



高速実験炉「常陽」の炉心管理及び  
照射場特性評価法の高度化に関する研究  
(学位論文)

Study on Improvement of Core Management and Irradiations Field  
Characterization Methods of the Experimental Fast Reactor Joyo  
(Thesis)

青山 卓史

Takafumi AOYAMA

大洗研究開発センター

高速実験炉部

Experimental Fast Reactor Department  
Oarai Research and Development Center

August 2008

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

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課  
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4  
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

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

© Japan Atomic Energy Agency, 2008

高速実験炉「常陽」の炉心管理及び照射場特性評価法の高度化に関する研究  
(学位論文)

日本原子力研究開発機構 大洗研究開発センター  
高速実験炉部  
青山 卓史

(2008年3月5日受理)

本研究論文は、高速実験炉「常陽」の炉心管理及び照射場特性評価法について、これまで20年以上にわたり解析と実測に基づく評価により高度化を図った内容についてまとめたものであり、8章から構成されている。

第1章では、原子力エネルギーの中での高速増殖炉(FBR)の果たすべき役割に続いて、我が国で初めて設計・建設・運転された高速実験炉である「常陽」の沿革を述べ、本研究の目的を述べた。

第2章では、高速炉用燃料・材料の開発のため、増殖炉心から照射用炉心に組み替えられた「常陽」MK-II炉心の炉心・燃料管理法について述べ、MK-II性能試験とその後の定格サイクル運転での炉心特性の実測、及び炉心構成要素の照射後試験結果を反映した炉心核熱特性の予測精度向上や設計裕度の見直しなどにより炉心管理法を改良したことを示した。

第3章では、照射技術や照射後試験技術の進展に伴って高まりつつある照射条件評価の精度向上への期待に応えるため、最新の解析手法や新型ドシメトリー法による「常陽」の照射場特性評価法の高度化について述べ、実測データとの比較によりその妥当性を検証した。

第4章及び第5章では、FBRの実用化を目指す上で多種多様な照射試験をより効率的に行うため、炉心の高中性子束化、照射運転時間の増大及び照射技術の高度化によって「常陽」の照射性能をMK-II炉心の4倍に向上させるMK-III計画について紹介し、炉心・プラント設計、性能試験の計画と工程及び試験結果について詳細に述べた。その結果、改造したMK-III炉心が設計どおりの性能を有することを示すとともに、炉心設計及び最新の炉物理解析手法の適用性を明らかにした。また、性能試験以降のMK-III定格サイクル運転における炉心管理のための試験方法を確立した。

---

本報告書は、日本原子力研究開発機構の施設等を利用して得られた著者の研究成果を取りまとめ、2008年3月25日付で大阪大学より学位論文(工学)として認定されたものである。

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

第6章では、高中性子束化を達成した「常陽」MK-III炉心の活用として、長寿命核分裂生成物（LLFP）の核変換に関するフィージビリティを検討し、「常陽」炉内での核変換効率を向上させるため、径方向反射体領域に中性子減速集合体を装荷することにより、年間20%を超える高い核変換率の照射場を創出できることを見出した。

第7章では、FBRにおけるマイナーアクチニド（MA）含有燃料の照射挙動と燃焼特性を明らかにし、FBRサイクルの実用化とMAリサイクル技術の確立に向けた燃料設計基準の整備と設計手法の高度化を図るため、我が国で初めて「常陽」及び照射後試験施設を用いて実施したMAを含有する混合酸化物（MOX）燃料の一連の照射試験について述べた。その結果、試験条件で重要となる試験用燃料要素の線出力密度の評価結果により炉心管理とドシメトリー手法の妥当性を示した。

第8章で本研究論文を総括した。

# Study on Improvement of Core Management and Irradiations Field Characterization Methods of the Experimental Fast Reactor Joyo (Thesis)

Takafumi AOYAMA

Experimental Fast Reactor Department, Oarai Research and Development Center  
Japan Atomic Energy Agency  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received March 5, 2008)

This thesis describes the research study to develop the core management method and irradiation field characterization method of the experimental fast reactor Joyo. Improvements of the methods through comparison with measured data from the reactor core physics performance tests of Joyo and post irradiation examination (PIE) of tests conducted in the Joyo irradiation test facility complex are also described.

There are eight chapters.

Chapter 1 describes the objectives of this study, along with a brief history of the Joyo test reactor and an explanation of the role and importance of developing the sodium cooled fast breeder reactor (FBR) in Japan from the view point of providing the future energy source.

