JAEA-Research 2009-061



高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR) 炉心に関する研究

Research on High Conversion Type FLWR(HC-FLWR)Core

中野 佳洋	深谷 裕司	秋江 拓志	石川 信行
大久保 努	内川 貞夫		

Yoshihiro NAKANO, Yuji FUKAYA, Hiroshi AKIE, Nobuyuki ISHIKAWA Tsutomu OKUBO and Sadao UCHIKAWA

> 次世代原子カシステム研究開発部門 炉開発ユニット

SFR Design Synthesis Unit Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

March 2010

日本原子力研究開発機構

Japan Atomic Energy Agency

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。 なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ(<u>http://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。

独立行政法人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 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2番地4 電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department, Japan Atomic Energy Agency 2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail: ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2010

高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR)炉心に関する研究

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 炉開発ユニット

中野 佳洋、深谷 裕司、秋江 拓志、石川 信行、 大久保 努、内川 貞夫

(2009年12月16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) について代表炉心の設計を始めとする系統的な研究を行った。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(BWR)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低減速軽水炉(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状に配置 される。HC-FLWRは、プルトニウム(Pu)富化度や燃料棒の稠密度が増殖炉である 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。

本報告書では、HC-FLWRの代表炉心の設計、HC-FLWRからRMWRへの移行炉心の検 討、HC-FLWR のバリエーションとしてのマイナーアクチニド(MA)をリサイクルする ための MA 炉心の設計、そして導入効果の検討について述べる。代表炉心の設計では、燃 料棒直径 1.12 cm、Puf 富化度 10.75%、MOX 長 85.5cm、冷却材炉心流量 10 t/s、炉心入口 温度 550K、取出燃焼度 52GWd/t、核分裂性 Pu (Puf) 残存比 0.84 の炉心を設計した。 HC-FLWR 用集合体と RMWR 集合体が混在する移行炉心の検討では、集合体内の燃料棒 富化度分布を調節し、燃料交換パターンを工夫することにより、集合体内および炉心内の 出力分布を平坦化できることを明らかにした。MA リサイクル炉心の設計では、MA の添 加によりボイド反応度係数が悪化するため、炉心高さ、燃料棒直径、MOX 燃料の核分裂 性プルトニウム (Puf) 富化度等の変更によりこれに対応し、負のボイド反応度係数を維 持しながら取出燃焼度 55GWd/t が得られる炉心を設計した。更に MA 添加がボイド反応 度係数に寄与する炉物理的なメカニズムを、厳密摂動論を用いて明らかにした。また、 MA リサイクルに伴う使用済燃料発熱量の増加について検討を行った。 導入効果の検討に 関しては、本研究で得られた代表炉心設計の結果を踏まえて、より一般的な枠組みで、将 来の軽水炉でのプルトニウム有効利用について考察した。軽水炉でのプルトニウム利用に ついて、その有効利用性ならびに経済性の観点からの評価を行うことにより、HC-FLWR の属するカテゴリである高転換軽水炉(HC-LWR)の導入のメリットならびにそのポテン シャルを明らかにした。

Research on High Conversion Type FLWR (HC-FLWR) Core

Yoshihiro NAKANO, Yuji FUKAYA, Hiroshi AKIE, Nobuyuki ISHIKAWA, Tsutomu OKUBO and Sadao UCHIKAWA

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

(Received December 16, 2009)

A series of research on a high conversion type innovative water reactor for flexible fuel cycle (FLWR) with thermal output of 3926MW has been conducted. 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 the other core is Reduced Moderation Water Reactor (RMWR) of which the conversion ratio is more than 1.0.

Three design studies and a senario study on HC-FLWR are presented in this report. The first design study is for a representative core. Using a nuclear and thermal-hydraulic coupled calculation code MOSRA which is under development at JAEA, a representative core has been designed of which the fuel rod diameter is 1.12cm, fissile plutonium (Puf) enrichment of MOX fuel is 10.75%, height of MOX region is 85.5cm, coolant flow rate is 10 ton/s, coolant inlet temperature is 550K, discharge burnup is 52GWd/t and converion ratio is 0.84. The second design study is for a transition core from HC-FLWR to RMWR. In the transition core, both assemblies for HC-FLWR and RMWR exist. By cell and core burnup calculations, adequate fuel rod Puf enrichment distributions in the assemblies and an adequate assembly loading patten were found which can flatten the power distribution not only in the core but also in the aseemblies. The third design study is for a core to recycle minor actinides (MAs). It was found that the core design must be changed from the representative core for MA recycling to conpensate core reactivity and void reactivity coefficient getting worth. MA recycling core has been successfully designed of which the discharge burnup is 55GWd/t and the void reactivity coefficient is negative value. Using exact perturbation theory, it was shown that how MA loading effect change in core reactivity. Increase of spent fuel heat generation by MA loading was also studied. Regarding to the scenario study, based on design result of the representative core, effective plutonium utilization in future LWR was considered within general framework. Through the evaluations in terms of both economic aspect and effective use of plutonium, advantageous feature and potential of high conversion LWR (HC-LWR), into which the HC-FLWR is classified, were clarified.

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

目次

1. はじめに	····1
2. 高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR)の炉心概念	····2
3. 代表炉心の設計	4
3.1 代表炉心設計に使用した計算コードと中性子断面積ライブラリ	4
 3.2 核計算用マクロ断面積の作成 	4
3. 2. 1 燃料集合体	4
3.2.2 反射体	10
 3 核熱結合炉心燃焼計算	··10
3.3.1 MOSRA-LWR による核熱結合計算	··10
 3.2 代表炉心 MOX 部高さの変更 	·· 11
3.3.3 計算手法	·· 11
3.3.4 計算結果	…15
4. 高転換型炉心から増殖型炉心への移行炉心解析	19
4.1 集合体内の局所的な出力分布	··21
4.1.1 高転換型および増殖型燃料集合体からなる3次元小体系計算・	··21
4.1.2 集合体計算による燃料棒ごとの出力分布	··28
4.2 全炉心特性の評価	35
4.2.1 移行サイクルにおける炉心特性	38
 4.2.2 集合体装荷パターンの効果 	··41
5. MA リサイクル炉心の設計	··43
5.1 HC-FLWR による MA リサイクルの検討	43
5.1.1 現行軽水炉燃料の再処理と MA による環境負荷	··43
5.1.2 FLWR による MA リサイクル	··44
5.1.3 HC-FLWR 代表炉心に MA を添加した際の炉心特性への影響…	…46
5.1.4 HC-FLWR における MA リサイクルの設計要求及び設計手順…	··47
5.1.5 セル計算によるパラメーターサーベイ	··48
5.1.6 1D 炉心計算によるパラメーターサーベイ ····································	··52
5. 1. 7 3D 炉心計算による設計	56
5.2 ボイド反応度係数に関する炉物理的考察	62
5.3 MAリサイクルにおける使用済燃料崩壊熱の増加	76
 導入効果の検討	77
6.1 検討のねらい	77
6.2 天然ウラン需給の将来動向	78
6.3 ブルトニウムクレジットからみた MOX 利用の優位性	79
6.4 発電コストの分析····································	··81
6.5 MOX 軽水炉におけるプルトニウム有効利用性の考察	···84
6.5.1 炉特性と特徴	··84
6.5.2 マルチリサイクルの想定と諸量評価	··85
6.6 転換比をパフメータとした高転換軽水炉の導入可能規模の分析	··87
イ. まとめ	89
謝祥	91
参考又献	91

Contents

1 Textus duration	1
1. Introduction	
2. IIC-I'LWR Cole Collecti 2. Design of Bonrescontative Core	·· ∠
3. Design of Representative Cole	·· 4
2.2 Computer Codes and Libraries Used for Representative Core Design	4
2.2.1 Eval A seemble	·· 4
3.2.1 Fuel Assembly	4
3.2.2 Reflector	10
3.3 Nuclear and Thermal-hydraulic Coupled Core Burnup Calculation	10
3.3.1 Calculation Using MOSRA-LWR Code	10
3.3.2 Change of MOX Region Height	•11
3.3.3 Calculation Methods	·11
3.3.4 Calculated Results	15
4. Analysis of Transition Core from High Conversion Type to Breeder Type Core	19
4.1 Local Power Distribution in Assembly	21
4.1.1 Calculation on Local 3 Dimensional System of High Conversion and	
Breeder Type Assemblies	21
4.1.2 Rod-wise Power Distribution by Assembly Calculation	28
4.2 Evaluation of Whole Core Characteristics	35
4.2.1 Core Characteristics in Transition Cycles	38
4.2.2 Effect of Assemblies Loading Pattern	41
5. Design of MA Recycling Core	43
5.1 Study on MA Recycling in HC-FLWR ······	43
5.1.1 Reprocessing of Current LWR Fuel and Environmental Burdon due to MA	43
5.1.2 MA Recycling by FLWR	44
5.1.3 Effect on Core Characteristics of HC-FLWR Representative Core Concept	
by loaded MA	46
5.1.4 Design Demands and Method of HC-FLWR Core Concept for MA Recycling	47
5.1.5 Parameter Survey by Cell Calculation	48
5.1.6 Parameter Survey by 1D Core Calculation	52
5.1.7 Core Design by 3D Core Calculation	56
5.2 Reactor Physics Consideration for Void Reactivity Coefficient	62
5.3Increase in Decay Heat from Spent Fuel due to MA Recycling	76
6. Consideration on introduction merit	77
6.1 Objective of the consideration	77
6.2 The future trend of uranium supply	78
6.3 Economic superiority of plutonium utilization	79
6.4 Evaluation of cost of electricity	81
6.5 Consideration on effective plutonium utilization in MOX-LWR	84
6.5.1 Performance and feature	84
6.5.2 Assumption of mult-recycling and its evaluation	85
6.6 Analysis of introduction capacity of HC-LWR in terms of conversion ratio	87
7. Summary	89
Acknowledgement	91
References	91

Tables and Figures

- Table 3.1Brief specifications of fuel assembly and control Rod
- Table 3.2Plutonium isotope composition
- Table 3.3Coolant void fraction for macroscopic cross section generation (%)
- Table 3.4Neutron energy group structure (1/2)
- Table 3.4 Neutron energy group structure (2/2)
- Table 3.5Results of core burnup calculation
- Table 4.1Local power peaking factor in a MOX assembly and multiplication factor and void
coefficient of 1 BR + 3 HC (B1H3) or 1 HC + 3 BR (H1B3) 4 assemblies system
without and with rod-wise Pu enrichment distribution at axial positions shown in
Figs.4.6, 4.7 and 4.9
- Table 4.2Number of assemblies and cycle length of FLWR core in each transition cycle from
HC-FLWR to RMWR
- Table 5.1MA composition separated from LWR spent fuel
- Table 5.2Pu composition separated from LWR spent fuel
- Table 5.3
 Half-lives and Q-values of actinides contributing to decay heat
- Table 5.4Design value of representative core and low DF fuel core of RMWR
- Table 5.5Design value of representative HC-FLWR core by 3D calculation
- Table 5.6Effect of MA loading on core characteristics by 1D calculation
- Table 5.7
 Relation between fuel rod diameter and degree of neutron moderation
- Table 5.8Core design and characteristics
- Table 5.9
 Dancoff factor with different fuel rod diameter and coolant void fraction
- Table 5.10
 1-D core calculation condition
- Table 5.11
 Condition of burn-up calculation
- Table 5.12Puf enrichment and MA content of each fuel
- Table 6.1Front end fuel cycle cost of uranium and MOX fuel
- Table 6.2Plant parameters for cost evaluation
- Table 6.3Unit price setting for evaluation
- Table 6.4Specifications of HC-LWR and HM-LWR
- Table 6.5Various mass flow quantities in the assumed multi-recycling scheme
- Fig. 2.1 Horizontal core arrangement.
- Fig. 3.1 Fuel assembly and control rod arrangement.
- Fig. 3.2 Assembly cell burnup calculation model.
- Fig. 3.3 Structure of MOSRA-LWR and information flow.
- Fig. 3.4 Vertical direction nuclear and thermal-hydraulic calculation model.
- Fig. 3.5 Horizontal nuclear calculation model.
- Fig. 3.6 Fuel loading pattern.
- Fig. 3.7 Vertical distribution of core average coolant void fraction at MOC.
- Fig. 3.8 Vertical distribution of core average fuel rod linear power density. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".
- Fig. 3.9 Radial power peaking factor along the horizontal arrow. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".
- Fig. 3.10 Radial power peaking factor along the arrow at the upper boundary. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".
- Fig. 3.11 Radial power peaking factor along the arrow at the lower boundary. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".
- Fig. 4.1 Assembly specification changes from HC-FLWR to RMWR.

- Fig. 4.2 Difference in core axial regions arrangement between HC-FLWR and RMWR.
- Fig. 4.3 Horizontal geometry model of 1 HC + 1/3 BR assemblies local system.
- Fig. 4.4 Axial geometry model of 1 HC + 1/3 BR assemblies local system.
- Fig. 4.5 Axial power distribution in 1 HC and 1/3 BR assemblies local system.
- Fig. 4.6 Axial power distribution in 1 HC and 1/3 BR assemblies local system after adjustment of MOX region elevation.
- Fig. 4.7 Axial power distribution in 1 BR and 1/3 HC assemblies local system after adjustment of MOX region elevation.
- Fig. 4.8 Axial power distribution in local system of 1 HC assembly after 6 cycles burnup and 1/3 fresh BR assembly.
- Fig. 4.9 Axial power distribution in local system of 1 fresh HC assembly and 1/3 BR assembly after 6 cycles burnup.
- Fig. 4.10 Axial power distribution in local system of 1 fresh BR assembly and 1/3 HC assembly after 6 cycles burnup.
- Fig. 4.11 Axial power distribution in local system of 1 BR assembly after 6 cycles burnup and 1/3 fresh HC assembly.
- Fig. 4.12 Assembly calculation model of 1 BR + 3 HC assemblies system.
- Fig. 4.13 Deformation of fuel rod arrangement between BR and HC assemblies in calculation model.
- Fig. 4.14 Local power peaking reduction in BR assembly surrounded by HC assembly at axial position (1) by considering rod-wise plutonium enrichment distribution.
- Fig. 4.15 Local power peaking reduction in HC assembly at axial position (2).
- Fig. 4.16 Horizontal power profile in BR assembly in 1 BR + 3 HC assemblies system in upper blanket region at axial position (5).
- Fig. 4.17 Local power peaking reduction in BR assembly at position (5) in upper blanket region.
- Fig. 4.18 Local power peaking reduction in BR assembly in 1 HC + 3 BR assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 BR + 3 HC system.
- Fig. 4.19 Local power peaking reduction in BR assembly in 1 BR + 3 HC assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 HC + 3 BR system.
- Fig. 4.20 Local power distribution in BR assembly in 4 BR assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 HC + 3 BR and 1 BR + 3 HC systems.
- Fig. 4.21 Axial MOX and blanket regions arrangement in current core calculation model.
- Fig. 4.22 An example of fuel assemblies loading pattern in 1st transition cycle from HC-FLWR to RMWR core.
- Fig. 4.23 Horizontal distribution of peaking factor of assembly averaged power density by using fuel loading pattern in Fig. 4.22.
- Fig. 4.24 Effective multiplication factor in each transition cycle.
- Fig. 4.25 Maximum core horizontal power peaking factor in each transition cycle.
- Fig. 4.26 Void reactivity coefficient in each transition cycle.
- Fig. 4.27 Core horizontal power peaking factor in transition cycles obtained with different fuel loading patterns.
- Fig. 4.28 Burnup reactivity change in transition cycles by different fuel loading patterns.
- Fig. 4.29 Void reactivity coefficient in transition cycles by different fuel loading patterns.
- Fig. 5.1 Axial direction core configuration and void fraction distribution of HC-FLWR representative core.
- Fig. 5.2 Geometry model of cell calculation.
- Fig. 5.3 Infinite multiplication factor with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.
- Fig. 5.4 MA conversion ratio with Puf content of 13wt% at burn-up of 50GWd/t.
- Fig. 5.5 Void reactivity coefficient with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.
- Fig. 5.6 100% void reactivity coefficient with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.
- Fig. 5.7 1D Core calculation model.
- Fig. 5.8 Effect of blanket on 100% void reactivity coefficient by 1D core calculation.
- Fig. 5.9 Effect of blanket on discharge burn-up by 1D core calculation.
- Fig. 5.10 100% void reactivity coefficient by 1D core calculation.

- Fig. 5.11 Discharge burn-up by 1D core calculation.
- Fig. 5.12 3D core calculation model (1/2).
- Fig. 5.12 3D core calculation model (2/2).
- Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (1/4).
- Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (2/4).
- Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (3/4).
- Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (4/4).
- Fig. 5.14 Burn-up distribution of Np loaded core.
- Fig. 5.15 Burn-up distribution of Am loaded core.
- Fig. 5.16 Radial peaking factor of Np loaded core.
- Fig. 5.17 Radial peaking factor of Am loaded core.
- Fig. 5.18 Void reactivity coefficient and 100% void reactivity coefficient by exact perturbation theory in infinite system.
- Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA (1/3).
- Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA (2/3).
- Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA (3/3).
- Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (1/3).
- Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (2/3).
- Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (3/3).
- Fig. 5.21 Forward spectra in state of voided without MA.
- Fig. 5.22 Forward spectra in state of 100% voided without MA.
- Fig. 5.23 Adjoint spectra in reference state without MA.
- Fig. 5.24 Effect on loaded MA to scatter term at fuel rod diameter of 11mm.
- Fig. 5.25 Adjoint spectra in state of 50% voided at fuel rod diameter of 11mm.
- Fig. 5.26 Spectra in the state of voided at fuel rod diameter of 11mm.
- Fig. 5.27 Spectra in the state of 100% voided at fuel rod diameter of 11mm.
- Fig. 5.28 Macroscopic cross section and η -value.
- Fig. 5.29 Void reactivity coefficient and 100% void reactivity coefficient at fuel rod diameter of 9mm.
- Fig. 5.30 Adjoint spectra of cell calculation with neutron leakage effect using buckling.
- Fig. 5.31 Decay heat of each core type of HC-FLWR cooled for 2 years and 4 years.
- Fig. 5.32 Decay heat of actinides in fresh fuel and spent fuel cooled for 4 years.
- Fig. 6.1 Transition image from LWR to FBR cycle.
- Fig. 6.2 Front end fuel cost vs. natural uranium price.
- Fig. 6.3 Plutonium credit vs. natural uranium price.
- Fig. 6.4 Parameters affecting the cost of electricity.
- Fig. 6.5 Comparison of cost of electricity.
- Fig. 6.6 Cost of electricity for MOX-LWR against the parameter variation.
- Fig. 6.7 Cost of electricity of advanced LWR in terms of natural uranium price.
- Fig. 6.8 Mass flow diagram of assumed multi-recycling scheme for evaluation.
- Fig. 6.9 Evaluation results for HC-LWR in terms of conversion ratio (1/2).
- Fig. 6.9 Evaluation results for HC-LWR in terms of conversion ratio (2/2).

This is a blank page.

1. はじめに

ウラン資源を有効に活用しながら、長期的かつ安定的にエネルギー供給を行うために、 核燃料サイクルの確立が望まれており、その中核となるのが高速増殖炉(FBR)である。 FBR の代表概念は、ナトリウム冷却炉(Na-FBR)であり、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が、一方で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来た。

原子力機構では、日本原子力研究所時代の十数年前から、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^{1-1,1-2)}(<u>Reduced Moderation Water Reactor</u>: 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(LWR)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 LWR と同程度の安全性や運転保守・補修性が期待できる。また、高富化度ウラン-プルトニウム混合酸化物(MOX)燃料、燃料棒の稠密三角格子配列、炉心冷却材の高ボ イド率化、軸方向ブランケット等の採用により、1を超える転換比を達成し、かつ取出時 のプルトニウム(Pu)組成に劣化がないことから、燃料の自己マルチリサイクルが可能で ある。

このように RMWR は、持続可能なエネルギー供給源となり得る原子炉であるが、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。 また、LWR における新技術の導入は、技術的なギャップを抑えながら段階的に進められ てきた実情を踏まえると、RMWR の前段階と位置づけられる早期導入が可能な原子炉の 概念を検討・提示することも、現実的な進め方の一つであると考えられる。そこで、本格 的なリサイクルシステム確立前でも導入・実用化が可能で、LWR との技術的ギャップも 小さくした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 富化度や燃焼度も、現在 すでに六ヶ所村で最終試験段階にある再処理施設や建設予定の MOX 燃料製造工場

(J-MOX)の能力から大きく逸脱しない範囲にとどめる。燃料棒の稠密度を RMWR より も下げて、現行 BWR と同程度の燃料棒間隔を維持する。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。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、この二つの原子炉概念を合わせて、革新的 水冷却炉(Innovative Water Reactor for <u>Fl</u>exible Fuel Cycle: FLWR)^{1-3,1-4,1-5}と呼ぶこととし た。そして新たに考案した早期導入が可能な炉心概念は、増殖を行わず高転換比(0.85 程 度)の設計とすることから、高転換型革新的水冷却炉(High Conversion type FLWR: HC-FLWR)^{1-6,1-7}と呼んでいる。

HC-FLWR に関する研究は、代表炉心の設計だけでなく、関連する複数の研究が進められているが、その主な研究として上げられるのが、移行炉心の設計、MA リサイクル炉心の設計、導入効果の検討である。本報告書は、2005 年以降の本中期計画期間中に実施したこれらの研究を1冊に纏めた、HC-FLWR に関する総合的な研究報告書である。

まず、第2章でHC-FLWRの炉心概念を述べた後、第3章でHC-FLWR代表炉心の設計 について記述する。代表炉心の設計は既に行われており、JAEAの研究報告書¹⁻⁷⁾や国際会 議論文¹⁻⁶⁾として発表されているが、その後の研究の進捗により、炉心 MOX 部の高さと MOX 燃料の核分裂性プルトニウム(Puf) 富化度に、それぞれ若干の変更が行われた。ま た設計コードである、MOSRA-SRAC および MOSRA コードも改良や新機能の追加などが 施された。そこで、新しい炉心仕様と最新のツールで設計計算を再度行い、新たな代表炉 心の炉心特性を評価する。

第4章では、HC-FLWRからRMWRへの移行炉心の検討結果について述べる。HC-FLWRからRMWRへの移行の際は、上述のように、燃料交換でHC-FLWR用集合体を取り出し

た際に、新燃料として RMWR 用集合体を装荷してゆき、最終的に、全集合体が RMWR 用に置き換わった時点で、RMWR 炉心となる。移行期の炉心内には、軸方向の燃料構成、 Puf 富化度、燃料棒直径等、特性が異なる HC-FLWR 用と RMWR 用の集合体が混在、隣接 することになる。この際に、特に何の考慮も払わなかった場合には、異なる集合体境界で 大きな出力ピーキングが出現することが予想される。そこで、実際に移行期の炉心設計計 算を行い、どのような主力ピーキングが生じるのか、そのピーキングを抑えるためには、 どのような集合体の配置が適切か、更には、集合体内燃料棒の Puf 富化度分布をどのよう にすればよいか等の検討を行う。

第5章のMAリサイクル炉心の設計では、MAリサイクルの検討、ボイド反応度係数特 性の検討、使用済燃料の崩壊熱の検討を行う。MAリサイクルの検討では、MAを添加す ることにより、燃焼度の低下及びボイド反応度係数の正値側へのシフトが生じるが、Puf 富化度や燃料棒直径、炉心長等を代表炉心の設計値から変更することにより、負のボイド 係数を維持しながら、取出燃焼度を達成できる炉心の設計について述べる。ボイド反応度 係数特性の検討では、厳密摂動論を用いて反応度を反応の種類とエネルギーに分解して、 MAの添加がボイド反応度係数にどのような影響を与えるのか、その炉物理的なメカニズ ムを明らかにする。使用済燃料の崩壊熱の検討では、MAリサイクルを行うことによって、 2年冷却及び4年冷却時における使用済燃料からの崩壊熱を代表炉心のそれと比べてど の程度増加するかを検討する。また、増加に寄与する核種の同定を行う。

第6章では、本研究で得られた炉心設計の結果を踏まえて、より一般的な枠組みで、将 来の軽水炉でのプルトニウム有効利用について考察する。特に、HC-FLWRの属するカテ ゴリでもある高転換軽水炉(HC-LWR)の導入のメリットを明らかにすることを目的とし て、軽水炉でのプルトニウム利用について、その有効利用性ならびに経済性の観点からの 評価を行う。

2. 高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR)の炉心概念

HC-FLWR 炉心は RMWR 炉心と同一の構成となっており、燃料集合体の外形と燃料棒 本数は同一、Y字型制御棒は形状、材質共に共通である。どちらの炉心も 900 体の燃料集 合体と 283 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る。 Y 字型制御棒は、炉心外周部を除いて、燃料集合体 3 体に 1 体の割合で配置される。FLWR は BWR であるので、制御棒は炉心下部より挿入される。Y 字型制御棒の吸収体の上部に は、制御棒引き抜き時でもチャンネルボックス間の冷却材を排除して、中性子の減速度合 いを低く保つ為のフォロワが接続されている。制御棒の三つの翼の吸収体部分は、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、¹⁰Bを 90%まで 濃縮したボロンを用いた B₄C 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。吸収体上部のフォロワ部分は、被覆材形状、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。

HC-FLWR 代表炉心の基本コンセプトは、既に確立された現行軽水炉技術と MOX 燃料 利用技術の範囲内か、できるだけそれに近いレベルの技術で実用化可能とすることにある。 そのために HC-FLWR では、燃料棒の間隔を現行 BWR と同程度の 4mm 弱を確保し、炉心 の平均冷却材ボイド率も 50%以下に抑えている。MOX 燃料の Puf 富化度は、六ヶ所村に 建設予定の J-MOX を念頭に置いて設定した。軸方向の炉心構成は、MOX 領域は1領域で、 軸方向ブランケットは MOX 領域の上下のみに設置することとし、MOX 領域を上下に分 割することになる内部ブランケットは設けない。上下ブランケット設置の主目的は、MOX 領域からの中性子の漏洩を抑えて、Pu インベントリを低減することにある。ボイド反応 度係数を悪化させず、反応度的にも有利となる程度の厚みに抑えている。また MA リサイ クル炉心においては、燃料集合体の内部のみの変更、すなわち燃料棒径や炉心の軸方向構 成、Puf 富化度の変更で、MA 添加による反応度変化やボイド反応度係数の悪化に対応す る。

一方でRMWR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、高稠密格子燃料、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。このため実用化に当たっては、運転経験の蓄積や技術データの取得等 が必要となるが、HC-FLWR はこの役割を果たすこともできる。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 炉でも最近開始された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 と RMWR の燃料集合体形状と制御棒は互換性を有するため、 運転開始時には HC-FLWR としてスタートし、順次集合体を HC-FLWR 用から RMWR 用 に変更することで、RMWR 炉心への移行が可能となる。HC-FLWR は、RMWR に先行し て実用化でき、RMWR 実用化に必要となるの先行導入炉としての重要な役割を担う。



Fig. 2.1 Horizontal core arrangement.

