JAEA-Research
2008-006

高転換型革新的水冷却炉（HC-FLWR）の炉心設計

Core Design of High Conversion Type FLWR

中野 佳洋　秋江 拓志　奥村 啓介　大久保 努
内川 貞夫

Yoshihiro NAKANO, Hiroshi AKIE, Keisuke OKUMURA, Tsutomu OKUBO
and Sadao UCHIKAWA

次世代原子力システム研究開発部門
革新的水冷却炉設計グループ

Innovative Water Reactor Design Group
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

March 2008

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

〒319-1195　茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
日本原子力研究開発機構　研究技術情報部　研究技術情報課
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920

*〒319-1195　茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4　日本原子力研究開発機構内

JAEA-Research 2008-006

高転換型革新的水冷却炉（HC-FLWR）の炉心設計

日本原子力研究開発機構
次世代原子力システム研究開発部門　設計統括ユニット

中野　佳洋、秋江　拓志、奥村　啓介+、大久保　努、内川　貞夫

（2008 年 1 月 11 日受理）

革新的水冷却炉（FLWR）を構成する二つの炉心概念のうち、高転換型炉（HC-FLWR）について炉心設計を行い、その基本仕様を作成した。FLWR は、既存の軽水炉技術に基づいた熱出力 3,926MW の沸騰水型軽水炉で、持続的なエネルギー供給を目指してその炉心概念が構築された。FLWR は、初期に導入される HC-FLWR と、その実績をベースに導入される増殖型炉（RMWR）で構成される。いずれの炉心も高富化度 MOX 燃料を用い、燃料棒は六角形のチャンネルボックス内に稠密に三角格子配置される。HC-FLWR は、プルトニウム富化度や燃料棒の稠密度が RMWR に比べて低く、現行軽水炉との技術的なギャップが小さく、早期導入が可能な原子炉として考えられたものである。

本報告で述べる HC-FLWR の炉心設計では、まず燃料棒直径や冷却材ボイド率、MOX 燃料の核分裂性プルトニウム（Puf）富化度、炉心高さ等の基本的な設計項目を変化させた予備的なパラメータサーベイ計算を行い、それらが冷却材ボイド反応度係数、取出燃焼度、Puf 残存比等の炉心特性に与える影響を評価し、燃料棒直径、炉心長、Puf 富化度、冷却材ボイド率等についての大まかな炉心仕様を求めた。本サーベイ計算の結果を受けて、より高い炉心性能を得ることと、BWR 型炉心により適した解析を行うことを目的として、核熱結合炉心計算コード MOSRA を用いた設計計算を行った。一次元核熱結合炉心燃焼計算を行って炉心仕様を絞り込み、燃料棒直径 1.12 cm、Puf 富化度 11%、MOX 長 85 cm、冷却材炉心流量 10 t/s、炉心入口温度 550K 等の炉心仕様を得た。この炉心について三次元核熱結合炉心燃焼を行うとともに、燃料交換パターンを検討し、負のボイド反応度係数を維持し、出力ピーキング係数は許容範囲内に収まり、MOX 領域の取出燃焼度が 56 GWd/t、Puf 残存比が 0.84 という炉心性能を有する炉心設計仕様・燃料交換パターンを構築した。

大洗研究開発センター（駐在）　：　〒311-1393　茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

+原子力基礎工学研究部門　核工学・炉工学ユニット

Core Design of High Conversion Type FLWR

Yoshihiro NAKANO, Hiroshi AKIE, Keisuke OKUMURA+, Tsutomu OKUBO and Sadao UCHIKAWA

FBR Cycle System Design Synthesis Unit
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received January 11, 2008)

A core design of a high conversion type innovative water reactor for flexible fuel cycle (FLWR) with thermal output of 3926MW has been constructed. FLWR mainly based on established light water reactor (LWR) technology has been investigated by the Japan Atomic Energy Agency (JAEA) in order to ensure sustainable energy supply in the future. This FLWR is a boiling water reactor (BWR) with a tight triangular fuel rod lattice and the uranium plutonium mixed oxide (MOX) fuel. FLWR is designed for two types of cores to be developed in succession. The preceding core is a high conversion type FLWR (HC-FLWR) and a design study of it has been performed. The design study consists of two steps of analyses. The first step was preliminary parametric survey calculations with a neutronics calculation code and simplified calculation models to find adequate core specification range. From this calculation, the fissile plutonium (Puf) enrichment range of MOX fuel of 9~11% and the diameter of the fuel rod of 1.12 cm were obtained. The second step was more detailed calculations with a nuclear and thermal-hydraulic coupled calculation code MOSRA and one-dimensional and three-dimensional calculation models. Through the one-dimensional core burnup calculations, the following design values were obtained. The Puf enrichment of MOX fuel is 11%. The heights of upper blanket, MOX and lower blanket regions are 5 cm, 85 cm and 5 cm, respectively. With these values, three-dimensional nuclear and thermal-hydraulic coupled core burnup calculations were performed. In this analysis, effects of the fuel loading pattern were also investigated. Finally, a neutronics design of HC-FLWR core with a negative void reactivity coefficient, a conversion ratio of 0.84 and a discharged burnup of 56 GWd/t was obtained.

Keywords : FLWR, High Conversion, MOX, Plutonium, Nuclear and Thermal-hydraulic Coupled Calculation, MOSRA

+ Division of Nuclear Data and Reactor Engineering, Nuclear Science and Engineering Directorate

目次

Contents

Tables and Figures

This is a blank page.

1．はじめに

ウラン資源の消費を出来るだけ抑え、なおかつ長期的、安定的に原子力エネルギーを利用する為に、高速増殖炉（FBR）の実用化と核燃料リサイクルシステムの確立が望まれている。現在、2050年頃のFBR実用化を目指した研究開発が、原子力機構を中心として行われている。その代表概念はナトリウム冷却炉（Na-FBR）であるが、技術選択肢の多様化の観点から、水冷却炉に関する基礎・基盤的な研究も継続されている。

原子力機構では10年程前から、国内の電力会社や原子炉プラントメーカーとも協力して、低減速軽水炉[1,2]（Reduced－Moderation Water Reactor：RMWR）の研究開発を行ってきた。RMWRは沸騰水型軽水炉（BWR）であり、既存の軽水炉技術に立脚した原子炉である。このため、導入・実用化が比較的容易で、既存の軽水炉（LWR）と同程度の安全生や運転保守・補修性が期待できる。また、高富化度MOX燃料の使用、燃料棒格子の稠密化や炉心冷却材の高ボイド率化、劣化ウランブランケットの使用等により、1を超える転換比を達成し、燃料のマルチリサイクルも可能である。

このようにRMWRは、単独でも相当長期間にわたり、安定的にエネルギーを供給できる。しかしながらRMWRは、多量の高富化度MOX燃料を使用するため、実用化にあたっては、高富化度MOX燃料の再処理や製造の施設が整備され、Pu燃料のマルチリサイクルシステムが確立する必要がある。そこで、Fig. 1.1に示すように、本格的なリサイクルシステム確立前でも、現在すでに六ヶ所村で操業が見込まれている再処理施設や燃料製造工場（J-MOX）からのMOX燃料供給で導入が可能な高転換型炉（HC-FLWR）の炉心概念の検討を行った。この炉心では、燃料集合体形状や炉心構成はRMWRと同一とし､燃料集合体を交換するだけでRMWRへの移行を可能とする。また、MOX燃料のPu富化度も、J-MOX施設で製造可能な範囲とする。燃料棒の稠密度をRMWRよりも下げて、軸方向の燃料構成も単純化する。以上のような炉心概念とすることで、現行軽水炉のリプレース炉にも十分なりうるものとした。Fig. 1.1に示すように、この原子炉とRMWRを組み合わせることにより、核燃料サイクルの状況に柔軟に対応することができる原子炉システムとなり、この二つの原子炉を合わせて、革新的水冷却炉・FLWR[3,4]（Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle）と呼んでいる。そして新たに考案した炉心概念は、増殖を行わず高転換比の設計とすることから、高転換型革新的水冷却炉[5]HC-FLWRと呼んでいる。

HC-FLWRの炉心核設計では、まず予備的な解析として、一次元炉心体系でのパラメータサーベイ計算を行い、燃料棒直径や炉心高さ、冷却材ボイド率等の基本仕様の暫定値を求めた。この計算は予備的なパラメータサーベイ計算であり、計算コードは核計算コードのみを用い、また計算モデルにも簡易的なものを用いた。その結果、MOX燃料の核分裂性プルトニウム（Puf）富化度は9%で、負の冷却材ボイド反応度係数を持ち、取出燃焼度45 GWd/t、転換比（Puf残存比）0.85の炉心性能が達成できる見通しが得られた。

予備サーベイ計算で得られた結果をもとに、炉心性能を更に向上させることと、詳細な計算手法を用いてより現実的な計算結果を得ることを目的としたHC-FLWRの設計計算を行った。炉心性能の向上のためには、Puf富化度を、J-MOXで扱い得る上限と考えられる11%とした燃料を採用することとした。また、MOX領域の上下にブランケットを付加し、炉内Puインベントリの低減を図った。詳細な計算手法としては、核熱結合計算が可能な計算コードMOSRA[6]を用いて一次元及び三次元炉心燃焼計算を行った。MOSRAコードを用いた三次元解析では、燃料交換パターンの検討も行った。その結果として、Puf富化度が11%の炉心で、負の冷却材ボイド反応度係数を維持し、MOX領域の取出燃焼度56 GWd/t、Puf残存比0.84を達成可能との結果が得られた。本報告書は、HC-FLWR炉心の一連の設計計算内容とその結果について述べたものである。

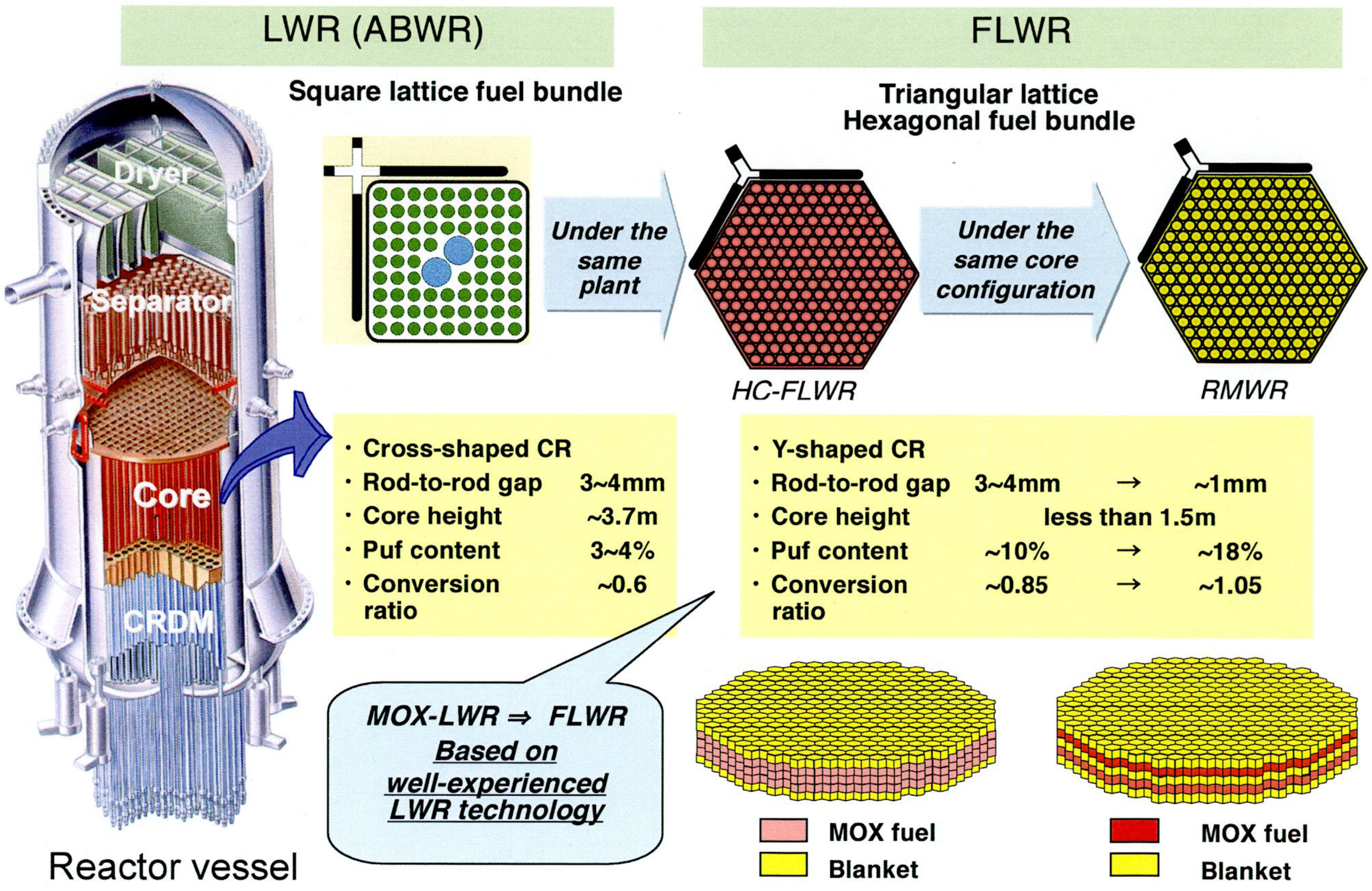


Fig. 1.1 Concept of FLWR.

2．HC-FLWR 炉心概念

高転換型 FLWR（HC-FLWR）炉心と RMWR は炉心構成が同一で、900 体の燃料集合体と 282 体の Y 字型制御棒で構成される。炉心構成図を Fig. 2.1 に示す。燃料集合体は、六角形のチャンネルボックスの内部に 217 本の燃料棒が三角格子に配置されている。燃料棒の被覆管はジルカロイ製で、その内部に燃料ペレットがヘリウム雰囲気で封入されている。Fig. 2.2 は、燃料集合体と制御棒の配置図で、炉心外周部を除いて、図に示されるように、燃料集合体 3 体に Y 字型制御棒 1 体の割合で配置される。Y 字型制御棒の軸方向は、下半分の吸収体部分と、上半分のフォロワ部分の 2 領域で構成されている。吸収体部分の三つの翼は、ステンレス鋼製の制御棒被覆内部にステンレス鋼製の吸収体チューブを 10 本並べた構造となっている。吸収体チューブ内には、吸収体密度を出来るだけ高めるために、^{10}B を 90%まで濃縮したボロンを用いた B_4C を、粉末状ではなくより高密度となるペレットにして封入する。制御棒上半分のフォロワ部分では、制御棒被覆形状および材質は吸収体部分と同一であるが、被覆内部には、グラファイトを充填している。制御棒フォロワは RMWR 炉心では不可欠で、制御棒吸収体が炉心下部に引き抜かれた場合にも燃料集合体間ギャップから冷却水を排除し、中性子の減速度合いを低く保つ役割を果たす。

RMWR では、軽水炉でありながら 1 を超える転換比を達成するために、高富化度 MOX、稠密格子燃料、冷却材高ボイド率、軸方向扁平二重炉心、軸方向ブランケット等を採用している。炉心平均で 70%もの高ボイド率にすることで、炉心部を高速エネルギー中性子スペクトル場とし、内部転換比を向上させている。しかしながらこれにより、冷却材ボイド反応度係数は悪化する。そこで、負のボイド係数を維持するために、二重扁平炉心構造とし、炉心部からの中性子漏洩を増加させている。そしてこの二重扁平化は、特に内部ブランケット領域での Puf の生成を増加させ、1 を超える Puf 残存比の達成に大きな役割を果たしている。

一方で HC-FLWR は、現行軽水炉で既に確立された技術の範囲内か、できるだけそれに近いレベルの技術で実用化を可能とすることを基本コンセプトとしている。そのために HC-FLWR では、RMWR よりも燃料の稠密度を下げ、また冷却材ボイド率も低くする。MOX 燃料の Puf 富化度も、六ヶ所村に建設が始まろうとしている J-MOX を念頭に置いて設定する。軸方向の炉心構成も、MOX 1 領域のみの構成とするか、軸方向ブランケットを付加する場合にも、MOX 領域の上下のみとし、MOX 領域が上下に分かれてしまうことになる内部ブランケットは設けない。ただし、燃料集合体のチャンネルボックスや制御棒は、RMWR と互換性を有するものとする。こうすることにより、HC-FLWR 炉心は、燃料集合体を RMWR のそれに交換するだけで、RMWR 炉心への移行が可能となる。HC-FLWR 炉心は、既存もしくは現在建設中の核燃料サイクル施設のみで運転実用化が可能である。また現行軽水炉で予定されているプルサーマルとの技術的なギャップはほとんど無く、特に大きな技術開発等を行うことなく導入が可能で、現行軽水炉のリプレース炉としても大きな可能性を持っている。HC-FLWR は、RMWR に先行して実用化され、RMWR 実用化に必要となる運転経験の蓄積や技術データの取得等の先行導入炉としての重要な役割を担う。

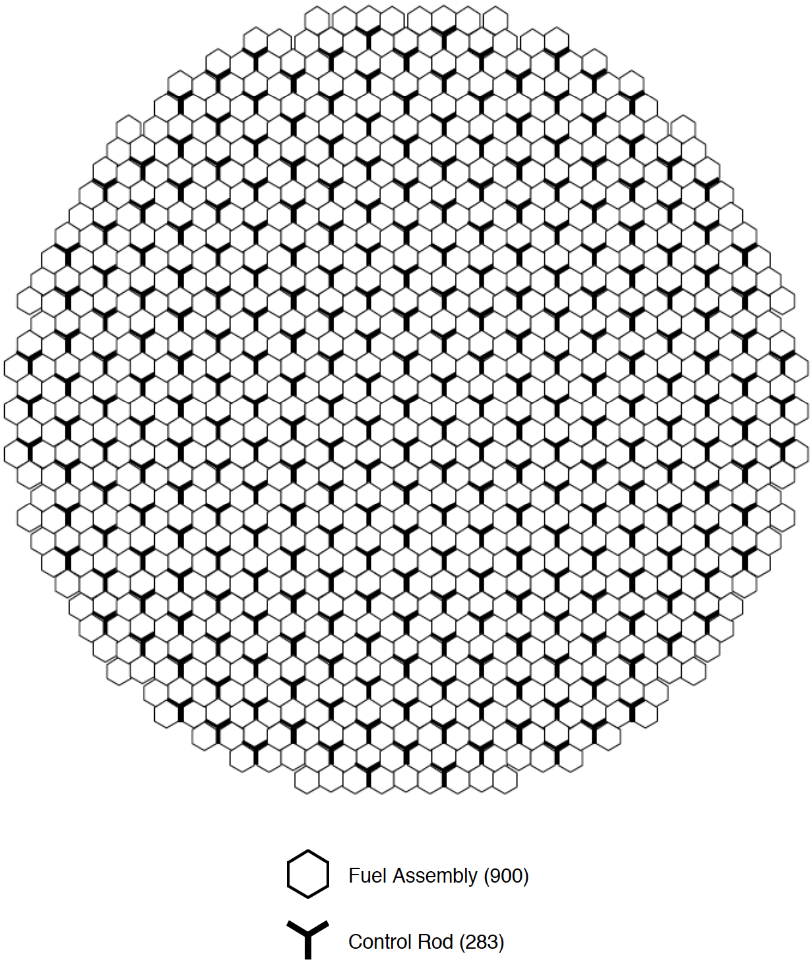


Fig. 2.1 Horizontal core arrangement.

