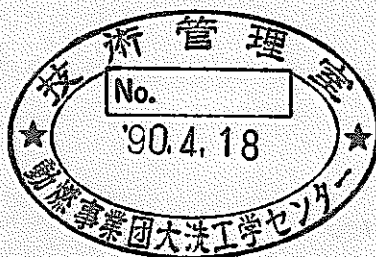


冷却材ボイド反応度の中性子吸収材効果



1989年12月

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
T	N 9410 89-168
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

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ください。

〒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

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

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

1989年12月

冷却材ボイド反応度の中性子吸収材効果

小綿 泰樹* 福村 信男*

要 旨

軽水冷却圧力管型重水炉の減速材重水中に用いられる二種類の中性子吸収材が、冷却材ボイド反応度に及ぼす炉物理効果を実験と解析により明らかにする。中性子吸収材とは、減速材中に均一に溶解させるポイズン及び減速材中に局所的に挿入される制御棒であり、いずれも中性子吸収元素はホウ素である。

重水臨界実験装置(DCA)を用いて、ボイド率が0%→100%変化した際のボイド反応度を臨界水位差法により測定した。測定値はWIMS-Dコードによる計算値と比較され、計算精度を確認した。計算結果を摂動解析することによりボイド反応度の吸収材効果を評価した。

減速材中にポイズン、制御棒のいずれかの吸収材を含んでいれば、中性子吸収材はボイド反応度を正側に移行させる効果をもつ。ボイド反応度の正側への変化量は、ポイズン濃度にほぼ比例するが、ボイド反応度の制御棒の挿入本数に対する依存性はポイズンに比べて小さく、かつ制御棒価値に対して飽和の傾向を示す。0～-10\$に分布するボイド反応度の測定値と計算値とは±1\$以内で一致した。

中性子吸収材によるボイド反応度の正側への移行の理由が、計算精度が明らかになった核設計コードによる解析で明確になった。即ち、低ボイド率ほど圧力管内の軽水で中性子が熱化され易いので、この圧力管内で発生した熱中性子が減速材の重水へ拡散した際、高ボイド率に比べて相対的に重水中での中性子吸収が吸収材の存在によって増加するためである。

*大洗工学センター 実験炉部 臨界工学試験室

December 1989

Neutron absorber effect of coolant void reactivity in pressure-tube-type heavy water reactor

Yasuki Kowata*

Nobuo Fukumura*

Abstract

Reactor physics effect of two kinds of neutron absorbers used in the moderator of light-water-cooled pressure-tube-type heavy water reactors on coolant void reactivity is clarified by experiments and by theoretical analysis. These neutron absorbers are boron-10 burnable poison uniformly dissolved into the moderator and B₄C control rods locally inserted into it. Void reactivity arising by changing void fraction from 0% to 100% is measured by critical level difference method using a deuterium critical assembly (DCA). Measurements are compared with calculations by design code WIMS-D4 for Japanese commercial reactor. Experimental and calculated results presented in the range of 0~10% agreed each other within $\pm 1\%$.

If an absorber of either poison or control rod is contained in the moderator, the neutron absorber has such an effect to move void reactivity to positive side. Amount of change of void reactivity to positive side is nearly proportional to poison concentration. Dependence of void reactivity on the number of control rods inserted is smaller than that of poison case and at the same time, it exhibits saturation tendency with regard to increment of control rod worth.

The reason for a behavior of void reactivity due to the neutron absorber is investigated by the perturbation analysis. Neutrons are easily thermalized by light water in the pressure tube at lower void fraction and are diffused in part into the heavy water moderator. The absorption in the heavy water of the thermal neutrons is relatively increased by the existence of an absorber compared with that at higher void fraction.

* Oarai Engineering Center, Criticality Engineering Section.

目 次

1. 緒 論	1
2. 実験体系	3
3. 測定方法	4
3.1 臨界水位差法によるボイド反応度	4
3.2 軸方向中性子漏洩効果の補正	6
3.3 水位反応度係数	7
4. 結 果	10
5. 考 察	11
6. 結 論	14
参考文献	15
図及び表	16～22

1. 緒 論

圧力管型重水炉は、チェルノブイリ型黒鉛炉と同様に減速材と冷却材が配管によって分離されている型の原子炉である¹。圧力管型炉では減速材に中性子吸収の極めて小さい重水や黒鉛が使われているため、一般に軽水炉に比べ中性子経済が優れており、燃料選択の自由度が大きい。一方、重水や黒鉛は軽水に比べ減速能は小さいので、中性子の熱化のため減速材対燃料体積比(V_m/V_f)値を大きくせざるを得ず、従って、炉心体積は同一出力の軽水炉に比べ大きい。また、冷却材に使われる軽水は減速材の役目も果たすが、冷却材中でのボイド発生による減速効果の低下や軽水による中性子吸収を考慮すれば、減速材単独で中性子が熱化されるように設計されなければならない。このため、(V_m/V_f)が大きい動力炉の場合、軽水はむしろ中性子吸収材として働く。また、定格運転時に軽水は沸騰するので炉心上部では多量のボイドを発生する。沸騰軽水冷却の圧力管型炉では、炉物理的観点では冷却材対燃料体積比(V_c/V_f)はできるだけ小さい方がよいが、ボイド発生時の熱除去能力確保の問題から(V_c/V_f)も(V_m/V_f)と同様それほど小さくはできず、約1.0程度である。

圧力管型炉の核的特徴の1つは、チェルノブイリ原発事故で明らかになったように²、炉出力等によって冷却材のボイド率変化が生じて減速材の状態変化は極めて小さいため、ボイドの発生がそのまま負の反応度をもたらさず、燃料の組成や運転状態によって符号や大きさが変化することである。冷却材ボイド率は三次元的に分布しており、しかも運転状態に応じて大幅に変化する。出力反応度係数が負であるにもかかわらず、燃料組成や炉出力によってはボイド反応度係数は正にもなりうる。特に、低濃縮（富化）度の燃料を使用する場合や燃料が進んだ場合には、ボイド反応度は大きく正になりうる^{3,4}。このため、日本で開発している圧力管型重水炉では燃料体相互間隔（格子ピッチ）を狭くするとともに、Pu高富化 MOX燃料を使用してボイド反応度があらゆる運転状態で大きく正にならないように抑制している¹。

圧力管内の燃料組成や格子ピッチが、ボイド反応度へ及ぼす効果は臨界実験により把握され⁵、炉心設計によって初期炉心のボイド反応度は十分抑制されるようになったが、反応度制御あるいは余剰反応度の抑制のために減速材重水中に添加又は挿入するバーナブルポイズンや制御棒がボイド反応度へ及ぼす効果については、炉物理的に解明されていない。1つの燃焼サイクルについてボイド反応度の大小を比較すれば、燃焼末期でのボイド反応度は燃料組成によってのみ決まり、しかも燃焼初期に比べて負側となる。しかし、原子炉起動時や燃焼初期には、ボイド反応度は燃料組成の他に制御棒の配置やバーナブルポイズンの濃度にも影響されてより正側になる傾向がある。特に、ポイズン濃度が高く、制御棒が多数本挿入されている原子炉起動から定格出力に至るまでの核加熱期間中のボイド反応度がどのようなふるまいを示すかは安

全上重要な要素である⁶。このような観点から、中性子吸収材がボイド反応度に及ぼす炉物理効果を解明する。

2. 実験体系

圧力管型重水炉では、余剰反応度抑制又は反応度調整のために中性子吸収材が減速材の重水中で使用される。前者のためにはバーナブルポイズンが、そして後者のためには制御棒が利用される。本実験では、重水臨界実験装置（DCA）を用いて以上の2種の中性子吸収材を別々に含む炉心を構成し、全圧力管内の冷却材を軽水（0%ボイド率）から空気（100%ボイド率）に置換した際のボイド反応度を測定した。