3. 代表炉心の設計

HC-FLWRの代表炉心は、現在原子力機構で開発中のモジュラー型炉心解析コードシス テム MOSRA (Modular Code System for Reactor Analyses)³⁻¹⁾および MOSRA-SRAC (MSRAC) ³⁻¹⁾コードを用いて概念設計が行われ、その結果は、研究報告書¹⁻⁷⁾や国際会議論文¹⁻⁶⁾とし て発表されているが、その後の設計研究の進捗により、若干の仕様変更が行われた。また 計算コードも開発が進められ、改良や機能追加が行われた。そこで、第3章では、新しい 炉心仕様に基づき、最新版の計算コードを用いて代表炉心の再設計計算を行い、その手法、 結果について記載する。

3.1 代表炉心設計に使用した計算コードと中性子断面積ライブラリ

今回の代表炉心設計計算で主として用いたのは、格子計算には 2007 年版の MOSRA-SRAC (MSRAC2K7) コード、核熱結合炉心燃焼計算には MOSRA コードの軽水 炉用核熱結合モジュールパッケージ (MOSRA-LWR) を用いた。いずれも現在も原子力機 構で開発が続けられている。

MSRAC2K7 は、衝突確率法に基づく格子計算コードで、SRAC コード³⁻²⁾の PIJ モジュ ールをベースに開発された。SRAC-PIJ や HC-FLWR の過去の設計解析に用いられた旧版 の MSRAC は、詳細エネルギー群数が 107 群、上限エネルギーが 10MeV であったが、 MSRAC2K7 では、詳細エネルギー群数が 200 群に拡張され、また上限エネルギーも 20MeV へと引き上げられた。

MOSRA-LWR では、従来の MOSRA では未実装であった、燃料組成の補正およびそれ に伴う燃料のマクロ断面積補正機能が追加された。これは、短寿命の核分裂生成物(FP) 核種である Xe-135 や Sm-149 組成を、炉心各位置での中性子束レベルに対応した平衡濃度 に補正を行うことを第一の目的として追加された機能であり、平衡濃度補正以外にも、ゼ ロ濃度補正機能、任意核種の数密度置換機能等を含む。

中性子断面積ライブラリには、JENDL-3.3³⁻³⁾をもとに作成された SRAC2K7 用ライブラ リを使用した。

3.2 核計算用マクロ断面積の作成

3.2.1 燃料集合体

衝突確率法に基づく格子計算コード・MSRAC2K7 を用いて、炉心核計算を行うために 必要な少数群マクロ断面積を作成した。Fig. 3.1 に、HC-FLWR の集合体格子図を、Table 3.1 に集合体と制御棒の主な仕様を、Table 3.2 に MOX 燃料の Pu 組成を示す。このように、 六角形状の集合体3体に挟まれる形で Y 字型制御棒が配置されている。制御棒が炉心か ら引き抜かれた際には、Y 字型制御棒部分は吸収体ではなく、グラファイト製のフォロワ となる。このような複雑な形状を MSRAC2K7 では直接計算することができないので、Fig. 3.2 に示した格子計算モデルにモデル化を行う。このモデル化では、Y 字型フォロワのグ ラファイトとステンレス鋼の被覆材を、チャンネルボックス外周部の水と均質化し、それ を集合体周囲に巻き付けて、60 度反射対称の六角形状モデルとしている。メッシュ分割 は、チャンネルボックス内側の冷却材領域は燃料棒並びの中心線で9分割、燃料棒はペレ ット3分割、被覆管1分割となっている。

Table 3.1 Brief specifications of fuel assembly and control rod						
Fuel Assembly						
Surface to surface distance (Outer)	22.76 cm					
Channel box wall thickness	0.2 cm					
Channel box material	Zry-4					
Fuel Rod						
Number	217					
Pitch	1.5 cm					
Diameter	1.12 cm					
Cladding thickness	0.071 cm					
Cladding material Zry-2						
MOX Fuel Pellet						
Material	PuO ₂ -UO ₂					
Diameter	0.96 cm					
Pu-fissile enrichment	10.75 wt%					
Density	10.50 g/cm^3					
Y- Shaped Control Rod						
Blade number	3					
Blade span	13.08 cm					
Blade thickness	1.44 cm					
Blade sheath material	Stainless steel					
Follower meet material	Graphite					

Table 3.2	Plutonium isotope composition
Isotope	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



Fig. 3.1 Fuel assembly and control rod arrangement.



Fig. 3.2 Assembly cell burnup calculation model.

なお、このモデル化は、連続エネルギーモンテカルロコード MVP³⁻⁴⁾を用いて集合体と 制御棒フォロワの形状を Fig.3.1 のまま近似無しに取り扱った場合の無限増倍率と比較す ることにより、その妥当性が確認されている^{1-6,1-7)}。

このモデルを用いて、MSRAC2K7 により格子燃焼計算を行った。MOSRA-LWR では、 核熱結合計算を行うため、炉心内の計算点毎にその場の炉心状態に対応したマクロ断面積 が必要となる。MOSRA-LWR で考慮できる炉心状態は、履歴冷却材密度、瞬時冷却材密 度、燃焼度、燃料温度等々である。MOSRA-LWR では、これらの炉心状態の変化に対応 したマクロ断面積を内挿、外挿、または多項式フィッティングすることにより作成する。 格子燃焼計算においては、この内挿等の処理を行うために必要な、断面積テーブルを作成 しなければならない。

まず、履歴冷却材密度についてであるが、三つのボイド率(V1、V2、V3)で格子燃焼 計算を行う。ここでは、この計算をベースケースと呼ぶことにする。これにより履歴冷却 材密度に関する処理が可能となる。

次に、瞬時冷却材密度についてであるが、例えば、履歴ボイド率 V1 のベースケースで 得られた各燃焼点での燃料組成を用いて、冷却材密度のみをボイド率 V2 に変えた計算、 V3 に変えた計算を行う。これにより、履歴ボイド率 V1 で、瞬時ボイド率が V2 や V3 に なった場合の変化率が得られる。(ここでは、これをブランチング計算と呼ぶ。)同様の計 算を、履歴ボイド率 V2、V3 それぞれについて行う。(全部で9 ケースの計算を行うこと になる。)今回計算を行ったボイド点を Table 3.3 に示す。

燃料温度については各ボイド率でのベースケースから、燃料温度のみを変化させた計算 を1ケースずつ行うが、今回の設計では、燃料温度変化、つまりドップラ効果については、 その影響は少ないと判断して考慮しなかった。

格子燃焼計算のエネルギー群数は200群で、得られた200群の均質化実効断面積は、格子平均の中性スペクトルを重みとして、エネルギー9群に縮約した。エネルギー群構造を Table 3.4 に示す。

MOSRA-LWR では、Xe-135 や Sm-149 の平衡濃度補正等が可能であるが、これを行うためには、当該核種のミクロ断面積が必要となる。そこで、計算にあたっては、必要な核種の少数群ミクロ断面積を書き出すオプションを有効にした。

	MOX	Blanket
V1	75	75
V2	45	40
V3	10	0

Table 3.3 Coolant void fraction for macroscopic cross section generation (%)

200 Group	9 Group	Energy range (eV)		200 Group	9 Group	Energy range (eV)	
	Group	2 00000E±07	1 72225E±07	 51	Group	2 42067E±04	2 18279E±04
1 2		2.00000E+07	1./3323E+U/ 1./0182E±07	52		3.4300/E⊤04 2.18270E±04	J.102/0E±04 2 84082E±04
2 2		1./3323ETU/ 1.40182E±07	1. 4 7102E+U/ 1.28402E±07	52 52		3.102/0ETU4	2.04702ETU4
Э 4		1.49102E+U/	1.30403E+0/	55 51		2.04902E+04	2.70001E+04
4		1.38403E+0/	1.10183E+U/	54		2.70001E+04	2.00384E+04
5		1.16183E+07	1.00000E+0/	55 56		2.60584E+04	2.4/8/5E+04
6		1.00000E+07	8.18/31E+06	56	2	2.4/8/5E+04	2.41/55E+04
/		8.18/31E+06	6./0320E+06	5/	3	2.41/55E+04	2.35/86E+04
8		6.70320E+06	6.06531E+06	58		2.35786E+04	2.18749E+04
9		6.06531E+06	5.48812E+06	59		2.18749E+04	1.93045E+04
10	1	5.48812E+06	4.49329E+06	60		1.93045E+04	1.50344E+04
11	-	4.49329E+06	3.67879E+06	61		1.50344E+04	1.17088E+04
12		3.67879E+06	3.01194E+06	62		1.17088E+04	1.05946E+04
13		3.01194E+06	2.46597E+06	63		1.05946E+04	9.11882E+03
14		2.46597E+06	2.23130E+06	64		9.11882E+03	7.10174E+03
15		2.23130E+06	2.01896E+06	65		7.10174E+03	5.53084E+03
16		2.01896E+06	1.65299E+06	66		5.53084E+03	4.30743E+03
17		1.65299E+06	1.35335E+06	67		4.30743E+03	3.70744E+03
18		1.35335E+06	1.22456E+06	68		3.70744E+03	3.35463E+03
19		1.22456E+06	1.10803E+06	69		3.35463E+03	3.03539E+03
20		1.10803E+06	1.00259E+06	70		3.03539E+03	2.74654E+03
21		1.00259E+06	9.07180E+05	71		2.74654E+03	2.61259E+03
22		9.07180E+05	8.20850E+05	72		2.61259E+03	2.48517E+03
23		8.20850E+05	7.06512E+05	73		2.48517E+03	2.24867E+03
24		7.06512E+05	6.08101E+05	74		2.24867E+03	2.03468E+03
25		6.08101E+05	5.50232E+05	75		2.03468E+03	1.58461E+03
26		5 50232E+05	4 97871E+05	76		1 58461E+03	1 43382E+03
27		4 97871E+05	4 50492E+05	77	4	1 43382E+03	1 23410E+03
28		4 50492E+05	4 07622E+05	78		1 23410E+03	1 01039E+03
29		4 07622E+05	3 50844E+05	79		1.01039E+03	9 14242E+02
30	2	3 50844E+05	3.01974E+05	80		9.14242E+02	7.48518E+02
31	2	3.01974E+05	2 94518E+05	81		7 48518E+02	6 77287E+02
32		2 94518E+05	2.94316E+05	82		6 77287E+02	5.54516E+02
32		2.94316E+05	2.87240E+05	83		5.54516E+02	4 53999E+02
34		2.37240E+05 2.73237E+05	2.75257E+05	84		1 53000E+02	4.55777E+02
35		2.73237E+05	2.47255E+05	85		4.55777E+02	3.04325E+02
35		2.47235E+05 2.12707E+05	2.12/9/E+05 1 83156E+05	86		3.71705E+02	3.04323E+02 2 40160E±02
27		2.12/9/E+05	1.0010E+05	80 97		3.04323E+02	2.49100E+02
20		1.65150E+05	1.49950E+05	0/		2.49100E+02	2.03993E+02 1.67017E+02
20 20		1.49930E+03	$1.22775E\pm05$ 1.11000E+05	00 80		2.03993E+02	1.0/01/E+02 1.49972E+02
39		1.22//3E+03	1.11090E+03	09		1.0/01/E+02	1.466/3E+02
40		1.11090E+05	9.80365E+04	90		1.488/3E+02	1.36/42E+02
41		9.80365E+04	8.65170E+04	91		1.36/42E+02	1.11955E+02
42		8.65170E+04	8.25035E+04	92		1.11955E+02	9.16609E+01
43		8.25035E+04	7.94987E+04	93		9.16609E+01	7.57998E+01
44		7.94987E+04	7.19981E+04	94		7.57998E+01	6.79040E+01
45	3	7.19981E+04	6.73795E+04	95	5	6.79040E+01	5.55951E+01
46		6.73795E+04	5.65622E+04	96	~	5.55951E+01	5.15780E+01
47		5.65622E+04	5.24752E+04	97		5.15780E+01	4.83321E+01
48		5.24752E+04	4.63092E+04	98		4.83321E+01	4.55174E+01
49		4.63092E+04	4.08677E+04	99		4.55174E+01	4.01690E+01
50		4.08677E+04	3.43067E+04	100		4.01690E+01	3.72665E+01

Table 3.4 Neutron energy group structure (1/2)

200 Group	9 Group	Energy range (eV)			200 Group	9 Group	Energy range (eV)	
101	Group	3.72665E+01	3.37202E+01		151	Group	9.98097E-01	9.88166E-01
102		3.37202E+01	3.05113E+01		152		9.88166E-01	9.73454E-01
103		3.05113E+01	2.76077E+01		153		9.73454E-01	9.49420E-01
104		2 76077E+01	2.49805E+01		154		9 49420E-01	9 30620E-01
105		2.49805E+01	2.26033E+01		155		9 30620E-01	9.12192E-01
105		2.19003E+01	1 94548E+01		155		9.12192E-01	8.63377E-01
100		1 94548F+01	1.59283E+01		150	7	8 63377E-01	8.54786F-01
107		1.59283E+01	1.37096E+01		157		8.54786F-01	7.93022E-01
100		1.37096E+01	1.37050E+01 1.12245E+01		150		7.93022E_01	7.93022E 01 7.81215E-01
110	5	1.37050E+01 1.12245E+01	9 90555E+00		160		7.93022E 01 7.81215E-01	7.01213E 01 7.06873E-01
111		9 90555E+00	9.18981E+00		161		7.01213E 01 7.06873E-01	6 30083E-01
112		9.18981E+00	8 31529E+00		162		6 30083E-01	5.42317E-01
112		9.10901E+00 8.21520E±00	7 52308E±00		162		5.42317E 01	5.00622E.01
113		8.51529E+00	7.32398E+00		164		5.42317E-01	J.00022E-01
114		7.32398E+00	0.10012E+00 5 25525E+00		164		J.00022E-01	4.83820E-01
115		0.10012E+00 5 25525E+00	5.04249E+00		165		4.83820E-01	4.33049E-01
110		5.04248E+00	3.04348E±00		100		4.33049E-01	4.13994E-01
11/		5.04348E+00	4.12925E+00		10/		4.13994E-01	3.99755E-01
118		4.12925E+00	4.00/21E+00	ł	168		3.99/55E-01	3.89885E-01
119		4.00/21E+00	3.380/4E+00		169		3.89885E-01	3.49272E-01
120		3.380/4E+00	3.29/2/E+00		170		3.492/2E-01	3.19211E-01
121		3.29/2/E+00	2.76792E+00		171	0	3.19211E-01	3.14458E-01
122		2.76792E+00	2.72671E+00		172	8	3.14458E-01	3.00621E-01
123		2.72671E+00	2.60673E+00		173		3.00621E-01	2.80297E-01
124		2.60673E+00	2.55511E+00		174		2.80297E-01	2.48601E-01
125		2.55511E+00	2.37049E+00		175		2.48601E-01	2.20490E-01
126		2.37049E+00	2.13421E+00		176		2.20490E-01	1.89777E-01
127	6	2.13421E+00	2.10243E+00		177		1.89777E-01	1.80522E-01
128	Ũ	2.10243E+00	2.02000E+00		178		1.80522E-01	1.60108E-01
129		2.02000E+00	1.93111E+00		179		1.60108E-01	1.52300E-01
130		1.93111E+00	1.84614E+00		180		1.52300E-01	1.40000E-01
131		1.84614E+00	1.76490E+00		181		1.40000E-01	1.34000E-01
132		1.76490E+00	1.67883E+00		182		1.34000E-01	1.15000E-01
133		1.67883E+00	1.59695E+00		183		1.15000E-01	1.00001E-01
134		1.59695E+00	1.50395E+00		184		1.00001E-01	9.50000E-02
135		1.50395E+00	1.48156E+00		185		9.50000E-02	8.00000E-02
136		1.48156E+00	1.44498E+00		186		8.00000E-02	7.70000E-02
137		1.44498E+00	1.37451E+00		187		7.70000E-02	6.70000E-02
138		1.37451E+00	1.34057E+00		188		6.70000E-02	5.80000E-02
139		1.34057E+00	1.30095E+00		189		5.80000E-02	5.00000E-02
140		1.30095E+00	1.23750E+00		190		5.00000E-02	4.20000E-02
141		1.23750E+00	1.17128E+00		191	9	4.20000E-02	3.50000E-02
142		1.17128E+00	1.15384E+00		192		3.50000E-02	3.00000E-02
143	7	1.15384E+00	1.12535E+00		193		3.00000E-02	2.50000E-02
144	/	1.12535E+00	1.10860E+00		194		2.50000E-02	2.00000E-02
145		1.10860E+00	1.09757E+00		195		2.00000E-02	1.50000E-02
146		1.09757E+00	1.07047E+00		196		1.50000E-02	1.00000E-02
147		1.07047E+00	1.04404E+00		197		1.00000E-02	6.90000E-03
148		1.04404E+00	1.03365E+00		198		6.90000E-03	5.00000E-03
149		1.03365E+00	1.01826E+00		199		5.00000E-03	3.00000E-03
150		1.01826E+00	9.98097E-01		200		3.00000E-03	1.00001E-05

Table 3.4 Neutron energy group structure (2/2)

3.2.2 反射体

軸方向および径方向反射体は、構造材や軽水の均質混合物質として取り扱う。軸方向の 炉心上下反射体については、軸方向1次元平板体系でMSRAC2K7により多数群炉心計算 を行い、それぞれの反射体領域の中性子スペクトルを重みとして少数群に縮約する。なお、 炉心上部の反射体は、運転状態の変化により、冷却材ボイド率が変化する。このため、上 部については、3種類のボイド率でマクロ断面積を作成し、炉心核熱結合計算の際に、内 挿等により適切なボイド率の断面積を得られるようにする。

径方向反射体については、径方向1次元無限円柱体系で多数群炉心計算を行い、反射体 領域の中性子スペクトルで、少数群に縮約する。径方向反射体の冷却材は、飽和水とした。

3.3 核熱結合炉心燃焼計算

3. 3. 1 MOSRA-LWR による核熱結合計算

MOSRA-LWR は、核計算、熱水力計算、フィードバック断面積供給、燃料温度計算を 行う各モジュール (module) と、計算全体の制御、燃焼計算、原子数密度補正等を行うフ レーム (Frame) で構成される。Fig. 3.3 に MOSRA-LWR の構成図と主な情報の流れを示 す。核熱結合計算は、下記の流れで行われる。

- 1) 炉心初期条件(燃焼度、履歴冷却材密度、瞬時冷却材密度、燃料温度等)が Frame より Macron に渡り、条件に対応するマクロ断面積を作成し、Citation に渡す。
- 2)供給されたマクロ断面積を用いて Citation が炉心核計算を行い、出力分布を Hydro と Fondu に渡す。
- 3) Hydro では、供給された出力分布を用いて熱水力計算を行い、瞬時冷却材密度分布 を求め、これを Macron に渡す。
- 4) Fondu にて、供給された出力分布から、燃料温度分布を計算し、これを Macron に 渡す。
- 5) Macron にて、Hydro と Fondu 供給された瞬時密度分布、燃料温度分布に対応したマ クロ断面積を作成し、これを Citation に渡す。
- 6)新しく供給されたマクロ断面積を用いて、Citation が再度核計算を行い、出力分布 を求める。
- 7) Frame が、2) と6) で得られた実効増倍率と出力分布の両方が収束判定条件を満たすかどうか判断し、核熱結合計算を継続または終了させる。



Fig. 3.3 Structure of MOSRA-LWR and information flow.

3. 3. 2 代表炉心 MOX 部高さの変更

HC-FLWR 代表炉心の MOSRA-LWR による再計算にあたっては、まず炉心部 MOX 長に 変更を加えた。変更前の軸方向構成は、下から下部ブランケット部 5.0cm、MOX 部 85.0cm、 上部ブランケット部 5.0cm であった。この MOX 長を 0.5cm 伸ばして、85.5cm とした。こ の 85.5cm は、RMWR 炉心の炉心部高さ(上部 MOX 上端から下部 MOX 下端までの長さ) である。HC-FLWR から RMWR への移行炉心では、HC-FLWR 用の高転換(HC)型集合 体と RMWR 用の増殖 (BR) 型集合体の、二種類の燃料集合体が炉心内に混在、隣接する。 この時、中性子スペクトルの異なる HC 型集合体ブランケット領域と BR 型集合体 MOX 領域が接すると、BR 型集合体の MOX 領域に出力ピーキングを生じる可能性が指摘され たため、このような可能性をなるべく排除する観点から、より設計の自由度が大きい HC-FLWR 炉心の MOX 部高さを変更した。この MOX 長の相対的な変化量は、約 0.6%で あり、この変更が燃焼度や Puf 残存比、ボイド反応度係数等の主要な炉心特性に与える影 響は無視できる程度と予想された。

3.3.3 計算手法

(1) 核計算

炉心核計算は、Citation モジュールが行う。Triangular-Z の三次元体系で、エネルギー9 群の拡散計算を行う。Fig. 3.4 に軸方向の、Fig. 3.5 に水平方向の計算体系図を示す。集合 体の水平方向メッシュ分割数は6 である。



Fig. 3.4 Vertical direction nuclear and thermal-hydraulic calculation model.



Fig. 3.5 Horizontal nuclear calculation model.