Chapter 2 explains the core management method of the Joyo Mark-II irradiation core, which had been modified from the first Mark-I breeder core. The core management method modifications of Joyo included changing the refueling scheme by employing an in-out fuel shuffling method and re-examination of the thermal design margin of the driver fuel by reducing the hot spot factor based on the evaluation of the Joyo Mark-II core and plant performance tests.

Chapter 3 describes the development of improved methods for evaluating the neutron and gamma flux distributions by including energy spectrum information in order to meet the requirements for their accuracy. These developments included modifying the analytical method and developing the new neutron dosimetry method of helium accumulation fluence monitor (HAFM). These improvements were validated by comparison with the measured reaction rates obtained by the conventional multiple foil activation method.

Chapters 4 and 5 describe the design of the upgrade of the Joyo core and cooling system, called the Mark-III project, in order to increase the neutron flux 1.3 times higher than the original design maximum of the Joyo Mark-II core. The modified Mark-III core and plant performance test evaluations that were used to validate the Mark-III core design and the increase in the reactor power to 1.4 times higher than the previous Mark-II core are described in detail. The improved core calculation method that had been developed through the JUPITER fast reactor core physics program was found to improve the calculation accuracy.

**Keywords:** Fast Breeder Reactor (FBR), Joyo, Core Management, Irradiation Field Characterization, Reactor Dosimetry, Post Irradiation Examination (PIE), Minor Actinide (MA), Long Life Fission Product (LLFP)

---

This report, based on the author's research works using facilities of Japan Atomic Energy Agency, was accepted as a doctoral dissertation by the Graduate School of Engineering at Osaka University on March 25, 2008.

Chapter 6 investigates a new application of the upgraded Mark-III core for transmuting the long lived fission products (LLFPs). This study showed that it is feasible to create a tailored neutron irradiation field by replacing the radial stainless steel reflector with neutron moderator made of either beryllium or zirconium hydride. This neutron spectrum tailoring by surrounding the target with moderator subassemblies is suitable for achieving a high transmutation ratio, especially for the case of  $^{99}\text{Tc}$ .

Chapter 7 describes the minor actinides (MAs) containing mixed oxide (MOX) fuel irradiation test in Joyo. MAs can be used as a fast reactor fuel. However, testing of MA containing MOX fuel is required because the irradiation behavior of MA such as neptunium and/or americium is not fully understood due to insufficient experimental data. The MA-MOX irradiation test in Joyo was conducted successfully. The test subassembly was loaded in the core center and the linear heat rates of the test fuel pins were evaluated using the Joyo core management method and the neutron field characterization, including corrections based on HAFM measurements that were developed in Joyo. The evaluated linear heat rates agreed well with the measured values based on the fission rates determined by the  $^{148}\text{Nd}$  method during PIE of the test fuel pins.

Chapter 8 summarizes and points out the future prospects.

## 目 次

第1章 序 論	1
1. 1 研究の背景	1
1. 2 「常陽」の沿革	1
1. 3 本研究の目的と構成	2
第1章の参考文献	3
第2章 「常陽」照射用炉心（MK-II）の炉心管理と改良	6
2. 1 はじめに	6
2. 2 MK-II炉心の仕様	6
2. 3 炉心管理上の制限値	7
2. 4 MK-II炉心の運転実績と炉心構成要素の使用実績	7
2. 5 炉心管理計算法	8
2. 6 炉心特性の測定と解析評価	9
2. 7 炉心管理法の改良	12
2. 8 第2章のまとめ	12
第2章の参考文献	13
第3章 MK-II炉心における照射場の特性評価	25
3. 1 はじめに	25
3. 2 測定による中性子照射場の特性評価	25
3. 3 バルク炉心管理計算	26
3. 4 中性子照射場の特性評価法の高度化	27
3. 5 P I Eデータによる評価精度の検証	30
3. 6 照射試料の $\gamma$ 線発熱評価精度の向上	31
3. 7 第3章のまとめ	31
第3章の参考文献	32
第4章 高中性子束炉心（MK-III）の炉心・プラント設計	46
4. 1 はじめに	46
4. 2 炉心の高中性子束化	46
4. 3 冷却系及び計測制御系の設計	49
4. 4 照射運転時間の増大	51
4. 5 照射利用計画	51
4. 6 第4章のまとめ	52
第4章の参考文献	52

