



JP0150798

JAERI-Conf
2001-013



第4回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書
2001年3月2日、東海研究所、東海村

2001年9月

(編) 中塚 亨・石川 信行・岩村 公道

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の間合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越し下さい。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布を行っております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

第4回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書

2001年3月2日、東海研究所、東海村

日本原子力研究所東海研究所エネルギーシステム研究部

(編) 中塚 亨・石川 信行・岩村 公道

(2001年7月17日受理)

日本原子力研究所(原研)では革新的原子炉として低減速スペクトル炉の研究を進めており、最新の研究成果を報告するとともに、所内関連部門の研究者、及び大学、研究機関、電力会社、原子力メーカー等の所外研究者との情報交換を行い、研究の効率的推進に資することを目的として、「低減速スペクトル炉に関する研究会」を平成9年度より毎年開催している。

第4回となる平成12年度は、日本原子力学会北関東支部との共催で平成13年3月2日に開催し92名が参加した。まず、原研における最近の研究成果として、「低減速スペクトル炉研究の現状」、「低減速スペクトル炉のコスト評価」、「軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状」の3件の発表があった。続いて、炉物理の最新の研究成果「MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学」、超臨界圧水を用いて低減速スペクトル化を目指した「超臨界圧軽水冷却高速炉」、核燃料サイクル開発機構が中心になって進めている「FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について」、社会環境の変化を考慮し将来のニーズに対応した「自立安全性を有する小型一体型 PWR について」、プルトニウム利用における低減速スペクトル炉の優位性について「低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用」の、5件の発表があった。

本報告書では、講演論文、講演に対する質疑応答の概要を掲載するとともに、付録として研究会当日に発表者が使用した OHP 資料及び研究会プログラム、参加者名簿を掲載した。

Summary of the 4th Workshop on the Reduced-Moderation Water Reactor:
— March 2, 2001, JAERI, Tokai —

(Eds.) Toru NAKATSUKA, Nobuyuki ISHIKAWA and Takamichi IWAMURA

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

(Received July 17, 2001)

The research on Reduced-Moderation Water Reactors (RMWRs) has been performed in JAERI for the development of future innovative reactors. The workshop on the RMWRs has been held every year since fiscal 1997 aimed at information exchange between JAERI and other organizations such as universities, laboratories, utilities and vendors.

The 4th workshop was held on March 2, 2001 under the joint auspices of JAERI and North Kanto branch of Atomic Energy Society of Japan. The workshop began with three lectures on recent research activities in JAERI entitled “Recent Situation of Research on Reduced-Moderation Water Reactor”, “Analysis on Electricity Generation Costs of Reduced Moderation Water Reactors” and “Reprocessing Technology for Spent Mixed-Oxides Fuel from LWR”. Then five lectures followed: “Micro Reactor Physics of MOX Fueled LWR” which shows the recent results of reactor physics, “Fast Reactor Cooled by Supercritical Light Water “ which is another type of reduced-moderation reactor, “Phase 1 of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System” mainly conducted by Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC), “Integral Type Small PWR with Stand-alone Safety” which is intended to suit for the future consumers’ needs, and “Utilization of Plutonium in Reduced-Moderation Water Reactors” which dictates benefits of plutonium utilization with RMWRs.

This report includes the original papers presented at the workshop and summaries of the questions and answers for each lecture, as well as presentation handouts, program and participant list as appendixes.

Keywords: Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR), MOX Fuel, Fast Breeder Reactor (FBR), Plutonium, Electricity Generation Costs, Reprocessing

目次

1. まえがき	1
2. 講演論文および質疑応答内容	3
2. 1 低減速スペクトル炉研究の現状 (大久保 努)	4
2. 2 低減速スペクトル炉のコスト評価 (佐藤 治、立松 研二、田中 洋司)	24
2. 3 軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状 (峯尾 英章)	36
2. 4 MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学 (竹田 敏一)	48
2. 5 超臨界圧軽水冷却高速炉 (石渡 祐樹、向原 民、越塚 誠一、岡 芳明)	63
2. 6 FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について (此村 守)	76
2. 7 自立安全性を有する小型一体型 PWR について (牧原 義明)	87
2. 8 低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用 (岩村 公道)	97
付録1 講演 OHP 資料集	
1-1 講演 OHP 資料集 (低減速スペクトル炉研究の現状)	117
1-2 講演 OHP 資料集 (低減速スペクトル炉のコスト評価)	133
1-3 講演 OHP 資料集 (軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状)	143
1-4 講演 OHP 資料集 (MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学)	157
1-5 講演 OHP 資料集 (超臨界圧軽水冷却高速炉)	189
1-6 講演 OHP 資料集 (FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について)	207
1-7 講演 OHP 資料集 (自立安全性を有する小型一体型 PWR について)	223
1-8 講演 OHP 資料集 (低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用)	243
付録2 研究会プログラム、参加者リスト	259

Contents

1. Preface	1
2. Papers and Summaries of Questions & Answers	3
2.1 Present Status of Study on Reduced-Moderation Water Reactors (T. Okubo)	4
2.2 Analysis on Electricity Generation Costs of Reduced-Moderation Water Reactors (O. Sato, K. Tatematsu, Y. Tanaka)	24
2.3 Reprocessing Technology for Spent Mixed-Oxides Fuel from LWR (H. Mineo)	36
2.4 Micro Reactor Physics of MOX Fueled LWR (T. Takeda)	48
2.5 Fast Reactor Cooled by Supercritical Light Water (Y. Ishiwatari, T. Mukouhara, S. Koshizuka, Y. Oka)	63
2.6 Phase 1 of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System (M. Konomura)	76
2.7 Integral Type Small PWR with Stand-alone Safety (Y. Makihara)	87
2.8 Utilization of Plutonium in Reduced-Moderation Water Reactors (T. Iwamura)	97
Appendix 1 Handouts	
1-1 Handout of “Present Status of Study on Reduced-Moderation Water Reactors” (T. Okubo)	117
1-2 Handout of “Analysis on Electricity Generation Costs of Reduced-Moderation Water Reactors” (O. Sato, K. Tatematsu, Y. Tanaka)	133
1-3 Handout of “Reprocessing Technology for Spent Mixed-Oxides Fuel from LWR” (H. Mineo)	143
1-4 Handout of “Micro Reactor Physics of MOX Fueled LWR” (T. Takeda)	157
1-5 Handout of “Fast Reactor Cooled by Supercritical Light Water” (Y. Ishiwatari, T. Mukouhara, S. Koshizuka, Y. Oka)	189
1-6 Handout of “Phase 1 of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System” (M. Konomura)	207
1-7 Handout of “Integral Type Small PWR with Stand-alone Safety” (Y. Makihara)	223
1-8 Handout of “Utilization of Plutonium in Reduced-Moderation Water Reactors” (T. Iwamura)	243
Appendix 2 Program and Participant List	259

1. まえがき

わが国においては準国産資源としてのウラン資源の有効利用の観点から、使用済燃料を再処理し回収したウラン・プルトニウムを Na 冷却高速増殖炉により再利用するリサイクル路線が推進されてきた。しかし、その本流に位置する高速増殖炉計画は当初の予定より大幅な遅れをきたしており、余剰プルトニウムを持たないという国際公約のもと、今後長期間にわたり軽水炉でのプルトニウム利用を図らざるを得ない状況になっている。既存軽水炉における利用ではプルトニウム組成が劣化するため、多数回のリサイクルは困難であり、資源の利用効率を高めることは不可能である。

日本原子力研究所（原研）では、軽水炉技術高度化研究の一環として、低減速スペクトル炉の研究を進めている。既に豊富な実績のある軽水炉技術に立脚しつつ、ウラン資源の有効利用、放射性廃棄物発生量の低減、及びプルトニウム多重リサイクル利用等の既存軽水炉では実現できない特性を実現し、広範囲なニーズに対応できる革新的原子炉として、今後のエネルギーシステム研究の中核と位置付けて研究開発を進めている。

このような状況下で、最新の研究成果を報告するとともに、大学、研究機関、電力会社、原子力メーカー等との研究開発における意見・情報交換の場として、低減速スペクトル炉に関する研究会を平成 9 年度より毎年開催してきた。研究会の内容は、いずれも報告書として公刊されている[1.1][1.2][1.3]。

今回の第 4 回研究会は平成 13 年 3 月 2 日に日本原子力学会北関東支部との共催により原研東海研究所にて開催し、92 名の参加が得られた。まず、原研における最近の研究成果として、「低減速スペクトル炉研究の現状」「低減速スペクトル炉のコスト評価」「軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状」、の 3 件の発表があった。続いて、「MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学」、「超臨界圧軽水冷却高速炉」、「FBR 実用化戦略調査研究フェーズ 1 について」、「自立安全性を有する小型一体型 PWR について」、「低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用」、の 5 件の発表があった。

以下に各発表の概要を記す。

- (1) 「低減速スペクトル炉研究の現状」では、これまで設計された炉心について炉心性能の向上を目指した改良結果、マルチリサイクルを考慮して MA や FP が除去されない低除染再処理燃料を用いた場合の炉心性能を評価した結果、等について報告があった。
- (2) 「低減速スペクトル炉のコスト評価」では、プルトニウム利用炉の経済性について、低減速スペクトル炉、LWR、フル MOX 炉、FBR とを比較検討した結果について報告があった。
- (3) 「軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状」では、使用済み MOX 燃料を現行 PUREX 法で再処理した場合の各工程への影響、及び低減速スペクトル炉燃料の再処理における特徴等についての発表があった。
- (4) 「MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学」では、燃料棒内部での自己遮蔽された中性子ス

ペクトルの影響を考慮して炉物理計算を高精度で実現するための方法として、マルチバンド法等が紹介された。

(5)「超臨界圧軽水冷却高速炉」では、超臨界圧水を用いて高い熱効率を有する超臨界圧高速炉において、高出力化および増殖を目指した炉心についての研究成果が報告された。

(6)「FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について」では、核燃料サイクル開発機構が中心になって進めている FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1で行われた炉型絞込みのプロセスと検討結果、及び続くフェーズ2での計画が報告された。

(7)「自立安全性を有する小型一体型 PWR について」は、小型炉の特徴を生かした一体型 PWR の検討結果、および低減速スペクトル炉心への適用性について発表があった。

(8)「低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用」では、バックエンド対策、長期的なウラン資源有効利用、開発戦略等の観点から、プルトニウム利用における低減速スペクトル炉の優位性についての発表があった。

参考文献

- 1.1. 中島伸也、落合政昭 (編) : 低減速スペクトル炉に関する研究会報告書、JAERI-Conf 98-013 (1998).
- 1.2. 中島伸也、落合政昭 (編) : 水冷却炉における Pu 利用の高度化に関する研究会報告書、JAERI-Conf 99-014 (1999).
- 1.3. 石川信行、中塚亨、岩村公道 (編) : 第3回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書、JAERI-Conf 2000-010 (2000).

2. 講演論文および質疑応答内容



2.1 低減速スペクトル炉研究の現状 Present Status of Study on Reduced-Moderation Water Reactors

大久保 努, 岩村 公道, 山本 一彦*

Tsutomu Okubo, Takamichi Iwamura and Kazuhiko Yamamoto *

日本原子力研究所, 日本原子力発電*

Japan Atomic Energy Research Institute, The Japan Atomic Power Company *

要 旨

低減速スペクトル炉は、これまで培われてきた軽水炉技術をベースとしつつ、炉心の中性子エネルギーを現行軽水炉よりも高くすることでウラン238からプルトニウム239への転換比を増大させ、ウラン資源の有効利用、高燃焼度・長期サイクル運転、プルトニウムの多重リサイクル等を目指した将来型水冷却炉である。原研では、軽水炉利用の長期化を背景に、平成9年度から本炉に対する研究を開始し、平成10年度からはその規模を拡大して日本原子力発電（株）と共同で研究を進めるとともに、炉心概念設計検討に関しては国内原子炉メーカー3社からの技術的な協力も得て実施している。

低減速スペクトル炉の炉心設計では、これまでに1以上の転換比と負のボイド反応度係数を有する幾つかの炉心概念を構築したが、これらにおいて低除染再処理燃料を使用した場合を想定した検討を実施した。この結果、低除染再処理燃料の使用によって転換比が悪化するものの、現行の高除染再処理で得られる燃料に対して1.05以上の転換比が得られる設計であれば、低除染再処理燃料の使用に対しても1以上の転換比を達成できる見通しが得られた。また、これまでに得られた設計に対して、炉心性能の向上を目指した改良を進め、転換比、サイクル長、燃焼度、炉出力等において性能を向上した設計が得られた。

一方、炉心設計に加えて、低減速スペクトル炉の導入効果に関する検討、設計研究で構築された炉心に対する除熱性能の検討、稠密格子炉心体系に対する限界熱流束実験、TCAを用いるMOX臨界実験に関する検討も実施した。

本報告は、低減速スペクトル炉に関する研究の現状として、設計研究の最近の進展を中心にまとめたものである。

Abstract

The Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) is a next generation water-cooled reactor, based on the experienced light water reactor (LWR) technology, aiming at effective utilization of uranium resources, high burn-up and long operation cycle and plutonium multiple recycling. These characteristics can be achieved by the high conversion ratio from ^{238}U to ^{239}Pu resulted from the higher neutron energy spectrum in comparison to conventional LWRs. Considering the extension of LWR utilization, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) started the research on it in 1997 and then started a collaboration in the conceptual design study with the Japan Atomic Power Company (JAPC) in 1998, under technical cooperation with three Japanese reactor vendors.

In the core design study of the RMWR, several basic core designs with the high conversion ratio more than 1 and the negative void reactivity coefficient have been proposed, and then, subsequent investigation on the effects of reprocessed fuel utilization under the low decontamination factors. Although the conversion ratio is reduced for such a case, the results shows the conversion ratio more than 1 is attainable even for the low decontamination factor case, if the conversion ratio more than 1.05 is attained for the reprocessed fuel from the conventional system with the high decontamination factor. Investigation to improve the core performances has also been performed, and some improved core designs with better conversion ratio, cycle length, burn-up or core power.

In addition to the core design study, some investigation have been performed on the introduction effects of the RMWR, the core heat removal performance for the proposed designs, the critical heat flux experiments for the tight lattice core configuration and the plans for the criticality experiments with the MOX fuel at JAERI's TCA facility.

The present report summarizes the present status of the study on the RMWR, mainly highlighting the recent progress in the core design study.

1. はじめに

低減速スペクトル炉[2.1.1]は、これまで培われてきた軽水炉技術をベースとしつつ、中性子のエネルギーを現行軽水炉におけるよりも高くすることでウラン238からプルトニウム239への転換比を増大させ、図2.1.1に示すようにウラン資源の有効利用、高燃焼度・長期サイクル運転による放射性廃棄物の発生量の低減、プルトニウムの多重リサイクルによるプルトニウムの有効利用等を目指した将来型水冷却炉である。原研では、軽水炉利用の長期化を背景に、将来型軽水炉の概念検討の一つとして、平成9年度から研究を開始し、平成10年度からはその規模を拡大して日本原子力発電(株)と共同で研究を進めるとともに(平成12年度からフェーズ2)、炉心概念設計検討に関しては国内原子炉メーカー3社からの技術的な協力も得て実施している。また、平成11年より核燃料サイクル開発機構(JNC)とも協力を開始し、同機構が進める「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究」における水冷却増殖炉の検討において、研究の成果を提供している。さらに、平成12年度後期よりエネルギー総合研究所による公募研究「革新的実用原子力技術開発提案公募事業」において、小型炉の研究を開始した。

低減速スペクトル炉の研究の全体としては、本報告で主として述べる炉心概念の検討のほか、本炉の導入が核燃料サイクルに与える効果である導入効果の検討、熱水力的課題の実験及び解析的検討、臨界実験等による核的性能の検証の検討を現在それぞれ進めて来ているが、さらに平成13年に入って、炉心以外のシステム部分の検討、システム全体の安全性の検討、MOX燃料挙動の検討および再処理を中心とした燃料サイクルの検討を本格化した。これまでに、炉心概念の検討においては、1以上の高転換比と負のボイド反応度係数を達成できる概念を構築するとともに、それらの詳細な検討を進めてきた[2.1.1]。導入効果の検討においては、ウラン資源による長期的なエネルギー供給の観点から導入の有効性を示すとともに[2.1.2]、経済性の観点からも検討を進めた。熱水力的な検討としては、構築された各炉心概念に対する除熱性能の確認を進めるとともに[2.1.1]、稠密格子炉心体系に対する限界熱流束実験を進めてきた[2.1.3]。また、臨界実験等による核的性能の検証の検討においては、原研の軽水臨界実験装置TCAを利用する方針の下に実験内容等の検討を進めた[2.1.4]。

本報告では、以下に低減速スペクトル炉に関するその後の設計研究の内容を中心に研究の現状について述べる。

2. 最近の研究の概要

上に述べた様に、これまでに、1以上の高転換比と負のボイド反応度係数を同時に達成することを設計目標として、それを達成できる炉心概念を構築するとともに、その炉心特性の詳細な検討を実施してきた。それまでの検討においては、核分裂生成物

(FP)やマイナー・アクチニド(MA)を殆ど含まないプルトニウムを得る現行の高除染再処理によって得られるMOX燃料の組成をベースとして燃料の仕様を想定したが、現在検討が進められている将来の高速炉用再処理法としては、この高除染再処理とは異なりFPやMAをある程度含むプルトニウムを得る低除染再処理法が広く想定されている。FPやMAが混入した燃料を使用した場合、燃料中のプルトニウムの量を増やすことが必要となるほか、転換比やボイド反応度係数が悪化することが予想され、その影響を把握するとともに、その様な場合に対しても設計目標を達成できる炉心の成立性について確認しておく必要がある。そこで、その様な低除染再処理を想定した燃料仕様に対する炉心の成立性に関する検討を実施するとともに、その条件下でのプルトニウムの多重リサイクル性に関して検討を進めた。

また、これまで得られた炉心概念のさらなる性能の向上を目指し、転換比、燃焼度、サイクル長、炉出力等において炉心性能を向上させた炉心設計を検討した。さらに、これまでは平衡炉心のみを検討の対象として来たが、初装荷から平衡に至る移行炉心に関する検討を行うとともに、冷態停止状態から全出力状態に至るまでの反応度制御等の観点からも検討を進めた。

導入効果の検討に関しては、プルトニウムの多重リサイクルに対し、MOX燃料再処理やMOX燃料製造のコストを想定して、その経済性に関する分析を実施し、目指すべき炉心性能に関する情報を与えた。その結果は本報告に引き続き別途報告されている。

熱的成立性の検討に於いては、16MPaの圧力条件下で稠密格子炉心体系に対する一連の限界熱流束実験を終了し、外径9.5mmの模擬燃料棒7本からなる三角格子配列テスト部を用いて、燃料棒間隔が1.5, 1.0および0.6mmの場合の実験データを取得するとともにその分析を進めた。本実験はPWR条件を出発点としているものの、流路が著しく狭い稠密な炉心体系であるため、限界熱流束時において従来観測されていたDNB現象とは異なるドライアウト現象が発生していると考えられるとの知見が得られ、それに基づいた検討を進めている[2.1.5]。

3. 設計研究の現状

3.1 低除染再処理燃料使用の検討

3.1.1 検討条件の設定

上述の様に、将来の高速増殖炉導入時のプルトニウムリサイクルにおける再処理としては、現行の軽水炉燃料に対して実施されている高除染再処理法に代わって、MAやFPを完全には除去しない低除染再処理法の導入が種々検討されている。これらは、MOX燃料の再処理における経済性の向上や高レベル廃棄物の低減等を狙ったものであり、現行の湿式法(PUREX法)を簡素化した改良湿式法と高温での電気分解等を用いる乾式法とに大別される。本検討においては、それらの両方を考慮して検討を進め

た。

再処理においてF P核種等を除去する程度は、一般に除染係数(D F)と呼ばれているが、PUREX法ではF Pに対して 10^6 以上およびネプツニウム(Np)に対しては100程度の値とされている。これに対し、MOX燃料用の改良湿式法の一つとしてJNCで検討されているPUREX+SETFICS+IE法(SETFICS:Solvent Extraction for Trivalent-f-elements Intra-group separation in CMPO-complexant System, IE:Ion Exchange)ではF Pに対するD Fの平均値は数100程度であり、また乾式法の一つとしてロシアのRIARで検討されている酸化物電解法のF Pに対するD Fの平均値は10程度であり、PUREX法と比べてD Fに大きな差がある。

F PやMAが混入した燃料を使用した場合、一般的にはそれらによる中性子の吸収の増加により臨界性が悪化してMOX燃料中のプルトニウムの量を増やすことが必要となるとともに、特にMAによってボイド反応度係数が悪化することが予想され、それらの結果として転換比の悪化に至ることも懸念される。上述の様に、再処理の方法によってそれぞれのD Fの値が異なることから、その影響の評価に当たってはD Fのある程度広い範囲に渡る検討が必要と考えられるが、今回の検討条件の設定に当たっては、JNCの「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究」における検討条件も考慮して、以下の4ケースを設定し、その他については今後さらに検討を続けることとした。

- ① MA混入の個別効果の検討
- ② F P混入の個別効果の検討①(改良湿式法ベース)
- ③ F P混入の個別効果の検討②(乾式法ベース)
- ④ 乾式法を用いて多重リサイクルした場合の検討

3.1.2 検討の結果

本検討に当たっては、現在設計を進めている複数の炉心に対して評価を行ったが、以下ではその代表例として、高転換比BWR型炉心[2.1.1]に対する一連の結果を示す。その基準炉心の概略と主要な炉心諸元および特性を図2.1.2並びに表2.1.1に示す。本炉心は、20cm程度の2つのMOX部の間に30cm程度の中間ブランケット部を設置して高さ70cm程度の炉心部を構成するとともに、さらに上下に各30cmおよび20cm程度のブランケットを有する出力1,100MWeの設計であり、1.06の核分裂性プルトニウム残存比(幾つかある転換比の定義の一つであり、導入効果上意味の大きな値)と負の反応度ボイド係数を達成している。本設計においては、主として上部ブランケットにおいて転換比の増加を得ているが、同時にこの長さの調整によってボイド反応度係数を負に保つ設計となっている。従って、ボイド反応度係数が悪化する様な状況では、一般的に上部ブランケットを短くして設計の対応を行うが、これは同時に転換比の低下をもたらす結果となる。

まず、上記①のケースは、表2.1.2に示す様に、濃縮ウラン燃料BWRから取り出される使用済燃料をPUREX法で再処理して得られる高除染燃料組成(これまでの検

討において基準としてきたケース： ^{241}Pu から生成されてくる ^{241}Am を含む）に、実際には除去されるMAを全て除去しないと仮定して付加した組成である。これは、MAがかなり大量に混入した場合の効果を検討する目的で設定したもので、TRU中のMAの割合が11wt%程度でMOX中のMAの割合としては3.9wt%となる。この中で、特に ^{237}Np の量が多くなっているが、これは ^{235}U から生成されてくるもので、濃縮ウラン燃料の場合の大きな特徴である。

MAが混入した燃料では、一般的にそれらによる中性子の吸収によって臨界性が低下する傾向を有するが、加えてボイド反応度係数を悪化させる傾向を有する。特に、 ^{237}Np はその傾向が大きく、本燃料組成のケースに対しては臨界と負のボイド反応度係数の達成が出来なくなる。そこで、本燃料組成に対して、設計目標を達成できる対応が実現可能か否かの検討を行うこととした。このために、MOX部を1割程度長くして臨界性を確保するとともに、ボイド反応度係数対策として上下特に上部のブランケットを短くして中性子の漏洩を増やす方針で設計を試みた。その結果、上下のブランケットを各70%および30%短くすることで、負のボイド反応度係数を確保しつつ1.02の核分裂性プルトニウム残存比を達成できる設計が可能であるとの結果が得られた。ここでは、転換比およびボイド反応度係数の向上のために同時に中間ブランケットを3割程度長くした。ここで得られた炉心の主要諸元および炉心特性を基準炉心と比較して表2.1.3に示す。核分裂性プルトニウム残存比およびボイド反応度係数とも基準ケースに比べて悪化しているものの、設計目標を満足する設計結果が得られた。

②のケースに対しては、基準ケースの組成に加えて、PUREX+SETFICS+IE法におけるFPに対するDFを適用した場合のFPの混入を仮定した。この場合の平均のDFは250程度であるが、炉心への影響が大きい希土類元素に対するDFは10程度である。

FPが混入した燃料であることにより臨界性が低下するため、表2.1.4に示す様にMOX部を1割程度増加させる必要が生じる。この場合のFPの混入量はMOXの0.5wt%である。しかし、ボイド反応度係数への影響はほとんど現れず、上記①のケースと同様に中間ブランケットを3割程度長くすることにより、同じ転換比およびボイド反応度係数転換比を達成できる設計が可能となった。

③のケースに対しては、基準ケースの組成の燃料を1度基準炉心で燃焼させた燃料に対して、乾式法におけるFPに対するDFを適用した場合のFPの混入を仮定した。この場合の平均のDFは10程度であり、希土類元素に対するDFは7程度である。

この場合においてもFPが混入した燃料であることにより臨界性が低下するため、表2.1.5に示す様にMOX部を1割程度増加させる必要が生じる。この場合のFPの混入量はMOXの0.8wt%であり、②のケースに比べて増加している。しかし、ボイド反応度係数への影響はそれほど大きくは現れず、上記①のケースと同様に中間ブランケットを3割程度長くするとともに、上下のブランケットを1割程度削ることにより、同じ転換比を達成できる設計が可能となった。

最後の④のケースに対しては、基準ケースの組成の燃料を1度基準炉心で燃焼させた燃料に対して、乾式法におけるFPに対するDFを適用した場合のFPの混入とと

もに全量のMAの混入を仮定し、それをリサイクルして平衡に達した状態に対する検討を実施した。平衡時の燃料のTRU組成を表2.1.6に示す。TRU中のMAの割合は6%程度で、上記①のケースの1/2程度になっているとともに、 ^{237}Np の量が1/10程度に著しく減少している。しかし、プルトニウム組成も変化しており、臨界性上有利な ^{241}Pu の割合が減少して ^{239}Pu の割合が増加しているとともに、ボイド反応度係数を悪化させる ^{240}Pu の割合が増加している。

この場合においてもFPおよびMAの混入により臨界性が低下するため、表2.1.7に示す様にMOX部を1割程度増加させる必要が生じる。この場合のMAおよびFPの混入量はMOXの各1.8および1.0wt%であり、上のFP混入ケースに比べて増加している。また、MAの混入とプルトニウム組成の劣化によりボイド反応度係数への影響も生じていることから、上記①のケースと同様に中間ブランケットを3割程度長くするとともに上下のブランケットを大幅に削ることにより、負のボイド反応度係数確保しつつ、1.03の核分裂性プルトニウム残存比を達成できる設計が可能であるとの結果が得られた。核分裂性プルトニウム残存比およびボイド反応度係数とも基準ケースに比べて悪化しているものの、設計目標を満足する設計結果が得られた。

以上のことから、高除染再処理燃料に対して転換比として1.05以上の核分裂性プルトニウム残存比を有する設計が得られていれば、低除染再処理燃料に対しても、負のボイド反応度係数と1以上の転換比を同時に達成すると云う設計目標を満たすことが可能であると考えられる。

3.2 炉心性能向上の検討

図2.1.2並びに表2.1.1に示した高転換比BWR型炉心に関しては、2年以上の長期サイクル化を目指して、高燃焼度・長期サイクル化の可能性を検討した。また、これまでの検討から、本炉心の炉心部圧力損失がABWRの1/6程度の小さな値となり自然循環運転も可能なことから、インターナルポンプが占めていた領域を炉心領域として使用することにより、炉容器の大きさを変えずに炉心の出力を増加させて現行ABWRと同じ1,356MWeとすることも可能であるとの検討により、併せて炉出力の向上も行った。高燃焼度・長期サイクル化のためにMOX部を数%増加させるとともに燃料交換バッチ数を4.5から3.4へと減少させた。さらに、線出力密度を維持したまま燃料棒の外径を14.5mmから13.7mmへと細径化した。これらの改良設計方針により、表2.1.8に示す様な所望の性能を有する炉心設計が得られた。本設計における炉心部の集合体取出平均燃焼度は60GWd/tであり、上下ブランケットを含めた場合でも45GWd/tを達成している。また一般に、燃焼度の増加に伴って、ボイド反応度係数が悪化することから、上部のブランケットを2/3程度に短くし、結果として核分裂性プルトニウム残存比がわずかに低下して1.05となった。

また、本炉に対する安全性の検討を実施し、異常な過渡変化および事故の事象のうち主要なものに対して解析した。表2.1.9に異常な過渡変化に対する結果をABWRに対する結果と比較して示す。本炉においては、インターナルポンプを使用しない

自然循環炉としていることから、低減速スペクトル炉において一般的に厳しい事象となるポンプの停止によって炉心流量が低下してボイドが増加する事象が無くなるため、運転中の制御棒の異常な引き抜きが最も厳しい結果を与える過渡事象となる。また、冷却材喪失事故等の事故事象においても、同様な理由から燃料棒温度は上昇しない結果を与えることとなった。さらに、定格運転時に対するチャンネル安定性および炉心安定性の評価も実施したが、それらの結果は各減幅比で0.07および0.01未満となってABWRに対する値と同程度の結果が得られた。

次に、図2.1.3に概要を示す長期サイクル運転BWR炉心に対しては、さらなる転換比の向上を目指した検討を実施した。ここでは、径ブランケットの効果として、図2.1.4に示す様に外周部に一層の径ブランケット集合体を設置して転換比の向上を図った。この結果、炉心等価直径が60cm増加することを除けば、他の炉心特性はほぼ同じのまま核分裂性プルトニウム残存比を0.05増加させて1.07にできるとの結果が得られた。

また、図2.1.5に概要を示すブランケットなしBWR炉心に対しては、ABWRとの互換性を高めるためにフォロワなしの制御棒を用いた設計の可能性を検討し、その可能性は確認できたが、これまでの設計において低かった燃焼度がさらに1割程度低くならざるを得ない結果となり、今後の検討に期待される。

さらに、軽水冷却PWR型炉に関しては、図2.1.6に概要を示すシード・ブランケット型集合体を採用した炉心に対し、転換比や燃焼度の向上を目指した検討を実施した。しかし、これまでに得られた設計結果は、転換比とボイド反応度係数対策として大量のブランケット領域を使用することから、図2.1.7に示す様に燃焼度の点で十分とは言えず、さらなる改良が必要である。

3.3 稠密格子炉心限界熱流束実験

低減速スペクトル炉において一般的に使用される稠密格子炉心に関しては、その除熱能力に係る熱的成立性の検討が重要な課題と考えられる。その確認のため、16MPaの圧力条件下で稠密格子炉心体系に対する一連の限界熱流束実験を進めてきた[2.1.3]。図2.1.8に示す様な外径9.5mmの模擬燃料棒7本からなる三角格子配列テスト部を用いて、燃料棒間隔が1.5, 1.0および0.6mmの場合の実験データを取得するとともにその分析を進めてきた[2.1.5]。

図2.1.9に実験データの一例を示す。限界出力が炉心入口質量流量との間に良い相関を有していることが分かる。また、燃料棒間隔が0.6mmの場合は、限界出力が1.5および1.0の場合に比べて低下しているが、1.5と1.0mm間には大きな差がないことが分かる。

ところで、本実験はPWR条件を出発点としているものの、流路が著しく狭い稠密な炉心体系であるため、限界熱流束時において従来観測されていたDNB現象とは異なるドライアウト現象が発生していると考えられるとの知見が得られ、設計に使用する精度の高い相関式を得るために、現在それに基づいた検討を進めている[2.1.5]。

4. まとめと今後の課題

上述の様に炉心概念の検討を中心として、低減速スペクトル炉の研究は着実に進んでいる。今後さらに、炉心性能の向上を目指した詳細な設計検討を進める。また、熱水力的な観点から、稠密格子体系での限界熱流束等に関して大型実験のデータ取得を含めた研究が必要である。さらに、FCAやTCAを用いた臨界実験等により設計計算で得られる核特性の検証が必要である。

参考文献

- 2.1.1. 将来型炉研究Gr, 他：“低減速スペクトル炉心の研究”, JAERI-Research 2000-035 (2000).
- 2.1.2. 立松 研二, 他：“低減速スペクトル炉の導入効果に関する分析”, JAERI-Research2000-025 (2000).
- 2.1.3. 新谷 文將, 他：“低減速スペクトル炉PWRの熱的成立性評価”, 日本機械学会 2000年年次大会講演論文集(I), 2435 (2000).
- 2.1.4. 嶋田 昭一郎, 他：“TCAを用いた低減速スペクトル炉臨界実験計画”, JAERI-Research 2000-026 (2000).
- 2.1.5. 中塚 亨, 他：“低減速スペクトル炉の研究(19)－稠密格子炉心の限界熱流束の検討－”, 日本原子力学会「2001年春の年会」, H42 (2001).

表 2.1.1 高転換比BWR型炉の基準炉心の主要諸元と炉心特性値

項目	単位	基準炉心	ABWR
電気出力	MWe	1,100	1,356
熱出力	MWt	3,188	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.60	2.69
燃料集合体数	—	924	872
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	38
炉心部高さ	m	0.68 ¹	3.71
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	5.2
炉心出口クオリティ	%	55	14.5
炉心部平均ボイド率	%	70	38
炉心部平均Puf富化度	%	10.2	3.6 ⁺
Puf装荷量	t	12.1	…
Puf残存比	—	1.06	…
最大線出力密度	kW/ft	17	12.5
MCPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-1	-7
100%ボイド反応度	—	負	…
連続運転期間	月	14	13
軸方向Puf 富化度分布	wt%	cm	18 18.5
		cm	DU 29.5
	wt%	cm	18 20.0

Puf: 核分裂Pu + : ウラン濃縮度 1 : 別途、上下ブランケット33.0, 20.0cm付設

表 2.1.2 MA混入ケースの燃料のTRU組成

項目		MA混入ケース	基準ケース
前提条件	発生炉心	BWR炉心(ウラン燃料)	BWR炉心(ウラン燃料)
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	45 (炉心部)	45 (炉心部)
	取出→再処理までの冷却期間 (年)	5 (炉外期間)	5 (炉外期間)
	再処理→装荷までの炉外期間 (年)	2	2
TRU組成比 (wt%)	²³⁷ Np	5.6	0.0
	²³⁸ Pu	2.4	2.7
	²³⁹ Pu	42.9	47.9
	²⁴⁰ Pu	27.2	30.3
	²⁴¹ Pu	8.6	9.6
	²⁴² Pu	7.6	8.5
	²⁴¹ Am	3.9	1.0
	^{242m} Am	0.1	0.0
	²⁴³ Am	1.3	0.0
	²⁴⁴ Cm	0.4	0.0
	²⁴⁵ Cm	0.0	0.0
合計	100.0	100.0	

表 2.1.3 MA混入ケースの炉心設計結果

項目	単位	MA混入燃料炉心	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.835	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	54	55
炉心部平均ボイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	10.2
Puf装荷量	t	13.8	12.1
Puf残存比	—	1.02	1.06
最大線出力密度	kW/ft	17	17
MCPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1
100%ボイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心	cm	DU 10.0	DU 33.0
軸方向Puf	wt% cm	18 21.0	18 18.5
富化度分布	cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt% cm	18 22.5	18 20.0
	cm	DU 14.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量 (wt%)		3.9/0	0/0

表 2.1.4 FP混入ケース①の炉心設計結果

項目	単位	FP混入燃料炉心①	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.83	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	54	55
炉心部平均ボイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.3	10.2
Puf装荷量	t	13.5	12.1
Puf残存比	—	1.06	1.06
最大線出力密度	kW/ft	17	17
MCPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-1	-1
100%ボイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心	cm	DU 33.0	DU 33.0
軸方向Puf	wt% cm	18 21.0	18 18.5
富化度分布	cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt% cm	18 22.0	18 20.0
	cm	DU 20.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量 (wt%)		0/0.5	0/0

表 2.1.5 FP混入ケース②の炉心設計結果

項目	単位	FP混入燃料炉心②	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.84	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	56	55
炉心部平均ボイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	10.2
Puf装荷量	t	13.7	12.1
Puf残存比	—	1.06	1.06
最大線出力密度	kW/ft	16	17
MCPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1
100%ボイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心 軸方向Puf 富化度分布	wt%	DU 31.0 18 21.5 DU 40.0 18 22.5 DU 18.0	DU 33.0 18 18.5 DU 29.5 18 20.0 DU 20.0
	MOX部のMA/FP量 (wt%)	0/0.8	0/0

表 2.1.6 多重リサイクルケースの燃料のTRU組成

項目	マルチリサイクル組成	基準ケース	
前提条件	発生炉心	高転換比BWR型炉心	
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	BWR炉心 (ウラン燃料)	
	45 (炉心部)	45 (炉心部)	
TRU組成 比 (wt%)	²³⁷ Np	0.5	0.0
	²³⁸ Pu	2.4	2.7
	²³⁹ Pu	50.6	47.9
	²⁴⁰ Pu	34.0	30.3
	²⁴¹ Pu	4.1	9.6
	²⁴² Pu	3.2	8.5
	²⁴¹ Am	3.6	1.0
	^{242m} Am	0.1	0.0
	²⁴³ Am	0.9	0.0
	²⁴⁴ Cm	0.5	0.0
	²⁴⁵ Cm	0.1	0.0
合計	100.0	100.0	

表 2.1.7 多重リサイクルケースの炉心設計結果

項目	単位	マルチサイクル炉心	基準炉心	
電気出力	MWe	1,100	1,100	
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45	
炉心部高さ	m	0.84	0.68	
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.4	1.3	
炉心出口クオリティ	%	51	55	
炉心部平均ポイド率	%	68	70	
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	10.2	
Puf装荷量	t	13.7	12.1	
Puf残存比	—	1.02	1.06	
最大線出力密度	kW/ft	16	17	
MCPR	—	1.3	1.3	
ポイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1	
100%ポイド反応度	—	負	負	
連続運転期間	月	14	14	
炉心 軸方向Puf 富化度分布	wt%	cm	DU 13.0	DU 33.0
		cm	18 21.5	18 18.5
		cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt%	cm	18 22.5	18 20.0
		cm	DU 15.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量 (wt%)			1.8/1.0	0/0

表 2.1.8 高転換比BWR型炉性能向上炉心の主要諸元と炉心特性値

項目	単位	1,350MWe		1,100MWe	ABWR
		高転換比BWR型炉	高転換比BWR型炉	高転換比BWR型炉	
電気出力	MWe	1,356	1,100	1,100	1,356
炉心外接半径	m	3.80	3.60	3.60	2.69
燃料集合体数	—	900	924	924	872
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	60	45	45	38
炉心部高さ	m	0.695 ¹	0.68 ²	0.68	3.71
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.7	1.3	1.3	5.2
炉心出口クオリティ	%	53	55	55	14.5
炉心部平均ポイド率	%	70	70	70	38
炉心圧損	MPa	0.04	0.03	0.03	0.17
炉心部平均Puf富化度	%	10.4	10.2	10.2	3.6*
Puf装荷量	t	14.1	12.1	12.1	...
Puf残存比	—	1.05	1.06	1.06	...
最大線出力密度	kW/ft	17	17	17	12.5
MCPR	—	1.3	1.3	1.3	1.3
ポイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1	-1	-7
100%ポイド反応度	—	負	負	負	...
連続運転期間	月	24	14	14	13
炉心部 軸方向Puf 富化度分布	wt%	cm	18 19.5	18 18.5	
		cm	DU 29.5	DU 29.5	
	wt%	cm	18 20.5	18 20.0	

1 : 上下ブランケット22, 19cm 2 : 上下ブランケット33, 20cm

表 2.1.9 自然循環高転換比BWR型炉の異常な過渡変化時の $\Delta M C P R$

過渡事象	高転換比 BWR型炉	A B W R
給水加熱喪失	0.0	0.15
負荷の喪失	0.0	0.11
圧力制御装置の故障	0.01	0.00
給水制御系の故障	0.01	0.07
全給水流量の喪失	0.03	0.00
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	0.11	0.13

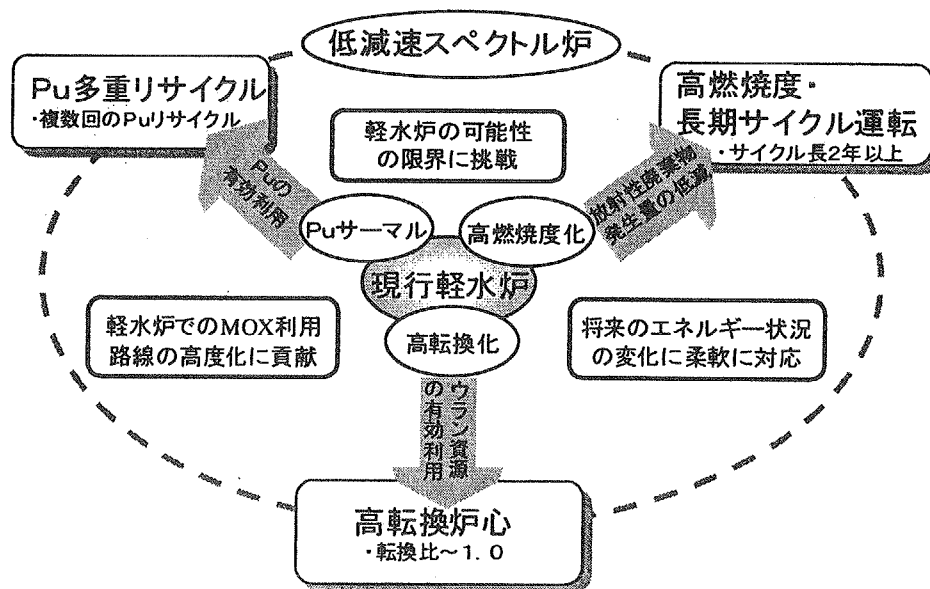


図 2.1.1 低減速スペクトル炉の特長

- できるだけ高い転換比の達成を目指したBWR型炉心
- 扁平二重炉心構造を採用

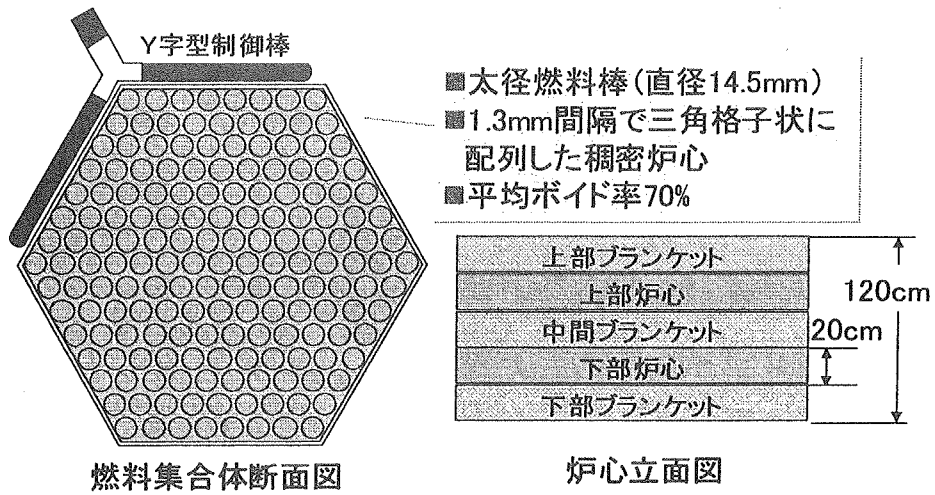


図 2.1.2 高転換比BWR型炉の基準炉心の概要

- 2年程度の長期サイクルを目指したBWR炉心
- ボイド管集合体を採用(ボイド係数対策)

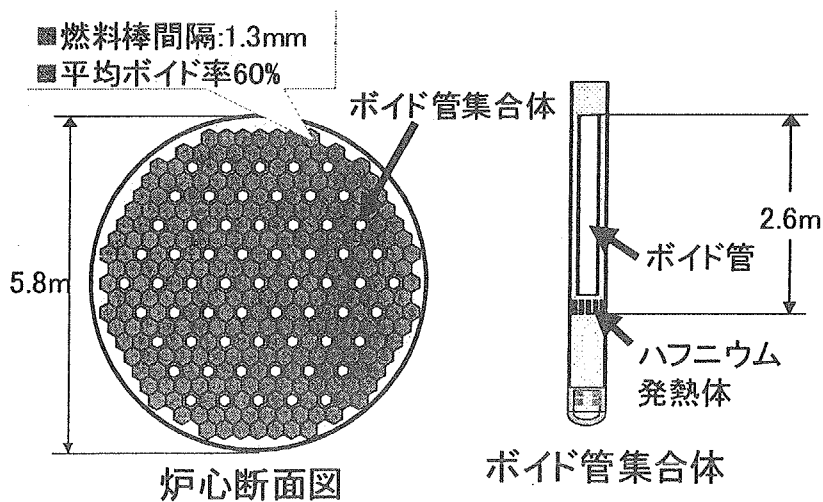


図 2.1.3 長期サイクルBWR型炉心の概要

- 径ブランケット効果の検討(転換比向上対策):
Puf残存比で0.05程度向上可能

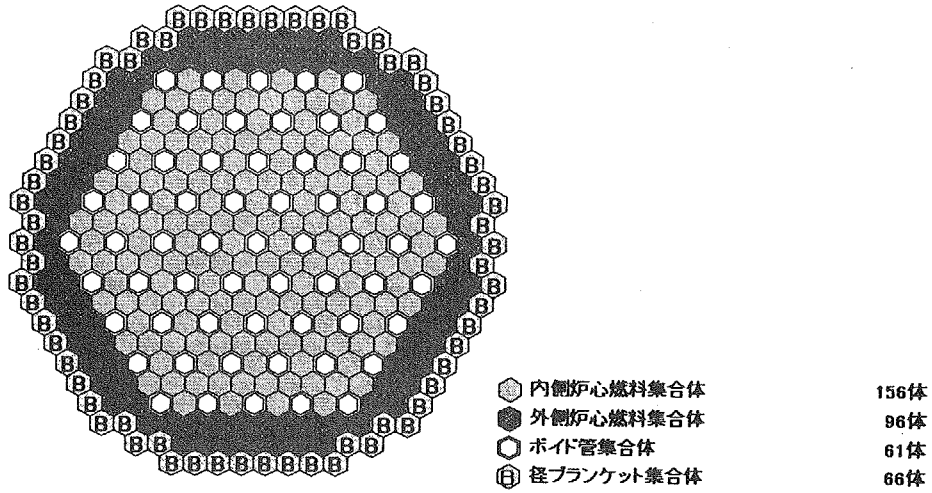
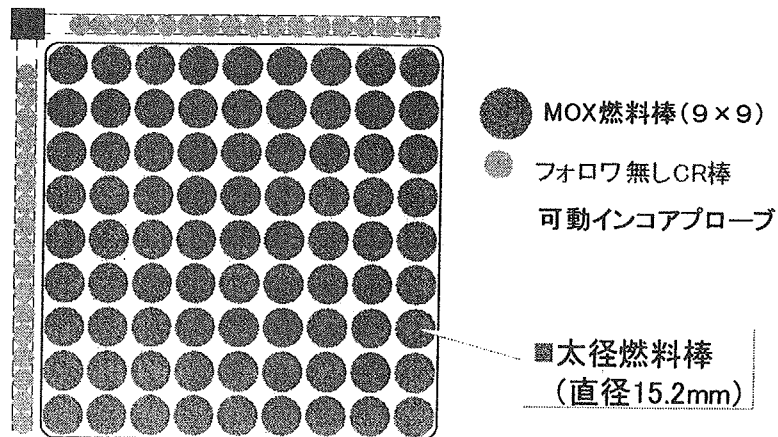


図 2.1.4 転換比向上長期サイクルBWR型炉心概念

- ABWR燃料集合体ベースのブランケット無し単純炉心
- 導入のし易さと再処理の簡素化(UとPuの分離不要)



燃料集合体断面図

図 2.1.5 ブランケット無しBWR型炉心の概要

- 1以上の転換比の達成を目指したPWR炉心
- シード・ブランケット燃料集合体を採用

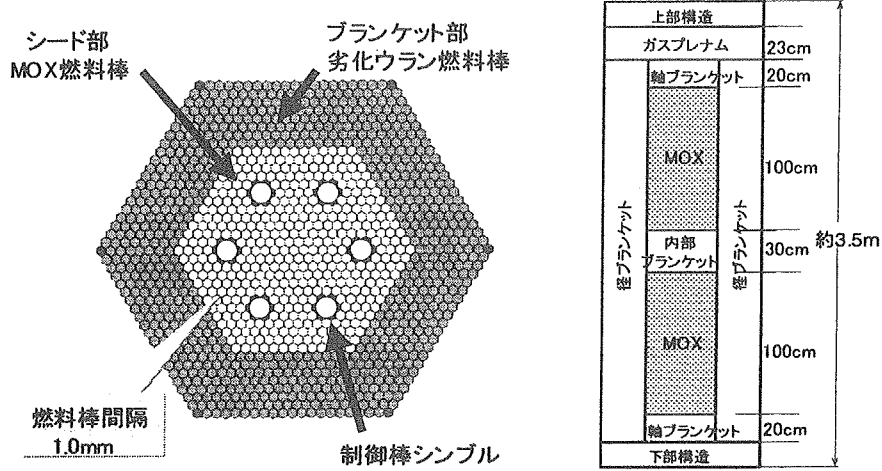


図 2.1.6 軽水冷却PWR型炉心の燃料集合体構成

炉心特性

項目	設計値
運転サイクル長	24EFPM
燃料交換バッチ数	3/バッチ
燃料ピン外径(シード/ブランケット)	12.0mm/12.0mm
燃料ピン間ギャップ	1.0mm
MOX部Pu _f 富化度(内側/外側)	17.8wt%/19.8wt%
全燃料長/MOX長	270cm/200cm
集合体配列ピッチ	469mm
炉心等価直径	約6.28m
Pu _f 残存比	1.04
燃焼欠損反応度	0.86% Δρ
最大ボイド反応度係数	-1.7% Δρ/全ボイド
最大線出力	31 kW/m
炉心部取出平均燃焼度	33 GWd/t

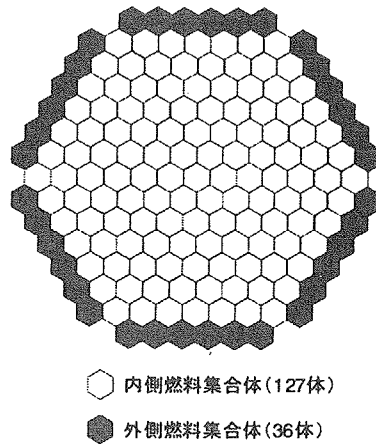


図 2.1.7 軽水冷却PWR型炉心の炉心構成と主要炉心特性

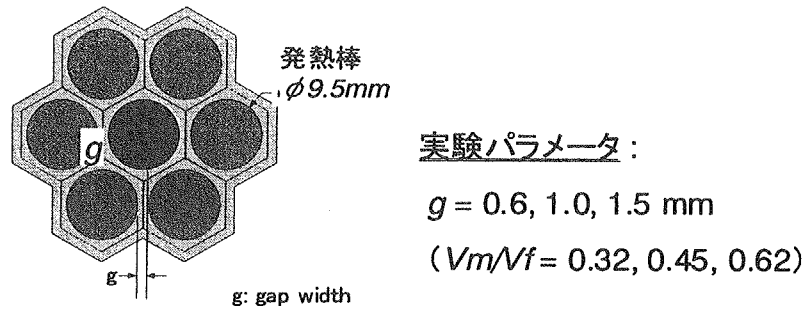


図 2.1.8 稠密格子炉心限界熱流束実験テスト部の断面図

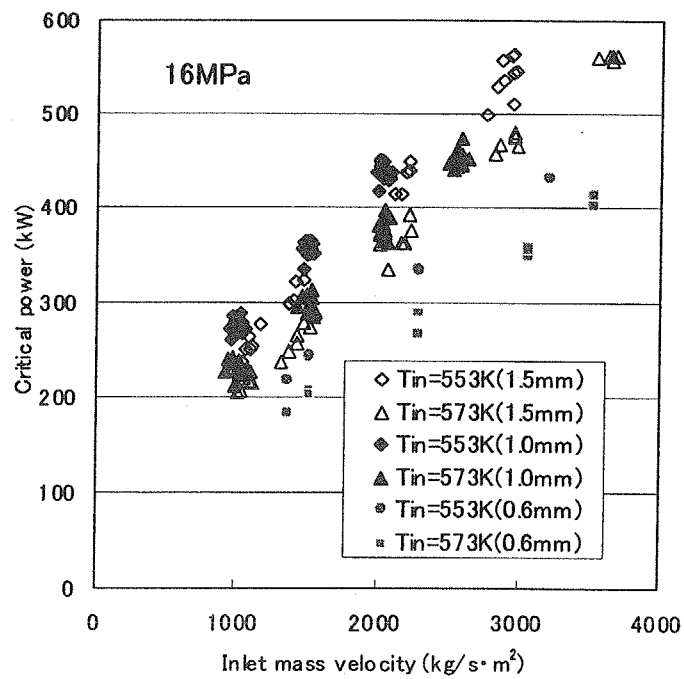


図 2.1.9 限界熱流束実験結果の例

低減速スペクトル炉研究の現状 大久保努氏（原研）

Q：軸方向に内部ブランケットを入れてボイド係数を負にしているということですが、発表にあった第1番目のケースの炉心では炉心上下合わせた高さが36cmに対して、内部ブランケットが40cmです。高速炉での内部ブランケットの割合は15~20%くらいに対して、この炉心では50%くらいブランケットを入れているわけです。このような炉心で、制御棒を挿入した場合の微分反応度価値ですが、軸方向の深さに対して制御棒反応度価値の曲線が非常に変な形になるのではないかと思います。制御棒が炉心領域から内部ブランケット領域に入ったとき反応度が極端に変化するなどして制御が難しくなる、あるいは安全上の問題が発生するということが予想されるのですが、このあたりの検討は如何でしょうか。

A：今日ご紹介しなかったのですが詳しい検討を進めているところです。基本的にはこの炉心では、燃料集合体3体に対して1体の割合で制御棒が入っています。また、制御棒はY字型のため燃料集合体に近接しています。制御棒を入れる深さについてもある程度のバンク分けをすることにはなるとは思いますが、かなりバリエーションのある対処ができると考えています。そうすることで、不連続的なピークが出ないように対処できると考えています。詳細については、今年度と来年度で解析検討することを考えています。

Q：炉心直径が7m程で、軸方向にブランケットがあるなどしてデカップリングの問題があります。炉心の厚みは20cmと殆ど無限平板に近い訳です。それに対して、核熱の動特性というものを空間的な動特性や制御も含めてきちんと検討されているのでしょうか。早めに検討をしておかないとそのあたりがネックになるのではないのでしょうか。空間の出力分布制御というものが大きな意味を持つてくるのではないのでしょうか。安全審査の点からもこれは大変な炉心だなと感じました。早めに解析をされておかないといけないと思います。

A：核的な話につきましては先程ご説明致しましたが、安定性についても既存の手法で解析しています。チャンネル安定性につきましてはABWRと同程度の減幅比で具体的には0.07という値です。また、この炉心はボイド係数が小さいため、炉心安定性という点では安定になっています。実際の評価結果では減幅比が0.01以下になっています。領域安定性についても同様の判断で問題にならないだろうということは確認しています。

Q：こういう開発をしていく場合に、開発目標に向かっていくとき、今の発表にあったように設計目標に合うかどうか、例えば、MAが入ったときに転換比やボイド係数が実現できるかどうかということがある訳です。これに対して、いま質問があったように、制御棒の効果の問題、空間的特性の問題や、熱除去というか限界熱流束で表される特性などのような成立性に関する検討が今後必要になってくるかと思いますが如何でしょうか。

A：安定性や制御棒の使い方については現在検討を進めています。また、熱的な成立性については昔の資産として稠密な体系についての実験データがありまして、その範囲で使える

限界熱流束式を用いれば問題ないということで設計をしております。さらに、データを増やして信頼性を上げるということは今進めているところでありまして、BWR 条件でのデータはもう少ししたら出てくるところです。

Q: いずれにしても稠密な燃料ですから、一般的にみても熱除去がうまくいくだろうかということがありますので、成立性の検討をフルバンドルで行う検討をして頂けたらと思います。

A: フルバンドルでの実験はしたいのですが、資金的な問題もありまして・・・しかし、そこまではやりたいと考えています。いずれにしても、低減速スペクトル炉では、これまで設計で残されてきた非常に厳しいところを扱っていますので、炉心設計上でも一見無理と考えられる領域に対してアプローチをしている面も多いかと思えます。その様な所で、ひとつひとつ課題をつぶしながら進めている状況です。

C: 原研では今まで、低減速スペクトル炉の炉心設計を中心に進めてきたわけですが、安全性の確認、安定性の問題につきましては、所内の安全性のグループの協力を頂いて全所を挙げて炉の成立性を確認するという事になっています。勿論、日本原子力発電(株)などとの共同研究の成果も活用して大規模な試験も行いたいと思っています。

Q: 0.6mmギャップというのはなかなか信じ難いところがあるのですが。例えば、燃料製造の公差であるとか、実際の原子炉内での振動や曲がりとかのいろいろな現象が起こると思うのですが、それらについてはどのような検討をされているのでしょうか。

A: 基本的に今の設計でのギャップ幅は 1.3mm です。この幅は現行の燃料棒設計手法から外挿したときに、このへんが限界だろうというものです。我々は、少し先を見越してステンレスの薄めの被覆管を使えば 1.0mm 位までは何とかいけるのではないかと考えています。0.6mm というのは限界熱流束実験のパラメータ範囲として今まで無かった領域までのデータをおさえておくというもので、0.6mm の設計を実際に行っているということではありません。



2.2 低減速スペクトル炉のコスト評価

Analysis on Electricity Generation Costs of Reduced-Moderation Water Reactors

佐藤 治・立松研二・田中洋司
Osamu Sato, Kenji Tatematsu and Yoji Tanaka

日本原子力研究所 システム評価研究グループ
Japan Atomic Energy Research Institute, Research Group for Energy System Assessment

1. まえがき

当研究グループは先に、我が国における原子力発電と燃料サイクルの長期シナリオを作成するとともに、低減速スペクトル炉の将来的な役割と課題とを主として資源論的見地に立って検討した。

その中で、低減速スペクトル炉の可能性として、短中期的にはマルチリサイクルによるプルトニウムの積極的活用を通じてウラン資源の節約に寄与するとともに、使用済燃料貯蔵量の抑制と余剰プルトニウムの解消という二つの命題を両立させ得ること、また長期的にはプルトニウム増殖を実現してウラン資源問題を解消し得ることを示した。そして、こうした可能性を実現するためには、1.0 を超える正味転換比の実現、炉内のプルトニウム・インベントリの低減が必要であることを指摘した[2.2.1]。

一方、電気事業全般についてコスト低減への要求が強まる中で、原子力発電にも経済性の一層の改善が求められており、将来炉の評価においても経済性が重要な指標と考えられている。「あとがき」で述べるように、増殖炉の経済性評価に関しては、長期的視野に立った配慮が必要であるが、研究開発を推進する上で常に経済性の改善の見地に立った課題を摘出し、それらを解決していくことも、実用化への途を切り拓く上で重要である。

そこで、この分析では低減速スペクトル炉を中心としたプルトニウム利用炉の課題を、経済性の観点から吟味した。無論、数十年先の技術の経済性には大きな不確実性があり、経済性の良否について一定の見通しを得ることはできるが、経済性の有無を断じることは不可能である。ここでは、標準的な条件設定のほかに、不確実性が大きく、かつ経済性に感度の高い因子について感度解析を行い、発電原価が前提条件に応じてどのように変化するかを分析することによって、経済性改善のための要件を定量的に検討することとした。

2. 前提条件

(1) 発電原価の計算方法

本分析では、濃縮ウラン利用の軽水炉（以下、単に軽水炉と呼ぶ）、全 MOX 炉（炉心全体に MOX 燃料を装荷した軽水炉）、低減速スペクトル炉[2.2.2](RMWR)及び高速増殖炉（FBR）を対象として、これら炉型を使用した原子力発電システムの発電原価を計算した。発電原価の計算方法としては UNIPEDE 方式[2.2.3]を用い、技術的耐用年数にわたる均等化発電原価を求めた。

計算対象とした費用項目は、建設費、運転維持費、廃炉費及び核燃料サイクル費（高レベル廃棄物処分費を含む）である。炉型間のコスト比較を有意なものとするために、各炉型とも運転開始年を 2020 年～2030 年頃と想定し、可能な限りこの条件を踏まえた形で原子力発電プラントの特性を設定した。なお、軽水炉を含めてどの炉型も、使用済燃料の再処理を行うものとした。

(2) 原子力発電プラントの特性

対象炉型のうち RMWR については、燃焼度の違いが発電原価に及ぼす影響を検討するために、転換比は同一（1.01）であるが、燃焼度が異なる BWR 型の 2 炉型を考慮した[2.2.4]。RMWR-1 は燃焼度 45GWd/t、RMWR-2 は燃焼度 70GWd/t である。また、FBR としてはナトリウム冷却、MOX 燃料利用を想定し、燃焼度が 100GWd/t（FBR-1）及び 150GWd/t（FBR-2）の 2 炉型を考慮した。

各炉型の発電プラント特性を表 2.2.1 に示す。原子炉の耐用年数としては 40 年と 60 年の 2 ケースを考え、設備利用率は原則として 90%とした。なお、全 MOX 炉の燃焼度と設備利用率は他の炉型よりもやや低い、今後これらの特性

表 2.2.1 発電プラントの特性とコスト

	LWR	フル MOX炉	RMWR-1	RMWR-2	FBR-1	FBR-2
	BWR型			Na冷却・MOX燃料		
耐用年数	40年または60年					
設備利用率 (%)	90	86.7	90	90	90	90
平均燃焼度 (GWd/t)	45	31	45	70	100	150
燃料装荷量 (t/GWe/年)	21.1	29.9	32.8	18.5	C 12.7 B 7.4	C 8.8 B 1.8
建設費 (万円/kWe)	20	20	22	22	30	30
運転維持費	平均年間費用を建設費の5.3%とする					

C：炉心、B：ブランケット

が他の炉型並みに改善されれば発電原価はこの分析の結果よりもやや小さくなることを付記する。

建設費は、軽水炉と全 MOX 炉が 20 万円/kWe とした。これは現状の建設費よりかなり低い。上記のように運転開始年 2020 年～2030 年頃との想定の下で、次世代軽水炉の設計目標値を使用した。RMWR の建設費は概ね軽水炉並みと考えられるが、一次冷却系ポンプの大型化の必要性もあることから、ここでは軽水炉の 10%増の 22 万円/kWe とした。

FBR の建設費には RMWR 以上の不確実性がある。実用化以降の習熟効果や技術進歩によるコスト削減の可能性は十分あるが、こうした技術的成熟にはかなり時間がかかるとみた方が妥当と判断される。ここでは現実的に達成の容易な建設費として、軽水炉の 1.5 倍相当の 30 万円/kWe と設定した。

運転維持費については、全炉型において建設費の 5.3%相当額が毎年必要とされるものと想定した。また、廃炉費用として、プラント閉鎖後に建設費の 20%相当額が必要とされるものと想定した。

(3) 燃料サイクル工程単価

天然ウラン価格及び核燃料サイクルの各工程の単価は、表 2.2.2 に示すように設定した。天然ウラン価格としては、現状の地層ウラン価格を適用した場合に加えて、ウラン価格の上限値の目安となる海水ウラン価格を適用した場合についても検討した。海水からのウラン捕集費用は、平成 10 年度における原研高崎研と

表 2.2.2 燃料サイクル工程の単価

燃料サイクル工程	単 価		備 考
天然ウラン調達	17.16	\$/lbU ₃ O ₈	現状価格(一定と仮定)
同 上 (海水ウラン)	97.9	\$/lbU ₃ O ₈	2.8万円/kgU
UF ₆ 転換	6	\$/kgU	現状価格
ウラン濃縮	125	\$/kgSWU	現在のDOE契約価格
成型加工－濃縮ウラン燃料	8	万円/kg	現状価格
成型加工－LWR-MOX	20	万円/kg	濃縮ウラン燃料×2.5
成型加工－RMWR-MOX	28	万円/kg	FBR-MOX燃料×1.2
成型加工－FBR-MOX	23	万円/kg	長期目標値
成型加工－径ブランケット	8	万円/kg	濃縮ウラン燃料×1.0
再処理－濃縮ウラン燃料	20	万円/kg	海外契約推定値
再処理－MOX燃料	20 - 39	万円/kg	基準39万/参考20万
再処理－径ブランケット	20	万円/kg	濃縮ウラン燃料×1.0
HLW処分	7600	万円/本	固化体1本当たり

電中研による共同研究の試算結果⁽⁵⁾のうち、延縄方式によるものを採用した。なお、これらの天然ウラン価格は原子炉の耐用期間中一定とした。

核燃料サイクル工程単価については、濃縮ウラン燃料の場合は、成型加工費を現状の 8 万円/kg とし、再処理費を現状の海外契約価格の推定値である 20 万円/kg とした。

MOX 燃料については以下のように想定した。成型加工費に関しては、全 MOX 炉ではふげん燃料製造実績の下限值 20 万円/kg を使用した。FBR では、本格利用時期には技術革新及び工場の大規模化を通じて大幅に低減し得ると仮定して、現状よりもかなり小さい 23 万円/kg とした。RMWR では、稠密燃料の集合体の加工に高い精度が要求されることなどを考慮して、FBR の 20% 増の 28 万円/kg とした。

再処理単価は、燃焼度やプルトニウム富化度に依存すると考えられるが、その定量的評価は困難なため、ここでは一律に再処理単価 39 万円/kg を与えた。しかし、新技術の実用化などによる大幅なコスト低下の可能性も考慮し、参考ケースとして濃縮ウラン燃料と同じ 20 万円/kg を適用した場合も検討した。HLW 処分費は、高レベル廃棄物のガラス固化体を入れるキャニスター 1 本あたり 7600 万円とした。なお、再処理プロセスで回収されるウラン及びプルトニウムのクレジットはいずれの炉型においても考慮していない。

3. 分析結果

(1) 燃料サイクルコスト

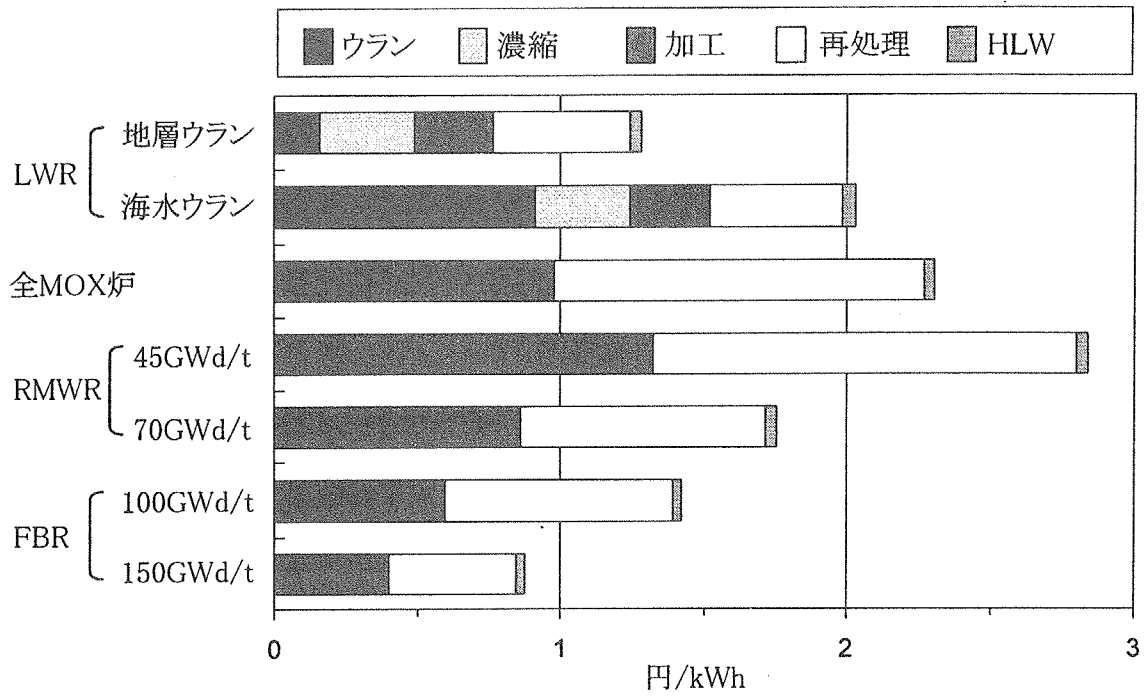
MOX 燃料の再処理単価が 39 万円/kg (基準ケース) の場合の燃料サイクル費を、図 2.2.1(a)に示した。

濃縮ウラン燃料を使用した軽水炉の核燃料サイクル費は、地層ウラン及び海水ウランを使用した場合にそれぞれ 1.28 円/kWh 及び 2.03 円/kWh となった。プルトニウム利用炉の燃料サイクル費は、概して燃焼度が低い炉型ほど高く、また加工費と再処理費の合計で全体の 9 割以上を占めている。

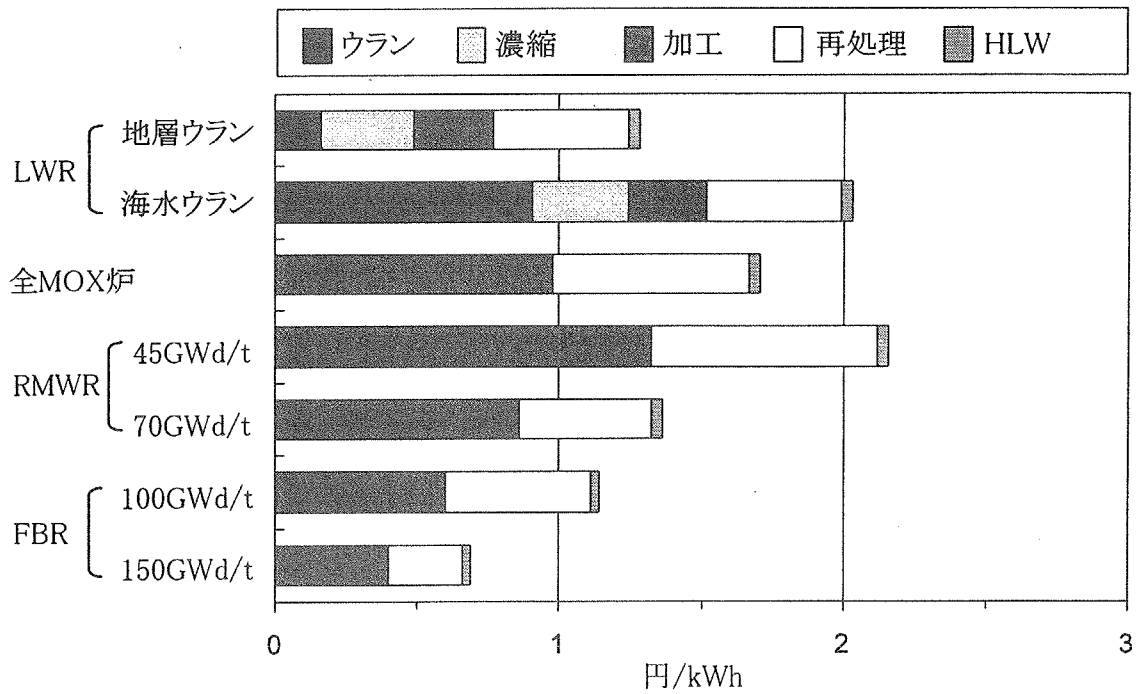
全 MOX 炉の燃料サイクル費用は、海水ウランを使用した軽水炉の費用よりも大きい。また、RMWR の費用は、燃焼度 45Gwd/t では全 MOX 炉よりさらに高いが、70Gwd/t では海水ウラン利用の軽水炉より小さくなる。FBR の費用は全 MOX 炉及び RMWR に比べてかなり小さい。燃焼度 100Gwd/t では地層ウラン利用の軽水炉よりやや高いが、150Gwd/t ではこれより小さくなる。

MOX 燃料の再処理が 20 万円/kg で可能な場合(参考ケース)には、図 2.2.1(b)に示すようにプルトニウム利用炉の燃料サイクル費はかなり改善される。

全 MOX 炉の費用は、海水ウラン利用の軽水炉よりも低くなり、また RMWR の費用は、燃焼度 45Gwd/t で海水ウラン利用の軽水炉よりわずかに高い程度、70Gwd/t では地層ウラン利用の軽水炉並みとなる。FBR の燃料サイクル費は、いずれの燃焼度においても地層ウラン利用の軽水炉より低い。



(a) 耐用年数40年/MOX再処理単価高ケース



(b) 耐用年数40年/MOX再処理単価低ケース

図 2.2.1 燃料サイクルコストの構成

以上のとおり、プルトニウム利用炉の燃料サイクル費の中で再処理費の占める割合は大きいため、MOX 燃料の再処理単価を 39 万円/kg から 20 万円/kg までほぼ半減できれば、燃料サイクル費を 20%~26%低減することが可能となる。ただし、再処理費に関しては不確実性が大きく、今後の技術動向如何では FBR 燃料サイクルのコストはこの計算値よりも大きくなる可能性もある。

(2) 発電原価

上記の燃料サイクル費と、建設費、運転維持費等を合わせた発電原価の合計を図 2.2.2 に示した。

この図では、MOX 燃料再処理単価が基準ケースの場合と参考ケースの場合を示しているが、いずれの場合でも、濃縮ウラン利用の軽水炉（地層ウランを使用した場合）が最も低コストであり、プルトニウム利用炉はいずれもこれよりコスト高である。この軽水炉の発電原価は、総合エネルギー調査会原子力部会で報告された試算値 5.9 円/kWh と比べてもかなり小さいが、これは主として建設費の将来的低減を見込んでいることによる。なお、上記のとおり地層ウラン利用の軽水炉では超長期の原子力利用に対応できないので、増殖炉の経済性はむしろ海水ウラン利用の軽水炉を目安にすべきと考えられる。海水ウランを使用した場合には発電原価が約 20%上昇する。

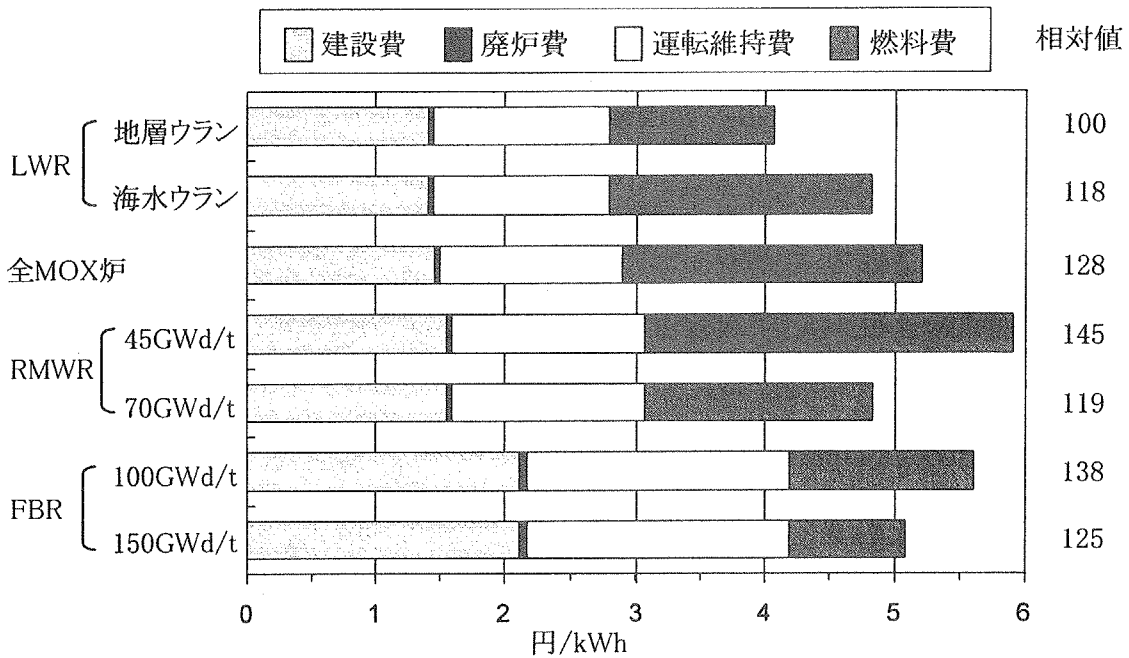
MOX 燃料再処理単価が基準ケースの場合（図 2.2.2(a)）をみると、プルトニウム利用炉の中では、高燃焼度型の RMWR-2（燃焼度 70GWd/t）が最も低コストであり、海水ウラン利用の軽水炉と同等となった。一方、RMWR の発電原価は燃焼度の影響を大きく受け、低燃焼度の場合には最も高コストとなる。FBR の発電原価は、建設費と運転維持費の影響が大きく、低燃焼度、高燃焼度いずれの場合においても、海水ウラン利用の軽水炉を上回っている。

MOX 燃料再処理単価が参考ケースの場合（図 2.2.2(b)）には、プルトニウム利用炉の経済性は濃縮ウラン軽水炉に比べてあまり遜色のないものとなる。全 MOX 炉は、海水ウラン利用の軽水炉よりも低コストとなった。

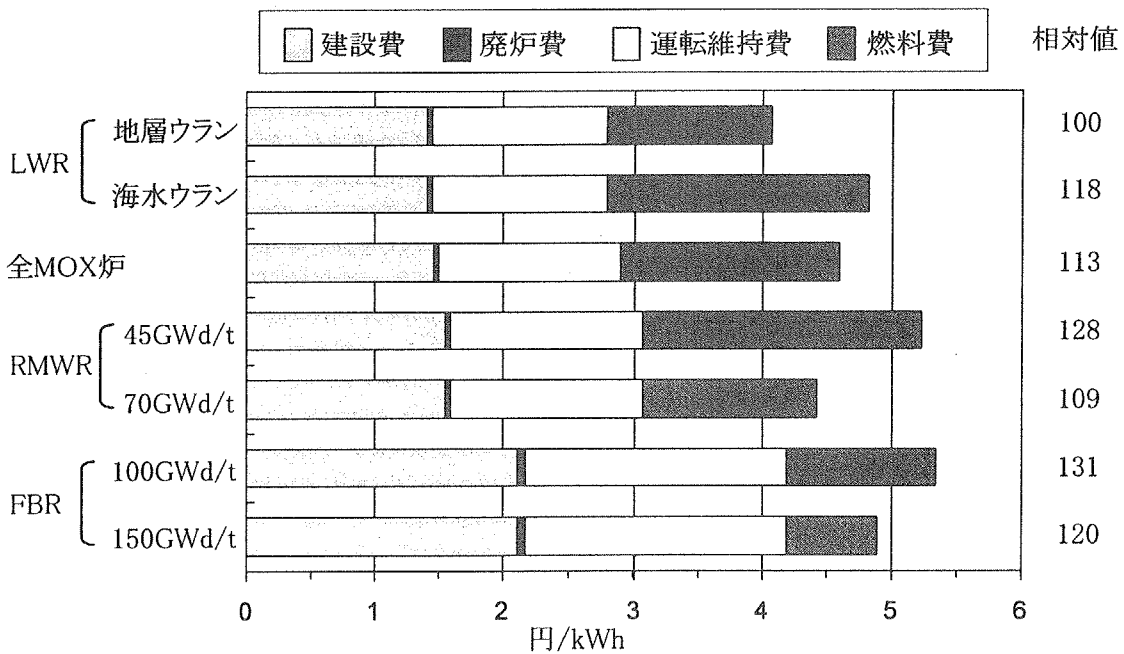
RMWR の発電原価も、高燃焼度型では地層ウラン利用の軽水炉に近い水準（10%高）となる。低燃焼型では、海水ウラン利用の軽水炉よりもやや高くなる。FBR は、高燃焼度の場合には海水ウラン利用の軽水炉並み、低燃焼度の場合にはこれよりやや高い発電原価となっている。発電原価の低減には建設費と運転維持費の削減が不可欠である。

なお、技術的耐用年数に基づく発電原価では、経済耐用年数に基づく場合よりも建設費のウェイトが小さくなり、運転維持費と燃料費のウェイトが大きくなる。特に、この分析では年間運転維持費を建設費の 5.3%相当額と仮定しているため、建設費高の FBR では運転維持費の割合がきわめて大きい。したがって、今後前提条件の中でも特に運転維持費に関して、より詳細な検討が必要である。

原子炉プラントの耐用年数が 40 年又は 60 年、MOX 燃料の再処理単価が 39 万円/kg 又は 20 万円/kg とした場合の、各炉型の発電原価の範囲は図 2.2.3 に示すとおりである。この図で、横軸は原子力プラントの耐用年数であり、縦軸は



(a) 耐用年数40年/MOX再処理単価高ケース



(b) 耐用年数40年/MOX再処理単価低ケース

(注) 将来的不確実性を考慮すると、増殖炉の経済性の有無を現在の時点で判断することは不可能であり、また経済性のみ観点から増殖炉を評価すべきではないが、あえて増殖炉の経済性を現時点でLWRと比較する場合には、地層ウラン利用のLWRでは原子力利用を超長期にわたって維持できないことに留意し、海水ウラン利用のLWRの発電コストを目安とする必要がある。

図 2.2.2 耐用年均等化発電コスト

発電原価を表している。

濃縮ウラン軽水炉（地層ウラン利用又は海水ウラン利用）については、耐用年数40年と60年に対応した2点が、またプルトニウム利用炉については耐用年数40年又は60年と、MOX燃料再処理単価の高ケース（39万円/kg）又は低ケース（20万円/kg）を組み合わせた4点が示されている。

耐用年数を40年から60年に延長した場合には、建設費の年経費額が9%低減する。しかし、これによる発電原価全体の低減率は濃縮ウラン軽水炉（地層ウラン利用）の場合で4%程度である。FBRは発電原価に占める建設費の割合が大きいため、耐用年数の延長による発電原価の低減は他の炉型よりも大きい、それでも5%程度である。

MOX燃料の再処理単価を39万円/kgから20万円/kgに低下させた場合には、耐用年数を延長した場合に比べて、発電原価の低減効果大きい。この傾向はMOX燃料装荷量の大きい炉型ほど顕著であり、全MOX炉及びRMWR-1（燃焼度45GWd/t）ではともに12%程度低減する。したがって、再処理単価20万円/kgの場合には、全MOX炉の発電原価は濃縮ウラン軽水炉（海水ウラン利用）よりも小さくなり、RMWR-1の発電原価はFBR-1（燃焼度100GWd/t）より小さくなる。また、RMWR-2（燃焼度70GWd/t）の経済性もかなり改善され、発電原価は濃縮ウラン軽水炉（海水ウラン利用）よりも8%程度小さくなる。

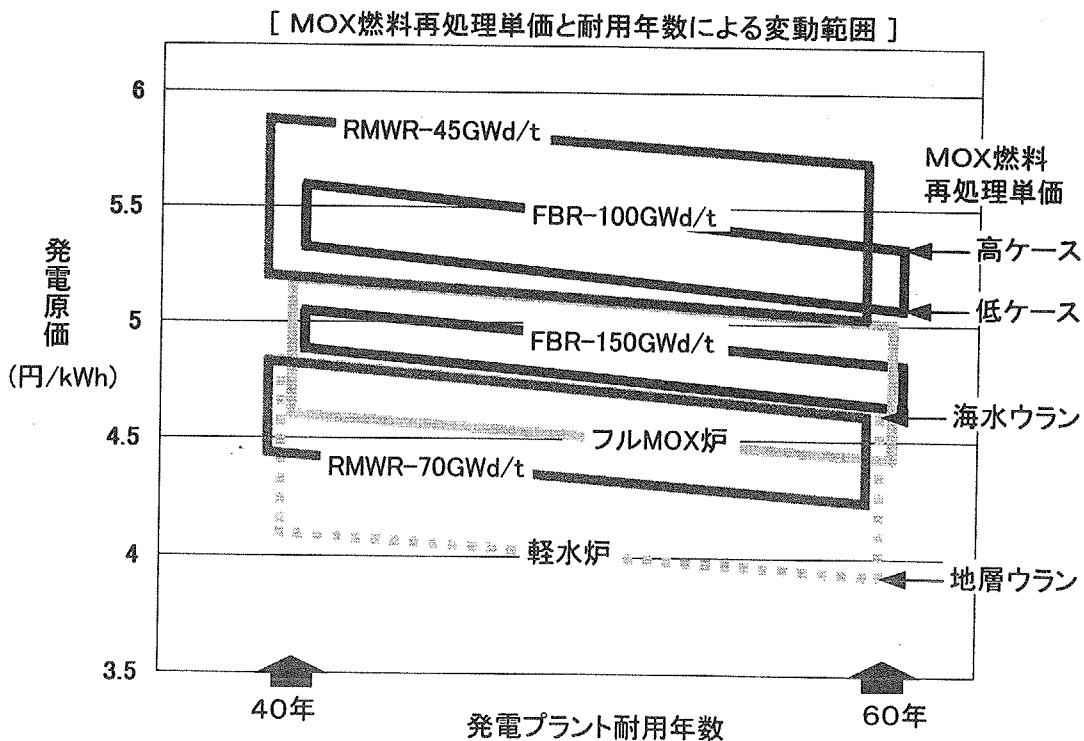


図 2.2.3 耐用年均等化発電コストの範囲

(3) 所見と考察

プルトニウム利用炉の経済性に関して、上記の発電原価計算から得られた主要な所見は次のとおりである。

- ① 濃縮ウラン軽水炉（海水ウラン利用）と比較すると、プルトニウム利用炉の発電コストは割高となる可能性が大きい。水型炉（全 MOX 炉と低減速スペクトル炉）では燃料装荷量が多いために燃料費が大きく、FBR の場合には建設費が大きいことがその原因となっている。
- ② FBR は、燃焼度 100GWd/t ないし 150GWd/t が達成できれば、燃料サイクル費は濃縮ウラン軽水炉と同等か、それよりも低コストになる可能性が大きい。したがって、建設費を削減するための設計の改善が特に重要である。
- ③ 低減速スペクトル炉は、濃縮ウラン軽水炉に近いコストで建設可能と予想されるが、全 MOX 炉と同様に炉内燃料装荷量が多く、燃料サイクル費が高価となる可能性が大きい。そこで、高燃焼度化による燃料装荷量の低減が重要であり、燃焼度 70GWd/t の炉心の実現できれば、濃縮ウラン軽水炉（海水ウラン利用）と同等、又はそれ以上の経済性を確立する可能性がある。また、MOX 燃料サイクル技術のコスト低減も重要である。

なお、この分析では比較的容易に入手可能な資料と単純化した条件の下で、濃縮ウラン軽水炉とプルトニウム利用炉の発電原価を計算し、計算結果の比較を通じてプルトニウム・リサイクルの経済性向上のための課題を検討した。したがって、未検討もしくは検討の不十分な部分も多く残されている。中でも重要な課題として、プルトニウム利用炉の運転維持費に関する検討が挙げられる。運転維持費は発電原価の中で大きなウェイトを占めており、今後費目別に支出を積み上げる方法で信頼性の高い費用見積りを行うことが不可欠であると考えられる。

4. あとがき

原子力発電の経済性に対する要求は近年厳しくなりつつある。高速増殖炉原型炉「もんじゅ」の事故後に設置された高速増殖炉懇談会の答申では、将来の FBR が濃縮ウラン軽水炉並みの経済性を達成することを要求している。火力発電の技術進歩に伴う低コスト化や自然エネルギーによる発電がコストを急速に下げつつあるなど、将来型炉に軽水炉並みの発電コストを要請する背景は確かにあるが、原子力発電のコストについては次の二つの点を考慮する必要がある。

原子力発電に代わって超長期的に基幹的な電源となり得る選択肢は今のところ存在せず、100 年を大幅に超える超長期にわたって、原子力発電が電力供給に大きな役割を果たしていくことが求められる。このためには資源問題の解決が必須であり、増殖炉は長期的な視野から原子力発電システムの不可欠の一部であると捉える必要がある。したがって、増殖炉の発電コストは、これを転換炉と比較評価してその導入の是非を論ずるべきものではなく、むしろ転換炉と増殖炉を一体とした場合の発電コストを他の電源と比較し、原子力発電の経済的優劣を判断す

べきものと考えられる。

今ひとつ、現在の電力料金の中で発電コストの占める割合についても考慮する必要がある。電気事業の各年の設備投資において、発電設備の占める割合は半分に満たない。また、近年ピーク需要が増大する中で、ピーク対応用に発電と送配電設備が整備され、このために電力料金がベースロード電源の発電コストから乖離して、大幅に高くなっている。したがって、電力供給コストの低減のために重要なのは、発電技術の低コスト化よりも、むしろ料金制度の抜本的な見直し等を行い、負荷の平準化を通じて負荷率を向上させることであると考えられる。

上記諸点に加えて、将来コストの推定に不可避の不確実性を併せ考えると、長期的な技術選択肢をコストの観点から厳しくふるいにかけることは、貴重な選択肢を失う可能性のある不合理な意思決定プロセスであると言わざるを得ない。増殖炉技術の評価と選択においては経済性の展望を参考としながらも、技術的な特性に依拠した判断を行うことが必要である。

したがって、「まえがき」にも述べたように、この分析はプルトニウム利用炉の経済性、つまり経済的観点からみたプルトニウム利用炉の発電技術としての適格性を問うのではなく、あくまで経済性向上の見地に立って改善すべき技術的課題を抽出することを目的として、濃縮ウラン軽水炉との発電原価の比較を実施したものである。この分析結果が、低減速スペクトル炉等のプルトニウム利用炉の今後の研究開発のための指針として役立てられることを願うものである。

参考文献

- 2.2.1. 立松研二、佐藤治、田中洋司、“低減速スペクトル炉の導入効果に関する分析”、JAERI-Research 2000-025 (2000).
- 2.2.2. 岩村公道、他、“低減速スペクトル炉の研究”、JAERI-Research 99-058 (1999).
- 2.2.3. OECD/NEA, "The Economics of the Nuclear Fuel Cycle", OECD, Paris (1994).
- 2.2.4. R. Takeda et al., "General Features or Resource-Renewable BWR (RBWR) and Scenario of Long-Term Energy Supply", Proc. of International Conference on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems. Golbal'95, Versailles, France, Sep.11-14, p-938 (1995).
- 2.2.5. 須郷高信、斎藤恭一、“海水ウラン採取技術の現状と展望”、日本原子力学会誌、vol.36、no.7、p619-623 (1994).

