



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
(受託研究)

2004年 6月

岩村 公道・大久保 努・秋江 拓志・久語 輝彦・与能本 泰介・呉田 昌俊・石川 信行
長家 康展・新谷 文將・岡嶋 成晃・奥村 啓介・鈴木 元衛・峯尾 英章・中塙 亨
最首 貞典*・壱岐 貞俊*・菅野 実*・山本 一彦*・山内 豊明*・松浦 真*
竹田 練三*・青山 肇男*・石井 佳彦*・守屋 公三明*・松浦 正義*・安藤 浩二*
有富 正憲*・木倉 宏成*

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。
入手の問合せは、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、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター
(〒319-1195 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おこなっ
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, 2004

編集兼発行 日本原子力研究所

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
(受託研究)

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

岩村 公道・大久保 努・秋江 拓志・久語 輝彦・与能本 泰介・吳田 昌俊・石川 信行
長家 康展・新谷 文將⁺・岡嶋 成晃・奥村 啓介・鈴木 元衛・峯尾 英章・中塚 亨
最首 貞典^{*1}・壱岐 貞俊^{*1}・菅野 実^{*1}・山本 一彦^{*1}・山内 豊明^{*1}・松浦 真^{*1}
竹田 練三^{*2}・青山 肇男^{*2}・石井 佳彦^{*2}・守屋 公三明^{*2}・松浦 正義^{*2}・安藤 浩二^{*2}
有富 正憲^{*3}・木倉 宏成^{*3}

(2004年4月9日受理)

本報告書は、日本原子力研究所、日本原子力発電（株）、（株）日立製作所、東京工業大学が財團法人工エネルギー総合工学研究所からの委託を受けて平成12～14年度に実施した革新的実用原子力技術開発提案公募事業「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」の成果をまとめたものである。

本提案公募事業は、エネルギーの長期安定供給を確保するとともに、コスト競争力の強化、プルトニウムの有効利用、使用済燃料蓄積量の低減など、原子力発電及び核燃料サイクルが直面する課題の解決、及び安全性・経済性に係る技術の一層の向上を図るために、既に実用化している軽水炉技術を最大限に活用し、中性子の減速を抑制して転換比を上げることにより燃料の増殖、高燃焼度・長期サイクル運転、プルトニウムリサイクルが可能となる低減速軽水炉を開発するものである。

上記の要件を満たす革新性の高い実用原子力技術開発として、「受動的安全性を具備した低減速軽水炉」を開発目標として設定した。具体的には、電気出力は将来の導入が見込まれる規模として約300MWeと設定し、炉心はMOX燃料を使用する稠密炉心を採用した。炉心性能としては、

本研究は、革新的実用原子力技術開発提案公募事業において、財團法人工エネルギー総合工学研究所からの委託を受けて平成12～14年度に実施した研究の成果である。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4

+ 安全性試験研究センター

*1 日本原子力発電（株）

*2 （株）日立製作所

*3 東京工業大学

安全性を確保するため負のボイド反応度係数を維持しつつ、1以上の転換比、60GWd/t以上の燃焼度、2年以上の運転サイクルの達成を目指す。また原子炉の形式としては、ボイド効果による低減速化を図ると同時に機器の簡素化による経済性向上を図るため、受動的機器を有する自然循環BWR型炉を採用した。

本技術開発では、以下のような成果が得られた。炉心設計では、開発目標を満たす炉心を設計し、具体的な制御棒操作計画、起動手順を立案した。原子炉システム設計では、受動的安全システムを有効に活用して経済性の向上を達成するプラントシステムを構築した。熱流動的成立性的検討では、限界熱流束実験により、熱的成立性を確認した。起動手順の熱流動的な観点からの検討として、不安定流動の安定限界に与える系圧力の影響と発生機構を解明し、合理的な起動手順を提案した。また、流路間隙幅の熱流動特性に与える影響の検討として、沸騰熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に及ぼす流路間隙の影響を解明した。安定性解析に関しては、時間領域解析コードにより、炉心の安定性を確認した。炉物理的成立性的検討では、低減速軽水炉心のスペクトルを模擬した臨界実験データを用い、核設計計算の精度を確認した。燃料の安全性の検討では、MOX燃料安全解析コードを用いて通常運転時の燃料の熱的ふるまいを確認した。燃料サイクルの検討では、低減速軽水炉燃料再処理プロセスに適用する経済的再処理技術を選定した。

本技術開発の成果により、所期の開発目標を満足する受動的安全性を具備した低減速軽水炉の設計を得るとともに、その成立性の見通しを得た。

Research and Development on Reduced-moderation Light Water Reactor
with Passive Safety Features
(Contract Research)

Takamichi IWAMURA, Tsutomu OKUBO, Hiroshi AKIE, Teruhiko KUGO, Taisuke YONOMOTO,
Masatoshi KURETA, Nobuyuki ISHIKAWA, Yasunobu NAGAYA, Fumimasa ARAYA⁺,
Shigeaki OKAJIMA, Keisuke OKUMURA, Motoe SUZUKI, Hideaki MINEO, Toru NAKATSUKA
Sadanori SAISYU^{*1}, Sadatoshi IKI^{*1}, Minoru KANNO^{*1}, Kazuhiko YAMAMOTO^{*1},
Toyoaki YAMAUCHI^{*1}, Makoto MATSUURA^{*1}, Renzo TAKEDA^{*2}, Motoo AOYAMA^{*2},
Yoshihiko ISHII^{*2}, Kumiaki MORIYA^{*2}, Masayoshi MATSUURA^{*2}, Kouji ANDO^{*2},
Masanori ARITOMI^{*3} and Hiroshige KIKURA^{*3}

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

(Received April 9, 2004)

The present report contains the achievement of "Research and Development on Reduced-moderation Light Water Reactor with Passive Safety Features", which was performed by Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), Hitachi Ltd., Japan Atomic Power Company and Tokyo Institute of Technology in FY2000-2002 as the innovative and viable nuclear energy technology (IVNET) development project operated by the Institute of Applied Energy (IAE).

In the present project, the reduced-moderation water reactor (RMWR) has been developed to ensure sustainable energy supply and to solve the recent problems of nuclear power and nuclear fuel cycle, such as economical competitiveness, effective use of plutonium and reduction of spent fuel storage. The RMWR can attain the favorable characteristics such as high burnup, long operation cycle, multiple recycling of plutonium (Pu) and effective utilization of uranium resources based on accumulated LWR technologies.

Our development target is "Reduced-moderation Light Water Reactor with Passive Safety Features"

This research was performed as the innovative and viable nuclear energy technology (IVNET) development project operated by the Institute of Applied Energy (IAE) in FY2000-2002.

+ Nuclear Safety Research Center

*1 Japan Atomic Power Company

*2 Hitachi Ltd.

*3 Tokyo Institute of Technology

with innovative technologies to achieve above mentioned requirement. Electric power is selected as 300MWe considering anticipated size required for future deployment. The reactor core consists of MOX fuel assemblies with tight lattice arrangement to increase the conversion ratio. Design targets of the core specification are conversion ratio more than unity, negative void reactivity feedback coefficient to assure safety, discharged burnup more than 60GWd/t and operation cycle more than 2 years. As for the reactor system, a small size natural circulation BWR with passive safety systems is adopted to increase safety and reduce construction cost.

The results obtained are as follows: As regards core design study, core design was performed to meet the goal. Sequence of startup operation was constructed for the RMWR. As the plant design, plant system was designed to achieve enhanced economy using passive safety system effectively. In relation to the cooling limit of the core, sufficient coolability of the core was confirmed by experiments. Investigating the effect of system pressure on the stability limits of flow dynamics, rational start-up procedure has been proposed. As for the effects of the flow channel gap, the effects on boiling heat transfer coefficient and friction multiplier of two-phase flow were clarified from the preliminary experiments. As for the stability analysis, the stability of RMWR core is confirmed through the time domain analysis. As the neutronics feasibility study, the calculation accuracy was evaluated using the critical experiments' data of simulative RMWR core. As the fuel safety, the fuel behavior of MOX fuel irradiated in RMWR in normal condition was confirmed using MOX fuel safety analysis code. As the fuel cycle study, the economical reprocessing technology was selected for RMWR fuel reprocessing.

The feasibility of the RMWR with passive safety features has been confirmed by the present project.

Keywords: Reduced-moderation Water Reactor (RMWR), MOX Fuel, Safety System, Thermal-hydraulic, Tight-lattice, Fast Breeder Reactor (FBR), Plutonium, Reprocessing

目次

1. 序論	1
1. 1 はじめに	1
1. 2. 技術開発計画	4
1. 2. 1 開発目標	4
1. 2. 2 技術開発体制と計画	4
1. 2. 3 技術開発の内容	4
2. 成果の概要	8
3. 実施内容及び成果	29
3. 1 炉心設計	29
3. 1. 1 炉心設計の方針	29
3. 1. 2 炉心サーベイ計算	30
3. 1. 3 炉心特性の詳細評価（基準 Pu 組成燃料）	36
3. 1. 4 プルトニウム多重リサイクル炉心の設計	52
3. 1. 5 起動シーケンスの検討	70
3. 1. 6 中性子漏れ量の評価に関する検討	79
3. 2 原子炉システム設計	83
3. 2. 1 システム設計の考え方	83
3. 2. 2 プラントシステムの設計	85
3. 2. 3 シビアアクシデント時の再臨界性の検討	113
3. 2. 4 フルパッシブ案（オプション）	138
3. 3 热流動的成立性の検討	174
3. 3. 1 除熱性能試験	174
3. 3. 2 安定性解析	192
3. 3. 3 合理的な起動手順の確立に関する基礎研究	208
3. 3. 4 炉心流動安定性解析コードの開発と実験データの比較	254
3. 3. 5 チムニ内の多次元流動特性計測システムの開発	267
3. 3. 6 流路間隙幅の热流動特性に与える影響	306
3. 4 炉物理的成立性の検討	321
3. 5 燃料の安全性	335
3. 6 燃料サイクル検討	361
4. まとめ	378

Contents

1. Introduction -----	1
1.1 Preface -----	1
1.2. Development Plan -----	4
1.2.1 Goal -----	4
1.2.2 Framework and Yearly Plan -----	4
1.2.3 Contents of Each Development Area-----	4
2. Executive summary -----	8
3. Results -----	29
3.1 Core Design -----	29
3.1.1 Core Design Concept -----	29
3.1.2 Survey Calculation for Core Design -----	30
3.1.3 Core Design for Standard Fuel Composition -----	36
3.1.4 Core Design for Multiple Pu Recycling -----	52
3.1.5 Consideration on Start-up Sequence -----	70
3.1.6 Consideration on the Quantity of Neutron Leakage -----	79
3.2 Reactor System Design -----	83
3.2.1 Concept of System Design -----	83
3.2.2 Plant System Design -----	85
3.2.3 Consideration on Recriticality during Severe Accidents -----	113
3.2.4 Full Passive System (as Option)-----	138
3.3 Thermal Hydraulic Feasibility Study -----	174
3.3.1 Coolability Evaluation Test -----	174
3.3.2 Stability Analysis -----	192
3.3.3 Fundamental Study for Establishing Rational Start-up Procedure -----	208
3.3.4 Development of Thermo-hydraulic Analysis Code and Experimental Evaluation -----	254
3.3.5 Development of Multi-dimensional Flow Measurement System -----	267
3.3.6 Effect of Flow Channel Gap on Thermo-hydraulics -----	306
3.4 Neutronics Feasibility Study -----	321
3.5 Fuel Safety -----	335
3.6 Study on Fuel Cycle-----	361
4. Conclusion -----	378

1. 序論

1. 1 はじめに

エネルギー資源の乏しい我が国の原子力開発では、核燃料サイクルの確立によるエネルギーセキュリティの確保を重視してきた。平成12年11月に策定された原子力長計¹⁻¹⁾においても、エネルギーの自給率の向上と安定供給に寄与してきた原子力発電を引き続き基幹電源に位置付けて最大限に活用するとともに、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、使用済燃料の再処理を基本としたリサイクル路線を基本政策として推進することとしている。しかしながら、高速増殖炉の本格的な導入は2030年以降と云われているが、当初予定より大幅に遅れており、昨今、世界的に高速炉の開発がスローダウンしている現状を勘案すると、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、早急に実現性の高い代替技術の開発が必要とされている。

今後半世紀以上、原子力エネルギーの主流となる軽水炉の開発に対しては、我が国独自の開発目標を設定し、それに即した次世代軽水炉の概念を構築していくことが重要である。特に、使用済燃料を繰り返し再処理し、回収されるプルトニウムを再利用できる次世代軽水炉の概念を構築していくことが最重要課題である。

このような状況を踏まえ、原研を中心に低減速軽水炉（低減速スペクトル炉）の開発が進められてきた^{1-2), 1-3)}。低減速軽水炉とは、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共鳴エネルギー領域の中性子を利用する原子炉であり、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。本炉は、実績ある軽水炉技術をベースとした増殖炉であることを最大の特長としており、最小の開発コストで早期の導入が可能なことを利点としている。

翻って、国外の状況をみると、アメリカのスリーマイル島やソ連の切尔ノブイリの原子力発電所の事故を契機にアメリカを中心とする欧米では、現行の軽水炉の安全性は動的機器から構成されている工学的安全設備に過度に依存しており、人的要因と不作動確率を考慮すると工学的安全設備の大幅な信頼性の向上は望めないという考えが生まれ、自然の物理法則で作動する受動的機能を積極的に取り入れた次世代軽水炉の概念が提唱され始めた。

また、米国では2030年頃までに実用化を目指した第4世代原子炉（Generation-IV）計画を提案しているが、その中でも、

1. 持続可能性（燃料の効率的利用、核廃棄物の最小化、核拡散抵抗性）
2. 安全性／信頼性向上（卓越した安全性と信頼性確保、炉心損傷頻度の飛躍的低減、緊急時対応の必要性排除）
3. 経済性向上（ライフサイクルコストの優位性、資金リスクの低減）

の3大開発目標を設定している¹⁻⁴⁾。これらの目標は、2001年7月に日本、フランスなど9カ国が参加して発足した第4世代国際フォーラム（Generation IV International Forum, GIF）にお

ける審議も踏まえたもので、今後の将来型原子炉の開発に際して考慮せざるを得ないものと考えられる。

更に、最近の原子力発電を巡る国内の状況として、各地で実施された原子力に関する住民投票に見られる立地自治体住民の反応や、電力の自由化を巡る電気事業者の立場等を鑑みるに、安全性・信頼性の向上及び経済性向上の要件を満足しない炉の建設は不可能な情勢である。本技術開発の対象である低減速軽水炉は天然ウラン消費量を低減する「持続可能性」の必要から創出された概念であるものの、国際的な評価にも耐えうる革新的原子炉として開発を進める上では上述の要件を満たすことが必須条件と言える。

本提案公募事業で開発する「受動的安全性を具備した低減速軽水炉」は、原子力発電及び核燃料サイクルの安全性・経済性に係る技術の一層の向上を図るために、革新性の高い実用原子力技術開発として実施するものであり、安全性、経済性を飛躍的に向上させた革新的原子力システムを検討する。

将来の原子炉の規模としては、スケールメリットの追求と新規立地の困難性から大型炉の高性能化オプションとともに、他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中小型炉導入のメリットも見直されつつある。低減速軽水炉は実績ある現行軽水炉技術をベースにしており、早期実現に対する技術的課題は比較的少ない。低減速炉心は大型炉でも小型炉でも適用可能であるが、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革新的技術の活用、早期導入の可能性等の観点から、電気出力 30 万 kW 程度の受動的安全性を具備した小型炉を設計対象として選定するのが妥当である。小型炉で十分な運転実績を積んでおけば、将来的には大型炉への発展も可能である。

経済性の面では、少なくとも現行大型軽水炉と競合可能な発電単価を実現しなくてはならない。まずは高燃焼度、長期サイクル運転等の炉心性能の向上により、燃料コストの低減、運転保守費の低減等により経済性向上を図る。さらに従来の現地工事主体の建設方式を見直して、今後は工場生産が主体となるようなプラント概念を構築する。これは十分に環境が整った工場で製作する方が、期間的にも費用的にも有利なためである。小型炉であれば工場一体製造、現地一体搬入を実現することも可能と考えられる。受動的安全系は安全系設備の信頼性向上を目的とするとともに、煩雑な保守点検作業を定期的に必要とする能動的安全系と置き換えることで運転費低減も狙っている。しかし、受動的安全系の動力源は重力や蓄圧、自然循環等の静的エネルギーであるため、能動的安全系のポンプ等と比べると駆動力が小さい。特に大型炉へ導入する場合は設備が大きくなりすぎ、必ずしも経済性の恩恵を受けられない可能性がある。小型炉を選択することで最大限に受動的安全系の効果が得られる設計が可能になる。

安全性の面では、緊急時対応の必要性の低減が求められ、究極的には“退避不要（No Evacuation）”を可能とする原子炉が望まれる。特に将来需要地近接立地を実現する上で問題とされるのは、高人口地帯では事実上、原子力災害時の避難計画が策定不能であることである。受動的安全系の他に、自然循環冷却、事故時に人的介入不要なシステム等の採用等も含め、その可能性について検討する。

以上の特性を満たす革新的原子炉として、「受動的安全性を具備した低減速軽水炉」を開発目標

として設定した。具体的には、電気出力は将来の導入が見込まれる規模として約300MWeと設定し、炉心はMOX燃料を使用する稠密炉心を採用する。炉心性能としては、安全性を確保するため負のボイド反応度係数を維持しつつ、1以上の転換比、60GWd/t以上の燃焼度、2年以上の運転サイクルの達成を目指す。また原子炉の形式としては、ボイドを活用した低減速化を図ると同時に機器の簡素化による経済性向上を図るため、受動的機器を有する自然循環BWR型炉を採用する。

参考文献

- 1.1-1. 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).
- 1.1-2. 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, 19-23 (2000).
- 1.1-3. 中野佳洋、他(編)：第5回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書 2002年3月8日、
東海研究所、東海村、JAERI-Conf. 2002-012 (2002).
- 1.1-4. 松井一秋：革新的原子炉開発をめぐる国際的動向とその意味、原子力 eye, Vol.48, No.1,
12-17 (2002).

1. 2. 技術開発計画

1. 2. 1 開発目標

本技術開発は、コスト競争力の強化、余剰プルトニウムの処理、使用済燃料蓄積量の低減など、原子力発電及び核燃料サイクルが直面する課題の解決、及び安全性・経済性に係る技術の一層の向上を図るとともに、エネルギーの長期安定供給を確保するため、既に実用化している軽水炉技術を最大限に活用し、中性子の減速を抑制して転換比を上げることにより燃料の増殖、高燃焼度・長期サイクル運転、プルトニウムリサイクルが可能となる低減速軽水炉を開発するものである。

上記の要件を満たす革新性の高い実用原子力技術開発として、「受動的安全性を具備した低減速軽水炉」を開発目標として設定した。具体的には、電気出力は将来の導入が見込まれる規模として約 300MWe と設定し、炉心は MOX 燃料を使用する稠密炉心を採用する。炉心性能としては、安全性を確保するため負のボイド反応度係数を維持しつつ、1 以上の転換比、60Gwd/t 以上の燃焼度、2 年以上の運転サイクルの達成を目指す。また原子炉の形式としては、ボイド効果による低減速化を図ると同時に機器の簡素化による経済性向上を図るために、受動的機器を有する自然循環 BWR 型炉を採用する。

1. 2. 2 技術開発体制と計画

本技術開発は、日本原子力研究所を総括機関として、日本原子力発電（株）、（株）日立製作所、及び東京工業大学が連携して実施する。技術開発項目としては、（1）負のボイド反応度係数などの安全性確保を前提に要求性能を達成する炉心設計、（2）受動的機器を採用し、安全性・経済性の高い原子炉システムの設計、（3）稠密炉心での除熱性能、安定性、自然循環特性等の熱流動的成立性の確証、（4）炉物理実験による核的成立の確証、（5）高富化度 MOX 燃料の照射時挙動解析による燃料の安全性の確認、及び（6）燃料サイクル上の課題である MOX 燃料再処理技術の検討を実施する。

図 1.2-1 に技術開発の実施体制と各連携機関の分担を示す。また表 1.2-1 には技術開発の年次計画を示す。技術開発は 3 年計画で、12 年度には基本仕様の検討、実験装置の製作、及び予備解析等を実施した。13 年度には炉心・システムの詳細設計を進めるとともに、熱流動実験・解析を実施する。また燃料の安全性解析、再処理技術の評価・検討等を進める。14 年度には炉心・システムの最適化を実施するとともに、熱流動及び炉物理実験を実施して成立性を確認する。さらに燃料安全解析を進め、安全性及び経済性を確認する。特に最終年度にはプラントとしての経済性評価を行い、実用化の目処をつけるとともに研究開発課題を摘出する。

1. 2. 3 技術開発の内容

本技術開発は 12 年度から 3 年間で実施した。技術開発項目毎の年次展開については表 1.2-1 に示す。以下では、各技術開発項目について、3 カ年での全体計画を述べる。

（1）炉心設計

経済性・安全性の向上とともに、プルトニウムの有効利用と放射性廃棄物発生量の低減が可能な小型低減速スペクトル炉の炉心概念を確立する。具体的には、電気出力約 300MW、燃焼度 60Gwd/t、

転換比1以上、負のボイド反応度係数、運転サイクル2年以上のBWR型低減速スペクトル炉の炉心を設計することを目標とする。

基本的な設計方針としては、稠密格子BWR炉心を採用し軸方向に短尺化する方策を探ることとする。これをベースとして主要な炉心仕様を設定し、炉心の核熱結合計算等の核設計及び熱水力設計計算を実施して、炉心の主要特性を解析する。その結果を上記の達成目標、安全上の観点等から総合的に判断して、必要に応じて炉心仕様を調整しながら最適な炉心設計を行い、軽水炉の安全基準を満足するとともに、炉出力、燃焼度、転換比、運転サイクル等が設計目標を満足する低減速軽水炉の炉心概念を確立する。

(2) 原子炉システム設計

原子炉システムとしては、受動的安全機能を具備した自然循環小型BWRを検討する。受動安全機器はシステムを簡素化し、安全性と経済性を同時に向上させる可能性があるものの、ポンプ等の動的機器と比べて駆動力は弱く、その使用のためには、システム間の相互干渉による悪影響等を様々な条件において検討する必要がある。これにより、本炉の安全性を確認するとともに、格納容器、原子炉建屋も含めた合理的な原子炉システム概念を構築する。システムの設計に際しては、まず複数の概念を並行して検討し、安全性の確認や設計要求への対応等を総合的に評価して概念の絞込みを行う。最終年度においてはプラント機器の配置等を検討し、コスト評価を行う。

(3) 热流動的成立性

稠密扁平炉心及び自然循環方式BWRの熱流動的成立性を確認するため、稠密炉心の除熱特性と安定性に関して、実験を実施するとともに解析的な検討を行う。

稠密格子燃料集合体では除熱性能の劣化が懸念されるため、限界出力に関する除熱特性を実験的に解明する。このため、実験用テスト部を設計・製作し、既存の高压ループに設置して限界出力実験を実施する。

本炉心は稠密炉心を有する自然循環BWR型炉であり、起動時及び定格運転時に熱流動的不安定現象が生じないことを確認する必要がある。このため、沸騰二相流の伝熱・流動装置を製作し、並行沸騰流路の安定性に関する実験及び狭隘流路の伝熱流動特性に関する実験を実施して、安定かつ合理的な起動手順を確立する。

また、本炉は従来型炉と核特性及び熱流動特性が異なるため、核熱流動的安定性に関する設計手法の本炉心への適用の妥当性を確認する必要がある。このため、まず既存の安定性実験データを解析して計算コードの適用性を評価し、評価済みのコードを用いて(1)で設計した炉心の安定性解析を実施する。

(4) 炉物理的成立性

本炉の成立性を左右する転換比、反応度係数などの核的特性を確認し、設計計算の予測精度を検証し、設計の信頼性を確保するため、原研の高速臨界実験装置(FCA)を用いて、低減速スペクトル炉心の中性子スペクトルを模擬した体系を構築して炉物理実験を行う。また、実験解析を通して、現行計算手法による核特性予測精度を検証すると共に、設計精度を評価する。12年度に

は実験準備を行い、13年度から14年度にかけてウラン燃料体系での臨界実験を実施し、14年度にMOX燃料模擬体系での臨界実験を実施する。

(5) 燃料の安全性

燃料棒設計の信頼性を確保し、合理性を高め、燃料集合体の安全性を確認するため、高富化度MOX燃料の照射時挙動（熱的・機械的）を解明する。本炉の燃料集合体は、核分裂性プルトニウム富化度が15%以上の高富化度MOX燃料を使用し、燃料棒間隔は1.3mm程度の稠密格子である。また従来の軽水炉よりもはるかに高いエネルギー領域での中性子照射環境下で使用する。このような、従来の軽水炉では未経験である照射条件下での燃料棒の挙動を予測するため、計算コードを用いて燃料ふるまいを解析し、燃料集合体の安全性を確認する。

(6) 燃料サイクル検討

低減速軽水炉の経済性を確保するための不可欠な要因である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。具体的には、まず、MOX燃料に適用できる再処理技術を調査し、その中から本提案炉の実用化時期に適用しうる再処理技術を選択し、本炉の使用済MOX燃料に適用する際の要件を明らかにする。選択した再処理技術及びその適用要件に基づき、燃料リサイクルのための再処理フローを作成する。また、処理燃料の核種組成や処理プロセスの除染係数をパラメータとした解析を行う。この結果、本炉の経済性を確保するために今後必要な再処理技術に関する研究開発課題を明らかにする。

本項目については、12年度は現状技術を調査し、13年度に技術開発を実施した。

表 1.2-1 技術開発年次計画

技術開発項目	平成12年度	平成13年度	平成14年度
(1)炉心設計	基本炉心設計 ↔	詳細設計 ↔	炉心最適化設計 ↔
(2)原子炉システム設計	システム概念構築 ↔	システム設計・安全解析 ↔	
(3)熱流動的成立性 ・除熱性能試験／解析	テスト部設計 ↔	テスト部製作 ↔	実験・解析 ↔
・炉心安定性解析	予備解析 ↔		解 析 ↔
・自然循環特性試験／ 解析	予備解析 ↔		実験・解析 ↔
(4)炉物理的成立性	予備解析 ↔	実験準備 ↔	実験解析 ↔
(5)燃料の安全性	入力データ整備 ↔		解 析 ↔
(6)燃料サイクル検討		再処理技術の評価・検討 ↔	

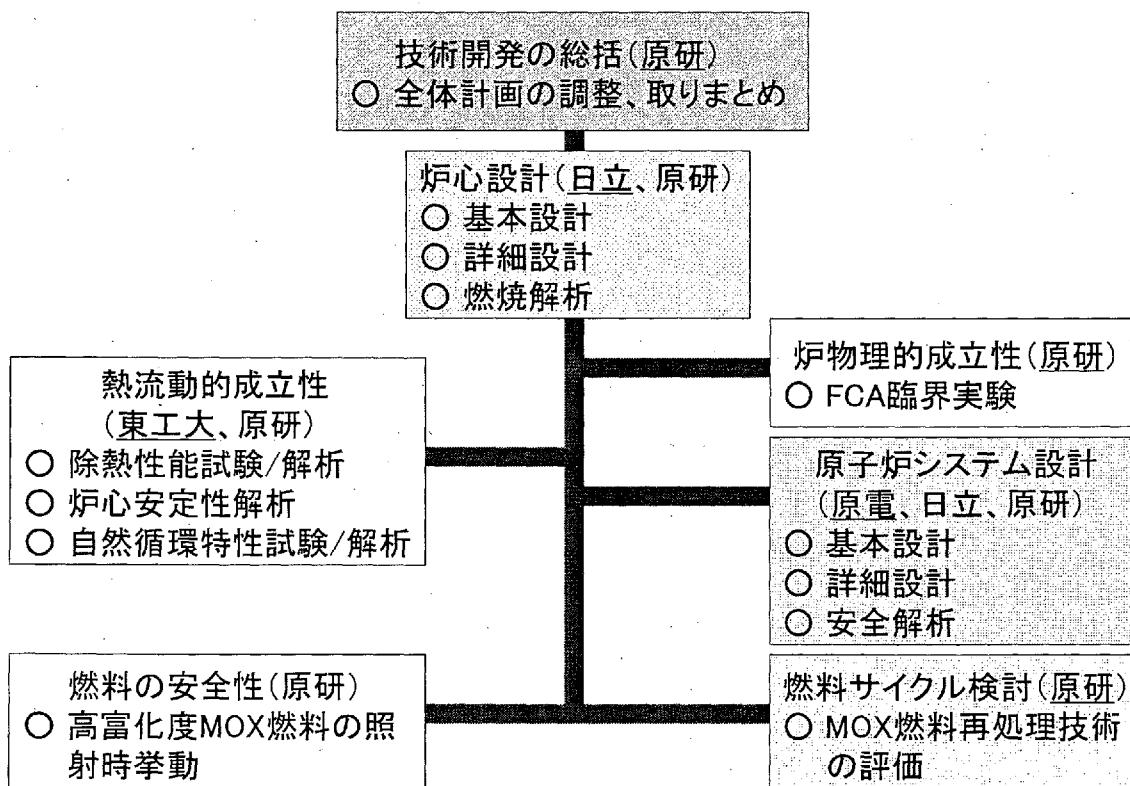


図 1.2-1 技術開発の実施体制

2. 成果の概要

我が国の原子力発電が直面する、経済的競争力の確保、余剰プルトニウムの処理、使用済燃料貯蔵量の増大などの困難な課題を解決するため、原研、原電、日立及び東工大が連携して、受動的安全性を具備した低減速軽水炉（低減速スペクトル炉）の技術開発を進めた。低減速軽水炉は既に実績のある軽水炉技術に立脚して、高燃焼度・長期サイクル運転、プルトニウム多重リサイクル、及びウラン資源の有効利用を可能とするものである。炉心は中性子の減速を抑制して転換比を高めるため、MOX燃料の稠密格子で構成されている。原子炉システムとしては、安全性及び経済性向上の観点から、受動的安全システムを具備した小型自然循環BWRを採用した。

本技術開発では、負のボイド反応度係数と高い転換比を目指した炉心設計、受動的機器を採用した原子炉システム設計、稠密炉心での除熱性能や自然循環特性を確認するための熱流動実験及び解析、核的成立を確証するための炉物理実験、高中性子照射下での高富化度MOX燃料の安全解析、及び燃料サイクル上の課題であるMOX燃料再処理技術の検討を実施する。

2. 1 炉心設計

報告者等が有する低減速スペクトル炉の設計に関する知見^{2.1-1), 2.1-2), 2.1-3)}を活用し、下記の炉心性能を達成する電気出力330MWeの受動的安全性を具備した自然循環冷却方式の小型低減速スペクトル炉心概念の構築を目指して炉心設計検討を実施した。

- ・転換比（核分裂性プルトニウム残存比）： 1以上
- ・ボイド反応度係数： 負
- ・炉心部取出平均燃焼度： 60GWd/t
- ・運転サイクル長： 2年以上

低減速スペクトル炉で一般的に採用されている稠密格子炉心では、圧力損失が大きくなる傾向を有する。従って、自然循環冷却方式を採用する上では、如何に圧力損失を低くするかが炉心設計上の重要な点の一つである。この観点から、圧力損失を低く設計することが可能な扁平かつ高ボイド率の炉心概念を基本として設計を実施することとした。これまで報告者等自身が実施してきた低減速スペクトル炉心設計に関する知見によれば、本炉心概念に基づく1m強の高さと70%程度の炉心平均ボイド率を有する扁平炉心の圧力損失は、ABWRの場合の1/4程度以下にすることが可能であり、十分に自然循環冷却の可能な設計となる。

炉心設計に当たっては、受動的安全性を具備したシステムの採用を考慮して、燃料棒の細径化による除熱上の余裕の増加を図った設計を想定することとした。この観点から、当面の燃料棒外径を12mm程度に想定す

るとともに、これまでの設計の知見に基づいて燃料棒217本を間隙1.3mmで三角格子状に配列した集合体を設定し、MOX部平均核分裂性プルトニウム(Pu)富化度を18%として比較的単純な模擬炉心モデルを用いたモンテカルロ計算によるパラメータサーベイを実施した。本サーベイ計算においては、燃料棒外径およびMOX部長さの2つの形状因子をパラメータとして、ボイド反応度係数、転換比、燃焼度等の炉心特性に及ぼす影響を検討するとともに、上記設計

表 2.1-1 炉心主要諸元及び特性

項目	単位	設計値
電気出力	MWe	330
炉心外接半径	m	2.07
炉心部平均取出燃焼度	GWd/t	60
炉心部高さ	m	0.76 ¹⁾
炉心出口品質	%	52
炉心部平均ボイド率	%	69
炉心圧損	MPa	0.04
炉心部平均Pu富化度	%	10.4
Pu残存比	—	1.01
最大線出力密度	kW/m	42
MCPR	—	1.3
ボイド反応度係数	$10^{-4} \Delta k/k/\text{void}$	-0.5
連続運転期間	月	24

1: 別途、上下ブランケット0.28、0.26 m付設

目標を満足する可能性の高い外径および MOX 部長さの範囲に対する情報を得ることを目的とした。この結果、燃料棒外径が 13mm 程度で、MOX 部長さが 450mm 程度以下の形状範囲が有望であるとの結果を得た。

上記サーベイ計算結果を考慮しつつ、核熱水力を結合し各燃料集合体を独立に取り扱う詳細な三次元炉心燃焼計算を実施した。本詳細炉心設計においては、核熱水力を結合した三次元燃焼計算プログラムをエネルギー群数 12 群で使用し、燃焼計算と燃料交換を繰り返して平衡炉心を作成した。燃料集合体群の核的定数は、燃焼計算と結合したエネルギー群数 190 群のモンテカルロ計算で作成した。MCPR 評価は BAPL での稠密格子実験データを用いて修正された CISE 式を使用している。

設計の結果得られた炉心は、外径 13.0mm の燃料棒 217 本が間隙 1.3mm で三角格子状に配列された六角形燃料集合体 282 体から構成され、水対燃料実効体積比が 0.18 の設計となっている。各燃料集合体はジルカロイのチャンネルボックスに納められ、その間隙に翼の厚さ 14.4mm の Y 字型制御棒が挿入される構成である。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部ブランケット 32cm の上下に Pu富化度 18wt% 厚さがそれぞれ 21.5cm、22.5cm の MOX 燃料部を設けた炉心部にその上下にそれぞれ 28cm、26cm の劣化ウランのブランケットが付設されている。炉心設計により得られた主要諸元と炉心特性を表 2.1-1 に、制御棒計画を立案した結果を図 2.1-1 に示す。全 85 本の制御棒のうち 19 本をサイクル初期 (BOC) の全ストロークの 2/3 前後の挿入状態からサイクル末期 (EOC) の全引抜きまでギャングで連続的に引き抜くことでサイクルを通じて最大線出力密度 42kW/m 以下、MCPR1.3 以上で運転でき、炉停止余裕が 1.0% Δk 以上であることを確認した。

また、本設計の炉心構成における中性子の漏れ量に関してモンテカルロ計算を用いて検討を行い、軸方向への漏れが負のボイド反応度係数の達成において大きな役割を果たしており、次いで内部ブランケット領域および下部ブランケット領域における中性子吸収の寄与も大きなことを定量的に確認した。

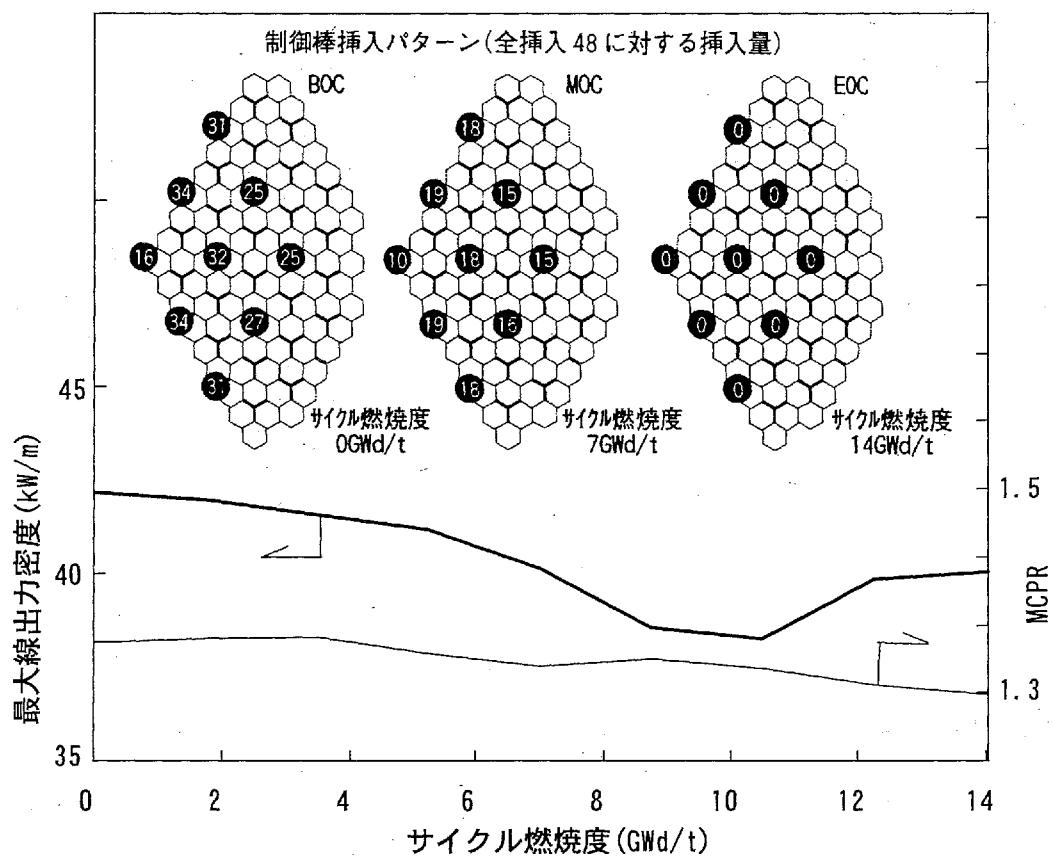


図 2.1-1 燃焼に伴う最大線出力密度と MCPR の関係

経済的な低減速軽水炉燃料再処理技術として検討した単サイクルPUREX法を前提に、下記の炉心性能を達成する電気出力 330MWe で自然循環炉心冷却方式のプルトニウム多重リサイクル炉心概念をまとめた。

- ・ 核分裂性 Pu(Puf)残存比 : 1.01
- ・ ポイド係数 : 負
- ・ MOX 部と中間プランケットを含めた炉心部取出平均燃焼度 : 65GWd/t
- ・ (上下プランケットも含めた取出平均燃焼度 : 50GWd/t)
- ・ 連続運転期間 : 25 ヶ月
- ・ 多重リサイクル組成: Pu-238/239/240/241/Am-241=0.9/50.4/39.1/5.2/4.1/0.3(wt%)

炉心は水対燃料実効体積比が 0.18 で、外径 13.0mm の燃料棒 217 本が間隙 1.3mm で三角格子に配列された六角形燃料集合体 282 体から構成される。各燃料集合体はジルカロイのチャンネルボックスに納められ、その間隙に翼の厚さ 14.4mm の Y 字型制御棒が挿入される構成である。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部プランケット 40.0cm の上下に Puf 富化度 18wt%で厚さがそれぞれ 23.5cm、24.5cm の MOX 燃料部を設けた炉心部があり、その上下にそれぞれ 20.0cm、24.0cm の劣化ウランのプランケットが付設されている。

炉心設計により得られた主要諸元と炉心特性を表 2.1-2 に示す。サイクルを通じて最大線出力密度 39kW/m 以下、MCPR1.3 以上で運転でき、炉停止余裕が 1.0%Δk 以上であることを確認した。

さらに、本炉心を対象に冷温停止状態から全出力状態に至る起動シーケンスを立案した。図 2.1-2 に起動線図を示す。起動は以下の手順で行う。

- ①機械式真空ポンプを起動して脱気する
- ②崩壊熱または電気ヒータなどをを利用して炉水を加熱 (80°C 以上) する
- ③下部プレナムの温度成層化防止と水位制御のために冷却材浄化系を起動する
- ④制御棒を引き抜いて臨界にする (図点 a)
- ⑤一定の炉水温度変化率で制御棒を引き抜き、定格圧力にする (図点 b)
- ⑥さらに制御棒を引き抜いて出力を増加しタービンを併入する
- ⑦一定の出力変化率で制御棒を引き抜き、定格出力にする (図点 c)

三次元核熱水力結合コードによる起動時の炉心特性評価により、最大線出力密度及び限界出力比の制約条件を満足した起動操作が可能であることを確認した。

表 2.1-2 炉心主要諸元と特性

項目	単位	設計値
電気出力	MWe	330
炉心外接半径	m	2.07
炉心部取出平均燃焼度 ¹	GWd/t	65
全炉心取出平均燃焼度 ²	GWd/t	50
炉心部高さ	m	0.88* ³
炉心出口クオリティ	%	53
炉心部平均ボイド率	%	70
炉心圧損	MPa	0.04
炉心部平均Puf富化度	%	9.8
Puf残存比	-	1.01
最大線出力密度	kW/m	39
MCPR	-	1.3
ボイド係数	$10^{-4} \Delta k/k/\%void$	-0.5
連続運転期間	月	25

*1 MOX部と中間プランケットを含めた取出燃焼度

*2 上下プランケットを含めた取出燃焼度

*3 さらに上下プランケット0.20, 0.24mを付設

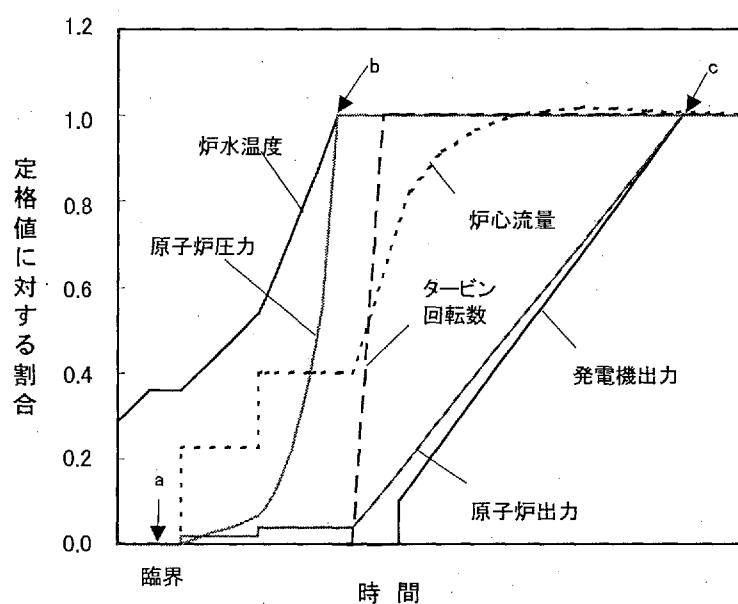


図 2.1-2 起動線図

2. 2 原子炉システム設計

本技術開発の大きな狙いは、低減速軽水炉の早期実現である。低減速炉システムは軽水炉(BWR)技術をベースとしているとは言え、低減速炉心自体にはまだ実績がないため、まず小型炉として導入するのが妥当である。出力が 300MWe 級の小型炉は、初期投資コストの低減、需要地近接立地等、様々なニーズを踏まえた将来の導入が見込まれる規模として適切であると考えられる。経済面では、少なくとも現行大型軽水炉と競合可能、またはそれ以上の競争力がある発電単価を実現しなくてはならない。本件では、小型炉であっても経済性を損なわないプラント設計を目指している。スケールデメリットを克服する手段として受動的システムの導入を図り、設備の簡素化を実現するとともに、煩雑な保守点検作業を定期的に必要とする能動的安全系と置き換えることによる運転費低減も狙う。

2. 2. 1 プラント概念

(1) 自然循環冷却の採用

炉心からの熱移送は、現行大型炉の強制循環方式ではなく自然循環方式としている。炉心出口の流速が極めて小さいため、重力による湿分分離が可能であり、気水分離器、蒸気乾燥器は設置不要となり、圧力容器上部の構造が簡素化される。現行 ABWR では原子炉圧力容器下部にポンプを設置しているが、自然循環力を確保するために、炉心上部にチムニ一部を設置することで、これらの動的機器、駆動電源設備を削除し、格段に簡素化された炉心冷却系が達成できる。

(2) 受動的・能動的システムを組合せたハイブリッド安全系による簡素化

蓄圧注入系 1 系統及び炉心注水系 (FLS) 2 系統とし、受動化を図っている。この蓄圧注水系には、あらゆる LOCA 事象において、炉心が露出しない注水能力と事故後 1 日間炉心の冠水維持が可能な容量を持たせている。更に、この容量は下部ドライウェルの空間容積以上であることから、苛酷事故時のベッセル外面冷却が可能である。また、1 日以降においては動的機器である炉心注水系でサプレッションプール水を炉心へ注入することにより、合理的に長期炉心冠水を可能にする構成としている。原子炉隔離時の炉心冷却には、受動的システムであるアイソレーションコンデンサ (IC) を採用し、従来の原子炉隔離時冷却系（蒸気タービン駆動）の能動的機器を削除了。

(3) 格納容器自然放熱能力の確保

事故時に格納容器内に放出された熱エネルギーは、サプレッションプール水で長期にわたり吸収可能（事故後 1 日程度）にするとともに、更に長期にわたる場合は原子炉格納容器の外側に設置した外周プール水の自然蒸発によっても除去可能な設計としている。これにより、設計基準事故だけでなく苛酷事故に対しても、十分な時間的余裕を持って炉心冠水・冷却ができる設計としている。

(4) 建屋の標準化

原子炉圧力容器を下方に配置し、低重心化することによって耐震設計上の制約を回避して、炉心及び建屋設計の標準化を図った。

(5) 建設工期短縮

鋼製原子炉格納容器の採用、鉄骨を多用した建屋や構造及び建屋自体のコンパクト化によって、建設工期を大幅に短縮している。

2. 2. 2 プラントシステムの設計

設定した原子炉システム概念、安全システム、格納容器等の基本仕様に基づき、建屋配置検討に必要な機器仕様を設定するとともに、主要な常用システム・機器の基本仕様も合わせて設定した。さらに、これらの仕様に基づきプラント機器配置を検討し、プラントコスト評価を実施した。

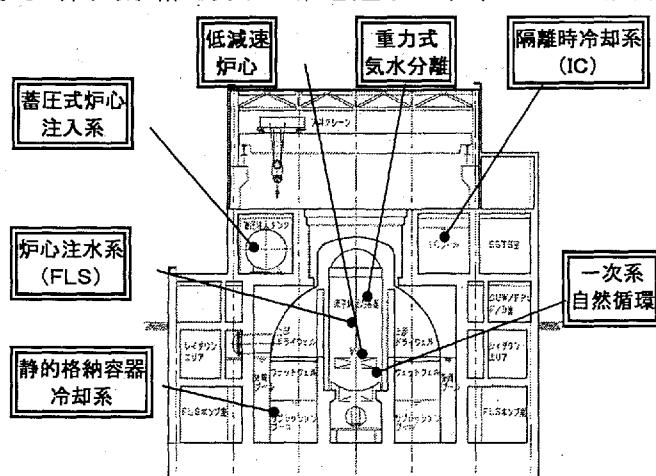


図 2.2-1 原子炉システム概略構成図

(1) システム仕様検討

プラントの概略構成を図 2.2-1 に示す。この構成に基づく機器仕様検討は以下の通りである。

炉心からの熱移送は、現行大型炉の強制循環方式ではなく自然循環方式とした。炉心出口の流速が極めて小さいため、重力による湿分分離が可能であり、気水分離器、蒸気乾燥器は設置不要となり、圧力容器上部の構造が簡素化されている。

図 2.2-2 に原子炉圧力容器の断面図を示す。原子炉圧力容器のサイズは原子炉格納容器のサイズ決定の主要な要因になっており、原子炉建屋の建設コストに大きく影響する。そこで、原子炉圧力容器の寸法設定に際しては、低減速炉心の特徴である短尺燃料、低炉心圧損、低炉心流量条件を活かし原子炉内水深（チムニ高さ）の適正化を行い、また、重力液滴分離性能確保のための液面—主蒸気ノズル間高さ、および水面安定性確保のためのチムニ内径を検討し、原子炉圧力容器の小型化を図った。尚、チムニ内には径方向のボイド分布の偏りを抑制するための仕切りを必要に応じて設置すると考えているが、今後の大口径でのボイド分布試験の実施により削除などの合理化も可能と考えている。

安全系は蓄圧注入系 1 系統及び炉心注水系 (FLS) 2 系統とし、静的設備と動的設備を合理的に組み合わせた。蓄圧注入系には、あらゆる LOCA 事象において、炉心が露出しない注水能力と短期炉心冷却が可能な容量を持たせ、長期炉心冷却は動的機器である炉心注水系で行う。この構成により、蓄圧注入タンク容量を合理的に選定することができ配置性を向上させた。原子炉隔離時の炉心冷却には、静的システムであるアイソレーションコンデンサ (IC) を採用し、従来の原子炉隔離時冷却系（蒸気タービン駆動）の動的機器を削除した。

IC プールは運転床階に設置する。本炉では、気水分離器、蒸気乾燥器が不要であり、現行炉において運転床階に設けていた気水分離器、蒸気乾燥器仮置きピットが不要となり、このエリヤを IC プールとして利用することにより、合理的な配置を可能にした。

出力規模が小さいと熱効率向上の恩恵は相対的に少ないと想定されるから、タービン設備のシステム構成については、熱効率向上よりも設備簡素化に重点を置き、非再熱方式とした。また、供給信頼性の点でも小規模出力では損失電力リスクは小さくなることを踏まえ、給・復水系ポンプなど常用機器の予備機を削除し、設備合理化、配置合理化を図った。以上の検討をもとに設定したプラント主要機器仕様を表 2.2-1 に示す。

(2) 配置検討

表 2.2-1 プラント主要機器仕様

分類	項目	RMWR
出力	電気出力 熱出力	330MWe 955MWt
原子炉系	炉心流量 主蒸気流量 主蒸気管	4300t/h 約1860t/h 500A×2ライン
再循環系	循環方式・ポンプ	自然循環方式・無し
制御棒駆動系	体数	85体 (FMC RD)
ほう酸水注入系	ポンプ・タンク	無(蓄圧式)・60m ³
	動的設備	FLS : 180m ³ /h × 2系統
安全系	静的設備	蓄圧注入系：タンク:250m ³ ×2 初期圧力:0.5MPa IC: コンデンサ:15MW×3 プール:約750m ³ 外周プール:約1500m ³
	DG: ディーゼル発電機	非常用: 450kW×2 (保安用: 1000kW×4)
原子炉補助系	CUW: 原子炉冷却材浄化系	40m ³ /h/台 × 1台 [RHRと共に用]
	RHR: 残留熱除去系	200m ³ /h/台 × 2台 [CUWと共に用]
	RCW: 機械冷却系	600m ³ /h/台 × 4
	RSW: " 海水系	800m ³ /h/台 × 4
タービン	タービン型式	TCDF-38 (高圧: 1 車室、低圧: 1 車室)
	混分離加熱器	非再熱
	復水器	1 脳式
給復水系	ヒータ構成	高圧 1段・1系列 低圧 3段・1系列
	ヒータドレン系	カセット方式
	復水系	復水ポンプ 1台 (100% × 1)
	給水系	電動機駆動給水ポンプ 1台 (100% × 1)

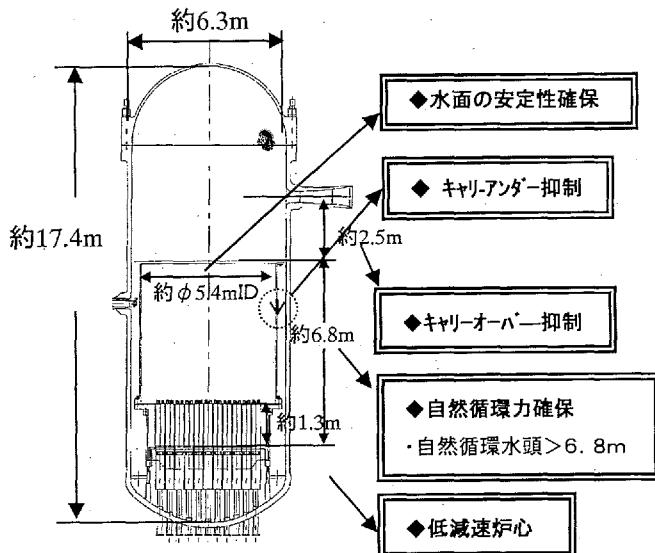


図 2.2-2 原子炉圧力容器断面図

プラント機器仕様をもとに機器配置を検討し、タービン設備の大幅合理化と原子炉廻りの設備簡素化により、建屋容積比で ABWR(135 万 kWe) と比較して約 40 %まで容積低減を達成できる見込みを得た。(図 2.2-3)

(3) 経済性評価

経済性評価結果を図 2.2-4 に示す。建設単価は出力の小型化により、一般的には(出力) ~ 0.6 乗則に従うとされており、ABWR(135 万 kWe)を単純に小型化(30 万 kWe)した場合、建設単価は $\sim 180\%$ 程度に上昇すると試算される。小型 RMWR は、スケールデメリットを克服する手段として静的システム導入等の設備を簡素化の結果、初号機では ABWR と比較し単位出力当たりで約 35% 程度割高となるが、今後の小型炉量産効果等を考慮すると大型炉と同等の経済性を達成できる見込みである。

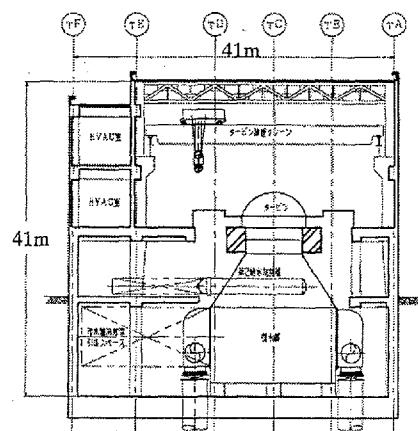


図 2.2-3 タービン建屋断面図

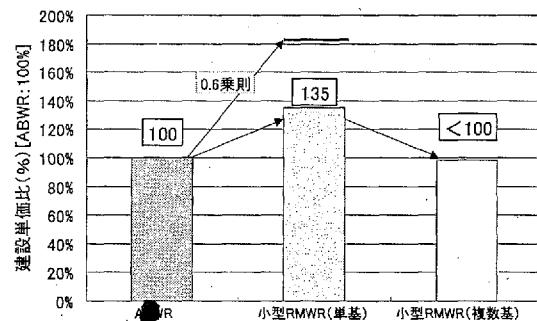
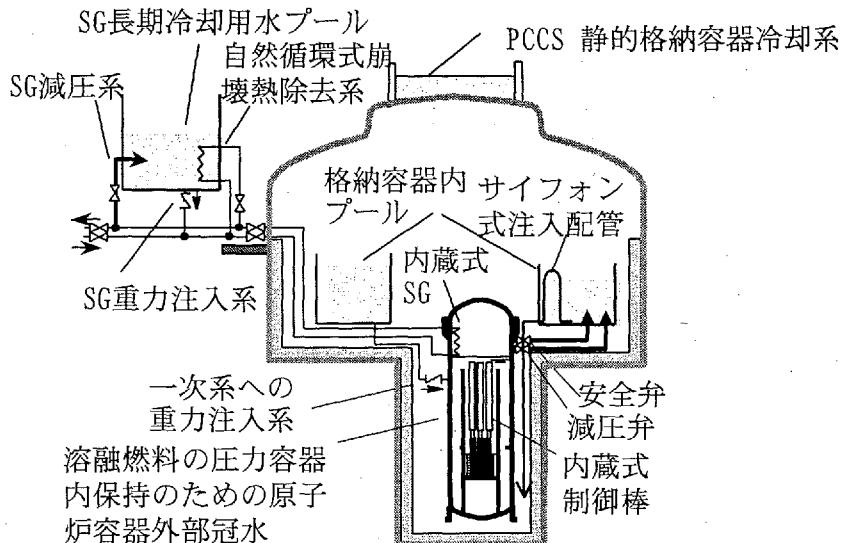


図 2.2-4 経済性評価

また、経済性をさらに向上させるため、格納容器を小型化して蒸気発生器を原子炉容器に内蔵した一体型受動安全炉概念についても別途検討を行った(図 2.2-5)。



原子炉システム概念：受動安全系の使用、炉容器内蔵型SGの使用によるサプレッションプールの削減、低設計圧力の格納容器の使用、安全系多重故障を伴う事故に対する頑強な炉心冷却維持機能等を特徴とする。

図 2.2-5 一体型受動安全炉概念

2. 2. 3 シビアアクシデント時の再臨界性の検討

(1) 背景と目的

高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究 (FS) の一環として行なわれた低減速軽水炉 (100 万 kW 級) の安全性検討では、「シビアアクシデント (SA) 時に被覆管が溶融落下する際、炉心において再臨界が生じる可能性があるものの、その時点では炉心には水が存在しないため構造体の健全性に影響するような機械エネルギーは発生しない」ことを指摘している。この検討は簡易的なモデルを用いてなされたことから、炉心での再臨界の可能性に関して確定的なことを言うものでは無いが、ナトリウム冷却型高速炉において再臨界問題が極めて重要な安全上の検討課題として考えられてきたことから、本炉においてもその可能性・影響を検討することは重要である。本検討では、FS による検討結果のうち、炉心冷却材分布に関する検討結果の確認と、溶融燃料の蓄積による下部プレナムでの再臨界挙動の把握を目的とした。

(2) 炉心での熱水力挙動に関する検討内容と結果

熱水力解析コード RELAP5 を用いて、低圧及び高圧での SA の典型例として、主蒸気管破断と過渡事象を起因事象とする事故を解析した。解析では、出力分布の影響を見るために、炉心を最大出力、平均出力、低出力チャンネルに分割し、スクラムは成功するものの非常用炉心冷却系 (ECCS) が作動しないことを仮定した。主蒸気管破断の解析では、破断後、伝熱と減圧沸騰により炉心水量が振動的に減少し、全チャンネルはほぼ同じ時刻 (約 1300 秒) に空になることが示された (図 2.2-6 参照)。この直後に、被覆管温度が上昇を開始したが、約 700 秒経過後においても被覆管温度は溶融温度以下であり、減圧沸騰を伴う典型的な低圧での SA では、炉心溶融が開始するのは、液相が無くなつてから少なくとも 10 分以上経過した後であることが確認できた。一方、高圧過渡の場合は、上部炉心が 2200K になるときに、下部プランケットに約 0.5 トンの水が存在したが、この時、炉容器内には約 15 トンの蒸氣があることや水が健全な下部プランケットに存在するため炉心との間で急激な伝熱が生じ難いこと等から、高圧の代表的な事故過程においても、炉心での再臨界時に圧力容器の健全性に影響するような蒸氣発生は生じ得ないことを確認した。

(3) 下部プレナムでの再臨界挙動に関する検討内容と結果

SA 時に溶融燃料が炉心から落下することによる下部プレナムでの再臨界の可能性に関して、核計算コード MVP を用いて現象の範囲や重要性を絞り込むための解析を実施した。解析では燃料と被

覆管の溶融混合物が下部プレナムに球状に存在することを仮定した場合でも構造物（制御棒駆動機構ハウジング）等の影響により再臨界が生じ難いことが示された。

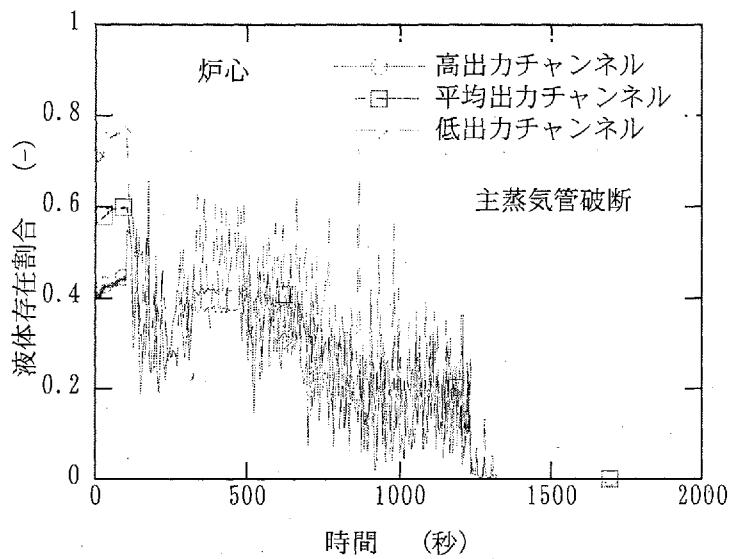


図 2.2-6 主蒸気管破断事故時の炉心の液相存在割合

2. 3 热流动的成立性の検討

2. 3. 1 除熱性能試験

対象炉心は、従来のBWR炉心と比較して、①三角格子状に燃料棒を稠密に配置する、②2段のMOX燃料部とその上下および中間にプランケット燃料部を配置する、③定格運転条件での炉心内平均ボイド率が高い、④既存炉と比較して流量が低く、加熱長が短い等の特徴を有する。

このような炉心の熱設計に於いては、従来のデータベースが不十分であったため、対象炉心を模擬した限界出力試験を行った。また、試験結果を用いて限界出力評価式の適用性を検討した。

(1) 限界出力試験結果

対象炉心の定格運転条件をノミナルとして、設計範囲を内包する範囲で限界出力試験を実施した。試験体は、模擬燃料棒が7本（外径は13.0mm）、棒間ギャップが1.3mm、棒-フローシュラウド間ギャップが0.65mm、加熱長が1.26mである。軸方向の出力分布は、12ステップで二重炉心の最も熱的条件が厳しい場合の出力分布を模擬している。パラメータが限界出力に及ぼす影響を調べた結果、(1) 質量速度が175kg/m²s近傍で特性が変化する、(2) ノミナル条件では入口水温が限界クオリティに及ぼす影響は小さい、(3) ノミナル条件では出口圧力や径方向ピーキング係数が限界出力に及ぼす影響は小さいことがわかった。

(2) 限界出力評価式の検討

限界出力評価式（Arai式）と実験値の比較を行った（図2.3-1）。検討の結果、Arai式はノミナル条件近傍で実験値と±10%（式の予測精度）以下で一致していた。本試験により、対象炉心の除熱限界評価式の妥当性を検証できた。

2. 3. 2 安定性解析

低減速軽水炉のチャンネル安定性、炉心安定性及び領域安定性の特性把握のために、定格運転状態の近傍における時間領域での応答特性解析を行った。自然循環を達成するため、炉心上部にチムニを配置して循環駆動力を確保するが、解析においてはチャンネル流路を延長することによって分割型チムニを模擬して自然循環の達成を図った。

チムニ部を含むチャンネル安定性の評価のために、チャンネルボックスを延長したチャンネルモデルを作成し、チャンネル上下に圧力境界を設定して、チャンネル上下間の圧力をステップ状に変化させたときのチャンネル流量応答を計算した。チャンネルの延長により冷却材通過時間が長くなるため、チャンネル流量応答の整定時間は長くなるが、流量応答に振動は現われず安定な応答特性を示した。

また、炉心安定性を評価するため、チャンネル流路を延長して自然循環条件を達成した圧力容器内一巡流路を模擬したモデルを作成して、反応度外乱を投入したときの炉出力応答を計算した。図2.3-2は5[cent]のステップ状の反応度外乱を投入したときの応答を示す。炉心流量応答が若干振動的になるため、炉出力応答に脈動が現われているが、低減速軽水炉ではボイド反応度係数の絶対値が小さいため、脈動は迅速に減衰している。

領域安定性に関する解析では、局所的な反応度外乱に対して対象炉心が十分な安定性を示すことが確認された。

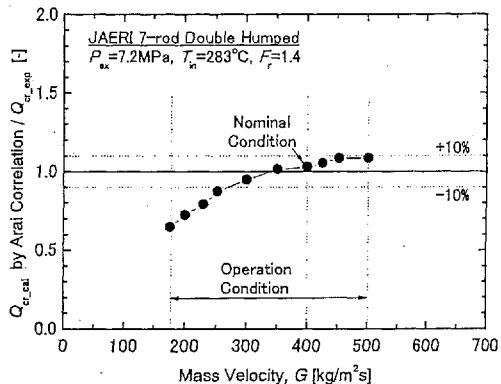


図2.3-1 Arai式と実験値の比較

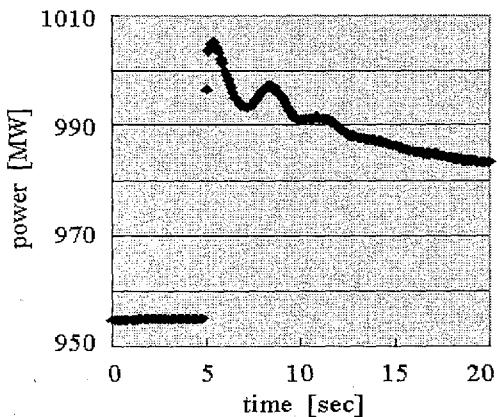


図 2.3-2 炉出力応答（反応度外乱 : 5[cent]）

2. 3. 3 合理的な起動手順の確立に関する基礎研究

25 年程前に火力発電用大型自然循環ボイラが開発された時に、起動時に不安定流動が発生した事例がある。火力ボイラの場合は仮に不安定流動が発生しても、起動時には蒸発管を損傷しない程度の低出力運転を行うことにより、運転を続行することは可能である。しかし、低温・低圧条件下から核加熱する自然循環沸騰水型炉では、起動時に不安定流動が発生すれば、流路内のボイド率が大幅に変動して、熱中性子束を変動させるため、出力変動を誘発する。その結果、出力上昇運転を持続させることが困難になる恐れがある。一方、オランダで運転されていた自然循環沸騰水型炉である Dodewaard 炉や我が国の JPDR では、起動時に不安定流動を経験したことがないと云われている。本研究では、両者の起動特性の差異を生む要因について考察し、流路間隙が狭い低減速自然循環沸騰水型炉の概念の成立性と密接に関連する起動時、定格運転時、並びに、部分負荷運転時の炉心安定性に関連する不安定流動の発生機構を明らかにし、発生抑制策を検討するとともに、合理的な起動手順とそれを達成するための炉の形状を提言することを目的として実施しており、下記の研究成果が得られた。

- (1) 炉心、分割チムニと気水分離器を模擬した現象の観察が可能な並列沸騰流路を有する自然循環実験装置(図 2.3-3 参照)を用い、系圧力下の自然循環流動実験を行い、ガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動に関する流動安定判別図(図

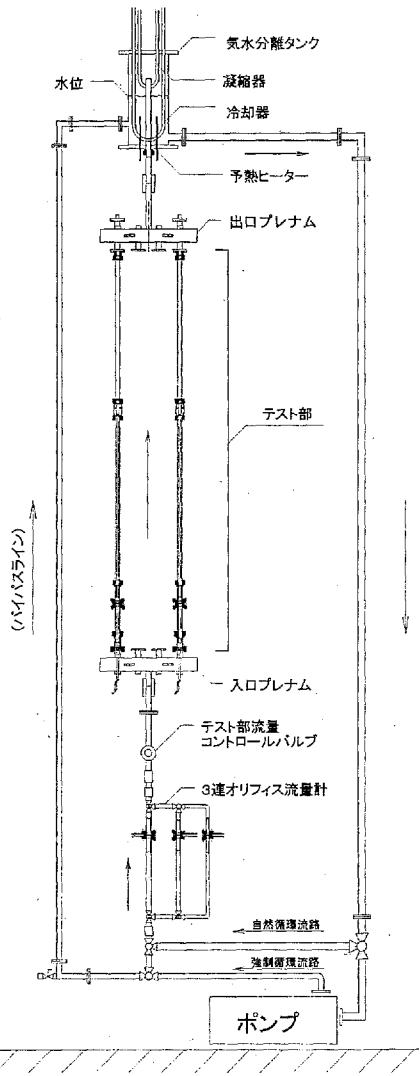


図 2.3-3 自然循環沸騰二相流実験装置

2.3.4 参照) を取得するとともに、不安定流動条件下におけるこれらの不安定流動の周期と振幅、並びに、圧力損失振動特性を明らかにし、それらの発生機構を明らかにした。図中の A は非沸騰領域で僅かに自然循環を起こした領域であり、B、C、D、F はそれぞれガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動、安定沸騰二相流領域、E は密度波振動から安定沸騰二相へ遷移する際の遷移型不安定流動領域を表している。系圧力が増加するに従い、ガイセリングと自然循環流量振動の発生領域は自然循環流量（投入熱流束）に対して狭まることが明らかになった。特に自然循環流量振動に関しては 0.2 MPa 以上で完全に抑止され、安定沸騰二相流は 0.4 MPa 以上の高熱流束領域で観測された。これらの結果から、出力を微少に押さえた状態で先ず系圧力を上昇させた後に出力を上昇させると云う合理的な起動手順を提言し、第 2. 1 節の図 2.1-2 の起動方式はこれに即したものとなっている。

- (2) 現有の並列沸騰自然循環実験装置のテスト部内径を 5mm から 2mm に変更することにより流路間隙がガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動の発生機構に与える影響について解明することにより、低減速自然循環沸騰水型炉の起動時の合理的な起動手順並びにそれを達成できる炉形状を提案する。図 2.3-5 に大気圧下の流動安定判別マップを示す。図中 A 領域では間隙 5mm とは異なった同位相のガイセリングが確認され、C、D、E はそれぞれ自然循環流量振動、密度波振動、安定沸騰二相流、B は遷移域領域である。(1) と同様、不安定流動条件下におけるこれらの不安定流動の周期と振幅、及び圧力損失振動特性についても明らかにした。
- (3) RELAP5 をベースとする二流体モデルを用いた解析コードを作成し、ガイセリングの実験結果のシミュレーションを実施し、実験値と良い一致が得られた。
- (4) 低減速自然循環沸騰水型炉の起動時には、低ボイド率の気泡流がチムニ内に現れることが想定される。この条件下では、自然循環流量は未だ低いため、気泡は中心部に集まって液相の速度より高い速度の上昇流が生じ、周辺では気泡流量を補うために液相の下降流が形成されることが想定される。このような気泡流の二次流れが発生すると、チムニ内で十分な水頭差

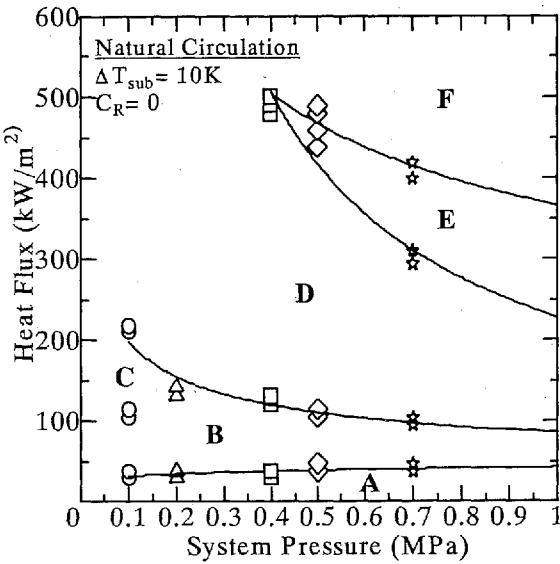


図 2.3-4 系圧力下の流動安定判別図

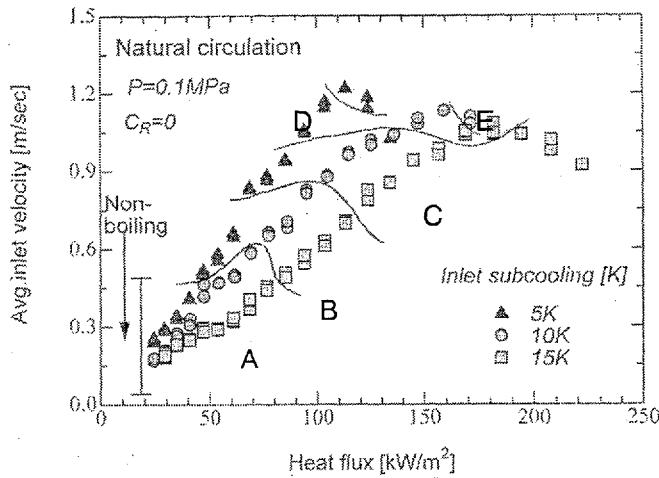


図 2.3-5 大気圧下の流動安定判別図

が得られないため、循環流量が低下することが考えられる。この気泡流の二次流れの現象を解明し、チムニの最適な分割を検討するためには、気泡流の多次元流動特性を調べる必要があるが、実機条件下で適用可能な計測システムはX線やγ線を利用したボイド率分布計測計のみである。そこで、水と蒸気の電気伝導度差により流路内のボイド率分布、気泡の速度分布、気泡体積分布を効率よく計測できるワイヤー・メッシュ・トモグラフ（WMT）法に関する研究を実施し、計測精度（時空間平均値で誤差10%～15%）と限界を明らかにして、起動時のチムニ内の気泡上昇速度を計測できるシステムを試作した。

2. 3. 4 流路間隙幅の熱流動特性に与える影響

現行のBWRに対する数値解析コードで利用されている熱流動特性に関する構成方程式は、一般的な流路で実験的に求められた相関式が導入されているため、現行のBWRの沸騰二相流の壁面熱伝達率、ボイド率と壁面剪断応力等の熱流動特性の狭隘流路への適用性を検討する必要がある。本研究では、現有の沸騰二相流実験装置を二重管内管加熱のテスト流路に変更し、テスト部の外管の内径を変えることにより、流路間隙幅をパラメータとした実験を行い、壁面熱伝達率、ボイド率と壁面剪断応力に及ぼす流路間隙幅の影響を解明し、低減速自然循環BWR炉心の熱流動特性を解析するコードに組み込める構成式を確立すること目的として、下記の研究を実施した。

従来実施したフレオン113を作動流体として実施した流路幅をパラメータとした沸騰二相流実験結果を見直し、壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える流路幅の影響を調べ、以下のことが明らかになった。

- ・ 流路幅が2mm以上の場合には、現行のBWR等、通常の流路に対して用いられている沸騰熱伝達率、摩擦損失の二相流増倍係数、並びに、ドリフトフラックスモデルの分布定数とドリフト速度が適用できる。
- ・ 流路幅が2mm以下になると、発生する気泡の扁平化が顕著になり、流路幅が減少するに従い沸騰熱伝達率は向上し、摩擦損失の二相流増倍係数は低下する。一方、一般的に利用されている分布定数とドリフト速度を組み込んだドリフトフラックスモデルにおいて、摩擦損失の二相流増倍係数に流路幅の効果を組み入れれば、加熱部の圧力損失は模擬できる。

2. 4 炉物理的成立性の検討

原研が保有する高速炉臨界実験装置（FCA）を用いた臨界実験を実施して、本炉の成立性を左右する転換比、反応度係数などの核特性を実験的に確認するとともに、実験解析を実施して、決定論的手法の計算精度を評価した。

2. 4. 1 臨界実験

炉心の設計計算精度の検証や炉心の炉物理的特性を十分に確認するための実験データを提供することを目的として、FCA を用いた炉物理実験を実施した。まず、第1フェーズとして、炉心中性子エネルギースペクトルの模擬に重点を置き、かつ、プルトニウム核種の共鳴反応による影響を排除した比較的素直な中性子エネルギースペクトルの形成を目指したU燃料を用いた体系を構築し、臨界実験を実施した。

実験体系は、1985～89年に FCA で実施した高転換軽水炉（HCLWR）模擬実験と低減速軽水炉（RMWR）の設計データをもとに選定した。選定にあたっては、(1)これまでの HCLWR 模擬実験結果を活かした実験体系であること、(2)炉心中性子スペクトルが十分に模擬できることに留意した。その結果、既存の FCA での U ベンチマーク炉心（XXI-1 炉心）の中央部に RMWR 炉心スペクトルを模擬した領域（断面：約 38cm 四方、高さ：約 61cm）を構築した。この模擬領域の平均濃縮度は 15% であり、これまでの HCLWR 模擬実験での濃縮度（5～6%）より高い（表 2.4-1 参照）。この燃料セルの中性子スペクトルを図 2.4-1 に示す。図より明らかなように、設計炉心の中性子スペクトルをよく模擬していることが分かる。

実験体系の臨界達成後、中心反応率比測定、反応率分布、中心試料反応度値測定（燃料核種、減速材模擬物質、B₄C 他）、²³⁸U ドップラー効果等について、測定した。なお、中心反応率比測定では、測定装置の不具合から、当初予定の箔を用いた反応率測定に代えて、核分裂計数管を用いた核分裂率測定を実施した。

本実験に引き続いて、第2フェーズとして、14年度下半期から MOX 燃料模擬体系の臨界模擬実験を開始した。

2. 4. 2 実験解析

RMWR では、共鳴エネルギー領域での中性子反応が支配的となることから、現在、公開されている熱中性子炉設計手法と高速炉設計手法を用いて解析し、双方の結果の比較から、RMWR 模擬実験の設計手法の検討と現状設計精度の把握に努めた。具体的には、両手法とも 1 次元衝突確率計算にて実効断面積を作成し、体系計算には決定論的手法として輸送計算コード（THREEDANT）及び拡散計算コード（CITATION）を用い、3 次元 XYZ 計算を行った。核データには JENDL-3.2 を用いた。

2. 4. 3 解析結果と計算精度評価

スペクトル予測精度評価の観点から、中心反応率比及びドップラー効果測定について、計算と実験を比較した。表 2.4-2 に中心反応率比の計算値／実験値（C/E 値）を示す。中心反応率比の計算と実験を比較すると、熱中性子炉設計手法では、²³⁸U/²³⁵U 核分裂率比（F28/F25）をやや過大評価し、²³⁹Pu/²³⁵U 核分裂率比（F49/F25）では過小評価する。以上から、熱中性子炉設計手法は中性子スペクトルをやや硬めに評価する傾向がある。一方、高速炉設計手法では計算が全体に

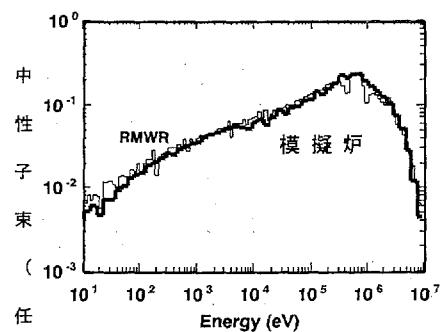


図 2.4-1 中性子スペクトル（計算値）

表 2.4-1 RMWR 炉心スペクトル模擬領域の主要パラメー

	模擬炉心	RMWR
平均濃縮度 (%)	15.2	10
V _m /V _f *	2.5	0.18
ボイド率 (%)	80	68

* 体積比（減速材/燃料）

過大評価する傾向がある。この原因は、100eV 以下のエネルギー範囲での実効断面積が熱中性子炉設計手法のそれより小さく、その結果 ^{235}U 核分裂率を過小に見積もっていることによる。この過小評価は、解析に用いた群定数の相違（群定数作成時の重み関数の相違）、1eV 以下の熱エネルギー領域で中性子束の計算精度等に帰因すると考えられる。これらを考慮すると、C/E 値は 3~5% 改善され、F49/F25 は測定誤差 2σ の範囲内で計算と実験は一致する。この F49/F25 は、転換比を評価する ^{238}U 捕獲/ ^{239}Pu 核分裂率比 (C28/F49) のエネルギー感度と似ていることから、一連の中心反応率解析結果及びこれまでに実施した高転換軽水炉の実験解析結果から、転換比の計算精度を推定すると、現行の熱中性子炉設計手法では 10~15% 過小評価する傾向であり、高速炉設計手法では 100eV 以下のエネルギー範囲の実効断面積計算の改善を行えば、5% 程度過小評価する傾向である。

一方、ドップラー効果の予測精度は、これまで豊富な解析経験がある従来の高速炉体系での計算精度と同程度であることが分かった。

表 2.4-2 中心核分裂率比の解析結果(C/E 値)

反応率比	熱中性子炉設計手法	高速炉設計手法
F28 / F25	1.10	1.10
F37 / F25	1.06	1.03
F49 / F25	0.84	0.99

2. 5 燃料の安全性

低減速軽水炉の照射条件での MOX 燃料の熱的・機械的成立性と安全性を検討し、確認することはきわめて重要である。このため、本研究においては、低減速軽水炉の MOX 燃料に対応した FEMAXI-RM コードを用いて、入力として燃料の仕様、線出力履歴などを与えて、通常運転における MOX 燃料の熱的、力学的ふるまいを解析し、安全性を評価した。

2. 5. 1 評価方法

(1) 解析の対象

解析においては、予測される照射条件の下に、燃料の温度上昇に起因する現象、すなわちペレットからの FP ガス放出とそれによる燃料棒内圧の上昇、ペレットスエリングと熱膨張による被覆管の変形 (PCMI) を中心に解析した。変形解析は、燃料棒全長、1 ペレット長の局所 PCMI、および MOX 燃料とブランケットの境界部の被覆管の変形、の 3 種を解析対象に含めた。また従来の物性値やモデルが燃焼度や Pu 濃度などの点で適用範囲外にある場合でも、基本的に従来モデルを用い、必要な場合は外挿を行った。

(2) 入力データ

炉心中で、End-of-Life において最高燃焼度となる 1 本の燃料棒（1 本の全長；サイクルごとに炉心位置を変えられる）に対し、軸方向の出力分布、Pu 富化度分布、ペレット種類、軸方向の線出力分布などを入力してその全照射履歴をたどった。被覆管外表面（酸化膜表面）温度は、冷却水の飽和温度(288°C) $+21^{\circ}\text{C} = 309^{\circ}\text{C}$ に固定した。図 2.5-1 に MOX 燃料部ピーク出力セグメント (○印)、およびウランブランケット部最低出力セグメントの線出力の履歴 (●印) をそれぞれ示す。

(3) 燃料熱伝導率モデルなど

MOX 燃料においても UO_2 燃料と同様に、燃焼度の伸長に伴い燃料伝導率が低下すると予想される。本解析では熱伝導率低下に関する諸要素を詳しく考慮している Baron モデルと、伝導率がない MATPRO-11 モデルでの計算結果を比較した。FP ガス放出については、FEMAXI-V のモデルをそのまま用いた。ペレットスエリングには、Studsvik モデルを用いた。

2. 5. 2 結果と考察

(1) 燃料温度

図 2.5-2 は、ペレット中心温度を示す。○と△印は、MOX 燃料最高出力部の温度であり、●印はウランブランケット部の中心温度である。Baron モデルの熱伝導率が燃焼度とともに急速に低下するのに伴い、MATPRO-11 モデルでの温度との差は急速に増大していく。ただし、最高でも 2130°C (2400K) 程度であり、融点に対しては大きな余裕がある。また、一方、Pu 富化度が 30%

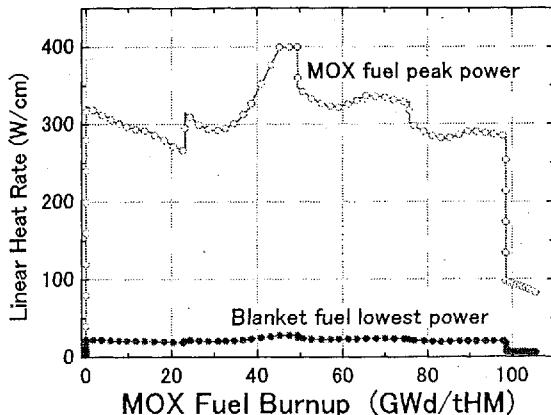


図 2.5-1 燃料棒の線出力履歴

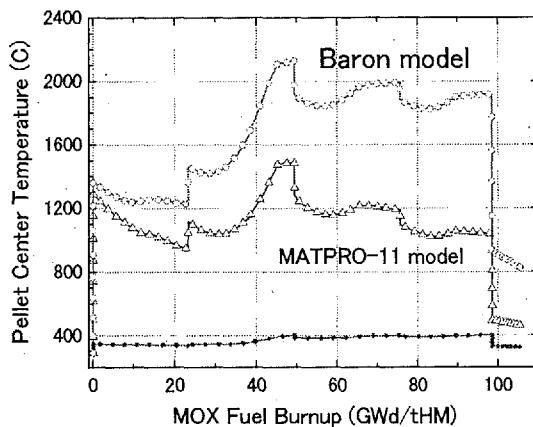


図 2.5-2 燃料棒中心温度。MOX 燃料部の最高出力点の温度を○及び△で示す。

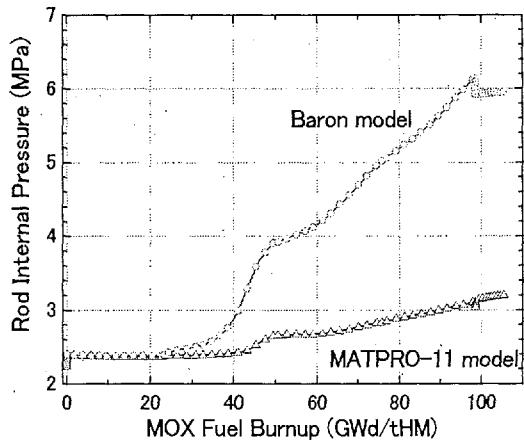


図 2.5-3 燃料棒内部のガス圧力変化

程度の MOX 燃料では、燃焼度伸長による熱伝導率の低下に関する実測データがないことをふまえ、Baron モデルの妥当性を UO₂ 燃料のデータと比較することにより評価した。

(2) FP ガス放出と内圧上昇

FP ガスの放出による内圧の上昇を図 2.5-3 に示す。Baron モデルによって計算された FP ガス放出(FGR)は最大で 50% 弱という高い値であるが、内圧値は最大 6.2 MPa 程度であり、冷却材圧力 7.2 MPa を超えない。これは、被覆管が内圧によってクリープアウトする、いわゆる Lift-Off は生ぜず、被覆管の健全性は保たれることを意味する。

(3) 燃料棒の直径変化

被覆管は、照射初期にはペレットの焼きしまりで生じたギャップに対してクリープダウントするが、その後ペレットのスエリングに押されてクリープアウトに転じる。この変形は燃料棒の健全性にとり重要であるので、変形解析は以下の 3 通りで実施した。

①全長解析による被覆管直径変化：結果を図 2.5-4 に示す。②局所解析 A による MOX 燃料部の被覆管リッジング部の変形解析：結果を図 2.5-5 に示す。③MOX-プランケット境界部をまたぐ局所解析 B による変形解析（燃焼度が進むと MOX 燃料とプランケットペレットの発熱やスエリングの差による段差が増大する）：結果を図 2.5-6 に示す。これらの結果を比較すると、解析モデルによる被覆管の直径増加（歪み）の計算値に有意差はなく、また歪み値は最大 1% 程度であり、このとき算出された相当応力は 40~80 MPa 程度であって、照射ジルカロイの 300°C 付近における降伏応力 400~600 MPa に比較して十分に低い。したがって、このような変形によっても燃料健全性は保持されると期待される。

一方、局所解析 B の結果、境界部のペレット段差をまたぐ部分の被覆管の軸方向歪みは 4% 程度に達する。ジルカロイの場合、水側酸化膜にも母相金属の歪みが伝わるので、酸化膜の保護性は低下する可能性がある。その場合、局所的な水素吸収や酸化速度の増加と、これによる被覆管の局所的延性低下につながるので、燃料健全性への懸念要因となる。この被覆管の歪みは、境界部の MOX 燃料に接する 1 個の UO₂ プランケットペレットの直径を少し大きくする等の工夫により減少するであろうが、健全性に影響のないレベルまで歪みを減少させる可能性は未確認であり、照射試験によって実証されることを待つ必要がある。

また、解析に用いた MOX ペレットのクリープ速度は UO₂ ペレットより 1.6 倍ほど大きく、リッジングのような局所 PCMI は UO₂ 燃料の場合よりは緩和されているといえる。また被覆管のクリープ速度は速中性子束への依存性が強い。この点で、中性子スペクトルが軽水炉より硬い RMWR 環境は、リッジングのような局所 PCMI に関しては、それを緩和する要因の一つといえる。

(4) 被覆管の水側酸化

計算された酸化膜厚みは最大 70 μm に達したが、被覆管の健全性に直ちに影響する程度ではない。しかし、解析に用いた EPRI の酸化モデルは低減速炉条件では未検証であり、また、高速中性子の照射量の増加による酸化促進の可能性も懸念されることから、ジルカロイの健全性が保たれる可能性は未確認である。さらにジルカロイの酸化に伴う水素吸蔵などによる延性低下を考えると、今後は急速な過渡時の PCMI における被覆管健全性の評価が必要となる。

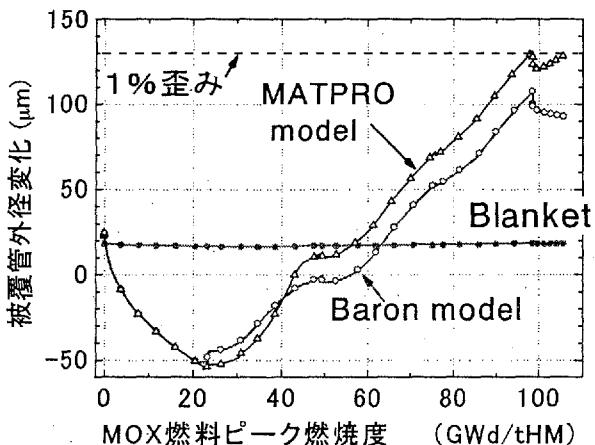


図 2.5-4 全長力学解析による被覆管の外径変化量。MOX 燃料部の最高出力点での値を○及び△で示す。

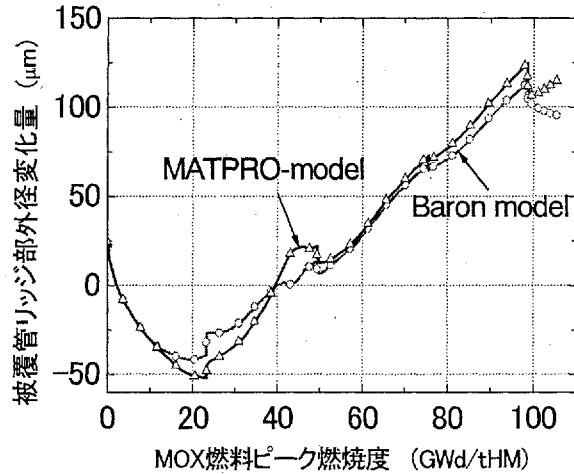
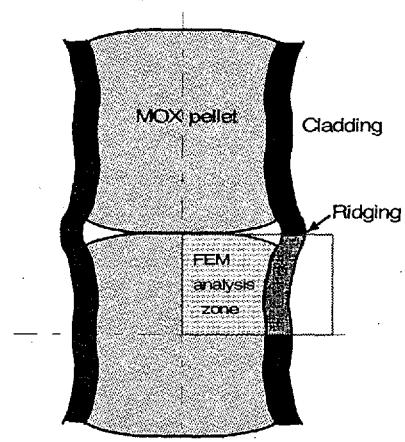


図 2.5-5 局所力学解析 A の解析体系（左）と、被覆管のリッジング変形量（右）

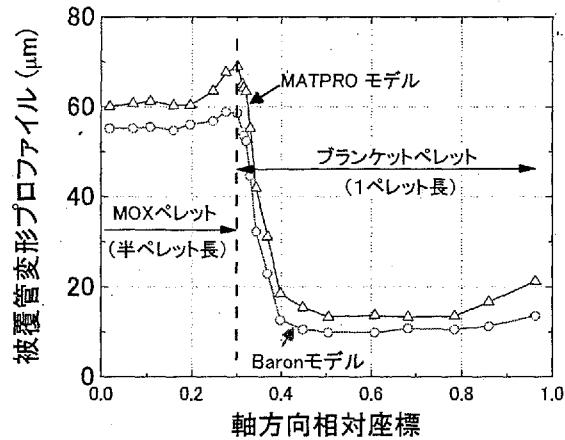
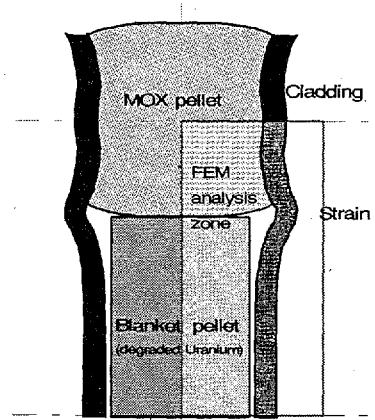


図 2.5-6 境界部局所力学解析 B の解析体系（左）と、被覆管の変形プロファイル（右）

2. 6 燃料サイクル検討

低減速スペクトル炉を対象として、燃料サイクルコストの低減を目的に、MOX 再処理技術の簡素化に関する検討を行った。

2. 6. 1 MOX 燃料を対象とした再処理技術の調査

現在研究開発が進められている各技術について特徴、開発状況、経済性、廃棄物発生量、開発課題等を明らかにした。

湿式再処理法は、これまでの技術開発の成果やプラント運転経験が豊富にある。特に単サイクル PUREX 法は現行 PUREX 法の精製工程を除去し、共除染と U/Pu 分配を中心とした簡素化されたプロセスであり、現行再処理に比べ経済性を向上させることが可能である。ただし、現行再処理の FP 除染係数が 10^7 程度であるのに対し、単サイクル PUREX では 10^5 程度である。

一方、乾式再処理法は湿式法に比べシステム構成が簡素であり、経済性に優れたプロセスを実現できる可能性がある。しかしながら、除染係数は 10^3 より小さく製品の放射能が強いため、燃料加工への影響が大きく遠隔操作による加工・検査が必要になる。溶媒を使用しないことから、湿式再処理に見られるような溶媒劣化の問題はないが、数百°C以上の溶融塩を用い、塩素を使用するため、装置材料にとっては厳しい環境となる。使用済燃料を用いた試験の実績が少なく開発する余地が多く残されている点で湿式法に比べると実用化時期は遅くなる可能性がある。

2. 6. 2 低減速スペクトル炉燃料再処理に求められる要件調査

低減速スペクトル燃料再処理の要件調査では、使用済低減速スペクトル燃料組成を調査し、再処理に要求される除染係数を検討した。

(1) 低減速スペクトル炉使用済燃料組成

低減速スペクトル炉の使用済燃料(燃焼度 60Gwd/t、冷却期間 2 年)の組成を表 2.6-1 に示す。なお、この組成にはブランケット部も含まれている。MOX 燃料であることから Pu は使用済燃料中 10%程度と高く Am/Cm も約 0.4%と軽水炉の使用済燃料(Pu は約 1%、Am/Cm は 0.1%程度)に比べ高い。

表 2.6-1 低減速スペクトル炉使用済燃料組成

元素	U	Pu	Am/Cm	Np	Tc	Ru/Rh	その他 FP
割合 [%]	79.0	10.1	0.39	0.024	0.091	0.358	10.0

(2) 除染係数、回収率の検討

現行の湿式再処理では FP の除染係数が 10^7 程度でグローブボックスでの MOX 燃料加工が可能である。一方、 10^3 程度かそれ以下の低い除染係数の場合、燃料加工は遮へいセル内での作業になる。この場合、遠隔で燃料加工するため、振動充填燃料の採用が考えられる。しかし、早期導入の観点からは、低減速スペクトル炉燃料は低除染の振動充填燃料よりも現在の技術の適用できる MOX ペレットとすることが望ましく、炉心の高い性能をできるだけ確保する観点から、除染係数を 10^3 より上げ FP 及び MA をできるだけ除去する方針とした。

回収率の観点からは、U 及び Pu を廃棄物側にできるだけ移行させない方針とした。現行 PUREX 再処理における Pu の回収率は、英國 THORP 再処理施設で 99.78%、仏国 UP3 再処理施設で 99.88% が得られているため、低減速スペクトル炉燃料再処理における Pu 回収率の目標値として 99.9% とした。U についても同様の値を目標値とした。

2. 6. 3 上記調査結果による候補再処理技術の選定

以上の結果から、現行 PUREX 法、単サイクル PUREX 法、乾式再処理法として酸化物電解法の 3 者から、候補となる再処理技術の選定を行った。検討では、経済性向上の度合いに加え、実用化

時期、除染係数を考慮した。表 2.6-2 に比較した結果を示す。除染係数の確保と早期の実用化が期待できる単サイクル PUREX 法を候補技術として選定した。

表 2.6-2 再処理技術の検討

方式	経済性向上の効果	期待できる FP 除染係数	想定される実用化時期
現行 PUREX (回収ウランによる希 釀を併用)	△	10^7	◎
単サイクル PUREX	○*	10^3 ($\sim 10^5$)	○
酸化物電解法	○	$< 10^3$	△

* : 処理規模を大きくするとスケールメリット有り。

2. 6. 4 候補再処理技術に基づく再処理プロセスの構築

選定した単サイクル PUREX 技術による低減速スペクトル炉燃料再処理のプロセスを構築するため、概略の再処理フローを作成した。炉心性能の確保のため、Np の分離を単サイクル PUREX で可能にする技術として、原研が開発した PARC プロセスが用いている選択的還元による分離法を採用することとした。特に、ウラン燃料炉心の使用済燃料には低減速スペクトル炉心の使用済燃料の約 10 倍もの Np が含まれており、本再処理法を低減速スペクトル炉導入後も長期間に亘って共存すると考えられる軽水炉のウラン燃料炉心の再処理にも併用する場合を想定すると非常に有効な方式となる。その結果、表 2.6-3 の性能を有する再処理プロセスを得た。除染係数としては 10^5 程度を期待でき、 10^3 程度の低い除染係数で得られる乾式再処理燃料に比べ、燃料加工への影響、特に遮へいを軽減できる可能性がある。

以上から得られた今後開発すべき再処理プロセスのフローは図 2.6-1 に示すものである。使用済燃料溶解液中の MA のうち、Am/Cm 及び他のアクチノイド元素は共除染工程で分離され抽出残液に移行し高レベル廃液として処理される。Cs/Sr 及び Ru/Rh は共除染工程で分離される。Tc 及び Np については U/Pu 分配工程の前で分離され、高レベル廃液に合流させる。

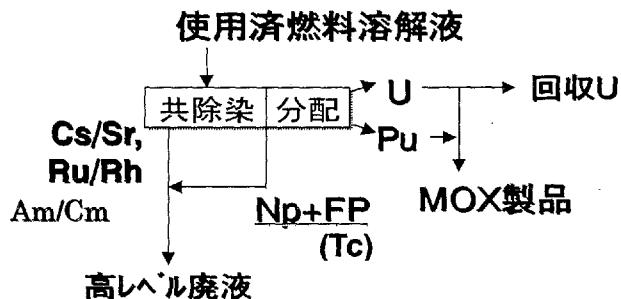
図 2.6-1 低減速スペクトル炉燃料
再処理プロセスの概略

表 2.6-3 低減速スペクトル炉燃料再処理プロセスの性能

元素	Cs/Sr	Ru/Rh	Tc	他 FP 群	Am/Cm	Np	他 Ac 群
除染係数	10^5	10^4	10^3	10^5	10^7	10^2	10^7

2. 7 まとめ

3 年度にわたる本技術開発の総合的な成果は以下の通りである。

- ・ 詳細な炉心設計を実施し、具体的な制御棒計画、起動計画を立案
- ・ 受動的安全システムを有効に活用して経済性の向上を達成するプラントシステムを構築
- ・ 限界熱流束実験により、熱的成立性を確認
- ・ 不安定流動の安定限界に与える系圧力の影響と発生機構を解明し、合理的な起動手順を提案
- ・ 沸騰熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に及ぼす流路間隙の影響を解明
- ・ 時間領域解析コードにより、炉心の安定性を確認
- ・ 低減速軽水炉心のスペクトルを模擬した臨界実験データを用い、核設計計算の精度を確認
- ・ MOX 燃料安全解析コードを用いて通常運転時の燃料の熱的ふるまいを確認
- ・ 低減速軽水炉燃料再処理プロセスに適用する経済的再処理技術を選定

3 年度にわたる本技術開発により、所期の目標を満足する受動的安全性を具備した低減速軽水炉の設計を実施するとともに、その成立性の見通しを得た。今後は、実用化へ向けた努力を継続して行う。

参考文献

- 2.1-1. 岩村公道, 他, “低減速スペクトル炉の研究”, JAERI-Research 99-058 (1999).
- 2.1-2. Okubo, T., et al., “Conceptual Designing of Reduced - Moderation Water Reactors (1) - Design for BWR-type Reactors”, Proceedings of ICONE8, #8422 (2000).
- 2.1-3. 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- (共同研究)”, JAERI-Research 2000-035 (2000).

3. 実施内容及び成果

3. 1 炉心設計

3. 1. 1 炉心設計の方針

本炉心の設計に当たっては、下記の炉心性能を達成する電気出力 300MWe 規模の受動的安全性を具備した自然循環冷却方式の小型低減速軽水炉心概念の構築を目指して設計検討を実施した。

- ・ 転換比（核分裂性プルトニウム残存比）： 1 以上
- ・ ボイド反応度係数： 負
- ・ 炉心部取出平均燃焼度： 60GWd/t
- ・ 運転サイクル長： 2 年以上

まず、低減速軽水炉で一般的に採用されている稠密格子炉心では、圧力損失が大きくなる傾向を有する。従って、自然循環冷却方式を採用する上では、如何に炉心圧力損失を低くするかが設計上の重要な点となる。この観点から、圧力損失を低く設計することが可能な扁平かつ高ボイド率の炉心概念を基本として設計を実施することとした。これまでに報告者が実施してきた低減速軽水炉心設計に関する知見によれば^{3.1.1-1)}、本炉心概念に基づく 1 m 強の高さおよび 70% 程度の炉心平均ボイド率を有する扁平な炉心の圧力損失は、ABWR の場合の 1/4 程度以下にすることが可能であり、十分に自然循環冷却の可能な設計となる。

また、受動的安全性を具備したシステムの採用を考慮して、燃料棒の細径化による除熱上の余裕の増加を図ることとした。これまでの大型炉心 (1,356MWe) の設計においては、燃料棒を外径 13.7mm の多少太径のものとし、最大線出力密度が 56kW/m と大きな値となっているが^{3.1.1-2)}、本炉心においては、除熱上の余裕を増やす観点から燃料棒を細径化して最大線出力密度を 40kW/m 程度にすることが適切であると考えた。

以上の点を炉心設計に当たっての基本的な方針とするとともに、これまでの知見を活用して設計を進めることとした。実際の炉心設計においては、比較的単純な炉心モデルを用いたモンテカルロ計算によるパラメータサーベイを実施することとした。本サーベイ計算においては、燃料棒外径および MOX 部長さの 2 つの形状因子をパラメータとして、ボイド反応度係数、転換比、燃焼度等の炉心特性に及ぼす影響を検討するとともに、上記設計目標を満足する可能性の高い燃料棒外径および MOX 部長さの範囲に対する情報を得ることを目的とした。このサーベイ計算結果を考慮しつつ、核熱水力を結合し各燃料集合体を独立に取り扱う詳細な三次元炉心燃焼計算を実施して最終的な炉心設計を得ることとした。

参考文献

- 3.1.1-1 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).
- 3.1.1-2 大久保努、他：“2.1 低減速スペクトル炉研究の現状”，第 4 回低減速スペクトル炉研究会報告書，JAERI-Conf 2001-013 (2001).

3. 1. 2 炉心サーベイ計算

(1) 計算条件

上述の大型炉心設計等のこれまでの知見を参考に、本検討においても三角格子配列の 217 本集合体をベースとして、燃料棒間隔は 1.3mm に固定しつつ、燃料棒外径および MOX 部長さをパラメータとして各々 11~13mm および 40~50cm とした。炉心モデルとしては、集合体内部、Y 字型制御棒部および集合体間水ギャップ等の幾何形状を忠実に模擬し、それらの対照性を考慮して作成した図 3.1.2-1 に示す 9 集合体モデルを基本単位として、それを径方向には無限に広げた体系を使用した。評価計算コードとしては、原研で開発されてきた連続エネルギーモンテカルロ燃焼計算コード MVP-BURN^{3.1.2-1)} を用いた。

集合体内部の燃料棒の MOX 部プルトニウム富化度は平均で 18wt% としたが、3 種類の富化度分布を考慮した。MOX 母材およびブランケットを劣化ウランとし、プルトニウム組成は、3.8wt% のウラン燃料を取出平均燃焼度 45GWd/t で燃焼させた後取出した表 3.1.2-1 に示すもので、再処理までの冷却期間は 5 年、再処理後 2 年時点での組成とした。尚、燃料棒被覆管およびチャンネルボックスはジルカロイ製とした。

燃料の軸方向の構成は、図 3.1.2-2 に示す様に 20~25cm 程度の同じ高さの 2 力所の MOX 燃料部とその間に存在する高さ 30cm の中間ブランケットで炉心部を構成することとし、さらにその上下に各々 20 および 30cm の上下ブランケット部を加えたものとした。線出力密度は、MOX 高さ 40cm 当り 15kW とし、燃料高さの増加に比例して 1 本あたりの出力を増加させた。また、炉心全体の平均ボイド率は 70% とし、軸方向のボイド率分布も上述の大型炉心設計情報に基づいて与えることとした。尚、軸方向のノーディングとしては、各 MOX 部およびブランケット部とも 4 領域程度、全体で 20 領域程度を目安とした。

(2) 計算結果

燃焼計算結果を図 3.1.2-3 にまとめた。同図には実効倍率が 1.02 となる時の達成燃焼度及び燃焼期間を示す。これらの値は、1 バッチ燃料取替えを想定したときの達成燃焼度及び燃焼期間である。また、この時の実効倍率は、線形燃焼近似を用いれば、任意の多バッチ燃料取替え炉心のサイクル末期の実効倍率にも対応する。ここで 2% の余裕を確保しているのは、本燃焼計算が無限集合体計算であり、径方向からの中性子漏れを考慮していないためである。また、本燃焼計算では燃焼が均一に進むと想定しており、実際の燃料装荷パターンやシャッフリングパターンにより不均一に進む燃焼に対応していないための多少の誤差も含んでいる。

線形燃焼近似によれば、1 バッチでの達成燃焼度及び燃焼期間をそれぞれ B_1 及び C_1 とすると、 n バッチ燃料取替えを行ったときの達成燃焼度及びサイクル長、 B_n および C_n はそれぞれ以下のように定義できる。

$$B_n = \frac{2n}{n+1} B_1$$

$$C_n = \frac{2}{n+1} C_1$$

逆に、上の関係式より、達成燃焼度 60GWd/t 及びサイクル長 2 年を達成するために必要なバッチ数が以下のように逆算できる。

$$B1 \geq \frac{n+1}{2n} 60 = 30 \frac{n+1}{n} \quad (GWd/t)$$

$$C1 \geq \frac{n+1}{2} 24 = 12(n+1) \quad (month)$$

図 3.1.2-3 には、上式で得られる達成燃焼度 60GWd/t 及びサイクル長 2 年を同時に達成するための条件をバッチ数との関係で与える曲線も示した。例えば、燃料棒外径 12mm の場合には、上式の条件とバッチ数 2.95 で交差しており（表 3.1.2-2 参照）、この時の 1 バッチでの達成燃焼度及び燃焼期間はそれぞれ約 40GWd/t および 48 ヶ月であるが、この条件が表 3.1.2-2 に示す様に MOX 部高さ 46.7cm で達成されている。

図 3.1.2-3 および表 3.1.2-2 より、同じ燃焼度を達成するための燃焼期間を比較すると、ピン径が太くなるほど長くなっていることがわかる。この理由のひとつは、ピン径に関わらず線出力を一定と仮定したこと、太径になるほどゆっくり燃焼が進むことに対応する。また、同じ MOX 部高さで比較すれば、太径の方が達成燃焼度が大きくなっていることがわかる。この理由は、燃料棒間隔を 1.3mm と固定しているために燃料棒外径が太くなるほど燃料の稠密度が上がることに起因して、中性子スペクトルが硬化し反応度及び転換比ともに増加するためであると考えられる。これらの結果から、太径の方がバッチ数を増やすことができるため、太径の方がより低い MOX 部高さにより所定のサイクル長を達成することができるようになる。逆に、細径になるほどバッチ数を低く抑えてサイクル長を確保する必要があるため、所定のサイクル長を確保するためには MOX 部高さがより必要になってくることがわかる。

次に、表 3.1.2-2 の条件に従い、取出し燃料の積分転換比をそれぞれの燃料棒径で評価した。その結果を表 3.1.2-3 にまとめる。なお、転換比として以下の 2 通りの仕方で算出した。

$$CR1 = \frac{(fertile - capture)}{(fissile - absorption) + (fissile - decay : {}^{241}Pu - decay)}$$

$$CR2 = \frac{(fertile - capture)}{(fissile - absorption)}$$

低減速軽水炉心では、MOX 燃料の富化度が高く、しかも長期間炉内滞在するために、Pu-241 の崩壊の影響が無視できなくなる。同表に示したように Pu-241 の崩壊の影響で 5%以上も転換比が低下していることがわかる。この影響が太径になるほど顕著に現れるのは、太径では単位燃料体積当たりの出力が低くなり、所定の燃焼度を達成する燃焼期間が長くなるために、その崩壊の影響が大きく現れる。この観点からは細径の方がその影響が現れにくく有利ではあるが、当然ながら太径の方が燃料の稠密度が高いために、結局転換比は太径のほうが高くなる。転換比 1 以上を確保するには 11mm 強の燃料棒外径があればよいことがわかる。

次に、表 3.1.2-2 の条件に従い、ボイド係数を算出した。ボイド係数は、炉心各部のボイド率が一様に 5% 上昇したものと仮定して計算を行った。本燃焼解析は、50 万粒子を追跡して実施したものであり、実効増倍率に関する統計誤差として、約 $0.05\%\Delta k$ の標準偏差を持っている。このため、通常時とボイド率上昇時の実効増倍率の差異から算出したボイド係数には約 $0.1\%\Delta k$ の標準偏差の統計誤差を含んでいると考えられる。本解析では、平均 5% のボイド率を上昇させる摂動を加えたため、標準偏差として、 $0.02\%\Delta k / \%void$ 、すなわち $20\text{pcm} / \%void$ の統計誤差を含んでいると考える必要がある。モンテカルロ計算は、統計誤差を含んでいるため、摂動計算を苦手としており、特に今回のようにボイド率 5% 上昇といった小さい摂動を正確に評価することは難しい。しかしながら、表 3.1.2-4 からわかるように、ボイド係数と MOX 部高さとの間にははっきりした相関関係が現れており、MOX 部高さが低いほど、すなわち燃料棒外径が太いほど、ボイド係数は低くなっている。同表の結果から、MOX 部高さは、最高でも 45cm 程度にとどめる必要があることがわかる。また、燃料棒外径に関しては、MOX 部高さ 45cm 程度で所定の燃焼度とサイクル長が確保できる 13mm 近辺まで太くする必要があることがわかる。

以上の結果から、燃料棒外径が 13mm 程度で、MOX 部高さが 45cm 程度以下の形状範囲が設計目標を達成する上で有望であるとの結果を得た。

参考文献

- 3.1.2-1 森 貴正、他：“MVP/GMVP 連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子／光子輸送計算モンテカルロコード”， JAERI-Data/Code 94-007 (1994).

表 3.1.2-1 プルトニウム組成

同位体	重量割合 (wt%)
Pu-238	2.7
Pu-239	47.9
Pu-240	30.3
Pu-241	9.6
Pu-242	8.5
Am-241	1.0
Puf/Pu	57.5

表 3.1.2-2 燃焼度 60GWd/t およびサイクル期間 2 年を満たすための MOX 部高さとバッチ数

燃料棒外径 (mm)	MOX 部高さ (cm)	バッチ数	取出しまでの 燃焼期間 (月)
11	48.0	2.45	58.8
12	46.7	2.95	70.8
13	45.2	3.5	84

表 3.1.2-3 燃料棒外径に関する転換比の比較

燃料棒外径 (mm)	取出しまでの燃焼 期間 (月)	転換比 (CR1)	転換比 (CR2)	転換比の差 (CR2-CR1)
11	58.8	0.999	1.049	0.050
12	70.8	1.006	1.057	0.051
13	84	1.013	1.074	0.061

表 3.1.2-4 燃料棒外径に関するボイド係数の比較

燃料棒外径 (mm)	MOX 部高さ (cm)	ボイド係数 (pcm / %void)
11	48.0	+10 ± 20
12	46.7	+10 ± 20
12.5	45.9	0 ± 20
13	45.2	-15 ± 20

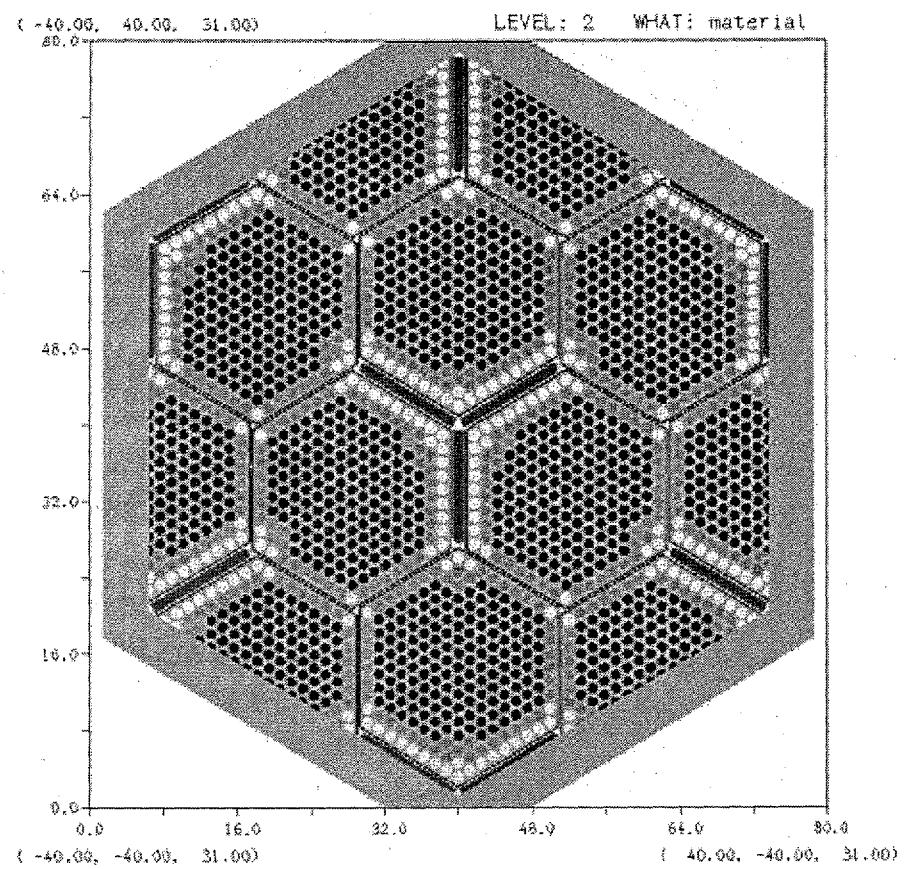


図 3.1.2-1 9集合体モデル

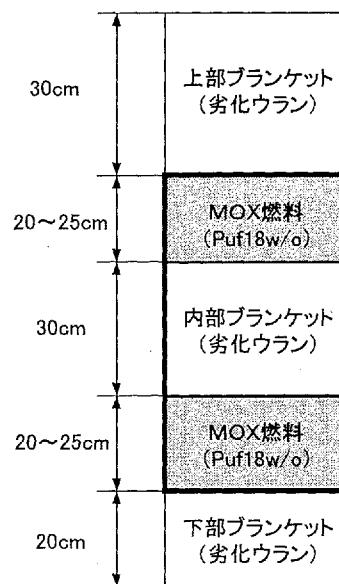


図 3.1.2-2 燃料集合体軸方向構成

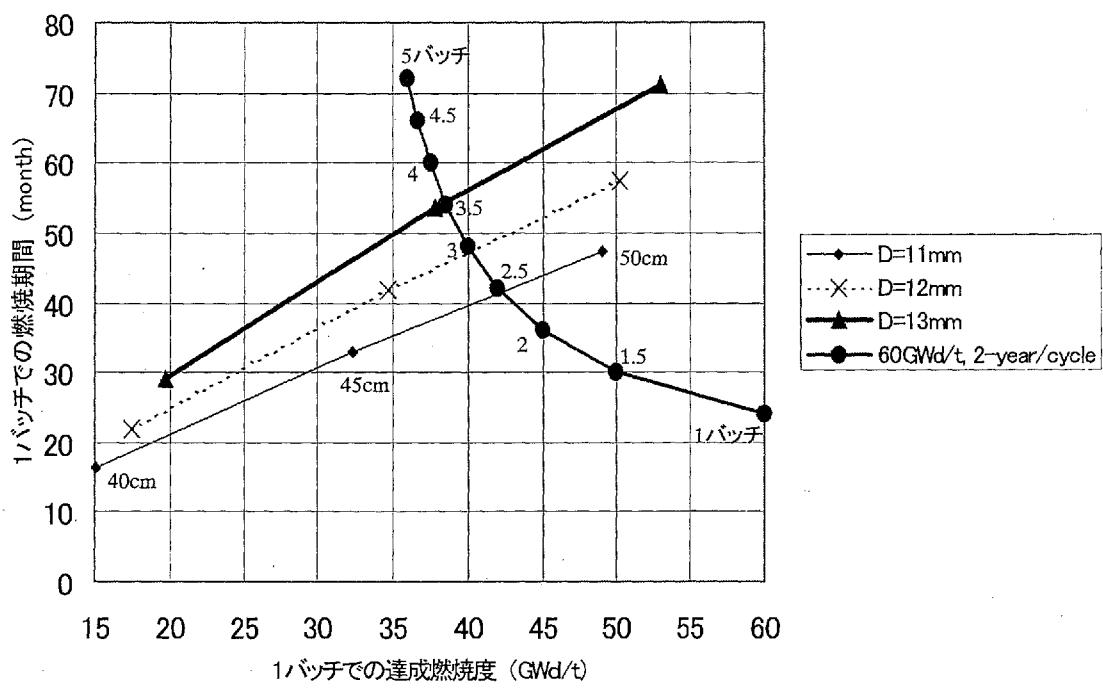


図 3.1.2-3 燃料棒外径およびMOX部高さをパラメータとした1バッチ燃焼時の特性ならびに目標燃焼度 60GWd/t とサイクル長 2 年を達成するためのバッチ数との関係

3. 1. 3 炉心特性の詳細評価（基準 Pu 組成燃料）

(1) 設計目標と前提条件の設定

本節では、以下に示す設計目標、前提条件を満足する小型低減速軽水炉心を対象に全出力運転中の燃焼に伴う制御棒計画を立案し、炉心特性の詳細評価を実施した。

- a. プラント：下記性能を目指した電気出力 330MWe の BWR 型炉
 - ・核分裂性 Pu(Puf)残存比 1 以上
 - ・ボイド係数 負
 - ・運転サイクル長 2 年以上
 - ・自然循環冷却方式
- b. 炉心部取出平均燃焼度 : 60GWd/t 以上
- c. Puf 富化度 : 20wt% 以下
- d. MOX 燃料の母材 : 劣化ウラン(0.2wt%)
- e. プルトニウム組成 : 3.8wt% のウラン燃料を取出平均燃焼度 45GWd/t 燃焼させた後取出したもので、再処理までの冷却期間は 5 年、再処理後 2 年時点での組成(表 3.1.3-1 参照)。
- f. 燃料棒被覆材 : ジルカロイ
- g. 燃料棒間隙 : 1.3mm
- h. 燃料及びプランケットペレット : 酸化物燃料

(2) 解析手法と評価項目

a. 解析手法

小型低減速軽水炉の特徴の一つは、水対燃料実効体積比が小さいことで、高速、共鳴、熱の全エネルギーにわたる中性子を詳細に取り扱う必要がある。

本研究では、燃料集合体格子の群定数は燃焼計算と結合したモンテカルロ法(VMONT^{3.1.3-1)},
^{3.1.3-2)}によりエネルギー群数 190 群で作成した。炉心計算は各燃料集合体を独立して取り扱う三次元核熱水力結合コードにより実施した。エネルギー群数 12、炉心高さ方向 34 ノードで燃焼計算と燃料交換を繰り返し平衡炉心を作成した。MCPR の評価には、CISE の限界出力相関式をベースにした修正 CISE 式^{3.1.3-3)}を用いた。

b. 評価項目

所要 Pu 富化度、Puf 残存比、ボイド係数、熱的余裕などの炉心性能は、炉心高さ、平均ボイド率、炉心構成等の炉心設計で総合的に決定される量であり、三次元核熱水力結合の燃焼計算により評価した。また、燃料集合体の核特性は、制御棒／フォロアやチャンネルボックスなど減速材や構造材を考慮した評価を実施した。

本節では前述の前提条件を基に燃焼に伴う制御棒計画を立案し、以下の項目を評価した。

1) 燃料集合体核特性

- ・局所出力ピーキング

- ・制御棒価値
- 2) 炉心特性
- ・所要 Pu 富化度
 - ・増殖比(Puf 残存比):取出時の Puf 原子数／装荷時の Puf 原子数
 - ・最大線出力密度
 - ・MCPR
 - ・炉停止余裕
 - ・ボイド係数: 定格運転状態と定格から炉心流量を 5%減少した状態から算出した単位ボイド率変化に対する実効増倍率の変化量

(3) 制御棒計画の詳細検討

a. 燃料集合体及び炉心構成

表 3.1.3-2 に基本炉心仕様を示す。電気出力は 330MWe で 炉心圧力は 7.2MPa、炉心の外接半径は 2.07m である。

炉心の断面を図 3.1.3-1 に示す。燃料集合体数は ABWR の約 1/3 である 282 体である。燃料集合体 3 体に 1 本の割合で燃料集合体の間隙に 85 本の Y 字型の制御棒が配置されている。制御棒の先端部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようフォロアを設けている。フォロアは、破損時の水侵入抑制と中性子吸収減少のため黒鉛を SUS で被覆した構成とした。

図 3.1.3-2 に制御棒と燃料集合体の軸方向の位置関係を示す。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部プランケット 32cm の上下に Puf 富化度 18wt% 厚さがそれぞれ 21.5cm、22.5cm の MOX 燃料部を設けた炉心部にその上下にそれぞれ 28cm、26cm の劣化ウランのプランケットが付設されており、炉心の高さは 130cm である。

燃料集合体断面を図 3.1.3-3 に示す。燃料集合体の格子間隔は制御棒がある方向が 226.4mm、制御棒がない側が 218.0mm である。チャンネルボックスの辺間距離は 217.2mm、肉厚は 2mm である。制御棒翼の厚さは 14.4mm、制御棒翼とチャンネルボックスの間隙は 1.6mm、制御棒のないところのチャンネルボックス間隙は 0.8mm である。

Puf 残存比 1 以上を達成するためには水対燃料実効体積比を大幅に低減する必要があり、約 0.18 になるよう設計した。燃料棒間隙は実炉運転時の影響（初期曲がり 及び クリープ、流動振動、PCMI 等による照射期間中の曲がり）を考慮して燃料棒熱除去能力を保つために必要な 1.3mm とし、燃料棒外径を BWR の 7×7 燃料と 8×8 燃料の間の 13.0mm とした。燃料集合体は 217 本の燃料棒が正三角格子に配列されている。スペーサは、かん合型の円筒型で、燃料体あたり 5 個設けられている。外周部のチャンネルボックスと燃料棒の間隙は 1.05mm を保っている。

b. 基本核熱水力特性の評価

表 3.1.3-2 に三次元炉心解析による主要炉心特性を示す。

図 3.1.3-4 に燃料集合体内のプルトニウム富化度分布を示す。フォロアにより局所的に減速材が集中しないようにしており、図 3.1.3-5 に示すように、5 種類のプルトニウム富化度で燃焼を通じて局所出力ピークリングを 1.05 以下にできた。

図 3.1.3-6 に炉内燃料装荷パターン、図 3.1.3-7 に挿入制御棒位置を示す。また図 3.1.3-8 から図 3.1.3-12 に各燃焼での制御棒パターンを示す。全 85 本の制御棒のうち 19 本をサイクル初期(BOC)の全ストロークの 2/3 前後の挿入状態からサイクル末期(EOC)の全引抜きまで連続的に引き抜くことでサイクルを通じて燃焼反応度並びに出力分布を制御している。図 3.1.3-13 に燃焼に伴う最大線出力密度と M C P R の変化を示す。定格出力運転時の M C P R は 1.3、最大線出力密度は 13kW/ft で ABWR と同程度の値となった。図 3.1.3-14 と図 3.1.3-15 に平衡炉心の BOC から EOC 間での炉心径方向の燃料集合体出力分布の変化を示す。炉心径方向の出力ピーピングは最大 1.39 でサイクルを通じて平坦化されている。平衡炉心 EOC での燃料集合体燃焼度分布、燃料集合体流量分布を図 3.1.3-16～図 3.1.3-19 に示す。また図 3.1.3-20 と図 3.1.3-21 に燃焼に伴う炉心部軸方向の出力及びボイド率分布の変化を示す。制御棒引き抜きに伴い、炉心部軸方向出力分布はサイクル前半に下部燃料出力が若干減少し、サイクル後半に上部燃料出力が減少している。ボイド率分布の変化は炉心部下端を除きサイクルを通じて小さい。

炉心冷却材流量は、ABWR の約 1/12 である $4.3 \times 10^3 \text{ t/h}$ で入口で若干サブクールの状態で炉心に入り、出口で 52% のクオリティになっている。炉心部平均ボイド率(EOC)は 69% で Puf 残存比 1.01、ボイド係数 $-0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$ が実現された。図 3.1.3-22 に取出燃料集合体平均並びに炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。炉心から取り出される燃料集合体の炉心部平均燃焼度は 60GWd/t である。

表 3.1.3-3 に冷温時の制御棒価値 ($(k_{\infty} [\text{制御棒無}] - k_{\infty} [\text{制御棒有}]) / k_{\infty} [\text{制御棒無}]$) を示す。低減速軽水炉心では中性子スペクトルが硬くなるため、ボロン-10 による反応度制御効果が減少する。その対応策として、濃縮ボロン(90%濃縮)を用いることとした。その結果、余剰反応度が最も大きい BOCにおいても炉停止余裕は 1.0% Δk 以上で設計目標を満足している。

全出力運転中の燃焼に伴う制御棒計画を立案し、電気出力 330MWe、連続運転期間 24 カ月、取出し燃料の炉心部平均燃焼度 60GWd/t の炉心で、Puf 残存比 1.01、ボイド係数負が実現できる見通しを得た。

参考文献

- 3.1.3-1. Maruyama, H., Morimoto, Y. : "A Vectorized Monte Carlo Method with Pseudo-Scattering for Neutron Transport Analysis," Proc. Int. Topl. Mtg. Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation, Paris, France, April 27-30, 1987, 3, 1791-1800 (1987).
- 3.1.3-2. Y. Morimoto, H. Maruyama, K. Ishii and M. Aoyama : "Neutronic Analysis Code for Fuel Assembly Using a Vectorized Monte Carlo Method", Nucl. Sci. Eng., 103, 351-358(1989).
- 3.1.3-3. 松本知行, 石井佳彦, 片岡良之 : “稠密格子燃料集合体の限界出力評価式の開発”, 原子力学会「昭和 62 年年会」要旨集, E40 (1987).

表 3.1.3-1 プルトニウム組成

同位体	重量割合(wt%)
Pu-238	2.7
Pu-239	47.9
Pu-240	30.3
Pu-241	9.6
Pu-242	8.5
Am-241	1.0
Puf/Pu	57.5

表 3.1.3-2 主要諸元と炉心特性

項目		小型低減速 軽水炉	ABWR
電気出力	MWe	~ 330	1356
熱出力	MWt	955	3926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	2.07	2.68
燃料集合体数		282	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	60	45
炉心部高さ	m	0.76 ¹	3.71
炉心流量	10 ³ t/h	4.3	52
炉心出口クオリティ	%	52	14.5
炉心部平均ボイド率	%	69	43
炉心圧損	MPa	0.04	0.18
Puf富化度	%	10.4	3.8 ⁺
Puf装荷量	t	4.4	...
増殖比(Puf残存比)		1.01	...
最大線出力密度	kW/ft	13	12
MCPR		1.3	1.3
ボイド係数	$10^{-4} \Delta k/k$ %void	-0.5	-8
100%ボイド反応度		負	...
連続運転期間	月	24	13
炉心部	wt%	mm	18 215
軸方向 Puf		mm	DU 320
富化度分布	wt%	mm	18 225

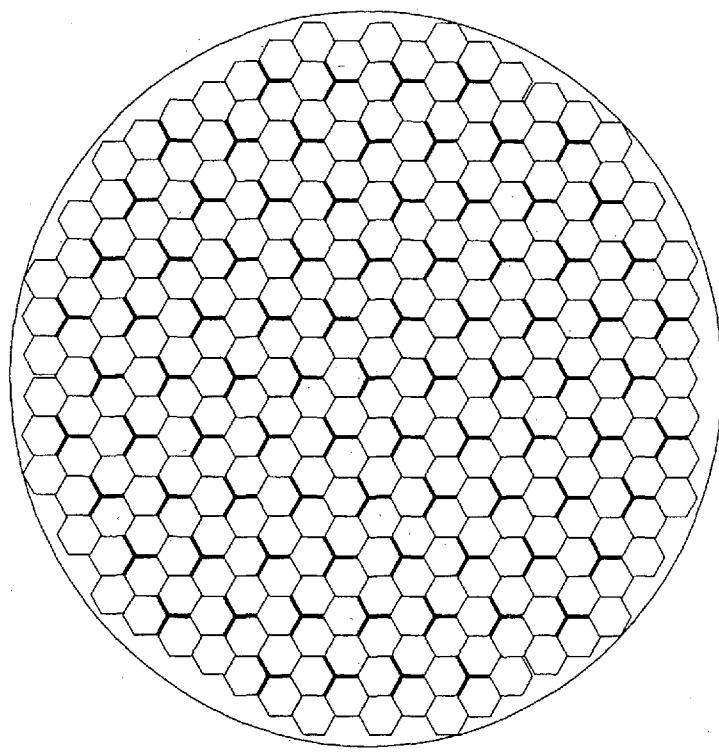
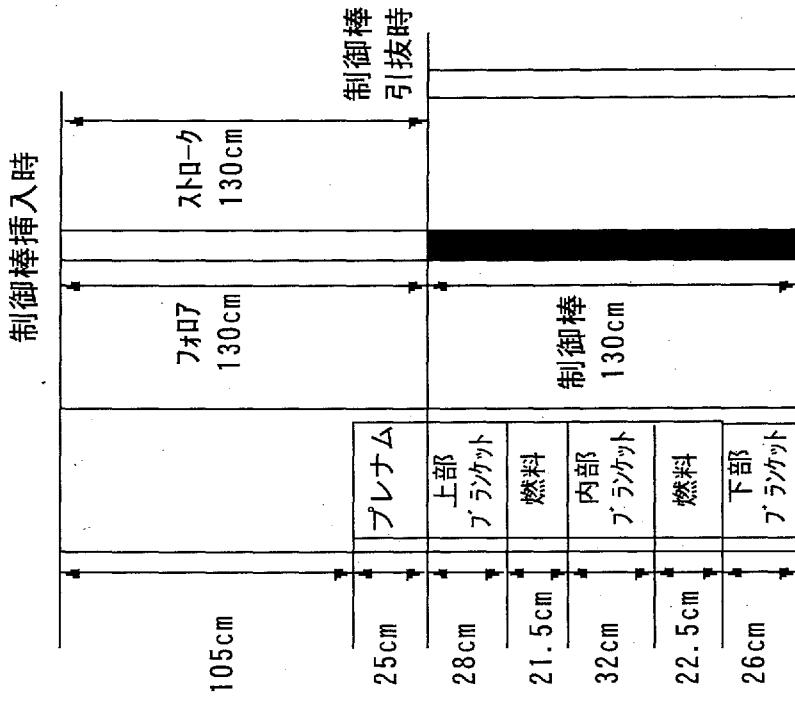
Puf:核分裂性Pu量 +:ウラン濃縮度

1:上下ブランケット280, 260mm付設

表 3.1.3-3 制御棒価値

	平均燃焼度 (GWd/t)		制御棒価値*(%Δk/k)	
			冷温時	
	BOC	EOC	BOC	EOC
燃料(Puf:18wt%)	39	59	8	8
DP(劣化ウラン)	6	10	17	16

*履歴ボイド率:55%



燃料集合体 282 体
制御棒本数 85 本

図 3.1.3-1 炉心構成

図 3.1.3-2 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係

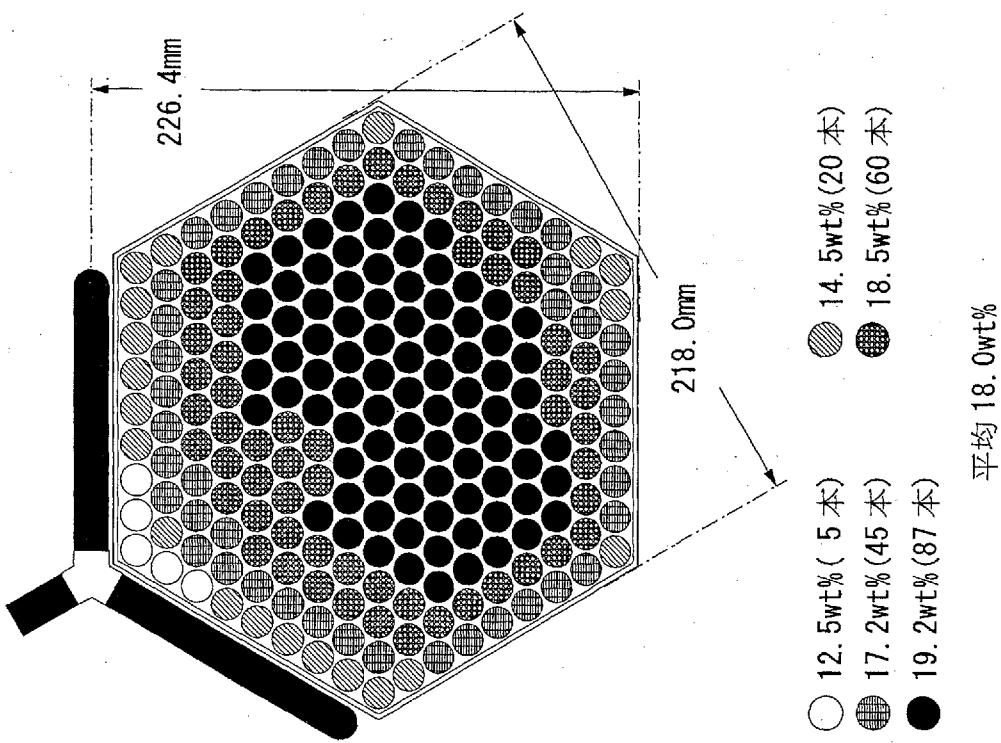


図 3.1.3-4 燃料集合体燃料部のブレットニウム富化度分布

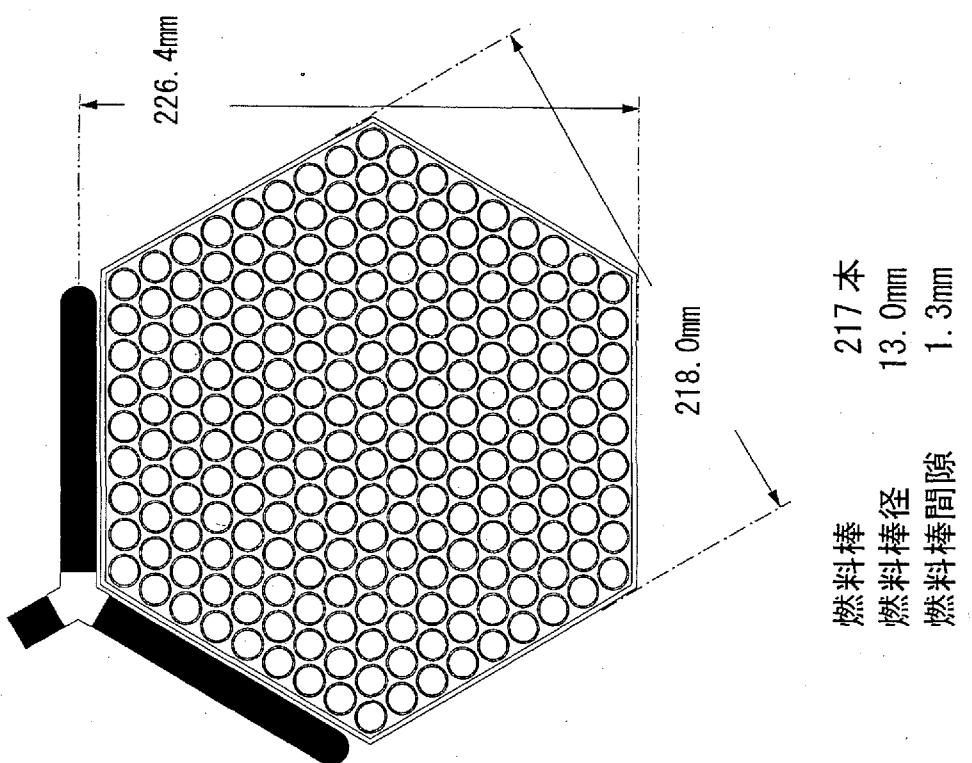


図 3.1.3-3 燃料集合体構成

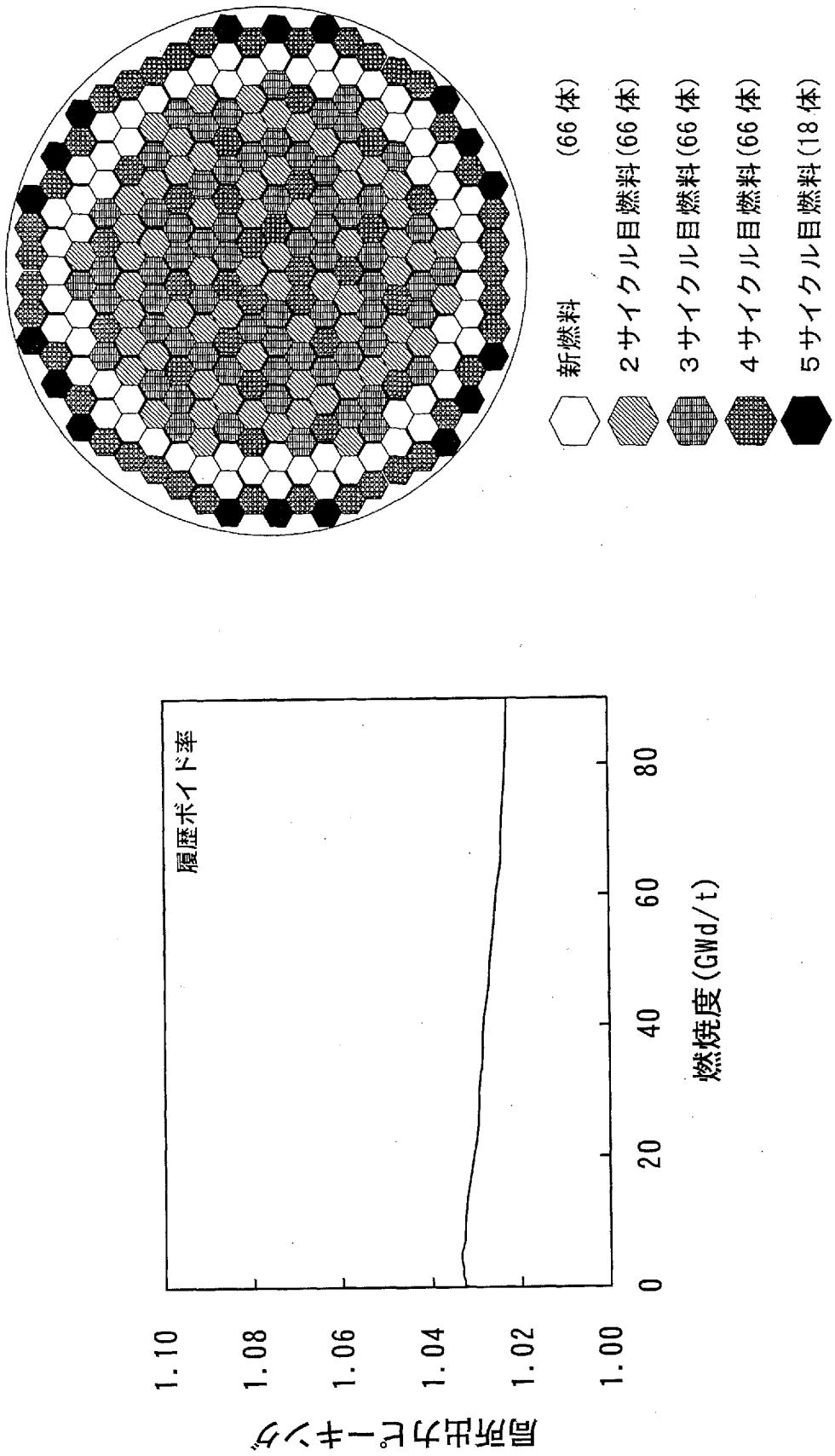
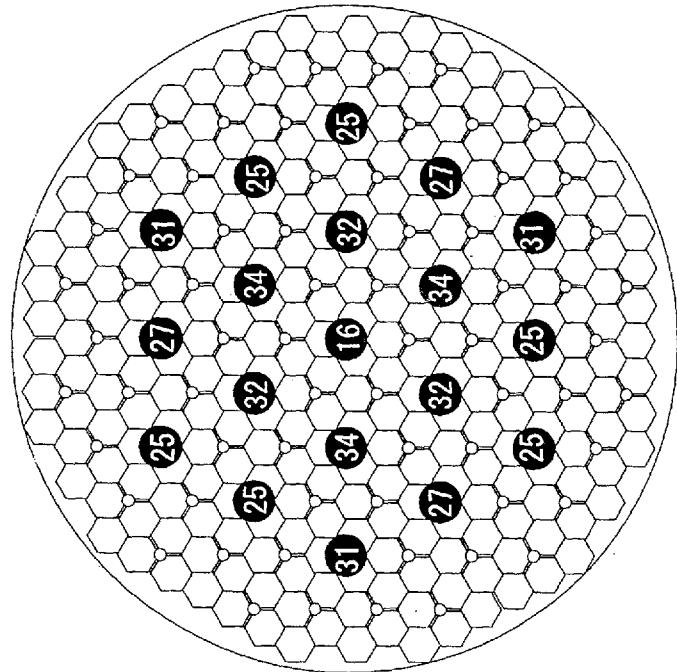


図 3.1.3-5 局所出力ピークリングの燃焼変化

図 3.1.3-6 燃料装荷パターン



燃料集合体	282 体
制御棒本数	85 本
全引拔制御棒本数	66 本
挿入制御棒本数	19 本

n：全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.3-8 制御棒挿入パターン(サイクル燃焼度 0Gwd/t [BOC])

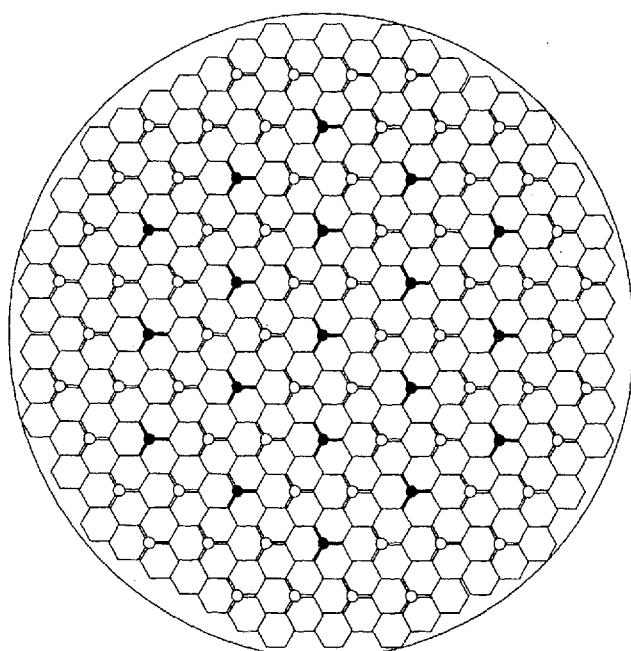
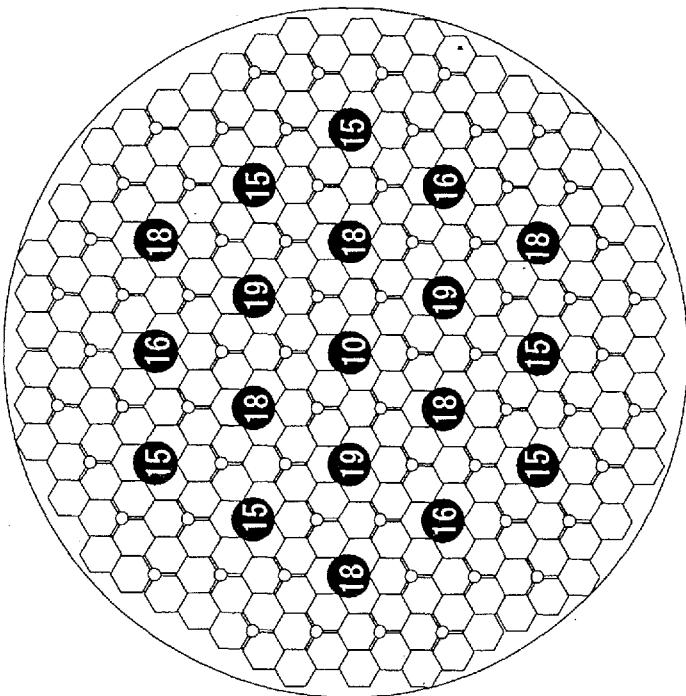
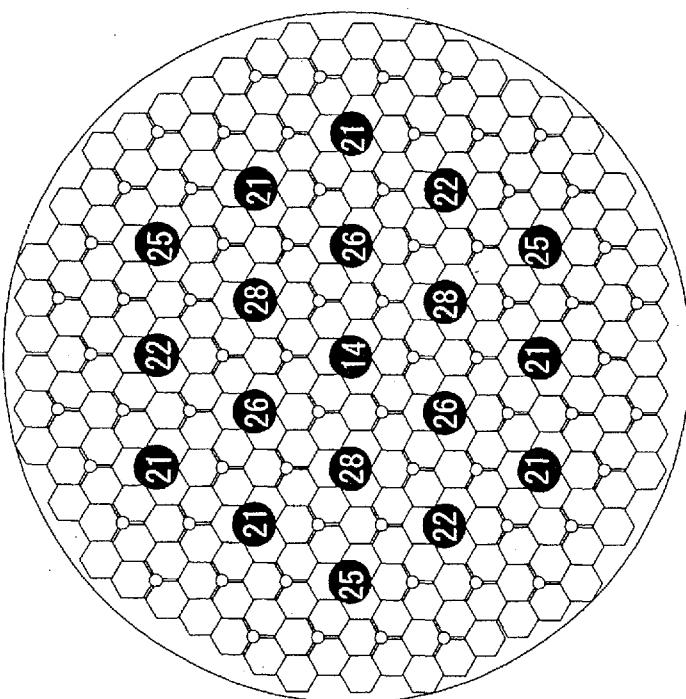


図 3.1.3-7 挿入制御棒位置



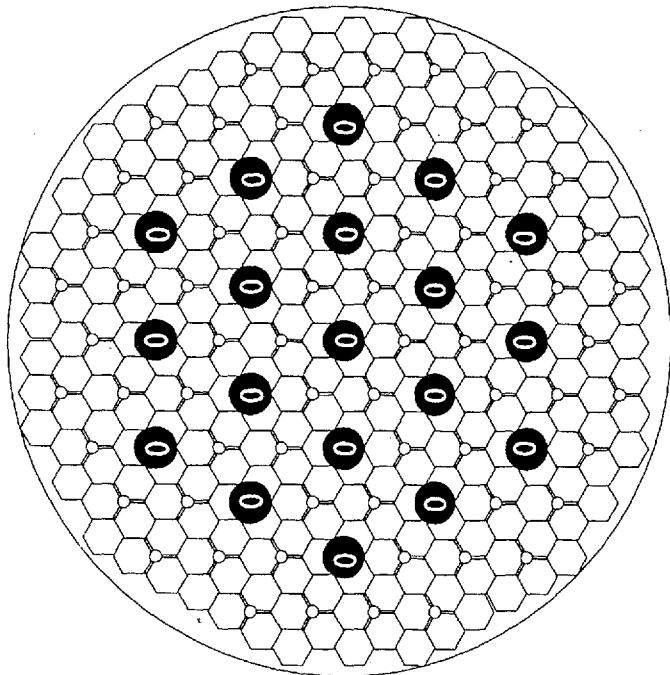
● n : 全挿入 48 に対する挿入量



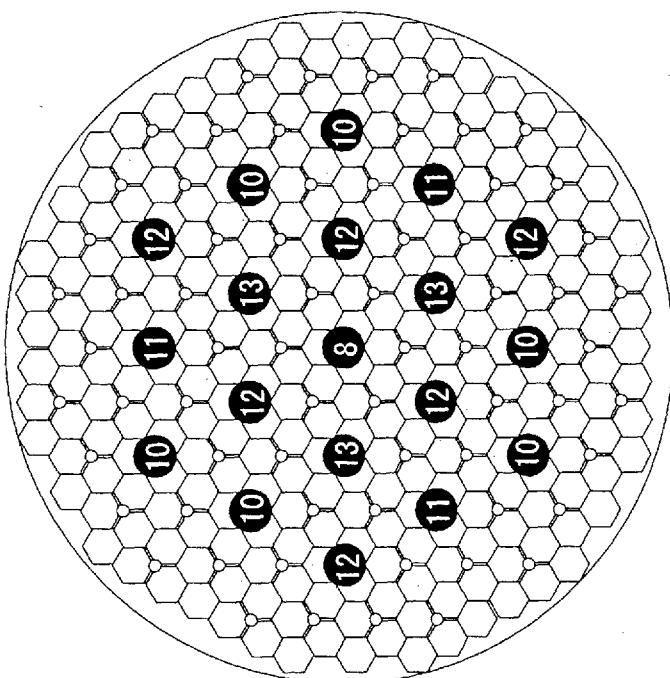
● n : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.3-10 制御棒挿入パターン (サイクル燃耗度 7GWd/t [MOC])

図 3.1.3-9 制御棒挿入パターン (サイクル燃耗度 3.5GWd/t)



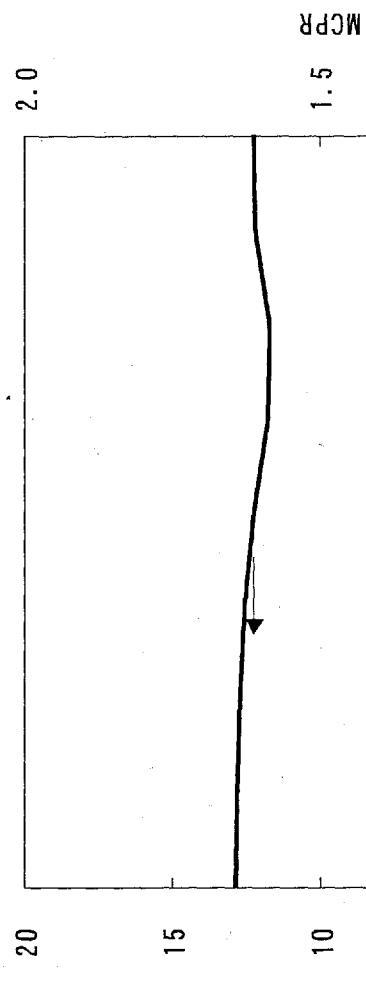
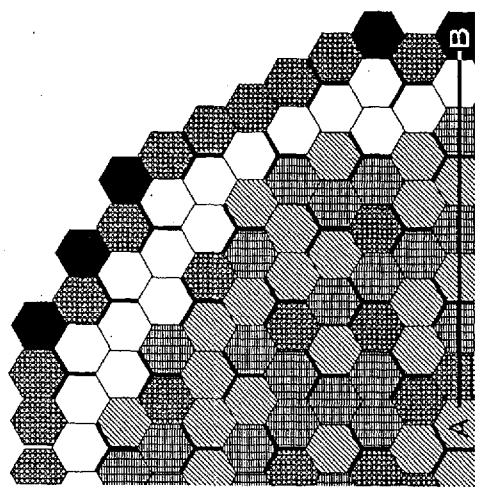
n : 全挿入 48 に対する挿入量



n : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.3-11 制御棒挿入パターン (サイクル燃焼度 10.5Gwd/t)

図 3.1.3-12 制御棒挿入パターン (サイクル燃焼度 14Gwd/t [EOC])



-47-

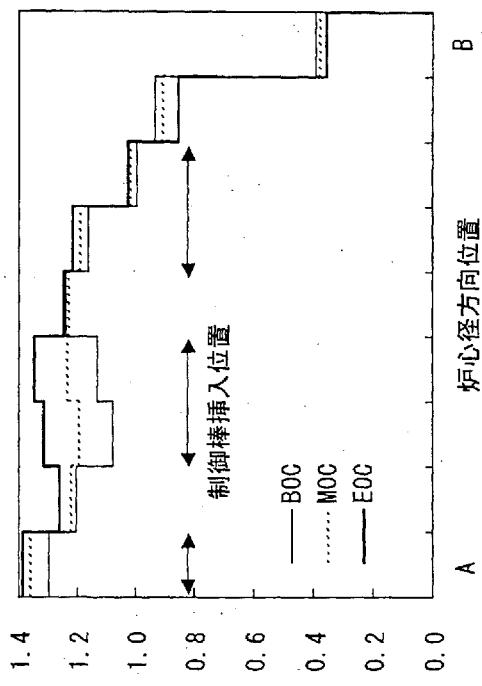


図 3.1.3-13 燃焼に伴う最大線出力密度とMCPの変化

図 3.1.3-14 燃焼に伴う炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-B 方向)

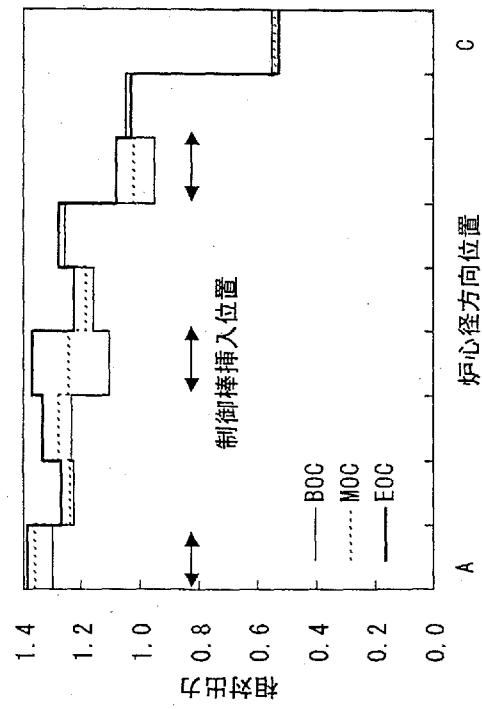
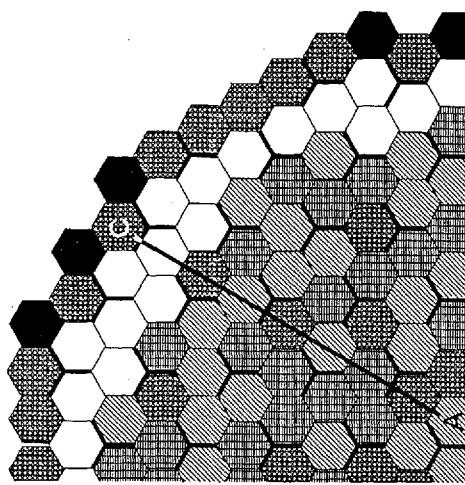


