

JAERI-M
92-067

軸方向非均質炉心概念を用いた高転換
BWR 炉心の基本特性評価

1992年5月

森本 裕一^{*}・奥村 啓介・石黒 幸雄

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、お申しこしください。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）で複写による実費頒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　　株原子力資料サービス

軸方向非均質炉心概念を用いた高転換BWR炉心の基本特性評価

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部
森本 裕一*・奥村 啓介・石黒 幸雄

(1992年4月13日受理)

軸方向非均質炉心概念を用いた高転換BWR炉心について、基本的な炉心特性を評価するため、Halingの原理に基づき、熱水力計算と結合した三次元炉心燃焼計算を行った。1.0に近い高い転換比を達成するため、本炉心の実効的な減速材対燃料体積比を0.25程度とし、また、正の冷却材ボイド反応度係数を低減させるため、炉心は軸方向ブランケット部と核分裂性燃料部の多重層として構成される。

燃焼解析の結果、冷却材ボイド反応度係数は均質炉に比べて負側へ移行できることを確認した。また、取出し燃焼度を45GWd/tとした場合、提案炉心の核分裂性プルトニウム残存比は1.03となる。

Performance Evaluations of a High Conversion Boiling Water
Reactor Core with an Axially Heterogeneous Core Concept

Yuichi MORIMOTO*, Keisuke OKUMURA and Yukio ISHIGURO

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

(Received April 13, 1992)

In order to evaluate basic core performances of a high conversion boiling water reactor with an axially heterogeneous core, three dimensional core burnup calculations coupled with thermal-hydraulics calculations were made under the Haling strategy. The effective moderator to fuel volume ratio of the core is about 0.25 to achieve the high conversion ratio close to 1.0, and the core consists of multi-layers of axial blanket parts and fissile fuel parts to reduce a positive void coefficient.

As a result of the burnup analyses, it was confirmed that the axially heterogeneous core concept was effective to decrease the coolant void reactivity coefficient to negative side, in comparison with a homogeneous core. In the case that the average exposure of discharged fuel is assumed to be 45Gwd/t, the proposed core has the fissile plutonium surviving ratio of 1.03.

Keywords: High Conversion Boiling Water Reactor, Axially Heterogeneous Core, HCLWR, Core Burnup Calculation, Core Design Study, Conversion Ratio

* On leave from Hitachi Ltd.

目 次

1.はじめに	1
1.1 研究目的	1
1.2 研究経過	1
2.軸方向非均質炉心の考え方	2
3.解析方法	4
3.1 格子燃焼計算手法	4
3.2 炉心燃焼計算手法	4
4.仕様の設定	9
4.1 プルトニウム増倍型BWRの設計案	9
4.2 炉心仕様の設定	9
4.3 燃料集合体仕様の設定	10
5.軸方向一次元炉心モデルによる基本核特性評価	12
5.1 解析条件	12
5.2 解析結果	13
5.3 まとめ	14
6.三次元核熱水力解析による炉心性能評価	20
6.1 解析条件	20
6.2 解析結果	21
7.まとめ	31
謝 辞	31
参考文献	32
付 錄	33

Contents

1. Introduction	1
1.1 Objectives of the Present Study	1
1.2 Progress of the Study	1
2. Outline of an Axially Heterogeneous Core Concept	2
3. Calculational Methods	4
3.1 Cell Burn-up Method	4
3.2 Core Burn-up Method	4
4. Specifications	9
4.1 Specifications of Plutonium Generation BWR	9
4.2 Specifications of Axially Heterogeneous Cores	9
4.3 Specifications of Fuel Assemblies	10
5. Basic Core Performance Evaluations Using 1 Dimensional Core Model	12
5.1 Calculational Conditions	12
5.2 Calculated Results	13
5.3 Summary	14
6. Core Performance Evaluations Using 3 Dimensional Core Calculation	20
6.1 Calculational Conditions	20
6.2 Calculated Results	21
7. Summary and Future Works	31
Acknowledgement	31
References	32
Appendix	33

1. はじめに

1.1 研究目的

近年、燃料棒の格子配列を稠密にして中性子の平均エネルギーを高め、燃料親物質であるウラン238から核分裂性物質であるプルトニウム239への転換割合を高めた、高転換軽水炉の概念設計研究が多くの研究機関で進められている¹⁾。

(株)日立製作所エネルギー研究所(以下、日立と略)においては、ウラン資源を大幅に節約して燃料サイクル費を低減することを目的として、転換比を1.0程度まで高め天然ウラン利用率を現行軽水炉の5~10倍に高めるプルトニウム増倍型BWR炉心概念²⁾が提案されている。

転換比を1.0程度まで高めるには、実効的な水対燃料体積比を0.3以下とし、ウラン238等の高速核分裂反応の活用が必要である。プルトニウム増倍炉では、BWR炉心の特徴であるボイドの発生を活用して、燃料棒間隔を1mm以上確保しながら実効的な水対燃料体積比を0.3以下としている。一方、この様に現行のBWR炉心に比べ稠密な燃料棒格子を採用すると、ボイド反応度特性が厳しくなる可能性がある。しかしながら、出力係数は負であり、通常の運転範囲および代表的な異常過渡変化の下では、運転制御性や安全性に問題がないとされている³⁾。

一方、高転換軽水炉のボイド反応度特性を改善する試みの一つとして、軸方向非均質炉心概念が日本原子力研究所(以下、原研と略)から提案されている⁴⁾。この炉心は、高さ50cm程度の炉心部と内部プランケットを多段に積み重ねたものであり、ボイド時に炉心からプランケットへ漏れ出る中性子が増加することを利用し、ボイド反応度特性を改善したものである。これまで、原研ではPWRを対象に検討が進められてきた^{5, 6)}。

本研究では、この様な軸方向非均質炉心の利点を活用した高転換BWRの炉心概念設計を実施する。軸方向非均質炉心の概念を用いた高転換BWR炉心においても、プルトニウム増倍型BWRと同じく、核分裂性プルトニウムの残存率を1.0以上とすることを設計目標とする。

1.2 研究経過

本研究は、平成元年8月より平成四年3月まで実施された原研と日立との共同研究「軸方向非均質炉心BWRとプルトニウム増倍型BWRの炉心概念設計」の一貫として実施したものである。

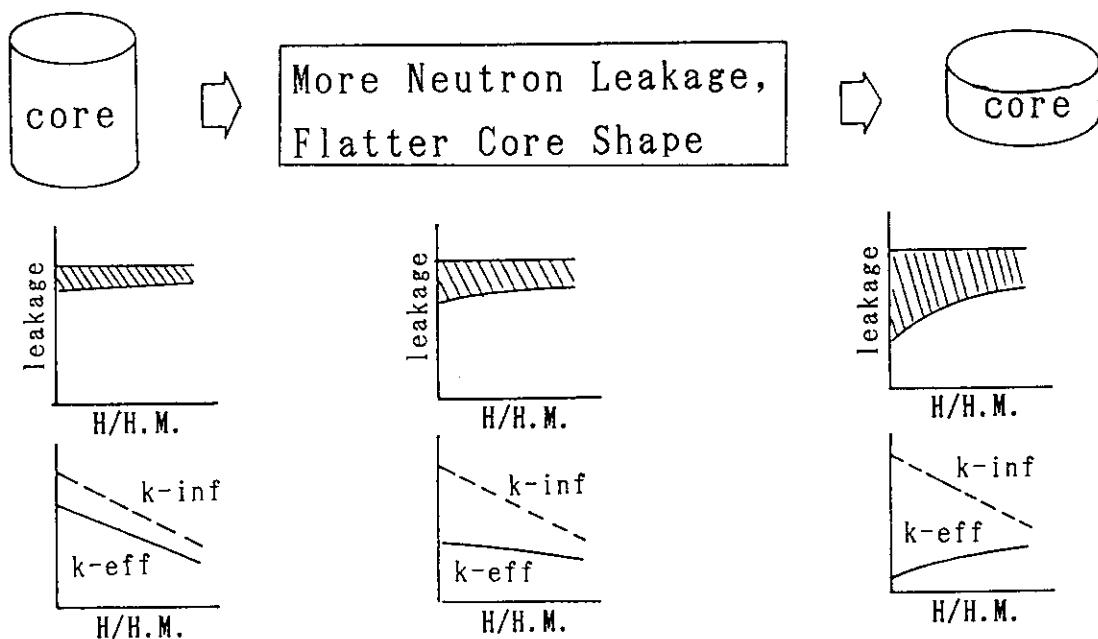
原研では、これまでPWRを対象とした概念設計研究が進められてきたが、共同研究発足当時にはBWR炉心を解析するための手法は未整備の状態にあった。そこで、BWRの炉心解析手法の整備と、炉心概念検討を並行して進めてきた。本研究で実施した炉心計算は、この計算コードシステムを用いている。炉心計算コードシステムについては、別報で報告する⁷⁾。

原研における高転換軽水炉研究第一期計画に対応する平成三年3月までは、軸方向一次元炉心モデルによる解析手法の整備と軸方向非均質炉心の基本核特性評価を実施した。第二期研究計画にあたる平成三年4月より平成四年3月の期間においては、三次元炉心核熱水力計算手法の整備と軸方向一次元炉心モデルによる炉心仕様の最適化、ならびに三次元炉心核熱水力計算による炉心性能評価を実施した。

2. 軸方向非均質炉心の考え方

均質炉心の燃料棒格子を単純に稠密化していくと、ボイド反応度係数が正側へ移行する。これを改善するため、原研では、炉心の扁平化による方法について検討を進めてきた。炉心を扁平化することにより、軸方向に漏れでる中性子の割合が増加する。これに伴い、Fig. 2.1に示すように、炉心内のボイド率が増加し実効的な水対燃料体積比が小さくなつた時、中性子の漏れ量の変化が大きくなる。これにより、ボイド反応度係数を負側へ移行できる。炉心の小型化にともない、所要核分裂性プルトニウム富化度は増加するが、軸方向にブランケットを配置して炉心部から洩れでた中性子を吸収させることにより転換比を高く保つことができる。

扁平炉心では、炉心高さが50cm程度までに制限される。このため、炉心熱出力を大型軽水炉と同程度確保するには、炉心直径が大きくなり、現行の軽水炉に用いられる圧力容器内に格納できなくなる。軸方向非均質炉心は、Fig. 2.2に示すように扁平化した炉心部(MOX燃料を装荷)と軸方向ブランケットを多段に積み重ねたものである。このような炉心構成をとることにより、扁平炉心の利点を保ちながら炉心の熱出力を確保し、かつ、通常の圧力容器内に格納できるようにしている。



- To Keep Reactor Thermal Power
→ Multiple Flat Core with Inner Blanket
- Neutron Absorption by Inner Blanket
→ Improving Conversion Ratio

Fig. 2.1 An Axially Heterogeneous Core Concept

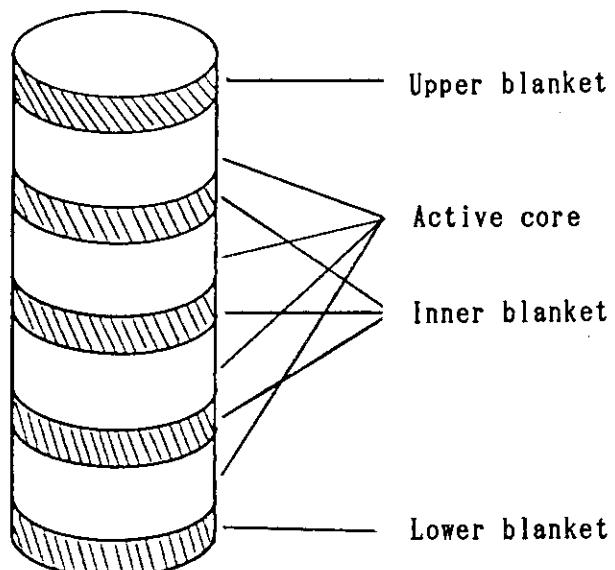


Fig. 2.2 Example of an Axially Heterogeneous Core

3. 解析手法

3.1 格子燃焼計算手法

炉心計算に用いるセル定数は、原研で開発された格子燃焼計算コードSRAC⁸⁾で作成した。格子燃焼計算では、実際の燃料集合体体系を、Fig. 3.1に示すような構造材・燃料・減速材を構成する核種の個数密度を保存する実効1ロッドセル体系として解析する。

実効共鳴断面積計算法としては、サーマルカットオフエネルギーから 131eVまでのエネルギー領域について超詳細群衝突確率法を用いた中性子スペクトル計算ルーチン PEACOを使用し、これ以外のエネルギー領域についてはf-テーブルの内挿法を用いた。断面積ライブラリーには、JENDL-2⁹⁾から作成されたもの¹⁰⁾を用いた。

スペクトル計算では炉心からの中性子のもれによるスペクトル変化を考慮するため、幾何学的バックリングを、B₁近似で取込んだ。核種の燃焼チェーンモデルとして、燃料核種については、Fig. 3.2に示す17核種からなるモデルを、また、核分裂生成物については、Fig. 3.3に示す65核種からなるモデルを採用した¹¹⁾。

格子燃焼計算は、高速群61群、熱47群(サーマルカットオフ3.93eV)の全 107群で実施し、セル定数としてTable3.1に示す様な高速 5群、熱 4群の全 9群定数を作成した。