低減速スペクトル炉のコスト評価 佐藤治氏（原研）

Q：コスト評価の中で海水ウランの再処理費という捉え方をされていますが、やはりワンスルーではないかと思えます。再処理しないで、そこでの費用は長期貯蔵のためのコストに置き換わるのではないかと思えます。おそらく、再処理費よりは低いと思えます。折角、海水ウランがものになるのに、再処理してまた MOX の方へ廻していくということはあまり考えられないという気がします。

A：ワンスルー方式を視野に入れた検討が実際には必要だと思うのですが、今回は基本的にリサイクルということで検討しています。海水ウランを使った場合の総合的なストラテジーの一環として検討している訳ではありません。むしろ、地層ウランの上限といった観点で検討しています。海水ウランを本格的に利用できるかどうかについては、もう少し検討しなければなりません。コストだけではなく商業的規模でどのくらいの天然ウランがまかなえるかということです。経済性以前の検討が海水ウランについては必要です。海水ウランと再処理というのは選択肢としては奇異な印象を持たれるかもしれませんが、現在そこまで踏み込んだ検討をしている訳ではありません。

Q：長期的には資源論を考えなければいけないということですが、短期的にどのような発電オプションを選ぶかとなると経済性の評価が必要になります。経済性評価の中で発電原価を原子炉の耐用年数が 40 年ということで比較していますが、現実にエネルギー源を選ぶ場合には、他エネルギー源との比較になりますので、10 年くらいのスパンで評価すべきと思います。今後、電力自由化の中で電源を選ぶときには、そのような原価評価が必要になると思います。原子力の中だけで比較評価する場合には、意味があると思うのですが、他の電源との競争という場合には耐用年数が 40 年だから安いというのでは選ばれないのではないかと思います。

A：おっしゃる通りだと思います。ここでの検討は、原子力の各炉型間の比較でありまして、これにより改良点を抽出するということを目的としたものです。確かに、事業としての会計ルールをベースとした経済耐用年数に基づく評価というのは現実的には重要だと思います。もうひとつは社会的コストという観点からの評価もあってもよいのではないかと思います。OECD/NEA でも、技術的耐用年数全体にわたり均等化をした発電原価を計算しています。石炭、天然ガス、原子力の比較をしているのですが、そこで基本となる考え方としては発電費用を社会的コストとして捉えていることです。そのような観点からの評価というのも意味があると思います。いずれにしても、両方の観点からの評価をしていかなければなりません。

Q：低減速スペクトル炉の経済性向上ということで燃焼度を上げるということは私も考えるところであります。今の設計では燃焼度が 45Gwd/t というのですが、5 割増しにしよう

ということですね。燃焼度を上げようとする当然、増殖性は落ちる訳です。また、燃焼度を上げるためにはプルトニウム富化度を上げなければならないのですが、炉心は富化度30%程度と再処理の制限値に近いところで設計されています。さらに燃焼度を上げようすると、その制限値にひっかかります。そして、これをクリアしようすると再処理コストが高くなります。燃焼度を上げるということは、増殖性は悪くなるし再処理のコストも上がる方向であり、何か工夫をしないとこれ以上の性能を得ることは難しいのではないかと思います。そのへんのところで何かお考えがありましたら教えてください。

C: コメントさせていただきます。確かにおっしゃる通りです。先程の発表で紹介しました高転換比 BWR 型で 1350MW の炉心の燃焼度は 60GWd/t まで上がっています。まだ、多少改良する余地は残ってまして 70GWd/t くらいまではいけるのではないかと考えています。45GWd/t に留まっている訳ではありません。

Q: 燃焼度の定義がよくわからなかったので質問もあまり適切でなかったと思います。低減速スペクトル炉の場合、内部ブランケットを含めた燃焼度であるのか、それとも MOX 部だけの燃焼度で言われているのか、コスト評価の際にそのへんのところが勘案されているかどうかということです。シード部だけで言うのであれば、ある設計概念では 80GWd/t くらいまでいっているものも現在ある訳です。このような数値的扱いを含めてわからないところがあったのでこのような質問をしたのですが如何でしょうか。

C: 確かに設計によっていろいろなタイプがありまして、中間ブランケットの有るものも無いものも、最近では統一的に表記するというので、中間ブランケットのあるものは、その部分を含めて燃焼度を表すことにしています。先程示した、60GWd/t というのもそういう意味です。上下ブランケットは含まれていませんが中間ブランケットは含まれています。MOX 部だけですと 80GWd/t を超えます。

A: 燃焼度を上げるということは技術的に難しいと思います。私は低減速スペクトル炉の技術に詳しいわけではないのですが、高転換炉のときからそのような話は耳にしておりまして、難しいことは承知しているつもりです。ここで、問題なのは 70GWd/t という水準が絶対的な要件であると言っているのではなく、高燃焼度を目指した改善というのがどのような意味をもつかを示すのがこの検討の目的です。何も現在の濃縮ウラン軽水炉と同一レベルの発電原価まで落とさないとプルトニウム利用炉を導入すべきではないという判断はおそらくありえないと思っています。ですから先程申し上げたように、経済性改善は必要ですが、最終的には転換炉と増殖炉をパッケージにした原子力利用体系全体での経済的な性能を問うべきであって、その上でいろいろなエネルギー源を選択すべきものと考えています。



2. 3 軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状 Reprocessing Technology for Spent Mixed-Oxides Fuel from LWR

峯尾 英章

Hideaki Mineo

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

1. はじめに

我が国のエネルギー供給の情勢を考えると、安定的なエネルギー源を技術的手段により確保することを目指した長期的な努力を継続する必要がある。原子力による発電は、エネルギー供給システムとして重要な役割を果たしているが、発生する使用済燃料を再処理し回収したプルトニウム等を有効利用していくことによって、ウラン資源の消費を節約することができ、安定供給に優れるという原子力発電の特性を一層改善させることができる[2.3.1]。回収したプルトニウム等を有効利用する方策として、すでに欧州において軽水炉での利用が行われており、我が国でも同様な利用が開始されつつある[2.3.2]。

プルトニウムを多数回リサイクルすることができれば、ウラン資源をさらに節約することができる。しかしながら、軽水炉では Pu 組成が劣化するため、多数回のリサイクルには適していない。このため、多重リサイクルが可能な他の炉型を中心とするリサイクルを構成する必要がある。また、さらに増殖機能を持たせることができれば、ウラン利用効率を飛躍的に向上させることもできる。高速炉や低減速スペクトル炉(RMWR)はこれらを実現しうる炉型である。

プルトニウムの多重リサイクルは炉型だけでなく、プルトニウムを分離し燃料とする再処理や燃料加工の段階も重要である。エネルギー供給システムとして成立するためには安全性を第一とすることは言うまでもないが、さらに高い経済性を有することが必須であり、炉本体だけでなくリサイクル側の特に再処理のコストをできるだけ抑えることが必要である。これらに加え、環境への負荷の軽減、核拡散への抵抗性も求められている。

本報告では、低減速スペクトル炉燃料の再処理を検討する手始めとして、低減速スペクトル炉が軽水炉をベースとする技術であり、MOX 燃料を使用するという観点から、軽水炉 MOX 燃料の再処理技術に着目し、その現状について報告する。

2. 軽水炉におけるプルトニウム利用

軽水炉における Pu 利用は 1980 年代から欧州で行われ、既に 1,700 体以上の燃料集合体の装

荷実績を有している[2.3.3]。現在 25 基の軽水炉 (PWR : 23 基、BWR : 2 基) に装荷されており[2.3.3]、例えばフランスでの平均取り出し燃焼度は $37.5 \text{ GWd}\cdot\text{t}^{-1}$ である[2.3.4]。集合体によっては $51 \text{ GWd}\cdot\text{t}^{-1}$ に達しているものもある[2.3.5]。

我が国における軽水炉での Pu 利用は開始されつつあるところで、電気事業連合会によれば 2010 年までに 16~18 基に MOX 燃料が装荷される計画である[2.3.2]。MOX 燃料は海外での再処理で回収される Pu を原料として供給される他、国内では 2005 年に運転開始予定の六ヶ所再処理施設で回収される Pu から年間 130t 規模で MOX 燃料に加工する施設の建設が予定されている。

改定された原子力長期計画では、軽水炉 MOX 燃料の再処理は、六ヶ所再処理施設の次の再処理施設に付加される機能としている。その再処理能力、利用技術を含む建設計画については、六ヶ所再処理施設の建設、運転実績、今後の研究開発及び中間貯蔵の進展状況、高速増殖炉の実用化の見通しなどを総合的に勘案して決定されることが重要であり、2010 年頃から検討を開始するとされている[2.3.1]。

3. 現行 PUREX 再処理技術による MOX 燃料再処理

(1) 使用済 MOX 燃料の特徴

同程度の燃焼度の使用済ウラン燃料と比較して使用済 MOX 燃料は以下の特徴を有している。現行の PUREX 再処理法を用いる施設で MOX 燃料を再処理する場合は、これらの特徴を考慮し、必要な設備整備や運転操作上の対応を行う必要がある[2.3.6]-[2.3.8]。

- 1) プルトニウム含有量が多い。(数倍程度に増加する。)
- 2) プルトニウム同位体組成が質量数の大きい側にシフトする。
- 3) アクチノイド含有量が多い。これにより α 放射エネルギーや中性子発生率が高い。また、発熱量が大きい。
- 4) 白金族の存在割合が増加する。
- 5) 一部の β 放出核種 (H-3) や $\beta\gamma$ 放出核種 (Ru/Rh-106 、 I-129) が増加する。

(2) 現行再処理各工程への影響

PUREX 再処理は、主に受入・貯蔵、せん断・溶解、分離、精製の各工程から構成される。図 2.3.1 に再処理工程の概略を示す。このほか、気体廃棄物処理工程、高レベル廃棄物処理工程、精製工程から得られる U 硝酸溶液及び U/Pu 硝酸溶液を酸化物とする脱硝工程がある。表 2.3.1 には、MOX 燃料を再処理する場合にこれら各工程が受けると考えられる影響をまとめた[2.3.6]-[2.3.9]。

まず、共通して各工程で対応を検討すべきなのはプルトニウム含有量増加による臨界安全管理の強化である。受入・貯蔵、溶解、分離の各工程は対応が必要になる。

輸送では、中性子発生率の増加や発熱量の増加を考慮したキャスクを使用する必要性が生じる。また、輸送前の炉サイトでの冷却期間をウラン燃料の場合より延長する必要性が生じる。

受入・貯蔵工程では、燃料をキャスクから取り出す際の中性子による被曝を抑制する必要がある。発熱量が増大するため、貯蔵の冷却能力を増強する必要がある。

溶解工程では、ウラン燃料と同等な速度で溶解するための条件の把握が必要である。また、プルトニウム含有量が増加するため、未溶解プルトニウムが増加する可能性がある。不溶解残渣の主な成分は Ru、Rh、Pd の白金族と Mo、Tc であるが、Pu-239 は U-235 よりも白金族の核分裂収率が高いため、不溶解残渣が増加する可能性がある。

分離工程は、図 2.3.2 に示すように溶解液（フィード液）から U 及び Pu を共に抽出する共除染工程、ならびに Pu と U を分離する U/Pu 分配工程の 2 つからなる。分離工程では、プルトニウム含有量が増大するためフローシートを再検討する必要がある。共除染工程では溶解液（フィード液）の組成が使用済ウラン燃料とは異なるため、必要な除染係数を変化させる必要性が生じる。また、抽出廃液へのプルトニウム漏出、プルトニウム第 3 相生成（有機相にプルトニウムが飽和近くまで負荷された場合に有機相が二層に分かれるがこのうち重い有機相を指す。）や α 放射線量増大による溶媒劣化の増大、溶媒劣化生成物による難溶性物質生成増加の可能性がある。U/Pu 分配工程では、Pu を分離する際に使用する還元剤の使用量が増大するか、逆に Pu 分離能力が不足することも考えられる。

精製工程では、プルトニウムの精製能力がプロセス全体の律速段階になることが考えられるため、処理能力の増強が必要になる。脱硝工程（ウランとプルトニウムの混合脱硝工程）についても同様に処理能力を増やす必要がある。

この他、気体廃棄物処理工程では、溶解時のオフガス中に含まれる I-129 量の増加、自発核分裂性核種（Cm-244 等）から発生する I-131 等が増加するため、その増加量を勘案したヨウ素除去設備の対応、例えばヨウ素吸着塔に充填する吸着剤量を増量するなどの対応をとる。

4. 現行 PUREX 再処理技術の MOX 燃料再処理への適用—これまでに得られた知見

(1) 使用済 MOX 燃料の溶解性

上述のように、使用済 MOX 燃料の溶解では、未溶解プルトニウム量と不溶解残渣の増加が予想され、また、溶解条件を把握すべきと考えられた。

未溶解プルトニウム量については、単体の PuO_2 は硝酸に溶けにくいいため、溶解性が重要である。MOX 燃料製造法の改良により、現在では $6 \text{ mol} \cdot \text{l}^{-1}$ 前後の硝酸で溶解した場合の未溶解プルトニウム量は初期全プルトニウム量の 0.5% 未満となることが示されている。また、再処理側からの要求で、未照射 MOX 燃料の溶解試験も実施している。表 2.3.2 に示すように $30 \text{ GWd} \cdot \text{t}^{-1}$ 前後まで照射されると未溶解プルトニウムはさらに 0.03% まで低減されることが明らかになっている [2.3.10]。このほか、不溶解残渣へ移行するプルトニウムは 0.4~0.45% で、洗浄後被覆管

(ハル)に移行するプルトニウムは 3~6 mgPu/kg ハルであり最終燃焼度に依存して増加することが報告されている[2.3.10]。

不溶解残渣については、図 2.3.3 で軽水炉燃料溶解時の不溶解残渣量(燃焼度の関数)を MOX 燃料溶解時と比較すると、データは少ないが不溶解残渣量は MOX 燃料の方が多傾向にある。燃料中にプルトニウム凝集体があるとその部分のみ高い燃焼度(200GWd・t⁻¹)となるため、不溶解残渣成分は増加する[2.3.11]。

溶解速度に関するデータは数が少ないが、高燃焼度の使用済ウラン燃料とほぼ変わらない速度で溶解されることが示されている[2.3.11]。図 2.3.4 は、42.6 GWd・t⁻¹の MOX 燃料と 62.8 GWd・t⁻¹の高燃焼度燃料の溶解速度を異なる酸濃度で測定した結果を示している。

(2) 軽水炉 MOX 燃料の再処理実績

使用済 MOX 燃料再処理は、高速炉燃料を対象に多くの蓄積がある。英国 Dounreay では 23tHM(ton Heavy Metal)の燃料が処理され、このときのプルトニウムの溶解率は 99%以上であった[2.3.12]。仏では 28tHM の高速炉燃料の再処理実績があり、このときのプルトニウム溶解率は 99.8~99.9%であった[2.3.12]。高速炉燃料の場合、照射中に燃料温度が 2,200℃程度まで上がり、未溶解プルトニウムの原因となるプルトニウムの不均一性が消えていくため、溶解性は軽水炉 MOX 燃料に比べ良くなると考えられる[2.3.10]。この他、わが国では JNC の CPF(Chemical Processing Facility:高レベル放射性物質研究施設)で高速炉燃料の溶解試験や再処理試験が行われている[2.3.12]。

一方、軽水炉 MOX 燃料の再処理については試験例が少ないが、工業規模での試験を行った例が報告されている。表 2.3.3 はこれをまとめたもので、独 WAK (カールスルーエ再処理工場)での実績、ならびに仏(マルクール及びラアーグ)での実績を示した。特にラアーグでの再処理試験では、MOX 燃料を溶解後、回収ウランあるいはウラン使用済燃料溶解液で希釈して再処理試験を行っている。

希釈による再処理方法は、軽水炉 MOX 燃料を使用済ウラン燃料用再処理施設で処理するために仏が 80 年代末に示したもので[2.3.7]、[2.3.13]、ラアーグの UP2-400 で実証したものである。希釈することによって、前節で示した分離工程・精製工程でのプルトニウム含有量増加によるいろいろな影響を抑制することが可能である。特に使用済ウラン燃料で希釈することで、高次側にシフトしたプルトニウムの同位体組成を改善することもできる。図 2.3.5 は希釈の有無による核分裂性プルトニウムの割合の変化をリサイクル回数でプロットしたものである[2.3.7]。希釈しない場合、使用済 MOX 燃料は 1 回のみでの再処理まででそれ以上は軽水炉で利用できないが、MOX 燃料 1 に対しウラン燃料 4 で希釈すれば核分裂性プルトニウムの減少を抑制することができ、使用済 MOX 燃料を 2 回再処理し、都合 3 回までリサイクルすることが可能であるとしている。

最近では、COGEMA がそれまでの実績をもとに希釈法による MOX 燃料の再処理法を示している[2.3.9]。仏では回収ウランによる希釈によって年間 370~560t の MOX 燃料の再処理が可能で、一方、使用済ウラン燃料による希釈では少なくとも 250t の処理が可能であるとした。また、ラアーグにある施設の処理能力で少なくとも今後 25 年間は対応が可能であるとした。これは、

サイクルが1回回るために必要な時間は15年程度で、その次の世代の燃料が炉から取り出され、冷却後再処理されるまでさらに10～12年必要なことによるものと考えられる。

(3) まとめ

MOX燃料再処理技術の現状のまとめとして、MOX燃料を現行PUREX法で再処理を行う場合に考えられる、各工程への影響を示した。また、これまでのMOX燃料再処理に関する知見としてMOX燃料の溶解特性は炉内燃焼の効果や燃料製造法の改良によって未溶解プルトニウム量が抑制されていること、再処理の実績として特に仏国で行われてきており、回収ウランあるいは使用済ウラン燃料による希釈法によって既存の再処理施設でのMOX燃料再処理が工業規模で行える可能性が示されていることを述べた。

5. 低減速スペクトル炉燃料の再処理について

(1) 最近の酸化物燃料再処理技術開発

前節では既存の施設を活用する場合のMOX燃料再処理について述べたが、わが国における今後の再処理には様々なニーズが示されている。安全性を第一とした、経済性の向上、発生廃棄物量の低減や環境負荷の軽減、核拡散抵抗性である。低減速スペクトル炉を中心とするリサイクルを構成する再処理の検討においてもこれらを考慮すべきであると考ええる。

最近の酸化物燃料再処理技術開発は、これらを考慮した方向でなされており、高速炉燃料再処理については、実用化戦略調査研究[2.3.14]で実施されている。再処理については、低除染プロセスの採用による簡素化の検討、燃料製造については、再処理に低除染化に対応した振動充填燃料、低除染ペレットの検討がなされている。また、軽水炉の長期化を考慮した高度化再処理プロセスの研究も行われている[2.3.15]が、これも簡素化プロセスを基調としている。表2.3.4にこれらをまとめる。

(2) 今後の低減速スペクトル炉燃料の再処理の検討について

低減速スペクトル炉使用済燃料の仕様は、まだ定まっていないところが多いが、特徴としては、燃焼度が $60\text{GWd}\cdot\text{t}^{-1}$ 程度、Pu含有率は10～20%（あるいはそれ以上）、燃料形態はペレットで、燃焼度、Pu含有率は軽水炉MOX燃料と高速炉MOX燃料の間に位置するものと考えられる。したがって、今回報告した希釈法や現在開発の進んでいる簡素化プロセスに関する知見は利用できるものと考えられる。

今後、低減速スペクトル炉を中心としたリサイクルに適応する再処理に要求される性能（所要除染係数、MA回収）について、炉心やリサイクルシナリオと関連付けた検討を行う。燃料サイクルコストの低減を図ることを目的として、リサイクルに適合する再処理概念を作成し、経済性の検討を行う予定である。

参考文献

- 2.3.1. 原子力委員会、“原子力の研究、開発及び利用に関する長期計画、”平成12年11月24日(2000)
- 2.3.2. 電気事業連合会、“プルサーマル計画、”平成9年2月(1997).
- 2.3.3. 通産省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電課編、“原子力発電便覧(99年版)、”電力新報社、(1999).
- 2.3.4. Fraize, G., Belmont, J.M., Bouzon, P., “MELOX WEST FITTING BUILDING A Major Contribution towards an Enhanced Flexibility,” Proc. RECOD'98, 191 (1998).
- 2.3.5. Deramaix, P., Vanderborck, Y., Lippens, M., Van Vliet, J., “Mox Fuel Fabrication & In-Reactor Performance: Realizations and Prospects,” *ibid.*, 175 (1998).
- 2.3.6. Stahl, D., Wagner, W., “Study of the Environmental Impact of Reprocessing Spent U-Pu Mixed-Oxide Fuel instead of Spent Uranium Fuel,” European Appl. Res. Rept.-Nucl. Sci. Technol., Vol.2, Nos. 4 and 5 947 (1980).
- 2.3.7. Guillet, J.L., “MOX Fuel Reprocessing and Recycling,” Proc. Recycling of Plutonium and Uranium in Water Reactor Fuels, IWGFPT/35, 175 (1990).
- 2.3.8. 動力炉・核燃料開発事業団、“軽水炉 MOX 燃料再処理の現状と今後の見通し、”平成9年第5回原子力委員会臨時会議資料、1月24日、(1997).
- 2.3.9. Gay, A., “MOX Fuel Recycling,” Proc. RECOD'98, 198 (1998).
- 2.3.10. Gue, J.P., Philippe, M., Farrugia, J.M., Decobert, V., “French Experience in MOX Fuel Dissolution,” Proc. GLOBAL'93, 190 (1993).
- 2.3.11. Tsukada, T., Yokoyama, H., Sätmark, B., Glatz, J.-P., Koch, L., Pagliosa, G., “Dissolution Studies on High Burn-up UO₂ Fuel and MOX LWR Fuel,” Proc. RECOD'98, 274 (1998).
- 2.3.12. OECD/NEA, Management of Plutonium, The Technical Options (1997).
- 2.3.13. Maynadier, P., “Problems Encountered in MOX Fuel Reprocessing,” Proc. Recycling of Plutonium and Uranium in Water Reactor Fuels, IWGFPT/35, 171 (1990).
- 2.3.14. 核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社、“高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究(フェーズ1)中間報告書、2000年8月(2000).
- 2.3.15. Fujine, S., Uchiyama, G., Kihara, T., Asakura, T., Maeda, M., Sakurai, T., “Development of Process Technology for Reprocessing Which Reduces the Environmental Impact,” Proc. 10th Pacific Basin Nuclear Conference, Vol.2, p. 1125, Kobe, Japan, 20-25 October, 1996, Atomic Energy Society of Japan, Japan Atomic Industrial Forum (1996).

表 2.3.1 軽水炉使用済 MOX 燃料を現行 PUREX 再処理で行う際の各工程への影響

工程	影響
輸送	○崩壊熱、線量率増大への対応 ○炉サイトでの冷却期間の長期化
受入・貯蔵	○Pu 含有率の増大、Pu 同位体組成の変化に対応する臨界安全管理の強化 ○中性子発生率増大に対応する放射線防護策の強化（輸送キャスクからの取り出し時など）
せん断・溶解工程	<u>せん断工程</u> ○せん断オフガス系への α 放射能移行量増加の可能性 <u>溶解工程</u> ○軽水炉使用済 MOX 燃料溶解条件の把握 ○未溶解プルトニウムへの対応 ○白金族生成量増大による不溶解残渣量増大への対応 ○プルトニウム含有量増加に対応する臨界安全管理強化（Gd の添加等） ○ヨウ素-129 生成量増大への溶解オフガス処理系の対応
分離	<u>共除染工程</u> ○プルトニウム含有量増大への対応 ・抽出廃液への Pu リークの可能性 ・Pu 第 3 相形成の可能性 ○ α 放射能量増加による抽出溶媒の劣化と劣化生成物による難溶性クラッド増加の可能性 ○FP 組成変化による所要除染係数の変化 <u>U/Pu 分配工程</u> ○プルトニウム含有量増大への分離能力の対応、還元剤等試薬量の増大 ○ Pu 第 3 相形成の可能性
精製	○プルトニウム含有量増大への対応
気体廃棄物処理	○ α 放射能移行量増加の可能性 ○自発核分裂性核種(Cm-244 等)の増加による短寿命揮発性核種(I-131 等)放出量増加への対応
高レベル廃棄物処理工程	○中性子発生率増大への対応 ○発熱量や水素生成量の増加への対応
脱硝工程・製品貯蔵	○脱硝処理能力の強化

表 2.3.2 機械的混合によって製造された MOX/PWR 燃料のプルトニウム溶解性測定結果
[2.3.10]

実施	燃料		未溶解 Pu 割合		溶解した残渣割合 10 規定-12 時間 沸騰条件
	Pu 含有 率	燃焼度 (GWd·t ⁻¹)	照射前	照射後	
独	5 %	30.3	0.05 %	0.024 %	65 %
	"			0.013 %	
	"	30.1	0.05 %	0.019 %	
	"	30.3	0.2 %	0.018 %	
	4.5 %*	30.2	0.1 %	0.006 %	
仏	5 %	27.4	0.4 %	0.016 %	
		27.4	0.4 %	0.028 %	
独	4.7 %	34	0.42 %	0.025 %	80 %
		34	0.42 %	0.028 %	

*共沈法で製造

溶解試験条件：燃料ピン長さ 35mm, 硝酸濃度 6.2mol·l⁻¹, 溶解時間 3h, 沸騰状態, 溶解後
(U+Pu)濃度 250 g·l⁻¹

表 2.3.3 軽水炉 MOX 燃料の工業規模再処理の実績

国名	再処理施設	処理燃料等
ドイツ	カールスルーエ再処理 工場(1987)	燃料ピン：159本 燃料重量：239kg (10.5kgPu) %fissilePu：2.0% 燃焼度：32GWd·t ⁻¹
フランス	APM (マルクール) (1992)	燃料重量：2.1 t %fissilePu：約 2.0% 燃焼度：34GWd·t ⁻¹ 冷却期間：3.5 年 溶解：回分式 5.8 規定硝酸 3h ウランによる希釈無し
	UP2-400 (ラアーグ) (1992)	燃料重量：4.7 t %fissilePu：約 2.0% 燃焼度：33~41 GWd·t ⁻¹ 冷却期間：5 年 溶解：回分式 6 規定硝酸 4h 回収ウランで希釈 (Pu/U=2%)
	UP2-400 (ラアーグ) (1998)	燃料重量：4.8 t %Pu：約 3~4% 燃焼度：15~26.6 GWd·t ⁻¹ 冷却期間：5 年 溶解：回分式 6~8 規定硝酸 3~4h (Gd 入) 使用済ウラン燃料で希釈

表 2.3.4 MOX 燃料再処理技術のまとめ

再処理技術	原理	FP 除染係数	特徴
現行 PUREX+ウラン 燃料との混合希釈法	PUREX	$10^7 \sim 10^8$	工業規模での実績あり
簡素化再処理プロセス	PUREX	$10^3 \sim 10^7$	Np、Tc 長寿命核種の分離機能あり 単サイクルプロセス (MA 分離付加可能) 一部使用済燃料試験を実施
低除染再処理* (湿式)	PUREX	$10^3 \sim$	晶析プロセスをウラン粗分離に適用 単サイクルプロセス (MA 分離付加可能) 高い経済性 (試算では現行再処理の半分程度 の建設コスト)
低除染再処理 (乾式) ロシア法*	溶融塩電解	$\sim 10^3$	高い経済性 (湿式法より単純なプロセスが 期待される) 振動充填燃料

* : 高速炉燃料を前提

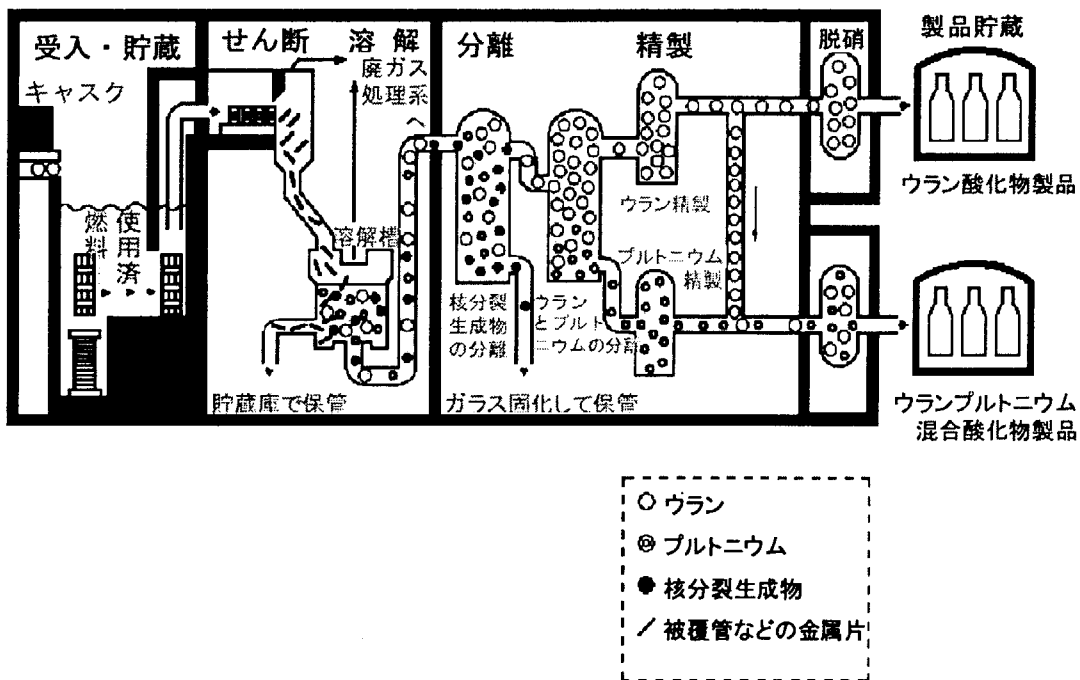


図 2.3.1 再処理工程の概略

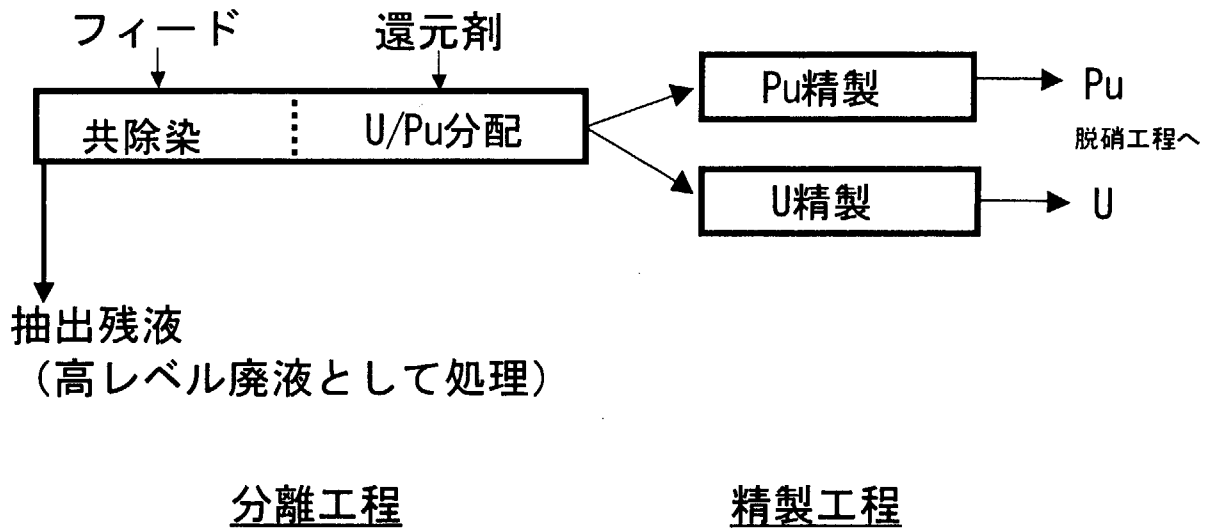


図 2.3.2 分離工程及び精製工程の概要

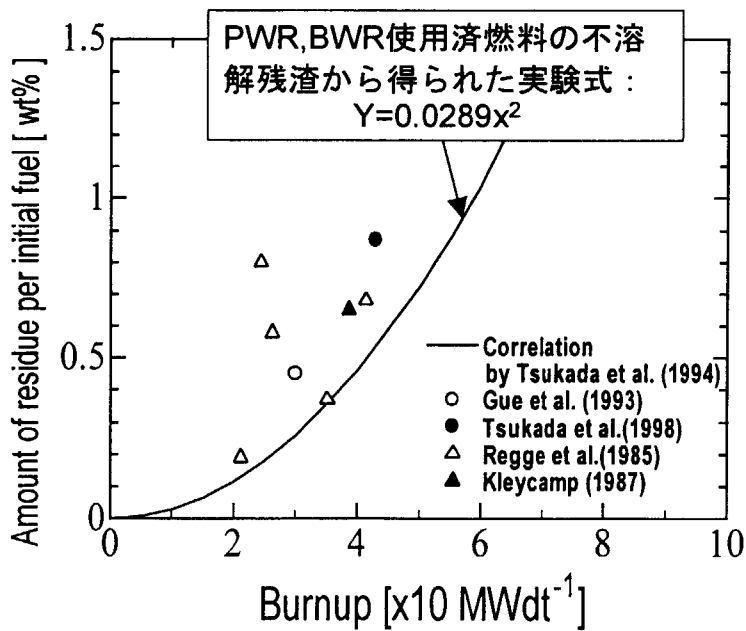


図 2.3.3 軽水炉ウラン燃料と軽水炉 MOX 燃料の不溶解残渣量の比較

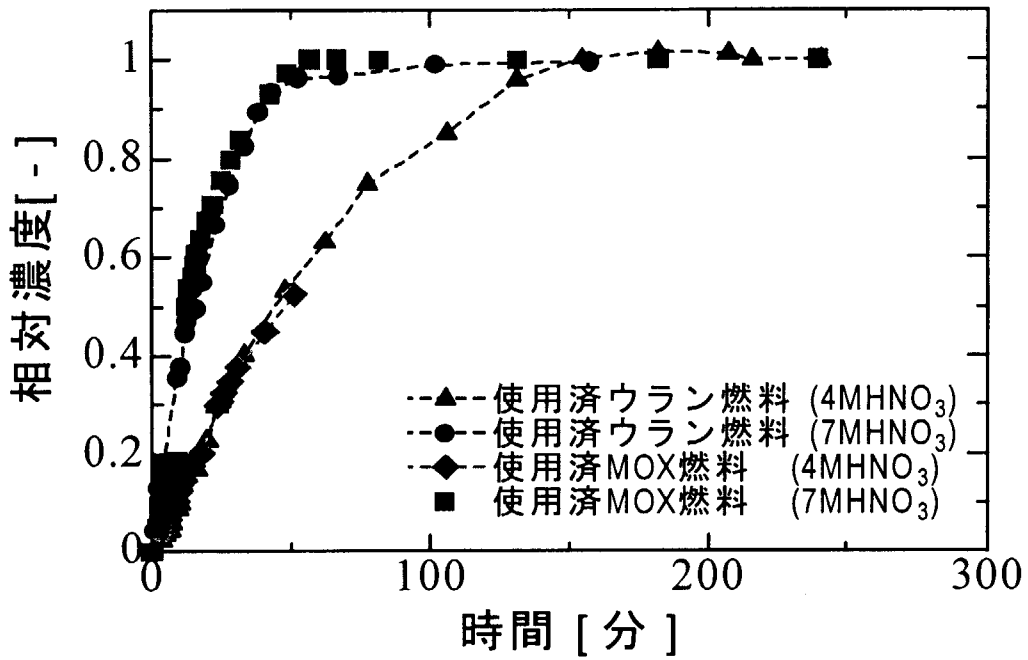


図 2.3.4 溶解液中のウラン濃度経時変化[2.3.11]
(MOX : 42.6 GWd・t⁻¹, UO₂ : 62.8 GWd・t⁻¹)

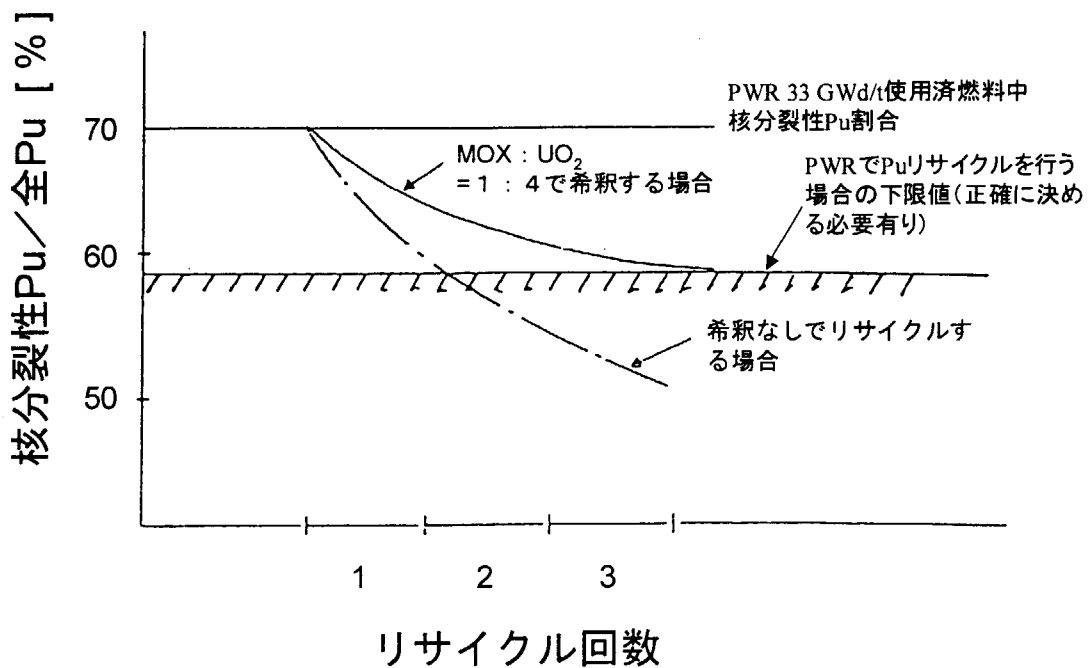


図 2.3.5 希釈の有無による核分裂性プルトニウムの割合のリサイクル回数による変化[2.3.7]

軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状 峯尾英章氏 (原研)

Q : 燃焼度を上げるとどうして再処理コストが下がるのですか。再処理におけるどの部分が安くなるのでしょうか。

A : 高燃焼度化すると再処理をあまりしなくても済むということではないでしょうか。高燃焼度化すると FP などがたくさん出てきますから再処理において新たな設備投資が必要になってくるかもしれませんが。どのような燃やし方をするかにもよりますが、高燃焼度化すると燃料が炉内に長く入っていますので再処理をあまりしなくても済むということです。

Q : 燃焼度を 2 倍にすると再処理コストは 1/2 になるということですか。

A : 必ずしもそうではないと思います。



2. 4 MOX燃料軽水炉のマイクロ炉物理学 Micro Reactor physics of MOX fueled LWR

竹田 敏一

Toshikazu Takeda

大阪大学

Osaka University

1. 諸言

軽水炉燃料の高燃焼度化、高濃度 Gd 入り燃料の使用、混合酸化物 (MOX) 燃料の使用に伴い、燃料集合体が複雑になり、その炉物理特性を把握するための実験、計算法の開発が行われている。この複雑な燃料集合体の特性を正確に把握するため、これまで問題とされなかった燃料内の中性子束分布、スペクトル分布等の炉物理特性を理論的・実験的に正確におさえようとする研究を「マイクロ炉物理」と称する。

燃料棒内のマイクロ炉物理特性を正確に計算するには、炉物理計算に用いる実効断面積に正確なものを使用する必要がある。軽水で減速された中性子が燃料棒中に入射すると、燃料棒周辺の中性子は自己遮蔽されないが、燃料の内部では特に共鳴領域の中性子が吸収され自己遮蔽された中性子スペクトルとなる。この中性子スペクトルの変化を取り入れた空間依存実効断面積を計算する方法としては、マルチバンド法[2.4.1]を用いた。マルチバンド法を輸送計算に用いて燃料格子の核特性を計算する。燃料棒内の実効断面積の空間分布は出力分布、温度分布へも影響するし、燃焼に伴う重核元素の数密度の空間依存性にも影響を及ぼす。

同一燃料の無限格子系における上記特性に加え、異なる燃料棒が隣接する場合の燃料内マイクロ核特性も興味ある特色を示す。特に MOX 燃料棒とウラン燃料棒が混在すると、ウラン燃料からの MOX 燃料棒へ流れ込む中性子のスペクトルと隣接 MOX 燃料棒から当該 MOX 燃料棒へ流れ込む中性子スペクトルとは異なるため、MOX 燃料棒内の出力分布には無限格子系での径方向空間依存性に加え、方位角方向の空間依存性も生じる。

実効断面積と温度分布が燃料棒内で変化すると燃料の温度上昇による反応度変化、即ち、ドップラー反応度係数も変化する。実効断面積、温度分布が燃料棒内で一定と仮定する通例の場合のドップラー反応度係数との比較を定常状態及び過渡状態で行う。定常状態では燃料棒内で温度分布が放物線型になるが、過渡時には断熱近似が成立し、燃料棒内で温度分布が一定に近くなる。この両ケースにおけるドップラー反応度係数を調べる。

さらに、マイクロ炉物理学の例として、ウラン燃料、MOX 燃料内の中性子束角度分布の比較を行う。MOX 燃料の Pu による中性子の吸収のため、格子系では中性子角度分布が歪む。本報では、キャラクタリスティック法[2.4.2]により MOX 燃料、ウラン燃料の中性子角度分

布について検討する。

マイクロ炉物理研究として、以上の項目についての炉物理特性を第 2 章で具体的に述べ、第 3 章では今後の研究課題について述べる。

2. マイクロ炉物理特性の具体例

2. 1 燃料内出力分布及び重元素数密度分布の燃焼依存性

図 2. 4. 1 に、燃焼初期におけるウラン及び MOX 燃料棒内の ^{238}U 、 ^{239}Pu 、 ^{240}Pu 捕獲断面積、 ^{235}U 、 ^{239}Pu 、 ^{241}Pu 核分裂断面積の計算結果を示す。この値は 1 群に縮約された値である。核分裂断面積の空間依存性はそれ程大きくないが、 ^{238}U 、 ^{240}Pu の捕獲断面積の空間依存性は大きい。特に燃料棒外周ではその値が中心の約 2 倍にもなっている。

ウラン、MOX 燃料の燃焼初期の燃料内出力分布を図 2. 4. 2 に示す。 ^{235}U 、 ^{239}Pu 、 ^{241}Pu の核分裂断面積の空間依存性を考慮した場合と、しない場合の出力分布の差はウラン燃料で小さいが、MOX 燃料では周辺部の出力分布に無視できない差が生じている。ウラン、MOX 燃料の出力分布はかなり異なり、MOX 燃料では周辺部のもり上がり大きい。これは、MOX 燃料では熱中性子が Pu により内部では吸収されてしまうためである。燃焼度が約 30GWd/t における重核の数密度の空間依存性を図 2. 4. 3 に示す。ウラン燃料では ^{288}U 捕獲断面積が周辺部で大きくなるため、 ^{239}Pu の蓄積量も周辺部で大きくなる。MOX 燃料では、燃焼初期に ^{239}Pu ~ ^{242}Pu が一様に装荷されており、 ^{239}Pu 捕獲断面積は周辺部で大きいから、 ^{239}Pu 数密度は中心から離れると共に減少するが、周辺部では ^{238}U から ^{239}Pu への転換が大きくなるため、 ^{239}Pu 数密度も上昇する。このため、 ^{239}Pu 数密度分布はウラン燃料に比べるとより平坦となる。しかし、 ^{240}Pu の分布には図 2. 4. 3 に見られるような大きな空間依存性が生じる。

MOX 燃料とウラン燃料とが混在している炉心では中性子スペクトルのミスマッチの問題が生じる。このため、実効断面積は複雑な空間依存性を示す可能性があり、今後の検討課題である。

2. 2 ドップラー反応度係数

まず、定常時のドップラー反応度について考える[2.4.3]。線出力が 150 と 190W/cm の場合の燃料内温度分布を図 2. 4. 4 に示す。この温度を用いて実効断面積を作成し、その断面積の差を取ると図 2. 4. 5 に示される結果となる。計算は 3 つの異なる方法で行った。方法 1 は燃料内の平均の温度及び自己遮蔽を用いた場合、方法 2 は実効断面積の計算に温度分布は一定で、自己遮蔽の空間依存性を考慮した場合、方法 3 は温度分布、自己遮蔽の空間依存性を考慮した場合である。方法 1 と 3 は燃料棒中心部では同じ結果を出す、方法 3 での温度差は図 2. 4. 4 に示すように周辺部に行くに従い少なくなるので断面積

の差も小さくなる。周辺部では実効断面積が大きく、そのため断面積の差もまた大きくなる。結局、断面積差を平均とすると方法3では方法1, 2に比べ20%程度小さくなり、ドップラー反応度係数も表2. 4. 1に示すように約20%小さくなる。

次に、過渡時のドップラー反応度について考える[2.4.4]。ゼロ出力状態から外部反応度が投入されると温度上昇が生じるが断熱的な上昇であり、温度分布はほぼ平坦となる。0.5秒と1.0秒の間の約50Kの温度上昇による²³⁸U捕獲断面積の差を図2. 4. 6に示す。燃料棒外側での差が大きく平均値をとると手法間の差が小さくなる。これは、定常状態では燃料棒外側での温度差が図2. 4. 4に示したように小さいが、過渡時では平均値と同じ程度になるためである。このため、ドップラー反応度は図2. 4. 7に示すように、方法1と3での差は高々2%程度で非常に少なくなる。

以上述べたように、定常状態でのドップラー反応度の計算には温度分布、自己遮蔽効果の空間依存性が大きく影響することが分かった。出力反応度係数にも影響することが予想され、これは今後の研究課題となる。

2. 3 中性子束角度分布

格子及び集合体計算では、体系内の各領域の中性子束スペクトルを求め、体系の均質断面積及び固有値を計算するので、中性子束の角度分布については詳細には検討されていない。

衝突確率法による計算では、はじめからスカラー中性子束のみ計算の対象としているので、中性子束角度分布については検討できない。

ウラン燃料に比べMOX燃料ではPuによる中性子吸収が大きいので、正方格子では方位角が0度、90度方向に燃料から飛び出した低エネルギー中性子は隣接燃料棒に吸収される割合が大きくなり、中性子束の角度分布は歪むと考えられる。この効果を確認するためキャラクタースティック法に基づく格子計算を、ウラン燃料格子、MOX燃料格子で実行した。

例として、正方格子のウラン燃料及びMOX燃料の燃料中心での0.3eV付近の中性子束角度分布を図2. 4. 8に示す。MOX燃料では90度方向のみならず45度方向にも隣接MOX燃料による中性子吸収のため、角度分布にへこみが見られる。一方、ウラン燃料格子ではほぼ等方な分布になっている。

このような中性子束角度分布の異方性はどのように炉物理特性及び計算方法に影響するかについて考える。

まず、炉物理特性としては、

- ① 無限格子燃料内における出力分布、燃焼度分布に方位角方向の歪みがでないか。
- ② ウラン燃料、MOX燃料が隣接した場合に、燃料内の中性子束分布の方位角方向の歪みにより、出力分布、燃焼度分布、重核の数密度分布に歪みが生じないか。

が考えられる。

- ①の問題に対してMOX燃料内を方位角方向に22.5度で16個に、径方向に等面積で3個

に分割し、合計 48 領域に分割して 40,000MWd/t までの燃焼計算を実施したが、この時点でも重核種の数密度方位角の変化は 1%以内であり、中性子角度分布の異方性による方位角方向の燃焼依存性はないことが示された。

②の問題は影響が大きい。例として、図 2. 4. 9 のような 2×2 の燃料集合体を考える。境界では反射境界条件を用いた。MOX 燃料内のウラン燃料に接する領域ではウラン燃料からの中性子の流れ込みが大きいため、MOX 燃料に接する領域に比べ、 ^{239}Pu の数密度の燃焼による消滅割合が大きくなり、隣接 MOX 燃料に接する領域に比べ燃焼度が 44,000MWd/t 程度になると、20%もの差が生じることが表 2. 4. 2 に示される。

さらに、中性子束角度分布の異方性は計算方法にも影響を与える。特に格子表面の中性子流を用いるカレント・カップリング衝突確率 (CCCP) 法では、格子表面の角度分布を詳細に考慮する必要があることが分かった。参考文献[2.4.5]には格子表面を 3 分割し、角度についても 180 度を 3 分割にした結果を示しているが、MOX 燃料格子の各表面を等間隔に 6 分割、方位角方向(180 度)を 8 分割すると、無限増倍率は 0.91%も増加することが分かり、角度依存性は重要な因子であることが分かった。

3. 今後のマイクロ炉物理研究

前章では、燃料内の自己遮蔽効果、温度分布、中性子束角度分布の異方性が格子特性に対し無視できない影響を持っていることを示した。

今回は主に無限格子を例にとり、マイクロ炉物理研究の例について説明したが、今後の課題として以下に示す燃料集合体及び全炉心のマイクロ炉物理研究が興味あるものと思われる。

① ミクロ炉物理実験

2 章の 1～3 節の炉物理現象に対する実験を行い、このような現象が実際生じるのかどうかについて確かめる。

② 燃料集合体マイクロ炉物理

燃料集合体内の各燃料格子内の自己遮蔽の径方向及び方位角方向の空間依存性を取り入れ、さらに中性子束角度分布の異方性を考慮して集合体を計算する手法の開発、さらに、開発した手法による燃焼計算への応用が興味深い。

③ 全炉心マイクロ炉物理

全炉心のある制御棒が引き抜かれた場合の過渡現象を燃料棒内の温度分布、自己遮蔽を考慮して 3 次元で解析し、炉全体の出力分布、温度分布にどのように影響するかについて検討し、今までの手法と比較検討する。

参考文献

- 2.4.1. Takeda, T., et al. : Application of multiband method to KUCA tight-pitch lattice analysis, *J.Nucl.Sci.Technol.*, 28[9], 863-869 (1991).
- 2.4.2. Petkov, P. T., Takeda, T. : Transport calculation of MOX and UO₂ pin cells by the method of characteristics, *J.Nucl.Sci.Technol.*, 35[12], 874-885 (1998)
- 2.4.3. Takeda, T., Ohya, K., Saji, E. : Doppler reactivity calculation for thermal reactor cells by space-dependent multiband method, *J.Nucl.Sci.Technol.*, 33[7], 604-606 (1996).
- 2.4.4. 佐野忠史, 他 : 自己遮蔽の空間分布を考慮した過渡時のドップラー反応度解析, 原子力学会「1998 春の年会」要旨集, G2 (1998)
- 2.4.5. 儀宝明德, 竹田敏一, 巽 雅洋 : CCCP 法に基づく格子計算における角度・境界面の分割効果, 原子力学会「1999 秋の大会」予稿集, E20 (1999)

表 2.4.1 ドブラー反応度係数

ウラン燃料	方法 1	方法 2	方法 3
BOC (0 GWD/t)	-2.526* (+21.5%)**	-2.532 (+21.8%)	-2.079
MOC (20 GWD/t)	-2.789 (+20.4%)	-2.546 (+9.9%)	-2.316
EOC (40 GWD/t)	-2.667 (+27.1%)	-2.610 (+24.4%)	-2.098

MOX 燃料	方法 1	方法 2	方法 3
BOC (0 GWD/t)	-3.198* (+18.4%)**	-3.200 (+18.5%)	-2.700
MOC (20 GWD/t)	-3.002 (+21.5%)	-2.920 (+18.2%)	-2.470
EOC (40 GWD/t)	-2.950 (+17.1%)	-2.980 (+18.3%)	-2.520

* : $\times 10^{-5} \Delta k/k/^\circ\text{C}$

** : 方法 3 からの差

表 2.4.2 MOX燃料内²³⁹Pu数密度分布($10^{24}/\text{cm}^3$)

角度(領域)	燃焼度 0MWd/t		燃焼度 22000MWd/t		燃焼度 44000MWd/t	
	燃料(外側)	(内側)	燃料(外側)	(内側)	燃料(外側)	(内側)
90-135度	1.381E-03	1.381E-03	7.524E-04	8.677E-04	4.361E-04	5.040E-04
135-180度	1.381E-03	1.381E-03	7.524E-04	8.677E-04	4.361E-04	5.040E-04
180-225度	1.381E-03	1.381E-03	7.752E-04	8.803E-04	4.546E-04	5.167E-04
225-270度	1.381E-03	1.381E-03	8.175E-04	9.011E-04	4.887E-04	5.376E-04
270-315度	1.381E-03	1.381E-03	8.498E-04	9.168E-04	5.162E-04	5.538E-04
315-360度	1.381E-03	1.381E-03	8.498E-04	9.168E-04	5.162E-04	5.538E-04
0- 45度	1.381E-03	1.381E-03	8.175E-04	9.011E-04	4.887E-04	5.376E-04
45- 90度	1.381E-03	1.381E-03	7.752E-04	8.803E-04	4.546E-04	5.167E-04

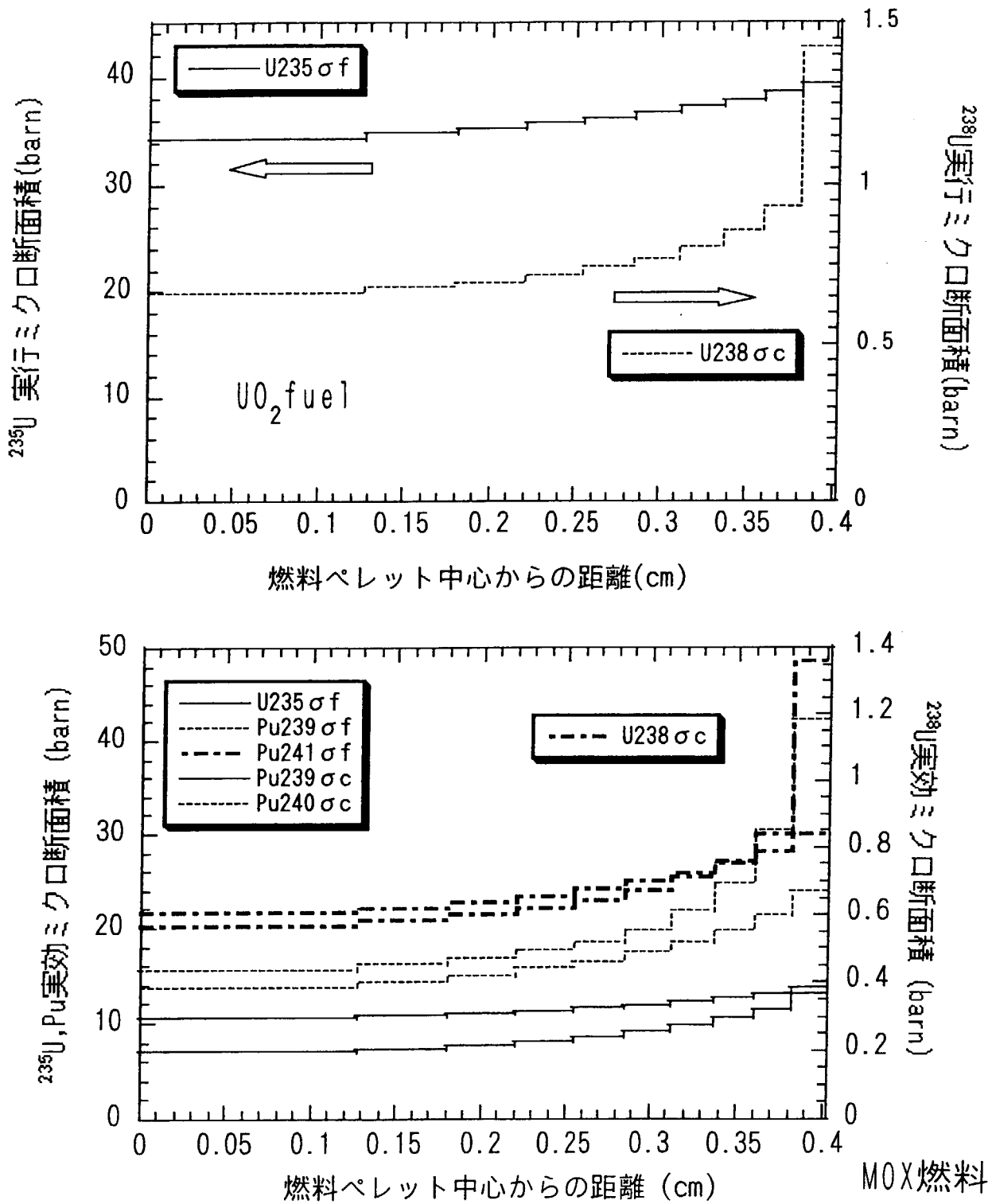


図 2.4.1 1群縮約実効ミクロ断面積

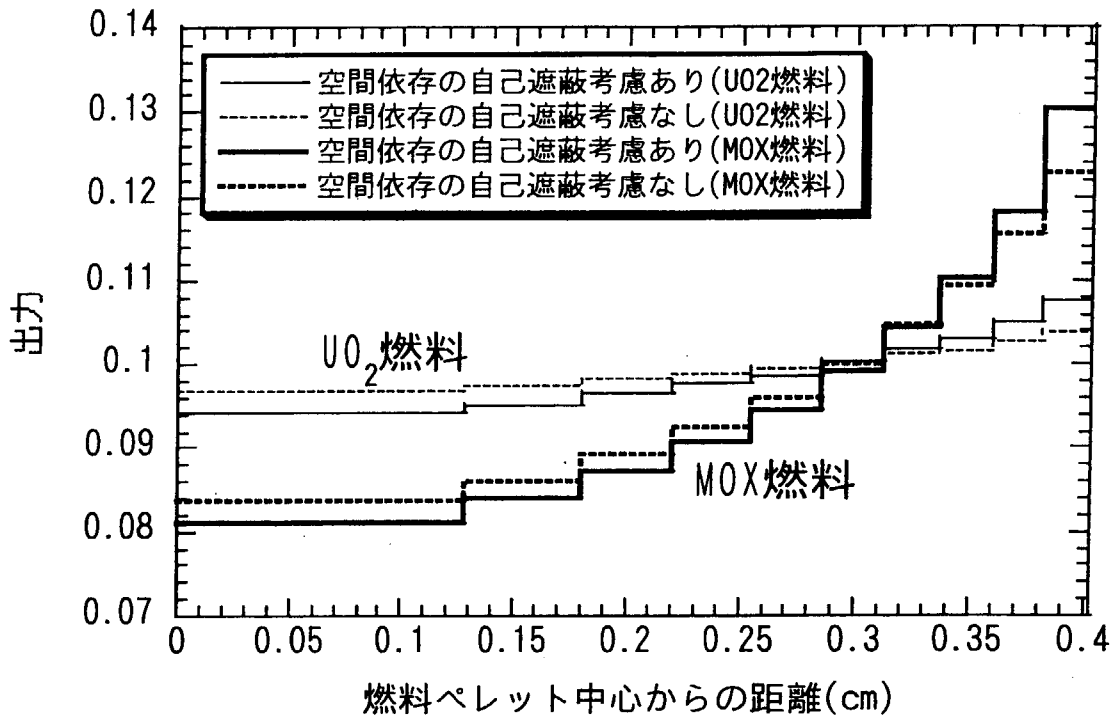


図 2.4.2 燃料ペレット内出力分布

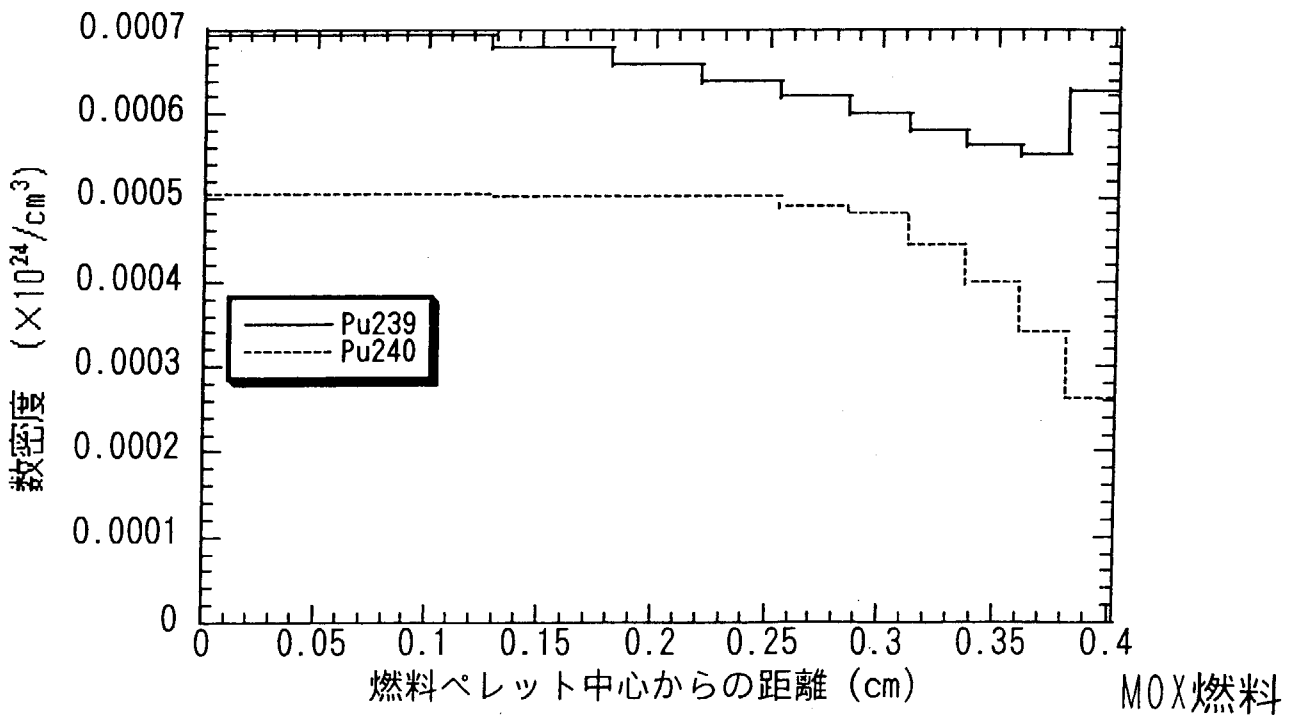
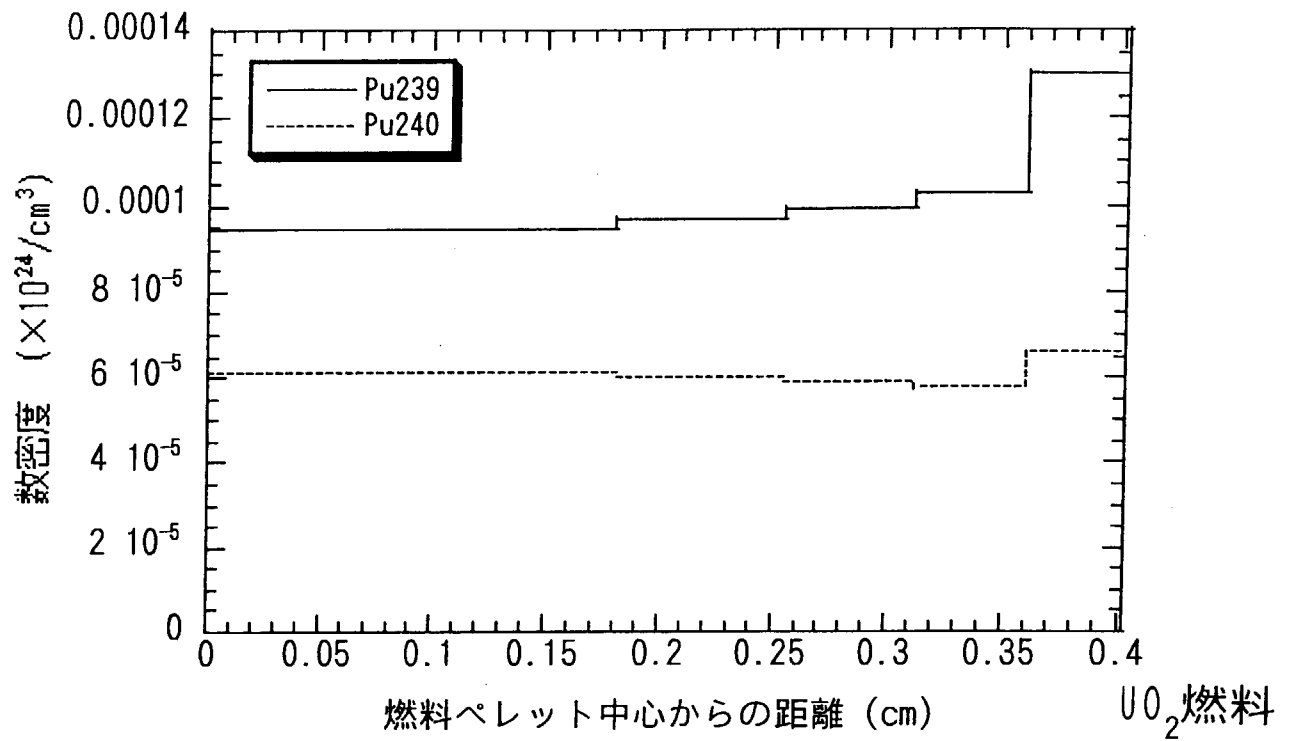