図 3.1.3-15 燃焼に伴う炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-C 方向)

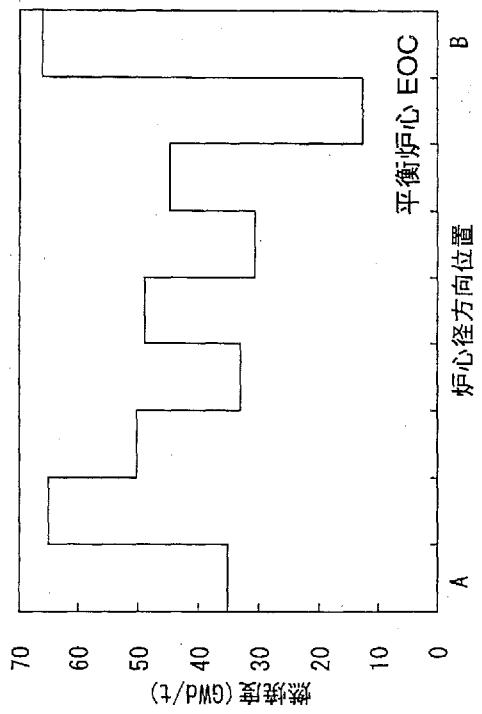
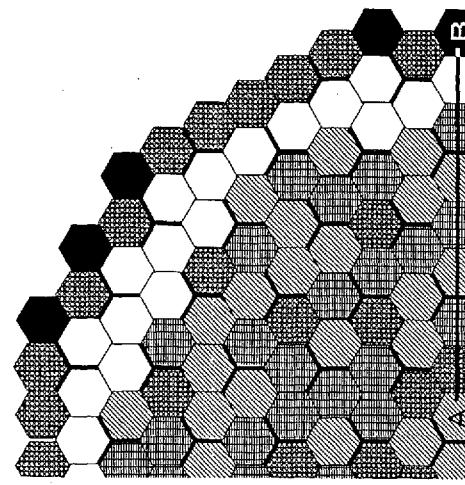


図 3.1.3-16 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-B 方向)

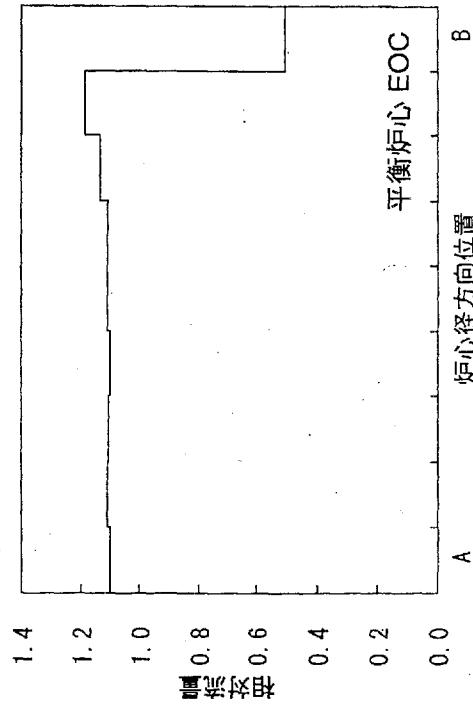
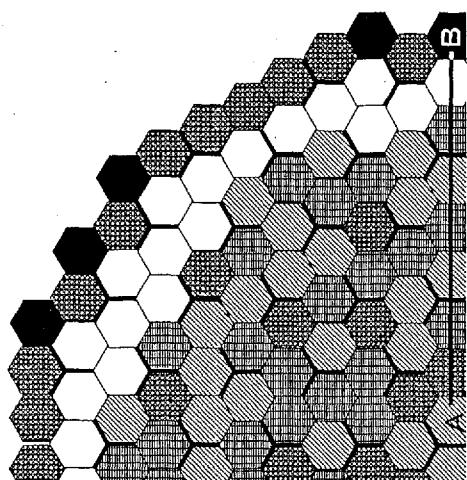


図 3.1.3-17 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-C 方向)

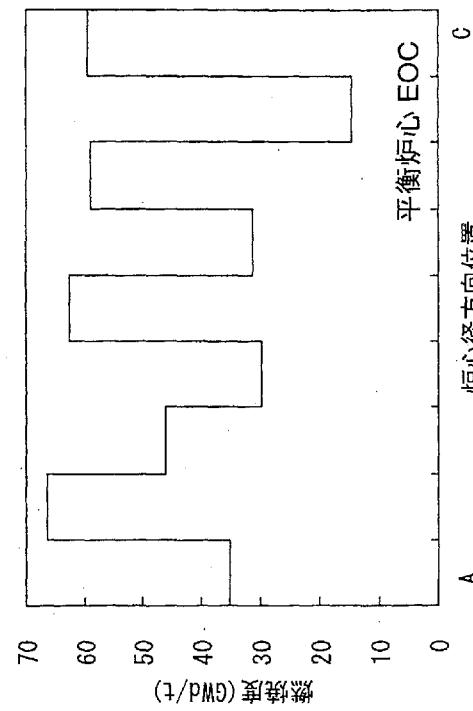
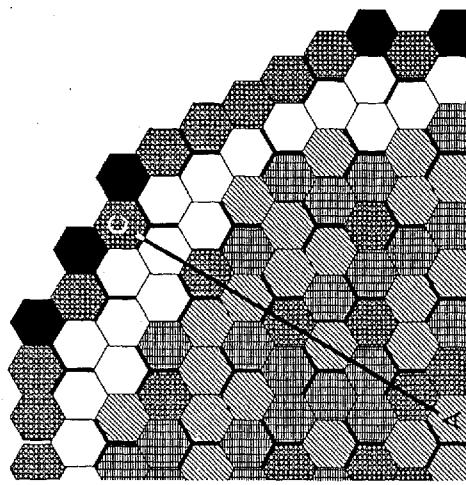


図 3.1.3-18 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-B 方向)

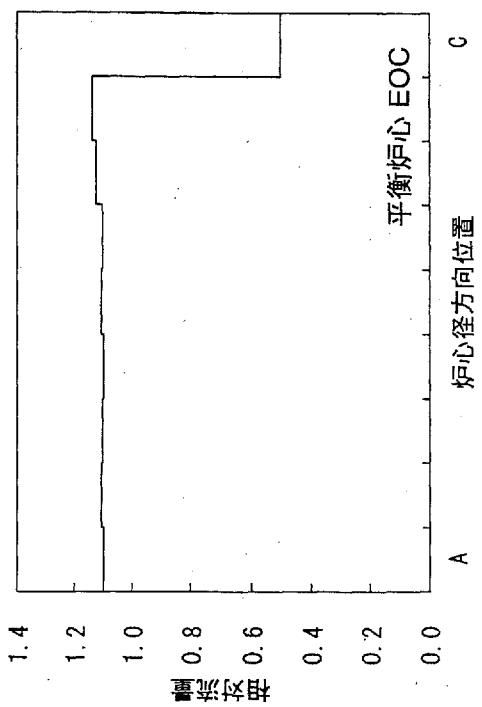
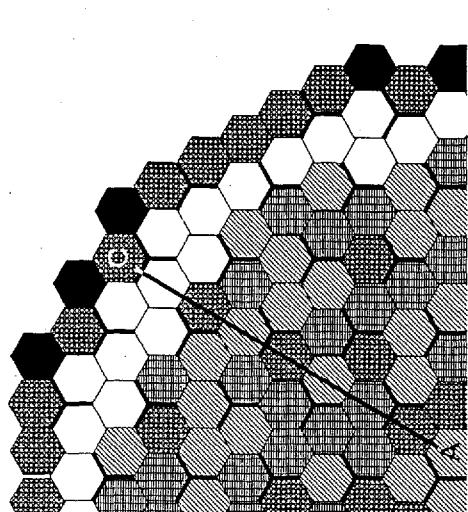


図 3.1.3-19 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-C 方向)

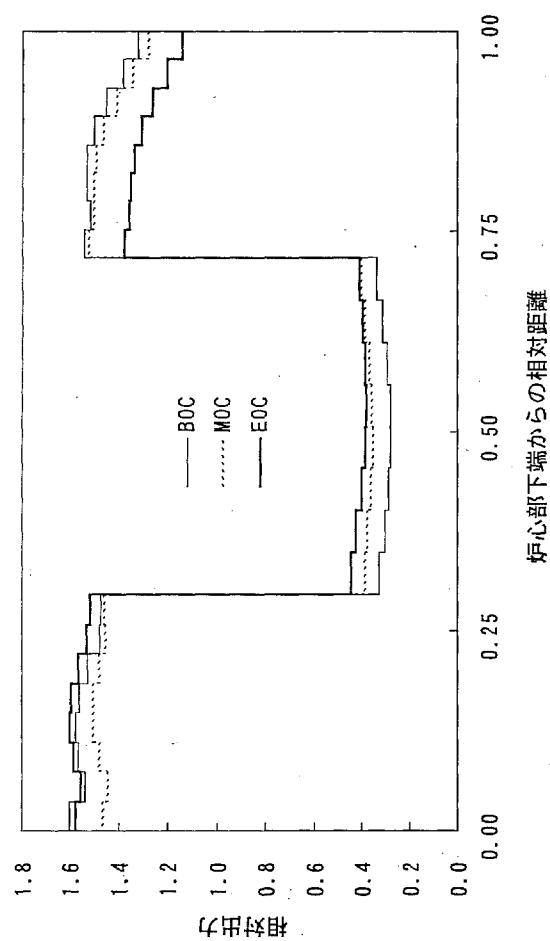


図 3.1.3-20 燃焼に伴う炉心部軸方向出力の変化

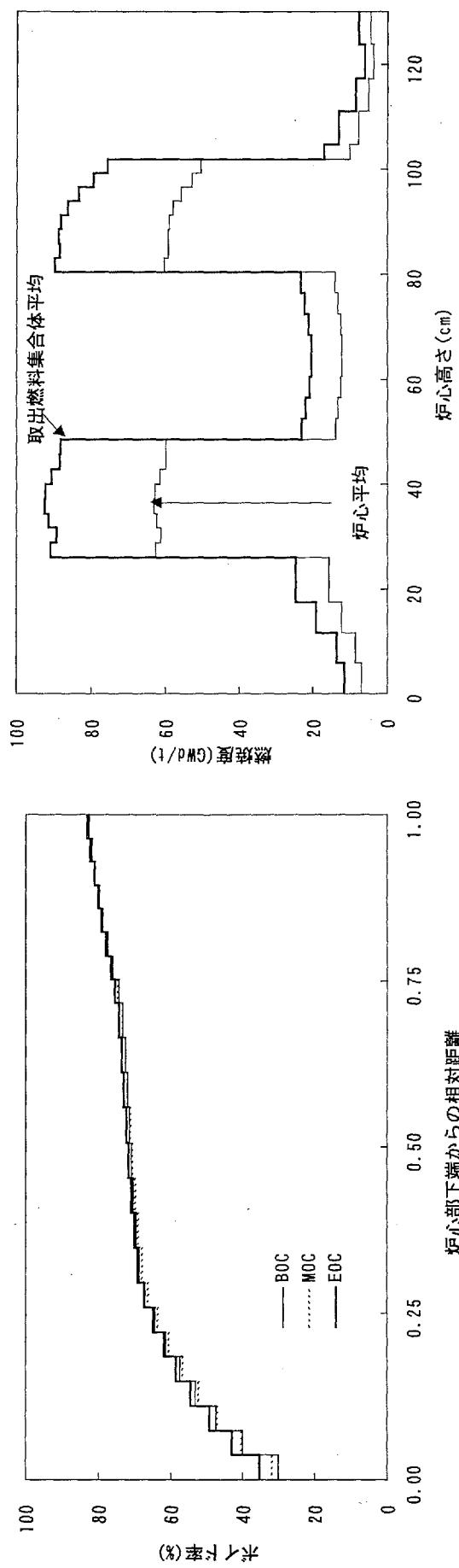


図 3.1.3-21 燃焼に伴う炉心部ボイド率の変化
図 3.1.3-22 取出燃料集合体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布

3. 1. 4 プルトニウム多重リサイクル炉心の設計

(1) 設計目標と前提条件の設定

本節では、経済的な低減速軽水炉燃料再処理技術として後述の3. 6節で検討する単サイクル PUREX 法を前提に、以下に示す設計目標、前提条件を満足するプルトニウム多重リサイクル炉心概念を構築し、炉心特性の詳細評価を実施した。

- a. プラント：下記性能を目指した電気出力 330MWe の BWR 型炉
 - ・核分裂性 Pu(Pu)_f 残存比 1 以上
 - ・ボイド係数 負
 - ・運転サイクル長 2 年以上
 - ・自然循環冷却方式
- b. 炉心部取出平均燃焼度：60GWd/t 以上
- c. Pu_f 富化度：20wt% 以下
- d. MOX 燃料の母材：劣化ウラン(0.2wt%)
- e. プルトニウム組成：単サイクル PUREX 法の除染係数(DF)を用いて計算により評価した多重リサイクル組成
- f. 燃料棒被覆材：ジルカロイ
- g. 燃料棒間隙：1.3mm
- h. 燃料及びプランケットペレット：酸化物燃料

(2) 解析手法と評価項目

解析手法と評価項目は、前節と同様である。

(3) 燃料組成の設定

前節では表 3.1.4-1 に示した基準 Pu 組成（軽水炉使用済燃料を高除染再処理した燃料組成）を前提に炉心設計を実施した。本節では小型低減速軽水炉心のプルトニウム多重リサイクル性を評価するため、単サイクル PUREX 法を前提に多重リサイクル組成を計算により評価し炉心設計を実施した。

多重リサイクル組成は、基準 Pu 組成燃料を前節で設計した小型低減速軽水炉心で 1 回燃焼させたものに上記の単サイクル PUREX 法を適用し、その DF による FP 及び MA 混入を考慮した燃料組成についてさらにリサイクルを繰り返してほぼ平衡状態となったプルトニウム組成である。プルトニウム多重リサイクル時の TRU 組成を表 3.1.4-1 に、再処理時に Pu、MA に同伴する FP を表 3.1.4-2 に示す。

(4) 炉心特性の詳細検討

a. 燃料集合体及び炉心構成

表 3.1.4-3 に基本炉心仕様を示す。電気出力は 330MWe で 炉心圧力は 7.2MPa、炉心の外接半径は 2.07m である。

炉心の断面を図 3.1.4-1 に示す。燃料集合体数は ABWR の約 1/3 である 282 体である。燃料集

合体 3 体に 1 本の割合で燃料集合体の間隙に 85 本の Y 字型の制御棒が配置されている。制御棒の先端部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようフォロアを設けている。フォロアは、破損時の水侵入抑制と中性子吸収減少のため黒鉛を SUS で被覆した構成とした。

図 3.1.4-2 に制御棒と燃料集合体の軸方向の位置関係を示す。燃料集合体の炉心高さ方向の構成は、劣化ウランの内部ブランケット 400mm の上下に Puf 富化度 18wt% 厚さがそれぞれ 235mm、245mm の MOX 燃料部を設けた炉心部にその上下にそれぞれ 200mm、240mm の劣化ウランのブランケットが付設されており、炉心の高さは 1320mm である。

燃料集合体断面を図 3.1.4-3 に示す。燃料集合体の格子間隔は制御棒がある方向が 226.4mm、制御棒がない側が 218.0mm である。チャンネルボックスの辺間距離は 217.2mm、肉厚は 2mm である。制御棒翼の厚さは 14.4mm、制御棒翼とチャンネルボックスの間隙は 1.6mm、制御棒のないところのチャンネルボックス間隙は 0.8mm である。

Puf 残存比 1 以上を達成するためには水対燃料実効体積比を大幅に低減する必要があり、約 0.18 になるよう設計した。燃料棒間隙は実炉運転時の影響（初期曲がり 及び クリープ、流動振動、PCMI 等による照射期間中の曲がり）を考慮して燃料棒熱除去能力を保つために必要な 1.3mm とし、燃料棒外径を BWR の 7×7 燃料と 8×8 燃料の間の 13.0mm とした。燃料集合体は 217 本の燃料棒が正三角格子に配列されている。スペーサは、かん合型の円筒型で、燃料体あたり 5 個設けられている。外周部のチャンネルボックスと燃料棒の間隙は 1.05mm を保っている。

b. 基本核熱水力特性の評価

表 3.1.4-3 に三次元炉心解析による主要炉心特性を示す。

図 3.1.4-4 に燃料集合体内のプルトニウム富化度分布を示す。フォロアにより局所的に減速材が集中しないようにしておらず、図 3.1.4-5 に示すように、5 種類のプルトニウム富化度で燃焼を通じて局所出力ピーキングを 1.05 以下にできた。

図 3.1.4-6 に炉内燃料装荷パターン、図 3.1.4-7 に挿入制御棒位置を示す。また図 3.1.4-8 から図 3.1.4-12 に各燃焼での制御棒パターンを示す。全 85 本の制御棒のうち 19 本をサイクル初期(BOC) の全ストロークの 2/3 前後の挿入状態からサイクル末期 (EOC) の全引抜きまで連続的に引き抜くことでサイクルを通じて燃焼反応度並びに出力分布を制御している。図 3.1.4-13 に燃焼に伴う最大線出力密度と MCPR の変化を示す。定格出力運転時の MCPR は 1.3、最大線出力密度は 39kW/m で ABWR と同程度の値となった。図 3.1.4-14 と図 3.1.4-15 に平衡炉心の BOC から EOC 間での炉心径方向の燃料集合体出力分布の変化を示す。炉心径方向の出力ピーキングは最大 1.27 でサイクルを通じて平坦化されている。平衡炉心 EOC での燃料集合体燃焼度分布、燃料集合体流量分布を図 3.1.4-16～図 3.1.4-19 に示す。また図 3.1.4-20 と図 3.1.4-21 に燃焼に伴う炉心部軸方向の出力及びボイド率分布の変化を示す。制御棒引き抜きに伴い、サイクル後半に上部燃料出力が減少している。ボイド率分布の変化は炉心部下端を除きサイクルを通じて小さい。

炉心冷却材流量は、ABWR の約 1/12 である $4.3 \times 10^3 \text{ t/h}$ で入口で若干サブクールの状態で炉心に入り、出口で 53% のクオリティになっている。炉心部平均ボイド率 (EOC) は 70% で Puf 残存比 1.01、ボイド係数 $-0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$ が実現された。図 3.1.4-22 に取出燃料集合体平均並びに炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。炉心から取り出される燃料集合体の内部ブランケットを

含めた炉心部平均燃焼度は 65GWd/t、上下ブランケットを含めた炉心取出平均燃焼度は 50GWd/t である。

表 3.1.4-4 に冷温時の制御棒価値 ($(k_{\infty} \text{ [制御棒無]} - k_{\infty} \text{ [制御棒有]}) / k_{\infty} \text{ [制御棒無]}$) を示す。余剰反応度が最も大きい BOCにおいても炉停止余裕は 1.0% Δk 以上で設計目標を満足している。

自然循環炉心冷却方式で、電気出力 330MWe のプルトニウム多重リサイクル炉心は、内部ブランケットを含めた炉心部取出平均燃焼度は 65GWd/t (上下ブランケットを含めた炉心取出平均燃焼度は 50GWd/t) 、負のボイド係数を有し、連続運転期間 25 カ月で Puf 残存比 1.01 が実現できる見通しを得た。

表 3.1.4-1 プルトニウム多重リサイクル時の TRU 組成

項 目		多重リサイクル組成	基準Pu組成**
前提条件	発生炉心	小型低減速スペクトル炉心	BWR炉心(ウラン燃料)
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	65(炉心部)	45
	取出→再処理までの冷却期間(年)	2(炉外期間)	5(炉外期間)
	再処理→装荷までの炉外期間(年)	1	2
* TRU組成比 (wt%)	^{237}Np	2.4×10^{-3}	0.0
	^{238}Pu	0.9 [0.9]	2.7 [2.7]
	^{239}Pu	50.4 [50.5]	47.9 [48.4]
	^{240}Pu	39.1 [39.3]	30.3 [30.6]
	^{241}Pu	5.2 [5.2]	9.6 [9.7]
	^{242}Pu	4.1 [4.1]	8.5 [8.6]
	^{241}Am	0.3	1.0
	^{242m}Am	3.7×10^{-9}	0.0
	^{243}Am	5.7×10^{-8}	0.0
	^{244}Cm	1.5×10^{-8}	0.0
	^{245}Cm	1.7×10^{-9}	0.0
	合計	100.0	100.0

* []内の値はプルトニウムのみの重量割合を示す

** 3.8wt%のウラン燃料を取出平均燃焼度45GWd/t燃焼させた後取出したもので、

再処理までの冷却期間は5年、再処理後2年時点での組成

表 3.1.4-2 小型低減速軽水炉心の多重リサイクル時に MA に同伴する FP

核種	使用済燃料組成 (炉停止2年後)	DF
	(g/初期tHM)	
CS	5.14E+03	100000
RB	4.64E+02	100000
BE	1.55E-04	100000
SR	1.14E+03	100000
BA	1.95E+03	100000
Y	6.15E+02	100000
LA	1.70E+03	100000
CE	3.52E+03	100000
PR	1.56E+03	100000
ND	5.71E+03	100000
PM	1.45E+02	100000
SM	1.42E+03	100000
EU	2.10E+02	100000
GD	1.62E+02	100000
TB	3.13E+00	100000
DY	1.65E+00	100000
HO	1.60E-01	100000
ER	6.70E-02	100000
TM	0.00E+00	100000
YB	0.00E+00	100000
SE	7.34E+01	100000
TE	1.49E+02	100000
I	4.20E+02	∞
BR	2.80E+01	∞
ZR	4.97E+03	100000
CD	1.48E+02	100000
LI	1.55E-04	100000
ZN	0.00E+00	100000
GA	0.00E+00	100000
GE	8.04E-01	100000
AS	2.37E-01	100000
NB	1.99E-02	100000
MO	4.79E+03	100000
TC	1.18E+03	1000
RU	3.38E+03	10000
RH	1.26E+03	10000
PD	2.93E+03	100000
AG	2.97E+02	100000
IN	2.70E+00	100000
SN	9.76E+01	100000
SB	2.69E+01	100000
KR	4.85E+02	∞
XE	7.41E+03	∞
FP合計	5.14E+04	-
MA	3.59E+03	*

* Npは100、それ以外のMAは10⁷

表 3.1.4-3 主要諸元と炉心特性

項目		小型多重 リサイクル炉心	ABWR
電気出力	MWe	~330	1356
熱出力	MWt	955	3926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	2.07	2.68
燃料集合体数		282	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	65	45
炉心取出燃焼度 ¹	GWd/t	50	45
炉心部高さ	m	0.88 ²	3.71
炉心流量	10 ³ t/h	4.3	52
炉心出口クオリティ	%	53	14.5
炉心部平均ボイド率	%	70	43
炉心圧損	MPa	0.04	0.18
Puf富化度	%	9.8	3.8 ⁺
Puf装荷量	t	4.8	...
増殖比(Puf残存比)		1.01	...
最大線出力密度	kW/m	39	44
MCPR		1.3	1.3
ボイド係数	$10^{-4} \Delta k/k$ %void	-0.5	-8
100%ボイド反応度		負	...
連続運転期間	月	25	13
炉心部	wt%	mm	235
軸方向Puf		mm	400
富化度分布	wt%	mm	245

Puf:核分裂性Pu量 +:ウラン濃縮度

1:上下ブランケットを含めた取出燃焼度

2:上下ブランケット200, 240mm付設

表 3.1.4-4 制御棒価値

	平均燃焼度 (GWd/t)	制御棒価値* (% $\Delta k/k$)			
		冷温時			
	BOC	EOC	BOC	EOC	
燃料 (Puf: 18wt%)	46	66	8	8	
DP(劣化ウラン)	8	12	16	16	

*履歴ボイド率: 55%

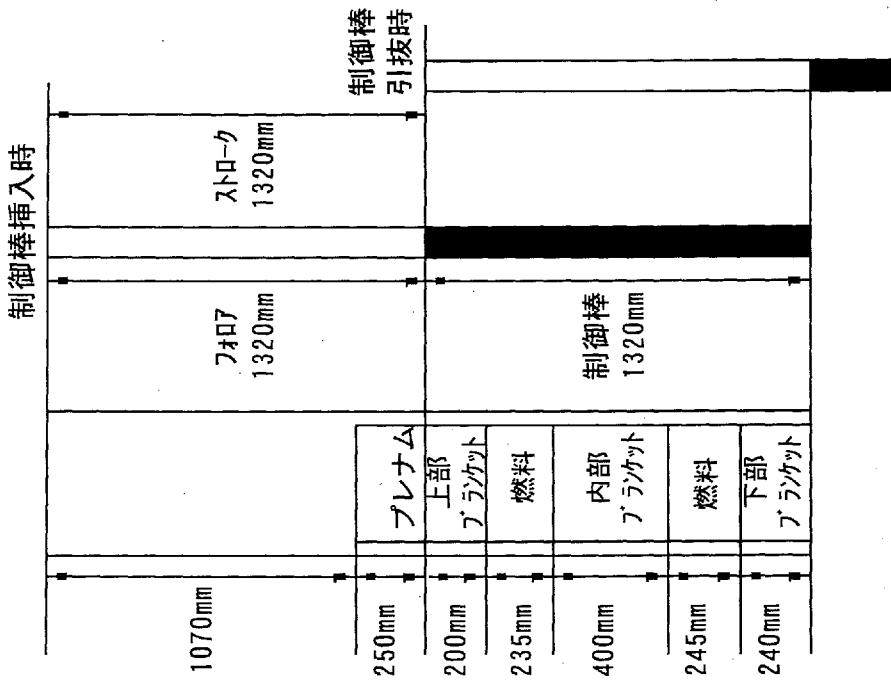
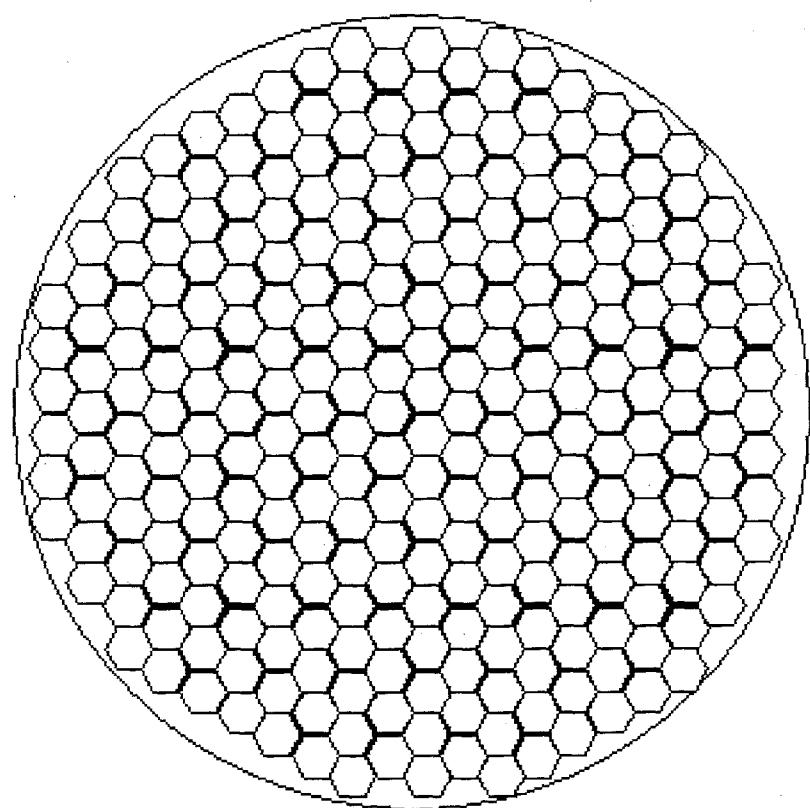


図 3.1.4-2 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係



燃料集合体 282 体
制御棒本数 85 本

図 3.1.4-1 炉心構成

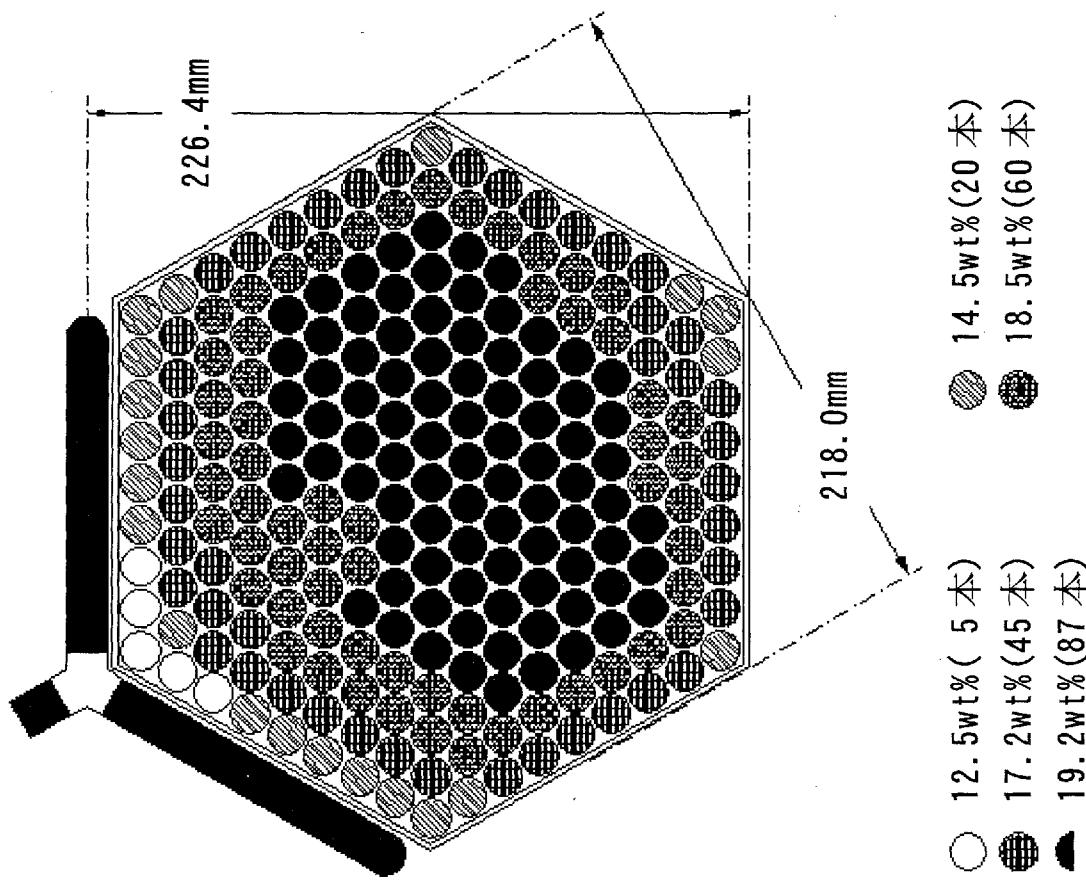


図 3.1.4-4 燃料集合体燃料部のプルトニウム富化度分布

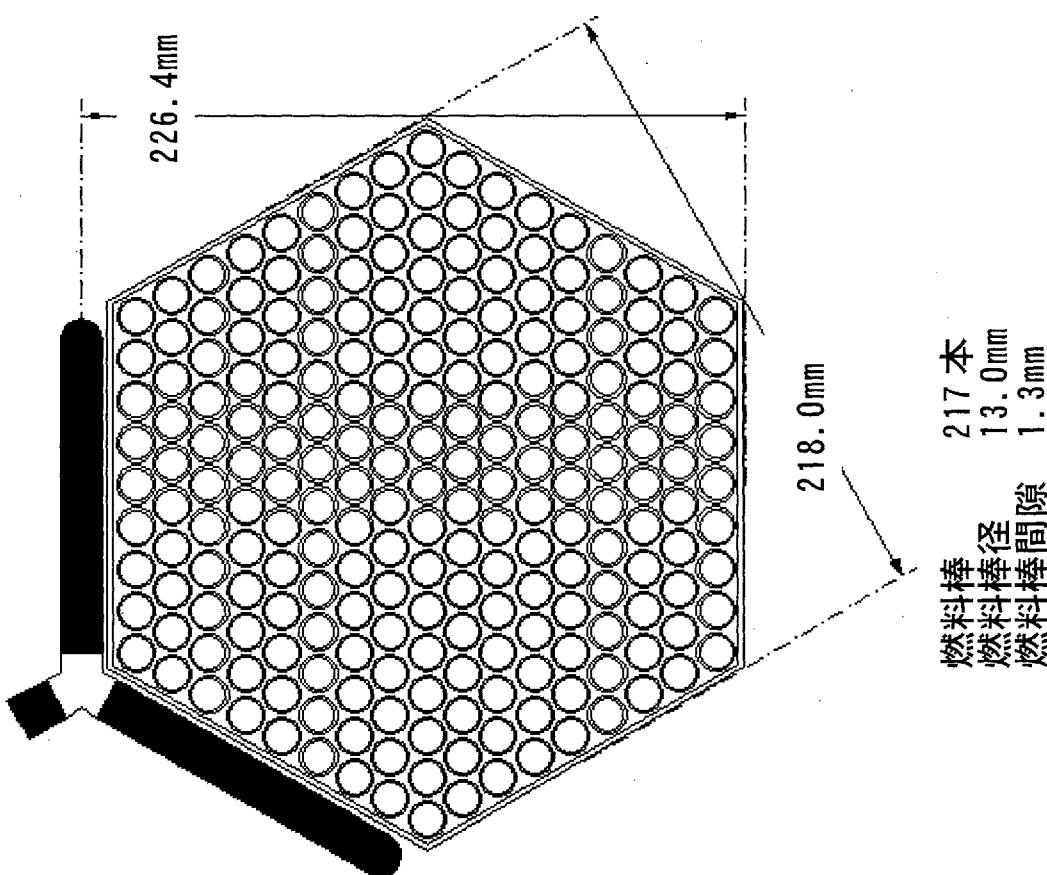


図 3.1.4-3 燃料集合体構成

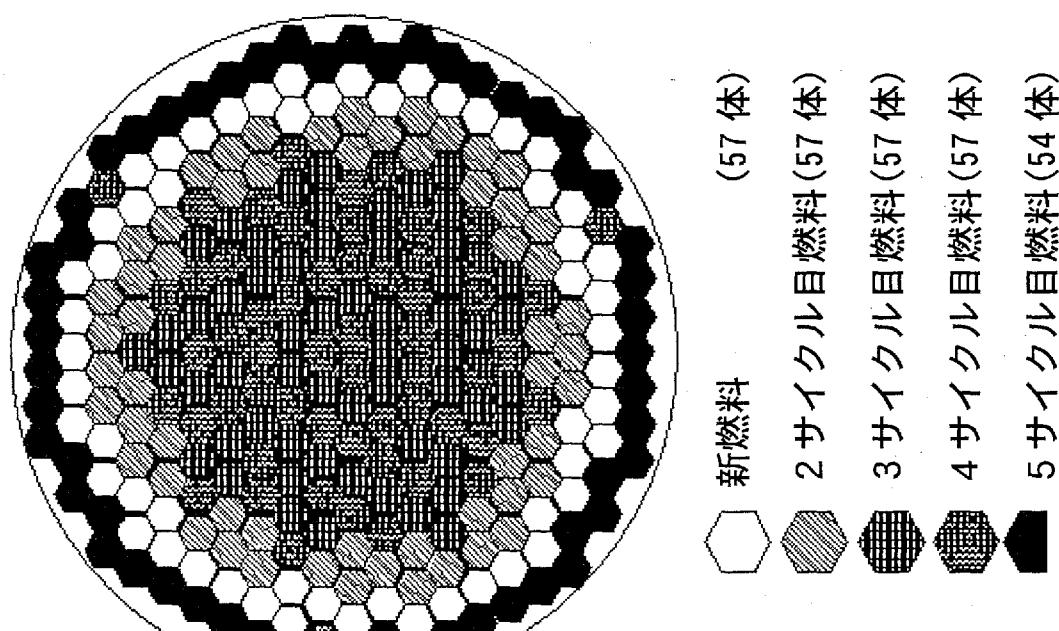


図 3.1.4-6 燃料装荷パターン

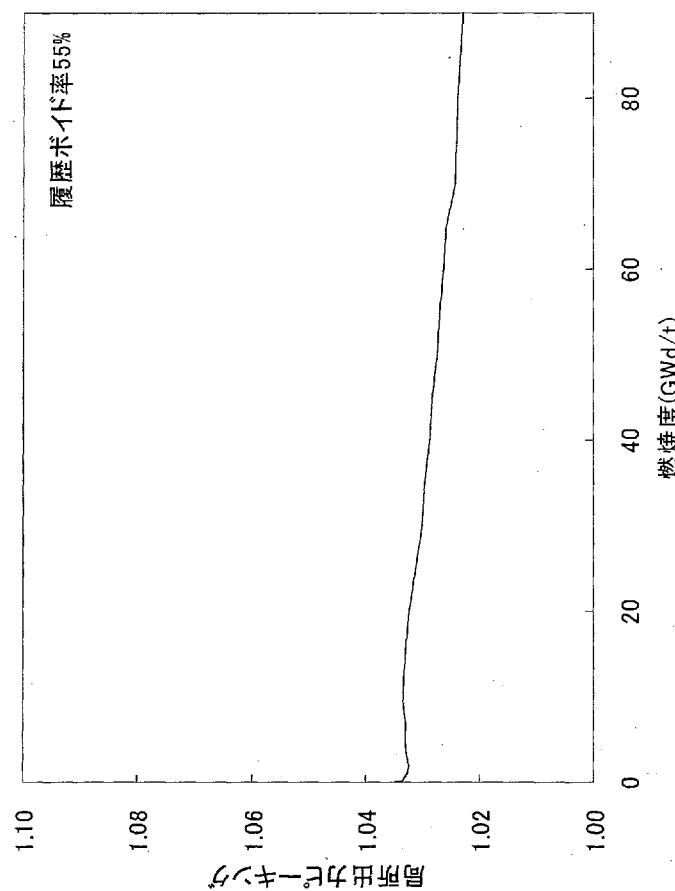


図 3.1.4-5 局所出力ピーキングの燃焼変化（燃料部）

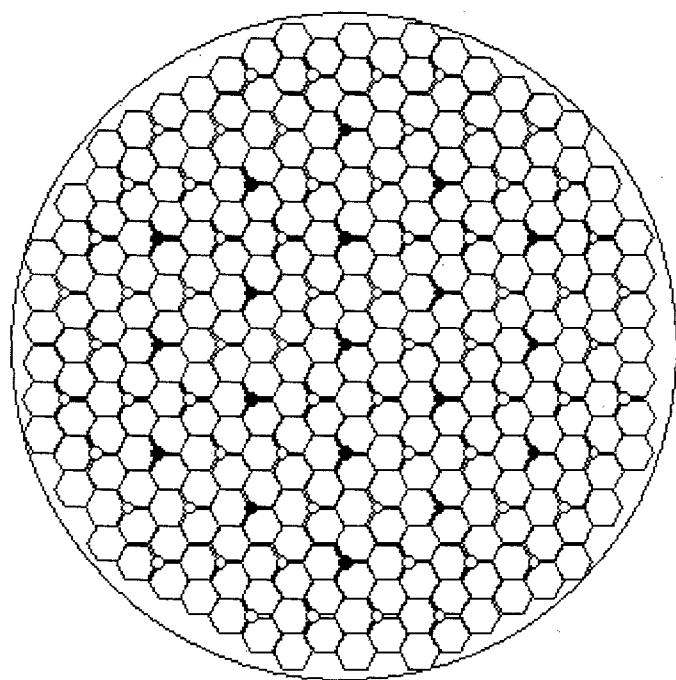


図 3.1.4-7 挿入制御棒位置

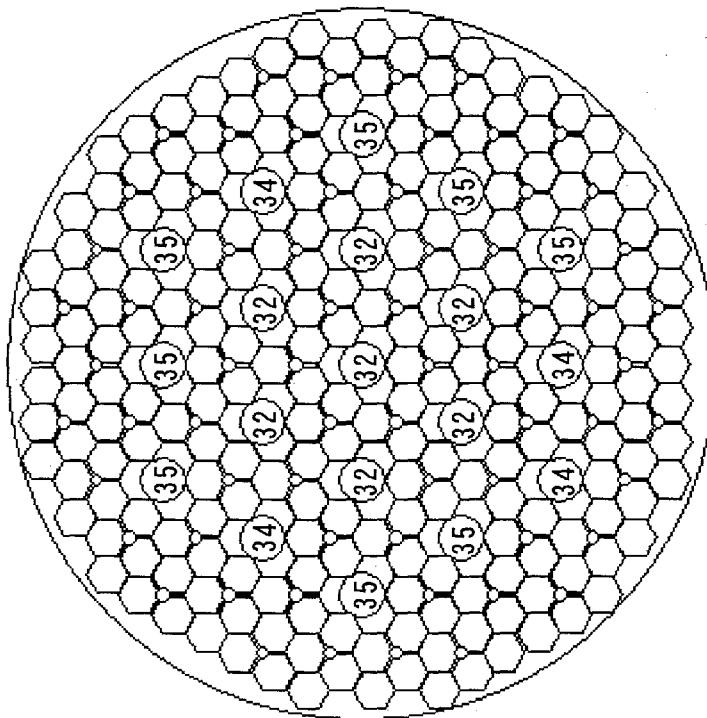
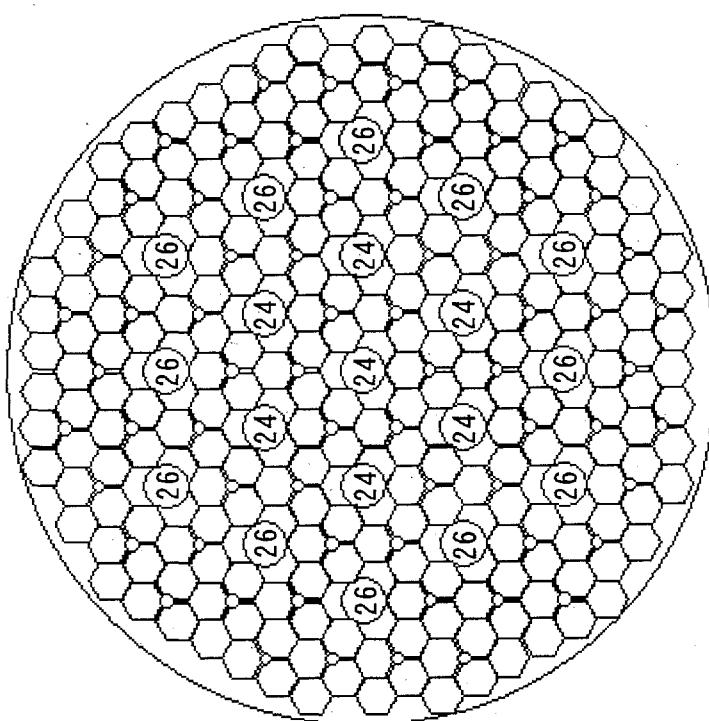


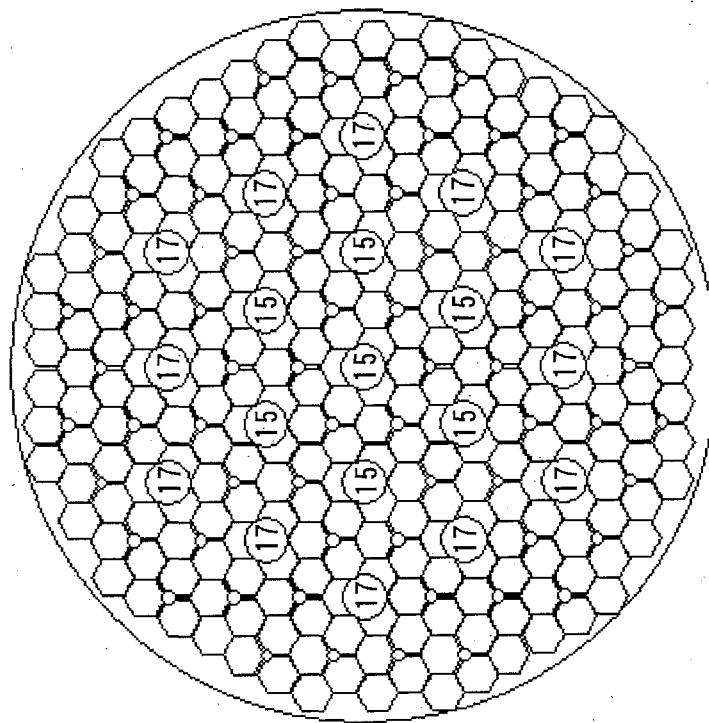
図 3.1.4-8 制御棒插入パターン
(サイクル燃焼度 0Gwd/t [BOC])

燃料集合体 282 体
 制御棒本数 85 本
 全引抜制御棒本数 66 本
 插入制御棒本数 19 本

⑥ : 全挿入 48 に対する挿入量



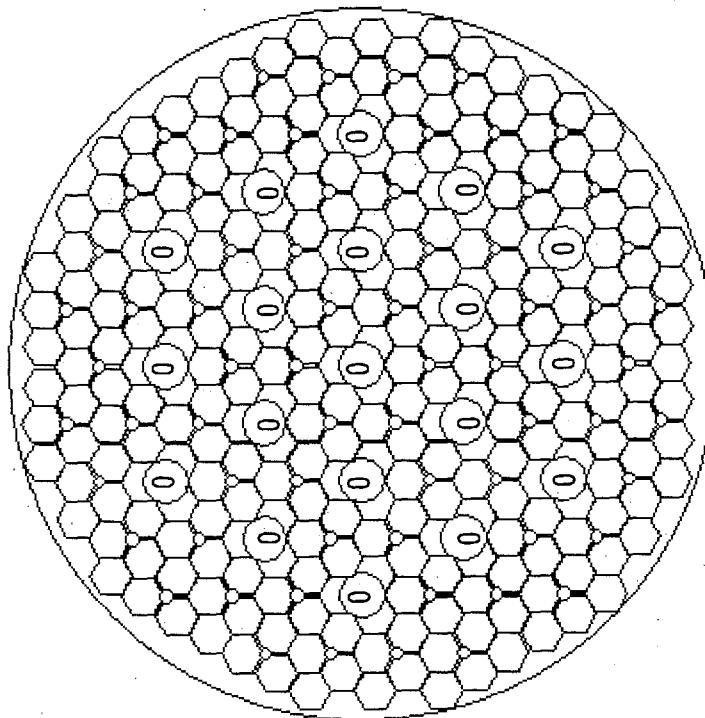
⑨ : 全挿入 48 に対する挿入量



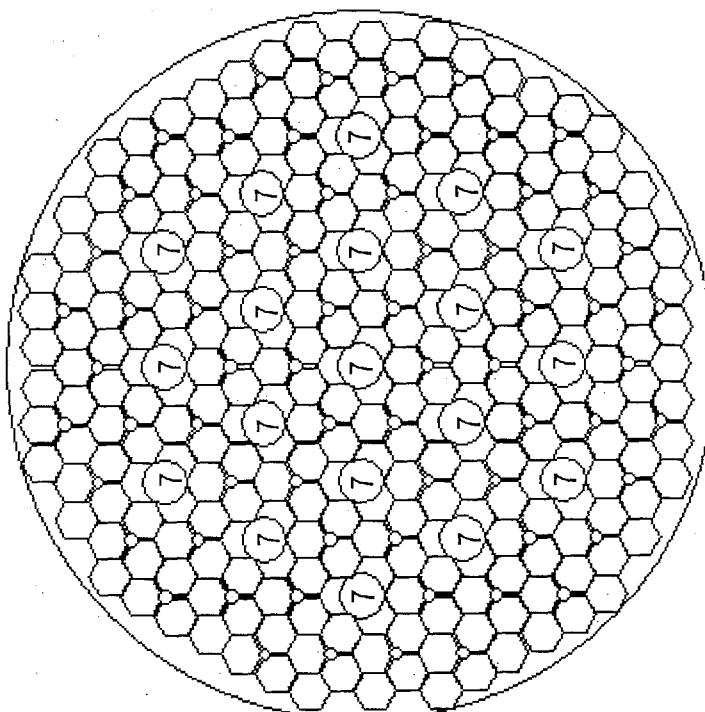
⑩ : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.4-9 制御棒挿入パターン
(サイクル燃焼度 3.5GWd/t)

図 3.1.4-10 制御棒挿入パターン
(サイクル燃焼度 7GWd/t [MOC])



(n) : 全挿入 48 に対する挿入量



(n) : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.4-11 制御棒挿入パターン
(サイクル燃耗度 10.5GWd/t)

図 3.1.4-12 制御棒挿入パターン
(サイクル燃耗度 13.2GWd/t [EOC])

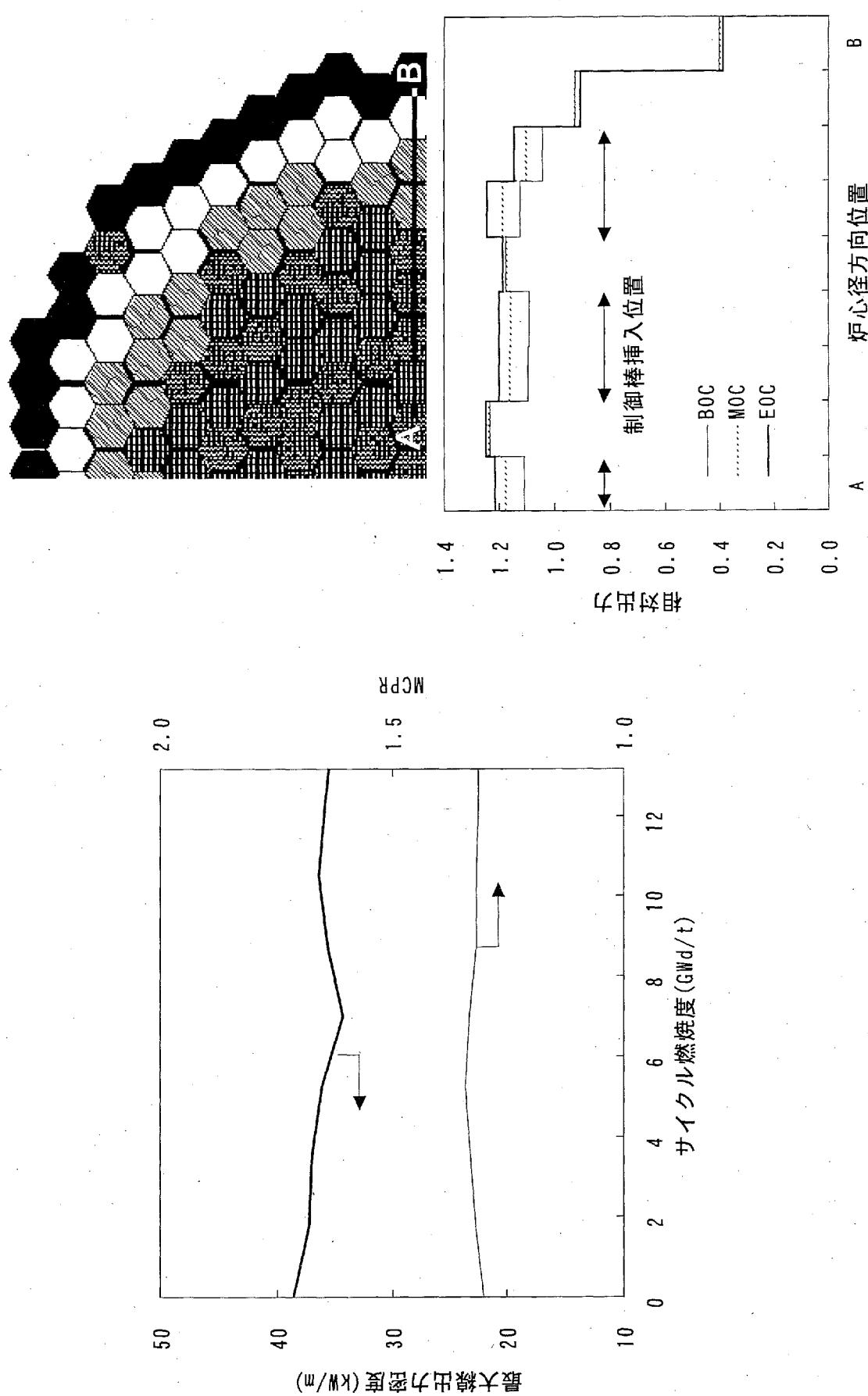


図 3.1.4-13 燃焼に伴う最大線出力密度と MCPR の変化

図 3.1.4-14 燃焼に伴う炉心径方向の
燃料集合体出力分布 (A-B 方向)

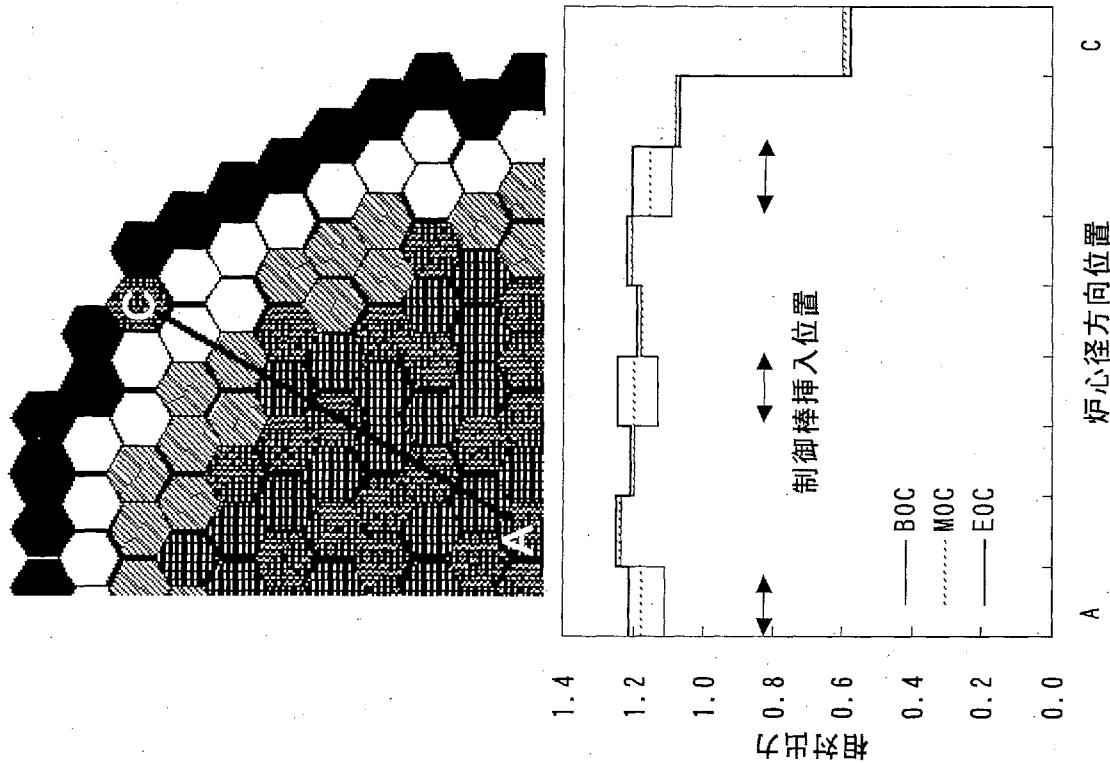


図 3.1.4-15 燃焼に伴う炉心径方向の
燃料集合体出力分布 (A-C 方向)

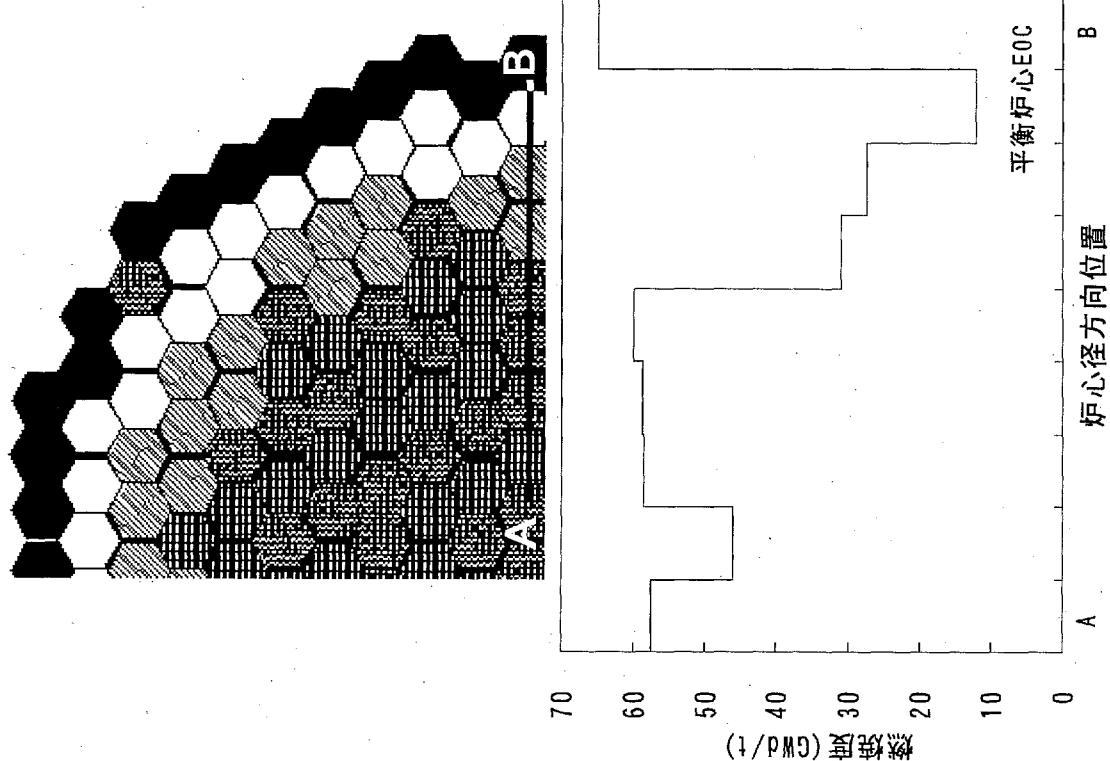


図 3.1.4-16 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布
(A-B 方向)

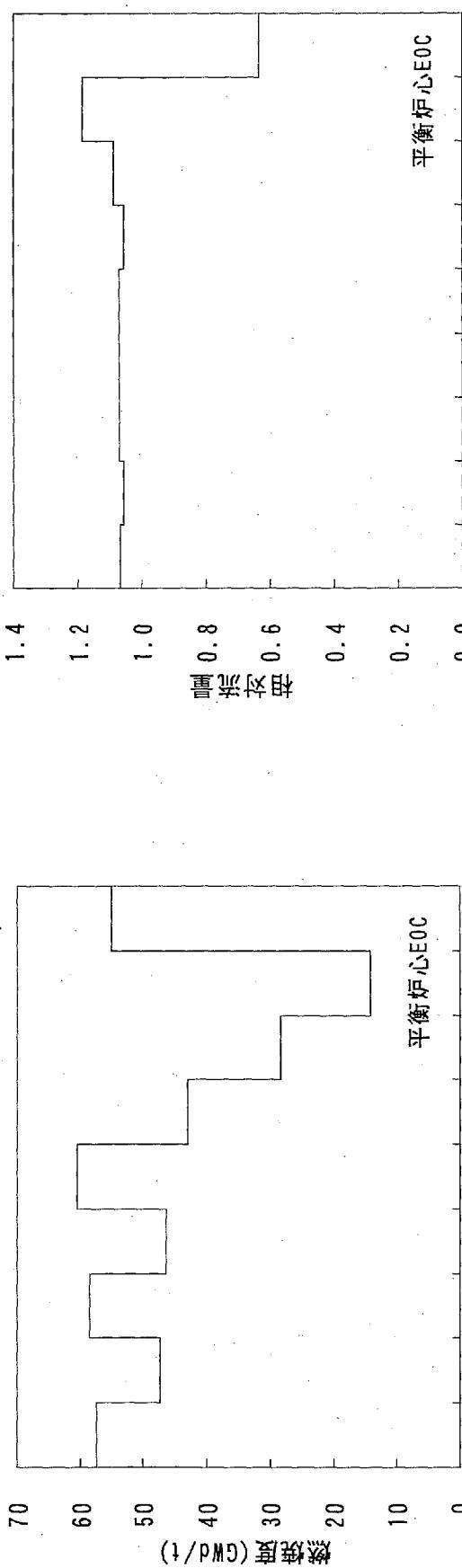
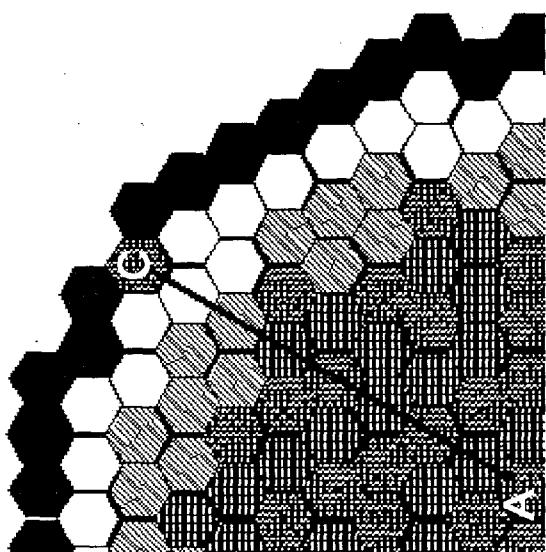
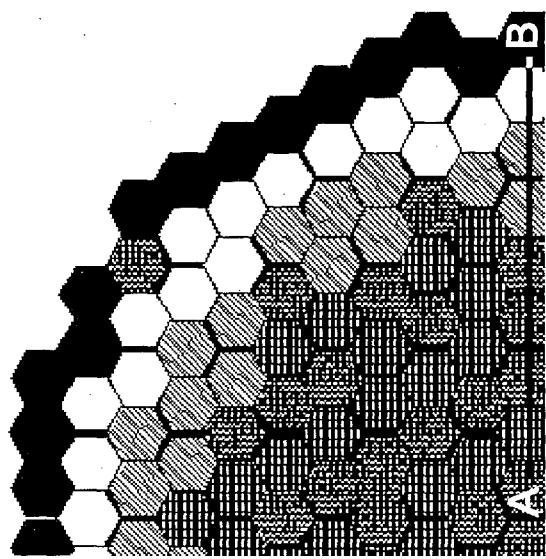


図 3.1.4-17 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布
(A-C 方向)

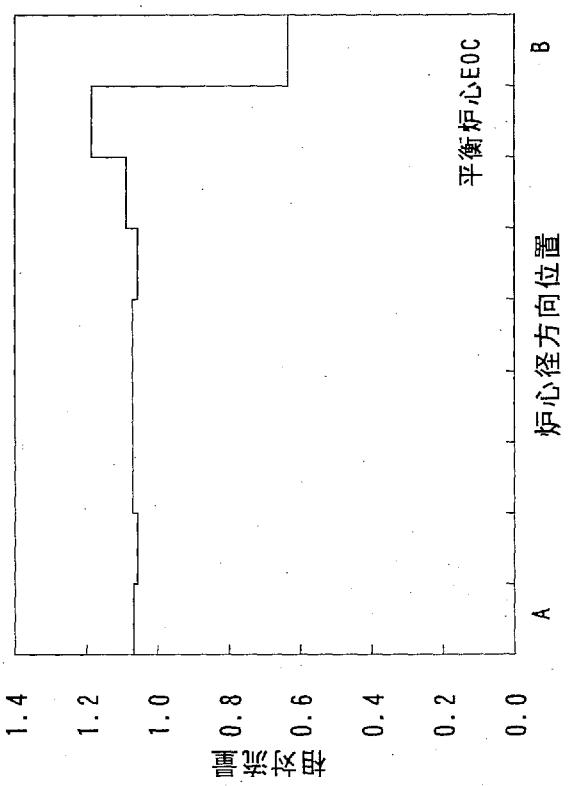


図 3.1.4-18 炉心径方向の燃料集合体流量分布
(A-B 方向)

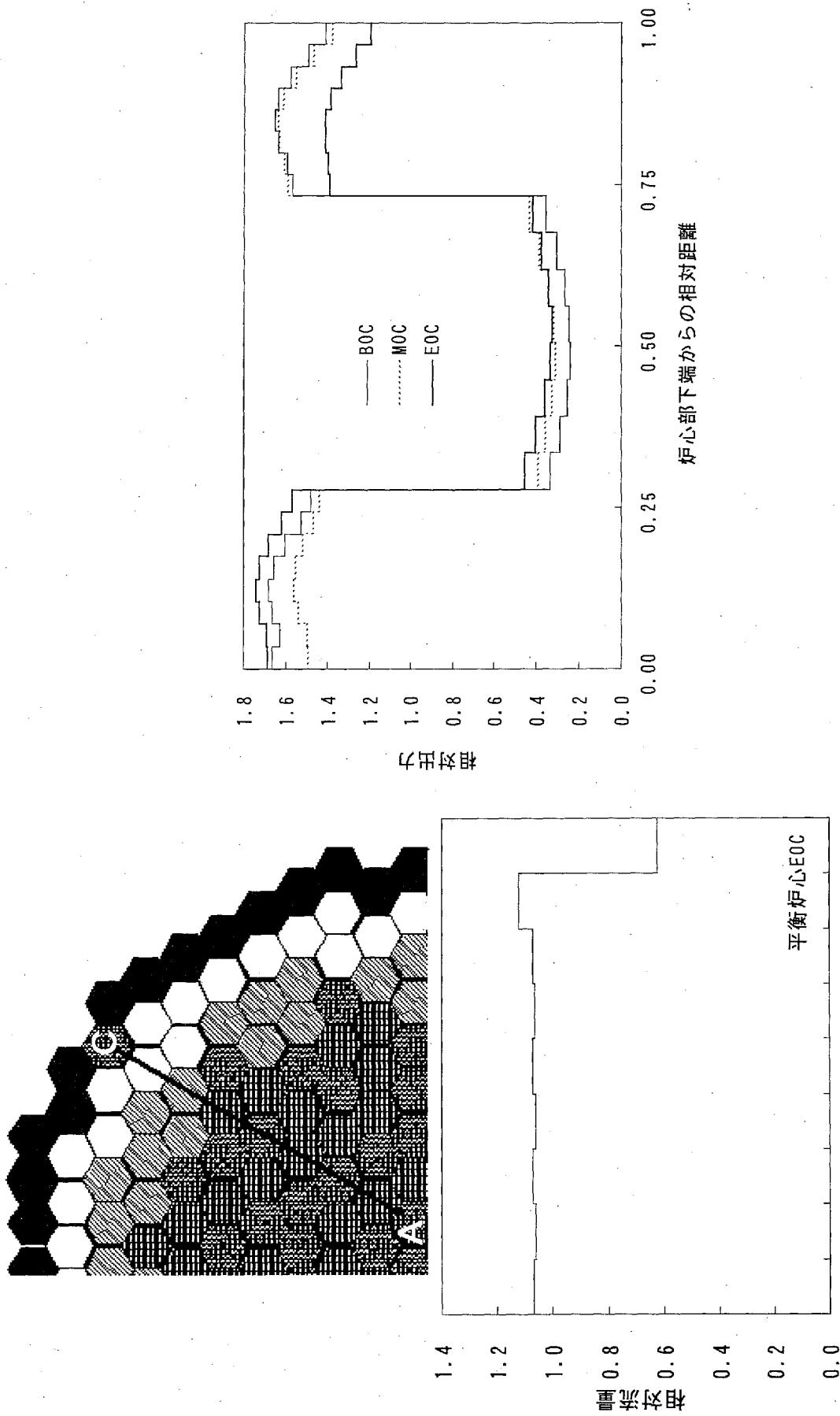


図 3.1.4-19 炉心径方向の燃料集合体流量分布(A—C 方向)

図 3.1.4-20 燃焼に伴う炉心部軸方向出力の変化

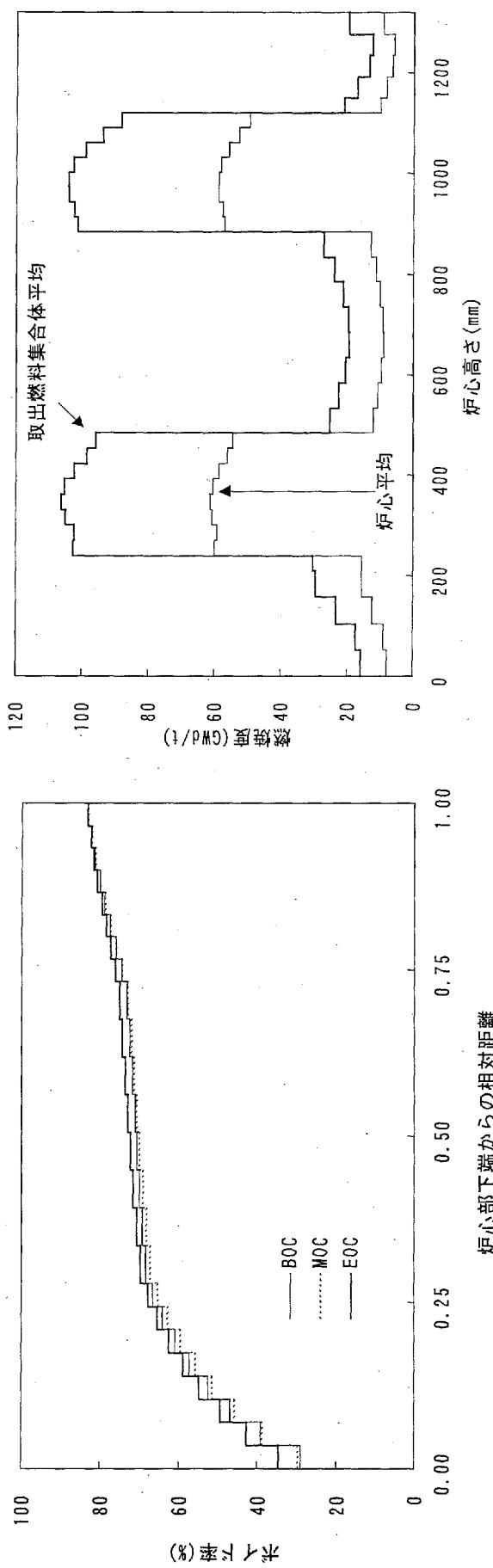


図 3.1.4-21 燃焼に伴う炉心部軸方向ドレード率の変化

図 3.1.4-22 取出燃料集合体平均及び炉心平均の
軸方向燃焼度分布

3. 1. 5 起動シーケンスの検討

3. 1. 4 節で設計した、自然循環炉心冷却方式の電気出力 330MWe、内部プランケットを含めた炉心部平均取出燃焼度 65GWd/t (上下プランケットを含めた炉心平均取出燃焼度 50GWd/t)、連続運転期間 25 ヶ月の低減速軽水炉を対象に、冷温停止状態から全出力状態に至る起動シーケンスを立案した。

(1) 解析手法と評価項目

原子炉の起動手順を検討し、目標とする原子炉出力を策定した。三次元核熱水力結合コードで原子炉出力に対する炉心流量と制御棒パターンを計算し、そのときの最大線出力密度 (MLHGR) と最小限界出力比 (MCPR) を評価した。評価手法は、3.1.4 節に記述した手法と同一である。

小型低減速軽水炉では制御棒ギヤング操作を採用し、同一ギヤンググループに属する制御棒は同一の動作をする。設定した制御棒ギヤンググループを図 3.1.5-1～図 3.1.5-3 に示す。制御棒は炉心内配置から大きく 3 グループに分割した。

制御棒の引き抜き手順は現行 BWR の手順を参考に設定した。最初に引き抜く第 1 グループはさらに 1A、1B、1C の 3 サブグループに分割し、1A、1B、1C の順に全引き抜きするシーケンスとした。次に引き抜く第 2 グループも 2A、2B、2C の 3 サブグループに分割したが、2A サブグループを途中まで引き抜いた後 2B、2C を同じ位置まで引き抜き、再び 2A サブグループを引き抜くという具合に、比較的均質に制御棒を引き抜くシーケンスとした。第 3 グループは燃焼に伴う炉心反応度の減少を補う運転制御棒を含むグループである。

(2) 起動手順

図 3.1.5-4 に自然循環冷却運転方式を採用した小型低減速軽水炉の起動線図の一例を示す。原子炉圧力、原子炉出力、炉水温度、炉心流量、発電機出力、及びタービン回転数の時間変化を模式的に示している。また、図 3.1.5-5 には起動時の炉心流量と炉心出力の関係を示した出力変化曲線を、図 3.1.5-6 には炉心流量と炉心部平均ボイド率の関係を示す。図 3.1.5-4～図 3.1.5-6 中の点 a は臨界到達点、点 b は定格圧力到達点、点 c' は運転制御棒による出力制御の開始点、点 c は定格出力到達点を表している。以下に主要な起動手順を記す。

- (i) 機械式真空ポンプを起動して脱気する。脱気は溶存酸素濃度を下げて構造材の腐食を防止するとともに、飽和温度を下げて炉心の上にあるチムニ部を沸騰させ、ガイゼリングによる起動時の不安定現象を防止する。
- (ii) 崩壊熱除去系を停止して、崩壊熱や電気ヒータまたはポンプ駆動による入熱によって炉水を 80 ℃以上に加熱する。
- (iii) 下部プレナムの温度成層化防止と水位制御のために冷却材浄化系を起動する。
- (iv) 制御棒を引き抜き、臨界にする。(点 a)

- (v) 炉水温度変化率が一定になるように制御棒を引き抜き、定格圧力にする。(点 b)
- (vi) さらに制御棒を引き抜いて出力を増加し、タービンを併入する。
- (vii) 出力変化率が一定になるように制御棒を引き抜き、定格出力にする。(点 c)

(3) 制御棒挿入パターンと炉心特性

図 3.1.5-7 に冷態起動時における臨界到達時（点 a）の制御棒挿入パターンの評価結果を示す。制御棒グループ 2A の引き抜き途中で臨界に到達した。

冷温臨界到達後は、制御棒引き抜きシーケンスに従って炉水温度変化率が一定になるようなタイミングで制御棒を引き抜き、定格圧力まで昇圧する。図 3.1.5-8 に定格圧力到達時（点 b）の制御棒挿入パターンの評価結果を示す。この時点では炉心出力は小さく、最大線出力密度や限界出力上の問題はない。

引き続き制御棒を引き抜き、原子炉出力を増加させる。図 3.1.5-9 は、運転制御棒以外の制御棒が全て引き抜かれ、運転制御棒のみが全挿入された運転制御棒全挿入時（点 c'）の制御棒挿入パターンである。さらに運転制御棒を引き抜き、定格出力まで出力を増加させる。図 3.1.5-10 は定格出力到達時（点 c）の制御棒挿入パターンである。

図 3.1.5-11 と図 3.1.5-12 は、運転制御棒全挿入時（点 c'）および定格出力到達時（点 c）における炉心径方向出力分布、図 3.1.5-13 は、同じ点における炉心部軸方向出力分布の評価結果を示す。

図 3.1.5-14 は、原子炉出力に対する炉心の最大線出力密度及び MCPR を三次元核熱水力結合コードで評価した結果である。最大線出力密度は定格出力時が最も高く、MCPR は定格出力時が最も小さかった。したがって、定格出力より出力の低い起動時は、最大線出力密度と MCPR の制約条件を常に満足している。

以上、自然循環冷却運転方式を採用した小型低減速軽水炉の冷態停止状態から全出力状態に至る起動シーケンスを立案し、三次元核熱水力結合コードで出力分布を評価して、最大線出力密度及び限界出力比の制約条件を満足した起動操作が可能であることを確認した。

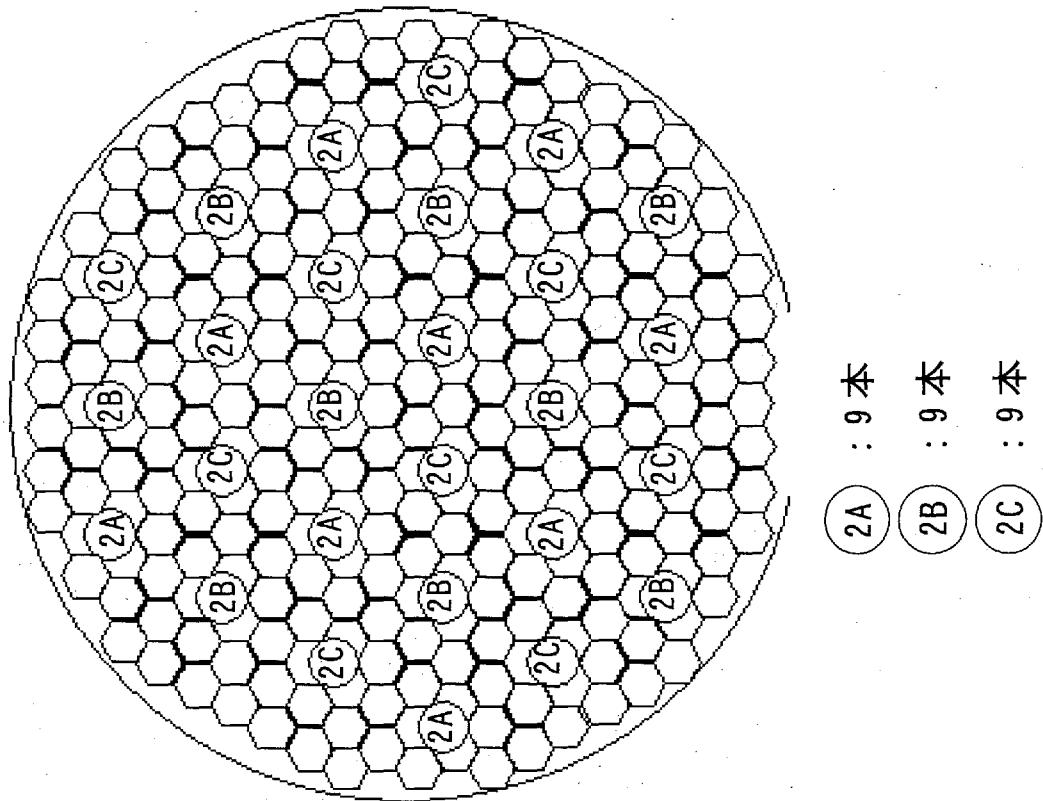


図 3.1.5-2 制御棒グリーブ (2/3)

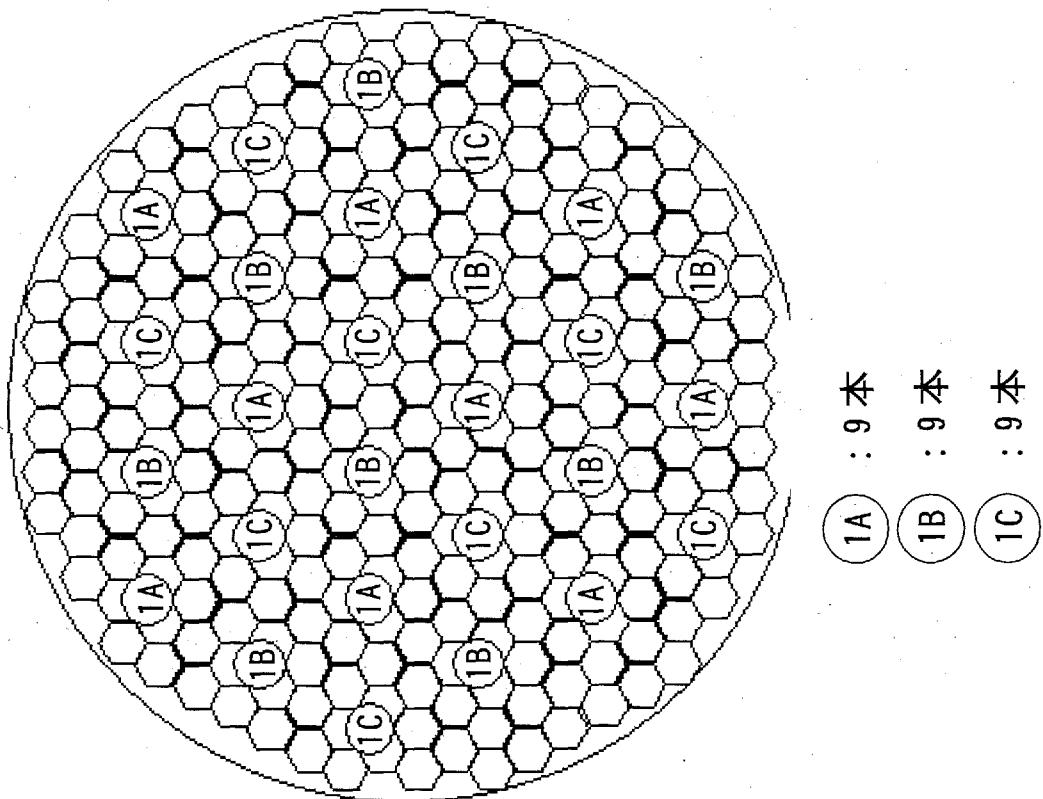


図 3.1.5-1 制御棒グリーブ (1/3)

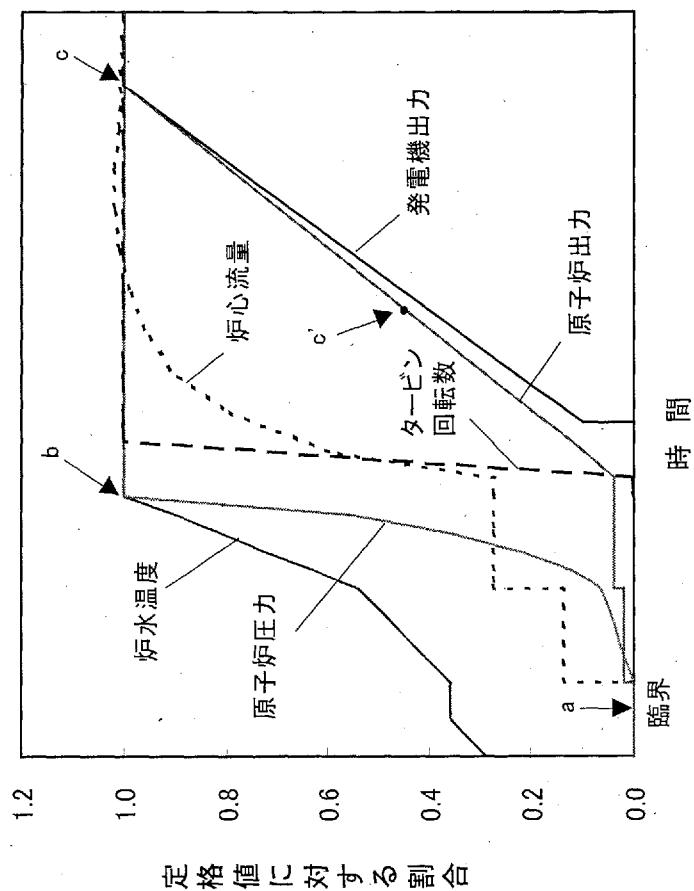


図 3.1.5-4 起動線図

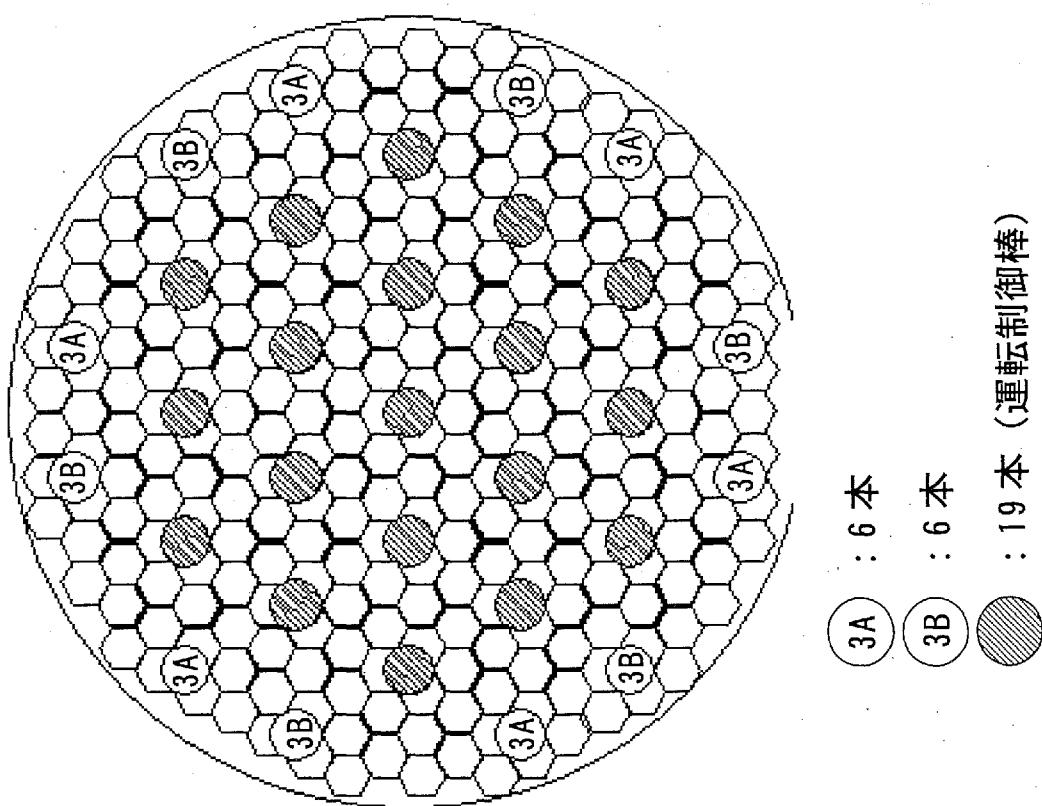


図 3.1.5-3 制御棒グループ (3/3)

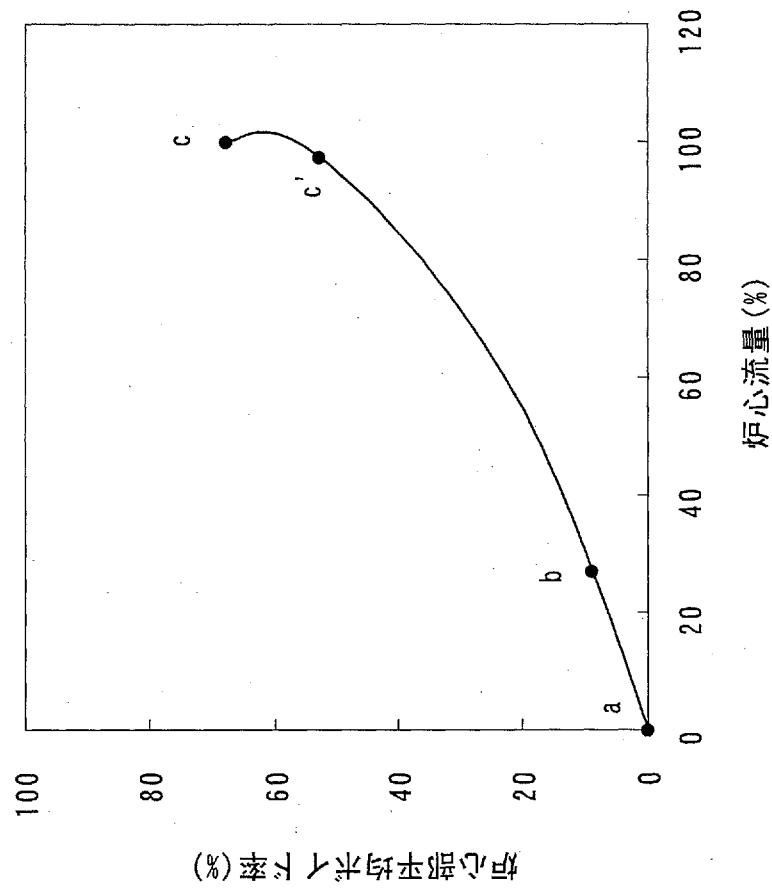


図 3.1.5-6 炉心部平均流下率

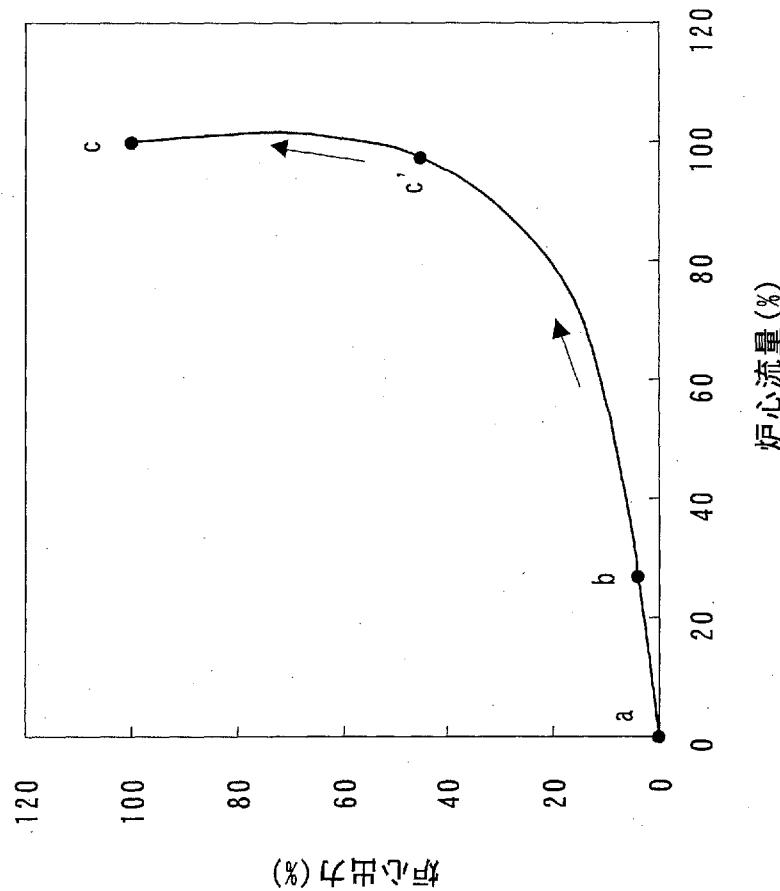
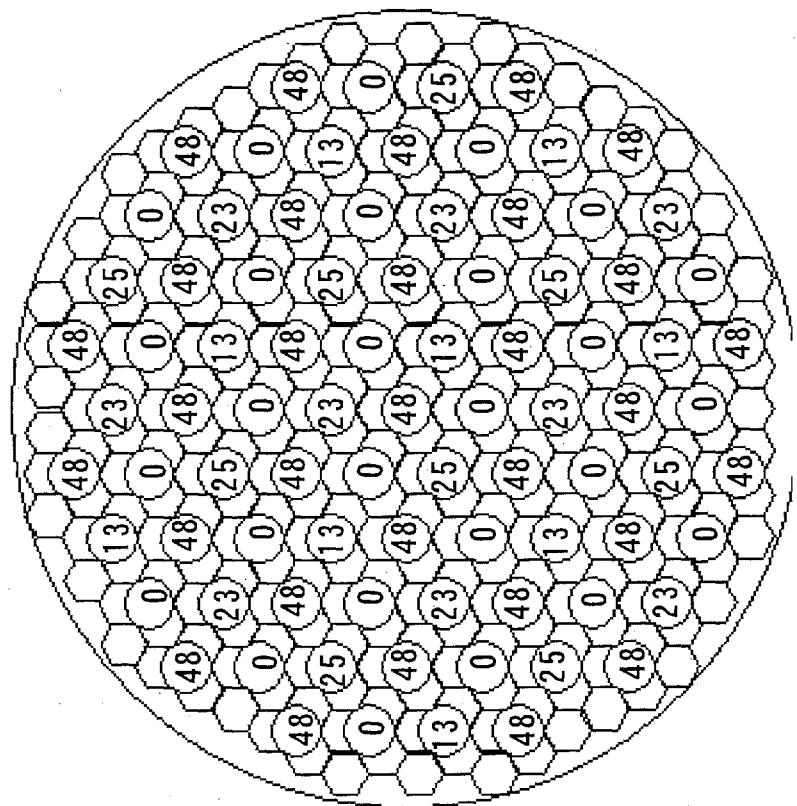
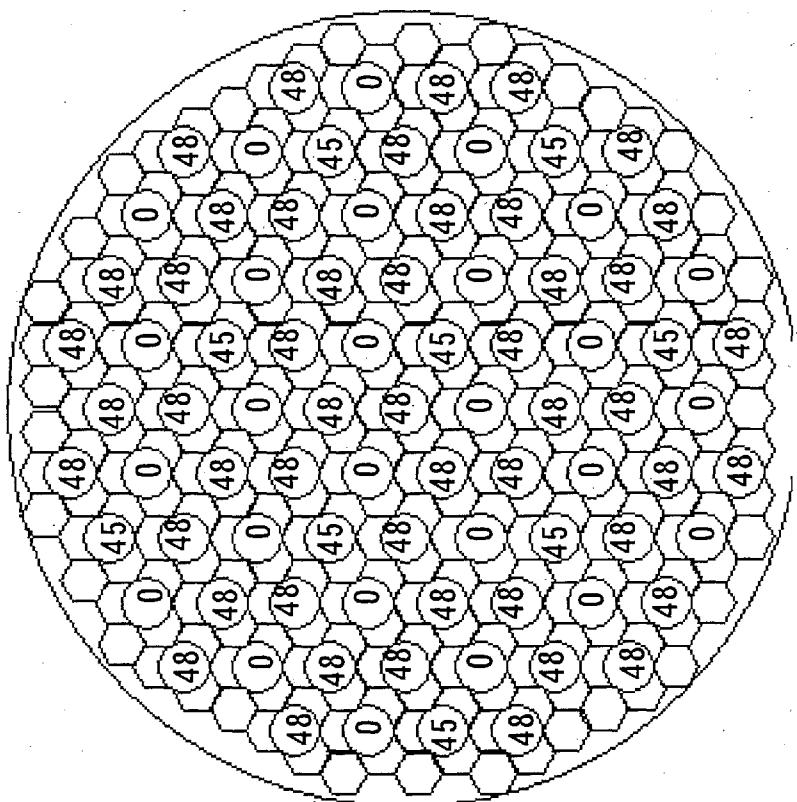


図 3.1.5-5 出力変化曲線



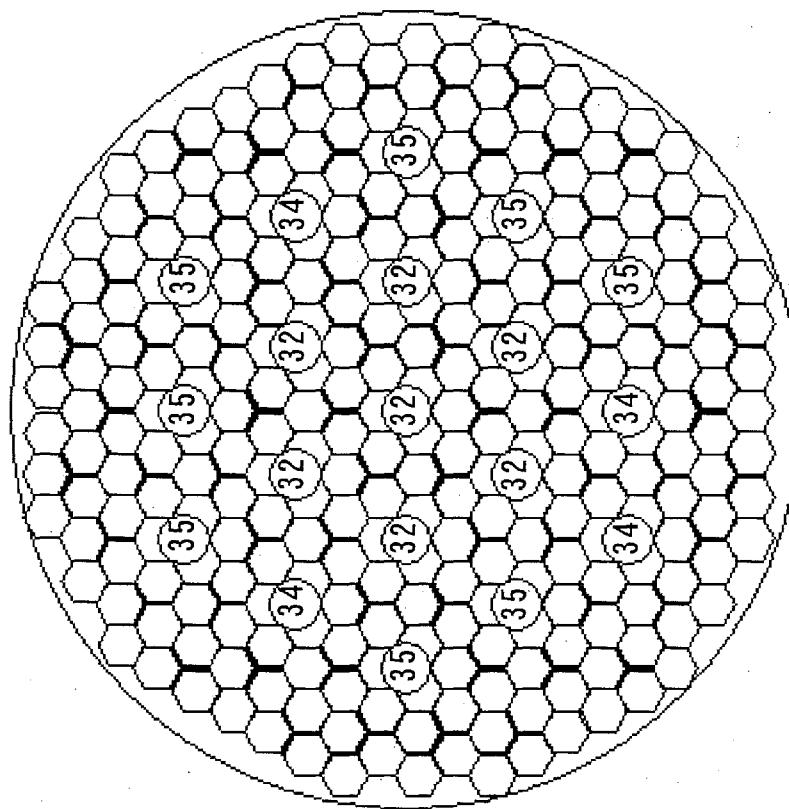
(n) : 全挿入 48 に対する挿入量



(n) : 全挿入 48 に対する挿入量

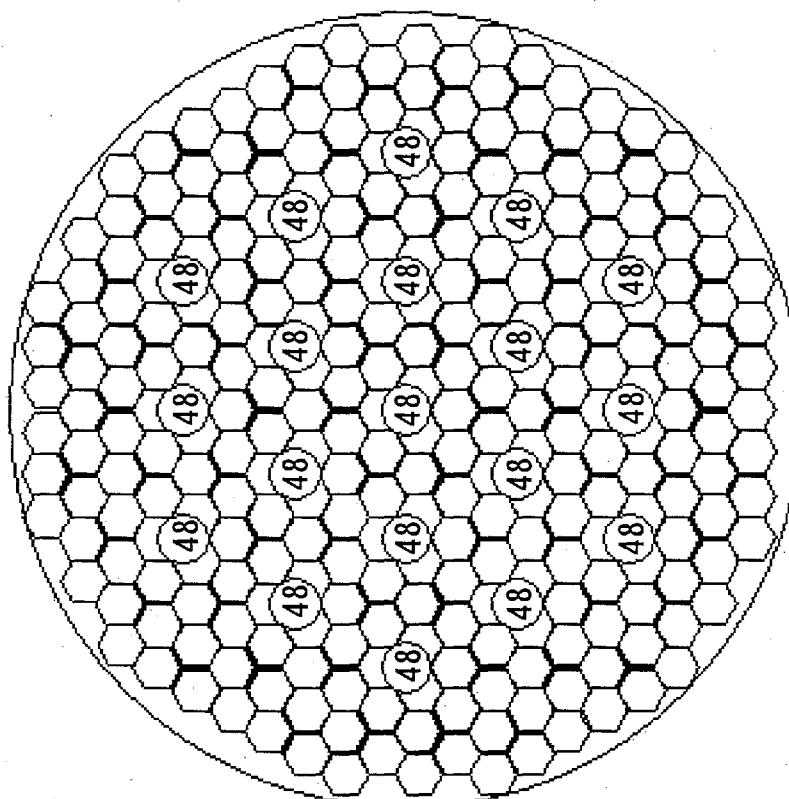
図 3.1.5-7 制御棒挿入パターン (冷温臨界 : a)

図 3.1.5-8 制御棒挿入パターン (定格圧力 : b)



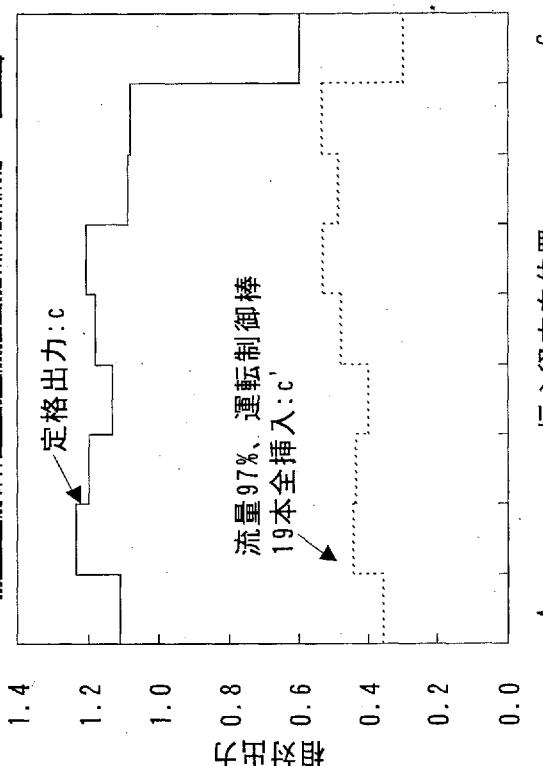
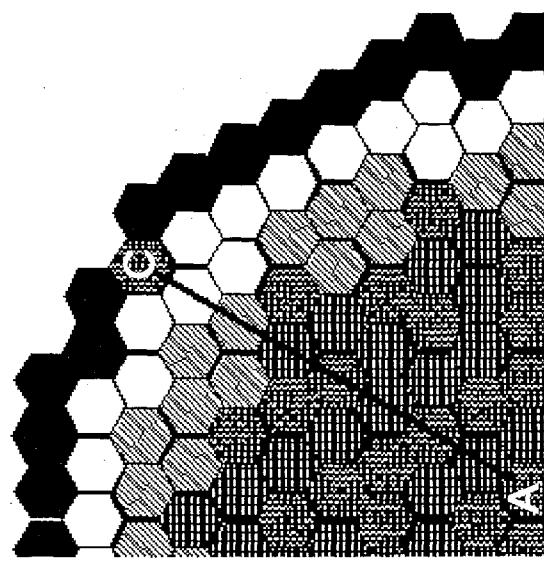
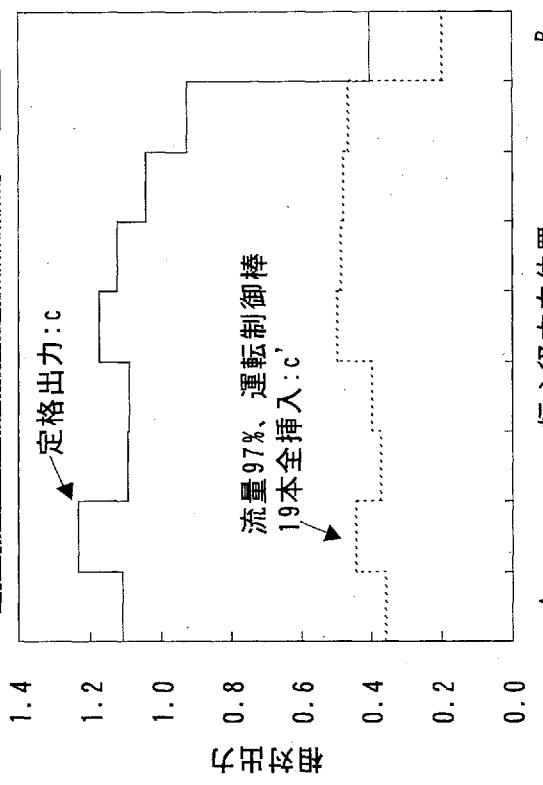
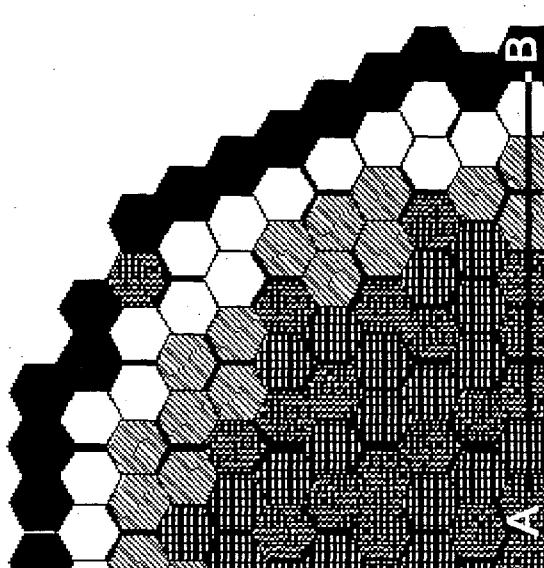
① n : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.5-9 制御棒挿入ペターン（運転制御棒全挿入：c'）



① n : 全挿入 48 に対する挿入量

図 3.1.5-10 制御棒挿入パターーン(定格出力:c)



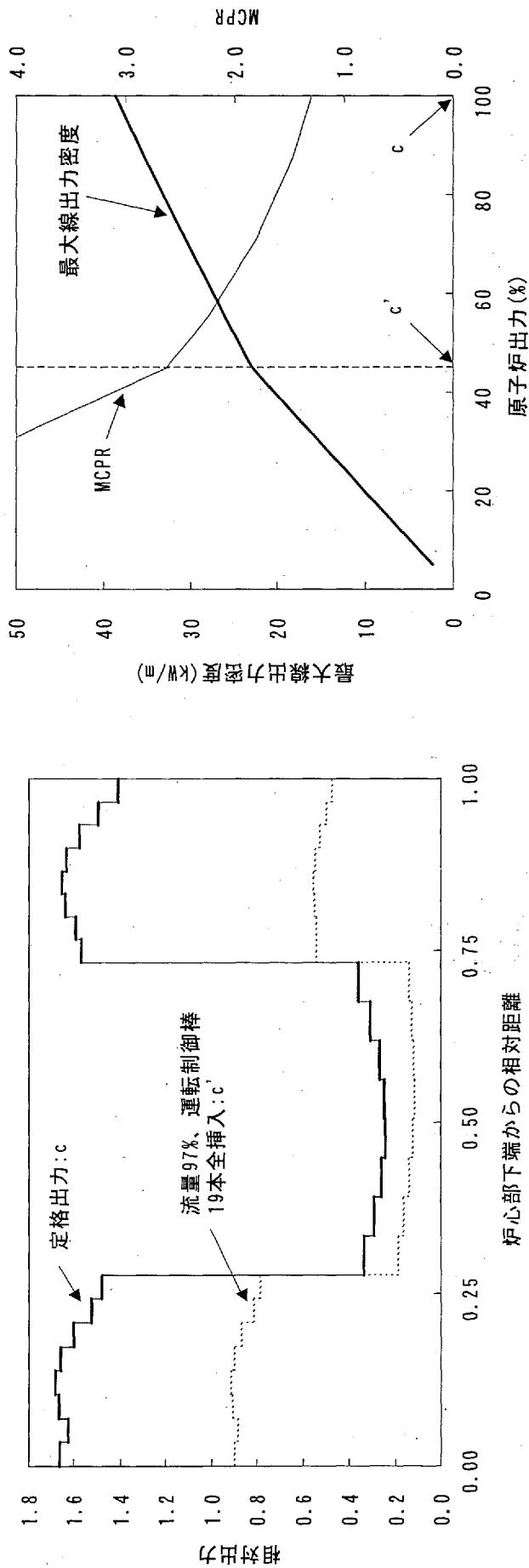


図 3.1.5-13 炉心部軸方向出力分布 (運転制御棒全挿入 c'～定格出力 c)

図 3.1.5-14 最大線出力密度と MCPR

3. 1. 6 中性子漏れ量の評価に関する検討

(1) 概要及び解析条件

本炉心の設計に当たっては、上述の様に炉心の扁平化や軸方向ブランケットの設置を活用して、ボイド反応度係数を負にすることを実現しているが、そこで重要な役割を果たしていると推定される中性子漏れ量の評価に関する検討を行うとともに、軸方向非均質設計における各領域での中性子吸収割合等を併せて評価することとし、それらを連続エネルギーモンテカルロ核計算コード(MVP)^{3.1.6-1)}を用いて定量的に検討した。

本解析においては、3. 1. 2 項で実施したものと同じ比較的単純な 9 集合体炉心モデルを用いたモンテカルロ計算を実施することとした。即ち、前節に記述した炉心設計のこれまでの知見と実施した解析計算を基に、図 3.1.6-3 に示す三角格子配列の 217 本集合体をベースとして、燃料棒外径を 13mm、燃料棒間隔を 1.3mm にするとともに、図 3.1.6-1 に示す MOX 部およびブランケット部軸方向長さを与えた。炉心モデルとしては、集合体内部及び外部の Y 字型制御棒部等の幾何形状を忠実に模擬し、それらの対象性を考慮して作成した図 3.1.6-2 に示す 9 集合体モデルを基本単位として、それを径方向に無限に広げた体系を使用した。

集合体内部の燃料棒の MOX 部プルトニウム富化度は平均で 18w/o としたが、前節の設計での 5 種類の富化度分布(図 3.1.4-4)を簡略化して 3 種類の富化度分布で近似した。MOX 母材およびブランケットを劣化ウランとし、プルトニウム組成は前節と同じ組成とし、燃料棒被覆管およびチャンネルボックスはジルカロイ製とした。

炉心の軸方向平均ボイド率分布は、前節の図 3.1.3-21 に示された設計値である炉心部平均 69% の状況を模擬した図 3.1.6-3 に示す炉心部平均 68% のものとするとともに、それより 5% 高い炉心部平均 73% の状態も設定した。また本計算においては、3. 1. 2 項の場合の 4 倍となる 200 万粒子を追跡して計算し、統計誤差を半分にすることとした。

(2) 計算結果

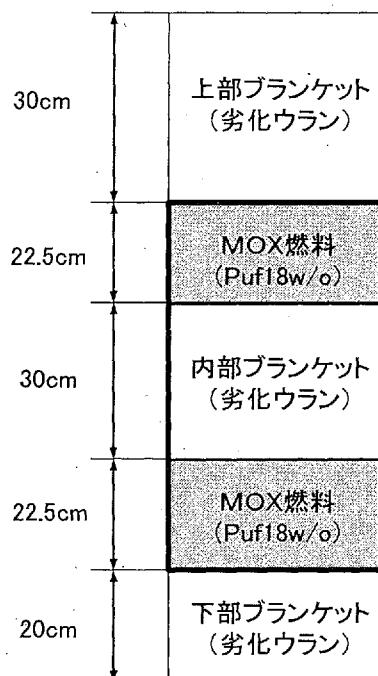
計算結果の代表例を図 3.1.6-4 及び図 3.1.6-5 にまとめた。図 3.1.6-4 は、炉心部平均ボイド率が 68% の場合に対して、体系内の全中性子吸収反応を 1.0 に規格化した時の燃料の各軸方向領域毎の中性子の生成反応率及び吸収反応率とともに、燃料以外での吸収反応率、即ち、燃料からの中性子の漏れの割合を燃焼初期で計算して得られた結果である。この結果によれば、中性子の漏れの割合は、上部或いは下部ブランケット領域での中性子吸収反応率と同程度であり、全体の 7% 程度となっている。また、内部ブランケット領域では、それらの倍程度の値となっている。

また、図 3.1.6-5 には、炉心部平均ボイド率が 68% から 73% まで増加した時の領域 i での中性子吸収反応率(A_i)と中性子吸収反応率変化(dA_i)および中性子生成反応率(P_i)と中性子生成反応率変化(dP_i)から求められた、ボイド率変化に伴う反応度に対する各領域の負の反応度寄与(dA_i/ΣA_i-dP_i/ΣP_i、ここで、ΣA_i=1.0)を示す。この結果によれば、燃料からの中性子の漏れが一番大きな値を示しており、炉心部でのボイド率が高くなった場合に、この効果が中性子の減少に対して大きな役割を果たして、負のボイド反応度係数の達成における重要な要素となっていることが分かる。また、この効果に次いで、内部ブランケットおよび下部ブ

ランケット領域の効果も大きいとともに、上部プランケットは逆の効果を与えることが分かる。この結果に関連し、前節の設計結果における各プランケット部の長さを、本検討で設定したそれらを比較すると、下部プランケット及び内部プランケットが長く、逆に上部プランケットが短くなっている。本検討の結果からも、中性子の正味の減少反応率が大きくなる方向に設計されたものであると言える。

参考文献

- 3.1.6-1 森 貴正、他：“MVP/GMVP 連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子／光子輸送計算モンテカルロコード”，JAERI-Data/Code 94-007 (1994).



3.1.6-1 燃料集合体軸方向構成

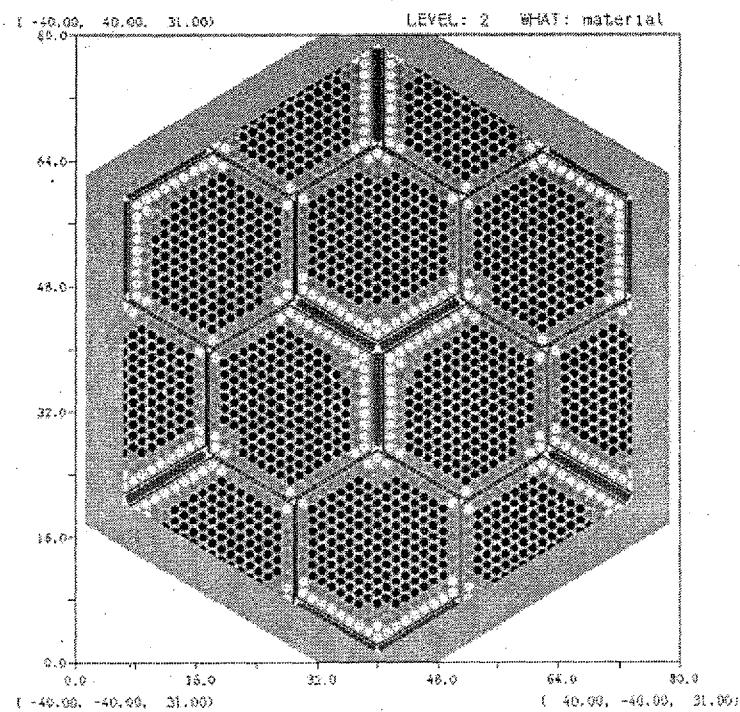


図 3.1.6-2 9集合体モデル

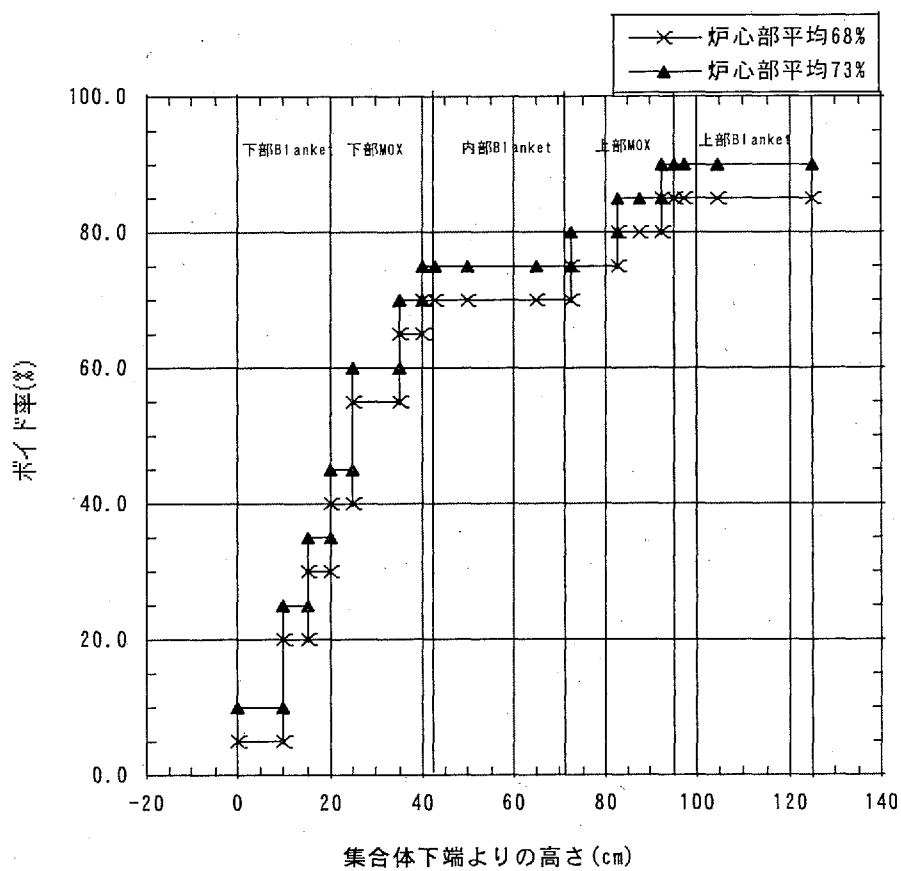


図 3.1.6-3 軸方向ボイド率分布モデル

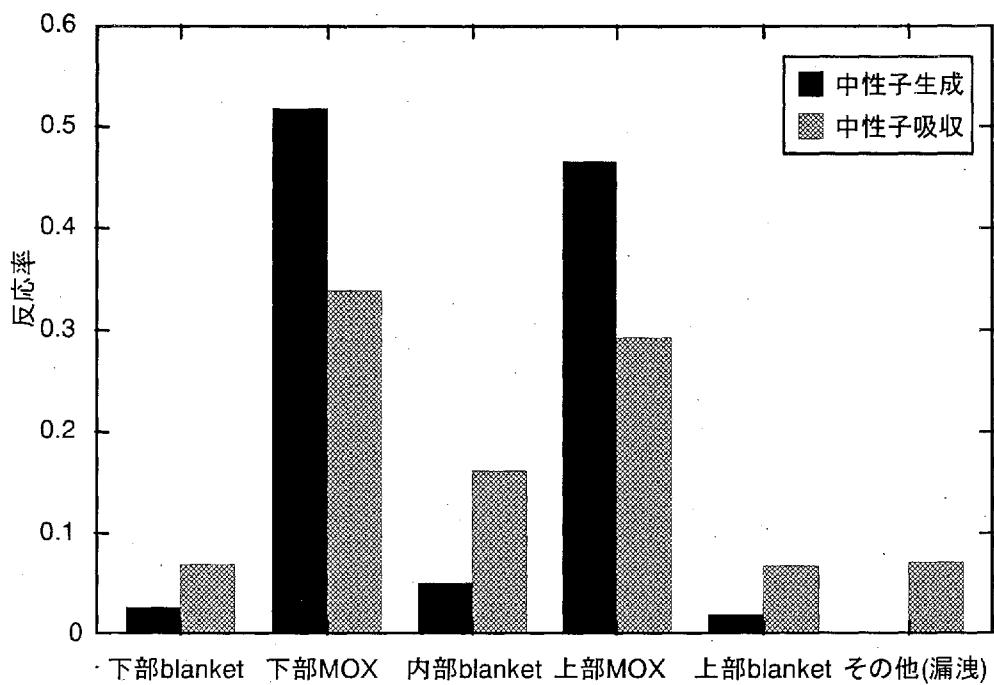
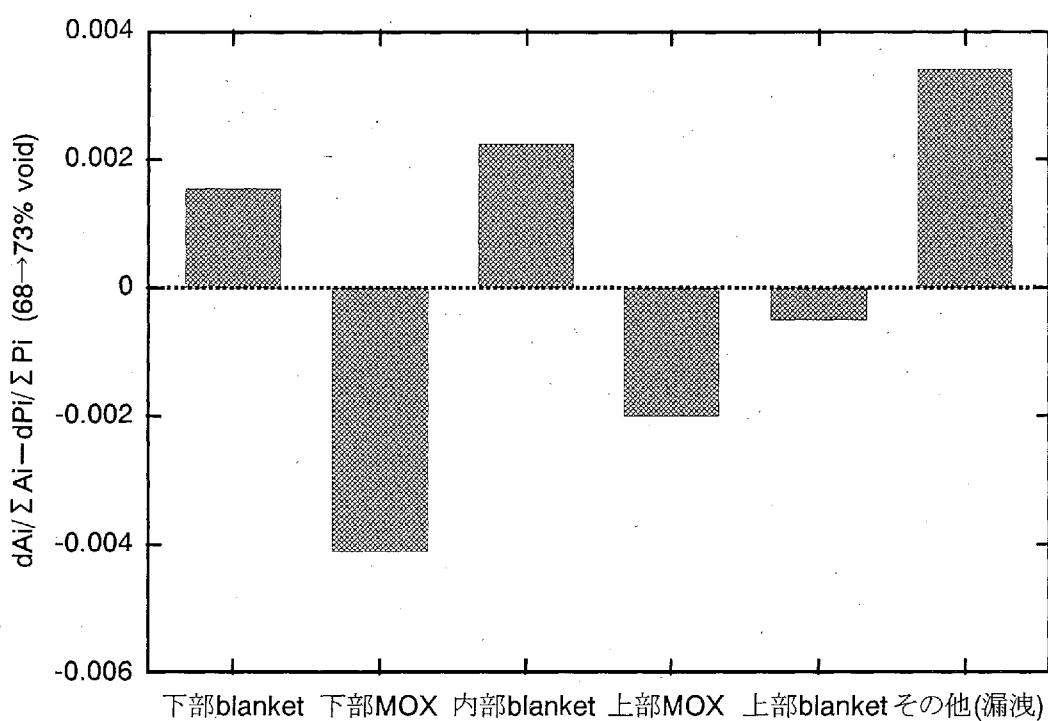


図 3.1.6-4 ボイド率 68% 時の中性子生成及び吸収反応率

図 3.1.6-5 ボイド率増加時 (68% → 73%) の各領域 i での $(dA_i / \sum A_i - dP_i / \sum P_i)$

3. 2 原子炉システム設計

3. 2. 1 システム設計の考え方

これから日本における原子力発電に求められる用件としてエネルギー効率、廃棄物低減等があるが、現状としては安価な電力供給ということになる。やはり経済性向上が原子力発電の最重要課題となっていることは疑いはない。しかし、これは安全性確保が前提であり、安全マージンを削ることだけで達成するようなアプローチでは許されない。そこで現状の動的安全系、大型軽水炉という概念から少しばかり離れて考え、場合によってはこれと相反する概念を導入することも考えて、これら課題を合理的に解決する手立てを考えてみる。

まず、現行の軽水炉が抱えている問題点を挙げてみる。例えば原子力発電所の立地はほとんどが需要地から離れた場所、すなわち遠隔地であり、このことに対する批判は絶えることがない。供給地と需要地で意識のずれ違いが生じており、これはそのまま原子力発電への反発へつながっている。仮に需要地の近くに立地可能なことが示すことができれば、経済面として送電費低減に加え、公衆に対して需要地・供給地が一致することによる整合性、また高人口地帯に立地可能というわかりやすい安全性を示すことができる。ただし、現行軽水炉設計においては事実上、需要地近接立地は困難であるとしか言えない。

ところで本技術開発では3つの目標を掲げている。低減速軽水炉の実用化、受動的安全系（静的安全系）の導入、そして小型炉概念の適用である。低減速軽水炉はプラント性能の基本的なよりどころであり、上記課題はむしろ後者によって打開することができると言える。静的安全系は、自然力を用いるというそのメカニズムからまさにわかりやすい安全性を示すものであり、また安全系設備の信頼性向上によって過酷事故に耐えうる性能も与える。小型炉概念は静的安全系導入の容易さという点でこれを補完する。この組み合わせにより人工島立地、第四紀層立地等の多様な立地を考えることができ、需要地近接立地の実現に一歩近づくことになる。

もちろん小型炉概念は、そのスケールデメリットが打開できた場合を前提にしている。工場生産を活用することにより、従来の原子力発電所の建設方法、すなわち必ずしも効率的ではない現地工事主体の建設方法を見直せるようなアプローチを考える。小型炉というプラントサイズのメリットを生かして、工場で一体製造、現地へ一体搬入ができるような設計を行う。またモジュール炉概念を取り入れて、1プラントに原子炉を多数基配置できるようなレイアウトを考える。この場合、ある程度の共用設備は統合すべきと考えるが、故障によるプラント全体の稼働率低下は最小にできるよう、つまりモジュール炉の冗長性によるプラント稼働率低下回避の特徴を十分に生かせるよう、合理的な判断のもと設計を行う。

以上の考察をもとに3項目の目標を満たす原子炉として、受動的安全性を具備した低減速軽水炉の技術開発を行う。具体的には、電気出力は初期投資コストの低減、需要地近接立地等、様々なニーズをふまえた将来の導入が見込まれる規模として約300MWeとし、原子炉の形式としては、ボイド効果による低減速化を図ると同時に機器の簡素化による経済性向上を図るために、受動的機器を有する自然循環BWR型炉とした。経済面では、少なくとも現行大型軽水炉と競合可能、またはそれ以上の競争力がある発電単価を実現しなくてはならない。本件では、小型炉であっても経済性を損なわないプラント設計を目指している。スケールデメリットを克服する手段として静的システムの導入を図り、設備の簡素化を実現すると共に、煩雑な保守点検作業を定期的に

必要とする動的安全系と置き換えることによる運転費低減も狙う。

原子炉システムの設計に際しては、まず、受動的安全系と動的安全系を組み合わせたハイブリッド案と全てを受動的安全系としたフルパッシブ案の2種類の概念を並行して検討した。受動的機器を導入して安全性向上とシステムの簡素化を図る点では共通であるが、炉心崩壊熱の長期冷却方式として、ハイブリッド案では鋼製格納容器の外周にプールを設置して熱伝導と対流により自然放熱冷却する方式を検討し、フルパッシブ案では受動的格納容器冷却系(PCCS)を設置し、格納容器内に放出された蒸気を自然循環により凝縮冷却する方式を検討した。

本件の大きな狙いである低減速軽水炉の早期実現性を鑑みて、受動的安全系と動的安全系の組み合わせで経済性と同時に実現性も高いハイブリッド案を採用することとした。もう一方の概念であるフルパッシブ案については、建屋容積の最小化や安全性向上により優れた特徴を有しているものの、実現にあたっての開発課題が少なくないため、検討結果は将来のさらなる経済性向上のためのオプションとして3. 2. 4節に記載した。

3. 2. 2 プラントシステムの設計

プラントシステムとして採用した、受動的安全系と動的安全系の組み合わせで経済性と同時に実現性も高いハイブリッド案の検討内容と結果を以下に示す。

(1) プラント概念

小型RMWR (Reduced-Moderation light Water Reactor) の系統概略図を図3.2.2-1に示す。これらには次のような特徴を持たせている。

a. 自然循環炉の採用

炉心からの熱移送は、現行大型炉の強制循環方式ではなく自然循環方式とする。炉心出口の流速が極めて小さいため、重力による湿分分離が可能であり、気水分離器、蒸気乾燥器は設置不要となり、圧力容器上部の構造が簡素化される。現行ABWRでは原子炉圧力容器下部にポンプを設置しているが、自然循環力を確保するために、炉心上部にチムニー部を設置することで、これらの動的機器、駆動電源設備を削除し、格段に簡素化された炉心冷却系としている。

b. ハイブリッド安全系の採用

蓄圧注入系1系統及び炉心注水系(FLS)2系統とし、静的設備と動的設備を合理的に組合せた。この蓄圧注水系には、あらゆるLOCA事象において、短期に炉心が露出しない注水能力とFLSが作動するまでの事故後1時間炉心の冠水維持が可能な容量を持たせている。さらに、この容量は下部ドライウェルの空間容積以上の容量であることから、ベッセルの外面冷却が可能である。また、1時間以降においては動的機器であるFLSでサプレッションプール水を炉心へ注水することで、合理的に長期炉心冠水を可能にする構成としている。原子炉隔離時の炉心冷却には、パッシブシステムであるアイソレーションコンデンサ(IC)を採用し、従来の原子炉隔離時冷却系(蒸気タービン駆動)の動的機器を削除した。

c. 自然放熱能力の確保

事故時に格納容器内に放出された熱エネルギーは、サプレッションプール水で吸収可能にするとともに、更に長期にわたる場合(少なくとも事故後3日間)は原子炉格納容器の外側に設置した外周プール水の自然蒸発によっても除去可能な設計としている。これにより、設計基準事故だけでなく苛酷事故に対しても、より十分な時間的余裕を持って炉心冠水・冷却ができる設計としている。

d. 建屋の標準化

原子炉圧力容器を下方に配置し、低重心化することによって耐震設計上の制約を回避しており、炉心および建屋設計の標準化を図った。

e. 建設工期短縮

鋼製原子炉格納容器の採用、鉄骨を多用した建屋や構造および建屋自体のコンパクト化によって、建設工期を大幅に短縮している。

(2) プラント主要仕様

- 炉型 : 自然循環型BWR
- 電気出力 : 330MWe
- 熱出力 : 955MWt
- 炉心形状 : 稠密炉心（低減速炉心）
- 燃料 : MOX燃料
- 転換比 : 1.0以上
- 燃焼度 : 60GWd/t以上
- 運転サイクル : 2年以上

(3) 安全設計

a. 基本方針

安全設計の基本方針として、現行の安全設計指針に十分に適合する概念をベースとして設備を簡素化し、高い信頼性を実現することとして以下を安全設計の基本方針とした。

- 1) 系統の簡素化・パッシブ化による安全余裕、信頼性および経済性の向上
- 2) 苛酷事故に対しても対応に十分な時間的余裕を持つ設計

b. 安全系の基本構成

R M W R の安全設備概要を図 3.2.2-2 に示す。以下、各安全設備について述べる。

1) 逃がし弁 (S R V) および自動減圧系 (A D S)

S R V 及び A D S は、従来の方式を採用する。なお、A D S は冷却材喪失事故 (L O C A) 時に作動する系統の他に、A T W S 時に作動し減圧によって炉心内のボイド量を増加させて出力を低下させる機能を持たせている。

2) 原子炉隔離時の炉心冷却

原子炉隔離時の炉心冷却には、パッシブシステムであるアイソレーションコンデンサ (I C) を採用する。これにより、従来の原子炉隔離時冷却系（蒸気タービン駆動）の動的機器を削除出来る。また、100°C以下にはできないが安全停止機能を併せ持つ。

3) 非常用炉心冷却系 (E C C S)

E C C S は、蓄圧注入系 1 系統及び炉心注水系 (F L S) 2 系統とし、従来の高圧注入系 (H P C F) 2 系列と低圧注入系 (L P F L) 3 系統の削除及び機器の簡素化、パッシブ化を図っている。この蓄圧注入系には、あらゆる L O C A 事象において、短期に炉心が露出しない注水能力と F L S が作動するまでの事故後 1 時間炉心の冠水維持が可能な容量を持たせていると同時に、この容量は下部ドライウェルの空間容積以上の容量であることから、ベッセルの外面冷却が可能である。また、1 時間以降においては動的機器である F L S でサプレッションプール水を炉心へ注水することで、合理的に長期炉心冠水を可能にする構成としている。この構成とすることで、非常用 D G 容量の支配的機器であった高圧 E C C S を削除でき、一般汎用品レベルの D G 容量に抑えることが可能となり、非常用電源は無視しうるコストに低減できる見込みを得た。

4) 残留熱除去系 (R H R)

R H R は、従来、炉停止機能、事故時の炉心冷却、及びサプレッションプール水の冷

却の機能を有していたが、事故時の炉心冷却は、蓄圧注入系及びF L Sで、サプレッションプール水の冷却は自然放熱型格納容器を採用することで対応し、炉停止機能のみとする。このため、R H R を非常用電源には接続せず、保安用の電源により対応することで、非常用電源の必要容量低減も同時に図れる。なお、R H R は冷却材浄化系(C UW)と共に用化している。

5) 自然放熱型P C V

サプレッションプールによる炉心崩壊熱の吸収は元来パッシブなものであり、本プラントでは事故後1日間の熱を水温100°C以下で吸収できる水量としている。また、事故時の崩壊熱除去能力を確保できるように格納容器外周部にヒートシンクプールを設けた自然放熱型格納容器としている。すなわち、炉心で発生する崩壊熱は、蒸気としてサプレッションプールに運ばれプール水温を上昇させる。このプール水の熱は鋼性格納容器を通じて外周プールに伝達され、外周プール水の蒸発により外部に放熱される。更に外周プール水の蒸発後は外気の自然対流を利用した空冷により崩壊熱を除去し、格納容器内の長期に渡る内圧抑制を行う。

6) 蓄圧ボロン注入系

ほう酸水注入系では、注入ポンプを削除し、蓄圧注入方式とすることで設備の簡素化するとともに系統の信頼性も図る。

c. 安全性能評価

小型RMWRでは、主蒸気配管、給水配管などの大口径配管は全て炉心上端より上方に設置する設計としている。このため、配管破断によるLOCAを想定した場合においても、小容量のECCSで炉心を冠水維持することができる。事故時の安全システムの動作を図3.2.2-3に示す。また、安全性上の特徴を表3.2.2-1に示す

1) ECCS 性能評価

原子炉の事故時には短期は蓄圧注水系により原子炉容器内に冷却水を注入し、少なくとも事故後1時間炉心を冠水維持することとしている。また、事故後1時間以降は炉心注水系(F LS)にてサプレッションプールの水を炉心へ注水する。

LOCA時の原子炉水位解析結果及び燃料棒表面温度解析結果を下記の通りに示す。

- 主蒸気配管破断時：図3.2.2-4～図3.2.2-6
- 給水配管破断時：図3.2.2-7～図3.2.2-9
- ドレン配管破断時：図3.2.2-10～図3.2.2-12

いずれの破断事象においても、LOCA後の原子炉水位の低下によりADSが作動し、原子炉圧力が蓄圧注水系注入可能圧力(0.5MPa)まで減圧後、蓄圧注入系からの注水により原子炉水位の回復が始まる。その後、蓄圧注水系の注水量は蓄圧低下とともに減少するため、原子炉水位が再度低下に転じる。しかしながら、LOCA発生の1時間後にはF LSが作動し、長期の水位回復・維持が可能となっている。

図に示した破断事象の中で、原子炉水位が最も厳しくなるのは、ドレン配管破断時である。これは、RPVボトムに破断口が位置することと、事故後初期の減圧が緩やかな

ため、原子炉内のボイド率上昇が抑えられ、水位低下が急速に進むためと考えられる。しかしながら、この時にも原子炉水位は燃料有効頂部を下回ることは無く、炉心の冠水維持が確保される。また、蓄圧注水系の枯渇後においても、事故後1時間以降の長期炉心冷却を合理的に達成させるために炉心注水系（FLS）を設置しているため、FLS作動により炉心冠水維持を達成しつづけることが可能である。

一方、LOCA時の燃料棒表面温度は、ドレン配管破断時に炉圧の上昇に伴う燃料棒表面温度の若干の上昇が見られるものの、ほぼ全事象を通じて燃料棒表面温度は上昇すること無く低下している。これは自然循環炉心であり、急激な炉心急減が生じないため燃料棒表面温度はほとんど上昇しないことによると考える。

これらの結果より、配管破断によるLOCAを想定した場合においても、小容量のECCS（蓄圧注水系及びFLS）で炉心を冠水維持及び燃料棒表面温度の低下維持が可能なプラントであると言える。

2) PCV性能評価

原子炉の事故時には、蓄圧注水系により原子炉容器内に注入された冷却水は、破断口を経由して原子炉容器の下部を水没させ、原子炉容器を外部から冷却できるようにしている。

一方、炉心で発生する崩壊熱は、蒸気として破断口、ドライウェル、蒸気ベント管もしくはADSラインを経由してサプレッションプールに運ばれプール水温を上昇させる。このプール水はRHRによって冷却されるが、万が一RHRを使用できない場合においても、鋼製格納容器を通して外周プールに伝熱され、外周プール水の蒸発により外部に自然に放熱される。

図3.2.2-13には自然放熱格納容器を用いた放熱特性解析結果の一例を示す。

解析の結果、最も原子炉格納容器内の温度が高くなる事象は主蒸気配管破断である。事故後2日間の崩壊熱はサプレッションプール水と外周プール水の温度上昇で吸収され、それ以後は外周プール水の蒸発により放熱する。この放熱量は、外周プール温度が100°Cとなって以降はサプレッションプール水温度との差の拡大に伴い炉心で発生する崩壊熱を上回る（事故後約3日）ため、サプレッションプール水温度およびドライウェル圧力の上昇が抑制される。その後外周プールでは、冷却水の蒸発に伴って水位が低下し、事故後約10日後にはサプレッションプール水位よりも低下する。すると外周プールからの放熱量が減少するため再びサプレッションプール水温とドライウェル圧力が上昇を始める。しかしながら、事故後約10日後までには外周プールの水補給等、プールへの補給水源を確保するのに必要な時間的余裕があるので、運転員の操作により圧力低下が可能であり、プラント安全性の向上に大きく寄与することがわかる。

このように小型RMWRでは、少なくとも3日間以上（実力上10日間）は設計クライテリアを満足できることより、簡単な構造で長期的な自然放熱を達成できる。

（4）システム設計

システム設計の特徴は、現行ABWRプラントに比べて大幅な設備簡素化を図っている点であ

る。

a. 原子炉設備のシステム構成

原子炉廻りのシステム構成を図 3.2.2-14 に示す。また、原子炉廻りの主要仕様を表 3.2.2-2 に示す。これらは以下のような特徴を有する。

1) 自然循環炉心

自然循環炉心を採用したことから、炉心冷却材を強制循環させるための冷却材再循環系がなく、また原子炉圧力容器内には気水分離器も設置しない。現行 ABWR では原子炉容器下部にポンプおよびその駆動電源設備を設けているが、これらを削除することによって格段に簡素化された炉心冷却系としている。

2) 原子炉圧力容器

原子炉圧力容器のサイズは原子炉格納容器のサイズ決定の主要な要因になっており、原子炉建屋の建設コストに大きく影響する。そこで、原子炉圧力容器の寸法設定に際しては、以下の決定条件に基づき、縮小化を実施した。

① RPV 高さの決定条件

- 低減速炉心の特徴である短尺燃料（燃料高さ：約 1.3m）
- 自然循環力確保（有効燃料棒下端～通常水位：約 6.8m）
- 重力液滴分離[キャリーオーバー < 0.1%]（通常水位～MS ノズル：約 2.5m）
- MS ノズル、上蓋配置
- CR 挿入高さ確保

② RPV 径の決定条件

- 水面の安定性確保[蒸気流速 < 0.7m/s]（チムニ内径：約 Φ5.4mID）
- キャリーアンダー抑制[キャリーアンダー < 0.25%]
- 中性子照射の水遮へい

上記の決定条件に基づき、RPV 高さ = 約 17.4m、RPV 径 = 約 6.3m とした。図 3.2.2-15 に原子炉圧力容器断面図を示す。尚、チムニ内には径方向のボイド分布の偏りを抑制するための仕切りを必要に応じて設置すると考えているが、今後の大口径でのボイド分布試験の実施により削除などの合理化も可能と考えている。

3) 主蒸気系

主蒸気配管は 2 本の配管で構成し、主蒸気隔離弁 (M S I V) 他の簡素化を図っている。逃がし安全弁は 5 弁設置し A T W S 時の R P V 過圧防護ができるように配慮している。

4) 非常用炉心冷却系 (E C C S)

E C C S は、現行のポンプを用いた注入方式にかえて低圧の蓄圧タンクを用いた蓄圧注入方式及びサプレッションプール水を炉心へ注水する炉心注水系 (F L S) を採用した。この F L S の系統数は 2 系列とし、1 系統の容量は 100% とした。

また、F L S 注入配管破断時に、さらに別の F L S 1 系統が単一故障した場合、F L S の系統が独立構成では原子炉に注水できないため、図 3.2.2-14 に示した通り、各 F L S ポンプ出口の間をタイラインで結び、注入可能な構成とした。また隔離時の炉心冷却系はパッシブシステムであるアイソレーションコンデンサ (I C) を採用した。この I C の容

量は、1系統の単一故障を仮定しても本系統単独で原子炉冷却が可能な容量として、50% × 3 基構成とし、本系統の 100% 容量を定格出力の 3%とした。

これらにより、動的設備と静的設備の適正な導入をはかり、安全機能・保守性・信頼性・経済性の適正化をはかった。

5) 残留熱除去系 (RHR)、冷却材浄化系 (CUW)

残留熱除去系 (RHR) は冷却材浄化系 (CUW) と共に用化を図る。系統構成は、非再生熱交換器およびポンプは 2 系列構成とし、通常運転中の炉水浄化運転時には 1 系列運転とし、停止時の冷却運転時には 2 系列運転とする。このため、CUW には再生熱交換器のバイパスラインを設置しており、冷却容量を増強した運転ができるとともに、通常運転時の炉水浄化運転時の熱損失を従来並みとし、かつ、炉停止時崩壊熱除去機能を達成するために、可変速ポンプの採用を検討している。

b. タービン設備のシステム構成

タービン設備のシステム構成を図 3.2.2-16 に、主要仕様を表 3.2.2-3 に示す。その特徴について以下に述べる。基本的には、タービン系の熱効率向上よりもむしろ設備の簡素化・コンパクト化および運転員操作の簡素化を主体に開発を行った。

1) タービン形式

タービン形式は最終段翼長と排気流数の組合せで決まる。熱効率とタービン設備費低減を考慮し、300MWe クラスの BWR タービンとして TCDF (タンデムコンパウンド・デュアルフロー) 38 インチタイプのタービンを採用することとする。構成は高压タービン・低压タービンそれぞれ 1 車室とする。

2) タービン熱サイクル

国内原子力プラントで採用されているタービン熱サイクルとしては 2 段再熱方式と非再熱方式があり、最近の原子力発電プラントでは熱効率向上のために湿分分離加熱器を用いた再熱方式が主流となっている。しかしながら 300MWe 級のような低出力プラントでは性能改善によるメリットよりも、設備増によるコスト増加効果の方が大きくなる傾向がある。また運転員の操作負担も増えるため、小型 RMWR では非再熱方式を採用する。

3) 給水加熱器段数と系列数

給水加熱器段数は、プラントの出力 (熱効率) と設備費に影響する。小型 RMWR では最終給水温度は約 180°C 程度と考えられるため、ヒータ段数は 4 段が適切と考える。また、タービン車室数との整合性を考慮して、系列数は 1 とし、1 系列 × 4 段で計画することとする。

4) 給水加熱サイクル

給水加熱器のドレン処理方法としては、ドレンカスケード方式 (給水加熱器ドレンの全量を復水器に排出) と、ドレンポンプアップ方式 (給水加熱器ドレンを復水系に直接回収) がある。ドレンポンプアップ方式を採用すると復水浄化装置や給水加熱器の容量が低減されるメリットはあるものの、300MWe 級のような低出力プラントではその効果よりもドレンアップシステムの設備費によるコスト増効果の方が大きくなる傾向がある。したがって、

ドレンカスケード方式を採用する。

5) 給水ポンプ駆動方式

原子炉給水ポンプの代表的な駆動方式としてはタービン駆動と電動機駆動があり、熱効率および経済性の観点から大容量プラントではタービン駆動、小容量では電動機駆動方式が一般に採用されている。したがって、300MWe級RMWRでは電動機駆動方式を採用する。なお、設備合理化の観点から給水ポンプは100%×1台構成とし、給水ポンプに不具合が生じた際にはプラントを停止することを前提とした。

(5) 配置検討

以上より建屋の配置検討した結果を、先行ABWRと比較して図3.2.2-17(原子炉建屋平面)、図3.2.2-18(原子炉建屋断面)、図3.2.2-19(タービン建屋平面)、図3.2.2-20(タービン建屋断面)に示す。

この結果に示す通り、原子炉建屋容積は約45%に容量低減している。これは、主に以下の要因によるものである。

- RPVの小型化
- 主蒸気配管の2ライン化(D/W内配管引廻しスペースの低減)
- 高圧ECCSの削除
- 非常用DG容量の低減
- ドライヤ/セパレータ配置スペース不要

また、タービン建屋容積は約37%に容量低減している。これは、主に以下の要因によるものである。

- タービンの1車室化(TCDF-38タービンの採用)
- 再熱システムの削除
- 給水加熱器の1系列化
- 給復水ポンプ予備機削除
- ドレンカスケード方式の採用

この物量低減ならびに、低階層構造建屋であること、原子炉建屋構造壁と格納容器の並進工事が可能であること、SC構造・ブロック化工法・モジュール工法の適用により建設工期も短縮出来る見込みである。

(6) 経済性評価

建設単価は出力の小型化により上昇することが知られている。これは(出力)0.75乗則あるいは(出力)0.6乗則に従うとされており、ABWR(135万kWe)を単純に小型化(30万kWe)した場合、建設単価は145~180%程度に上昇すると試算される。

このスケールデメリットを抑制するために、小型化による設計自由度を利用したプラントシステム簡素化による建設コスト低減について、具体的方策を表3.2.2-4にまとめる。

これらの方策に基づき設定した炉廻りシステムのコスト評価結果を図3.2.2-21に示す。ここに示すように、小型RMWRは、出力比によるコスト低減効果に加え、安全系の静的化・簡素化

により、物量低減をするとともに、安全上必須となる非常用DG容量を大幅に低減し、財産保護の観点から必要な非常用電源を保安用DG（要求仕様低）から供給することで、炉廻り機器・据付コストを先行ABWRより20%程度低減している。

建設単価比のコスト評価結果を図3.2.2-22に示す。この結果、初号機ではABWRと比較し単位出力当たりで上記建設単価上昇予測～180%に対し、約135%までコスト低減を図ることが出来る見通しを得た。このように、スケール則による上昇試算に比べ大幅な低減が可能な見通しを得たのは主に以下の実施による。

- RPVの小型化
- 高圧ECCS削除／非常用DG容量低減
- タービンの1車室化
- タービン系設備の簡素化／予備器削除
- 原子炉建屋／タービン建屋容積の低減

今後、更に大型モジュール、量産効果、標準化、複数基設置等を考慮すると大型炉同等以上の経済性を達成できる可能性がある。

(7) まとめ

安全系システムでは、コスト比率の高い高圧ECCSならびに崩壊熱除去系を静的システムに置き換えた。非常用DG容量の支配要因でもある高圧ECCSをパッシブ化することで、一般汎用品レベルのDG容量に抑えることが可能となり、機器コスト低減に加え動的機器の削減により保守点検作業の低減による運転費低減にも寄与する。

安全機能面では、事故後1時間以降の炉心冠水は炉心注水系(FLS)にて行うこととし、動的システムと静的システムを合理的に組合せた。この安全系システムに対し、ECCS解析を実施し、事故後長期の炉心冠水維持及び、燃料棒表面温度の低下維持が可能なプラントであることを確認した。また、PCV解析を実施し、少なくとも3日間以上(実力上10日間)は設計クライテリアを満足できることより、簡単な構造で長期的な自然放熱を達成できるプラントであることを確認した。

その他、低減速炉の特徴を活かしたRPVの小型化、出力規模が小さいことを利用したタービン系の合理化等により、建屋容積はABWRの約40%(原子炉建屋:約45%、タービン建屋:約37%)まで低減する見込みを得た。

プラント機器仕様及び配置検討結果に基づきプラントコストを評価した結果、初号機ではABWRと比較し単位出力当たりでの建設単価はスケール則による上昇試算～180%に比べ、約135%までコスト低減を図ることが出来る見通しを得た。

今後、更に大型モジュール、量産効果、標準化、複数基設置等を考慮すると大型炉同等以上の経済性を達成できる可能性がある。

表 3.2.2-1 小型RMWRの安全性上の特徴

項目	技術項目	採用技術	効果
安全余裕の向上	炉心常時冠水	・合理的な安全系構成	炉心健全性維持
	炉容器下部水没	・蓄圧注入タンク（下部ドライウェル相当の容量確保）	ベッセル外面冷却可能
	炉心残留熱除去	・自然放熱型格納容器 (外周プールによる自然放熱)	長期間（3日間以上） 運転操作不要
	低重心建屋	・R P V低位置配置	地震時接地率確保 (コンパクト建屋)
P A上の特徴	低故障率／高信頼性	・システムの単純な自然循環	—
	事故時処理の容易性	・静的安全システム ・自然放置放熱型	非常用D G不要 ヒューマンエラー防止
	被ばく低減 ・保守性向上	・原子炉系簡素化／保守機器小 ・低線量率タービン系	低被ばく・高保守性 プラント

表 3.2.2-2 原子炉廻りシステムの基本諸元まとめ(1/2)

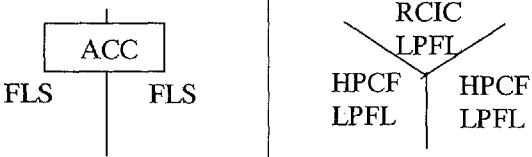
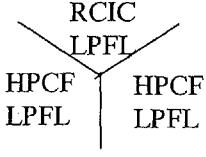
分類	項目	小型 RMWR	A BWR
全般	電気出力	330MWe	1356MWe
	原子炉熱出力	955MWt	3926MWt
安全機能	炉停止機能	FMCRD 蓄圧ボロン注入系	FMCRD ほう酸水注入系
	炉心冷却機能		
	PCV 冷却機能	WW	RHR
	Safe シャットダウン機能	IC	RHR
	Normal シャットダウン機能	CUW/RHR	RHR
	炉水浄化機能	CUW/RHR	CUW
	原子炉隔離時 補給水機能	IC	RCIC
炉心及び 原子炉系	定格炉心流量	4300t/h	52200t/h
	主蒸気流量	約 1860t/h	7641t/h
	給水流量	約 1853t/h	7624t/h
	炉内構造物	ドライヤ・セパレータ無	ドライヤ・セパレータ有
	主蒸気管口径	500A×2 本	700A×4 本
	給水管口径	300A×2 本	550A×2 本
再循環系		自然循環方式	強制循環方式
制御棒駆動系	駆動方式 (体数)	FMCRD (85 体)	FMCRD (205 体)
ほう酸水注入系	方式	蓄圧タンク	ポンプ (2 台)
	タンク容量	約 60m ³ (濃縮ボロン採用)	約 32m ³
ECCS	HPCF	無	182-727m ³ /h×2 系統
	RCIC	無	188m ³ /h×1 系統
	LPFL(RHR)	無	954m ³ /h×3 系統
	蓄圧注水系(ACC)	蓄圧タンク : 250m ³ ×2 ×1 系統 (圧力:0.5MPa[gage])	無
	FLS	180m ³ /h×2 系統	無
	IC	コンデンサ : 15MW×3 プール容量 : 約 750m ³	無
	外周プール	プール容量 : 約 2000m ³	無
	ADS	5 弁	8 弁
	FCS	触媒式 (PAR)	熱反応式
FPC	ポンプ台数	1 台 [RHR と共に用]	2 台
	容量	40m ³ /h/台	250m ³ /h/台
	熱交換器基數	1 基	2 基
	容量	0.8MW/基 [CUW 非再生 Hx と共に用]	1.92MW/基
	ろ過脱塩装置基數	1 基	2 基
	容量	40m ³ /h/基	250m ³ /h/基

表 3.2.2-2 原子炉廻りシステムの基本諸元まとめ(2/2)

分類	項目	小型 R MWR	A B W R
CUW	ポンプ台数	1台	2台
	容量	40m ³ /h/台	77m ³ /h/台
	再生熱交換器基數	1基	1基
	容量	8.3MW	32MW
	非再生熱交換器基數	1基	2基
	容量	2.9MW	5.6MW
	ろ過脱塩装置基數	2基	2基
	容量	20m ³ /h/台	77m ³ /h/台
RHR	ポンプ台数	2台	3台
	容量	200m ³ /h/台 [CUW/FPC 共用]	954m ³ /h/台
	熱交換器基數	2基	3基
	容量	3.7MW	8.2MW
RCW	型式	2区分中間型	3区分中間型
	ポンプ台数	4台 2台/区分×2区分	6台 2台/区分×3区分
	容量	600m ³ /h/台×4台	1300m ³ /h/台×4台 800m ³ /h/台×2台
	熱交換器基數	4基 2基/区分×2区分	6基 2基/区分×3区分
	容量	7.0MW×4基	17MW×4基 16MW×2基
RSW	ポンプ台数	4台 2台/区分×2区分	6台 2台/区分×3区分
	容量	800m ³ /h/台×4台	1800m ³ /h/台×6台
SPCU	ポンプ台数	無	1台
	容量	—	250m ³ /h
非常用 DG	台数	非常用：2台 保安用：4台	高速：3台
	容量	非常用：450kW/台 保安用：1000kW/台	5300kW/台×3台

表 3.2.2-3 BOP 回りシステムの基本諸元まとめ

分類	項目	小型 RMWR	A BWR
タービン	タービン型式	TCDF-38	TC6F-52
	高圧タービン	1 車室	1 車室
	低圧タービン	1 車室	3 車室
	湿分分離加熱器	非再熱	2 段再熱
	タービンパワーアイドス容量	25%	33%
復水器	設計真空度	722mmHg	722 mm Hg
	冷却水量	約 83,100m ³ /h	318,600m ³ /h
	交換熱量	約 663MW	2510MW
	伝熱面積	22,000 m ²	92,400 m ²
給水加熱器	系統構成	高圧 1 系列 + 低圧 1 系列	高圧 2 系列 + 低圧 3 系列
	第 1 約給水 (容量)	約 78MW/基	141MW/基
	加熱器 (基数)	1 基	2 基
	第 2 約給水 (容量)	約 101MW/基	138MW/基
	加熱器 (基数)	1 基	2 基
	第 3 約給水 (容量)	約 87MW/基	45MW/基
	加熱器 (基数)	1 基	3 基
	第 4 約給水 (容量)	約 76MW/基	42MW/基
	加熱器 (基数)	1 基	3 基
	第 5 約給水 (容量)	無し	46MW/基
	加熱器 (基数)		3 基
	第 6 約給水 (容量)	無し	64MW/基
	加熱器 (基数)		3 基
給水系	給水系型式	電動機駆動方式	タービン駆動方式
	T/D-RFP	—	4,680m ³ /h(50%) × 2 台 10,600KW × 2 台
	M/D-RFP (常用)	約 2420m ³ /h × 1 台	—
	M/D-RFP (予備)	無し	2,340m ³ /h(25%) × 2 台 6,850KW × 2 台
	CW系ポンプ	83,100m ³ /h/台	106,200m ³ /h/台
循環水系	台数	1 台	3 台
	低圧復水ポンプ	1710m ³ /h/台	2,700m ³ /h × 3 台
復水系	台数	1 台	3 台
	高圧復水ポンプ	[低圧と高圧の統合]	3,300m ³ /h × 3 台
	台数		3 台
	高圧ドレンポンプ	無し	1,800m ³ /h × 3 台
ドレンアップ系	台数		3 台
	同上 (タンク)		76m ³
	低圧ドレンポンプ	無し	660m ³ /h × 3 台
	台数		3 台
	同上 (タンク)		45m ³
	T CWポンプ	無し	2,800m ³ /h × 3 台
タービン 補機冷却系	T SWポンプ	無し	2,800m ³ /h × 3 台
	T CW熱交容量	無し	18MW

表 3.2.2-4 小型 R MWR の設備簡素化技術

1	原子炉設備の簡素化	① 自然循環型炉心の採用（再循環システムの削除）。 ② 炉内構造物簡素化（ドライヤ、セパレータ削除） ③ RPV の小型化 ④ ECCS のパッシブ化、簡素化（6 → 2 系統）。 ⑤ 高圧 ECCS 削除による非常用 DG 容量の低減 ⑥ 常用系の統合・簡素化（RHR/CUW 共用） ⑦ 主蒸気系の 2 系列化。
2	タービン設備の簡素化	① TCDF-38”の採用。（1 車室化） ② 再熱システム削除 ③ 予備機削除（小出力ゆえ部分出力運転の必要性低下）。
3	建屋の簡素化	① 設備簡素化による建屋容積（物量）の低減。