使用した燃料集合体は、28本燃料棒からなる同心円状のクラスタであり、その断面を2.1図に示す。いずれの吸収材も重水中に添加されるので、ボイド反応度に及ぼす効果は同一の傾向であると考えられる。そこで、ポイズン添加炉心については UO_2 燃料だけの一領域炉心で、制御棒挿入炉心については PuO_2 - UO_2 燃料と UO_2 燃料を zone loading した二領域炉心でそれぞれ実験を行った。即ち、1.2wt%濃縮ウラン酸化物 (1.2UO_2) 及び 0.87wt% PuO_2 富化混合酸化物 (0.87PuO_2 - UO_2) の2種の燃料クラスタ⁵を使用した。ただし、燃料クラスタ相互間隔である格子ピッチは、ポイズン添加炉心が 22.5cm、制御棒挿入炉心が 25.0cm である。なお、直径 3.0m の DCA 炉心の場合、全燃料クラスタ装荷体数は、22.5cm ピッチ格子で 121 体、25.0cm ピッチ格子で 97 体である。

ポイズン添加炉心、制御棒挿入炉心ともに、臨界調整は炉心タンク内の重水の水位を変化させることによって行う。冷却材が軽水の場合は、圧力管内軽水々位を臨界重水々位と等しくなるように調整した。重水の純度は 99.55mol% である。重水中にホウ酸 (H_3BO_3) を均一に混合させて、重水中 ^{10}B 濃度を 0ppm から順次 3.30, 4.89, 7.51ppm に変化させた。各 ^{10}B 濃度は、同位体希釈法により同定した。なお、ホウ酸中のホウ素は、天然の同位体組成のものを使用した。

制御棒は、 0.87PuO_2 - UO_2 と 1.2UO_2 からなる二領域炉心に 2～8 本の間で偶数本全ストローク挿入した。 0.87PuO_2 - UO_2 は、炉心軸に対して 4 回転対称になるように装荷され、装荷体数を 9 体から、順次 13, 21, 25 体に変更した。なお、各炉心で制御棒を挿入した際の臨界軸方向バックリングが $7.0 \pm 0.7\text{m}^{-2}$ になるように、制御棒本数と挿入位置を選択した。 0.87PuO_2 - UO_2 の装荷位置及び制御棒の挿入孔位置を示した DCA の炉心構成を 2.2 図に示す。この図には制御棒を 6 本挿入する場合のパターンも示した。 0.87PuO_2 - UO_2 の装荷体数と制御棒挿入本数とを組み合わせた炉心ごとに番号を付し、それを 2.1 表に示す。この制御棒は、原型炉「ふげん」に使用されている制御棒と同型であり、その断面を 2.3 図に示す。

3. 測定方法

炉心が小さい場合、冷却材のボイド率が増加すると中性子漏洩の増加が著しいため、ボイド反応度は一般に大きな負の値となる⁵。しかし、減速材中に制御棒 (B_4C) やバーナブルポイズン (^{10}B) が含まれていれば、臨界炉心体積は大きくなるため、ボイド発生に伴う中性子漏洩量の増加は小さくなる。このため、これらの中性子吸収材の添加によってボイド反応度は正側に移行するものと考えられる。反応度が負であれば、測定精度の観点からパルス中性子法等が用いられるが、本報で着目する体系でのボイド反応度は±数\$と見積られるので、ボイド反応度の測定には臨界水位差法を用いた。

3.1 臨界水位差法によるボイド反応度

本報で定義するボイド反応度は、炉心内の全圧力管内の冷却材を軽水 (0%ボイド率) から空気 (100%ボイド率) に変化させた場合の反応度である。炉心直径が決まっている DCA 炉心の臨界体積は、減速材の重水水位で調整されるので、ボイド反応度は 0%ボイド率時における軸方向バックリング又は臨界水位を保存して測定される。ただし、ここでは計算値との比較を容易にするため、軸方向バックリングを一定にした場合のボイド反応度を考える。ところが臨界水位差法で得られるボイド反応度は、臨界水位を一定とした場合で求められ、後述するようにある条件のもとでは若干の補正を必要とする。

臨界水位差法に従えば、臨界水位が一定 ($H=H_V$) の場合、ボイド率の $V \rightarrow V'$ % 変化に伴うボイド反応度 (\$ 単位) は

$$\left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{H=H_V} = \int_{H_V}^{H_{V'}} \left(\frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_{V=V'} dH \quad (3.1)$$

のように表わされる。

ここで、

$(\partial \rho / \partial H)_{V=V'}$ = ボイド率が V' % の炉心における水位 (減速材) 反応度係数

$H_V, H_{V'}$ = ボイド率がそれぞれ V, V' 炉心の臨界水位

もし、炉心が至る所一様な格子で形成され、かつ二群理論が適用できるものとすれば、

$(\partial \rho / \partial H)_{V=V'}$ はよく知られているように、

$$\left(\frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_{V=V'} = \frac{2 \eta_{V'}}{(H + \lambda_{zV'})^3} \quad (3.2)$$

なる式で表される。ここで、 $\lambda_{zV'}$ はボイド率 V' % 炉心の軸方向反射体節約であり、 $\eta_{V'}$ は H に依存せず次式で表される⁷。

$$\eta_{v'} = \frac{\pi^2 M_z^2}{\beta_{\text{eff}} k'_{\infty}} \left(1 + \frac{2\tau L}{M^2} B^2 \right) \quad (3.3)$$

ここで,

$$k'_{\infty} = k_{\text{eff}} (1 + \tau B^2) (1 + L^2 B^2)$$

そして,

M_z^2 = 軸方向移動面積

M^2, τ, L^2 = 移動面積, 減速面積, 拡散面積それぞれを等方とみなした時の値

B^2 = 全バックリング

β_{eff} = 実効遅発中性子発生割合

ボイド率変化に伴う反応度が小さい場合には, 通常 $\eta_{v'}$ の値は不変とみなして (3.1) 式によりボイド反応度を求めるが, 反応度が大きい場合には, $\eta_{v'}$ は当然反応度とともに変化すると考えられる。更に, 炉心が単一格子からだけでなく, 数種類の格子が混合されていたり, 制御棒のような吸収体が挿入されたりすれば, 近似的に二群理論の適用を仮定するにせよ, $\eta_{v'}$ の値は炉心の実効的な値になる。(3.1) 式でボイド反応度を求める場合, $(\partial \rho / \partial H)_{v=v'}$ は (3.2) 式のように減速材水位 H の関数として与えられねばならないが, 実際には臨界点のみでしか測定できないので, 炉心の組成が決まれば $(\partial \rho / \partial H)_{v=v'}$ は一点しか定まらない。もし, 反応度が加わる範囲で $\eta_{v'}$ の値が炉心高さ H に依存しないとすれば, ボイド反応度は

$$\left. \frac{\rho_{v \rightarrow v'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{H=H_v} = 2\eta_{v'} \int_{H_v}^{H_v} \frac{dH}{(H + \lambda_{zv'})^3} \quad (3.4)$$

で簡単に求められる。実際, 一般的には測定された H と $(\partial \rho / \partial H)_{v=v'}$ のデータを (3.2) 式に最小二乗フィッティングして $\eta_{v'}$ と $\lambda_{zv'}$ を定め, (3.4) 式より反応度が求められている。

以上, 述べたように, 臨界水位差法で反応度を求める場合次のような仮定を設けているのが一般である。つまり, (1) 二群近似の適用が可能, (2) $\eta_{v'}$ は反応度が加わる範囲で不変。従って, 測定できる反応度は数 % 程度の比較的小さい値に限定される。 $\eta_{v'}$ 及び $\lambda_{zv'}$ を実験的に求めることができるにしても, (3.4) 式で求まるボイド反応度は, 前述したように反応度が加わる前後で, 減速材水位が不変であるとして求めたものである。しかし, 圧力管型重水炉では, 冷却材中のボイド率が大幅に変化すれば, $\lambda_{zv'}$ は約 11% 変化することが銅線放射化法により確かめられた⁵。ということは, ボイド率変化が大きい場合, 軸方向反射体節約はボイド率に依存するので, (3.4) 式で求まるボイド反応度が, そのまま軸方向バックリング一定とした場合のボイド反応度を示さないということである。そこで, このような場合でも, 軸方向バックリング一定とした場合のボイド反応度が得られるように補正を施した。

