68445E-5	1.73868E-4	1.93669E-4	
Pu-242	1.71719E-5	2.74780E-5	2.95035E-5	2.05825E-5	4.11947E-5	4.35776E-5	
Am-241	4.69891E-5	5.47807E-5	5.67398E-5	4.00050E-5	8.00848E-5	6.68046E-5	
O	4.57634E-2	4.61430E-2	4.65764E-2	4.64589E-2	4.64436E-2	4.66234E-2	4.66544E-2
Fe	5.55148E-6		7.55259E-6	6.77796E-6	1.01347E-5	1.12966E-5	1.09738E-6
Ni		5.34307E-6	1.07476E-5	1.38797E-5		2.14951E-6	
Al	1.14906E-5		1.93736E-5	1.85720E-5	9.35279E-6	1.40292E-5	2.33820E-5
H	3.21910E-5	3.21910E-5	3.21910E-5	3.21910E-5	3.21910E-5	3.21910E-5	3.21910E-5
Si		8.85680E-6	7.82992E-6	2.46450E-5	4.49258E-5		3.92780E-5
Ca	7.73536E-6			1.56506E-5	3.14811E-5	6.62902E-5	1.25924E-5
C							3.15152E-5

Table 3.3 Continue

(2) 2'nd Region Part 1

(Unit; $10^{24}/\text{cm}^3$)

Type Nuclide	NACL I			NACL II S	
	PUPIN B	PUPIN C	PUPIN F	PUPIN D	PUPIN F
C	1.29303E-4	8.91441E-5	6.36743E-5	2.45840E-4	1.94207E-4
Fe	4.00794E-2	4.22035E-2	4.17433E-2	3.98220E-2	4.04588E-2
Cr	1.16845E-2	1.28274E-2	1.22023E-2	1.17434E-2	1.18919E-2
Mn + Co	1.11346E-3		8.78307E-4	8.76135E-4	8.06121E-4
Ni	6.28118E-3	6.25644E-3	6.01543E-3		
H	1.64090E-5	1.71678E-5	1.67884E-5	1.61814E-5	1.64090E-5
Si	7.32537E-4	6.64506E-4	6.91645E-4	7.13468E-4	7.76061E-4
Mo + Nb	1.16896E-3		8.45943E-6	2.21331E-6	9.80463E-6
Al			1.69503E-6	2.58507E-6	1.69503E-6
Ni + Ti			8.63784E-6	5.95201E-3	6.15244E-3
Cu				6.46895E-6	5.87802E-6

Table 3.3. Continue

(2) 2'nd Region Part 2

(Unit; $10^{24}/\text{cm}^3$)

Type Nuclide	NACL III			
	PUPIN A	PUPIN D	PUPIN E	PUPIN F
C	7.29907E-5	1.00344E-4	4.94300E-5	4.87109E-5
Fe	4.43704E-2	4.28107E-2	4.32242E-2	4.34474E-2
Cr	1.31234E-2	1.22056E-2	1.22821E-2	1.23542E-2
Mo		7.14572E-6	1.48035E-5	1.47370E-5
Mn + Co	9.87696E-4	8.27991E-4	7.56955E-4	7.57977E-4
Ni + Ti	6.44976E-3	5.95181E-3	6.11727E-3	6.15224E-3
H	1.80594E-5	1.72247E-5	1.73765E-5	1.74524E-5
Si	7.05647E-4	7.21977E-4	7.81852E-4	7.84570E-4
Cu		2.40705E-6	2.41909E-6	1.81612E-6
Al		2.58507E-6	2.55672E-6	1.69503E-6

Table 3.3 Continue

(2) 2'nd Region Part 3

(Unit; $10^{24}/\text{cm}^3$)

Type Nuclide	NACL IV				NACL V	
	PUPIN B	PUPIN E	PUPIN F	UO2PIN C	PUPIN B	PUPIN F
C	1.55171E-4	9.02616E-5	8.95420E-5	1.13827E-4	1.55171E-4	8.95420E-5
Fe	4.12854E-2	4.27261E-2	4.29493E-2	4.39188E-2	4.12854E-2	4.29493E-2
Cr	1.17270E-2	1.21727E-2	1.22448E-2	1.30287E-2	1.17270E-2	1.22448E-2
Mn + Co	1.04829E-3	8.12117E-4	8.13139E-4	1.04432E-3	1.04829E-3	8.13139E-4
Ni + Ti	6.25220E-3	5.96011E-3	5.99508E-3	6.30042E-3	6.25220E-3	5.99508E-3
H	1.65987E-5	1.69022E-5	1.69781E-5	1.75851E-5	1.65987E-5	1.69781E-5
Si	7.74575E-4	7.30965E-4	7.33682E-4	6.54751E-4	7.74575E-4	7.33682E-4
Cu		2.41901E-6	1.81612E-6			
Mo + Nb	1.16896E-4	8.52559E-6	8.45943E-6			8.45943E-6
Al		2.55672E-6	1.69503E-6			1.69503E-6

Table 3.3 Continue

(3) 3'rd Region

(Unit; $10^{24}/\text{cm}^3$)

Type Nuclide					
	NACL I	NACL II S	NACL III	NACL IV	NACL V
C	4.29924E-5	4.70580E-5	3.43640E-5	4.34215E-5	3.43447E-5
Fe	1.32363E-2	1.33883E-2	1.29810E-2	1.27400E-2	1.29716E-2
Cr	1.59751E-3	1.61561E-3	1.46918E-3	1.43935E-3	1.46677E-3
Mn	1.48204E-4	1.56389E-4	1.39564E-4	1.42774E-4	1.39357E-4
Ni	7.08338E-4	7.21305E-4	7.18195E-4	6.34885E-4	7.16916E-4
H	1.32177E-5	1.69952E-5	1.44773E-5	1.43830E-5	1.44736E-5
O	4.22156E-6	7.03593E-7	2.34531E-6	2.34531E-6	2.34531E-6
Na + Ca + K	1.57676E-2	1.59302E-2	1.56095E-2	1.57075E-2	1.55714E-2
Si	8.68416E-5	1.03181E-4	8.02542E-5	9.84160E-5	8.01142E-5
Mo			9.10671E-7	9.13044E-7	9.13566E-7
Cu	2.16516E-6	2.16516E-6	2.16516E-6	2.16516E-6	2.16516E-6
Al	1.92947E-6	1.92947E-6	1.92947E-6	1.92947E-6	1.92947E-6

Table 3.4 Energy group structure of 16 groups

Group	Corresponding group in 70 groups of JENDL-2	Energy range
1	1 ~ 2	10.5 ~ 6.5 MeV
2	3 ~ 4	6.5 ~ 4.0
3	5 ~ 6	4.0 ~ 2.5
4	7 ~ 8	2.5 ~ 1.4
5	9 ~ 10	1.4 ~ 0.8
6	11 ~ 13	0.8 ~ 0.4
7	14 ~ 16	0.4 ~ 0.2
8	17 ~ 19	0.2 ~ 0.1
9	20 ~ 22	100 ~ 46.5 keV
10	23 ~ 25	46.5 ~ 21.5
11	26 ~ 28	21.5 ~ 10.0
12	29 ~ 31	10.0 ~ 4.65
13	32 ~ 34	4.65 ~ 2.15
14	35 ~ 37	2.15 ~ 1.00
15	38 ~ 40	1000 ~ 465 eV
16	41 ~ 70	465 ~ thermal

Table 3.5 Effect of application of buckling to cell calculation

	Keff [†]		
	B ² =0	B ² =0.002 cm ⁻² ††	Difference (correction)
Plate	1.003160	1.006220	0.003060
Pin	1.001763	1.002241	0.000478

† Obtained from 16-group RZ diffusion calculation

†† 70-group cell calculations were performed with averaged diffusion coefficient $D_{av} = \frac{2}{3}D_R + \frac{1}{3}D_Z$

Table 3.6 Three-dimensional effect of cell models estimated from 16 group RZ diffusion calculations using cross sections obtained from 1 and 2 dimensional cell calculations[†]

Core	Cell calculation	k_{eff}	Difference (correction)
Plate	1-D*	1.003588	—————
	2-D*	1.003668	0.000080
	3-D	—————	0.000160**
Pin 3A	1-D	1.002923	—————
	2-D	1.003582	0.000659
	3-D	—————	0.000659**

* Sheath is smeared into all plates

** conjectured from the difference of k_{eff} s obtained by using 1 and 2-D cell averaged cross sections

† Cell calculations were performed using region-wise 16 group cross sections

Table 3.7 Transport correction calculated in RZ geometry

Core	k_{eff}		Difference (Δk)
	TWOTRAN-II (S_6P_0)	CITATION	
plate	1.007794	1.003160	0.004634
Pin	1.005773	1.001763	0.004010

Table 3.8 Neutron streaming correction for pin cell core
obtained by using Benoist's and the present
diffusion coefficients

Diffusion coefficient	k_{eff}^*	Difference (correction)
Benoist's D	0.998861	_____
Present D	0.998639	-0.000222

* results were obtained by 16 group RZ diffusion
calculations

Table 3.9 Correction for spatial mesh effect
obtained from 2-D XY diffusion calculations

Core	k_{eff}		Difference
	Coarse mesh calculation	Improved coarse mesh calculation	
Plate	1.123390	1.118413	-0.004977
Pin	1.130309	1.125668	-0.004641

Calculations are performed in 16 groups using one mesh per drawer (coarse mesh calculation) or using the improved coarse mesh method.
Buckling is set to zero.

Table 3.10 k_{eff} for pin and plate geometry CADENZA assemblies

Geometry	3-D diffusion calculation with Benoist's D (16 group)	Correction					Corrected k_{eff}	C/E
		Buckling effect in cell calculation	3-D cell effect	Transport correction	Neutron streaming in pin cells	Spatial mesh correction		
Plate	0.999567	0.003060	0.000160	0.004634	—	-0.004977	1.002444	1.0004
Pin	1.005522	0.000478	0.000659	0.004010	-0.000222	-0.004641	1.005806	1.0048

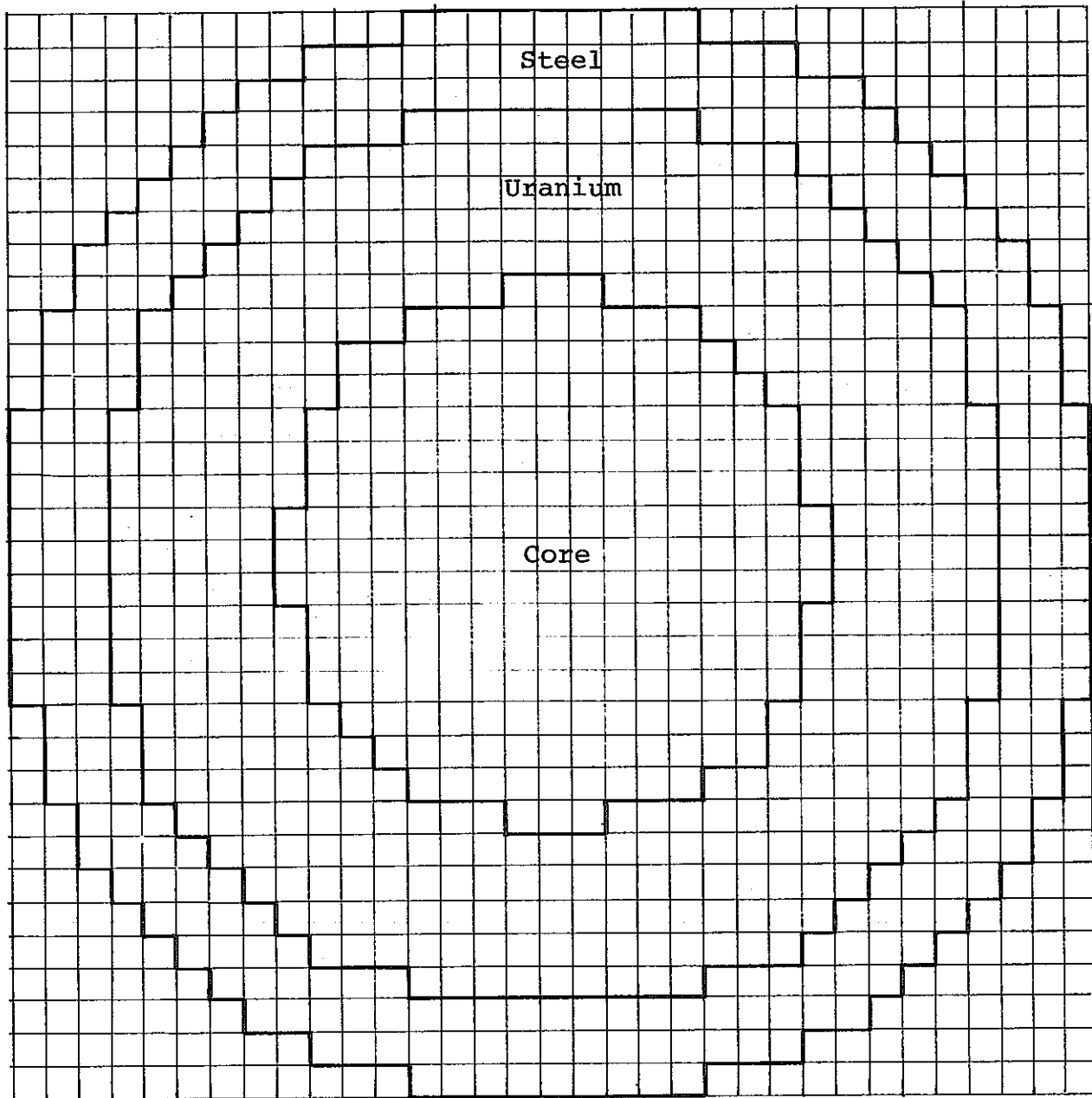


Fig. 3.1 Vertical cross section of Core 22

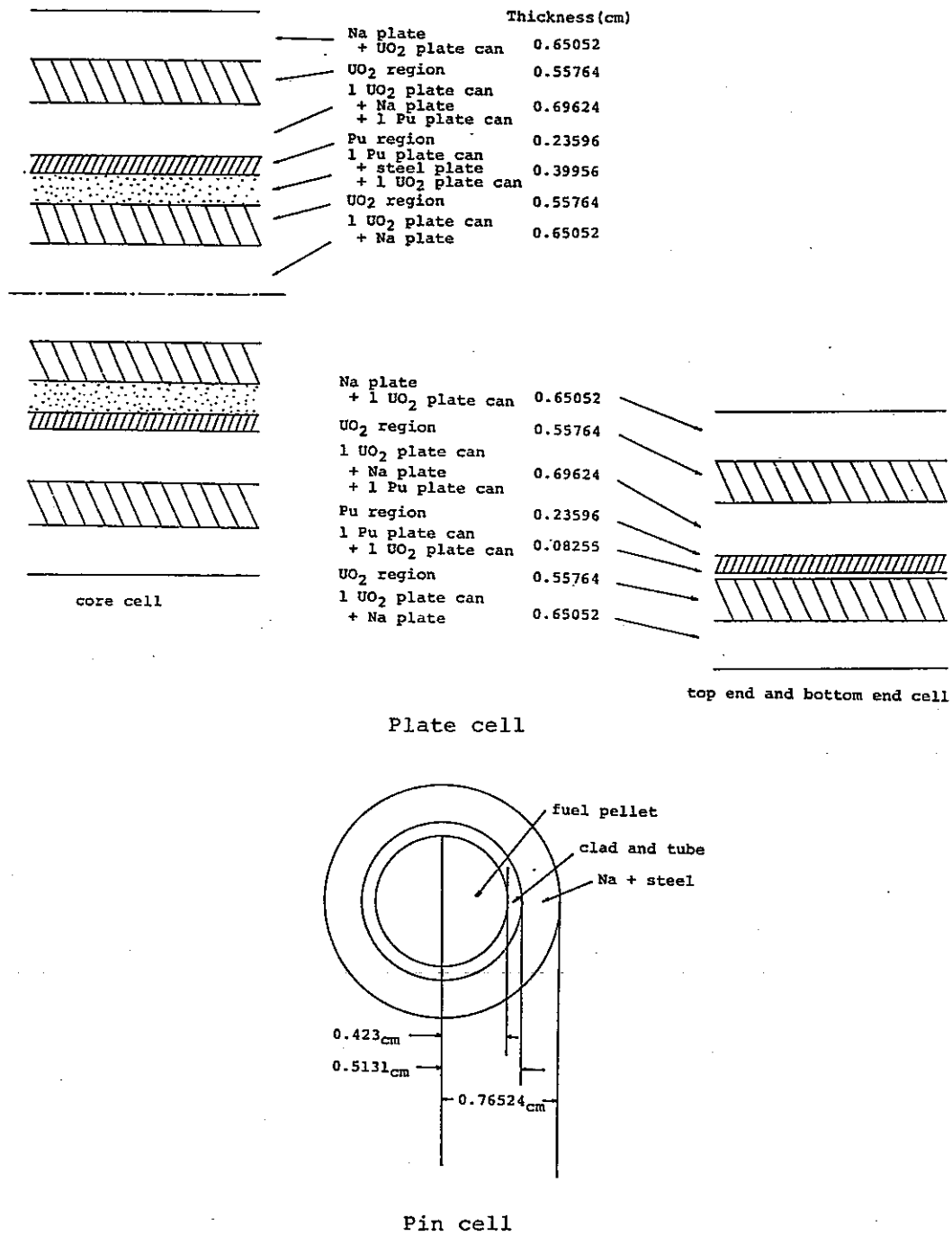


Fig. 3.2 One dimensional models for plate and pin cells

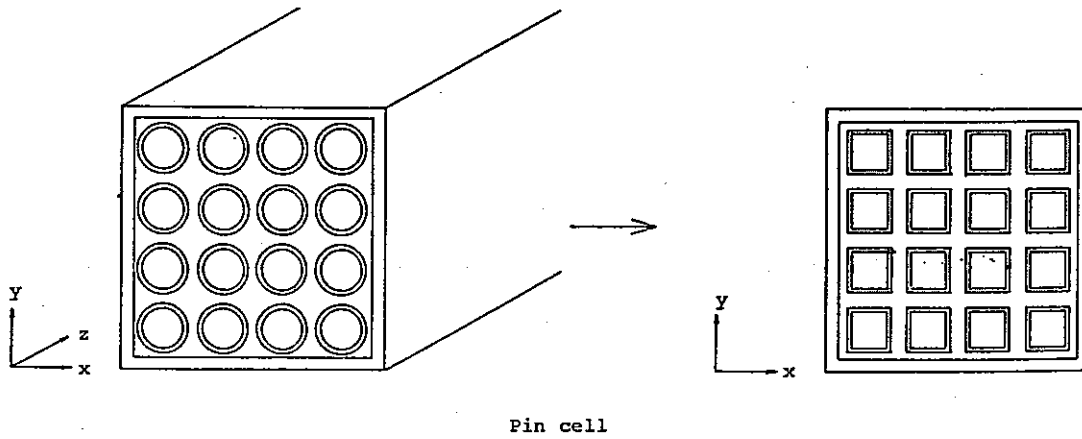
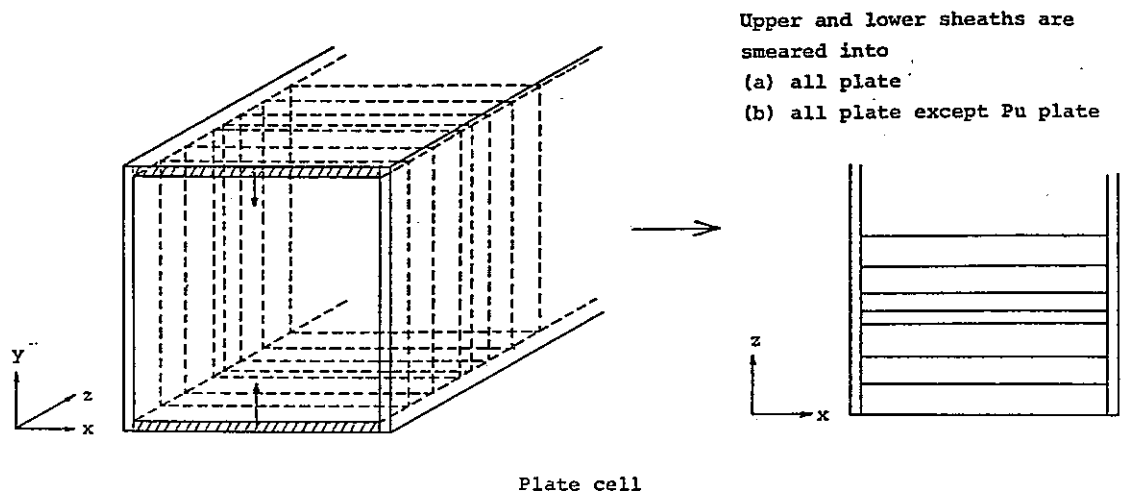


Fig.3.3 Two dimensional models for plate and pin cells

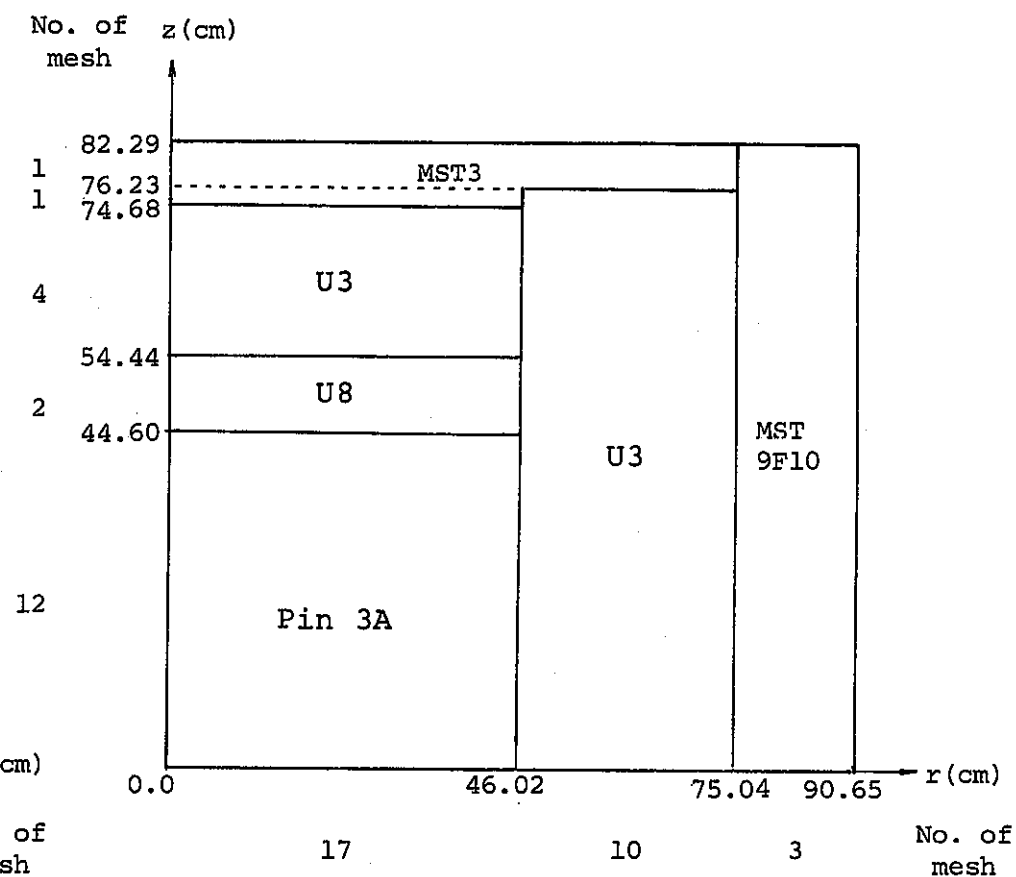
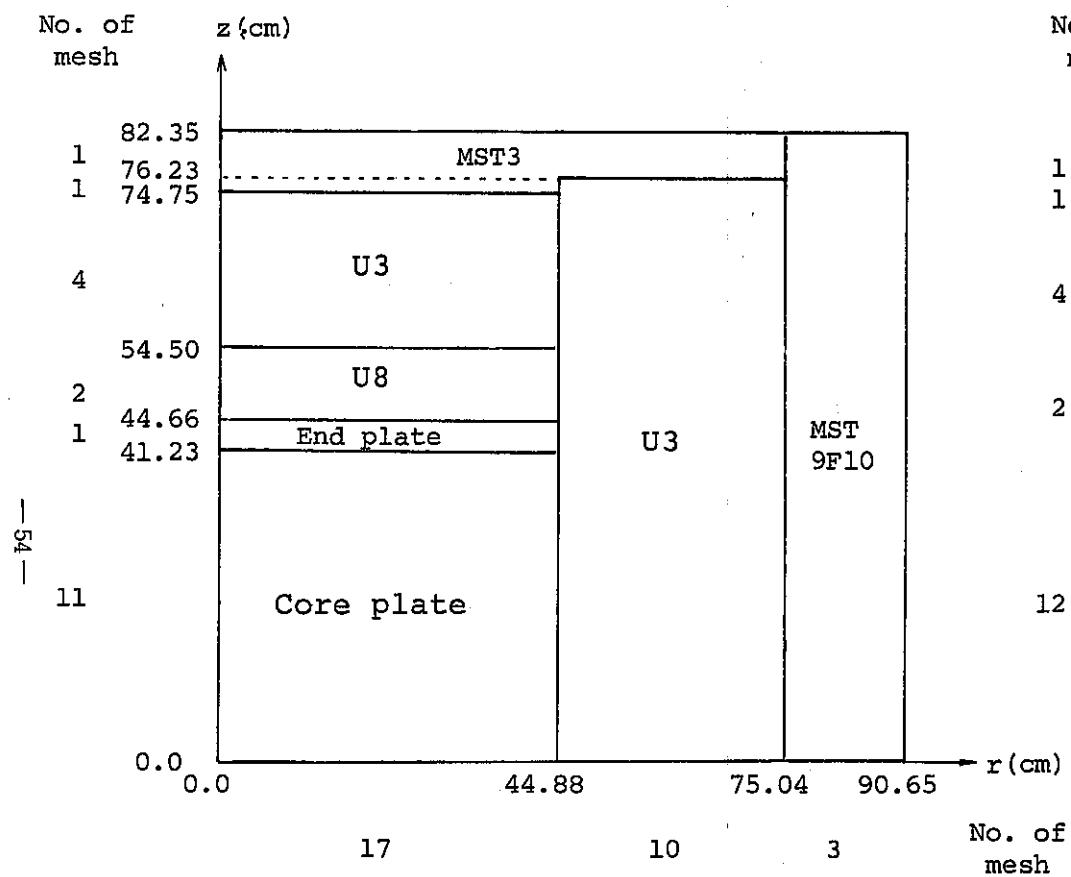


