

J A E R I - M
92-030

軸方向非均質炉心型高転換軽水炉の炉心最適化の検討

1992年3月

秋江 拓志・奥村 啓介・石黒 幸雄
金子 邦男*・斎藤 純*

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、
お申しこみください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡
東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-
ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 ニッセイエプロ株式会社

軸方向非均質炉心型高転換軽水炉の炉心最適化の検討

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

秋江 拓志・奥村 啓介・石黒 幸雄

金子 邦男*・斎藤 純*

(1992年2月4日受理)

扁平二重炉心型高転換軽水炉の炉心概念を一般化して、軸方向非均質炉心型高転換軽水炉として発展させた。これまで高転換軽水炉に関して得られた知見をもとに、この非均質炉心パラメータの最適化を試みた。その結果、ボイド反応度係数を負に保ちながら、同時に45GWd/t の燃焼度と0.85の核分裂性Pu残存比が得られるという炉心性能を確認した。

炉心領域と内部軸方向ブランケット領域境界に鋭い出力ピークを生じることが、軸方向非均質炉心高転換炉の問題点の一つであった。この出力ピークは炉心領域に接するブランケット領域側にGdを添加することにより大幅に低減でき、同時に炉心燃焼性能も改善されることを示した。

Optimization Study of High Conversion Light Water Reactor
with Axially Heterogeneous Core

Hiroshi AKIE, Keisuke OKUMURA, Yukio ISHIGURO
Kunio KANEKO^{*} and Jun SAITO^{*}

Department of Reactor Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 4, 1992)

A concept of axially heterogeneous core type high conversion light water reactor (HCLWR) has been developed by extending the double flat core HCLWR concept. The core parameters of this heterogeneous core were optimized based on the knowledge that has been obtained in the studies of HCLWRs. As a result of the optimization, the core characteristics of the discharge burnup of 45GWd/t and the fissile Pu conservation ratio of 0.85 were obtained maintaining the void reactivity negative.

The sharp power peaking, which appears at the boundaries of the active core and inner blanket regions, was pointed out to be one of the problems of the axially heterogeneous core. It was shown that the power peaking can be decreased by mixing Gd poison in the blanket region adjacent to the active core region. The use of Gd poison can also improve core burnup characteristics.

Keywords: Neutronics Calculation, High Conversion Light Water Reactor, Axially Heterogeneous Core, Core Parameters, Optimization, Burnup Characteristics, Power Peaking, Gd Poison, SRAC System

* Japan Research Institute, Ltd.

目 次

1.はじめに	1
1.1 概念設計における目標	1
1.2 原研における研究経緯	2
1.3 本研究の目的	4
2.炉心パラメータの最適化	6
2.1 最適化の方法	7
2.2 最適化計算の結果	8
3.軸方向非均質炉心の出力ピークの低減	14
4.詳細解析炉心の核特性	22
4.1 輸送効果	25
4.2 ブランケット燃料の温度効果	26
4.3 平衡サイクルBOCにおける可溶性天然ボロンによる臨界調整	26
4.4 高温運転時における冷却材ボイド反応度係数	35
4.5 燃焼特性	38
5.まとめ	45
参考文献	46
付録1 転換比と燃焼度の定義	48
付録2 パラメータサーベイ計算条件	51
付録3 組成データ	65
付録4 扁平二重炉心型高転換軽水炉 HCLWR-JDF1 の炉心仕様	66

Contents

1. Introduction	1
1.1 Target of HCLWR Design Concept	1
1.2 Activities of HCLWR Design Study at JAERI	2
1.3 Objective of The Present Study	4
2. Optimization of the Core Parameters	6
2.1 Method of the Optimization	7
2.2 Results of the Optimization Calculation	8
3. Reduce Power Peak of the Axially Heterogeneous Core	14
4. Neutronic Characteristics of the Core for Detailed Analysis.	22
4.1 Transport Effect	25
4.2 Effect of the Blanket Fuel Temperature	26
4.3 Criticality Adjustment by Soluble Natural Boron at the Beginning of Equilibrium Cycle	26
4.4 Moderator Void Reactivity Coefficient under Hot Operation Condition	35
4.5 Burnup Characteristics	38
5. Summary	45
References	46
Appendix 1 Definitions of Conversion ratio and Burnup Rate	48
Appendix 2 Conditions for Parametric Survey Calculation	51
Appendix 3 Composition Data	65
Appendix 4 Specifications of Double-flat-core HCLWR-JDFI	66

1. はじめに

高転換軽水炉(HCLWR)は、現用の軽水炉(LWR)プラント設計をベースとしながら、燃料集合体を現用のものから稠密化した集合体に変更して 転換比を大きく改善しようとする炉である。このタイプの炉は、1975年バージニア工科大学の Edlund教授によりその可能性が示唆され¹⁾、先ず米国においてEPRIの委託を受けたB&W社が設計検討を行った²⁾。その後、米国では核不拡散の政策から再処理とプルトニウムの利用が無期限に延期されたため、この研究は続行されていない。HCLWRの考え方は西独、スイス、フランス、日本に引き継がれ、1984年頃からかなり本格的な概念研究が開始された。西独では、主としてKfK及びSIEMENS/KWUが核熱設計を担当し、他国に先立ちいくつかの設計検討例³⁾⁻⁶⁾を出している。これら初期の設計検討例は、減速材／燃料体積比(V_m/V_f)が1.0以下の比較的稠密な燃料格子を用いて設計が行われている。本報告では、これを単純稠密格子型と呼ぶ。このタイプの炉心は転換比は高くできるが減速材ボイド反応度特性に関する安全性に難点がある。フランスのFRAMATOMEはこれを避けるため、 V_m/V_f が1.0以上の格子(本報告では準稠密格子と呼ぶ)を採用し、そのことによる転換比の低下は親物質棒を使用したスペクトルシフトにより補償するという独自の概念^{7), 8)}を提案している。このタイプの炉心(準稠密スペクトルシフト型)には、日本の一部電力会社及びPWRメーカーも焦点を合せている⁹⁾⁻¹¹⁾。また、最近の西独の設計¹²⁾もスペクトルシフトは取り入れていないものの、やはり格子を準稠密化する傾向にある。

このように、現在のところ国際的にみてHCLWR設計概念は準稠密格子の加圧水型軽水炉(PWR)あるいは沸騰水型炉(BWR)をベースにしたもののが主流となっているが、達成可能な転換比は0.75～0.85程度である。一方転換比を1.0近くまで高めることにより、天然ウラン利用率を大幅に向上させ、長期的な核燃料サイクルに一層大きなインパクトを与えるとの観点から、国内のBWRメーカーより、プルトニウム増倍型BWRの概念が出されている¹³⁾。この様な高い転換比を達成するためには、格子を稠密化すると同時に、現行BWRより平均ボイド率を高くして、実効的な V_m/V_f を0.3以下とすることが必要である。炉心内で減速材にボイドを発生させるBWRでは、HCPWRに比べて格子間隔を比較的大きくしても、実効的に小さな V_m/V_f を実現することが可能になる。他の炉心概念に比べて V_m/V_f が極端に小さいため、技術的課題も多いと考えられるが、高速増殖炉の代替の可能性をもつ軽水炉として注目されている。

1.1 概念設計における目標

HCLWRの開発を意義あるものとするためにめざすべき目標は、以下の点に置かれていると言える。

- ① 現行LWR技術を基盤とし、その延長上にあるものとして概念を構築する。従って、設計変更是、原則として炉心部及びその周辺部にとどめ、現行軽水炉のプラントを可能な限りそのまま採用することにより開発コストの低減と早期導入を図る。
- ② 核燃料の有効利用率を高めるため、現行軽水炉の平均転換比 0.56、燃焼度33,000MWd/tに対し、平均転換比、燃焼度をそれぞれ0.9以上及び45,000MWd/t以上を目標とする。

③ プルトニウムの余剰時には、それを有効に利用しながら充分な量を炉内に収蔵するとともに、FBRの本格的導入時において、プルトニウムの不足もしくは質の低下によってFBRの導入を妨げないよう、LWRの二酸化ウラン使用済燃料から得られるプルトニウムの質と量をなるべく保持する。あるいは、プルトニウムが不足する状況に至っては、MOX燃料の代わりに二酸化ウラン燃料を燃焼させてプルトニウムを生成できるウラン燃料置換型炉心とし、将来の核エネルギー戦略に柔軟に対処できるようにする。

1.2 原研における研究経緯

原研ではまず単純稠密格子型炉心(HCPWR-J1)の検討から始め、次いで準稠密格子型炉心(HCPWR-J2)、及びこれにフラマトム型のスペクトルシフトを導入した炉心(HCPWR-J2S)の設計検討を進めてきた。更に、原研独自の概念に基づく稠密格子型扁平炉心(HCPWR-JF1)を提案し設計検討を行った。¹⁴⁾ これは、炉心長を50cm前後まで短尺化し、軸方向への漏洩中性子の増大によりボイド反応度特性を改善し、かつ漏洩中性子を軸方向ブランケットに吸収させることにより高転換比の達成を図ろうとするものである。ただし、炉心長の極端な短尺化により、熱出力的には中小型炉を対象としたものになる。炉心を大型化し現行軽水炉並みの熱出力を得るため、扁平炉心を二段重ねとした、扁平二重炉心(HCPWR-JDF1)の核熱計算を行った。

以上の検討は、主として加圧水型炉をベースとして行ってきたが、1990年度より、これまで未検討分野であった高転換沸騰水型炉(HCBWR)に対しても並行して概念成立性の検討を進めている。

上に述べた5つのタイプの炉心(HCPWR-J1～HCPWR-JDF1)の燃焼性能をTable 1にまとめて示す。なお、ここに示された燃焼性能を正しく理解するために転換比と燃焼度に関する諸量の定義を付録1に示した。それぞれの炉心の特長と問題点を以下にまとめると。

① 単純稠密格子型炉心 (HCPWR-J1)

45GWd/t以上の高燃焼度を達成するためには、9.0wt.%以上の核分裂性プルトニウム富化度の燃料の使用を要する。このため、減速材ボイド反応度特性が悪化し、高転換比と高燃焼度の両立は困難となる。即ち、高転換比を達成するためには、プルトニウム富化度を下げて、燃焼度をある程度犠牲にする必要が生ずる(J1炉心では9wt.%富化度の燃料を用い 燃焼度は36GWd/t程度であるが、負のボイド反応度係数を得ることは困難)。将来の軽水炉の高燃焼度化、あるいはボイド反応度特性に影響が大きいHCLWR燃料のプルトニウム組成の不確定性を鑑み、ボイド反応度特性により達成燃焼度が制限されるのは好ましくない。

余剰反応度の制御にケミカルシムが使用できなくなるため、現行PWRの停止系等に大幅な変更を要する。また、所要制御棒本数の増加、格子の稠密化による燃料棒の密着構造は、構造設計に関して多大なR&Dを必要とするが、それは燃焼性能に見合うものとは考えがたい。

熱水力特性に関しても、在来軽水炉の安全設計基準である最小DNBR 1.3以上を満足させることは困難である。より稠密にするほど、製作公差、核計算の不確定性が大きくなると考えられるため、在来軽水炉以上の余裕が必要と考えられる。

② 単純準稠密格子型炉心 (HCPWR-J2)

格子の準稠密化によりボイド反応度特性は改善され、比較的低富化度(5.4wt.%)の燃料を使用して高燃焼度(約50GWd/t)の達成が可能である。反応度制御方式、炉構造等に関して、特に在

来軽水炉設備の主要な変更及びR&Dを要しない。熱中性子炉でプルトニウムを燃焼する場合に比べ、プルトニウムの質の劣化は少なく、プルトニウムのリサイクル利用が可能であると考えられる。さらに、開発要素が少ないと、核分裂性プルトニウムのインベントリーが少ないことにより早期導入が可能である。単基の転換比としては、さほど高くはならない(0.75程度)。

③ 準稠密格子スペクトルシフト型炉心 (HCPWR-J2S)

単純準稠密格子型炉心における欠点である転換比の低下を、親物質棒によるスペクトルシフトを導入することで補償する(平均転換比約0.8)。スペクトルシフトにより、低富化度(5.4wt.%)のプルトニウム燃料を使用して高燃焼度(50GWd/t)の達成が可能であり、プルトニウムインベントリに関して有利な炉心である。また、低濃縮ウラン燃料置換型炉心として成立する概念であり、プルトニウムの過不足やウラン価格の変動に対して、柔軟に対処することが可能である。

シフト棒が挿入される燃焼初期には、比較的に V_m/V_f は小さくなるが、親物質棒の挿入効果により余剰反応度が小さく、ケミカルシムによる反応度制御をしてもボイド反応度係数を充分に負にすることができる。技術的にも、このタイプの炉は、スペクトルシフトを行うAPWRの延長線上にあり、比較的に開発要素が少なくてすむ利点がある。但し、低減速領域でのスペクトルシフト(特に炉平均富化度を変化させる親物質棒を使用する場合)は、その引き抜き操作により極端な出力ピーピングを発生させる可能性があり、運転計画(シフト棒引き抜きバンク分けとその順序、燃料シャッフリング等)に慎重な検討をする。また、シフト棒の引き抜き回数は、炉の設備利用率の観点から制限される可能性がある。

④ 稠密格子型扁平炉心 (HCPWR-JF1)

稠密格子を採用してもボイド反応度特性は悪化せず、極めて高い燃焼性能(燃焼度50GWd/t以上、平均転換比0.9)が期待できるが、ケミカルシム制御に困難性がある。在来軽水炉を基本として概念を構築するという前提にたつ現在のHCLWR概念とは一線を画するものであり、このタイプの炉の考え方は、将来の中小型炉の高機能化に反映されるものである。

⑤ 扁平二重炉心 (HCPWR-JDF1)

内部ブランケットをはさんで扁平炉心を二段重ねたもので、準稠密格子を採用する。比較的高富化度の燃料(10wt.%)を使用するが、ボイド反応度係数は燃焼期間を通じて充分に負にすることができる。軸方向の非均質効果は、ボイド反応度特性を改善する一方で、均質炉に比べて高い転換比(約0.85)の達成を可能にする。また、燃焼反応度損失の補償、炉停止において、現行PWR同様のケミカルシムの使用が期待できる。構造設計に関しても、詳細な仕様の詰めは必要とするが、概念成立性に係わるものではなく、現在の技術で充分対処可能であると考えられる。また、熱水力的にも、定常運転時、事故時の安全性がほぼ確認されている。

問題点としては、軸方向ブランケットを利用するため、炉出力あたりの重金属インベントリが大きく、再処理に負担をかけること、ブランケット境界面近傍における局所出力ピーピングの発生、上下炉心のカップリングの最適化、などがあり、今後の研究課題として残されている。

天然ウランの節約効果としては、単基の転換比は、他の準稠密格子を採用した炉心に比べて高くなるが、燃料サイクルコストが高いこと、インベントリーが大きい等の理由により、導入基数が制限され、必ずしもスペクトルシフト型炉に比べて有利になるとは限らない。

しかしながら、扁平二重炉心は、HCPWRの基本的な問題点であった 減速材ボイド反応度特性

の悪化、高転換比と高燃焼度のトレードオフ、炉心部圧力損失の増大、DNBR特性及び再冠水時の炉心冷却性の低下等を解決できる原研独自の概念であり、他炉型に比べて詳細な検討が進められている。

1.3 本研究の目的

HCLWRの概念候補としては、現在のところ準稠密格子型炉心、準稠密格子スペクトルシフト型炉心及び扁平二重炉心が、概念成立性の高いものと考えられる。特に、扁平二重炉心の概念については、熱水力の観点からは定常運転時/事故時の安全解析を含め、成立性はほぼ確認されている。¹⁵⁾ 但し、上下炉心の核的カップリングが不充分、プランケット/燃料境界の局所出力ピギング、再処理インベントリ及びサイクルコストの低減、等の問題点が残されている。これらの問題点をふまえ、扁平二重炉心の概念を一般化し扁平炉心と軸方向プランケットを多段に重ねたような軸方向非均質炉心として発展させ(2章、Fig. 1参照)、現在これまでに得られた知見をもとに設計の最適化を行う必要がある。

この様な観点から扁平二重炉心の設計を見直し、これを一般化した軸方向非均質炉心の主要パラメータの最適値を決定する研究を実施した。具体的な目標性能としては、負のボイド反応度係数を保つという条件のもとで、45GWd/t程度の取り出し燃焼度と0.85以上の核分裂性Pu残存比を目指した。このような非均質炉心概念は、現行BWRにおいて既に軸方向濃縮度分布の異なる燃料を使用しており、現在の技術で容易に対処可能と考えられる。

Table 1 Burnup characteristics of HCLWRs studied at JAERI

炉心型式	PWR(参考)	HCLWR-J1	HCLWR-J2	HCLWR-J2S	HCLWR-JF1	HCLWR-JDF1
現行4M-t	3411	3411 無 無 9.5 12.6 1.9	3411 無 無 9.5 11.1 0.81	3411 有 無 9.5 [10.2] >12.1 [12.1] 1.46 [0.80]	3411 有 無 9.5 [10.2] 12.1 [12.1] 1.22~1.46 [0.80]	1213 有: 1.9% 8.5 [8.5] 9.6 [9.6] 0.71 [0.54]
準稠密扁平二重炉心						2432 有 9.5 [9.8] 11.7 [11.7] 1.06 [0.79]
熱出力 (MWt)	3411					
径方向アシケット						
軸方向アシケット						
ビレ直 径 (mm)						
ビレアシケット (mm)						
減速材対燃料体積比 (Vm/Vf)						
炉心等価直 径 (cm)	337	375	348 [397]	348 [397]	410 [456]	437 [480]
炉心有効長	366	223	340	340	(30)+50+(30)	(30)+60+(30)+60+(30)
バフ数	3	3	3 [6]	3 [6]	4 [6]	
初装荷Pu f 富化度 (wt.%)	2.1/2.6/3.1	6.5/7.5/9.0	2.4/4.8/5.4	2.4/4.8/5.4	8.5/10.5/12.5	5.2/6.6/8.1/10.0
平衡炉心富化度 (wt.%)	3.2 U-235	9.0	6.6	6.6	12.5	10.0
全炉心インソル (H. M. t)	89	103	101+[41]+{9.85}	101+[41]+{9.85}	29.2+[35.1]+(72.8)	66.1+[27.9]+(49.6)
再処理インソル (H. M. t/cycle)	33.7	38.9	38.2+[7.7]	38.2+[7.7]+{5.6}	11.0+[5.85]+(24.3)	18.7+[5.3]+(14.1)
初装荷炉心Pu f (t)	2.31 U-235	7.93	4.3	4.3	3.07	4.94
平衡炉心装荷Pu f (t/cycle)	0.95 U-235	3.15	2.2	2.2	1.22	1.65
再処理Pu f インソル/取得比率-a	1.0	2.6	1.38	1.35	2.18	1.86
装荷Pu f インソル/取得比率-a	1.0	0.91	0.67	0.75	1.78	1.04
平衡初期炉心平均線出力 (W/cm)	183	169	154	154	153	147
取り出し燃焼度 (GWd/t)	33.0	36.4	48.0	48.6	53.6	42.5
炉心部	-	-	6.1	5.8	1.2	4.9
径方向アシケット b	-	-	-	-	2.6	6.8
軸方向アシケット	-	-	-	-	-	-
親物質棒	-	-	-	-	-	-
実効燃焼度(Beff)	33.0	36.4	49.7	50.9	60.2	56.1
正味消費燃焼度(Bnet)	1880	3261	2877	3380	5430	4050
#4M期間 (FPD)	290	370	490	501 ≈ 158+86x4	481	380
平均転換比(ACR)	0.55	0.79	0.75	0.79	0.90	0.83
核分裂性物質残存比(FCR)	0.45	0.87	0.73	0.76	0.90	0.84
Pu f 残存比(PuFCR)	-	0.88	0.74	0.77	0.91	0.86
Pu残存比(PCR)	-	0.91	0.81	0.83	0.95	0.91

[]: 径方向アシケット, (): 軸方向アシケット, a: 親物質棒, b: 軸方向アシケットにおいて、径方向アシケットの分は炉内滞在期間に依存するため考慮外)。
b: 64イカ燃焼

2. 炉心パラメータの最適化

前章で述べた通り、扁平二重炉心の概念は、減速材ボイド反応度特性を改善するとともに、転換比と燃焼度をともに高めるために有効である。しかし、“扁平二重”という性格上、この概念を大出力炉(1,100MWeクラス)に拡大しようとすると、上下炉心を合せた炉心全体形状がプラント工学的に極端に扁平な形状にならざるを得ない。さらに、このことは短尺な多数の燃料集合体が必要であることを意味し、燃料制作コストの観点からも不利となる。従って、この扁平炉心の概念に基づきながら、炉心を適當な直径の圧力容器に収納できるようにすることが望ましい。そこで、扁平二重炉心概念に基づき、その概念を軸方向非均質炉心へと拡張し、上下炉心の核的カッピング、再処理インベントリ等の扁平二重炉心の問題点をふまえて、炉心諸元パラメータの最適化を行った。この最適化過程を通じて、後述する“政策決定パラメータ”に依存した形で、2つの詳細解析炉心諸元のセットを決定した。但し、これらのセットは核設計的観点のみから決定されたものであって、最終的には熱水力工学、安全性、さらに核燃料サイクル等の検討を通じて、これらから最適なものが選ばれるべきものである。

なお、本計算では、冷却材ボイド係数が負である条件のもと、可溶性ボロンによる燃焼反応度制御が可能な範囲において、転換比及び燃焼度をともに高め得るHCLWRを構築することを目標とした。このため、軸方向非均質炉心型HCLWRの炉心特性を、一次元拡散燃焼計算によるパラメータサーベイ結果を数値解析的に最適化する手法により、炉心及び燃料集合体の諸元の最適化を行った。この際、軸方向非均質炉心の炉心の多重度を限定せず一般化するために、Fig.1のような一次元平板形状の炉心を考えて拡散燃焼計算を行った。この計算に使用した炉心パラメータの範囲をTable 2に示す。

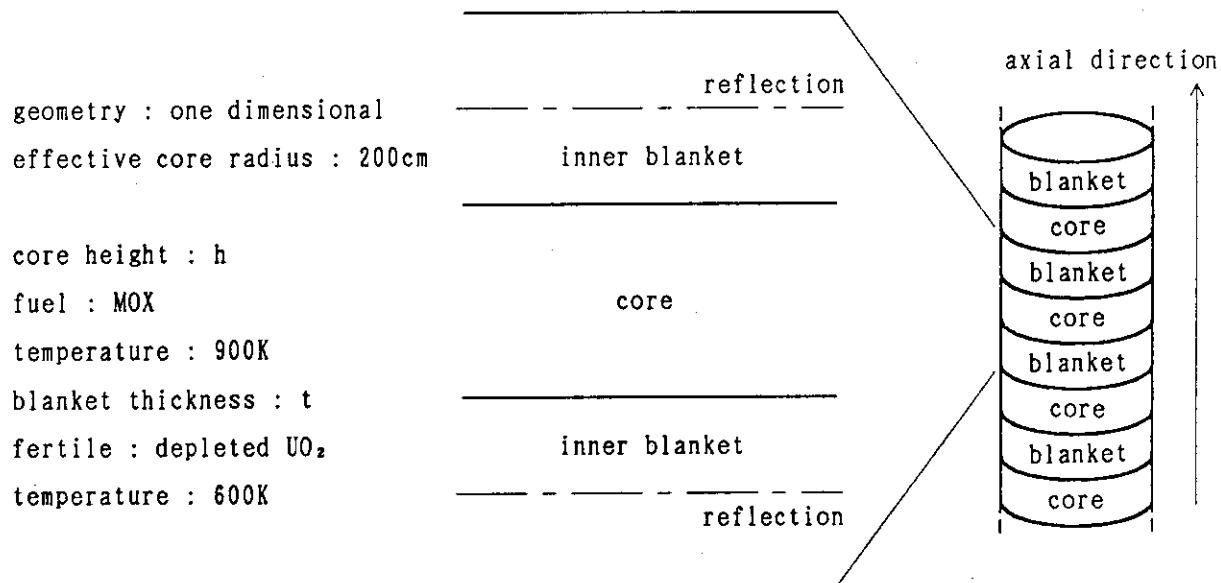


Fig. 1 Axially heterogeneous core model

Table 2 Range of core parameters

parameter	values
core height (cm) : h	40, 45, 50, 55, 60
blanket width (cm) : t	15, 20, 25, 30
V_m/V_f : v	1.0, 1.1, 1.2, 1.3
Pu ^f enrichment (wt. %) : e	10.0, 10.5, 11.0, 11.5, 12.0

Table 2において、炉心高さ(h)及びブランケット厚さ(t)の範囲の選定については、扁平二重炉心の設計研究の経験¹⁴⁾に基づいている。容易にわかることがあるが、この2つのパラメータの値が表中の範囲から極端に外れると、着目している軸方向非均質炉心系は孤立系または均質系に近づき、軸方向非均質炉心としての概念の有効性が失われる。一方、 $V_m/V_f(v)$ の範囲に関しては、主に次の事項を考慮して準稠密格子領域を検討することに決定した。

- i) 燃料集合体の成形加工性。
- ii) 再冠水時の炉心冷却性能の確保。¹⁵⁾
- iii) 使用経験豊富なジルカロイ被覆管の使用限界(LOCA時の被覆管の膨れ)。
- iv) 全サイクル期間を通じて炉心の冷却材ボイド係数が適当な負の値を維持できること。
- v) 0.8以上の平均転換比及び45GWd/t以上の平均燃焼度が共に達成できること。
- vi) Puの質の劣化を最小限にすること。
- vii) 可溶性ボロンによる燃焼反応度制御が可能であること。

なお、核分裂性Pu富化度のサーベイ範囲は、上記パラメータの設定範囲でのこれまでの各種計算経験に基づいて設定したものである。

本計算のための格子及び炉心燃焼計算はSRACシステム¹⁶⁾を用いた。その計算条件については付録2、使用した燃料等の組成データについては付録3を参照されたい。

2.1 最適化の方法

最適化は多変数(h, t, v, e)の期待値関数W(h, t, v, e)の極小問題として取り扱う。ここで、hは炉心高さ、tはブランケット厚さ、v = V_m/V_f 、eは核分裂性Pu富化度(wt. %)で、Wは次の式で定義する。

$$W(h, t, v, e) = \omega_1 \left[\frac{B_0}{B(h, t, v, e)} \right]^2 + \omega_2 \left[\frac{e\{1-S(h, t, v, e)\}}{B(h, t, v, e)A_0} \right]^2 + \omega_3 \left[\frac{\Delta k(h, t, v, e)}{\Delta k_0} \right]^2 + \omega_4 \left[\frac{t/h}{t_0/h_0} \right]^2. \quad (1)$$

但し、Bは燃焼度、Sは核分裂性Pu残存率、 Δk は平衡サイクル初期での余剰反応度、Aは核分裂性Pu消費割合($=e(1-S)/B$)であり、また添字₀は基準値を意味する。上式右辺の各項は、

第1項：燃料の高燃焼度化、

第2項：燃焼度当たりの核分裂性Puの消費量最小化、

第3項：余剰反応度をおさえることによる反応度制御性向上、

第4項：内部ブランケット割合を最小にし、再処理インベントリ及び圧力損失の減少、さらに
炉心間中性子結合度の増加、

にそれぞれ関係する。

基準定数 B_0 、 A_0 、 Δk_0 、 t_0/h_0 は、それぞれ燃焼度、核分裂性Pu消費割合、余剰反応度及び内部ブランケット挿入割合に対する目安因子で、ここでは次のように設定した。

$$B_0 = 50(\text{GWd/t}), A_0 = 10.5(1-0.85)/50 = 0.0315, \Delta k_0 = 3.5(\%), t_0/h_0 = 0.4.$$