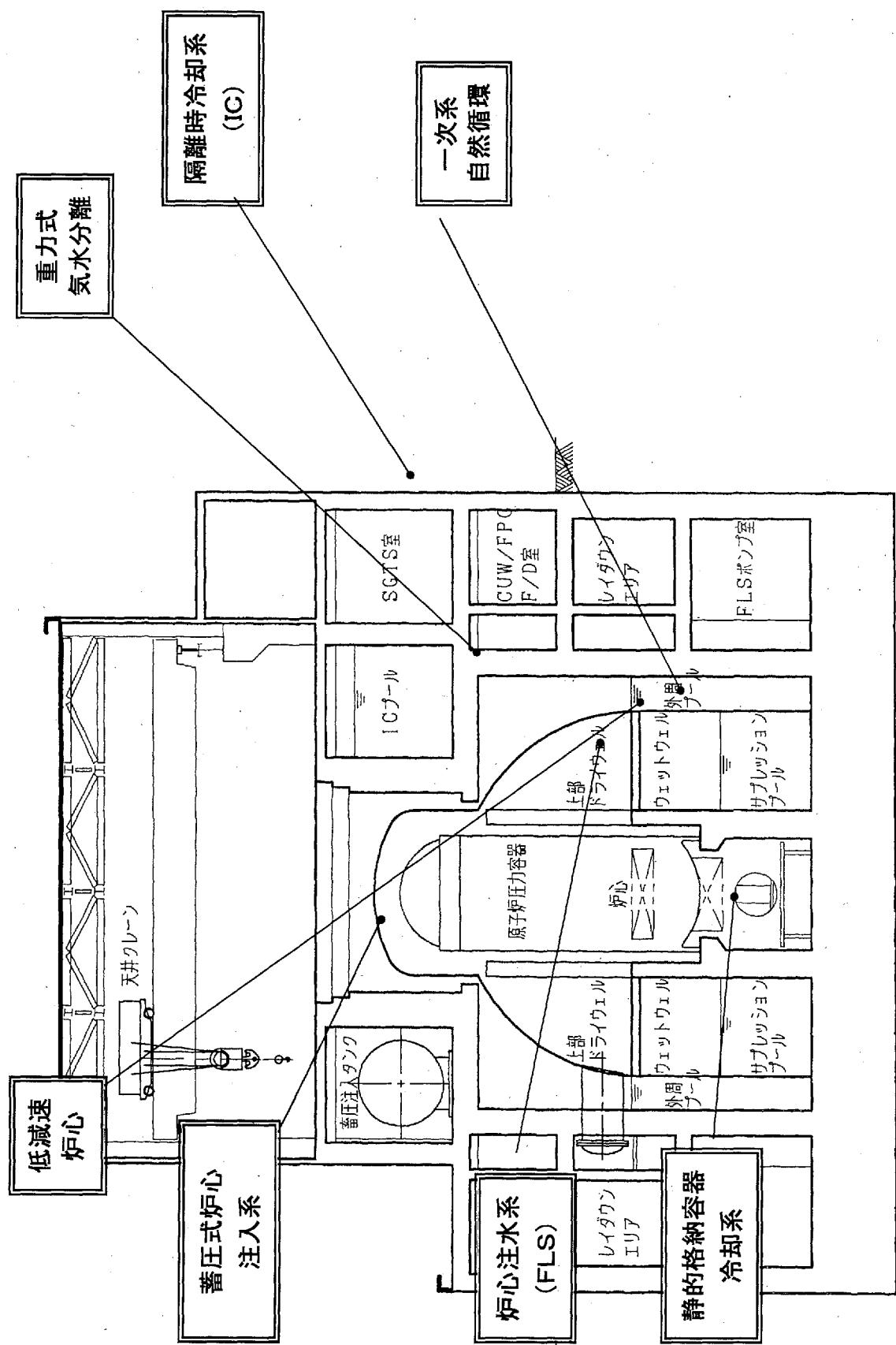


図 3.2.2-1 小型RMWRの系統概略図

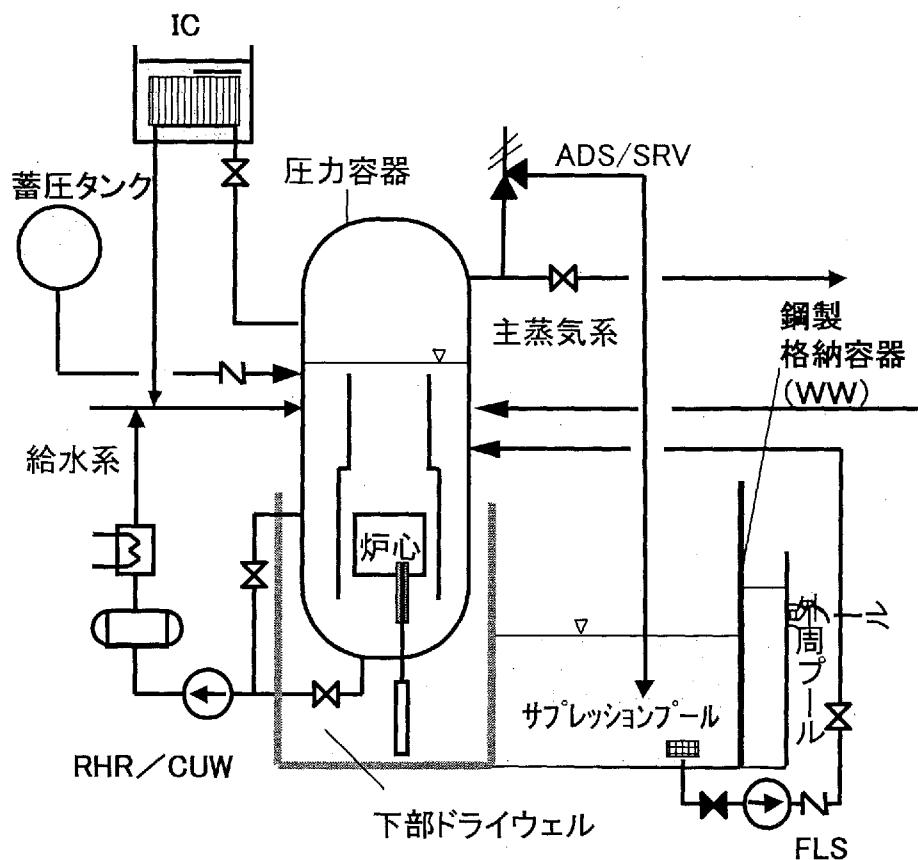


図 3.2.2-2 安全系のシステム構成概要図

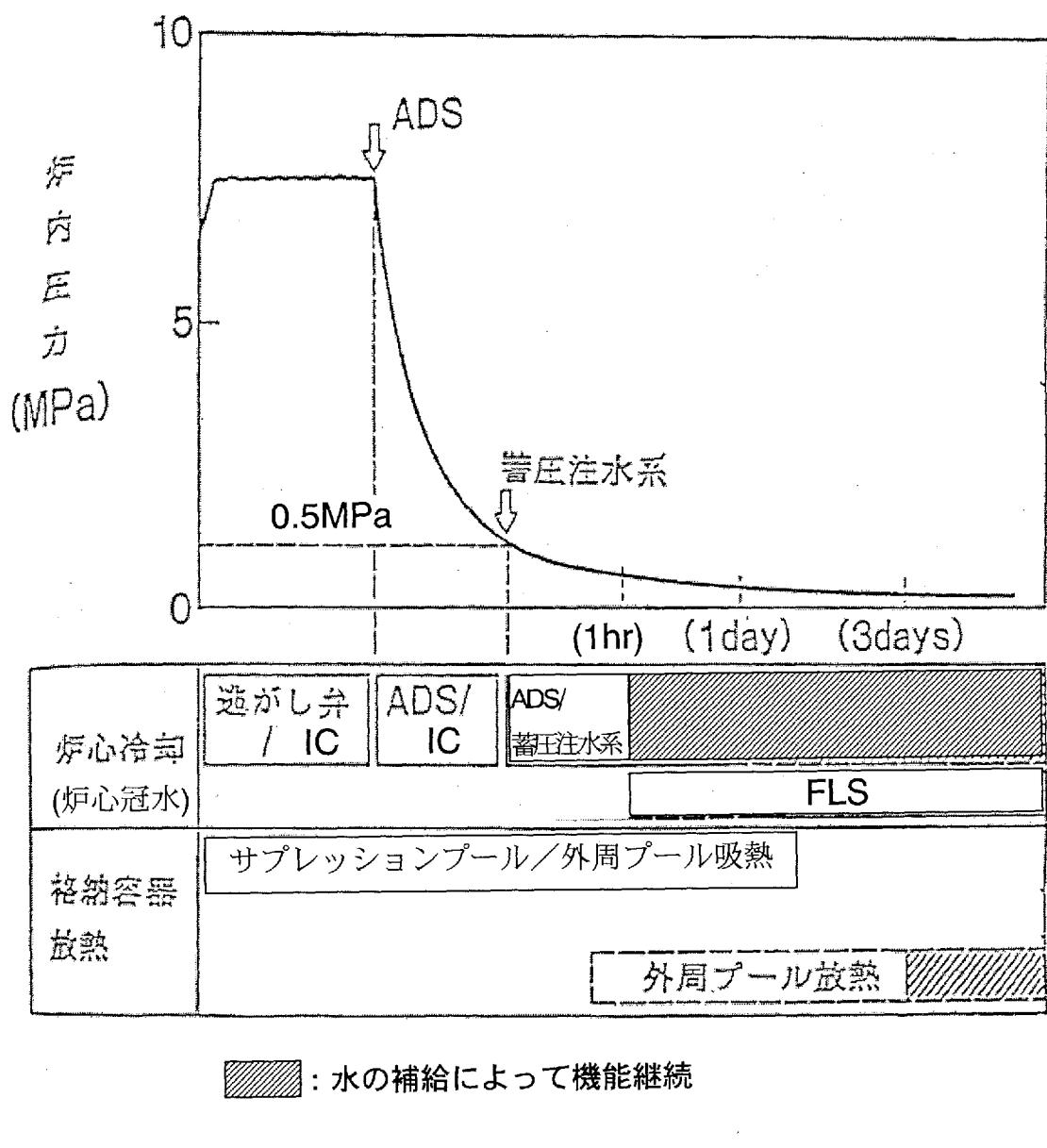


図 3.2.2-3 安全システムの動作

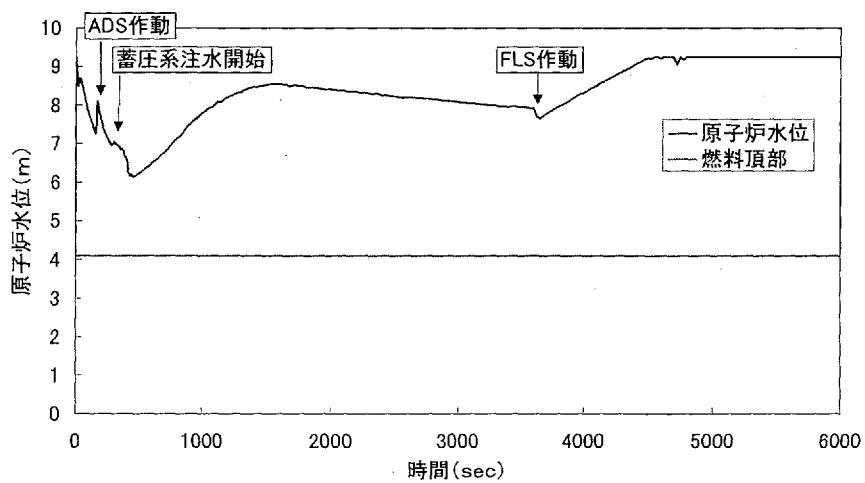


図 3.2.2-4 原子炉水位評価結果（主蒸気配管破断時）

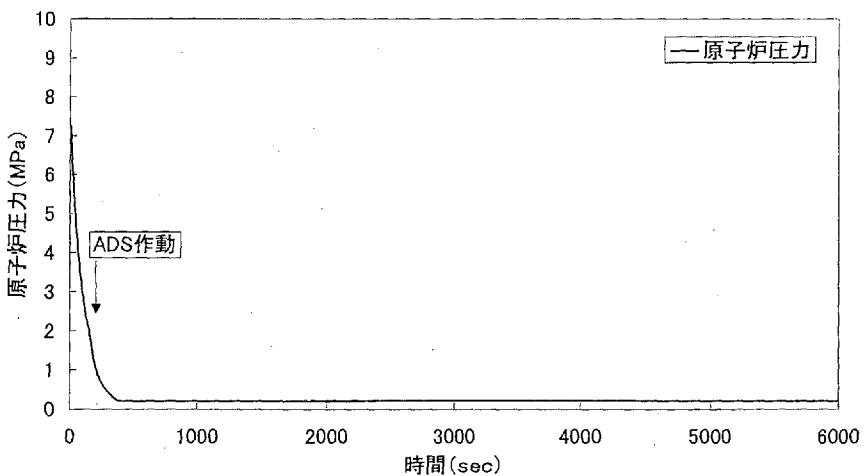


図 3.2.2-5 原子炉圧力結果（主蒸気配管破断時）

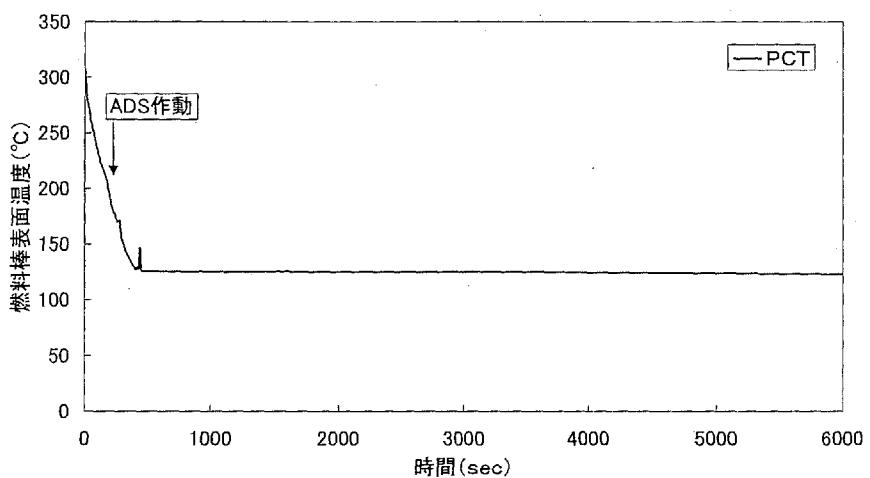


図 3.2.2-6 燃料棒表面温度解析結果（主蒸気配管破断時）

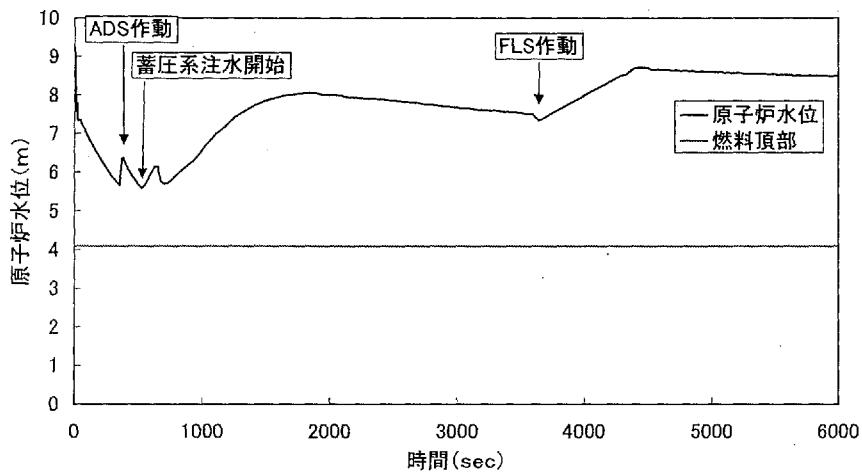


図 3.2.2-7 原子炉水位評価結果（給水配管破断時）

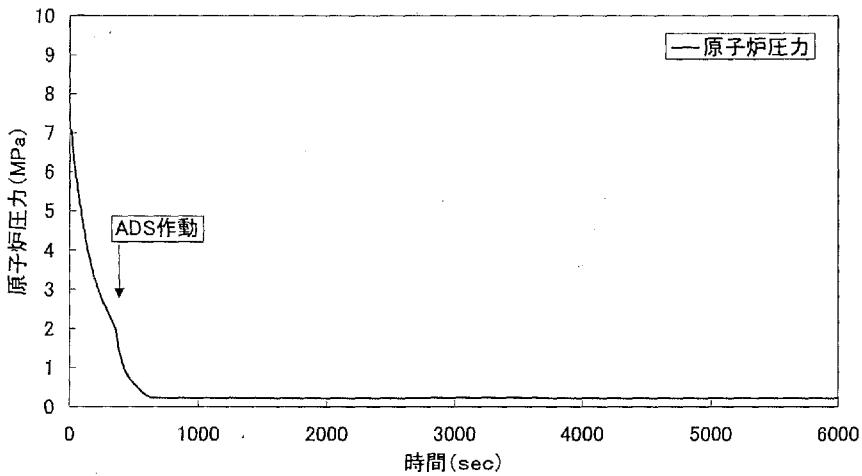


図 3.2.2-8 原子炉圧力結果（給水配管破断時）

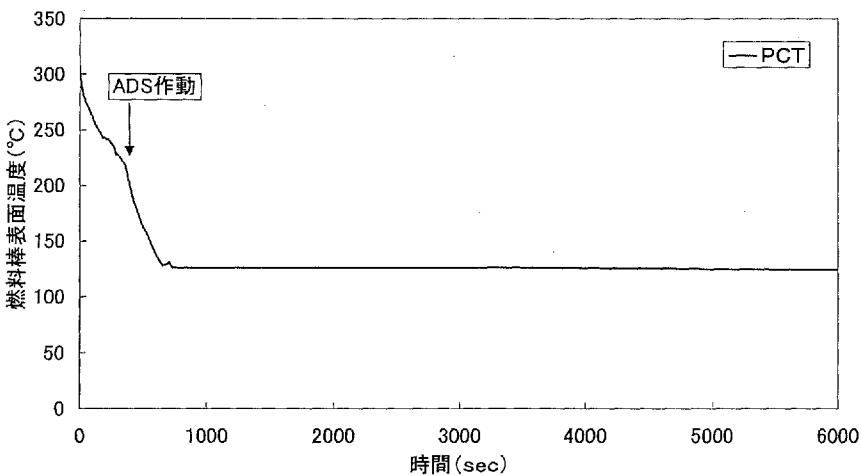


図 3.2.2-9 燃料棒表面温度解析結果（給水配管破断時）

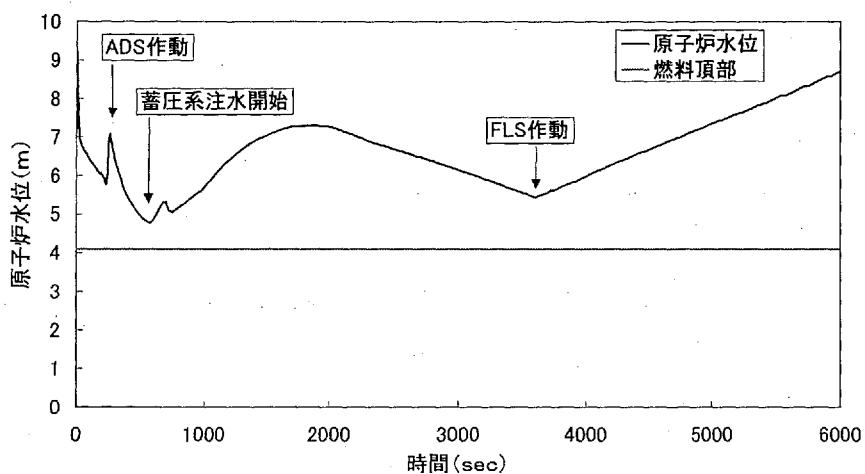


図 3.2.2-10 原子炉水位評価結果（ドレン配管破断時）

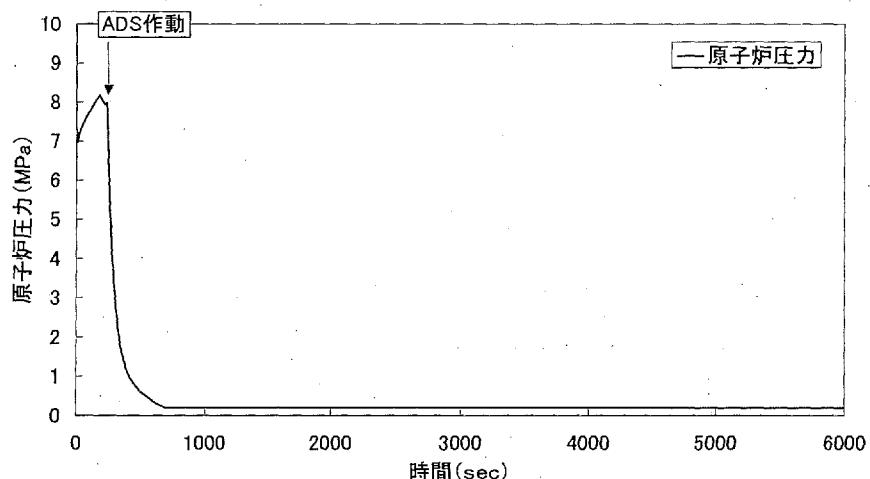


図 3.2.2-11 原子炉圧力結果（ドレン配管破断時）

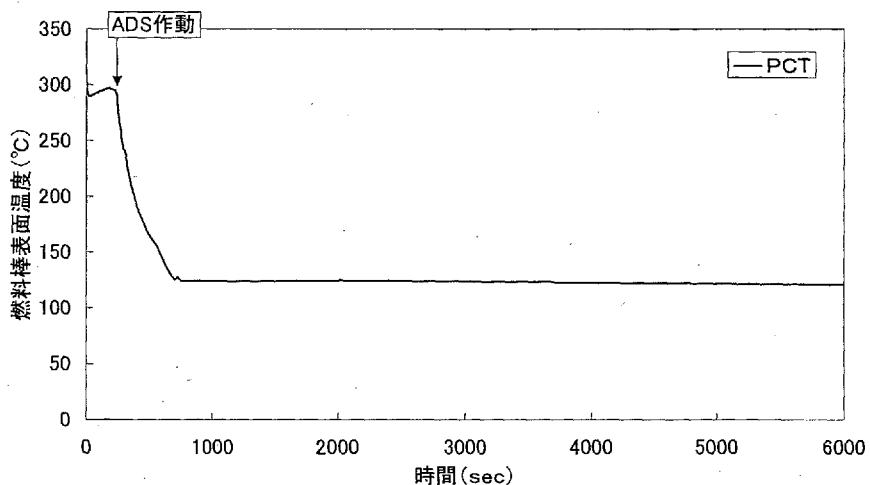


図 3.2.2-12 燃料棒表面温度解析結果（ドレン配管破断時）

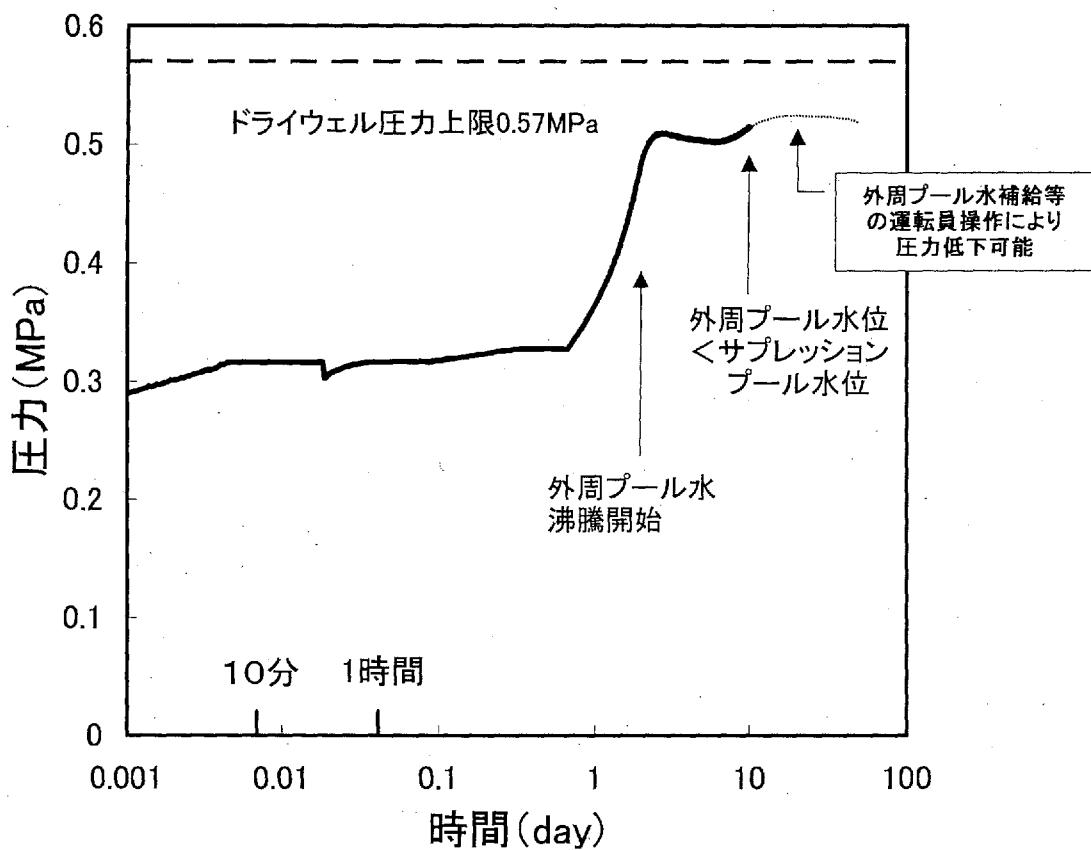


図 3.2.2-13 原子炉格納容器圧力評価結果（主蒸気配管破断時）

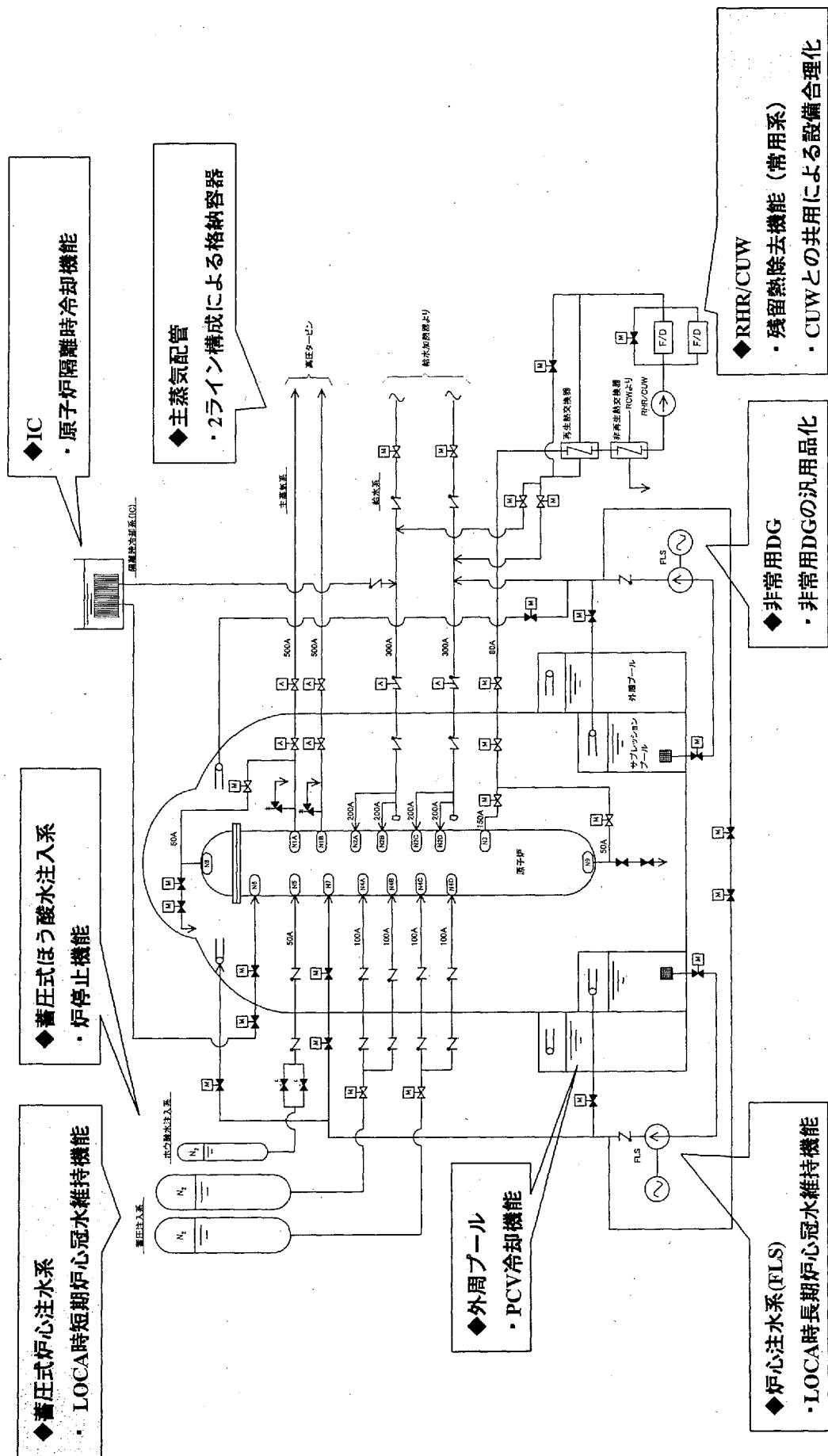


図 3.2.2-14 原子炉設備 システム構成図

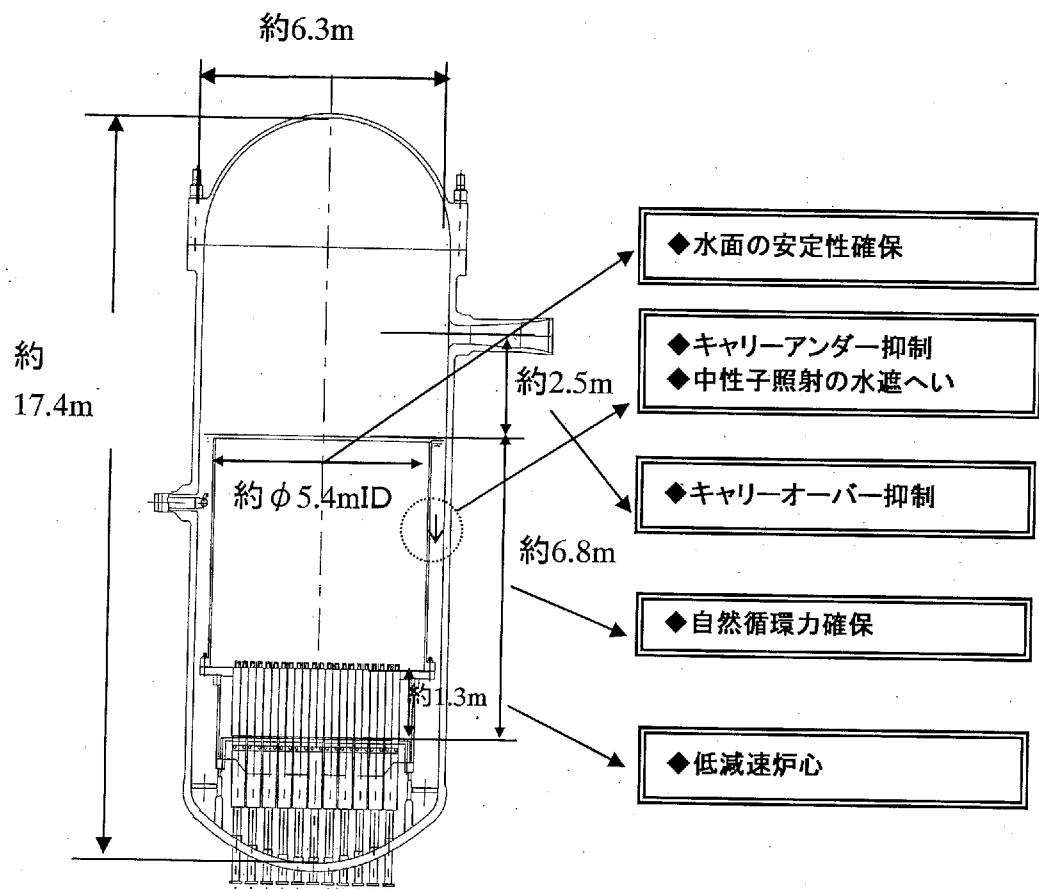


図 3.2.2-15 原子炉圧力容器断面図

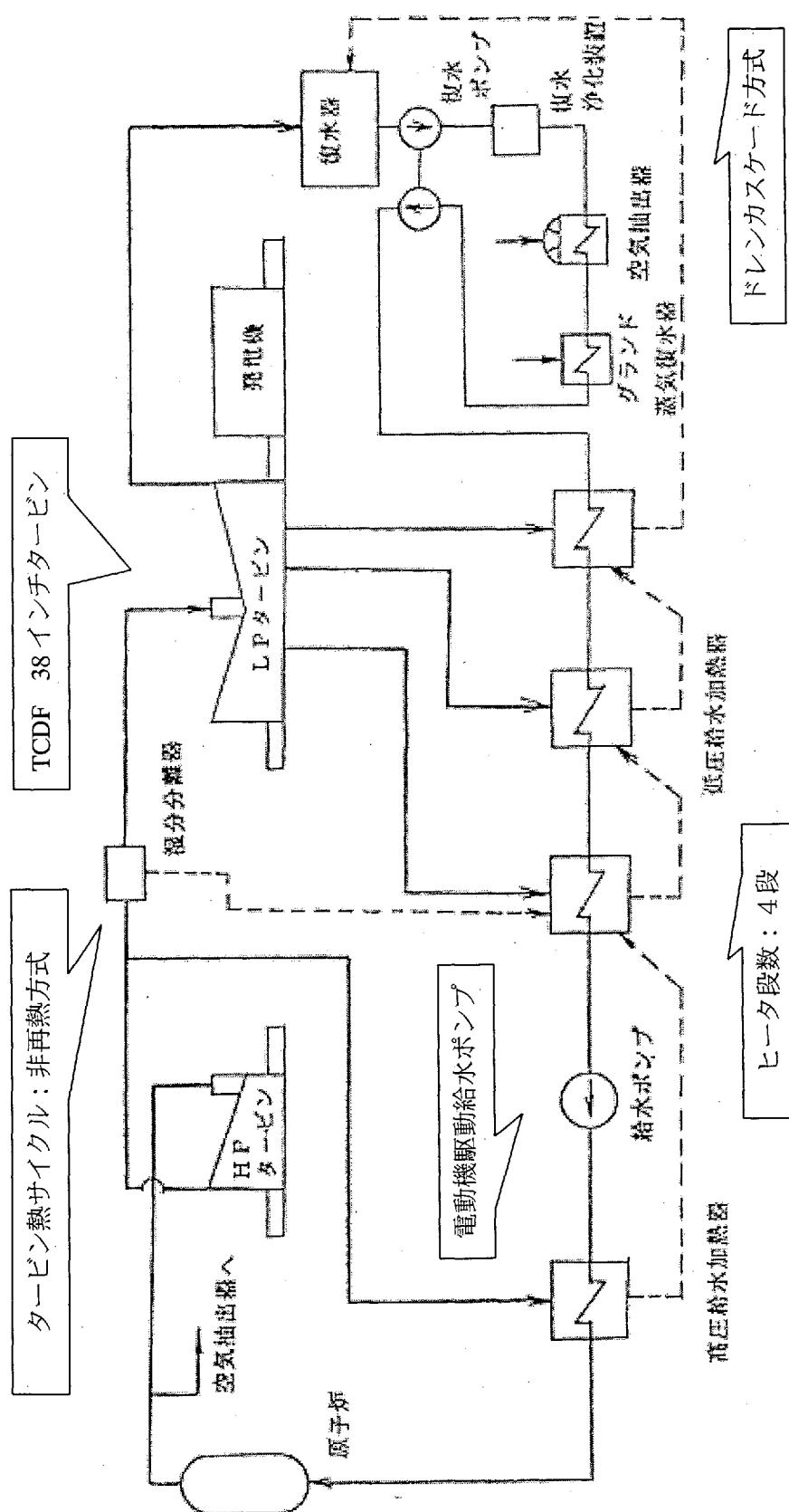


図 3.2.2-16 タービン設備 システム構成図

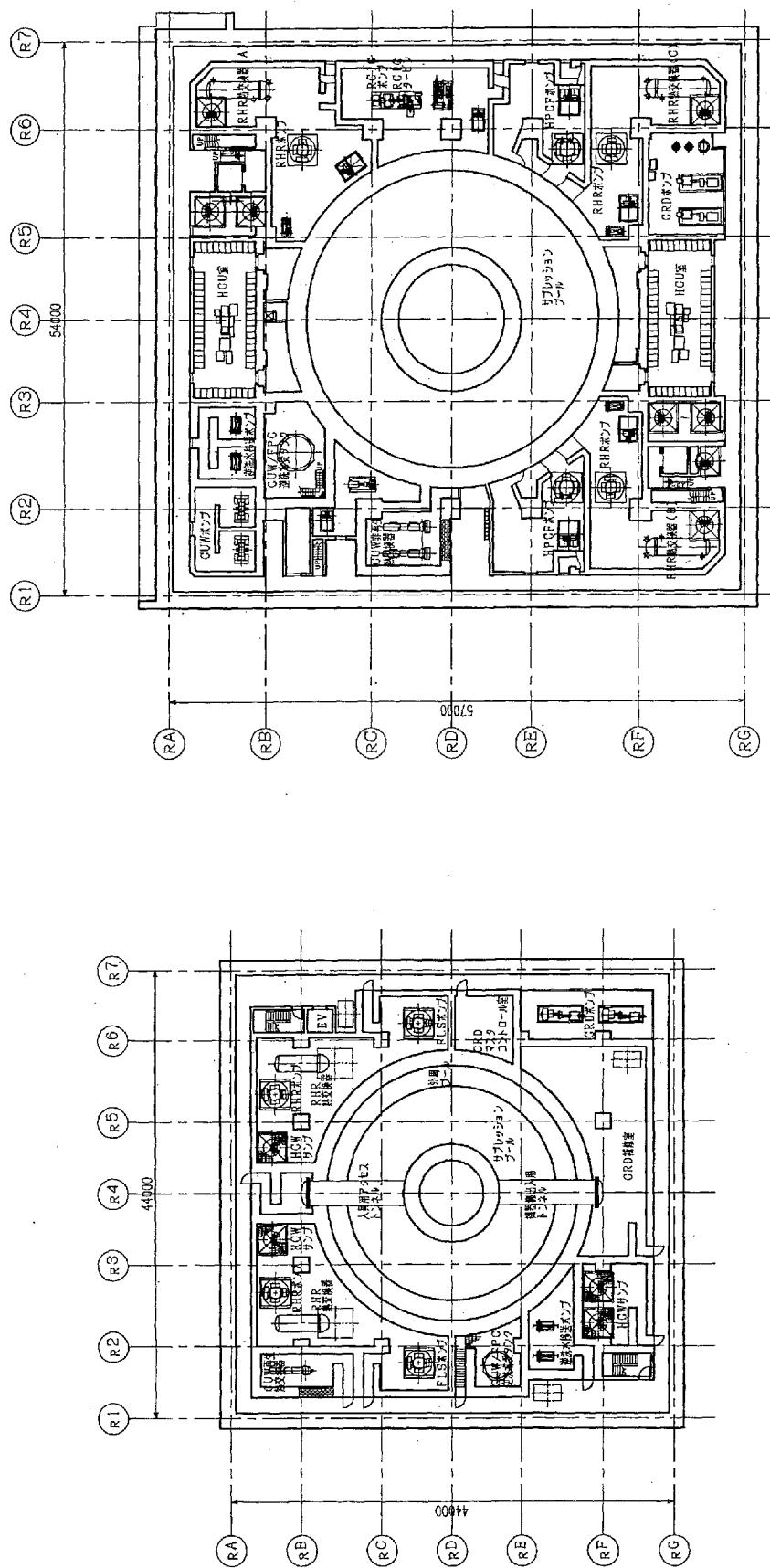
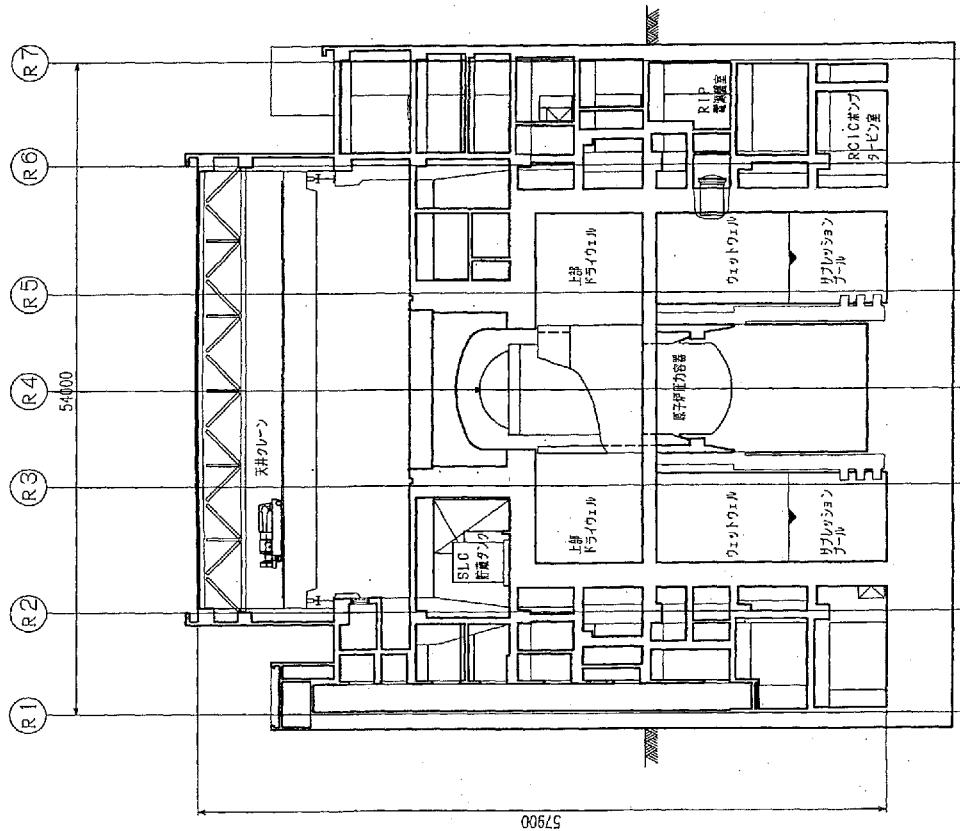
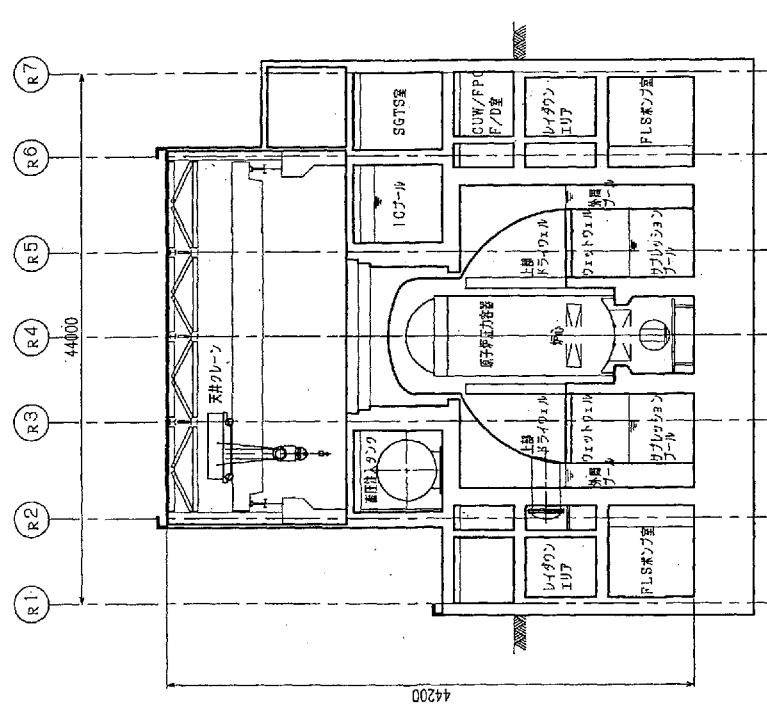


図 3.2.2-17 原子炉建屋/PCV 平面図比較

A B W R
(原子炉建屋容積: 100 %)
小型 RMWR
(原子炉建屋容積: 45 %)

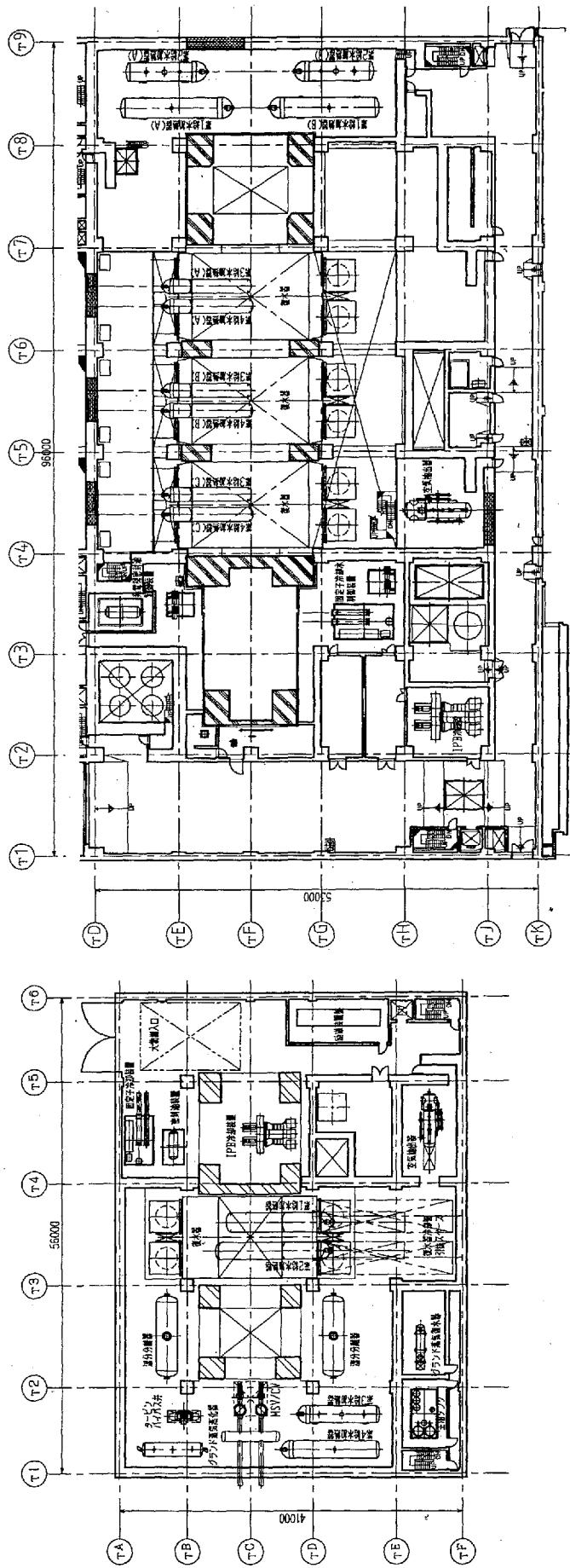


(原子炉建屋容積：100 %)



(原子炉建屋容積：45%)

圖 3.2.2-18 原子爐建屋/PCV 斷面圖比較



(タービン建屋容積：100%)

ABWR

(タービン建屋容積: 37 %)

図 3.2.2-19 タービン建屋平面図比較

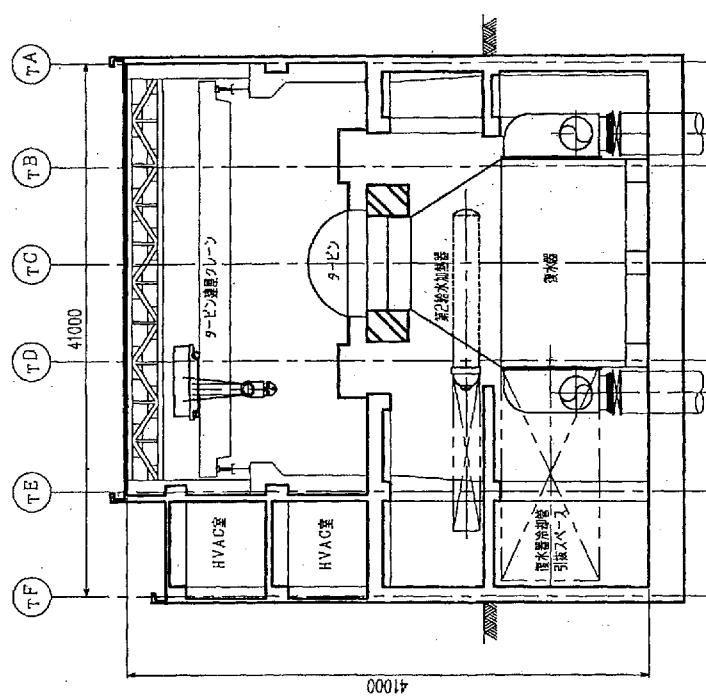
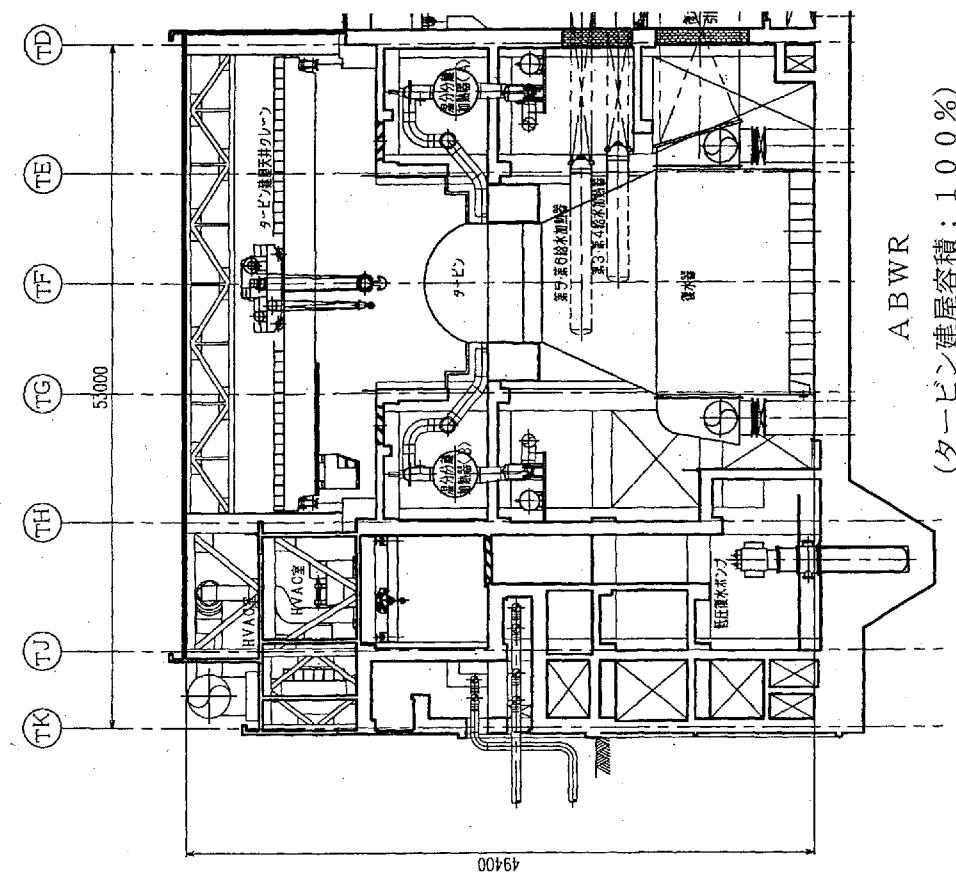


図 3.2.2-20 タービン建屋断面図比較

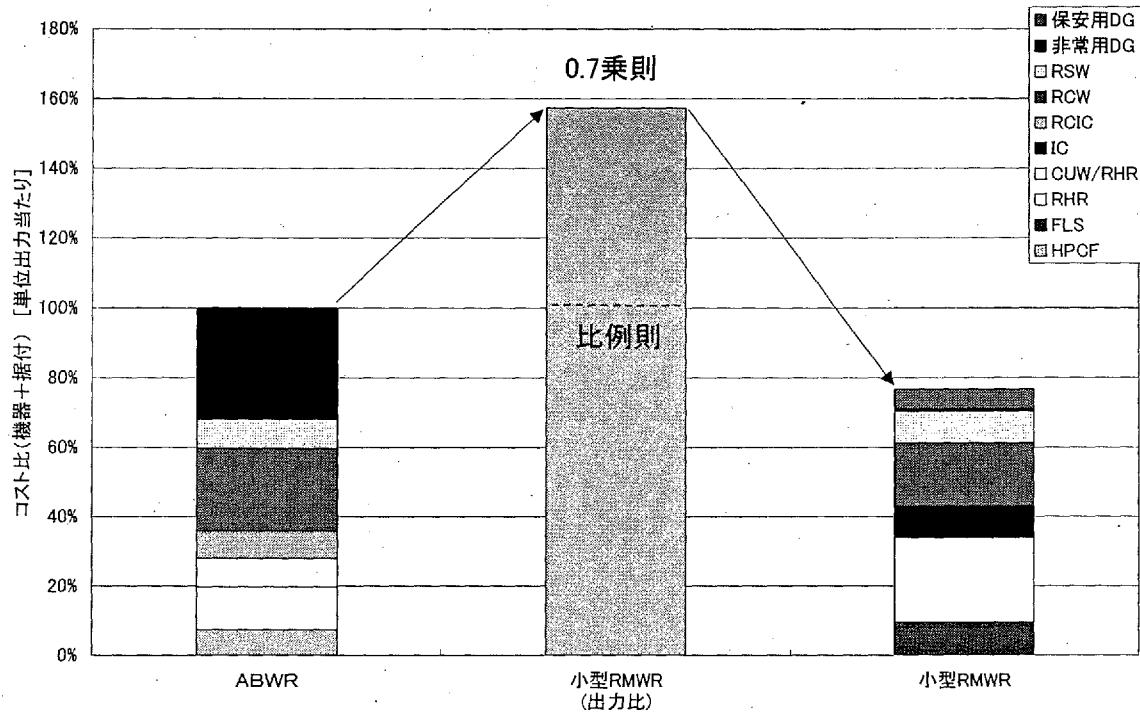


図 3.2.2-21 原子炉廻りシステム経済性評価

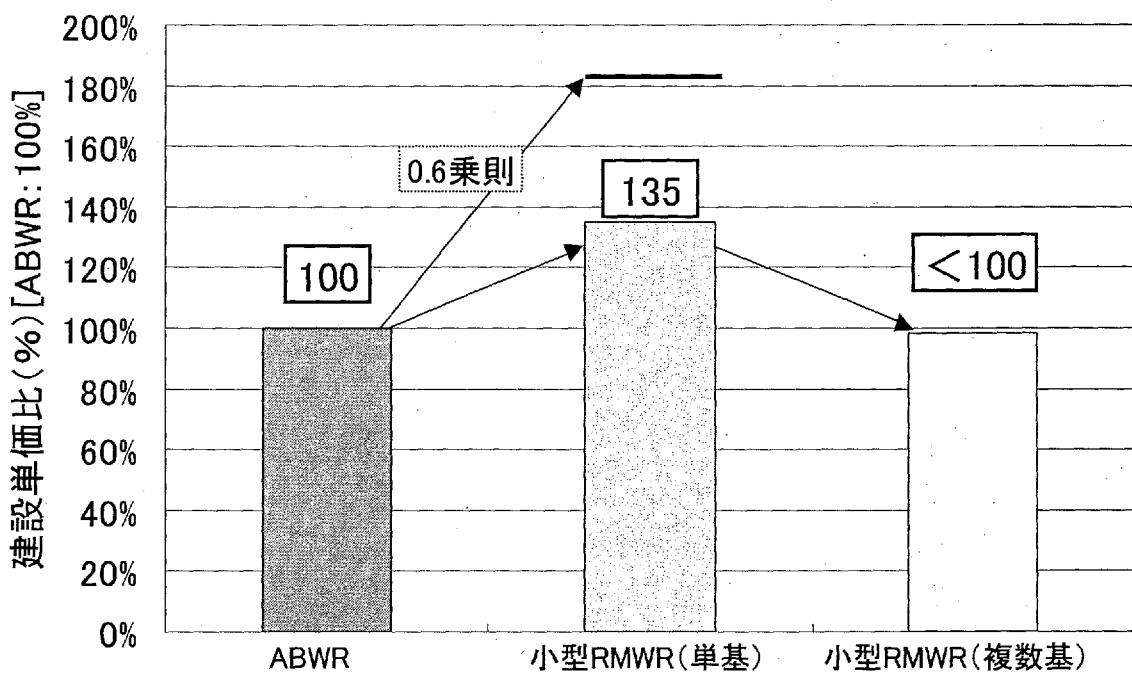


図 3.2.2-22 建設単価比まとめ

3. 2. 3 シビアアクシデント時の再臨界性の検討

(1) 背景

再臨界の問題は、反応度最大の炉心構成をとらず、又、ボイド反応度が正であるナトリウム冷却型高速炉の重要な安全問題として広く検討されてきた。ナトリウム冷却高速増殖炉もんじゅに関する安全審査においては、想定すべき事象に関する基本的考え方として、「事故より発生頻度は低いが結果が重大であると想定される事象についてはLMFBRの運転実績が僅少であることに鑑み、その起因となる事象とこれに続く事象経過に対する防止対策との関連において十分な評価を行い、放射性物質の放散が適切に抑制されることを確認する」ことが必要とされた^{3.2.3-1)}。これに対応し「技術的には起こるとは考えられない事象」のひとつとして再臨界挙動が検討されている^{3.2.3-2)}。

低減速軽水炉はボイド反応度が負であるなど基本的に軽水炉の特質を有するものであるが、プルサーマルの場合と比べてプルトニウム富化度が格段に高い燃料を使用することから、再臨界可能性の検討は重要と考えられる。又、軽水炉の安全規制において、設計基準事故を越える事象の影響緩和のためのアクシデントマネジメントの整備およびその有効性の評価のための確率論的安全性評価を実施することが安全委員会により推奨されていることからも、本検討は必要である。

高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究(FS)の一環として行われた低減速軽水炉(100万kW級)の安全性検討では、再臨界の可能性に関して、

1. シビアアクシデント時に被覆管が溶融落下する際、炉心において再臨界が生じる可能性がある。
2. その際、炉心には水が存在しないため構造体の健全性に影響するような機械エネルギーは発生しない。

点を指摘している^{3.2.3-3)}。この検討は簡易的なモデルを用いてなされたことから、炉心での再臨界の可能性に関して確定的なことを言うものでは無いが、ナトリウム冷却型高速炉において再臨界問題が極めて重要な安全上の検討課題として考えられてきたことから、本炉においてもその可能性・影響を検討することは重要である。

本検討では、下記3項目の検討を行なう。

1. 事故時冷却材分布
2. 炉心溶融挙動
3. 下部プレナムでの再臨界挙動に関する熱的および核的検討

上記1では、炉心での再臨界では顕著な機械エネルギーが発生しないというFSの結果の確認を行なう。2では、炉心及び下部プレナムでの再臨界挙動の検討に関して重要な被覆管溶融落下挙動の把握を行なう。3では、2の結果と従来の知見を用いたデブリベッド生成挙動の検討と核計算コードを用いた下部プレナムでの再臨界性の検討を行なう。

(2) 事故時炉心内冷却材分布の検討

a. 検討方法

RELAP5コードを用いて、炉心が溶融する直前までの挙動を解析し、典型的なシナリオにおける冷却材分布を検討する^{3.2.3-4)}。本コードは、現行軽水炉の事故時熱水力挙動解析のために米国原子

力規制委員会 NRC によって開発されたコードであり、世界中で広く性能評価がなされ現行炉の熱水力挙動の予測や安全系の性能評価に関しては十分な性能を有すると認識されている。本炉には稠密炉心やチムニの採用といった現行炉に無い特徴があるが、これらについては多くの機関において稠密炉心に関する実験やチムニに関する検討がなされている。これらの検討結果から、安全性の確証や精度の高い定量的把握を行なうためにはさらなる検討が必要であるものの、基本的挙動の把握には本コードは適用可能と考えられる。

解析では図 3.2.3-1 に示すように本炉をモデル化した。チムニに関しては、いくつか設計案があるがここでは分割型とし、炉心とともに 3 チャンネルに分割している。それぞれの炉心チャンネルのピーキングファクターは 1.37, 1, 0.35 である。事故条件としては、炉心溶融が低圧で生じる代表的シナリオとして主蒸気管破断と、高圧で生じる代表的シナリオとして減圧系の作動が失敗する過渡事象を検討した。両シナリオとも安全注入系は不作動とする。

b. 高圧シナリオ検討結果

この解析では、時刻ゼロに異常が発生し、ただちに給水停止、主蒸気隔離、スクラムが生じることを仮定している。燃料棒被覆管温度の計算には、コードに内蔵されているジルコニウム水反応モデルを使用する。輻射伝熱モデルはコードには内蔵されているが、ここでは簡単のため使用しない。

計算された圧力は、異常発生直後に 8 MPa にまで上昇し安全弁が作動し、以後、一定に保たれた。安全弁から流出する蒸気により炉容器内の水位は時間とともに低下し、11300 秒には上部プランケット上端にまで低下した（図 3.2.3-2 参照）。以後、水位の低下とともにドライアウト領域は増大し、12500 秒には上部炉心が、14100 秒には中間プランケットが、15100 秒には下部炉心において温度上昇が開始した（図 3.2.3-3 参照）。

上部炉心が 2100K にまで上昇した時点では、下部プランケット領域にわずかに水が残っていたが、下記理由により、さらに温度上昇が進み燃料棒が破損するころには、ほぼこの水も蒸発すると考えられる。その理由のひとつは、本解析では輻射冷却は考慮されていないため、1500K 程度から燃料棒温度は急激に上昇しているが、後述する MELCOR 計算では、輻射冷却や被覆管の一部溶融による除熱効果により、被覆管温度が 2000K を超えてから燃料棒が崩壊するまでに少なくともさらに 1000 秒以上要したことである。計算された水位の減少速度から、さらに 1000 秒の時間が経過すれば下部プランケット領域の残存水は完全に蒸発すると考えられる。又、燃料棒が溶融する前に制御棒およびその被覆管が溶融落下することも後述する計算や従来のシビアアクシデント研究で示されている。制御棒が溶融落下すれば当然、下部プランケット領域にある水を蒸発させることになる。これらから、本シナリオのように崩壊熱による沸騰だけで原子炉水位が減少する場合でも、被覆管が溶融落下する時点では、炉心内に冷却水はほとんど存在しないと考えられる。

c. 低圧シナリオ検討結果

主蒸気管大破断では、破断口からのエネルギー放出により原子炉は急激に減圧される。一般に現行 BWR では信頼性の高い自動減圧系(ADS)を使用することから、事故や異常時に原子炉が高圧状態に保たれることは少なく、シビアアクシデントは確率的には大部分低圧で生じる。高圧シナリ

オと比較し減圧沸騰による水位低下効果があることから、本シナリオでは計算するまでも無く高圧シナリオの場合より水位が低下すると考えられる。

圧力挙動、ダウンカマ水位、炉心ボイド率、各チャンネルの炉心温度を図 3.2.3-4 から 3.2.3-9 に示す。炉心水量は、伝熱と減圧沸騰により振動的に減少し、全チャンネルがほぼ同じ時刻（約 1300 秒）で空になり、その後被覆管温度が上昇することが示された。すなわち、減圧沸騰の効果が期待できる低圧シナリオでは、炉心で被覆管が溶融落下を開始するはるか以前に、炉内に水は残っていない。下部プレナムの水量は、溶融燃料が下部プレナムに落下する挙動を検討する際に重要であるが、図 3.2.3-5 に示されるように炉心下端より約 50cm 下のところに保たれており、ほぼ満水状態である。

d. まとめ

高圧及び低圧の代表的な事故シナリオにおいて、燃料棒被覆管が溶融落下する時に、仮に再臨界を生じたとしても炉内に水が存在しないため、圧力容器の健全性に影響するような機械エネルギーは生じ得ないという FS の検討結果を、軽水炉の熱水力解析で実績のある RELAP5 コードを用いて確認した。

（3）炉心損傷挙動の検討

a. MELCOR コード

本検討では、シビアアクシデント挙動解析コード MELCOR を用いる^{3.2.3-5)}。このコードは NRC で開発された軽水炉シビアアクシデント解析用コードで世界中で広く使用されている。シビアアクシデント解析コードの中では、本コードは簡易解析コードとして位置付けられており、計算所要時間が比較的少ないという特徴がある。一般にシビアアクシデント時の挙動は、熱水力だけではなく、構造強度、化学など様々な分野の複合した複雑な現象を扱うことから、解析結果の不確定性は大きい。したがって、コードの限界を知り、それを十分考慮した上で検討を行なうことが重要である。

本コードは二相流解析や炉心溶融挙動解析等の種々の機能を有するパッケージが複合されたコードである。二相流解析パッケージ(CVH パッケージ)では各計算体積(ボリューム)の気液二相の質量、ボイド率、水位、エネルギーが計算される。ボイド率や水位の計算にはドリフト速度や気液界面摩擦等のモデルが必要であるが、本コードでは水面下の気相速度を一定値とする簡易モデルが使用されている。炉心が溶融する時点では、通常、流れはほぼ停滞しているため、このような簡易モデルでも大きな問題はない。燃料温度に適切な初期値を設定できないという問題はあるが、一般に、スクラム直後の十数秒間に十分な冷却がある場合は、燃料温度は流体温度付近にまで低下するため、本解析のような長時間の解析を行なう場合には、初期温度は重要でない。

炉心溶融挙動の解析パッケージ(COR パッケージ)では、炉心および下部プレナム領域について、流体解析ボリュームをさらに分割することが可能である。それぞれのボリュームでは、燃料、被覆管、集合体壁、制御棒、支持板等の構造材を構成する物質(UO₂ 及びジルコニウム、ステンレス、B₄C とそれらの酸化物)と、これらが崩壊することにより生じる粒子状デブリについて、質量、エネルギー、位置等を各ボリュームごとの集中定数として計算することができる。Zr-H₂O 反応や B₄C-

ステンレス鋼間の共晶反応等の主要な化学反応は考慮されている。混合物の物性値は混合物の各成分の物性値を原子数で重みをとり平均することにより求められる。デブリとして取り扱えるのは基本的にボリューム内で一種類だけであるため、例えば、固化したデブリが再溶融により酸化物と金属に分離するような挙動は解析できない。

健全な燃料棒は被覆管温度がある設定値を超えると、その位置より上の燃料が崩壊しデブリになるというモデルを使用している。本解析では設定値は標準値の 2500K を用いている。この値は、照射燃料を用いた実験の結果に基づくもので、新燃料の場合はこれより高い温度になると考えられている^{3.2.3-5)}。チャンネルボックス等は、金属の厚みがある設定値以下になるとデブリになるとしている。本解析では、この設定値として標準の値の 0.1mm を使用する。

生成されたデブリは、炉心および下部プレナムでは、その位置の下側のボリュームに十分な空間があれば下方に移動する。水平方向にもデブリ蓄積領域の高さを同一にするように、設定された時定数に基づき移動する。デブリ温度が融点より低下する場合はその位置で再度固化する。デブリが下部支持板の上にある場合は、支持板が健全である限りそこに存在し、延性破壊、クリープ破壊等により健全性が喪失すると下部プレナムに落下する。

本コードでは、MOX 燃料の物性値が用意されていない。一般に MOX の物性値は、UO₂ と PuO₂ の物性値を原子数の比で内挿する^{3.2.3-6)}。例えば、融点は UO₂ で 3120K で、PuO₂ のモル分率 20% の MOX 燃料では 3041K である等、両者の物性値は大きく異なるものではない。そこで、本解析では、MOX を UO₂ の物性値を用いて取り扱うことにする。

b. 解析方法・条件

二相流挙動解析用のボリューム分割を図 3.2.3-10 に示す。炉心は径方向に 6 分割しバイパスは 1 流路で代表させている。本解析では、もっとも内側のチャンネルをリング 1 と呼び、もっとも外側をリング 6 と呼ぶ。各リングと模擬する集合体の関係を図 3.2.3-11 に示す。チムニは分割型で、各炉心に対応し 6 チャンネルで模擬している。炉心溶融挙動の計算には、流体解析と基本的に同じボリューム分割を用いるが、下部プレナム領域は水平方向により詳細に分割している。

解析条件は前節の RELAP5 計算と同様に主蒸気配管の破断を模擬した。安全系は不作動で、破断と同時に、スクラム、給水停止、主蒸気ライン隔離弁閉鎖が生じることを仮定した。

本コードは、溶融炉心の下部プレナムへの移行、格納容器への移行、さらには、環境への放射能放出挙動の解析機能を有するコードであるが、本解析では、炉心が崩壊し、炉心下部支持板に蓄積するところまでの検討を主に行なう。

c. 解析結果

図 3.2.3-12 に、炉心のリング 1 領域のプランケット及び炉心の燃料平均温度挙動を示す。炉心冷却水は約 300 秒で無くなりこれに対応し、炉心温度が上昇を開始した。被覆管温度は、崩壊熱レベルでは熱流束があまり大きくなないことから燃料棒温度とほぼ同様である。Zr-H₂O 反応は、被覆管温度が 1000K を超えるころに開始し、特に 1300K を超えるころから急激に増大し、被覆管温度の上昇速度に影響した。上部炉心では約 1500 秒に温度上昇速度が低下しているが、下部炉心においては同様な挙動は見られず、2200K 付近まで連続的に増大している。これは、下部炉心にお

いては、ジルコニウム水反応がある程度継続するのに対し、上部炉心では 1500 秒付近で水蒸気がほとんど存在しなくなるためである。

プランケット温度を見ると、1300 秒以降、中間プランケット温度が、上部プランケットより高くなるのは、前者が上下炉心からの輻射により加熱されることによる。又、2000 秒頃まで上部および中間プランケット温度が下部プランケットより高いのは高温気体によりプランケットが加熱されるためである。

1800 秒ごろから燃料棒被覆管は溶融を開始し、溶融ジルコニウムが燃料棒にそって落下するキャンドリングと呼ばれる現象が計算されている。同様に約 2000 秒ごろから制御棒被覆管で溶融が開始し、2200 秒頃には下部炉心下端高さより上の制御棒が崩壊する。約 2700 秒には、下部炉心高さより上のチャンネルボックスが崩壊しデブリとなっている。

下部炉心では温度が 2300K を超えるあたりから上昇速度が低下している。3250 秒に下部炉心の被覆管温度が設定値 2500K に到達し、燃料棒は崩壊した。温度がゼロになっているのは健全な燃料が崩壊しデブリに変わったことを意味している。デブリは、下部炉心支持板からの中間プランケット高さにまで蓄積した。

図 3.2.3-13 から 3.2.3-17 に、炉心領域リング 2 から 6 までの炉心温度挙動を示す。リング 1 で下部炉心下端高さより上部の燃料棒が 3250 秒に崩壊した後、3350 秒にリング 2、3700 秒にリング 3 が崩壊した。4000 秒までの時間範囲では、リング 4 より外側の燃料は崩壊していない。制御棒に関しては、Ring1 から Ring5 までが、Ring1 で燃料棒が崩壊する 3250 秒以前に崩壊した。

d. 炉心での再臨界に関する考察

前述のように FS の解析では被覆が溶融落下する際に再臨界が生じることが示された。本解析との計算条件の違いとして、FS の計算では 100 万キロワット級の大型炉心を対象としていること、及び、径方向に 3 分割しているものの中央部領域の直径が約 4 m と大きいことが上げられる^{3.2.6-3)}。このため、被覆管の溶融落下はこの領域で同時に生じることになり、比較的に大きな反応度が同時に印加されることになる。本検討では、Ring1 と Ring2 の燃料棒の崩壊時刻には約 100 秒程度の差があるが、これは、それぞれの領域の発熱量が約 3%異なることによっている。すなわち、実際の現象では出力の違いに対応し、中心部から外周部に燃料棒の崩壊挙動は時間的に順じ生じることを解析結果は示している。この 100 秒という時間差は、過渡変化全体の時間スケールから見れば非常に短いが、核的な影響を検討する上では大きな差である。

径方向の燃料崩壊の時間差を考慮した再臨界性の検討で重要な因子は、被覆管が溶融落下した後の燃料ペレットの状態である。溶融被覆の崩壊とともに燃料が崩壊するなら、この解析で示されたよう状況では、再臨界は生じにくくなる。不確定要素はあるが、少なくともジルコニウム被覆管に関しては、二酸化ジルコニウムの融点と MOX 燃料の融点がどちらも 3000K 程度であることから、本解析結果は炉心では再臨界は生じ難いことを示唆していると言える。一方、被覆管にステンレスを用いる場合には、MOX との融点の違いが大きいことから、径方向の燃料崩壊の時間差の影響は、再臨界性に大きく影響はしない可能性がある。

e. 従来の研究と本解析結果から推測される下部プレナムへのデブリ移行挙動

炉心から下部プレナムへのデブリの移行挙動については、従来二通りのパスが考えられている。TMI事故では炉心中央部より上の領域に、溶融燃料プールが生成したことが知られている。溶融プール領域は時間とともに径方向と下向き方向に拡大するが、先に炉心バレルに接触し、溶融貫通口からダウンカマを通り下部プレナムにいたるというパスをとおり溶融燃料は排出されたと推定されている。このパスの場合、一旦プールに大量に蓄積された溶融燃料が排出されることから、その流量は比較的大きいと考えられている。一方、BWRでは燃料集合体周囲にバイパス領域があり、かつ、制御棒が溶融落下しやすいことから、溶融燃料はチャンネルボックスを溶かした後、バンドル間のバイパス領域を落下し、炉心支持板に蓄積し、支持板を破壊し下部プレナムに落下するというパスが生じ易いことが言わされている。このようなプロセスでは、出力密度の高い中央部から径方向に順に溶融燃料の落下が生じることになるので、比較的に緩やかに溶融燃料が排出される。ただし、現行BWRでも、初めは、シュラウドを貫通し溶融燃料の一部が落下した後、炉心下部支持板からの落下が始まるという考え方が多いようである^{3,232-7)}。

さて、本炉心の場合、扁平であることから、出力最大の下部炉心部と炉心支持板の距離は短く、下部炉心が溶融する場合、溶融燃料と支持板は極めて近い位置に存在することになる。MELCORを用いた本解析においても、炉心中央部が溶融した段階で、周辺部は健全であった。したがって、溶融燃料は、炉心支持板を貫通するパスを通り、下部プレナムに移行することが考えられる。又、現行炉であまり考えられていないパスとして、下部プランケット領域を溶融し、燃料集合体の真下、すなわち、燃料棒案内管領域に落下するようなパスもあると考えられる。

下部プレナムでの再臨界性を考える時、急激な燃料の排出により短時間であっても落下地点に局所的に蓄積し山状になることは好ましく無いので、シュラウド貫通による急激な溶融燃料の放出が無いことを示すことは重要である。

f. まとめ

- MELCORの計算結果は、炉心が半径方向に中心から周辺部への順に崩壊していくことを示した。燃料棒崩壊時刻は熱出力に依存し、3%の出力差により100秒程度の時間差が生じている。ジルコニウム被覆管酸化物とMOX燃料融点の差があまりないことから、本解析結果は、少なくとも、ジルコニウム被覆の場合、炉心で再臨界が生じにくいことを示唆している。燃料棒の崩壊分布と被覆管が溶融した後の燃料ペレットの状態を考慮した検討を実施することが重要である。
- MELCORによる解析結果より、溶融炉心の下部プレナムへの移行に関して、TMI事故で見られたような炉心上部に大きな溶融プールが形成され、それがシュラウドを貫通し、ダウンカマ領域を落下するという挙動は、本炉のような扁平炉心では、生じ難いことが示された。炉心溶融物は炉心支持板もしくは、集合体底部を貫通し、下部プレナムにジェット状に落下することが示唆された。このような溶融燃料の移行は、シュラウドを貫通する場合と比べて比較的に緩やかであり、下部プレナムにデブリが局所的に蓄積する可能性が少ない移行形態と考えられる。

(4) 下部プレナムでの臨界性の検討

a. 下部プレナムでのデブリベッド生成挙動に関する従来の研究と再臨界性の検討

従来より蒸気爆発の影響評価や溶融燃料の炉容器内保持可能性に関して、デブリが下部プレナムに落下し蓄積する挙動の研究が多くなされている（例えば^{3.2.3-8)}。一般にデブリジェットの温度は、水の最小膜沸騰維持温度よりはるかに高いため、デブリジェットが水中に流入すると、ジェットの周囲にはただちに蒸気膜が生成され、膜沸騰状態になると考えられている。蒸気膜では毎秒数mmオーダーの速度で蒸気が流れ、このため、ジェット表面が波立ち小径の粒子状のデブリが生成する。従来の実験では2mmから4mm口径の粒子が観測されている^{3.2.3-8)}。生成された粒子は温度が高い間は蒸気で覆われているものの数百K程度にまで低下すると水と接触し、ほぼ水温にまで冷却される。MELCORの解析結果によると、デブリのジェット状の落下は炉心中央部から開始し半径方向に時間の進展とともに広がっていく。溶融粒子が小径であること、ジェット周囲の蒸気流速が早いこと、下部プレナムには当初水深5m程度の水があること、デブリジェットの流入は一箇所で起こらず複数の場所で起こること等の理由から、デブリは下部ヘッドに蓄積する前に攪拌され、比較的一様に下部ヘッドに蓄積すると考えられる。蒸発による下部プレナム水位の低下とともに、デブリジェットの冷却は十分でなくなるため、一部の溶融デブリは直接下部プレナム底部付近まで達するようになるが、制御棒案内管に水が蓄積されている間は、内部の水の蒸発効果により、そのようなデブリを固化することが可能であると考えられている^{3.2.3-8)}。デブリの落下が開始してから約1時間経過すると、制御棒案内管内の水も無くなり、制御棒駆動機構ハウジングおよび制御棒案内管も崩壊する。デブリ粒子の温度は増大し、蓄積したデブリの中央部で再度溶融が開始する。この再溶融の過程では、融点が低く密度の軽い金属類の層が酸化物デブリの上に生成されていく。やがて下部ヘッドは溶融し溶融物が格納容器下部ドライウェルに放出される。Suh等の検討では、水が無くなつてから下部ヘッドが局所的に溶融し貫通口が生成するまでの典型的な時間は約1時間である^{3.2.3-8)}。一方、下部プレナムの貫通口がデブリにより加熱される場合は、より早い時間で破損するということも考えられる。

以上の挙動からデブリベッドでの再臨界性の検討では、デブリベッドが再溶融する前と再溶融後の挙動を分けて考えることが適切である。デブリジェットから生成されたデブリ粒子が蓄積していく段階では、溶融燃料や溶融した被覆管等が炉心で仮によく混合されていなくとも、前述のメカニズムで均一に蓄積していくことになり、再臨界が生じ難いことが推測される。この状態での再臨界性は次節で検討する。

その後、デブリベッドが再溶融する過程においては、金属相と溶融酸化物相が時間とともに分離し再臨界が生じやすい方向に現象が推移していくことから、この段階の再臨界の検討が重要である。特に、溶融金属酸化物と溶融酸化物燃料は分離し難いことから、この段階での溶融金属の酸化量の把握が重要である。

b. MVPコードを用いた検討

1) 解析方法

核計算コードMVPを用いて、下部プレナムでの再臨界の可能性について検討した。MVPコードは原研において開発されたコードで、連続エネルギーモンテカルロ法を用いている^{3.2.3-9)}。この

手法は、エネルギー依存性や幾何形状の表現に近似がほとんどなく複雑な形状の体系も厳密に取り扱えるため、現在最も精度の高い核計算手法である。又、ベクトル計算機を用いて計算の高速化を図っていることも本コードの特徴である。本解析では核データライブラリーとして JENDL-3.2 を使用した。

2) 検討条件

本検討では、前述の下部プレナム内デブリベッド生成挙動のうち、再溶融以前の状態、すなわち、固化したデブリが下部プレナムに蓄積し、制御棒駆動機構ハウジング等の下部プレナム内構造物が健全である段階での再臨界性を検討した。溶融デブリの形状としては、下部ヘッド形状の底面に沿って高さ一様にデブリが蓄積したレンズ形状と、シュラウドと等しい径を有する円盤形状のふたつの場合を検討した。図 3.2.3-18 に解析体系の垂直方向及び水平方向の断面図を示す。この図では、レンズ形状の解析体系を示している。

溶融燃料の量は、炉心全体が溶融した場合に相当し、体積は、制御棒駆動機構ハウジングの影響を考慮している。さらに、粒状デブリが蓄積する場合の空孔率及びその中の水ボイド率は、従来の実験値を参考にパラメトリックに設定した^{3.2.3-8)}。デブリ構成物質は、上部炉心、下部炉心、中間プランケット、下部プランケットの燃料と ZrO₂ が均一に混合したものと想定した。これは、下部炉心より上の部分が崩壊し炉心支持板の上に蓄積し、崩壊時に未溶融であったプランケットも溶融した後、支持板を貫通し、下部プレナムにジェット状に流入する場合に対応している。ここで制御棒構成物質の混合に関しては、溶融後、燃料棒案内管に落下する可能性が高いため考慮していない。

計算ケースを下記表に示す。ケース 2 は、デブリベッド中の空孔率及び空孔内のボイド率の影響を見るもので、空孔率を 0.26 から 0.53 の範囲で、又、ボイド率を 0 から 100% の範囲で変化させた。

解析条件

	Case 1	Case 2		
空孔率		0.26	0.4	0.53
円盤（高さ）	0.69m	-	-	-
レンズ*（蓄積高さ）	0.91m	1.06m	1.18m	1.34m
1. 円盤：シュラウド径と同じ直径の円柱。				
2. レンズ：下部が下部ヘッダーに沿い上面が水平な形状				

3) 結果：

下記表に前述のケース 1 の場合の実効増倍率を示す。円盤、レンズ両形状において未臨界状態が保たれている。

条件ケース 1 における実効増倍率

体系	実効増倍率 (k-eff)
円盤	0.9013 ± 0.03%
レンズ	0.9061 ± 0.04%

下記表に前述のケース2の場合の実効増倍率を示す。いづれの場合も未臨界が保たれている。全体にボイド率が小さいほど増倍率は大きく、空孔率が少ないほど増倍率は大きい(空孔率0.53、ボイド率0%は例外)が、ボイド率が小さくなると増倍率の空孔率依存性は小さくなるという傾向が見られた。

条件ケース2における実効増倍率

形状	空孔 体積割合	ボイド率		
		0%	50%	100%
レンズ	0.26	0.9306±0.03%	0.9280±0.03%	0.8637±0.04%
	0.4	0.9287±0.03%	0.9112±0.03%	0.8330±0.05%
	0.53	0.9534±0.03%	0.9031±0.03%	0.7986±0.05%

これらの結果は、少なくとも、デブリベッドが再溶融する以前においては、下部プレナムで再臨界が生じにくいことを示している。

これらの検討に加えて、中性子吸収剤設置による対策可能性の検討を行なった。この検討では、デブリ成分として被覆管を含まない、上下炉心と中間及び下部ブランケットの混合物を考え、形状は球とレンズ形状を想定した。球形状は前述の検討により技術的にありえない条件であるが、極めて厳しい条件でもなにかしらの対策は可能であることを示すために条件として設定した。中性子吸収材の設置方法は、制御棒駆動機構ハウジングに吸収材を巻く場合を検討した。計算では実効増倍率を0.95にするために必要な吸収剤厚みを求めた。

結果は下記のとおりであり非現実的な厚みになることなく未臨界を保つことが可能であることが示された。尚、この検討は原理的に未臨界に保つことが可能であることを示すものであり、その必要性や、このような場所での取り付け可能性、交換可能性等については今後検討する必要がある。

中性子吸収剤をCRDハウジングに取り付ける場合に未臨界維持に必要な厚み

吸収材	球		レンズ状	
	厚み (mm)	実効増倍率	厚み (mm)	実効増倍率
B ₄ C(天然)*	14.0	0.9488±0.04%	6.0	0.9448±0.06%
B ₄ C(90%B-10)*	6.0	0.9462±0.04%	2.0	0.9418±0.06%
Hf	21.0	0.9468±0.05%	10.0	0.9463±0.06%

* : B₄C の場合は吸収材の外側にさらに厚さ1.5mmのステンレススチール被覆有り

c. まとめ

- 従来のデブリベッド生成に関する研究から、下部プレナムでの再臨界性の検討では、デブリベッドが再溶融する以前の状態と再溶融後の状態を分けて検討することが重要である。
- デブリベッドが再溶融する以前の状態では、デブリジェットが水に流入する際の粒子化により、燃料、ブランケット、被覆管等の物質が良く混合された状態になると考えられる。

- デブリベッド再溶融以前の状態で、炉心デブリと被覆管デブリが混合する場合には、再臨界が生じ無いことを核計算コード MVP を用いて明確にした。より一般的な結論を得るためににはさらに感度計算を実施する必要がある。
- デブリベッドが再溶融する過程では金属相と酸化物（セラミック）相に分離すると考えられている。この挙動には、金属の酸化量や物質間の各種化学反応、炉容器の外部冷却状態、崩壊までの時間等が影響する。これらを考慮した再臨界性の検討が今後必要である。

(5) 結論

本検討では、RELAP5、MELCOR、MVP コードを用いて、炉心及び下部プレナムでのシビアアクシデント時の挙動、炉心で再臨界する場合の大規模な機械エネルギーの発生の有無、下部プレナムでの再臨界性を検討するとともに重要な現象・課題の抽出を図った。その結果、以下の結論を得た。

1. 高圧及び低圧の代表的な事故シナリオにおいて、燃料棒被覆管が溶融落下する時に、仮に再臨界を生じたとしても炉内に水が存在しないため、圧力容器の健全性に影響するような機械エネルギーは生じ得ないという FS の検討結果を、軽水炉の熱水力解析で実績のある RELAP5 コードを用いて確認した。
2. MELCOR の計算結果は、炉心が半径方向に中心から周辺部への順に崩壊していくことを示した。燃料棒崩壊時刻は熱出力に依存し、3 % の出力差により約 100 秒程度の時間差が生じた。被覆管酸化物と MOX 燃料融点の差があまりないことから、本解析結果は、少なくとも、ジルコニウム被覆の場合、炉心で再臨界が生じにくいことを示唆している。燃料棒の崩壊分布と被覆管が溶融した後の燃料ペレットの状態を考慮した検討を実施することが炉心での再臨界性検討のために重要である。
3. MELCOR による解析結果より、溶融炉心の下部プレナムへの移行に関して、TMI 事故で見られたような炉心上部に大きな溶融プールが形成され、それがシュラウドを貫通し、ダウンカマ領域を落下するという挙動は、本炉のような扁平炉心では、生じ難いことが示された。炉心溶融物は炉心支持板もしくは、集合体底部を貫通し、下部プレナムにジェット状に落下することが示唆された。このような溶融燃料の移行は、シュラウドを貫通する場合と比べて比較的に緩やかであり、下部プレナムにデブリが局所的に蓄積する可能性が少ない移行形態と考えられている。
4. 従来のデブリベッド生成に関する研究から、下部プレナムでの再臨界性の検討では、デブリベッドが再溶融する以前の状態と再溶融後の状態を分けて検討することが重要である。
5. 再溶融以前の状態では、デブリジェットが水に流入する際の粒子化により、燃料、プランケット、被覆管等の物質が良く混合された状態になると考えられる。
6. デブリベッド再溶融以前の状態で、炉心デブリと被覆管デブリが混合する場合には、再臨界が生じ無いことを核計算コード MVP を用いて明確にした。より一般的な結論を得るためににはさらに感度計算を実施する必要がある。

7. デブリベッドが再溶融する過程では金属相と酸化物（セラミック）相に分離すると考えられている。この挙動には、金属の酸化量や物質間の各種化学反応、炉容器の外部冷却状態、崩壊までの時間等が影響する。これらを考慮した再臨界性の検討が今後必要である。

参考文献

- 3.2.3-1 改訂 10 版 原子力安全委員会安全審査指針集、監修 内閣総理大臣監房原子力安全室、大成出版社、平成 12 年。
- 3.2.3-2 高速増殖炉もんじゅ発電所 原子炉設置許可申請書。
- 3.2.3-3 三原 隆嗣等、FBR システム技術検討書－平成 12 年度報告－、JNC TY9400 2001-012, 1442-1445 (2001)。
- 3.2.3-4 The RELAP5 Development Team, RELAP5/MOD3 Code Manual, NUREG/CR-5535 (1995).
- 3.2.3-5 R. O. Gauntt et al., MELCOR Computer Code Manuals, NUREG/CR-6119 (2000).
- 3.2.3-6 C. M. Allison et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.1 Code Manual, Volume IV: MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150 (1993).
- 3.2.3-7 G. Bandini, Status of Degraded Core Issues, NEA/CSNI/R(2001)5, (2001).
- 3.2.3-8 K. Y. Suh and R. E. Henry, Debris Interactions in Reactor Vessel Lower Plena during a Severe Accident II. Integral analysis, Nucl. Eng. Des. 166, 165-178 (1996).
- 3.2.3-9 森 貴正 他、MVP/GMVP 連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子/光子輸送計算モンテカルロコード, JAERI-Data/Code 94-007 (1994)。

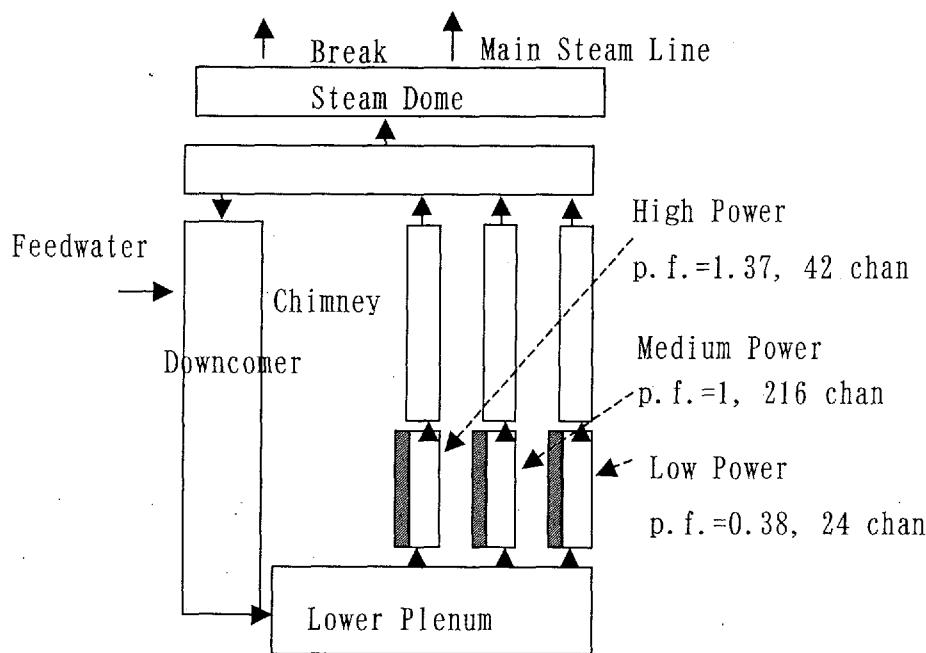


図 3.2.3-1 RELAP5 解析のためのボリューム分割図

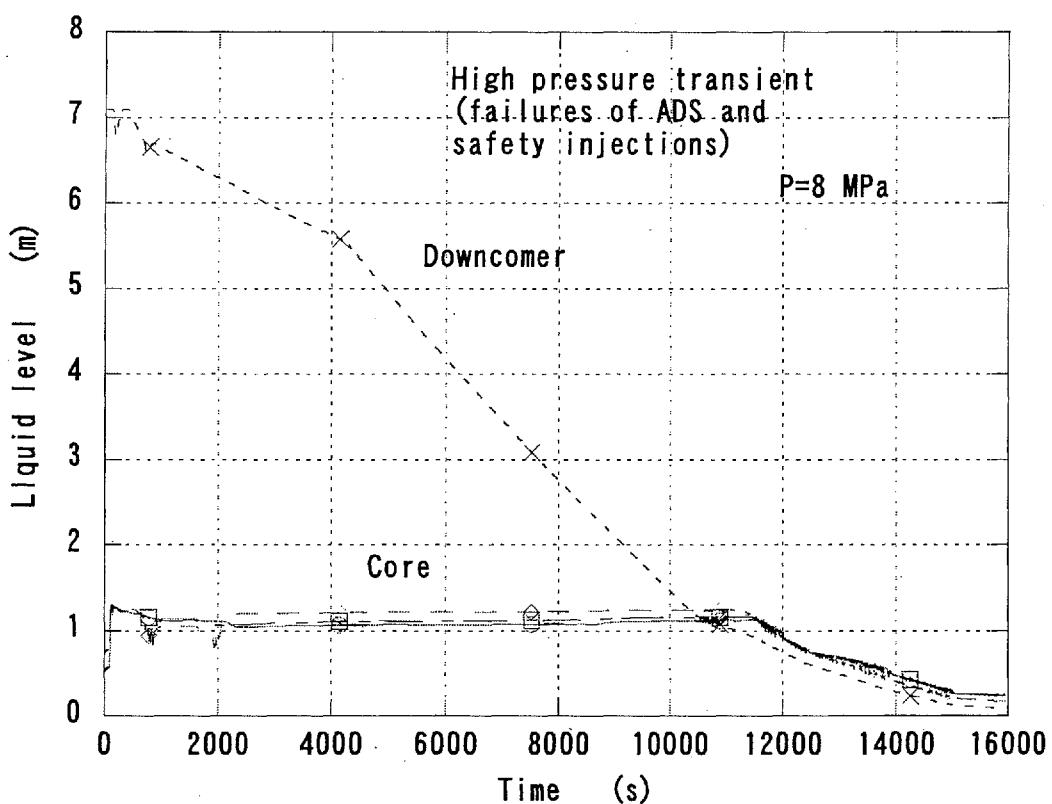


図 3.2.3-2 減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時のダウンカマ及び炉心水位

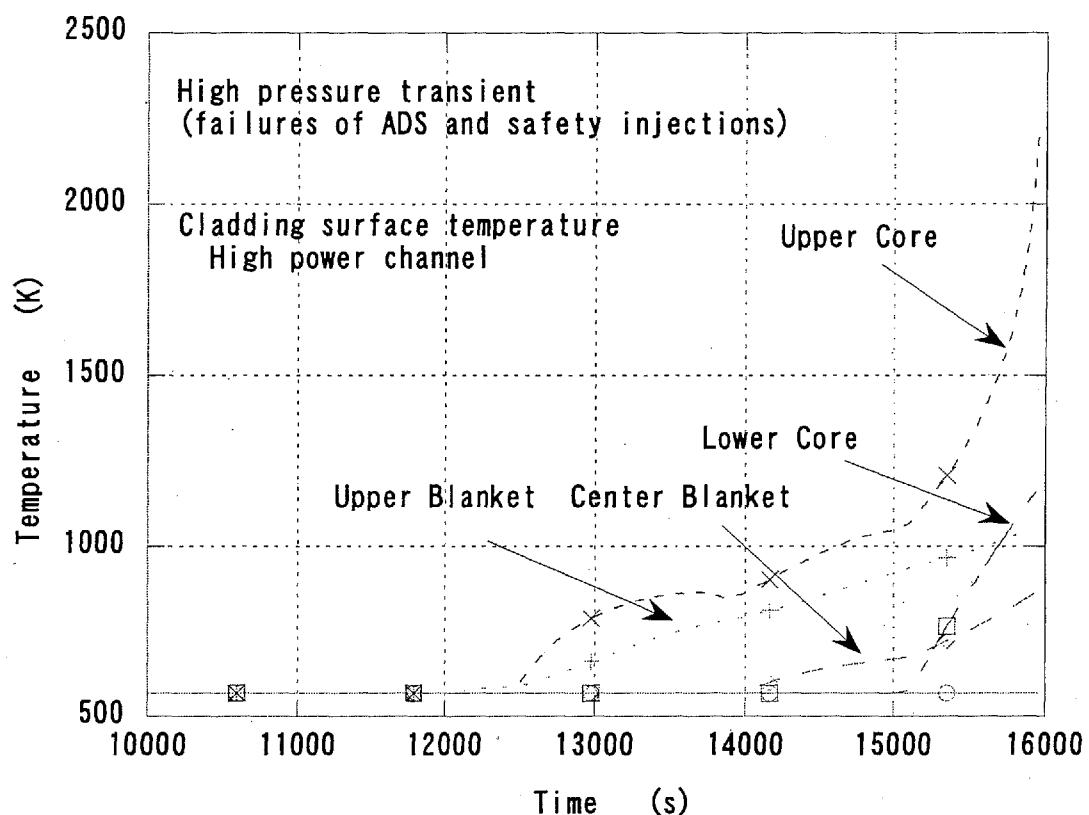


図 3.2.3-3 減圧系及び安全注入系不作動を仮定する異常過渡時の高出力チャンネル炉心における被覆管温度

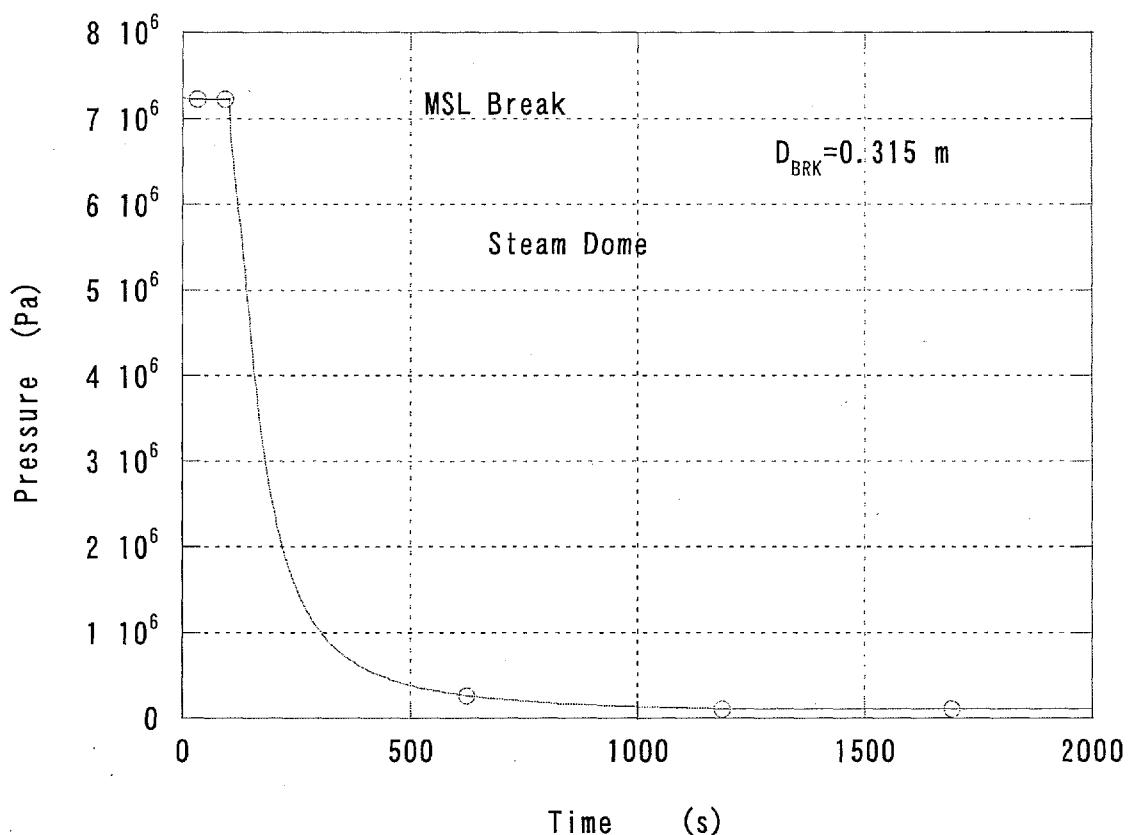


図 3.2.3-4 主蒸気管大破断事故時圧力挙動

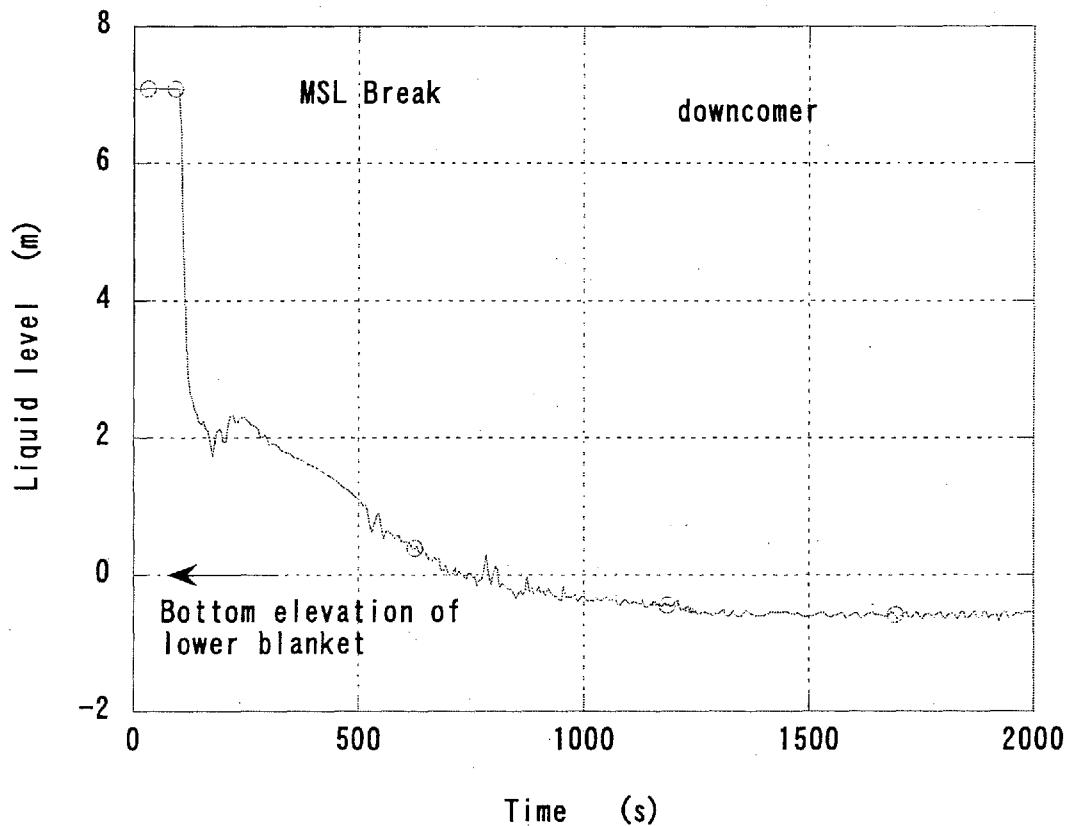


図 3.2.3-5 主蒸気管大破断事故時ダウンカマ水位

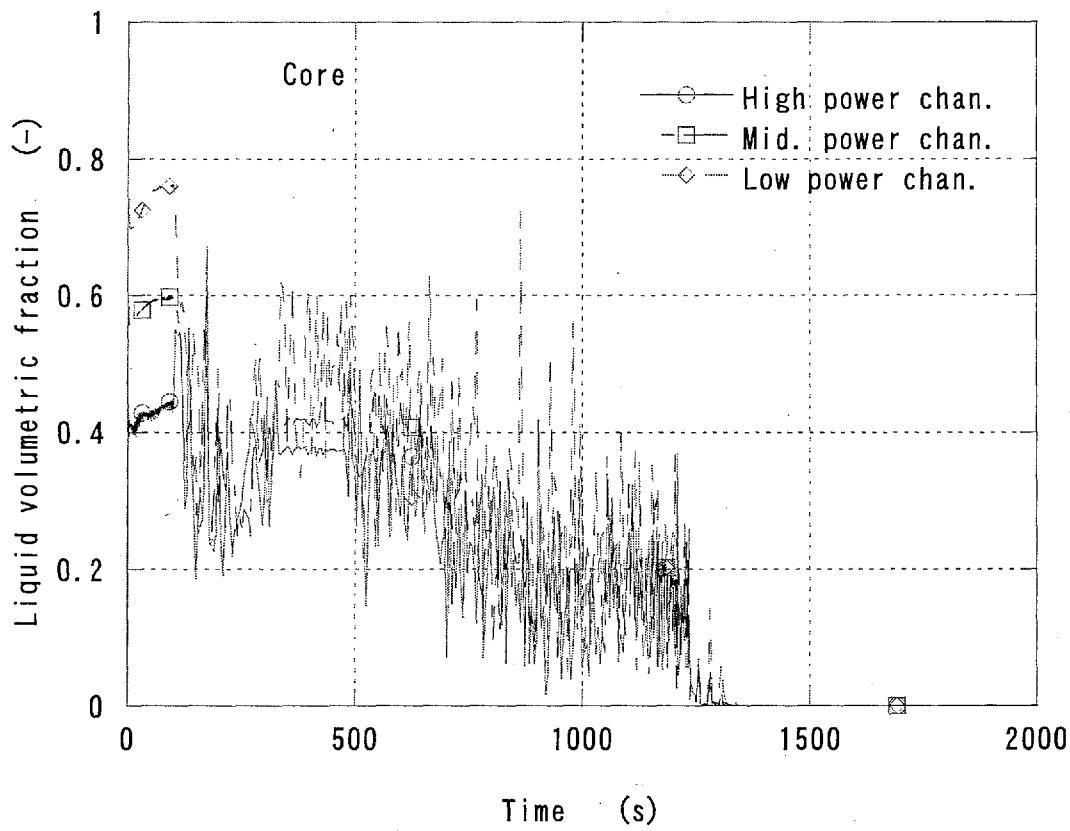


図 3.2.3-6 主蒸気管大破断事故時炉心ボイド率

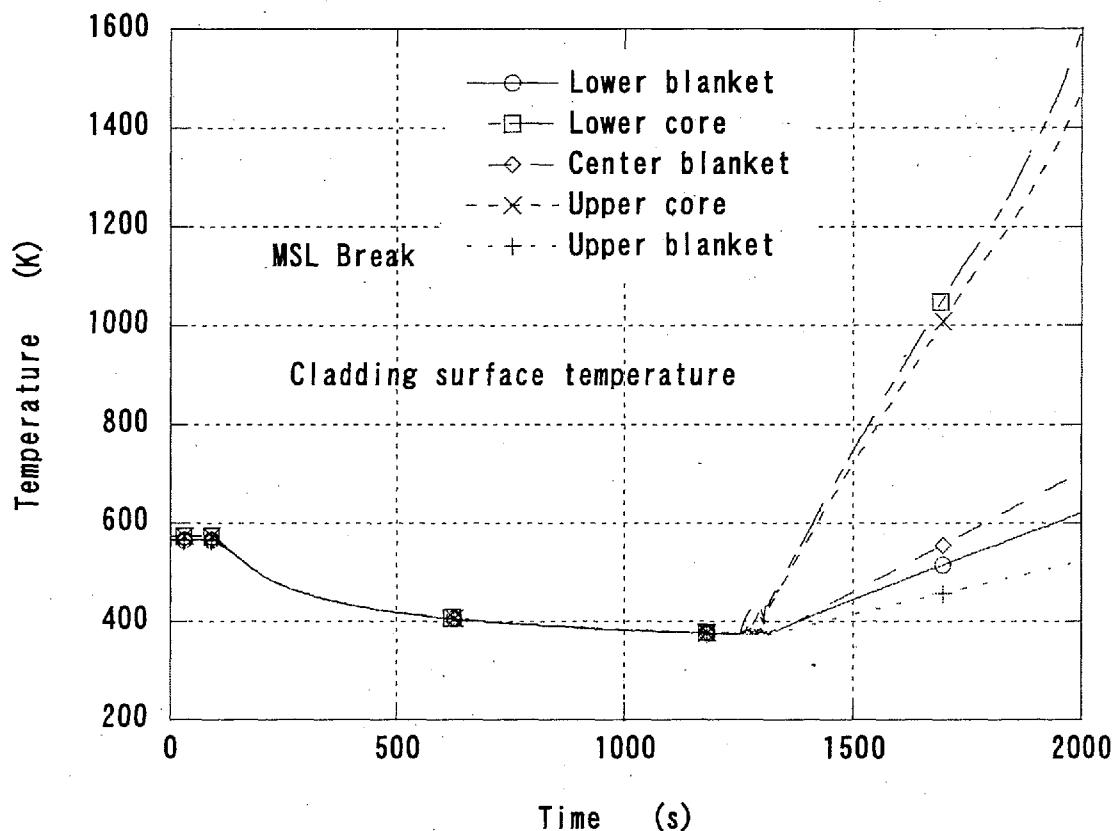


図 3.2.3-7 主蒸気管大破断事故時高出力チャンネルの被覆管温度

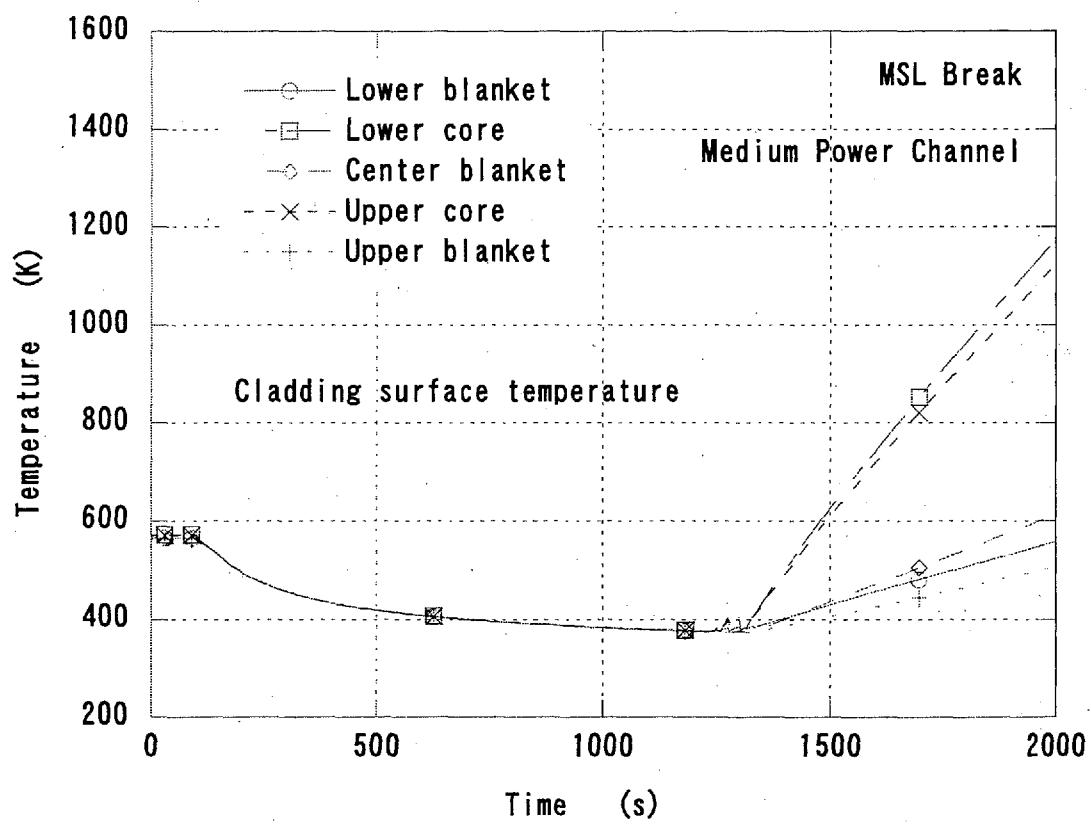


図 3.2.3-8 主蒸気管大破断事故時平均出力チャンネルの被覆管温度

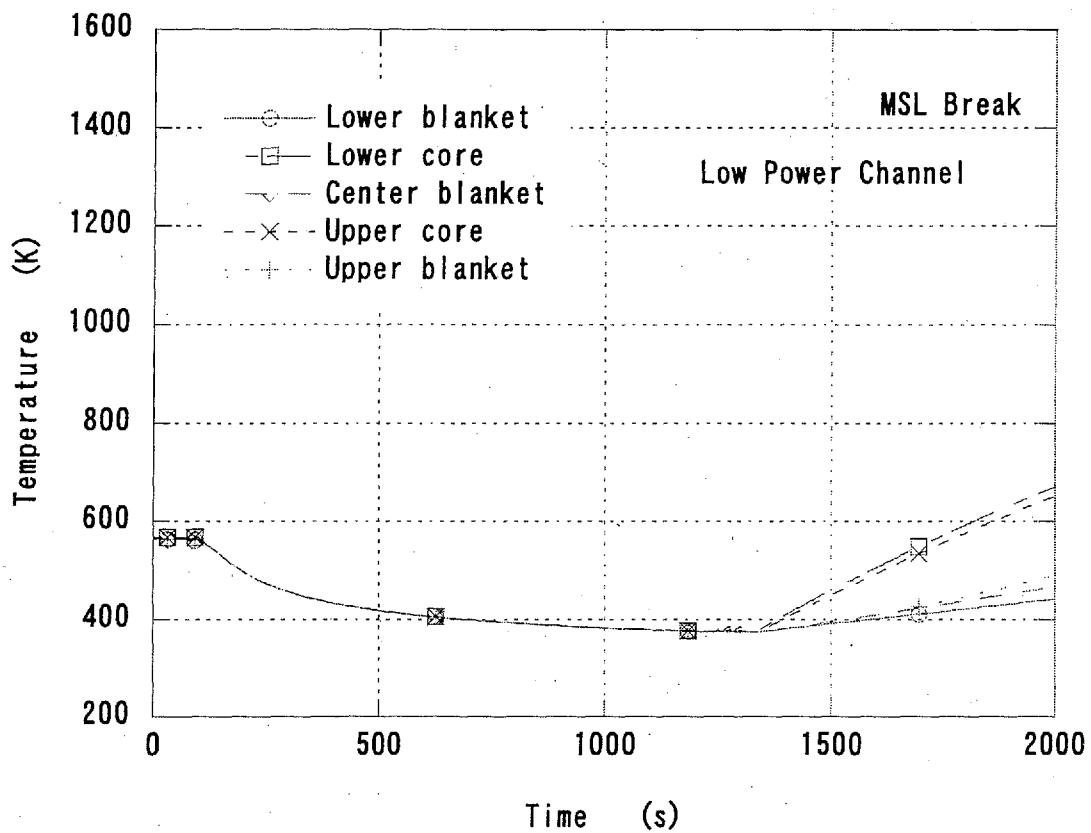


図 3.2.3-9 主蒸気管大破断事故時低出力チャンネルの被覆管温度

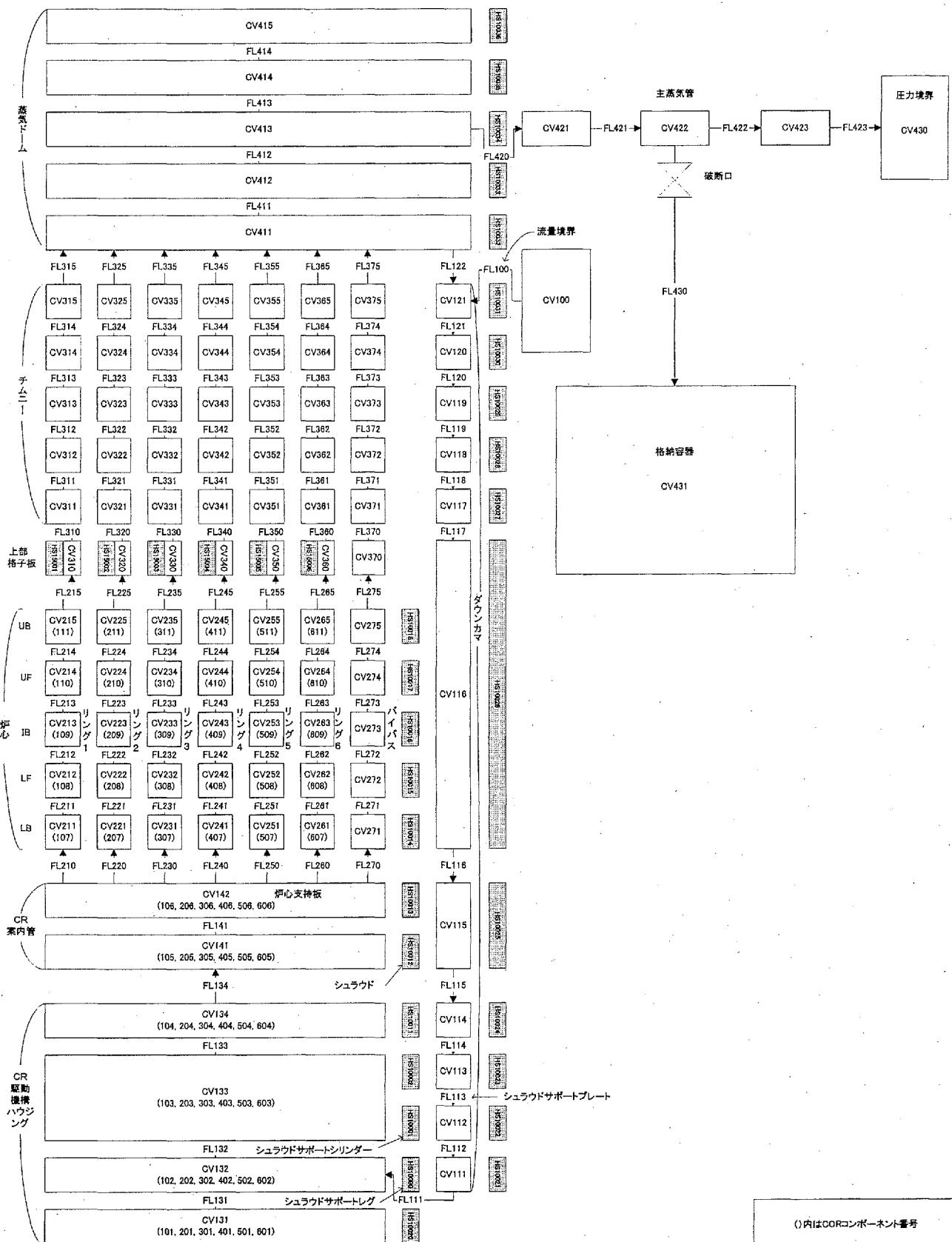
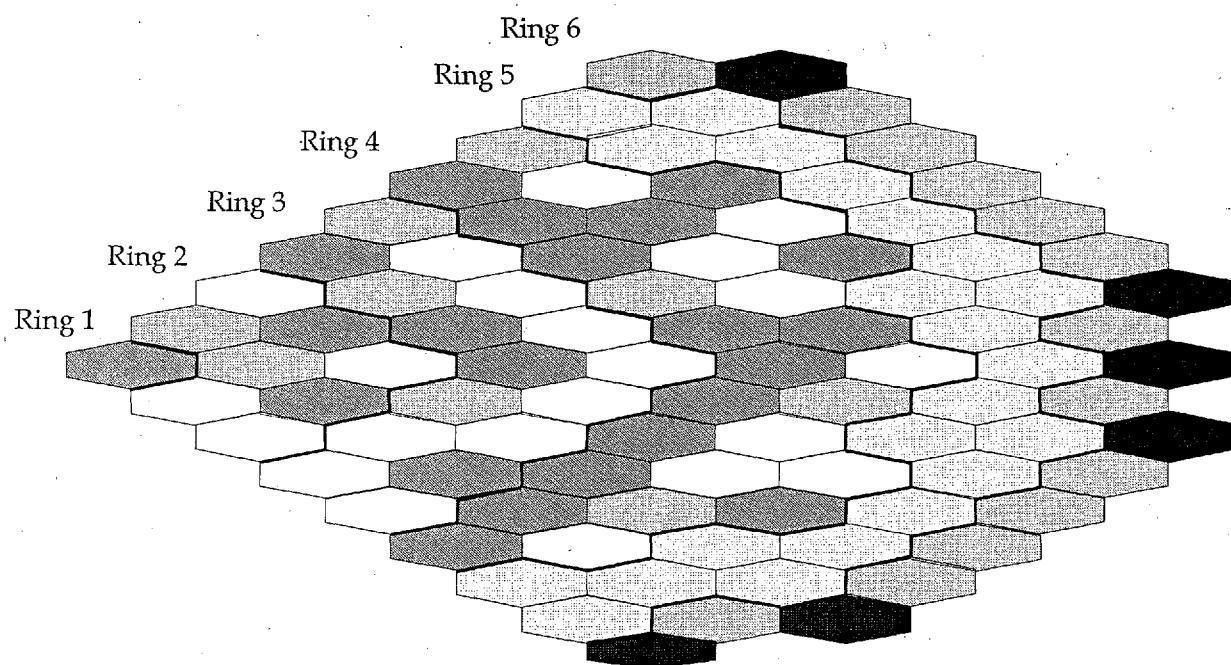
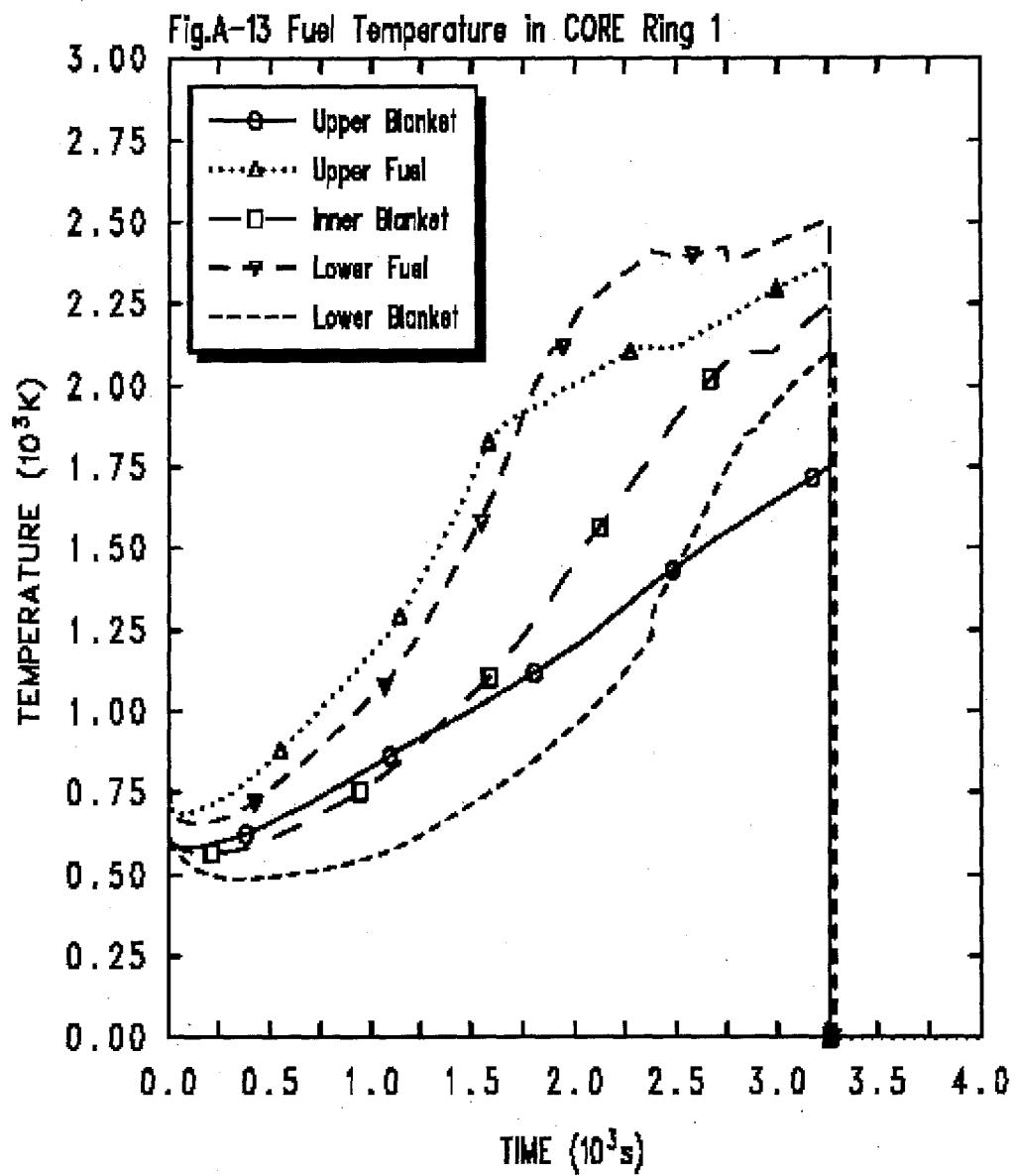


図 3.2.3-10 MELCOR 解析のための流体解析用ボリューム分割



	ピーキングファクター	集合体数
RING1	1.38	3
RING2	1.335	24
RING3	1.301	48
RING4	1.164	84
RING5	0.919	66
RING6	0.439	57

図 3.2.3-11 MELCOR 解析のための炉心分割図(全炉心の 1/3 を表示している)



RMWR-LOCA, Base Case

XCBJFCKQZ 2/24/03 09:57:22 MELCOR DV5

図 3.2.3-12 炉心リング 1 領域 燃料平均温度

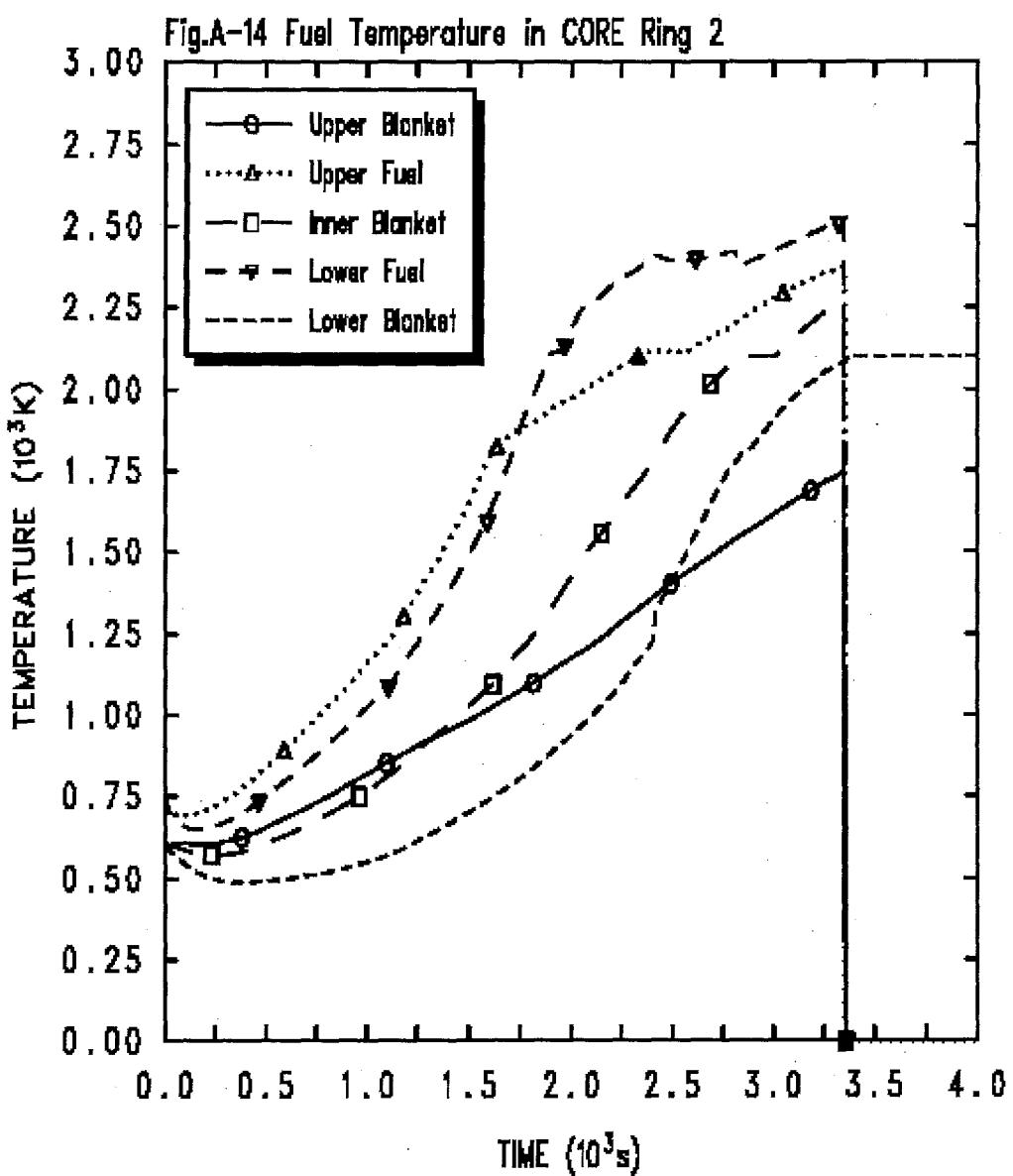


図 3.2.3-13 炉心リング 2 領域 燃料平均温度

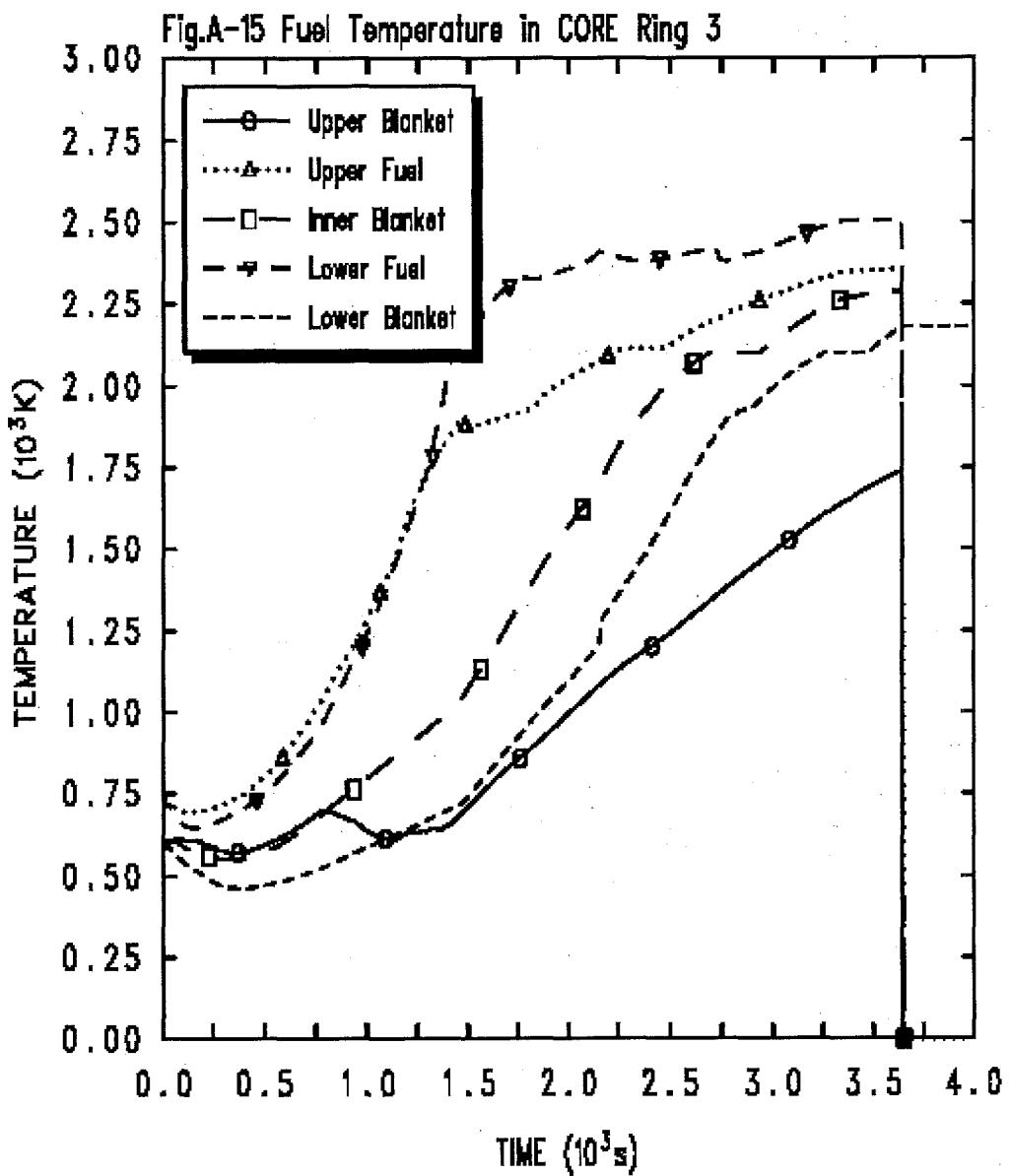


図 3.2.3-14 炉心リング3領域 燃料平均温度

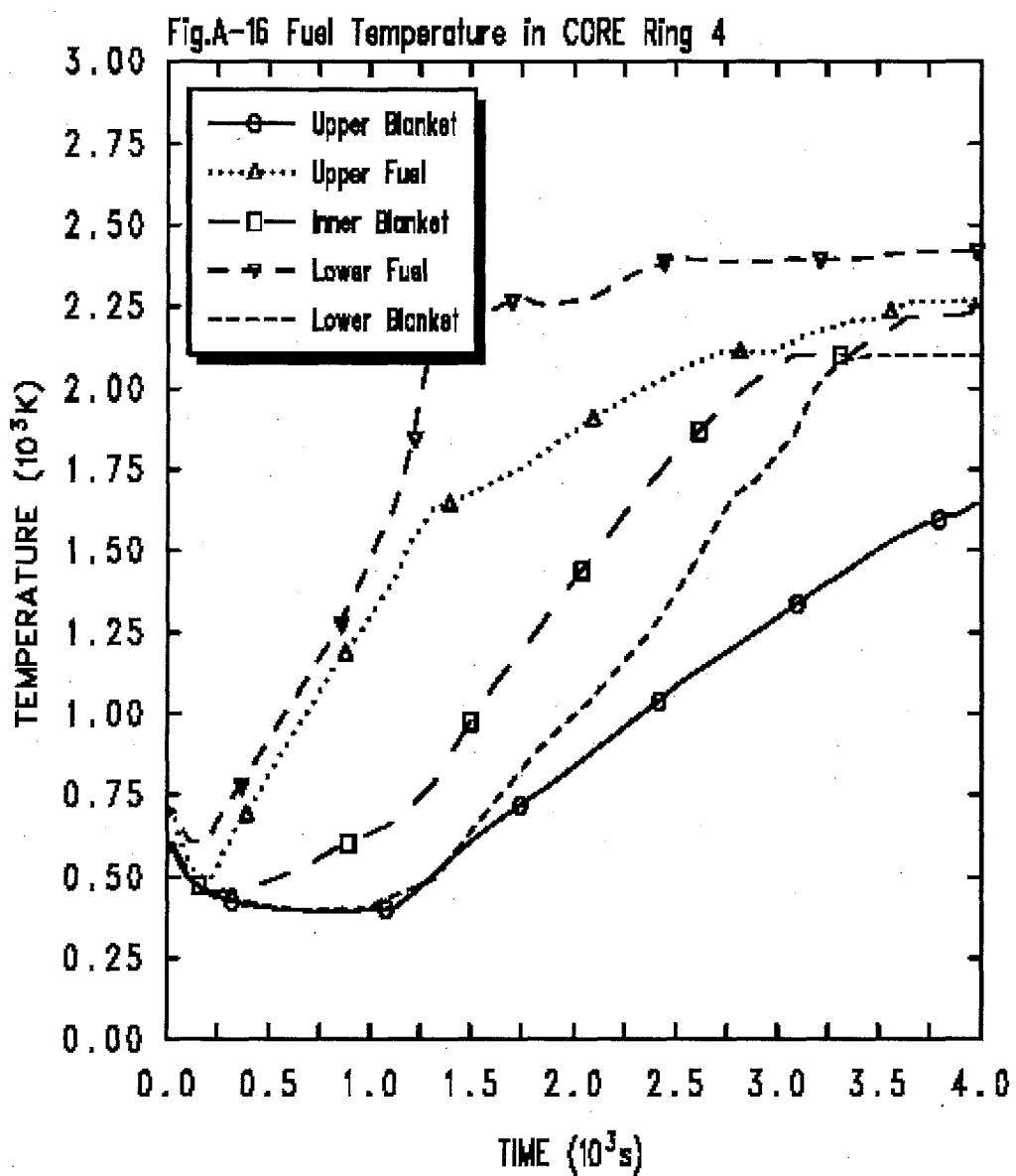


図 3.2.3-15 炉心リング4領域 燃料平均温度

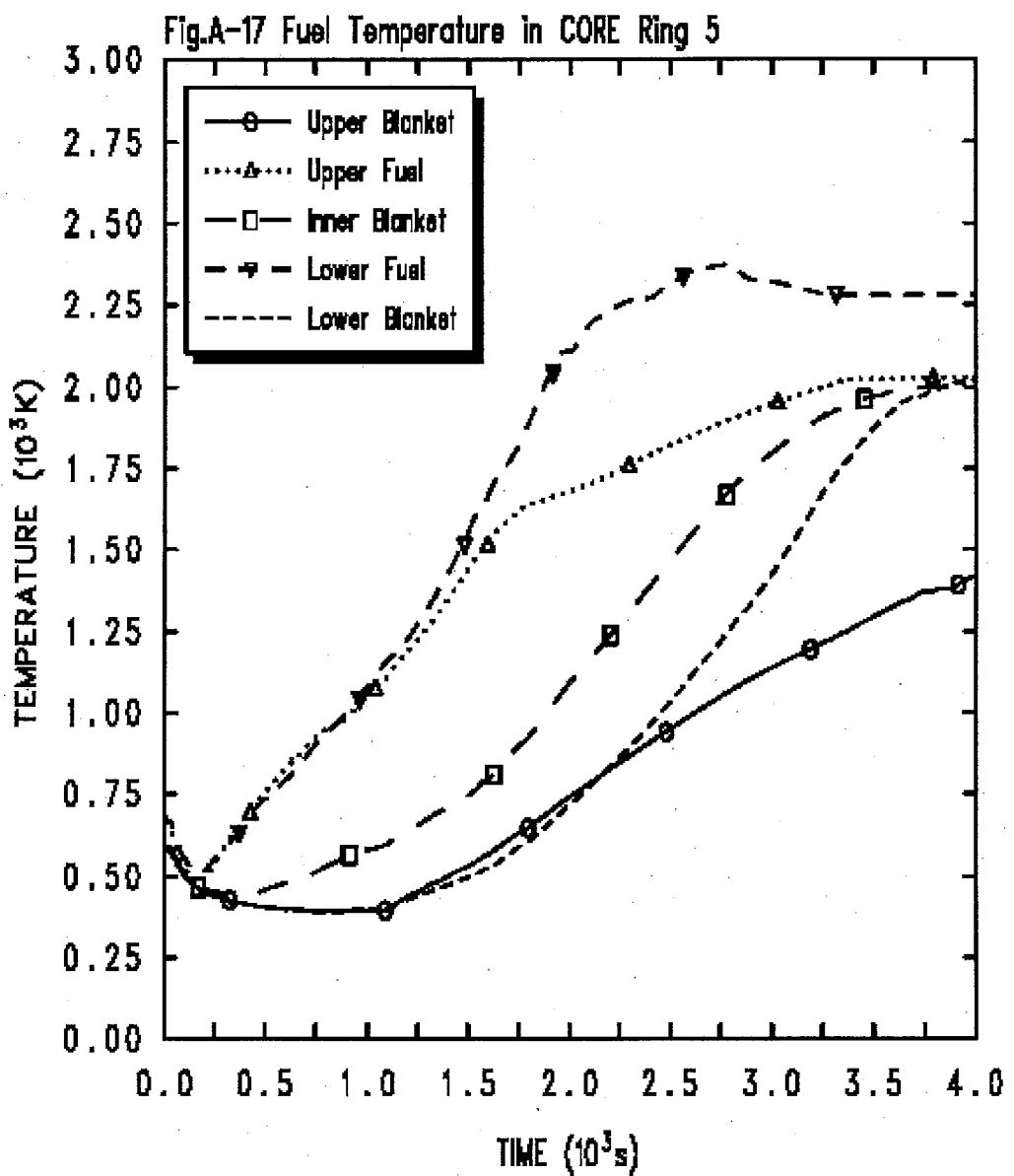


図 3.2.3-16 炉心リング 5 領域 燃料平均温度

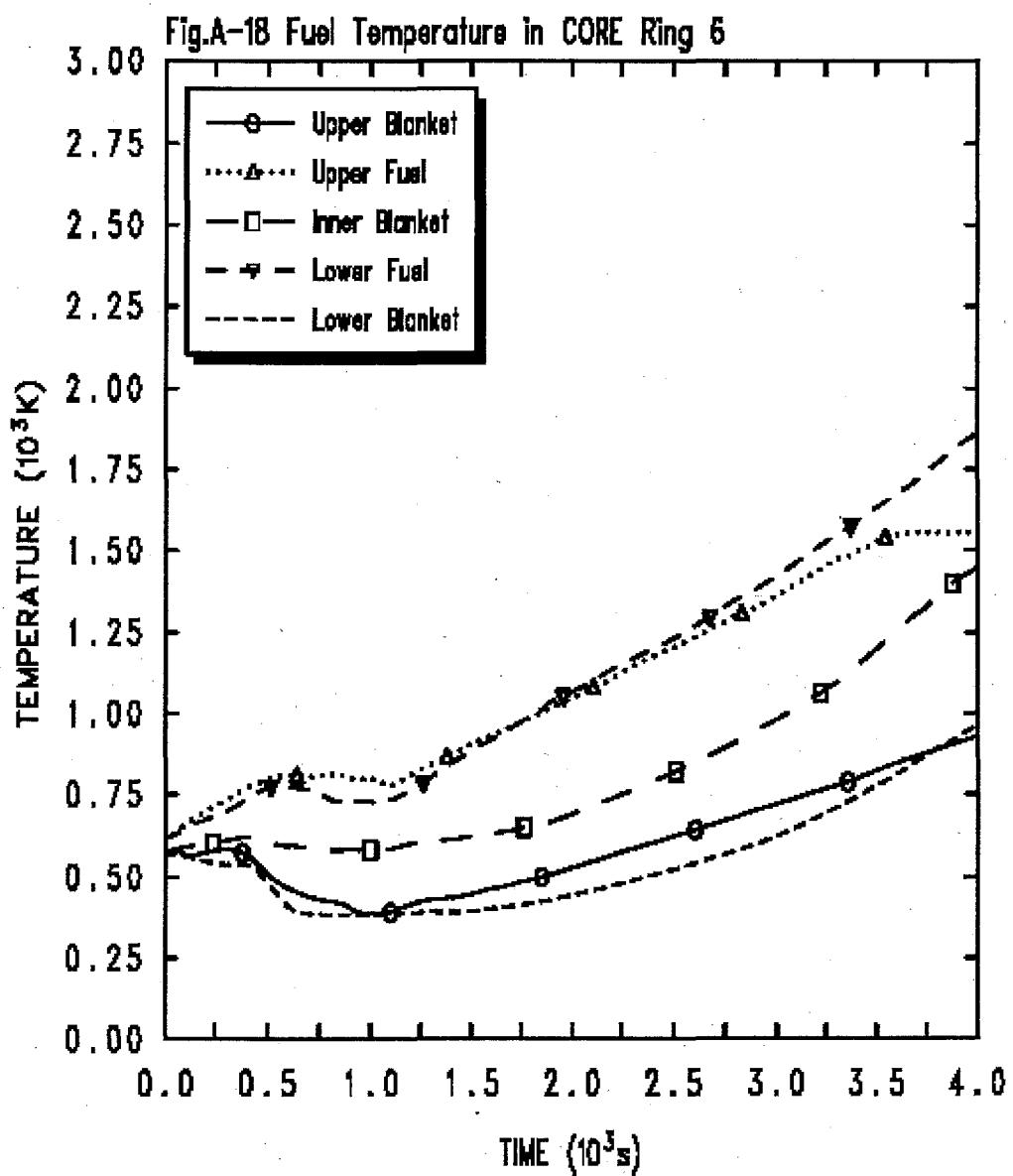


図 3.2.3-17 炉心リング 6 領域 燃料平均温度

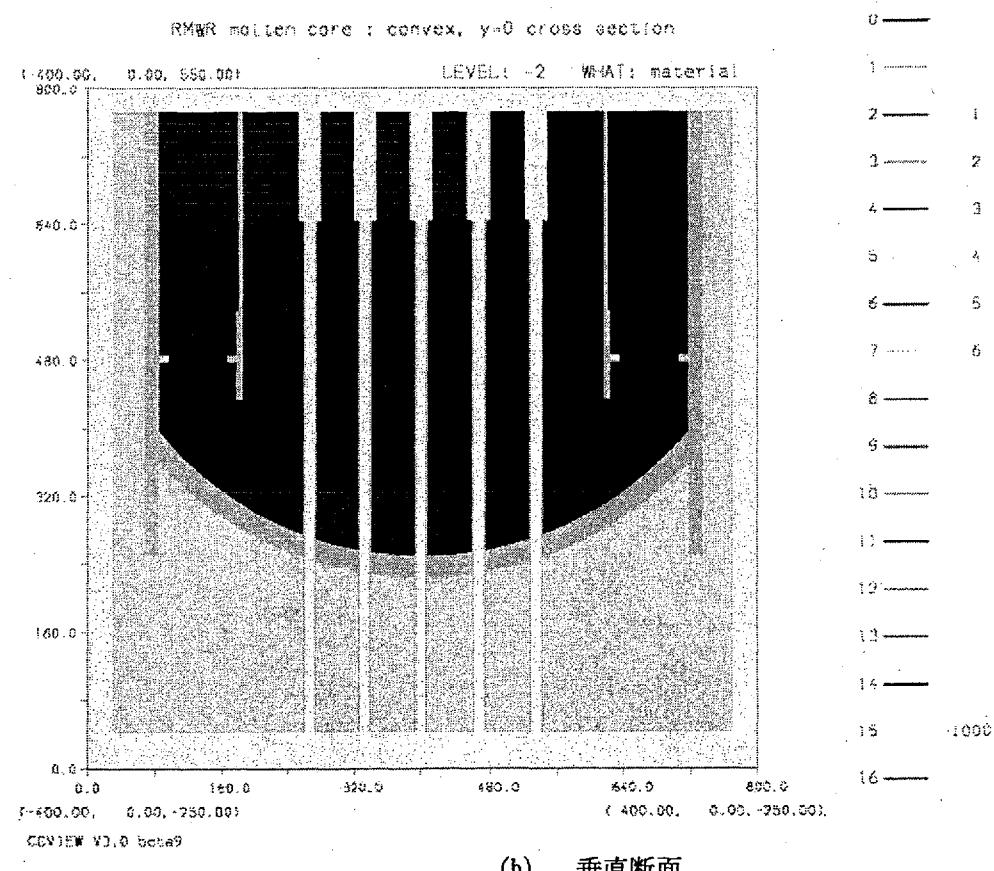
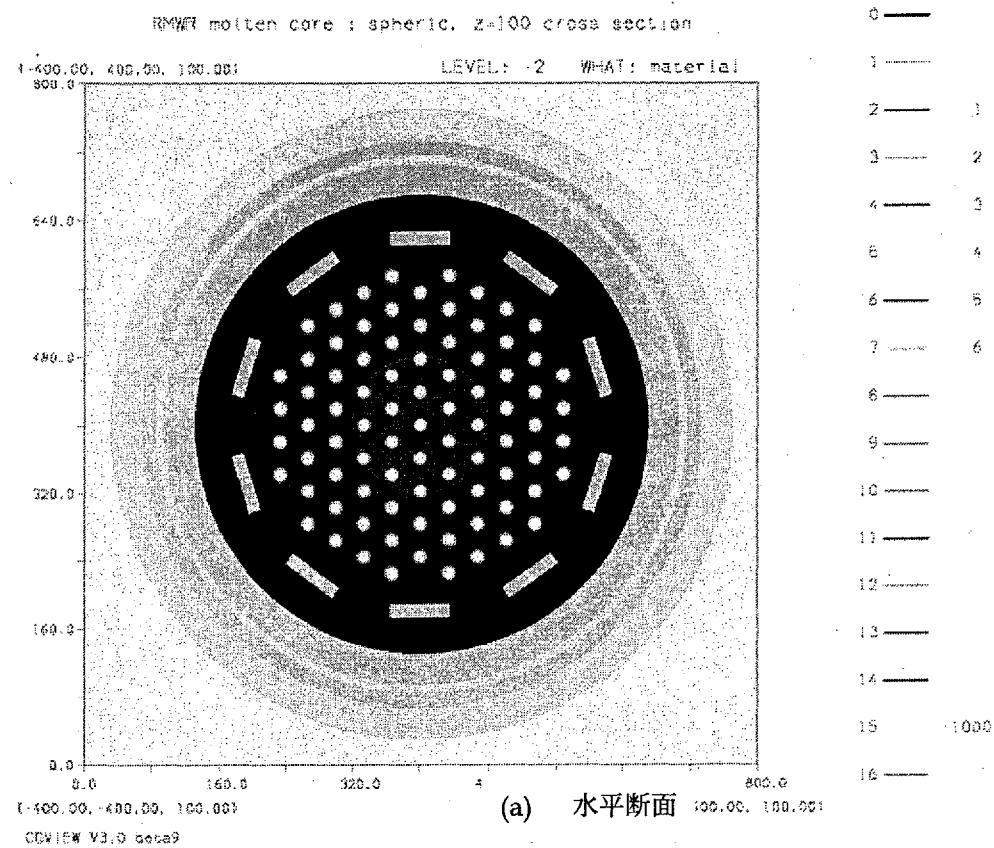


図 3.2.3-18 MVP 解析のための下部プレナムモデル

3. 2. 4 フルパッシブ案（オプション）

3. 2. 4. 1 システム概念の検討

この検討では、1) 稠密炉心を内蔵する一体型自然循環冷却式BWR(熱出力 955 MWth)を使用すること、2) 安全系の全てに受動的機器を使用すること、を前提条件とした。ここで、受動的機器の定義は、米国 NRC のものと同様にした。すなわち、受動安全機器は弁以外、駆動用動力に依存しないものとし、弁はバッテリー駆動、fail-safe の空気駆動、逆止弁等の信頼性の高いものを用いる。又、計装制御用電源はバッテリーを使用する。安全系に関する設計目標は、1) Walk away 期間を 3 日間とすること、2) 事故時に周辺住民の緊急避難を必要としないこと、とした。2) の設計目標は、Generation-IV の安全設計目標と同様であり、これを達成するためには、少なくともシビアアクシデントの発生確率を検討し、無視できない確率を有するすべてのシナリオにおいて格納容器からの放射性物質放出量が十分低くなるように安全系を設計し、その性能を評価する必要がある。しかし、本検討では、時間的な制限等から確率論的な手法を用いた検討は行わないで、その前段階として、まず、受動的安全系やシビアアクシデントに関する従来の研究を考慮しシステム概念の検討を行い、次に、事故解析等の決定論的なアプローチと工学的判断を用いて機器のサイジング等を行ない、最後に総合的な評価を行うことにする。特に、本年度のシステム概念の検討では、従来の受動安全システム検討例の代表として GE 社の SBWR^{3.2.4.1-11}を参考にし、概念をまとめた。

(1) 受動安全沸騰水型原子炉 SBWR の概要

PIUS に端を発する受動安全軽水炉に関する研究は、米国では、1980 年代前半から、電力、メーカー、後にエネルギー省が参加する革新型軽水炉計画(Advanced Light Water Reactor Project : ALWR 計画)において、精力的に進められた。この計画では、次世代炉のあるべき姿が検討され、電力業界の次世代炉に対する共通要求仕様 (The Advanced Light Water Reactor Utility Requirements Document: URD, 1990) としてまとめられた。この URD を具現化する中型炉として、Westinghouse 社から加圧水型原子炉の AP600、GE 社から沸騰水型原子炉 SBWR が提案された。両炉概念に対して、詳細な設計研究、機器開発や安全機能確認のための実験的研究、解析コードの整備が、世界各国で様々なフレームワークで実施され、研究成果が蓄積された。我が国においても日本原子力発電株式会社が GE 社と共同で JSBWR なる受動安全 BWR の検討を行っている。SBWR 自体は、需要が期待できない等の理由で 90 年代初めに、開発が停止されたものの、その研究成果は受動安全炉の研究に大きなインパクトを与え、現在でも同様な概念を用いて、例えば、ジーメンス社は EWR-1000 の検討を進めている。

SBWR の検討において、受動安全 BWR の詳細な検討がなされたことから、本研究においては、この炉概念を検討の出発点とした。SBWR は、一体型の自然循環冷却式の BWR で、その安全系は、非常用復水器(Isolation condenser:IC)、減圧弁(DePressurization valve:DPV)、重力駆動冷却系(Gravity-driven cooling system:GDGS)、静的格納容器冷却系(Passive containment cooling system:PCCS)等で構成される（図 3.2.4.1-1 参照）。

IC の設計圧力は炉容器と同様であり、高圧から低圧条件まで、崩壊熱を除去できる。IC は、縦型熱交換器、除熱用の 2 次側水プール、入口及び出口配管で構成される。IC 作動信号が発生すると接続配管の弁が開けられ、炉容器内の蒸気が IC 入口配管をとおり、熱交換器で凝縮し、凝縮水が IC 出口配管をとおり、重力により炉容器に戻る。冷却材喪失事故時には、減圧弁 DPV を用いて蒸気をドライウェルに放出することにより圧力容器を減圧させる。格納容器圧力近傍までに圧力容器が減圧されると重力注入タンクから冷却水が逆止弁を介して自動的に炉容器に注入され、炉心冠水が維持される。

格納容器圧力抑制に関しては、大 LOCA 時の過圧破損を防ぐために、現行炉と同様にベント管を設け、ドライウェルに放出された蒸気をサプレッションプール水で凝縮する。長期的な過圧を抑制するためには、PCCS を用いる。PCCS は、縦型熱交換器、水プール、熱交換器とドライウェルを接続する配管で構成される。PCCS は IC と同様に、自然循環式の凝縮システムで、凝縮した水は、重力注入タンクに戻され、重力注入系が作動している場合には、再度、炉心に戻されることにより、PCCS と圧力容器の間で循環ループが形成される。長期冷却の際には、除熱源は PCCS 及び IC プールの水源になるため、プールは Walk away 期間の長さに対応した水量を有する。

重力注入タンクと炉容器間の注入配管とは別に、サプレッションプールと圧力容器を直接接続した均圧配管と呼ばれる配管がある。この均圧配管により、条件によっては、この配管高さより上にあるサプレッションプール水を、炉容器に注入することができる。

(2) 提案するシステム

SBWR は、多年にわたり多くの機関により広範囲の検討がなされた炉設計であることから、ある意味で完成した炉と言えるが、本検討では、この概念をベースとし、安全系合理化の観点、及び、90 年代の安全研究の成果、特にシビアアクシデントに関する研究成果を利用する観点から、以下の項目に関し、検討を加える。

検討項目

- a 重力注入・圧力抑制兼用タンク
- b 低位設置 PCCS プール
- c 横型 PCCS
- d 非常用復水器(IC)の削除
- e 2 段階自動減圧系(ADS)
- f 受動的炉容器外部冠水系
- g 受動的ホウ酸水注入系

検討するシステムの概念図を図 3.2.4.1-2 に示す。鋼製格納容器を用いた場合の大まかな機器配

置を図 3.2.4.1-3 に示す。この図では、減圧沸騰型注入系タンク及び PCCS は格納容器の外側に設置しているが、これらを格納容器内側に設置するために、船殻構造やコンクリート製格納容器を使用する場合についても検討を行う。各項目に関する検討理由及び検討内容に関し、次節以降に説明する。

a 重力注入・圧力抑制兼用タンク

1) 検討理由

SBWR では、格納容器内にサプレッションチェンバ(SC)と重力注入タンクの二つの大きな水タンクが存在する。これらを兼用にし、格納容器寸法を小さくすることで、安全性を損なわずに経済性の向上が計れる可能性がある。

2) 検討内容

SC 形状・配置の変更： SC は、現行炉と同様に、主蒸気管破断時に炉容器から放出される蒸気による加圧破損を防止するよう、その気相部および液相部体積を決める必要がある。さらに、重力注入を行うためには、SC 水位と炉心との高さ関係を適切にする必要がある。SC 水位を相対的に高く保つやり方に関しては、図 3.2.4.1-4 に示すようなやりかたが考えられる。図 3.2.4.1-4 (3) では、SC 液相体積、気相体積を圧力抑制の点から決め、水領域断面積を SC 上部で絞ることで水面高さを高くする概念を示している。(2)では、たんに SC を相対的に高い位置に設置している。この場合は、格納容器寸法やコンクリート量の増大によるコストインパクトを検討する必要がある。

重力注入系入口プレナム： 設計基準を超える事故(Beyond design basis accident: BDBA) 時に、SC 水位が重力注入ノズルより低くなる場合でも、PCCS が作動していれば重力注入を継続できるように、SC 壁を利用し重力注入系入口プレナムを設け、SC 内の重力注入配管入口部の下部を覆うようにする(図 3.2.4.1-2 参照)。この入口プレナムの上部は開放されており、PCCS 熱交換器出口配管からの戻り水はこのプレナムに落下するようとする。

その他検討事項： 重力注入挙動は、ADS 弁での圧損で決まる炉容器・ドライウェル間差圧、PCCS 差圧、SC 水位、重力注入ノズル高さ、注入配管流動圧損に影響される。又、重力注入ノズル高さ及び配管口径は、重力注入ラインでの LOCA も考慮し決める必要がある。これらを総合的に検討し、適切なサイジングを行う。DBA では、後述する炉容器外部冷却のために水を注入した後にも、重力注入ノズルより上部に十分な量の水が存在するようにする。又、BDBA で下部ドライウェルに水が落下した場合でも、炉容器外部冷却ができるような水量を有するようにする。

検討によって重力注入タンクと SC を兼用する考え方が否定される場合には、SBWR と同様にする。

b 低位設置 PCCS プール**1) 検討理由**

PCCS の除熱源である PCCS プールには、受動安全炉の Walk away 期間の間、崩壊熱を潜熱で除去するのに必要なだけの水量を有する必要がある。この水量は、約 1GW 出力の本炉において、崩壊熱を保守的に簡単に計算するために定格出力の 1 % とし、これを潜熱で 3 日間除去とした場合、例えば、水深 4m、幅 6 m、奥行き 47m 程度のプール水量に相当する。SBWR の機器配置では、PCCS プールは、格納容器の上部に位置するが、現行炉では、この場所は、定検時の圧力容器内機器の仮置き場や、使用済み燃料の保管プールとして使用される場所である。このような種々の作業等に使用しやすい場所に、プラントの寿命の中で一度も使われない可能性が高い機器を置くのは、合理的ではない。又、耐震上も重量物を高い位置に置くことは望ましくない。そこで PCCS プールを場所的に余裕のある地表高さに設置することを検討する。

2) 検討内容

このような低い位置に PCCS 熱交換器を設置することの PCCS 機能に対する影響を検討する。PCCS 熱交換器及び蒸気吸入口（熱交換器入口配管吸入口）高さが、非常に低い場合には、ドライウェルの蒸気相と窒素ガスが成層化した時に、PCCS に窒素ガスのみが流入し除熱ができなくなる可能性がある。一般に格納容器の過圧破損が問題になる場合には、炉容器からの蒸気放出によりドライウェル圧力は SC 圧力より高い状態にあるため、ドライウェルから PCCS 熱交換器を通り SC に向かう流れが存在する。熱交換器入口配管を格納容器内壁に沿わせて設置し、その吸入口位置を、格納容器上部とすることにより、格納容器上部に蓄積する傾向のある蒸気を優先的に熱交換器に導き効率良く凝縮させることができると考えられる。

格納容器から環境へのリークによる放射能放出量の低減の観点から、事故後の格納容器圧力は単に設計圧力以下であるというより、低ければ低いほどよい。熱交換器高さ、熱交換器蒸気吸入口高さ、熱交換器形状パラメータ（本数、長さ）、事故条件（破断条件、水素発生等）の格納容器圧力挙動に対する影響を検討する。

c 横型 PCCS**1) 検討理由**

SBWR では、縦型熱交換器を用いた PCCS の検討がなされてきた。縦型 PCCS と比べて、横置き U 字管熱交換器を用いた PCCS（横型 PCCS）は、プール水量の低減、保守性、耐震性等の向上に関する優位性が予測できる（図 3.2.4.1-5 参照）。特に熱水力的性能に関して、縦型熱交換器の場合、伝熱管長さが水深により制限されるため、伝熱管内気相流速に関し、最適な設計を行えないこともあり、横型使用のメリットは大きい。直感的に見て、横型の場合、圧損特性、排気特性に問題があることが懸念されるが、これまで、原研が、原電と協力し、行ってきた横型 PCCS に関する研究により、このような懸念は解消され、横型 PCCS の優れた特性が確認されるとともに、性能予測手法の整備がなされている。原研・原電協力で

計画している大型モデル装置の概要について図 3.2.4.1-6 に示す。

2) 検討内容

PCCS 伝熱流動解析：原研原電研究計画で整備されつつある性能予測手法を利用し、システム解析を行う。主たる検討内容は、前節の PCCS プール位置の検討と同様。

PCCS バイパス：ドライウェルから SC へ PCCS をバイパスして蒸気が流入することが、設計事象を超えるような事故でも、可能な限り無いように設計する。ドライウェルと SC の間には、PCCS バイパスに影響する流路として以下のものがある。

- ベント管
- ADS（後述する 2 段階 ADS の第 1 段階）
- 受動的炉容器外部冠水用注入配管（後述）

PCCS 流動抵抗と比べて、ベント管、及び、ADS は、流動抵抗が同等もしくは小さいので、ベント管放出口及び ADS クエンチャーは、PCCS が作動する時、水封されている必要がある。このため、これらの高さは低いほどよい。したがって、ベント管に関しては、ABWR で使用されているような垂直ベント管に水平ベントを高さ方向に 3 箇所設置するというやりかたではなく、下端付近にのみに水平ベントを設置する。ADS クエンチャーも同様で可能な限り低い位置に置く。外部冠水用注入配管の水取り込み口高さは、ベント管出口高さより PCCS 圧損に相当する水頭だけ高い位置に設置する。

d 非常用復水器(IC) の削除

1) 検討理由

SBWR の IC は、異常過渡や事故時に圧力容器内の蒸気を凝縮し、凝縮水を重力により圧力容器に戻すシステムであり、格納容器に冷却材を放出することなく炉心を緩やかに減圧させることができる。IC 熱交換器は、格納容器内の IC プールに置かれているが、IC プール気相部と格納容器外部は配管で接続され、作動時に IC プールで蒸気が発生すると、蒸気は格納容器外に放出されることになる。したがって IC 熱交換器の破断は、格納容器をバイパスして、炉容器から環境に放射能を放出するパスを作ることになる。又、炉心冷却の維持の観点からは、高圧での崩壊熱除去は、低圧での PCCS 及び重力注入系を用いた崩壊熱除去で代替できる。そこで、格納容器バイパスを起こしやすい構造を避ける観点、及び、安全系合理化の観点から IC を使用しない設計を検討する。

2) 検討内容

種々の異常過渡・事故解析を行い、IC が無くとも炉心冷却が保たれることを確認する。現行炉の運転実績等から、非常用復水器や隔離時冷却系が使用される頻度等を検討し、IC の必要性に関する考え方を整理する。検討の結果、IC が削除できない場合には、現行炉で使用されている蒸気流駆動の原子炉隔離時冷却系ポンプ等、使用実績のある機器の使用を検討する。

e 2段階自動減圧系 ADS

1) 検討理由

SBWRでは、安全弁を通る蒸気はサプレッションチェンバのクエンチャーを通り凝縮するが、減圧弁 DPV を通る蒸気はドライウェルに直接放出される。本炉概念でも、長期冷却を横型 PCCS で行うことから、少なくとも長期冷却時には、減圧弁からドライウェル中に蒸気を放出する必要がある。一方、事故後のプラント復旧の観点からは、ドライウェルへの蒸気放出はできるだけ避けたい。そこで、減圧の必要性が生じた場合には、まず、蒸気を SC 中のクエンチャーを介して水中に放出する。減圧後の長期冷却段階で、ドライウェルに直接放出するようにする。

2) 検討内容

ADS を 2段階にし、第1段階 ADS は、圧力容器内蒸気をサプレッションチェンバ(SC)内のクエンチャーを介して SC プールに放出する。第2段階では、蒸気は、ドライウェルに直接放出し、PCCS で凝縮されるようとする。第1段階 ADS の影響により PCCS に流入する蒸気流が減少する (PCCS バイパス) ことが無いように、圧力容器が十分減圧された後は第1段階 ADS は水封され蒸気が流れないようにする。これを満足する ADS 弁容量、作動ロジック、流動抵抗等を検討する。

f IVR のための受動的炉容器外部冠水系

1) 検討理由

80年代以降、軽水炉に関するシビアアクシデントに関する研究が大規模に進められ、溶融燃料の炉容器内保持(In-vessel retention:IVR)に関する知見が深められた。その成果は例えば AP600 炉の安全審査に反映され、AP600 炉のような原子炉では、溶融燃料が下部プレナムを満たした状態でも、圧力容器外部に水が存在すれば、圧力容器の健全性が保たれるということが、安全評価の際に認められている。IVR は蒸気爆発や溶融燃料コンクリート反応のような格納容器脅威事象の発生を押さえ、環境への放射能放出量を低減する上で極めて有効と考えられている。

2) 検討内容

サイフォン式注入配管: IVR のための炉容器外部冠水を確実に行うために、逆 U 字管形状のサイフォン式注入配管の使用を検討する。逆 U 字管の一方の底部は SC プールに、もう一方の底部は、ドライウェルに接続する (図 3.2.4.1-7 参照)。通常運転状態には、逆 U 字管の頂部はサプレッションチェンバ(SC)水位より高い位置にあり、配管内部は、入口側(SC 側) 底部から SC プール水位高さまでは水が、残りの部分には窒素が存在する。

LOCA 時挙動: 大破断 LOCA が生じると、まず、ドライウェル側から気相が U 字管を通り SC に流入する、同時にペント管から多量の蒸気が流入し凝縮し水位が上昇する。U 字管は、

この水位上昇により、その頂部が水面下に覆われるよう配置しておく。ドライウェル側圧力と SC 側圧力の差が、注入管頂部サブマージェンスに相当する水頭より低くなると、配管内の水は頂部を超えて、ドライウェルに流入する。以後、SC 水位が頂部より低下した後もサイフォン効果により、注入が継続される。サイジングの1例を図3.2.4.1-7に示すが、口径50mm、高さ5mの逆U字管であれば、作動直後には、7.5 kg/sの注入流量があり、この量は、定格熱出力約1GWの1%の熱を潜熱で取り除くのに十分な量である。この時、流速は約4m/sあり、気泡上昇速度より十分はやく、初期状態に配管内に存在した気相を押し出すのに十分な速度である。

安全系としての特徴：この注入系は、事故時に弁操作を必要としないことから、その信頼性は極めて高いと考えられる。又、SBWR の均圧配管では、均圧配管より上部の水しか冷却に用いられないのに対し、本手法では、注入管入口高さより上部の SC 内の水を圧力容器側に供給することが可能になる。

BDBA 対策：上記利点を用いて、BDBA 時に炉容器外部冠水用底板が損傷し、水が下部ドライウェルに落下した場合でも、圧力容器下部の外側冠水が維持できるだけの水を SC から供給できるように設計する。必要に応じて、水張り等、運転時の下部ドライウェル気相体積を減じる手段も検討する。

オーバーフロー対策：重力注入・圧力抑制兼用タンクのところで述べたように、SC 水位を高く保つ方法として、SC 上部で液相部断面を狭くする方法があるが、この場合、水がオーバーフローし、SC 気相領域に落下する可能性がある（図3.2.4.1-4(3)参照）。この部分に落下した水は、冷却に使われることなく完全に無駄になるため、オーバーフローを防止する設計が重要である。そこで、オーバーフロー防止のためにもサイフォン式注入配管を用い、オーバーフローが生じる前に自動的に炉容器側に水が放出されるようにする。

サイフォンブレーク：サイフォンブレークの要因を検討し、その対策を検討する。例えば、シビアアクシデント時に SC に過熱蒸気が進入し、配管上部で沸騰が生じサイフォンブレークする懸念があるが、それを防止する手段を検討する。

誤作動防止対策：定検時等の誤動作のために誤って水が注入されることを防ぐ手段（締め切り弁及びサイフォンブレーク弁の設置）も検討する。

g 受動的ホウ酸水注入系

1) 検討理由

現行炉の安全規制で要求される制御棒挿入系とは原理の異なる炉停止系として、窒素加圧型又は減圧沸騰型の受動的ホウ酸水注入系が考えられる。前者は、PWR の蓄圧注入系と同様に、一次系が減圧される時、加圧された窒素ガスが膨張することによりタンク内のボロン水を炉

容器に注入するシステムである。後者は、減圧沸騰による高温水の体積膨張を利用しボロン水を注入するシステムで、不凝縮ガスが注入されないという特徴があるため、PCCS 等の熱交換器を用いるシステムとの組み合わせ使用に適している。

又、PWR の蓄圧注入系と同様に、受動的ホウ酸水注入系は、重力注入系が作動する前の減圧時の冠水維持機能も有することができる。炉心露出までの時間的余裕を増加させることにより、IC が存在しないことの脆弱性を補える可能性がある。

2) 検討内容

PWR に用いることを狙いとして、これまで、原研や三菱で本システムの検討が行われてきた。原研で行った検討結果として、図 3.2.4.1-8,9 に大破断 LOCA を模擬した条件での注入挙動に関する実験方法と実験結果を示す。実験結果と RELAP5 の比較図にあるように RELAP5 は、実験で見られた挙動を良く予測しており、安全系の設計において必要な現象予測手法はほぼ確立しているといえる。本検討では、減圧時の冠水維持機能の必要性をまず検討する。圧力容器に比較的に多量の水を有するため、冠水維持機能はあまり要求されない可能性がある。次に、炉停止機能を満足するための受動的ホウ酸注入系の容量について検討を行う。格納容器内に窒素ガスが初めから存在していることから、格納容器内のガス量と比べて、本注入系から放出される窒素ガス量が十分小さい場合には、窒素加圧型注入系を使用することにする。

(3) 热水力コード解析

本年度は、使用する解析コード選定のための検討と、サイジングのための入力データ整備を進めた。前者の検討では、簡素化した全体システムを RELAP5、TRAC-BF1、REFLA-TRAC コードを用いて検討し、特に CPU 時間について相互に比較した。後者の検討では、もっとも計算速度の速い RELAP5 コードを用いて、基本的挙動がコードにより解析できることを確認した。

a 簡素化した全体システムの解析

原研ではこれまで、軽水炉の安全性研究等で热水力解析コード RELAP5、TRAC-BF1、REFLA-TRAC コードの整備を進めてきた。BWR 炉心等の解析では、一般に TRAC-BF1 で使用されている相関式がもっとも適していると考えられるが、格納容器挙動等に関して低圧での解析を原研で行った経験はない。産業界では、本コードをベースにし TRAC-G なるコードを開発し、SBWR 等の解析を行っている実績がある。REFLA-TRAC コードは、TRAC-PB1 コードをベースにして、PWR の再冠水過程の解析のために大規模な改造を行って作成されたコードで、その内容が熟知されている。RELAP5 コードは、原研では、格納容器を含めた BWR 体系を解析した例はないものの、AP600 炉の解析のために、低圧で不凝縮ガスが存在する条件での热水力挙動が円滑に解析できるように整備されている。これらのコードの特徴を明確にするために、本解析で対象とする典型的热水力挙動が現れるシステムを、同一のノーディングを用いて解析し、結果の相互比較を行なった。

解析対象としたシステムは、図 3.2.4.1-10 に示されるように、圧力容器、ドライウェル、重力注入タンク、サプレッションチェンバ(SC)で構成される。その主要データは、日立製作所の検討メモ（日立 UE-OG-2813,2000）を元にしているが、一部、未定のところは、単純化を図るように定めている。したがって、絶対値としての結果にさほど意味はない。このシステムでは ADS は上部ドライウェルに蒸気を放出するようになっている。放出された蒸気はベント管をとおり、SC で凝縮する。炉容器圧力が充分に低下すると重力注入系の注入配管中の逆止弁が開き、注入が開始する。この計算では、ADS 作動による炉心の減圧、ベント管からの蒸気放出、SC プールでの蒸気凝縮、格納容器圧力の変動、重力注入系の作動といった本炉システムの特徴的な現象が解析される。計算では、5000 秒間、定常状態を計算した後、ADS を作動させた。

現在までのところ、RELAP5 と REFLA-TRAC の解析が終了している。CPU 時間の比較を表 3.2.4.1-1 に示す。RELAP5 による計算が圧倒的に早いことが示されている。RELAP5 による解析結果を図 3.2.4.1-11 から 14 に示す。5000 秒に ADS 作動した直後に、圧力容器圧力は急激に減少し、ドライウェル圧力は急激に増大する。ベント管から SC に流入した蒸気は完全に凝縮することから、この急激な圧力上昇は、ドライウェル中の窒素ガスが SC 気相部に流入し圧縮されたことに対応する。SC 気相部体積をドライウェルと比べて相対的に大きくすることにより、このピーク圧力を低下させることができると考えられる。その後、約 6500 秒で重力注入系が作動を開始し、PV インベントリは増大する。これらの結果は定性的に妥当なものであり、又、計算速度が速いことから、サイジングの大まかな検討では、RELAP5 を用いることにする。格納容器内の蒸気・窒素混合気体や SC 内水中の温度分布等の多次元解析のためには、TRAC の 3 次元解析機能が必要であることから、TRAC の整備は継続する。

b 自動減圧系 ADS の解析

本検討では、自動減圧系 ADS に関し、使用実績が十分ある現行 BWR と同様な ADS 弁を用いることを考えている。この機器解析では、現行 ADS 弁と同様な特性（上流圧力 8.024MPaにおいて、一基あたりの流量が 105.6 kg/s）^{3.2.4.1-21}を模擬する ADS 弁の流路面積を検討した。解析に用いたノーディング図を図 3.2.4.1-15 に示す。図において、上流ボリューム C100 は、圧力境界であり、圧力を時間の関数として与える。この解析では、最大圧力 9MPa から最低圧力 0.1 MPa まで 1000 秒の時間をかけて減少させた。図 3.2.4.1-16 に示すように、ADS 面積が 8.477E-3 m² (口径 104mm) の時に、RELAP5 の蒸気単相音速臨界流モデルで計算された値と ABWR 減圧弁特性が一致することが示された。

c 受動的ボロン水注入系の解析

解析に用いたノーディング図を図 3.2.4.1-17 に示す。ボロン水注入タンクのタンク高さ、タンク口径、高温水領域厚み、低温水領域厚み、高温水温度（注入開始圧力）、注入配管（配管口径、長さ、高さ変化、抵抗係数）を検討する。本解析では、タンク内高温水領域温度を 530.56K（飽和圧力 4.5MPa）、低温水領域温度を 313.15K とする。高温層厚みが 1.2m 及び 3m の場合に ADS プローダウンをおおまかに模擬した条件での圧力挙動、タンク水位挙動を図 3.2.4.1-18 及

び図 3.2.4.1-19 に示す。今後、より詳細なサイジング検討のための機器モデルを作成することができた。

d 炉容器外部冠水用サイフォン式注入配管の解析

炉容器外部冠水用サイフォン式注入配管は、事故時にサプレッションチェンバ水位の上昇により、自動的にサプレッションチェンバ内の水を原子炉圧力容器外部冷却のために、ドライウェルに供給する配管である。機器解析では、配管口径、高さをパラメータとし、サプレッションチェンバ水位の変化と流量の関係を検討する。

解析ノーティング図を図 3.2.4.1-20 を示す。主要な解析条件は以下のとおり。

注入管口径 : 50 mm

注入管高さ : 5 m

底部入口水平配管長さ : 1.0 m

底部高さ : サプレッションチャンバー(SC)底部から 1 m

S C 上部出口ボリューム : 圧力境界 (1 気圧、窒素)

RV 側出口ボリューム : 圧力境界 (1 気圧、窒素)

解析結果を図 3.2.4.1.21 に示す。この解析ではサプレッションチェンバ(SC)水位を図に示すように強制的に変化させた。サイフォン管頂部は当初水面より 2m 上にあったが、SC 水位上昇とともにサイフォン管上昇流側水位が上昇し、頂部に達すると、下降流側に流入することにより、注入が開始され、下降流側水位が急激に上昇している。以後、SC 水位がサイフォン管頂部より低下しても、注入は継続されている。本計算により RELAP5 コードによりサイフォン式注入管の基本特性が計算できることが確認できた。

(4) まとめと今後の予定

本検討では、シビアアクシデントの防止及び影響緩和を、受動的機器を用いて行うことにより、高い安全性を実現する原子炉システムの概念構築を目指した。シビアアクシデント防止のためには、1) 現行 BWR と同様な自動減圧系、2) 原理的に単純なために信頼性の高い重力注入系、3) プールに浸された横型熱交換器を用いた静的格納容器冷却系(横型 PCCS)を使用する。横型 PCCS は原研で原電と協力し検討されており、その挙動を予測する基本的な手法は確立されつつある。シビアアクシデントの影響緩和のためには、本研究で新たに提案するサイフォン式注入管、及び、溶融燃料炉容器内保持(In-Vessel Retension:IVR)が可能となるような原子炉容器設計を採用する。横型 PCCS 及びサイフォン式注入管という事故時に、弁等の機器の作動を一切必要としない安全機器を使用することにより、高い安全性を有するシステム概念を構築することができた。又、格納容器頂部より低い場所に設置可能な低位設置 PCCS プールの使用により、耐震性にも優れたシステム概念を構築することができた。解析作業では、サイフォン式注入管の挙動が熱水力解析コードで物理的に適切に解析できることを確認した。今後は、サイジング、事故解析を行い、システムを具体的に検討するとともに、シビアアクシデント解析を行う。又、船殻構造等の採用による経済性の向上を図る。

記号表

- BDBA：設計基準を超える事故 beyond design basis accident
DBA： 設計基準事故 design basis accident
DPV： 減圧弁 depressurization valve
IC：非常用復水器 isolation condenser
IVR：溶融燃料炉容器内保持 In-vessel retention
PCCS： 静的格納容器冷却系 passive containment cooling system
SC： サプレッションチャンバ suppression chamber

参考文献

3. 2. 4. 1-1. Upton, H. A., Torbeck, J. E., Billig, P. F., Duncan, J. D., and Herzog M., "SBWR Design Update: Passively Safe, Nuclear Power Generation for the Twenty First Century, Proc. of Int. Conf. on Nucl. Eng. (ICON) -4, 2, 379-393 (1996).
3. 2. 4. 1-2. 原子炉設置変更許可申請書 柏崎刈羽原子力発電所 6号炉及び7号炉完本平成6年9月 東京電力(株)、(1994).