図 2.4.3 燃焼末期での数密度の径方向分布

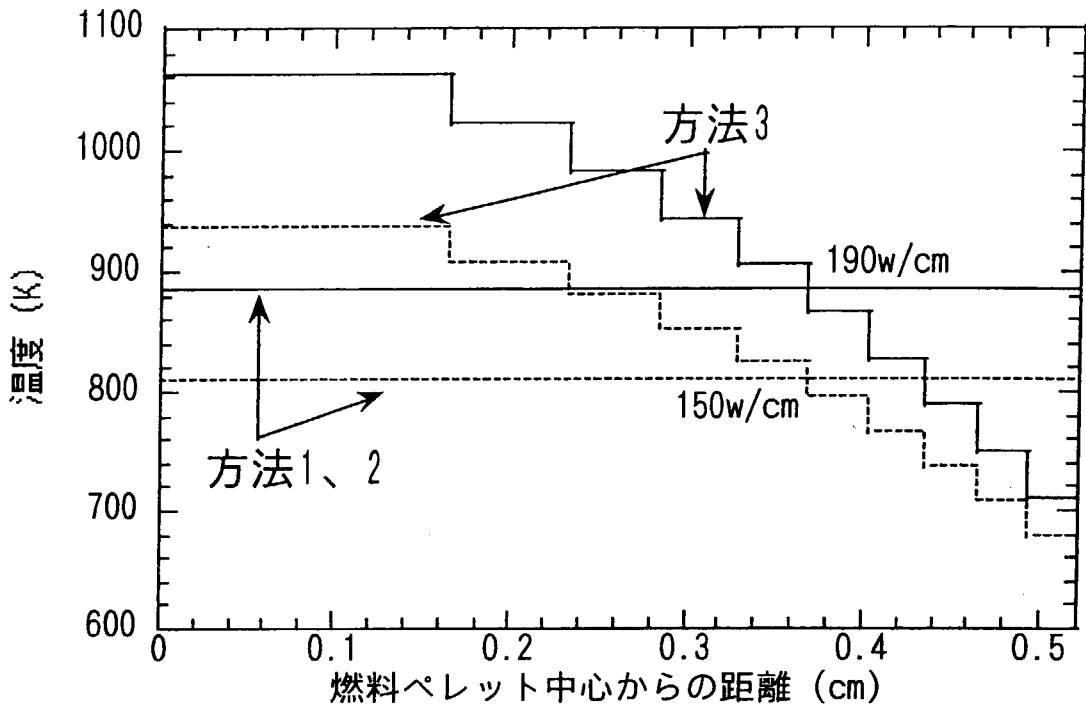


図 2.4.4 UO_2 燃料ペレット内の温度分布

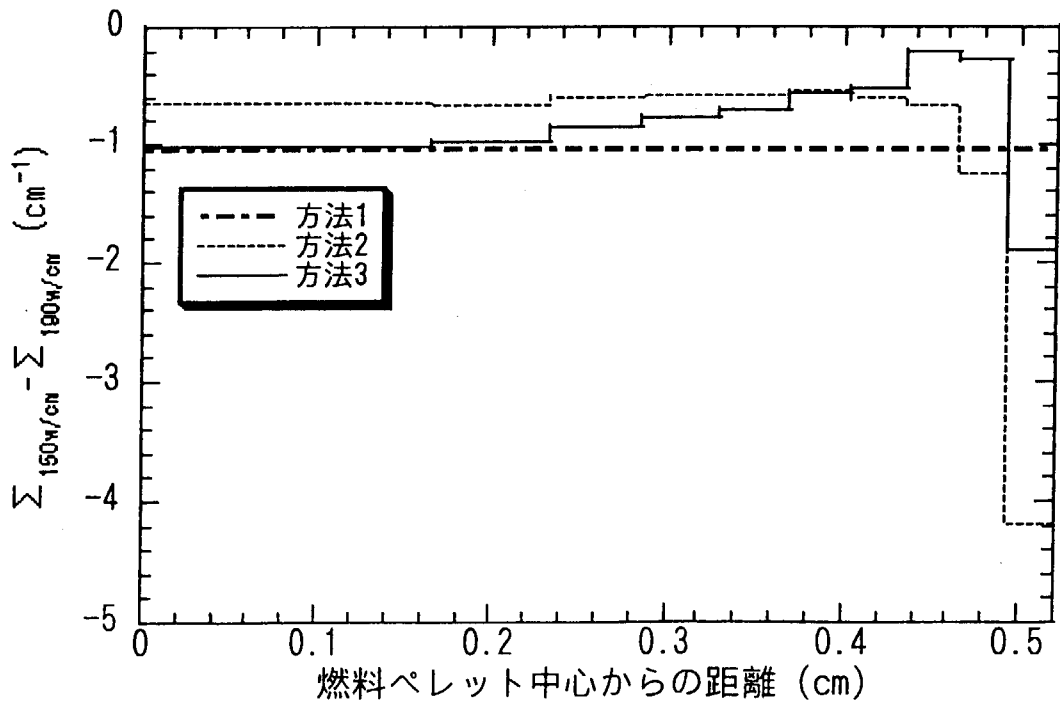


図 2.4.5 温度変化による ^{238}U マクロ捕獲断面積の変化

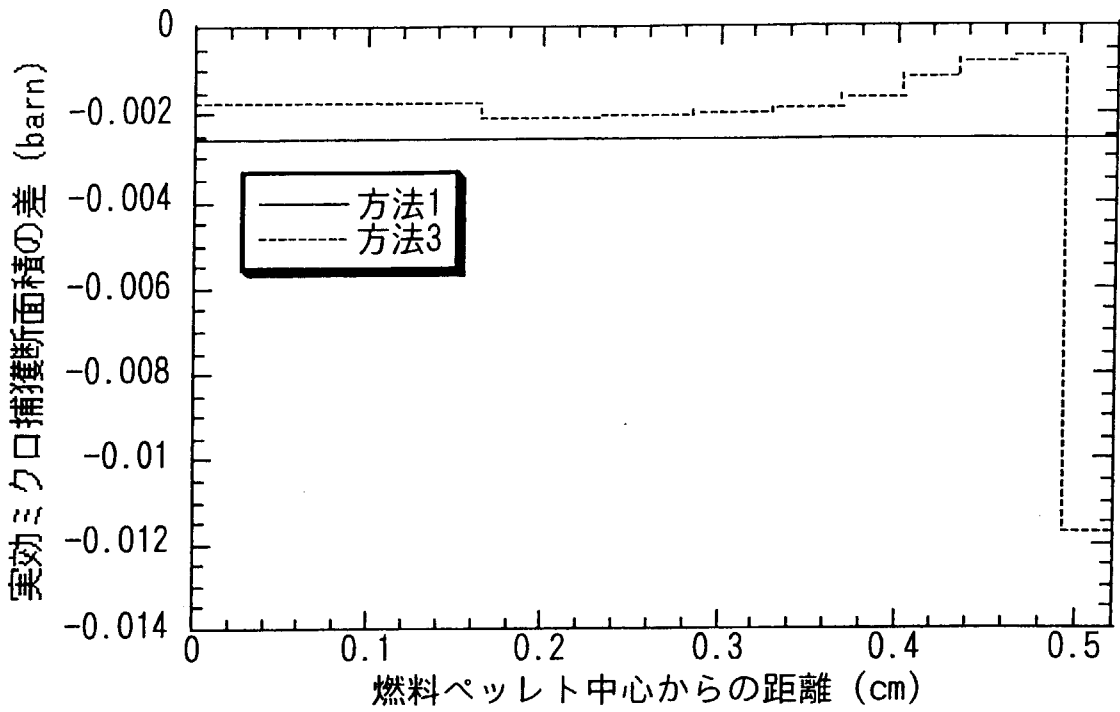


図 2.4.6 0.5秒 (675K) と1.0秒 (724K) 間の ^{238}U 実効ミクロ捕獲断面積の差

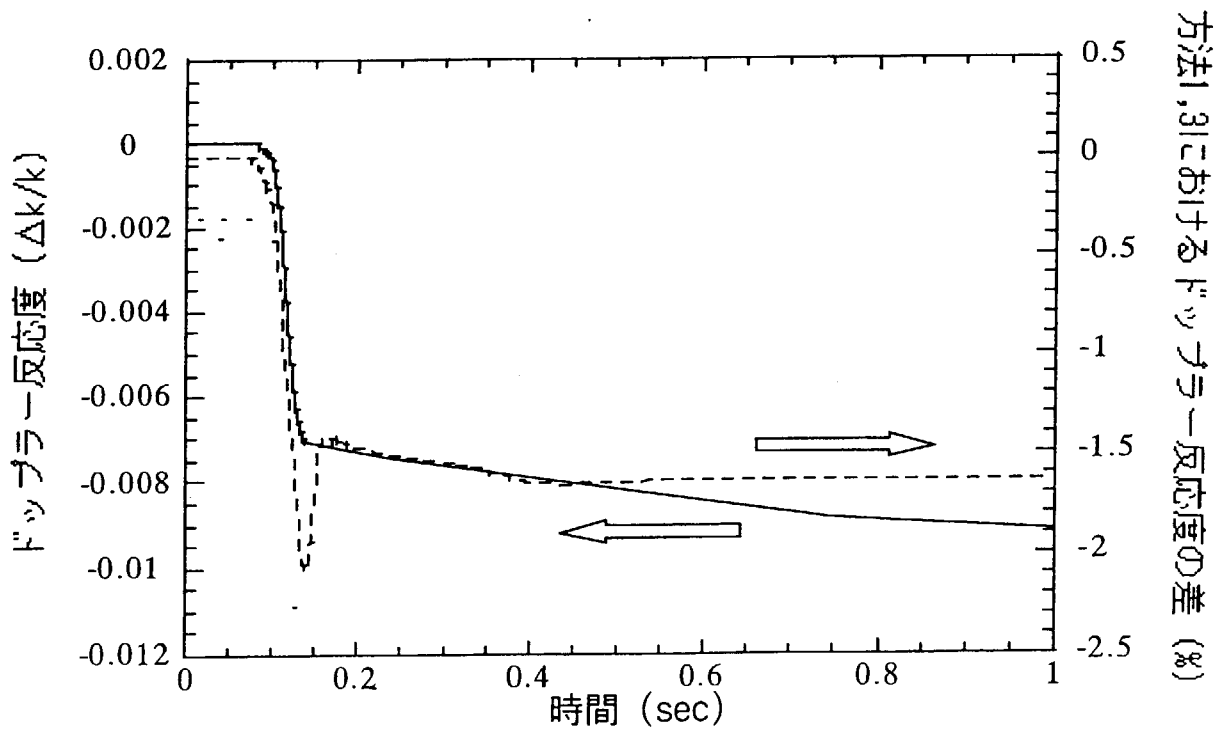
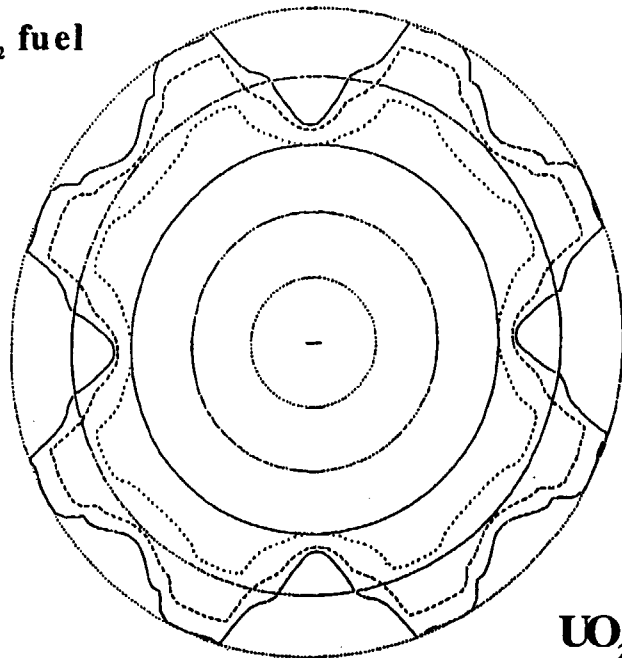


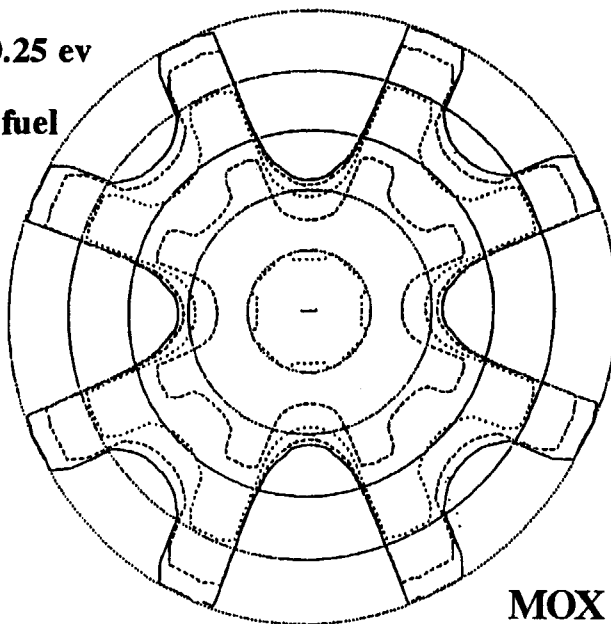
図 2.4.7 ドップラー反応度の時間変化

0.32-0.25ev
UO₂ fuel



UO₂ fuel

0.32-0.25 ev
MOX fuel



MOX fuel

図 2.4.8 燃料ペレット中心での角度中性子束分布

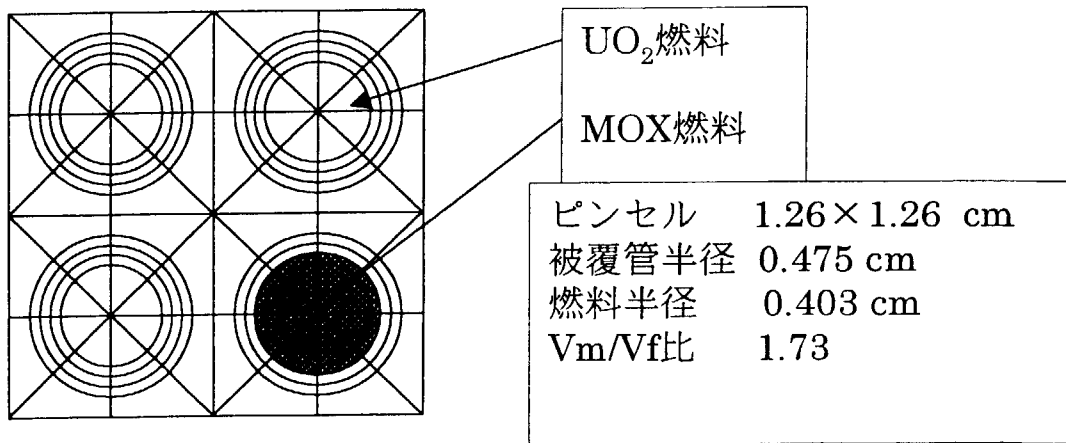


図 2.4.9 計算体系

MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学 竹田敏一氏 (阪大)

Q：先生のお話で、static の時の Doppler coefficient が今普通設計に使っている clad の係数と cross section の作り方ですと、P も B も 10% ぐらい coefficient が過大になっている、非安全側になっている、transient の時には数% となるというご指摘でした。しかし、例えば PWR の場合ですと初期炉心で必ず static の状態をつなぎながら、定格までの Doppler 係数と Doppler effect を測定しているわけです。はっきり言いますと、それと合うようなかたちで設計ができあがっています。もちろん誤差はございますが、ある程度測定ベースに規格化したようなかたちになっているというのをコメントしたい。もう一つ教えていただきたい。今日の課題である低減速炉みたいな水炉で、棒径は大体普通の PB に同じだと思うのですが、非常にスペクトルが硬くなって、高速に近いところが主で熱が無い場合に、今ご指摘のこのマイクロの reactor physics で考えると何か注意すべき点があるかどうか教えていただきたいと思います。

A：どうもありがとうございます。最初のコメントで、常に設計で使う方法と測定値とを比較していらっしゃる、確かにそのとおりでございます。ただし、私の言いたいのは、測定値と比較している場合は常に断面積込み、しかも計算法も込みの結果を比較していると。ですから、今は断面積としては例えば JENDL を使うと、手法ではこれぐらいの差が生じます、もし断面積が正しいとしますとこのぐらいの差は生じますということをお願いしたい。そういう意味で、どういうメリットがあるかといいますと、結局は、もし MOX などの高燃焼の燃料になっても、断面積さえある程度精度の良いものを使えば、ほとんど測定がなくてもよい。低減速の炉心、低減速と言いましてもどのぐらいのスペクトルかというのによりますが、当然ながらもし resonance の辺が効く燃料ですと、この方法はやはり resonance をいかに精度良く扱うかというのがメインでございますので、そういう意味では、適用可能なと思っております。

Q：ちょっと細かい質問で申し訳ないのですが、ペレットをリング状にメッシュに切っておられますが、外側のメッシュの幅をもっと小さく、つまり細かく外側を切れば、number density であれ、power であれ、cross section であれ、capture rate であれ、もっと急速に立ち上がって、差が非常に大きくなるのではないのでしょうか。

A：ええ、おっしゃるとおりだと思います。ここでやったのは結局は、gross な Doppler などに対してどのくらい切ったらいいかというので見たわけで、5 領域から 10 領域に変化してもそう最終結果はあまり異なるない。そういう意味で 10 領域に切っております。ただし、おっしゃられるように断面積の変化などをもし見たければ、もっと正確に切ったら見られるということも確かです。ただし、計算ではいくつでも切れるのですが、測定データと比較するときどのくらいまで有効に切れるものかといいますと、意外とあまり測定できないらしいです。私は測定については全然知らないのですが、0.1mm ぐらいですか、1mm でも

ほとんど数密度などを測るのは結構難しいと聞いておりますので、そのぐらいで切って、出来たら測定値と比較したいと思っております。

Q: 久しぶりの炉物理の話で (笑)。。。ちょっと驚いたのですが、一番最後に見せていただいた angular distribution の図がどのぐらいのエネルギーの neutron に対してかがわからないんですが。

A: それは 0.3eV くらいです。

Q: これだけ凹凸というか distribution があると、当然いろんなものが全て方向性ががらりと変わってくるのではないかと。非常にびっくりしたのですが。

A: 確におっしゃるとおりで、本当は Doppler 係数もそういう geometry をちゃんと考えてやるべきだと思っております。ただ最初に円筒状でしたのは、method の差をまずちょっと見てみようと。そういう意味で絶対値はちょっと。

Q: アプローチは良いですが、この結果を拝見してこれは大変だなと。

A: 私も実はこれほどまでになるとは思わなかったのです。大体燃料の中心だといくら Pu の燃料でも等方に行くのではないかと思っていたのですが、そのぐらい非等方性があるということがわかりました。

C: これなど、低減速で三角配列にすると全く変わってくるという典型になりますね。



2. 5 超臨界圧軽水冷却高速炉 Fast Reactor Cooled by Supercritical Light Water

石渡祐樹、向原民、越塚誠一、岡芳明
Yuki Ishiwatari, Tami Mukouhara, Seiichi Koshizuka and Yoshiaki Oka
東京大学 原子力工学研究施設
Nuclear Engineering Research Laboratory, University of Tokyo

超臨界圧軽水冷却炉は稠密燃料格子の高速炉に適している。本報告では、前半部で高速炉心が出力の面でどの程度熱中性子炉より優れているかを検討し、後半部で増殖比の感度解析及び増殖炉心の設計についてまとめたものである。

1. はじめに

超臨界圧軽水冷却炉は超臨界圧水を冷却材とする貫流型の原子炉概念である[2.5.1]-[2.5.6]。貫流型とは、現在の火力発電において広く採用されているシステムで、給水ポンプによって昇圧された冷却水がボイラーで加熱され、再循環することなくそのままタービンに供給される。原子炉システムとして貫流型を採用することで、システムの思い切った簡素化が可能になる。また、炉心出口での冷却材が高温・高圧であるので、熱効率も向上する。従って、現行軽水炉と比較して建設コストの大幅な削減が期待できる。主な特徴を下に示す。

- 貫流型のプラントなので、気水分離器・再循環系・蒸気発生器が不要。
- 炉心流量が BWR や PWR の 1/7 以下。
- 主蒸気が高温・高圧なのでタービンが小型化し、熱効率が 44% を超える。
- 原子炉容器と制御棒は PWR、ECCS と格納容器は BWR、配管・ポンプ・タービンは超臨界圧火力の機器と類似で、その経験が生かせる。
- 出口温度が高温にもかかわらず、主要機器や配管はすべて軽水炉と超臨界圧火力で経験した温度以下である。

2. 高出力炉心の設計

2. 1 背景と目的

Pu 利用の経済性向上は、核燃料サイクルの実用化上の重要課題である。そのため、ウラン燃料を経済性で上回る MOX 燃料高速炉の研究が必要である。超臨界圧軽水冷却炉は、燃料棒間隔が短い稠密燃料の高速炉に適している。その理由を下に示す。

- 流量が少ない(BWR や PWR の 1/7 以下)ので、稠密化による圧損増加が PWR のようなポンプ動力増大につながらない。そもそも、圧損が小さい。
- 圧力が高いので、不安定性が小さい。

本章では、超臨界圧軽水冷却高速炉(SCFR)のブランケット燃料を減らし、シード燃料を増やして高出力化を目指した炉心を設計し、炉心等価直径の等しい熱中性子炉である SCLWR-H との炉心特性の比較を行う事を目的とする。また、それぞれの炉心の圧力容器内面での高速中性子照射量が制限値以下であることを確認する。

2. 2 設計手法と制約条件

超臨界圧軽水冷却高速炉の炉心は、核計算と熱水力計算をカップリングさせた手法で設計され

る。炉心設計の制約条件は以下の3点である。

- ① 最大線出力密度 39kW/m
- ② インコネル被覆管表面最高温度 620℃
- ③ 負のポイド反応度係数
- ④ 圧力容器内面での高速中性子照射量が $2.0 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ 以下

①は MOX 燃料の FP ガス放出の急増を抑える観点から、②は被覆管の酸化腐食防止の観点から設けられた制約条件である。また、③を達成するために内部ブランケットを有する径方向非均質炉心を採用し、シード燃料とブランケット燃料の間に水素化ジルコニウム層をはさむ。

2. 3 高転換炉心の設計

高出力炉心の設計の前に、ベースとなる高転換炉心を設計する。炉心構成を図 2. 5. 1 に示す。超臨界圧軽水冷却高速炉では、出口温度向上の観点からブランケット下降流冷却方式を採用している。これは、給水の一部を上部ドームに導き、ブランケット領域を下降・冷却させ、残りの給水と下部ドームで混合し全流量でシード領域を上昇・冷却して主蒸気管へ出ていくものである。この方式を採用することによって、従来のブランケット上昇流冷却方式の炉心より 50℃程度出口温度が向上する。

2. 4 高出力炉心の設計

上で設計した高転換炉心の外周部のブランケット集合体をシード燃料集合体に置き換えた(図 2. 5. 2) 高出力炉心を設計する。この炉心では、中性子照射量の制限から、熱遮蔽体の厚さを 10cm から 23cm に厚くしてある。

炉心の特性を上で設計した高転換炉心・過去に設計された超臨界圧軽水冷却熱中性子炉 SCLWR-H と比較したものを表 2. 5. 1 に示す。出力が

$$\text{高出力 SCFR} > \text{高転換 SCFR} > \text{熱中性子炉}$$

となっていることが分かる。また、いずれの炉心も高速中性子照射量の制限を満たしていることが分かる。

2. 5 結論

以上より、超臨界圧軽水冷却高速炉 SCFR は、圧力容器内径の等しい熱中性子炉 SCLWR-H に比べて電気出力が約 40~66% 大きくなることが分かった。特に、高出力炉心はブランケットを含めた出力密度が 167MW/m³ に達し、この効果は経済性の点で大きいと考えられる[2.5.7]。

3. 増殖性の研究

3. 1 背景と目的

SCFR の中性子スペクトルを LMFBR、PWR と比較したものを図 2. 5. 3 に示す。このように SCFR のスペクトルは LMFBR に比べて軟らかいため、LMFBR のように増殖比 1.2 の炉心を設計することは難しい。しかし軽水炉に比べると低減速でスペクトルが硬い。これまでに行われた増殖性の研究では、燃料に窒化物を用いた炉心(SCFBR-MN)では転換比が 1 を超えていたが、MOX 燃料を用いた炉心では転換比 0.98~1.0 程度であった。

本章では、MOX-SCFR の増殖比の感度解析及び増殖炉心の設計を行う。

3. 2 感度解析

本研究では、増殖比(転換比)として核分裂性 Pu の残存率を用いる。炉心パラメータの 1 つを変化させて残存率の変化を調べる。基準となる炉心は、2 章で設計した高転換炉心(残存率 0.98)で

ある。

燃料棒径及び平均冷却材密度を変化させたときの残存率の様子を図2.5.4・図2.5.5に示す。いずれの結果からも、炉心の重金属原子数割合が大きくなると残存率が向上することが分かる。また本研究では、ブランケット燃料と冷却材の位置を入れ替えた練炭型ブランケットの効果も調べている。この形を採用することにより、ブランケット領域の重金属原子数割合が大きく向上する。製作方法については、振動充填を想定している。図2.5.6に練炭型ブランケットを採用して水路内径を変化させた場合の残存率の変化を示す。練炭型の採用により、ブランケット燃料棒の場合に比べて残存率が大きく向上することが分かる。

3.3 増殖炉心設計

上の感度解析の結果から、シード燃料棒径を太く(8.8mm→10.2mm)して、ブランケットには練炭型を採用した炉心を設計する。ここでも炉心構成は内部にブランケットを含む径方向非均質炉心とする(図2.5.7)。炉心諸元を表2.5.2に、集合体仕様を表2.5.3に示す。重金属原子の割合が増えたことにより、残存率1.034の増殖炉心が設計出来た。

3.4 感度解析2

現在設計されている仕様が機械設計の際に変更されることは十分考えられる。そのような場合に増殖比がどれ位上下するかは重要な問題である。特に、増殖比1.0近傍のSCFRの場合、機械設計によって増殖比が1.0を下回る可能性もある。そこで、上で設計された残存率1.034の炉心について広範囲の感度解析を行う。

注目する炉心パラメータは、チャンネルボックス厚さ、集合体間隔、被覆管厚さ、燃料棒径、燃料棒間隔、練炭型ブランケット水路内径である。いずれの結果も、重金属原子数割合が減少すると残存率が低くなることを示している。

本章で設計した練炭型ブランケットSCFRと比較するために、通常のブランケット燃料棒SCFR、シード・ブランケット燃料ともに練炭型を用いたSCFRも設計した。炉心特性の比較を表2.5.4に示す。増殖性能に対する練炭型の効果が大きいことが分かる。

また、通常のブランケット燃料棒SCFRについて、燃料棒径を変化させた場合の残存率の様子を表2.5.5に示す。ブランケット燃料棒径の残存率に対する感度は、シード燃料棒径の感度より低いことが分かる。

3.5 結論

SCFRは太径の燃料棒を使用することで増殖炉となる。練炭型を採用することでさらに増殖比・出力が向上する[2.5.8]。

4. おわりに

貫流直接サイクル型のプラントである超臨界圧軽水冷却炉は、流量が少ないので圧損が小さい。たとえ圧損が増加してもポンプ動力の増大が問題にならないため、稠密燃料格子の高速炉に適している。

高速炉は出力密度が熱中性子炉より大きく、同じ原子炉圧力容器でより大出力にできる。MOX燃料価格が妥当であれば、軽水炉を経済性で上回る高速炉を実現できる可能性がある。

増殖比はナトリウム冷却ほど高くできないが、増殖は可能である。現在は2次元計算のため径方向非均質炉心を採用している。核的結合が良くインベントリーと富化度の点で優れた炉心を3次元計算により検討するのは今後の課題である。

参考文献

- 2.5.1. K. Dobashi et al., "Conceptual design of a high temperature power reactor cooled and moderated by supercritical light water" *Proceedings of the 6th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-6232, San Diego, ASME (1998)
- 2.5.2. T. Mukohara et al., "Core design of a high temperature fast reactor cooled by supercritical light water" *Proceedings of the 6th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-6229, San Diego, ASME (1998)
- 2.5.3. J. H. Lee et al., "Development of a LOCA analysis code for the supercritical pressure light water cooled reactors" *Proceedings of the 4th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-4, vol. 1, part B 533-542, New Orleans, ASME (1996)
- 2.5.4. Y. Oka, "Design concept of One-Through Cycle Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors" *Proceedings of The First International Symposium on Supercritical Water-cooled Reactors, Design and Technology*, 101, November 6-9, 2000, Tokyo (2000)
- 2.5.5. K. Kitoh, S. Koshizuka, and Y. Oka, "Improvement of transient criteria of a supercritical water cooled reactor based on numerical simulation" *Proceedings of the 5th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-5-2341, Nice, ASME (1997)
- 2.5.6. S. Tanaka et al, "Core design of supercritical pressure light water reactor" *Proceedings of the 4th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-4, ,vol.2, 188-211, New Orleans, ASME (1996)
- 2.5.7. Y. Oka, and K. Nomura et al, "Supercritical-pressure light water cooled fast reactors, a competitive way of FR over LWR" *Proceedings of the 8th International Conference on Nuclear Engineering*, ICONE-8, ,vol.2, 188-211, Baltimore, ASME (2000)
- 2.5.8. 石渡 祐樹、他、「超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性の研究」、日本原子力学会「2000 年秋の大会」H23 (2000)

表 2.5.1 炉心特性比較

	高転換 SCFR	高出力 SCFR	SCLWR-H
圧力 [MPa]	25	25	25
熱/電気出力[MW]	3893 / 1728	4522 / 2017	2755 / 1212
発電端熱効率 [%]	44.4	44.6	44.0
炉心高さ / 等価直径 [m]	3.20 / 3.28	3.20 / 3.28	4.20 / 3.28
燃料棒外径 / ピッチ [mm]	8.8 / 10.1	8.8 / 10.1	8.0 / 9.5
シード / ブランケット集合体数	278 / 141	342 / 77	-
fissile 富化度 [%]	12.0 (MOX)	11.4 (MOX)	4.2 (UO ₂)
平均出力密度 [W/cm ³]	144	167	78
平均取り出し燃焼度 [GWD/ton]	62.5	64.0	45
冷却材入口 / 出口温度 [°C]	280 / 526	280 / 531	280 / 508
Pu fissile 残存率	0.98	0.96	-

表 2.5.2 練炭型ブランケット SCFR の炉心諸元

圧力 [MPa]	25
熱/電気出力[MW]	3832 / 1698
発電端熱効率 [%]	44.3
炉心高さ / 等価直径 (ブランケット含む) [m]	3.50 / 3.76
シード / ブランケット集合体数	270 / 163
Pu fissile インベントリ [ton]	11.5
最大線出力 [W/m]	38.2
平均出力密度 (ブランケット含む) [W/cm ³]	105
平均取り出し燃焼度 [GWD/ton]	43.4
サイクル期間 [days]	390
炉心流量 [kg/s]	1861
冷却材入口 / 出口温度 [°C]	280 / 523
平均冷却材密度 [g/cm ³]	0.417
ドップラー係数 (EOC) [dk/k/K]	-2.6 × 10 ⁻⁶
冷却材密度係数 (EOC) [dk/k/(g/cm ³)]	1.6 × 10 ⁻²
残存率	1.034

表 2.5.3 練炭型ブランケット SCFR の集合体仕様

シード燃料集合体	
対辺距離 [mm]	160
燃料/燃料棒径[mm]/ピッチ[mm]	MOX / 10.2 / 11.5
被覆材/厚さ[mm]	Inconel / 0.54
被覆管表面最高温度 [°C]	620
Pu fissile 富化度 [%] (内/中/外)	13.96 / 12.58 / 13.46
燃料棒本数	163
チャンネルボックス厚さ[mm]/間隔[mm]	Inconel / 3.0 / 2.0
練炭型ブランケット集合体	
対辺距離 [mm]	160
燃料/冷却水路内径[mm]/ピッチ[mm]	LEU / 4.0 / 10.1
被覆材/厚さ [mm]	Inconel / 0.25
被覆管表面最高温度 [°C]	620
冷却水路本数	217
チャンネルボックス厚さ[mm]/間隔[mm]	Inconel / 3.0 / 2.0

表 2.5.4 集合体のタイプによる炉心特性の比較

シード燃料集合体	燃料棒型	燃料棒型	練炭型
ブランケット燃料集合体	燃料棒型	練炭型	練炭型
電気出力 [MWe]	1600	1698	1914
平均出力密度 (ブランケット含む) [W/cm ³]	92	108	119
平均取り出し燃焼度 [GWD/ton]	39.9	43.4	39.5
Pu fissile インベントリ [ton]	11.9	11.5	12.7
残存率	1.021	1.034	1.046

表 2.5.5 ブランケット燃料棒型 SCFR の残存率

シード燃料棒径[mm]	ブランケット燃料棒径[mm]	残存率
8.8	8.8	0.987
	17.5	0.999
10.2	10.2	1.010
	14.2	1.015
	17.5	1.017
12.0	12.0	1.03
14.2	14.2	1.04

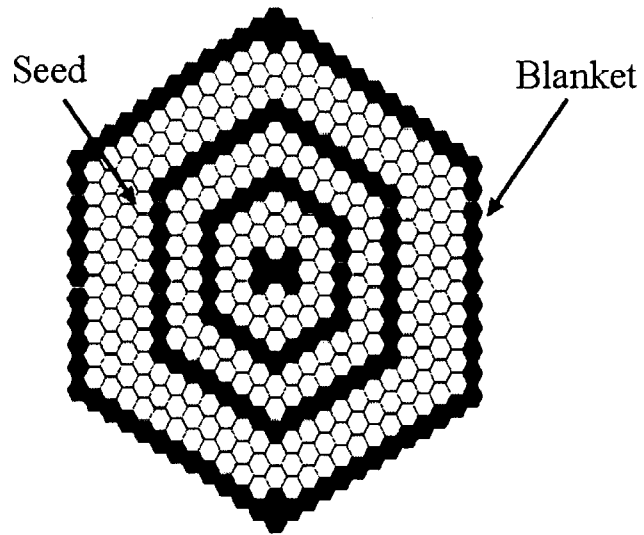


図 2.5.1 高転換型 SCFR の炉心構成図

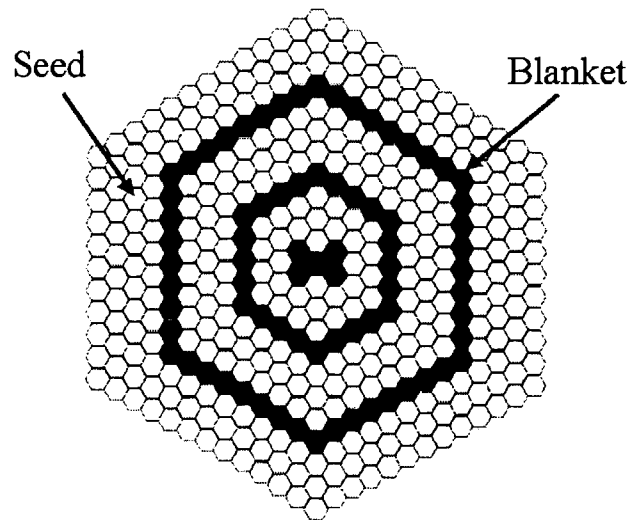


図 2.5.2 高出力型 SCFR の炉心構成図

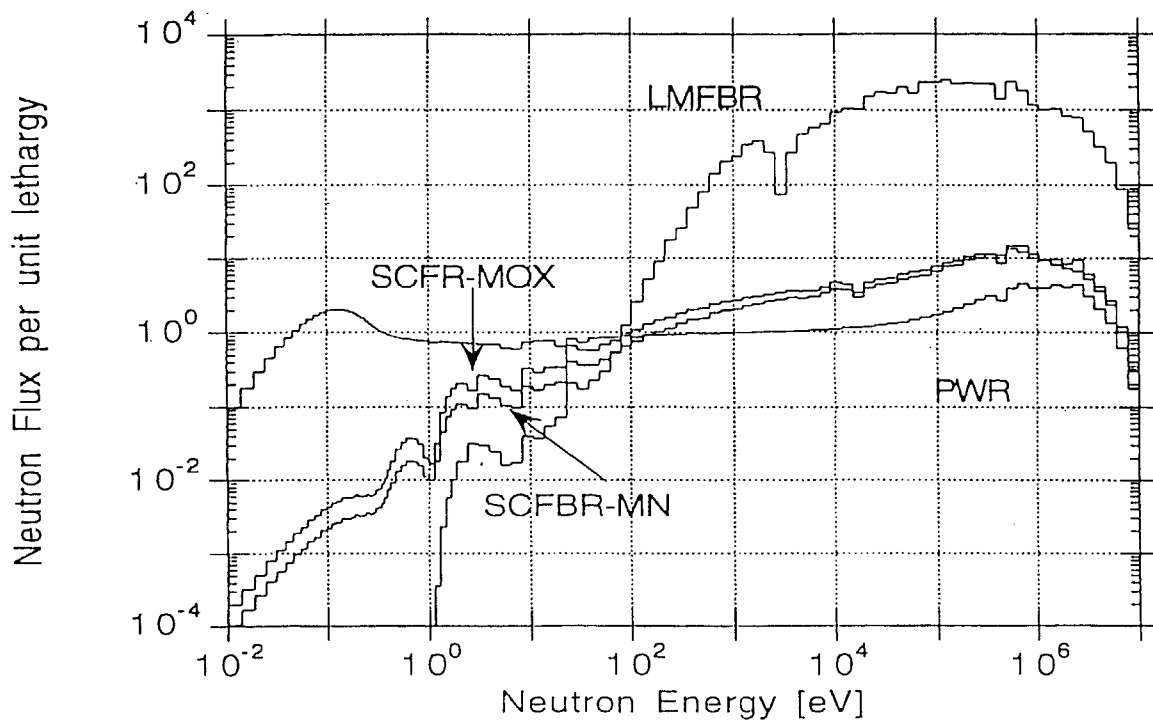


図 2.5.3 スペクトルの比較

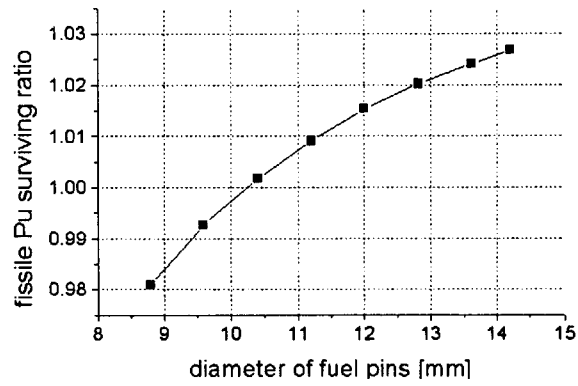


図 2.5.4 燃料棒径と残存率の関係

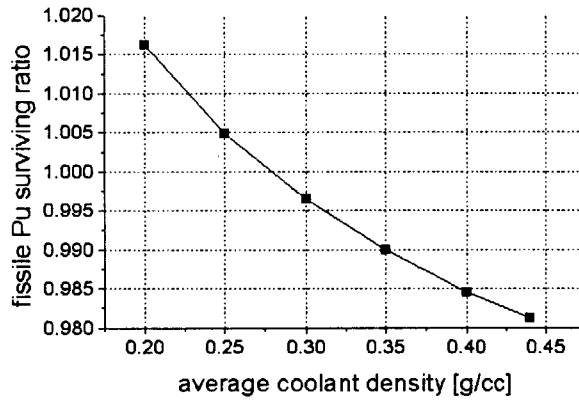


図 2.5.5 平均冷却材密度と残存率の関係

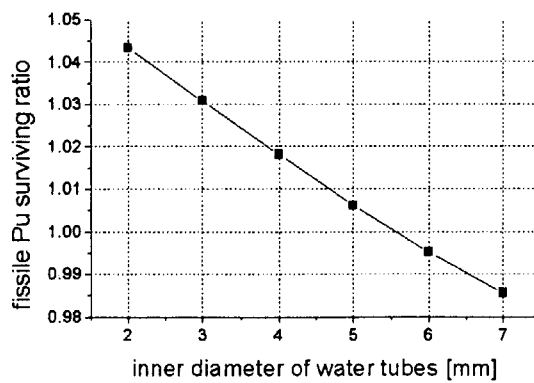


図 2.5.6 練炭型ブランケット水路内径と残存率の関係

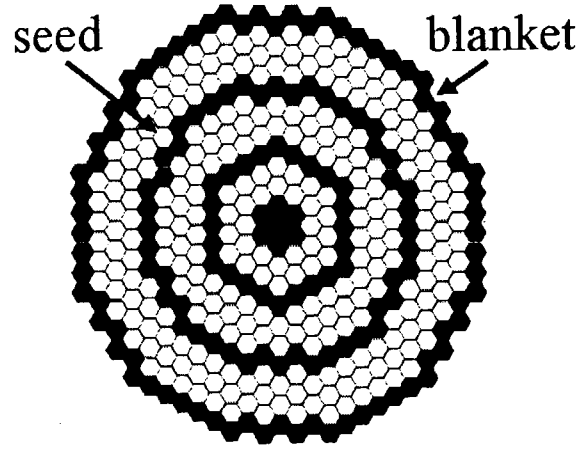


図 2.5.7 炉心構成図

超臨界圧軽水冷却高速炉 石渡祐樹氏（東大）

Q：水冷却炉の高速炉というのは1970年代初期にドイツでかなりやられて、今日の発表にあるようにどうしても増殖比が高く取れないということと、腐食が多いことの2点であきらめてしまったわけです。今回超臨界圧ということでやられているのですが、主に2つの点でちょっとコメントと質問したいと思います。一番減速比の高い水素を使うので、どうしても減速が高くて増殖比が上がらない訳なので、どうしても水を使おうとすると重水を使ったほうが減速効果がぐんと下がるので、まだましではないかなと。ピッチも色々変えられていますが、それより重水のほうが効果的ではないかなという気がします。それからもう1つ腐食性についてです。超臨界圧水で温度をかなり上げられていると思うのですが、そうしますと西ドイツのケースの時よりも腐食の面が厳しくなるではないかと思うのですが、その辺は何か比較検討をされていますか。

A：まず重水のことについてですが、重水についてはまだ検討したことがなかったので、やってみようと思います。腐食のことですが、高温の超臨界圧水は高温高圧の超臨界圧火力で使われていますので、放射線という面を除けばもう経験済みで、むしろ火力の方が高い温度、600℃以上の温度で300気圧以上の圧力でやっていますので、配管とかタービン系の方は放射線の面以外では大丈夫と思うのですが。なにぶん、大学で金もあまりないものですから（笑）、材料に対する超臨界圧水の腐食の高温の実験などというのはさすがにどうするのだろうと。先生と相談してみますが（笑）。材料のことはいろいろ考えていますが。

（補足：昨年11月の東大でのSCR2000シンポジウムでは、一般廃棄物の超臨界水による処理を研究しているMITのCorosion Lab.の先生が、不特定で多種類の不純物が含有されている一般廃棄物処理に比べて水質を管理できる超臨界圧炉の腐食について楽観的意見を述べられておられた。もちろん、研究は必要とも言っておられた。）

C：超臨界圧水は高圧で冷却材密度として出口ではBWRの大体1/3ぐらいになっていますので、減速をしない高速炉に適しているのではないかと考えています。重水を使うという話は考えていない。

（補足：重水はコスト高で、増殖比を高くするインセンティブは当面小さいと考えられるので、重水を使うことは考えていない。）

Q：重水で超臨界圧水ということですから、密度は多分同じくらいで減速効果をうんと下げると思います。冷却能力を同じくらいにして、減速効果を下げるといことです。

C：重水を使うと、それなりの重水用の設備とかの点でこういう単純なプラントという利点がそれで薄れてしまう。どっちをとるかでしょうが。今後どうなるかわかりませんが、私の考えでは、やはりなるべく少ない設備で既存の軽水炉と火力の設備だけでできるようにということとこういうことを進めているのだと思います。あと腐食の話ですが、今東大の勝村先生のところと共同で超臨界水の水化学の研究が去年から始まっています、実験などもこれからやるのではないかと思います。材料に関しては今後色々研究が進められると

思います。

Q: さきほどから低減速の PWR とか BWR の話もあって、今度超臨界圧炉の話なのですが、前回の PWR、BWR の場合には転換比を上げることと、それからボイド係数を負にするという両方を達成するために、いろいろ苦労をしている。内部ブランケットを使ったり、炉心を扁平にしたり。それが、この炉ではそういうことをやらないで割に単純に達成できているような印象を受けたのですが、そのミソと申しますか、どういうことでそういうことが達成できているのかを教えてくださいたいのですが。

A: さきほど説明いたしましたように、ブランケット燃料の領域とシード燃料の領域の間に固体減速材の水素化ジルコニウム層というものを 1、2cm 程度はさみまして、これによってボイド時に高速中性子がシード領域で多く発生しますが、これがブランケットに入る前にこの固体減速材によって減速されて、スペクトルがやわらかくなるわけです。そうすると共鳴吸収が増えて、つまりボイド時ではない時よりもブランケットでの吸収が増えて、それによってボイド係数が負になるということです。

Q: それではその技術は PWR、BWR でも使えるということですか。

A: それは考えたことがなかったのですが、使えるのではないのでしょうか、同じ原理であれば。

Q: ありがとうございます。

C: 確か三菱さんにも水素化ジルコニウムを使った検討はされたことがございますよね(笑)。

Q: それに関連して。もし内部ブランケットがボイド化しても、ボイド係数は負になっているのでしょうか。

A: 今の場合ボイド係数の計算ですが、ブランケットもシード領域も全部両方ともボイド化した場合の計算なので、大丈夫だと思います。

(補足: 部分ボイドは以前の設計では確認している。)

Q: ちょっと単純な質問ですが、練炭型ブランケットの図で Fuel、Coolant とあるのですが、Fuel と Fuel の間、燃料の外側は clad はないのですか。

A: あります。

Q: 冷却材の間に Clad と書いてありますが、Cell と書いてあるところ、これが Clad ですか? 燃料が直接接触しているように見えますが。

A: ギャップがないという意味ですか。

Q: 組み立てるときはこのブロックをそのまま組み立てていくわけですか。

A: 今考えているのは、チャンネルボックスの中に被覆管を立てて、その外側に振動充填で劣化ウランを入れていくということですが、こういうものが過去に研究されてボツになったかどうか調べろと先生に言われていて。。。 (笑)

C: 我々は練炭型と言わないで、tube-in-shell 型と呼んでいました。金属燃料で大分やって、

アメリカの Nuclear Engineering の表紙にも載りました。金属燃料がいいのは、Na と compatibility があるということ、ご質問のように作ろうと思えばペレットを考えることもできますし。僕が金属燃料でやったとき 1.4 くらいの breeding ratio が、これをやると最高 1.7 くらいまでいくのです。Doubling time は 7 年くらいです。ところが、これだとスペクトルがやわらかいところで多少スペクトルをハードにするということで、さっきの表を見て、0.02 くらいしか上がってないですね。だから苦勞の割にメリットがないかなという印象を持ちました。全体が Pu の上の勾配の方にかかったほうですと、ちょっと動くだけでうんと breeding ratio が上がりますが。だから全体がもう少しハードになれば有効なのかもしれません。



2. 6 FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について

Phase 1 of Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System

此村 守

Mamoru Konomura

核燃料サイクル開発機構

Japan Nuclear Cycle Development Institute

1. 経緯

平成9年12月の原子力委員会高速増殖炉懇談会の報告で、高速増殖炉を将来の非化石エネルギー源の一つの有力な選択肢と位置付け、柔軟な計画の下に研究開発を進めることが妥当であるとされた。

これを受け、核燃料サイクル開発機構（以下、「サイクル機構」という。）は、平成11年3月に策定した中長期事業計画において、高速増殖炉及びこれに関連する核燃料サイクル（以下「FBRサイクル」という。）について、これまでの研究開発により得られた知見を踏まえ、更に幅広い技術選択肢の評価を行い、革新的技術を取り入れ、競争力のある実用化候補概念の構築とその研究開発計画等の検討・策定を行う実用化戦略調査研究を国内外の研究者、技術者を結集して実施することを決定した。

一方、高速増殖実証炉の研究開発を進めている電気事業者（電力9社、電源開発（株）及び日本原子力発電（株））もFBRサイクルの実用化見通しを早期に立てることが重要と認識しており、サイクル機構と電気事業者が協議した結果、開発に必要な人、資金などの資源を有効活用し、効率的に研究開発を進めるという観点から、両者が一致協力して本研究を進めることとなった。

本研究を進めるに当たっては、サイクル機構がFBRサイクルの開発及びこれに必要な研究開発で蓄積した知見と、電気事業者が軽水炉等の建設、運転や高速増殖実証炉の研究開発で蓄積した知見の活用が必要不可欠である。このため、サイクル機構へ電気事業者の技術者を派遣し、双方が一致協力して本研究を推進することとした。

2. 研究の目的

中長期事業計画に基づき、21世紀における多様なニーズに応えるFBRサイクルの候補概念とその開発戦略を構築、提案することが本研究の目的である。

3. 達成目標

基本的な目標は、PBR、再処理施設及び燃料製造施設からなるFBRサイクルシステ

ムの複数の実用化候補概念の抽出と技術開発計画等の実用化シナリオの提示である。図2.6.1にFBRサイクルの基本的な考え方を示す。

実用化候補概念の抽出のために、安全性を前提とし、①経済性、②資源有効利用、③環境負荷、④核不拡散性の観点を加えた総合評価指標を策定した。

FBR、再処理及び燃料製造各プラントの評価指標（めやす）を開発目標としたものを図2.6.2に示す。また、図2.6.3にこれをさらに具体化した設計目標を示す。

4. 実施内容

以下では、実用化戦略調査研究の中のFBRプラントシステムについて概説する。

フェーズ1（平成11年度～平成12年度）では、これまでの国内外の研究開発の蓄積を活用して幅広く技術選択肢の評価を行い、評価指標に照らし有望な技術を抽出した。図2.6.4にフェーズ1で検討したFBRシステムの組み合わせを示す。実現可能性のあるものは網羅していることがわかる。

FBRの研究開発の要点は、発電コストの8割程度を占めるFBRプラントの建設費の低減をどのように実現するかにある。炉心・燃料、冷却材、プラントのコンパクト化等幅広いシステム概念を抽出し、成立性、経済性等を比較・検討し、有望な概念を選定した。

今後、フェーズ1終了時にチェックアンドレビューを受け、その結果を踏まえてフェーズ2（5年間）に進むものとしている。

フェーズ2では、FBRサイクルの実用化候補概念として、有望な2～3の候補に絞り込む予定である。このため、絞り込みのための定量的な比較評価が可能となるような概念設計を進めるとともに、絞り込みに必要な要素技術開発（データを取得する試験の実施、設計評価技術の整備等）にも重点を置くこととなる。図2.6.5にフェーズ2での実用化戦略調査研究の展開の概略を示す。また、図2.6.6にFBRプラントシステム開発のフェーズごとの展開を示す。フェーズ1で網羅的に検討した概念をフェーズ2当初で約4概念ほどに絞り込み、さらにフェーズ3では2概念に絞り込むこととなる。

5. まとめ

以上述べたような研究の枠組みに基づいて、現在、平成11～12年度（フェーズ1）の成果を取りまとめているところである。

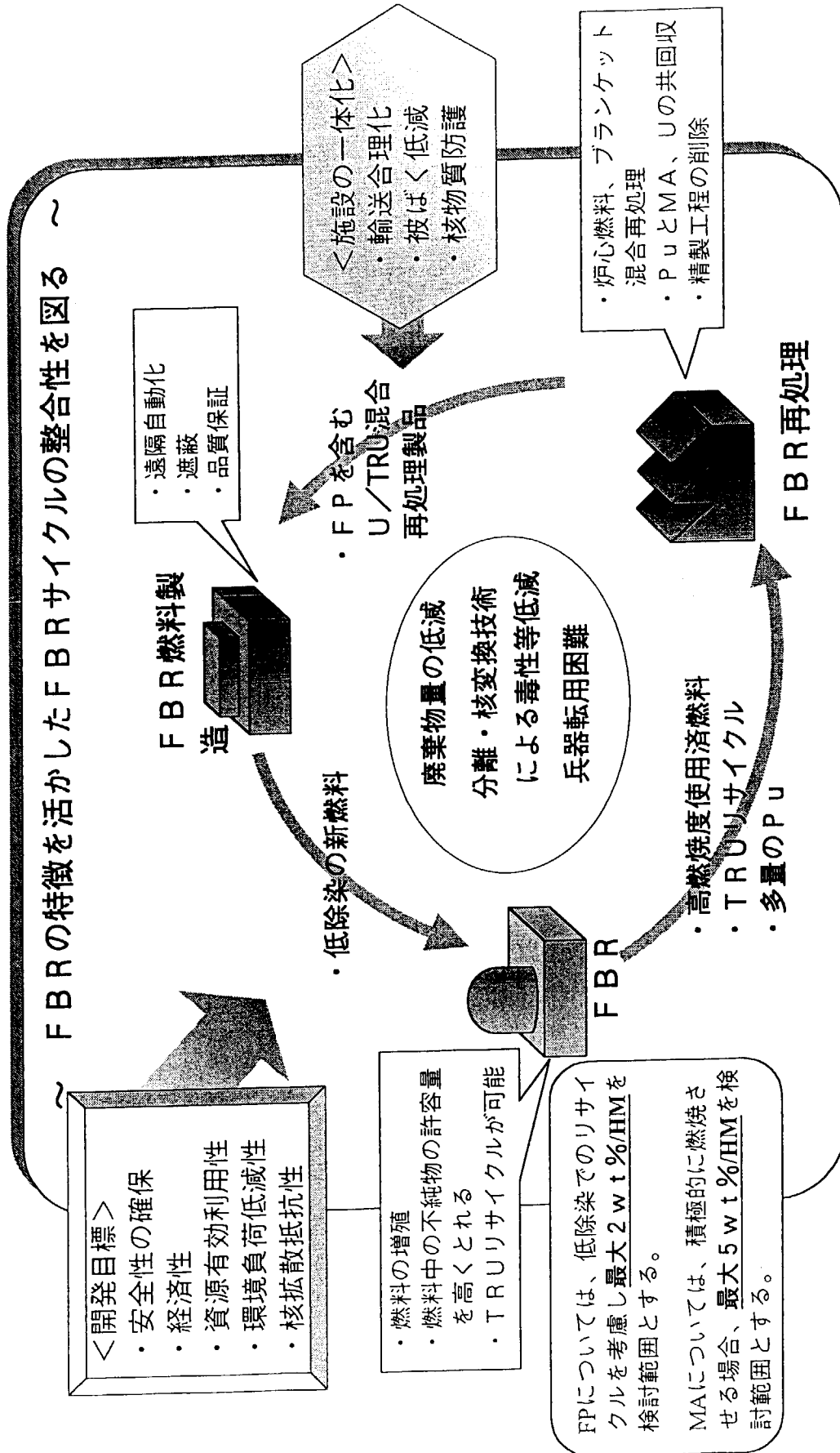
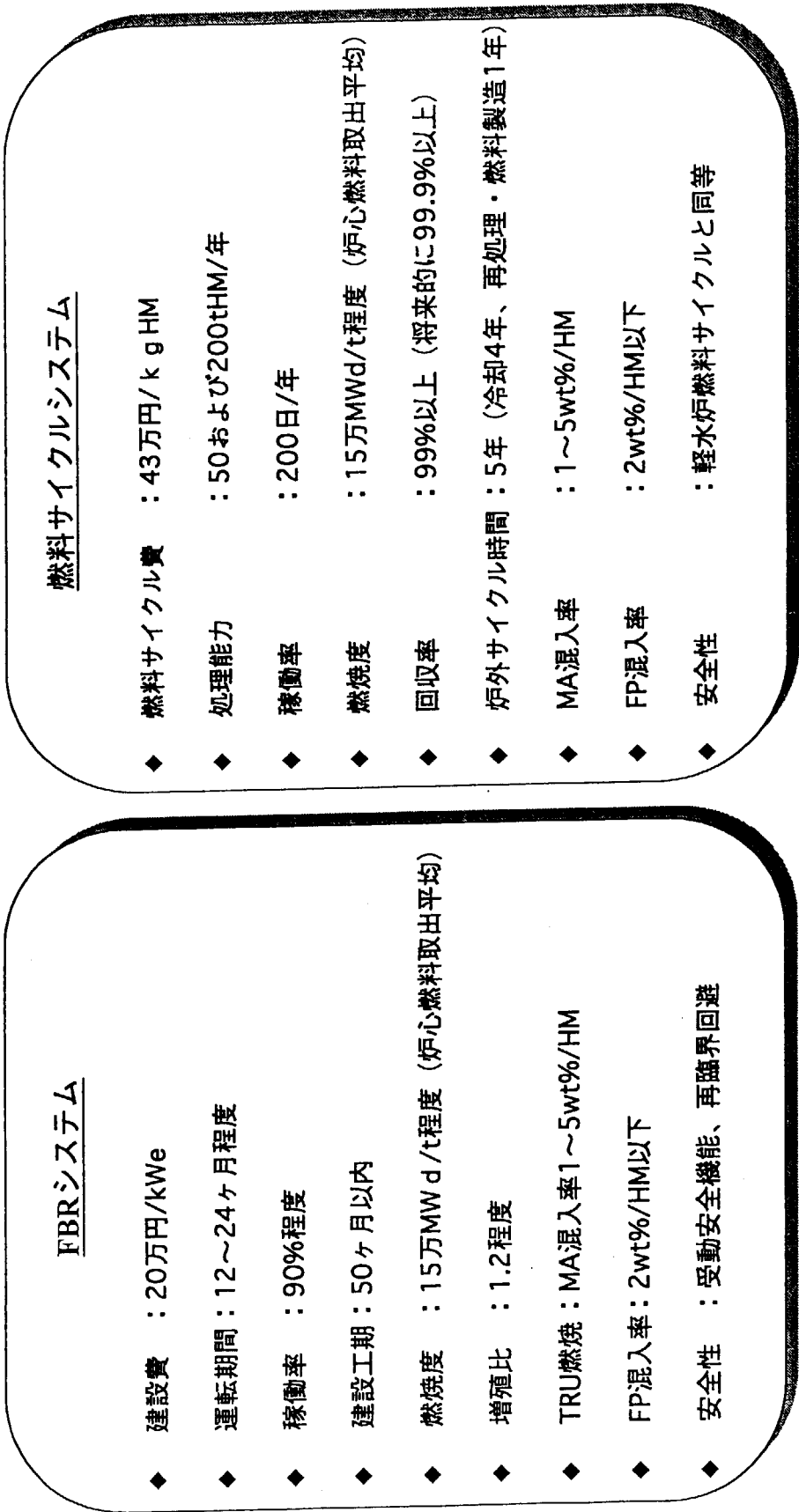


図 2.6.1 FBRサイクルの基本的な考え方

- 安全性 炉
- 炉心損傷に至る恐れのある事象の発生を防止するとともに、その発生を仮定しても原子炉内で自然に終息
- 燃料サイクル
- 臨界安全、閉じ込め機能に十分な対策を施す
 - 取扱物質の特性（化学的活性度、毒性等）やプロセス条件（運転温度等）を踏まえた安全対策
- 経済性
- 将来の軽水炉に比肩する経済性の達成
 - コスト目標 ・ 炉の建設費： 20万円/kWe
 - ・ 再処理費： 27万円/kgHM
 - ・ 燃料製造費： 16万円/kgHM
- 資源有効利用性
- 高増殖から低増殖、TRU燃焼まで柔軟に対応
 - 高増殖としては、増殖比1.2程度を目標
- 環境負荷低減性
- TRU燃焼および長半減期FPの核変換により、放射性廃棄物量を低減
 - 施設の運転・保守および廃止措置に伴い発生する放射性廃棄物量の低減
- 核拡散抵抗性
- FBRサイクルの中で純粋なプルトニウムが単独で存在しないこと
 - 核物質防護性および保障措置性の対応が良好な設計

図 2.6.2 FBRサイクルの開発目標



FBRシステム

- ◆ 建設費 : 20万円/kWe
- ◆ 運転期間 : 12~24ヶ月程度
- ◆ 稼働率 : 90%程度
- ◆ 建設工期 : 50ヶ月以内
- ◆ 燃焼度 : 15万MWd/t程度 (炉心燃料取出平均)
- ◆ 増殖比 : 1.2程度
- ◆ TRU燃焼 : MA混入率1~5wt%/HM
- ◆ FP混入率 : 2wt%/HM以下
- ◆ 安全性 : 受動安全機能、再臨界回避

燃料サイクルシステム

- ◆ 燃料サイクル費 : 43万円/kgHM
- ◆ 処理能力 : 50および200tHM/年
- ◆ 稼働率 : 200日/年
- ◆ 燃焼度 : 15万MWd/t程度 (炉心燃料取出平均)
- ◆ 回収率 : 99%以上 (将来的に99.9%以上)
- ◆ 炉外サイクル時間 : 5年 (冷却4年、再処理・燃料製造1年)
- ◆ MA混入率 : 1~5wt%/HM
- ◆ FP混入率 : 2wt%/HM以下
- ◆ 安全性 : 軽水炉燃料サイクルと同等

図 2.6.3 FBRサイクルシステムの主な設計目標

燃料形態		固体燃料						液体燃料 (U+Pu)
		ピン型燃料			被覆粒子燃料			
		酸化物	金属	窒化物	酸化物	窒化物	窒化物	
冷却材 (プラントシステム)	大型炉	○	○	○				
	中小型モジュール炉	○	○	○				
Na冷却	大型炉(Pb)	○	○	○				
	中小型モジュール炉 (Pb, PbBi)	○	○	○				
重金属 冷却	大型炉 (CO ₂)	蒸気タービン発電	○	○	○			
		蒸気タービン発電 ガスタービンまたは 複合発電	○	○	○	○	○	
ガス冷却	中小型モジュール炉(He)	○	○	○	○	○	○	
		○	○	○	○	○	○	
	水 (重水) 冷却	○						
	燃料による冷却						○	

(注)○ は、検討対象を示す。

図 2.6.4 フェーズ1におけるFBRシステムの検討

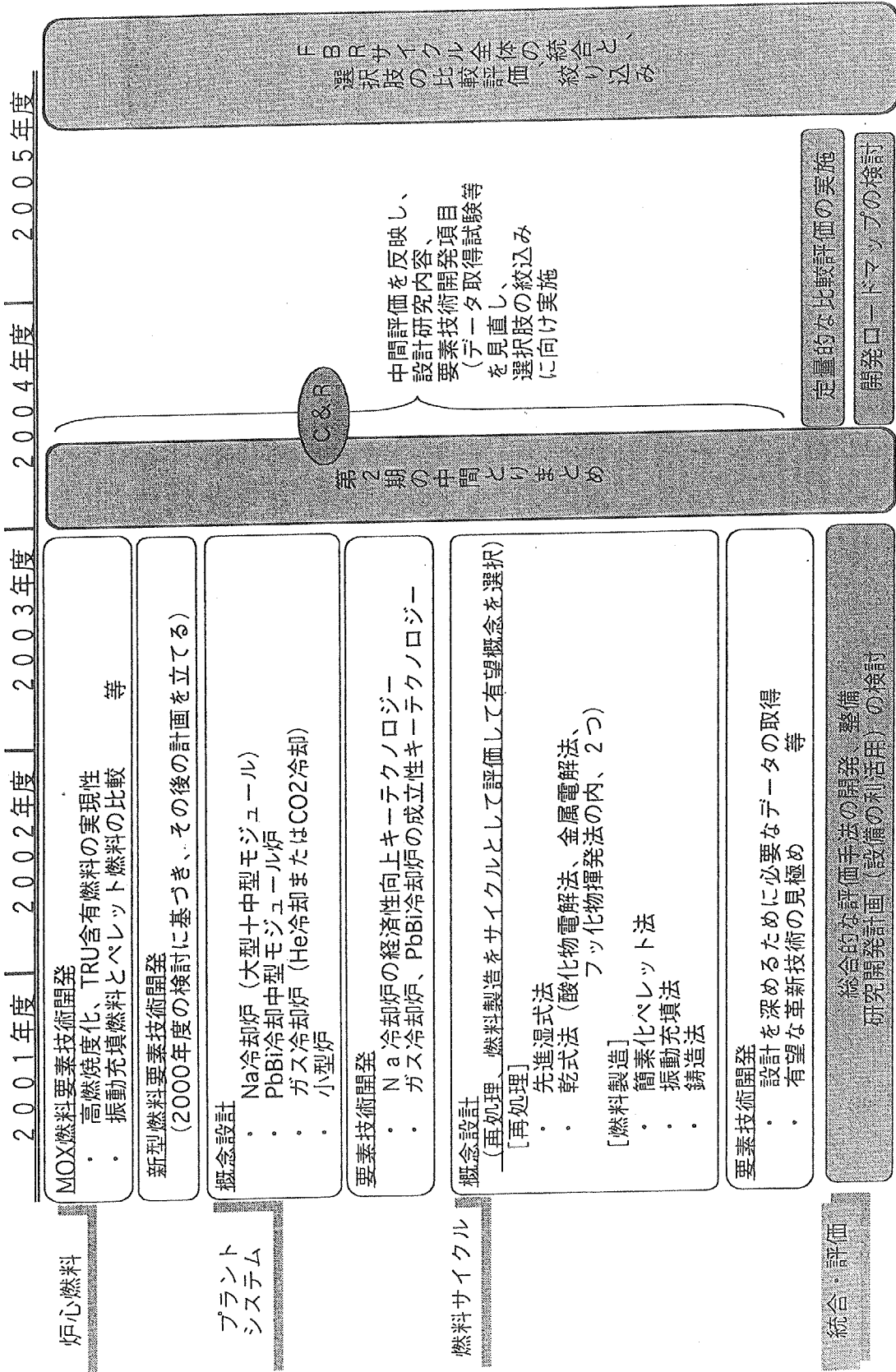


図 2.6.5 実用化戦略調査研究のフェーズ2の展開

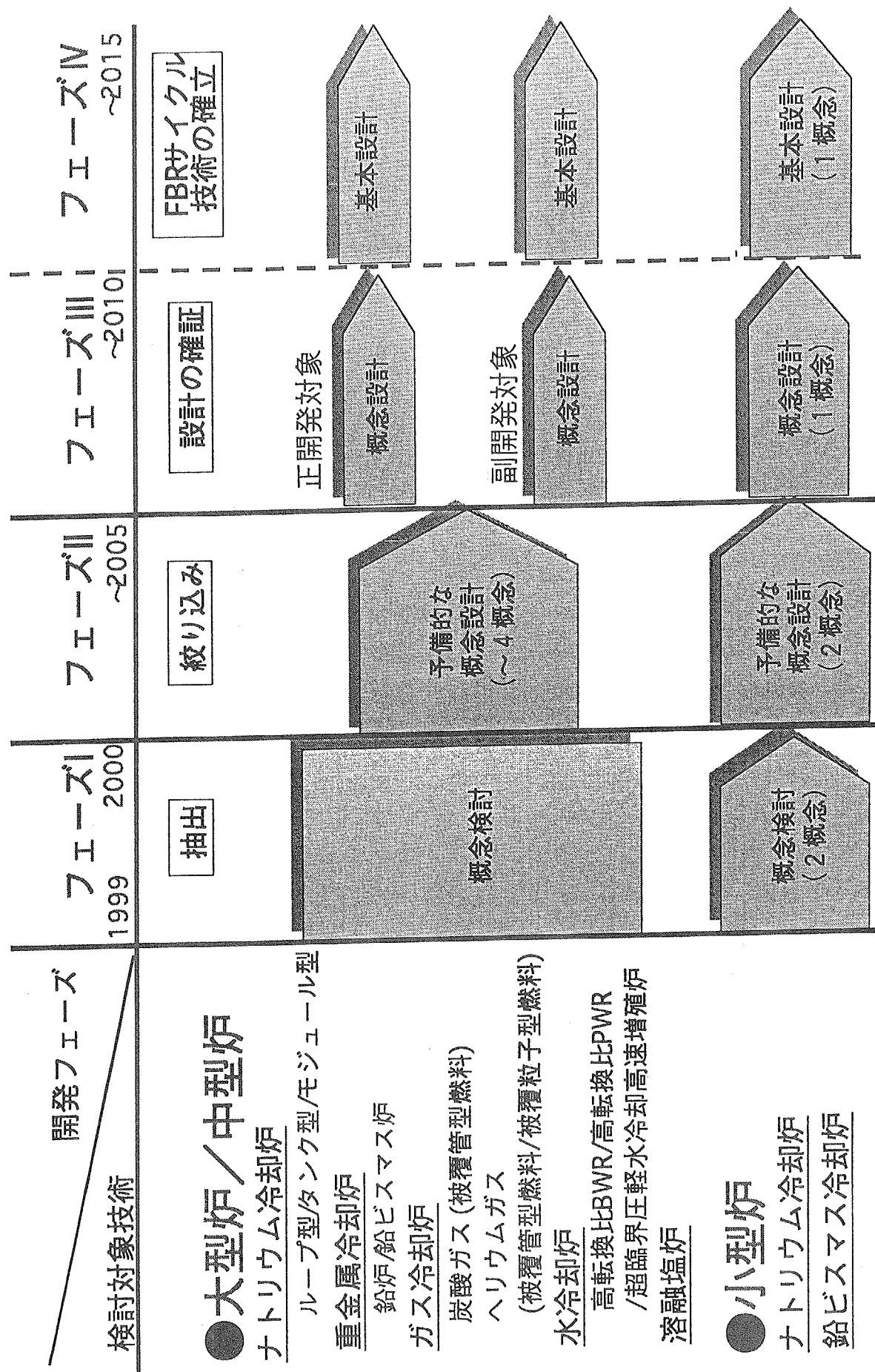


図 2.6.6 炉システム開発のフェーズごとの展開

FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について 此村守氏 (JNC)

Q: 議論の過程でプラントをどういう考え方で選んでいるかということをお教えいただきたい。例えばさきほどご紹介にありましたループタイプの Na 炉は例えば 4 ループから 2 ループにするとおっしゃいました。確かに 2 ループの方が安くできるということは理解できます。しかしながら 3 ループ、4 ループですと例えば 1 ループに何かトラブルがあった場合 partial power で運転できますが、2 ループだったら止めざるを得ないでしょう。それから SG はなるべく炉の傍につけた方が建設費がおそらく安くなる。しかしながら、その分だけ例えば small leak などが起こった時の措置、maintenance 等を考えると、非常に大変だろうと思います。すなわち、プラントを考えると建設コストは重要な要素ですが、稼働率とかメンテナンスのし易さとか、色々な多方面の要素があるかと思いますが、そのときどのようにお考えになって、さきほどおっしゃられましたようなモデルプラントを考えられたか。その辺りの考え方を教えてください。

A: 基本的には、非常に短い時間でしたが、今おっしゃったような運転のし易さとか、安全性、建設のし易さ、そういった要素全てを考慮して、一応さきほどの大型タイプ、ああいふ形にもっていったのです。今ご指摘がありました、2 ループにした場合に万一の場合に熱がとれないのではないかと、熱がとれないというのは要するに 1 ループのどこかで事故が起こる。そうすると当然事故ですから単一故障基準が適用されて残りの健全側も動的機器は止めなければいけない。そこで我々は何を考えたかということ、事故でこれが止まったとしても自然循環で除熱できないかと。ですからこの絵ですとよくわからないのですが、実は炉心と IHX とはかなり大きな高低差がついていて、自然循環で除熱できるというような設計をやっているわけです。それから例えば SG のリークとか、問題になります Na のリークについても、この絵ではよく見えないのですが、今私どもの設計ではこれに外筒というか、早い話が二重管のようにして、二重管の外側全体は空気雰囲気の中にあるのですが、Na の部分はこういう二重管で守っているというような設計をしたらどうかと考えております。当然その場合には熱膨張の対策を考えての上ですが。

Q: 「ガス冷却炉の候補と検討の進め方」というスライドに気になったところがあったので、意見を述べさせていただきたいと思います。炭酸ガスは腐食性が問題になるという表現がありました。確かに 1960 年代に建設された Magnox、Mg 合金の炭酸ガス冷却の炉では、Magnox の合金とか例えば軟鋼が腐食するという問題がありました。しかし、その辺を反省して 1970 年代の半ばくらいから建設された AGR では出口温度が 650°C ぐらいで運転されていて、実際には設計温度は 650°C で、もっと高い温度で 670°C とか、そこら辺で運転されていると聞いています。そのときに Mg 合金からステンレスにして、Mg 合金の場合だと水分などがあると腐食性が高くなるのですが、ステンレスの場合だと多少水分があったとしても腐食はあまり問題にならない。実際にさっき言ったような温度でもう 25 年ぐらい運転

されていて、さらにイギリスの高速炉に使っている PE-16 という合金だと 730°C ぐらいまで OK だという、むこうの研究の成果です。私どもは、二酸化炭素の冷却で高速炉の検討をしています、900°C ぐらいまでいけるような見通しのある材料というのを検討していて、必ずしもここにあるように炭酸ガスは高温で腐食が問題になるというようなことは一般的には言えないのではないかと考えております。それから、He と炭酸ガスを比較した場合には、He の場合には凝縮性ではないので、タービンとしてはブレイトンサイクルを採用しないといけないのですが、二酸化炭素の場合ですと凝縮性なのでランキンサイクルが採用できます。ブレイトンサイクルの場合ですと、タービンで膨張したガスというのは圧縮機で圧縮しないとイケない。ところがランキンサイクルを採用すると、冷却水で冷却して凝縮させればいいので、大きな圧縮機はいらない。ポンプ動力も液化したものをまわすので安くすむ。というようなことで、そこに書いてあるような形で直接サイクルの炭酸ガス冷却の場合を排除する必要はないのではないかと。むしろ、炭酸ガス冷却の方が直接サイクルの炉としてより適切で、安くてコストとして魅力のあるプラントが考えられるのではないかとこの気がします。

A: この話は実はスタディを始めた 2 年前に検討しています。その当ても 650°C ぐらいまではという話はあったのですが、ホットスポットとかそういうことを考えますと、出口温度が 550°C というところは被覆材のところではもう 620、630°C になっていて、それに例えば事故を考えるともう簡単に 650°C を越えてしまう。ですから出口温度を最初から 650°C ですと、被覆管のところでは既に 700°C とか 800°C とかいう話になっている。そういうことで、このときは He を採用しようということにしました。

Q: 事故時の場合には多分設計の許容温度というのがもう少し高い温度を使えるので、多少温度が通常運転の時の、例えば stainless steel の場合 Na 冷却だと 675°C とか 700°C とするわけなのですが、事故のときの許容温度というのは 850°C から 900°C にしている。事故のときに多少上がるというのは Na 冷却でも同じだと思うのですが。

A: それはそのとおりです。ただ、Na の場合には腐食がないのですが、炭酸ガスの場合にはあるか無いかは実はわからない。だから、腐食がないという話になれば Na と同じだと思いますが、腐食があるとちょっと問題かなと思います。

Q: Na に腐食がないというちょっと変な話で。

C: 確かにそれぞれ検討されておられるので議論していただきたい点は多いと思うのですが、多分この研究もある時点での技術を fix して検討しないと、最新のものを次から次に使っていては、条件を fix できないというところもあって、それぞれの最先端の研究とここで得られたものと若干の技術のずれがあって見解の相違が出てくる可能性もあるかもしれません。そういうことはぜひ皆様からのご意見を feedback してフェーズ II に反映していただくということでいいと思います。

A: このスタディはオープンですから、色々な情報がございましたらぜひお教えください。

Q：私は炭酸ガス冷却の、中温ガス炉がいいと思っているのですが、それは別として、被覆粒子燃料はハードスペクトラムで **decomposition** するという話を聞いたのですが、そういう心配はないですか？

A：被覆粒子がアメーバのように変形するという事だと思いますが、それは見通しは出ていないというか、そういうことは起こりえると思います。けれども、さきほど申し上げたように被覆粒子ですと別な利点があるので、しかも材料の話というのは10年ぐらいかければ、10年か20年かわかりませんが、やれば出来ないことはないということでやっています。実際に、色々なドイツの試験データ、高速スペクトルで照射したケース、そういうものをいろいろスタディしてみますと、確かに **high burnup** まで保証しきれない可能性が高い。けれども、もし **low burnup** で済むのであれば、こういう reactor の可能性もまだありうる、ということで被覆粒子の検討を続けているわけです。

Q：ガス炉ですが、フランスはどれを選びそうですか。

A：それは非常に難しいご質問ですけれども… (笑)。フランスは基本的には被覆粒子でものごとをやろうとしています。被覆粒子という意味は、要はハードスペクトルですから核変換をこれでやりたいと考えているのです。安全性の問題はどうかということを我々も聞いているわけですが、それは今後のスタディのようです。ですから我々のようにまず安全性でこれこれ、それから経済性でこれこれ、そういう枠を作ってからスタートしているわけではないので、フランスの情勢については気をつけてみていたほうがいいだろうと思っています。



2.7 自立安全性を有する小型一体型PWRについて

Integral Type Small PWR with Stand-alone Safety

牧原義明

Yoshiaki Makihara

三菱重工業株式会社

Mitsubishi Heavy Industries, LTD.