一方、制御棒挿入時の格子平均断面積の作成には、Fig. 3.4に示すような2ステップ格子計算モデル¹²⁾を用いた。このモデルは、第1ステップでえられた燃焼度に依存した格子平均断面積を、第2ステップにおいて制御棒の周囲に体積比を保存するように円筒形に配置したものである。

3.2 炉心燃焼計算手法

炉心燃焼計算は、燃料履歴管理コードHIST-BWRおよび、三次元炉心核熱水力計算コードCOREBN-BWR⁷⁾を用いて実施した。HIST-BWRコードは、炉心体系や燃料体の登録と削除、炉心内の燃焼度分布や燃料の組成等の編集機能をもつ。COREBN-BWRコードは、三次元多群拡散計算コードCITATIONをベースに開発された、炉心核熱水力計算コードである。

COREBN-BWRコードでは、セル定数は燃料温度、燃焼平均ボイド率および燃焼度の各パラメータについて内挿により作成される。以下の計算では、燃焼平均ボイド率について 0, 30, 60, 80, 90% の五点についての格子燃焼計算によって得たセル定数を基に解析した。また、セル定数に対する瞬時のボイド変化による影響は、ボイド率変化、燃焼平均ボイド率および燃焼度に関する二次式の形で表現し、炉心計算に反映している。

BWR炉心においては、軸方向だけではなく径方向についても出力分布と冷却材流量分布との相互作用が存在する。例えば、熱的余裕が確保可能かどうかを見るには、径方向出力ピーキングに見あった冷却材流量が確保されるかどうかを確認する必要がある。また炉心のボイド係数は、径方向の燃焼度分布、冷却材密度分布にも影響を受ける。したがって、BWR炉心の性能評価においては、三次元核熱水力計算が必要となる。しかしながら、本研究においては次の様な理由から軸方向一次元炉心モデルによる解析も併用した。

- (1) 三次元炉心核熱水力計算には多大な計算労力を必要とし、パラメータサーベイのように多くの計算結果の比較には必ずしも適しない。
- (2) 軸方向非均質炉心の種々の設計案の比較では、ボイド反応度特性の相対的な変化は、軸方向炉心構成にのみ着目した一次元炉心モデルにも反映されるものと考えられる。
ただし、先に述べたことから、一次元炉心モデルを用いて得られた結果は、解析した炉心間の相対的な炉心性能を評価する際の指標と考える必要があることに注意しておく。

本研究で用いた軸方向一次元炉心モデルは、次の様なものである。

- (1) 一次元炉心モデルでは、解析対象とする炉心の平均出力、平均流量で運転されるものとする。
- (2) 対象とする炉心の運転サイクル末期における炉心平均燃焼度に対する、軸方向Haling分布を作成し、中性子実効増倍率が1となる核分裂性プルトニウム富化度を決定する。ここで、運転サイクル末期における炉心平均燃焼度 \bar{E} は、次の様に定義した。

$$\bar{E} = \frac{([x] + 1) \cdot (2x - [x])}{2x^2} \cdot E_{dis}$$

ここで、

x : パッチ数、 E_{dis} : 目標取出し燃焼度、 $[x]$: x を越えない最大の整数

である。

- (3) (2)で得られた出力分布に比例して取出し時における軸方向燃焼度分布を予測し、これと燃焼平均ボイド率から各核種の個数密度を内挿して求め、核分裂性物質の残存量を予測する。
- (4) (2)で得られた運転サイクル末期燃焼度における軸方向燃焼度分布と燃焼平均ボイド率を基準とし、炉心流量を減少させることにより炉心平均ボイド率を変化させて反応度変化を計算し、ボイド反応度係数を評価する。

なお、炉心径方向の中性子漏洩量は、径方向の形状バックリングを拡散計算における中性子漏洩項に用いることにより考慮した。

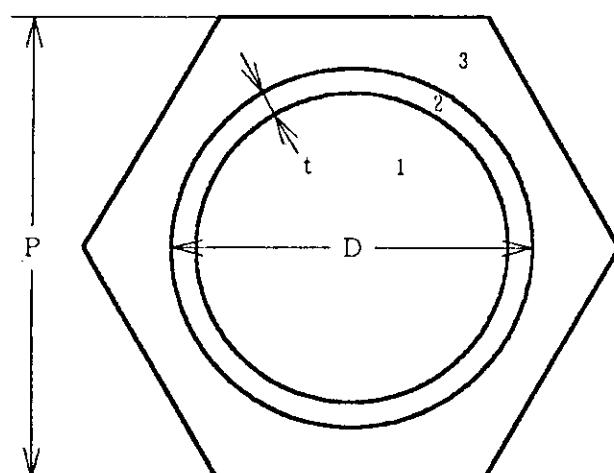
本研究では、上に述べた一次元炉心モデルを用いて炉心の軸方向構成の最適化をはかり、その仕様に基づいて三次元炉心核熱水力計算により炉心性能を評価した。

一次元炉心モデルによる解析、三次元炉心計算を通して、軸方向ボイド分布を求めるため、サブクールボイド相関式にLevy-Dixモデル¹³⁾を、ボイドクオリティ相関式にはドリフトフラックスモデル¹⁴⁾によるものを用いた。また、最小限界出力比(M C P R)の評価には、日立から提案の修正Ciseの相関式^{15), 16)}を用いた。

Table 3.1 Energy Group Structure for Core Burn-up Calculation

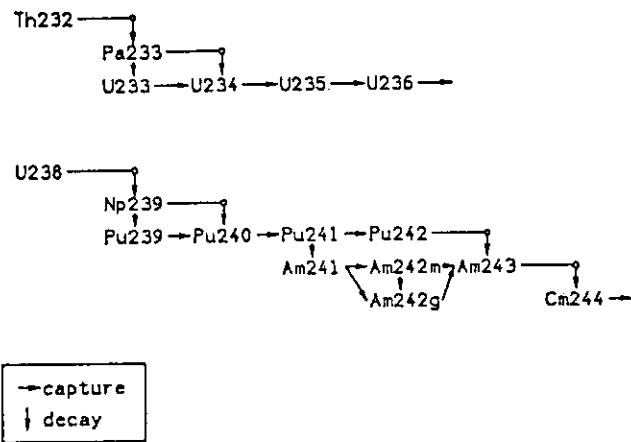
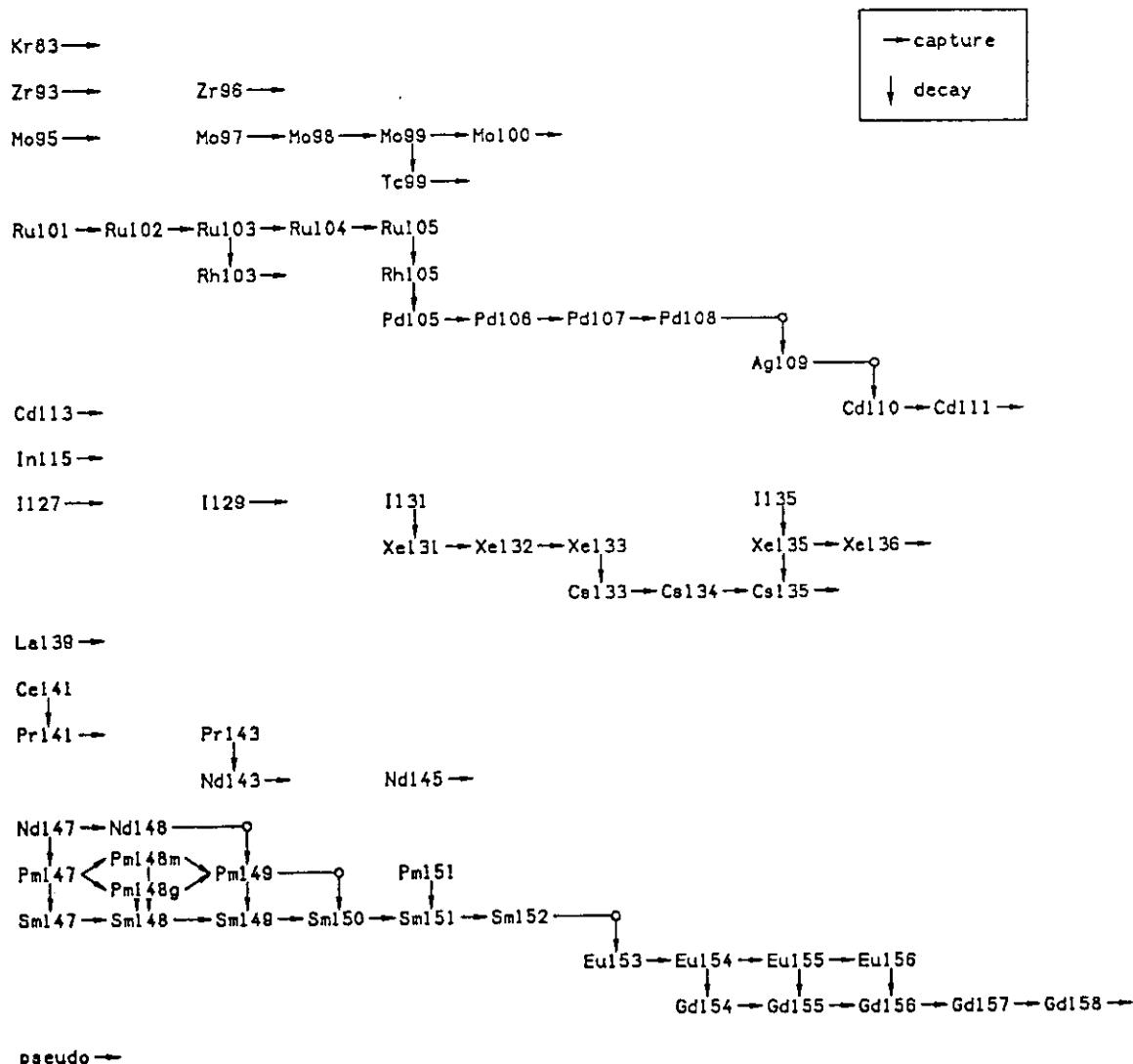
Group No.	Energy range (eV)	
	Upper	Lower
1	1.000E+07*	8.209E+05
2	8.209E+05	6.738E+04
3	6.738E+04	9.119E+03
4	9.119E+03	1.301E+02
5	1.301E+02	3.928E+00
6	3.928E+00	1.445E+00
7	1.445E+00	5.316E-01
8	5.316E-01	1.674E-01
9	1.674E-01	1.000E-05

*: $1.000\text{E}+07 = 1.000 \times 10^7$



- 1. $\text{PuO}_2 + \text{UO}_2$
- 2. Stainless steel
- 3. H_2O

Fig. 3.1 Effective One Rod Cell Model for Cell Burn-up Calculation

Fig. 3.2 Burn-up Chain Model for Fuel Nuclides¹¹⁾Fig. 3.3 Burn-up Chain Model for Fission Products¹¹⁾

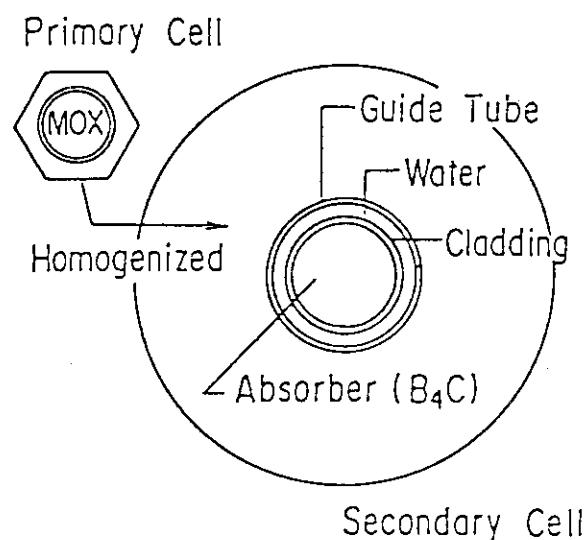


Fig. 3.4 Two-step Cell Model for Control Rod Worth Calculation¹²⁾

4. 仕様の設定

前述したように、軸方向非均質BWR炉心においてもプルトニウム増倍型BWRと同様に、装荷時と使用済み燃料再処理後の核分裂性プルトニウムの量を同程度とする事を設計目標とする。そこで、減速材対燃料体積比等のパラメータについては、プルトニウム増倍型BWRの仕様を参考に以下の様に設定した。

4.1 プルトニウム増倍型BWRの設計案

日立ではTable4.1に示す三つのプルトニウム増倍型BWRの設計案について検討が進められている²⁾。PGBR-Iは、現行BWRと同程度の出力密度で電気出力が600MWの原型炉である。PGBR-IIは、PGBR-Iに比べ単位出力あたりの核分裂性プルトニウムの装荷量を少なくし、経済性を向上させた商用炉である。

PGBR-IおよびPGBR-II炉心は、ボイド反応度係数は若干正であるが出力係数は負であり、異常な過渡変化や事故の解析により、現行軽水炉と同程度の安全余裕が確保できるとされている³⁾。これに対し、PGBR-IIIは装荷する燃料集合体数を増加し、炉心高さを2mから1.35mに低くすることによりボイド係数を零にした炉心である。

これら三つの設計案では、燃料棒クリアランスを1.3~1.5mm、炉心の平均ボイド率を50%以上とした稠密六角格子を採用することにより水対燃料体積比0.3以下を達成し、転換比を1程度に高めている。

