

プルトニウム燃料部分装荷炉心特性の解析

臨界性と半径方向銅反応率分布

1974年6月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター

システム開発推進部 技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technology Management Section, O-arai Engineering Center, Power Reactor
and Nuclear Fuel Development Corporation 4002, Narita O-arai-machi Higashi-
Ibaraki-gun, Ibaraki, 311-14, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development
Corporation)

プルトニウム燃料部分装荷炉心特性の解析

臨界性と半径方向銅反応率分布

報告者 米田 平 *

浅野 雄一郎 *

小綿 泰樹 *

官脇 良夫 *

期間 1974年1月1日～1974年6月30日

目的 プルトニウム燃料を装荷した炉心の臨界性と半径方向銅反応率分布の解析を行ない、計算コードの精度評価を行なう。

要旨 ATR原型炉‘ふげん’炉心核設計上重要な因子である臨界性と中性子束分布の設計精度評価に資するため、格子計算コード‘METHUSELAH-2’と2次元少数群拡散コード‘PDQ-5’を用いて、プルトニウム燃料を部分装荷した7種類のDCA炉心(二領域炉心、分散炉心及び反射体付炉心)の臨界性と半径方向銅反応率分布の解析を行ない、解析精度の評価を行なった。ただし、PDQ-5による計算は、単位格子を均質化した2次元3群計算である。解析結果から、METHUSELAH-2とPDQ-5による計算は、

(1) 実験誤差内で臨界性を評価するが、0%ボイド炉心では過少評価し(最大約1.5%ΔK)、100%ボイド炉心では過大評価する(約0.5%ΔK)傾向がある。

(2) 半径方向銅反応率ピーキング係数を最大約 $\pm 5/8\%$ の範囲で評価する。

ことが判った。

* 大洗工学センター重水臨界実験室、DCA実験グループ

官脇良夫、樋口幸次郎、八谷雄喜、柴公倫、竹下徳人、福村信男、仁紫明人、飯島一敬、浅野雄一郎、村松精、相原永史、戸村和二、米田平、平山卓、若林利男、小綿泰樹、磯村和利、菅原昇三、今泉清、成尾一輝

ANALYSIS OF PLUTONIUM PARTIALLY
LOADED CORE

Criticality and Radial Copper Reaction Rate Distribution

T. Yoneda *

Y. Asano *

Y. Kowata *

Y. Miyawaki *

Abstract

For the purpose of evaluating the accuracy of nuclear core design for plutonium loading ATR(Advanced Thermal Reactor), a series of critical experiments partially loaded with plutonium fuel assemblies has been carried out at DCA(Deuterium Critical Assembly). In this report, the analytical results on the criticality and the radial copper reaction rate distribution for clean core, in which no poisons such as control-rod were included, are described.

The calculations were performed by making use of a cell calculation code METHUSELAH-2 and a few group diffusion code PDQ-5. METHUSELAH calculations were five energy groups, and PDQ calculations using the cell averaged group constants were two dimensions(X-Y) and three energy groups.

The following conclusions were obtained from these analyses.

- (1) The calculated K-effective using an experimental axial buckling(B_z^2) well estimated the critical condition($K_{eff}=1$) of plutonium loading DCA core.
- (2) The accuracy of the calculated peaking factors of radial copper reaction rates, compared with experiments, was within $\frac{+5}{-8}$ per cents for all cases.

* Heavy Water Critical Experiments Section,
Oarai Engineering Center, PNC

目 次

1. 概 要	1
2. 炉心体系	2
3. 解析方法	9
3.1 格子計算	9
3.2 炉心計算	9
3.3 銅反応率計算	10
4. 解析結果	19
4.1 臨界性	19
4.2 半径方向銅反応率分布	19
5. 計算方法の検討	48
6. 結 論	56
7. 参考文献	57

1 概 要

A T R 原型炉 'ふげん' にプルトニウム燃料を装荷した場合の核特性を評価するため、D C A に於てスタンダードグレードのプルトニウム（核分裂性プルトニウム / 全プルトニウム ~ 9 1 w/o）富化燃料集合体を装荷した炉心の核特性の測定が行なわれて来た。^{(1)~(4)}ここでは、制御棒や液体ポイズン等の中性子吸収材を挿入していないクリーンな炉心の臨界性および半径方向銅反応率分布の解析を行なった。解析に使用した計算コードは格子計算コード N O A H - 2 (M E T H U S E L A H - 2 と同じ) および 2 次元少数群拡散コード P D Q - 5 であり、P D Q - 5 による炉心計算は全ての炉心体系に対して炉心面積を保存する一即ち、等面積法一よりの X - Y 2 次元 3 群計算である。また炉心計算に当っては単位格子を全て均質化した。

このような解析方法は 'ふげん' の核設計にも採用されているため、この解析結果は 'ふげん' 核設計の評価に役立てられよう。

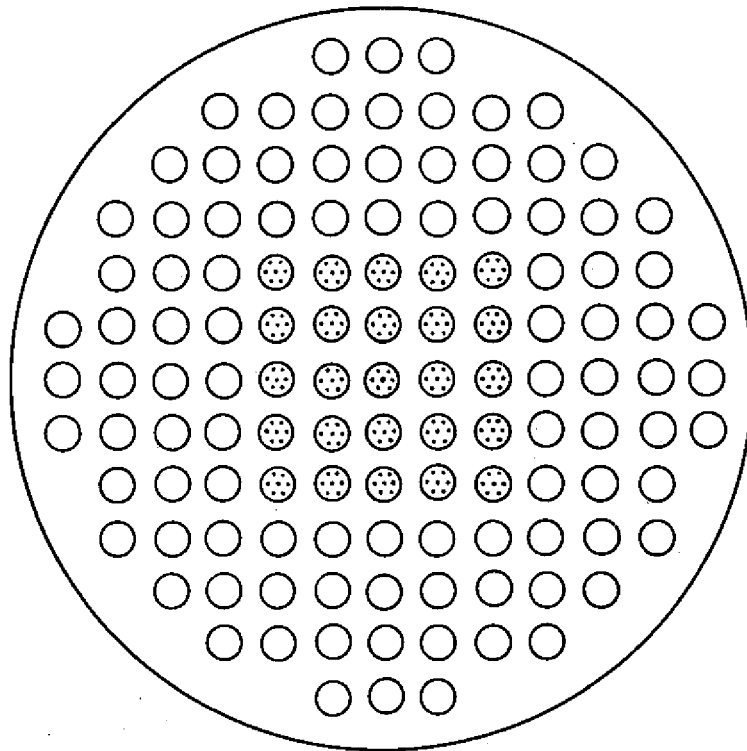
2 炉 心 構 成

今回解析したプルトニウム燃料を部分的に装荷したDCA炉心は、

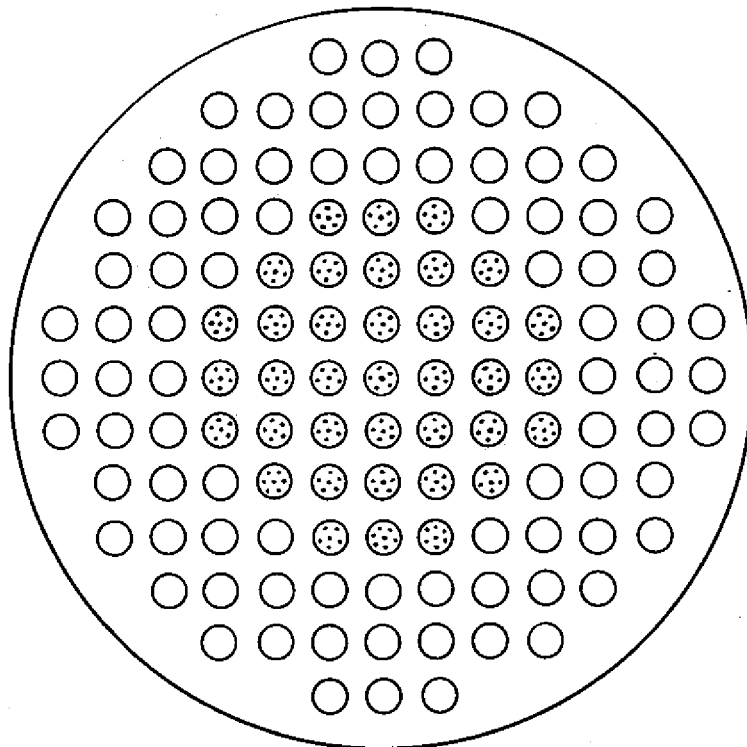
- (A) 炉心中央部に25体の $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体、その外側に96体の $1.2w/oUO_2$ 燃料集合体を配置した二領域炉心
- (B) 炉心中央部に37体の $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体、その外側に84体の $1.2w/oUO_2$ 燃料集合体を配置した二領域炉心
- (C) 炉心中央部に9体の $0.87w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体、その外側に112体の $1.2w/oUO_2$ 燃料集合体を配置した二領域炉心
- (D) $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体32体と $1.2w/oUO_2$ 燃料集合体89体を分散型に配置した分散炉心
- (E) $0.87w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体25体、 $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体32体および $1.2w/oUO_2$ 燃料集合体64体を分散型に配置した分散炉心
- (F) 炉心中央部に37体の $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体を装荷し、その外側に重水反射体を設けた反射体付炉心
- (G) 炉心中央部に25体の $0.54w/oPuO_2-UO_2$ 燃料集合体を装荷し、その外側に96の非燃料装荷格子を配置したATR原型炉‘ふげん’の臨界近接模擬炉心

であり、これらの炉心の格子間隔は $22.5mm$ 、冷却材ボイド体積率は(A)~(C)については0%と100%、(D)~(G)については0%である。以上(A)~(G)の炉心構成をFig. 2-1に示す。

臨界性の解析は(A)~(G)の全ての体系について行ない、半径方向銅反応率分布の解析は(B)~(G)の炉心について行なった。これらの解析ケースの一覧をTable 2-1に示す。ただし、銅反応率分布で9°方向、45°方向とはDCA炉心に付けられた方向に従って名付けた半径方向の分布を意味し、1/4炉心とはDCA炉心の1/4象限内の半径方向の分布を意味する。これらについてはFig. 2-2を参照されたい。

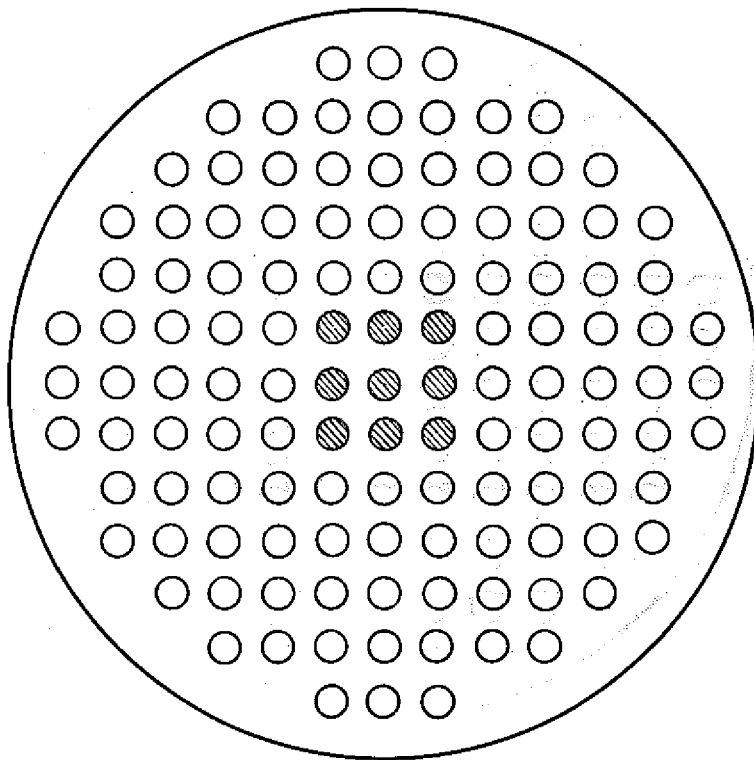


- (A)
- | | | |
|---|---|-----|
| ○ | 1.2w/oUO ₂ Fuel Cluster | :96 |
| ⊙ | 0.54w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cluster | :25 |



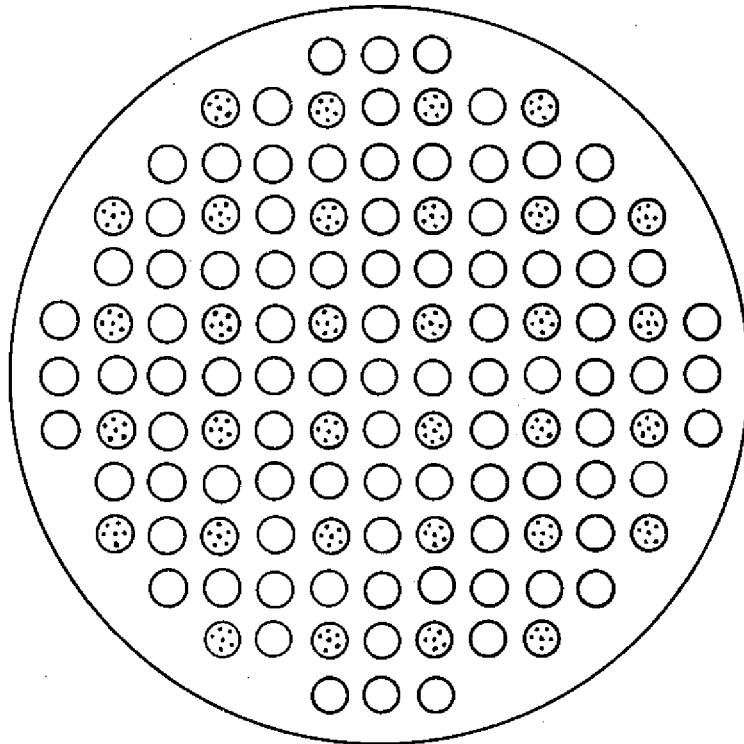
- (B)
- | | | |
|---|---|-----|
| ○ | 1.2w/oUO ₂ Fuel Cluster | :84 |
| ⊙ | 0.54w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cluster | :37 |

Fig.2-1 Core Configuration

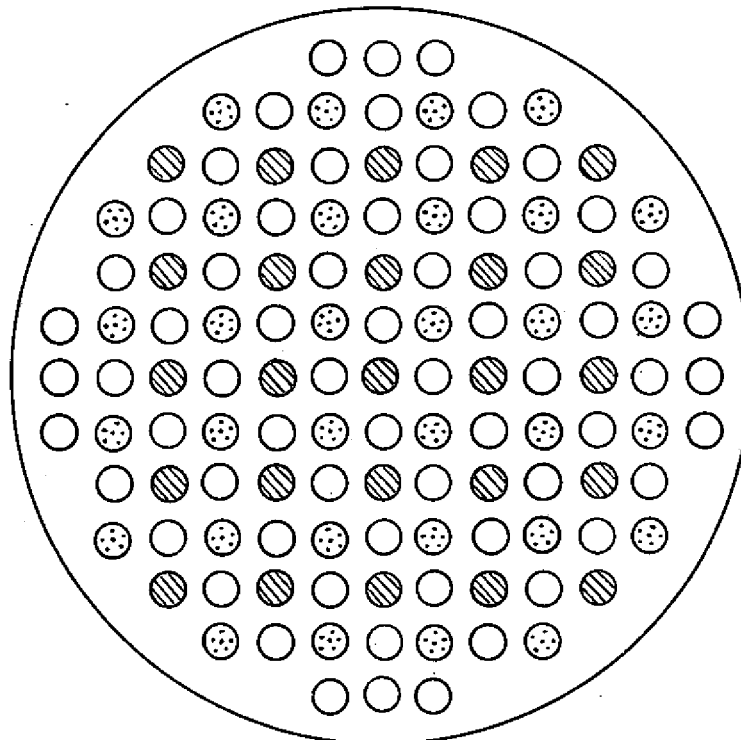


- (C) ○ 1.2w/oUO₂ Fuel Cluster : 112
● 0.87w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 9

Fig.2-1 (Continued)

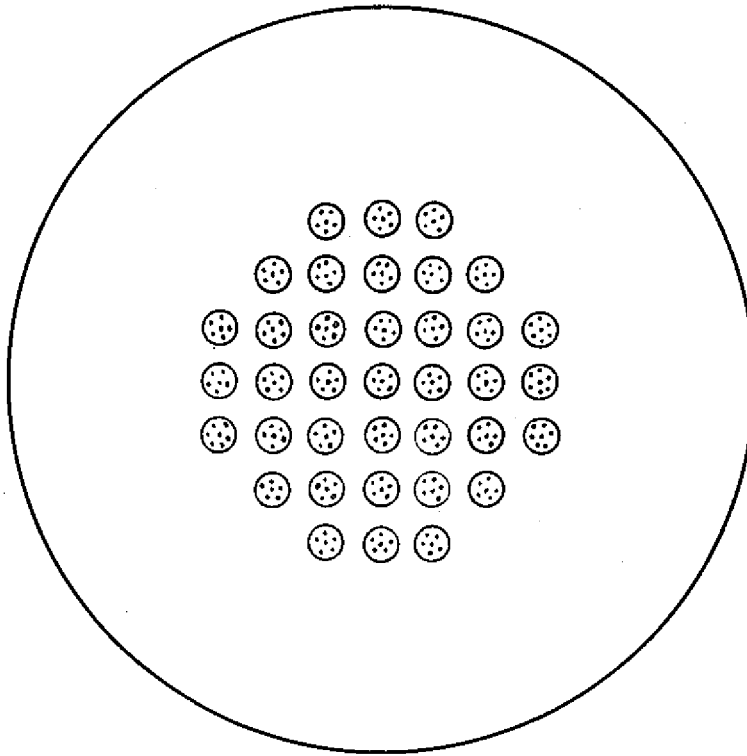



- (D)
- 1.2w/oUO₂ Fuel Cluster : 89
 - ⊙ 0.54w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 32

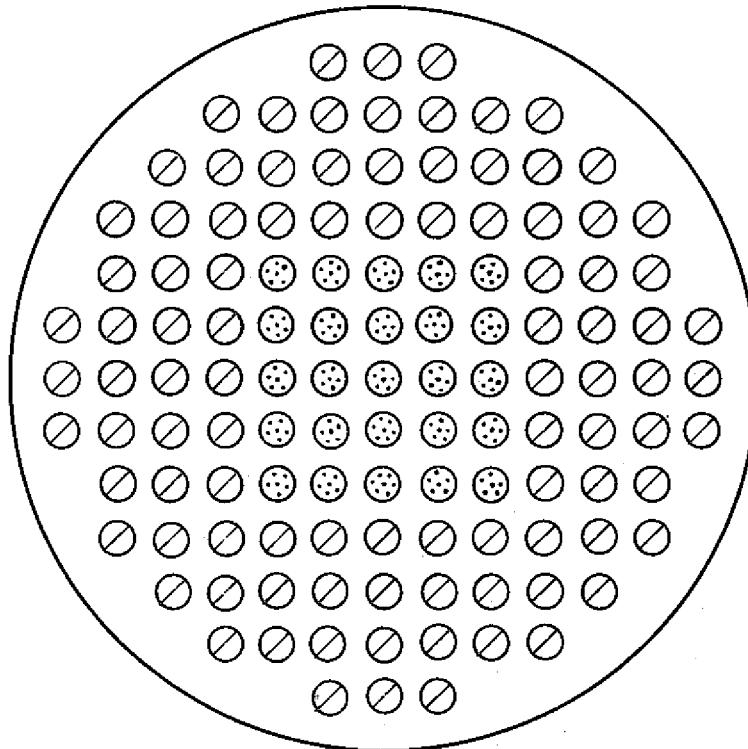


- (E)
- 1.2w/oUO₂ Fuel Cluster : 64
 - ⊙ 0.54w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 32
 - ⊘ 0.87w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 25

Fig. 2-1 (Continued)



(F)  0.54w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 37





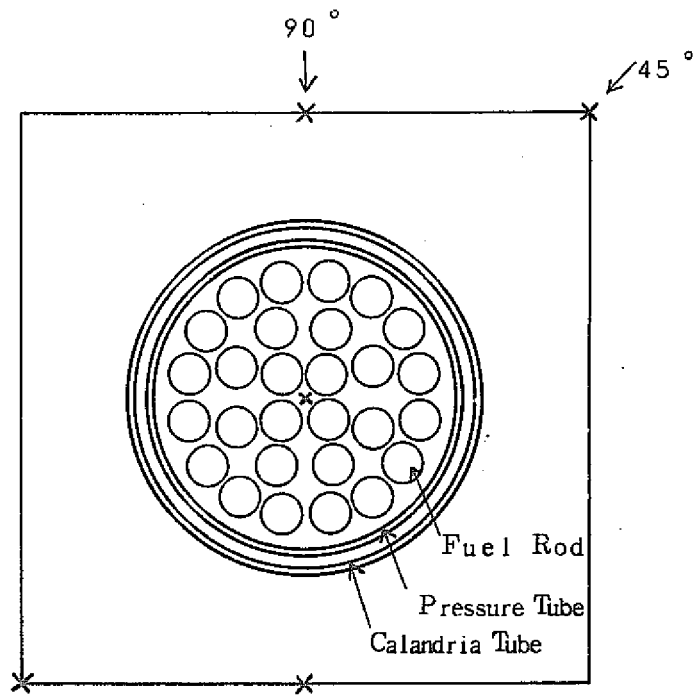
(G)  0.54w/oPuO₂-UO₂ Fuel Cluster : 25
 Non-Fuel Cell : 96