3.2 軸方向中性子漏洩効果の補正

軸方向バックリングを一定とした場合のボイド反応度は、(3.4)式で求まる値に軸方向反射体節約が変化することによって生じた軸方向漏洩効果の変化を求めることに帰着される。ボイド率が $V \rightarrow V'$ %に変化しても、軸方向バックリング B_z^2 がボイド率変化前のバックリング B_{zv}^2 を保持するとした場合のボイド反応度は

$$\left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{B_z^2 = B_{zv}^2} = \int_{B_{zv'}^2}^{B_{zv}^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial B_z^2} \right)_{V=V'} dB_z^2 \quad (3.4.1)$$

で表される。ここで、 B_{zv}^2 及び $B_{zv'}^2$ はボイド率がそれぞれ V %、 V' %における臨界軸方向バックリングである。(3.4.1)式を $\eta_{V'}$ を用いて表わせば、

$$\left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{B_z^2 = B_{zv}^2} = - \frac{\eta_{V'}}{2} \int_{B_{zv'}^2}^{B_{zv}^2} dB_z^2 \quad (3.4.2)$$

となる。

(3.4.2)式で求まるボイド反応度が、(3.4)式で求まるボイド反応度と比較してどれだけ変化するかを明らかにするため、(3.4.2)式を、炉心高さの表示を用いて書き直すと次のように近似できる。

$$\left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{B_z^2 = B_{zv}^2} \approx \eta_{V'} \left\{ \frac{1}{(H_{V'} + \lambda_{zv'})^2} - \frac{1}{(H_V + \lambda_{zv})^2} - \frac{2 \delta \lambda_z}{(H_V + \lambda_{zv})^3} \right\} \quad (3.5)$$

ここで、 $\delta \lambda_z$ は

$$\delta \lambda_z = \lambda_{zv'} - \lambda_{zv} \quad (3.6)$$

であり、 λ_{zv} はボイド率 V %炉心の軸方向反射体節約である。ただし、 $\delta \lambda_z$ は H_V に比べて十分小さいものと考えた。(3.5)式から明らかなように、 $\delta \lambda_z = 0$ の時は

$$\left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{H = H_V} = \left. \frac{\rho_{V \rightarrow V'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{B_z^2 = B_{zv}^2}$$

となり、軸方向バックリング一定の場合のボイド反応度は、炉心高さ一定の場合のボイド反応度、つまり臨界水位差法で直接得られる(3.4)式の値と等価である。圧力管型重水炉では、冷却材のボイド率が増加すれば、軸方向輸送平均自由行程が増加し、従って軸方向反射体節約はボイド率に比例して増加する。

ところで、(3.5)式の右辺第1項及び第2項は、とりも直さず(3.4)式そのものであるので、(3.5)式は次のように表される。

$$\left. \frac{\rho_{v \rightarrow v'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{Bz^2 = Bzv^2} \approx \left. \frac{\rho_{v \rightarrow v'}}{\beta_{\text{eff}}} \right|_{H = H_v} - 2\eta_{v'} \frac{\delta\lambda_z}{(H_v + \lambda_{zv'})^3}$$

(3.5.1)

(3.5.1) 式から明らかなように、 H_v に比べて $\delta\lambda_z$ が著しく小さい場合、つまり $\delta\lambda_z$ が著しく小さいか又は炉心が大きい場合には第2項の寄与は無視できる。 $\eta_{v'}$ と $\lambda_{zv'}$ の各値は、ボイド率 $V\%$ の炉心で H と $(\partial\rho/\partial H)_{v=v'}$ の測定データを (3.2) 式に最小二乗フィッティングすることによって得られる。 $\eta_{v'}$ と $\lambda_{zv'}$ の各値を求めるには、 H を H_v の近傍で数点変化させて $(\partial\rho/\partial H)_{v=v'}$ を測定せねばならないが、本実験では減速材中のホウ素(^{10}B)濃度を調整するか、又は B_4C 制御棒を利用して H を変化させた。 $\delta\lambda_z$ の値はボイド率を変化させた炉心ごとに、圧力管内又は重水中での銅線放射化法によって得た。

本実験では、上述したように $1/V$ 吸収体の添加量を調整して、 H に対する $(\partial\rho/\partial H)$ が測定されたが、 $1/V$ 吸収体の添加による $(\partial\rho/\partial H)$ への影響が無視できることを二次元拡散計算により調べた。ただし $(\partial\rho/\partial H)$ を得る場合の微小反応度 $\Delta\rho$ の値は、臨界からずれた場合でも固有値の差として求めた。この結果、吸収体を入れずに実効的に固有値を約6%増加させて炉心を23cm高くした場合及び $1/V$ 吸収体を添加して前者と同一炉心高さ ($k_{\text{eff}} \approx 1.0$) にした場合の $(\partial\rho/\partial H)$ を比較すれば、 $1/V$ 吸収体の存在は吸収体が存在しない場合に比べ $(\partial\rho/\partial H)$ をたかだか2.5%増加させているにすぎないことが分った。この変化量は $(\partial\rho/\partial H)$ の測定誤差内に十分入ってしまうので、 $(\partial\rho/\partial H)$ に及ぼす $1/V$ 吸収体の影響は無視できるものと考えられる。

以上、説明したように、まず (3.4) 式により炉心高さ (臨界水位) 一定の場合のボイド反応度を求め、次にボイド率変化に伴う軸方向反射体節約の変化に起因する中性子漏洩効果を補正して、(3.5.1) 式より軸方向バックリング一定時のボイド反応度を得た。この補正量は最大約1.5\$に及んだ。ただし、ボイド反応度を求める際に使用する $\eta_{v'}$ 、 $\lambda_{zv'}$ それぞれの値はここでは、工学的因子と考え H vs. $(\partial\rho/\partial H)$ の最小二乗フィッティングによって定めた。

3.3 水位反応度係数

水位反応度係数 $(\partial\rho/\partial H)$ の値は、炉心タンク側壁の外面に密着して設置した2インチ ϕ のガンマ線補償型中性子電離箱を用いて炉周期法にて測定された。炉心タンクに重水を給水して低出力 (約1W) で臨界を保持した後、出力倍増時間 T_D が20~30秒 (反応度で15~20 ϕ) になるように、重水を再度給水して T_D を測定した。 T_D の値は逆時間方程式を解くことによりあらかじめ計算してある炉周期と反応度のテーブルを用いて反応度に変換された。

二領域炉心においては、炉周期 T から反応度 ρ への変換精度を向上させるため、 UO_2 燃料と PuO_2-UO_2 燃料それぞれの領域からの遅発中性子の寄与を考慮した。すなわち、ここでは中性子の減速、吸収及び漏洩の時間的挙動に関しては一点炉近似で取扱い、核分裂過程や遅発中性子発生過程を示す項を摂動として考えた。これらの条件のもとに、 α ($=T^{-1}$) を

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \alpha \phi \quad (3.7)$$

の解とすれば、 α は次のようになる。

$$\alpha = \frac{\langle \phi^\dagger, \mathbf{L} \phi \rangle}{\langle \phi^\dagger, \mathbf{V}^{-1} \phi \rangle} \quad (3.8)$$

ただし、

ϕ, ϕ^\dagger = 中性子束及び随伴中性子束

\mathbf{V}^{-1} = 中性子速度の逆数の作用素

\mathbf{L} = 中性子発生作用素

2 群近似で考えると、 \mathbf{L} は次のように示される。

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} 0 & \sum_k \{(\rho - \beta^k) \nu^k \Sigma_f^k + \lambda^k C^k\} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} \nu^k \Sigma_f^k &= \sum_j \nu_j^k \Sigma_{fj}^k \\ \beta^k &= \sum_j \sum_{i=1}^6 \beta_{ij}^k \\ \lambda^k C^k &= \sum_j \sum_{i=1}^6 \lambda_{ij}^k C_{ij}^k \end{aligned} \right\} \quad (3.10)$$

ここで、添字 i, j, k は、それぞれ先行核群 ($i = 1 \sim 6$)、核分裂核種数 ($^{235}\text{U}, ^{239}\text{Pu}, ^{241}\text{Pu}$)、炉心内領域 (PuO_2-UO_2, UO_2) を示す。先行核濃度 C^k についても、(3.7) 式と同様に取扱い、2 群近似で考えると、(3.8) 式は

$$\alpha = \sum_{k=1}^2 \left[\{(\rho - \beta^k) + \frac{\lambda^k \beta^k}{\alpha + \lambda^k} \langle \phi_2^\dagger, \nu^k \Sigma_f^k \phi_2 \rangle\} F^{-1} \right] \quad (3.11)$$