Fig. 3.4 2D R-Z diffusion calculational models of Core 22 and Core 23

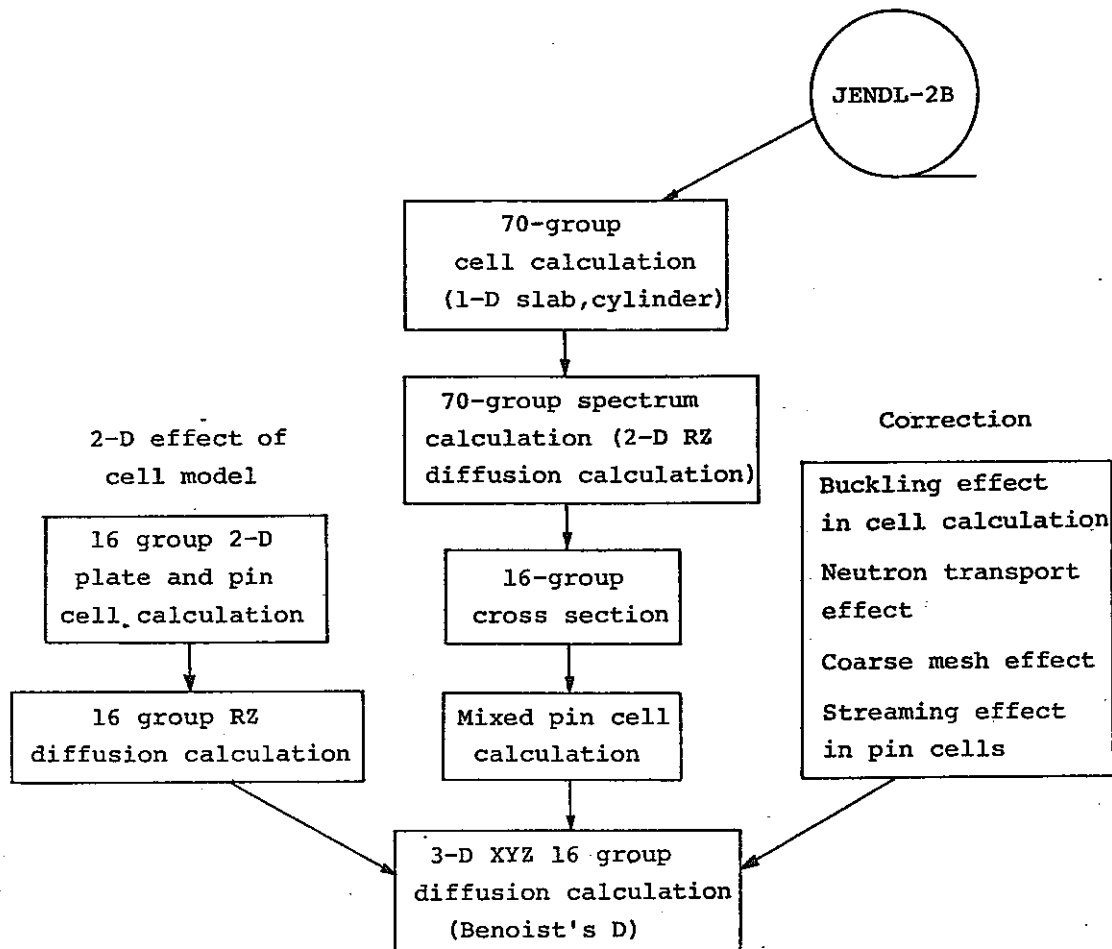


Fig.3.5 Calculational flow diagram

4. 統一拡散係数を用いた拡散計算による Na ボイド反応度のバイヤス因子

ZPPR-9 炉心のゾーンボイド並びに軸方向ボイドマップに対する Na ボイド反応度を Benoist の拡散係数および統一拡散係数を用いて計算し、C/E 値を求めた。JENDL-2B-70 群断面積を用いて CASUP コードにより格子計算を行い、得られた格子平均断面積を炉心スペクトルで16群に縮約した断面積を用いた。一次拡散摂動計算 (16G) により Na ボイド反応度を非洩漏成分、洩漏成分に分けて、それぞれの成分に対するバイヤス因子をゾーンボイド、軸方向ボイドマップに対して求めた。

各パターンに対する洩漏成分を L_i 、非洩漏成分を N_i 、測定値を E_i とすると

$$\sum_i (aL_i + bN_i - E_i)^2 \longrightarrow \text{minimum}$$

となるように最小2乗法によりバイヤス因子 a 、 b を求めた。ゾーン・ボイドの場合、ステップ毎にするか、Cumulative なボイド・パターンを考えるかにより a 、 b が異なるが、その差は小さい。Table 4.1 ~ 4.3 にゾーンボイド、軸方向ボイドマップに対する測定値、一次摂動計算による非洩漏成分、洩漏成分、C/E 値を示す。統一拡散係数はゾーン・ボイドに対してはボイドゾーン境界の Na-out のドロワーと Na-in のドロワーを隣接させた2ドロワーモデル (スラブ体系) を用いて計算した。(Fig. 4.1 参照) 軸方向ボイド・マップに対してはボイド・ドロワーを円筒化し、その囲りを8個分のドロワー (Na-in) で取りまいた円筒モデルを採用した。円筒モデルの場合に各領域は均質化し、中性子ストリーミングの干渉効果である統一拡散係数と通常の拡散係数の比を計算し、この比を Benoist の拡散係数にかけたものを統一拡散係数として用いた。

Table 4.4 に各成分に対するバイヤス因子を比較する。

Benoist の拡散係数を用いると洩漏成分のバイヤス因子 a がゾーンボイドと軸方向マップで大幅に異なり ($0.89 \rightarrow 0.52$) ボイドパターンによりバイヤス因子を変える必要が生じる。統一拡散係数を用いるとその変化分は小さく ($0.97 \rightarrow 0.86$) 各ボイド・パターンに対して Consistent なバイヤス因子が求まる。

補正前の C/E 値に対しては Benoist の拡散係数を用いると、軸方向マップの C/E 値の分散値 (1σ) が大きいですが、統一拡散係数を用いると分散値が約 $1/4$ になっている。補正後の C/E 値の平均値、分散に関しては Benoist の拡散係数、統一拡散係数を用いてもほぼ同じになった。

Table 4. 1 Large Central Zone Voiding Worth in ZPPR-9 (Step Wise)

Step	Void Configuration	Measured Step Worth ϕ/kg	Calculated Step Worth ϕ/kg			C/E	C/E*
			Non-Leakage	Leakage	Net		
1	9 Drawers ± 8 in.	1.045 ± 0.036	1.182	$-0.062^{\dagger}$ $(-0.073)^{\dagger\dagger}$	$1.120^{\dagger}$ $(1.109)^{\dagger\dagger}$	$1.072^{\dagger}$ $(1.061)^{\dagger\dagger}$	$0.94^{\dagger}$ $(0.93)^{\dagger\dagger}$
2	37 Drawers ± 8 in.	0.944 ± 0.021	1.174	-0.060 (-0.073)	1.114 (1.101)	1.180 (1.166)	1.03 (1.03)
3	97 Drawers ± 8 in.	0.921 ± 0.019	1.156	-0.064 (-0.073)	1.092 (1.083)	1.186 (1.176)	1.04 (1.03)
4	97 Drawers ± 16 in.	0.251 ± 0.004	0.731	-0.392 (-0.438)	0.339 (0.293)	1.351 (1.167)	1.05 (1.01)
5	97 Drawers ± 20 in.	-0.365 ± 0.008	0.362	-0.720 (-0.784)	-0.358 (-0.442)	0.981 (1.156)	1.04 (1.04)
6	97 Drawers ± 27 in.	-0.266 ± 0.006	0.149	-0.398 (-0.414)	-0.249 (-0.265)	0.936 (0.996)	0.96 (0.89)

* These were obtained after the correction by means of the bias factors; $a=0.97$, $b=0.88$ when using the unified D and $a=0.89$, $b=0.88$ when using Benoist's D.

† Using the unified D.

†† Using Benoist's D.

Table 4. 2 Large Central Zone Voiding Worth in ZPPR-9 (Cumulative)

Void Configuration	Measured Worth ϕ/kg	Calculated Worth ϕ/kg			C/E	C/E *
		Non-Leakage	Leakage	Net		
9 Drawers ± 8 in.	1.04 ± 0.02	1.182	$-0.062^{\dagger}$ $(-0.073)^{\dagger\dagger}$	$1.120^{\dagger}$ $(1.109)^{\dagger\dagger}$	$1.08^{\dagger}$ $(1.07)^{\dagger\dagger}$	$0.95^{\dagger}$ $(0.94)^{\dagger\dagger}$
37 Drawers ± 8 in.	0.97 ± 0.02	1.176	-0.061 (-0.073)	1.115 (1.103)	1.15 (1.13)	1.02 (1.01)
97 Drawers ± 8 in.	0.94 ± 0.02	1.164	-0.063 (-0.073)	1.101 (1.091)	1.17 (1.16)	1.02 (1.02)
97 Drawers ± 16 in.	0.60 ± 0.02	0.947	-0.227 (-0.256)	0.720 (0.691)	1.20 (1.15)	1.02 (1.00)
97 Drawers ± 20 in.	0.41 ± 0.01	0.833	-0.324 (-0.359)	0.509 (0.474)	1.24 (1.15)	1.00 (0.95)
97 Drawers ± 27 in.	0.23 ± 0.01	0.655	-0.343 (-0.373)	0.312 (0.282)	1.35 (1.13)	1.04 (1.00)

* These were obtained after the correction by means of the bias factors; $a=1.04$, $b=0.89$ when using the unified D and $a=0.96$, $b=0.90$ when using Benoist's D.

$\dagger$ Using the unified D.

$\dagger\dagger$ Using Benoist's D.

Table 4. 3 Axial Void Map in ZPPR-9

Axial Position cm	Measured Worth ¢/kg	Calculated Worth ¢/kg			C/E	C/E*
		Non-Leakage	Leakage	Net		
2.54	1.52±0.06 ^{s**}	1.130	-0.0003 [†] (-0.001) ^{††}	1.130 [†] (1.129) ^{††}	0.74 [†] (0.74) ^{††}	0.66 [†] (0.66) ^{††}
5.08	0.99±0.02 ^s	1.124	-0.009 (-0.010)	1.115 (1.114)	1.13 (1.12)	1.00 (1.01)
7.62	0.95±0.04 ^s	1.109	-0.015 (-0.027)	1.094 (1.082)	1.15 (1.14)	1.02 (1.02)
10.16	1.01±0.04	1.055	-0.055 (-0.087)	1.000 (0.968)	0.99 (0.96)	0.88 (0.88)
15.24	0.88±0.02 ^s	1.018	-0.083 (-0.128)	0.935 (0.890)	1.07 (1.01)	0.95 (0.95)
20.32	0.72±0.03	0.926	-0.129 (-0.230)	0.797 (0.696)	1.11 (0.97)	0.99 (0.99)
22.86	0.66±0.04	0.872	-0.165 (-0.290)	0.707 (0.582)	1.08 (0.88)	0.95 (0.95)
27.94	0.38±0.04 ^s	0.755	-0.268 (-0.423)	0.487 (0.332)	1.29 (0.87)	1.16 (1.18)
30.48	0.29±0.03 ^s	0.692	-0.290 (-0.494)	0.402 (0.198)	1.38 (0.69)	1.28 (1.24)
33.02	0.26±0.01	0.629	-0.327 (-0.567)	0.302 (0.062)	1.15 (0.24)	1.08 (1.04)
33.02	0.20±0.04 ^s	0.629	-0.327 (-0.567)	0.302 (0.062)	1.50 (0.31)	1.40 (1.35)
38.10	0.05±0.04 ^s	0.505	-0.435 (-0.713)	0.070 (-0.208)	1.40 (-4.16)	1.50 (1.58)
40.64	-0.15±0.03	0.446	-0.451 (-0.783)	-0.005 (-0.337)	0.03 (2.25)	-0.06 (0.07)
43.18	-0.09±0.04 ^s	0.390	-0.519 (-0.848)	-0.129 (-0.458)	1.43 (5.09)	1.10 (1.04)
48.26	-0.13±0.04 ^s	0.293	-0.569 (-0.957)	-0.276 (-0.664)	2.12 (5.11)	1.77 (1.85)
50.80	-0.30±0.03	0.253	-0.599 (-0.994)	-0.346 (-0.741)	1.15 (2.47)	0.97 (0.97)
58.42	-0.14±0.03 ^s	0.281	-0.620 (-0.995)	-0.339 (-0.714)	2.42 (5.10)	2.00 (1.93)

* These were obtained after the correction by means of the bias factors; a=0.86, b=0.89 when using the unified D and a=0.52, b=0.89 when using Benoist's D.

** This case was excluded when determining the bias factors.

† Using the unified D.

†† Using Benoist's D.

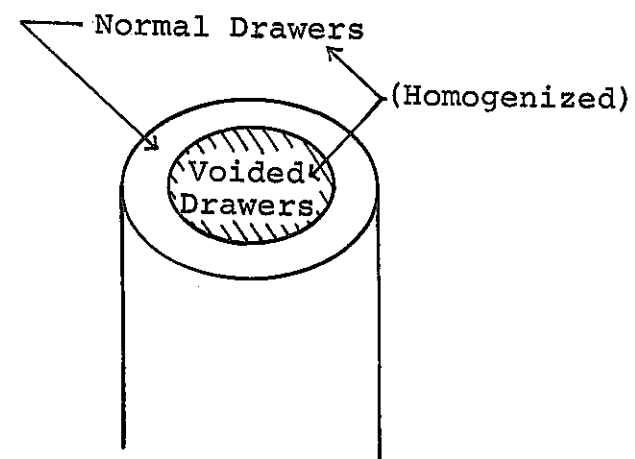
Table 4. 4 Biasing Factors for Void Worth in ZPPR-9

	Diffusion Coefficient	Biasing Factors		C/E	C/E*
		Leakage (a)	Non-Leakage (b)		
Large Zone Voiding (Step Wise)	Unified D	0.97	0.88	1.118 ±0.140	1.010 ±0.043
	Benoist's D	0.89	0.88	1.120 ±0.068	0.988 ±0.057
Axial Void Map	Unified D	0.86	0.89	1.275 ±0.496	1.124 ±0.516
	Benoist's D	0.52	0.89	1.503 ±2.207	1.128 ±0.416

* After biased.

Normal Drawer (Hetero- geneous)	Voided Drawer (Hetero- geneous)
--	--

Used for Large Zone Voiding



Used for Axial Void Map

Fig. 4. 1 Multi-Drwaer Cell Models for Calculating the Unified Diffusion Coefficient

5. マルチドロワー格子モデルによる格子計算法の検討

JUPITER 実験解析において²³⁸U核分裂反応率分布のC/E値は炉心-ブランケット境界において約10%ものギャップを生じる事が指摘された。この問題はブランケット燃料を炉内に含む非均質炉心ではより重要になり、核特性量の計算法の見直しが必要になると思われる。本節においては炉心燃料とブランケット燃料から構成されるマルチドロワーモデルを用いて格子計算法の検討を行う。通常の炉心解析では個々のドロワーの格子平均群定数を無限格子モデル（格子表面での正味の中性子流を零と仮定したモデル）により求めるため共鳴の自己遮蔽因子に対する他格子との干渉効果並びに格子内中性子束分布に対する干渉効果を取り入れる事ができない。ここではマルチドロワーモデルにより、この無限格子モデルの適用性を調べる。さらに、干渉効果を取り扱うにはどの格子モデルが有効かを調べる。

計算に使用した炉心燃料ドロワー並びにブランケット燃料ドロワーの平板モデルをFig. 5.1に示す。炉心燃料ドロワー内にはZPPR燃料プレートが2枚入っていて、これらのドロワーは共に対称な格子である。このドロワーをFig.5.1に示すように配置したマルチドロワーを考え、マルチドロワーを対称にして格子計算を行なった。モデル1は燃料ドロワー、ブランケットドロワーを互にその隣りに配置したモデルであり、マルチドロワーモデルとしてはそれぞれの $\frac{1}{2}$ をくっ付けた格子を採用し、格子表面で反射条件を使う。モデル2及び3は燃料ドロワー、ブランケットドロワーがそれぞれ2個或いは3個づつかためて配置されたモデルである。

モデル1～3のマルチドロワーを対称として70群格子計算をCASUPコードにより実行した。断面積セットとしてはJENDL-2B-70群セットを用いた。とくにモデル3については次の輸送計算法を用いマルチドロワーの k_{∞} 並びに反応率分布を計算し、結果を比較検討した。

方法1：モデル3のプレート配置をそのままCASUPで取り扱って各プレート並びにドロワー平均の70群中性子束分布並びに断面積を計算しドロワーごとの反応率分布を求める。これを基準計算として用いる。

方法2：各ドロワー平均群定数を無限格子計算により求め、これを用いてモデル3の体系で70群中性子束分布を衝突確率法に基づき計算する。この際、空間メッシュ数としては方法1とほぼ同じく1ドロワー当り10個（炉心燃料ドロワーに対し）及び8個（ブランケットドロワー）取り、メッシュ数の

違いによる効果を取り除いた。

方法 3 : モデル 3 の炉心燃料とブランケット燃料が互に隣接している所ではモデル 1 の格子計算で得られた格子群定数を用い、その他のドロワーに対しては無限格子計算による群定数を用いて衝突確率法によりマルチドロワー内中性子束分布を計算する。メッシュ数に関しては方法 2 と同一とした。

方法 4 : 基準計算方法である方法 1 により各ドロワー平均の 70 群定数を求め、この定数を用いて再度マルチドロワーの中性子束分布を衝突確率法により計算し各ドロワー平均反応率を求める。この結果と方法 1 の結果の差は格子均質化の効果を示す。

モデル 1, 2 では方法 1 と 4 の違いについてのみ検討した。Table 5.1 にマルチドロワーの k_{∞} 値を示す。この表よりモデル 3 では無限格子定数を用いた計算法 2 は k_{∞} を約 0.3 % $\Delta k/k$ 過小評価する事がわかる。

この原因を説明するため Fig. 5.2 に各格子モデルに対する第 5 群 (4 MeV ~ 3.1 MeV) の炉心燃料ドロワー内の規格化した中性子束分布を示す。モデル 1 では両境界でブランケットに接するため中性子束の傾きが格子端で大きくなっている。モデル 2 では右側でブランケットに接しているため、この付近でモデル 1 の結果と似た分布を示す。モデル 3 の中性子分布はブランケットに接する燃料ドロワーに対する結果であり、モデル 2 の結果と似た分布である。Fig. 5.3 に第 5 群および第 40 群 (598 eV ~ 465 eV) の格子内対称プレートの中性子束分布を平均した 1/2 格子内の中性子束分布を燃料及びブランケットに対して示す。この図より無限格子計算では高速群での燃料プレートの中性子束分布のピーキングを過小評価している事がわかる。このピーキングの過小評価は無限格子計算では、 $k_{\infty} = 1.69$ と大きくなっているため核分裂割合が抑えられている事と先程示したようなブランケットへの中性子流れこみに起因している。このピーキングの過小評価により無限格子群定数を用いるとマルチドロワーの k_{∞} は過小評価される (方法 2 の結果)。また、この定数を 1 部用いた方法 3 の結果は方法 4 に比べ k_{∞} はわずかながら小さい。また、Table 5.1 よりモデル 1 → 3 に大きくなるに従い k_{∞} が増加する事がわかる。(モデル 1 ~ 3 は均質組成は全く同一のマルチドロワーである。) Table 5.2 にモデル 1 ~ 3 のマルチドロワー内の核分裂並びに吸収率に対する各ドロワーの寄与を示す。モデルが 1 → 3 変るに従って燃料ドロワーの吸収率の変化は少ないが核分裂率の占める割合が大きくなる。このためモデル 1 → 3 で k_{∞} の増加が生じる。さらに、方法 1 と方法 4 によるモデル 1 のドロワー平均中性子束を比べるとブランケッ

トで方法4は高速群中性子束を過大評価し (Fig. 5.4), 燃料格子で過小評価している。このブランケットにおける高速群中性子の過大評価により, 均質化法 (方法4) の k_{∞} は基準計算にくらべて大きくなる。

Table 5.3 にモデル3に対する各方法で計算した ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu の各ドロワー平均の吸収および核分裂率分布の基準計算 (方法1) からの差を%単位で示す。この表より ^{238}U 核分裂率を方法2により計算すると炉心燃料とブランケットの間で6%もの誤差を生じる事がわかる。方法3を用いるとこの誤差は大幅に改善される。この原因を調べるために各モデルで計算された格子平均の ^{238}U 核分裂断面積をTable 5.4に示す。高速群では無限格子計算による断面積はブランケットに接する燃料で約5%過小評価, 燃料に接するブランケット約2%過大評価している。この傾向は燃料-ブランケット境界付近のみならず1ドロワー離れた格子に対しても見られる。 ^{238}U 断面積の違いはFig 5.2により説明される。即ち燃料では ^{238}U は ZPPR 燃料にのみ含まれており, そこで高エネルギー領域の中性子束分布は無限格子計算では過小評価されているためである。