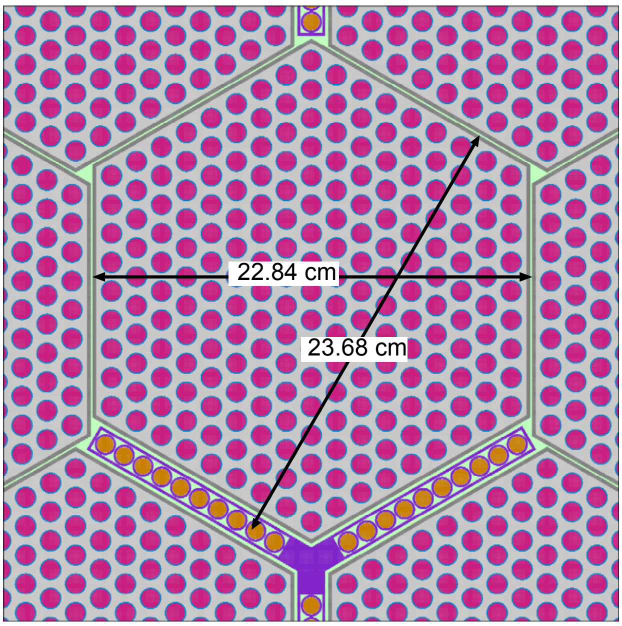


Fig. 2.2 Arrangement of fuel assembly and control rod.

3．HC-FLWR 炉心の仕様決定のための核特性予備サーベイ計算

本章では以降の検討の効率化を目的として、実現可能性のある HC-FLWR 炉心の仕様範囲を大つかみに把握するために実施した、核特性に関する予備的なパラメータサーベイ計算について記述する。ただし前章までに述べたように、HC-FLWR 炉心の主要仕様は RMWR 炉心との互換性により既に定まっている。それらは、炉心サイズ、燃料集合体数、燃料集合体サイズ、燃料集合体あたりの燃料棒本数、燃料棒ピッチ、炉心および燃料棒 1 本あたりの熱出力であり、それ以外の燃料集合体交換バッチ数についても、予備解析の段階では RMWR 炉心と同一として検討を行った。

本炉心で用いた MOX 燃料のプルトニウム組成を Table 3.1 に示す。本炉心では、J-MOX（取り扱い可能な最大全プルトニウム富化度が 18%）で MOX 燃料を製造することを想定したため、Puf 富化度は 11%を上限として検討を行うこととした。具体的には、取出燃焼度が 45 GWd/t を目標とした場合で 9%以下、より高燃焼度化を目指した検討では 11%以下とする条件を設定した。

RMWR 炉心との互換性から固定されているパラメータがある一方、本章の検討で RMWR 炉心から変更できるパラメータは、燃料棒径、すなわち燃料棒間ギャップ（増殖型炉心では棒径 3.7 mm、ギャップ 1.3 mm）と炉心平均冷却材ボイド率（RMWR 炉心では 70%）である。RMWR 炉心よりも早期導入を可能とするため、燃料棒径は増殖型炉心より細く、棒間ギャップは大きく、冷却材ボイド率は小さくして、現行型軽水炉に近づけた仕様とする。炉心高さは 120 cm（平均線出力 17 kW/m）から検討を始めるが特に条件を設定せず、計算により得られた炉心性能から実現可能性の高い炉心高さをしぼり込んで行く方向で検討を進める。また、炉心構成の簡単化のため、ブランケット領域は設定しない。以上の高転換型炉心検討の条件を、Table 3.2 にまとめる。

Table 3.1 Plutonium isotope composition

Nuclide	Composition (wt%)
Pu-238	2.7
Pu-239	47.9
Pu-240	30.3
Pu-241	9.6
Pu-242	8.5
Am-241	1.0

Initial fuel : 3.8% enriched UO_2 fuel
Reactor type : BWR
Discharged burnup : 45GWd/t
Cooling time before reprocessing : 5 years
Elapsed time after reprocessing : 2 years

Table 3.2 Fixed and set conditions of HC-FLWR neutronics parametric survey calculation

Compatibility with breeding type core	
- Core size (outer radius)	3.8 m
- Number of fuel assembly	900
- Fuel assembly size (channel box outer surface to surface distance)	228 mm
- Number of fuel rods per assembly	217
- Fuel rod pitch	15 mm
- Core thermal power	3926 MWt
- Thermal power per fuel rod	20.1 kWt
- Number of fuel assemblies refueling	5.7 batch
Utilization of plutonium from Rokkasho fuel reprocessing plant	
- Fuel fissile plutonium enrichment	≦9% and ≦11%
Changes from breeding type core	
- Fuel rod diameter (rod to rod gap)	＜13.7 mm (＞1.3 mm)
- Core averaged coolant void fraction	＜70%
- Blanket region	No

本章の計算は予備的検討であるため、軸方向一次元炉心モデルを対象とする。計算は SRAC95 コードシステム [7]と JENDL-3.3 核データライブラリ [8]を用いた一次元拡散計算に基づく炉心燃焼計算を実施した。SRAC システムには核熱結合計算機能がないため、冷却材ボイド率の炉心軸方向分布はあらかじめ既存炉心の設計例などを参考に仮定し、炉心軸方向 4 領域に高さを等分した上で各領域で一定のボイド率を設定した。更に、ある程度炉心仕様が固まった段階では、本予備計算での炉心軸方向出力分布の計算結果を元に熱水力計算をやりなおし、より正確を期したボイド率分布を 40%、50%、55%など代表的な炉心平均ボイド率について評価し、最終的な炉心特性解析に使用した。この時、炉心軸方向高さを 8 等分し、各高さ領域に一定のボイド率を与えるように得られたボイド率分布を再配分した。これらのボイド率分布は炉心高さが変わっても炉心平均ボイド率が同じ場合は、相対的な炉心高さを対応させて同じ分布を計算に用いた。Fig. 3.1 に、本サーベイ計算で用いた炉心軸方向ボイド率分布の例を、炉心平均ボイド率 40%の場合について示す。

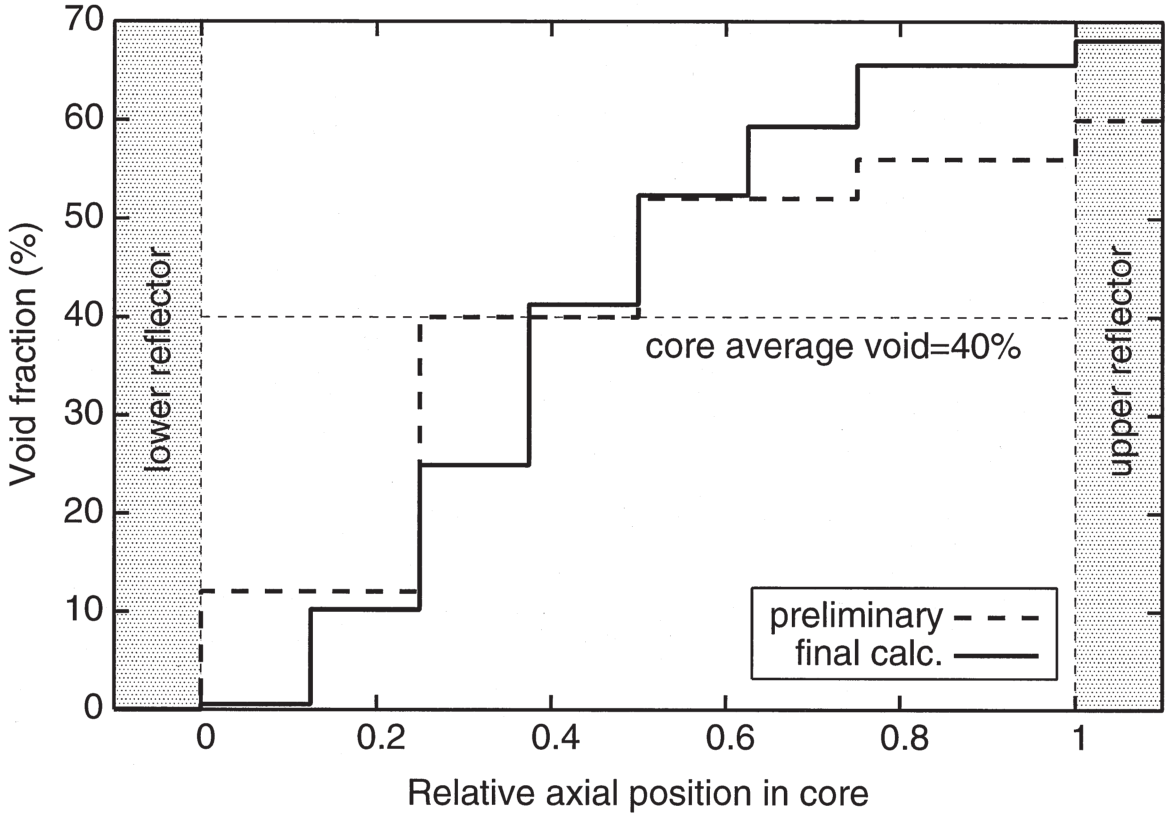


Fig. 3.1 Coolant void fraction distribution in core axial direction used in the parametric survey of one-dimensional core burnup calculations for the case of 40% core averaged void fraction.

本計算においてパラメータとして値を変化させたのは、燃料富化度、燃料棒径、炉心平均冷却材ボイド率、炉心高さの 4 つである。評価した炉心性能とその目標値は次の通り。まず取出燃焼度として、軸方向一次元炉心燃焼計算で、実効増倍率が 1.0 を切る時点の 1.7 倍の燃焼度を評価した。径方向の中性子漏洩は、等価炉心半径 368.6 cm に相当するバックリングで考慮した。ここで 1.7（$=2\times5.7/(5.7+1)$）とは、5.7 バッチ[+]燃料交換炉心において、反応度が燃焼とともに直線的に変化するという仮定のもとで、燃料交換サイクル末期における取出燃料の燃焼度と炉心平均燃焼度との比である。取出燃焼度の当初の目標は 45 GWd/t、後に高燃焼度化を目指し 60 GWd/t まで目標値を高めた。

ボイド反応度係数は、運転状態から冷却材密度を 10%だけ減少させた場合と 100%ボイドまで減少させた場合の反応度係数を評価し、どちらの反応度係数もバッチ装荷炉心の燃料交換サイクル末期に相当する炉心平均燃焼度時点で負の反応度係数が得られることを目標とした。本検討の一次元炉心燃焼計算では、上記取出燃焼度の場合と同様に、取出 45 GWd/t とすると 26.4 GWd/t、60 GWd/t の場合には 35.3 GWd/t がそれぞれサイクル末期の炉心平均燃焼度となる。実際には、45 GWd/t を燃焼度の目標とする炉心では 50 GWd/t まで、60 GWd/t を目標とするケースでは 80 GWd/t まで炉心燃焼計算を行ない、燃焼初期（0 GWd/t）と末期（50 GWd/t あるいは 80 GWd/t 時）のボイド反応度係数を評価し、この 2 つの反応度係数を内挿してサイクル末期炉心平均燃焼度時点でのボイド反応度係数とした。

転換比としては取出燃焼度時点での Puf 残存比を評価したが、燃料増殖を目指す炉心ではない

[+]第 6 サイクルのみ他のサイクルの 70%の集合体数で構成され、30%は第 5 サイクル終了後に炉心から取り出される燃料交換方式。

ので特別な目標設定は行なわず、「高転換型」炉心の目安として 0.8 程度以上あるかどうかの確認のみにとどめた。

サーベイ計算では、最初に炉心を代表するパラメータとして冷却材/燃料体積比（Vc/Vf）を考え、目標とする炉心性能である取出燃焼度とボイド反応度係数が Vc/Vf 値に対してどのように変化するか、そのおおまかな傾向を検討した。炉心高さを 120 cm に固定し、燃料棒径は増殖型炉心の 13.7 mm のまま冷却材ボイド率を 70%から減少させて実効的な Vc/Vf 値を増加させた。ボイド率が 0%に達した後には燃料棒径を 13.7 mm から細くし、更に Vc/Vf 値を大きく変化させた。この時の燃料の取出燃焼度とボイド反応度係数の変化の様子を それぞれ Fig. 3.2 および Fig. 3.3 に示す。Puf 富化度は 8%および 9 %である。ここでボイド反応度係数としては、今回検討した炉心では 100%ボイド時のボイド反応度係数が、10%冷却材密度を減少させた場合よりも、常により正側の値を与えるので、これを図示した。また実効的 Vc/Vf 値は、冷却材ボイドをつぶして同じ水素原子数を持つ 0%ボイドの冷却材に換算した冷却材体積と燃料体積の比である。

取出燃焼度の Vc/Vf 依存性を示した Fig. 3.2 では、増殖型炉心に相当する Vc/Vf=0.1 近傍から Vc/Vf 値の増加とともに燃焼度は急速に低下する。Vc/Vf=0.3 程度以上の領域では、燃焼度はほぼ一定値を示す。更に Vc/Vf 値を大きくすると、再び燃焼度は増加に転じることが図からうかがえるが、Vc/Vf が現行軽水炉の値に近づいて行くので本サーベイ計算では検討は行なわなかった。この図から、取出 45 GWd/t を達成するには 9%程度の Puf 富化度が必要であることがわかる。Vc/Vf 値が 0.1ー0.2 の領域では 8%程度の富化度でも 45 GWd/t が得られる可能性があるが、この Vc/Vf 値は増殖型炉心に相当し今回の検討対象とは異なる Vc/Vf 領域である。また次に示すボイド反応度係数の観点からこの Vc/Vf 領域の炉心は実現困難と考えられる。

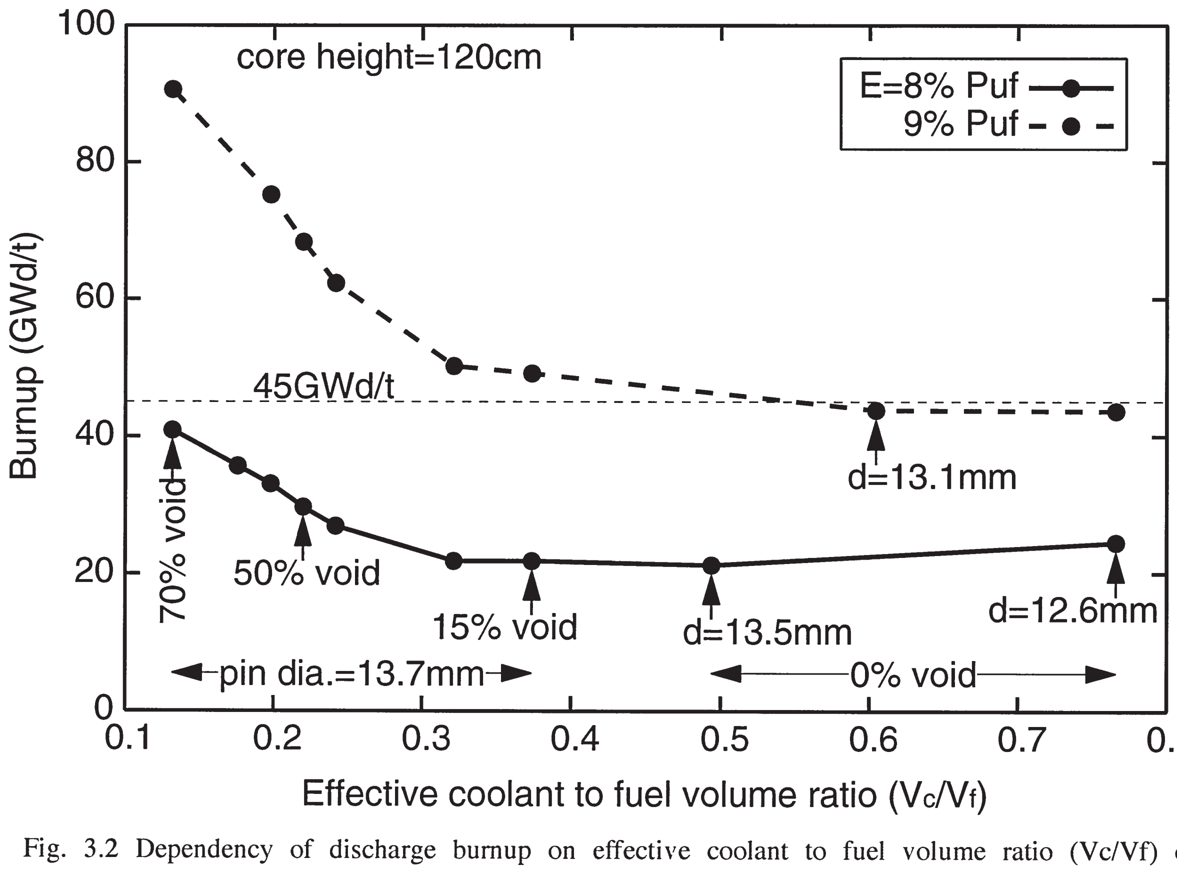


Fig. 3.2 Dependency of discharge burnup on effective coolant to fuel volume ratio (Vc/Vf) of HC-FLWR for 120 cm core height.