3. 2. 4. 2 格納容器の小型化を目指した炉概念の検討

(1) 平成12年度の検討内容とその問題

3.2.4.1 で述べた平成12年度の検討では、1) 稠密炉心を内蔵する一体型自然循環冷却式BWR(熱出力955 MWth)を使用すること、2) 安全系の全てに受動的機器を使用すること、を前提条件として検討を進めた。条件1)は、ポンプ削減によるシステム簡素化の利点とともに、大破断冷却材喪失事故(LOCA)やポンプ停止による炉心冷却機能の急激な低下の可能性を排除できる利点がある。条件2)は、安全系の簡素化によるコスト低減及び安全性向上を狙いとしている。検討では、これまでもっとも幅広く受動安全炉としての検討が進められてきたSBWRをベースにし、安全系合理化の観点、及び、90年代の安全研究の成果、特にシビアアクシデントに関する研究成果を利用する観点から、以下の項目を検討した。

検討項目

- サプレッションプールと重力注入タンクの兼用
- 低位設置可能型 PCCS プール
- 横型熱交換器を用いた静的格納容器冷却系(横型 PCCS)
- 2段階自動減圧系(ADS)
- 炉容器外部冠水のためのサイフォン式注入管
- 受動的ホウ酸水注入系

ここで、横型熱交換器を用いた静的格納容器冷却系(PCCS)及び低位設置可能型 PCCS プールは、機器配置の合理化及び耐震性の点において利点が考えられる。炉容器外部冠水のためのサイフォン式注入管は、溶融燃料の炉容器内保持(In-vessel retention:IVR)を受動的に行なうためのもので、作動の際に弁の操作を必要とせず信頼性が非常に高いところが特徴である。昨年度の検討でその挙動は熱水力安全性解析コード RELAP5 で適切に解析できることを確認している。

一般に現行炉では、出力と格納容器体積には、いわゆる 0.7 乗則があり、原子炉を小型化すると出力の低下ほどには格納容器体積は減少しないことが言われている。このことが、小型炉の経済性が悪化する原因のひとつである。この検討では、安全性に関するところだけでなく、重力注入系タンクや PCCS プールの配置等を検討し格納容器体積の減容や構造の合理化による経済性向上の可能性も検討した。しかし、次節に述べるように、「設計基準事故条件での格納容器圧力挙動に関する米国原子力規制委員会の基準を適用する」という条件を加えると、SBWR をベースにした設計では、現行炉を小型化した場合と比べて、格納容器容積が相当に大きくならざるを得ないことが明確になった。

(2) 格納容器体積決定要因

現行炉において格納容器形状に影響する最も重要な条件は、過圧破損防止のための「大破断冷却材喪失事故時の最高圧力の制限」であり、この制限を満足するために、各部の体積、プール水量等の仕様が制限される。これに加えて受動的安全炉では、格納容器の長期的圧力挙動に関する規制が、米国 NRC にはある。この規制は、「設計基準事故から一日後に格納容器圧力は設計圧力の 1/2 以下になること」(以下では、格納容器長期圧力基準と呼ぶ)というもので、事故後の放射性物質の環境への放出量の低減を図ることを目的とし米国現行炉にも適用されている。一般に、現行炉ではスプレー冷却によりこの規制は比較的簡単に満足されるものの、受動安全炉では自然対流等を用いて緩やかな冷却を行なうため、この規制を満足することは一般に難しく、AP600 の安全審査でも最終段階まで問題になったところである。受動安全炉に対する我が国の規制は存在しないことから日本の事情を勘案し様々な角度から規制方法を検討することも重要ではあるが、ここでは、検討範囲を技術的なものに限定するため、この規制を考慮するという立場で検討を行なう。

さて、ドライウェル(DW)圧力、サプレッションチェンバ(SC)圧力、DW-SC 間流路に沿った圧力差、飽和蒸気圧力の間には、一般に以下の関係がある(図 3.2.4.2-1 参照)。

$$P_{DW} = P_{SC} + P_{Vent} = P_{N2} + P_{sat(T)} + P_{Vent}$$

ここで、右辺第 1 項は窒素ガス分圧、第 2 項は飽和圧力で温度 T はサプレッションチェンバ気液界面温度に対応、第 3 項は DW-SC 間流路(ペント管、又は、PCCS 排水配管)に沿った圧力差で、流動圧損が無視できる場合、サブマージェンス H を用いて $P_{Vent} = \rho g H$ で表される。

窒素ガス分圧は破断条件や格納容器冷却方法に強く依存する。例えば、主蒸気管大破断 LOCA 発生直後は DW 内に存在する窒素の大部分が SC にペント管を通り流入するが、以後、格納容器冷却方法に依存し、SC 気相部の窒素ガス分圧が定まる。

現行炉の場合、DW 側をスプレーで冷却するため、長期的には DW 側圧力が SC 側より低くなり、バキュームブレーカーをとおり窒素ガスが DW に戻る。このため窒素蓄積の効果は長期圧力挙動に関してあまり問題にならない。

SBWR 型の格納容器でも、上部 DW 中の窒素ガスがほぼすべて SC に移行すると、PCCS 熱交換器での熱伝達が増加し、DW 圧力が低くなるので、SC 側から、バキュームブレーカーをとおり DW 側に窒素ガスが戻ることが実験等で示されている。しかしガスが戻ることにより伝熱が劣化し DW 側圧力が再び増大することになるため、周期的に DW と SC 間差圧が変化することになる。この効果は原理的にドライウェル内における流動停滯領域すべてに窒素ガスが蓄積するところで終了する。停滯領域の大きさは破断口の位置や大きさに依存し、例えば、炉容器ドレイン管のような下部にある配管の破断の場合、停滯領域はかなり小さくなると考えられる。このような場合には、初めに格納容器に存在した窒素の大部分は SC に蓄積されることになり、そのガス分圧は近似的に次式のように体積比で表すことができる。

$$P_{N2} = \frac{V_{DW} + V_{SC, Gas, ini}}{V_{SC, Gas}} P_{ini}$$

例えば、格納容器設計圧力が 0.4MPa の場合、格納容器圧力は 1 日後に 0.2MPa 以下になることが要求されるが、格納容器内の大部分の窒素が SC に蓄積し、プール水温が 100°C の場合には、この条件を満足するためには、SC 気相部体積は DW 体積より大きくある必要がある。

サブマージェンスに関しては、SBWR の場合 SC 側から DW 側へ窒素ガスが戻る状況においては、サブマージェンスはゼロになるため、長期的な圧力挙動への直接的な影響は少ない。水蒸気分圧を下げるためにはプール水温を低く保つことが重要であるが、格納容器冷却のための最終除熱源が水でかつその潜熱を利用する場合、プール水温は必然的に除熱源沸点の 100°C 以上になりその圧力寄与は 0.1MPa 以上となる。

これらより、SBWR 型 PCCS を用いて、格納容器長期圧力基準を満足するにはドライウェル体積に比べて SC 気相部体積を十分に大きくすることが事実上唯一の方法である。ドライウェルには主蒸気隔離弁や空調設備を設置するためのスペースが必要であり、この空間を減少させることには限度がある。SBWR 模擬装置を用いた主蒸気管破断実験の結果を見ると圧力は破断後 10000 秒程度でピークをとり、その値は 0.25MPa 程度なので、最大圧力と設計圧力の比較においてはまだ余裕があるものの、圧力減少速度は遅く、おそらく、最大圧力を高める設計を行なうと長期圧力基準を満足させることが相当に困難であることが推測される 3.2.4.2-1)。すなわち、最大圧力制限より長期圧力基準のほうが格納容器体積を決定する上でよいきびしい条件になっていることが推測できる。以上より、このような SBWR 型の格納容器では、現行炉を小型

化した場合と比べて格納容器体積を小さくすることは原理的に難しい。実際、SBWR の格納容器体積は現行炉と比較し 0.7 乗則で決まる値よりもかなり大きくなっている。

(3) 検討内容の変更

SBWR 型格納容器で長期圧力基準を満足させるためには、サプレッションチェンバ気相部体積を十分に大きくとる以外に対応は無く、これに関する設計の自由度は少ない。SBWR に関しては、安全系の大幅な簡素化がなされており、このことだけで経済性が劣ることになるとは考えられないものの、SBWR 自体の経済性はこれまで様々な検討がなされてきており、本研究においてこれ以上の検討を行なうことの意味は少ないと考えられる。そこで、H13 年以降は、より広い角度から、格納容器の小型化及び受動的安全系の合理的方法の検討を進めることにする。

他の方法の PCCS として、ドライウェル内に熱交換器を設置し不凝縮性ガス雰囲気の中で熱交換器管外表面で凝縮させる PCCS を使用する場合、上述の窒素ガス蓄積の効果がないため、長期格納容器圧力基準を満足する点では有利である。しかし、不凝縮ガス雰囲気下で十分な凝縮を行なうために、より大きな熱交換機を使用する必要がある。

より根本的に格納容器体積を減少させるやりかたとして、大口径一次系配管の削除により SC を削除する考え方がある。大口径一次系配管の削除は圧力容器内蔵型 SG の採用により実現できる。実際、後述するように従来のいくつかの炉概念において、圧力容器内蔵型 SG を用いることにより格納容器の減容が図られている。そこで、検討内容を変更する機会を利用し、抜本的に格納容器体積を縮小できる可能性のある内蔵型 SG を用いたシステムの検討を行なう。検討内容を図 3.2.4.2-2 に示す。図では SBWR 格納容器を示しているが、内蔵型 SG の使用、重力注入タンク水量の検討、最終除熱方法の検討等により、格納容器の減容を図るとともに合理的な受動的安全系の使用方法を検討する。尚、この図にある内蔵型制御棒駆動機構は、下部ドライウェル体積を減少させるとともに溶融燃料の圧力容器内保持 IVR を容易にする特徴がある。この駆動機構の開発は原研が現在進めており、これまでの結果は実現の可能性が非常に高いことを示している。

(4) 内蔵型 SG を用いた炉概念

1) 従来の検討

内蔵型 SG を用いる一体型原子炉に関して、従来、小型炉や舶用炉として種々の提案がなされている。最終除熱源、崩壊熱除去系、格納容器冷却系、安全注入系、格納容器隔離の考え方、格納容器設計圧力、対応すべき事故想定等に関する選択から多くの炉型が考えられる。

原研では、加圧水型一体型発電炉 SPWR の検討を 80 年代に進めており、その際、種々の受動的機器の提案がなされている。その成果は現在検討されている舶用炉 MRX、深海探査船 DRX、熱供給炉 MR100-G 等に生かされている^{3.2.4-3)}。後述するように産業界でも、近年内蔵型 SG を用いた小型炉の検討が進められており、三菱は、SG を非常用冷却器として使用すること、すべ

ての安全注入系を削除すること等を特徴とする一体型 PWR、IMR の開発を進めている^{3.2.4-4)}。日立は主として重水を用いることを狙いとし内蔵 SG を用いた BWR、SSBWR の開発を進めている^{3.2.4-5)}。

2) 技術目標

本検討では、下記要件を満足する炉を検討する。

1. 原子炉は自然循環冷却式 BWR 型とする。
2. すべての安全系に受動的安全系を用いる。
3. 内蔵型 SG を用いてサプレッションチェンバを削除することにより格納容器を減容する。
4. 米国の規制を含む現行安全基準を満足させる(グレースペリオド、格納容器長期圧力基準)。
5. 格納容器内の水源の熱容量により原子炉を十分低い圧力に減圧できるようにする。
6. 多重故障を伴う非常に過酷な事故に対しても炉心溶融開始までに数時間の余裕を持たせる。
7. 格納容器設計圧力は現行炉と同様にする。

これらの要件を設定した理由に関して、初めの二つの要件はこれまでと同様であり、3番めの内蔵 SG に関しては前節までの説明のとおりである。4番目の「米国の規制も含む現行規制を満足させる」という点は、受動安全炉に関する基準が我が国にはないこと、あるべき規制について検討することも重要であるかもしれないが本検討では技術的な検討を中心におくこと、我が国の現行規制に比べて一部の米国の規制はよりきびしいため技術的により高いハードルになること、などが理由である。5番目の「格納容器内の水源の熱容量により原子炉を十分低い圧力に減圧できるようにする」及び6番目の「多重故障を伴う非常に過酷な事故に対しても炉心溶融開始までに数時間の余裕を持たせる」は、安全をより頑強に確保するためのものである。本炉を第4世代炉に相当するものと位置付ければ、第3世代炉より安全性が同等もしくは向上することが一般に望まれる。格納容器内及び格納容器に隣接する機器や資源のみを用いて事故対応が可能である AP600 や SBWR 等の第3世代炉より安全性を向上させるという観点から、これらの目標を設定した。7番目の「格納容器設計圧力は現行炉と同様にする」は、SPWR や MRX のような一体型炉では格納容器耐圧を 4MPa にまで高めることにより、LOCA 時に圧力容器と格納容器を均圧させ破断流を停止させているが、本炉概念では、SG 冷却、水プールによる除熱等を利用し、より低い圧力で破断流の停止を測る。これにより事故後の格納容器圧力をできるだけ低く保つ。

3) 炉概念

前節の要件を具体化する炉概念の例を図 3.2.4.2-3 に示す。本炉概念では、崩壊熱除去及び一次系減圧は、基本的に SG の受動的な冷却により行ない、冠水維持は格納容器内プールからの重力注入により行なう。SG 冷却は二つの方法が可能で、緩やかな除熱のためには、格納容器外に設置する長期冷却用水プールを除熱源とする自然循環式崩壊熱除去系を用い、小 LOCA 時に必要な比較的急速な除熱を行なうためには、SG 減圧系と SG 重力注入系を組み合わせ使用する。

すなわち、SG 二次側蒸気を水プールに放出し大気圧まで減圧し、二次側へ重力注入を行なう。これを三日間行なえるよう、長期冷却用プールには約 1000m³ の水量を持たせる。SG 冷却により一次側が十分減圧すると格納容器内プールより水が重力注入する。

蒸気放出による炉容器減圧系と格納容器静的冷却系 PCCS は、SG 冷却系の全機能が喪失するような安全系の多重故障を伴う事故時に炉心冷却機能を頑強に維持するためのシステムである。PCCS 除熱源用の水プールには少なくとも 10 時間程度の崩壊熱除去が可能な水量を持たせる。格納容器内水プールの水量は、顯熱のみを用いて一次系を低圧（約 2 気圧）までに減圧するのに十分な量の水を用意する。PCCS で凝縮した水は格納容器水プール戻るようにする。

シビアアクシデント対策として、格納容器脅威事象の発生を防止するために、炉容器外部冠水を行なう。これを受動的に行なうために昨年度検討したサイフォン式注入管を使用する。サイフォン式注入管は、逆 U 字管形状をしており、入口から格納容器内プール底部の水を吸いし、出口から圧力容器外側に水注入できるようにプール内に設置する。その頂部は定常運転時には水面より上に保つ。事故時に安全弁や PCCS の作動により格納容器プール水位が上昇しサイフォン注入管頂部を超えるとプール内の水が自動的に炉容器側に注入され、炉容器外面を冷却する。

アクシデントマネジメントは、格納容器内、格納容器頂部の PCCS プール、SG 給水配管の 3箇所への水注入により行なう。給水管（SG 二次側）は減圧が容易であるため、いづれの場合に注入する場合でも低圧領域への注入となり容易に実現できる。

以下に、各機器の概要、及び、アクシデントマネジメント策をまとめるとする。

- 格納容器内水プール

すべての水を注水した段階で、圧力容器のすべてのノズルを冠水させる。保有水量は約 500 m³ で、顯熱のみで一次系を大気圧まで減圧できるようにする。この水量を確保することは上部ドライウェル床面(operating floor)の下に水深 2m 程度のプールを設置することにより可能であり、格納容器体積に対するインパクトはそれほど大きくない。

- 圧力容器安全弁

弁は炉容器に直接接続し、下流配管は格納容器内水プールに接続する。

- 圧力容器圧力逃がし弁

弁は炉容器に直接接続し、下流配管は格納容器内水プールに接続する。小口径配管破断しか想定できないため、弁容量は小さくてもよい。SG 二次側冷却系の機能が喪失した場合にのみ使用する。

- 重力注入系

格納容器内プールと逆止弁を含む炉容器への注入配管で構成する。

- 静的格納容器冷却系 PCCS

PCCS タイプは未定。除熱源用プールには、少なくとも 150m³ 程度の水を保持し 10 時間

程度の崩壊熱除去が可能なようになる。PCCS で凝縮した格納容器内蒸気は格納容器内プールに落下するようになる。

- 長期冷却用プール

SG 冷却用水プール。水量は約 1000m^3 とし、少なくとも 3 日間の除熱が行なえるようになる。SG 減圧後ほぼ大気圧の SG へ注水を行なうため、水面の位置は低くてよい。複数の炉がある場合は共有可能。

- 崩壊熱除去系

長期冷却用プールを除熱源とする自然循環ループ。プールに設置された熱交換器、蒸気配管に接続された入口配管、給水配管に接続された出口配管で構成する。一次系の減圧が不用な場合に高圧で崩壊熱を除去する。二次側減圧系があるので、冗長性は不用。

- SG 二次側減圧系及び重力注入系

SG 二次側蒸気を長期冷却用プールの放出することにより減圧し、重力注入を行なう。一次側の比較的急激な減圧が可能。

- サイフォン式注入管

逆 U 字管形状で、入口から格納容器内プール底部の水を吸いし、出口から圧力容器外側に水注入できるように格納容器内プール内に設置する。その頂部は定常運転時には水面より上に保つ。事故時に安全弁や PCCS の作動により格納容器プール水位が上昇しサイフォン注入管頂部を超えるとプール内の水が自動的に炉容器側に注入され、炉容器外面を冷却する。これにより、溶融燃料の圧力容器内保持を行なう。

- アクシデントマネジメント

格納容器外部から、(i)格納容器内、(ii)格納容器頂部 PCCS プール、(iii)SG 給水管へ水注入する。給水管 (SG 二次側) は減圧が容易であるため、いずれに注入する場合でも低圧系への注入となり AM の実施は容易である。

4) 従来提案されている炉概念との比較

従来提案されている SG 内蔵型炉概念との比較を表 3.2.4.2-1 に示す。表中の SPWR は、原研で 80 年代より検討が進められた PWR 型発電炉で、制御棒を使用せずホウ酸濃度で原子炉制御を行なうことやさまざまな受動的安全系の採用に特徴がある 3.2.4.2-2)。MR-100G は分散型小型炉のひとつとして現在原研で検討されている都市近接立地を目指した熱利用炉で、圧力容器内蔵型制御棒の採用等の特徴がある 3.2.4.2-3)。IMR は、三菱が現在検討中の小型発電炉で、格納容器内に化学体積制御系等も格納し格納容器貫通配管を削除するとともに炉容器接続配管の口径を十分小さくすることにより、規制上 LOCA が発生しないようにし、安全注入系を削除しているところが特徴である 3.2.4.2-4)。SSBWR は日立が開発中の小型 BWR で主に重水使用の観点から内蔵 SG を使用している 3.2.4.2-5)。格納容器形状は現行炉と同様でサプレッションチェンバを有している。

本研究で提案している炉の特徴は、SPWR, MR-100G との比較においては、格納容器設計圧力が低いこと、IMR との比較においては安全系多重故障を伴う事故に対する頑強性がより高いこと、SSBWR との比較においては、サプレッションチェンバが無いことなどが上げられる。

(5) まとめと今後の予定

本検討では、すべての安全系に受動的安全機器を用いるとともに、経済性向上のために格納容器を小型化した炉概念をまとめた。格納容器を小型化するための方法として、内蔵型 SG を使用し、大破断 LOCA の可能性を無くすことによりサプレッションチェンバを削除した。安全確保に関しては、設計基準事故に対して、3日間のグレースペリオドの間、蒸気発生器冷却系と重力注入系の作動により炉心冷却を維持する。SG 冷却系の全機能喪失を想定する場合でも、格納容器に付属する安全系のみで数時間程度炉心冷却の維持を行なう。さらに、シビアアクシデント対策とし、サイフォン注入管を用いたシステムにより受動的に炉容器外部冠水を行ない溶融燃料を圧力容器内に保持する。このシステムは一切の弁操作を必要としないので、信頼性が極めて高い。これにより、ほとんどすべての内部起因事象に対し、格納容器破損までに数時間以上の時間的余裕を与えることができ、低圧領域への水注入という簡単かつ有効なアクションマネジメントを実施するための時間的余裕を与えることができる。外部起因事象に対しても、受動的安全系を用いていること、格納容器内に数時間の除熱源となり得る水プールを有すること、等から高い安全性を保つことができる。

以上より安全系の多重故障を伴う事故に対しても頑強な炉心冷却機能を有すること、サプレッションプールの削除により格納容器を小型化したこと、格納容器設計圧力が現行炉と同様であること、炉容器外部冷却が極めて信頼性の高い手段で行なわれること、等を特徴とする炉概念をまとめることができた。今後は一次系熱水力条件の検討や、内蔵 SG、PCCS 等のサイジングを進め事故時の挙動について総合的に定量評価する。

記号表

DBA：設計基準事故 design basis accident

DW：ドライウェル drywell

IVR：溶融燃料炉容器内保持 In-vessel retention

LOCA：冷却材喪失事故 Loss-Of-Coolant Accident

PCCS：静的格納容器冷却系 passive containment cooling system

SC：サプレッションチェンバ suppression chamber

SG：蒸気発生器 steam generator

参考文献

- 3.2.4.2-1 日本原子力学会、平成5年度 原子炉格納容器信頼性実証試験に関する調査報告書、p. 292 (1993).
- 3.2.4.2-2 迫淳:原子力工業、vol. 39, 7, p. 37-66, (1993).
- 3.2.4.2-3 落合政昭:日本原子力学会誌、vol. 43, pp. 1070-1074 (2001).
- 3.2.4.2-4 牧原義明:日本原子力学会誌、vol. 43, pp. 1065-1070 (2001).
- 3.2.4.2-5 大塚雅哉、藤村幸治:日本原子力学会誌、vol. 43, pp. 1059-1061 (2001)

表 3.2.4.1-1 各コードの CPU 時間比較

	0～ 5000 s	5000～ 10000 s	計	備考
RELAP5(パソコン版)	15.763	85.707	101. 47	5000 秒までの最大タイムステップ幅は 0.5 秒、以降は 0.1 秒
RELAP5(SR8000 版)	27.443	136.64 7	164. 09	同上
REFLATRAC (パソコン版)	72.324	1091.0 96	1163 .42	5000 秒までの最大タイムステップ幅は 0.4 秒、以降は 0.1 秒
TRAC-BF1 (パソコン版)	102.8	3830.2	3933	5000 秒までの最大タイムステップ幅は 0.5 秒、以降は 0.01 秒 6242 秒でエラーストップ

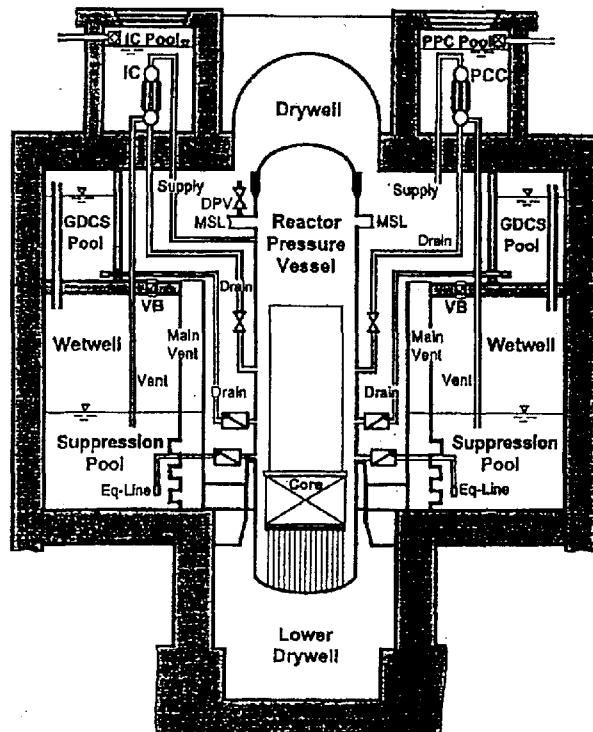
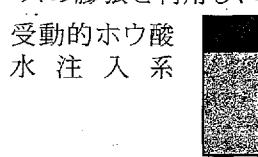


図 3.2.4.1-1 SBWR

減圧時の高温水の沸騰または窒素ガスの膨張を利用し、ホウ酸水を注入する受動的ホウ酸水注入系



格納容器は船殻構造のものも検討す

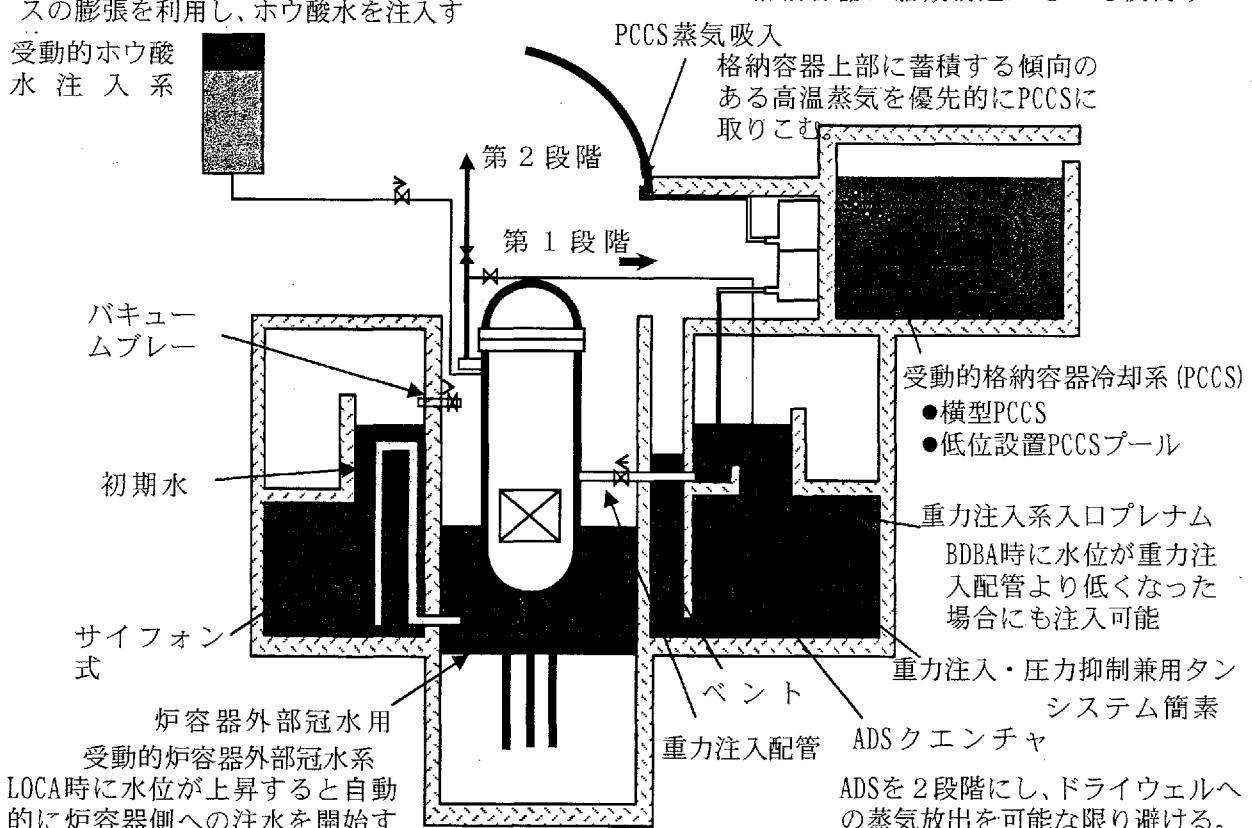


図 3.2.4.1-2 安全システム概念

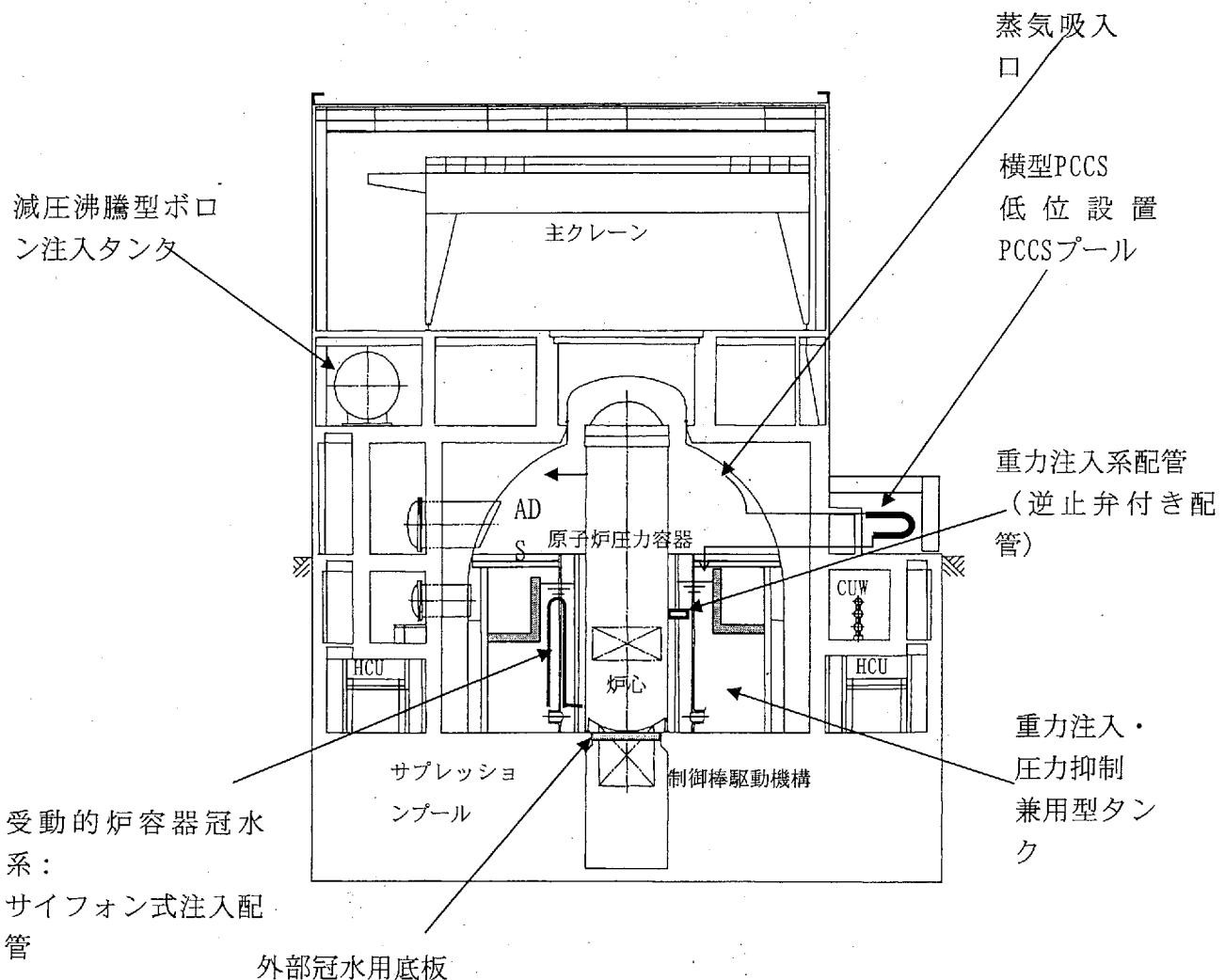


図3.2.4.1-3 鋼製圧力容器を用いた場合の機器配置概略

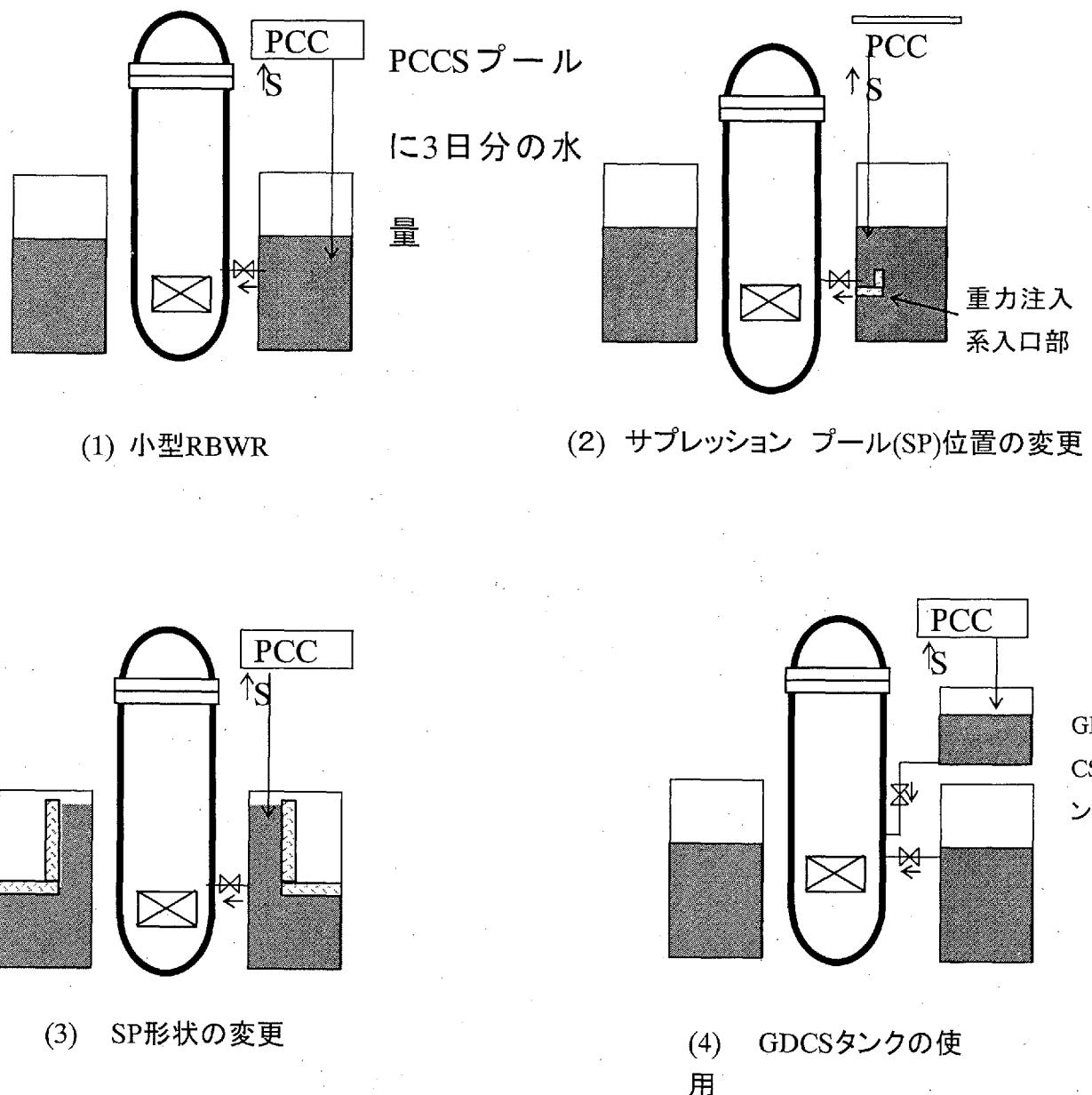
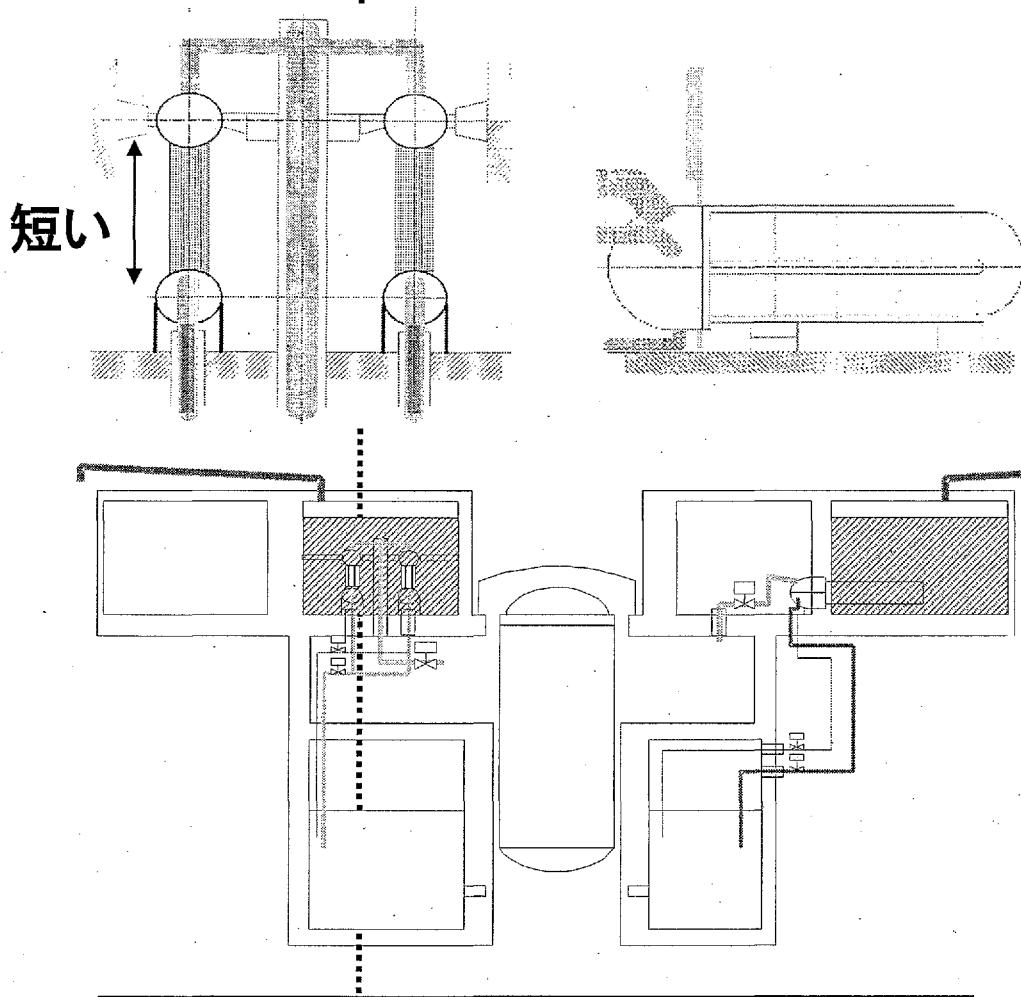


図3.2.4.1-4 重力注入・圧力抑制兼用タンク検討項目

縦型熱交換器

横型熱交換器



製作性： 製作容易、物量小

保守性： 点検容易

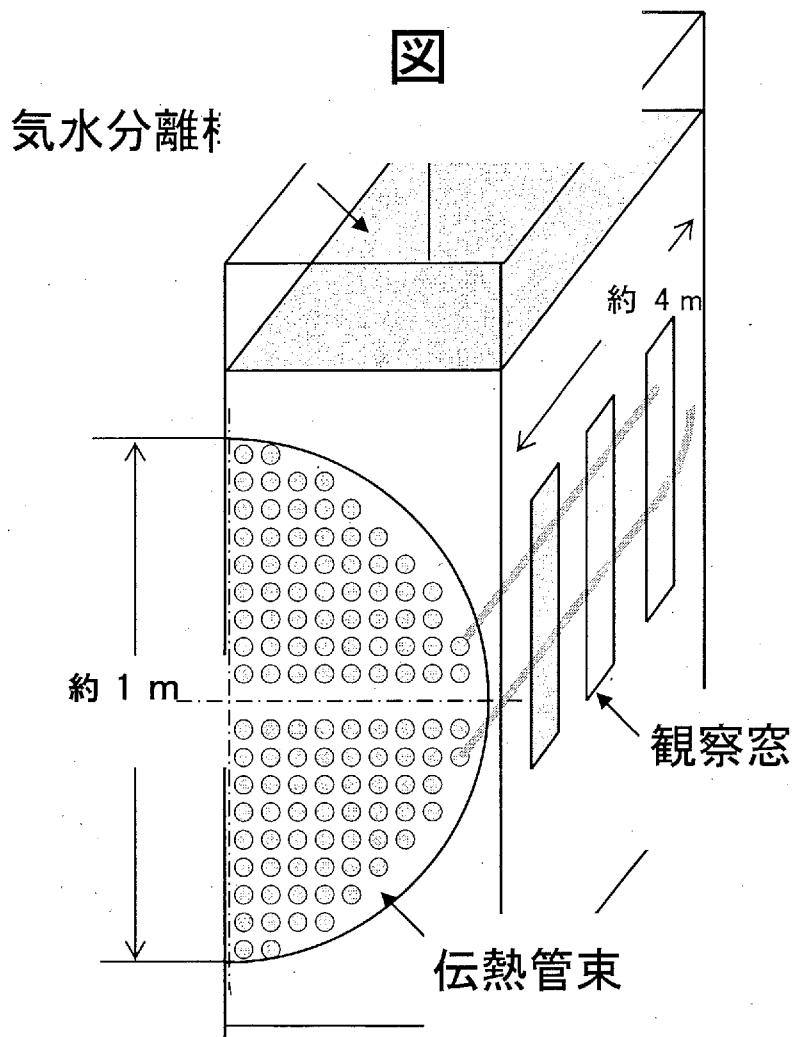
配置性： 隔離弁の格納容器外設置も可能

耐震性： 剛構造、建家との共振の心配がない

プール容量： 大幅減

図3.2.4.1-5 PCCSの熱交換器： 縦型と横型の比較

試験体概念



① 試験目的

伝熱管群での非一様・非定常挙動を把握し、実機PCCSの総合性能を確認する。

② 試験体仕様

- ・ 伝熱管口径 : 31.8 mm
- ・ 伝熱管長さ : 約 8 m
- ・ U字面傾斜角度 : 90°
- ・ 伝熱管本数 : 60 本 (実機 1/2セクタ)
- ・ 管束直径 : 約 1 m

③ 計測

1次側：流体温度分布、伝熱管内の不均一流動

2次側：温度、ボイド率、流速等の3次元分布、目視観察、伝熱管・構造物の振動

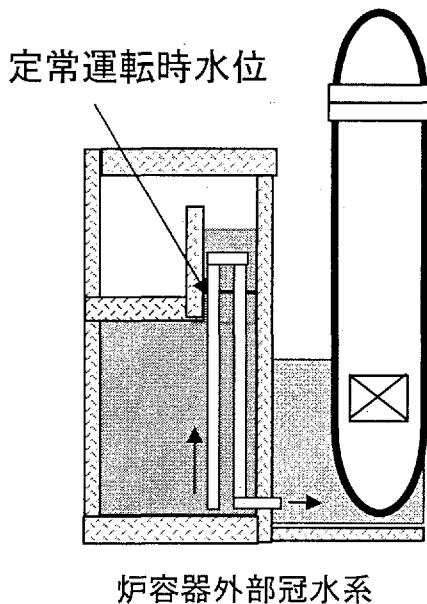
④ 試験条件

実機シビアアクシデント条件を想定

図3.2.4.1-6 横型PCCS大型モデル試験装置（案）

受動的炉容器外部冠水系作動原理

LOCA時サプレッションチェンバー水位上昇により注入開始
以後、サイフォン効果により水位が注入管頂部より低くなても注入継続



注入流量計算例

パイプ径50mm、

水位差 5 m, K=1、

摩擦係数0.02、L=10m

$$v = \sqrt{\frac{2g\Delta h}{\left(\sum_{i=1,3} K_i + \frac{L\lambda}{d} \right)}}$$

$$v = \sqrt{2 * 9.8 * 5 / (3 + 10 * 0.02 / 0.05)}$$

$$= \sqrt{100 / 7} = 3.8 \text{ m/s}$$

$$Re = 3.8 * 0.05 / 1.e-6 = 1.9E5$$

$$W = 7.46 \text{ kg/s},$$

Ref. 1 %崩壊熱を潜熱で取るのに必要な流雨量

$$W = 955 \text{ MW} * 0.01 / 2.25 \text{ MW/kg/s}$$

$$= 4.2 \text{ kg/s}$$

作動原理は教訓茶碗(石垣島)と同様



Ref.

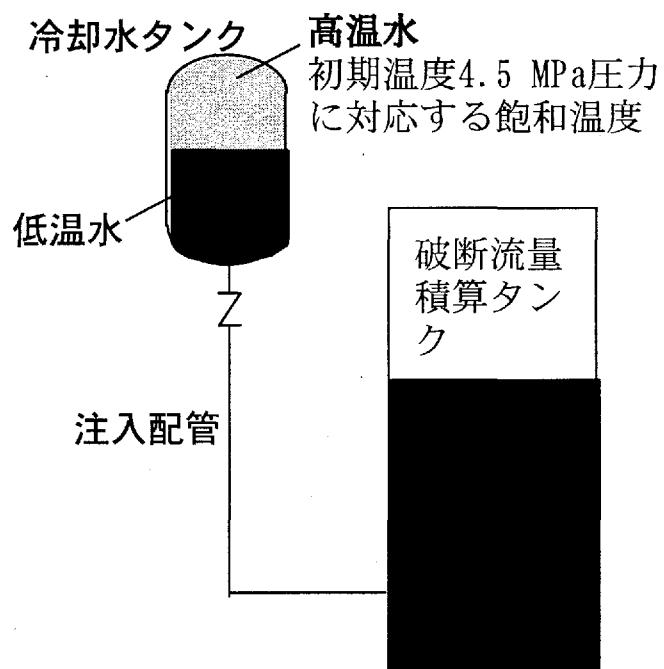
片岡教授講演、原研東海、2001、3月9日

<http://210.147.4.116/backnumber/2007>

[/tokushu/chawan.html#chawan](#)

図3.2.4.1-7 受動的炉容器外部冠水系 サイフォン式注入管

大破断LOCA条件模擬実験



タンク内初期温度分布

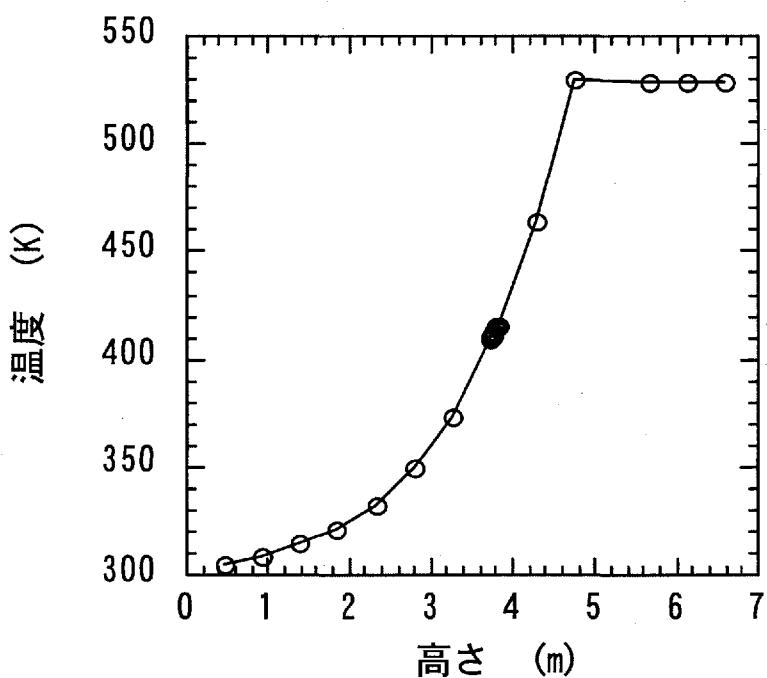


図3.2.4.1-8 減圧沸騰型安全注入系FDIS: LOCA模擬実験 実験条件

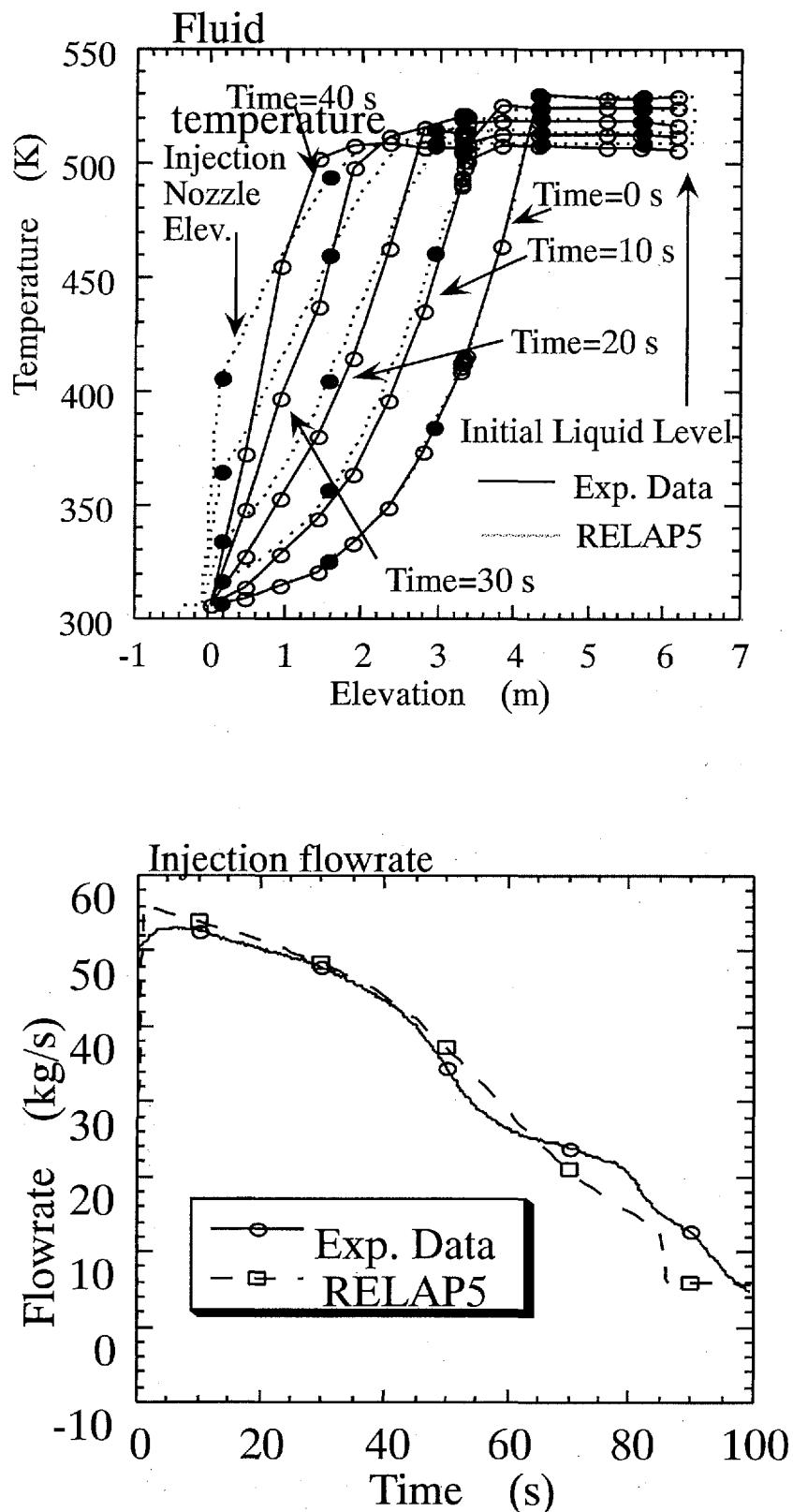


図3.2.4.1-9 減圧沸騰型安全注入系FDIS:LOCA模擬実験 実験結果

機器	解析条件
圧力容器モデル	形状：円筒、内径5.8m、高さ19.1m、水深10m、底部高さEL：0 m 圧力：7.2MPa、飽和水・蒸気、セル分割：5程度
ドライウェル	形状：円筒、高さ 5.6 m、内径19.35m、初期状態：窒素ガス、 底部高さEL：13.5m、圧力：0.1MPa、313.15 K、セル分割：3程度
サプレッショングレンチエンバー	形状：円筒、高さ：13.5m、水深：8.5m、内径19.35m(根拠、日立メモで 水体積2500m ³ より)、初期状態：窒素ガスとサブクール水、底部高さEL： 0 m 圧力：0.1MPa、313.15 K、セル分割：5程度
ベント管	形状：円筒、長さ：12 m、口径：0.662m、本数：8本（ドライウェル 底部とSC高さ1.5mに接続）、根拠（ABWR、口径d1.2m x 本数N10、d ² Nを 熱出力比と同一にする。本来は初期エネルギーの比にすべきだが、） 底部高さEL：1.5m、セル分割：3程度、一流路で代表させる。
重力注入タンク	形状：円筒、高さ：7m、水深：5m、内径20m 均圧配管：ドライウェル頂部とタンク頂部を内径1mのジャンクション (体積無し)で接続、初期状態：窒素ガスとサブクール水、圧力：0.1MPa、 313.15 K 底部高さEL：12.1m、セル分割：5程度。
重力注入配管	形状：円筒、長さ：20m、口径：50mm、 接続：重力注入タンク底部と圧力容器EL10m高さを接続 逆止弁：注入配管中に挿入、重力注入タンク側圧力が高くなった場合に、 弁を開閉、セル分割：3程度。
自動減圧系(ADS)弁	バルブ：時刻ゼロで開放、口径：147 mm (縮流係数1) (根拠、ABWR、 約380 t/h/個 at 80.8 atgで8個=>2個相当) 接続：圧力容器頂部とドライウェル頂部を接続

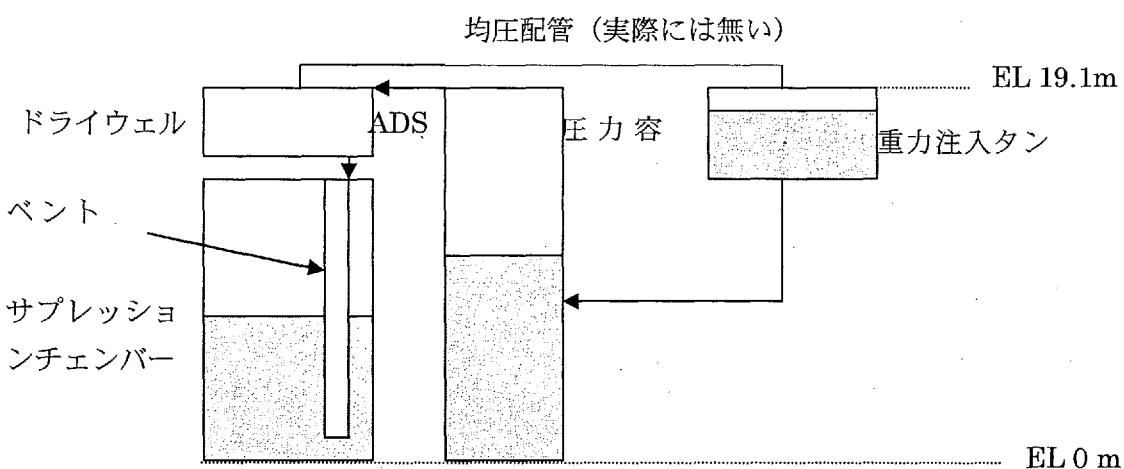


図3.2.4.1-10 コードの特徴検討のための解析条件とノーディング

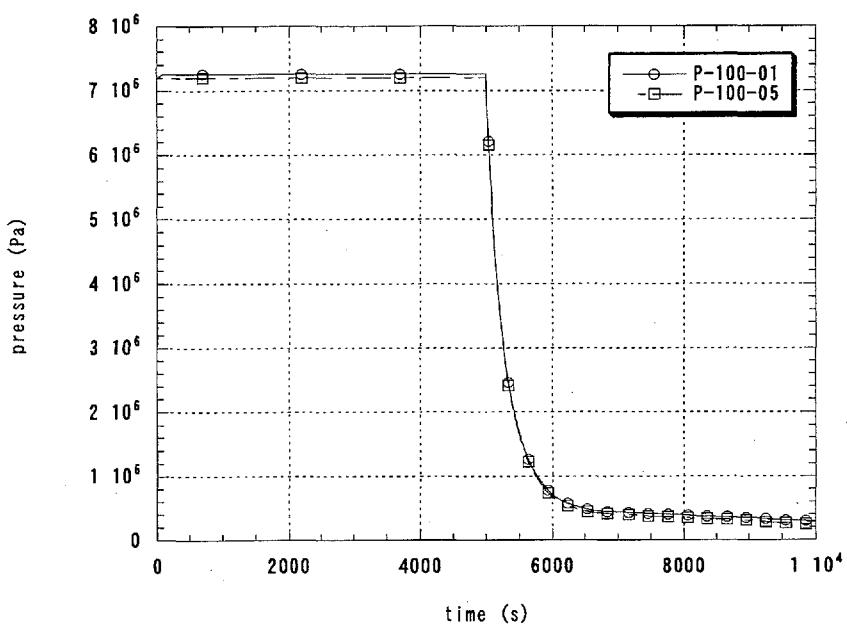


図 3.2.4.1-11 RELAP5 計算結果（炉容器圧力）

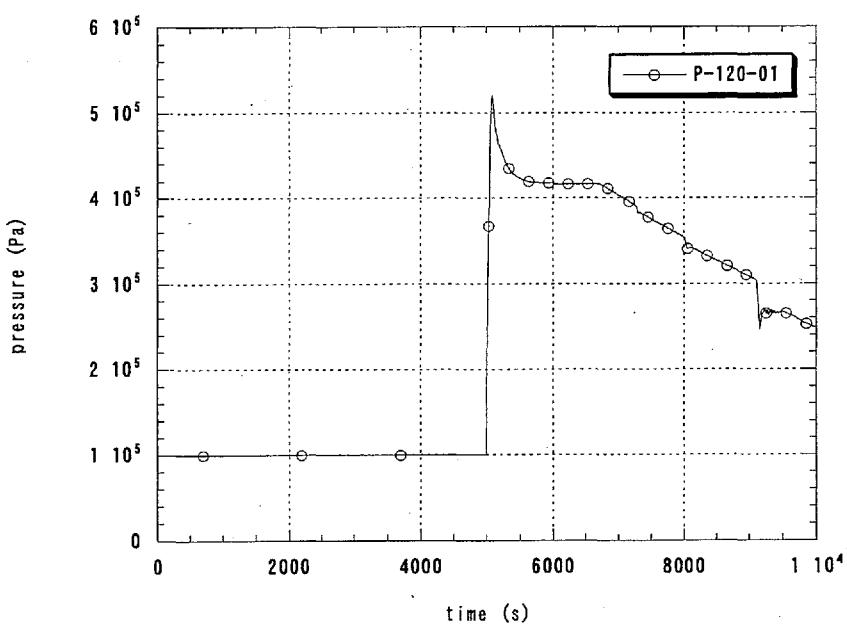


図 3.2.4.1-12 RELAP5 計算結果（サプレッションチェンバ圧力）

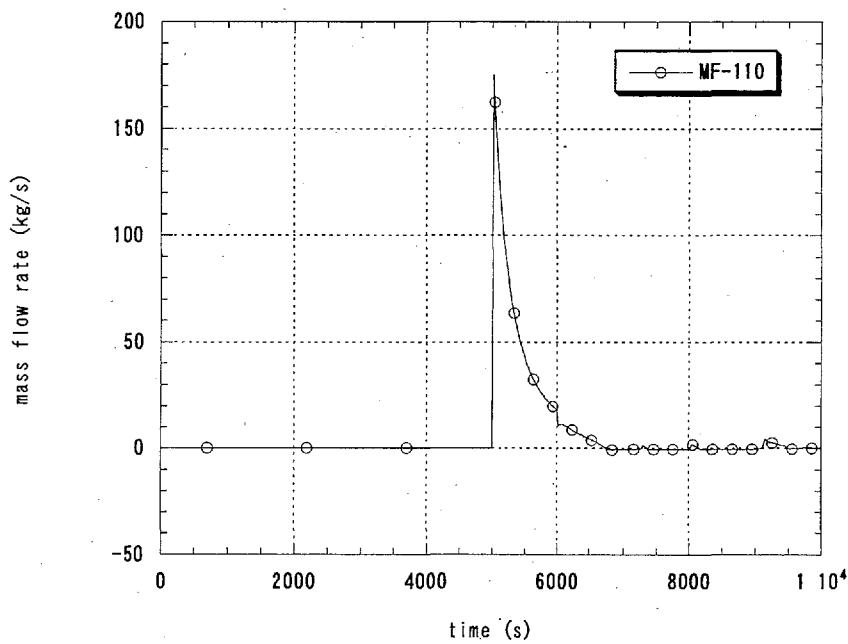


図 3.2.4.1-13 RELAP5 計算結果 (ADS 流量)

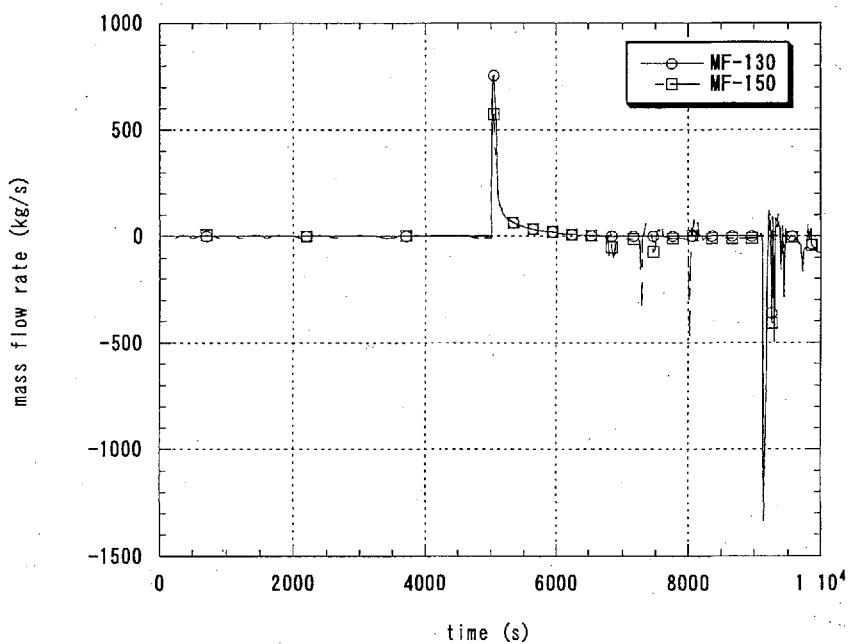
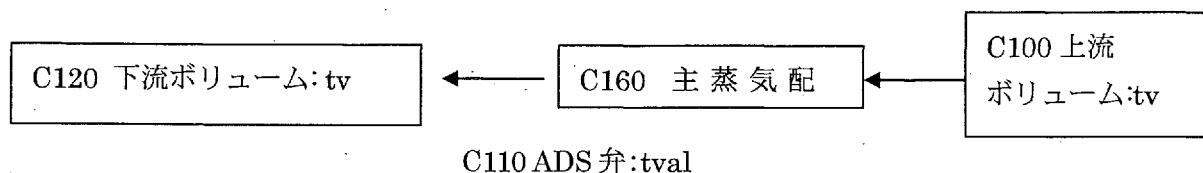


図 3.2.4.1-14 RELAP5 計算結果 (ペント管流量)



tv:time-dependent volume, tval:trip valve, sv: single volume

図 3.2.4.1-15 ADS 解析用ノーディング

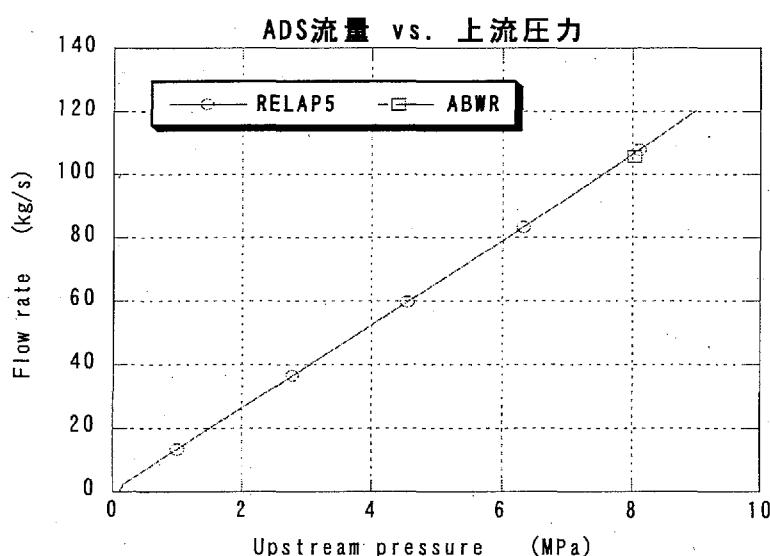


図 3.2.4.1-16 ADS 解析挙動解析結果

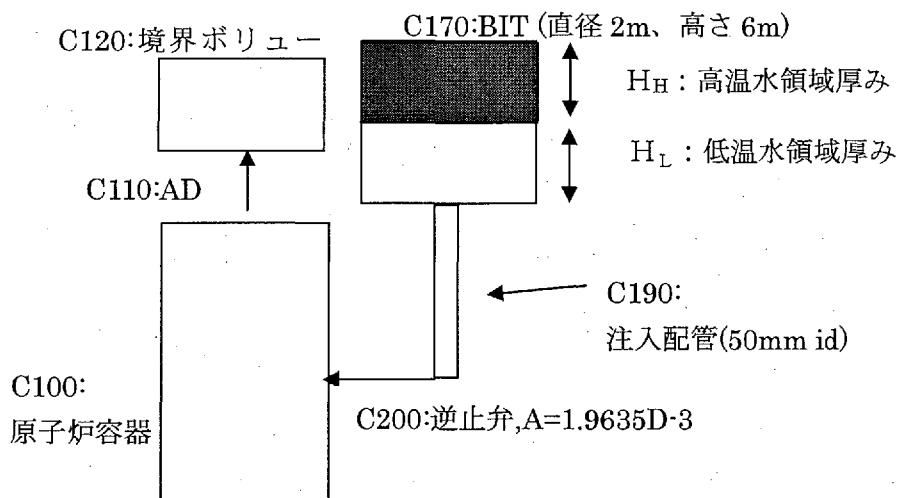


図 3.2.4.1-17 減圧沸騰型ホウ酸水注入系解析用ノーディング図

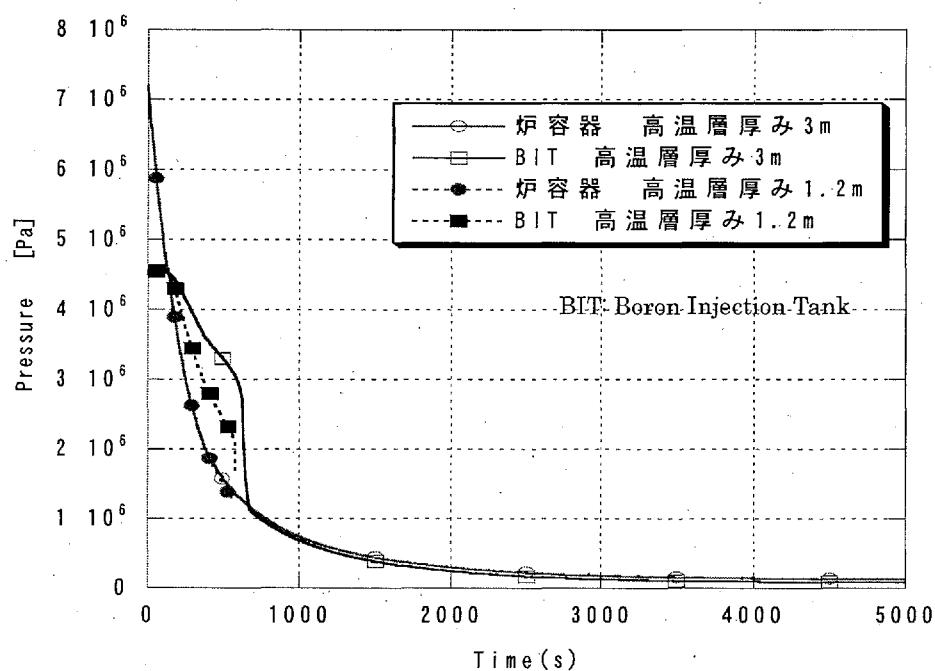


図 3.2.4.1-18 減圧沸騰型ホウ酸水注入系圧力挙動解析結果

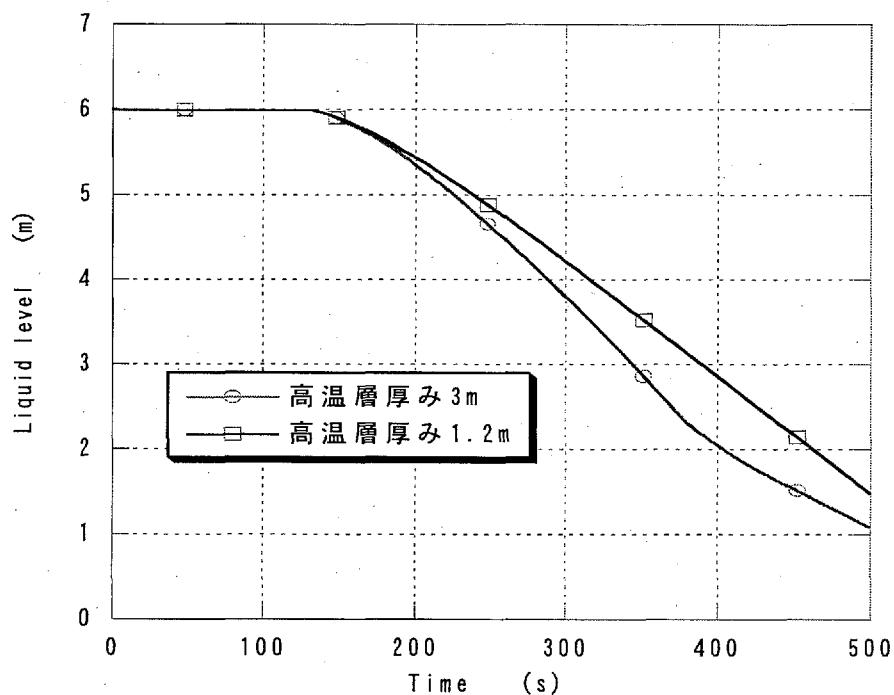


図 3.2.4.1-19 減圧沸騰型ホウ酸水注入タンク水位挙動解析結果

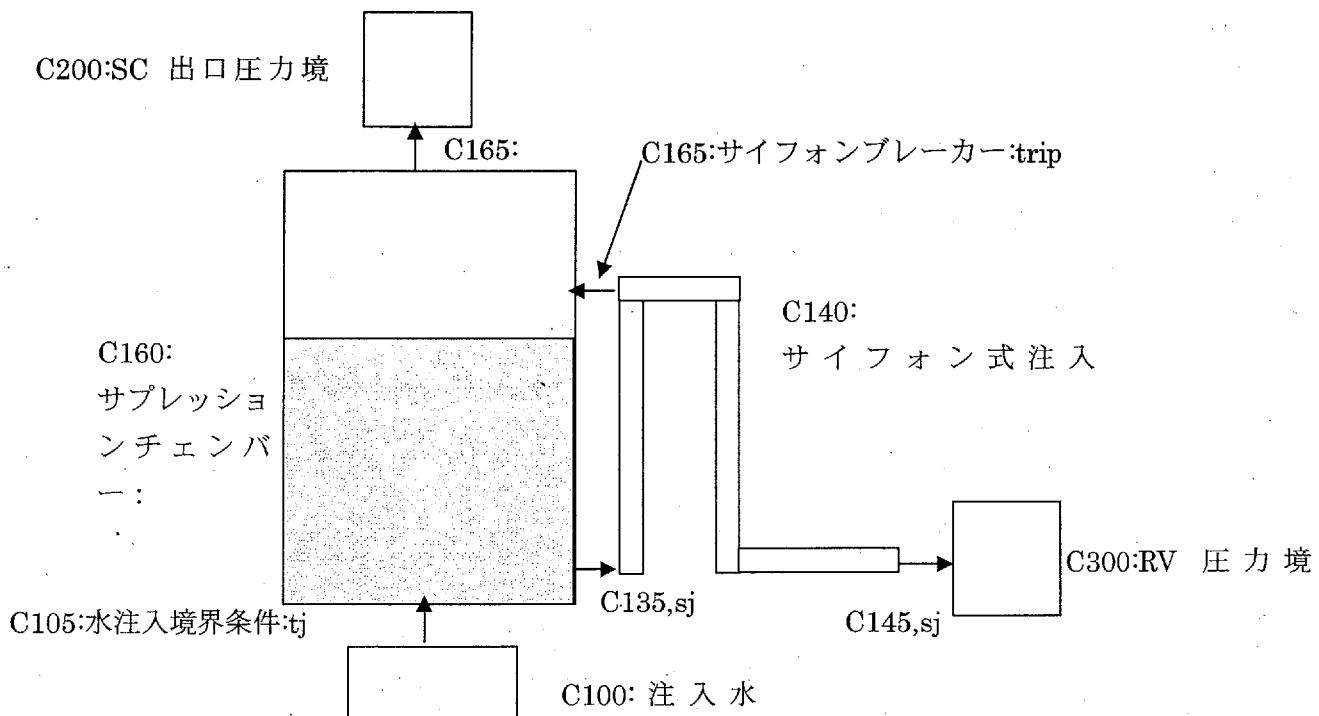


図 3.2.4.1-20 サイフォン式注入管解析用ノーディング図

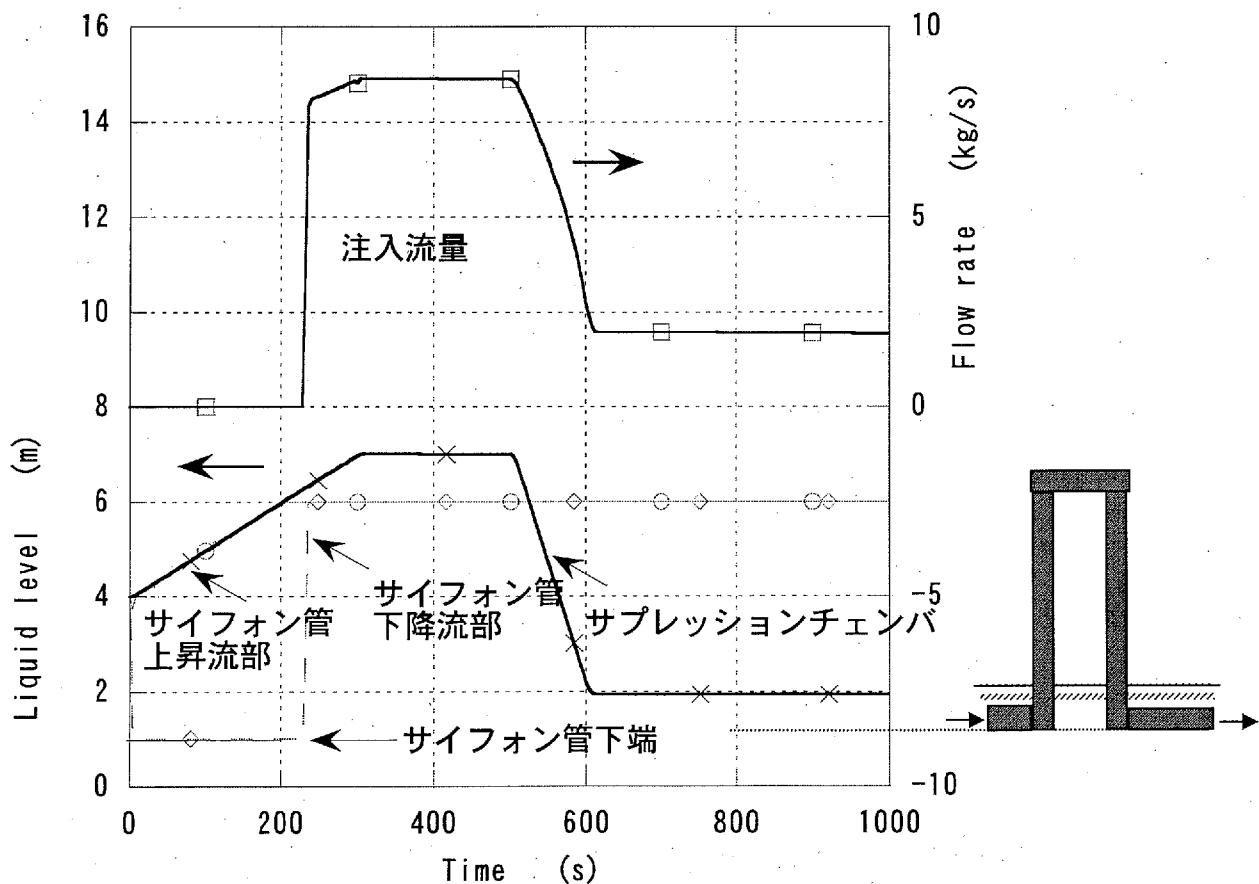
図 3.2.4.1-21 RELAP5 計算結果
(サプレッションチェンバ水位とサイフォン管流量)

表 3.2.4.2-1 SG 内蔵型炉概念の比較

	SPWR 原研	分散型小型炉 (MR-100G) 原研	IMR 三菱	SSBWR 日立	本炉概念
炉心熱出力	1100MWth	100MWth	330MWe (約1000 MWth)	434 MWth	950 MWth
安全注入系	均圧注入	無し	無し	重力注入	重力注入
崩壊熱除去系					
一次系=> 格納容器	水張り式CV 自然対流 冷却	大容量タンク からCVへの 水注入、 自然対流 冷却	無し	無し	無し
PCCS 格納容器=> 最終除熱源	自然対流 冷却	格納容器冷却 金属板	AM可能	自然対流 冷却	自然対流 冷却 短期(数時間)
SG冷却 一次系=> 最終除熱源	AM可能	AM可能	SG自然対 流 冷却	AM可能	SG自然対流 冷却 長期(3日間)
格納容器設計 圧力	4 MPa	4 MPa	公開文献 では不明	現行炉と 同様	現行炉と 同様
サプレッショ ンチェンバー	無し	無し	無し	有り	無し

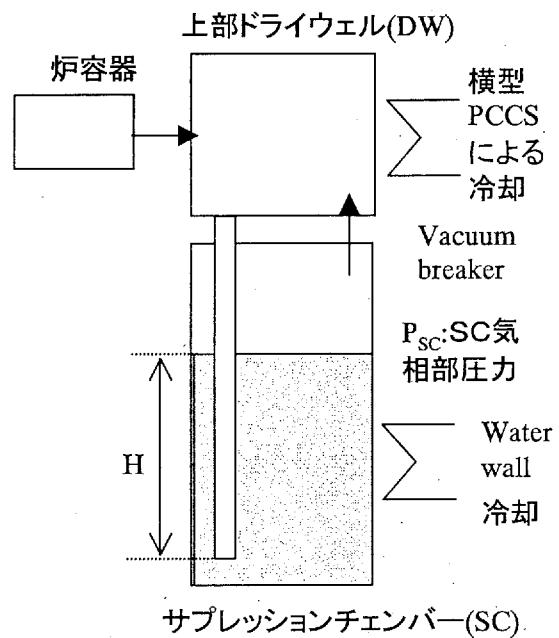


図 3.2.4.2-1 LOCA 時の格納容器圧力挙動決定因子

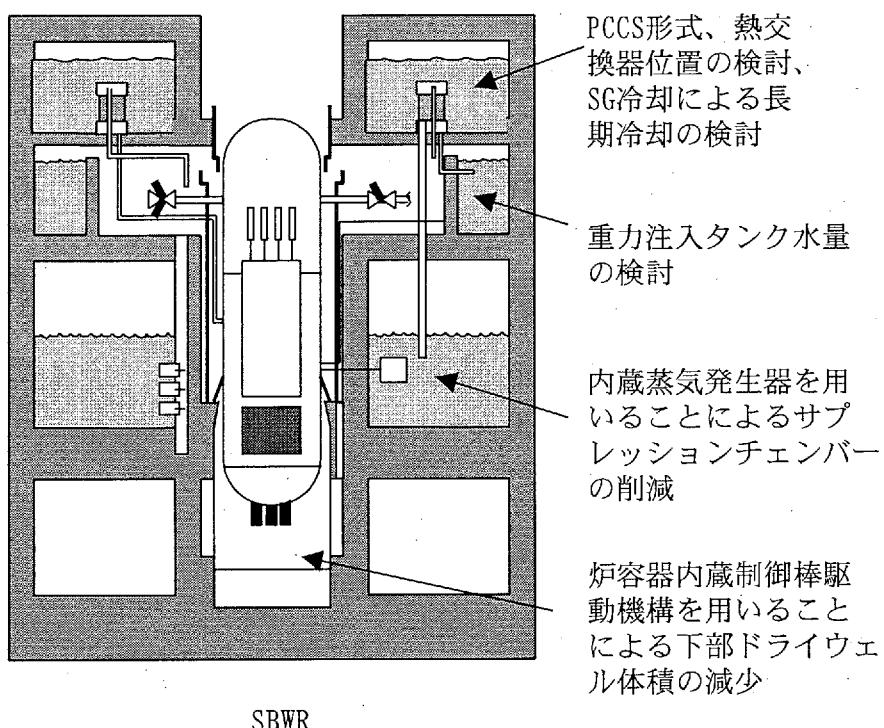
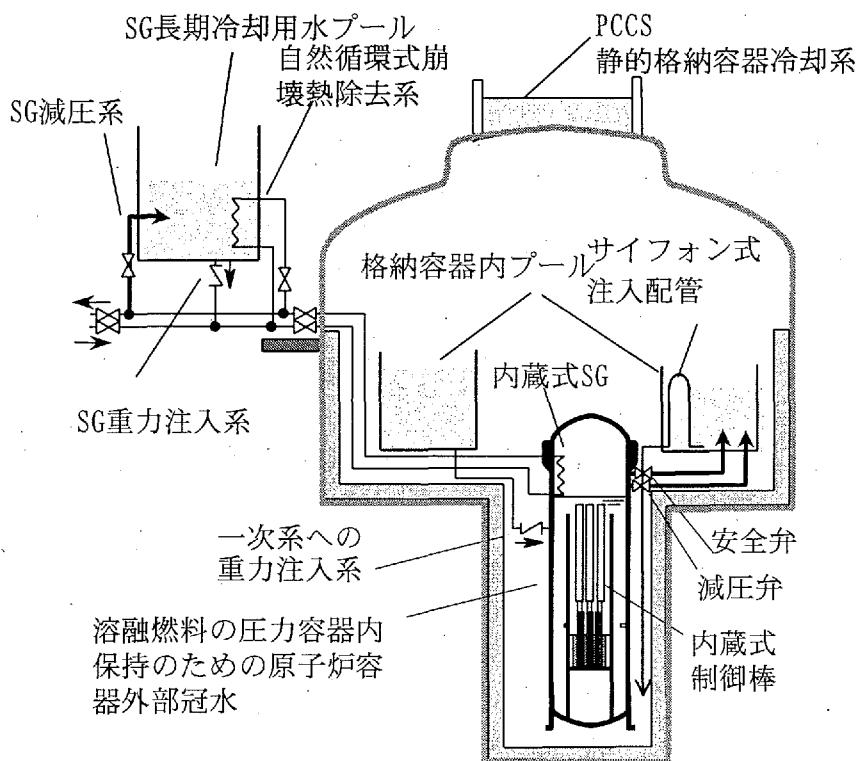


図 3.2.4.2-2 格納容器減容に関する検討



原子炉システム概念：受動安全系の使用、炉容器内蔵型SGの使用によるサプレッションプールの削減、低設計圧力の格納容器の使用、安全系多重故障を伴う事故に対する頑強な炉心冷却維持機能等を特徴とする。

図 3.2.4.2-3 原子炉システム概念

3. 3 热流動の成立性の検討

3. 3. 1 除熱性能試験

(1) はじめに

本技術開発で対象とする炉心は、中性子のエネルギーが高い状態で運転する。このため冷却材による中性子の減速が小さくなるように冷却材の燃料に対する比率を小さく設定してある。炉心内には燃料棒を高稠密に配置し、軸方向に MOX 燃料を 2 段に重ね、その上下及び中間にブランケット燃料を配置してある。

このような特徴を有する炉心の熱設計において最も重要な熱的な課題が、除熱限界の確認である。しかしながら、除熱限界を評価するための稠密炉心用のデータベースは十分ではない。これまでに、BWR 条件での除熱限界に関する実験データは存在しているが、これらのほとんどがギャップ幅 2 mm 以上であり、本技術開発のギャップ幅と比較して 2 倍以上大きい。稠密な炉心に対する実験^{3.3.1-1)}も報告されているが、十分な情報は公開されておらず、軸方向出力分布は本技術開発で対象とする二重炉心と異なっている^{3.3.1-2)}。そこで本技術開発では、対象炉心を模擬した稠密二重炉心試験体を用いて限界出力実験を行い、基礎データを取得することとした。本報告書では、限界出力実験、パラメータの影響評価、限界出力評価式（Arai 式）の検討結果に関して記す。

本試験は、平成 13 年度に対象炉心を模擬した試験体を製作し、既存の高圧水循環ループに組み込み、平成 14 年度に限界出力実験を実施した。

(2) 除熱性能試験装置

a. 試験装置

図 3.3.1-1 に除熱性能試験装置（高圧水循環ループ）の概略図を示す。本試験装置では、8.9 MPa 以下の圧力範囲で定常の限界出力データを測定することが可能である。試験体は、予熱器と気水分離器の間に設置し、2 系統の加熱用電源と接続してある。本試験では、特に軸方向出力分布を対象炉心と近い分布にするため試験体の軸方向出力分布を図 3.3.1-2 に示すように 12 ステップでモデル化した。また、径方向出力分布は 2 系統の電源を用いて可変とし、最高径方向出力ピークリング係数をノミナル値として設計した。加熱長は 1260 mm であり、長さ 220 mm の高出力部が 300 mm の低出力部を挟んで 2 段に重ねてある。模擬燃料棒 7 本を固定するためのグリッドスペーサは、高出力部を避けて約 300 mm 間隔で取り付けている。

試験体に流入する水の温度（入口水温と呼ぶ）は、測温抵抗体を用いて計測し、自動制御した。また、質量速度は 2 種類のオリフィス流量計を切り替えて測定し、手動で一定値となるように制御した。圧力は、加熱部出口位置に取り付けた半導体型圧力計の指示値が一定値（出口圧力と呼ぶ）となるように自動制御した。外周の 6 本の発熱棒と中心棒との熱流束比（径方向出力比に換算してデータ整理した）は、比率を制御する機器を用いて設定した。

図 3.3.1-3 に模擬燃料棒の仕様を示す。模擬燃料棒の外径は 13.0 mm であり、内部に埋め込んだニクロムヒーターに通電して加熱した。模擬燃料棒の表面温度を測定するため、シース外径が 0.5 mm の熱電対を表面に埋め込んだ。熱電対を取り付けた位置は、加熱部出口端、出口に最も近いスペーサ位置、上部高出力部の出口端、上部最高出力部出口側、下部高出力部出口端である。

これら壁温計測用熱電対はバーンアウト検出器と接続され、設定値（335°Cをノミナル値とした）以上の温度上昇が計測された場合には、壁温上昇検出器により電源の出力を急低下させ発熱棒の溶融を防いだ。図 3.3.1-4 にフローシュラウドと流路の詳細図を示す。流路寸法は、対象炉心の燃料棒 7 本分の領域を切り出した寸法とした。すなわち、フローシュラウドの寸法は正六角形 7 個分に等しく、流路面積は ((正六角形-発熱棒の断面積)×7) となる。図 3.3.1-5 にスペーサの詳細図を示す。スペーサはハニカム型であり、肉厚は 0.3 mm である。最外周部は、正六角形となる寸法に加工してある。発熱棒を固定する突起は、約 1 mm 角であり 3 点で 1 本の発熱棒を支持した。スペーサの高さは 20 mm である。このスペーサを用いて発熱棒を、棒間ギャップが 1.3mm、棒-フローシュラウド間ギャップが 0.65mm となるように固定した。

b. 限界出力試験の方法と試験範囲

本試験では、定常時の限界出力を測定するため、入口条件、出口圧力条件、径方向出力分布を所定の値に設定した後、発熱量を沸騰遷移 (BT ; Boiling Transition) が発生するまでステップ状に少しづつ増加させた。壁温の急上昇を、専用ハードウェア及び計算機システムの両方を用いて検出し、その時の 85% の出力まで発熱量を低下させた。記録は、0.8 秒間隔で BT 条件を含むように計算機を用いてデジタルファイルに記憶した。

記録した試験データは、BT の判定とデータ整理の機能を持たした専用プログラムを用いて処理した。BT の判定条件は、壁温が急上昇または所定の値（トリップ温度と呼ぶ）以上となる条件とした。BT 条件は全て、壁温のトレンド図と付き合わせて判定の妥当性を確認した。この BT 条件時の全発熱量を限界出力とし、BT 検出位置の熱平衡クオリティを限界クオリティとしてデータ整理を行った。

実験誤差は、出口クオリティが 0 となる条件で熱バランスを評価し、±3%以下と見積もられた。

限界出力試験の範囲を表 3.3.1-1 に示す。表には、目安とした値（ノミナルと呼ぶ）と試験結果の範囲も併記してある。ノミナル条件は、対象炉心内の熱的に最も厳しい燃料集合体（ホットチャンネルと呼ぶ）での境界条件を参考に決定した。限界出力データは、ノミナル条件を中心として定格運転条件および過渡解析に必要な範囲を内包する範囲で 314 点測定した。

(3) 限界出力試験結果

稠密二重炉心に於ける流動パラメータが限界出力に及ぼす影響を検討した。実験パラメータは、質量速度、入口水温、出口圧力、径方向出力ピーピング係数である。特に注目した物理量は、限界出力、限界クオリティ、BT 発生位置である。限界クオリティと BT 発生位置は、限界出力を限界クオリティ-沸騰長型相関式を用いて評価する上で極めて重要となる物理量である。このため、BT の発生が予測された位置に熱電対を密に配置するとともに、試験結果を直感的に把握できるように壁温のトレンドと（位置-温度変化）を可視化するプログラム（壁温データ可視化ソフト）を作成し、データの分析を行った。以下、特に条件の記述を省略した場合は表 3.3.1-1 中に記したノミナル条件を指すものとする。

図 3.3.1-6 は、ノミナル条件より低質量速度（質量速度 $G=125\text{kg/m}^2\text{s}$ ）で、壁温のトレンドと BT 発生位置を表示した壁温データ可視化ソフトの画面を示す。このように質量速度が低い場合、図の中央下のトレンドグラフに示したように、加熱部出口近傍の広い領域でゆっくりと壁温が上

昇を始める。この条件では、加熱部出口のクオリティが 0.96 と完全蒸発に近い条件となっており、極めて薄くなった液膜が低熱流束であるためゆっくりとドライアウトしていると考えられる。

図 3.3.1-7 は、ノミナル条件での結果を図 3.3.1-6 と同様に示している。BT が、上部 MOX 燃料出口端の中心棒の広い面に面した位置から発生することがわかった。なお、出口クオリティは 0.52、限界クオリティは 0.48 であった。

図 3.3.1-8 は、ノミナル条件より高質量速度 ($G=1196 \text{ kg/m}^2\text{s}$) での結果を図 3.3.1-6 と同様に示している。BT は、上部 MOX 燃料出口端ではあるが、流路の最外周で発生した。およそ $G=1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を境として、中心棒と周辺棒で発生位置が切り替わる傾向が観察された。周辺棒はフローシュラウド（壁）の影響を強く受けていると考えられるため、本試験の $G>1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ のデータに関しては注意を要する。

今、対象炉心を考えた場合、重要な質量速度の範囲が $180\sim450 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 程度であるため、熱的に最も厳しい軸方向位置として、図 3.3.1-7 に示した様に上部 MOX 燃料部の出口端近傍が最も厳しいと推察される。

次に、流動パラメータが限界出力に及ぼす影響を調べた結果を記す。

a. 入口条件が限界出力に及ぼす影響

入口水温をパラメータとして、質量速度に対する限界出力および限界クオリティの特性を調べた結果を図 3.3.1-9 および図 3.3.1-10 に示す。図中の黒丸がノミナルとした入口水温 $T_{in}=283^\circ\text{C}$ の結果を、三角が 287°C の結果を、四角が約 239°C の結果を表している。図 3.3.1-9 から、 $G=175 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 程度を境として限界出力特性が変化することがわかった。限界出力の質量速度に対する増加率が低くなる特性は入口水温が高い程（すなわち、入口サブクール度が低い程）顕著であった。限界出力の測定値は 7 本体系での値であるため、対象炉心の限界出力を計算するには限界クオリティを評価する必要がある。図 3.3.1-10 は、図 3.3.1-9 のデータを限界クオリティで整理した結果である。この図から、質量速度が低い場合には入口水温によらず限界クオリティが一つの曲線上に集まることが確認できた。このように曲線上にデータが集まる傾向は、円管等のデータでも見られる特性であり、稠密二重炉心でも限界クオリティを用いた評価法により精度の高い予測が可能であることを示している。ただし、軸方向に一様加熱した場合^{3.3.1-3)}と比較して、限界クオリティは全体的に低く、これは二重炉心分布に起因すると考えられる。出口圧力を $2\sim8.5 \text{ MPa}$ の間で変えた場合も、図 3.3.1-9 や図 3.3.1-10 と同様な傾向であった。

b. 出口圧力が限界出力に及ぼす影響

出口圧力が、限界出力および限界クオリティに及ぼす影響を調べた結果を図 3.3.1-11、図 3.3.1-12 にそれぞれ示す。ここでは、入口サブクール度が 3K となるように設定した場合の結果を示しているが、 $10\text{K}, 50\text{K}$ での結果も同様な傾向を示していた。本試験から、ノミナルとした質量速度では出口圧力が限界出力に及ぼす影響が小さいことがわかった。

c. 径方向出力分布が限界出力に及ぼす影響

径方向出力分布が限界出力に及ぼす影響を調べた結果を図 3.3.1-13 に同様に示す。本試験では、周辺棒の熱流束より中心棒の熱流束の方が高くなるように設定し、中心棒で BT が発生しやすいように設定した。図の横軸は、径方向ピーキング係数であり、この値は断面平均の熱流束と中心棒の熱流束との比である。本試験結果から、稠密二重炉心では径方向出力分布が限界出力に及ぼ

す影響が小さいことがわかった。この傾向は、出口圧力が 1MPa、5MPa、8MPa の場合も同様であった。

(4) 限界出力評価式と実験値の比較

BWR 型原子炉の除熱限界は、限界出力相関式を数値解析コード^{3.3.1-4等)}に組み込んで評価する。このため、限界出力相関式の評価が除熱性能を把握する上で最も重要な課題である。

そこで、この限界出力評価式の対象炉心への適用性を初めに検討し、次に全実験データを用いて式の拡張性を検討した。対象とした限界出力評価式は、Arai らにより提案された式（Arai 式と呼ぶ）^{3.3.1-5)}である。Arai 式は、準稠密 20 本バンドル流路の BAPL データ^{3.3.1-1)}を用いて修正 Biasi 式^{3.3.1-7)}をベースに実験定数を修正した式であり、計算誤差は 10% 以下と報告されている。また、本式は、東芝の 7 本バンドルデータ^{3.3.1-7), 3.3.1-8)}でも検証されている。

Arai 式は、限界クオリティ-沸騰長型の相関式であり、熱バランス式と接する出力条件を限界出力として評価する。

a. ホットチャンネル条件での Arai 式の適用性評価

対象炉心内の熱的に最も厳しい燃料集合体（ホットチャンネル）は、炉心中央部にあり質量速度は約 400kg/m²s である。このホットチャンネル条件および流量が少し低下したことを想定した範囲で、Arai 式と実験値を比較した。図 3.3.1-14 は、実験値に対する Arai 式による限界出力計算値の比（C/E と呼ぶ）を質量速度に対して示している。ホットチャンネル条件での C/E は、1.03 であり実験値と良く一致している。このホットチャンネル条件から流量が低くなった場合を想定すると、C/E が 1 以下、すなわち保守側に限界出力を計算することがわかった。この結果から、対象炉心は設計値に近い熱的余裕を確保していると考えられる。

b. Arai 式の拡張性の検討

本実験では、広い条件で限界出力を測定している。そこで、Arai 式と全実験値を比較して式の拡張性を検討した。

図 3.3.1-15 に、全実験条件に対して Arai 式を計算し、C/E と質量速度との関係を調べた結果を示す。黒丸がノミナル条件での結果を、四角が全実験条件での結果を示している。この四角の中には、図中の括弧内に示した範囲のデータが含まれている。同様に、C/E と出口圧力や径方向出力分布の影響を調べた結果を、図 3.3.1-16 と図 3.3.1-17 に示す。図 3.3.1-15～17 から、質量速度が高い程、圧力が低い程、また径方向ピーピング係数が低い程、C/E が高くなる傾向があることがわかった。

Arai 式の拡張性を検討した結果、ホットチャンネル条件では Arai 式は実験値とよく一致していたが、ホットチャンネル条件から離れるほど計算精度は低下することがわかった。

本試験のスコープが定常時の限界出力であったためホットチャンネル条件が、最重要条件であったが、過渡時の除熱性能を評価するにはより広範囲で実験値と合う相関式の開発が望まれる。

(5) まとめ

対象炉心を模擬した 7 本バンドル稠密二重炉心試験体を用いて限界出力試験を実施した。また、試験結果を用いて限界出力評価式の適用性と拡張性を検討した。

a. 限界出力試験結果

対象炉心の定格時のホットチャンネル条件をノミナルとして、設計範囲を内包する範囲で限界出力を 314 点測定した。流動パラメータが限界出力に及ぼす影響を調べた結果、(a)質量速度が $175 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 近傍で特性が変化する、(b)ノミナル条件では入口水温が限界クオリティに及ぼす影響が小さい、(c)ノミナル条件では出口圧力や径方向ピーキング係数が限界出力に及ぼす影響は小さいことがわかった。

b. 限界出力評価式の検討

ホットチャンネル条件で、限界出力評価式 (Arai 式) と実験値の比較を行った結果、Arai 式は実験値と $\pm 10\%$ (式の予測精度) 以下で一致していた。本試験により、対象炉心の除熱限界評価式を検証できた。

本技術開発で得られた成果は、限界出力に関しては参考文献^{3.3.1-9)～3.3.1-14)}に、圧力損失に関しては参考文献^{3.3.1-15), 3.3.1-16)}にも記したので、こちらも参照されたい。

参考文献

- 3.3.1-1 B. W. LeTourneau, A. C. Peterson, K. J. Coeling, M. E. Gavin and S. J. Green: "Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 0.25- and 0.28-Inch Diameter Rods (LWBR Development Program)", WAPD-TM-1013 (1975).
- 3.3.1-2 師岡慎一, 山本泰, 白川健悦, 鈴木聖夫: "稠密バンドル燃料の熱水力基礎試験(1)-限界出力試験-", 日本原子力学会 1999 年秋の大会、新潟, F29, 331 (1999).
- 3.3.1-3 M. Kureta, H. Akimoto, K. Yamamoto and H. Okada: "Critical Heat Flux Experiment for Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR)", CR-ROM of Int. Congress on Advanced Nuclear Power Plants (ICAPP), Florida, USA, June 9-13, 2002, No.1030, (2002).
- 3.3.1-4 J.A. Borkowski et al.: "TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best-Estimate Computer Program for BWR Accident Analysis", NUREG/CR-4356 (1992).
- 3.3.1-5 K. Arai, S. Tsunoyama, S. Yokobari and K. Yoshimura: "Critical Power Characteristics of a High Conversion Boiling Water Reactor", IAEA-Technical Committee on Technical and Economic Aspects of High Converters, 139-148 (1990).
- 3.3.1-6 R. E. Phillips, R. W. Shumway and K. H. Chu: "Improvements to the Predication of Boiling Transition during Boiling Water Reactor Transients", Proc. of the 20th ASME/AIChE National Heat Transfer Conf. Wisconsin, USA, 53-62 (1981).
- 3.3.1-7 M. Yamaoka, Y. Yamamoto, N. Abe, K. Hiraiwa and T. Yokoyama: "Study on Fast Spectrum BWR Core for Actinide Recycle", Proc. of the 9th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-9), USA, No.205, (2001).
- 3.3.1-8 山本泰, 師岡慎一, 新井健司, 白川健悦: "稠密バンドル燃料の限界出力", 日本原子力学会和文論文集, 1-3, No.367, 282-288 (2002).
- 3.3.1-9 呉田昌俊, 劉維, 岩村公道, 秋本肇: "稠密バンドル内限界熱流束(1)(出力分布や流動パラメータの影響)", 日本機械学会熱工学講演会講演論文集, A254, 沖縄, 325-326 (2002).

- 3.3.1-10 劉維, 呉田昌俊, 岩村公道, 秋本肇: “稠密バンドル内限界熱流束(2)(稠密バンドル限界熱流束相関式の検証)”, 日本機械学会熱工学講演会講演論文集, A255, 沖縄, 327-328 (2002).
- 3.3.1-11 呉田昌俊, 劉維, 玉井秀定, 佐藤隆, 渡辺博典, 大久保努, 秋本肇: “低減速軽水炉の研究(40)-限界出力実験-”, 日本原子力学会 2003 年春の年会講演論文集, G50, 佐世保, (2003).
- 3.3.1-12 劉維, 呉田昌俊, 大久保努, 秋本肇: “稠密格子体系用限界出力相関式”, 日本原子力学会 2003 年春の年会講演論文集, K50, 佐世保, (2003).
- 3.3.1-13 玉井秀定, 中塚亨, 呉田昌俊, 大久保努, 秋本肇: “低減速軽水炉の研究(41)-限界出力実験解析-”, 日本原子力学会 2003 年春の年会講演論文集, G51, 佐世保, (2003).
- 3.3.1-14 W. Liu, M. Kureta, T. Iwamura and H. Akimoto: “Critical Power Characteristics of Tight Lattice Bundle”, CD-ROM of the 11th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-11), Tokyo, Japan, No.36099, (2003).
- 3.3.1-15 佐藤隆, 玉井秀定, 呉田昌俊, 岩村公道, 秋本肇: “低減速スペクトル炉の研究(37)-稠密炉心の圧力損失の検討-”, 日本原子力学会 2002 年秋の大会講演論文集, M29, いわき, 405, (2002).
- 3.3.1-16 H. Tamai, M. Kureta and H. Akimoto: “Pressure Drop Characteristics in Tight-Lattice Rod Bundles for Reduced-Moderation Water Reactors”, CD-ROM of the 11th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-11), Tokyo, Japan, No.36098, (2003).

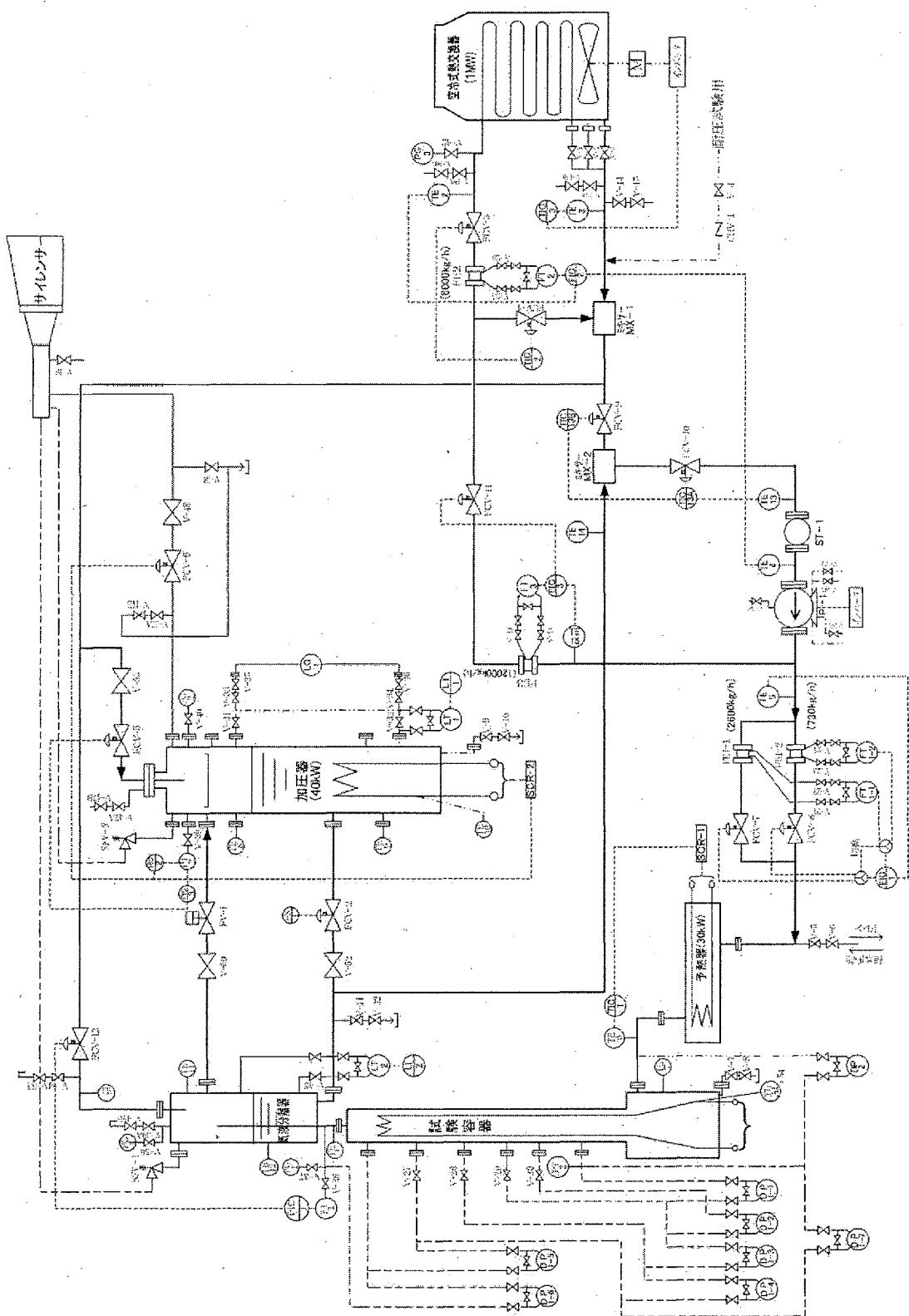


図 3.3.1-1 高圧水循環ループの概略図

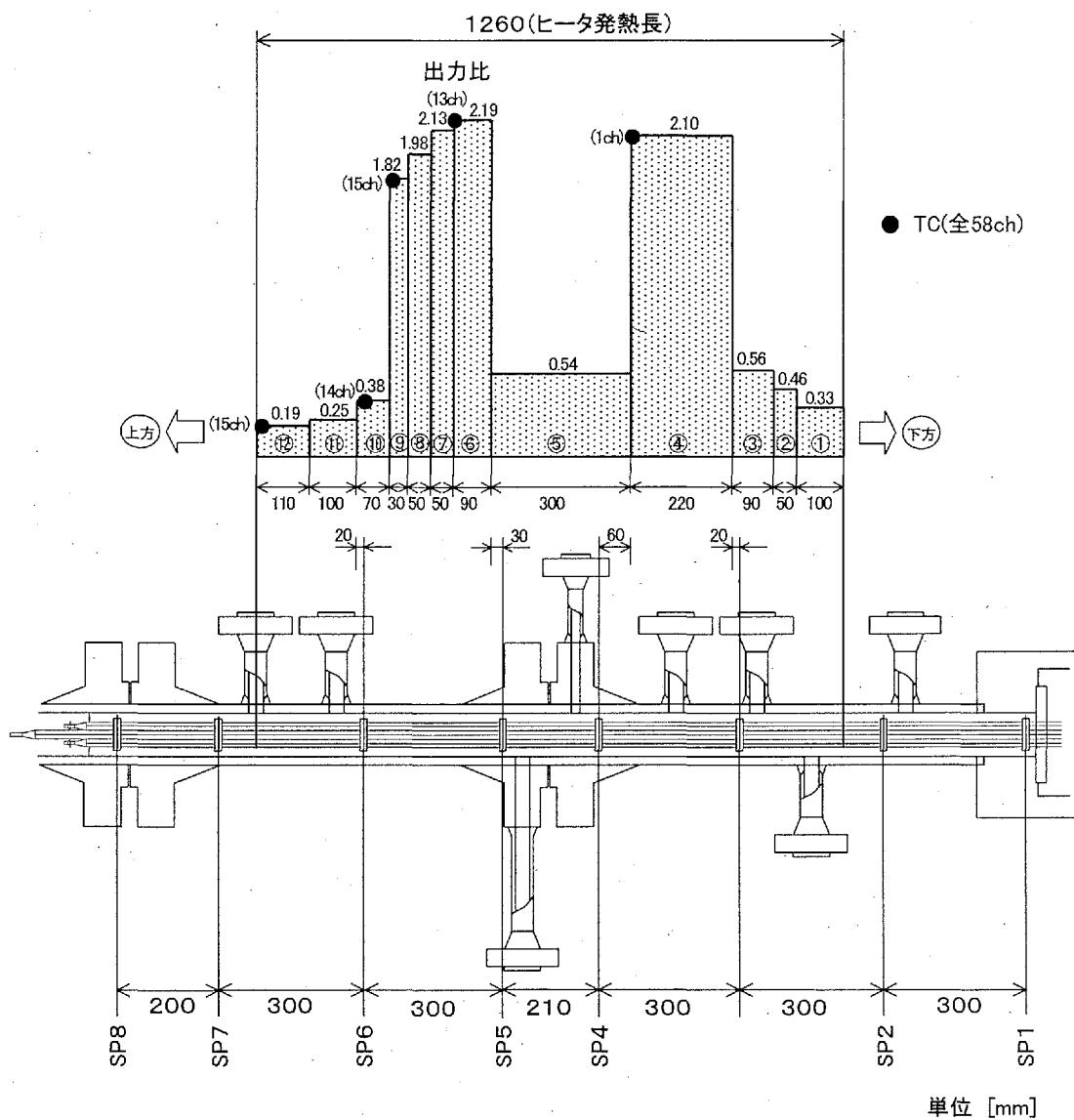


図 3.3.1-2 模擬燃料棒の軸方向出力分布

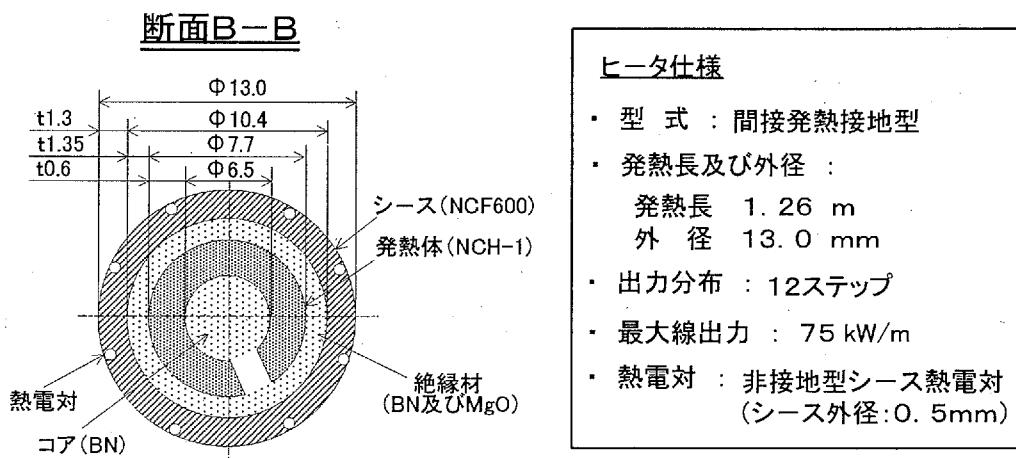
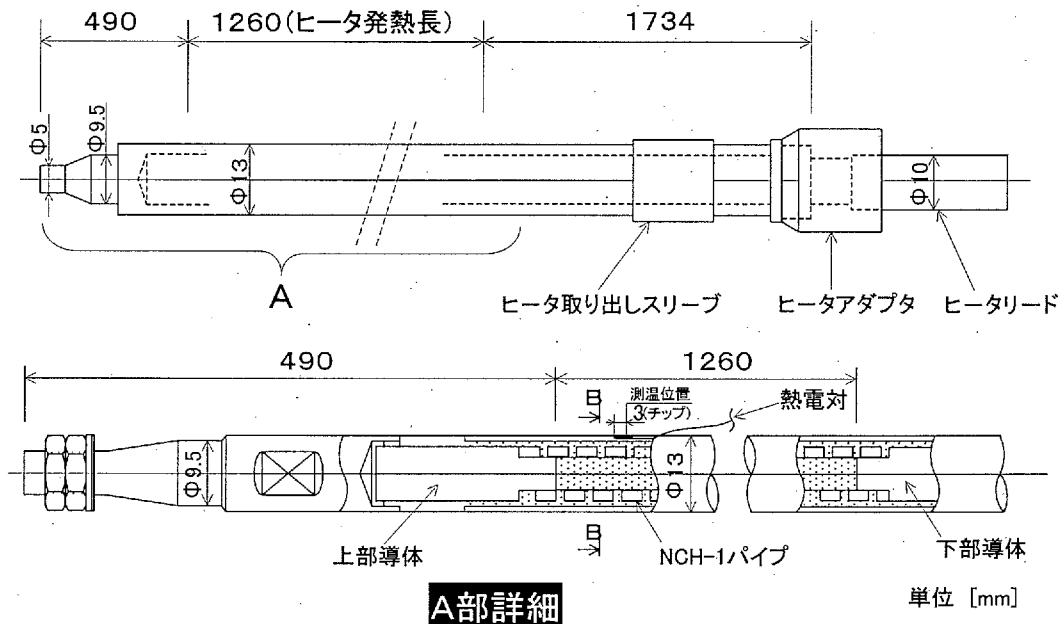
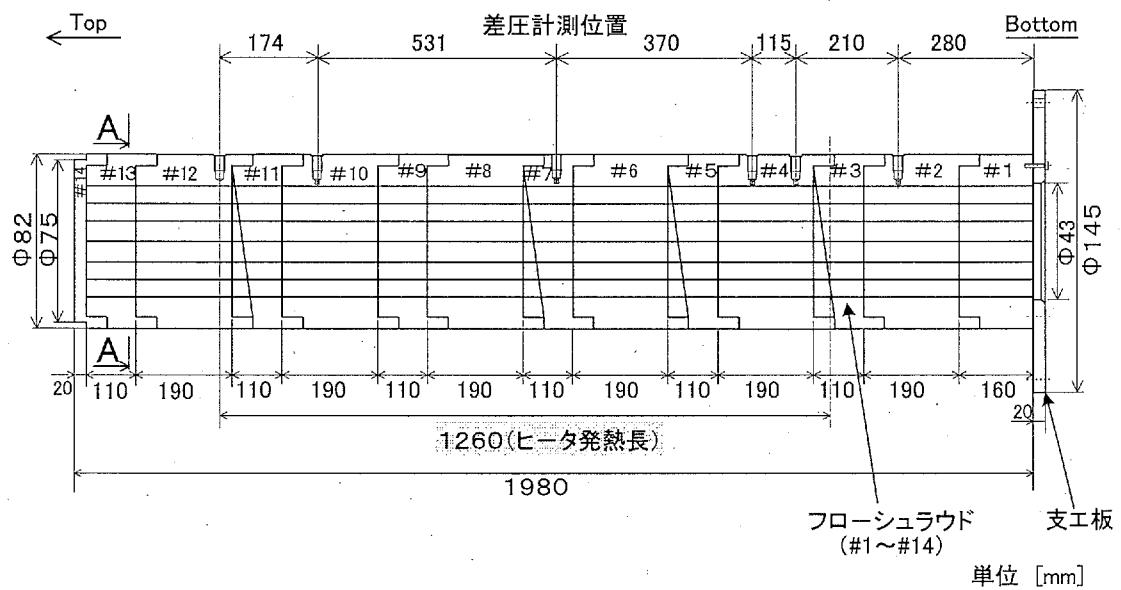


図 3.3.1-3 模擬燃料棒の仕様



A-A

* 1 : 流路詳細図

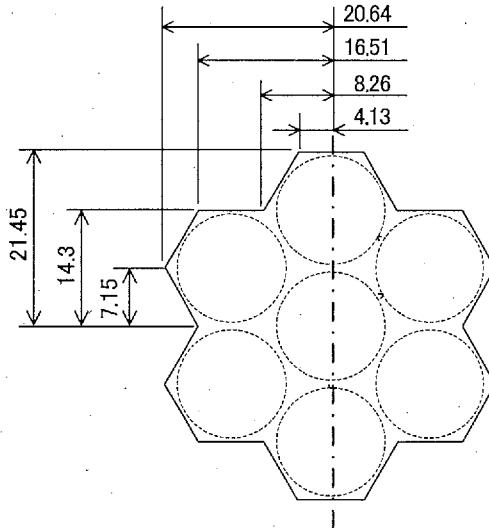
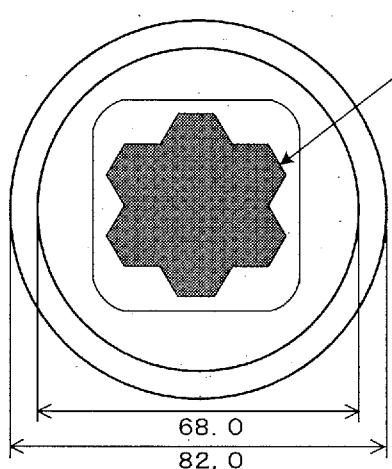


図 3.3.1-4 フローシュラウド及び流路の詳細図

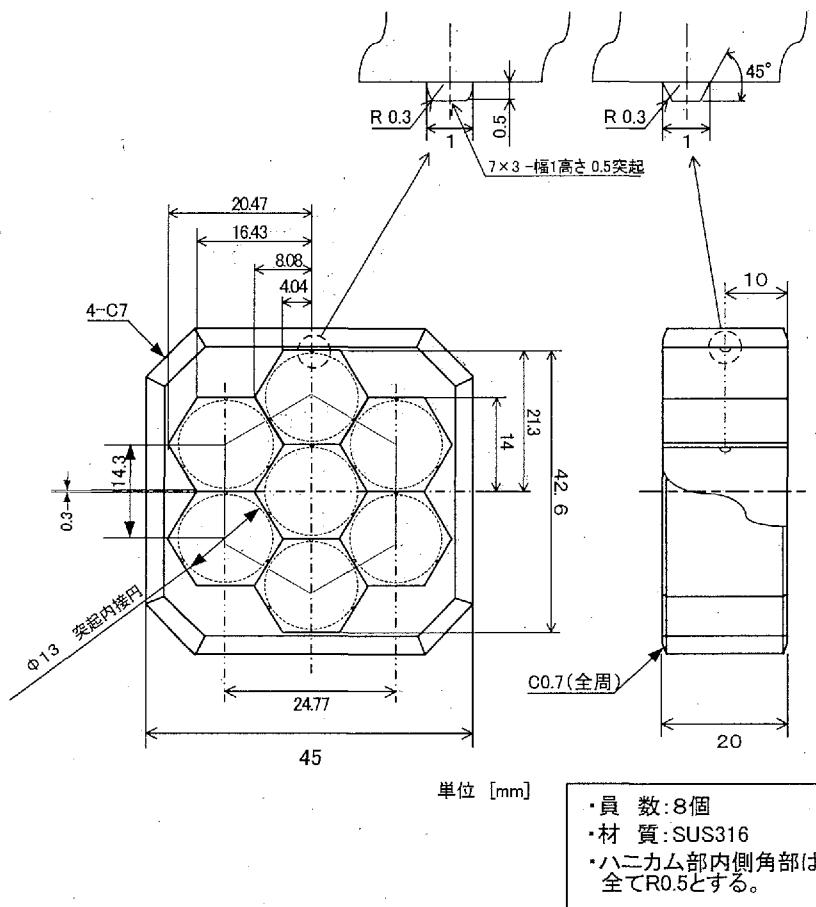


図 3.3.1-5 スペーサの詳細図

表 3.3.1-1 限界出力実験の範囲

パラメータ	記号	範囲	ノミナル	単位
質量速度	G	100 – 1381	400	$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$
入口水温	T_{in}	164 – 295	238	°C
入口サブクール度	ΔT_{in}	2.2 – 49.6	5	K
出口圧力	P_{ex}	2.0 – 8.5	7.2	MPa
径方向ピーキング係数(中心棒が高)	F_r	1.04 – 1.46	1.39	-
限界出力	Q_{cr}	38.7 – 235.6	98.5	kW
限界クオリティ	x_{cr}	0.25 – 1.07	0.48	-

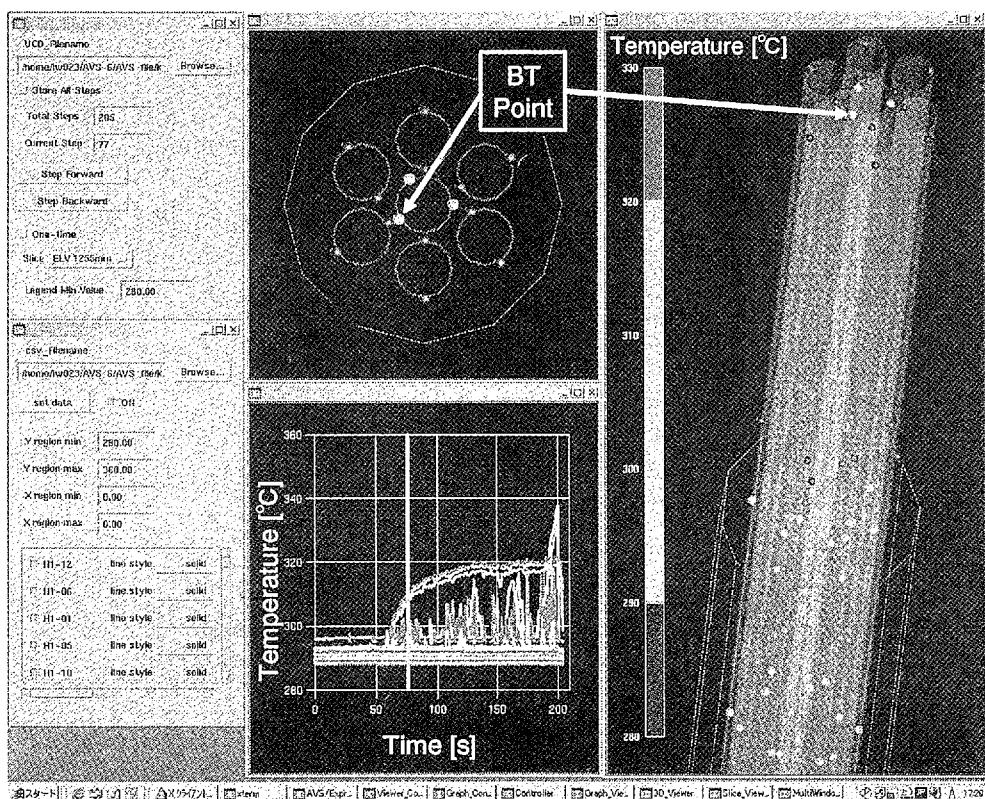


図 3.3.1-6 低質量速度での壁温変化

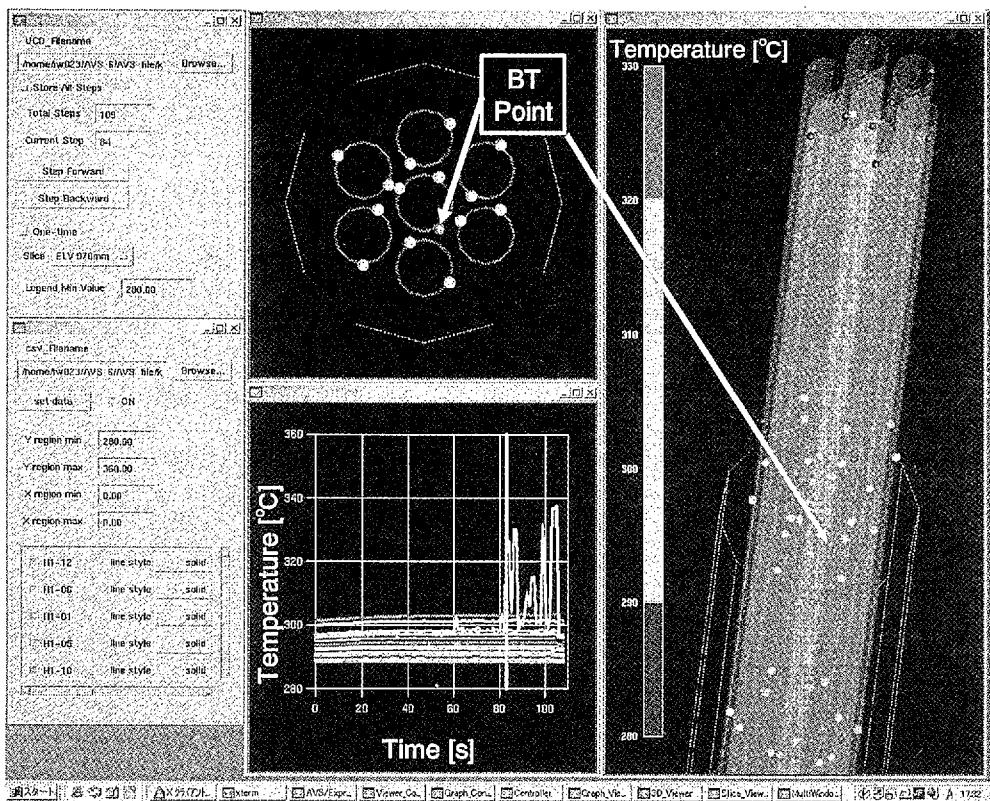


図 3.3.1-7 ノミナル条件での壁温変化

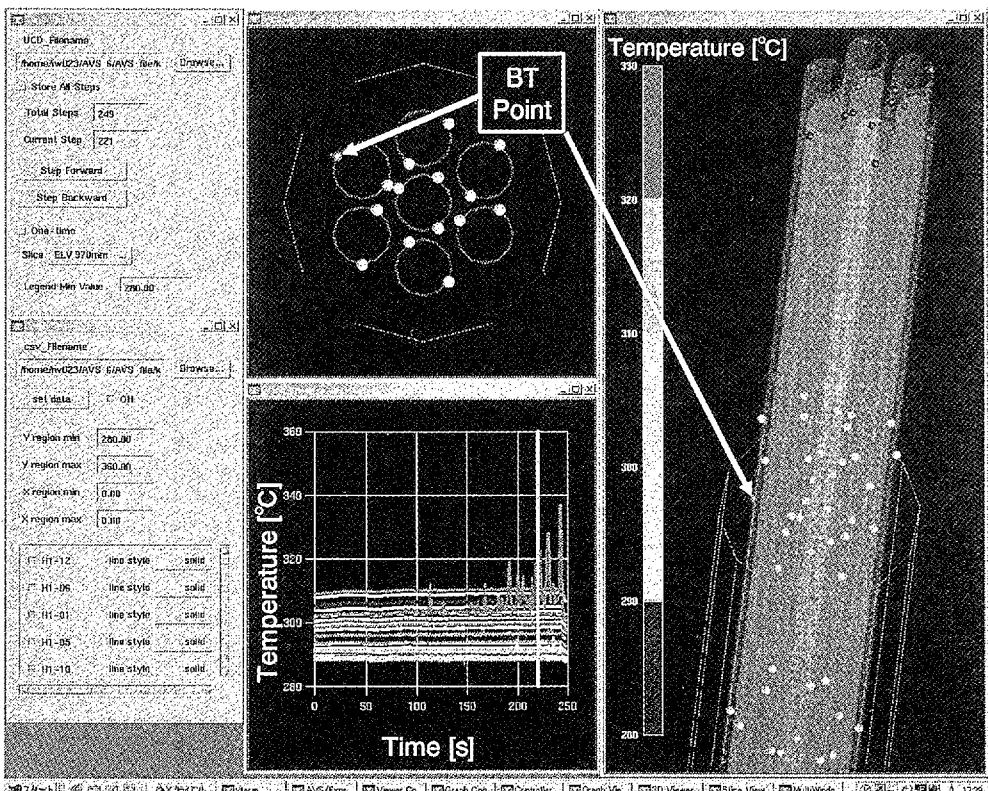


図 3.3.1-8 高質量速度での壁温変化

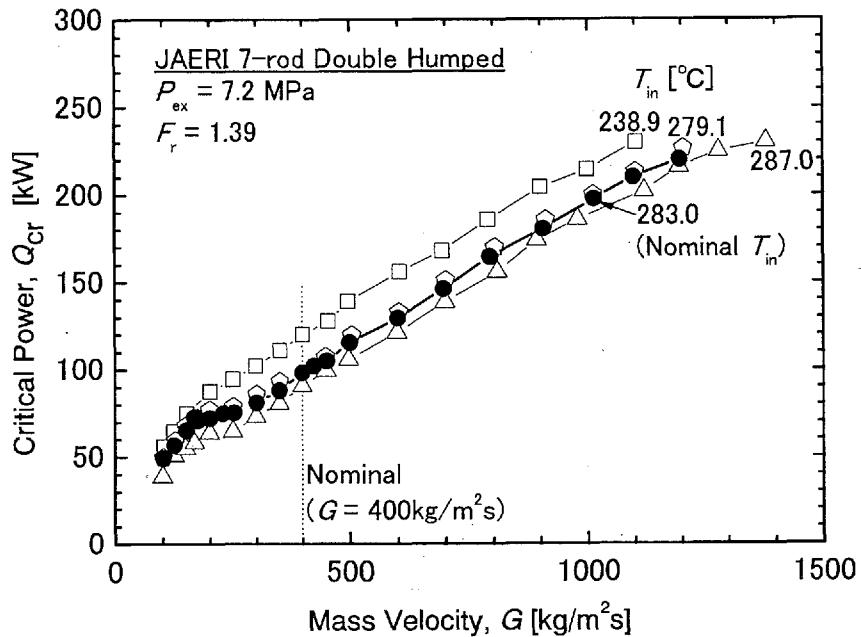


図 3.3.1-9 入口条件が限界出力に及ぼす影響

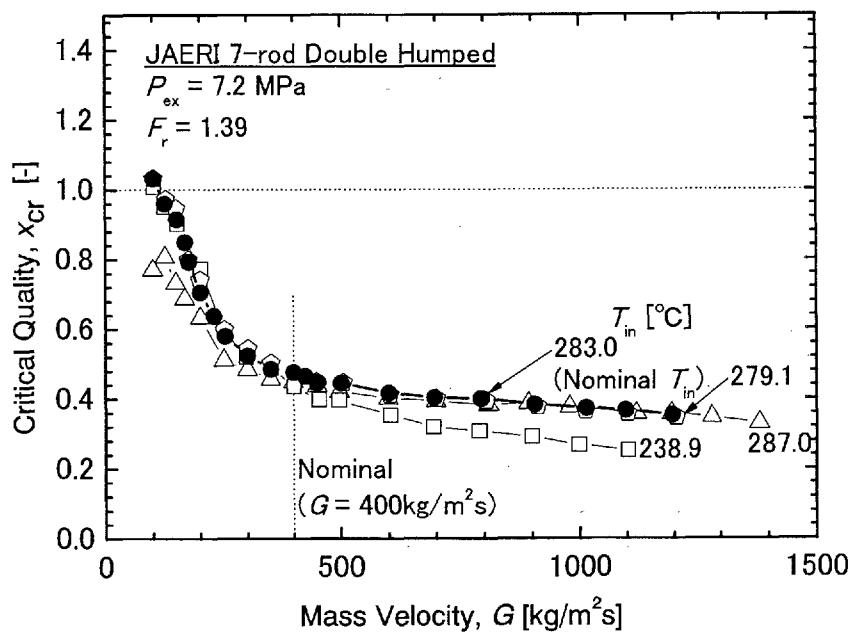


図 3.3.1-10 入口条件と限界クオリティの関係

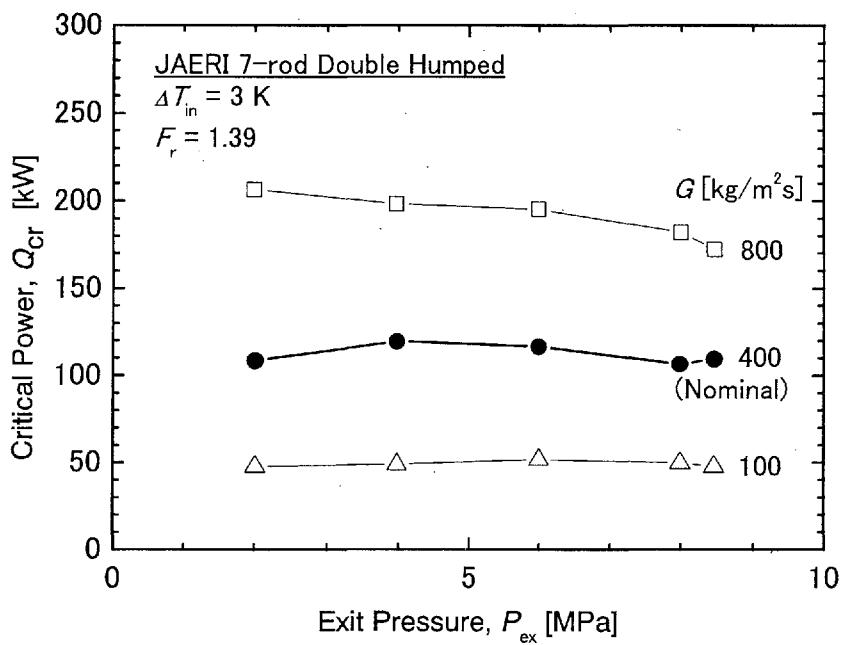


図 3.3.1-11 出口圧力が限界出力に及ぼす影響

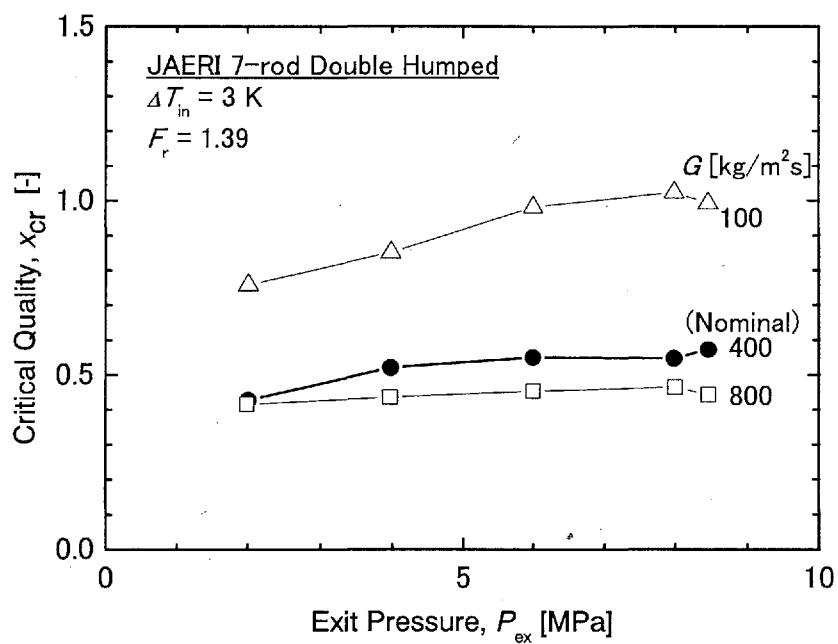


図 3.3.1-12 出口圧力と限界クオリティの関係

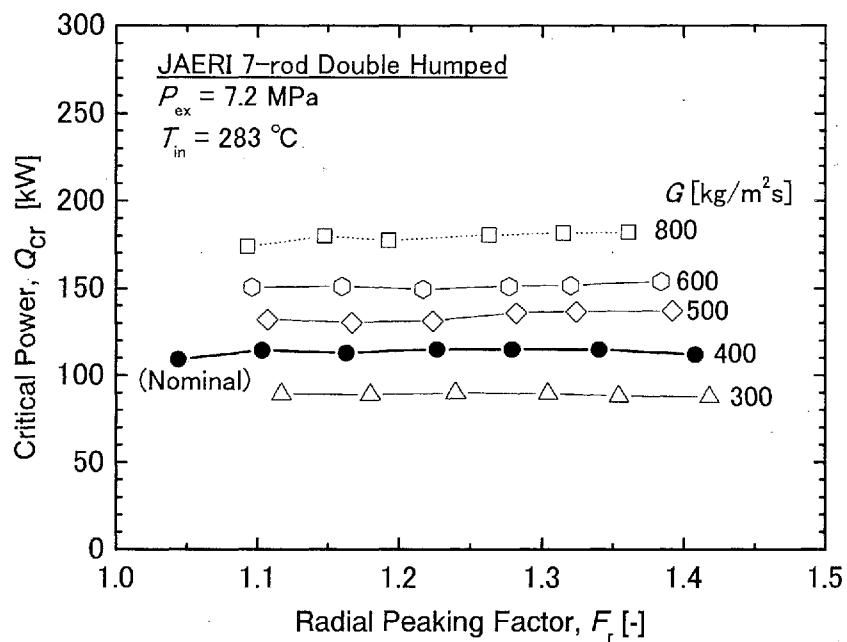


図 3.3.1-13 径方向出力分布が限界出力に及ぼす影響

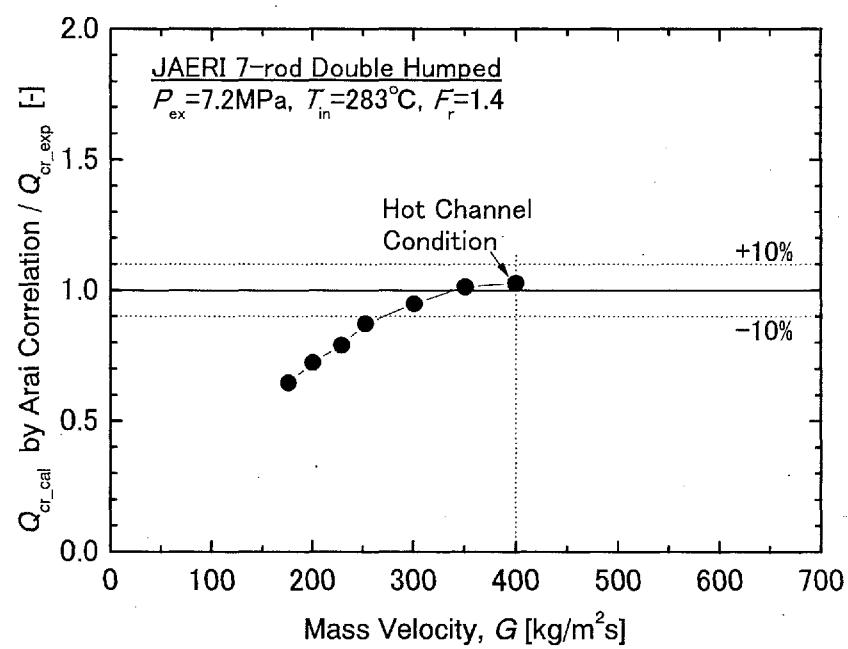


図 3.3.1-14 ホットチャンネル条件での Arai 式の適用性評価

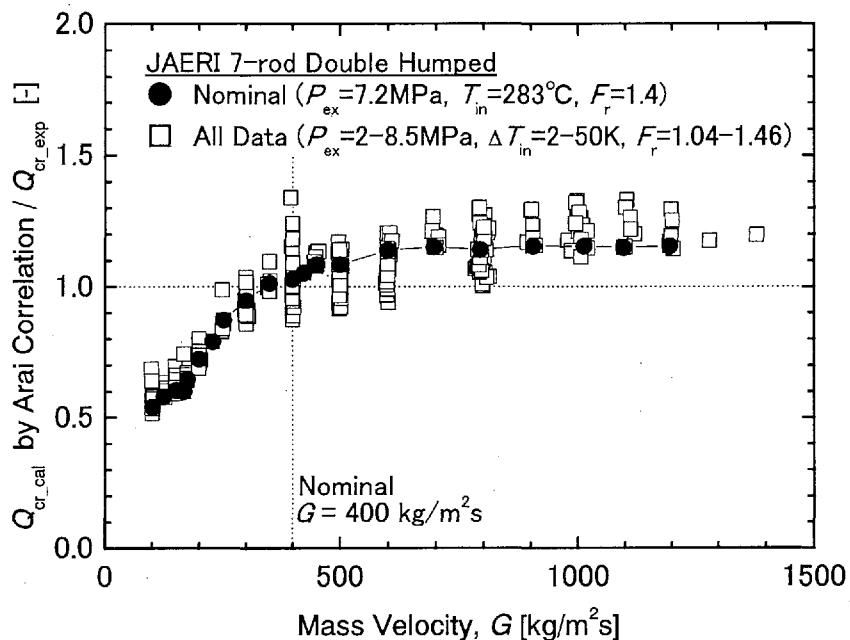


図 3.3.1-15 Arai 式と全実験値の比較（質量速度の影響）

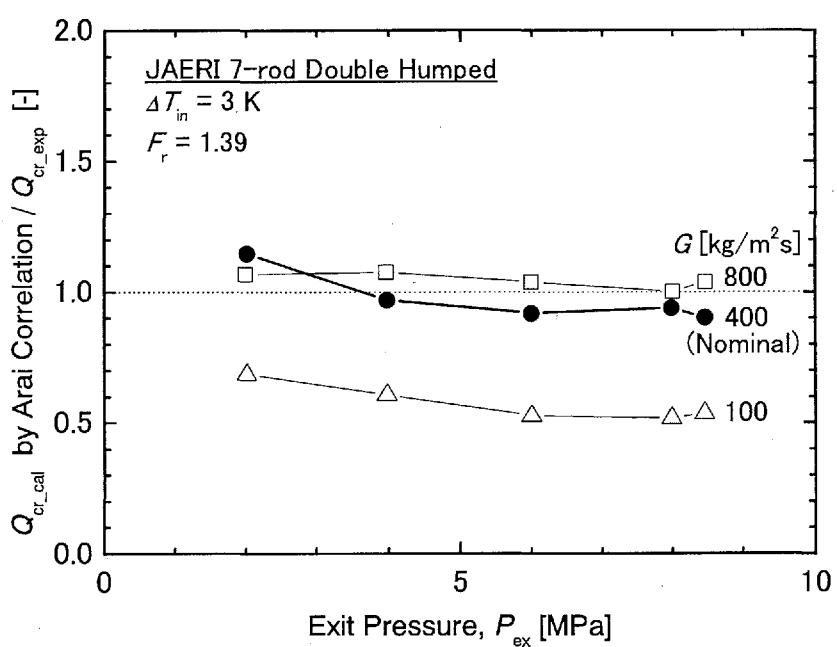


図 3.3.1-16 Arai 式と全実験値の比較（出口圧力の影響）

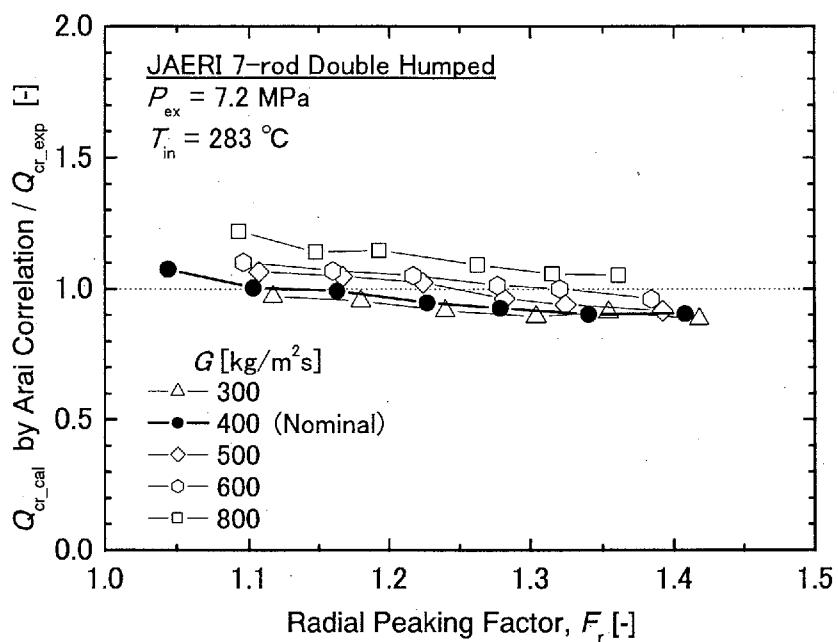


図 3.3.1-17 Arai 式と全実験値の比較（径方向出力分布の影響）

3. 3. 2 安定性解析

(1) はじめに

低減速軽水炉のチャンネル安定性、炉心安定性及び領域安定性の特性把握のために、定格運転状態の近傍における時間領域での応答特性解析を行った。平成 13 年度はまず強制循環を想定した検討を行い、14 年度は自然循環設定による解析を実施した。自然循環を達成するため、炉心上部にチムニを配置して循環駆動力を確保するが、解析においてはチャンネル流路を延長することで分割型チムニを模擬して自然循環の達成を図った。

解析コードとして、チャンネル安定性及び炉心安定性の検討についてはプラント熱流動解析コード TRAC-BF1^{3.3.2-1)}を、また、領域安定性に関しては TRAC-BF1 と 3 次元核動特性コード MOSRA-LIGHT^{3.3.2-2)}を結合したコードシステムである TRAC-BF1/MLK 3D を使用した。

(2) 強制循環ループの設定による解析

a. チャンネル安定性

1) 解析モデル

チャンネル安定性解析では、図 3.3.2-1 に示すような燃料集合体の両端に上下プレナムを配置して圧力境界を与えたモデルを用いる。そして、上下プレナム間の圧力をステップ状に変化させたときのチャンネル流量応答により安定性を評価する。燃料集合体の発熱部は MOX 燃料部とブランケット部から構成されており、その長さは 1.30m である。チャンネルボックス長は 2.92m としている。図 3.3.2-1 に示すように TRAC-BF1 コードの BREAK コンポーネントにより上下プレナム部を模擬し、CHANNEL コンポーネントにより燃料集合体をモデル化している。CHANNEL コンポーネント両端の BREAK コンポーネントにより入口・出口境界の圧力値を与えている。

2) 解析結果

解析対象とする低減速軽水炉心は 282 体の燃料集合体から構成されており、熱出力は 955MWt である。炉心最外周部の燃料集合体における平均相対出力は 0.43、平均相対流量は 0.5 である。また、炉心最外周部以外の燃料集合体の平均相対出力は 1.14、平均相対流量は 1.12 である。最外周部以外の燃料集合体における平均チャンネルに対して、定常設定を行った結果得られた圧力分布を図 3.3.2-2 に示す。この図では、チャンネル入口オリフィス部から燃料集合体プレナム上部までの圧力分布を示しており、炉心圧力損失は 40kPa 程度となっている。図 3.3.2-3 は BREAK コンポーネントで模擬した下部プレナム部の圧力を炉心圧損の 5% 程度低下させ、5 秒間その値に保持した後、再びもとの値に戻したときのチャンネル流量応答である。対象としている小型炉心では、前年度に解析対象とした大型炉心とほぼ同程度の質量流速、水力等価直径であるため、前年度の結果と同程度の流量応答特性を有しており十分な安定性を示す結果であった。

b. 炉心安定性

1) 解析モデル

チャンネル安定性解析のノーディングを用いて炉心部を模擬すると共に、圧力容器内の機器を模擬するノーディングを追加することにより、圧力容器全体を模擬する解析用入力データを作成し、炉心安定性に関する解析を行った。入力データの作成に際しては、図 3.3.2-4 に示すような

圧力容器内形状を想定した。図 3.3.2-5 に示すノーディングの入力データを作成し、圧力容器内の一巡路特性を考慮に入れた炉心安定性の評価を行った。

2) 解析結果

一巡路の特性として、炉心上部二相流部における流動抵抗を変化させた場合の炉心安定性の評価結果を示す。本解析においては、炉心上部二相流部の圧損を流動抵抗値により、それぞれ 48kPa、70kPa に設定した。定常設定の結果、上述の二相流部圧損がそれぞれ 48kPa、70kPa の場合、定格炉心流量を与えるポンプ揚程はそれぞれ 34kPa、56kPa となった。図 3.3.2-6 から図 3.3.2-8 は 5 cent のステップ状外乱を投入したときの炉出力、炉心流量、炉心出口ボイド率の応答を示したものである。二相流部での設定圧損が大きくなるほど、炉心流量応答の変動が大きくなっているが、低減速軽水炉においてはボイド反応度係数の値が小さいため、炉出力応答に振動は現われていない。ボイド率についても安定な応答特性を示している。

(3) 自然循環ループの設定による解析

a. チャンネル安定性

1) 解析モデル

チム二部を含むチャンネル安定性の評価のために、図 3.3.2-9 に示すような分割チム二部を模擬するためのチャンネルボックスの延長を施した流路モデルを作成した。評価はチャンネル上下に圧力境界を設定して、チャンネル上下間の圧力をステップ状に変化させたときのチャンネル流量応答により行う。

2) 解析結果

図 3.3.2-10 は分割型チム二部を模擬するチャンネルボックスの延長がない場合の流量応答であり、図 3.3.2-11 は、5[m]のチャンネル延長がある場合の流量応答を示している。流量応答は、入口境界部の圧力を入口・出口間差圧の 5 %程度低下させて計算したものである。チャンネルの延長により冷却材通過時間が長くなるため、図 3.3.2-12 のチャンネル流量応答の整定時間は、図 3.3.2-10 の場合と比べて長くなっているが、流量応答に振動は現われず安定な応答特性を示した。図 3.3.2-12 はチャンネル軸方向の流速分布である。分割型チム二部では炉心部分に比べて流路面積が拡大しているため、気相、液相とともに流速が落ちている。図 3.3.2-13 は流速から算出した軸方向における通過時間を示したものである。チャンネル通過時間は 10 秒程度であり、図 3.3.2-11 の流量応答における整定時間と同程度となっている。図 3.3.2-14 は軸方向の圧力分布を示したものである。分割型チム二部での圧損は炉心部に比べて小さいため、チャンネル流路が長くなっているにも拘わらず、応答の安定性への影響は少ないものと考えられる。

b. 炉心安定性

1) 解析モデル

圧力容器内において、図 3.3.2-15 に示すような分割型チム二部によるチャンネル流路の延長を施して、自然循環条件を達成する圧力容器内一巡路モデルを作成し、炉心安定性に関する解析を行った。前年度の強制循環設定における配置に対して、6m程度のチャンネル流路の延長することにより自然循環で定格流量が得られた。

2) 解析結果

炉心安定性を評価するため、反応度外乱を投入したときの炉出力応答を計算した。図 3.3.2-16 は 5[cent] のステップ状の反応度外乱を投入したときの炉出力応答を示す。自然循環設定では、強制循環設定の場合と比較して炉心流量応答が幾分振動的になるため、炉出力応答に脈動が現われているが、低減速軽水炉ではボイド反応度係数の絶対値が小さいため、脈動は迅速に減衰している。図 3.3.2-17 はそのときの炉心流量応答である。

(4) 領域安定性

これまでの節で述べたとおり、本炉心はチャンネル安定性、炉心安定性、共に非常に安定な設計が行われていることがわかる。これまでの知見からすると、チャンネル安定性、炉心安定性、共に安定である場合には、領域安定性も保たれると推定される。これを、3 次元核熱結合時間領域解析により示すために、時間領域解析コード TRAC-BF1/MLK3D により、局所的な反応度外乱に対する炉心の応答を解析した。

核計算コードは四角形状の燃料集合体を想定したモデルであるため、六角形状の炉心へ適用するためには、燃料集合体 1 体を等価な二つの四角形状の核セルモデルであらわした（図 3.3.2-18）。流動側は燃料集合体 1 体を一つの CHANNEL コンポーネントでモデル化した。定常設定計算を行った。上部 MOX 部および下部 MOX 部における出力密度水平方向分布を図 3.3.2-19(a), (b) に示す。

図 3.3.2-18 中の X 方向位置 25～26、Y 方向位置 17～18 に存在する Y 字で示した位置の制御棒を引き抜き、局所的に外乱を投入した場合の過渡解析を実施した。30 秒後の上部 MOX 部および下部 MOX 部における出力密度水平方向分布を図 3.3.2-20(a), (b) に示す。出力分布に顕著な振動や発散は生じず、領域安定性が保たれることが確認された。

(5) まとめ

本技術開発で設計された小型低減速軽水炉心を対象として自然循環設定での、チャンネル安定性、炉心安定性、領域安定性の解析評価を実施した。

チャンネル安定性については、分割チムニ部を模擬したチャンネル流路の延長を施した解析を行った。その結果、チャンネル流量応答の整定時間は、分割チムニ模擬部のない場合と比べて長くなるが、流量応答に振動は現われず安定な応答特性を示した。炉心安定性については、チャンネル流路を延長して自然循環条件を達成した圧力容器内一巡流路を模擬した体系での解析評価を行った。その結果、自然循環設定では、強制循環設定の場合と比較して炉心流量応答が幾分振動的になるため、炉出力応答に若干脈動が現われたが、低減速軽水炉ではボイド反応度係数の絶対値が小さいため、脈動は迅速に減衰して安定な応答特性を示した。領域安定性について、局所的な反応度外乱を投入する解析を行った。その結果、チャンネル安定性と炉心安定性が確保されているため、出力分布に顕著な振動や発散は生じず、領域安定性が保たれることが確認された。

参考文献

- 3.3.2-1. Borkowski, J.A., et al.: "TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best-Estimate Computer Program for BWR Accident Analysis", NUREG/CR-4356 (1992).
- 3.3.2-2. 奥村啓介: "MOSRA-Light: ベクトル計算機のための高速 3 次元中性子拡散ノード法コード", JAERI-Data/Code 98-025 (1998).

