

JAERI-M

7350

多目的高温ガス実験炉炉心参考設計
Mark - III

——反応度制御素子の検討——

1977年10月

新藤 隆一・渡部 隆*・石黒 興和**
黒木 修二***

この報告書は、日本原子力研究所が **JAERI-M** レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

多目的高温ガス実験炉炉心参考設計 Mark-III
—— 反応度制御素子の検討 ——

日本原子力研究所 動力炉開発・安全性研究管理部
新藤隆一・渡部 隆*・石黒興和**・黒木修二***

(1977年9月28日受理)

反応度制御素子は炉設計上最も重要な項目の一つであり、多目的高温ガス実験炉ではその設計は燃料体ならびに圧力容器の構造設計上から強く制約される。第1次概念設計に先行して実施された炉心参考設計Mark-IIIにおいて、Mark-IIで設定された反応度制御素子(具体的には制御棒、可燃性毒物、後備停止系)の見直しを行なうとともに、その改善を計るべく再検討された。

その結果、次のことが明らかになった。

- 1) 炉構造設計上の制約で炉心へ挿入する制御棒本数を大巾に増加できない状況から、制御棒外径を許容しうる最大の値にせざるをえない。
- 2) また、1燃料体内に2本の制御棒を挿入する双子型配置では制御棒の相互干渉性が強く、補償反応度評価精度が重要になる。
- 3) 炉心燃焼特性上で十分な性能を確保しようとするすると制御棒の設計余裕が乏しくなる傾向にある。
- 4) 可燃性毒物による反応度補償量を増すと燃焼にともなり反応度回復量が大きくなるが、反応度回復量を低減させようとするれば反応度の温度効果が大きくなる。
- 5) 従って、この反応度回復量と温度効果の相殺効果を考えると、可燃性毒物装荷によって制御棒で補償すべき反応度を低減化することには限界がある。
- 6) 後備停止系については補償反応度として燃焼分を分担しないとの考えに立てば制御棒に較べて比較的余裕のある設計が可能である。

* 外来研究員：川崎重工(株)

** " : パブコック日立(株)

*** " : 三菱原子力工業(株)

Reference Core Design Mark-III of the Experimental
Multi-Purpose, High-Temperature, Gas-Cooled Reactor
—Nuclear study of core reactivity control system—

Ryuiti SHINDO, Takashi WATANABE^{*}
Okikazu ISHIGURO^{**} and Syūzi KUROKI^{***}
Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received September 28, 1977)

The reactivity control system is one of the important items in reactor design, but it is much restricted by structural design of fuel element and pressure vessel in the experimental multi-purpose, high-temperature reactor.

Preceding the first conceptual design of the reactor, therefore, the reactivity control system composed of control rod, burnable poison and reserve shutdown system in Mark-II design was re-studied, and several improvements were indicated.

- (1) The diameter of control rods must be as large as possible because it is impossible to increase the number of control rods.
- (2) The accuracy in estimation of the reactivity to be compensated with control rods is important because of the mutual interference of pair control rods with the twin configuration in a fuel element.
- (3) The improvement of core performance in burnup is accompanied by the reduction of design margin for control rods.
- (4) Increase of the reactivity to be compensated with the burnable poison leads to increase of the core reactivity recovery with burnup, and the assertion of the decrease for recovery of reactivity leads to increase of the temperature dependency of reactivity compensated with control rods.
- (5) Reduction of reactivity to be compensated with control rods is thus limited by cancellation of the effects in the reactivity recovery and

* ; Visiting resercher from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.,

** ; from Babcock-Hitachi, k.k.

*** ; from Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co.Ltd.

the reactivity temperature dependency.

(6) The reserve shutdown system can be designed with margin under the condition of excluding the reactivity of burnup from that to be compensated.

Keywords: Reactor Core, High-Temperature Gas-Cooled Reactor, Reactivity Control System, Control rod, Burnable poison, Reserve Shutdown System, Reactivity Compensation

目 次

1. はじめに	1
2. 反応度補償の考え方	2
3. 制御棒諸元の検討	4
3.1 基本方針	4
3.2 単位制御棒格子特性サーベイ	4
3.3 諸元設定について	6
4. 可燃性毒物諸元の検討	20
4.1 基本方針	20
4.2 格子核特性サーベイ	20
4.3 諸元設定について	21
5. 後備停止系諸元の検討	29
6. おわりに	30
参 考 文 献	31
附録1 基本概念設計での課題について	32
" 2 SLALOMの計算精度	40
" 3 対制御棒の効果(試算例)	46
" 4 可燃性毒物装荷格子の増倍係数表	51
" 5 可燃性毒物の温度効果について	59

1. はじめに

多目的高温ガス冷却実験炉は燃料に低濃縮ウランを使用した熱出力50MWの黒鉛減速、ヘリウム冷却型炉であり、冷却材ヘリウムに対し炉心出口平均温度1000℃を達成し、その発生熱の多目的利用実証試験を行なうとともに、耐高温燃料・材料実証試験及び高温ガス炉システム安全性試験の十分な機能確保も目指している。

本実験炉については昭和44年以来試設計、第1及び第2次予備設計、基本概念設計と設計が進められてきており、特に基本概念設計においては設計に先立ち炉心の参考設計が原研において行なわれ、参考設計としてMk-I及びMk-IIが設定された。

Mk-Iの炉心は85燃料カラムからなり、炉心内に挿入される制御棒も26本と比較的多い。燃料体内の燃料棒本数も多いため炉心特性を支配する最も重要な因子の1つである炭素対ウラン原子数密度比 N_C/N_U の調整が容易で、核特性上からは比較的好ましいものとなっていた。一方、Mk-IIはMk-Iの重要な課題であった冷却材ヘリウムのレイノルズ数が極度に低すぎるといった問題の解決を計ったもので、炉心内燃料カラム数は73となり、炉心に挿入可能な制御棒本数は14本とかなりの減少になり、炉心の伝熱流動特性上での改善がなされた反面、炉心核設計面ではやや不利な設計となった。

しかし、Mk-II炉心においてもなお、低レイノルズ数、反応度炉停止余裕の少なさ、さらには炉心部と炉体構造の整合性、等の改善を必要とする問題が残されていた。そこで、第1次概念設計ではこれらの問題の解決が計られることとなったが、これに関連して第1次概念設計に先行して炉心参考設計Mk-IIIが原研において実施されることとなった。

この炉心参考設計Mk-IIIにおける課題である十分な反応度炉停止余裕の確保に関連して、Mk-IIにおける反応度制御素子設計の見直しを行なうとともに、その改善を計るべく再設計が行なわれた。

もともと反応度制御素子の設計は原子炉の制御性に直接係わるものであり、全ての設計に優先して行なわれるべきものの1つであるが、実際には燃料体ならびに圧力容器に対する構造設計上からの強い制約があり、厳しい制限条件の下に設計しなければならない状況にある。

本Mk-III設計ではこのような現状をふまえ、かつMk-IIにおける設計結果に準拠しつつ反応度制御素子、具体的には制御棒、可燃性毒物及び後備停止系の各素子の設計を進めるものとした。

設計作業としては、まず制御棒についてその寸法諸元及び配置を決めるための検討を行ない、次いで可燃性毒物についてその諸元設定のための作業を行なうものとした。又、後備停止系については制御棒諸元を設定するために行なった検討結果に基づいて、その諸元が設定された。

2. 反応度補償の考え方

反応度制御系は原子炉の制御特性に直接係わるものであり、その設計は炉設計上で最も重要な項目の一つといえる。多目的実験炉の反応度制御系はこれまでの設計では制御棒、可燃性毒物及び後備停止系で構成される。従って、炉心設計を進めるにあたってはまずこれら反応度制御素子の種類、その型式および寸法諸元を設定することが必要になる。

そこで、本設計でも反応度制御素子に関して、その種類及び型式については先に行なった炉心参考設計 Mk -II に準拠するものとし、それらの寸法・諸元のみを設定するとの考えに立って検討が行われた。

本反応度制御系設計を進めるにあたって取った基本的考え方は以下のようなものである。

- 1) 反応度制御系としては従来通り制御棒、可燃性毒物、後備停止系を考える。
- 2) 炉心に挿入される制御棒は全て同一構造、同一寸法とし、型式は軸方向多分割2重円筒ベント型とする。
- 3) 制御棒の吸収体は B_4C と黒鉛粉末の焼結体とする。
- 4) 可燃性毒物は B_4C 粒子と黒鉛粉末の混合焼結中実細棒とし、燃料体に封入する型式とし、かつ炉心に装荷される毒物棒は全て同一形状、同一寸法とする。
- 5) 後備停止系は球状の B_4C と黒鉛粉末混合焼結体を落下孔中に落下する型式とし、使用する後備停止用ボロン黒鉛球は全て同一諸元とする。
- 6) 制御棒は各独立駆動とし、スタック基準として運転時2本(1対)、燃料交換時3本(1対+1本)をとる。
- 7) 反応度炉停止余裕としては未臨界度 $0.01 \triangle keff$ とする。
- 8) 制御棒最大反応度値は臨界又は臨界近傍で1独立駆動あたり $0.035 \triangle keff$ 以下とする。
- 9) 可燃性毒物で補償する反応度は極力小さくし、燃焼にともなう反応度回復量も $0.015 \triangle keff$ 以下を目標とする。
- 10) 後備停止系が補償する反応度は燃焼分を除いた全余剰反応度とする。
- 11) 後備停止系に対するスタック基準としては最大反応度値の1組分をとる。
- 12) 制御棒及び後備停止系の反応度補償能力評価には計算誤差として10%を見込む。

これらの方針に基づき各反応度制御素子の寸法・諸元を設定することになるが、それを行なうにあたり炉の反応度補償計画が必要になる。しかし、本検討を進めるにあたり燃料体の諸元が未決定であることもあり、余剰反応度及び制御素子の反応度値に対する情報は炉心参考設計 Mark -II の結果に立脚するものとし、Table 2.1 に示すような反応度補償計画に関する基本案が設定された。

以後、先に述べた(1)~(12)の前提及びTable 2.1 の計画に従って、反応度制御素子の設計が進められることになる。

Table 2.1 Reactivity balance expected
at initial step of design.

	Reactivity (Δk_{eff})	Compensation of reactivity (Δk_{eff})		
		Control rod	Burnable poison	Researve shutdown system
Temperature	0.075	0.075	—	0.075
Xe & Sm	0.030	0.030	—	0.030
Burnup	0.215	0.090	0.125	—
Shutdown margin	0.082	0.082	—	0.063
Experiment	0.010	0.010	—	0.010
Total	0.412	0.287	0.125	0.178

3. 制御棒諸元の検討

3.1 基本方針

前章(第2章)に示した前提のうち、制御棒に関する(2)、(3)、(6)、(8)及び(12)の条件に基づき、制御棒の寸法・諸元を設定するが、具体的に設定対象とする諸元量は次の諸量である。

- (i) 吸収体外径,
- (ii) 吸収体肉厚,
- (iii) 吸収体密度及び含有ボロン濃度,
- (iv) 保護管材質及び肉厚,
- (v) 制御棒配列間隔,

このうち、保護管については構造強度上での検討から材質として Hastelloy-X が使用されることになっており、肉厚については反応度補償的には出来るだけうすくした方が好ましいが、強度上の問題もあり設計の中で検討を進めるものとし、目標値として 2 mm が想定された。又、吸収体密度も出来るだけ大きい方が好ましいとの判断から 1.9 g/cm^3 と固定された。

これら制御棒の寸法・諸元を設定するにあたっては、まず前記(i)~(v)の諸元量(具体的には吸収体外径、肉厚、ボロン濃度、制御棒配列間隔)と補償可能反応度との相関を、燃料体の状態(具体的には燃料濃縮度、炭素対ウラン原子数密度比、可燃性毒物装荷量、燃料温度)を考慮して検討し、その結果をふまえて制御棒の寸法・諸元を設定するものとした。

3.2 単位制御棒格子特性サーベイ

制御棒寸法・諸元と補償可能反応度との相関の検討には制御棒の一樣無限配列系を想定した単位制御棒格子モデルがとられた。Fig. 3.1 に炉心内制御棒配列モデルを、Fig. 3.2 に単位格子の領域モデルを示す。

解析は1次元円筒、少数群積分型輸送近似に基づく計算コード SLALOM⁽¹⁾ を用いて行ない、その際必要な領域構成物質の少数群群定数は DELIGHT-2⁽²⁾ 及び GAM-1⁽³⁾ を使用して作成された。本解析でとったエネルギー群数は4群であり、その区分は次の通りである。

第1群	1.0	Mev	~	0.183	Mev
2	0.183	Mev	~	2.38	ev
3	2.38	ev	~	0.65	ev
4	0.65	ev	~	0.0	ev

群定数作成用に使用されたコードのうち、DELIGHT-2 は燃料領域の群定数計算及び制御棒構成核種の4群縮約定数計算に利用するが、特に制御棒構成核種のうち DELIGHT-2 のライブラリーに含まれない核種については GAM-1 を用いて2速中性子群々定数が、又 2200 m/sec の中性子に対する断面積と DELIGHT-2 で求めた熱中性子スペクトル因

子から2熱中性子群々定数が各々計算された。

また、検討においては保護管の厚さとして5 mmが、燃料体としては Mk - II 標準燃料体が想定された。そして、計算に際しては中心ヘリウムギャップ及び内外保護管は各1領域、吸収体は5領域とし、燃料領域は巾2 cmで領域区分するものとした。なお、本検討では外側保護管と燃料領域間のヘリウムギャップは無視された。

本検討で対象としたパラメーターの範囲は次の通りである。

- (i) 格子等価半径(制御棒配列間隔), R …… 20, 30, 45 (cm)
- (ii) 吸収体外径, D_o …… 7, 9, 12 (cm)
- (iii) " 肉厚, t …… 5, 10, 15 (mm)
- (iv) 吸収体内ボロン濃度, C_B …… 5, 10, 30 (w/o)
- (v) 燃料濃縮度, e …… 3, 5, 7 (w/o)
- (vi) 炭素対ウラン原子数密度比, N_c/N_u …… 250, 300, 450
- (vii) 可燃性毒物濃度, C_{BP} …… 0, 30, 50 (ppm)
- (viii) 燃料温度, T_f …… 300, 1200 ($^{\circ}K$)

なお、燃焼状態に対しては燃焼初期のみを対象とした。

Table 3.1 に本検討で使用した制御棒構成物質の4群定数を、Table 3.2 に燃料体の4群定数を示した。

次に本検討における解析結果について述べる。Fig. 3.3 に等価セル半径及び吸収体外径と補償可能反応度との関係を示す。これによると補償可能反応度は等価セル半径、即ち挿入可能制御棒本数に著しく依存すること、また吸収体外径にほぼ比例して変わることがわかる。同時に、これら2量は一度設定すると構造設計上への波及効果が大きく容易に変更不可能な量であることにも注意が必要といえる。Fig. 3.4 及び 3.5 には各々補償可能反応度と吸収体肉厚及び吸収体内ボロン濃度との関係を示す。いずれの場合もある値以上になると補償可能反応度は飽和する傾向にあること、およびその依存性自身もかなり小さいことがわかる。

Fig. 3.6 には補償可能反応度及び燃料濃縮度の影響を、Fig. 3.7 には補償可能反応度及び炭素対ウラン原子数密度比 N_c/N_u の影響が、また Fig. 3.8 には補償可能反応度及び可燃性毒物濃度の影響を各々示す。これらの結果から、燃料濃縮度の影響は等価セル半径が小さいほど、即ち挿入制御棒本数が多いほどやや大きいこと、 N_c/N_u 及び可燃性毒物濃度の影響にも同様の傾向があることがわかる。さらに、Fig. 3.9 には常温の場合の補償可能反応度の特性を示した。この図及び Table 3.3 から、常温になると制御棒の補償可能反応度が若干(2~9%程度)低下することがわかる。

いずれにしても、これらの結果から反応度を補償するうえで最も重要なものは単位制御棒セルの半径、即ち制御棒の配列ピッチ(制御棒本数と等価)および吸収体外径であり、吸収体肉厚や吸収体内ボロン濃度の影響は小さく調整のための諸元であるといえよう。さらに、制御棒の補償可能反応度は燃料濃縮度及び N_c/N_u によっても強く影響され、反応度補償的には燃料濃縮度の低い方が、 N_c/N_u は高い方が有利であるが、これらは燃焼特性上からの制約もあり、十分整合をとった設定が必要になるといえる。また、制御棒の補償可能反応度は可燃性毒物の装荷量にも影響されるので、諸元設定はその十分な配慮のもとに慎重になされるべきであろう。

3.3 諸元設定について

前節の検討結果をふまえて第2章の前提条件ならびに“制御棒の吸収体肉厚及びボロン濃度は後の調整も考慮し、限界値にならないように設定する”との考えに立ち寸法・諸元を設定するものとした。

また、炉心に挿入する制御棒本数は炉体構造上の制約を考慮し7燃料ブロックに2本とした。

まず、Table 2.1 に示した初期反応度補償計画に従えば、制御棒で補償すべき反応度は $Mk - II$ における値の1.17倍になる。一方、燃料体半径ならびに吸収体寸法・諸元と補償可能反応度との関係を前節での検討結果から推定するとTable 3.4 に示すようになる。但し、この場合最初に述べた考え方を考慮し、吸収体厚さ10mm、ボロン濃度10w/oとした。

この結果によると、制御棒配置を双子型、燃料体半径を $Mk - II$ と同様30cmにとる場合、吸収体外径として90cm程度必要であることがわかる(第1次設定)。

その後、設計進展にもなって主として伝熱流動特性上の要求から燃料体内に装荷する燃料棒本数が $Mk - II$ の設定値から変更され、標準燃料体に対しては18本から12本に、また制御棒挿入用燃料体に対しては9本から3本になり、その結果 Nc/Nu 値が $Mk - II$ 時より大巾に大きくなった。このため、燃料濃縮度を一定とすると核特性的には初期余剰反応度が増す一方、転換比が減少することとなり制御棒設計に与える影響が大きく、寸法諸元の再設定が必要になった。

そこで、この段階まで得られた $Mk - III$ 設計データも利用するとともに不足分は $Mk - II$ 設計データに準拠してTable 3.5 に示す反応度補償計画第2次案を立案した。さらに、伝熱流動上の制約から制御棒の配置形状は双子型に限定するものとした。

他方、 Nc/Nu が大きくなったことを考慮すると双子型配置制御棒の制御可能反応度はTable 3.6 に示すようになる。但し、吸収体肉厚は10mm、ボロン濃度10w/oとし可燃性毒物の燃焼にもなり反応度回復 $0.015 \Delta k_{eff}$ 及び反応度評価に対する計算誤差10%を見込んでいる。

以上の結果をふまえて、さらに燃料体の構造強度上の検討結果も考慮し、制御棒挿入孔径104mm、吸収体外径85mmが決定された。同時に炉停止余裕の解析も進められ停止余裕確保が極めて厳しい状況にあることから吸収体肉厚は15mmにまたボロン濃度も30w/oに再設定されることとなった。

Table 3.1 Macroscopic cross section sets for structural materials of control rod.

Gr.	Region CB (w/o)	300				1200			
		B ₄ C+C	HX	He	B ₄ C+C	HX	He		
		10	-	-	5	10	30	-	
I	D	1.2201	1.0833	6100.1	1.2230	1.2201	12084	1.0833	61001 +3
	Σ_a	1.3920 -3	4.8728 -4	0	6.9599 -4	1.3920 -3	4176 -3	4.8728 -4	0
	Σ^{1-4}	0.25322	0.30291	4.7343 -5	0.25294	0.25295	0.25301	0.3029	4.7343 -5
	Σ^{1-2}	1.8589 -2	4.3072 -3	7.3004 -6	1.8634 -2	1.8596 -2	1.8438 -2	4.3075 -3	7.3004 -6
II	D	0.57867	0.32760	6100.1	0.67444	0.6119	0.4464	0.3277	61001 +3
	Σ_a	0.10632	1.8790 -2	0	5.1797 -2	0.10360	0.3108	1.8677 -2	0
	Σ^{2-4}	0.43629	0.99631	5.2838 -5	0.43775	0.43645	0.4313	0.9960	5.3119 -5
	Σ^{2-3}	4.9122 -3	2.4080 -3	7.0175 -7	4.68696 -3	4.6964 -3	4.7339 -3	2.3014 -3	1.5246 -6
III	D	0.22350	0.32112	8054.6	0.38830	0.2574	0.1092	0.3239	7.9197 +3
	Σ_a	1.1024	4.6910 -2	0	0.45461	0.9092	2.7274	3.9111 -2	0
	Σ^{3-4}	0.38942	0.99658	3.4376 -5	0.432398	0.3996	0.4105	0.9756	3.4948 -5
	Σ^{3-2}	4.6287 -2	2.7591 -2	1.5678 -5	6.0178 -3	5.7011 -3	4.434 -3	2.7598 -2	1.5502 -5
IV	D	0.05895	0.27383	7277.4	0.15889	0.08875	0.03209	0.2938	7.0554 +3
	Σ_a	5.2575	0.22617	0	1.67699	3.3539	10.38755	0.1445	0
	Σ^{1-4}	0.44336	1.01457	5.3471 -5	0.47116	0.41981	0.42619	1.0146	5.4607 -5
	Σ^{4-3}	8.7336 -5	0	6.1345 -9	2.4649 -3	2.3352 -3	1.8163 -3	0	3.4965 -7

(Note)(a-b) in table;-6 means 10⁻⁶

Table 3.2 Macroscopic cross section sets for fuel elements.