となる。ただし、 F は

$$F = \langle \phi_1^\dagger, \mathbf{V}_1^{-1} \phi_1 \rangle + \langle \phi_2^\dagger, \mathbf{V}_2^{-1} \phi_2 \rangle \quad (3.12)$$

となる。ここで、 \langle, \rangle は内積を示す。炉心の k 番領域及び炉心全体の中性子生成時間をそれぞれ Λ^k, Λ とすれば、 Λ^k, Λ は

$$\left. \begin{aligned} \Lambda^k &= \langle \phi_2^\dagger, \nu^k \Sigma_f^k \phi_2 \rangle^{-1} F \\ \Lambda &= \sum_{k=1}^2 \Lambda^k \end{aligned} \right\} \quad (3.13)$$

となる。また、炉心の実効遅発中性子発生割合 β_{eff} は

$$\beta_{\text{eff}} = \Lambda \sum_{k=1}^2 \beta^k / \Lambda^k$$

であることを考慮して、(3.11) 式を ρ について解けば、

$$\rho = \frac{\Lambda}{T} + \sum_{k=1}^2 \frac{\beta^k}{1 + \lambda^k T} \frac{\Lambda}{\Lambda^k} \quad (3.14)$$

となる。

二領域炉心における $(\partial \rho / \partial H)$ の測定時には、(3.14) 式を用いて T から ρ に変換した。 Λ 及び Λ^k の値は拡散計算コードによる 2 群炉心計算によって求められた。なお、 β_{11} 及び λ_{11} の各値は ENDF/B-IV による値を使用した。

4. 結 果

重水中にボイズン (^{10}B)を添加した場合及び制御棒を挿入した場合のボイド反応度 ρ_v の実験結果を、それぞれ ^{10}B 濃度、制御棒価値 ρ_{CR} を変数にして4.1図、4.2図に示す。制御棒挿入による ρ_v の変化が炉心ごとに判明できるように、4.2図には制御棒非挿入時の ρ_v からの変化量 $\Delta\rho_v$ も示した。なお、 ρ_{CR} は100%ボイド炉心での測定値であり、この値は0%ボイド炉心での値に比べ20~30%大きい。これらの図にはWIMS-D4⁸及びCITATION⁹による計算値も合わせて示した。

4.1図から明らかなように、ボイズンは1.2UO₂炉心に一様に添加されるので、 ρ_v は ^{10}B 濃度とともに単調に正側へ移行してゆく。一方、制御棒挿入炉心の場合は、4.2図に示すように0.87PuO₂-UO₂と1.2UO₂からなる二領域炉心であるので、制御棒の価値よりもむしろ挿入位置によって ρ_v は微妙に変化する。制御棒の本数や位置を変化させて ρ_{CR} を大幅に変化させても、 ρ_v の ρ_{CR} に対する依存性は一見したところ明確ではないが、制御棒の挿入はボイズンと同様にやはり ρ_v を正側に移行させる。制御棒を二領域炉心に挿入する場合、例えば9-2(13-2)及び9-4(13-4)の各炉心の ρ_v を比較して分るように、同じ二領域炉心でも制御棒挿入パターンを変化させることにより、制御棒挿入による ρ_v の正側への移行量を小さくさせたり、大きくさせたりすることができる。このことは、制御棒の本数や位置によって炉心内の熱中性子束分布が大きく歪むため、炉心の各領域でインポートランス配分が大きく異なることに起因している。即ち、制御棒をPuO₂-UO₂燃料領域に挿入すれば、 ρ_v は制御棒を挿入しない場合に比べてより正側に移行し、逆にUO₂燃料領域に挿入すれば ρ_v の正側への移行量は小さくなる。制御棒を炉心の広範囲に多数本挿入した場合(例えば21-6a, 6b及び25-6, 8炉心)には、 ρ_v は制御棒価値に依存せずほぼ一定値をとる。PuO₂-UO₂とUO₂の各燃料を用いた二領域炉心では、制御棒をUO₂領域に挿入することにより、 ρ_v の正側への変化量を十分抑制することができることを示している。

ボイズン添加炉心及び制御棒挿入炉心ともに、計算値は $\pm 1\%$ 以内で実験値と一致する。特に、制御棒挿入炉心で計算精度が高くなっている理由は、今回正方格子の境界条件を適用できるWIMS-D4を用いて、制御棒挿入格子の群定数を求めたからである。つまり、格子計算の際、制御棒をコーナーロッドとして取り扱うことによって、制御棒価値に関する相対計算誤差が、従来の方法による値⁷に比べて約5%向上した。それに応じて、 ρ_v の計算精度も向上したものである。なお、格子計算では、UKAEAの69群の核データライブラリを9群に分割して各メッシュ領域の衝突確率を求め、炉心計算には9群を3群に縮約した群定数を用いた。

5. 考 察

重水及び軽水による二重減速効果を有する ATR 炉心では、中性子吸収材が減速材中にのみ添加される。ポイズン、制御棒いずれの吸収材ともにボイド反応度を正側へ移行させることが示された。ボイド反応度のこれら吸収材による定量的効果を炉物理的に考察するため、WIMS-D コードで得た 3 群定数を用い、PERKY¹⁰ コードでボイド反応度に対する摂動解析を行った。なお、第 4 章に述べたように WIMS-D コードによる計算値は、実験値とよく一致しているので、WIMS-D と PERKY による摂動解析はボイド反応度の成分を分析するには十分と考えられる。

まず、1.2UO₂ 炉心において、ボイド反応度の Non-leakage 成分及び leakage 成分の ¹⁰B 濃度依存性を 5.1 図に示す。さらに Non-leakage 成分のうち、全吸収断面積、散乱断面積及び fission yield 断面積に関する各成分 $\langle \Delta \Sigma_a \rangle$ 、 $\langle \Delta \Sigma_s \rangle$ 、 $\langle \Delta \nu \Sigma_f \rangle$ の ¹⁰B 濃度増加に伴う変化量を 5.2 図に示す。¹⁰B は減速材中に均一に混合されるので、¹⁰B の中性子吸収効果は制御棒と異なり炉心全体で一様である。この結果、Non-leakage 成分、Leakage 成分ともに ρ_v と同様に、¹⁰B 濃度の増加とともに正側に移行する。¹⁰B 濃度の増加とともに臨界炉心高さが高くなるので、Leakage 成分は当然正側に向かうが、Non-leakage 成分の正側への移行は、5.2 図に示す如く $\langle \Delta \Sigma_a \rangle$ のみに起因している。減速断面積の変化に関する成分 $\langle \Delta \Sigma_s \rangle$ 、及び $\langle \Delta \nu \Sigma_f \rangle$ は、いずれも ¹⁰B 濃度の増加とともにわずかに負側に移行し、しかも次第に飽和する傾向にある。従って、¹⁰B 濃度の増加に伴う ρ_v の正側への移行の原因は、¹⁰B 濃度が高くなるほどボイド率変化に伴う中性子吸収効果が正側に移行することである。

中性子吸収材の核種は、制御棒もポイズンも同じ (¹⁰B) であり、異なるのは重水中での存在の仕方が局所的であるか、均一的であるかだけであるので、ボイド反応度に与える影響については両者に本質的差異はない。そこでここではこれら中性子吸収材のボイド反応度に及ぼす定量的効果の解明については、ボイド反応度の重水中ポイズン濃度依存性を分析することによって考察する。

D₂O 格子の (V_m/V_f) 値は 8 ~ 10 と十分大きいので、圧力管内に冷却材があろうとなかろうと、重水中での熱中性子スペクトルに大きな変化はなく、十分軟らかい¹¹。このように、ボイド率が高くなれば、減速能が減少するものの、中性子吸収も同時に減少するので、マックスウェル領域のスペクトルは殆んど変化しないのが D₂O 格子の特徴である。100% ボイドになれば、軽水による減速と吸収はともになくなるので、熱中性子スペクトルは重水によってのみ形成され、かつ中性子の吸収は殆んど燃料のみとなる。このため、ボイド率が 0 % から 100 % に変化すれば、熱群の巨視的吸収断面積は減少して $\langle \Delta \Sigma_a \rangle$ が 5.2 図の如く正となる。ここで、WIMS-D コードで求めた格子平均熱群マクロ吸収断面積 Σ_a の ¹⁰B 濃度依存性の結果を図 5.3 図に示す。