Fig.2-1 (Continued)

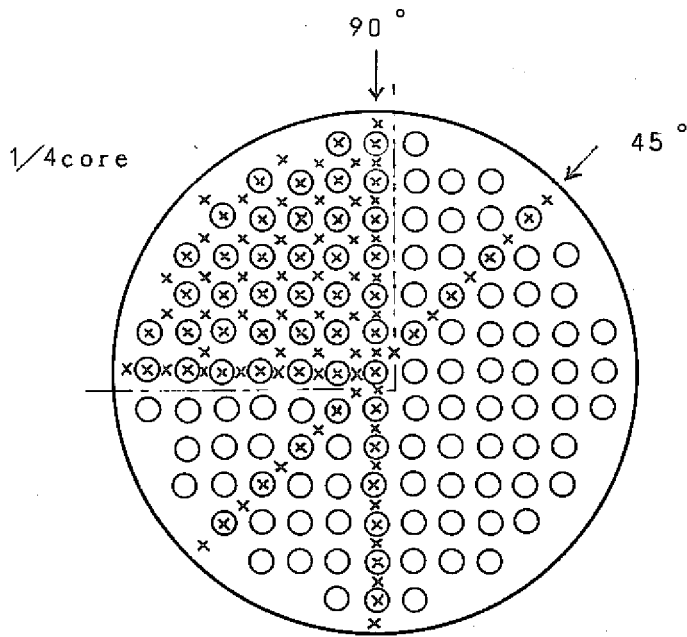
Table 2-1 Analytical Cases of Critical Conditions (Keff) and Radial Co Reaction Rate Distributions

Core	Coolant Void Fraction (%)	Keff	Radial Co Reaction Rate Distribution		
			90° direction	45° direction	1/4 core
(A) 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (25) + 1.2w/o UO ₂ (96)	0 and 100	yes	no	no	no
(B) 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (37) + 1.2w/o UO ₂ (84)	0 and 100	yes	yes	yes	yes
(C) 0.87w/o PuO ₂ - UO ₂ (9) + 1.2w/o UO ₂ (112)	0 and 100	yes	yes	yes	no
(D) 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (32) + 1.2w/o UO ₂ (89)	0	yes	no	no	yes
(E) 0.87w/o PuO ₂ - UO ₂ (25) + 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (32) + 1.2w/o UO ₂ (64)	0	yes	no	no	yes
(F) 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (37) + D ₂ O Reflector	0	yes	yes	yes	no
(G) 0.54w/o PuO ₂ - UO ₂ (25) + Non-Fuel Cell (96)	0	yes	yes	yes	no

() is Number of Fuel Clusters



(a) Unit Cell



(b) Core

× Measuring and Analytical Position of Cu Reaction Rate

Fig.2-2 Measuring and Analytical Positions of Cu Reaction Rate

3 解析方法

3.1 格子計算

炉心計算に際して必要となる単位格子の群定数は，格子計算コードNOAH-2(METH USELAH-2と同じ)を用いて，正方格子を等面積の円筒格子に置換して算出した。⁽⁵⁾

NOAH-2は5群計算を行なって5群定数を出力するが，これを3群に縮約して炉心計算の入力とした。縮約した3群のエネルギー領域は，

第1群(高速中性子群)：10MeV～5.5KeV

第2群(熱外中性子群)：5.5KeV～0.625eV

第3群(熱中性子群)：0.625eV～0eV

である。

NOAH-2による計算に際しては，Fig.3-1に示す様に，燃料集合体の中心に水領域を，圧力管の内側に水ギャップ領域を設け，中心の水領域及び水ギャップ領域～カランドリア管領域をRARE REGIONまたはAIR GAP指定した。

1.2w/oUO₂，0.54w/oPuO₂-UO₂および0.87w/oPuO₂-UO₂燃料格子の格子定数は格子平均—即ち，均質格子—の値を算出し，重水反射体の定数は1.2w/oUO₂燃料格子の外側に約3cm厚さの重水領域を設けることによって算出した。また，燃料集合体が装荷されていない格子(非燃料装荷格子)については，格子の中心から22.5cm離れた位置に2cm巾の軽水領域を設け，その中に28本の0.54w/oPuO₂-UO₂燃料棒を配置することによって求めた(Fig.3-2参照)。

Table3-1にNOAH-2の入力条件を示し，Table3-2にNOAH-2によって算出した3群の格子定数を示す。ただし，100%ボイド時の冷却材密度および組成は，20℃に於る水の飽和蒸気圧のそれである。

3.2 炉心計算

NOAH-2から得られた格子定数を入力として，二次元少数群拡散コードPDQ-5を用いて炉心計算を行なった。計算の座標系はX-Y，メッシュ数は単位格子当り2メッシュ，エネルギー群は3群である。炉心境界は，Fig.3-3に示す様に実際の円状の炉心面積を保存するように矩形の境界で近似した(即ち，等面積X-Y計算)。ただし，実際の炉心には炉心の外側に厚さ10mmのカランドリア・タンク(アルミニウム製)が存在するが，計算に際してはこれを考慮していない。また入力値として必要な軸方向バックリング(B_z^2)は実験から得られた値(臨界バックリング)を使用し，この値は半径方向位置に依存しないと仮定した。

3. 3 反応率の計算

位置 r に於る銅の反応率は、位置 r に於る中性子束 $\phi(r)$ と銅の吸収断面積 $\Sigma_a^{cu}(r)$ の積として求められ、前者は PDQ-5 による炉心計算と NOAH-2 による格子計算から、後者は NOAH-2 による計算から得られる。即ち、エネルギー群数を G とすると、

$$\begin{aligned} \text{銅の反応率}(r) &= \sum_{g=1}^G \{ \phi_g(r) \cdot \Sigma_{a,g}^{cu}(r) \} \\ &= \sum_{g=1}^G \left\{ \phi_g^{\text{core}}(r) \cdot \frac{\phi_g^{\text{cell}}(r)}{\bar{\phi}_g^{\text{cell}}} \cdot \Sigma_{a,g}^{cu}(r) \right\} \end{aligned}$$

となる。ただし、

$\phi_g^{\text{core}}(r)$: 炉心計算から得られる位置 r 、エネルギー群 g の中性子束

$\phi_g^{\text{cell}}(r)$: 格子計算から得られる位置 r 、エネルギー群 g の中性子束

$\bar{\phi}_g^{\text{cell}}$: 格子計算から得られるエネルギー群 g の格子平均中性子束

$\Sigma_{a,g}^{cu}(r)$: 位置 r 、エネルギー群 g における銅の吸収断面積

である。

しかしながら NOAH-2 は正方格子を等面積の円筒格子 (格子半径 R_e) で近似して解くコードであるため、正方格子の格子境界付近に於る中性子束を正しく評価できない。従ってここでは、第 0 次近似として格子中心から正方格子の格子境界位置 r' までの距離 R' を半径とする格子計算を行なって得られた格子内中性子束分布から補正係数を求めて、正方格子の格子境界位置 r' に於る中性子束 $\phi_g^{\text{cell}}(r')$ を算出した。即ち、

$$R' > R_e \text{ の場合} : \phi_g^{\text{cell}}(r') = \frac{\phi_g^{\text{cell}(R')}(R')}{\phi_g^{\text{cell}(R')}(R_e)} \cdot \phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R_e)$$

$$R' < R_e \text{ の場合} : \phi_g^{\text{cell}}(r') = \frac{\phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R')}{\phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R_e)} \cdot \phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R_e)$$

ただし、

$\phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R_e)$: 半径 R_e の格子計算から得られる位置 R_e 、エネルギー群 g の中性子束

$\phi_g^{\text{cell}(R')}(R')$: 半径 R' の格子計算から得られる位置 R' 、エネルギー群 g の中性子束

$\phi_g^{\text{cell}(R')}(R_e)$: 半径 R' の格子計算から得られる位置 R_e , エネルギー群 g の
中性子束

$\phi_g^{\text{cell}(R_e)}(R')$: 半径 R_e の格子計算から得られる位置 R' , エネルギー群 g の
中性子束

である。

一方、非燃料装荷格子の計算では、単位格子の境界外に仮想的に燃料棒をまきつけると
いう方法を取ったため、単位格子内の中性子束分布を正しく評価できない。従ってここで
は、非燃料装荷単位格子内の減速材（重水）領域及び冷却材（軽水）領域中に於ては中性
子束分布が空間的に平坦であると仮定して格子中心および減速材中に於る反応率を算出し
た。即ち、

$$\text{格子中心} : \phi_g^{\text{cell}(r)} = \bar{\phi}_g^{\text{cell c}}$$

$$\text{重水中} : \phi_g^{\text{cell}(r)} = \bar{\phi}_g^{\text{cell m}}$$

ただし、

$\bar{\phi}_g^{\text{cell c}}$: 非燃料装荷格子計算から得られるエネルギー群 g の冷却材領域平均中
性子束

$\bar{\phi}_g^{\text{cell m}}$: 非燃料装荷格子計算から得られるエネルギー群 g の減速材領域平均中
性子束

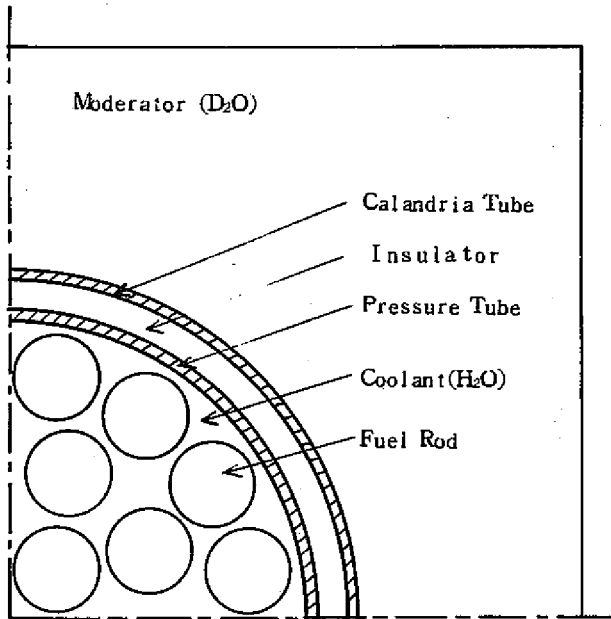
である。なお、重水反射体付炉心(F)の重水反射体領域では、

$$\phi_g^{\text{cell}(r)} / \bar{\phi}_g^{\text{cell}} = 1.0$$

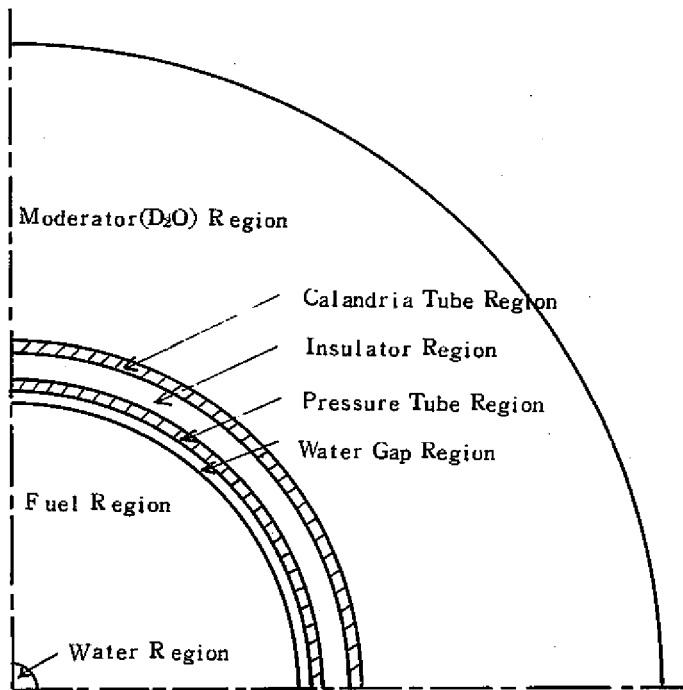
と仮定して、反応率計算を行なった。

NOAH-2には銅の吸収断面積が備えられていないので、銅と同じ $1/v$ 吸収体である
Mn-55のデータを使用して反応率を算出した。銅に代えてMn-55を使用すると反応率
の絶対値は異なるが、共に $1/v$ 吸収体であるため相対的な半径方向分布には影響を与え
ない。

以上に述べた反応率計算の概要を Fig.3-4 に示す。

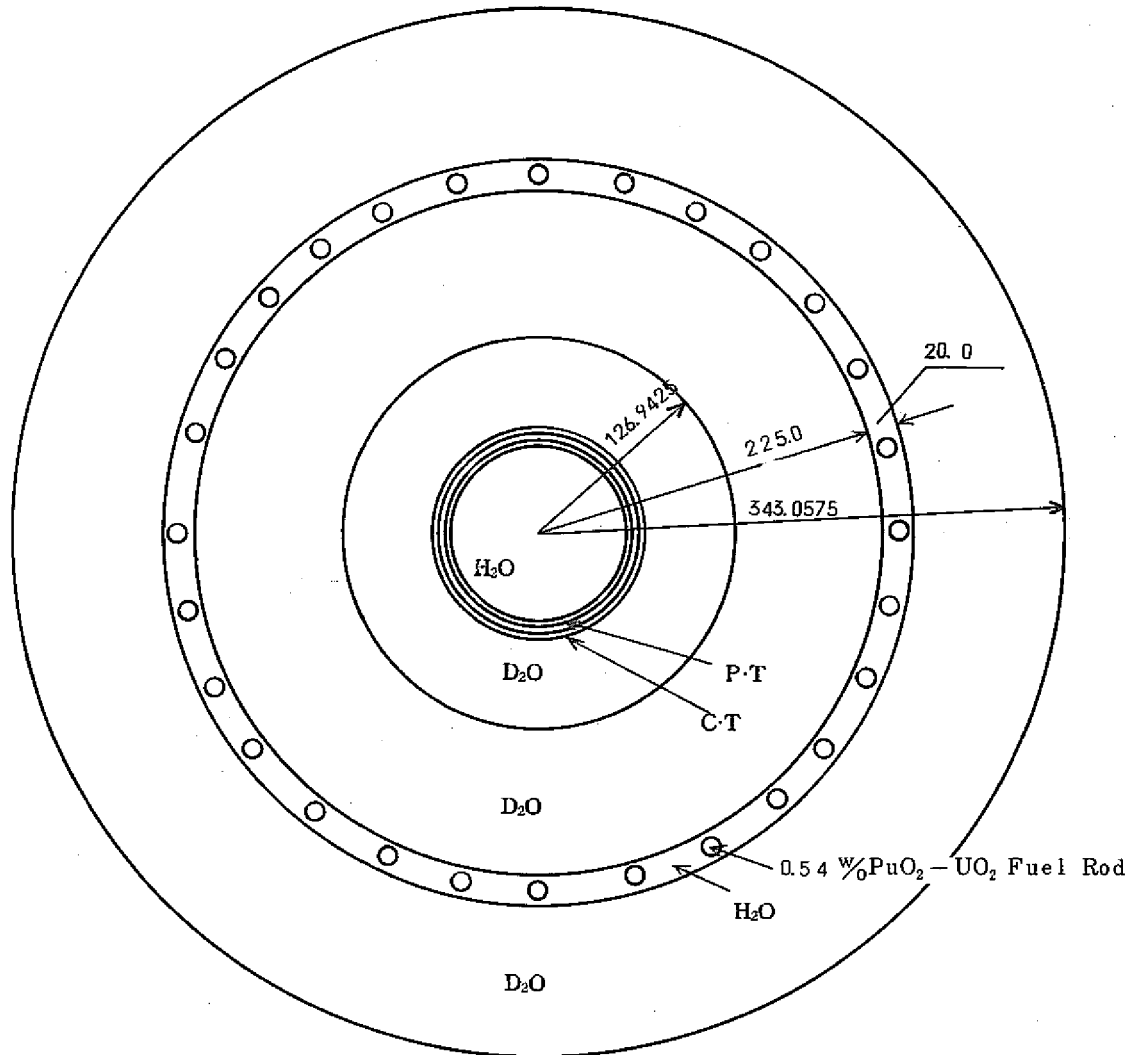


(a) Unit Cell Configuration



(b) Geometry of Unit Cell Calculation

Fig.3-1 Geometry of Unit Cell Calculation by NOAH-2 (METHUSELAH-2)



Equivalent Cylindrical Unit Cell Radius = 126.9425 mm

Fig.3-2 Calculating Geometry of Group Constants for Non-Fuel Cell

Table 3-1 Input Conditions of NOAH-2 (METHUSELAH-2)

(a) Dimensions of Cell

Cell	1.2w/o UO ₂	0.54w/o PuO ₂ -UO ₂	0.87w/o PuO ₂ -UO ₂
Lattice Pitch (mm)	225.0		
Outer Dia. of Calandria Tube (mm)	136.5		
Inner Dia. " (mm)	132.5		
Outer Dia. of Pressure Tube (mm)	120.8		
Inner Dia. " (mm)	116.8		
Outer Dia. of Fuel Sheath (mm)	16.73	16.68	16.68
Inner Dia. " (mm)	15.03	15.06	15.06
Outer Dia. of Fuel Rod (mm)	14.80	14.69	14.72

(b) Temperature and Density

	Temperature (°C)	Density (g/cm ³)		
		1.2w/o UO ₂	0.54w/o PuO ₂ -UO ₂	0.87w/o PuO ₂ -UO ₂
Fuel	20.0	10.33	10.17	10.17
Sheath	"	2.674	6.523	6.523
Pressure Tube	"	2.674		
Insulator	"	-		
Calandria Tube	"	2.674		
Coolant (0%void)	"	0.99777		
" (100%void)	"	0.0000196		
Moderator (D ₂ O)	"	1.1078(99.5mol/o)		

Table 3-1 (Continued)

(c) Fuel Composition (w/o)

Nuclide	1.2w/o UO ₂	0.54w/o PuO ₂ -UO ₂	0.87w/o PuO ₂ -UO ₂
U-235	1.0596	0.6214	0.6194
U-238	87.0367	86.7823	86.5031
Pu-239	-	0.4304	0.6849
Pu-240	-	0.04115	0.06584
Pu-241	-	0.003964	0.006960
Pu-242	-	0.000303	0.000510
O-16	11.9037	12.120	12.1191

(d) Material Composition (w/o)

Nuclide	Sheath		Pressure Tube	Coolant	Moderator
	1.2w/o UO ₂ (Al)	0.54w/o PuO ₂ -UO ₂ 0.87w/o PuO ₂ -UO ₂ (Zry-2)	Calandria Tube (Al)		
H	-	-	-	11.1901	0.05036
D	-	-	-	-	20.0223
O	-	-	-	88.8099	79.9283
Al	100	-	100	-	-
Zr	-	98.22	-	-	-
Sn	-	1.48	-	-	-
Fe	-	0.14	-	-	-
Cr	-	0.10	-	-	-
Ni	-	0.06	-	-	-

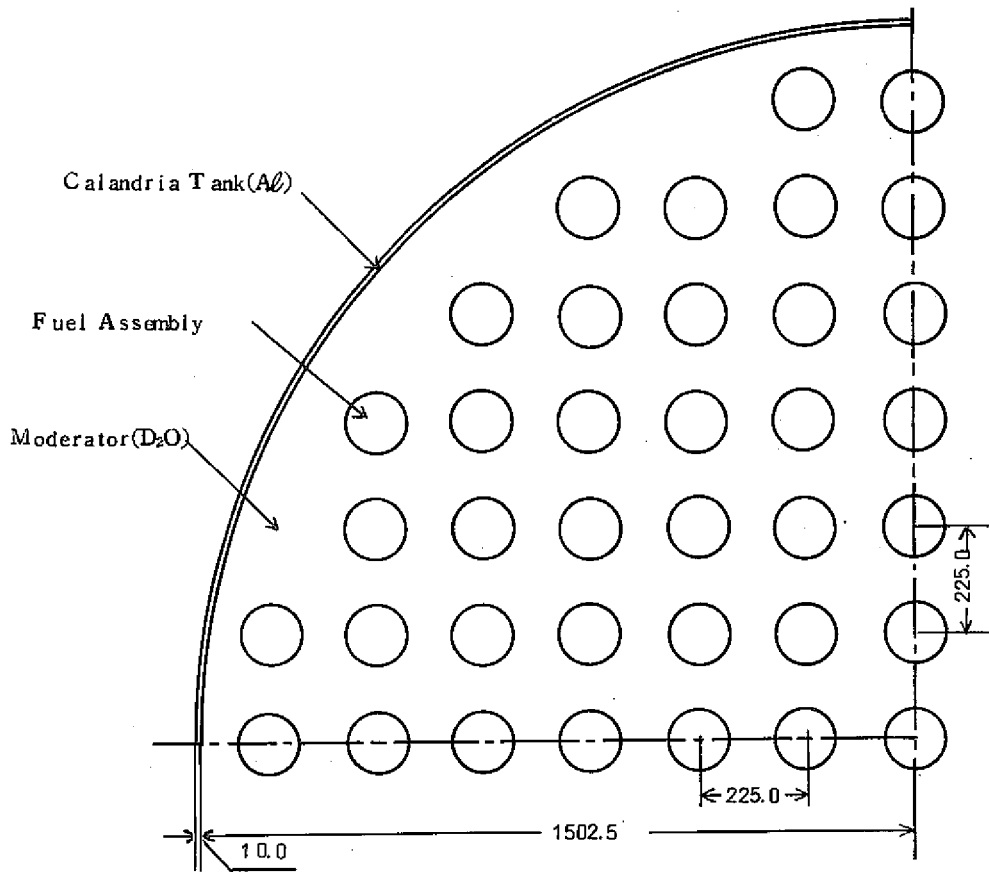
Table 3-2 Three Group Constants of Unit Cell