4.2 炉心仕様の設定

日立で設計されたPGBR-IIIでは、PGBR-IまたはPGBR-IIに比べ燃料有効長を短尺にしてボイド反応度係数を零としている。軸方向非均質炉心概念の利点のひとつは、ボイド反応度特性を負側へ移行できることにある。本研究では、このような利点を活用し、PGBR-IまたはIIを基本として軸方向非均質炉心を構成することによりボイド反応度特性を負側へ移行させることを考える。

したがって、燃料集合体内の軸方向構成(炉心有効部と軸方向ブランケットの配置)を除き、燃料集合体数や炉心流量といったパラメータについては、炉心出力に応じてPGBR-IまたはIIと等しくとる。

第5章で述べる、一次元炉心モデルによる軸方向非均質炉心の基本核特性評価については、PGBR-Iをベースとした。また、第6章で述べる三次元炉心計算による炉心性能評価においては、PGBR-IIをベースとしている。

4.3 燃料集合体仕様の設定

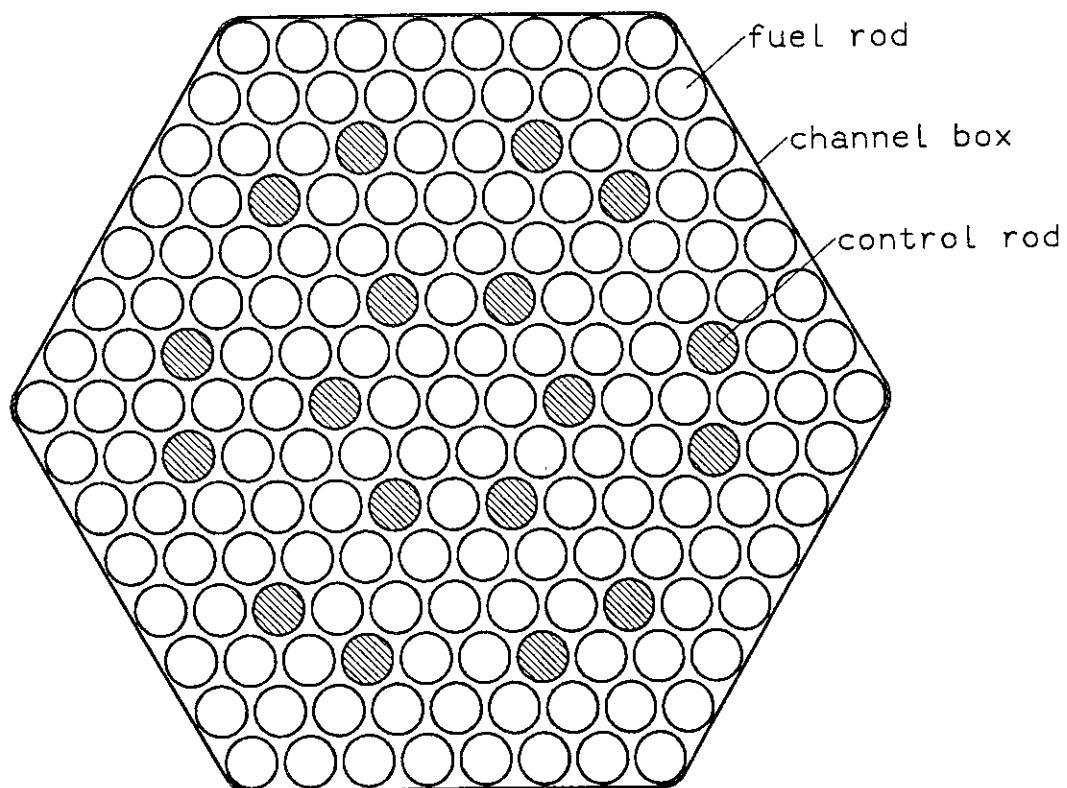
上述したような考え方から、本研究では燃料集合体仕様としてP G B R - I または - II に用いられる燃料集合体と同じものを用いる。この燃料集合体は、六角形状の断面をもち 151本の燃料棒と18本の制御棒案内管、スペーサ、チャンネルボックスおよび上下部のタイプレートからなる。Fig. 4.1に、炉心有効部の燃料集合体横断面図を示す。Table 4.2には燃料集合体の基本仕様を示す。燃料被覆管およびチャンネルボックスには、ステンレスを使用する。

Table 4.1 Specifications of Plutonium Generation BWR²⁾

Parameter		PGBR-I	PGBR-II	PGBR-III
Electric power	(MW)	600	900	900
Dome pressure	(MPa)	7.2	7.2	7.2
Coolant flow rate	(10 ⁴ t/hr)	1.04	2.25	2.19
Core active length	(m)	2.00	2.00	1.35
Core outer diameter	(m)	4.9	4.7	5.3
Number of fuel bundles		601	601	781
Number of fuel rods per bundle		151	151	151
Fuel rod outer diameter	(mm)	12.3	11.8	11.8
Fuel rod-to-rod clearance	(mm)	1.5	1.3	1.3
Moderator to fuel volume ratio		0.53	0.50	0.50
Specific power	(kW/kg)	10.7	17.5	20.0
Average power density	(kW/l)	51.4	85.1	97.0
Average linear heat generation ratio	(kW/m)	9.9	14.9	17.0
Core outlet quality	(%)	40	27	28
Core average void fraction	(%)	56	51	51

Table 4.2 Specifications of Fuel Bundles in Plutonium Generation BWR²⁾

Parameter	PGBR-I	PGBR-II	PGBR-III
Bundle geometry	Hexagonal Lattice		
Bundle pitch (cm)	18.34	17.46	17.46
Number of fuel rods	151	151	151
Number of control rods	18	18	18
Channel water gap (mm)	0.8	0.8	0.8
Channel box thickness (mm)	0.95	0.95	0.95
Fuel rod outer diameter (mm)	12.3	11.8	11.8
Fuel rod-to-rod clearance (mm)	1.5	1.3	1.3
Cladding and channel materials	Stainless-steel		
Pellet diameter (mm)	11.3	10.8	10.8
Spacer type / material	Ring cell type / Inconel		

Fig. 4.1 Cross Section of Fuel Assembly²⁾

5. 軸方向一次元炉心モデルによる 基本核特性評価

この章では、軸方向一次元炉心モデルを用いた基本核特性評価の結果について述べる。ここでは、炉心有効部(MOX燃料の装荷される部分)の高さを各段とも一定とし、軸方向プランケット厚さおよび内部プランケットのプルトニウム富化度をパラメータとし、転換比やボイド反応度係数の相対的な関係を評価した。

5.1 解析条件

5.1.1 格子燃焼計算

燃料集合体セル定数は、Fig. 5.1に示す実効的な単位格子モデルを用いて作成した。構造材は減速材領域の体積に含めて大きくし、この領域に均質に割り振ったものとした。Table4.1に示したように、幾何学的な減速材対燃料体積比は0.53、また炉心平均のボイド率を56%とすると実効的な減速材対燃料体積比は0.25となる。

プルトニウムの組成は、これまでの原研における高転換軽水炉の評価に用いられてきたものをそのまま使用している(Table5.1参照)。この組成は、現行軽水炉において3.2w/o濃縮ウランを33 GWd/tまで燃焼させ、再処理前6年、再処理後1年冷却した場合に相当する。構造材としてはステンレス鋼(SUS304)を使用した。Table5.2に個数密度を示す。

5.1.2 炉心燃焼計算

まず、Table5.3に示すような仕様を設定しサーベイ計算を実施した。プランケット部における出力分担割合を10%と仮定し、炉心部有効長をプルトニウム増倍型BWRに対し10%短縮し180 cmとした。炉心部は一段あたり45cmとし4段構成とした。これに内部プランケットを3段挿入し、厚さを5cmから20cmまで5cm毎に4ケースを設定してサーベイ計算を実施した。

炉心部には天然ウランをベースにプルトニウムを富化したMOX燃料を仮定した。また、内部プランケットには天然ウランまたは天然ウランをベースに核分裂性プルトニウムを1.0, 2.0, 3.0w/o富化したものを用いた。これは、内部プランケットにプルトニウムを富化することにより炉心部の富化度を低減した場合の効果を把握するために実施したものである。

ここでは、炉心の全熱出力と連続運転期間(燃料取り替えバッチ数10を仮定)を一定とする条件のもとで比較した。プランケット部の出力分担比が10%のとき、炉心部の平均取り出し燃焼度は45GWd/tとなる。

ボイド反応度係数の値は、定格流量時と定格に対し90%の流量時との反応度変化として評価した。内部プランケットの効果を評価する基準は、内部プランケットを設けない炉心有効高さ180 cmの均質炉心とした。

5.2 解析結果

(1) 核分裂性プルトニウムインベントリ

Fig. 5.2に核分裂性プルトニウムインベントリの変化を示す。核分裂性プルトニウムインベントリは、内部プランケット高さの増大とともに大きくなる。これは、内部プランケット割合の増大に伴う反応度低下を補償するためである。内部プランケットにプルトニウムを富化するか否かによらずプランケットを含む炉心全体の大きさにはほぼ比例して核分裂性プルトニウムインベントリが増大する。

(2) 核分裂性プルトニウム残存率

Fig. 5.3に示すように、内部プランケット割合の増加に伴いプランケット部による核分裂性プルトニウム残存率への寄与は大きくなる。しかしながら、内部プランケット部の増加にともなう反応度低下を補償するためには、炉心部の核分裂性プルトニウム富化度を増加させる必要があり、これにより炉心部の転換比は低下する。

これらの効果が相殺した結果、内部プランケット厚さの増加にともない核分裂性プルトニウム残存率はわずかながら増加する傾向を示す。

内部プランケットにプルトニウムを富化した場合には、Fig. 5.4に示すように核分裂性プルトニウム残存率は僅かながら低下する。

(3) ポイド反応度係数

Fig. 5.5にポイド反応度係数の変化を示す。ポイド反応度係数は、内部プランケット厚さとともに単調に減少する。これは、内部プランケット厚さを増加すると各段の炉心部から漏れでた中性子のうち内部プランケット部で吸収される割合が増加するためである。

内部プランケットにプルトニウムを富化した場合、天然ウランを用いた場合に比べポイド反応度係数は正側へ移行する。これは、炉心部の核分裂性プルトニウム富化度低減によるポイド反応度係数低減効果に比べ、内部プランケット部のポイド反応度係数を正側へ移行させる効果が大きいためである。

炉心有効長 180cm の均質炉心に対し、これを四分割して厚さ20cmの内部プランケットを設けると、ポイド反応度係数は約 $5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%_{void}$ 負側へ移行可能である。

ポイド反応度係数の低減効果は、内部プランケット厚さを厚くする程増大する。一方、単純に内部プランケット厚さを増加させると、炉心圧力損失が増大する、出力分布制御が困難となる、炉心の制御性が悪化する、といった問題点が生ずる可能性がある。

(4) 出力分担比

Fig. 5.6に示すように、内部プランケットの設置割合および内部プランケットへのプルトニウム富化度の増大に伴い、炉心部の出力分担比が減少する。これにより、炉心部の予測取出し燃焼度は、Fig. 5.7に示すように減少する。連続運転期間と炉心部の取出し燃焼度を一定とした解析を実施するには、炉心部と内部プランケットとの設置割合の変更が必要となる。

5.3 まとめ

以上に述べた、一次元炉心モデルによる解析から次の様なことが分った。

- (1) 軸方向非均質炉心構成の採用により、ボイド反応度係数を負側へ移行できる。
- (2) 内部ブランケット厚さの増加とともに核分裂性プルトニウム残存率はわずかながら増加する。
ボイド反応度係数を負とするには、内部ブランケット厚さを増大する必要があると考えられるが、炉心圧力損失が増大する、出力分布制御が困難となる、炉心の制御性が悪化する、といった問題点が生ずる可能性がある。

一方、ボイド反応度係数は炉心の径方向のインポータンス分布にも影響を受ける。また、燃料の配置を考える際には、熱的余裕が確保できるように配慮する必要がある。

そこで、次章においては、炉心のブランケットを含む全体の高さを増大させることなくボイド反応度係数を負側へ移行できる軸方向構成と、熱的余裕が確保できる燃料装荷パターンを検討することとした。

Table 5.1 Assumed Fuel Isotope Vector⁴⁾

Pu and Am-241*	depleted U	natural U
Pu-239 57.8 w/o	U-235 0.2 w/o	U-235 0.7 w/o
Pu-240 24.9	U-238 99.8	U-238 99.3
Pu-241 11.1		
Pu-242 5.7		
Am-241 0.5		

* : Fuel burned up to 33GWd/t in LWR with 3.2% enriched UO_2 and cooled for 7 years (6 years before reprocessing)

Table 5.2 Atomic Number Densities of Stainless-steel

Fe	5.9620E-2*
Cr	1.7380E-2
Ni	8.0980E-3
Mn	8.6590E-4

$$*: 5.9620\text{E-}2 = 5.9620 \times 10^{-2}$$

Table 5.3 Assumed Specifications of the Axially Heterogeneous Core

Electrical output	600	MW
Thermal output	1800	MW
Active core height	45*4	cm
Inner blanket thickness	5, 10, 15, 20	cm
Pu-fiss enrichment of inner blanket	0, 1, 2, 3	w/o
Upper and lower blanket thickness	20	
Core diameter	4.9	m