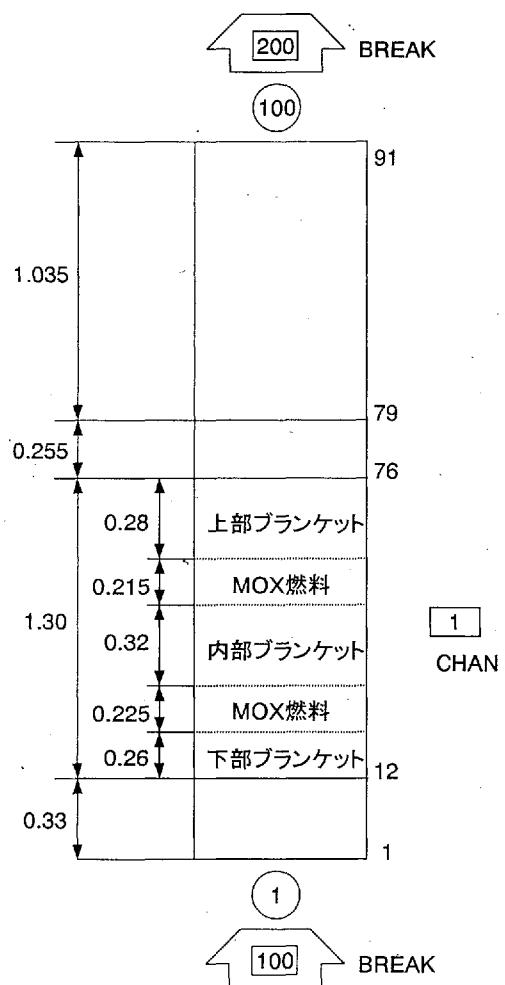


図 3.3.2-1 チャンネル安定性解析モデル

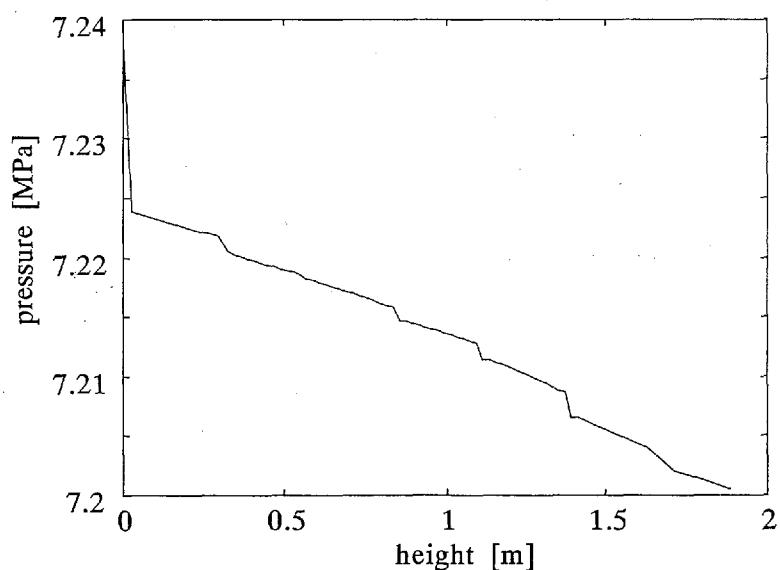


図 3.3.2-2 チャンネル軸方向圧力分布

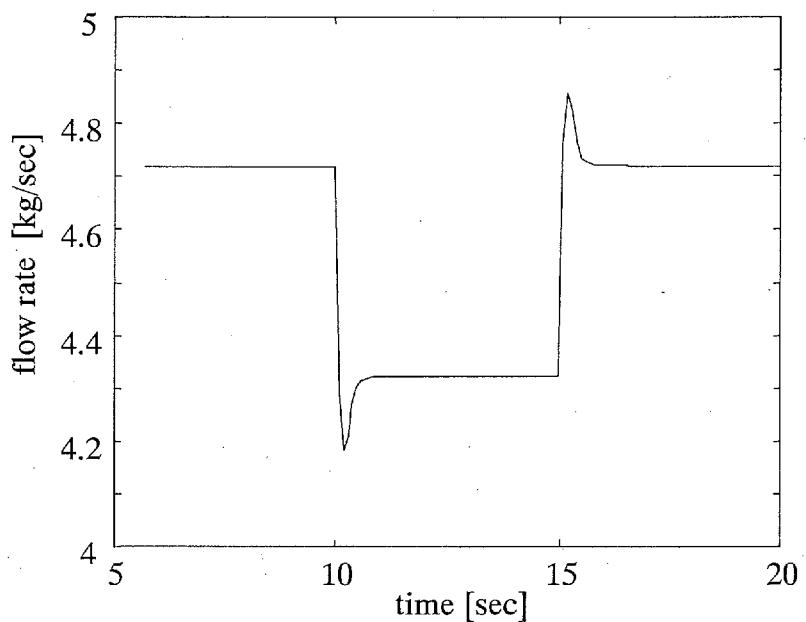


図 3.3.2-3 チャンネル流量応答

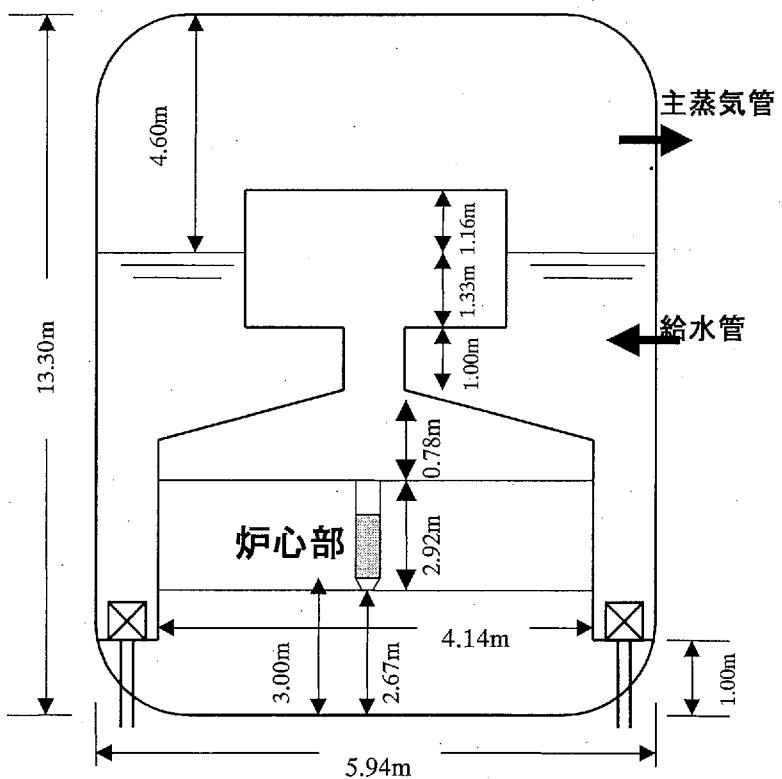


図 3.3.2-4 原子炉圧力容器内の形状（解析用として仮定）

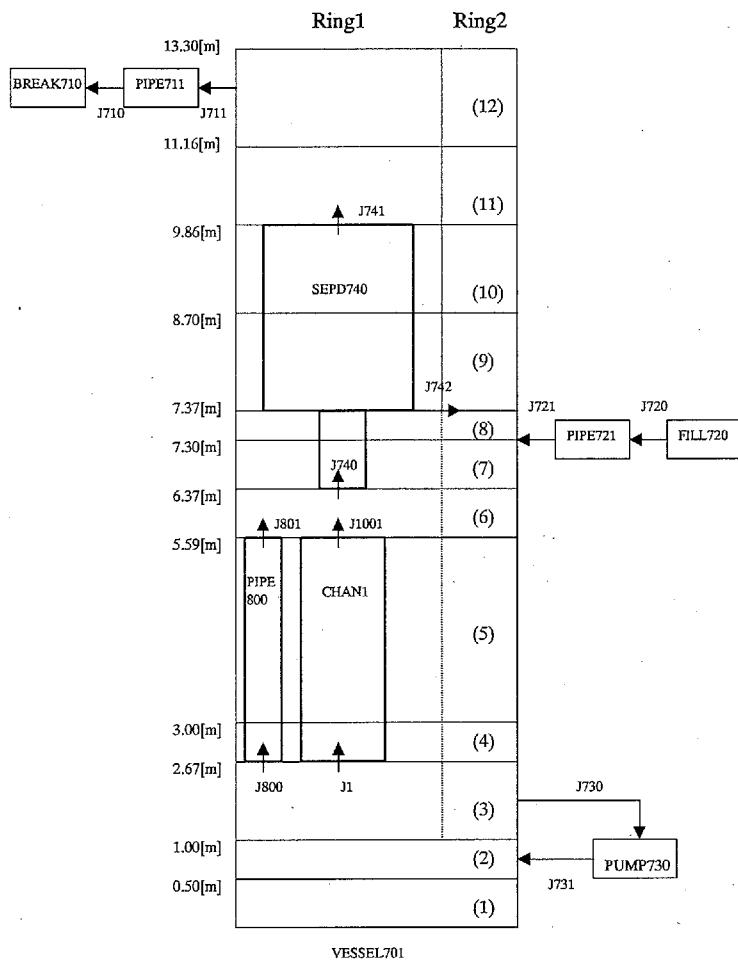


図 3.3.2-5 炉心安定性解析モデル（強制循環設定）

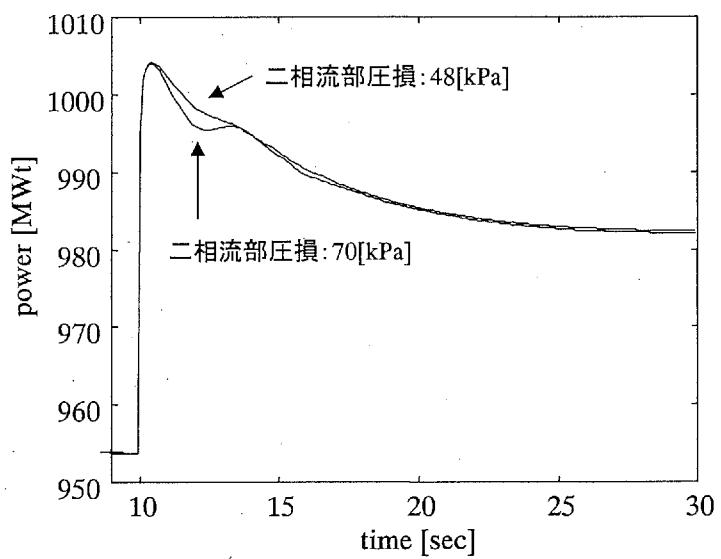


図 3.3.2-6 炉出力応答（反応度外乱 : 5[cent]）

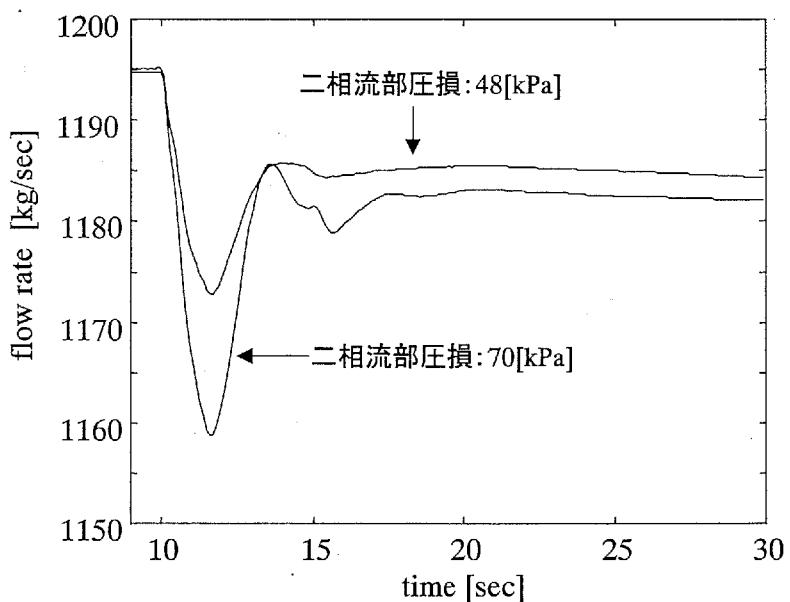


図 3.3.2-7 炉心流量応答（反応度外乱 : 5[cent]）

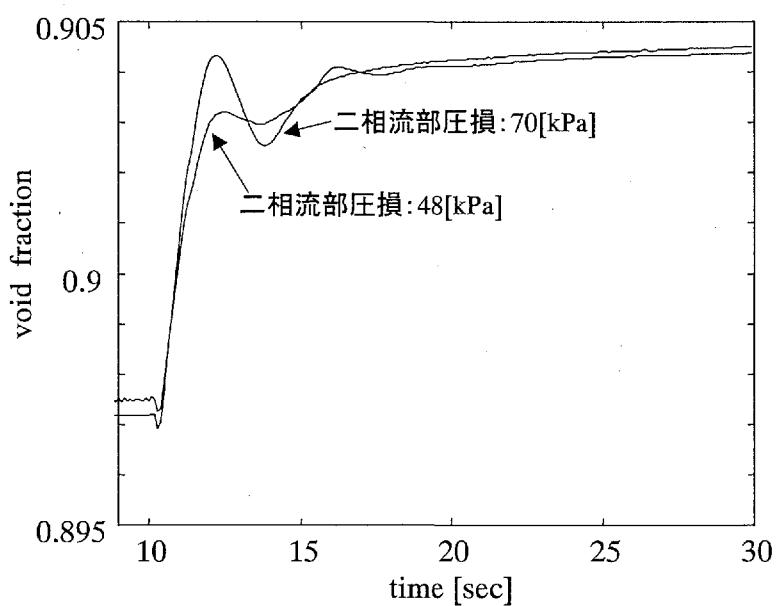


図 3.3.2-8 ポイド率応答（反応度外乱 : 5[cent]）

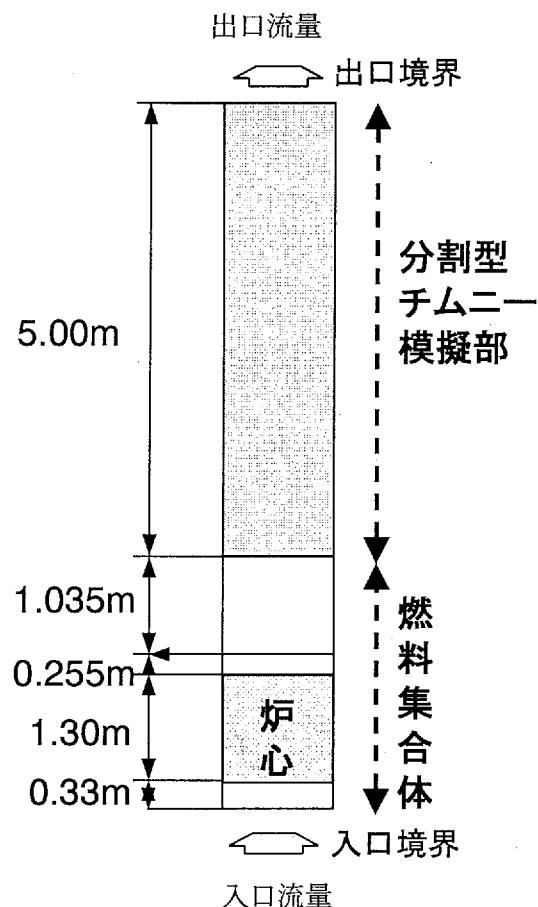


図 3.3.2-9 チャンネルモデル（自然循環設定）

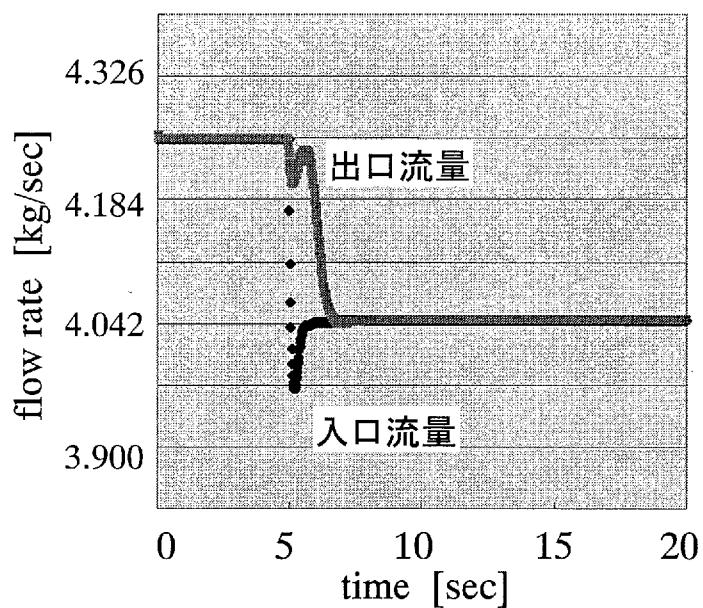


図 3.3.2-10 チャンネル流量応答（分割型チムニ部模擬なし）

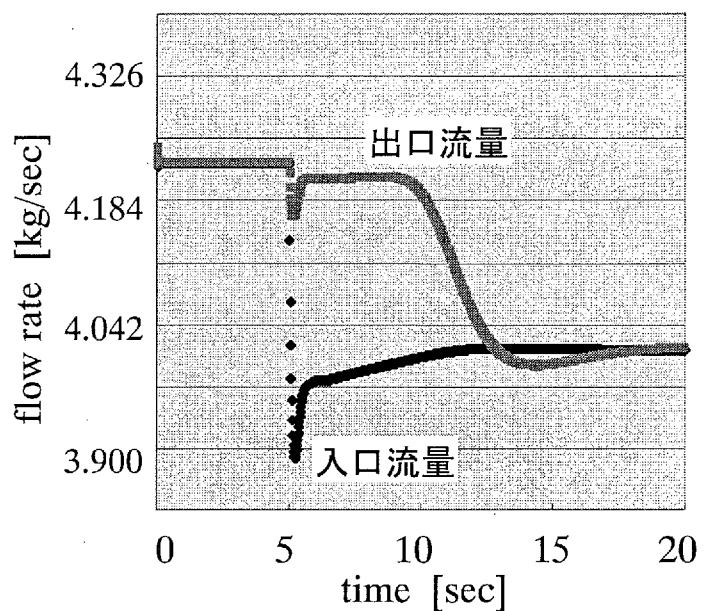


図 3.3.2-11 チャンネル流量応答（分割チムニ部模擬あり）

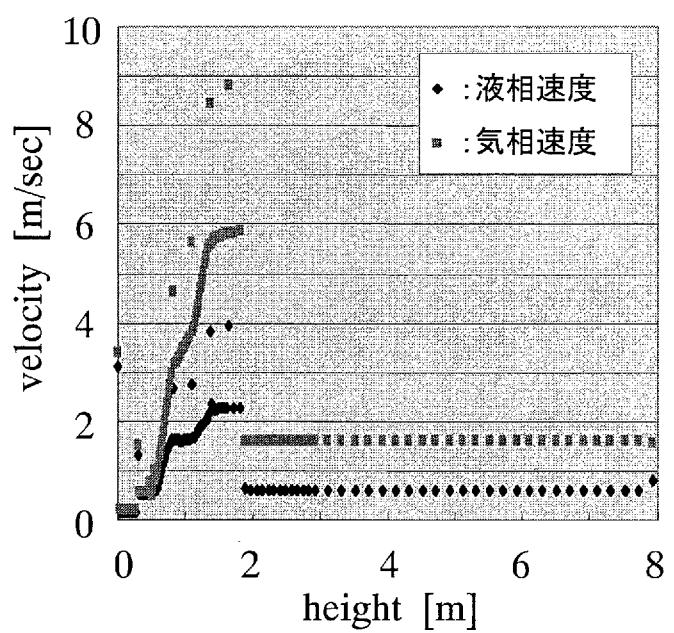


図 3.3.2-12 チャンネル軸方向の流速分布

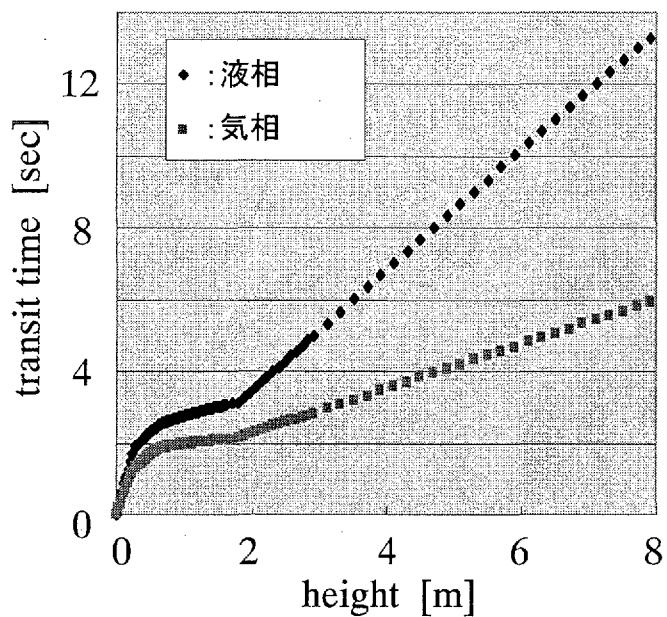


図 3.3.2-13 チャンネル軸方向の通過時間

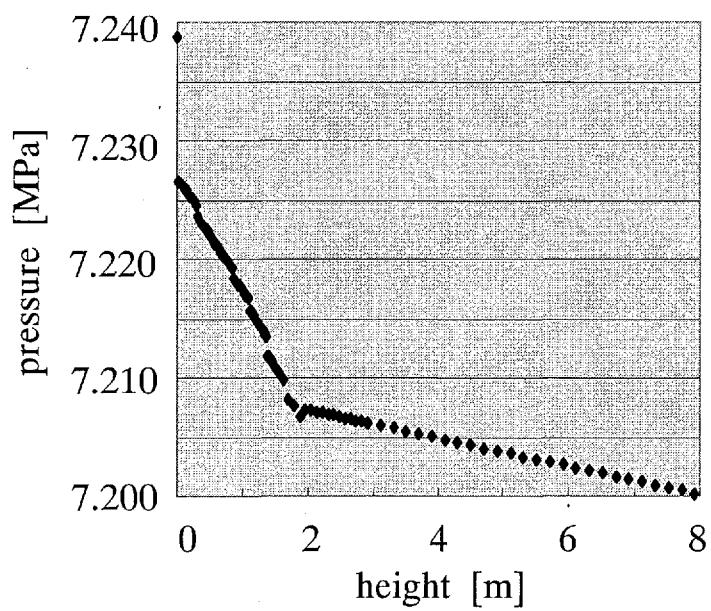


図 3.3.2-14 軸方向圧力分布

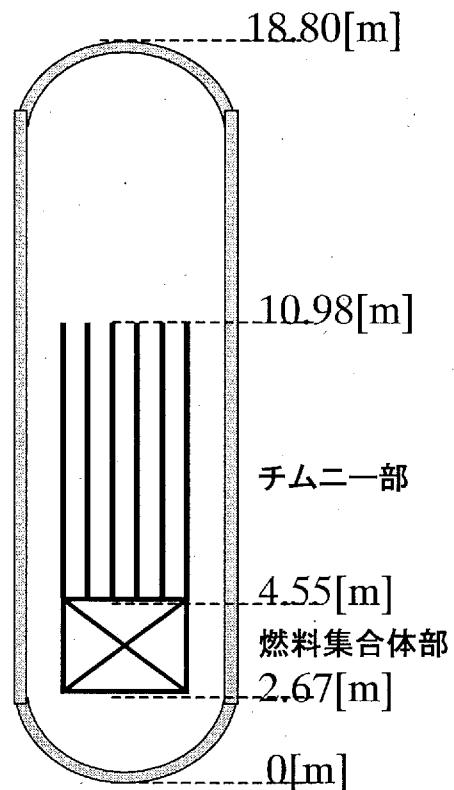


図 3.3.2-15 壓力容器内配置（自然循環設定）

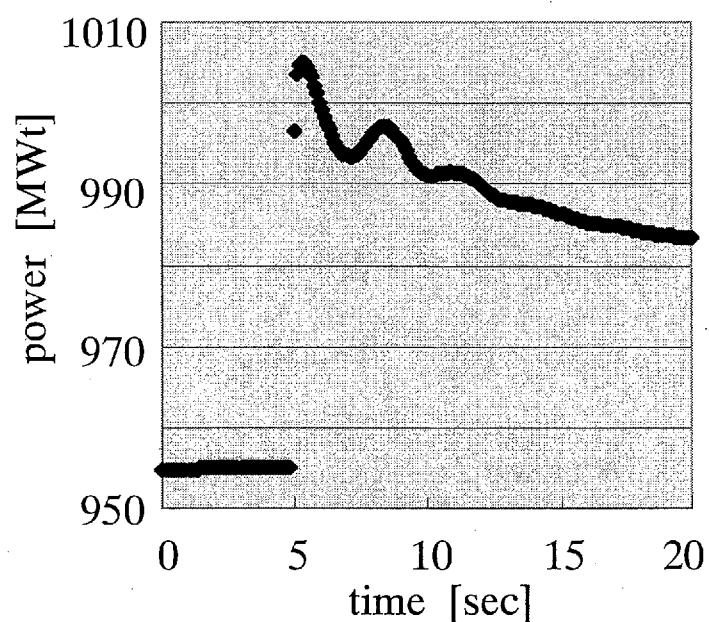


図 3.3.2-16 炉出力応答（反応度外乱 : 5[cent]）

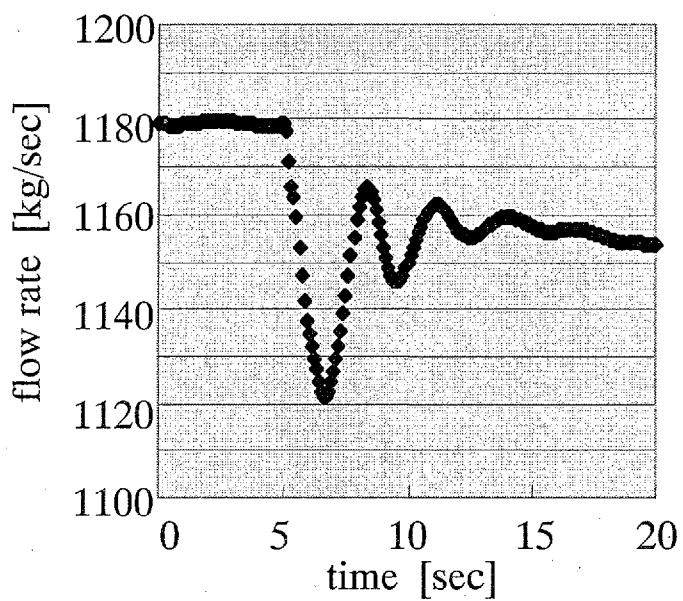
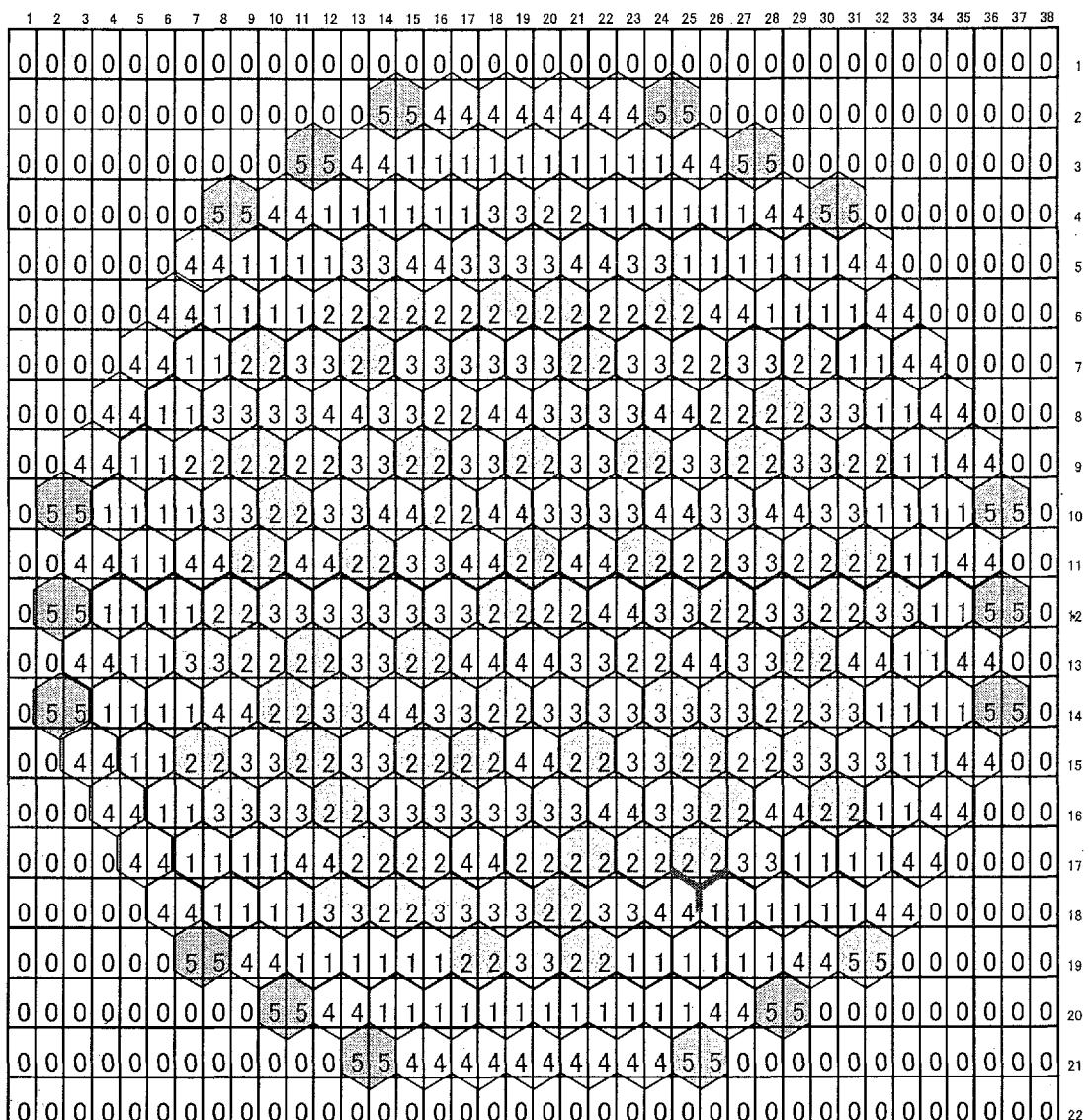


図 3.3.2-17 炉心流量応答（反応度外乱 : 5[cent]）



新燃料(66体)



4サイクル目燃料(66体)

燃料集合体 282体

炉心外接半径 207cm



2サイクル目燃料(66体)



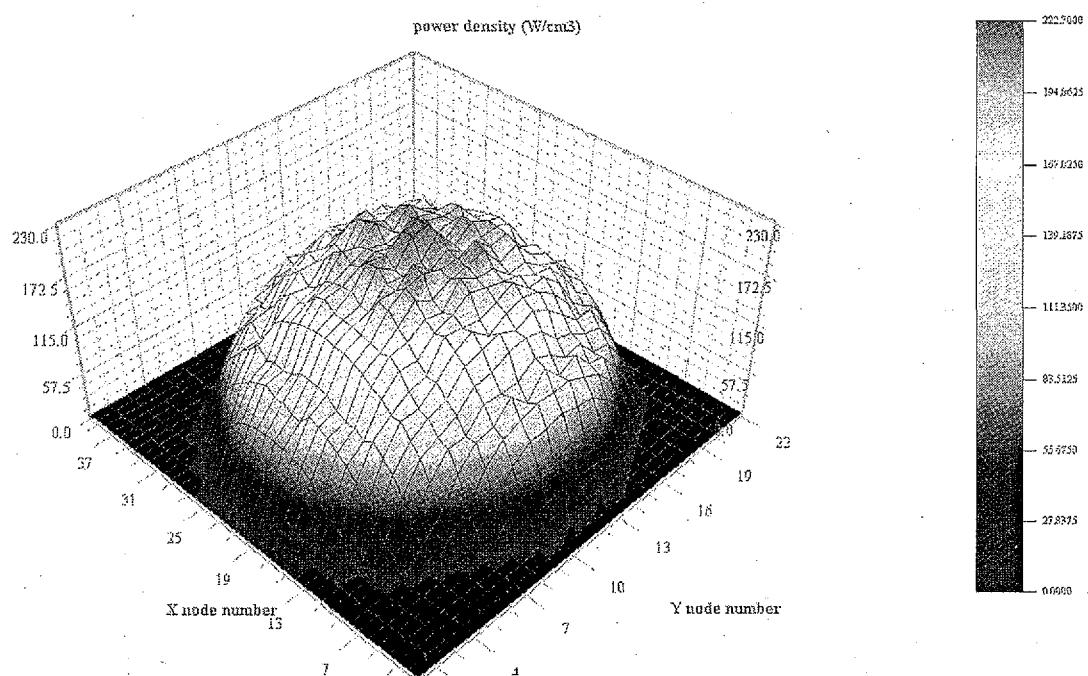
5サイクル目燃料(18体)

制御棒本数 85本

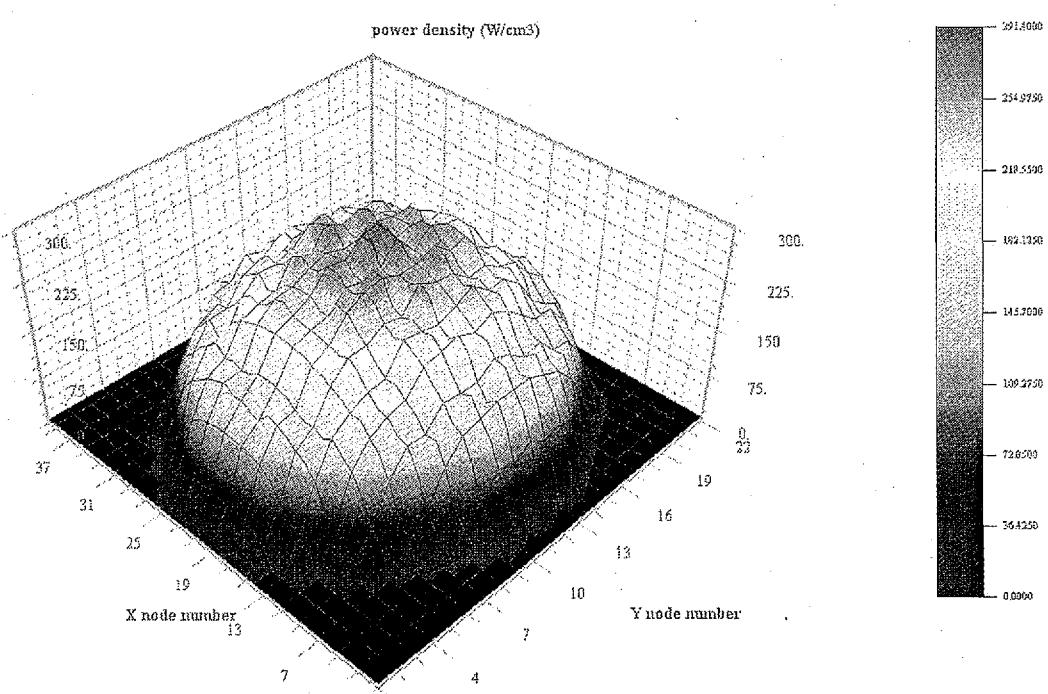


3サイクル目燃料(66体)

図 3.3.2-18 領域安定性解析モデル（MLK 用）



(a)上部 MOX 部



(b)下部 MOX 部

図 3.3.2-19 出力密度水平方向分布（定常設定計算結果）

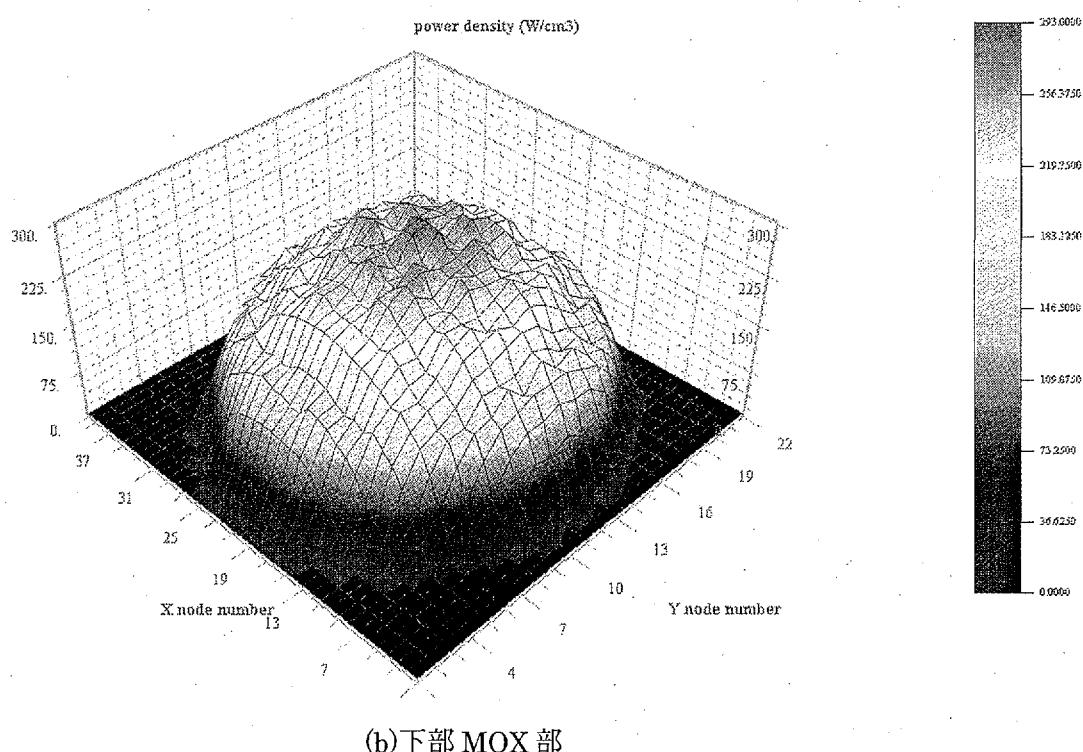
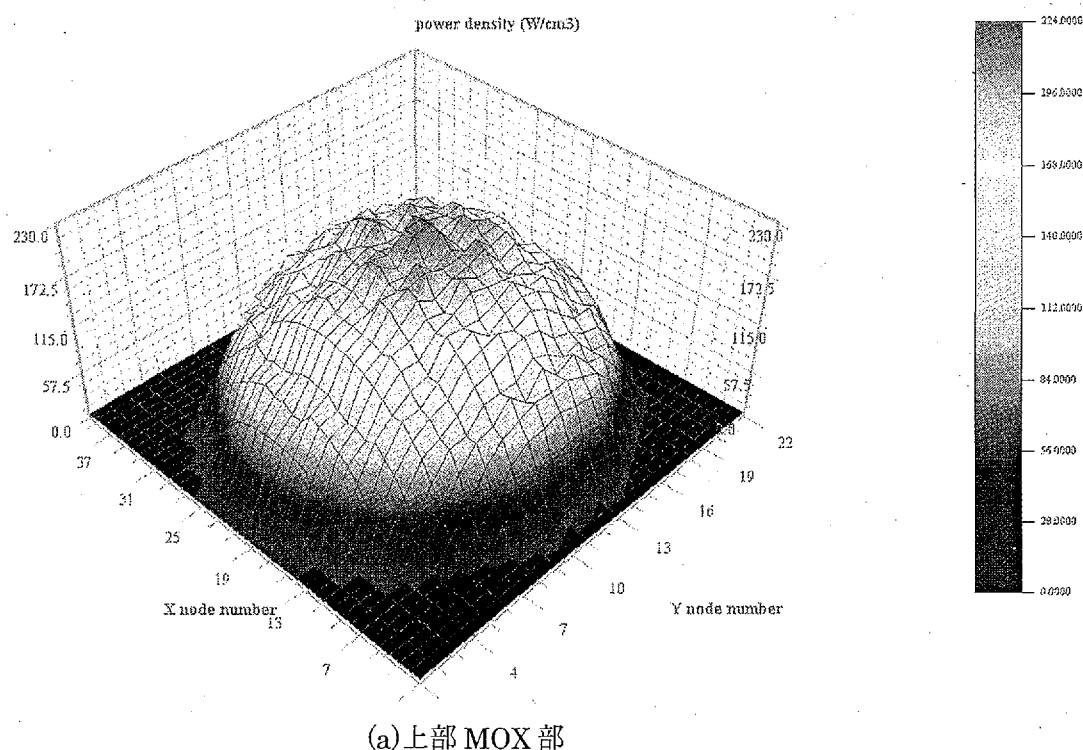


図 3.3.2-20 出力密度水平方向分布（過渡計算結果）

3. 3. 3 合理的な起動手順の確立に関する基礎研究

(1) はじめに

アメリカのスリーマイル島やソ連の切尔ノブイリの原子力発電所の事故を契機にアメリカを中心とする欧米では、現行の軽水炉の安全性は動的機器から構成されている工学的安全設備に過度に依存しており、人的要因と不作動確率を考慮すると工学的安全設備の大幅な信頼性の向上は望めないという考えが生まれ、自然の物理法則で作動する受動的機能を積極的に取り入れた次世代軽水炉の概念が提唱され始めた。

軽水炉の理想像としての将来型軽水炉では下記の開発目標が挙げられる。

- (1) 安全性の維持・向上
- (2) 経済性向上
- (3) 運転、保守・点検の簡素化と容易性
- (4) ウラン資源の高効率利用とプルトニウムの有効利用
- (5) 放射性廃棄物の発生量の低減と長寿命核種の消滅
- (6) 炉の長寿命化と炉の廃止措置の容易性と副産物である放射性廃棄物の減溶化

我が国では、高速炉の本格的な導入は 2030 年以降と云われており、昨今、世界的に高速炉の開発がスローダウンしている現状を勘案すると、高速炉の導入は 2030 年より遅れることはあっても早まることはないであろう。即ち、軽水炉は、今後 40 年間以上主力のエネルギー源であり、更に、その後 30 年間程度は高速増殖炉との併用の時代が続くものと言えよう。半世紀以上、原子力エネルギーの主流となる軽水炉の開発に対しては、諸外国の概念を無批判に取り入れるのではなく、我が国独自の開発目標を設定し、それに即した次世代軽水炉の概念を構築していくことが重要であろうと考えている。また、エネルギー資源の乏しい我が国では、ウラン資源の有効利用を目的として、使用済燃料を繰り返し再処理し、回収されるプルトニウムと未燃ウランを再利用できる、即ち、上記の(4)の開発目標を達成できる次世代軽水炉の概念を構築していくことも重要なと考える。

現行の軽水炉は中性子のスペクトルは柔らかいため、プルサーマル運転でプルトニウムを消費することは、燃焼度の増加に伴い ^{242}Pu が蓄積し、MOX 使用済燃料を再処理して軽水炉で燃することは困難であるとともに、中性子束が高速炉より 2 衍程度小さいため、アクチノイド系を代表とする長半減期核種の燃焼は不利である。即ち、上記の開発目標の、(4) ウラン資源の高効率利用とプルトニウムの有効利用と(5) 長寿命核種の消滅を、達成することは困難である。低減速軽水炉は、現行の軽水炉に比べて、中性子スペクトルが硬いため、燃焼度を高めても ^{242}Pu の蓄積を回避できるため、MOX 使用済燃料を複数回再処理することも可能である。また、燃料を含む炉心設計を最適化すれば、転換比を高められ、増殖炉としての可能性が高い。更に、核分裂連鎖反応には熱中性子ではなく、エピ・サーマル領域の中性子を利用するため、 ^{235}U や ^{239}Pu の核分裂断面積が小さいため、同一の出力の炉心に対して中性子束も高く、余剰中性子数も多く、それを利用した長寿命核種の消滅にも適している。

低減速沸騰水型炉は、中性子スペクトルを硬くするため、減速材と燃料の体積比を現行の軽水炉に比べて大幅に低減させる必要がある。この目標を達成するために稠密炉心が採用され、冷却

材の流路面積は非常に小さくなる。その結果、もし冷却材喪失事故時に炉心が露出して低圧下で再冠水過程が現れると、クエンチ点での発熱量により炉心出口で臨界流となる可能性があり、冠水速度は現行の軽水炉に比べて非常に遅くなることが想定される。そのため、如何なる事故事象と異常事象が発生しても、炉心の冠水状態を維持できる設計が要求される。そのため、原子炉容器内の冷却材のインベントリーを現行の軽水炉より大幅に増加する必要がある。また、負のボイド反応度係数を確保し、炉心の沸騰二相流による摩擦損失の増加を回避するために、炉心高さは現行のBWRに比べて短くする必要がある。冷却材のインベントリーの増加と短尺炉心の採用は、冷却方式として自然循環方式を採用することが可能となる。また、冷却材のインベントリーの増加は、過渡事象や事故事象に対する炉心の応答特性を緩慢にするため、受動的安全設備の採用が容易になる。

このような観点から本技術開発は、次世代沸騰水型炉として有望視される低減速自然循環沸騰水型炉の成立性と密接に関連する起動時、定格運転時、並びに、部分負荷運転時の炉心安定性を取り上げている。GEが提唱したSBWR^{3.3.3-1)}に代表される自然循環沸騰水型炉の概念は、循環ポンプが削除でき、システムが簡素化されると考えられ、有望視されている。そして我が国でも、東芝^{3.3.3-2)}と日立^{3.3.3-3)}が独自の自然循環沸騰水型炉の概念設計を行った。循環ポンプを削除することは利点を生む反面で、BWRの特長を失わせるという欠点も生み出す。

25年前に大型自然循環ボイラが開発された際に、起動時に不安定流動が発生した事例がある。ボイラの場合は仮に不安定流動が発生しても、起動時には蒸発管を損傷しない程度の低出力運転を行うことにより、運転を続行することは可能である。しかし、低温・低圧条件下から核加熱する自然循環沸騰水型炉では、起動時に不安定流動が発生すれば、流路内のボイド率が大幅に変動して、熱中性子束を変動させるため、出力変動を誘発する。その結果、出力上昇運転を持続させることが困難になる恐れがある。一方、オランダで運転されていた自然循環沸騰水型炉であるDodewaard炉^{3.3.3-4)}や我が国のJPDRでは、起動時に不安定流動を経験したことないと云われている。しかし、低減速自然循環沸騰水型炉は、減速材と燃料の体積比を低減させるため、冷却材の流路は狭隘となっている。そのため、現行の沸騰水型炉の炉心とは異なる流動不安定現象が発生する可能性がある。

自然循環沸騰水型炉の合理的な起動手順を確立するために、両者の起動特性の差異を生む要因について考察し、合理的な、即ち、安定でかつ迅速な起動手順を確立する必要がある。また、不安定流動の発生を回避するために、非常に低い出力で起動運転を行えば、定格運転に達するまでの起動時間が長くなり、商業炉としては稼働率の観点から好ましくなくなる。言い替えれば、自然循環沸騰水型炉の実現化には合理的な起動手順を確立することが重要な課題の一つであると言える。そこで、低減速自然循環沸騰水型炉の概念の成立性と密接に関連する起動時、定格運転時、並びに、部分負荷運転時の炉心安定性に関する不安定流動の発生機構を明らかにし、発生抑止策を検討するとともに、合理的な起動手順とそれを達成するための炉の構造を提言することを本技術開発の目的とする。

(2) 実験装置と実験方法

本技術開発に用いた強制循環と自然循環の2種類の循環方式が可能な実験装置の概略図を図

3.3.3-1 に、その写真を図 3.3.3-2 に示す。作動流体としてはイオン交換水を用いている。実験装置は、循環ポンプ、循環流量計測用の 3 連オリフィス、出入口プレナム間の 2 本の並列沸騰流路から構成されるテスト部、テスト部上流の流量調整弁、及び、凝縮器、気水分離タンク、自然循環路、強制循環路、ダウンカマー、バイパスラインから構成される。出口プレナムと気水分離タンクを接続する連結管の出口は、現行の沸騰水型炉の気水分離器を模擬するため、気水分離タンク内の水位より 100mm ほど高くしてある。自然循環方式と強制循環方式の選択は、三方弁の切替えにより行うことが可能である。

気水分離タンク内には凝縮器、冷却器が内蔵され、その下部フランジには、流体の温度計測用の熱電対、圧力タップ、予熱ヒータが、上部フランジには、コンプレッサーからの圧縮空気の供給ラインとシステム圧力調整のための圧力逃がし弁が設置されている。圧縮空気の供給ラインには高性能な減圧弁が取り付けられている。

テスト部の詳細を図 3.3.3-3 に示す。テスト部は出入口プレナム間の 2 本の並列沸騰流路から構成され、中間部のウイルソンシールにより上流側の沸騰流路（加熱部；1,000mm）と下流側のチムニ（非加熱部；1000mm）に分割されている。テスト部断面の詳細を図 3.3.3-4 に示す。沸騰流路は環状流路となっている。外管は現象の観察を行えるように外径 28mm、内径 20mm のパイレックスガラス管でできている。内管はヒータであり、外径 10mm、有効発熱長 1,000mm のカートリッジヒータである。尚、並列沸騰流路の流動安定性に与える流路間隙の影響を調べる実験は、パイレックスガラス管を変えることにより、即ち、環状流路の外管の内径を変えることにより実施した。ヒータは直流直接通電により加熱され、電源は 200V, 200A の直流安定化電源を用いている。各沸騰流路には流速測定用のオリフィスが取り付けられている。沸騰流路の下流側に位置するチムニは分割チムニを模擬した円管流路となっており、沸騰流路と同一仕様のパイレックスガラス管でできている。中間部のウイルソンシールは、沸騰流路とチムニから構成される 2 本のパイレックスガラスの接続機能とヒータのスペーサー機能の他に、流体温度計測用熱電対と差圧計測用圧力タップが取り付けられている。

出入口プレナムには、流体の温度計測用の熱電対が挿入されており、また圧力タップが取り付けられている。

本実験装置の耐圧は 0.8MPa である。気水分離器の圧力設定は、圧縮空気の供給ラインと大気解放ラインの圧力逃し弁の設定により、所定の系圧力に設定した。2 つの減圧弁の設定圧については予備実験を行って決定した。

自然循環条件下の実験の場合は、まず循環ポンプにより流体を強制循環させ、気水分離タンク内の予熱ヒータにより、システム全体を所定の温度近くまで上昇させてから、循環ポンプを止め、三方弁の切り替えにより、自然循環方式に移行する。テスト部のヒータを所定の出力に設定し、気水分離タンク内の予熱ヒータの出力と冷却器の冷却水流量を調整して、循環流体温度（入口プレナムの流体温度）を所定の値に設定して実験を行った。

測定項目は以下の通りである。

- (1) 各流路の流速変動：オリフィスと差圧変換器、
- (2) 循環流量：オリフィスと差圧変換器、
- (3) 気水分離タンク内の流体の温度：シース型 CA 熱電対、

- (4) 気水分離タンク内圧 : 圧力変換器,
- (5) 出入口プレナム内の流体温度 : シース型 CA 熱電対,
- (6) 出入口プレナム間の差圧 : 差圧変換器,
- (7) 出口プレナムと気水分離タンク間の差圧 : 差圧変換器,
- (8) 入口プレナムと気水分離タンク間の差圧 : 差圧変換器,
- (9) 各流路のヒータの電圧と電流,
- (10) 中間ウイルソンシール部の流体の温度 : シース型 CA 熱電対,
- (11) 中間ウイルソンシール部と気水分離タンク間の差圧 : 差圧変換器,

計測データは 10msec のサンプリング時間で高速デジタル記録計 (16ch, 分解能 16bit, 256kW/ch) に収録し, 一つの実験条件が終了した後に, パーソナルコンピュータにデータを転送し, 実験終了後にバッチ処理によりデータ解析を行った。

本技術開発で実施あるいは計画している実験条件を表 3.3.3-1 にまとめる。

(3) 実験結果

a 自然循環における不安定流動の発生機構

1) 自然循環における不安定流動の概要

自然循環条件下において、出力を徐々に上昇させていくと、大気圧下では特性の異なる 3 種類の不安定流動が発生した。その流動安定性判別図を図 3.3.3-5 に示し、これらの不安定流動の遷移過程の代表的な計測結果を図 3.3.3-6 に示す。同図の u_1 と u_2 はチャンネル 1 と 2 の流速変動を、 u_{in} はテスト部に流入する自然循環流速を、 ΔP_i は出入口プレナム間の差圧変動を意味する。

投入熱流束が 10kW/m^2 以下の場合には、沸騰は起こらずに自然循環流量は非常に僅かである。即ち、環状流路の内管であるヒータ表面上を加熱された液体が上昇し、外管壁面上を加熱されていない低温の液体が下降するという流路内での自然循環が発生し、実験装置全体の自然循環流量は非常に低い値である。この場合、ヒータの表面において表面沸騰は発生するが、気泡の離脱は観察されなかった。

投入熱流束を増加させていくとサブクール沸騰が起こり、両流路でのサブクール沸騰状態の僅かな差異により、片方の流路で流量低下が生じ、加熱部出口部近傍から流路を覆うような大きなスラグ気泡が発生すると 2 つの流路で交互に生じる、所謂、位相が 180 度異なるガイセリング現象が発生した。ガイセリングが発生している領域では、熱流束の増加に伴って蒸発量が増加して加熱部とチムニ内のボイド率が増加するため、自然循環駆動力が増大し自然循環流量は次第に増加していく。

熱流束を更に増加させていくと、出口プレナム内が飽和状態となり、出口プレナムと気水分離タンクを連結する垂直配管（連結管）内の流動状態が二相流となり、出口プレナムと気水分離タンクとの間の差圧変動が生じ始め、その差圧変動に誘起された各流路の流量振動が同期した自然循環流量振動が現れる。自然循環流量振動が発生する領域では、熱流束の増加に伴って蒸発量が増加して、加熱部、チムニと連結管内のボイド率が増加するため、自然循環駆動力が増大し時間平均の自然循環流量は次第に増加していく。

熱流束を更に増加させると、連結管内が安定な流動となり、自然循環流量振動は抑制され、2

つの流路の流量振動の位相が 180 度異なる密度波振動が現れる。密度波振動が発生する領域では、熱流束が低い領域では、熱流束の増加に伴って蒸発量が増加するために自然循環駆動力が増大し、自然循環流速が徐々に増加するが、 250 kW/m^2 以上の熱流束になると、熱流束の増加によるボイド率の増加と摩擦損失の二相流増倍係数の増加がほぼ釣り合う状態となり、熱流束が増加しても自然循環駆動力は増加せず、自然循環流速はほぼ一定の値となる。

以下に、各不安定流動の特徴と発生機構を論じる。

2) ガイセリング

ガイセリングが発生している際の代表的な計測結果を図 3.3.3-7 に示す。上段の図はチャンネル(1)の流速変動 $u_{in}^{(1)}$ を、中段の図はチャンネル(2)の流速変動 $u_{in}^{(2)}$ を、下段の図は全体の自然循環流量を 1 本の加熱部の流路断面換算した流速変動 $u_{in}^{(t)}$ に関する計測結果である。同図から判明するガイセリングの特徴は以下の通りである。

- (1) 2 本の並列沸騰流路の流速変動は逆位相である。
- (2) チムニ部で 1 つのスラグ気泡が形成され、そのスラグ気泡が出口プレナムに到達した際に出口プレナム内のサブクール水と混合して急速な凝縮現象が発生するため、その流路の流速は急速に増加する。逆に、沸騰が生じていないもう 1 つの流路では、逆流現象が発生する。
- (3) 全体の自然循環流量は、両流路のガイセリング発生時に増加するため、各流路の振動周期の半分、即ち、2 倍の周波数で振動する。

Griffith は下端部が閉じており液が満たされている垂直コラムにおいて、下部近傍が加熱されている場合に発生するガイセリングの発生機構について次のように論じている 3.3.3-5)。

- (1) コラム内の液体が過熱状態となり突沸現象が生じる。
- (2) 沸騰に伴う大きな気泡の成長により水頭損失は低下しますます蒸発が盛んになる。
- (3) 大きな蒸気泡が上部プレナムに達するとサブクール水と混合し、急速に凝縮する。
- (4) 急速な凝縮によりコラム内の圧力が低下すると、再びサブクール水は上部プレナムからコラム内に流入する。
- (5) サブクール水が加熱され、過熱液が存在するまでの間は非沸騰状態が続く。
- (6) このような過程が周期的に繰り返される現象がガイセリングである。

しかし、測定結果とフィルム撮影観察からは、本実験体系では、急速加熱条件では最初の沸騰は過熱液の突沸により生じるが、定常加熱条件下では過熱液は存在するとは考えられない。即ち、並列沸騰流路のガイセリングは過熱液による突沸現象が支配する現象ではないのではないかと考えた。また、中西らは、単管の強制循環実験からガイセリングは入口流速が 2cm/s 以下の条件下において発生することを明らかにしたが 3.3.2-6)，並列沸騰流路の場合は、一桁高い流速までガイセリングが発生することが判明した。

ガイセリングの周期を調べた結果を図 3.3.3-8 にまとめた。熱流束を増加させるとガイセリングの周期が短くなることが分かる。ガイセリングの周期を支配する因子としては流入するサブクール水が飽和温度となるまでの時間、即ち、沸騰遅れ時間 (τ_B) とスラグ気泡がチムニ内を通過する時間 (τ_T) が考えられる。沸騰遅れ時間 τ_B は次式で定義できる。

$$\tau_B = \frac{\rho_l C p_l \Delta T_{sub}}{q'''} \quad (3.3.3-1)$$

ここで、 ρ_l は水の密度 (kg/m^3)、 $C p_l$ は水の比熱 (kJ/kg)、 ΔT_{sub} は流体の入口サブクール度 (K)、 q''' は流体単位体積換算の発熱量 (kW/m^3) である。また、スラグ気泡のチムニの通過時間は

$$\tau_T = \frac{L_R}{\bar{u}_l + \bar{V}_{gj}} \quad (3.3.3-2)$$

で与えられる。ここで、 L_R は非加熱ライザ部（チムニ）の長さ、 \bar{u}_l はチムニの流路断面換算の液相の平均流速、 \bar{V}_{gj} はスラグ気泡のドリフト速度である。

$$\bar{V}_{gj} = 0.35 \sqrt{gD} \quad (3.3.3-3)$$

ここで、 g は重力加速度、 D は流路径である。

1つの沸騰流路を考えると、一度加熱された流体は、逆流現象で加熱部から流出してしまう。そのため、他の流路でガイセリングが発生するまでの待ち時間と沸騰遅れ時間とスラグ気泡のチムニ部通過時間の和となると考える。他の流路でガイセリングが発生した際に、加熱部の流体が完全に入口状態のサブクール水と置換されるなら、待ち時間は沸騰遅れ時間とスラグ気泡のチムニ部通過時間の和となるが、一度加熱されチムニ内に停滞している水が逆流により流入するため、次のフェーズではこの流路が先に沸騰が開始することを考慮して、待ち時間を沸騰遅れ時間と仮定して、ガイセリングの周期を2倍の沸騰遅れ時間とスラグ気泡のチムニ部通過時間の和 ($2\tau_B + \tau_T$) で整理した結果を図 3.3.3-9 にまとめた。実験結果はよく整理されることが分かる。しかし、この結果はチムニ部で生じるスラグ気泡の体積とチムニの長さにより、逆流して流入する水の温度が入口水温より高ければ、この和より短くなることが想定されるので、普遍的なこととは考えられない。2本の並列沸騰流路におけるガイセリングの最長の周期は沸騰遅れ時間とスラグ気泡のチムニ部通過時間の和の2倍となることを示唆している。

次に、ガイセリングの流量振動の振幅（最高流速と最小流速の差）と最大逆流速の結果を図 3.3.3-10 と図 3.3.3-11 にまとめた。定性的には振幅も最大逆流速も一致している。振幅と最大逆流速はチムニ部で形成されるスラグ気泡の体積とスラグ気泡の凝縮速度に支配されると考える。即ち、熱流束が増加すると、チムニ部に形成されるスラグ気泡体積が増加するが、出口プレナム内のサブクール度は減少する。その結果、スラグ気泡の凝縮速度の最大値（本実験装置では $60\text{ kW}/\text{m}^2$ 近傍）が存在し、振幅も最大逆流速ともその熱流束で極大値をとる。

以上の実験結果と図 3.3.3-12 に示す観察の模式図から、並列沸騰流路におけるガイセリングの発生機構のモデルを次のように考えた。

- (1) 低流速下において、加熱部下流側に位置する非加熱ライザ部にスラグ気泡のような流路全体を占める单一気泡が発生すると、水頭損失の低下から沸騰が促進され、流入する小気泡を

吸収しながら成長していく。この過程では水頭損失が低下するため循環流量は次第に増加する。

- (2) スラグ気泡が出口プレナムに到達すると、サブクール水と混合して急速に凝縮して消滅するため、その流路の圧力は低下する。
- (3) その結果、他の流路の圧力損失と見合う水が入口プレナムから再流入する。この時、循環流量は流体の慣性のため急速には増大できない。そして、再流入流量が循環流量を上回る場合には、他の流路では逆流が生じる。
- (4) 加熱部は再流入水が飽和温度となるまで、ほぼ静止状態となる。
- (5) スラグ気泡が凝縮した流路では、入口プレナムからサブクール水が再流入するが、他の流路では、より高温の水が出口プレナムから再流入したり、静止状態であるため、先に飽和温度となり、スラグ気泡が発生する。
- (6) このような現象が周期的に繰り返されるのがガイセリングである。

投入熱量が増加し、出口プレナム内の流体が飽和温度になると、スラグ気泡が到達しても凝縮が発生しないためガイセリングの発生は抑制される。また、チムニ内で複数のスラグ気泡が存在すると次々に出口プレナム内へスラグ気泡が到達するため、ランダムな流速変動は現れるものの、図 3.3.3-7 に示すような逆流現象を伴う周期性を帯びたガイセリング現象は抑制される。このことが、ガイセリング発生に対する上限の熱流束が存在する理由である。

3) 自然循環流量振動

自然循環流量振動が発生している際の代表的な測定結果を図 3.3.3-13 に示す。最上段の図はチャンネル(1)の流速変動 $u_{in}^{(1)}$ 、2 段目の図はチャンネル(2)の流速変動 $u_{in}^{(2)}$ 、3 段目の図は全体の自然循環流量を 1 本の加熱部の流路断面換算した流速変動 $u_{in}^{(t)}$ 、最下段の図は連結管の出入口間（出口プレナムと気水分離タンク間）の圧力変動 ΔP_C に関する計測結果である。同図から判明する自然循環流量振動の特徴は以下の通りである。

- (1) 2 本の並列沸騰流路の流速振動はガイセリングとは異なり、完全に同期している。
- (2) 全体の自然循環流量の振動は両並列沸騰流路の流速振動と同期している。
- (3) 出口プレナムと気水分離タンク間の差圧変動と自然循環流量振動はほぼ逆位相で、両者には密接な関係がある。

自然循環流量振動の周期の実験結果を図 3.3.3-14 に示す。熱流束が低く、平均循環流速の低い領域では、熱流束が増加するとともに周期は減少するが、熱流束が 130kW/m^2 以上になると周期はほぼ一定となる。自然循環流量振動の振幅の実験結果を図 3.3.3-15 に示す。振幅は熱流束の変化によらずほぼ一定の値となる。

以上の結果から、自然循環流量振動は Boure ら 3.3.3-7), Lahey ら 3.3.3-8) や有富正憲 3.3.3-9) の沸騰二相流に関する不安定流動の分類には存在しない現象であり、自然循環流量振動の発生機構を以下のように考えた。

- (1) 出口プレナム内が飽和温度になると、出口プレナムから連結管内に流出する流体は二相流状態となる。循環流量が十分に高ければ垂直連結管内は安定な二相流動になるが、投入熱量が低い場合には、蒸気発生量が不十分であり循環流量が低いので、連結管内に大きな蒸気泡が

停留し、流入する蒸気を吸収しながら成長蒸気が次第に蓄積し、水頭損失を低下させる。

- (2) その結果、自然循環駆動力が増加し、自然循環流量は増大する。
- (3) 自然循環流量が増大すると、並列沸騰流路内の流速が高まり、サブクール水で満たされ、同時に連結管内もほぼ液相で満たされる。
- (4) 水頭損失が増加して自然循環駆動力が再び低下して、並列沸騰流路内の流体は停滞する。
- (5) ある待ち時間を経過した後、加熱部で沸騰が開始するため、並列沸騰流路内の水頭損失が低下し、自然循環駆動力が生じ、自然循環流量は増加するとともに、連結管内に満たされている水は加速するため、一時的に連結管内の差圧は増加する。
- (6) 並列沸騰流路内で発生した蒸気が出口プレナムを経て連結管内に流入すると、連結管内のボイド率が増加して差圧は低下する。自然循環流量が高くなると並列沸騰流路内のボイド率は低下し、自然循環駆動力は次第に低下する。
- (7) 連結管内の差圧は、並列沸騰流部で発生した蒸気が流入するため、循環流量の低下に対して時間遅れを伴って、増加し始める。
- (8) このような現象が周期的に繰り返す現象が自然循環流量振動である。

熱流束の増加に伴い蒸発量が増大し、自然循環流量が高くなつて連結管内が安定な二相流動となると、自然循環流量振動は抑制される。即ち、この条件が自然循環流量振動の上限の発生限界である。一方、加熱部では正味の蒸気発生量が存在しても、出口プレナム内のサブクール状態と混合作用により、蒸気が完全凝縮する場合には、連結管内の流動が水単相流となるため、自然循環流量振動は発生しない。即ち、出口プレナムからの流出状態が液単相流となる条件が、自然循環流量振動が発生する下限である。

4) 密度波振動

密度波振動が発生している際の代表的な測定結果を図 3.3.3-16 に示す。上段の図はチャンネル(1)の流速変動 $u_{in}^{(1)}$ を、中段の図はチャンネル(2)の流速変動 $u_{in}^{(2)}$ を、下段の図は全体の自然循環流量を 1 本の加熱部の流路断面換算した流速変動 $u_{in}^{(t)}$ に関する計測結果である。同図から判明する密度波振動の特徴は以下の通りである。

- (1) 2 本の並列沸騰流路の流速は逆位相の振動流となる。
- (2) 加熱量が増加し、十分な蒸気発生量が得られるようになると連結管内は安定な二相流動となり、圧力変動は小さくなつて、自然循環流量はほぼ一定となる。
- (3) の現象はガイセリングと最も異なる特徴であり、ガイセリングが発生している場合は、全体の自然循環流量は、両流路のガイセリング発生時に増加するため、各流路の振動周期の半分、即ち、2 倍の周波数で振動する。また、振動の波形は正弦波であり、ガイセリングの波形と異なる特徴をもつ。

密度波振動の周期に関する実験結果を図 3.3.3-17 に示す。熱流束を増加させると周期が減少する。この結果を(3.3.3-1)式で算出される沸騰遅れ時間で整理し、図 3.3.3-18 に示す。周期は沸騰遅れ時間でよく整理され、ほぼ沸騰時間遅れ比例していることが分かる。密度波振動の振幅に関する実験結果を図 3.3.3-19 に示す。振幅に与える因子としては、出口クオリティと流速が上げられるが、熱流束が 250 k W/m^2 以下の場合には、熱流束の増加は出口クオリティを増加させ不

安定化する効果と、循環流量を増加させ安定化する効果が打ち消しあって振幅はほぼ一定となる。しかし、 250 k W/m^2 以上の熱流束になると、図 3.3.3-5 から判明するように熱流束が増加しても循環流量はほぼ一定となるため、熱流束の増加は出口クオリティを増加させ密度波振動をより不安定化させる。その結果として、熱流束の増加は密度波振動の振幅を増加させる。

密度波振動は沸騰二相流で最も遭遇する可能性のある不安定流動であり、これまでに数多くの研究がなされており、多くの文献が Boure ら^{3.3.3-4)}や Lahey ら^{3.3.3-5)}によってレビューされている。そして、密度波振動の発生機構は解明され、発生の防止策も明らかになっている。更に、多種にわたる解析方法も提唱されている^{3.3.3-6)}。密度波振動の発生機構は次の通りである。

- (1) 流体が加熱部に流入してから沸騰して流出するまでにある遅れ時間(通過時間)が存在する。
- (2) 入口流速に変動が生じると、その変動が出口まで伝播するのにこの通過時間を必要とするため、沸騰領域内における密度(ボイド率)や各相の流速及び各圧力損失項(加速損失、摩擦損失、水頭損失)は入口流速変動に対して時間遅れが生じる。
- (3) 入口流速に変動が生じると、その変動が出口まで伝播するのにこの通過時間を必要とするため、沸騰領域内における密度(ボイド率)や各相の流速及び各圧力損失項(加速損失、摩擦損失、水頭損失)は入口流速変動に対して時間遅れが生じる。
- (4) 出入口差圧(例えば出入口ヘッダ間差圧)に拘束され、これらの圧力損失項の変動は慣性項を介して入口流速変動にフィードバックする。

このため二相流の有する非均質性は自然外乱となり、特に外力を加えない場合においても入口流速変動を自励的に増幅させ、一定の振幅と周期を持つリミットサイクルを発生させる運転条件が存在する。この密度波振動に関して今日得られている共通の認識は次の通りである^{3.3.3-6)}。

- (1) 安定限界及びリミットサイクルの特徴(周期と振幅)は運転条件のみに依存し、外乱の性格や大きさ及び運転条件の履歴には全く影響されない。また振動の発達過程においても振幅比と周期はほぼ一定である。以上のこととは安定判別解析において線型解析が適用できることを物語っている。
- (2) 流量振動の周期は加熱部の通過時間とほぼ同オーダーである。
- (3) 加熱区間が長いほど、入口流速が低いほど、系圧力が低いほど、そして出口クオリティと出力が高いほど発生しやすい。
- (4) 出入口間の差圧変動の振幅は入口流速変動に比べて非常に小さい。
- (5) 加熱部の上流の液単相流領域に絞りを設けることにより密度波振動を安定化させることができる。

b 不安定流動の発生に及ぼす系圧力の影響

入口サブクール度を一定にして、系圧力をパラメータとした自然循環特性を図 3.3.3-20 (a)から(c)に示す。大気圧から 0.7 MPa までの系圧力の変化に対しては、熱流束に対する自然循環流量はほとんど変化しないことが分かる。また、熱流束を増加させていくと、発生する蒸気量が増加するためにボイド率の増加による水頭損失が減少して自然循環流量は増加するが、更に熱流束を増加させると、二相流部の摩擦損失の増加が水頭損失の減少と釣り合うか、摩擦損失の増加が大きくなるため、自然循環流量は頭打ちになるか、減少する。系圧力に関係なく、入口サブクール度が

低いほど、熱流束に対する自然循環流量の増加率は高くなることが分かる。

系圧力の不安定流動の発生に及ぼす影響を調べる実験を行った。代表的な結果として、系圧力が 0.2MPa の場合の流動安定性判別図と計測結果を図 3.3.3-21 に、系圧力が 0.4MPa の場合の流動安定性判別図と測定結果を図 3.3.3-22 に示す。P=0.2MPa, $\Delta T_{sub}=5K$ の条件下で観測された代表的な測定結果を図 3.3.3-21(b)に示すが、本実験条件のみ 7 種類の不安定流動様式が観測された。熱流束が低い場合には非沸騰自然循環が起り、熱流束が増加するに従いガイセリングが誘起され、更に熱流束を増加させると密度波振動が現れ、更に熱流束を増加させると密度波振動から安定な沸騰二相流動へ遷移し、熱流束を $q''=560\text{ kW/m}^2$ 以上に高めると再び密度波振動へ遷移していくことが分かる。大気圧下では、ガイセリングの次に現れた、出口プレナムと気水分離器を結ぶ垂直連結管内の蒸気の蓄積と排出に伴う水頭損失変動に誘起される自然循環流量振動は観察されなかった。

P=0.4MPa, $\Delta T_{sub}=10K$ の条件下で観測された代表的な測定結果を図 3.3.3-22(b)に示すが、熱流束が低い場合には非沸騰自然循環が起り、熱流束が増加するに従いガイセリングが誘起され、更に熱流束を増加させると密度波振動が現れ、更に熱流束を増加させると密度波振動から安定な沸騰二相流動へ遷移した。本実験条件範囲では、高熱流束条件下で再び密度波振動が現れるのは、P=0.2MPa, $\Delta T_{sub}=5K$ の条件下のみであった。

1) ガイセリング

ガイセリングの発生機構は、過去の研究成果とほぼ同様であるが、加熱部の下流側の非加熱ライザ一部が長くなると、フラッシング現象のガイセリングに与える影響が大きくなつた。

図 3.3.3-23 に入口サブクール度と熱流束を一定にした場合のガイセリングの流動特性に与える系圧力の影響を調べた代表的な測定結果を示す。図 3.3.3-23(a)は入口サブクール度が 15K の場合を、図 3.3.3-23(b)は入口サブクール度が 10K の場合の測定結果を示す。系圧力が増加すると、テスト部流路全体を覆うような蒸気泡は形成し難くなるため、ガイセリングは系圧力を増加させるにより抑制されていく傾向があることが分かる。

ガイセリングが発生している場合の逆流量に着目して、系圧力と入口サブクール度をパラメータとして平均自然循環量と逆流量の関係を調べた代表的な結果を図 3.3.3-24 に示す。図 3.3.3-24(a)は入口サブクール度が 10K の場合で、図 3.3.3-24(b)は入口サブクール度が 5K の場合の測定結果である。両図を比較すると、入口サブクール度が低いほど逆流量が低下すること、系圧力が増加すると逆流量が低下することが分かる。このことは、循環水温が飽和温度に近づくほど、系圧力が増加するほどガイセリングの発生が抑制されることを物語っている。

2) 密度波振動

入口サブクール度が一定の場合に系圧力が密度波振動の周期に与える影響を調べる実験を行い、その結果を図 3.3.3-25 に示す。図 3.3.3-25(a)は入口サブクール度が 15K の結果を、図 3.3.3-25(b)は入口サブクール度が 10K の結果を、図 3.3.3-25(c)は入口サブクール度が 5K の結果を示している。これらの図から密度波振動の周期はサブクール度が一定なら、平均自然循環流量に対して系圧力に依存しないことが分かる。密度波振動の周期を、図 3.3.3-18 に示した大気圧下の結果と同

様に沸騰遅れ時間で整理して図 3.3.3-26 に示す。密度波振動の周期は、系圧力を変化させても沸騰遅れ時間でよく整理され、ほぼ沸騰時間遅れに比例していることが分かる。

3) 不安定流動の発生領域

不安定流動の発生領域、即ち、流動安定判別図に及ぼす系圧力の影響を調べた実験結果を図 3.3.2-27 に示す。図 3.3.3-27(a)は入口サブクール度が 15K の結果を、図 3.3.3-27(b)は入口サブクール度が 10K の結果を、図 3.3.3-27(c)は入口サブクール度が 5K の結果を示している。流動安定判別図は 6 つの流動様式を図示しており、図中の A は非沸騰水単相自然循環領域を、B はガイセリングの発生領域を、C は自然循環流量振動の発生領域を、D は密度波振動の発生領域を、E は密度波振動から安定沸騰二相流へ移行する際の遷移領域を、F は安定な沸騰二相流領域を意味している。

図 3.3.3-27(a)に示す入口サブクール 15K における流動安定判別図から、系圧力が高まるに従い、非沸騰領域は僅かではあるが拡がり、ガイセリングの発生領域が狭まっていることが分かる。また、入口サブクール 15K の場合は、本実験条件範囲では安定な沸騰二相流領域は観測されなかった。

自然循環流量振動は大気圧下のみで発生した。このことは、入口サブクール度が 10K と 5K である図 3.3.3-27(b)と(c)に示す流動安定判別図でも同様の結果が得られている。大気圧から 0.2MPa までの実験条件で実施された従来の研究では、自然循環流量振動は 0.2MPa まで発生しており、この系圧力条件範囲の実験結果を外挿すると、自然循環流量振動の発生が抑制できる系圧力は 0.5MPa と推定していたが、本実験結果を考察すると、従来の実験装置は出口プレナムと気水分離タンクとの連結管に長さ 700mm の水平配管部が存在し、この水平配管部への蒸気と水の蓄積の交渉が生じやすいため、このような結果が得られたと考える。本技術開発で製作した実験装置は水平配管部を取り除き、出口プレナムと気水分離タンク間の連結管は垂直配管で構成しているため、気水分離器を模擬した連結管内において蒸気の蓄積と排出に伴う水頭損失変動により誘起される自然循環流量振動は、系圧力を 0.2MPa まで昇圧すればその発生を抑止できることが判明した。

系圧力が 0.2MPa 以上になると、自然循環流量振動が発生しないためガイセリングと密度波振動の発生領域の境界が明確ではなくなるが、本技術開発では図 3.3.3-21(b)と図 3.3.3.22 (b)に示す自然循環流速 ut の振動の最小値が零となる場合をガイセリングと定義し、振幅の振動が小さくなつた場合を密度波振動と定義した。

図 3.3.3-27(b)に示す入口サブクール度 10K の流動安定判別図から、非沸騰領域 A、ガイセリング発生領域 B、自然循環流量振動発生領域 C、密度波振動発生領域 D に関しては図 3.3.3-27(a)の結果と同様の傾向を示すが、入口サブクール度 10K の条件下で発生しなかつた遷移領域が観察された。更に、安定な沸騰二相流は系圧力が 0.4MPa 以上で、かつ熱流束が 500kw/m² 以上の運転範囲で観察された。

図 3.3.3-27(b)に示す入口サブクール度 10K の流動安定判別図から、0.2MPa においてのみ、安定な沸騰二相流から熱流束を増加させると、再び密度波振動が発生する。このことは、普遍的のことではなく実験装置固有の問題であると考える。また、他の入口サブクール度の条件の結果と

比較すると、安定な二相流領域が広がる事実はサブクール度が低いほど流動は安定になることを示唆している。

c 不安定流動の発生に及ぼす流路間隙の影響

流路間隙が不安定流動の発生に及ぼす影響を解明するために、テスト部の流路間隙を 5mm から 2mm に狭めて、系圧力と入口サブクール度をパラメータとした実験を行った。代表的な測定結果を図 3.3.3-28(a)から(f)に示す。図中の u_1 と u_2 は各チャンネルにおける流速変動を、 u_t は全自然循環流速を各チャンネル流量に換算した流速変動を、 ΔP_1 は出入口プレナム間の差圧変動を、 ΔP_2 は出口プレナムと気水分離タンクを結ぶ連結管内の差圧変動を意味する。

図 3.3.3-28(a)に逆位相のガイセリングが発生している場合の代表的な測定結果を示す。2つの流路間で逆位相で発生するガイセリングは、テスト部の流路間隙が 5mm の場合に観測されたガイセリングと同じであり、発生機構と特性は流路間隙の差異による違いはない。各チャンネルにおいてサブクール沸騰の僅かな差異により片方のチャンネルで流量低下が生じ、加熱部出口近傍で流路全体を覆うようなスラグ気泡が発生する。そのスラグ気泡が出口プレナムに達すると急速に凝縮され、そのチャンネル内の急速な圧力低下を誘起する。その急激な圧力低下を補うために入口プレナムからサブクール水が流入する。このときに流入量は慣性の法則により上限が制限されてしまい結果的に不十分になり、他方のチャンネルで逆流を生じ、その不足分を補う。逆流が生じたチャンネルでは入口プレナムに比べて高温水が流入するため、先にサブクール沸騰が生じ、スラグ気泡が発生する。このような現象が交互の流路で周期的に繰り返される不安定流動のことを逆位相のガイセリングと云う。

図 3.3.3-28(b)に自然循環流量振動が発生している場合の代表的な測定結果を示す。逆位相のガイセリングと同様に、自然循環流量振動はテスト部間隙 5mm の場合に観測された自然循環流量振動と同じであり、発生機構と特性は流路間隙の差異による違いはない。テスト部において蒸気発生量が不十分な場合に、蒸気泡が出口プレナムと気水分離器を結ぶ連結管内に停滞することにより連結管内の水頭損失は減少し、自然循環流量の増加を誘起する。そして、自然循環流量が増加すると連結管内に停滞していた蒸気泡は気水分離タンク内へ放出され、連結管内は水で満たされ、水頭損失は増加し、自然循環流量の減少を誘起する。このように連結管内の水頭損失変動により自然循環流量変動が周期的に繰り返される不安定流動のことを自然循環流量振動と云う。同図から、各チャンネル流量変動と自然循環流量変動と出入口プレナム間の差圧変動は同位相であるが、連結管内の差圧変動は自然循環流量変動と位相が 180 度異なっており、連結管内の水頭損失の変動が自然循環流量の振動を誘起していることが分かる。

図 3.3.3-28(c)に同位相のガイセリングが発生している場合の代表的な測定結果を示す。同位相のガイセリングは 2 つの流路の流速変動と自然循環流量振動が同位相であることから、自然循環流量変動と類似しているが、連結管内の差圧変動が小さく、振動の波形がガイセリングと同様である。テスト部の流路間隙 5mm の場合には、この同位相のガイセリングは観測されなかった。その発生機構は逆位相ガイセリングとほぼ同様であるが、テスト部間隙が狭いことからスラグ気泡が出口プレナムで凝縮される量も少なく、且つ蒸気発生量が不十分なため連結管内に蒸気泡が停滞しやすうことから水頭損失の低下により自然循環流量は増加しやすい流動形態である。従って、

スラグ気泡が出口プレナムで凝縮した際に招く急な圧力低下を補うだけの自然循環流量は他方のチャンネルで逆流を生じさせなくても確保される。そのため初期は各チャンネル交互で生じていたスラグ気泡は定常状態になるにつれ同時に発生するようになる。自然循環流量振動と異なる点は、同位相ガイセリングは出口プレナムで起こる凝縮による急激な圧力低下が主な駆動力であるのに対して自然循環流量振動は連結管内の周期的な圧力損失変動が駆動力である。本実験装置では、同位相のガイセリングは流路間隙が 2mm で、系圧力が大気圧の場合にのみ観察され、系圧力が 0.2MPa 以上になると逆位相のガイセリングのみが観察された。

図 3.3.3-28(d) にガイセリングと自然循環流量振動が混在する遷移領域の不安定流動が発生している場合の代表的な測定結果を示す。この領域では、熱流束が低い場合はガイセリングの発生が殆どで、突発的に自然循環流量振動が発生するが、熱流束が増加していくと次第に自然循環流量振動の存在比が増加していく。

図 3.3.3-28(e)に密度波振動が発生している場合の代表的な測定結果を示す。密度波振動はテスト部間隙 5mm の場合に観測された密度波振動と同じであり、発生機構と特性は流路間隙の差異による違いはない。

高周期で低振幅となり、ある熱流束を境に各流路の流速がほぼ一定とみなせる領域が現われる。この領域で生じている流動を安定な沸騰二相流と定義し、図 3.3.3-29(f)に代表的な測定結果を示す。

大気圧下において入口サブクール度をパラメータとした自然循環流量特性を図 3.3.3-29 に示す。同図の縦軸は図 3.3.3-28 の u_t と同様に時間平均の自然循環流量をテスト部の流路断面積の和で割った流路換算の流速を、横軸は投入熱流束 q'' を意味する。 $q''=20\text{ kW/m}^2$ 以下では僅かに表面沸騰を起こすのみで、水単相の自然循環が生じてのみであった。投入熱流束を増加させていくと、各流路でサブクール沸騰の差異により加熱部出口近傍で流路全体を覆うようなスラグ気泡が生成され、出口プレナムで急速に凝縮されることにより同位相ガイセリングが誘起された。同位相ガイセリングは大気圧下のみで観測され、系圧力が 0.2~0.7MPa では代わりに逆位相ガイセリングが発生した。熱流束を更に増加させていくと、同位相ガイセリングの合間に周期が緩やかな自然循環流量振動が発生する遷移領域が現れた。更に熱流束を増加させると、ガイセリングは発生せずに、完全に自然循環流量振動のみが発生する領域へ遷移する。自然循環流量振動は、大気圧のみ発生し、0.2~0.7MPa では完全に抑止された。この結果は間隙が 5mm の場合と全く同じであった。自然循環流量振動はある熱流束を境に密度波振動に遷移し、最終的に安定沸騰二相流へと移行していった。入口サブクール度 15K において安定沸騰二相流は観察されなかったが、これは本実験ではヒータの損傷を避けるために密度波振動が発生してから、僅かだけ熱流束増加させて実験を終えたためであり、更に熱流束を高めれば安定沸騰二相流の領域が現れると考える。系圧力を 0.2MPa 以上に高めた場合には、投入熱流束の増加に対して、非沸騰領域から始まり逆位相ガイセリング、密度波振動、安定沸騰二相流となる。また系圧力を増加させるに従い、ガイセリングから密度波振動へ遷移の境界が次第に不明瞭になる。

入口サブクール度が 10K で一定の場合の系圧力をパラメータとした自然循環流量特性を図 3.3.3-30 に示す。入口サブクール度が同一の場合には、自然循環流量特性曲線は低熱流束領域では 0.1~0.7MPa に関係なく熱流束で整理できることが分かる。つまり、加熱部で発生した蒸気発

生量は投入熱流束に一致していることを物語っており、自然循環特性曲線がほぼ飽和曲線上に位置しているためである。一方、高熱流束領域になると、自然循環特性曲線は、系圧力が低い条件下では同様に投入熱流束で整理できるが、系圧力が高い条件下では飽和曲線から逸脱してきていることが分かる。これは沸騰流路の蒸気発生量は系圧力の増加に伴い同一の熱流束に対して減少していくことを意味している。

1) ガイセリング

ガイセリングの振動特性を調べる実験を行い、実験結果を図 3.3.3-31 に示す。ガイセリングの周期に関する実験結果を図 3.3.3-31(a)に示すが、大気圧下、並びに、系圧力をパラメータとした実験結果と同様に、熱流束の増加、即ち、平均自然循環流量の増加とともに減少している。また、ガイセリングの振幅に関する実験結果を図 3.3.3-31(b)に示すが、大気圧下、並びに、系圧力をパラメータとした実験結果と同様に、熱流束の増加とともに僅かではあるが増加して、ある熱流束において最大値をとり、更に熱流束を増加させると振幅は減少している。

2) 自然循環流量振動

自然循環流量振動は、流路間隙が 5mm の場合と同様に大気圧下でのみ発生した。自然循環流量振動の振動特性を調べた実験結果を図 3.3.3-32 に示す。自然循環流量振動の周期の実験結果を図 3.3.3-32(a)に示すが、熱流束の増加、即ち、平均自然循環流量の増加とともに周期は僅かであるが増加していくことが分かる。また、自然循環流量振動の振幅の実験結果を図 3.3.3-32(b)に示すが、振幅は熱流束（平均自然循環流量）によらず、ほぼ一定の値を示す。

3) 密度波振動

入口サブクール度を 10K で一定にした場合において系圧力が密度波振動の周期に与える影響を調べる実験を行い、その結果を図 3.3.3-33(a)に示す。入口サブクール度が一定であれば密度波振動の周期は平均自然循環流量で整理でき、平均自然循環流量が増加するに従い周期は短くなる。この実験結果を、図 3.3.3-9 と同様に沸騰遅れ時間で整理して図 3.3.3-33(c)に示す。

密度波振動の振幅に関する実験結果を図 3.3.3-33(b)に示す。平均循環流量が増加するとともに振幅は小さくなることが分かる。

(4) 合理的な起動手順とそれを達成できる炉構造の提案

(3) 節で論じた実験結果と過去の研究の調査から、安定な起動手順に対して考察し、留意すべき事項を以下にまとめる。

- (1) 起動手順と炉構造によっては、炉心の沸騰の状態によるガイセリングと密度波振動、長尺な垂直配管である気水分離器内の蒸気の蓄積と排出に伴う水頭損失変動に誘起される自然循環流量振動、並びに、炉心の構造による Ledinegg 型不安定流動が発生する可能性がある。
- (2) Ledinegg 型不安定流動は、長尺な狭隙流路で入口サブクール度が高い場合に、加速損失と二相流部の摩擦損失が入口流速が増加するに従い低下することに起因するが、本技術開発で提唱している低減速自然循環沸騰水型炉の場合には、炉心は单尺であり、入口サブクール度も

12K 程度なので Ledinegg 型不安定流動は問題にならないと考える。但し、起動運転過程において、出入口プレナム間の圧力損失と流量に関する静特性上、負性勾配が発生しないことを解析的に確認する必要はある。

- (3) 長尺な垂直配管である気水分離器内の蒸気の蓄積と排出に伴う水頭損失変動に誘起されて発生する可能性のある自然循環流量振動は、本技術開発で提案する低減速自然循環沸騰水型炉の場合は気水分離器を持たない炉構造を採用しているため、設計上考慮する必要はない。但し、将来、設計変更で気水分離器を取り付ける構造を検討する場合には、本技術開発から 0.2MPa 未満の系圧力で発生する可能性があるので、系圧力が 0.2MPa まで昇圧されるまでは、炉心で沸騰が生じない低出力運転を行う必要がある。
- (4) 密度波振動は、沸騰二相流体系でもっとも発生しやすい不安定流動であるが、従来の研究から発生機構と発生領域の評価法は確立しているので、起動手順における昇圧、昇温過程について解析的に安定性を評価することにより、発生を回避できることを立証できる。
- (5) ガイセリングに関しては、過去に実施された加熱部の下流側の非加熱ライザ一部の長さが 0.25m の場合は、系圧力を 0.35MPa 程度まで高めると発生が抑止できることが明らかになっていたが^{3.3.3-10)}、非加熱ライザ長が 1.0m の体系で実施した本技術開発では、系圧力を 0.7MPa まで昇圧しても、炉出力によってはガイセリングの発生を回避できないことが明らかになった。この結果から、チャンネルボックスの発熱部の下流側の長さを極力短くしたほうがよい。

以上の考察を踏まえ、以下の起動手順と炉構造を提案する。

- (1) 脱気運転を含む昇温・昇圧過程においては、本技術開発の成果と Dodewaard 炉の運転経験を踏まえると^{3.3.3-4)}、起動時に始めから核加熱により昇圧、昇温運転を行う場合には、系圧力が 0.5MPa まで昇圧されるまでは、沸騰が生じない低出力運転を行い、水単相流の自然循環により、水温を上昇させて、炉内の気液界面の飽和温度上昇に伴い昇圧することを推奨する。また、系圧力が 1.0MPa 程度までは急激な出力上昇を回避し、炉心入口サブクール度が 5K 程度以下に抑えることを推奨する。その後は密度波振動の発生を回避できる出力上昇過程を採用とする。
- (2) チャンネルボックスの発熱部の下流側の長さを極力短くした方がよい。本技術開発で提案する低減速自然循環沸騰水型炉の場合はチムニを分割しない炉構造を採用しているために問題はないが、将来、設計変更によりチムニを分割する構造を検討する場合には、チャンネルボックスとチムニの分割部の下端との間にチャンネルボックスの等価直径の 2 倍程度開ける必要がある。
- (3) 起動時において 1.0MPa 程度間で昇圧する過程では、低出力運転を行うことを提唱しているので、この過程における自然循環流量は非常に低いので、炉心下部のプレナムは温度成層化が避けられる構造、特に、大きな止水域の発生を回避できる構造を推奨する。これは、出力が上昇すると自然循環流量が増加するため、温度成層化が生じていると、その際に低温の冷却水が炉心に急激に流れ込み、炉心内のボイド率の大きな変化の発生を回避するためである。

(5) おわりに

炉心、分割チムニと気水分離器を模擬した現象の観察が可能な、流路間隙が 5mm の並列沸騰流路を有する自然循環実験装置を用い、大気圧下において入口サブクール度の自然循環流動実験を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) ガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動に関する流動安定判別マップを取得するとともに、不安定流動条件下におけるこれらの不安定流動の周期と振幅、並びに、圧力損失振動特性とそれらの発生機構を明らかにした。
- (2) 大気圧下では流路間で逆位相のガイセリングが発生した。ガイセリングの周期は沸騰遅れ時間の 2 倍と非加熱ライザ一部の通貨時間の和で整理できる。
- (3) 密度波振動の周期は沸騰遅れ時間で整理できる。

ガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動の安定限界とこれらの振動特性に与える系圧力の影響を調べる実験を行い、以下のことを明らかにした。

- (4) ガイセリングは系圧力を増加させると振幅は減少し、安定化されるが、系圧力が変化してもガイセリングの発生機構は同じである。
- (5) ガイセリングに関して、過去に実施された加熱部の下流側の非加熱ライザ一部の長さが 0.25m の場合は、系圧力を 0.35MPa 程度まで高めると発生が抑止できることが明らかになっていたが、非加熱ライザ長が 1.0m の体系で実施した本研究では系圧力を 0.7MPa まで昇圧してもガイセリングの発生は抑制できなかった。
- (6) 系圧力を変化させても、ガイセリングの周期は沸騰遅れ時間の 2 倍と非加熱ライザ一部の通貨時間の和で整理できる。
- (7) 自然循環流量振動に関しては、系圧力を 0.2MPa 以上に昇圧するとその発生を抑制できる。
- (8) 系圧力を変化させても、密度波振動の周期は沸騰遅れ時間で整理できる。

ガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動の安定限界とこれらの振動特性に与える流路間隙を 2mm の並列沸騰流路に変更して流路間隙の影響を調べる実験を行い、以下のことを明らかにした。

- (9) 大気圧下では流路間で同位相のガイセリングが発生したが、系圧力が 0.2MPa 以上になると逆位相のガイセリングが発生した。流露間隙が変化してもガイセリングの発生機構は同じである。
- (10) ガイセリングの周期は沸騰遅れ時間の 2 倍と非加熱ライザ一部の通貨時間の和で整理できる。
- (11) 流路間隙が 5mm の場合と同様に、非加熱ライザ長が 1.0m の体系で実施した本研究では系圧力を 0.7MPa まで昇圧してもガイセリングの発生は抑制できなかった。
- (12) 流路間隙を変化させても、ガイセリングの周期は沸騰遅れ時間の 2 倍と非加熱ライザ一部の通貨時間の和で整理できる。
- (13) 流路間隙を変化させても、自然循環流量振動に関しては、系圧力を 0.2MPa 以上に昇圧するとその発生を抑制できる。
- (14) 流路間隙を変化させても、密度波振動の周期は沸騰遅れ時間で整理できる。

本技術開発の結果と過去の研究の調査から、安定な起動時に発生が想定される不安定流動について考察し、以下のことを明らかにした。

- (15) 合理的な起動手順とそれを達成するための炉構造を提案した。

参考文献

- 3.3.3-1 D. R. Wilkins, J. F. Quirk and R. J. McCandless, "Status of Advanced Boiling Water Reactors", Proc. 7th Pacific Basin Nucl. Conf., San Diego, 261 (1990).
- 3.3.3-2 H. Nagasaka, T. Tanabe, K. Mizuno and H. Machiba, "Study of Natural Circulation BWR with Passive Safety", Proc. ANS Int. Topical Meeting on Safety of Next Generation Power Reactors, Seattle, 153 (1988).
- 3.3.3-3 Y. Kataoka, H. Suzuki, M. Murase, I. Sumida and M. Miki, "Conceptual Design and Thermal-Hydraulic Characteristics of Natural Circulation Boiling Water Reactor", Nucl. Technol., 82, 147 (1988).
- 3.3.3-4 W. J. Oosterkamp and G. Koopmans, "Start-up of Natural Circulation BWR'S", Proc. of 1st JSME/ASME Joint Int. Conf. on Nucl. Eng., 357 (1991).
- 3.3.3-5 P. Griffith, "Geysering in Liquid-Filled Lines", ASME Paper 62-HT-39 (1962).
- 3.3.3-6 中西重康, 石谷清幹, 小沢守, 水田祐輔, 垂井博明, "蒸発管系の不安定流動(第2報, ガイセリング)", 機論 36-388, 4252 (1978).
- 3.3.3-7 J.A. Boure, A. E. Bergles, S. L. Tong, "Review of Two-Phase Flow Instability", Nucl. Eng. Des., 25, 165 (1973).
- 3.3.3-8 R. T. Lahey Jr. and D. A. Drew, "An Assessment of the Literature Related to LWR Instability Model", NUREG/CR-1414 (1980).
- 3.3.3-9 有富正憲, "気液二相流ハンドブック(第6章, 流動の安定性)", コロナ社 (1989).
- 3.3.3-10 Jing Hsien CHIANG, Masanori ARITOMI, Michitsugu MORI and Masahisa HIGUCHI; Fundamental Study on Thermo-Hydraulics during Start-up in Natural Circulation Boiling Water Reactors, (III) Effect of System Pressure on Geysering and Natural Circulation Oscillation, J. Nucl. Sci. and Technol., Vol.31, 883-893 (1994).

表 3.3.3-1 実験条件

系圧力	大気圧から 0.7MPa
循環方式	自然循環
テスト部入口流速 (テスト部流路断面積換算)	0 -- 1.0m/s
投入熱流束	
入口水温	20 ° C - 170 ° C
流路間隙 (環状流路内管加熱)	2, 5mm

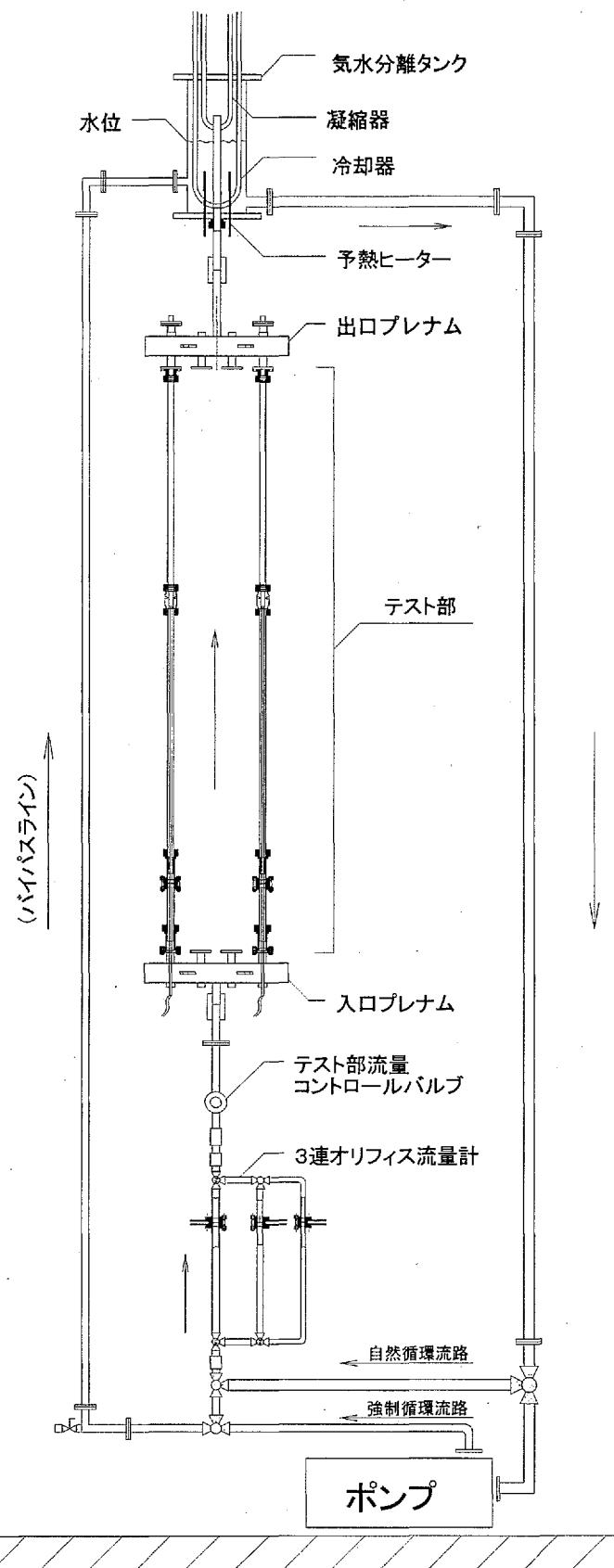


図 3.3.3-1 実験装置の概略図

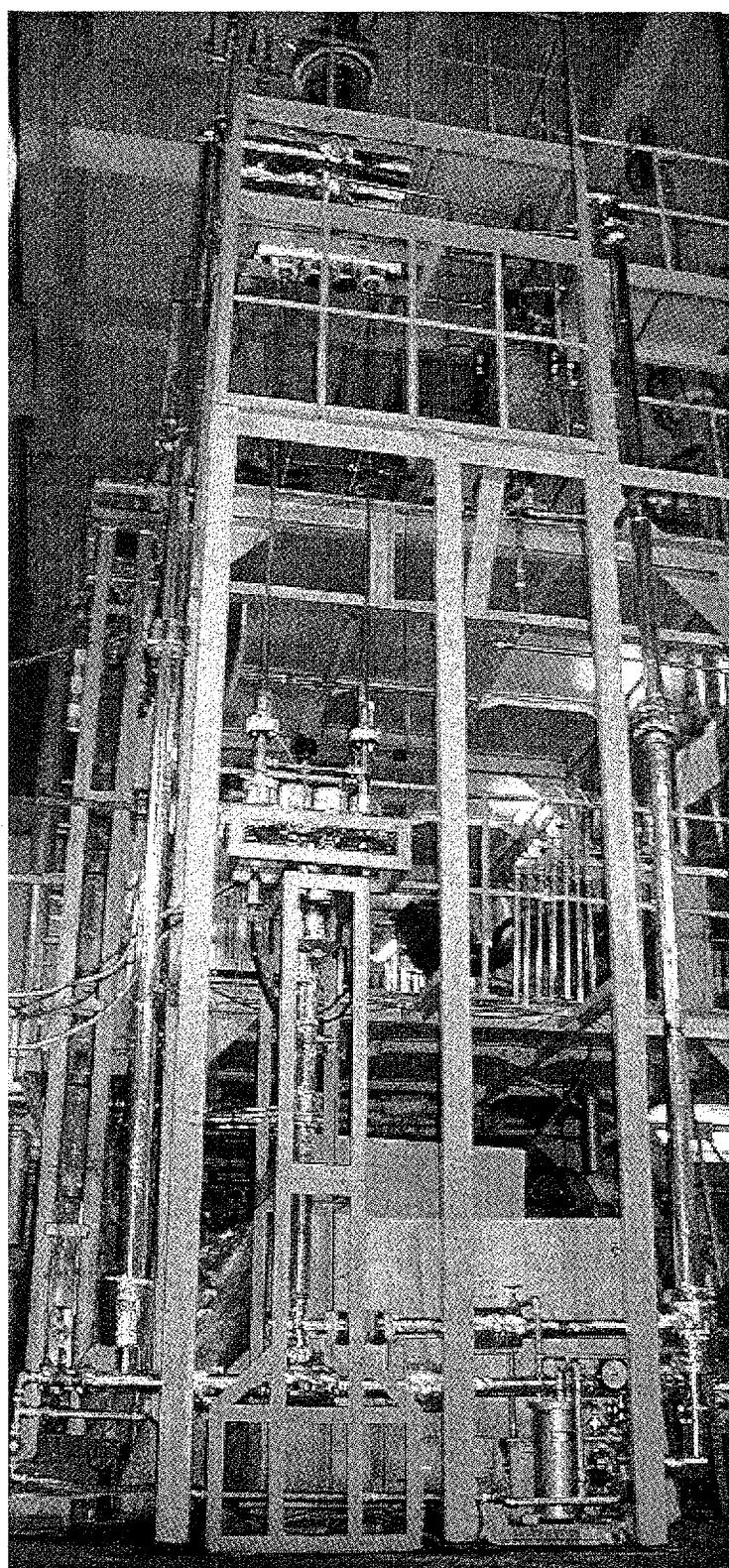


図 3.3.3-2 実験装置の写真

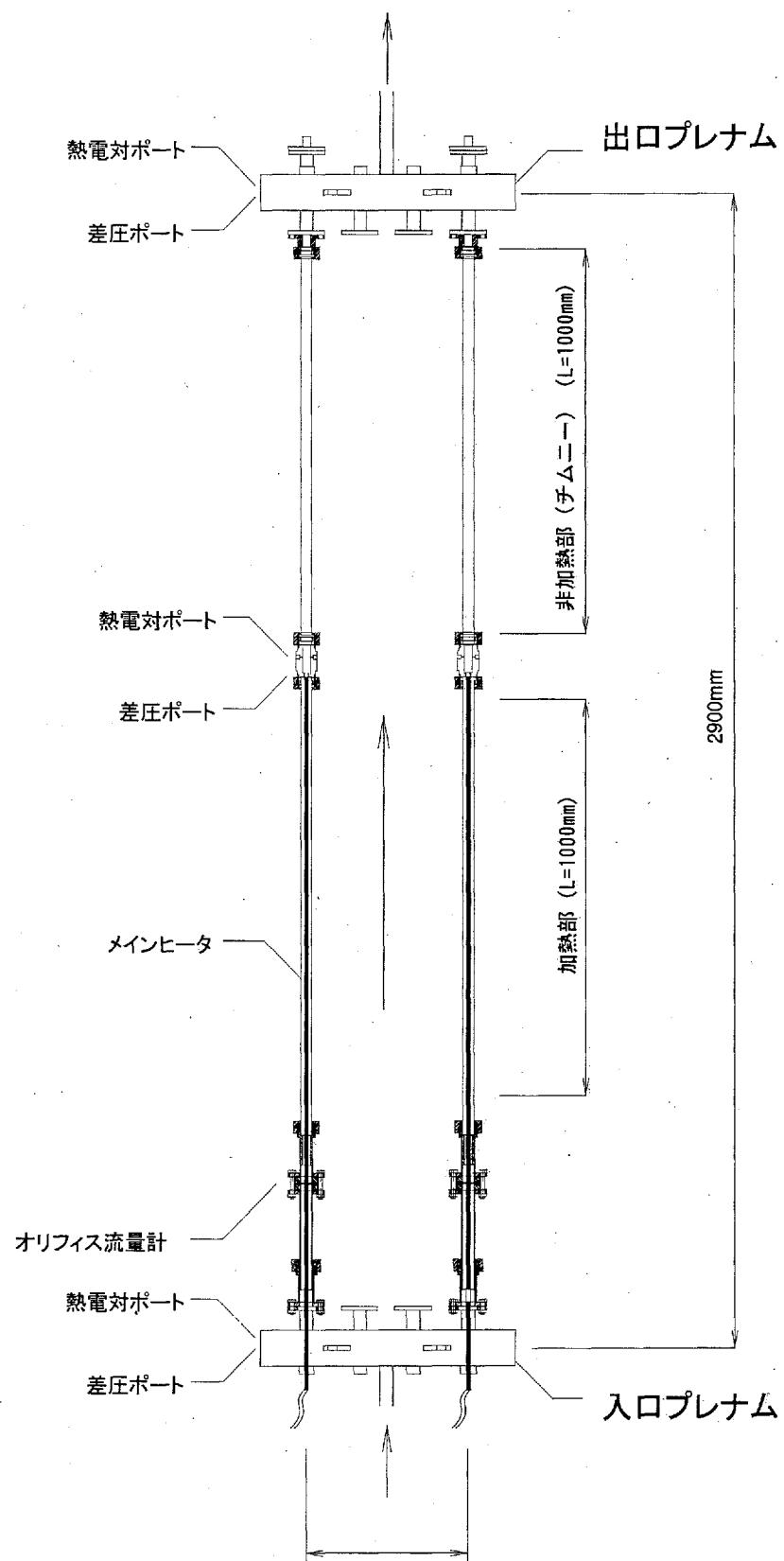
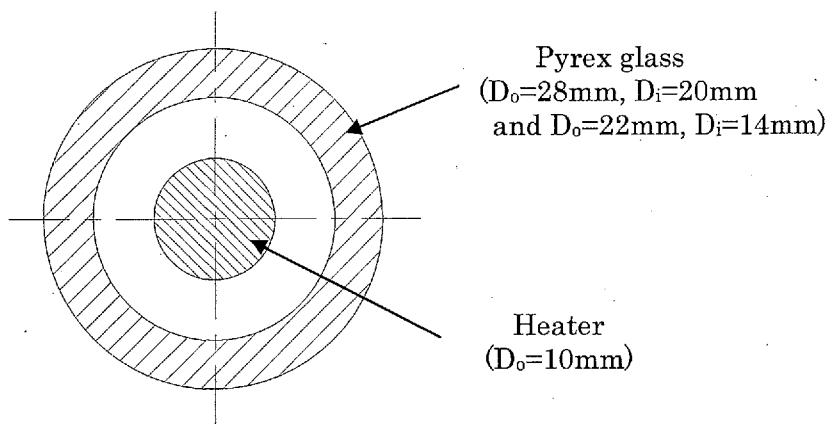
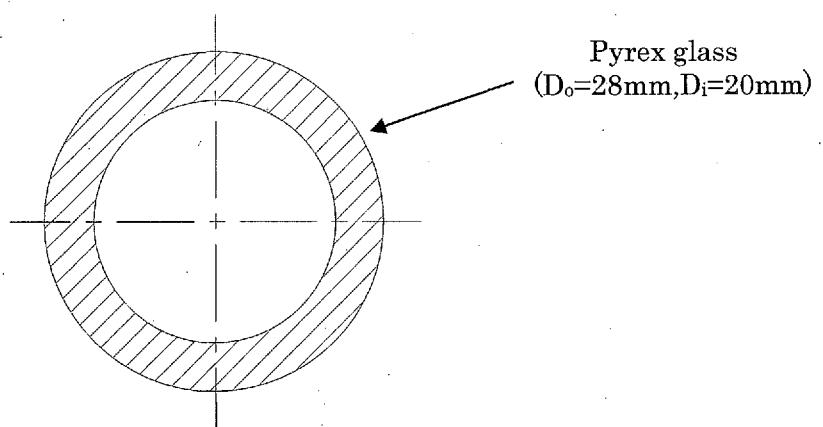


図 3.3.3-3 テスト部の詳細図



(A) 加熱部断面図



(B) 非加熱部（チムニ一）断面図

図 3.3.3-4 テスト部断面

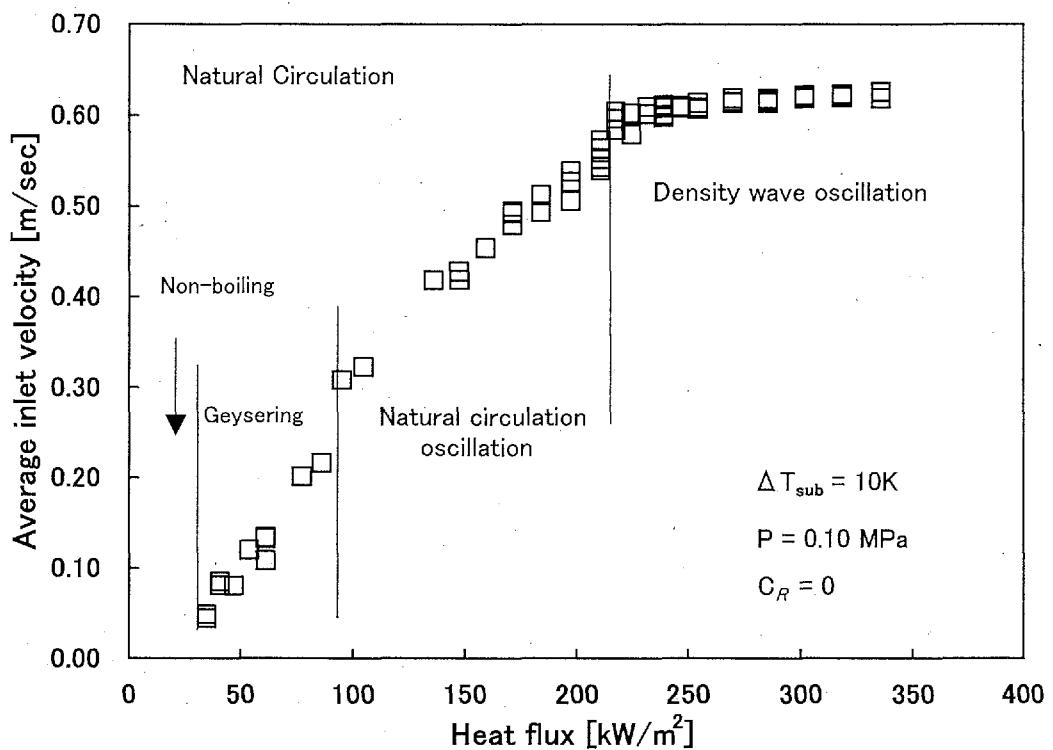


図 3.3.3-5 3種類の不安定流動に関する流動安定判別図

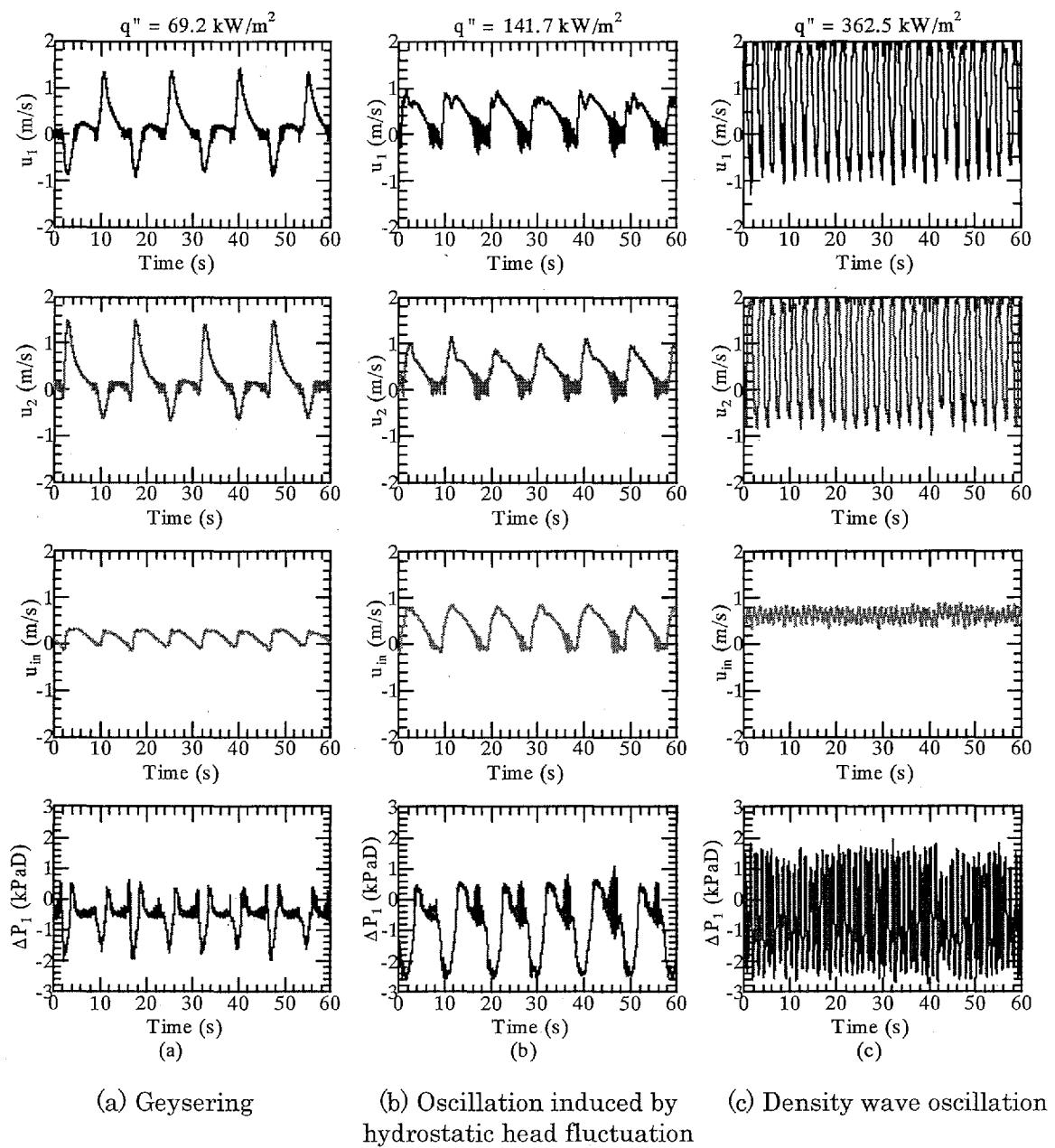


図 3.3.3-6 3種類の不安定流動の代表的な計測結果
($P = 0.1 \text{ MPa}$ and $\Delta T_{\text{sub}} = 10\text{K}$)

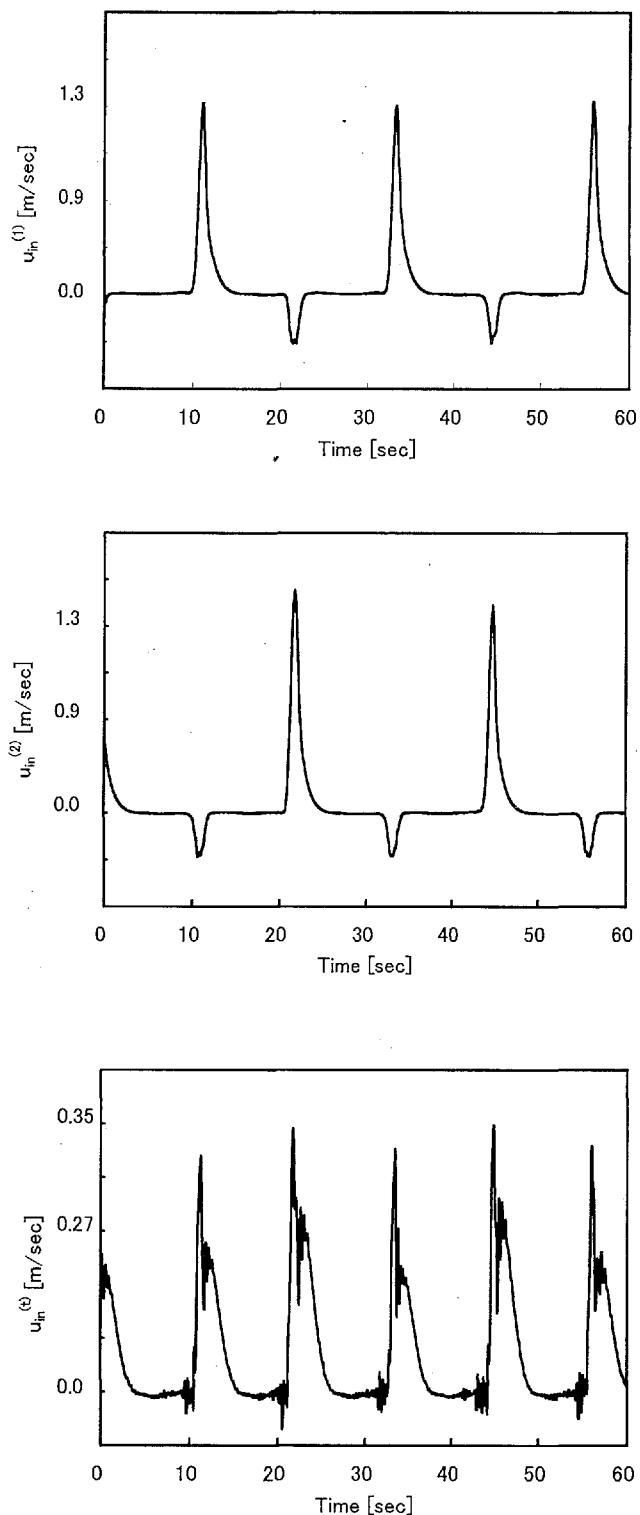


図 3.3.3-7 ガイセリングの代表的な計測結果

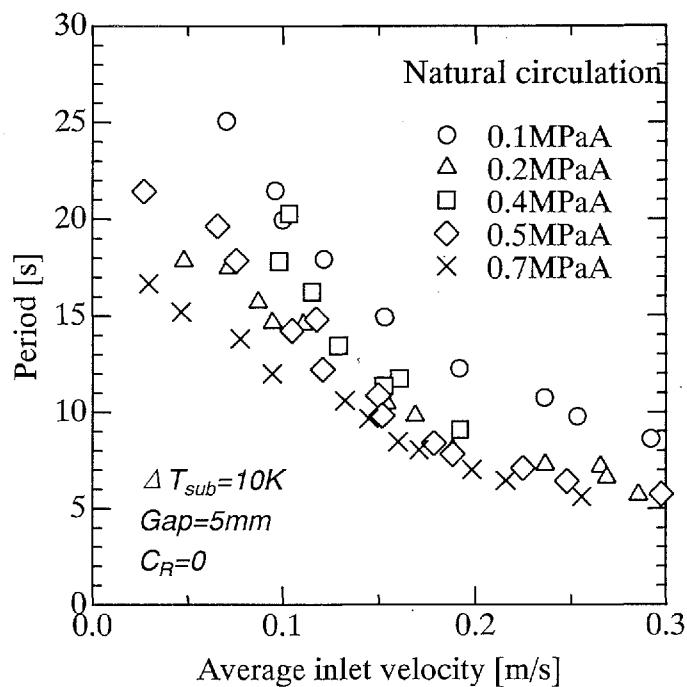
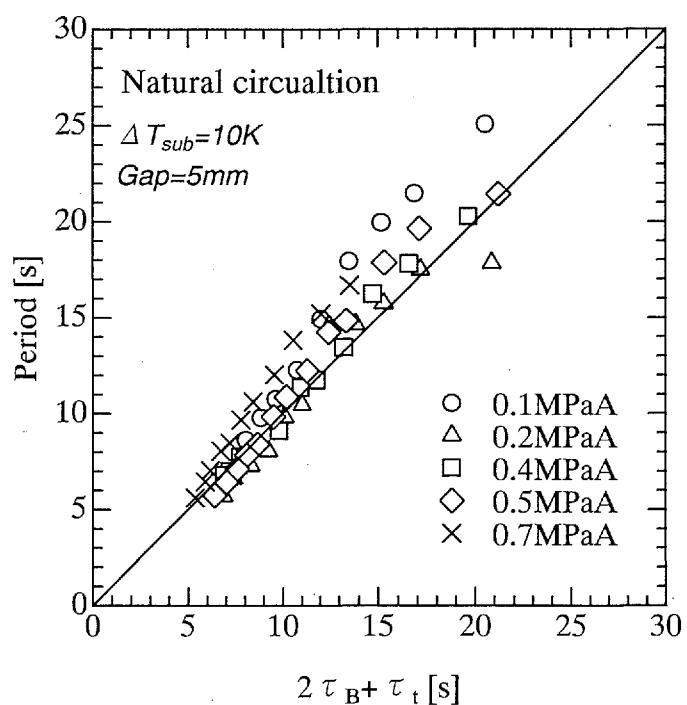


図 3.3.3-8 ガイセリングの周期の実験結果

図 3.3.3-9 ガイセリングの周期 ($2\tau_B + \tau_T$ による整理)

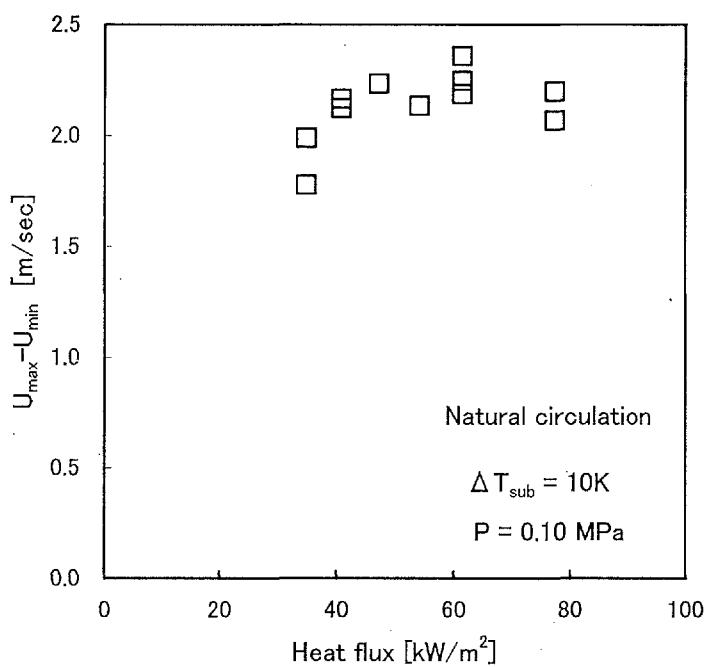


図 3.3.3-10 ガイセリングの振幅の実験結果

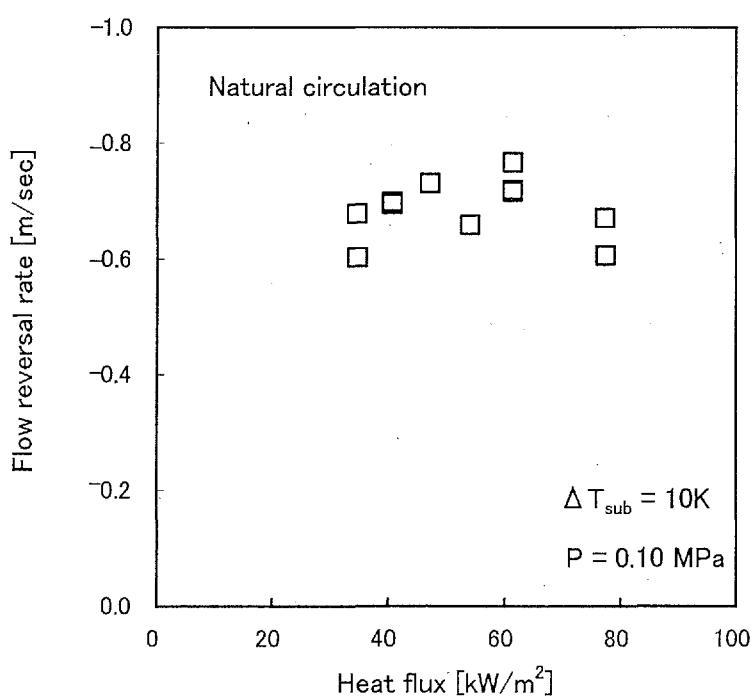


図 3.3.3-11 ガイセリングの逆流量の実験結果

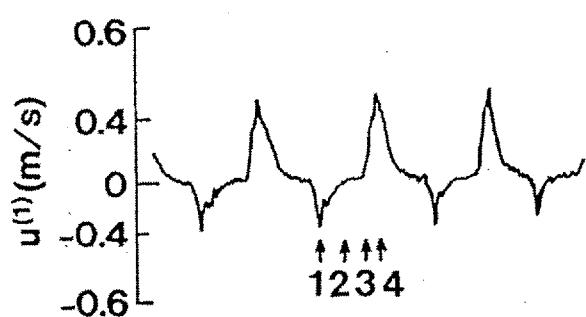
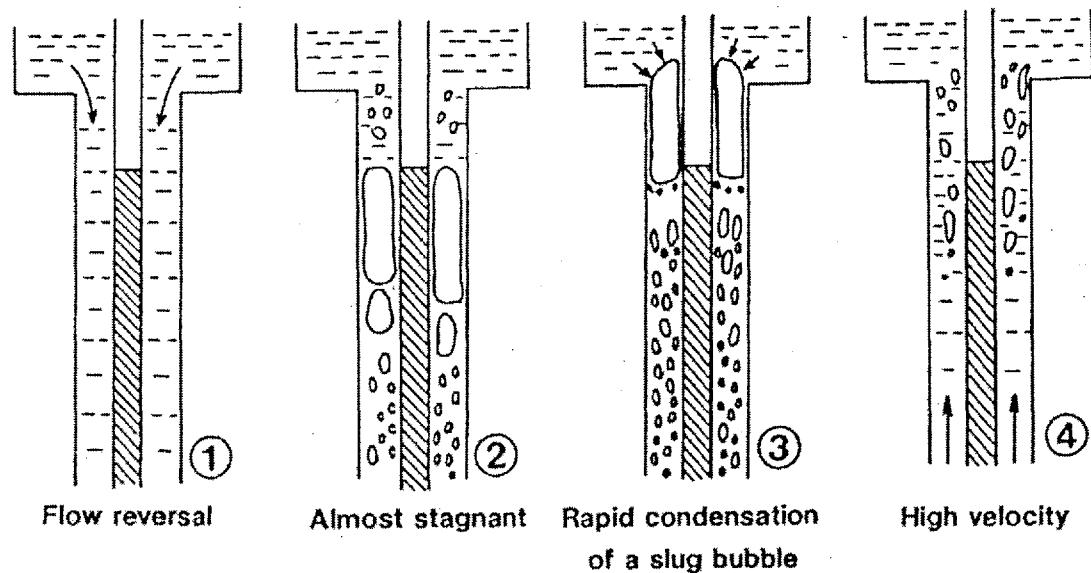