Gr. const.	3		5					7	
	standard	standard	T ₂	B ₃	B ₅	N ₂	N ₄	standard	
1	D	1.6087	1.6087	1.6087	1.6087	1.5834	1.5911	1.6088	
	Σ_a	7.4716-05	7.9872-05	7.9872-5	8.0018-5	8.0118-5	5.3137-5	8.5010-05	
	Σ_f	4.6987-05	5.2582-05	5.2582-5	5.2582-5	5.2582-5	6.3544-5	5.8164-05	
	$\nu\Sigma_f$	1.2881-04	1.4332-04	1.4332-4	1.4332-4	1.4332-4	1.7320-4	1.5779-04	
	$\Sigma^{1\rightarrow 1}$	1.9305-01	1.9304-01	1.9304-1	1.9304-1	1.9304-1	1.9611-1	1.9303-01	
	$\Sigma^{1\rightarrow 2}$	1.4091-02	1.4088-02	1.4088-2	1.4088-2	1.4088-2	1.4314-2	1.4085-02	
2	D	9.7962-01	9.7957-01	9.8002-1	9.7953-1	9.7950-1	9.6956-1	9.7952-01	
	Σ_a	1.4765-03	1.5853-03	1.3726-3	1.6021-3	1.6137-3	1.7764-3	1.6920-03	
	Σ_f	1.3322-04	2.2053-04	2.2298-4	2.2038-4	2.2028-4	2.6388-4	3.0658-04	
	$\nu\Sigma_f$	3.2375-04	5.3591-04	5.4186-4	5.3555-4	5.3530-4	6.4126-4	7.4501-04	
	$\Sigma^{2\rightarrow 2}$	3.3521-01	3.3519-01	3.3509-1	3.3520-1	3.3521-1	3.4062-1	3.3518-01	
	$\Sigma^{2\rightarrow 3}$	3.5840-03	3.5083-03	3.6696-3	3.4951-3	3.4860-3	3.4367-3	3.4343-03	
3	D	1.0336	1.0329	1.0297	1.0101	1.0174	1.0203	1.0322	
	Σ_a	5.6605-04	8.1907-04	8.0111-4	9.9070-4	1.1119-3	9.7935-4	1.0712-03	
	Σ_f	3.2027-04	5.2801-04	5.0998-4	5.2513-4	5.2541-4	6.3605-4	7.3445-04	
	$\nu\Sigma_f$	7.7825-04	1.2831-04	1.2392-3	1.2761-3	1.2767-3	1.5456-3	1.7847-03	
	$\Sigma^{3\rightarrow 3}$	2.8827-01	2.9089-01	2.9924-1	3.1572-1	2.9197-1	2.9615-1	2.9230-01	
	$\Sigma^{3\rightarrow 4}$	4.9557-02	4.6915-05	3.8555-2	4.1669-2	4.5827-2	4.6636-2	4.5504-02	
4	D	9.9014-01	9.8795-01	9.9318-1	9.6828-1	9.8649-1	9.7713-1	9.8578-01	
	Σ_a	2.5186-03	3.8009-03	6.2061-3	4.4899-3	4.6215-3	4.5178-3	5.0297-03	
	Σ_f	1.7321-03	2.8212-03	4.6844-3	2.9333-3	2.7814-3	3.3716-3	3.8644-03	
	$\nu\Sigma_f$	4.2090-03	6.8556-03	1.1383-2	7.1279-3	6.7588-3	8.1931-3	9.3905-03	
	$\Sigma^{4\rightarrow 4}$	3.4906-01	3.4817-01	3.4413-1	3.5541-1	3.4762-1	3.5282-1	3.4734-01	
	$\Sigma^{4\rightarrow 3}$	1.5945-03	1.9450-03	7.2787-5	1.1724-3	2.1636-3	2.1500-3	2.2760-03	

(Note) Standard: T_f=1200 °K, N_c/N_u=300, BP=Non, T₂ ; T_f=300 °K, B₃ ; C_{BP}=30ppm, B₅ ; C_{BP}=50ppm, N₂ ; N_c/N_u=250, N₄ ; N_c/N_u=450

Table 3.3 Controllable reactivity calculated by SLALOM.

R _(gm)	e(w/o)	5												7			
		3				1200				450							
		300		250		300		9		30		12					
	Ti (R)	1200	300	9	12	9	7	5	10	30	10	10	10	1200			
	N ₂₃₅ /N ₂₃₈	300	300	7	9	12	9	10	10	5	10	0	0	300			
	10 ⁶ (gm)	9	7	10	10	10	10	0	0	30	50	0	0	450			
	CRP(w/o)	10	10	0	0	0	0	0	0	1	1	1	1	9			
	CRP(w/o)	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	1	10			
	k _∞	1	1	1	1	1	1	0.5	1	1.5	1	1	1	0			
	P.f.	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1			
20	Δk _∞	0.8163	0.633	0.7365	0.8862	0.7118	0.6822	0.7281	0.7357	0.7769	0.7987	0.6481	0.5944	0.8724	0.9082	0.9034	0.7316
	Δρ(%)	15.242	5.448	7.271	11.113	89.30	76.38	87.58	89.6	101.47	108.47	100.8	106.54	136.89	154.21	132.13	51.2
	P.F.	1.185	1.143	1.185	1.263	1.181	1.141	1.177	1.179	1.183	1.185	1.182	1.181	1.194	1.259	1.187	1.18
30	Δk _∞	0.4754	0.313	0.372	0.4658	0.3727	0.3574	0.3877	0.3926	0.4194	0.4339	0.3388	0.3111	0.4854	0.5151	0.5209	0.3783
	Δρ(%)	4.95	1.929	2.419	3.321	2.997	2.686	3.006	3.06	3.363	3.535	3.35	3.578	4.189	4.607	4.281	2.671
	P.F.	1.136	1.106	1.132	1.177	1.131	1.107	1.127	1.129	1.133	1.135	1.132	1.13	1.143	1.178	1.137	1.129
45	Δk _∞	0.2301	0.138	0.167	0.206	0.170	0.1618	0.1788	0.1818	0.1938	0.2008	0.1539	0.142	0.2258	0.2368	0.2509	0.1713
	Δρ(%)	1.818	0.736	0.911	1.160	1.125	1.015	1.138	1.159	1.250	1.303	1.25	1.35	1.499	1.586	1.575	1.005
	P.F.	1.107	1.080	1.098	1.125	1.100	1.083	1.097	1.098	1.102	1.104	1.110	1.099	1.112	1.129	1.107	1.098
k _∞		12461	14400	13170		13458						11889	11011	13458	13939	13943	
ρ		1975	3056	2407		2569						159	92	2569	2826	2828	

(Note) $\rho = \left(\frac{k_{\infty}-1}{k_{\infty}} \right)$ CR=Non - $\left(\frac{k_{\infty}-1}{k_{\infty}} \right)$ CR=Yes.

Table 3.4 Outer diameter of absorber
and controllable reactivity.

control rod O.D. of absorber (cm)	Twin rods*		Dispersed rod**		
	2 7	3 0	3 4	3 7	4 0
5 0	1.15	0.67	1.45	1.20	1.00
7 0	1.20	1.00	1.54	1.26	1.05
9 0	1.38	1.16	1.65	1.43	1.28
1 2 0	1.68	1.43	1.97	1.73	1.54

(Note 1) Multiple of the controllable reactivity($0.27 \Delta k_{eff}$) in Mark-II core.

(Note 2) Dimension of control rod in Mark-II design.

Inner diameter of absorber 50 mm

Outer diameter of absorber 70 mm

Thickness of Hastelloy-X sheath 5 mm

(Note 3) AFFE.....Across flat of fuel element

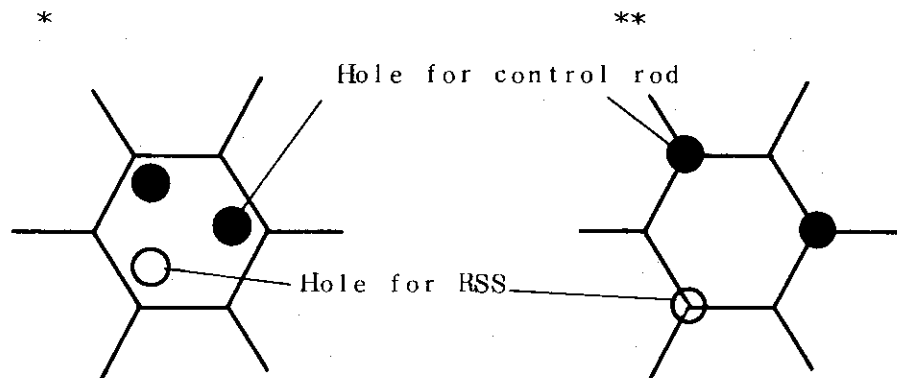


Table 3.5 Revised reactivity balance.

(1) Excess reactivity

	Fuel enrichment	
	4 w/o	5 w/o
Temperature	0.075 Δk_{eff}	0.075 Δk_{eff}
Xe & Sm Burnup	0.284	0.336
Experiment	0.010	0.010
	0.369	0.421

(2) Controllable reactivity of control rods

Compensated reactivity of burnable poison (Δk_{eff}^{BP})	Fuel enrichment	
	4 w/o	5 w/o
0.10 Δk_{eff}	0.374 Δk_{eff} (0.411 Δk_{eff})	0.449 Δk_{eff} (0.494 Δk_{eff})
0.15	0.304 (0.334)	0.379 (0.417)
0.20	0.234 (0.257)	0.309 (0.340)

* () ... With 10% uncertainty.

Table 3.6 Controllable reactivity of control rods (Δk_{eff}).

		Compensated reactivity of burnable poison	Diameter of absorber (D_o , mm)				
			70	76	80	85	90
Fuel enrichment	4 w/o	0.15 Δk_{eff}	0.303	0.315	0.330	0.340	0.353
		0.20	0.290	0.303	0.315	0.328	0.340
		0.25	0.278	0.290	0.303	0.313	0.325
	5 w/o	0.15	0.285	0.298	0.310	0.320	0.333
		0.20	0.273	0.285	0.298	0.308	0.320
		0.25	0.263	0.273	0.285	0.295	0.308

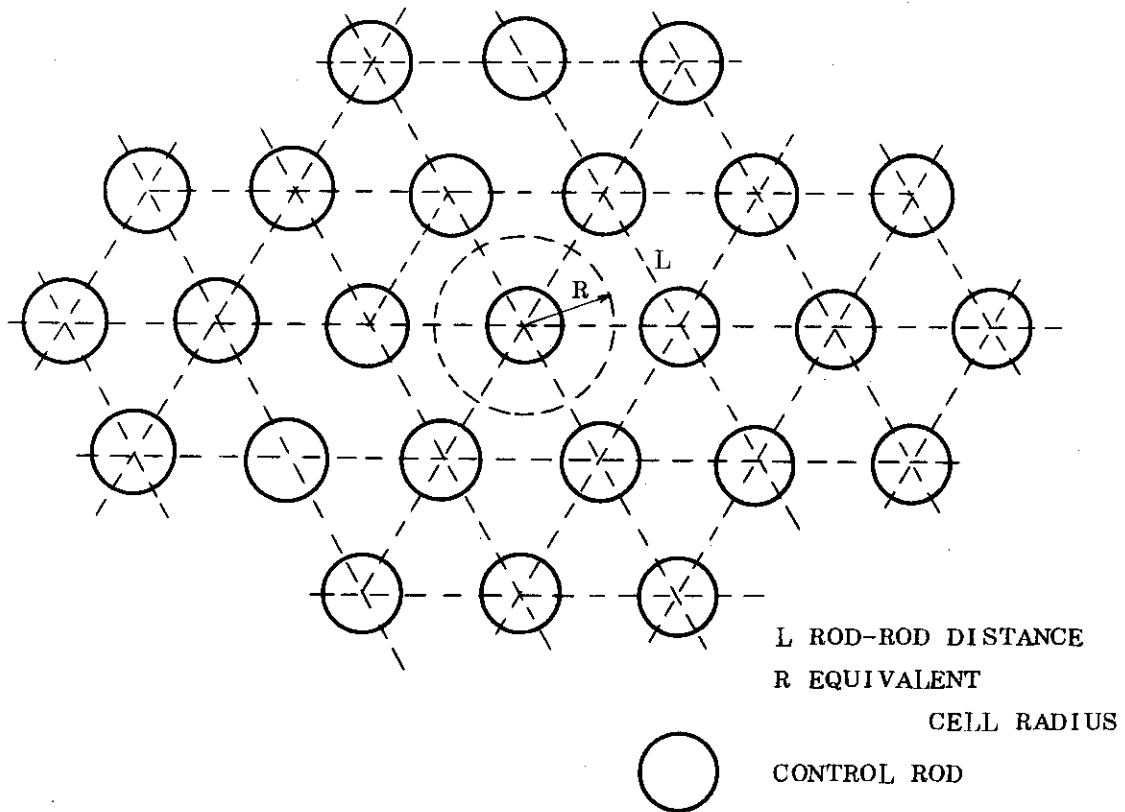


Fig.3.1 Configuration of Control rods for SLALOM calculation.

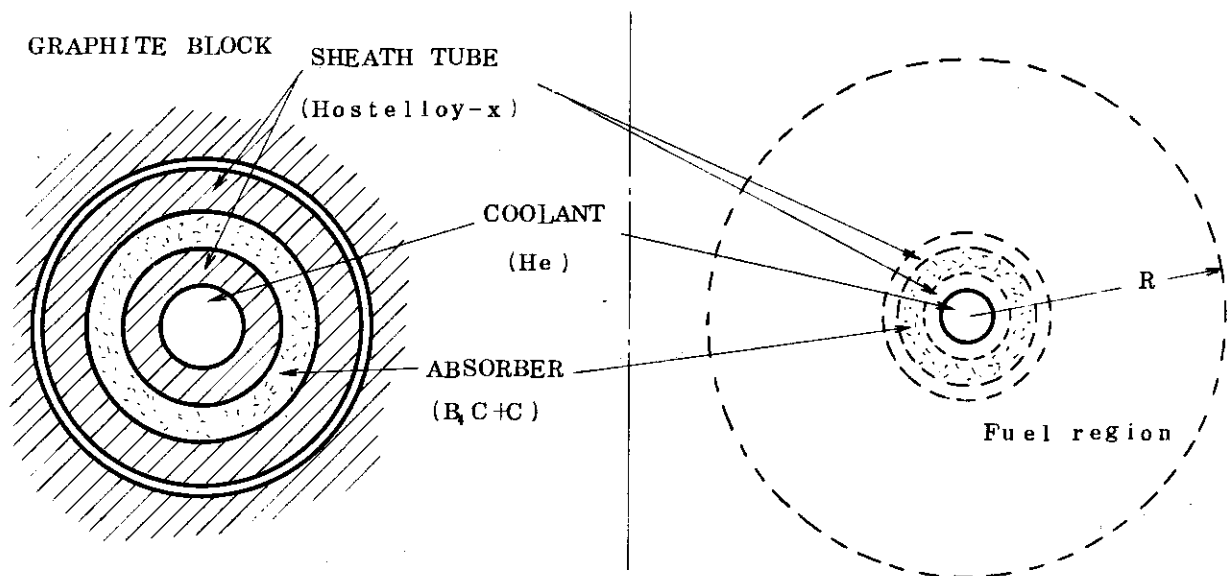


Fig.32 Cross section of control rod and spatial model of SLALOM calculation.

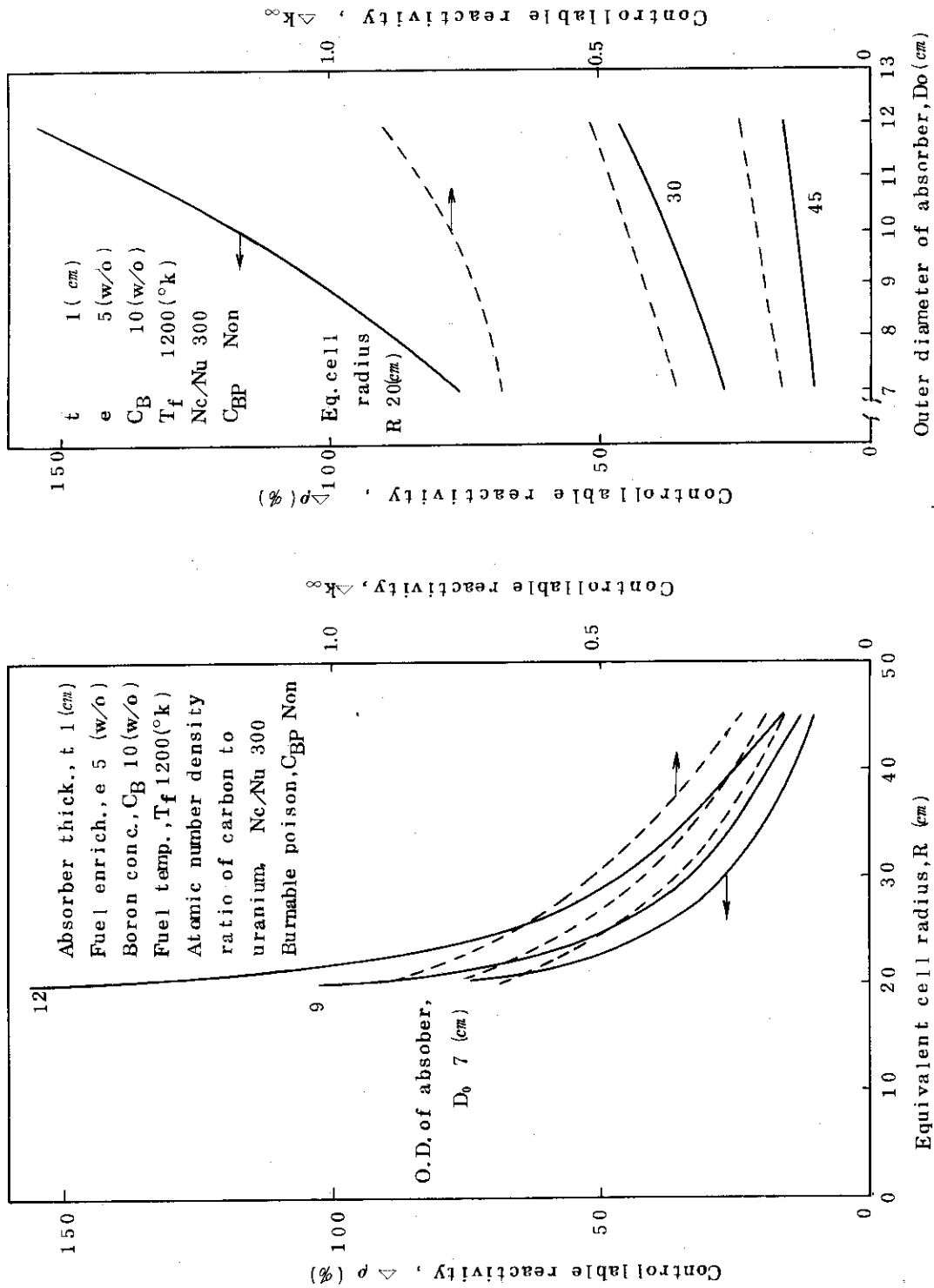


Fig. 33 Influence of equivalent cell radius and outer diameter of absorber on controllable reactivity.

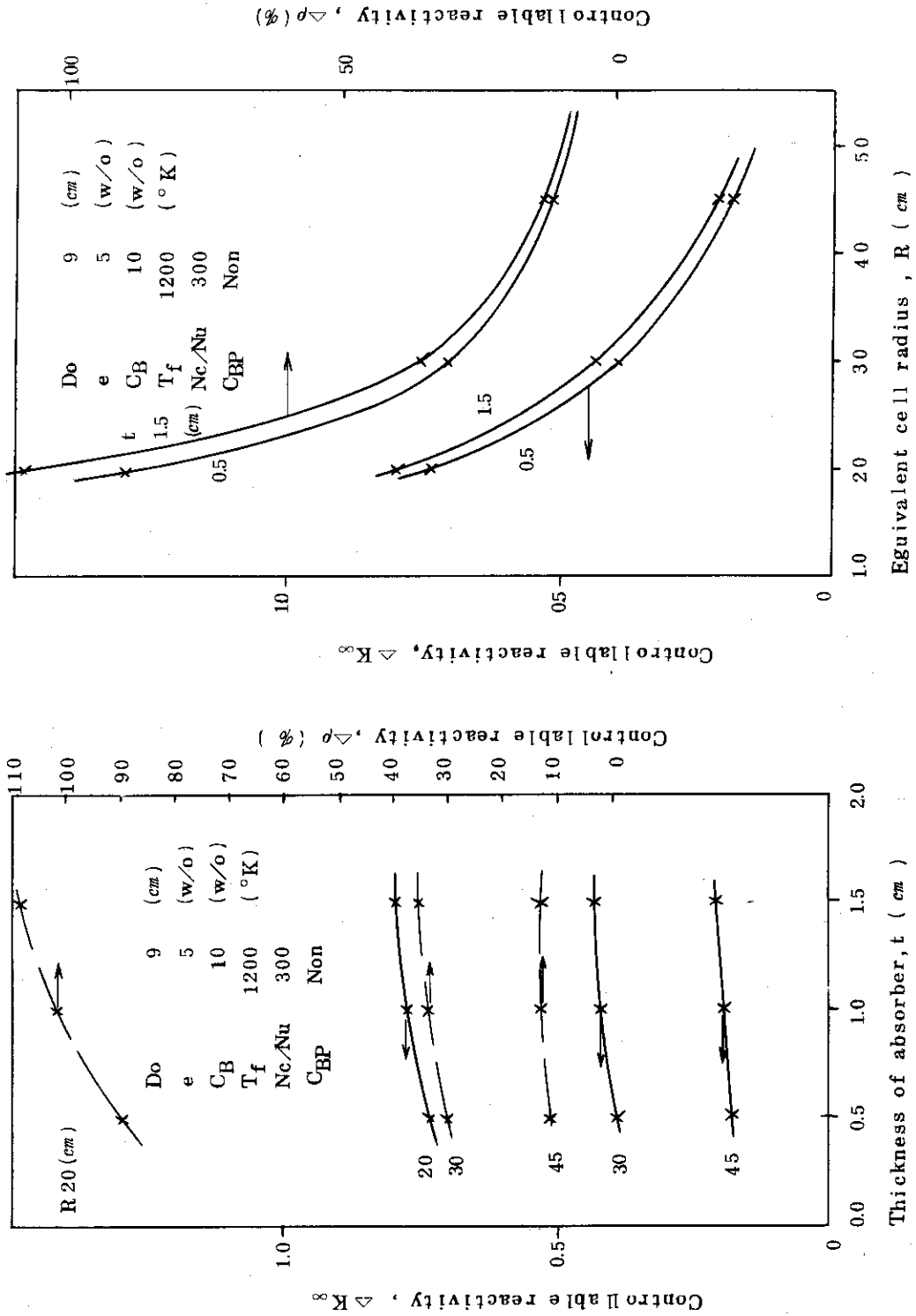


Fig. 34 Influence of absorber thickness on controllability reactivity.