以上の数値計算結果により次の事がわかった。

- (1) JUPITER 実験解析における炉心-ブランケット境界での ^{238}U 核分裂率分布の C/E 値のくい違いは無限格子計算による群定数を炉心計算に用いたためである。
- (2) これを解決するためにはマルチドロワーモデル (今回の場合方法3で十分である) により各ドロワーの群定数を計算し, 炉心計算にこの定数を用いるとよい。
- (3) マルチドロワーモデルを用いると均質化による誤差は少ない (方法1と方法4の差)。

Table 5.1 k-infinity for multi-drawer cell models

Methods	Multi-drawer cell model		
	1	2	3
1	1.08656	1.08867	1.09551
2	————	————	1.09185
3	————	————	1.09574
4	1.08647	1.08917	1.09626

k-infinity calculated from infinite cell calculations:

1.69427 for core fuel drawer
0.269951 for blanket drawer

Table 5.2 Contribution of each drawer to total absorption and fission rates for models 1, 2 and 3

Model	Reaction rates	F(2)	F(1)	B(1)	B(2)	F ^{**}	B ^{**}
1	Absorption		60.36	39.64		60.36	39.64
	Fission		88.65	11.35		88.65	11.35
2	Absorption		30.18 *	19.82 *		60.36	39.64
	Fission		44.85	5.15		89.70	10.30
3	Absorption	20.07	20.18 *	13.21 *	13.15	60.43	39.57
	Fission	30.61	30.11	3.25	2.67	90.83	9.17

F(2) ; Fuel drawer apart from blanket drawer

F(1) ; Fuel drawer adjacent to blanket drawer

B(1) ; Blanket drawer adjacent to fuel drawer

B(2) ; Blanket drawer apart from fuel drawer

* ; There is one more symmetric drawer

** ; Contribution of drawer type

Table 5.3 Percent difference of microscopic reaction rates distribution calculated by each method from reference result

Nuclide	Reaction rates	Method	F(2)	F(1)*	B(1)*	B(2)
U-235	Capture	1	14.76	15.39	17.90	18.65
		2	0.21	0.20	-0.22	-0.08
		3	0.34	0.42	-0.33	-0.33
		4	0.40	0.33	-0.33	-0.24
	Fission	1	15.93	16.17	17.16	17.42
		2	-0.04	-0.11	0.07	0.12
		3	-0.08	0.39	-0.23	-0.21
		4	0.28	0.21	-0.22	-0.20
U-238	Capture	1	16.25	16.59	16.77	17.02
		2	-0.02	0.30	-0.30	0.03
		3	0.01	-0.07	0.14	-0.15
		4	0.17	0.15	-0.15	-0.14
	Fission	1	24.14	21.80	11.56	9.16
		2	-0.71	-2.38	4.06	2.97
		3	-2.63	1.15	0.24	0.85
		4	0.14	-0.38	0.64	-0.15
Pu-239	Capture	1	13.03	13.68	19.46	20.69
		2	0.27	0.59	-0.40	-0.20
		3	0.71	0.44	-0.41	-0.25
		4	0.57	0.52	-0.41	-0.26
	Fission	1	16.38	16.27	17.02	17.05
		2	-0.13	-0.20	0.17	0.18
		3	-0.26	0.45	-0.19	-0.22
		4	0.27	0.18	-0.20	-0.22

* ; There is one more symmetric drawer

Method 1 ; Reaction rate distribution

Table 5.4 Cell-averaged U-238 fission cross section for
representative groups obtained by various cell models

Group	Model	F(2)	F(1)	B(1)	B(2)
1	Inf.		1.11237	1.01988	
	1		1.19196	9.96550E-1	
	2		1.17200	9.98915E-1	
	3	1.14629	1.16558	9.98975E-1	1.00286
5	Inf.		5.98567E-1	5.58980E-1	
	1		6.40211E-1	5.47249E-1	
	2		6.29746E-1	5.48349E-1	
	3	6.16215E-1	6.26013E-1	5.48362E-1	5.50218E-1
10	Inf.		1.58171E-2	1.55545E-2	
	1		1.63585E-2	1.54176E-2	
	2		1.62658E-2	1.54260E-2	
	3	1.61240E-2	1.62131E-2	1.54256E-2	1.54375E-2

Inf. ; Infinite cell model

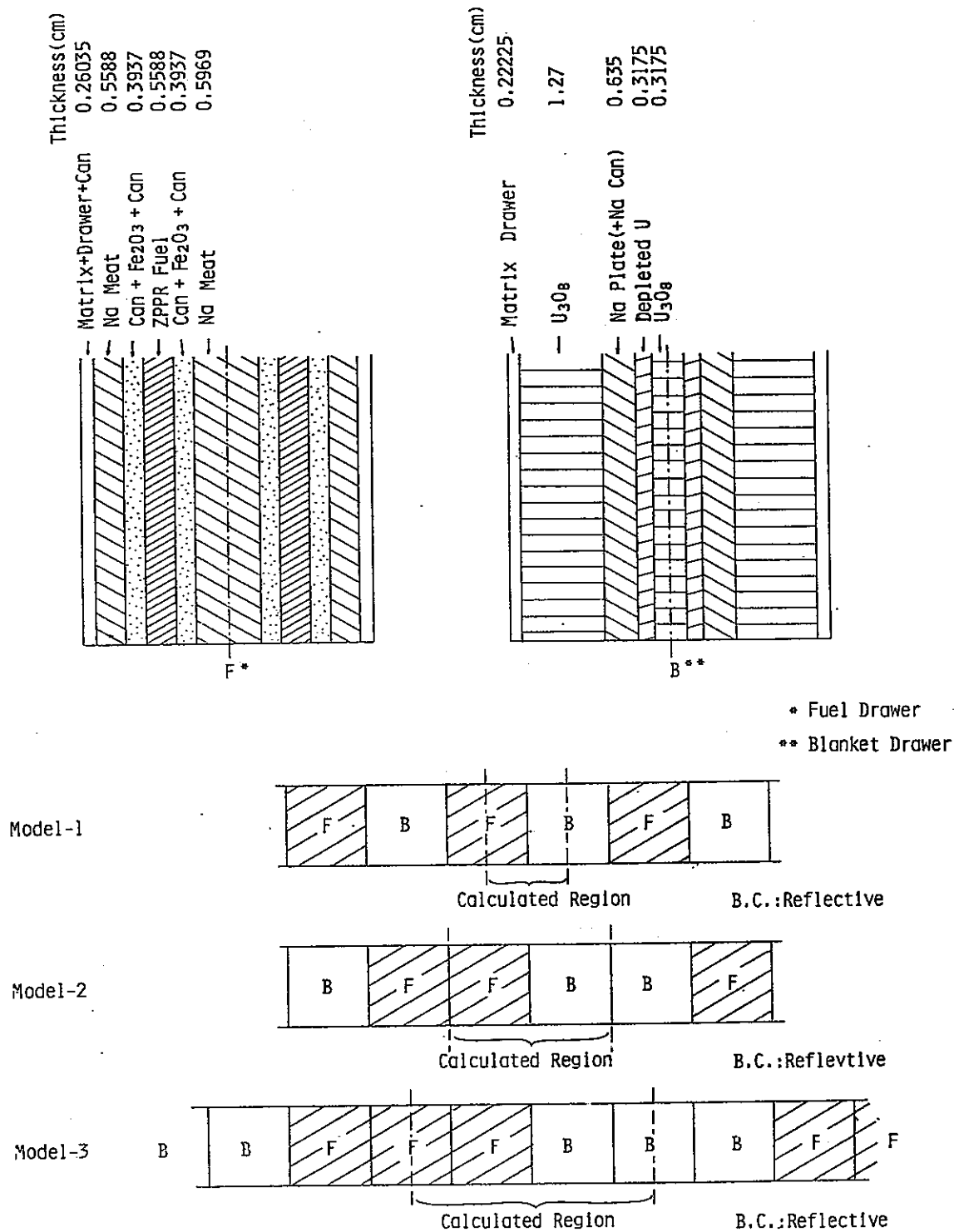


Fig. 5.1 Multi Drawer Model Used in Cell Calculations

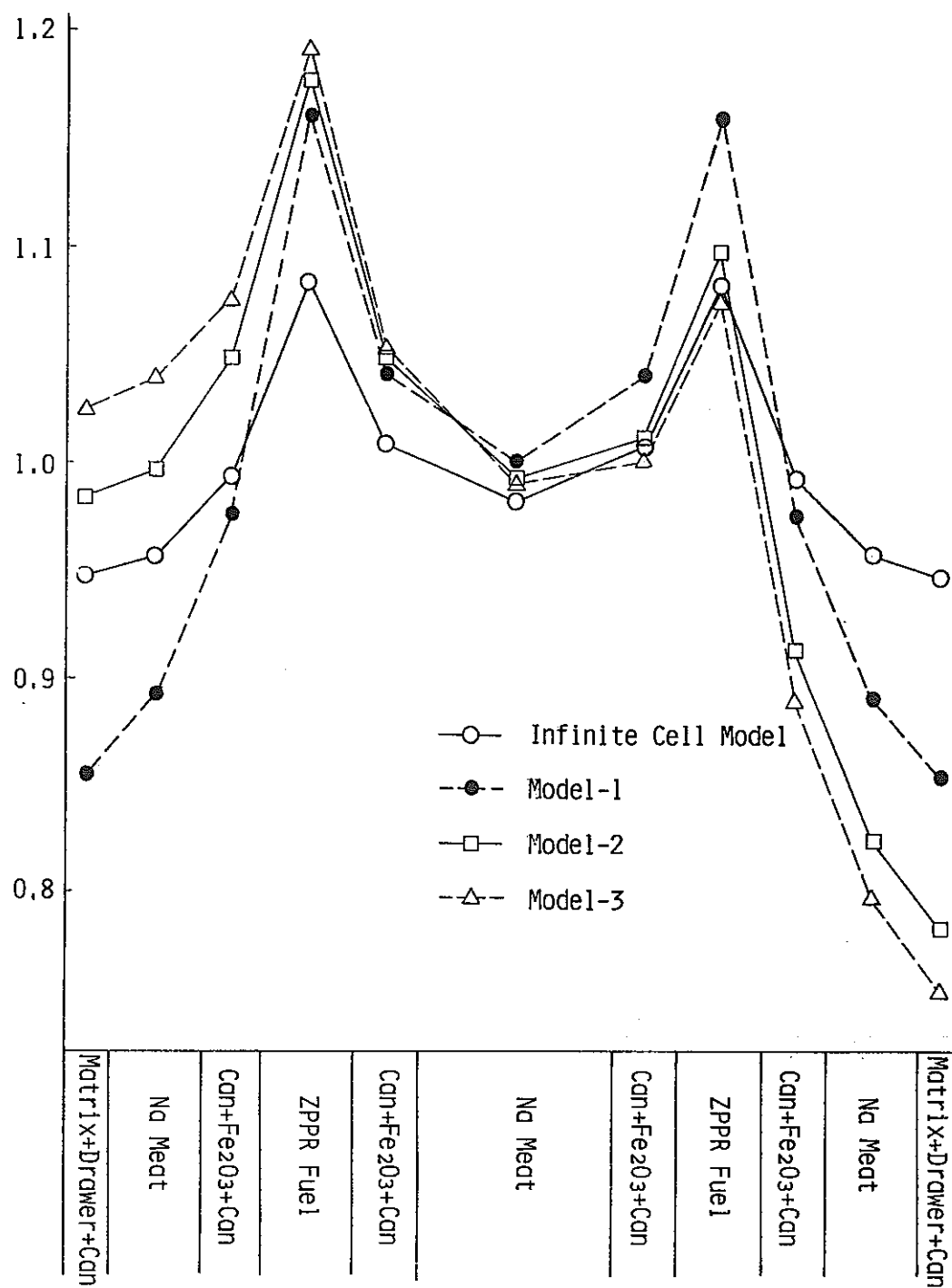


Fig. 5.2 Flux Distribution of the 5th Group (4.0 ~ 3.1 MeV)
in Fuel Drawer

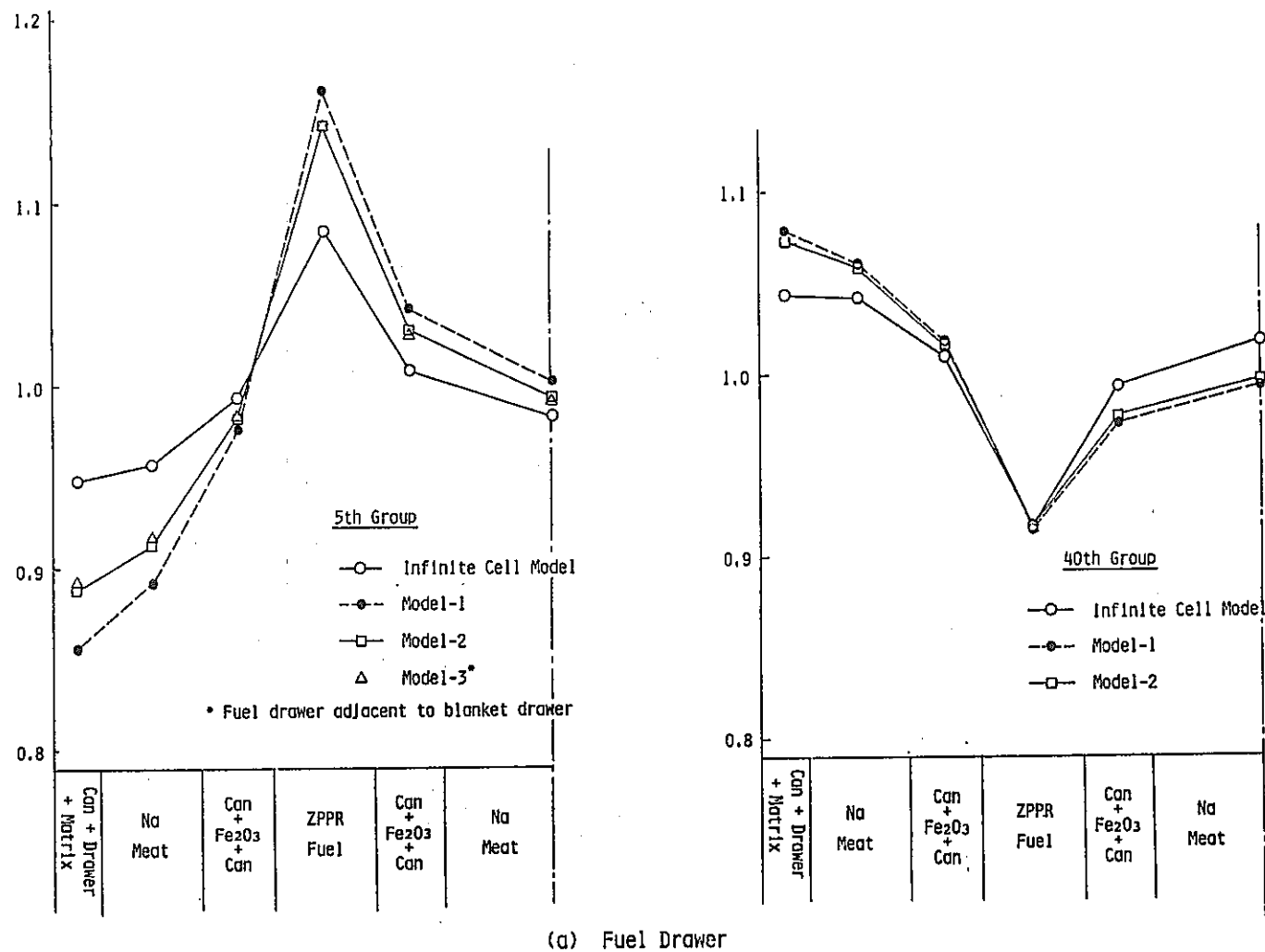
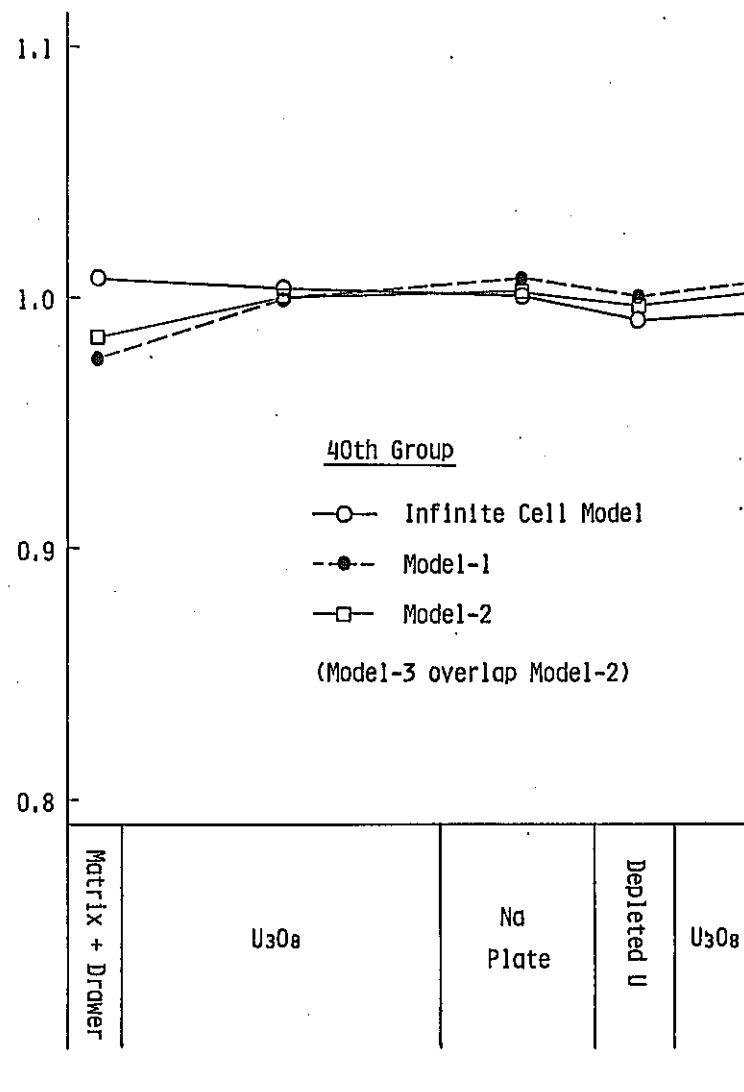
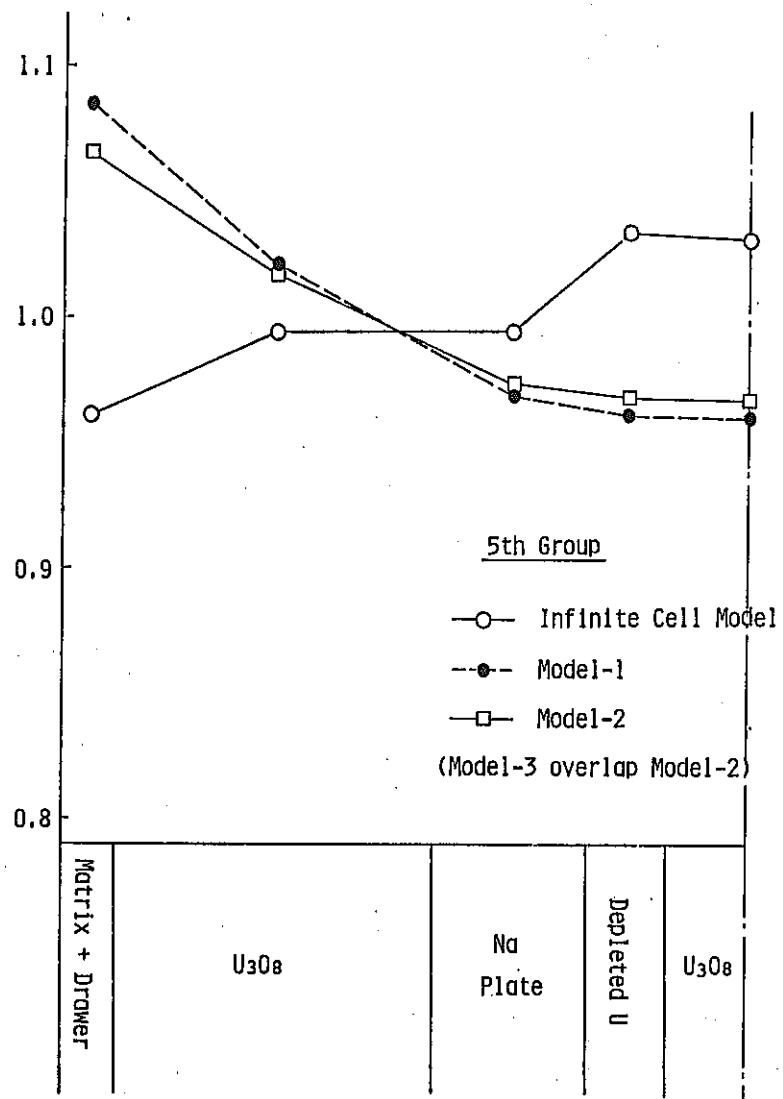


Fig. 5.3 Flux Distribution in Fuel and Blanket Drawer



(b) Blanket Drawer

Fig. 5.3 Continued

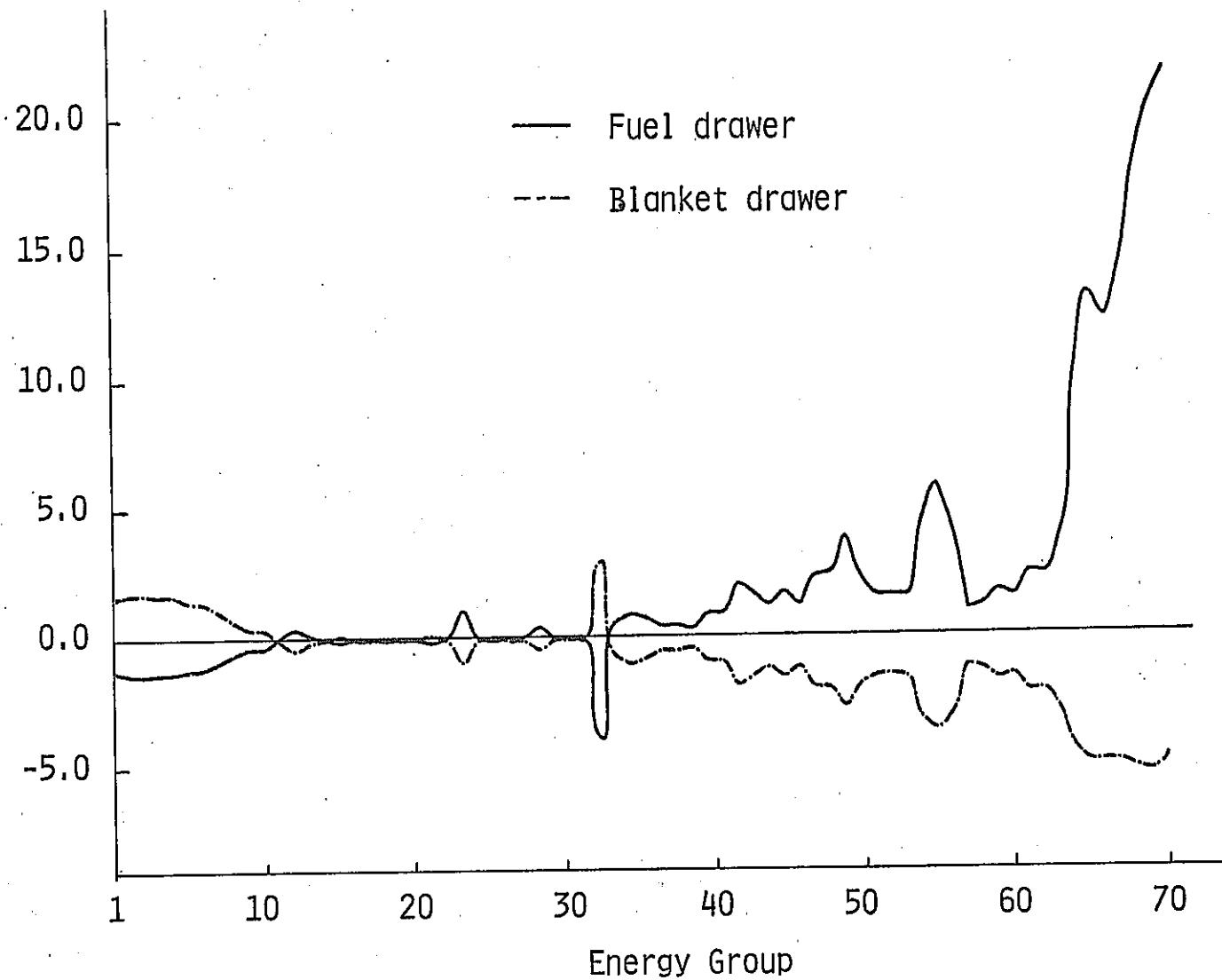


Fig. 5.4 Percent difference of flux distribution
for Methods 1 and 4 for Model 1

6. 3次元 S_N 計算コードの加速法

炉心核特性の詳細計算並びに2次元輸送計算の適用性のチェックのために3次元 S_N 計算コードを開発する事が望ましい。しかし、大型炉を対象とした2次元 S_N 計算でもエネルギー群を10群以上取りメッシュ幅を5 cm程度にすると計算時間は膨大になるので3次元計算の場合には有効な加速収れん法を用いねば収束した解を得にくい。本章では最近注目をあびている拡散合成法を3次元輸送計算の加速法として用いるための理論式の導出並びにコード化のアルゴリズムについての検討を行う。