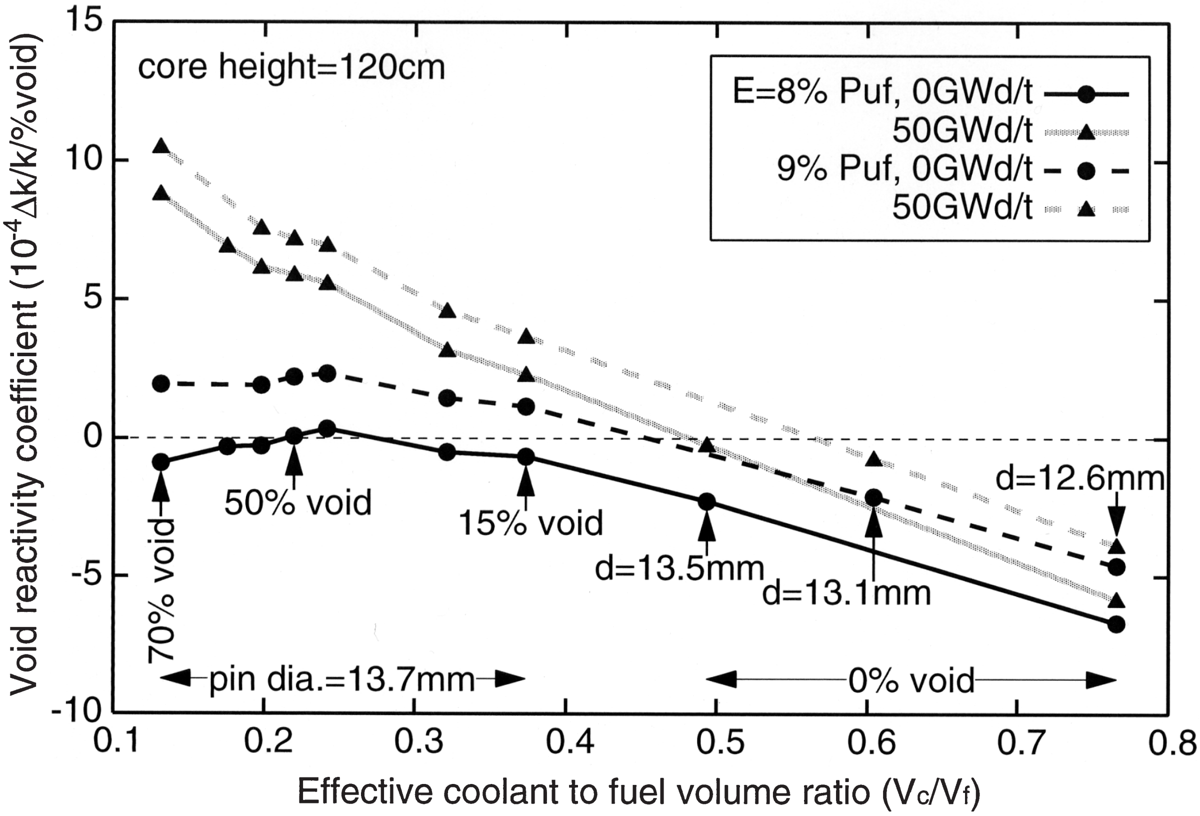


Fig. 3.3 Dependency of 100% void reactivity coefficient on effective coolant to fuel volume ratio of HC-FLWR for 120 cm core height.

ボイド反応度係数は Fig. 3.3 に見られるように、Vc/Vf が小さい領域では燃焼末期において大きく正の値となっている。高転換型炉心で負のボイド係数を得るには、Vc/Vf 値を大きくする必要があることがわかる。また、Puf 富化度の増加によってボイド係数が顕著に悪化する。

以上の結果から、以降の検討は Puf 富化度 9%、Vc/Vf 値 0.3〜0.8 の 2 つの条件に重点を置いて進めた。燃料棒径や炉心平均冷却材ボイド率を変化させて Vc/Vf 値を増減し、更に炉心高さを変化させてサーベイ計算を実施した結果の一部をまとめた例を Fig. 3.4 に示す。この図は燃料の Puf 富化度 9%、平均冷却材ボイド率 50%の炉心の取出燃焼度と燃焼初期および末期のボイド反応度係数をグラフ化したものである。ここで、冷却材ボイド率 50%で、燃料棒径 13.7 mm、12.5 mm、11.2 mm はそれぞれ、Vc/Vf = 0.22、0.40、0.67 に相当する。

例えば燃料棒径 13.7 mm の炉心では、炉心高さ約 90 cm で取出燃焼度 45 GWd/t が得られるが、先に示したようにこの Vc/Vf 領域ではボイド反応度係数が特に燃焼末期で大きく正になる。一方燃料棒径 11.2 mm のケースでは、45 GWd/t の取出燃焼度を達成するのに炉心高さを約 170 cm にする必要があるものの、この炉心高さではボイド反応度係数は燃焼初期、末期とも負の値となることがわかる。このように、この図から各燃料棒径の炉心について取出燃焼度がちょうど 45 GWd/t となる炉心高さと、その炉心高さでのボイド反応度係数を燃焼度 0 GWd/t と 50 GWd/t についてそれぞれ読み取ることができる。更に、これら 0 GWd/t 時と 50 GWd/t 時のボイド反応度係数から、取出燃焼度 45 GWd/t、5.7 バッチ燃料交換炉心の燃料交換サイクル末期の炉心平均燃焼度（26.4 GWd/t）時点でのボイド反応度係数を内挿することができる。このようにして得られたサイクル末期のボイド反応度係数を、各燃料棒径についてプロットして行くと、Fig. 3.5 のようなグラフが描かれる。

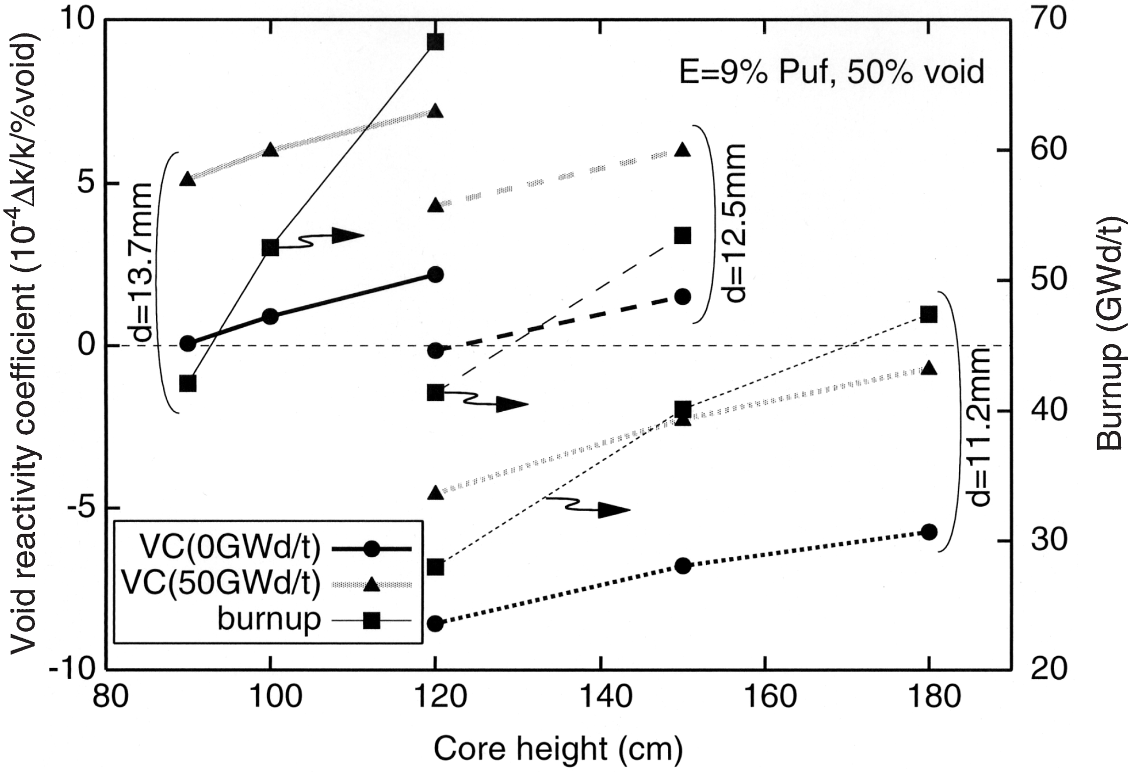


Fig. 3.4 Void reactivity coefficients (VC) at 0 and 50 GWd/t and discharge burnups dependent on the height of the cores at 9% Puf enrichment (E), 50% core averaged void fraction and three different fuel rod diameters (d) (5.7 batch refueling).

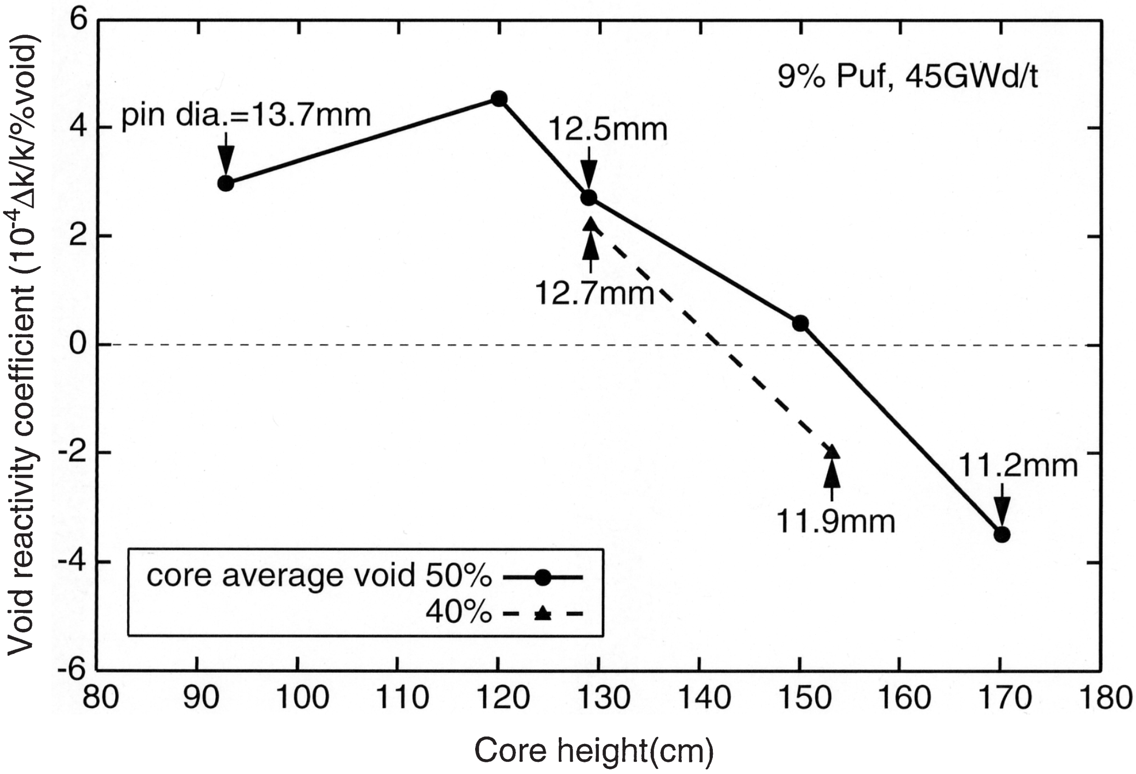


Fig. 3.5 Void reactivity coefficient at the end of refueling cycle of the cores of 5.7 batch refueling, 45 GWd/t discharge burnup and fuel rods of different diameter.

Fig. 3.5 を見ると、Puf 富化度 9%で 45 GWd/t の取出燃焼度が達成できる炉心においてボイド反応度係数が負となるのは、炉心平均ボイド率が 40%、50%の場合ともに燃料棒径がおおよそ 12 mm 以下（燃料棒間ギャップ 3 mm 以上）の時であることがわかる。その時の炉心高さは 140ー150 cm となる。ちなみに、ボイド率 40%、燃料棒径 11.9 mm の時 Vc/Vf 値は約 0.61、ボイド率 50%、棒径 11.2 mm では約 0.67 である。

以上の結果より、取出 45 GWd/t の燃焼度と負のボイド反応度係数を同時に達成できる可能性の高い炉心仕様を設定し、一次元炉心燃焼計算によりその性能を評価した。性能評価の対象とした炉心の仕様は Table 3.2 の通りである。燃料棒径 11.2 mm は現行 9x9 型 ABWR と同一であり、炉心平均冷却材ボイド率 40%も現行 BWR にほぼ等しく、現行炉との共通性を意識した仕様設定となっている。一方、炉心高さは増殖型炉心から大きな変更のない 150 cm である。燃料富化度は 5.7 バッチ燃料交換の仮定のもとで取出 45 GWd/t を達成できるように調整した。得られた炉心性能も Table 3.3 にあわせて示す。Puf 富化度は 9.0%以下、ボイド反応度係数は負、転換比は 0.8 以上と、当初の目標を満たす性能が得られている。

Table 3.3 Core characteristics of HC-FLWR of 45 GWd/t discharge burnup estimated by one-dimensional core burnup calculation

Fuel rod diameter (mm)	11.2
Rod to rod gap (mm)	3.8
Core height (cm)	150.0
Core averaged void fraction (%)	40.0
Discharge burnup (GWd/t)	45.0
Fuel enrichment (% Puf)	9.0
Void reactivity coefficient (10^{-4} $\Delta k/k$/%void)	-0.86
Puf conversion ratio	0.86

次に、高転換型炉心の高燃焼度化の可能性を検討するため、燃料の Puf 富化度を 10%、および 11%まで引き上げた炉心の特性を検討した。燃料の Puf 富化度 10%、炉心平均冷却材ボイド率 40%の炉心において、Fig. 3.4 と同様にサーベイ計算結果から内挿した燃料交換サイクル末期のボイド反応度係数を、取出燃焼度 50、55、60 GWd/t について Fig. 3.6 に示す。この図から、現行 ABWR と同等の燃料棒径 11 mm 程度の場合には燃焼度 55 GWd/t まで、棒径を 10.5 mm 程度にまで細くすると 60 GWd/t でもボイド反応度係数を負にできる可能性があることがわかる。同様に、富化度 11%のケースでは、Fig. 3.7 のように、燃料棒径 11.5 mm 以下で 60 GWd/t の燃焼度を達成できる可能性が示された。本サーベイ計算から予想される、これらの炉心の性能は Table 3.4 の通りである。この表に示される炉心性能は、Table 3.3 のように炉心仕様を設定し別途計算した結果ではなく、パラメータサーベイ計算結果の数値を内挿して得られたものである。

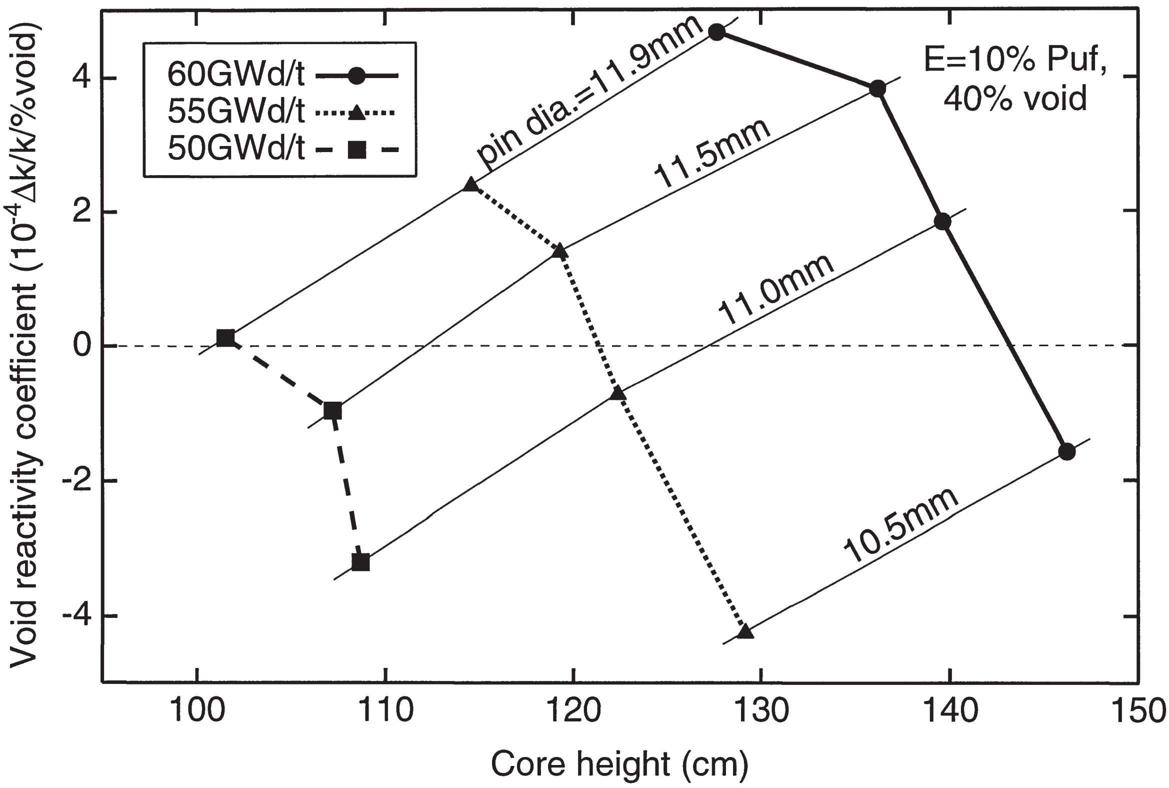


Fig. 3.6 Void reactivity coefficients (VC) at the end of cycle dependent on the height of the core, fuel rod diameter and discharge burnup (10% Puf enrichment (E), 40% core averaged void fraction).