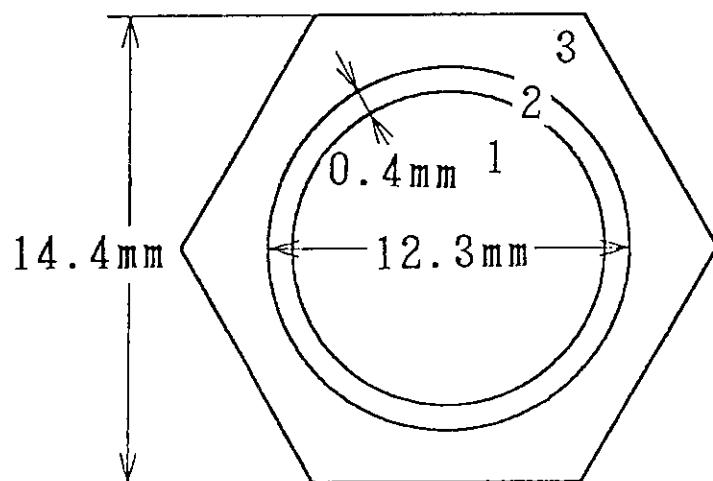


Fig. 5.1 Effective One Rod Cell Model for 1 Dimensional Analysis (600MWe Core)

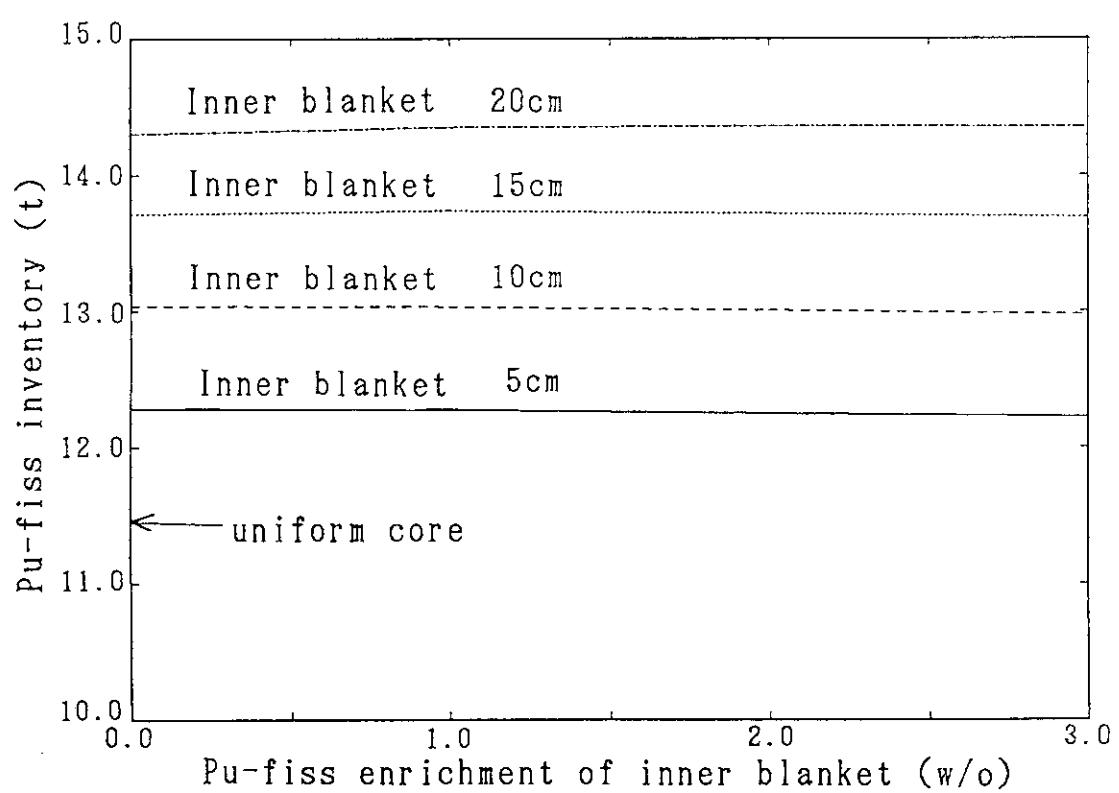


Fig. 5.2 Pu-fiss Inventory vs Pu-fiss enrichment of inner blanket

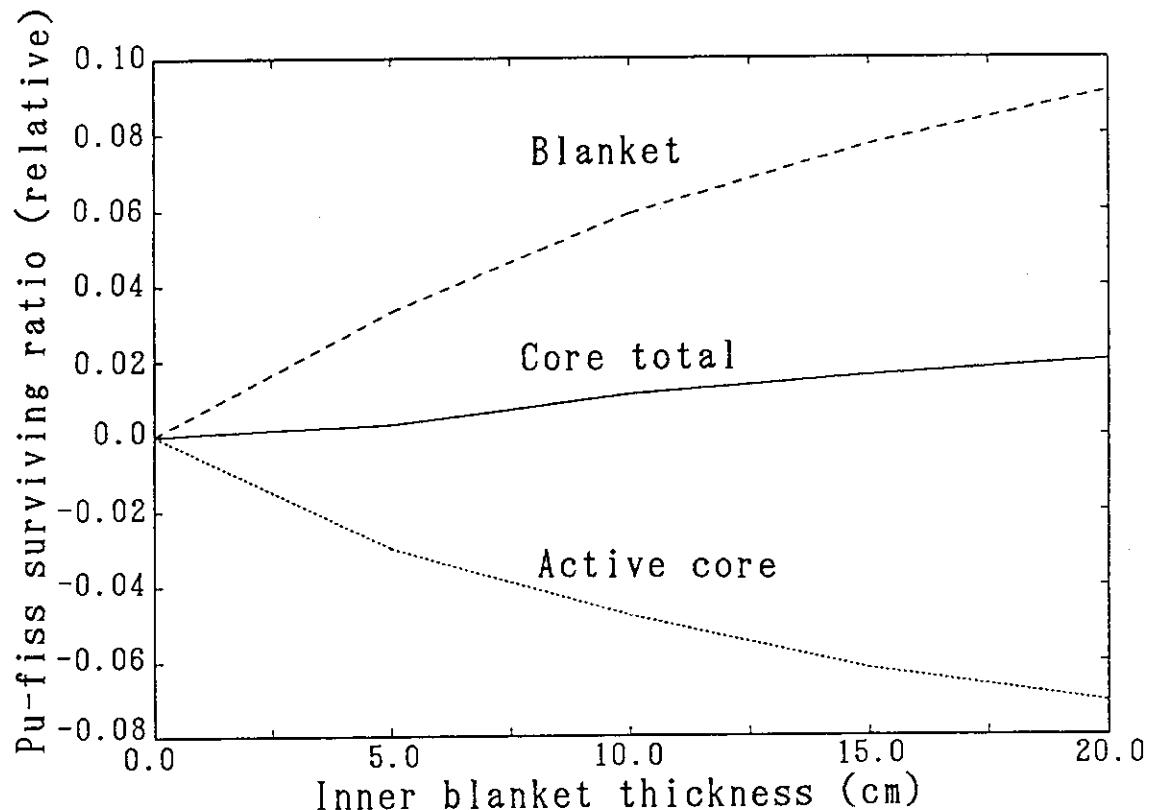


Fig. 5.3 Pu-fiss Surviving Ratio Inventory vs Inner Blanket Thickness (Natural U)

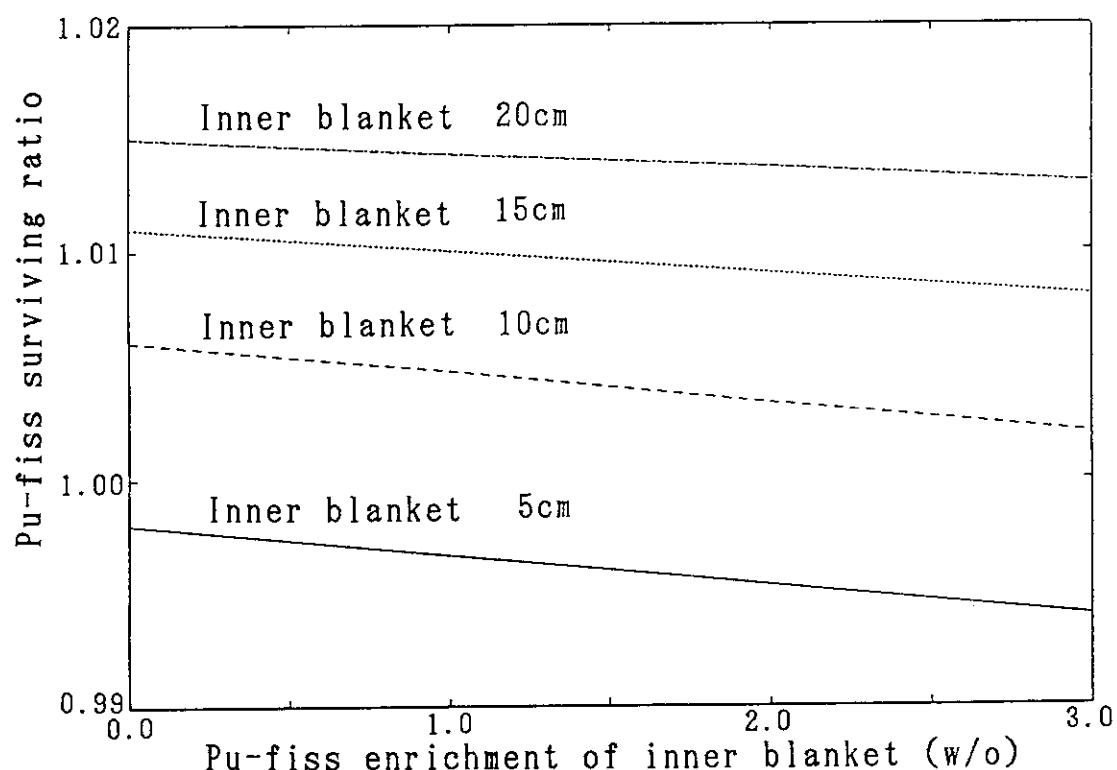


Fig. 5.4 Pu-fiss Surviving Ratio Inventory vs Pu-fiss Enrichment of Inner Blanket