(2) 熱水力計算

熱水力計算は、Hydro モジュールが担当する。熱水力チャンネルの設定は、燃料集合体 毎とした。Fig. 3.5 に示される 1/6 反射対称体系での計算で、境界で半分に分割される集合 体にも一つのチャンネルを割り当てる。このため、総熱水力チャンネル数は、全炉心集合 体数 900 体の 1/6 よりも多い 159 チャンネルとなる。軸方向のノード分割は Fig. 3.4 に示 されている。

炉心全体の冷却材流量は、10,000kg/s、炉心入口温度は550Kである。これは、別途行った熱流動解析³⁻⁵⁾で、過渡時にも十分に炉心が冷却されるように設定された値である。各 チャンネルの冷却材流量配分は、全てのチャンネル出口での圧力が等しくなるように、自 動調整される。炉心最外周の集合体位置は、もともと相対出力が低くなることに加えて、 後述の"(3)燃焼計算"で示すように、最も燃焼の進んだ集合体が装荷されるため、最 外周集合体の出力は、他の内側の集合体に比べてかなり小さくなり、冷却材がより流れや すくなる。その結果、最外周集合体の平均冷却材ボイド率が炉心平均ボイド率に比べて大 幅に低下してしまう。これを防ぐために、熱水力チャンネルの下部(下部反射体や下部タ イプレート部分)には、集合体入口オリフィスやタイプレート流路の設定を行い、炉心最 外周の集合体については、他の集合体に比べて大きな圧力損失係数を設定して、冷却材流 量を絞っている。

クオリティ-ボイド率の相関式は、Dix モデルを使用した。また、摩擦損失計算における 二相増倍係数には、Martinelli-Nelson モデルを用いた。

(3) 燃焼計算

炉心燃焼計算は、炉心熱出力 3926MW、サイクル長 12ヵ月、燃料交換バッチ数 4.55の 条件で行った。燃料装荷パターンを Fig. 3.6に示す。最も燃焼している第5サイクル燃料 を炉心の最外周に、その内側に第1サイクル燃料と第4サイクル燃料を交互に配置し、更 にその内側に第2サイクル燃料と第3サイクル燃料を配置している。また、ある燃焼サイ クルが終了し、次のサイクル用の位置に燃料を移動する際に、そのサイクル位置の集団の 中で炉心外側に位置する燃料は、次のサイクル用の位置の中でも、炉心の外側に近い場所 に移動させる。同様に、炉心の中心に近い位置にあった燃料は、次のサイクルでも炉心中 央に近い位置に移動させる。この燃料移動パターンは、過去の代表炉心設計研究で、炉心 出力分布や、反応度、ボイド反応度係数に対する影響を総合的に考えて設定されたもので ある。

燃焼計算における計算点は、1 サイクルを二分割して、サイクル初期、中期、末期の 3 点とし、1 1 サイクル燃焼させた。最終の第1 1 サイクルを平衡炉心と見なして、そのサ イクル初期、中期、末期をそれぞれ BOC、MOC、EOCとする。なお、炉心燃焼計算は全 て全制御棒上限として行ったため、燃焼のオプションとしては、Haling 法 ³⁻⁶⁾を用いた。 また、ボイド反応度係数は、EOC にて冷却材流量を定格値からその 90%に低下させた時 の反応度と炉心平均ボイド率の変化から求めた。100%ボイド反応度係数は、炉心内を全 て飽和蒸気雰囲気とした場合の反応度変化から求めた。



Fig. 3.6 Fuel loading pattern.

(4) Xe-135 および Sm-149 平衡濃度補正の適用

MOSRA-LWR で新たに実装されたのが、短寿命 FP 核種である Xe-135 と Sm-149 の濃度 補正機能である。燃料中の両核種の濃度は、中性子束レベルにより変動する。一方で、格 子燃焼計算においては、一定の熱出力レベルで燃焼解析を行うため、その熱出力に対応し た中性子束レベルにおける Xe-135 および Sm-149 の濃度となり、その濃度での燃料のマク ロ断面積が作成される。このマクロ断面積を用いて有限体系で炉心計算を行う場合、中性 子束は炉心内で分布を持つため、格子燃焼計算時と異なった中性子束レベルの場所では、 実際とは異なった Xe-135 と Sm-149 の濃度で計算を行うことになる。この炉心計算時と格 子計算時の濃度のずれを補正することは、両核種が熱領域に大きな吸収断面積を持つため に、特に熱中性子炉においては重要となる。

RMWRにおいては、炉心中性子スペクトルが高速炉に近く、これらの FP 核種の濃度変 化の影響はほとんど無いものと考えられていた。一方で HC-FLWR の炉心スペクトルは、 熱外領域や熱領域にも比較的多めの成分を持つため、両核種の濃度変化の影響が炉心設計 に幾分かは影響を与えることも考えられたため、MOSRA-LWR に燃料組成補正機能を実 装し、この影響を確認した。

3.3.4 計算結果

核熱結合炉心燃焼計算の結果を Table 3.5 に示す。Case1 は、これまで代表炉心としていたものであり、MOX 長 85cm で、旧バージョンの MOSRA を用いて計算が行われた。MOX 燃料の Puf 富化度は 11%である。これに対して、計算コードに MOSRA-LWR を用い、MOX 長を 85.5cm としたのが Case2 である。Case2 では、100%ボイド反応度係数が若干正側に移行するが、その他の計算結果には両ケース間で大きな差は見られず、計算コードの更新と、MOX 長の 0.5cm の延長は、炉心特性の計算結果にほ大きな影響を与えていないことが確認された。

次に、Case2 に対して、Xe-135 濃度を平衡濃度に補正したのが Case3、Xe-135 と Sm-149 の両方を平衡濃度に補正したものが Case4 である。Xe-135 のみの補正では、EOC での実 効増倍率にはほとんど変化が無く、反応度にはほとんど影響を及ぼさなかった。一方でボ イド反応度係数は、幾分か正側に移行したが、負の値を維持している。

これに対して、Xe-135とSm-149の両核種について平衡濃度補正を施した場合には、EOC における実効増倍率は、Case3に対して 0.005増加し、Case2 からも 0.004増加した。Sm-149 は、1keV から 100keV のエネルギー範囲で Xe-135の数倍の吸収断面積を有している。このため、中速エネルギースペクトルを有する HC-FLWR では、Sm-149の濃度が炉心特性に影響を与えることが確認された。また Sm-149の補正によりボイド反応度係数はより大きな負の値となった。

このように、Sm-149の濃度補正を行うことにより、反応度に余裕が生じることが分かったため、その余裕分だけ、Puインベントリを少なくすることを考えた。最終的に EOC の余剰反応度がゼロになる Puf 富化度として、10.75%という値が得られ、この場合の計算結果が Case5 である。この Case5 の炉心を新たな HC-FLWR の代表炉心とした。Case1 と Case5 の新旧の代表炉心の比較で、炉心特性値にほとんど違いは見られないが、ボイド反応度係数のみ、旧炉心に対して絶対値が 4 倍程度となり、より大きな負の値となっている。

今回の再計算で得られた新しい代表炉心の核特性のうち、Table 3.5 に記載しなかった、 MOCの炉心平均軸方向冷却材ボイド率分布を Fig. 3.7 に、炉心平均燃料棒線出力密度の軸 方向分布を Fig. 3.8 に、径方向の出力ピーキング分布を Fig. 3.9~3.11 に示す。Fig. 3.8 のボ イド率分布は、炉心入り口から滑らかに増加し、炉心出口では約 70%になる。Fig. 3.8~3.11 は、いずれも出力に関連した分布である。炉心燃焼計算は Haling 法を用いて、サイクル を二分割して行った。Haling 法では、その期間中の出力分布は一定であるので、今回の計 算では、サイクル前半の Haling 出力分布とサイクル後半の Haling 出力分布が求められた。 それぞれの出力分布に基づく値を、図中ではそれぞれ、"BOC to MOC"、"MOC to EOC" と表記した。Fig. 3.8 の軸方向線出力は、サイクル前半と後半で、ほぼ等しい分布となっ ているが、若干後半の分布が炉心上側にシフトしている。また、MOX 部とブランケット 部の境界、ブランケット部と上下反射体との境界において出力のピークが生じているが、 それらのピーク値は MOX 部の最大出力を下回り、問題とはならない。Fig. 3.9~3.11 は、 径方向の出力ピーキング係数で、いずれも炉心外周部から中心への分布で、Fig. 3.9 が計 算体系の中心線上の分布、Fig. 3.10 が、計算体系上側の反射境界線上の分布、Fig. 3.11 が 計算体系下側の反射境界線上の分布である。いずれの分布も、炉心の中央領域では比較的 平坦な分布となっており、炉心中央と最外周の中間あたりから外周に向かうにつれて出力 が低下していく。サイクル前半と後半では、後半がやや炉心外周部の出力が増加するが、 大きな違いはない。径方向ピーキングの最大値は 1.3 程度に抑えられている。

Case number	1	2	3	4	5
Calculation code	MOSRA old version	MOSRA -LWR	MOSRA -LWR	MOSRA -LWR	MOSRA -LWR
MOX height (cm)	85	85.5	85.5	85.5	85.5
Blanket height (upper/lower, cm)	5 / 5	5 / 5	5 / 5	5 / 5	5 / 5
MOX region Puf enrichment (%)	11	11	11	11	10.75
Cycle length (day)	365	365	365	365	365
Refueling batch number	4.55	4.55	4.55	4.55	4.55
Coolant inlet temperature (K)	550	550	550	550	550
Coolant flow rate (kg/s)	10000	10000	10000	10000	10000
Burnup method	Haling	Haling	Haling	Haling	Haling
Xe-135 equillibrium density correction	No	No	Yes	Yes	Yes
Sm-149 equillibrium density correction	No	No	No	Yes	Yes
keff at EOC	1.001	1.002	1.001	1.006	1.000
Discharge burnup (GWd/t)	52.4	52.1	52.1	52.1	52.1
MOX region discharge burnup (GWd/t)	55.6	55.4	55.4	55.3	55.3
Puf conversion ratio	0.84	0.84	0.84	0.83	0.84
Core average coolant void fraction at EOC (%)	44.6	44.7	44.8	44.8	44.9
Void reactivity coefficient at EOC (+k/k/%void)	-5.7E-05	-4.6E-05	-5.0E-06	-1.5E-04	-2.3E-04
100%void reactivity coefficient at EOC (+k/k/%void)	-3.4E-04	-1.2E-04	-9.3E-05	-1.8E-04	-2.6E-04

Table 3.5 Results of core burnup calculation



Fig. 3.7 Vertical distribution of core average coolant void fraction at MOC.



Fig. 3.8 Vertical distribution of core average fuel rod linear power density. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".



Fig. 3.9 Radial power peaking factor along the horizontal arrow. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".



Fig. 3.10 Radial power peaking factor along the arrow at the upper boundary. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".



Fig. 3.11 Radial power peaking factor along the arrow at the lower boundary. Profile of the first half of the cycle is "BOC to MOC" and of the second half is "MOC to EOC".

4. 高転換型炉心から増殖型炉心への移行炉心解析

第1章で説明されたように、高転換型のHC-FLWRは、燃料増殖は目指さないものの現 行軽水炉との技術的な連続性を重視する早期導入可能なFLWR炉心である。MOX燃料の 再処理とリサイクル技術確立後には、燃料増殖とプルトニウム多重リサイクルを目指す RMWR炉心へ移行する二段階の炉心概念がFLWRを特徴付けるポイントの一つとなって いる。高転換(HC)-増殖(BR)炉心間の移行は、同じ原子炉システムにおいて外形外寸が同 一の燃料集合体の交換のみによって実現するため、将来の燃料サイクルの状況や戦略に対 応できる柔軟性が期待できる。

この炉心移行方式により、HC-FLWRからRMWRへのFLWR炉心移行期には、2種類の 燃料集合体が同じ炉心内に混在することになる。HC型燃料集合体とBR型燃料集合体は、 Fig. 4.1 に示すように集合体の形状、寸法、燃料棒本数は同一であるが、BR集合体の方が 太径の燃料棒を用いるため燃料格子はより稠密となり、MOX燃料のPu富化度も高い。ま た、Fig. 4.2 に見られるように、集合体高さ方向のMOX領域とブランケット領域の配置も、 上下ブランケット領域にはさまれた一つのMOX領域のみのHC集合体と、二つのMOX 領域があり上下ブランケットに加え内部ブランケット領域も設けられたBR集合体という 違いがある。

このような、燃料格子の稠密度や富化度の違いにより中性子スペクトルが異なる2種類 の集合体が隣接して配置される体系では、二つの型の集合体の境界部に出力ピーキングが 生じることが予想される。また、炉心全体での集合体配置に関しても、同一型の燃料集合 体のみの場合と比べて、独自の集合体装荷、交換パターンにより出力分布平坦化などを実 現することが必要になると考えられる。

この章では、特に出力分布とその平坦化に着目して実施した HC型と BR型燃料集合体が 混在する体系の核特性の検討結果⁴¹⁾とその後の追加検討をまとめる。これらの検討では まず、HC および BR 型両集合体からなる 4/3 集合体分の 3 次元小体系モデルに対して、ど の場所でどのような出力ピーキングが生じるかの検討を実施した。出力ピーキングの予想 される箇所に対してはさらに、燃料棒ごとの出力分布も集合体計算により評価し、集合体 内の局所出力分布を平坦化する方策を探った。一方、異なる型の燃料集合体が混在する炉 心全体に関しても、燃料集合体の装荷、交換を模擬した3次元全炉心燃焼計算を、出力分 布のほか燃焼サイクル期間、ボイド反応度係数にも着目しつつ実施し、これらの炉心特性 が、高転換型炉心から増殖型炉心へスムーズに炉心間の移行が可能であるかどうかの確認 を行なった。



Fig. 4.1 Assembly specification changes from HC-FLWR to RMWR.



Fig. 4.2 Difference in core axial regions arrangement between HC-FLWR and RMWR.

4.1 集合体内の局所的な出力分布

4.1.1 高転換型および増殖型燃料集合体からなる3次元小体系計算

HC型集合体1体とBR型集合体1/3体、あるいはBR型集合体1体とHC型集合体1/3体からなる、4/3集合体小体系内の出力分布を検討した。MOX領域Puf富化度は、HC集合体では11wt.%、BR集合体は18wt.%である。ここで検討した体系モデルでは、1体の燃料集合体をFig.4.3に示すように水平方向に54のメッシュに分割した。本検討では、この図に示すそれぞれの型の集合体の中心メッシュ(aおよびd)とコーナーメッシュ(bおよびc)における、集合体高さ方向の出力分布を評価した。中心メッシュとコーナーメッシュの出力比が、集合体内の出力ピーキングの指標となる。また、集合体高さ方向の出力分布を検討するという観点から水平方向メッシュ間隔(X方向に2.25cm)と同程度になるように2.5cmに設定し、この2.5cmメッシュ幅を集合体下端から上端まで、また HCおよびBR集合体で共通して用いた。そのため、集合体高さ方向のMOX領域およびブランケット領域の配置は、実際のFLWR炉心設計とは若干異なる(Fig.4.4)。このように実際の設計と異なる体系モデルでも、HC-BR集合体混在体系の出力分布の特徴、出力ピーキング出現の傾向は把握できると考えられる。



Fig. 4.3 Horizontal geometry model of 1 HC + 1/3 BR assemblies local system.



Fig. 4.4 Axial geometry model of 1 HC + 1/3 BR assemblies local system.

このような3次元体系モデルの出力分布を、MOSRAコードシステムとJENDL-3.3 核デ ータに基づく断面積ライブラリを使用した核熱結合計算により評価した。この4/3 集合体 体系の熱出力は、900 集合体からなる FLWR 全炉心の熱出力3,926MWより、5.816MW に 設定した。また冷却材流量は、この検討を実施した時点での HC-FLWR 炉心および RMWR 炉心設計における全炉心流量、それぞれ 10,000kg/s および 6,500kg/s を集合体数に比例さ せて配分し、HC 集合体 1 体+BR 集合体 1/3 体の体系では 13.52kg/s、BR 集合体 1 体+HC 集合体 1/3 体の体系では 10.93kg/s とした。冷却材の入口温度も HC-FLWR と RMWR の設 計では 550K および 556K と異なるが、ここでは 550K を用いた。その他熱水力条件は、高 転換型炉心の熱水力設計⁴⁻²において検討された、同じ自然循環冷却炉容器内で流動抵抗 の異なる HC-FLWR 炉心から RMWR 炉心へ移行可能とすることができる条件を参考に設 定した。

異なる2種類の燃料集合体の境界部に生じる出力ピーキングは、両者の中性子スペクトルが最も異なる場合に生じやすいと予想し、まず、ブランケット部にプルトニウム生成がなく中性子スペクトルが最も軟らかい燃焼初期の状態を考えた。一方 MOX 部は、燃焼初期状態ではプルトニウムの燃焼にともなう減少や MA と FP の蓄積がないため、スペクトルの軟らかい領域が隣接する場合に生じる出力ピーキングが大きくなりやすいと考えられる。

Fig. 4.5 には、HC 集合体 1 体+BR 集合体 1/3 体からなる体系の集合体高さ方向の出力分 布を、それぞれの集合体の中心メッシュおよびコーナーメッシュについて比較する。この 図の計算における集合体高さ方向の領域配置は、HC、BR 両集合体の下部ブランケット領 域下端の高さを揃えた。この図では、まず BR 集合体において、下部 MOX 部、および上 部 MOX 部のうち HC 集合体の上部ブランケット領域や反射体領域と隣接する高さ範囲



Fig. 4.5 Axial power distribution in 1 HC and 1/3 BR assemblies local system.

(Axial position = 72.5~85cm)で、中心メッシュと比べてコーナーメッシュの出力密度が 高く、大きな局所出力ピーキングが生じていることがうかがえる。一方 HC 集合体では、 MOX 領域下端の BR 集合体の下部ブランケット領域と隣接する高さ範囲(Axial position = -12.5~0cm)において、同様にコーナーメッシュの出力密度が高くなっている。これらの 結果より、集合体内の出力分布平坦化の観点からは HC、BR 両集合体の MOX 領域をお互 いに隣接し合う高さに揃えておく方が有利であると考えられる。

Fig. 4.5 と同じ体系で、HC集合体と BR 集合体の MOX 領域高さを揃えて出力分布を計算した結果を Fig. 4.6 に示す。Fig. 4.5 と比べると、BR 集合体上部 MOX 領域、および HC 集合体 MOX 領域下端の局所出力ピーキングは、MOX 領域高さを揃えることによりうまく抑えられることがわかる。また、集合体高さ方向全体にわたる出力分布平坦化の効果も見られた。一方、BR 集合体下部 MOX 領域には、依然局所出力ピーキングが見られる。 そこで、Fig. 4.6 に "assembly calc." として示される高さ位置(1)において、HC+BR 集合体からなる体系モデルに対する集合体計算を次節で実施し、この位置での BR 集合体内の燃料棒ごとの出力分布をさらに詳細に検討する。また HC 集合体では、BR 集合体の内部ブランケット領域に隣接する高さ範囲(Axial position = 22.5~62.5cm)において、BR 集合体下部 MOX 領域ほどではないものの若干の局所出力ピーキングが見られる。そこで、同じく Fig. 4.6 に示す高さ位置(2)においても次節で集合体計算を実施する。

Fig. 4.6 と同様の出力分布計算を、BR 1+HC 1/3 集合体体系に対して実施した結果を Fig. 4.7 に示す。この計算においても両集合体の MOX 領域高さを揃えてある。やはり BR 集合体の下部 MOX 領域に局所出力ピーキングが見られるため、この図に示す高さ位置(3)における集合体内出力分布を、HC集合体内高さ位置(4)の出力分布と合わせて次節で検討する。



Fig. 4.6 Axial power distribution in 1 HC and 1/3 BR assemblies local system after adjustment of MOX region elevation.



Fig. 4.7 Axial power distribution in 1 BR and 1/3 HC assemblies local system after adjustment of MOX region elevation.

燃焼が進むとブランケット領域にプルトニウムが生成し中性子スペクトルが硬化する。 また、MOX 領域ではプルトニウムが燃焼にともない減少するとともに、MA と FP の蓄積 も進む。これらの効果により、燃焼初期状態で見られた MOX 領域の局所出力ピーキング は、燃焼が進んだ状況では燃焼初期ほど顕著ではなくなることが予想される。一方プルト ニウムの生成が進んだブランケット領域が、燃焼初期のスペクトルが軟らかいブランケッ ト領域と隣接するような場合には、局所出力ピーキングが生じることも考えられる。

以上のような予想に基づき、燃焼が進んだ MOX 領域の出力分布、燃焼が進んだブラン ケット領域と未燃焼の MOX 領域あるいは未燃焼のブランケット領域が隣接する場合の出 力分布を確認するために、燃焼が進んだ HC 集合体あるいは BR 集合体が、未燃焼の BR 集合体あるいは HC 集合体とそれぞれ隣接する体系の出力分布を評価した。その際、 RMWR 炉心設計における燃料交換サイクル期間に相当する 15ヵ月の燃焼を実施後 BR あ るいは HC 集合体のみをそれぞれ新燃料と交換する燃焼サイクルを 6 サイクル繰り返し、 6 サイクル燃焼後の集合体と新燃料の集合体からなる体系とした上で、出力分布評価の対 象とした。

Fig. 4.8 は、燃焼状態の HC 集合体 1 体と未燃焼の BR 集合体 1/3 体からなる体系の出力 分布を示す。燃焼が進んだ HC 集合体の出力が全体的に低下しているが、BR 集合体下部 MOX 領域と、HC 集合体 MOX 領域の出力ピーキング(中心メッシュとコーナーメッシュ の出力比) は未燃焼の場合とあまり変わらない。HC 集合体ブランケット領域の出力その ものは未燃焼の時と比べて高くなるが、顕著な局所出力ピーキングは見られない。



Fig. 4.8 Axial power distribution in local system of 1 HC assembly after 6 cycles burnup and 1/3 fresh BR assembly.

逆に、未燃焼の HC 集合体 1 体と燃焼状態の BR 集合体 1/3 体からなる体系の出力分布 を Fig. 4.9 に示す。こちらの場合は BR 集合体の全体的な出力は低下し、内部ブランケッ ト領域の出力はプルトニウムの生成により増加している。それにともない、未燃焼時に HC 領域のコーナーメッシュに見られた出力ピーキングはなくなっている(むしろ中心メ ッシュより出力密度が低下している)。一方、BR 集合体の上下ブランケット領域では、大 きな出力ピーキングが生じていることがわかる。このピーキングは、HC 集合体のブラン ケット領域に隣接する場合より、HC 集合体の上部反射体に隣接する高さ領域(Axial position = 90~107.5cm)で特に顕著である。そこで、この図に"assembly calc. (5)"として示 される高さ位置における集合体計算も次項で実施する。Figs. 4.10 と 4.11 は、BR 集合体 1 体と HC 集合体 1/3 体からなる体系について同様の出力分布を評価した結果である。これ らの図にも、HC 1+BR 1/3 集合体体系と同様の傾向が見られる。



Fig. 4.9 Axial power distribution in local system of 1 fresh HC assembly and 1/3 BR assembly after 6 cycles burnup.


Fig. 4.10 Axial power distribution in local system of 1 fresh BR assembly and 1/3 HC assembly after 6 cycles burnup.



Fig. 4.11 Axial power distribution in local system of 1 BR assembly after 6 cycles burnup and 1/3 fresh HC assembly.

4.1.2 集合体計算による燃料棒ごとの出力分布

前項の検討により、HC 集合体と BR 集合体が隣接する体系では、集合体境界部に出力 ピーキングを生じる可能性があることが示された。本項では、HC 集合体と BR 集合体が 1:3、あるいは 3:1 で配列された体系において、局所出力分布を詳細に検討すべき位置とし て前項で注目した集合体高さでの集合体内燃料棒ごとの出力分布を、2 次元集合体計算に より評価する。集合体計算は SRAC コードと JENDL-3.3 核データに基づく断面積ライブラ リを使用して実施した。

集合体計算における計算モデルは Fig. 4.12 に示すような、2 種類の集合体の燃料棒を 1:3 の比率で三角メッシュ上に配置した体系とした。ここで、実際の FLWR 炉心における集合 体配置では、燃料棒配列は Fig. 4.13(a)に見られるように、正三角メッシュからずれた配置 となっている。ここで用いる Fig. 4.12 の体系モデルでは、2 種類の集合体の境界部のメッ シュ、すなわち Fig. 4.13(a)の 1、2、3、4 が正三角メッシュとなるように、燃料棒間に存 在する冷却材や構造材を均質化した上でその原子の種類と数は保持したまま燃料棒配列 を Fig. 4.13(b)の 1、2、3、4 のように変形した。HC、BR それぞれの集合体の MOX 領域の 核分裂性プルトニウム富化度は、前節と同じ 11wt.%および 18wt.%である。また、それぞ れの集合体の冷却材ボイド率は、前節の核-熱結合計算により得られた、その集合体高さ 位置での値を使用した。4 集合体全体としての熱出力も、前項の計算結果におけるその集 合体高さ位置の出力密度に基づいて設定した。



Fig. 4.12 Assembly calculation model of 1 BR + 3 HC assemblies system.



Fig. 4.13 Deformation of fuel rod arrangement between BR and HC assemblies in calculation model.