この図から分るように、 Σ_a は0%, 100%いずれのボイド率の場合でも、 ^{10}B 濃度とともに単調に増加するものの、高い ^{10}B 濃度ほど両ボイド率間での Σ_a の差は拡大している。即ち、ボイド反応度が正側へ移行する原因は、 ^{10}B 濃度が高いほどボイド率が增大した場合の Σ_a の減少量が相対的に大きくなるからである。

そこで、 ^{10}B 濃度が高いほど、ボイド率増加に伴う Σ_a の減少量が大きくなる理由を考察してみよう。まず、熱中性子の拡散過程が比較的単純な100%ボイド状態では、軽水による圧力管内での減速は生じないので、熱中性子は全て重水中でのみ生成される。このため、100%ボイドの状態で重水中に ^{10}B を添加してゆけば、5.3図に示すように Σ_a は ^{10}B 濃度に比例して単調に増加する。一方、0%ボイドの状態では、もし重水中に ^{10}B が添加されれば、重水中で減速した中性子が ^{10}B に直接吸収される他に、圧力管内の軽水中で熱化された中性子（重水中 ^{10}B 濃度に影響を受けずに発生）のうちの一部も、圧力管外の重水へ拡散して重水中の ^{10}B に吸収される。勿論、重水中での中性子吸収は前者が大部分を占めるが、この後者の付加的な中性子吸収は、重水中に ^{10}B が添加された場合にのみ生じ、そして重水中の ^{10}B 濃度に比例して増加する。当然、この中性子吸収は、100%ボイドでは圧力管内で熱化する中性子が存在しないので生ぜず、ボイド率が低い状態ほど増加するのである。このように、ボイド率が低い状態でのみ、 ^{10}B 濃度が高くなるほど付加的に吸収される中性子数が寄与するため、5.3図に示すように、 ^{10}B 濃度に対する Σ_a の勾配は100%ボイドに比べ、0%ボイドの方が大きくなる。5.3図から、重水中でのこの付加的吸収は0%ボイドと100%ボイドでの吸収断面積の差 $\Delta \Sigma_a$ の約40%になると推定される。この結果、重水中の ^{10}B 濃度が高い程、ボイド率の増加に伴う Σ_a の減少量が大きくなってボイド反応度が正側に移行するものと結論される。

重水中のボイズンの場合と同様な考察を制御棒について行ってみる。制御棒の挿入位置と本数をそれぞれ変化させて、1.2UO₂一様炉心及び0.87PuO₂-UO₂クラスタ13体装荷炉心における制御棒価値とボイド反応度の各成分の関係を5.4～5.7図に示す。ここで、 ρ_v の成分と制御棒価値との関係を示す5.5及び5.6図は、ボイズン添加炉心における ρ_v の成分を示す5.2図と同様な傾向になっていることが分る。このことから制御棒を挿入した炉心でも基本的なボイド反応度の吸収材効果は、ボイズン添加の場合と同様な理由であるといえる。ただし、 ρ_v の吸収体価値に対する影響は、5.4図及び5.7図に示すようにボイズンの場合ほど大きくはなく、特に一領域炉心では5.4図の如くNon-leakage成分は制御棒の影響を殆ど受けない。0.87PuO₂-UO₂と1.2UO₂からなる二領域炉心では、5.7図のように ρ_v は制御棒の位置に若干依存するものの、やはり重水中へのボイズン添加の場合とは異なりその影響は極めて小さい。二領域炉心の場合、制御棒の挿入条件の相異による ρ_v の変動は、中性子束分布の局所的なゆがみによる領域間のインポートランスの変化に関係していると考えられる。いずれにせよ、制御棒の場合も、ボイズン同様制御棒への吸収量の増加とともに、 ρ_v は正側に移行する傾向にあり、その主たる要因は5.5及び5.6図のように $\langle \Delta \Sigma_a \rangle$ に依存している。

制御棒がボイズンほど ρ_v を正側に移行させない理由は、制御棒が局所的な吸収体であることに関連している。つまり、制御棒は表面吸収で利く吸収体であり、しかも制御棒の体積が炉心体積に比べて相対的に極めて小さいため、0 %ボイド時に圧力管内で熱化した中性子が重水中へ拡散したとしても、重水中へ均一に添加されたボイズンほどの中性子吸収効果は生じないからである。実際、5.4 図に示すように制御棒の挿入本数がある程度増やしても、 ρ_v の正側への移行量は極めて小さいことが分る。

6. 結 論

圧力管型重水炉におけるホウ素10バーナブルポイズン及び B_4C 制御棒の2種の中性子吸収材が、それぞれボイド反応度に及ぼす炉物理的效果を実験と解析により解明した。この結果、ボイド率が0%→100%変化した際のボイド反応度は0～-10\$の範囲で測定されたが、いずれの吸収材もボイド反応度を正側に移行させる。しかし、炉心全体に一様に添加されるポイズンと、局所的吸収材の制御棒とでは、ボイド反応度に及ぼす効果は若干異なる。ポイズンの場合は重水中の ^{10}B 濃度の増加に比例してボイド反応度が正側へ変化するが、制御棒の場合はポイズンの場合に比べて正側への変化量は小さい。しかも、 PuO_2-UO_2 と UO_2 の各燃料を用いた二領域炉心では、制御棒を UO_2 領域に挿入することにより、ボイド反応度の正側への変化量を十分に抑制することができる。

減速材中に吸収材を含むことによってボイド反応度が正側へ移行する原因が、摂動解析によって明らかになった。それは、減速材の吸収断面積がボイド率が低い場合と高い場合とで ^{10}B 濃度に対する勾配に相異が生ずることに関係している。つまり、低ボイド率ほど、圧力管内の軽水で中性子の熱化が生じ易いので、この軽水で減速した熱中性子が重水へ拡散して、高ボイド率に比べて相対的に重水中での中性子吸収が吸収材の存在によって増加するためである。

圧力管型重水炉の核計算に使用されるWIMS-Dコードのボイド反応度に対する計算精度は、炉心に吸収材を含まない場合と有意な差はなく、実験値と計算値の差は±1\$以内であった。制御棒挿入炉心に関しては、制御棒格子の群定数を四角セルオプションを使用して計算することにより、従来の方法⁷に比べ計算精度が向上した。

参 考 文 献

1. S. SAWAI, T. HAGA, M. AKEBI, and K. KONTANI, "Fugen HWR Reaches Commercial Operation", Nucl. Eng. Int. 24 (1979).
2. "The Accident of Chernobyl Nuclear Power Plant and its Consequences," Information compiled for the IAEA Experts' Meeting, 25-27 (1986).
3. P.S.W. CHAN and A.R. DASTUR, Nucl. Sci. Eng., 103, 283 (1989).
4. T. WAKABAYASHI, Y. HAYAMIZU, and T. KITAHARA, "Analysis of the Chernobyl Reactor Accident (II): An Examination of the Improvement Measures Concerning the Accident of the Chernobyl Power Plant," Nucl. Eng. Des. 103 (1987).
5. Y. KOWATA and N. FUKUMURA, Nucl. Sci. Eng., 99, 299 (1988).
6. A. GALPERIN, M. SEGEV, and A. RADKOWSKY, "The Effect of Boron and Gadolinium Burnable Poisons on the Hot-to-Cold Reactivity Swing of a Pressurized Water Reactor Assembly," Nucl. Technol., Vol. 75, No. 2 (1986).
7. M. UEDA, M. MATSUMOTO, and T. HAGA, Nucl. Sci. Eng., 62, 559 (1977).
8. M. J. HALSALL, "The Use of WIMSD4 and LWRWIMS, READWT and FILSIX, to Generate Two-Group Data for Reactor Calculations," AEEW-M 1785 (1980).
9. T. B. FOWLER, D. R. VONDY, and G. W. CUNNINGHAM, "Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION," TM-2496, Revision 2, Oak Ridge National Laboratory (1971).
10. S. IJIMA, H. YOSHIDA, and H. SAKURAGI, "Calculation Program for Fast Reactor Design, 2 (Multi-dimensional Perturbation Theory Code based on Diffusion Approximation: PERKY)," Japan Atomic Energy Research Institute (1977).
11. H. KADOTANI and Y. HACHIYA, "Analysis of Heavy-Water-Moderated, Cluster-Type fuel Lattices by Cluster Physics Code 'MESSIAH'," J. Nucl. Sci. Tech., 19, 9, 689 (Sept. 1982).