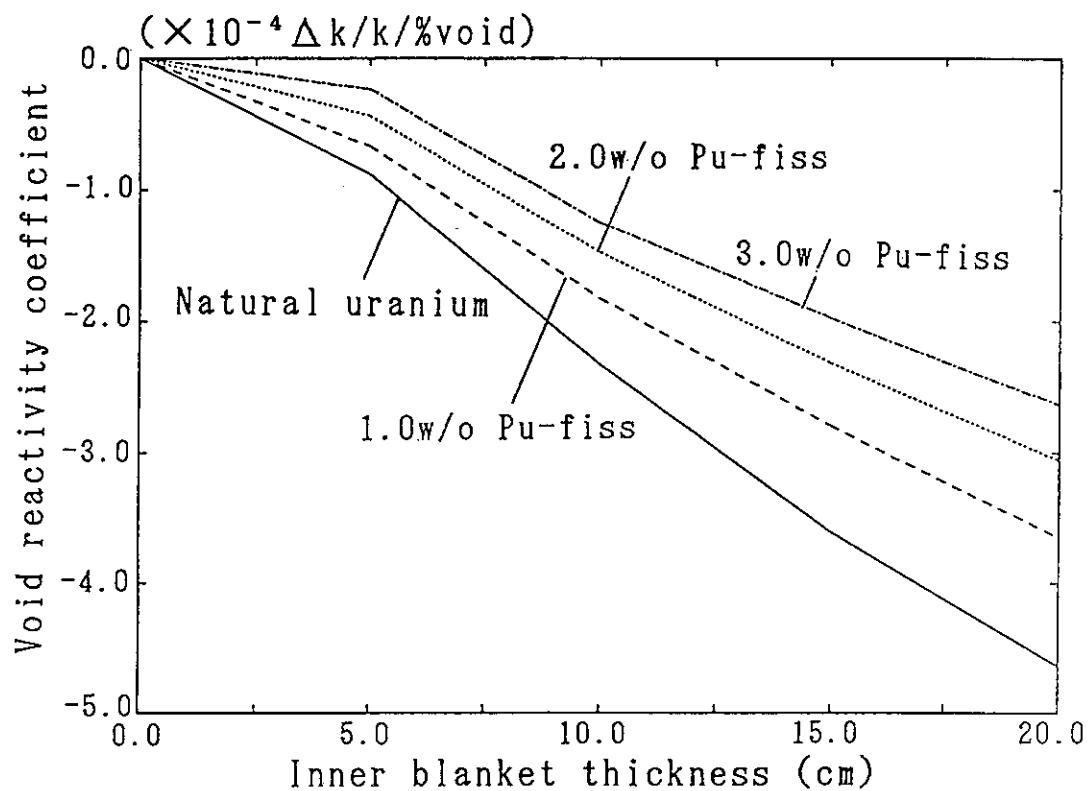


Fig. 5.5 Void Reactivity Coefficient vs Inner Blanket Thickness

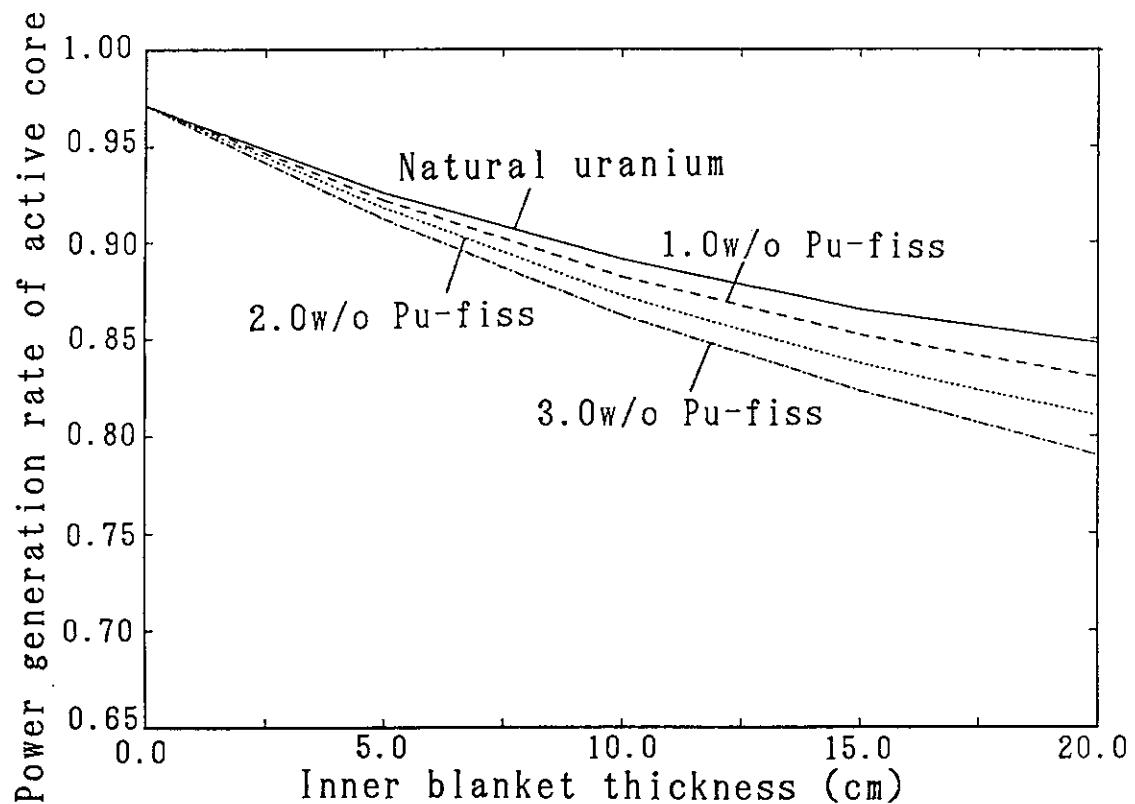


Fig. 5.6 Power Generation Rate of Active Core Part vs Inner Blanket Thickness

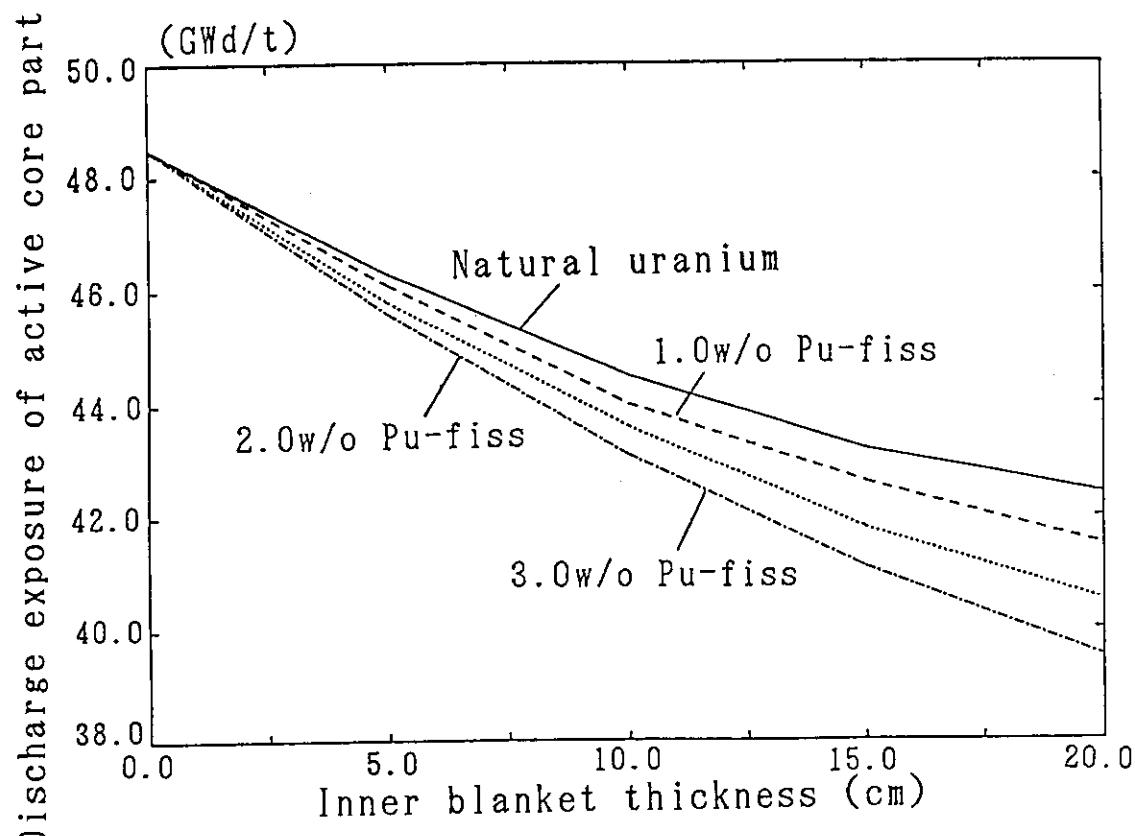


Fig. 5.7 Discharge Exposure of Active Core Part vs Inner Blanket Thickness

6. 三次元核熱水力解析による炉心性能評価

この章では、三次元核熱水力解析による炉心性能評価について述べる。ここでは、熱的余裕を確保しながらボイド反応度特性を負側へ移行できる炉心概念を検討することを目的とする。検討にあたっては、日立提案の商用炉仕様であるP G B R - IIをベースとし、電気出力 900MW(熱出力2620MW)の炉心を対象とする。

炉心概念の検討は、つぎのような手順によった。

- (1) 軸方向四重扁平炉心を取り、三次元炉心核熱水力計算により熱的余裕が確保可能な燃料装荷パターンを検討した。
- (2) 軸方向一次元炉心モデルを用いて、ボイド反応度係数をさらに低減可能な軸方向の炉心構成を検討した。
- (3) 上の予備検討で得られた、燃料装荷パターンと軸方向構成を組合せ、三次元炉心核熱水力計算により炉心性能を評価した。

6.1 解析条件

6.1.1 格子燃焼計算

燃料集合体セル定数は、Fig. 6.1に示す実効的な単位格子モデルを用いて作成した。構造材は燃料被覆管領域の個数密度を調整することにより考慮した。Table4.1に示したように、幾何学的な減速材対燃料体積比は0.50、また炉心平均のボイド率を51%とすると実効的な減速材対燃料体積比は0.25となる。

ここでは、プルトニウムの組成はTable6.1に示すものを用いた¹⁷⁾。このプルトニウム組成は、減速材対燃料体積比0.25のプルトニウム増倍型軽水炉でプルトニウム組成が平衡になるまでリサイクルしたものと2年冷却したのち再処理した直後のものに相当する。構造材にはSUS316を用いた。Table6.2に構造材として使用するSUS316の組成を示す。ここでは、少量しか含まれず同位体組成の複雑なモリブデンは無視している。

6.1.2 炉心燃焼計算

(1) 燃料装荷パターンの検討

Table6.3に装荷パターンの検討に用いた炉心の仕様を示す。本炉心は軸方向四重扁平炉心で、炉心部一段あたり高さ45cm、プランケット一段あたり高さ15cmである。軸方向一次元モデルを用いた解析によれば、この様な炉心構成を取ることにより、内部プランケットを設けない一様な炉心に対し、ボイド反応度係数を約 $4 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$ 低減できる。

検討にあたっては、炉心の熱出力と冷却材流量は固定し、燃料の配置のみをパラメータとした。

(2) 軸方向の炉心構成改良によるボイド反応度係数低減化案の検討

ここでは、一次元炉心モデルを用いて、ボイド反応度係数低減化案を検討する。ここでも、Table6.3に示した炉心仕様を基本とし、軸方向炉心構成を検討した。解析では、炉心部取出し燃焼度 45Gwd/tを仮定している。ボイド反応度係数は、炉心流量を定格値からその90%に低下させ

て評価した。この時、炉心平均のボイド率は約 2% 大きくなる。

6.2 解析結果

6.2.1 燃料装荷パターンの検討

(1) 集合体出力、流量と熱的余裕の関係

BWR 炉心では沸騰遷移に対する余裕を限界出力比(CPR)の形で評価する。燃料集合体出力を上昇させていったとき、核沸騰から膜沸騰への沸騰遷移が生じる出力を限界出力という。限界出力比とは、限界出力と通常運転状態の出力との比で定義される。炉心内の各燃料集合体に対し、CPRを評価した時、その値が最小となる集合体のCPRを最小限界出力比(MCPR)という。

炉心の運転限界MCPRは、安全限界MCPRに過渡時における最大のMCPRの変化($\Delta MCPR$)を上積みしたものとなる。ここでは、通常運転時のMCPRを1.3以上確保することを目標とした。

Fig. 6.2に軸方向一次元モデルにより得られた軸方向出力分布を仮定した場合について、集合体出力、流量に対する熱的余裕(限界出力比、CPR)の値の変化を示す。CPRは日立提案の修正CISEの式^{15, 16)}を用いて評価した。

この図からわかるように、出力ピーピングが生ずる集合体の流量を炉心平均の値と仮定した場合、出力ピーピングを1.3以下とすれば、MCPRは1.3以上確保できると考えられる。出力ピーピングの生じる炉心中央部で集合体の流量を炉心平均の値以上確保するには、熱的余裕が大きいと考えられる炉心最外周部の冷却材流量をしづらり込むことが考えられる。ここでは、炉心最外周部の入口オリフィスの圧損係数を大きく取り、これを実現することとした。

(2) 燃料装荷パターン

Fig. 6.3に検討の結果得られた燃料装荷パターンを示す。本装荷パターンは、アウト・イン方式に基づき出力ピーピングの低減を図ったものである。すなわち、炉心外側から若い燃料(1~3年目)、比較的燃焼の進んだ燃料(4~6年目)、燃焼の進んだ燃料(7~9年目)の順に装荷している。炉心最外周には、最も燃焼の進んだ燃料を配置し中性子の洩れを小さくしている。

Fig. 6.4に、平衡サイクル末期における、出力ピーピングの生ずる燃料を含む炉心径方向のチャンネルピーピング、集合体流量の平均値に対する比、CPRの分布を示した。最外周部の入口オリフィスを他のオリフィスに比べ閉じることにより中心部の燃料に流れる冷却材流量が確保できしたこと、チャンネルピーピングを1.3以下に抑えられことにより、MCPRを1.3とできた。

運転限界MCPRが1.3で充分かどうかを判断するには、過渡時の $\Delta MCPR$ を評価する必要がある。その結果、さらに熱的余裕を向上させる必要があると判断された場合、炉心最外周から二層の流量をさらにしづらり込むことにより、熱的余裕を改善できる可能性がある。

6.2.2 軸方向一次元モデルによるボイド反応度係数低減策の検討

(1) ボイド反応度係数低減化案

軸方向の炉心構成改良によるボイド反応度係数低減化案としては、

- (a) 炉心部/軸方向内部プランケット部の配置の最適化
- (b) 炉心高さの低減
- (c) 炉心部のプルトニウム富化度分布の最適化

などが考えられる。炉心部のプルトニウム富化度分布の最適化は、(a)、(b)で得られた炉心についてさらに検討を進める際のパラメータと考え、ここでは、上記(a)、(b)について検討した。

(2) 解析結果

ボイド反応度係数低減化案に対する、所要核分裂性Pu富化度と燃焼サイクル末期における定格流量近傍におけるボイド反応度係数低減効果をFig. 6.5にまとめて示す。

Table6.3に示した基本仕様と、炉心部および軸方向プランケットそれぞれの合計高さは同等にして、配置位置をかえた場合(図中、最上段)にはボイド反応度係数は正側へ移行する。これは、高富化度のMOX燃料が集中して装荷されたためと考えられる。

基本仕様から炉心部および軸方向プランケットの高さと同じ割合で減らした場合(Fig. 6.5、中段)には、ボイド反応度係数は高さが低くなるとともに単調に減少する。

図中の最下段には、炉心高さを低減すると共に炉心と軸方向プランケットの配置を変更した場合の結果を示している。インポータンスの大きい軸方向の内側にある炉心部二段を外側の二段に比べて短縮した場合、ボイド反応度係数の低減効果が最も大きくなる。この仕様と同程度のボイド反応度係数低減効果を、先に示した炉心とプランケットを単純に短縮して得ようとすると、炉心部一段あたりの高さを27cm程度まで短尺化する必要がある。このとき、基本とした仕様に比べ燃料インベントリは40%減少する。これに比べ、軸方向の内側にある炉心部二段を短縮した場合の方が燃料インベントリが大きく運転サイクル長さを長く取れる(基本仕様に対し約12%の減少にとどまる)点で望ましい。そこで、三次元解析ではこの仕様を用いることとした。

6.2.3 三次元炉心核熱水力計算による性能評価

Table6.4に三次元炉心計算の対象とした炉心の仕様ならびに、性能評価結果を合せて示す。なお、燃料装荷パターンはFig. 6.3に示したもの用いている。

ここでは、炉心部の平均取出し燃焼度(炉心部積算出力と炉心部重金属インベントリの比)を45 GWd/tとした場合の結果について示す。

炉心部に富化する所要核分裂性プルトニウム富化度は、9.66w/o、核分裂性プルトニウムインベントリは11.15tである。核分裂性プルトニウム残存比は1.03、核分裂性物質残存比は1.00となり、核分裂性プルトニウムを他の炉心から補給することなく運転できる見通しを得た。