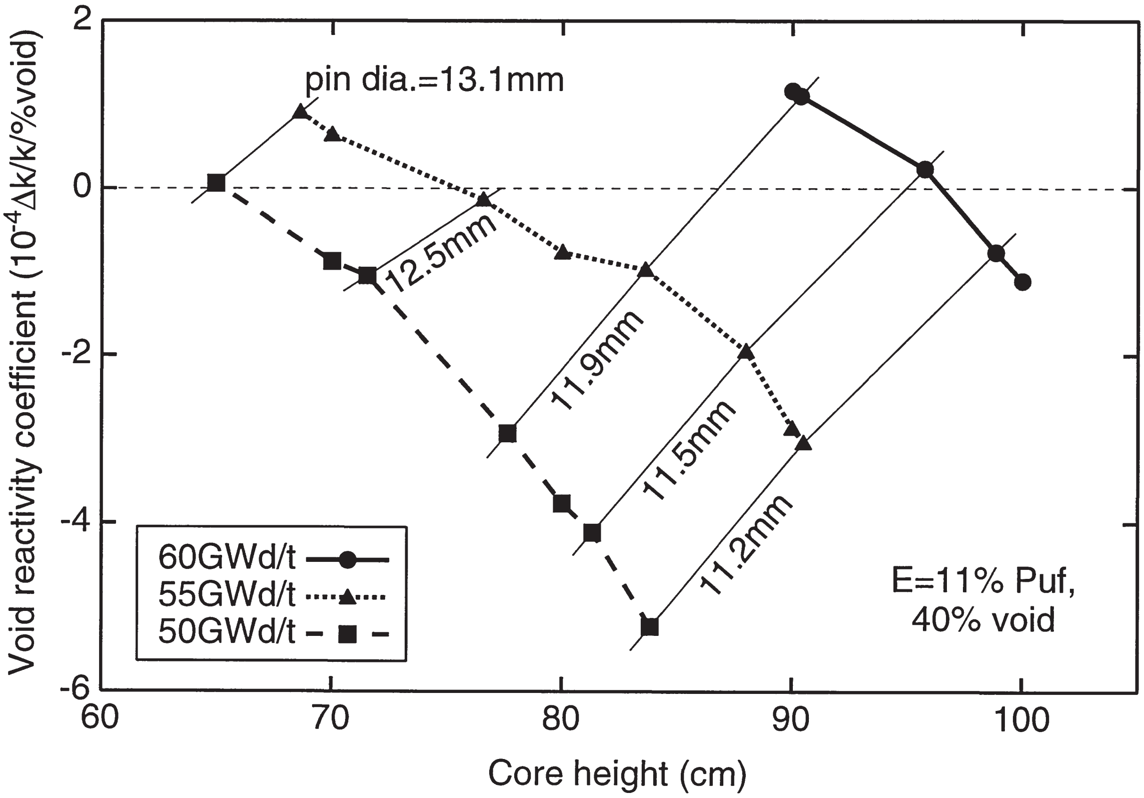


Fig. 3.7 Void reactivity coefficients (VC) at the end of cycle dependent on the height of the core, fuel rod diameter and discharge burnup (11% Puf enrichment (E), 40% core averaged void fraction).

Table 3.4 Core characteristics of HC-FLWR for higher burnup interpolated from one-dimensional core burnup survey calculation results

Fuel enrichment (% Puf)	10.0	10.0	11.0
Fuel rod diameter (mm)	11.0	10.5	11.2
Rod to rod gap (mm)	4.0	4.5	3.8
Core height (cm)	122.0	146.0	99.0
Core averaged void fraction (%)	40.0	40.0	40.0
Discharge burnup (GWd/t)	55.0	60.0	60.0
Void reactivity coefficient (10^{-4} Δk/k/%void)	-0.70	-1.58	-0.76
Puf conversion ratio	0.83	0.80	0.81

以上、一次元炉心燃焼計算によるパラメータサーベイ結果から予測される、45 GWd/t あるいは 60 GWd/t の取出燃焼度と負のボイド反応度係数を同時に達成できる可能性のある高転換型 FLWR 炉心の仕様をまとめると以下のようになる。

- 燃料棒径：　12 mm 以下（棒間ギャップ 3 mm 以上）
- 炉心平均冷却材ボイド率：　40～50% 程度
- 実効冷却材/燃料体積比（Vc/Vf）：　0.6～0.7 程度
- 燃料核分裂性 Pu 富化度：　9%または 11%
- 炉心高さ：　150 cm 程度または 100 cm 程度

一次元炉心燃焼計算により予想されるおおよその炉心性能は次の通りである。

- 取出燃焼度：　45 GWd/t または 60 GWd/t
- ボイド反応度係数：　負
- 転換比：　0.8～0.85 程度

現行 9x9 型 ABWR の燃料棒径 11.2 mm と炉心平均冷却材ボイド率 40～50%がちょうど上記の条件を満たし、この仕様が現行炉との共通性の観点から見ても高転換型 FLWR 炉心の検討を更に詳細に進めるのに適当であると考えられる。

この結果を参考に以下の章では、核熱結合計算により詳細な冷却材ボイド率分布を求めた一次元、あるいは三次元全炉心計算を実施し、高転換型 FLWR の炉心仕様検討と性能評価を更につめて行く。

４．核熱結合炉心燃焼計算の概要と一次元サーベイ計算

４．１　核熱結合計算コード MOSRA の概要

前章の予備サーベイ計算では、簡易的な計算手法として、核計算コードのみで計算を行った。しかしながら、FLWR は BWR 型の炉心であるので、以降詳細な設計計算を行うにあたっては核熱結合計算を行う必要がある。このため、原子力機構ではモジュラー型炉心解析コードシステム・MOSRA（Modular Code System for Reactor Analyses）の開発を行ってきた。MOSRA は、核計算、熱水力計算、燃料温度計算、フィードバック断面積作成を担当するモジュール群と計算全体を制御するフレームで構成されている（Fig. 4.1）。

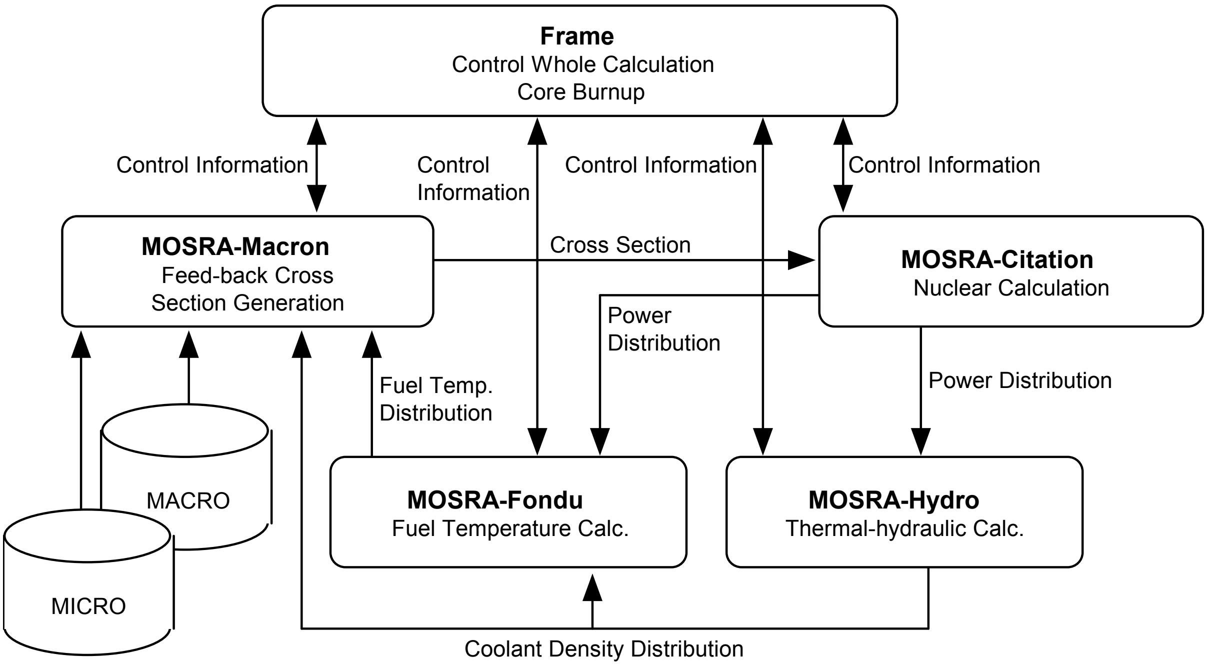


Fig. 4.1　Nuclear and thermal-hydraulic coupled calculation flow of MOSRA.

MOSRA による核熱結合計算は、以下のような流れになる。まず初期値として、炉心内の燃焼度分布、履歴冷却材密度分布、瞬時冷却材密度分布、燃料温度分布等を与える。フィードバック断面積作成モジュール・MOSRA-Macron は、予めそれらのパラメータでテーブル化されたマクロ断面積テーブルを内挿または多項式フィッティングすることにより、炉心内の計算領域毎のマクロ断面積を作成する。この領域毎のマクロ断面積を用いて核計算モジュール・MOSRA-Citation が核計算を行い、実効増倍率や炉心内出力分布を求める。この出力分布は熱水力計算モジュール・MOSRA-Hydro と燃料温度計算モジュール・MOSRA-Fondu に渡され、炉心内の冷却材密度分布や燃料温度分布が計算される。これらの値は MOSRA-Macron に渡され、これに対応したマクロ断面積が再作成され、これを用いて核計算が行われる。このような反復計算を、核計算モジュールの実効増倍率と出力分布が収束条件を満足するまで繰り返す。

従来の MOSRA は、入力として与えた炉心内燃焼度分布での核熱結合計算は行えたが、炉心出力分布に応じて燃焼度分布を更新して炉心燃焼計算を行う機能は未実装であった。そこで、今回の設計検討に伴い、フレームに本機能を追加し、核熱結合した炉心燃焼計算が行えるようにした。この内容に関しては、付録に記載した。

４．２　一次元炉心パラメータサーベイ計算

HC-FLWR 炉心の基本特性を把握するため、まず MOSRA を用いた核熱結合炉心燃焼計算を軸方向一次元体系で行った。計算では、炉心高さや冷却材流量、炉心入口温度等をパラメータとして炉心特性を評価した。

４．２．１　燃料集合体マクロ断面積の作成

燃料集合体のマクロ断面積は MSRAC コード [6]を用いて作成する。中性子断面積ライブラリには、JENDL-3.3 を用いた。MSRAC コードは MOSRA 用の格子計算コードで、SRAC コードシステムの衝突確率法モジュール・PIJ を元に開発された。機能的には、SRAC-PIJ とほぼ同等で、取り扱える格子形状も共通である。

一次元炉心パラメータ計算用のマクロ断面積作成に当たっては、Fig. 4.2 で示した一次元単ピンセルモデルを採用した。本モデルの燃料棒被覆に隣接する水領域は、1.5cm ピッチの三角単位格子相当部分で、これ以外のチャンネルボックス近傍の水、チャンネルボックス、制御棒フォロワ、燃料集合体間のギャップ水を、原子数を保存するように均質化した物質が最外周部分となっている。計算はエネルギー107 群で、固定中性子源問題を解いた。エネルギー群構造を Table 4.1 に示す。

MOSRA の核熱結合炉心計算では、計算領域毎にその領域の燃焼度、履歴冷却材密度、瞬時冷却材密度、燃料温度によりマクロ断面積テーブルを Akima の方法 [10]で内挿・外挿し、それを用いて核計算が行われる。MSRAC では、MOSRA で必要となるマクロ断面積テーブルを作成する。今回は、冷却材密度のフィードバックのみを考慮し、設計計算に与える影響は小さいと考えられる燃料温度フィードバックは考慮しないこととした。このため、燃料温度は 900K に固定し、燃焼度と冷却材密度をパラメータとする断面積テーブルを作成する。なお、コード内部の断面積のテーブル化処理は、上記のように冷却材密度をパラメータとしている。しかしながら、核計算では、冷却材密度の指標として「ボイド率」が一般的に用いられている。このため本報告書でも、厳密に冷却材密度と記述すべき場合を除いて、「ボイド率」を用いることとする。

上記断面積テーブル作成のため、まず基準となる 3 種類のボイド率（V_1, V_2, V_3）で格子燃焼計算を行う。この計算により、各ボイド率での、燃焼ステップ毎の燃料組成が得られる。次に、ブランチング燃焼計算と呼んでいる計算を行う。ブランチング燃焼計算とは、燃焼ステップ毎の燃料組成変化は基準計算で得られた組成を使用し、例えば冷却材ボイド率や燃料温度などを変化させた計算を、燃焼ステップ毎に行う計算のことである。今回は、ボイド率 V_1 の燃料組成を用いて、ボイド率だけを他の二つのボイド率、V_2 および V_3 に変化させた計算を行う。これを同様に V_2 の組成、V_3 の組成についても行う。一つの燃料に対して、基準計算 3 ケースとブランチング計算 6 ケース、あわせて 9 ケースの計算を行うことになる。以上の計算を Puf 富化度 9%と 11%の MOX 燃料およびブランケット燃料について行う。この様な計算により、炉心計算の領域毎の履歴ボイド率と瞬時ボイド率に対応した断面積が、断面積テーブルの内挿と多項式フィッティングにより得られる。

Table 4.1 Neutron energy group structure

107G	Upper Energy (eV)	9G		107G	Upper Energy (eV)	9G
1	1.0000E+07	1		55	1.3710E+01	5
2	7.7880E+06			56	1.0677E+01	
3	6.0653E+06			57	8.3153E+00	
4	4.7237E+06			58	6.4759E+00	
5	3.6788E+06			59	5.0435E+00	
6	2.8650E+06			60	3.9279E+00	
7	2.2313E+06			61	3.0590E+00	
8	1.7377E+06			62	2.3824E+00*	6
9	1.3534E+06			63	1.8554E+00	
10	1.0540E+06	2		64	1.6374E+00	
11	8.2085E+05			65	1.4450E+00	7
12	6.3928E+05			66	1.2752E+00	
13	4.9787E+05			67	1.1253E+00	
14	3.8774E+05			68	9.9312E-01	
15	3.0197E+05			69	8.7643E-01	
16	2.3518E+05			70	7.7344E-01	
17	1.8316E+05			71	6.8256E-01	
18	1.4264E+05			72	6.0236E-01	
19	1.1109E+05	3		73	5.3158E-01	8
20	8.6517E+04			74	4.6912E-01	
21	6.7380E+04			75	4.1399E-01	
22	5.2475E+04			76	3.8925E-01	
23	4.0868E+04			77	3.6528E-01	
24	3.1828E+04			78	3.4206E-01	
25	2.4788E+04			79	3.1961E-01	
26	1.9304E+04			80	2.9792E-01	
27	1.5034E+04			81	2.7699E-01	
28	1.1709E+04			82	2.5683E-01	
29	9.1188E+03	4		83	2.3742E-01	
30	7.1017E+03			84	2.1878E-01	
31	5.5308E+03			85	2.0090E-01	
32	4.3074E+03			86	1.8378E-01	
33	3.3546E+03			87	1.6743E-01	
34	2.6126E+03			88	1.5183E-01	
35	2.0347E+03			89	1.3700E-01	9
36	1.5846E+03			90	1.2293E-01	
37	1.2341E+03			91	1.0963E-01	
38	9.6112E+02			92	9.7080E-02	
39	7.4852E+02			93	8.5297E-02	
40	5.8295E+02			94	7.4276E-02	
41	4.5400E+02			95	6.4017E-02	
42	3.5358E+02			96	5.4520E-02	
43	2.7536E+02			97	4.5785E-02	
44	2.1445E+02			98	3.7813E-02	
45	1.6702E+02			99	3.0602E-02	
46	1.3007E+02	5		100	2.4154E-02	
47	1.0130E+02			101	1.8467E-02	
48	7.8893E+01			102	1.3543E-02	
49	6.1442E+01			103	9.3805E-03	
50	4.7851E+01			104	5.9804E-03	
51	3.7266E+01			105	3.3423E-03	
52	2.9023E+01			106	1.4663E-03	
53	2.2603E+01			107	3.5238E-04	
54	1.7604E+01			107L**	1.0000E-05	

* 2.3824E+00 eV : Thermal cut-off energy

** 107L : Lower energy of the 107th group

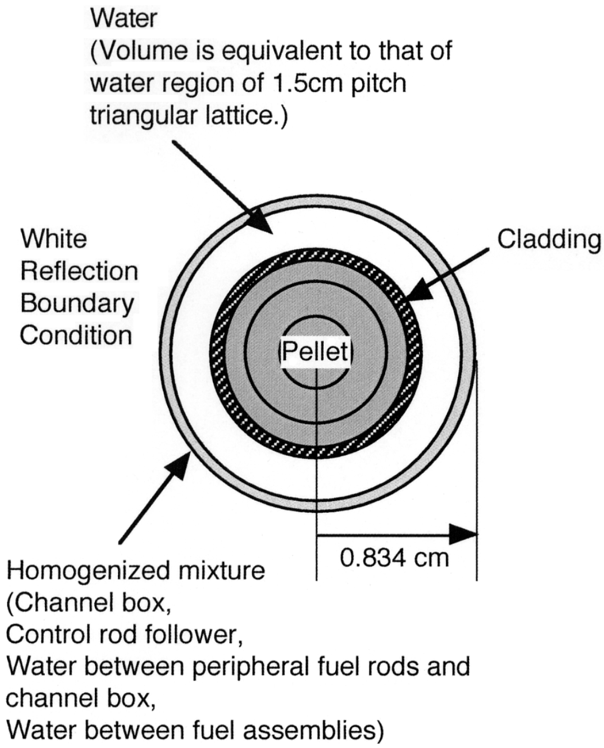


Fig. 4.2　Cylindrical model for assembly cell calculation.