第5章	MK-III炉心の性能試験	60
5.1	はじめに	60
5.2	MK-III性能試験の概要と主要工程	60
5.3	過剰反応度	69
5.4	制御棒反応度価値	96
5.5	等温温度係数	160
5.6	燃焼係数	185
5.7	第5章のまとめ	186
	第5章の参考文献	190
第6章	MK-III炉心を活用したLLFP核変換研究	193
6.1	はじめに	193
6.2	中性子スペクトル調整	193
6.3	中性子束分布及びLLFP核変換率の解析	194
6.4	中性子減速集合体の装荷に伴う炉心核熱特性への影響	195
6.5	第6章のまとめ	195
	第6章の参考文献	196
第7章	MA含有MOX燃料の照射試験	201
7.1	はじめに	201
7.2	MA含有MOX燃料の照射試験計画	201
7.3	短期照射試験の着眼点と試験条件の設定	201
7.4	短期照射試験の実施	202
7.5	短期照射試験の評価	202
7.6	第7章のまとめ	203
	第7章の参考文献	203
第8章	結 論	210
	謝 辞	212
付録A	使用済高速炉用MOX燃料の崩壊熱測定評価	214
付録B	「常陽」炉心管理コードシステムについて	228
付録C	論文リスト	263



## Contents

Chapter 1	Introduction	1
1.1	Background	1
1.2	History of Joyo	1
1.3	Purpose and contents of this thesis	2
	References for Chapter 1	3
Chapter 2	Core management and modifications of the Joyo Mark-II core	6
2.1	Preface	6
2.2	Mark-II core specifications	6
2.3	Core management and limiting values	7
2.4	Mark-II operation record and history of core subassemblies	7
2.5	Calculation methods for core management	8
2.6	Measurement and analysis of Mark-II core characteristics	9
2.7	Improvement of core management methods	12
2.8	Summary	12
	References for Chapter 2	13
Chapter 3	Characterization of Joyo Mark-II irradiation field	25
3.1	Preface	25
3.2	Characterization by measurement	25
3.3	Bulk core management calculation	26
3.4	Upgrade in the irradiation field characterization method	27
3.5	Verification of characterization accuracy by means of PIE data	30
3.6	Improvement of gamma heating calculation for irradiated sample	31
3.7	Summary	31
	References for Chapter 3	32
Chapter 4	Design of Joyo Mark-III core and plant	46
4.1	Preface	46
4.2	Core modification to increase the neutron flux	46
4.3	Modification of cooling system, instrumentation and control system	49
4.4	Improvement of irradiation time	51
4.5	Irradiation and utilization plan using the Mark-III core	51
4.6	Summary	52
	References for Chapter 4	52

Chapter 5	Joyo Mark-III core performance tests	60
5.1	Preface	60
5.2	Outline and schedule of Mark-III core performance tests	60
5.3	Excess reactivity	69
5.4	Control rod reactivity worth	96
5.5	Isothermal temperature coefficient	160
5.6	Burn-up coefficient	185
5.7	Summary	186
	References for Chapter 5	190
Chapter 6	Study of LLFP transmutation using the Joyo Mark-III core	193
6.1	Preface	193
6.2	Neutron spectrum tailoring using moderators	193
6.3	Calculation of neutron flux distribution and LLFP transmutation ratio	194
6.4	Influence of moderator on the safety of core subassemblies	195
6.5	Summary	195
	References for Chapter 6	196
Chapter 7	MA containing MOX fuel irradiation test using the Joyo Mark-III core	201
7.1	Preface	201
7.2	Irradiation test plan of MA containing MOX fuel	201
7.3	Purpose and condition of short term irradiation test	201
7.4	Description of short term irradiation test	202
7.5	Post irradiation test analysis	202
7.6	Summary	203
	References for Chapter 7	203
Chapter 8	Conclusions	210
	Acknowledgements	212
Appendix A	Decay heat evaluation of Joyo Mark-II spent MOX fuel	214
Appendix B	Joyo core management code system	228
Appendix C	List of papers	263

## 第1章 序論

### 1. 1 研究の背景

高速増殖炉(Fast Breeder Reactor : 以下、FBRまたは高速炉と称す)は、高速の中性子を核分裂に用いることにより、炉内で消費した以上の核燃料の増殖を可能とするものである。昨今の石油価格の高騰や地球温暖化防止のためのCO<sub>2</sub>排出量抑制の観点から、原子力発電が見直されつつある。しかしながら、<sup>235</sup>Uのような核分裂性ウランを主に用いるこれまでのような利用方法を続けた場合、ウラン資源の潜在的埋蔵量は、石炭は言うに及ばず、枯渇の危機が叫ばれている石油と比べても決して大きいわけではない。したがって、<sup>238</sup>Uのような親物質も燃料として活用できるFBRに対して、原子力発電炉の本命としての期待がますます膨らんできている。また、使用済燃料を再処理し、プルトニウムばかりでなく、その他のマイナーアクチニド(Minor Actinide : 以下、MAと称す)を回収して利用するFBRサイクルが実現すれば、高レベル放射性廃棄物発生量を減らすなど地球環境への負担を軽減できる可能性も大きく期待されている<sup>[1-1]-[1-6]</sup>。