図 3.3.3-12 ガイセリングの観察による模式図

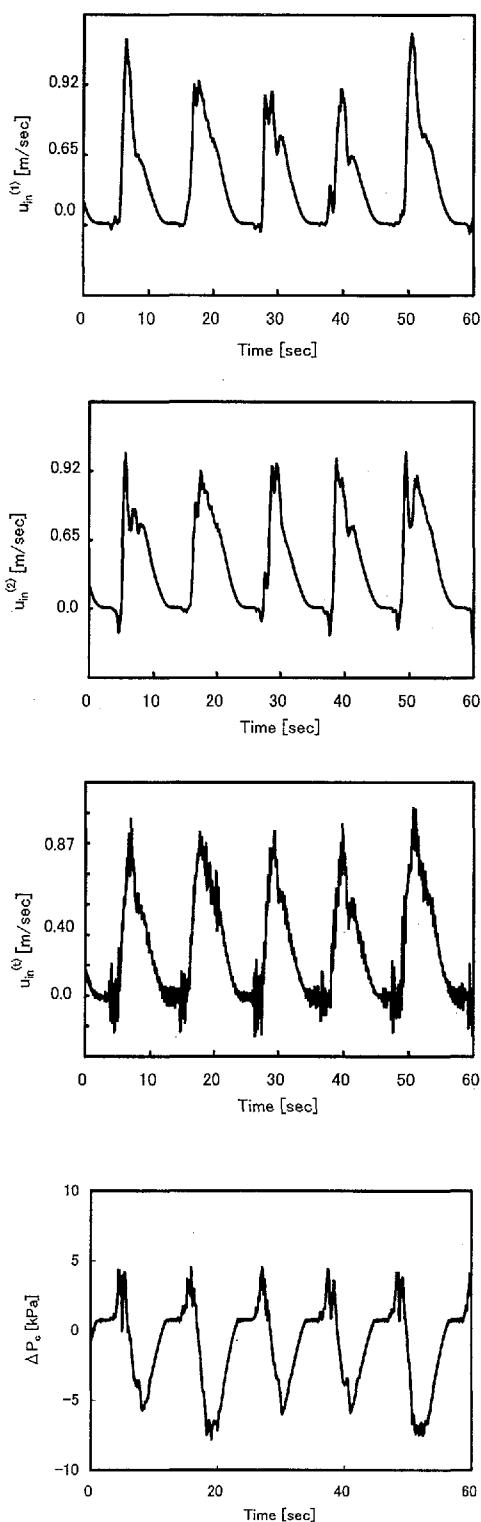


図 3.3.3-13 自然循環流量振動の代表的な計測結果

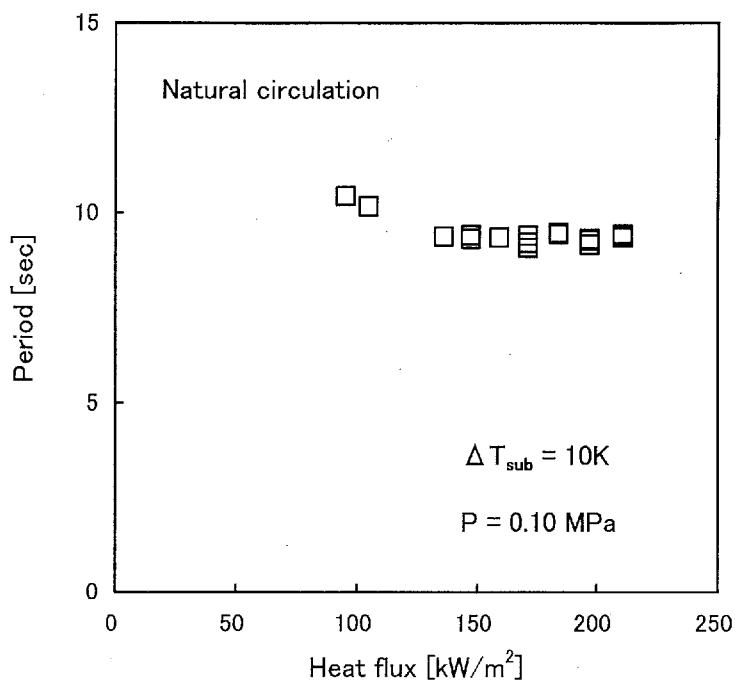


図 3.3.3-14 自然循環流量振動の周期の実験結果

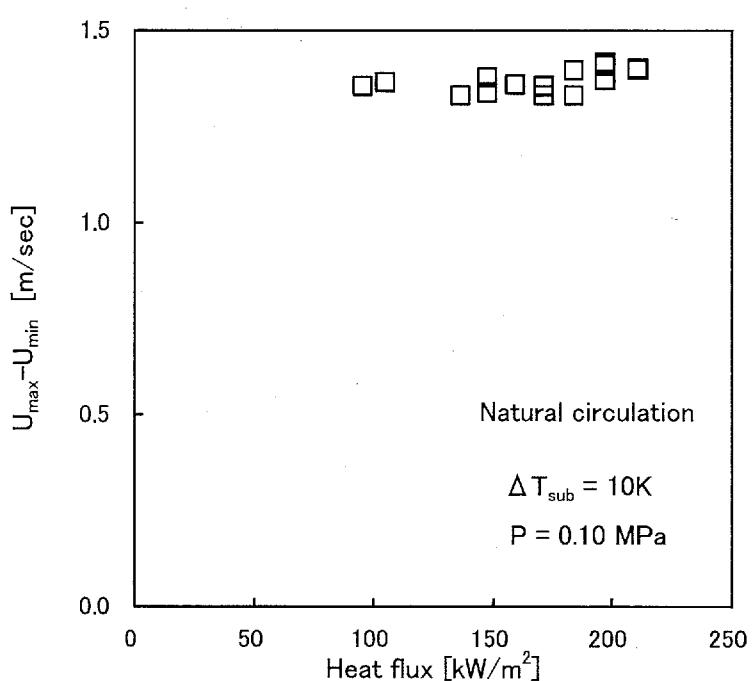


図 3.3.3-15 自然循環流量振動の振幅の実験結果

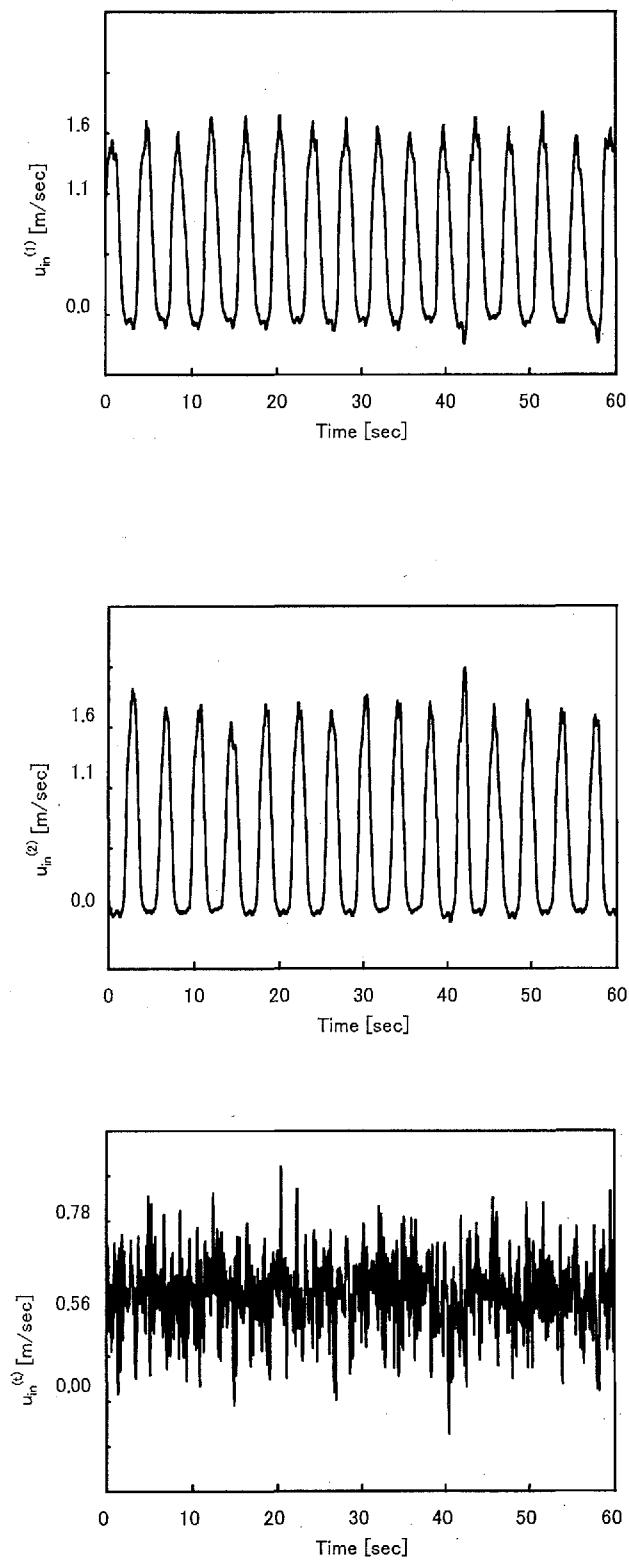


図 3.3.3-16 密度波振動の代表的な計測結果

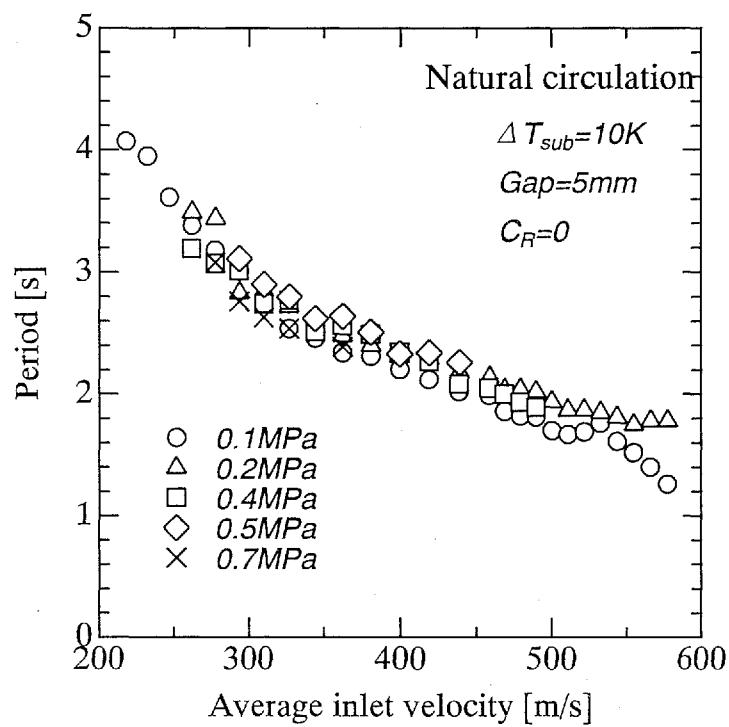


図 3.3.3-17 密度波振動の周期の実験結果

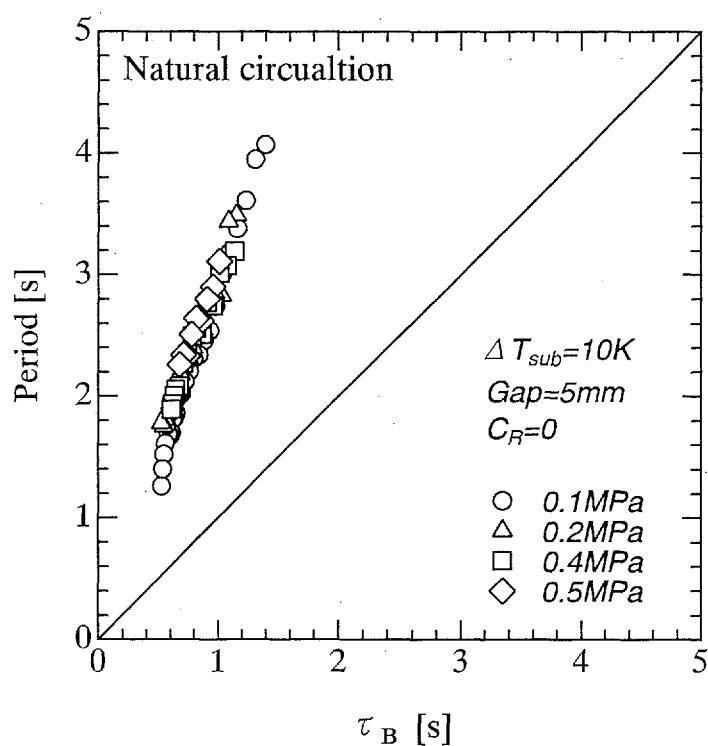


図 3.3.3-18 密度波振動の周期

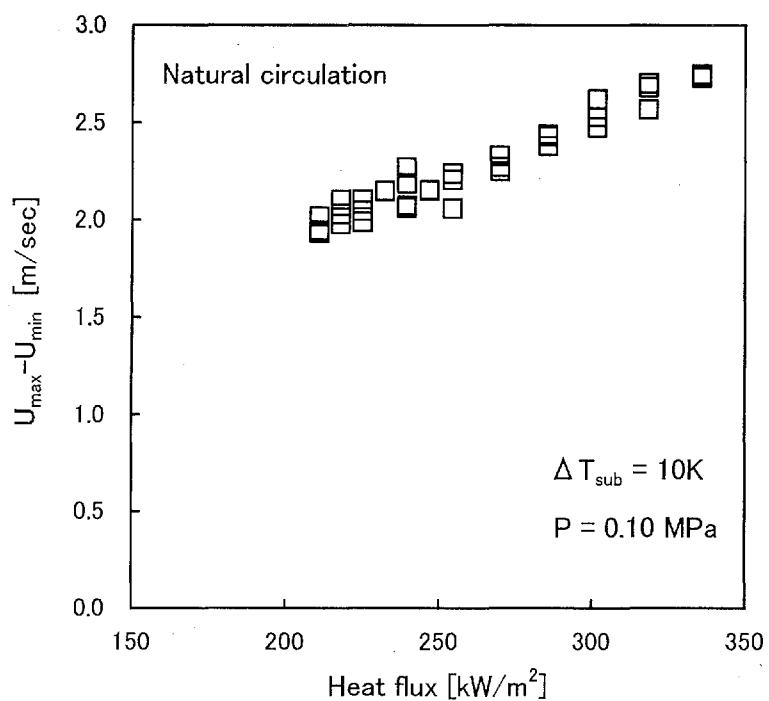


図 3.3.3-19 密度波振動の振幅の実験結果

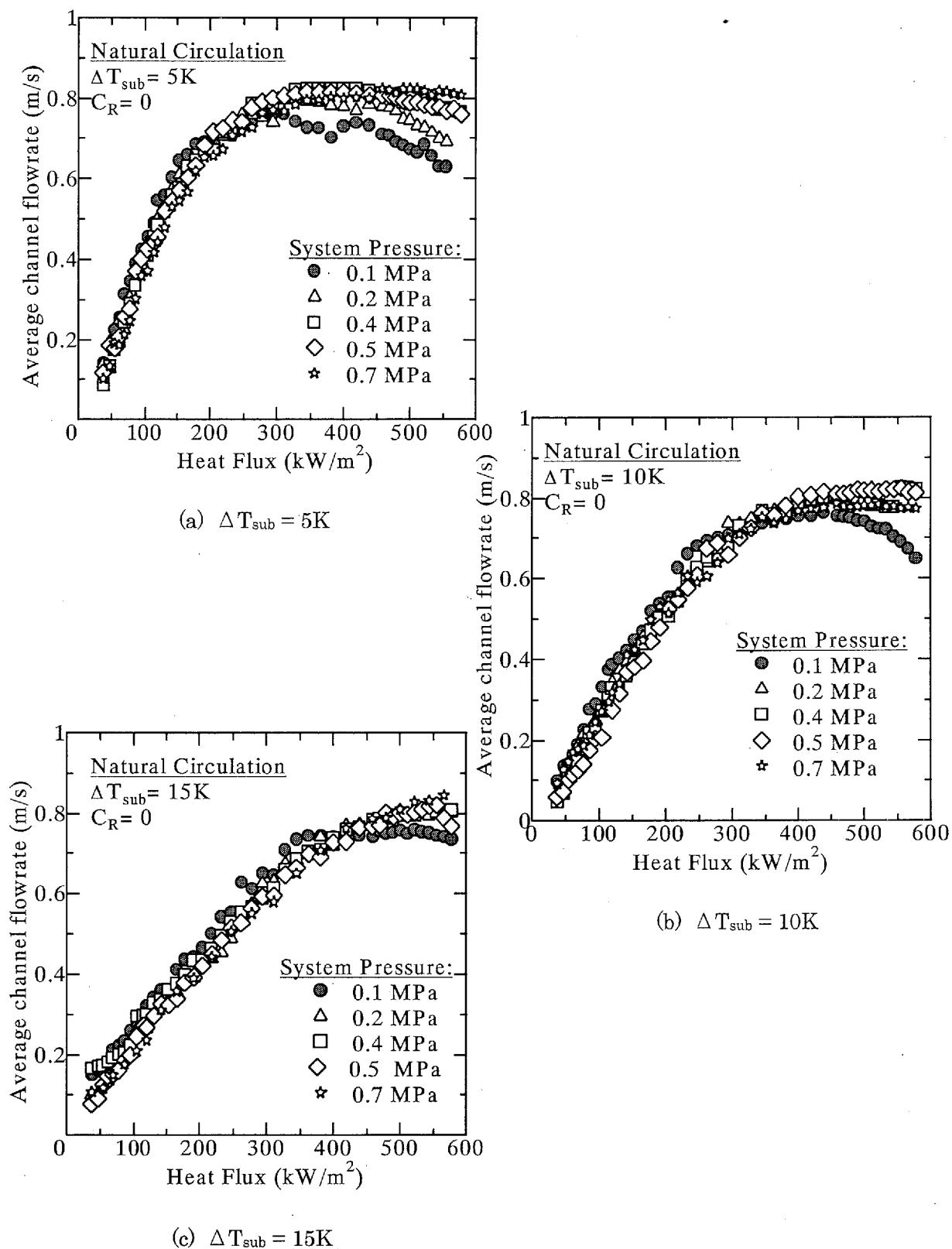
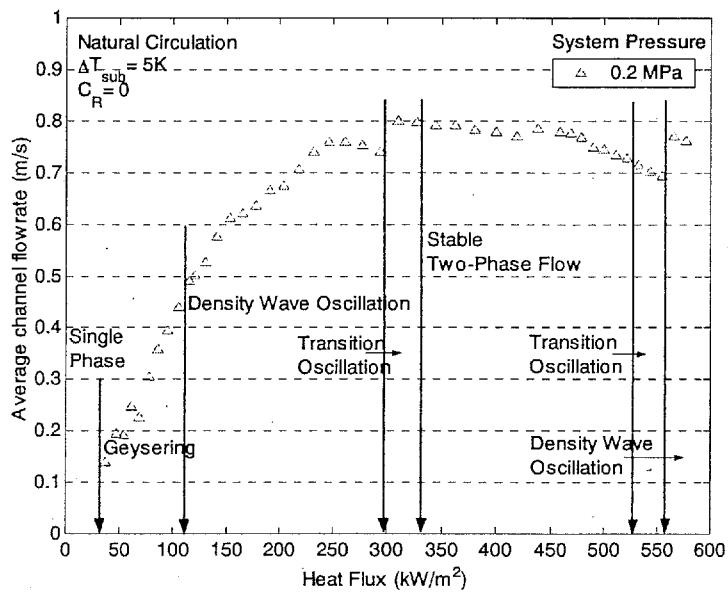
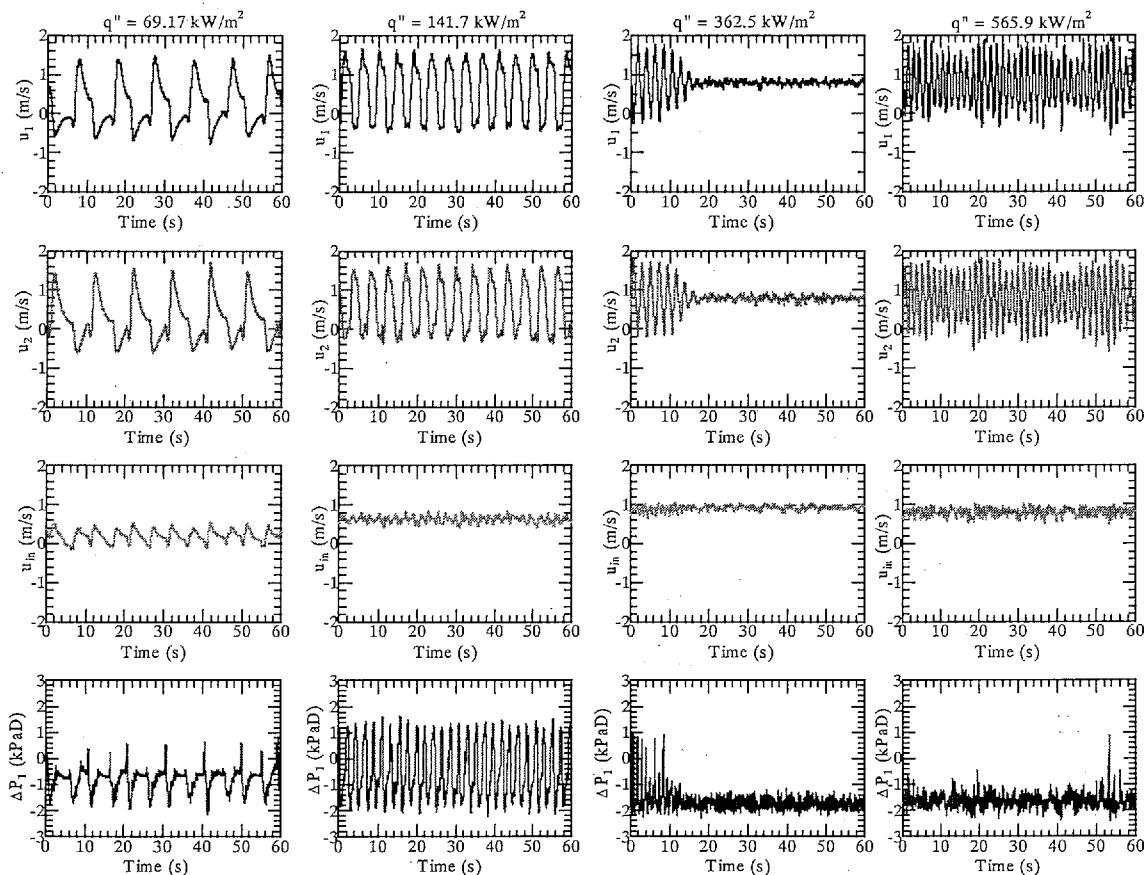


図 3.3.3-20 自然循環特性に及ぼす系圧力と入口サブクール度の影響



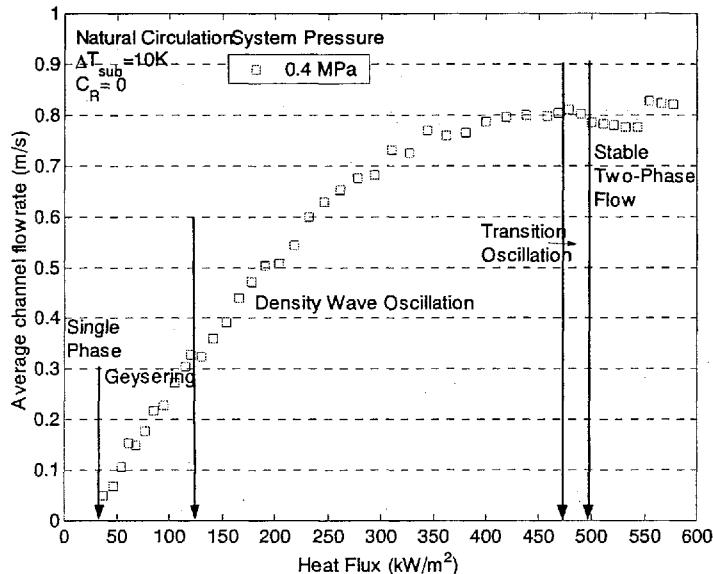
(a) 流動安定性判別図



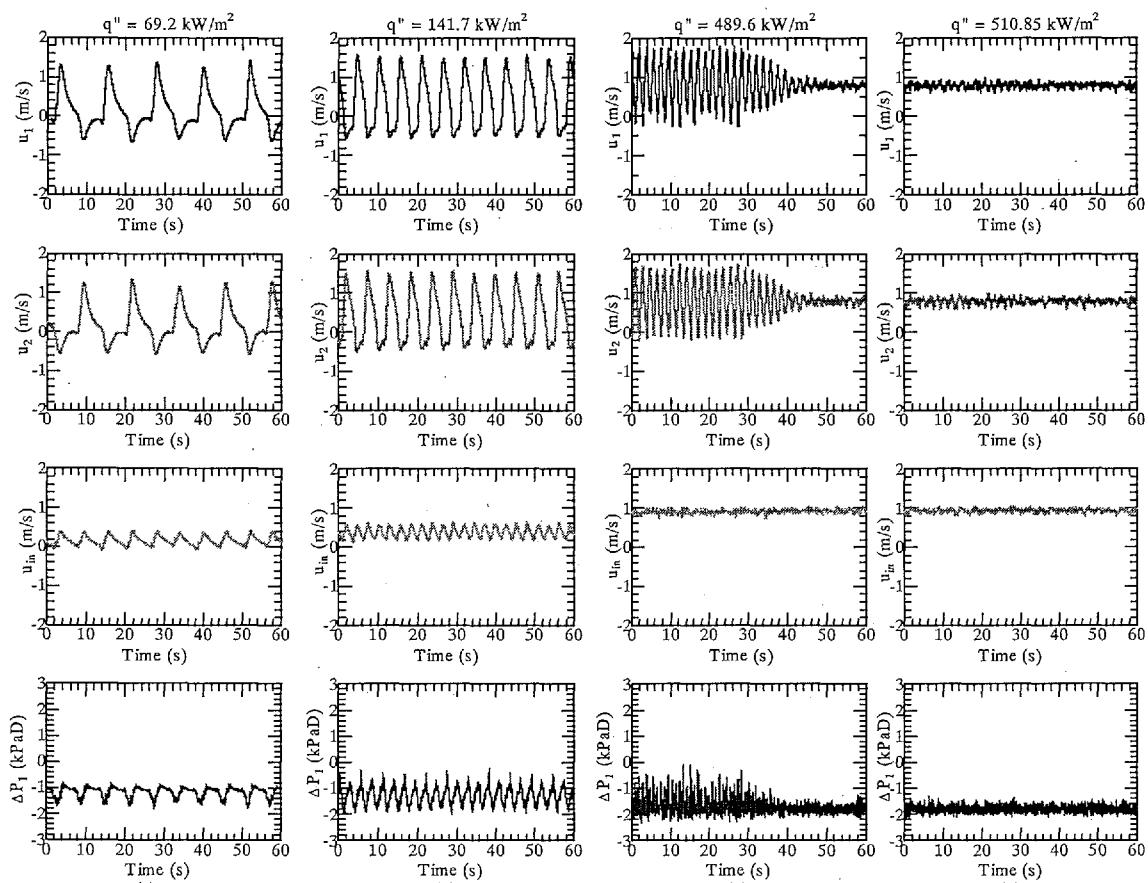
Geysering Density wave oscillation Stable two-phase flow Density wave oscillation
(b) 代表的な測定結果

図 3.3.3-21 流動安定性判別図と代表的な計測結果

 $(P = 0.2 \text{ MPa} \text{ and } \Delta T_{\text{sub}} = 5\text{K})$



(a) 流動安定性判別図



Geysering

Density wave
oscillation

Transition

Stable two-phase
flow図 3.3.3-22 流動安定性判別図と代表的な計測結果
($P = 0.4 \text{ MPa}$ and $\Delta T_{\text{sub}} = 10\text{K}$)

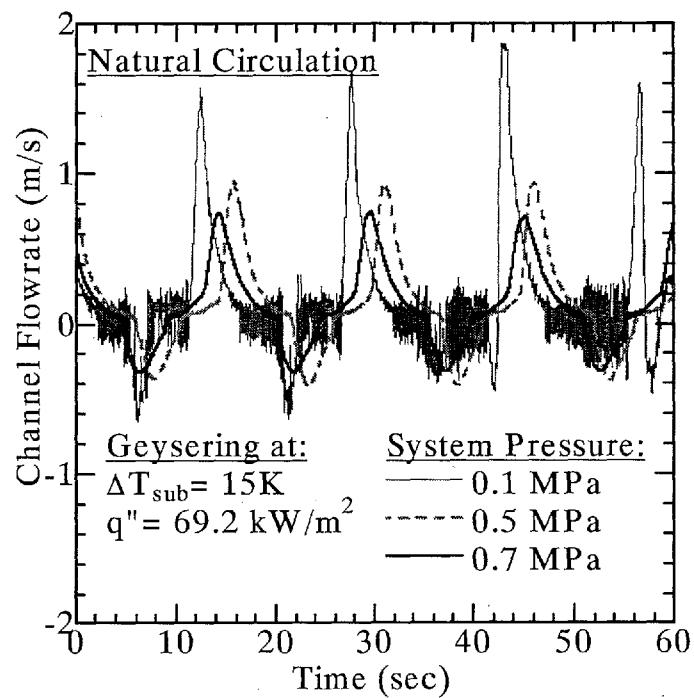
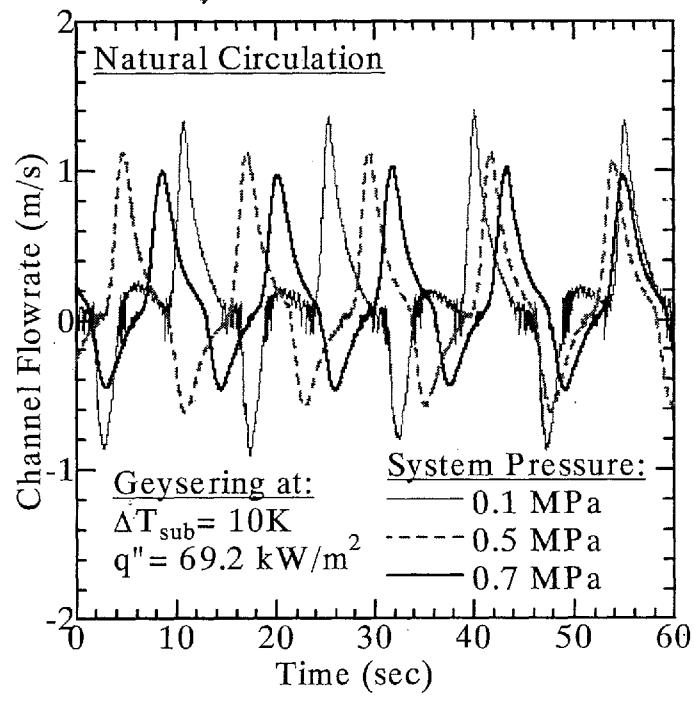
(a) $\Delta T_{\text{sub}} = 15\text{K}$ (b) $\Delta T_{\text{sub}} = 10\text{K}$

図 3.3.3-23 ガイセリングの流動特性に及ぼす系圧力の影響

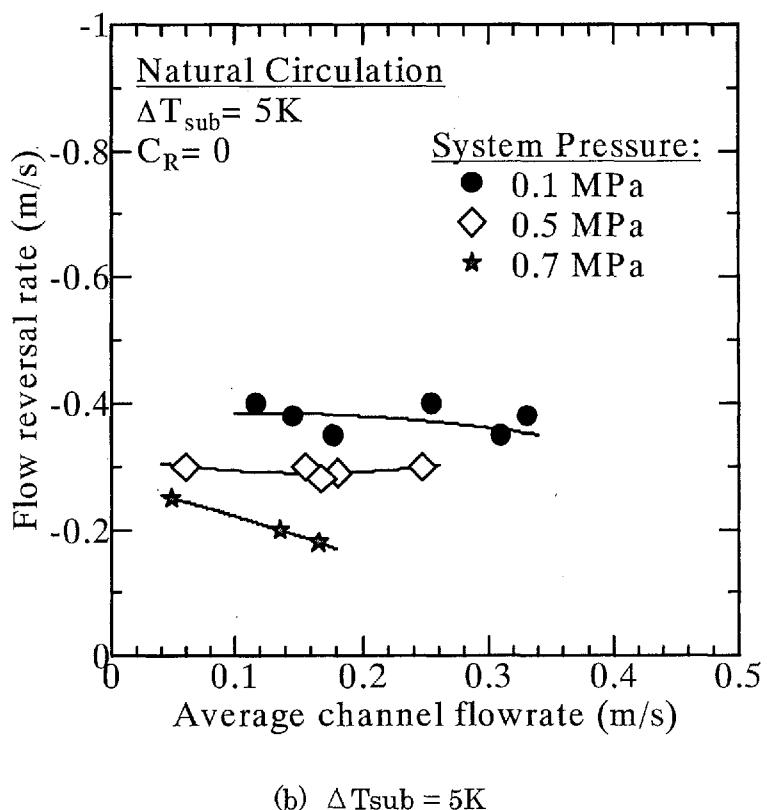
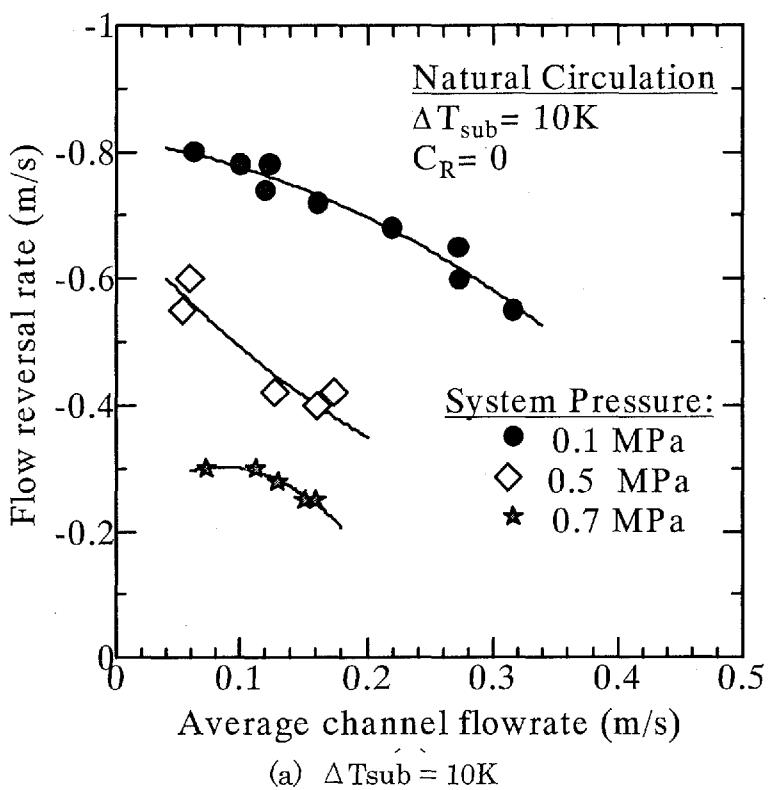


図 3.3.3-24 ガイセリングの逆流速に及ぼす系圧力の影響

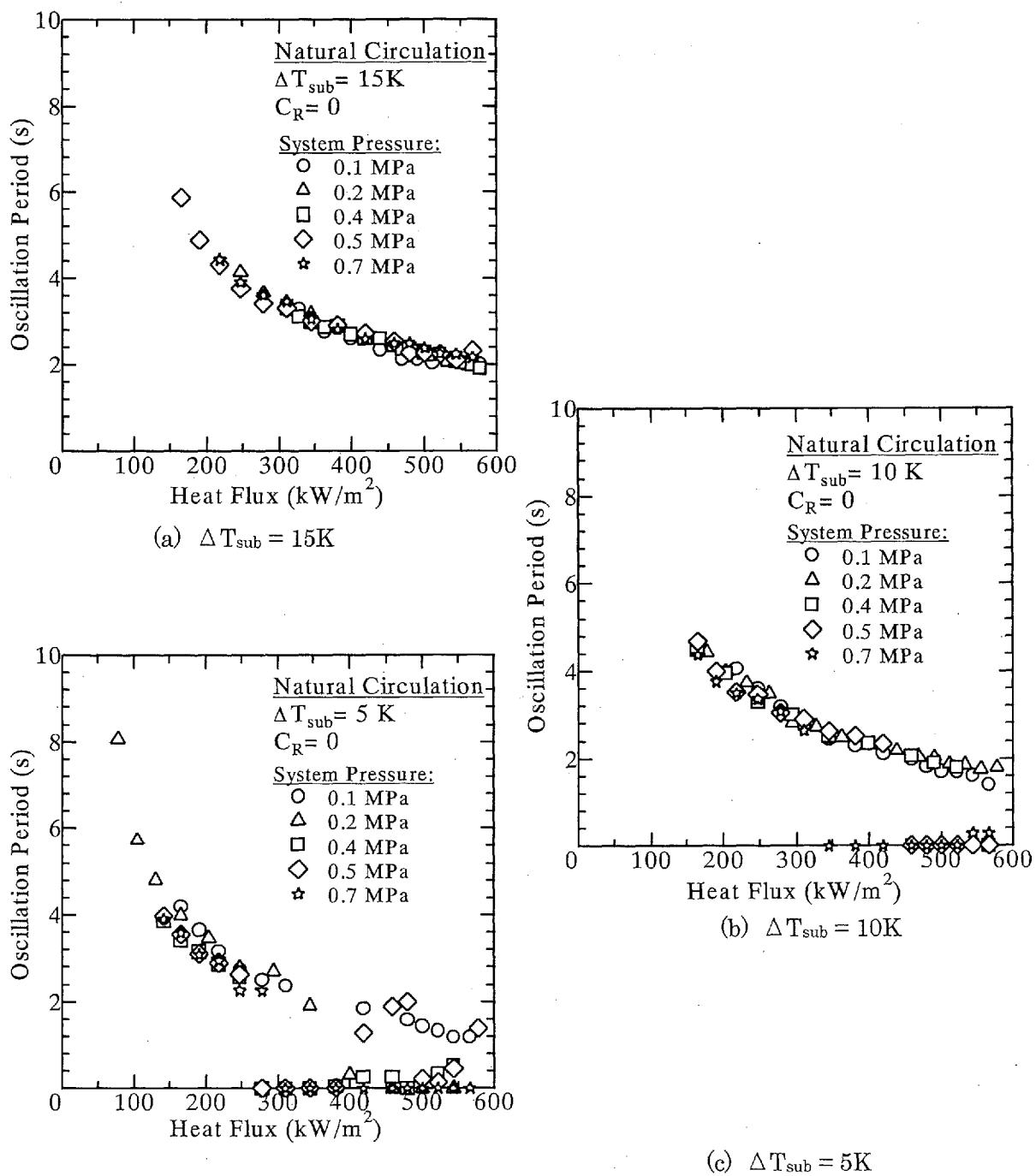


図 3.3.3-25 密度波振動の周期に及ぼす系圧力の影響

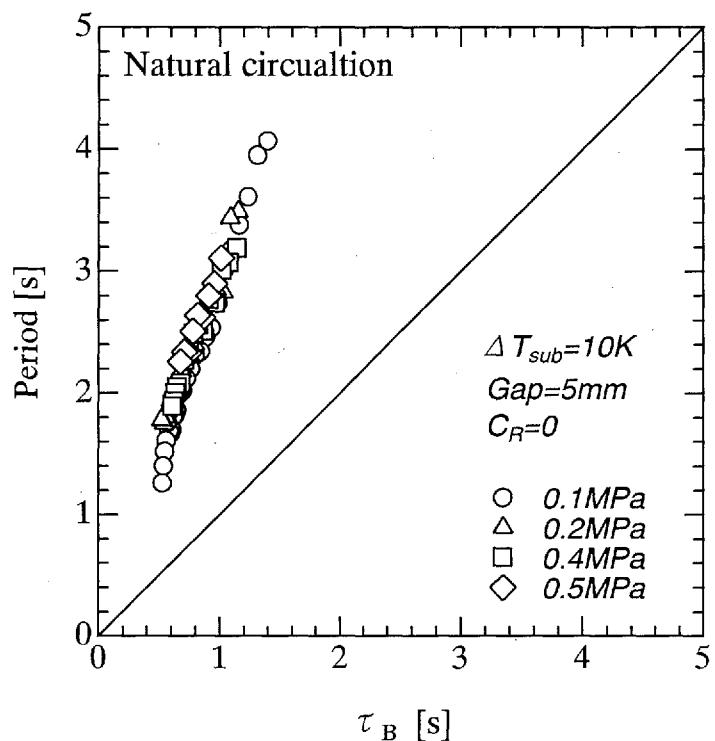


図 3.3.3-26 密度波振動の周期の整理

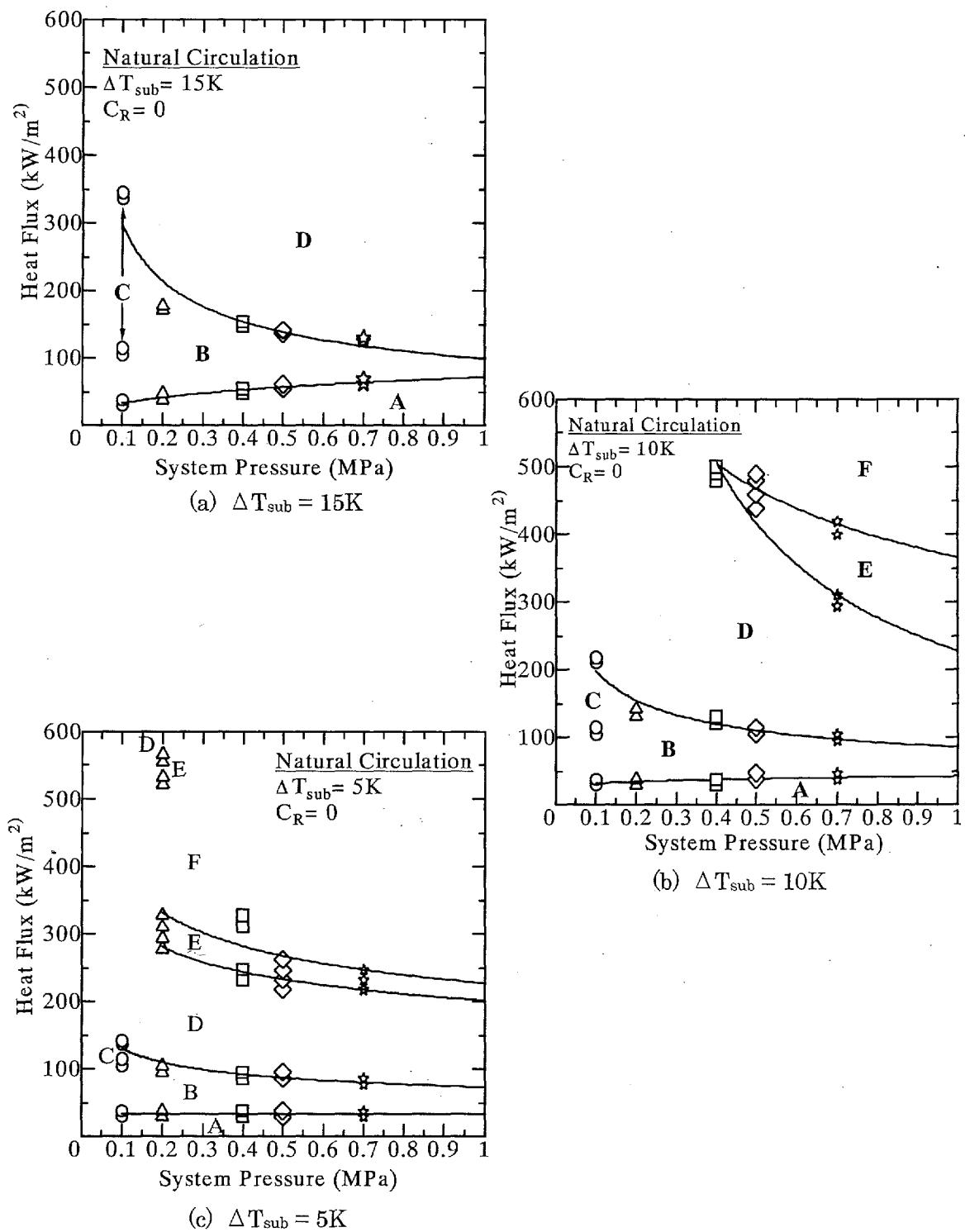
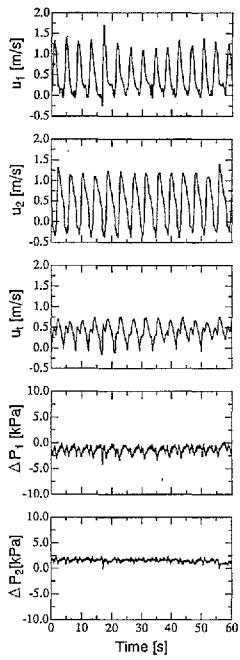
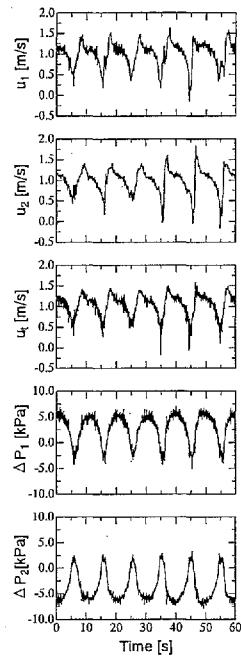


図 3.3.3-27 流動安定判別図に及ぼす系圧力の影響

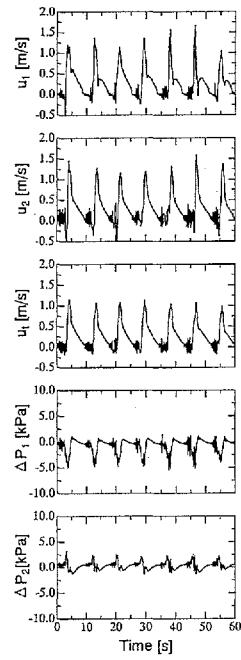
(A: 非沸騰水単相自然循環領域, B: ガイセリング発生領域, C: 自然循環流量振動発生領域
D: 密度波振動発生領域, E: 遷移領域, F: 安定な二相流動領域)



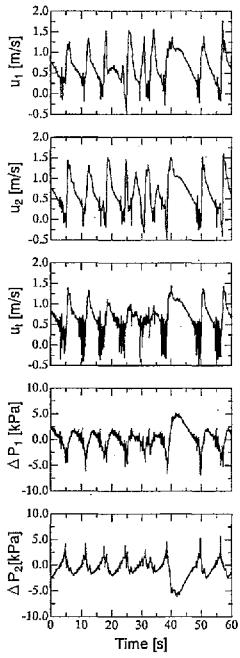
(a) 逆位相ガイセリング
 $P=0.4\text{MPa}$, $q''=69.2\text{kW/m}^2$



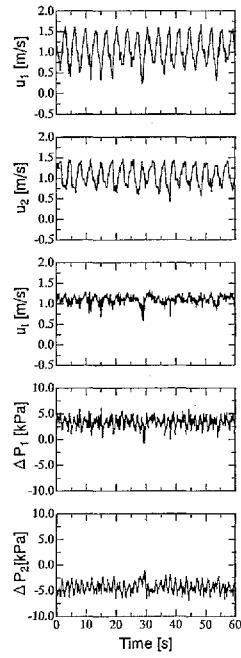
(b) 自然循環流量振動
 $P=0.1\text{MPa}$, $q''=136.1\text{kW/m}^2$



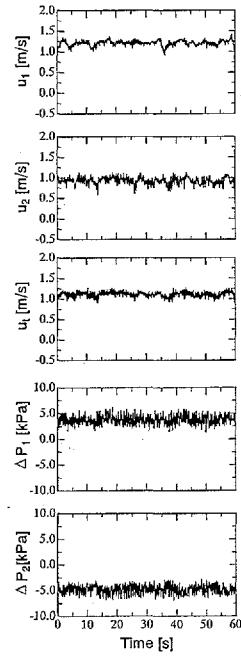
(c) 同位相ガイセリング
 $P=0.1\text{MPa}$, $q''=34.9\text{kW/m}^2$



(d) 遷移領域
 $P=0.1\text{MPa}$, $q''=77.4\text{kW/m}^2$



(e) 密度波振動
 $P=0.1\text{MPa}$, $q''=147.4\text{kW/m}^2$



(f) 安定沸騰二相流
 $P=0.1\text{MPa}$, $q''=171.4\text{kW/m}^2$

図 3.3.3-28 不安定流動の代表的な測定結果

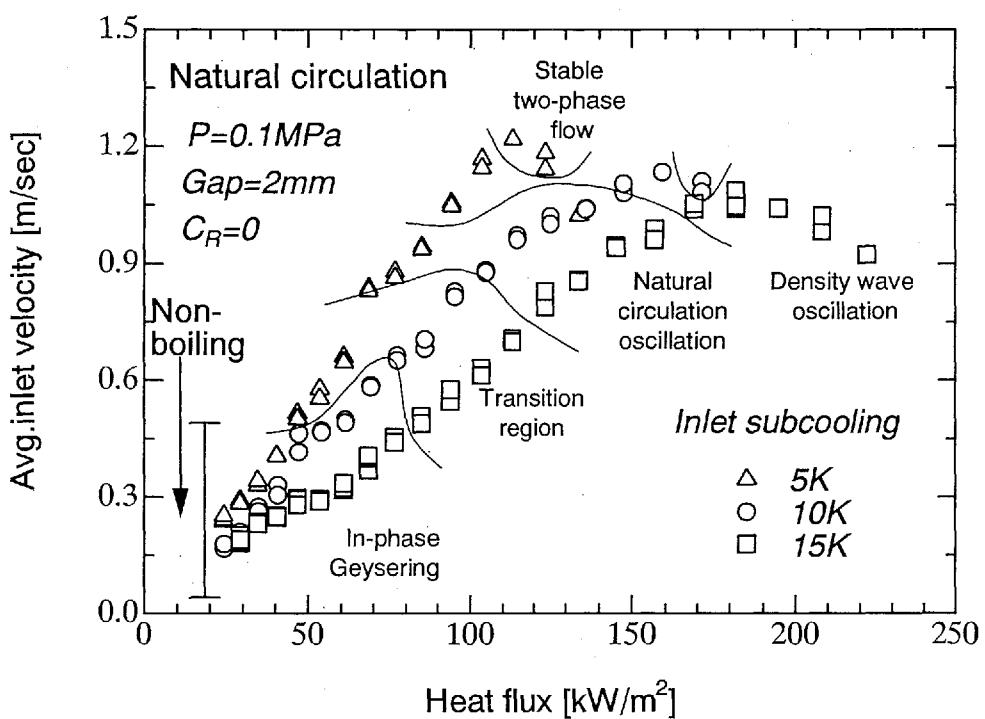


図 3.3.3-29 流動安定判別図
(流路間隙 : 2mm)

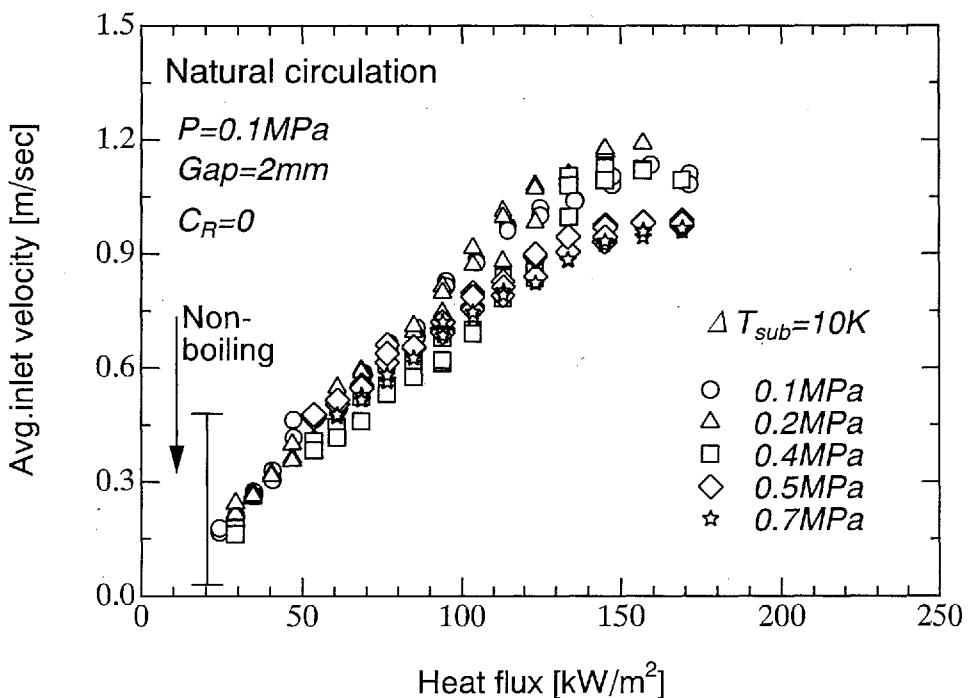
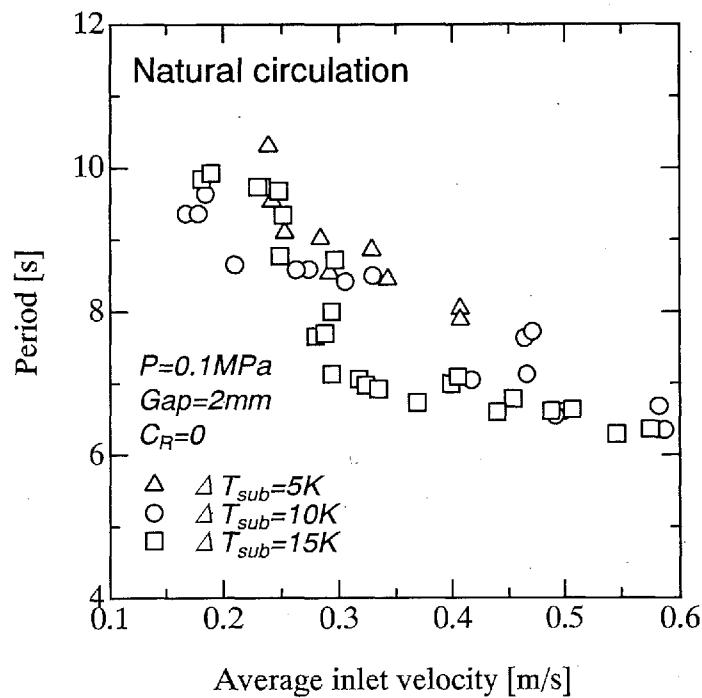
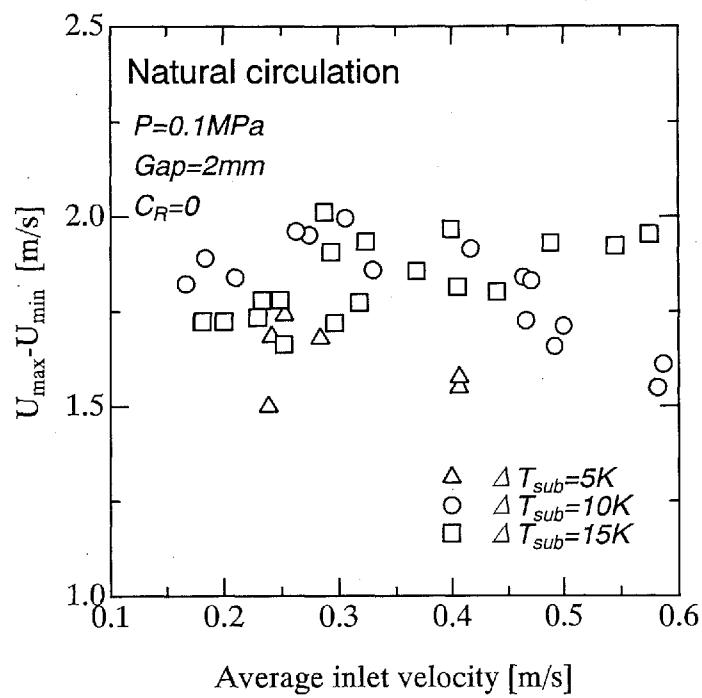


図 3.3.3-30 自然循環特性に与える系圧力の影響
(流路間隙 : 2mm)



(a) 周期



(b) 振幅

図 3.3.3-31 ガイセリングの振動特性

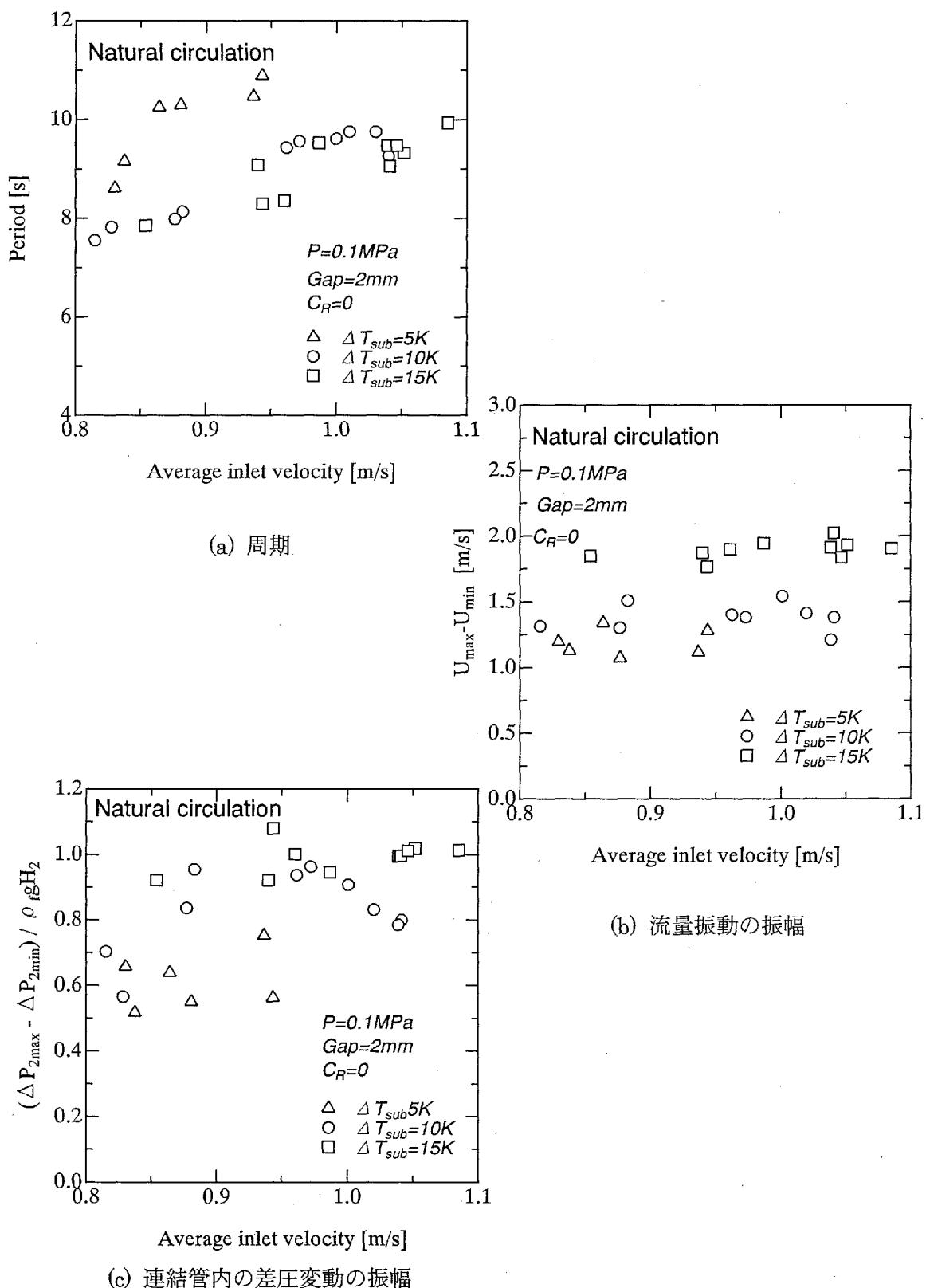


図 3.3.3-32 自然循環流量振動の振動特性

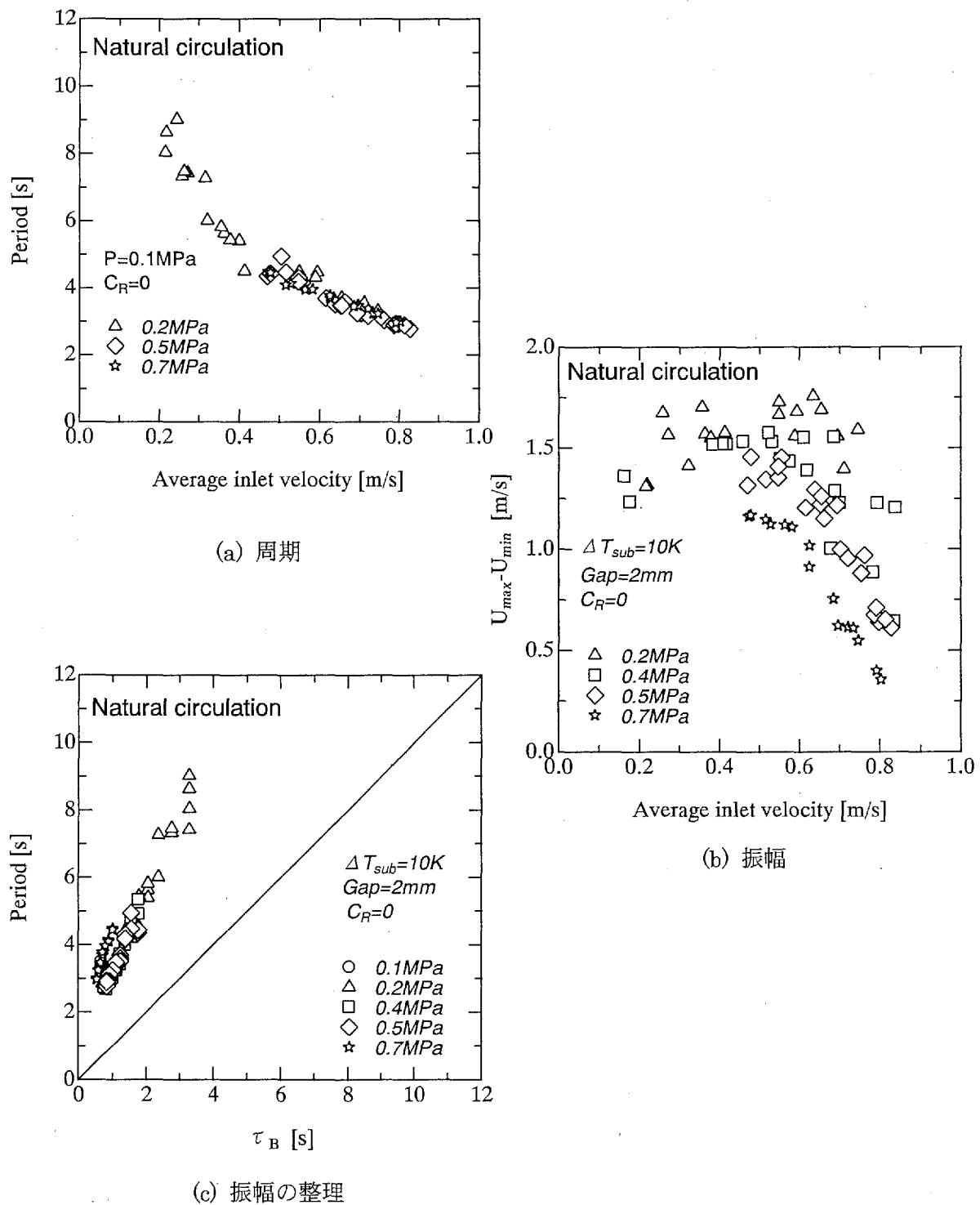


図 3.3.3-33 密度波振動の振動特性

3. 3. 4 炉心流動安定性解析コードの開発と実験データの比較

本技術開発では、RELAP5 をベースとする二流体モデルを用いた解析コードを開発し、流路間隙 5mm でのガイセリングの実験結果のシミュレーションを実施した。解析コードは Chiang(1994)によって解析が行われた一次元ドリフトフラックスモデルを修正した二流体モデルを用いている。ドリフトフラックスモデルは、混合相、気相のそれぞれに質量保存式を適用し、運動量保存式とエネルギー保存式には混合相のみを適用しており、ボイド率、圧力、混合相の速度、及び内部エネルギーを初期値する。ドリフトフラックスから二流体モデルに変換するためには、気相、液相の各相に対して以下の質量、運動量、エネルギー保存式を適用した。

(1) 基礎方程式

二流体モデルは、6つの初期値、すなわち圧力、ボイド率、そして気液各相の内部エネルギーと流速を用いて6つの空間方程式を解く必要がある。そして、気相、液相のそれぞれの密度と温度、そして飽和温度は、二次的な変数である。時間と長さは非独立変数である。6つの基礎方程式は、各相に対する質量保存式と運動量保存式そしてエネルギー保存式である。

a. 連続の式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_l \rho_l) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(\alpha_l \rho_l V_l A) = \Gamma_l \quad (3.3.4-1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(\alpha_g \rho_g V_g A) = \Gamma_g \quad (3.3.4-2)$$

式(3.3.4-1)、式(3.3.4-2)の右辺は、相変化に伴う質量輸送量（変化量）であり、気相、液相の界面での物質収支から、式(3.3.4-3)が成立する。

$$\Gamma_l = -\Gamma_g \quad (3.3.4-3)$$

さらに界面質量輸送は、バルク内の気液界面での質量輸送と壁面近傍の境界層内の質量輸送にわけられ、式(3.3.4-4)で表される。

$$\Gamma_g = \Gamma_{ig} + \Gamma_w \quad (3.3.4-4)$$

b. 運動量方程式

$$\begin{aligned} \alpha_l \rho_l A \frac{\partial V_l}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_l \rho_l A \frac{\partial V_l^2}{\partial z} &= -\alpha_l A \frac{\partial P}{\partial z} + \alpha_l \rho_l A B_z - (\alpha_l \rho_l A) FWF(V_l) - \Gamma_g A (V_u - V_l) - (\alpha_l \rho_l A) \\ FIF(V_l - V_g) - C \alpha_l \alpha_g \rho_m A \left[\frac{\partial (V_l - V_g)}{\partial t} + V_g \frac{\partial V_l}{\partial z} - V_l \frac{\partial V_g}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (3.3.4-5)$$

$$\begin{aligned} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial V_g}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial V_g^2}{\partial z} = -\alpha_g A \frac{\partial P}{\partial z} + \alpha_g \rho_g A B_z - (\alpha_g \rho_g A) FWG (V_g) \\ + \Gamma_g A (V_{gI} - V_g) - (\alpha_g \rho_g A) FIG (V_g - V_l) - C \alpha_g \alpha_l \rho_m A \left[\frac{\partial (V_g - V_l)}{\partial t} + V_l \frac{\partial V_g}{\partial z} - V_g \frac{\partial V_l}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (3.3.4-6)$$

式(3.3.4-5)、式(3.3.4-6)の右辺の力は、圧力勾配項、体積力、壁面摩擦力、界面質量輸送に伴う運動量輸送、界面摩擦力、そして仮想質量 (Virtual mass) によって働く力である。仮想質量とは、気相、液相の相対速度が変化したときに、相対速度の変化率（加速度）に比例する力のことを言い、二流体モデルにおいて、数学的特性と数値安定性に大きな影響を与える。運動量を保存するための界面での条件を式(3.3.4-7)に示す。

$$\begin{aligned} \Gamma_g A V_{gI} - (\alpha_g \rho_g A) FIG (V_g - V_l) - C \alpha_g \alpha_l \rho_m A \left[\frac{\partial (V_g - V_l)}{\partial t} \right] \\ - \Gamma_l A V_{lI} - (\alpha_l \rho_l A) FIF (V_l - V_g) - C \alpha_l \alpha_g \rho_m A \left[\frac{\partial (V_l - V_g)}{\partial t} \right] = 0 \end{aligned} \quad (3.3.4-7)$$

仮想質量項は、空間微分項を無視する事により簡略化した。そして、摩擦と質量輸送による界面運動量輸送の総和は 0 である。

$$V_{gI} = V_{lI} = V_I \quad (3.3.4-8)$$

$$\alpha_g \rho_g FIG = \alpha_l \rho_l FIF = \alpha_g \alpha_l \rho_g \rho_l FI \quad (3.3.4-9)$$

c. エネルギー保存式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_l \rho_l U_l) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (\alpha_l \rho_l U_l V_l A) = -P \frac{\partial \alpha_l}{\partial t} - \frac{P}{A} \frac{\partial}{\partial z} (\alpha_l V_l A) \\ + Q_{wl} + Q_{il} - \Gamma_{ig} h_l^* - \Gamma_w h_l^* + DISS_L \end{aligned} \quad (3.3.4-10)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_g \rho_g U_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (\alpha_g \rho_g U_g V_g A) = -P \frac{\partial \alpha_g}{\partial t} - \frac{P}{A} \frac{\partial}{\partial z} (\alpha_g V_g A) \\ + Q_{wg} + Q_{ig} + \Gamma_{ig} h_g^* + \Gamma_w h_g^* + DISS_g \end{aligned} \quad (3.3.4-11)$$

式(3.3.4-10)、式(3.3.4-11)の A 右辺は、それぞれ、静圧、壁面熱伝達、界面熱伝達、相変化による熱伝達、そしてエネルギー消失である。流体単位体積当たりの総壁面熱伝達量は、式(3.3.4-12)で表される。

$$Q = Q_{wg} + Q_{wf} \quad (3.3.4-12)$$

(2) 解析結果と実験結果の比較

本解析コードを、本実験体系における境界条件に適応し、ガイセリングの実験結果のシミュレ

ーションを実施した。すなわち、上部プレナムと下部プレナムに挟まれたテスト部を模擬し、実験結果と解析結果の比較を行った。解析では、各チャンネルでの流速、上下プレナム入口での圧力と温度を計算した。**図 3.3.4-1** に本研究で数値解析を行ったテスト部の解析モデルを示す。テスト部は、内径 20mm の円管で、全長 2500mm である。ヒータを模擬した内管は、テスト流路の中心に位置し、外径が 10mm、全長が 1500mm である。またヒータは、下部プレナムから 300mm の位置に非加熱部を配置し、更に 1200mm の位置に加熱部を設けた。解析を行う際、テスト部を 25 のメッシュに分割して、その結果、各メッシュサイズは 100mm とした。また、時間刻み幅を 1ms で固定した。本解析において、系圧力を 0.1MPaG に固定し、出口プレナム内のサブクール度を 5, 10, 15K に変化させて解析を行った。**図 3.3.4-2～図 3.3.4-19** に解析結果と実験結果を比較した結果を示す。

図 3.3.4-2～図 3.3.4-7 に大気圧下、サブクール度 5K における実験結果と解析結果の比較図を示す。平均総循環流量、テスト部における平均流速、そして流速の振幅に関して、解析結果は、実験結果に対して良い一致を示した。しかしながら、圧力損失の振幅、無次元圧力損失に関しては、解析結果と実験結果に僅かに一致しなかった。**図 3.3.4-7** により、沸騰遅れ時間に関して実験結果と計算結果によい一致を示している。

図 3.3.4-8～図 3.3.4-13 では、サブクール度が 10K での実験結果と解析結果の比較図を示す。平均総循環流量、変動速度の振幅、圧力損失振動の振幅、そして沸騰遅れ時間に関して、実験結果と解析結果でよい一致を示した。しかしながら、テスト部における平均流速、無次元圧力損失に関しては、解析結果と実験結果に僅かに一致しなかった。**図 3.3.4-13** により、沸騰遅れ時間に関して実験結果と計算結果によい一致を示している。

図 3.3.4-14～図 3.3.4-19 では、サブクール度が 15K での実験結果と解析結果の比較図を示す。変動流速の振幅に関してのみ、解析結果と実験結果は良い一致を示した。平均総循環流速と各流路における平均流速は、解析結果が実験結果よりも小さくなつた。また、圧力損失と無次元圧力損失の振幅に関しては概ね良い一致をしているが、圧力損失の振幅に関しては、入口流速が 0.1-0.2m/s の範囲で、無次元圧力損失の振幅に対しては、熱流束が 150-250kW/m² の範囲で差異が存在する。**図 3.3.4-19** に沸騰遅れ時間に関して実験結果と計算結果のよい一致が示されている。

結果として、二流体モデルによる解析結果は、実験結果に対して良い一致を示した。しかしながら、二流体モデルを適用して高精度で解析するためには、より良い初期値と境界条件を与える必要があり、さらに熱伝達係数に関する相関式を訂正する必要があると考えられる。

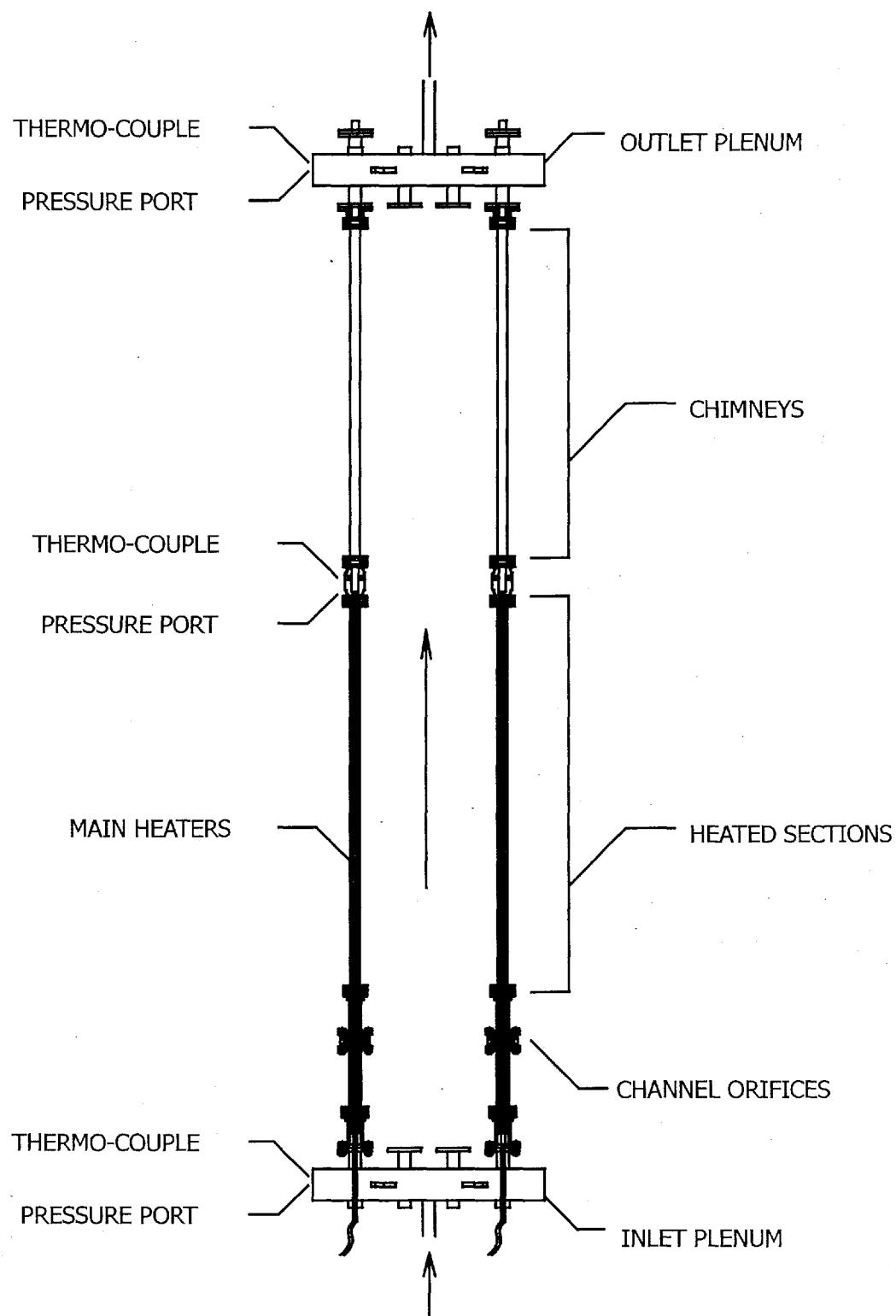


図 3.3.4-1 解析モデル

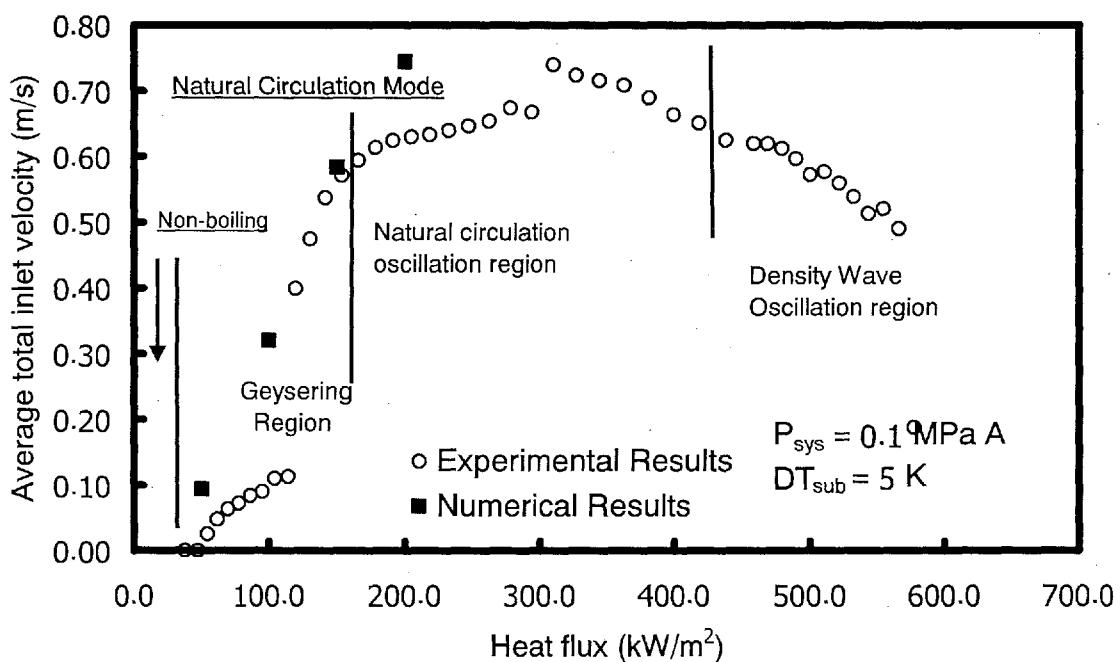


図 3.3.4.2 投入熱流束に対する平均総循環流量の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

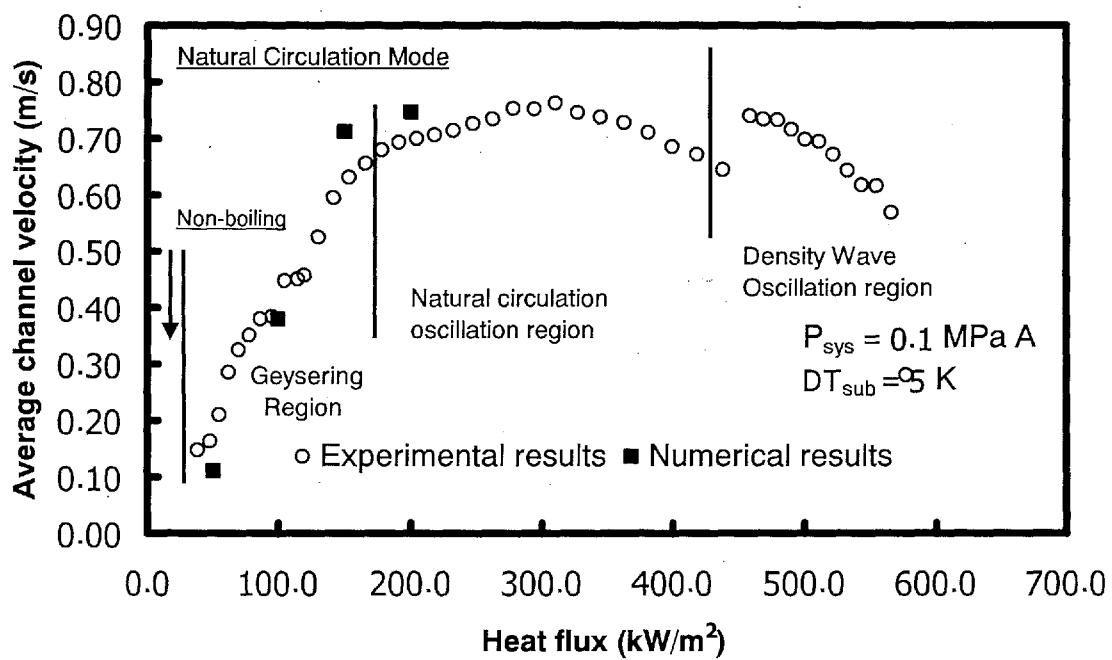


図 3.3.4.3 投入熱流束に対する平均流速の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

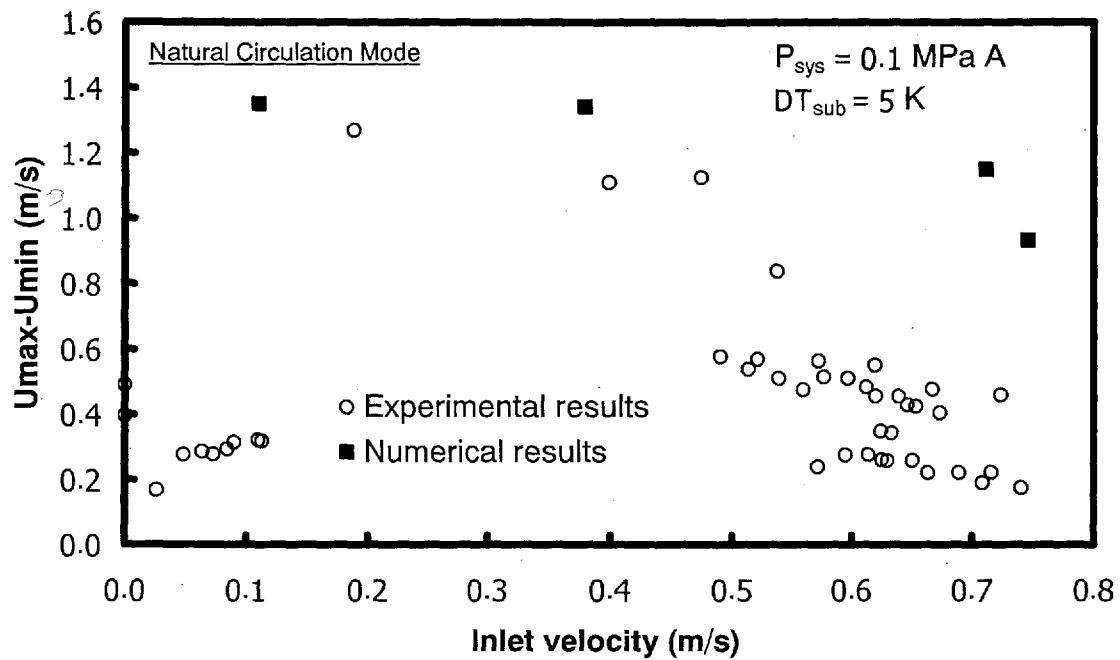


図 3.3.4-4 入口流速に対する流速振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

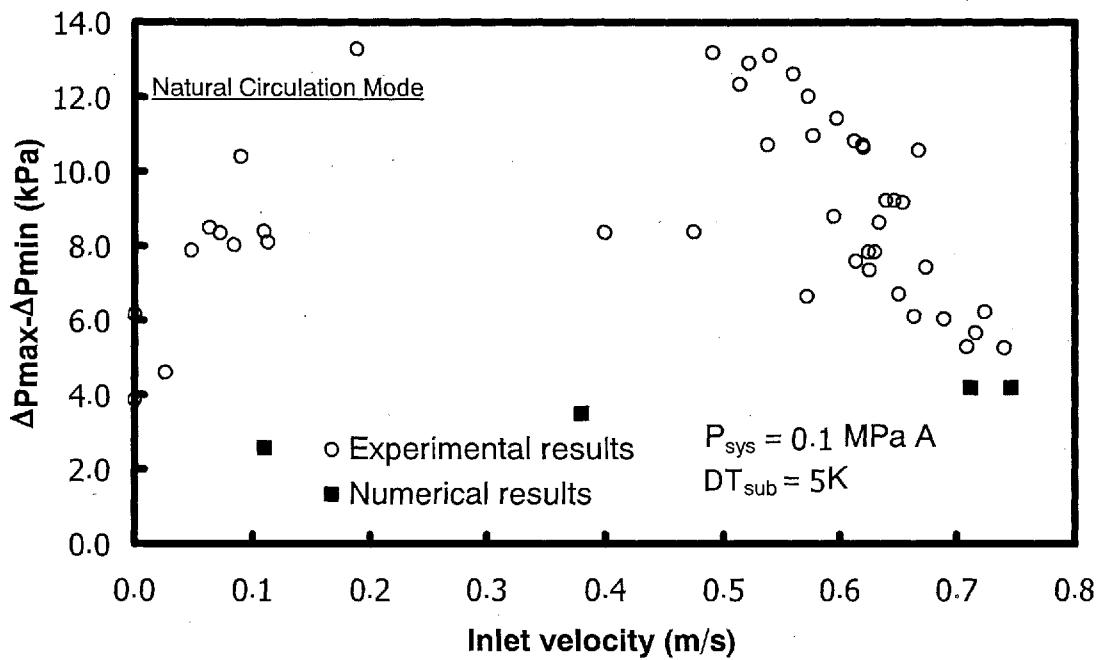


図 3.3.4-5 入口流速に対する圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

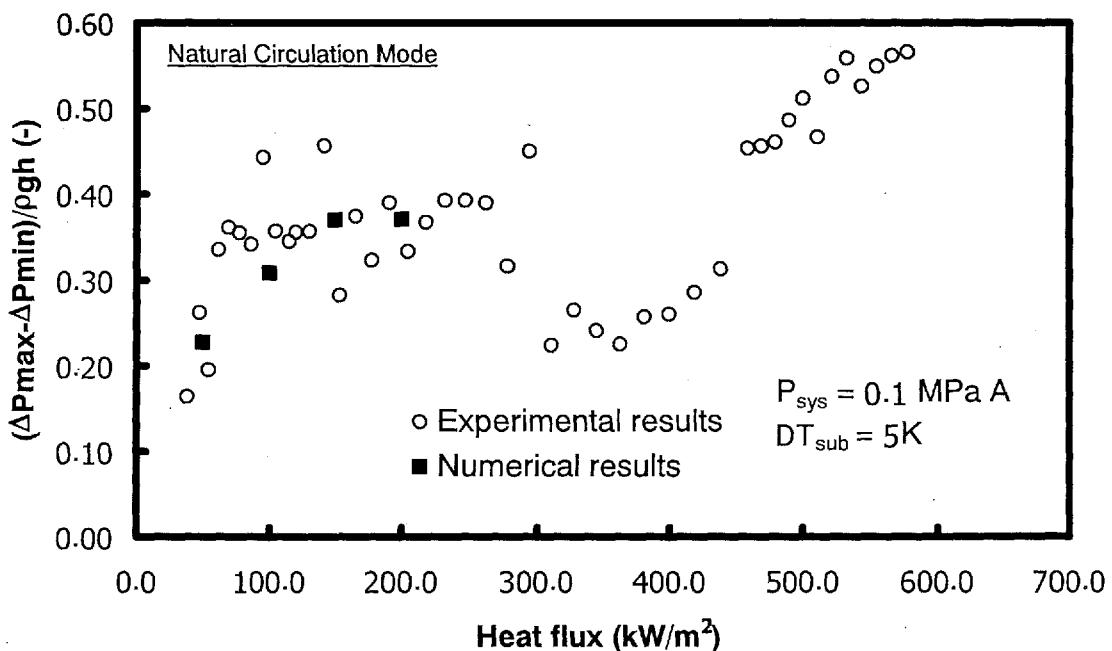


図 3.3.4-6 投入熱流束に対する無次元圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

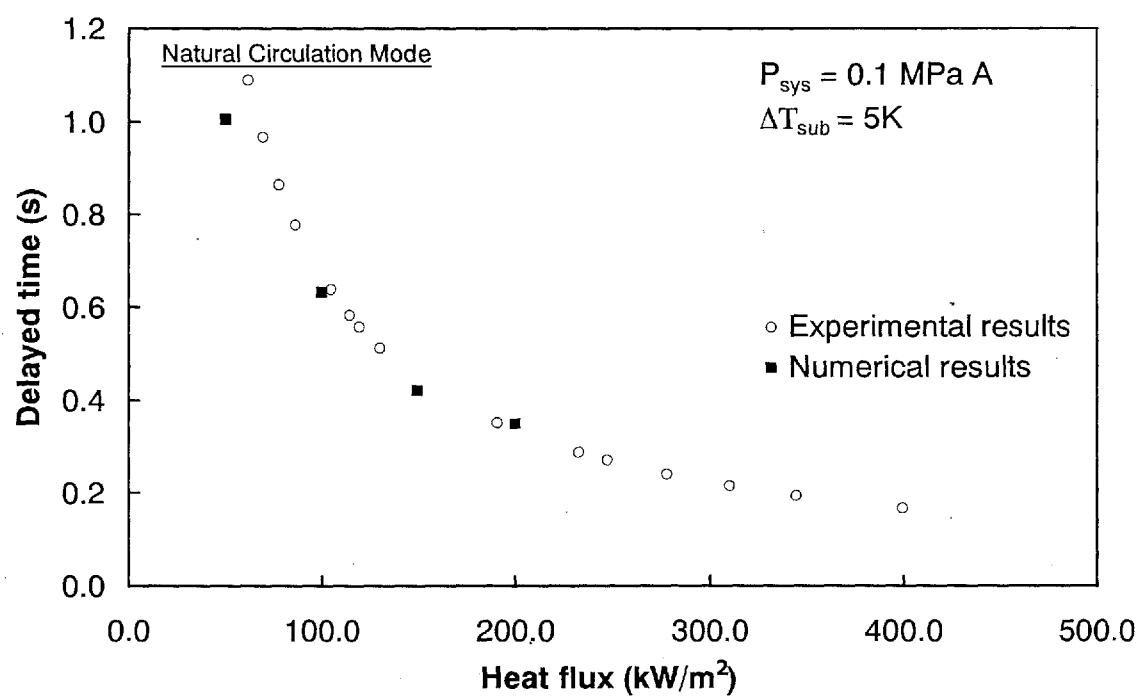


図 3.3.4-7 投入熱流束に対する沸騰遅れ時間における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 5 K)

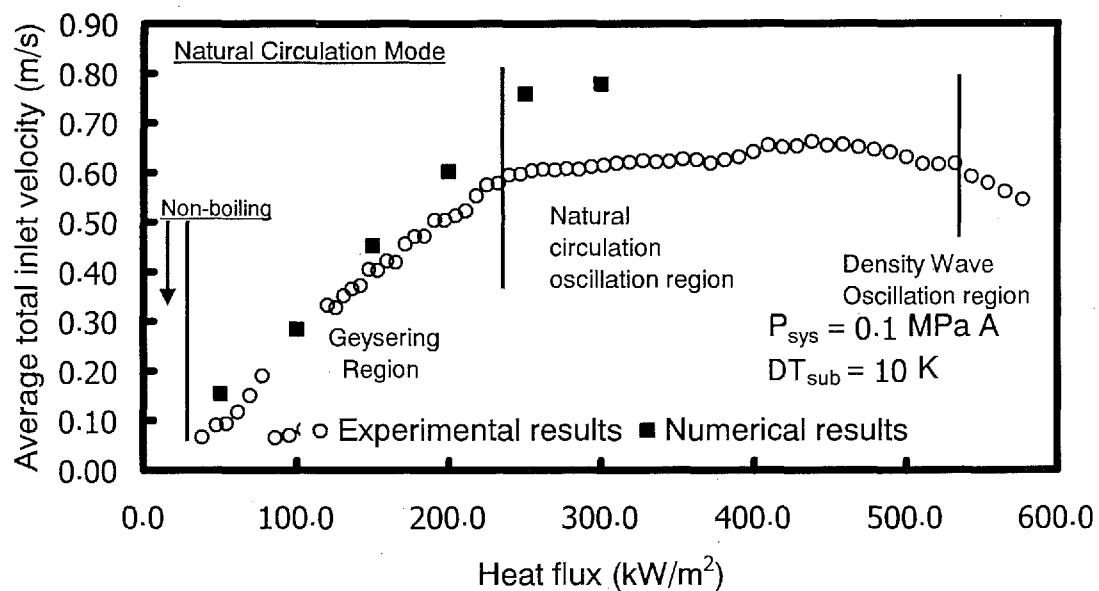


図 3.3.4-8 投入熱流束に対する平均総循環流量の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

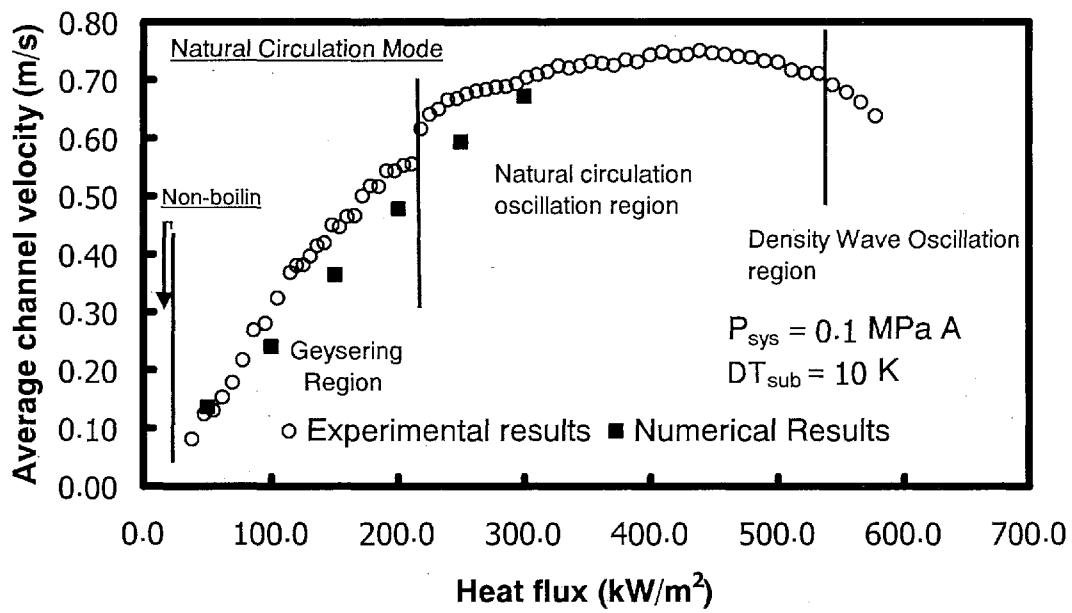


図 3.3.4-9 投入熱流束に対する平均流速の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

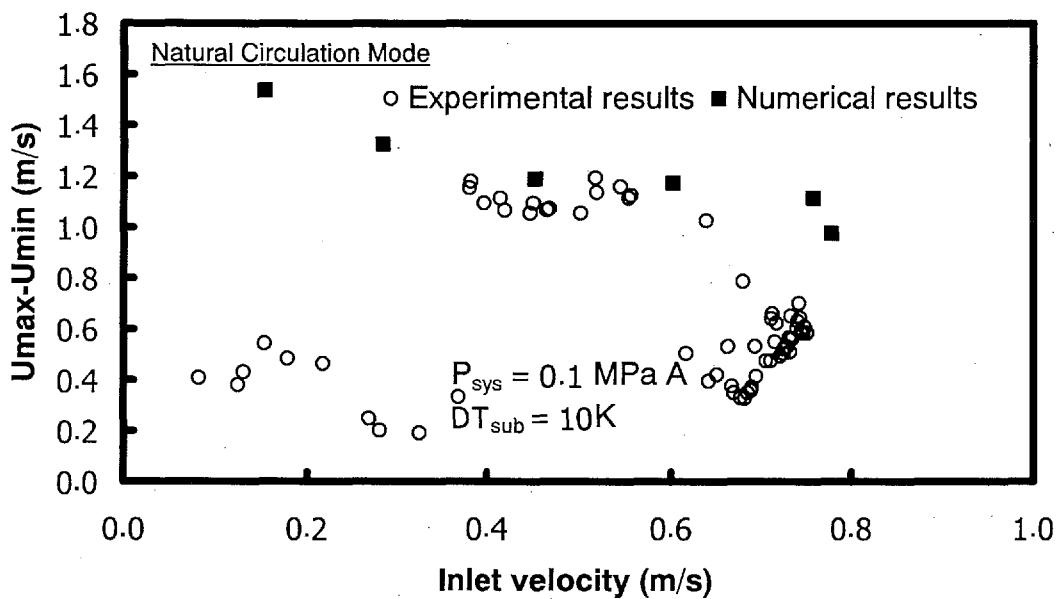


図 3.3.4-10 入口流速に対する流速振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

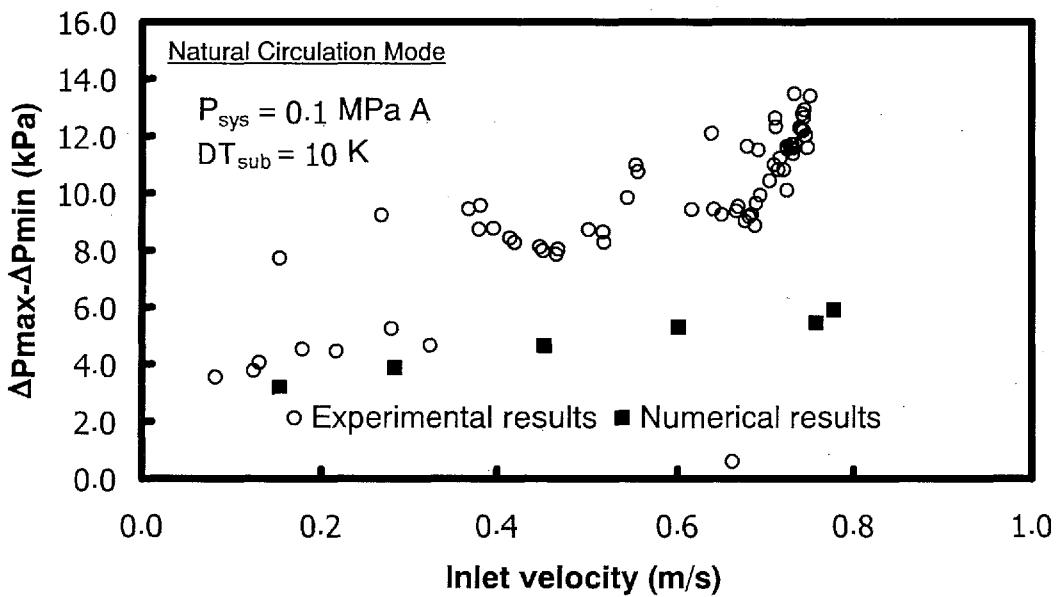


図 3.3.4-11 入口流速に対する圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

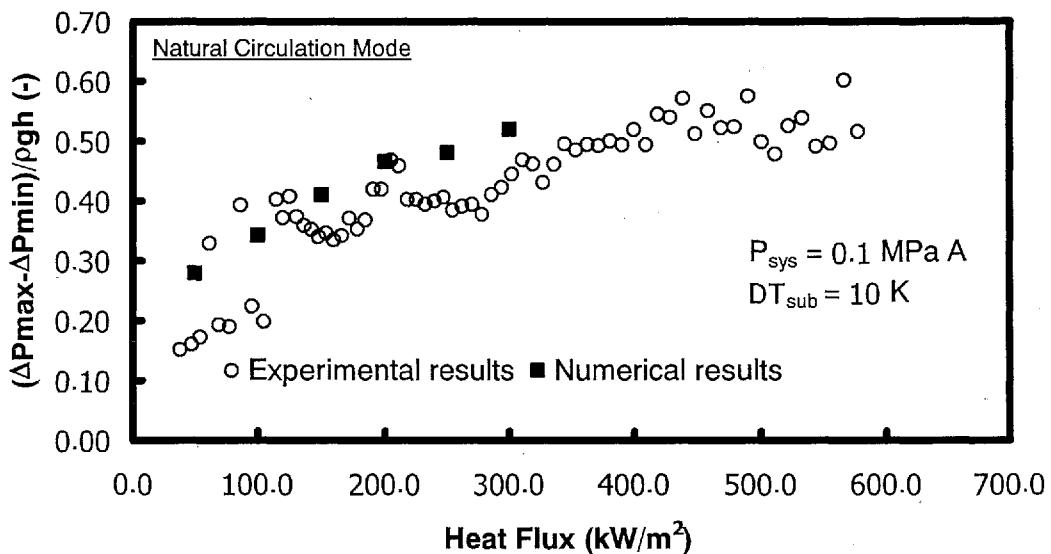


図 3.3.4-12 投入熱流束に対する無次元圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較
(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

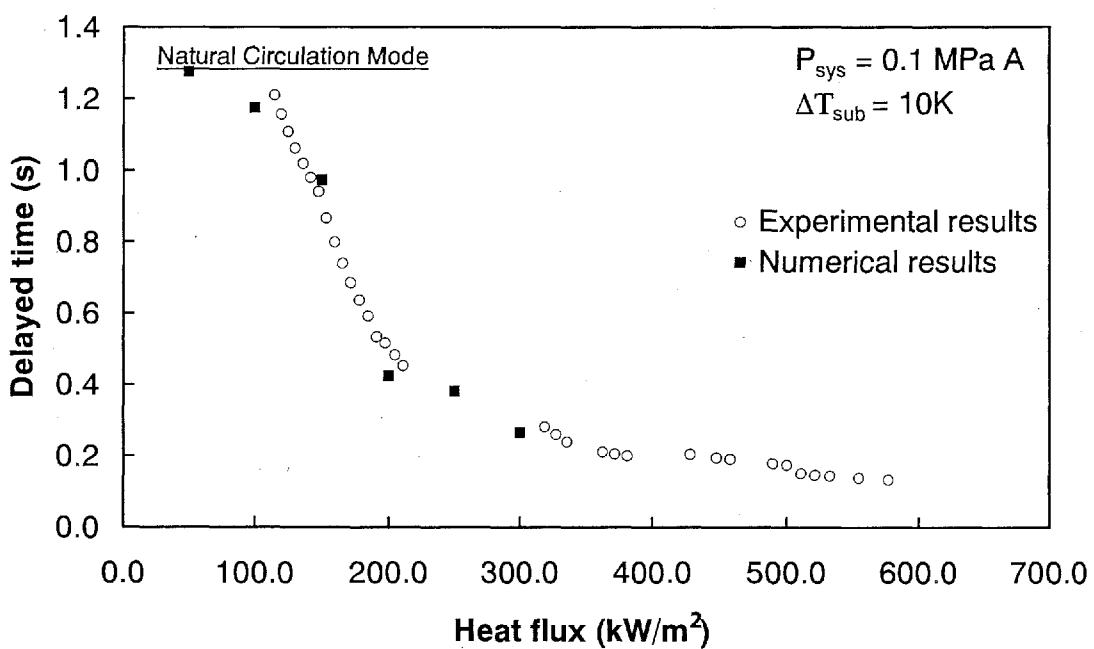


図 3.3.4-13 投入熱流束に対する沸騰遅れ時間における解析結果と実験結果の比較
(0.1 MPaA and subcooling 10 K)

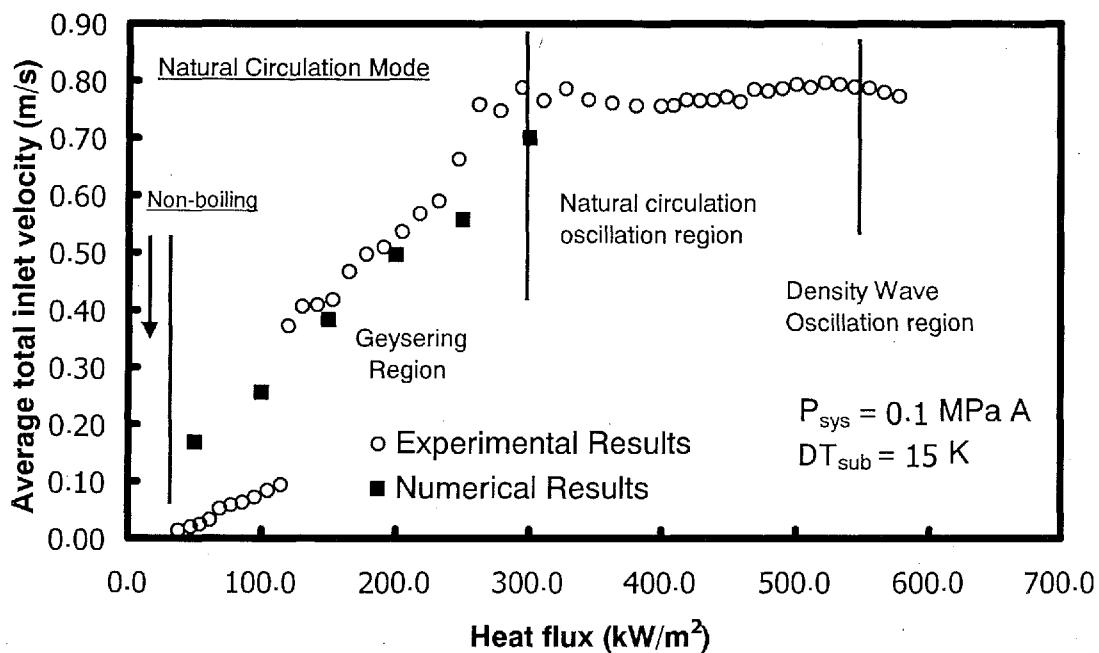


図 3.3.4-14 投入熱流束に対する平均総循環流量の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

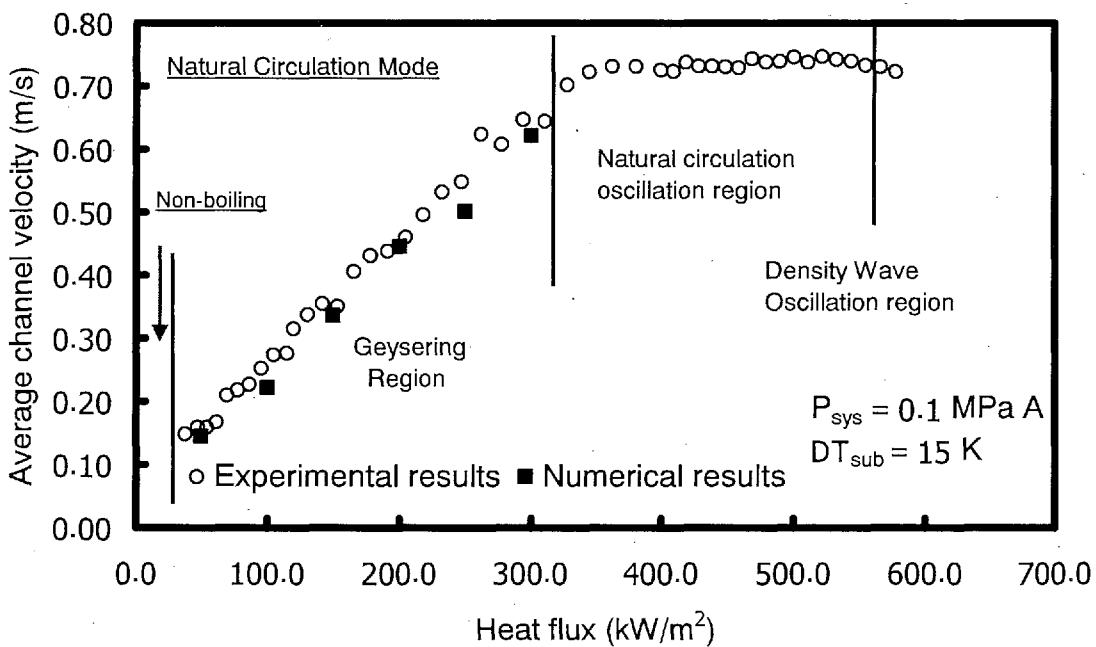


図 3.3.4-15 投入熱流束に対する平均流速の解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

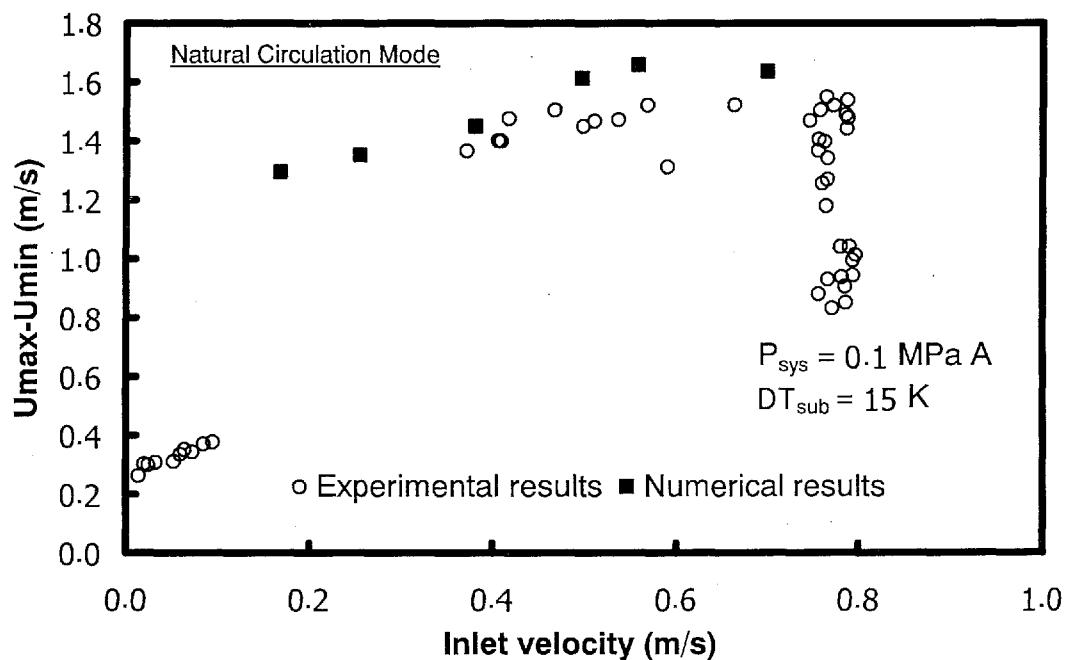


図 3.3.4-16 入口流速に対する流速振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

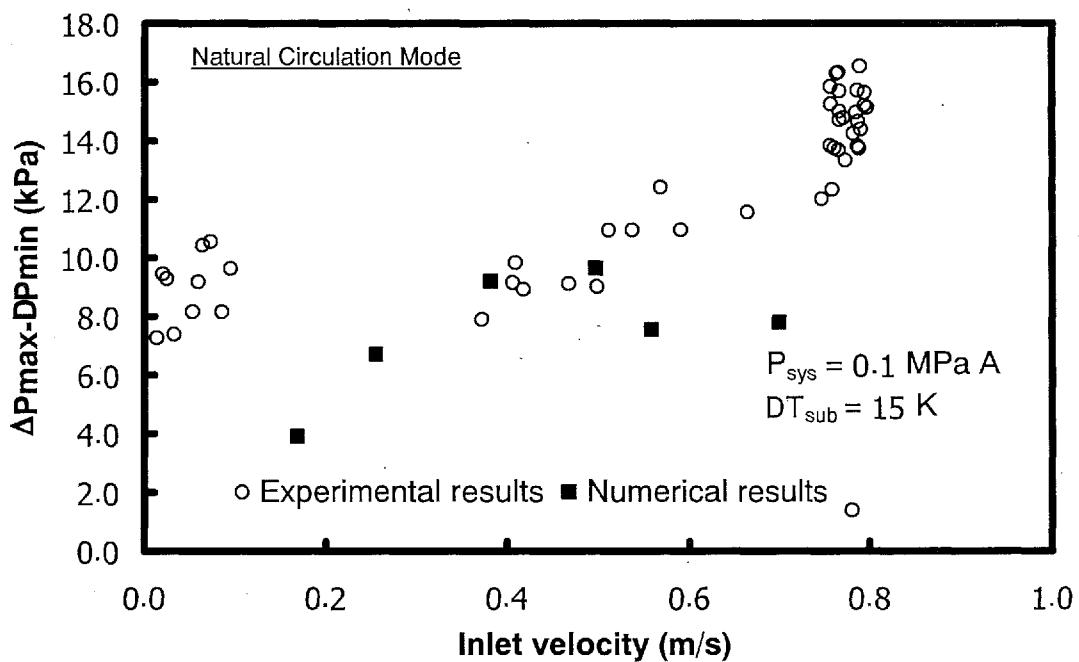


図 3.3.4-17 入口流速に対する圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

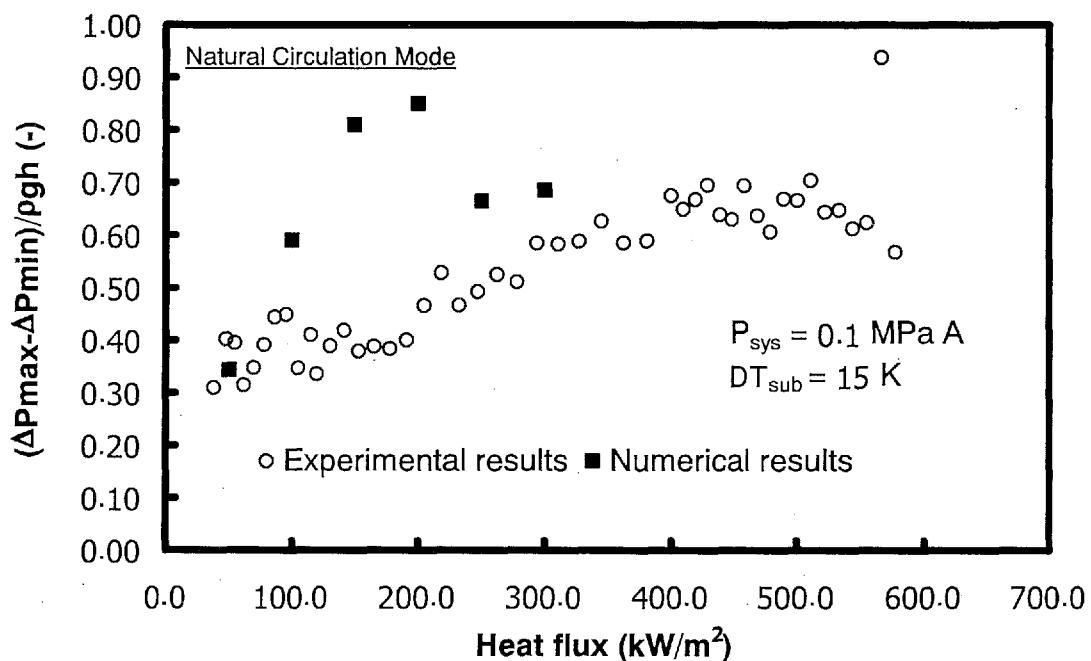


図 3.3.4-18 投入熱流束に対する無次元圧力損失振動の振幅における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

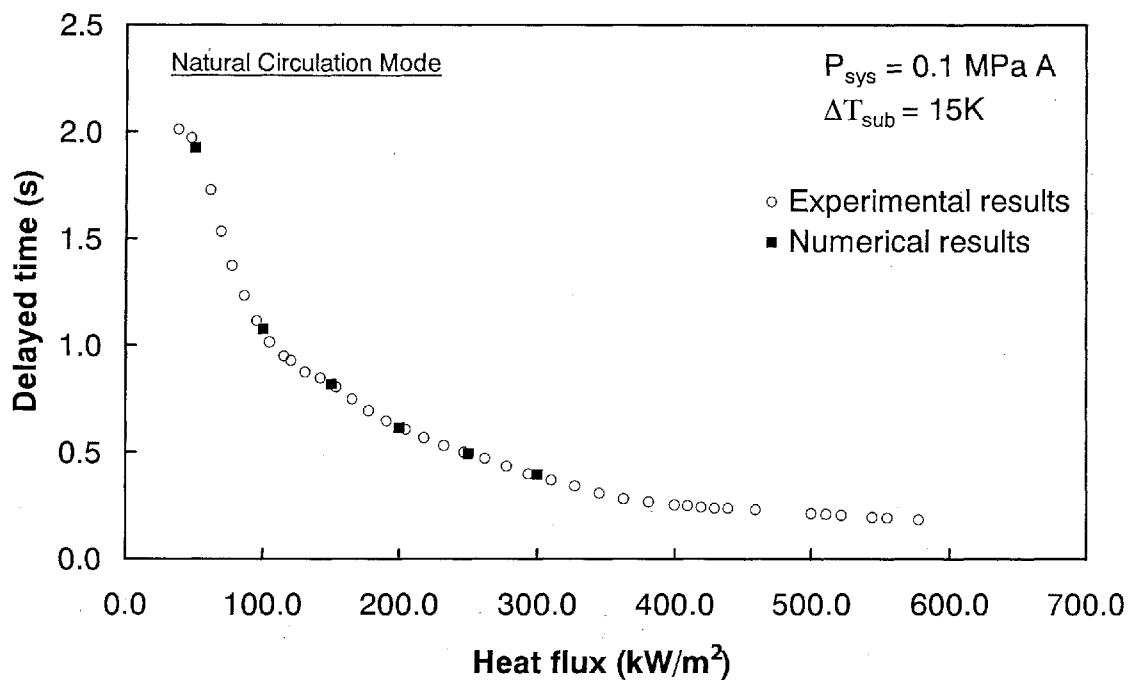


図 3.3.4-19 投入熱流束に対する沸騰遅れ時間における解析結果と実験結果の比較

(0.1 MPaA and subcooling 15 K)

3. 3. 5 チムニ内の多次元流動特性計測システムの開発

(1) はじめに

本技術開発では、低減速自然循環沸騰水型炉のチムニは分割をしない構造を採用している。定格運転時には、炉心出口のボイド率は80%程度となるため、チムニ内の二次流れによる自然循環駆動力の低下は余り問題とならないと考える。

が、起動時の低ボイド率条件下におけるチムニ内の気泡流の二次流れの発生とそれによる自然循環駆動力の減少に関しては、実証試験を実施する必要があると考える。

両相の流速、ボイド率などの二相流の基本的な流動パラメータの流路断面内の分布を計測する研究は、世界中で数多く行なわれており、大気圧下のような低圧・低温下の条件に対する計測技術としては、レーザや超音波パルスのドップラー効果を利用した計測法や画像処理法、探針プローブ法、熱線流速計などが開発され、気液二相流の流動特性の解明に大きく貢献してきた。しかし、軽水炉の運転条件である高温・高圧下における気液二相流の流動パラメータの流路断面内分布を計測できる技術は、X線、γ線や中性子線を利用したボイド率分布計測に限られている。

そこで本技術開発では、軽水炉の運転条件である高温・高圧下の気液二相流に対して流路断面内のボイド率分布、気泡速度分布と気泡体積分布を計測することが可能であり、ドイツのロッセンドルフ研究所と共同開発を実施しているワイヤー・メッシュ型気液二相流計測システム（ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法）を取り上げる。平成13年度は、最高サンプリング周波数が1,200Hzの計測システムを用いて、計測法の確立を目指した研究を実施した。また、サンプリング周波数が1,200Hzの場合には、計測可能な気泡上昇速度の計測限界が0.3m/s程度だったため、4~5m/s程度の気泡上昇流速まで10%以内の精度で計測でき、低減速自然循環沸騰水型炉の起動時の低ボイド率条件下におけるチムニ内の気泡流の二次流れ特性の計測ができるように、サンプリング周波数を10kHzに高めた計測システムを開発した。平成14年度は、13年度に開発したワイヤー・メッシュ・トモグラフ法を更に改良して計測システムとして完成させるとともに、計測制度に与えるサンプリング周波数の影響と接触型計測の影響を解明する研究を実施した。

(2) 実験装置と実験方法

本技術開発では、ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法による二相流計測システムを大気圧下の垂直矩形流路内に形成される気泡上昇流に適用した。使用した実験装置の概略図を図3.3.5-1に示す。作動流体は、イオン交換器と $5\mu\text{m}$ のフィルタを通した水道水と $5\mu\text{m}$ のエアフィルタを通した空気が用いられている。実験装置は空気供給系、水供給系、テスト部と計測系から構成されている。

テスト部は、アクリル製の矩形流路で断面は $20\text{mm} \times 100\text{mm}$ （水力等価直径 $D_h=33\text{mm}$ ）で、流路長は $1,800\text{mm}$ ($L/D_h=55$) であり、流路を平滑に保つため印籠型の複数のフランジ管が接続されて構成されており、フランジ管を組み替えることによって、入口部の整流部から下流方向に100mm毎にワイヤー・メッシュ・センサーが設置できるような構造となっている。

テスト部の上流に接続されている下部プレナムは、円形に穴の開いた分布パイプ、液体の縮流による自由加速のためにとりつけられた3次元ノズルが設置されており、それらを通って水が加

速され、整流部に流れ込む。整流部は 0.8mm の厚さの板が 5mm 間隔に格子状に固定され、均質に速度分布をさせる役割を持つ。更に、一様な乱れを作るため、ステンレス製のワイヤー格子（0.5mm メッシュサイズ）が整流板の下流に張られている。整流部の長さは 220mm である。

水は上部プレナムから下部タンクへ重力をを利用して流れる。水は下部タンクから循環ポンプによりテスト部の下部プレナムに供給される。水の流量は、オリフィス流量計で監視され、2 つの流量調整弁（粗調整用と微調整用）によって制御される。水流量の設定精度は ±1% であり、最大レイノルズ数は 8,500 (25cm/s) である。尚、下部タンクにはサブクーラーが取り付けられており、冷却水量を調整することにより循環水温を所定の値に設定できる。

気泡を発生させるために供給される空気はコンプレッサを用いて供給され、コンプレッサによる圧力振動を避け、実験中に一定圧の空気を供給するため、蓄圧器と減圧弁が取り付けられている。空気は、金属製ニードルにある空気流入孔を通じて気液混合部に供給される。空気注入孔は乱流格子の下流 110mm のところに配置されており、ニードルは外径 2mm、内径 1mm である。ニードルは壁に設置され、流れの主流方向に上向きである。すべてのニードルに同じような空気の注入特性をもたらすために平行に並べて取り付けられている。ニードルの先端は密封溶接され、流れ場への影響を最小化するために機械仕上げして、球形にしてある。ニードルにぴったり合うように流路壁につけられた金属製ソケットを用いてニードルは流路内に挿入される。これらのニードルやソケットは流れ場への影響を最小化するために配慮した。空気注入孔は y 方向に 1mm ぐらいの精度で配置できるようにしてあり、ニードルの穴と壁との最も近い距離はおよそ 1mm ぐらいである。ニードルとソケットの間の接合はゴムパッキンを用いて流路の外側で密封されている。本研究では、x 方向にニードルソケットが流路両壁の 10, 30, 50, 70, 90mm の位置に設置した。空気流量は、層流流量計を用いて監視され、流量調整弁により制御される。空気流量の設定精度は ±1.5% である。

テスト部の出口部には、拡大部と 2 つの排出管からなる上部プレナムが設置され、テスト部を流れた空気と水は分離され、空気は大気開放され、水は排出管を介して下部タンクへ戻る。また、流路内の圧力振動を防ぐために水面が一定になるように水位調整できる構造となっている。

テスト部の側面には圧力タップが取り付けられており、テスト部の各点間の差圧が計測可能な構造となっている。更に、CA シース型熱電対が水と空気の供給系にそれぞれ 2 カ所ずつ取り付けられており、空気と水の温度が監視できる。

水を循環させ、流量調整弁により水流量を所定の値に設定するとともに、下部タンクのサブクーラーの冷却水量を調整し、循環水温を所定の値に設定する。同時に、空気供給系の層流流量計の下流に取り付けられている減圧弁を所定の値に設定し、空気流量を流量調整弁により所定の値に設定して、実験を行う。

(3) ワイヤー・メッシュ型二相流計測システムの計測原理

ワイヤー・メッシュ型二相流計測システムの計測原理は、探針プローブの原理と同様に、電極間に直流電圧を印加して、流れる電流を計測することにより、気液両相の電気伝導度の差異を利用して相情報データとして記録するものである [3.3.5-1]・[3.3.5-3]。ワイヤー・メッシュ・センサーの概念図を図 3.3.5-2 に示すが、2 本の直行するワイヤー間が電極の役目となり局所抵抗が測られ、最

小距離のワイヤー間が水で満たされている場合の電気抵抗と気相が存在する場合の電気抵抗の差異を識別するものである。ワイヤー間の距離を小さくすれば、その間に気相が存在するか否かを局所的な信号として得られる。そして、多本数のワイヤーをメッシュ状に配列すれば、流路断面内の気相の瞬時存在割合分布が得られ、多数回計測された相分布データを統計処理することにより、流路断面内の時間平均ボイド率分布を求めることができる。この場合に重要なことは、縦あるいは横に張り巡らす各ワイヤーは十分に絶縁される必要があること、縦と横のワイヤーで構成される多点数の交差部、即ち、電極間（トランスマッターとレシーバー間）の流体の電気抵抗を高速スキャンしながら計測できること、並びに、ワイヤーが流れ場を乱さないような線径を選ぶことである。

また、ワイヤーのメッシュを 3 段、あるいは 2 段のメッシュを短い距離に離して設置すれば、流路断面内の同一位置に対する流れ方向の 2 区間の電気抵抗変化を計測することができ、電気抵抗変化をパターン認識することにより、気相瞬時存在割合の伝播速度が計測できることから、多点の交差部からの信号を処理することにより、流路断面内の気相の流速分布を計測することも可能である。この場合には、スキャン周波数（サンプリング周波数）と交差部の距離により、計測できる気相速度の分解能が決定される。

ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法による二相流計測システムの基本原理は、ドイツのロッセンドルフ研究所で開発され、ロッセンドルフ研究所、ドイツのチッタウ大学と東京工業大学原子炉工学研究所との共同研究により、平成 13 年度実施した研究成果に基づき、低減速自然循環沸騰水型炉のチムニ内における二相流の多次元流動特性を計測する手法として、サンプリング周波数を高め、より高速な気泡流れを計測できるワイヤー・メッシュ・トモグラフ装置を開発した。即ち、最近のデジタル機器の目覚しい高性能化により、サンプル・ホルダーを含む A/D コンバータとデータ収録の回路の高速化は容易であるが、計測回路の交流抵抗（コンダクタンスとリアクタンス）の存在により、パルス状の交流印加電圧に対して、計測用直流抵抗の両端の電圧が一定になるまでの時間を計測回路として何処まで短くできるかが、高速化の鍵を握っていた。ロッセンドルフ研究所との間で計測回路の検討を進め、サンプリング周波数を 10 倍程度まで高めることに成功した。そのシステムの仕様は以下の通りである。

- (1) 縦横各 16 本のワイヤーが 3 段で、縦横ワイヤー・メッシュ間の 256 点の交差部を 2 段有する。ワイヤー層間の距離は 1.5mm で、ワイヤーは線径 0.1mm のステンレス細線が用いられている。
- (2) 256 点×2 の交差部の電気抵抗を最大 10KHz でスキャンできる。

サンプリング周波数 : 10kHz

2 段のワイヤー・メッシュの場合 トランスマッター : 32 本、レシーバー : 16 本

3 段のワイヤー・メッシュの場合 トランスマッター : 32 本、レシーバー : 8 本が 2 段

サンプリング周波数 : 5kHz

2 段のワイヤー・メッシュの場合 トランスマッター : 32 本、レシーバー : 32 本

3 段のワイヤー・メッシュの場合 トランスマッター : 32 本、レシーバー : 16 本が 2 段

- (3) 1 回に計測できる瞬時気相分布割合の分布は 12,000 データである。

試作した 20×100mm の流路断面を有するテスト部用に試作したワイヤー・メッシュ・センサ

一の写真を図 3.3.5-3 に示す。ワイヤーは 0.15mm 径のステンレス細線で構成されている。言い換えれば、探針プローブは点測定であるのに対して、絶縁された平行して張り巡らされた複数のワイヤーを一つの層とし、このワイヤー層を 1.5mm 間隔で直行させ、3 つ層を設けることにより、流路内に多数の電極を構成している。第 1 層と第 3 層はレシーバーの役割を演じ、平行に設置され、第 2 層はこれらの層に直行に設置され、トランスマッターの役割を演じる。垂直に張られたワイヤーがレシーバー電極で、水平に張られたワイヤーがトランスマッター電極である。センサーはテスト部にフランジ接続できる構造であり、各ワイヤーの電極も一体構造となっている。電源部から各ワイヤーに電圧が供給され、各交差部の電気抵抗がスキャン方式で計測される。電圧供給系と電気抵抗計測系の電気回路を図 3.3.5-4 に示す。

図 3.3.5-5 に縦横 4 本ずつのワイヤー・メッシュ・センサーを例として示すが、S1 から S4 のスイッチにより、図 3.3.5-5 に示されたタイミングで、各トランスマッター電極には個別に電圧が印可される。腐食によるワイヤーの損傷を防ぎ、ワイヤーによる電気分解などにより生じる電気抵抗変化誤差を回避するために、印可される電圧は直流ではなく、パルス化された 1 パルスの交流である（図 3.3.5-5 の UT2 参照）。このパルスはスイッチ SP によって制御されている。電位ポテンシャルの差異により、電流がレシーバー電極に流れる。そして、レシーバーとトランスマッターシステムのインピーダンスは液体のインピーダンスよりも低く設計されている。ワイヤー・メッシュの電極を含む電気回路が直流抵抗のみで構成されているなら、パルス状の印加電圧により計測用抵抗（図 3.3.5-4 の R1-2）に電極間の電気伝導度に比例するパルス状の電流が流れ、パルス状の電圧が発生するが、ワイヤー・メッシュ間のコンダクタンスや回路上の交流に対するリアクタンスの存在のために、図 3.3.5-5 に示すようにオーバーシュートしてから一定になる電流が流れる。そのため、計測用抵抗の両端の電圧は一定になったタイミングでトリガーを発し、制御信号 S/H を持つサンプルホールド回路を介し、直流増幅器によって増幅され、AD コンバータにより、デジタル信号に変換される。このような複雑な電気回路を設計したことに利点は以下の通りである。

- (1) 検知後のローパスフィルタが不要である。
- (2) 電圧印可とサンプリング周波数を同一にできる。
- (3) 多点数の流体の電気抵抗を高速で計測できる。

計測されたデータはパーソナルコンピュータに転送され、以下のデータ処理機能を有するソフトウェアを開発した。

- (1) 2 つの平面でのボイド率分布をオンラインで可視化することによりモニタリングできる機能
- (2) 水単相流と空気単相流で取得するセンサーの較正データと気液二相流での計測データを収録する機能
- (3) 流路断面内の時間平均ボイド率分布を算出し、可視化する機能。
- (4) 気相瞬時存在割合の 2 点間の伝播速度から、気相の速度を算出する機能。

(4) データ処理法

開発したデータ処理法を以下に論じる。

a 瞬時ボイド率分布計測

流路内が水で満たされている場合と空気で満たされている場合について、各電極間の電圧 $V_w(x,y,t)$, $V_a(x,y,t)$ を較正しておく。電極周りの空間のボイド率 $\alpha(x,y,t)$ と計測された電圧 $V(x,y,t)$ との間には次式の線型関係があると仮定する。

$$\alpha(x,y,t) = \frac{V(x,y,t) - V_w(x,y,t)}{V_a(x,w,t) - V_w(x,y,t)} \quad (3.3.5-1)$$

電極は点電極ではなく直行するワイヤーなので、図 3.3.5-6 に示すような着目する計測体積の外部でワイヤーに気泡が接触すると、電極間の電圧は変化する。図 3.3.5-7 に 2 つの電極間の瞬時ボイド率に関する時間履歴を示す。最初にこのノイズレベルを調べた。計測したボイド率変動の代表的な確率密度分布を図 3.3.5-8 に示す。ボイド率変動の確率密度分布には 2 つのピークがあることが分かる。1つは 7%よりも低いボイド率の領域、もう 1 つは 7%よりも高いボイド率の領域である。7%以下のボイド率のピークは上述の原因によるノイズではないかと考え、流路断面内の別の計測体積部、あるいは、別の実験条件でのボイド率変動の確率密度分布を調べた。その結果、ボイド率 6~9% ボイド率はノイズと考えられることが明らかになった。そこで、ノイズの閾値を 10%と定めた。10%以下のボイド率に対してはそれ以上のボイド率の時間履歴から外挿する。

7%よりも高いボイド率の領域ではボイド率がおよそ均等に分布しており、あらゆる計測点に対してボイド率変動の確率密度は同じように計測される。1つの実験に対して計測されるデータ数は 20,000 点ぐらいであるので、確率密度関数の最小値は 10^{-4} である。最も高いボイド率は 70~80%ぐらいで、この領域での分布の様子は断面平均ボイド率 $\langle \alpha \rangle$ に依存している。断面平均ボイド率 $\langle \alpha \rangle$ が大きい場合には、計測される瞬時ボイド率の最大値 α_{\max} は 0.7~0.8 となるが、断面平均ボイド率が低い場合には計測される瞬時ボイド率の最大値は 0.5~0.6 となる。これは、平均ボイド率のみではなく気泡径にも大きく影響される。

b 時間平均ボイド率分布計測

詳細は後述するが、50,000 回程度データを取得し、その平均値として各計測体積内の平均ボイド率を算出する。

$$\bar{\alpha}(x,y) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \alpha(x,y,i) \quad (3.3.5-2)$$

計測された瞬時局所ボイド率を時間平均して局所時間平均ボイド率分布として求めた代表的な結果を図 3.3.5-9 に示す。空気注入孔は非対称配置の実験結果であるが、等高線図上でボイド率の最大値の生じる位置は空気注入孔の位置とほぼ一致している。

c 気泡速度分布計測

気泡の速度分布は、図 3.3.2-7 に示すように、上流側の電極間（第 1 層と第 2 層） $V_{down}(x,y,t)$ から下流側の電極間（第 2 層と第 3 層） $V_{up}(x,y,t+s)$ へのボイド率の立ち上がり時間変化の移動時間として捉え、ボイド率の時間履歴の相互相関 $R(x,y,s)$ を求める。相互相関の最大値の対する時間遅れ τ を求める。

$$R(x,y,s) = \int_t^{t+s} V_{down}(x,y,t)V_{up}(x,y,t+s)dt \quad (3.3.5-3)$$

次に、上下流側の電極間距離（現在のセンサーでは 1.5mm）と時間遅れから各計測点での気泡速度 $u_g(x,y,t)$ を求める。流路全体の分布を得る。

高速度デジタルビデオカメラを用いてワイヤー・メッシュ・センサー近傍の気泡の動きを撮影するために、図 3.3.5-3 に示したアクリル製のワイヤー・メッシュ・センサーを用いて低ボイド率条件下において高速度デジタルビデオカメラで撮影した。代表的な画像を図 3.3.5-10 に示す。

ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法に基づく二相流計測システムによりサンプリング周波数 500Hz と 1,200kHz で計測した時間平均気相速度 $u_{G,WMT}$ の結果と高速度デジタルビデオカメラを用いた画像処理から計測した気泡速度 $u_{G,camera}$ の結果を比較して図 3.3.5-11 に示す。気相流速が低い場合には、サンプリング周波数の如何を問わず、両者の計測法による計測結果は一致する。しかし、気相速度が高くなるとサンプリング周波数が 1,200Hz 以上では、両者の計測法による計測結果の差異は 5% 以内であり、よい一致が得られるが、サンプリング周波数が 500Hz では 10% 以上の誤差が現れる。この原因は、電極間の気泡の通過時間に対するサンプリング回数に依存する。高い気相速度条件に対して、高精度で気相流速を測定するためには、サンプリング周波数を高めるか、トランスマッターとレシーバーから構成される電極を 2 組としてその距離を広げる必要がある。

また、垂直矩形流路内の時間平均気相速度分布を計測した代表的な結果を図 3.3.5-12 に示す。同図に示されている実験条件の空気注入孔は非対称配置である。

d 気泡体積分布計測

気泡が電極間を通過する時間 δt に対する平均ボイド率を求める。

$$\bar{\alpha}(x,y,t) = \frac{\int_t^{t+\delta t} \alpha(x,y,t)dt}{\delta t} \quad (3.3.5-4)$$

次に、この局所平均ボイド率と局所気泡速度から次式を用いて気泡体積を求める。

$$V_B = \delta x \delta y \delta t u_g(x,y,t) \bar{\alpha}(x,y,t) \quad (3.3.5-5)$$

ここで、 δ_x と δ_y はワイヤーの縦横方向の距離である。但し、ワイヤーの幅より小さな気泡が複数同時に測定体積内を通過する場合には、それらを一つの気泡として認識してしまう。

図 3.3.5-13 に示すように、1つの気泡が隣り合った2つ以上の電極間で同期して計測される場合には、次式で合算して

$$V_B(t) = \sum_{i=1}^n V_{Bi}(x, y, t) \quad (3.3.5-6)$$

を求め、気泡径 D_B は気泡を球形と仮定して

$$V_B = \frac{\pi}{6} D_B^3 \quad (3.3.5-7)$$

として求める。

図 3.3.5-14 に流路断面内の時間平均局所気泡体積分布の代表的な計測結果を示す。同図に示されている実験条件の空気注入孔は非対称配置である。

気泡径の確率密度分布を求めた代表的な結果を図 3.3.5-15 に示す。同図から、気泡径のピーク値は約 5mm であるが、気泡径平均値は 5.5mm となることが分かる。

e データ数と再現性

次に、ボイド率と気相速度分布の計測精度に与えるにデータのサンプル数の影響を流路断面平均の値として調べた。その結果を図 3.3.5-16 に示す。データサンプル数が 50,000 を超えるとボイド率と気泡速度計測の再現性は 1% 程度に収束することが分かる。

(5) 実験結果

a 計測精度に及ぼすサンプリング周波数の影響

1) 気泡形状とボイド率

ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法のサンプル周波数の計測結果に及ぼす影響を調べることを目的として、気泡流、単一スラグ流について、一定の計測時間（10 秒）として、サンプリング周波数を 0.1, 1, 10kHz と変化させて実験を行った。結果においてデータサンプル数はそれぞれのサンプリング数に対して 10^3 , 10^4 , 10^5 である。

時系列の代表的な計測結果を図 3.3.5-17 に示す。同図から、高いサンプリング周波数の方が明らかに細部まで気泡の形を捉えていることが分かるが、図 3.3.5-17(a)に示す気泡流の場合には、サンプリング周波数 1kHz で、一方、図 3.3.17(b)に示すスラグ流の結果では、0.1kHz でも十分に気泡の構造を捉えられていることが分かる。気泡の形を捉えるために要求される最小のサンプリング周期 ΔT_{WB} は、気泡上昇速度と気泡体積に依存し、以下の式で評価される。

$$\Delta T_{w,B} = \frac{\Delta_w + D_b}{u_{GG}} \quad (3.3.5-8)$$

ここで、 Δ_w はワイヤー・メッシュ・センサーのワイヤー層間の距離を、 D_b は気泡径を、 u_{GG} は気泡上昇速度を意味する。

瞬時計測されたボイド率の確率密度分布を図 3.3.5-18 に示す。 $\langle u_G \rangle = 20 \text{ mm/s}$ の時、サンプリング周波数の変化は確率密度分布に余り影響を及ぼさないが、 $\langle u_G \rangle$ が減少するとサンプリング周波数の影響を与えることが確認された。さらに、時間平均ボイド率分布の測定結果を図 3.3.5-19 に示す。 $\langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ の時を図 3.3.5-19(a)に、 $\langle u_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$ の時を図 3.3.5-19(b)に示しており、両者でサンプリング周波数の影響が確認された。この影響は、式(1)により以下のように考えられる。まず、(1)式より、サンプリング周波数は、気泡径が小さく、気泡上昇速度が大きい場合に計測誤差に影響を与える。

2) 気泡上昇速度

気泡上昇速度に対するサンプリング周波数の影響を調べるために、気泡上昇速度が低い場合 $\langle u_L \rangle = 100 \text{ mm/s}$ 、 $\langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ 、高い場合 $\langle u_L \rangle = 200 \text{ mm/s}$ 、 $\langle u_G \rangle = 50 \text{ mm/s}$ について比較した。ワイヤー間隔が 1.5mm のとき、サンプリング周波数 0.1kHz では気泡上昇速度が計測することが困難であったため、1kHz と 10kHz のそれぞれのサンプリング周波数で計測したときの確率密度分布を比較し、結果を図 3.3.5-20 に示す。それぞれ気泡上昇速度が低い場合の結果を図 3.3.5-20(a)に、高い場合の結果を図 3.3.5-20(b)に示しており、サンプリング周波数が同一の場合は、確率密度分布は類似しており、10kHz の結果は 1kHz の結果より高い速度領域に広がっている。このことは、サンプリング周波数を高くすることにより、時間分解能がよくなり、計測できる気泡上昇速度の最大値が上昇することを意味している。

次に、気泡上昇速度分布の測定結果を図 3.3.5-21 に示す。気泡上昇速度が低い場合の結果を図 3.3.5-21(a)に示すが、サンプリング周波数が 1kHz、10kHz の計測結果の間には明確な差異は見られなかった。一方、気泡上昇速度が高い場合の計測結果を図 3.3.5-21(b)に示すが、1.5m/s 以上の範囲で明確な差異が見られる。1kHz での計測では、1.5m/s 以上での計測ができていないことが分かる。

ハイスピードカメラとワイヤー・メッシュ・トモグラフ法で計測された流路断面内の時間平均気泡上昇速度を比較した。ハイスピードカメラでの可視化の都合上、低ボイド率領域（3%以下）で比較を行った。1kHz と 10kHz での結果を比較したものを図 3.3.5-22(a)に示す。各々のサンプリング周波数で、気泡上昇速度 0.5m/s 以下の範囲で 10%以内の誤差であることが分かった。また、はっきりとした両者の差異も認められなかった。ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法を用いサンプリング周波数 1kHz と 10kHz で計測した 気泡上昇速度を比較したものを図 3.3.5-22(b)に示す。気泡上昇速度 0.5m/s 以上で、それぞれのサンプリング周波数でのデータの間には明確な差異が見られた。1kHz より 10kHz の方が気泡上昇速度は計測精度が高いことを物語っている。特に、気泡上昇速度が高くなるとこの傾向はより顕著になる。

3) 気泡径分布と気相見かけ速度

図 3.3.5-23 に気泡径分布の計測結果の一例を示す。同図は $\langle u_G \rangle = 1\text{-}10 \text{ mm/s}$ の間で変化させ、 $\langle u_L \rangle = 100 \text{ mm/s}$ で一定の条件下の計測結果を示している。この実験条件下では、計測結果に及ぼすサンプリング周波数の影響は余り見られない。

気相見かけ速度は、ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法で計測した時間平均ボイド率分布と気泡上昇速度分布から算出した時間平均の気相見かけ速度と層流流量計 (Laminar Flow Meter : LFM) で計測した結果の比較を図 3.3.5-24(b) に示す。図 3.3.5-24(a) には層流流量計で計測された気泡の見かけ速度と流路断面平均速度の関係を併せて示す。 $\langle u_G \rangle = 30 \text{ mm/s}$ 以下の範囲で、LFM と比較して 15% 以内の誤差で、1kHz と 10kHz の差異は認められなかった。このときの流量条件は、気泡上昇速度 0.5m/s 以下である。気泡上昇速度 0.5m/s 以上になると、1kHz において LFM との間に差異が見られる。

気相見かけ速度 $\langle u_G \rangle$ の誤差は、計測されたボイド率と計算された気泡上昇速度から次式で評価される。

$$\Delta u_G(\varepsilon, u_{GG}) = \frac{\partial u_G}{\partial \varepsilon} |\Delta \varepsilon| + \frac{\partial u_G}{\partial u_{GG}} |u_{GG}| \quad (3.3.5-9)$$

上式を評価するために、気相見かけ速度 $\langle u_G \rangle$ に対する $\langle u_{GG} \rangle$ と $\langle \varepsilon \rangle$ の影響を図 3.3.5-25 に示す。結果から、全体の誤差は、図 3.3.5-25(a) に示すように、サンプリング周波数 10kHz での計測の方が減少している。a. で議論したように 1kHz と 10kHz では、気泡の形状を捉えるには同様の精度を持っているので、サンプリング周波数の変化による誤差は、気泡上昇速度の精度に主に依存していると考えられ、特に高い $\langle u_G \rangle$ でそれが顕著である。次に、図 3.3.5-25(b) と(c) は、サンプリング周波数 1kHz, 10kHz それぞれでの誤差に対する $\langle u_{GG} \rangle$ と $\langle \varepsilon \rangle$ の影響の寄与を示している。低い $\langle u_G \rangle$ 領域でボイド率の影響が、一方、高い $\langle u_G \rangle$ 領域では気泡上昇速度の影響が支配的であることが明らかに見られる。さらに、10kHz では、ボイド率の影響が支配的な領域がより高い $\langle u_G \rangle$ まで広がっていることが分かる。よって、サンプリング周波数を高くすることにより、精度は、ボイド率の精度、つまりワイヤー・メッシュ・トモグラフ法の精度によるところが大きく、気泡上昇速度の精度、つまり計算手法による影響は小さくなることを物語っている。 $\langle u_G \rangle$ の誤差は、最小化するようにすべきであり、そのためには、ボイド率の計測誤差へと近づけるのが望ましい。そのためには、サンプリング周波数は高い方が好ましい。

b 計測精度に及ぼす接触型計測の影響

1) 気泡形状とボイド率

計測精度に及ぼす接触計測による影響を定性的に評価するために、上流側計測平面と下流側計測平面から得られた時間・空間気相構造の比較を行った。結果を図 3.3.5-26 に示す。同図に示す t^* は仮想時間で、流れ方向の長さを断面平均気泡上昇速度で割ったものである。同図の結果から、気泡径の小さい気泡流 ($U_G = 2.5 \text{ mm/s}$)、中間の気泡径の気泡流 ($U_G = 20 \text{ mm/s}$)、気泡、スラグの混合流 ($U_G = 50 \text{ mm/s}$) の気液二相流構造を観察した。ワイヤーによる流れの乱れがない理想

状態を考えると、それぞれの計測平面の間隔が 2mm と狭いので、それぞれの平面で計測された気泡の輪郭は、一致もしくは、重なると考えられる。しかし、ワイヤーの存在により、全ての実験条件によって、気液界面での変形が確認された。また、流量条件と気泡径の変形との関係は、同図の結果からは特定できなかった。

一方、定量的には、上流側計測平面と下流側計測平面から得られたボイド率の確率密度分布を比較した結果を図 3.3.5-27 に示す。同図より、高ボイド率は減少し、下流側計測平面でボイド率レベルが低くなっている。これは、真中のワイヤー平面下流での“water bridge”に寄るものであると考えられる。“water bridge”とは、気泡が、ワイヤーによってブロックされ、ワイヤー下流の領域には存在しないことによる、下流側計測平面での高ボイド率の減少と横方向への広がりが見られることを意味する。

ボイド率計測の乱れの度合いを確認するために、二次元の流量条件でのボイド率偏差のマッピングを行った。ボイド率の偏差は、次式で定義される。

$$\langle \varepsilon \rangle_{dev} = \frac{\langle \varepsilon \rangle_{up} - \langle \varepsilon \rangle_{down}}{\langle \varepsilon \rangle_{up}} \quad (3.3.5-10)$$

$\langle \varepsilon \rangle_{up}$ と $\langle \varepsilon \rangle_{down}$ は、それぞれ上流、下流側計測平面で得られた時間空間平均ボイド率を表している。マッピングの結果を図 3.3.5-28 に示す。○がそれぞれの $\langle U_G \rangle$, $\langle U_L \rangle$ の流量条件での値を示している。コンターレベルは、それぞれの流量条件でのボイド率の偏差を補間している。

この結果より、流れの乱れの度合いは、明らかに $\langle U_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$ 付近のときに最小になっている。一方、2つの領域において、大きなボイド率の偏差が見られる。一つ目の領域は、 $\langle U_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ 付近で、マイナスの偏差があるときである (black zone)。この領域では、ボイド率が下流側計測平面で大きくなっている。これは、気泡の減速効果による影響であると考えられる。気泡が減速すると、気泡が計測体積内に存在する時間が長くなり、下流計測平面でのボイド率が大きくなる。二つ目の領域は、 $\langle U_G \rangle$ が高く、 $\langle U_L \rangle$ が低い領域で、プラスの偏差があるときである (white zone)。これは、“water bridge”による気泡の変形、分裂の影響が支配的であると考えられる。気相は、計測体積内のワイヤーの下流で遮られる、下流側計測平面での低ボイド率領域を増加させる。

上記の議論のために、計測されたボイド率の空間分布が上・下流側平面で同一もしくは、類似していることを前提としている。それを示したもののが図 3.3.5-29 に結果を示す。それぞれの計測平面での $x_1 = 11 \text{ mm}$ での x_2 方向の時間平均ボイド率を示している。上流、下流側計測平面でのボイド率分布がほぼ一致していることが分かる。

2) 気泡上昇速度

流路断面で $\langle U_G \rangle$ が一定であると仮定すると、気泡上昇速度は 1 つの計測平面での計測による計算が可能である。そこで、ワイヤー・メッシュ・センサーの上下流計測平面より得られた流路断面平均ボイド率と上記の仮定から、それぞれの計測平面における気泡の流路断面平均速度は次式で評価される。

$$\langle U_{GG} \rangle_{WMT,up} = \frac{\langle U_G \rangle}{\langle \varepsilon \rangle_{up}} \quad (3.3.5-11)$$

$$\langle U_{GG} \rangle_{WMT,down} = \frac{\langle U_G \rangle}{\langle \varepsilon \rangle_{down}} \quad (3.3.5-12)$$

減速レベルは、2つの気泡上昇速度の差異によって次式によって評価される。

$$\langle U_{GG} \rangle_{WMT,dev} = \frac{\langle U_{GG} \rangle_{WMT,up} - \langle U_{GG} \rangle_{WMT,down}}{\langle U_{GG} \rangle_{WMT,up}} \approx \frac{\langle \bar{\varepsilon} \rangle_{up}^{-1} - \langle \bar{\varepsilon} \rangle_{down}^{-1}}{\langle \bar{\varepsilon} \rangle_{up}^{-1}} \quad (3.3.5-13)$$

$\langle U_{GG} \rangle_{WMT,dev}$ のマッピングを図 3.3.5-30 に示す。大きな減速効果 (20%) が、 $\langle U_G \rangle$ が低い時 (1mm/s) に確認された。しかし、減速効果の傾向は、 $\langle U_G \rangle$ が高くなるにつれて減少していく、 $\langle U_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$ のとき最も影響が小さくなっている。 $\langle U_G \rangle$ が高くなるにつれて、気泡は、ワイヤーの抵抗に打ち勝つのに十分な大きな慣性を持ち、気泡上昇速度は、 $\langle U_G \rangle$ が低い状態より早く元の状態に回復すると考えられる。しかし、 $\langle U_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$ より高くなると、気泡の変形が支配的になる。そのために起こるマイナス領域 (white zone) は、“water bridge” と気泡の分裂による下流側計測平面でのボイド率の減少しているものと考えられる。

低ボイド率域で、別のイメージプロセッシング手法として、ハイスピード CCD カメラ (Fast Cam-Net 500/1000/Max) を適用した。得られた画像の例を図 3.3.5-31 に示す。気泡上昇速度は、気泡表面が軸方向にある一定距離 (本実験では、ワイヤー平面間距離に等しい 2mm) を通過する時間から評価した。気泡上昇速度は、気泡の上部表面と下部表面の平均で評価された。

気泡の上部表面と下部表面で評価された速度を図 3.3.5-32(a) に示す。センサー上流では、上部表面と下部表面での速度にはっきりとした差異は見られない。わずかな差異は、気泡の上昇過程での自然な気泡変形によるものであると考えられる。センサー内部では、上部表面がわずかに下部表面より速くなっている。センサー上流と比較して、センサー内では明らかに気泡の変形が見られた。つまり、これは、この位置での気泡上部表面速度は減速時の平均速度であると考えられ、気泡下部表面速度が正常状態に回復したときの平均速度であると考えられる。この上部表面の速度がわずかに上昇する現象は、上流の流れによる慣性効果によるものであると考えられる。センサーのすぐ下流 ($x \sim 2\delta$) では、反対に、上部表面は、下部表面よりもゆっくりと移動している。この位置では、上部表面速度はワイヤーの存在に影響を受けるが、一方下部表面速度は影響されない。より下流域 ($x \sim 4\delta$) では、両表面間の差異はなくなり、ワイヤーの影響がなくなっていると考えられる。

気泡上昇速度の軸方向分布を図 3.3.5-32(b) に示す。同図から、気泡の減速特性が低ボイド率領域においてよく似ていることが分かる。気泡上昇速度は、センサー内部で、上流の 40 から 50% の減少が見られる。しかし、センサーであるワイヤーは、空間分解能 (2δ) 以内の上流の流れと、センサーから 4δ 下流の流れに影響を与えないことが分かった。

(6) まとめ

低減速自然循環沸騰水型炉の起動時には、低ボイド率の気泡流がチムニ内に現れることが想定

される。この条件下では、自然循環流量は未だ低いため、気泡は中心部に集まって液相の速度より高い速度の上昇流が生じ、周辺では気泡流量を補うために液相の下降流が形成されることが想定される。このような気泡流の二次流れが発生すると、チムニ内で十分な水頭差が得られないために循環流量が低下することが考えられる。この気泡流の二次流れの現象を解明するとともに、チムニの分割の必要性と必要な場合の最適な分割を検討するためには気泡流の多次元流動特性を調べる必要がある。しかし、実機条件下で適用可能な計測システムはX線やγ線を利用したボイド率分布計測計のみである。そこで、水と蒸気の電気伝導度差により流路内のボイド率分布、気泡の速度分布、気泡体積分布を効率よく計測でき、実機の運転条件である高温・高圧下の二相流にも適用できるワイヤー・メッシュ・トモグラフ法に基づく計測システムを開発し、計測精度を調べる研究を行い下記のことを明らかにした。

- (1) 平成13年度の研究から、低減速自然循環沸騰水型炉のチムニ内における二相流の多次元流動特性を計測する手法としてはサンプリング周波数を高める必要があることが判明したので、サンプル・ホルダーを含むA/Dコンバータとデータ収録の回路を高速化するとともに、計測回路の交流抵抗（コンダクタンスとリアクタンス）の存在により、パルス状の交流印加電圧に対して、計測用直流抵抗の両端の電圧が一定になるまでの時間を短くすることにより、サンプリング周波数を1.2kHzから10kHzに高めることに成功し、より高速な気泡流れを計測できるワイヤー・メッシュ・トモグラフ装置を開発した。
- (2) 流路内のボイド率分布、気泡の速度分布、気泡体積分布を計測できるデータ処理法を確立した。
- (3) 時間平均のボイド率分布と気泡上昇速度分布の計測に関しては、サンプルデータ数を10,000回以上のデータを統計処理することにより、計測誤差は1%程度に収束する。
- (4) サンプリング周波数を1kHz以上にすれば、時間平均ボイド率分布を10%以内の計測誤差で計測できる。
- (5) サンプリング周波数が1kHzでは、計測可能な気泡上昇速度は0.4m/s程度であった。実験装置の制約上、気泡上昇速度は1.3m/s以下の条件で実験を行ったが、サンプリング周波数を10kHzに高めた結果、10%の計測誤差で計測できた。サンプリング周波数が1kHzと10kHzの結果の比較から、サンプリング周波数が10kHzの場合は、4m/s程度の気泡上昇速度まで計測誤差が10%程度で計測できる。

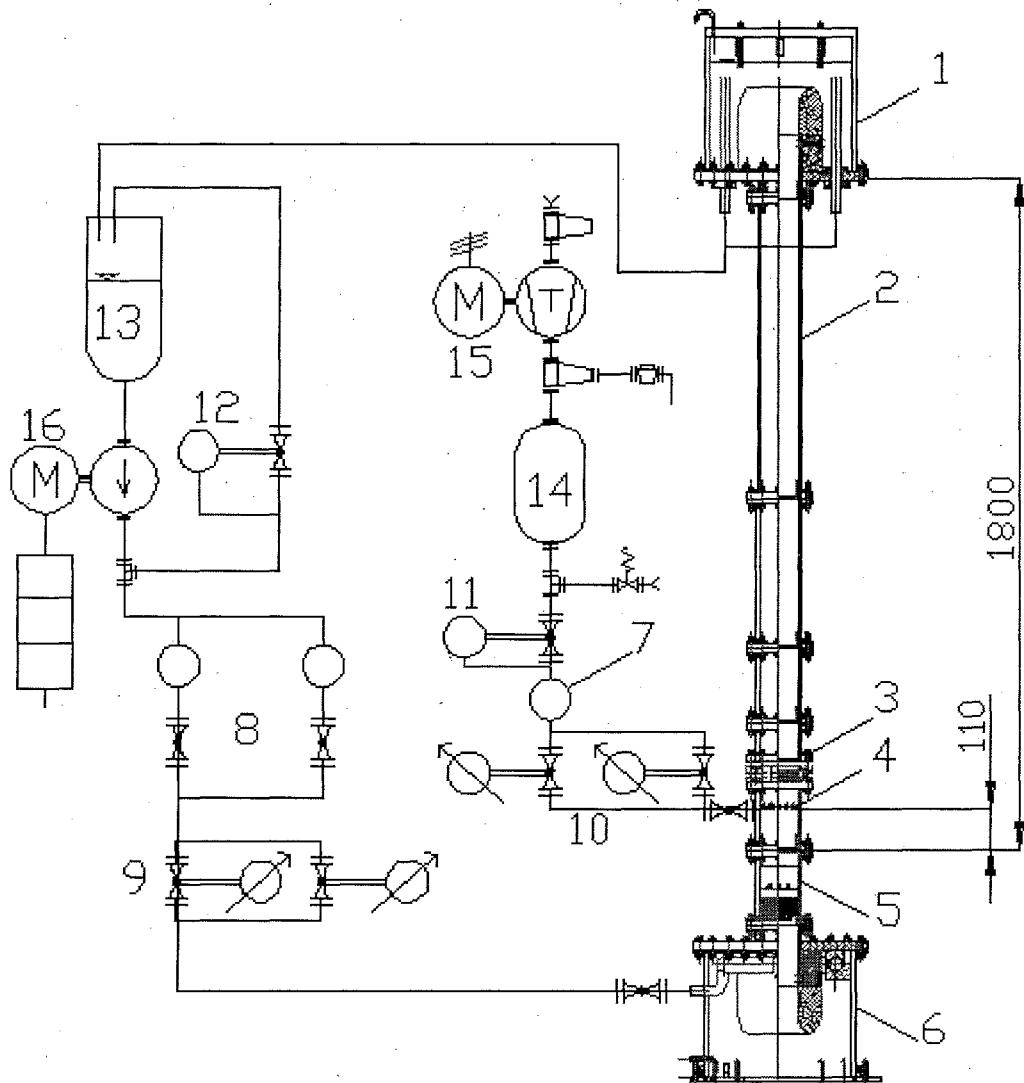
接触型のワイヤー・メッシュ・センサーを用いることによるワイヤー・メッシュ・トモグラフィ法の計測精度について、気泡流から気泡からスラグ流の流動条件と関連づけ、以下のことことが明らかになった。

- (6) ワイヤー・メッシュ・センサーは、流動条件により流れの乱れの度合に影響を与えることが観察され、接触計測による流れを乱す特性として、 $\langle U_G \rangle$ が高い場合は気泡の変形と分裂を、 $\langle U_G \rangle$ が低い場合は気泡の減速を誘起する。
- (7) センサーが引き起こす減速効果は、低ボイド率領域で大きくなり、ボイド率が増加するにつれ減少する。
- (8) 低ボイド率領域において、減速効果におけるそれぞれのワイヤー平面の影響が、WMTとハイスピードカメラでの計測結果を比較することにより、ワイヤー・メッシュ・センサーが存

在しても、センサー間の幅の2倍以上離れた上流側と、8倍以上離れた下流側の流れには影響を与えない。

参考文献

- 3.3.5-1 Prasser, H.M., Boettger, A. and Forslund, R., A New Electrode-Mesh Tomograph for Gas-Liquid Flow, *Flow Measurement and Instrumentation*, 9 (1998) 111-119.
- 3.3.5-2 Richter, S., Aritomi, M. and Hampel R., Method for Studies on Bubbly Flow Characteristics Using a New Wire-Mesh Tomograph, *2nd Japan-European Two-Phase Group Meeting*, Tsukuba (2000.9) D2.1-10.
- 3.3.5-3 Richter, S., Aritomi, M. and Hampel R., A New Electrode-Mesh Tomograph for Advanced Study on Bubbly Flow Characteristics, *4th Workshop on Stationary and Transient Two-Phase Flow Measurement Techniques*, Rossendorf (2000.11) 1-12.