まず、前項で示された各体系の高さ位置を想定した集合体モデルで、実際に出力ピーキ ングが生じるかどうか、また生じた場合その低減は可能かどうかを検討した。最初に、Fig. 4.6の高さ位置(1)を想定した、BR集合体1体をHC集合体3体がとり囲む体系における出 力分布の計算結果を、着目するBR集合体内のみで規格化された燃料棒ごとの出力ピーキ ング係数としてFig. 4.14に示す。ここで"Rod position" 1~9は、同じ図中の概念図に示す 通りの燃料棒位置である。BR集合体の全燃料棒の富化度が一様に18wt.% Puf である場合、 この図の実線で示す出力分布に見られる通り、集合体コーナーの燃料棒(Fig. 4.14 の "Rod position" 9)において、ピーキング係数が1.2を越え、また集合体の縁部の燃料棒(同10-13) におけるピーキング係数も高めの値となっていることがわかる。

この集合体内出力分布を平坦化するために、図中概念図に示す通り集合体コーナーおよび縁の燃料棒のPuf富化度をそれぞれ13.8wt.%および17.3wt.%に減少させた計算を次に実施した。ここで集合体平均のPuf富化度を18wt.%に保つために、集合体最外周以外の燃料棒のPuf富化度は18.3wt.%に増加させた。その結果、Fig. 4.14に破線で示すように、出力ピーキング係数を最大1.05以下に低減できることが確かめられた。

一方、同じ BR 集合体 1 体+HC 集合体 3 体の体系で、Fig. 4.6 の高さ位置(2)における HC 集合体の出力分布に着目した集合体計算で得られた出力分布を Fig. 4.15 に示す。HC 集合 体の全燃料棒の Puf 富化度が一様に 11wt.%である場合、集合体コーナーの燃料棒("Rod position" 5) において 1.3 以上の出力ピーキング係数が見られる。この図中の概念図に示す ように、7~12wt.%の Puf 富化度分布を考慮すると、最大 1.05 程度の出力ピーキング係数 にまで出力分布を平坦化することが可能であった。

同様の検討を、HC集合体1体をBR集合体3体がとり囲む体系について、Fig. 4.7に示 す高さ位置(3)および(4)を想定した体系についても実施した。得られた出力ピーキング係 数を、高さ位置(1)、(2)の結果とともにTable 4.1にまとめる。この表では、対象としたBR 集合体1体+HC集合体3体(B1H3)、およびHC集合体1体+BR集合体3体(H1B3)体 系("system")の各高さ位置("position")におけるBRおよびHC集合体内の出力ピーキ ング係数とその集合体の富化度がまとめられている。H1B3体系でもB1H3体系同様、集 合体内均一のプルトニウム富化度の時に見られる1.2~1.4以上のピーキング係数を、燃料 棒ごとの富化度分布を考えることにより1.1以下に抑えることが可能であることがわかる。



Fig. 4.14 Local power peaking reduction in BR assembly surrounded by HC assembly at axial position (1) by considering rod-wise plutonium enrichment distribution.



Fig. 4.15 Local power peaking reduction in HC assembly at axial position (2).

同じ表には、計算対象とした4集合体体系の増倍率、および冷却材ボイド率を各集合体 領域でそれぞれ 5%増加させた場合のボイド反応度係数も同時に示されている。B1H3、 H1B3 いずれの体系でも、富化度分布を考慮することによる、増倍率やボイド係数への影 響は小さい。

Table 4.1 Local power peaking factor in a MOX assembly and multiplication factor and void coefficient of 1 BR + 3 HC (B1H3) or 1 HC + 3 BR (H1B3) 4 assemblies system without and with rod-wise Pu enrichment distribution at axial positions shown in Figs.4.6, 4.7 and 4 9

system	position	target assembly	Puf enrich. in target assem.(wt.%)	peaking factor in target assem.	k-inf of system	void coeff. of system (10 ⁻⁴ ÷k/k/%void)
R1H3	(1)	BR	18.0	1.246	1.2759	+5.0
DIIIS	(1)		13.8-18.3	1.042	1.2764	+5.0
B1H3	(2)	HC	11.0	1.324	1.0856	+0.7
			7.0-12.0	1.058	1.0858	+0.6
H1B3	(3)	(3) BR	18.0	1.268	1.3801	+39
			13.8-19.0	1.069	1.3814	+39
H1B3	(4)	ШС	11.0	1.430	0.7439	-188
		нC	6.0-11.9	1.066	0.7449	-188
D1112*	(5)	DD	x1.0**	1.642	0.7461	-18
DIHJ*	(3)	DK	x0.5-1.0**	1.089	0.7342	-13

*:results at 40GWd/t

**:rod-wise fuel density distribution is considered at position (5)

燃焼が進んだBR集合体上部ブランケットの出力分布についても同様の集合体計算を行なった。ブランケット燃料からなるBR集合体1体の周囲を、燃料のないプレナム部分のHC集合体3体がとり囲む、Fig.4.9の高さ位置(5)に相当する集合体体系の出力分布をFig.4.16に示す。この計算では、ブランケット燃料をFig.4.9の計算における上部ブランケット領域の燃焼度と同程度の40GWd/tまで燃焼させた。Fig.4.9に見られるブランケット領域の出力密度そのものは決して高くはないが、ここでの計算では、1.7という非常に大きな出力ピーキング係数がFig.4.16の集合体コーナーの燃料棒に見られる。出力分布の形は燃焼によってあまり変化していない。

出力密度は高くないものの、炉心上端部に位置し熱水力条件が厳しくなる可能性のある この体系においても、出力ピーキング低減の可能性を検討した。ブランケット燃料の場合 富化度調整はできないので、代わりに燃料棒ごとに燃料密度を調整することによって出力 分布の平坦化を試みた。実際の原子炉に適用する場合は中空ペレットの利用などの方法も 考えられるが、ここでは単に被覆管内均一の燃料密度を調整した。結果を Fig. 4.17 に示す。 図中の概念図に示す通り、集合体外層の燃料棒の燃料密度を 0.5~0.8 倍に減ずることによ り、出力ピーキング係数を 1.1 程度以下に抑えることができた。この体系の、燃焼度 40GWd/t時点でのピーキング係数、無限増倍率およびボイド反応度係数も、これまでの集 合体計算結果と同時に Table 4.1 にまとめられている。他の体系と比べると増倍率やボイド 係数への影響が多少見られるが、ブランケット領域の集合体であるため炉心全体の特性へ の影響は小さいと考えられる。



Fig. 4.16 Horizontal power profile in BR assembly in 1 BR + 3 HC assemblies system in upper blanket region at axial position (5).



Fig. 4.17 Local power peaking reduction in BR assembly at position (5) in upper blanket region.

以上の検討では、集合体の比率や高さ位置の異なる場合について個別に、出力分布の平 坦化が可能かどうかの確認を行なった。その結果、MOX 部ではプルトニウム富化度を調 整することにより充分に出力分布の平坦化が可能であることが確認できた。続いて、以下 では実際の炉心を想定し、集合体の装荷状況によらず同じ燃料棒配列を考えた時の出力分 布を検討する。HC 集合体よりも熱水力条件が厳しい BR 集合体において、出力密度がよ り高い下部 MOX 部を例に、同じ燃料棒配列で HC 対 BR 集合体比率が異なる場合でも出 力ピーキングの低減が可能であることを確認する。

BR集合体1体とHC集合体3体からなるFig.4.14の体系の燃料棒富化度分布を参考に、 同様の富化度分布でHC集合体1体とBR集合体3体からなる体系のBR集合体の出力分 布平坦化を試みると、Fig.4.18の図中概念図に示すように、集合体の縁部分の燃料棒の富 化度をFig.4.14の場合よりさらに低下させた燃料棒配列により、同図に示すような出力分 布の平坦化が達成できた。出力ピーキング係数は、Table 4.1 にある値とほとんど変わらな い。次に、同じ燃料棒配列で、BR集合体1体+HC集合体3体の体系のBR集合体内出力 分布を評価した。その結果、Fig.4.19に見られるように、集合体外周部の燃料棒の富化度 を低下させることにより相対的に集合体中心部の出力密度が増大する。集合体縁部の出力 密度はかなり落ちるものの、出力ピーキング係数は1.05 程度以下に抑えられていること がわかる。この結果から、集合体の体数比によらず同じ富化度分布で、集合体内の出力分 布平坦化は充分可能であると考えられる。同じ富化度分布を、BR集合体同士が互いに接 する状態の体系に適用しても、Fig.4.20に示すように出力ピーキング係数は低く抑えられ ている。



Fig. 4.18 Local power peaking reduction in BR assembly in 1 HC + 3 BR assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 BR + 3 HC system.



Fig. 4.19 Local power peaking reduction in BR assembly in 1 BR + 3 HC assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 HC + 3 BR system.



Fig. 4.20 Local power distribution in BR assembly in 4 BR assemblies system by using plutonium enrichment distribution in common with 1 HC + 3 BR and 1 BR + 3 HC systems.

Fig. 4.6 の出力分布を見ると、BR 集合体上部 MOX 部における集合体内出力分布の平坦 化は、下部 MOX 領域と比べて必要性は高くないと考えられる。それでも下部 MOX 部と まったく同じ富化度分布により、上部 MOX 部の出力分布平坦化が可能であった。同様に 必要性は高くないと予想されるものの、BR 集合体との比率によらず HC 集合体 MOX 部の 集合体内出力分布を平坦化できる燃料棒配列も実現できた。

以上本項の検討結果より、HC 集合体と BR 集合体が隣接する位置に装荷された場合、 集合体境界部に出力のピークが生じる可能性があることが示された。この局所出力ピーキ ングを低減するべきかどうかは、熱水力的な条件や構造材の中性子照射量などの状況によ るが、必要に応じて燃料棒ごとのプルトニウム富化度分布を考慮するなどの方法により出 力分布平坦化は可能であることも確かめられた。

4.2 全炉心特性の評価

本節では、中性子スペクトルの違いなどから出力の不整合が生じやすいと予想される HC型集合体とBR型集合体の混在炉心における出力分布平坦化の可能性を確認するため に、HC-FLWR 炉心から RMWR 炉心までの燃料集合体装荷、交換を模擬した 3 次元核熱 結合全炉心計算を実施した結果をまとめる。計算は4.1.1項と同じ MOSRA コードと JENDL-3.3 ベースの定数ライブラリを使用して行なわれた。

900集合体からなる全炉心体系の水平方向の体系モデルは、第3章のFig.3.5の通りで、 炉心高さ方向の領域配置モデルはFig.4.21に示す。水平方向には全炉心の1/6に対する体 系モデルで、1集合体を水平方向6メッシュに分割している。炉心高さ方向の領域配置は、 HC-FLWR および RMWR 炉心の実際の設計とも、前節のモデルとも異なる。炉心高さ方 向のメッシュ幅は、水平方向メッシュ間隔(X方向に6.75cm)と同程度の5cmに設定し、 下部ブランケット下端から上部ブランケット上端まで、また HC型とBR型集合体で統一 した。前節の検討結果に基づき、HC集合体とBR集合体で MOX 領域全体の高さは揃えて ある。MOX 領域のPuf 富化度は、HC集合体で11wt.%、BR集合体では18wt.%である。こ の体系モデルは炉心高さ方向の領域配置が実際の炉心設計とは異なるため、増倍率や出力 分布等の炉心特性の値自体には実際の設計と差異が生じると考えられる。この節の検討の 目的は炉心性能の評価ではなく、出力分布平坦化の可能性を探ることにあるため、炉心水 平方向、高さ方向になるべく均一なメッシュ幅を適用した。

最初に、すべて HC 集合体が装荷された炉心から開始し、HC-FLWR 代表炉心設計における燃料集合体装荷、交換パターンに従って、HC-FLWR の平衡炉心となるまで炉心燃焼計算のサイクルを進めた。この HC-FLWR 炉心の計算における燃料交換サイクル長は 12ヵ月、炉心の熱出力は 654.3 (=3,926/6) MW、冷却材の入口温度は 550K、冷却材流量は 1,667 (=10,000/6) kg/s と、HC-FLWR 代表炉心設計と同じ値に設定した。本モデルの MOX 部高さは旧代表炉心と同じ 85cm であり、12ヵ月燃焼サイクル末期の平衡炉心の実効増倍率はちょうど 1.000 となった。

続いて、上記の炉心燃焼計算により得られた HC-FLWR の平衡炉心に BR 集合体を装荷 して行き、HC-FLWR から RMWR への移行サイクルを模擬する燃焼計算を実施した。 HC-FLWR と RMWR の設計ではそれぞれ、燃料交換サイクル長は 12 ヵ月と 15 ヵ月、燃料 交換バッチ数も 4.6 バッチと 6.7 バッチのように異なり、1 バッチあたりの燃料集合体数に も違いがある。ここで行なう移行炉心の計算では、サイクル長が 12 ヵ月以上 15 ヵ月以下 となるように1 バッチあたりの装荷集合体数を調整した。また、バッチあたりの集合体数 が大きく変動し RMWR 炉心の平衡サイクルへの移行がスムーズに進まなくなるような状 況を避けるため、1 バッチあたりの集合体数は RMWR 炉心設計におけるバッチあたりの 集合体数(900 体/6.7 バッチ)を下回らないようにした。

炉心高さ方向のみを考えた1次元炉心計算を別途実施し、Fig. 4.21の炉心高さ方向領域 配置モデルによる15ヵ月サイクル末期のRMWR炉心の増倍率を評価すると、実際の設計 における高さ方向配置モデルと比べて0.5%+k低くなることがわかった。そこで移行サイ



Fig. 4.21 Axial MOX and blanket regions arrangement in current core calculation model.

クル計算では、炉心内の全集合体に対する BR 集合体の割合に応じてこの差を考慮し、サイクル長を決定した。移行サイクル炉心の熱出力と冷却材入口温度は、上記 HC-FLWR 平衡炉心の計算と同じ 654.3MW と 550K のままとした。冷却材流量は、HC-FLWR および RMWR 炉心設計におけるそれぞれの全炉心流量、10,000 および 6,500kg/s を、移行サイクル炉心内の HC/BR 集合体比に応じて平均化した。

本節のHC-FLWR 平衡炉心計算における集合体平均出力密度の炉心水平方向ピーキング 係数が 1.4 であったので、移行サイクルの炉心計算においてもこの出力ピーキング 1.4 を 上回らないように集合体装荷パターンを決定した。最初の移行サイクルにおいて、平衡 HC-FLWR 炉心に 282 体の BR 集合体を装荷した場合の集合体装荷パターン例を Fig. 4.22 に示す。この装荷パターン例による第 1 移行サイクル初期の炉心内水平方向の出力分布を、 Fig. 4.22 に示す A-B、A-C、A-Dのラインに沿った集合体平均出力密度のピーング係数分 布として Fig. 4.23 に示す。図中 ▲ 印で示す BR 集合体位置において、周囲の HC 集合体よ りも低い出力となっていることからわかるように、2 種類の集合体間に出力の不整合が生 じている。しかし、炉心全体的に見た出力ピーキング係数を 1.4 以下に抑えることは充分 に可能である。

以上のような条件に基づく炉心燃焼計算で決定した、各移行サイクルにおける装荷 BR 燃料集合体数と総BRおよびHC集合体数、得られたサイクル長さをTable 4.2にまとめる。 第1移行サイクルにおいては、サイクル長 12ヵ月を達成するために 282 体の BR 集合体を 装荷する必要があった。これは Fig. 4.23 にも見られたように、BR 集合体が中性子スペク トルのより軟らかな HC 集合体に囲まれた場合、それほど反応度が高くならないためと思 われる。第2移行サイクルからは、BR 集合体の装荷数を減らしても 15ヵ月のサイクル長



Fig. 4.22 An example of fuel assemblies loading pattern in 1st transition cycle from HC-FLWR to RMWR core.



Fig. 4.23 Horizontal distribution of peaking factor of assembly averaged power density by using fuel loading pattern in Fig. 4.22.

が達成できる。第3移行サイクルからは、装荷 BR 集合体数が平衡 RMWR 炉心と同等の 135体より少なくても、15ヵ月のサイクル長が得られるが、上述の通り135体の BR 集合 体装荷を以降のサイクルでもそのまま続けた。このような集合体装荷方法により、第6移 行サイクルで炉心内全集合体が BR 型となり、第8移行サイクルでは各バッチの集合体数 も平衡 RMWR 炉心と同等になる。以後、平衡炉心となるまで135体ずつ BR 集合体装荷 をして行った時の、各移行サイクルにおける増倍率、炉心内水平方向出力ピーキング係数、 および冷却材流量を定格から10%減じた時のボイド反応度係数を以下の節で示し、燃料集 合体装荷パターンとの関連について検討を行う。

avala No	number of assemblies			cycle length
cycle No.	loaded BR	total BR	total HC	(months)
1	282	282	618	12
2	198	480	420	15
3	135	615	285	15
4	135	750	150	15
5	135	882	18	15
6	135	900	0	15
7	135	900	0	15
8	135	900	0	15

Table 4.2 Number of assemblies and cycle length of FLWR core in each transition cycle from HC-FLWR to RMWR

4.2.1 移行サイクルにおける炉心特性

炉心燃焼計算により得られた、各移行サイクルの燃焼反応度変化を Fig. 4.24 に示す。この図で、第1のX軸の燃焼日数(全出力等価日数: EFPD)0が移行サイクル開始時点であり、第2X軸における移行サイクル番号0は、HC-FLWRの平衡サイクルを示している。最初の二つの移行サイクルでは、炉心高さ方向の領域配置の効果を考慮して、サイクル末期の実効増倍率が1.0より小さくなっても燃焼計算を続行している。第3移行サイクルからはサイクル末期の増倍率は1.0を上回っており、実際には15ヵ月サイクル長さを維持するのに135体の新BR集合体は必要ないことを示している。第8移行サイクルで、各バッチの燃料集合体数が実際の設計におけるRMWR平衡炉心と同等になったので、それ以降のサイクルではRMWR炉心設計と同様の燃料集合体装荷パターンに燃料交換方式を変更した。その結果、サイクル末期の増倍率は第8移行サイクルからさらに低下し、1.0を切る値となっている。すなわち、炉心内の燃料集合体装荷パターンにより、増倍率やサイクル長が影響を受けることを示している。

各移行サイクルにおける、集合体平均出力密度の炉心水平方向最大ピーキング係数は、 Fig. 4.25 の通りであった。第1から第8移行サイクルまでは、径方向出力分布をなるべく 平坦にするように集合体装荷パターンを選択したので、出力ピーキング係数はBOC、EOC ともに 1.4 を下回っている。この間でもっとも出力ピーキングが大きくなったのが、第2 移行サイクルの約 1.4 である。このサイクルでは、炉心内の HC 集合体と BR 集合体数の 比が 1:1 に近く、各移行サイクルの中でも出力分布平坦化に最も工夫が必要となることが うかがえる。この計算においては、試行錯誤的に集合体装荷パターンを決定したが、より 洗練された手法に基づく設計計算手法を適用することにより、さらなる出力平坦化が可能 であると思われる。



Fig. 4.24 Effective multiplication factor in each transition cycle.

第8移行サイクルより後のサイクルでは、集合体装荷パターンを本来のRMWR設計の パターンに準じて決定したため、サイクル初期の出力ピーキング係数が1.6にまで跳ね上 がっている。この"本来の"装荷パターンを用いると、炉心径方向外側の出力密度が炉中 心の集合体より高くなる。そして下記のボイド反応度係数の検討では、より負側のボイド 係数を実現するためにこの出力分布が重要であることが示唆されている。今回の計算で 1.6 という大きな出力ピーキング係数となったのは、炉心高さ方向の領域配置、特に下部 MOX 部高さが実際のRMWR 設計と比べて高くなった影響であると考えられる。

各移行サイクルにおいて、炉心冷却材流量を定格の90%に減じた時の冷却材ボイド反応 度係数も評価した。第1から第8移行サイクルまでは、Fig. 4.26 に見られるように、炉心 内のBR集合体数の増加とともにボイド反応度係数もより正側に変化していることがわか る。炉心内の集合体がほとんどすべてBR型となる第5移行サイクルからは、ボイド係数 もほぼ第8移行サイクルと同程度の値になっている。第8移行サイクルから後、"本来の" RMWR 設計の装荷パターンを用いると、BOC、EOCともにボイド係数は第8移行サイク ルより負側の値となる。この結果は、燃料集合体の装荷方法により、出力分布や増倍率だ けではなく、ボイド反応度係数も強く影響を受けることを示している。この図では、EOC のボイド係数は"本来の"装荷パターンでも若干正の値となっているが、炉心高さ方向の領 域配置の影響があるものと予想される。



Fig. 4.25 Maximum core horizontal power peaking factor in each transition cycle.





4.2.2 集合体装荷パターンの効果

ここまでの検討に見られるように、第8移行サイクル後RMWR設計における燃料装荷 パターンにならった燃料集合体装荷法に変更すると、炉心水平方向の出力ピーキング係数 は1.6まで大きくなり、ボイド反応度係数にも影響が及ぶ。ここでは、燃料装荷パターン の影響を調べるために、二つの異なる燃料集合体装荷方針による炉心特性への影響を見る。 前節までの計算における燃料装荷方針の一つ目は、a)炉心内水平方向出力分布をなるべ く平坦化するという、今回第1から第8移行サイクルで採用した燃料装荷法で、二つ目は、 b)本来のRMWR設計の装荷パターンに従う装荷方法である。本項では、第8移行サイク ルまで用いた a) "今回の"燃料装荷法をそれ以降も引き継ぐ場合と、b) "本来の"装荷 パターンを第8移行サイクルよりも早い時点から採用する場合の、2通りの計算を実施し た。後者においては、炉心内水平方向出力ピーキング係数として最大 1.65 までの値を容 認し、"本来の"装荷パターンを、炉心内の大部分の集合体が BR型となる第4移行サイ クルから適用した。

これら二つの燃料集合体装荷方針によって得られた炉心内水平方向出力ピーキング係数を、前節で得られたピーキング係数と Fig. 4.27 において比較する。a)の装荷パターンを第8移行サイクル後も引き継いだ場合(Fig. 4.27 の"a) present pattern")、その後の移行サイクルでもピーキング係数は第8移行サイクルと同じく1.2程度にまで低く抑えることができている。一方、b)の装荷パターンを第4移行サイクルから採用すると(Fig. 4.27 "b) orig.pattern from 4C")、ピーキング係数の値は徐々に前節の計算で得られた BR 集合体炉心の平衡サイクルの値(Fig. 4.27 "orig.pattern from 9C")に近づいている。



Fig. 4.27 Core horizontal power peaking factor in transition cycles obtained with different fuel loading patterns.

同じく二つの集合体装荷方針による、燃焼反応度変化の計算結果を Fig. 4.28 に示す。a) の装荷パターンを用いると、EOC の増倍率は平衡サイクルまで第88行サイクルからあま り変化せず、1.0を上回っている。出力分布の平坦化は、増倍率をより大きくする効果を もたらすことがうかがえる。



Fig. 4.28 Burnup reactivity change in transition cycles by different fuel loading patterns.

Fig. 4.29 は、異なる燃料集合体装荷パターンにより得られたボイド反応度係数を比較している。この図を見ると、a)、b) 両パターンによるボイド係数の値はお互いに異なるが、それぞれ第 5 移行サイクルから平衡サイクルまでボイド係数の値はほとんど変化していない。b) パターンを用いると、ボイド係数の値は前節の計算結果("orig.pattern from 9C")における平衡サイクルの値へと収束しているようすもわかる。

以上の検討より、移行サイクルにおける燃料集合体の装荷パターン決定にあたっては出 力分布だけではなくボイド反応度係数などの炉心特性にも注意をはらう必要があること がわかった。そして、移行サイクルにおける集合体装荷の方針に変更がなければ、全炉心 がほとんど BR 集合体により構成されるサイクル(今回の計算では第5移行サイクル)あ たりから後、出力ピーキング係数もボイド反応度係数もあまり大きく変化せず、徐々に平 衡サイクル時の値に収束して行くことが確認された。

高転換(HC)型および増殖(BR)型の燃料集合体の仕様の違いにより、移行期の炉心では集合体間の出力レベルに不整合を生じやすい状態にある。本章では、このようなHC-BR 集合体混在炉心の出力分布などの炉心核特性を検討した。その結果、二つの型の集合体境界部には大きな出力ピーキングが生じること、この出力ピーキングは集合体MOX 部に燃料棒ごとの富化度を考慮するなどにより低減可能であること、2種類の集合体が混在した炉心でもその装荷パターンにより出力分布は平坦化できるが集合体装荷パターンにより出力分布は平坦化できるが集合体装荷パターンにより出力分布は平坦化できるが集合体装荷パターンにより出力分布以外の炉心特性にも影響が及ぶこと、ただし装荷パターンを適切に選択すれば HC-FLWR から RMWR ヘ炉心特性を漸近的に変化させられること等が確認で

きた。以上の検討結果からは、大きな技術的困難なしに HC-FLWR から RMWR へ移行可 能であると結論できる。



Fig. 4.29 Void reactivity coefficient in transition cycles by different fuel loading patterns.