(a) Coolant Void Fraction : 0%

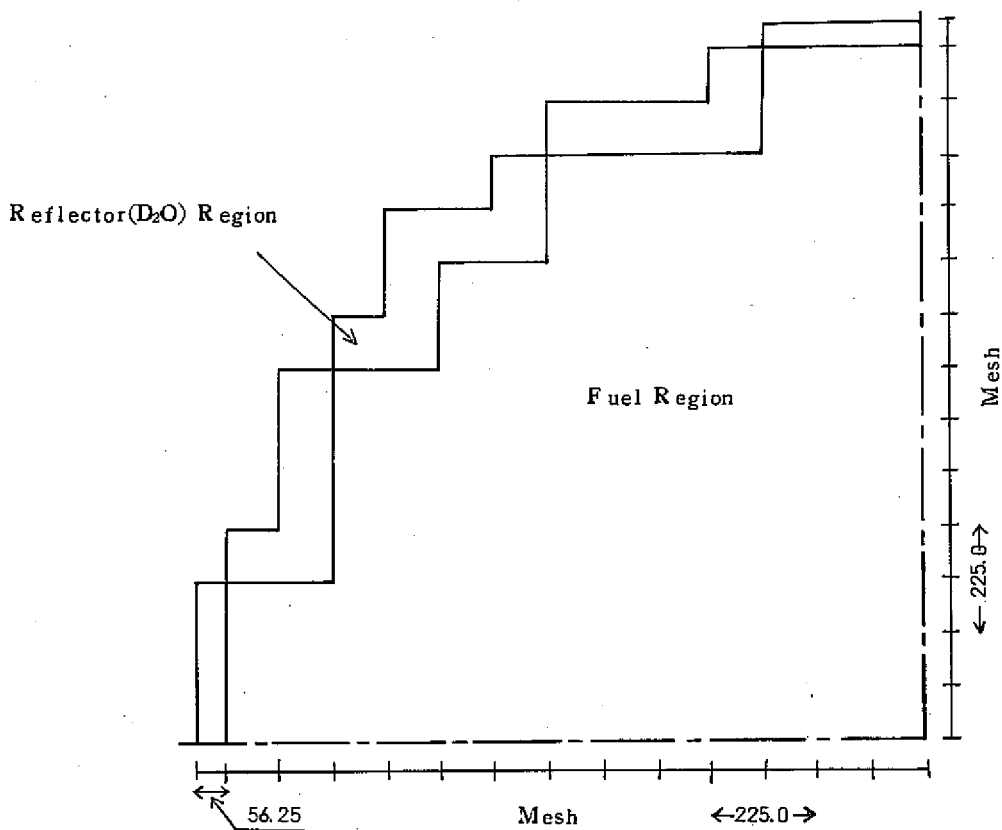
Cell	Energy Group	D(cm)	$\Sigma_a (cm^{-1})$	$\Sigma_r (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_f (cm^{-1})$
1.2w/oUO ₂ Fuel Cell	Fast	1.58824	0.00156817	0.0286007	0.00204473
	Epi-thermal	1.26572	0.00427296	0.0251851	0.00138241
	Thermal	0.850229	0.0108406	-	0.0144266
0.54w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cell	Fast	1.58291	0.00158976	0.0285662	0.00201704
	Epi-thermal	1.25866	0.00478080	0.0251371	0.00154188
	Thermal	0.854943	0.0120583	-	0.0170337
0.87w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cell	Fast	1.58171	0.00161346	0.0285732	0.00205565
	Epi-thermal	1.25888	0.00517009	0.0249443	0.00193894
	Thermal	0.861215	0.0133128	-	0.0199856
D ₂ O Moderator	Fast	1.38623	0.000296	0.04653	0.000305
	Epi-thermal	1.22606	0.0	0.01926	0.0
	Thermal	0.84716	0.000130	-	0.0
Non-Fuel Cell	Fast	1.44472	0.00025035	0.0384905	0.00023512
	Epi-thermal	1.22875	0.00013890	0.0340461	0.0
	Thermal	0.704062	0.00518905	-	0.0

(b) Coolant Void Fraction : 100%

Cell	Energy Group	D(cm)	$\Sigma_a (cm^{-1})$	$\Sigma_r (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_f (cm^{-1})$
1.2w/oUO ₂ Fuel Cell	Fast	1.78556	0.00140672	0.0184371	0.00167019
	Epi-thermal	1.46492	0.00355614	0.0132436	0.00142029
	Thermal	0.962005	0.0112006	-	0.0165496
0.54w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cell	Fast	1.77434	0.00142895	0.0183305	0.00165508
	Epi-thermal	1.42994	0.00409068	0.0132005	0.00159183
	Thermal	0.934245	0.0129944	-	0.0200799
0.87w/oPuO ₂ -UO ₂ Fuel Cell	Fast	1.76951	0.00145279	0.0183738	0.00169145
	Epi-thermal	1.42703	0.00444761	0.0130930	0.00198983
	Thermal	0.919893	0.0146180	-	0.0236230
D ₂ O Moderator	Fast	1.37366	0.000272	0.04577	0.000280
	Epi-thermal	1.22606	0.0	0.01904	0.0
	Thermal	0.84781	0.000130	-	0.0



(a) Core Configuration



(b) Geometry of Core Calculation

Fig.3-3 Geometry of Core Calculation by PDQ-5

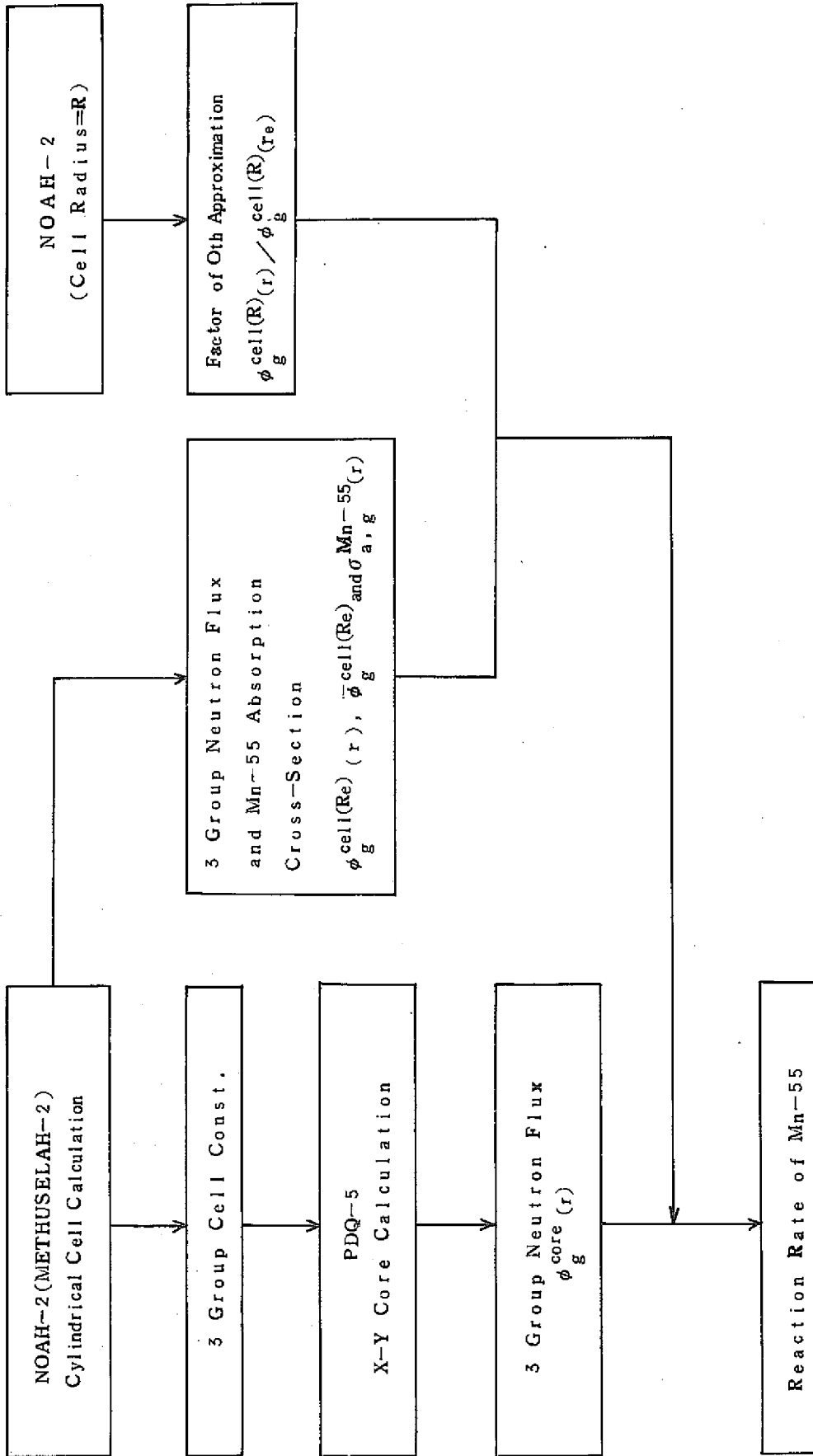


Fig.3-4 Flow Diagram of Reaction Rate Calculation

4 解析結果

4.1 臨界性

等面積法によるX-Y 2次元3群炉心計算によって得られた各々の炉心に対する実効増倍係数 (Keff) の値を実験から得られた軸方向バックリング (B_2^2) と共に Table 4-1 に示す。

Table 4-1 からわかるように、0%ボイド炉心では実効増倍係数を最大約 1.5% ΔK 過少評価し、100%ボイド炉心では約 0.5% ΔK 過大評価しており、0%ボイド炉心と100%ボイド炉心の差は約 2% ΔK である。実効増倍係数の誤差は、

(i) 実験による誤差

(ii) 計算方法による誤差

の2つに大別されるが、(ii)については次章で検討し、以下に(i)による誤差のうち軸方向バックリング及び減速材(重水)純度に基づく誤差評価を行なう。ここでは、(B)炉心を取り上げて検討する。

Table 4-1 に示した(B)炉心の軸方向バックリングは炉心内4ヶ所で測定した軸方向中性子束分布を各々余弦関数でフィットし、縮約した値である。フィット及び縮約に伴う軸方向バックリング値の誤差及びこれに基づく実効増倍係数の誤差を Table 4-2 に示す。

なお、減速材である重水の純度は 99.5 mol/o で解析を行なったが、重水の純度測定の結果によると重水純度の誤差は ± 0.1 mol/o の範囲内にある。この誤差による実効増倍係数の変化は ± 0.11 % ΔK である。

4.2 半径方向銅反応率分布

NOAH-2 及び PDQ-5 による X-Y 2次元3群炉心計算から得られた半径方向の銅反応率分布の実験値と計算値を Fig. 4-1 ~ Fig. 4-24 に示す。これらの図に示した値は、90°方向、45°方向及び1/4炉心分布とも実験値及び計算値を各々の平均値に対して規格化した結果である。

半径方向の銅反応率分布の実験値と計算値の比較を定量的に行なうため、計算値と実験値の比の1.0からの偏りの自乗平均偏差を以って計算精度とする。即ち、計算値及び実験値の各々の平均値に対する比を C_i 及び E_i とすると、自乗平均偏差 σ は、

$$\sigma = \left[\frac{\sum_{i=1}^n ((C_i - E_i) / E_i)^2}{n} \right]^{1/2} \times 100 (\%)$$

である。計算値と実験値を自乗平均偏差 σ を用いて比較した結果を Table 4-3 に示す。Table 4-3 によると計算値と実験値の一致は良いケースで約 3%，悪いケースでは約 30% である。また減速材中よりも燃料集合体中心の方がやや良好である。

自乗平均偏差 σ は、データ数が少ない場合あるいは炉心の境界付近に於る計算の不正確さ等によって必ずしも銅反応率分布の計算精度を評価する上で妥当な指標になるとは限らない。例えば (G) 炉心では、Fig. 4-21 ~ Fig. 4-24 から判断すればかなり良く一致していると見受けられるが、 σ の値は極端に大きくなっている。これは反応率の低い位置—炉心境界付近—に於る不一致が原因となっており、データ数が少ないために σ の値を大きくしている。従って、この様な効果を除き、より適切な計算精度評価を行なうために、半径方向分布から導かれる銅反応率分布の半径方向ピーキング係数で以って計算精度評価を行なった結果が Table 4-4 である。ただし、ここで云う半径方向ピーキング係数の定義は、半径方向位置 r_i ($i=1 \sim n$) に於る実験値または計算値を X_i とすれば、

$$\begin{aligned} \text{半径方向ピーキング係数} &= \frac{X_i \text{ の 最大 値}}{X_i \text{ の 平均 値}} \\ &= \frac{(X_i)_{\max}}{\sum_{i=1}^n X_i / n} \end{aligned}$$

$(X_i)_{\max}$: $X_1 \sim X_n$ のうち最大の X_i

である。

Table 4-4 に示した値は、計算と実験によるピーキング係数の比の 1.0 からの偏りである。即ち、計算及び実験によるピーキング係数を各々 P_{cal} 及び P_{exp} とすれば、 $(P_{cal} - P_{exp}) / P_{exp}$ である。半径方向銅反応率ピーキング係数の計算精度は、-8% のケースも存在するが、約 -4 ~ +5% である。また減速材中よりも燃料集合体中心の方が一致が良い。

Table 4-1 Calculated K-effective Values for Critical Cores

Core	0% Void			100% Void		
	B_z^2 ($\times 10^{-4} \text{cm}^{-2}$)	K_{eff}	$\Delta K = K_{eff} - 1$ (% ΔK)	B_z^2 ($\times 10^{-4} \text{cm}^{-2}$)	K_{eff}	$\Delta K = K_{eff} - 1$ (% ΔK)
(A) 0.54Pu(25)+1.2U(96)	11.24	0.9861	-1.39	7.191	1.0056	+0.56
(B) 0.54Pu(37)+1.2U(84)	11.78	0.9856	-1.44	7.474	1.0041	+0.41
(C) 0.87Pu(9) +1.2U(112)	11.43	0.9902	-0.98	7.376	1.0063	+0.63
(D) 0.54Pu(32)+1.2U(89)	9.630	0.9946	-0.54	-	-	-
(E) 0.87Pu(25)+0.54Pu(32)+1.2U(64)	12.00	0.9906	-0.94	-	-	-
(F) 0.54Pu(37)+Reflector	9.828	0.9985	-0.15	-	-	-
(G) 0.54Pu(25)+Non-Fuel Cell(96)	5.535	0.9928	-0.72	-	-	-

B_z^2 is the axial buckling of critical core obtained from the experiment.

Table 4-2 Error Estimations of Calculated K-effective Value Based on Errors of Axial Buckling in (B) Core.

Coolant Void Fraction (%)	Error of Axial Buckling (%)			Axial Buckling ($\times 10^{-4} \text{cm}^{-2}$)	K_{eff}
	Fitting	Condensation	Total		
0	+2.2 -2.3	+1.2 -6.8	+3.4 -9.1	11.78 +0.40 -1.07	0.9856 -0.0057 +0.0155
100	+3.5 -1.6	+0.1 -0.9	+3.6 -2.5	7.474 +0.269 -0.187	1.0041 -0.0058 +0.0040