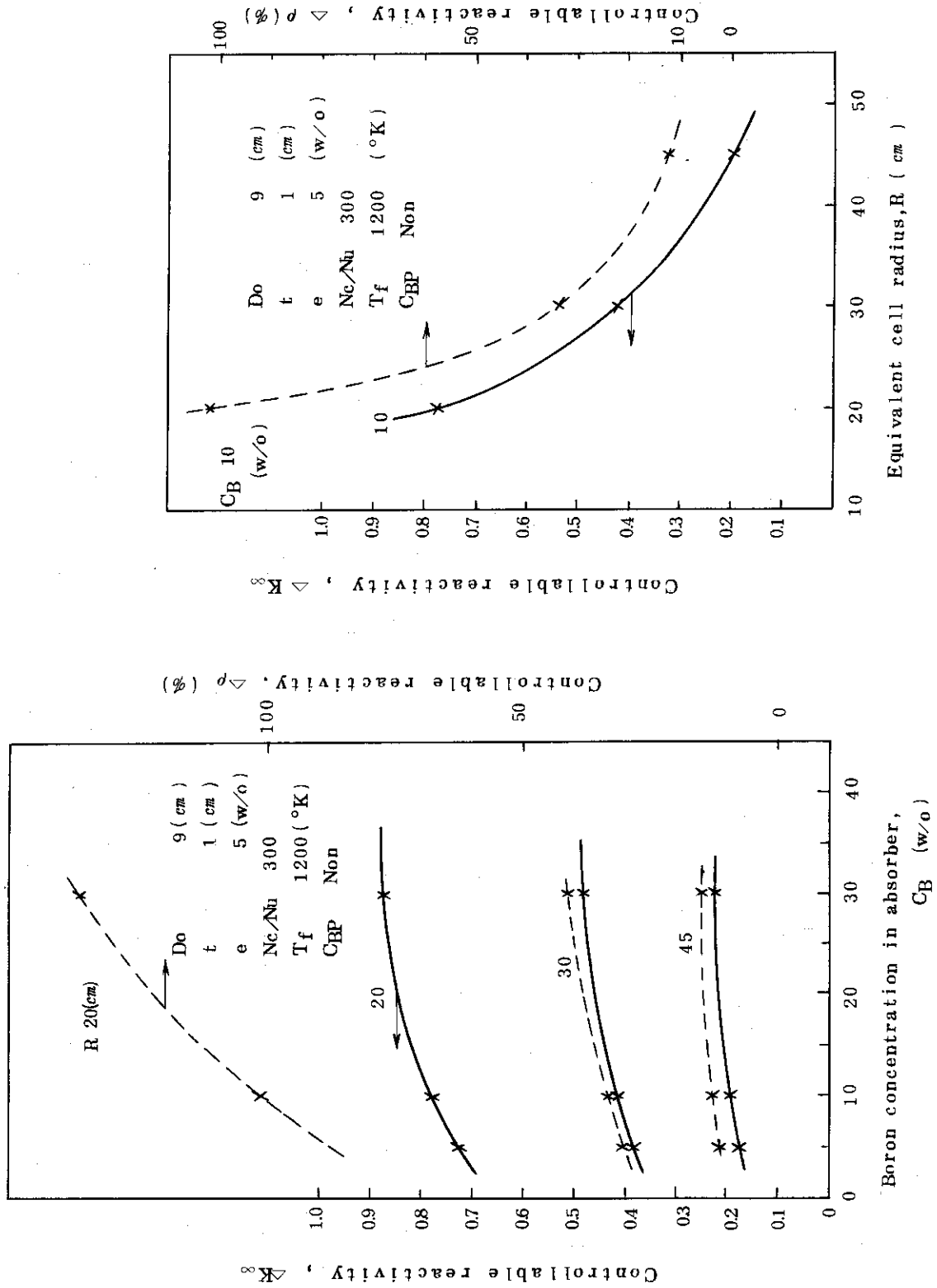


Fig. 3.5 Influence of boron concentration in absorber on controllability.

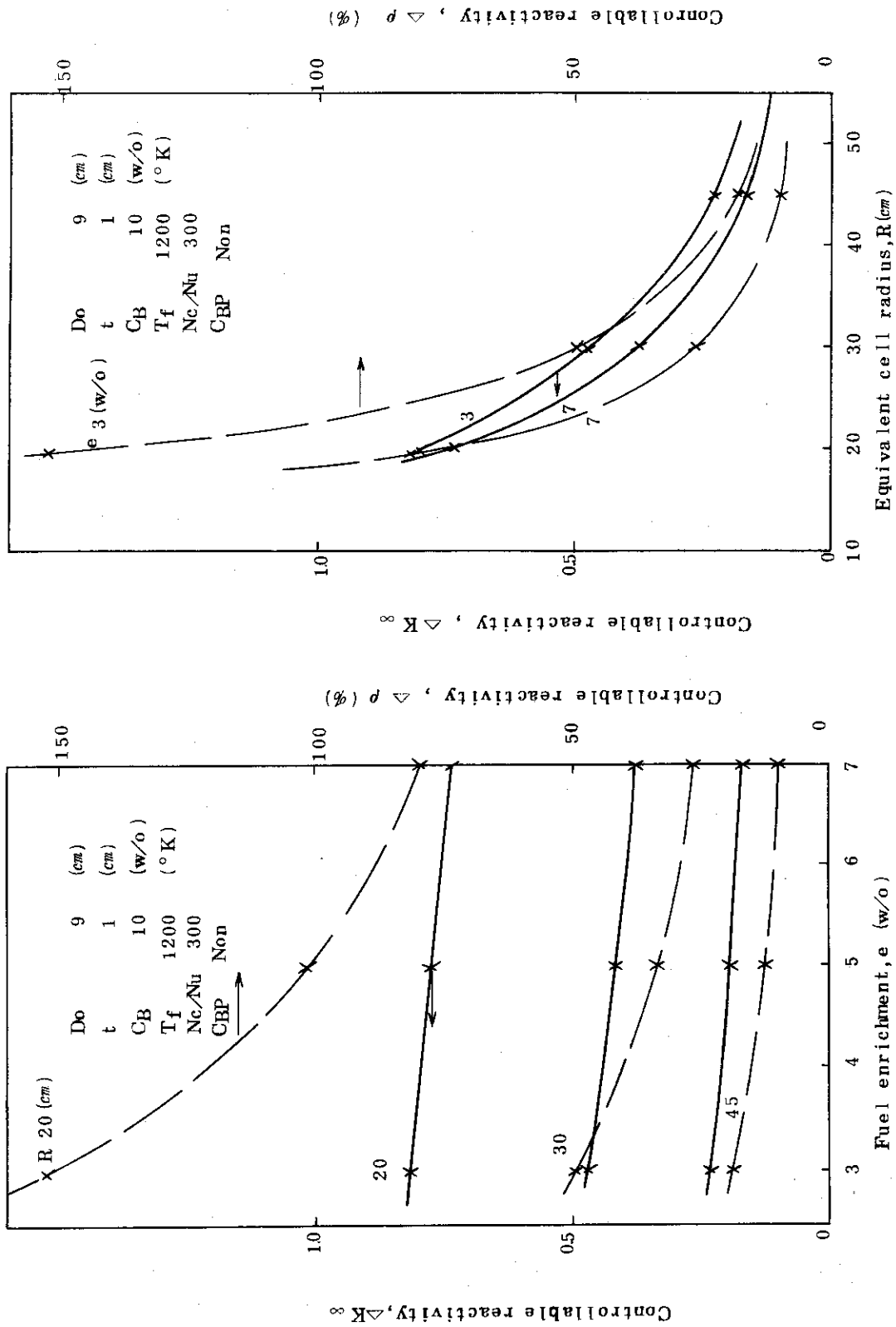


Fig.36 Influence of fuel enrichment on controllable reactivity.

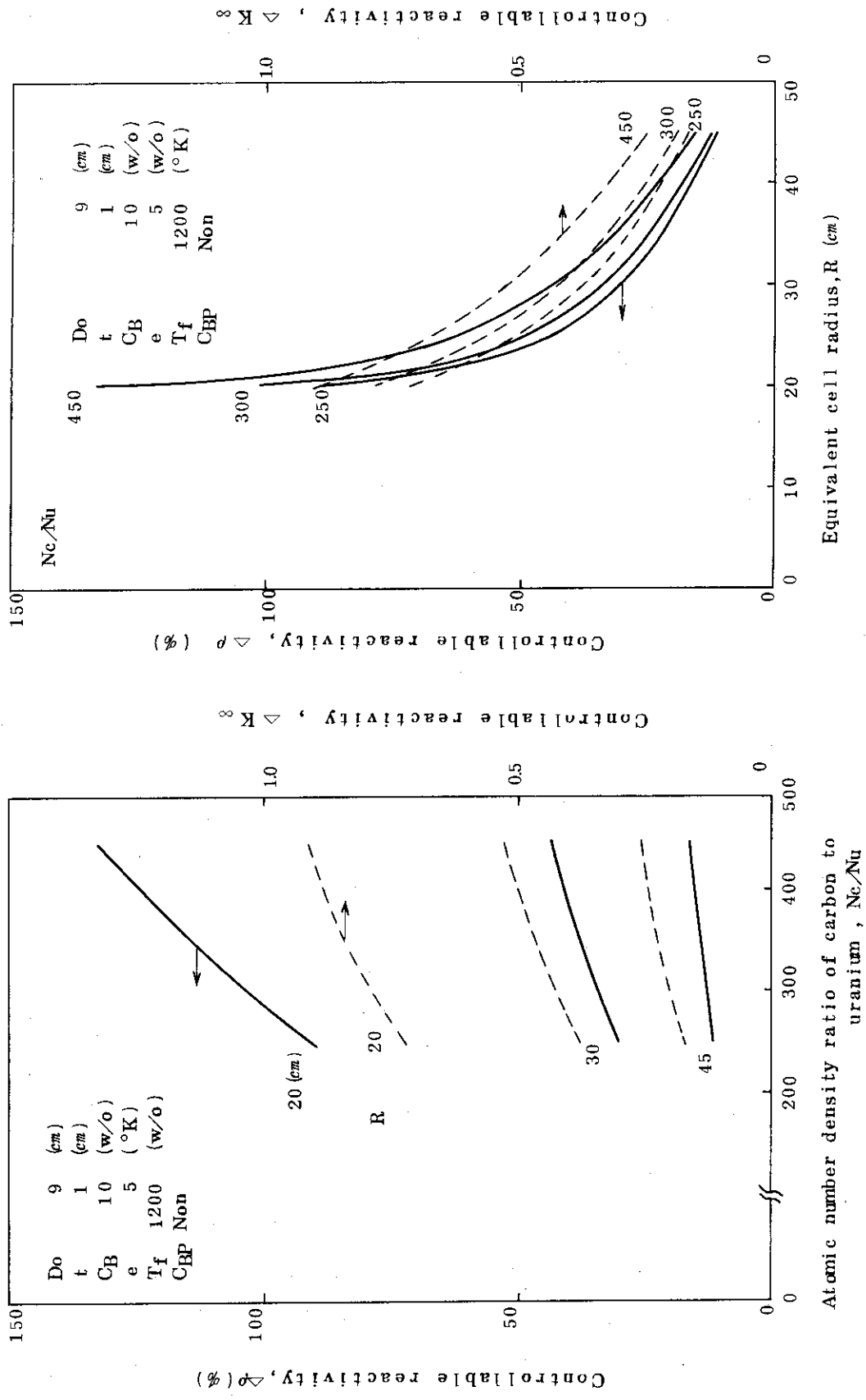


Fig.3.7 Influence of atomic number density ratio of carbon to uranium, N_c/N_u on controllable reactivity.

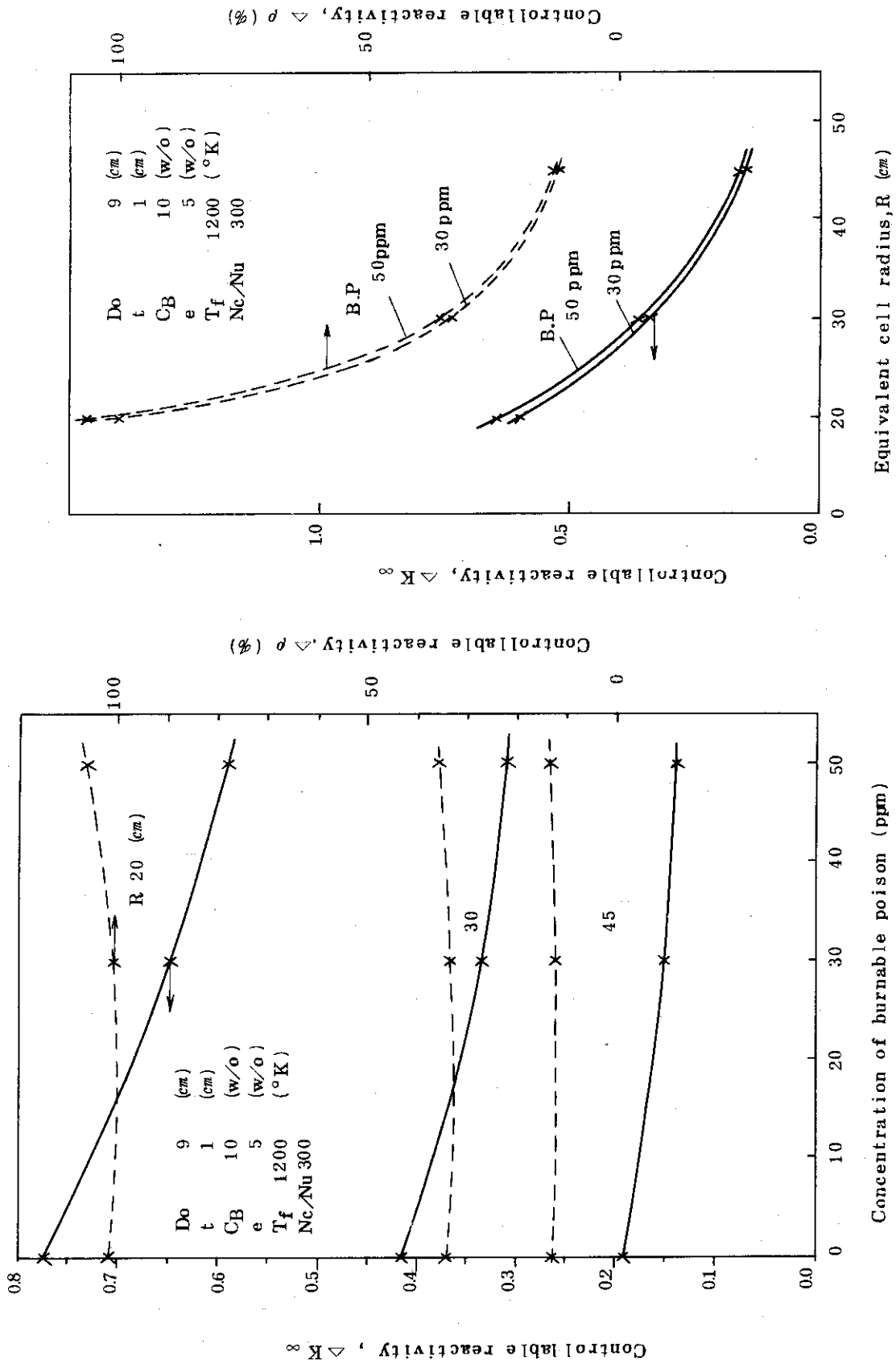


Fig. 38 Influence of concentration of burnable poison on controllability reactivity.

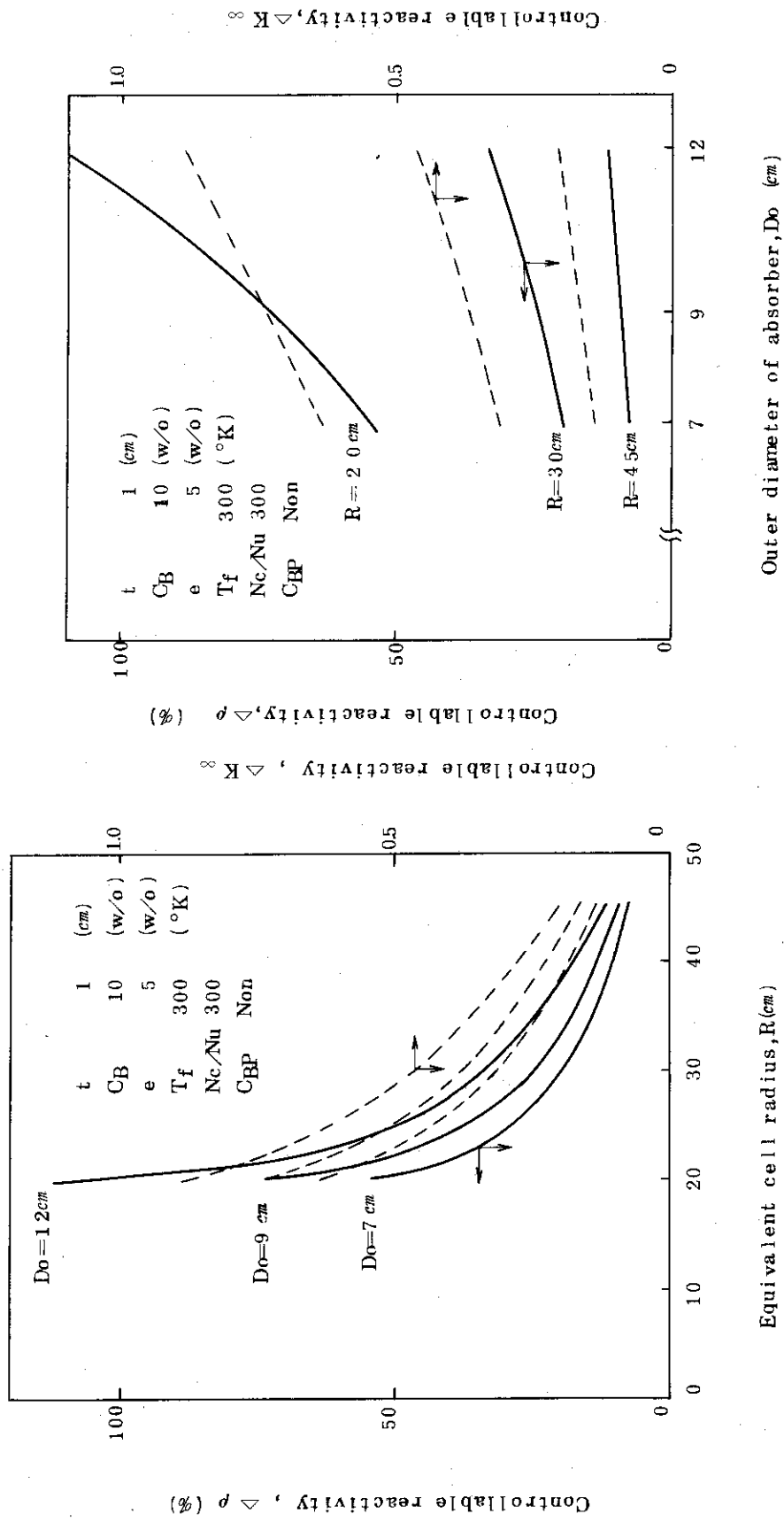


Fig. 3.9 Influence of equivalent cell radius and outer diameter of absorber on controllable reactivity at room temperature.

4. 可燃性毒物諸元の検討

4.1 基本方針

可燃性毒物が反応度補償に対する制御棒設計の余裕を確保する目的で使用されるが、可燃性毒物の燃焼にともなって反応度回復が生じること及び制御棒との干渉効果により制御棒反応度値に影響を与えること、などによりその設計には十分な配慮が必要になる。

そこで、第2章に述べた前提のうち、可燃性毒物に関する(4)及び(9)の条件に基づきその寸法諸元を設定することになるが、具体的に設定対象となる諸元量は次のものである。

- (i) 毒物棒外径
- (ii) B_4C 粒子外径
- (iii) 毒物棒内ボロン濃度
- (iv) B_4C 粒子及び黒鉛マトリックス密度
- (v) 燃料体内毒物棒本数

このうち、毒物棒外径は挿入孔の加工性を考慮し、Mark-IIと同様8mmとした。又、 B_4C 粒子密度及び黒鉛マトリックス密度は物性的なものであることから各々2.38及び1.85g/cm³に固定された。従って、本設計においては毒物棒外径、 B_4C 粒子外径及び燃料体内毒物棒本数と補償反応度ならびに反応度回復量との相関を、燃料濃縮度を考慮して検討し、その結果をふまえてそれら毒物棒の諸元を設定するものとした。

4.2 格子核特選サーベイ

可燃性毒物体の寸法・諸元と補償反応度との関係は格子燃焼計算コードDELIGHT-B⁽⁴⁾を使用して解析された。

検討においてとったパラメーターの範囲は次の通りである。

- (i) 毒物棒外径, D_o 8 (mm)
- (ii) 毒物棒内ボロン
濃度, W 1, 2, 3, 4, 4.5, 5 (w/o)
- (iii) B_4C 粒子半径, R_G 0, 0.005, 0.01, 0.02, 0.03, 0.035, 0.04
(cm)
- (iv) 燃料体内毒物棒
本数, N_p 1, 2, 3, 4
- (v) 燃料濃縮度, e 2, 3, 4, 5, 6, 7 (w/o)
- (vi) 燃料温度, T_f 300, 1200 (°K)

Fig. 4.1 及び 4.2 に各々燃料濃縮度4, 5 w/o の場合の燃焼曲線を示す。又、Fig. 4.3 及び 4.4 には各々燃料濃縮4, 5 w/o の反応度回復量と可燃性毒物の補償反応度ならびに初

期実効増倍率との相関を示す。さらに、Fig. 4.5 には可燃性毒物の温度効果を示した。なお、可燃性毒物体の諸元と各種反応度量の関係はまとめて附録4に示しておいた。

これらの結果から、

- 1) 可燃性毒物による反応度補償量を増すと燃焼にもなり反応度回復量が大きくなる、
- 2) 反応度回復量は B_4C 粒子径によってきまり、回復量を低減するには粒子外径を大きくする必要はある、
- 3) 反応度回復量を減じようとすれば反応度の温度効果が著しくなる、
- 4) 従って、この反応度回復量と温度効果の相殺効果を考慮すると、可燃性毒物の装荷によって制御棒で補償すべき反応度を軽減化することには限界がある、

等が明らかになった。それ故に、可燃性毒物の寸法・諸元設定はこれら可燃性毒物の反応度補償量、反応度回復量及び反応度の温度効果間の相関についての総合的な特性把握のもとになされねばならないといえよう。

4.3 諸元設定について

可燃性毒物体の諸元設定は第4.2節の検討結果をふまえ、かつ第2章(4)、(9)及び(10)の前提条件のほか、

- (i) 可燃性毒物は主として余剰反応度の一部を補償するものであり、出力分布調整には積極的に使用しない、
- (ii) 燃焼期間中で燃焼初期における出力分布が燃料温度上から最も厳しくなるようにする、
- (iii) 制御棒の反応度補償能力を考慮し、燃料の炉心内平均濃縮度を $4 w/o$ にする、
- (iv) 可燃性毒物としての B_4C 粒子径は一定とするが、棒中の B_4C 粒子充填率は燃料濃縮度によって違えてもよいものとする、

等の条件のもとに進められた。他方、炉心領域別燃料装荷特性サーベイ結果から軸方向には $6 w/o$ 、 $4 w/o$ 及び $2 w/o$ の燃料が段付装荷されることに決められたが、本検討では軸方向出力分布は各濃縮度燃料に対する増倍率の比率で近似することにし、先の(i)を満たすべく可燃性毒物なしの場合の各濃縮度別燃料に対する増倍率の比率と同比率を与える可燃性毒物の装荷法が追求された。可燃性毒物なしの場合の増倍率比率をTable 4.1(a)に示す。一方、燃料濃縮度 $4 w/o$ で可燃性毒物が均質に $20 ppm$ 含む系(核特性的に好ましいケース)についてZADOC-3⁽⁵⁾により2次元炉心計算を行ない実効増倍率として1.1349を得た。次に、格子計算により $4 w/o$ の燃料に対して増倍率が1.1349に近い値を与える可燃性毒物寸法をサーベイしたところ B_4C 粒子外径 600μ 、ボロン含有率 $3 w/o$ 、毒物棒本数2本の場合について増倍率1.1284を得た。そこで、これを基準としTable 4.1(a)に示した値と同一の増倍率の比率を与える $6 w/o$ 及び $2 w/o$ 燃料に対する増倍率を算出すると各々1.2200及び0.9433となる。一方、 $6 w/o$ 及び $2 w/o$ 燃料に対する実際の計算結果をTable 4.1(b-1)に示した。この結果から(b-2)に示す可燃性毒物寸法諸元を代表的組み合わせとし、再度解析を行なった所Table 4.1(b-3)の結果を得た。この結果とTable 4.1(a)とを合わせ考えて、可燃性毒物諸元第1次設定としてはボロン濃度 $3.5 w/o$ 、

B₄C核外径600 μ ，毒物棒本数を濃縮度6w/o，4w/o及び2w/oの燃料体に対し各々3，2，1本とした。

この設定をふまえてさらに炉心計算（2次元X-Y，R-Z計算）を進めたところ，補償反応度量に予想値からのずれが生じ反応度収支に対する再調整を行なう必要が生じたためTable 4.1表（c-1）に示す収支の再立案がなされた。そこで，同表（c-2）に示すような代表的な3案が選ばれ，それに対する解析が行なわれた結果最終的にTable 4.1（c-3）に示す寸法・諸元が設定されるに至った。

Table 4.1 Determination flow for dimension of burnable poison.