6.1 解法アルゴリズム

3次元 S_N 計算を行なう場合に問題になるのは、膨大なメモリとCPU時間を必要とすることである。ことに、2次元の場合と比較して、ジオメトリの関係でZ方向が加わった分倍加されるのみならず、角度に関する対称性がなくなるため、中性子束角度分布も8つの象限ですべて記憶させなければならないし、スイープの方向も1回の反復計算で8方向のスイープが必要になる。その結果、必要な記憶容量及びCPU時間は、2次元の場合に比べ大幅に増加する。メモリ容量が大きい計算になると、アクセス時間の遅いランダム・ディスクの使用が不可避になり、この為実際の計算時間はさらに長くなる。この問題点を解決するために、二つの方針を立てて検討中である。

その1つは、 S_N 方程式の解法に非常に有力な拡散合成加速法の適用である。現在、2次元XY体系に適用して実用性を検討中である。詳細な内容は次節に示した。将来3次元へ拡張する予定である。

他の一つは計算機の持つ能力を最大限有効に活用する為のデータ・マネジメントである。特に内側反復計算において頻繁にデータの移動が行なわれ、かつメモリ容量の大半を占める中性子束角度分布のデータ移動をどのように効率よく行なうかが問題になっている。米国ANLのTWOTRANコード⁽⁶⁾は、データ・マネジメントについても非常に巧妙に作られており、今後の指針となると思われるので、現在、このコードを基本にして3次元化を進めている。内側反復計算については、3次元固有のスイープ方式が必要となる為に、新しいサブルーチンを用意する予定である。データ・マネジメントとしては、内側反復計算時に各群数ごとに全体系の変数をランダム・ディスクから読み書きするというTWOTRANと同じレベルで進めてい

るが、将来はさらにz軸、及びy軸方向にブロック化し、さらに大きな体系も扱えるようにする予定である。

Fig. 6.1 に全体のフローを示した。外側反復計算は3次元体系用にTWOTRAN IIの各サブルーチンを改造するのみで、ほぼそのまま用いられる。サブルーチンINITAL, INITQ, FISCALによって各群におけるソース分布が求められ、LCM中にストアされて次の内側反復計算に用いられる。内側反復計算は、3次元体系用に、新しくサブルーチンが用意される。TWOTRAN IIの2次元XYオプションではXY平面に対して対称な体系を扱うために、中性子束角度分布の4つの象限を取り扱うようになっており、スイープの方向もIN-DOWN, IN-UP, OUT-DOWN, OUT-UPの4方向をサブルーチンINとOUTによって行なっている。本コードでは、8象限すべてを扱わねばならないので、中性子束角度分布を扱う場合もスイープの方向は

IN-DOWN-BACK, OUT-DOWN-BACK

IN-UP-BACK, OUT-UP-BACK

IN-DOWN-FRONT, OUT-DOWN-FRONT

IN-UP-FRONT, OUT-UP-FRONT

の8方向を、サブルーチン, INDWN, OUTDWN, INUP, OUTUP によって行なう予定である。

各エネルギー群の中性子束角度分布に関する上記の8方向のスイープが1回行なわれると、スイープ前とスイープ後の中性子束の変化が計算され、拡散合成加速のループにはいる。加速されたソース項を用いて再び8方向のスイープが行なわれる。以上の内側反復計算は、各エネルギー群に対して、あらかじめ決められた回数内で収束条件を満たすまで行なわれる。

6.2 中性子輸送計算の拡散合成加速

3次元輸送計算コードの加速に用いる予定の拡散合成法の原理と計算手順を説明する。拡散合成法は、Alcouffe⁽⁷⁾によって輸送計算の加速に導入されたもので、各回の輸送反復計算による中性子束の変化分（その回の反復の輸送計算で求めた中性子束と前の反復計算で求めた中性子束との差）を入力として用いて、輸送方程式に等価な拡散型方程式を解き、より収束値に近い中性子束を外挿し、次の反復の輸送計算のソース項に用いる方法であり、他の加速法に比べて、反復回数を減らす面

から非常に有効であることが知られている。⁽⁷⁾ 拡散合成法の欠点は輸送計算中に負の中性子束が生じた場合の修正法 (Negative Flux Fixup (NFF)) が採用された場合、この合成法を用いると中性子束が発散しやすい傾向をもっていることである。計算格子が粗メッシュになるほどこの不安定性が顕著にあらわれることが、Larsen⁽⁸⁾ によって 1 次元スラブ体系で具体的に示されている。したがって NFF が生じないような輸送の差分法を用いることが望ましいが、精度の点まで考えると依然として従来のダイヤモンド差分が幅広く用いられている。ここでは、ダイヤモンド差分に基いて 2 次元 XY 体系における加速の方程式と加速手順を示す。これは 3 次元 XYZ 体系に対しても容易に拡張できる。

6.2.1 拡散合成法の原理と手順

はじめに加速を行わない場合の輸送方程式は次式で与えられる。

$$L\underline{\psi}(\underline{r}, \underline{\Omega}) = S\underline{\psi}(\underline{r}, \underline{\Omega}) + \underline{q}(\underline{r}, \underline{\Omega}) \quad (6.1)$$

ここに $\underline{\psi}(\underline{r}, \underline{\Omega})$ は場所 $\underline{r}$ における方向 $\underline{\Omega}$ の各エネルギー群の中性子束 $\psi_g(\underline{r}, \underline{\Omega})$ ($g = 1, \dots, G$) を第 g 成分にもつベクトルで左辺は消滅項 (漏洩および媒質との相互作用)、右辺は散乱項および生成項である。L および S は各々消滅および散乱を表わす演算子であり、具体的には

$$(L\underline{\psi})_g = L_g \psi_g = \underline{\Omega} \cdot \nabla \psi_g(\underline{r}, \underline{\Omega}) + \sigma_{tg}(\underline{r}) \psi_g(\underline{r}, \underline{\Omega}) \quad (6.2a)$$

$$(S\underline{\psi})_g = \sum_g \int d\underline{\Omega}' \sigma_{sg+g}(\underline{r}, \underline{\Omega}' \rightarrow \underline{\Omega}) \psi_g(\underline{r}, \underline{\Omega}') \quad (6.2b)$$

である。反復計算は散乱マトリクスを

$$S = S_s + S_u + S_d \quad (6.3)$$

のように対角部分、狭義上三角部分および狭義下三角部分に分けると次式で記述できる。

$$Q_g^{k+1} = (S_d \underline{\psi}^{k+1})_g + (S_u \underline{\psi}^k)_g + q_g \quad (6.4)$$

$$L_g \psi_g^{k+1, l+1} = S_{sg} \psi_g^{k+1, l} + Q_g^{k+1} \quad (6.5)$$

ここで $\underline{\psi}^{k+1}$ は $(k+1)$ 回目の外側反復で求まる中性子束ベクトルであり、各群の

中性子束角分布は外側反復で (6.4) 式により求めた Q_g^{K+1} を用いて各群ごとの内側反復計算により (6.5) 式を解いて与えられる。ここで $\psi_g^{K+1, \ell+H}$ は第 g 群での $(\ell+1)$ 回目の内側反復で求まる中性子束である。(6.4) 式の右辺 $(k+1)$ 回目の外側反復の量が使われているが、この Q_g の計算で実際に必要なのは ψ_1^{K+1} , $\dots$, ψ_{g-1}^{K+1} だけであり、これらはすでに求められている。

内側反復の加速を考える。(6.5) 式を略記すれば、

$$L\psi^{\ell+1} = S\psi^{\ell} + Q \quad (6.6)$$

となる。反復の演算子 $L^{-1}S$ のスペクトル半径 (固有値の絶対値の最大値) が 1 より小さくなければ解は収束しない。そしてスペクトル半径が 1 より小さければ小さいほど収束が早い。収束を加速するには (6.6) 式で求めた $\psi^{\ell+1}$ をそのまま次の反復に使うのではなく、 ψ の変化をもとに新たな ψ を外挿して次の反復に移る。その意味で (6.6) 式の左辺の ψ は反復の途中の量であり、添字 $(\ell + \frac{1}{2})$ を用いて (6.6) 式を

$$L\psi^{\ell+\frac{1}{2}} = S\psi^{\ell} + Q \quad (6.7)$$

と表わす。即ち $(\ell + \frac{1}{2})$ は S_N 計算により求められた値である事を示す。

(6.7) 式から

$$(L-S)\psi = (L-S)\psi^{\ell+\frac{1}{2}} + S(\psi^{\ell+\frac{1}{2}} - \psi^{\ell}) \quad (6.8)$$

ここで添字のない ψ は収束値を表わす。(6.8) 式の $(L-S)$ の代わりに拡散演算子 K を用いることによって (6.8) 式は収束値 ψ を外挿する $\psi^{\ell+1}$ の満たす式となる。すなわち拡散型加速方程式は

$$K\phi_0^{\ell+1} = K\phi_0^{\ell+\frac{1}{2}} + \int S(\psi^{\ell+\frac{1}{2}} - \psi^{\ell}) d\Omega \quad (6.9)$$

である。

ここで拡散演算子 K は中性子束のゼロ次モーメント ϕ_0 だけに作用するので拡散合成法で実際に加速されるのは中性子束のみである。加速手順はまず (6.7) 式を $\psi^{\ell+\frac{1}{2}}$ について解き、つぎに (6.9) 式の右辺を計算する。そして (6.9) 式を解いて一回の反復を終える。得られた $\phi_0^{\ell+1}$ は次の内側反復の (6.7) 式の右辺ソース項を計算するために用いる。

拡散合成法による外側反復に対する加速は原理的には同様に得られる。すなわち

全群を通じて内側反復で得られた中性子束の前の外側反復の値からの変化分をもとに、多群拡散型加速方程式を解き、その解を用いて(6.4)式のQを外挿する。しかし、外側反復の加速は固有値計算の場合、特に複雑となり、コード化する点でも必ずしも自明ではないので、ここでは扱わない。次節では内側反復の離散加速式を2次元XY体系で導出する。

6.2.2 2次元XY体系での加速方程式の導出

拡散合成法による輸送計算の加速において安定な加速結果を得るには輸送方程式と拡散型加速方程式の間の整合性が必要とされる。これは Alconffe によって最初に指摘され、離散化した加速拡散方程式の導出は離散化した輸送方程式をその差分の構造を保ちつつ、変形することによって達成される。以下に1次元スラブ体系での Larsen⁽⁹⁾の方法を2次元XY体系に拡張し、加速方程式を導出する。(6.7)式に対応して離散化した輸送釣合方程式は

$$\begin{aligned} \frac{\mu_m}{h_i} (\psi_{m,i+\frac{1}{2},j}^{\ell+\frac{1}{2}} - \psi_{m,i-\frac{1}{2},j}^{\ell+\frac{1}{2}}) + \frac{\eta_m}{h_j} (\psi_{m,i,j+\frac{1}{2}}^{\ell+\frac{1}{2}} - \psi_{m,i,j-\frac{1}{2}}^{\ell+\frac{1}{2}}) + \sigma_{t,ij} \psi_{m,ij}^{\ell+\frac{1}{2}} \\ = \sum_{n=0}^N (2n+1) \sigma_{s,ij} \sum_{k=0}^n R_{nm}^k \phi_{n,ij}^{k\ell} + Q_{m,ij} \end{aligned} \quad (6.10)$$

ここで ψ_m は方向mの中性子束で(i, j)は空間格子を表わし、半整数は格子境界上の量であることを示す。 ℓ は前と同様に反復回数を示す。 μ_m, η_m は方向mの単位ベクトル Ω_m の、xおよびy方向の成分である。 R_{nm}^k は方向mに対する球面調和関数値、 $\phi_{n,ij}^k$ は中性子束の角度モーメントで

$$\phi_{n,ij}^k = \sum_m R_{nm}^k \psi_{m,ij} w_m \quad (6.11)$$

w_m は方向mの荷重であり、次のように規格化されている。

$$\sum_m w_m = 1 \quad (6.12)$$

ダイヤモンド差分式は

$$\psi_{m,ij}^{\ell+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} (\psi_{m,i+\frac{1}{2},j}^{\ell+\frac{1}{2}} + \psi_{m,i-\frac{1}{2},j}^{\ell+\frac{1}{2}}) \quad (6.13a)$$

$$= \frac{1}{2} (\psi_{m,i,j+\frac{1}{2}}^{\ell+\frac{1}{2}} + \psi_{m,i,j-\frac{1}{2}}^{\ell+\frac{1}{2}}) \quad (6.13b)$$

である。

加速の式は P_1 方程式から導かれる。これは拡散近似が P_1 近似から導かれたのと同様である。そこで (6.10) 式の次の三つのモーメントをとる。

$$L_0^0 = \sum_m R_{0m}^0 w_m = \sum_m w_m \quad (6.14a)$$

$$L_1^0 = \sum_m R_{1m}^0 w_m = \sum_m w_m \mu_m \quad (6.14b)$$

$$L_1^1 = \sum_m R_{1m}^1 w_m = \sum_m w_m \eta_m \quad (6.14c)$$

得られる三つの式の中には二次以上の高次の中性子束のモーメントが現われるが、それらの項は P_1 近似が輸送厳密解となるような状況ではゼロとなる。加速の過程で外挿する量はこれら以外のゼロ次及び一次のモーメントだけである。これらの量は次の内側反復のソースとして用いられるので、添字を $(\ell + \frac{1}{2})$ あるいは ℓ から $(\ell + 1)$ に置き換える。置き換えた式からもとの式を差し引くと高次モーメントは消え次式を得る。

$$\begin{aligned} & \frac{1}{h_i} (f_{li+\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1} - f_{li-\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1}) + \frac{1}{h_j} (f_{lij+\frac{1}{2}}^{1,\ell+1} - f_{lij-\frac{1}{2}}^{1,\ell+1}) \\ & + (\sigma_{tij} - \sigma_{soij}) (\phi_{0ij}^{0,\ell+1} - \phi_{0ij}^{0,\ell+\frac{1}{2}}) = \sigma_{soij} (\phi_{0ij}^{0,\ell+\frac{1}{2}} - \phi_{0ij}^{0\ell}) \end{aligned} \quad (6.15a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1}{3h_i} (f_{0i+\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1} - f_{0i-\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1}) + (\sigma_{tij} - \sigma_{slij}) (\phi_{lij}^{0,\ell+1} - \phi_{lij}^{0,\ell+\frac{1}{2}}) \\ & = \sigma_{slij} (\phi_{lij}^{0,\ell+\frac{1}{2}} - \phi_{lij}^{0\ell}) \end{aligned} \quad (6.15b)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1}{3h_j} (f_{0i+\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1} - f_{0i-\frac{1}{2}j}^{0,\ell+1}) + (\sigma_{tij} - \sigma_{slij}) (\phi_{lij}^{1,\ell+1} - \phi_{lij}^{1,\ell+\frac{1}{2}}) \\ & = \sigma_{slij} (\phi_{lij}^{1,\ell+\frac{1}{2}} - \phi_{lij}^{1\ell}) \end{aligned} \quad (6.15c)$$

ここで f は

$$\phi_{n,i+\frac{1}{2},j}^{k,\ell+1} = \phi_{n,i+\frac{1}{2},j}^{k,\ell+\frac{1}{2}} + f_{n,i+\frac{1}{2},j}^{k,\ell} \quad (n=0,1 ; 0 \leq k \leq n) \quad (6.16)$$

等を満たす格子境界上の量である。格子平均の中性子束の値は (6.13) 式に、輸送バランス式に用いたと同じ操作をすることによって

$$\phi_{0ij}^{0,\ell+1} = \phi_{0ij}^{0,\ell+\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}(f_{0,i+\frac{1}{2},j}^{0,\ell+1} + f_{0,i-\frac{1}{2},j}^{0,\ell+1}) \quad (6.17a)$$

$$= \phi_{0ij}^{0,\ell+\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}(f_{0,i,j+\frac{1}{2}}^{0,\ell+1} + f_{0,i,j-\frac{1}{2}}^{0,\ell+1}) \quad (6.17b)$$

$$\phi_{1ij}^{0,\ell+1} = \phi_{1ij}^{0,\ell+\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}(f_{1,i+\frac{1}{2},j}^{0,\ell+1} + f_{1,i-\frac{1}{2},j}^{0,\ell+1}) \quad (6.17c)$$

$$\phi_{1ij}^{1,\ell+1} = \phi_{1ij}^{1,\ell+\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}(f_{1,i,j+\frac{1}{2}}^{1,\ell+1} + f_{1,i,j-\frac{1}{2}}^{1,\ell+1}) \quad (6.17d)$$

より求まる。 $\phi_n^{k,\ell+\frac{1}{2}}$ は加速の段階では既知である。

(6.15) および (6.17) 式の 7 つの式が加速の式である。通常の拡散合成法ではこれらの式から f_1^0 及び f_1^1 を消去し、 f_0^0 に対する拡散型方程式を導き、その解を用いて (6.17) 式から中性子束モーメントの外挿を行う。しかし、得られた拡散型方程式には隣接する 4 格子 ((i, j) , $(i+1, j)$, $(i, j+1)$, $(i+1, j+1)$) のすべての格子境界上の変数が含まれているため (2 次元 XY 体系では 12 個, 3 次元 XYZ 体系では 54 個), 差分に関する新たな近似を入れて格子の角の点に計算点を移さなければ通常の拡散コードが使用できない。(Fig.6.2 参照) この新たな差分の近似を入れることにより加速の式と輸送方程式の間の整合性は悪くなる。これを避けるため我々はもとの 7 つの方程式を直接解くことで加速計算を行う方針である。

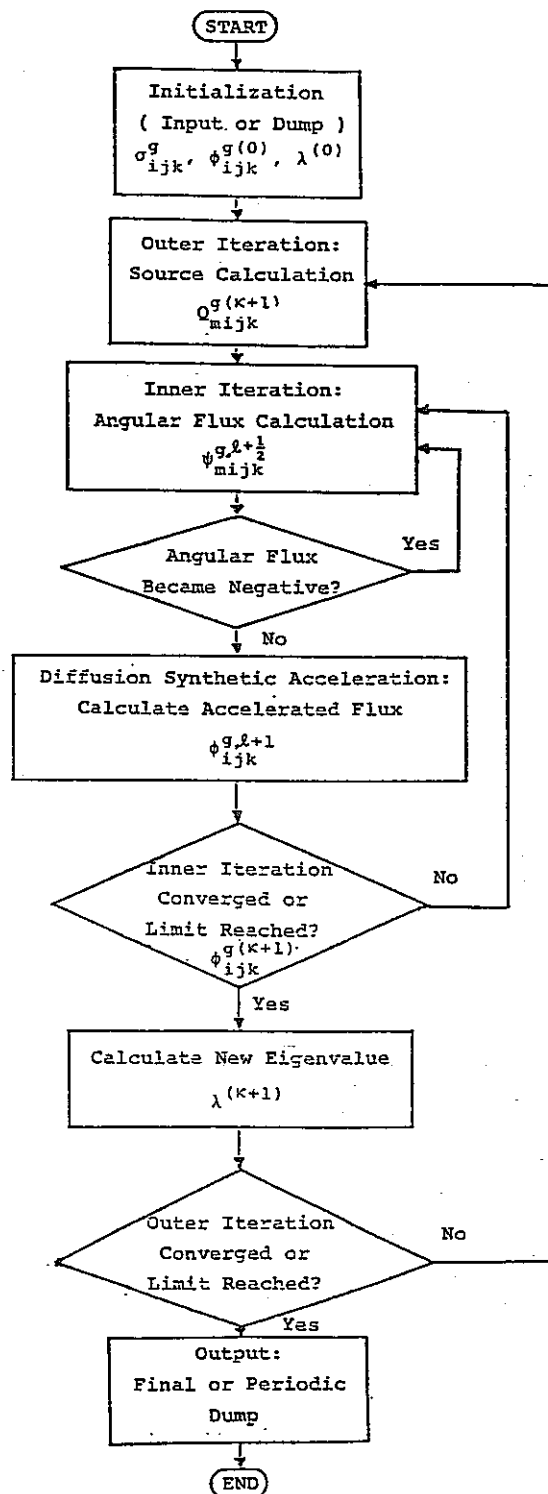
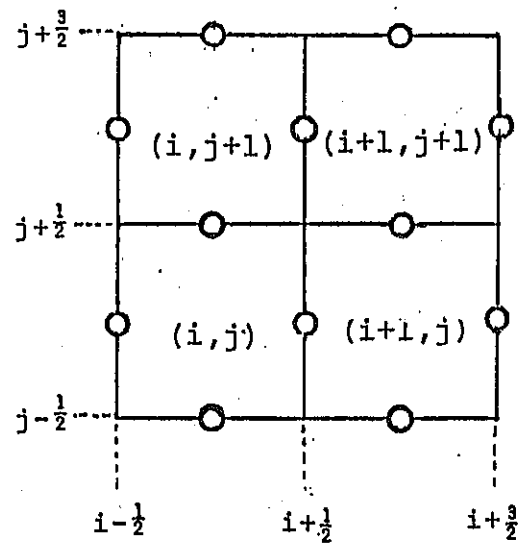
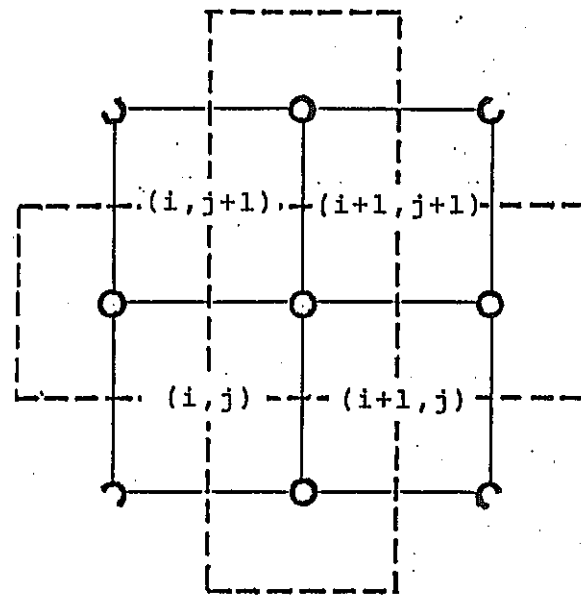