5. MAリサイクル炉心の設計

5.1 HC-FLWR による MA リサイクルの検討

5.1.1 現行軽水炉燃料の再処理とMAによる環境負荷

現行軽水炉燃料の再処理では、MA は高レベル廃液としてガラス固化され、最終的には 地層処分される予定である。しかし、数万年後には、ガラス固化された長寿命核種は地下 水へ移行し、生物圏へ流入し環境負荷となる可能性も懸念される。アクチニド核種の中で 長期的な放射能毒性に大きく寄与しているのは²²⁹Th であり、この核種は 4N+1 崩壊系列 に所属し主な親核種は²³⁷Np と²⁴¹Am である。そのため、環境負荷低減の観点からは Np や Am の低減が有効であると考えられる。

Table 5.1 に軽水炉使用済燃料から再処理で分離された MA 組成を示す。参考までに、 同時に分離される Pu 組成について Table 5.2 に示す。この組成は、ABWR の使用済燃料を 想定している。BWR 燃料集合体 Step-II 幾何形状における²³⁵U 濃縮度 3.8wt%燃料において 45GWd/t の取出燃焼度を想定しており、取出し後5年冷却し、分離後さらに2年冷却した 組成として SRAC セル計算で求めた値である。MA 発生量は軽水炉1基1サイクルあたり 約 20kg で、内訳としては Np が約 10kg、Am が約 9kg、Cm が約 1kg である。主要な核種 は²³⁷Np、²⁴¹Am、²⁴³Amであり半減期はそれぞれ、214万年、432年、7370年である。半減 期が214万年と長い²³⁷Npは上記のように環境負荷となりやすい核種であり、軽水炉使用 済燃料のMAに占める割合も51.9%と最も多い核種である。また、²⁴⁴Cmに関しては、半 減期が18.1年と短く崩壊時の発生エネルギー(Q値)もTable 5.3に示すように大きいため、 発熱が顕著であり、Cmのリサイクルは燃料の製造及び輸送を著しく困難にさせる。

これらのことを総合すると、Npをリサイクルにより低減することは、環境負荷低減に 有効であること、Cmに関しては、その発熱性の顕著さからリサイクルよりも十分冷却し て減衰させることが望ましいと言える。

Table 5.1 MA composition separated from LWR spent fuel			Table 5.2 Pu composition separated from LWR spent fuel		
Nuclide	Contents(wt%)		Nuclide	Contents(wt%)	
²³⁷ Np	51.9		²³⁸ Pu	2.6	
²⁴¹ Am	30.2		²³⁹ Pu	50.1	
^{242m} Am	0.1		²⁴⁰ Pu	28.0	
²⁴³ Am	13.8		²⁴¹ Pu	10.1	
²⁴⁴ Cm	3.7		²⁴² Pu	8.2	
²⁴⁵ Cm	0.3		²⁴¹ Am	1.0	

Table 5.3 Half-lives and Q-values of actinides contributing to decay heat

	$T_{1/2}$ (years)	ς#(s ⁻¹)	Q-Value (J/Bq)
²³⁸ Pu	87.8	2.50E-10	8.96E-13
²³⁹ Pu	24080.4	9.13E-13	8.33E-13
²⁴⁰ Pu	6541.7	3.36E-12	8.42E-13
²⁴¹ Pu	14.4	1.53E-09	8.38E-16
²⁴¹ Am	432.5	5.08E-11	8.98E-13
²⁴⁴ Cm	18.1	1.21E-09	9.45E-13

5. 1. 2 FLWR による MA リサイクル

FLWRにおける MA リサイクルとしては、RMWR を対象に MA リサイクルの検討がな されている。RMWR は FLWR 概念における最終的なゴールであり、多重リサイクルが可 能な炉となっている。この炉において低除染再処理燃料による多重リサイクルを行えば、 全アクチニド核種を核燃料サイクル内へ閉じ込めることが出来き、MA は環境負荷とはな りえない。Table 5.4 には RMWR 代表炉心と低除染燃料炉心の設計諸元を示す。このよう に、低除染燃料炉心においては、MA を含めた多重リサイクルが可能であり、その MA 平 衡濃度は 2.1wt%となる。また、軽水炉から発生する MA の受け入れに対する検討もなさ れており、約 4wt%程度のリサイクルが可能であることが確認されている¹⁻¹⁾。この表で示 したように、高除染燃料を用いる炉心と低除染燃料を用いる炉心においては、炉心設計は 同一ではなく、設計の変更が必要となる。一般的に FLWR 体系においては、MA の添加は ボイド反応度係数の悪化及び燃焼度の低下をもたらす。ボイド反応度係数に関しては、設計基準として負であることが求められるため、低除染再処理燃料炉心においては、代表炉 心と比較して上下の MOX 長が 1cm ずつ減少させた設計となっている。さらに、中間ブラ ンケット部を 1cm 増加させている。このように、MOX 長を減らし、さらに引き離すこと により中性子漏洩の効果を利用してボイド反応度係数の改善を行い、代表炉心のボイド反 応度係数である-5x10⁵ *k/k/%void と同等の値を実現している。また、これらの MOX 長の 減少と中性子の捕獲が顕著である MA 核種の添加により燃焼度は燃料全体で 5GWd/t 程度 減少し、Puf 残存比も 1.04 から 1.03 へ低下している。このように、FLWR における MA リ サイクルにおいては、MA 添加によるボイド反応度係数の悪化と燃焼度の低下が考えられ るため、設計点は変更する必要がある。

FLWR で最終的に導入を目指すのは RMWR であり、これに先だって導入されるのが、 HC-FLWR である。上記のように RMWR においては MA のリサイクルが可能であること は示されている。一方でHC-FLWR は現行軽水炉のリプレース炉にもなり得る原子炉であ り、この炉で MA リサイクルが可能であれば、環境負荷に対する問題を先延ばしせず対処 でき、MA リサイクルの早期導入オプションとして有効であると考えられる。そのため、 本研究においては、HC-FLWRによる MA リサイクル⁵⁻¹⁾の検討を行う。ただし、HC-FLWR は多重リサイクル性については核分裂性核種割合が高い PWR 取出し燃料からの Pu 組成 においては2回程度の多重リサイクルができることが確認されているものの、核分裂性核 種割合の低い BWR 取出し燃料からの Pu 組成においては多重リサイクルが難しいことが 確認されている ⁵⁻²⁾。よって、本炉型における多重リサイクルによる MA 核種のサイクル 内への閉じ込めは考えにくい。そのため、軽水炉使用済燃料から発生した MAを HC-FLWR 燃料としてリサイクルすることを検討する。また、前項で述べたとおり Cm に関しては発 熱が顕著で、リサイクルするよりは十分な期間冷却して減衰させる方が得策と判断される ため、本研究においては、Np 及び Am についてのみリサイクルを検討することとした。 また、Np または Am を単独で添加した場合のみを検討した。これは、議論を単純化させ るとともに、現実の Np と Am が混在する場合は、両者の結果の内挿によって扱うことが できるという観点によるものである。

Table 5.4 Design value of representative core and low D1 fuer core of KWWK					
Item	Units	Representative	With low DF fuel		
Core average burn-up	GWd/t	65	54		
Total average burn-up	GWd/t	50	45		
Puf conversion ratio	-	1.04	1.03		
Void reactivity coefficient	÷k/k/%void	-5×10^{-5}	-5×10^{-5}		
Cycle length	month	15	18		
Batch No.	-	6.82	4.76		
Height of upper blanket	cm	22.0	15.0		
Height of upper MOX	cm	22.5	21.5		
Height of inner blanket	cm	40.0	41.0		
Height of lower MOX	cm	23.0	22.0		
Height of lower blanket	cm	18.0	15.0		
Puf content of MOX	wt%	18.00	18.00		
MA content of MOX	wt%	0.00	2.10		
FP content of MOX	wt%	0.00	0.04		

Table 5.4 Design value of representative core and low DF fuel core of RMWR

5.1.3 HC-FLWR 代表炉心に MA を添加した際の炉心特性への影響

HC-FLWR による MA リサイクルを検討するために、HC-FWLR 代表炉心に MA を添加 した際の炉心特性について検討した。HC-FLWR 代表炉心の新しい炉心構成の詳細は第3 章で述べられているが、MA リサイクルの検討は変更前の FLWR 代表炉心¹⁻⁶⁾で行った。 軸方向炉心構成を Fig. 5.1 に、3D 解析による主な設計諸元を Table 5.5 に示す。燃料棒直径 は 11.2mm、Puf 富化度は 11wt%、MOX 長は 85cm であり、上下に 5cm ずつのブランケッ ト部を設けている。MOX部における取出し燃焼度は 56.1GWd/t となる。この炉心の MOX 部に均質に MA を添加する。Np もしくは Am をそれぞれ 1wt%、2wt%独立に添加したケ ースについて、MA 無添加のケースと比較検討を行った。MA 組成については、5.1. 1項において求めた軽水炉取出し燃料から分離した MA 組成としている。この条件におい て HC-FLWR 代表炉心へ MA を添加した際の炉心特性への影響を Table 5.6 に示した。ただ し、この解析は 1D 解析により行ったため、3D 解析の結果と絶対値は一致しないが、ボイ ド反応度係数や燃焼度に対する相対的な影響は把握できると考えられる。MA 無添加の Case 1 と Np 及び Am を 1wt%添加した Case 2 及び Case 4 と比較すると、MA を 1wt%添加 した時点で100%ボイド反応度係数が正となってしまい、炉心としては成立しなくなるこ とが分かった。また、燃焼度についても 15GWd/t 程度も低下した。この傾向は、前項で 示した RMWR における MA リサイクルによる炉心特性への影響と同様である。このよう に、HC-FLWR においても、MA リサイクルのためには、代表炉心から設計を変更する必 要があり、その程度も大きくなることが分かった。

Item	Design value
Fuel rod diameter (mm)	11.2
Puf content (wt%)	11
MOX length (cm)	85
Average void fraction (%)	45.8
Void reactivity coeff. (+k/k/%void)	-6.7×10^{-5}
100% void reactivity coeff. (+k/k/%void)	-3.4×10^{-4}
Burn-up of MOX region (GWd/t)	56.1
Conversion ratio	0.84

Table 5.5 Design value of representative HC-FLWR core by 3D calculation

Table 5.6 Effect of MA loading on core characteristics by 1D calcu	latior
--	--------

Case No.	1	2	3	4	5
Np content (wt%)	0	1	2	0	0
Am content (wt%)	0	0	0	1	2
Number of batch	3.71	2.43	1.16	2.42	1
Burn-up of MOX region at EOC (GWd/t)	29.5	21.5	13.6	21.5	12.1
Discharge burn-up of MOX region (GWd/t)	46.5	30.4	14.6	30.4	12.1
#Void reactivity coeff. (+k/k/%void)	-2.69x10 ⁻⁴	-1.39x10 ⁻⁴	-5.11x10 ⁻⁵	-5.56x10 ⁻⁵	1.35×10^{-4}
#100% void reactivity coeff. (+k/k/%viod)	-1.71x10 ⁻⁴	1.17×10^{-4}	3.40×10^{-4}	1.39×10^{-4}	4.03×10^{-4}
Average void fraction (%)	47.8	47.9	48.0	47.9	47.8
Operating days from BOL to EOC (day)	859.9	625.2	394.0	624.6	349.1
Cycle length (day)	365.0	365.0	365.0	365.0	349.1



Fig. 5.1 Axial direction core configuration and void fraction distribution of HC-FLWR representative core.

5.1.4 HC-FLWR における MA リサイクルへの設計要求及び設計手順

前項において、MA添加により、燃焼度が低下し、ボイド反応度係数が正の方向に変化 するため、新しい設計点を検討する必要があることが分かった。また、MA変換特性につ いて、MA平衡濃度を、Amを添加した際にMA低下率が1となるAm添加濃度として求 めると1.96wt%になった。この結果からMA平衡濃度は2wt%程度であり、MA添加量が 2wt%程度であればMAの低減が望めると言える。本項においては、新設計として、以下 のような設計要求のもと検討を行った。

- ・ボイド反応度係数が負であること
- ・取出し燃焼度が 50GWd/t 以上であること
- ・MAの減少が望めること(2wt%以上MAが添加出来ること)

ここで、ボイド反応度係数については以下のように定義する。

$$VC = \left(\frac{k_1 - k_0}{k_1 \cdot k_0}\right) / (V_1 - V_0)$$
 (5-1)
ここで、
 $VC : ボイド反応度係数(+k/k/%void)$
 $k_{i(i=0,1)} : ボイド率 V_{i(i=0,1)}における実効増倍率$
 $V_0 : 定格運転時におけるボイド率(%)$
 $V_1 : ボイド増加時におけるボイド率(%)$

さらに、ボイド反応度係数については通常のボイド反応度係数(以降は単にボイド反応度係数と表記)と100%ボイド反応度係数の二つを定義する。ボイド反応度係数は、定格運転時から冷却材流量が90%に減少した際の反応度から算出する。セル計算では、ボイ

ド増加時のボイド率を定格運転時の5%増しとして評価する。一方で、100%ボイド反応度 係数は、冷却材が完全に流出し、圧力容器内が飽和蒸気で満たされた状態における反応度 から算出する。HC-FLWRのMAリサイクル炉心では、こちらの100%ボイド反応度係数 が設計の制約となるだろうことが前項の予備解析により推測できる。

また、MA 添加による反応度欠損を補うためには、Puf 富化度を上げる必要があるが、 このことはさらなるボイド反応度係数の悪化へとつながる。一般的に、燃焼度とボイド反応度係数はトレードオフの関係にあり、これを両立させるには、燃料棒直径や炉心長の変更など炉心形状に関する設計点の変更が必要となる。また、MA 低減の指標としては、以下のような MA 低下率、Np 低下率、Am 低下率を定義し、算出するものとする。



ただし、Np低下率に関してはNp添加炉心のみに、Am低減率に関してはAm添加炉心のみに定義するものとする。

上記のように、HC-FLWRのMAリサイクル炉心の設計点を決定する上では、互いに影響を及ぼしあう、複数の設計基準とそれに係る多くのパラメーターを変更する必要がある。 そのため、設計点の決定においては、以下の三つのプロセスにより行うものとする。

- ・セル計算によるパラメーターサーベイ
- ・1 次元 (1D) 炉心計算によるパラメーターサーベイ
- ・3 次元(3D) 炉心計算による最終的な設計値の決定

はじめに、セル計算によるパラメーターサーベイにより、設計暫定値として Puf 富化度、 MA 添加率及び燃料棒直径の決定を行う。次に、1D 炉心計算により炉心長の決定を行う。 最後に 3D 炉心計算による最終的な設計値の決定を行う。一般的に 3D 炉心解析による炉 心特性は燃料集合体の配置やシャッフリングパターンにより大きく変化する。3D 炉心解 析でシャッフリングパターンを検討し、最終的な設計値を確定する。

5.1.5 セル計算によるパラメーターサーベイ

Puf 富化度、MA低下率、燃料棒直径を決定するために、セル計算ベースのパラメータ ーサーベイを MSRAC コードを用いて行った。解析条件を以下に示す。MA 組成及び Pu 組成は、それぞれ Table 5.1 及び Table 5.2 に示した軽水炉使用済燃料から分離したものと した。計算体系を Fig. 5.2 に示す。中性子漏洩が無い、無限体系で計算を行った。燃焼度 は4バッチ程度の炉心を想定し、EOC 相当の燃焼度を 30GWd/t、取出燃焼度を 50GWd/t とした。ボイド率は 50%とし、中性子の減速度合いは、燃料棒配列のピッチが固定されて いるため、燃料棒直径で変化させる。Table 5.7 に燃料棒直径と減速度合いの関係を示す。

はじめに、取出燃焼度 50GWd/t が得られる Puf 富化度について検討する。Fig. 5.3 に燃料棒直径を変化させた場合の、EOC 相当の燃焼度における MA 添加時の無限増倍率を示す。これは Puf 富化度 13wt%での計算結果である。燃焼度増加に対して無限増倍率がリニアに減少する場合には、EOC 相当の燃焼度において 1.05 程度の値が得られれば、目標とする燃焼度が得られることが経験的に分かっている。MA を添加しても、燃焼度に対して無限増倍率はほぼリニアに減少するため、MA 添加炉心でも EOC の無限増倍率で取出燃

焼度を評価する。Fig. 5.3 から、MA の添加量が増えるにつれて無限増倍率の低下が確認される。また、Np 及び Am の添加による無限増倍率低下の程度はほぼ同じであることが分かる。MA 平衡濃度と考えられる 2wt%程度の添加の際にも十分な無限増倍率が得られているため、Puf 富化度は 13wt%で十分であると判断した。

つぎに、MA低下率について検討した。Fig. 5.4 に各燃料棒直径での Puf 富化度 13wt%、 取出相当燃焼度における MA低下率を示す。HC-FLWR 代表炉心の MA 平衡濃度として、 約 2wt%の値が得られた。Fig. 5.4 でこの条件に相当するのは、燃料棒直径 11mm、Am を 2wt%添加したケースで、この時の MA低下率は 1.05 である。平衡濃度であれば 1.0 とな るべき値であるが、0.05 大きな値となっている。これは Puf 富化度を代表炉心の値である 11wt%から 13wt%に増加させた影響であると考えられる。また、燃料棒径を細くするに従 い、Am を 2wt%添加した際の MA低下率が低下する。これは、燃料棒直径が小さくなる につれ、中性子の減速の度合いが増えスペクトルが軟らかくなったことにより、Am の吸 収反応率が増加したためと考えられる。そのため、Puf 富化度を 13wt%に上げた場合でも、 燃料棒直径の設定によって、MA 平衡濃度が 2wt%程度にできる。これらのことから、MA 添加率を 2wt%に設定すれば、最低限、運転に伴って発生する MA を相殺可能であること が分かった。

つぎに、ボイド反応度係数について検討した。Fig. 5.5 に各燃料棒直径における、Puf 富 化度 13wt%、EOC 相当燃焼度でのボイド反応度係数を示す。燃料棒直径 8.5mm 以上の領 域においては、MA 添加によりボイド反応度係数が正の方向へシフトしてく。そのボイド 反応度係数悪化の程度は Np 添加の際よりも Am 添加の際のほうが多少大きいことが分か る。また、この傾向は燃料棒径 8.5mm 以下の領域においては逆転し、MA 添加によってボ イド反応度係数が負の方向へシフトしている。また、ボイド反応度係数自体は燃料棒直径 が小さくなるにつれて直線的に負の方向へシフトしている。無限体系における解析であり ながら、燃料棒直径 10mm 以下の領域であれば負のボイド反応度係数が得られている。

っぎに、100%ボイド反応度係数について検討する。Fig. 5.6 に各燃料棒直径における、 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度での 100%ボイド反応度係数を示す。100%ボイド反応 度係数は、すべての燃料棒直径で正の値を示している。しかしながら、これは中性子の漏 洩がない無限体系での計算結果であり、現実の有限体系での中性子漏洩の効果を加味すれ ば燃料棒直径 9mm において負の値を得られると推測し、暫定的に燃料棒直径を 9mm と決 定した。100%ボイド反応度係数についても MA を添加した際には、値が正の方向へシフ トしている。また、この傾向は Am 添加時において顕著である。

これまでのセル計算によるパラメーターサーベイの結果から、暫定的に Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm の設計点において、設計要求を満たす見込み を得た。

		6
Rod diameter (mm)	Vm/Vf	H/HM
7	2.93	6.47
8	2.09	4.63
9	1.52	3.35
10	1.1	2.44
11	0.8	1.76

Table 5.7 Relation between fuel rod diameter and degree of neutron moderation



Fig. 5.2 Geometry model of cell calculation.



Fig. 5.3 Infinite multiplication factor with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.



Fig. 5.4 MA conversion ratio with Puf content of 13wt% at burn-up of 50GWd/t.



Fig. 5.5 Void reactivity coefficient with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.



Fig. 5.6 100% void reactivity coefficient with Puf content of 13wt% at burn-up of 30GWd/t.

5. 1. 6 1D 炉心計算によるパラメーターサーベイ

前項でのセル計算によるパラメーターサーベイの結果から、暫定的に設計点が、Puf 富 化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm に決定された。本項では、さらに1D核 熱結合燃焼炉心計算により炉心長を決定する。計算には、MOSRA コード³⁻¹⁾を使用した。 MSRAC で求めた多数群(107 群)均質化マクロ断面積は、14 群に縮約して炉心計算を行 った。1D 炉心解析に使用したモデルを Fig. 5.7 に示す。マクロ断面積作成のためのセル 計算には単ピンセルモデルを、炉心計算には軸方向構成を上部反射体、ガスプレナム部、 MOX 領域、下部タイプレート、下部反射体とするモデルを使用した。MOX 長は、80cm から 120cm まで変化させた解析を行った。また、HC-FLWR 代表炉心において設置されて いたブランケット部は、以下に示す解析の結果から廃止した。ブランケットの有無が 100% ボイド反応度係数と取出燃焼度に与える影響を、それぞれ Fig. 5.8 と Fig. 5.9 に示す。いず れも Am を 2wt%添加した場合の計算結果である。100%ボイド反応度係数は、ブランケッ ト無しでは、炉心長 120cm でも負の値が得られるのに対し、ブランケットを設置した場 合は、100%ボイド反応度係数が正側に移行し、負の値を得るためには、炉心長を117.4cm 以下とする必要がある。取出燃焼度は、ブランケット無しで 61GWd/t、ブランケット有り で 62GWd/t (MOX 部のみ) とブランケットを設置しても燃焼度増加には、ほとんど効果 が無い。これは、ブランケットの設置により中性子漏洩が減少し、炉心反応度に余裕がで きる一方で、100%ボイド反応度係数の悪化をもたらし、その設計対応で MOX 長を短くす る必要が生じ、この両効果が相殺し合ったためである。ブランケット設置による取出燃焼 度の増加は 1GWd/t となり、MA リサイクル炉心では、ブランケットを設置するメリット が少ないと判断した。

最終的な1D炉心計算で得られた100%ボイド反応度係数及び取出し燃焼度を、Fig. 5.10 及び Fig. 5.11 に示す。100%ボイド反応度係数は設計の制限値となり、炉心長が短いほど より負側の値となる。一方で、取出燃焼度は、炉心長が長いほど大きくなる。つまり、100% ボイド反応度係数が負となる範囲で最大の炉心長が最終的な設計点となる。また、100% ボイド反応度係数は Am 添加のケースで検討しているが、これは経験的に Np 添加時より も Am 添加時の方が厳しい値を与えることが分かっているためである。Am を 2wt%添加 した際の燃料棒直径 9mm の計算結果によれば、100%ボイド反応度係数は炉心長 120cm 以 下の領域において負の値が得られる。また炉心長 120cm の場合には約 61GWdt の取出燃 焼度が得られる。一方、セル計算ベースのパラメーターサーベイにおいて燃料棒直径は 9mm と暫定的に決定された。しかし、この妥当性については、軸方向の中性子の漏洩の 効果を正確に予測できる 1 D炉心解析を用いなければ、正確には確認できない。そこで、 燃料棒直径を 9.5mm と増やしたケースについても確認した。このケースにおいては、Fig. 5.10 に示されるように 100%ボイド反応度係数が負になる領域としては炉心長を約 98cm 以下としなければならない。このときの取出燃焼度は Fig. 5.11 に示されるように約 43GWd/t と大幅に低下し、設計要求である 50GWd/t 以上の燃焼度を満たすことができない。 このため、燃料棒直径 9mm という値が妥当であると判断した。以上の 1 D炉心解析によ り、最終的な設計値を、Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm と決定した。



Fig. 5.7 1D Core calculation model.



Fig. 5.8 Effect of blanket on 100% void reactivity coefficient by 1D core calculation.



Fig. 5.9 Effect of blanket on discharge burn-up by 1D core calculation.



Fig. 5.10 100% void reactivity coefficient by 1D core calculation.



Fig. 5.11 Discharge burn-up by 1D core calculation.