ただし、 A_0 は核分裂性Puの富化度及び残存比の基準値をそれぞれ10.5wt.%及び0.85として求めた。 ω は各項に対する荷重で、各項の重要度を決める設計政策決定因子とでも呼ぶべきものである。ここではまず、燃焼度Bと余剰反応度 Δk がほぼ比例するので

$$\omega_1 = \omega_3 = 1 \quad (2)$$

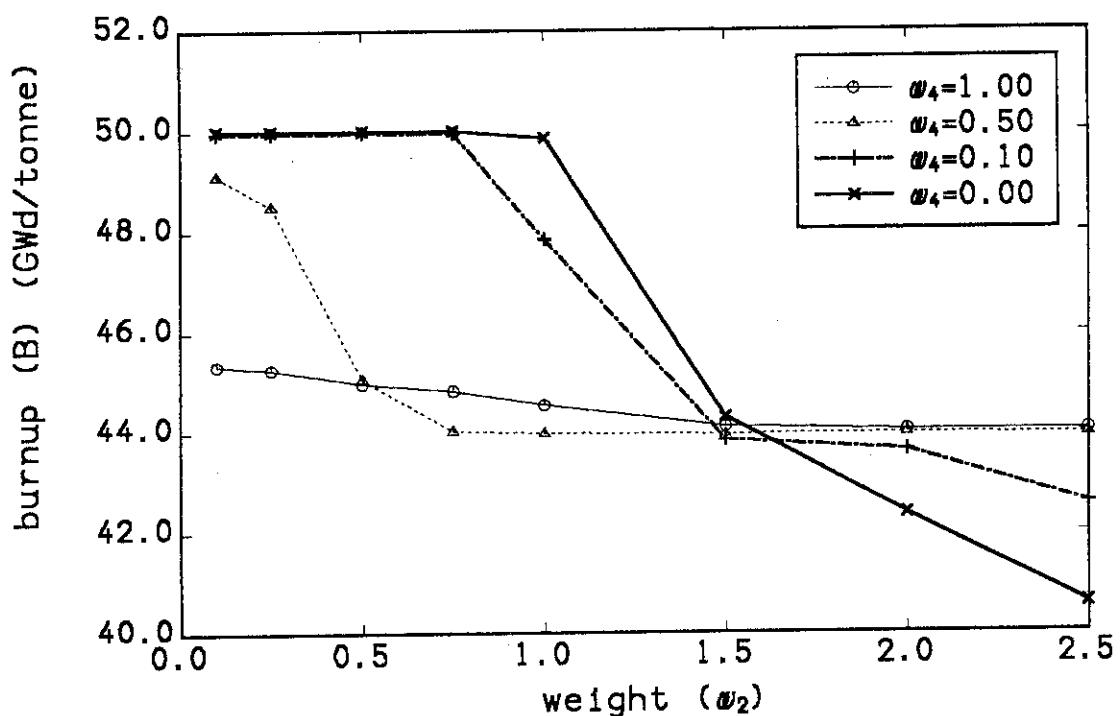
と仮定し、相反する目標である高燃焼度化と余剰反応度の低下に対しては等しい重みを加えた。 ω_2 あるいは ω_4 の値は ω_1 (= ω_3)に対する相対値となる。

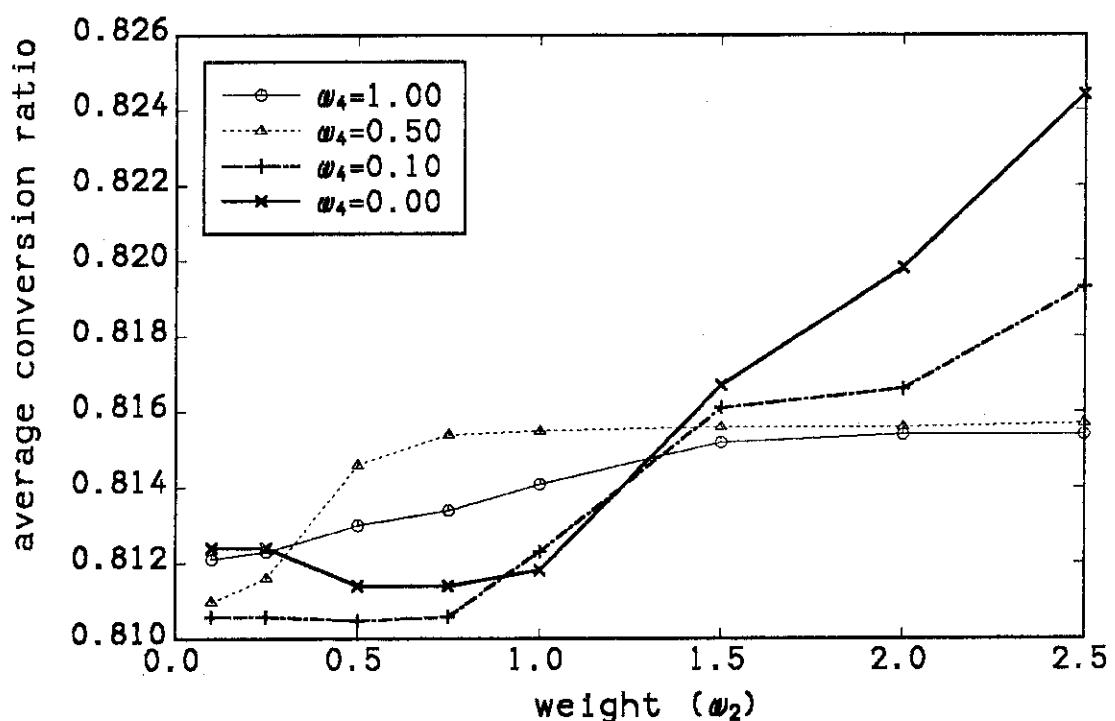
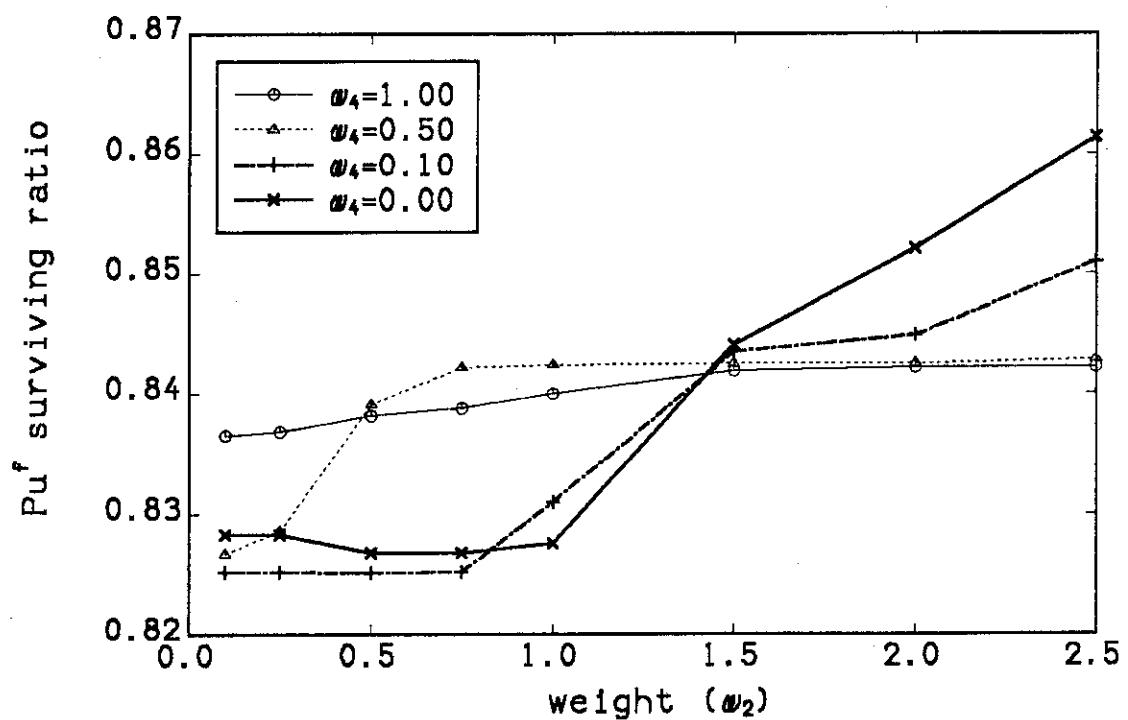
式(1)を使用して最適パラメータを決定するにあたっては、科学計算用サブルーチン・ライブラリ内にある改良型準ニュートン法に基づいて作成されたMINFIを用いた。この手法では、ユーザーが期待値関数Wを計算するサブルーチンを用意し、初期ベクトル(h, t, v, e)を適切に与えることにより簡単に極小値を与えるベクトル(h_m, t_m, v_m, e_m)が決定できる。関数Wを計算する方法では、必要なパラメータ範囲で予め計算しておいたWのテーブルを内挿する手法を採用した。この内挿に際しては、B、S、 Δk が変数 v と t に関して極めて良い直線性を示すことをを利用して、サブルーチン・ライブラリに内蔵されているAkimaの方法に基づいて多変数関数Wを内挿した。

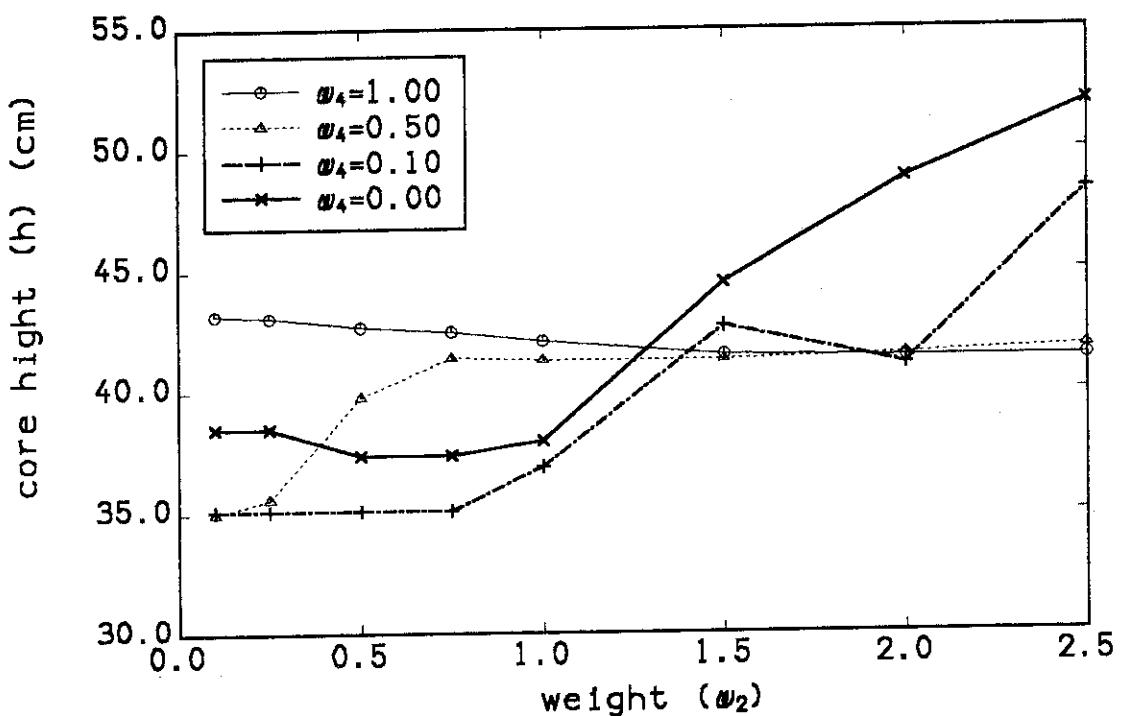
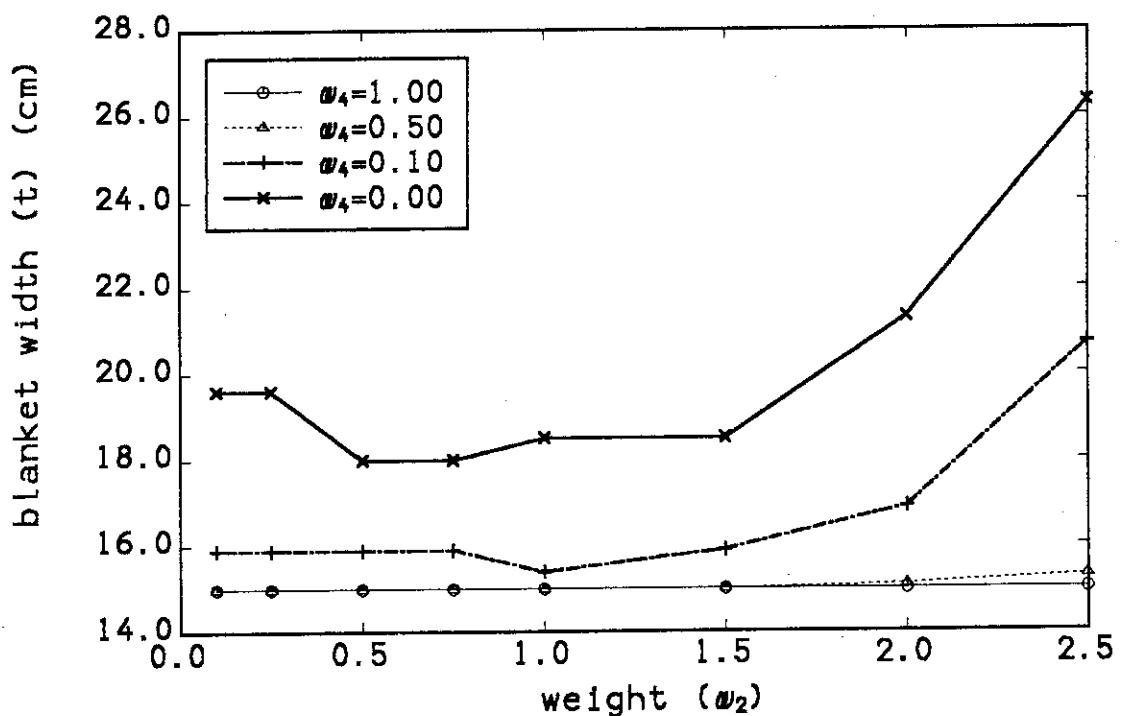
2.2 最適化計算の結果

$\omega_4 = 1.0, 0.5, 0.1$ 及び 0.0 とパラメトリックに変えた4ケースに対して、基本的な炉心特性量(燃焼度B、核分裂性Pu残存率、平均転換比、 Δk)、炉心高さ h 、ブランケット厚さ t 及び核分裂性Pu富化度が、燃焼あたりの核分裂性Pu消費量に対する荷重 ω_2 の関数としてFigs. 2~8にプロットされている。なお、式(1)による期待値関数の定義では、これらの図中の ω_2 、 ω_4 の範囲においては、極小値を与える v (= V_m/V_f)の値は常にその下限値である1.0となった。このことは、 v は核分裂性Pu残存率を高め余剰反応度を小さくするために小さくする必要があるが、前節のi)~vii)の準確密格子を扱っているという制限から下限の $v \equiv V_m/V_f = 1.0$ が最適値であることを示している。

Fig. 2から、荷重 ω_2 が小さいほど、すなわち核分裂性Puの消費をあまり重視しないほど、高い燃焼度が得られることがわかる。設計の目標の一つである燃焼度45Gwd/t以上を得ようすれば、この図は ω_4 の値によらず $\omega_2 \leq 1.5$ の範囲を検討すべきであることを示している。一方、Fig. 4から、0.85以上の核分裂性Pu残存比を得ようすると、 $\omega_2 \geq 1.5$ であることが必要である。従って、設計目標である前節の v)から $\omega_2 \sim 1.5$ と選ぶべきであることが結論される。この ω_2 に対応する炉心高さ h 及びブランケット厚さ t は、Figs. 5及び6からそれぞれ40~45cm及び15~18cm程度になる。ここで、 h 及び t には広がりが見られるが、それらの値は荷重 ω_4 、即ち t/h に対してどのような考え方を持込むか、の選択によってほぼ一義的に決まるものである。 $\omega_2 \sim 1.5$ の近傍では、荷重 ω_4 を小さくすると、 h 及び t は共に概ね大きくなる傾向があり、その比、 t/h は0.37から0.40へと増大する。ここで考えた ω_4 の上限値1.0及び下限値0.0に対する炉心高さ h とブランケット厚さ t の組合せは、それぞれ、おおよそ(40cm, 15cm)及び(45cm, 18cm)となる。

Fig. 2 ω_2 -dependence of optimized burnup

Fig. 3 ω_2 -dependence of optimized average conversion ratioFig. 4 ω_2 -dependence of optimized Pu' surviving ratio

Fig. 5 ω_2 -dependence of optimized core heightFig. 6 ω_2 -dependence of optimized blanket width

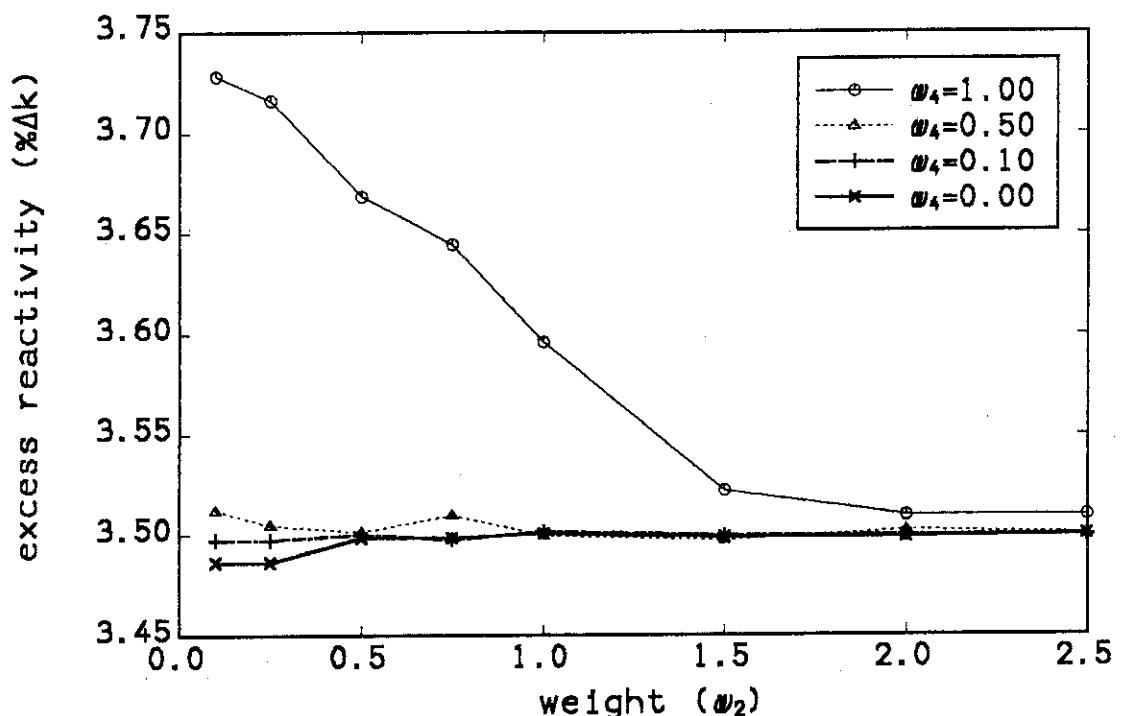
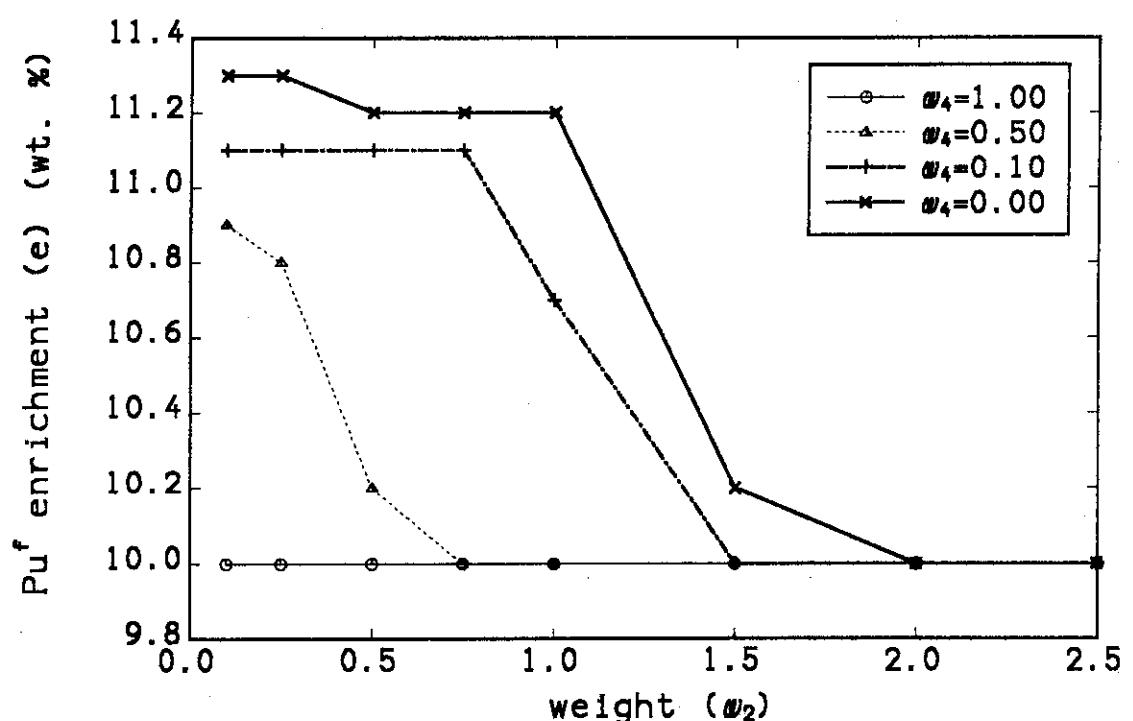
Fig. 7 ω_2 -dependence of optimized excess reactivity at BOECFig. 8 ω_2 -dependence of optimized Pu^f enrichment

Table 3には、このようにして選んだ2つの“無限多層炉心”のパラメータと主要炉心特性が示してある。この表からわかるように、2つの炉心特性の差異はほとんどない。また、最適化された炉心高さの範囲内($h=40\sim45\text{cm}$; $t/h\sim0.36=0.42$)では、 h 及び t を変化させた場合の炉心特性の変化は僅少であった。

以上の検討結果から、Table 4に示してある2炉心を詳細解析炉心として選定した。これらの炉心は、炉心半径を200cmとすると、それぞれ3.500MWt及び3.200MWt軽水炉に対応する(平均線出力180W/cmの出力を炉心部のみに仮定し推定)。扁平二重炉心JDF1と同様397本ピンの燃料集合体仕様を考えると、ここで選定された軸方向非均質炉心の集合体ピッチは23.3cmとなる。等価炉心半径200cmに対応する燃料集合体数は253体となり、ちょうどJDF1炉心の炉心内集合体配置より燃料集合体一層分だけ径を縮めたような配置となる。付録4に、扁平二重炉心型高転換軽水炉HCLWR-JDF1の炉心配置が示されているので参照されたい。

Table 3 Major core characteristics of two selected "axially heterogeneous cores"

ω_4	h (cm)	t (cm)	v	e (wt. %)	B (GWd/t)	CR	S	Δk (%)	$e(1-S)/B$ (t/GWd)
1.0	41.5	15.0*	1.0*	10.0*	44.1	0.81	0.84	3.52	0.0358
0.0	44.5	18.5	1.0*	10.2	44.3	0.82	0.84	3.50	0.0359

*) Each value corresponds to the lowest value of the parameter range under consideration.

Table 4 Specifications of main parameters of axially heterogeneous cores

case	core height (cm)	thickness of blankets (cm)		Vm/Vf	Pu ^f enrich. (wt. %)	number of core layers	whole core height* (cm)
1	40	15	30	1.0	10	5	320
2	45	18	30	1.0	10	4	294

*) The outer blankets are included.

3. 軸方向非均質炉心の出力ピークの低減

前章で着目した2炉心をFig. 9のようにモデル化し、一次元炉心燃焼計算を行った結果得られた出力分布の時間変化がFigs. 10及び11に示してある。各炉心領域端部で出力の鋭いピークが見られる。特にBOL時のピークが顕著であり炉心設計上大きな問題である。これは、例えばFig. 12に示すケース1のBOL時の中性子束分布を見てわかるように、炉心端部が減損ウランのUO₂ブランケット領域と接しているために、ブランケット部からの熱中性子束の流入により、この領域の中性子スペクトルが軟らかくなっていることに起因している。本章では、このピーキングを低減するために行った検討結果について述べる。ここでの検討では、2章で得られた詳細解析炉心の仕様とは多少異なる無限多層炉心モデルを用いた。このモデルは付録2の炉心計算のエネルギー群数の検討に用いられたものである。この検討では、計算精度検証のための参照解として連続エネルギー・モンテカルロコードVIM¹⁷⁾の計算値を用いたため、VIMコードの計算時間短縮を目的として単純化されたモデルが使用された。(付録2、Fig. A-1)

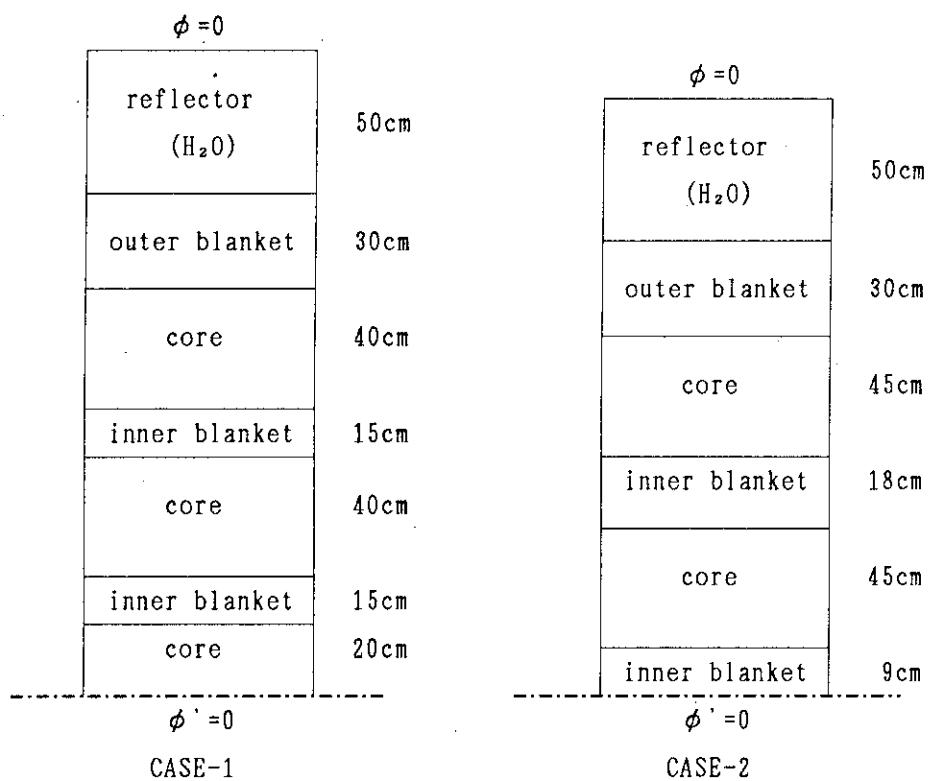


Fig. 9 Core model for detailed burnup analysis

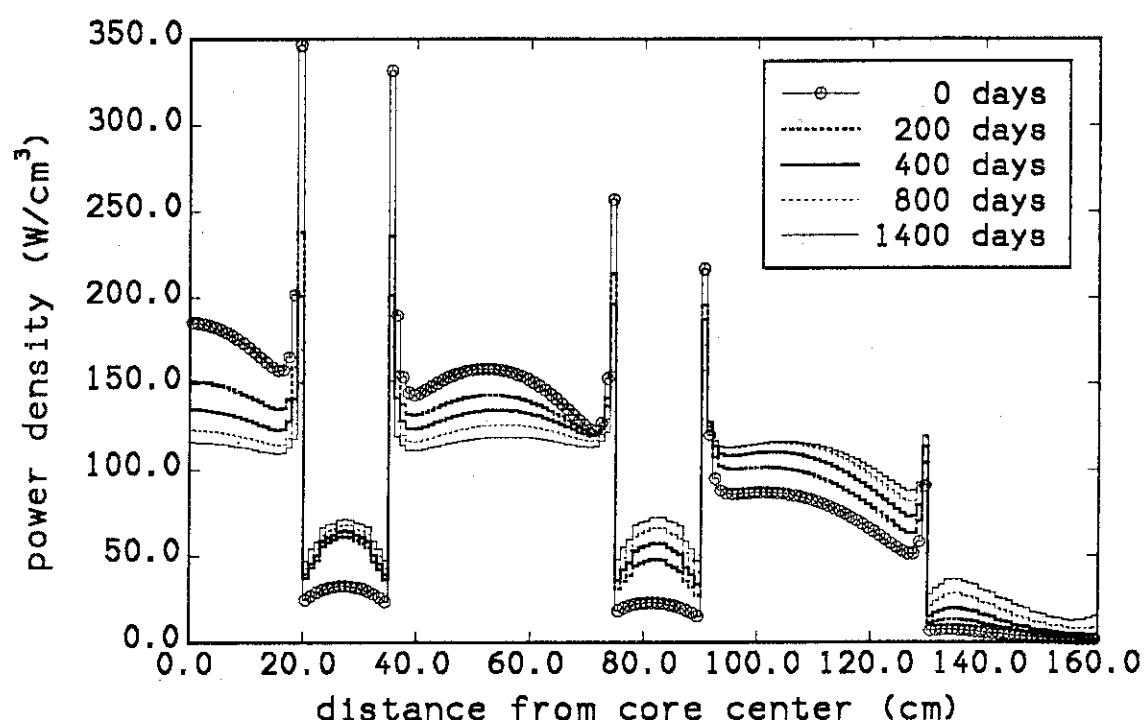


Fig. 10 Burnup dependence of axial power distribution (CASE-1)