Fig. 6.1 Flow Diagram of S_N Calculation with Diffusion Synthetic Acceleration



(a) Edge center mesh point



(b) Corner mesh point

Fig. 6.2 Mesh Point for Diffusion Synthetic Method in 2-Dimensional Geometry

7. 結言および今後の問題点

ピンプレート炉心の核特性量の解析によりつぎの事が指摘された。

- (1) FCAのピンプレート炉心のNaボイド反応度を ^{241}Pu 崩壊を正しく取り入れ再度解析したがこの影響は小さくピン及びプレート炉心の炉中心のNaボイド反応度のC/E値の差20%は依然として残った。
- (2) FCAのプレート燃料とピン燃料の置換反応度に対する拡散計算による解析ではC/E値は1.4程度となった。プレート燃料とピン燃料の平均原子数密度が異なるため密度係数によりこの差を補正し形状効果のみを検討すべきであるが、補正量が大きくなりすぎるため形状による効果のみを考えるにはこの問題は不適当である。
- (3) CADENZA-ZEBRAプレート、ピン炉心の臨界性の解析を行い、C/E値はそれぞれ1.0004, 1.0048となりその差は0.004となった。結果の国際比較により今後この差について検討する事が望ましい。さらに、臨界性以外の核特性の解析を行ないFCAでの解析結果との比較並びに諸特性との関連性についての検討が望まれる。

Naボイド反応度を拡散理論により計算する際の統一拡散係数の有用性について調べた。ZPPR-9炉心でのNaボイド反応度計算値の非漏洩成分、漏洩成分に対するバイヤス因子を測定データ及び最小2乗法を用いて計算し、この因子がボイドパターンの変化にあまり影響されない事を示した。Benoistの拡散係数を用いると漏洩成分のバイヤス因子はボイドパターンにより大幅に変化するので、統一拡散係数はNaボイド反応度の設計計算に有効である事がわかった。今後統一拡散係数が非均質炉心でのNaボイド反応度の解析にも有効なものかどうかを調べ、炉心に関係なく統一拡散係数を用いれば中性子ストリーミング成分を精度よく取り扱える事を示す必要がある。

第5章の数値計算結果により次の事がわかった。

- (1) JUPITER実験解析における炉心-ブランケット境界での ^{238}U 核分裂率分布のC/E値のくい違いは無限格子計算による群定数を炉心計算に用いたためである。
- (2) これを解決するためには1/2燃料ドロワー+1/2ブランケッドドロワーよりなるマルチドロワーモデルにより各ドロワーの群定数を計算し、炉心計算にこの定数を用いるとよい。
- (3) マルチドロワーモデルを用いると均質化による誤差は少ない。

最後に 3 次元輸送コードを作成するためのコード化のアルゴリズムについて検討し、2 次元体系での拡散合成法に基づく公式を導出した。この式は容易に 3 次元体系に拡張できる。今後、この式に基づきコード化を進め数値的にこの方法の有効性についてチェックした後 3 次元コードを作成する予定である。

謝

辞

本研究を進めるに当たり、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・大谷の各氏に深く感謝の意を表する次第である。

参 考 文 献

- (1) PNC Report J 265 82-01 (1982).
- (2) 飯 島 勉 他, JAERI-M-7888 (1978).
- (3) PNC Report J 265 81-01 (1981).
- (4) Y. Kikuchi et al. J. Nucl. Sci. Technol., 17, 567 (1980).
- (5) E. Saji et al. Annals of Nuclear Energy 8, 155 (1981).
- (6) K. Lathrop and F. Brinkley, LA-4848-MS (1973).
- (7) R. E. Alcouffe J. Nucl. Sci. Eng., 64, 344 (1977).
- (8) E. W. Larsen J. Nucl. Sci. Eng., 82, 64 (1982).
- (9) E. W. Larsen J. Nucl. Sci. Eng., 82, 47 (1982).

APPENDIX A

ピン体系の軸方向拡散係数の導出

LMFBRにおける中性子ストリーミング効果を評価するために、通常はBenoistの方向依存拡散係数が、体系計算に用いられている。Benoistの拡散係数を計算する際にはピンセル表面で等方反射条件を仮定する。そのため特にボイドになった場合に、冷却材領域における中性子ストリーミング効果を過小評価する可能性がある。そこで、中性子ストリーミング効果をより正確に評価するため、燃料ピンを冷却材中に有限領域だけ並べ、その回りを均質とする、Fig. A 1 に示すような2次元モデルを考え、1つのピンセル (Fig. A 1 中のセルA) を通る中性子流を計算することによって軸方向拡散係数を導出する。

軸方向拡散係数： D_z はセルAを通る正味の中性子流が、 $-D_z \cdot \text{grad } \phi \cdot S$ (ϕ は中性子束、 S はセルAの面積) に等しくなるようにして求めた。すなわち

$$D_z = - \frac{1}{S \cdot \frac{d\phi}{dz}} J_{\text{net}} \quad (\text{A-1})$$

J_{net} : セルAを通る正味の中性子流

まず、A-1式の J_{net} を求めることを考える。Fig. A 2 に示す座標系で、面積要素 ds を通る正味の中性子流 J はある体積要素 $d\tau'$ を考えて、この中での衝突密度 $\phi \Sigma_{tr} d\tau'$ に ds を向く確率 $ds \cdot \cos \theta \frac{1}{4\pi r'^2}$ と $ds \cdot d\tau'$ 間で衝突しない確率 $\exp(-X)$ (X は光学距離) をかけたものが $d\tau'$ から ds に入射する中性子であるから

$$d\tau' = \frac{\rho'^2}{\sin \theta} d\phi d\rho' d\theta \quad (\text{A-2})$$

を用いて、

$$J = ds \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^{\pi} d\theta \int_0^{\infty} d\rho' \frac{\cos \theta}{4\pi} \cdot \phi \cdot \Sigma_{tr} \cdot \exp(-X) \quad (\text{A-3})$$

と書ける。ここで ϕ について、 z のみの関数と見なし、テーラー展開の一次の項までとったもので、近似する。すなわち、

$$\Phi = \Phi(z=0) + z \cdot \frac{d\Phi}{dz} \Big|_{z=0} = \Phi_0 + \frac{\rho'}{\tan\theta} \cdot \frac{d\Phi}{dz} \Big|_{z=0} \quad (A-4)$$

とおく。中性子流を $z > 0$ の空間からの寄与 J_+ と $z < 0$ の空間からの寄与 J_- に分ければ A-3 式を A-2 式に入れたときの Φ_0 の項は J_- と J_+ 打ち消し合って残らない。
よって、

$$J = -ds \frac{d\Phi}{dz} \Big|_{z=0} \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^{\pi} d\theta \int_0^{\infty} d\rho' \frac{\cos^2\theta}{4\pi \sin\theta} \cdot \rho' \cdot \Sigma_{tr} \cdot \exp(-X) \quad (A-5)$$

と書ける。 ds の積分については、Fig・A 3 に示す 5 つの領域に分けて積分を実行する。
すなわち、

$$J_{net} = \sum_{i=1}^5 \int_{S_i} J(ds) ds = \sum_{i=1}^5 J_{net}^i \quad (A-6)$$

S_i は i 番目の領域を示す。

A-4 及び A-5 式の積分は xy 平面に投影した、中性子の飛ぶパスを実際に引いて、これに沿って実行する。次にこれらの積分の実行に用いたシンボルを説明する。

ℓ パスが横切るピンの番号

L パスが横切るピンの総数

$f_{\ell 1}, f_{\ell 2}$ 距離

$X_{\ell 1}, X_{\ell 2}$ 光学距離

$\Sigma_f, \Sigma_c, \Sigma_h$ それぞれ燃料ピン、冷却材、均質領域の輸送断面積

この他は Fig・A 1, Fig・A 2, Fig・A 3 参照

J_{net}^i ($i=1, \sim 5$) について ρ 及び ρ' の積分を実行した結果を示す。

$$\begin{aligned}
J_{\text{net}}^1 = & - \frac{d\phi}{dz} \Big|_{z=0} \times \int_{-a}^a dh \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^\pi d\theta \frac{\sin\theta \cdot \cos^2\theta}{4\pi} x \\
& \left[\frac{2r_f}{\Sigma_f} + \left(\frac{1}{\Sigma_c} - \frac{1}{\Sigma_f} \right) \frac{\sin\theta}{\Sigma_f} \{ 1 - \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta}) \} x \right. \\
& \left[1 + \sum_{l=1}^L \left\{ \exp(-\Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{l2}}{\sin\theta}) - \exp(-\Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{l1}}{\sin\theta}) \right\} \right] \\
& + \left(\frac{1}{\Sigma_h} - \frac{1}{\Sigma_c} \right) \frac{\sin\theta}{\Sigma_f} \{ 1 - \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta}) \} x \\
& \left. \exp(-\Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{L1}}{\sin\theta} - \Sigma_c \frac{r_b - f_{L1}}{\sin\theta}) \right] \quad (A-7)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
J_{\text{net}}^2 = & - \frac{d\phi}{dz} \Big|_{z=0} \times \int_{-a}^a dh \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^\pi d\theta \frac{\sin\theta \cdot \cos^2\theta}{4\pi} x \\
& \left[\frac{r_c - r_f}{\Sigma_c} + \left(\frac{1}{\Sigma_f} - \frac{1}{\Sigma_c} \right) \frac{\sin\theta}{\Sigma_c} \{ 1 - \exp(-\Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta}) \} x \right. \\
& \left[1 - \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta}) + \sum_{l=1}^L \left\{ \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta} - \Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{l1}}{\sin\theta}) \right. \right. \\
& \left. \left. - \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta} - \Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{l2}}{\sin\theta}) \right\} \right] + \left(\frac{1}{\Sigma_h} - \frac{1}{\Sigma_c} \right) \frac{\sin\theta}{\Sigma_c} x \\
& \left. \{ 1 - \exp(-\Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta}) \} \exp(-\Sigma_f \frac{2r_f}{\sin\theta} - \Sigma_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta} - \frac{X_{L1}}{\sin\theta} - \Sigma_c \frac{r_b - f_{L1}}{\sin\theta}) \right] \quad (A-8)
\end{aligned}$$

$$J_{\text{net}}^3 = - \frac{d\phi}{dz} \Big|_{z=0} \times \int_{-a}^a dh \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^\pi d\theta \frac{\sin\theta \cdot \cos^2\theta}{4\pi} \times$$

$$\left[\frac{r_c - r_f}{\epsilon_c} + \left(\frac{1}{\epsilon_f} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta}\right) \right\} \times \right.$$

$$\sum_{l=1}^L \left\{ \exp\left(-\frac{X_{l1}}{\sin\theta}\right) - \exp\left(-\frac{X_{l2}}{\sin\theta}\right) \right\} + \left(\frac{1}{\epsilon_h} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \times$$

$$\left. \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{r_c - r_f}{\sin\theta}\right) \right\} \exp\left(-\frac{X_{L2}}{\sin\theta} - \epsilon_c \frac{r_b - f_{L2}}{\sin\theta}\right) \right] \quad (\text{A-9})$$

$$J_{\text{net}}^4 = - \frac{d\phi}{dz} \Big|_{z=0} \times \int_{-b}^a dh \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^\pi d\theta \frac{\sin\theta \cdot \cos^2\theta}{4\pi} \times$$

$$\left[\frac{2r_c}{\epsilon_c} + \left(\frac{1}{\epsilon_f} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{2r_c}{\sin\theta}\right) \right\} \times \right.$$

$$\sum_{l=1}^L \left\{ \exp\left(-\frac{X_{l1}}{\sin\theta}\right) - \exp\left(-\frac{X_{l2}}{\sin\theta}\right) \right\} + \left(\frac{1}{\epsilon_h} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \times$$

$$\left. \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{2r_c}{\sin\theta}\right) \right\} \exp\left(-\frac{X_{L2}}{\sin\theta} - \epsilon_c \frac{r_b - f_{L2}}{\sin\theta}\right) \right] \quad (\text{A-10})$$

$$J_{\text{net}}^5 = - \frac{d\phi}{dz} \Big|_{z=0} \times \int_a^b dh \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^\pi d\theta \frac{\sin\theta \cdot \cos^2\theta}{4\pi} \times$$

$$\left[\frac{2r_c}{\epsilon_c} + \left(\frac{1}{\epsilon_f} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{2r_c}{\sin\theta}\right) \right\} \times \right.$$

$$\sum_{l=1}^L \left\{ \exp\left(-\frac{X_{l1}}{\sin\theta}\right) - \exp\left(-\frac{X_{l2}}{\sin\theta}\right) \right\} + \left(\frac{1}{\epsilon_h} - \frac{1}{\epsilon_c} \right) \frac{\sin\theta}{\epsilon_c} \times$$

$$\left. \left\{ 1 - \exp\left(-\epsilon_c \frac{2r_c}{\sin\theta}\right) \right\} \exp\left(-\frac{X_{L2}}{\sin\theta} - \epsilon_c \frac{r_b - f_{L2}}{\sin\theta}\right) \right] \quad (\text{A-11})$$

ここで、パスがセルA以外の燃料ピンを1体も横切らないとき、すなわち $L = 0$ の場合は $J_{\text{net}}^1 \sim J_{\text{net}}^5$ の計算を次のように変更する。 ℓ についてのサメンションの項は0とおき、 X_{L2} を $f_{L2} - r_c$ とおく。後は、同様の計算式でよい。

ϕ , h , θ の積分は数値積分で行なう。積分順序は θ , h , ϕ の順に行なう。 ϕ の積分範囲は $0 \sim 2\pi$ であるが、体系の対称性より $0 \sim \frac{\pi}{4}$ について実行して、これを8倍する。

$f_{\ell 1}$, $f_{\ell 2}$, $X_{\ell 1}$, $X_{\ell 2}$ を求める方法について述べる。中性子の飛ぶパスは ϕ と h で決まるが、このパスとピンとの交点のX座標を求める。まず一つのピンセルに対して、ある角 ϕ を持つパスをピンセル全体をカバーするように飛ばし、ピンとの交点をもとめて Table を作る。この ϕ に属するパスのピンとの交点は ℓ と h が変わっても Table から引くことができる。実際のパスは複数のピンセルを通っているのだが、これをピンセルが整然と並んでいることを利用して1つのピンセルで書くと Fig・A 4 のように書ける。Path が直線 PQ と交わる点がAの領域にあればパスは1つ上側のピンセルへ続き、Bの領域にあれば1つ右側のピンセルへ続く。これを用いて、1つのピンセルで、パスを次のピンセルへと伸ばしてゆける。またCの領域にあればピンと交点を持ち Table からそのピンセル内でのX座標が求められる。さらにそのピンセルがセルAから数えて、何列目のセルにあたるかを考えれば $f_{\ell 1}$, $f_{\ell 2}$ を計算することができる。

またパスは $\phi \leq 45^\circ$ のはんいで飛ばすので、非均質な領域はピンセルの列を最大数： M までとるという事で決められる。パスが横切ったピンの順番： ℓ で、 $f_{\ell 1}$, $f_{\ell 2}$ を Table にしておき、これから光学距離 $X_{\ell 1}$, $X_{\ell 2}$ が次のようにして求められる。すなわち

$f_{\ell 2} - f_{\ell 1}$ の部分は燃料ピンの領域

$f_{\ell+1,1} - f_{\ell 2}$ の部分は冷却材の領域

$$X_{11} = \sum_C (f_{11} - r_c)$$

$$X_{12} = X_{11} + \sum_F (f_{12} - f_{11})$$

さらに $\ell = 2 \sim L$ については、

(A-12)

$$X_{\ell 1} = X_{\ell-1,2} + \sum_C (f_{\ell 1} - f_{\ell-1,2})$$

$$X_{\ell 2} = X_{\ell 1} + \sum_F (f_{\ell 2} - f_{\ell 1})$$

として次々と求める事ができる。

積分の方法として台形公式を用いた。台形公式では、積範囲の両端の値が必要であるが、

h については積分範囲が2領域にまたがっており、セルAの外側の直径N等分しても燃料ピンと冷却材の境界に分点が一致するとは限らないので、Nを r_f と r_c で比例配分した N_f 、 N_c によって2領域をそれぞれ等分し、積分を実行した。

$$N_f = \left(\frac{a}{b} N \text{ の整数部分} \right)$$

$$N_c = N - N_f \quad (\text{A-13})$$

このようにしてセルAを通る正味の中性子流が

$$J_{\text{net}} = - \left. \frac{d\phi}{dz} \right|_{z=0} \times I_n \quad (\text{A-14})$$

I_n は5つの領域について h 、 ϕ 、 θ で積分した値の和として求めれば、軸方向拡散係数は、

$$D_z = \frac{I_n}{\pi b^2} \quad (\text{A-15})$$

として求められる。

○ 実際の計算に用いたデータ

a : ピン半径	0.5131 cm
d : セルピッチ	1.3564 cm
非均質領域	41 × 41 ピンセル
ϕ のメッシュ数	50
h のメッシュ数	60
θ のメッシュ数	60

交点の Table 用の Path の数 100

また、 Σ_f 、 Σ_c 、 Σ_h の算出方法は、次のようである。

燃料ペレット領域、被ふく管領域、冷却+構造材領域の3領域円筒モデルで各領域の輸送断面積を計算する。ペレット領域と被ふく管領域の輸送断面積を体積荷重で平均して Σ_f とする。冷却材+構造材領域の輸送断面積を Σ_c とする。 Σ_f と Σ_c をさらに体積荷重で平均して Σ_h とする。

ピンセル3Aの軸方向拡散係数をこの方法で計算した。計算に用いた輸送断面積をTable A 6に示す。得られた軸方向拡散係数及びBenoistの軸方向拡散係数、通常の拡散係数($1/3 \bar{\Sigma}_{tr}$)をTable A 7に示す。これより次の事がわかる。

1. この方法による D_z は、高エネルギー群で Benoist D_z より大きく、その値は $1/3 \bar{\Sigma}_{tr}$ よりわずかに大きい値である。
2. Table A 8 からわかるように、Benoist の D_z は D_r (径方向拡散係数) より小さいがこの方法の D_z は、 D_r に近い値となる。つまり、軸方向と半径方向で拡散係数の異方性は少くなる。

また、この方法による D_z を Benoist の D_z のかわりに RZ 拡散計算を行なった結果、Table 3.8 に示すように k_{eff} が 0.000222 Δk だけ減少した。