熱的な性能についてみると、最大線出力密度は26.2kW/mであり、M C P Rは1.3を確保できた。Fig. 6.6に軸方向の出力とボイド率の分布を、Fig. 6.7に出力ピーキングの発生するチャンネル

を含む径方向の出力、流量、C P Rの分布を示す。

ボイド反応度係数は、運転サイクル末期において冷却材流量を定格の90%に減少させて評価した定格流量近傍の値と、全炉心が100%ボイド状態となった場合の2ケースについて示した。ボイド係数は表に示す様に、基本仕様からさらに低減できたが、若干正の値となった。一次元炉心計算の結果との差は、所要核分裂性プルトニウム富化度の増加と径方向出力分布変化の相違によるものと考えられる。

運転サイクル初期における余剰反応度は約0.4%Δk/kであり、現行軽水炉と比べて一桁小さくなる。冷温時の発生反応度3.8%Δk/kに対して、全制御棒(天然ボロン使用)挿入時の投入反応度は25%Δk/kで炉停止については充分な余裕があると考えられる。

本仕様では、基本仕様に比べ炉心の高さを低減したため運転サイクル期間が228FPDと短くなつた。これは燃料取替えバッチ数を減らすか、または炉心に装荷する燃料集合体数を増加することにより長期化可能である。

本炉心では、中性子スペクトルが硬く内部ブランケット割合が大きいことにより、Table6.4に示したように取り出し燃料中のプルトニウム組成はほとんど劣化せず、プルトニウムの質と量とをともに保持した運転が可能である。

Table 6.1 Assumed Fuel Isotope Vector¹⁷⁾

Plutonium	depleted U		natural U	
Pu-239	56.5 w/o	U-235	0.2 w/o	U-235
Pu-240	34.9	U-238	99.8	0.7 w/o
Pu-241	5.7			U-238 99.3
Pu-242	2.9			

* : Fuel burned up to 45Gwd/t in Plutonium generation BWR of the equilibrium operating cycle and cooled for 2 years

Table 6.2 Atomic number densities of stainless-steel(SUS316)

Fe	5.7994E-2*
Cr	1.5804E-2
Ni	9.8774E-3
Mn	1.3199E-3
Mo	1.2603E-3

$$*: 5.7994E-2 = 5.7994 \times 10^{-2}$$

Table 6.3 Core Specifications for Optimization of Fuel Loading Pattern

Parameter	Unit	Numeric value
Core thermal power	MW	2620
Electrical output	MW	900
Number of fuel bundles	-	601
Number of batches	-	10.1
Core equivalent diameter	m	4.49
Active core height (total)	cm	45, 45, 45, 45 (180)
Number of axial blanket	-	5
Blanket thickness	cm	15

Table 6.4 Core Specifications and Basic Performances of
the Axially Heterogeneous Core

Parameter	Unit	Numeric value
Core thermal power	MW	2620
Electrical output	MW	900
Number of fuel bundles	—	601
Number of batches	—	10.1
Core equivalent diameter	m	4.49
Active core height (total)	cm	45, 30, 30, 45 (150)
Number of axial blanket	—	5
Blanket thickness	cm	15
Inventory	t	115.42
Active core	t	57.16
Axial blanket	t	172.58
Discharge exposure	GWd/t	45.0
Active core	GWd/t	13.6
Axial blanket	GWd/t	34.7
Total ^{a)}	GWd/t	51.8
Effective discharge exposure ^{b)}	FPD ^{c)}	228
Operating cycle length	FPD ^{c)}	9.66
Fissile plutonium enrichment	w/o	11.15
Fissile plutonium inventory	t	1.03
Pu generation ratio	—	1.00
Fissile surviving ratio	—	1.00
Specific power	kW/kg	19.7
Active core	kW/kg	5.8
Axial blanket	kW/kg	15.2
Total	kW/m	16.7
Average L.H.G.R. ^{d)}	kW/m	5.0
Active core	kW/m	12.8
Axial blanket	kW/m	26.1
Total	kW/m	1.30
Maximum L.H.G.R.	—	50
Minimum critical power ratio	%	1.6×10 ⁻⁴
Average void fraction	Δk/k/%void	2.4×10 ⁻⁴
Void reactivity coefficient	Δk/k/%void	0.40
(near rated flow) ^{e)}	%Δk/k	3.8
Void reactivity coefficient	%Δk/k	25.1
(whole core void)	%Δk/k	0.565 / 0.349 / 0.057 / 0.029
Excess reactivity	—	0.558 / 0.349 / 0.064 / 0.029
Hot cold swing reactivity	—	
Total control rod worth	—	
Pu vector (49/40/41/42)	—	
Fresh	—	
Discharged	—	

^{a)} Total thermal output ÷ Total heavy metal inventory

^{b)} Total thermal output ÷ Heavy metal inventory in active core

^{c)} Full Power Day

^{d)} Linear Heat Generation Rate

^{e)} 3.4×10⁻⁴ Δk/k/%void for the basic core axial configuration

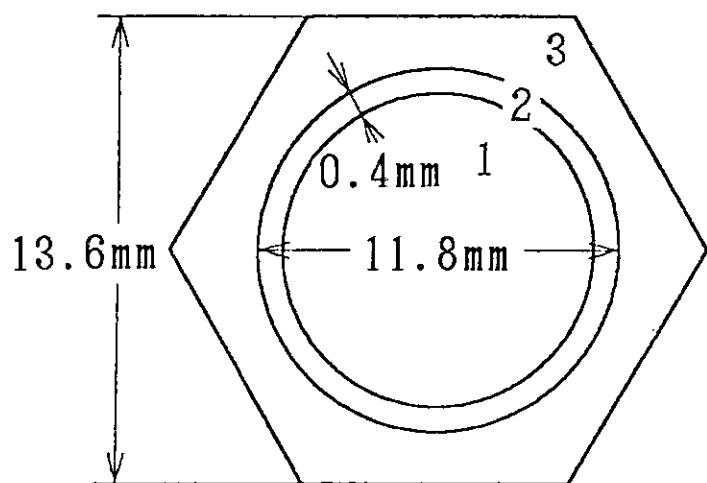


Fig. 6.1 Effective One Rod Cell Model for 3 Dimensional Analysis (900MWe Core)

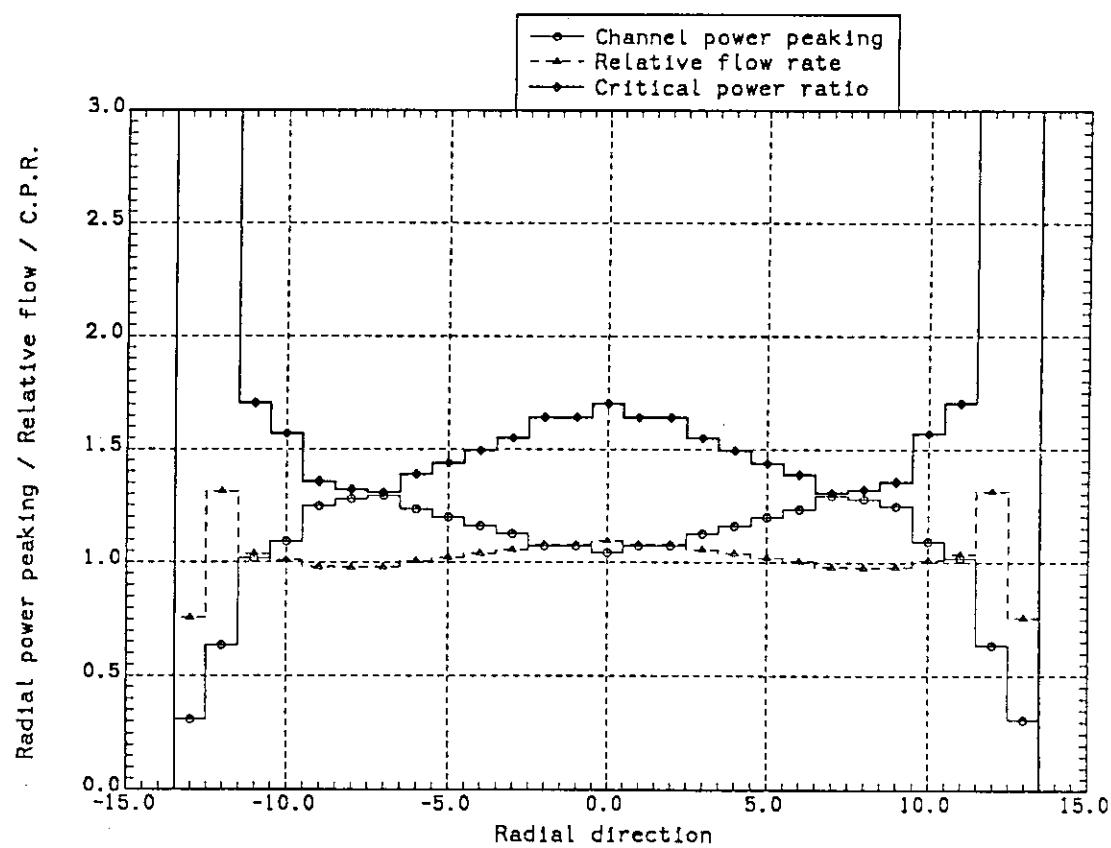


Fig. 6.4 CPR, Bundle Flow Rate and Channel Peaking Factor in Radial Direction

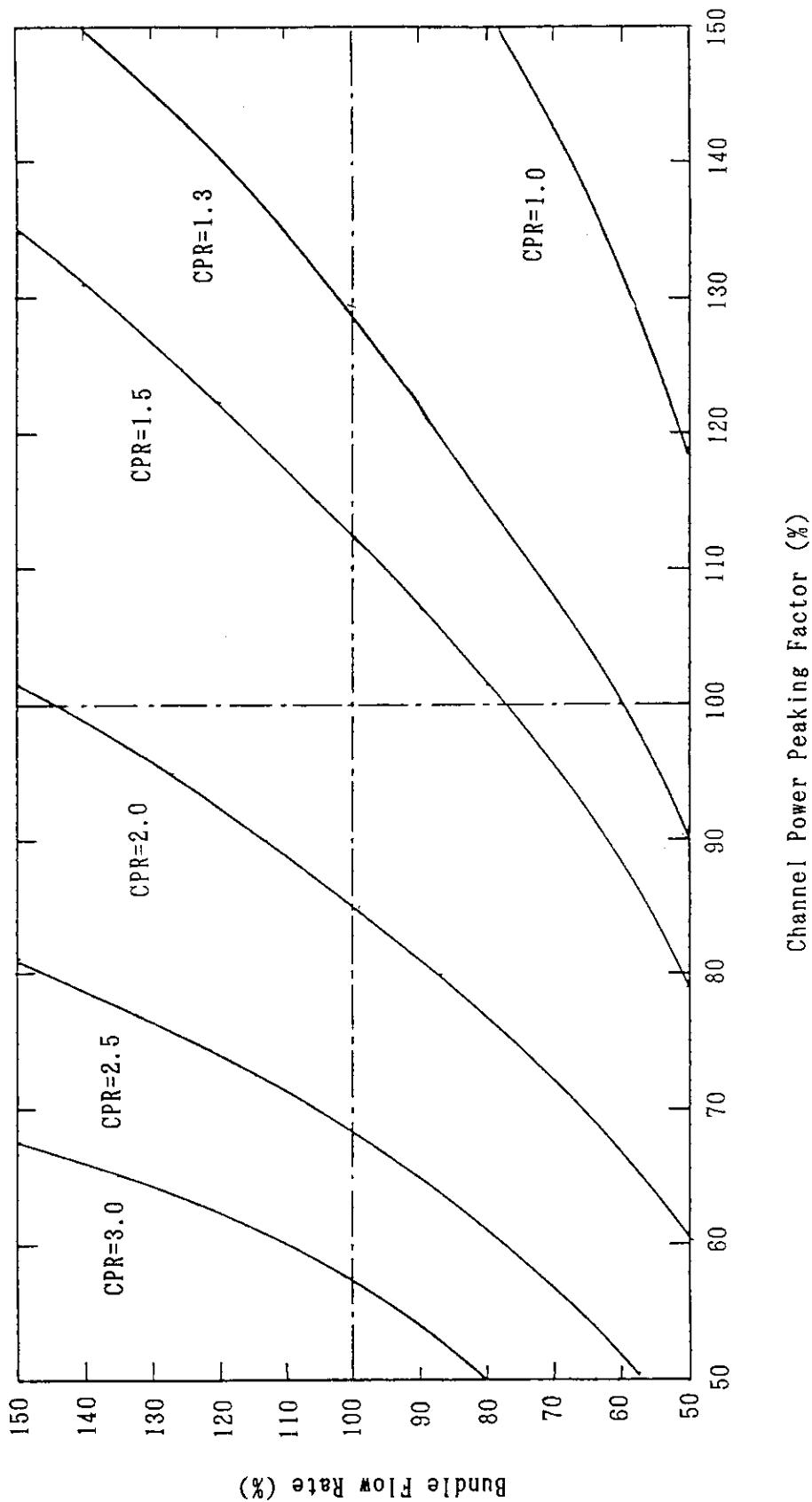


Fig. 6.2 Critical Power Ratio vs Bundle Flow Rate and Channel Power Peaking Factor