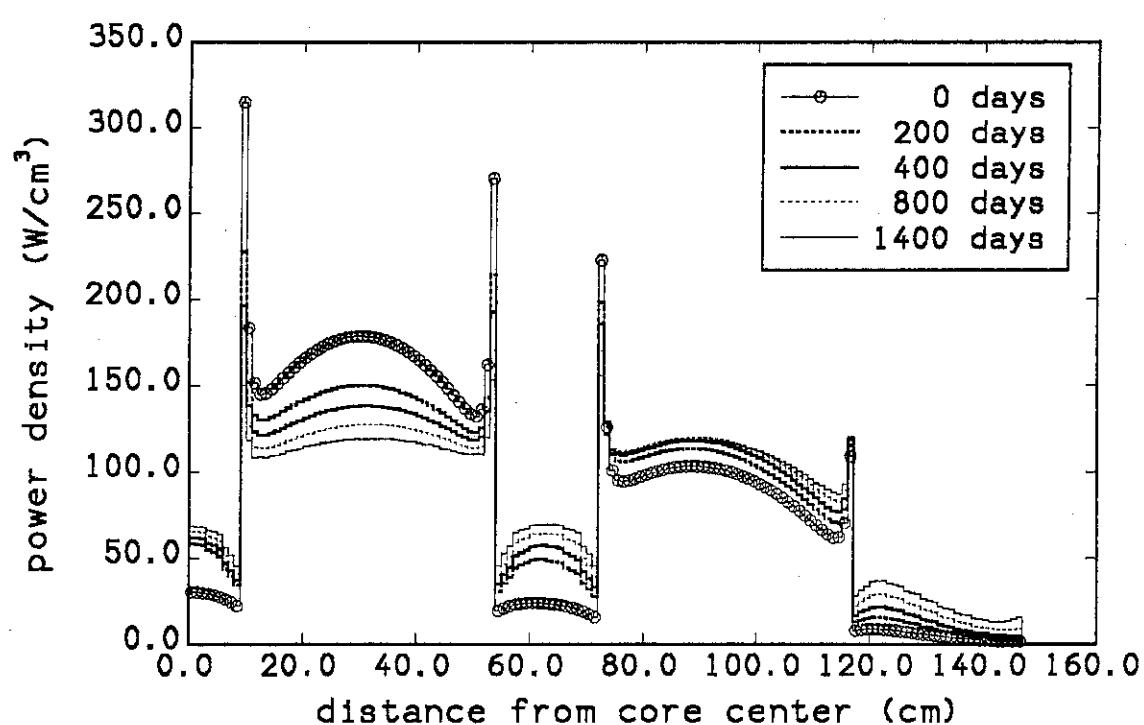


Fig. 11 Burnup dependence of axial power distribution (CASE-2)

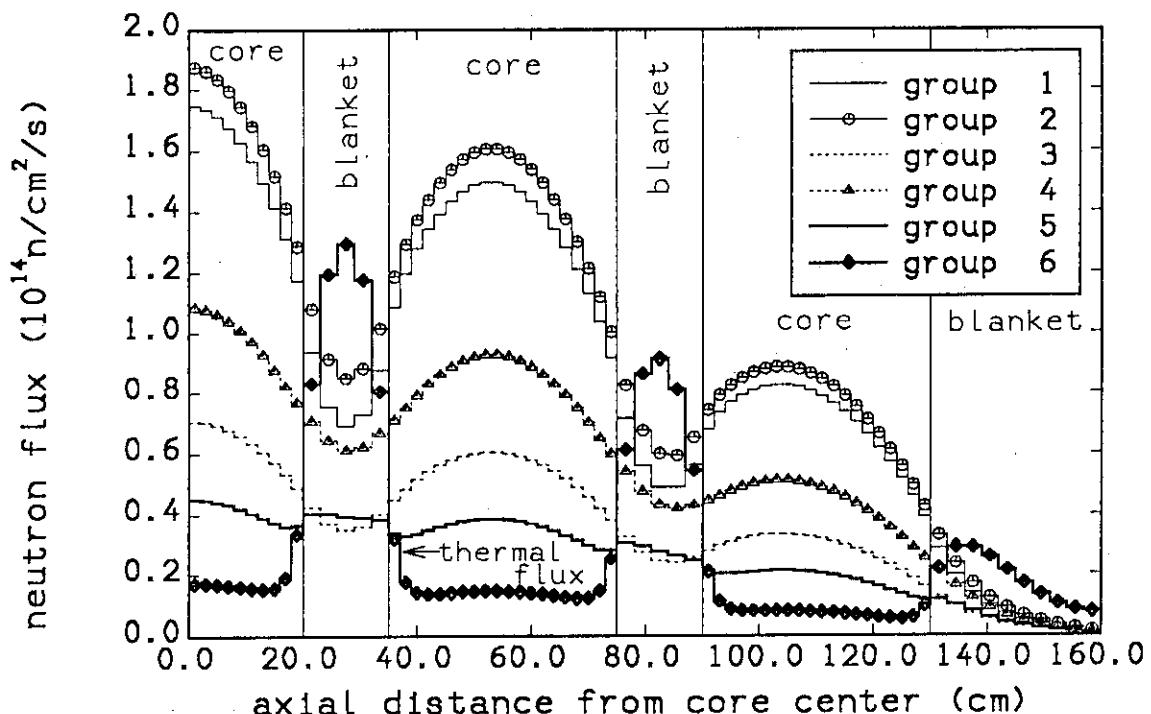


Fig. 12 Axial distribution of neutron flux at BOL collapsed into 6 groups (CASE-1)

炉心領域境界部で大きな出力ピークが生じる原因是先にも述べた通り、中性子スペクトルの軟らかいプランケット領域からの熱中性子束の流れ込みによるものと考えられる。そこで、熱中性子の流れ込みの影響を緩和するため、以下のような方法を試みた。

- ① プランケット領域にPuを富化し、プランケット領域のスペクトルを硬くする。
- ② プランケット領域と炉心領域の境界に以下の様にバッファー領域を設ける。
 - (a) 境界部(幅4cm)に炉心燃料(MOX)とプランケット燃料(UO_2)を幅1cmずつ交互に配置する。
 - (b) 燃料領域端部(幅2cm)のPu富化度を下げる。
 - (c) 燃料領域端部(幅4cm)にPu富化度分布をつける。
 - (d) 燃料領域端部(幅2cm)にGdを添加する。
 - (e) プランケット領域境界部(幅2cm)にGdを添加(プランケット領域全域にGdを添加)する。

なお、燃料あるいは親物質中のGdの同位体*i*の原子数密度 N_{D_i} は、Gd濃度をPPM(ppm)、燃料中の重核種の原子数密度を N_{HM} 、Gdの同位体*i*の存在比を X_i として以下の式により求めた。

$$N_{D_i} = \text{PPM} \times 10^{-6} \times N_{HM} \times X_i$$

まず①であるが、Fig. 13にプランケット領域にPuを富化していった時の出力分布を示す。この図に見られるように、プランケットにPuを富化すると確かにピーキングを抑える上では効果がある。しかし、Fig. 14に示されるように、転換比は大きく減少する。Fig. 14に示される2本の線はそれぞれプランケットを含めた全領域の転換比、及び炉心部のみの転換比をあらわしているが、

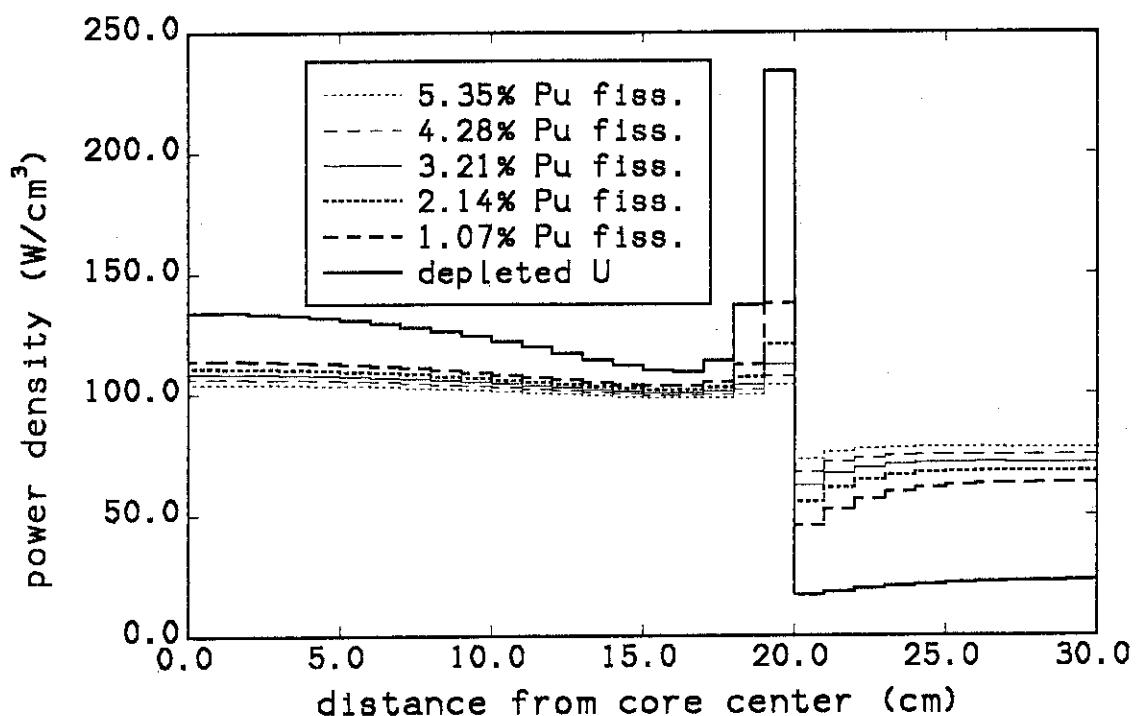
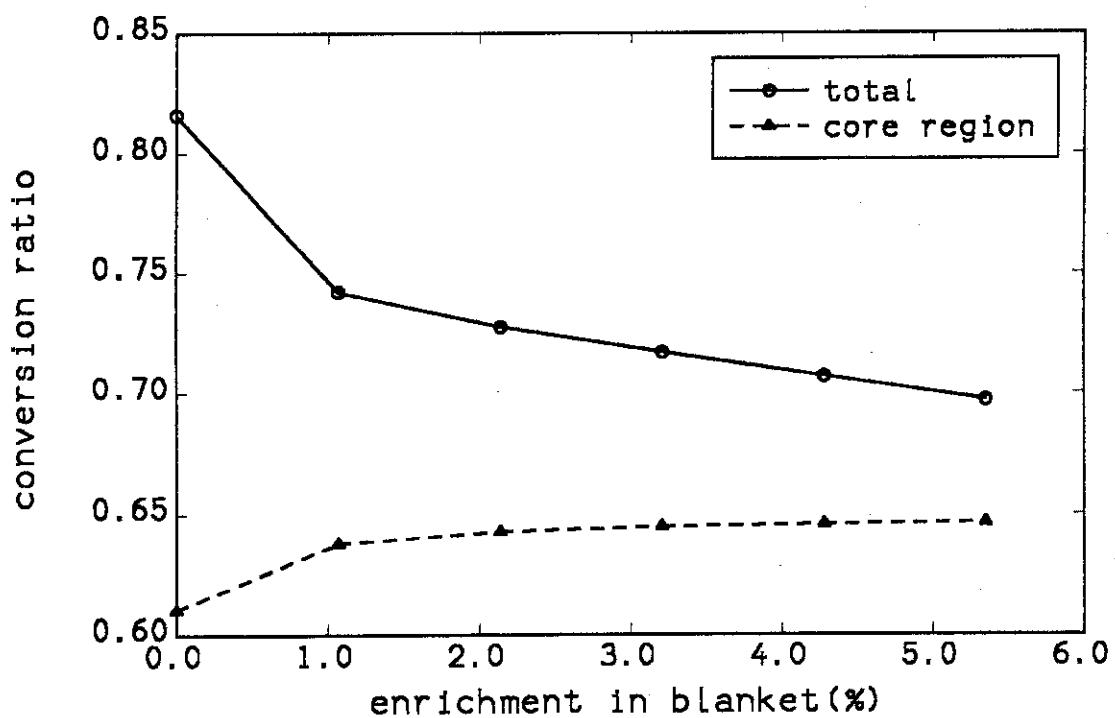


Fig. 13 Axial power profile of axially heterogeneous cores with different blankets

Fig. 14 Conversion ratios ($H=40\text{cm}$, $T=20\text{cm}$, 10.7%Pu^f(core))

Puをわずかでも富化してゆくと ブランケット領域の転換比への寄与(2本の線の間の領域)が急速に減少し、均質炉の性質に近づいていることがわかる。このように、ブランケット領域にPuを富化すると軸方向非均質炉心の特徴が失われてしまうため、出力ピークを抑える方法としては適当ではないと考えられる。

次に、②の炉心領域とブランケット領域の境界にバッファー領域を設ける試みのうち、(a)の炉心燃料とブランケット燃料を交互に配置した場合の出力分布をFig. 15に示す。この図から、ピーキングはかえって大きくなっていることがわかる。炉心燃料とブランケット燃料を交互に配置することにより、よりスペクトルの軟らかい領域に炉心燃料が配置される結果となったためと判断される。これ以外の検討ケースではいずれもピーキングを低減する効果が得られた。Table 5にそれぞれのケースの炉心性能をまとめると。

- (b) 炉心領域端部の富化度を下げたケース。ピーキングはかなり小さくなっている。富化度を下げすぎると、Fig. 16にみられるようにバッファー領域と炉心領域の境界に新たな出力ピークを生じる。燃焼性能(燃焼期間、転換比)への影響も見られる。
- (c) 境界領域に富化度分布を持たせる。出力ピークは充分抑えられている。燃焼性能への影響が大きく、富化度調整が必要となる。
- (d) 炉心領域端部にGdを添加する。出力ピークは低減でき、燃焼性能への影響も(b)よりも小さい。燃焼初期の余剰反応度もかなり抑えることができる。

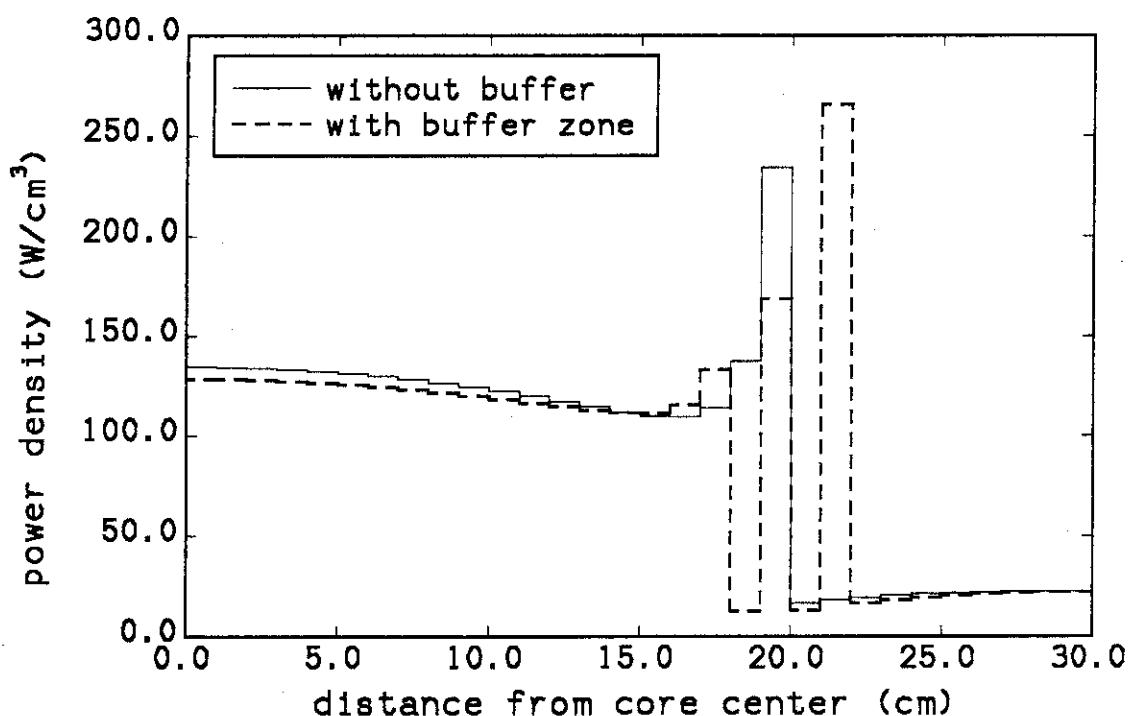


Fig. 15 Axial power distribution of the heterogeneous core with buffer zone

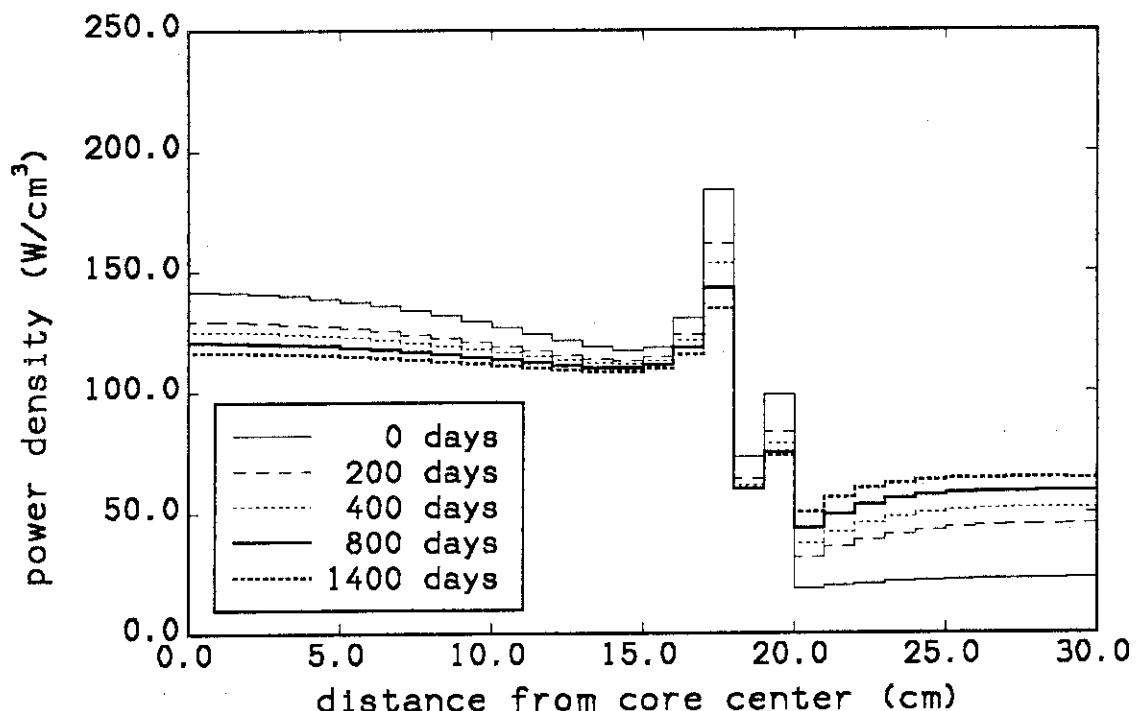


Fig. 16 Power distribution (1.07%Pu²³⁹ in core region adjacent to blanket)

(e) ブランケット領域端部にGdを添加する。(d)と同様有効に出力ピーキングを抑えることができる。炉心領域に比べてスペクトルが軟らかく、Gdを燃焼しきることが可能なため燃焼性能への影響はほとんど見られず、燃焼初期の余剰反応度も効果的に低減できる。さらに、ブランケット全領域にGdを添加したケースでは、出力ピークを充分抑える以前に、転換比、燃焼度とも低下してしまう。

以上の検討より、ブランケット領域の境界部にGdを添加する(e)ことによって、炉心特性に余剰反応度の低減等の改善をもたらし、かつ有効に出力ピークを抑えることができる事がわかった。Fig. 17に炉心領域に接するブランケット領域に、20,000ppmのGdを添加した場合の出力分布の燃焼変化を示す。

Table 5 Burnup characteristics of the axially heterogeneous cores

	k_{eff} (BOL)	cycle duration (3 batch refueling)	conversion ratio (3 cycle average)	linear heat rate (max. through burnup)	
standard case	1.0908	586 days	0.812	300W/cm (BOL)	
<buffer zone in core region>					
(b)E=5.4%	1.0835	543	0.822	247	(BOL)
3.2%	1.0796	520	0.827	207	(BOL)
1.1%	1.0727	488	0.835	236	(BOL)
(c)5.4, 3.2, 1.1% (1+1+2cm)	1.0679	450	0.843	185	(BOL)
(d)Gd 15000ppm	1.0593	555	0.817	205	(BOL)
20000ppm	1.0562	536	0.819	196	(BOL)
30000ppm	1.0519	494	0.822	191	(BOL)
<buffer zone in blanket region>					
(e)Gd 15000ppm	1.0473	586	0.812	207	(500days)
20000ppm	1.0459	585	0.813	200	(700days)
<Gd mixed in the whole blanket>					
Gd 1000ppm	1.0438	587	0.810	255	(100days)
5000ppm	1.0344	579	0.806	226	(300days)

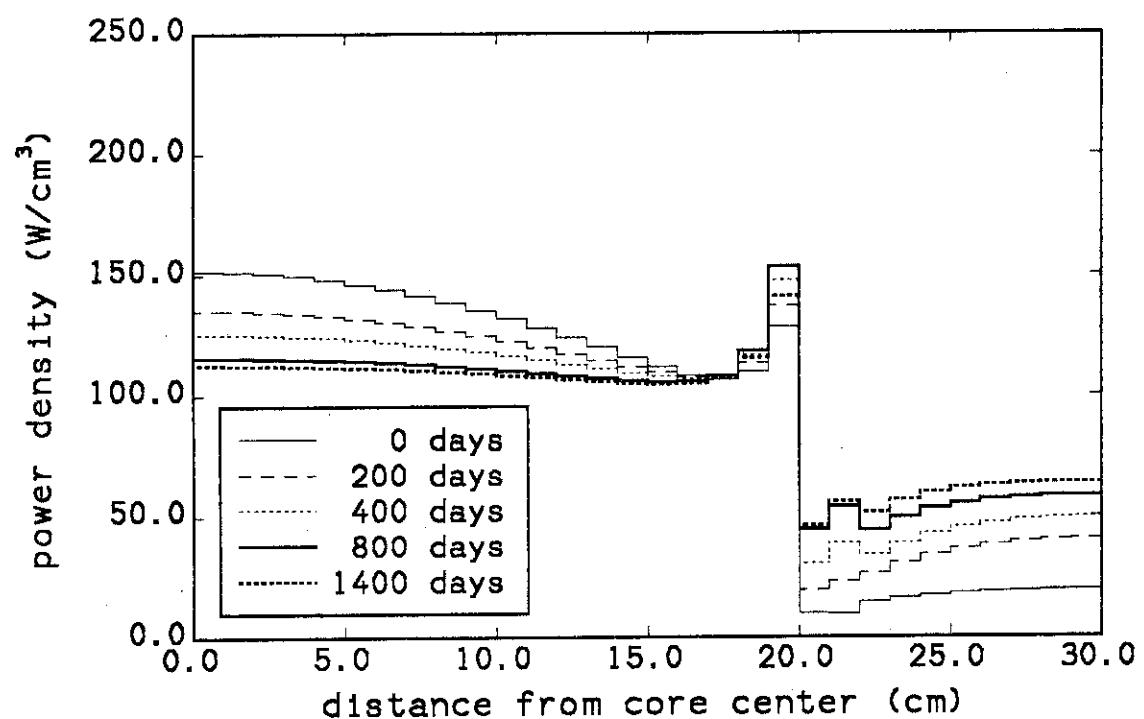


Fig. 17 Power distribution (20,000ppm Gd in the blanket adjacent to core)

4. 詳細解析炉心の核特性

Table 4及びFig. 9に示す詳細解析炉心2ケースについて、輸送効果、プランケット燃料温度効果、冷温長期停止(1%未臨界)に必要な可溶性天然ボロン濃度、高温運転時における冷却材ボイド反応度係数、燃焼特性等の炉心特性を評価した。なお、これらの計算に着手した当初、扁平二重炉心HCLWRの詳細検討が進められていたので、それとの炉型性能比較のため炉の出力は同規模に設定した。即ち、扁平二重炉心の熱出力が2,400MWに対応して、ケース1および2の有効半径を共に174cmに設定して計算を行った。対応する熱出力はおおよそ2,700MW(ケース1)及び2,400MW(ケース2)である。また、ケース1及び2に対して当初計算された取り出し燃焼度は、Table 3に示した取り出し燃焼度約44GWd/tに比べかなり小さな値になった。これは最適化計算を行った炉心モデルが無限多層炉心であったのに対し、ここで計算を行った詳細解析炉心が有限多層炉心であることが原因と考えられる。そこで、45GWd/t程度の燃焼度を確保するため、核分裂性Puの富化度調整を行い、核分裂性Pu富化度を10.7wt.%とした。Figs. 18~22に富化度調整による取り出し燃焼度、平均転換比、核分裂性Pu残存比、余剰反応度、核分裂性Pu消費割合の変化の様子を示す。