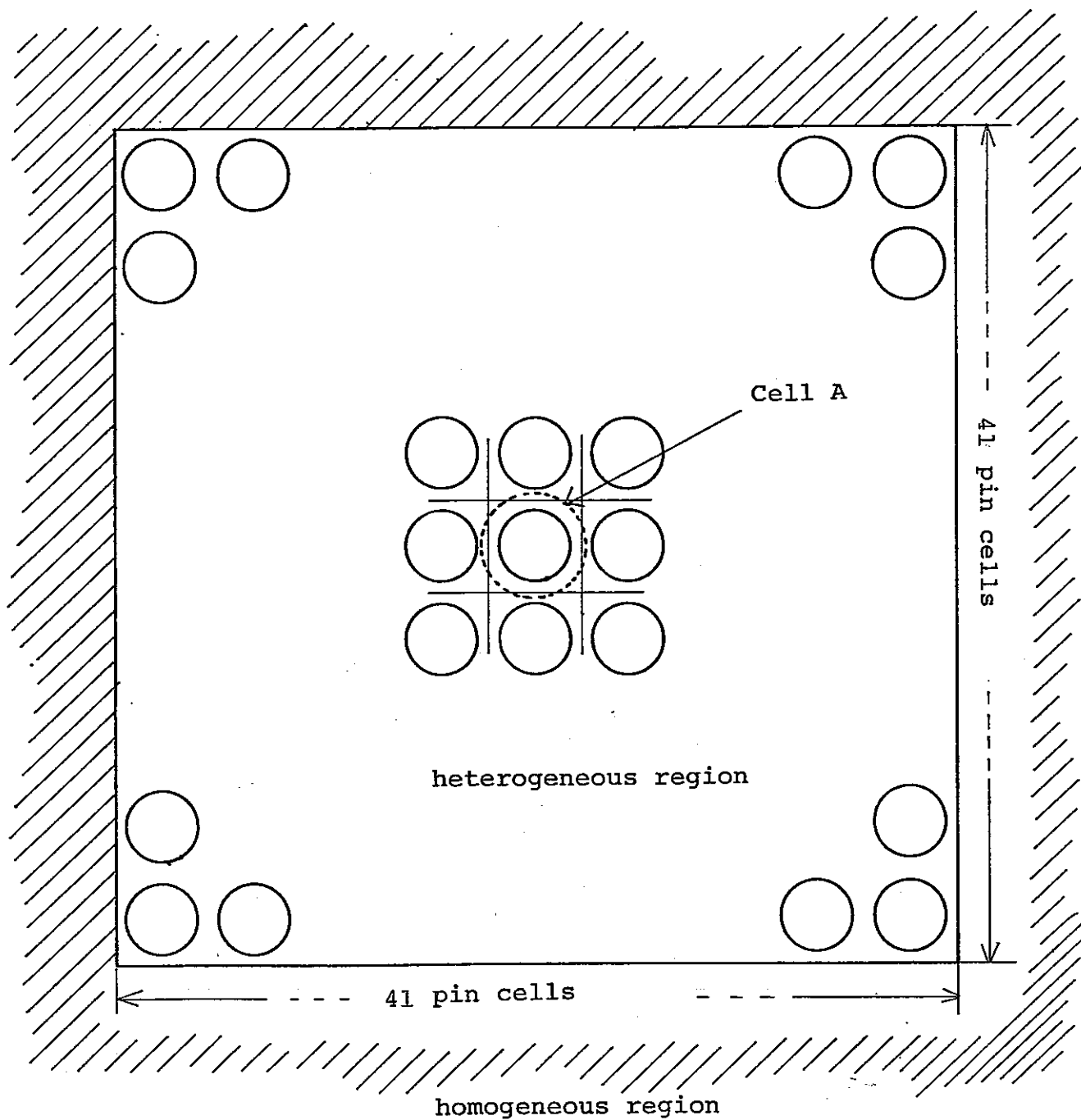


Fig. A1 Geometry used to calculate an axial diffusion coefficient

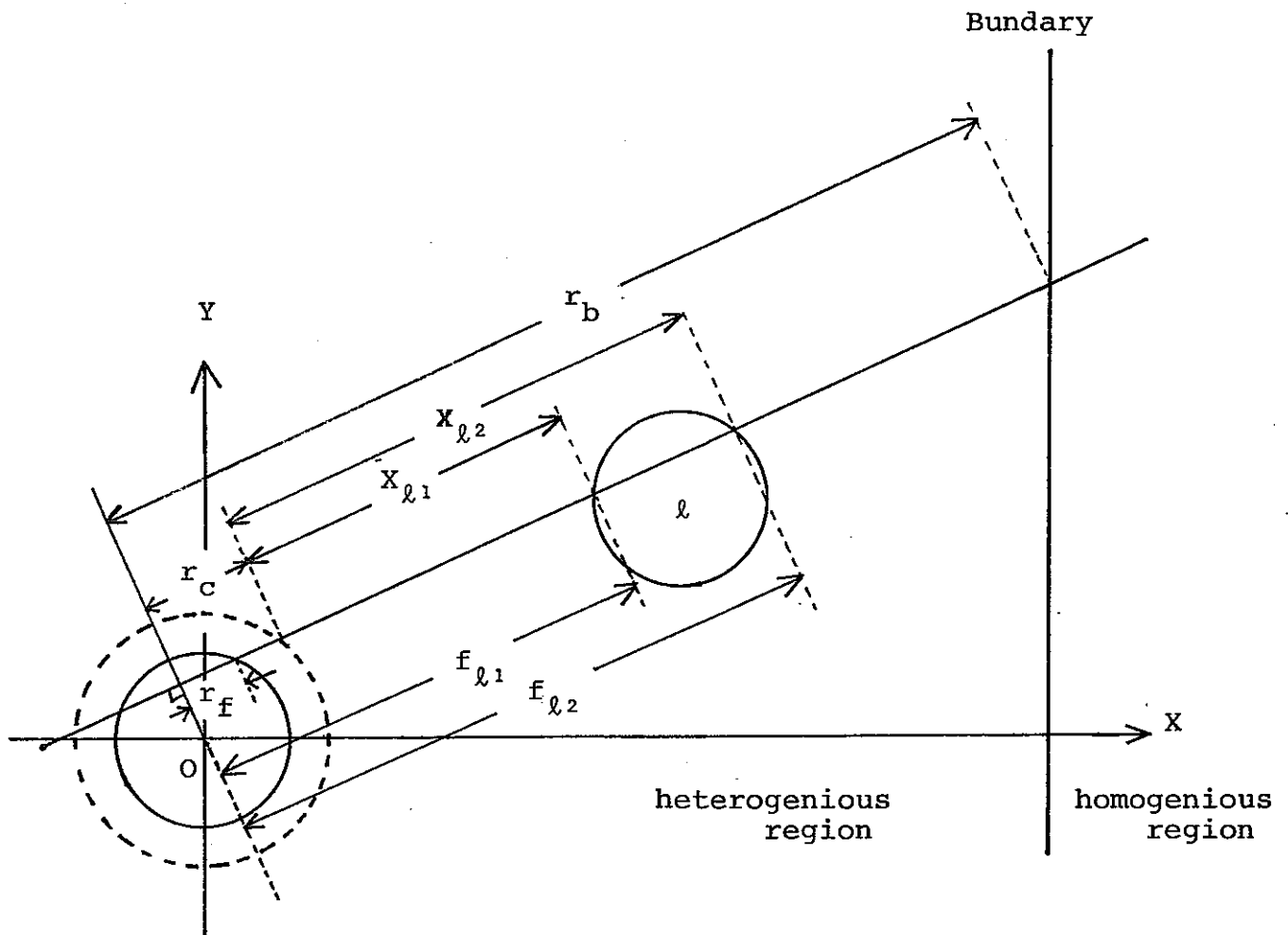


Fig. A3 Symbols used in the equation A-6,10

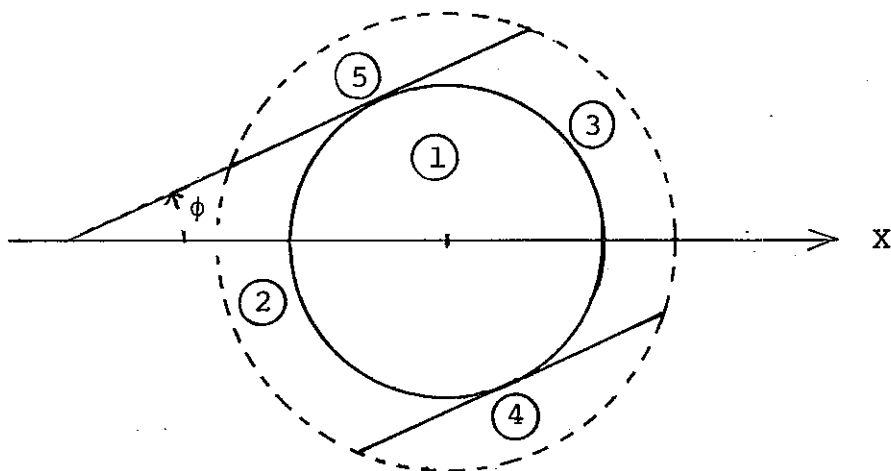


Fig. A4 5 regions in Cell A

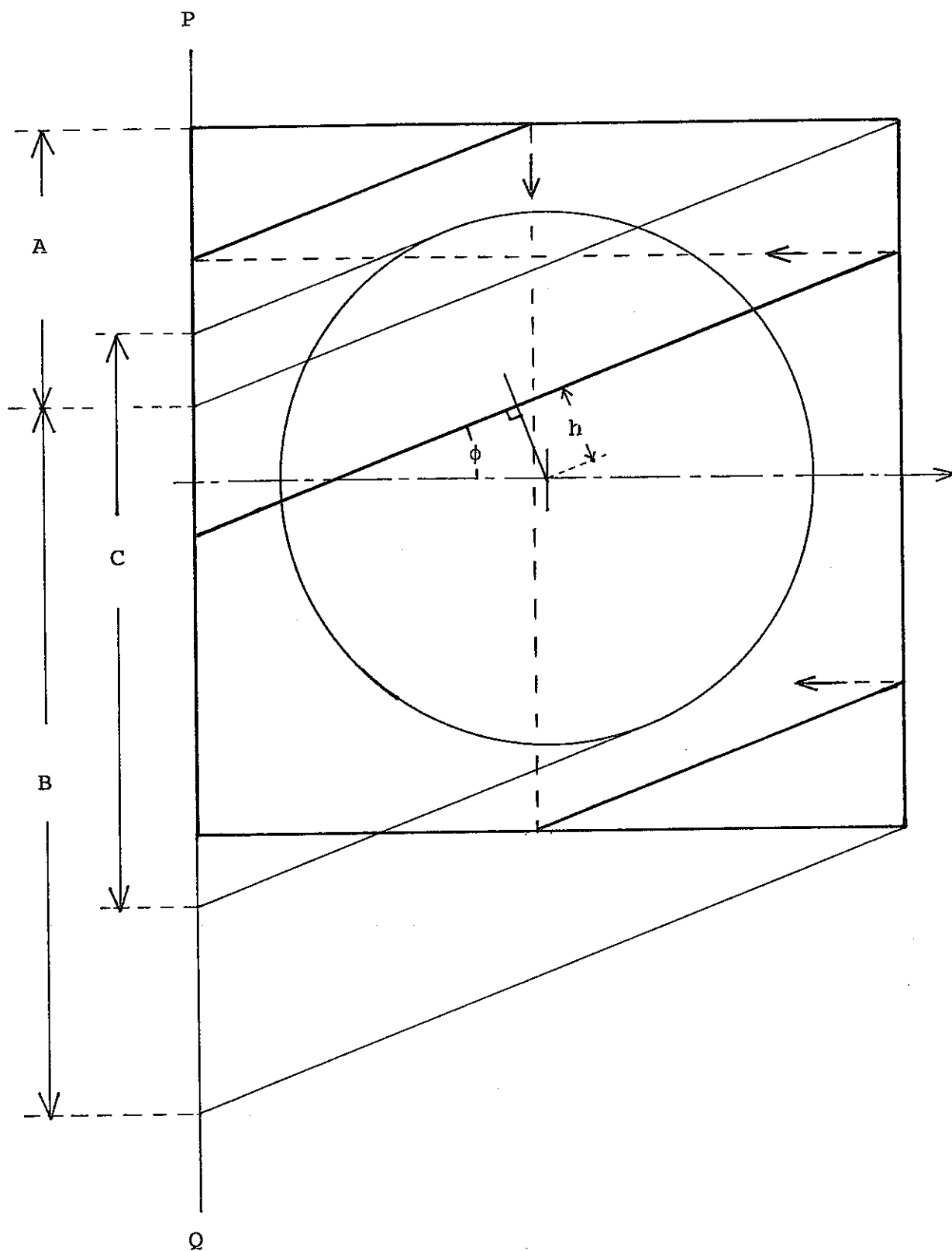


Fig. A5 neutron path on one pin cell

Table A6 16 group Constant used in D_z Calculation

group	Σ_f	Σ_c	Σ_h
1	1.22278E-1	4.80265E-2	8.14087E-2
2	1.33438E-1	5.41527E-2	8.97977E-2
3	1.56470E-1	5.94935E-2	1.03092E-1
4	1.71347E-1	6.71074E-2	1.13972E-1
5	2.41266E-1	7.85980E-2	1.51731E-1
6	2.61160E-1	1.01323E-1	1.73183E-1
7	3.18907E-1	9.96299E-2	1.98213E-1
8	3.56391E-1	1.13480E-1	2.22688E-1
9	3.94090E-1	1.40924E-1	2.54396E-1
10	4.36449E-1	1.61980E-1	2.85380E-1
11	4.77026E-1	1.60950E-1	3.03052E-1
12	6.06766E-1	3.04352E-1	4.40312E-1
13	6.38161E-1	9.19176E-1	7.92837E-1
14	5.45851E-1	2.41571E-1	3.78370E-1
15	5.58360E-1	1.90839E-1	3.56070E-1
16	7.11276E-1	2.46777E-1	4.55607E-1

Σ_f : Σ_{tr} of Fuel Pin Region

Σ_c : Σ_{tr} of Coolant Region

Σ_h : Σ_{tr} of Homogenous Region

Table A7 Comparison of axial diffusion coefficients calculated from the present method, Benoist's method and the conventional method

Group	Axial diffusion coefficient			Percent difference
	Present	Benoist	$1/3\bar{\Sigma}_{tr}$	D(Present)-D(Benoist)
1	4.10704	4.03879	4.09457	+1.69%
2	3.72411	3.67379	3.71205	+1.37
3	3.25047	3.20740	3.23336	+1.34
4	2.94123	2.90948	2.92469	+1.09
5	2.22641	2.19604	2.19687	+1.38
6	1.94482	1.99277	1.92475	-2.41
7	1.71534	1.69059	1.68169	+1.46
8	1.52975	1.50037	1.49686	+1.96
9	1.33678	1.32835	1.31029	+0.63
10	1.19241	1.21947	1.16863	-2.22
11	1.12999	1.12491	1.09992	+0.45
12	0.76758	0.76916	0.75704	-0.21
13	0.42330	0.47442	0.42043	-10.77
14	0.89672	0.90587	0.88097	-1.01
15	0.96563	0.95986	0.93615	+0.60
16	0.76027	0.77661	0.73162	-2.10

Table A8 Pin cell 3A 16 group constant

Group	Σ_a	$\nu \Sigma_f$	D_z	D_r
1	6.99844E-03	3.25318E-02	4.03879E+00	4.10707E+00
2	7.63198E-03	2.01959E-02	3.67379E+00	3.72795E+00
3	6.55051E-03	1.89454E-02	3.20740E+00	3.25630E+00
4	6.29081E-03	1.71742E-02	2.90948E+00	2.94998E+00
5	4.04466E-03	9.69174E-03	2.19604E+00	2.23555E+00
6	3.45556E-03	7.43488E-03	1.99277E+00	2.01088E+00
7	3.33279E-03	6.53101E-03	1.69059E+00	1.72034E+00
8	3.70271E-03	6.47024E-03	1.50037E+00	1.52002E+00
9	4.62162E-03	6.78773E-03	1.32835E+00	1.33589E+00
10	6.02239E-03	6.97969E-03	1.21947E+00	1.22414E+00
11	7.28135E-03	7.17593E-03	1.12491E+00	1.12856E+00
12	9.63535E-03	8.53829E-03	7.69158E-01	7.64207E-01
13	1.38174E-02	1.24721E-02	4.74417E-01	4.71469E-01
14	1.74735E-02	1.54991E-02	9.05869E-01	8.97822E-01
15	2.50070E-02	2.60697E-02	9.59860E-01	9.52541E-01
16	4.09881E-02	4.54664E-02	7.76614E-01	7.64608E-01

Obtained from 1-D cell calculation

Appendix B

Homogenization Method of Pin Rods in ZPPR-10A Assembly

A homogenization method have been developed for a heterogeneous control rod channel. Effective cross sections which preserve the integrated reaction rates in each energy group are obtained by using a super-cell composed of a control rod channel and a surrounding fuel region. The method has been applied to the calculation of the pin rod worths in ZPPR-10A assembly, and the applicability has been checked.

I. INTRODUCTION

In the ZPPR-10A critical experiment, natural and fully-enriched B_4C pins were arranged in a variety of shapes within the 3 X 3 central control rod position as shown in Fig. 1 and the rod worth relative to the control rod position (sodium follower) is measured to investigate the dependence of the obtained C/E values to the boron enrichment and to the pin configuration.

Reactivity worths of the three pin rods shown in Fig. 1 were analyzed; CR-1 and CR-2 contain the central absorber region with 92 % enriched (CR-1) and natural (CR-2) boron and the surrounding steel & sodium region, CR-3 contains three rectangular absorber regions with 92 % enriched boron and pin rods are rather homogeneously scattered in CR-3.

The cell-averaged cross sections of such matrixes are usually prepared using the neutron flux calculated in the super-cell consisting of control rod channel matrixes and the surrounding fuel drawers as a weighting function. This commonly used method, however, has a problem, which comes from the fact that when super-cell calculations are performed using the homogenized cross sections once more the neutron current at the internal boundary between the control rod channel and the fuel region is different from that obtained in the heterogeneous super-cell calculation; the averaged neutron flux in control rod channels is not preserved; the control rod reactivity worth is not preserved.

Therefore we obtain group constants to preserve the region-wise reaction rates in each energy group in the super-cell by using an iterative procedure and investigate the homogenization effect of pin rods in ZPPR-10A.

II. METHODS OF ANALYSIS

The current most widely used scheme for calculating cell-averaged group constants of control rod cells is to weight the

cross sections with neutron fluxes obtained from super-cell calculation:

The homogenized cross section for reaction α (denoting capture, fission or removal) is determined by

$$\bar{\Sigma}_{\alpha g} = \int_{\text{rod}} dv \Sigma_{\alpha g}(\vec{r}) \phi_g(\vec{r}) / \int_{\text{rod}} dv \phi_g(\vec{r}) \quad (1)$$

where $\phi_g(\vec{r})$ is the g-group flux at point $\vec{r}$ resulting from the zero-current boundary super-cell calculations. However, the integrated reaction rates estimated by using homogenized cross sections $\bar{\Sigma}_{\alpha g}$ are not generally equal to the true integrated reaction rates because the flux obtained by using $\bar{\Sigma}_{\alpha g}$ is different from $\phi_g(\vec{r})$ (1), (2), (3).

Then, in order to obtain an effective homogenized cross section, we derive a procedure which preserves the integrated reaction rates between the original heterogeneous transport and the homogeneous transport (or diffusion) calculations. A cylindrical super-cell containing a central rod region, a surrounding coolant and structure region and an outermost fuel region as shown in Fig. 2 is taken. The conventional homogenized cross sections corresponding to the central 3x3 matrices region were obtained by means of CASUP code⁽⁴⁾ using 70 energy group cross section set obtained from JENDL-2B⁽⁵⁾. At the same time, the reaction rates for control rod and for fuel drawers were also obtained. Using the reaction rates and the homogenized cross sections, the effective transport (or diffusion) parameters for the rod channel are calculated so as to preserve

the reaction rates :

$$\bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(n)} = \int_V dv \Sigma_{\alpha g}(\vec{r}) \phi_g(\vec{r}) / \int_V dv \bar{\phi}_g^{(n-1)} \quad (2)$$

where the numerator on the right-hand side is the true reaction rate and is obtained from a heterogeneous transport calculation, V is the volume of the rod channel, while in the denominator $\bar{\phi}_g^{(n-1)}$ is the g-group flux resulting from a transport (or diffusion) calculation using group constants $\bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(n-1)}$ in the super-cell. Thus the determination of $\bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(n)}$ requires a homogeneous transport (or diffusion) calculation in a super-cell. In the calculation of $\phi_g(\vec{r})$ and $\bar{\phi}_g^{(n-1)}$, the fission source is normalized to unity in a super-cell. And the evaluation of $\bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(n)}$ is iterated until $\bar{\phi}_g^{(n)}$ satisfies a given criterion.

$$\text{Max} \left| \frac{\bar{\phi}_g^{(n)} - \bar{\phi}_g^{(n-1)}}{\bar{\phi}_g^{(n)}} \right| \leq \epsilon \quad (\epsilon \approx 5.0 \times 10^{-2}) \quad (3)$$

Homogenized cross sections obtained by this procedure are different from conventional ones. In order to explain the fact, equation (2) can be reduced to

$$\bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(n)} = \frac{\int_V dv \Sigma_{\alpha g}(\vec{r}) \phi_g(\vec{r})}{\int_V dv \phi_g(\vec{r})} \cdot \frac{\int_V dv \phi_g(\vec{r})}{\int_V dv \bar{\phi}_g^{(n-1)}} = \bar{\Sigma}_{\alpha g}^{(0)} \cdot \frac{\int_V dv \phi_g(\vec{r})}{\int_V dv \bar{\phi}_g^{(n-1)}} \quad (4)$$

where $\int_V dv \phi_g(\vec{r}) / \int_V dv \bar{\phi}_g^{(n-1)}$ can be considered as a correction factor to conventional cell-averaged cross section. This correction factor makes up for the fact that a homogeneous calculation can not reproduce the true flux depression in a super-cell.

As mentioned above, the way to use the formula (2) enables us to prepare homogenized cross sections based on transport and diffusion theory. In preparing transport and diffusion homogenized cross sections, homogeneous calculations are performed based on transport and diffusion theory, respectively. When iterative calculations are performed based on diffusion theory, we use the conventional D (based on $D = 1/3\Sigma_{tr}$) for the central control rod channel and Benoist's $D^{(6)}$ for the fuel drawers.

III. CALCULATION OF PIN ROD WORTH IN ZPPR-10A

Let's first compare the conventional and the effective cross-sections obtained from the 70 group super-cell calculation. Figure 3 shows the convergence of the effective absorption cross sections for the 1st, 10th, 20th and 30th groups (their energy ranges are 10.5~8.3 MeV, 1.1~0.8 MeV, 100~77 KeV and 7.7~6.0 KeV, respectively) for CR-1, CR-2 and CR-3. The effective cross sections for the transport and diffusion calculations are different in each energy group, but the convergence is rather rapid. Table 1 shows the 18 group conventional cross sections collapsed from the 70 groups with a RZ spectrum and the difference of the effective cross sections from the conventional ones for CR-1, CR-2 and CR-3. The difference between the conventional and the effective cross sections for the fuel region was small and it is not shown. Comparing the conventional and effective cross sections of CR-1, it is seen that the effective transport cross sections are smaller than the conventional ones in all groups but

the effective diffusion cross sections are smaller in groups 1 to 10, and that the energy dependence of the differences differs for the transport and diffusion parameters: The difference for the effective transport cross section increases with energy group but opposite trend can be seen for the effective diffusion cross section. For CR-2 the difference between the conventional cross section and the effective transport cross section is small compared with the result for CR-1. For CR-3 the effective transport cross sections in the energy range 10.5 MeV $\sim$ 1 keV are larger than the conventional cross sections in contrast with the CR-1 and CR-2.

Rod worth calculations were performed on the two-dimensional RZ model shown in Fig. 4, where the central region of radius 9.35 cm corresponds to the control rod position (CRP) or the control rod (CR). Control rod worths relative to CRP were calculated using the effective and conventional homogenized cross sections in 18 groups. The CRP was assumed homogeneous then the effective cross sections were applied only for the k_{eff} calculations for a core with the central CR. When using the effective cross sections, we applied them only to the CR belonging to the inner core and used the conventional cross sections for the CR belonging to the axial blanket because the contribution of that region to control rod worth is small. As a reference we performed whole core transport calculations without homogenizing the rod channel: The CR region was divided

into two or six subregions to treat the heterogeneity within the CR explicitly. Diffusion and transport calculations were carried out using CITATION⁽⁷⁾ and TWOTRAN-II⁽⁸⁾ codes. The results of k_{eff} and control rod worths for CR-1, CR-2 and CR-3 are presented in Table 2.

Let us examine the homogenization effect and transport effect. The homogenization effect is defined as the difference between the rod worths obtained from the transport (diffusion) calculation using the conventional cross section and from the reference transport (diffusion) calculation. This effect is large for CR-1 and CR-2 (about 4 % $\Delta k/k$), and small for CR-3 (about -2 % $\Delta k/k$). This indicates that the homogenization effect is mostly dependent to the rod pin configuration rather than boron enrichment. Calculated results of the homogenization effect are close for the transport and diffusion calculations. Thus the correction for the homogenization can be evaluated from diffusion theory calculations. The transport effect is defined as the difference between the reference transport and diffusion calculations. For CR-1 and CR-3 the transport effect is large though in opposite direction, and it is small for CR-2. The transport effect also can be estimated from the difference between the transport and diffusion calculations using the conventional cross section. The control rod worths obtained from the transport calculations using the effective cross section agree well with those of

the reference transport calculations: Difference between the results obtained from the transport calculations using the effective cross section and the reference transport calculations is within 1.5 % $\Delta k/k$. The diffusion calculation using the conventional cross section yielded errors of 10.9, 6.9 and -6.2 % $\Delta k/k$ for CR-1, CR-2 and CR-3, respectively, which come from the summation of the homogenization effect of 4.0, 4.5 and -2.4 % $\Delta k/k$, and the transport effect of 5.9, 3.1 and -5.2 % $\Delta k/k$. The diffusion calculation using the effective cross section yielded large errors for CR-1 and CR-2. This suggests that the global transport effect is not taken into account in the diffusion calculation only by modifying the group constant in the CR region.

Table 3 shows the comparison of averaged neutron spectra in the control rod for CR-1 obtained from RZ 18-groups calculations. The results obtained by the use of the effective cross section was further multiplied by $\bar{\Sigma}_g^{(\infty)}/\bar{\Sigma}_g^{(0)}$ and normalized thereafter. It is apparent that the use of the effective cross section yields the close spectrum to the reference transport calculation. Thus the effective cross section is useful in calculating the sample worths, reaction rate distributions in addition to the control rod worth calculations.

IV. CONCLUSION

We have developed a homogenization method of a control rod channel which preserves group-wise averaged reaction rates.

It was found that transport calculations using the conventional flux weighted group constants yielded large errors in control rod worths and those using the effective group constants produced the reasonable control rod worths and neutron spectra.

Reference

- (1) B.A. Worley and A.F. Henry : Spatial Homogenization of Diffusion Theory Parameters, COO-2262-10, MITNE-210, (1977).
- (2) B.A. Worley : Determination of Equivalent Diffusion Theory Parameters, EPRI 305, (1975).
- (3) T. Takeda, E. Saji and T. Sekiya : Determination of Effective Diffusion Parameters in Thermal Reactor Assemblies, J. Nucl. Sci. Technol., 17[1],44 (1980).
- (4) T. Takeda, K. Arai and M. Yamaoka : 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).
- (5) Y. Kikuchi, T. Narita and H. Takano : Preliminary Results of Benchmark Tests on JENDL-2, J. Nucl. Sci. Technol., 17[7],567 (1980).
- (6) P. Benoist : Theorie du Coefficient de Diffusion dans un Reseau Comportant des Cavites, CEA-R-2278, Centre d'Etudes Nucleaires, Saclay (1964).
- (7) T.B. Fowler, D.R. Vondy and G.W. Cunningham : Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION, ORNL-TM-2496, Rev.2, Oak Ridge National Laboratory (1971).
- (8) K.D. Lathrop and F.W. Brinkley : An Interfaced Exportable Version of the TWOTRAN Code for Two-Dimensional Transport, LA-4848-MS, (1973).