TABLE 2.1.
Core Number Corresponding to Two-regional Core with Control Rods

Core No.	No. of Fuel Clusters Loaded		B ₄ C Control Rods Inserted	
	0.87PuO ₂ -UO ₂	1.2UO ₂	No.	Position*
9-2	9	88	2	1B-D1
9-4			4	3A-B-C-D3
13-2	13	84	2	1B-D1
13-4			4	3A-B-C-D3
21-6a	21	76	6	1B-D1, 5C-A1, 1B-D5
21-6b			6	1B-D1, 3C-A5, 5B-D3
25-6	25	72	6	1B-D1, 5C-A1, 1B-D5
25-8			8	1B-D1, 5C-A1, 1B-D5, 5B-D3

* Meaning of 5C-A1 for example: 5C1 and 5A1

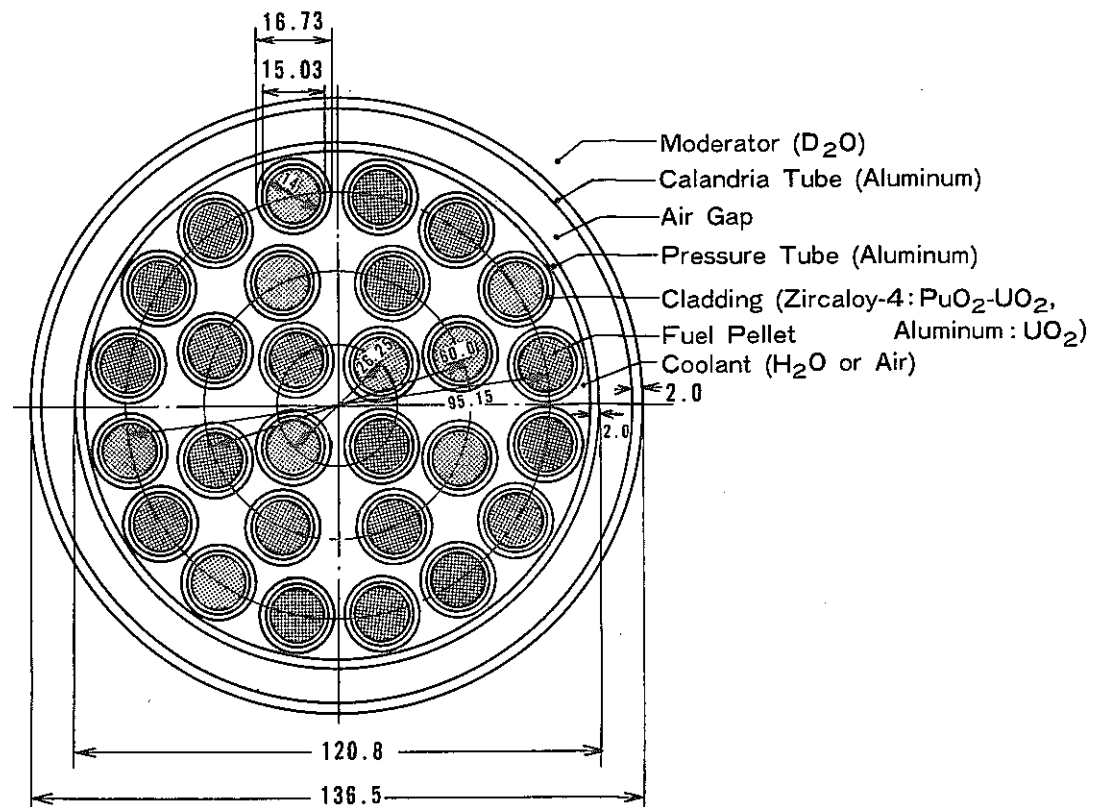


Fig. 2.1. Cross-sectional view of 28-rod fuel assembly.
Dimensions are given in millimetres.

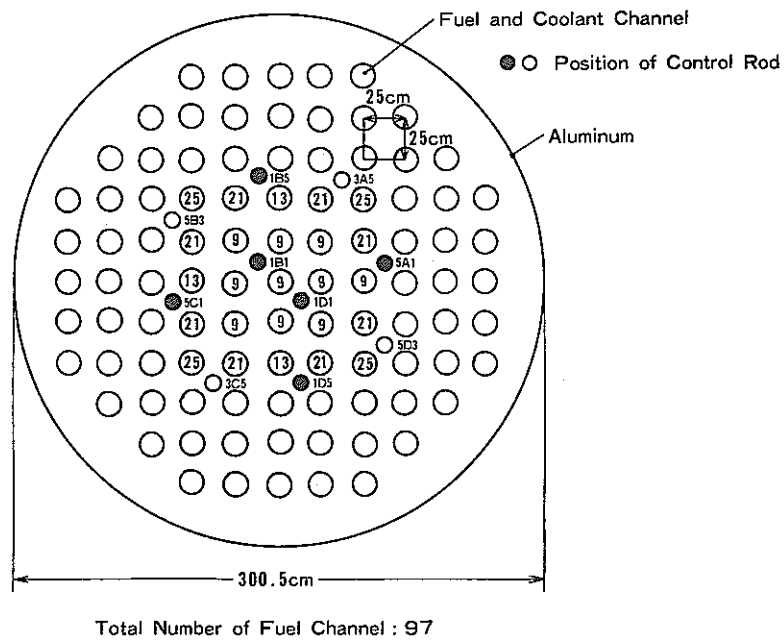
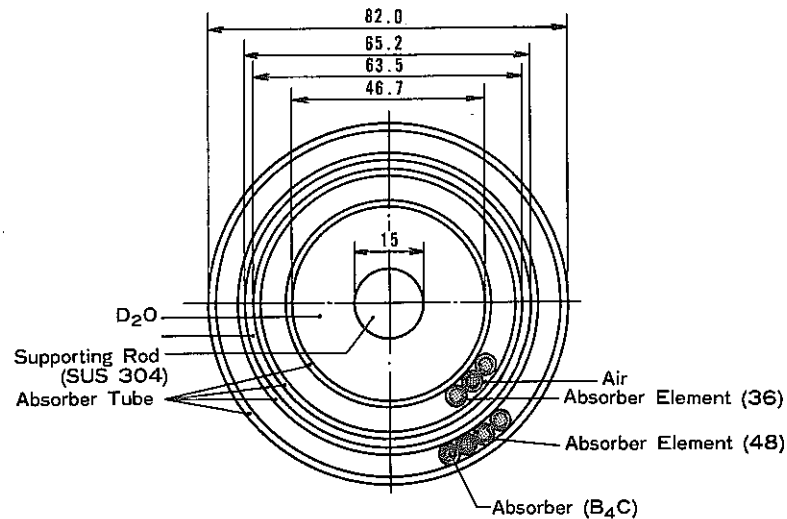


Fig. 2.2. $0.87\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ clusters are placed at circles numbered 9 to N, in the central region composed of N clusters.



Absorber Element	
Absorber	B_4C
Effective Length	1975mm
Density	70%TD
Cladding (Type 304 Stainless Steel)	
Diameter	3.58mm I.D.
Thickness	0.59mm
Length	1983mm
Absorber Tube (Type 304 Stainless Steel)	
Thickness	1.42mm

Fig. 2.3. Cross section of B_4C control rod. Dimensions are given in millimetres.