４．２．２　一次元炉心計算

HC-FLWR 炉心の基本的な特性を把握するため、格子計算で得られたマクロ断面積テーブルを用いて、核熱結合した一次元炉心燃焼計算を行う。Puf 富化度が 9%と 11%の MOX 燃料について、MOX 長、炉心冷却材流量、炉心冷却材入口温度をパラメータとした計算を行った。予備サーベイ計算の段階では、炉心構成は出来るだけ単純化する方針に基づき、炉心の軸方向は MOX のみの 1 領域構成としたが、詳細な設計を進めるに当たり、MOX 領域の上下に各 5cm のブランケットを付設することにした。ブランケットの付設によって、中性子漏洩の低減や転換比の向上が期待できるが、中性子漏洩の低減は他方では冷却材ボイド係数の悪化を招く効果も有するため、適切な長さでの設置が重要となる。そこで、冷却材ボイド係数に大きな影響を及ぼさない範囲で MOX 領域からの中性子漏洩を低減し、MOX 長の短尺化、すなわちプルトニウムインベントリの低減化を図った。一例として、MOX 長が 85cm でその上下に 5cm のブランケットを付設した場合の計算モデルを Fig. 4.3 に示す。核計算モジュール・MOSRA-Citation で行う軸方向一次元拡散計算の中性子エネルギー分割は 9 群である（Table 4.1）。径方向の中性子漏洩は、バックリングで考慮した。燃焼計算はヘーリング分布によって行い、その際に、燃焼後の実効増倍率を 1.0 に指定し、燃焼期間、燃焼度増分を計算するオプションを使用した。Puf 富化度 9%および 11%の場合の計算結果を、Table 4.2 および Table 4.3 に示す。なお、表中のボイド反応度係数と取出燃焼度は、以下の方法で算出した。

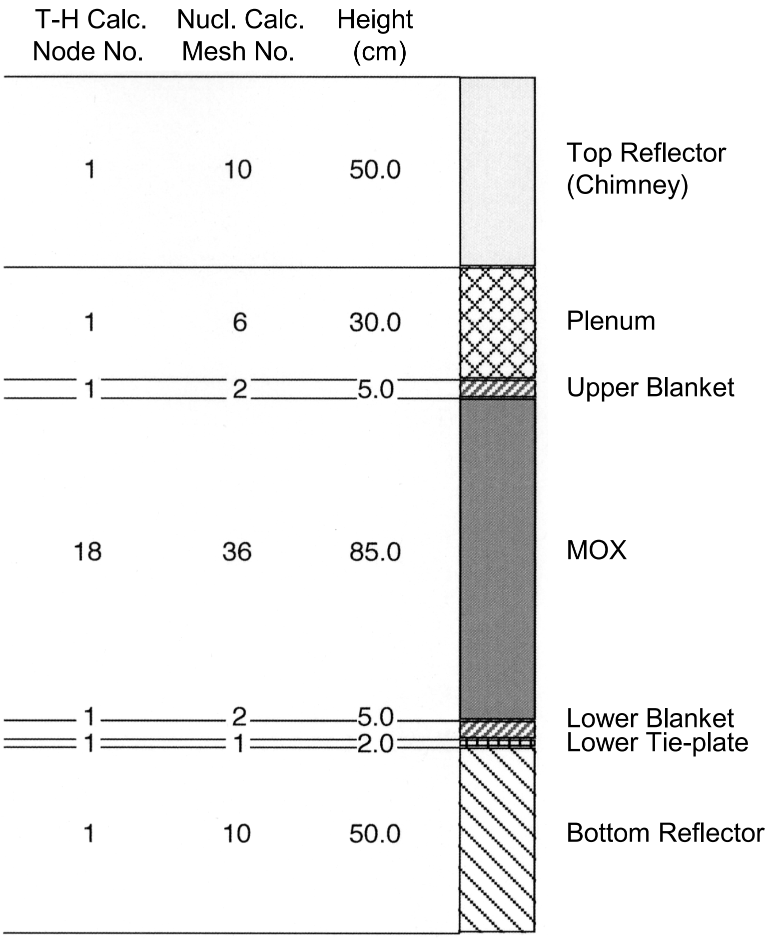


Fig. 4.3 1-D core calculation model in which MOX region height is 85 cm.

①ボイド反応度係数

ボイド反応度係数は（1）式により、冷却材流量を定格値からその 90%に低下させた時の反応度変化量を、その際の MOX 領域の平均ボイド率変化量で割って求めた。100%ボイド反応度係数は、冷却材が全て蒸気となった完全ボイド状態と定格流量時の反応度変化量と MOX 領域平均ボイド率の変化量から求めた。

$$VC = \left(\frac{k_1 - k_0}{k_1 \bullet k_0}\right) \Big/ \left(V_1 - V_0\right) \qquad (1)$$

ここで；

VC ：ボイド反応度係数 (Δk/k/%void)

$k_{i(i=0,1)}$ ：ボイド率が $V_{i(i=0,1)}$ の時の実効増倍率

V_0 ：定格流量時のMOX領域平均ボイド率（%）

V_1 ：流量が定格値の90%の場合のMOX領域平均ボイド率（%）

100%ボイド反応度係数算出の場合には、 V_1=100

②取出燃焼度

一次元炉心燃焼計算で、実効増倍率が 1.0 となる（サイクル末期:EOC に相当する）燃焼期間 T_0 とその時の炉心平均燃焼度 B_E を求める。燃料交換のバッチ数を N_B、サイクル長を L_C、取出燃焼度を B_D とすると、(2) 式および (3) 式の関係が成り立つ。

$$L_C = \frac{2 \cdot T_0}{N_B + 1} \tag{2}$$

$$B_D = B_E \cdot \frac{2 \cdot N_B}{N_B + 1} \tag{3}$$

上式から、取出燃焼度を増やすためには、バッチ数を大きくすればよい。しかしながら、バッチ数を大きくすると、サイクル長が短くなる。そこで、最低限の運転サイクル長として 12 ヵ月 (365 日) に設定し、(2) 式および (3) 式により、バッチ数と取出燃焼度を求めた。

Table 4.2 は、Puf 富化度 9%の MOX 燃料を用いた計算結果である。ケース 1，2，5 は、いずれも MOX 長が 130 cm であるが、冷却材の炉心入口温度と炉心流量の違いにより、MOX 部の平均ボイド率はそれぞれ 40%、45%、62%と異なっている。そして、ボイド率が低いほど取出燃焼度が高くなり、ボイド反応度係数は、より負側の値になっている。またケース 3 と 4 の比較、ケース 5 と 6 の比較から、ボイド率がほぼ等しい場合には、MOX 長が長い方が、取出燃焼度は高くなるが、ボイド係数はより正側の値を取ることが分かる。ケース 1 で取出燃焼度が最も高い 43 GWd/t が得られる。またその際の MOX 長は 130 cm で、炉心の Pu インベントリは 26.6 t である。

Table 4.3 は、Puf 富化度 11%の MOX 燃料を用いた計算結果である。この場合も Table 4.2 と同様に、ボイド率が低いほど取出燃焼度が高くなり、ボイド係数もより負側の値を取っている。また、ボイド率が等しい場合には、MOX 長が長いほど取出燃焼度が高くなり、ボイド係数はより正側の値を取っている。計算ケース 1 では、負のボイド係数を維持しながら、61 GWd/t という最も高い取出燃焼度が得られている。また、MOX 長は 90 cm で、Pu インベントリは 25.5 t となった。

Table 4.2 と Table 4.3 の比較から、当初の予想通り、Puf 富化度が 11%の MOX 燃料を使用した方が、取出燃焼度やインベントリの点で大きく有利であることが分かる。このため、引き続き行う三次元核熱結合炉心燃焼計算による炉心設計は、Puf 富化度 11%の炉心についてのみ行うこととした。

Table 4.2 Results of 1-D nuclear and thermal-hydraulic coupled core burnup calculation of Puf-9% MOX fueled cores

Case No.	1	2	3	4	5	6	7
MOX Height (cm)	130	130	115	110	130	110	100
Upper Blanket Height (cm)	5	5	5	5	5	5	5
Lower Blanket Height (cm)	5	5	5	5	5	5	5
System Pressure (MPa)	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2
Coolant Inlet Temperature (K)	550	546	556	555	556	556	553
Coolant Flow Rate (kg/s)	14500	10000	7500	7500	5000	5000	5000
MOX Region Void Fraction at EOC (%)	40.1	45.0	56.6	56.1	61.8	62.3	61.3
Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-4.3E-04	-3.0E-04	-8.9E-05	-1.5E-04	2.1E-04	4.3E-06	-1.7E-04
100% Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-5.6E-05	-3.7E-05	-3.0E-04	-4.3E-04	1.6E-05	-4.7E-04	-8.0E-04
Operating Period when keff becomes 1.0 by Haling Burnup (day)	1144.2	1122.3	816.2	740.1	1059.6	724.9	563.5
Core Averaged Burnup at EOC (GWd/t)	24.5	24.0	19.6	18.5	22.7	18.1	15.4
MOX Averaged Burnup at EOC(GWd/t)	25.7	25.2	20.5	19.4	23.6	18.9	16.2
Cycle Length (day)	365	365	365	365	365	365	365
Batch Number	5.27	5.15	3.47	3.06	4.81	2.97	2.09
Discharged Burnup (GWd/t)	41.2	40.2	30.4	27.9	37.6	27.1	20.8
MOX Region Discharged Burnup (GWd/t)	43.2	42.1	31.8	29.3	39.1	28.4	21.8
Pu Inventory t/core	26.6	26.6	23.6	22.5	26.6	22.5	20.5

Table 4.3 Results of 1-D nuclear and thermal-hydraulic coupled core burnup calculation of Puf-11% MOX fueled cores

Case No.	1	2	3	4	5	6
MOX Height (cm)	90	85	85	80	80	75
Upper Blanket Height (cm)	5	5	5	5	5	5
Lower Blanket Height (cm)	5	5	5	5	5	5
System Pressure (MPa)	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2
Coolant Inlet Temperature (K)	550	551	551	551	555	552
Coolant Flow Rate (kg/s)	14500	11000	9000	9000	7500	7500
MOX Region Void Fraction at EOC (%)	39.4	46.1	49.9	50.1	55.8	54.1
Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-1.5E-04	-5.1E-05	2.9E-05	-3.8E-05	6.6E-05	-5.6E-05
100% Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-7.9E-05	-2.5E-04	-2.6E-04	-4.7E-04	-5.1E-04	-7.7E-04
Operating Period when keff becomes 1.0 by Haling Burnup (day)	1139.3	1014.1	1014.9	891.1	881.7	761.4
Core Averaged Burnup at EOC (GWd/t)	34.2	32.0	32.0	29.7	29.4	26.9
MOX Averaged Burnup at EOC(GWd/t)	36.3	33.9	33.8	31.5	31.0	28.5
Cycle Length (day)	365	365	365	365	365	365
Batch Number	5.24	4.56	4.56	3.88	3.83	3.17
Discharged Burnup (GWd/t)	57.4	52.5	52.5	47.2	46.6	40.9
MOX Region Discharged Burnup (GWd/t)	60.9	55.7	55.5	50.0	49.2	43.3
Pu Inventory t/core	22.5	21.3	21.3	20	20	18.8

５．三次元核熱結合炉心計算による炉心設計

５．１　燃料集合体マクロ断面積の作成

前章の一次元サーベイ計算の結果を受け、MOX 燃料の Puf 富化度は、プルトニウムインベントリや取出燃焼度の面で、より良い性能が得られる 11%とした。燃料集合体の格子燃焼計算は、衝突確率法に基づく MSRAC コードで行った。中性子断面積ライブラリには JENDL-3.3 を用いた。エネルギーは 107 群で、Fig. 5.1 に示す、60 度反射対称の二次元六角形状モデルを採用した。今回の炉心計算は、制御棒を常に引き抜いた状態で計算を行うため、燃料集合体間には、ステンレス鋼で被覆されたグラファイト製フォロワが挿入された状態のマクロ断面積を作成する。今回採用した計算モデルでは、グラファイトフォロワとその周囲の冷却水を、原子数を保存する均質化物質として扱い、これをチャンネルボックスの周囲に巻き付けている。フォロワ周囲の軽水、すなわち、集合体のチャンネルボックス間のバイパス流路を流れる軽水は、ボイド率 0%の飽和水とした。この均質化モデルの妥当性は、連続エネルギーモンテカルロコード・MVP との比較により確認した。Fig. 5.2 が MVP の無限格子計算モデルで、フォロワは均質化せずに正確に取り扱っている。３つのボイド率で MOX 燃料の無限格子計算を行い、得られた無限増倍率を Table 5.1 に示す。いずれのボイド率でも、均質化モデルを用いた MSRAC の計算で得られた無限増倍率は、MVP による値とほぼ一致している。

格子燃焼計算は、燃料毎に三点のボイド率で行う。MOX 燃料および Blanket 燃料の計算ボイド率は軸方向のボイド率分布を考慮してそれぞれ、75%、55%、20%と 75%、40%、10%である。

Table 5.1　Infinite multiplication factor of MOX fuel region with MSRAC and MVP

Void Fraction	MSRAC Homogeneous Follower Model	MVP Heterogeneous Follower Model	$\frac{\text{MSRAC}}{\text{MVP}}$
75%	1.2086	1.2094	0.9993
55%	1.1848	1.1852	0.9997
20%	1.1812	1.1820	0.9993

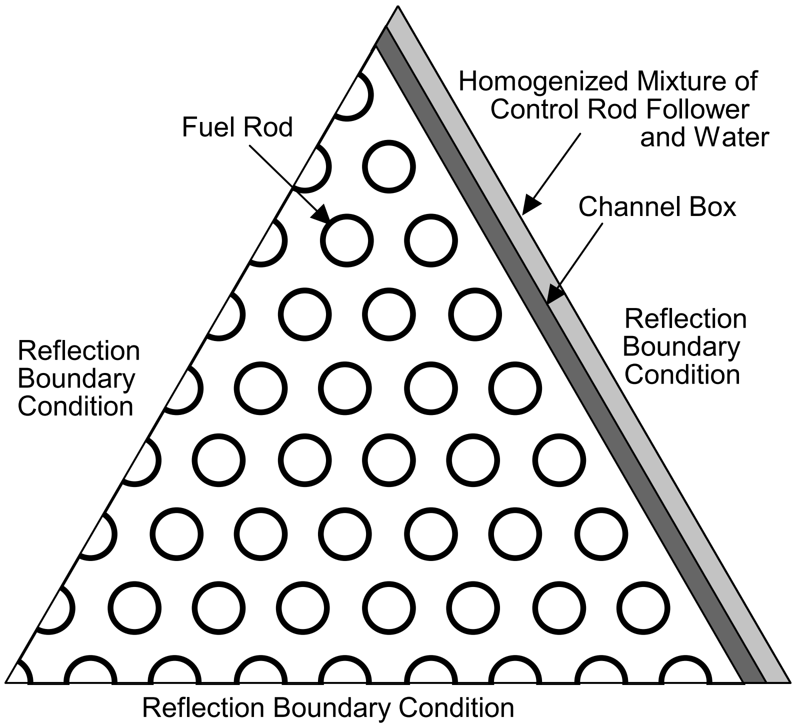


Fig. 5.1 Assembly cell calculation model for MSRAC.

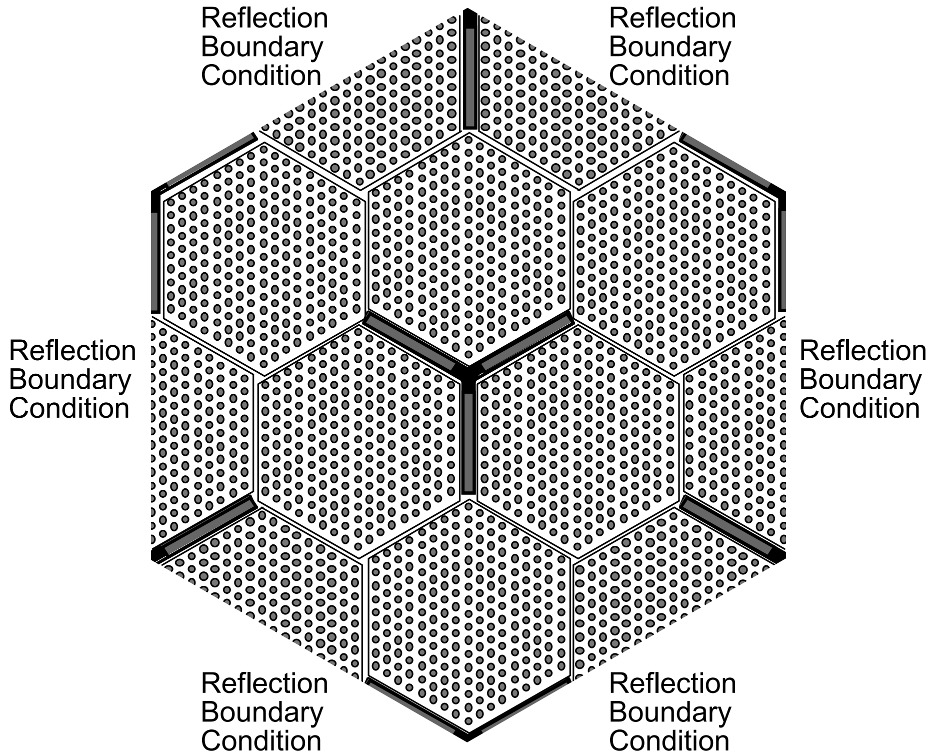


Fig. 5.2 Exact assembly cell calculation model for MVP.