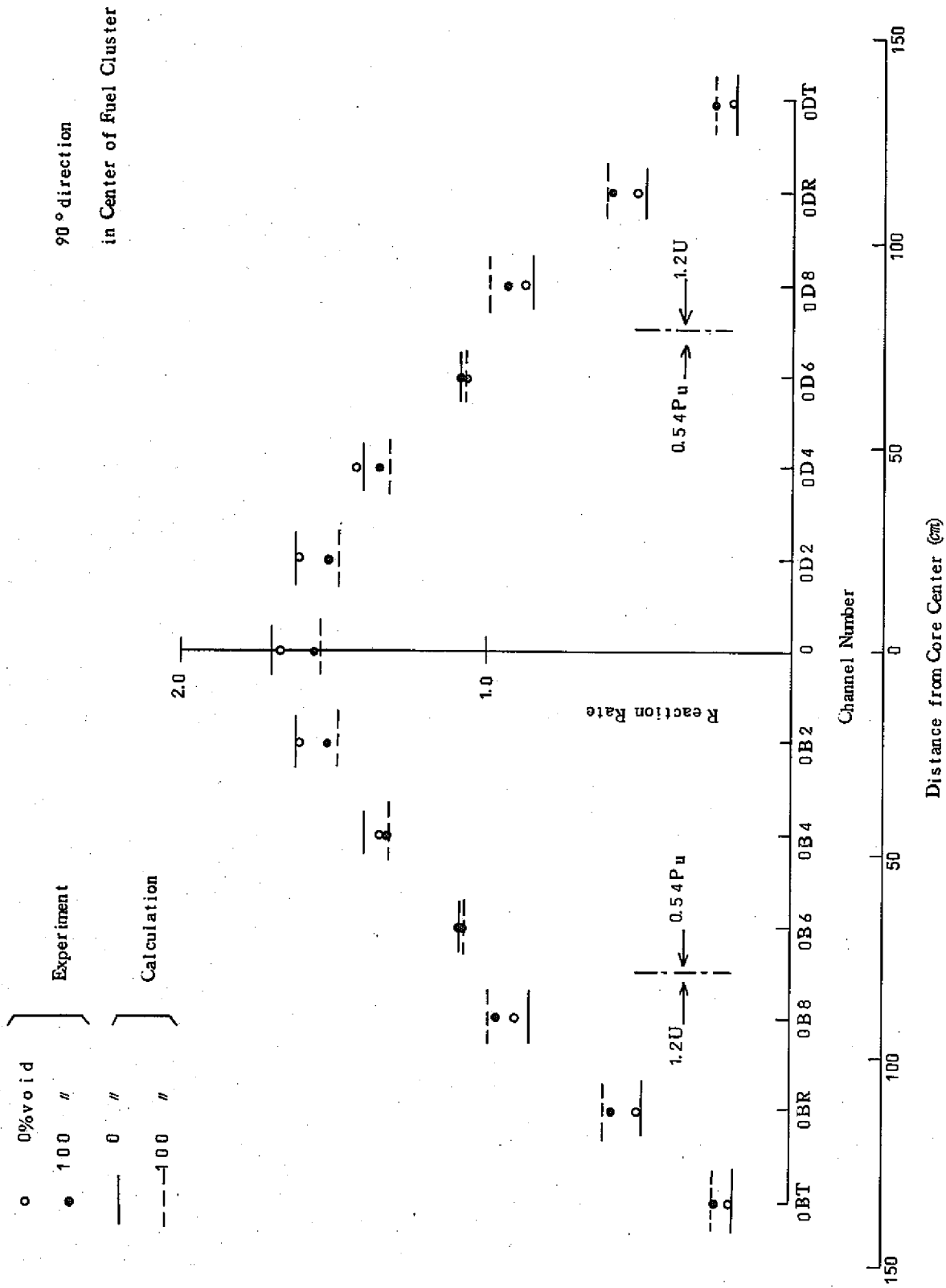


Fig. 4-1 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core

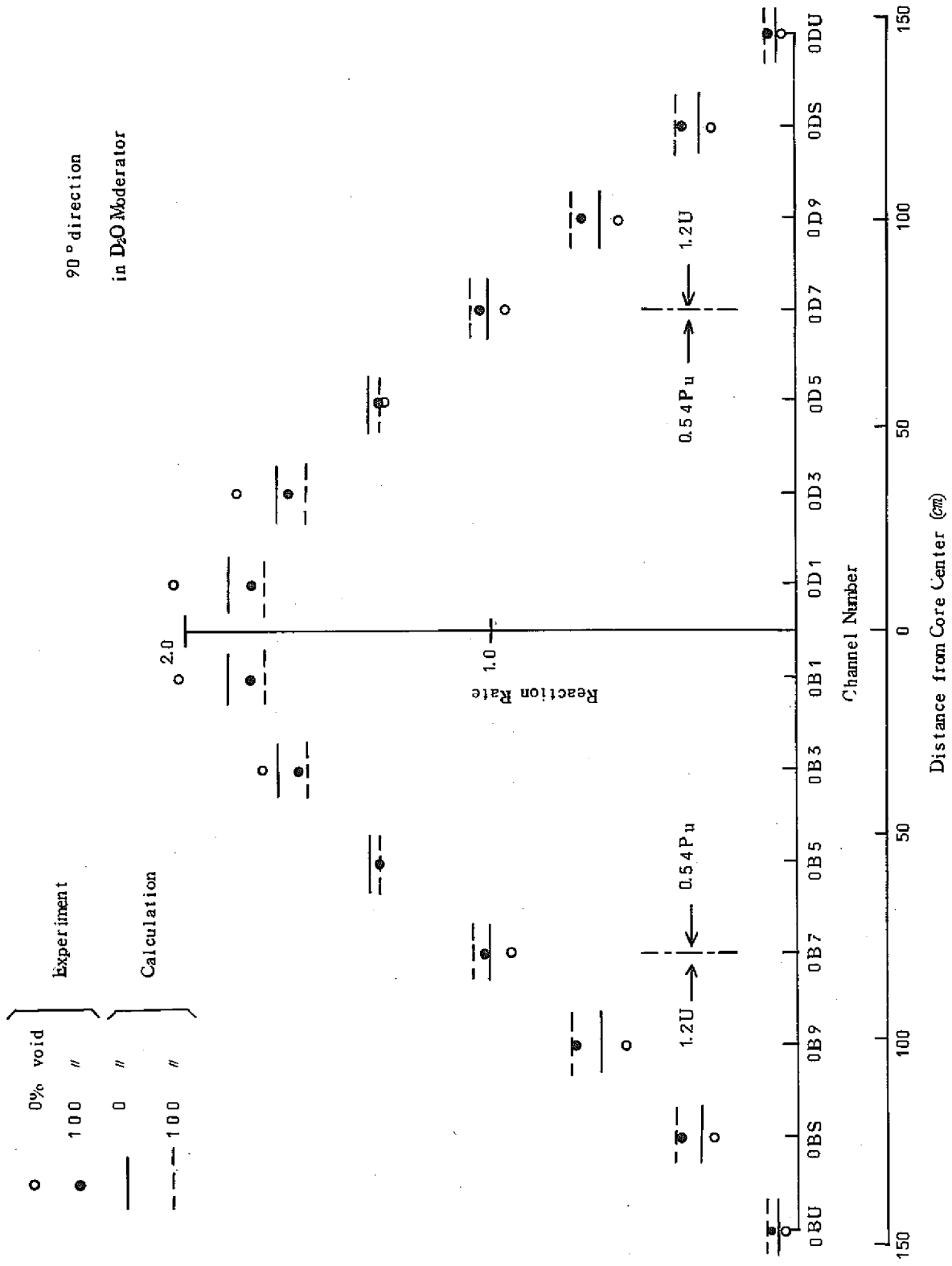


Fig. 4-2 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core

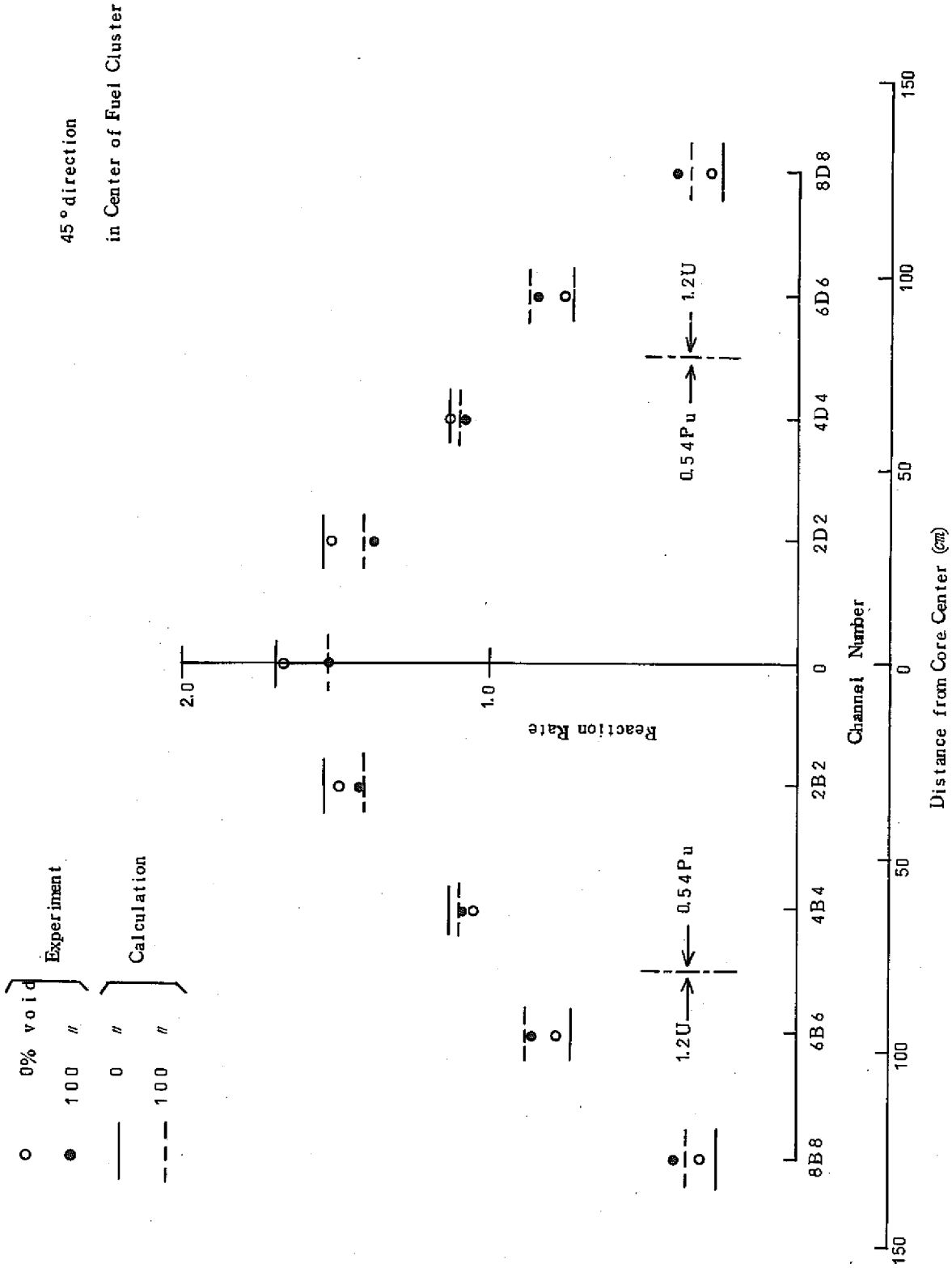


Fig.4-3 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core

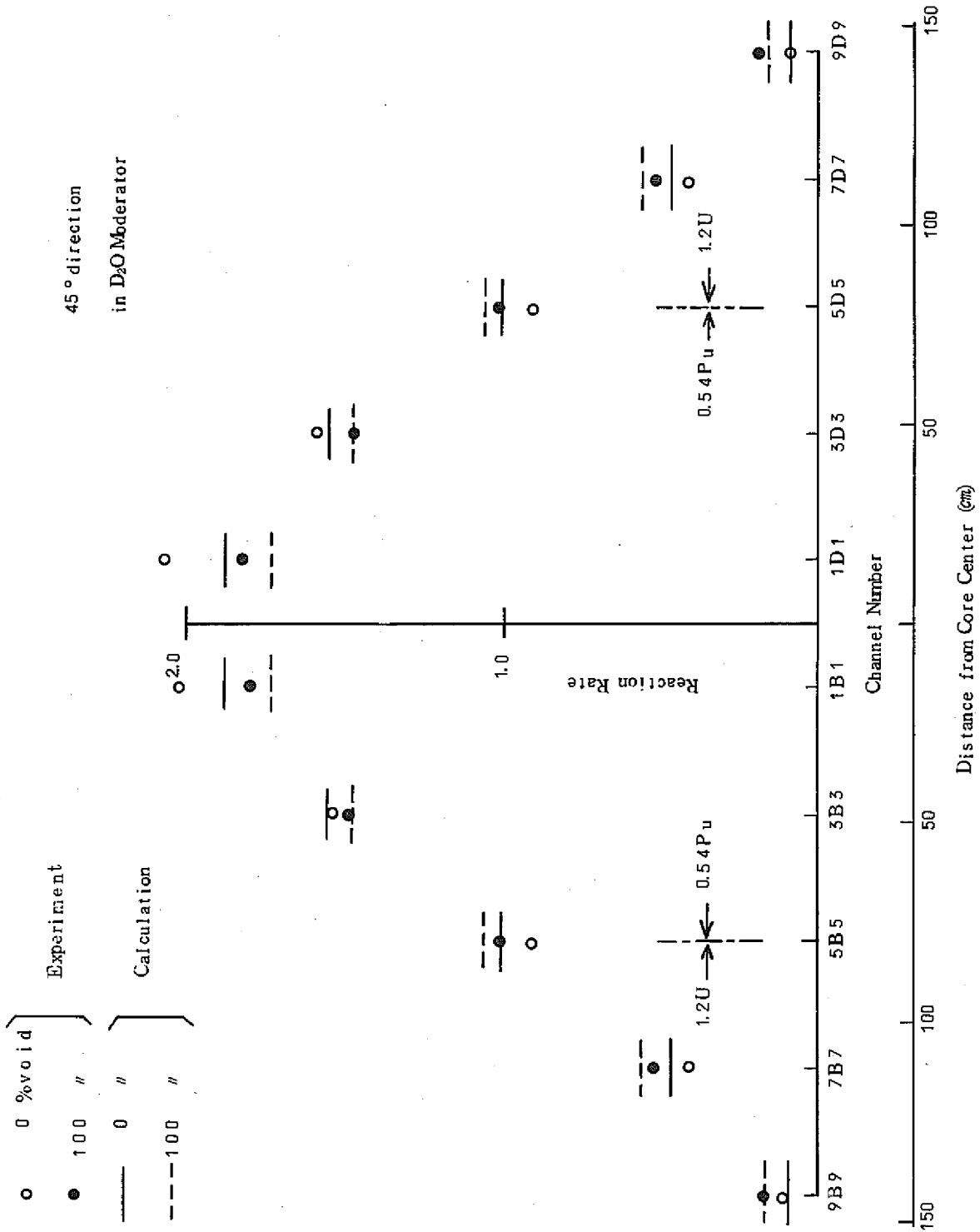


Fig. 4-4 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core

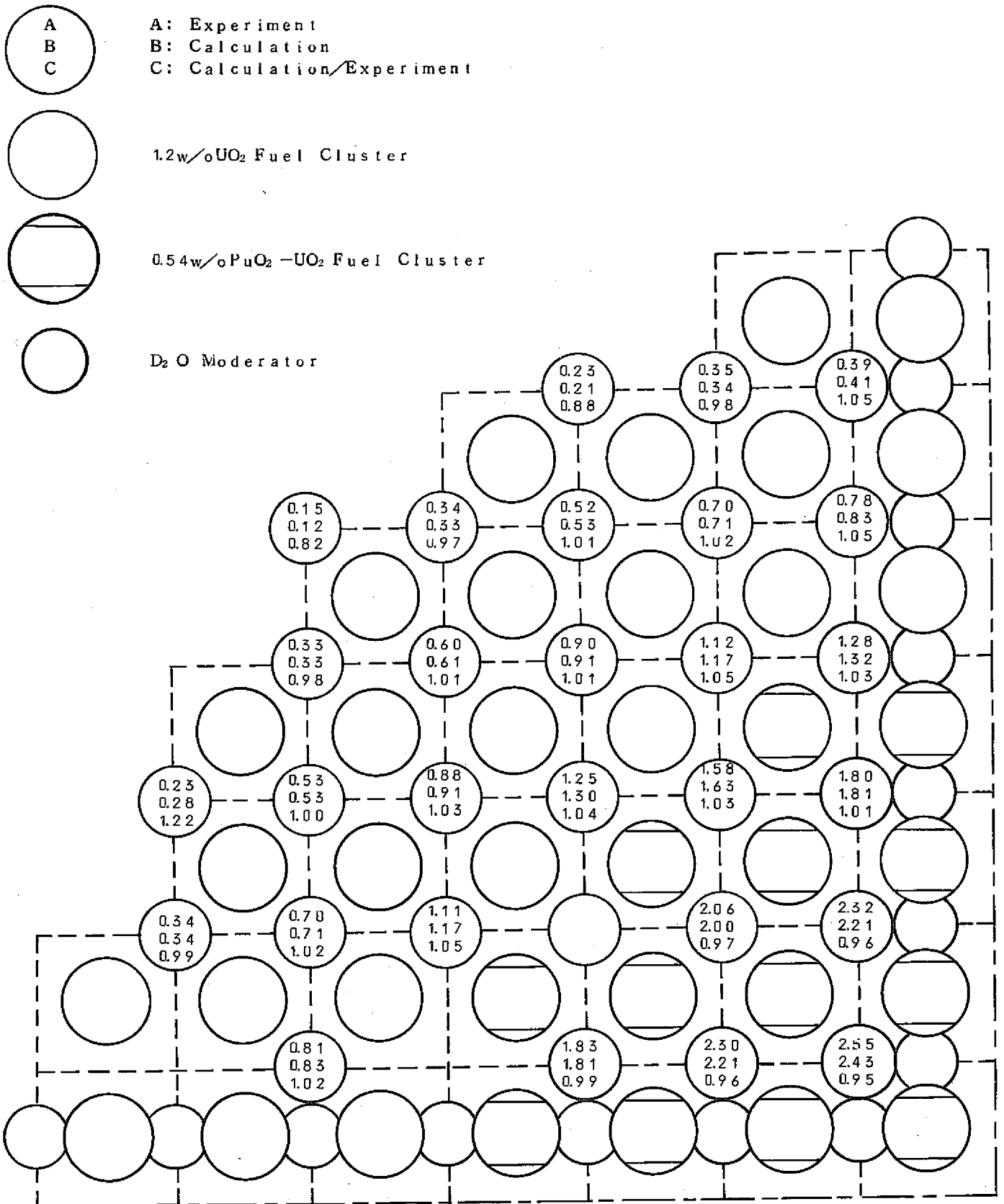


Fig.4-6 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core
(0%void)

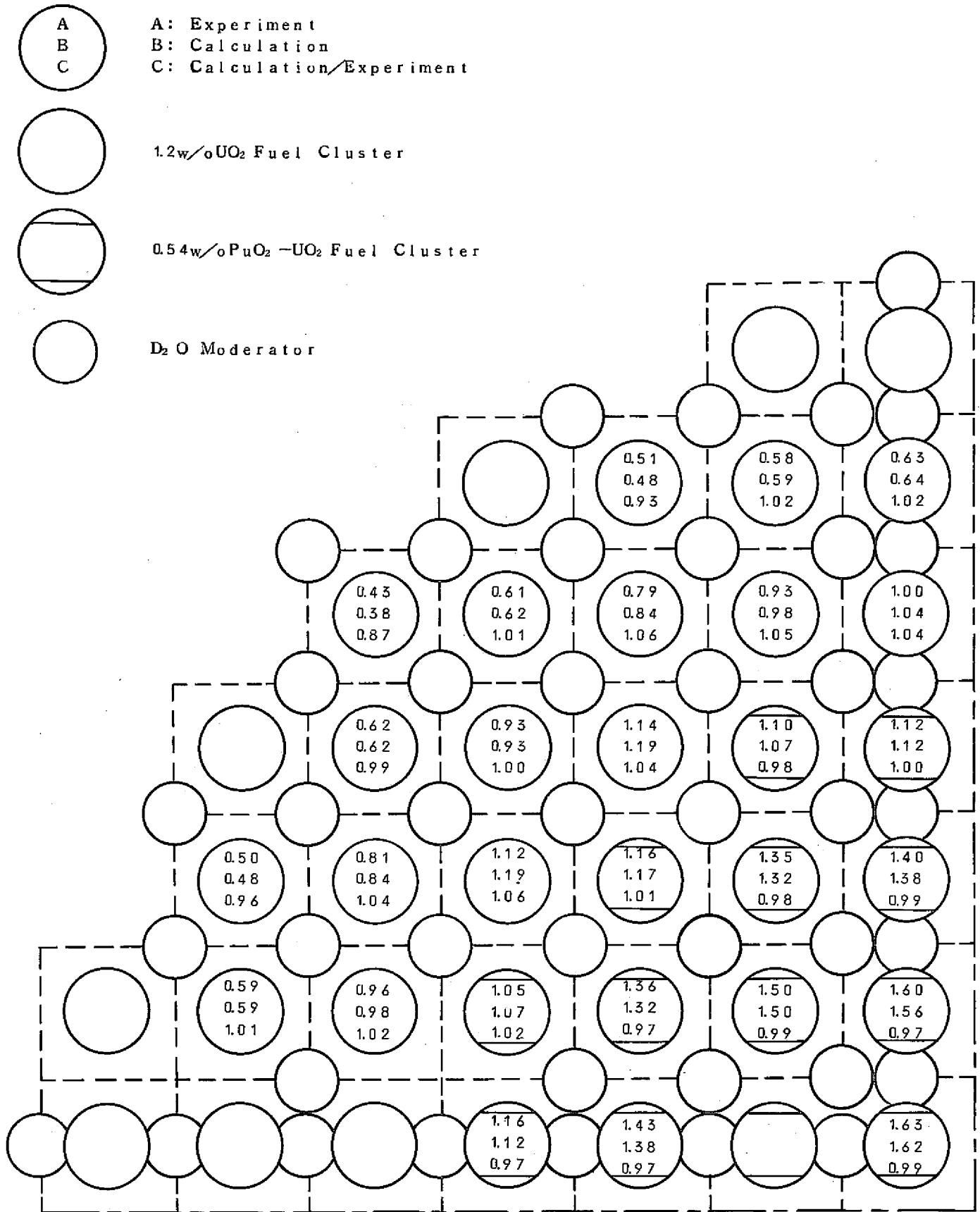


Fig.4-7 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core
(100%void)

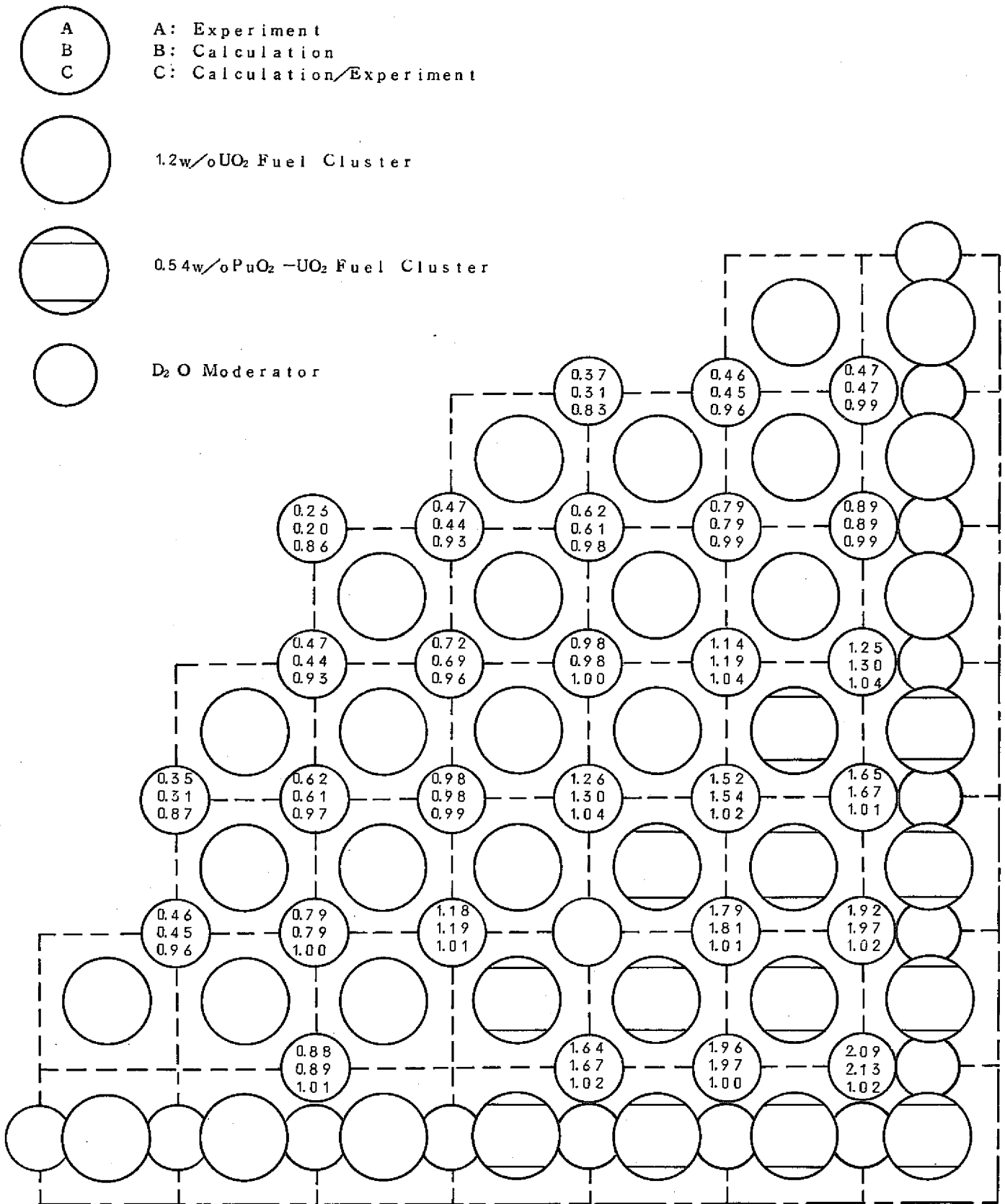


Fig.4-8 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (B) Core
(100%void)