(a) Non burnable poison

(e)	(K _{eff})	
6 w/o	14075 (10812);	T _f =1023 °K, T _m = 673 °K
4	13018 (1000);	1200, 1050
2	10881 (0836);	1373, 1173

(b) With burnable poison⁽¹⁾; r_g=300μ

(b-1)

W	e N _p	2 (w/o)		6(w/o)
		2	1	3
1 (w/o)		09902	10372	-
2		09167	09955	12780
3		08593	09608	12266
4		-	-	11830

(b-2)

e	(案A)		(案B)	
	W	N _p	W	N _p
6 (w/o)	3.0 (w/o)	3	3.5	3
4	3.0	2	3.5	2
2	1.5, 3.0	2, 1	1.7, 3.5	2, 1

(b-3)

e	Case A		Case B			
6 (w/o)	1.2475 ^{*1} (1.0921)		1.2269 ^{*1} (1.0926)			
4	1.1423(1.00)		1.1229(1.00)			
2	0.9706 ^{*2} (0.8497)	0.9635 ^{*3} (0.8435)	0.9565 ^{*4} (0.8518)	0.9312 ^{*5} (0.8293)	0.9504 ^{*6} (0.8464)	0.9434 ^{*7} (0.836)

*1 T_f=900 °K, T_m=600 °K

*2 N_p=1, w=3 w/o

*3 N_p=2, w=1.5 w/o

*4 N_p=1, w=3.5 w/o

*5 N_p=1, w=4.5 w/o

*6 N_p=2, w=1.7 w/o

*7 N_p=1, w=4 w/o

(c) With burnable poison⁽²⁾

(c-1)

Hot-clean	k _{eff} = 1065
Hot-xe & Sm	1030
Cold-clean	1195
Cold-clean &	1215
Recovery	

(c-3)

Diameter of rod 8 mm
 Diameter of grain 600μ
 Boron concent. 45w/o
 Number of rods

(c-2)

e	r _g =600μ w=0.045	r _g =700μ w=0.05	r _g =600μ w=0.05	6 w/o	3
6 (w/o)	1.1902(1.0936)	1.1737(1.0942)	1.1857(1.0944)	4 "	2
4	1.0883(1.00)	1.0727(1.00)	1.0834(1.00)	2 "	1
2	0.9312(0.8556)	0.9198(0.8575)	0.9278(0.8564)		

* e; Fuel enrichment, w; Boron conc. in poison rod, N_p; No of poison rods in fuel element, r_g; Radius of B₄C grain, T_f; Fuel temperature, T_m; Moderator temperature.

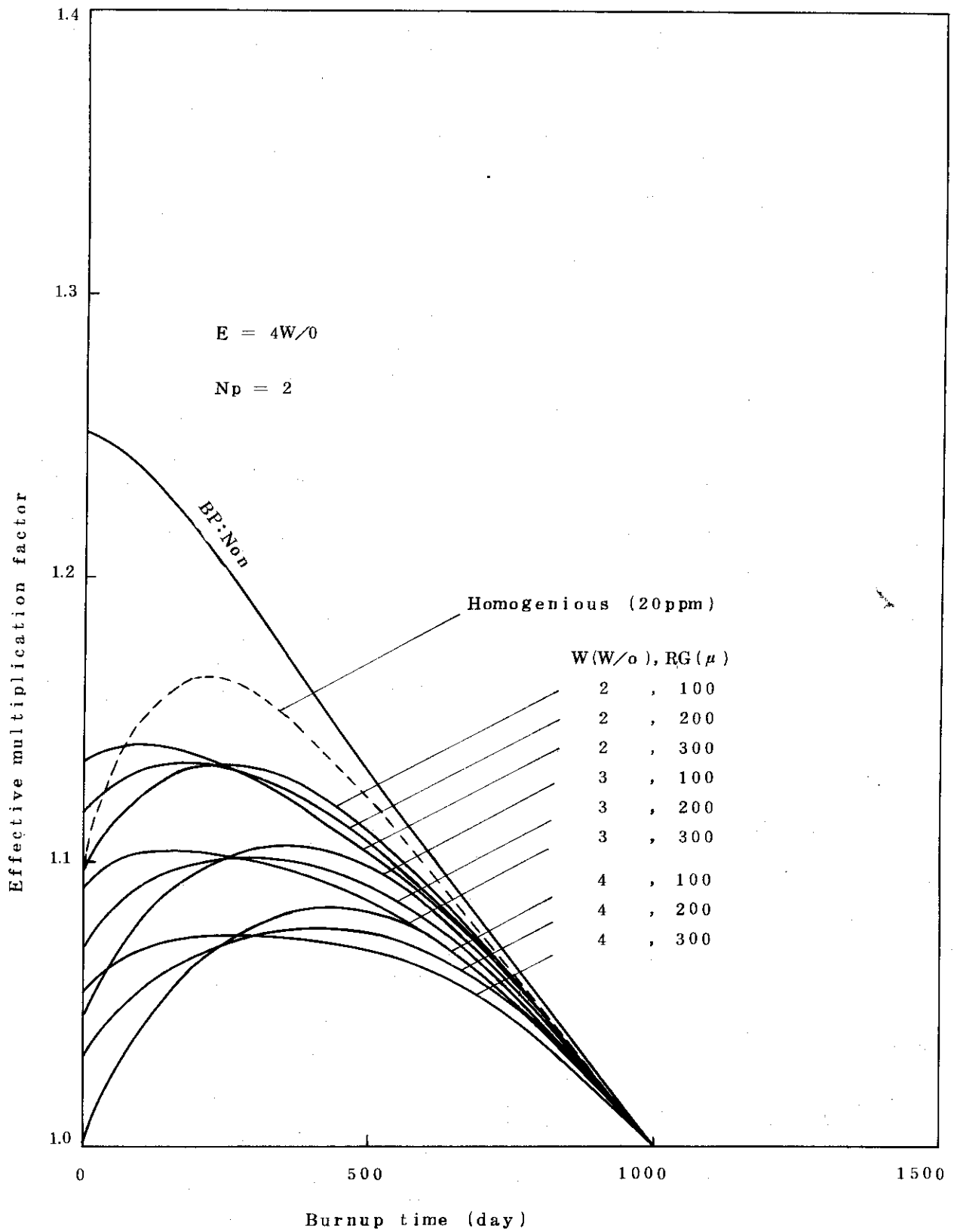


Fig.41 Variation of effective multiplication factor with fuel burnup, (1).

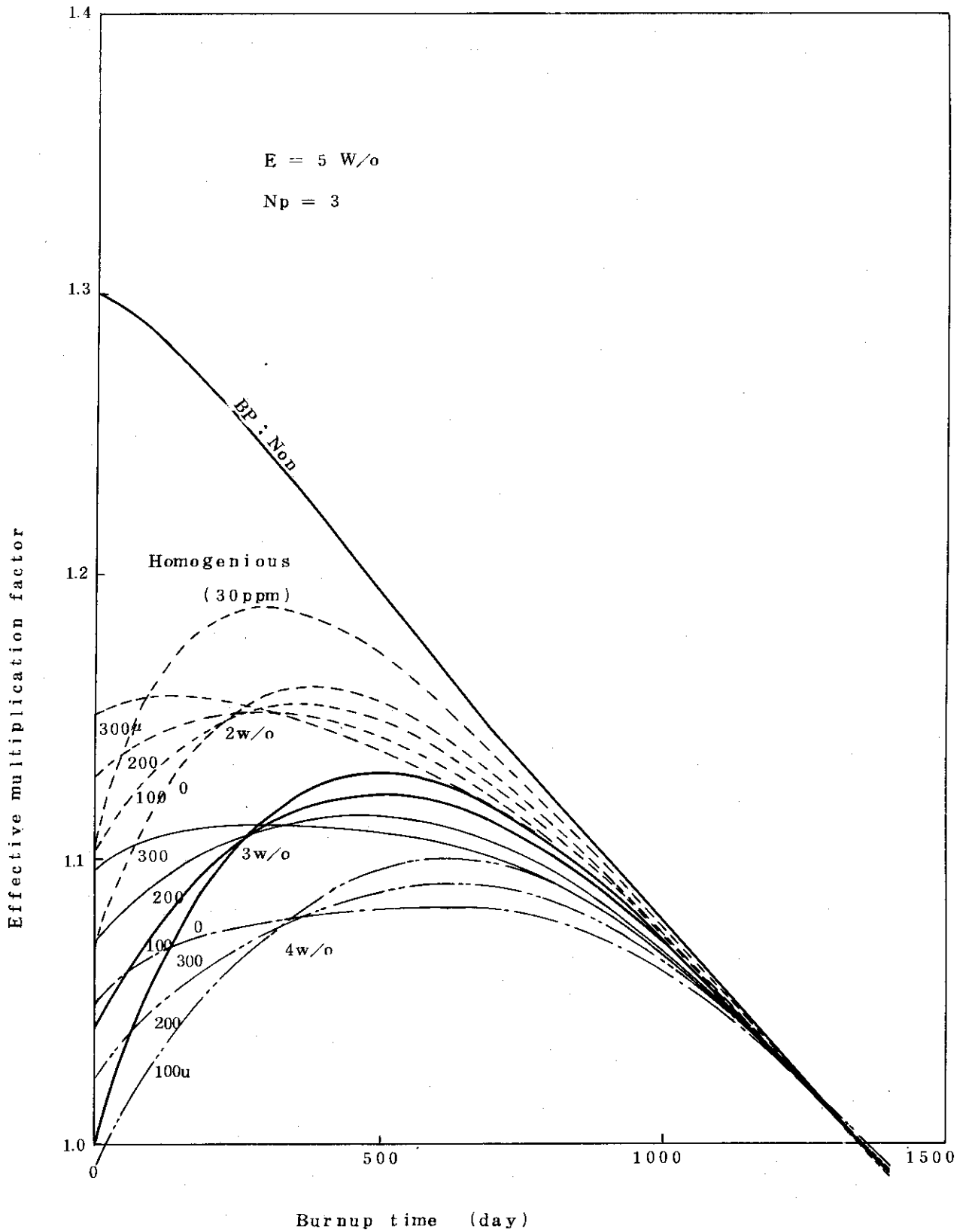


Fig. 4.2 Variation of effective multiplication factor with fuel burnup (2).

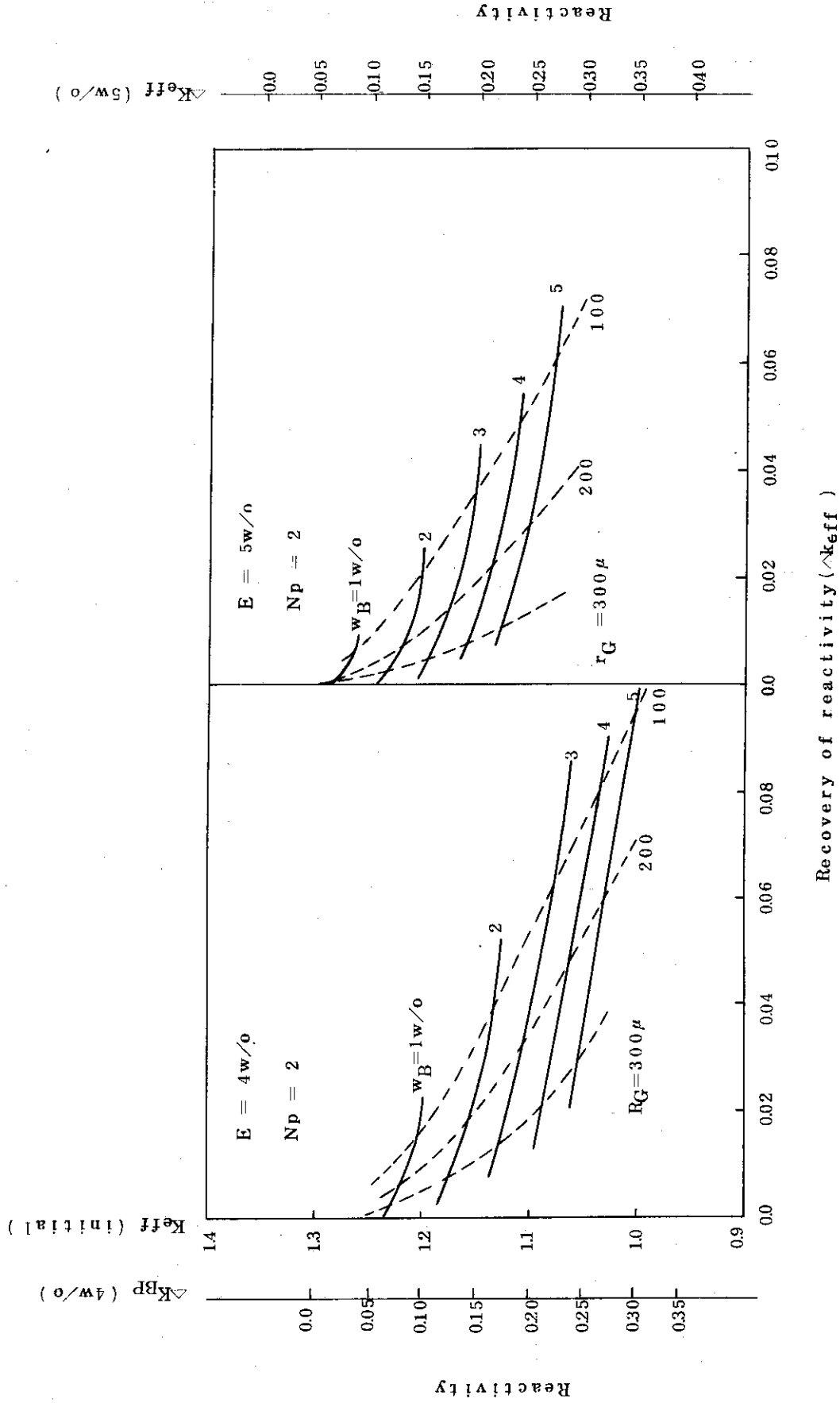


Fig. 4.3 Influence of burnable poison on reactivity(D).

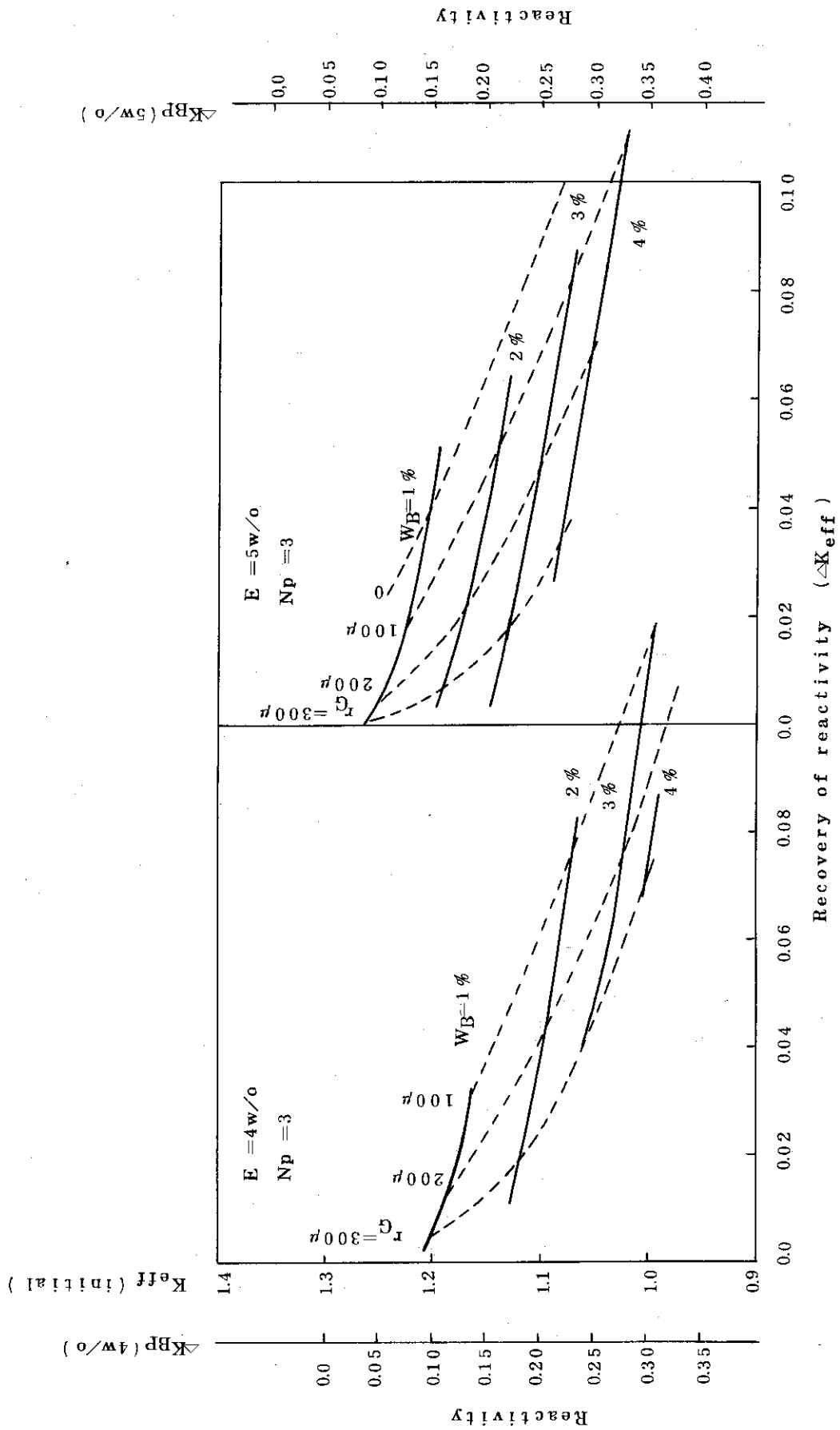


Fig. 4.4 Influence of burnable poison on reactivity (2).

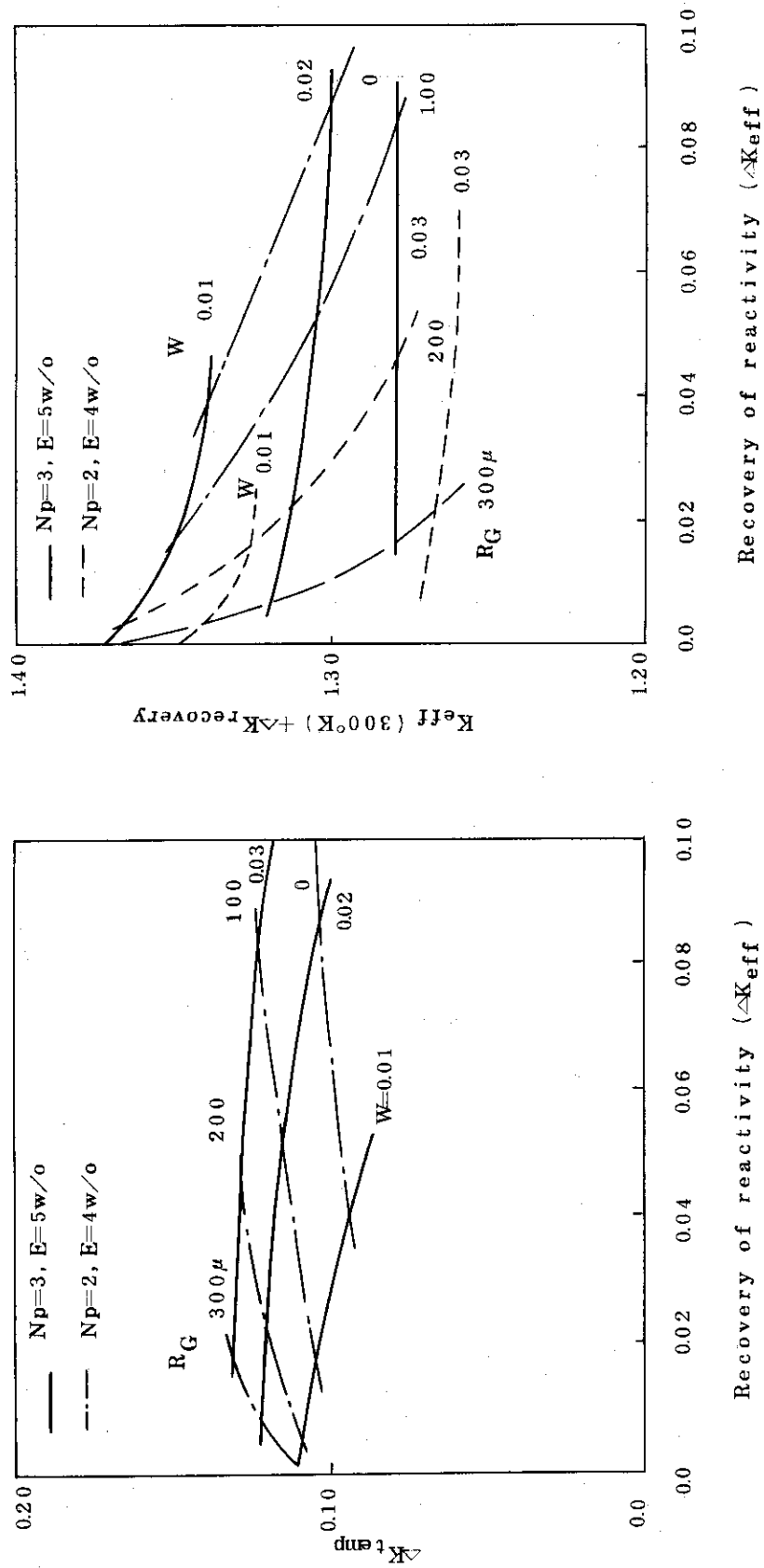


Fig. 45 Influence of burnable poison on reactivity, (3).