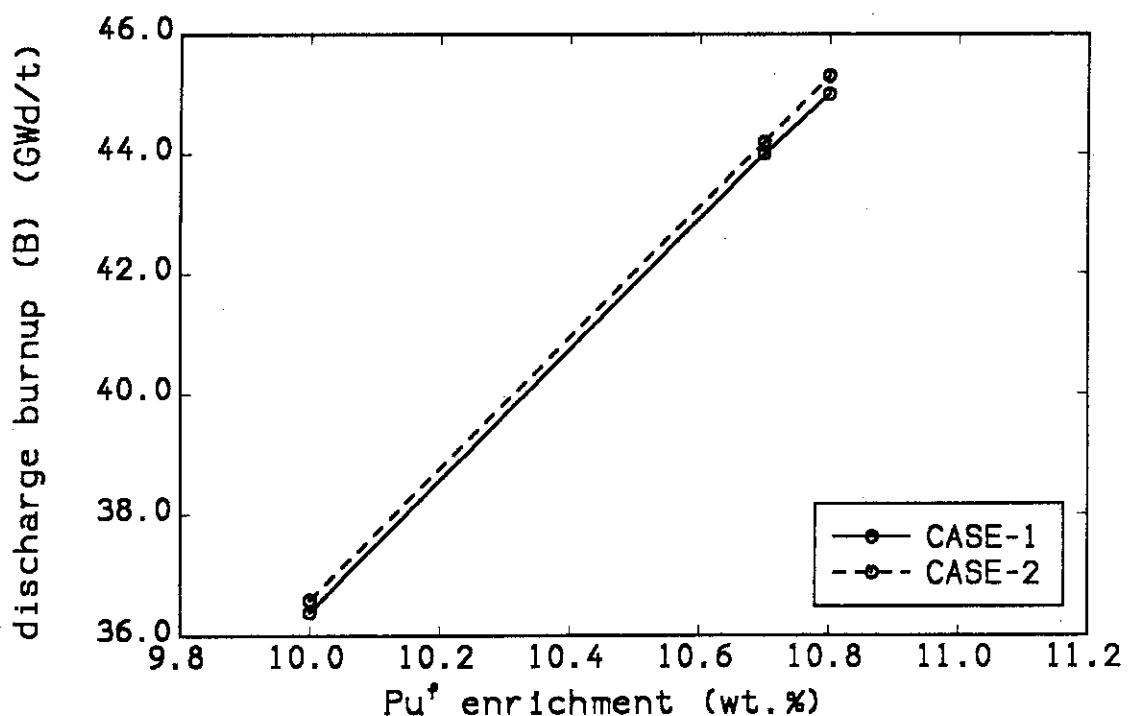
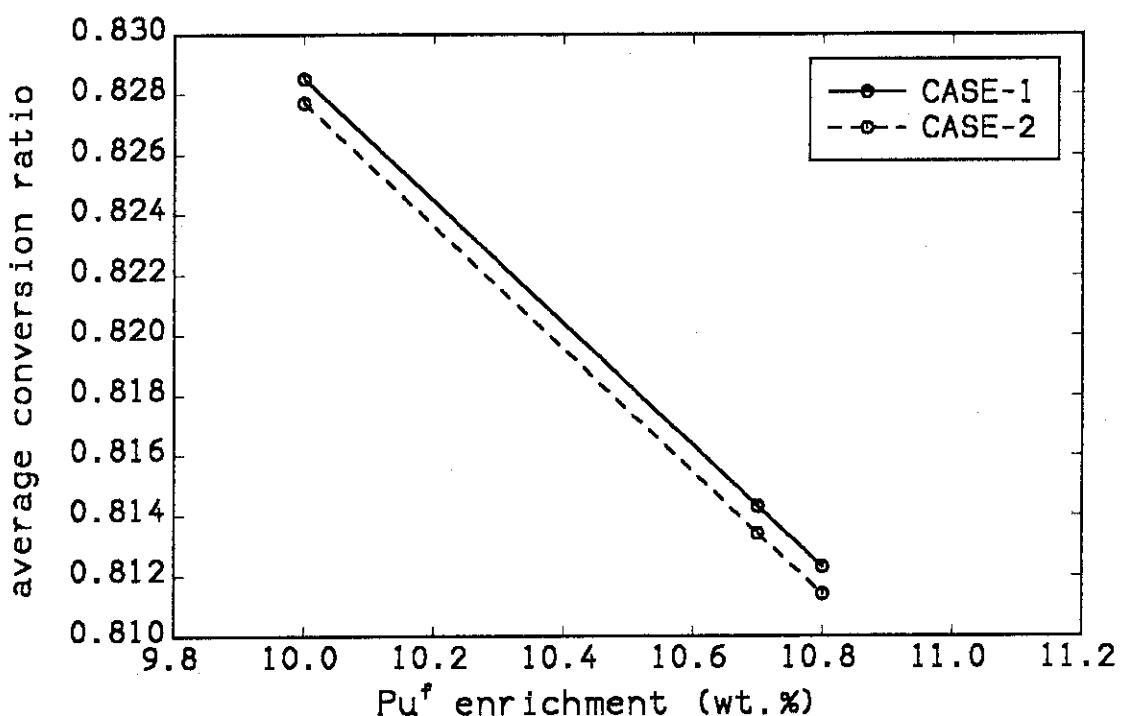
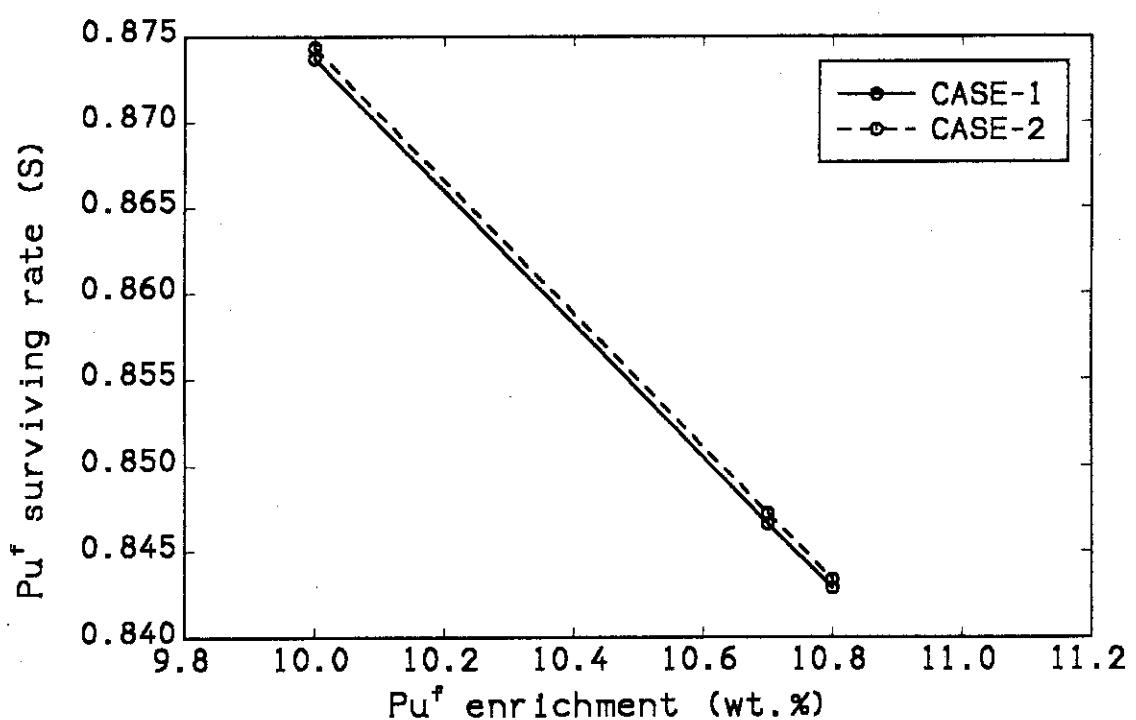
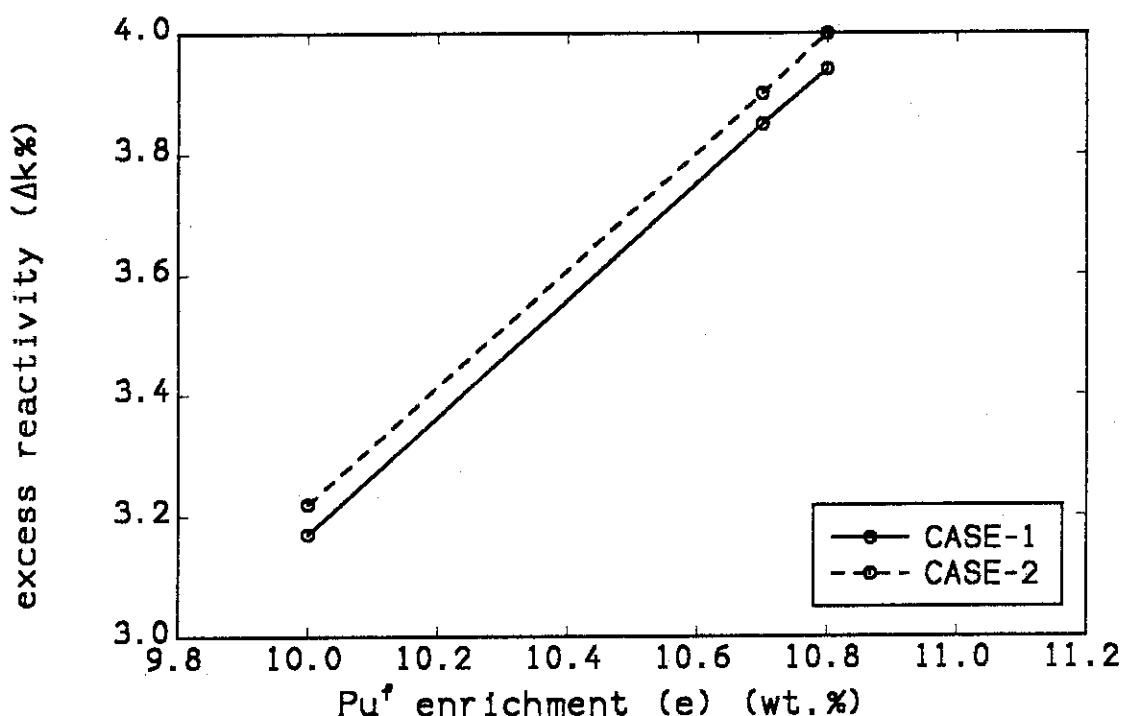
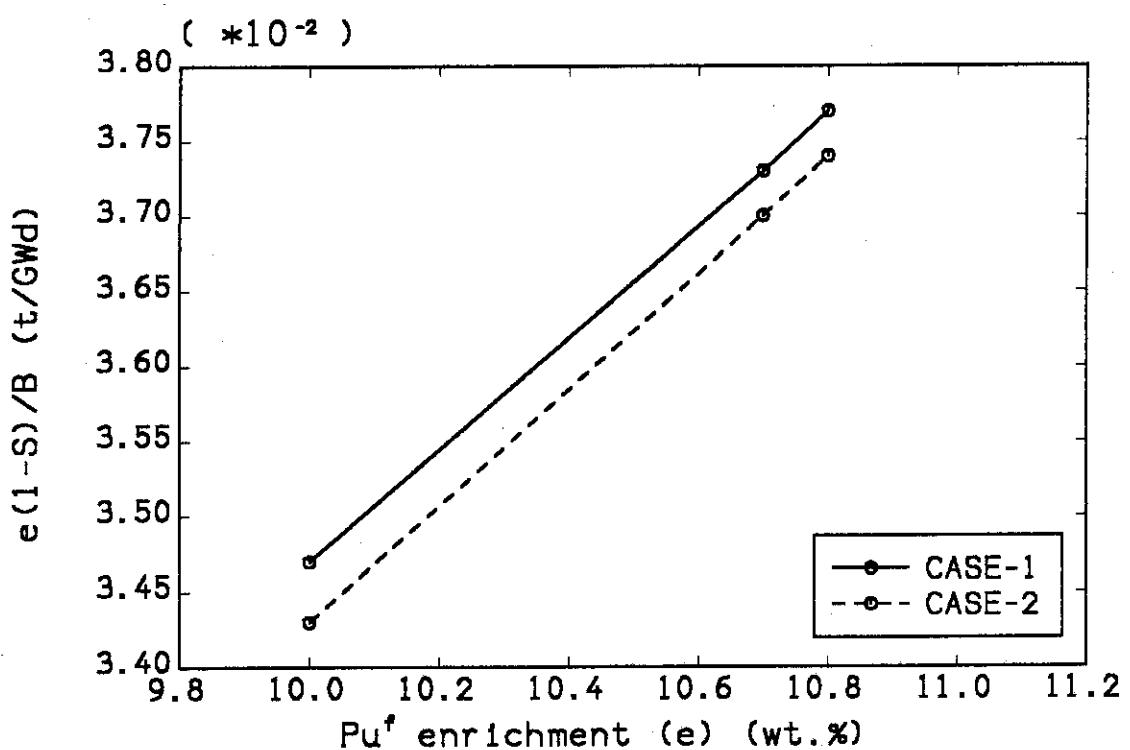


Fig. 18 Dependence of burnup on Pu' enrichment

Fig.19 Dependence of average conversion ratio on Pu³⁺ enrichmentFig.20 Dependence of Pu³⁺ surviving rate on Pu³⁺ enrichment

Fig. 21 Dependence of excess reactivity on Pu' enrichmentFig. 22 Dependence of $e(1-S)/B$ on Pu' enrichment

4.1 輸送効果

詳細解析炉心2ケースは、軸方向に関して相当非均質な構造となっているので、前もって種々の炉心特性に対する輸送効果を検討しておく必要がある。このためSRAC-CITATION及びSRAC-ANISNコードを用いてBOL及びEOL時の輸送効果を評価した。ここで、EOLでの各領域の原子個数密度は、炉心燃焼解析で得られた各領域ごとの取り出し燃焼度に基づいて、あらかじめテーブル化されている値から内挿して求めた。Table 6には、各領域の取り出し燃焼度が示してある。

Table 7から見られるように、 k_{eff} に対する輸送効果は高々0.13%であり、概念検討時点では無視し得る大きさである。その他の炉物理特性量に対しても検討を行ったが、サイクル長及び取り出し燃焼度に対して1.5%程度の効果があるに過ぎなかった。ケース1及び2の体系に対しては、軸方向非均質性に基づく輸送効果は小さい。

Table 6 Discharge burnup of each region at EOC

	CASE-1		CASE-2	
	region	burnup (GWd/t)	region	burnup (GWd/t)
1	core	48.7271	inner blanket	19.4675
2	inner blanket	20.0349	core	48.3444
3	core	47.8279	inner blanket	18.2874
4	inner blanket	18.2810	core	40.0250
5	core	37.7582	outer blanket	5.48713
6	outer blanket	5.14887		

Table 7 Transport effect for k_{eff}

	CITATION k_{eff}		ANISN k_{eff}		transport effect (% Δk)	
	BOL	EOL	BOL	EOL	BOL	EOL
CASE-1	1.07811	0.96934	1.07936	0.97037	0.125	0.103
CASE-2	1.08046	0.96924	1.08096	0.97028	0.05	0.104

4.2 プランケット燃料の温度効果

Fig. 1に示したように、これまでの計算ではプランケット燃料の温度として、冷却材温度と同じ600Kを仮定してきた。一方、Table 6にあるように、炉心の燃焼が進むと内部プランケット部でもかなりの発熱が見られるようになる。従って、プランケット燃料の温度効果もあらかじめ検討しておく必要がある。これまで検討してきた2ケースについて、プランケット領域の温度を600K→900Kと上げて、これまでと同様の計算を行い、炉物理量を算出した。Tables 8と9には前節の輸送効果に対する結果も含めて、プランケットの温度を変化させた時の各種炉心特性への影響を示す。プランケット温度効果も輸送効果同様取り出し燃焼度等への影響は小さく、しかも結果的には輸送効果と相殺していることがわかる。

4.3 平衡サイクルBOCにおける可溶性天然ボロンによる臨界調整

これまで検討してきた詳細解析炉心2ケースについて、3バッチ燃料交換方式を仮定した平衡サイクルBOCにおいて、高温出力状態での可溶性天然ボロンにより臨界調整を行った。さらに、高温停止及び冷温長期停止に必要な可溶性天然ボロン濃度を求めた。これらの状態に対して仮定した燃料及び減速材の温度条件をTable 10に示す。また、以後使用される「天然ボロン1ppm」は、水1tに対して天然ボロン1gと定義する。計算で使用するB-10の原子個数密度は以下の式で計算する。

$$N_0(B\text{-natural}) = \frac{N_0(H_2O) \times 18}{10.804} \times PPM \times 10^{-6}$$

$$N_0(B\text{-10}) = \frac{19.6}{100} \times N_0(B\text{-natural})$$

ここで、PPMは天然ボロン濃度(ppm)である。

平衡サイクルBOCにおける、高温出力状態での可溶性ボロンによる臨界調整の計算結果をTable 11に示す。また、実効増倍率の可溶性ボロン濃度依存性をFigs. 23と24に示す。さらに、高温停止及び長期冷温停止に必要な可溶性天然ボロン濃度は、それぞれTables 12と13に示す。Figs. 25～28には、対応する実効増倍率の可溶性ボロン濃度依存性を示す。

Table 8 Burnup characteristics of axially heterogeneous core
 obtained with one dimensional calculation (CASE-1)
 (transport effect and blanket temperature effect)

ITEMS	NO TRANSPORT CORRECTED	TRANSPORT CORRECTED	BLANKET TEMP. EFFECT
BLANKET TEMPERATURE (K)	600	600	900
CORE THERMAL OUTPUT (MWt)	2665	2665	2665
EQUIVALENT CORE DIAMETER (CM)	347.94	347.94	347.94
CORE HIGHT (CM)	40*5	40*5	40*5
INNER BLANKET HIGHT (CM)	15*4	15*4	15*4
OUTER BLANKET HIGHT (CM)	30	30	30
FUEL PIN DIAMETER (CM)	0.95	0.95	0.95
NUMBER OF FUEL PIN	74028	74028	74028
VM/VF	1.0	1.0	1.0
CLADDING MATERIAL	ZRY	ZRY	ZRY
CLADDING THICKNESS (CM)	0.06	0.06	0.06
LOADING FISSION PU ENRICHMENT(WT%)	10.7	10.7	10.7
BLANKET MATERIAL	U02	U02	U02
LOADING FISSION PU (TONNE)	7.3919	7.3919	7.3919
OUTPUT FISSION PU			
CORE (TONNE)	6.0125	5.9944	6.0120
CORE + BLANKET (TONNE)	6.2604	6.2450	6.2682
AVERAGE LINEAR HEAT RATING			
CORE (W/CM) (BOL/EOL)	169/147	169/147	169/147
BLANKET (W/CM) (BOL/EOL)	18.3/55.1	18.3/55.3	18.1/55.1
AXIAL POWER PEAKING FACTOR(BOL/EOL)	1.79/1.22	1.79/1.22	1.78/1.21
MAX. POWER DENSITY (W/CC) (BOL/EOL)	236/139	236/139	234/138
CONVERSION RATIO			
CORE	0.64/0.73	0.64/0.73	0.64/0.73
CORE + BLANKET (BOL/EOL)	0.82/0.84	0.82/0.84	0.82/0.84
AVERAGE CONVERSION RATIO			
CORE	0.692	0.693	0.692
CORE + BLANKET	0.814	0.815	0.817
REGION-WISE POWER			
CORE (%) (BOL/EOL)	93.9/81.6	93.9/81.6	94.0/81.7
BLANKET (%) (BOL/EOL)	6.1/18.4	6.1/18.4	6.0/18.4
SURVIVING RATIO CORE/(BLANKET+CORE)			
FISSILE	0.81/0.84	0.81/0.84	0.81/0.84
PU	0.87/0.90	0.87/0.90	0.87/0.90
PU FISSILE	0.81/0.85	0.81/0.84	0.81/0.85
PU VECTOR AT EOL CORE/(BLANKET+CORE)			
PU-239 (ATOMIC %)	52.4/52.8	52.3/52.7	52.4/52.8
PU-240 (ATOMIC %)	28.5/28.3	28.5/28.3	28.5/28.3
PU-241 (ATOMIC %)	12.5/12.5	12.5/12.5	12.5/12.5
PU-242 (ATOMIC %)	6.6/6.5	6.6/6.5	6.6/6.5
DISCHARGE BURN-UP(GWD/T) (3 BATCHES)	44.0	44.6	44.0
BURN-UP/(NET CONSUMPTION OF FISSION INVENTORY) (GWD/T-FISSION)	2874.6	2881.8	2894.9
CYCLE LENGTH (FPD)	443	450	443
MODERATOR VOID REACTIVITY COEFF.			
AT BOC (PCM/%VOID)	-22.38		
AT EOC (PCM/%VOID)	-61.26		

Table 9 Burnup characteristics of axially heterogeneous core
 obtained with one dimensional calculation (CASE-2)
 (transport effect and blanket temperature effect)

ITEMS	NO TRANSPORT	TRANSPORT	BLANKET
	CORRECTED	CORRECTED	TEMP. EFFECT
BLANKET TEMPERATURE (K)	600	600	900
CORE THERMAL OUTPUT (MWt)	2398.5	2398.5	2398.5
EQUIVALENT CORE DIAMETER (CM)	347.94	347.94	347.94
CORE HIGHT (CM)	45*4	45*4	45*4
INNER BLANKET HIGHT (CM)	18*3	18*3	18*3
OUTER BLANKET HIGHT (CM)	30	30	30
FUEL PIN DIAMETER (CM)	0.95	0.95	0.95
NUMBER OF FUEL PIN	74028	74028	74028
VM/VF	1.0	1.0	1.0
CLADDING MATERIAL	ZRY	ZRY	ZRY
CLADDING THICKNESS (CM)	0.06	0.06	0.06
LOADING FISSILE PU ENRICHMENT(WT%)	10.7	10.7	10.7
BLANKET MATERIAL	U02	U02	U02
LOADING FISSILE PU (TONNE)	6.6527	6.6527	6.6527
OUTPUT FISSILE PU			
CORE (TONNE)	5.4056	5.3941	5.4072
CORE + BLANKET (TONNE)	5.6379	5.6282	5.6465
AVERAGE LINEAR HEAT RATING			
CORE (W/CM) (BOL/EOL)	169/146	169/146	169/146
BLANKET (W/CM) (BOL/EOL)	17.1/53.1	17.1/53.3	16.9/53.0
AXIAL POWER PEAKING FACTOR(BOL/EOL)	1.61/1.20	1.61/1.20	1.59/1.19
MAX. POWER DENSITY (W/CC) (BOL/EOL)	212/136	212/136	210/135
CONVERSION RATIO			
CORE	0.64/0.73	0.64/0.73	0.64/0.73
CORE + BLANKET (BOL/EOL)	0.81/0.84	0.81/0.84	0.81/0.84
AVERAGE CONVERSION RATIO			
CORE	0.693	0.693	0.693
CORE + BLANKET	0.813	0.814	0.816
REGION-WISE POWER			
CORE (%) (BOL/EOL)	94.0/81.3	94.0/81.3	94.1/81.4
BLANKET (%) (BOL/EOL)	6.0/18.7	6.0/18.8	6.0/18.7
SURVIVING RATIO	CORE/(BLANKET+CORE)		
FISSILE	0.81/0.84	0.81/0.84	0.81/0.84
PU	0.87/0.90	0.87/0.90	0.87/0.90
PU FISSILE	0.81/0.85	0.81/0.85	0.81/0.85
PU VECTOR AT EOL	CORE/(BLANKET+CORE)		
PU-239 (ATOMIC %)	52.4/52.7	52.3/52.7	52.4/52.8
PU-240 (ATOMIC %)	28.5/28.3	28.5/28.3	28.5/28.3
PU-241 (ATOMIC %)	12.5/12.5	12.5/12.5	12.5/12.5
PU-242 (ATOMIC %)	6.6/6.5	6.6/6.5	6.6/6.5
DISCHARGE BURN-UP(GWD/T) (3 BATCHES)	44.2	44.7	44.1
BURN-UP/(NET CONSUMPTION OF FISSILE INVENTORY) (GWD/T-FISS.)	2895.8	2901.3	2914.2
CYCLE LENGTH (FPD)	446	451	445
MODERATOR VOID REACTIVITY COEFF.			
AT BOC (PCM/%VOID)		-30.76	
AT EOC (PCM/%VOID)		-69.03	

Table 10 Fuel and moderator temperatures assumed for core states

core state	fuel temperature	moderator temperature
hot full power	900K	600K
hot shut-down	600K	600K
long cold shut-down	300K	300K

Table 11 Critical search by natural boron
at full power state

natural-B concentration	CASE-1 k_{eff}	CASE-2 k_{eff}
2000 ppm	1.00978	1.01109
2991 ppm	0.99883	
3000 ppm	0.99873	1.00054
3123 ppm		0.99932
4000 ppm	0.98873	0.99103
critical value*	0.99882	0.99932
	CASE-1 natural-B concentration	CASE-1 natural-B concentration
$k_{eff}=1.01000$	2083 ppm	2060 ppm
$k_{eff}=1.00000$	2991 ppm	3123 ppm
$k_{eff}=0.99000$	3991 ppm	4190 ppm

*) This value corresponds to the critical state
estimated with diffusion theory.

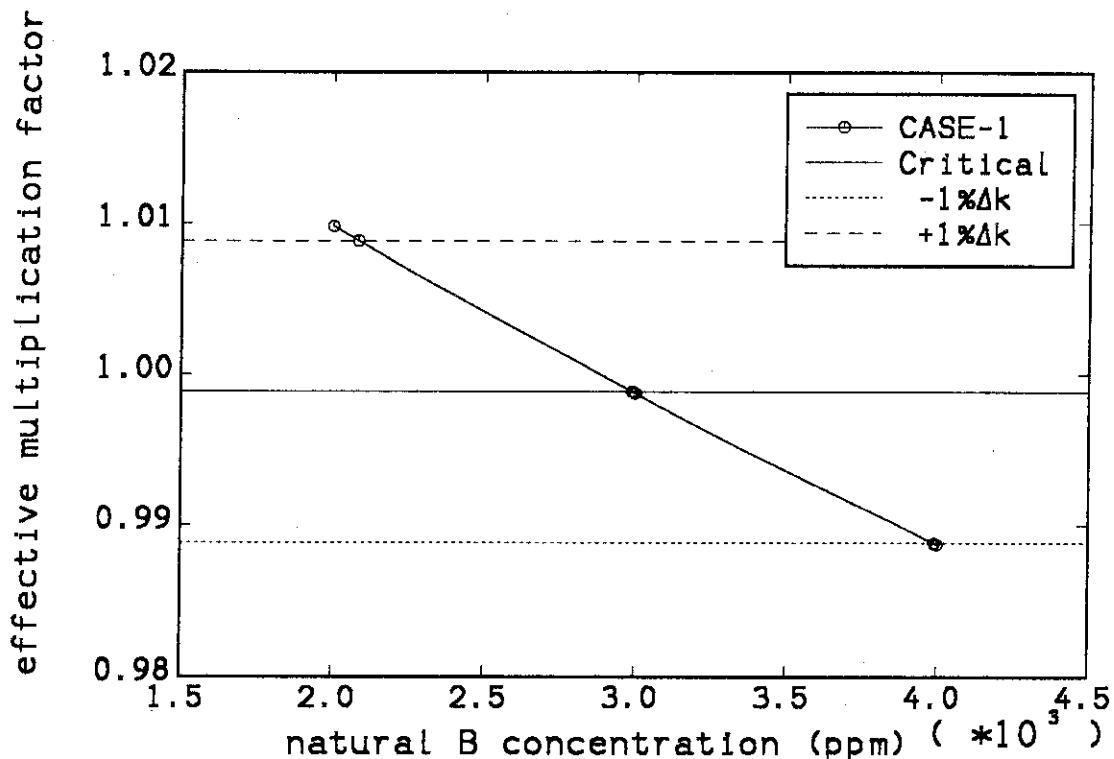
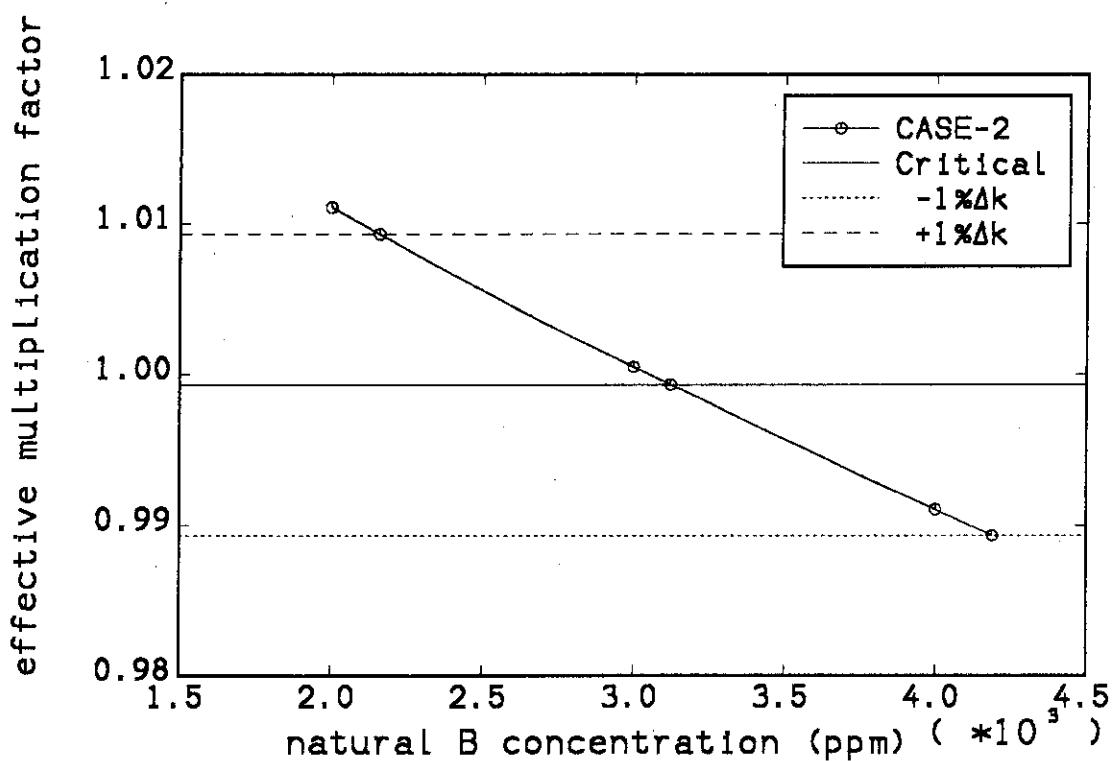
Fig. 23 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-1, BOC, hot-full power)Fig. 24 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-2, BOC, hot-full power)