５．２　熱水力条件と炉心高さの設定

一次元炉心計算の結果から、炉心の冷却材ボイド率が低い程、より良い炉心特性が得られることが分かった。ところで本炉心は、核燃料サイクルについての環境が整備され、条件が整った時点で、増殖型炉心へと移行する。その際には、燃料集合体を高転換型から増殖型に変更するだけで、冷却系などの他のシステムには一切変更を施さない。増殖型炉心は、炉心ボイド率を高めることにより、１を超える転換比を達成する。高転換型炉心と増殖型炉心は、同じ自然循環冷却系を使用する。このため、高転換型炉心の熱水力条件は、増殖型炉心での高ボイド率と両立できる範囲内で、できるだけ炉心ボイド率を低くするように設定する必要がある。

Kobayashi[11)]らは、高転換型および増殖型炉心の熱水力設計を行い、上記のような、増殖型炉心とも整合性を持ち、かつできるだけ低い炉心ボイド率を与える高転換型炉心の冷却材流量、炉心入口温度として、それぞれ 10,000kg/s、550K という値を得た。そこで、以降の三次元炉心計算では、上記炉心流量、入口温度で計算を行うこととした。

炉心流量 10,000kg/s、入口温度 550K は、Table 4.4 では、ケース 2 と 3 の中間の熱水力条件であり、どちらのケースも MOX 長は、85cm である。そこで、三次元炉心では MOX 長を 85cm として計算を行うこととした。

５．３　三次元炉心計算体系

核計算は、Triangular-Z の三次元体系で計算を行う。軸方向は、Table 4.4 のケース 2、ケース 3 と同じく MOX 長 85cm で、上下に各 5cm の Blanket を付けた構成とした。軸方向の計算体系図は Fig. 4.2 と同一である。Fig. 5.3 は、水平方向の計算体系図である。60 度反射対称で、一つの燃料集合体は三角メッシュで六分割される。燃料領域の周囲には、飽和水領域、シュラウド領域を設け、その周囲は飽和水反射体領域としてある。この計算体系で、エネルギー9 群の拡散計算を行う。

熱水力計算では、一つの燃料集合体を一つの熱水力チャンネルとして計算を行う。全熱水力チャンネル数は 159 となる。各チャンネルの冷却材流量は、チャンネル毎の圧力損失が等しくなるように配分される。ボイド率相関式には、Dix の相関式を用いた。

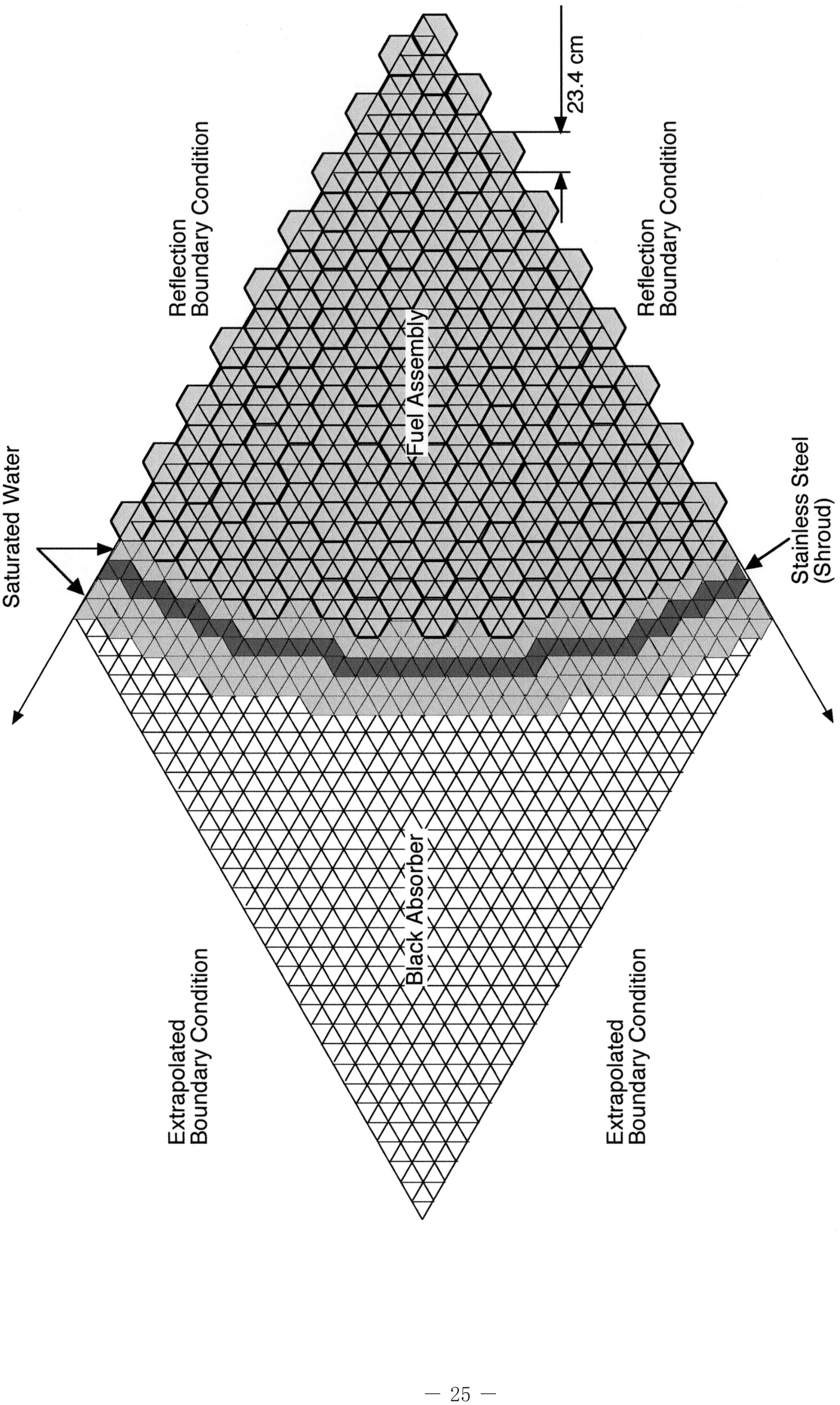


Fig. 5.3 Horizontal mesh division of core neutronics calculation.

５．４　炉心燃焼計算と燃料交換パターンの検討

一次元炉心計算で得られたバッチ数は 4.56 であったので、炉心内の 900 体の燃料集合体を五つのグループに分ける。各グループの集合体数は 198 体とし、この内、90 体は 4 サイクル滞在した後炉心より取り出し、残りの 108 体は５サイクル滞在後に取り出す。この場合のバッチ数は、一次元計算で求めた値にほぼ等しい 4.55 バッチとなる。サイクル長は、一次元計算で得られた 365 日とした。炉心燃焼計算は、燃料交換を行いながら、15 サイクルにわたり行った。それぞれのサイクル数滞在した燃料集合体の炉心内での配置や、次のサイクルに移る際の燃料の移動位置等、燃料交換パターンは出力分布等の炉心特性に大きく影響を与える事が予想されるため、炉心燃焼計算にあたっては、特に注意を払った。複数の燃料交換パターンで炉心燃焼計算を行い、燃料交換パターンが炉心特性に与える影響を調べた。Fig. 5.4 に、代表的な燃料交換パターンを示す。Pattern-3A は、最外層には第５サイクル燃料を、一つ内側の層には第 1 サイクル燃料を配置し、残りの第 1 サイクル燃料は、炉心の外側半分の領域に分散させている。第 2　第 4 サイクル燃料は、残りの場所にほほ均等に分散させている。Pattern-6A および 6B は、最外層に第５サイクル燃料を配置し、炉心の外側半分に第 1 及び第 4 サイクル燃料を、内側半分に第 2 及び第 3 サイクル燃料を配置している。パターン名中の数字は、各サイクルの燃料を炉心内にどう配置するかを表している。また、末尾のアルファベットは、燃料が次の運転サイクルで、どの様な位置に移動するか（移動規則）を表している。例えば、第 2 サイクル炉心に滞在した燃料は、次の運転サイクルでは第 3 サイクル用の位置に移動する。しかしながら、第 3 サイクル用の位置は、炉心内に数多く有り、その中のどこに移動するかにより、炉心特性に差が出る。各サイクルに属する燃料位置の中での相対的な位置関係として、炉心中央に近い位置を中央側位置、外側に近い位置を外側位置と呼ぶことにする。A タイプの移動規則は、あるサイクルで中央側位置にある燃料は、次のサイクルでは外側位置に移動させる。また外側位置にある燃料は、次のサイクルでは中央側位置に移動させる。これに対して B タイプの移動規則では、あるサイクルで中央側位置にある燃料は、次のサイクルでも中央側位置に移動させる。外側位置にある燃料は、やはり次のサイクルでも外側位置に移動させる。Pattern-6A と 6B の様に、各サイクル燃料の炉心内配置が同一でも、移動規則が異なると炉心特性に差が出る。

５．５　炉心設計結果

Fig. 5.5 に、通常の燃焼計算で得られた、Pattern-6B の実効増倍率（*keff*）の変化を示す。このグラフからは、第 5 サイクル以降は、ほぼ規則的に実効増倍率が変化し、炉心がほぼ平衡状態に達していると考えられる。そこで、最終の第 15 サイクルを平衡サイクルと見なし、第 15 サイクル初期を平衡サイクル初期（BOC）、第 15 サイクル末期を平衡サイクル末期（EOC）と呼ぶ。

Table 5.2 に、核熱結合した三次元炉心燃焼計算の結果を示す。いずれのパターンでも、通常の燃焼計算と、ヘーリング分布による燃焼計算の両方を行ったが、基本的には、通常の燃焼計算結果で炉心特性を評価することとした。これは、今後行う制御棒計画等も視野に入れ、ヘーリング計算を行わなくても出力ピーキングを低く抑えられる燃料交換パターンを見つけるためである。これ以降、ヘーリングの燃焼計算で得られた結果は、ヘーリングの燃焼による結果であることを明示するが、通常の燃焼計算で得られた計算結果については特に明示せず、結果のみを示すこととする。

取出燃焼度は、燃料交換パターンによらず、52.4 GWd/t であった。これは、計算の簡便化のため、どのパターンでも、共通のサイクル長、バッチ数を用いたためである。EOC での実効増倍率を見てみると、どのパターンもほぼ 1.0 となっているが、Pattern-3A では 0.998 となっており、実際の取出燃焼度は、わずかではあるが 52.4 GWd/t を下回る。MOX 領域の取出燃焼度は、通常の燃焼計算では、56.1ー56.2 GWd/t であるが、ヘーリング燃焼を行った計算では 55.6 GWd/t と低め

の値となっている。Fig. 5.6 に、Pattern-6B の炉心半径方向で平均した軸方向出力分布を示す。通常の燃焼計算の EOC での分布とヘーリングの出力分布はほぼ等しいが、BOC の出力分布はそれらに比べて MOX 領域で出力が高くなっている。このため通常の燃焼計算では、ヘーリング分布による燃焼に比べて、MOX 領域での取出燃焼度が高くなる。

冷却材ボイド反応度係数は、いずれのパターンも負の値となっているが、その絶対値は Pattern-6A が最も小さく、Pattern-3A が最も大きい。Fig. 5.7 は、径方向の出力ピーキング係数を、図中の矢印に沿ってプロットしたものである。これを見ると、Pattern-3A の EOC での出力分布は、炉心外周部にピークを持ち、炉心中央に近づくにつれ、出力が下がっていく分布となっている。このため、径方向の中性子漏洩が大きくなり、負のボイド反応度係数の絶対値は大きくなり、炉心の反応度は小さくなる。Pattern-3A のヘーリング分布は、EOC の分布よりも炉心中央での低下が少なく、比較的平坦に近い出力分布となっている。

Pattern-6A の EOC での出力分布は、炉心中央で高く、外周に向かって低下していく。このため反応度的には有利となり、EOC での *keff* は、Pattern-6A がもっとも高くなっている。一方で、径方向の中性子漏洩が少なくなるため、反応度係数は、他のパターンに比べてもっとも正側の値を取っている。また、径方向ピーキング係数の最大値が EOC でも約 1.6 であり大きすぎる。ヘーリング分布は比較的平坦な径方向分布となっているが、通常の燃焼計算で得られた出力分布との差が非常に大きい。

Pattern-6B の EOC での出力分布は、外周部が高めで炉心中央部に向かうにつれ少しずつ低下していくが、その下がり具合は Pattern-3A よりも緩やかで、炉心の内側半分程の領域では比較的平坦な出力分布となっている。このため、ボイド係数は Pattern-6A 程厳しくなく、また、EOC での *keff* は Pattern-3A よりもわずかであるが大きい値である。更に EOC での出力分布はヘーリング分布とほぼ等しい分布となっており、径方向出力ピーキングの最大値も 1.38 であり、十分に許容範囲内である。

以上の各パターンでの計算結果から、Pattern-6B が、出力分布、ボイド反応度係数、反応度等の炉心特性のバランスが取れており、現時点での最も有力な燃料交換パターン候補と判断され、これを代表炉心設計とした。

Table 5.2 Results of 3-D nuclear and thermal-hydraulic coupled core burnup calculation with each fuel loading pattern

Pattern	3A		6A		6B	
Burnup Mode	Normal	Haling	Normal	Haling	Normal	Haling
MOX Height (cm)	5	5	5	5	5	5
Upper Blanket Height (cm)	85	85	85	85	85	85
Lower Blanket Height (cm)	5	5	5	5	5	5
Coolant Inlet Temperature (K)	550	550	550	550	550	550
Coolant Flow Rate (kg/s)	10000	10000	10000	10000	10000	10000
MOX Region Void Fraction at EOC (%)	46.7	46.7	45.1	45.6	45.8	45.7
Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-1.4E-04	-1.2E-04	-2.8E-05	-4.7E-05	-6.7E-05	-5.7E-05
100% Void Reactivity Coefficient at EOC (Δk/k/%void)	-3.8E-04	-3.8E-04	-3.4E-04	-3.4E-04	-3.4E-04	-3.4E-04
Cycle Length (day)	365	365	365	365	365	365
Batch Number	4.55	4.55	4.55	4.55	4.55	4.55
Effective Multiplication Factor at EOC	0.998	0.999	1.000	1.001	0.999	1.001
Core Averaged Burnup at EOC (GWd/t)	52.4	52.4	52.4	52.4	52.4	52.4
MOX Averaged Burnup at EOC(GWd/t)	56.2	55.6	56.1	55.6	56.1	55.6
Puf Conversion Ratio*	0.84	0.84	0.84	0.84	0.84	0.84
Maximum Radial Power Peaking Factor at BOC	1.48	1.34**	1.82	1.36**	1.55	1.39**
Maximum Radial Power Peaking Factor at EOC	1.35		1.58		1.38	

* Puf Conversion Ratio is defined as (Discharged Puf Weight)/(Initial Puf Weight).
**Power distribution of Haling burnup does not change through the cycle.

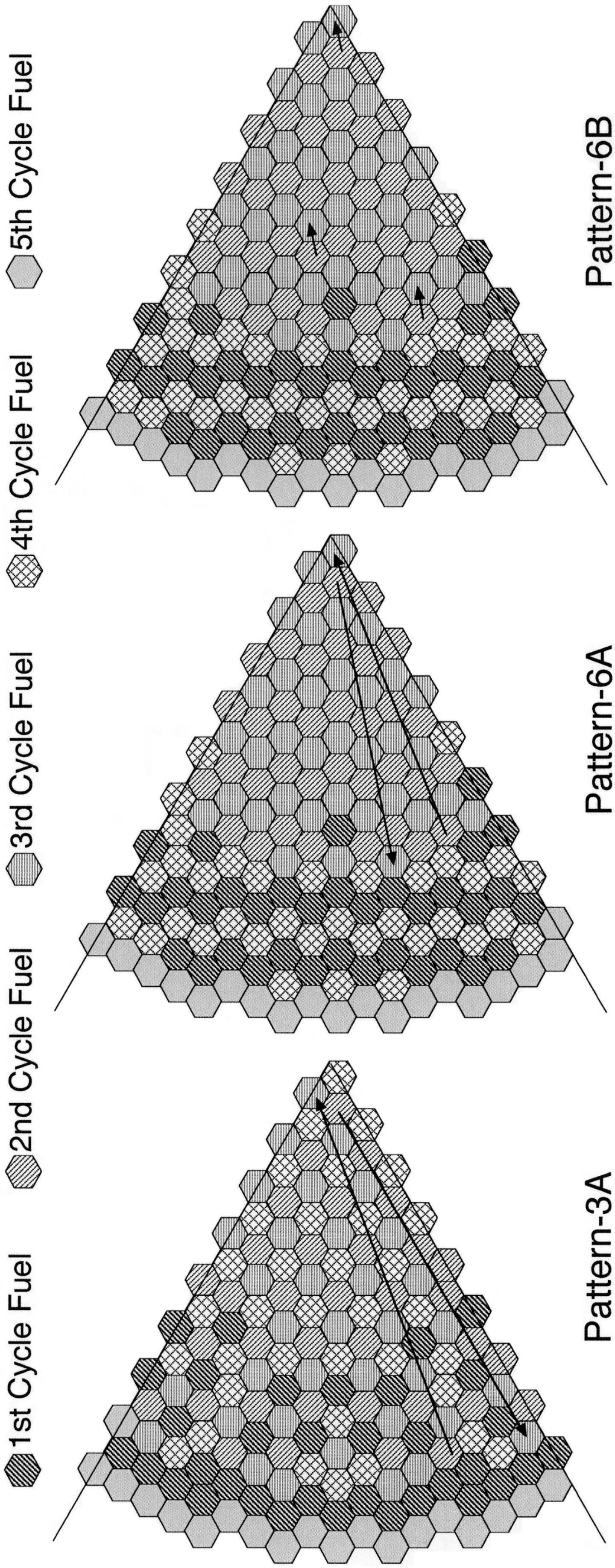


Fig. 5.4 Fuel loading patterns.