5. 後備停止系諸元の検討

第2章に示した前提のうち、後備停止系に関する(5)、(10)、(11)及び(12)の条件に基づき、後備停止系の寸法・諸元を設定するが、具体的に対象とする諸元量は次の諸量がある。

- (i) ボロン黒鉛球の外径、
- (ii) ボロン濃度、
- (iii) 落下孔外径、
- (iv) 落下孔間隔(孔数)。

ボロン黒鉛球は落下孔中に出来る限り密につまる必要がある反面、一度落下充填したものを再び回収することの容易さも考え余り小粒子にすることは好ましくないとの考えから、まずボロン球外径はMark-IIと同様10mmとした。又、ボロン温度も反応度補償的には30w/o以上にしても余り利得がない(第3.2節参考)ことから、やはりMark-IIと同様30w/oに固定した。また、落下孔間隔も構造設計上の制約を考えMark-IIと同様7燃料体(平径もMark-IIと同様30mm)に1孔とした。

従って、本設計で定めるべき諸元量は落下孔外径のみとなる。

次に、この寸法設定に当ってはボロン黒鉛球に落下孔中に十分につまるとの考えに立ち、その空隙の体積率は無視でき中性子からは単一棒に見えるとの仮定をとって、諸元設定の資料として第3.2節に述べた制御棒に対する検討結果がそのまま利用できるとして設定が進められた。

Table 2.1に述べた反応度補償計画及び第2章(12)を考慮すると補償すべき反応度量はMark-IIにおける値の1.23~1.30倍になる。一方、燃料体及び吸収体の寸法諸元と補償可能反応度の関係はTable 5.1に示すようになる。

この結果から、後備停止用ボロン黒鉛球落下孔径としては10cm程度あれば十分といえる。なお、設計進展とともに燃料体構造が変わったことによりこの結果は若干変ることになるか、Mark-III炉心に対する後の検討結果ではこの孔径は90~104mmで十分であるとの結論が得られている。

Table 5.1 Controllable reactivity of reserved shutdown system.

Diameter of insertion hole for RSS	Across flat of fuel element (cm)				
	27	30	34	37	40
70 (cm)	1.26	1.00	0.79	0.66	0.58
90	1.53	1.26	0.95	0.79	0.63
120	1.89	1.50	1.11	0.84	0.68

*1 Multiple of controllable reactivity(0.15~0.16 Δk_{eff}) in Mark-II core.

*2 It is assumed to be negligible the porosity between borated-graphite balls in the hole, because of enough large concentration of boron in borated-balls.

6. おわりに

原子炉の反応度制御素子の設計は原子炉の制御性と直接関連するものであり、設計では優先して行なわれるべきものの1つといえるが、多目的実験炉では燃料体ならびに压力容器に対する構造設計からの強い制約があり、厳しい制限条件のもとに設計しなければならない状況にある。

そこで、第1次概念設計に先行して実施された炉心参考設計Mark-IIIにおいて、反応度制御素子（具体的には制御棒、可燃性毒物、後備停止系）に対するMark-II設計の見直しを行なうとともにその改善を計るべく再検討した。

その結果、次のことが明らかになった。

- 1) 炉構造設計上の制約から炉心への挿入制御棒本数を大巾に増加できない状況では、制御棒挿入孔径は燃料体の構造強度上から許容しうる限度の大きさにし、さらに制御棒外径はその挿入性を考慮して許されうる最大の値にとらざるをえない。
- 2) 一方、制御棒の配置としては1燃料体内に2本の制御棒を挿入する双子型配置となるが、この場合対となる2本の制御棒の相互干渉があり、補償反応度評価精度が重要になる。
- 3) 炉心燃焼特性上で十分な性能を確保しようとするすると制御棒の設計余裕が乏しくなる傾向にある。
- 4) 可燃性毒物の反応度補償量を増すと燃焼にともなう反応度回復量が大きくなり、この反応度回復量を低減せしめようとするれば、反応度の温度効果が著しくなる。
- 5) 従って、この反応度回復量と温度効果の相殺効果を考えると、可燃性毒物装荷によって制御棒で補償すべき反応度を低減化することには限界がある。
- 6) 後備停止系については、補償反応度として燃焼分を分担しないとの考えに立てば、制御棒に較べて比較的余裕のある設計が可能である。

最後に、本検討を行なうにあたり諸々の助言、御支援をいただいた多目的炉設計研究室員の方々に深く感謝致します。

参 考 文 献

- (1) 有賀武夫, 新藤隆一; 異種組格子群定数平均化及びチャンネル境界条件導出コード, SLALOM (1969), (未公開資料)。
- (2) 新藤隆一, 平野光将; 高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード, DELIGHT-2, JAERI-M 5661 (1974)。
- (3) G.D.Joanou, J.S.Dudek; GAM-I, A Consistent P_1 Multigroup Code for the Calculation of Fast Neutron Spectra and Multigroup Constants, GA-1850 (1961)。
- (4) 新藤隆一, 渡部 隆; 高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード, DELIGHT-B/REDEL, JAERI-M 6973 (1977)。
- (5) 新藤隆一, 平野光将, 元田 浩; 2次元炉心燃焼特性解析コードZADOC の改良について, ZADOC-2, 3 (1970), (未公開資料)。

附録 1. 基本概念設計での課題について

基本概念設計において、制御棒挿入炉心に対して、原研及びメーカーの検討結果に相違が生じたが、その原因の主要なものとして減速材温度設定、等価セル半径の取り方、エネルギー群数及びバックリングの取り方、原子数密度値、が考えられた。そこで、本設計に先立ち、これらの各項目の相違が炉心核特性に及ぼす影響程度を明らかにすべく検討が行われた。その結果をまとめると次のようになる。

(1) 減速材温度設定 (資料 1)

相 違

	燃料体	可動反射体	固定反射体
原研モデル *1	1 0 5 0 (°K)	7 7 3 (°K)	7 2 3 (°K)
メーカーモデル *2	9 0 0	9 0 0	6 7 3

(*1 Free gas モデル, *2 Crystal モデル)

結 果 燃料濃縮度 5 w/o, 可燃性毒物濃度 30 ppm の制御棒未挿入炉心に対する 2 群, X-Y モデルによる計算結果は次の通り。

原研モデル $k_{eff} = 1.1050$

メーカーモデル $k_{eff} = 1.1111$

(2) 等価セル半径の取り方 (資料 2)

相 違 単位制御棒セル面積は原研モデルでは 3.5 燃料ブロック分, メーカーモデルでは 7 燃料ブロック分がとられた。

結 果 $(\phi_{CR}/\phi_{av.})_{メーカー} / (\phi_{CR}/\phi_{av.})_{原研}$ の値は次の通り。

第 1 群	(10 Mev ~ 0.183 Mev)	0.8995
2	(0.183 Mev ~ 2.38 eV)	0.9287
3	(2.38 eV ~ 0.65 eV)	0.9153
4	(0.64 eV ~ 0.0 eV)	0.9408

(3) エネルギー群数及びバックリングの取り方 (資料 3)

相 違 原研では形状バックリング, メーカーでは制御棒未挿入炉心の軸方向には炉心中央の領域毎, エネルギー群毎のバックリングを算出使用。

結 果 2 群又は 4 群, 2 次元 X-Y モデルによる増倍率の計算値は次の通り。

	(制御棒未挿入)	(制御棒挿入)	(差)
原研モデル			
(4 群)	1.1068	0.8240	0.2828
(2 群)	1.1050	0.8315	0.2735
メーカーモデル			
(4 群)	1.0965	0.8315	0.2832

(4) 原子数密度値 (資料4)

相違 原研では軸方向燃料体端余剰黒鉛を考慮しないが、メーカーでは考慮。

結果 2群, 2次元X-Yモデルによる増倍率の計算値は次の通り。

	(制御棒未挿入)	(制御棒挿入)	(差)
原研モデル	1.1050	0.8315	0.2735
メーカーモデル	1.0982	0.8029	0.2953

以上の結果をふまえた, 増倍率に対する収支は次のようになる。

	(制御棒未挿入)	(制御棒挿入)
Mark-II (2群, 原研)	1.1050	0.8315
減速材温度	+0.0061	(+0.0061)
群数 (2, 4群)	+0.0018	-0.0075
バックリング	-0.0103	-0.0107
原子数密度	-0.0068	-0.0286
	1.0958	0.7908

以上の結果から,

- i) エネルギー群数の効果は特に制御棒挿入時には無視できない,
 - ii) バックリングの評価の違いは増倍係数の絶対レベルに影響を与える,
 - iii) 等価セル半径のとり方により中性子束分布にかなりの違いが出る,
 - iv) 原子数密度の違いは制御棒の反応度補償特性にかなり大きい影響を及ぼす,
- 等がわかる。

(資料1)

減速材温度設定の違いによる実効増倍率の違い

計算条件

炉心; Mark-II, 燃料濃縮度; 5 w/o, 可燃性毒物濃度; 30 ppm, 制御棒; 未挿入,

炉心状態; Hot-clean,

使用コード, モデル; CITATION, 2群, 2次元X-Y

計算結果

	$k_{\text{eff}}(i)$	$k_{\text{eff}}(3) - k_{\text{eff}}(i)$
(1) 1050 °K (free gas)	1.1050	0.0061
(2) 900 °K (free gas)	1.1119	0.0008
(3) 900 °K (crystal)	1.1111	0.0

結論

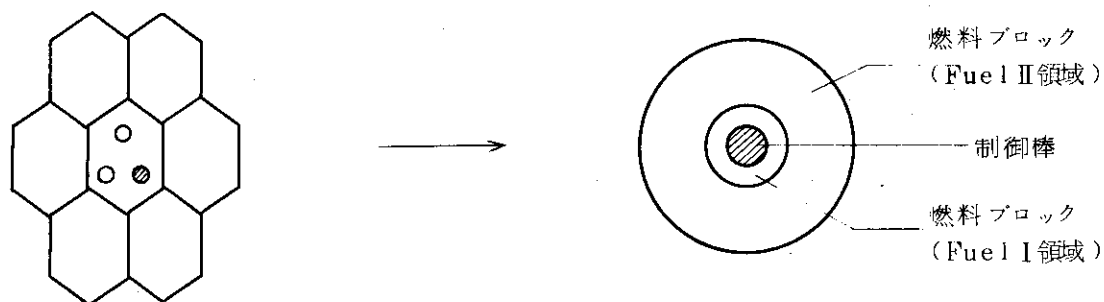
実効増倍係数に対する影響としては,

- 1) 黒鉛の熱中性子散乱に対する free gas, crystal モデルの違いは無視できる,
 - 2) 減速材温度の違いによる差はやや大きいものとなっている,
- 等がわかる。

(資料2)

原研とメーカーの格子の等価直径の取り方の違いによる $\bar{\phi}_{CR}/\bar{\phi}_{av}$ の差

原研モデルでは制御棒1本に対し0.5個分の制御棒挿入用燃料ブロック+3個分の標準燃料ブロックから等価直径を出しているのに対し、メーカーモデルでは制御棒1本に対し、1個分の燃料ブロック+6個分の燃料ブロックとして等価直径を出している。



	上図での Fuel I領域半径	Fuel II領域半径
原研モデル	1 1.9 2 cm	2 9.7 8 cm
メーカーモデル	1 6.3 1 cm	4 1.8 9 cm

結果 $\bar{\phi}_{CR}/\bar{\phi}_{av}$ を下の表に、又、第4エネルギー群に対する中性子束分布を Fig. A 1.1 に示す。

	エ ネ ル ギ - 群			
	1	2	3	4
メーカーモデル	0.6918	0.5155	0.1128	3.256×10^{-2}
原研モデル	0.7691	0.5551	0.12324	3.461×10^{-2}
両者の比	0.8995	0.9287	0.9153	0.9408

Table A 1.1 Two group constants

(1) Standard fuel block

	Group 1		Group 2	
	JAERI	Maker	JAERI	Maker
D	1.1426	1.2219	0.9926	1.0615
Σ_a	1.2076-3	1.1011-3	3.8900-3	3.5302-3
$\nu \Sigma_f$	4.3389-4	3.9144-4	6.1299-3	5.5427-3
Σ_r	2.5892-3	2.4434-3	-	-

(2) Fuel block with insertion holes of control rod

D	1.3816	1.4427	1.2002	1.2523
Σ_a	6.4540-4	5.7679-4	2.3322-3	2.0981-3
$\nu \Sigma_f$	2.2412-4	1.9776-4	3.2246-3	2.8551-3
Σ_r	2.4248-3	2.3557-3	-	-

* a-b ; $a \times 10^{-b}$

(資料3)

バックリングの取り方の影響

計算条件

炉心; Mark-II, 燃料濃縮度: 5 w/o

使用コード, モデル; CITATION, 4群, 2次元X-Y

計算結果

	制御棒	B ²	k _{eff} (ρ)	Δk _{eff} (Δρ)
(1)*	In	制御棒なしのFlux 分布からの計算	0.8133 (-22.96%)	0.2832 (31.76%)
(2)*	Out	"	1.0965 (8.80%)	
(3)*	In	形状バックリング	0.8240 (-21.36%)	0.2828 (31.01%)
(4)*	Out	"	1.1068 (9.65%)	

炉心反応度差 C.R.=In 1.60% Δk_{eff}/k_{eff}

C.R.=Out 0.85% Δk_{eff}/k_{eff}

制御棒反応度値差 0.75% Δk_{eff}/k_{eff}

形状バックリングによる2群計算

制御棒	k _{eff} (ρ)	Δk _{eff} (Δρ)
In	0.8315 (-20.26%)	0.2735 (29.76%)
Out	1.1050 (9.50%)	

結論

- 1) 形状バックリングによる計算の方が増倍係数は大きい。
- 2) " " " 制御棒の効きがやゝ小さい。
- 3) 2群計算では4群よりも制御棒の効きが小さい。
- 4) バックリングのとり方の違いの効果は制御棒挿入時の方が大きい。

* 4群計算

(資料4)

原研とメーカーでの格子内原子数密度の違いの制御棒特性に及ぼす影響

(1) 格子系の増倍率への影響 (DELIGHT-2)

	(原研モデル)	(メーカーモデル)	(差)	
標準燃料体	k _∞	1.1889	1.1927	-0.0038
	k _{eff}	1.1118	1.1035	0.0083
制御棒挿入 用燃料体	k _∞	1.1650	1.1606	0.0044
	k _{eff}	1.0373	1.0183	0.0190

(2) 制御棒挿入燃料体の2群定数比較 (SLALOM*) (Table A.1.1, A.1.2 参照)

	(原研モデル)	(メーカーモデル)	(相対比)
D^f	1.162	1.206	1.038
Δ_a^f	3.553-3	3.492-3	0.983
$\nu \Delta_f^f$	2.279-4	2.008-4	0.881
Δ_f^f	2.614-3	2.540-3	0.972
D^{th}	0.993	1.034	1.041
Δ_a^{th}	1.248-2	1.230-2	0.986
$\nu \Delta_f^{th}$	3.448-3	3.042-3	0.882

(3) 炉心系の実効増倍率及び制御棒ワースへの影響

(制御棒)	(原研モデル)		(メーカーモデル)	
	k_{eff}	Δk_{eff}	k_{eff}	Δk_{eff}
Out	1.1050	-	1.0982	-
In	0.8315	0.2735	0.8029	0.2953

* SLALOMでの k_{∞} の比較

原研モデル	0.883	$> 0.021 \Delta k_{\infty}$
メーカーモデル	0.862	

Table A 1.2 Four group constants

(1) Fuel block with insertion holes of control rod				
	D	Σ'_a	$\nu \Sigma'_f$	Σ'_r
Group 1	1.1683	3.0242-3	1.9143-4	3.0163-3
	1.7118	1.233 -4	7.264 -5	1.278 -2
2	1.0263	1.2173-2	2.7809-4	3.6966-2
	1.0300	4.883 -3	2.882 -4	3.627 -3
3	1.0583	1.0184-2	5.8718-4	4.5710-2
	1.0841	1.058 -2	7.133 -4	4.617 -2
	0.9762	0.963	0.823	0.990
4	1.0667	1.1208-2	2.8993-3	2.1687-3
	1.0388	1.280 -2	3.900 -3	1.618 -3
	1.0269	0.8756	0.7434	1.340
(2) Standard fuel block				
Group 1	1.1762	8.3600-4	3.7755-4	2.9070-3
	1.6087	8.0018-5	1.4332-4	1.4088-2
2	1.0292	5.3290-3	5.6935-4	3.9637-2
	0.9795	1.6021-3	5.3555-4	3.4951-3
3	1.0489	9.0714-4	1.1706-3	4.4519-2
	1.0324	9.9249-4	1.2791-3	4.6229-2
	1.0160	0.9140	0.9152	0.9630
4	1.0385	3.6197-3	5.7005-3	3.0948-3
	0.9871	4.2889-3	6.7977-3	2.0753-3
	1.0521	0.8440	0.8386	1.4913

* Upper ... Maker, Middle ... JAERI, Lower ... ratio

** Group structure of neutron energy

	Maker	JAERI
Group 1	10 Mev ~ 832ev	10 Mev ~ 0.183Mev
2	832ev ~ 238ev	0.183Mev ~ 238 ev
3	238ev ~ 0.65ev	238 ev ~ 0.65 ev
4	0.65ev ~ 0. ev	0.65 ev ~ 0 ev

*** T_m ... Maker: 900°K (cristal) JAERI: 1050°K (free gas)

**** a-b ; $a \times 10^{-b}$

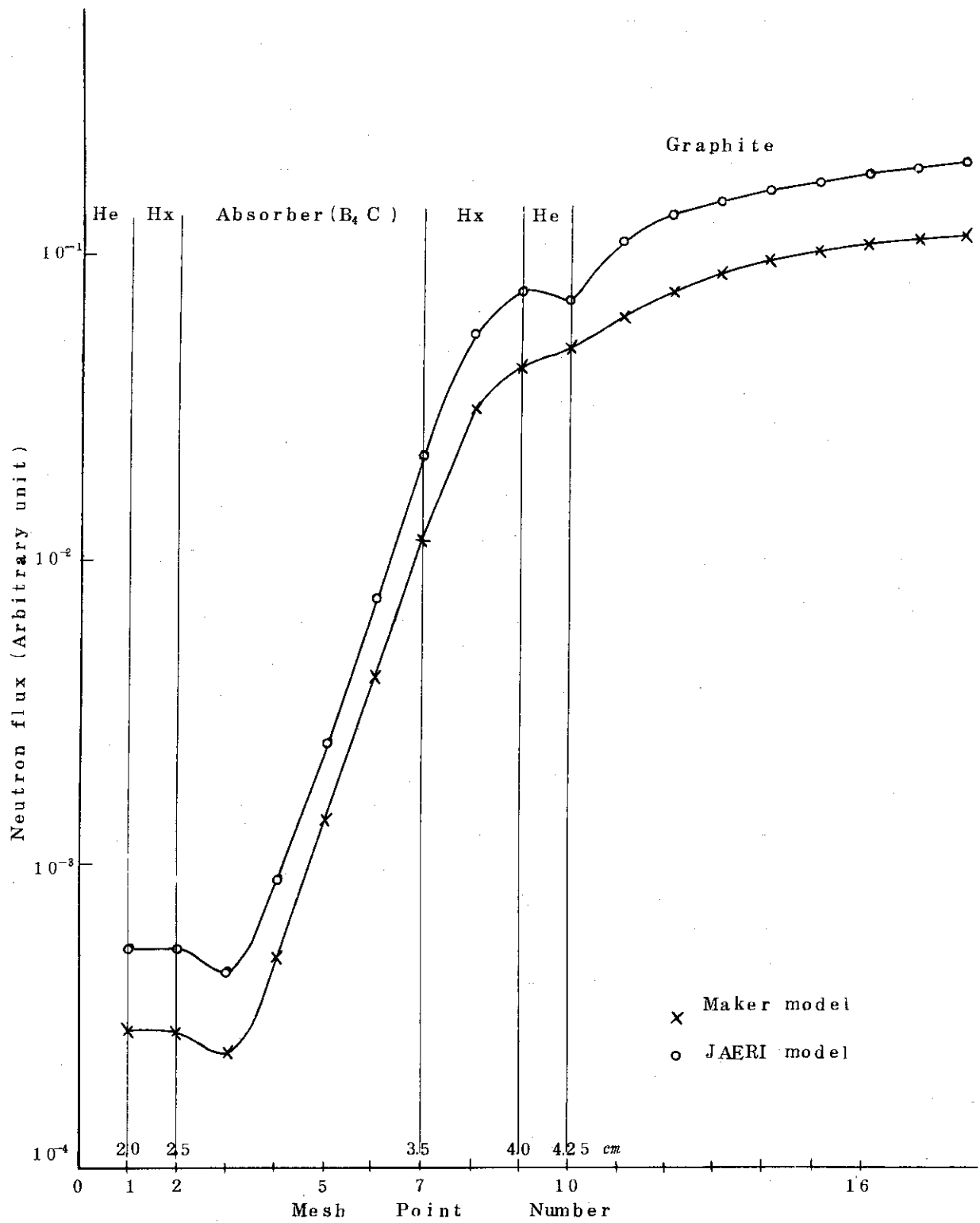


Fig.A1.1 Radial distribution of thermal neutron flux.