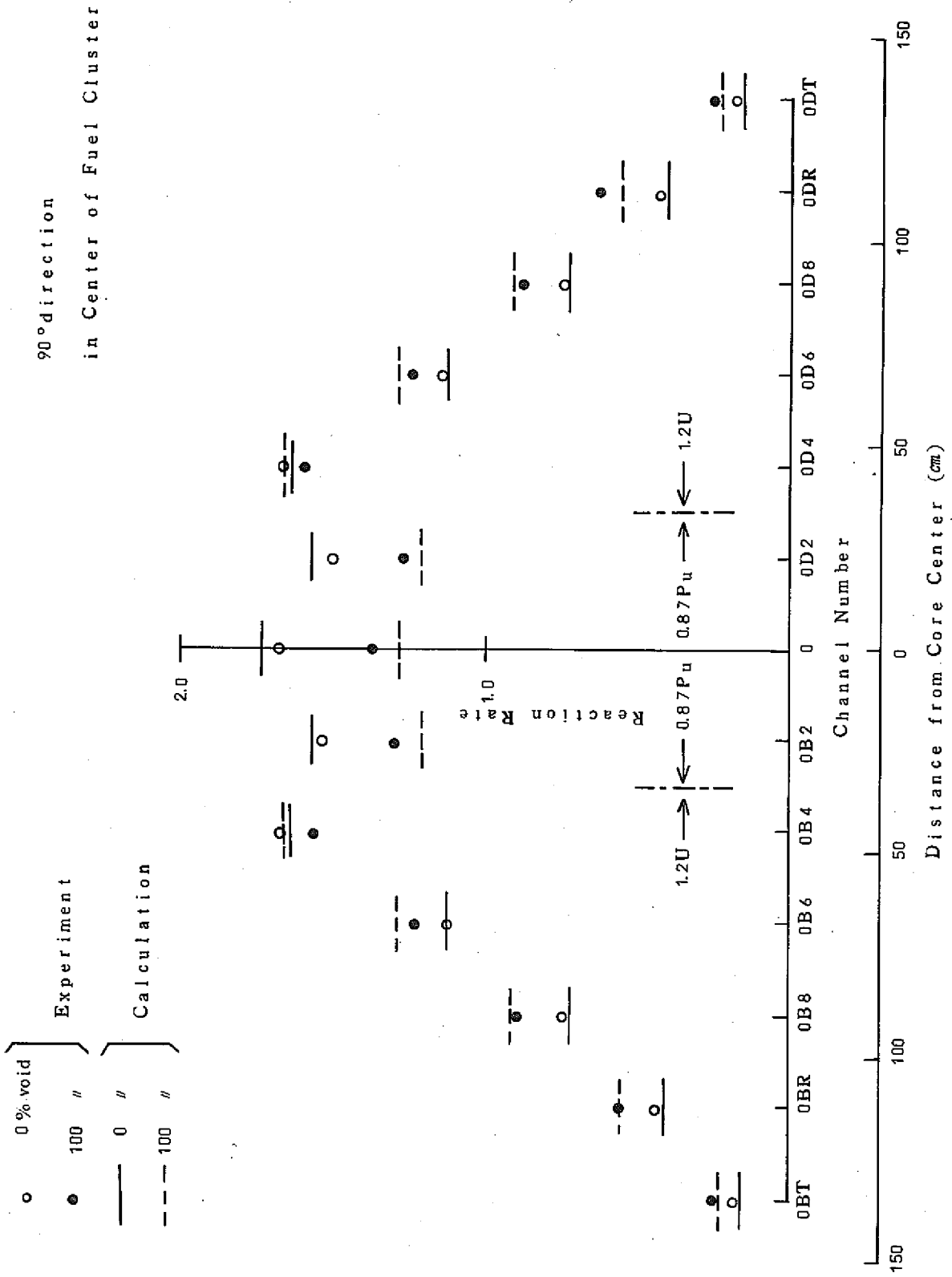


Fig. 4-9 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (C) Core

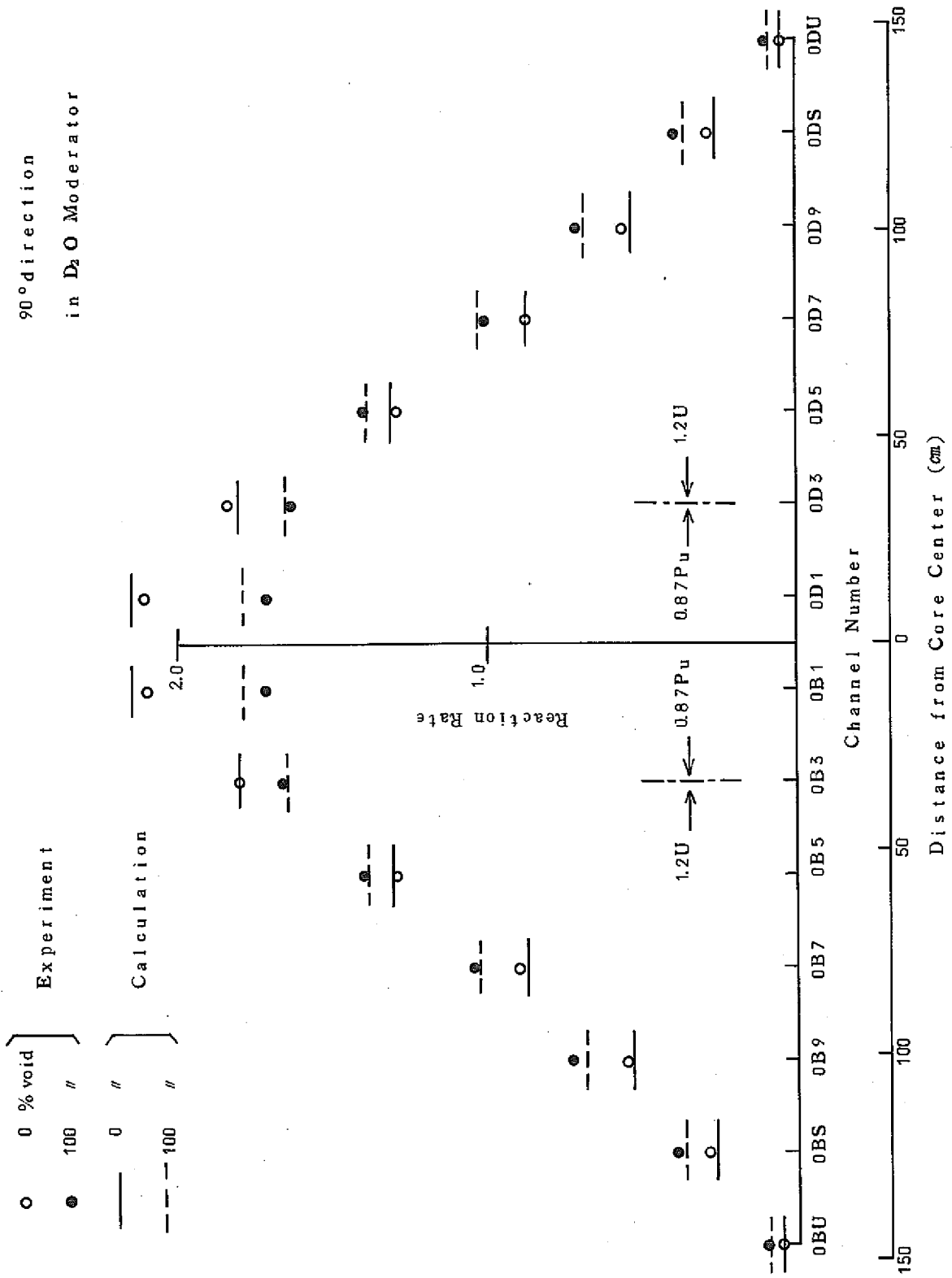


Fig. 4-10 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (C) Core

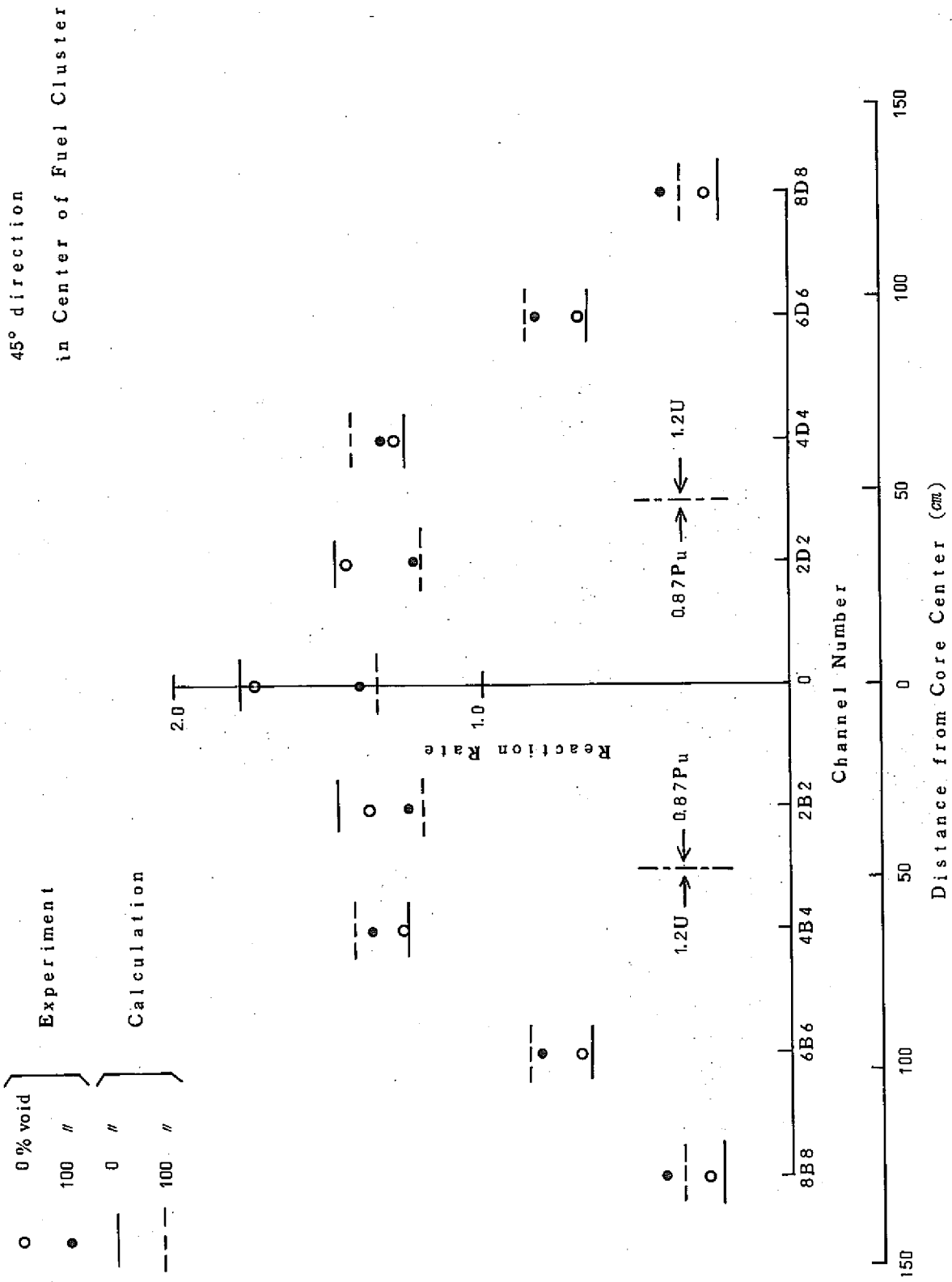


Fig. 4-11 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (C) Core

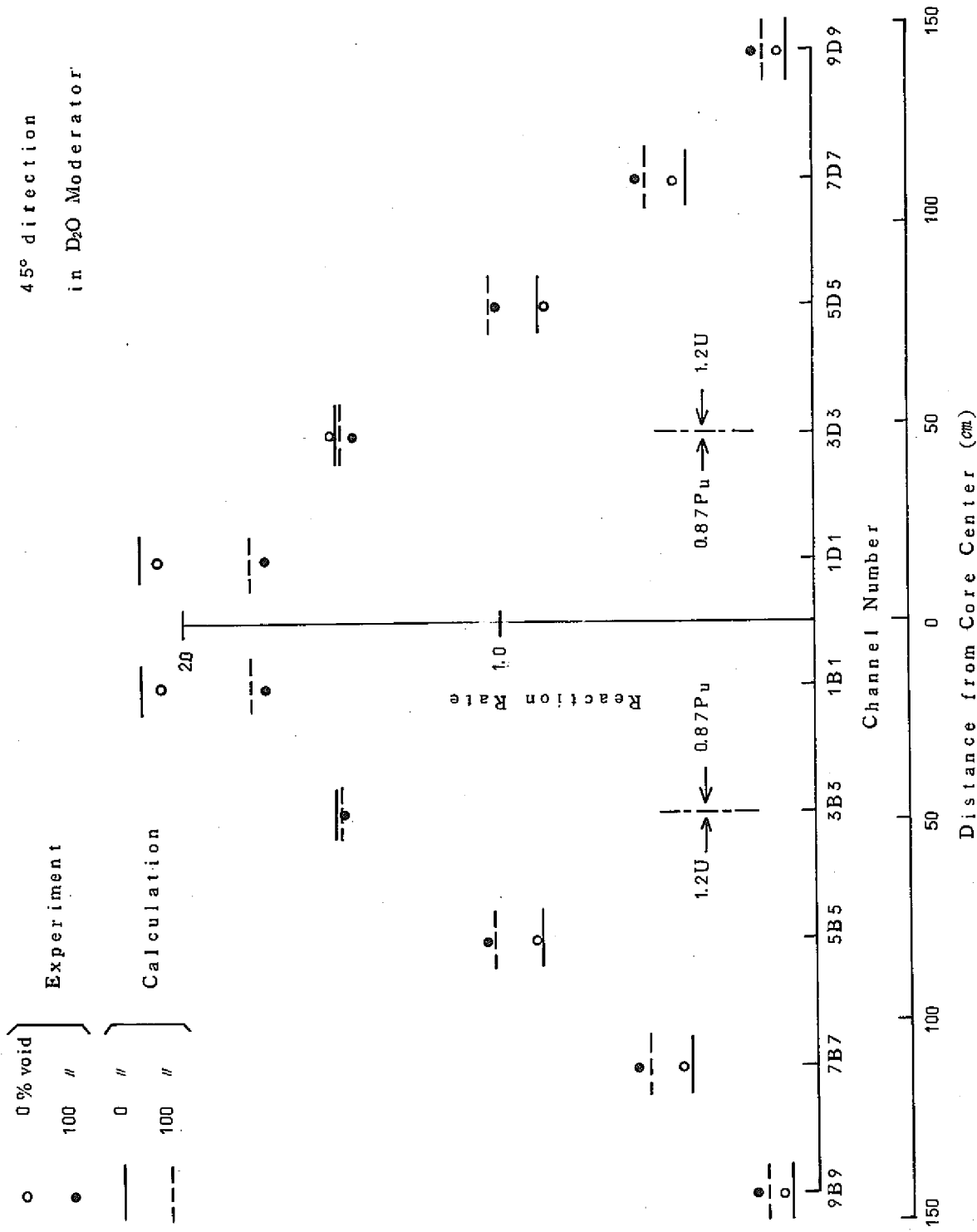


Fig. 4-12 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (C) Core

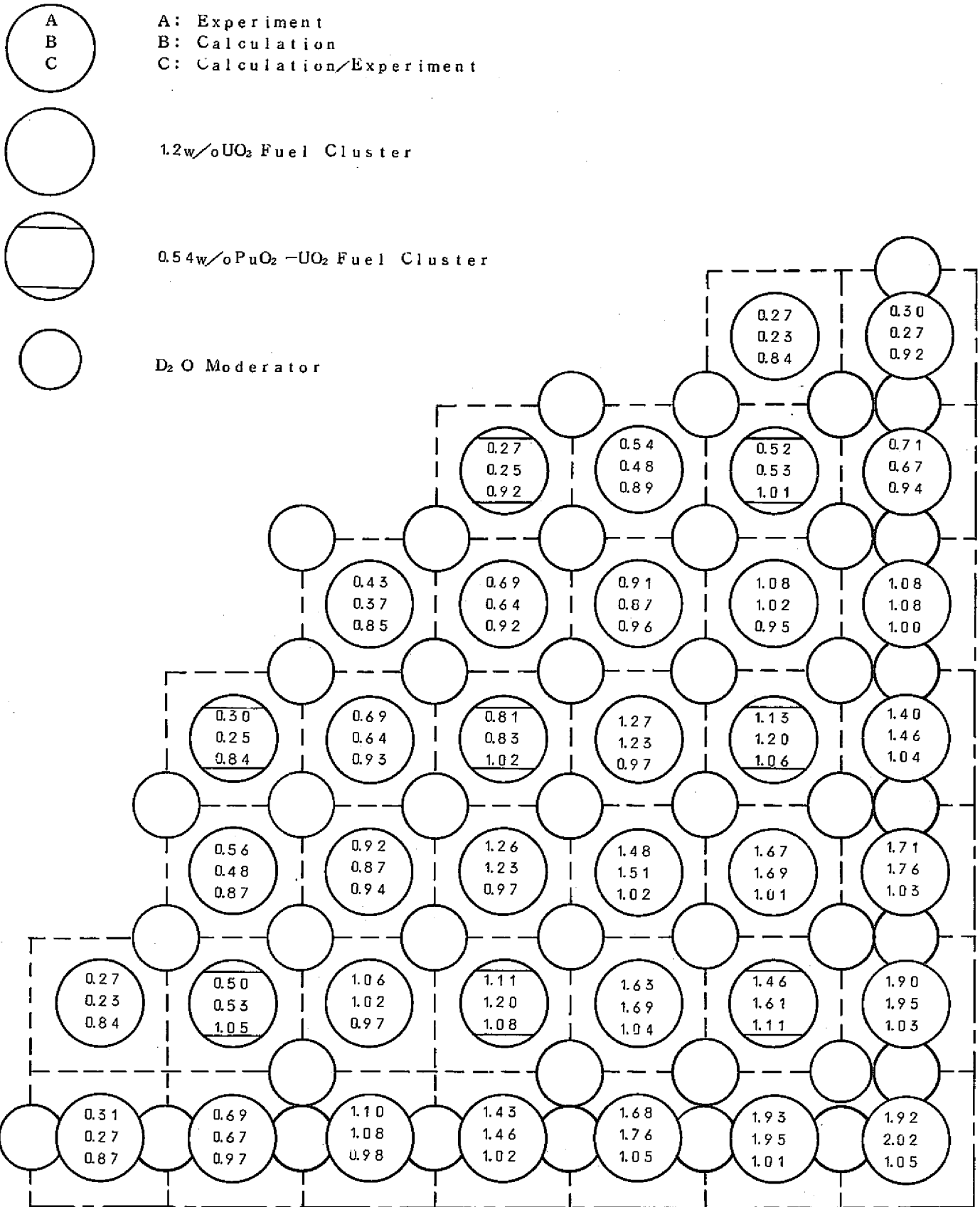


Fig.4-13 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (D) Core
(0%void)

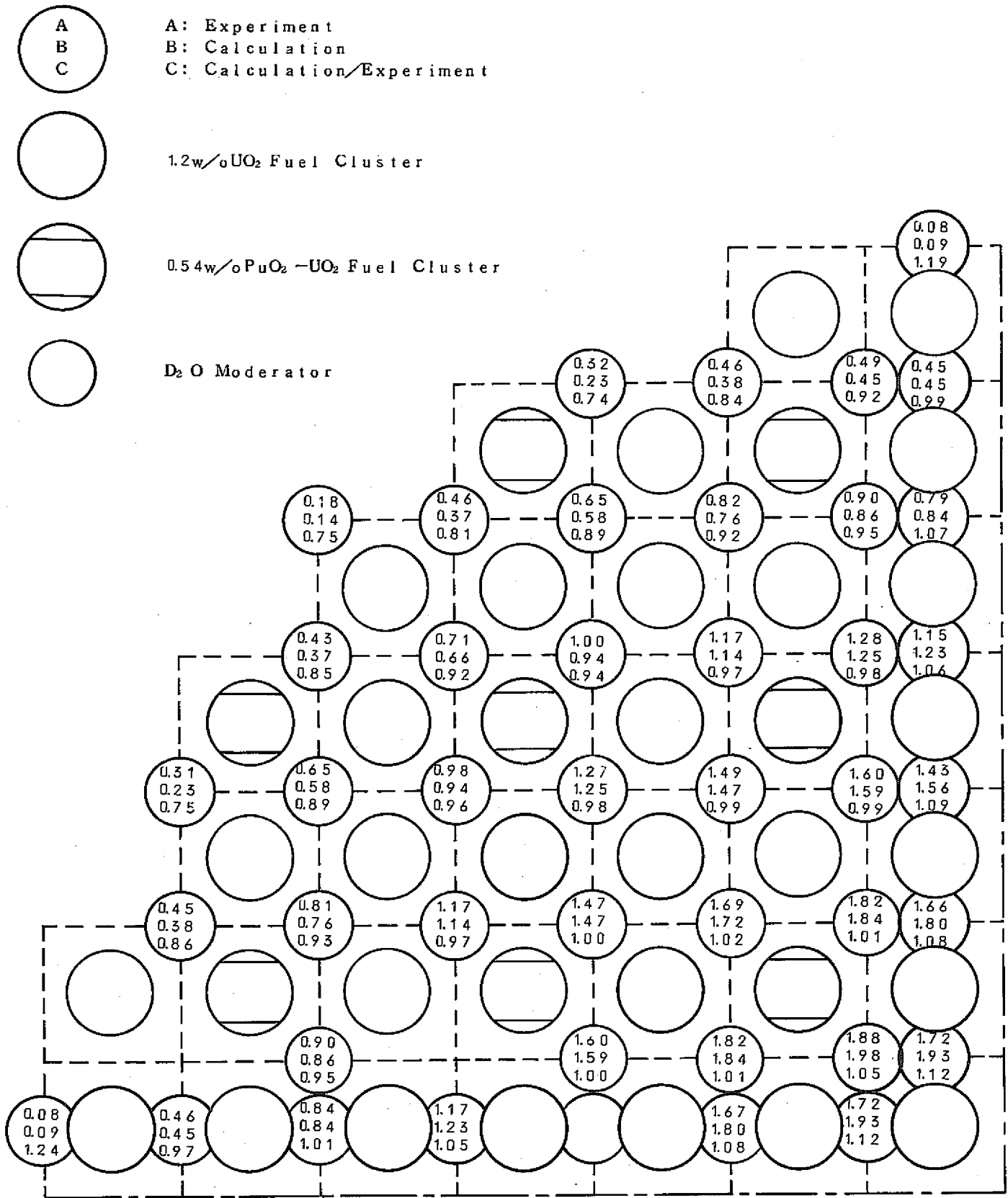


Fig.4-14 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (D) Core

(0%void)