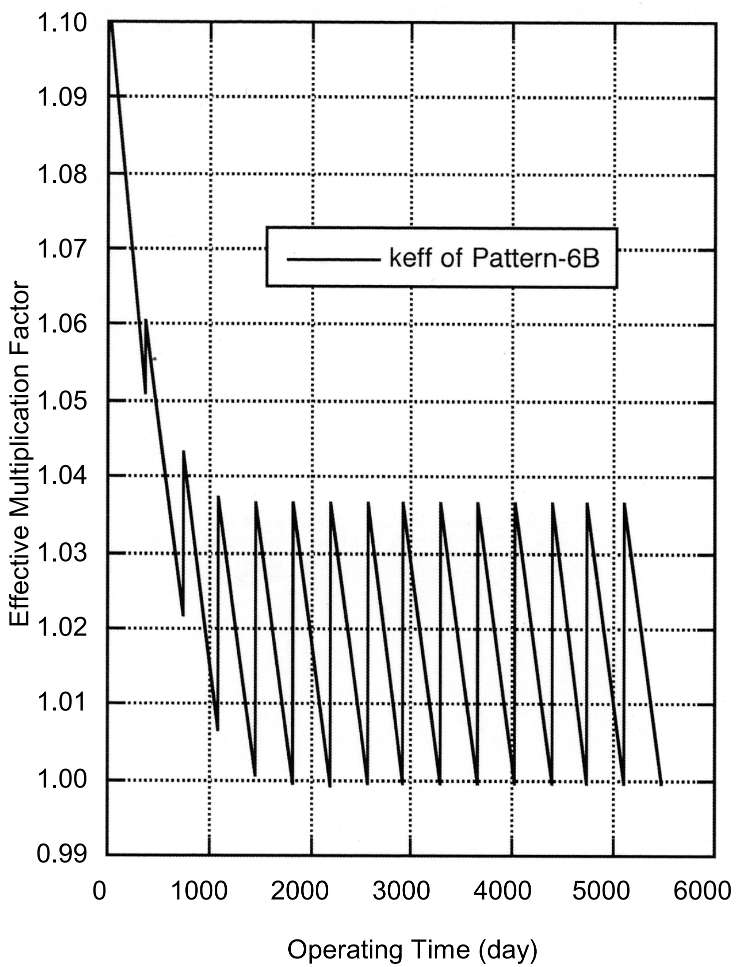


Fig. 5.5 Change of effective multiplication factor of Pattern-6B.

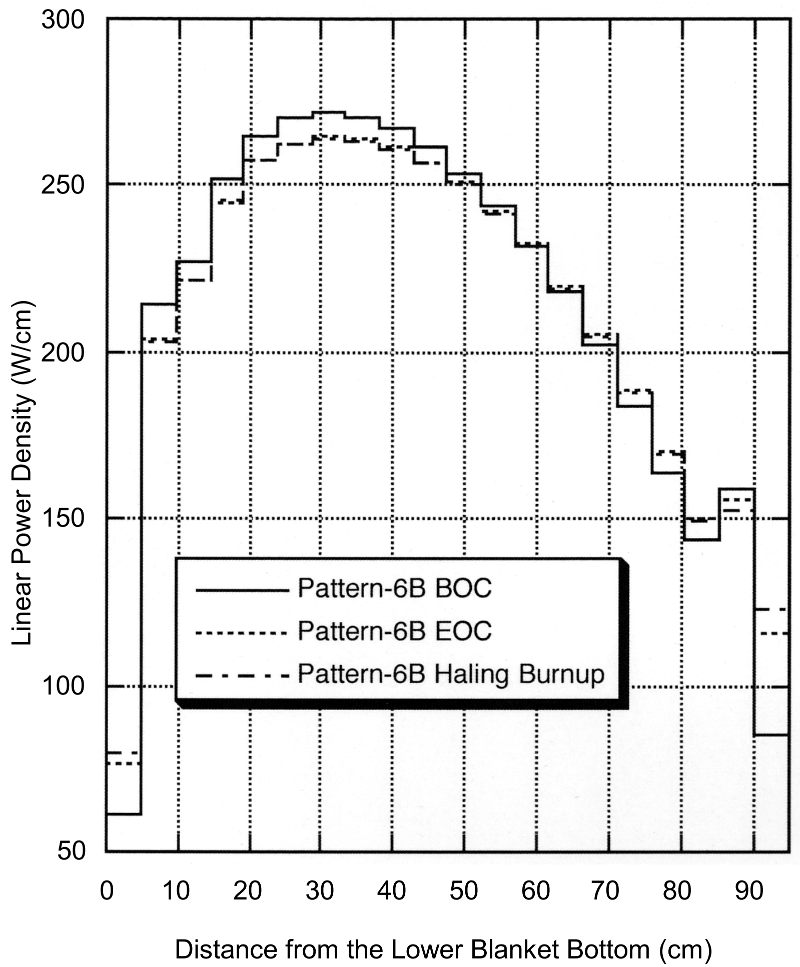
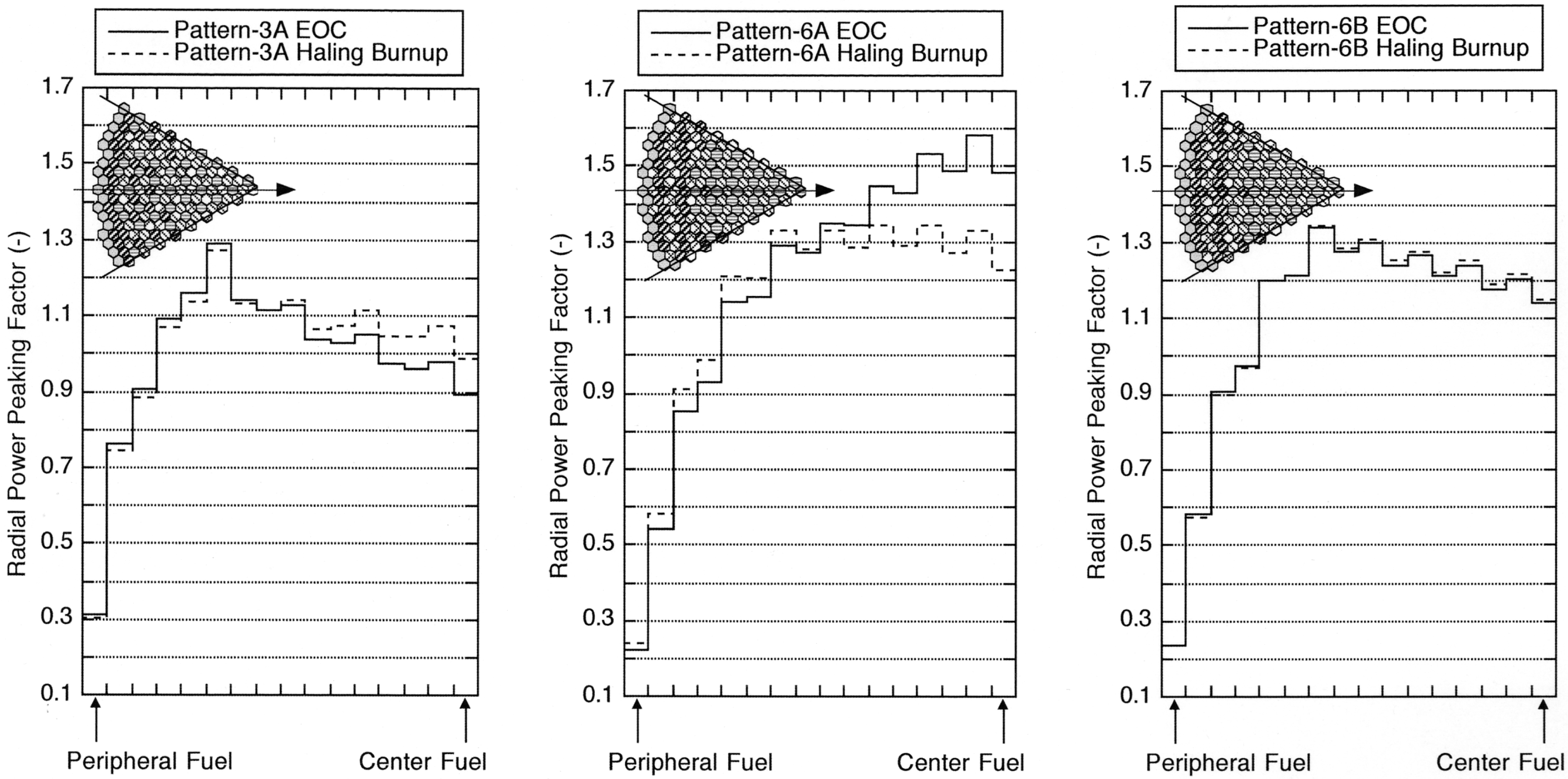


Fig. 5.6 Axial power distribution of Pattern-6B.



(Pattern-3A) (Pattern-6A) (Pattern-6B)

Fig. 5.7 Radial power peaking factor distribution of each pattern.

６．まとめ

革新的水冷却炉を構成する二つの炉心概念のうち、高転換型の HC-FLWR について炉心設計を行い、その基本仕様を作成した。設計計算では、まず燃料棒直径や冷却材ボイド率、MOX 燃料の Puf 富化度、炉心高さ等の基本的な設計項目を変化させた予備的なパラメータサーベイ計算を行い、それらが冷却材ボイド反応度係数、取出燃焼度、Puf 残存比等の炉心特性に与える影響を評価した。このサーベイ計算では、核熱結合計算は行わず核計算コードのみを用い、また計算モデルも簡易的なものを用いた。そしてこの予備サーベイ計算により、燃料棒直径 1.12 cm、Puf 富化度 9%、炉心長（MOX 1 領域炉心）150 cm、炉心平均冷却材ボイド率 40%の炉心に於いて、負のボイド反応度係数を維持し、取出燃焼度 45 GWd/t、Puf 残存比 0.85 の炉心性能が得られることが分かった。

上記予備サーベイ計算の結果を受けて、より高い炉心性能を得ることと、BWR 型炉心により適した解析を行うことを目的として、原子力機構で開発中の核熱結合炉心計算コード MOSRA を用いた設計計算を行った。ただし、MOSRA コードは開発中であり、炉心燃焼計算機能は未実装であった。そこで計算に先立ち、MOSRA に炉心燃焼機能を追加した。機能追加にあたっては、通常の炉心燃焼計算の他に、BWR の計算で良く用いられるヘーリングの原理に基づいた燃焼計算や、少ない燃焼時間差分点数でも高い精度が得られる Predictor-Corrector 法を用いた燃焼計算が出来るようにした。

MOSRA を用いてまず、一次元炉心燃焼計算を行った。予備サーベイ計算で得られた炉心仕様で核熱結合炉心燃焼計算を行い、予備サーベイ計算と同等の炉心性能が得られることを確認した。更に、炉心長や軸方向の炉心構成、炉心平均ボイド率等を変化させて、核熱結合炉心燃焼計算を行った。その結果、9%富化度 MOX 燃料炉心では、上下に各 5 cm のブランケットを付設することで、MOX 長を 150 cm から 130 cm に短尺化でき、プルトニウムインベントリを約 13%低減できた。また冷却材の炉心流量を 14,500kg/s に、炉心入口温度を 550K に設定すると、炉心ボイド率が約 40%となり、負のボイド反応度係数を維持し、43 GWd/t の MOX 領域の取出燃焼度が得られた。また、より高い炉心性能を得るために Puf 富化度が 11%の MOX 燃料を用いた計算を行った。11%富化度 MOX 燃料を用いた炉心では、上下各 5 cm のブランケット付き炉心で、MOX 長を 85 cm 90 cm にまで短尺化が可能となった。MOX 長が 90 cm で、炉心平均ボイド率が 40%となる炉心では、61 GWd/t の MOX 領域取出燃焼度が得られた。また、Puf 富化度が 9%、11%いずれの場合にも、炉心平均ボイド率が 40%以上の範囲では、ボイド率が低い程高い取出燃焼度が得られることが分かった。そこで、より高い取出燃焼度が得られる 11%Puf 富化度 MOX 燃料炉心に対して、より詳細な三次元炉心燃焼計算を行うこととした。

三次元核熱結合炉心燃焼計算を行うにあたり、まず冷却材の炉心流量および炉心入口温度、そして炉心 MOX 長の設定を行った。一次元計算の結果からは、高転換型炉心の冷却材ボイド率は出来る限り低くすることが望ましいが、増殖型炉心とも整合性を持たせる必要性があるため、炉心流量、炉心入口温度を、それぞれ 10,000kg/s と 550K に設定した。MOX 長は、一次元炉心計算において、これらの流量、温度に対応する高さである 85 cm に設定し、その上下にはそれぞれ 5 cm のブランケットを付設した。

三次元炉心燃焼計算では、燃料交換パターン（各バッチの燃料の炉内配置やサイクル毎の燃料の移動方法）が炉心特性に影響を与える。そこで、複数の燃料交換パターンで燃焼計算を行い、燃料交換パターンが炉心特性に与える影響を評価し、もっとも有望なパターンを選定した。選定された燃料交換パターンは、平衡サイクル末期における径方向出力分布が、ヘーリング分布とほぼ等しく比較的平坦な分布が得られ、径方向出力ピーキング係数の最大値も許容範囲内に収まる。ボイド反応度係数は負の値を維持し、MOX 領域の取出燃焼度が 56 GWd/t、Puf 残存比が 0.84 という値が得られた。

以上の一連の検討により、革新的水冷却炉として最初に導入される HC-FLWR の炉心仕様及び燃料交換パターンの候補概念を確立し、その炉心性能を評価した。

謝辞

本研究を行うに当たり、有益な議論を通して多くのコメントを頂いた革新的水冷却炉設計グループの皆様に感謝します。

参考文献

1) T. Okubo, T. Iwamura, R. Takeda, *et al.*, “Design Study on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) Core for Plutonium Multiple Recycling,” *Proc. Int. Conf. on Global Environment and Advanced Nuclear Power Plant (GENES4/ANP2003)*, Kyoto, Japan, Sept. 15-19, 2003, #1145 (2003).

2) 岩村公道, 大久保努, 佐藤治, “革新的水冷却炉「低減速軽水炉」の研究開発　軽水炉技術による核燃料サイクルの確立を目指して,” 日本原子力学会誌, **45**[3], pp.184-189 (2003).

3) T. Iwamura, S. Uchikawa, T. Okubo, *et al.*, “Concept of innovative water reactor for flexible fuel cycle (FLWR),” Nucl. Eng. and Design, **236**, pp.1599-1605 (2006).

4) T. Okubo, S. Uchikawa, T. Kugo, *et al.*, “Core Concept of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR),” *Proc. 2005 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP2005)*, Seoul, Korea, May 15-19, 2005, #5127 (2005).

5) Y. Nakano, H. Akie, T.Okubo, *et al.*, “Conceptual Design Study on High Conversion Type Core of FLWR,” *Proc. 2007 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP2007)*, Nice, France, May 13-18, 2007, #7011 (2007).

6) 将来型炉研究グループ, 炉物理研究グループ, 熱流体研究グループ, “低減速スペクトル炉心の研究—平成 10〜11 年度報告書—（共同研究）”, JAERI-Research 2000-035, 日本原子力研究所 (JAERI), (2000).

7) 奥村啓介, 金子邦男, 土橋敬一郎, “SRAC95;汎用核計算コードシステム”, JAERI-Data/Code 96-015, 日本原子力研究所 (JAERI), (1996).

8) K. Shibata, T. Kawano, T. Nakagawa, *et al.*, “Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-3: JENDL-3.3,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **39**[11], pp.1125-1136 (2002).

9) R.K. Haling, “Operating Strategy for Maintaining an Optimum Power Distribution Throughout Life,” ANS Topical Meeting on Nuclear Performance of Power Reactor Cores, TID 7672 (1963).

10) H. Akima, “A New Method of Interpolation and Smooth Curve Fitting Based on Local Procedures,” J. Association for Computing Machinery, Vol. 17, No. 4, pp. 589-602 (1970).

11) N. Kobayashi, A. Ohnuki, T. Okubo, *et al.*, “Thermal-hydraulic Design of High Conversion Type Core of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR),” *Proc. 15th Int. Congress on Nuclear Engineering (ICONE 15)*, Nagoya, Japan, Apr 22-26, 2007, #10554 (2007).