附録 2. SLALOMの計算精度

SLALOMの計算精度を把握する目的から、TWOTRAN-2の計算結果との比較を行なった。対象とした系はMark-II燃料体系で、燃料濃縮度5w/o、燃料温度1200°K、可燃性毒物を含まない炭素対ウラン原子数密度比300の系であり、制御棒は吸収体外径9cm、肉厚1cmの場合をとった。

体系としては中心に制御棒が配置された円筒形状制御棒セルとし、セル半径として3.0及び4.5cmの場合が検討された。また、エネルギー的には4群モデルがとられた。

増倍係数の計算結果は次の通りである。

	(TWOTRAN)			(SLALOM)	
	S_4	S_6	S_8		
無限増倍係数	R=30cm	0.9203	0.9172	0.9164	0.9234
(k_∞)	45	1.1464	—	—	1.1530
補償反応度	30	0.4255	0.4286	0.4286	0.4224
(Δk_∞)	45	0.1995	—	—	0.1928

Fig. A 2.1 ~ A 2.3 に中性子束の空間分布を、また Table A 2.1, A 2.2 に計算結果としての平均化された巨視断面積を示した。

これらの検討結果から次のことがわかる。

- (1) S_N 計算の N のオーダーは4以上であれば、核計算結果の N のオーダーの違いの影響は比較的小さい。
- (2) SLALOMの計算については、
 - i) 反応度の計算はかなり信頼できる、
 - ii) 中性子束分布計算については吸収体の内側でその精度が落ち、特にエネルギーが高い中性子に対してその影響が著しい、
 - iii) 従って、吸収体内部の領域での断面積平均化計算には場合によっては10%以内で誤差が生じるが、格子平均群定数計算の精度としてはほぼ十分といえよう。

Table A 2.1 Averaged group constants (1)

(1) Cell						
Gr. No.	Gr. Const.	R(cm) Code	3 0		4 5	
			TWOTRAN	SLALOM	TWOTRAN	SLALOM
I	Σ_a		0.9184×10^{-4}	0.9160×10^{-4}	0.8473×10^{-4}	0.8457×10^{-4}
	$\nu \Sigma_f$		0.1402×10^{-3}	0.1401×10^{-3}	0.1420×10^{-3}	0.1420×10^{-3}
	Σ_t		0.2069	0.2067	0.2070	0.2070
	Σ_{tr}		0.2069	0.2067	0.2070	0.2070
II	Σ_a		0.2170×10^{-2}	0.2168×10^{-2}	0.1823×10^{-2}	0.1818×10^{-2}
	$\nu \Sigma_f$		0.5274×10^{-3}	0.5276×10^{-3}	0.5324×10^{-3}	0.5326×10^{-3}
	Σ_t		0.3430	0.3431	0.3414	0.3414
	Σ_{tr}		0.3430	0.3431	0.3414	0.3414
III	Σ_a		0.2211×10^{-2}	0.2194×10^{-2}	0.1367×10^{-2}	0.1349×10^{-2}
	$\nu \Sigma_f$		0.1276×10^{-2}	0.1277×10^{-2}	0.1280×10^{-2}	0.1281×10^{-2}
	Σ_t		0.3413	0.3415	0.3397	0.3397
	Σ_{tr}		0.3254	0.3255	0.3238	0.3238
IV	Σ_a		0.4920×10^{-2}	0.4926×10^{-2}	0.4232×10^{-2}	0.4225×10^{-2}
	$\nu \Sigma_f$		0.6843×10^{-2}	0.6843×10^{-2}	0.6851×10^{-2}	0.6851×10^{-2}
	Σ_t		0.3560	0.3560	0.3547	0.3547
	Σ_{tr}		—	0.3395	—	0.3382

(2) Inside region of outer sheath						
Gr. No.	Gr. Const.	R(cm) Code	3 0		4 5	
			TWOTRAN	SLALOM	TWOTRAN	SLALOM
I	Σ_a		0.6264×10^{-3}	0.6294×10^{-3}	0.6263×10^{-3}	0.6294×10^{-3}
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.1569	0.1574	0.1569	0.1574
	Σ_{tr}		0.1569	0.1575	0.1569	0.1575
II	Σ_a		0.4365×10^{-1}	0.4494×10^{-1}	0.4365×10^{-1}	0.4495×10^{-1}
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.3755	0.3812	0.3755	0.3812
	Σ_{tr}		0.3755	0.3812	0.3755	0.3812
III	Σ_a		0.3764	0.4432	0.3771	0.4449
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.6903	0.7794	0.6910	0.7813
	Σ_{tr}		0.6804	0.7653	0.6811	0.7672
IV	Σ_a		$0.2776 \times 10^{+1}$	$0.3087 \times 10^{+1}$	$0.2783 \times 10^{+1}$	$0.3094 \times 10^{+1}$
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		$0.3166 \times 10^{+1}$	$0.3497 \times 10^{+1}$	$0.3174 \times 10^{+1}$	$0.3505 \times 10^{+1}$
	Σ_{tr}		$0.3149 \times 10^{+1}$	$0.3478 \times 10^{+1}$	$0.3156 \times 10^{+1}$	$0.3485 \times 10^{+1}$

(3) Except for fuel region

Gr. %	Gr. Const	R(cm) Code	30		45	
			TWOTRAN	SLALOM	TWOTRAN	SLALOM
I	Σ_a		0.5996×10^{-3}	0.6018×10^{-3}	0.5996×10^{-3}	0.6018×10^{-3}
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.1859	0.1865	0.1859	0.1865
	Σ_{tr}		0.1859	0.1866	0.1859	0.1866
II	Σ_a		0.3831×10^{-1}	0.3913×10^{-1}	0.3831×10^{-1}	0.3913×10^{-1}
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.5126	0.5219	0.5127	0.5220
	Σ_{tr}		0.5126	0.5219	0.5127	0.5221
III	Σ_a		0.2501	0.2729	0.2500	0.2730
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		0.8221	0.8990	0.8231	0.9008
	Σ_{tr}		0.8109	0.8765	0.8119	0.8782
IV	Σ_a		0.6260	0.6333	0.6223	0.6334
	$\nu \Sigma_f$		0	0	0	0
	Σ_t		$0.1526 \times 10^{+1}$	$0.1547 \times 10^{+1}$	$0.1527 \times 10^{+1}$	$0.1548 \times 10^{+1}$
	Σ_{tr}		$0.1503 \times 10^{+1}$	$0.1524 \times 10^{+1}$	$0.1504 \times 10^{+1}$	$0.1524 \times 10^{+1}$

Table A 2.2 Averaged group constants (2)

Gr. %	Region Gr. Order Const.	Cell		Inner region of outer cladding Except for fuel region			
		S ₄	S ₆	S ₄	S ₆	S ₄	S ₆
I	Σ_a	0.9184×10^{-4}	0.9179×10^{-4}	0.6264×10^{-3}	0.6267×10^{-1}	0.5996×10^{-3}	0.5996×10^{-3}
	$\nu \Sigma_f$	0.1402×10^{-3}	0.1400×10^{-3}	0	0	0	0
	Σ_t	0.2069	0.2067	0.1569	0.1568	0.1859	0.1858
	Σ_{tr}	0.2069	0.2067	0.1569	0.1568	0.1859	0.1857
II	Σ_a	0.2170×10^{-2}	0.2174×10^{-2}	0.4365×10^{-1}	0.4354×10^{-1}	0.3831×10^{-1}	0.3824×10^{-1}
	$\nu \Sigma_f$	0.5274×10^{-3}	0.5273×10^{-3}	0	0	0	0
	Σ_t	0.3430	0.3430	0.3755	0.3753	0.5126	0.5121
	Σ_{tr}	0.3430	0.3430	0.3755	0.3753	0.5126	0.5121
III	Σ_a	0.2211×10^{-2}	0.2228×10^{-2}	0.3764	0.3790	0.2501	0.2515
	$\nu \Sigma_f$	0.1276×10^{-2}	0.1276×10^{-2}	0	0	0	0
	Σ_t	0.3413	0.3414	0.6903	0.6940	0.8221	0.8247
	Σ_{tr}	0.3254	0.3255	0.6804	0.6841	0.8109	0.8135
IV	Σ_a	0.4920×10^{-2}	0.4934×10^{-2}	$0.2776 \times 10^{+1}$	$0.2828 \times 10^{+1}$	0.6260	0.6298
	$\nu \Sigma_f$	0.6843×10^{-2}	0.6843×10^{-2}	0	0	0	0
	Σ_t	0.3560	0.3560	$0.3166 \times 10^{+1}$	$0.3220 \times 10^{+1}$	$0.1526 \times 10^{+1}$	$0.1532 \times 10^{+1}$
	Σ_{tr}	-	0.3395	$0.3149 \times 10^{+1}$	$0.3202 \times 10^{+1}$	$0.1503 \times 10^{+1}$	$0.1509 \times 10^{+1}$

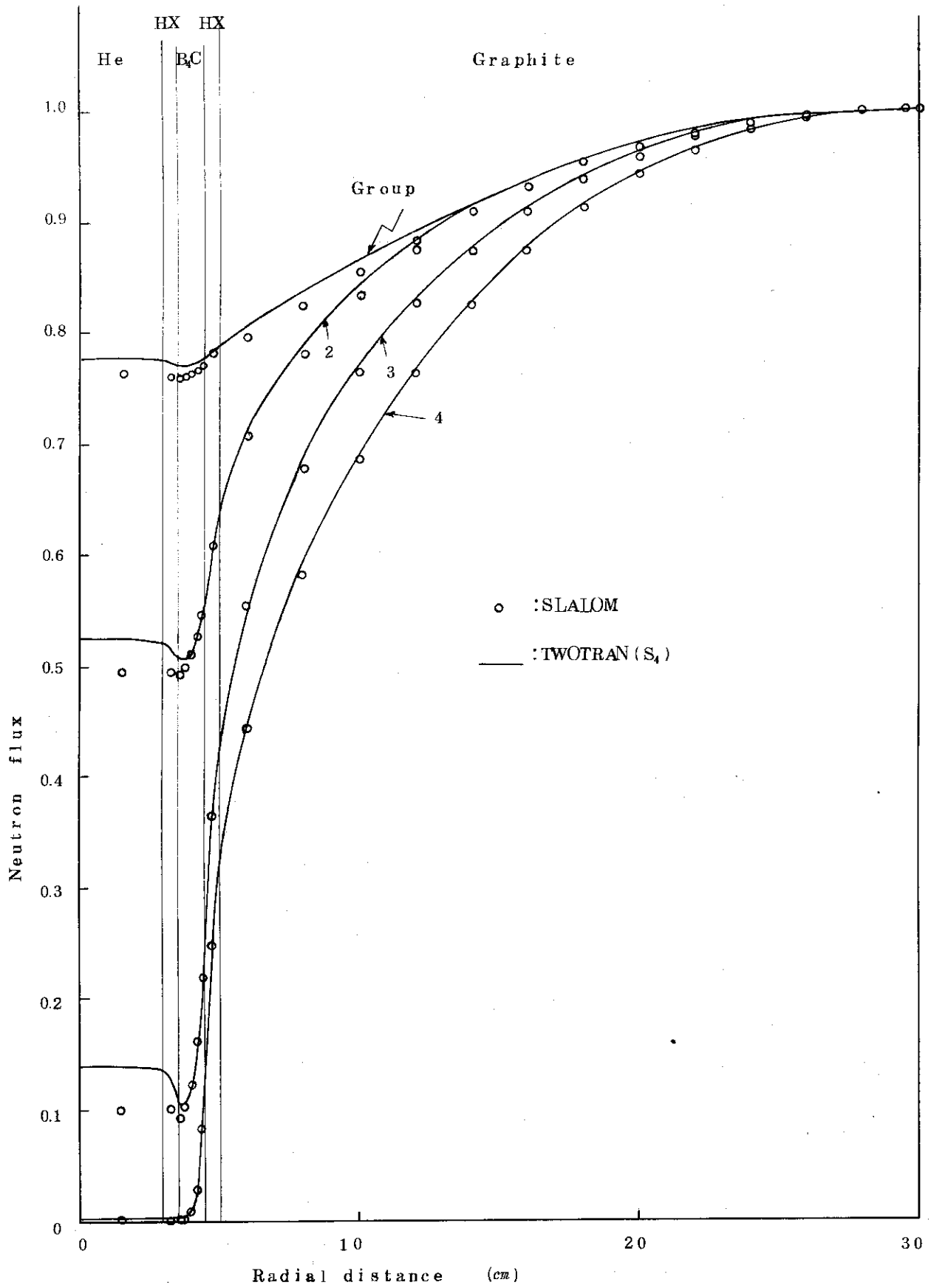


Fig.A2.1 Radial distribution of neutron flux, (1) .

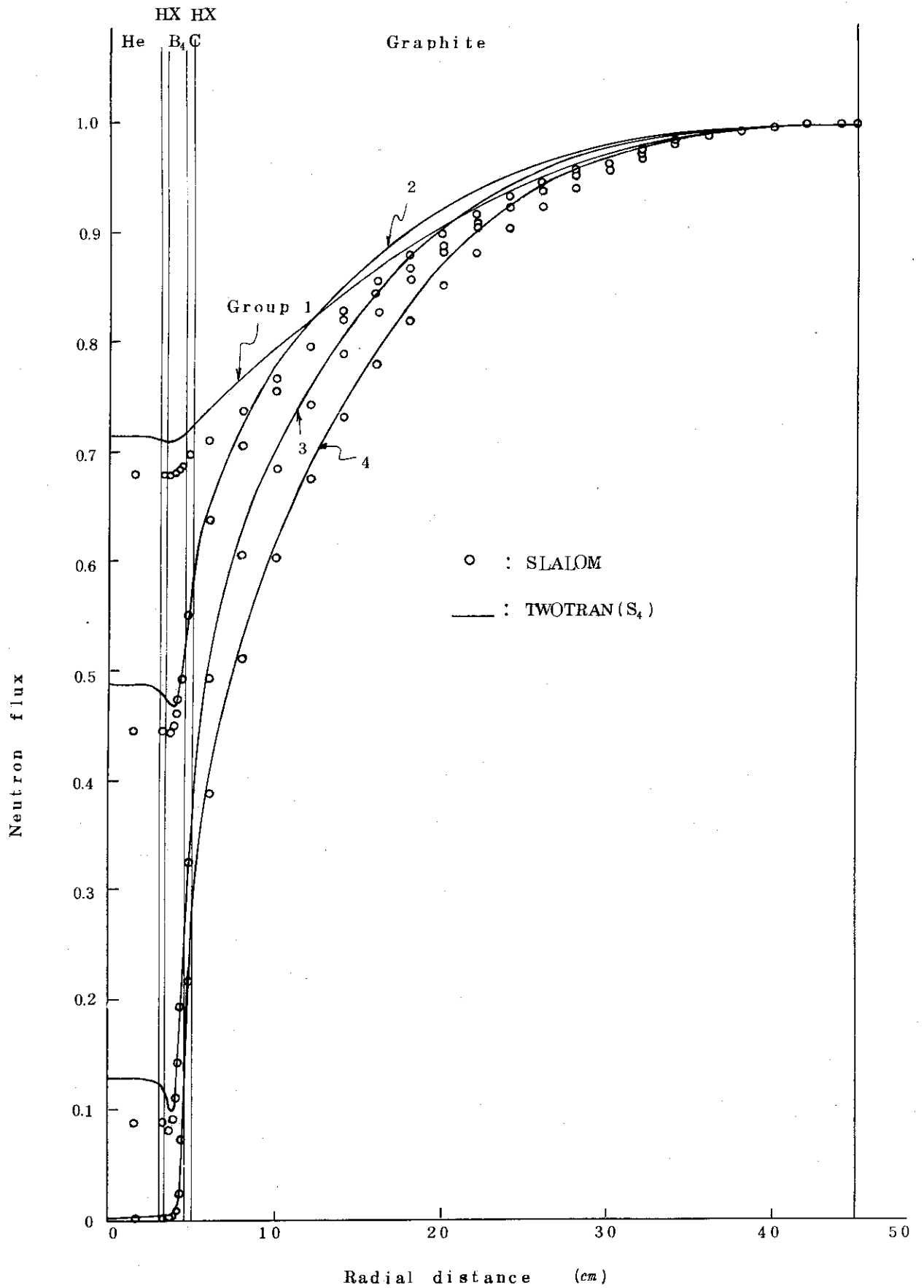


Fig.A2.2 Radial distribution of neutron flux, (2).

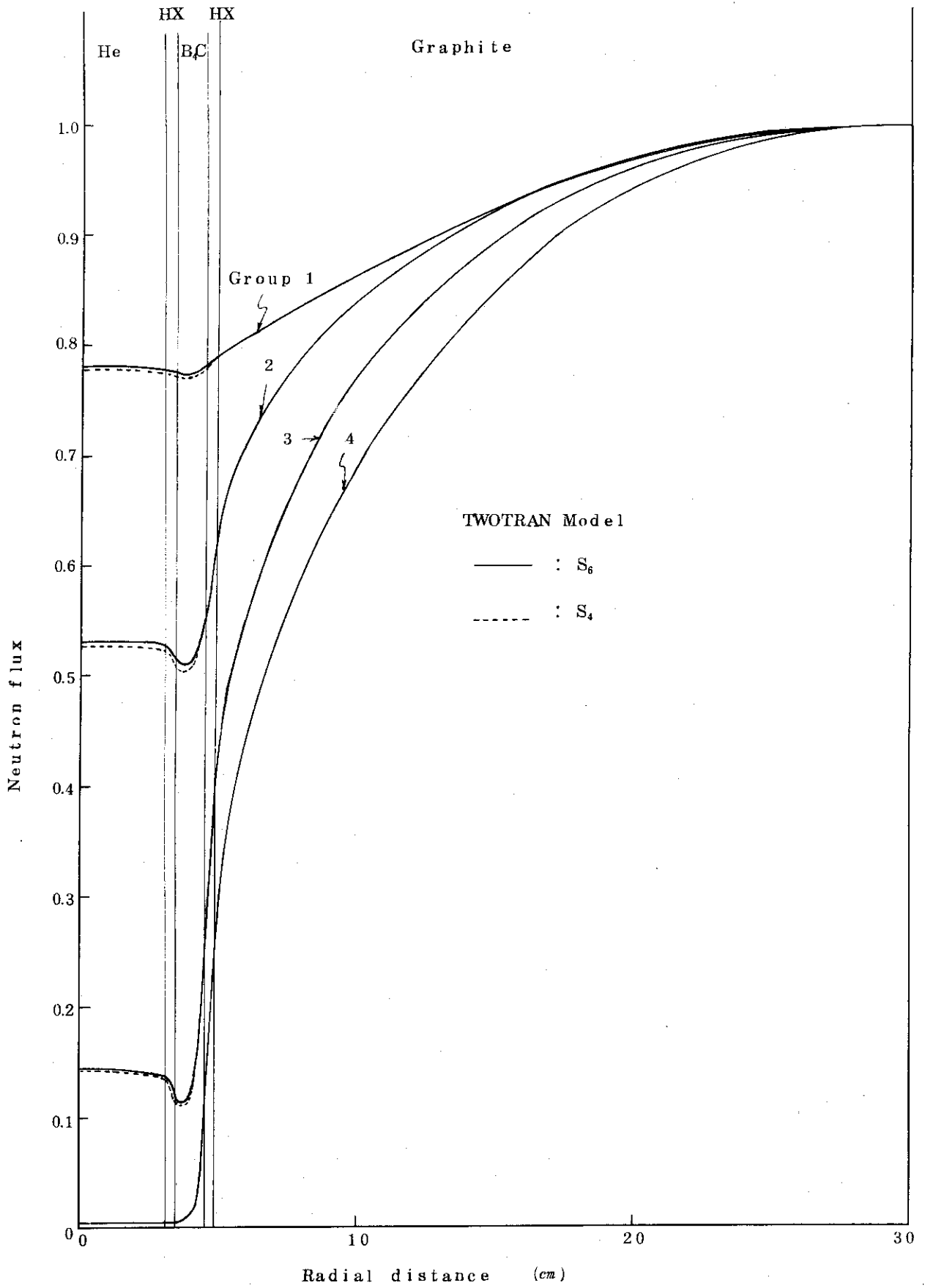


Fig.A2.3 Radial distribution of neutron flux (3) .

附録 3. 対制御棒の効果 (試算例)

TWOTRAN-II を用いて対制御棒の挿入効果が検討された*。

計算モデル

(1) Fig. A 3.1 の配置形状に対して x-y 座標で面積が保存されるように以下の通りにメッシュ分割する。

(i) x 軸方向

	coarse mesh	mesh 巾	fine mesh 数
Fuel 2	1	3.0 cm	1
Fuel 1	1	2.0 cm	8
外側 H X	2	0.25 cm	1
吸収材	5	0.2 cm	1
内側 H X	2	0.25 cm	1
He	9	0.25 cm	1
He	1	1.55 cm	6
He	9	0.25 cm	1
内側 H X	2	0.25 cm	1
吸収材	5	0.2 cm	1
外側 H X	2	0.25 cm	1
Fuel 1	1	2 cm	8
Fuel 2	1	2.8 cm	14

(ii) y 軸方向

領域 1	1	1 cm	4
2	1	0.5 cm	2
3	8	0.25 cm	1
4	5	0.2 cm	1
5	2	0.25 cm	1
6	1	2 cm	8
7	1	3.8 cm	19

(2) 等価的正方形の一辺が 73.8 cm と 90 cm, 制御棒間隔が 20 cm の場合を対象とする。

(3) 群定数は Table 3.1 に示すものを用いた。

*燃料体としては Mark-II 燃料体が想定された。

結果*

(1) SLALOMの結果との比較

k_{∞} (制御棒なし) ; 1.3458 (DELIGHT-2)

(i) 一辺90 cmの時

SLALOMの結果 (等価半径35.9 cm), $\Delta k_{\infty}=0.31$

TWOTRAN-II $\Delta k_{\infty}=1.3458-1.1522$
 $=0.1936$

$$\frac{\Delta k_{\infty}(\text{TWOTRAN-II})}{\Delta k_{\infty}(\text{SLALOM})} = 0.625$$

(ii) 一辺73.8 cmの時

SLALOMの結果 (等価半径29.44 cm) $\Delta k_{\infty}=0.434$

TWOTRAN-IIの結果 $\Delta k_{\infty}=1.3458-0.8812$
 $=0.4646$

$$\frac{\Delta k_{\infty}(\text{TWOTRAN-II})}{\Delta k_{\infty}(\text{SLALOM})} = 1.068$$

Fig. A 3.2 に制御棒の相対的間隔 (制御棒間隔/一辺) に対する制御棒の補償反応度の変化を示した。

(2) TWOTRAN-II による fission 分布を任意単位で Fig. A 3.3 に示す (xメッシュ番号は Fig. A 3.1 の制御棒配置を参照のこと)。

結論

- (1) 格子の一辺の長さとお組制御棒間隔の比率に対して、制御棒の補償反応度は極めて敏感である。
- (2) 制御棒挿入によって出力が局所的に著しく歪む範囲は比較的制御棒の近傍に限られる。

* なお、本検討における TWOTRAN-II の収束状況は十分でなく、本結果は一試算例と考えており、今後詳細なつめが必要である。

Table A 3.1 Four group constants of region materials.