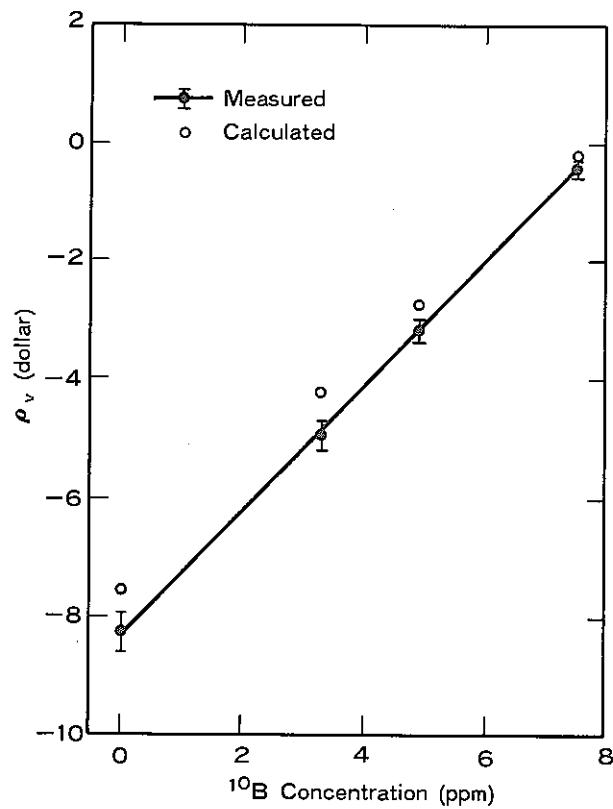


Fig. 4.1. Dependence of void reactivity on ^{10}B concentration in D_2O in 1.2UO_2 uniform boron-bearing core.

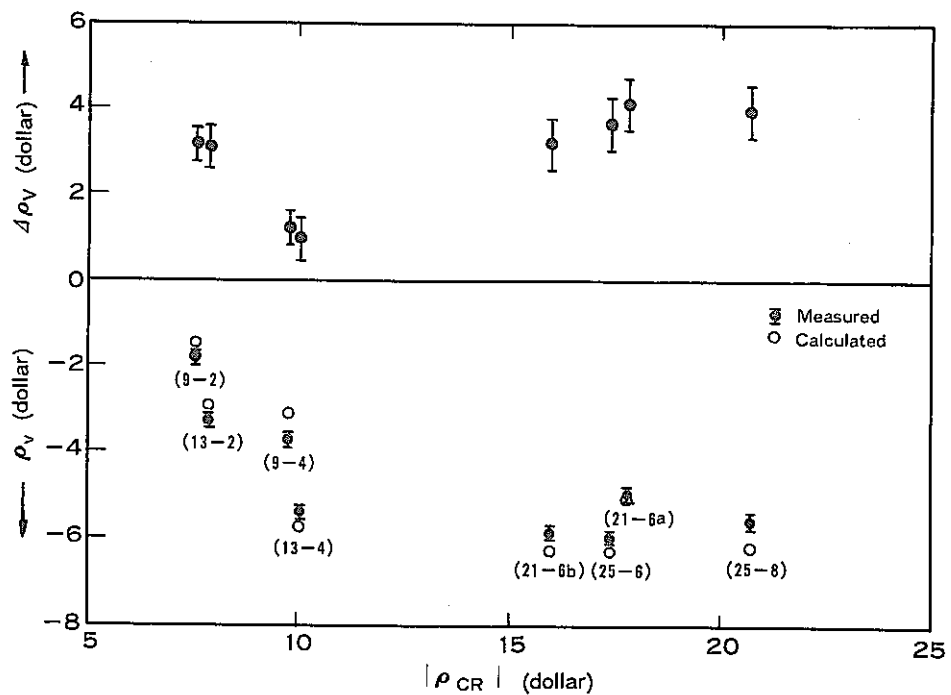


Fig. 4.2. Relation between control rod worth, and void reactivity of the core with control rods or its difference from that of clean core.

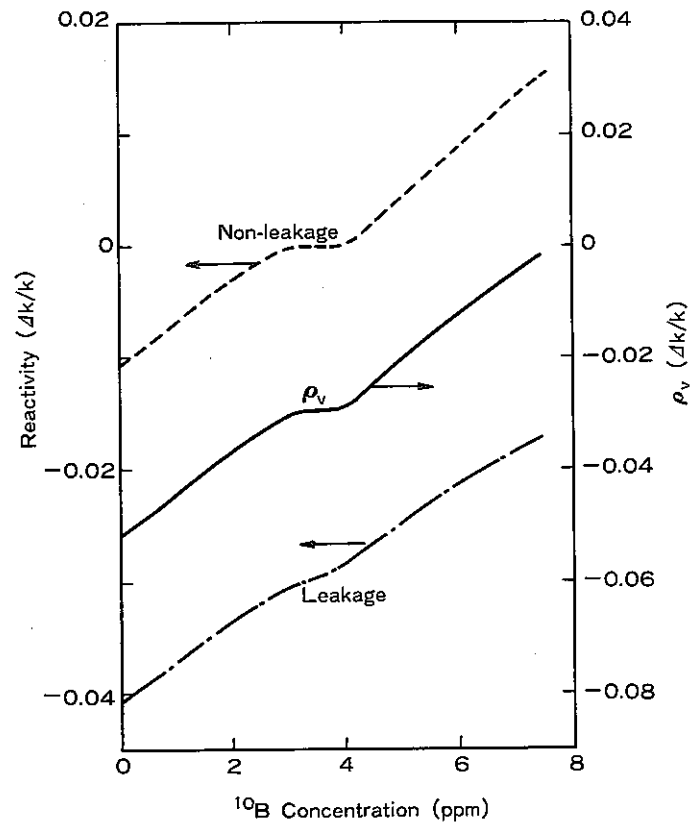


Fig. 5.1. Non-leakage and leakage components of void reactivity in 1.2UO_2 uniform boron-bearing core.

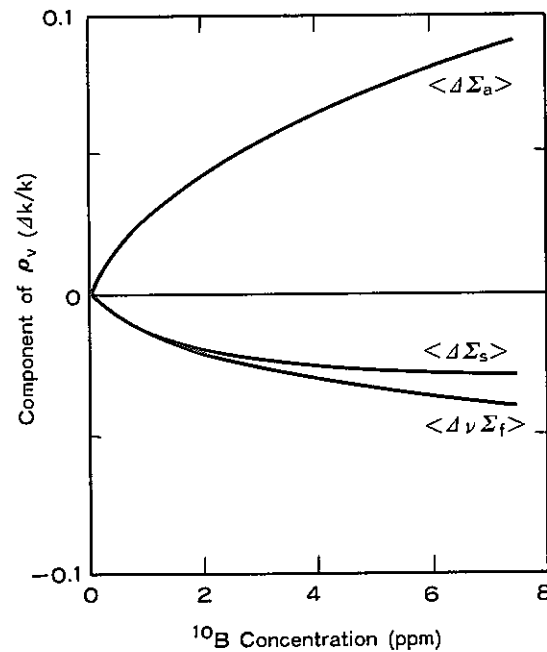


Fig. 5.2. Deviation from clean core for the components of void reactivity in 1.2UO_2 uniform boron-bearing core.

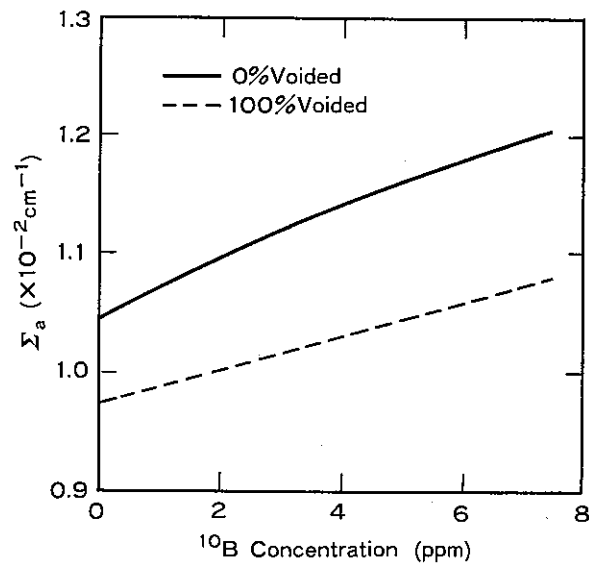


Fig. 5.3. Cell average thermal absorption cross-section vs. poison concentration in D_2O .