5.1.7 3D 炉心計算による設計

前項では、1D 炉心計算により Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、 炉心長 120cm と決定した。本項においては、シャッフリングパターン等を検討しながら、 MOSRA コードを用いて最終的な炉心設計を確立する。計算モデルを Fig. 5.12 に示す。マ クロ断面積作成には、燃料集合体を詳細に模擬した集合体セルモデルを用いた。炉心計算 には、軸方向モデルは 1D 解析と同様であるが、径方向モデルは、3.45 バッチ炉心として 集合体の配置を考慮した。HC-FLWR の代表炉心の設計においては燃料集合体の配置及び シャッフリングパターンに関して検討がなされた¹⁻⁰。燃料集合体の配置については、中 心部の集合体及び最外周部の集合体は最終バッチの燃料集合体が配置される。新燃料は、 外周部に多く配置し、炉心の中心部には燃焼が進んだバッチの集合体が配置される。シャ ッフリングパターンに関しては、以下に示す A と B の二つの異なるパターンで検討が行 われた。パターン A では、あるサイクル用の複数ある装荷位置の中で、炉心外側位置に 配置された集合体は、次のサイクルには、次のサイクル用の複数位置の中の、内側の位置 に装荷する。逆に、内側に配置された集合体は次のサイクルでは外側に配置するという手 法である。このパターン A では、集合体は、いずれも炉心内を偏り無く移動するため、 各集合体の取出燃焼度均一化される傾向になり、反応度的にも比較的有利なパターンとな る。もう一つのシャッフリングパターンBでは、外側に配置された集合体は次のサイクル でも外側に、内側に配置された集合体は次のサイクルでも内側に移動する。そのため、外 側に配置された集合体は燃焼度が低く、内側に配置された集合体は燃焼度が高くなる。つ まり、より燃焼の進んだ集合体が炉心中央部に多く配置されるため、この領域の出力が低 く抑えられ、出力分布が平坦化される傾向になるが、反応度的には不利なパターンとなる。

代表炉心の設計では、出力平坦型であるシャッフリングパターン B が採用されたが、 MA リサイクル炉心においては、シャッフリングパターン A を採用した。これは、MA 添 加により燃焼反応度が小さくなり、各バッチ間の集合体の反応度価値の差が少なくなった ため、反応度的に有利となるパターン A を採用しても、十分に出力ピーキングを抑える ことができたためである。最終的なシャッフリングパターンを Fig. 5.13 に示す。また、 Np 添加炉心と Am 添加炉心の燃焼度分布をそれぞれ Fig. 5.14 と Fig. 5.15 に、径方向ピー キング係数をそれぞれ Fig. 5.16 と Fig. 5.17 に示す。

MA リサイクル炉心の最終的な設計値と炉心特性値を Table 5.8 に示す。サイクル長 13.8 ヵ月、3.45 バッチ炉心において、取出燃焼度 55GWd/t が得られる。MA 低下率は Np、Am 両炉心で、それぞれ 0.95 及び 1.03 と 1 近辺の値が得られ、発電に伴い発生する MA をほ ぼ相殺できることが分かった。また、添加 MA 元素に対する低下率である Np 低下率、Am 低下率は、それぞれ 0.63 及び 0.81 にとなった。これは、軽水炉から 1 サイクル(約 1 年) 当たりに発生する元素重量をそれぞれ 10kg ずつと考えると、それぞれ、22 基分及び 13 基分の低減が可能であることを意味している。一方で、ボイド反応度係数対策としてスペ クトルを軟らかくしたことにより、Puf 残存比は代表炉心の 0.84 から、Np 炉心で 0.77、 Am 炉心で 0.78 と低下している。

本炉心における環境負荷低減の効果は、本炉心の使用済燃料も最終的には RMWR を用 いた核燃料サイクル内に閉じ込めることができるので、厳密には考えることができない。 しかし、HC-FLWR における MA リサイクル炉心は既存の軽水炉との技術的ギャップが少 なく早期導入が可能であり、環境負荷低減を先延ばしすることなく行える有効なオプショ ンであり、本炉型のみが導入されているような状況も十分に考えうる。このような状況下 においては、環境負荷低減に有効であるとされている²³⁷Np を装荷量の約4割、軽水炉か らの発生量の約22 基分の低減が可能であるこの炉型は環境負荷低減に有効であると考え られる。

Table 5.8 Core design and characteristics				
	Np core	Am core		
Puf content (wt%)	13	13		
Fuel rod diameter (mm)	9	9		
Core height (mm)	1200	1200		
MA content (wt%)	2	2		
Discharge burn-up (GWd/t)	54.9	54.9		
Cycle length (month)	13.8	13.8		
Number of batch	3.45	3.45		
MA conversion ratio	0.95	1.03		
Loaded Np or Am conversion ratio	0.63	0.81		
Puf conversion ratio	0.77	0.78		
MOX average void fraction (%)	45.9	45.9		
Void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%$ void)	-1.26×10^{-3}	-1.10×10^{-3}		
100% void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%$ void)	-1.17x10 ⁻⁴	-2.39×10^{-5}		
Doppler reactivity coeff. ($\Delta k/k/K$)	-2.16×10^{-5}	-2.21×10^{-5}		
Maximun radial peaking at EOC	1.29	1.27		



60-degree rotational boundary condition Cell calculation model

Fig. 5.12 3D core calculation model (1/2).



Fig. 5.12 3D core calculation model (2/2).



Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (1/4).



Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (2/4).



Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (3/4).



Fig. 5.13 Shuffling pattern of MA recycling core (4/4).



Fig. 5.14 Burn-up distribution of Np loaded core.



Fig. 5.15 Burn-up distribution of Am loaded core.



Fig. 5.16 Radial peaking factor of Np loaded core.



Fig. 5.17 Radial peaking factor of Am loaded core.

5.2 ボイド反応度係数に関する炉物理的考察

MA リサイクル炉心では、代表炉心からいくつかの設計変更がなされた。これらの設計 変更は、2wt%の MA 添加による反応度低下を補うために Puf 富化度を代表炉心の 11wt% から 13wt%まで増加させたことを除いては、ボイド反応度係数を負にするためである。本 節では、MA 添加がボイド反応度係数にどのような影響を与えるのか、また設計変更によ りどのようにボイド反応度係数が改善されるのか、その炉物理的メカニズムを検討する。 一般的に、反応度解析には厳密摂動論が広く用いられる。厳密摂動論は、反応度を空間・ エネルギー及び各効果別に分割して算出することができるため、反応度解析に適している。 そのため、本研究においても厳密摂動論を用いて検討を行った 5-3)。

一般的に、厳密摂動論による反応度は以下のように記述できる。

$$\rho = \frac{\langle \phi^*(-\Delta L + \lambda' \Delta P)\phi' \rangle}{\langle \phi^* P \phi' \rangle}$$
(5-5)

ここで、L、Pは欠損演算子及び生成演算子、Δは基準状態に対する摂動状態の変化、パ は摂動状態における増倍率の逆数、Φ*は基準状態における随伴中性子束、Φ'は摂動状態に おける中性子束を示す。山括弧は全エネルギー及び空間に対する積分を示す。この式から、 厳密摂動論における反応度は、基準状態における随伴中性子束及び、演算子の変化量、摂 動状態の中性子束の積であらわされることが分かる。

次に、本研究において使用した厳密摂動論の数値解法について示す。式(5-5)に示した 分母は摂動分母と呼ばれ、この摂動分母を共通の分母とし、分子を各反応度効果に分解す ることにより、効果ごとの反応度を算出することができる。欠損演算子については、漏洩
項、吸収項、散乱項に分解でき、生成演算子は核分裂項となる。最終的には、以下のよう になる。

$$Ip = \sum_{g} \int_{Reactor} v \Sigma_{f,g} \phi'_{g} \sum_{g'} \chi_{g'} \phi^{*}_{g'} dV$$
(5-6)

$$\Delta \rho_{g,i}^{D} = \frac{-\int_{V \in V_{i}} \Delta D_{g} \nabla \phi_{g}^{*} \cdot \nabla \phi_{g}^{\prime} dV}{Ip}$$
(5-7)

$$\Delta \rho_{g,i}^{a} = \frac{-\int_{V \in V_{i}} \phi^{*}{}_{g} \Delta \Sigma_{a,g} \phi'{}_{g} dV}{lp}$$
(5-8)

$$\Delta \rho_{g,i}^{s} = \frac{-\int_{v \in v_{i}} \phi'_{g} \sum_{g' \neq g} \Delta \Sigma_{s,g \rightarrow g'} (\phi^{*}_{g} - \phi^{*}_{g'}) dV}{Ip}$$
(5-9)

$$\Delta \rho_{g,i}^{f} = \frac{\lambda' \int_{V \in V_{i}} \Delta v \Sigma_{f,g} \phi'_{g} \Sigma_{g'} \chi_{g'} \phi^{*}_{g'} dV}{Ip}$$
(5-10)

ここで、Ip は摂動分母、 $\Delta \rho^{D}$ は漏洩項の反応度、 $\Delta \rho^{a}$ は吸収項の反応度、 $\Delta \rho^{s}$ は散乱項 の反応度、Δρ^fは核分裂項の反応度を示す。このような変形により、反応度の解析が容易 なものとなる。特に、散乱項と核分裂項に関しては、直接導出される形とは異なり本研究 において検討及び定義したものである。直接導出される形においては、随伴中性子束で重 みづけした上での中性子経済を考慮し、特定エネルギー領域における中性子の増減による 反応度価値を計算するが、本研究の定義では、断面積の変化したエネルギー領域に反応度 を割り当てるように変形してある。これにより、どのエネルギー群における断面積の変化 が反応度の変化をもたらしているかが容易に理解できる。セル計算の結果に対して反応度 解析を行った結果が Fig. 5.18 である。この結果は、無限体系におけるボイド反応度係数及 び100%ボイド反応度係数に関して、反応度を吸収項、散乱項、核分裂項及びこれらの合 計について示したものである。合計値に関しては、Fig. 5.5及び Fig. 5.6に示した直接計算 による反応度と良い一致を示している。また、無限体系の解析であるため、漏洩項は存在 しない。これらの結果を比較するとボイド反応度係数の特性を決定づけているのは散乱項 の反応度であることが分かる。また、MA を添加した際のボイド係数の悪化の原因となっ ているのも散乱項であることが分かる。吸収項と核分裂項に関しては、それぞれ、正・負 の値としてやや対称的に分布しており、全体としてはその大半が打ち消しあっている。ま た、MA 添加によるボイド反応度係数悪化についても、吸収項及び核分裂項はあまり寄与 していない様子が分かる。

次に、これらの値についてのエネルギー分布について検討する。前節におけるパラメー ターサーベイでは、燃料棒直径を代表炉心の設計値である 11.2mm から 9mm まで減らす ことによりボイド反応度係数の改善を図った。ここでは、燃料棒細径化の効果を検討する ために、燃料棒直径 11mm、9mm、7mm の結果を比較検討する。Fig. 5.19 にボイド反応度 係数に対する反応度のエネルギー分布を示す。Fig. 5.20 に 100%ボイド反応度係数に対す るものを示す。

はじめに、散乱項の特性について検討する。式(5-9)に示したように、散乱項の反応 度は同じエネルギー領域における中性子束レベルに比例する。また、散乱断面積の変化及 び随伴中性子束の散乱前後における値の差の畳み込み積分と比例することが分かる。この ことは、たとえ、中性子数の増減が見られなくても、随伴中性子束レベルの散乱前後にお ける差が変化することにより反応度が発生することを示している。散乱項の特性を考える 上で、燃料棒細径化による効果の現れ方については、大きく三つのエネルギー範囲に分け られる。一つ目は 1eV 付近の負の反応度ピークであり、二つめは 2eV から 40keV 付近に 分布する正負に分布した共鳴領域のピーク群であり、三つめは 40kev 以上に分布する大き な正の反応度ピークである。

一つ目の 1eV 付近の負の反応度ピークについては、²⁴⁰Pu の大きな負の共鳴吸収ピーク に対応したものであり、1eV 付近の中性子束の絶対値に比例するため、燃料棒細径化によ りスペクトルの軟化が起こり、負の反応度効果が得られる。このことは、Fig. 5.21 及び Fig. 5.22 に示したボイド率が 5%増加した際のスペクトルと 100%ボイド時のスペクトルをそ れぞれの反応度分布と比較することにより確認できる。これらのスペクトルは、摂動分母 を1に規格化するように、以下の式(5-11)に示す規格化がなされている。

$$\sum_{g} \nu \Sigma_{f,g} \phi'_{g} = 1$$
 (5-11)

また、Fig. 5.23 に示す随伴中性子束についても同様に式(5-12)の規格化を行った。

$$\sum_{\mathbf{g}'} \chi_{\mathbf{g}'} \boldsymbol{\varphi}^*_{\mathbf{g}'} = \mathbf{1}$$
 (5-12)

また、これらのスペクトルは、それぞれ、ボイド反応度係数と100%ボイド反応度係数 を厳密摂動論により求める際に使用されるスペクトルである。

二つ目の 2eV から 40keV 付近に分布する正負に分布した共鳴領域のピーク群に関して は、反応度の振れ幅が、燃料棒直径が小さくなるにつれて大きくなっている。この理由も スペクトルの軟化によるものである。また、燃料棒細径化の効果は、振幅の増大のみでは なく、その平均値を負の方向へシフトさせる効果もある。この効果も燃料棒細径化による ボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数を負の方向へシフトさせる原因となってい る。

三つ目の40keV以上に分布する大きな正の反応度ピークに関しては、中性子束の変化による影響は少ないが、随伴中性子束の変化による影響が顕著である。Fig. 5.23 に示す随伴中性子束の10⁵eV以上の領域における勾配は、燃料棒直径が小さくなるにつれて緩やかになっている。ほぼ一定値を示している1keVから100keVの領域の値については大きくなっている。これらの効果が40keV以上における大きな正の反応度ピークの原因であり、随伴中性子束の散乱元から散乱先への落差を小さくする効果により、燃料棒直径が小さくなるにつれて正の反応度を小さくする方向に働く。一方で、1MeV以上における中性子束分布については燃料棒直径が小さくなるほど、エネルギーの高い方向へシフトする傾向がある。この効果は、40keV以上における大きな正の反応度ピークを小さくする効果がある。

次に、吸収項と核分裂項について検討する。この二種類の反応度効果は類似したメカ ニズムにより発生する。この二種類の反応度が正負にほぼ対象に分布をしているのは、吸 収断面積の減少が正の反応度を発生させるのに対し、核分裂断面積の減少が負の反応度を 発生させるためである。断面積変化の原因は二つ考えられる。一つ目は、セル内における 中性子分布の変化により、セル平均均質化断面積が変化することである。セル内の中性子 束分布はセル平均均質化断面積を作成する際の重み関数として使用される。このため、中 性子束分布の変化は断面積の変化をもたらす。この効果による断面積変化は、主に1eV以 下と100keV以上の領域に表れている。なお、厳密にいえば、ボイド率増加時に冷却材密 度の減少により吸収断面積が減少する。しかし、本件に関しては、この効果は無視するこ とができる。なぜなら、中性子の吸収の大部分はペレット領域で起こっているためである。 このことは、吸収項と核分裂項の反応度分布がほぼ対称に分布していることからも確認で きる。二つ目は、ペレット領域における共鳴断面積の変化によるものである。このメカニ ズムは次のように考えられる。はじめに、ボイド率増加による冷却材密度の減少により冷 却材領域における散乱反応が減少する。この効果は、Table 5.9 に示すダンコフ係数により 定量的に示すことができる。ダンコフ係数は、ペレット領域から脱出した中性子が冷却材 領域において散乱されずに、再びペレット領域へ戻る確率と考えることができる。このダ ンコフ係数はボイド率の増加に対し、増加する傾向がある。この効果は、実効的な背景断 面積を減少させることにつながる。このことにより、自己遮蔽効果が強まり共鳴断面積の 減少へとつながる。

更に、中性子束及び随伴中性子束の絶対値の変化による吸収項と核分裂項への効果に ついて検討する。5%ボイド率が増加した状態におけるスペクトルと100%ボイド時におけ るスペクトルが Fig. 5.21 と Fig. 5.22 に、基準状態における随伴スペクトルが Fig. 5.23 に示 されている。これらの規格化条件は式(5-11)と式(5-12)である。この規格化は摂動分 母を1とするように規格化されているため、これらの中性子束及び随伴中性子束の大きさ は直接的に反応度の絶対値を決定する。5%ボイド率増加時においては、燃料棒直径の変 化に伴っての中性子束絶対値の変化は少ない。一方で、100%ボイド時においては、燃料 棒直径の減少に伴う中性子束絶対値の増加が著しい。中性子束の絶対値を変化させる要因 としては二つのものが考えられる。一つ目は、燃料棒直径の減少に伴って起こる生成断面 積の減少により発生するものであり、これにより中性子束の絶対値は増大する。これは、 式(5-11)の関係から中性子束が生成断面積に反比例するためである。二つ目は、スペク トル形状の変化による核分裂反応率分布の変化によるものである。これに関しても、式 (5-11)の規格化条件によるものであるが、この効果に関しては熱エネルギー領域および 高速エネルギー領域における中性子束が重要な役割を果たす。熱エネルギー領域では、生

核分裂時の発生中性子数の増加から生成断面積は大きな値を示す。5%ボイド率増加時に おいては、中性子束の絶対値を増やす二つの要因と、絶対値を減らす一つの要因が存在す る。中性子束の絶対値を増やす要因としては、燃料棒直径の減少に伴う生成断面積の減少 と、スペクトルの軟化による高速エネルギー領域における核分裂反応率の減少である。ま た、中性子束の絶対値を減らす要因としては、スペクトルの軟化による熱エネルギー領域 における核分裂反応率の増加である。これらの三つの効果が相殺され、結果的に中性子束 の絶対値の変化は見られない。一方で、100%ボイド状態におけるスペクトルは燃料棒直 径にかかわらず全般的に硬く、熱エネルギー領域における中性子束レベルは非常に低い。 そのため、熱エネルギー領域における核分裂反応率が増えることによる中性子束レベルの 減少の効果はほとんどない。結果的に、中性子束レベルは燃料棒直径の減少に伴い増大す る。これらの傾向のため、100%ボイド反応度係数に対する吸収項及び核分裂項の反応度 の絶対値は Fig. 5.18 に示すように燃料棒直径の減少に伴って、増大する。一方で、随伴中 性子束の変化による影響はあまり見られない。

最後に、MA添加によるボイド反応度係数への影響について検討を行う。Fig. 5.18 に示 したように、MA添加による影響が最も多い反応度効果は散乱項である。Fig. 5.24 は散乱 項のエネルギー分布に対して、MA 無添加のケースと Am を 2wt%添加したケースを比較 したものであり、燃料棒直径 11mm における結果である。MA 添加の影響により、全体的 に値が正の方向ヘシフトしている。特に、10⁵eV以上の領域においてこの傾向は顕著であ り、全体の反応度増加の 2/3 程度を占める。結果として、MA 添加により正の反応度が印 加される。更にこの傾向は、100%ボイド反応度係数においてより顕著である。これらの 原因は、主に MA 添加による随伴中性子束の変化によるものである。MA 添加による随伴 中性子束への影響を Fig. 5.25 に示す。MA 添加により、随伴中性子束の 10°eV 以下の領域 においては一律に負の方向へ値がシフトし、10⁵eV以上の領域においては勾配の増加がみ られる。これらの変化は 10⁵eV 以上の領域における反応度を増加させる結果となる。5% ボイド率増加時と 100%ボイド時の、MA 添加による中性子束の変化を Fig. 5.26 及び Fig. 5.27 に示す。5%ボイド率増加時には、MA 添加により熱エネルギー領域における吸収断面 積が増加しスペクトルが硬化する。この影響で10⁶eV付近の中性子束の絶対値が増加する。 これは 10⁶eV 付近の反応度の増加に寄与している。一方で、100%ボイド時には、MA 添加 によるスペクトルの変化はほとんど見られない。上記のように、MA 添加による正の反応 度印加の原因としては、随伴中性子束及び中性子束の変化によるものであるが、その大半

は随伴中性子束の変化によるものである。また、断面積の変化による散乱項の反応度への 寄与は無視できる程度である。

上記で、MA 添加による正の反応度印加は散乱項を通じて起こり、その原因の大部分が 随伴中性子束の変化であることが分かった。そこで、反応度印加の特性を検討するために、 随伴中性子束の特性を検討する。一般的に、随伴中性子束は中性子インポータンスと呼ば れ、吸収された中性子の反応度に対する寄与の指標として用いられる。また、中性子イン ポータンスは生成断面積の吸収断面積に対する比である η 値に関連付けられるとされて いる⁵⁻⁴⁾。Fig. 5.28 に、セルで均質化した生成断面積及び吸収断面積とこれらの値から算出 した n 値を示す。これらの値については、MA 無添加のケースと Am を 2wt%添加したケ ースについて記してある。η値と随伴中性子束を比較すると、MA 添加による影響が同様 な傾向として現れている。たとえば、10⁵eV以下の領域における値の負の方向へのシフト や、10⁵eV 以上の領域における勾配の増加などである。これらの変化は、添加された Am が²³⁸Uと置換される形で添加されることから、Amと²³⁸Uの断面積の違いによって発生す ると考えられる。Amに関しては、²⁴¹Amと²⁴³Amが主要な核種である。10⁵eV以下の領域 における随伴中性子束の低下は、Am が²³⁸Uよりもこの領域において大きな吸収断面積を 持つため発生している。10⁵eV 以上の領域における勾配の増加に関しては、Am の生成断 面積の 10⁵eV から 10⁶eV にかけての生成断面積の急速な増加が原因であると考えられる。 これは、Am が閾値反応核種であるための特性であるが、²³⁸Uに関しても同様に閾値反応 核種である。しかし、これらの傾向はAmのほうが²³⁸Uよりも顕著であり、10⁵eVから10⁶eV にかけての生成断面積の大きさを比較すると Am のものが 10 倍程度大きい。これらの特 性により、MA 添加時に随伴中性子束の変化を通じて正の反応度が印加される。このメカ ニズムは、Np添加の際も同様である。

以上では、無限体系におけるボイド反応度係数の特性について検討を行ってきたが、 ボイド反応度係数に関しては中性子漏洩の効果が重要な役割を果たす。そのため、有限体 系の厳密摂動論による解析を行い漏洩項がボイド反応度係数に与える影響について検討 する。Fig. 5.29 には 1D 解析による厳密摂動論を用いたボイド反応度係数の評価結果を示 した。FLWRにおいては炉心等価半径が 3.8m 程度と大きいのに対し、炉心長は 1m 程度と 扁平であるため、軸方向の漏洩が顕著である。そのため、軸方向 1D 解析を行い、径方向 に対する漏洩はバックリングを用いて模擬している。この評価は炉心長 80cm、100cm 及 び 120cm のケースについて行った。それぞれのケースに対し MA 無添加のものと Am を 2wt%添加したものを示している。ボイド反応度係数はEOC相当燃焼度での評価値である。 各ケースの燃焼度を Table 5.10 に示す。炉心長を変えた際の反応度各項の変化としては、 吸収項及び核分裂項に関しては、あまり変化が見られない一方で、散乱項と漏洩項は、炉 心長が変化するにつれて大きな変化を見せる。特に、100%ボイド反応度係数の漏洩項は 顕著な変化を示す。留意すべき点としては、Fig. 5.18 に示される無限体系における 100% ボイド反応度係数は、燃料棒直径の細径化を行っても負にすることができなかったのに対 し、中性子の漏洩を含んだ有限体系の結果である Fig. 5.29 では 100%ボイド反応度係数が 漏洩項を通じて負になっていることである。散乱項の反応度に関しても、MAを添加しな い場合の 100%ボイド反応度係数は、炉心長 100cm 以下で負の値を示している。これは、 Fig. 5.18 に示された無限体系における同じ燃料棒直径である 9mm の値が正になっている ことを考えると、中性子の漏洩の効果が間接的に働いて散乱項の反応度を負にしていると 考えられる。このことは、散乱項の反応度が、炉心長が短いほど負の方向へ小さな値にな っていることよりも確認できる。この原因としては、中性子漏洩の効果が随伴中性子束を 通して散乱項を減少させていると推測できる。このことを確認するために、バックリング により漏洩項を模擬したセル計算における随伴中性子束を計算して Fig. 5.30 に示す。これ より、漏洩の効果は、10°eV以上の領域における随伴中性子束の勾配を緩和する特徴及び、 10⁵eV以下の領域における随伴中性子束を正の方向へシフトさせる特徴があることが確認 できる。これらの効果は、散乱項の反応度を負にする効果がある。このような随伴中性子 束の変化はη値との関連により推測できる。 バックリングは一般的に吸収項と同様の扱い

により中性子の漏洩を模擬するため、η値も以下のように考えられる。

$$\eta' = \frac{\nu \Sigma_{f}}{\Sigma_{a} + DB^{2}}$$
(5-13)

ここで、一般的に拡散係数は高速エネルギー領域において大きな値を示すので、10⁵eV以上の領域における勾配を緩和させる方向に働いたと考えられる。

MA 添加による反応度への影響は、セル計算の結果と同様に、散乱項の反応度が大きく 影響を受けることが分かる。一方で、漏洩項への影響はほとんど見られない。漏洩項の反応度は炉心長が短いほど負の反応度効果が得られる。これは、単純に小さな炉心において 多くの中性子が漏洩することによる。また、炉心長の変化の割合が 100%ボイド反応度係 数に対して大きく表れているのは、100%ボイド時において中性子の散乱が少なく漏洩し やすいことに起因すると考えられる。このように、MA 添加により悪化したボイド反応度 係数は漏洩の効果を利用することにより有効に改善でき 120cm 以下の炉心長において負 の 100%ボイド反応度係数を得られることを明らかにした。

Table 5.9 Dancoff factor with different fuel rod diameter and coolant void fraction (Ref. 5-3)

	50% voided	55% voided	100% voided
λ=7mm	0.25495	0.27640	0.72480
λ=9mm	0.35234	0.37518	0.76789
$\lambda = 11 \text{mm}$	0.46423	0.48561	0.79946

Core Type	1	2	3	4	5	6
Core height (cm)	80.0	100.0	120.0	80.0	100.0	120.0
Am content (wt%)	0.0	0.0	0.0	2.0	2.0	2.0
Cycle length (day)	365.0	365.0	365.0	284.5	365.0	365.0
Number of batch	2.84	4.90	6.80	1.00	2.58	4.34
EOC burn-up (GWd/t)	40.4	49.7	54.7	16.4	30.1	37.5



Fig. 5.18 Void reactivity coefficient and 100% void reactivity coefficient by exact perturbation theory in infinite system (Ref. 5-3).



Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA(1/3) (Ref. 5-3).



Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA (2/3) (Ref. 5-3).



Fig. 5.19 Void reactivity coefficient without MA (3/3) (Ref. 5-3).



Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (1/3) (Ref. 5-3).



Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (2/3) (Ref. 5-3).



Fig. 5.20 100% void reactivity coefficient without MA (3/3) (Ref. 5-3).







Fig. 5.22 Forward spectra in state of 100% voided without MA (Ref. 5-3).



Fig. 5.23 Adjoint spectra in reference state without MA (Ref. 5-3).



Fig. 5.24 Effect on loaded MA to scatter term at fuel rod diameter of 11mm (Ref. 5-3).



Fig. 5.25 Adjoint spectra in state of 50% voided at fuel rod diameter of 11mm (Ref. 5-3).



Fig. 5.26 Spectra in the state of voided at fuel rod diameter of 11mm (Ref. 5-3).



Fig. 5.27 Spectra in the state of 100% voided at fuel rod diameter of 11mm (Ref. 5-3).



Fig. 5.28 Macroscopic cross section and η -value (Ref. 5-3).



Fig. 5.29 Void reactivity coefficient and 100% void reactivity coefficient at fuel rod diameter of 9mm (Ref. 5-3).



Fig. 5.30 Adjoint spectra of cell calculation with neutron leakage effect using buckling.

5. 3 MAリサイクルにおける使用済燃料崩壊熱の増加

一般的に MAのリサイクルを行うと、²³⁸Puの増加及び MAの高次化による使用済燃料 崩壊熱の増加が懸念される。これらについて、本節において MA リサイクルを行ったこと による使用済燃料の崩壊熱の増加という観点で検討する。ここで検討に用いる計算値は、 SWAT⁵⁻⁵⁾及び ORIGEN⁵⁻⁶⁾により算出されたものであるが、これらの詳細な解析条件は文献 5-7)を参照されたい。ここでは、HC-FLWRの代表炉心とNp添加炉心、Am添加炉心の崩 壊熱の比較を行う。燃焼に影響を与える主な設計諸元としては、燃焼度、比出力、燃焼期 間である。これらの値を Table 5.11 に示す。また、各炉心燃料の Puf 富化度と MA 添加量 を Table 5.12 に示す。これらの条件で算出された使用済燃料の崩壊熱が Fig. 5.31 である。 Npをリサイクルすることにより崩壊熱が 1.5 倍程度、Amをリサイクルすることにより崩 壊熱が2倍程度増加する。FP核種からの崩壊熱はどの炉型においても大きな差が見られ ない。むしろアクチニド核種からの崩壊熱に大きな差がみられる。この原因を調べるため Fig. 5.32に主要アクチニド核種ごとの崩壊熱を示す。代表炉心とNp添加炉心の比較では、 高次の核種についてはあまり差が見られないが、²³⁸Pu からの発熱量が 2 倍程度になって いるのが分かる。これは、²³⁷Npの捕獲反応により²³⁸Puが増加したためである。また、Am 添加炉心との比較では、²³⁸Puからの発熱の増加が1.7倍程度と大きいのに加えて、高次の MA 核種の発熱量も大きいことが分かる。244Cm については代表炉心における発熱量の3 倍程度の増加がみられる。これは、添加される Am が高次の核種である²⁴³Am を多く含む こと、そこから変換される高次の²⁴⁴Cm の増加が大きいためと考えられる。また、²³⁸Pu の増加は、²⁴¹Amの捕獲反応で生じる²⁴²Cmのζ崩壊によるパスから生成されるものが大半 であることも確認されている。

このように、MAをリサイクルすることにより、使用済燃料の崩壊熱が増加することが 確認され、リサイクルしない場合と比較して Np 添加の際はおよそ 1.5 倍、Am 添加の際は およそ 2 倍の崩壊熱の増加が見込まれることが分かった。

Representative Np Core Am Core				
Burn-up (GWd/t)	52.4	54.9	54.9	
Specific Power (MW/t)	31.6	38.4	38.4	
Burn-up Time (day)	1659.1	1427.6	1427.6	

Table 5.11 Condition of burn-up calculation

 Table 5.12 Puf enrichment and MA content of each fuel

	Puf content (wt%)	Loaded MA
Representative	11	None
Np core	13	2wt% of Np
Am core	13	2wt% of Am



Fig. 5.31 Decay heat of each core type of HC-FLWR cooled for 2 years and 4 years.



Fig. 5.32 Decay heat of actinides in fresh fuel and spent fuel cooled for 4 years.

6. 導入効果の検討

6.1 検討のねらい

原子力エネルギー利用の将来方針は、原子力政策大綱(2005年10月策定)⁶⁻¹でその大 枠が示されており、発電用原子炉の導入計画指針としては、2030年頃から現在開発が進 められている次世代軽水炉の導入、その後、2050年頃から経済性が軽水炉並みに実現で きることを条件に、高速増殖炉の商用導入開始を目指すことが掲げられている。再処理で 回収されるウラン、プルトニウムについてはリサイクルするという基本方針であり、現行 計画においては再処理で得られるプルトニウムは当面プルサーマルで利用され、その後、 高速増殖炉で利用されることが想定されている。原子力政策大綱では、原子力の研究開発 として、短期、中期、長期の同時並行的な取組みが必要としており、時間軸を考慮した開 発の進め方の必要性を提示している。特に、プルトニウム利用を含む核燃料サイクル体系 の確立においては、それに要する時間の長さを考えても、そのような取組みが重要である といえる。直近の短期的取組みに関わる事柄としては、現行軽水炉でプルトニウムを利用 するプルサーマルの実施である。一方、国産エネルギー資源であるプルトニウムを最大限 に活用するためには高速増殖炉サイクルの実現が必須であり、競争力のある革新的システ ムの実現を目指した研究開発が進められている。高速増殖炉サイクルを実現するための研 究開発は長期的視点の取組みの範疇に位置づけられるものである。



From "Framework for Nuclear Energy Policy", Oct. 11 2005, Atomic Energy Commission of Japan

Fig.6.1 Transition image from LWR to FBR cycle.

軽水炉サイクルから高速増殖炉サイクルへの移行過程に関連して、原子力政策大綱で示 されている設備規模の移行イメージ(Fig.6.1)を見ても、高速増殖炉の想定導入時期の 2050年から21世紀末までの間、比較的大きな規模で軽水炉が存続することが分かる。核 燃料サイクルの将来推移はこのような長きにわたるものであるため、将来の天然ウラン資 源動向などの不確実性も考慮に入れた対応が必要となる。このような状況に鑑み、将来の 不確実性に備えるためにも、軽水炉でのプルトニウム有効利用を検討しておくことは大事 なことといえる。すなわち、高速増殖炉サイクルの確立に向けた取組みに加えて、中期的 な視点で将来における軽水炉でのプルトニウム有効利用の方策を検討しておくことも重 要といえる⁶⁻²。

本章では、本研究で得られた HC-FLWR 代表炉心設計の結果を踏まえて、より一般的な 枠組みで、将来の軽水炉でのプルトニウム有効利用について考察する。特に、HC-FLWR の属するカテゴリである、高転換軽水炉の導入のメリットを明らかにすることを目的とし て、軽水炉でのプルトニウム利用について、その有効利用性ならびに経済性の観点からの 評価を行う。

6.2 天然ウラン需給の将来動向

ウラン資源量に関するデータとしては、2年毎に国際原子力機関(IAEA)と経済協力 開発機構(OECD)が共同で各国からの聞き取りの形で情報をまとめたレッドブック⁶³⁾ がある。そこには、コスト区分ならびに資源区分(存在の確かさの度合いに応じた区分) に応じたウラン資源量のデータが記載されている。2007年度版のレッドブックでは、コ スト区分が\$130/kg以下の、存在が確認されている在来型ウラン資源量は550万トンで、 前回の2005年版での470万トンに比べて80万トン程増加している。増加の理由は、主に 資源の新たな探査や再評価によるものである。確認される資源量は、探査に予算をかけれ ば増えていく傾向にあると言われている。しかしながら、採掘が容易な高品位のウラン鉱 には限りがあることに加え、今後新たに存在が確認されるウラン鉱は低品位で採掘コスト のかかるものへと推移していくと考えられる。さらに、将来的なエネルギー需要の伸びや、 炭酸ガス排出量抑制の動きとも関連して、原子力発電への大きな期待が寄せられている。 様々な経済成長シナリオが提示されているが、今後の原子力発電規模の伸びにともない、 天然ウラン価格が上昇傾向に推移することは明らかといえる。

レッドブックでは、ウラン資源はその存在の確かさの度合いに応じて四つのカテゴリに 区分されている。それらは存在の確かさが高い順に、確認資源(RAR: Reasonably Assured Resources)、推定追加資源-区分 I (EAR-I: Estimated Additional Resources- Category I)、 推定追加資源-区分 II (EAR-II: Estimated Additional Resources- Category II)、期待資源(SR: Speculative Resources) である。

ウラン資源の将来需給については IAEA よるレポートが出版されており、そこでは 2050 年までを見通した分析の結果が報告されている⁶⁴⁾。分析は国際応用システム解析研究所 /世界エネルギー会議(IIASA/WEC)のエネルギーシナリオに基づいて行われており、 低位、中位、高位の三つのエネルギー需要ケースに対してウラン資源必要量を算出し、そ れを賄うウラン資源供給可能量を先述の資源カテゴリ別に示している。2050年の年間需 要量は、低位ケースで 52 千トン、中位ケースで 177 千トン、高位ケースで 283 千トンで ある(参考: 2006年での年間需要量は 67 千トン)。高位ケースでは、需要を満たすために は 2031年から期待資源からの供給が必要なこと、中位ケースにおいても、2041年から期 待資源からの供給が必要との結果であることが報告されている。このような将来のウラン 資源の需給動向を考慮すれば、高速増殖炉導入後も比較的大きな規模を占める軽水炉での プルトニウムの有効利用も視野に入れておくことは、エネルギー戦略上でも重要と考える。

6.3 プルトニウムクレジットからみた MOX 利用の優位性

プルトニウム利用の経済的価値を示す指標としてプルトニウムクレジットがある。これ は、ウラン利用炉と MOX 利用炉のフロントエンドコストを比較した場合の、MOX 利用 炉の経済的優位性を表す指標である。ウラン利用炉のフロントエンドコストは、天然ウラ ン価格、転換・濃縮コスト、ウラン燃料製造コストで決まる。一方、プルトニウムを燃料 とする MOX 利用炉では、フロントエンドコストは、MOX 燃料加工コストのみで決まる。 プルトニウムクレジットは両者のフロントエンドコストの差をプルトニウム重量で規格 化した値であり、単位重量のプルトニウムの利用によるフロントエンドコストの節減効果 を表す。天然ウラン価格が上昇していけば、プルトニウムクレジットの値も大きくなり、 相対的にプルトニウム利用の価値が増大する。本節では、OECD による燃料サイクルコス ト評価と同じ単価を用いてプルトニウムクレジットの評価を行う⁶⁵。

Table 6.1 に重金属重量 1kg あたりのウラン燃料および MOX 燃料のフロントエンドコストを示す。ここでは、OECD による評価と同様にウラン燃料の濃縮度は 3.6%、また、MOX 燃料の核分裂性プルトニウム富化度は 4.4%としている。これは両者の燃料で燃焼度が同一となるよう設定されている。Fig. 6.2 は天然ウラン価格に対するウラン燃料のフロントエンドコストを示したものである。MOX 燃料製造コストが\$1,100/kgHM の場合、天然ウラン価格が\$30/kgU 以上になると MOX 燃料を用いた方がフロントエンド(燃料) コスト上で優位となる。MOX 燃料製造コストが\$2,000/kgHM の場合は、天然ウラン価格が\$160/kgU 以上で MOX 燃料使用に優位性が出てくる。

プルトニウムクレジットは先述のように、ウラン燃料と MOX 燃料の両者のフロントエ

ンドコストの差から算出されるものである。Table 6.1 に示したケースでは、重金属重量 1kg の MOX 燃料を利用することよるフロントエンドコストの節減額は\$294 である。プルトニ ウムクレジットは、この節減額をその燃料中に含まれる核分裂性プルトニウムの重量で規 格化して求められる。核分裂性プルトニウム富化度 4.4%、重金属重量 1kg の MOX 燃料中 には 4.4g の核分裂性プルトニウムが含まれるので、この場合のプルトニウムクレジット は約\$7/gPuf となる。Fig. 6.3 は天然ウラン価格に対するプルトニウムクレジットを示した ものであり、天然ウラン価格の上昇にともないプルトニウムクレジット、言い換えるなら ばプルトニウム利用の経済的価値、が大きくなることが分かる。

プルトニウムクレジットは単位プルトニウム重量当たりの指標であるので、プルトニウムの装荷量が多い炉心では、その値は小さくなる。高転換軽水炉では後述するように、他のMOX利用炉心と比較して初期プルトニウム装荷量に加えて取替燃料に必要なプルトニウム量も多くなる。そのため、プルトニウム装荷量の少ない炉に比べて、単位重金属重量当たりのフロントエンド節減額が同一であっても、高転換軽水炉のプルトニウムクレジットは小さな値になってしまう。一方、高転換軽水炉では取出燃料として排出されるプルトニウム量も多いという特徴をもつ。そのため、MOX利用炉の経済的効果を評価する場合には、リサイクルの次のステージで利用可能な排出プルトニウム量も経済的価値として考慮する必要があるものと考える。

	-	
	Uranium fuel (1kg)	MOX fuel (1kg)
Natural uranium	\$509 (\$70.1*7.267kg)	—
Conversion	\$58 (\$8*7.267kg)	—
Enrichment	\$552 (\$110*5.014SWU)	—
Fuel fabrication	\$275 (\$275*1kg)	\$1100 (\$1100*1kg)
TOTAL	\$1394	\$1100

Table 6.1 Front end fuel cycle cost of uranium and MOX fuel



Fig. 6.2 Front end fuel cost vs. natural uranium price.



Fig. 6.3 Plutonium credit vs. natural uranium price.

6. 4 発電コストの分析

前節ではプルトニウムクレジットの観点からプルトニウム利用の経済的優位性について考察した。本節では、高速増殖炉サイクルへの移行期においては、ウラン軽水炉、MOX 軽水炉、高速増殖炉が並立して混在することも考慮し、これらの発電コストを比較評価し、 それぞれの特徴を明らかにする。

発電コストは、資本コスト、燃焼サイクルコスト、運転維持コストの三つの要素より構成される。発電コストを決める主要なパラメータとしては建設単価、炉寿命、設備利用率、 燃焼度であると考え、本検討においては、それらの発電コストへの感度も考慮した評価を 行う。Fig. 6.4 にこれらのパラメータと発電コストの関係を示す。これらのパラメータの 変動による発電コストの不確実性も踏まえて、各炉の発電コストの相対的ポジションにつ いて考察する。本検討においては、各炉についてパラメータとして Table 6.2 に示す値を想 定した。Table 6.2 において、LWR は現行(ウラン)軽水炉である。また、Advanced LWR は、現在経済産業省と民間が共同で開発プロジェクトを進めている次世代軽水炉⁶⁶⁰を念 頭においており、ここでは将来型軽水炉と呼ぶ。発電コストの算出で用いた諸単価を Table 6.3 に示す。これらの諸単価の値は入手可能な情報を参考にして決めたものである^{67,68}。 資本コストの算出にあたっては年利 5%を仮定した。算出した発電コストを Fig. 6.5 に示す。 本検討においては、各炉の発電コストの大まかな相対関係を理解することを目的としてい るため、算出にあたっては次のような粗い仮定をした。

- (1) 運転維持コストは全炉において共通
- (2) ウラン燃料と MOX 燃料の再処理コストは同一

算出の結果得られた発電コストは、現行軽水炉 5.3 円/kWh、将来型軽水炉 3.9 円/kWh、 高速増殖炉 3.3 円/kWh、そして MOX 軽水炉 4.2 円/kWh となった。ただし、運転維持コス トは一律に 1.5 円/kWh と仮定した。高速増殖炉は、燃焼度が高いことが大きな要因で最も 発電コストが低くなっている。MOX 軽水炉では現行技術から大きくかけ離れた革新的燃 料技術を用いることを想定しておらず、そのため燃焼度が抑えられていることが主要な理 由で発電コストが高くなったが、その額は適当な範囲に収まっているといえる。



Fig. 6.4 Parameters affecting the cost of electricity.

Table 6.2 Plant parameters for cost evaluation					
LWR Advanced MOX-LWR FBR					
Construction unit cost (yen/kWe)	300,000	200,000	200,000	200,000	
Burnup (GWd/t)	45	70	50	115	
Capacity factor (%)	85	95	90	95	
Plant life time (yr)	40	60	60	60	

Table 6.3 Unit price setting for evaluation				
Item	Unit price			
Natural uranium	5.5 (M yen/tU)			
Conversion	0.5 (M yen/tU)			
Enrichment	17 (M yen/tSWU)			
Uranium fuel fabrication	80 (M yen/tHM)			
MOX fuel fabrication	262 (M yen/tHM)			
Reprocessing	263 (M yen/tHM)			
HLW disposal	170 (M yen/tHM)			

-



Fig. 6.5 Comparison of cost of electricity.

次にパラメータの変動に対して MOX 軽水炉の発電コストがどの程度変化するかのを調べた。建設単価、設備利用率、燃焼度のパラメータについて、もっともらしい範囲で変化させた場合の発電コストを Fig. 6.6 に示す。概ね、4~5円/kWhの範囲に収まる結果となっている。Fig. 6.7 は将来型軽水炉の発電コストを、天然ウラン価格をパラメータとして算出した結果を示したものである。天然ウラン価格が 16,500 千円/tU (為替レート1ドル 120円の場合、\$140/kgUに相当)での将来型軽水炉の発電コストは 4.22円/kWh となり、MOX 軽水炉と同等の発電コストとなる。さらに、天然ウラン価格が 38,500 千円/tU (\$320/kgU)となった場合の将来型軽水炉の発電コストは大体 5円/kWh となり、このような状況ではMOX 軽水炉によるプルトニウム利用の優位性が顕著に現れる。



Fig. 6.6 Cost of electricity for MOX-LWR against the parameter variation.



Fig. 6.7 Cost of electricity of advanced LWR in terms of natural uranium price.

6.5 MOX 軽水炉におけるプルトニウム有効利用性の考察

これまでに MOX 軽水炉における代表的なプルトニウムの利用形態として、高転換軽水 炉(HC-LWR)と高減速軽水炉(HM-LWR)の検討がなされている。高転換軽水炉は U-238 から核分裂性の Pu-239 への転換を促進して核分裂による発電を行いつつも、次のステッ プで使えるプルトニウムを確保しておくコンセプトといえる。一方、高減速軽水炉は転換 を抑制して極力プルトニウムを消費することを指向したコンセプトである。本節では、 HC-FLWR に相当する高転換軽水炉(転換比が 0.85 程度)でのプルトニウムのマルチリサ イクルを想定した場合のプルトニウム有効利用性について、高減速軽水炉との比較考量を することによりその特長を明らかにする。高転換軽水炉で転換比を高めた場合のポテンシ ャルについては次節で検討する。

6.5.1 炉特性と特徴

検討においては、装荷燃料と取出燃料のプルトニウムマスバランスデータ(炉特性データ)が必要となる。高転換軽水炉については、本研究で設計検討がなされている HC-FLWR 代表炉心の設計結果¹⁻⁰からデータを作成した。また、高減速軽水炉のデータについては 原子力発電技術機構(NUPEC)の検討⁶⁻⁹によるものを参考に作成した。Table 6.4 に本検 討で用いる高転換軽水炉と高減速軽水炉のデータを示す。高減速軽水炉と比較した際の高 転換軽水炉の特徴は以下の通りである。

- (1) 取替装荷に必要な核分裂性プルトニウム量が多い。
- (2) 排出プルトニウムの量が多く組成も良好。
- (3) 使用済燃料中のプルトニウム含有率が高い。
- (4) 発電量当りの核分裂性プルトニウム消費割合が少ない。

(1) はプルトニウムのマスバランスの観点で導入規模の制約となる要因であるが、(2) についてはマルチリサイクルを行う際に有利な要因である。(3) は使用済燃料の形態でプ ルトニウムを後の高速増殖炉等の導入に備えて確保しておくに有利な要因といえる。また、

(4) はプルトニウムを有効に使い少量のプルトニウムの消費で発電に寄与していることを示しているものといえる。

		HC-LWR	HM-LWR
	Total heavy metal (t/GWe/yr)	18.14	21.06
	Total Pu (t/GWe/yr)	3.11	1.57
loading	Fissile Pu (t/GWe/yr)	1.79	0.90
	Puf ratio (%)	57.5	57.5
	Fissile Pu content (%)	9.8	4.3
	Total heavy metal (t/GWe/yr)	17.12	19.99
	Total Pu (t/GWe/yr)	2.76	0.93
discharge	Fissile Pu (t/GWe/yr)	1.50	0.44
	Pufratio (%)	54.3	47.5
	Fissile Pu content (%)	8.8	2.2
Fissile Pu consumption (t/GWe/yr)		0.29	0.46
Conversion ratio 0.84 0.49			0.49

Table 6.4 Specifications of HC-LWR and HM-LWR

6.5.2 マルチリサイクルの想定と諸量評価

高転換軽水炉及び高減速軽水炉でプルトニウムを燃焼させた場合、使用済燃料中の全プ ルトニウム中の核分裂性プルトニウム割合(プルトニウムの質)は装荷時に比べて劣化す る。高転換軽水炉においては3%程度、高減速軽水炉においては10%程度の質の劣化を生 じる。本検討においては、マルチリサイクルの実現方法として、自己排出のプルトニウム にウラン軽水炉から排出される比較的質の高いプルトニウムを混合することにより、自己 排出プルトニウムの質を装荷時の状態に回復して持続的なマルチリサイクルを行うこと を想定した。軽水炉排出の核分裂性プルトニウム割合は63%と仮定した。このようにプ ルトニウムの質の条件も考慮したマルチリサイクルを行った場合について、プルトニウム のマスバランスで決まるウラン軽水炉とMOX軽水炉(高転換軽水炉、高減速軽水炉)の 平衡状態における規模割合を評価した。本検討においては、プルトニウムの質の条件を満 たすための混合プロセスを含む Fig. 6.8 に示すようなフローを想定した。



Fig. 6.8 Mass flow diagram of assumed multi-recycling scheme for evaluation.