Table 12 Soluble natural boron concentration
needed for hot shut-down

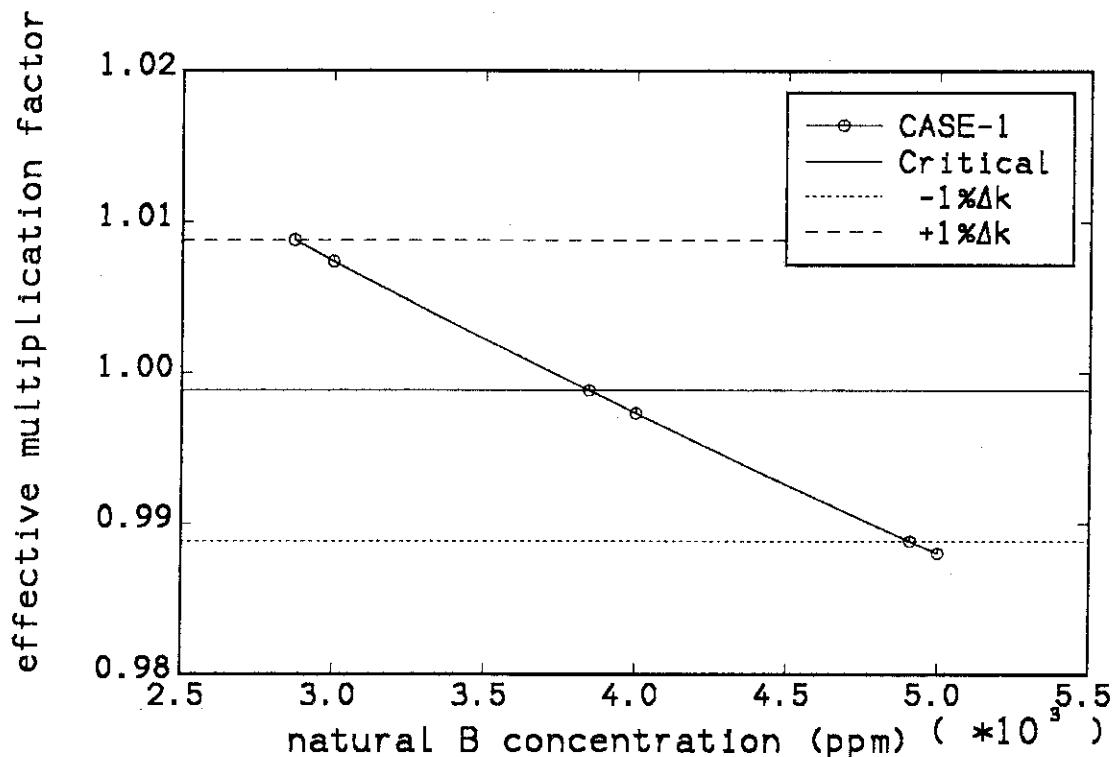
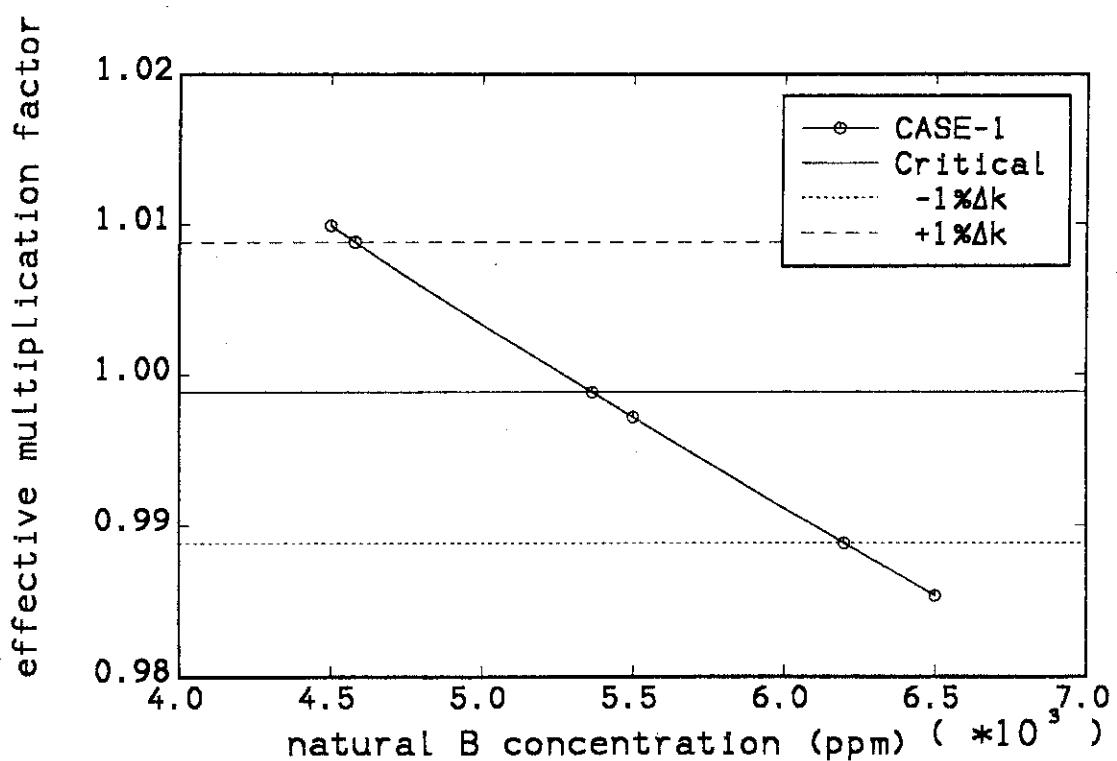
natural-B concentration	CASE-1 k_{eff}	CASE-2 k_{eff}
3000 ppm	1.00744	1.00941
3845 ppm	0.99882	
4000 ppm	0.99731	0.99977
4049 ppm		0.99932
5000 ppm	0.98801	0.99094
critical value*	0.99882	0.99932
	CASE-1 natural-B concentration	CASE-1 natural-B concentration
$k_{eff}=1.01000$	2871 ppm	3009 ppm
$k_{eff}=1.00000$	3845 ppm	4049 ppm
$k_{eff}=0.99000$	4909 ppm	5192 ppm

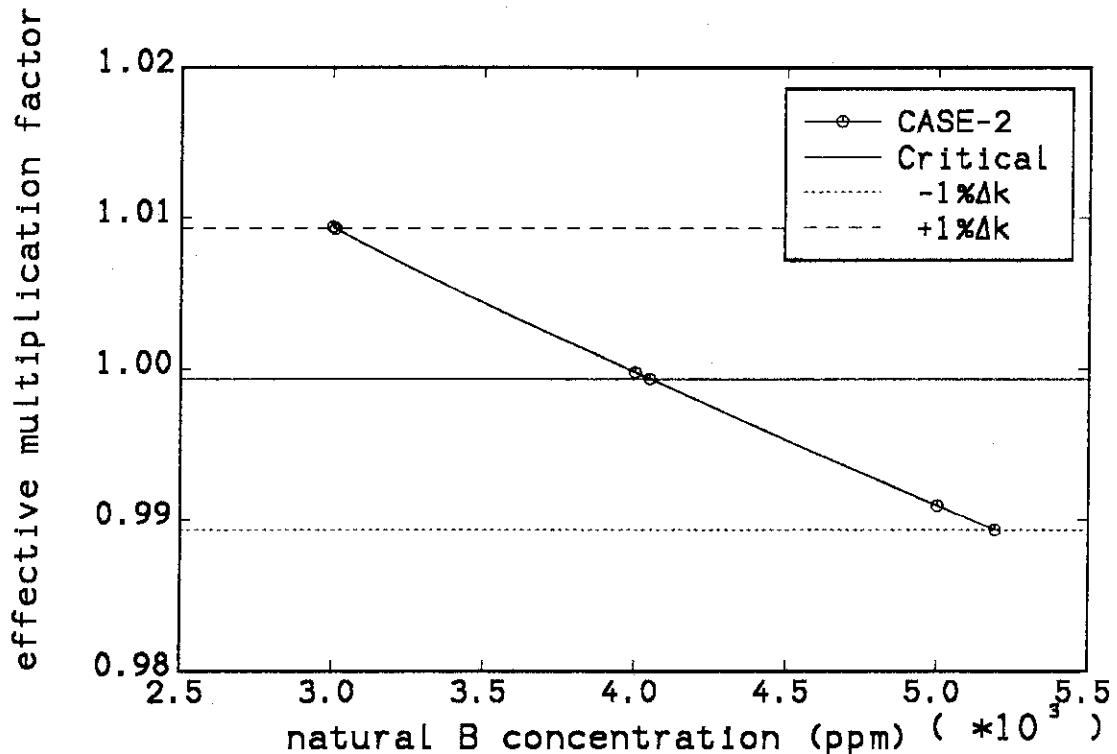
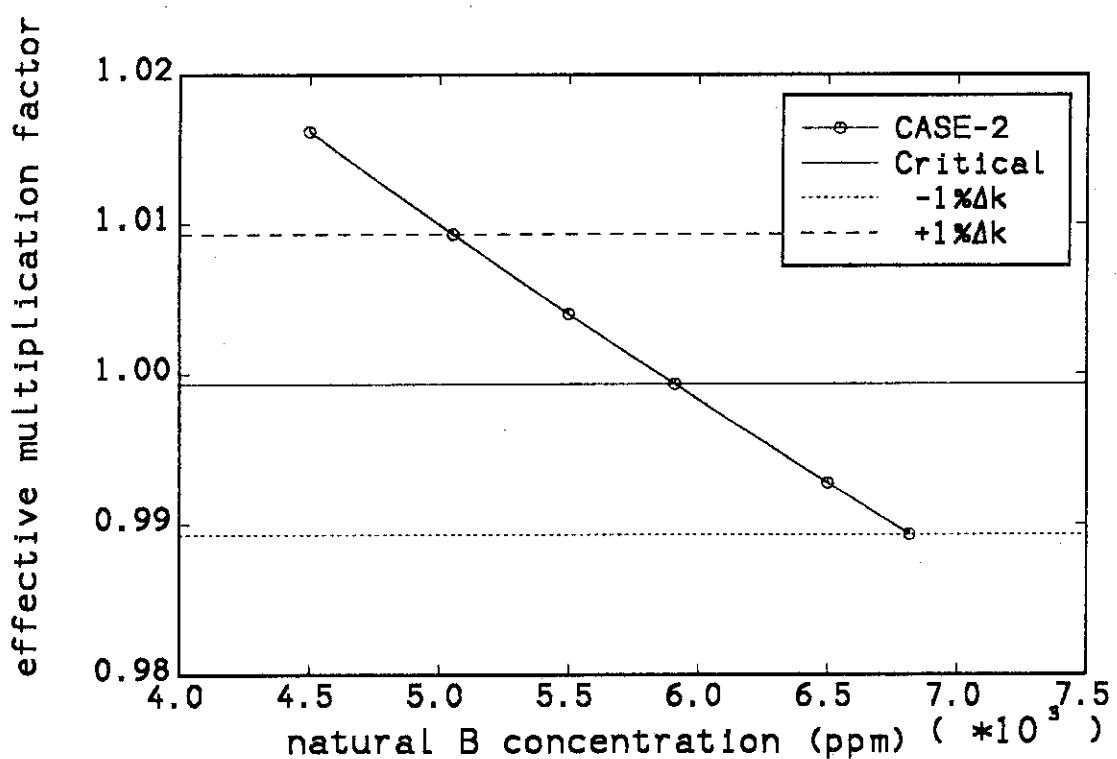
*) This value corresponds to the critical state
estimated with diffusion theory.

Table 13 Soluble natural boron concentration
needed for long cold shut-down

natural-B concentration	CASE-1 k_{eff}	CASE-2 k_{eff}
4500 ppm	1.00988	1.01615
5365 ppm	0.99882	
5500 ppm	0.99716	1.00403
5910 ppm		0.99931
6500 ppm	0.98538	0.99275
critical value*	0.99882	0.99932
	CASE-1 natural-B concentration	CASE-1 natural-B concentration
$k_{eff}=1.01000$	4580 ppm	5054 ppm
$k_{eff}=1.00000$	5365 ppm	5910 ppm
$k_{eff}=0.99000$	6200 ppm	6817 ppm

*) This value corresponds to the critical state
estimated with diffusion theory.

Fig. 25 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-1, BOC, hot-zero power)Fig. 26 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-1, BOC, cold-zero power)

Fig. 27 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-2, BOC, hot-zero power)Fig. 28 Dependence of k_{eff} on boron concentration (CASE-2, BOC, cold-zero power)

加圧水型炉では、運転時余剰反応度の燃焼変化はケミカルシムの濃度調整により制御されるが、出力調整、及び運転時の反応度微調整には制御棒が用いられる。制御棒は、その挿入により全出力状態から高温ゼロ出力状態($1\% \Delta k/k$ 未臨界)までの制御能力が要求される。今回制御棒による余剰反応度制御の検討は行っていないが、ここで対象に選ばれた炉心の V_m/V_f 値(1.0)や燃料富化度(10.7%)が 扁平二重炉心JDF1の V_m/V_f 値(1.06)や富化度(10%)とほぼ等しいことから、制御棒反応度価値も同程度の値が仮定できる。付録4に示されるJDF1燃料集合体ピン配置の条件(1集合体24制御棒)、及び制御棒挿入条件(3集合体のうち1集合体に制御棒挿入)で、90%B-10濃縮のB₄C制御棒の反応度価値は6.0%Δk/k程度¹⁴⁾である。一方 Figs. 25及び27、あるいはTable 12よりケース1、ケース2の高温ゼロ出力時に制御すべき反応度は、高温全出力時の臨界ほう素濃度を仮定し、 $1\% \Delta k/k$ の未臨界度を考えに入れるに約1.8%Δk/kとなる。JDF1と同様の制御棒システムで充分な制御能力がある。ただし、事故解析の結果から要求される停止余裕と比べて制御棒反応度が不足する場合には、集合体あたりの制御棒本数を増やす必要がある。

4.4 高温運転時における冷却材ボイド反応度係数

これまで検討中の2ケースについて、高温出力状態において可溶性ボロンにより臨界調整を行ったうえ、20%、40%、60%、80%、95%のボイド率に対する実効増倍率の変化の様子をTables 14及び15、さらにFigs. 29及び30に示す。なお、ボイド率 $x\%$ の冷却材ボイド反応度係数は次の式により定めた。

$$\text{void coeff.} = \ln \left[\frac{k_{eff}(x\% \text{void})}{k_{eff}(0\% \text{void})} \right] \times 10^5 / x \quad [\text{pcm}/\% \text{void}]$$

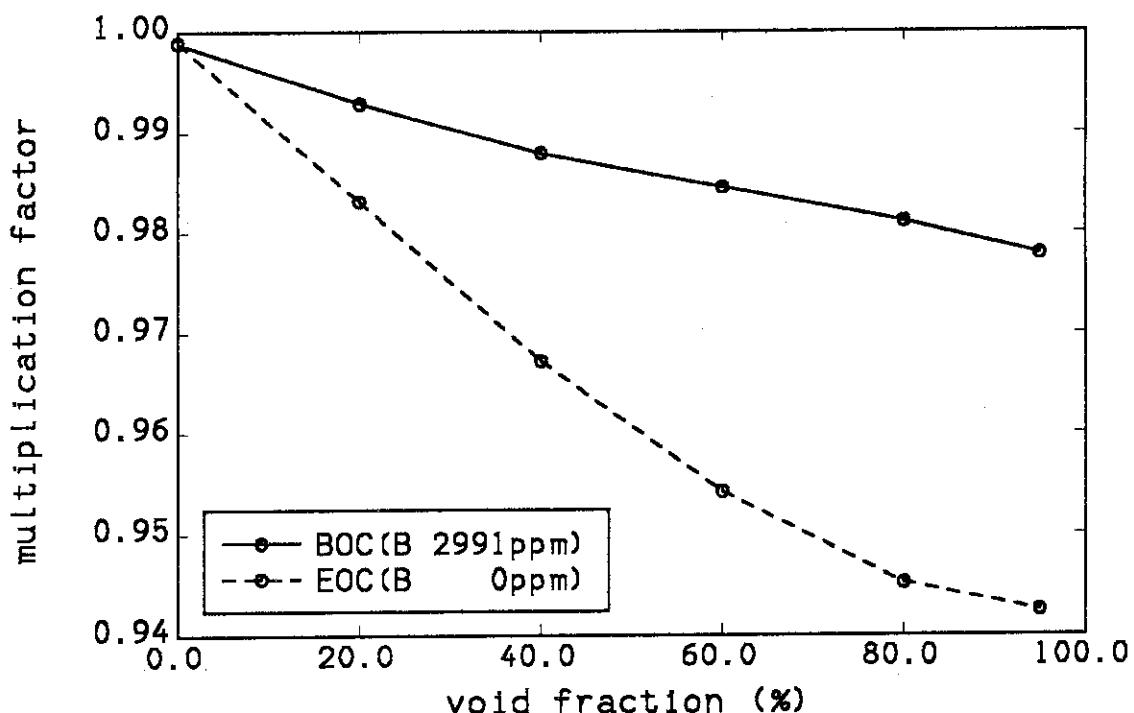
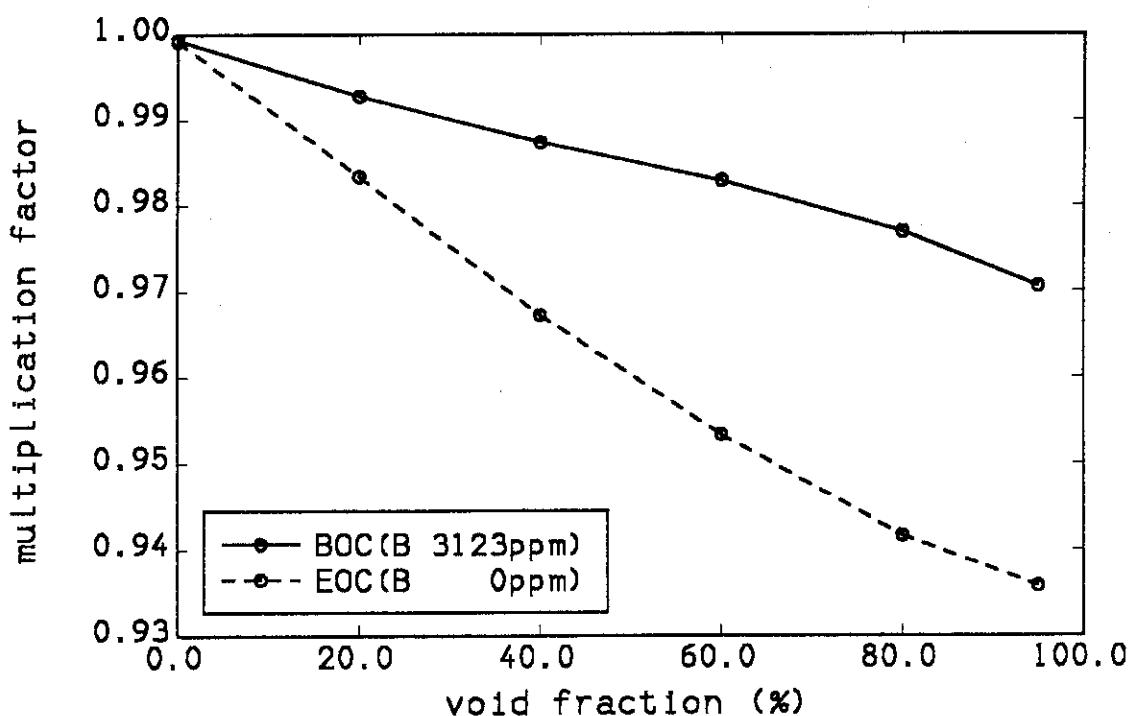
Tables 14及び15中のボイド反応度係数は 平衡サイクル初期で(負の絶対値が)最も小さくなるが(-20~-30pcm/%void)、末期では-60~-70pcm/%voidになる。これらの絶対値は、親物質棒を用いるスペクトルシフト型の準稠密格子のHCLWR、例えばHCLWR-J2S¹⁴⁾に対する値の約半分である。平衡サイクル初期の値に関しては、3章で述べられたように、ガドリニアを内部ブランケット領域で使用することにより可溶性ボロンの使用量が減ることで改善が期待される。また、 V_m/V_f を本章で選ばれた値、1.0程度まで下げるに、中性子スペクトルが硬化し制御棒や可溶性ボロンの価値もまた低下する。そのため冷温停止の条件も $V_m/V_f \sim 1.4$ の準稠密格子の場合より厳しいものとなり、負のボイド反応度係数の絶対値が大き過ぎることは必ずしも望ましいことではない。ここで得られた程度のボイド反応度係数が妥当な値と考えられる。

Table 14 Coolant void reactivity coefficient
at full power operation (BOC)

void	CASE-1 (boron 2991ppm) k_{eff}	CASE-2 (boron 3213ppm) k_{eff}
0%	0.99883	0.99932
20%	0.99284	0.99227
40%	0.98796	0.98736
60%	0.98448	0.98290
80%	0.98111	0.97693
95%	0.97782	0.97054
void coeff. (pcm/%void)	-22.38	-30.76

Table 15 Coolant void reactivity coefficient
at full power operation (EOC)

void	CASE-1 (boron 0ppm) k_{eff}	CASE-2 (boron 0ppm) k_{eff}
0%	0.99888	0.99920
20%	0.98311	0.98337
40%	0.96719	0.96723
60%	0.95419	0.95334
80%	0.94517	0.94167
95%	0.94241	0.93578
void coeff. (pcm/%void)	-61.26	-69.03

Fig. 29 Dependence of k_{eff} on moderator void (CASE-1, hot-full power)Fig. 30 Dependence of k_{eff} on moderator void (CASE-2, hot-full power)

4.5 燃焼特性

第3章の検討結果にあるように、軸方向非均質炉心の炉心領域とプランケット領域の境界に生じる顕著な出力ピークは、炉心領域に接しているプランケット領域にGdを添加することによって効果的に低減できることが示された。この知見をもとに2ケースの詳細解析炉心について、一次元平板形状で炉心燃焼計算を実施し、以下に示す炉心特性量を算出した。

- i) 平均転換比(BOLとEOL間の時間積分平均)
- ii) 核分裂性核種残存率、核分裂性Pu残存率、全Pu残存率
- iii) 取り出し燃焼度、正味燃焼度
- iv) 領域ごとの出力及び平均線出力(BOL/EOL)
- v) 軸方向ピーキング係数(BOL/EOL)
- vi) 核分裂性Puインベントリ
- vii) 出力分布及び中性子束分布の時間変化

まず、Gdの添加割合を変えて2つの炉心の燃焼計算を行い、添加割合の決定を行った。Fig. 31にケース1及び2炉心の燃焼反応度変化を示す。両ケースの炉心とも40,000ppm以上のGdの添加割合では達成燃焼度を大きく減じてしまう。また、Fig. 32にはピーキング・ファクターの燃焼変化を示す。燃焼期間を通してピーキング・ファクターを小さく保つために、30,000ppmのGd濃度が有効であることがわかる。燃焼度を低下させずにピーキング・ファクターとなるべく小さく保つために、ここではGdのプランケット領域端部への添加割合を30,000ppmとして、2ケースの詳細解析炉心の炉心特性評価を行った。

Table 16にケース1及び2炉心の炉心性能を比較して示す。最終的に、目標とする45GWd/t程度の燃焼度と0.85の核分裂性Pu残存比を同時に達成するという燃焼性能を満足している。出力分布の燃焼変化をFigs. 33及び34に示す。これらの出力分布を用いて、原子炉の熱的制限値の一つであるDNBRを、GAPCON-THERMAL2-HCコード¹⁸⁾により計算した。KfKの限界熱流束相関式¹⁹⁾を用いて計算された結果をFigs. 35及び36に示す。炉心出口に最も近い炉心領域においてDNBRが最小値となっているが、BOL、EOLとも最小DNBRは1.3以上の制限を満足している。

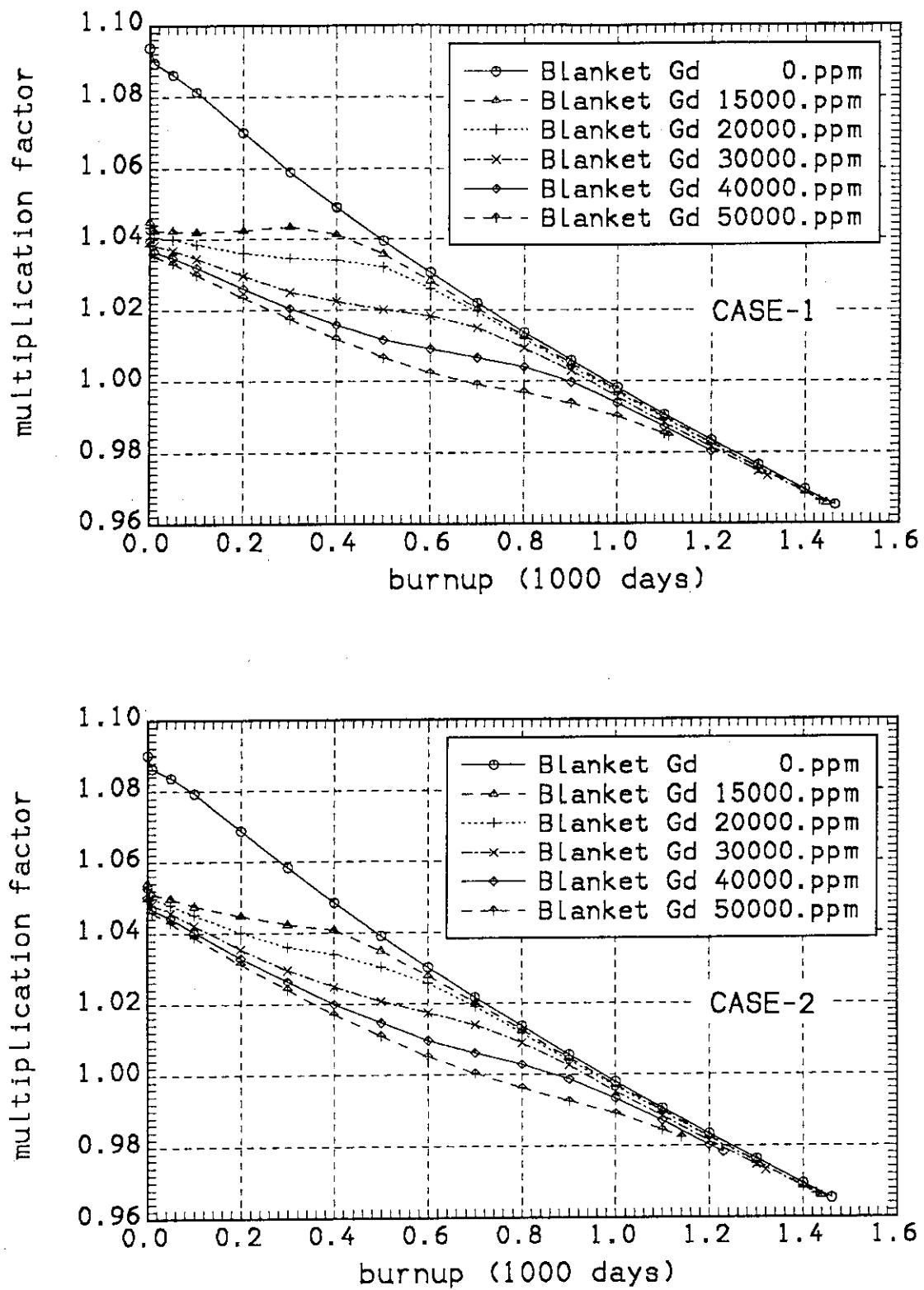


Fig. 31 Burnup reactivity changes calculated with different Gd concentrations

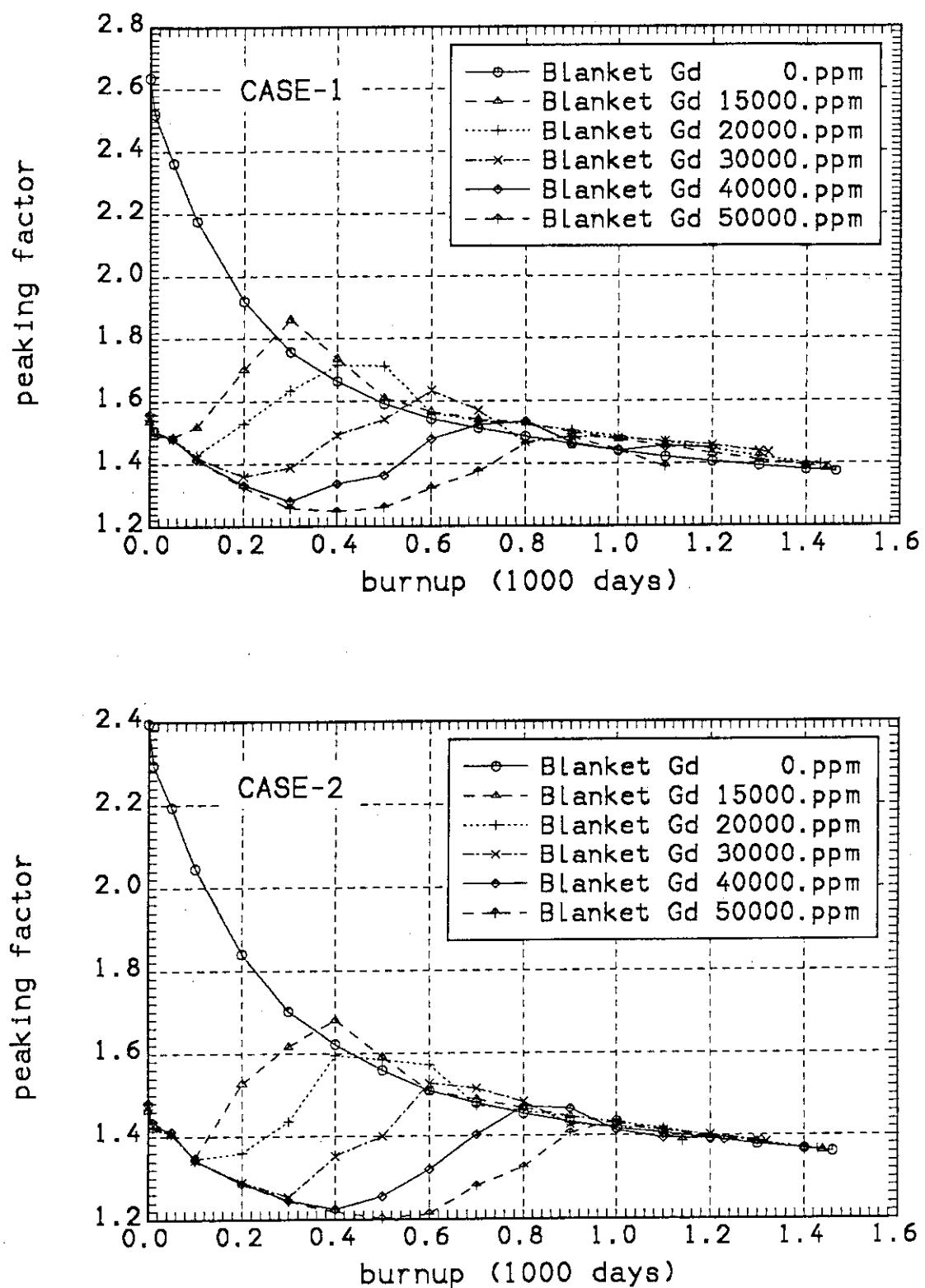


Fig. 32 Burnup dependence of peaking factors with different Gd concentrations

Table 16 Burnup characteristics of axially heterogeneous HCLWRs
 obtained with one dimensional calculation)
 (with 30000ppm in blanket region adjacent to core region)