1) He				
Cr. Section \ Group	I	II	III	IV
Σ_{tr}	4.5546×10^{-5}	4.5546×10^{-5}	4.2089×10^{-5}	4.7245×10^{-5}
Σ_a	0	0	0	0
$\nu \Sigma_f$	0	0	0	0
Σ_t	5.4644×10^{-5}	5.4644×10^{-5}	5.0450×10^{-5}	5.4957×10^{-5}
$\Sigma_{s, g+1 \rightarrow g}$	0	0	3.4965×10^{-7}	0
$\Sigma_{s, g \rightarrow g}$	4.7343×10^{-5}	5.3119×10^{-5}	3.4948×10^{-5}	5.4607×10^{-5}
$\Sigma_{s, g-1 \rightarrow g}$	0	7.3004×10^{-6}	1.5246×10^{-6}	1.5502×10^{-5}
2) HX				
Σ_{tr}	0.3077	1.0172	1.0291	1.1346
Σ_a	4.8728×10^{-4}	1.8677×10^{-3}	3.9111×10^{-2}	0.1445
$\nu \Sigma_f$	0	0	0	0
Σ_t	0.3077	1.0172	1.0423	1.1591
$\Sigma_{s, g+1 \rightarrow g}$	0	0	0	0
$\Sigma_{s, g \rightarrow g}$	0.3029	0.996	0.9756	1.0146
$\Sigma_{s, g-1 \rightarrow g}$	0	4.3075×10^{-3}	2.3014×10^{-3}	2.7598×10^{-2}
3) 吸収材				
Σ_{tr}	0.27321	0.54475	1.295	3.7558
Σ_a	1.392×10^{-3}	0.1036	0.9092	3.3539
$\nu \Sigma_f$	0	0	0	0
Σ_t	0.27320	0.54475	1.3145	3.7760
$\Sigma_{s, g+1 \rightarrow g}$	0	0	2.13352×10^{-3}	0
$\Sigma_{s, g \rightarrow g}$	0.25295	0.43645	0.3996	0.4198
$\Sigma_{s, g-1 \rightarrow g}$	0	1.8596×10^{-2}	4.6964×10^{-3}	5.7011×10^{-3}
4) Fuel				
Σ_{tr}	0.2072	0.34029	0.32272	0.3374
Σ_a	7.9872×10^{-5}	1.5853×10^{-3}	8.1907×10^{-4}	3.8009×10^{-3}
$\nu \Sigma_f$	1.4332×10^{-4}	5.3591×10^{-6}	1.2831×10^{-3}	6.8556×10^{-3}
Σ_t	0.2072	0.34029	0.33863	0.35391
$\Sigma_{s, g+1 \rightarrow g}$	0	0	1.945×10^{-3}	0
$\Sigma_{s, g \rightarrow g}$	0.19304	0.33519	0.29089	0.34817
$\Sigma_{s, g-1 \rightarrow g}$	0	1.4088×10^{-2}	3.5083×10^{-3}	4.6915×10^{-2}

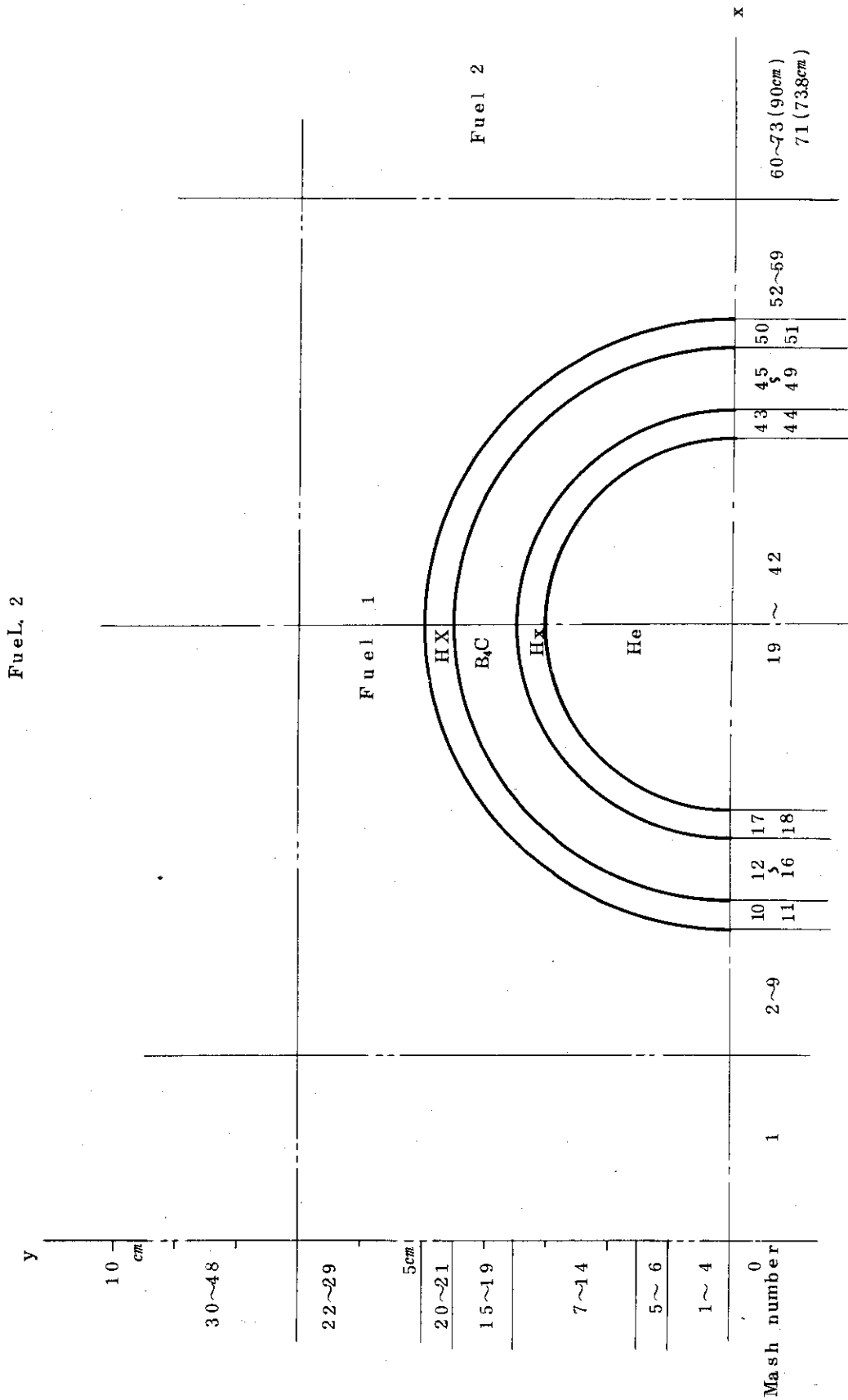


Fig.A3.1. Configuration of control rod.

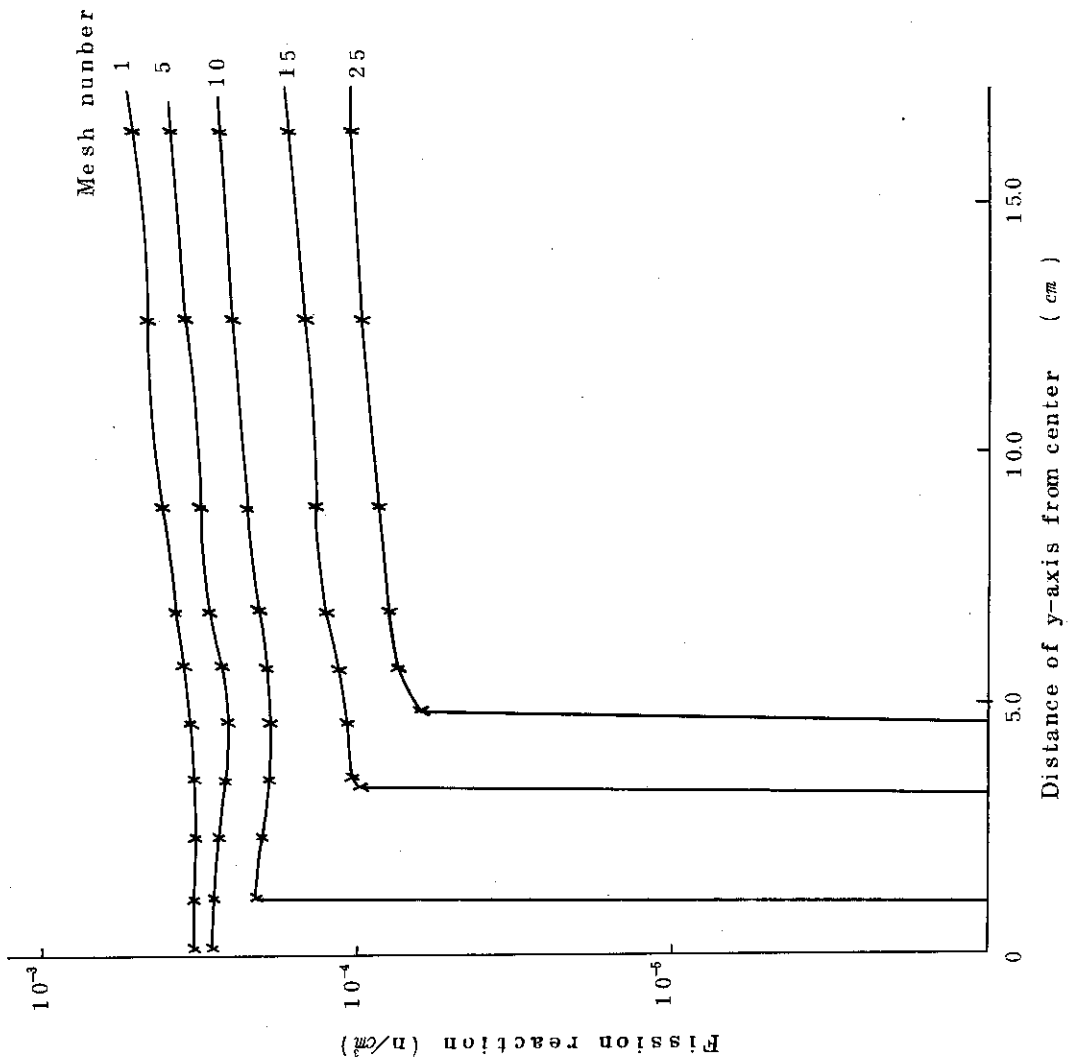


Fig.A3.3 Radial distribution of fission reactions

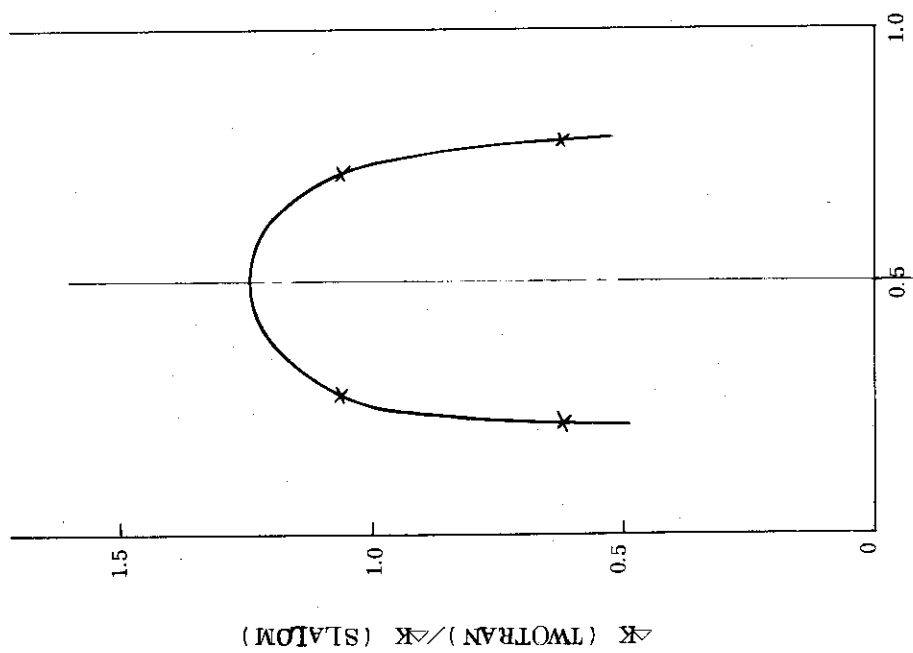


Fig.A3.2 Reactivity worth for twin control rods.

附録 4. 可燃性毒物装荷格子の増倍係数表

表中の記号の意味は次の通りである。

- E …… 燃料濃縮度
 N_p …… 可燃性毒物棒の燃料体内装荷本数
 W …… 可燃性毒物棒内ボロン濃度
 R_G …… 可燃性毒物粒子の半径
 T_f …… 燃料温度
 T_m …… 減速材温度
 $K_{eff, o}$ …… 定格出力, 燃焼初期の実効増倍係数
 $K_{eff, xe}$ …… 定格出力, Xe & S_m 平衡時実効増倍係数
 $K_{eff, max}$ …… 定格出力, 燃焼後の反応度最大回復時実効増倍係数
 ΔK_{xe} …… Xe & S_m の反応度
 $\Delta K_{rec.}$ …… 反応度回復量

(1) $E = 2 w/o^{*1}$

N_p	W	$R_G (cm)$	$K_{eff, o}$	$K_{eff, xe}$	$K_{eff, max}$	ΔK_{xe}	$\Delta K_{rec.}$
1	0.01	0.01	1.0722	1.0319	1.0572	0.0403	0.0253
		0.02	1.0853	1.0442	1.0577	0.0431	0.0135
		0.03	1.0949	1.0531	1.0619	0.0418	0.0088
	0.02	0.01	1.0221	0.9853	1.0314	0.0368	0.0461
		0.02	1.0418	1.0038	1.0289	0.0380	0.0251
		0.03	1.0570	1.0181	1.0320	0.0389	0.0139
	0.03	0.01	0.9843	0.9499	1.0124	0.0344	0.0625
		0.02	1.0070	0.9715	1.0069	0.0355	0.0354
		0.03	1.0254	0.9888	1.0072	0.0366	0.0184
2	0.01	0.01	1.0115	0.9755	1.0348	0.0360	0.0593
		0.02	1.0352	0.9977	1.0300	0.0375	0.0323
		0.03	1.0528	1.0142	1.0309	0.0386	0.0167

*1 $T_f = 950^\circ K$, $T_m = 600^\circ K$ (Crystal)

N_p	W	$R_G^{(cm)}$	$K_{eff, o}$	$K_{eff, xe}$	$K_{eff, max}$	ΔK_{xe}	$\Delta K_{rec.}$
	0.02	0.01	0.9255	0.8949	1.0060	0.0306	0.1111
		0.02	0.9583	0.9260	0.9975	0.0323	0.0715
		0.03	0.9843	0.9507	0.9895	0.0336	0.0388
	0.03	0.01	0.8646	0.8374	0.9883	0.0272	0.1509
		0.02	0.9001	0.8716	0.9778	0.0285	0.1062
		0.03	0.9299	0.9002	0.9683	0.0297	0.0681
(2) $E = 3 w/o^{*2}$							
1	0.01	0.01	1.2064	1.1587	1.1643	0.0477	0.0056
		0.02	1.2174	1.1689	1.1702	0.0485	0.0013
		0.03	1.2254	1.1763	1.1765	0.0491	0.0002
	0.02	0.01	1.1630	1.1185	1.1334	0.0445	0.0149
		0.02	1.1798	1.1341	1.1385	0.0457	0.0044
		0.03	1.1927	1.1462	1.1475	0.0465	0.0013
	0.03	0.01	1.1293	1.0871	1.1093	0.0422	0.0222
		0.02	1.1490	1.1057	1.1130	0.0433	0.0073
		0.03	1.1649	1.1206	1.1230	0.0443	0.0024
2	0.01	0.01	1.1541	1.1103	1.1341	0.0438	0.0238
		0.02	1.1743	1.1291	1.1363	0.0452	0.0072
		0.03	1.1893	1.1431	1.1448	0.0462	0.0017
	0.02	0.01	1.0768	1.0382	1.0976	0.0386	0.0594
		0.02	1.1058	1.0656	1.0911	0.0402	0.0255
		0.03	1.1287	1.0871	1.0941	0.0416	0.0070
	0.03	0.01	1.0198	0.9848	1.0729	0.0350	0.0881
		0.02	1.0523	1.0158	1.0638	0.0365	0.0480
		0.03	1.0792	1.0413	1.0560	0.0379	0.0147

*2 $T_f = 950 \text{ }^\circ\text{K}$, $T_m = 600 \text{ }^\circ\text{K}$ (Crystal)

(3) $E = 4 \text{ w/o}^*$

N_p	W	$R_G(\text{cm})$	$K_{\text{eff, o}}$	$K_{\text{eff, xe}}$	$K_{\text{eff, max}}$	$K_{\text{eff}}(600\text{d})$	$\Delta K_{\text{eff}}(600\text{d})$
2	0.01	0.01	12055	1.1623	1.1769	10989	-0.0049
		0.02	12209	1.1765	1.1818	10975	-0.0063
		0.03	12329	1.1877	1.1894	10958	-0.0080
	0.02	0.01	1.1339	10953	1.1351	10925	-0.0113
		0.02	1.1569	1.1169	1.1346	10895	-0.0143
		0.03	1.1756	1.1342	1.1417	10861	-0.0177
	0.03	0.01	10794	1.0441	1.1003	10844	-0.0194
		0.02	1.1059	1.0692	1.1017	10799	-0.0239
		0.03	1.1284	1.0902	1.1040	10749	-0.0289
0.04	0.01	10366	1.0036	1.0840	10748	-0.0290	
	0.02	1.0644	1.0300	1.0769	10688	-0.0350	
	0.03	1.0887	1.0531	1.0739	10624	-0.0414	
0.05	0.01	10022	0.9709	1.0659	10635	-0.0403	
	0.02	1.0300	0.9975	1.0579	10563	-0.0475	
	0.03	1.0550	1.0214	1.0505	10488	-0.0550	

N_p	W	R_G	$K_{\text{eff, o}}$	$K_{\text{eff, xe}}$	$K_{\text{eff, max}}$	$K_{\text{eff}}(600\text{d})$	$\Delta K_{\text{eff}}(600\text{d})$
3	0.01	0.01	1.1625	1.1222	1.1542	10972	-0.0066
		0.02	1.1840	1.1422	1.1558	10950	-0.0088
		0.03	1.2009	1.1580	1.1630	10925	-0.0113
	0.02	0.01	1.0650	1.0308	1.1105	10874	-0.0164
		0.02	1.0956	1.0595	1.1040	10830	-0.0208
		0.03	1.1209	1.0833	1.1020	10780	-0.0258
	0.03	0.01	0.9941	0.9636	1.0820	(10752)	-0.0286)
		0.02	1.0208	0.9958	1.0735	(10687)	-0.0351)
		0.03	1.0572	1.0236	1.0653	10614	-0.0424
0.04	0.01	0.9401	0.9122	-	-	-	
	0.02	0.9745	0.9453	1.0522	(10522)	-0.0516)	
	0.03	1.0053	0.9747	1.0432	(10432)	-0.0606)	

* $T_f = 1200 \text{ }^\circ\text{K}$, $T_f = 1050 \text{ }^\circ\text{K}$ -53-

(4) $E = 5 w/o^*$

N_p	W	$R_G(cm)$	$K_{eff, o}$	$K_{eff, xe}$	$K_{eff, max}$	$K_{eff}(600d)$	$\Delta K_{eff}(600d)$
2	0.01	0.01	1.2666	1.2217	1.2277	1.1600	-0.0090
		0.02	1.2800	1.2342	1.2352	1.1581	-0.0109
		0.03	1.2904	1.2439	1.2439	1.1561	-0.0129
	0.02	0.01	1.2024	1.1617	1.1830	1.1489	-0.0201
		0.02	1.2228	1.1808	1.1876	1.1452	-0.0238
		0.03	1.2394	1.1963	1.1981	1.1415	-0.0275
	0.03	0.01	1.1526	1.1149	1.1517	1.1361	-0.0329
		0.02	1.1765	1.1374	1.1517	1.1309	-0.0381
		0.03	1.1966	1.1564	1.1612	1.1259	-0.0431
	0.04	0.01	1.1129	1.0774	1.1270	1.1218	-0.0472
		0.02	1.1383	1.1015	1.1237	1.1155	-0.0555
		0.03	1.1603	1.1223	1.1302	1.1096	-0.0594
	0.05	0.01	1.0806	1.0467	1.1068	1.1062	-0.0628
		0.02	1.1062	1.0712	1.1005	1.0992	-0.0698
		0.03	1.1291	1.0930	1.1037	1.0929	-0.0761
3	0.01	0.0	1.2042	1.1637	1.2038	1.1587	-0.0103
		0.01	1.2284	1.1862	1.2031	1.1562	-0.0128
		0.02	1.2474	1.2038	1.2087	1.1534	-0.0156
		0.03	1.2622	1.2177	1.2185	1.1504	-0.0186
	0.02	0.0	1.1066	1.0721	1.1607	1.1446	-0.0244
		0.01	1.1397	1.1030	1.1548	1.1396	-0.0294
		0.02	1.1674	1.1289	1.1518	1.1343	-0.0347
		0.03	1.1901	1.1503	1.1573	1.1289	-0.0401
	0.03	0.0	1.0378	1.0073	1.1314	1.1279	-0.0411
		0.01	1.0736	1.0405	1.1232	1.1207	-0.0483
		0.02	1.1048	1.0701	1.1158	1.1134	-0.0556
		0.03	1.1315	1.0954	1.1125	1.1062	-0.0627
	0.04	0.0	0.9869	0.9591	1.1090	1.1090	-0.0600
		0.01	1.0223	0.9917	1.1000	1.1000	-0.0690
		0.02	1.0545	1.0225	1.0915	1.0912	-0.0778
0.03		1.0836	1.0497	1.0831	1.0831	-0.0859	

* $T_f=1200^\circ K$, $T_m=1050^\circ K$

(5) $E = 6 \text{ w/o}^*$

N_p	W	$R_G(\text{cm})$	$K_{\text{eff, o}}$	$K_{\text{eff, xe}}$	$K_{\text{eff, max}}$	ΔK_{xe}	ΔK_{rec}
3	0.03	0.01	1.1194	1.0866	1.1451	0.0328	0.0585
		0.02	1.1472	1.1129	1.1409	0.0343	0.0280
		0.03	1.1711	1.1355	1.1448	0.0356	0.0093
	0.02	0.01	1.1817	1.1454	1.1796	0.0363	0.0342
		0.02	1.2059	1.1681	1.1808	0.0378	0.0127
		0.03	1.2259	1.1869	1.1907	0.0390	0.0038
	0.01	0.01	1.2634	1.2220	1.2313	0.0414	0.0093
		0.02	1.2796	1.2371	1.2391	0.0425	0.0030
		0.03	1.2925	1.2492	1.2492	0.0443	0.0000
4	0.03	0.01	1.0546	1.0252	1.1251	0.0294	0.0999
		0.02	1.0875	1.0566	1.1174	0.0309	0.0608
		0.03	1.1160	1.0838	1.1106	0.0322	0.0268
	0.02	0.01	1.1295	1.0062	1.1581	0.0333	0.0619
		0.02	1.1590	1.1240	1.1538	0.0350	0.0298
		0.03	1.1836	1.1473	1.1572	0.0363	0.0099
	0.01	0.01	1.2309	1.1916	1.2115	0.0393	0.0199
		0.02	1.2515	1.2109	1.2167	0.0406	0.0058
		0.03	1.2679	1.2262	1.2273	0.0417	0.0011