- ① 気水分離器, ② テスト部, ③ ワイヤー・メッシュ・センサー, ④ 空気注入部
- ⑤ 整流部, ⑥ 下部プレナム, ⑦ ストレナー, ⑧ オリフィス流量計, ⑨ 流量調整弁,
- ⑩ 流量調整弁, ⑪ 層流流量計, ⑫ バイパス弁, ⑬ 下部タンク, ⑭ 蓄圧器,
- ⑮ コンプレッサー, ⑯ 循環ポンプ

図 3.3.5-1 実験装置の模式図

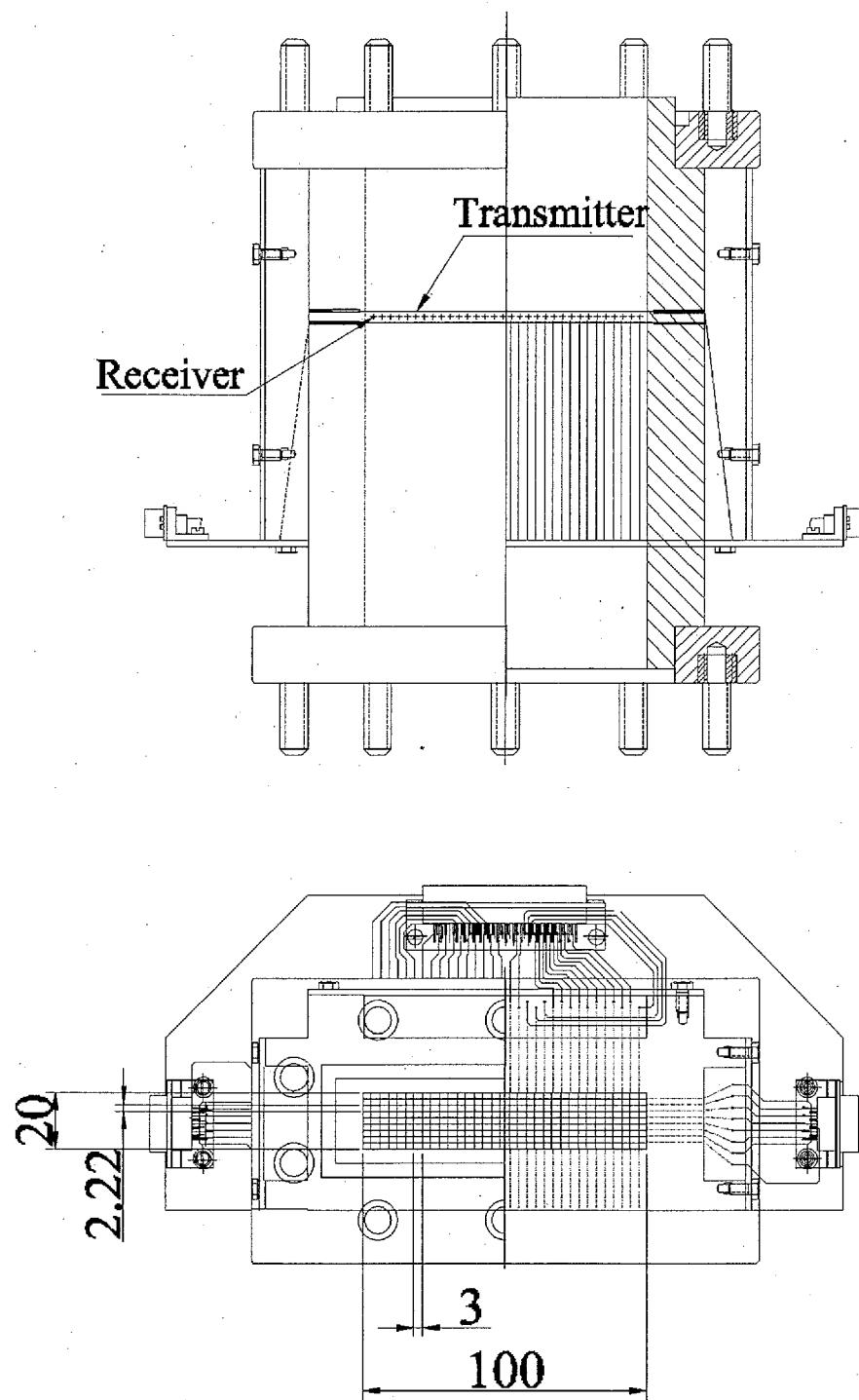


図 3.3.5-2 ワイヤー・メッシュ・センサーの概念図

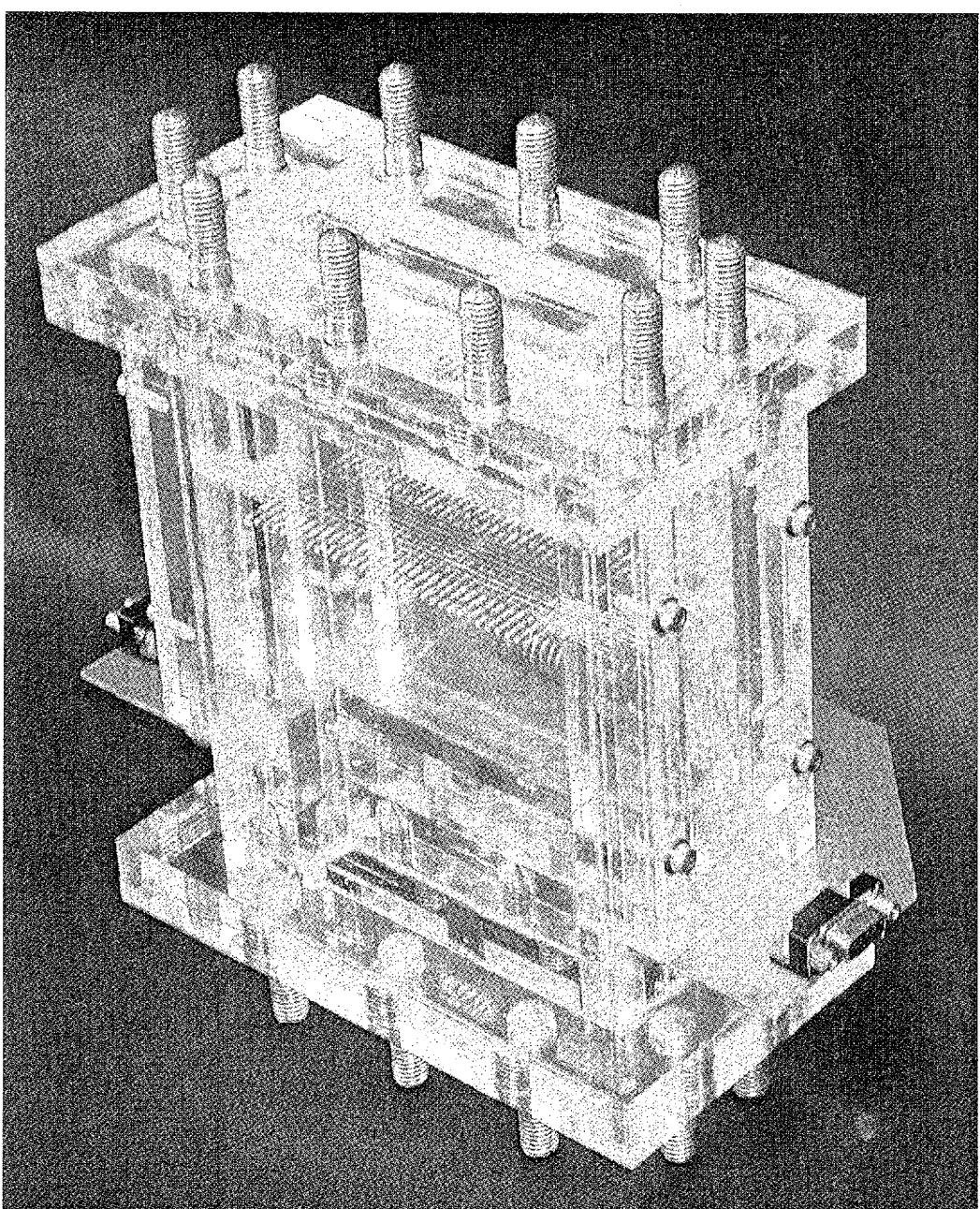


図 3.3.5-3 画像処理用ワイヤー・メッシュ・センサー

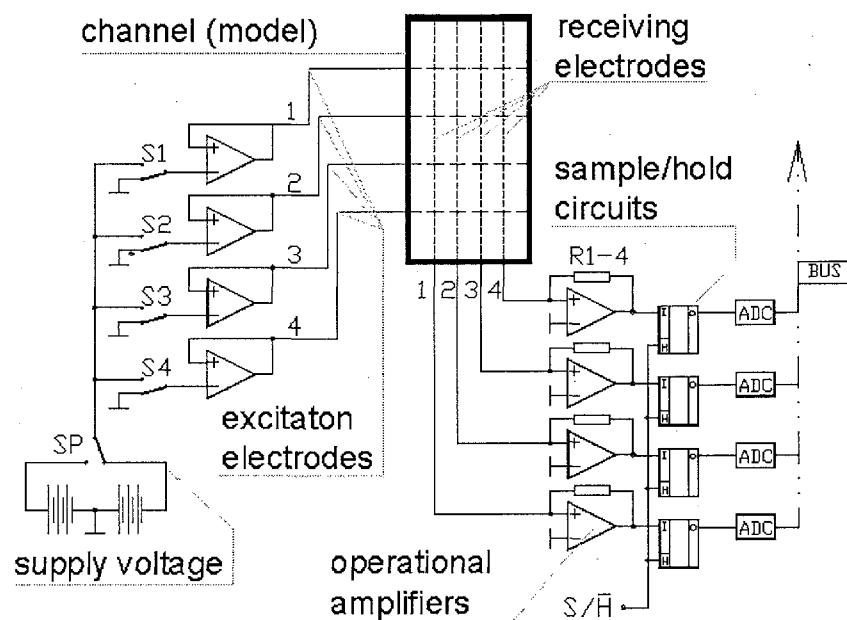


図 3.3.5-4 ワイヤー・メッシュ型二相流計測システムの電気回路

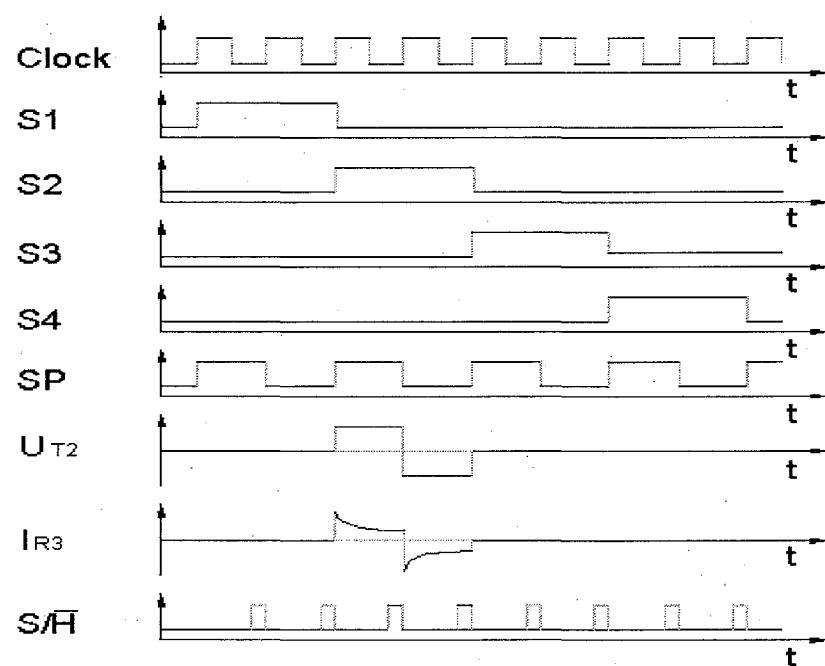


図 3.3.5-5 ワイヤー・メッシュ型二相流計測システムの制御回路

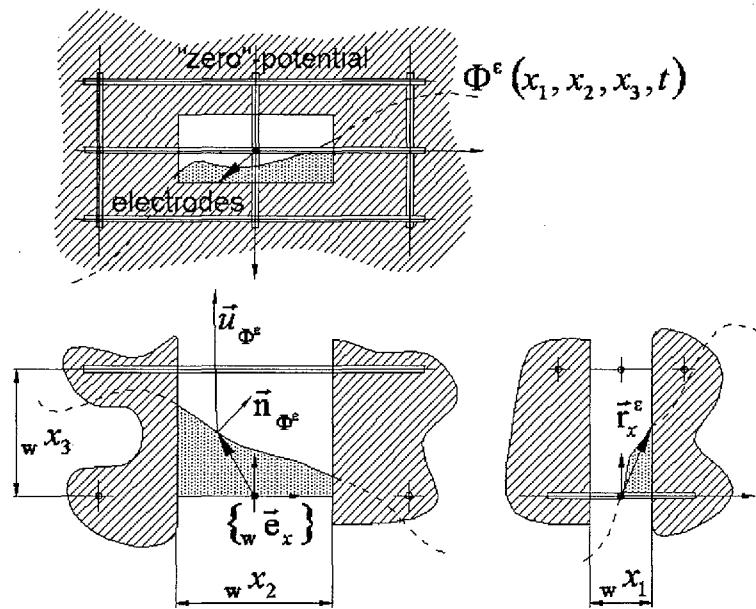


図 3.3.5-6 計測体積の模式図

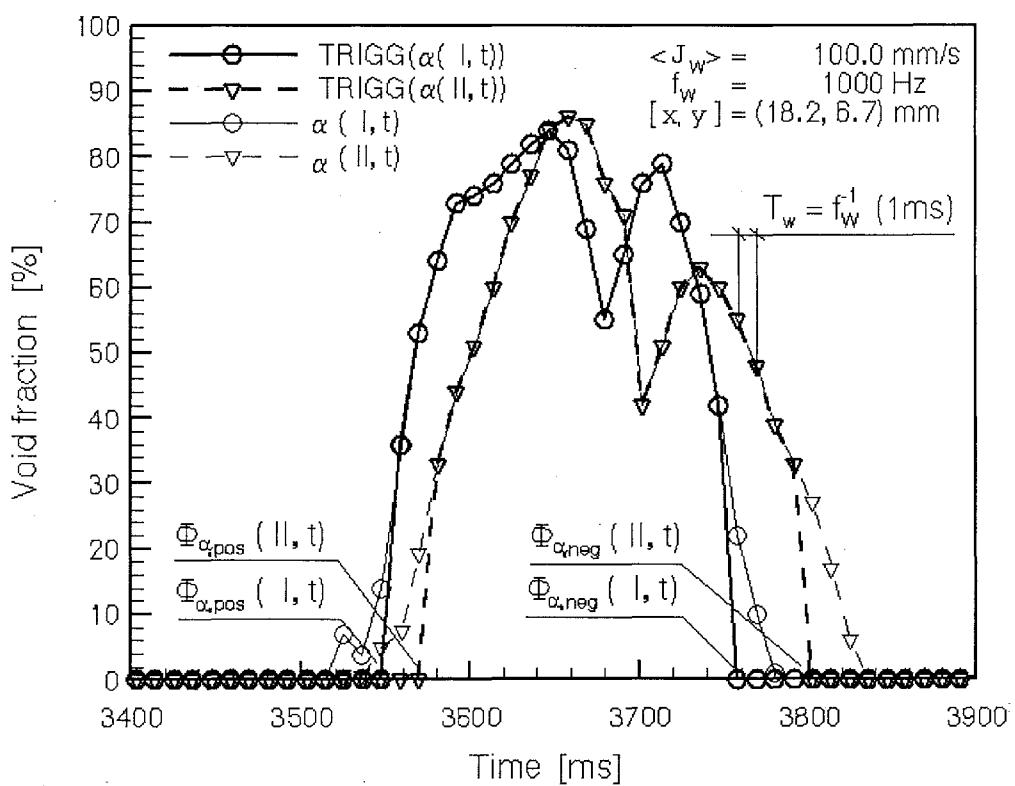


図 3.3.5-7 上下流側電極間におけるボイド率変動履歴

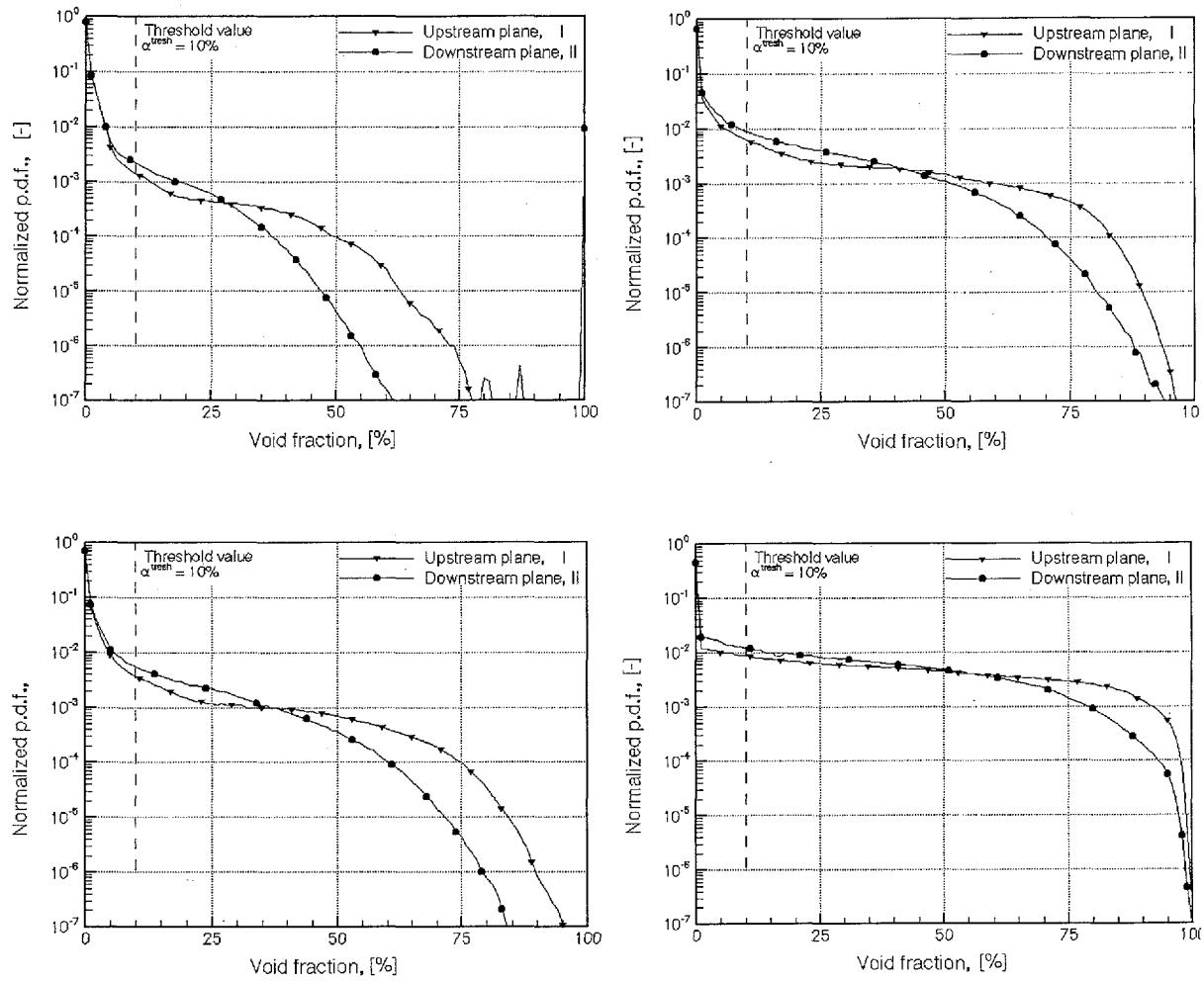


図 3.3.5-8 局所ボイド率の確率密度分布

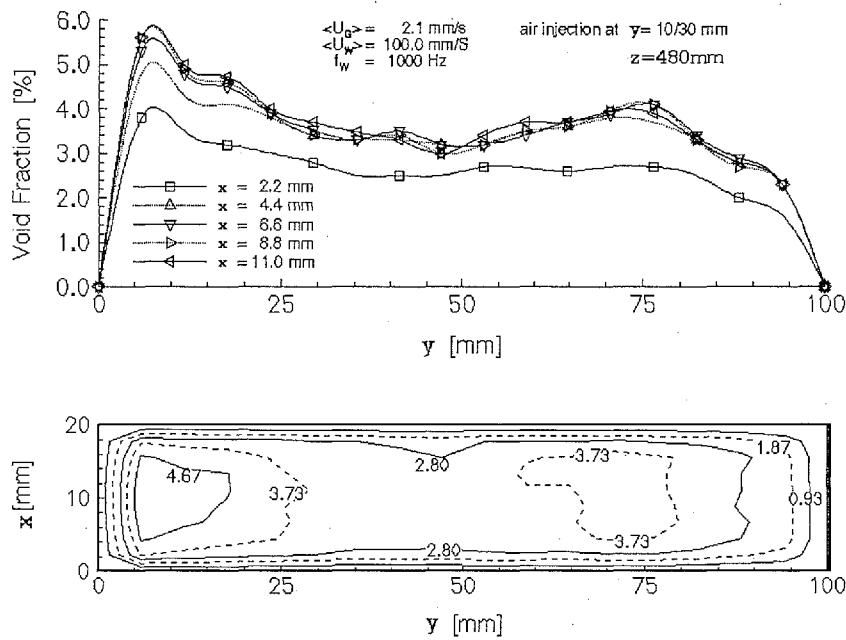
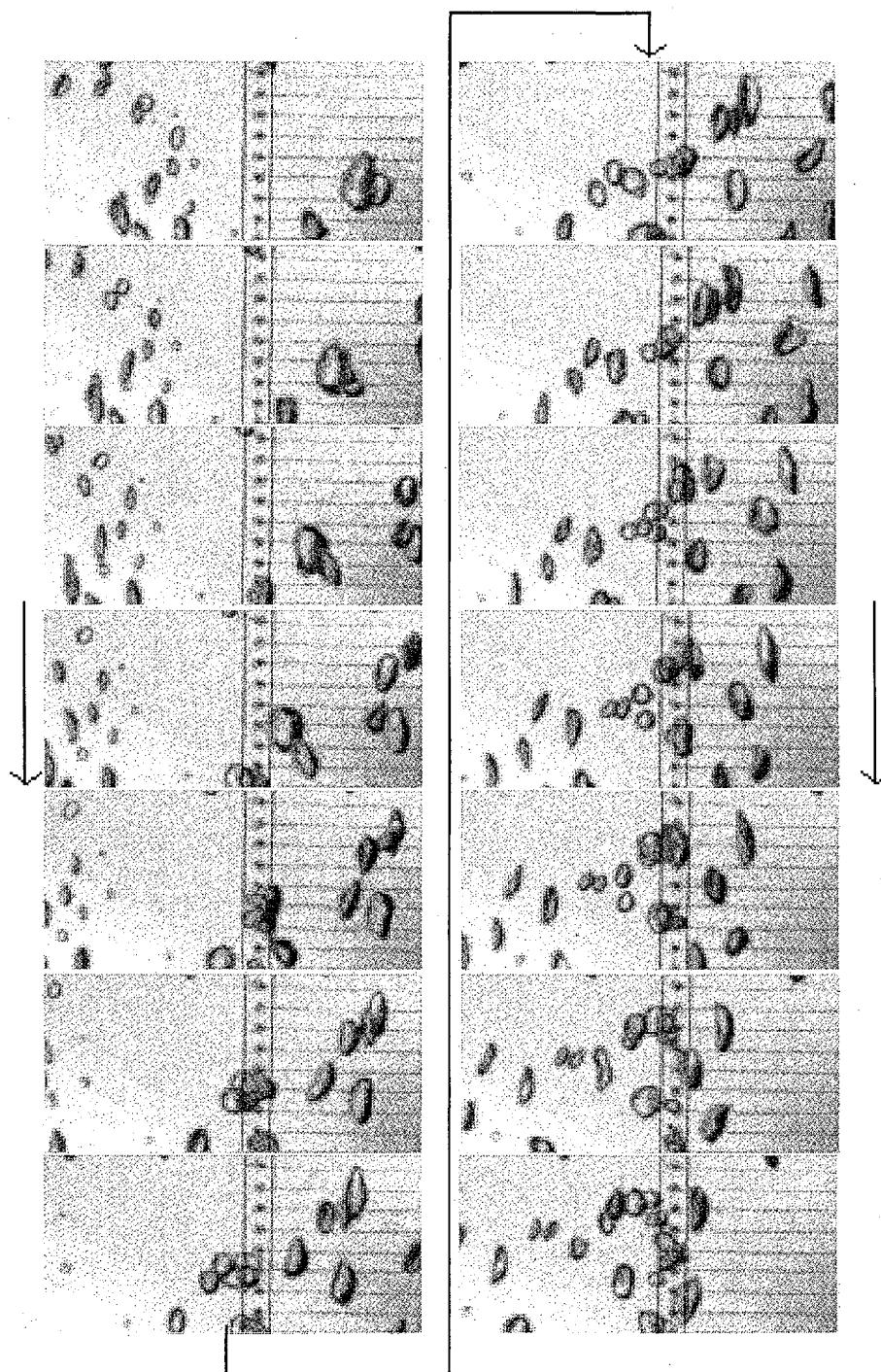


図 3.3.5-9 流路断面内の時間平均ボイド率分布



気泡の時系列変化(0.01s 毎)

$U_G=2\text{mm/s}$

$U_L=100\text{mm/s}$

図 3.3.5-10 高速度ビデオカメラの撮影画像

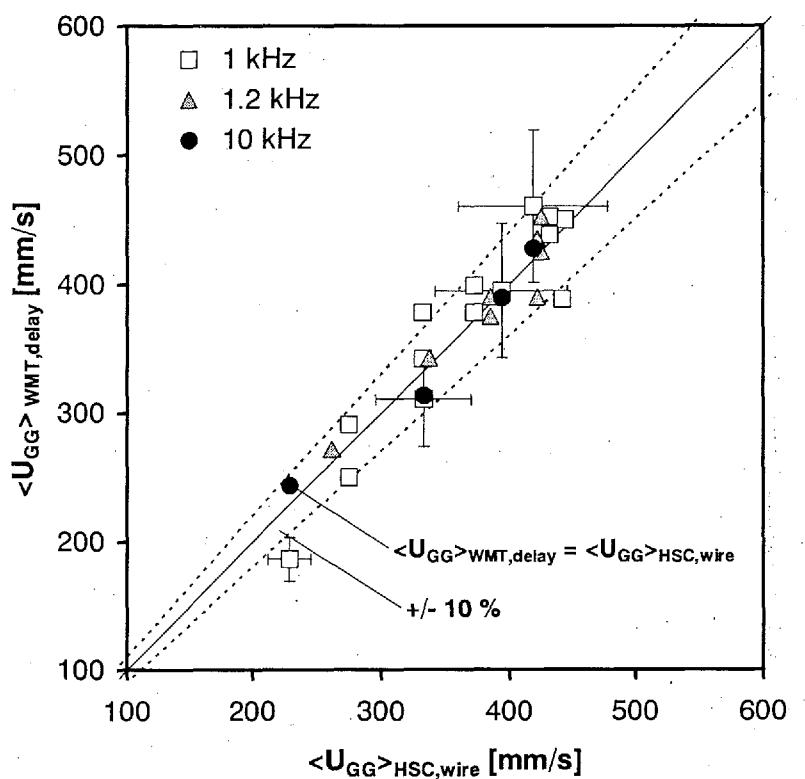


図 3.3.5-11 気相速度の計測結果と画像処理による計測結果の比較

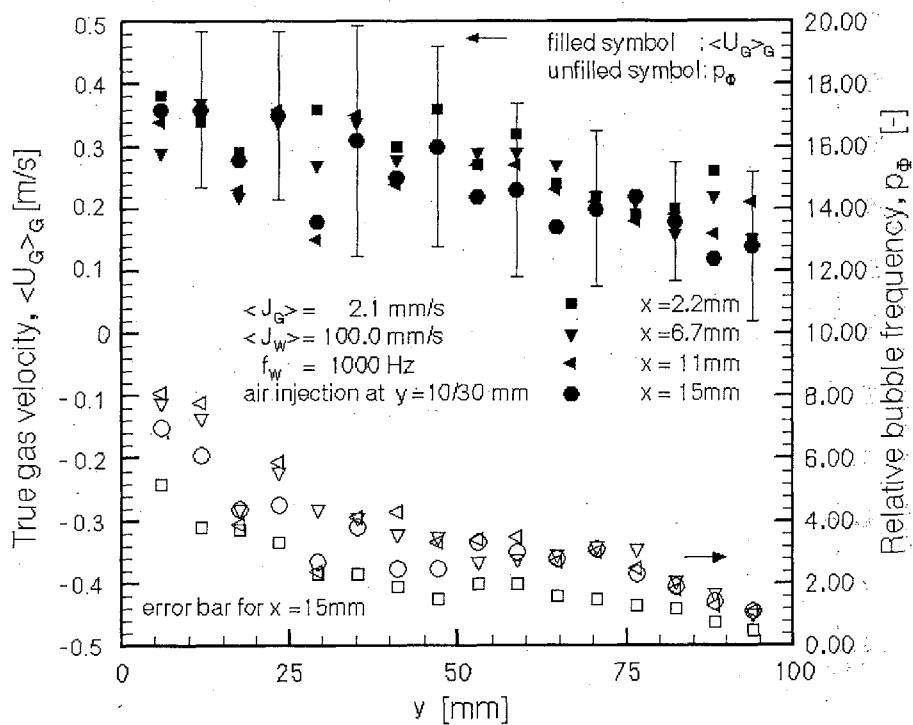


図 3.3.5-12 流路断面内の時間平均気相速度分布

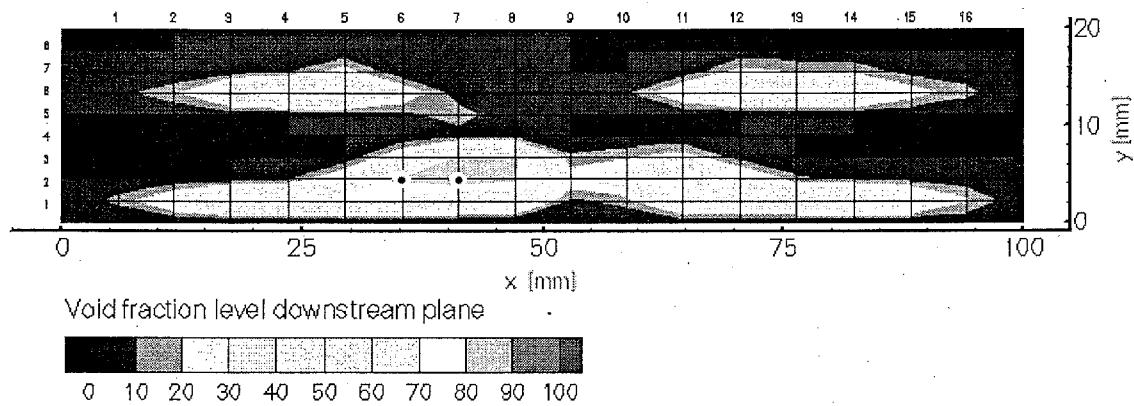


図 3.3.5-13 隣接する計測体積内のボイド率変動の同期

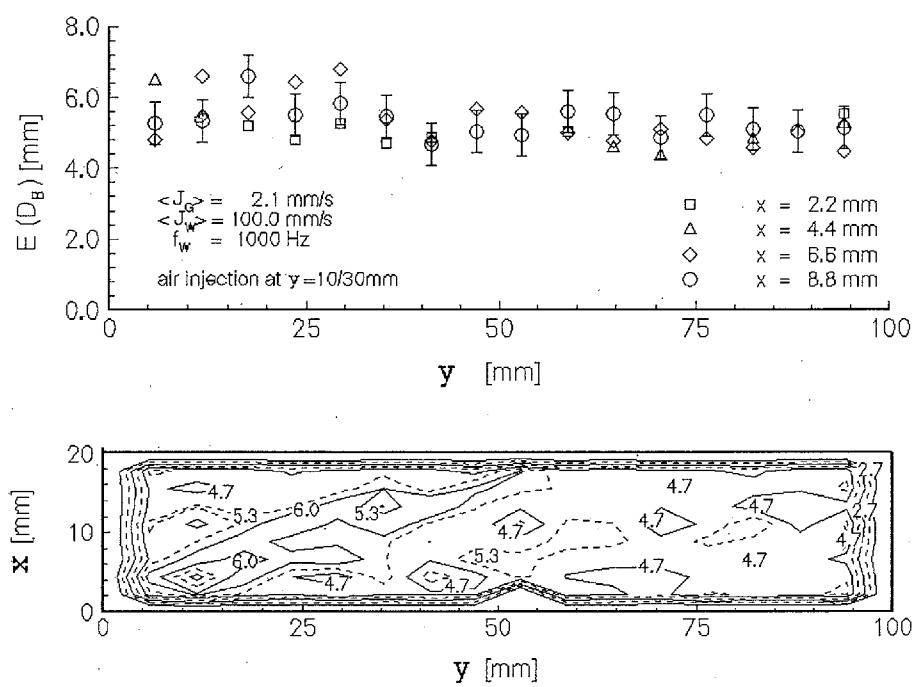


図 3.3.5-14 流路断面内の時間平均気泡径分布

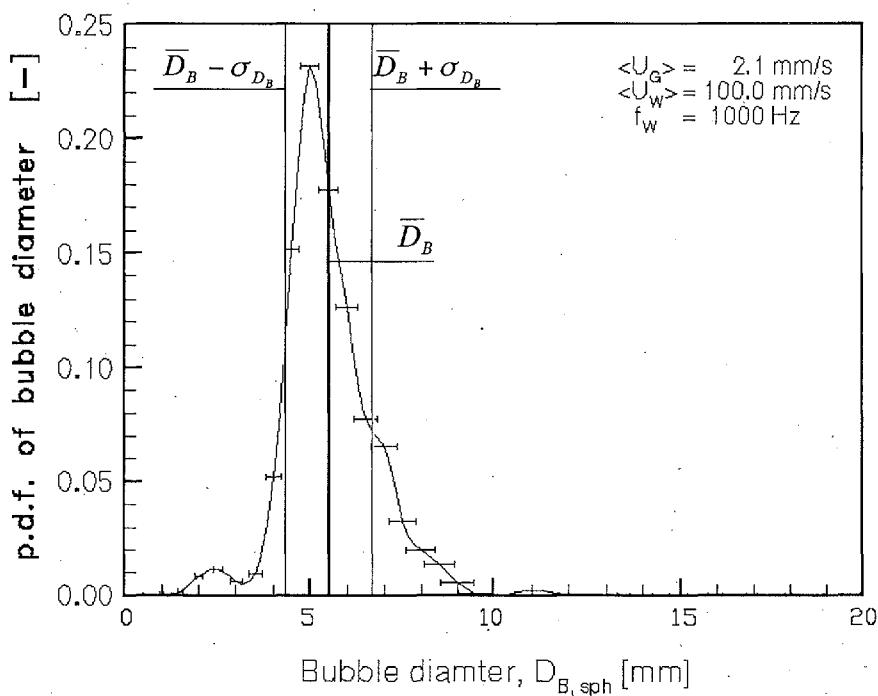
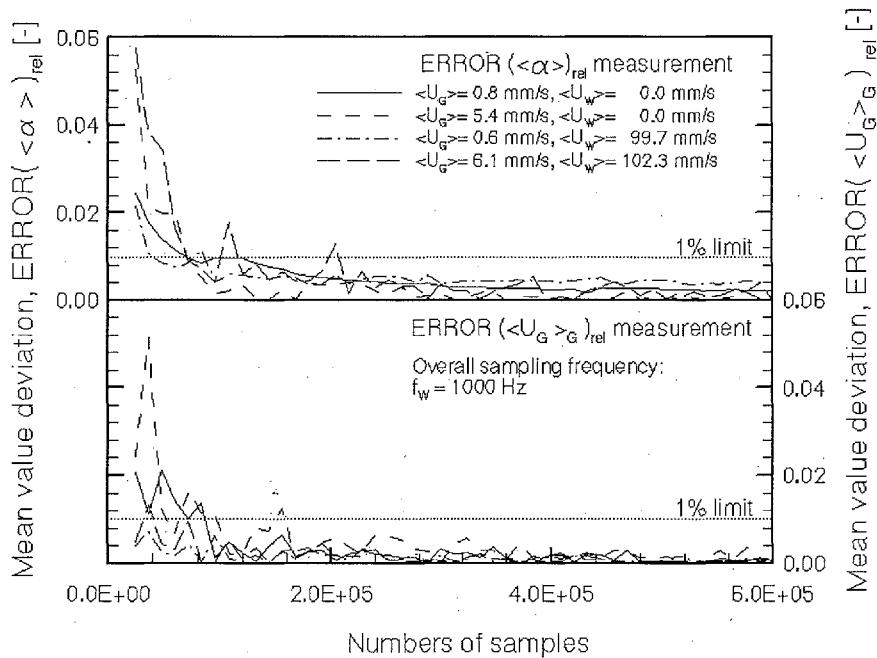
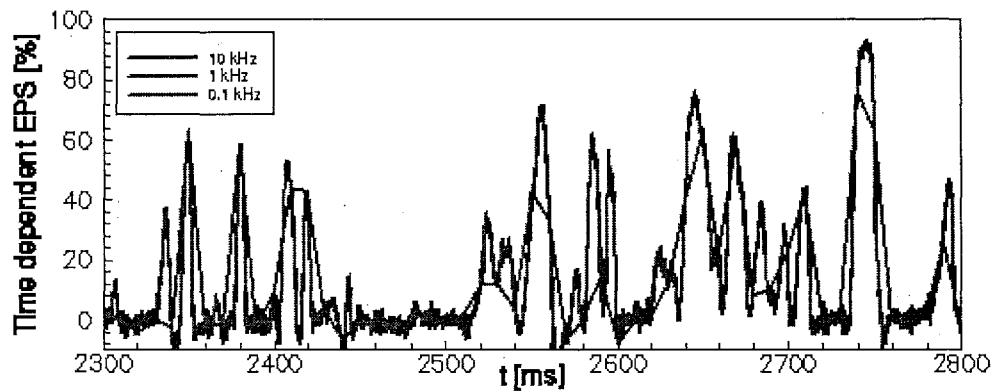
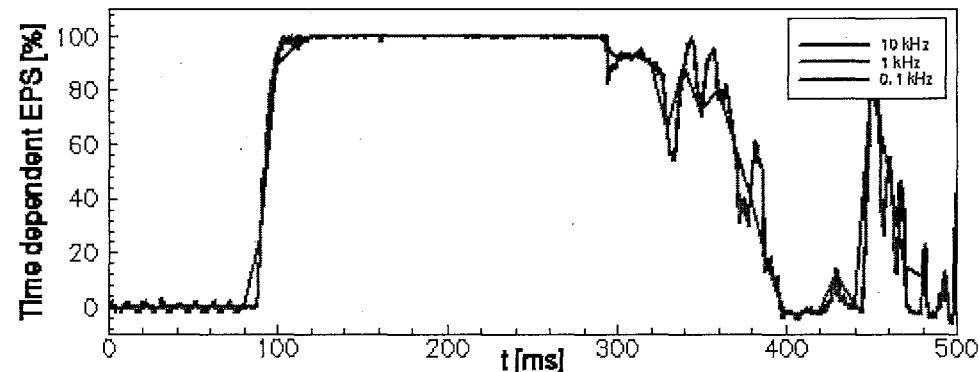


図 3.3.5-15 気泡径の確率密度分布

図 3.3.5-16 時間平均ボイド率分布と気相速度分布の再現性に及ぼす
サンプルデータ数の影響



(a) Bubbly flow



(b) Slug flow

図 3.3.5-17 ボイド率の時間履歴

(サンプリング周波数の影響)

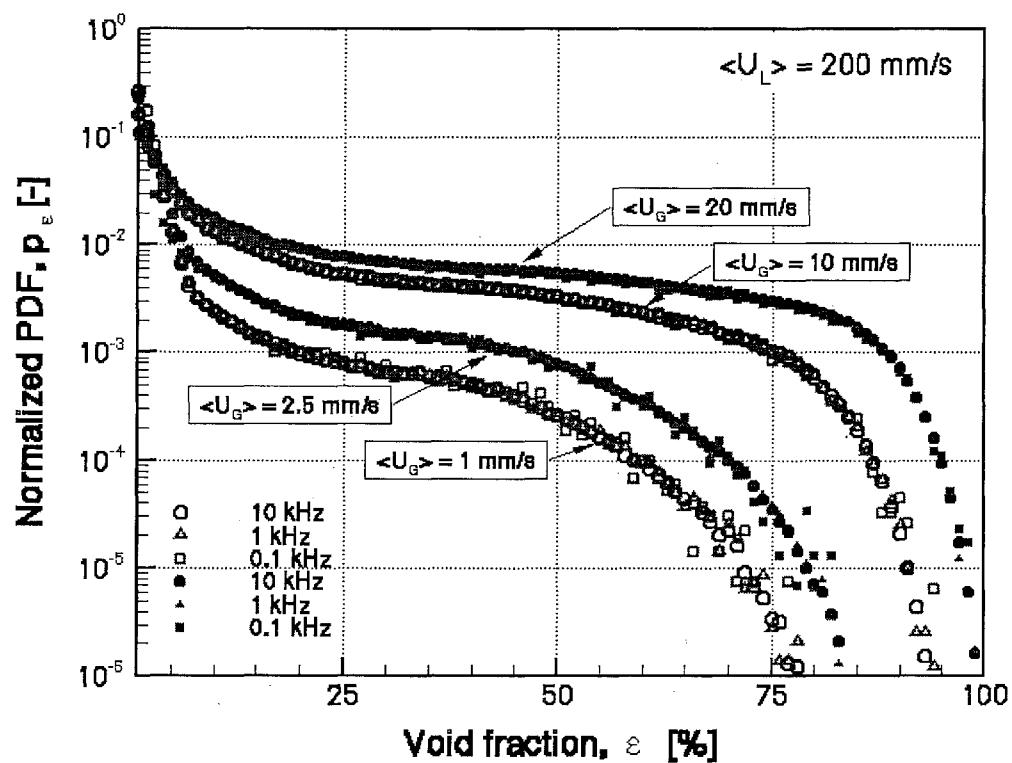


図 3.3.5-18 ボイド率の無次元確率密度分布
(サンプリング周波数の影響)

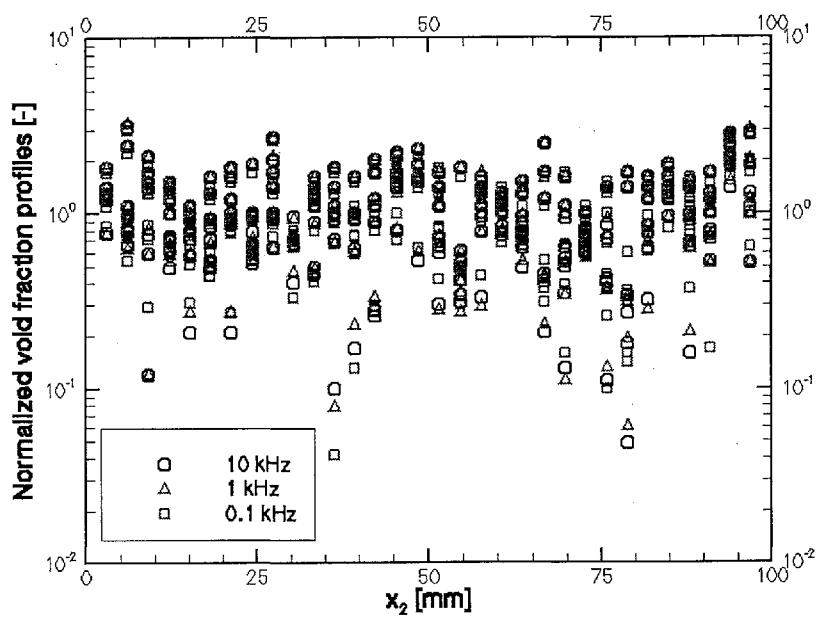
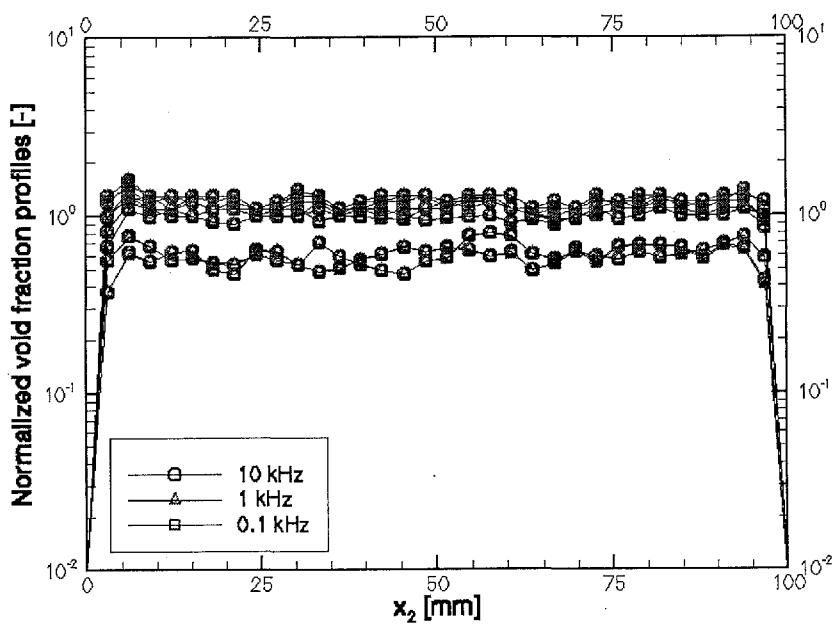
(a) $\langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ (b) $\langle u_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$

図 3.3.5-19 無次元時間平均ボイド率分布
(サンプリング周波数の影響)

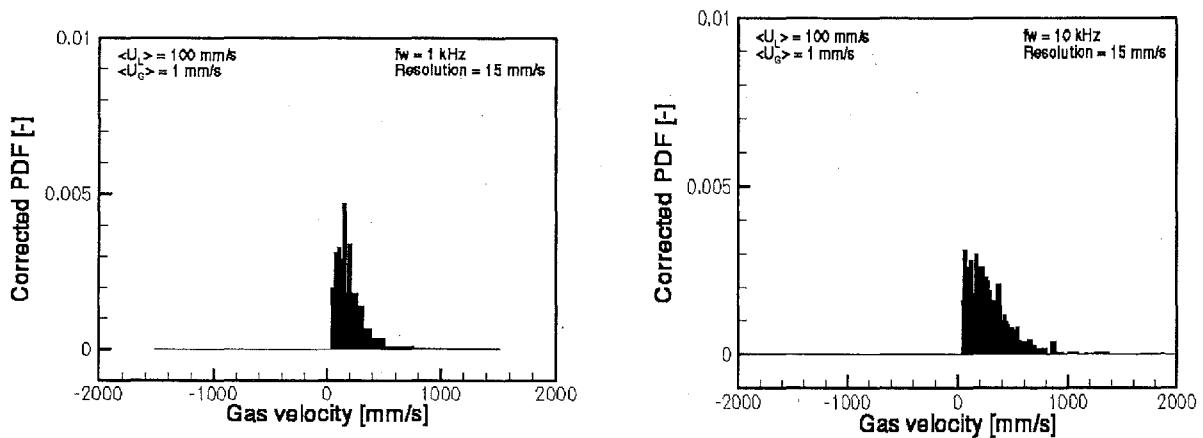
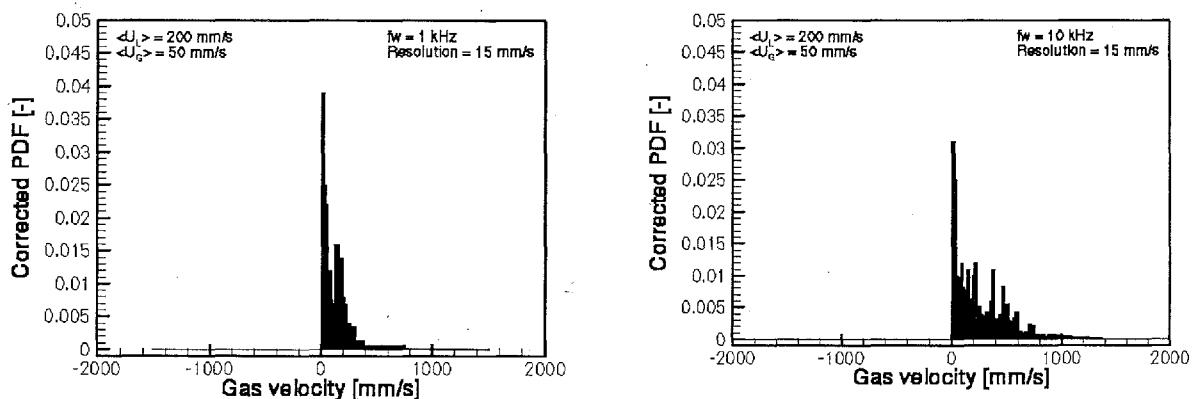
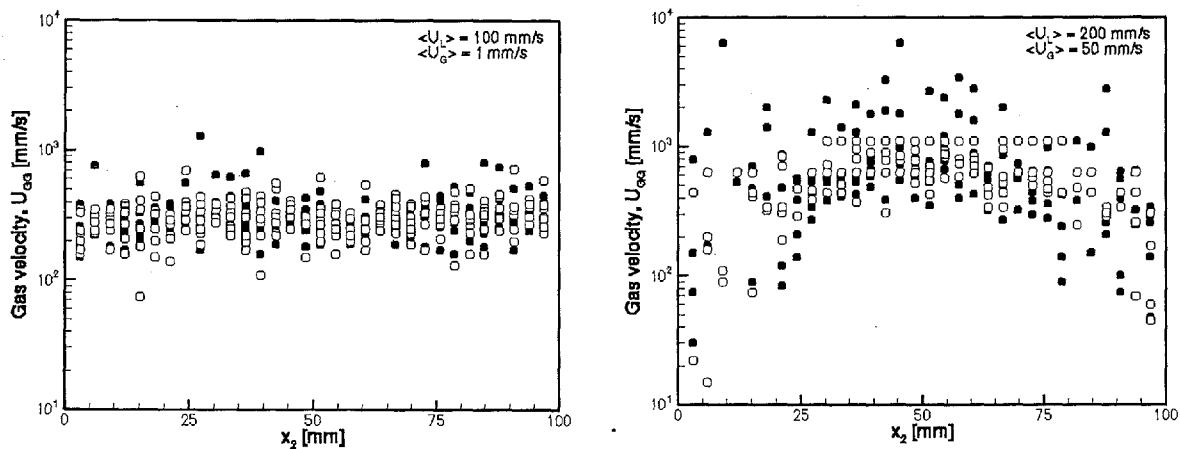
(a) Low gas velocity; $\langle u_L \rangle = 100 \text{ mm/s}$, $\langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ (b) High gas velocity; $\langle u_L \rangle = 200 \text{ mm/s}$, $\langle u_G \rangle = 50 \text{ mm/s}$

図 3.3.5-20 気泡上昇速度の確率密度分布

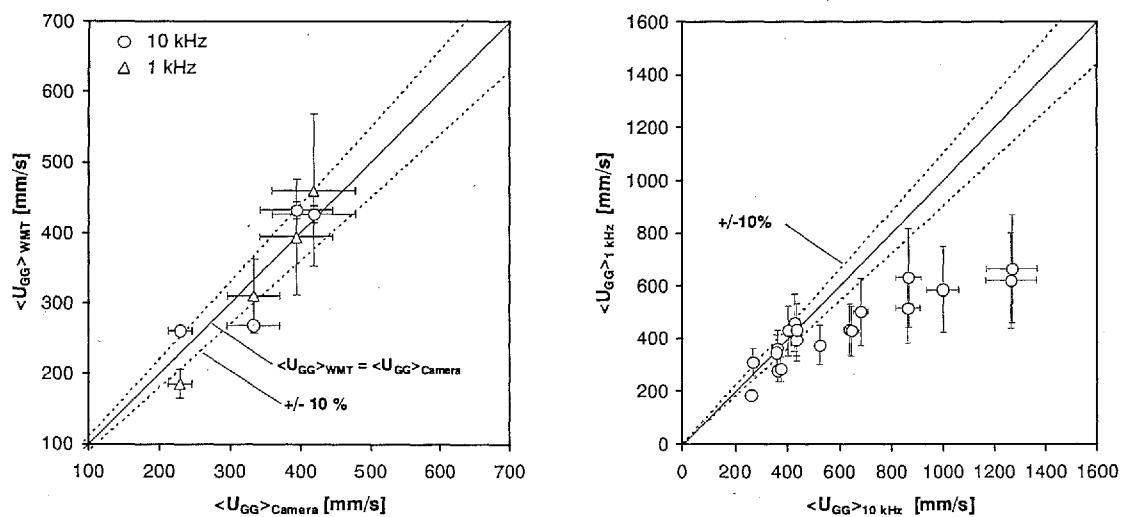
(サンプリング周波数の影響)



(a) Low gas velocity;
 $\langle u_L \rangle = 100 \text{ mm/s}, \langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$

(b) High gas velocity;
 $\langle u_L \rangle = 200 \text{ mm/s}, \langle u_G \rangle = 50 \text{ mm/s}$

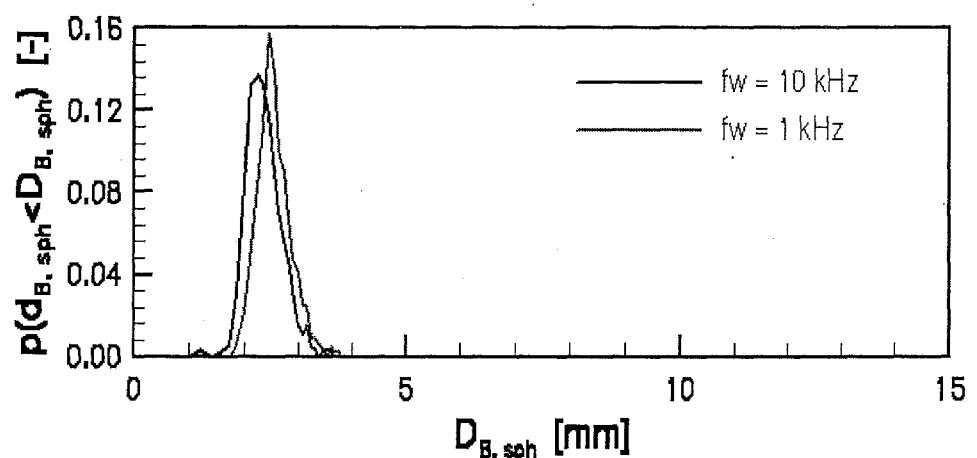
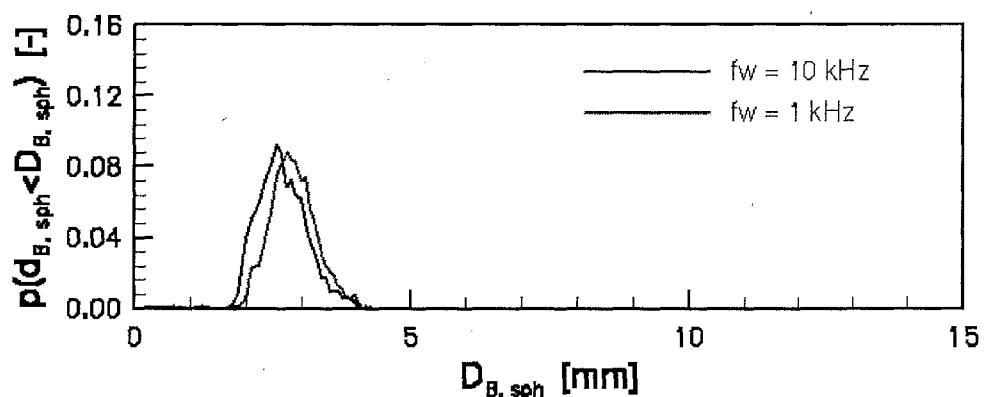
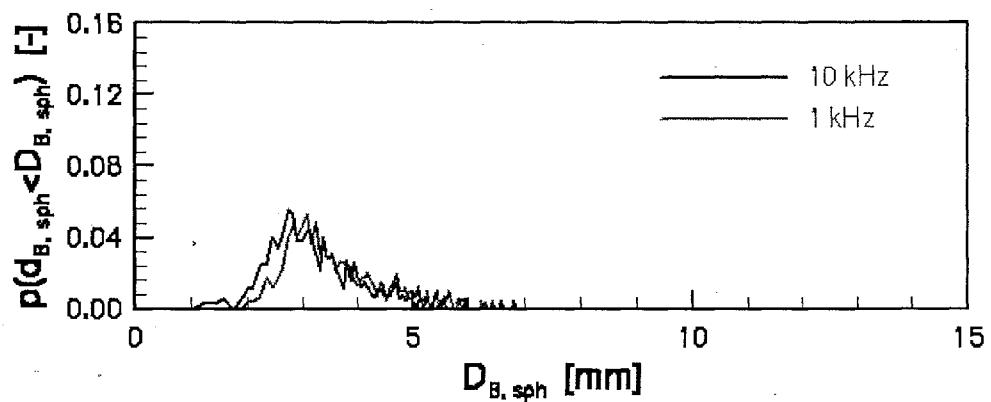
図 3.3.5-21 気泡上昇速度分布
(サンプリング周波数の影響)

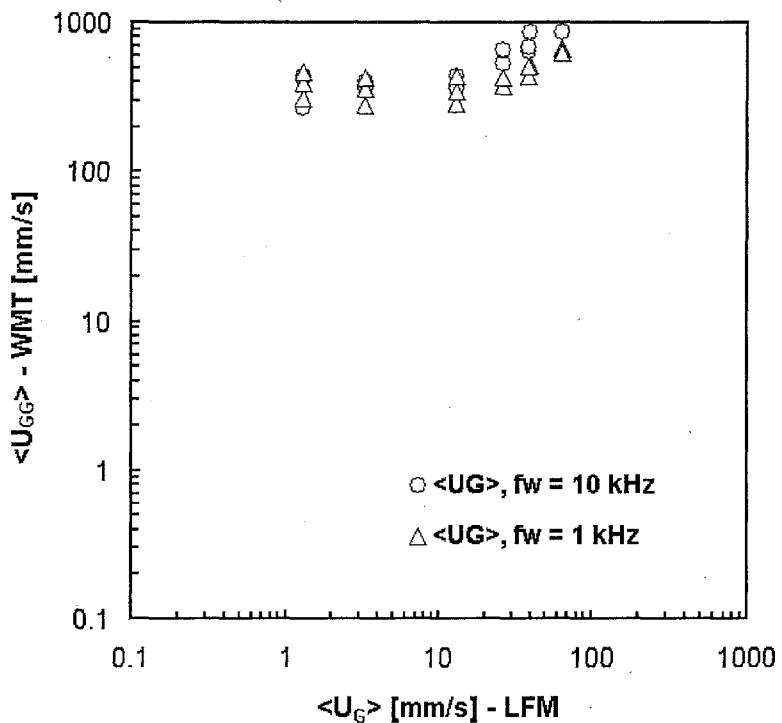


(a) Comparison to high speed camera
(low gas velocity range)

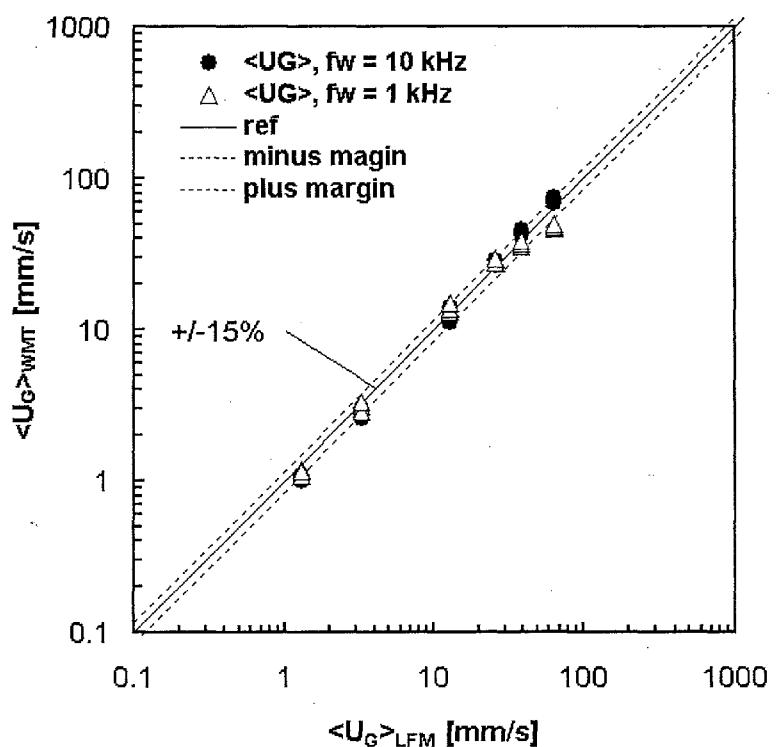
(b) Differential in the entire range

図 3.3.5-22 流路断面時間平均気泡上昇速度
(サンプリング周波数の影響)

(a) $\langle u_G \rangle = 1 \text{ mm/s}$ (b) $\langle u_G \rangle = 2.5 \text{ mm/s}$ (c) $\langle u_G \rangle = 10 \text{ mm/s}$ 図 3.3.5-23 気泡径分布
(サンプリング周波数の影響)



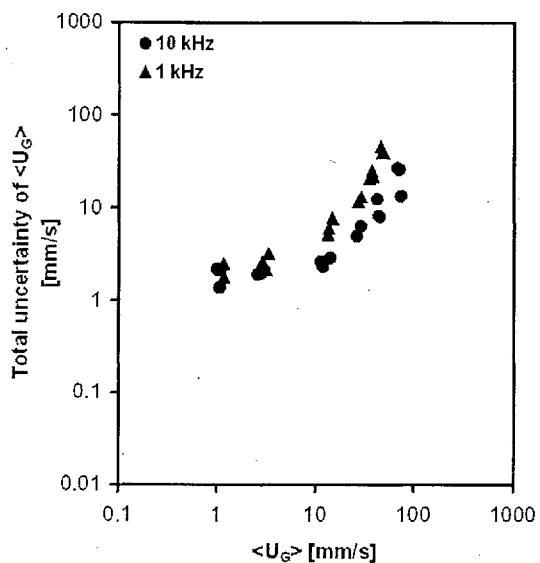
(a) 気泡の見かけ速度と断面平均速度との関係



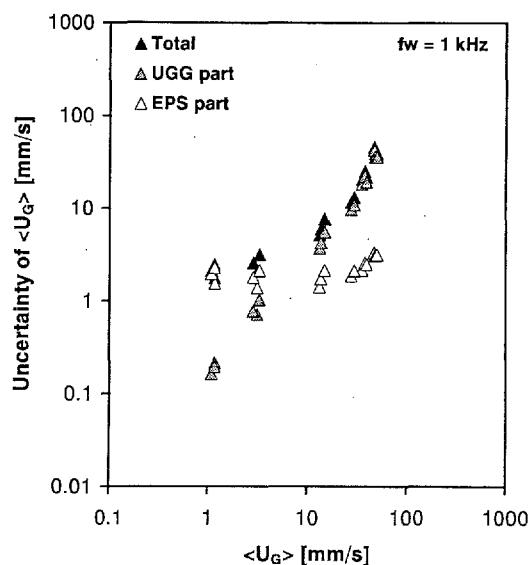
(b) ワイヤー・メッシュ・トモグラフ法と層流流量計による計測結果の比較

図 3.3.5-24 体積平均流束の計測結果と層流流量計との比較

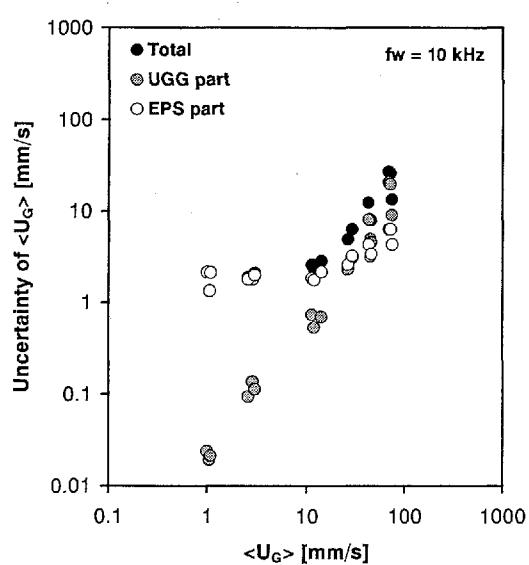
(サンプリング周波数の影響)



(a) Total uncertainty

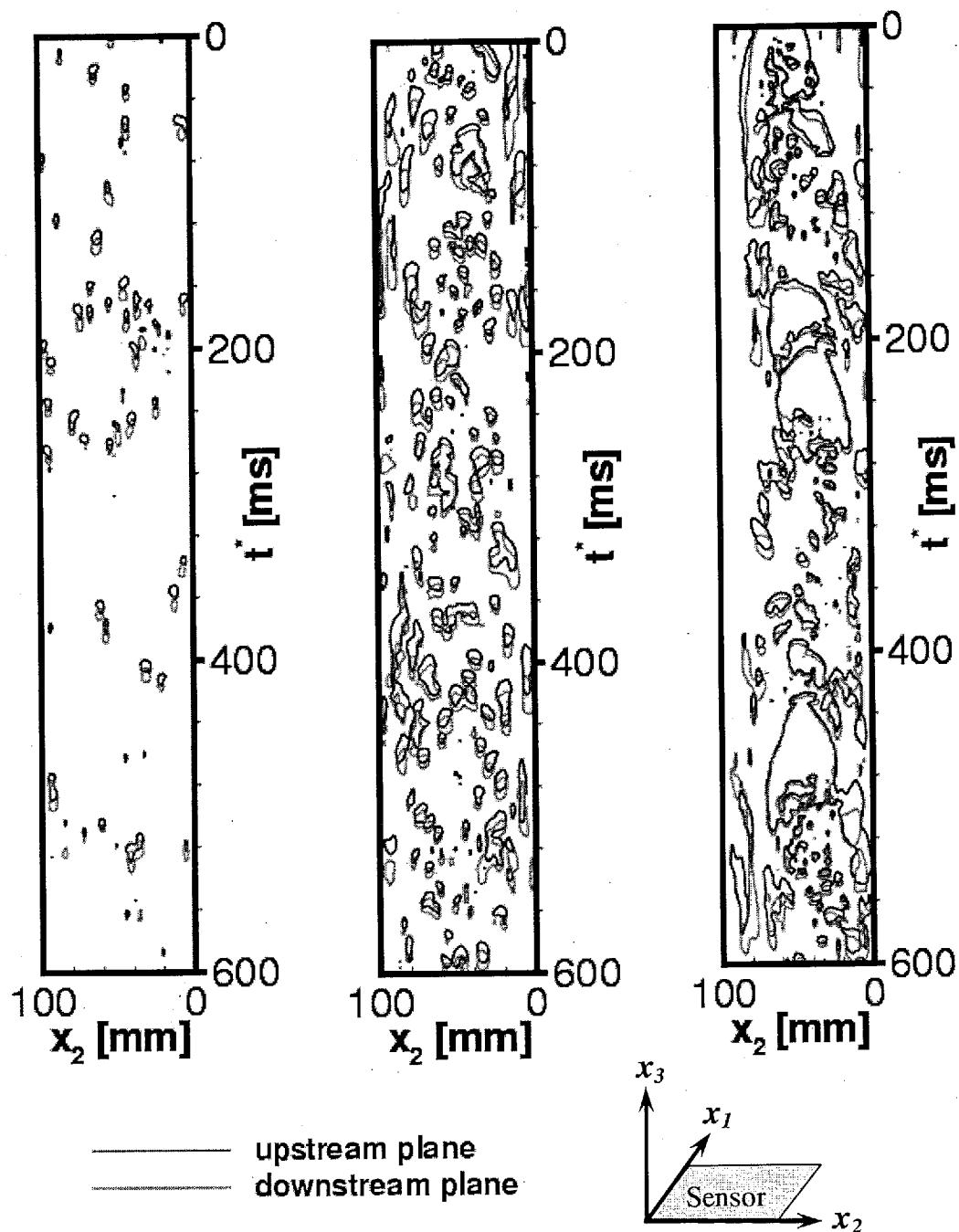


(b) 1 kHz



(c) 10 kHz

図 3.3.5-25 平均気泡上昇速度計測の不確かさに与える影響



(a) $\langle U_L \rangle = 150 \text{ mm/s}$
 $\langle U_G \rangle = 2.5 \text{ mm/s}$
 $\varepsilon_{\text{level}} = 20\%$

(b) $\langle U_L \rangle = 150 \text{ mm/s}$
 $\langle U_G \rangle = 20 \text{ mm/s}$
 $\varepsilon_{\text{level}} = 30\%$

(c) $\langle U_L \rangle = 150 \text{ mm/s}$
 $\langle U_G \rangle = 50 \text{ mm/s}$
 $\varepsilon_{\text{level}} = 40\%$

図 3.3.5-26 上下流側の計測平面から得られた気相の構造の比較

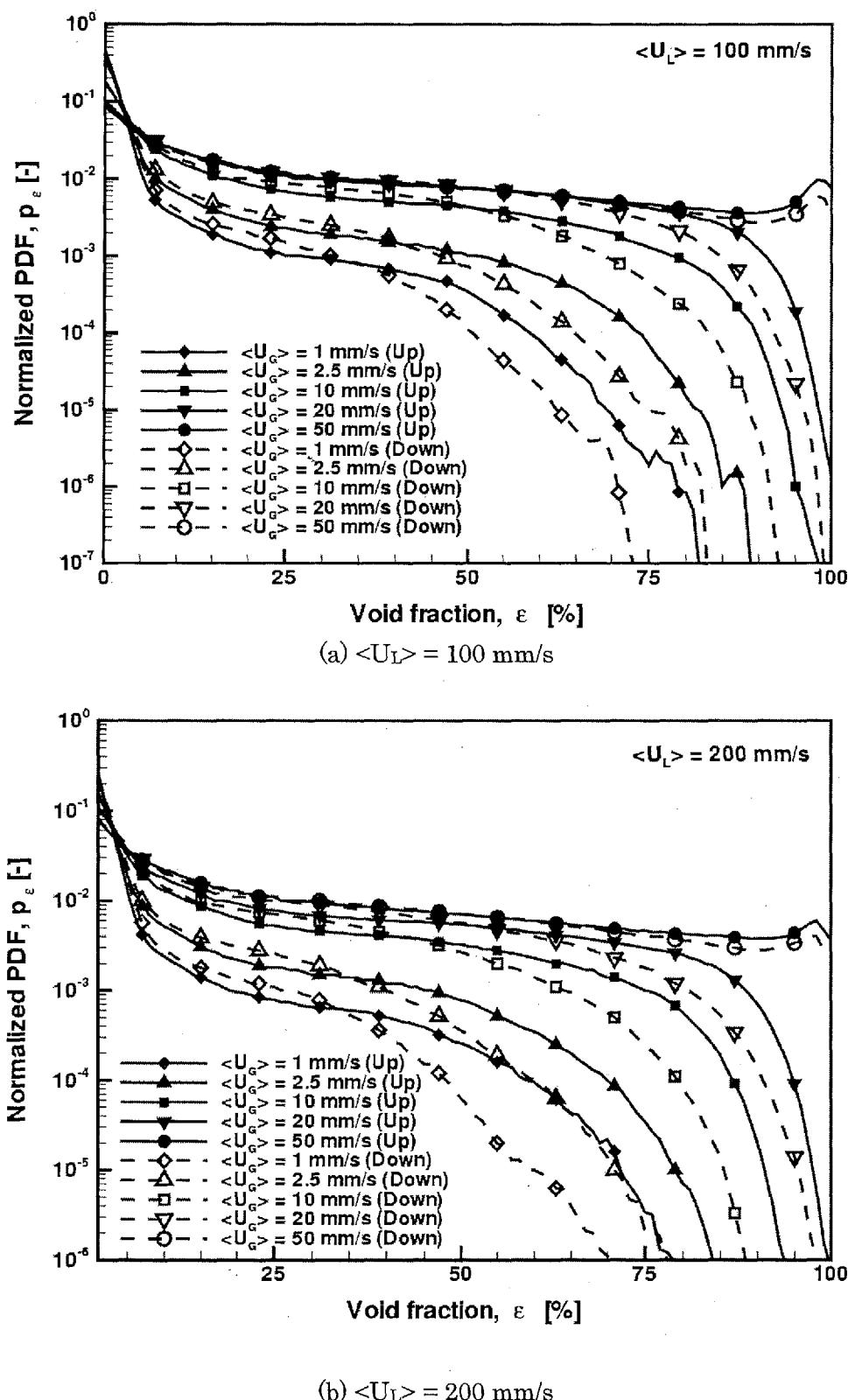


図 3.3.5-27 上下流側の平面で得られたボイド率の確率密度分布の比較

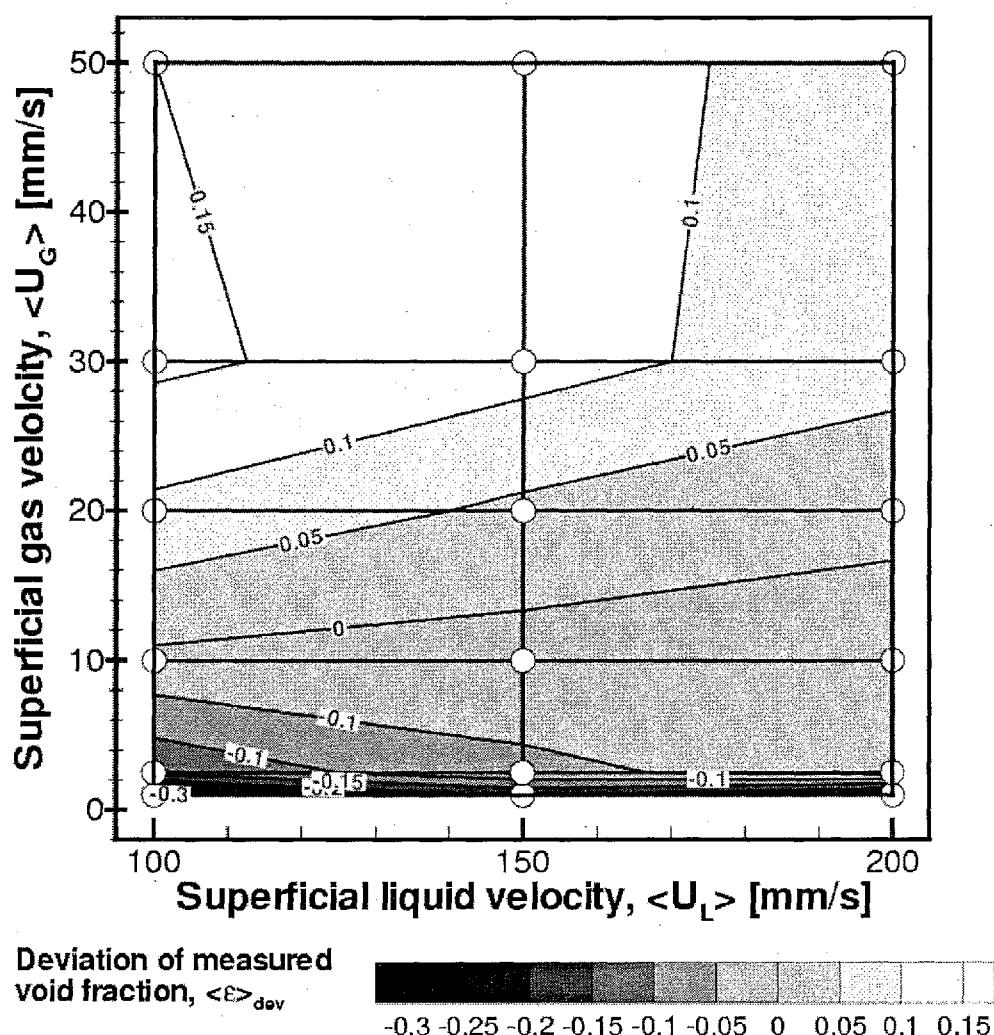


図 3.3.5-28 ボイド率の計測差異のマップ

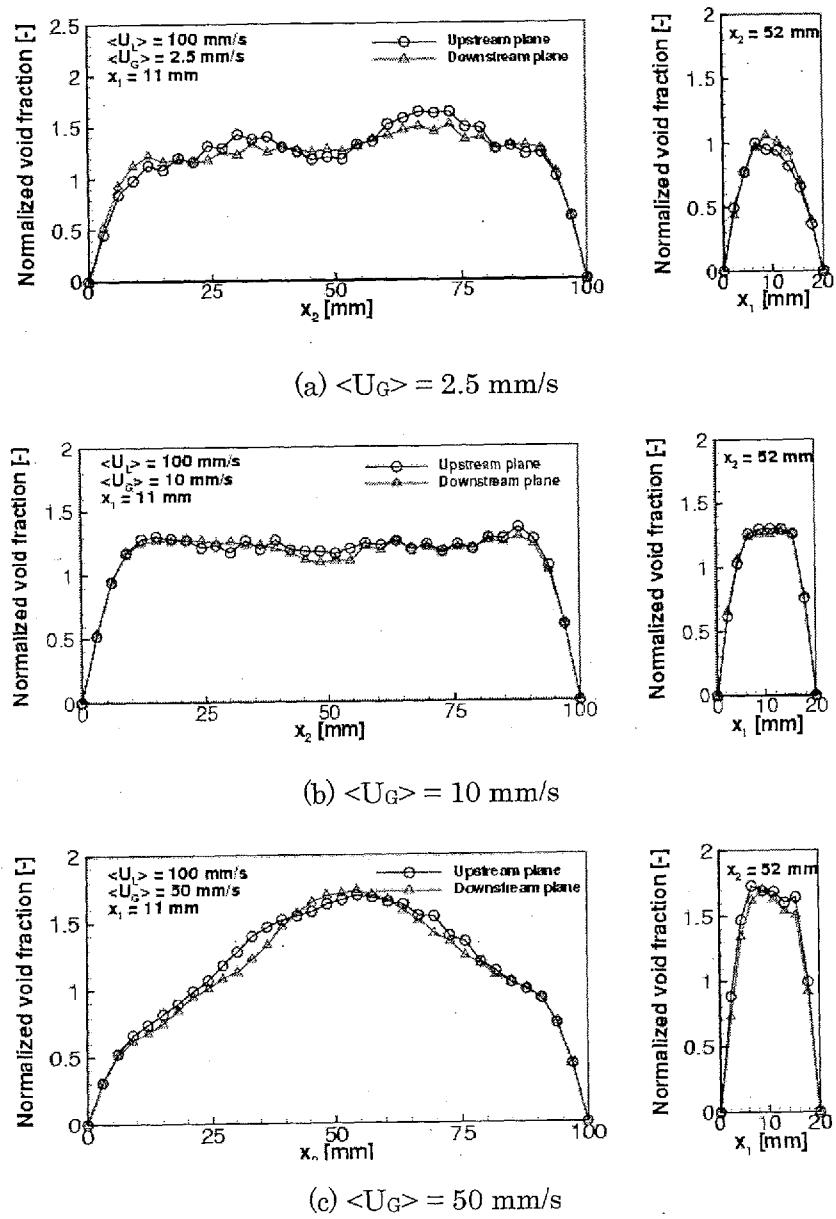


図 3.3.5-29 無次元化されたボイド率分布の計測例

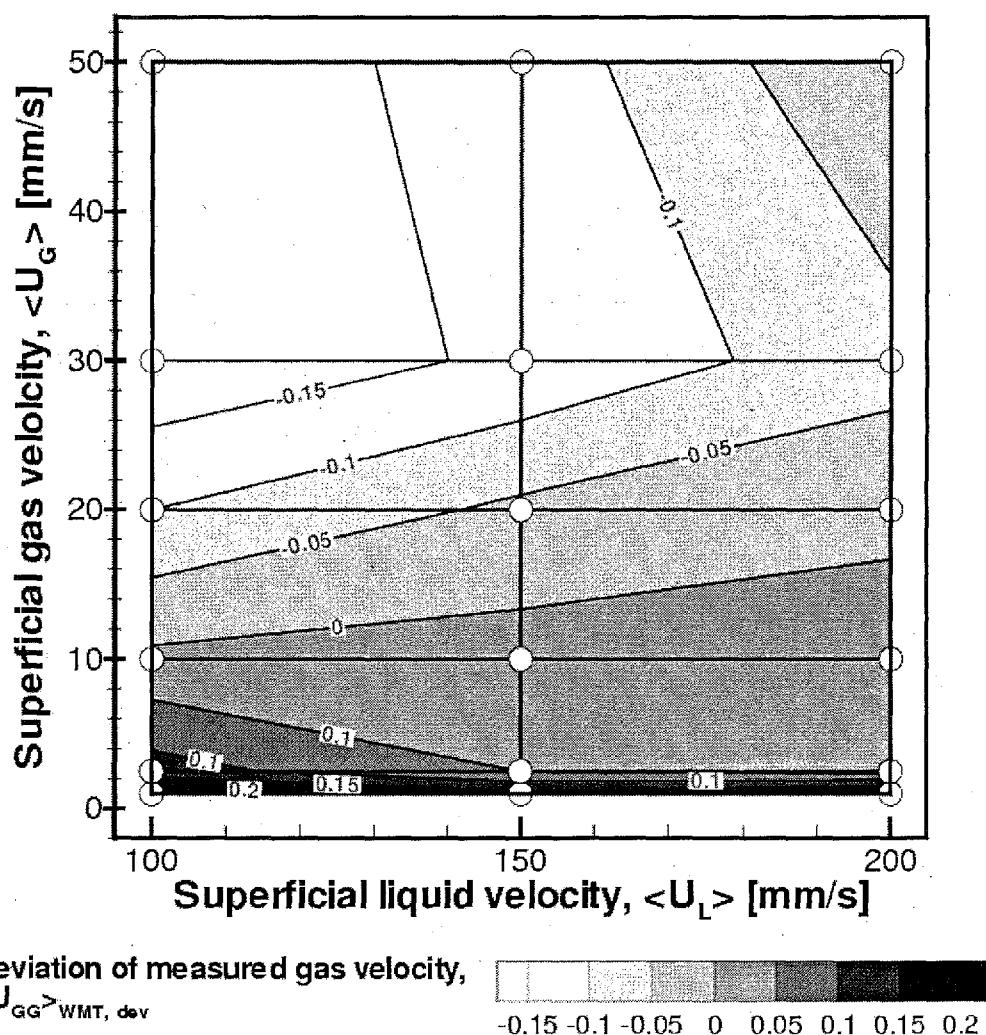


図 3.3.5-30 気泡上昇速度の計測差異のマップ

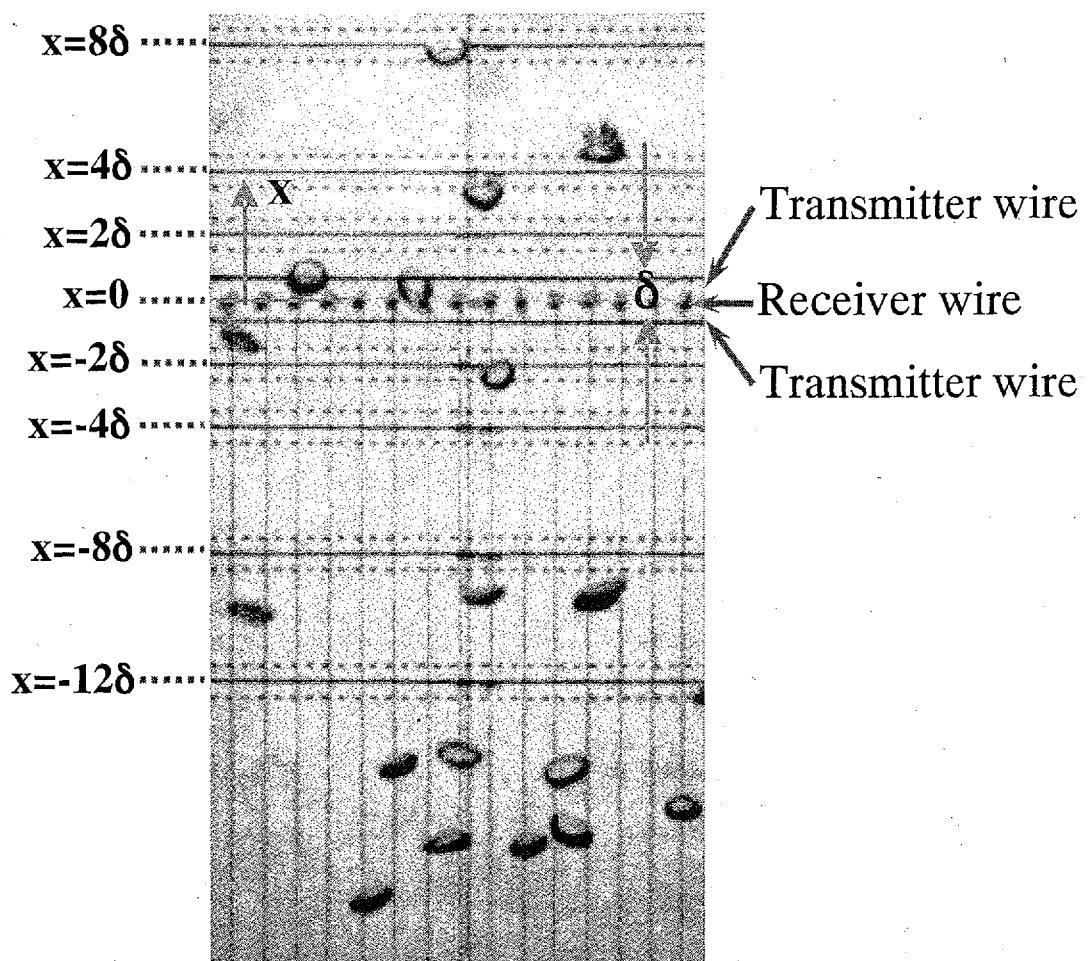
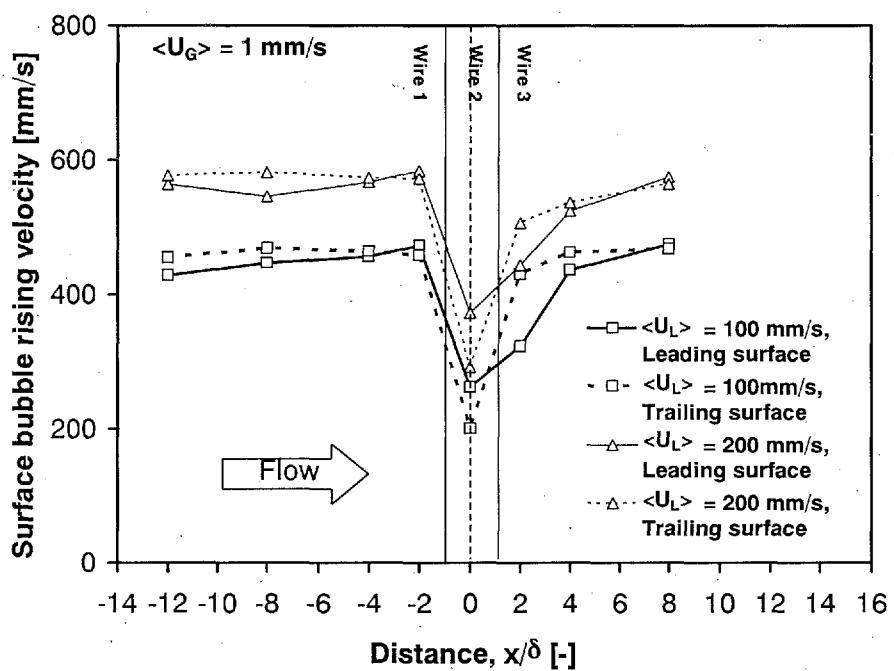
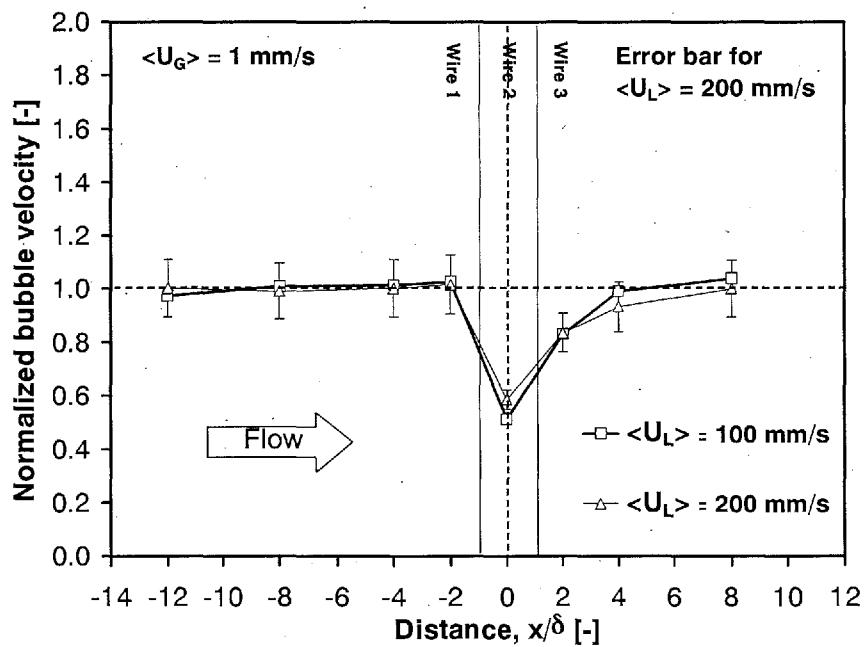


図 3.3.5-31 高速度ビデオカメラの撮影による画像処理法



(a) Leading and trailing surface velocity



(b) Normalized bulk velocity of the bubble

図 3.3.5-32 気泡上昇速度のワイヤー・メッシュ・センサーによる減速状態の計測例

3. 3. 6 流路間隙幅の熱流動特性に与える影響

(1) はじめに

現行の沸騰水型炉に対する数値解析コードで利用されている熱流動特性に関する構成方程式は、一般的な流路で実験的に求められた相関式が導入されている。しかし、提案している低減速自然循環沸騰水型炉の炉心の流路幅は現行の沸騰水型炉に比べてかなり狭い。そのため、現行のBWRの沸騰二相流の壁面熱伝達率、ボイド率と壁面剪断応力等の熱流動特性の適用性を検討する必要がある。本研究では、現有の沸騰二相流実験装置を二重管内管加熱のテスト流路に変更し、テスト部の外管の内径を変えることにより、流路間隙幅をパラメータとした予備実験を行った。実験ではフレオン113を用いて、壁面熱伝達率、ボイド率と壁面剪断応力に及ぼす流路間隙幅の影響を解明し、低減速自然循環沸騰水型炉心の熱流動特性を解析するコードに組み込める構成式を確立すること目的としている。

(2) 狹隙流路内沸騰二相流熱流動実験

a. 実験装置と実験方法

図3.3.6-1に大気圧で運転され、試験流体としてフレオン113を用いる実験装置の概略を示す。この循環装置は流量の変動を回避するため十分な揚程を有するポンプを採用し、テスト部の上流側に十分な絞りを設けている。テスト部で発生した蒸気は気水分離器で分離され、気水分離器に取り付けられた凝縮器により凝縮され、気水分離器に戻る。テスト部の入口での流体の温度を制御するために、余熱器と冷却器が取り付けられている。もう一つの冷却器はポンプでのキャビテーションを回避するために利用した。バイパス流路はテスト部と平行に設置されて、流量オリフィスで計測し、流量調整バルブで制御される。

本研究には、2つの環状流路のテスト部が使用された。テスト部Aの詳細と寸法を図3.3.6-2に示す。内管は外径10mm、長さ1000mmのシースヒータで構成され、ヒータの壁面を測定するため、外径0.1mmのアルメルークロメル熱電対が5カ所にハンダ付けされている。環状流路の間隔流路はパイレックスガラス製の外管の内径を変えることにより、3種類のテスト部で実験を行った。外管は4個のステンレス製コネクタで結合されており、コネクタ部には圧力タップと熱電対用の取り出し口が設置されている。

図3.3.6-3には環状噴霧流の実験で使用したテスト部Bを示す。安定な環状噴霧流を形成させるため、このテスト部が2つの部分に分かれている。一方は環状噴霧流を形成させるために長さ300mmの予熱器であり、もう一方は長さ500mmの計測部である。テスト部Bの構造と寸法は基本的にテスト部Aと同様である。

定常状態の実験ではテスト部Aとテスト部Bを用いた。その実験では、流体を循環し、予熱器と冷却器の調整により流体の入口温度を所定の値に、更に、流量とヒータの熱流束を所定の値に制御した後、ヒータの各点の壁温と各区間の圧力損失を計測した。

本実験で実施した実験条件を表3.3.6-1にまとめる。

b. 実験結果

1) 伝熱特性

はじめに核沸騰伝熱におよぼす流路のギャップの影響を解明する研究を行った。飽和核沸騰領域の実験結果を沸騰曲線として図 3.3.6-4 に示す。本実験条件範囲では、沸騰熱伝達は現行の軽水炉では使用されて核沸騰伝熱の評価式と同様、入口速度には依存しない事がわかる。同図には従来の研究から得られた流路間隙 3mm に対する沸騰曲線 3.3.6-1) も示すが、流路間隙が 2mm 以上になると核沸騰伝熱に及ぼす流路間隙の影響は現れない事がわかる。従来の研究 3.3.6-1), 3.3.6-2) では、大気圧下でフレオン 113 を使用した場合、飽和核沸騰熱伝達率は Armstrong の相関式 3.3.6-3) で説明できるということが判明している。そこで、この相関式を図 3.3.6-4 に実線で示すが、流路間隙 2mm と 3mm に対する実験結果はこの相関式と良く一致している。

流路間隙が 0.5mm と 1mm の場合、流路ギャップが小さくなると核沸騰熱伝達が大きくなるが、その原因としては、壁面から離脱する気泡の数は流路の断面積に反比例して増加することによる気泡離脱により流れの乱れが促進される効果と、流路間隙が狭くなると発生している気泡が変形され、平坦化されるため気泡下の液膜が薄くなる効果 3.3.6-4) が考えられる。前者の影響が支配的であれば、流路間隙が 2mm 以上の場合においても流路間隙の影響が現れるはずである。しかし、これが図 3.3.6-4 で示される結果はこの傾向は現れない。狭い流路で沸騰熱伝達を高めるのに、後者が支配的であると考える。

流路間隙 0.5mm と 1mm の沸騰曲線は Armstrong の相関式の傾きとよく一致する。そこで、0.5mm、1mm、2mm の流路間隙の実験結果に基づき以下の相関式を得た。

$$\Delta T_{sat} = 0.157 \delta^{*0.75} \dot{q}^{0.293} \quad (2.22 \leq \delta^* \leq 88.7) \quad (3.3.6-1)$$

ここで、 δ^* は次式で定義される無次元流路間隙である。

$$\delta^* = \frac{\delta}{\left(\frac{v_L^2}{g} \right)^{1/3}} \quad (3.3.6-2)$$

ここで、 \dot{q} は熱流束で、 ΔT_{sat} は壁面過熱度である。流路間隙が 2mm 以上の場合は Armstrong の相関式が適用できる。

$$\Delta T_{sat} = 4.55 \dot{q}^{0.293} \quad (88.7 \leq \delta^*) \quad (3.3.6-3)$$

次に炉心内で異常事象下で生じることが想定される低流速、低熱流束の環状噴霧流における伝熱特性を調べる実験を行った。環状噴霧流の伝熱に対しては、多くの研究者による研究成果が報じ

られている 3.3.6-5), 3.3.6-8)。液膜蒸発が支配的である伝熱特性を調べた研究もあり、液膜蒸発が支配的な環状噴霧流の熱伝達率は Lockhart-Martinelli パラメータでよく説明できることが判明している。本研究では、実験結果を従来提唱されているいくつかの相関式と比較した。図 3.3.6-5 には流路間隙 2mm に対する実験結果と水を使用する実験から得られた Collier らの相関式 3.3.6-6) と比較した結果を示す。同図から、Collier らの相関式の実験的定数が本実験結果とは異なるが、水単相流の場合の熱伝達率で無次元化した無次元熱伝達率は Lockhart-Martinelli パラメータで相関できるということも明らかになった。図 3.3.6-6 には流路間隙が 0.5mm の結果を Collier ら相関式と比較して示すが、流速の影響が現れ、実験結果を説明できないことが分かる。図 3.3.6-5 と図 3.3.6-6 から、ギャップが 2mm 以上の場合の熱伝達率は水とフレオン 113 による定数の差異を考慮に入れれば、通常口径の流路の場合と同様の相関式で評価できるが、流路間隙が 1mm 以下の場合は通常口径の流路における相関式では説明できないことが分かった。

次に、流路間隙 1mm 以下の熱伝達率は入口速度には依存しないということが実験的に明らかになったので、実験結果を層流モデルに基づく Lockhart-Martinelli パラメータで整理してみた。その結果を図 3.3.6-7 に示すが、同図の実験結果はほぼ Lockhart-Martinelli パラメータで整理できることを示唆している。そこで、熱伝達率に及ぼす流路間隙の影響を表す相関式として次式を得た。

$$\frac{h_{tp}}{h_{Lt}} = 5.5 \frac{1}{\chi_{tt}^{0.5}} \quad (88.7 \leq \delta^* *) \quad (3.3.6-4)$$

$$\frac{h_{tp}}{h_{Lt}} = 1 + 0.0172 \delta^{*1.67} \frac{1}{\chi_{vv}^{0.4}} \quad (22.2 \leq \delta^* \leq 44.4) \quad (3.3.6-5)$$

ここで h は熱伝達率で、添字 tp は二相流を、 Lt と Lv は液単相流が乱流状態と層流状態を、 tt と vv は気液両相が乱流状態と層流状態を意味する。式(3.3.6-5)と実験結果との比較を図 3.3.6-8 に示す。

加熱壁上の液膜流は低流速下の限界熱流速近傍では大きく変動するため。十分に再現性のある実験データは得られなかった。今後は、数多くのデータを取得し、統計力学的な評価をする必要がある。

2) 圧力損失

沸騰二相流の圧力損失は、従来の摩擦損失の二相流増倍係数やドリフトフラックスモデルが狭い流路への適用性を評価するために、2つのテスト部を用いて測定した。テスト部 A では、圧力損失測定は長さの違う 2つ圧力タップ間で計測される。即ち、1つは加熱部の出入口で設置された圧力タップ間の差圧で、もう 1つは加熱部に設置された幾つかの圧力タップ間の差圧である。これはサブクール沸騰二相流を含めて、すべての流動様式での圧力損失の測定を試みるためであ

る。テスト部Bは環状噴霧流に対する圧力損失を測定するために用いた。飽和沸騰二相流に対する実験結果は分配パラメータ C_0 やドリフト速度を使用するドリフトフラックスモデルで数値的に解析される。

$$C_0 = \left[1.2 - 0.2 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.5} \right] [1 - \exp(-18\alpha)] \quad (0 \leq \alpha \leq 0.6)$$

$$C_0 = 50\alpha^3 - 105\alpha^2 + 72\alpha - 15 \quad (0.6 \leq \alpha \leq 0.8) \quad (3.3.6-6)$$

$$C_0 = 1 \quad (0.8 \leq \alpha)$$

$$V_{gf} = 1.424 \left[\frac{\sigma g (\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2} \right]^{0.25} \quad (3.3.6-7)$$

ここで α はボイド率、 ρ は密度、 σ は表面張力、添字 G と L は気相と液相を意味する。ドリフト速度は気泡流のボイド率の評価に大きな影響を及ぼすということが一般に知られている。しかし、環状噴霧流の場合、各相の速度がドリフト速度より十分大きいため、流動様式に及ぼすドリフト速度の影響が小さい。それゆえに、一つの相関式をすべての流動様式に使用した。流路間隙が2mm以下の場合は、スラグ流は観察されなく、クオリティ(X)が増加すると、気泡流からチャーンタープレント流への流動様式が遷移した。

数値解析上では局所のボイド率は次式で計算される。

$$\frac{1}{\alpha} = C_0 \left(1 + \frac{1-X}{X} \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) + \frac{V_{gi}}{X \rho_G} \quad (3.3.6-8)$$

加速損失や水頭損失の項は混合相の運動量保存式を積分することにより計算され、摩擦損失項は次式で評価される。

$$\Delta P_{fric} = \Delta P_{meas} - \Delta P_{acc} - \Delta P_{head} \quad (3.3.6-9)$$

ここで、 ΔP_{fric} は摩擦損失、 ΔP_{meas} は測定された差圧、 ΔP_{cc} は加速損失、 ΔP_{head} は水頭損失である。

測定した圧力損失から上記の方法で摩擦損失を求め、飽和沸騰二相流領域の結果を二相流増倍係数(ϕ_L^2)として整理した結果を Lockhart-Martinelli パラメータ(χ)に対して図 3.3.6-9 に示す。Chisholm^{3.3.6-9)}の相関式は次式で表せる。

$$\phi_L^2 = 1 + \frac{C}{\chi} + \frac{1}{\chi^2} \quad (3.3.6-10a)$$

$$\begin{aligned} \chi &= \chi_{tt} & \text{Re}_L &\geq 2300 \\ &= \chi_{vv} & \text{Re}_L &< 2300 \end{aligned} \quad (3.3.6-10b)$$

ここで、 Re_L は液相の Reynolds 数である。通常の口径の流路に対して、Chisholm^{3.3.6-9)}は $C=21$ を提唱している。この値は流路間隙 2mm の実験結果とよく一致する。流路間隙 0.5mm と 1mm の実験結果は、流れが層流であると考え、ギャップが狭くなると C の値が小さくなると考えられる。図 3.3.6-9 の結果から C の値についての次式の相関式を得た。

$$C = 0.0161\delta^{*1.6} \quad (2.22 \leq \delta^* \leq 88.7) \quad (3.3.6-11)$$

式(3.3.6-11)は図 3.3.6-9 に点線に示してあるが、式(3.3.6-11)を組み込んだドリフトフラックスモデルに基づいてテスト部 A により測定した圧力損失において数値解析を行った。解析では、最初に入口圧力を仮定して、質量、エネルギー、運動量の保存式を Runge-Kutta-Gill 法で解き、計算された出口圧力が実験値と異なれば、また入口圧力を修正して出口圧力が一致するまで収束計算を行った。この方法で加熱部の圧力損失を数値解析した。サブクール沸騰領域における実効クオリティは従来の研究から得られた相関式^{3.3.6-1)}を用いて評価した。

代表的な圧力損失の解析結果と実験結果の比較を図 3.3.6-10 に示す。図 3.3.6-11 にはサブクール沸騰領域から環状噴霧流領域までの実験結果と解析結果との比較を示す。これらの図から、式(3.3.6-11)を組み込んだドリフトフラックスモデルはサブクール沸騰流から環状噴霧流までのすべての流動様式に適用できることが明らかになった。

(3) 研究計画

本研究における本研究課題の研究計画を表 3.3.6-2 にまとめる。平成 13 年度に実施した研究項目は下記の通りである。

- (1) 流路幅が 2mm 以上の場合には、現行の BWR 等、通常の流路に対して用いられている沸騰熱伝達率、摩擦損失の二相流増倍係数、並びに、ドリフトフラックスモデルの分布定数とドリフト速度が適用できる。
- (2) 流路幅が 2mm 以下になると、発生する気泡の扁平化が顕著になり、流路幅が減少するに従

い沸騰熱伝達率は向上し、摩擦損失の二相流増倍係数は低下する。一方、一般的に利用されている分布定数とドリフト速度を組み込んだドリフトフラックスモデルにおいて、摩擦損失の二相流増倍係数に流路幅の効果を組み入れれば、加熱部の圧力損失は模擬できる。

最終年度である平成14年度に計画している研究は下記の通りである。

- ・ 壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える流路幅の影響を調べる実験を行い、水とフレオン113という異なる作動流体に対する流路幅の壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える影響について普遍的にモデル化する。

(4) おわりに

本研究では、現有の沸騰二相流実験装置を二重管内管加熱のテスト流路に変更し、テスト部の外管の内径を変えることにより、流路間隙幅をパラメータとした実験を行い、壁面熱伝達率、ボイド率と壁面剪断応力に及ぼす流路間隙幅の影響を解明し、低減速自然循環沸騰水型炉心の熱流動特性を解析するコードに組み込める構成式を確立すること目的として実施しており、本年度は下記の研究を実施した。

- (1) 従来実施したフレオン113を作動流体として実施した流路幅をパラメータとした沸騰二相流実験結果を見直し、壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える流路幅の影響を調べ、以下のことが明らかになった。
 - ・ 流路幅が2mm以上の場合には、現行のBWR等、通常の流路に対して用いられている沸騰熱伝達率、摩擦損失の二相流増倍係数、並びに、ドリフトフラックスモデルの分布定数とドリフト速度が適用できる。
 - ・ 流路幅が2mm以下になると、発生する気泡の扁平化が顕著になり、流路幅が減少するに従い沸騰熱伝達率は向上し、摩擦損失の二相流増倍係数は低下する。一方、一般的に利用されている分布定数とドリフト速度を組み込んだドリフトフラックスモデルにおいて、摩擦損失の二相流増倍係数に流路幅の効果を組み入れれば、加熱部の圧力損失は模擬できる。
- (2) 以上の結果に基づき、本年度は現有の沸騰二相流実験装置を一部改造するとともに、テスト部と熱電対付ヒータを製作した。来年度は、壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える流路幅の影響を調べる実験を行い、水とフレオン113という異なる作動流体に対する流路幅の壁面熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に与える影響について普遍的にモデル化する。

参考文献

- 3.3.6-1 M. Aritomi, S. Aoki and A. Inoue, Thermohydraulic Instabilities in Parallel Boiling Channel Systems, Part 2. Experimental Results, Nucl. Eng. Des., 95, 117-127 (1986).
- 3.3.6-2 A. Inoue, M. Aritomi and M. Jinbo, Fundamental Study on Boiling Two-Phase Flow and Critical Heat Flux in a Narrow Heated Channel with a Wire Spacer, Proc. 3rd Int. Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations, Seoul,

Korea, Vol.1, A2.77-84 (1988).

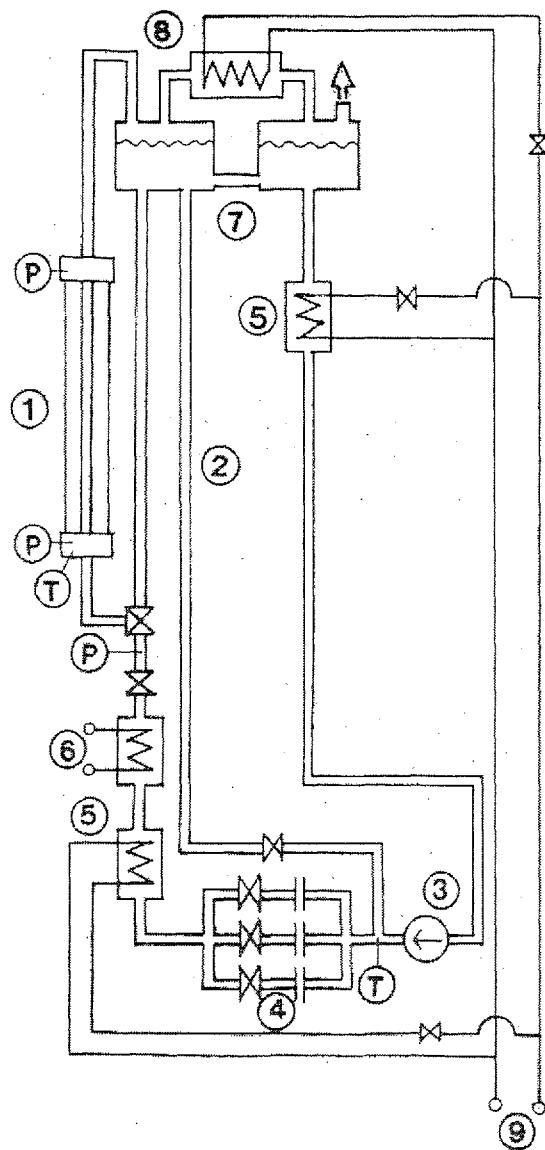
- 3.3.6·3 R. J. Armstrong, The Temperature Difference in Nuclear Boiling, Int. J. Heat Mass Transfer, 9, 1148-1149 (1966).
- 3.3.6·4 S. Aoki, M. Aritomi and Y. Sakamoto, Experimental Study on the Boiling Phenomena a within a Narrow Gap, Int. J. Heat Mass Transfer, 25, 985-990 (1982).
- 3.3.6·5 J. A. R. Bennet, J. G. Collier, H. R. C. Pratt and J. D. Thornton, Heat Transfer to Two-Phase Gas-Liquid Systems, Part I. Steam/Water Mixtures in the Liquid Dispersed Region in an Annulus. Trans. Inst. Chem. Eng., 39, 113-126 (1961).
- 3.3.6·6 J. G. Collier, P. M. C. Lacey and D. J. Pulling, Heat Transfer to Two-Phase Gas-Liquid Systems, Part II Further Data on Steam/Water Mixtures in the Liquid Dispersed Region in an Annulus, Trans. Inst. Chem. Eng. 43, 127-139 (1964).
- 3.3.6·7 C. E. Dengler and J. N. Addoms, Heat Transfer Mass Mechanism for Vaporization of Water in a Vertical Tube, Chem. Eng. Prog. Symp. Scr. 52, 95-103 (1956).
- 3.3.6·8 V. E. Schrock and L. M. Grossman, Forced Convection Boiling Studies, Forced Convection Vaporization Project, Report TID-14639(1959).
- 3.3.6·9 D. Chisholm, Pressure Gradients during the Flow of an Incompressible Two-Phase Mixture through Pipes, Venture and Orifice Plates. Br. Chem. Eng., 12, 454-457 (1967).

表 3.3.6-1 実験条件

Test Fluid	Freon113
System pressure	Atmospheric pressure
Inlet velocity	0.02 - 0.4 m/s
Inlet temperature	35 - 45 °C
Heat flux	0 - 100 kW/m ²
Cannel gap	0.5, 1.0, 2.0 mm
Inlet wall temperature (only refluiding test)	150 - 300 °C

表 3.3.6-2 研究実施計画

研究課題	平成13年度		平成14年度	
	上半期	下半期	上半期	下半期
1. 流路間隙幅の熱流動特性に与える影響 ・実験装置の整備と予備実験 ・実験 ・モデル化 ・実験とモデルの比較				



① test section, ② bypass, ③ pump, ④ orifice,
 ⑤ precooler, ⑥ preheater, ⑦ steam separator, ⑧ steam condenser, ⑨ AC source,
 T thermocouple, P pressure gauge, = Freon-113 circulating line, — cooling line

図 3.3.6-1 実験装置の概略図

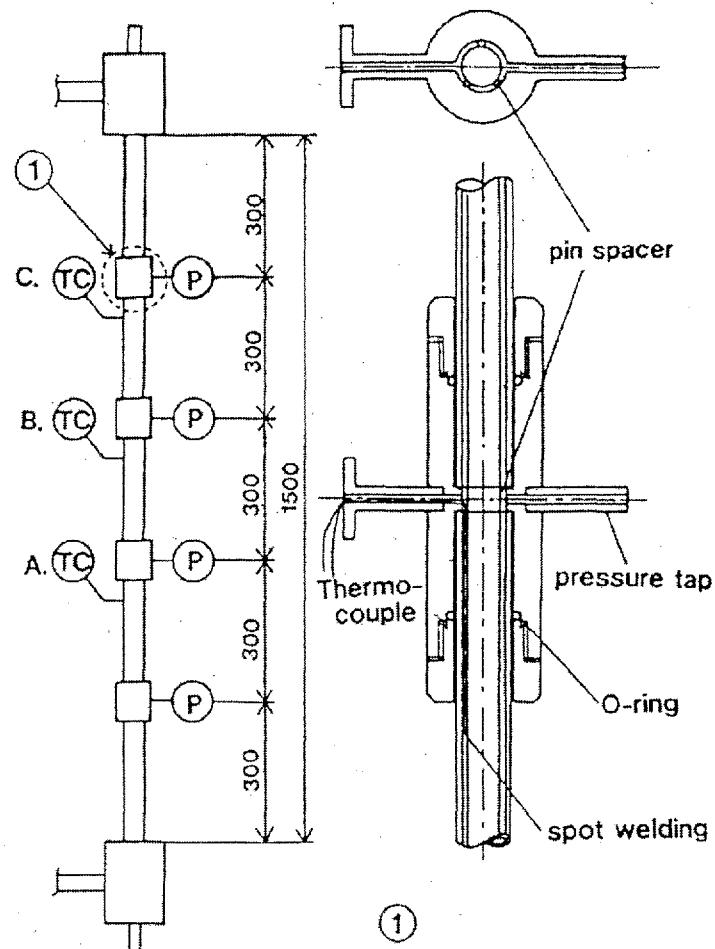


図 3.3.6-2 テスト部 A の詳細図

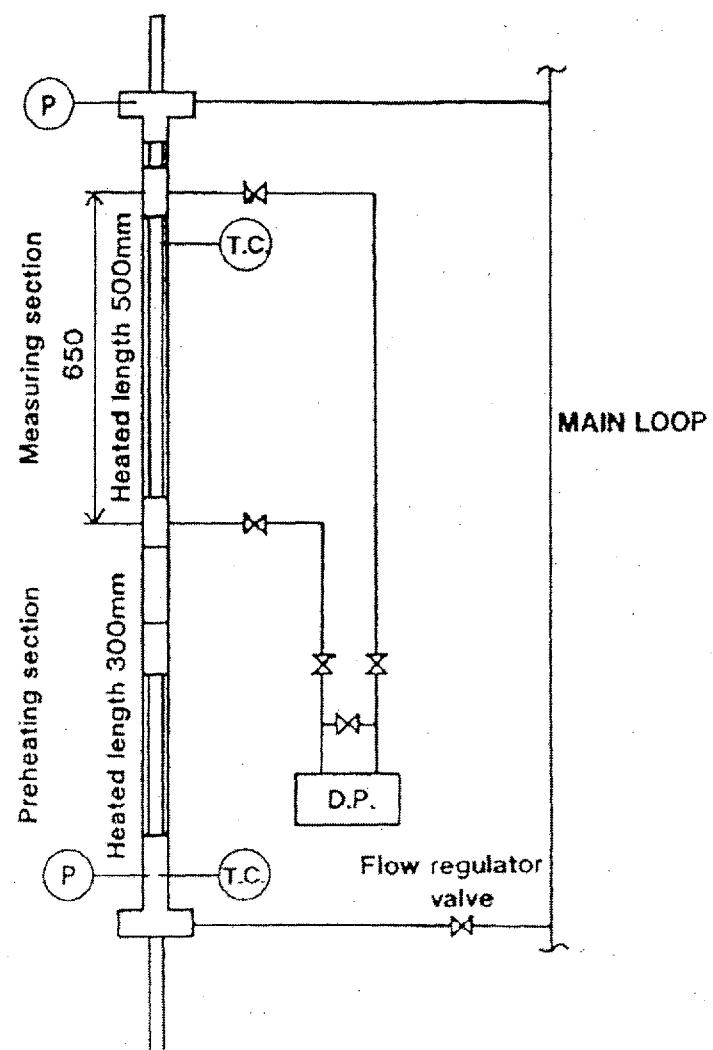


図 3.3.6-3 テスト部 B の詳細図

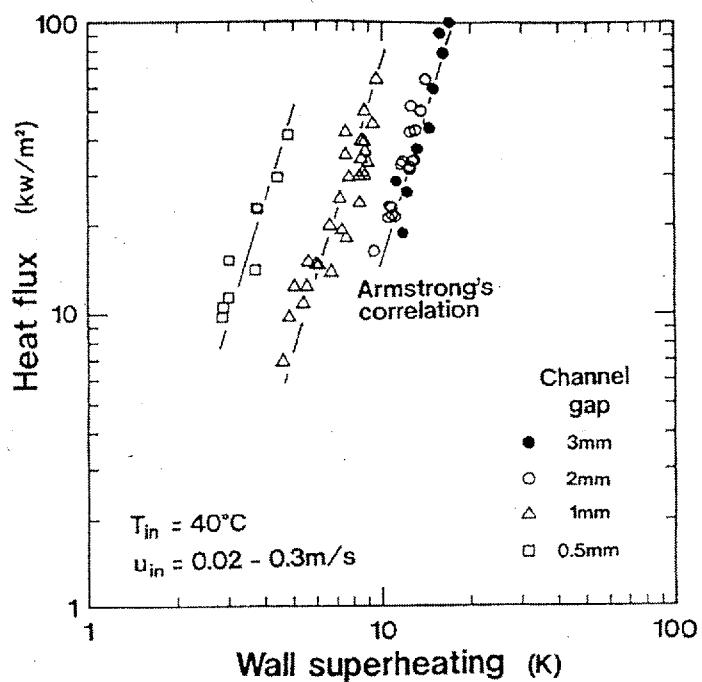


図 3.3.6-4 飽和核沸騰熱伝達に及ぼす流路間隙の影響

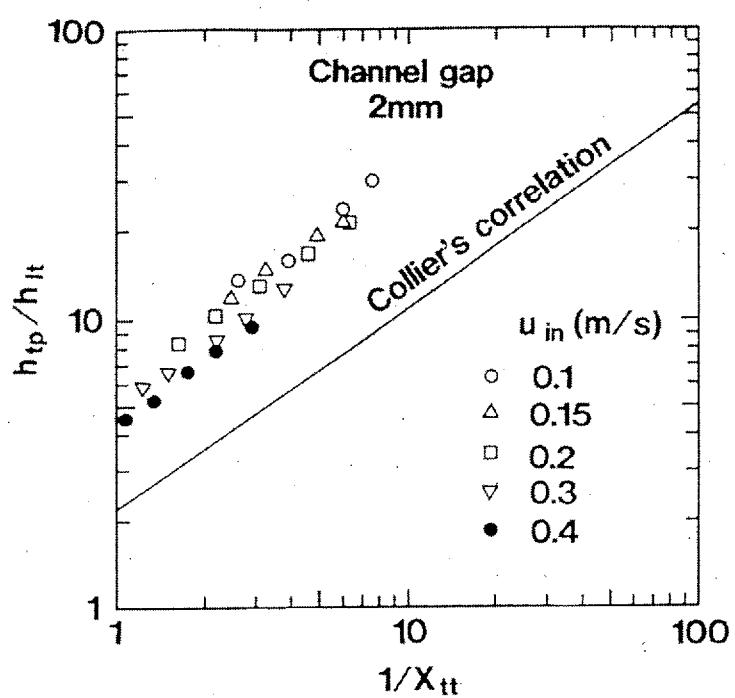


図 3.3.6-5 流路間隙 2mm の環状噴霧流の熱伝達率と Collier の相関式との比較

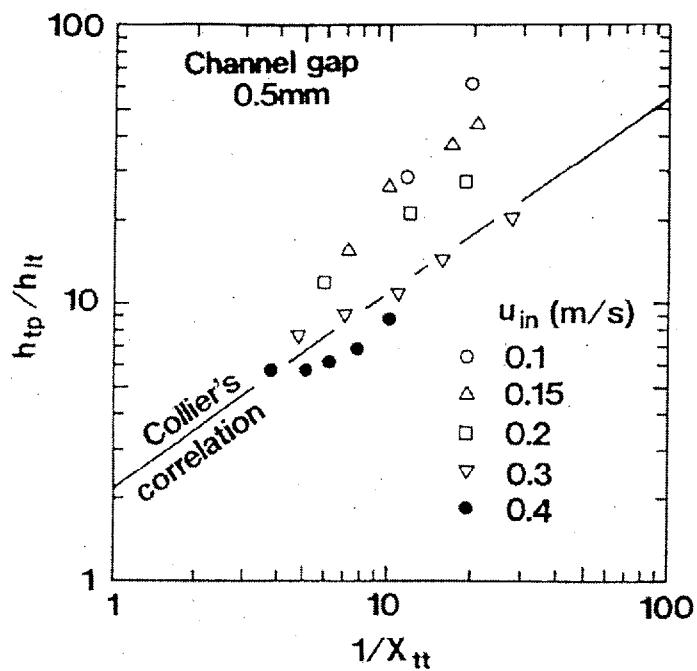


図 3.3.6-6 流路間隙 0.5mm の環状噴霧流の熱伝達率と Collier の相関式との比較

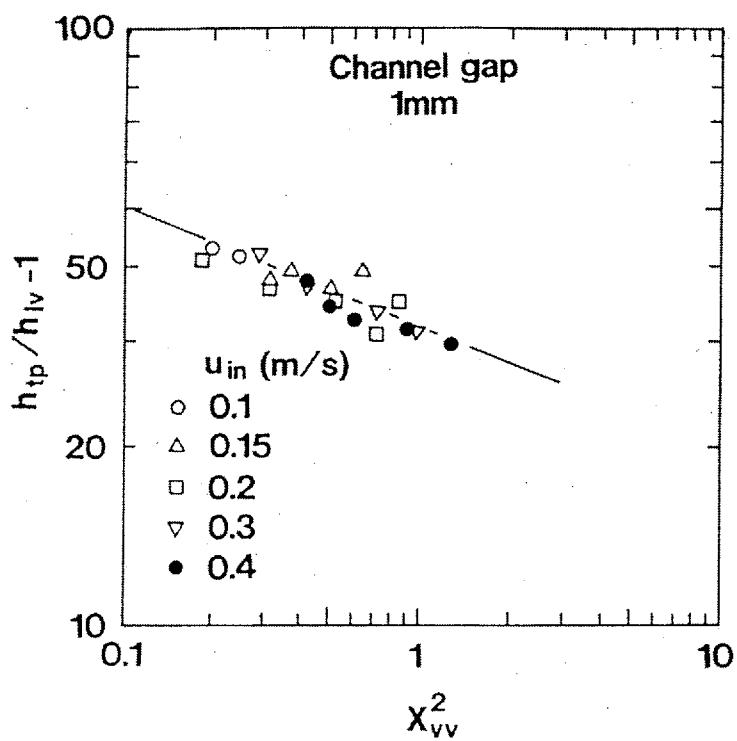


図 3.3.6-7 層流モデルに基づく環状噴霧流の液膜蒸発熱伝達率の整理

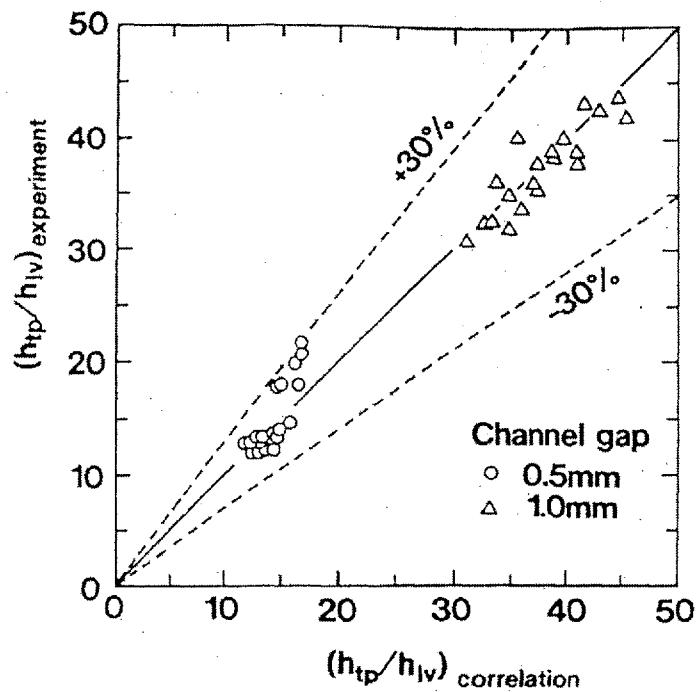


図 3.3.6-8 環状噴霧流の熱伝達率に関する実験結果と提唱する相関式との比較

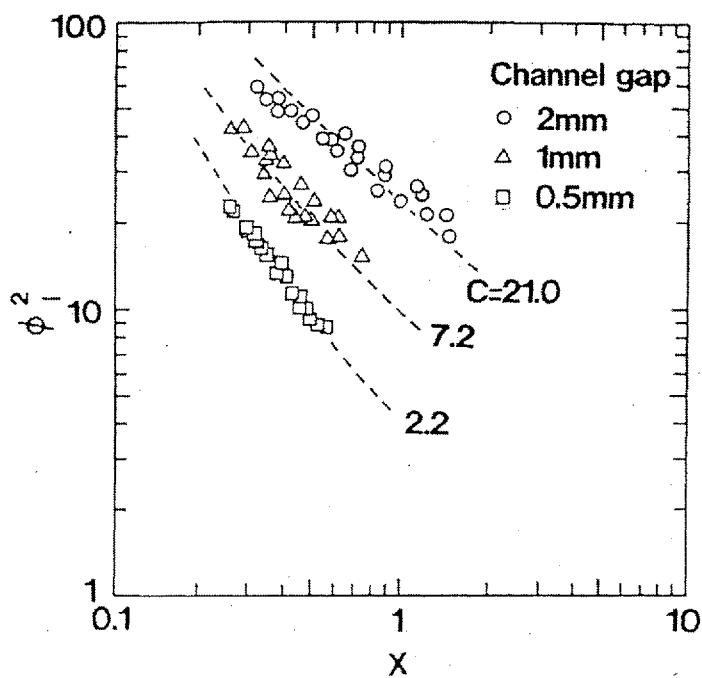


図 3.3.6-9 摩擦損失の二相流増倍係数に与える流路間隙の影響

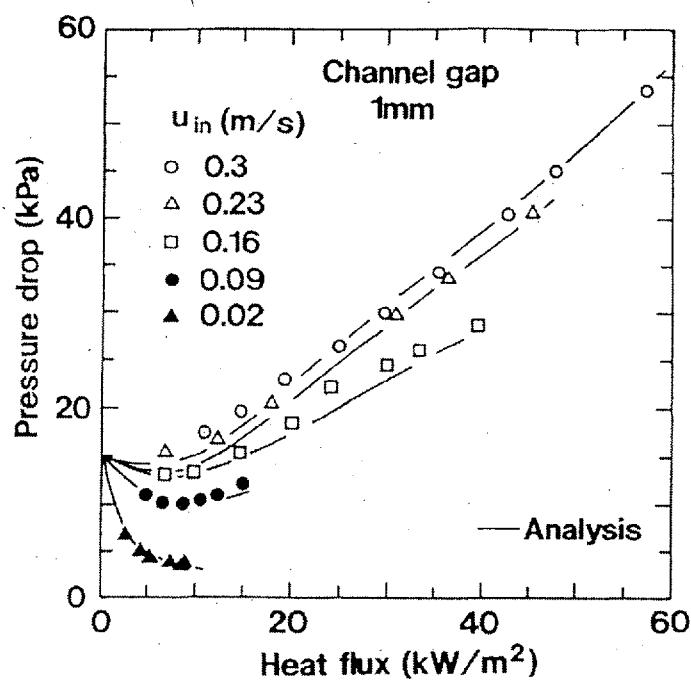


図 3.3.6-10 流路間隙 1mm の圧力損失の実験結果とドリフト・フラックス・モデルの比較

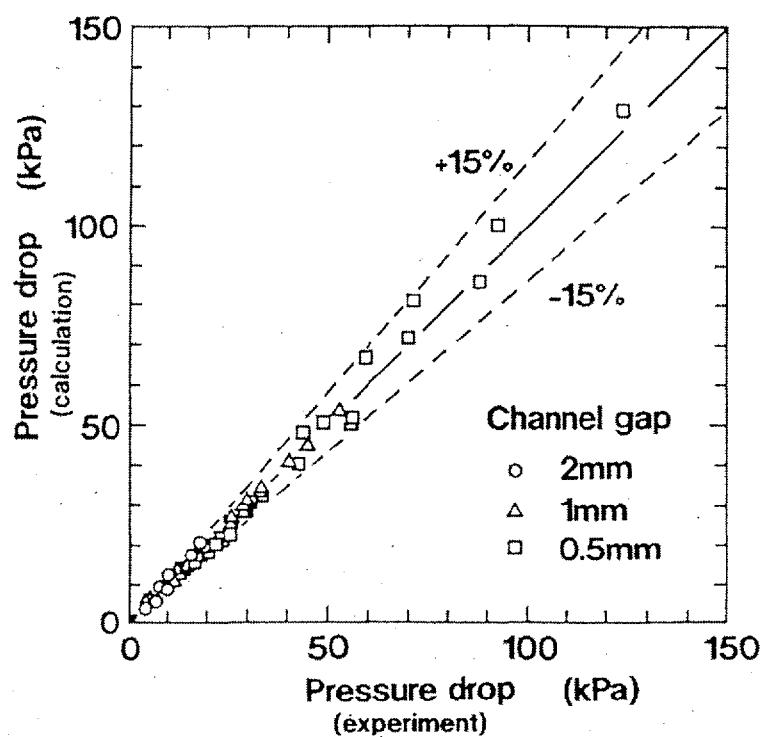


図 3.3.6-11 圧力損失に関するドリフト・フラックス・モデルと実験結果の比較

3. 4 炉物理的成立性の検討

受動的安全性を具備した低減速軽水炉（RMWR）では、高富化度・稠密格子炉心となるため、核設計計算精度の評価に利用できる既存の臨界実験データは少ない。そこで、炉心の設計計算精度の検証や炉心の炉物理的特性を十分に確認するための実験データを補充することを目的として、原研の高速炉臨界集合体（FCA）を用いた炉物理実験を実施した。平成13年度末から平成14年度上期にかけて、第1フェーズとして、ウラン（U）燃料を用いてスペクトルを模擬した体系を構築し、臨界実験を実施した。実験では、本炉の成立性を左右する核特性評価に係わる炉物理パラメータを測定した。さらに、実験解析結果から、計算コードの予測精度評価を行い、設計計算の予測精度を検討した。また、平成14年度下期から第2フェーズ実験に着手し、本格的なMOX燃料体系の模擬実験を開始した。平成14年度に実施した実験項目について解析を実施し、第1フェーズでの結果と総合して、計算コードの予測精度の検討を行った。

3. 4. 1 臨界実験

(1) 概要

実験は、RMWR炉心の設計計算精度の検証や炉心の炉物理的特性を十分に確認するための実験データを補充することを目的として、大きく2つのフェーズから成る。すなわち、U燃料のみを用いてRMWRの中性子スペクトルを模擬した第1フェーズと、プルトニウム（Pu）燃料とU燃料を組み合わせてMOX燃料RMWRを模擬した第2フェーズである。実験体系は、1985～1989年にFCAで実施した高転換軽水炉模擬実験^{3.4.1-1～3.4.1-5)}とRMWR設計データをもとに選定した。選定にあたっては、

- ・これまでの高転換軽水炉模擬実験結果を活かした実験体系であること
- ・炉心中性子スペクトルが十分に模擬できること

等について留意した。

(2) 実験準備

a. 減速材模擬物質の水分含有量分析

受動的安全低減速軽水炉模擬実験では、炉心組成にボイド率が系統的に変化した減速材模擬物質（ポリスチレン板（ボイド率：0%、45%、65%、80%、95%））、並びに炉心中性子スペクトルを軟化させるための模擬物質板（グラファイト板）を使用する。これらの模擬物質板は、FCA作業室に置かれた保管用キャビネット内に保管してきた。保管は、乾燥雰囲気中等の特別な環境下ではなく、通常の模擬物質と同様に一般的な大気中の保管であるため、ボイド率の高いポリスチレン板等では吸湿作用によって大気中の水分を含んでいると考えられる。この水分量は核特性に大きな影響を及ぼすと考えられることから、これら一連の模擬物質の水分含有量分析を行った。

b. 転換比測定用箔反応率測定システムのデータ処理部の更新

低減速軽水炉では高転換比は大きな特徴の一つである。したがって、模擬実験での転換比測定は、炉心性能を実験的に評価するとともに、その予測精度評価の点でも重要である。

FCAでの転換比測定では、実験体系内で中性子照射した²³⁸U箔及び²³⁹Pu箔を炉外へ取り出して、

箔内に生成された放射性核種から放出される放射線（ガンマ線）を測定して、 ^{238}U 中性子捕獲反応率や ^{239}Pu 中性子核分裂反応率を求め、その比から転換比を求める。この測定で使用する反応率測定システムは、放射線（ガンマ線）を測定するエレクトロニクス部と、エレクトロニクス部を制御し測定した放射線データを処理するデータ処理部から成る。

(3) 第1フェーズ実験

第1フェーズは、炉心中性子エネルギースペクトルの模擬に重点を置き、かつ、Pu核種の共鳴反応による影響を排除した比較的素直な中性子エネルギースペクトルの形成を目指したU燃料を用いた体系（XXI-1D炉心）である。図3.4.1-1に示すような燃料セルを、既存のFCAでのUベンチマーク炉心（XXI-1炉心）の中央領域（断面：約38cm四方、高さ：約61cm）に装荷して、実験体系を構築した。表3.4.1-1には、燃料セルの主要パラメータを示す。表より明らかなように、燃料セルの平均濃縮度は15%であり、これまでの高転換軽水炉模擬実験^{3.4.1-1)}での濃縮度（5～6%）より高い。この燃料セルの中性子スペクトルを図3.4.1-3に示す。図より明らかなように、設計炉心の中性子スペクトルをよく模擬していることが分かる。

体系を構築する装荷変更作業をH14年1月から開始し、体系は2月7日臨界に達した。図3.4.1-2に臨界体系の炉心断面図を示す。反応度の持ち分は、RMWRを模擬した領域が35.2%、その外周のドライバー領域が63.1%、ブランケット領域が1.7%である。RMWRを模擬した領域の反応度持ち分は、HCLWR模擬体系での持ち分とほぼ同等である。

臨界達成後、中心反応率比測定、反応率分布、中心試料反応度価値測定（燃料核種、B₄C他）、 ^{238}U ドップラー効果について、測定した。なお、中心反応率比測定では、測定装置の不具合から、当初予定の箔を用いた反応率測定に代えて、小型核分裂計数管（直径6mm、有感部長さ32mm）を用いた核分裂率測定を実施した。その結果、中心核分裂率比は、4～6%の精度で測定された。それぞれの結果を表3.4.1-2～3.4.1-6に示す。

(4) 第2フェーズ実験

第2フェーズでは、FCA-XXII炉心としてMOX炉心体系を模擬した。その中性子スペクトルを図3.4.1-4に示す。これらの炉心ではPu-Al合金板を用いて、燃料セルを構成した（図3.4.1-5参照）。表3.4.1-7に燃料セルの主要パラメータを示す。表より明らかなように、このセルの富化度16%、減速材対燃料体積比0.6である。この実験では、Pu炉心の特徴となる炉物理特性を実験的に明確にすることを目的とした。特に、富化度、減速材対燃料比は一定とし、減速材のボイド状態を系統的に変えることにより、それらがRMWRの炉物理特性に及ぼす影響を明らかにすることが主要な実験目的である。また、燃料セルの減速材対燃料体積比は、かつてFCAにおいて実施されたHCLWR模擬実験の第2フェーズ実験体系^{3.4.1-1)}での同体積比に等しいことから、両者の実験結果の比較から、富化度の相違による核特性への影響を調べる。また、第1フェーズ実験と第2フェーズ実験の結果を、同一手法・データで統一的に解析することにより、U炉心の場合と比較して、Pu炉心の解析上の問題点を明確にすることにも重点を置く。

本フェーズの第1炉心であるFCA-XXII-1炉心は、体系を構築するH14年7月に装荷変更作業を開始し、8月19日臨界に達した。その時の炉心断面図を図3.4.1-6に示す。臨界に到達後、ドッ

プラー効果測定が実施された。その結果を表 3.4.1-8 に示す。

3.4.2 実験解析

(1) 計算手法

RMWR では、共鳴エネルギー領域での中性子反応が支配的となることから、熱中性子炉用設計コードシステム (SRAC システム)^{3.4.2-1~3.4.2-2)} と高速炉設計手法を用いて解析した。これらの設計システムは、それぞれ熱中性子炉用または高速炉用として開発されてきたために、核反応が共鳴エネルギー領域で支配的である RMWR への適用性と解析精度の現状を把握することが、大きな目的の一つである。そこで、双方の結果の比較から、RMWR 模擬実験の解析手法の検討と現状解析精度の把握に努めた。

具体的には、両設計手法とも、JENDL-3.2^{3.4.2-3)} を処理した群定数を用い、1 次元衝突確率計算にて実効断面積を作成した。体系計算には輸送計算コード (THREEDANT)^{3.4.2-4)} または拡散計算コード (CITATION)^{3.4.2-5)} を用い、3 次元 XYZ 計算を行った。体系計算でのエネルギー群数は、少数组への群縮約効果を避けるために、SRAC システムでは 107 群、高速炉設計手法では 70 群とした。また、両設計手法とも、輸送計算では P0-S8 近似で行い、空間メッシュの大きさは、約 5cm/mesh とした。

(2) 第 1 フェーズの解析結果

a. 臨界性

解析結果を表 3.4.1-2 に併せて示す。表より明らかなように、3 次元輸送計算は、SRAC システムで 2%、高速炉設計システムで 1.6% 実験値を過大に評価する。この計算には、板状燃料の配列に起因する中性子輸送の異方性の効果を考慮していない。通常、この効果は、1~2%程度計算結果を小さくする。従って、この効果を考慮すると、計算と実験は良い一致を示すと言える。この傾向は、昨年度実施した U 燃料による HCLWR 模擬実験及び MOX 燃料 HCLWR 模擬実験での比較的軟らかい中性子スペクトル体系の解析結果と同様の傾向を示す。以上から、現行計算手法の臨界性に関する予測精度には、U 燃料や MOX 燃料という燃料核種や濃縮度の依存性は見られない。

b. 中心反応率比

表 3.4.1-3 に実験結果と計算結果を示す。全体に、 $^{239}\text{Pu}/^{235}\text{U}$ 核分裂率比 (F49/F25) は過小評価、比較的エネルギーの高い範囲の感度が高い $^{238}\text{U}/^{235}\text{U}$ 核分裂率比 (F28/F25) 及び $^{237}\text{Np}/^{235}\text{U}$ 核分裂率比 (F37/F25) は過大評価の傾向がある。このことから、計算は中性子スペクトルを硬めに評価する傾向があるようと思える。この原因については、MOX 燃料模擬実験の結果及び過去の HCWR 模擬実験の結果等を含めた総合的な検討が必要である。F49/F25 の結果を SRAC システムと高速炉設計システムで比較すると、高速炉設計システムの結果の方が大きな値を示す。この原因是、100eV 以下のエネルギー範囲での実効断面積が熱中性子炉設計手法のそれより小さく、その結果 ^{235}U 核分裂率を過小に見積もっていることによる。この過小評価は、解析に用いた群定数の相違（群定数作成時の重み関数の相違）、1eV 以下の熱エネルギー領域で中性子束の計算精度等に因ると考えられる。これらを考慮すると、計算値は 3~5% 小さくなる。この F49/F25 は、転換比を評価する ^{238}U 捕獲/ ^{239}Pu 核分裂率比 (C28/F49) のエネルギー感度と似ていることから、一連の中心反応率

解析結果及びこれまでに実施した高転換軽水炉の実験解析結果から、転換比の計算精度を推定すると、現行の SRAC システムでは 10~15%過小評価し、高速炉設計手法では 100eV 以下のエネルギー一範囲の実効断面積計算の改善を行えば、約 5%程度過小評価する。

c. 反応率分布

主要核種が異なる 4 種の小型核分裂計数管 (U-235、天然ウラン(NU)、Np-237、Pu-239) それぞれを用いて測定された実験結果とその解析結果を、表 3.4.1-4 に示す。また、代表的な 2 つについて、軸方向核分裂率分布及びその計算値と実験値の比 (C/E 値) を図 3.4.2-1～図 3.4.2-3 に示す。図より明らかなように、両核分裂率分布とも炉心中心面に対して、ほぼ対称な分布をしている。U-235 の核分裂率分布の C/E を見ると、炉心領域に隣接する位置では計算が過大評価し、Np-237 のそれでは過小評価しており、炉心境界近傍での計算精度に問題があることが分かる。また、U-235 では炉心中心からの距離が負の領域では計算が過小評価する。これは、小型核分裂計数管を挿入するための実験孔 (約 12mm 四方) がブランケット領域内の途中までしか作成されていないことと、実験孔作成のために一部 U 燃料を取り除いたことによるものである。一方、Np-237 では、U-235 核分裂計数管と中性子エネルギー感度が異なるため、前述のような傾向は見られない。しかし、炉心境界から軸方向ブランケット領域へ進むにつれて、C/E 値が小さくなる傾向がある。これは、測定では小型核分裂計数管を挿入するための実験孔が存在するのに対し、計算ではこれが考慮されていないため、体系からの比較的エネルギーの高い中性子の漏れを適切に評価できていないことによると考えられる。

d. 中心サンプル反応度値

表 3.4.1-5 に実験結果と計算結果を示す。ここでは、高速炉用設計システムによる結果のみを示した。Pu の反応度値 (Pu92 では $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ が 92%、Pu81 では $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ が 81%、Pu75 では $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ が 75% 含有) について、計算は実験を約 10%過小に評価する。一方、EU93 (93% 濃縮 U) では、計算と実験は良く一致する。同様の傾向は、U 燃料による HCLWR 模擬炉心実験解析でも見られた。この原因については、今後詳細な検討を行う必要がある。

e. ドップラー効果

表 3.4.1-6 に実験結果と計算結果を示す。本解析では、両システムとも共鳴遮蔽効果をより精度良く評価する詳細群計算を行って、ドップラーサンプルの実効断面積を計算した。この解析手法は、これまで高速炉体系の実験解析で行われているものと同様である。その結果、計算と実験は測定誤差の範囲内で一致する。この結果から、ドップラー効果の予測精度は、これまで豊富な解析経験がある従来の高速炉体系での計算精度^{3.4.2-6)}と同程度であることが分かった。

(3) 第 2 フェーズの解析結果

a. ドップラー効果

表 3.4.1-8 に実験と計算の暫定結果を示す。第 1 フェーズでの解析手法と同様に、両解析システムとも共鳴遮蔽効果をより精度良く評価する詳細群計算を行って、ドップラーサンプルの実効断面積を計算した。その結果、計算と実験は測定誤差の範囲内で一致する。この結果から、ドップラー効果の予測精度は、これまで豊富な解析経験がある従来の高速炉体系での計算精度^{3.4.2-6)}と同程度であることが分かった。

3. 4. 3 まとめ

RMWR 炉心の設計計算精度の検証や炉心の炉物理的特性を十分に確認するための実験データを補充するために、RMWR 模擬実験を FCA において立案実施した。実験は、2つのフェーズから成る。平成 14 年度には第 1 フェーズの U 燃料を用いた RMWR 中性子スペクトル模擬体系において、また第 2 フェーズの MOX 燃料模擬実験の第 1 炉心において、実験を実施した。

得られた実験結果を、決定論的手法を用いて解析した。解析には、共鳴エネルギー領域での中性子反応が支配的となることから、熱中性子炉用設計コードシステム (SRAC システム) と高速炉設計手法を用いた。その結果、両設計手法とも臨界性に関する予測精度では、U 燃料や MOX 燃料という燃料核種依存性や濃縮度依存性は見られなかった。中心反応率比の結果から、計算は中性子スペクトルを硬めに評価する傾向がある。この原因については、過去の HCWR 模擬実験の結果等を含めた総合的な検討が必要である。反応率分布では、測定のために設けられた実験孔の影響を計算に考慮する必要があることが分かった。組成比の異なる Pu サンプルの反応度値解析結果から、全般に高速炉設計手法による計算が実験を約 10% 過小に評価する傾向があり、この傾向は U 燃料による HCLWR 模擬炉心実験解析での結果と一致した。この過小評価の原因については、詳細な検討を行う必要がある。ドップラー効果の計算精度は、これまで豊富な解析経験がある従来の高速炉体系での計算精度と同程度であることが分かった。

参考文献

- 3.4.1-1 T. Osugi, et al.: "Investigation on Criticality and Infinite Multiplication Factor of High Conversion Light Water Reactor Using Zone-Type FCA-HCLWR Core Fueled with Enriched Uranium", J. Nucl. Sci. Technol., 26, 477-491 (1989).
- 3.4.1-2 M. Obu, et al.: "Measurements of Reaction Rates in Zone-Type Cores of Fast Critical Assembly Simulating High Conversion Light Water Reactor", J. Nucl. Sci. Technol., 26, 993-1001 (1989).
- 3.4.1-3 S. Okajima, et al.: "Experimental Study on Reactivity Worth for Absorber Material in High Conversion Light Water Reactor Using FCA-HCLWR Core Fueled with Enriched Uranium", J. Nucl. Sci. Technol., 27, 950-959 (1990).
- 3.4.1-4 岡嶋成晃, 他 :"FCA 高転換軽水炉模擬実験における反応度値実験", JAERI-M 90-042 (1990).
- 3.4.1-5 大部誠, 他 :"高転換軽水炉を模擬した FCAXIV 炉心における反応率測定", JAERI-M 90-052 (1990).
- 3.4.2-1 K. Tsuchihashi, et al.: "Revised SRAC Code System", JAERI 1302 (1986).
- 3.4.2-2 奥村啓介、金子邦男、土橋敬一郎: "SRAC95; 汎用核計算コードシステム", JAERI-Data/Code 96-015 (1996).
- 3.4.2-3 K. Shibata, et al.: "Japanese Evaluated Nuclear Data Library, Version-3 - JENDL-3 -", JAERI-1319 (1990).
- 3.4.2-4 R.E. Alcouffe, et al.: "DANTSYS: A Diffusion Accelerated Neutron Particle Transport Code System", LA-12969-M (1995).

- 3.4.2-5 T.B. Fowler, D.R. Vondy, and G.W. Cunningham: "Nuclear Reactor Analysis Code; CITATION", la-4432 (1970).
- 3.4.2-6 岡嶋成晃：“臨界実験装置を用いた高速炉ドップラー効果の研究,” 学位論文 (1999).

表 3.4.1-1 RMWR 模擬実験第 1 フェーズでの燃料セル主要パラメータ

	模擬炉心	RMWR
Enrichment (%)	15.2	10
Vm/Vf *	1.7	0.18
Void fraction (%)	80	68

* Volume fraction of moderator to fuel plates in a cell

表 3.4.1-2 RMWR 模擬実験第 1 フェーズの臨界性

	実験	計算	
		SRAC*	高速炉用*
実効増倍係数 (3 次元モデル)	1.00267 ±0.00017	1.02235 (1.0196)**	1.01824 (1.0155)**

* Diagonal Transport Calculation with P0-S8 Approx.

** C/E value

表 3.4.1-3 RMWR 模擬実験第 1 フェーズの中心反応率比

	実験	計算	
		SRAC	高速炉用
F49/F25	1.539 ± 4.3%	1.287 (0.836)	1.519 (0.987)
F28/F25	0.0199 ±5.8%	0.0218 (1.095)	0.0219 (1.101)
F37/F25	0.145 ±5.4%	0.154 (1.062)	0.150 (1.034)

* Diagonal Transport Calculation with P0-S8 Approx.