ITEMS	CASE-1	CASE-2
CORE THERMAL OUTPUT (MWT)	2665	2398.5
EQUIVALENT CORE DIAMETER (CM)	347.94	347.94
CORE HEIGHT (CM)	40*5	45*4
INNER BLANKET HEIGHT (CM)	15*4	18*3
OUTER BLANKET HEIGHT (CM)	30	30
FUEL PIN DIAMETER (CM)	0.95	0.95
NUMBER OF FUEL PIN	74028	74028
VM/VF	1.0	1.0
CLADDING MATERIAL	ZRY	ZRY
CLADDING THICKNESS (CM)	0.06	0.06
LOADING FISSILE PU ENRICHMENT(WT%)	10.7	10.7
BLANKET MATERIAL	U02	U02
EXCESS REACTIVITY (%D-K) (3 BATCHES)	2.3	2.6
LOADING FISSILE PU (TONNE)	7.3919	6.6527
OUTPUT FISSILE PU		
CORE (TONNE)	6.0109	5.4110
CORE + BLANKET (TONNE)	6.2680	5.6495
AVERAGE LINEAR HEAT RATING		
CORE (W/CM) (BOL/EOL)	172/146	171/146
BLANKET (W/CM) (BOL/EOL)	14.2/56.0	13.5/54.0
AXIAL POWER PEAKING FACTOR(BOL/EOL)	1.55/1.43	1.47/1.38
MAX. PEAKING FACTOR	1.63 (600DAYS)	1.53 (600DAYS)
MAX. POWER DENSITY (W/CC) (BOL/EOL)	207/163	197/157
CONVERSION RATIO		
CORE	0.64/0.72	0.64/0.72
CORE + BLANKET (BOL/EOL)	0.79/0.83	0.79/0.83
AVERAGE CONVERSION RATIO		
CORE	0.685	0.687
CORE + BLANKET	0.804	0.804
REGION-WISE POWER		
CORE (%) (BOL/EOL)	95.3/81.3	95.3/81.0
BLANKET (%) (BOL/EOL)	4.7/18.7	4.7/19.0
SURVIVING RATIO	CORE/(BLANKET+CORE)	
FISSILE	0.81/0.84	0.81/0.84
PU	0.87/0.90	0.87/0.90
PU FISSILE	0.81/0.85	0.81/0.85
PU VECTOR AT EOL	CORE/(BLANKET+CORE)	
PU-239 (ATOMIC %)	52.4/52.8	52.4/52.8
PU-240 (ATOMIC %)	28.5/28.2	28.5/28.2
PU-241 (ATOMIC %)	12.5/12.5	12.5/12.5
PU-242 (ATOMIC %)	6.6/6.5	6.6/6.5
DISCHARGE BURN-UP(GWD/T) (3 BATCHES)	44.0	44.0
BURN-UP/(NET CONSUMPTION OF FISSILE INVENTORY) (GWD/T-FISSION)	2884.2	2898.6
CYCLE LENGTH (FPD)	440	440

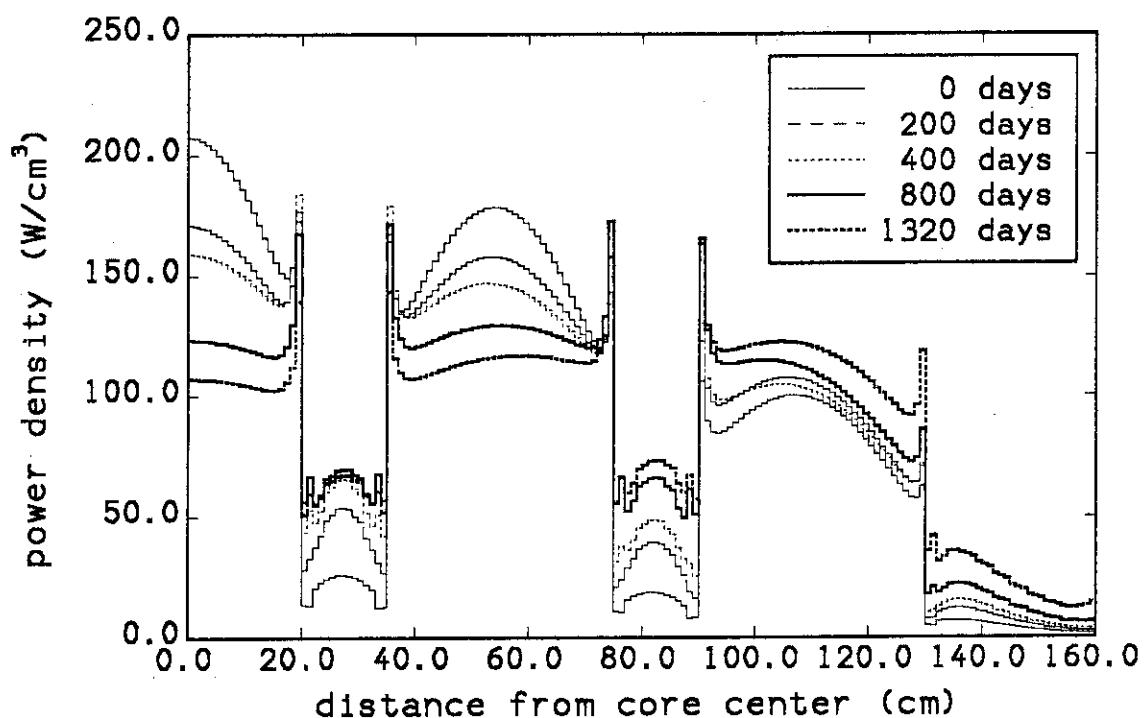


Fig. 33 Axial power distribution (CASE-1, 30,000 ppm Gd in blanket)

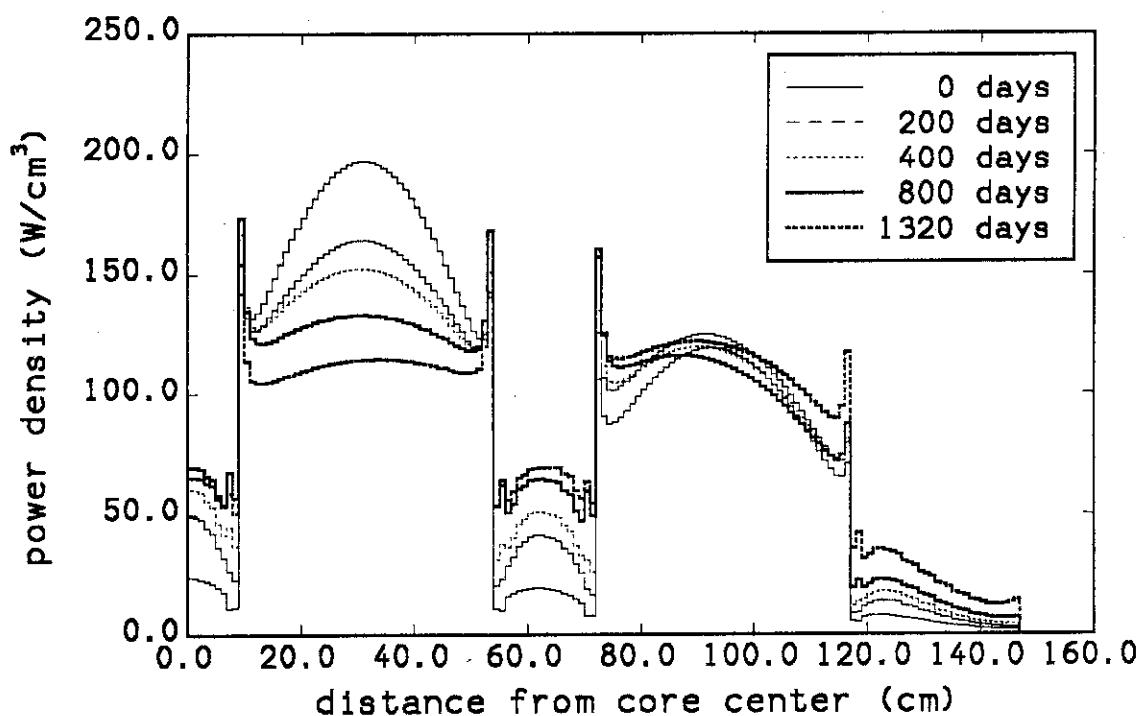


Fig. 34 Axial power distribution (CASE-2, 30,000 ppm Gd in blanket)

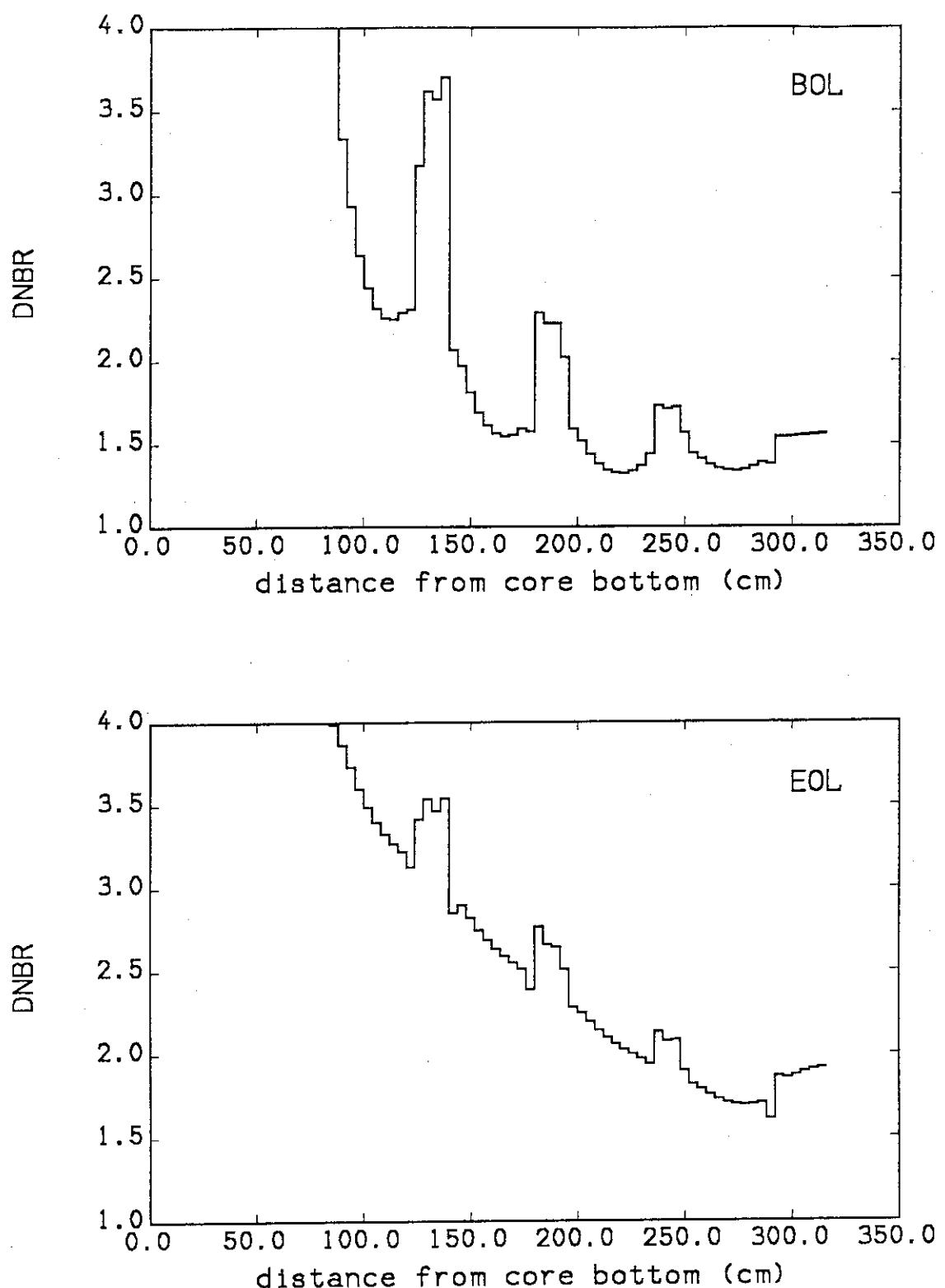


Fig. 35 DNB ratio by KfK correlation (CASE-1, 30.000ppm Gd in blanket)

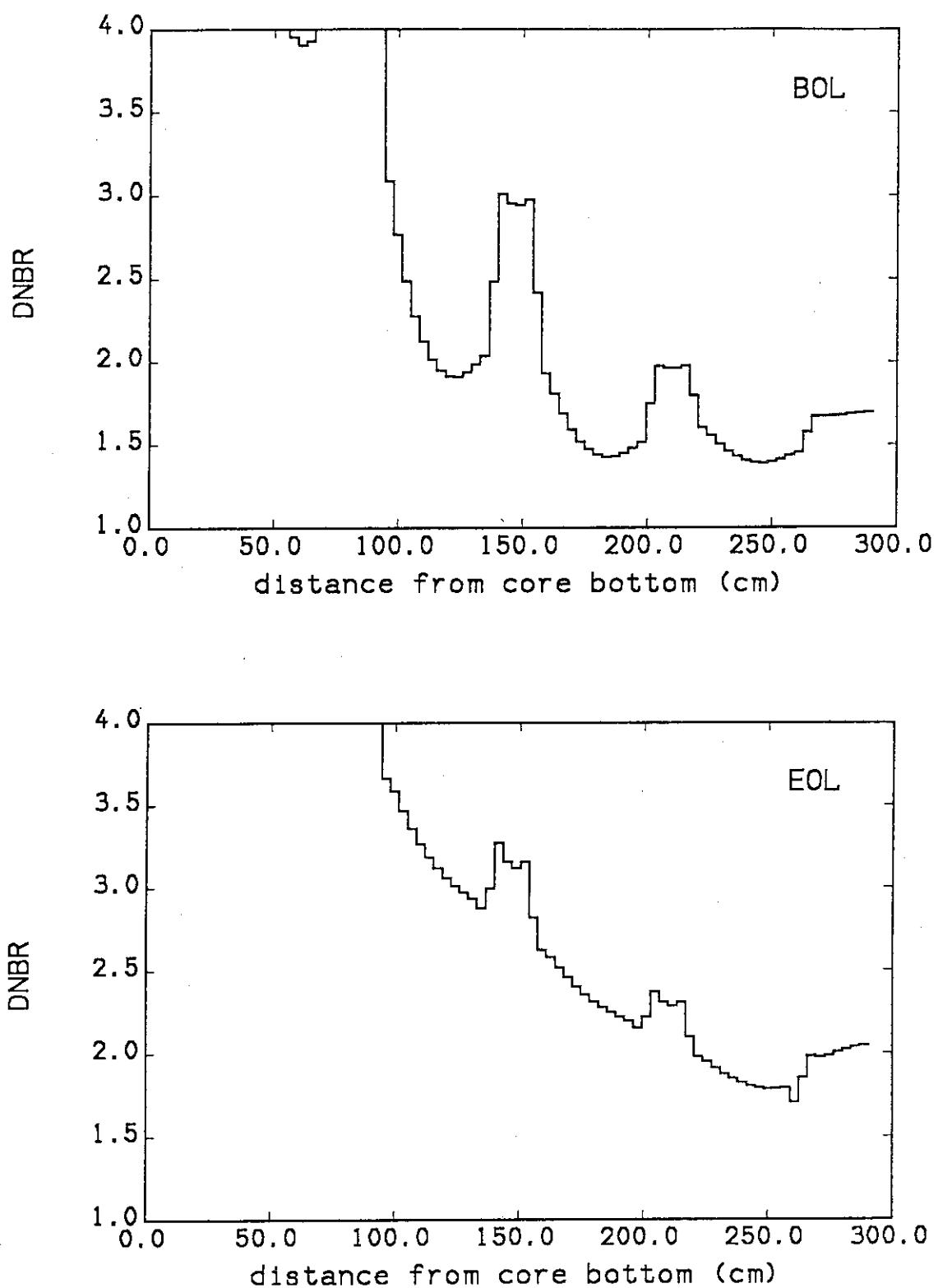


Fig. 36 DNB ratio by KfK correlation (CASE-2, 30,000ppm Gd in blanket)

5.まとめ

原研の高転換軽水炉第一期研究計画において提案された扁平二重炉心型高転換軽水炉は、核的、熱水力的、構造的にみて概念成立上大きな問題点はないとされ、しかも、ボイド反応度係数を負に保ちながら、高転換比(約0.85)と高燃焼度(約45GWd/t)を同時に得ることができる。

一方、扁平二重炉心は、その性格上この概念を大出力炉(1,100MWeクラス)に拡大すると、炉心全体形状がプラント工学的に異常に扁平な形状にならざるを得ない。従って、この扁平炉心の概念に基づく炉心を適当な直径の圧力容器に収納できるようになることが望ましい。このため、扁平二重炉心の設計を見直し、軸方向非均質炉心への概念の拡張を試みた。

まず、ボイド反応度係数、ケミカルシム制御、炉心間の核的カップリング、再処理インベントリ等の点をふまえつつ、目標とする燃焼性能を満足する炉心仕様を設定するために、軸方向非均質炉心の炉心部高さ、プランケット領域厚さ等の炉心諸元パラメータの最適化を行った。この最適化計算に基づき2つの炉心諸元のセットを選び出し大出力炉を想定した炉心仕様を設定し、これらの炉心の炉心特性の解析を行った。その結果、軸方向非均質炉心により、燃焼度45GWd/t程度、核分裂性Pu残存率0.85以上という性能を得ながら、同時に充分な負のボイド反応度係数を保つことができる炉心概念が得られた。もしも、均質な炉心概念で同等な性能を達成しようとすれば、核分裂性Pu富化度9%以上、 $V_m/V_f \leq 0.8$ にする必要がある²⁰⁾。しかし、均質系ではこのようなパラメータ領域ではボイド反応度係数が大幅に正となる。このことは、ボイド反応度特性を改善し、かつ転換比及び燃焼度を向上するうえで軸方向非均質炉心が有効であること示している。

扁平二重炉心を含む多重炉心の問題点として、燃料部と軸方向プランケット部の境界に顕著な出力ピークが生じることが、第一期研究計画当時から指摘されていた。この問題点を解決するための検討を行い、炉心領域と接するプランケット端部のプランケット燃料のみにGdを添加することによって、余剰反応度の低減等炉心特性を改善しながら出力ピークを抑えられることが確認された。

軸方向非均質炉心はPuの量と質をともに低下させることなく有効にエネルギーを取り出せるという特徴を持つため、燃料サイクルのシナリオしだいでは魅力ある、実現可能な高転換軽水炉のオプションの一つとして位置付けることができる。ただし、軸方向非均質炉心は核的観点から見ると扁平二重炉心と同様の特性を持つが、扁平二重炉心に比べ炉心の段数が多く、熱水力的には特性が異なることが考えられ、特にLOCA-再冠水等の事故時の挙動は概念成立上の問題点となる可能性がある。本報告書の検討対象となった4段ないしは5段の軸方向非均質炉心は、上にも述べた通り1,100MWeクラスの大出力炉を想定したものであるが、今後熱水力工学や安全性等の検討を進め、それに基づき実現性のある炉心段数と対応する炉出力を持つ設計とする必要である。

参考文献

- 1) Edlund, M.C. : "High Conversion Ratio Plutonium Recycle in Pressurized Water Reactors", Ann.Nucl.Energy, 2, 801 (1975).
- 2) Uotinen, V.O., et al. : "Technical Feasibility of a Pressurized Water Reactor Design with a Low Water Volume Fraction", EPRI-NP-1833, Electric Power Research Institute (1981).
- 3) Oldekop, W., Berger, H.D. and Zeggel, W. : "General Features of Advanced Pressurized Water Reactors with Improved Fuel Utilization", Nucl.Technol., 59, 212 (1982).
- 4) Broeders, C.H.M. and Dalle Donne, M. : "Conceptual Design of a $(Pu,U)O_2$ Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor", Nucl. Technol., 71, 82 (1985).
- 5) Markl, H., Goetzmann, C.A. and Moldaschl, H. : "KWW's High Conversion Reactor Concept - an Economical Evolution of Modern Pressurized Water Reactor Technology toward Improved Uranium Ore Utilization", Nucl. Technol., 80, 65 (1988).
- 6) Zeggel, W. et al. : "Analytical Methods in the High Conversion Reactor Core Design", Nucl. Technol., 80, 292 (1988).
- 7) Vallee, A., Millot, J.P. and Bruna, G. : "The FRAMATOME RCVS Concept and Physics", Proc. ENC'86, Geneva, 2, 477 (1988).
- 8) Hittner, D., Millot, J.P. and Vallee, A. : "Preliminary Results of the Feasibility Study on the Convertible Spectral Shift Reactor Concept", Nucl. Technol., 80, 181 (1988).
- 9) Saji, E. et al. : "Feasibility Studies on High Conversion Pressurized Water Reactors with Semitight Core Configurations", Nucl. Technol., 80, 18 (1988).
- 10) Umeoka, T. et al. : "Current Status of High Conversion Pressurized Water Reactor Design Studies", Nucl. Technol., 80, 29 (1988).
- 11) Iizuka, A. et al. : "Feasibility Design Studies on HCPWRs with Semi-Tight Core Configuration", Proc. International Reactor Physics Conf., Jackson Hole, USA, III, 107 (1988).
- 12) Goetzmann, C.A., Markl, H. and Moldaschl, H. : "Rationale for Pressurized Water High Conversion Reactor(PWHCR) Development Strategy", IAEA Technical Committee on Technical and Economic Aspects of High Converters, Nuremberg, March (1990).
- 13) Takeda, R. et al. : "Plutonium Generation Boiling Water Reactor Concept", Proc. International Conf. on the Physics of Reactors, Marseille, 4, PIII-64 (1990).
- 14) Okumura, K. et al. : "Conceptual Design Study of High Conversion Light Water Reactor", JAERI-M 90-096, Japan Atomic Energy Research Institute (1990) (in Japanese).

- 15) Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory : "Thermal-Hydraulic Study of a High Conversion Light Water Reactor", JAERI-M 91-55, Japan Atomic Energy Research Institute (1991) (in Japanese).
- 16) Tsuchihashi, K. et al. : "Revised SRAC Code System", JAERI 1302, Japan Atomic Energy Research Institute (1986).
- 17) Prahl, R.E. and Milton, L.J. : "A User's Manual for the Monte Carlo Code VIM", FRA-TM-84, Argonne National Laboratory (1976).
- 18) Mori, T., Nakagawa, M. and Fujii, S. : "Parametric Survey on Thermal-Hydraulic Characteristics of of High Conversion Light Water Reactor", JAERI-M 88-224, Japan Atomic Energy Research Institute (1988) (in Japanese).
- 19) Dalle Donne, M. and Hame, W. : "Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices. Including the Spiral Spacer Effect", Nucl. Technol., 71, 111 (1985).
- 20) Akie, H., Ishiguro, Y. and Ido, M. : "Parameter Survey for Burnup of High Conversion Light Water Reactor Lattice", JAERI-M 86-197, Japan Atomic Energy Research Institute (1987) (in Japanese).

付録 1 転換比と燃焼度の定義

炉心の燃焼性能を比較検討するために以下の(1)~(7)の諸量を計算評価している。これらのうち(1)~(5)の量を広義の転換比として捉える場合もあるが、近年では混乱を避けるため、これらの定義と意味するところを以下に述べるように明確にした上で使い分けている。*

(1) 瞬時転換比 (ICR : Instantaneous Conversion Ratio)

$$\begin{aligned} ICR(t) &= \int dr \int dE \Sigma_{\text{f},r}(t, r, E) \cdot \phi(t, r, E) / \int dr \int dE \Sigma_{\text{f},s}(t, r, E) \cdot \phi(t, r, E) \\ &= (\text{親物質: U-238, Pu-240の中性子捕獲反応率}) / (\text{核分裂性物質: U-235, Pu-239, Pu-241の中性子吸収反応率}) \\ &= (\text{核分裂性物質の生成率}) / (\text{核分裂性物質の消滅率}) \end{aligned} \quad (A. 1)$$

炉物理上の定義に基づく転換比であり、燃焼時間すなわち燃焼度とともに増大する。格子燃焼計算での $t=BOL$ (燃焼寿命初期)または、炉心燃焼計算での $t=BOC$ (燃焼サイクル初期)における値を特に初期転換比(Initial Conversion Ratio)と言う。多バッチ炉心の場合には燃焼度の異なる領域が炉内に混在するため、格子計算と炉心計算では初期転換比の値も異なる。すなわち、格子計算では新燃料(燃焼度ゼロ)に対応する転換比を与えるのに対し、炉心計算では炉内平均燃焼度相当の転換比を与えることになる。3.2%濃縮ウラン燃料を使用する現行PWRの場合BOL転換比は約0.45、33GWd/t燃焼度時点のEOL(燃焼寿命末期)転換比は0.74程度である。

(2) 平均転換比 (ACR : Average Conversion Ratio)

$$ACR = \int ICR(t) dt / \int dt \quad (A. 2)$$

ICRは時間依存であるため炉心の性能を評価するのにはむかない。このため転換比を燃焼期間に渡って時間平均しこれを平均転換比と称して使用する。積分範囲は、格子燃焼計算の場合BOLからEOLまで、炉心燃焼計算の場合にはBOCからEOC(燃焼サイクル末期)までとするが、この場合はどちらもほぼ同等の値を与える。ちなみにPWRの平均転換比は、33GWd/tの達成燃焼度を前提として0.56程度である。

この様に定義される平均転換比は炉心の性能を評価する一つの指標として使用できるが、燃焼期間に依存するため、燃料濃縮度やそれにより達成される取り出し燃焼度との比較の下に議論されなければならない。転換比は燃焼度に対して増加関数であるとともに燃料濃縮度に対して減少

*: 鳴田昭一郎: "高転換軽水炉研究における転換比の用語および定義", 日本原子力学会誌, 32, 351 (1990).