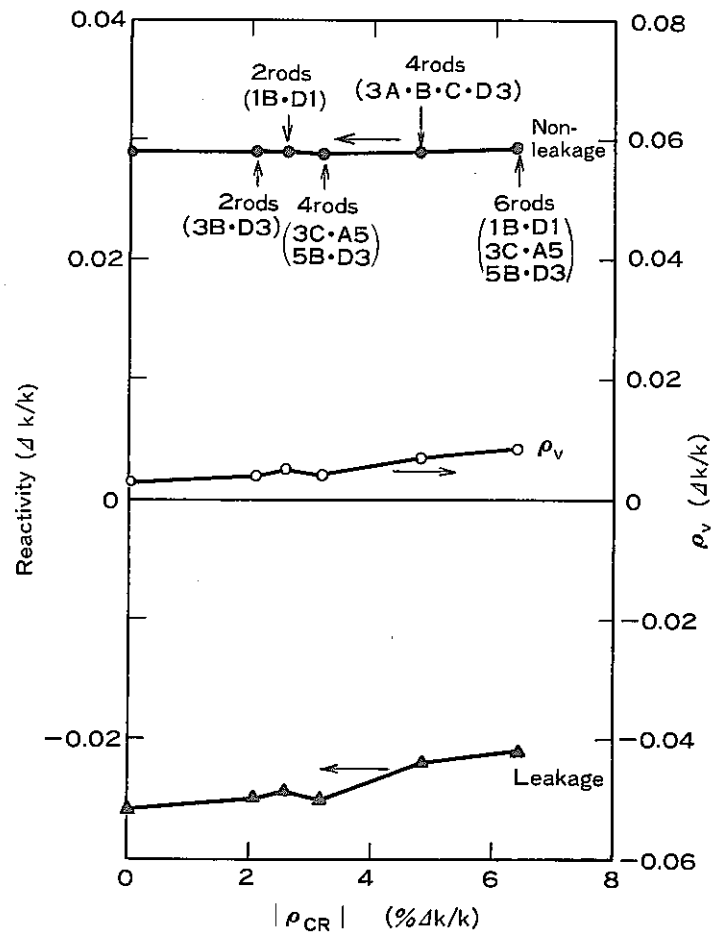


Fig. 5.4. Non-leakage and leakage components of void reactivity in 1.2UO_2 uniform core with control rods.

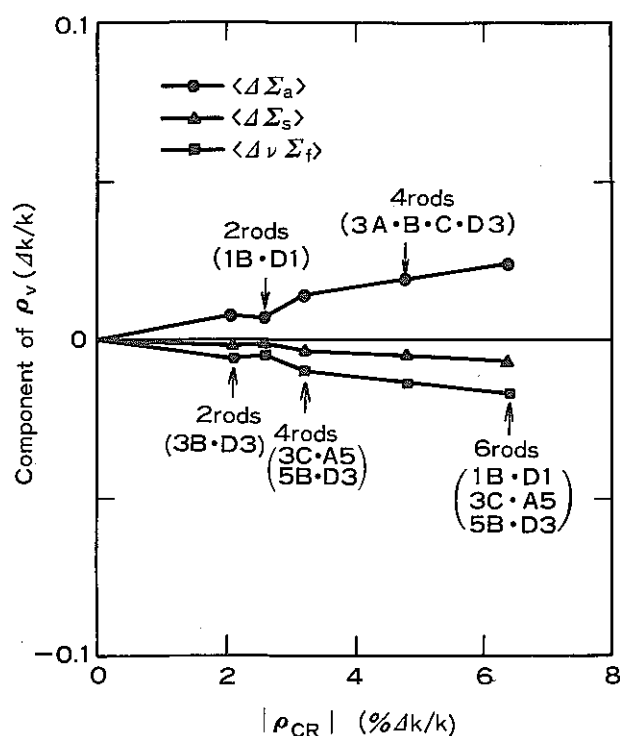


Fig. 5.5. Deviation from clean core for the components of void reactivity in 1.2UO_2 uniform core with control rods.

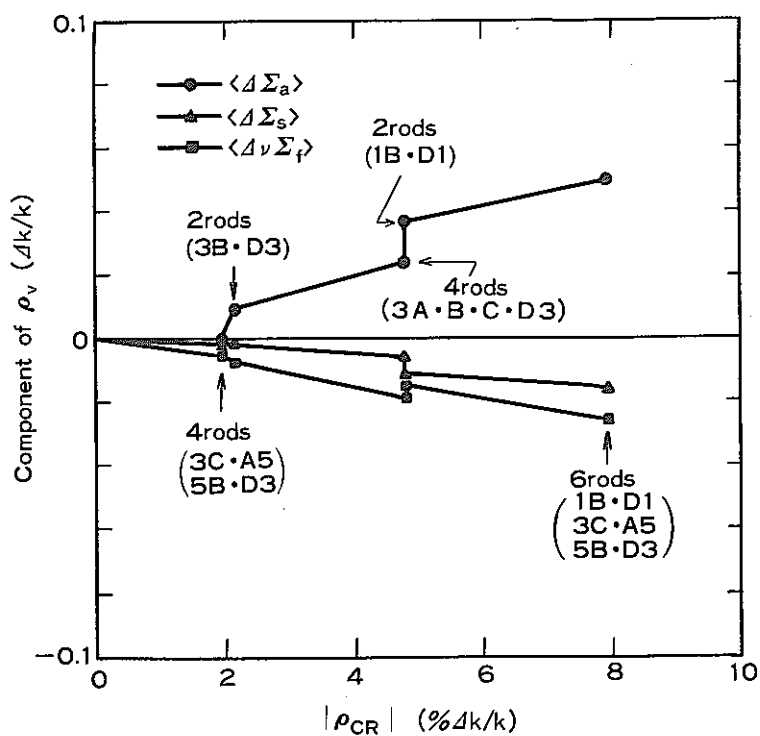


Fig. 5.6. Deviation from clean core for the components of void reactivity in two region fueled core with control rods. Thirteen clusters of $0.87 \text{PuO}_2\text{-UO}_2$ are loaded.

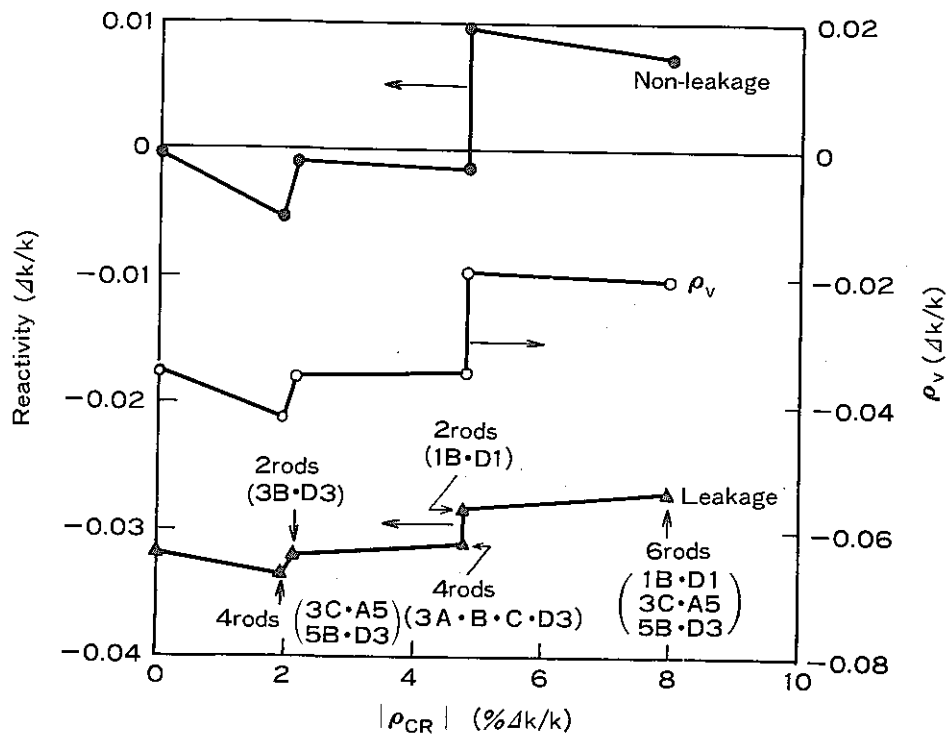


Fig. 5.7. Non-leakage and leakage components of void reactivity in two region fueled core with control rods. Thirteen clusters of $0.87 \text{ PuO}_2\text{-UO}_2$ are loaded.