付録　MOSRA に実装した炉心燃焼計算機能

A．1　通常燃焼計算機能

炉心燃焼計算での最も基本的な機能である。核計算モジュールで得られた出力分布（GW）、燃焼時間（day）、領域の重金属重量（t）から、領域毎の燃焼度増分（GWd/t）、燃焼期間後の新しい燃焼度（GWd/t）分布を求める。

$$E_{n,i} = \frac{POW_{n-1,i} \times DBN_n}{VOL_i \times HM_i} + E_{n-1,i} \qquad \text{(A-1)}$$

ここで、

$E_{n,i}$　：領域 i の、第 n 燃焼点燃焼度（GWd/t）
$POW_{n-1,i}$　：領域 i の、第(n-1)燃焼点熱出力（GW）
DBN_n　：第(n-1)燃焼点と第 n 燃焼点の間隔（day）
VOL_i　：領域 i の体積（m^3）
HM_i　：領域 i の重金属密度（t/m^3）

MOSRA-Macron によるマクロ断面積の作成は、GWd/t 単位でテーブル化された断面積テーブルを用いて行われるため、燃焼度の更新等の際にも、GWd/t 単位で取り扱われる。

燃焼点間の間隔は、日数で指定する以外に、GWd/t 単位での燃焼度増分で指定することもできる。この際には、炉心全体の出力と重金属重量から、以下の（A-2）式で日数を求め、この値を（A-1）式の DBN に用いることで、各領域の燃焼度増分を求める。

$$DBND_n = \frac{DBNG_n \times THM}{TPOW_{n-1}} \qquad \text{(A-2)}$$

ここで、

$DBND_n$　：第(n-1)燃焼点と第 n 燃焼点間の日数単位の間隔（day）
$DBNG_n$　：第(n-1)燃焼点と第 n 燃焼点間の GWd/t 単位の間隔（GWd/t）
THM　：炉心重金属重量（t）
$TPOW_{n-1}$　：第(n-1)燃焼点の炉心熱出力（GW）

また、履歴冷却材密度分布も以下の（A-3）式で更新する。

$$\overline{U}_{i,n} = \frac{\overline{U}_{i,n-1} \times E_{i,n-1} + U_{i,n-1} \times \left(E_{i,n} - E_{i,n-1}\right)}{E_{i,n}} \qquad \text{(A-3)}$$

ここで、

$\overline{U}_{i,n}$　：領域 i の、第 n 燃焼点の履歴冷却材密度（kg/m^3）

$U_{i,n-1}$　：領域 i の、第 n-1 燃焼点の瞬時冷却材密度（kg/m^3）
$E_{i,n}$　：領域 i の、第 n 燃焼点の燃焼度（GWd/t）

Ａ．２　ヘーリング燃焼計算機能

ヘーリングの原理とは、「燃料装荷配置が与えられた場合、運転サイクル中に出力分布が変化しないように運転することにより、ピーキング係数を最小にすることができる。」というもので、1963 年に R.K. Haling[9)]により発表された。この時の出力分布を本報告書ではヘーリングの出力分布と呼ぶ（以下、ヘーリング分布と略す）。BWR の設計計算では、ヘーリング分布での燃焼計算を行って炉心特性を評価することが多い。このため、ヘーリング分布での燃焼計算機能を追加した。ヘーリング分布は、初期出力分布から得られる燃焼末期の燃焼度分布とそれに対応した出力分布の繰り返し計算により求められる。計算フローを Fig. A.1 に示す。

①燃焼初期での炉心内燃焼度分布 EXP(0)で核熱結合計算（N-TH Coupled Calculation）を行い、出力分布 P(0)を求める。
②得られた出力分布と入力で与えた燃焼期間 DBN から燃焼度増分 P(0)*DBN を計算し、燃焼末期の燃焼度分布 EXP(1)=EXP(0)+P(0)*DBN を求める。
③燃焼末期の燃焼度分布 EXP(1)で核熱結合計算を行い、出力分布 P(1)を求める。
④出力分布 P(1)と燃焼期間 DBN から、燃焼度増分 P(1)*DBN を計算し、燃焼末期の燃焼度分布 EXP(2)=EXP(0)+P(1)*DBN を求める。
⑤燃焼度分布 EXP(2)で核熱結合計算を行い、出力分布 P(2)を求める。
⑥出力分布 P(n)が、２回連続で収束条件を満たすか反復回数の上限となるまで反復計算を行う。

また、上記反復計算では、入力で指定した反復回数後は、次の反復計算用の出力分布 P(n)を、緩和係数 LF を用いて P(n)=P(n)×(1-LF)＋P(n-1)×LF として求める。

今回の機能追加では、上記のように燃焼期間を指定してヘーリング分布で燃焼させる機能の他に、燃焼末期の実効増倍率を指定し、その実効増倍率が得られるような燃焼期間、ヘーリング分布を求める機能も追加した。この場合には、初期値で与えた燃焼期間に対する通常のヘーリング燃焼を行い *keff* をもとめ、次に燃焼期間を変化させたヘーリング燃焼計算を繰り返し、二分法を用いて燃焼末期の *keff* が、指定した値となる燃焼日数を捜す。

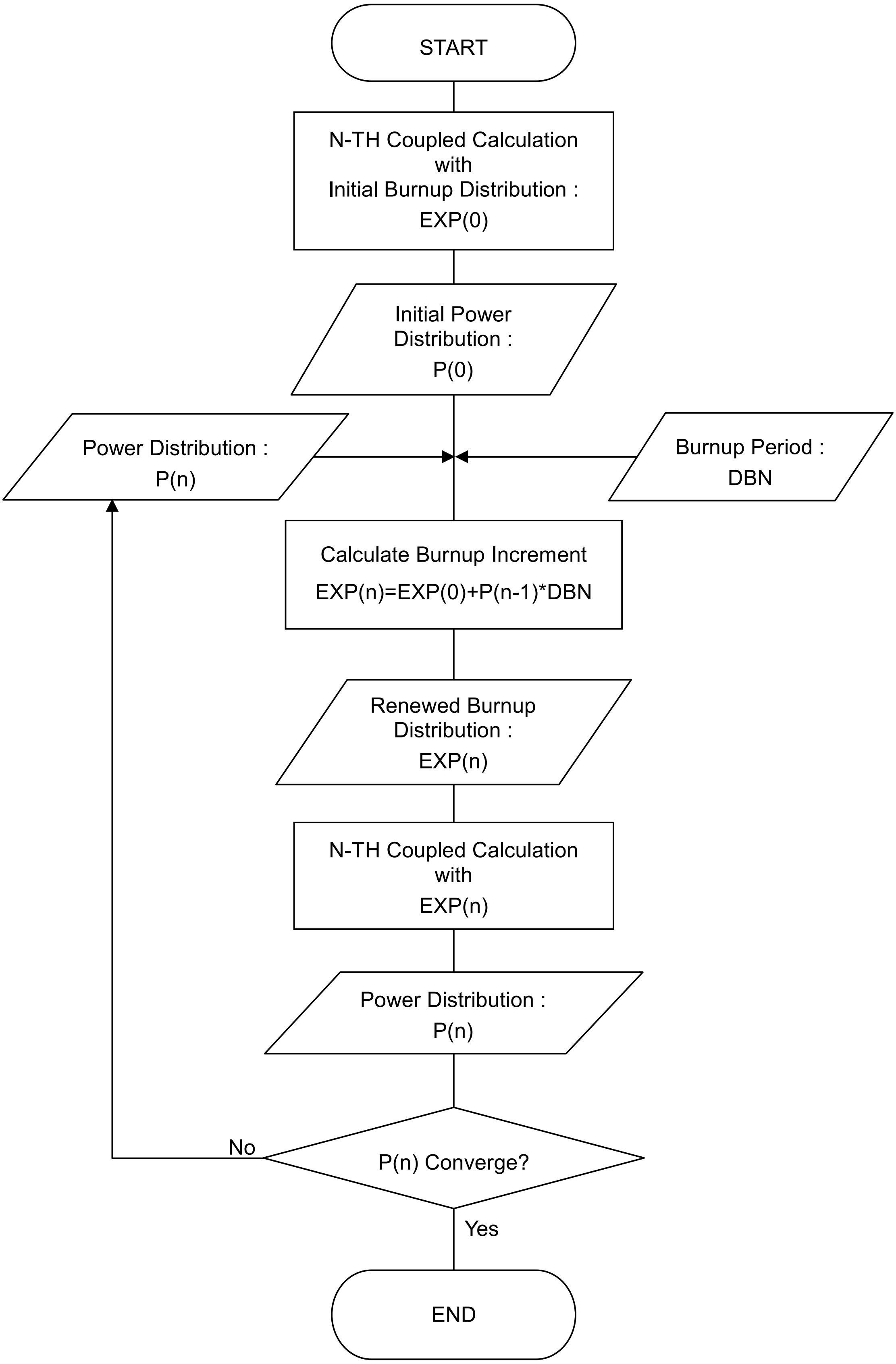


Fig. A.1 Flow chart of Haling burnup calculation.

Ａ．３　Predictor-Corrector 法

Predictor-Corrector（PC）法による燃焼機能を追加した。PC 法では、通常の燃焼計算法で得られる第 n 燃焼点と第 n+1 燃焼点の計算結果を平均した出力分布 P(n’)=(P(n)+P(n+1))/2 および瞬時ボイド率分布 U(n’)=(U(n)+U(n+1))/2 を用いて、最終的な第 n+1 燃焼点の燃焼度分布と履歴ボイド率分布を求める。具体的な計算手順は以下のとおりである。

第 n 燃焼点での核熱結合計算を行い、得られた出力分布 P(n)、瞬時ボイド率分布 U(n)を求める。

P(n)および U(n)と第 n+1 燃焼点までの燃焼期間で第 n+1 燃焼点の燃焼度分布 EXP(n+1)、履歴ボイド率分布 $\overline{U}_{n+1}$ を求める。

これらの値を用いて第 n+1 燃焼点の核熱結合計算を行い、出力分布 P(n+1)、瞬時ボイド率分布 U(n+1)を求める。

第 n 燃焼点と第 n+1 燃焼点の出力分布および瞬時ボイド率分布の平均値 P(n’)=(P(n)+P(n+1))/2、U(n’)=(U(n)+U(n+1))/2 を求める。

第 n 燃焼点から第 n+1 燃焼点への燃焼度分布と履歴ボイド率分布の更新を、P(n’)、U(n’)を用いて再度行い、得られた値を第 n+1 燃焼点の最終的な燃焼度分布および履歴ボイド率分布とする。

上記燃焼度分布と履歴ボイド率分布を用いて、核熱結合計算を行い、第 n+1 燃焼点の最終的な出力分布、瞬時ボイド率分布、実効増倍率等を求める。

上記のように、1 区間の燃焼計算を行うのに、通常の燃焼計算では 2 回ですむ核熱結合計算を、PC 法では 3 回行うことになる。

Ａ．４　燃料交換機能

燃料交換は、MOSRA の XS チャンネル単位で行う。移動前後の XS チャンネル番号を指定して、燃料交換を行う。XS チャンネルに含まれるレイヤー毎に、移動を行うか、否かの指定が可能である。三次元 X-Y-Z 体系や TRI(HEX)-Z 体系を考えた場合、XS チャンネルは燃料集合体（若しくはその一部)、レイヤーは集合体の軸方向の各領域に相当するが、下部反射体や上部反射体を含めて移動させたり、これらを除外して燃料部分のみを移動させたりすることが出来る。コード内では、各計算領域の、物質番号、燃焼度、履歴冷却材密度を移動させている。

Ａ．５　計算結果編集機能

核熱結合燃焼計算で得られた燃焼点毎の計算結果から、燃焼点、領域、計算項目（指定核種毎インベントリ、実効増倍率、燃焼度、履歴ボイド率、瞬時ボイド率、出力密度）を指定して、必要な計算結果のみを編集・出力する補助プログラム（MosEdit）を作成した。

This is a blank page.

国際単位系（SI）

表１．SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表２．基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m^2
体積	立法メートル	m^3
速さ，速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s^2
波数	毎メートル	m-1
密度（質量密度）	キログラム毎立法メートル	kg/m^3
質量体積（比体積）	立法メートル毎キログラム	m^3/kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m^2
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
（物質量の）濃度	モル毎立方メートル	mol/m^3
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m^2
屈折率	（数の）１	1

表５．SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10^{24}	ヨタ	Y	10^{-1}	デシ	d
10^{21}	ゼタ	Z	10^{-2}	センチ	c
10^{18}	エクサ	E	10^{-3}	ミリ	m
10^{15}	ペタ	P	10^{-6}	マイクロ	µ
10^{12}	テラ	T	10^{-9}	ナノ	n
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピコ	p
10^{6}	メガ	M	10^{-15}	フェムト	f
10^{3}	キロ	k	10^{-18}	アト	a
10^{2}	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	z
10^{1}	デカ	da	10^{-24}	ヨクト	y

表３．固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン[(a)]	rad		$m \cdot m^{-1}=1^{(b)}$
立体角	ステラジアン[(a)]	$sr^{(c)}$		$m^2 \cdot m^{-2}=1^{(b)}$
周波数	ヘルツ	Hz		s^{-1}
力	ニュートン	N		$m \cdot kg \cdot s^{-2}$
圧力，応力	パスカル	Pa	N/m^2	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-2}$
エネルギー，仕事，熱量	ジュール	J	N・m	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2}$
工率，放射束	ワット	W	J/s	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3}$
電荷，電気量	クーロン	C		s・A
電位差（電圧），起電力	ボルト	V	W/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-1}$
静電容量	ファラド	F	C/V	$m^{-2} \cdot kg^{-1} \cdot s^4 \cdot A^2$
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-2}$
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2} \cdot kg^{-1} \cdot s^3 \cdot A^2$
磁束	ウエーバ	Wb	V・s	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-1}$
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2	$kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-1}$
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-2}$
セルシウス温度	セルシウス度[(d)]	℃		K
光束	ルーメン	lm	$cd \cdot sr^{(c)}$	$m^2 \cdot m^{-2} \cdot cd=cd$
照度	ルクス	lx	lm/m^2	$m^2 \cdot m^{-4} \cdot cd=m^{-2} \cdot cd$
（放射性核種の）放射能	ベクレル	Bq		s^{-1}
吸収線量，質量エネルギー分与，カーマ	グレイ	Gy	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2}$
線量当量，周辺線量当量，方向性線量当量，個人線量当量，組織線量当	シーベルト	Sv	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2}$

(a)ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なった性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作るときのいくつかの用例は表４に示されている。
(b)実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“１”は明示されない。
(c)測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。
(d)この単位は、例としてミリセルシウス度m℃のようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表４．単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘度	パスカル秒	Pa・s	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-1}$
力のモーメント	ニュートンメートル	N・m	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2}$
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	$kg \cdot s^{-2}$
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	$m \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}=s^{-1}$
角加速度	ラジアン毎平方秒	rad/s^2	$m \cdot m^{-1} \cdot s^{-2}=s^{-2}$
熱流密度，放射照度	ワット毎平方メートル	W/m^2	$kg \cdot s^{-3}$
熱容量，エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質量熱容量（比熱容量），質量エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg・K)	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質量エネルギー（比エネルギー）	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m・K)	$m \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot K^{-1}$
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m^3	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-2}$
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	$m \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-1}$
体積電荷	クーロン毎立方メートル	C/m^3	$m^{-3} \cdot s \cdot A$
電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m^2	$m^{-2} \cdot s \cdot A$
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} \cdot kg^{-1} \cdot s^4 \cdot A^2$
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	$m \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-2}$
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot mol^{-1}$
モルエントロピー，モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$
照射線量（Ｘ線及びγ線）	クーロン毎キログラム	C/kg	$kg^{-1} \cdot s \cdot A$
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	$m^2 \cdot s^{-3}$
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3}=m^2 \cdot kg \cdot s^{-3}$
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2 \cdot sr)$	$m^2 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3}=kg \cdot s^{-3}$

表６．国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1h =60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1° =(π/180) rad
分	’	1’ =(1/60)° =(π/10800) rad
秒	”	1” =(1/60)’ =(π/648000) rad
リットル	l、L	$1l=1\ dm^3=10^{-3}m^3$
トン	t	$1t=10^3$ kg
ネーパ	Np	1Np=1
ベル	B	1B=(1/2)ln10(Np)

表７．国際単位系と併用されこれに属さない単位でSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	$1eV=1.60217733(49)\times10^{-19}J$
統一原子質量単位	u	$1u=1.6605402(10)\times10^{-27}kg$
天文単位	ua	$1ua=1.49597870691(30)\times10^{11}m$

表８．国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里		１海里=1852m
ノット		１ノット=１海里毎時=(1852/3600)m/s
アール	a	$1\ a=1\ dam^2=10^2m^2$
ヘクタール	ha	$1\ ha=1\ hm^2=10^4m^2$
バール	bar	$1\ bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10^5Pa$
オングストローム	Å	$1\ Å=0.1nm=10^{-10}m$
バーン	b	$1\ b=100fm^2=10^{-28}m^2$

表９．固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	$1\ erg=10^{-7}\ J$
ダイン	dyn	$1\ dyn=10^{-5}N$
ポアズ	P	$1\ P=1\ dyn \cdot s/cm^2=0.1Pa \cdot s$
ストークス	St	$1\ St=1cm^2/s=10^{-4}m^2/s$
ガウス	G	$1\ G\ \hat{}\ 10^{-4}T$
エルステッド	Oe	$1\ Oe\ \hat{}\ (1000/4\pi)A/m$
マクスウェル	Mx	$1\ Mx\ \hat{}\ 10^{-8}Wb$
スチルブ	sb	$1\ sb=1cd/cm^2=10^4cd/m^2$
ホト	ph	$1\ ph=10^4lx$
ガル	Gal	$1\ Gal=1cm/s^2=10^{-2}m/s^2$

表10．国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリー	Ci	$1\ Ci=3.7\times10^{10}Bq$
レントゲン	R	$1\ R = 2.58\times10^{-4}C/kg$
ラド	rad	$1\ rad=1cGy=10^{-2}Gy$
レム	rem	$1\ rem=1\ cSv=10^{-2}Sv$
X線単位		$1X\ unit=1.002\times10^{-4}nm$
ガンマ	γ	$1\gamma=1\ nT=10^{-9}T$
ジャンスキー	Jy	$1\ Jy=10^{-26}W \cdot m^{-2} \cdot Hz^{-1}$
フェルミ		$1\ fermi=1\ fm=10^{-15}m$
メートル系カラット		$1\ metric\ carat = 200\ mg = 2\times10^{-4}kg$
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリー	cal	
ミクロン	µ	$1\ \mu=1\mu m=10^{-6}m$

（第７版，1998年改訂）