関数であり、一般的には後者の効果の方が大きい。したがって、燃料濃縮度を極端に下げれば非常に高い平均転換比が得られるが、達成燃焼度が不充分となる。逆に、燃料濃縮度を上げることにより高燃焼度を達成できても平均転換比を下げる結果となる。燃焼度と平均転換比のどちらを重視するかは、時々の燃料戦略や再処理能力等により決定される。

(3) 核分裂性物質残存比 (FCR : Fissile Conservation Ratio)

$$FCR = \{EOL\text{時の核分裂性物質(U-235, Pu-239, Pu-241)総量}\}/\{BOL\text{時の総量}\} \quad (A. 3)$$

(4) 核分裂性プルトニウム物質残存比 (PuFCR : Pu Fissile Conservation Ratio)

$$PuFCR = \{EOL\text{時の核分裂性プルトニウム(Pu-239, Pu-241)総量}\}/\{BOL\text{時の総量}\} \quad (A. 4)$$

(5) プルトニウム残存比 (PCR : Pu Conservation Ratio)

$$PCR = \{EOL\text{時の全Pu総量}\}/\{BOL\text{時の総量}\} \quad (A. 5)$$

(3)～(5)はインベントリ比とも呼ばれ、燃料装荷時の核分裂性物質、核分裂性プルトニウム、あるいは全プルトニウムが、燃料取り出し時においてどれだけ残存しているかを示すものである。プランケットを持つ体系では、そこでの生成量も EOL総量に加味される。炉物理的に定義される平均転換比に比べ直観的な量として便利であるが、EOL燃焼度がゼロの極限ではいずれの値も1.0となり、平均転換比と同様に達成燃焼度と併せて議論されるべき量である。

HCLWRのMOX燃料は、通常ウラン濃縮行程から得られる0.2%減損ウランの使用を前提としており、そこに含まれる僅かなU-235は資源論的に意味を持たないとの考え方から、FCRよりはPuFCRが広く使用される。ただし、減損ウランではなく約1%濃縮度の再処理ウランを使用するという考え方もあり、この場合にはFCRの方が適切となる。ウラン燃料を使用するPWRの場合には、FCRは33GWd/t燃焼度時点(3.2wt.%濃縮燃料使用)で0.45程度であり、55GWd/t燃焼時点(4.7wt.%濃縮)では0.29程度となる。

(6) 実効燃焼度 (B_{eff} : Effective Discharge Burnup)

$$B_{eff}(\text{MWd/t}) = \frac{\text{総熱出力(MWt)} \times \text{燃焼期間(Full Power Days)}}{\text{炉心部燃料インベントリ (H. M. tonne)}} \quad (A. 6)$$

燃焼度という言葉の中には、次のような二つの意味が込められている。1) 核分裂性燃料インベントリあたりから得られるエネルギー総量。2) 注目する領域毎の燃焼の進み具合。現行PWRのようにプランケットを持たない炉では、取り出し燃焼度はどちらの意味で使用しても同じである。ところがプランケットや親物質を含む体系では炉心部とプランケット部等では出力密度に大

きな差があり、通常これらの領域毎に燃焼度が計算される。この場合の燃焼度は 2)の意味を持つことになり、例えば、再処理の際の放射能強度から制限される上限燃焼度等がこれに相当する。ただし、各領域のインベントリが異なるため、領域毎に得られる燃焼度(MWd/t単位)には加算性がない。プランケット部の出力寄与が特に大きい場合には、1)と2)の差は無視できないほど大きくなる。そこで 1)の意味で燃焼度を評価する際には、(A.6)式のように炉の総出エネルギーを炉心燃料部のみのインベントリで割る方が適切である。これを特に実効燃焼度と称して区別するものとする。

(7) 正味消費核分裂性燃料燃焼度 (B_{net} : Effective Burnup per Net Consumption of Fissile Inventory)

$$B_{net} = (\text{実効燃焼度}) / \{ \epsilon \cdot (1-FCR) \} \quad (A.7)$$

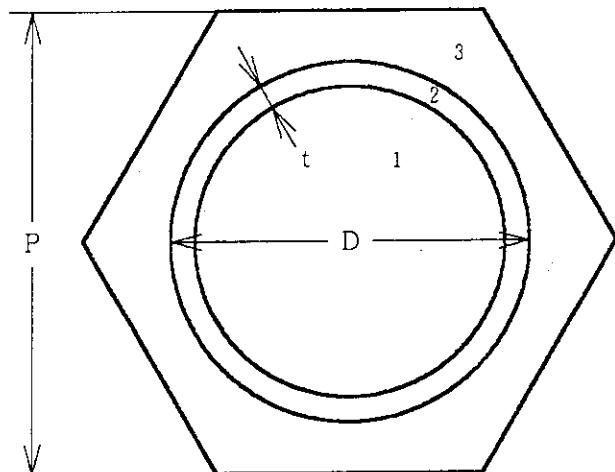
ϵ : U-235濃縮度または核分裂性プルトニウム富化度(wt.%) / 100

既に述べたように、FCRの考え方を取り出し燃焼度と併用して意味を成すものである。(A.7)式によりこれらの量を結び付けることができる。この式は、対象とする炉において、燃焼と転換の差し引きとして正味消費された核分裂性物質のインベントリあたりから生成されるエネルギー総量として理解される。PWRの場合、 B_{net} は1,880GWd/t程度となる。ちなみに、FCR等の残存比の定義には、(A.7)式のように ϵ の効果は入らない。したがって 残存比は実効燃焼度が同一であっても濃縮度の高い体系で有利な値を与えることになる。残存比は、直観的で広く使用されている量ではあるが、このような曖昧性も含んでいることを注意しておきたい。

付録 2 パラメータサーベイ計算条件

A2.1 格子計算条件

- ・コード : SRAC
- ・核データライブリリー : JENDL-2
- ・核分裂生成核種燃焼チェーンモデル
: 65核種 + 1疑似核種モデル
- ・エネルギー群数 : 90群(Table A-1)
- ・格子形状 : 3領域六角格子
燃料ピン径 : $D = 0.95\text{cm}$
被覆管厚さ : $t = 0.06\text{cm}$
セルピッチ : $P(\text{cm})$
 $v(V_m/V_f \text{値})$ に応じて次式により計算。



$$P^2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\pi D^2}{4} + v \cdot \frac{\pi (D-2t^2)}{4} \cdot \frac{X}{1-X} \right], \quad \text{ただし } X=0.06: \text{減速材領域構造材割合。}$$

平均線出力: 詳細解析炉心2ケースの予備計算結果より、炉心部151.5W/cm、プランケット部63.4W/cmと決定。

パックリング : 炉心高さ $h(\text{cm})$ と半径 $R(\text{cm})$ から、 $B^2(\text{cm}^{-2})$ を次式により計算。

$$B^2 = (\pi / H')^2 + (2.405/R)^2, \quad \text{ただし } H' = h+30, \quad R=200.$$

H' は詳細解析炉心の炉心計算と格子計算とでBOLの実効増倍率が等しくなるよう
にサーベイを行った結果から定めた。

A2.2 炉心計算条件

- ・コード : COREBN
- ・計算体系 : 一次元無限平板体系(Fig. 1参照)
- ・断面積データ : SRACにより計算された燃焼度依存の巨視的断面積テーブルを使用。

Table A-1 Fine energy group structure of 90 groups

< fast >				< thermal >				
group	energy range (eV)	group	energy range (eV)	group	energy range (eV)			
1	1.000E+07	7.788E+06	32	4.307E+03	3.355E+03	60	3.928E+00	3.059E+00
2	7.788E+06	6.065E+06	33	3.355E+03	2.613E+03	61	3.059E+00	2.382E+00
3	6.065E+06	4.724E+06	34	2.613E+03	2.035E+03	62	2.382E+00	1.855E+00
4	4.724E+06	3.679E+06	35	2.035E+03	1.585E+03	63	1.855E+00	1.637E+00
5	3.679E+06	2.865E+06	36	1.585E+03	1.234E+03	64	1.637E+00	1.445E+00
6	2.865E+06	2.231E+06	37	1.234E+03	9.611E+02	65	1.445E+00	1.275E+00
7	2.231E+06	1.738E+06	38	9.611E+02	7.485E+02	66	1.275E+00	1.125E+00
8	1.738E+06	1.353E+06	39	7.485E+02	5.830E+02	67	1.125E+00	9.931E-01
9	1.353E+06	1.054E+06	40	5.830E+02	4.540E+02	68	9.931E-01	8.764E-01
10	1.054E+06	8.209E+05	41	4.540E+02	3.536E+02	69	8.764E-01	7.734E-01
11	8.209E+05	6.393E+05	42	3.536E+02	2.754E+02	70	7.734E-01	6.826E-01
12	6.393E+05	4.979E+05	43	2.754E+02	2.145E+02	71	6.826E-01	6.024E-01
13	4.979E+05	3.877E+05	44	2.145E+02	1.670E+02	72	6.024E-01	5.316E-01
14	3.877E+05	3.020E+05	45	1.670E+02	1.301E+02	73	5.316E-01	4.691E-01
15	3.020E+05	2.352E+05	46	1.301E+02	1.013E+02	74	4.691E-01	4.140E-01
16	2.352E+05	1.832E+05	47	1.013E+02	7.889E+01	75	4.140E-01	3.653E-01
17	1.832E+05	1.426E+05	48	7.889E+01	6.144E+01	76	3.653E-01	3.196E-01
18	1.426E+05	1.111E+05	49	6.144E+01	4.785E+01	77	3.196E-01	2.770E-01
19	1.111E+05	8.652E+04	50	4.785E+01	3.727E+01	78	2.770E-01	2.374E-01
20	8.652E+04	6.738E+04	51	3.727E+01	2.902E+01	79	2.374E-01	2.009E-01
21	6.738E+04	5.248E+04	52	2.902E+01	2.260E+01	80	2.009E-01	1.674E-01
22	5.248E+04	4.087E+04	53	2.260E+01	1.760E+01	81	1.674E-01	1.370E-01
23	4.087E+04	3.183E+04	54	1.760E+01	1.371E+01	82	1.370E-01	1.096E-01
24	3.183E+04	2.479E+04	55	1.371E+01	1.068E+01	83	1.096E-01	8.540E-02
25	2.479E+04	1.931E+04	56	1.068E+01	8.315E+00	84	8.540E-02	6.402E-02
26	1.931E+04	1.503E+04	57	8.315E+00	6.476E+00	85	6.402E-02	4.579E-02
27	1.503E+04	1.171E+04	58	6.476E+00	5.044E+00	86	4.579E-02	3.060E-02
28	1.171E+04	9.119E+03	59	5.044E+00	3.928E+00	87	3.060E-02	1.847E-02
29	9.119E+03	7.102E+03				88	1.847E-02	9.381E-03
30	7.102E+03	5.531E+03				89	9.381E-03	3.342E-03
31	5.531E+03	4.307E+03				90	3.342E-03	1.000E-05

Table A-2 Energy group structures

energy range (eV)		group number						
E-upper	E-lower	90G	23G	15G	11G	9G	8G	6G
1.000E+07	8.209E+05	1 ~ 10	1	1	1	1	1	1
8.209E+05	6.738E+04	11 ~ 20	2	2	2	2	2	2
6.738E+04	9.119E+03	21 ~ 28	3	3	3	3	3	3
9.119E+03	1.301E+02	29 ~ 45	4	4	4	4	4	4
1.301E+02	3.928E+00	46 ~ 59	5	5	5	5	5	5
3.928E+00	1.445E+00	60 ~ 64	6	6	6	6	6	
1.445E+00	1.275E+00	65	7					
1.275E+00	1.125E+00	66	8	7				
1.125E+00	9.931E-01	67	9	8	7			
9.931E-01	8.764E-01	68	10			7		
8.764E-01	7.734E-01	69	11	9				
7.734E-01	6.826E-01	70	12	8				
6.826E-01	6.024E-01	71	13	10				
6.024E-01	5.316E-01	72	14			7		6
5.316E-01	4.691E-01	73	15	11				
4.691E-01	4.140E-01	74	16		9			
4.140E-01	3.653E-01	75	17	12		8		
3.653E-01	3.196E-01	76	18					
3.196E-01	2.770E-01	77	19	13				
2.770E-01	2.374E-01	78	20		10			
2.374E-01	2.009E-01	79	21	14				
2.009E-01	1.674E-01	80	22					
1.674E-01	1.000E-05	81 ~ 90	23	15	11	9	8	

A2.3 無限格子の巨視的断面積を内挿する手法の精度

第2章で述べたように、プランケット領域に接する炉心端部において、顕著な出力ピークが生じる原因是、炉心領域と内部プランケット領域の境界近傍で、互いの領域の影響により無限格子で計算されたものとは異なる中性子スペクトルとなることによる。従って、無限格子に対して計算された巨視的断面積を内挿する計算手法が軸方向非均質炉心に対して妥当であるかどうかを検討しておく必要がある。計算精度確認のための参考解として本節では、連続エネルギー・モンテカルロコードVIMによる計算結果を用いた。連続エネルギー・モンテカルロ法は共鳴吸収の取り扱い、体系の幾何形状の表現等において近似が少なく、計算精度の高い手法であるが、一方計算時間を多く必要とする。そのため、ここでは2章の2つの詳細解析炉心の仕様とは若干異なる単純化された無限多層炉心について検討を行った。Fig. A-1にVIMによって解析された体系と一次元拡散計算の体系を比較して示す。炉心領域の燃料の核分裂性Pu富化度は10.7%、 $V_m/V_f = 1.0$ とした。

SRACシステムによる無限格子の巨視的断面積内挿法の妥当性を確認するために、連続エネルギー・モンテカルロ計算と以下の項目について比較を行った。

①無限格子計算結果とVIMコードの計算結果の比較

- ・炉心部及びプランケット部の多群(90群)中性子スペクトル
- ・炉心部及びプランケット部の多群(90群)実効巨視的断面積

②一次元拡散計算結果とVIMコードの計算結果の比較

- ・軸方向出力分布(及びピーニング・ファクター)
- ・ k_{eff} と転換比

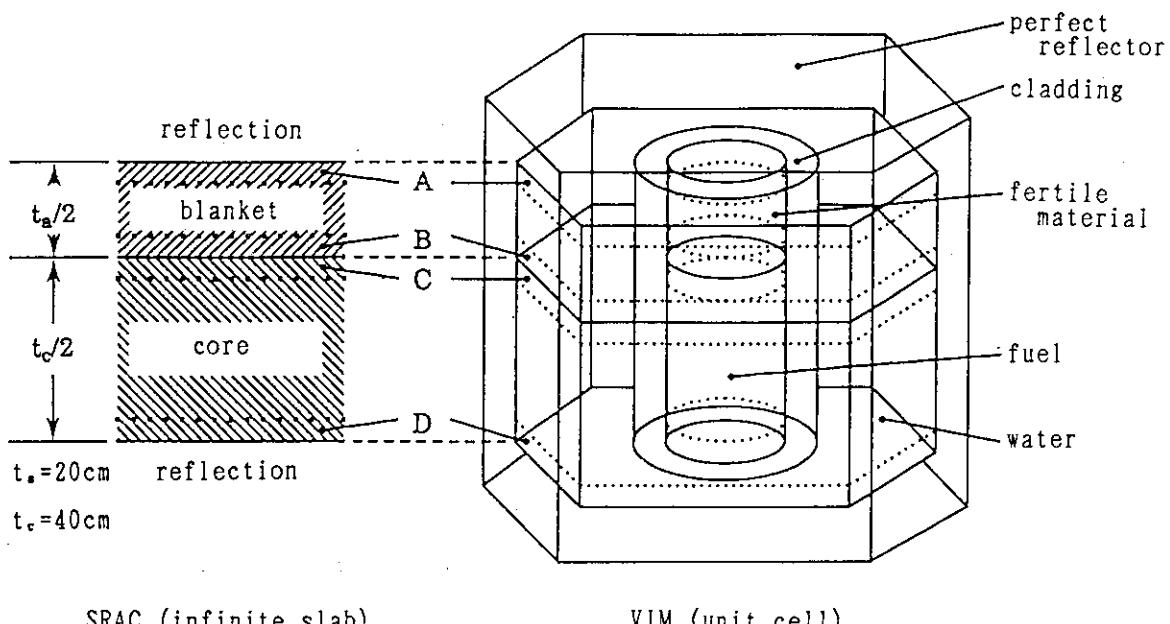


Fig. A-1 Calculation geometry for SRAC and VIM codes

A2.3.1 中性子スペクトルと実効巨視的断面積の比較

プランケット領域中央部及び端部(Fig. A-1のA、B領域)、炉心領域端部及び中央部(Fig. A-1のC、D領域)の4領域の多群中性子スペクトルを、SRACコードの格子計算とVIMコードで比較したものをFigs. A-2～A-5に示す。SRACコードの結果は各領域での吸収反応率がVIMコードと等しくなるよう規格化している。Figs. A-3及びA-4からわかるように、プランケット領域及び炉心領域それぞれの境界部(B、C領域)において、0.1～1eVのエネルギー範囲を中心としてSRACの中性子スペクトルの構造がVIMのものと大きく異なる。

同様にSRACコードの格子計算とVIMコードで得られた巨視的断面積の比較をFigs. A-6～A-9に示す。上記のスペクトルの違いを反映して 炉心領域端部(C領域)の熱中性子領域、特にPu同位体の共鳴レベル(Pu-239:0.3eV、Pu-240:1.1eV等)に関する断面積の違いがSRACとVIMで大きい。プランケット領域境界部(B領域)にはPu同位体が存在しないため、SRACとVIMの断面積の一致は良い。

以上の結果から、実効巨視的断面積内挿法で精度良く軸方向非均質炉心の核特性を評価するには、熱中性子領域での群構造を細かくする必要があることがわかる。

A2.3.2 エネルギー群構造

最適化計算のためのパラメータサーバイでは、多数のケースの一次元拡散燃焼計算を必要とするためなるべく群数を縮約して拡散計算を実施し計算時間の短縮を図ることが望ましい。しかし、軸方向非均質炉心のプランケット領域と炉心領域の境界近傍での断面積を精度良く表現するには、ある程度の熱群の群数が必要となる。そこで、SRACシステムを用いて、エネルギー群数を90群あるいは高速群5群+熱群1群の計6群とした場合、及びSRACとVIMとでスペクトルの形の差が大きい1.674E-1～1.445eVのエネルギー範囲を多群にした23、15、11、9、8群構造の計7種類の群構造で拡散計算を行い、軸方向出力分布、ピーキング・ファクター及び k_{eff} についてVIMコードとの比較を行った。Tables A-1及びA-2に各群構造を示す。

BOL時の炉心計算結果として、Fig. A-10に出力分布を、Table A-3に k_{eff} 及びピーキング・ファクタを示す。これらの図表より、90群のSRAC計算はVIMの結果と一致が良いこと、及びSRACの計算で群数9群以上であれば90群計算の結果を良く再現することがわかる。さらに、9群のエネルギー群構造で90群並みの炉心燃焼計算精度が得られるかどうかを検討した。Figs. A-11～A-13にエネルギー群構造6群、9群、90群でそれぞれ計算された k_{eff} 、転換比、ピーキング・ファクターを図示する。これらの結果から、エネルギー群構造9群で、90群と同等の炉心燃焼計算の精度が得られることが結論される。

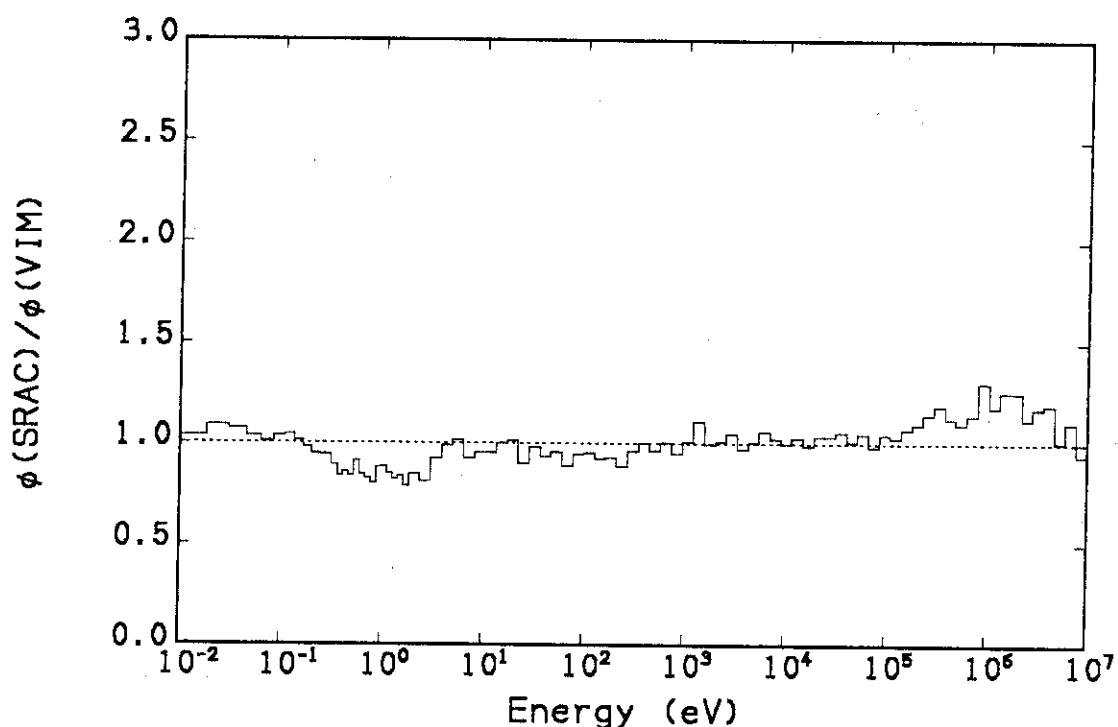


Fig.A-2 Ratio of spectrum calculated with SRAC to VIM (blanket A region)

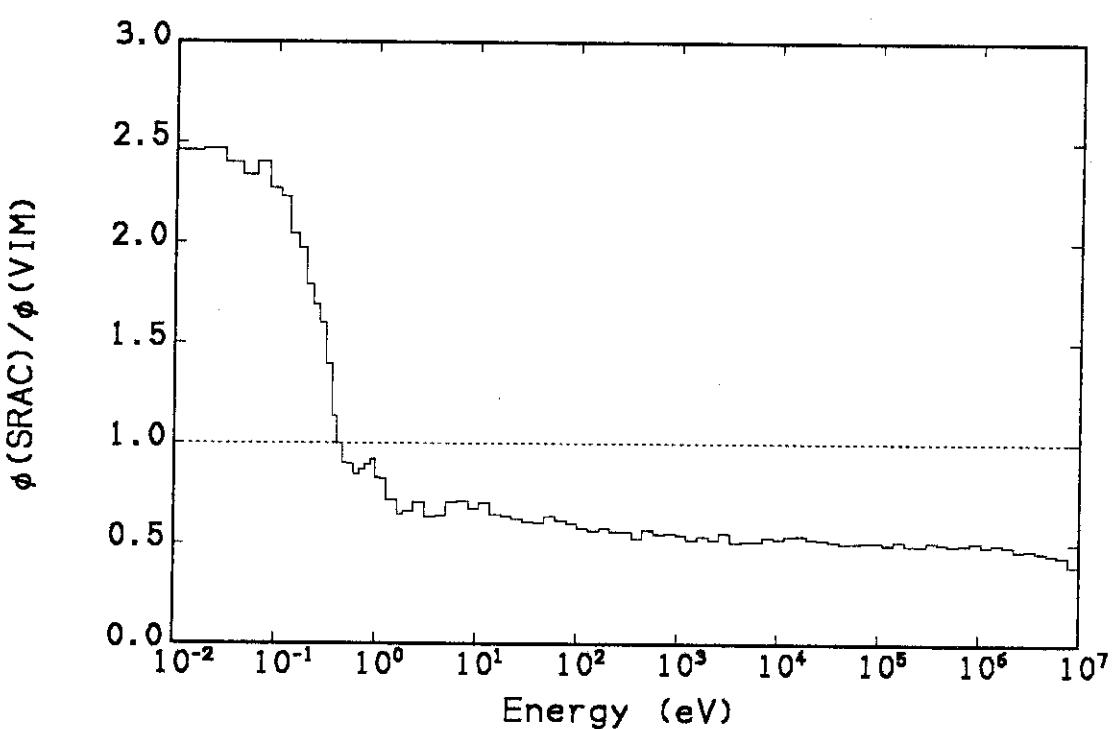


Fig.A-3 Ratio of spectrum calculated with SRAC to VIM (blanket B region)

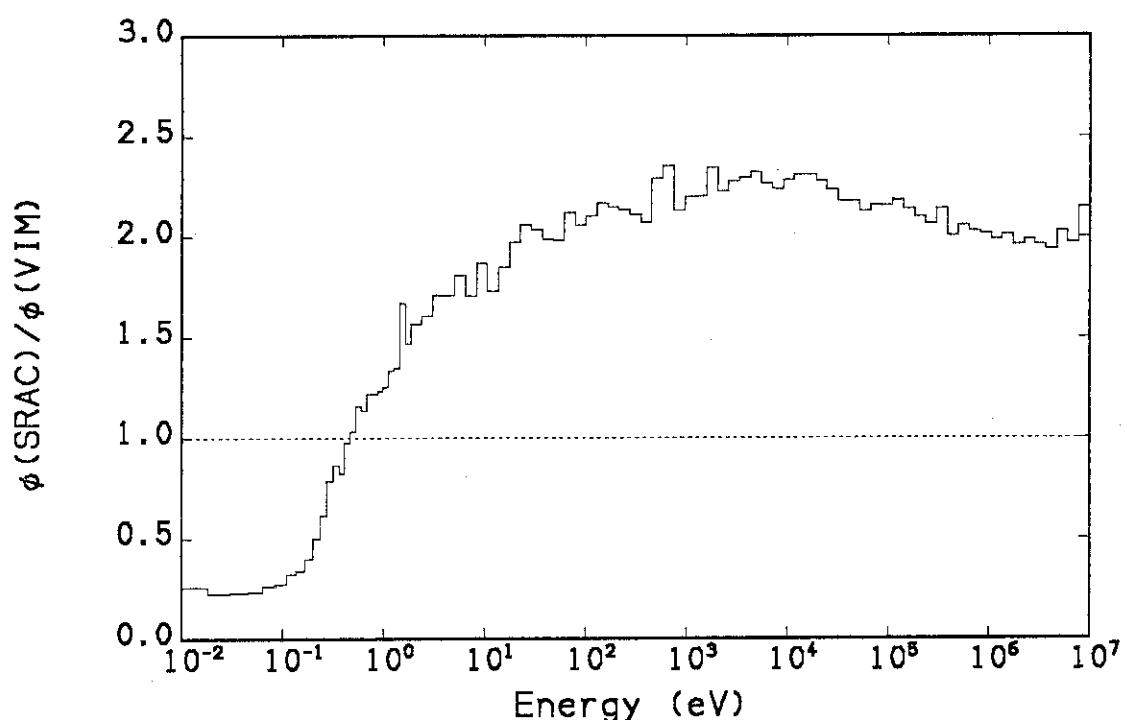


Fig. A-4 Ratio of spectrum calculated with SRAC to VIM (core C region)

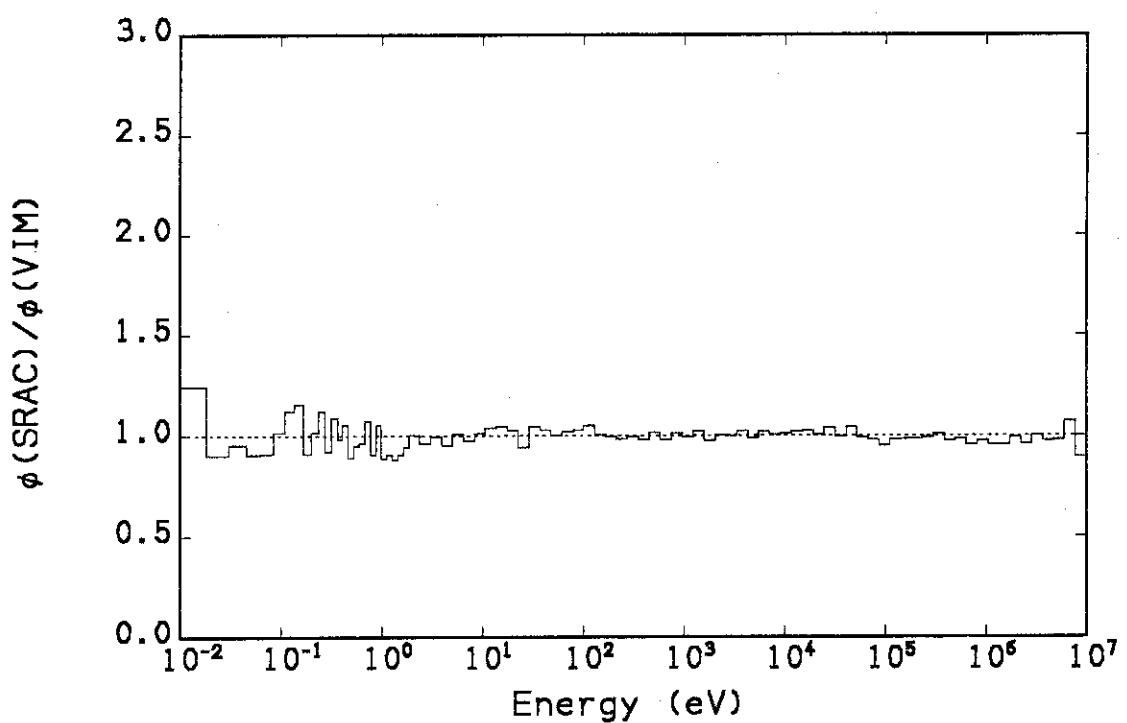


Fig. A-5 Ratio of spectrum calculated with SRAC to VIM (core D region)

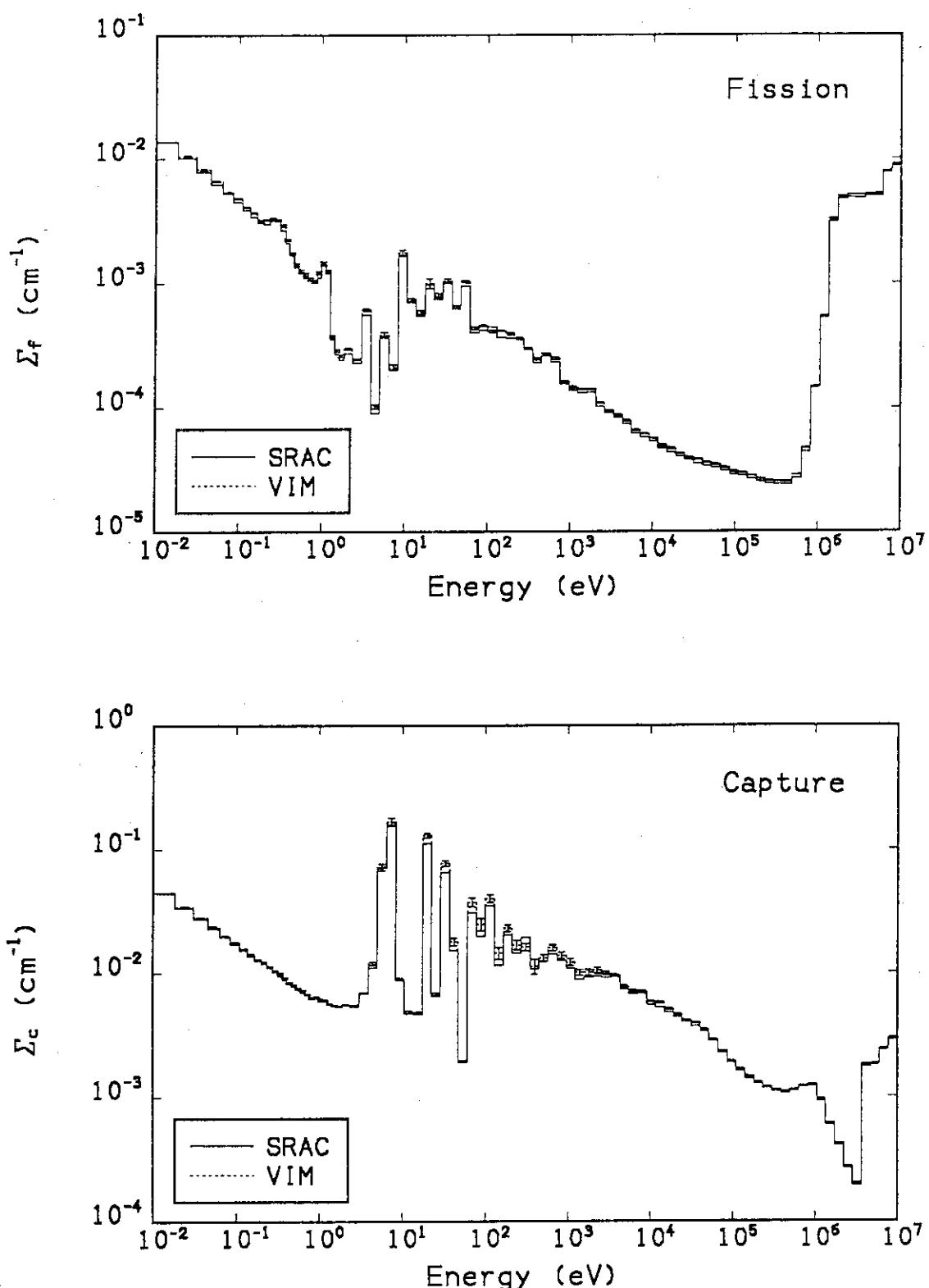


Fig.A-6 Comparison of macroscopic cross sections calculated with SRAC and VIM (blanket A region)