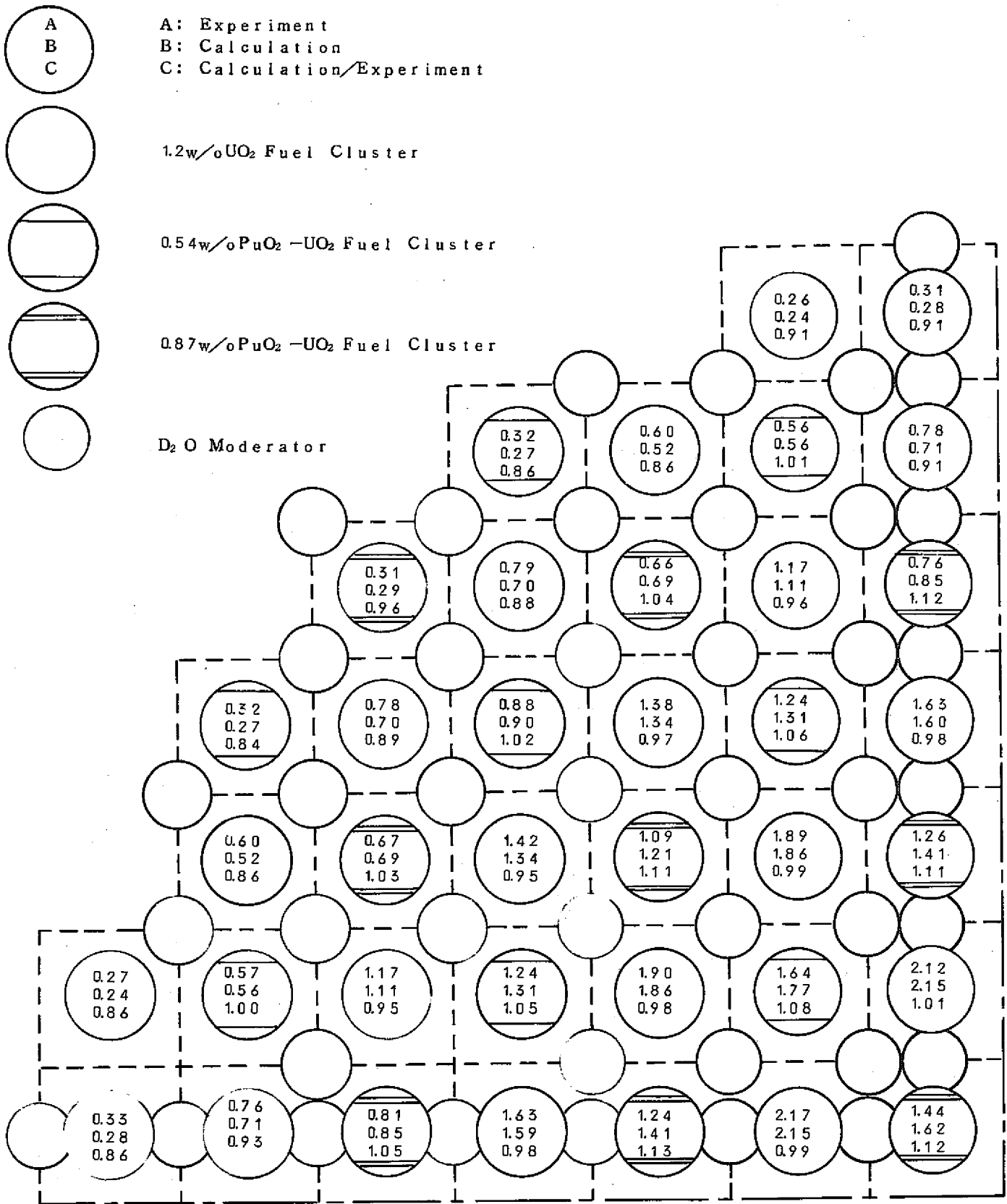


Fig.4-15 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (E) Core (0% void)

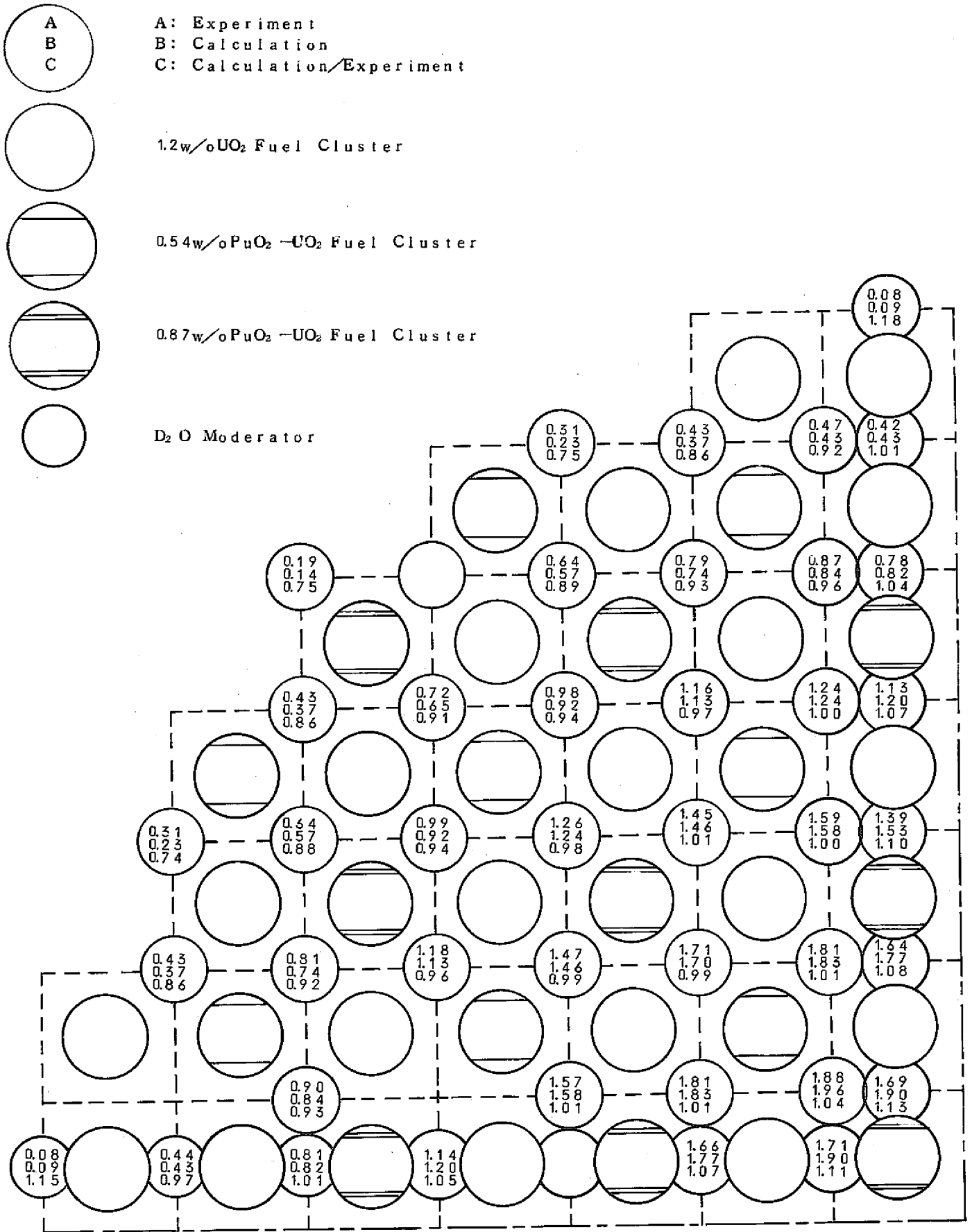


Fig.4-16 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (E) Core
(0%void)