Table 1 Comparison of effective transport and effective diffusion cross sections with conventional cross sections

a) CR-1

Group	Energy range	Conventional			Percent difference of cross section	
		D (cm)	Σ_a (cm ⁻¹)	Σ_{tr} (cm ⁻¹)	Effective transport	Effective diffusion*
1	10.5 ~ 6.5 MeV	3.98345	7.33018-3	8.36796-2	-4.9	-20.0
2	6.5 ~ 4.0 MeV	3.47411	7.15456-3	9.59478-2	-5.2	-18.0
3	4.0 ~ 2.5 MeV	2.89628	5.47814-3	1.15090-1	-5.9	-14.2
4	2.5 ~ 1.4 MeV	2.75388	6.53067-3	1.21041-1	-5.9	-9.0
5	1.4 ~ 0.8 MeV	2.41135	3.55893-3	1.38235-1	-7.2	-7.3
6	0.8 ~ 0.4 MeV	1.83900	9.40556-3	1.81258-1	-9.5	-8.3
7	0.4 ~ 0.2 MeV	1.63192	1.63440-2	2.04258-1	-10.0	-7.8
8	0.2 ~ 0.1 MeV	1.36695	2.48151-2	2.43852-1	-10.6	-6.4
9	100 ~ 46.5 keV	1.22947	3.21167-2	2.71120-1	-11.3	-4.1
10	46.5 ~ 21.5 keV	1.05920	4.18730-2	3.14704-1	-13.1	0.0
11	21.5 ~ 10.0 keV	0.90241	5.29582-2	3.69380-1	-16.7	-0.9
12	10.0 ~ 4.65 keV	0.51969	6.07830-2	6.41406-1	-25.1	+10.7
13	4.65 ~ 2.15 keV	0.33671	6.58680-2	9.89965-1	-34.1	+24.7
14	2.15 ~ 1.00 keV	0.67248	8.00801-2	4.95675-1	-28.7	+9.8
15	1000 ~ 465 eV	0.68025	8.81290-2	4.90019-1	-23.0	+3.4
16	465 ~ 215 eV	0.48402	9.09814-2	6.88675-1	-26.0	+7.3
17	215 ~ 100 eV	0.58471	9.59054-2	5.70080-1	-26.6	-1.2
18	100 ~ thermal	0.56020	1.01820-1	5.95030-1	-34.9	-23.6

* D is fixed to the conventional D

b) CR-2

Group	Energy range	Conventional			Percent difference of cross section	
		D (cm)	Σ_a (cm ⁻¹)	Σ_{tr} (cm ⁻¹)	Effective transport	Effective diffusion*
1	10.5 ~ 6.5 MeV	4.07912	3.74170-3	8.17170-2	-0.5	-20.0
2	6.5 ~ 4.0 MeV	3.53603	2.23245-3	9.42677-2	-0.3	-17.0
3	4.0 ~ 2.5 MeV	3.04703	1.46227-3	1.09396-1	-1.0	-12.6
4	2.5 ~ 1.4 MeV	2.79018	1.46934-3	1.19467-1	-1.8	-7.5
5	1.4 ~ 0.8 MeV	2.47258	8.36328-4	1.34812-1	-2.9	-4.9
6	0.8 ~ 0.4 MeV	1.94898	2.10663-3	1.71030-1	-5.1	-5.9
7	0.4 ~ 0.2 MeV	1.79297	3.72058-3	1.85911-1	-3.7	-3.9
8	0.2 ~ 0.1 MeV	1.44479	5.72358-3	2.30714-1	-4.0	-3.0
9	100 ~ 46.5 keV	1.27110	7.77265-3	2.62240-1	-2.6	+0.9
10	46.5 ~ 21.5 keV	1.11633	1.11149-2	2.98597-1	-0.5	+2.7
11	21.5 ~ 10.0 keV	0.96781	1.60057-2	3.44420-1	-2.1	+1.6
12	10.0 ~ 4.65 keV	0.59969	2.37057-2	5.55843-1	-2.0	+6.0
13	4.65 ~ 2.15 keV	0.36760	3.31868-2	9.06785-1	-9.0	-0.2
14	2.15 ~ 1.00 keV	0.75458	4.32802-2	4.41747-1	-15.8	-7.1
15	1000 ~ 465 eV	0.76807	5.60105-2	4.33988-1	-15.1	-0.4
16	465 ~ 215 eV	0.54696	7.35094-2	6.09435-1	-22.4	-7.1
17	215 ~ 100 eV	0.63159	8.48488-2	5.27766-1	-28.4	-14.6
18	100 ~ thermal	0.58291	1.04583-1	5.71846-1	-37.8	-31.4

* D is fixed to the conventional D

c) CR-3

Group	Energy range	Conventional			Percent difference of cross section	
		D (cm)	Σ_a (cm ⁻¹)	Σ_{tr} (cm ⁻¹)	Effective transport	Effective diffusion *
1	10.5 ~ 6.5 MeV	4.04901	7.90464-3	8.23246-2	+3.9	-11.7
2	6.5 ~ 4.0 MeV	3.52039	8.04671-3	9.46865-2	+4.2	-8.8
3	4.0 ~ 2.5 MeV	2.89859	6.21675-3	1.14999-1	+4.6	-3.4
4	2.5 ~ 1.4 MeV	2.75697	7.14131-3	1.20906-1	+4.1	+2.5
5	1.4 ~ 0.8 MeV	2.38999	3.86398-3	1.39471-1	+4.6	+7.0
6	0.8 ~ 0.4 MeV	1.80747	1.04031-2	1.84420-1	+5.9	+9.4
7	0.4 ~ 0.2 MeV	1.57686	1.89691-2	2.11390-1	+5.9	+11.9
8	0.2 ~ 0.1 MeV	1.34208	2.93575-2	2.48371-1	+6.4	+16.3
9	100 ~ 46.5 keV	1.20453	3.96878-2	2.76733-1	+6.8	+22.3
10	46.5 ~ 21.5 keV	1.01991	5.73458-2	3.26827-1	+9.5	+35.0
11	21.5 ~ 10.0 keV	0.87658	8.41697-2	3.80264-1	+13.0	+52.6
12	10.0 ~ 4.65 keV	0.54308	1.26846-1	6.13783-1	+23.9	+157
13	4.65 ~ 2.15 keV	0.31737	1.86743-1	1.05030+0	+31.3	+1420
14	2.15 ~ 1.00 keV	0.52169	2.91587-1	6.38950-1	+6.2	+111
15	1000 ~ 465 eV	0.44071	4.39914-1	7.56357-1	-8.3	-10.7
16	465 ~ 215 eV	0.29998	6.81332-1	1.11117+0	-6.1	+80.3
17	215 ~ 100 eV	0.24295	1.03280+0	1.37201+0	-13.4	+2.4
18	100 ~ thermal	0.13231	2.15782+0	2.51934+0	-1.5	+60.5

* D is fixed to the conventional D

Table 2 The values of k_{eff} and control rod worths

a) CR-1

Method	k_{eff}	Control rod worth* ($\times 10^{-3} \Delta k/kk'$)	
Transport			
Two-region (Reference)	1.019583	7.2423	
Conventional E	1.019283	7.5333	(4.0)**
Effective E	1.019513	7.3101	(0.9)
Diffusion			
Two-region	1.013626	7.6708	(5.9)
Conventional E	1.013254	8.0330	(10.9)
Effective E	1.013447	7.8450	(8.3)

* The worth relative to CRP***

** Percent difference of the CR worths from the reference calculation

*** CRP k_{eff} 1.027168 (Transport)
1.021569 (Diffusion)

b) CR-2

Method	k_{eff}	Control rod worth* ($\times 10^{-3} \Delta k/kk'$)	
Transport			
Two-region (Reference)	1.022348	4.5898	
Conventional E	1.022131	4.7974	(4.5)**
Effective E	1.022275	4.6398	(1.5)
Diffusion			
Two-region	1.016654	4.7324	(3.1)
Conventional E	1.016472	4.9085	(6.9)
Effective E	1.016570	4.8137	(4.9)

* The worth relative to CRP***

** Percent difference of the CR worths from the reference calculation

*** CRP k_{eff} 1.027168 (Transport)
1.021569 (Diffusion)

c) CR-3

Method	k_{eff}	Control rod worth* ($\times 10^{-3} \Delta k/kk'$)	
Transport			
Six-regions (Reference)	1.018281	8.4416	
Conventional E	1.018494	8.2363	(-2.4)**
Effective E	1.018389	8.3375	(-1.2)
Diffusion			
Six-regions	1.013384	8.0060	(-5.2)
Conventional E	1.013473	7.9194	(-6.2)
Effective E	1.012999	8.3811	(-0.7)

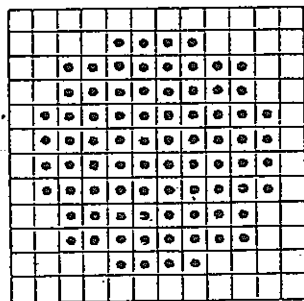
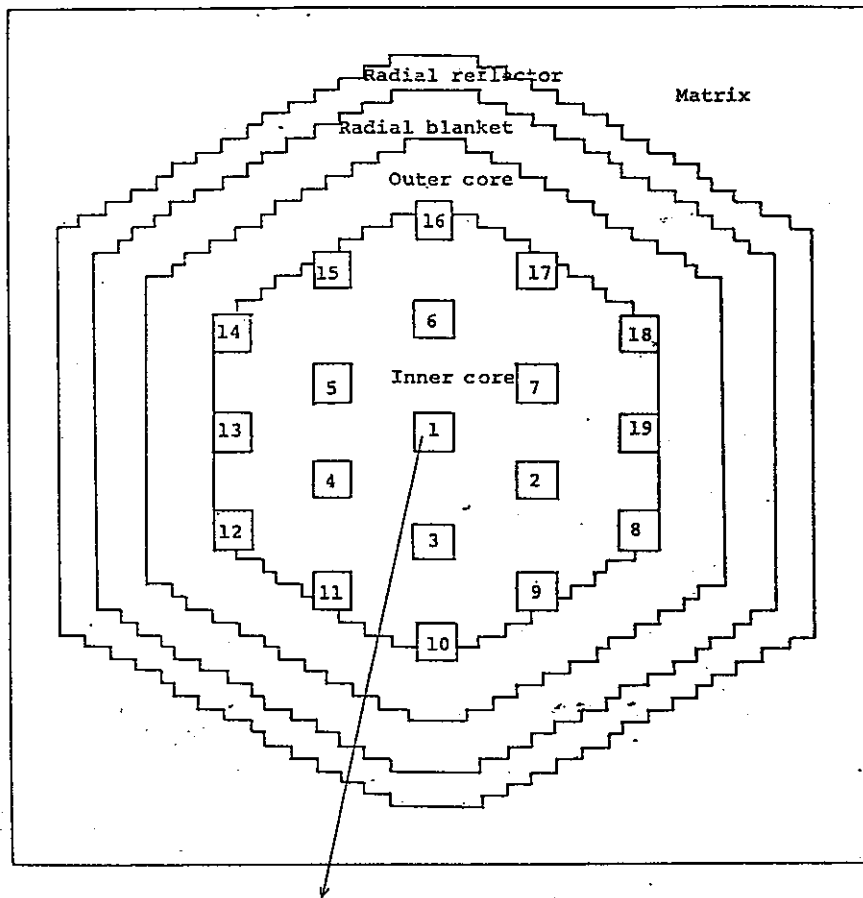
* The worth relative to CRP***

** Percent difference of the CR worth from the reference calculation

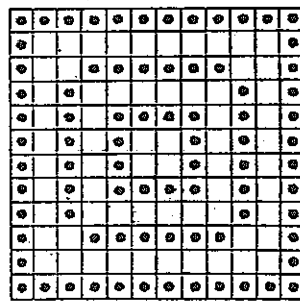
*** CRP k_{eff} 1.027110 (Transport)
1.021673 (Diffusion)

Table 3 Comparison of averaged spectra in control rod drawer for CR-1

Energy group	Reference (Transport)	Transport		Diffusion	
		Effective Σ	Conventional Σ	Effective Σ	Conventional Σ
1	.1975-2	.1964-2	.1894-2	.1991-2	.2178-2
2	.9504-2	.9449-2	.9122-2	.1069-1	.1025-1
3	.2266-1	.2251-1	.2183-1	.2529-1	.2375-1
4	.5366-1	.5363-1	.5246-1	.4264-1	.5500-1
5	.7386-1	.7386-1	.7301-1	.7388-1	.7467-1
6	.1400+0	.1382+0	.1392+0	.1377+0	.1406+0
7	.1674+0	.1644+0	.1674+0	.1662+0	.1674+0
8	.1721+0	.1723+0	.1735+0	.1730+0	.1719+0
9	.1521+0	.1539+0	.1540+0	.1542+0	.1514+0
10	.8750-1	.9087-1	.8929-1	.9411-1	.8769-1
11	.6010-1	.5965-1	.6008-1	.6037-1	.5865-1
12	.2512-1	.2476-1	.2505-1	.2599-1	.2407-1
13	.9224-2	.8693-2	.9103-2	.8842-2	.8766-2
14	.1446-1	.1359-1	.1402-1	.1476-1	.1357-1
15	.7030-2	.6928-2	.6796-2	.7020-2	.6602-2
16	.2323-2	.2287-2	.2244-2	.2313-2	.2483-2
17	.7822-3	.7757-3	.7681-3	.7702-3	.7467-3
18	.2198-3	.2196-3	.2273-3	.8813-4	.2217-3



Cylinder



Dilute rectangle

CR-1 7.82 kg (92% enriched B^{10}) CR-3 7.82 kg B^{10} (92% enriched
 CR-2 1.58 kg (natural B^{10}) Absorber surrounded by Na
 Steel surrounded by Na)

Fig. 1 Reference configuration and control positions for control rod worth measurement in ZPPR-10A

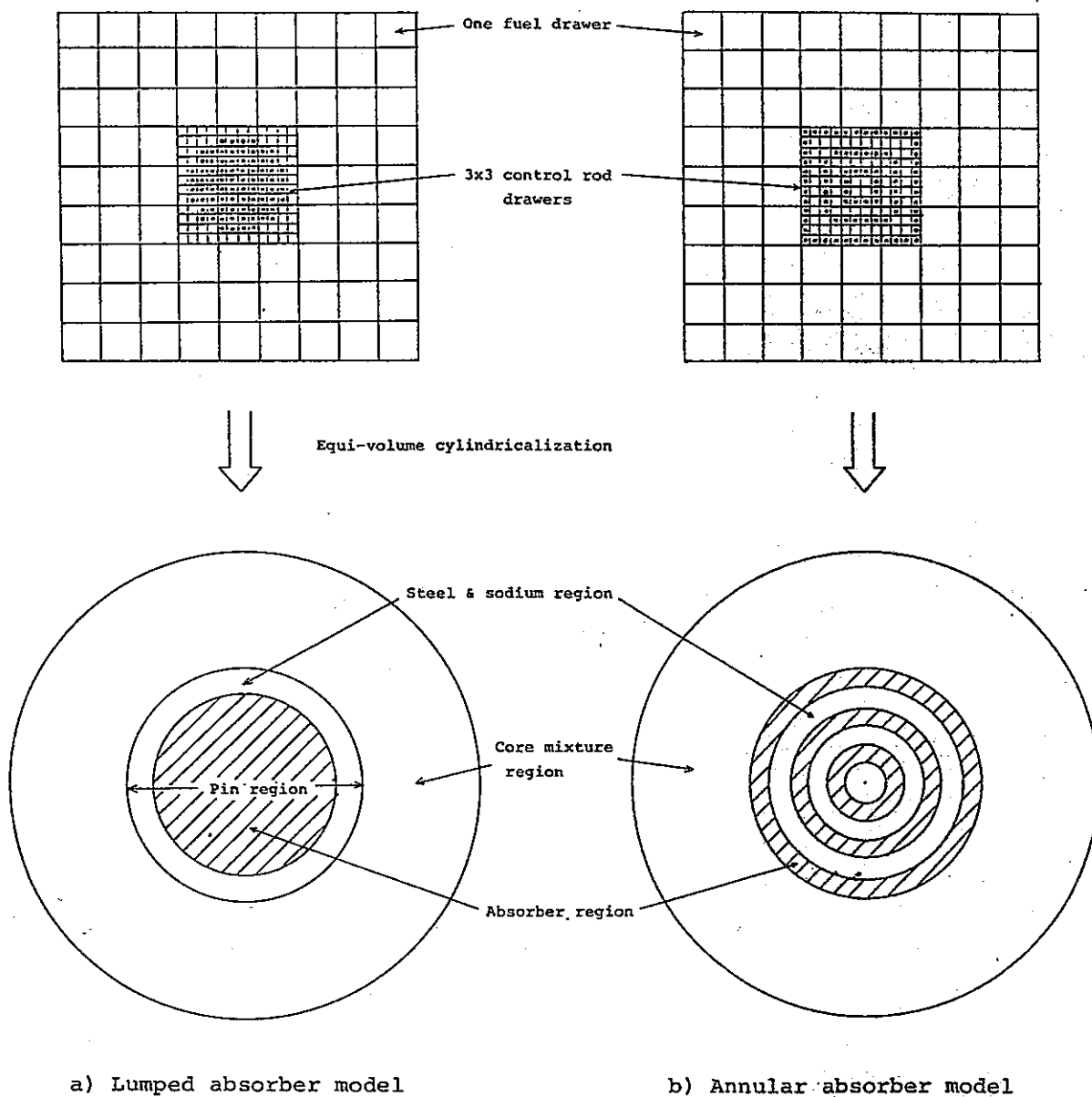


Fig. 2 One-dimensional cylinder super-cell model

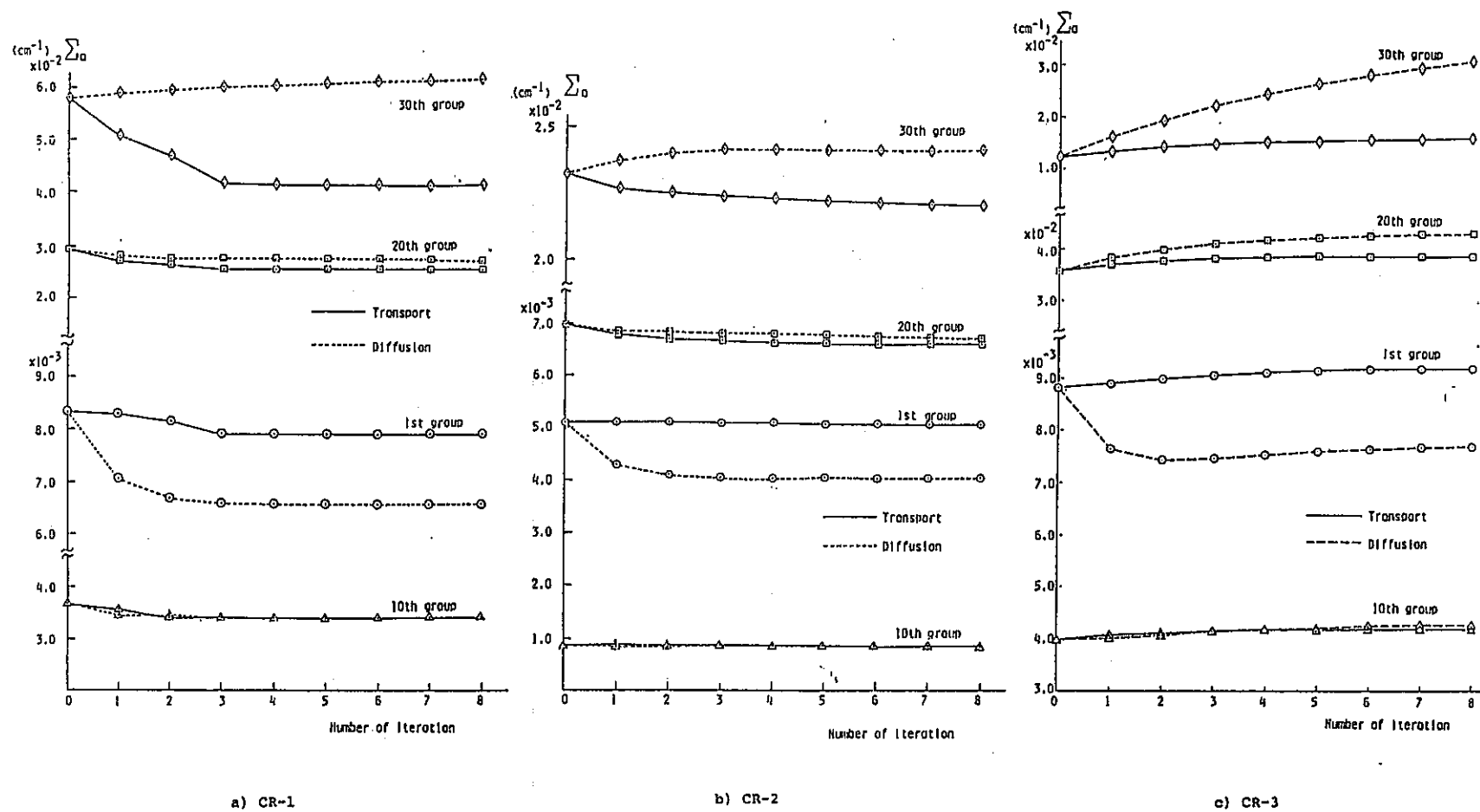


Fig. 3 Convergence of effective absorption cross sections

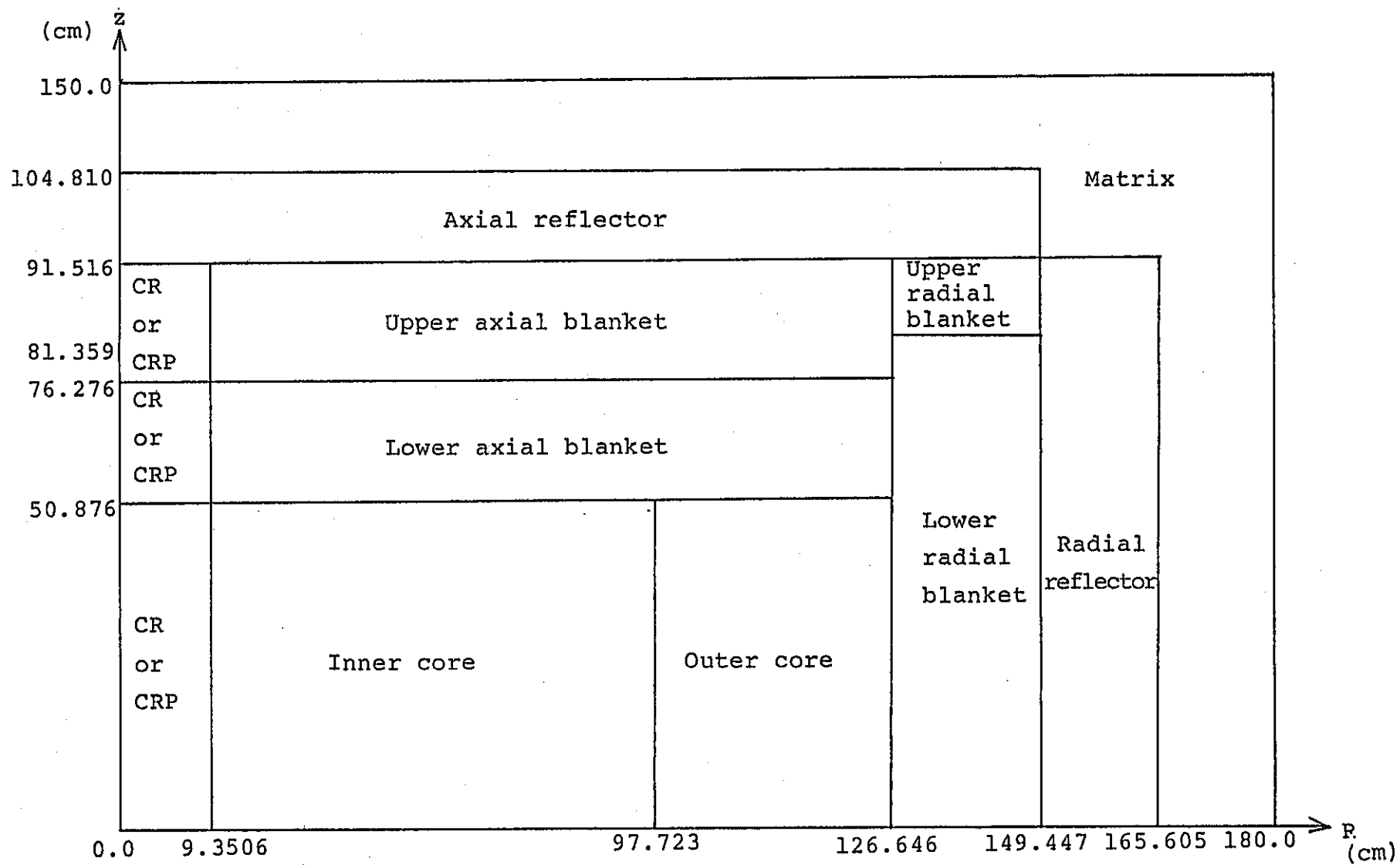


Fig. 4 2-dimensional RZ model for calculating control rod worth

Appendix C

Effect of Cell Calculation Model on the Analysis of Fuel Slumping Experiment

The reactivity change measured in the fuel slumping experiment on FCA Assembly VIII-2 has been analysed with two kind of cell calculation models, infinite cell model and multi-drawer cell model. 18-group transport calculations were carried out with the JENDL-2B cross section set. The use of the multi-drawer cell model has improved the (C-E) value of the reactivity change due to fuel slumping compared with the infinite cell model. Our result was very close to the result calculated by JAERI by means of JAERI-Fast Set Version II and both of them agreed well with the experimental data.