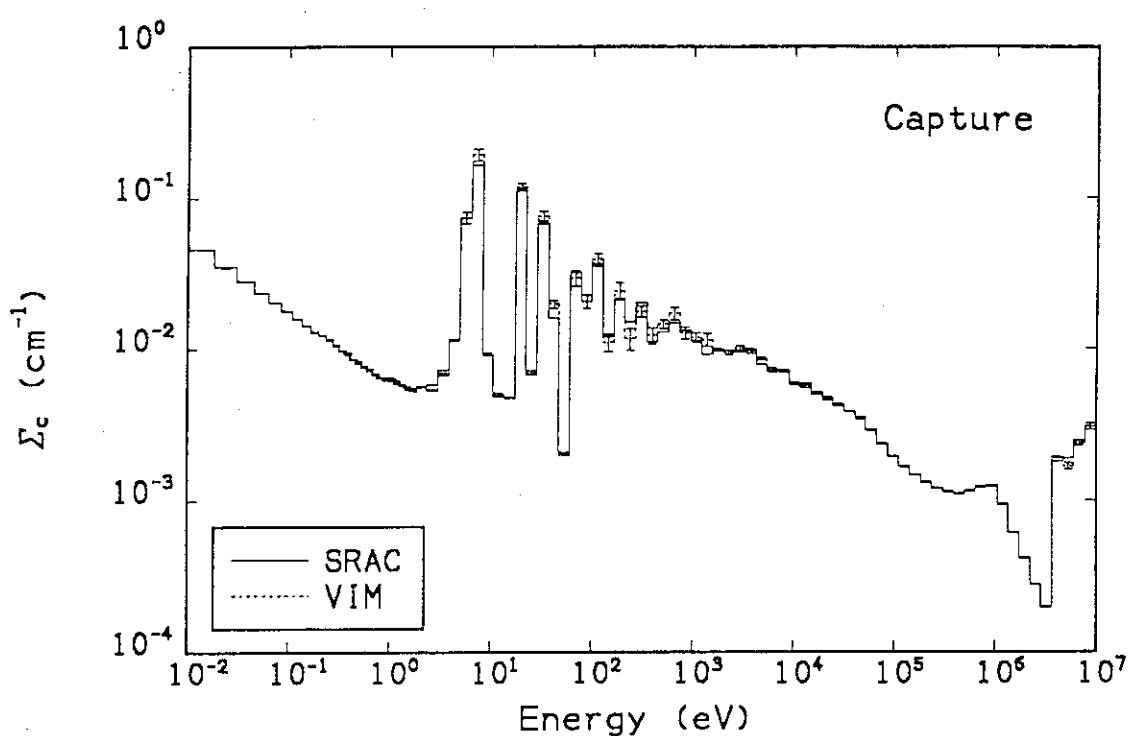
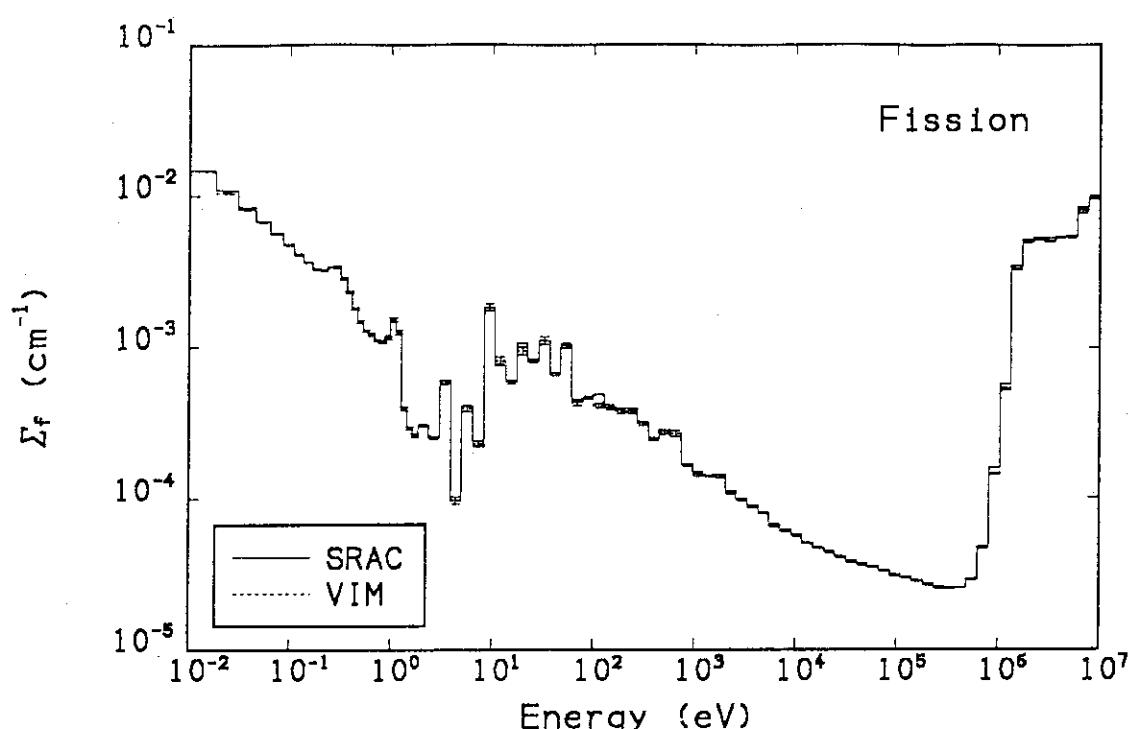


Fig. A-7 Comparison of macroscopic cross sections calculated with SRAC and VIM
(blanket B region)

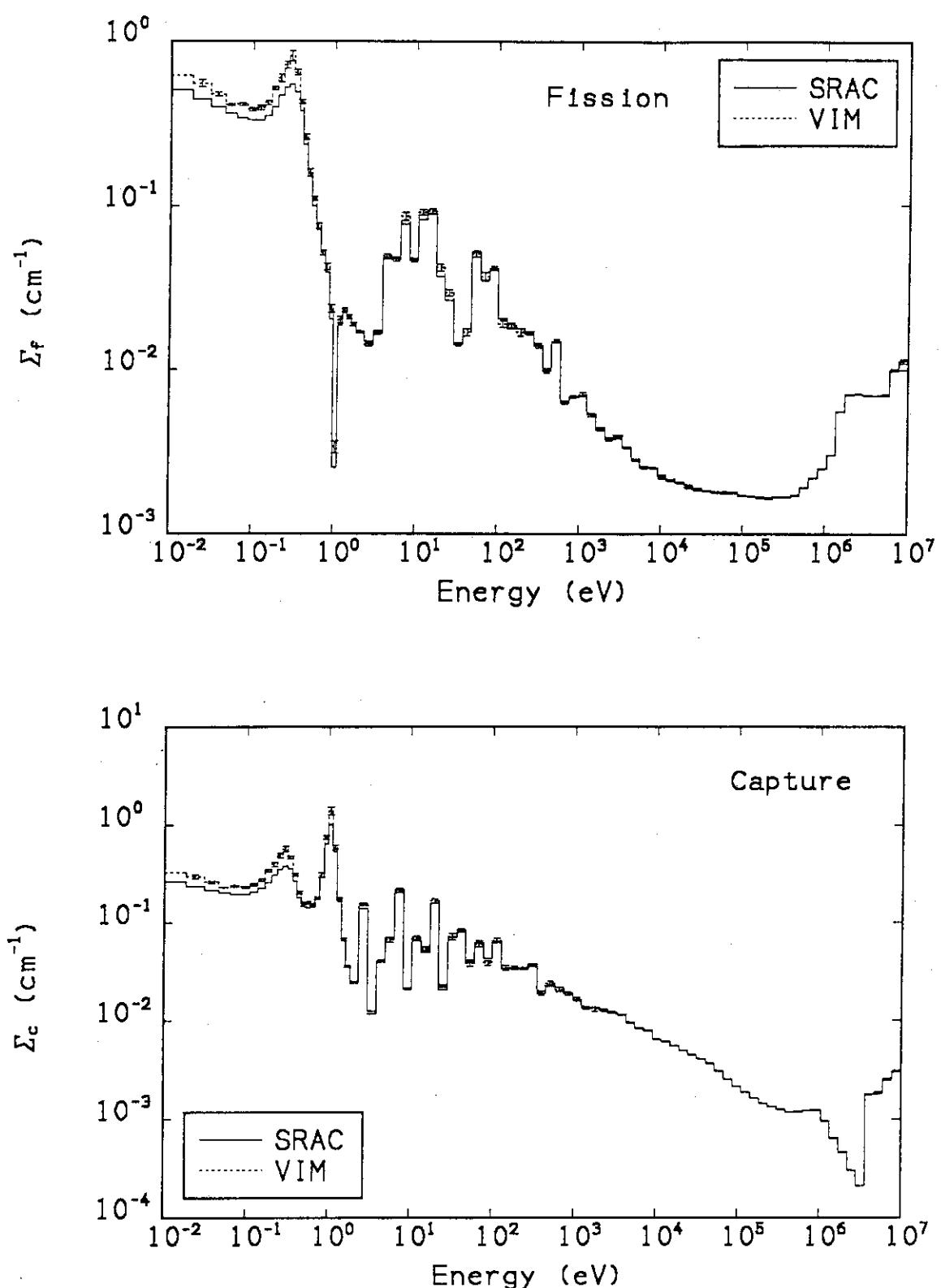


Fig.A-8 Comparison of macroscopic cross sections calculated with SRAC and VIM
(core C region)

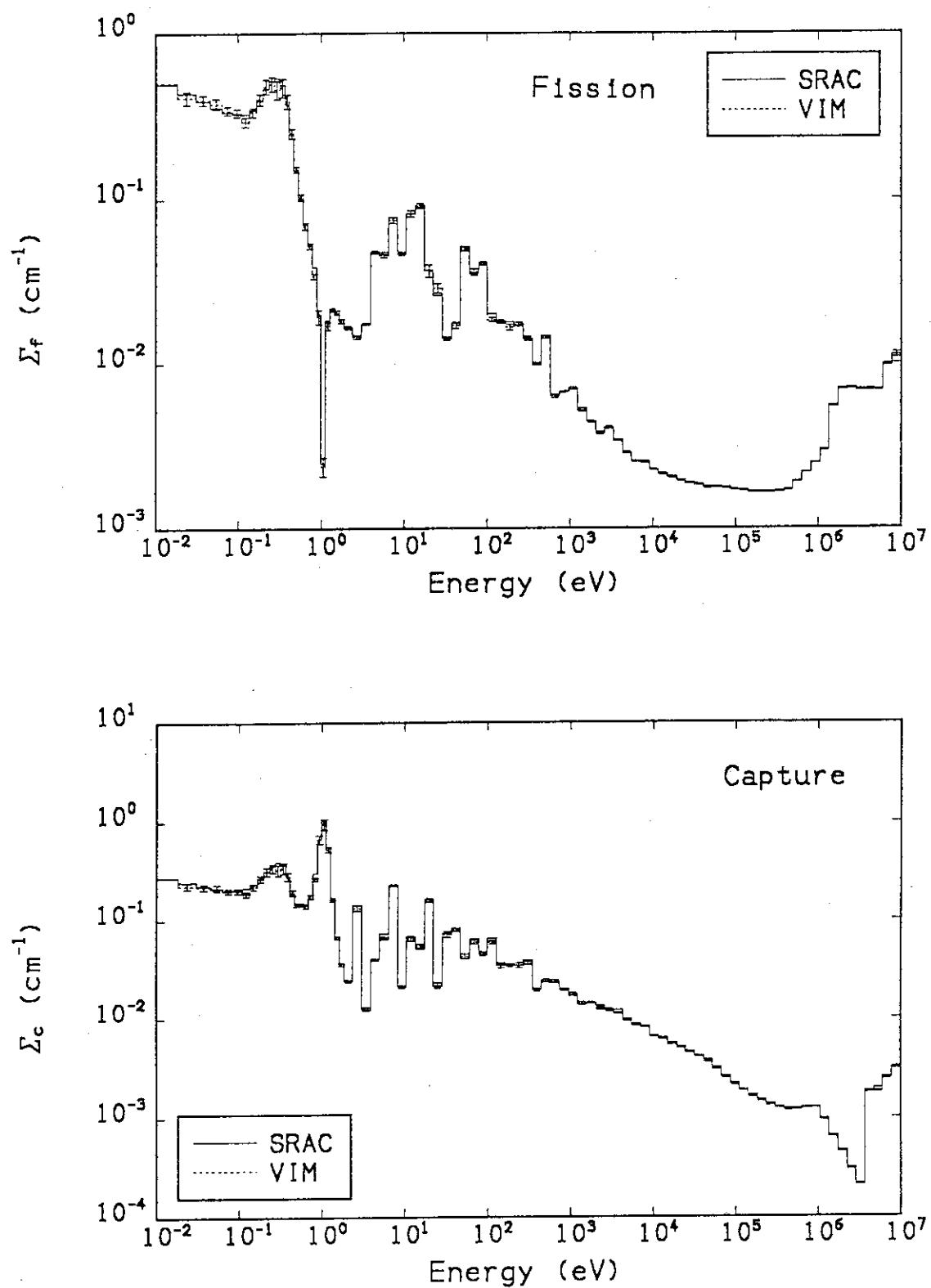


Fig. A-9 Comparison of macroscopic cross sections calculated with SRAC and VIM
(core D region)

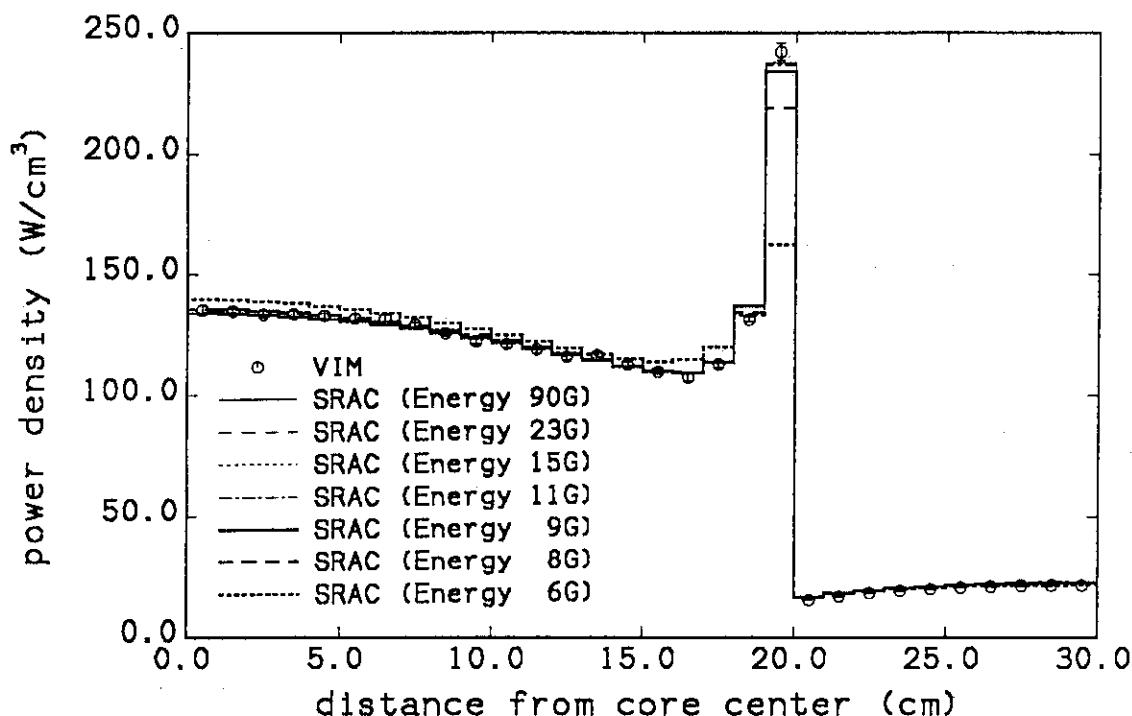


Fig. A-10 Axial power distributions calculated with SRAC and VIM (BOL)

Table A-3 Comparison of k_{eff} and peaking factor
calculated with SRAC and VIM codes

code	energy groups	k_{eff}	peaking factor
VIM		1.09682 ± 0.00189	2.5906
SRAC	90	1.09300	2.5435
	23	1.09253	2.5398
	15	1.09253	2.5391
	11	1.09245	2.5341
	9	1.09201	2.5062
	8	1.08706	2.3434
	6	1.07740	1.7366

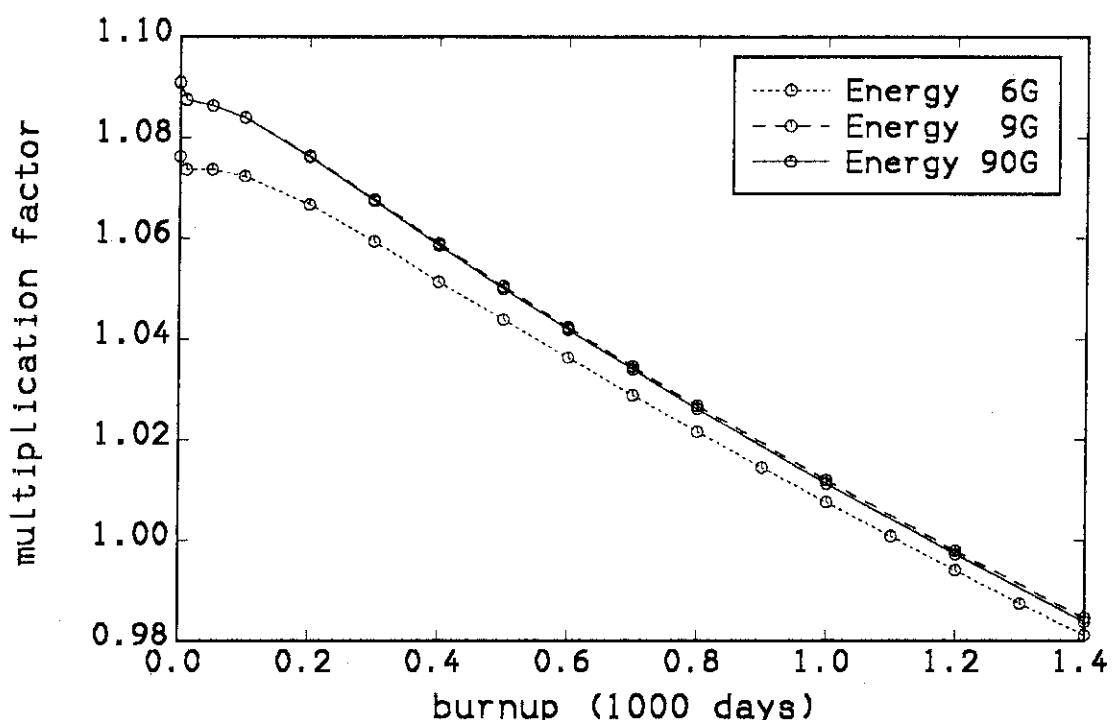
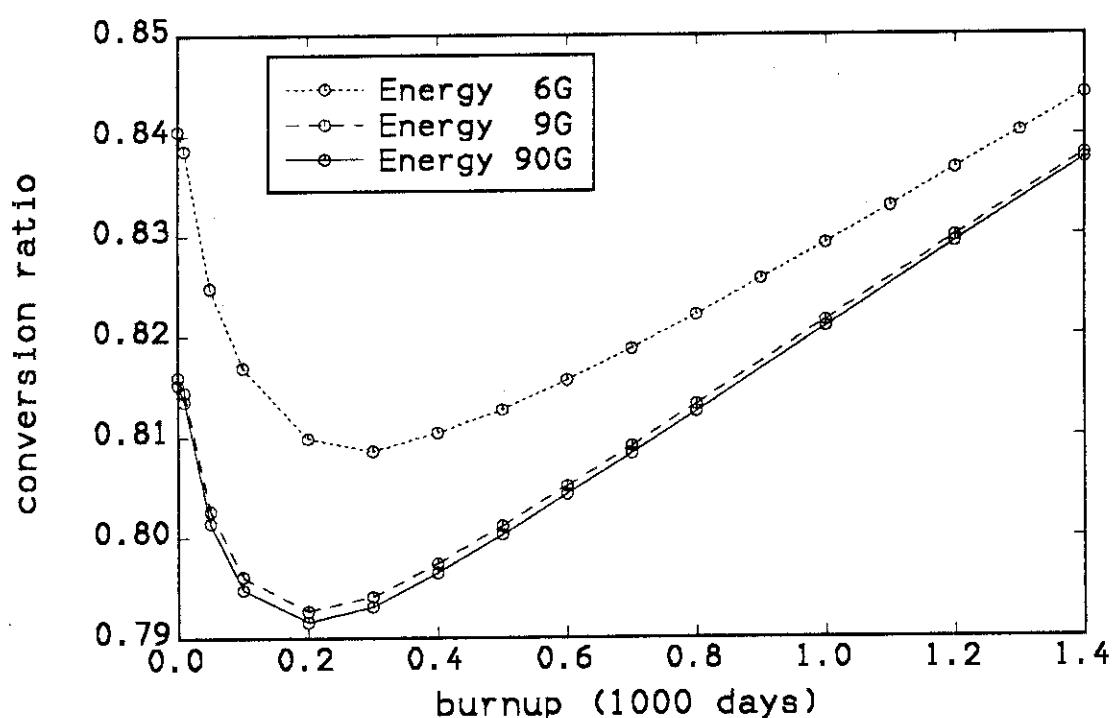
Fig.A-11 Burnup dependence of k_{eff} 

Fig.A-12 Burnup dependence of conversion ratio

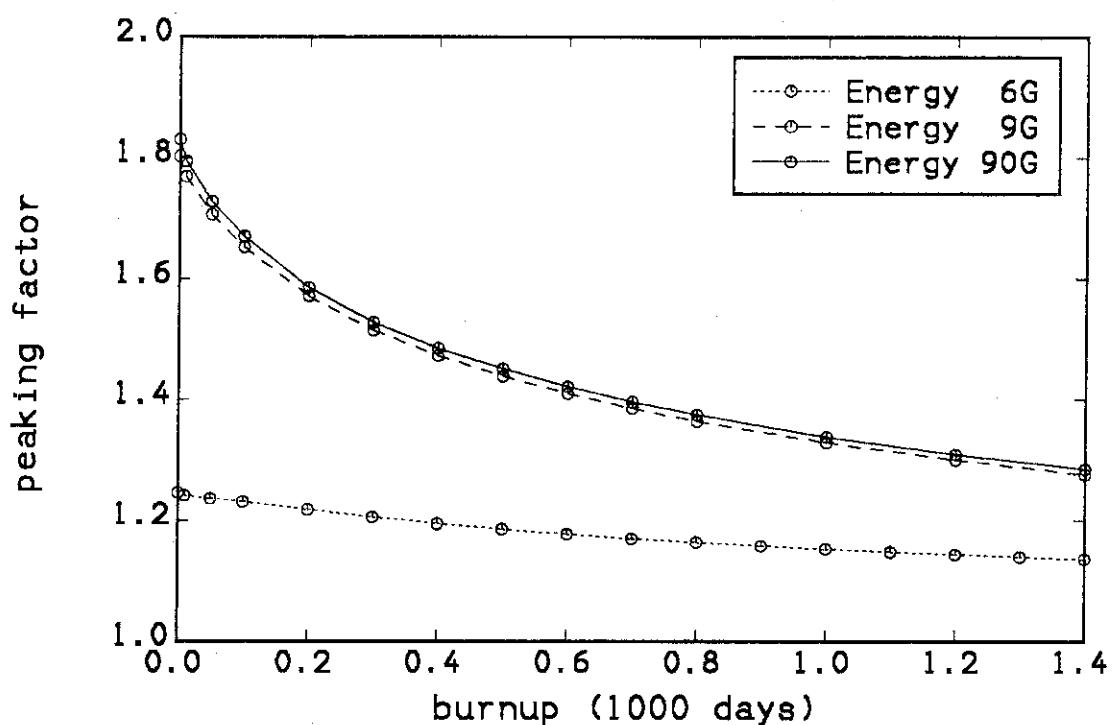


Fig.A-13 Burnup dependence of peaking factor

付録 3 組成データ

(1) 燃料

炉心燃料 : PuO₂-減損UO₂、9.78g/cm³ブランケット燃料 : 減損UO₂、9.78g/cm³

U及びPu組成 U-235:U-238=0.2:99.8

Pu-239:Pu-240:Pu-241:Pu-242:Am-241=58.0:24.9:11.0:5.6:0.5

Table A-4 Fuel composition($\times 10^{24}$ atoms/cm³)

Pu ^t (wt. %)	10.0	10.7	10.8	0.0
U-235	3.730E-5	3.686E-5	3.679E-5	4.363E-5
U-238	1.861E-2	1.839E-2	1.836E-2	2.177E-2
Pu-239	1.824E-3	1.951E-3	1.970E-3	—
Pu-240	7.829E-4	8.377E-4	8.456E-4	—
Pu-241	3.459E-4	3.701E-4	3.735E-4	—
Pu-242	1.761E-4	1.884E-4	1.902E-4	—
Am-241	1.572E-5	1.682E-5	1.698E-5	—
O-16	4.359E-2	4.359E-2	4.359E-2	4.363E-2

(2) 被覆材

ジルカロイ被覆材、Zr : 4.290×10^{-2} ($\times 10^{24}$ atoms/cm³).

(3) 減速材

Table A-5 Moderator composition($\times 10^{24}$ atoms/cm³)

	hot	cold
H	$4.7508E-2 \times (1-X) \times (1-V)$	$6.6678E-2 \times (1-X) \times (1-V)$
O	$2.3754E-2 \times (1-X) \times (1-V)$	$3.3339E-2 \times (1-X) \times (1-V)$
Zr	$4.290E-2 \times X$	

X=0.06:volume fraction of structure material(Zr) in water

V:moderator void fraction

付録 4 扁平二重炉心型高転換軽水炉 HCLWR-JDF1 の炉心仕様

集合体仕様

項目	炉心	径方向ブランケット
燃料棒外径 D(cm)	0.95	0.98
燃料棒ピッチ P(cm)	1.17	1.17
燃料材	PuO ₂ -減損UO ₂	減損UO ₂
富化度(濃縮度) (wt.%)	10.0(Pu ^f)	0.2(U-235)
被覆管材質	ジルカロイ-4	ジルカロイ-4
被覆管厚さ (cm)	0.057	0.057
スペーサ	ハニカム・グリッド	—
制御棒案内管外径 (cm)	1.1	—
制御棒案内管厚さ (cm)	0.04(ジルカロイ-4)	—
制御棒要素外径 (cm)	0.852	397
燃料棒本数	372	0
制御棒案内管本数	24	0
計装管本数	1	0.1
集合体間水ギャップ幅 (cm)	0.1	23.54
燃料集合体ピッチ (cm)	23.54	2.1
有効長 (m)	[0.3]+0.6+[0.3]+0.6+[0.3]	0.79
Vm/Vf	1.06	

[]:軸方向ブランケット

炉心仕様

電気出力 (MWe)	810
炉心熱出力 (MWt)	2432
炉心等価直径 (m)	4.37 (4.80)
平均線出力 (kW/m)	17.4*
燃料集合体数	313 (66)
制御棒挿入集合体数	85 (0)
燃料交換サイクル	4 (6)
初装荷燃料Pu ^f 富化度 (wt.%)	5.2/6.6/8.1/10.0

():径方向ブランケット, *:ブランケット出力分担ゼロを仮定