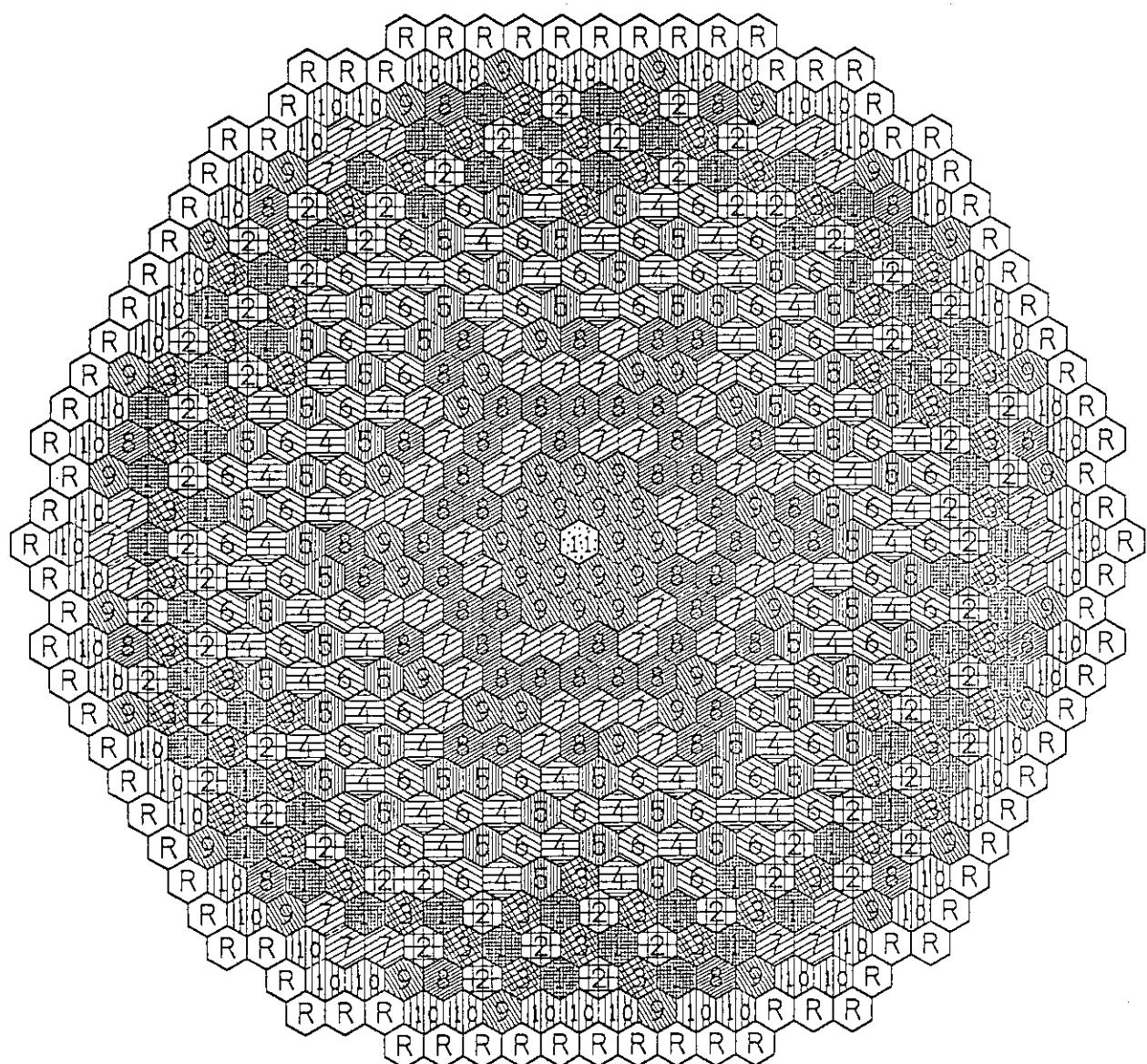


Fig. 6.3 Optimized Fuel Loading Pattern

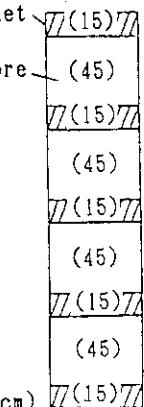
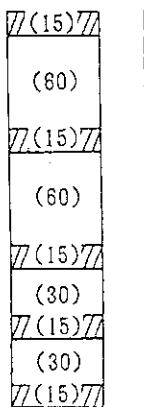
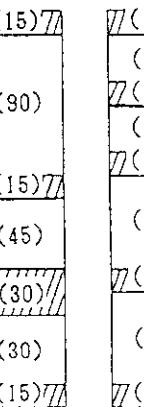
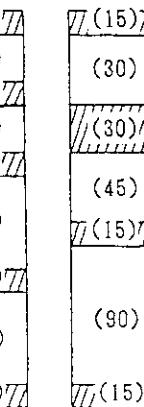
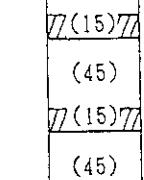
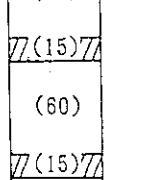
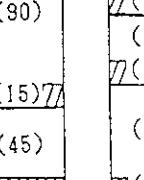
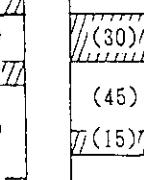
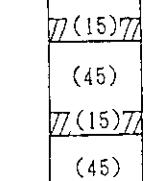
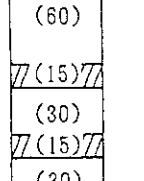
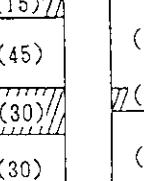
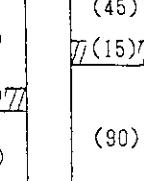
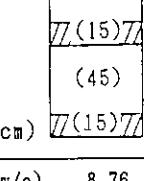
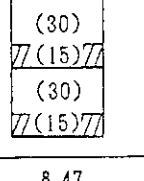
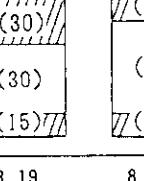
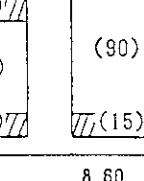
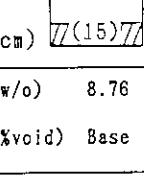
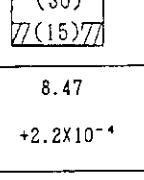
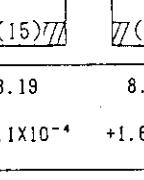
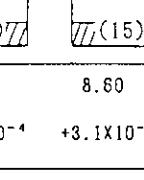
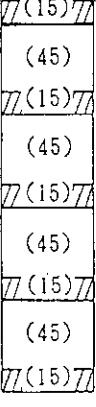
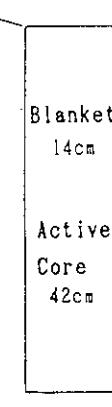
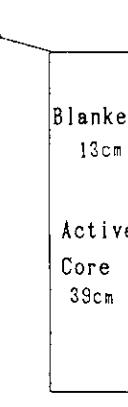
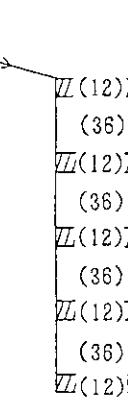
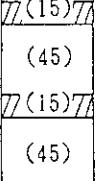
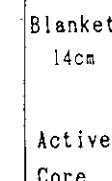
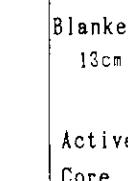
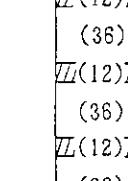
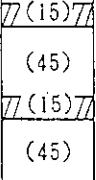
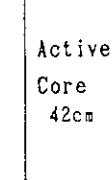
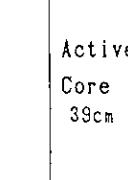
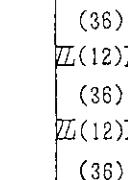
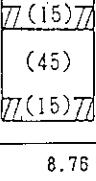
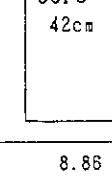
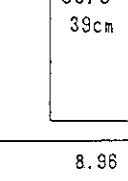
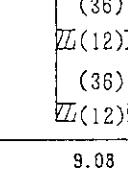
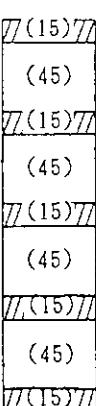
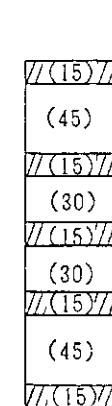
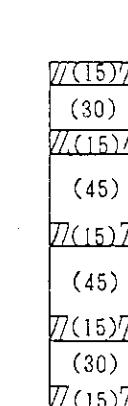
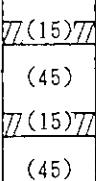
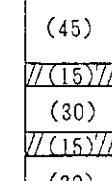
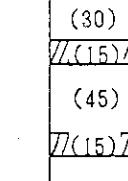
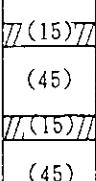
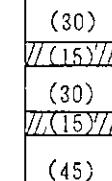
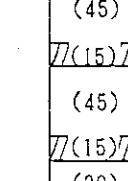
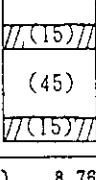
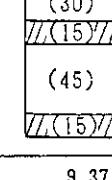
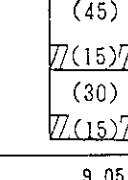
(a) Optimization of arrangement	Blanket						
	Active Core	(45)	(60)	(90)	(30)	(30)	
							
		(45)	(60)	(90)	(30)	(30)	
							
		(45)	(60)	(90)	(30)	(30)	
							
(): Height of each part(cm)							
		Pu-fiss (w/o)	8.76	8.47	8.19	8.70	8.60
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k/\% \text{void}$)		Base		$+2.2 \times 10^{-4}$	$+6.1 \times 10^{-4}$	$+1.6 \times 10^{-4}$	$+3.1 \times 10^{-4}$
(b) Flattening of overall geometry	Blanket						
	Active Core	(45)	(42)	(39)	(36)	(36)	
							
		(45)	(42)	(39)	(36)	(36)	
							
		(45)	(42)	(39)	(36)	(36)	
							
		Pu-fiss (w/o)	8.76	8.86	8.96	9.08	
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k/\% \text{void}$)		Base		-0.2×10^{-4}	-0.4×10^{-4}	-0.7×10^{-4}	
(c) Cut-down of active core	Blanket						
	Active Core	(45)	(45)	(30)	(45)	(45)	
							
		(45)	(45)	(30)	(45)	(45)	
							
		(45)	(45)	(30)	(45)	(45)	
							
		Pu-fiss (w/o)	8.76	9.37	9.05		
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k/\% \text{void}$)		Base		-1.7×10^{-4}	-0.4×10^{-4}		