1. はじめに

従来、軽水炉の開発においては、出力増加を図ることによってスケールメリットを享受し、経済性を向上させてきた。しかしながら、近年電力需要の伸びの鈍化や、電力自由化の流れを受けて、短期需要予測に見合った小容量のプラントを短期間に建設し、早期に投資資金の回収を図ることが出来る小型炉が見直されてきている。又、立地難の継続から、需要地近接立地の必要性も増大してくると考えられ、事故評価の観点からも放射能インベントリの小さい小型炉が有利となる可能性が生じてきた。一方で、小型炉になれば1基当りの建設単価は上昇する方向であるため、徹底した簡素化や、標準化による建設コスト削減等により、大型炉並みの建設単価を実現することが課題となる。また、運転保守費についても小型炉の特徴を生かして大幅に低減させる事が必要である。

三菱重工では、大型炉の単なる小型化ではスケールデメリットを克服するのは困難と考え、小型炉の特長を生かした理想的なPWR概念を追求することによる課題克服の可能性検討を開始した。

本報告は、このような考え方に基づいて検討を進めている簡素なPWRについてその概念及び低減速スペクトル炉心の適用可能性について報告する。

2. 小型炉開発の進め方

小型炉の開発に先立ち、はじめに小型炉の特長を生かした理想的なPWRとはどのような要件を満たすものかを検討し、それから理想形を実現する為の方策を検討した。

PWRの理想形とすべき要件として、以下の4点を選択した。

- 1) 1次冷却材はいかなる事故時も格納容器(CV)外へ漏洩しないこと。
- 2) 大型PWRで設計上考慮されているような事故時燃料破損が生じないこと。
- 3) 事故時、外部からの支援一切無しにプラントの安全が確保できること(自立安全性の確

保)。

- 4) 自己制御性を有し、容易に出力制御が可能なこと。

従来のループ型の PWR では設計上、配管破断を考慮する必要があるため、上記の要件を満たすことは困難である。しかしながら、出力が十分小さい炉であれば蒸気発生器 (SG) を原子炉容器内に設置した一体型 PWR では要件を満たせる可能性がある。そのため、一体型 PWR を選択して上記要件を満たす方策を検討した。以下に結果を示す。

2.1 1次冷却材の CV 内閉じ込め

図 2. 7. 1 に、既設 PWR における 1 次冷却材の CV 外への漏洩パス及び一体型 PWR での対応を示す。一体型 PWR では以下の方策を施すことにより、1 次冷却材の CV 外への漏洩パスをなくすことができる。

- 1) 後述する静的安全系を採用することにより、安全注入系の配管削除。
- 2) 停止時の余熱除去を SG を介して行なう方式の採用により、1 次系に直結した余熱除去系配管の削除。
- 3) 2 次系設計圧を 1 次系と同じにすることにより、蒸気発生器伝熱管破損事故 (SGTR) 時主蒸気隔離弁を閉じることによって漏洩を停止。

2.2 燃料破損に繋がる事故なし

図 2. 7. 2 に、既設 PWR における燃料破損に繋がる事故と一体型 PWR における対策について示す。一体型 PWR では以下の対策を取ることによって燃料破損に繋がる事故を撲滅できる。

- 1) 1 次系を一体化することによって大小 LOCA を考慮する必要がない。
- 2) CRDM を RV 内蔵式にすることにより制御棒飛出し事故を考慮する必要がない。
- 3) 1 次系を自然循環とし、1 次冷却材ポンプ (RCP) を削除することにより、流量喪失事故及び RCP 軸固着事故を考慮する必要がない。

また、既設炉で燃料破損には至らないが、未臨界の炉心から再臨界に至る可能性のある主蒸気管破損事故に対しても、ケミカルシムを廃止して制御棒に低温停止までの反応度停止能力を持たせることにより排除した。

2.3 自立安全性の確保

図 2. 7. 3 に、本原子炉で採用する静的安全系の概念を示す。本原子炉では、主蒸気管と主給水管の間に静的除熱器を採用し、事故時には静的除熱器で除熱することによって原子炉容器内から大気へ直接放熱するパスを確保した。これにより、仮に 1 次系から漏洩が発生しても原子炉容器内外圧が均圧した以降は漏洩は停止し、炉心が露出すること無く崩

壊熱の除去が可能である。既設炉では、事故発生後 10 分以降については運転員操作を期待して良い設計となっているが、本原子炉では最終ヒートシンクへの熱移送手段として空冷の冷却器を採用することによって、事故発生時においても水、電気及び運転員等の外部からの支援が一切なしでもプラントの安全が確保できる自立安全性を確保した設計とした。

2.4 自己制御性を有するシステム

一体型 PWR では、ケミカルシムを廃止したことによって燃焼に伴う減速材温度係数の変化が小さく抑えられること及び自然循環を採用していることによって炉心入口温度が出力に応じて変化することにより、給水流量のみによって出力制御を行う事故制御性の確保が可能である。

図 2. 7. 4 に、1 次冷却材の温度プログラムを示す。この炉では炉心出口温度がほぼ一定(飽和温度)に保たれており、炉心入口温度が出力に応じて大きく変化する設計となっている。その為、給水流量のみによる出力制御が可能となる。

3. 経済性の追求

3.1 設備簡素化

本原子炉では、以下の簡素化を採用することによって機器物量の大幅削減を図っている。

- 1) 1 次系一体化及び自己加圧方式採用による主冷却材管、加圧器の削除
- 2) 自然循環採用による RCP の削除
- 3) LOCA 排除及び静的安全系採用による安全注入系及び蓄圧器の削除
- 4) 1 次系一体化に伴う格納容器の大幅小型化
- 5) ケミカルシムの削除によるほう酸取り扱い設備の削除

3.2 運転期間

経済性追求の方策の一つとして、一体型 PWR の特長を生かした超長サイクル運転による稼働率の向上及び定検費用の低減の可能性を検討した。図 2. 7. 5 に検討結果を示す。運転期間が長くなると、初期の余剰反応度が大きくなるが、燃料にガドリニアを添加することによって運転期間中の余剰反応度変化を小さく押さえられる。この方式により、1 バッチ燃料取替で 10 年以上の運転期間を確保できる。また、燃料をより効率的に使用するためには 3 バッチ取替が効果的であるが、その場合の運転期間は 4 年程度となる。

3.3 建設期間

図 2. 7. 6 に、建設期間の検討結果を示す。在来炉では、電調審から運開まで通常 8 年程度が必用であるが、一体型 PWR では以下の点を考慮することにより、2.5 年程度で建設可

能である。

- 1) 設計を標準化することにより、許認可に要する期間は3年から0.5年程度に短縮可能である。但し、これを実現するためには、許認可制度の改訂が必要である。
- 2) 工場で大型モジュールを建設し、サイトに運んで組み立てる方式を全面的に採用することにより、現地工事量を大幅に削減する。このような工法は火力発電所の建設で実績が上がっており、現在の技術水準で、1000トン程度のモジュールに分割して輸送することが可能である。

3.4 工法簡素化

現地工事量を削減する方策として以下の採用を検討している。

- 1) 免震設計を全面的に採用し、プラント設備の標準化を達成する。
- 2) 在来炉では岩盤着床が基本となっているが、本原子炉では免震設計を採用していることから杭基礎の採用が可能である。
- 3) 更に、格納容器部分についてはSC他鋼構造を採用し、その上の部分については鉄骨／外板構造を採用する。

4. 低減速スペクトル炉心の適用性

大型 PWR に低減速スペクトル炉心を適用した場合の現在までの検討結果をまとめると以下のとおりである。

- 1) 燃料棒間隔を1mm程度まで縮小し、ブランケットを配置することによってボイド係数を負に保ったまま転換比を1程度まで上昇させることが可能である。
- 2) 冷却材として重水を使用すれば更なる転換比の向上が可能である。
- 3) 炉心の圧損が増大するがポンプの水頭を増加させることによって対応できる。
- 4) 大 LOCA 時、燃料棒間隔が1mm程度であれば再冠水時燃料からの除熱が可能である。

図2.7.7に、一体型 PWR に低減速スペクトル炉心を適用した場合の検討例を示す。適用性については以下のことが言える。

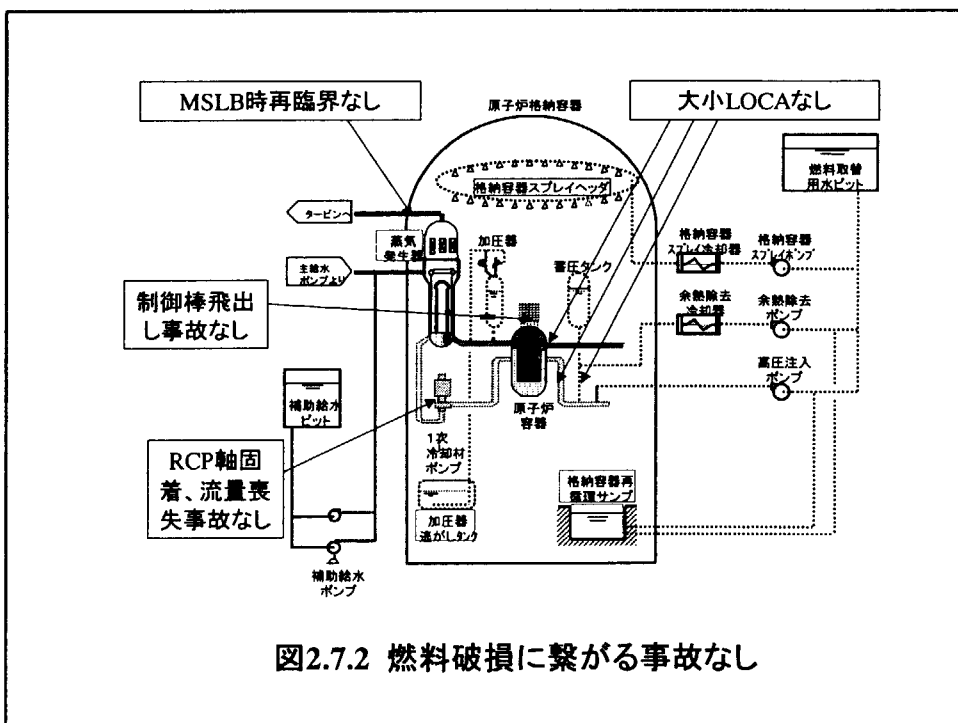
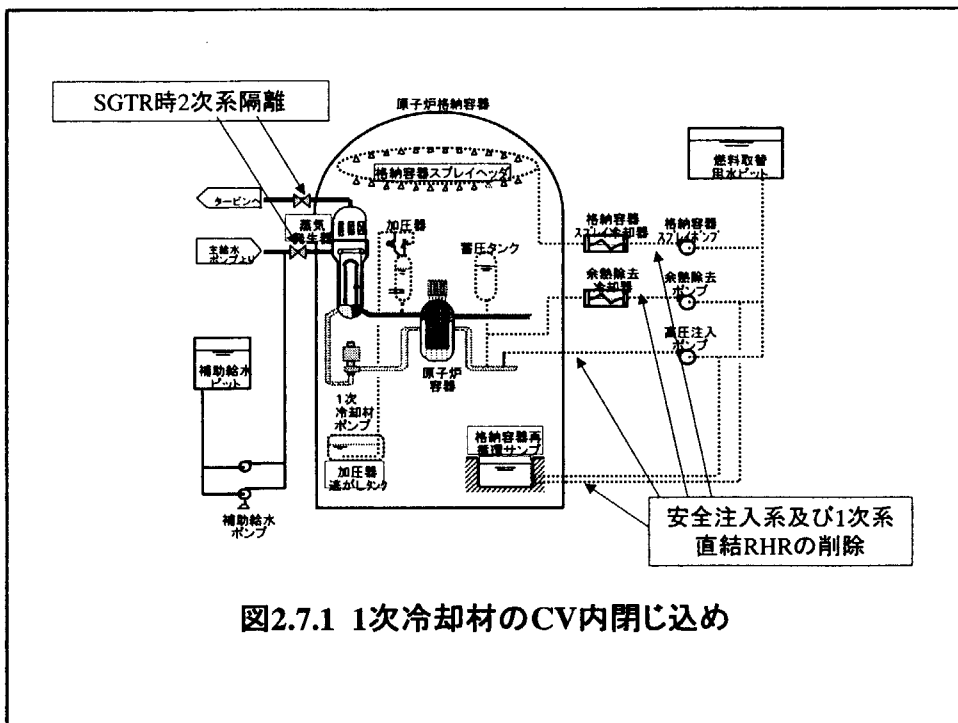
- 1) 炉心が小さくなるため、中性子の漏れが大きくなり、ボイド係数を負に保つのが容易になる。そのため、転換比は大型炉より大きく取れる可能性がある。
- 2) 1次冷却材は原子炉容器内に密閉されているため、重水の適用が容易である。そのため、さらに高い転換比の実現の可能性がある。
- 3) 設計上 LOCA を考慮する必要がないため、再冠水時の炉心冷却性を考慮する必要がない。

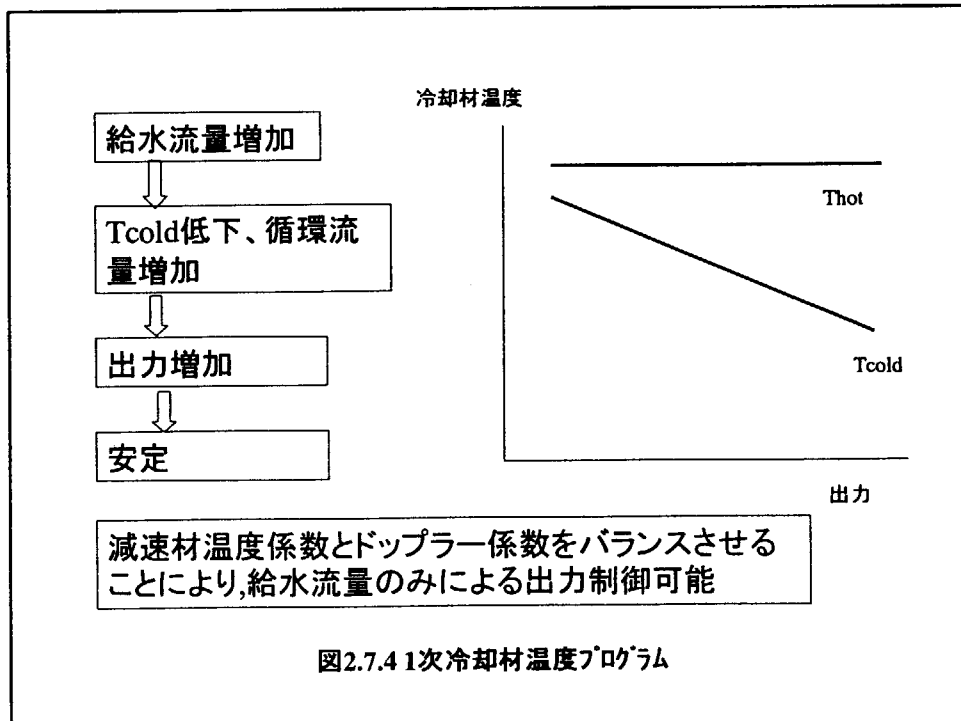
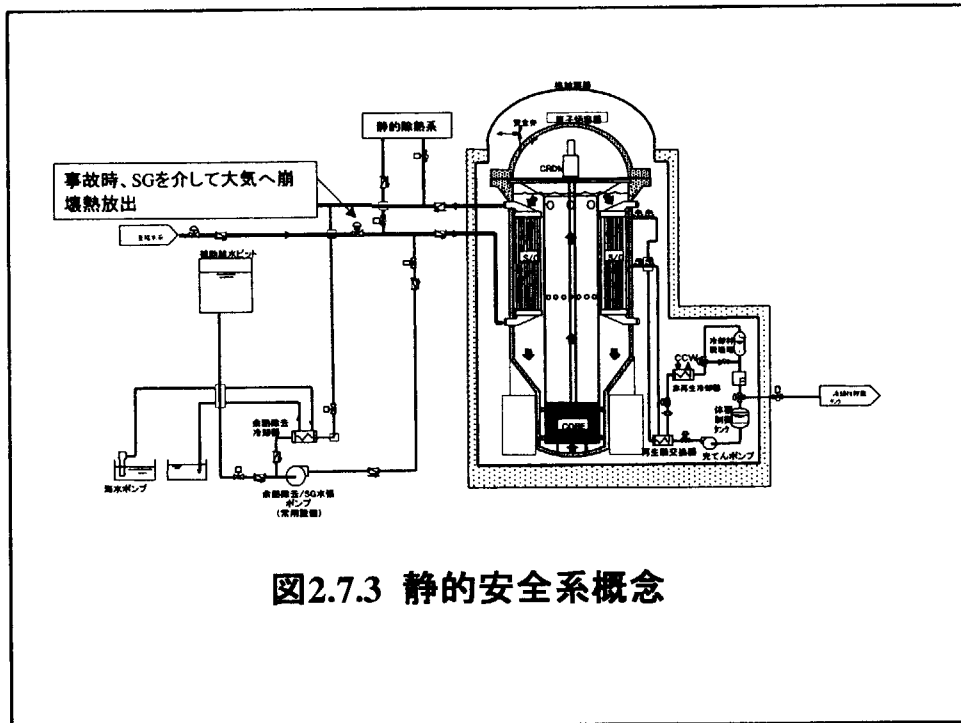
以上より、低減速スペクトル炉心は大型 PWR 炉より一体型 PWR の方が適用性がよいと考えられる。

5. まとめ

小型炉の特徴を生かした理想的な PWR として一体型 PWR の検討を開始し、現在までに以下の結果を得た。

- 1) 一体型 PWR では、1 次系、安全系等の主要系統の簡素化、格納容器小型化等により設備の大幅簡素化が達成できる。
- 2) 1 次冷却水の CV 外への漏洩の可能性や事故時燃料破損の可能性が排除できるため、安全性が大幅に向上する。そのため、運転保守の大幅簡素化の可能性もある。また、今後需要地近くに立地する必要がある場合でも大型炉より有利になる可能性がある。
- 3) 自己制御性が確保できるため、出力制御は給水流量のみによって可能である。したがって、出力デマンドへの対応が容易である。
- 4) 低減速スペクトル炉心の適用性は大型 PWR 炉より一体型 PWR の方がよい可能性がある。一体型 PWR では通常炉心と同等の安全性を確保しながら転換比を向上できる可能性がある。





• 長サイクル運転の限界

- 1バッチ燃料取替
- Gdによる反応度変化抑制



10年以上の連続運転可能

- 取出平均燃焼度～36GWd/t
- 3バッチ燃料取替では4年程度**
- 取出平均燃焼度～52GWd/t

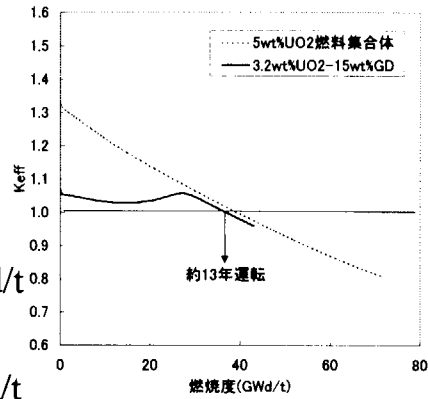


図2.7.5 運転期間

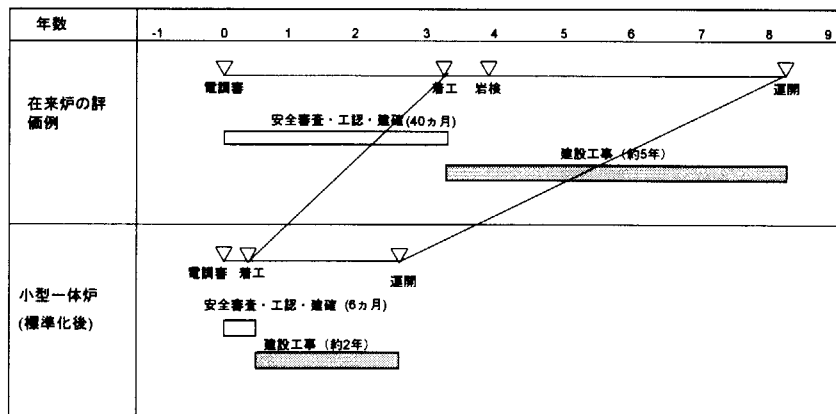
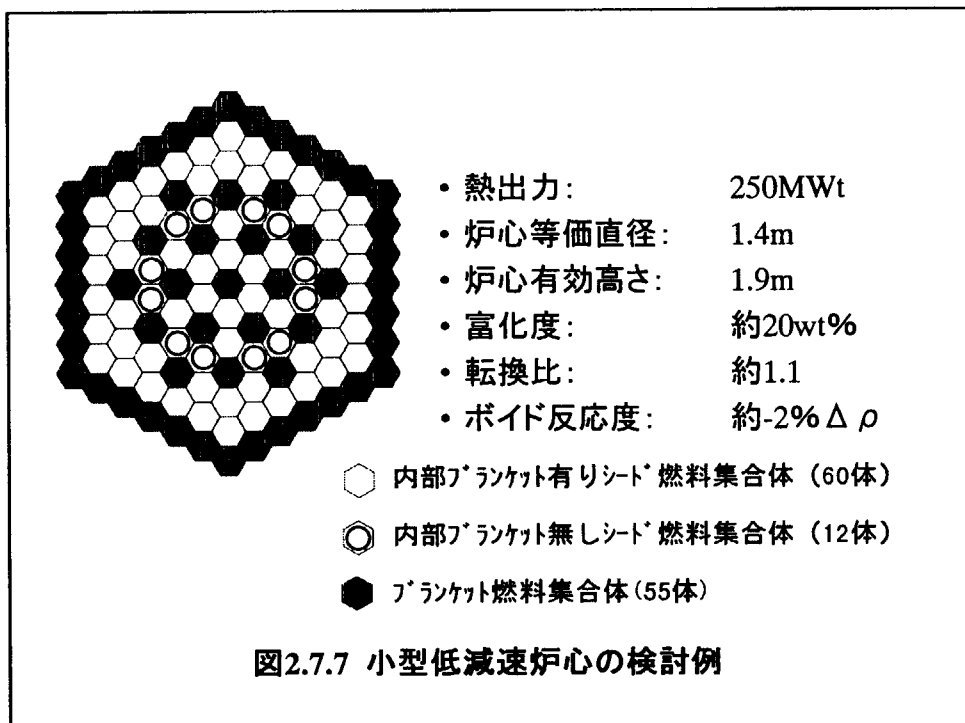


図2.7.6 建設期間



自立安全性を有する小型一体炉の開発について 牧原義明氏（三菱重工業）

Q：ご報告あった小型一体炉は自然循環炉、都市近郊立地を開発するだけでもすばらしい。さらに低減速スペクトル炉の要素を加えるのは、その後、段階的に進めればどうか。

A：熱中性子炉は経済性も含め、成立性を検討しているが、研究開発という意味ではあまり、検討要素が無い。現実的な炉と付加価値を付ける意味での将来的構想炉の両方を睨みながら検討を進めている。

Q：長期の自立安全性が強調されている。米国では *passive-safety* の考え方で最初の頃、議論があり、「3日間の自立安全性があれば、外部からの支援が得られ、必要なアクションはできる。」として、それ以上の自立性は要求していない。そのところとの関連を教えてください。

A：確かに、3日間あればかなり長期であり、必要なアクションはできると思う。報告した小型炉では、最初は潜熱による冷却、次は空冷でさらに長期に冷却が可能となる。これを使えば、人が全然関与しない自立安全性を有する原子炉が可能となる。このような自立安全性はこれまであまり検討されていない。

Q：自然循環空冷だとチムニーが必要ですが、高さはどれくらいですか。

A：最新検討ではチムニー高さは5m。当初は原子炉容器18mでチムニー高さは10m程度としていたが、原子炉容器を15mとして、チムニー高さも低減する検討をしている。

Q：都市近接立地の検討は良いと思うが、問題点は集団被ばく線量よりも、地盤の脆弱性と思う。これについてはどのように考えておられるか。

A：確かに、地盤の問題はある。第4紀層でさえ検討を要する。ハードルが高い。本命はバージ運搬(海上立地)と考えている。



2. 8 低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用

Utilization of Plutonium in Reduced-Moderation Water Reactors

岩村公道

Takamichi Iwamura

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

1. 原子力発電とプルトニウムを巡る動向

平成12年11月24日に策定された新原子力長計[2.8.1]では、我が国のエネルギー供給における原子力発電について、「エネルギー自給率の向上と安定供給に寄与するとともに、我が国の二酸化炭素排出量の削減に大きな役割を担っている原子力発電を引き続き基幹電源として最大限に活用していくことが合理的」と位置付けるとともに、「高速増殖炉及び関連する核燃料サイクル技術は、ウラン利用効率を飛躍的に高め環境負荷を低減させる可能性を有するものであり、将来のエネルギーの有力な選択肢を確保しておく観点から着実にその開発に取り組むことが重要」としている。

我が国においては、従来から核燃料リサイクル路線を基本政策として推進しており、再処理で回収されるプルトニウムを利用するためのナトリウム冷却高速増殖炉と核燃料サイクル技術の開発がなされてきた。しかしながら、高速増殖炉計画は当初予定より大幅に遅れており、その前途は必ずしも楽観できない状況である。従って今後ともにリサイクル路線に沿って原子力開発を着実に推進するためには、早急の実現性の高い代替技術の開発が必要である。

一方、前述の新原子力長計、資源エネルギー庁の総合エネルギー調査会報告書[2.8.2]及びこれを踏まえた平成9年1月31日の原子力委員会の決定[2.8.3]によると、我が国では使用済燃料の再処理を基本としつつ中間貯蔵も導入し、余剰プルトニウムを持たない政策を堅持するためプルサーマルを計画的かつ着実に進めるとしている。電気事業者においても、当面の方策としてプルサーマルを推進するとともに、軽水炉の利用が今後相当長期化する情勢に鑑み、実績のある軽水炉技術を最大限に活用して、使用済燃料貯蔵量の増大、余剰プルトニウムの活用等、核燃料サイクル上の中・長期的課題に対処しようとする動きが顕著となっている。

さらに国際的にも低減速スペクトル炉は注目されている。例えば米国の原子力研究イニシアティブ(NERI)計画[2.8.4]では、初年度に本炉の基本概念を利用した課題：「高燃焼度と燃料貯蔵の低減を目指した核拡散抵抗型 BWR 用六角形状稠密格子炉心の設計」(提案機関：BNL、協力機関：パーデュ大学、日立製作所)が採択された。NERI での研究は、日本が提案した低減速スペクトル炉の炉心をベースに、核拡散抵抗性の観点からプルトニウムトリウム燃料炉心を設計す

るものであるが、高燃焼度・長期サイクル運転などにより経済性向上を目指す点は本提案概念と共通である。さらに米国では、長期サイクル運転炉心、受動的安全性を具備した単純化設計、核廃棄物発生量の低減、経済性の向上などを目指した第4世代原子炉を国際共同で開発しようとの動きもある。特に核拡散抵抗性を向上させるための方策として提案されている超長期運転型原子炉を軽水炉で実現するには、転換比を高めるため低減速スペクトル炉と共通の炉心概念を採用することになる。このように、低減速スペクトル炉は将来の原子力技術の動向を先取りするものであり、国際的にも普遍性を有する革新的原子炉と言える。

日本原子力研究所では、原子力エネルギーの長期かつ安定的な利用を一層推進するため、軽水炉技術の高度化を極限まで追求し、原子力発電が直面する課題に対処するとともに、将来の核燃料サイクル上の広範囲なニーズに柔軟に対応できる低減速スペクトル炉の研究開発を実施している[2.8.5] [2.8.6]。本研究は、新原子力長計で原子力科学技術の多様な展開として指摘されている「将来のエネルギー安定供給の選択肢を与え、経済、社会のニーズに応えるための革新的な原子炉の研究開発」の一環として推進するものである。

2. 低減速スペクトル炉の特徴

低減速スペクトル炉とは、軽水炉において減速材としての水の割合を減らして中性子の減速を抑制し、高エネルギー領域の中性子を利用する原子炉である。図 2.8.1 に中性子スペクトルの比較を示す。低減速スペクトル炉の中性子エネルギーは高速増殖炉に近いが、低エネルギー成分も残存している。また、図 2.8.2 に示すように、減速材と燃料の体積比の減少とともに核分裂を起こしにくい U-238 から核分裂性の Pu-239 への転換比は増加する。低減速スペクトル炉では、このような高い転換比を活用することにより、プルトニウムの多重リサイクル利用、高燃焼度・長期サイクル運転、ウラン資源の利用効率向上等が可能となる(図 2.8.3)。

現行軽水炉でのプルサーマル方式と低減速スペクトル炉を使用した場合のリサイクルに伴う核分裂性プルトニウム含有割合の変化を図 2.8.4 に示す。プルサーマル方式ではウランからプルトニウムへの転換比が低いため、核分裂性プルトニウムの割合が燃焼とともに減少する。従ってリサイクルを繰り返すためには、プルトニウムの富化度を高めたり、ウラン炉心からのプルトニウムを追加したりする必要があるが、現実的には数回のリサイクルが限度である。一方、低減速スペクトル炉では、転換比が高いため燃焼によっても核分裂性プルトニウムの割合が減少せず、自らの使用済燃料を再処理して取り出したプルトニウムを使用することにより新炉心が構成できる。すなわち、ウラン炉心との共用を前提とするプルサーマル方式に対して、転換比が1を超える低減速スペクトル炉では自立した核燃料リサイクルが確立できる。

また低減速スペクトル炉では転換比が高いため、現行軽水炉に比べて燃焼に伴う反応度の低下が少なく、初期の余剰反応度が小さくても高燃焼度・長期サイクル運転が可能となる。この特徴を活用すれば、運転サイクル延長による設備利用率の向上及び定期検査の費用削減による経済性

の向上とともに、使用済燃料発生量の抑制に貢献できる。

3. 軽水炉によるプルトニウム利用方式の選択

軽水炉によるプルトニウムの効率的利用方法としては、中性子の減速を抑制し転換効率を上げた低減速スペクトル炉を用いる方法と、中性子の減速を促進（高減速化）して燃焼効率を上げる方式（フル MOX 炉）がある。いずれも MOX 燃料を軽水炉で使用する点は共通であるが、フル MOX 炉ではプルトニウム含有率が 5% 以下の低富化度燃料を使用し、現行軽水炉の燃料集合体をベースとしているのに対して、低減速スペクトル炉では 15% 以上の高プルトニウム富化度燃料を使用し稠密格子燃料集合体を採用するなど新技術を取り入れている点異なる。

以下では、両方式の長期的なプルトニウム利用戦略上からの優劣を比較する[2.8.7]。比較するシナリオとしては、プルトニウムの本格利用がなく現在の路線がそのまま継続するシナリオ（ブルサーマルと大間フル MOX 炉を含む）、フル MOX 炉の本格導入シナリオ、及び低減速スペクトル炉の本格導入シナリオである。いずれも導入に際しては再処理等の設備面からの制約は想定しない。なお、以下のシナリオにおいては、FBR の導入はないと想定している。また、原子力発電の設備容量としては、2050 年に 80GWe に達してその後は一定と仮定する。

図 2.8.5 に低減速スペクトル炉導入シナリオにおける発電設備容量の構成変化を示す。ここで低減速スペクトル炉の特性としては、転換比 1.01（サイクルロス 1%を考慮すると正味転換比は 1.0）、燃焼度 45GWd/t を仮定している。このように、低減速スペクトル炉は当初ウラン炉心からのプルトニウムを利用するため、燃料サイクル上完全に自立するには長期間を要し、当分の間は従来型軽水炉と共存することになる。

UO₂ 使用済燃料貯蔵量の推移予測（図 2.8.6）に見られるように、プルトニウムを本格利用しないと使用済燃料の蓄積量は 2020 年頃にはサイト内貯蔵量(12000 トン)を越え、2035 年頃には再処理工場内貯蔵(3000 トン)と中間貯蔵の実現見込み量(10000 トン)を含めた想定貯蔵量も越えてしまう。これに対して、フル MOX または低減速スペクトル炉を導入すると UO₂ 使用済燃料貯蔵量については大きな低減効果が期待でき、低減速スペクトル炉の方がより効果的である。

一方、図 2.8.7 に示すように、フル MOX 炉ではリサイクル利用に制限があるため MOX 使用済燃料貯蔵量が急増していくのに対して、多重リサイクルが可能な低減速スペクトル炉を導入すると MOX 使用済燃料貯蔵量の抑制効果が大きい。

また図 2.8.8 に示すように、プルトニウムの本格利用をしないシナリオでは分裂性プルトニウムの蓄積量が 2050 年には現在の 6 倍以上の 480 トンに達するが、フル MOX 炉または低減速スペクトルを導入すると 2050 年時点で 300 トン程度に抑制できる。さらに図 2.8.9 に示すように、低減速スペクトル炉では分裂性プルトニウムについては炉内蓄積割合が多く、使用済燃料内での蓄積量は他の方式に比べて少なくなる。このため核拡散抵抗性の観点から有利となる。

さらに長期的なウラン資源の有効利用の観点から比較すると（図 2.8.10）、原子力発電容量の上

限が 80GWe との仮定のもとでは、転換比がわずかに 1 を越える低減速スペクトル炉を導入すれば、天然ウラン積算消費量は 150 年後でも 100 万トン以下となり、長期にわたるエネルギーの安定供給が期待できる。一方、当然ながらフル MOX 炉では天然ウランの節約効果が小さいので、超長期的なエネルギー供給源とはなり得ない。

以上のシナリオ分析より、軽水炉によるプルトニウム利用方式として、フル MOX 炉は当面の余剰プルトニウムを消費するため有効であるが、我が国において原子力発電による電力供給を持続的かつ安定的に確保するためには、低減速スペクトル炉の開発が極めて有効であることは明らかである。特に低減速スペクトル炉は実績のある軽水炉技術に立脚しており、今後の軽水炉技術開発やコスト削減の成果をそのまま取り入れることが可能で、ナトリウム冷却方式に比べると比較的短期間、低コストで開発できる。また、原子力を長期的に利用する以上不可欠であるプルトニウムリサイクル技術を早期に確立することは、使用目的のない余剰プルトニウムを保有しないことを前提とした我が国の原子力技術体系を完成させる上で、大きな意義を有する。

4. 研究開発計画

原研では平成 9 年度から低減速スペクトル炉の炉心概念の検討を開始した。図 2.8.11 に実用化までの概略スケジュールを示す。研究開発段階としては 2010 年までを成立性確認研究と位置付け、炉心・システム概念の構築、核的及び熱的成立性を実証する。その後約 10 年間で技術確立研究として燃料サイクル技術及び材料・燃料技術等の研究開発に長時間を要する基盤技術を確立し、燃焼特性試験を実施して、2020 年代での実用化に目途をつける。

成立性確認研究段階においては以下の研究開発を実施する。

① 炉心及び原子炉システム設計

安全性の確保を前提として転換比等の炉心性能の画期的向上を目指した炉心概念を創出し、社会的ニーズに適合した最適炉心概念の構築を行う。本炉は基本的には軽水炉システムに準拠しているが、炉心の稠密化、ポイド反応度係数の相違等、炉心の熱流動的及び炉物理的特性が変化するので、通常運転時及び事故時の安全性を確認するとともに、必要に応じて安全設備の変更、受動的安全システムの採用等、原子炉システムの改良設計を実施する。

② 核特性の実験的検証

本炉は核的特性が現行軽水炉と異なるとともに、転換比、ポイド反応度係数等の設計マージンが小さいため、設計の詳細化を進めるためには臨界実験によって核的特性を検証する必要がある。このため、高速炉臨界実験装置(FCA)及び軽水臨界実験装置(TCA)を用いて低減速スペクトル炉を模擬した体系による臨界実験を実施する。また核設計手法の高精度化を行う。

③ 熱流動特性の実験的検証

熱流動的成立性を確認するためには、稠密炉心形状における限界熱流束データ及び冷却材喪失事故等の事故時炉心冷却特性データの取得が必要となる。このため、既存の大型試験装置を活用

した熱流動実験を実施する。また熱水力設計手法の高度化を行う。

④ 材料の研究開発

高エネルギー中性子の照射等、軽水炉とは異なる環境下での原子炉容器材料の脆化の研究、照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 対策等を考慮した構造材料等の検討を行う。

⑤ 燃料の研究開発

高燃焼度燃料に適合できる被覆管材料を開発するとともに、高富化度MOX稠密格子燃料集合体の高エネルギー領域での照射時挙動の解析的検討を実施する。

⑥ 燃料サイクル技術との整合性検討

本炉はMOX燃料のリサイクル利用を前提としており、その実現には、MOX燃料製造・再処理等の燃料サイクル上の技術的課題を解決することが前提となる。従って実用化の可能性を判断するためには、燃料サイクル技術上の要件を明確化するとともに、将来のエネルギー需要動向を考慮した導入シナリオを確立する。

技術確立段階においては、稠密格子燃料集合体を開発して照射特性及び安全性を確認する。特に本炉は、燃料集合体形状、冷却条件、核的特性等、現行軽水炉とは異なる炉心特性を有するため、その実用化に際しては炉心燃焼特性データの取得が不可欠である。このため、炉心燃焼特性試験が実施できる施設により試験を行う。

5. 研究開発の現状

(1) 炉心設計研究

低減速スペクトル炉については炉心の概念創出研究を先行して実施した。炉心設計においては、安全性確保のための負のボイド反応度係数と、これとトレードオフの関係にある転換比向上の要求を同時に達成する点に困難さがある。このため、燃料棒の稠密配置と炉心の短尺化を基本としつつ、劣化ウランで構成されるブランケットの有効活用、燃料棒の太径化、ストリーミングチャンネルの挿入などの複数の概念を組み合わせて炉心を構成した。また、BWR型炉においてはボイド率の増加、PWR型炉においては重水の利用など、炉心性能向上を図るための設計変更も検討した。この結果、これまでにBWR型炉3炉型[2.8.8]、PWR型炉2炉型[2.8.9]の概念を創出した[2.8.10] [2.8.11]。表2.8.1にこれらの設計例の主要諸元を示す。このうち、扁平二重炉心を採用して高転換比を追求したBWR型炉概念を図2.8.12に、ABWR燃料集合体との互換性を目指してブランケットの無い単純炉心を採用したBWR型炉概念を図2.8.13に、シード・ブランケット燃料集合体を採用して軽水冷却でプルトニウムのリサイクルが可能なPWR型炉概念を図2.8.14にそれぞれ示す。

今後は、これらの概念検討結果について、燃料サイクル上の課題、経済性、既存技術との連続性等の観点から総合評価を実施して、社会的なニーズに最も適合した炉心概念を摘出し、研究開

発資源を集中すべき低減速スペクトル炉の基本炉心概念を構築する。

(2) システム設計研究

低減速スペクトル炉は軽水炉技術に基づいているため、原子炉システムについては軽水炉の経験がそのまま活用できる。将来の軽水炉としては新規立地の制約とスケールメリットの点から大型炉を指向する動きがあるが、一方ではモジュール化による建設費の低減、投資リスクの低減、受動的安全性の大幅導入による安全性向上の余地、需要地近接立地の可能性、開発途上国を含む世界的な展開性等の観点から小型炉導入のメリットも見直されつつある。低減速スペクトル炉の炉心は大型炉でも小型炉でも適用可能であり、社会的ニーズに応じた柔軟な導入が可能である。

大型炉については、既に実用化している ABWR あるいは APWR の原子炉システムを利用するのが合理的である。図 2.8.15 に高転換比 BWR 型炉心を ABWR システムに組み込んだ場合の例を示す。このように現在設計を進めている低減速スペクトル炉の炉心は既存の大型軽水炉のシステムに適合することを特徴としている。ただし、集合体形状、制御棒数、炉心の横幅等の面で、現行軽水炉の圧力容器をそのままでは利用できない場合もある。また特に PWR 型炉については、冷却材喪失事故時の炉心冷却を確実にするため、緊急冷却システムの増強が必要となる可能性もある。従って、大型低減速スペクトル炉の設計においては、基本的には現行炉技術に準拠するものの、原子炉設計の一部については変更があり得るので、システム解析により安全性を十分確認しつつ設計を進める必要がある。

一方、小型炉については、受動的機器の採用や自然循環の利用等コストダウンに効果が大きい新技術を積極的に活用した革新的な炉型を採用するのが適当である。特に出力規模の小さい小型炉を早期に導入し、低減速スペクトル炉の性能を実証することの意義は大きい。図 2.8.16 に低減速スペクトル炉心を有する電気出力 30 万 KW の自然循環 BWR の圧力容器構造の例を示す。

(3) 炉物理及び熱流動実証試験研究

燃料棒間隔が狭い稠密炉心を採用し、高エネルギー中性子スペクトル領域で運転する低減速スペクトル炉の成立性を確認するためには、炉物理及び熱流動に関する実証試験が必要である。原研では図 2.8.17 に示すような TCA 及び高圧水熱流動実験装置を用いた実証試験を計画している。

TCA による MOX 燃料臨界実験については、施設改造及び燃料の仕様を含む実験計画を策定した[2.8.12]。今後の課題としては、施設改造に関する許認可の取得及び MOX 燃料の製造がある。これと並行して、早期に低減速スペクトル炉の核設計手法の検証を行うため、FCA を用いて中性子スペクトルを模擬した体系での臨界実験計画の検討も進めている。今後は FCA と TCA のそれぞれの機能を有効に活用して炉物理的性能の確証試験を実施する。

熱流動的性能確証については、これまでに 7 本ロッド体系での限界熱流束実験を実施し、一部のデータを取得した[2.8.13]。今後はさらに形状及び流動条件を正確に模擬した体系での除熱限界に関する実験を進めるとともに、稠密体系での限界熱流束予測手法を確立する。また、低減速スペクトル炉の運転性能、事故時冷却性能等を確認するための実験も行う。将来的にはさらに大規

模な体系（37本ロッド）での限界熱流束実験も計画している。

（４）その他の研究について

４．で述べた研究開発項目のうち、平成13年度からは新たに燃料の照射時挙動の解析、MOX燃料再処理技術の検討等を開始する。さらに炉心の燃焼特性試験を実施するための試験炉についても基本的な検討を進める。

6. 研究開発体制

低減速スペクトル炉については図2.8.18の開発体制に示すように、原研独自の研究を軸として、外部機関との連携・協力を進めてきた。

外部機関との連携については、平成10年度より（株）日本原子力発電との共同研究「低減速スペクトル炉心の研究」を開始している。本研究ではフェーズ1として平成11年度までに炉心概念の検討、核及び熱水力設計手法の改良等を実施した[2.8.11]。さらに平成12年度から14年度までをフェーズ2として、炉心概念の詳細検討、臨界実験検討、熱流動実験等を実施している。また、平成11年度からは、核燃料サイクル開発機構と実用化戦略調査研究に関する研究協力取り決めに締結し、その一環としての水冷却炉の検討を共同で実施している[2.8.14]。

さらに、平成12年度に（財）エネルギー総合工学研究所が経済産業省の資金を受けて実施した「革新的実用原子力技術開発提案公募事業」に、原研、原電、日立、東工大の4機関が連携して「受動的安全性を具備した低減速軽水炉に関する技術開発」のテーマで応募し、採択された。本提案事業は、これまで実施してきた低減速スペクトル炉の研究を小型受動的安全炉システムに適用するものである。

原研は我が国を代表する原子力総合研究機関として、革新的原子炉の開発においても指導的役割を果たすことが求められており、低減速スペクトル炉をその中核的課題と位置付けている。原研では今後とも産業界、研究機関、大学等の外部機関と密接に連携を図り研究開発を進める。

参考文献

- 2.8.1. 原子力委員会：原子力の研究、開発及び利用に関する長期計画（平成12年11月24日）（2000）。
- 2.8.2. 総合エネルギー調査会原子力部会中間報告書（平成9年1月14日）（1997）。
- 2.8.3. 原子力委員会決定：当面の核燃料サイクルの具体的な施策について（平成9年1月31日）（1997）。
- 2.8.4. 岩村公道、他：NERI (Nuclear Energy Research Initiative) 計画で採択された研究課題の概要、JAERI-Review 99-017 (1999)。
- 2.8.5. 岩村公道：日本原子力研究所における将来型軽水炉の研究開発、原子力 eye, Vol.46, No.1, pp.19-23 (2000)。

- 2.8.6. 岩村公道、他：低減速スペクトル炉の研究、JAERI-Research 99-058 (1999).
- 2.8.7. 石川信行、他(編)：第3回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書 2000年3月3日、東海研究所、東海村、JAERI-Conf. 2000-010 (2000).
- 2.8.8. Okubo, T., et al., "Conceptual designing of Reduced-Moderation Water Reactors (1) – Design for BWR-type Reactors-", Proceedings of ICONE 8, #8422 (2000).
- 2.8.9. Hibi, K., et al., "Conceptual designing of Reduced-Moderation Water Reactors (2) – Design for PWR-type Reactors-", Proceedings of ICONE 8, #8423 (2000).
- 2.8.10. Iwamura, T. et al., "Conceptual Desing Study on Reduced-Moderation Water Reactors (RMWRs), Proceedings of PBNC-2000, 1419-1430, Seoul (2000).
- 2.8.11. 将来型炉研究グループ、他：低減速スペクトル炉心の研究—平成10～11年度報告書—、JAERI-Research 2000-035 (2000).
- 2.8.12. 嶋田昭一郎、他：TCA を用いた低減速スペクトル炉臨界実験計画、JAERI-Research 2000-026 (2000).
- 2.8.13. 新谷文將、他：低減速スペクトル炉の研究(9) —稠密格子体系の限界熱流束実験—、日本原子力学会「2000年春の年会」、愛媛大学 (2000).
- 2.8.14. 神山健司、他：水冷却増殖炉の検討、JNC TN9400 2000-064 (2000).

表 2.8.1 低減速スペクトル炉の主要諸元

項目		高転換比 BWR 型炉	長期サイクル BWR 型炉	ブランケット無し BWR 型炉	重水冷却 PWR 型炉	軽水冷却 PWR 型炉
炉型		BWR	BWR	BWR	PWR	PWR
電気出力 (MWe)		1356	1356	1356	1000	1000
燃料配列		三角	三角	四角	三角	三角
集合体形状		六角	六角	四角	六角	六角
燃料棒間隔 (mm)		1.3	1.3	1.0	1.0	1.0
炉心高さ (m)	全体	1.105	2.6	2.6	2.3	2.7
	MOX 部	0.4	1.6	2.6	1.1/1.6	2.0/2.3
炉心外接直径 (m)		7.6	5.9	5.4	4.9	6.3
転換比 (Puf 残存比)		1.05	1.02	1.01	1.02	1.04
Puf 富化度 (wt%) (MOX 部)		18	9.8/11.3	6.9	16.5	17.8/ 19.8
燃焼度 (MWd/t)	ブランケットを含む全 炉心	45	39	26	21	19
	上下及び径ブラン ケットを除く炉心部	60*	61	26	54	33
運転サイクル (EFPM)		24	22	13	15	24
Puf インベントリ (t)		14.1	16.3	17.3	10.1	13
ポイド反応度係数 ($10^{-4} dk/k/\%void$)		-0.5	-1.5	-1.4	-1.0	-1.5
被覆管		Zry	SUS	Zry	SUS	Zry
制御棒		Y 字/ 円柱	Y 字	十字	クラスター	クラスター
平均ポイド率 (%)		70	60	50	—	—

* 内部ブランケットを含む

低減速スペクトル炉とは？

減速材である水の割合を減らして中性子の減速を抑え、
 現行軽水炉に比べて中性子エネルギーの高い領域で運転する炉

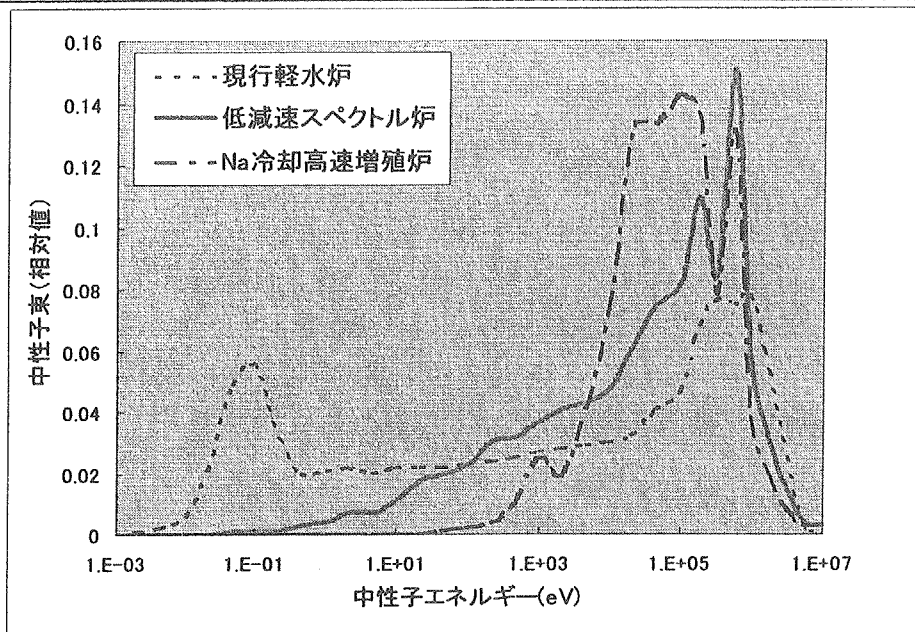


図 2.8.1 低減速スペクトル炉と現行軽水炉、高速炉との中性子スペクトルの比較

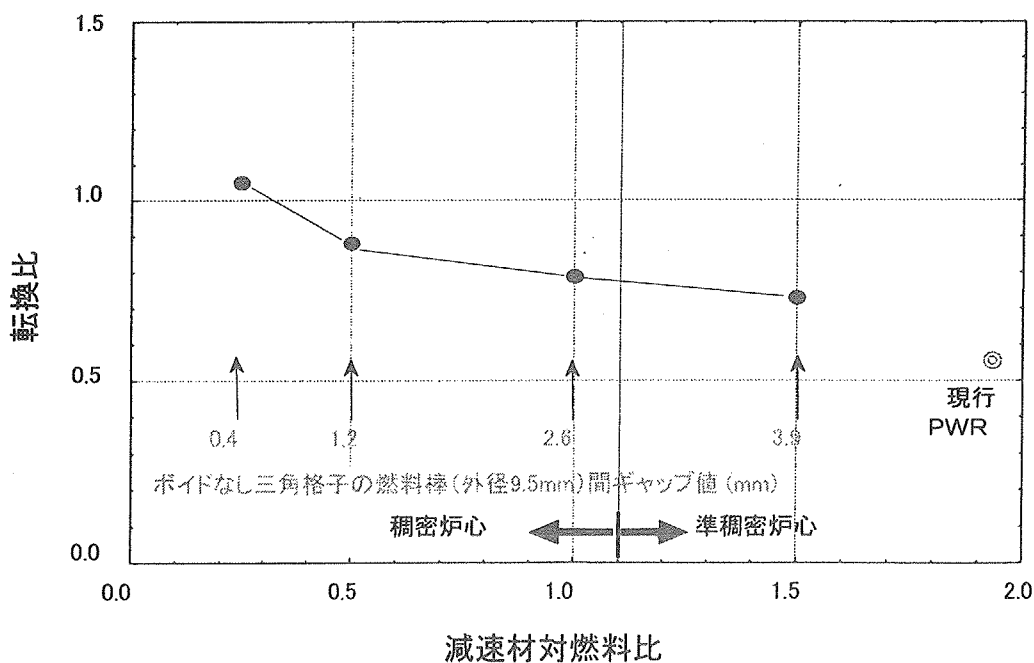


図 2.8.2 軽水減速炉心の転換比と減速材対燃料体積比の関係（ブランケットなしの場合）

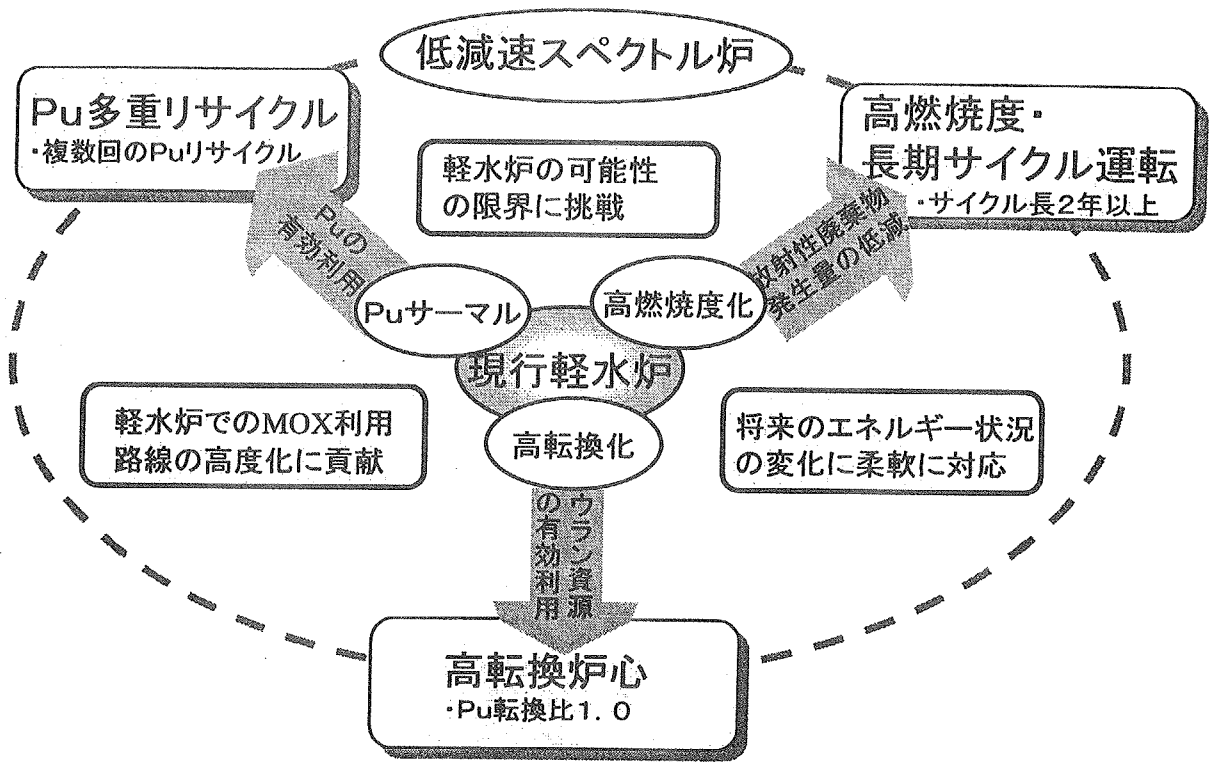


図 2.8.3 低減速スペクトル炉が拓く軽水炉の将来像

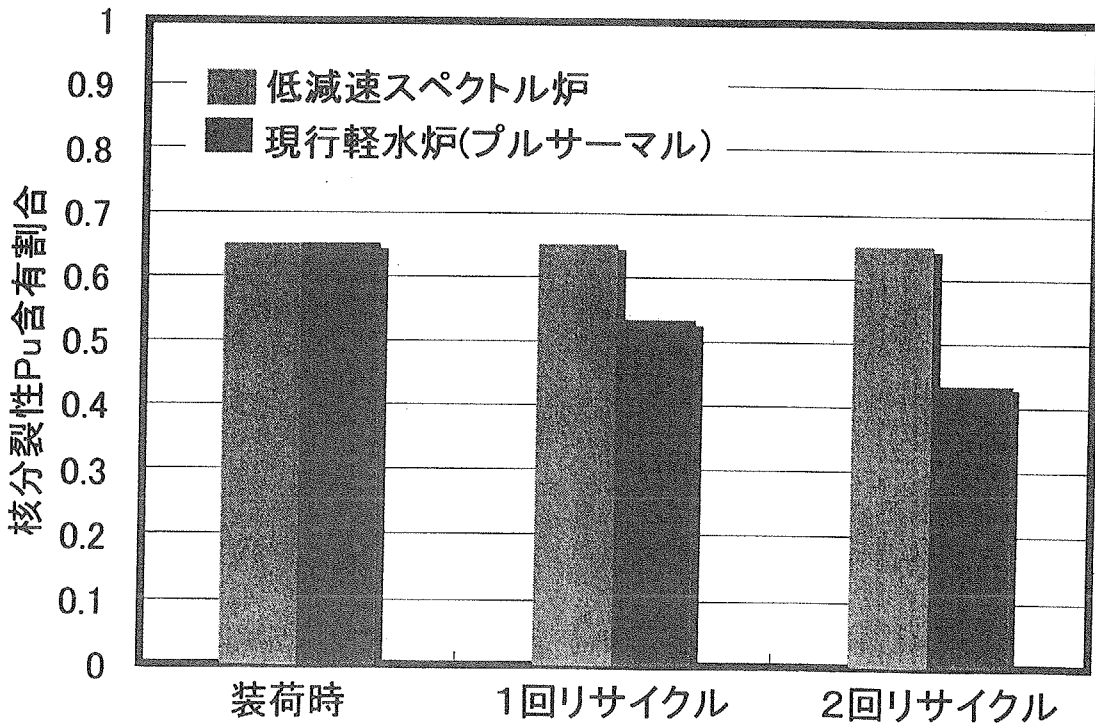


図 2.8.4 核分裂性プルトニウム含有割合のリサイクルに伴う変化

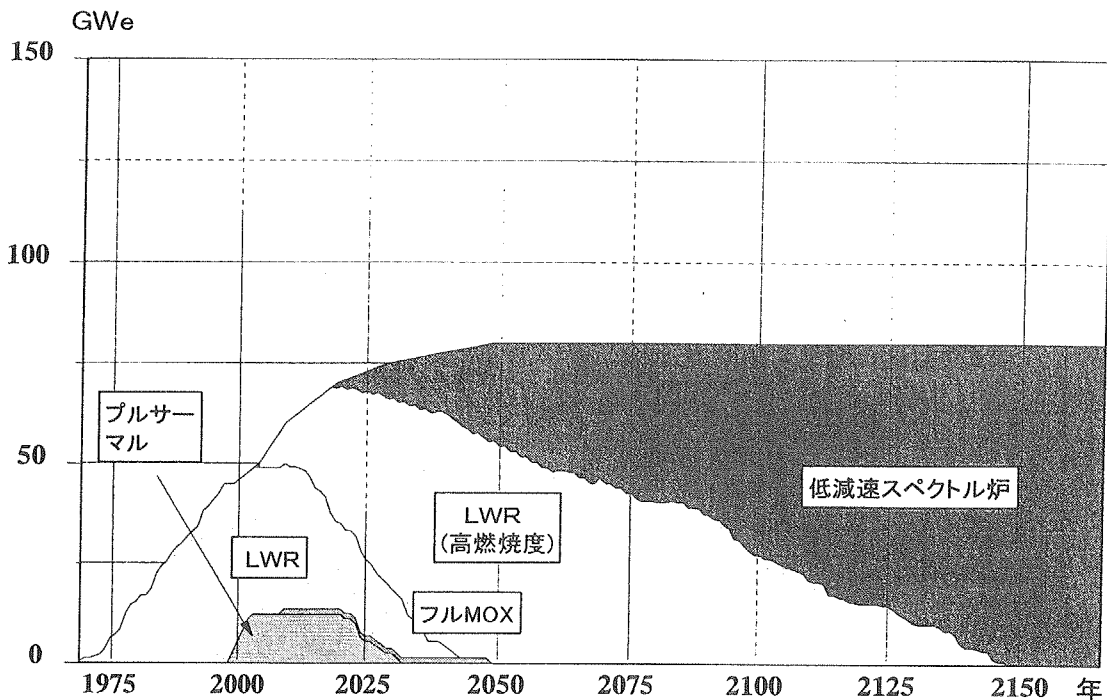


図 2.8.5 低減速スペクトル炉導入シナリオの発電設備容量の構成 (FBRの導入がない場合)

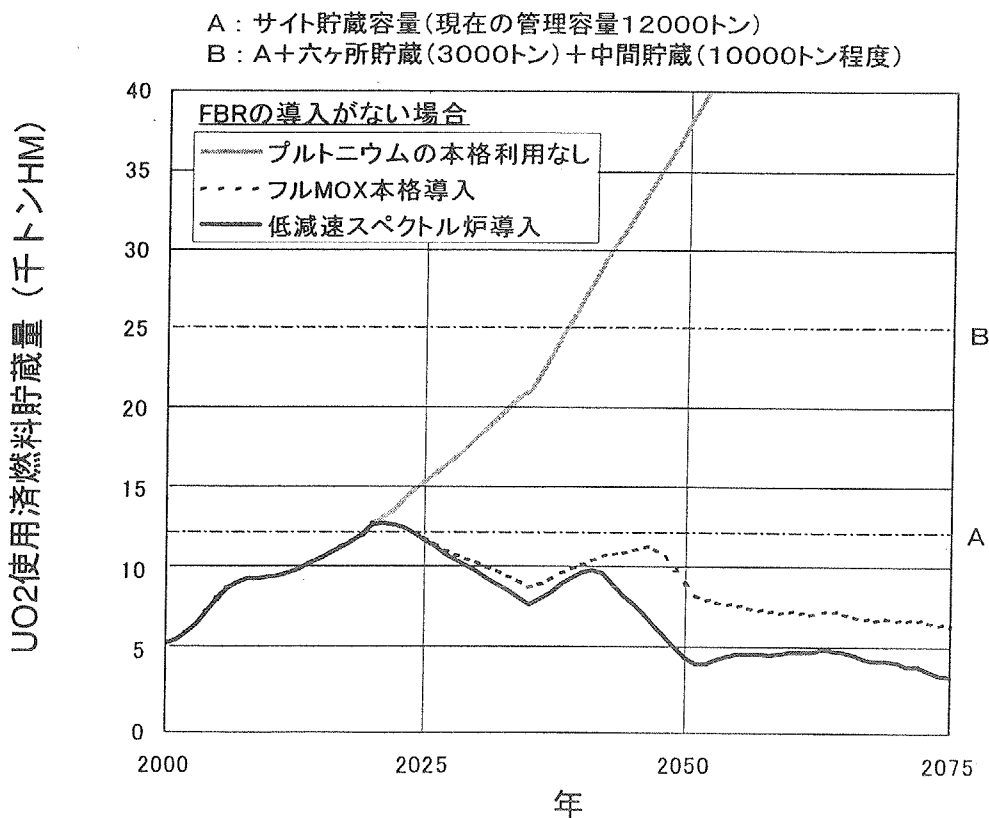


図 2.8.6 UO₂ 使用済燃料貯蔵量の比較

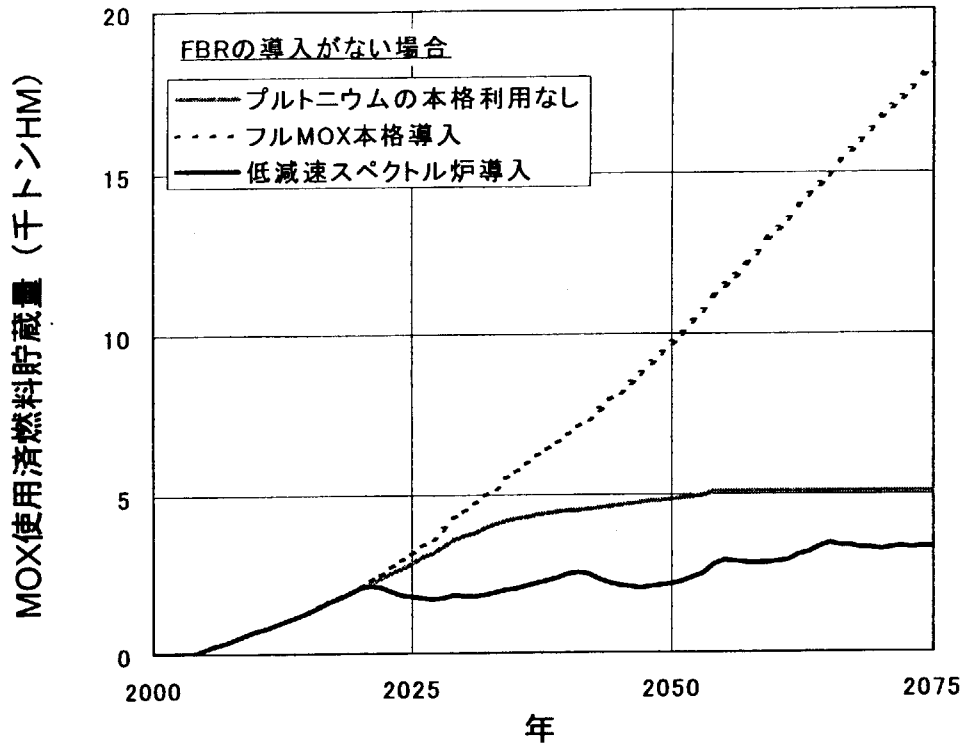


図 2.8.7 MOX 使用済燃料貯蔵量の比較

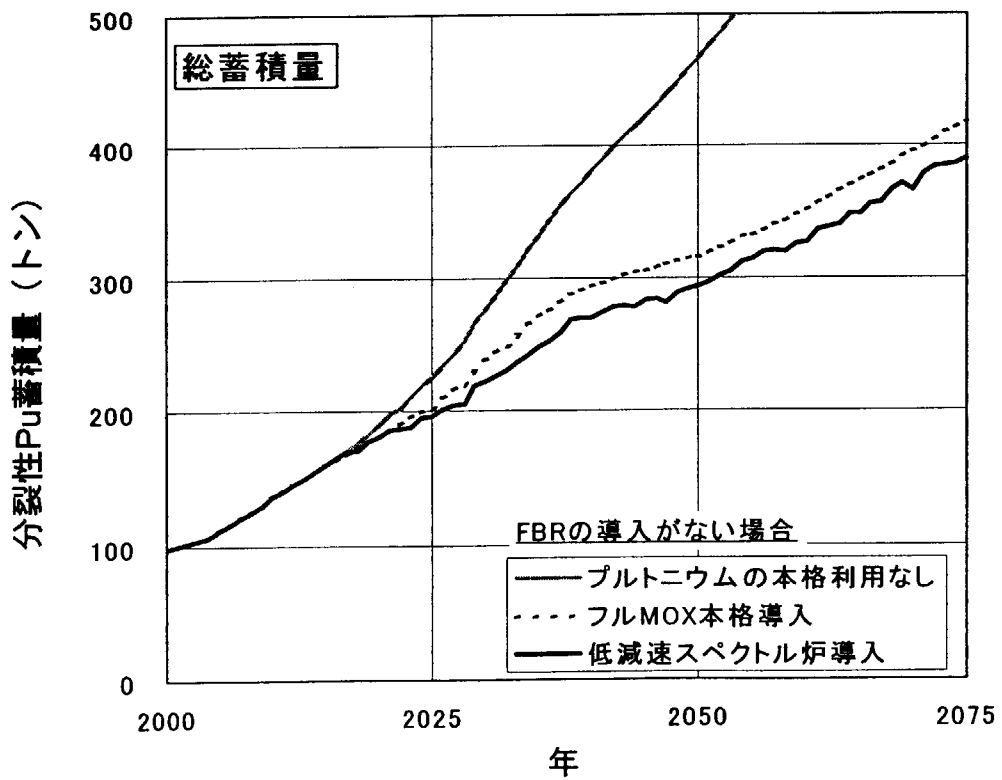


図 2.8.8 分裂性プルトニウムの総蓄積量の比較

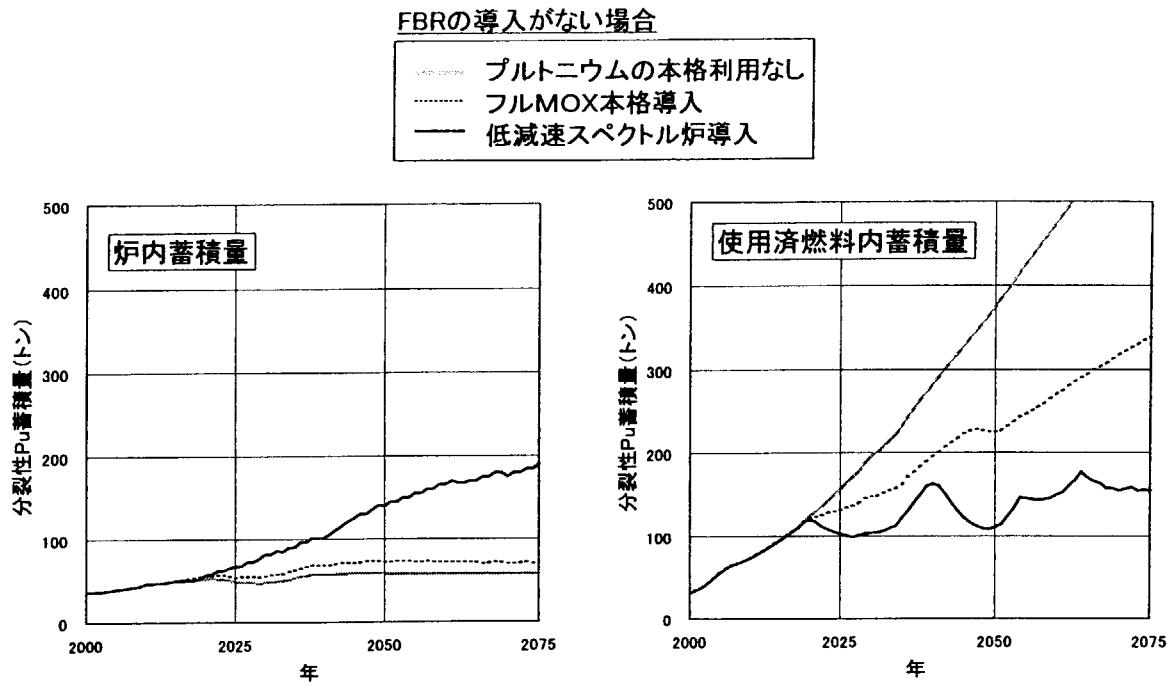


図 2.8.9 分裂性プルトニウムの炉内及び使用済燃料内蓄積量の比較

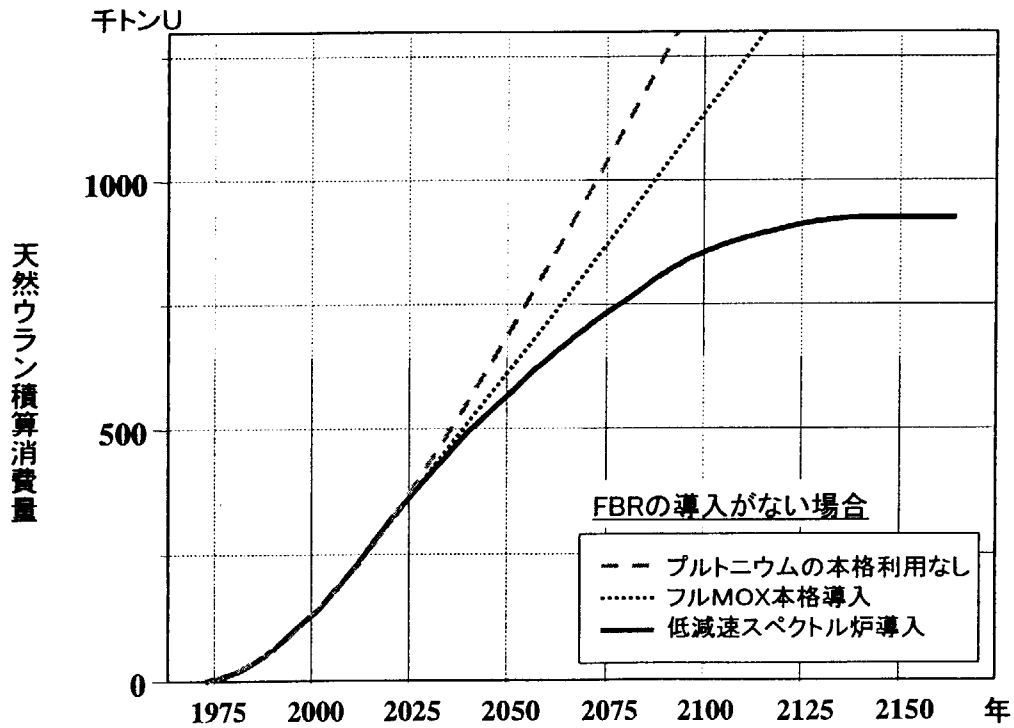


図 2.8.10 天然ウランの積算消費量の比較



図 2.8.11 低減速スペクトル炉研究開発スケジュール

- ウラン資源の有効利用と高燃焼度・長期サイクル運転を目指した炉心
- 扁平二重炉心を採用

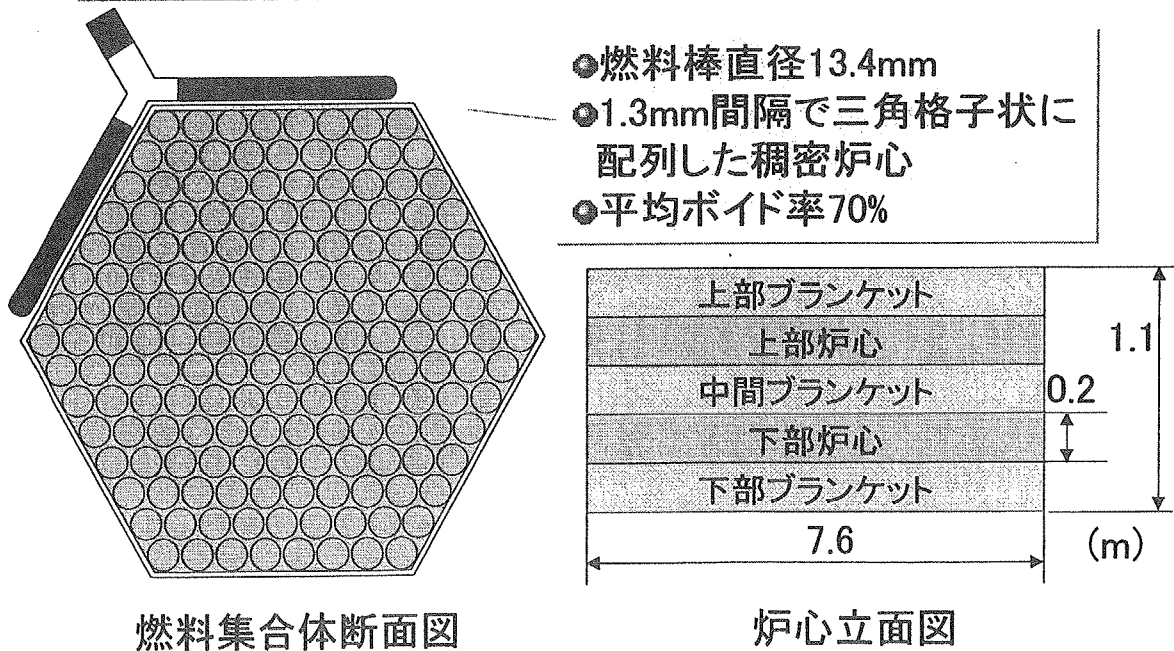
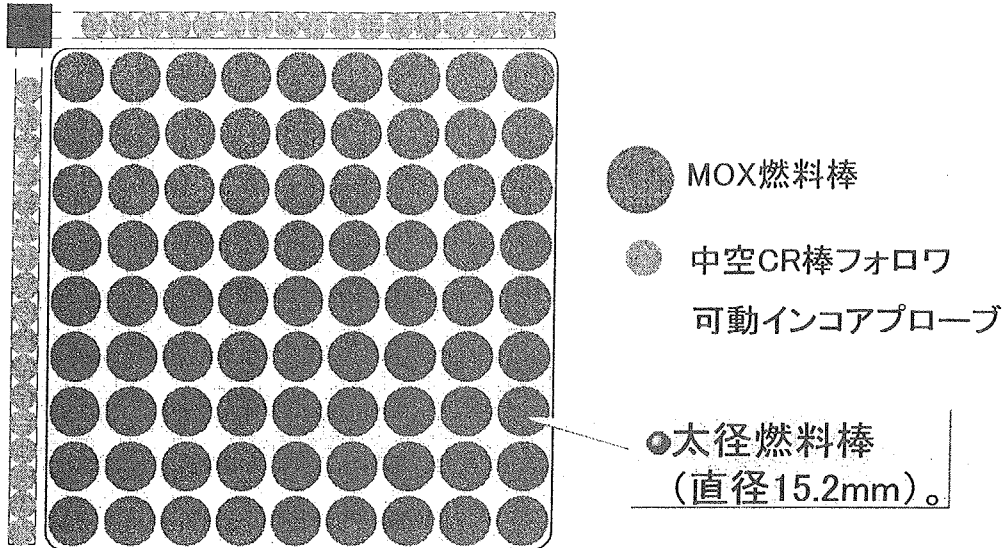


図 2.8.12 低減速スペクトル炉心の例 (1) -高転換比 BWR 型炉-

- ABWR燃料集合体をベースとした炉心
- ブランケット無しの単純炉心を採用



燃料集合体断面図

図 2.8.13 低減速スペクトル炉心の例 (2) - ブランケット無し BWR 型炉心 -

- Pu多重リサイクルを行うPWR炉心
- シード・ブランケット燃料集合体を採用

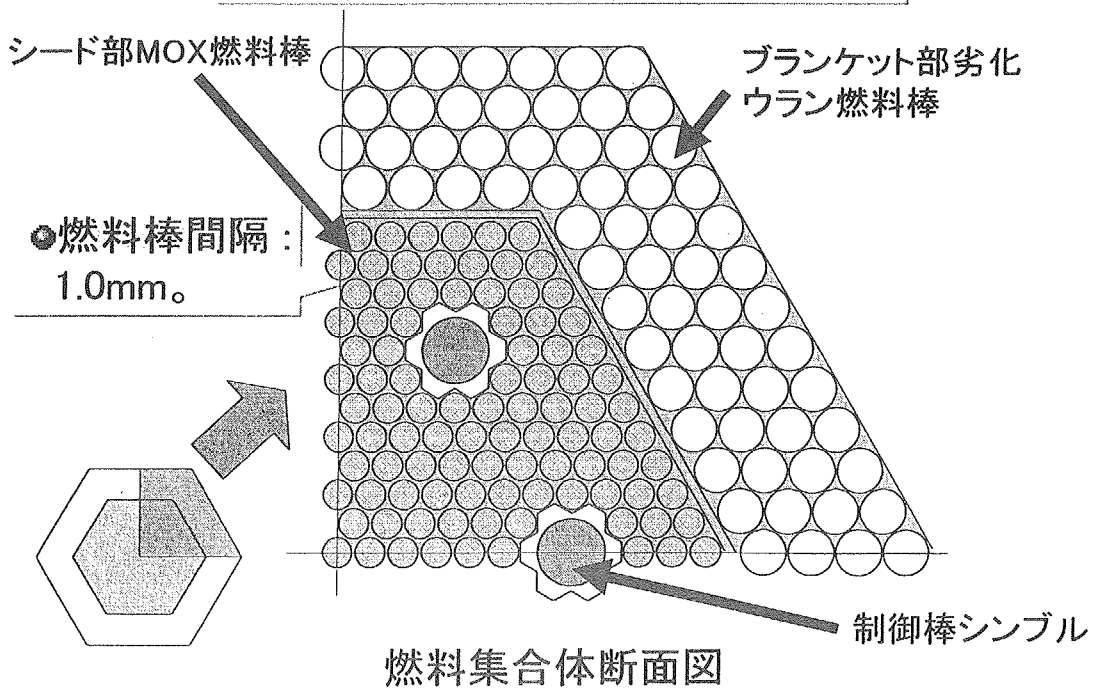


図 2.8.14 低減速スペクトル炉心の例 (3) - 軽水冷却 PWR 型炉心 -

ABWRシステム

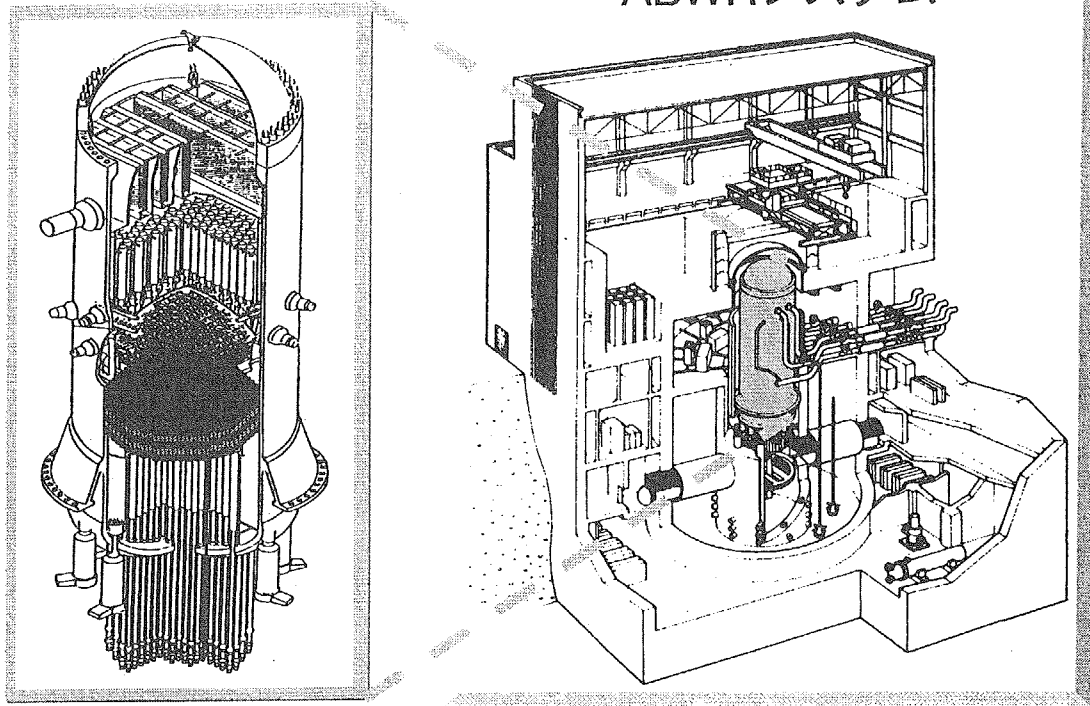


図 2.8.15 大型低減速スペクトル炉のシステム概念

原子炉システムの特徴

- ・電気出力300MWe
- ・自然循環BWR
- ・受動的格納容器冷却システム

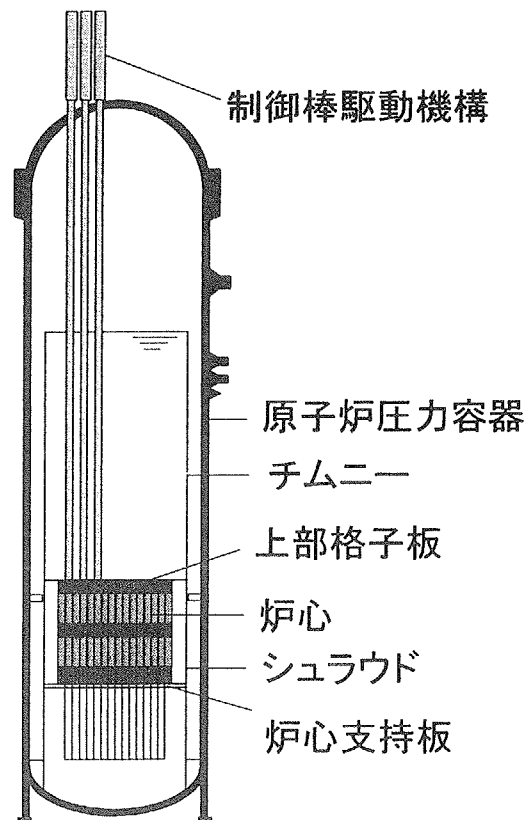
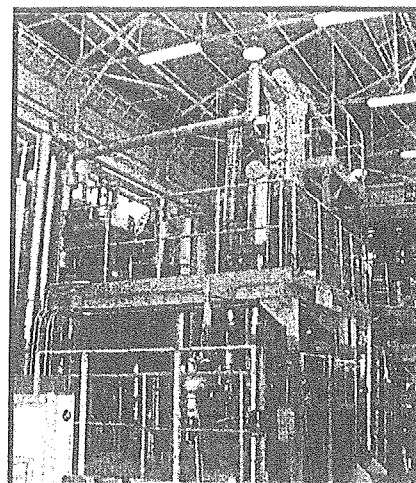
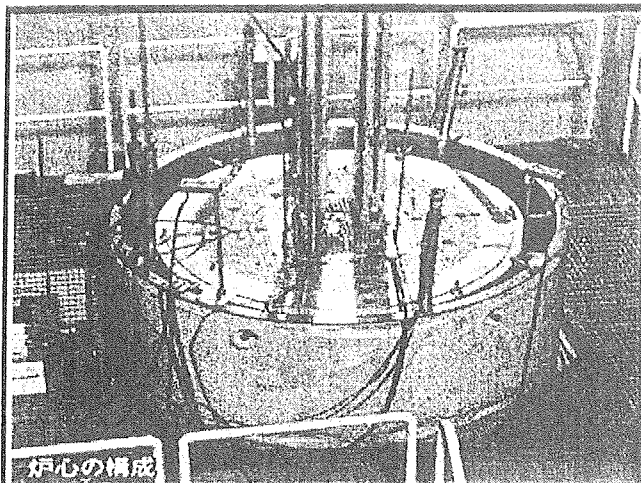


図 2.8.16 小型低減速スペクトル炉の圧力容器概念

軽水臨界実験装置(TCA)

高圧水熱流動実験装置



- 炉物理実験 -

- 熱流動実験 -

- 低減速スペクトル炉心の性能の確認
- 稠密な炉心の安全性の確認

図 2.8.17 炉物理実証試験及び熱流動実証試験装置

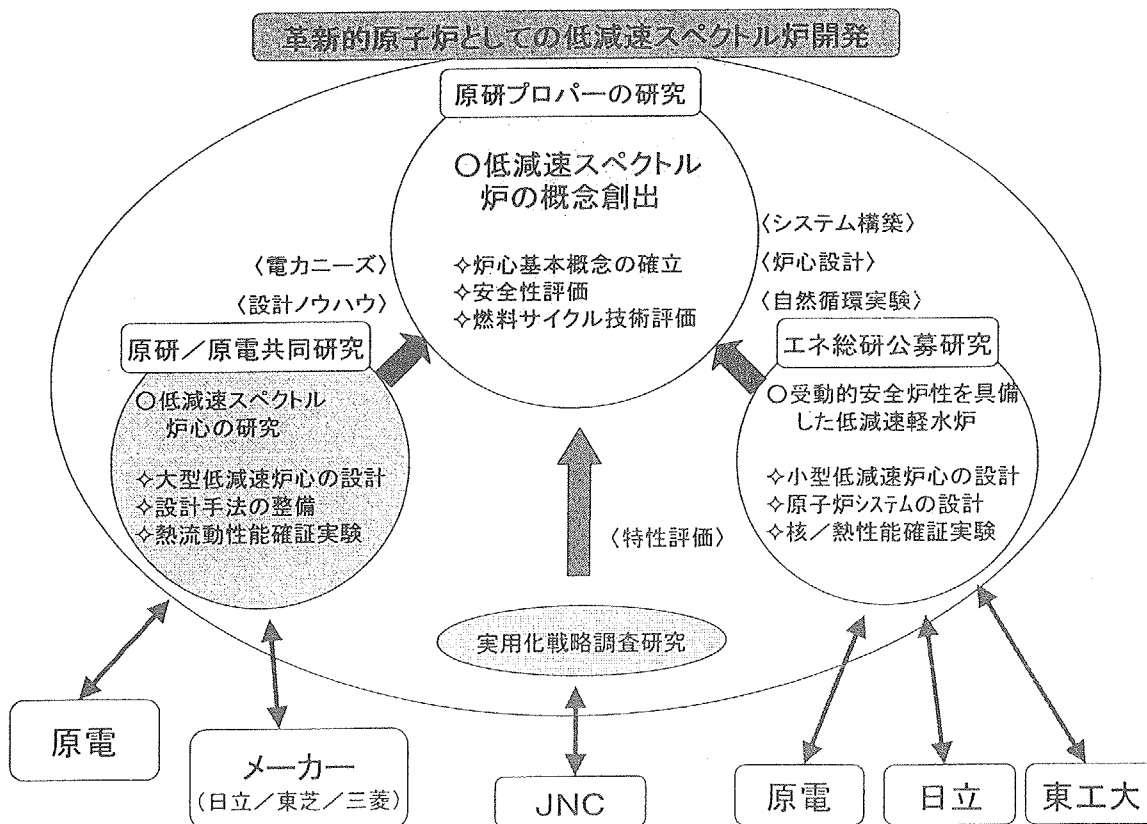


図 2.8.18 低減速スペクトル炉の開発体制

低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用 岩村公道氏 (原研)

Q: 低減速スペクトル炉と full-MOX 炉との長期的比較をしている。説明では、FBR 導入については考えていないとのことであったが「FBR の位置づけ」について補足説明が必要ではないか。また、「小型炉への適用に対する考え方」も整理が必要と思う。

A: 「FBR の位置づけ」については発表の中では触れなかったが、FBR がなかなか建設できない場合のオプションとして、低減速スペクトル炉と full-MOX 炉との長期的比較をしている。FBR を戦略外に置いたのではなく、FBR が建設出来る場合には別途長期的な検討をするという位置づけである。また、「小型炉」については、三菱重工業 牧原さんの講演にもあったように、従来の「大型炉」とは別のメリットがある。この「小型炉」に、さらに燃料サイクル上のメリットを付加するため、低減速スペクトル炉を適用するというのが私どもの考え方です。

Q: 先程、低減速スペクトル炉は FBR より早く実現するといわれたが、FBR は「常陽」、「もんじゅ」と開発を進めてきた。低減速スペクトル炉の方は材料検討も臨界実験もまだまだ、これからという状況である。低減速スペクトル炉のほうが早く建設できると断言できるのか。

A: 開発段階としては、言われるとおり、低減速スペクトル炉は初期段階である。しかし、材料検討、臨界実験等をクリアすれば元々、低減速スペクトル炉は軽水炉技術に準拠しているから、それからのスピードが早い。例えば、ナトリウムを取り扱う問題点等は最初から無い。もちろん、ナトリウム炉のほうが早く建設できると主張されれば、反論が難しい。

Q: 講演では触れられていなかったが、設計コードの開発整備については重要なことと考えている。

A: 従来軽水炉と炉心の構造が違う点等を考慮して鋭意、熱水力及び炉物理コード等、原研にて開発をしている。本日は個別研究的な説明を省いたが、決して、軽視しているわけではない。重要と考えている。

Q: FBR がなかなか建設できないのは、軽水炉並のコストが実現できないのが主たる原因と思っている。先程の佐藤さんの説明では低減速スペクトル炉も FBR 並のコストとなっている。低減速スペクトル炉で軽水炉並のコストを実現するためには、FBR と同様に開発期間が必要と思うがどうか。

A: 低減速スペクトル炉は開発初期段階にあるので、それだけ、開発期間が必要であるが、コストと開発期間の関係については佐藤さんに回答頂きたい。

A: 私の報告は開発スケジュールとはリンクしていない。ただ、ご指摘にあった FBR との関係からは、今の日本の状況での選択肢を考えると、一つの大型プロジェクトより、多様な選択肢を持つ方が良い。その意味で低減速スペクトル炉は多様化の一つと考えている。

C: 私も、エネルギー需要が不透明であるため、FBR、低減速スペクトル炉、プルサーマルの三つの路線を独立して追求して、今後どのような状況になっても対応できるように、オプションを増やす方が良いと考える。

C: この議論を始めるといろいろあると思う。原子力学会としても、長期エネルギー政策に意見を述べたいというのが私の考え。一つコメントですが、発表でプルサーマルは短期間の研究開発で実用化が可能としていたが、大間は設置許可申請済なので、「開発は完了している」としておかなければいけない。

A: 了解致しました。

付録 1-1

講演 OHP 資料集

「低減速スペクトル炉研究の現状」

大久保 努 (日本原子力研究所)

This is a blank page.