I. INTRODUCTION

The slumping experiment was made on FCA Assembly VIII-2 by Nakano, Tsunoda and Hirota. The detail of the experiment is described in the NEACRP paper "Analysis of Fuel Slumping Experiment on FCA Assembly VIII-2" by Nakano and Tsunoda.⁽¹⁾ The

axial fuel slumping was simulated along the core center using drawers with fuel plates twice as many as the normal one and spacer drawers. The neutronic properties of these drawers differ remarkably from that of the surrounding normal fuel drawers. Therefore we estimate the effect of the interference between different drawers on the reactivity change due to fuel slumping using multi-drawer cell models. The resultant reactivity change is compared with other results.

II. CALCULATIONAL METHOD

Cell calculations were carried out in 70 groups with the cross section set obtained from JENDL-2B⁽²⁾. Infinite cell calculations were made for the drawers used in the central slumping region (normal Na voided cell, Na voided axial blanket cell, fuel compacted cell) and the surrounding drawers (test region cell, axial blanket cell, driver region cell) by means of one-dimensional slab cell models as shown in Fig. 1. To treat the interference of the self shielding effect and the neutron intra-cell flux-distribution between the slumping region (fuel compacted drawer, spacer drawer) and the test region (Fig. 2), the multi-drawer cell model shown in Fig. 3 were used. Using the neutron spectra calculated in RZ models corresponding to each slumping case, the 70 group constants were collapsed into 18 groups. The reactivity changes due to

each fuel slumping were calculated from the exact transport perturbation calculation using the TWOTRAN-II code⁽³⁾ with S_6P_0 approximation.

III. RESULT AND DISCUSSION

1. Comparison of Group Constants Obtained from Infinite and Multi-Drawer Cell Models

We compared the group constants for the A1 pattern obtained from the infinite cell model with those obtained from the multi-drawer cell model. Table 1 shows the group constants of the test region obtained from the infinite cell model and the percent difference between group constants obtained from the multi-drawer cell model and the infinite cell model. The multi-drawer cell model consists of the spacer and test region. When using the group constants obtained from this model, the absorption and fission cross sections increased by 2 ~ 3% in the fast energy range compared with those obtained from the infinite cell model. In Tables 2 and 3, the group constants of the fuel compacted drawer and the sodium filled test region were compared respectively. The multi-drawer cell model consists of the fuel compacted drawer and sodium filled test region. Table 2 shows that the changes of the absorption and fission cross sections of the fuel compacted drawer adjacent to the sodium filled test region are 0.2 ~ 0.3% and 0.2 ~ 0.4% in the fast energy range.

For the fuel compacted drawer apart from the test region, the changes are smaller. Table 3 shows that the changes of the absorption and fission cross sections of the test region are $-1.1 \sim -0.6\%$ and $-1.5 \sim -0.7\%$ in the fast energy range. These changes are smaller than those of the test region adjacent to the spacer drawer as shown in Table 1. It is found that the neutron interference effect is stronger between the test region and spacer drawer than between the test region and fuel compacted drawer.

2. Reactivity Change Due to Fuel Slumping

The A0 pattern is the reference configuration in the fuel slumping experiment. The A1, A2 and A3 patterns correspond to the asymmetric fuel slumping models about the core mid-plane and the fuel slumping region increases in that order, while the S pattern is symmetric as shown in Fig. 2.

In Table 4, the transport calculation results in 18 groups using the cross sections obtained from the infinite cell and multi-drawer cell models are shown. When using the multi-drawer cell model, the (C-E) values of the reactivity worth due to fuel slumping are smaller than those using the infinite cell model, especially for the most asymmetric A3 pattern. Fig. 4 shows the measured reactivity worth due to fuel slumping and the calculated results obtained by various research laboratories. The result obtained by MAPI⁽⁴⁾ becomes saturated as the fuel slumping region increases (from A2 pattern to A3 pattern) while

our result and the result obtained by JAERI by means of JAERI-Fast Set Version II⁽⁵⁾ are very close except for the A3 pattern and follow up the measured data. Table 5.a and b shows each component of the transport perturbation calculation results obtained by using the cross sections from the infinite cell and multi-drawer cell models respectively. The leakage and moderation components obtained from the multi-drawer cell model are very similar to those obtained from the infinite cell model. The changes of absorption and fission components between the infinite cell and multi-drawer cell models are opposite in sign and this causes less change of the non-leakage component.

VI. CONCLUSIONS

1) The use of the multi-drawer cell model has improved the (C-E) value of the reactivity change due to fuel slumping compared with the infinite cell model, this trend was especially true for the most asymmetric fuel slumping pattern.

2) Our result was very close to the result calculated by JAERI by means of JAERI-Fast Set Version II and both of them agree well to the experimental data.

References

- (1) M. Nakano and H. Tsunoda, "Analysis of Fuel Slumping Experiment on FCA Assembly VIII-2", this NEACRP meeting.
- (2) Y. Kikuchi, T. Narita and H. Takano, J. Nucl. Sci. Technol., 17, 567 (1980).
- (3) K. D. Lathrop and F. W. Brinkley, "An Interfaced Exportable Version of the TWOTRAN Code for Two-Dimensional Transport", LA-4848-MS (1973).
- (4) T. Kawahara, T. Hojuyama, H. Osada and Y. Seki, "Analysis of Fuel Slumping Experiment", B41, 71, 1981 Annual Meeting of the Atomic Energy Society of Japan in Tokyo.
- (5) H. Takano, et al., "JAERI Fast Reactor Group Constants Set, Version II", JAERI 1255 (1978).

Table 1 Comparison of Cross Sections of Test Region from Infinite Cell
Calculation with those from Multi-Drawer Cell Calculation*

Group	Energy Range	Infinite Cell		Multi-Drawer Cell (% Difference from Infinite Cell)	
		Σ_a	$v\Sigma_f$	Σ_a	$v\Sigma_f$
1	10.5 ~ 6.5 MeV	1.31-2**	3.48-2	1.88	2.89
2	6.5 ~ 4.0	8.24-3	2.06-2	2.32	3.33
3	4.0 ~ 2.5	6.63-3	1.86-2	2.44	2.92
4	2.5 ~ 1.4	6.12-3	1.62-2	1.76	2.05
5	1.4 ~ 0.8	3.34-3	7.23-3	1.26	1.71
6	0.8 ~ 0.4	2.86-3	5.44-3	0.29	0.44
7	0.4 ~ 0.2	2.81-3	4.87-3	0.11	0.11
8	0.2 ~ 0.1	3.18-3	4.81-3	0.16	0.08
9	100 ~ 46.5 keV	4.14-3	5.02-3	0.12	-0.02
10	46.5 ~ 21.5	5.62-3	5.11-3	0.35	0.05
11	21.5 ~ 10.0	6.82-3	5.22-3	0.49	0.31
12	10.0 ~ 4.65	8.89-3	6.17-3	0.23	0.01
13	4.65 ~ 2.15	1.19-2	8.93-3	-1.45	-1.93
14	2.15 ~ 1.00	1.43-2	1.09-2	1.25	0.44
15	1000 ~ 465 eV	1.99-2	1.85-2	1.09	0.10
16	465 ~ 215	2.61-2	2.79-2	0.65	-0.20
17	215 ~ 100	3.77-2	3.77-2	0.39	-0.72
18	100 ~ thermal	5.99-2	8.48-2	0.09	-0.67

* Multi-Drawer Cell consists of Spacer and Test Region (Na in)

** Read as 1.31×10^{-2}

Table 2 Comparison of Cross Sections of Fuel Compacted Drawer from Infinite Cell Calculation with those from Multi-Drawer Cell Calculation*

Group	Infinite Cell		Multi-Drawer Cell (% Difference from Test Region)			
			Adjacent to Test Region		Apart from Test Region	
	Σ_a	$\nu\Sigma_f$	Σ_a	$\nu\Sigma_f$	Σ_a	$\nu\Sigma_f$
1	2.31-2**	6.72-2	0.21	0.30	0.10	0.13
2	1.52-2	3.97-2	0.26	0.36	0.12	0.18
3	1.26-2	3.61-2	0.26	0.32	0.13	0.16
4	1.20-2	3.19-2	0.15	0.18	0.09	0.11
5	6.50-3	1.42-2	0.19	0.25	0.11	0.15
6	5.56-3	1.08-2	0.07	0.12	0.07	0.10
7	5.47-3	9.71-3	0.03	0.04	0.02	0.03
8	6.20-3	9.63-3	-0.01	-0.01	0.00	0.01
9	8.11-3	1.01-2	0.01	0.02	0.00	0.00
10	1.09-2	1.02-2	0.02	-0.02	0.01	0.01
11	1.31-2	1.04-2	0.04	-0.01	-0.01	-0.01
12	1.67-2	1.23-2	0.10	0.03	0.00	0.00
13	2.12-2	1.86-2	0.50	0.22	0.06	0.09
14	2.65-2	2.22-2	-0.16	-0.51	-0.19	-0.28
15	3.79-2	3.70-2	0.03	-0.20	-0.22	-0.27
16	4.99-2	5.56-2	-0.03	-0.22	-0.19	-0.23
17	7.19-2	7.62-2	-0.10	-0.38	-0.21	-0.27
18	1.16-1	1.72-2	-0.33	-0.55	-0.29	-0.33

* Multi-Drawer Cell consists of Fuel Compacted Drawer and Test Region (Na in)

** Read as 2.31×10^{-2}

Table 4 Reactivity Worth due to Fuel Slumping
Obtained by Transport Calculation

1) Infinite Cell Calculation

Pattern	k_{eff}	Worth* ($\times 10^{-4} \Delta k/kk'$)		C/E	C - E**
		Calculation	Experiment		
A0	1.008173	————	————	—	—
A1	1.008574	3.94	5.3 ± 0.2	0.74	-1.36
A2	1.009173	9.83	12.6 ± 0.3	0.78	-2.77
A3	1.009395	12.01	15.2 ± 0.3	0.79	-3.19
S	1.007685	-4.80	-4.1 ± 0.2	1.17	-0.70

2) Multi-Drawer Cell Calculation

Pattern	k_{eff}	Worth* ($\times 10^{-4} \Delta k/kk'$)		C/E	C - E**
		Calculation	Experiment		
A0	1.008088	————	————	—	—
A1	1.009543	4.52	5.3 ± 0.2	0.85	-0.78
A2	1.009172	10.66	12.6 ± 0.3	0.85	-1.94
A3	1.009411	13.00	15.2 ± 0.3	0.86	-2.2
S	1.007732	-3.50	-4.1 ± 0.2	0.85	0.6

Table 5.a Components of Fuel Slumping Reactivity Worths for Each Pattern Obtained by Using
Cross Sections from Infinite Cell Calculation

($\times 10^{-4} \Delta k/kk'$)

Pattern	Experiment	Calculation (Direct)	Calculation (Exact Perturbation)				
			Net	Leakage	Absorption	Moderation	Fission
A0 - A1	5.3 $\pm$ 0.2	3.94	3.89	-0.22	-0.24	-1.35	5.70
A0 - A2	12.6 $\pm$ 0.3	9.83	9.75	-1.72	-4.40	-3.93	19.80
A0 - A3	15.2 $\pm$ 0.3	12.01	11.95	-5.59	-9.78	-6.15	33.47
A0 - S	-4.1 $\pm$ 0.2	-4.80	-4.81	4.36	33.42	2.07	-44.66

Table 5.b Components of Fuel Slumping Reactivity Worths for Each Pattern Obtained by Using
Cross Sections from Multi-Drawer Cell Calculation

($\times 10^{-4} \Delta k/kk'$)

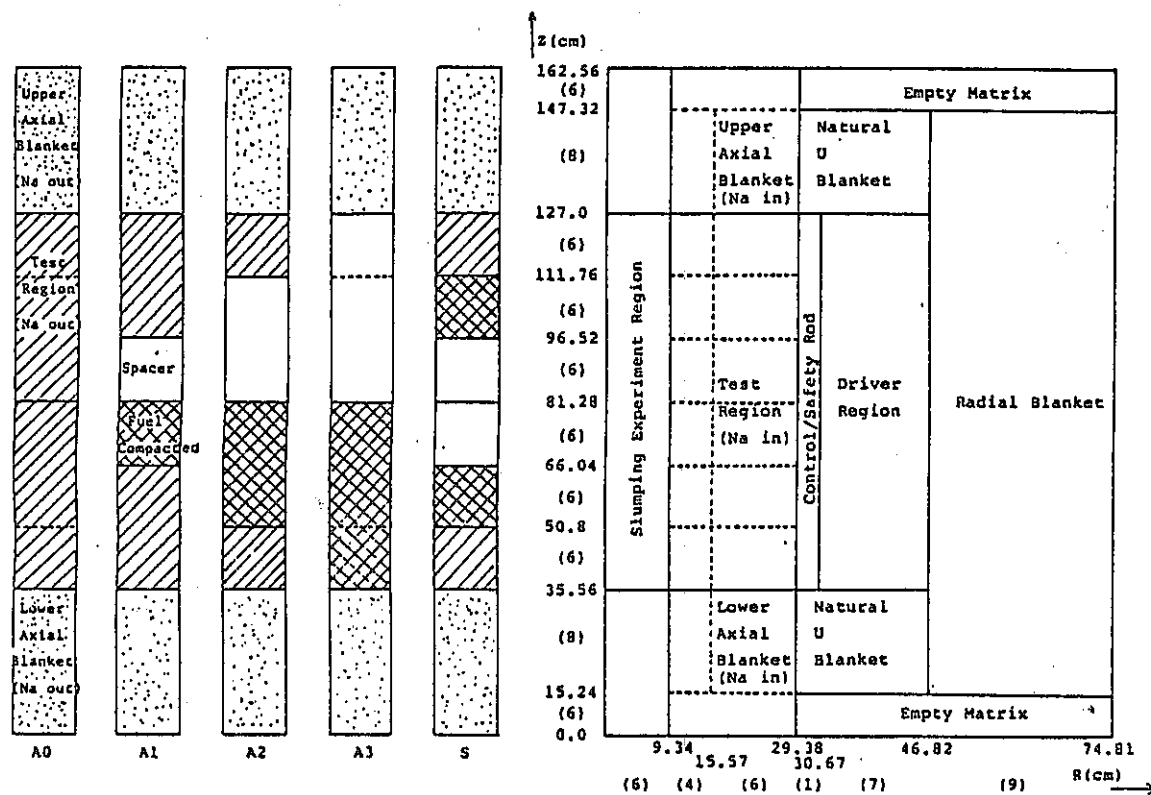
Pattern	Experiment	Calculation (Direct)	Calculation (Exact Perturbation)				
			Net	Leakage	Absorption	Moderation	Fission
A0 - A1	5.3 $\pm$ 0.2	4.52	4.47	-0.21	-0.89	-1.37	6.94
A0 - A2	12.6 $\pm$ 0.3	10.66	10.59	-1.74	-5.51	-3.93	21.77
A0 - A3	15.2 $\pm$ 0.3	13.00	12.95	-5.60	-11.28	-6.16	35.99
A0 - S	-4.1 $\pm$ 0.2	-3.50	-3.51	4.40	31.89	2.01	-41.81

Table 3 Comparison of Cross Sections of Test Region from Infinite Cell Calculation with those from Multi-Drawer Cell Calculation*

Group	Infinite Cell		Multi-Drawer Cell (% Difference from Infinite Cell)	
	Σ_a	$\nu\Sigma_f$	Σ_a	$\nu\Sigma_f$
1	1.31-2**	3.48-2	-0.93	-1.35
2	8.24-3	2.06-2	-1.12	-1.54
3	6.63-3	1.86-2	-1.05	-1.23
4	6.12-3	1.62-2	-0.64	-0.74
5	3.34-3	7.23-3	-0.63	-0.84
6	2.86-3	5.44-3	-0.28	-0.42
7	2.81-3	4.87-3	-0.06	-0.14
8	3.18-3	4.81-3	0.12	0.02
9	4.14-3	5.02-3	0.09	-0.04
10	5.62-3	5.11-3	0.05	0.01
11	6.81-3	5.22-3	0.03	0.05
12	8.87-3	6.16-3	-0.12	-0.06
13	1.19-2	8.93-3	-0.71	-0.81
14	1.42-2	1.09-2	0.54	0.83
15	1.99-2	1.85-2	0.17	0.45
16	2.61-2	2.78-2	0.22	0.46
17	3.76-2	3.77-2	0.34	0.66
18	5.97-2	8.55-2	0.53	0.72

* Multi-Drawer Cell consists of Fuel Compacted Drawer and Test Region (Na in)

** Read as 1.31×10^{-2}



() = The Number of Meshes in a Region

Fig. 2 RZ Model of FCA VIII-2

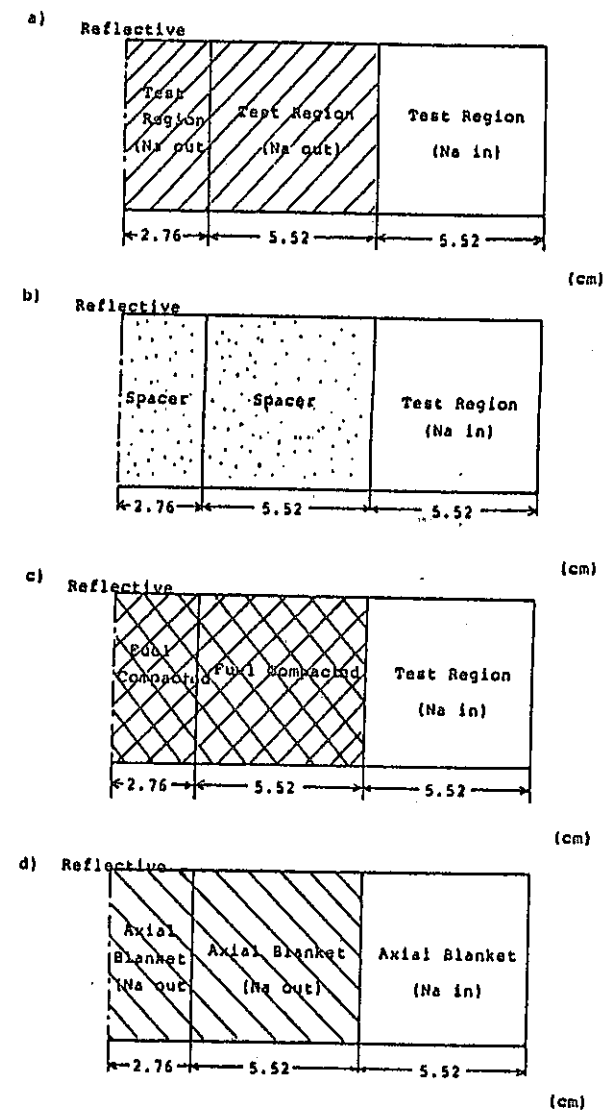


Fig. 3 Multi-Drawer Cell Models

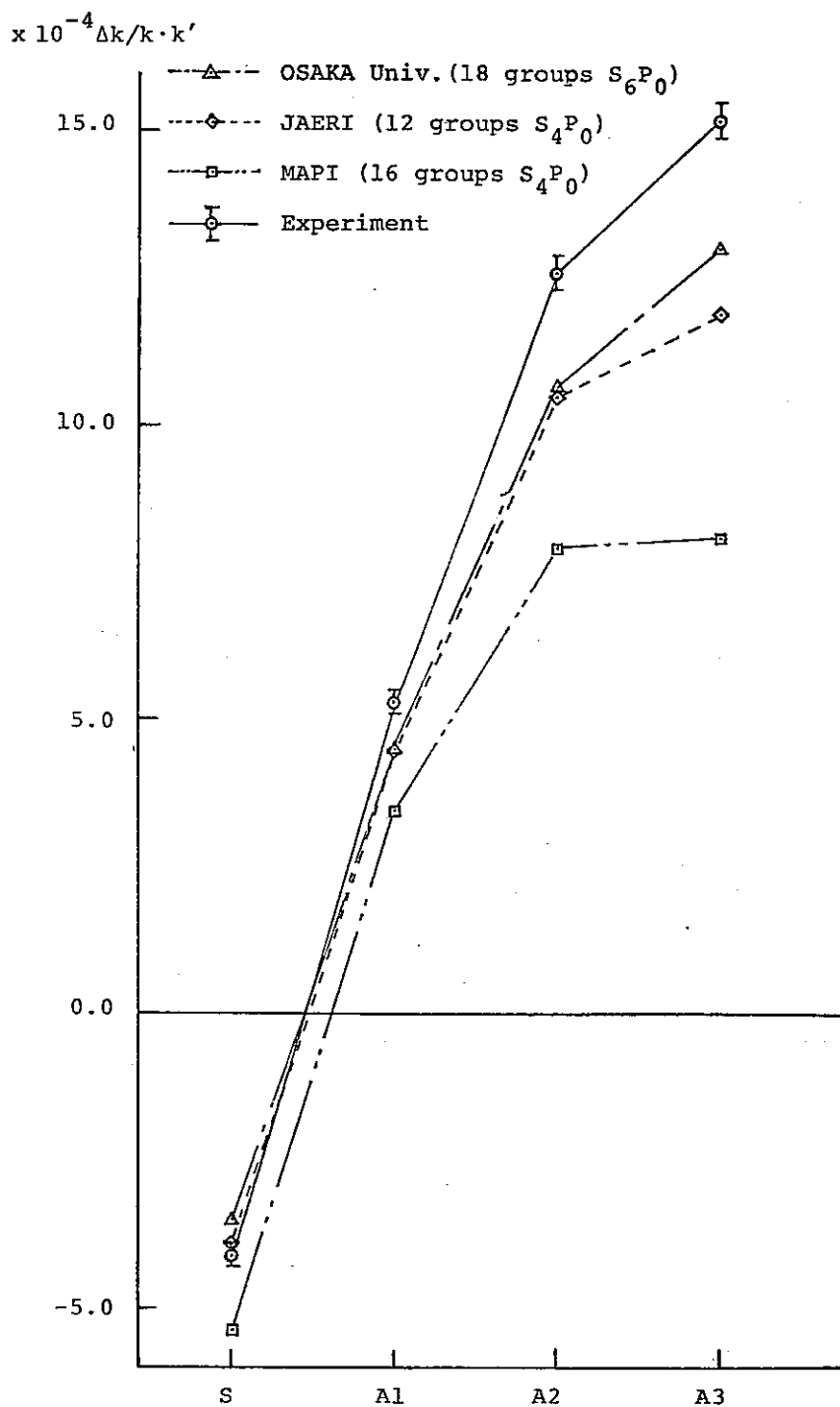


Fig. 4 Change of Reactivity Worth due to Fuel Slumping
Performed by Various Research Laboratories