* $T_f = 1400^\circ\text{K}$, $T_m = 1200^\circ\text{K}$

(6) $E = 7 \text{ w/o}^*$

N_p	W	$R_G(\text{cm})$	$K_{\text{eff}, o}$	$K_{\text{eff}, xe}$	$K_{\text{eff}, \text{max}}$	ΔK_{xe}	$\Delta K_{\text{rec.}}$
3	0.03	0.01	1.1671	1.1333	1.1734	0.0338	0.0401
		0.02	1.1927	1.1576	1.1734	0.0351	0.0158
		0.03	1.2145	1.1784	1.1827	0.0361	0.0043
	0.02	0.01	1.2251	1.1882	1.2102	0.0369	0.022
		0.02	1.2471	1.2089	1.2151	0.0382	0.0062
		0.03	1.2652	1.2260	1.2271	0.0392	0.0011
	0.01	0.01	1.3000	1.2582	1.2631	0.0414	0.0045
		0.02	1.3146	1.2722	1.2725	0.0424	0.0003
		0.03	1.3261	1.2829	1.2829	0.0432	0.0000
4	0.03	0.01	1.1062	1.0757	1.1508	0.0305	0.0751
		0.02	1.1368	1.1049	1.1443	0.0319	0.0394
		0.03	1.1633	1.1302	1.1435	0.0331	0.0133
	0.02	0.01	1.1768	1.1426	1.1863	0.0342	0.0437
		0.02	1.2038	1.1682	1.1856	0.0356	0.0174
		0.03	1.2263	1.1895	1.1939	0.0368	0.0044
	0.01	0.01	1.2705	1.2310	1.2425	0.0395	0.0115
		0.02	1.2891	1.2483	1.2505	0.0408	0.0022
		0.03	1.3038	1.2622	1.2622	0.0416	0.0000

* $T_f = 1400^\circ\text{K}$, $T_m = 1200^\circ\text{K}$

(7) $E = 4 \text{ w/o}^*$

N _p	W	R _G	(a) *	(b)	(c)	(d)	(a)+(b)	(c)+(d)	
			K _{eff} (300°K)	K _{eff} (定格)	ΔK _{Temp.}	ΔK _{recovery}			
2	0.01	0.0	(1284)						
		0.005	12997	(1.194)	(0.106)				
		0.01	(1312)	12055	(0.091)	0.0146	1.327	(0.106)	
		0.02	13316	12209	0.1107	0.0053	1.337	0.116	
		0.03	13448	12329	0.1119	0.0017	1.347	0.114	
	0.02	0.0							
		0.005	12311	(1.120)	(0.111)				
		0.01		1.1339		0.0398			
		0.02	12763	1.1569	0.1194	0.0177	1.294	0.137	
		0.03		1.1756		0.0075			
	0.03	0.0	(1.162)						
		0.005	1.1818	(1.063)	(0.119)				
		0.01	(1.199)	1.0794	(0.120)	0.0622	1.261	(0.182)	
		0.02	1.2315	1.1059	1.069	0.1256	0.0325	1.264	0.158
		0.03	1.2562	1.1284	1.090	0.1278	0.0138	1.270	0.142

(8) $E = 5 \text{ w/o}^*$

3	0.01	0.0	12986	12041	0.0945	0.0401	1.339	0.135	
		0.01	(1.333)	1.2284	(0.105)	0.0169	(1.350)	(0.122)	
		0.02	1.3569	1.2474	0.1095	0.0049	1.362	0.114	
		0.03	1.3734	1.2622	0.1112	0.0008	1.374	0.112	
	0.02	0.0	1.2104	1.1066	0.1038	0.0886	1.299	0.192	
		0.01	(1.255)	1.1397	(0.115)	0.0518	(1.307)	(0.167)	
		0.02	1.2878	1.1674	0.1204	0.0229	1.311	0.143	
		0.03	1.3131	1.1901	0.1230	0.0070	1.320	0.130	
	0.03	0.0	1.1511	1.0378	0.1133	0.1241	1.275	0.237	
		0.01	(1.197)	1.0736	K _{eff(xe)} (0.123)	0.0827	(1.280)	(0.206)	
		0.02	1.2331	1.1048	1.070	0.1283	0.0457	1.279	0.174
		0.03	1.2628	1.1315	1.095	0.1313	0.0171	1.280	0.148

* Free gas model (Crystal, $-0.02 \Delta K$)

(9) E = 2 w/o

N_p	W	R_G	(a) $K_{eff}(300^\circ K)$	(b) $K_{eff}(clean)$	(c) $K_{eff}(xe)$	(c) K_{max}	(d) ΔK_{temp}	(e) $\Delta K_{rec.}$	(a)+(e)	(d)+(e)	
1	0.04	0.03		0.9434							
		0.035		0.9508							
		0.04		0.9577							
	0.045	0.03		0.9312							
		0.035		0.9389							
		0.04		0.9461							
	0.05	0.030		0.9198							
		0.035		0.9278							
		0.04		0.9352							

(10) E = 4 w/o

2	0.04	0.03	12145	1.1049 / 1.0684	1.0820	0.1096	0.0136	1.2281	.1232
		0.035	12255	1.1150 / 1.0778	1.0878	0.1105	0.0100	1.2355	.1205
		0.04	12353	1.1242 / 1.0864	1.0939	0.1111	0.0075	1.2428	.1186
	0.045	0.03	11992	1.0883 / 1.0528	1.0683	0.1109	0.0155	1.2147	.1264
		0.035	12106	1.0987 / 1.0625	1.0740	0.1119	0.0115	1.2221	.1234
		0.04	12208	1.1083 / 1.0715	1.0804	0.1125	0.0089	1.2297	.1214
	0.05	0.03	11850	1.0727 / 1.0387	1.0557	0.1123	0.0170	1.2020	.1293
		0.035	11966	1.0834 / 1.0482	1.0614	0.1132	0.0132	1.2098	.1264
		0.04	12071	1.0933 / 1.0574	1.0676	0.1138	0.0102	1.2173	.1240

(11) E = 6 w/o

3	0.04	0.03	12079						
		0.035	12192						
		0.04	12295						
	0.045	0.03	11902						
		0.035	12019						
		0.04	12126						
	0.05	0.03	11737						
		0.035	11857						
		0.04	11967						

附録 5. 可燃性毒物の温度効果について

可燃性毒物が装荷される結果として生ずる反応度の温度効果について DELIGHT-B を用いて検討した。対象は Mark-III 燃料体とし、燃料濃縮度 4 w/o, 装荷する可燃性毒物は半径 300μ の B_4C 粒子をボロン濃度で 3 w/o になるように装填した毒物棒とし、その 2 本を挿入した標準燃料体を考えた。

Table A 5.1 ~ A 5.3, Fig. A 5.1 ~ A 5.3 に検討結果を示す。

これらの結果、次のような結論が得られる。

- (1) 燃料温度効果は Mark-II にくらべて小さくなる。
($\sim 10\% \Delta \rho$ が小, 安全性にとってマイナスの効果)
- (2) 減速材の効果は可燃性毒物の効果が大きい初期には非常に大きい。可燃性毒物の燃焼と共に均質体系の値に近づく。これは可燃性毒物の吸収量としゃへい因子に依存する。
従って、これは原子炉を安全にするが、逆に制御棒に要請されるワースは大となる ($\sim 10\%$)。
- (3) 減速材温度効果に対しては散乱核に対する結合エネルギーの効果は無視できない。(15% ちがう)
- (4) K_{∞} と K_{eff} では減速材温度効果がかなりちがう。しかし燃料温度効果は全んど同じである。
従って、今後減速材温度係数を精度良くもとめようとする場合、有次元計算が必要となる。

Table A 5.1 Influence of temperature on multiplication factor.

Kernel	T _M (°K)	T _F (°K)	Initial Clean		Xe-Saturate	
			K _{eff}	K _∞	K _{eff}	K _∞
Crystal.	300	1200	1.1925	1.2644	1.1474	1.2155
"	600	"	1.1613	1.2372	1.1191	1.1910
"	900	"	1.1366	1.2159	1.0975	1.1726
"	1200	"	1.1173	1.1996	1.0808	1.1588
Free Gas	300	"	1.2101	1.2813	1.1644	1.2319
"	600	"	1.1663	1.2424	1.1239	1.1959
"	900	"	1.1379	1.2177	1.0986	1.1742
"	1050	"	1.1269	1.2083	1.0890	1.1662
"	1500	"	1.1003	1.1864	1.0661	1.1479
"	2000	"	1.0763	1.1673	1.0454	1.1321
"	2500	"	1.0550	1.1506	1.0268	1.1180
"	1050	300	1.1697	1.2544	1.1304	1.2107
"	"	600	1.1517	1.2351	1.1130	1.1921
"	"	900	1.1381	1.2204	1.0999	1.1779
"	"	1200	1.1269	1.2083	1.0890	1.1662
"	"	1500	1.1173	1.1980	1.0798	1.1563
"	"	1900	1.1064	1.1862	1.0692	1.1449
"	"	2200	1.0992	1.1785	1.0623	1.1374
"	"	2500	1.0926	1.1714	1.0559	1.1306
"	"	3000	1.0826	1.1609	1.0465	1.1205
"	1200	1200	1.1172	1.2002	1.0807	1.1594

Table A 5.2 Influence of moderator temperature on multiplication factor.

	T_M	Initial Clean		Xe-Saturate		Mark-II
		K_{eff}	K_{∞}	K_{eff}	K_{∞}	K_{∞}
C	300	1.0	1.0	1.0	1.0	
C	600	0.9738	0.9785	0.9753	0.9798	
C	900	0.9531	0.9616	0.9565	0.9646	
C	1200	0.9369	0.9488	0.9420	0.9534	
F	300	1.0148	1.0134	1.0148	1.0135	1.0
F	600	0.9780	0.9826	0.9795	0.9839	0.9908
F	900	0.9542	0.9631	0.9575	0.9660	0.9864
F	1050	0.9450	0.9556	0.9491	0.9594	0.9846
F	1500	0.9227	0.9383	0.9291	0.9444	0.9783
F	2000	0.9026	0.9232	0.9111	0.9314	
F	2500	0.8847	0.9100	0.8945	0.9198	

* F: free gas, C: cristal

Table A 5.3 Influence of fuel temperature on multiplication factor.

T_f	Initial Clean		Xe-Saturate		Mark-II
	K_{eff}	K_{∞}	K_{eff}	K_{∞}	K_{eff}
300	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
600	0.9846	0.9846	0.9846	0.9846	0.9807
900	0.9730	0.9729	0.9730	0.9729	0.9663
1200	0.9634	0.9632	0.9634	0.9632	0.9551
1500	0.9552	0.9550	0.9552	0.9551	0.9461
1900	0.9459	0.9456	0.9459	0.9457	0.9366
2200	0.9397	0.9395	0.9398	0.9395	0.9309
2500	0.9341	0.9338	0.9341	0.9338	0.9260
3000	0.9255	0.9255	0.9258	0.9255	0.9193

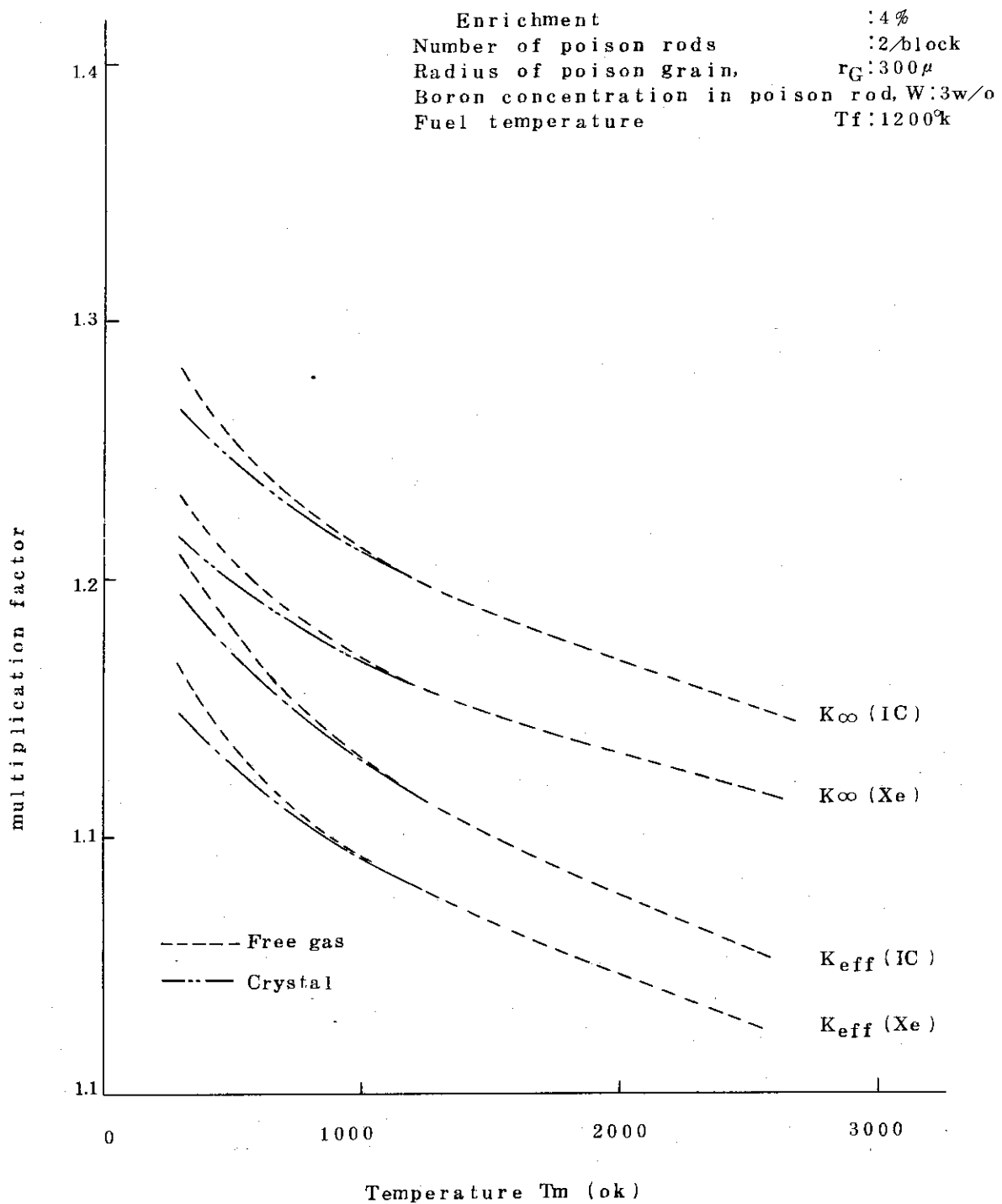


Fig.A5.1 Variation of multiplication factor with moderator temperature.

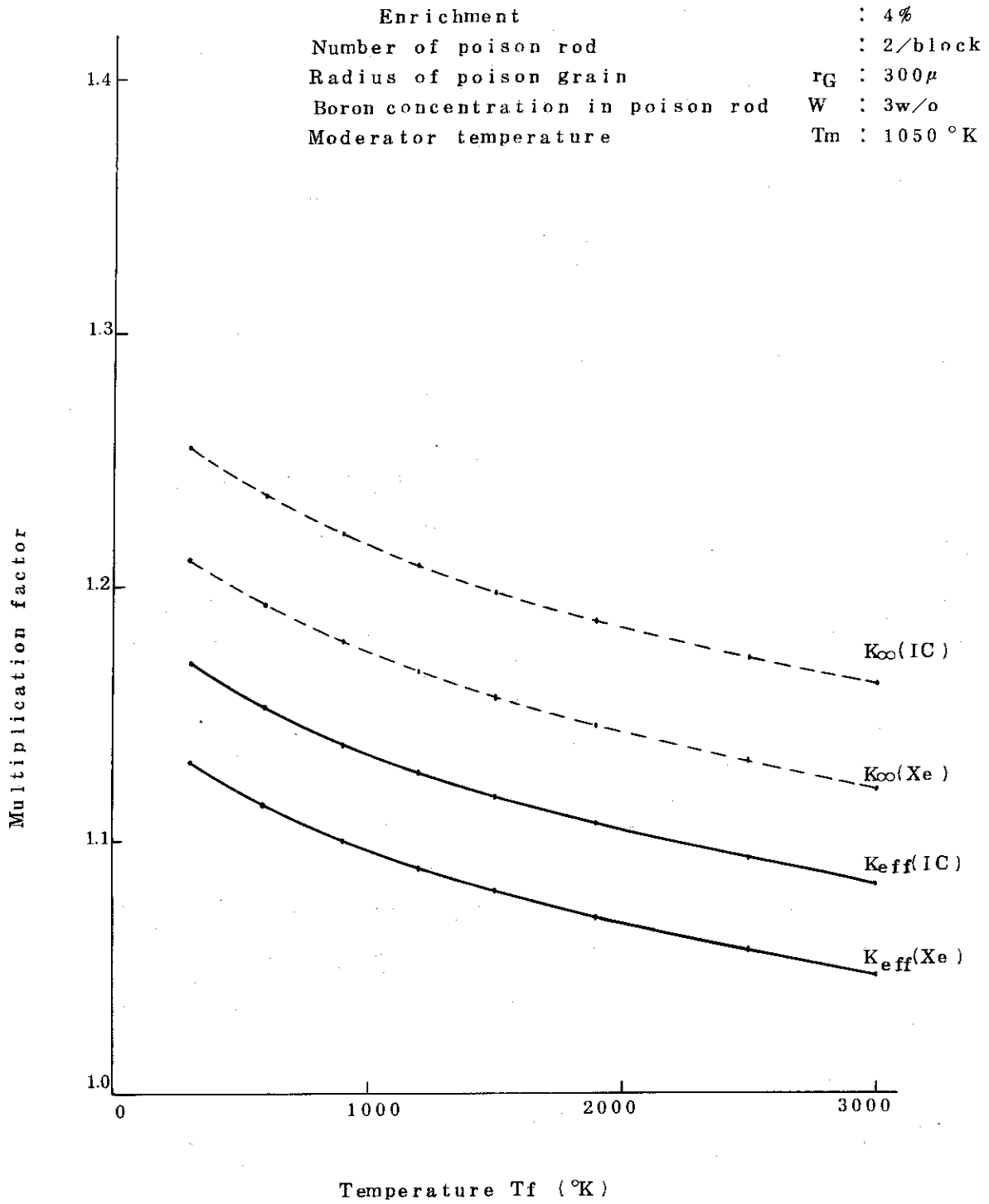


Fig-A5.2 Variation of multiplication factor with fuel temperature.

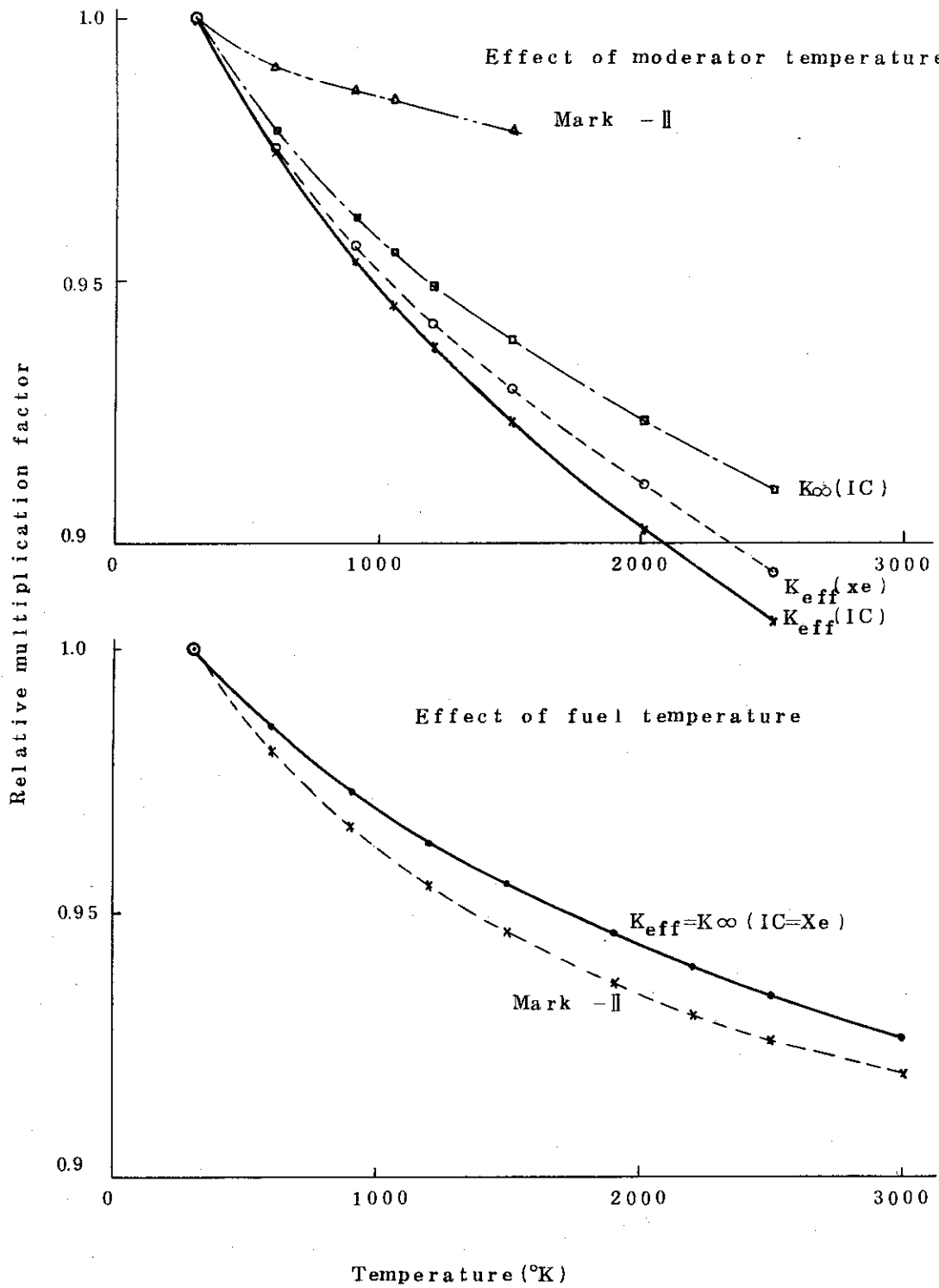


Fig.A5.3 Influence of moderator and fuel temperature on multiplication factor.