** 括弧内数字 : C/E value

表 3.4.1-4 RMWR 模擬実験第 1 フェーズの軸方向反応率分布

Axial Pos.	EU(U235)			NU		
	実験 (%)	C/E		実験 (%)	C/E	
		SRAC	高速炉		SRAC	高速炉
-7Z	1.000 ± 0.76	1.065	1.062	1.000 ± 3.74	0.829	0.808
-6Z	1.317 ± 1.00	0.978	0.975	1.630 ± 4.75	0.908	0.905
-5Z	1.573 ± 0.97	0.983	0.982	2.038 ± 4.56	0.975	0.974
-4Z	1.759 ± 0.95	0.983	0.982	2.367 ± 4.46	0.975	0.975
-3Z	1.896 ± 0.93	0.988	0.988	2.559 ± 4.41	0.995	0.994
-2Z	1.988 ± 0.93	0.994	0.994	2.731 ± 4.38	0.992	0.992
-1Z	2.033 ± 0.92	0.999	0.999	2.775 ± 4.37	1.005	1.005
1Z	2.027 ± 0.92	1.001	1.001	2.805 ± 4.36	0.995	0.995
2Z	1.968 ± 0.93	1.004	1.004	2.689 ± 4.38	1.008	1.008
3Z	1.876 ± 0.94	0.999	0.999	2.568 ± 4.43	0.991	0.991
4Z	1.725 ± 0.95	1.002	1.002	2.331 ± 4.47	0.990	0.990
5Z	1.541 ± 0.97	1.004	1.002	2.012 ± 4.59	0.988	0.987
6Z	1.288 ± 1.01	1.000	0.997	1.549 ± 4.79	0.955	0.953
7Z	0.996 ± 1.07	1.069	1.066	0.923 ± 5.39	0.898	0.875
8Z	0.731 ± 1.16	1.006	0.994	0.637 ± 5.99	0.624	0.606
9Z	0.533 ± 1.16	0.988	0.975	0.369 ± 5.99	0.618	0.600

Axial Pos.	Pu239			Np237		
	実験 (%)	C/E		実験 (%)	C/E	
		SRAC	高速炉		SRAC	高速炉
-7Z	1.000 ± 0.50	1.040	0.881	1.000 ± 1.09	0.995	1.002
-6Z	1.427 ± 0.65	0.970	0.951	1.573 ± 1.40	0.999	0.996
-5Z	1.726 ± 0.63	0.990	0.990	2.006 ± 1.34	1.005	1.004
-4Z	1.969 ± 0.61	0.976	0.976	2.332 ± 1.30	1.000	1.000
-3Z	2.131 ± 0.60	0.979	0.980	2.563 ± 1.29	1.003	1.003
-2Z	2.226 ± 0.60	0.988	0.988	2.746 ± 1.28	0.996	0.996
-1Z	2.262 ± 0.60	0.999	0.999	2.824 ± 1.27	0.998	0.998
1Z	2.258 ± 0.60	1.001	1.001	2.815 ± 1.27	1.002	1.002
2Z	2.186 ± 0.60	1.006	1.006	2.739 ± 1.28	0.999	0.999
3Z	2.079 ± 0.61	1.004	1.004	2.607 ± 1.28	0.986	0.986
4Z	1.922 ± 0.61	1.000	1.000	2.338 ± 1.31	0.998	0.997
5Z	1.695 ± 0.63	1.009	1.008	2.029 ± 1.33	0.994	0.992
6Z	1.411 ± 0.65	0.981	0.961	1.594 ± 1.39	0.986	0.983
7Z	0.974 ± 0.71	1.067	0.904	1.019 ± 1.54	0.977	0.983
8Z	0.683 ± 0.78	0.998	0.822	0.630 ± 1.76	0.896	0.897
9Z	0.470 ± 0.78	0.991	0.810	0.380 ± 1.76	0.906	0.903

表 3.4.1-5 RMWR 模擬実験第 1 フェーズの中心サンプル反応度値

サンプル	実験 (ρ_0)*	C / E	
		SRAC	高速炉用
Pu92	0.758	—	0.912
Pu81	0.748	—	0.834
Pu75	0.619	—	0.865
EU93	1.170	—	0.987
NU	-0.129	—	1.011
Nat B4C	-2.077	—	1.213

* $\rho_0=0.0406\% \Delta k/k$

表 3.4.1-6 RMWR 模擬実験第 1 フェーズの U-238 ドップラー反応度値

サンプル	実験 ($\times 10^{-5} \Delta k/k$)	C / E	
		SRAC	高速炉用
U _{metal} -25 φ	4.93±3.9%	1.05	1.07
UO ₂ -25 φ	2.74±6.0%	1.07	1.09
U _{metal} -20 φ	3.22±5.0%	1.03	1.05
UO ₂ -20 φ	1.87±8.6%	1.05	1.07

表 3.4.1-7 RMWR 模擬実験第 2 フェーズでの燃料セル主要パラメータ

	第 2 フェーズ模擬炉心			RMWR
	XXII-1(45)	XXII-1(65)	XXII-1(95)	
Enrichment (%)	15.8	15.8	15.8	10
V _m /V _f *	0.6	0.6	0.6	0.18
Void fraction (%)	45	65	95	68

* Volume fraction of moderator to fuel plates in a cell

表 3.4.1-8 RMWR 模擬実験第 2 フェーズの U-238 ドップラー反応度値 (暫定結果)

サンプル	実験 ($\times 10^{-5} \Delta k/k$)	C / E	
		SRAC	高速炉用
U _{metal} -25 φ	5.79±2.7%	0.95	1.03
UO ₂ -25 φ	3.62±4.3%	0.96	1.02

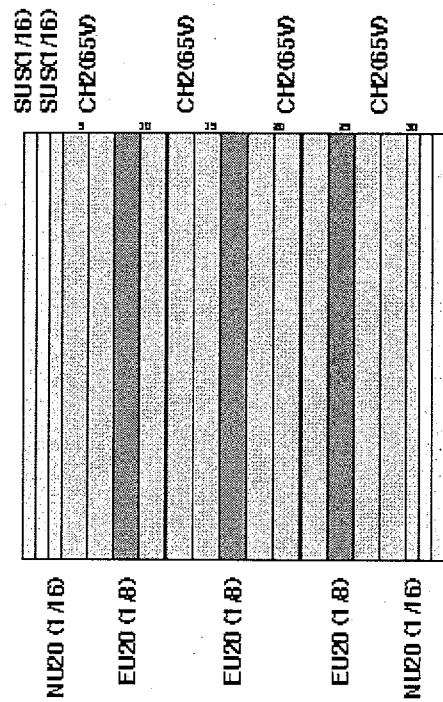


図 3.4.1-1 低減速軽水炉模擬実験第1フェーズのテスト領域燃料セル

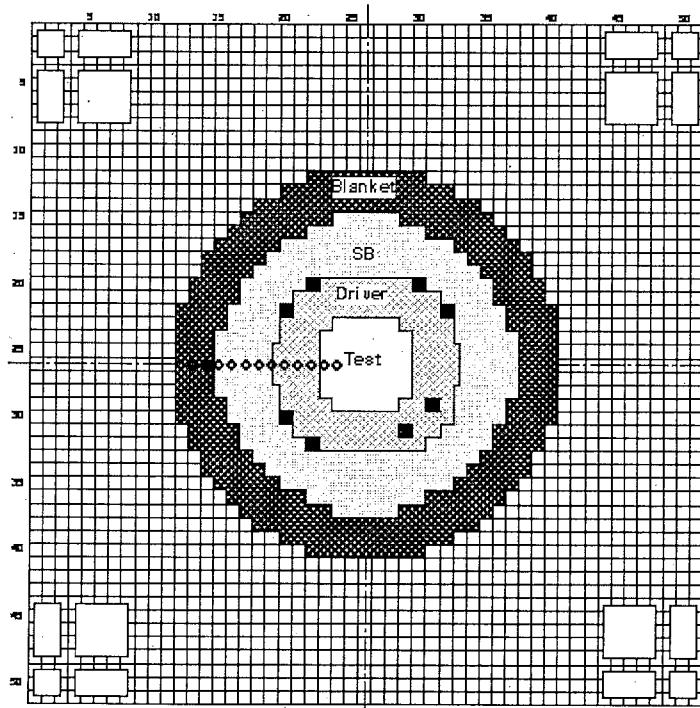


図 3.4.1-2 低減速軽水炉模擬実験第1フェーズの炉心断面図

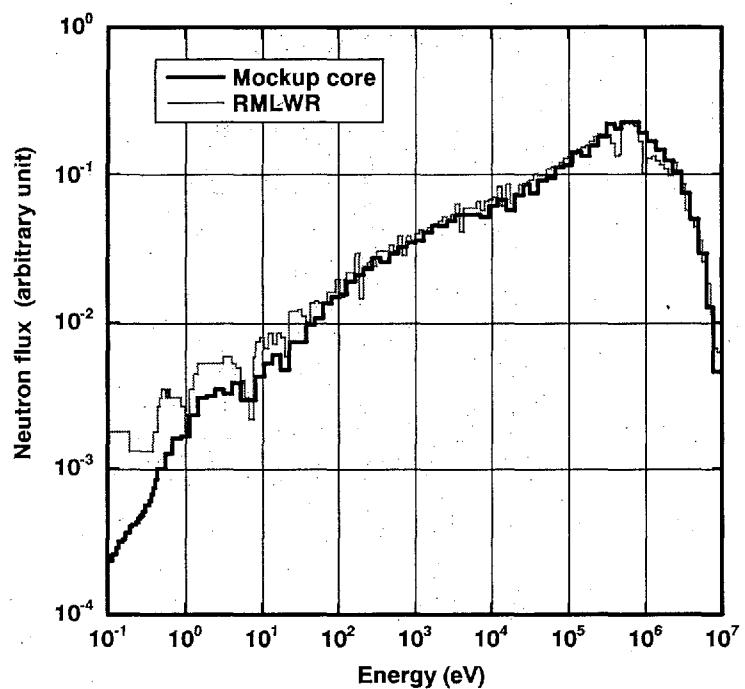


図 3.4.1-3 低減速軽水炉模擬実験第 1 フェーズの炉心中性子スペクトル

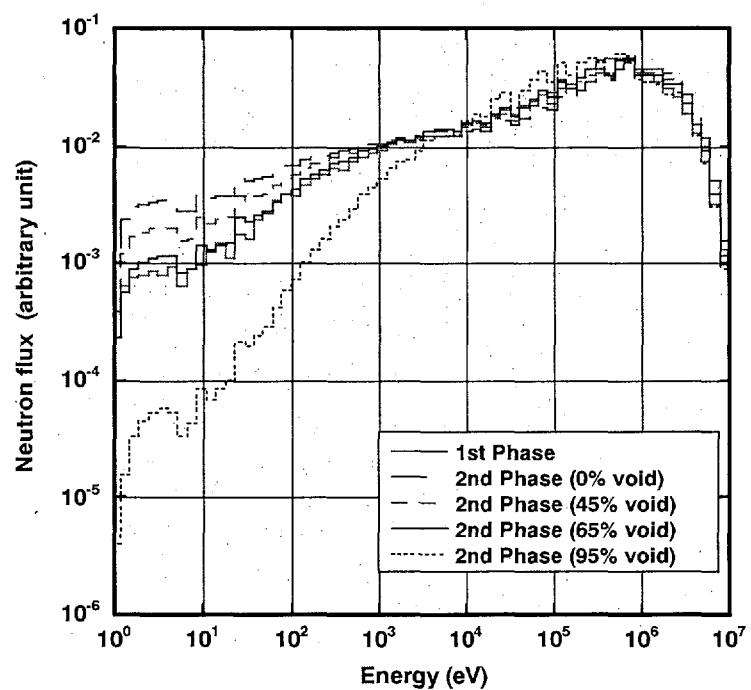


図 3.4.1-4 低減速軽水炉模擬実験第 2 フェーズの炉心中性子スペクトル

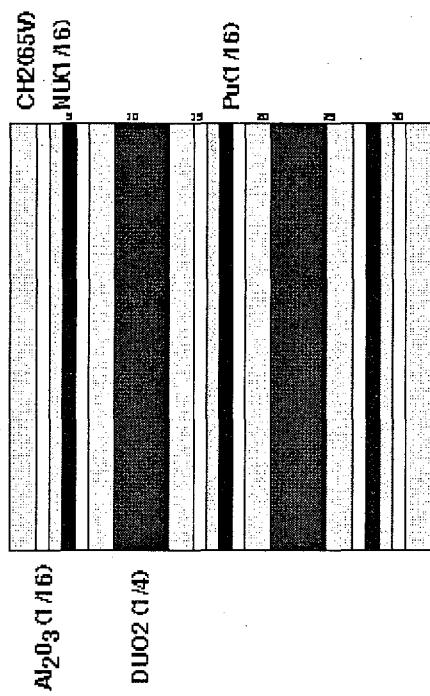


図 3.4.1-5 低減速軽水炉模擬実験第 2 フェーズのテスト領域燃料セル

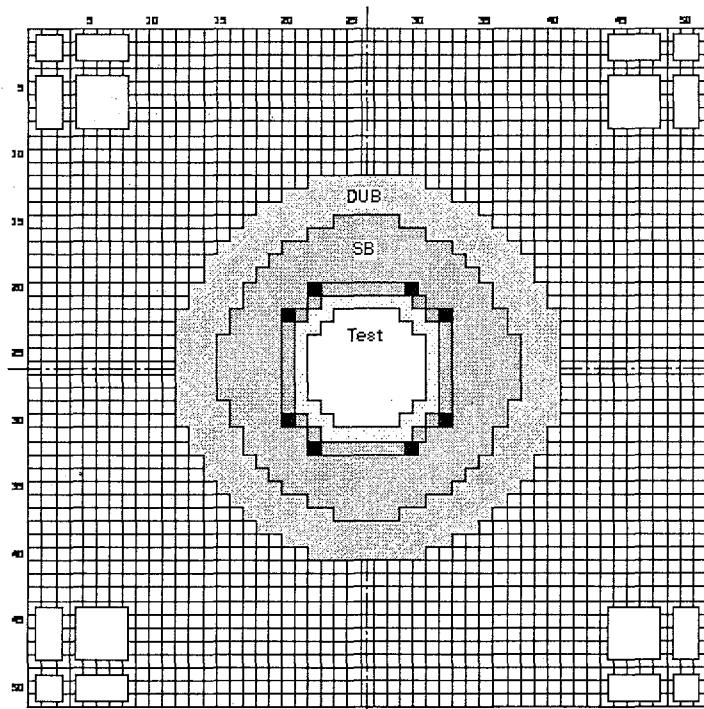


図 3.4.1-6 低減速軽水炉模擬実験第 2 フェーズの炉心断面図

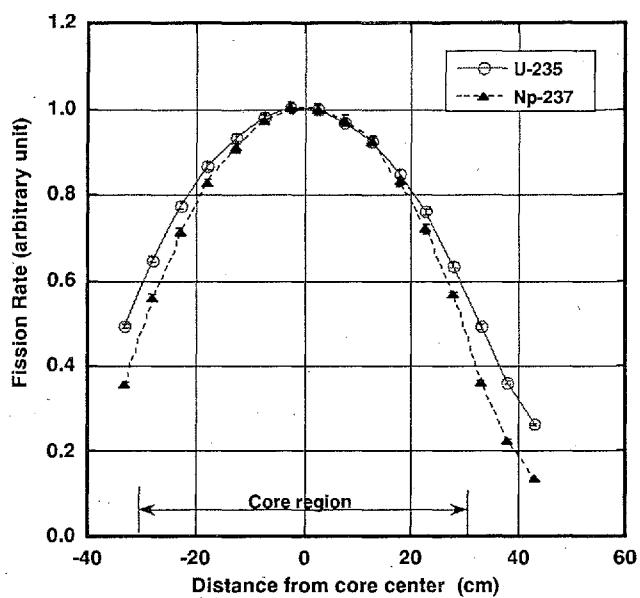


図 3.4.2-1 低減速軽水炉模擬実験第 1 フェーズでの軸方向核分裂率分布

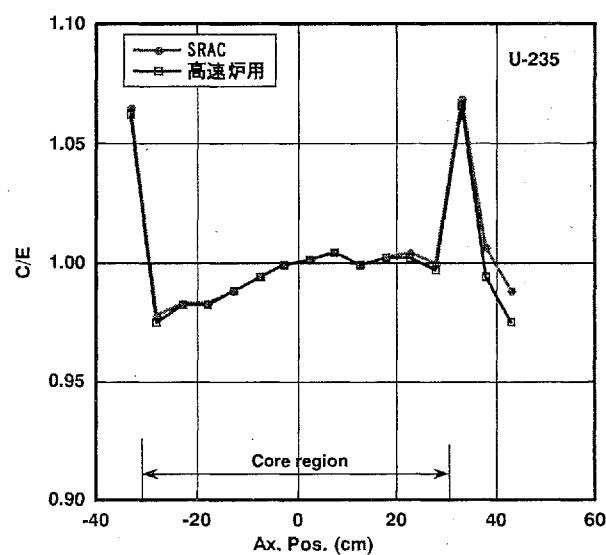


図 3.4.2-2 低減速軽水炉模擬実験第 1 フェーズでの軸方向 U-235 核分裂率分布の C/E

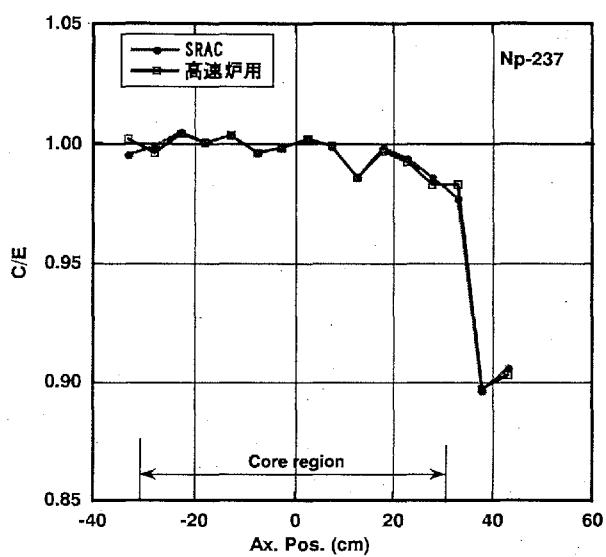


図 3.4.2-3 低減速軽水炉模擬実験第 1 フェーズでの軸方向 Np-237 核分裂率分布の C/E

3. 5 燃料の安全性

MOX 燃料の安全解析：低減速軽水炉の燃料集合体は核分裂性プルトニウム富化度が 15%以上 の高富化度 MOX 燃料から成り、燃料棒間隔は 1.3mm の三角形状稠密格子である。また従来の軽水炉よりも硬いスペクトルを持つ中性子の重照射環境下で使用される。

このような照射条件での MOX 燃料の熱的・機械的成立性を検討、確認することはきわめて重要な課題である。このため、燃料ふるまい解析コードにより、MOX 燃料のふるまいを解析、評価し、これにより燃料棒設計の信頼性を確保し、合理性を高め、燃料集合体の安全性を確認することが必要である。

こうした見地から、本研究においては、MOX 燃料ふるまいの計算コード解析・シミュレーションによる安全性評価を目的とする。

3. 5. 1 計算コードの改良

(1) 解析すべき現象

本解析の対象とする現象を以下に示す。

- a. 入力として燃料の仕様、寸法、線出力履歴、冷却材条件などを与えることによる、通常運転時における燃料の熱的ふるまい、力学的ふるまい。
- b. ペレット温度とそれに直接関係する FP ガス放出ふるまい、燃料棒内圧上昇、それによる被覆管のクリープアウト、およびペレット熱膨張やスエリングなどによる PCMI。

(2) 計算コード

既存の燃料解析コード FEMAXI-V^{3,5-1)}のモデル改良により低減速軽水炉の MOX 燃料に対応した FEMAXI-RM を開発し、予備解析を行ってコードの基本性能を確認した。FEMAXI-V コードは軽水炉燃料（単一燃料棒）解析コードとして開発されたが、物性値の追加、モデル修正などにより多くのタイプの燃料ふるまい解析に適用可能な柔軟性があるためである。

モデル改良の主要な項目は以下の通りである。（図 3.5-1 参照）

- a. 燃料棒全長を複数のセグメントに分割して扱うが、このセグメント数が FEMAXI-V では 12 であったものを最大 40 に拡大した。その各セグメントに対して線出力の相対分布が与えられる。
- b. 各軸方向セグメントごとに、燃料ペレット仕様 (UO_2 か MOX か、Pu 濃度、fissilePu 富化度など) を指定可能とした。
- c. MOX 燃料ペレットの熱的性質、機械的性質を表現する複数の物性値および経験式を組み込み、選択オプションとして計算に利用可能とした。
- d. 出力形式とプロットプログラムを改良して多数の軸方向セグメントの計算出力に対応させた。

なお、コード FEMAXI-RM はパソコン上で稼働させるので、そのための高速パソコンシステムを導入、整備した。

解析では、FEMAXI-RM を、必要な場合はそのモデル改良をしつつ、用いた。

3. 5. 2 解析の基本的方法

(1) モデル

低減速軽水炉の MOX 燃料は、従来の軽水炉における MOX 燃料の照射条件や設計仕様の範囲を大きく超えているので、そのふるまい解析は現在入手可能な（軽水炉）MOX 燃料の熱的、機械的物性値やモデルの適用範囲外にある場合が多い。

したがって、解析においては、従来の物性値やモデルが適用範囲外にある場合でも、基本的に従来モデルを用い、必要な場合はモデルを外挿してシミュレーション予測を行った。

本解析評価においては、熱的ふるまいに重点を置いた熱的解析と、応力（変形）解析に重点を置いた力学解析の結果を総合し、全体的考察を行った。FEMAXI-RM の解析体系の概念を図 3.5-1 に示す。

(2) 热的解析

熱的解析においては、予測される照射条件の下に、燃料の温度上昇に起因する現象、すなわちペレットからの FP ガス放出とそれによる燃料棒内圧の上昇、および内圧による被覆管への負荷の変化を中心に解析した。特にペレットの熱伝導率の低下の効果、ペレット温度、FP ガス放出率、内圧上昇による被覆管の Lift-off (ギャップ開き) などの変化を調べ、燃料棒としての安全性への影響を調べた。ペレットと被覆管のギャップサイズ及び接触圧力は、次項で説明する全長力学解析により計算する。

(3) 力学解析

力学解析、すなわち変形・応力歪み解析においては、ペレットと被覆管の PCMI に焦点を置き、ペレットのスエリング（体積膨張）による燃料被覆管の平均直径変化、及び局所的なリッジング変形を計算し、両者を比較した。また、MOX 燃料部と UO₂ プランケット部の境界で各々のペレットが接する箇所では、2 種のペレットの直径の膨張率が異なり、被覆管に軸方向に不連続な歪みが生じると予測される。この歪みと応力分布について、拡張した局所解析モデルを用いて解析を行った。以下に、これらの力学解析の方法を説明する。

a. 全長解析

全長解析では、図 3.5-2 に示すように、ペレットを円柱、被覆管を円筒と見なし、図 3.5-1 に示した個々の軸方向セグメントの変形を、軸方向には相互作用するが半径方向には独立として扱う。すなわち、一つのセグメントについて軸方向および半径方向の変位を扱うために半径方向にのみ有限要素（形状関数は二次関数）を切り、解析する。したがって半径方向の変位は一つのセグメントにおいては軸方向に均一である。

b. 局所解析 A

局所解析 A では、図 3.5-3 に概念を、図 3.5-18 に計算対象範囲をそれぞれ示す。図 3.5-3 に示すように、ペレットおよび被覆管の初期形状をそれぞれ円柱および円筒と見なし、ある一つの軸方向セグメントにおける軸方向 1 ペレット長の体系の変形を、r-Z 2 次元の複数の要素を切って有限要素解析を行う。この体系内では、ペレットの熱応力による鼓状の変形が再現でき、その変形の上部外周における被覆管への食い込み、すなわちリッジング変形が解析できる。

c. 局所解析 B：境界部解析

この解析の方法は原理的には局所解析 A と同一である。しかし、変形解析の対象は、図 3.5-4 に示すように、MOX ペレットの半分とそれに接するプランケットの 1 ペレットである。ここで、以下のような仮定を設けて解析体系を簡略化している。

- 1) MOX ペレットおよびプランケットペレットの両方に、同一の機械的物性値及び半径方向温度分布を与える。
- 2) MOX ペレットは、初期直径 D1 を仕様通りに与え、プランケットペレットには、仕様よりわずかに小さな初期直径 D2 を与える。これによって、両者が熱膨張変形しても、直径には段差が維持され、その段差に対して被覆管の変形が生じる。D2 の値は、その初期直径のプランケットペレットが熱膨張とスエリングによって最大変形したときの直径が、本来の初期直径を持つプランケットペレットの最大変形したときの直径 D3 よりやや小さめの値となるような値を与える。これにより、被覆管の変形（歪み）は本来の状態よりやや大きくなり、保守的な解析が可能となる。解析体系は、後述の図 3.5-21 に示すように、対称性を利用した点線の範囲であり、最大出力部の MOX ペレットが直接プランケットペレットとの境界を成すという厳しい条件を仮定して解析を行った。

3. 5. 3 主要な計算方法

表 3.5-1 に主要な仕様を、表 3.5-2 に燃料の軸方向出力分布を示す。

(1) 出力履歴

炉心中で照射最後(End-of-Life)に最大燃焼度となる燃料棒（1本の全長）に注目し、その照射履歴を初期から最後（107GWd/tHM）まで追った。この場合、軸方向の出力分布、Pu 富化度分布、ペレット種類などをそのまま計算条件に入れた。すなわち、表 3.5-1 及び図 3.5-1 に示すように、1 本の燃料棒を軸方向に 34 のセグメントに分け、そのそれについて、ペレットサイズ、UO₂ か MOX かの種類指定、濃縮度、Pu 富化度などの種類指定を行った。

さらに軸方向の線出力分布については、図 3.5-5 に示すようにピーク出力のセグメントを 1.0 とする相対分布を全セグメントに対して指定した。

またペレット半径方向の出力密度分布については、照射の全期間を通して一定のプロファイルを持つと仮定し、ステップ状の分布を与えた。ただし、FEMAXI-RM では温度計算においてペレット半径方向を 10 個の等厚みリング要素で構成するので、炉心設計グループの出した原計算値を 10 段階の等距離プロファイルに変換して用いた。

(2) 高速中性子束

高速中性子束は、MOX 燃料セグメントに対しては炉心設計グループの計算した計算値を入力

した。プランケット部においてはこの値に対して線出力の相対値を掛けた値を用いた。図 3.5-6 に軸方向プロファイルの計算値を示す。

(3) 被覆管外表面温度

FEMAXI-RM コードは被覆管表面から冷却材への伝熱、すなわち熱水力計算の機能を持つが、現状の炉設計では冷却材の流量条件が厳密には未確定(集合体ごと、炉心位置ごとに異なる)である。したがって、本解析では、被覆管外表面(酸化膜表面)温度については、熱水力計算によって算出はせず、保守的な条件として冷却水の飽和温度(288°C)+ $21=309^{\circ}\text{C}$ に固定した。被覆管はジルカロイとした。水側酸化については、EPRI の経験式^{3.5-2)}を用いた。外表面温度を指定した場合、被覆管の酸化膜と金属相の界面温度は酸化膜の成長とともに緩やかに上昇する。すなわち、一定の熱流束に対して、被覆管金属相の温度は緩やかに上昇することになる。

(4) プレナム

燃料棒のプレナム容積については、炉心設計グループの設定値 25cm^3 と想定した。

3. 5. 4 計算条件

(1) 燃料熱伝導率モデル

UO_2 燃料では、燃焼度の伸長に伴い燃料伝導率が低下することが確認されている。MOX 燃料では、燃焼度をパラメータとした信頼性ある熱伝導率モデルがなく、また高燃焼度までの実測データもないが、 UO_2 燃料と同様に低下することは当然予想される。本解析では、Baron モデル^{3.5-3)}、Philipponneau モデル^{3.5-4)}、MATPRO モデル^{3.5-5)}の 3 者を比較し、熱伝導率の変化に関する要因を詳しく考慮していく燃焼度に伴って熱伝導率が低下する Baron モデルと、燃焼度にかかわらず一定の(低下のない) MATPRO-11 モデルでの計算結果を比較の対象とする。図 3.5-7 にこれらの熱伝導率モデルを、燃焼度をパラメータとして $0 \sim 120\text{GWd/tHM}$ まで 4 段階にわけて比較して示す。

Baron モデルの値は Pu 富化度 31%に対応した値であり、また温度、燃焼度、Pu 富化度が熱伝導率の大きな要因を形成している。ただし高燃焼度までの実測データに基づいてはいないので、その保守性を評価する必要がある。MATPRO-11 モデルは温度のみの関数で、燃焼度依存性及び Pu 富化度依存性はない。Philipponneau モデルは弱い燃焼度依存性があるが、総じて MATPRO モデルとの差は実質的にはない。

プランケット部の UO_2 燃料については Halden モデル^{3.5-6)}を適用した。この Halden モデルは、リム組織生成などによるポロシティ增加による熱伝導率低下が生じている高燃焼燃料の照射状態の温度計測から導き出されているので、信頼性が高い。

図 3.5-8 に MOX ペレットに関する Baron モデル(実線)と Halden モデル(破線)を比較して示す。Halden モデルにおいては、 UO_2 燃料の高燃焼度までの実測値から求められた UO_2 燃料の熱伝導率^{3.5-6)}に、MOX 燃料として UO_2 に Pu が混合された場合の熱伝導率低下係数 0.92 をかけたものである^{3.5-7)}。両モデルを比較すると、実測データに基づいた Halden モデルは信頼性が高いと考えられ、Baron モデルはそれよりがやや低い熱伝導率を与えており、Baron モデルは保守的な評価を与えると考えられる。

一方、FP ガス放出については、FEMAXI-V のモデル^{3.5-1)}をそのまま用いた。

(2) 線出力履歴

図 3.5-9 に MOX 燃料部ピーク出力セグメント（表 3.5-2 中、第 10 セグメント；○印）、およびウランブランケット部最低出力セグメント（表 3.5-2 中、第 33 セグメント；●印）の線出力の履歴をそれぞれ示す。履歴は、炉心中で、End-of-Lifeにおいて最高燃焼度となる 1 本の燃料棒の、それぞれのサイクルごとの出力を追跡しており、その燃料棒はサイクルごとに炉心位置を変えられるので、出力履歴は不連続な形をしている。

(3) スエリングモデル

ペレットのスエリングには、Studsvik モデル^{3.5-8)}を用いた。これは軽水炉の UO₂燃料におけるスエリングの実測データからの燃焼度 Bu の関数としての代表的な経験式である。この経験式は

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_1 = (0.0947 - 0.0004526 \cdot FGR)Bu \quad (0 \leq Bu \leq 57\text{GWd/tU}) \\ \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_2 = \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_1 + 0.03158(Bu - Bu_1) \quad (57\text{GWd/tU} < Bu) \quad \left. \right\} \quad (4.1)$$

と表現される。本解析では、この燃焼度 57GWd/tU 以降のスエリング軽減率を無視して、燃焼度にかかわらず

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_1 = (0.0947 - 0.0004526 \cdot FGR)Bu \quad (4.2)$$

と保守的に仮定して計算した。ただし FGR は % である。

3. 5. 5 結果と考察

以上の計算条件及び入力データによる計算結果と評価を以下に示す。

(1) 燃料温度

図 3.5-10 は、ペレット中心温度を示す。○と△印は、MOX 燃料最高出力部の温度であり、それぞれ、Baron モデルでの結果（○）、MATPRO-11 モデルでの結果（△）である。●印はウランブランケット部の中心温度である。中心温度は、総体的には線出力履歴の変化パターンを忠実に反映する。その値自身は、照射初期から Baron モデルが高い値を与える。図 3.5-7 および図 3.5-8 に示したように Baron モデルの熱伝導率は燃焼度とともに急速に低下するので、これに伴い MATPRO-11 モデルでの温度との差は急速に増大していく。ただし、最高温度に達する 49GWd/t 付近でもその温度は 2400K (2130°C) 程度であり、32%Pu, 50GWd/t の MOX 燃料の融点と予想される 2791K (2518°C)^{3.5-9)} に対しては大きな余裕がある。

図 3.5-11 に、図 3.5-10 における最高温度が生じる 49GWd/tHM におけるペレット半径方向の温度プロファイルを示す。Baron モデルでは、2100K 以上の温度になる範囲がペレット中心部半径の約 40% の範囲となり、この部分で柱状晶が生成すると予測される^{3.5-10)}。柱状晶生成によりペレットのスエリングは低下し、密度が増加して熱伝導率が上昇すると予想されるが、本解析モデルにおいては、こうした変化は考慮されていない。すなわち、燃料ふるまいに対しては保守側にたつ解析となっている。

(2) FP ガス放出と内圧上昇

MOX 燃料部ピーク出力部とブランケット最低出力部の FP ガスの放出率を図 3.5-12 に示す。MOX 燃料からは高い放出率で FP ガス放出が起きるが、ブランケットからの放出率は実質的にゼロであることがわかる。また、Baron モデルと MATPRO-11 モデルにより大きな温度差が生じたことに対応して、Baron モデルが高い FP 放出率を与える。

また、内圧の上昇を図 3.5-13 に示す。内圧の上昇の原因は、FP ガスの放出、ペレットのスエリング及び被覆管のクリープダウンによる燃料棒内自由空間の減少である。しかし、内圧上昇への寄与は FP ガス放出がはるかに大きい。(本計算においてはプレナム部の内容積は 25cc と想定している。)

内圧上昇の程度は図 3.5-12 に示した FP 放出率に当然対応しているが、特徴的なことは、Baron モデルによって計算された FP 放出率による高い内圧値でも、最大 6.2MPa 程度であり、冷却材圧力 7.2MPa を超えないことである。これは、本燃料棒の仕様及び照射条件では、被覆管が内圧によってクリープアウトしてギャップが開く、いわゆる Lift-Off は生じないことを意味する。Lift-off が生じれば、ギャップ熱伝達は低下し、燃料温度は上昇し、ますます FP ガス放出が進行して内圧が上昇し、これが被覆管の一層のクリープアウトをもたらす。言い換えれば、本解析のように内圧が外圧を超えない結果は、燃料棒の健全性は保たれることを意味する。

(3) ペレットー被覆管ギャップ

図 3.5-14 にペレットと被覆管の全長力学解析によるギャップ間隔の変化を示す。図 3.5-15 にはギャップ熱伝達率の変化を示す。MOX 燃料部では高い出力のため温度が上昇して、熱膨張が大きく、また燃焼度の伸長とともにスエリングが増加して、さらに被覆管のクリープダウンも相まってギャップは 10GWd/t 程度から閉じてしまい、照射の最後の時期に出力が低下した時によく開くことになる。

図 3.5-15 に示したギャップ熱伝達率は、ギャップ間隔の減少とともにいったん増加するが、40GWd/t 付近からの FP ガス放出によってギャップガスの熱伝導率が低下し、急速に低下している。また、Baron モデルの方が全般的に低いギャップ熱伝達率を与えるが、これは FP ガス放出量が大きいためである。ブランケット部のギャップ熱伝達率は、図 3.5-15 に示したように、ギャップが常に開いているために低いままである。

ところで、照射中にペレットと被覆管が接触した状態が長時間続くと、両者の間には化学的な結合層が生じる、すなわちボンディングが生じることが軽水炉の UO₂ 燃料では明らかとなっている^{3.5-11)}。MOX 燃料でもこのボンディング（あるいは FCCI）は当然生じると予想されるが、その場合、ギャップ熱伝達率は、ボンディングが生じない状態のペレットー被覆管固相接触熱伝達率よりも向上する。この効果はペレット温度を数十度～100 度程度低下させる。本計算では、このボンディングの効果を加味したギャップ熱伝達モデルを用いず、修正 Ross-&-Stoute 式^{3.5-12)}を用いている。このことはペレット温度を高めに予測し、熱的ふるまいの予測に対して保守側に立つことを意味する。

(4) 燃料棒の直径変化

a. 全長解析

図 3.5-16 に、全長解析による被覆管の最大変形部、すなわち MOX 燃料のピーク発熱部における外径変化量を示す。照射初期にペレットは焼きしまりにより直径が減少するが、20GWd/t 付

近からスエリングによる直径増加に転じる。被覆管は、照射初期にはペレットの焼きしまりで生じたギャップに対してクリープダウンするので直径が減少するが、その後ペレットのスエリングに押されて外向きのクリープアウトに転じている。MATPRO モデルが Baron モデルより大きな変形量を与えるのは、MATPRO モデルではペレット温度が低いので FP ガス放出が少なく、(4.2)式における FGR によるスエリング低減項が効かないためである。

図 3.5-17 に MOX 燃料ピーク発熱部 (○、△) およびプランケット最低発熱部 (破線) における被覆管の内面の相当応力の変化を示す。被覆管の応力は、本計算モデルにおいてはほとんどペレットのスエリングモデルに依存する。相当応力は、最大でも 38MPa 程度であり、照射済みジルカロイ被覆管の 340°C における降伏応力のレベルである 400~600MPa^{3,5-13)} には大きな裕度があり、燃料スエリングによって被覆管が破損する可能性は無いと予想される。

b. 局所解析 A

局所解析の計算対象は系の対称性を利用して図 3.5-18 に示される枠内である。この解析結果について、最も被覆管の歪みが大きいリッジ部 (MOX 燃料のピーク発熱部) での変形量を図 3.5-19 に、被覆管内面の相当応力を図 3.5-20 に示す。リッジ部の最大変形量は、図 3.5-16 に示した全長解析の結果とほぼ同じである。相当応力は、24GWd/tHM の付近で大きなスパイクが生じているが、これは図 3.5-9 に示す出力履歴において 1 サイクルから 2 サイクルへ移行するときの出力不連続をそのまま計算したことによる数値計算上のスパイクである。実際には 2 サイクル目の運転開始において線出力が突然 300W/cm のレベルに飛びつくわけではない。したがって、このスパイクは現実には非常に弱ると判断できる。したがって、相当応力は 90GWd/t 付近で最大値の約 87MPa に達することとなる。このレベルでも、前述したように被覆管の降伏応力の 15%程度にとどまる。全長解析の結果 (図 3.5-17) に比べて相当応力が大きく算出されたのは、リッジ部での歪み集中による。

c. 境界部局所解析 B

MOX 燃料とプランケット部の境界の局所解析は、系の対称性を利用して図 3.5-21 に示す枠内で計算される。この結果について、最大変形時における被覆管外面の直径変形量の軸方向プロファイルを図 3.5-22 に、同じく内外面の歪みの軸方向プロファイルを図 3.5-23 に、リッジ部の軸方向応力、周方向応力、相当応力の変化を図 3.5-24 に示す。

図 3.5-22 に示された被覆管の変形は、MOX 燃料ペレット下端のリッジ部で最大となり、プランケットペレットとの境界部で大きな落差を生じている。MATPRO モデルは Baron モデルより MOX ペレットに大きなスエリングを与えるので、被覆管の変形はそれだけ大きい。

図 3.5-23 に示された被覆管の歪みプロファイルは、変形に対応しており、リッジ部からプランケットペレットにつながる部分が大きくひずんでいる。

図 3.5-24 に示されたリッジ部応力には、図 3.5-20 と同様の数値計算スパイク (artifact) が生じている。このスパイクを除けば、リッジ部被覆管の相当応力の最大値は 90GWd/t 付近で 80MPa 程度であり、局所解析 A と同程度である。また軸方向応力、周方向応力とともに、50GWd/t 程度までは圧縮、それ以降は引張モードとなっている。これは図 3.5-16 および図 3.5-19 に示された、ペ

レットのスエリングによって被覆管の応力モードが圧縮から引張へ転換することと対応している。

d. 被覆管変形の比較

全長解析と局所解析 A の結果を比較すると、被覆管直径の変化は解析モデルに関わらず同程度で、また歪み値は最大 1%程度であり、このとき算出された相当応力は 38~90MPa 程度であって、照射ジルカロイの 340°C 付近における降伏応力に比較して十分に低い。したがって、このような変形によっても燃料健全性は保持されると期待される。

一方、局所解析 B の結果、境界部のペレット段差をまたぐ部分の被覆管の軸方向歪みは 4%程度に達する。この歪みは局所に集中した歪みである。ジルカロイの場合、水側酸化膜にも母相金属の歪みが伝わるので、4%程度まで引張歪みを与えられた酸化膜の保護性は低下する可能性がある。保護性の低下は、局所的な水素吸収や酸化速度の増加と、これによる被覆管の局所的延性低下につながるので、燃料健全性への懸念要因となる。

この被覆管の歪みは、境界部の MOX 燃料に接する 1 個の UO₂ ブランケットペレットの直径を少し大きくする等の工夫により減少するであろうが、健全性に影響のないレベルまで歪みを減少させる可能性は未確認であり、照射試験によって実証されることを待つ必要がある。

e. 力学的性質の評価

こうしたペレットスエリングによる被覆管の直径増加現象は、緩慢に進行する PCMI の一種と見ることができる。局所 PCMI の評価においては、被覆管からの圧縮反力に対する応答としてのペレットのクリープ特性が重要である。同時に高燃焼度まで照射された被覆管の機械的特性の変化も考慮すべきである。

本解析の場合、MOX 燃料のクリープ速度式および照射下でのジルカロイのクリープ速度式を用いている。MOX 燃料のクリープ速度はウラン燃料のクリープ速度の 1.6 倍程度と高く^{3.5-5)}、これによりリッジングのような局所 PCMI は UO₂ 燃料の場合よりは緩和されている。被覆管のクリープ速度は速中性子束への依存性が強い。この点では、中性子スペクトルが軽水炉より硬い低減速炉環境は、リッジングのような局所 PCMI に関しては、それを緩和する要因の一つといえる。

一方、高燃焼度で線出力が高く燃料温度が高い MOX 燃料の場合、結晶粒内の FP ガスバブル成長によるスエリングが無視できなくなる可能性を考える必要がある。これと関連して Na-FBR である常陽の燃料の部分的に公表されたスエリングデータ（ペレット体積膨張率）を図 3.5-25 に示す^{3.5-14)}。この図には、(4.2)式を破線によりオーバーラップさせて示した。ただし FGR=0 とおいた。常陽燃料のデータはバラツキが大きいが、そのスエリング率は(4.2)式の傾きのほぼ 1.5 倍となっている。常陽燃料の大きなスエリングの原因は、以下のように推測される。

- 1) FBR 燃料では燃料温度が高いので FP ガスの放出が大きいと同時に燃料マトリックス中に生成した FP ガスバブルの成長が著しい。この FP ガスバブルの成長のため、大きなスエリング率が生じたと考えられる。
- 2) データにバラツキが大きいのは、燃料の初期焼結密度、スミヤ密度、燃料が経験した出力履歴、半径方向温度分布等の要因により、FP ガスバブルの生成・生長、燃料マトリックスの焼きしまりによる密度変化、などにより燃料膨張率が大きく異なったためと考

えられる。

大きなスエリングは、PCMI を厳しくして燃料棒の健全性に重要な影響を与えるので、低減速炉の MOX 燃料でもこのような変化の可能性とその場合の PCMI 挑動を検証していく必要がある。

(5) 被覆管の水側酸化

ジルカロイ被覆管の水側酸化計算に用いた EPRI モデル^{3,5-2)}は、以下に示すように温度と高速中性子束の関数である。

$$\text{被覆管腐食速度: } dS/dt = (A/S^2) \exp(-Q_1/RT) \quad (4.3)$$

$$\text{遷移後腐食速度: } dS/dt = C \exp(-Q_2/RT), \quad (4.4)$$

$$C = C_0 + U(M\phi)^P \quad (4.5)$$

$$\text{遷移の生じる酸化膜厚: } D \exp(-Q_3/RT - ET) \quad (4.6)$$

ただし、 dS/dt : 腐食速度 ($\mu\text{m}/\text{day}$)

S : 酸化膜厚 (μm)

T : 酸化膜と金属相の界面温度 (K)

ϕ : 高速中性子束 ($n/\text{cm}^2\text{s}$)

R : 気体定数 ($1.987\text{cal/mol}\cdot\text{K}$)

$$A = 6.3 \times 10^9 (\mu\text{m}^3/\text{day}) \quad Q_1 = 32289 (\text{cal/mol})$$

$$C_0 = 8.04 \times 10^7 (\mu\text{m}/\text{day}) \quad U = 2.59 \times 10^8 (\mu\text{m}/\text{day})$$

$$M = 7.46 \times 10^{-15} (\text{cm}^2\text{s}/n) \quad P = 0.24$$

$$Q_2 = 27354 (\text{cal/mol}) \quad D = 2.14 \times 10^7 (\mu\text{m})$$

$$Q_3 = 10763 (\text{cal/mol}) \quad E = 1.17 \times 10^{-2} (\text{K}^{-1})$$

図 3.5-26 に被覆管の水側酸化膜の厚み変化を示す。計算では、MOX 燃料ピーク発熱部で $70\mu\text{m}$ に達し、ブランケット部でも $34\mu\text{m}$ 程度とかなり厚く算出された。ただし、この酸化量は被覆管の健全性に直ちに問題となる程度ではない。

この酸化量の計算値は酸化膜成長による酸化膜-金属界面の温度上昇の効果を含んだ値である。すなわち、熱伝導率の低い酸化膜が熱抵抗となって、熱流束に対して酸化膜-金属相界面の温度が上がり、これが酸化膜成長速度を加速する。被覆管の酸化膜-金属相界面の温度を図 3.5-27 に示す。MOX 燃料ピーク発熱部では大きな熱流束と酸化膜成長のため界面温度は初期より最終的に 20K ほど上昇した。

また、図 3.5-26 における MOX 燃料部とブランケット部の酸化量の差は、(4.4)式、(4.5)式に従い、速中性子束の差にも起因する。

一般にジルカロイ被覆管の酸化量の予測値は、すべて適用する酸化モデル（酸化速度式）に依存する。本解析で用いた EPRI モデルはあくまで軽水炉条件での経験式であり、低減速炉での環境、すなわち高速中性子束が高く fluence が極めて大きな領域まで検証されているわけではない。高 fluence 領域で酸化挙動がどのような影響を受けるかは未知であり、高速中性子の fluence の増加による酸化促進の可能性も懸念されることから、ジルカロイ被覆管の健全性が保たれる可能性は未確認である。

また酸化に伴う水素吸蔵はジルカロイ被覆管には必然的に伴い、被覆管の延性低下の一要因となり、急激な過渡変化時の PCMIにおいて健全性の維持に対する懸念要因となる。本解析ではこうした急速な過渡変化時の PCMIについては解析の対象外としているが、今後は酸化モデルの保守性の評価とともに急速な過渡時のふるまい解析が必要になると思われる。

3. 5. 6 まとめ

想定された燃料棒仕様と照射条件・出力履歴に基づき、FEMAXI-RM コードを用いて従来の軽水炉燃料および MOX 燃料のモデルを用いて燃料の照射ふるまいを解析した結果、燃焼度の伸長に伴ってペレット熱伝導率が低下するモデルを用いても、燃料温度は融点に達せず、FP ガス放出量および内圧上昇は、通常の軽水炉燃料よりは大きいものの、いずれも燃料健全性に影響を及ぼすほどではないと判断できる。また、ペレットの熱膨張やスエリングなど、緩慢な変形による PCMI に伴う被覆管の機械的健全性の観点から、燃料棒全長と局所的なリッジングに関する変形解析を行った。

その結果、被覆管の局所的なリッジング歪みは全長の平均的な歪みよりもやや大きい程度であり、燃料棒の健全性を損なうまでには至らないと判断できる。しかし、MOX 部とブランケット部の境界の被覆管には大きな歪みが集中するので、水側酸化膜の保護性が低下して被覆管の健全性に影響する懸念がある。また被覆管の水側酸化は大きくはないが、解析に用いた酸化モデルは低減速炉条件では未検証であり、ジルカロイの健全性が保たれる可能性は未確認である。さらにジルカロイの酸化に伴う水素吸蔵などによる延性低下を考えると、今後は急速な過渡時の PCMI における被覆管健全性の評価が必要となる。

また、低減速軽水炉条件における実際の照射ふるまいによるモデルの確認が必要である。

参考文献

- 3.5-1 M. Suzuki, Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-V(ver.1), JAERI-Data/Code 2000-030 (2000).
- 3.5-2 F. Gazarolli, A.M. Garde, et al., Waterside Corrosion of Zircaloy Fuel Rods, EPRI-NP 2789 (1982).
- 3.5-3 D. Baron and J.C. Couty, A Proposal for a Unified Fuel Thermal Conductivity Model Available for UO₂, (U-PuO)₂, and UO₂-Gd₂O₃ PWR Fuel, IAEA TCM on Water Reactor Fuel Element Modelling at High Burnup and its Experimental Support, Windermere, U.K. Sept. (1994).
- 3.5-4 Y. Philipponneau, Thermal Conductivity of (U, Pu)O_{2-x} Mixed Oxide Fuel, J.Nucl.Mater., 188, pp.194-197 (1992).
- 3.5-5 D.L. Hagrman and G.A. Reyman, MATPRO-Version11, A Handbook of materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior, NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.3 (1979).
- 3.5-6 W. Wiesenack, M. Vankeerberghen and R. Thankappan, Assessment of UO₂ Conductivity Degradation Based on In-pile Temperature Data, HWR-469 (1996).

- 3.5-7 R.L. Gibby, The Effect of Plutonium Content on the Thermal Conductivity of (U, Pu)O₂ Solid Solutions, J. Nucl. Mater. 38, pp.163-177 (1971).
- 3.5-8 D. Schrire, A. Kindlund and P. Ekberg, Solid Swelling of LWR UO₂ Fuel, HPR-349/22, Enlarged HPG Meeting, Lillehammer (1998).
- 3.5-9 D.T. Hagrman et al., MATPRO-A, NUREG/CR-6150, EGG-2720 vol.4 (1995).
- 3.5-10 D.R. Olander, Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements, TID-26711-P1 (1976).
- 3.5-11 H. Sakurai, K. Ito, Y. Tukada et al., Irradiation Characteristics of High Burnup BWR Fuels, ANS Topical Meeting, Park City, USA, 151 (2000).
- 3.5-12 A.M. Ross and R.L. Stoute, Heat Transfer Coefficient between UO₂ and Zircaloy-2, CRFD-1075 (1962).
- 3.5-13 (財)原子力発電技術機構, 平成13年度 高燃焼度等燃料安全試験に関する報告書
(BWR高燃焼度燃料 総合評価編) (2002).
- 3.5-14 三次岳志、弥生研究会「第9回新型核燃料材料」研究会；核燃料・材料開発におけるフロンティア的諸課題：講演資料集：高速炉用 MOX 燃料の高燃焼度化でのふるまい、(1998).

表 3.5-1 想定された燃料の主な仕様

ペレット直径 : 11.1 mm	密度 : 10.5 g/cm ³ (96%TD)
MOX ペレット : 富化度 : 31.3wt% ($\frac{\text{Pu}}{\text{Pu+U+OtherHMs}}$)	Fissile 割合 57.5wt%
プランケット部ペレット : 劣化ウラン UO ₂ 0.2wt%	
被覆管材質 : ジルカロイ-2、冷却材圧力 : 71.06 atm = 7.2MPa	
被覆管外径 13.0mm、内径 11.34mm、厚み 0.83mm	
プレナム容積 : 25cm ³ ; 初期内部ガス He 1MPa.	

表 3.5-2 燃料棒軸方向セグメント条件

No.10 および 33 のセグメントにおける解析結果を図 3.5-9 ~ 図 3.5-27 にプロットした。

セグメントNo. と グラフシンボル	セグメント長さ (cm)	相対線出力	領域名と ペレット種類
1	5. 797	0. 13	下部 ブランケット UO_2 (濃縮度 0.2%)
2	5. 797	0. 15	
3	5. 797	0. 21	
4	5. 797	0. 27	
5	2. 813	0. 27	
6	2. 813	0. 98	
7	2. 813	0. 97	
8	2. 813	0. 99	
9	2. 813	1. 00	
10	2. 813	1. 00	
11	2. 813	0. 98	下部 MOX 燃料 (U 濃縮度 0.2%, Pu 濃度 31.3 %)
12	2. 813	0. 96	
13	2. 813	0. 96	
14	4. 000	0. 25	
15	4. 000	0. 24	
16	4. 000	0. 23	
17	4. 000	0. 23	
18	4. 000	0. 23	
19	4. 000	0. 23	
20	4. 000	0. 24	
21	4. 000	0. 26	内部 ブランケット UO_2 (濃縮度 0.2%)
22	2. 688	0. 96	
23	2. 688	0. 95	
24	2. 688	0. 95	
25	2. 688	0. 95	
26	2. 688	0. 93	
27	2. 688	0. 89	
28	2. 688	0. 85	
29	2. 688	0. 81	
30	2. 688	0. 19	上部 MOX 燃料 (U 濃縮度 0.2%, Pu 濃度 31.3%)
31	6. 328	0. 14	
32	6. 328	0. 09	
33	6. 328	0. 07	
34	6. 328	0. 08	
	25. 0	0. 0	プレナム

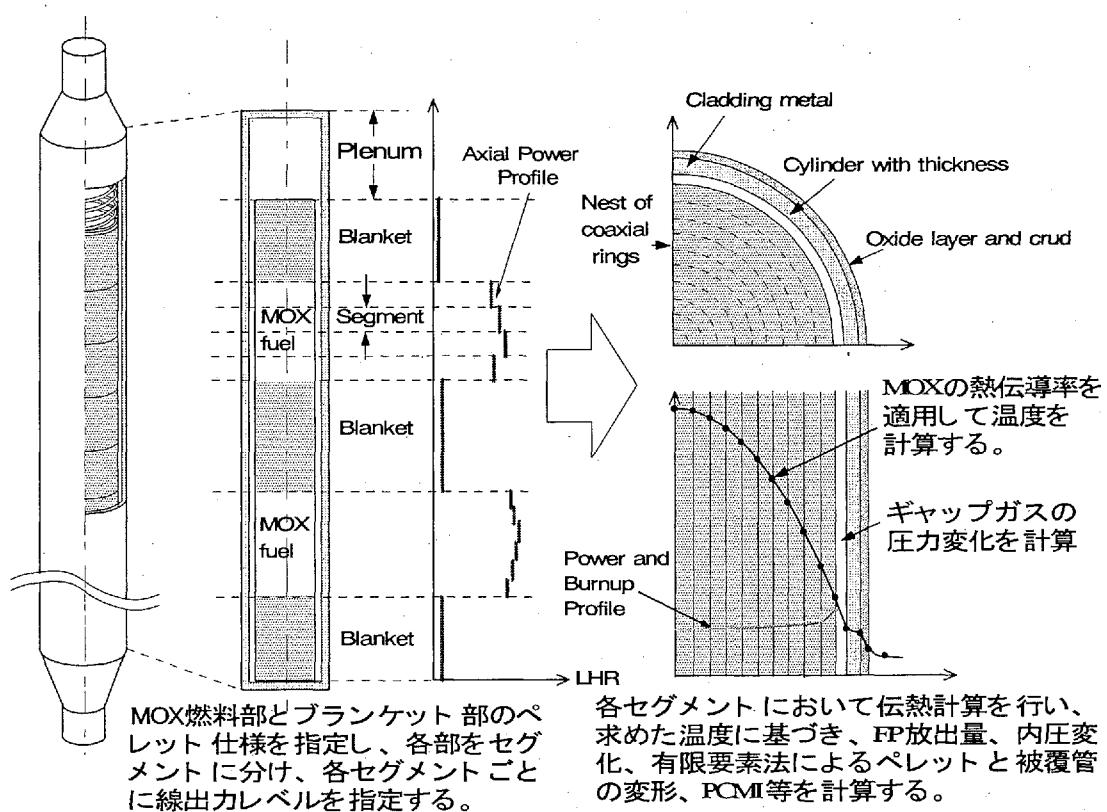


図 3.5-1 FEMAXI-RM における解析体系；1本の燃料棒を軸方向のセグメントに分け、各々について熱的・機械的解析を行う。

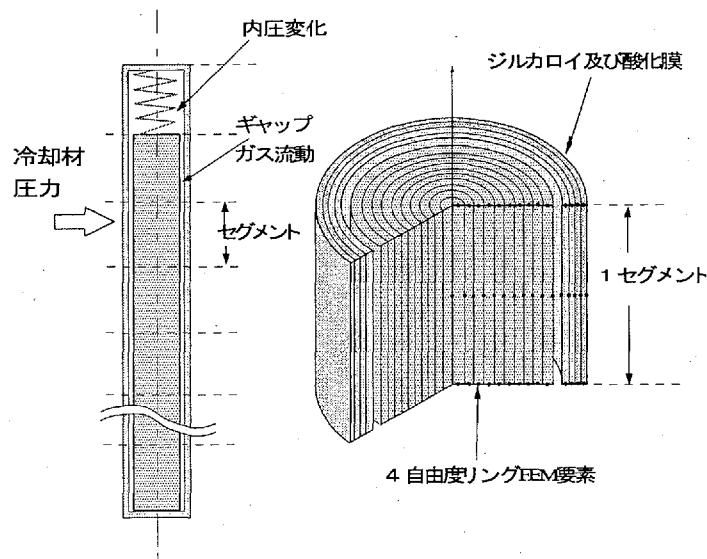


図 3.5-2 全長力学解析における有限要素法の適用体系。各軸方向セグメントごとに円柱座標系における $r-z$ 2次元解析を行う。すべての要素において z 軸方向の変位は共通である。

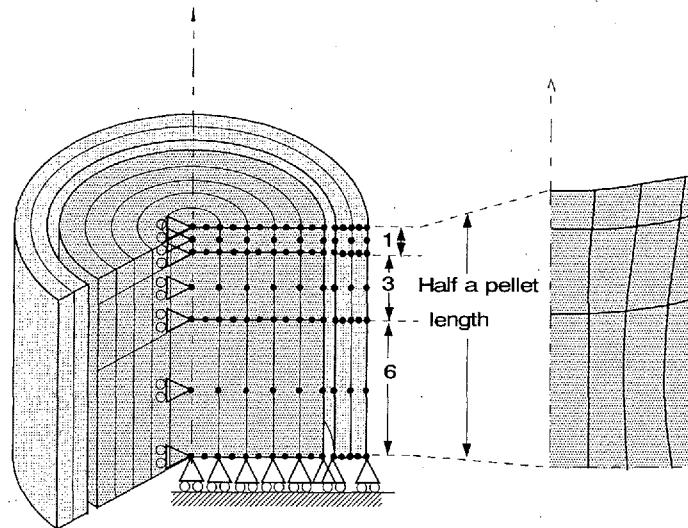


図 3.5-3 局所力学解析 A の解析体系。有限要素は系の対称性を利用して半ペレット長の r-z 方向に設けられる。各要素は r, z の 2 自由度を持つ。

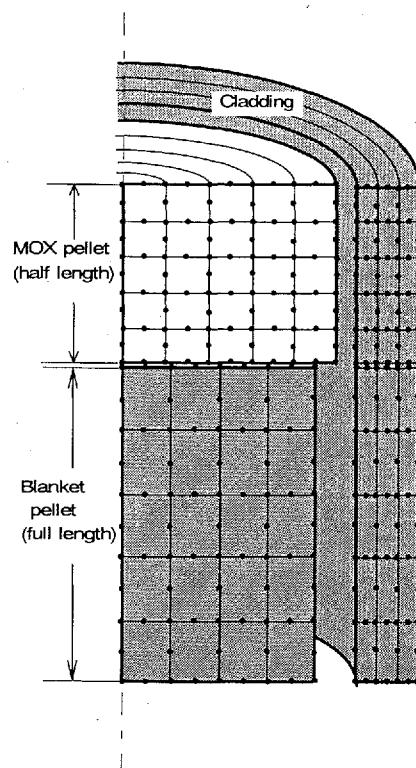


図 3.5-4 局所力学解析 B: MOX とブランケットの境界部の変形解析の体系。

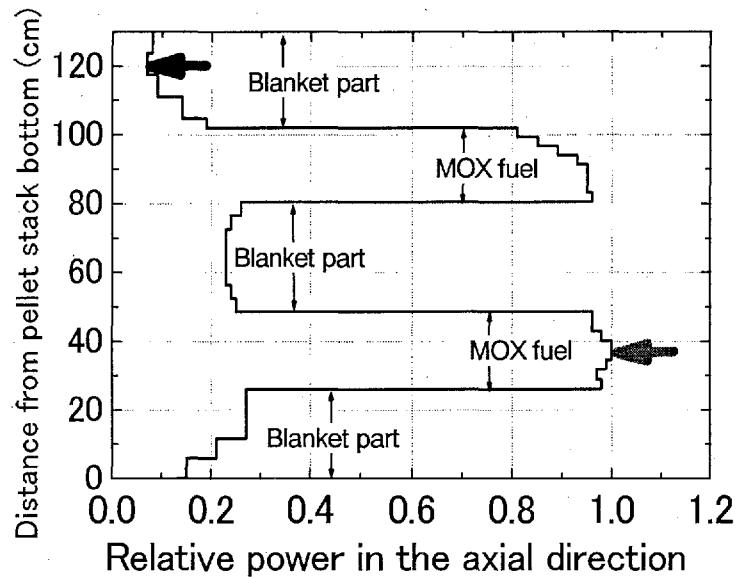


図 3.5-5 燃料棒の軸方向出力相対分布。計算では1本の燃料棒のペレットスタック部を軸方向34セグメントに分割して、そのそれぞれに基準の線出力×相対比の出力を与えた。

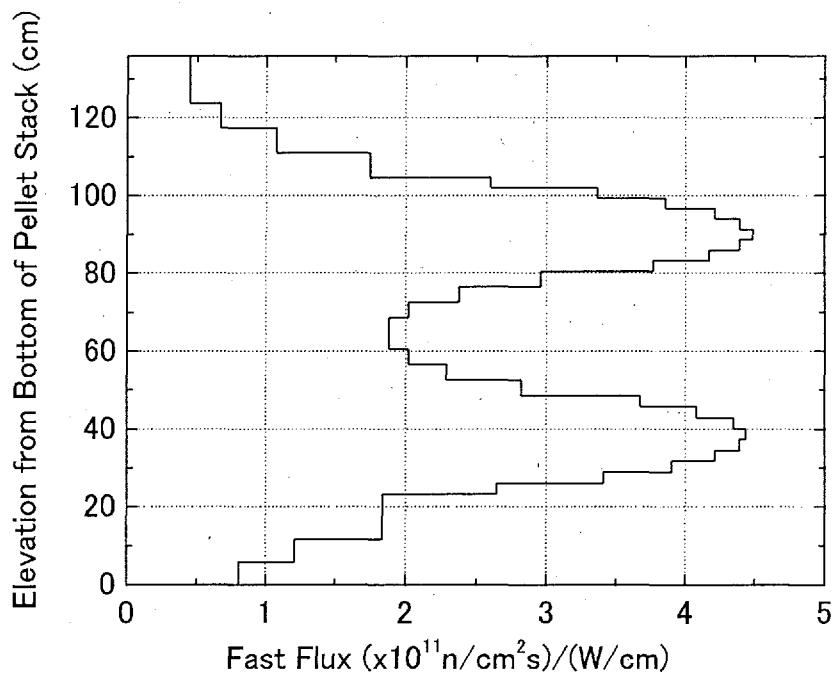


図 3.5-6 燃料棒軸方向の高速中性子束の線出力相対比の分布。
計算では、高速中性子束の軸方向プロファイルは、線出力の
プロファイルに近似的に比例させている。

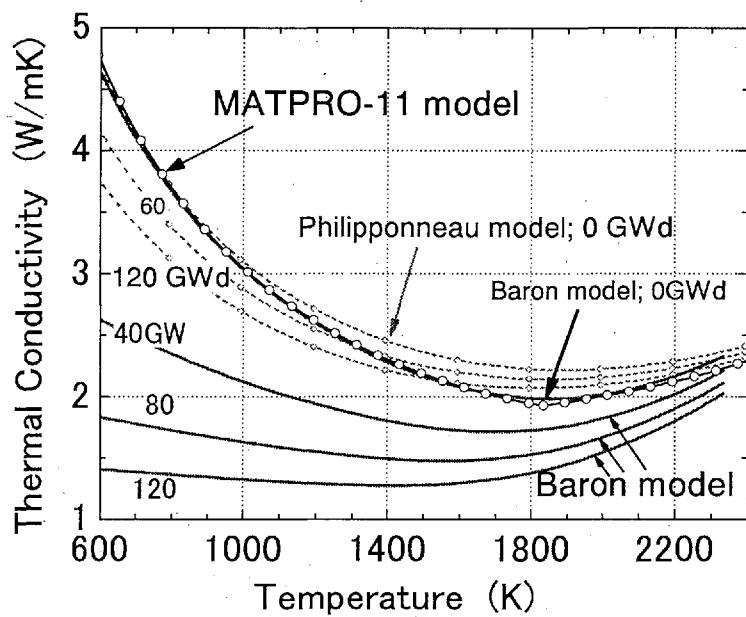


図 3.5-7 MOX ペレット熱伝導率モデルの比較。MATPRO-11 モデルは燃焼度依存性がなく、Philipponeau モデルは燃焼度依存性が弱い。

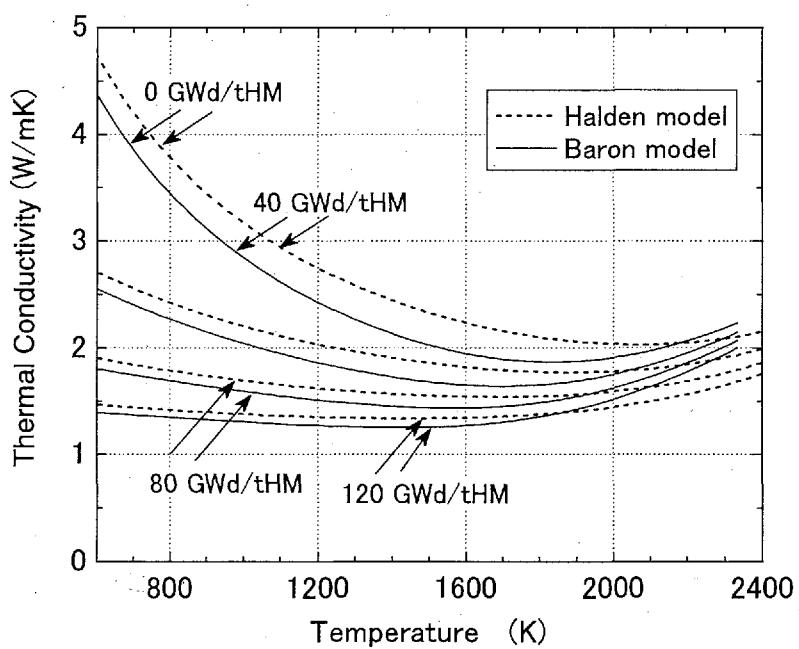


図 3.5-8 MOX ペレット熱伝導率に関する Halden モデルと Baron モデルの比較。

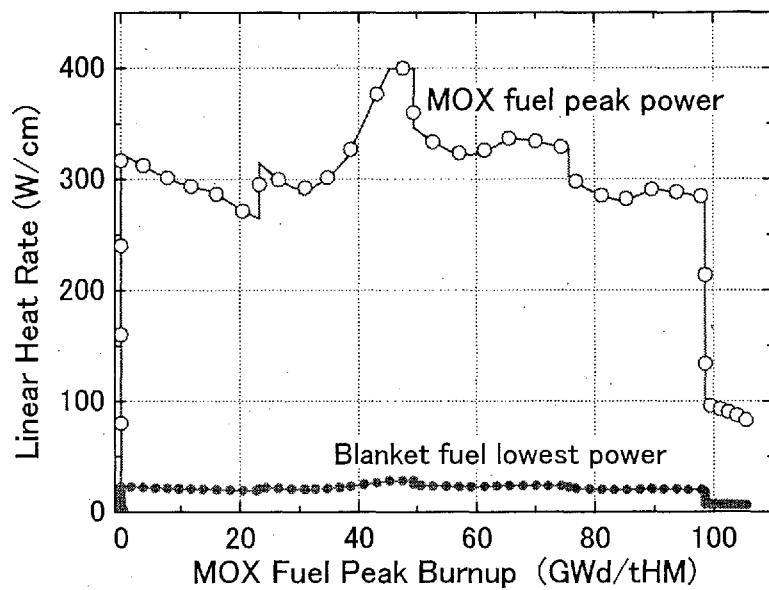


図 3.5-9 燃料棒の MOX 燃料部の最高出力部 (○) およびブランケット部最低出力部 (●) の線出力履歴。

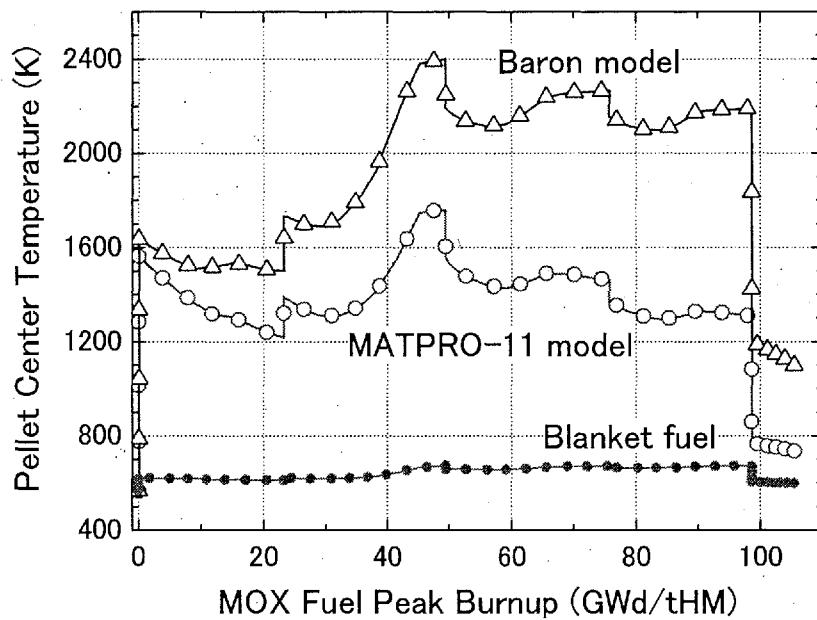


図 3.5-10 燃料棒中心温度。MOX 燃料部の最高出力部の温度を○及び△、ブランケット部最低出力部の温度を●で示す。

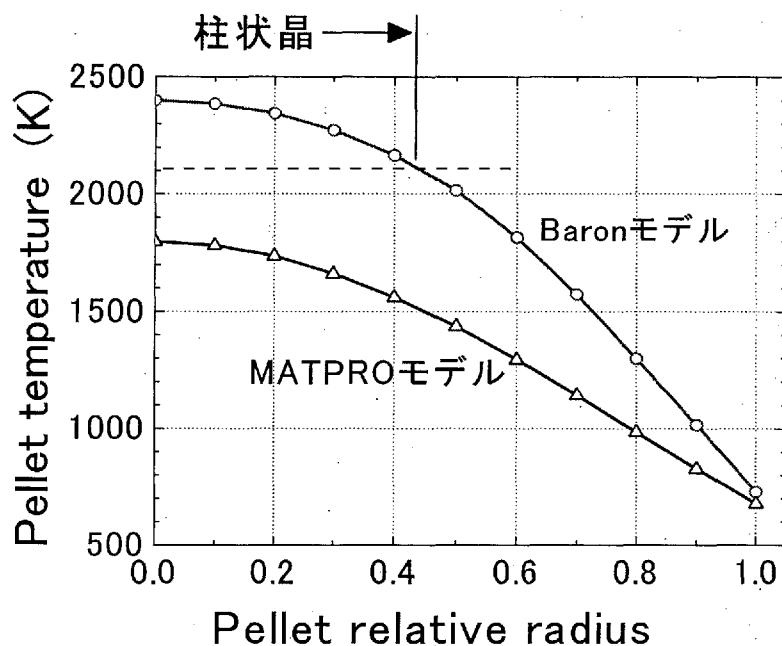


図 3.5-11 ペレット半径方向温度プロファイル。
中心温度が最高となった 49GWd/tHM の時点における MOX ペレット
最高出力部の半径方向の温度プロファイル。

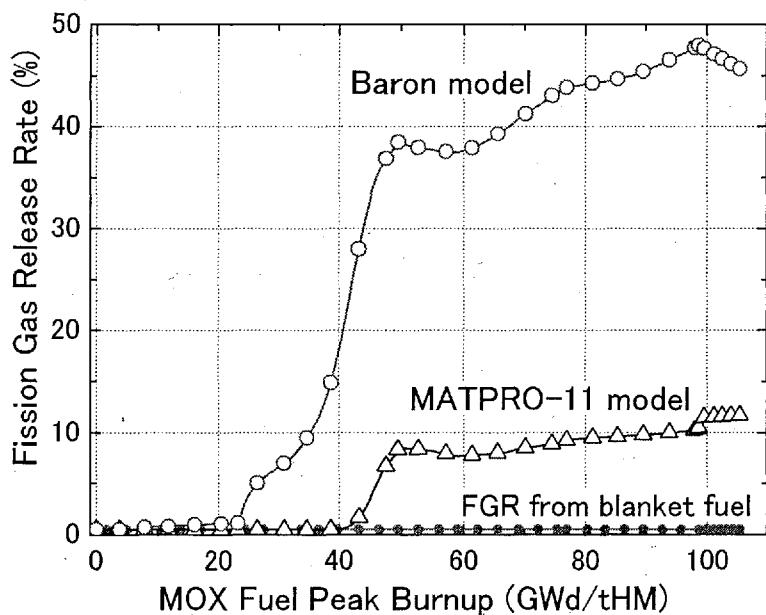


図 3.5-12 FP ガス放出率。MOX 燃料部の最高出力部の放出率を○及び△、ブランケット部最低出力部の放出率を●で示す。

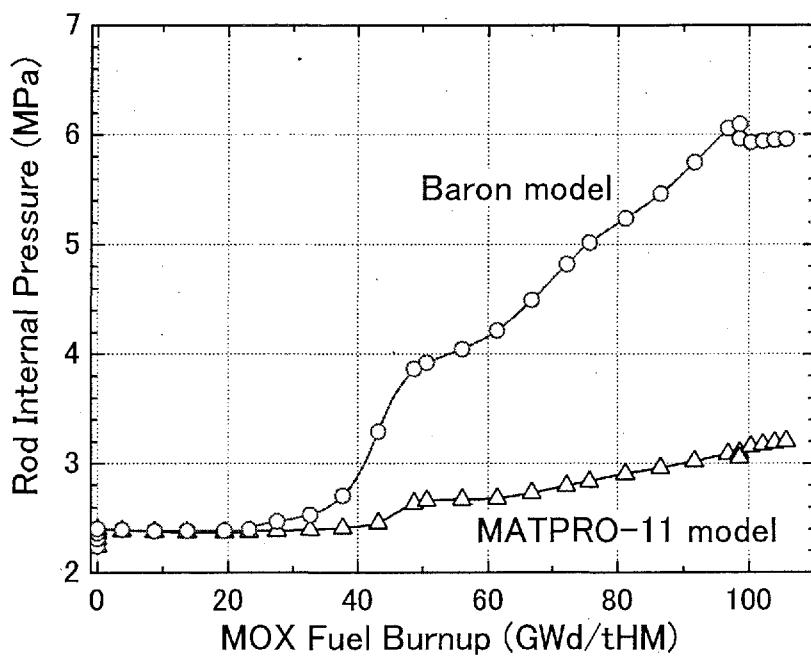


図 3.5-13 燃料棒内部のガス圧力変化。

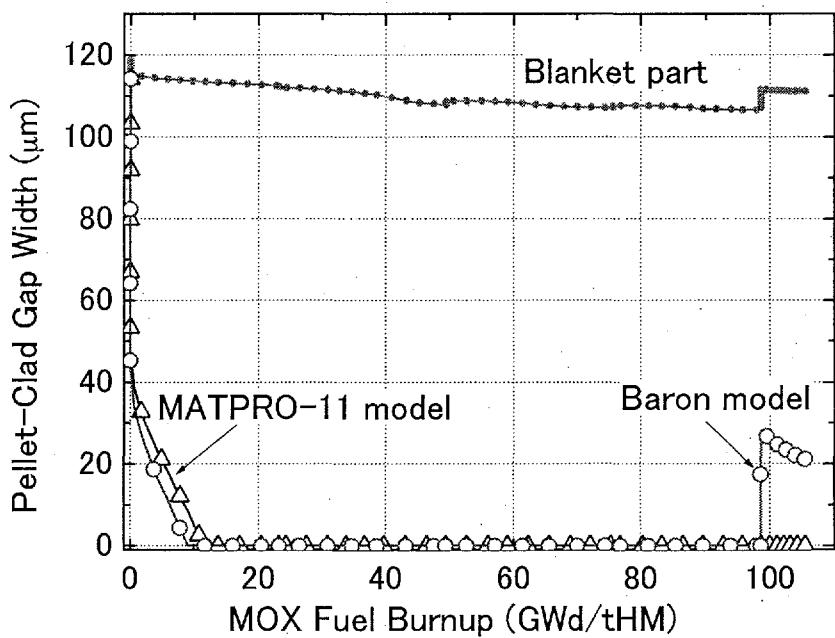


図 3.5-14 ペレットー被覆管のギャップサイズの変化。MOX 燃料部の最高出力部での値を○及び△、ブランケット部最低出力部での値を●で示す。

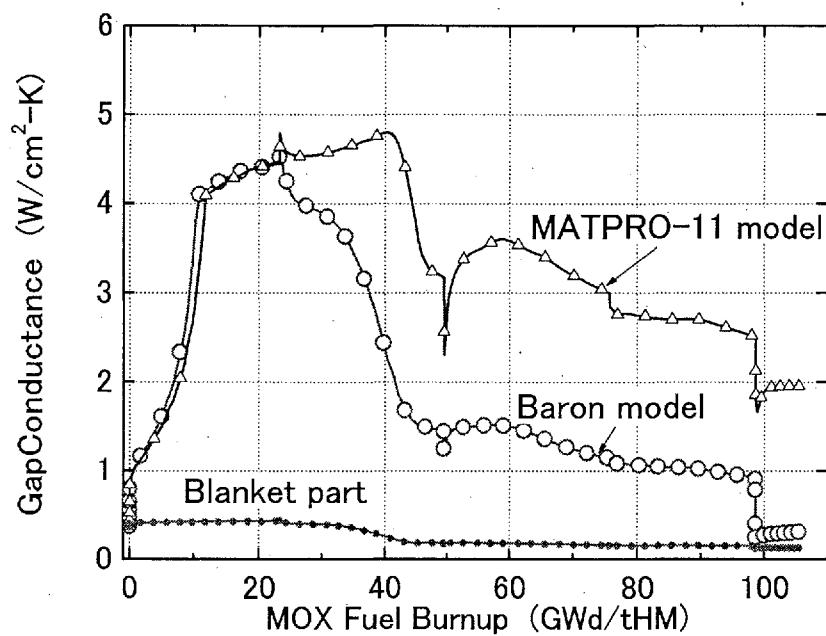


図 3.5-15 ギャップ熱伝達率の変化。MOX 燃料部の最高出力部での値を○及び△、ブランケット部最低出力点での値を●で示す。

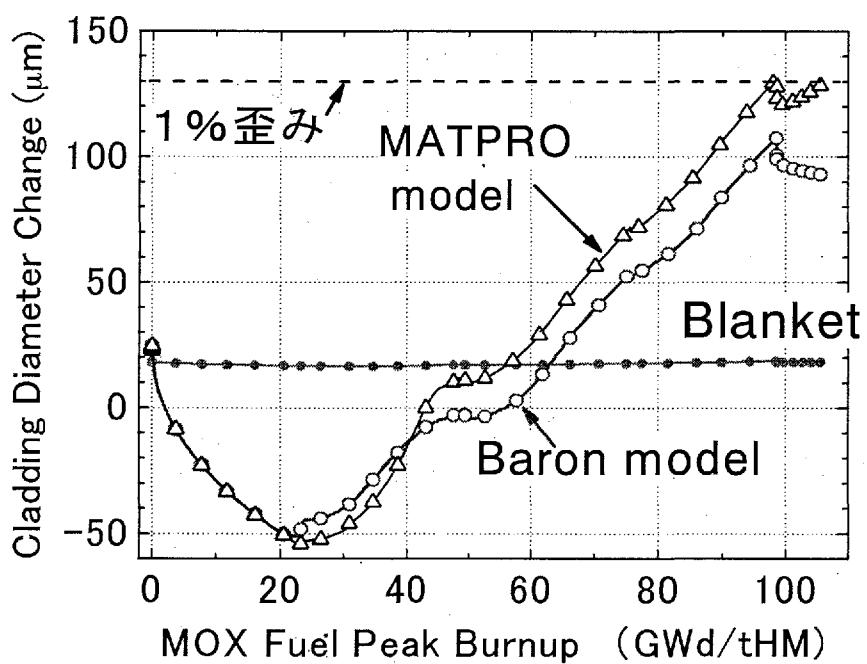


図 3.5-16 全長力学解析による被覆管の外径変化量。
MOX 燃料部の最高出力部での値を○及び△で示す。

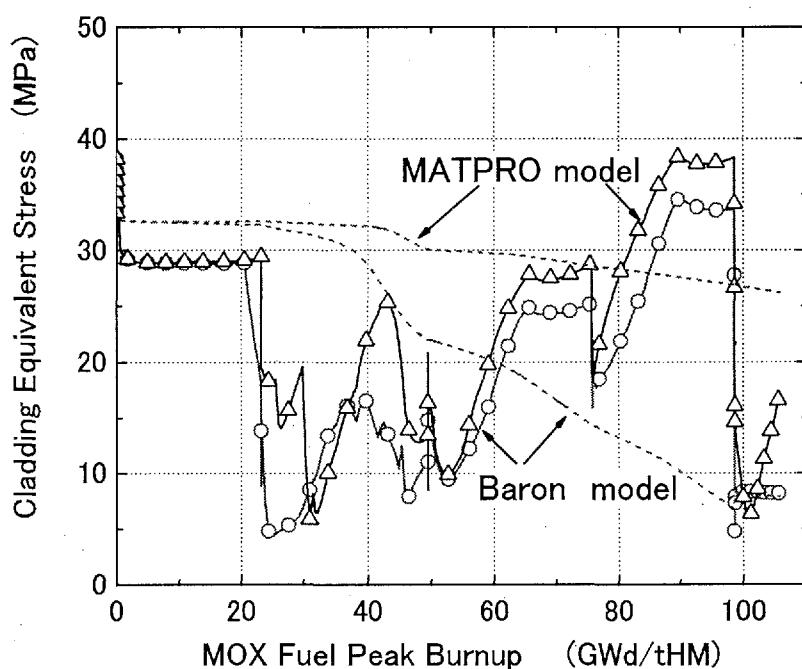


図 3.5-17 全長力学解析による被覆管内面の相当応力の変化。実線は MOX 燃料ピーク出力部、破線はブランケット最低出力部。

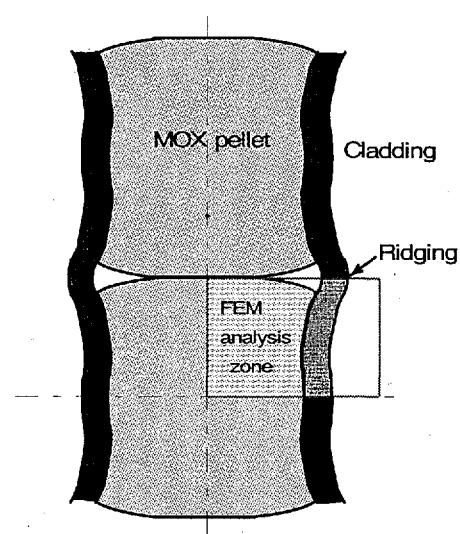


図 3.5-18 局所力学解析 A の解析体系。対称性を利用して計算対象は四角の枠内のみ。

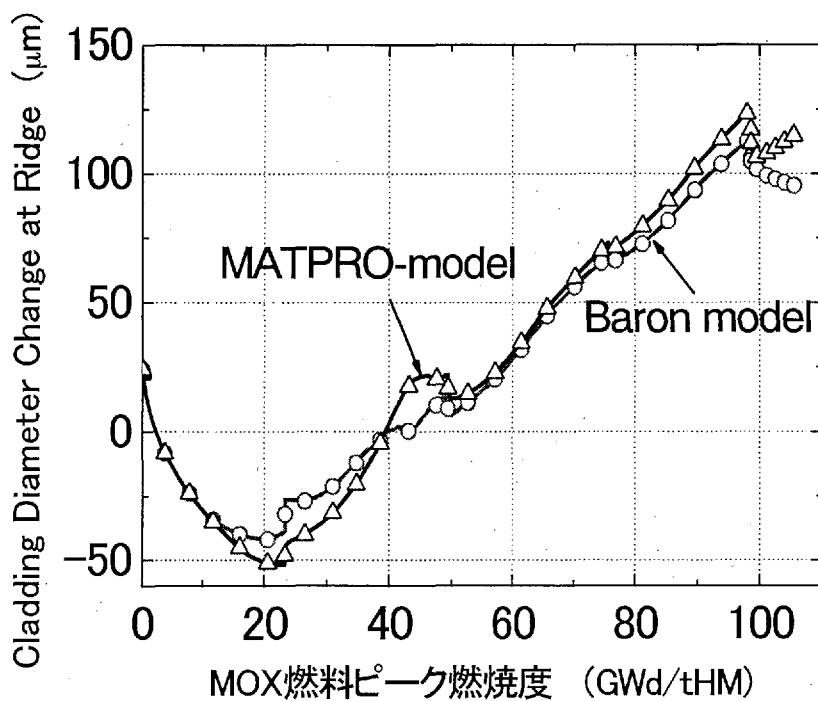


図 3.5-19 局所力学解析 A による MOX ピーク出力部の被覆管のリッジ部の直径変化。

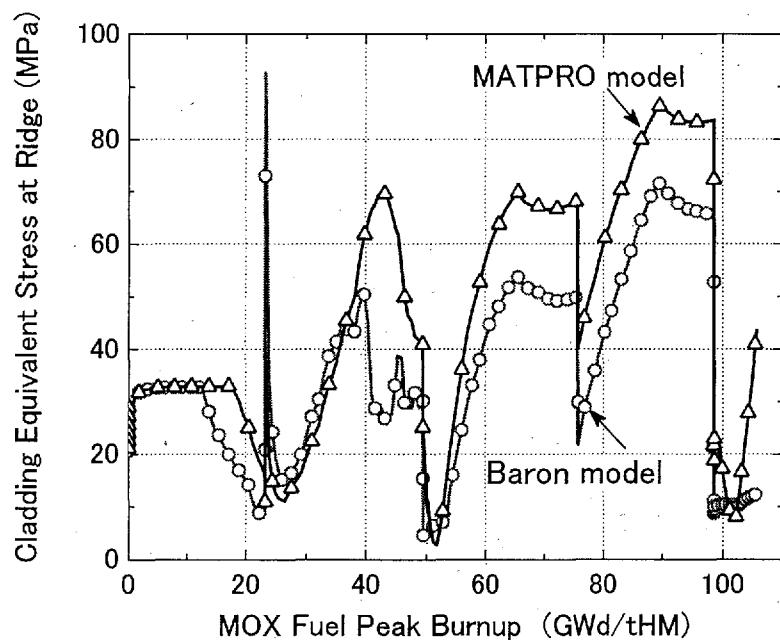


図 3.5-20 局所力学解析 A による、MOX 部ピーグ出力部被覆管のリッジ部内面の相当応力。

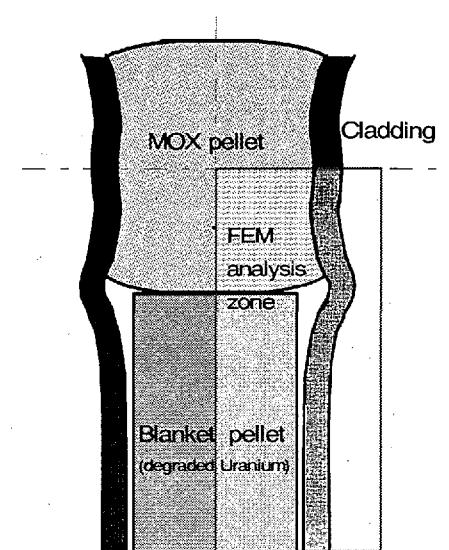


図 3.5-21 MOX-ブランケット境界部の局所力学解析 B の解析体系

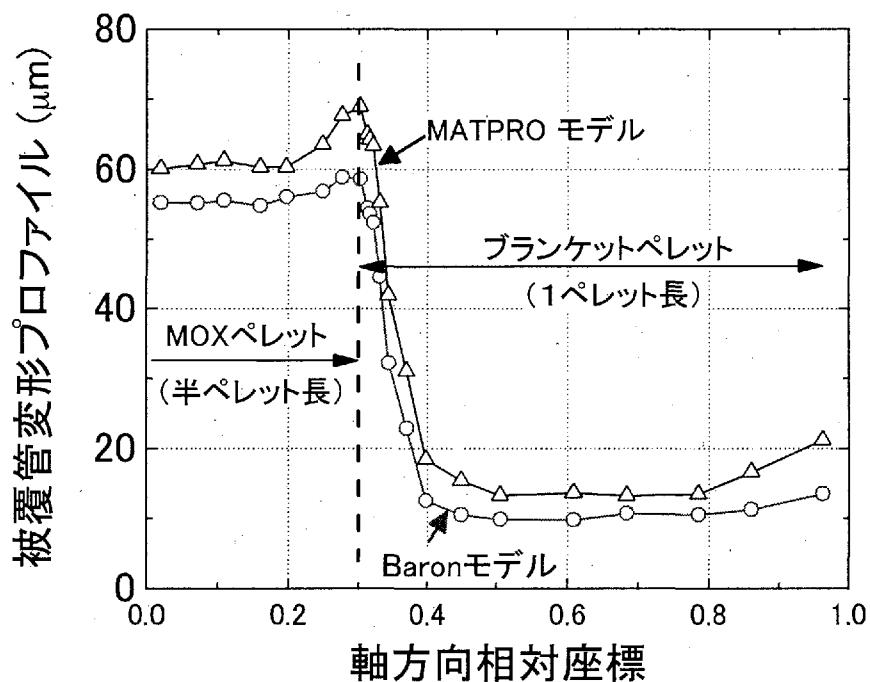


図 3.5-22 局所力学解析 B (境界部解析) による被覆管の変形。MOX 燃料ピーチ出力部とブランケット部境界の被覆管の変形の軸方向プロファイル。

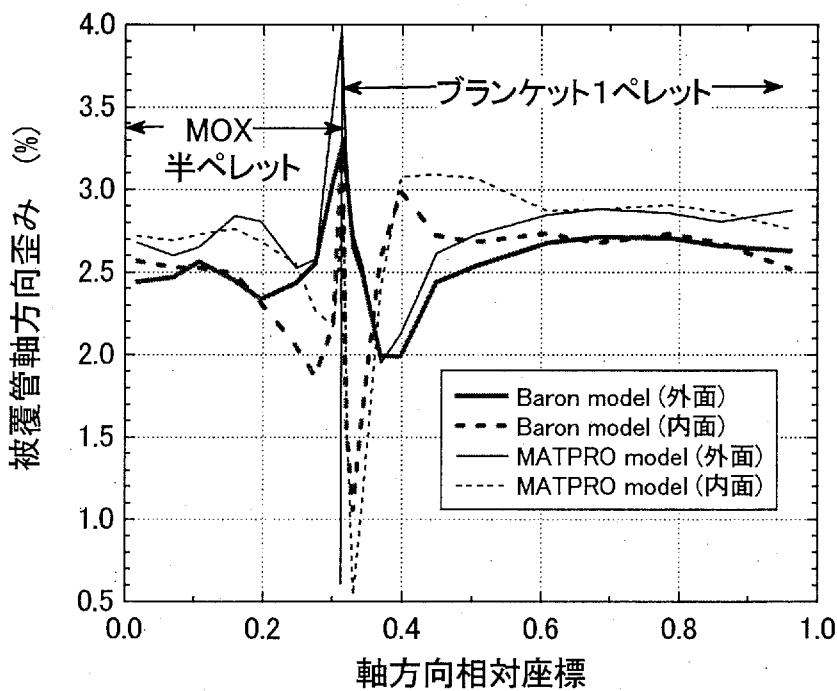


図 3.5-23 局所解析 B：境界部解析における被覆管の軸方向歪みのプロファイル。

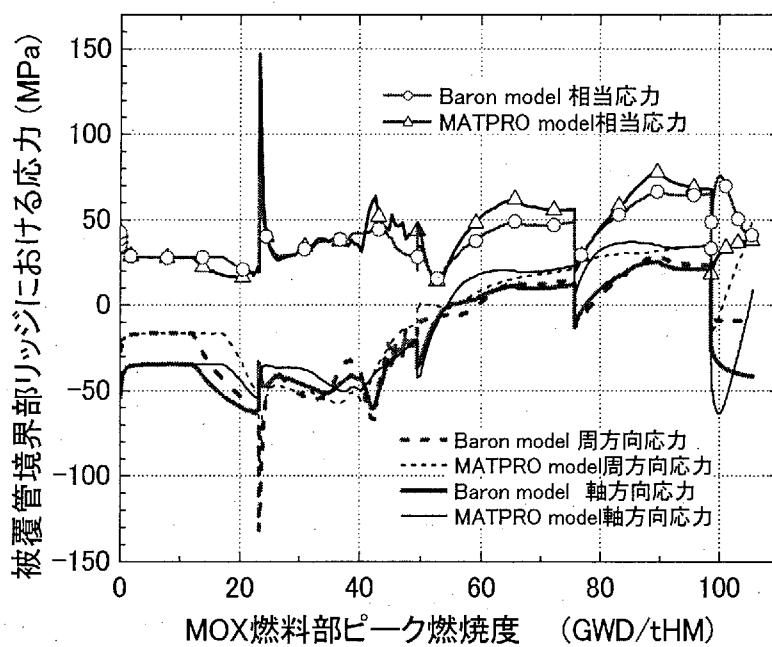


図 3.5-24 局所解析 B：境界部変形解析における、MOX 燃料ピーク出力部の被覆管内側の相当応力。

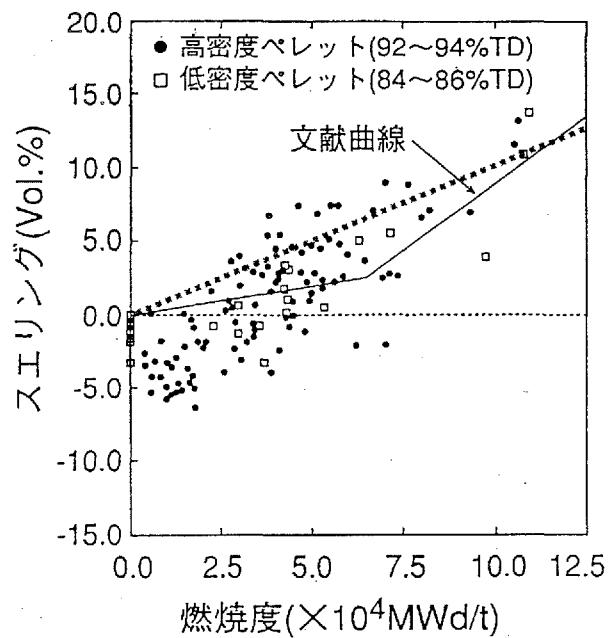


図 3.5-25 常陽燃料における体積スエリングデータ。破線は本解析で適用した Studsvik モデルの傾き。

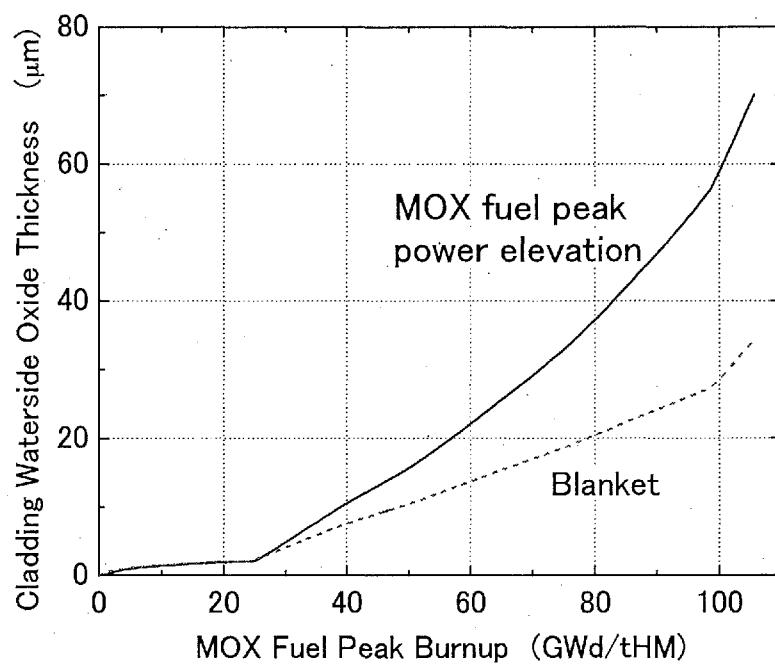


図 3.5-26 被覆管の水側酸化膜の厚み変化。MOX 燃料ピーク出力部およびブランケット部最低出力部の値を示す。

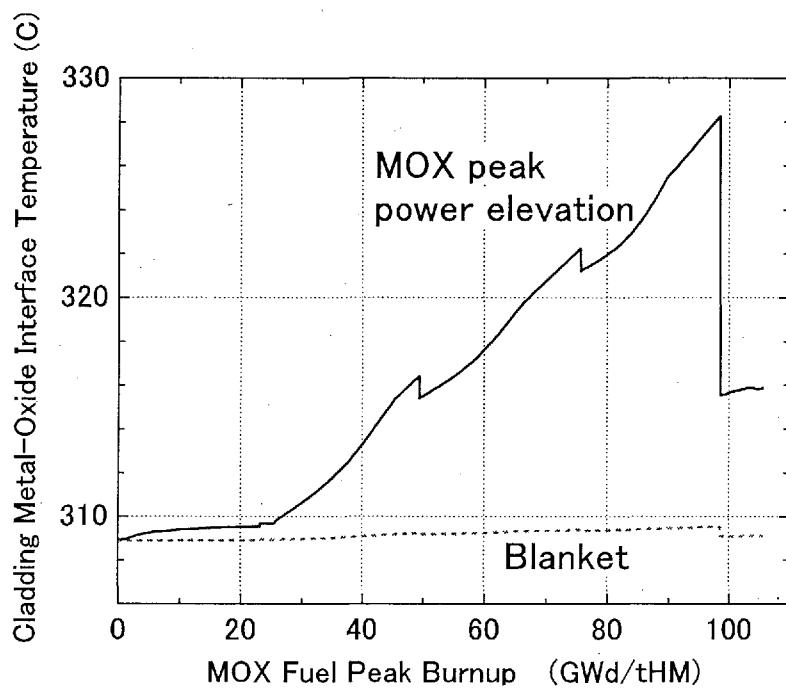


図 3.5-27 被覆管の水側酸化膜－金属相界面の温度変化。MOX 燃料ピーク出力部およびブランケット部最低出力部の値を示す。

3. 6 燃料サイクル検討

3. 6. 1 はじめに

燃料サイクルコストの低減は、低減速軽水炉の発電単価を低減するために重要である。佐藤らの検討では、燃焼度を上げるとともに再処理コストの低減が燃料サイクルコスト軽減に効果のあることが示されており、再処理費が 39 万円/kgHM から半分程度（20 万円/kgHM）であれば、発電単価を 12%程度引き下げる効果がある^{3.6.1-1)}。本検討では低減速軽水炉燃料サイクルのコスト低減を図ることを目的に、MOX 再処理技術の簡素化に関する検討を行う。検討は以下の手順で行うこととした。

- MOX 燃料を対象とした再処理技術調査
- 低減速軽水炉燃料再処理に求められる要件調査
- 上記調査結果による候補再処理技術の選定
- 候補再処理技術に基づく主要なプロセスの構築
- プロセスを構成する主要な機器の決定
- 現行再処理法との比較による簡素化の効果の評価
- 今後の研究開発課題の抽出

本技術開発においては、上記のうち最初の 4 項目、即ち、再処理技術の調査、低減速軽水炉燃料再処理の要件を明らかにし、候補再処理技術選定を行った。さらに、選定した再処理技術によるプロセスフローを作成した。

3. 6. 2 検討結果

(1) MOX 燃料を対象とした再処理技術の調査

現在研究開発が進められている各技術について特徴、開発状況、経済性、開発課題等を明らかにした。対象とした再処理技術は MOX 燃料に対応する以下のものとした。

湿式再処理技術

- 現行 PUREX 法
- 単サイクル PUREX 法

乾式再処理技術

- 酸化物電解法
- 金属電解法
- フッ化物揮発法

1) 現行 PUREX 法

PUREX 法は、現在実用化され商用再処理施設で採用されている唯一の技術である。硝酸水溶液に使用済燃料を溶解し、リン酸トリブチル (TBP) と炭化水素系希釈剤 (n-ドデカン等)

との混合物を用い、硝酸ウラニル (UO_2^{2+}) とプルトニウム (Pu^{4+} から Pu^{3+} に還元して UO_2^{2+} と分離) を抽出する方法である。

PUREX 法の主要工程を図 3.6.2-1 に示す。PUREX 法の抽出サイクルは共除染 (+分配) 工程に加え、Pu と U のそれぞれに 2 段の精製工程を設置した合計 5 つの抽出サイクルより構成されている。このため、扱う流体 (水、硝酸、抽出溶媒、希釈剤) の量が多くなり、それらをリサイクル利用するための蒸発缶装置等の設備が大きくなるため、経済性に影響を与える。最近の再処理工場では、U 及び Pu それぞれの精製工程が 1 段になってしまって除染係数を維持できることが確認されているため、我が国の六ヶ所再処理工場(日本原燃)、英国の THORP(BNFL) など再処理施設は精製工程をそれぞれ 1 段に減らし、合計 3 つの抽出サイクルより構成され、経済性をできるだけ向上させている^{3.6.2-1)}。

その他の特徴としては、

- ・ 基本的に連続処理である
 - ・ 処理速度が速く、処理容量の大型化に適する
 - ・ 多段の溶媒抽出工程を用いることにより、精製度の高い製品が得られる(除染係数(DF)は 10^7 が可能)
 - ・ 主分離プロセスの操業温度は概ね数十°Cであり、高温環境を考慮する必要がない
- 等が挙げられ、その他短所として、
- ・ 配管の引き回しにより施設が複雑化する
 - ・ 水溶液処理や溶媒洗浄に伴う 2 次廃棄物が多い
 - ・ 高燃焼度燃料に対しては有機溶媒 (TBP) の劣化が大きくなる
- 等が挙げられる。

現行 PUREX 法で MOX 燃料を処理する場合は処理する溶液中の Pu の濃度が上昇するため、高燃焼度燃料による影響と同様に溶媒が劣化する傾向が強まる。これらの対策として、使用済ウラン燃料の溶解液や回収ウランの硝酸溶液を用いた MOX 燃料溶解液の希釈を行い、Pu 濃度を使用済ウラン燃料の濃度に調整することによって Pu の影響をできるだけ抑える方法や、遠心抽出器を用い有機溶媒と放射性物質との接触時間を短くすることなどが考えられる。仏国ラアーグの UP2-400 では希釈法による軽水炉 MOX 燃料の再処理が工業的な規模(約 10 トン)で行われた実績がある^{3.6.2-2)}。

このほか、抽出に用いた溶媒をリサイクル使用するために溶媒洗浄を行うが、洗浄剤として現在炭酸ナトリウム等の塩が用いられ、洗浄操作によって発生する廃棄物量が低減できない。このため、塩を用いない洗浄剤(例えば C, H, O, N から構成される洗浄剤であれば分解すると二酸化炭素、水、窒素になり洗浄操作によって発生する廃棄物量を抑制できる)の開発が行われている。

2) 単サイクル PUREX 法

現行 PUREX 法が 5 つあるいは 3 つの抽出サイクルから構成されているのに対し、単サイクル PUREX 法は、精製工程を削除し、プロセスの単純化による廃棄物発生量の低減や経済性の向上を図るもので、図 3.6.2-2 に示すように单一の抽出サイクル(共除染 + U/Pu 分配)から

なるものである。精製工程を削除することから到達可能な除染係数は現行の PUREX 法に比べ低くなるが、分離の高性能化や最適化を行うことによりある程度の除染係数を達成できる。単サイクル PUREX 法は現行 PUREX 法の開発や運転実績に基づき、その成立性は十分見通せるものと考えられる。

単サイクル PUREX 法の開発の歴史は古く 1950 年代から行われている。米国サバンナリバーリサーチ所で提案されたプロセスは、プロセス全体の到達可能な除染係数(Decontamination Factor: DF)が工程内で複雑な錯体を形成する Ru 及び Zr で支配されることから、抽出工程における温度を制御することによりこれら錯体の分解速度を早めて非抽出性の化学種とするものである。これにより Pu 製品側の Ru の DF を 10^4 程度、Zr の DF を 10^5 以上とすることに成功している^{3.6.2-3)}。なお、このプロセスを軽水炉燃料サイクルで用いる場合、 10^7 程度の十分な除染係数が必要となるため、不足する DF については、Pu に対しイオン交換樹脂を U に対しシリカゲルのカラムをそれぞれ用意することで補っている。

1980 年代にドイツのカールスルーエ研究所は、再処理コストの低減化に効果的な改良策は、機器サイズの低減、サイクル数の低減、せん断・溶解工程の単純化、廃液発生量の低減であるとして単サイクルプロセス (IMPUREX 法) を提案し開発を行っていた^{3.6.2-4)}。分離性能の向上のために取られた主な対策は、①溶媒の高負荷条件による除染係数の向上、②高硝酸濃度による Ru 洗浄、低硝酸濃度による Zr 洗浄、③Ru 分離性能向上のための昇温、④リサイクル溶媒によって発生しやすいコロイドの除去である。また、U/Pu 分配の性能向上のため、① Pu 還元反応の徹底（電解還元の採用）、②抽出器の改良（エントレインメントの低減による二相分離の徹底）の対策が挙げられた。さらに分離された U 及び Pu の最終的な除染係数を確保するために精製工程として溶媒抽出操作やカラム分離の要らない、晶析法を採用している。

1990 年代になり、我が国では原研の PARC プロセス^{3.6.2-5)}、サイクル機構（当時動燃）の先進湿式法^{3.6.2-6)}が提案され開発が続けられている。一方、海外では、ロシア Khlopin Radio Institute の SUPERPUREX^{3.6.2-7)}、フランス COGEMA でも単サイクルプロセスの開発^{3.6.2-8)}が行われている。先進湿式法以外は Np の分離機能が付加されたプロセスが提案開発されている。

原研の開発している PARC プロセスは、抽出工程でいくつかの原子価を有するために分離制御が困難とされている Np、ウランや Zr と錯体を形成するために製品側に混入しやすい Tc のそれぞれに着目している。これらの元素は通常精製工程で除去されるが、PARC プロセスでは図 3.6.2-3 に示すように共除染工程と U/Pu 分配の間で除去する。このため精製工程が不要になるとしている。Np(VI)から Np(V)への選択的還元がこのプロセスの成立のために必要であるが、塩フリーの還元剤の n-ブチルアルデヒドが適用できることを見出している。Tc の分離については高濃度硝酸によって Tc 錯体の分解を進め分離する方法を用いている。最近燃焼度 44,000MWd/t の使用済ウラン燃料試験を行い Np 及び Tc の選択分離の成立性が実証された^{3.6.2-9)}。本プロセス概念は共除染工程で発生する抽出残液からの Am/Cm の回収や溶解時に発生する C-14 の分離を含んでおり、環境負荷低減のための長寿命放射性核種の分離機能は十分であるが、経済性の観点からは合理化が必要と考えられる。

サイクル機構の提案している先進湿式法は、高速増殖炉燃料サイクルに特化したもので、

特に経済性を追求している。前述の IMPUREX 法では精製工程に晶析法を用いたが、図 3.6.2-4 に示すようにせん断溶解した後抽出工程の前に晶析法を適用し、使用済燃料中の大きな部分を占める U を粗分離し、続く抽出工程の処理量を低減させ小規模にすることで抽出工程の経済性を向上させている。さらに U、Pu とともに Np を共回収し、高速炉の燃料加工へ供給する。共除染工程からの高レベルの抽出残液からは Am/Cm を回収し、これも高速炉燃料へ供給している。これらは、高速増殖炉でマイナーアクチノイド (MA) を燃焼できることから、MA の消滅処理をねらったものである。今後、U/Pu/Np 共回収や MA 回収、晶析法による U の粗分離について使用済燃料を用いた試験が必要である。このプロセスの除染係数は $10^3 \sim 10^4$ 程度で、しかも MA 回収を行い燃料に添加するため、燃料加工には相当の遮へいが必要であり、これに対応した遠隔燃料加工技術も検討されている。

ロシア Khlopin Radio Institute の SUPERPUREX は、Np 及び Tc の他 Zr の分離を原研 PARC プロセスと同様に共除染と U/Pu 分配の間で行うものである。Np の還元はヒドラジンで行い、Tc 及び Zr は高濃度硝酸による錯体分解によって分離する^{3.6.2-7)}。共除染工程で発生する高レベルの抽出残液について群分離プロセスを設けている。フランス COGEMA の単サイクルプロセスについては詳細が不明であるが、U/Pu 分配工程中の Pu 還元分離と U 逆抽出の間で Np バリアを設け Np の DF を 1000 で分離する方式を検討している^{3.6.2-8)}。

MOX 燃料再処理に単サイクル PUREX 法を適用する際も、現行 PUREX 法の項で述べた、接触時間の短縮による溶媒劣化の抑制や、塩フリー試薬の採用による廃棄物発生量の低減が必要である。除染係数については、フランスラアーグ再処理工場の第 1 サイクル（共除染 + U/Pu 分配）の実績^{3.6.2-10)}や動燃 CPF での試験結果^{3.6.2-11)}などから（表 3.6.2-1 参照）、Ru 及び Tc を除く核分裂生成物については概ね 10^5 程度が達成可能であり、Am/Cm については回収しない場合には 10^7 程度が確保できると考えられる。Ru 及び Tc については、それぞれ 10^4 及び 10^3 が期待される。ただし、Np の除染係数については選択分離を行わない限り低い。

3) 酸化物電解法

ロシアの RIAR (原子炉科学研究所) でもともと振動充填燃料用 MOX 粉末の製造のために開発された方法に基づく乾式再処理法である。U 及び Pu の酸化物を空気雰囲気の溶融塩中 (700°C 程度) で塩素ガスを吹き込むことによって溶解し、酸化還元電位差を利用し酸素の分圧や電位をコントロールすることによって酸化物粉末として回収する方法である。酸化物電解法の主要なプロセスの流れを図 3.6.2-5 に示す。装置構成は簡素で経済性の向上が期待できる。

基本的に以下のような工程に従って再処理が行われる^{3.6.2-12)}。

- | | |
|---------|---|
| ①燃料溶解 | 酸化物燃料を溶融塩 (NaCl-KCl) に溶解する。このとき塩素ガスを連続的に吹き込む。 |
| ②還元塩電解 | 固体電極上に UO_2 を電解析出させ回収する。 |
| ③沈殿結晶化 | 溶融塩中に酸素を吹き込み、 PuO_2 の結晶を沈殿させ回収する。 |
| ④酸化塩電解 | 塩中に残留する UO_2 を電解回収する。 |
| ⑤使用済塩処理 | 塩をリサイクルするため、塩中に残留する Pu、TRU(超ウラン元素) |

等を回収する。

* ①～⑤の工程は1つの電解槽で行う。このため、すべての操作は回分式（バッチ式）で行われる。

さらに、以下の操作が行われる。

⑥金属、溶融塩の廃棄物処理及び固化処理

⑦振動充填燃料製造 回収された UO_2 及び PuO_2 は小粒径の粒子であり、篩い分け後、振動充填燃料の原料として用いられる。

①～⑤の工程については、東芝等において改良が加えられつつあり、改良酸化物電解プロセス法として開発が進められている^{3.6.2-13)}。特に、処理速度向上と塩素ガス使用量大幅削減の観点から、燃料溶解と還元塩電解の工程を1つにまとめ、陽極で燃料を行い陰極で UO_2 を回収する方法が提案され、燃料溶解と UO_2 回収が同時に見えることが確認されている。この方法によれば、白金族(Ru,Rh,Pd)の溶解も抑制され、陰極に析出する UO_2 への混入を抑制できる。また、沈殿として回収していた PuO_2 についても UO_2 と陰極へ共析させる方法、MAを残った UO_2 とともに回収する方法などが提案されている。

酸化物電解法では、湿式法に比べ除染係数は低く10程度である。このため、得られる製品を用いた MOX 燃料加工には遠隔操作が必須であり、⑦で示したように振動充填燃料として用いることが合理的であると考えられる。今後、使用済燃料を用いた各要素工程の成立性の確認やプロセスフローの確立が必要で、高温で塩素が共存する中での電解槽材料の耐久性や計量管理手法の確立、発生する塩化物を含んだ廃棄物の処理処分方策の検討など、実用化のための技術課題が残されている。

4) 金属電解法

金属電解法は米国アルゴンヌ国立研究所で開発された、金属燃料をベースにした高速炉燃料のための乾式再処理方法である。この方法により EBR-II で発生した使用済金属燃料からウランを分離する試験が行われた実績がある。最近ではドイツにある EC の超ウラン研究所(IUT)において電中研との共同で使用済燃料試験が予定されている。

MOX 燃料にこの方法で適用するためには、酸化物を金属に還元する。その後、還元雰囲気(Ar 雰囲気)の溶融塩中(650°C程度)で電位を制御して U, Pu を回収する。製品として U, Pu は金属で得られるため、これらを酸化物に転換する。

主要なプロセスの流れを図 3.6.2-6 に示す。酸化物電解法と同様に装置構成は簡素で経済性の向上が期待できる。

基本的に以下のような工程に従って再処理が行われる^{3.6.2-14)}。

①Li 還元

酸化物燃料を溶融塩(LiCl) 中で金属 Li を用いて金属に還元する。

②電解精製 (固体電極)

LiCl-KCl 溶融塩中に還元物を溶解後、固体電極中に U を先行回収する。

- | | |
|---------------------|---|
| ③電解精製（液体電極） | 残留 U 及び Pu, MA を溶融 Cd 陰極にて回収する。②及び③の工程は 1 つの電解槽で行う。 |
| ④使用済塩処理 | 塩をリサイクル使用するため、塩中に残留する Pu, TRU 等を回収する。 |
| ⑤陰極回収 | 陰極から U, Pu 金属を回収する。高温処理により付着 Cd を除去し精製する。 |
| ⑥金属・溶融塩の廃棄物処理及び固化処理 | |
| ⑦回収物の酸化転換 | |

①の Li 還元については、塩廃棄物量を低減するため塩素ガスを用いて燃料を溶解する改良が検討されている。また、白金族については Cd を用いた除去方法が示されている。

金属電解法では、湿式法に比べ除染係数は低く酸化物電解法と同様に 10 度である。このため、得られる製品を用いた MOX 燃料加工には遠隔操作が必須であると考えられる。

金属電解法の酸化物燃料再処理については、Am/Cm に関する基礎物性データの取得が必要であるが、基本的な電解技術はほぼ確立されたと考えられている。今後は、使用済燃料によるリサイクル試験を行って FP が共存する溶融塩のリサイクル利用の可能性やプロセスの成立性の確認を行う必要がある^{3.6.2-13)}。また、酸化物電解法と同様に高温での電解槽材料の耐久性や、計量管理手法の確立、発生する塩化物を含んだ廃棄物の処理処分方策の検討など、実用化のための技術課題が残されている。

5) フッ化物揮発法

U, Pu のフッ化物が核分裂生成物(FP)のフッ化物より揮発しやすいことを利用して分離し、酸化物として回収する乾式再処理法であり、過去に米国、フランス、ロシア及び我が国（原研）で開発がなされた。当時は軽水炉サイクルで使用するために高い除染係数が要求されていた。図 3.6.2-7 に主なプロセスフローを示す。基本的に以下のような工程に従って再処理が行われる^{3.6.2-15)}。

- | | |
|-------------------------|--|
| ①脱被覆（熱処理） | 使用済燃料を熱処理し、燃料中の U を U_3O_8 にして被覆管から粉末にして脱離させるとともに揮発性 FP を除去する。 |
| ②U フッ化 | 酸化物燃料を U フッ化塔に送り、U をフッ化揮発させ、揮発したフッ化揮発物を吸着塔に通し、FP を除去する。 |
| ③Pu フッ化 | U フッ化揮発後の燃料を Pu フッ化塔に送り、Pu をフッ化揮発させ、揮発したフッ化揮発物を吸着塔に通し FP を除去する。 |
| ④酸化物転換 | U フッ化物、Pu フッ化物を高温で加水分解して顆粒状の UO_2 、 PuO_2 を得て振動充填燃料等の原料に用いる。 |
| ⑤金属、使用済アルミナの廃棄物処理及び固化処理 | |
| ⑥フッ素ガスのリサイクル処理 | |

このプロセスでは U と Pu が別々に酸化物粉末製品として得られるため、核拡散抵抗性を増すために、まず U のフッ化揮発による分離を行い、続いて U と Pu をフッ化揮発で分離し、高温加水分解によって MOX 粉末を得るプロセスへの改良が検討された(図 3.6.2-8 参照)^{3.6.2-13)}。1 段目の U のフッ化揮発量を制御すれば MOX 粉末の Pu 富化度を予め調整してフッ化揮発させることが可能である。このプロセスの除染係数は 20 程度であるため、遠隔燃料加工技術が必要になる。

フッ化物揮発法は、上述の 2 つの電解法と異なり、連続操作が可能であることが特徴である。U のフッ化揮発やフッ化物の取り扱いについては、濃縮のための転換工程等フロントエンドでの経験が豊富である。しかしながら、Pu フッ化物 (PuF_6) が不安定で分解しやすく、装置全体にわたって固体状の Pu フッ化物(PuF_4)の付着が起こる可能性があるため、Pu フッ化物の安定性を確認する必要がある。

6) 除染係数

湿式再処理法は、これまでのプロセス、機器、材料、遠隔保守に関する技術開発の成果やプラント運転経験が豊富にある。特に単サイクル PUREX 法は現行 PUREX 法の精製工程を除去し、共除染と U/Pu 分配を中心とした簡素化されたプロセスであり、現行再処理に比べ経済性を向上させることが可能である。ただし、現行再処理の FP 除染係数が 10^7 程度であるのに対し、単サイクル PUREX では Ru 及び Tc を除き 10^5 程度と考えられる。

一方、乾式再処理法は湿式法に比べシステム構成が簡素であり、経済性に優れたプロセスを実現できる可能性がある。また、湿式と異なり、小規模でも経済性の高いプラントにできる可能性がある。しかしながら、除染係数は 10~20 程度で製品の放射能が強いため、燃料加工への影響が大きく遠隔操作による加工・検査が必要になる。

7) 経済性及び廃棄物発生量

経済性

単サイクル PUREX 法が現行 PUREX 法（5 サイクル）の再処理コストをどの程度低減できるかについては、いくつか報告がある。IMPUREX 法では 30% 程度の建設費の削減が可能であるとの報告がある^{3.6.2-16)}。先進湿式法については、50t/y の場合に 50% 程度まで削減できることが示されている^{3.6.2-17)}。先進湿式法の場合は単サイクル化による節減効果だけでなく、塩フリー試薬の導入や設備の合理化の効果も含まれている。

乾式再処理法は、湿式法と比較して工程が単純で機器数が少なくてすみ、かつ水溶液を使用せず臨界管理の裕度が大きいために処理量に対して機器がコンパクトであるという特徴を有する。このことから、例えば同一建家内に再処理と燃料加工の設備を設置することが容易になり、結局高い経済性を期待することができる。このうち、金属電解法については、開発を行った米国アルゴンヌ国立研究所による評価で、酸化物燃料ペレットと通常の 5 サイクルの湿式再処理の組み合わせと比較して、処理量が 15t/y の施設の場合、建設費で 5 分の 1、燃料サイクル費で 5 分の 2、また処理量が 10 倍でも建設費は 4 分の 1 との結果が得られている^{3.6.2-14)}。酸化物電解法やフッ化物揮発法も金属電解法と同様に高い経済性を有すると考えられる。実用化戦略調査研究のフェ

ーズ1の結果では、200t/y の処理量の場合に先進湿式法、酸化物電解法、金属電解法、フッ化物揮発法（改良プロセス）の再処理コストは目標値である27万円/kgHMを満足する見通しであることが示された^{3.6.2-18)}。この目標値は、緒言で述べた20万円/kgHMに近く、低減速軽水炉燃料再処理についても同様な原理の再処理法の導入によって経済性の向上を見込むことが可能である傍証となる。

単サイクル PUREX 法及び乾式再処理法を比較する場合は、処理燃料や処理量等の前提条件を同一にする必要がある。乾式再処理法ではバッチ操作が基本であるために処理量を増やす場合には電解槽を複数にする等で対応すると考えられるが、湿式再処理法では臨界安全性を考慮しつつ抽出装置のスケールアップ等で対応することになるためスケール効果が期待できる。つまり、処理量が小さい場合は乾式再処理法が経済性で優位になるが、ある程度の処理量以上では湿式再処理法も同等の経済性を有することが可能になる。低減速軽水炉の導入シナリオにもよるが、数百トン/年といったある程度大きな規模での再処理を前提とする場合には、経済性の観点からは湿式再処理法及び乾式再処理法の双方が候補技術の視野にあると考えられる。

廃棄物発生量

単サイクル PUREX 法では、現行の5サイクル（あるいは3サイクル）の PUREX 法に比べ、抽出分離工程が5分の1から3分の1に減っているため、抽出試薬の使用量や抽出溶媒の洗浄試薬量は格段に減ることになり、廃液の発生量の大幅な低減が期待できる。先進湿式法では工程内の試薬量が従来の5サイクルの再処理プロセスに比べ0.4程度になるとの評価が得られている^{3.6.2-19)}。また、単サイクル PUREX 法で発生する廃棄物は現在の PUREX 再処理で発生する廃棄物と同様な範疇に属し、特殊な廃棄物は発生しないと考えられる。

乾式再処理法は湿式法のように溶媒を使用しないことから、湿式法よりさらに2次廃棄物の発生が少ないプロセスの構築が可能と考えられるが、塩化物を含む高レベルの廃棄物が発生する。この廃棄物は湿式再処理法にないものであるためにその処理法や処分方策は決まっておらず、今後検討を進める必要がある。

8)その他

乾式再処理は、溶媒を使用しないことから、湿式再処理に見られるような溶媒劣化の問題はない点で優れている。このため、燃焼度の高い MOX 燃料にも対応することが可能である。その一方で、数百°Cの溶融塩を用い、塩素を使用するため、装置材料にとっては厳しい環境となることから、特に電解槽の材料に関する開発が必要である。例えば、酸化物電解法で用いられる電解槽はパイログラファイト製であるが寿命が短いため、ジルコン製電解槽が代替材料として上げられている。

また、MOX 再処理では現在の再処理と同様に Pu に関し高い精度での計量管理が要求されるが、乾式再処理法の場合、電解槽内等に核燃料物質が不均一に存在する可能性があり、湿式再処理法に比べサンプリングの代表性に問題が生じることが指摘されている。今後計量管理手法について検討を進める必要がある。

(2) 低減速軽水炉燃料再処理に求められる要件調査

低減速軽水炉は実用化時期を2020年頃として開発を進めている。この炉を中心とするサイクルの経済性を確保するためには再処理やMOX燃料加工もほぼこの時期に実用化され得るものである必要がある。このため、低減速軽水炉燃料再処理の要件としては、経済性や性能のみならず実用化時期を考慮することが必要である。これらの観点から候補となる再処理技術を選定する必要がある。

1) 再処理性能

低減速軽水炉使用済燃料組成

低減速軽水炉の使用済燃料(燃焼度60GWd/t、冷却期間2年)の組成を表3.6.2-2に示す。なお、この組成にはブランケット部も含まれている。Puは使用済燃料中10%程度と高くAm/Cmも約0.4%と軽水炉の使用済燃料(Puは約1%、Am/Cmは0.1%程度)に比べ高い。

除染係数及び回収率の検討

現行の湿式再処理ではFPの除染係数として $10^7\sim10^8$ 程度が確保され、MOX燃料加工はグローブボックスで行うことが可能である。一方、乾式再処理法のように 10^3 程度かそれより低い除染係数の場合、燃料加工には重遮へいが必要で、遮へいセル内での作業が要求される。振動充填燃料が検討されるのはこのような遠隔での簡素なMOX燃料加工を可能にするためである。

低減速軽水炉の早期導入の観点からは、低減速軽水炉燃料は低除染の振動充填燃料よりも現在の技術の適用できるMOXペレットとすることが望ましい。また、FPやMAが混入しても炉心は成立することが確かめられている^{3.6.2-20)}が、炉心性能を確保する観点からはFPやMAの混入をできるだけ避けることが望ましい。以上から、FP及びMAをできるだけ除去できる性能を有し、FP及びMAの除染係数 10^3 より上が見込める再処理方式が望ましいと考えた。

回収率の観点からは、ウラン及びプルトニウムを廃棄物側にできるだけ移行させない方針とした。現行PUREX再処理におけるプルトニウムの回収率は、英國THORP再処理施設で99.78%、仏国UP3再処理施設で99.88%が得られているため、低減速軽水炉燃料再処理におけるプルトニウム回収率の目標値として99.9%とした。ウランについても同様の値を目標値とした。

(3) 候補再処理技術の選定

以上の結果から候補となる再処理技術の選定を行った。検討対象の技術として、現行PUREX法、単サイクルPUREX法、乾式再処理法として酸化物電解法の3者とした。検討では、経済性向上の度合いに加え、実用化時期、除染係数を考慮した。

表3.6.2-3に比較した結果を示す。経済性の観点からは、酸化物電解法が有利であり、湿式再処理法では単サイクルPUREX法が挙げられた。実用化時期では、現行PUREX法について、単サイクルPUREX法、酸化物電解法の順となり、可能な除染係数についても同様な順位となった。

以上の検討から、除染係数の確保と早期の実用化が期待できる単サイクルPUREX法を候補技術として選定した。

(4) 候補再処理技術に基づく再処理プロセスの構築

選定した単サイクル PUREX 技術による低減速軽水炉燃料再処理のプロセスを構築するため、概略の再処理フローを作成した。

単サイクル PUREX 法で可能な除染係数は既に表 3.6.2-1 で示した。MA のうち、Am/Cm は共除染工程で除去できるが、図 3.6.2-2 で示したように Np は除去できない。上述のように炉心性能の確保のためには特に Np の分離が有効であり、特に本再処理法を低減速軽水炉導入後も長期間に亘って共存すると考えられる軽水炉のウラン燃料炉心の再処理にも併用する場合を想定すると非常に有効な方式となる。即ち、ウラン燃料炉心の使用済燃料には、低減速軽水炉心の使用済燃料の約 10 倍もの Np が含まれており、その存在は炉心性能の大きな低下をもたらすこととなっている。このため、単サイクル PUREX で Np 分離を可能にする技術として、原研が開発した PARC プロセスが用いている選択的還元による分離法を採用することとした。その結果、表 3.6.2-4 の性能を有する再処理プロセスを得た。除染係数としては Tc や Ru を除いて 10^5 程度を期待でき、 10^3 程度の低い除染係数で得られる燃料に比べ、燃料加工への影響、特に遮へいを軽減できると考えられる。

以上から得られた今後開発すべき再処理プロセスのフローは図 3.6.2-8 に示すものとなった。使用済燃料溶解液中の MA のうち、Am/Cm 及び他のアクチノイド元素は共除染工程で分離され抽出残液に移行し高レベル廃液として処理される。Cs/Sr 及び Ru/Rh は共除染工程で分離される。Tc 及び Np については U/Pu 分配工程の前で分離され、抽出残液に合流させる。

(5)まとめ

本検討で低減速軽水炉燃料再処理プロセスに適用する再処理技術を選定し、その概略フローと期待できる除染性能を示した。今後は、以下を検討する必要がある。

○ 核種ごとの除染係数の明確化

- ・提案した再処理概念での除染係数と MOX 燃料加工で必要となる遮へいとの関係を代表的核種について明らかにし、プロセスの設計に反映させる。
- ・除染係数と多重リサイクルとの関係を明らかにし、核種ごとの除染係数の適正化を図り、プロセス設計に反映させる。

○ プロセスを構成する主要な機器の決定

上記の除染係数が可能となるプロセスを設計し、プロセスを構成する主要な機器の決定を行う。

○ 現行再処理法との比較による簡素化の効果の評価及び本プロセスの研究開発課題の摘出

参考文献

- 3.6.1-1 佐藤治、立松研二、田中洋司：“低減速スペクトル炉のコスト評価”，JAERI-Conf 2001-013, 24 (2001).
- 3.6.2-1 六ヶ所再処理施設設計変更に係る安全性チェック・検討会：“六ヶ所再処理施設の設計変更に係る安全性について 安全性チェック・検討会報告書”，(1996).

- 3.6.2-2 Gay, A.,: "MOX Fuel Recycling," Proc. RECOD'98, 198 (1998).
- 3.6.2-3 Karraker, D.G.: Proc. of Second United Nations International Conf. on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Session C-18, 519 (1958).
- 3.6.2-4 Schmieder, H., Henrich, E., Eber, K.,: "R&D Activities in the FRG for Simplification of Reprocessing," ENC'86 Nuclear: Energy of Today and Tomorrow, Geneva, Transactions Vol.4, 101 (1986).
- 3.6.2-5 Maeda, A., Fujine, S., Uchiyama, G., Kihara, T., Asakura, T., Sakurai, T., Tsujino, T.,: "A Process Conception of an Advanced Reprocessing Based on PUREX Process Incorporating the Partitioning Function," Proc. of Global '95, 556 (1995).
- 3.6.2-6 山名元, 野村茂雄, 山村修: "先進 MOX 燃料リサイクル技術開発", エネルギーレビュー
— 1996.4, 12 (1996)
- 3.6.2-7 Zilberman, B.Ya, Fedorov, Yu.S., Mishin, E.N., et al.: "Superpurex as a TBP-compatible Process for Recovery and Partitioning of Long-lived Radionuclides from NPP Spent Fuel," Proc. NUCEF 2001, (2001).
- 3.6.2-8 Debreuille, M.F., Pradel, P.,: "Present Status of R&D on Reprocessing Process in COGEMA," Proc. NUCEF 2001, (2001).
- 3.6.2-9 Uchiyama, G., Mineo, H., Asakura, T., Hotoku, S.,: "Advanced Technologies for Long-lived Nuclides Separation in Reprocessing," Proc. Global 2001, (2001).
- 3.6.2-10 Alexandre, D., Ledermann, P.,: "Operational Performance of the Reprocessing Plants of COGEMA La Hague Site," Proc. RECOD'94, (1994).
- 3.6.2-11 青嶋厚: "湿式再処理技術の高度化", 日本原子力学会 再処理・リサイクル部会 第1回「冬のセミナー」テキスト, 77 (2001).
- 3.6.2-12 鈴木一弘: "海外における先進的リサイクル技術の開発", エネルギーレビュー 1996.4, 22 (1996)
- 3.6.2-13 藤田玲子: "乾式再処理技術の現状と課題", 名古屋大学 理工科学総合研究センターシンポジウム「次世代に要求される原子力の姿」講演集, (2001).
- 3.6.2-14 田中博: "金属燃料サイクルの技術開発", エネルギーレビュー 1996.4, 18 (1996).
- 3.6.2-15 Shatalov, V.V., Serygin, M.B., Kharin V.F., Ponomaryov, L.A.,: "Fluoride Volatility Process for Reprocessing of Irradiated Fuel of Fast Neutron Reactors," Proc. of Global 2001, (2001).
- 3.6.2-16 Eichler, R., Knoch,W., Robinson, E.,: "Improved Purex Process (IMPUREX) A Way to Reduce Reprocessing Costs Further," Proc. of RECOD'94, (1994).
- 3.6.2-17 紙谷正仁、小島久雄; "先進湿式 MOX プラントのコスト評価", PNC TN8410 97-220, (1997).
- 3.6.2-18 JNC: "Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle Systems -Phase I summary," May 2001.
- 3.6.2-19 Ojima, H., Endo, H., Shinoda, Y., Kamiya, M.,: "System Study on the Advanced Fuel Cycle," Proc. of Global'97, 981 (1997).
- 3.6.2-20 大久保努: "低減速スペクトル炉研究の現状", JAERI-Conf 2001-013, 4 (2001).

表 3.6.2-1 第1サイクル（共除染+U/Pu分配）で得られる除染係数の実績値

仏 COGEMA UP3	DF β γ (U 製品側) : $> 2 \times 10^5$				
	DF β γ (Pu 製品側) : $< 8 \times 10^4$				
JNC CPF	^{106}Ru	^{137}Cs	^{144}Ce	^{154}Eu	Total- γ
	6×10^4	1×10^7	1×10^7	4×10^5	1×10^6

表 3.6.2-2 低減速軽水炉使用済燃料組成

元素	U	Pu	Am/Cm	Np	Tc	Ru/Rh	その他 FP
割合[%]	79.0	10.1	0.39	0.024	0.091	0.358	10.0

表 3.6.2-3 再処理技術の検討

方式	経済性向上の効果	期待できる FP 除染係数	想定される実用化時期
現行 PUREX (回収ウランによる 希釀を併用)	△	10^7	◎
単サイクル PUREX	○*	$10^3 (\sim 10^5)$	○
酸化物電解法	○	10	△

*: 処理規模を大きくするとスケールメリット有り。

表 3.6.2-4 提案する低減速軽水炉燃料再処理プロセスの性能

元素	Cs/Sr	Ru/Rh	Tc	他 FP 群	Am/Cm	Np	他 Ac 群
除染係数	10^5	10^4	10^3	10^5	10^7	10^2	10^7

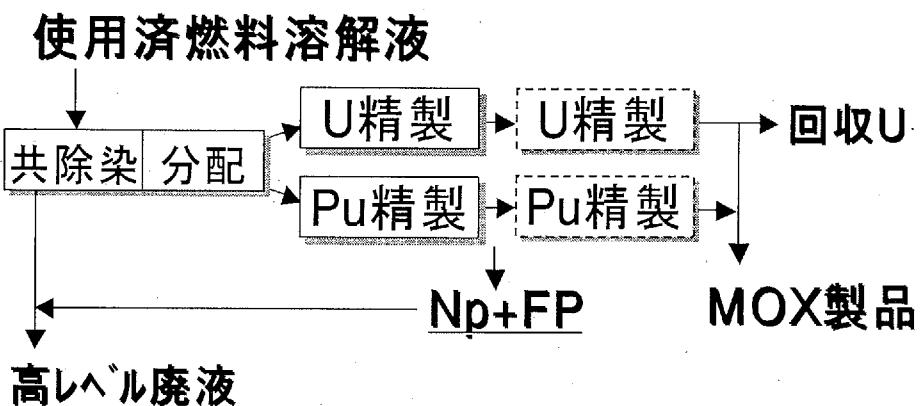


図 3.6.2-1 現行 PUREX 法の主要工程

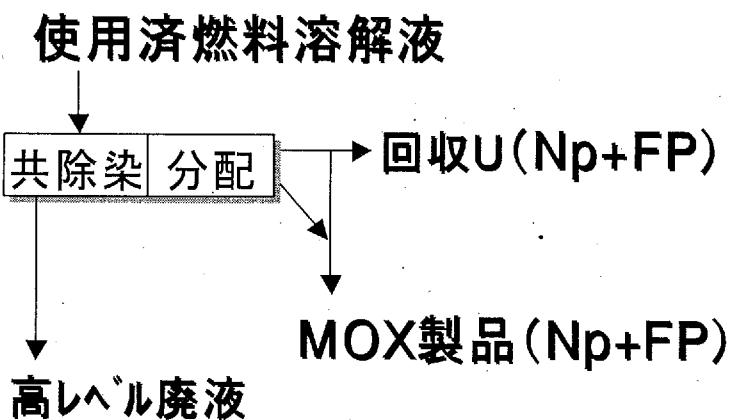
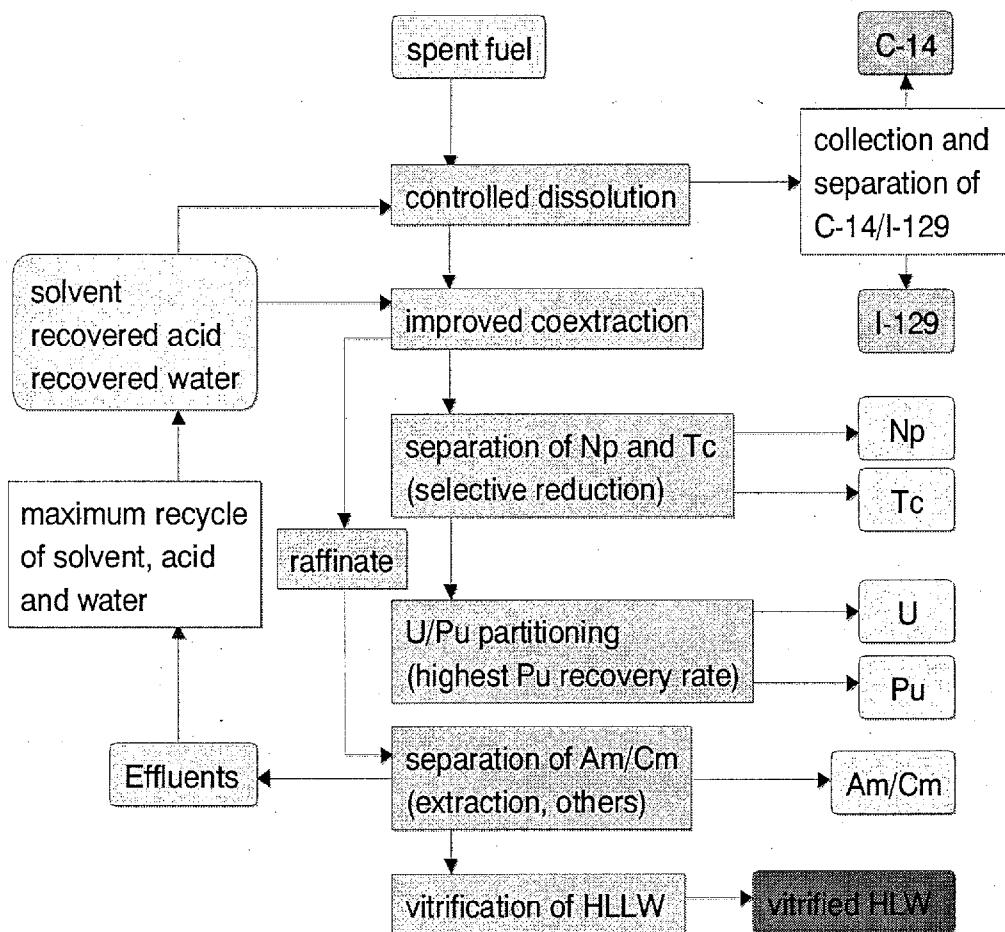
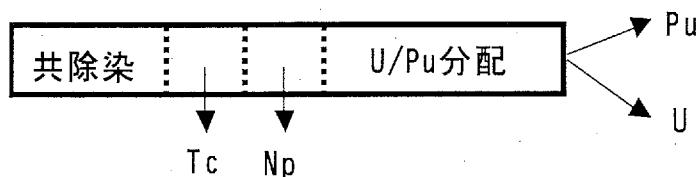


図 3.6.2-2 単サイクル PUREX プロセスの主要工程



(1)PARC プロセス全体概念



(2)PARC プロセスの抽出分離主工程

図 3.6.2-3 PARC プロセスの主要な工程

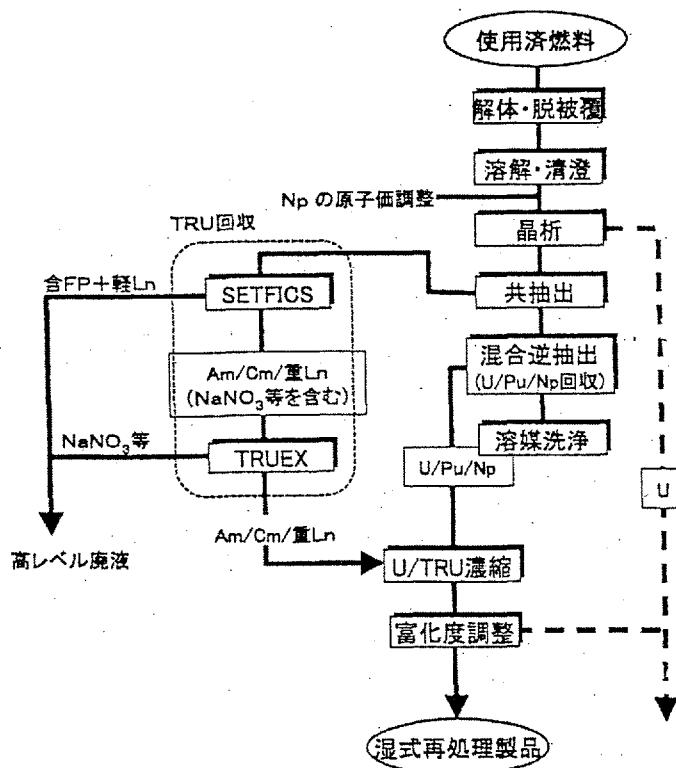


図 3.6.2-4 先進湿式法の主要な工程

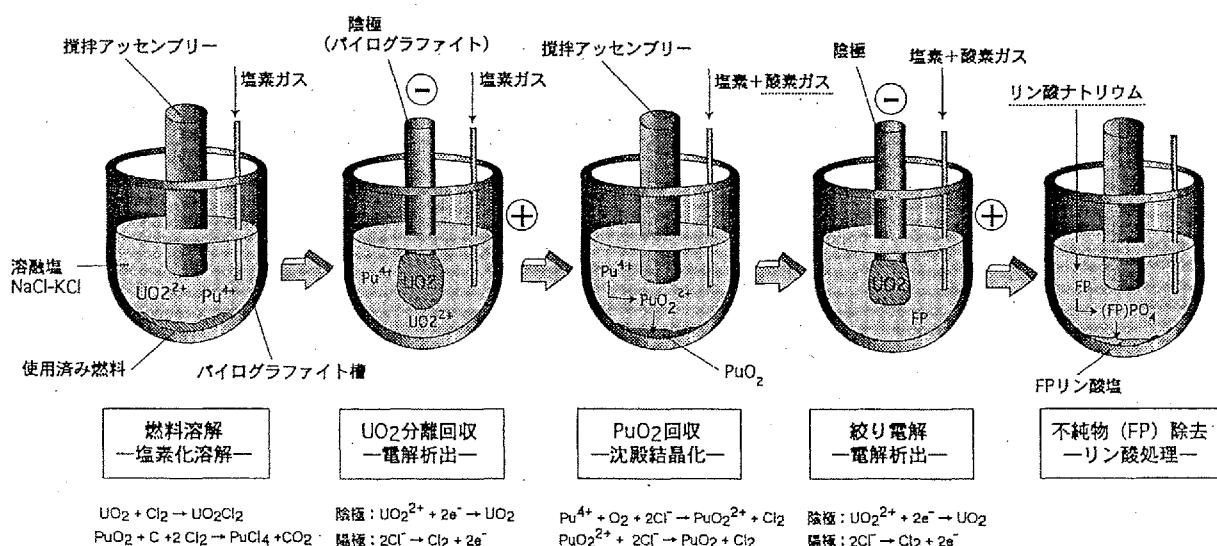


図 3.6.2-5 酸化物電解法の主要な工程

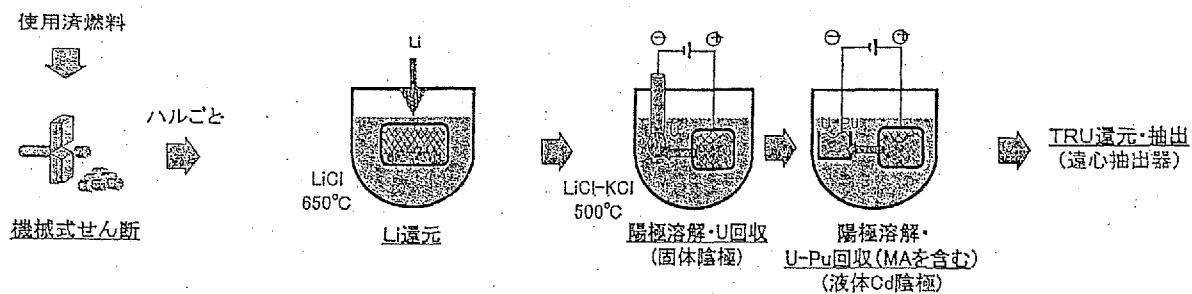
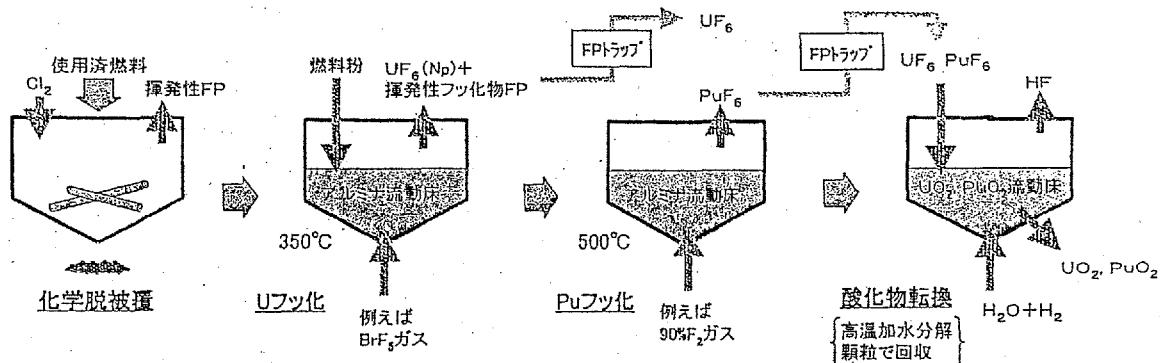
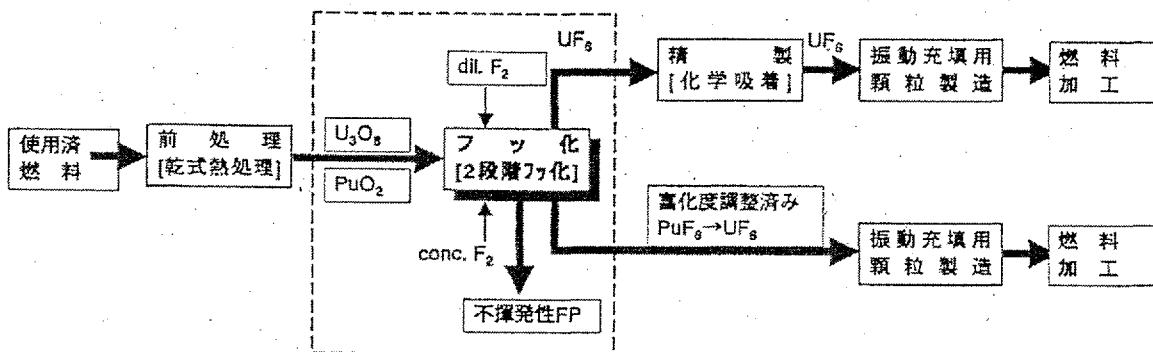


図 3.6.2-6 金属電解法の主要な工程



(1) フッ化物揮発法



(2) 改良型フッ化物揮発法

図 3.6.2-7 フッ化物揮発法の主要な工程

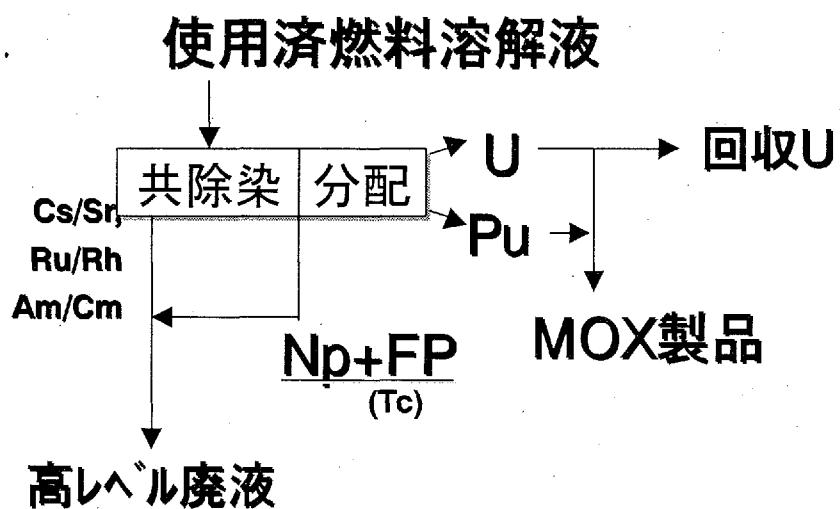


図 3.6.2-8 本技術開発で提案した低減速軽水炉燃料再処理プロセスの概略

4. まとめ

4. 1 全体のまとめ

本技術開発の全体計画（1.2.3 参照）を達成するために設定した技術開発目標は予定通り達成することができた。

3 年度にわたる本技術開発の総合的な成果は以下の通りである。

- ・ 詳細な炉心設計を実施し、具体的な制御棒計画、起動計画を立案
- ・ 受動的安全システムを有効に活用して経済性の向上を達成するプラントシステムを構築
- ・ 限界熱流束実験により、熱的成立性を確認
- ・ 不安定流動の安定限界に与える系圧力の影響と発生機構を解明し、合理的な起動手順を提案
- ・ 沸騰熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に及ぼす流路間隙の影響を解明
- ・ 時間領域解析コードにより、炉心の安定性を確認
- ・ 低減速軽水炉心のスペクトルを模擬した臨界実験データを用い、核設計計算の精度を確認
- ・ MOX 燃料安全解析コードを用いて通常運転時の燃料の熱的ふるまいを確認
- ・ 低減速軽水炉燃料再処理プロセスに適用する経済的再処理技術を選定

以下、各研究項目について 12 ~ 14 年度の 3 年度の総合的な成果をまとめる。

(1) 炉心設計

核分裂性プルトニウム残存比が 1 以上、ボイド反応度係数が負、炉心部平均取出し燃焼度および運転サイクル長が各々 60GWd/t および 2 年以上の設計目標を有する受動的安全性を具備した自然循環冷却方式の小型低減速軽水炉心概念の構築を目指して設計検討を実施した。

その結果、自然循環炉心冷却方式で、電気出力 330MWe のプルトニウム多重リサイクル炉心として、内部プランケットを含めた炉心部取出平均燃焼度 65GWd/t (上下プランケットを含めた炉心取出平均燃焼度 50GWd/t)、負のボイド係数を有し、連続運転期間 25 ヶ月で核分裂性プルトニウム残存比 1.01 の設計を得ることができた。なお、多重リサイクル性の検討では、経済的な低減速軽水炉燃料再処理技術として 13 年度に検討した单サイクル PUREX 法を前提に、プルトニウム多重リサイクル時の燃料組成 (多重リサイクル組成) を評価した。また、具体的な制御棒計画を立案し、それに基づいた詳細な設計を実施して、全 85 本の制御棒のうち 19 本をサイクル初期 (BOC) の全ストロークの 2/3 前後の挿入状態からサイクル末期 (EOC) の全引抜きまで連続的に引き抜くことでサイクルを通じて最大線出力密度 39kW/m 以下、MCPR1.3 以上で運転でき、炉停止余裕が 1.0% Δk 以上であることを確認した。

さらに、本炉心を対象に冷態停止状態から全出力状態に至る起動シーケンスを立案した。三次元核熱水力結合コードによる起動時の炉心特性評価により、最大線出力密度及び限界出力比の制約条件を満足した起動操作が可能であることを確認した。

(2) 原子炉システム設計

安全系システムでは、コスト比率の高い高圧ECCSならびに崩壊熱除去系を静的システムに置き換えた。非常用DG容量の支配要因でもある高圧ECCSを静的機器化することで、一般汎用品レベルのDGとすることが可能となり、機器コスト低減に加え動的機器の削減により保守点検作業の低減による運転費低減にも寄与する。安全系に関わるコストは先行ABWRと比較し、単位出力当たりのコストで約20%の低減が可能であることがわかった。

安全機能面では、事故後1時間以降の炉心冠水は炉心注水系(FLS)にて行う等、動的システムと静的システムを合理的に組合せた。この安全系システムに対し、ECCS解析を実施し、事故後長期の炉心冠水維持及び、燃料棒表面温度の上昇防止が可能なプラントであることを確認した。また、PCV解析を実施し、少なくとも3日間以上(実力上10日間)は設計基準を満足できることより、簡単な構造で長期的な自然放熱を達成できるプラントであることを確認した。

その他、低減速炉の特徴を活かしたRPVの小型化、出力規模が小さいことを利用したタービン系の合理化等により、建屋容積はABWRの約40%(原子炉建屋:約45%、タービン建屋:約37%)まで低減する見込みを得た。

プラント機器仕様及び配置検討結果に基づきプラントコストを評価した結果、初号機ではABWRと比較し単位出力当たりでの建設単価は0.6乗スケール則によるコスト上昇試算値(180%)に比べ、約135%までコスト低減を図ることが出来る見通しを得た。今後、更に大型モジュール、量産効果、標準化、複数基設置等を考慮すると大型炉同等以上の経済性を達成できる可能性がある。

また、低減速軽水炉に対してシビアアクシデント時の再臨界の可能性に関する検討を実施し、低減速軽水炉に於ける事象の様相は高速炉で想定される状況とは全く異なっており、熱水力解析コードRELAP5を用いてシナリオ分析を行い、シビアアクシデント条件では炉心において冷却水はほとんど無くなるため機械エネルギーが発生しないことを確認した。又、下部ヘッドでの再臨界の可能性について核計算コードMVPを用いた解析を実施し、下部構造物の存在等により再臨界状態になり難いことを示した。

(3) 热流動的成立性

熱流動的成立性として、除熱限界及び炉心の安定性に係わる検討を行った。

限界熱流束に関しては、扁平二重炉心の軸方向出力分布を模擬した7本試験体を用いて定格運転条件を内包する実験範囲で314点の限界出力データを測定した。本試験により、入口条件、圧力、径方向出力分布が限界出力に及ぼす影響を明らかにし、限界出力評価式による計算値は、定格運転条件で実験値とほぼ一致することを検証した。

炉心の安定性を考慮した合理的な起動手順の確立に関しては、並列沸騰流路を有する自然循環沸騰二相流循環装置を作成し、系圧力と流路間隙をパラメータとする実験を行い、ガイセリング、自然循環流量振動、密度波振動に関する流動安定判別マップを取得し、不安定流動の安定限界に与える系圧力の影響と発生機構を解明した。また、二流体モデルに基づく解析コードを作成して不安定流動に関する実験結果を解析し、自然循環炉の成立性に重要な課題である安定な起動手順と炉構造を提案した。併せて、システムの簡素化を目指し提案している分割なしのチムニについて、低ボイド率条件下の起動時においても分割が不要であることを実証するための計測装置とし

て、ボイド率と気相流速分布が同時計測でき、高速のサンプリングが可能なワイヤー・メッシュ・トモグラフ法を開発し、その計測精度を明らかにした。さらに、流路間隙幅の熱流動特性に与える影響に関して、実験装置を製作し、フレオン 113 を用いた基礎実験から沸騰熱伝達率と摩擦損失の二相流増倍係数に及ぼす流路間隙の影響を解明した。

炉心の安定性解析としては、チャンネル安定性、炉心安定性、及び領域安定性に対する時間領域解析を行った。解析結果より、自然循環一巡回路の特性変化、および局所的な反応度外乱に対して対象炉心が十分な安定性を示すことを確認した。

(4) 炉物理的成立性

低減速軽水炉心の設計計算精度の検証や炉心の炉物理的特性を十分に確認するための実験データを提供するために、低減速軽水炉心の中性子スペクトルを模擬した体系を構築して FCA を用いて実施した臨界実験データに対する解析を実施した。

まず、過去に行われた高転換軽水炉模擬実験を解析し、実験解析に使用する計算コードの計算精度及び計算上の問題点を把握した。さらに、解析精度向上のために、最新の評価済み核データライブラリー JENDL-3.3 を処理した炉定数を作成した。この上で、本技術開発で得られた実験結果を、決定論的手法を用いて解析した。解析には、共鳴エネルギー領域での中性子反応が支配的であることを考慮して、熱中性子炉設計手法と高速炉設計手法を用いた。

その結果、両設計手法とも臨界性に関する予測精度では、U 燃料や MOX 燃料という燃料核種依存性や濃縮度依存性は見られなかった。中心反応率比の結果から、両設計手法は中性子スペクトルを硬めに評価する傾向がある。組成比の異なる Pu サンプルの反応度値解析結果から、全般に高速炉設計手法による計算が実験を約 10%過小に評価する傾向があり、この傾向は U 燃料による HCLWR 模擬炉心実験解析での結果と一致した。ドップラー効果の計算精度は、これまで豊富な解析経験がある従来の高速炉体系での計算精度と同程度であることが分かった。

(5) 燃料の安全性

MOX 燃料の通常運転時のふるまいを解析することを目的として、軽水炉用燃料解析コード FEMAXI-V を改良し、FEMAXI-RM を開発した。

炉心設計で想定された燃料棒仕様と照射条件・出力履歴に基づき、FEMAXI-RM コードを用いて従来の軽水炉燃料および MOX 燃料のモデルを用いて燃料の照射ふるまいを解析した結果、燃焼度の伸長に伴ってペレット熱伝導率が低下を保守的に評価するモデルを用いても、燃料温度は融点に達せず、FP ガス放出量および内圧上昇は、通常の軽水炉燃料よりは大きいものの、いづれも燃料健全性に影響を及ぼすほどではないことが判明した。また、ペレット熱膨張やスエリングなどによる PCMI に伴う被覆管の機械的健全性の観点から、燃料棒全長と局所的なリッジングに関する変形解析を行った。その結果、被覆管の変形は燃料棒の健全性を損なうまでには至らないと判断できる。

(6) 燃料サイクルの検討

低減速軽水炉燃料再処理プロセスに適用する再処理技術を選定し、その概略フローと期待でき

る除染性能を示した。

4. 2 実用化のための課題

3 年度にわたる本技術開発の成果により、所期の目標を満足する受動的安全性を具備した低減速軽水炉の設計を実施するとともに、その成立性の見通しを得た。今後は、実用化へ向けた努力を継続して行う。

実用化のために必要な技術課題と今後の取り組みについて、以下にまとめた。

- ・稠密炉心除熱性能の確認

本技術開発では 7 本の試験体による除熱性能試験を実施したが、流路壁の影響が小さい大規模試験体を用いて限界出力試験を行い、稠密炉心の除熱性能を実証する。

- ・高富化度 MOX 燃料照射特性の確認

本技術開発で実施した MOX 燃料の安全性評価解析結果を確認するとともに、解析モデルの精度を向上させるため、燃料照射試験を実施し、照射特性データを取得する。

- ・技術実証炉による総合的性能実証

技術実証炉による実機照射条件下での稠密燃料集合体の総合的な健全性の実証、照射実績の蓄積および炉心性能確認などを中心とした、システムの総合的技術実証を実施する。

4. 3 外部発表リスト

[特許]

1. 与能本泰介：格納容器圧力抑制系、特願 2003-30750 号

[論文、報告書等]

1. "Nuclear Energy System Department Annual Report (April 1, 2001- March 31, 2002)", JAERI-Review 2003-004 (2003).
2. M. Suzuki et al.: "Analysis of MOX Fuel Behavior in Reduced-Moderation Water Reactor by Fuel Performance Code FEMAXI-RM", *Nuclear Engineering and Design* (*accepted*)
3. M.H. Subki et al.: "Experimental Study on Transport Mechanism of Thermohydraulic Instabilities in Natural Circulation Boiling Water Reactor during Startup", *Journal of Nuclear Science and Technology*, (*Submitted on Dec. 17, 2002. Reviewer's comments received on Feb. 3, 2003. Modification now in progress*)

[口頭発表、会議紀要等]

<国際会議>

1. T. Iwamura et al.: "Development of Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) for

- Sustainable Energy Supply", *Proc. of The 13th Pacific Basin Nuclear Conference (PBNC 2002)*, pp. 1631-1637, Oct. 21-25, 2002, Shenzhen, China (2002)
2. T. Okubo et al.: "Design of small Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) with natural circulation cooling", *Proc. of International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology, Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (PHYSOR 2002)*, Oct. 7-10, 2002, Seoul, Korea (2002)
 3. T. Iwamura et al.: "Core and System Design of Reduced-Moderation Water Reactor with Passive Safety Features", *Proc. of International Congress on Advanced Power Plants (ICAPP)*, June 9-13, 2002 No. 1030, Hollywood, Florida (2002)
 4. T. Iwamura and M. Ochiai: "Activities of Design Studies on Innovative Small and Medium LWRs in JAERI", *Proc. of 1st Asian Specialist Meeting on Future Small-Sized LWR Development*, Nov. 26-28 2001, Bangkok, Thailand (2001)
 5. M. H. Subki et al.: "Multi-Parameter Effects on Thermohydraulic Instabilities of the Natural Circulation Boiling Water Reactor Concept during Startup", *The 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICON-E-11)*, Tokyo, Japan, April 20-23, 2003 (2003) (*Final paper submitted*)
 6. M. H. Subki et al.: "Transport Process of Thermohydraulic Instabilities in Natural Circulation Boiling Water Reactor during Startup", *The 14th International Symposium on Transport Phenomena (ISTP-14)*, Bali, Indonesia, July 6-10, 2003 (2003) (*Final paper submitted*)
 7. M. H. Subki et al.: "Study On Thermohydraulic Instability Characteristics In Natural Circulation Parallel Boiling Channels Upflow System Under Low Pressure", *The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10)*, Seoul, South Korea, October 5-9, 2003 (2003) (*Paper summary submitted*)
 8. M. H. Subki et al.: "Effects Of System Pressure And Increasing Heat Flux On The Geysering And Density Wave Oscillation", *The 10th International Conference on Nuclear Engineering (ICON-E-10)*, Arlington, Virginia, U.S.A., April 14-18, 2002 (2002)
 9. N. Watanabe et al.: "Experimental Study on Thermohydraulic Instabilities in Natural Circulation BWR Concept", *The 3rd Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety [NTHAS-3]*, Kyeongju, South Korea, October 2002 (2002)
 10. N. Watanabe et al.: "Experimental Study on Thermohydraulic Instabilities on Reduced Moderation Natural Circulation BWR Concept", *The 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICON-E-11)*, Tokyo, Japan, April 20-23, 2003 (2003).
 11. T. Yonomoto et al.: "Containment Pressure Suppression System With Functions Of Water Injection And Noncondensable Gas Confinement", *The 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICON-E-11)*, Tokyo, Japan, April 20-23, 2003 (2003).

<国内会議>

1. 大久保努、岩村公道：“低減速軽水炉の研究(38)－研究開発の現状及び小型低減速炉の設計－”，日本原子力学会「2003年春の年会」，佐世保、G48 (2003).
2. 岡嶋成晃、他：“低減速軽水炉の研究(39)－FCAにおけるU燃料を用いた炉物理模擬実験－”，日本原子力学会「2003年春の年会」，佐世保、G49 (2003).
3. 吳田昌俊、他：“低減速軽水炉の研究(40)－限界出力実験－”，日本原子力学会「2003年春の年会」，佐世保、G50 (2003).
4. 玉井秀定、他：“低減速軽水炉の研究(41)－限界出力実験解析－”，日本原子力学会「2003年春の年会」，佐世保、G51 (2003).
5. 劉維、他：“稠密格子体系用限界出力相關式”，日本原子力学会「2003年春の年会」，佐世保、(2003).
6. 岩村公道、他：“低減速スペクトル炉の研究(33)－研究開発の現状－”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、M25 (2002).
7. 鈴木元衛、他：“低減速スペクトル炉の研究(34)－MOX燃料の照射ふるまいのFEMAXI-RMコードによる解析－”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、M26 (2002).
8. 与能本泰介、他：“低減速スペクトル炉の研究(35)－受動的安全系を有する小型炉システム－”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、M27 (2002).
9. 峯尾英章、他：“低減速スペクトル炉の研究(36)－再処理プロセス－”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、M28 (2002).
10. 佐藤隆、他：“低減速スペクトル炉の研究(37)－稠密炉心の圧力損失－”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、M29 (2002).
11. 岩村公道、他：“低減速スペクトル炉の研究(24)－低減速スペクトル炉研究開発の現状－”，日本原子力学会「2002年春の年会」，神戸、G18 (2002).
12. 竹田練三、他：“低減速スペクトル炉の研究(29)－自然循環冷却小型炉心の設計－”，日本原子力学会「2002年春の年会」，神戸、G23 (2002).
13. 渡邊紀志、他：“自然循環BWRにおける不安定流動に関する研究”，日本原子力学会「2002年秋の大会」，いわき、L49 (2002).

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	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	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	
光束照度	ルーメン	lm	cd·sr
放射能	ルクス	lx	lm/m ²
吸収線量	ベクレル	Bq	s ⁻¹
線量当量	グレイ	Gy	J/kg
	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
トントン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

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)

1. 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、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。

2. 表4には海里、ノット、アール、ヘクタ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。

3. barは、JISでは圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。

4. EC開発理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

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
バール	bar
ガル	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

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

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s} (\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P(ボアズ)} (\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)} (\text{cm}^2/\text{s})$$

圧力	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 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)
	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 ³	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁶	
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹	仕事率 1 PS (仏馬力)
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹	= 75 kgf·m/s
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸	= 735.499 W
	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	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹		1	100
	3.7 × 10 ¹⁰	1		0.01	1

照 射 線	C/kg	R	線 量 量	Sv	rem
	1	3876		1	100
	2.58 × 10 ⁻⁴	1		0.01	1

(86年12月26日現在)

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(受託研究)



古紙配合率100%
白色度70%再生紙を使用しています