低減速スペクトル炉研究の現状

原 研

大久保 努

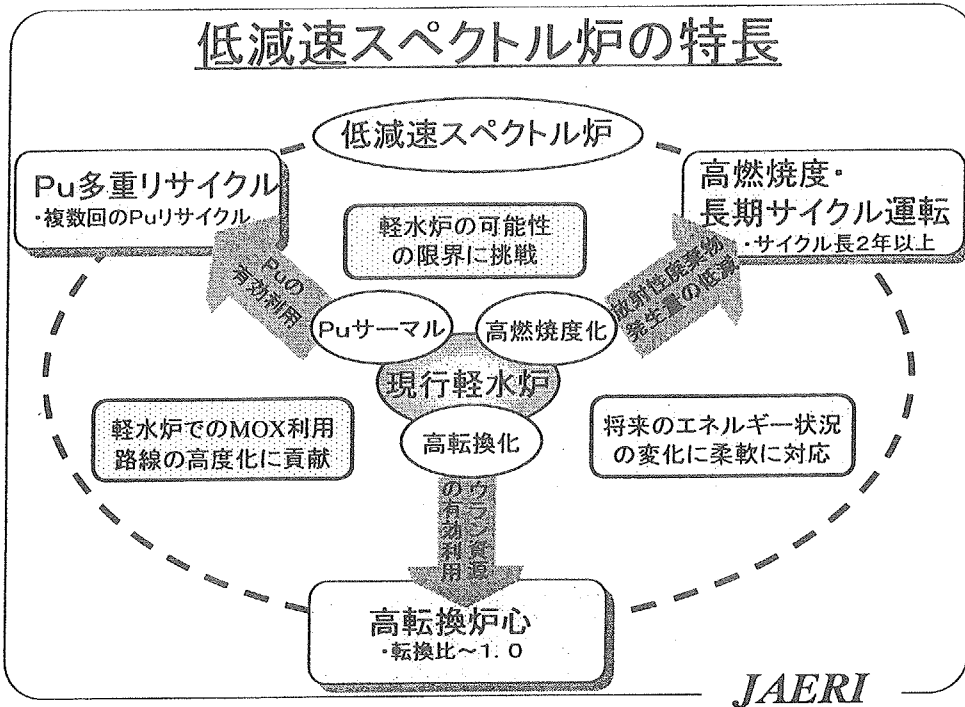
第4回 低減速スペクトル炉研究会
平成13年3月2日, 原研 東海研究所

JAERI

低減速スペクトル炉設計研究

- ・H9年: PWR型炉の設計研究開始
- ・H10年: BWR型炉の設計研究開始
原電との共同研究(Phase 1: 2年間)の開始
- ・H11年: サイクル機構との研究協力の開始
- ・H12年: 原電との共同研究(Phase 2 : 3年間)の実施
エネ総研公募研究の開始(3年間: 小型炉)

JAERI



低減速スペクトル炉研究の全体

1. 炉心概念の検討
 - ・ BWR型炉
 - 高転換比炉心, 長期サイクル炉心, ブランケット無し炉心
 - ・ PWR型炉
 - 高転換比重水炉心, 軽水炉心
 - ・ 共通の課題は、高転換比と負のボイド係数の両立
2. 導入効果の検討
3. 熱水力的課題の検討
4. 核的性能の検証

JAERI

昨年度までの主要な成果

- ・ 炉心概念の構築(高除染再処理燃料仕様, 平衡炉心特性, Pu組成の影響の検討)

2大設計目標

- 1.0以上の高転換比
- 負の反応度ポイド係数
- ・ 導入効果の検討
- ・ 熱的成立性の検討
- ・ MOX臨界実験の検討(TCA)

JAERI

今年度の主要検討内容

- ・ 低除染再処理燃料使用の炉心への影響 / Pu多重リサイクル性に対する設計対応
- ・ 炉心性能の向上(転換比, サイクル長等)
- ・ 導入効果の検討(コストの検討)
- ・ 熱的成立性の検討(限界熱流束実験等)
- ・ MOX臨界実験の検討(TCA, FCA)

JAERI

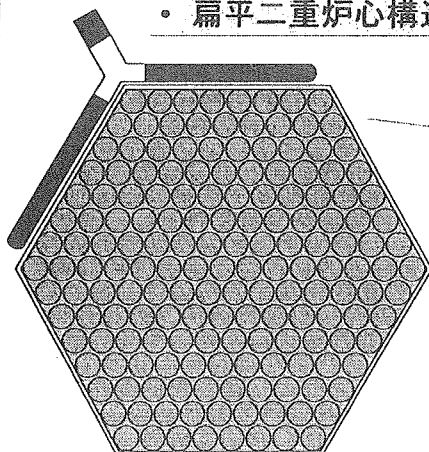
低除染燃料使用への設計対応

1. MA混入燃料の検討(個別効果)
 - ・再処理でMAのみを除去しない想定で検討
2. FP混入燃料の検討(個別効果)
 - ・再処理でFPのみを完全には除去しない想定
 - ・改良湿式法の例および乾式法の例を検討
3. 低除染マルチリサイクル特性の検討
 - ・低除染再処理を想定したマルチリサイクル特性の検討

JAERI

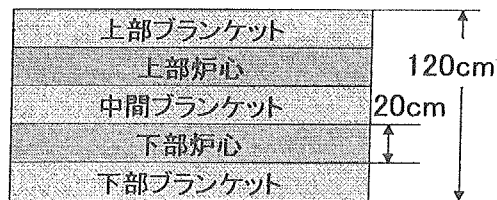
高転換比BWR型の基準炉心

- ・できるだけ高い転換比の達成を目指したBWR型炉心
- ・扁平二重炉心構造を採用



燃料集合体断面図

- 太径燃料棒(直径14.5mm)
- 1.3mm間隔で三角格子状に配列した稠密炉心
- 平均ボイド率70%



炉心立面図

JAERI

基準炉心の主要諸元と炉心特性

項目	単位	基準炉心	ABWR	
電気出力	MWe	1,100	1,356	
熱出力	MWt	3,188	3,926	
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2	
炉心外接半径	m	3.60	2.69	
燃料集合体数	—	924	872	
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	38	
炉心部高さ	m	0.68 ¹	3.71	
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	5.2	
炉心出口クオリティ	%	55	14.5	
炉心部平均ボイド率	%	70	38	
炉心部平均Puf富化度	%	10.2	3.6 ⁺	
Puf装荷量	t	12.1	...	
Puf残存比	—	1.06	...	
最大線出力密度	kW/ft	17	12.5	
M CPR	—	1.3	1.3	
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δ k/k / %void	-1	-7	
100%ボイド反応度	—	負	...	
連続運転期間	月	14	13	
軸方向Puf 富化度分布	wt%	cm	18	18.5
		cm	DU	29.5
	wt%	cm	18	20.0

Puf: 核分裂Pu +: ウラン濃縮度 1: 別途、上下ブランケット33.0, 20.0cm付設

JAERI

MA混入燃料の検討(1/2)

解析条件

項目	MA混入ケース	基準ケース
前提条件	発生炉心	BWR炉心(ウラン燃料) BWR炉心(ウラン燃料)
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	45 (炉心部) 45 (炉心部)
	取出→再処理までの冷却期間(年)	5(炉外期間) 5(炉外期間)
	再処理→装荷までの炉外期間(年)	2 2
TRU組成比(wt%)	²³⁷ Np	5.6 0.0
	²³⁸ Pu	2.4 2.7
	²³⁹ Pu	42.9 47.9
	²⁴⁰ Pu	27.2 30.3
	²⁴¹ Pu	8.6 9.6
	²⁴² Pu	7.6 8.5
	²⁴¹ Am	3.9 1.0
	^{242m} Am	0.1 0.0
	²⁴³ Am	1.3 0.0
	²⁴⁴ Cm	0.4 0.0
	²⁴⁵ Cm	0.0 0.0
合計	100.0 100.0	

JAERI

MA混入燃料の検討(2/2)

主要諸元と炉心特性

項目	単位	MA混入燃料炉心	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.835	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	54	55
炉心部平均ボイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	10.2
Puf装荷量	t	13.8	12.1
Puf残存比	—	1.02	1.06
最大線出力密度	kW/ft	17	17
M CPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1
100%ボイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心	cm	DU 10.0	DU 33.0
軸方向Puf	wt%	18	18
富化度分布	cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt%	18	18
	cm	DU 22.5	DU 20.0
	cm	DU 14.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量(wt%)		9.9/0	0/0

JAERI

FP混入燃料の検討①

主要諸元と炉心特性

項目	単位	FP混入燃料炉心①	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.83	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	54	55
炉心部平均ボイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.3	10.2
Puf装荷量	t	13.5	12.1
Puf残存比	—	1.06	1.06
最大線出力密度	kW/ft	17	17
M CPR	—	1.3	1.3
ボイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-1	-1
100%ボイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心	cm	DU 33.0	DU 33.0
軸方向Puf	wt%	18	18
富化度分布	cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt%	18	18
	cm	DU 22.0	DU 20.0
	cm	DU 20.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量(wt%)		0/0.5	0/0

JAERI

FP混入燃料の検討②

主要諸元と炉心特性

項目	単位	FP混入燃料炉心②	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45
炉心部高さ	m	0.84	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	56	55
炉心部平均ポイド率	%	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	10.2
Puf装荷量	t	13.7	12.1
Puf残存比	—	1.06	1.06
最大線出力密度	kW/ft	16	17
MCPR	—	1.3	1.3
ポイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1
100%ポイド反応度	—	負	負
連続運転期間	月	14	14
炉心 軸方向Puf 富化度分布	cm	DU 31.0	DU 33.0
	wt%	18	18
	cm	DU 40.0	DU 29.5
	wt%	18	18
	cm	DU 22.5	DU 20.0
	cm	DU 18.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量(wt%)		0/0.8	0/0

JAERI

低除染マルチリサイクル特性の検討(1/2)

リサイクル炉心のTRU組成

項目	マルチリサイクル組成	リサイクル1回目組成	基準ケース	
前提条件	発生炉心	高転換比BWR型炉心	高転換比BWR型炉心	BWR炉心(ウラン燃料)
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	45(炉心部)	45(炉心部)	45(炉心部)
TRU組成 比(wt%)	²³⁷ Np	0.5	0.2	0.0
	²³⁸ Pu	2.4	2.1	2.7
	²³⁹ Pu	50.6	50.5	47.9
	²⁴⁰ Pu	34.0	29.9	30.3
	²⁴¹ Pu	4.1	5.9	9.6
	²⁴² Pu	3.2	7.7	8.5
	²⁴¹ Am	3.6	2.9	1.0
	^{242m} Am	0.1	0.1	0.0
	²⁴³ Am	0.9	0.6	0.0
	²⁴⁴ Cm	0.5	0.1	0.0
	²⁴⁵ Cm	0.1	0.0	0.0
合計	100.0	100.0	100.0	

JAERI

低除染マルチリサイクル特性の検討(2/2)

主要諸元と炉心特性

項目	単位	マルチリサイクル炉心	リサイクル1回目炉心	基準炉心
電気出力	MWe	1,100	1,100	1,100
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	45	45	45
炉心部高さ	m	0.84	0.85	0.68
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.4	1.3	1.3
炉心出口クオリティ	%	51	56	55
炉心部平均ポイド率	%	68	70	70
炉心部平均Puf富化度	%	9.4	9.5	10.2
Puf装荷量	t	13.7	14.0	12.1
Puf残存比	—	1.02	1.03	1.06
最大線出力密度	kW/ft	16	16	17
MCPR	—	1.3	1.3	1.3
ポイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-0.5	-1
100%ポイド反応度	—	負	負	負
連続運転期間	月	14	14	14
炉心 軸方向Puf 富化度分布	cm	DU 13.0	DU 18.0	DU 33.0
	wt% cm	18 21.5	18 22.0	18 18.5
	cm	DU 40.0	DU 40.0	DU 29.5
	wt% cm	18 22.5	18 23.0	18 20.0
	cm	DU 15.0	DU 15.0	DU 20.0
MOX部のMA/FP量(wt%)		1.8/1.0	1.2/0.8	0/0

JAERI

1. 高転換比BWR型炉の検討(1/2)

・ 炉心性能向上: 長期サイクル化, 出力増加

項目	単位	1,350MWe	1,100MWe	ABWR
		高転換比BWR型炉	高転換比BWR型炉	
電気出力	MWe	1,356	1,100	1,356
炉心外接半径	m	3.80	3.60	2.69
燃料集集体数	—	900	924	872
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	60	45	38
炉心部高さ	m	0.695 ¹	0.68 ²	3.71
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.7	1.3	5.2
炉心出口クオリティ	%	53	55	14.5
炉心部平均ポイド率	%	70	70	38
炉心圧横	MPa	0.04	0.03	0.17
炉心部平均Puf富化度	%	10.4	10.2	3.6*
Puf装荷量	t	14.1	12.1	...
Puf残存比	—	1.05	1.06	...
最大線出力密度	kW/ft	17	17	12.5
MCPR	—	1.3	1.3	1.3
ポイド反応度係数	10 ⁻⁴ Δk/k/%void	-0.5	-1	-7
100%ポイド反応度	—	負	負	...
連続運転期間	月	24	14	13
炉心部 軸方向Puf 富化度分布	wt% cm	18 19.5	18 18.5	
	cm	DU 29.5	DU 29.5	
	wt% cm	18 20.5	18 20.0	

1: 上下ブランケット22, 19cm 2: 上下ブランケット33, 20cm

JAERI

1. 高転換比BWR型炉の検討(2/2)

- 安全性の検討: 異常な過渡及び事故時の挙動の検討

ΔMCPR評価結果

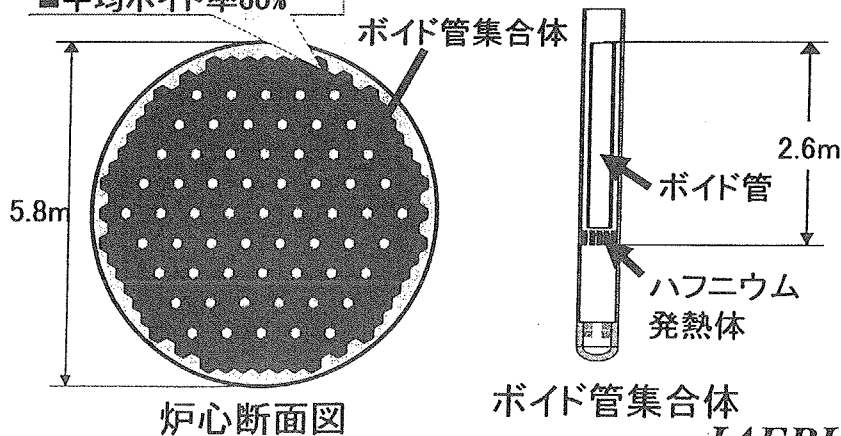
過渡事象	高転換比 BWR型炉	ABWR
給水加熱喪失	0.00	0.15
負荷の喪失	0.00	0.11
圧力制御装置の故障	0.01	0.00
給水制御系の故障	0.01	0.07
全給水流量の喪失	0.03	0.00
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	0.11	0.13

JAERI

2. 長期サイクル運転BWR型炉の検討(1/2)

- 2年程度の長期サイクルを目指したBWR炉心
- ボイド管集合体を採用(ボイド係数対策)

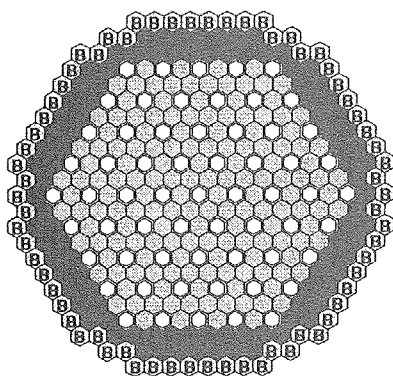
- 燃料棒間隔:1.3mm
- 平均ボイド率60%



JAERI

2. 長期サイクル運転BWR型炉の検討(2/2)

- 径ブランケット効果の検討(転換比向上対策):
Puf残存比で0.05程度向上可能

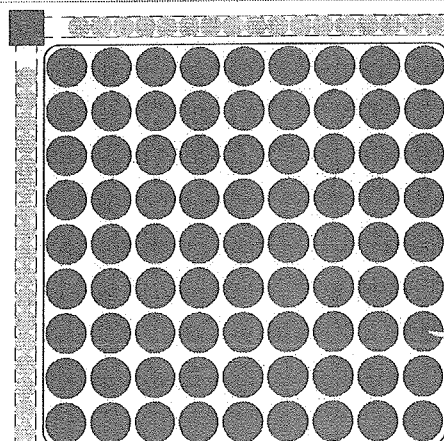


○ 内側炉心燃料集合体	156体
● 外側炉心燃料集合体	96体
○ ボイド管集合体	61体
⊕ 径ブランケット集合体	66体

JAERI

3. ブランケット無しBWR型炉の検討

- ABWR燃料集合体ベースのブランケット無し単純炉心
- 導入のし易さと再処理の簡素化(UとPuの分離不要)



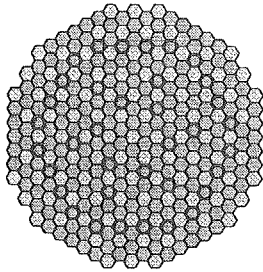
● MOX燃料棒(9×9)
● フォロウ無しCR棒 可動インコアプローブ
■ 太径燃料棒 (直径15.2mm)

燃料集合体断面図

JAERI

4. 高転換比PWR型炉の検討(1/2)

・ 高転換比を目指した重水冷却PWR型炉心

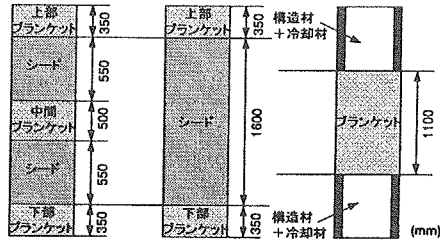


- ① 中間ブランケットありシード燃料集合体(174体)
- ② 中間ブランケットなしシード燃料集合体(36体)
- ③ ブランケット燃料集合体(103体)

炉心断面図

特徴

- ・ 冷却材に重水使用
- ・ 中間ブランケットがある燃料集合体とない集合体を併用
- ・ 高転換比の達成



(a) 中間ブランケットありシード燃料集合体 (b) 中間ブランケットなしシード燃料集合体 (c) ブランケット燃料集合体

炉心立面図

JAERI

4. 高転換比PWR型炉の検討(2/2)

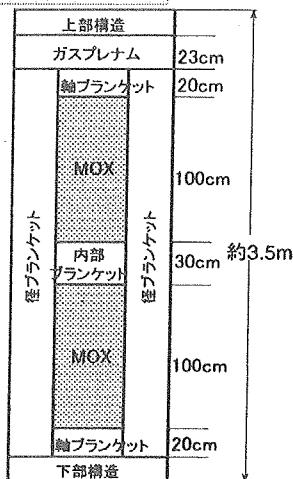
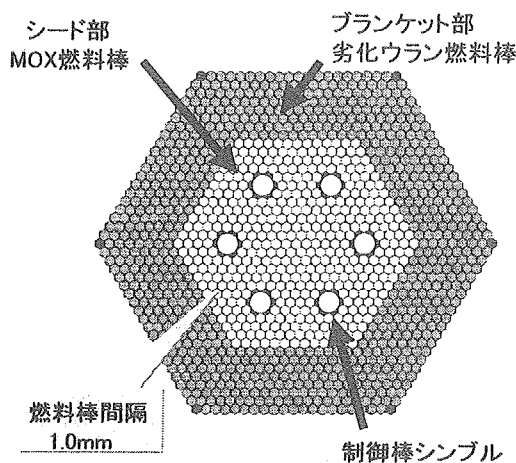
主要諸元と炉心性能

項目	設計値
電気出力	1,000MWe
原子炉熱出力	2,900MWt
燃料ピン間ギャップ	1.0mm
燃料ピン外径	9.5mm
炉心等価直径	約4.7m
炉心外接直径	4.9m
運転サイクル長	15ヶ月
燃料有効高さ	230cm
シード燃料有効高さ	55cm×2
内部ブランケット厚さ	50cm
軸ブランケット有効高さ	上下とも35cm
径ブランケット有効高さ	110cm
MOX部Pu _f 富化度	16 / 13wt%
Pu _f 残存比	1.02
平衡炉心平均転換比	1.10
最大線出力	36kW/m
MOX部取出平均燃焼度	54GWd/t
平衡炉心末期ボイド係数	-1% Δρ/全void

JAERI

5. 軽水冷却PWR型炉の検討(1/2)

- 1以上の転換比の達成を目指したPWR炉心
- シード・ブランケット燃料集合体を採用

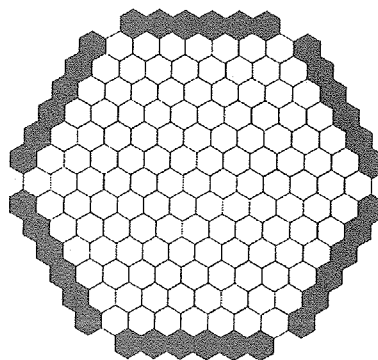


JAERI

5. 軽水冷却PWR型炉の検討(2/2)

炉心構成と炉心特性

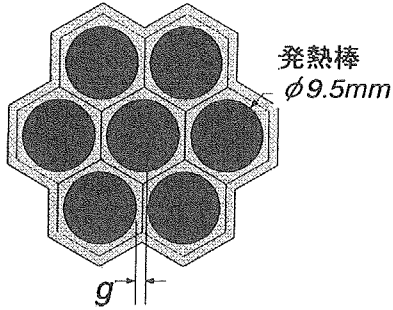
項目	設計値
運転サイクル長	24EFPm
燃料交換バッチ数	3バッチ
燃料ピン外径(シード/ブランケット)	12.0mm/12.0mm
燃料ピン間ギャップ	1.0mm
MOX部Pu _f 富化度(内側/外側)	17.8wt%/19.8wt%
全燃料長/MOX長	270cm/200cm
集合体配列ピッチ	469mm
炉心等価直径	約6.29m
平衡炉心平均転換比	1.03
燃焼欠損反応度	0.85% Δρ
最大ボイド反応度係数	-1.5% Δρ / 全ボイド
最大線出力	31.3 kW/m
MOX部取出平均燃焼度	37 GWd/t



- 内側燃料集合体(127体)
- 外側燃料集合体(36体)

JAERI

稠密格子炉心限界熱流束実験(1/2)



実験パラメータ:

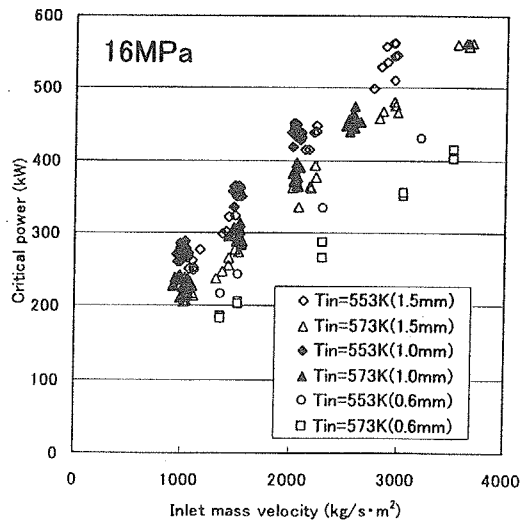
$g = 0.6, 1.0, 1.5 \text{ mm}$

($V_m/V_f = 0.32, 0.45, 0.62$)

- ・ KfK -2 相関式の保守性の確認
- ・ 広い質量流束範囲において限界熱流束現象の形態は液膜ドライアウト

JAERI

稠密格子炉心限界熱流束実験(2/2)



JAERI

This is a blank page.

付録 1-2

講演 OHP 資料集

「低減速スペクトル炉のコスト評価」

佐藤 治 (日本原子力研究所)

This is a blank page.

低減速スペクトル炉のコスト評価

第4回低減速スペクトル炉研究会

平成13年3月2日

日本原子力研究所
エネルギーシステム研究部
システム評価研究グループ

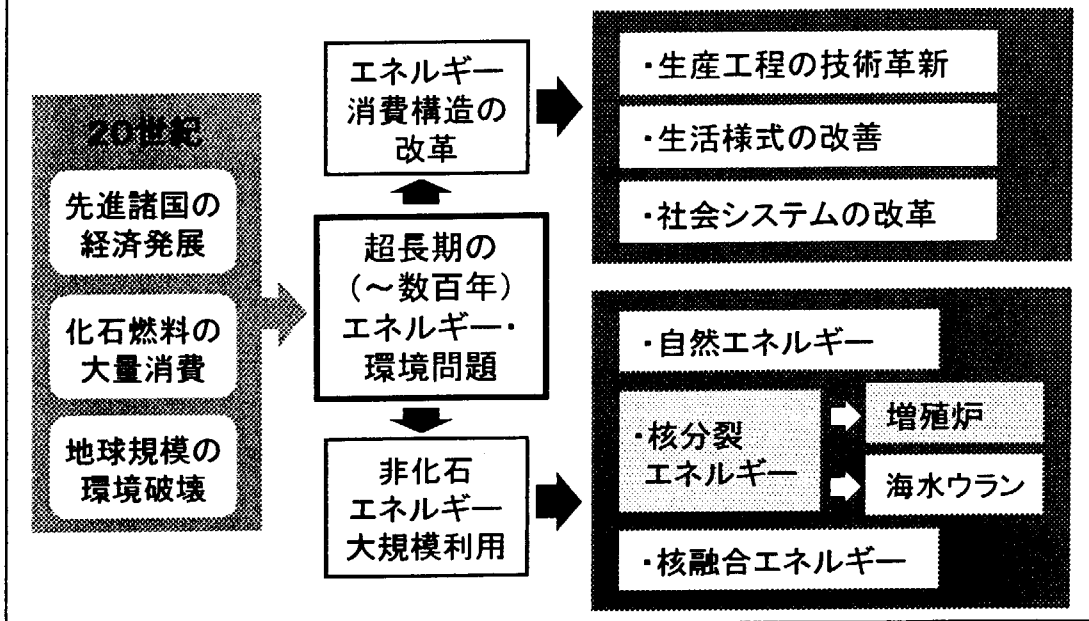
佐藤 治・立松研二・田中洋司

報告内容

1. 原子力の超長期的役割と課題
2. 経済性分析の前提条件
3. 発電原価の試算結果
4. 試算結果のまとめと所見

1. 原子力の超長期的役割と課題

原子力利用の超長期的意義



低減速スペクトル炉の資源論的評価

開発の意義

- 短中期：マルチ・リサイクルによるPuの積極的活用
 ○ウラン資源の節約
 ○SF貯蔵量抑制+Pu余剰解消を両立
- 長期：正味転換比 ≥ 1 によるPu増殖利用の可能性
 ○水炉技術の活用による早期実用化
 ○FBR開発に新たな選択肢を提供

開発の課題

- 正味転換比 ≥ 1 の早期実現
 ○プルトニウム炉内インベントリの低減

2. 経済性分析の前提条件

発電炉プラントの特性とコスト

	LWR	フル MOX炉	RMWR-1	RMWR-2	FBR-1	FBR-2
			BWR型		Na冷却・MOX燃料	
耐用年数	40年または60年					
設備利用率 (%)	90	86.7	90	90	90	90
平均燃焼度 (GWd/t)	45	31	45	70	100	150
燃料装荷量 (t/GWe/年)	21.1	29.9	32.8	18.5	C 12.7 B 7.4	C 8.8 B 1.8
建設費 (万円/kWe)	20	20	22	22	30	30
運転維持費	平均年間費用を建設費の5.3%とする					

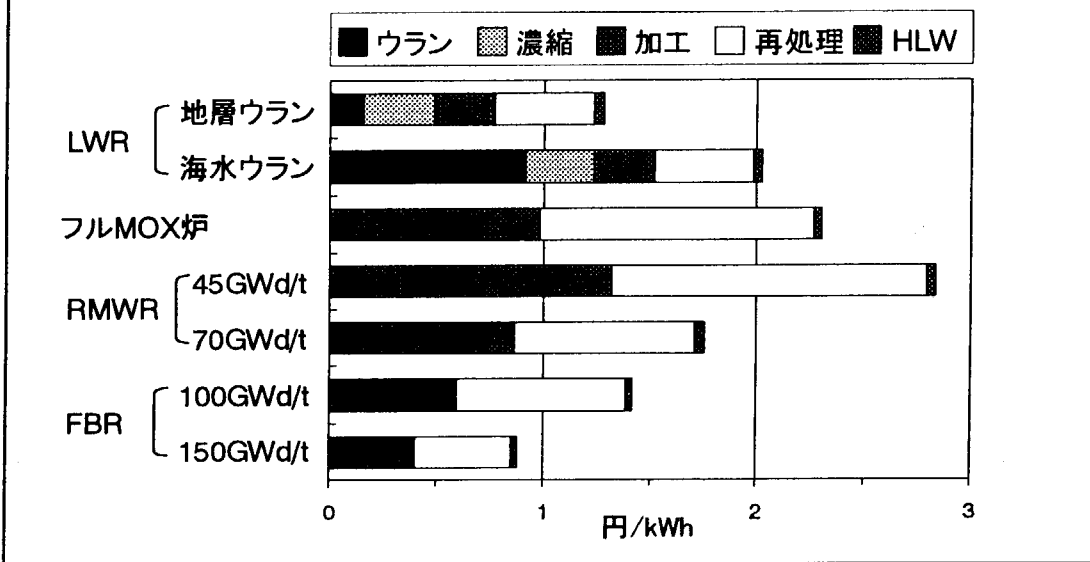
C: 炉心、B: ブランケット

燃料サイクル工程の単価

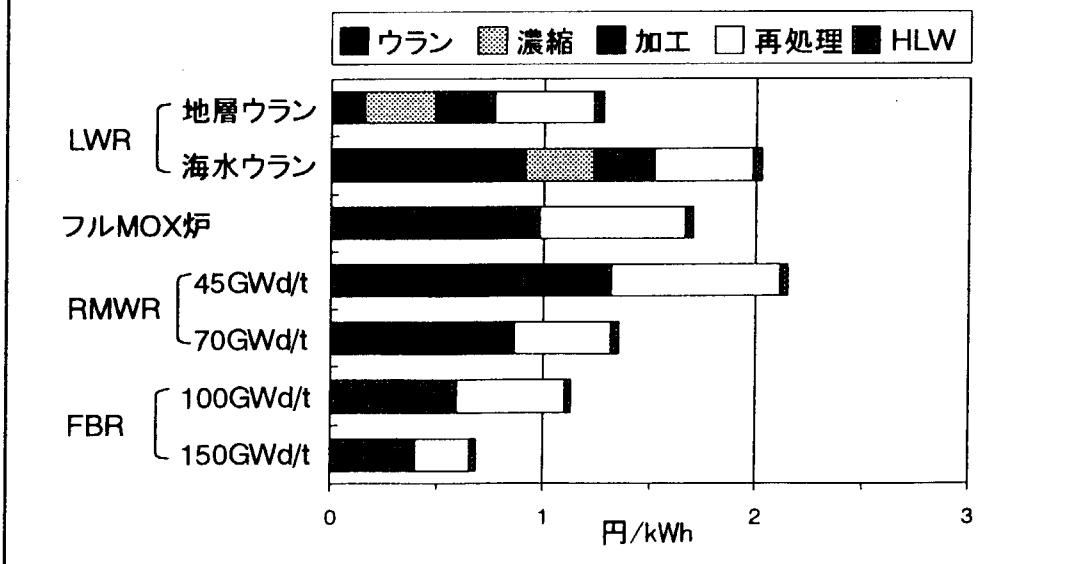
燃料サイクル工程	単 価		備 考
天然ウラン調達	17.16	\$/lbU ₃ O ₈	現状価格(一定と仮定)
同上(海水ウラン)	97.9	\$/lbU ₃ O ₈	2.8万円/kgU
UF ₆ 転換	6	\$/kgU	現状価格
ウラン濃縮	125	\$/kgSWU	現在のDOE契約価格
成型加工-濃縮ウラン燃料	8	万円/kg	現状価格
成型加工-LWR-MOX	20	万円/kg	濃縮ウラン燃料×2.5
成型加工-RMWR-MOX	28	万円/kg	FBR-MOX燃料×1.2
成型加工-FBR-MOX	23	万円/kg	長期目標値
成型加工-径ブランケット	8	万円/kg	濃縮ウラン燃料×1.0
再処理-濃縮ウラン燃料	20	万円/kg	海外契約推定値
再処理-MOX燃料	20-39	万円/kg	基準39万/参考20万
再処理-径ブランケット	20	万円/kg	濃縮ウラン燃料×1.0
HLW処分(FBR)	7600	万円/本	固化体1本当たり

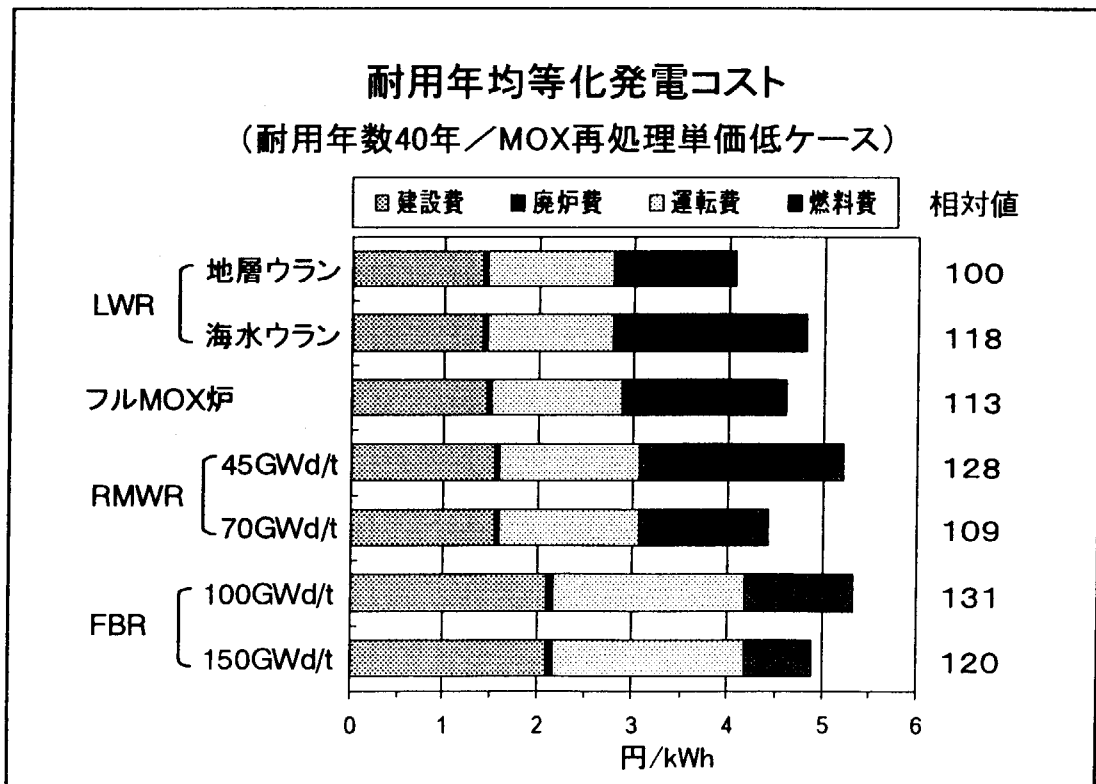
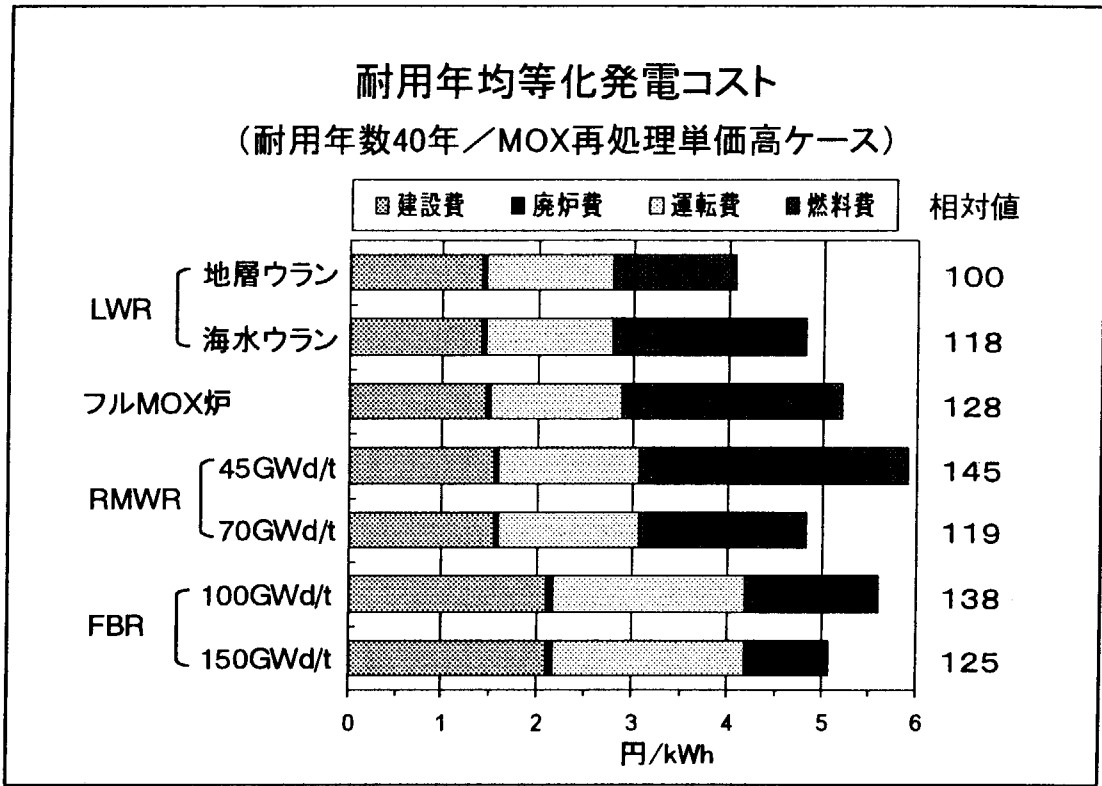
3. 発電原価の試算結果

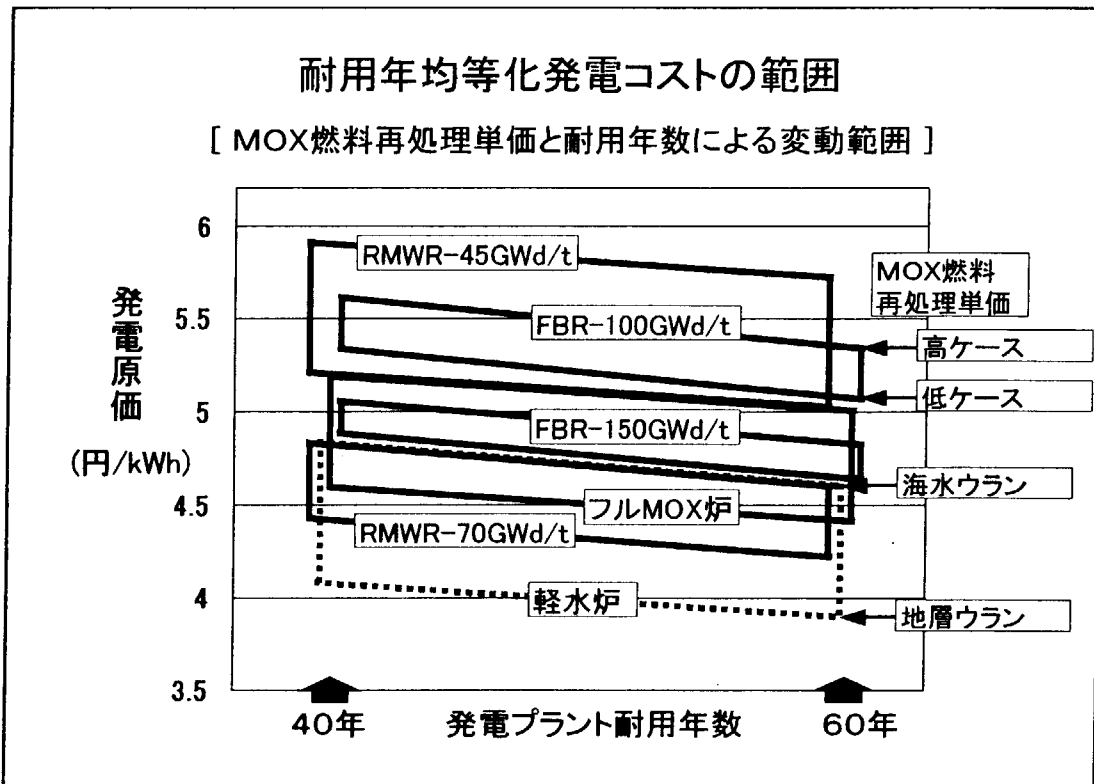
燃料サイクルコストの構成
(耐用年数40年/MOX再処理単価高ケース)



燃料サイクルコストの構成
(耐用年数40年/MOX再処理単価低ケース)







4. 試算結果のまとめと所見

- (1) 海水ウラン利用による発電原価の上昇—18%程度
- (2) Pu利用炉の発電原価—軽水炉よりもかなり割高
 - ・フルMOX炉 : 13%~29%上昇
 - ・RMWR : 28%~47%上昇(45 GWd/t)
 - : 9%~19%上昇(70 GWd/t)
 - ・FBR : 31%~38%上昇(100 GWd/t)
 - : 19%~25%上昇(150 GWd/t)
- (3) MOX再処理単価低減(39→20万円/kgU)の効果
 - ・フルMOX炉 : 12%低減
 - ・RMWR : 8% (70GWd/t)~ 12% (45GWd/t)低減
 - ・FBR : 4% (150GWd/t) ~ 5% (100GWd/t)低減
- (4) 耐用年数延長(40年→60年)の効果
 - ・軽水炉(地層ウラン)で4.4%低減
 - ・FBRで5.1%低減(150GWd/t、MOX再処理単価低ケース)
- (5) 運転維持費(建設費の5.3%相当)の比重が大

炉型別の所見

- (1) フルMOX炉-海水ウラン利用の軽水炉並み?
- (2) FBR
 - ・ 燃料サイクル費は濃縮ウラン燃料並み、又はそれ以下
 - ・ 建設費+O&M費で軽水炉(地層ウラン)の発電原価以上
- (3) 低減速スペクトル炉
 - ・ 燃料サイクル費が大(最大で発電原価の50%弱)
 - ・ 燃焼度向上 45→70GWd/t で15%~18%低減
 - ・ 再処理単価 39→20万円/kgU で 8%~12%低減



経済性からみた低減速スペクトル炉の課題

- 燃焼度向上(~70GWd/t) ■ 海水U-軽水炉と競合
- 低コストのMOX燃料加工・再処理技術の開発

資源論・経済性の見地から 低減速スペクトル炉に求められる要件

- ① 正味転換比が 1.0 を超えること、
- ② プルトニウム装荷量を低く抑制すること、
- ③ 燃焼度 70 GWd/t 程度を達成すること、
- ④ 建設費を軽水炉なみとすること

[ただし、フルMOX炉の後継炉としては経済性、
FBR代替炉としては増殖性の要件がより重要]



増殖性能、経済性の一層の向上
を追求した炉心設計が必要

This is a blank page.

付録 1-3

講演 OHP 資料集

「軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状」

峯尾 英章 (日本原子力研究所)

This is a blank page.



軽水炉MOX燃料再処理技術の現状

日本原子力研究所
峯尾英章

発表内容



1. 軽水炉におけるプルトニウムリサイクル
2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理
 - ・再処理から見た軽水炉MOX燃料の特徴
 - ・現行再処理工程の概要と各工程への影響
 - ・これまでの知見及び再処理実績
3. 低減速スペクトル炉燃料再処理と最近のMOX燃料再処理技術開発

軽水炉におけるプルトニウムリサイクル (1)



- 軽水炉におけるプルトニウム利用(Gay(1998),MITI(1999))
 - 欧州で25基の軽水炉 (PWR 23基、BWR 2基) に装荷中
 - 1700体以上の装荷実績
 - 平均取り出し燃焼度(フランス) : 37.5GWdt¹

- わが国における軽水炉プルトニウム利用 : プルサーマル計画
 - 2010年までに16~18基の軽水炉での利用を計画
 - 2005年に六ヶ所再処理施設が運転開始予定
 - 130tHM・y⁻¹規模のMOX加工施設建設の計画

- 軽水炉MOX燃料の再処理施設の検討 : 2010年頃から開始

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (1)



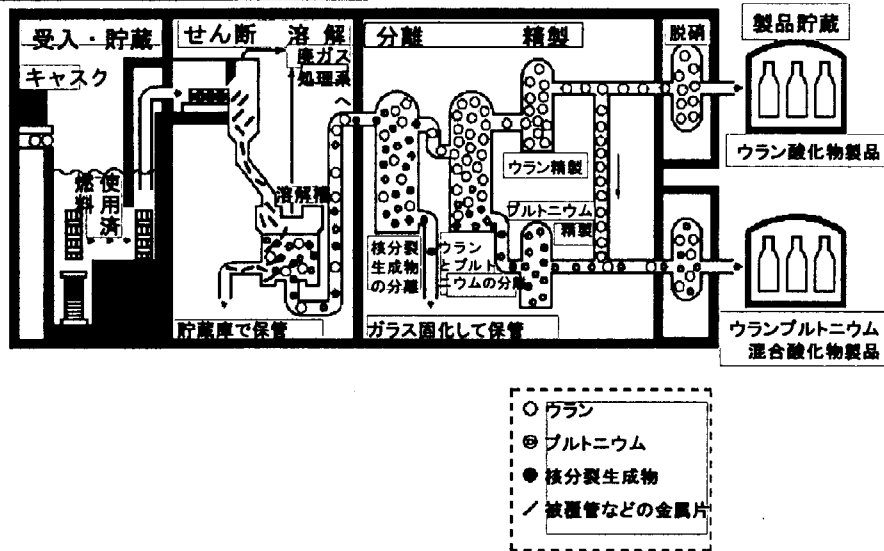
再処理から見た軽水炉使用済MOX燃料の特徴

同程度の燃焼度の使用済ウラン燃料との比較

- 1) プルトニウムの含有量大きい (数倍)。
- 2) プルトニウム同位体の組成が高次側にシフトしている。
- 3) アクチノイド含有量が大きく、それによる α 放射エネルギーや中性子発生率が高い。発熱量が大きい。
- 4) 白金族元素の割合が増加する。
- 5) 一部の β 核種(H-3)や γ 核種(Ru/Rh-106,I-129)が増加する。

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (2)

現行PUREX再処理の概要



第4回低減速スペクトル炉研究会

2001.3.2-5

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (3)

現行PUREX再処理の各工程への影響

- | | |
|---------|---|
| 輸送 | <ul style="list-style-type: none"> ○崩壊熱、線量率増大への対応 ○炉サイトでの冷却期間の長期化 |
| 受入・貯蔵工程 | <ul style="list-style-type: none"> ○Pu含有率の増大、Pu同位体組成の変化に対応する臨界安全管理の強化 ○中性子発生率増大に対応する放射線防護策の強化（輸送キャスクからの取り出し時など） |

第4回低減速スペクトル炉研究会

2001.3.2-6

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (4)



現行PUREX再処理の各工程への影響

せん断・溶解工程

せん断工程

- せん断オフガス系への α 放射能移行量増加の可能性

溶解工程

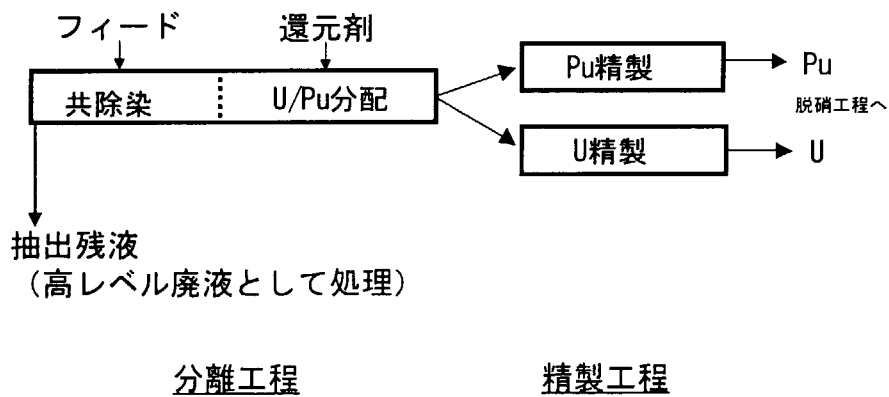
- 軽水炉使用済MOX燃料溶解条件の把握
- 未溶解プルトニウムへの対応
- 白金族生成量増大による不溶解残渣量増大への対応
- プルトニウム含有量増加に対応する臨安全管理強化 (Gdの添加等)
- ヨウ素-129生成量増大への溶解オフガス処理系の対応

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (5)



現行PUREX再処理の各工程への影響

分離工程及び精製工程の概要



2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (6)



現行PUREX再処理の各工程への影響

分離工程

共除染工程

- プルトニウム含有量増大への対応
 - ・抽出廃液へのPuリークの可能性
 - ・Pu第3相形成の可能性
- α 放射エネルギー増加による抽出溶媒の劣化と劣化生成物による難溶性クラッド増加の可能性
- FP組成変化による所要除染係数の変化

U/Pu分配工程

- プルトニウム含有量増大への分離能力の対応、還元剤等試薬量の増大
- Pu第3相形成の可能性

精製工程

- プルトニウム含有量増大への対応

第4回低減速スペクトル炉研究会 Pu第3相：有機相にPuが飽和近くまで負荷された場合に生成する重有機相 2001.3.2-9

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (7)



現行PUREX再処理の各工程への影響

気体廃棄物処理工程

- α 放射能移行量増加の可能性
- 自発核分裂性核種(Cm-244等)の増加による短寿命揮発性核種(I-131等)放出量増加への対応

高レベル廃棄物処理工程

- 中性子発生率増大への対応。
- 発熱量や水素生成量の増加への対応

脱硝工程・製品貯蔵

- 脱硝処理能力の強化

第4回低減速スペクトル炉研究会

2001.3.2-10

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (8)

MOX燃料の溶解性

これまでの知見及び再処理実績

(1) 燃料中プルトニウムの溶解性

- ・ PuO₂単体は硝酸に溶けにくい、UO₂-PuO₂の共晶は沸騰硝酸で溶解可能
- ・ PuO₂を均一にUO₂と混合し、高温で焼結し固溶体を形成する必要あり
- ・ 燃料製造法の改良により、未照射燃料を6 mol/l前後の硝酸で溶解した場合の未溶解プルトニウム量は初期プルトニウム量の0.5%未満
(再処理側の要求で未照射燃料の溶解試験を実施)

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (9)

これまでの知見及び再処理実績

MOX燃料の溶解性

未溶解プルトニウム量の比較 (フランスCEA溶解試験結果)

実施	燃料		未溶解 Pu 割合		溶解した残渣割合 10 規定-12 時間 沸騰条件	溶解条件
	Pu 含有率	燃焼度 (GWD-t ⁻¹)	照射前	照射後		
独	5 %	30.3	0.05 %	0.024 %	65 %	燃料長さ35mm 6.2mol/l硝酸 沸騰状態 溶解時間3h 溶解後(U+Pu)濃度 250gl ⁻¹
	"	"	"	0.013 %		
	"	30.1	0.05 %	0.019 %		
	"	30.3	0.2 %	0.018 %		
	4.5 %*	30.2	0.1 %	0.006 %		
仏	5 %	27.4	0.4 %	0.016 %		
		27.4	0.4 %	0.028 %		
独	4.7%	34	0.42 %	0.025 %	80%	
		34	0.42 %	0.028 %		

*共沈法で製造

- ・ MOX燃料の焼結は炉内でも進行するため、燃焼が進めば製造時の不均一性による影響は小さくなり、未照射時に比べ未溶解Puの割合は減る。

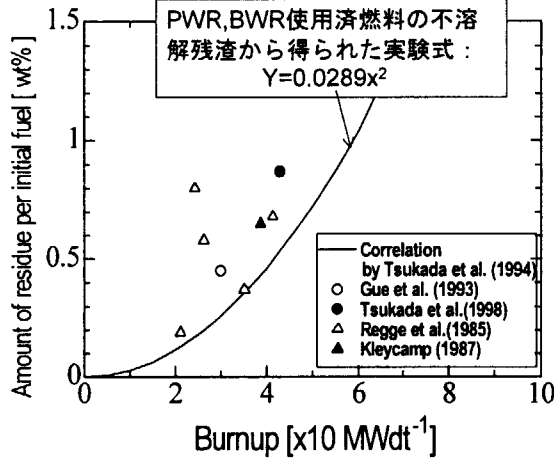
2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (10)

これまでの知見及び再処理実績

MOX燃料の溶解性

(2) 不溶解残渣

- ・ 不溶解残渣の主な成分：
Mo, Tc, Ru, Rh, Pd
(Ruの割合が最も大きい)
Pu-239の核分裂収率は
白金族元素の部分でU-
235より大きい。
- ・ Puの凝集体が燃料中に
あれば部分的に燃焼度が
大きくなり不溶解残渣量
が増える。



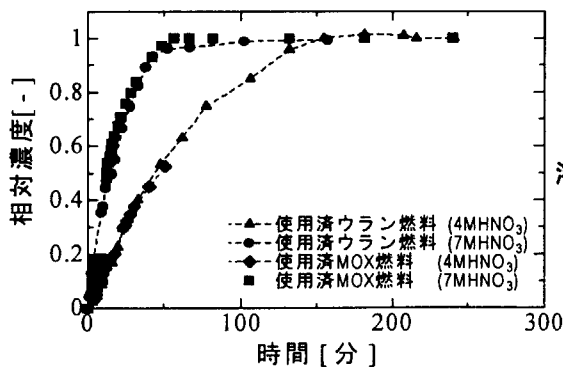
・ 不溶解残渣の量は軽水炉使用済ウラン燃料より増加する。

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (11)

これまでの知見及び再処理実績

MOX燃料の溶解性

(3) 溶解速度



- ・ 軽水炉MOX燃料の溶解速度についてはデータ数が少ない。
- ・ 溶解速度は使用済ウラン燃料と同程度とされている。

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (12)

これまでの知見及び再処理実績

分離特性

○高速炉MOX燃料を対象とする再処理については多くの蓄積あり。

- ・ 英国ドーンレイ高速炉再処理施設：23tHM
99%以上のPu溶解率
- ・ フランスUP1やラアーグの再処理工場：
28tHMの再処理実績
99.8~99.9%のPu溶解率
- ・ 日本：JNCのCPFにおける再処理研究

○軽水炉MOX燃料の再処理の試験例は少ないが、工業規模での試験例が示されている。

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (13)

軽水炉MOX燃料の工業規模再処理の実績

	再処理施設	処理燃料等
ドイツ	カールスルーエ再処理工場(1987)	燃料ピン：159本 燃料重量：239kg (10.5kgPu) %fissilePu：2.0% 燃焼度：32GWdt ⁻¹
フランス	APM (マルクール) (1992)	燃料重量：2.1 t %fissilePu：約2.0% 燃焼度：34GWdt ⁻¹ 冷却期間：3.5年 溶解：回分式 5.8規定硝酸 3h ウランによる希釈無し
	UP2-400 (ラアーグ) (1992)	燃料重量：4.7 t %fissilePu：約2.0% 燃焼度：33~41 GWdt ⁻¹ 冷却期間：5年 溶解：回分式 6規定硝酸 4h 回収ウランで希釈 (Pu/U=2%)
	UP2-400 (ラアーグ) (1998)	燃料重量：4.8 t %Pu：約3~4% 燃焼度：15~26.6 GWdt ⁻¹ 冷却期間：5年 溶解：回分式 6~8規定硝酸 3~4h (Gd入) 使用済ウラン燃料で希釈

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (14)



フランスCOGEMAのMOX再処理方法(1998)

○希釈によるプルトニウム濃度の調整が原理

これにより高Pu濃度に起因する分離工程への影響の抑制が可能。通常のウラン燃料再処理と同様に処理できるとしている。

・回収ウランによる希釈

MOX燃料の処理量を最大にし、希釈して分離
(Pu精製能力が処理量の上限) : 370~560 t·y⁻¹

・使用済ウラン燃料による希釈

ウラン燃料とMOX燃料の処理量を合計した最大
値での処理が可能(Pu組成改善が可能) : 250 t·y⁻¹以上

○現在のラアークにある再処理施設の処理能力で少なくとも今後25年間は十分対応可能であるとしている。

2. 現行PUREX再処理技術によるMOX燃料再処理 (15)



まとめ

○使用済MOX燃料を現行PUREX法で再処理を行う場合の影響を示した。

○MOX燃料の溶解について

- ・炉内燃焼の影響や燃料製造法の改良によって未溶解プルトニウム量は抑制されている。

○回収ウランあるいは使用済ウラン燃料希釈法を用いることにより、燃焼度30~40GWdt⁻¹程度のMOX燃料は、現行PUREX再処理技術により工業規模で実施できる可能性がフランスで示されている。

3. 低減速スペクトル炉燃料の再処理について (1)



今後の再処理に求められる様々なニーズ

- 安全性を第一とした、経済性の向上、発生廃棄物量の低減、環境負荷の軽減、核拡散抵抗性など

低減速スペクトル炉を中心とするリサイクルを構成する再処理の検討においてもこれらを考慮すべき。

3. 低減速スペクトル炉燃料の再処理について (2)



最近の酸化物燃料再処理技術開発

高速炉燃料再処理：実用化戦略研究で実施

- システムの簡素化による経済性向上、環境保全性、核拡散抵抗性の付加等

技術開発の傾向

- 再処理：低除染プロセス採用による簡素化の検討
- 燃料製造：再処理の低除染化に対応した振動充填燃料、低除染ペレットの検討

このほか

工程の簡素化・長寿命核種閉じ込め機能を有する高度化再処理プロセスの開発

3. 低減速スペクトル炉燃料の再処理について (3)

MOX燃料再処理技術のまとめ

再処理技術	原理	FP除染係数	特徴
現行PUREX+ウラン燃料との混合希釈法	PUREX	$10^7 \sim 10^8$	工業規模での実績あり
簡素化再処理プロセス	PUREX	$10^3 \sim 10^7$	Np、Tc長寿命核種の分離機能あり 単サイクルプロセス(MA分離付加可能) 一部使用済燃料試験を実施
低除染再処理* (湿式)	PUREX	$10^3 \sim$	晶析プロセスをウラン粗分離に適用 単サイクルプロセス(MA分離付加可能) 高い経済性(試算では現行再処理の半分程度の建設コスト)
低除染再処理 (乾式)ロシア法*	熔融塩電解	$\sim 10^3$	高い経済性(湿式法より単純なプロセスが期待される) 振動充填燃料

*:高速炉燃料を前提

3. 低減速スペクトル炉燃料の再処理について (4)

低減速スペクトル炉使用済燃料

○ 燃焼度 60 GWdt⁻¹
Pu: 10~20%程度
燃料形態: ペレット

- ・ 特徴: 燃焼度、Pu含有量は軽水炉使用済MOX燃料より大きく高速炉燃料より小さい。



今後の計画

目的

低減速スペクトル炉を中心とするリサイクルへの適合性、経済性の観点からMOX燃料再処理技術の簡素化に関する検討を行い、燃料サイクルコストの低減を図る。

- ・ 所要FP除染係数やMA分離等について、炉心やリサイクルシナリオと関連づけた検討
- ・ 適合する再処理概念の作成
→経済性の検討

付録 1-4

講演 OHP 資料集

「MOX 燃料軽水炉のミクロ炉物理学」

竹田 敏一 (大阪大学)

This is a blank page.

Micro Reactor Physics of MOX fueled LWR

Toshikazu TAKEDA

Department of Nuclear Engineering

Graduate school of Engineering

OSAKA university

1. Definition

2. Examples
 - a. Power Distribution of
Number Density Distribution
 - b. Doppler Reactivity Effect
 - c. Angular Distribution of
Neutron Flux in MOX fuel

3. Future study

1. Definition of “ Micro Reactor Physics ”

A New Challenge to understand
the over all reactor system by considering
the space–dependent microscopic properties
within a fuel.

- Self–shielding
- Atomic Number Density
- Temperature

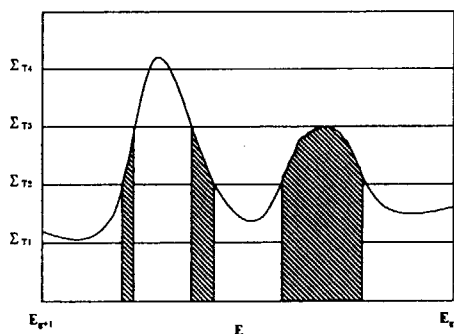
Method of self-shielding calculation

- *Monte Carlo*

- *Multiband Method*

What's Multiband method ?

At first, σ_{aB} , σ_{sB} and P_B are determined so as to satisfy Eq. for several background cross section.



$$\langle \sigma_{t,l} \rangle_g = \frac{\sum_B \frac{\sigma_{tB} P_B}{\sigma_{aB} + \lambda \sigma_{sB} + \sigma_{0,l}}}{\sum_B \frac{P_B}{\sigma_{aB} + \lambda \sigma_{sB} + \sigma_{0,l}}}$$

Where,

- B: index of the band number $\sigma_{0,l}$: the l th back ground X-sec.
- σ_{aB} : the B th band absorption X-sec. σ_{sB} : the B th band scattering X-sec.
- $\sigma_{t,l}$: the effective total X-sec. for the l th back ground X-sec.point
- P_B : the B th band probability l : index of the back ground X-sec.point

Then, the other band reaction cross section are determined so as to satisfy Eq.

$$\langle \sigma_{R,l} \rangle_g = \frac{\sum_B \frac{\sigma_{RB} P_B}{\sigma_{aB} + \lambda \sigma_{SB} + \sigma_{0,l}}}{\sum_B \frac{P_B}{\sigma_{aB} + \lambda \sigma_{SB} + \sigma_{0,l}}}$$

Where,

R: index of reaction type such as capture, fission and etc.

σ_{RB} : the B th band cross section for reaction type R.

$\sigma_{R,l}$: the effective cross section for reaction type R. and the l th back ground cross section

Thus the multiband parameter set is obtained for each energy group and nuclide.

Effective cross section

$$\sigma_{\text{eff},R,i} = \frac{\sum_j \sum_B S_j P_{ij}(\sigma_B) \sigma_{RB} P_B / \Sigma_j}{\sum_j \sum_B S_j P_{ij}(\sigma_B) P_B / \Sigma_j}$$

R: index of reaction type such as capture, fission and etc.

σ_{RB} : the B th band cross section for reaction type R.

Effective cross section is obtained for each energy group and nuclide by multiband parameter.

2. Examples

a. Power Distribution of Number Density Distribution

UO₂ fuel

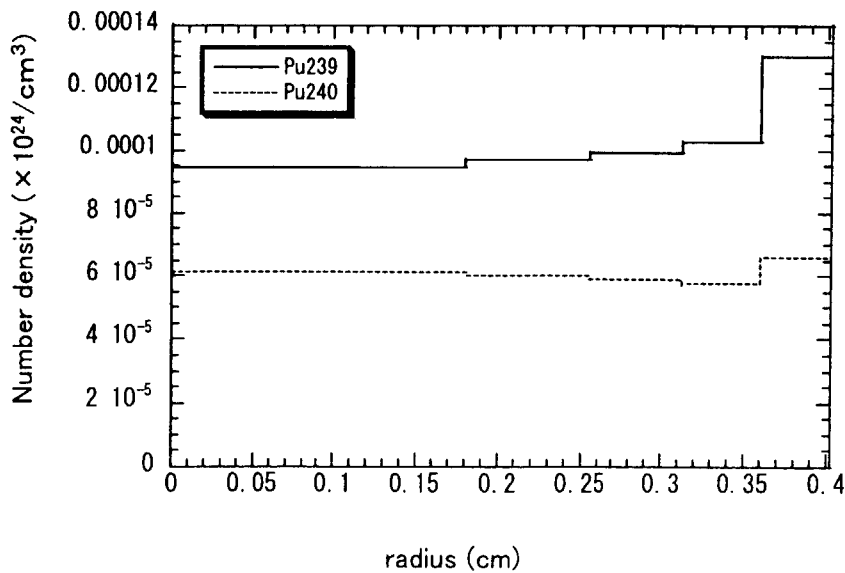


Fig. The radial distribution of number density at the end of burning

MOX fuel

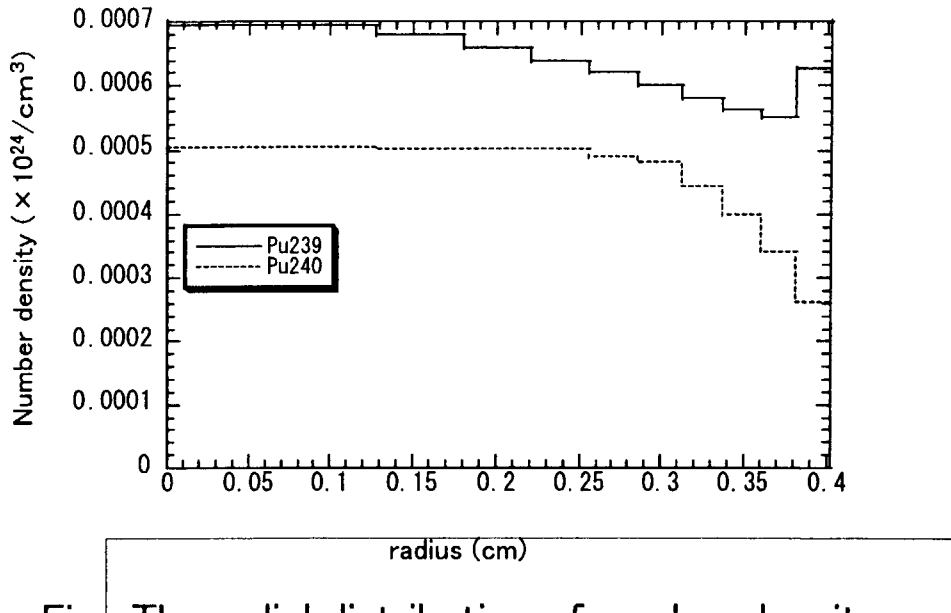


Fig. The radial distribution of number density at the end of burning

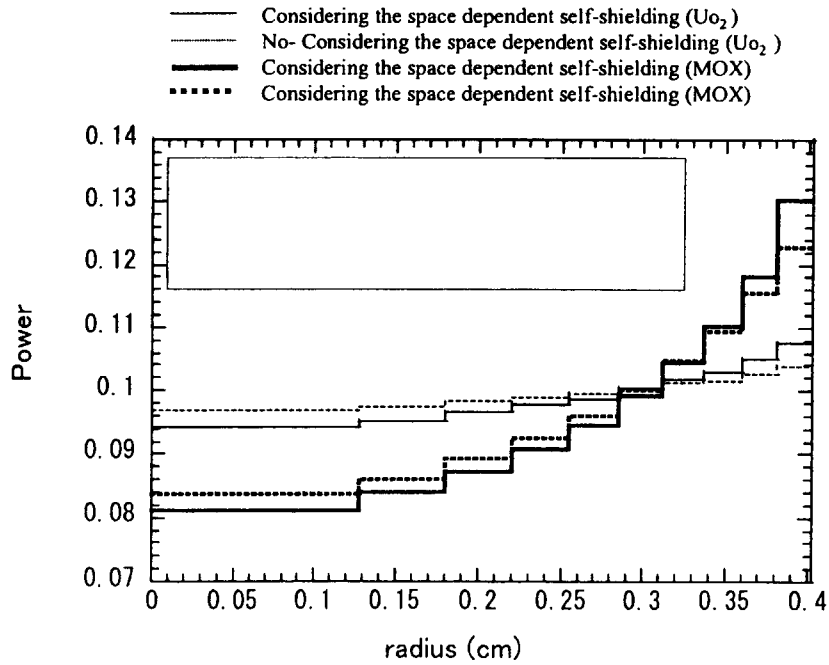


Fig. The radial distribution of power in a fuel pellet

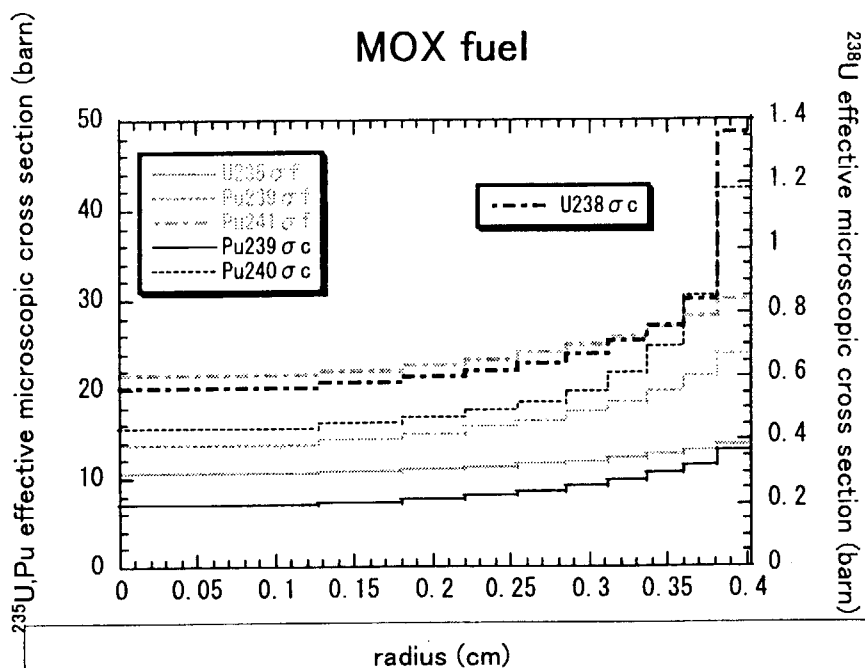


Fig. 1 group effective microscopic cross section

Table The distribution of ²³⁹Pu number density (10²⁴/cm³)

Angle(Region)	Burn-Up 0MWd /t		Burn-Up 22000MWd /t		Burn-Up 44000MWd/t	
	Fuel (outer)	(inner)	Fuel (outer)	(inner)	Fuel (outer)	(inner)
90° - 135°	1.381E-03	1.381E-03	7.524E-04	8.677E-04	4.361E-04	5.040E-04
135° - 180°	1.381E-03	1.381E-03	7.524E-04	8.677E-04	4.361E-04	5.040E-04
180° - 225°	1.381E-03	1.381E-03	7.752E-04	8.803E-04	4.546E-04	5.167E-04
225° - 270°	1.381E-03	1.381E-03	8.175E-04	9.011E-04	4.887E-04	5.376E-04
270° - 315°	1.381E-03	1.381E-03	8.498E-04	9.168E-04	5.162E-04	5.538E-04
315° - 360°	1.381E-03	1.381E-03	8.498E-04	9.168E-04	5.162E-04	5.538E-04
0° - 45°	1.381E-03	1.381E-03	8.175E-04	9.011E-04	4.887E-04	5.376E-04
45° - 90°	1.381E-03	1.381E-03	7.752E-04	8.803E-04	4.546E-04	5.167E-04

b. Doppler Reactivity Effect

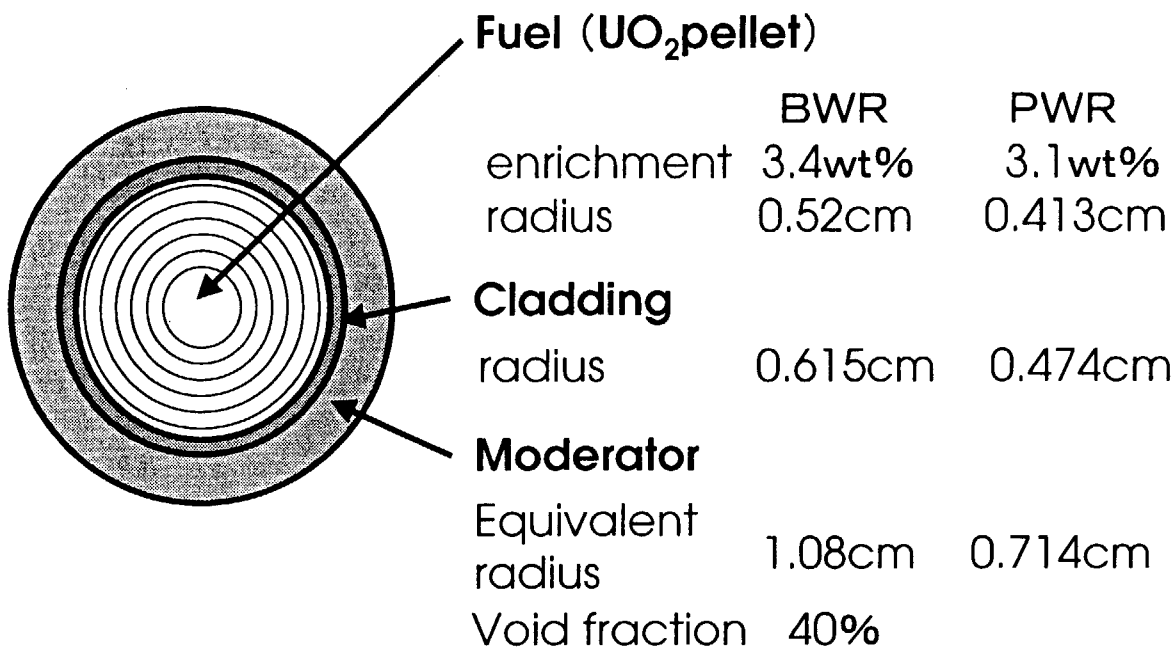
Background

1996 The inclusion of the self-shielding and temperature distribution decreases the Doppler Reactivity Coefficient by about 20% in BWR cells, adopting ***Multiband method***.