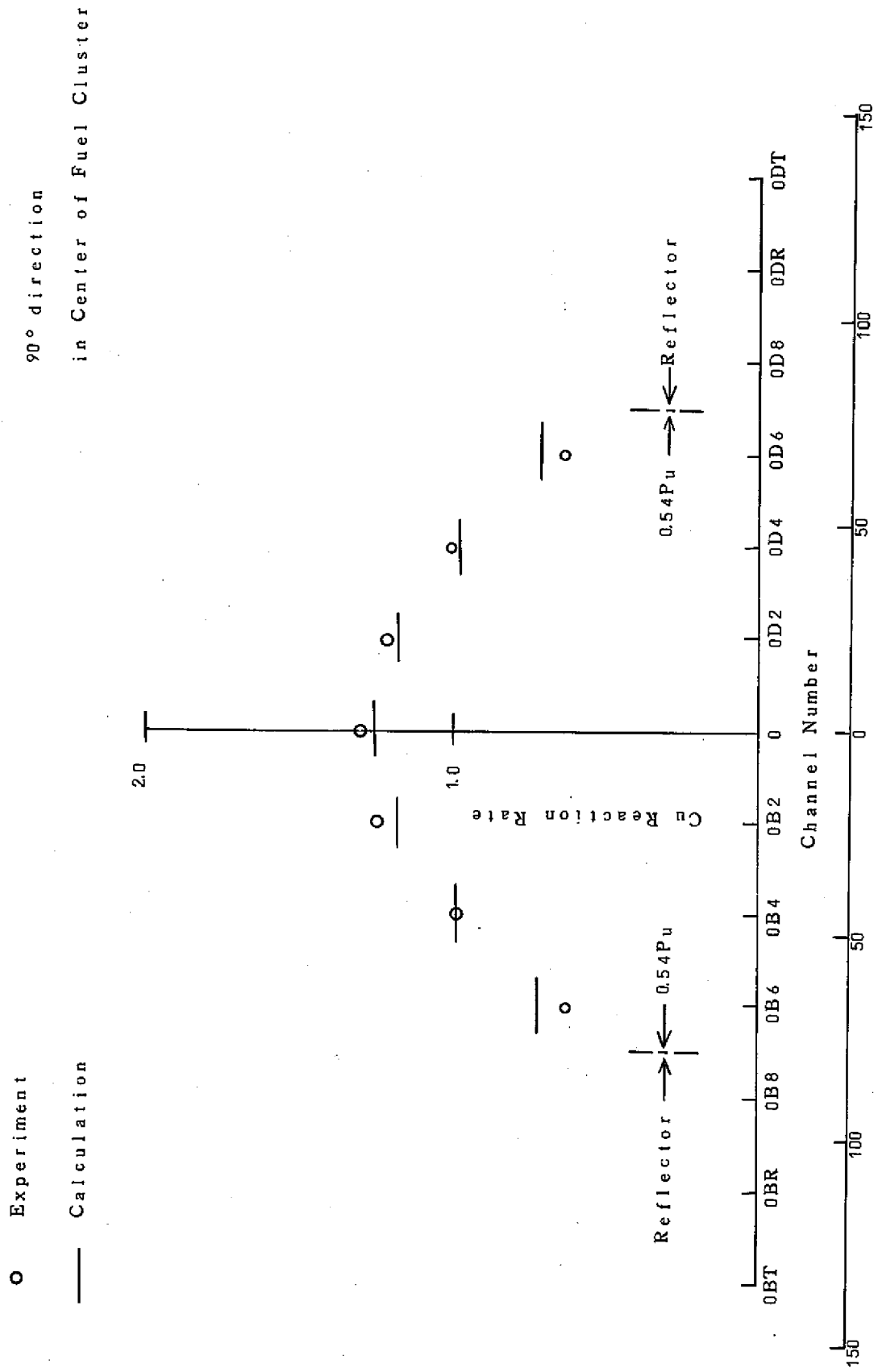


Fig. 4-17 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (F) Core

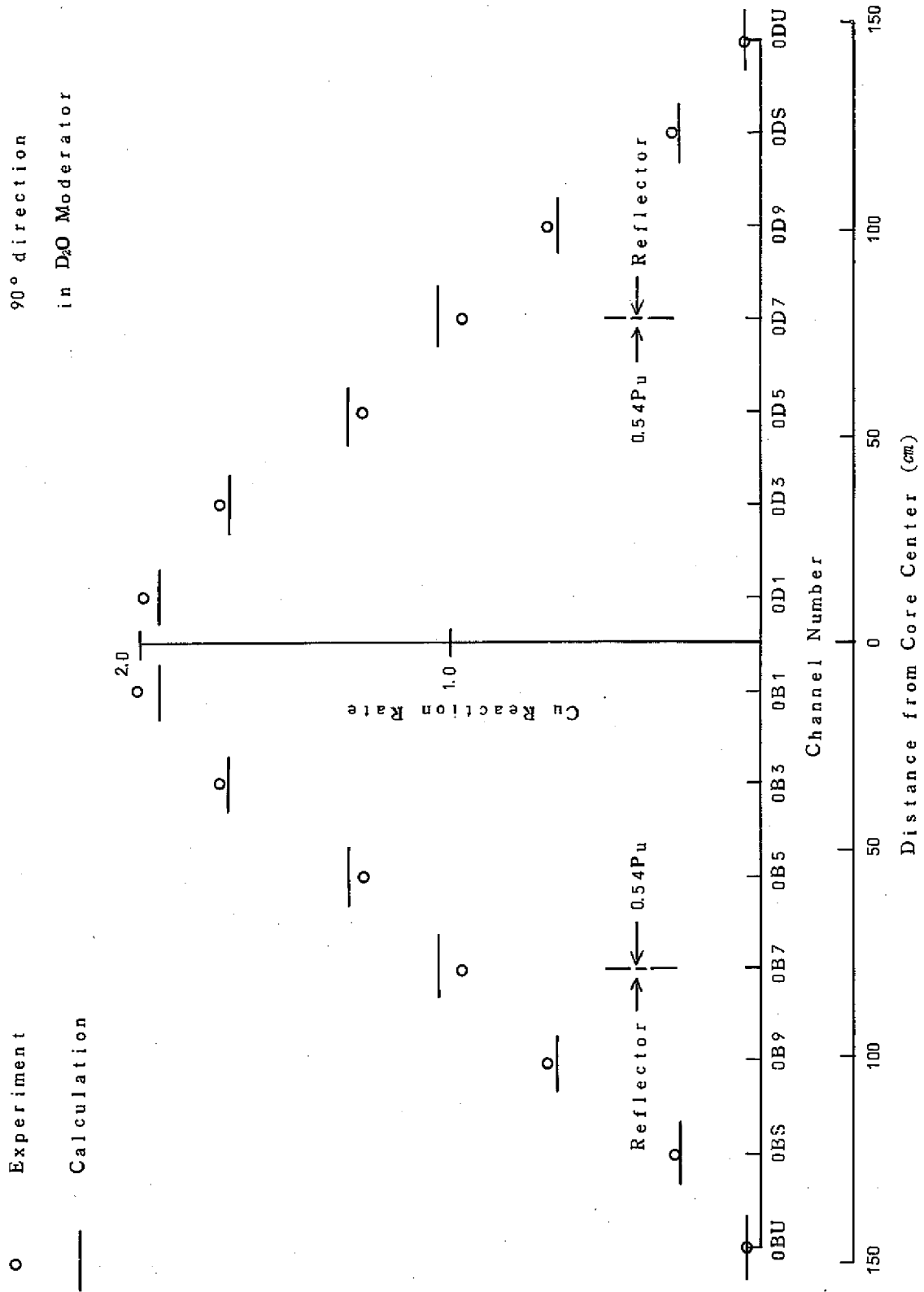


Fig.4-18 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (F) Core

45° direction
in Center of Fuel Cluster

○ Experiment
— Calculation

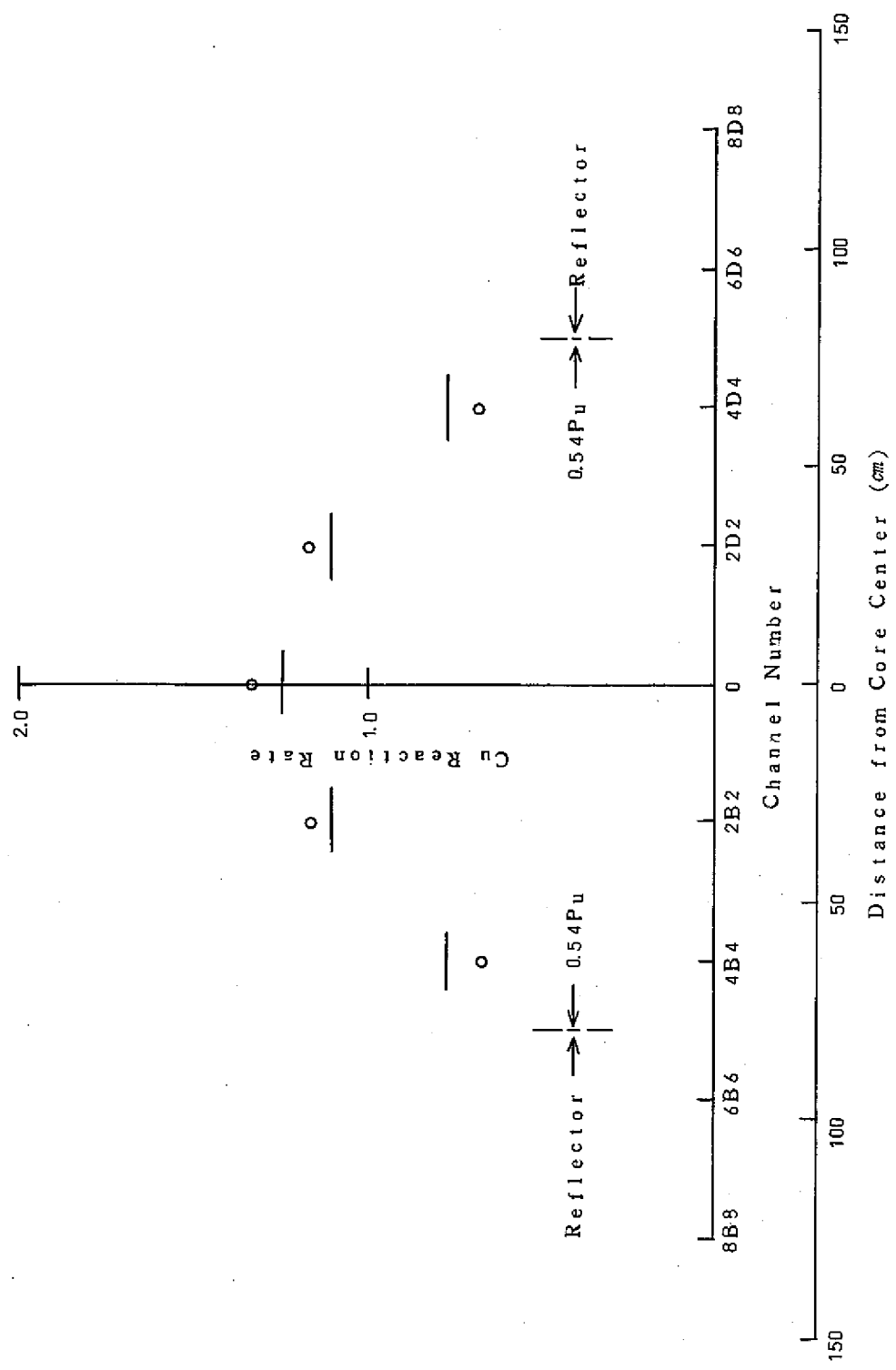


Fig.4-19 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (F) Core

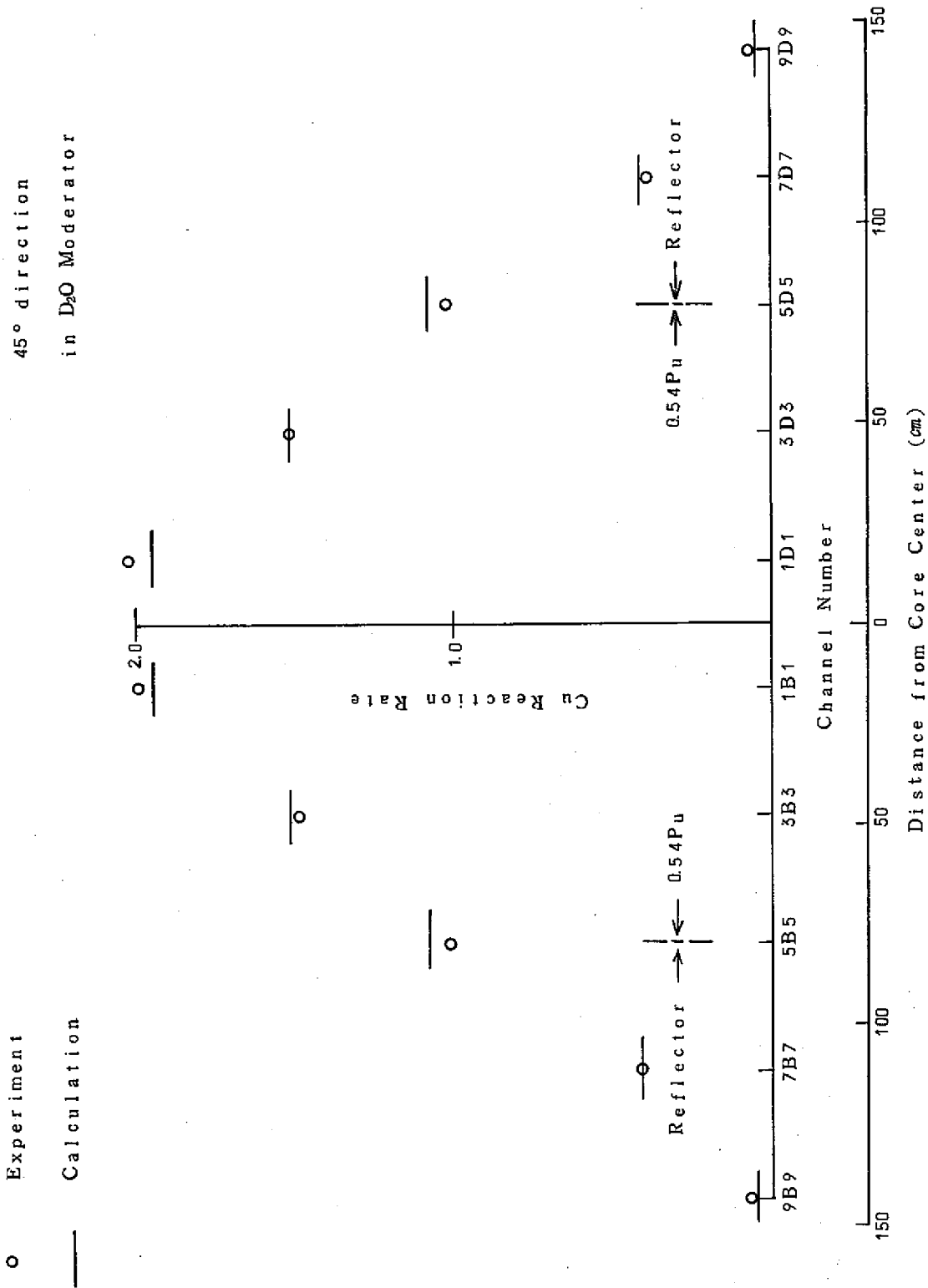


Fig. 4-20 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (F) Core

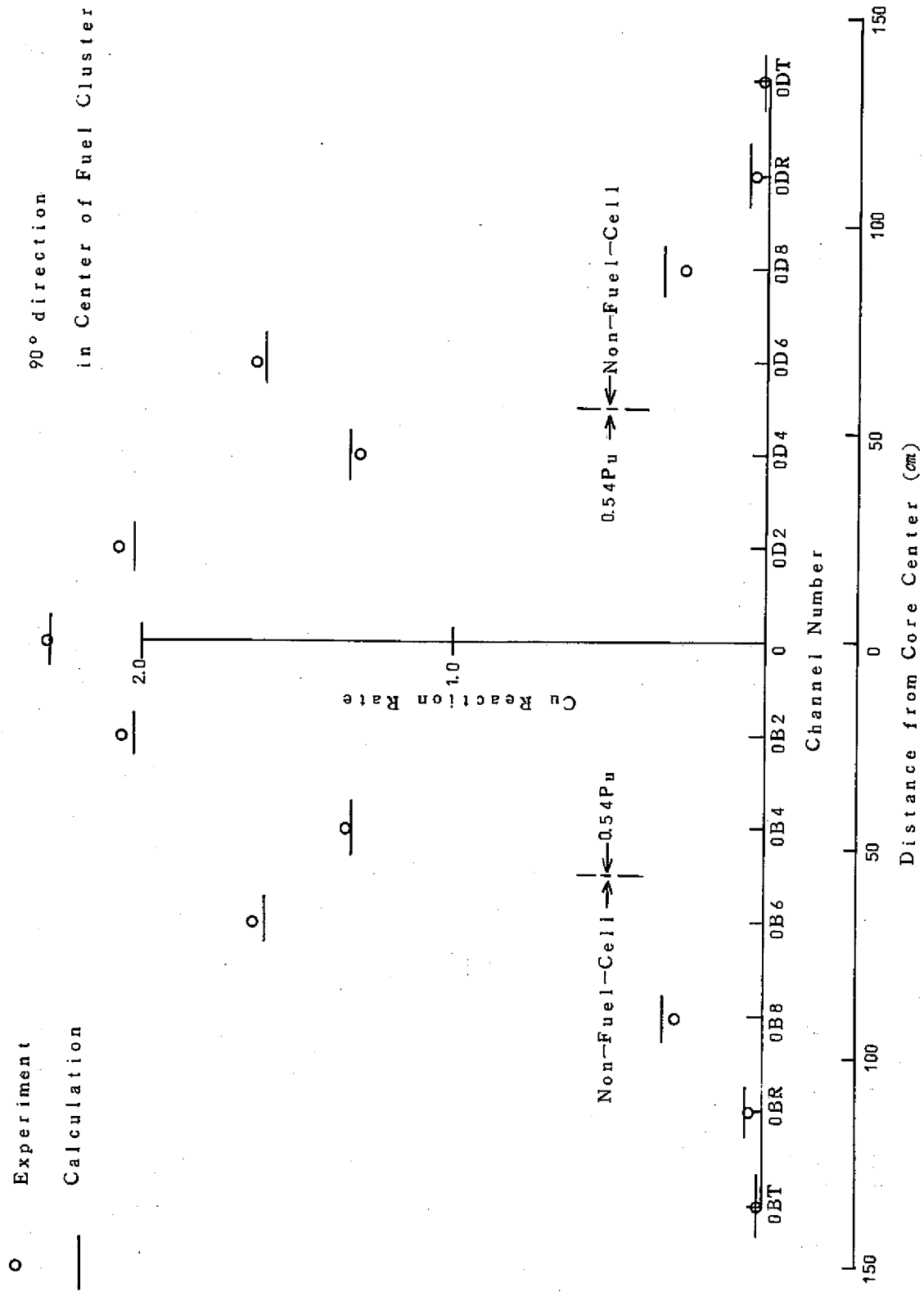


Fig. 4-21 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (G) Core

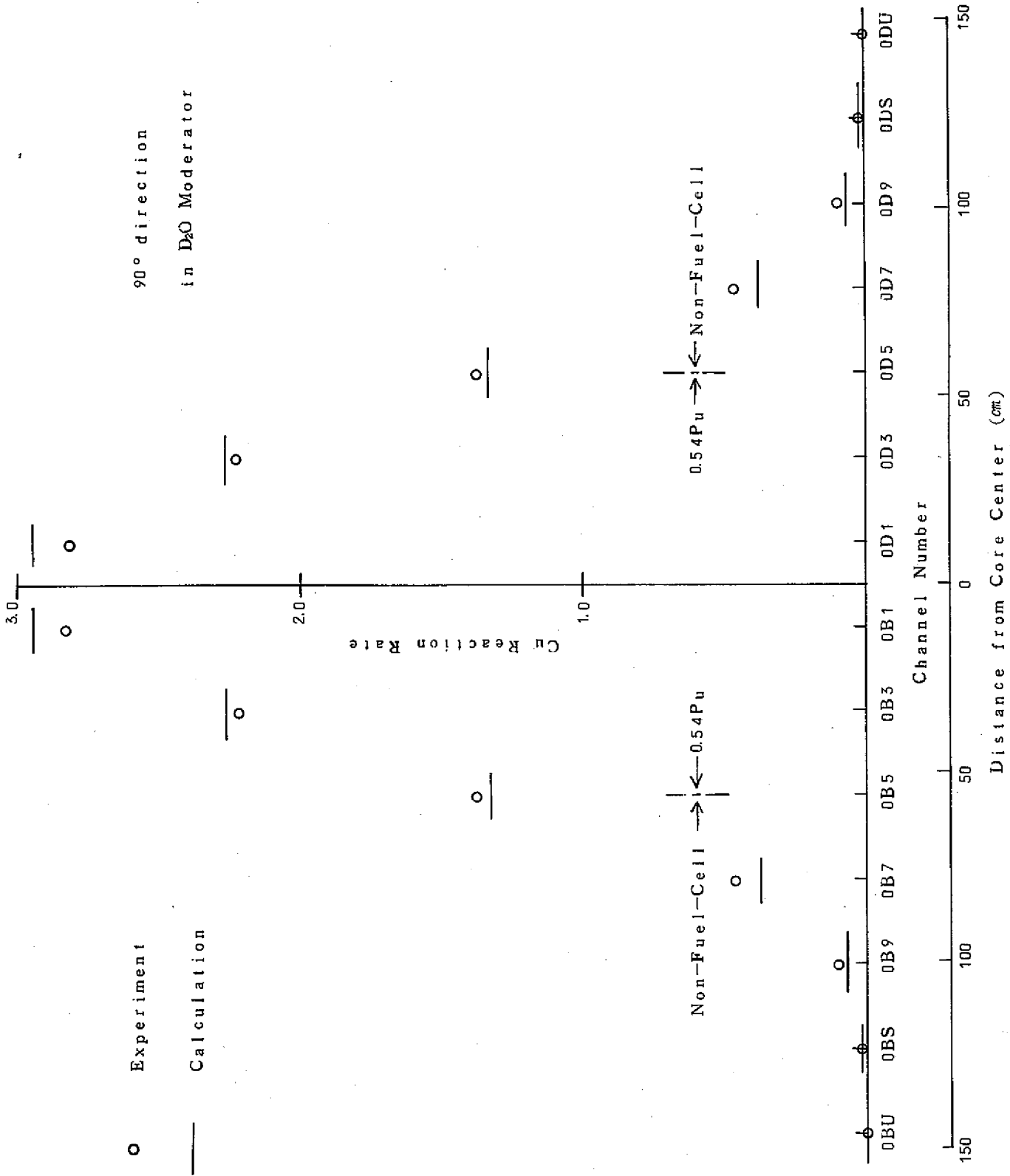


Fig. 4-22 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (G) Core

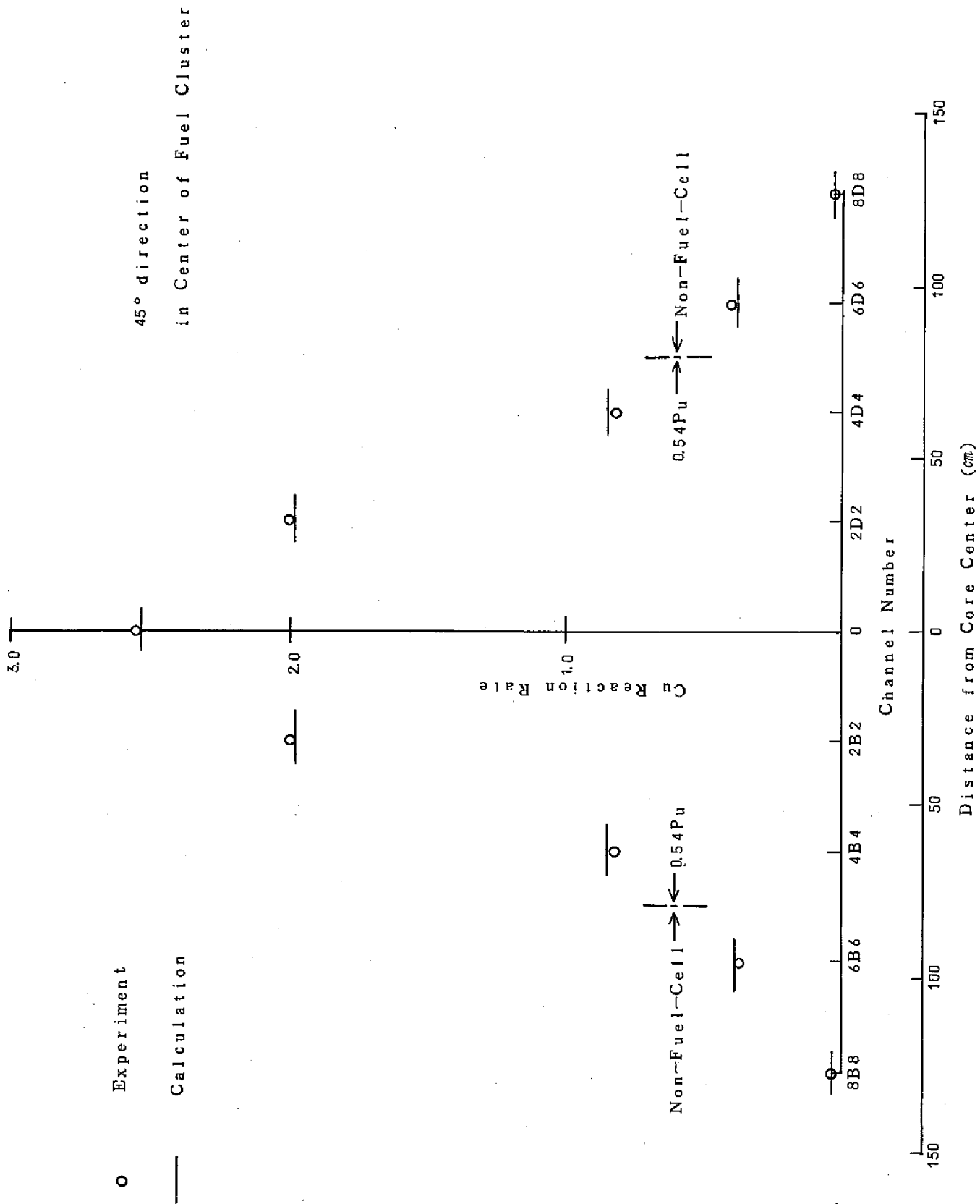


Fig. 4-23 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (G) Core

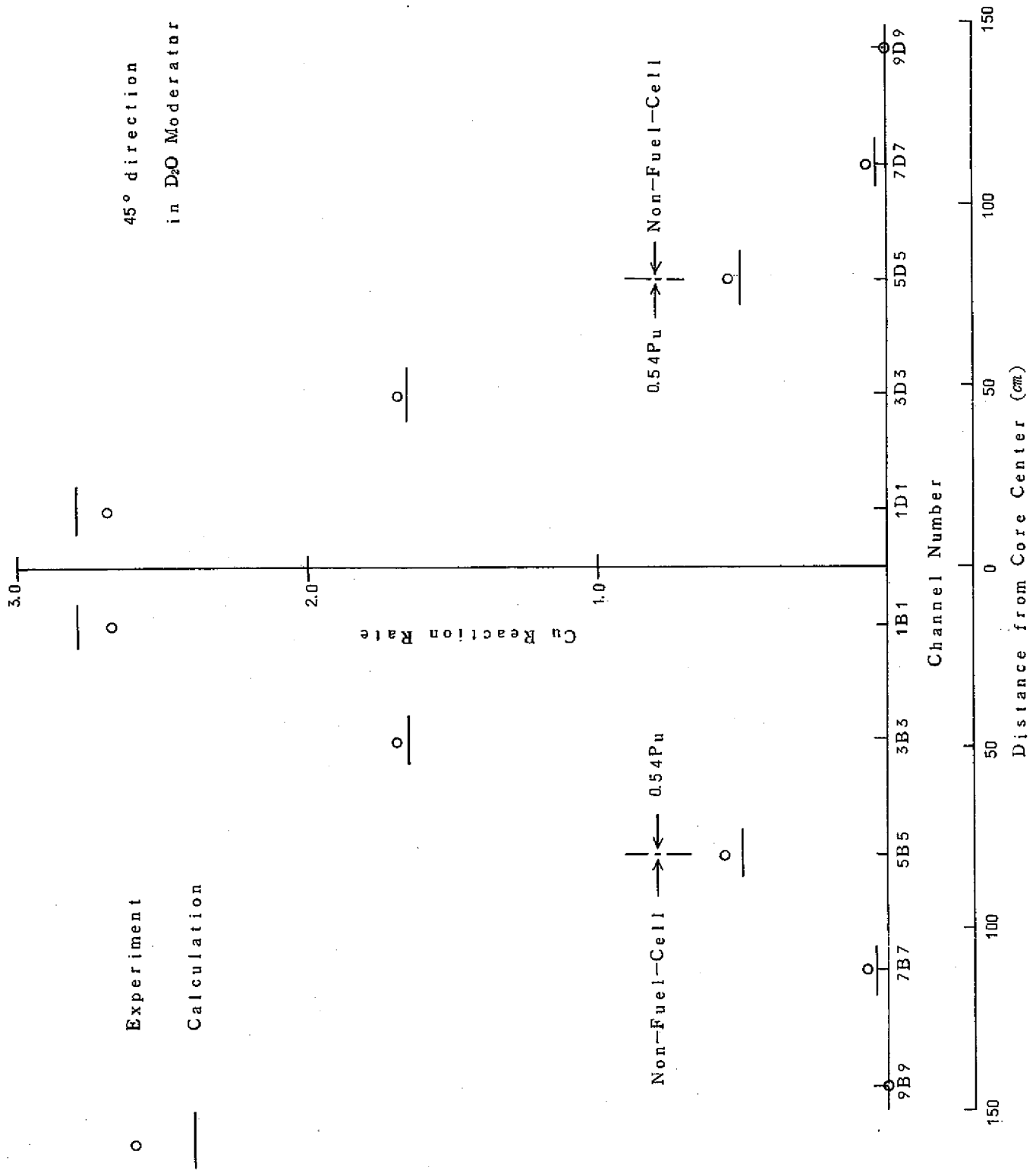


Fig.4-24 Radial Cu Reaction Rate Distribution in (G) Core

Table 4-3 Comparisons of Calculated Radial Cu Reaction Rate Distributions with Experimental Ones due to Root Mean Square (σ)

(Unit:%)

Core	Coolant Void Fraction (%)	Center of Fuel Cluster			D ₂ O Moderator		
		90°		45°	90°		45°
		1/4 Core	1/4 Core	1/4 Core	1/4 Core	1/4 Core	
(B) 0.54Pu(37)+1.2U(84)	0	3.5 (1.6)	7.6 (2.5)	5.4 (0.8)	16.1 (2.1)	10.7 (2.8)	6.5 (0.8)
	100	2.7 (1.1)	5.0 (0.9)	3.9 (1.3)	4.4 (1.7)	6.3 (4.1)	5.7 (0.9)
(C) 0.87Pu(9)+1.2U(112)	0	4.5 (0.8)	8.3 (1.4)	-	4.0 (1.1)	12.2 (1.7)	-
	100	5.5 (2.8)	8.1 (1.0)	-	3.6 (1.2)	9.2 (1.2)	-
(D) 0.54Pu(32)+1.2U(89)	0	-	-	7.7 (1.6)	-	-	11.0 (1.1)
(E) 0.87Pu(25)+0.54Pu(32)+1.2U(64)	0	-	-	8.6 (1.3)	-	-	10.3 (1.0)
(F) 0.54Pu(37)+Reflector	0	7.3 (1.1)	10.6 (0.9)	-	5.0 (0.5)	12.7 (0.9)	-
(G) 0.54Pu(25)+Non-Fuel Cell(96)	0	10.9 (4.7)	7.8 (2.6)	-	32.1 (1.3)	31.8 (1.2)	-

() is Experimental Error

Table 4-4 Comparisons of Calculated Radial Peaking Factors of Cu Reaction Rate with Experimental Ones

(Unit:%)

Core	Coolant Void Fraction (%)	Center of Fuel Cluster		D ₂ O Moderator	
		90°	45°	90°	45°
(B) 0.54Pu(37)+1.2U(84)	u	+1.7	+1.2	-8.2	-8.2
	100	-0.9	-0.2	-2.5	-4.3
(C) 0.87Pu(9)+1.2U(112)	0	+3.4	+2.8	+2.2	+2.8
	100	+5.1	-3.7	+3.8	+3.0
(F) 0.54Pu(37)+Reflector	0	-	-	-2.8	-3.0
(G) 0.54Pu(25)+Non-Fuel Cell(96)	0	+0.1	-0.5	+4.2	+4.1

5 計算方法の検討

前述した炉心計算は、全てのケースとも等面積法による2次元3群計算であり、単位格子を均質化した取り扱いであった。また単位格子当りのメッシュ数は2メッシュであった。ここでは、これらの炉心計算方法が実効増倍係数及び半径方向銅反応率分布に与える影響について検討する。検討した事項は、

- (i) 単位格子当りのメッシュ数
- (ii) エネルギー群数
- (iii) 単位格子を2領域の非均質格子とした場合
- (iv) 非燃料装荷格子の群定数計算