Fig. 6.5 Results of Parametric Survey to Decrease Void Reactivity Coeficient

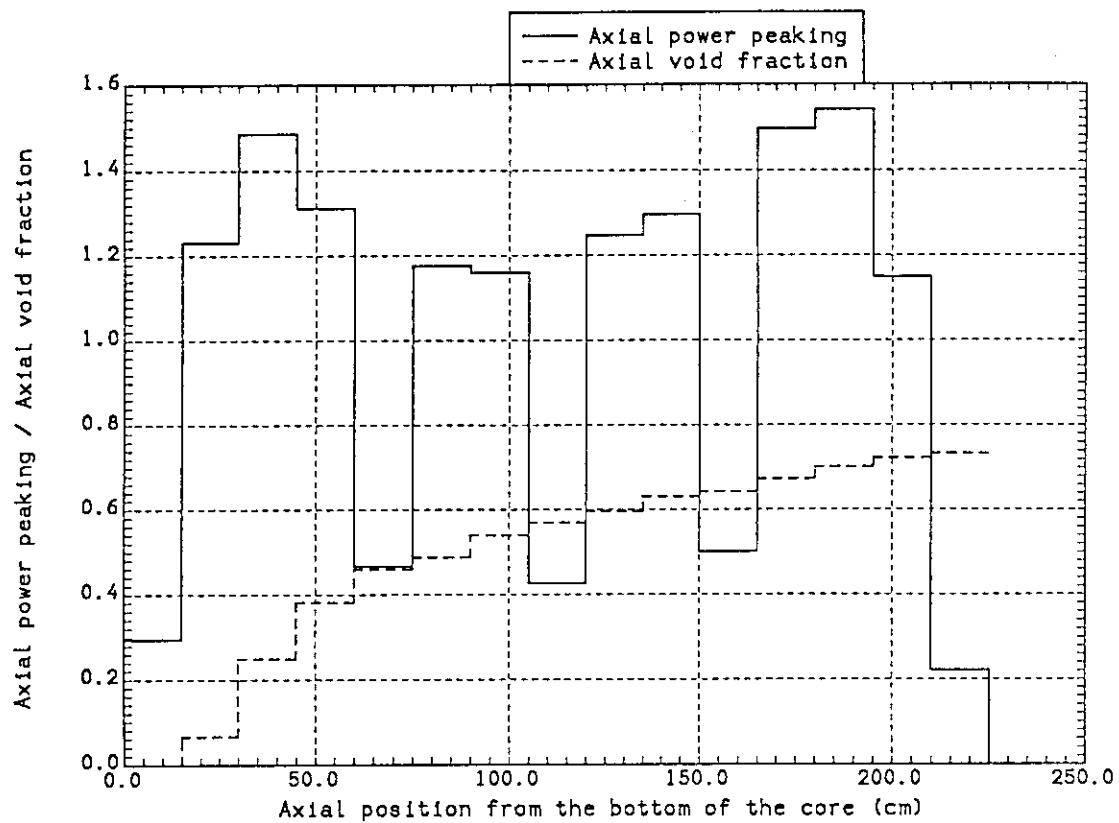


Fig. 6.6 Axial Power Peaking and Void Fraction Distribution

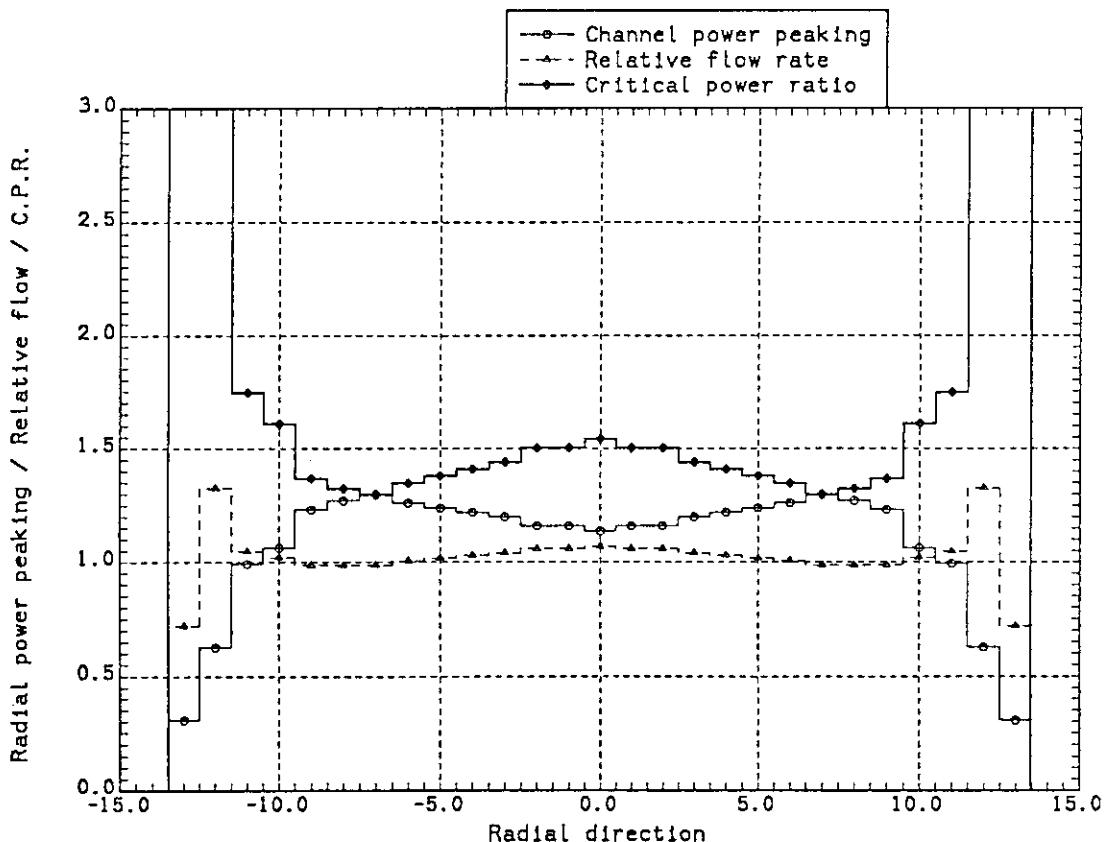


Fig. 6.7 CPR, Bundle Flow Rate and Channel Peaking Factor in Radial Direction

7. まとめ

転換比を1程度まで高めるとともに、ボイド反応度特性の改善を目的として、実効的な減速材対燃料体積比0.25の稠密格子燃料を採用した高転換BWR炉心に、軸方向非均質炉心概念を適用した。

性能評価には、原研で開発した炉心燃焼計算コードCOREBNをBWR炉心に適用できるよう改良して用いた。

炉心部の目標平均取りだし燃焼度を45GWd/tとした場合、所要核分裂性プルトニウム富化度は、9.66%、核分裂性プルトニウムインベントリは、11.15tとなった。核分裂性プルトニウム残存比は、1.03となり、またプルトニウム組成の劣化はほとんどない。すなわち、軽水炉において核分裂性プルトニウムの質と量を低下させることなく運転を継続できる見通しを得た。

本炉心においては、上述のように転換比が高く、またプランケット割合が大きいため、余剰反応度は $0.4\%\Delta k/k$ と小さな値となる。冷温時に発生する反応度も小さいため天然ボロンを用いた制御棒で反応度制御が可能となる。

熱的な余裕は、アウト・イン燃料装荷パターンを採用して出力分布を平坦化することにより、MCPR 1.3を確保できた。今後、過渡変化時の△MCPRを評価し、運転限界MCPRの妥当性を評価する必要がある。

ボイド反応度特性は、内部プランケットを設けない均質な炉心と比べて負側へ移行させることができたが、定格流量近傍時、全炉心ボイド時とも正となった。ボイド反応度係数を負とすることにより安全性を確保するという観点からは、さらにプルトニウム富化度分布の最適化など炉心構成の改良が必要である。

プルトニウム増倍型BWRにおいては、ボイド係数が若干正であるが出力係数は負であり、過渡変化と事故時の解析により安全性が保たれるとされている。今後、本炉心についても安全余裕を確認するため、代表的な過渡時の特性を評価する必要がある。

謝 舌辛

本研究は、日本原子力研究所と(株)日立製作所との共同研究「軸方向非均質HCBWRとプルトニウム増倍型BWRの炉心概念設計」の一貫として実施したものである。

研究を進めるにあたって、有益なご助言と励ましをいただいた、原子炉システム研究室および高転換軽水炉研究W.G.の皆様に感謝いたします。また、設計コードの作成、設計計算を通して御尽力いただいた、土井 英示氏をはじめとする(株)アイ・エス・エルの皆様に感謝いたします。

7. まとめ

転換比を1程度まで高めるとともに、ボイド反応度特性の改善を目的として、実効的な減速材対燃料体積比0.25の稠密格子燃料を採用した高転換BWR炉心に、軸方向非均質炉心概念を適用した。

性能評価には、原研で開発した炉心燃焼計算コードCOREBNをBWR炉心に適用できるよう改良して用いた。

炉心部の目標平均取りだし燃焼度を45GWd/tとした場合、所要核分裂性プルトニウム富化度は、9.66%、核分裂性プルトニウムインベントリは、11.15tとなった。核分裂性プルトニウム残存比は、1.03となり、またプルトニウム組成の劣化はほとんどない。すなわち、軽水炉において核分裂性プルトニウムの質と量を低下させることなく運転を継続できる見通しを得た。

本炉心においては、上述のように転換比が高く、またプランケット割合が大きいため、余剰反応度は $0.4\%\Delta k/k$ と小さな値となる。冷温時に発生する反応度も小さいため天然ボロンを用いた制御棒で反応度制御が可能となる。

熱的な余裕は、アウト・イン燃料装荷パターンを採用して出力分布を平坦化することにより、MCPR 1.3を確保できた。今後、過渡変化時の△MCPRを評価し、運転限界MCPRの妥当性を評価する必要がある。

ボイド反応度特性は、内部プランケットを設けない均質な炉心と比べて負側へ移行させることができたが、定格流量近傍時、全炉心ボイド時とも正となった。ボイド反応度係数を負とすることにより安全性を確保するという観点からは、さらにプルトニウム富化度分布の最適化など炉心構成の改良が必要である。

プルトニウム増倍型BWRにおいては、ボイド係数が若干正であるが出力係数は負であり、過渡変化と事故時の解析により安全性が保たれるとされている。今後、本炉心についても安全余裕を確認するため、代表的な過渡時の特性を評価する必要がある。

謝 舌辛

本研究は、日本原子力研究所と(株)日立製作所との共同研究「軸方向非均質HCBWRとプルトニウム増倍型BWRの炉心概念設計」の一貫として実施したものである。

研究を進めるにあたって、有益なご助言と励ましをいただいた、原子炉システム研究室および高転換軽水炉研究W.G.の皆様に感謝いたします。また、設計コードの作成、設計計算を通して御尽力いただいた、土井 英示氏をはじめとする(株)アイ・エス・エルの皆様に感謝いたします。

参考文献

- 1) 「高転換軽水炉」研究専門委員会編,「高転換軽水炉の研究と展望」,日本原子力学会(1991).
- 2) Takeda, R. et al. : "Plutonium Generation Boiling Water Reactor Concept," Proc. International Conf. on the Physics of Reactors, Marseille, 4, PIII-64 (1990).
- 3) Ishii, Y. et al. : "Evaluation of Transient Characteristics of Plutonium Generation BWR," Preprint 1988 Annu. Meeting At. Energy Soc. Japan, C-14 (1987) (in Japanese).
- 4) 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).
- 5) Okumura, K. et al. : "The Concept of Axially Heterogeneous High Conversion Light Water Reactor and Its Application," Proc. International Conf. on the Physics of Reactors, Marseille, 4, PIII-101 (1990).
- 6) Akie, H. et al. : "Optimization Study of High Conversion Light Water Reactor with Axially Heterogeneous," JAERI-M 92-030, Japan Atomic Energy Research Institute (1992) (in Japanese).
- 7) Morimoto, Y. et al. : "Development of a BWR Core-Burn-up Calculation Code COREBN-BWR," to be published in JAERI-M (in Japanese).
- 8) Tsuchihashi K. et al. : "Revised SRAC Code System," JAERI-1302, Japan Atomic Energy Research Institute (1986).
- 9) Nakagawa T. (Ed.) : "Summary of JENDL-2 General Purpose File," JAERI-M 84-103 (1984).
- 10) Akie, H. et al. : "Improvements on Burnup Chain Model and Group Cross Section Library in the SRAC System," JAERI-1323 (1992).
- 11) Takano, H. et al. : "The Effect of Fission Products on Burnup Characteristics in High Conversion Light Water Reactors," Nucl. Technol., 80, 250 (1988).
- 12) Okumura, K. et al. : "Calculational Methods of Control Rod Worth for High Conversion Light Water Reactor," J.Nucl.Sci.Tecnol., 25, 104 (1988).
- 13) Levy S. : "Forced Convection Subcooled Boiling -Prediction of Vapor Volumetric Fraction," GEAP-5157, General Electric Company (1966).
- 14) Zuber N., et al. : "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems," Trans. ASME, Journal of Heat Transfer, vol.87, Series C, 453 (1965).
- 15) Matsumoto, T. et al. : "Development of Critical Power Correlation for Tight Lattice Fuel Assembly," Preprint 1987 Annu. Meeting At. Energy Soc. Japan, E-40 (1987) (in Japanese).
- 16) Matsumoto, T. : private communication (1989).
- 17) Takeda, R. : private communication (1991).

付 錄

BWR炉心のHaling燃焼計算については、参考文献7を参照のこと。ここでは、参考文献に記載されていない、全炉心ボイド時反応度、冷温時反応度、制御棒挿入時反応度の計算方法について入力例を用いて説明する。例題計算体系の軸方向構成を図1に、径方向構成を図2にそれぞれ示しておく。

全炉心ボイド時反応度、冷温時反応度、制御棒挿入時反応度の計算にはすべて同じ計算手順を用いる。違いは、計算時に指定するマクロ断面積をそれぞれに対応するものを用いる点だけである。ここでは、全炉心ボイド時反応度の計算を例に取って説明する。計算手順は次の通り。

- 1) ヒストリーファイル内に登録されている、マテリアル名を格子計算において全炉心ボイド時の断面積計算に用いたcase名に変更する。また、反射体のマテリアル名も変更しておくこと。
 - 2) マテリアル毎に指定されているボイドフィードバック効果を表す式の係数をすべて零とする。
 - 3) このヒストリーファイルを用い、COREBN-BWRコードを直接燃焼計算オプション(ICAL=0)で、燃焼度増分を0として実行する。この際、用いる断面積を格納したデータセットは、全炉心ボイド時の断面積を格納したものに変更しておくこと。
- 上記1), 2)に対するHIST-BWRコードへの入力例をHISTVOID、3)に対するCOREBN-BWRコードに対する入力例をCRBNVOIDとして、次ページ以下に示しておく。


```
*****
** HISTVOID **
*****  
  
1 10 11 / BLOCK 1- 1  
CASE:UPDATE HISTORY FILE FOR WHOLE CORE VOID CALCULATION / BLOCK 1- 2  
FUEL:PUF 9.0W/0(NU),BLKT(DEPU) CORE:45CM*4 BLKT:15CM*5 / BLOCK 1- 2  
13 31 31 17 -4 79 7 9 4 1 / BLOCK 1- 3  
RFCVAX00RF80AX00 0 1.0 1.0 / BLOCK 1-10  
RFCVAX00RF00AX00 0 1.0 1.0 / BLOCK 1-10  
XVXXAX10X3XXAX10 1 1.5920116 0.5969377 / MOX FUEL E=9.0W/0  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
. . .  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
BVXXAX10B1XXAX10 1 1.5920116 0.5969377 / BLANKET(U02)  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
. . .  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
0.0 0.0 0.0  
0 0 0 / TERMINATE JOB
```