NOW The results are verified by ***Continuous Energy Monte Carlo method***. And further, the Doppler Reactivity Coefficients in PWR cells are calculated by both methods.

Calculation model (Static state)



Calculation method

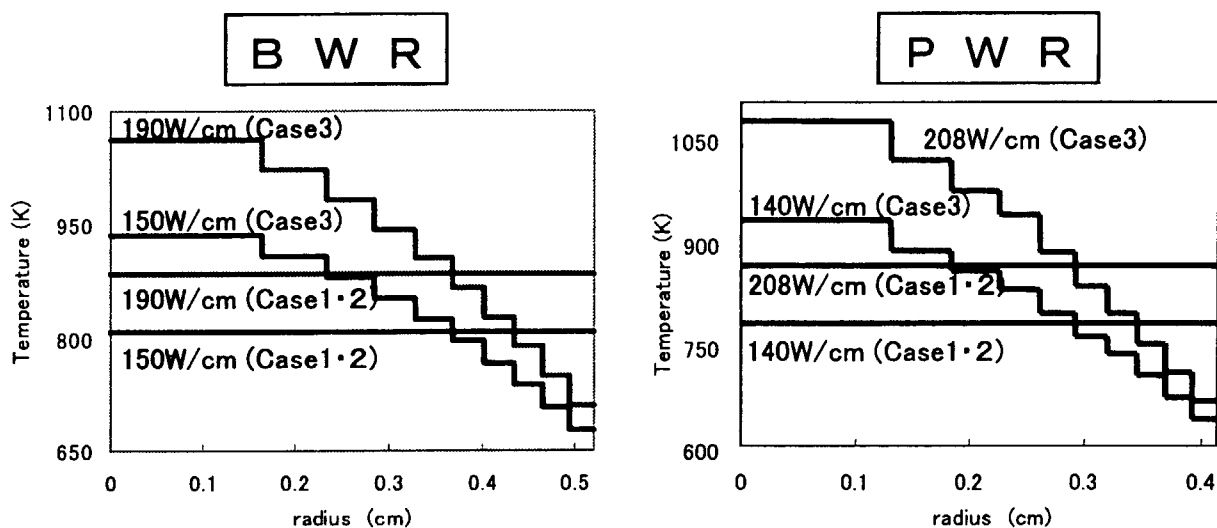
- **Case1** 1 fuel region with the average temperature
- **Case2** 10 fuel regions divided into equivolume with the average temperature
- **Case3** 10 fuel regions divided into equivolume with the space dependent temperature distribution

There is no essential difference between Case1 and Case2 in Monte Carlo method.

Library

The cross section of JENDL 3.2 library was used.

Temperature



Reg. No.	190W/cm	150W/cm
1	1062	937
2	1023	909
3	984	881
4	945	853
5	906	825
6	867	796
7	828	767
8	789	738
9	750	709
10	710	679
11(clad.)	591	585
12(mod.)	563	563
Average	886	809

Reg. No.	208W/cm	140W/cm
1	1073	929
2	1017	885
3	971	856
4	937	829
5	884	795
6	834	759
7	794	735
8	751	703
9	707	672
10	667	640
11(clad.)	615	615
12(mod.)	578	578
Average	863	780

Fig. Temperature distribution to be used in BWR calculation

Fig. Temperature distribution to be used in PWR calculation

Calculation results

B W R

Multi band method				
	kinf		DRC*	ratio to
	190W/cm	150W/cm	($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)	Case3
Case1	1.3975	1.4001	-2.40E-05	1.15
Case2	1.3969	1.3995	-2.41E-05	1.16
Case3	1.3983	1.4006	-2.08E-05	1.00
Continuous Energy Monte Carlo method				
	kinf		DRC	ratio to
	190W/cm	150W/cm	($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)	Case3
Case1	1.4079 $\pm 0.0043\%$	1.4100 $\pm 0.0042\%$	-1.96E-05 $\pm 4.0\%$	1.08
Case2	1.4079 $\pm 0.0042\%$	1.4099 $\pm 0.0042\%$	-1.91E-05 $\pm 4.0\%$	1.05
Case3	1.4081 $\pm 0.0042\%$	1.4101 $\pm 0.0043\%$	-1.82E-05 $\pm 4.3\%$	1.00

*DRC : Doppler Reactivity Coefficient

Calculation results

P W R

Multi band method				
	kinf		DRC	ratio to
	208W/cm	140W/cm	($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)	Case3
Case1	1.2208	1.2237	-2.83E-05	1.08
Case2	1.2203	1.2232	-2.84E-05	1.08
Case3	1.2223	1.2250	-2.63E-05	1.00
Continuous Energy Monte Carlo method				
	kinf		DRC	ratio to
	208W/cm	140W/cm	($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)	Case3
Case1	1.2284 $\pm 0.0050\%$	1.2311 $\pm 0.0050\%$	-2.68E-05 $\pm 3.2\%$	1.08
Case2	1.2283 $\pm 0.0050\%$	1.2311 $\pm 0.0050\%$	-2.76E-05 $\pm 3.1\%$	1.11
Case3	1.2287 $\pm 0.0051\%$	1.2313 $\pm 0.0051\%$	-2.49E-05 $\pm 3.5\%$	1.00

Capture rate of U238 ($\Sigma_c^{238} \phi$)

B W R

	Case1	Case2	Case3
Multiband method	-0.0148	-0.0147	-0.0124
Monte Carlo method	-0.0135 ±0.0009	-0.0125 ±0.0015	-0.0128 ±0.0015

P W R

	Case1	Case2	Case3
Multiband method	-0.0288	-0.0287	-0.0264
Monte Carlo method	-0.0302 ±0.0009	-0.0304 ±0.0014	-0.0260 ±0.0014

1 group Cross-section in BWR cell

U238 Capture

Multiband method

Reg.	190W/cm			150W/cm		
	case1	case2	case3	case1	case2	case3
1	0.923	0.748	0.758	0.919	0.744	0.752
2	0.923	0.763	0.772	0.919	0.759	0.766
3	0.923	0.771	0.777	0.919	0.767	0.773
4	0.923	0.787	0.790	0.919	0.783	0.787
5	0.923	0.810	0.812	0.919	0.806	0.808
6	0.923	0.837	0.837	0.919	0.835	0.835
7	0.923	0.883	0.881	0.919	0.880	0.880
8	0.923	0.933	0.930	0.919	0.931	0.929
9	0.923	1.035	1.027	0.919	1.031	1.024
10	0.923	1.675	1.628	0.919	1.659	1.619

(barn)

1 group Cross-section in BWR cell

U238 Capture

Monte Carlo method

Reg.	190W/cm			150W/cm		
	case1	case2	case3	case1	case2	case3
1	0.910 ±0.022%	0.732 ±0.037%	0.745 ±0.037%	0.905 ±0.022%	0.730 ±0.036%	0.741 ±0.037%
2	0.910 ±0.022%	0.743 ±0.032%	0.755 ±0.033%	0.905 ±0.022%	0.742 ±0.032%	0.751 ±0.032%
3	0.910 ±0.022%	0.756 ±0.030%	0.768 ±0.031%	0.905 ±0.022%	0.755 ±0.030%	0.764 ±0.031%
4	0.910 ±0.022%	0.772 ±0.030%	0.782 ±0.030%	0.905 ±0.022%	0.771 ±0.029%	0.778 ±0.030%
5	0.910 ±0.022%	0.792 ±0.029%	0.800 ±0.029%	0.905 ±0.022%	0.790 ±0.029%	0.797 ±0.029%
6	0.910 ±0.022%	0.816 ±0.029%	0.822 ±0.029%	0.905 ±0.022%	0.814 ±0.029%	0.819 ±0.029%
7	0.910 ±0.022%	0.850 ±0.029%	0.853 ±0.029%	0.905 ±0.022%	0.848 ±0.029%	0.850 ±0.029%
8	0.910 ±0.022%	0.904 ±0.031%	0.903 ±0.031%	0.905 ±0.022%	0.900 ±0.030%	0.899 ±0.030%
9	0.910 ±0.022%	1.019 ±0.035%	1.007 ±0.035%	0.905 ±0.022%	1.011 ±0.035%	1.002 ±0.035%
10	0.910 ±0.022%	1.711 ±0.053%	1.656 ±0.054%	0.905 ±0.022%	1.690 ±0.054%	1.647 ±0.054%

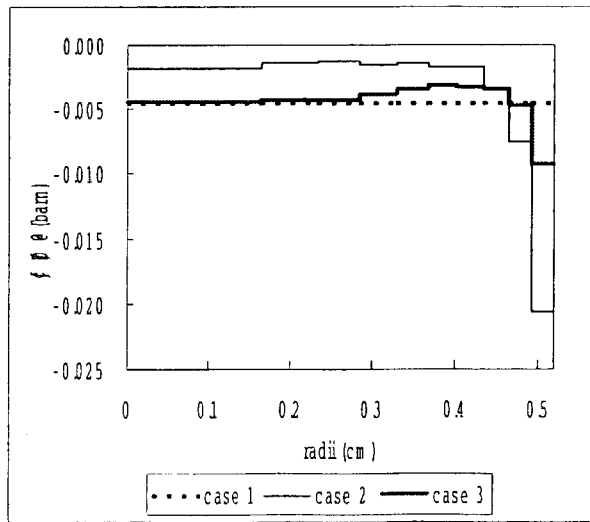
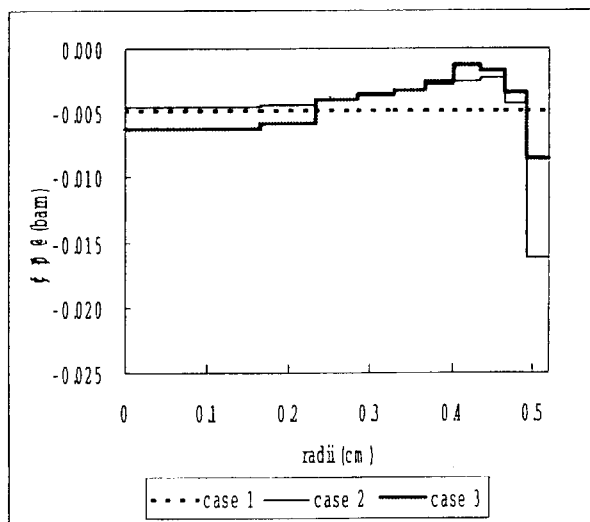
(barn)

Difference of 1 group Cross-section in BWR cell

U238 Capture

Multiband method

Monte Carlo method



(low temp.) — (high temp.)

Effective Cross-section in BWR cell**U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)****Multiband method**

Reg.	190W/cm			150W/cm		
	case1	case2	case3	case1	case2	case3
1	24.03	10.80	10.83	23.83	10.81	10.82
2	24.03	11.67	11.71	23.83	11.67	11.69
3	24.03	11.04	11.04	23.83	11.07	11.06
4	24.03	11.73	11.73	23.83	11.77	11.76
5	24.03	13.35	13.35	23.83	13.39	13.39
6	24.03	14.23	14.26	23.83	14.30	14.32
7	24.03	17.72	17.77	23.83	17.78	17.85
8	24.03	20.82	20.91	23.83	20.87	21.04
9	24.03	28.30	28.03	23.83	28.07	28.02
10	24.03	91.80	87.42	23.83	90.01	86.55

(barn)

Effective Cross-section in BWR cell**U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)****Monte Carlo method**

Reg.	190W/cm						150W/cm					
	case1		case2		case3		case1		case2		case3	
1	23.27	±0.101%	10.77	±0.257%	11.06	±0.267%	23.05	±0.100%	10.78	±0.257%	11.05	±0.262%
2	23.27	±0.101%	11.07	±0.234%	11.39	±0.236%	23.05	±0.100%	11.15	±0.228%	11.40	±0.230%
3	23.27	±0.101%	11.48	±0.217%	11.85	±0.218%	23.05	±0.100%	11.53	±0.212%	11.86	±0.215%
4	23.27	±0.101%	11.99	±0.209%	12.42	±0.206%	23.05	±0.100%	12.07	±0.203%	12.45	±0.204%
5	23.27	±0.101%	12.72	±0.198%	13.23	±0.198%	23.05	±0.100%	12.82	±0.198%	13.23	±0.196%
6	23.27	±0.101%	13.75	±0.192%	14.34	±0.191%	23.05	±0.100%	13.86	±0.186%	14.33	±0.188%
7	23.27	±0.101%	15.40	±0.181%	16.01	±0.180%	23.05	±0.100%	15.53	±0.179%	15.97	±0.179%
8	23.27	±0.101%	18.50	±0.177%	19.02	±0.177%	23.05	±0.100%	18.53	±0.175%	18.90	±0.171%
9	23.27	±0.101%	26.95	±0.173%	26.65	±0.175%	23.05	±0.100%	26.56	±0.174%	26.33	±0.172%
10	23.27	±0.101%	91.16	±0.145%	87.01	±0.148%	23.05	±0.100%	89.45	±0.147%	86.17	±0.148%

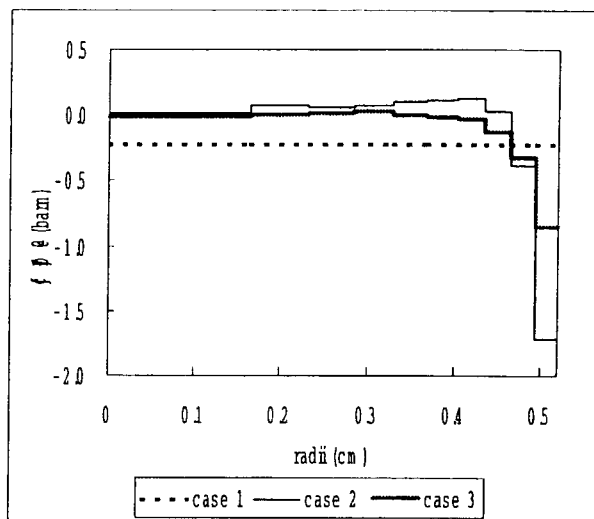
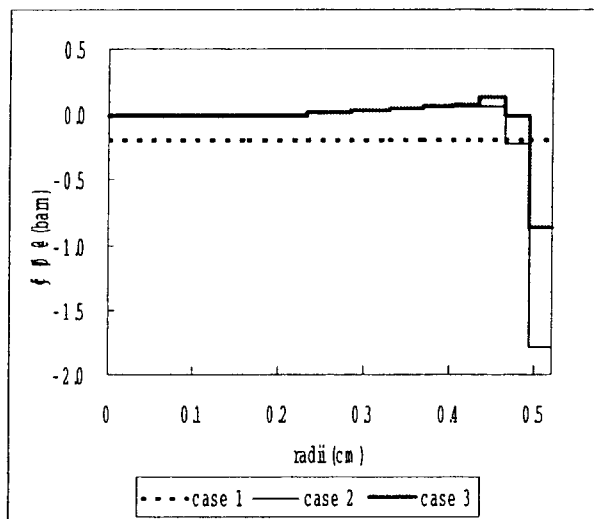
(barn)

Difference of Effective X-section in BWR cell

U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)

Multiband method

Monte Carlo method



(low temp.) — (high temp.)

1 group Cross-section in PWR cell

U238 Capture

Multiband method

Reg.	208W / cm			140W / cm		
	case1	case2	case3	case1	case2	case3
1	0.903	0.732	0.744	0.898	0.727	0.738
2	0.903	0.747	0.757	0.898	0.742	0.750
3	0.903	0.757	0.764	0.898	0.752	0.758
4	0.903	0.772	0.778	0.898	0.768	0.773
5	0.903	0.794	0.796	0.898	0.791	0.793
6	0.903	0.821	0.821	0.898	0.818	0.818
7	0.903	0.863	0.860	0.898	0.860	0.859
8	0.903	0.910	0.906	0.898	0.908	0.903
9	0.903	1.017	1.002	0.898	1.011	0.999
10	0.903	1.626	1.571	0.898	1.610	1.560

(barn)

1 group Cross-section in PWR cell

U238 Capture

Monte Carlo method

Reg.	208W/cm						140W/cm					
	case1		case2		case3		case1		case2		case3	
1	0.894	±0.021%	0.719	±0.033%	0.740	±0.034%	0.889	±0.021%	0.717	±0.033%	0.733	±0.034%
2	0.894	±0.021%	0.730	±0.029%	0.747	±0.030%	0.889	±0.021%	0.728	±0.029%	0.740	±0.030%
3	0.894	±0.021%	0.742	±0.027%	0.757	±0.028%	0.889	±0.021%	0.740	±0.028%	0.751	±0.028%
4	0.894	±0.021%	0.757	±0.027%	0.771	±0.027%	0.889	±0.021%	0.755	±0.027%	0.765	±0.027%
5	0.894	±0.021%	0.776	±0.027%	0.786	±0.027%	0.889	±0.021%	0.773	±0.026%	0.781	±0.027%
6	0.894	±0.021%	0.800	±0.026%	0.806	±0.027%	0.889	±0.021%	0.797	±0.026%	0.801	±0.026%
7	0.894	±0.021%	0.834	±0.027%	0.836	±0.027%	0.889	±0.021%	0.830	±0.027%	0.833	±0.027%
8	0.894	±0.021%	0.890	±0.028%	0.884	±0.028%	0.889	±0.021%	0.884	±0.028%	0.882	±0.028%
9	0.894	±0.021%	1.015	±0.033%	0.993	±0.033%	0.889	±0.021%	1.004	±0.033%	0.990	±0.033%
10	0.894	±0.021%	1.680	±0.047%	1.613	±0.047%	0.889	±0.021%	1.658	±0.047%	1.608	±0.048%

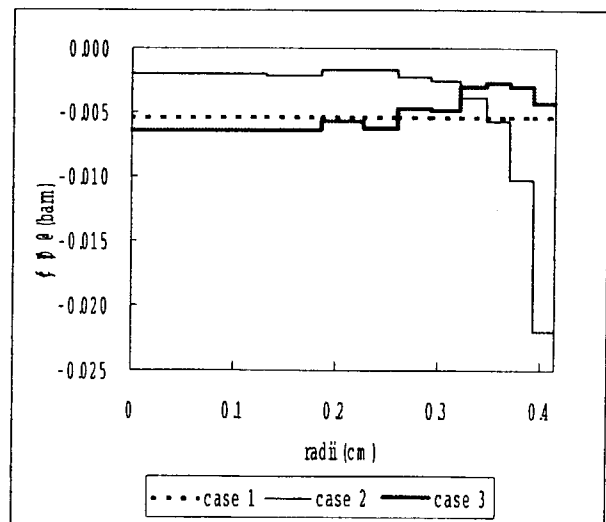
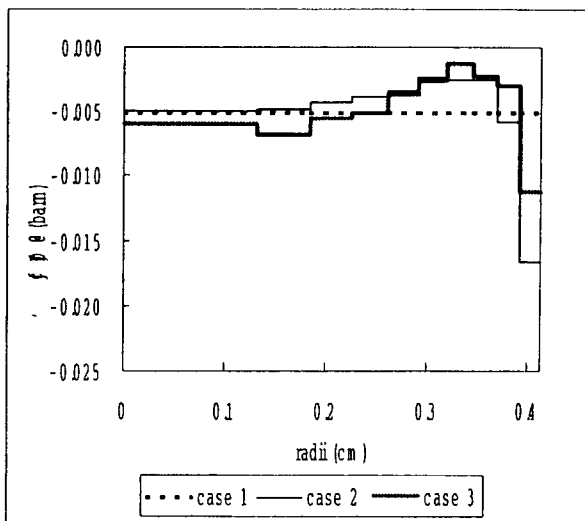
(barn)

Difference of 1 group Cross-section in PWR cell

U238 Capture

Multiband method

Monte Carlo method



(low temp.) — (high temp.)

Effective Cross-section in PWR cell

U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)

Multiband method

Reg.	208W/cm			140W/cm		
	case1	case2	case3	case1	case2	case3
1	24.73	11.22	11.22	24.52	11.25	11.23
2	24.73	12.21	12.22	24.52	12.23	12.23
3	24.73	11.96	11.94	24.52	12.01	11.99
4	24.73	12.82	12.80	24.52	12.89	12.86
5	24.73	14.48	14.48	24.52	14.55	14.55
6	24.73	15.59	15.64	24.52	15.69	15.74
7	24.73	18.88	18.94	24.52	18.95	19.05
8	24.73	22.02	22.10	24.52	22.04	22.19
9	24.73	30.55	29.86	24.52	30.12	29.73
10	24.73	90.30	85.42	24.52	88.39	84.67

(barn)

Effective Cross-section in PWR cell

U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)

Monte Carlo method

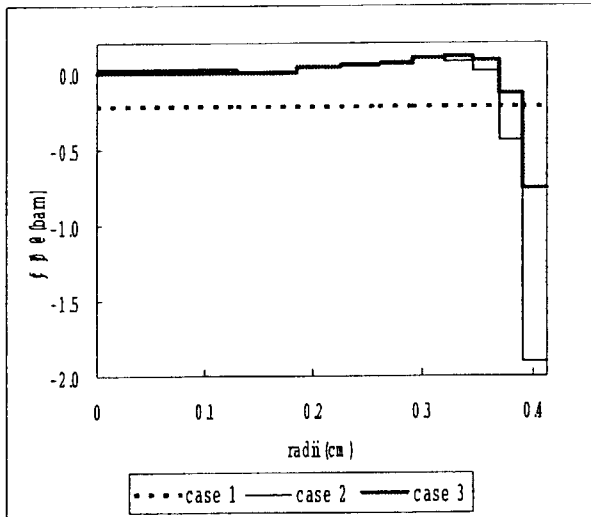
Reg.	208W/cm						140W/cm					
	case1		case2		case3		case1		case2		case3	
1	23.93	±0.087%	11.33	±0.213%	11.86	±0.217%	23.75	±0.087%	11.46	±0.212%	11.89	±0.216%
2	23.93	±0.087%	11.78	±0.188%	12.19	±0.189%	23.75	±0.087%	11.83	±0.186%	12.21	±0.185%
3	23.93	±0.087%	12.17	±0.173%	12.72	±0.177%	23.75	±0.087%	12.30	±0.173%	12.70	±0.177%
4	23.93	±0.087%	12.75	±0.170%	13.42	±0.167%	23.75	±0.087%	12.93	±0.164%	13.35	±0.167%
5	23.93	±0.087%	13.54	±0.160%	14.23	±0.159%	23.75	±0.087%	13.71	±0.157%	14.22	±0.155%
6	23.93	±0.087%	14.69	±0.155%	15.37	±0.154%	23.75	±0.087%	14.85	±0.152%	15.32	±0.151%
7	23.93	±0.087%	16.56	±0.153%	17.18	±0.147%	23.75	±0.087%	16.62	±0.147%	17.13	±0.147%
8	23.93	±0.087%	20.06	±0.149%	20.43	±0.145%	23.75	±0.087%	19.98	±0.144%	20.32	±0.144%
9	23.93	±0.087%	29.77	±0.148%	28.89	±0.146%	23.75	±0.087%	29.20	±0.147%	28.63	±0.145%
10	23.93	±0.087%	89.90	±0.123%	84.94	±0.125%	23.75	±0.087%	88.04	±0.124%	84.61	±0.128%

(barn)

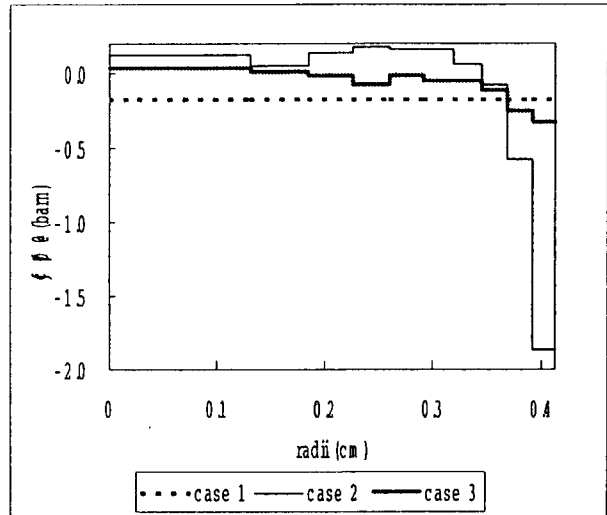
Difference of Effective X-section in PWR cell

U238 Capture (at 6.4760~8.3153eV)

Multiband method

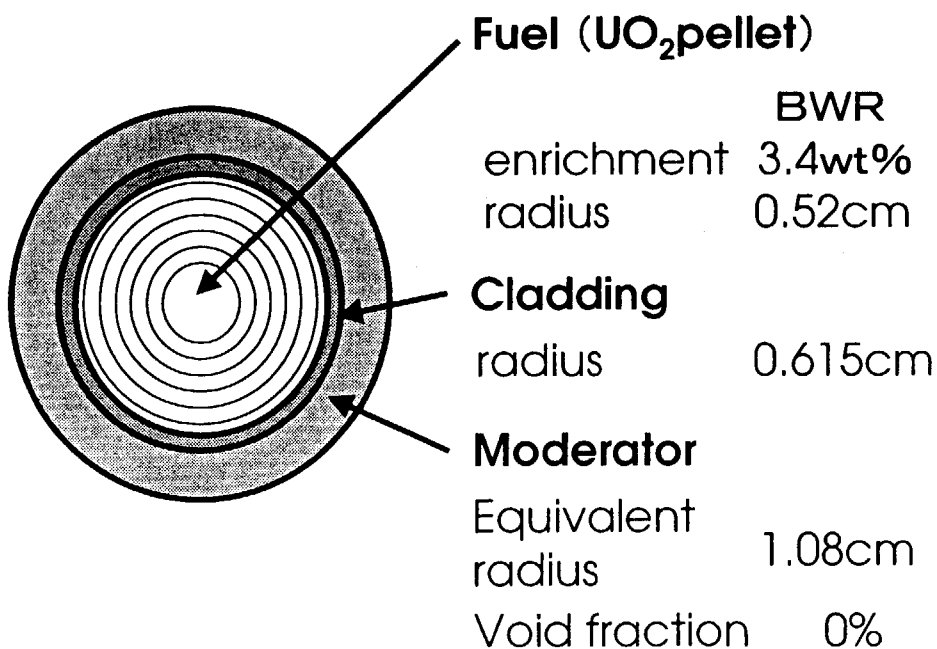


Monte Carlo method



(low temp.) — (high temp.)

Calculation model (Transient state)



Calculation Condition

- Initial power (zero power)
- Initial temperature in fuel pellet = 300 K
- : Linear heat generation rate = 190×10^{-5} W/cm

- Insertion reactivity

- : Positive ramped reactivity (30\$/sec)

- : Insertion time = 0.05 sec (total 1.5\$)

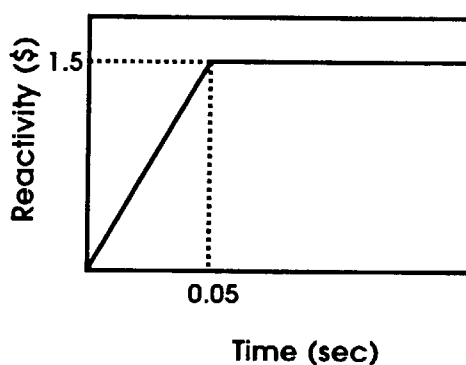


Fig. Insertion reactivity

Time Dependent Neutron Transport Equation

$$\frac{1}{v(E)} \frac{\partial \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t)}{\partial t} + \bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) + \Sigma(\bar{r}, E, t) \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t)$$

$$= \int d\bar{\Omega}' \int dE' \Sigma_s(\bar{r}, \bar{\Omega}' \rightarrow \bar{\Omega}, E' \rightarrow E, t) \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t)$$

$$+ (1 - \beta) \chi_p(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_f(\bar{r}, E', t) \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) / 4\pi + \sum_m \chi_d(E) \lambda_m C_m(\bar{r}, t)$$

$\chi_p(E)$: Fission Spectrum (Prompt Neutron)

$\chi_d(E)$: Fission Spectrum (Delayed Neutron)

$C_m(\bar{r}, t)$: Precursor Density

where

$$\frac{\partial C_m(\bar{r}, t)}{\partial t} = -\lambda_m C_m(\bar{r}, t) + \beta_m \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_f(\bar{r}, E', t) \Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t)$$

Kinetic Equation Based on Improved Quasistatic Approximation

$$\Phi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) = \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) \phi(t)$$

$\Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t)$: Shape Function

$\phi(t)$: Amplitued Function

$$\begin{aligned} \frac{d\phi(t)}{dt} &= \frac{\rho(t) - \bar{\beta}(t)}{\Lambda(t)} \phi(t) + \sum_m \lambda_m C_m(\bar{r}, t) \\ \frac{1}{v(E)} &\left\{ \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) \frac{d\phi(t)}{dt} + \phi(t) \frac{\partial \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t)}{\partial t} \right\} \\ &= \left\{ -\bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) - \Sigma(\bar{r}, E, t) \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) \right. \\ &\quad + \int d\bar{\Omega}' \int dE' \Sigma_s(\bar{r}, \bar{\Omega}' \rightarrow \bar{\Omega}, E' \rightarrow E, t) \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \\ &\quad + (1 - \bar{\beta}(t)) \chi_p(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_t(\bar{r}, E', t) \Psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) / 4\pi \left. \right\} \phi(t) \\ &\quad + \sum_m \chi_d(E) \lambda_m C_m(\bar{r}, t) / 4\pi \end{aligned}$$

The shape function obtained from time-dependent integral transport equation.

$$\begin{aligned} \Sigma_{i,t_k}^g \Psi_{i,t_k}^g V_i &= \sum_j \sum_{g'} P_{ji,t_k}^g \left\{ \Sigma_{s,j,t_k}^{g' \rightarrow g} \Psi_{j,t_k}^{g'} + S_{j,t_k}^{g,g'} \right\} V_j \\ S_{j,t_k}^{g,g'} &= -\frac{1}{v^g} \left\{ \frac{\Psi_{j,t_k}^{g'} \phi_{t_k} - \phi_{t_{k-1}}}{\phi_{t_k} \delta t_{k,k-1}} + \frac{\Psi_{j,t_k}^{g'} - \Psi_{j,t_{k-1}}^{g'}}{\delta t_{k,k-1}} \right\} \\ &\quad + (1 - \beta) \chi_p^g v \Sigma_{f,j,t_k}^{g'} \Psi_{j,t_k}^{g'} \\ &\quad + \sum_{m=1}^M \chi_m^g \lambda_m C_{m,j,t_k} / \phi_{t_k} \end{aligned}$$

V_i : Volume in Region i

P_{ji,t_k}^g : Collision Probability at Time Step t_k

where

$$\begin{aligned} \rho(t) = & \frac{1}{F(t)} \int d\bar{r} \int d\bar{\Omega} \int dE \psi^*(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, 0) \{ -\bar{\Omega} \cdot \overline{\text{grad}} \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) - \Sigma(\bar{r}, E, t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, t) \\ & + \int d\bar{\Omega}' \int dE' \Sigma_s(\bar{r}, \bar{\Omega}' \rightarrow \bar{\Omega}, E' \rightarrow E, t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \\ & + (1 - \bar{\beta}(t)) \chi_p(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_r(\bar{r}, E', t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \\ & + \bar{\beta}(t) \chi_d(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_r(\bar{r}, E', t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \end{aligned}$$

$$\bar{\beta}(t) = \sum_m \frac{1}{F(t)} \int d\bar{r} \int d\bar{\Omega} \int dE \psi^*(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, 0) \beta_m \chi_d(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_r(\bar{r}, E', t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t)$$

$$\begin{aligned} F(t) = & \int d\bar{r} \int d\bar{\Omega} \int dE \psi^*(\bar{r}, \bar{\Omega}, E, 0) \{ (1 - \bar{\beta}) \chi_p(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_r(\bar{r}, E', t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \\ & + \sum_m \beta_m \chi_m(E) \int d\bar{\Omega}' \int dE' v \Sigma_r(\bar{r}, E', t) \psi(\bar{r}, \bar{\Omega}', E', t) \} \end{aligned}$$

Table Temperature in each region

region number	0.1 sec	0.5 sec	1.0 sec
1	304.1	681.0	762.5
2	304.1	686.2	766.1
3	304.2	691.8	767.2
4	304.3	696.3	765.0
5	304.3	699.0	759.1
6	304.4	698.5	749.2
7	304.5	693.8	735.3
8	304.6	684.3	717.5
9	304.6	669.5	696.4
10	304.7	649.7	672.2
average	304.4	685.0	739.0

(K)

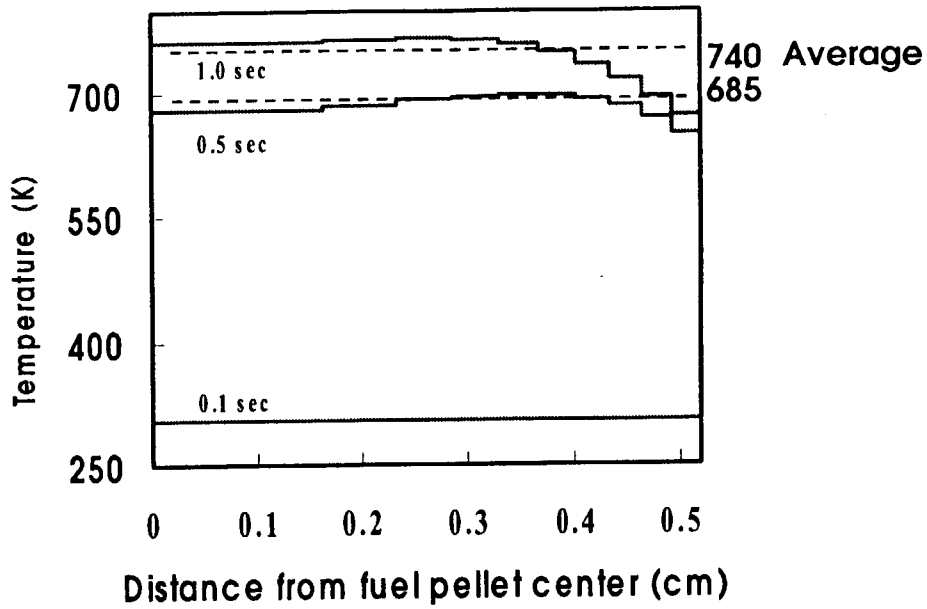


Fig. Time dependence of temperature distribution in a fuel pellet

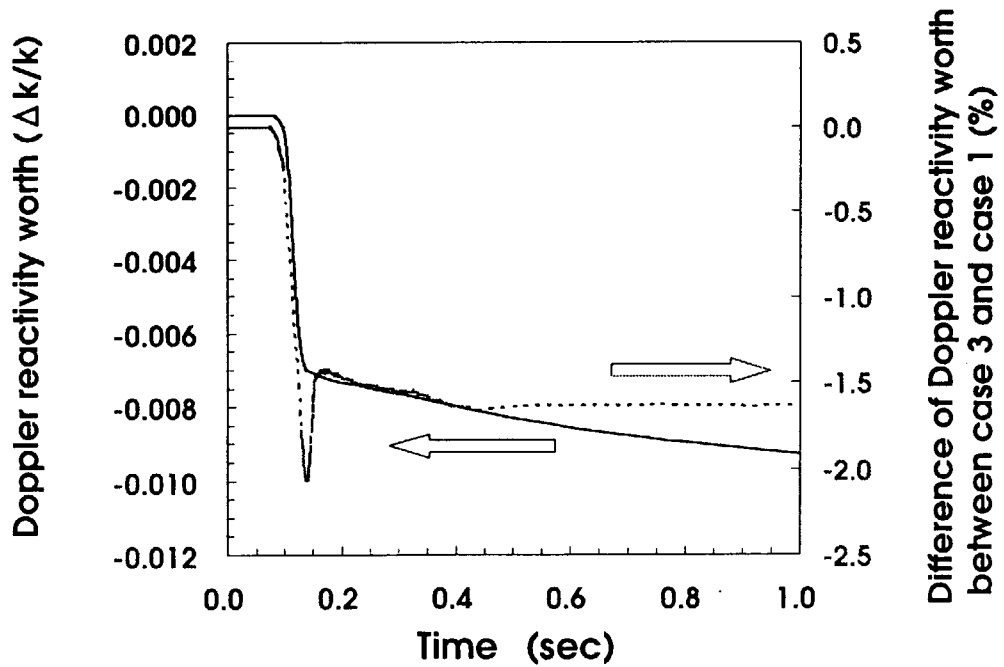


Fig. Time dependence of Doppler reactivity worth

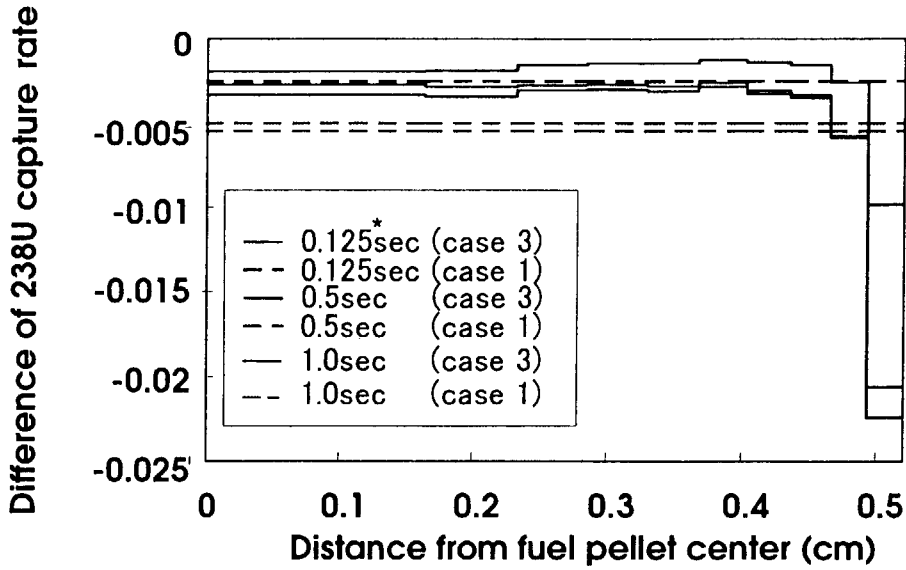


Fig. Difference between 238U capture rates at 0.0s and each time step (*power peak)

	case 1	case	e e ce
s 1 s			1 1
s s			1
s 1 s			1

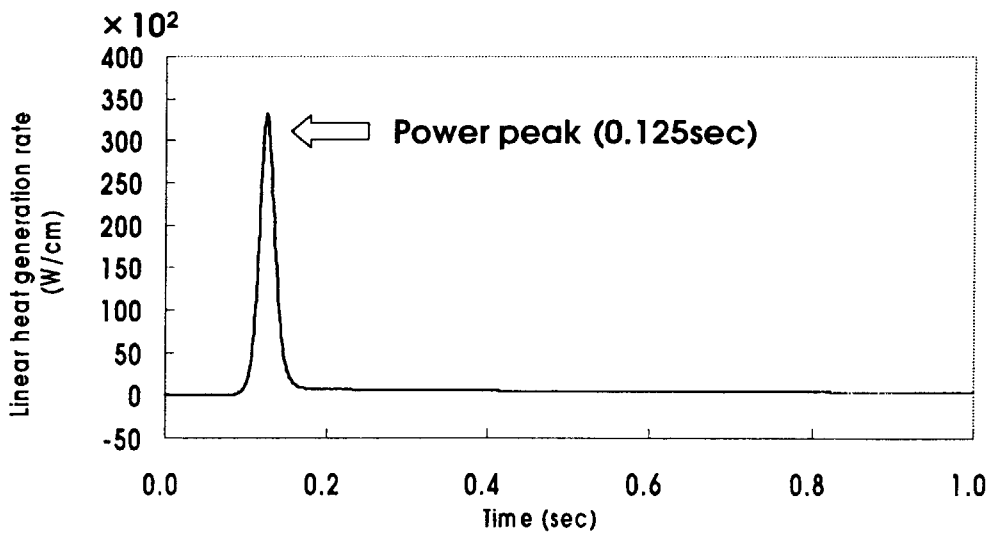


Fig. Time dependence of linear heat generation rate

Table Linear heat generation rate at each time step

Time (sec)	case1 (W/cm)	case3 (W/cm)	Difference (%)
0.125*	3.309×10^4	3.357×10^4	1.41
0.5	5.111×10^2	5.221×10^2	2.15
1.0	3.922×10^2	4.003×10^2	2.06

*Power peak

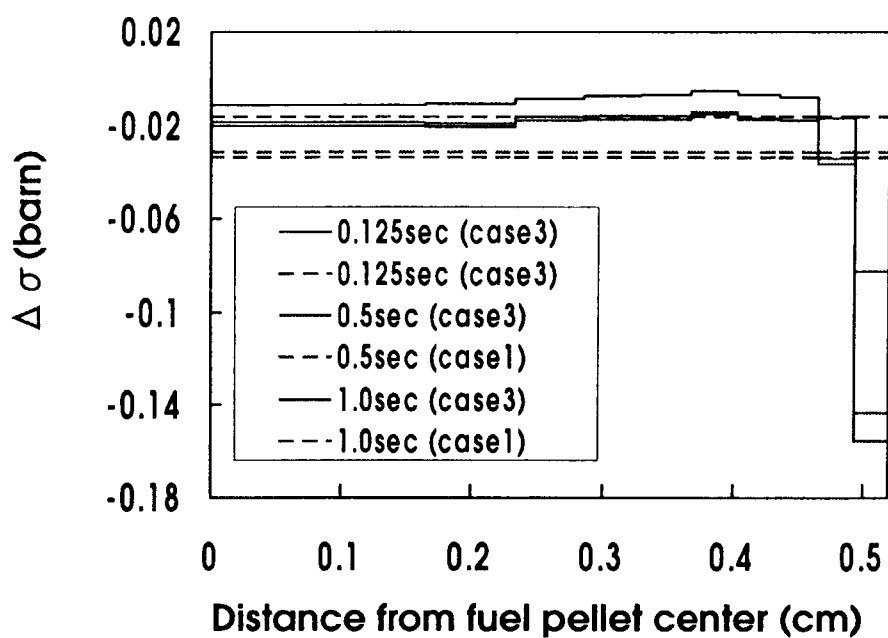


Fig. Difference between ²³⁸U 1-group capture cross sections at 0.0s and each time step

Table Difference of ²³⁸U 1-group capture cross section at 0.0s and each time step

Region No.	case 1			case 3		
	0.125sec	0.5sec	1.0sec	0.125sec	0.5sec	1.0sec
1	-0.016	-0.031	-0.033	-0.011	-0.019	-0.020
2	-0.016	-0.031	-0.033	-0.011	-0.019	-0.021
3	-0.016	-0.031	-0.033	-0.008	-0.016	-0.018
4	-0.016	-0.031	-0.033	-0.007	-0.016	-0.017
5	-0.016	-0.031	-0.033	-0.007	-0.016	-0.017
6	-0.016	-0.031	-0.033	-0.005	-0.014	-0.015
7	-0.016	-0.031	-0.033	-0.007	-0.017	-0.017
8	-0.016	-0.031	-0.033	-0.008	-0.018	-0.018
9	-0.016	-0.031	-0.033	-0.017	-0.036	-0.034
10	-0.016	-0.031	-0.033	-0.082	-0.143	-0.155

(barn)

Conclusions

Static State

The Averaged Temperature model induces overestimation of the Doppler Reactivity Coefficient (compared to the reference calculation with the Temperature distribution):

·Multiband method

About + 16 % in BWR cell

About + 8 % in PWR cell

·Continuous Energy
Monte Carlo method

About + 6 % in BWR cell

About + 10 % in PWR cell

Transient State

The difference of Doppler reactivity worth is small (about 2.0%).

This is due to the rather flat temperature distribution during the transient.

Future Plan

- International benchmark problem

c. Angular Distribution in MOX fuel

Applicability of Characteristics method for neutron transport calculations was pointed out by Askew (1972).

- CACTUS-WIMSE (1980)
- KRAM-CASMO-4 (1993)
- MCCG (1993)
- CACTUS-WIMS7 (1996)
- CRX (Korea, 1996)

Basic Equations

Static neutron transport equation for direction $\bar{\Omega}_{mn}$ with libeary anisotropic scattering

$$\bar{\Omega}_{mn} \cdot \nabla \Phi_{gmn}(\vec{r}) + \Sigma_g(\vec{r}) \Phi_{gmn}(\vec{r}) = \lambda^{-1} \chi_g(\vec{r}) \sum_h v \Sigma_h^f(\vec{r}) \phi_h(\vec{r}) + \sum_h \Sigma_{h \rightarrow g}^{s0}(\vec{r}) \phi_h(\vec{r}) + 3 \bar{\Omega}_{mn} \cdot \sum_h \Sigma_{h \rightarrow g}^{s1}(\vec{r}) \bar{J}_h(\vec{r})$$

where

- Φ_{gmn} : 4π times the angular flux in group g and direction $\bar{\Omega}_{mn}$
- ϕ_h, \bar{J}_h : scalar flux and current in group h
- λ : eigenvalue
- χ_g : fission spectrum in group g
- $\Sigma_{h \rightarrow g}^{s0}, \Sigma_{h \rightarrow g}^{s1}$: zeroth and first terms in the expansion of the scattering cross section in a series of Legendre polynomials

Neutron source in group g , region i , and direction $\bar{\Omega}_{mn}$

$$Q_{gimn}(x, y) = \bar{Q}_{gi} + 3\Omega_{xmn} \bar{Q}_{xgi}^a + 3\Omega_{ymn} \bar{Q}_{ygi}^a + \bar{Q}'_{xgi}(x - x_i) + \bar{Q}'_{ygi}(y - y_i)$$

where

$$\bar{Q}_{gi} = \lambda^{-1} \chi_{gi} \sum_h v \Sigma_{h,i}^f \bar{\phi}_{hi} + \sum_h \Sigma_{h \rightarrow g,i}^{s0} \bar{\phi}_{hi}$$

$$\bar{Q}_{\alpha gi}^a = \sum_h \Sigma_{h \rightarrow g,i}^{s1} \bar{J}_{\alpha hi}, \alpha = x, y$$

$$\bar{Q}'_{\alpha gi} = \lambda^{-1} \chi_{gi} \sum_h v \Sigma_{h,i}^f \bar{\phi}'_{\alpha hi} + \sum_h \Sigma_{h \rightarrow g,i}^{s0} \bar{\phi}'_{\alpha hi}, \alpha = x, y$$

and (x_i, y_i) is the center of mass point of region i

Table 3 Deviations in pcm from the reference k_{∞} (1.04829) for different azimuthal integration schemes

angles M	MC M Δk_{∞}	ME M Δk_{∞}	ME $2M$ Δk_{∞}	ME+ M Δk_{∞}
6	-59	+101	+19	-11
7	-56	+77	+10	-2
8	-38	+52	+7	-11
9	-33	+39	+3	-5
10	-29	+36	+3	-12
12	-17	+21	+2	-2
14	-10	+10	0	-3
18	-3	+3	0	-3
19	-5	+5	0	0
20	-4	+3	-1	-3
24	-2	+2		-1

Table 4 Comparison of different polar integration schemes

Polynomial Levels	P_{10} 10 k_{∞}	P_6 3 Δk_{∞}	P_8 4 Δk_{∞}	P_{10} 5 Δk_{∞}	Ref. [10] 2 Δk_{∞}
MOX-00	1.13234	+18	-1	0	-3
MOX-20	1.04830	+20	0	+1	-3
MOX-40	0.98769	+22	0	+1	-3
UO2-00	1.22726	+6	+2	+2	-9
UO2-20	1.01045	+8	+1	+2	-9
UO2-40	0.86835	+8	+1	+1	-11

Δk_{∞} is in pcm

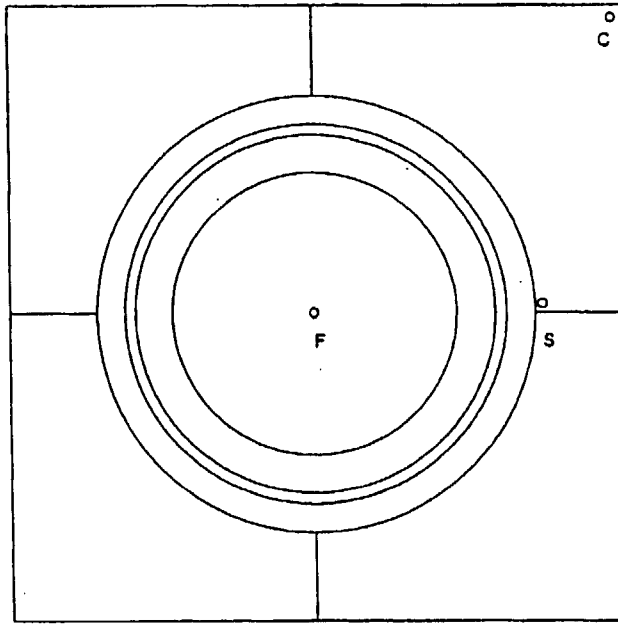


Figure 1 Positions of the detector regions (points)

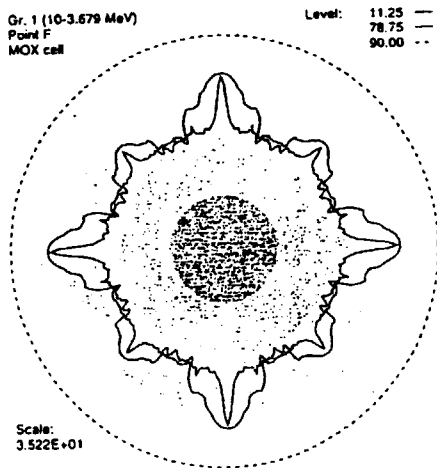


Figure 3: Angular flux at point F in group 1 for MOX cell

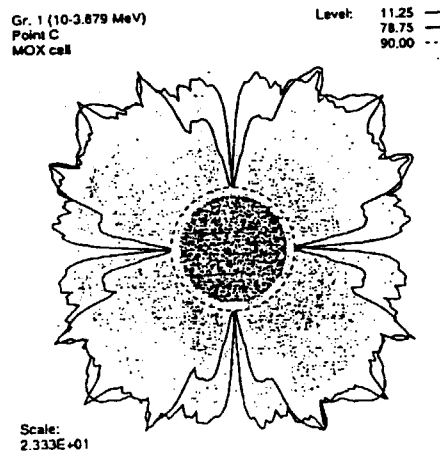


Figure 4: Angular flux at point C in group 1 for MOX cell

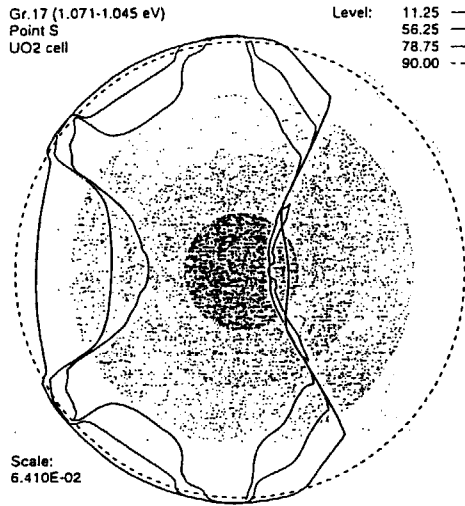


Figure 11: Angular flux at point S in group 17 for UO2 cell

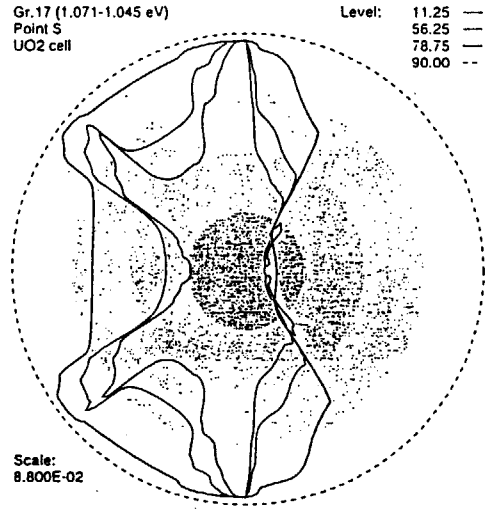


Figure 12: Angular flux at point S in group 17 for UO2 cell with transport corrected cross sections

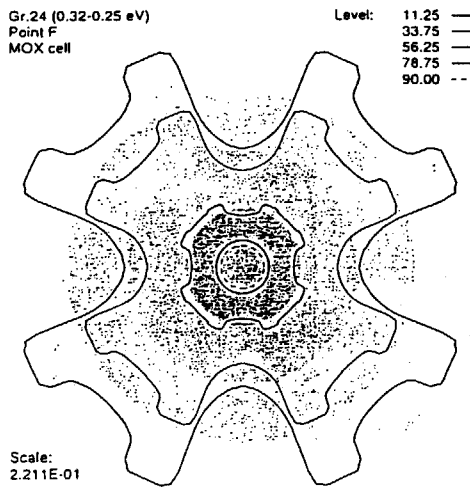


Figure 13: Angular flux at point F in group 24 for MOX cell

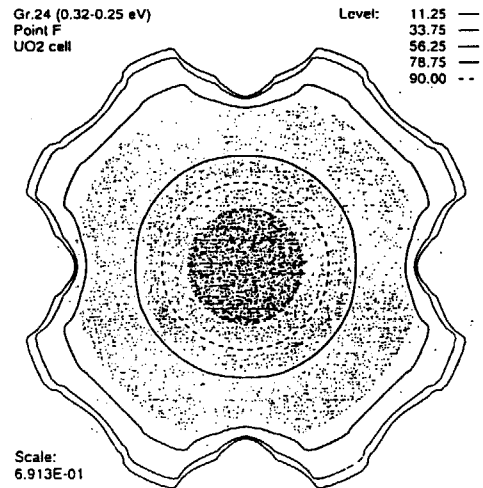


Figure 14: Angular flux at point F in group 24 for UO2 cell

3. Future Study

- Pin Wise Transient Analysis for RIA
- Perturbation Theory for Multiband Method
⇒ Doppler Reactivity
- Energy Collapsing Basic Theory
- MA Built up within Fuel Rods

付録 1-5

講演 OHP 資料集

「超臨界圧軽水冷却高速炉」

石渡 祐樹 (東京大学)

This is a blank page.

超臨界圧軽水冷却高速炉

東京大学原子力工学研究施設

石渡 祐樹 岡 芳明 越塚 誠一 向原 民

超臨界圧軽水冷却炉

- 超臨界圧軽水(～22.1[Mpa])を冷却材として利用するプラントで、熱効率が44%に達する。
- 冷却材の全量がタービンに流れ込む貫流直接サイクル型のプラントなので、気液分離・再循環・蒸気発生器が不要。炉心流量はBWRやPWRの1/7以下。圧力容器・格納容器が小型化する。
- 冷却材のエンタルピーが高いため、タービンが小型化する。

目次

1. 高出力炉心の設計
2. 増殖炉心の設計
3. 結論

1. 高出力炉心の設計

研究の背景

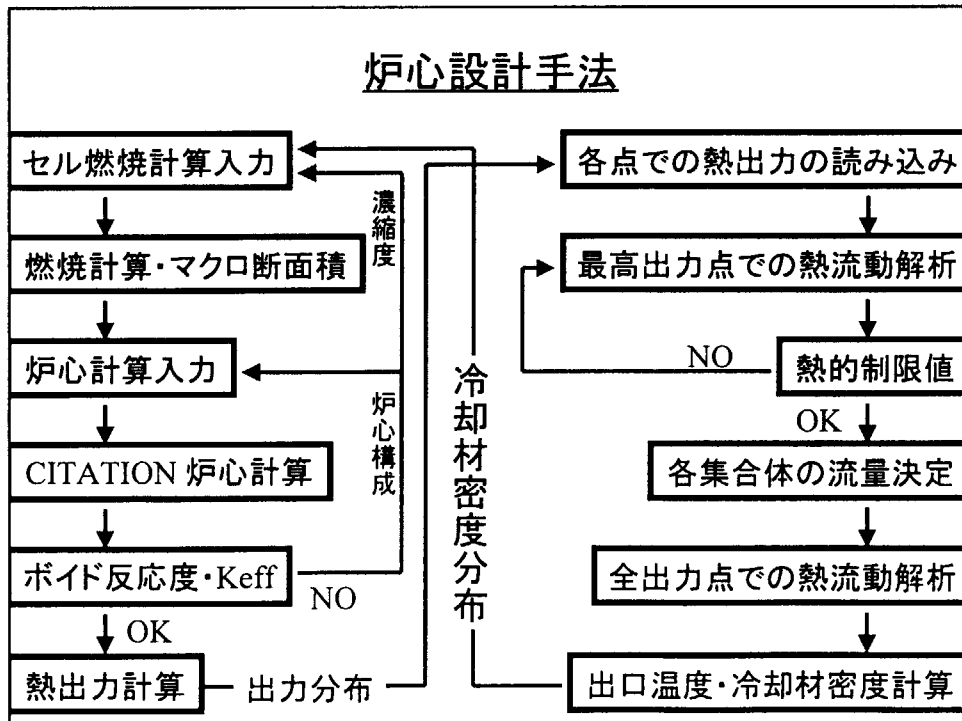
- Pu利用の経済性向上は核燃料サイクルの実用化上の重要課題
- ウラン燃料軽水炉を経済性で上回るMOX燃料高速炉の研究が必要
- 超臨界圧軽水冷却炉は稠密燃料の高速炉に適する。
流量が少なくポンプが強力なため圧損増加がPWRのようなポンプ動力増大にならない。圧力が高く、不安定性が小さい。
- 当面、増殖の必要性は少ないので高速炉のブランケットを減らし出力の増大(経済性向上)をはかるのが望ましい。

研究の目的

- 超臨界圧軽水冷却高速炉SCFRのブランケット燃料を減らし、高出力化を目指した炉心を設計する。
- 炉心等価直径、圧力容器内径の等しい熱中性子炉であるSCLWR-Hとの炉心特性の比較を行う。
- それぞれの炉心のRPV内面での高速中性子照射量が制限値以下であることを確認する。

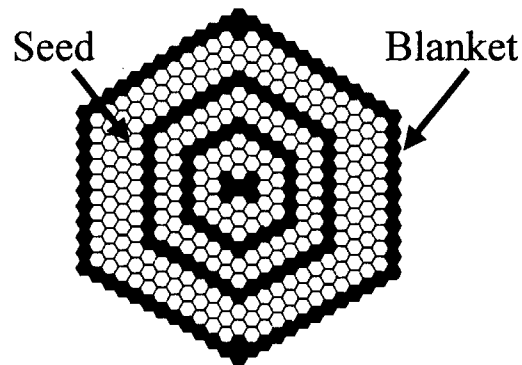
設計制約条件

- 熱的制約条件
 - 最大線出力密度39kW/m
 - 被覆管(インコネル)表面最高温度620°C
- 核的制約条件
 - 負のボイド反応度係数の達成
 - 内部ブランケットを有する非均質炉心
 - 水素化ジルコニウム層をシード燃料とブランケット燃料の境界に配置。



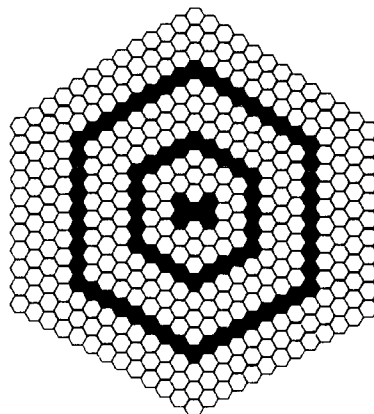
高転換炉心の設計

- MOX燃料を用いる。
- 燃料棒・集合体などの特性は過去の設計と同様
- 出口温度高温化のためにブランケット下降流冷却を採用。



高出力炉心の設計

- 外周部のブランケットをはずし、出力の最大化をはかる。
- 中性子照射量の制限から、熱遮蔽体を10cmから23cmに厚くした。



炉心諸元

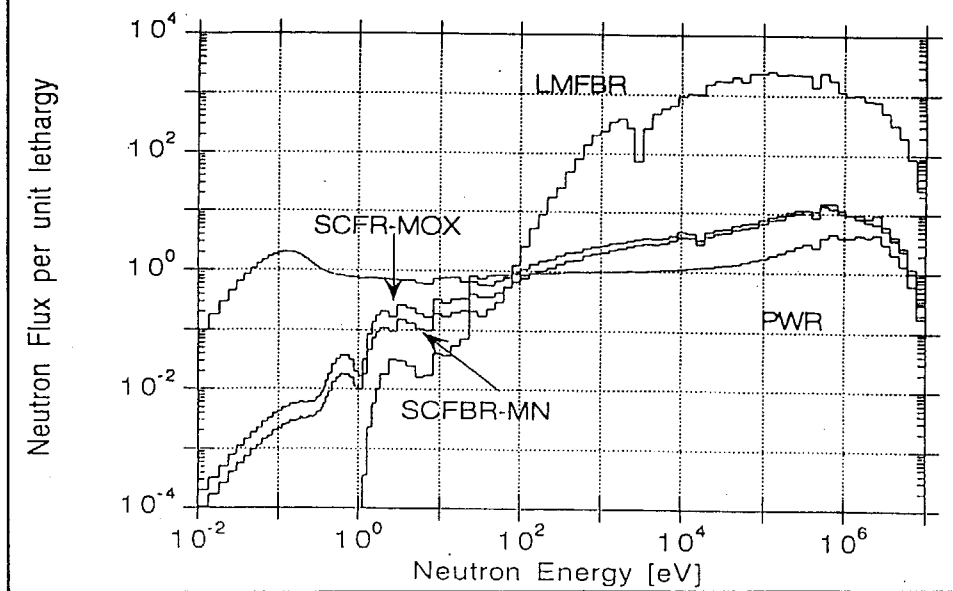
	SCFR-H (high conversion)	SCFR-H (high power)	SCLWR-H
熱 / 電気出力 [MW]	3893 / 1728	4522 / 2017	2755 / 1212
運転圧力 [MPa]	25	25	25
入口 / 出口温度 [°C]	280 / 526	280 / 531	280 / 508
実効炉心高さ / 直径 [m]	3.20 / 3.28	3.20 / 3.28	4.20 / 3.28
fissile 濃縮度 [%]	12.0 (MOX)	11.4 (MOX)	4.2 (UO ₂)
燃料棒外径 / ピッチ [mm]	8.8 / 10.1	8.8 / 10.1	8.0 / 9.5
Pu fissile 残存率	0.98	0.96	-
平均出力密度 [MW/m ³]	144*	167*	78
平均燃焼度 [GWD/ton]	62.5	64.0	45
高速中性子フルエンス** [n/cm ²]	5.42×10^{17}	1.01×10^{19} ***	3.23×10^{18}
* ブランケット含む ** 原子炉圧力容器内面 100 年間 *** 熱遮蔽体厚さ 23cm			

1の結論

- SCFR-Hは圧力容器内径の等しいSCLWR-Hに比べて電気出力が約40~66%大きくなる。
- 経済性の点で高出力効果は大きいので、
MOX SCFR-H > UO₂ SCLWR-H (>軽水炉)
となることが期待できる。

2. 増殖炉心の設計

スペクトルの比較



研究の背景

- これまでの高速炉の研究では、窒化物燃料を用いた炉心の増殖比は1.02程度であるがMOX燃料を用いた炉心の増殖比は0.98～1.0程度である。
- 増殖比が1.0近傍なので、炉心パラメータの変更が増殖性能に顕著に影響する。

研究の目的

1. MOX-SCFRの増殖比の感度解析を行う。
2. 増殖炉心を設計する。
3. 設計された炉心について、さらに感度解析を行う。

SCFRの増殖比の感度解析

増殖比; Pu fissile残存率の定義

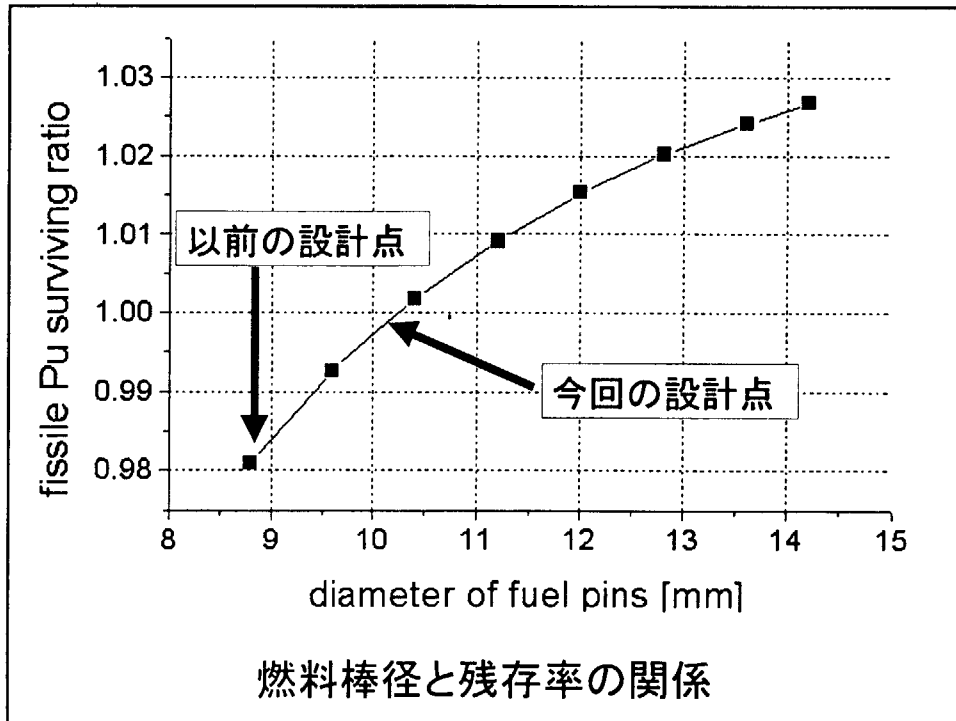
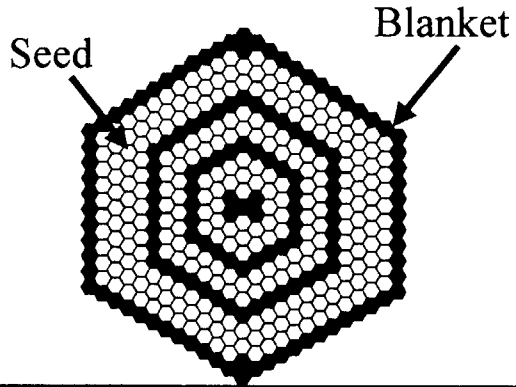
$$\text{Fissile Pu Surviving Ratio (FPSR)} = \frac{\text{total amount of fissile Pu at EOC}}{\text{total amount of fissile Pu at BOC}}$$

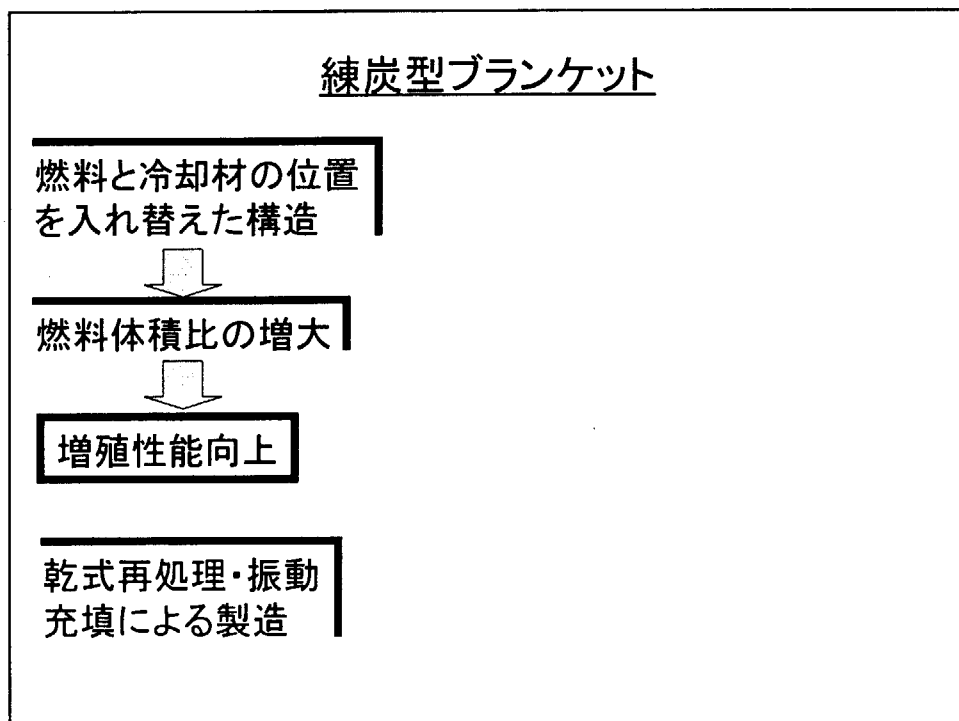
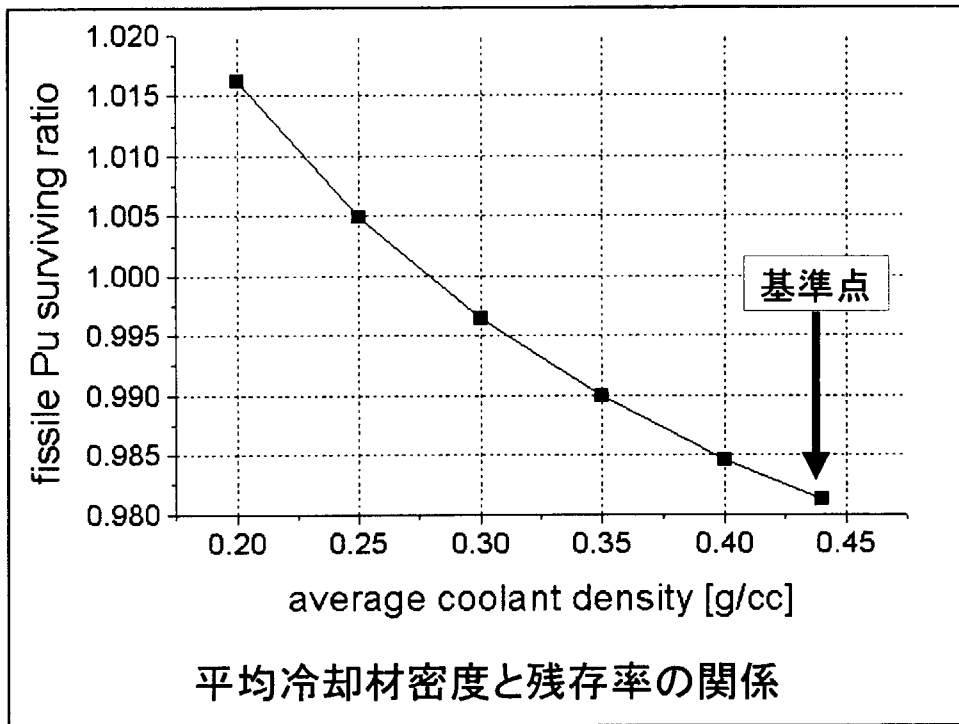
基準となる炉心

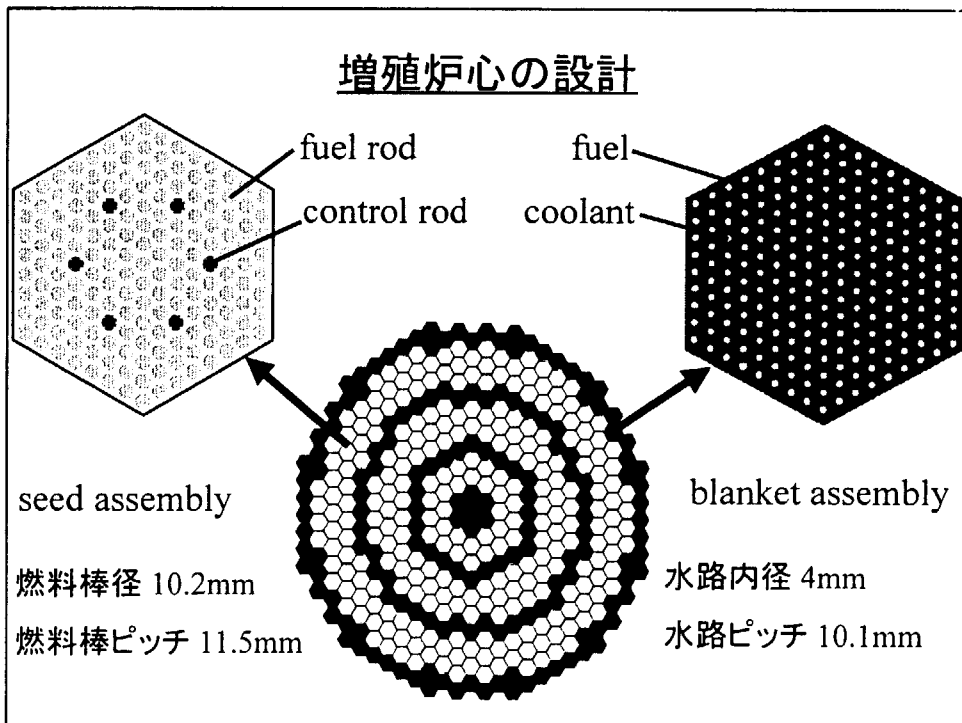
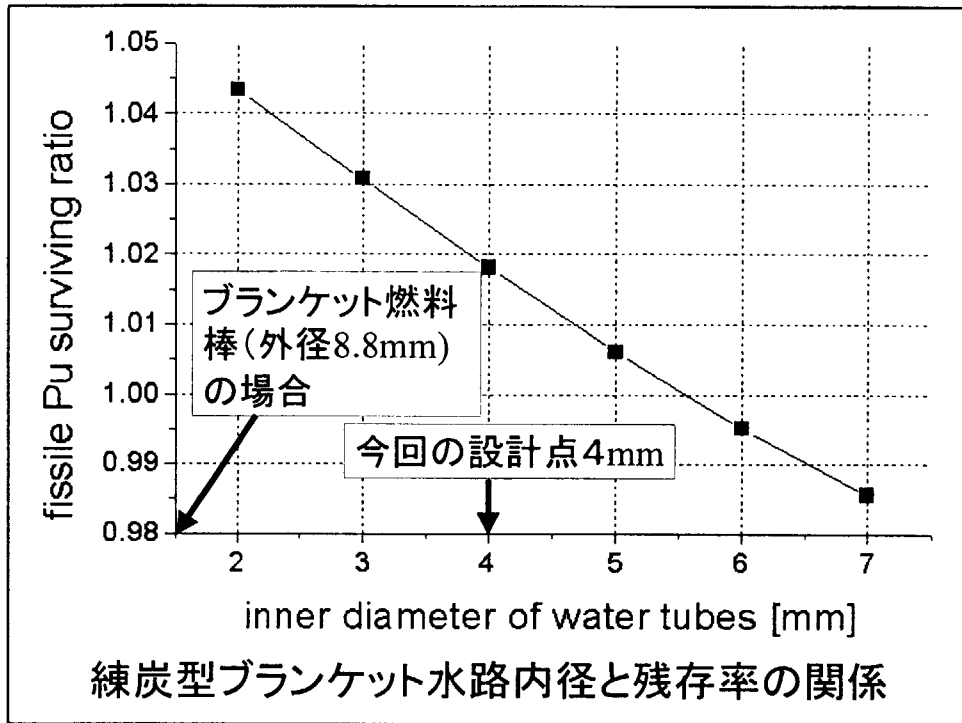


高転換SCFR-H

(残存率0.98)







熱・電気出力[MW]	3832/1698
熱効率[%]	44.3
冷却材	超臨界圧軽水
運転圧力[MPa]	25
平均出力密度[MW/m ³]	105*
平均燃焼度[GWD/ton]	43.4
Pu fissile インベントリ[ton]	11.5
ボイド係数[%dk/k]	-0.649
Pu fissile 残存率	1.034

* ブランケットも含む

SCFRの増殖比の感度解析 II

- 炉心の仕様は機械設計の際に変更される可能性がある
- 増殖比がどれ位上下するか？



感度解析で調査

シード燃料	燃料棒	燃料棒	練炭型
ブランケット燃料	燃料棒	練炭型	練炭型
熱/電気出力[MW]	3608/1600	3832/1698	4330/1914
平均出力密度[MW/m ³]	92*	108*	119*
平均燃焼度[GWD/ton]	39.9	43.4	39.5
Pu fissile インベントリ[ton]	11.9	11.5	12.7
ポイド係数[%dk/k]	-0.948	-0.649	-0.128
Pu fissile 残存率	1.021	1.034	1.046
* ブランケットも含む			

燃料棒ブランケットを用いた場合		
シード燃料棒径[mm]	ブランケット燃料棒径[mm]	残存率
8.8	8.8	0.987
	17.5	0.999
10.2	10.2	1.010
	14.2	1.015
	17.5	1.017
12.0	12.0	1.03
14.2	14.2	1.04

2の結論

- 重金属原子の割合を大きくすることでSCFRの増殖比が向上する。効果が大きいのは
 1. 燃料棒を太くする
 2. 練炭型を用いて、水路を細くする
- 妥当な炉心パラメータで超臨界圧軽水冷却高速増殖炉(SCFBR)は可能である。

貫流直接サイクルの超臨界圧軽水冷却炉 は稠密燃料格子の高速炉に適している

1. 流量が少なく貫流型なので、ポンプ動力増大や不安定性増大が問題にならない。
2. プラントシステムは同一なので、出力密度の高い高速炉は熱中性子炉よりも経済性で有利。
3. 燃料サイクルコスト(再処理コスト)の低減が実現すれば、軽水炉と経済性で競合できる。
4. 重金属原子の割合を多くすることで、増殖炉心が可能。

検討課題

- Puインベントリの低減
- 3次元の炉心計算
- 出口温度の向上

This is a blank page.