プルトニウムの質の制約条件を満たすためには、自己排出のプルトニウムを全量廻すことはできない。そのため、一部は貯蔵に廻されることになる。発電規模が1GWeのMOX 軽水炉を維持するために必要なウラン軽水炉の規模を算出する。ウラン軽水炉から排出される全プルトニウム量、核分裂性プルトニウム量を、それぞれ*L*₁、*L*₂とする。また、MOX 軽水炉から排出される全プルトニウム量、核分裂性プルトニウム量を、それぞれ*F*₁、*F*₂ とする。そして、MOX 軽水炉へ装荷する核分裂性プルトニウム量を*F*_{in}とする。このとき、 必要となるウラン軽水炉の規模を*x*、プルトニウムの質の制約を満たすために自己リサイ クルできる MOX 使用済燃料の割合を*y*とすれば、質の制約条件ならびに核分裂性プルト ニウム装荷量の条件式は(6-1) 式及び(6-2) 式となる。このとき、装荷燃料の核分裂性 プルトニウム割合は 57.5%としている。

$$\frac{L_2 x \, 2 \, F_2 y}{L_1 x \, 2 \, F_1 y} \mid 0.575 \tag{6-1}$$

$$L_2 x 2 F_2 y \mid F_{in}$$
 (6-2)

上式の連立方程式からウラン軽水炉の規模 x は (6-3) 式から、自己リサイクル可能な MOX 使用済燃料の割合 y は (6-4) 式で求められる。

$$x \mid \frac{(0.575F_1 \ 4 \ F_2)}{0.575(F_1 \ L_2 \ 4 \ F_2 \ L_1)} F_{in} \tag{6-3}$$

$$y \mid \frac{(0.575L_1 \ 4 \ L_2)}{0.575(F_2L_1 \ 4 \ F_1L_2)} F_{in} \tag{6-4}$$

以上の結果より、1GWe 規模の高転換軽水炉ならびに高減速軽水炉を平衡状態において 維持する際の諸量を Table 6.5 に示す。

Table 6.5 Various mass flow quantities in the assumed multi-recycling scheme

Tuble 0.5 Vallous mass now quantities in the assumed many recycling seneme				
	HC-LWR	HM-LWR		
Required U-LWR for 1GWe MOX-LWR (<i>x</i>) (GWe)	5.86	5.30		
Introduction capacity ratio (%)	14.6	15.9		
Puf from U-LWR (t/GWe/yr)	0.700	0.636		
Puf from MOX-LWR by itself (t/GWe/yr)	1.090	0.264		
Stored MOX-SF (t/GWe/yr)	4.79	8.00		
Stored Puf in MOX-SF (t/GWe/yr)	0.420	0.176		
Puf content in MOX-SF (%)	8.7	2.2		

Table 6.5 から、高転換軽水炉は高減速軽水炉に対して、以下の特徴がみられる。

- (1) 自己リサイクルされるプルトニウム量が多い。
- (2) プルトニウムの質の制約により貯蔵に廻される使用済燃料量が少ない。
- (3) 貯蔵に廻された使用済燃料に含まれるプルトニウム量が多い。
- (4) 平衡状態のプルトニウムバランスから決まる導入可能規模は同程度(全体の約 15%)である。

以上のことから、MOX 軽水炉として高転換軽水炉ならびに高減速軽水炉を原子力発電 システムへ導入した場合、原子力発電全体としてみた場合の天然ウラン使用量削減のポテ ンシャルは両者同程度といえる。また、高転換軽水炉の特長としては、高速増殖炉サイク ルへの移行に必要なプルトニウムを将来に向けて確保しつつ、原子力発電システムにおい て発電を担えるポテンシャルがある点を挙げることができる。

6.6 転換比をパラメータとした高転換軽水炉の導入可能規模の分析

本節では、高転換軽水炉について、プルトニウムバランスとプルトニウムの質の観点か らプルトニウム有効利用性ならびに導入可能規模の検討を行ない、高転換軽水炉の有する ポテンシャルを明らかにする。

前節で述べたように、高転換軽水炉においては取出燃料におけるプルトニウムの質の劣 化は少ない。そのため、ウラン軽水炉使用済燃料から得られる比較的質の良いプルトニウ ムを混合してやれば、取替装荷燃料のプルトニウムの質まで組成を戻すことが可能であり、 持続的なマルチリサイクルの実現が比較的容易である。燃焼にともなうプルトニウムの質 の劣化が少なければ、自己排出プルトニウムをリサイクルできる割合が大きくなり、プル トニウムの有効利用性が高まることになる。また、転換比と取出燃料排出プルトニウムの 質との間には、転換比が高ければプルトニウムの質の劣化が小さくなるという関係にある。 そのため、評価においては転換比をパラメータとして選ぶことが適当と考えられる。そこ で本節では、転換比をパラメータとして、外部供給率(ウラン軽水炉から供給が必要な割 合)と高転換軽水炉の導入可能規模を評価し、高転換軽水炉の有するポテンシャルを明ら かにする。本検討においては、簡単のため平衡状態を想定する。また燃料の冷却期間等は 考慮していない。

評価においては、取出燃料のプルトニウムの質は転換比に比例するものと仮定した(Fig. 6.9(a))。そして、転換比1の場合においてプルトニウムの質の劣化が生じないものと仮定した(すなわち、取出燃料のプルトニウムの質は取替燃料のそれと等しい 57.5%とした)。 また、取替燃料のプルトニウム装荷量は転換比に依存せず、すべての転換比において設計値(転換比 0.84 のときの値)と同じと仮定した。

Fig. 6.9(b)は、取替燃料のプルトニウムの質の条件を満足させた場合の、転換比とリサ イクル率(どれだけ自己排出のプルトニウムを廻せるかを表す指標)の関係を示したもの である。転換比の向上にともなってリサイクル率が高まりプルトニウムの有効利用性が高 まることがわかる。Fig. 6.9 (c)は、転換比と外部供給率の関係を示したものである。転換 比の向上により外部供給率が減少し自己リサイクル割合が高まっていくことがわかる。 Fig. 6.9(d)は、転換比と導入可能規模の関係を示したものである。転換比の向上にともな って自己リサイクルの割合が高まり軽水炉排出プルトニウムへの依存度が少なくなって いくため、導入可能規模が増えていく。転換比が 0.84 の場合には、プルトニウムバラン スの条件より、全発電規模に占める高転換軽水炉の割合が 15%で、残り 85%はウラン軽 水炉に依存する必要がある。例えば、転換比を 0.95 に向上させたとすると、高転換軽水 炉が 30%、ウラン軽水炉が 70%の割合で導入が可能となる。

高転換軽水炉において転換比を向上させるとプルトニウムの有効利用性が高まり、そ の導入可能規模も増える。転換比が1に近づくに従いその効果は顕著となる。従って、転 換比を高めた高転換軽水炉でプルトニウムの有効利用性を図ることも、将来の軽水炉にお けるプルトニウム利用の有効な選択肢となり得るものと考えられる。



Fig. 6.9 Evaluation results for HC-LWR in terms of conversion ratio (1/2).



Fig. 6.9 Evaluation results for HC-LWR in terms of conversion ratio (2/2).

7. 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、代表炉心の設計、移行炉心の検討、MAリサイクル炉心の設計、導入シナリオの検討を行った。

第3章の代表炉心の設計にあたっては、過去の研究で設計した炉心から、MOX 部高さ を 0.5cm 伸ばして 85.5cm とし、RMWR の炉心部分と同じ高さとした。これは、RMWR へ の移行炉心において、HC-FLWR用の高転換(HC)型集合体とRMWR用の増殖(BR)型 集合体が隣接する場合に、HC型集合体ブランケット領域と BR型集合体 MOX 領域が接し た場合に、BR 型集合体 MOX 領域に出力ピーキングを生じる懸念があったためである。 計算コードも改良が図られ、詳細エネルギー群数が 107 群から 200 群となった MOSRA-SRAC コードと、燃料中の Xe-135 や Sm-149 等の濃度補正機能が追加された MOSRA-LWR コードを用いて計算を行った。その結果、MOX 部高さを伸ばしても、炉心 特性にはほとんど変化がないことを確認した。また、Xe-135と Sm-149 について、炉心内 の中性子東レベルに対応した平衡濃度に補正を行った場合には、反応度が若干増加するこ とが分かった。その増加分だけ Puf インベントリを下げることが可能となり、代表炉心の MOX 燃料 Puf 富化度を 11%から 10.75%に変更した。最終的には、上下ブランケット部も 含めた取出燃焼度 52.1GWd/t、Puf 残存比 0.84、冷却材ボイド反応度係数-2.3x10⁴+k/k/%void という値が得られた。これは、ボイド反応度係数を除いて、旧代表炉心の値とほぼ等しい ものである。また、過去の研究で設定した燃料交換パターンを適用したところ、炉心の径 方向出力は、炉心の内側半分程の範囲では、ほぼ平坦な分布となり、径方向ピーキング係 数の最大値も1.3程度に収まることが確認された。これも旧炉心と同様の分布であった。

第4章では、HC-FLWRから RMWR への移行期の炉心特性の検討を行なった。移行期のFLWR 炉心は、燃料格子の稠密度や燃料富化度、および集合体高さ方向の MOX 領域と ブランケット領域配置が互いに異なる、HC型集合体と BR 型集合体の二つの型の燃料集 合体が混在した体系となる。集合体内の局所的な出力分布の検討からは、この二つの型の 燃料集合体が接する境界部に大きな出力ピーキングが生じることがわかった。この出力ピ ーキングは、集合体 MOX 部の富化度に燃料棒ごとの分布をつけるなどの方法により低減 が可能であることも確かめられた。炉心全体の特性に関する検討では、出力の不整合が生 じやすい HC型および BR 型集合体が混在した炉心でも、その装荷パターンにより出力分 布平坦化は可能であるが、集合体装荷パターンにより出力分布以外の炉心特性にも影響が 及ぶことが示された。ただし、装荷パターンを適切に選択することにより、HC-FLWR か ら RMWR へ炉心特性を漸近的に変化させることができることも確認できた。これらの核 的な検討結果からは、FLWR は大きな技術的困難はなく HC-FLWR から RMWR へ移行可 能であると考えられる。

第5章のMAリサイクル炉心の設計では、MAリサイクルの検討、ボイド反応度係数特性の検討、使用済燃料の崩壊熱の検討を行った。

MA リサイクルの検討では、まず、代表炉心の MOX 燃料に MA を均質に装荷した場合 には、燃焼度の低下及びボイド反応度係数の悪化を招くため、MA リサイクル用として、 新設計を行う必要があることが分かった。また、セル計算による検討では、MA の平衡濃 度が約 2wt%であることなどが確認できた。最終的には3次元炉心燃焼解析等により、Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm で、取出燃焼度 55GWd/t が得られる MA リサイクル炉心が設計できた。この炉では、環境負荷低減に有効であると される Np を添加した際、装荷量の約 4 割を低減可能であることが確認された。

ボイド反応度係数特性の検討では、厳密摂動論を用いて炉物理的考察を行った。その結果、MA添加によるボイド反応度係数の悪化は、散乱項を通じて発生し、主な原因は随伴 中性子束の10⁵eV以上のエネルギー領域における勾配の増加であることが確認できた。また、ボイド反応度係数の改善には炉心長の短尺化による漏洩の増加が有効であることを定 量的に確認した。

使用済燃料の崩壊熱の検討では、MA リサイクルを行うことによって、2年冷却及び4 年冷却時における使用済燃料からの崩壊熱は代表炉心のものと比較して、Np 添加炉心で 1.5 倍程度、Am 添加炉心で2倍程度となることが分かった。また、崩壊熱の増加は、アク チニド核種の寄与により発生していることが分かった。Np 添加炉心における崩壊熱の増 加は、²³⁷Np の捕獲反応により発生する²³⁸Pu によるものが顕著であることが分かった。Am 添加炉心における崩壊熱の増加は、²⁴³Am から高次化した²⁴⁴Cm の増加によるものと²⁴¹Am から生成される²⁴²Cm のζ崩壊によるパスから生成される²³⁸Pu の寄与が顕著であることが 分かった。

第6章では、本研究で得られた炉心設計の結果をふまえて、より一般的な枠組みで、将 来の軽水炉でのプルトニウム有効利用について考察した。その中では特に、HC-FLWRの 属するカテゴリである高転換軽水炉の導入メリットを明らかにすることを目的として、軽 水炉での MOX 利用について、プルトニウム有効利用性ならびに経済性の観点からの評価 を行った。

先ず、MOX 軽水炉の経済性に関する相対的なポジションを明らかにするために、将来 における MOX 軽水炉、ウラン軽水炉、高速増殖炉について発電コストを相互的に比較評 価した。MOX 軽水炉では革新的燃料技術などの現行技術から大きな飛躍のある技術を用 いることを想定しておらず、それゆえに達成可能な燃焼度が抑えられることもあり、三者 の中では発電コストは最も高くなるが、その値は十分許容可能な範囲に収まることを示し た。あわせて、発電コストを決める要因である、建設単価、燃焼度、設備利用率、天然ウ ラン価格をパラメータとした場合の発電コストへの感度を評価した。想定される得るパラ メータ変動幅を見込んでも、妥当な発電コストの範囲内に収まる結果となった。高燃焼度 化が図られる将来のウラン軽水炉に対しても、将来のウラン価格の高騰によりその価格が \$200/kgUを超える状況となれば、発電コスト上でも MOX 軽水炉が十分な優位性を発揮す ることを示した。

プルトニウム有効利用性に関しては、MOX 軽水炉の代表ケースとして高転換軽水炉と 高減速軽水炉について、プルトニウム多重リサイクル条件下での特性を、排出されるプル トニウムの質(組成)の制約も考慮して相互評価した。高転換軽水炉では燃料取替時に排 出されるプルトニウムの質が良いため、その質を制約条件とした多重リサイクル下でも有 効にプルトニウムを回せ、且つ、将来の高速増殖炉導入に際しプルトニウムを保持してお くにも有利な要件を備えていることを明らかにした。さらに、高転換軽水炉について、そ の性能指標である転換比をパラメータとした評価を行った。高転換軽水炉では転換比がプ ルトニウム有効利用性、導入可能規模を決めるキーファクターとなり、転換比が1に近づ くにつれてその効果が顕著に現れる結果となった。以上の結果をふまえれば、高転換軽水 炉では転換比を高めることでプルトニウム有効利用性の向上が可能であり、更なる高転換 比化を図った高転換型革新的水冷却炉心の設計検討を進めていけば、高速増殖炉サイクル への移行期も含め、将来の軽水炉利用体系において有効な技術手段を提供できる可能性が あるものと考える。

謝辞

本研究で使用した MOSRA-SRAC および MOSRA コードの主開発者である、原子力基礎 工学研究部門核設計技術開発グループの奥村啓介研究副主幹には、コードの使用にあたっ て、様々なご協力を頂き、深く感謝いたします。FBR プラント工学研究センター炉心・燃 料技術グループの羽様平研究副主幹、並びに核設計技術開発グループの久語輝彦サブリー ダー、千葉豪研究員からは、ボイド反応度係数に関する炉物理的考察に関して、厳密摂動 論及び断面積変化のメカニズムについての貴重なご意見を頂き、深く感謝いたします。

参考文献

- 1-1) 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).
- 1-2) 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,"日本原 子力学会誌, **45**[3], p.184 (2003).
- 1-3) 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).
- 1-4) 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).
- 1-5) S. Uchikawa, T. Okubo, T. Kugo *et al.*, "Conceptual Design of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) and its Recycle Characteristics," J. Nucl. Sci. Technol., 44[3], p.227 (2007).
- 1-6) 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).
- 1-7) 中野佳洋,秋江拓志,奥村啓介,他,"高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR)の炉心設計", JAEA-Research 2008-006,日本原子力研究開発機構 (JAEA) (2008).
- 3-1) 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).
- 3-2) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko, et al., "SRAC2006: A Comprehensive Neutronics Calculation Code System," JAEA-Data/Code 2007-004, Japan Atomic Energy Agency

(JAEA) (2007).

- 3-3) 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], p.1125 (2002).
- 3-4) Y. Nagaya, K. Okumura, T. Mori, et al., "MVP/GMVP II : General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods," JAERI-1348, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) (2004).
- 3-5) 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).
- 3-6) 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).
- 4-1) H. Akie, Y. Nakano, T.Okubo, "Neutronic Characteristics of FLWR in the Transition Phase Changing from High Conversion Core to Breeder Core," *Proc. 2009 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '09)*, Tokyo, Japan, May 10-14, 2009, #9304 (2009).
- 4-2) 小林登,大貫晃,内川貞夫,他,"革新的水冷却炉(FLWR)高転換型炉心の熱水力設計", JAEA-Research 2008-054,日本原子力研究開発機構 (JAEA) (2008).
- 5-1) Y. Fukaya, Y. Nakano, T. Okubo, "Study on High Conversion Type Core of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) for Minor Actinide (MA) Recycling," Ann. Nucl. Energy, 36, pp.1374-1381(2009).
- 5-2) 石川信行,小林登,大久保努,他,"革新的水冷却炉研究会(第9回)に関する報告書;2006 年3月1日,航空会館,東京都港区", JAEA-Review 2006-020,日本原子力研究開発機構 (JAEA) (2006).
- 5-3) Y. Fukaya, Y. Nakano, T. Okubo, "Study on Characteristics of Void Reactivity Coefficients for High Conversion Type Core of FLWR for MA Recycling", J. Nucl. Sci. Technol.,46[8] (2009).
- 5-4) H. H. Hummel, D. Okrent, "Reactivity Coefficients in Large Fast Power Reactors", American Nuclear Society, Washington, 84-88 (1970).
- 5-5) 須山賢也, 清住武秀, 望月弘樹, "統合化燃焼計算コードシステムSWAT改訂版" JAERI-Data/Code 2000-027, 日本原子力研究所(JAERI) (2000).
- 5-6) A.G. Groff, "ORIGEN2: a versatile computer code for calculating the nuclide compositions and characteristics of nuclear materials", *Nucl. Technol.* **62**, pp.335-352 (1983).
- 5-7) 深谷裕司, 中野佳洋, 大久保努, "高転換型革新的水冷却炉(HC-FLWR)の使用済燃料 特性の検討", JAEA-Research 2009-041, 日本原子力研究開発機構 (JAEA) (2009).
- 6-1) 原子力委員会,"原子力政策大綱,"(2005).
- 6-2) 近藤駿介, "講演:原子力発電の核燃料サイクルに関する取組みの基本的考え方",日本原子力学会誌, 49[11-12], p.741 (2007).
- 6-3) "Uranium 2007: Resources, Production and Demand", OECD/NEA (2008).
- 6-4) "Analysis of Uranium supply to 2050", IAEA (2001).
- 6-5) "The Economics of the Nuclear Fuel Cycle", OECD/NEA (1994).
- 6-6) "特集:グローバル市場を視野に入れた次世代軽水炉開発", 原子力 eye, 54[1], p.4 (2008).
- 6-7) "モデル試算による各電源の発電コストの比較", 電気事業連合会 (2004).
- 6-8) 武井正信,小杉山真一,毛利智聡,他,"高温ガス炉ガスタービン発電システム (GTHTR300)の経済性評価",日本原子力和文論文誌, 5[2], p.109 (2006).
- 6-9) 濱本和子,金川孝,平岩宏司,他,"研究論文:1113. 軽水炉でのプルトニウム有 効利用に向けた高減速 MOX 炉心",日本原子力学会誌,43[5], p.503 (2001).

表 1. SI 基本単位				
甘大昌	SI 基本ì	SI 基本単位		
本个里	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	А		
熱力学温度	ケルビン	Κ		
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				
·····································				
粗立里	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	キログラム毎立方メートル	kg/m ³		
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²		
比 体 程	立方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		
量濃度 ^(a) ,濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³		
質量濃度	キログラム毎立法メートル	kg/m ³		
輝 度	カンデラ毎平方メートル	cd/m^2		
屈折率 (b	(数字の) 1	1		
比透磁率。	(数字の) 1	1		

(a) 量濃度(amount concentration)は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration)ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

51 租立中位				
位による し方				
- / -				
A^{-1}				
4 A 2				
A^{-2}				
3 A ²				
A^{-1}				
A^{-2}				

主 4	単位の由に田右の	々折し記旦たる	全地の周辺の方面の周辺の
衣4.	単位の中に固有の	石仦と記方を言	3む51組立単位の例

	S	I 組立単位	
組立量	名称	記号	SI 基本単位による 表し方
粘度	パスカル秒	Pa s	$m^{-1} kg s^{-1}$
カのモーメント	ニュートンメートル	N m	$m^2 kg s^2$
表 面 張 大	リニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角 速 度	ラジアン毎秒	rad/s	$m m^{-1} s^{-1} = s^{-1}$
角 加 速 度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s^2	$m m^{-1} s^{-2} = s^{-2}$
熱流密度,放射照度	ワット毎平方メートル	W/m^2	kg s ^{−3}
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 kg s^2 K^1$
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	$m^{2} s^{-2} K^{-1}$
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^{2} s^{-2}$
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ 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} kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ³ A ¹
電 荷 密 度	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ sA
表 面 電 荷	f クーロン毎平方メートル	C/m^2	m ⁻² sA
電 束 密 度 , 電 気 変 位	クーロン毎平方メートル	C/m^2	m^{-2} sA
誘 電 卒	マァラド毎メートル	F/m	$m^{-3} kg^{-1} s^4 A^2$
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	$\mathrm{m~kg~s^{-2}A^{-2}}$
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	$m^2 kg s^2 mol^1$
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)	$m^{2} kg s^{2} K^{1} mol^{1}$
照射線量(X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ sA
吸収線量率	ダレイ毎秒	Gy/s	$m^{2} s^{-3}$
放 射 強 度	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 m^2 kg s^3 = m^2 kg s^3$
放 射 輝 度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2 sr)$	$m^2 m^2 kg s^3 = kg s^3$
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³	$m^{-3} s^{-1} mol$

表 5. SI 接頭語								
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号			
10^{24}	э 9	Y	10^{-1}	デシ	d			
10^{21}	ゼタ	Z	10^{-2}	センチ	с			
10^{18}	エクサ	Е	10^{-3}	ミリ	m			
10^{15}	ペタ	Р	10^{-6}	マイクロ	μ			
10^{12}	テラ	Т	10^{-9}	ナノ	n			
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピョ	р			
10^{6}	メガ	М	10^{-15}	フェムト	f			
10^3	キロ	k	10^{-18}	アト	а			
10^2	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	z			
10^1	デ カ	da	10^{-24}	ヨクト	у			

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

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=86 400 s
度	٥	1°=(п/180) rad
分	,	1'=(1/60)°=(п/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(п/648000) rad
ヘクタール	ha	$1ha=1hm^{2}=10^{4}m^{2}$
リットル	L, l	$1L=11=1dm^{3}=10^{3}cm^{3}=10^{-3}m^{3}$
トン	t	1t=10 ³ kg

表7.	SIに属さな	いが、S	Iと併用	される単位で、	_ SI単位で

衣される奴帼が夫破的に待られるもの						
名称	記号	SI 単位で表される数値				
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J				
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg				
統一原子質量単位	u	1u=1 Da				
天 文 単 位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m				

	表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位						
	名称		記号	SI 単位で表される数値			
バ	-	ル	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa			
水銀	柱ミリメー	トル	mmHg	1mmHg=133.322Pa			
オン	グストロー	- 4	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m			
海		里	М	1 M=1852m			
バ	_	\sim	b	$1 \text{ b}=100 \text{ fm}^2=(10^{-12} \text{ cm})2=10^{-28} \text{m}^2$			
1	ツ	ŀ	kn	1 kn=(1852/3600)m/s			
ネ	-	パ	Np	の形法しの粉結めな胆核け			
~		N	В	対数量の定義に依存.			
デ	ジベ	N	dB -				

	表9. 固有の名称をもつCGS組立単位							
	名称		記号	SI 単位で表される数値				
工	N	グ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J				
ダ	イ	\sim	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N				
ポ	P	ズ	Р	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s				
ス	トーク	ス	St	$1 \text{ St} = 1 \text{ cm}^2 \text{ s}^{-1} = 10^{-4} \text{m}^2 \text{ s}^{-1}$				
ス	チル	ブ	$^{\mathrm{sb}}$	$1 \text{ sb} = 1 \text{ cd} \text{ cm}^{-2} = 10^4 \text{ cd} \text{ m}^{-2}$				
フ	オ	ŀ	$^{\rm ph}$	$1 \text{ ph}=1 \text{cd sr cm}^{-2} 10^4 \text{lx}$				
ガ		N	Gal	1 Gal =1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²				
7	クスウェ	ル	Mx	$1 \text{ Mx} = 1 \text{G cm}^2 = 10^{-8} \text{Wb}$				
ガ	Ċ	ス	G	$1 \text{ G} = 1 \text{Mx cm}^{-2} = 10^{-4} \text{T}$				
エノ	レステッド(c)	Oe	$1 \text{ Oe} \triangleq (10^{3}/4\pi) \text{A m}^{-1}$				

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 ▲ 」 は対応関係を示すものである。

_	<u>表10.</u> SIに属さないその他の単位の例							
	名称					SI 単位で表される数値		
キ	л		IJ	-	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq		
$\boldsymbol{\nu}$	\sim	ŀ	ゲ	\sim	R	$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{C/kg}$		
ラ				ド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy		
$\boldsymbol{\nu}$				ム	rem	$1 \text{ rem}=1 \text{ cSv}=10^{-2} \text{Sv}$		
ガ		$\boldsymbol{\mathcal{V}}$		7	γ	1 γ =1 nT=10-9T		
フ	x		\mathcal{N}	3		1フェルミ=1 fm=10-15m		
メー	ートル	~系	カラゞ	ット		1メートル系カラット=200 mg=2×10-4kg		
ŀ				N	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa		
標	準	大	気	圧	atm	1 atm = 101 325 Pa		
力			IJ	_	cal	1cal=4.1858J(「15℃」カロリー), 4.1868J (「IT」カロリー) 4.184J(「熱化学」カロリー)		
3	カ			~	ш	1 1		

この印刷物は再生紙を使用しています