であり、(i)及び(ii)は(B)炉心、(iii)は(B)及び(G)炉心、(iv)は(G)炉心について検討した。

(1) 単位格子当りのメッシュ数

前述の解析では単位格子当りのメッシュ数を2メッシュとして計算を行なったが、ここではこのメッシュ数が妥当であるか否かを実効増倍係数に着目して検討する。検討した単位格子当りのメッシュ数は1及び4であり、この場合のメッシュのとり方をFig.5-1に示す。

(B)炉心についての計算結果をTable 5-1に示す。

Table 5-1 からわかるように、単位格子当り2メッシュと4メッシュでは実効増倍係数の相違は0.1%ΔK以下であり、その相違の原因は炉心境界のとり方—即ち、等面積からの偏り—にあると推定される。実効増倍係数からすると、単位格子当り2メッシュで充分であると考えられる。

(2) エネルギー群数

エネルギー群数は銅反応率分布を正確に評価するため3群で解析を進めて来たが、臨界性を評価する上で何群であれば妥当であるかを検討するため、実効増倍係数のエネルギー群数依存性を(B)炉心について検討した。考慮したエネルギー群数は1群から4群であり、PDQ-5による計算結果をTable 5-2に示す。

Table 5-2 から、1群計算のケースを除き0.05%ΔK以下で実効増倍係数が一致していることがわかる。従って、臨界性を評価する目的からは、2群計算で充分であろう。

(3) 単位格子を2領域非均質格子とした場合

今までは単位格子を均質化して炉心計算を行なって来たが、重水を減速材とする極めて非均質性が強い体系に対して均質化計算が実効増倍係数を正しく評価しているかどうか、あるいは半径方向の銅反応率分布評価が妥当であるか否かを検討するため(B)炉心及び(G)炉心について単位格子を2領域格子として取扱い炉心計算を行なった。単位格子の領域区分はカレンダー管より内側の領域(燃料領域)及び重水の領域(減速材領域)である。この格子の領

域区分を Fig.5-2 に、炉心の計算形状を Fig.5-3 に示す。検討した(B)炉心と(G)炉心の計算ケースを Table.5-3 に、計算結果を Table 5-4 に示す。

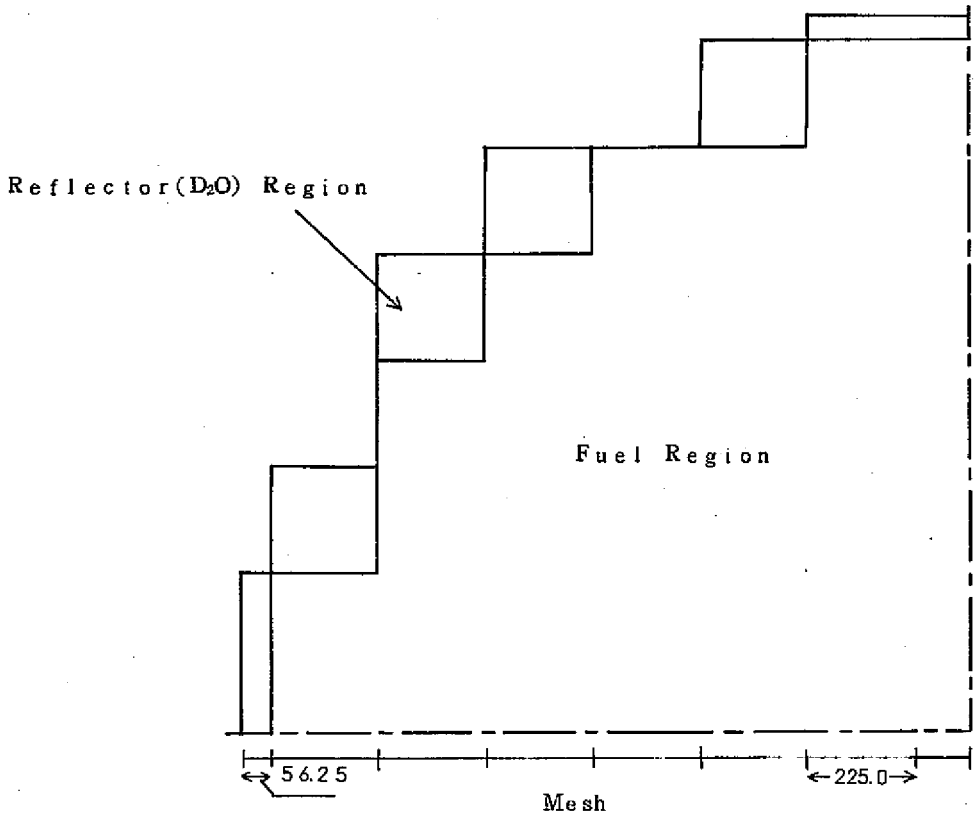
B-0とB-1及びG-0とG-1～G-5では炉心境界の取扱い方が少し異っている (Fig.3-3 及び Fig.5-3 参照)。この炉心境界の取扱い方及び単位格子当りのメッシュ数による実効増倍係数の変化は各々0.1～0.2%ΔK以下であると推定できる。従って均質化格子による炉心計算と非均質化格子(2領域格子)による炉心計算では後者の方が0%ポイドの(B)炉心で約2%ΔK, 0%ポイドの(G)炉心で約3%ΔK程度実効増倍係数を大きく評価すると云える。また(B)炉心では非均質化格子による炉心計算の方が臨界性を良く評価しているが、(G)炉心では逆にっており、どちらが妥当であるかは断定できない。

Table.5-5 に(B)炉心0%ポイドのケースについて、半径方向銅反応率分布を非均質化格子による炉心計算から求めた結果を均質化格子によるそれと比較して示す。Table.5-5 から判るように、両者の間にはほとんど相違がない。また(G)炉心についても非均質化格子による炉心計算に基づき改善は見られなかった。

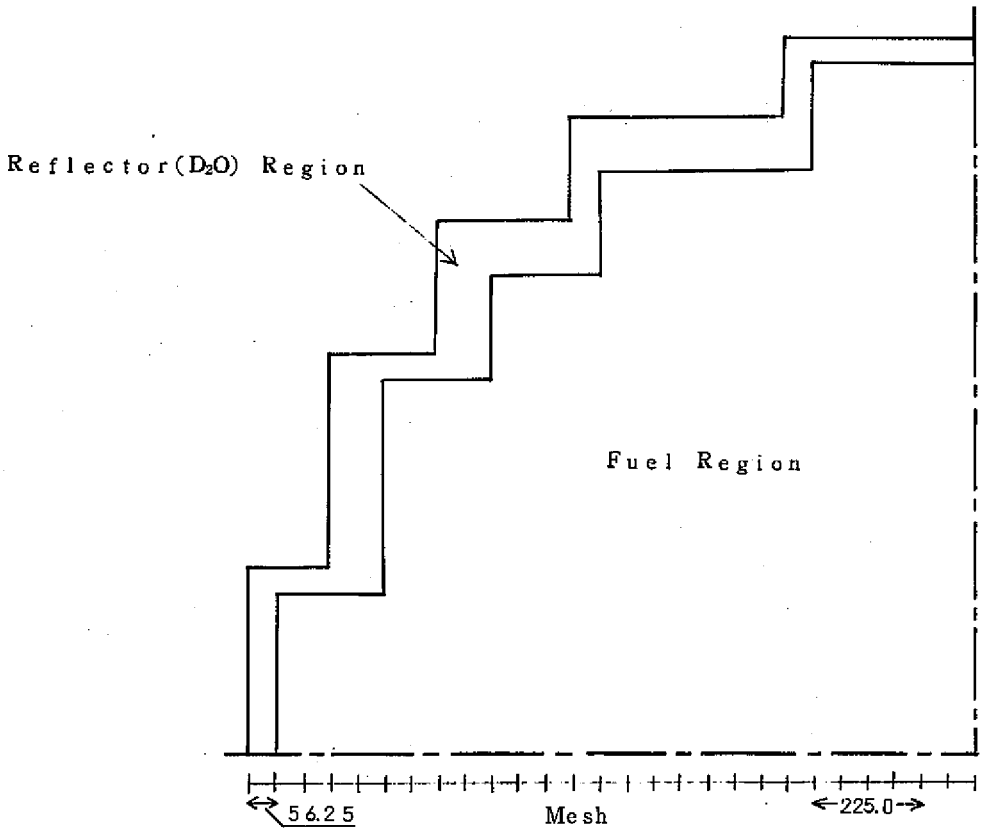
(4) 非燃料装荷格子の群定数計算

非燃料装荷格子の群定数は Fig.3-1 に示したように、円筒化格子境界から十分離れた位置に28本の0.54w/oPuO₂-UO₂燃料棒を配置(これをa格子と呼ぶ)して求めたが、これに対して円筒化格子境界のすぐ外側に燃料棒を配置(これをb格子と呼ぶ)した場合及び配置する燃料棒を半分の14本にした場合の群定数を求めて炉心計算を行ない、実効増倍係数の変化から妥当な計算法を検討した。Table.5-6 に計算結果を示す。

計算結果によれば、実効増倍係数はa格子では配置する燃料棒数に対する依存性は小さいがb格子では28本と14本で約0.2%ΔKの相違がある。今回の(G)炉心に対する適用から云えば、b格子の14本の場合が臨界性を最も良く評価しているが、配置する燃料棒数によって実効増倍係数が大きく変化するのには計算上好ましくなく、また燃料棒は単なる中性子発生源として用いているのであるから、格子境界から充分離れている(中性子の減速距離の数倍以上)方が妥当であると推定される。



(a) 1 mesh/cell



(b) 4 mesh/cell

Fig.5-1 Geometry of 1 and 4 mesh/cell Core Calculation

Table 5-1 Number of Meshes per Unit Cell versus Keff in (B) Core

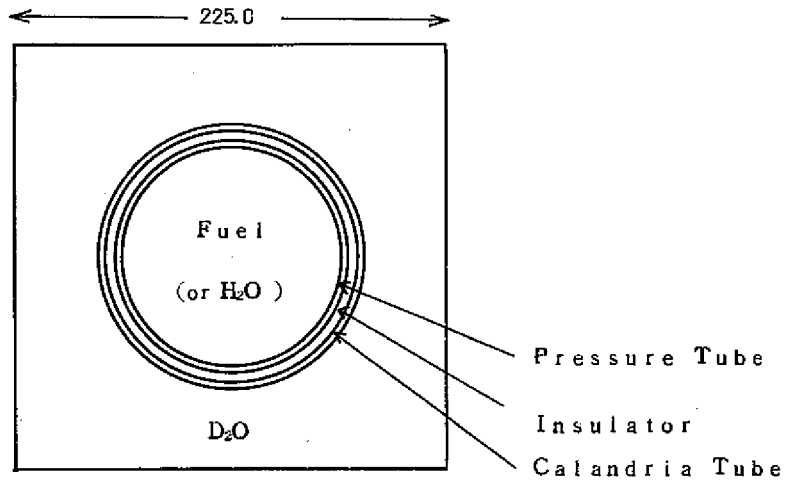
Mesh/Cell	S/Score	0% void		100% void	
		Keff	Keff-Keff(4mesh)	Keff	Keff-Keff(4mesh)
1	-0.07%	0.9842	-0.13% ΔK	1.0013	-0.22% ΔK
2	+0.65	0.9856	+0.01	1.0041	+0.06
4	+0.29	0.9855	-	1.0035	-

Score : Actual core area

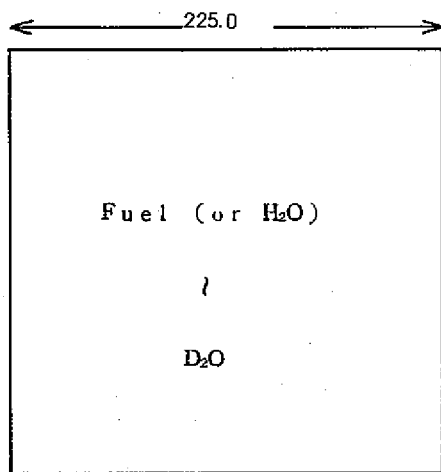
S : Computational core area

Table 5-2 Number of Energy Groups versus Keff in (B) Core

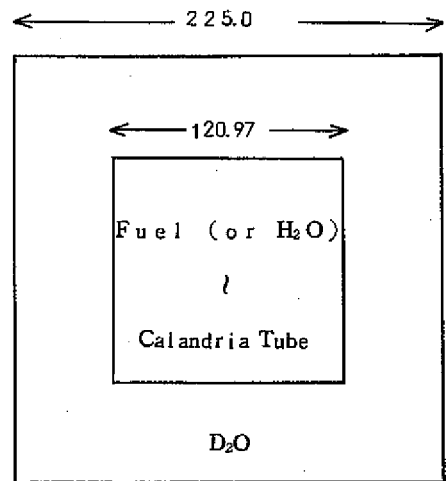
No. of Group	0% void		100% void	
	Keff	Keff-Keff(4Group)	Keff	Keff-Keff(4Group)
1	0.9868	+0.13% ΔK	1.0035	-0.04% ΔK
2	0.9858	+0.03	1.0039	±0.00
3	0.9856	+0.01	1.0041	+0.02
4	0.9855	-	1.0039	-



(a) Unit Cell



(b) Homogenizing Cell



(c) Two Region Cell

Fig.5-2 Homogenizing Cell and Two Region Cell for Core Calculation

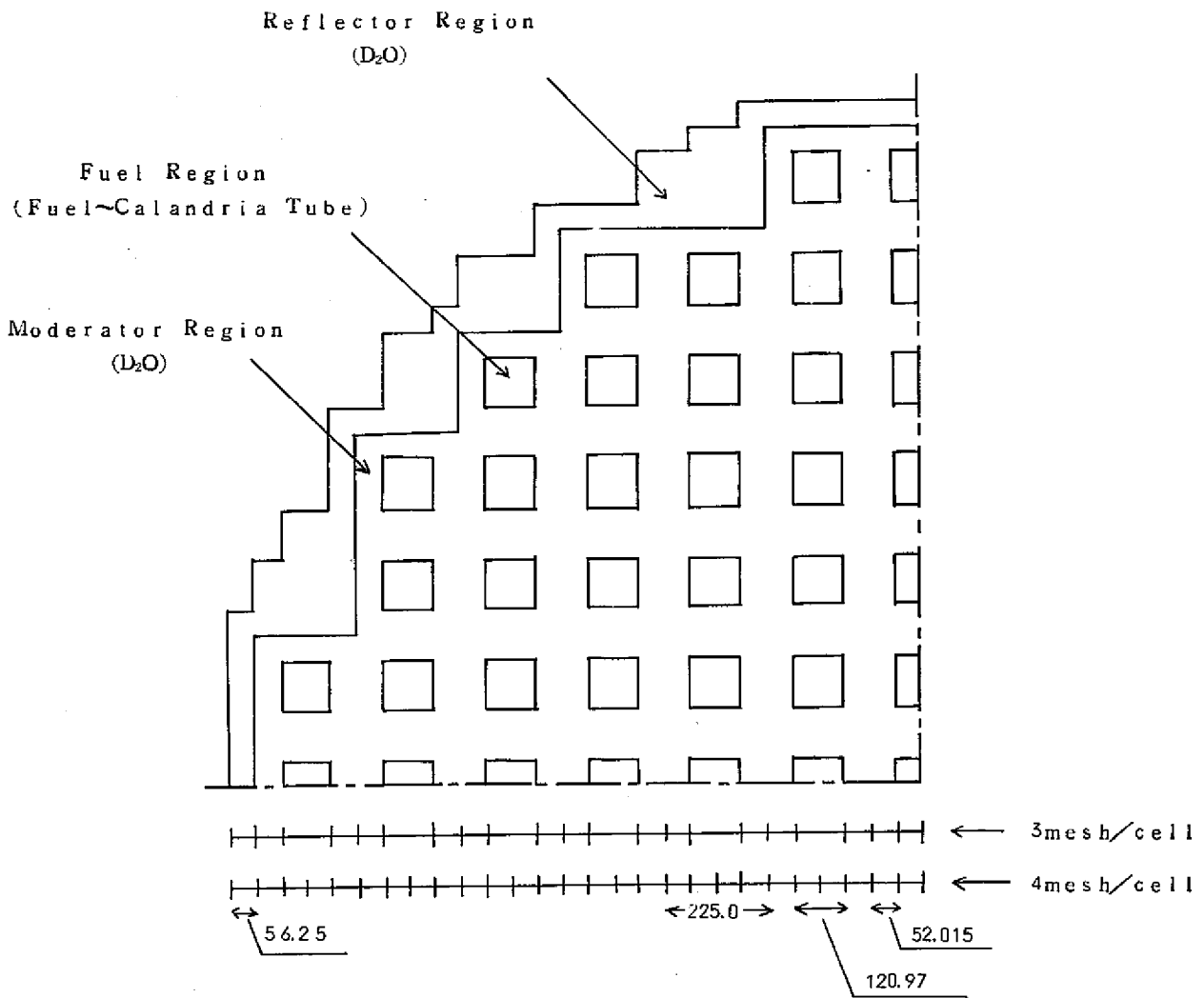


Fig.5-3 Geometry of Core Calculation due to Heteronizing Cell Treatment

Table 5-3 Cases of Core Calculation due to Heteronizing Cell Treatment

Core	Coolant Void Fraction (%)	Case No.	Numbers of Cell Region		Mesh / Cell
			0.54w/o PuO ₂ -UO ₂ Cell	1.2w/o UO ₂ or Non - Fuel Cell	
(B)	0	B-0	1	1	2
		B-1	2	2	4
(G)	0	G-0	1	1	2
		G-1	1	1	3
		G-2	1	2	3
		G-3	2	1	3
		G-4	2	2	3
		G-5	2	2	4

Table 5-4 Change of Keff due to Heteronizing Cell Treatment

Case No.	Keff	Keff-Keff(B-1)	Case No.	Keff	Keff-Keff(G-5)
B-0	0.9856	-2.16%ΔK	G-0	0.9928	-3.10%ΔK
B-1	1.0072	-	G-1	0.9916	-3.22
			G-2	1.0020	-2.18
			G-3	1.0162	-0.76
			G-4	1.0253	+0.15
			G-5	1.0258	-

Table 5-5 Comparisons of Homogenizing Cell Treatments for Radial Cu Reaction Rate Distribution with Heteronizing Ones (B core, 0 %void)

Cell Treatment	σ (%)				Error of Peaking Factor (%)			
	Fuel Cluster		Moderator		Fuel Cluster		Moderator	
	90°	45°	90°	45°	90°	45°	90°	45°
Homogenizing	3.5	7.6	16.1	10.7	+1.7	+1.2	-8.2	-8.2
Heteronizing (2 Region)	3.3	7.8	13.6	21.9	+1.9	+1.8	-8.2	-7.0

Table 5-6 Calculational Method of Non-Fuel Cell versus K_{eff} in (G) Core

Cell	a		b	
No. of Fuel Rod	28	14	28	14
K_{eff}	0.9928	0.9930	0.9922	0.9943
$K_{eff} - K_{eff}(a, 28)$	-	+0.02%ΔK	-0.06%ΔK	+0.15%ΔK

6 結 論

プルトニウム燃料を含む2領域炉心、分散炉心及び反射体付炉心の臨界性と半径方向銅反応率分布をNOAH-2 (METHUSELAH-2) 及びPDQ-5によって解析した。格子計算は円筒化計算であり、炉心計算はX-Y 2次元3群均質化計算であった。この解析手法による臨界性評価の結果及び計算方法の検討結果から、

- (1) 実験誤差内で臨界性を評価できるが、0%ボイド炉心で実効増倍係数を過少評価し(約0.5~1.5%ΔK)、100%ボイド炉心で過大評価する(約0.5%ΔK)傾向がある。
- (2) 解析方法の中で臨界性評価に最も大きな影響を与える因子は、炉心計算を行なう際に単位格子を均質化するか非均質化するかと云う問題であり、後者による方が実効増倍係数を2~3%ΔK程度大きく評価する。

と云うことが判った。

半径方向銅反応率分布については、

- (3) 分布の傾向は実験と計算でおよそ一致している。
- (4) 燃料集合体中心と重水減速材中では、前者の方が実験と計算の一致はやや良好である。これは円筒化格子計算を行なっているために、重水減速材中に於る $\phi_g^{\text{cell}}(r)/\bar{\phi}_g^{\text{cell}}$ を充分に評価できないことによるものと推定される。
- (5) 半径方向銅反応率ピーキング係数の計算精度は、最大で約 $\pm 5\%$ 、平均で約 $\pm 3\%$ である。従って、半径方向中性子束ピーキング係数もこの程度の計算精度を持つものと思われる。

と云うことが判った。

解析に当たって問題となる点は、

- (6) 臨界性評価に必要な軸方向バックリングを精度良く求めること。
- (7) 非均質化格子による炉心計算の妥当性の検討
- (8) 正方形格子内の中性子束分布の正確な評価

であり、これらを詰めることによって解析精度の向上及びより正確な評価が行なえるであろう。

7 参 考 文 献

- (1) 浅野雄一郎, 他 ; SN941 73-29 'プルトニウム燃料装荷炉心の実験' (1973)
- (2) 宫脇良夫, 他 ; ZN941.73-56 'プルトニウム燃料部分装荷炉心の実験' (1973)
- (3) 宫脇良夫, 他 ; SN941 74-23 'プルトニウム燃料部分装荷炉心の実験(Ⅱ)' (1974)
- (4) 浅野雄一郎, 他 ; DCA内部資料
- (5) R. Alpiar ; AEEW-R 135 'METHUSELAH-I' (1963)