付録 1-6

講演 OHP 資料集

「FBR 実用化戦略調査研究フェーズ 1 について」

此村 守 (核燃料サイクル開発機構)

This is a blank page.

FBR実用化戦略調査研究フェーズ1について

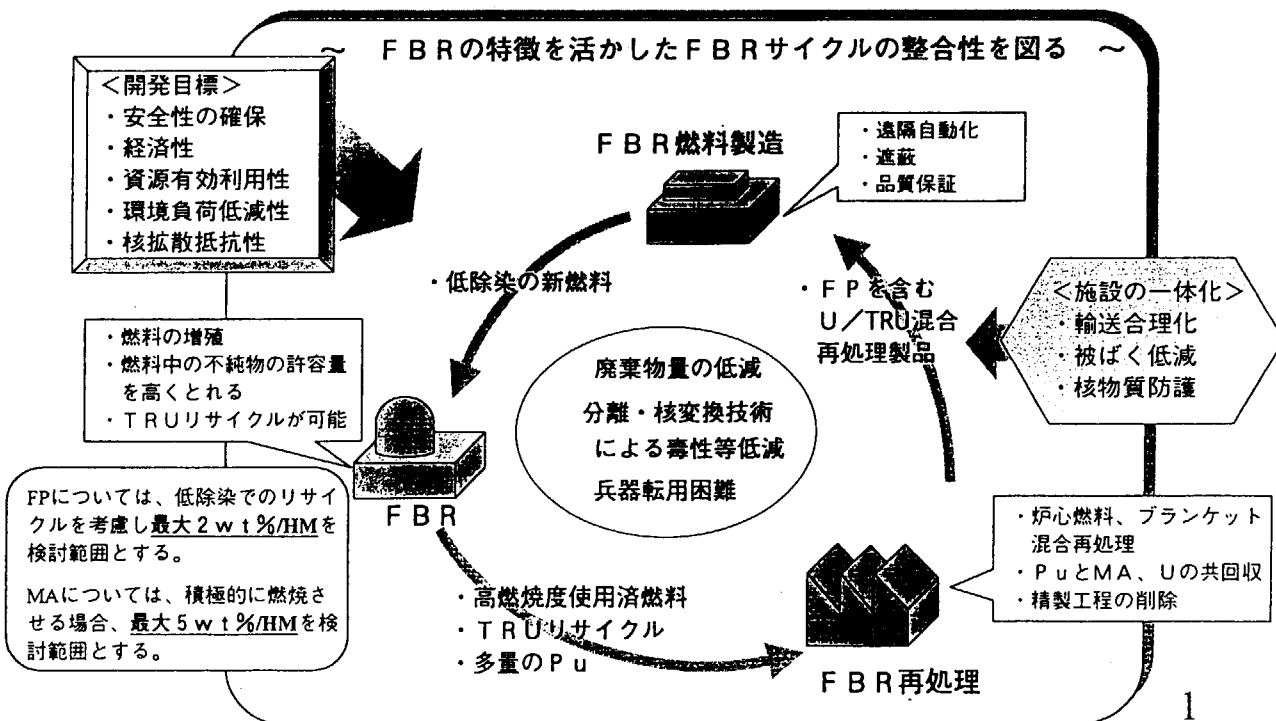
2001年3月2日

核燃料サイクル開発機構

大洗工学センター

此村 守

FBRサイクルの基本的な考え方



FBRサイクルの開発目標

- | | | |
|----------------|--------|--|
| <u>安全性</u> | 炉 | ○炉心損傷に至る恐れのある事象の発生を防止するとともに、その発生を仮定しても原子炉内で自然に終息 |
| | 燃料サイクル | ○臨界安全、閉じ込め機能に十分な対策を施す
○取扱物質の特性（化学的活性度、毒性等）やプロセス条件（運転温度等）を踏まえた安全対策 |
| <u>経済性</u> | | ○将来の軽水炉に比肩する経済性の達成
○コスト目標 ・ 炉の建設費：20万円/kWe
・ 再処理費：27万円/kgHM
・ 燃料製造費：16万円/kgHM |
| <u>資源有効利用性</u> | | ○高増殖から低増殖、TRU燃焼まで柔軟に対応
○高増殖としては、増殖比1.2程度を目標 |
| <u>環境負荷低減性</u> | | ○TRU燃焼および長半減期FPの核変換により、放射性廃棄物量等を低減
○施設の運転・保守および廃止措置に伴い発生する放射性廃棄物量の低減 |
| <u>核拡散抵抗性</u> | | ○FBRサイクルの中で純粋なプルトニウムが単独で存在しないこと
○核物質防護性および保障措置性の対応が良好な設計 |

2

FBRサイクルシステムの主な設計目標

FBRシステム

- ◆ 建設費：20万円/kWe
- ◆ 運転期間：12～24ヶ月程度
- ◆ 稼働率：90%程度
- ◆ 建設工期：50ヶ月以内
- ◆ 燃焼度：15万MWd/t程度（炉心燃料取出平均）
- ◆ 増殖比：1.2程度
- ◆ TRU燃焼：MA混入率1～5wt%/HM
- ◆ FP混入率：2wt%/HM以下
- ◆ 安全性：受動安全機能、再臨界回避

燃料サイクルシステム

- ◆ 燃料サイクル費：43万円/kgHM
- ◆ 処理能力：50および200tHM/年
- ◆ 稼働率：200日/年
- ◆ 燃焼度：15万MWd/t程度（炉心燃料取出平均）
- ◆ 回収率：99%以上（将来的に99.9%以上）
- ◆ 炉外サイクル時間：5年（冷却4年、再処理・燃料製造1年）
- ◆ MA混入率：1～5wt%/HM
- ◆ FP混入率：2wt%/HM以下
- ◆ 安全性：軽水炉燃料サイクルと同等

3

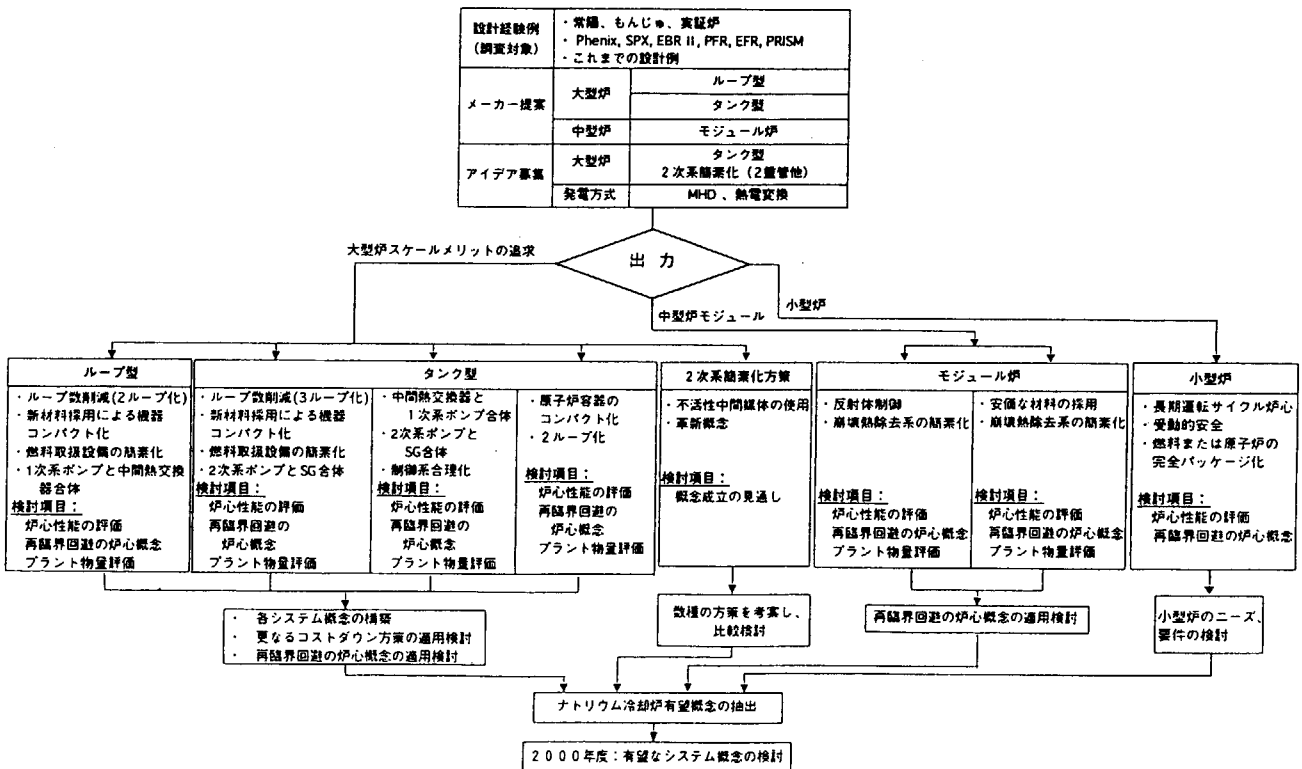
第1期におけるFBRシステムの検討

冷却材 (プラントシステム)	燃料形態		固体燃料					液体燃料 (U+Pu)
			ピン型燃料			被覆粒子燃料		
			酸化物	金属	窒化物	酸化物	窒化物	
Na冷却	大型炉		○	○	○			
	中小型モジュール炉		○	○	○			
重金属冷却	大型炉(Pb)		○	○	○			
	中小型モジュール炉(Pb、PbBi)		○	○	○			
ガス冷却	大型炉	(CO2) 蒸気タービン発電	○	○	○			
		(He) 蒸気タービン発電	○	○	○			
		ガスタービンまたは複合発電	○		○	○	○	
	中小型モジュール炉(He)		○		○	○	○	
水(重水)冷却			○					
燃料による冷却								○

(注)○は、検討対象を示す。

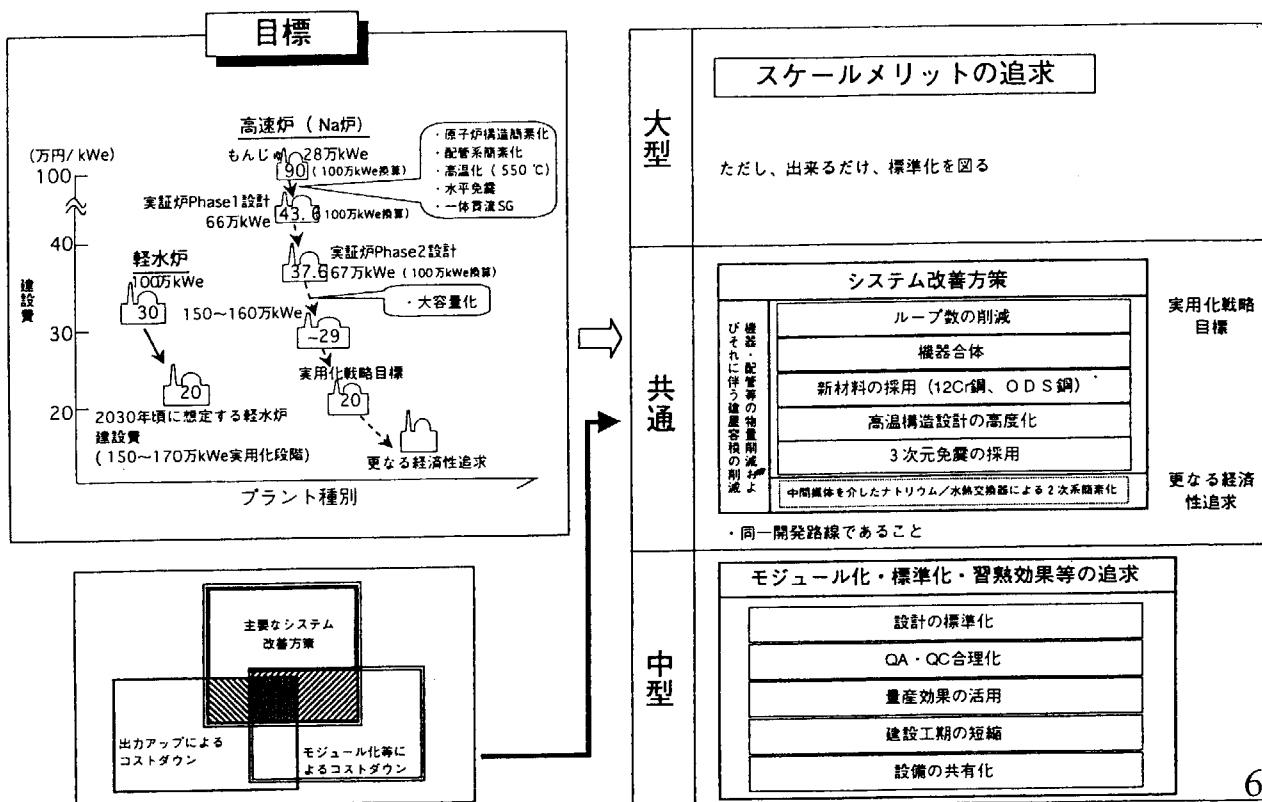
4

ナトリウム冷却炉の候補と検討の進め方



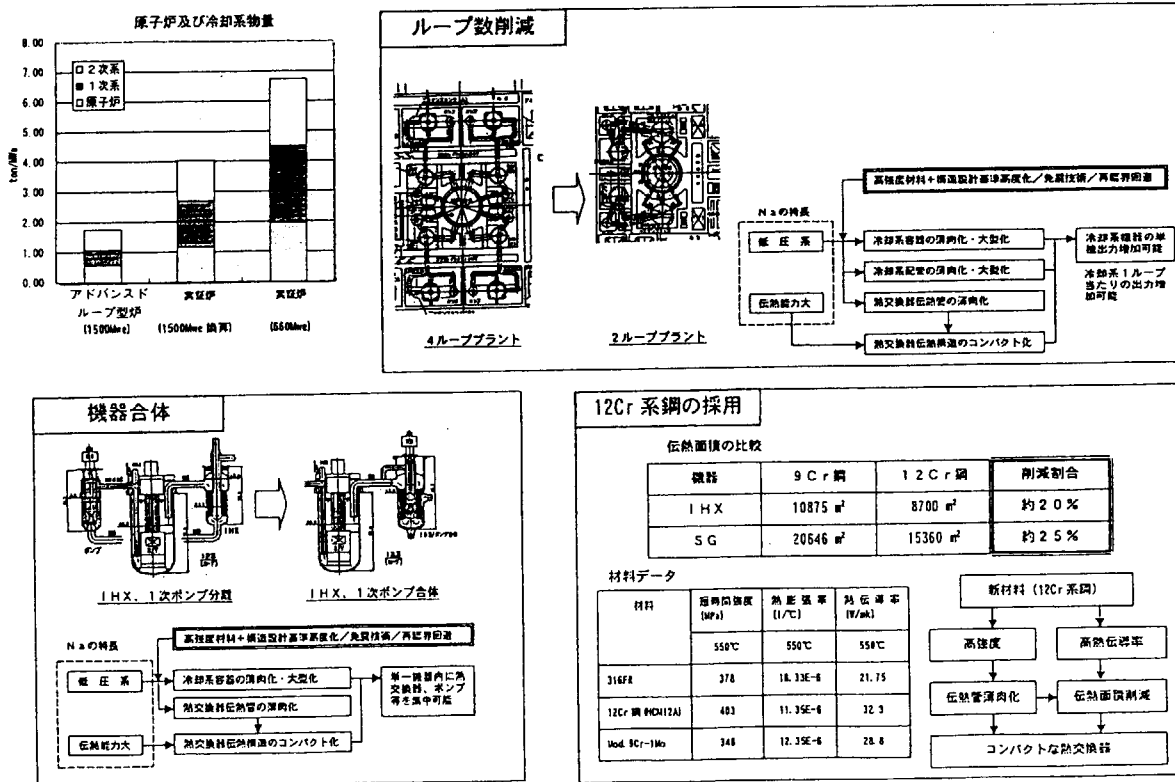
5

ナトリウム炉の経済性追求概要



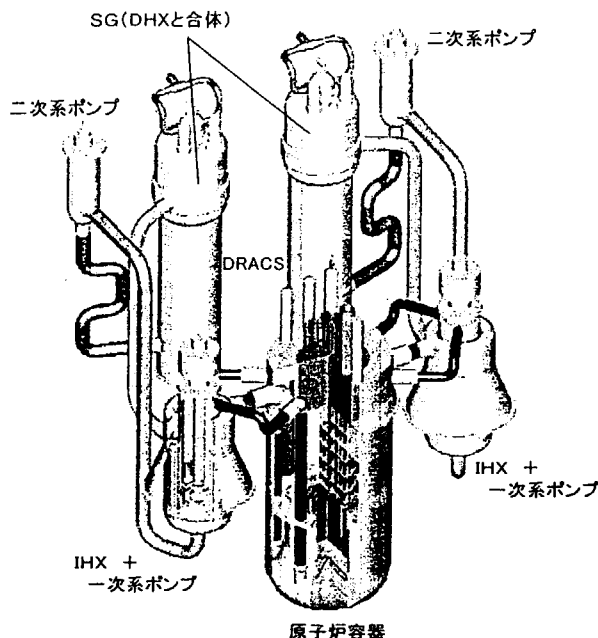
6

ナトリウム冷却大型炉のコストダウン

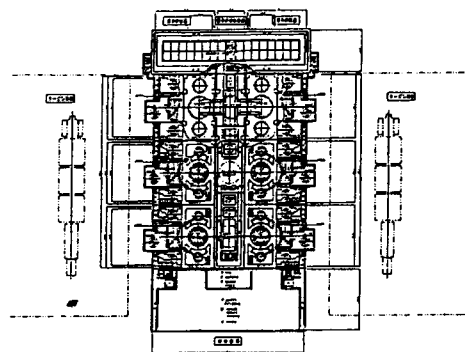


7

ナトリウム冷却大型炉・中型モジュール炉

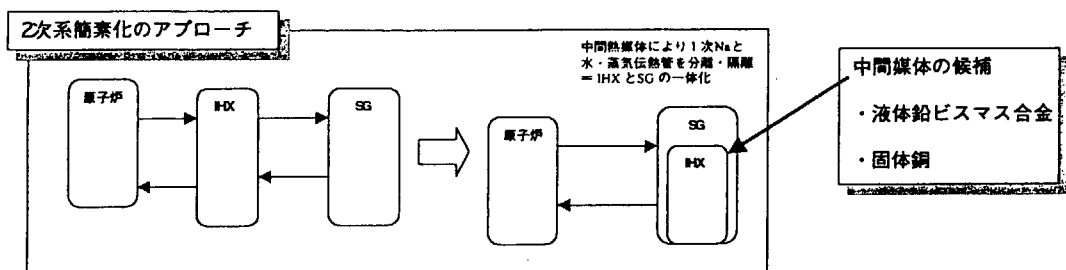


大型炉



中型モジュール炉

Na-水反応の排除（不活性中間媒体）による2次系簡素化アプローチ



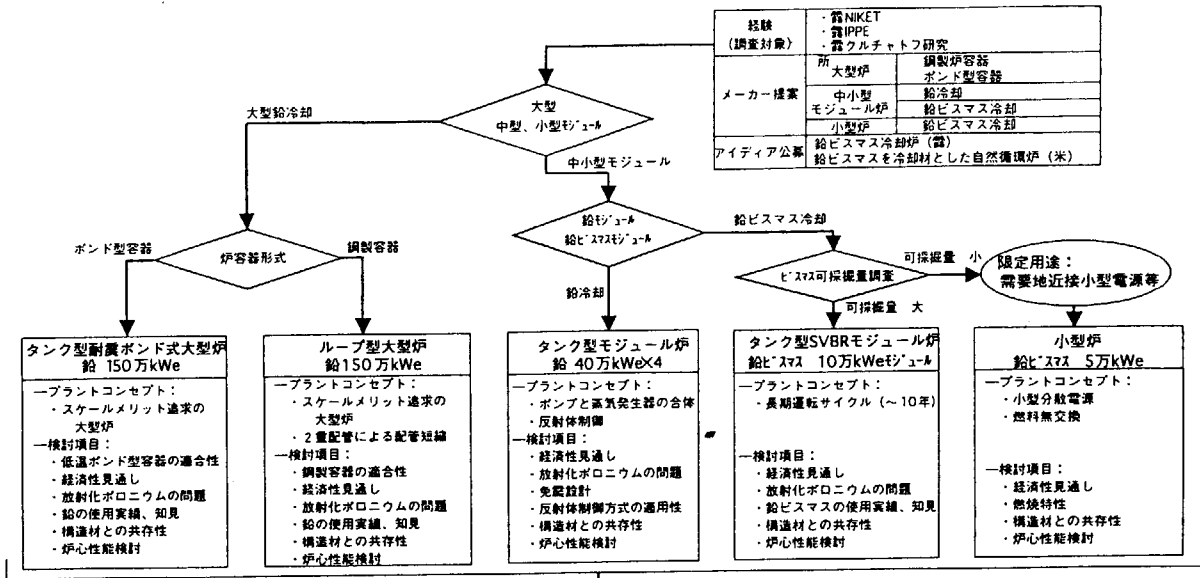
鉛ビスマス熱媒体蒸気発生器

概念の特徴：
 同心円状に非接触配置した1次Naと水・蒸気伝熱管の中間層をPb-Bi層とし、Pb-Bi内の熱伝導を介してNa → 水間で熱交換する。
 中間熱媒体の Pb-Bi は水およびNaとそれぞれ不活性。
 左図の概念に代表されるチューブ型と、Pb-Bi層をプールとし、Na伝熱管および水・蒸気伝熱管を横濱するタイズプール型を検討。
課題：
 伝熱性能、経済性の確認
 Pb-Bi熱媒体の諸特性（反応性、腐食性）の確認

固体銅熱媒体蒸気発生器

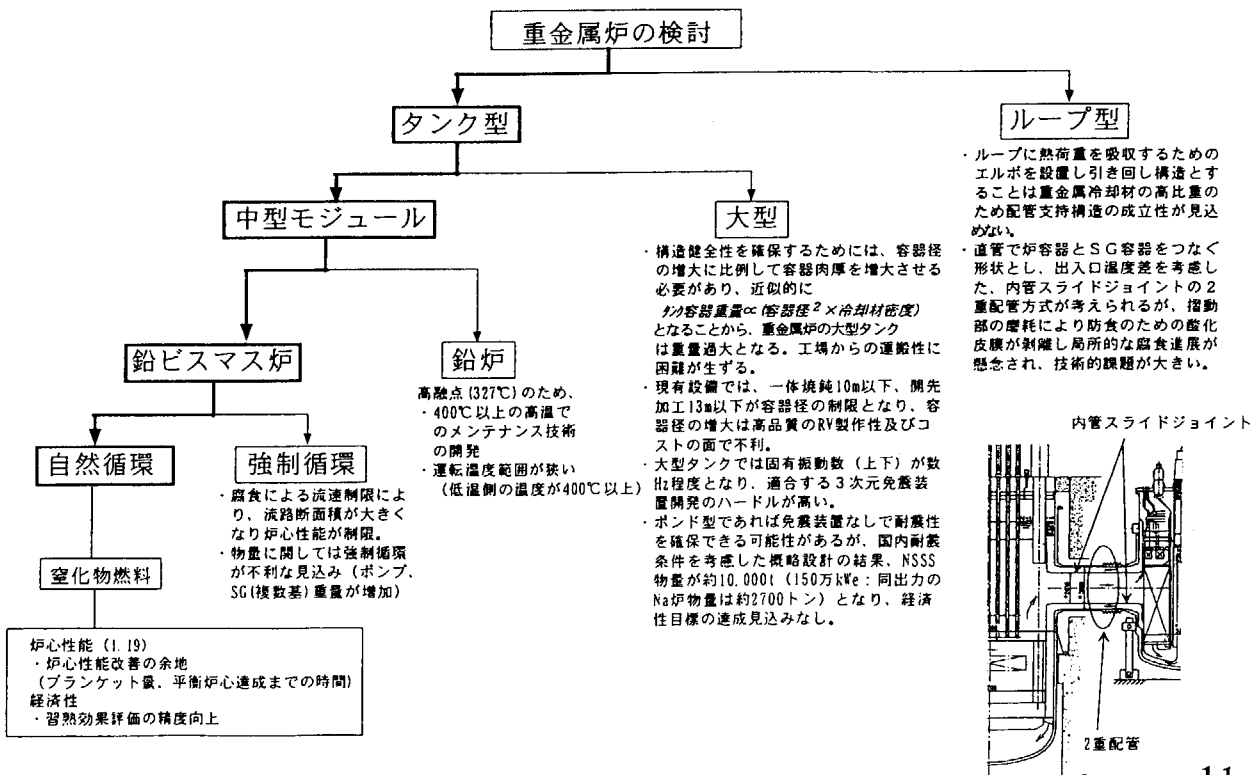
概念の特徴：
 ・中間熱媒体である固体銅内部に、Na側伝熱管及び水・蒸気伝熱管を近接配置し、熱交換する。
 Naと水の間に伝熱管（Naおよび水伝熱管）と固体銅の3重の壁があり、Na-水反応が極めて起こりにくい。
課題：
 ・機器サイズ及び製作コストの評価
 ・製作性からの機器容量制限の確認

重金属冷却炉の候補と検討の進め方



システム概念を構築、炉心仕様を整理
 重金属冷却炉有望概念の抽出
 2000年度: 有望なシステム概念の検討

重金属炉の概念抽出工程



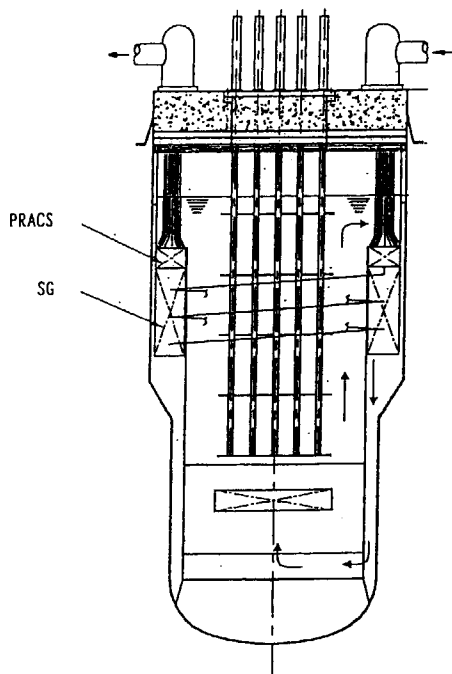
中型モジュール方式・鉛ビスマス冷却炉 基本概念

基本概念

- ・鉛ビスマス冷却・タンク型炉 (SG・炉容器一体型、2次系削除型、モジュール方式)
- ・主冷却系 自然循環冷却方式 (定格運転時、崩壊熱除去運転時)
- ・窒化物燃料 (初燃燃料温度低、冷却材沸点高 (約 1670°C)) → 異常許容温度上昇幅の増加
- ⇒ 負の反応度フィードバック (+SASS) による受動的な炉心出力安定機能の追及
- ⇒ 再臨界回避ロジックの簡素化 (炉心格納回避)

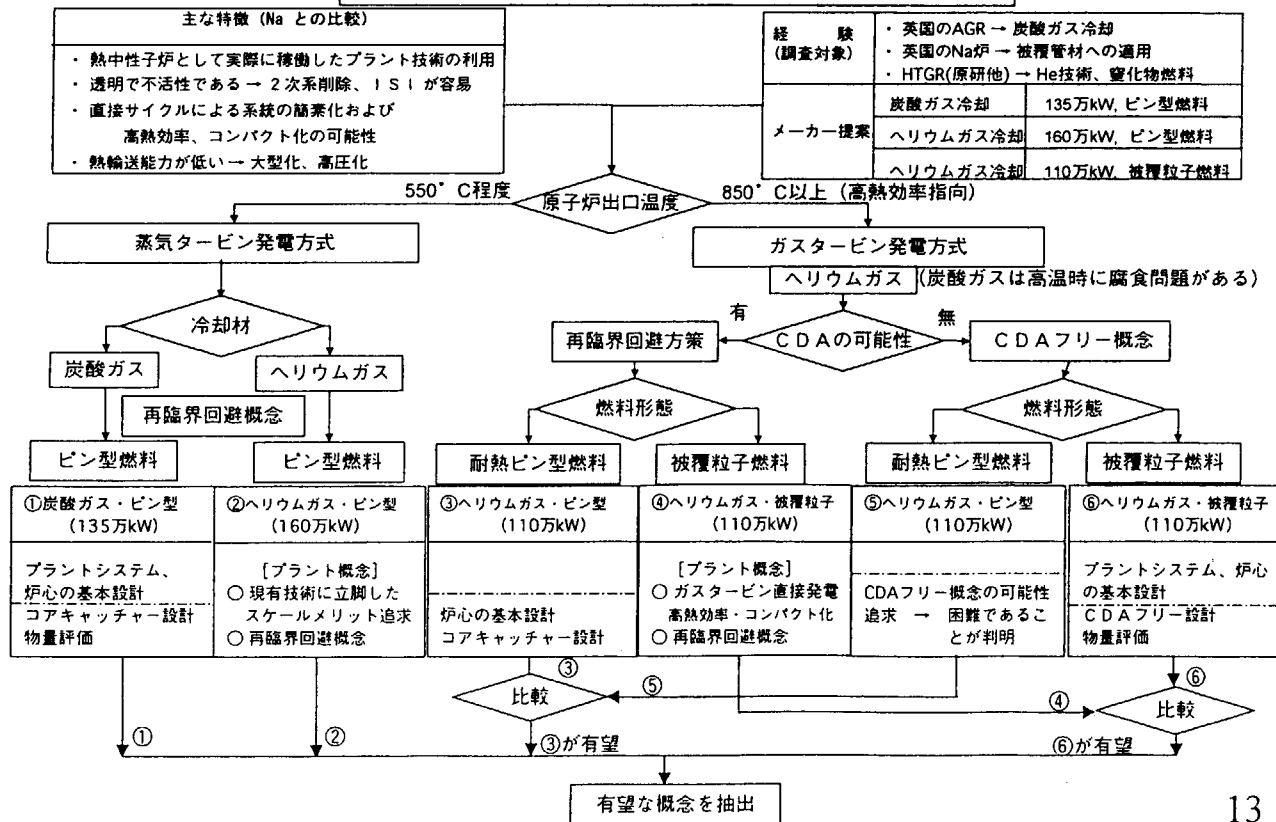
基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	(2次系削除) 自然循環冷却タンク型
2	電気出力 (発電機)	400MWe
3	熱出力	1053MWt
4	1次系 PbBi 温度	492°C/312°C
5	1次系流量	約 14350 / h
6	主蒸気温度/圧力	403.5 °C / 6.5 MPa
7	給水温度/流量	220 °C / 約 1696 ton/h
8	タービン発電機	タービン効率 38%
9	炉心・燃料	窒化物 (増殖比は低下するものの窒化物燃料にも対応可)
10	遮蔽体外径	6600 mm
11	燃焼度	15 万 MWd/t (取出平均)
12	増殖比	1.19 (窒化物燃料)
13	原子炉停止系	主炉停止系及び後備炉停止系
14	炉心安全性	受動的炉停止方策 + SASS 設置
15	炉心上部機構	単回転プラグ+コラム型 UIS
16	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル型 (1基)
17	崩壊熱除去方式	水蒸気系+PRACS (3系統: 完全自然循環方式)
18	漏えい対策	ライナ型ガードベッセル (断熱ブロック+ライナ)
19	原子炉格納施設	ライナ内蔵一体型コンクリート格納容器 (炉上部矩形型ライナ+主体部へいコンクリートライナ)
20	プラント運転効率	約 18ヶ月 (EFPM)
21	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵 (IVS 及び EVST での減衰なし)
22	②炉内燃料交換	単回転プラグ+コラム型 UIS+パンタグラフ式 FHM
23	③炉内/外燃料移送	炉内貯蔵なし/直接搬出水プール保管
24	免責	3次元免責



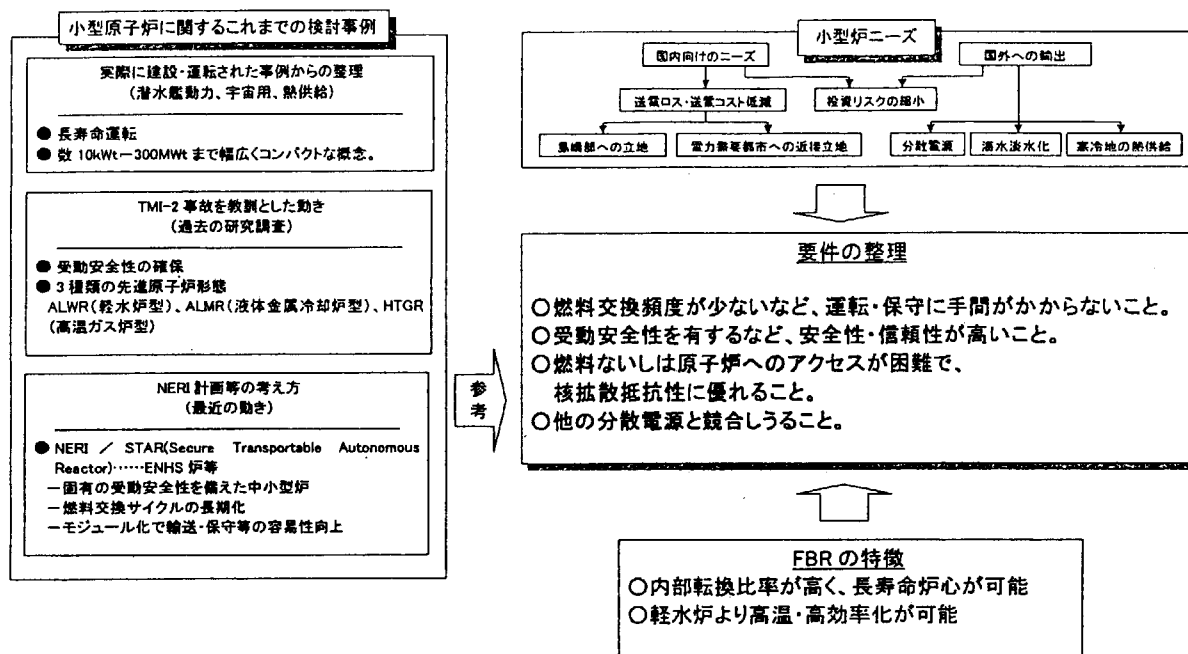
概念図

ガス冷却炉の候補と検討の進め方



小型炉に関する今後の進め方

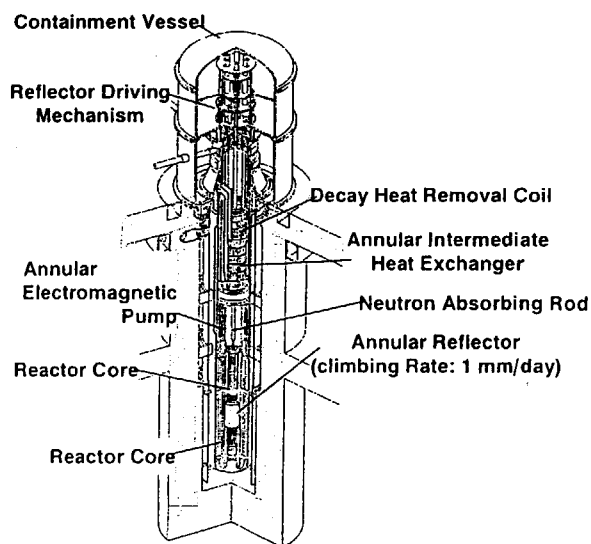
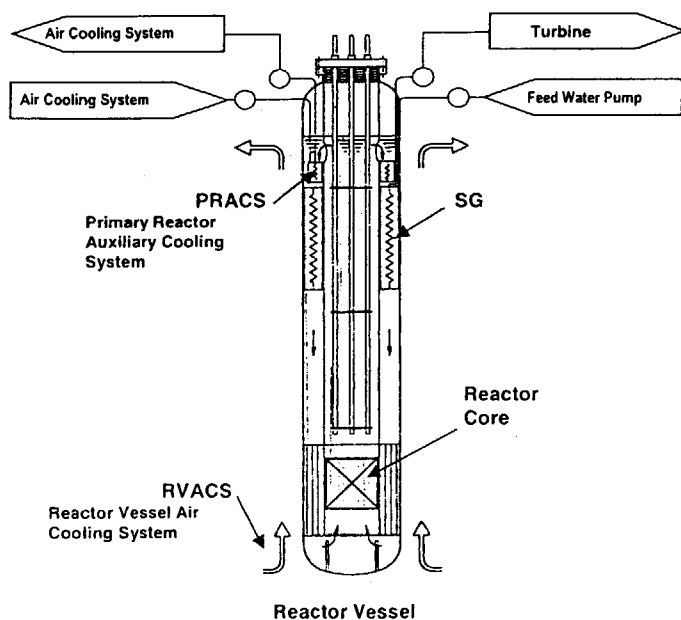
小型炉のニーズと要求条件

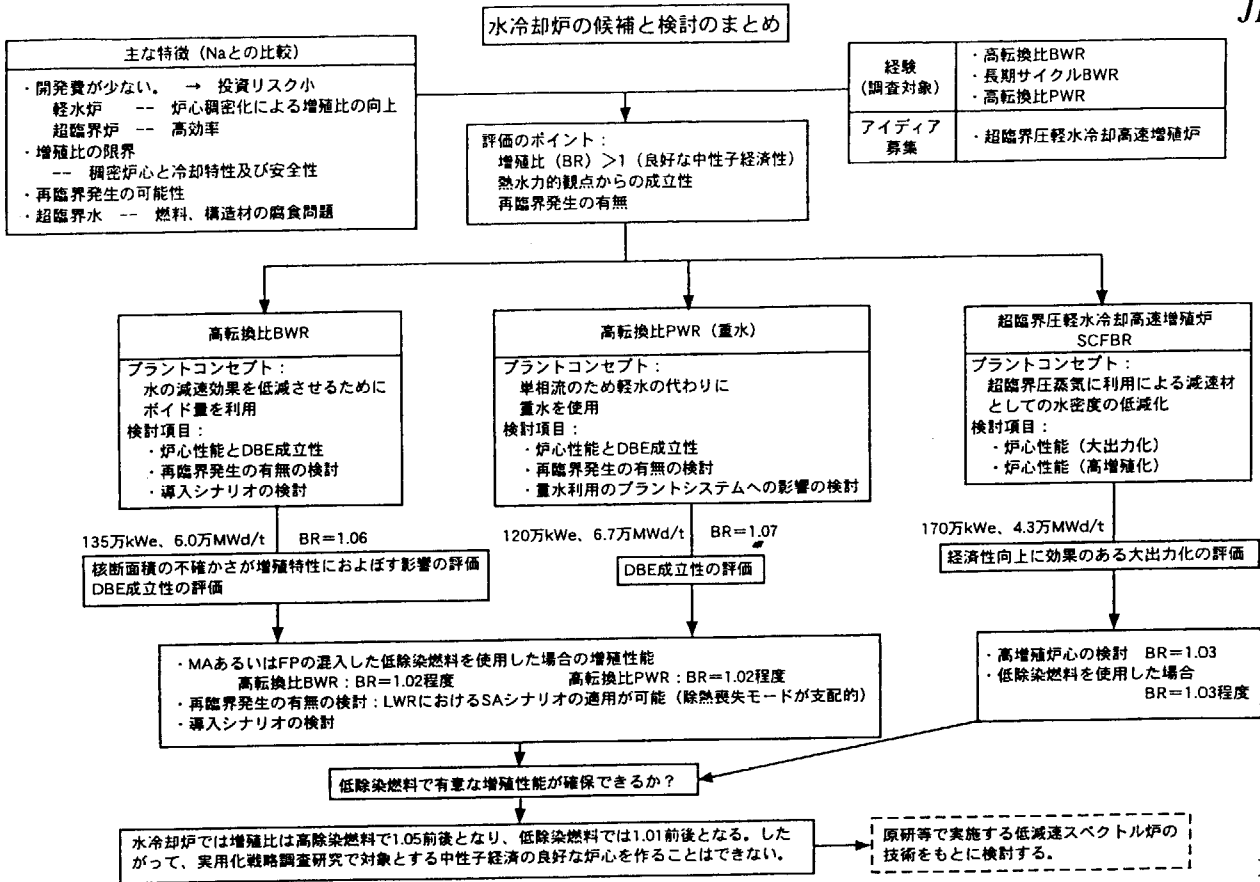


Lead-bismuth Cooled Small-Size Reactor

Sodium Cooled Small-Size Reactor 4S

(Super-Safe Small Simple)





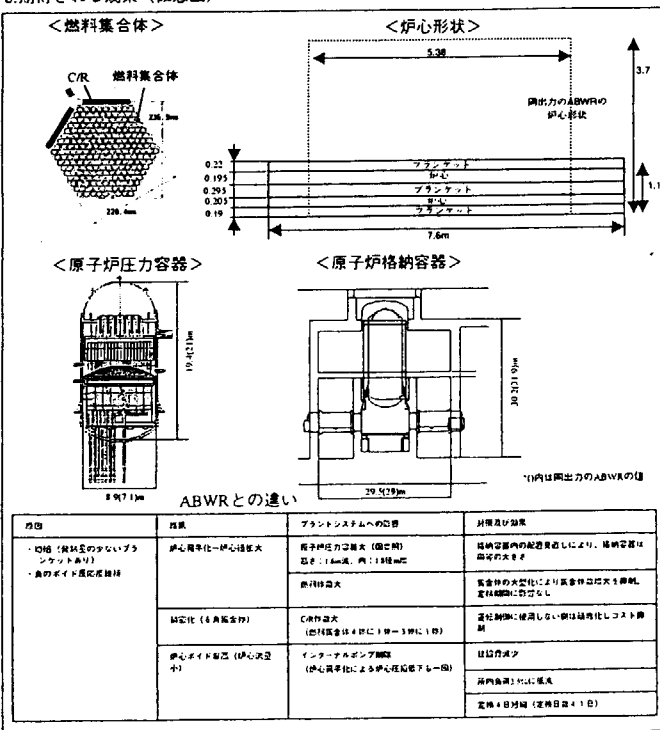
水増殖炉「高転換比BWR型増殖炉」プラント基本概念

a. 基本概念及び着眼点

基本概念: 軽水冷却高転換比沸騰水型炉

着眼点: BWR型のプラントを基本として、炉心に稠密格子炉心を用いるとともに、冷却材を高ポイド率とすることで、燃料/冷却材体積比を高い増殖性を備えることをねらった概念

b. 期待される成果 (概念図)



c. 基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉形式	軽水冷却高転換比沸騰水型炉
2	電気出力	1356MWe
3	熱出力	3926MWt
4	ループ数*	主蒸気: 4ループ、給水: 2ループ
5	原子炉出口温度*	282℃
6	原子炉運転圧力*	7.2MPa
7	炉心流量	1.8×10 ⁶ m ³ /h
8	主蒸気流量*	7.641×10 ⁶ m ³ /h
9	主蒸気温度/圧力*	282℃/7.2MPa
10	給水温度/流量*	268℃/7.624×10 ⁶ m ³ /h
11	タービン発電機*	蒸気タービン
12	プラント熱効率*	約35%
13	プラント稼働率	約94.3% (サイクル長さ24ヶ月、定検期間41日)
14	炉心・燃料	混合酸化燃料
15	炉心外径内径	7.6m
16	燃焼度	6.0万MWd/t (内部ブランケット含む)
17	増殖比	約1.05
18	原子炉停止系	制御棒 (制御棒283本)、ネウロ水注入系
19	炉心安全性*	①負のポイド反応度、②複数の炉停止系の設置、③ECCS、
20	プラント運転サイクル	24ヶ月、3.4バッチ
21	地震*	耐震
22	建設工期*	48ヶ月
23	プラント寿命*	40年
24	原子炉建設	19万m ³ プラント

*の項目については同出力のABWRと同一、出典: 設置許可申請書等

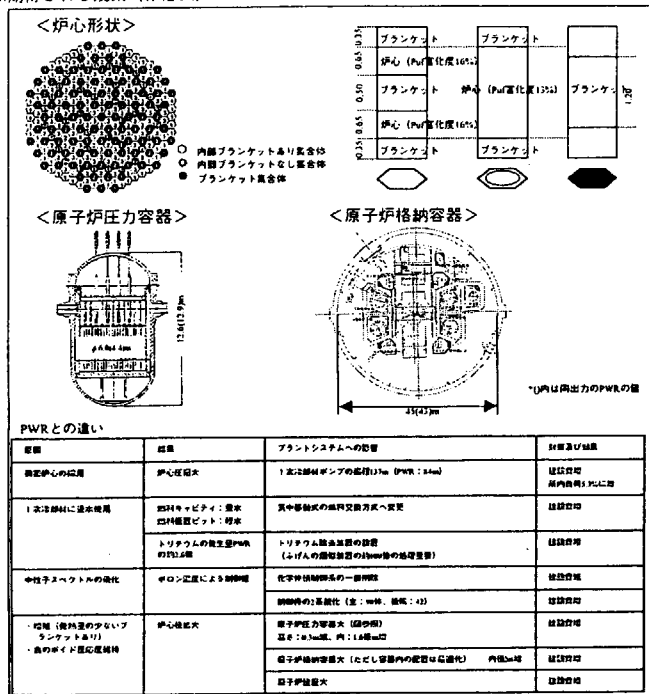
水増殖炉「高転換比PWR型炉」プラント基本概念

a. 基本概念及び着眼点

基本概念：重水冷却高転換比加圧水型炉

着眼点：PWR型のプラントを基本として、炉心に稠密格子炉心を用いて燃料冷却材体積比を高めるとともに、吸収断面積の小さい重水を冷却材を用いることによって、増殖性を備えることをねらった概念

b. 期待される成果（概念図）



c. 基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉形式	重水冷却高転換比加圧水型炉
2	電気出力	1200MWe
3	熱出力	3480MWt
4	ループ数*	4ループ
5	原子炉出口温度*	325℃
6	原子炉運転圧力*	15.3MPa
7	炉心流量	7.6×10 ⁴ t/h
8	主蒸気流量*	6.7×10 ⁴ t/h
9	主蒸気温度/圧力*	273.9℃/5.8MPa
10	給水温度/流量*	223℃/8.6×10 ⁴ t/h
11	タービン発電機*	蒸気タービン
12	プラント熱効率*	約34%
13	プラント稼働率	約93.3% (サイクル長さ15ヶ月、定検期間30日)
14	炉心・燃料	混合酸化物燃料
15	炉心外接円直径	4.9m
16	燃焼度	約6.0万MWD/t
17	増殖比	約1.07
18	原子炉停止系	制御棒2系統 (主系102体、従属系39体)
19	炉心安全性	①負のボイド反応度、②複数の炉停止系の設置、③ECCS、
20	プラント運転サイクル	15ヶ月、3バッチ
21	地震*	耐震
22	建設工期*	48ヶ月
23	プラント寿命*	40年
24	原子炉建屋	28万m ³ /プラント
25	初期水量必要量	2000m ³ (運行価格: 1500~2000万円/a)

*の項目については同出力のPWRと同一、出典：設置許可申請書等

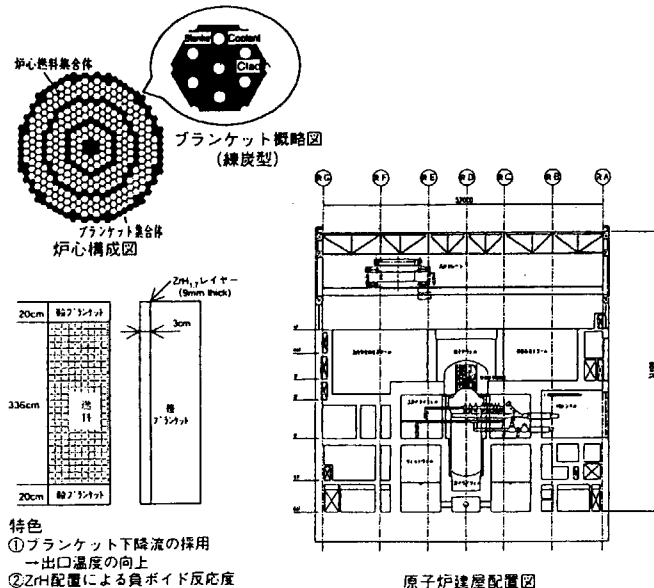
水冷却高速炉「超臨界圧軽水冷却高速増殖炉 (SCFBR)」プラント基本概念

a. 基本概念及び着眼点

- ▷ 稠密三角格子炉心と超臨界水の利用により、減速材/燃料体積比を低減
- ▷ 貫流型直接サイクルの採用により、高熱効率化、システムの簡素化・コンパクト化が可能
- ▷ ABWRプラントをベース (直接サイクル型、コンパクト化)

b. 期待される成果

- ▷ 炉心一約1700MWeの高出力かつ、負のボイド反応度と増殖性を両立
- ▷ プラント一成立性に関わる不確定性を極力低減
 - ・ ABWR格納容器設計で考慮した内容、BWRでの設計基準、経験を大きく逸脱しない (基本形状、設計内圧、蒸気凝縮に関わる幾何形状等)
 - ・ 現行炉と同等のメンテナンス用空間を確保



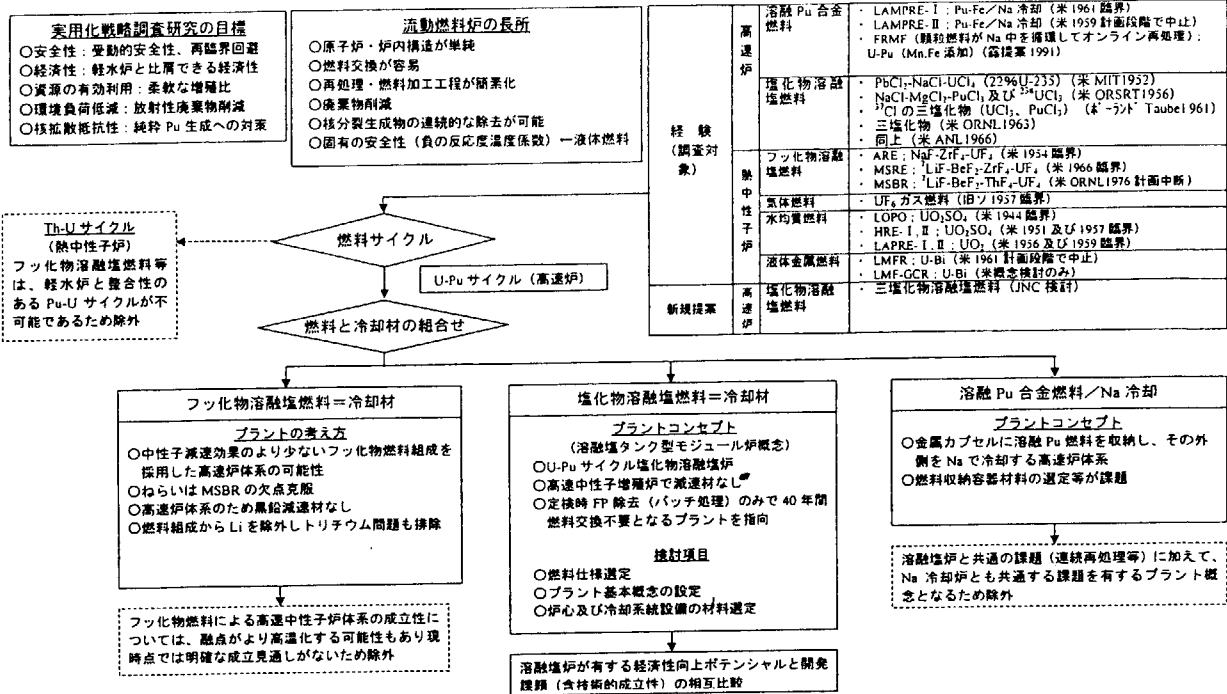
- 特色
- ① ブランケット下降流の採用
→ 出口温度の向上
 - ② ZrH₂配置による負ボイド反応度

c. 基本仕様

No.	項目	基本仕様
1	原子炉形式	超臨界圧軽水冷却型
2	電気出力 (発電端)	1698MWe*
3	熱出力	3832MWt*
4	ループ数	主蒸気管: 2本、給水管: 2本
5	原子炉出口温度	523℃*
6	原子炉運転圧力	25MPa*
7	炉心流量	6.84×10 ³ t/h
8	主蒸気流量	6.84×10 ³ t/h
9	主蒸気温度/圧力	523℃/25MPa
10	給水温度/流量	280℃*/6.84×10 ³ t/h
11	タービン発電機	蒸気タービン
12	プラント熱効率	44.3%*
13	プラント稼働率	約91%
14	炉心・燃料	混合酸化物*
15	炉心外接円直径	約3.7m*
16	燃焼度	約4.3万MWD/t*
17	増殖比	約1.03 (Pu fissile 残存率) *
18	原子炉停止系	制御棒、ホウ酸水注入系
19	炉心安全性	①負のボイド反応度、②複数の炉停止系の設置、②ECCS
20	プラント運転サイクル	13ヶ月、3バッチ*
21	地震	耐震
22	建設工期	45ヶ月
23	プラント寿命	40年
24	原子炉建屋	13万m ³ /プラント

*石塚 祐樹、他「超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性の研究」、日本原子力学会、2000年秋の大会予稿集、H23.

溶融塩炉の候補と検討の進め方



塩化物溶融塩炉「溶融塩タンク型モジュール炉」プラント基本概念

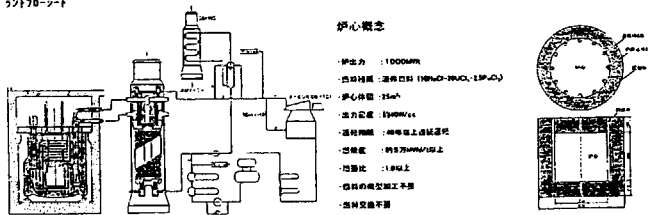
a. 基本概念及び着眼点

基本概念：燃料塩（1次系）として三塩化物（ UCl_3-PuCl_3 ）を、2次系には液体金属鉛を採用していることを特徴とする高速炉体系での溶融塩炉である。

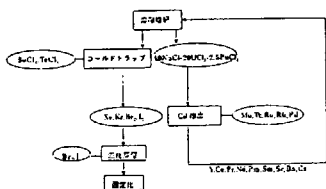
着眼点：・オンラインF-P除去(定検時炉外排出)のみで40年間燃料交換不要(オンライン再処理施設不要)

・燃料塩は運転終了後の再処理により再利用可能
・タンク型及び2次系に鉛冷却材採用で燃料塩インベントリを大幅低減

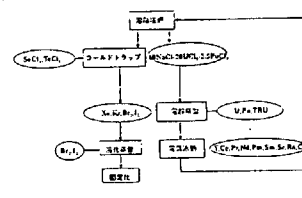
① 炉心概念



FP除去のFPA概念



再処理のFPA概念



F-P除去及び再処理システム基本概念

c. 基本仕様

表-1 基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	塩化物溶融塩タンク型モジュール炉
2	電出力(発電機)	約420MW ^a
3	熱出力	1,000MW ^a
4	ループ数	HX6基/SG1基 ^a
5	1次系温度	650/470℃
6	2次系温度	570/400℃(2次系Pb冷却材)
7	1次系流量	2,933t/h ^a
8	2次系流量	22,110t/h ^a
9	主蒸気速度/圧力	495℃/17.5MPa
10	鉛水速度/流量	340℃/約2,120t/h(1基/2モジュール)
11	タービン発電機	気素タービン(1基/2モジュール)
12	プラント効率	約43%
13	プラント稼働率	(換算なし、3定検時のF-P炉外排出のみ)
14	炉心・燃料	溶融塩炉心・塩化物溶融塩燃料(10% UCl_3 -3.5% $PuCl_3$)
15	燃料体外径	5,260mm
16	熱効率	約6 MW ^a (炉心吐出平均)
17	増産比	1.0(プラント稼働率なし)
18	原子炉停止系	運転時6本・炉停止時6本+反射材
19	炉心安全性	①受動的炉停止方策：負の反応度温度係数 ②再臨界回避方策：炉心周囲の反射体効果、核分裂物質濃度の低減、炉心領域以外での再臨界性低下の設計対応
20	炉心支持方式	下置支持方式
21	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
22	炉心上部構造	一体型
23	1次系配管方式	なし(タンク型)
24	中間熱交換器	管内1次ヘリカルコイル型
25	1次系循環ポンプ	縦型渦巻機
26	蒸気発生器	電磁ポンプ内蔵負荷ヘリカルコイル型
27	2次系循環ポンプ	電磁ポンプ
28	蒸気発生器	SGACS+SGHRS
29	炉壁対策	容器：ガードベッセル(溶融塩は不活性)
30	原子炉格納施設	発電ライオンコンクリート格納施設
31	プラント運転サイクル	7ヵ月運転期間中(40年燃料交換)
32	①FP除去装置	R/V/F装置
33	②再処理装置	再処理R/V/F装置(FP除去装置と交換)
34	③炉内/外燃料移送	7ヵ月運転期間中(40年燃料交換)
35	免震	増産3次元免震が納め
36	プラント寿命	40年
37	原子炉塔径	32m×108m×30mH(約10万m ³ /4 ^{1/2} 層 ^a)

^a: 1モジュール(4モジュールで1プラント)当たり

実用化戦略調査研究の第2期の目的

JNC

第2期の目的

- FBRサイクルの実用化候補概念の絞り込み
- 研究開発テーマの特定



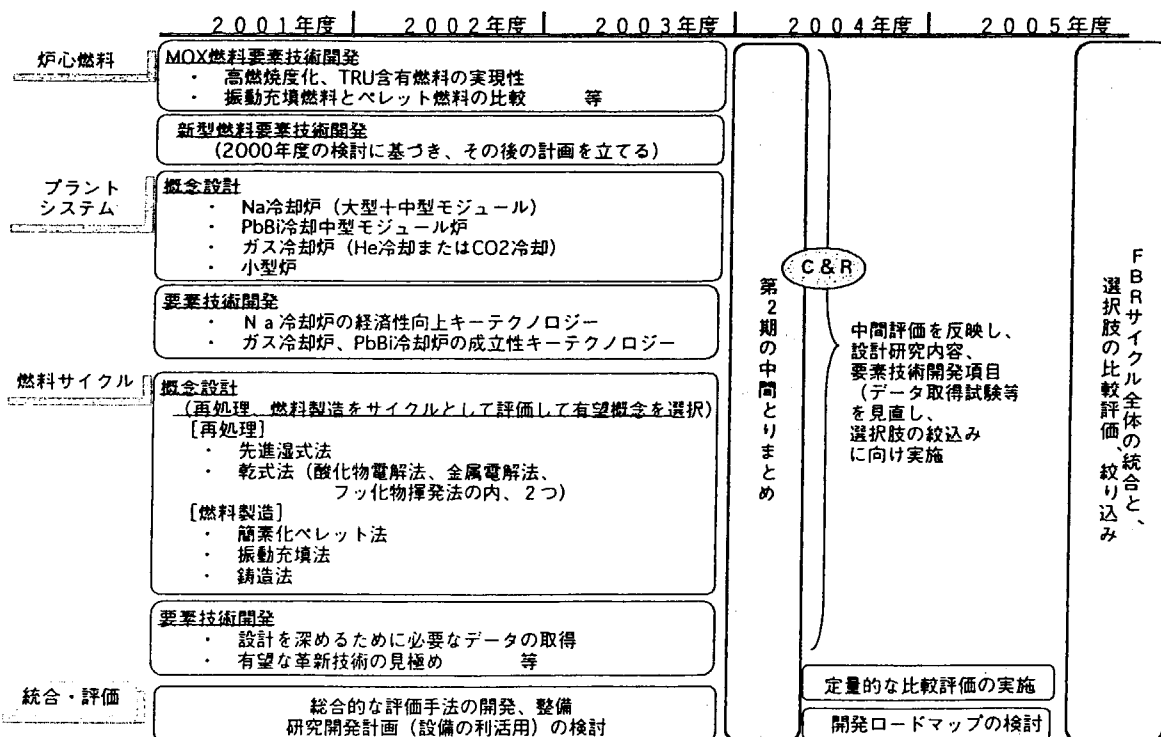
第2期の基本的な考え方

- FBRサイクルの実用化候補概念として、有望な2～3の候補に絞り込む
 - ・ 絞り込みのための定量的な比較評価が可能となるよう概念設計を進める
 - ・ 絞り込みに必要な要素技術開発（データを取得する試験の実施、設計評価技術の整備等）にも重点
 - ・ FBRシステムと燃料サイクルシステムとの整合性を図りながら研究を進める
- 競争力あるFBRサイクルの技術体系整備（目標：2015年頃）に向けた開発計画（ロードマップ）
 - ・ 国内外の研究資源の有効活用 等の検討
- 第2期より以降のための研究環境・インフラ等の整備に着手

24

実用化戦略調査研究の第2期の展開

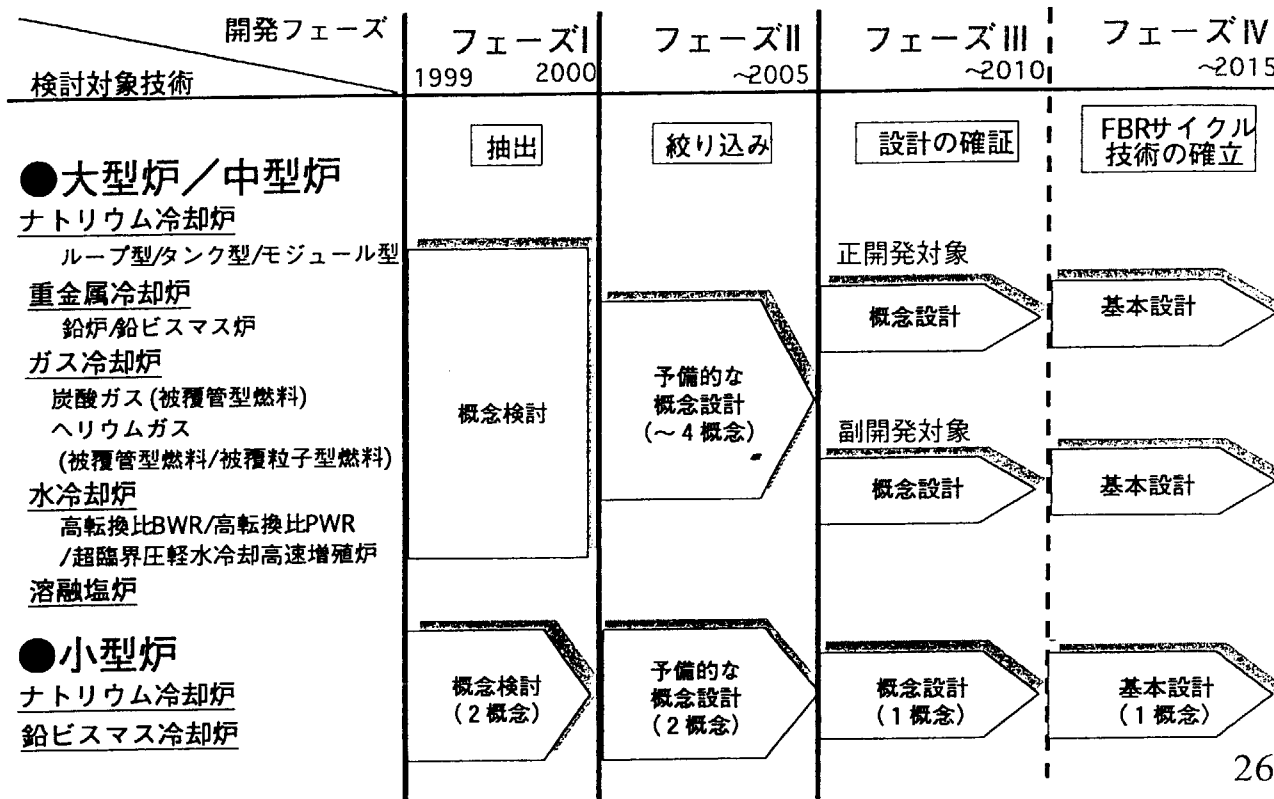
JNC



25

炉システム開発のフェーズ毎の展開

JNC



付録 1-7

講演 OHP 資料集

「自立安全性を有する小型一体型 PWR について」

牧原 義明 (三菱重工業)

This is a blank page.

自立安全性(*)を有する 小型一体炉について

平成13年3月
三菱重工業株式会社

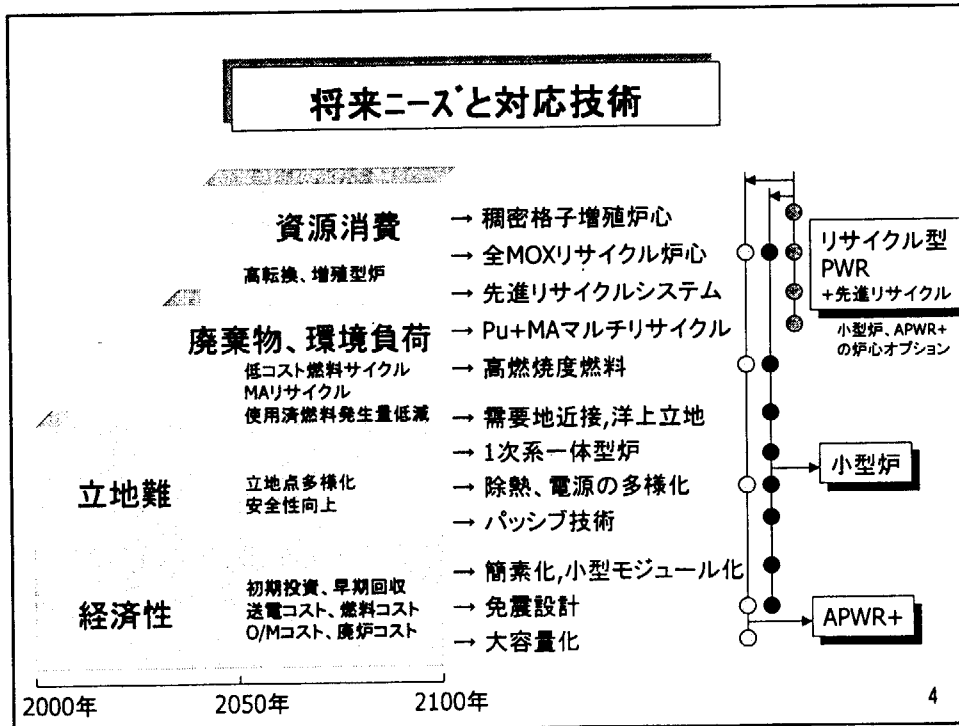
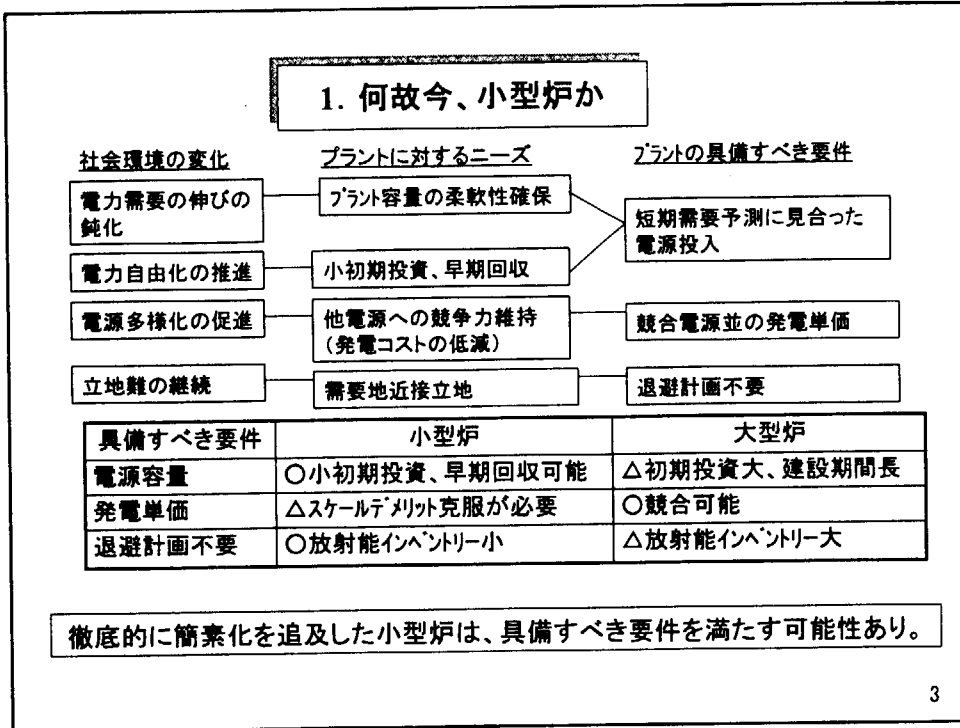
(*)外部からの支援なしに炉心及びCVの健全性を確保(Stand-alone Safety)

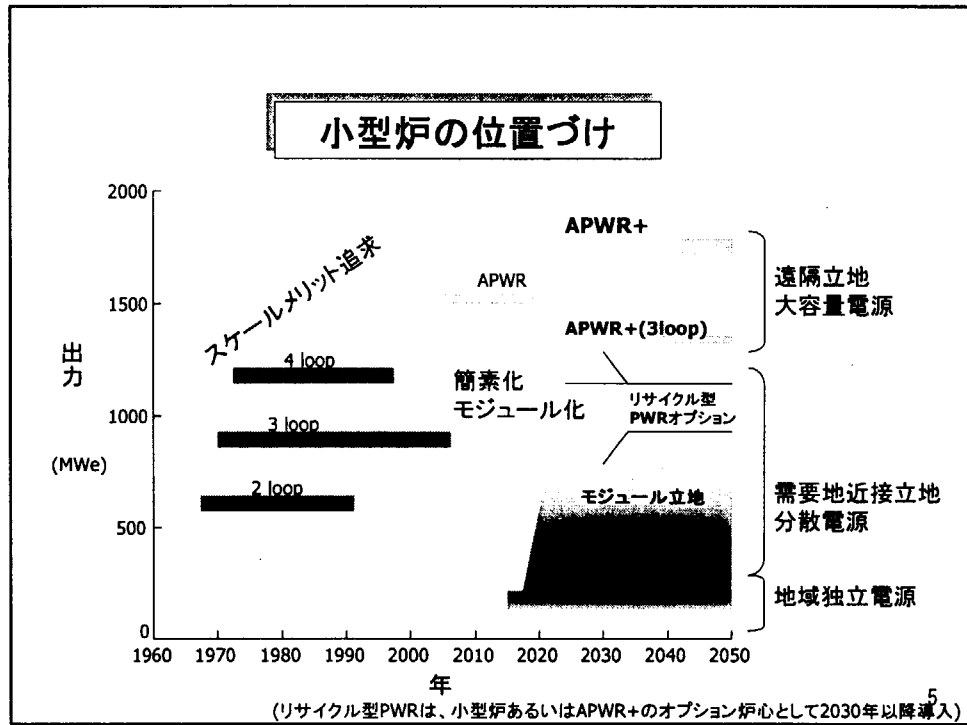
1

目次

1. 何故今小型炉か
 2. 小型炉開発の進め方
 3. 使いやすさの追及
 4. 経済性向上の追及
 5. 小型一体炉基本概念
 6. 小型一体炉の特徴
 7. 開発工程
- まとめ
- (付1) 現在までの評価結果
- (付2) 低減速炉心の適用性

2





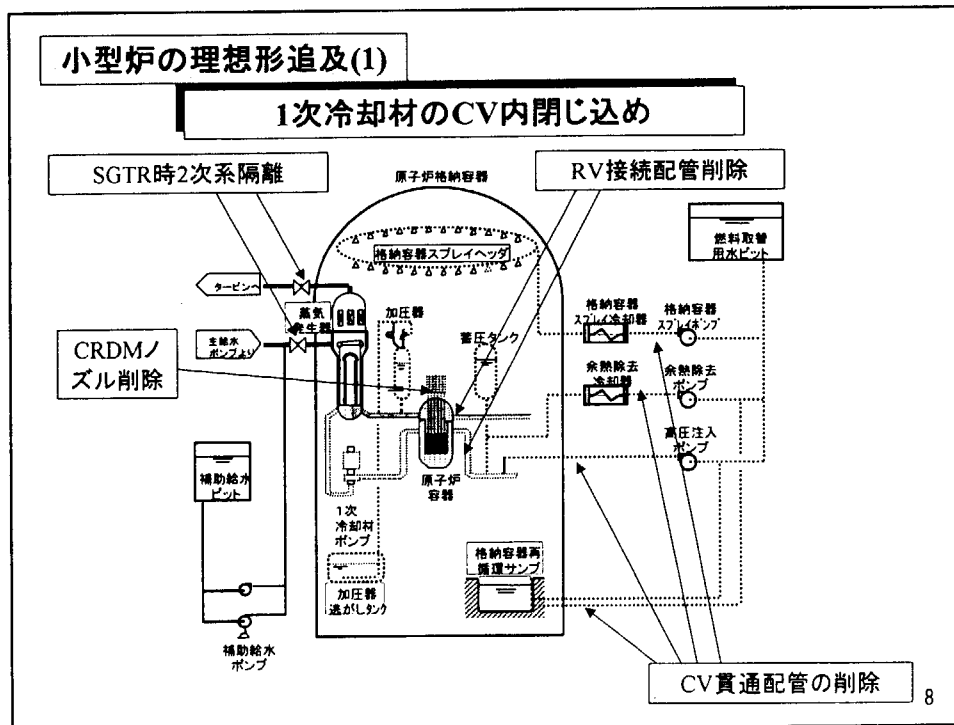
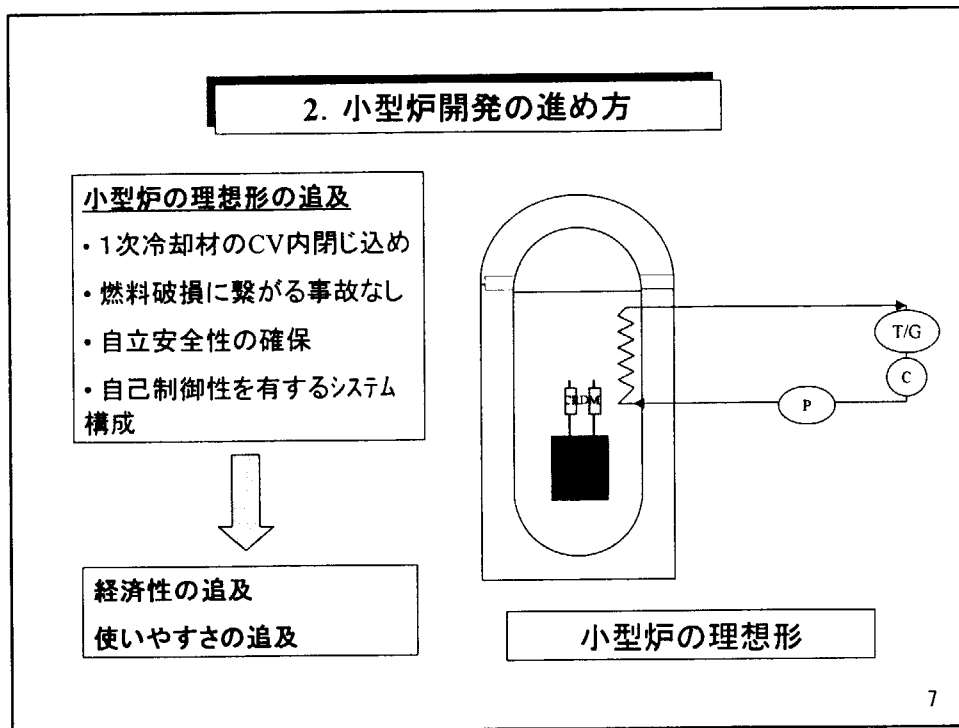
小型炉プラント型式の選択

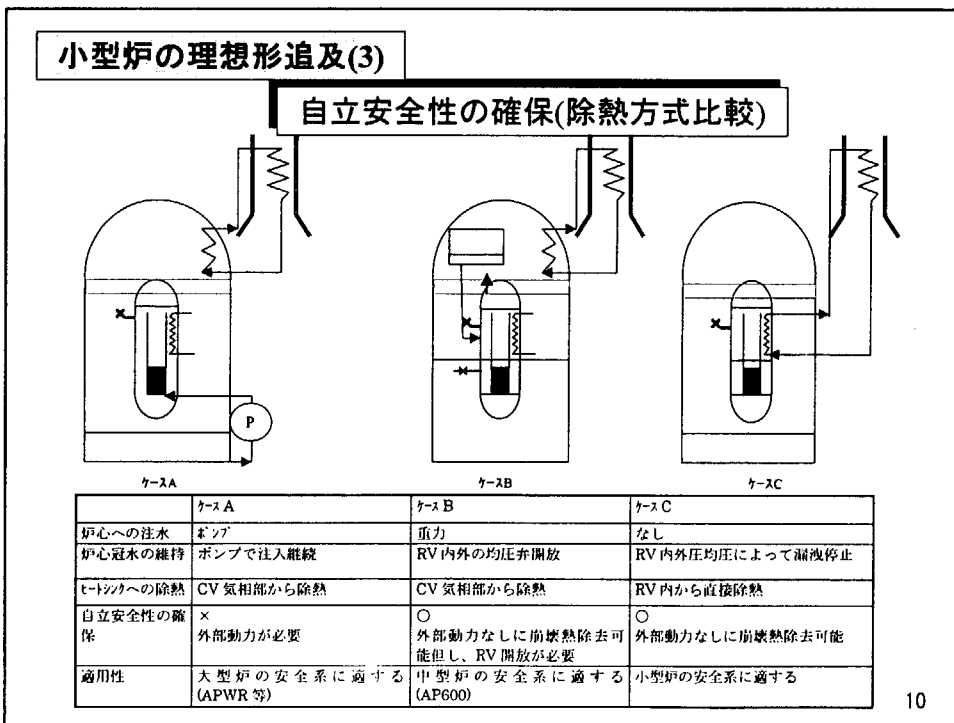
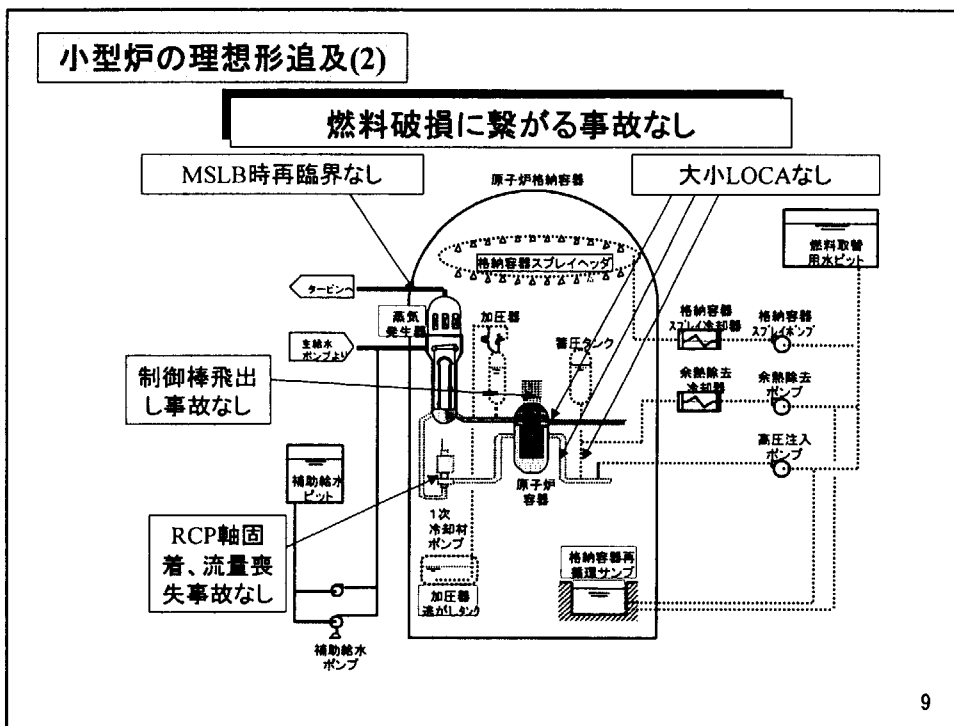
型式	特徴	メリット	デメリット
1次系主機分離型 (在来型)	1次系主機を別個に製作し、配管で接続	在来炉で実証済み技術	簡素化されていない為、スケールメリット克服が困難
1次系主機一体型 (小型一体炉)	原子炉容器内に全ての1次系主機を収納し、配管を削除	格納容器小型化等によるスケールメリット克服の可能性	原子炉容器のサイズにより出力が制限される

以下の理由により、小型一体炉を選択する。

- ・スケールメリット克服の可能性
- ・1次系RV内収納による想定事象大幅削減の可能性
- ・放射能放出リスクが無視できるほど小さいプラントの可能性

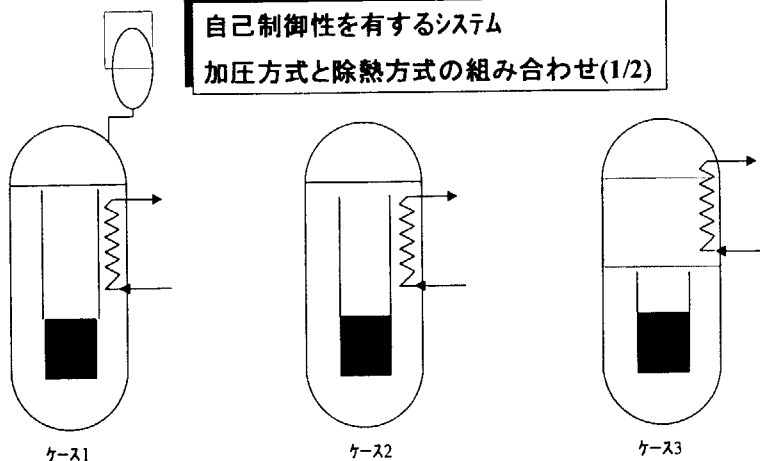
6





小型炉の理想形追及(4)

自己制御性を有するシステム
加圧方式と除熱方式の組み合わせ(1/2)



	ケース1	ケース2	ケース3
加圧方式	強制加圧	自己加圧	自己加圧
炉心からの除熱方式	対流熱伝達	対流熱伝達+部分的沸騰	体沸騰
SG1 次側の除熱方式	対流熱伝達	対流熱伝達	凝縮熱伝達

11

小型炉の理想形追及(4)

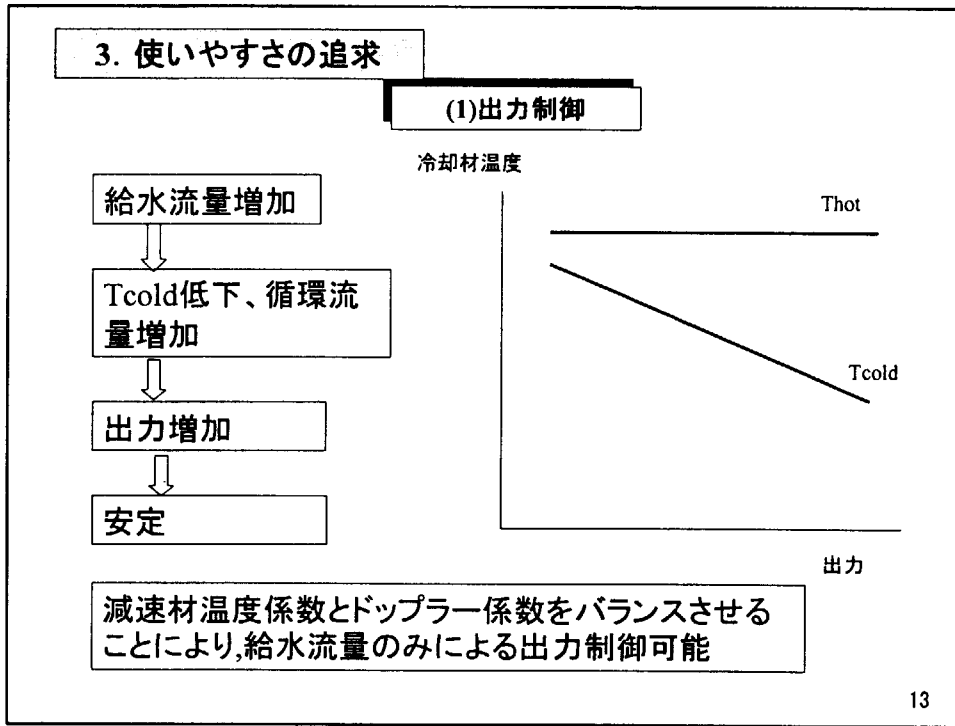
加圧方式と除熱方式の組み合わせ比較(2/2)

	ケース1	ケース2	ケース3
伝熱性能	小	中	大
自己制御性	有り(タービン主の制御が可能)	有り(タービン主の制御が可能)	なし(原子炉主の制御が必要)
評価	△ 加圧の為の設備が必要であり、複雑化する。	○ PWR の理想形に近く、設備も簡素。	△ 伝熱性能が良いが、自己制御性はなく、PWR の特長を生かせない。

ケース2を主体に検討する。但し以下の検討課題あり。

- ・低沸騰領域での流動安定性の確保
- ・低圧損、高伝熱性能のSGの開発

12



3. 使いやすさの追求

(2)定検時作業量,被爆低減

主要な定検時作業	設計対応方針
SG検査保守	<ul style="list-style-type: none"> ・SG取り出し可能な設計 ・専用検査場での検査 ・管内2次側とすることにより、2次側からのECT実施
動的機器分解点検 (非常用電源、タービンローター等)	<ul style="list-style-type: none"> ・運転中保守 (On-line Maintenance) の実施 ・工場へ持ち帰り専用設備で検査 (ローテーションの活用)
安全系機器分解点検	<ul style="list-style-type: none"> ・静的安全系採用により削除

モジュール化による多数基設置の場合、主要機器のローテーション運用が有効

14

4. 経済性向上の追及

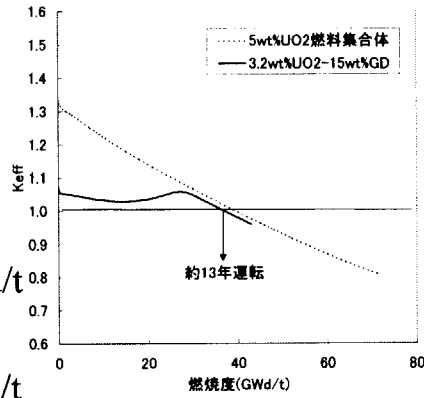
(1) 運転期間

- 長サイクル運転の限界
 - 1バッチ燃料取替
 - Gdによる反応度変化抑制



10年以上の連続運転可能

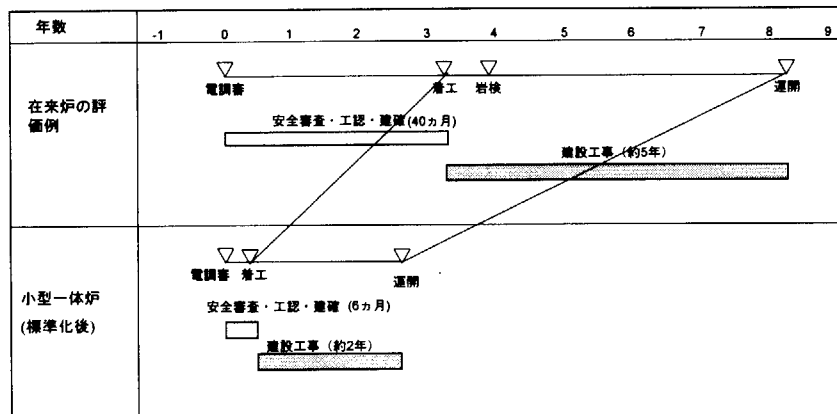
- 取出平均燃焼度~36GWd/t
- 3バッチ燃料取替では4年程度
- 取出平均燃焼度~52GWd/t



15

4. 経済性向上の追及

(2) 建設工期の目標



建設工期を大幅に短縮し、小初期投資、早期回収を目指す

16

4. 経済性向上の追及

(3) 自然循環と強制循環の比較

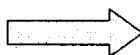
自然循環方式

(メリット)

- ・システム及び原子炉構造構成が簡単
- ・ポンプのメンテ不要

(デメリット)

- ・原子炉容器大型化
- ・低沸騰時の流動不安定性の可能性

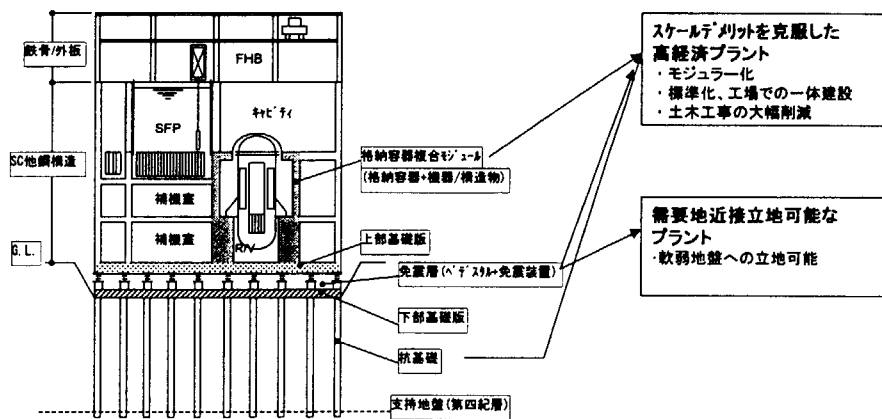


・初めにPWRの理想形に近い自然循環を検討

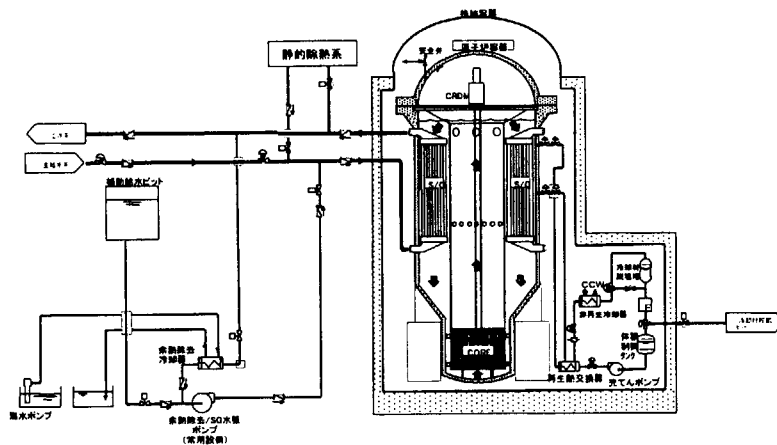
・自然循環のデメリットを解消する方策がない場合、強制循環についても検討する。

4. 経済性向上の追及

(4) 建設工法



(5) 小型一体炉基本概念



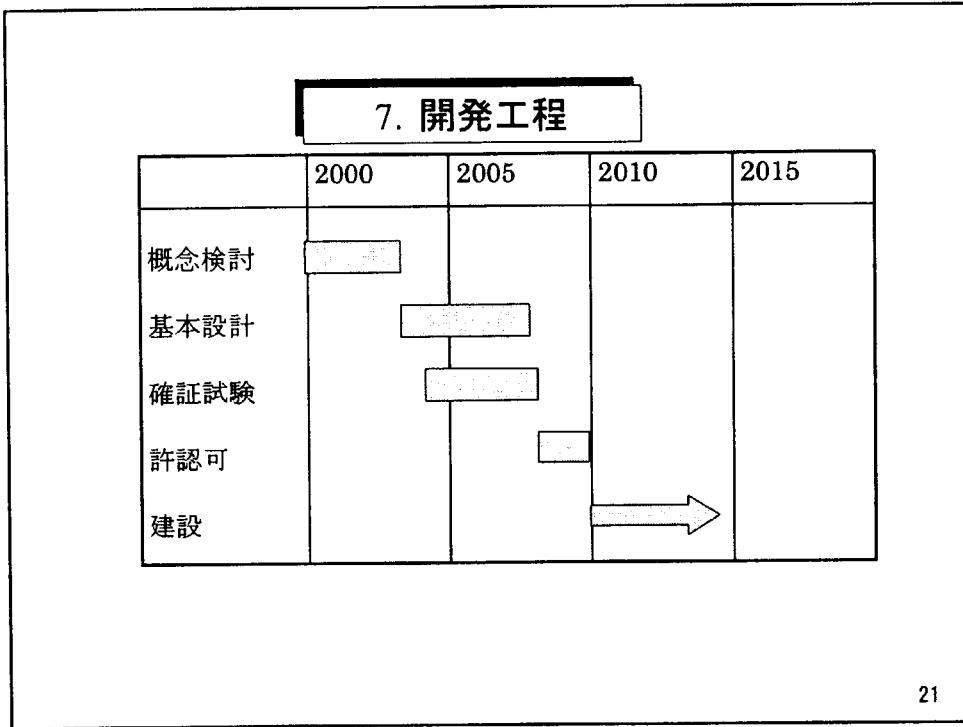
19

6. 小型一体炉の特徴

- 1次冷却材のCV外への漏洩パスなし
- 燃料破損に繋がる事故なし
- 自立安全性(*)を確保
- タービン主の自己制御性を有するシステム構成
- 定検時主要保守作業を削除
- 標準化、簡素化による経済性の維持
- 小資本投資/早期回収の実現

(*)外部からの支援なしに炉心及びCVの健全性を確保(Stand-alone Safety)

20



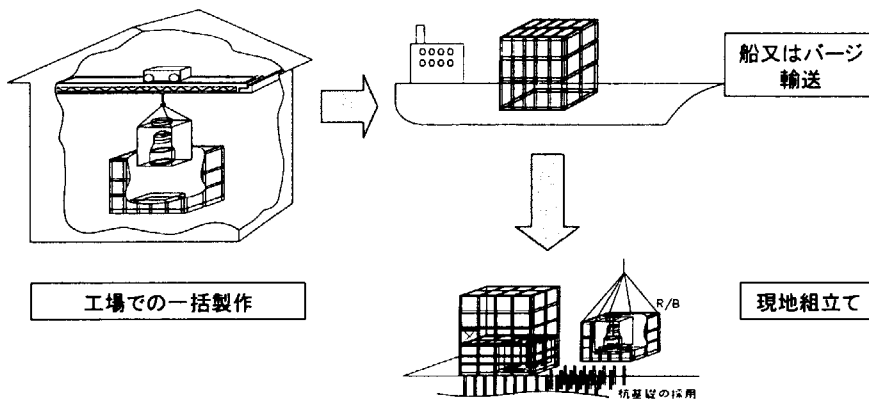
まとめ

- 小型一体炉は、需要近接地から短期需要予測に見合った電力を短時間で供給するプラントと位置づけられる。
- 小型一体炉では、PWRの理想形に近いプラント概念を実現できる可能性が有る。
- 課題としては1次系自然循環性能の確認、高効率内蔵型SGの開発、内蔵型CRDMの開発等がある。
- これらの課題を克服することにより、将来の原子力発電の重要な選択肢の一つとなりうる。

22

(付1)現在までの評価結果

スケールメリット克服可能性 工法検討

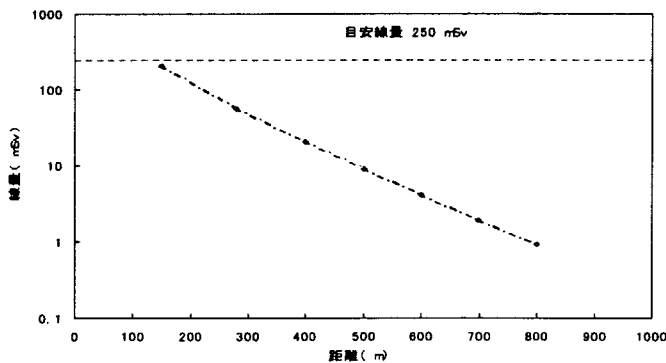


モジュール化、杭基礎、免震設備の採用により、現地工事量を大幅に削減し、火力並の建設期間(2~3年)で建設可能

23

需要地近接立地の可能性評価例 (1) 離隔距離

(既設2炉プラントの例をもとに1/3の線源を仮定)

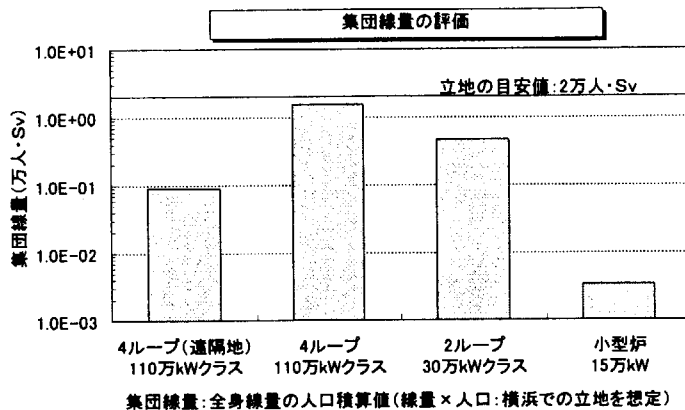


事故時値はく評価最大となるケース (LOCA仮想事故時直推・効イオン線量)

小型炉は燃料破損を考慮する必要がないので離隔距離は不要。仮に全燃料破損を想定しても離隔距離は200m程度で済む。

24

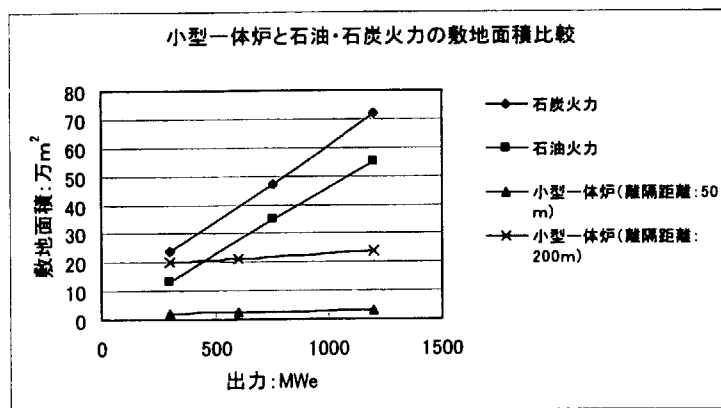
需要地近接立地の可能性評価例 (2) 集団線量



小型炉では被曝評価上事故時燃料破損を考慮する必要がないので集団線量は大幅に低減する。

25

需要地近接立地の可能性 (3) 必要な敷地面積の比較



原子力発電所の敷地は離隔距離から決まってくる為、小型炉を多数基立地すると火力より敷地効率は良くなる。

26

(附2)

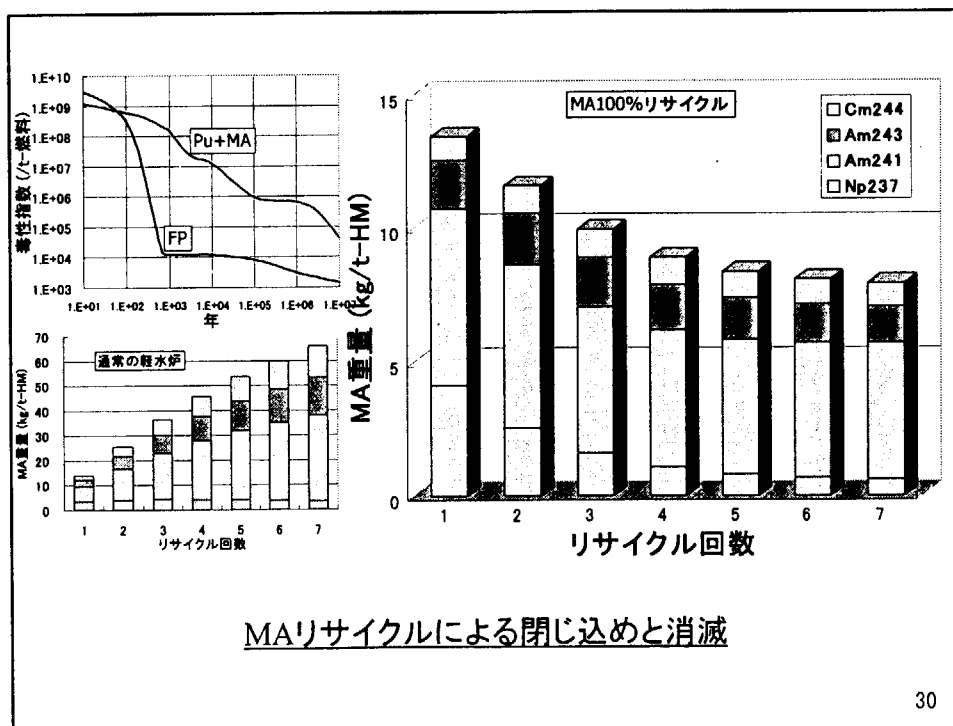
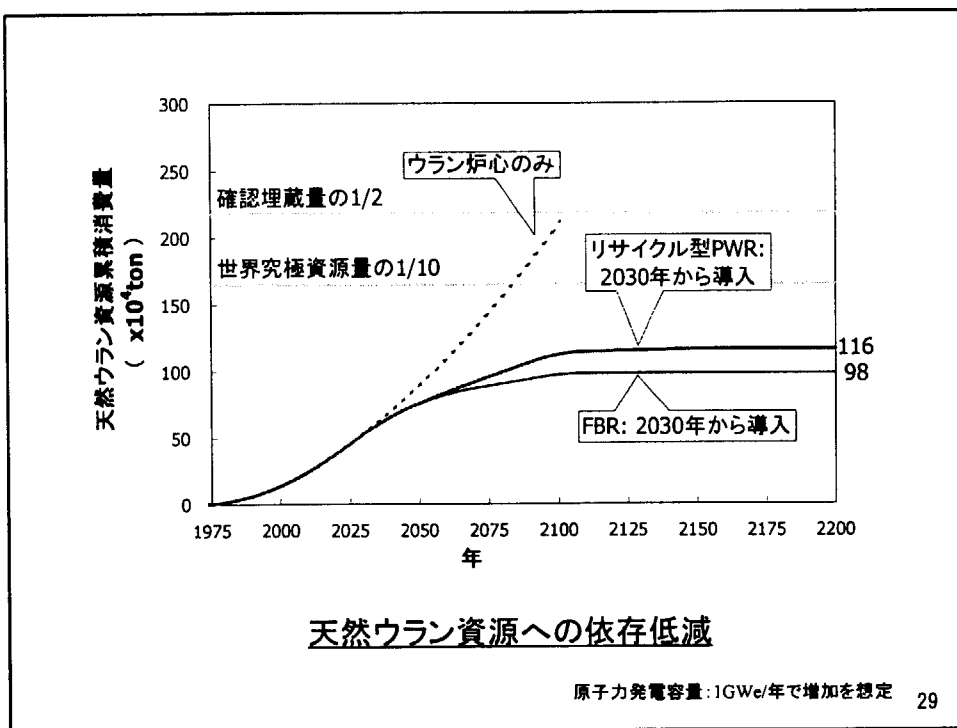
低減速炉心の適用性

27

低減速炉心の期待性能

- 高転換比 >1.0
 - 超長サイクル運転
 - 天然ウラン資源への依存度低減(エネルギーセキュリティ)
- マイナーアクチニド(MA)リサイクル可能
 - 長寿命放射性廃棄物量の大幅低減
- 先進リサイクルシステムと組み合わせ可能
 - 低コスト燃料サイクルの構築
 - 柔軟な燃料サイクルの構築(再処理側がFBRと共通)

28

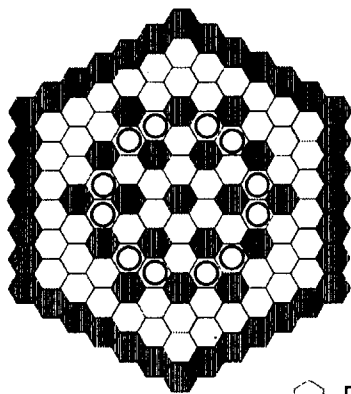


小型低減速炉心の可能性

- 低減速炉心の小型化によるメリット
 - ボイド反応度を負にするのが容易
→高転換比、長期サイクル運転性能を向上
 - 1次系一体化によりLOCA再冠水問題を解決
 - 事故時の除熱がより容易
 - 密閉RV、長期運転でPu燃料の核不拡散性向上
- デメリット
 - 中性子の漏れ増加→富化度増加
 - コストに対するスケールデメリット

31

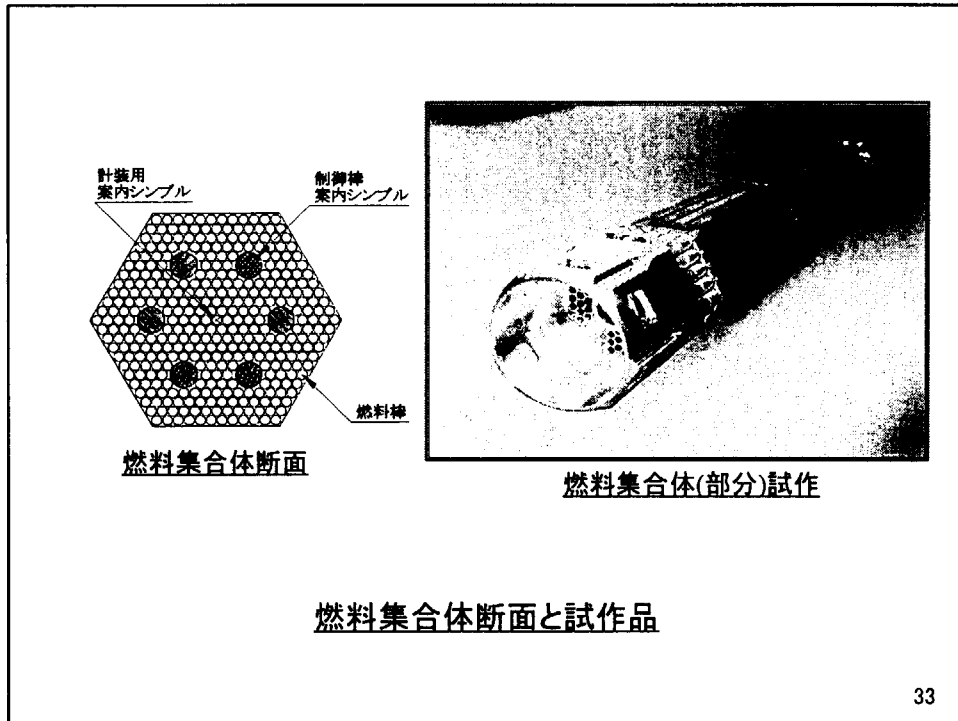
小型低減速炉心の設計例



- 熱出力: 250MWt
- 炉心等価直径: 1.4m
- 炉心有効高さ: 1.9m
- 富化度: 約20wt%
- 転換比: 約1.1
- ボイド反応度: 約-2% $\Delta \rho$

- 内部ブランクett有リシード燃料集合体 (60体)
- 内部ブランクett無しシード燃料集合体 (12体)
- ブランクett燃料集合体 (55体)

32



炉心の技術的課題

- 炉心
 - メリットを最大化する最適出力、最適設計の検討
 - 低い燃焼反応度変化を生かした超長サイクル炉心
 - 減速材として重水/軽水を使用した場合の性能比較
 - 高圧損炉心の自然循環除熱性、ポンプの必要性

This is a blank page.

付録 1-8

講演 OHP 資料集

「低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用」

岩村 公道 (日本原子力研究所)

This is a blank page.

低減速スペクトル炉による プルトニウム利用

平成13年3月2日
日本原子力研究所
岩村 公道

第4回低減速スペクトル炉研究会

プルトニウム利用を巡る国の方針

- 原子力委員会「原子力の研究、開発及び利用に関する長期計画」（平成12年11月24日）
- 原子力委員会「当面の核燃料サイクルの具体的な施策について」（平成9年1月31日）
 - ・原子力発電を引き続き基幹電源として最大限に活用。
 - ・高速増殖炉・燃料サイクル技術は将来の有力な選択肢として開発に取り組む。
 - ・使用済み燃料の再処理を基本とし、中間貯蔵も導入。
 - ・軽水炉によるプルトニウム利用（プルサーマル）を促進。
 - ・利用目的のない余剰プルトニウムは持たない



- 高速増殖炉での利用を目標とするが、当面は軽水炉での利用を図る。

軽水炉によるプルトニウムリサイクルの選択肢

高減速化オプション (フルMOX炉)

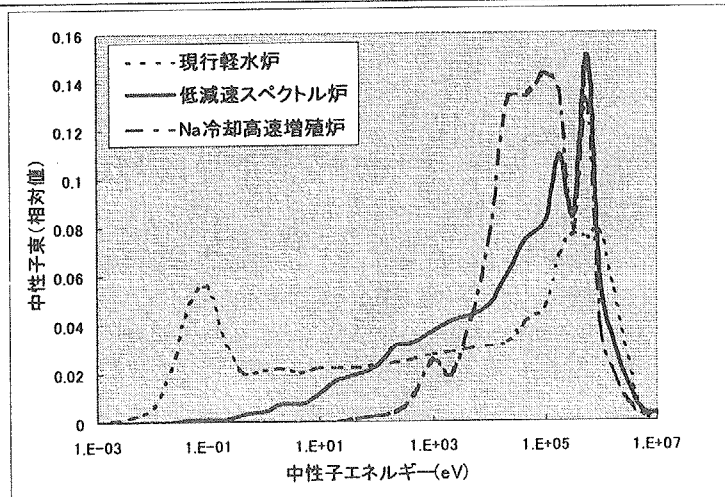
- ・ 中性子の減速を促進して燃焼効率を上げる
- ・ 5%以下の低富化度MOX燃料を使用
- ・ 現行軽水炉の燃料集合体形状
- ・ 比較的短期間の研究開発で実用化が可能

低減速化オプション (低減速スペクトル炉)

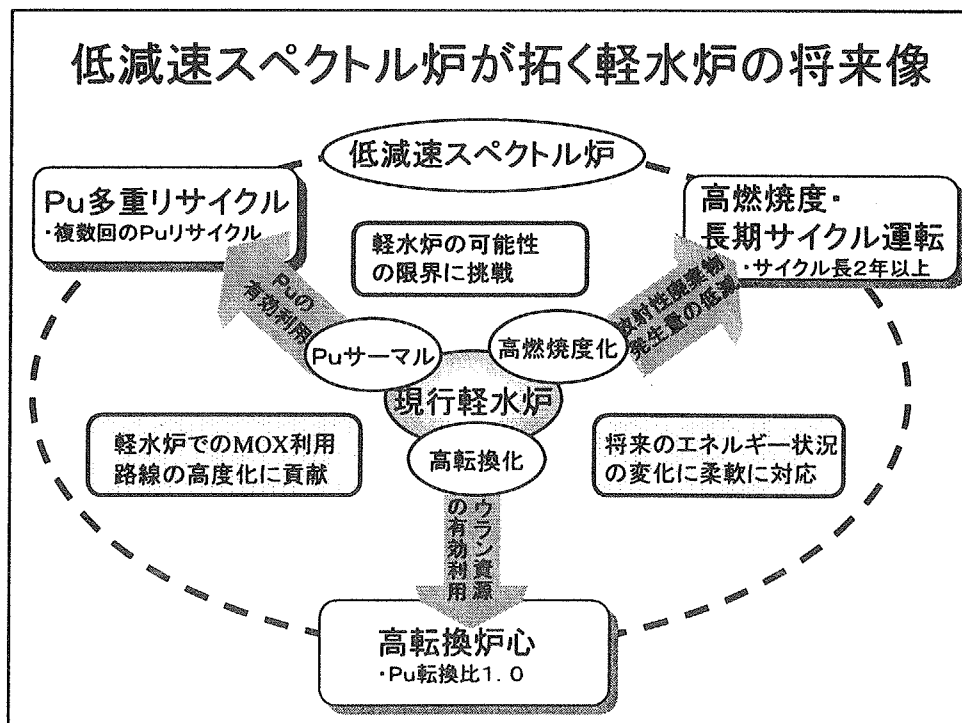
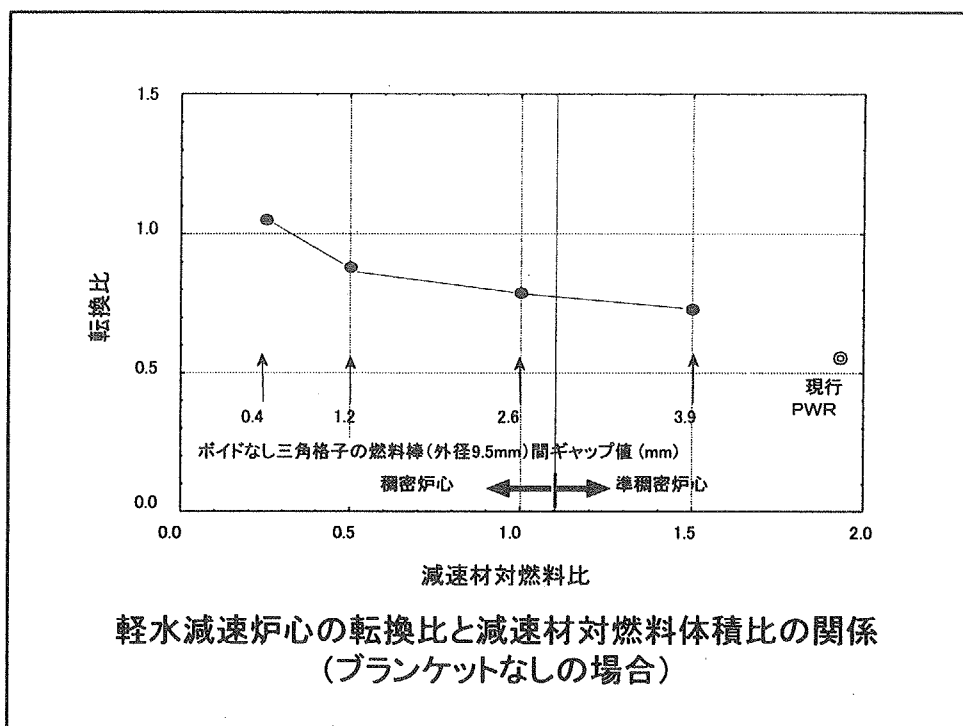
- ・ 中性子の減速を抑制し転換効率を上げる
- ・ 15%以上の高富化度MOX燃料を使用
- ・ 稠密格子燃料集合体を採用
- ・ 実用化までの研究開発課題は多い。

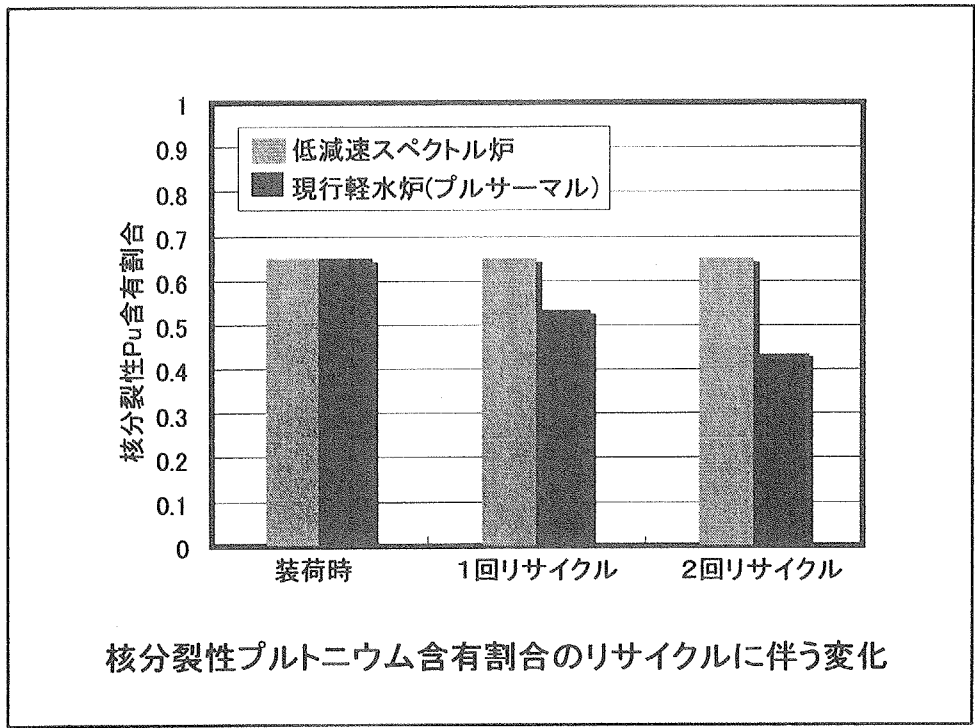
低減速スペクトル炉とは？

減速材である水の割合を減らして中性子の減速を抑え、
現行軽水炉に比べて中性子エネルギーの高い領域で運転する炉



低減速スペクトル炉と現行軽水炉、高速炉との中性子スペクトル比較





低減速スペクトル炉とフルMOX炉の長期的比較

比較するシナリオ

- ① 現行計画 (プルサーマル+フルMOX炉1基)
- ② フルMOX炉の本格導入
- ③ 低減速スペクトル炉の本格導入

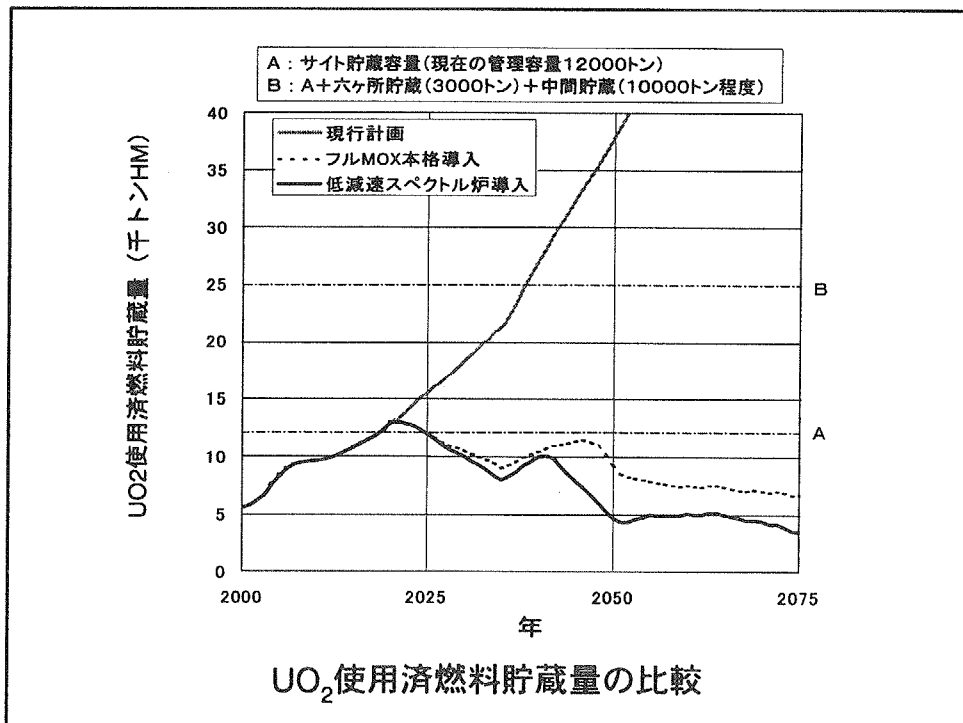
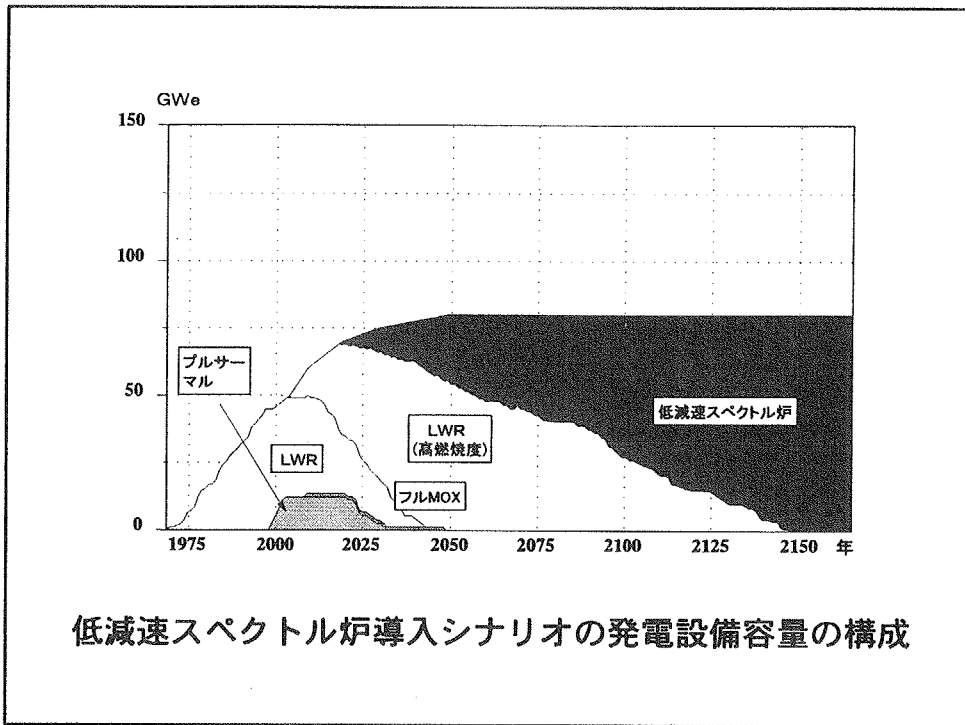
前提条件

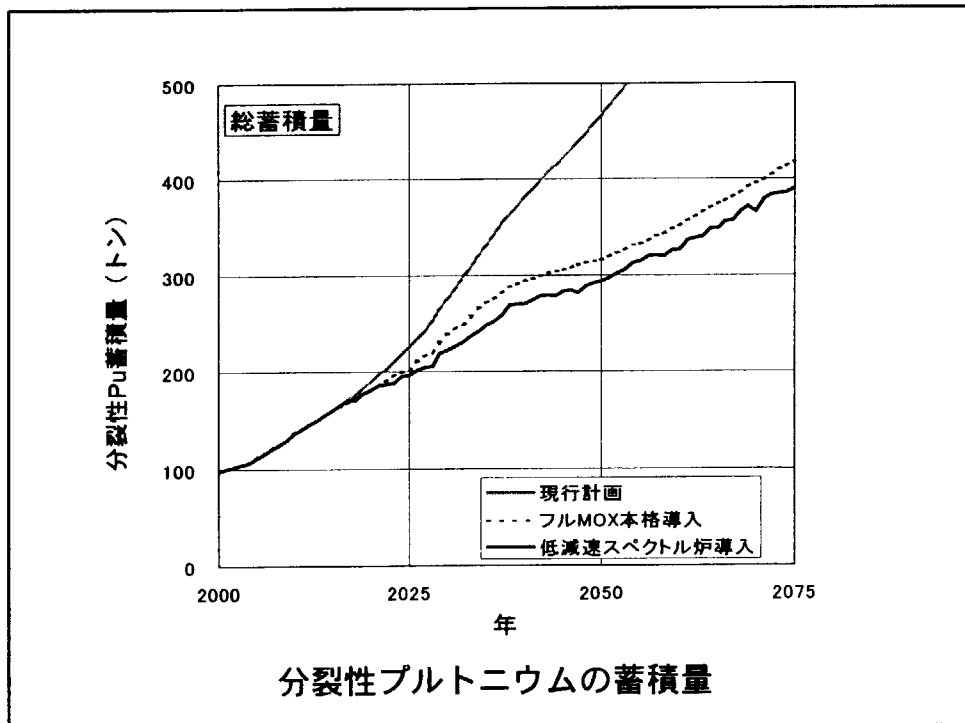
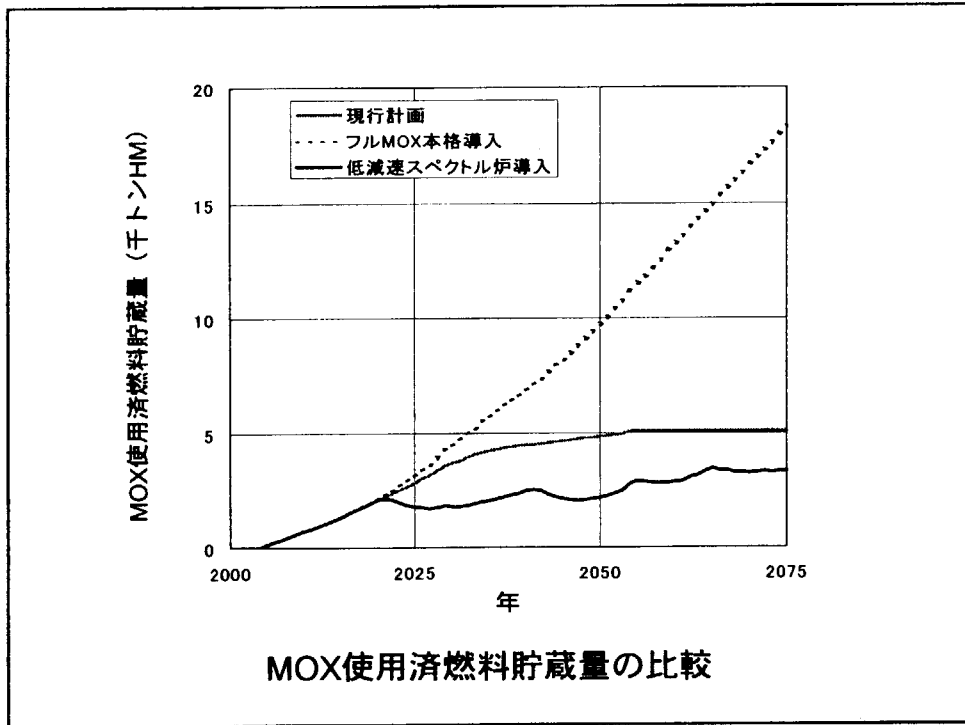
- ・ 原子力発電容量

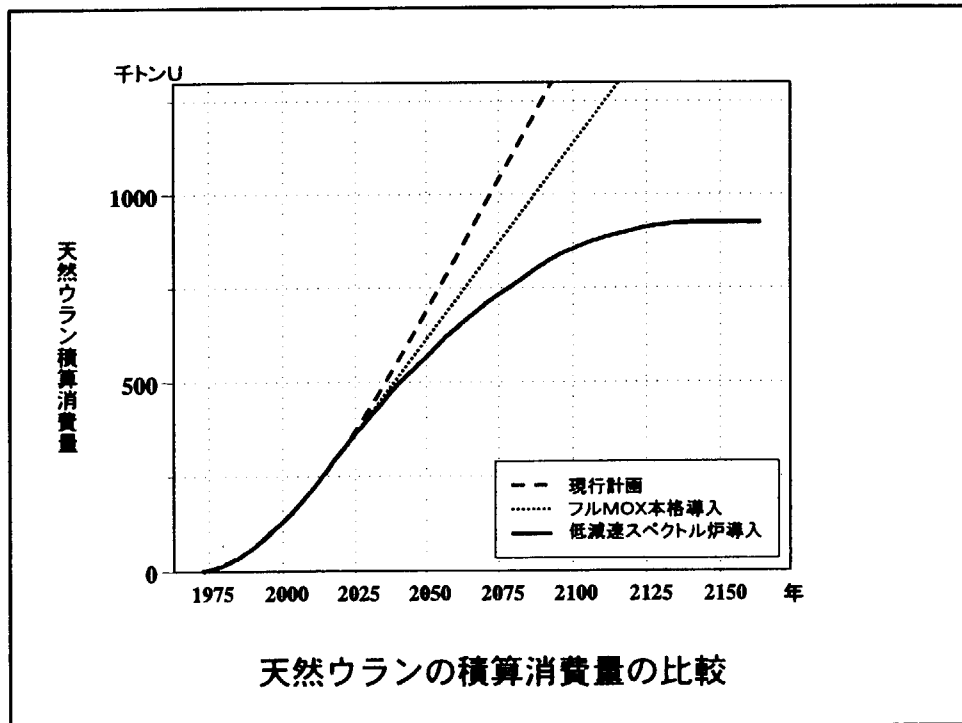
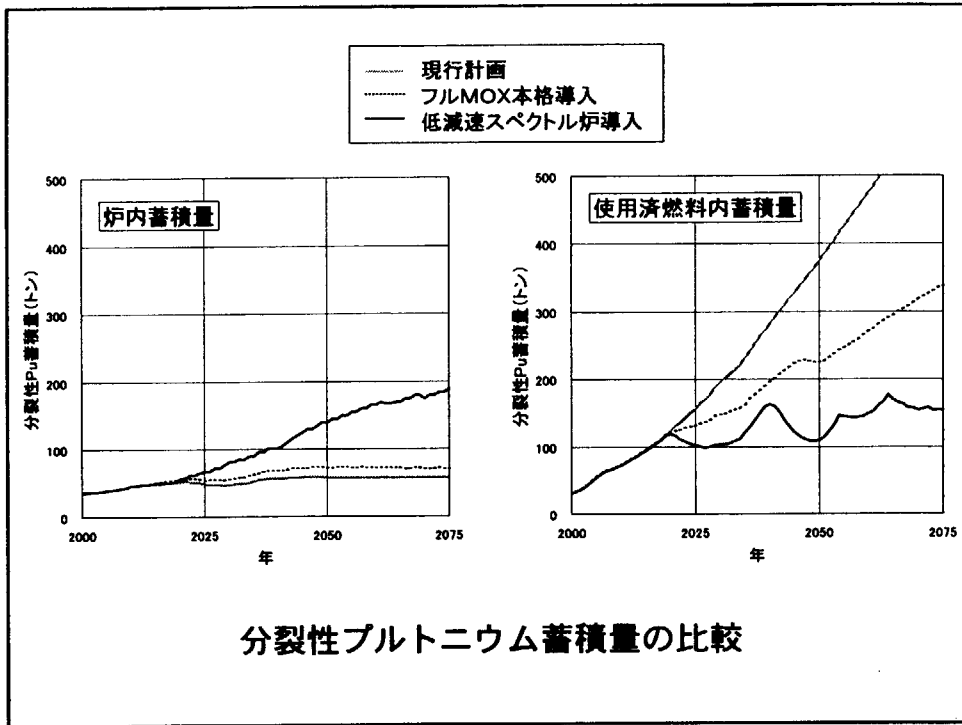
(単位: GWe)

2005年	2010年	2030年	2050年	2075年	2100年~
50	60	75	80	80	80

- ・ FBRの導入は規定しない。
- ・ フルMOX炉及び低減速スペクトル炉は、それぞれ2010年及び2020年から導入。再処理等の設備からの制約は想定しない。
- ・ 低減速スペクトル炉としては、転換比1.01、燃焼度45GWd/tを想定。







低減速スペクトル炉導入の利点

バックエンド対策上の利点

- UO₂使用済燃料貯蔵量の長期的な低減が可能。
- MOX使用済燃料貯蔵量の低減に極めて効果的。
- プルトニウム蓄積量低減効果はフルMOX炉とほぼ同程度だが、低減速スペクトル炉は炉内蓄積量の割合が多くプルトニウムの劣化が少ない。

長期的なウラン資源の有効利用の観点からの利点

- 原子力発電の将来を現実的に予測すれば低減速スペクトル炉の導入によりFBRを代替するシナリオが成立。

開発戦略上の利点

- 実績のある軽水炉技術体系に立脚しており、ナトリウム冷却炉よりも比較的短期間かつ低コストで実現可能。
- 原子炉システムにおいては、受動安全機器の採用などの軽水炉技術開発、コスト削減の成果をそのまま取り入れることが可能。

低減速スペクトル炉研究開発スケジュール



低減速スペクトル炉の研究開発課題

- 炉心設計
 - ・ 転換比、燃焼度、サイクル長などの炉心性能向上
- システム設計
 - ・ 大型炉（1,350MWe）及び小型炉（300MWe）のシステム構築
- 核特性の実験的検証
 - ・ TCA及びFCAを用いた臨界実験
- 熱流動特性の実験的検証
 - ・ 稠密炉心の除熱限界実験
- 燃料の安全性
 - ・ 高富化度MOX燃料棒の照射時挙動
- 燃料サイクル技術検討
 - ・ MOX燃料の低コスト再処理技術
- 総合評価
 - ・ 経済性評価、導入シナリオ検討

炉心設計の課題

高転換比の達成

- ✓ 水（減速材）の割合を減らす
 - ・ 燃料棒の稠密配置
 - ・ 太径燃料棒
 - ・ 水排除棒
 - ・ ボイド率増大
- ✓ ブランケット（劣化ウラン）の活用

負のボイド反応度係数を確保

- ✓ 中性子のもれを増やす
 - ・ 炉心の扁平化
 - ・ ブランケットでの吸収効果
 - ・ ストリーミングチャンネルの設置

低減速スペクトル炉心の設計例

炉型	特徴	転換比*	燃焼度** (GWd/t)	電気出力 (MWe)	運転サイクル
高転換比 BWR型炉	稠密三角格子 高ボイド率 扁平二重炉心(内部ブランケット)	1.05	60	1356	24ヶ月
長期サイクル BWR型炉	稠密三角格子 高ボイド率 ボイド管集合体	1.02	61	1356	22ヶ月
ブランケット無し BWR型炉	稠密正方格子 ABWR互換炉心	1.01	26	1356	13ヶ月
重水冷却 PWR型炉	稠密三角格子 重水使用 ブランケット集合体分散配列 軸ブランケット(一部内部ブランケット)	1.02	54	1000	15ヶ月
軽水冷却 PWR型炉	稠密三角格子 短尺炉心 シード・ブランケット集合体	1.04	33	1000	24ヶ月

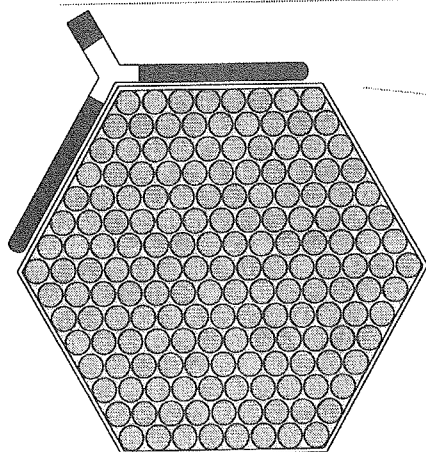
* 核分裂性Pu残存比

** 炉心部の燃焼度(上下ブランケット及び径ブランケットを除く)

低減速スペクトル炉心の例(1)

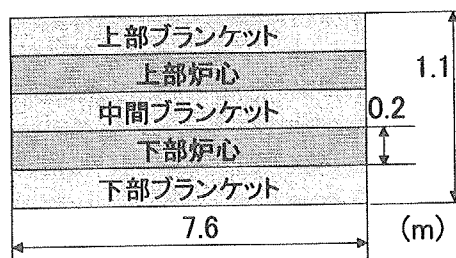
—高転換比BWR型炉—

- ウラン資源の有効利用と高燃焼度・長期サイクル運転を目指した炉心
- 扁平二重炉心を採用



燃料集合体断面図

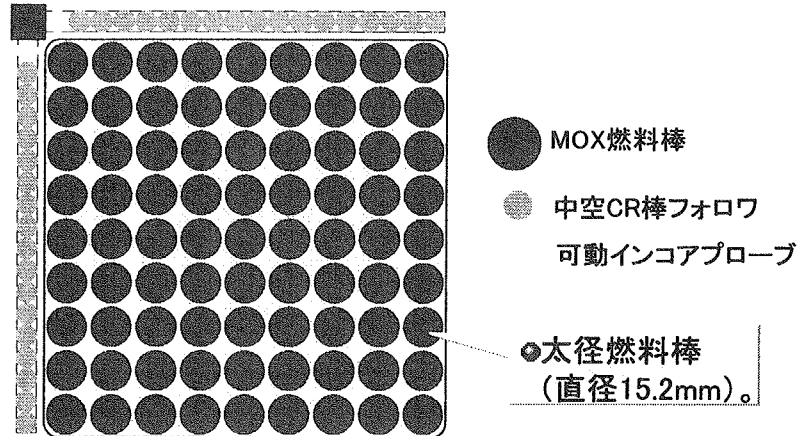
- 燃料棒直径13.4mm
- 1.3mm間隔で三角格子状に配列した稠密炉心
- 平均ボイド率70%



炉心立面図

低減速スペクトル炉心の例(2) — ブランケット無しBWR型炉 —

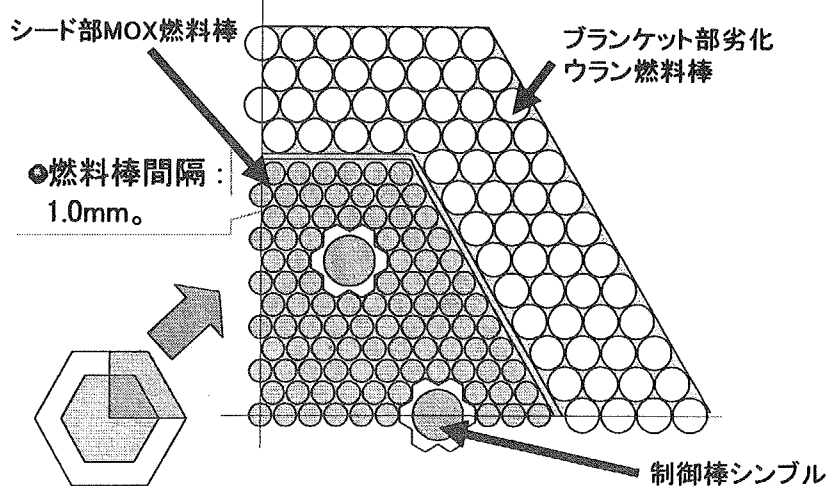
- ABWR燃料集合体をベースとした炉心
- ブランケット無しの単純炉心を採用



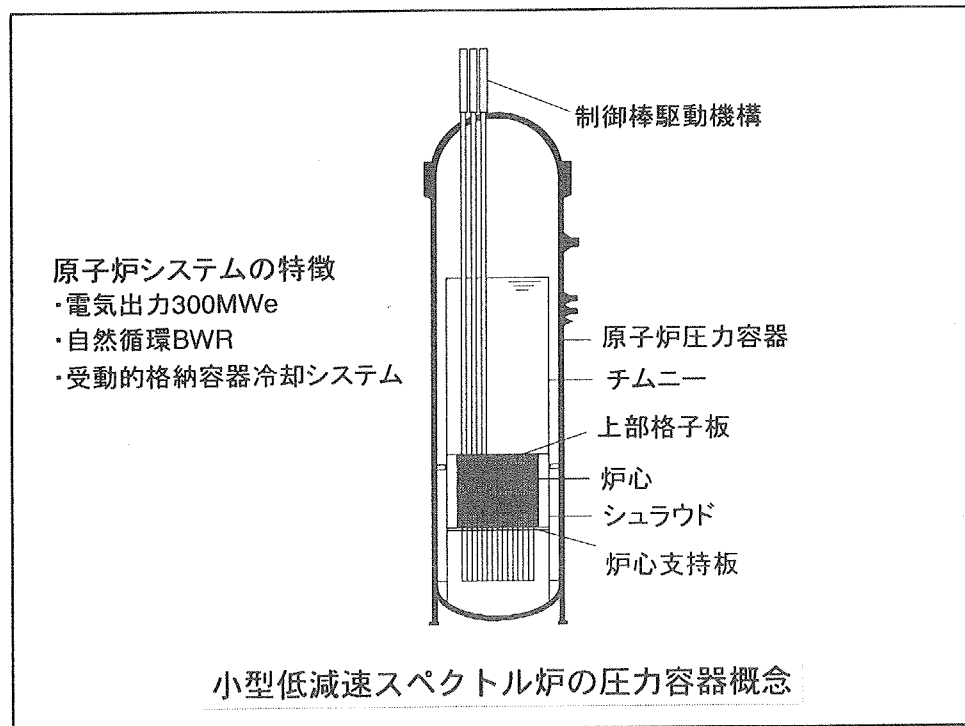
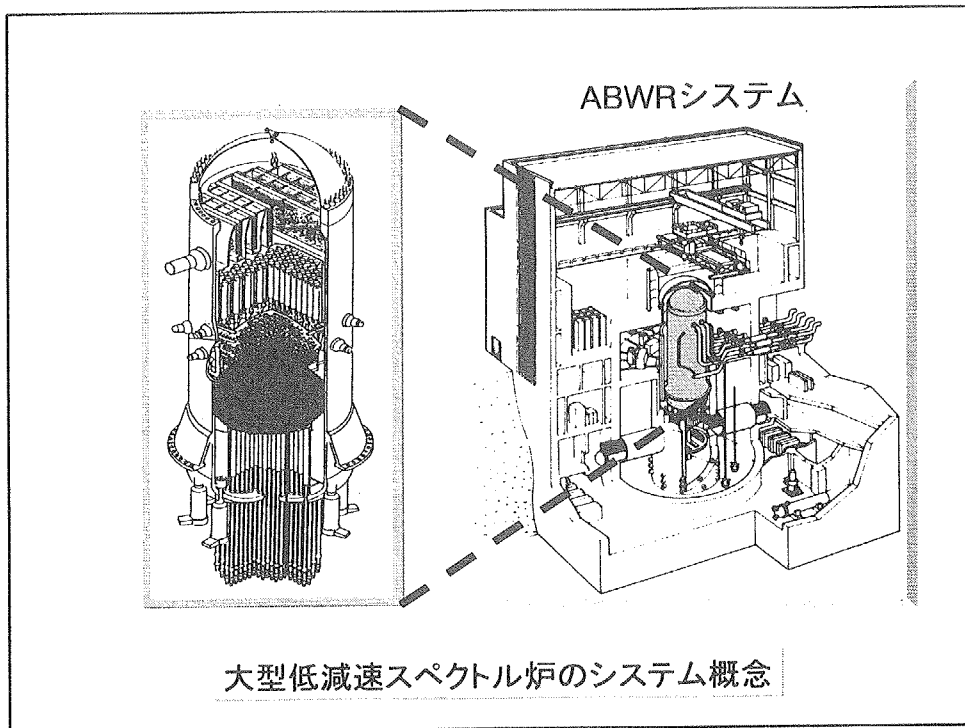
燃料集合体断面図

低減速スペクトル炉心の例(3) — 軽水冷却PWR型炉 —

- Pu多重リサイクルを行うPWR炉心
- シード・ブランケット燃料集合体を採用

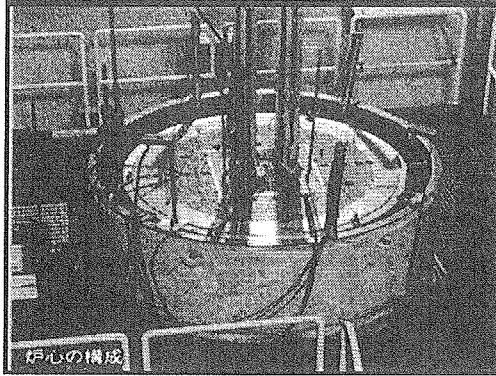


燃料集合体断面図



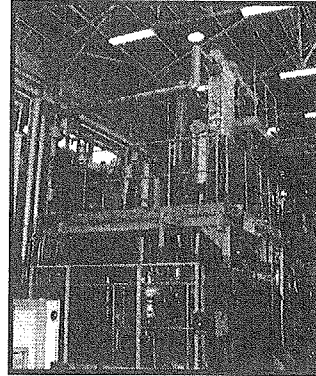
炉物理実証試験及び熱流動実証試験

軽水臨界実験装置(TCA)



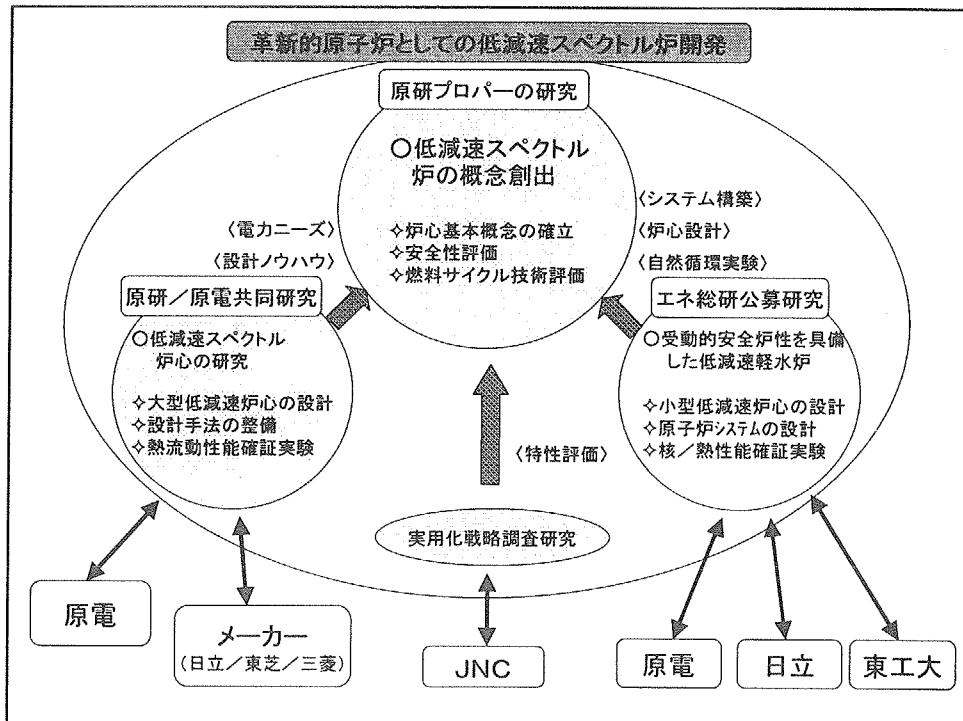
- 炉物理実験 -

高圧水熱流動実験装置



- 熱流動実験 -

- 低減速スペクトル炉心の性能の確認
- 稠密な炉心の安全性の確認



This is a blank page.

付録 2

研究会プログラム、参加者リスト

This is a blank page.

第4回低減速スペクトル炉研究会
-軽水炉とプルトニウム利用-

主催 日本原子力研究所

共催 日本原子力学会北関東支部

日時：2001年3月2日（金） 10:00～17:15

会場：日本原子力研究所 東海研究所 JRR-1 講義室

プログラム

10:00-10:05 開会の挨拶 落合政昭（原研）

座長：平井啓詞（原電）

- (1) 10:05-10:50 低減速スペクトル炉研究の現状 大久保努（原研）
(2) 10:50-11:20 低減速スペクトル炉のコスト評価 佐藤治（原研）
(3) 11:20-12:00 軽水炉 MOX 燃料再処理技術の現状 峯尾英章（原研）

12:00-13:30 昼食

座長：中川 正幸（原研）

- (4) 13:30-14:10 MOX 燃料軽水炉のマイクロ炉物理学 竹田敏一（大阪大学）
(5) 14:10-14:50 超臨界圧軽水冷却高速炉 石渡祐樹、向原民、越塚誠一、岡芳明（東大）
(6) 14:50-15:30 FBR 実用化戦略調査研究フェーズ1について 此村守（サイクル機構）

15:30-15:45 休憩

座長：平岡 徹（電中研）

- (7) 15:45-16:25 自立安全性を有する小型一体炉の開発について 牧原義明（三菱重工）
(8) 16:25-17:05 低減速スペクトル炉によるプルトニウム利用 岩村公道（原研）

17:05-17:15 閉会の挨拶 早田邦久（北関東支部長）

第4回低減速スペクトル炉研究会出席者(所外)

	氏名	所属
1	石渡 祐樹	東京大学工学部
2	加藤 恭義	東京工業大学
3	竹田 敏一	大阪大学大学院
4	平井 啓詞	日本原子力発電(株)
5	最首 貞典	日本原子力発電(株)
6	山本 一彦	日本原子力発電(株)
7	上田 隆	日本原子力発電(株)
8	片山 昇	原電情報システム(株)
9	川口 裕	中部電力(株)
10	竹田 練三	(株)日立製作所
11	持田 貴顕	(株)日立製作所
12	木藤 和明	(株)日立製作所
13	横山 次男	(株)東芝
14	師岡 慎一	(株)東芝
15	大川 雅弘	(株)東芝
16	安部 信明	(株)東芝
17	牧原 義明	三菱重工業(株)
18	栃原 洋	三菱重工業(株)
19	金川 孝	三菱重工業(株)
20	田中 豊	三菱重工業(株)
21	市川 肇	三菱マテリアル(株)
22	小山 好一	ニュークリア・デベロップメント(株)
23	高波 督吉	新型炉技術開発(株)
24	金子 俊幸	(株)日本総合研究所
25	中島 浩雄	(株)CRC総合研究所
26	楠野 貞夫	エネルギー総合工学研究所
27	松下 和海	エネルギー総合工学研究所
28	平岡 徹	電力中央研究所
29	亀山 高範	電力中央研究所
30	早野 睦彦	核燃料サイクル開発機構
31	前田 誠一郎	核燃料サイクル開発機構
32	一宮 正和	核燃料サイクル開発機構
33	此村 守	核燃料サイクル開発機構
34	神山 健司	核燃料サイクル開発機構
35	佐々木 誠	核燃料サイクル開発機構
36	平尾 和則	核燃料サイクル開発機構
37	池上 哲雄	核燃料サイクル開発機構
38	山本 昌宏	核燃料サイクル開発機構
39	小藤 博英	核燃料サイクル開発機構
40	平野 見明	
41	杉 暉夫	

第4回低減速スペクトル炉研究会出席者(所内)

	氏名	所属
1	早田 邦久	原研 東海研究所
2	田中 俊一	原研 東海研究所
3	東稔 達三	原研 東海研究所
4	中川 正幸	原研 東海研究所
5	秋濃 藤義	原研 東海研修センター
6	菱沼 章道	原研 核融合工学部 核融合炉材料開発推進室
7	高野 秀機	原研 中性子科学研究センター
8	梅野 誠	原研 中性子科学研究センター 中性子工学グループ
9	与能本 泰介	原研 原子炉安全工学部 熱水力安全研究室
10	更田 豊志	原研 原子炉安全工学部 燃料安全研究室
11	鈴木 元衛	原研 原子炉安全工学部 燃料安全研究室
12	中村 武彦	原研 原子炉安全工学部 燃料安全研究室
13	内山 軍蔵	原研 燃料サイクル安全部 プロセス安全研究室
14	峯尾 英章	原研 燃料サイクル安全部 プロセス安全研究室
15	磯貝 光	原研 燃料サイクル安全部 プロセス安全研究室
16	中山 真一	原研 燃料サイクル安全部 処分安全研究室
17	土尻 滋	原研 安全試験部
18	落合 政昭	原研 エネルギーシステム研究部
19	中島 甫	原研 エネルギーシステム研究部
20	大杉 俊隆	原研 エネルギーシステム研究部
21	角田 恒巳	原研 エネルギーシステム研究部
22	中嶋 勝利	原研 エネルギーシステム研究部 炉工学施設管理室
23	渡辺 博典	原研 エネルギーシステム研究部 炉工学施設管理室
24	佐藤 隆	原研 エネルギーシステム研究部 炉工学施設管理室
25	佐藤 治	原研 エネルギーシステム研究部 システム評価研究グループ
26	山口 雅教	原研 エネルギーシステム研究部 システム評価研究グループ
27	田中 洋司	原研 エネルギーシステム研究部 システム評価研究グループ
28	国井 克彦	原研 エネルギーシステム研究部 システム評価研究グループ
29	立松 研二	原研 エネルギーシステム研究部 システム評価研究グループ
30	岩村 公道	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
31	大久保 努	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
32	嶋田 昭一郎	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
33	白川 利久	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
34	鈴木 知明	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
35	秋江 拓志	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
36	鍋島 邦彦	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
37	石川 信行	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
38	中塚 亨	原研 エネルギーシステム研究部 将来型炉研究グループ
39	森 貴正	原研 エネルギーシステム研究部 炉物理研究グループ
40	飯島 進	原研 エネルギーシステム研究部 炉物理研究グループ
41	須崎 武則	原研 エネルギーシステム研究部 炉物理研究グループ
42	秋本 肇	原研 エネルギーシステム研究部 熱流体研究グループ
43	大貫 晃	原研 エネルギーシステム研究部 熱流体研究グループ
44	新谷 文将	原研 エネルギーシステム研究部 熱流体研究グループ
45	吉田 啓之	原研 エネルギーシステム研究部 熱流体研究グループ
46	井岡 郁夫	原研 エネルギーシステム研究部 耐食材料研究グループ
47	中野 佳洋	原研 エネルギーシステム研究部 核変換システム研究グループ
48	藤原 節男	原研 エネルギーシステム研究部 原子力船研究開発室
49	石田 紀久	原研 エネルギーシステム研究部 船用炉設計研究室
50	小田野 直光	原研 エネルギーシステム研究部 船用炉設計研究室
51	島崎 潤也	原研 エネルギーシステム研究部 原子力船システム研究室

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電気量, 電荷	クーロン	C	A·s
電位, 電圧, 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束	ルーメン	lm	cd·sr
照射度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV = 1.60218 × 10⁻¹⁹ J
1 u = 1.66054 × 10⁻²⁷ kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バル	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å = 0.1 nm = 10⁻¹⁰ m
1 b = 100 fm = 10⁻²⁸ m²
1 bar = 0.1 MPa = 10⁵ Pa
1 Gal = 1 cm/s² = 10⁻² m/s²
1 Ci = 3.7 × 10¹⁰ Bq
1 R = 2.58 × 10⁻⁴ C/kg
1 rad = 1 cGy = 10⁻² Gy
1 rem = 1 cSv = 10⁻² Sv

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版, 国際度量衡局 1985年刊行による。ただし, 1 eV および 1 uの値は CODATA の1986年推奨値によった。
- 表4には海里, ノット, アール, ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- bar は, JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリ-に分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barn および「血圧の単位」mmHg を表2のカテゴリ-に入れている。

換算表

力	N (=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘 度 1 Pa·s(N·s/m²) = 10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s = 10⁴ St(ストークス)(cm²/s)

圧	MPa (=10 bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg (Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 ⁻⁴	1.35951 × 10 ⁻³	1.31579 × 10 ⁻³	1	1.93368 × 10 ⁻²
	6.89476 × 10 ⁻³	7.03070 × 10 ⁻²	6.80460 × 10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J (=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal (計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸
	1.60218 × 10 ⁻¹⁹	1.63377 × 10 ⁻²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1

1 cal = 4.18605 J (計量法)
= 4.184 J (熱化学)
= 4.1855 J (15 °C)
= 4.1868 J (国際蒸気表)
仕事率 1 PS (仏馬力)
= 75 kgf·m/s
= 735.499 W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹
	3.7 × 10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

第4回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書 2001年3月2日、東海研究所、東海村

R100

1紙配合率100%
白色度70%再生紙を使用しています