原子炉を臨界に導いて熱を取り出すだけにとどまらず、さらに消費した以上の燃料を生産する目的で考えられたのが増殖炉である。原子力の開発利用を始めた当初からウラン資源の有限性と偏在性が懸念され、核分裂性の<sup>235</sup>Uを用いるだけでは、早晚資源枯渇のおそれがあることから、その対策が必要と考えられていた。このため、天然ウラン中に大量に含まれる<sup>238</sup>Uを<sup>239</sup>Puに変えて燃料として活用する方法が検討された。核分裂の際に放出される2~3個の中性子のうち1個は連鎖反応を維持するため次の核分裂反応に使われるので、さらに1個強の中性子を<sup>238</sup>Uに吸収させて<sup>239</sup>Puに転換させることができれば増殖が可能となる。

この場合、熱中性子よりも高速中性子による核分裂の方が放出される中性子数が多いこと及び高速中性子による<sup>238</sup>U自身の核分裂も期待できることなどから、増殖を成立させるためには、熱中性子よりも高速中性子を直接用いる方が有利となる。主な核分裂性核種に対する中性子再生率 $\eta$ は、図1.1.1に示すように高速中性子に対して大きな値を示し、特に<sup>239</sup>Puは $\eta$ が3に近く、増殖に最も適している。

表1.1.1に高速炉と軽水炉の比較を示すが、高速炉では主に核分裂に寄与する中性子のエネルギーや燃料が軽水炉と異なる。さらに、高速炉では減速材は不要であり、できるだけ中性子を減速させないため、水素を含む軽水より重い原子核を持ち、伝熱特性にも優れる液体金属が冷却材として選択された。中でもナトリウムは低密度で流動特性にも優れており、ナトリウム冷却型の高速炉が世界各国で開発されてきている<sup>[1-1], [1-5], [1-6]</sup>。

原子炉の中で消費される核分裂性物質の量に対して燃料中の親物質から生成される核分裂性物質の量の比(転換比)は、原子炉の燃料や炉心構成要素の材料、配置等を適切に選定することにより変えることができ、炉心設計によって増殖ではなく、プルトニウムを積極的に燃焼(消費)することも可能であり、必要に応じて増殖炉としてもプルトニウム燃焼炉としても機能できることが高速炉の特長といえる。また、原子炉の中ではウランやプルトニウムから生成するMAが一定の割合で生成され、これらは熱中性子が支配的な軽水炉の炉心では燃焼しにくい、高速中性子が支配的な高速炉の炉心ではMAもよく燃焼するので、プルトニウムとともにリサイクルして燃料に用いることにより、放射性廃棄物処分の負担を軽減することができる。

このように、資源の有効利用と環境負荷低減の観点で有望なナトリウム冷却型高速炉の実現を目指すため、実機高速炉プラントの運転を通じて炉心の核熱特性を把握し、その安全性を実証するとともに、炉心設計法の改良を図ることが必要不可欠である。

### 1. 2 「常陽」の沿革<sup>[1-7]-[1-13]</sup>

#### 1. 2. 1 はじめに

我が国初のナトリウム冷却型高速炉である「常陽」は、旧動力炉・核燃料開発事業団(現、日本原子力研究開発機構)により茨城県大洗町の大洗工学センター(現、大洗研究開発センター)の夏海湖畔に建設され、江戸時代に常陸の国を中国風に常陽と呼んだことに因んで「常陽」と名付けら

れた。

「常陽」は、高速炉開発の第一段階にあたる実験炉であり、その設置目的は次の二つである。第一は、自主技術によってナトリウム冷却型高速炉を設計・建設・運転し、それから得られる技術的経験を次の開発ステップである原型炉以降に活かすこと、第二はFBRの実用化に必要な燃料及び材料の照射試験を行うための照射炉として使用することである。

### 1. 2. 2 「常陽」のプラント概要

「常陽」のプラント設備は、原子炉建家、原子炉付属建家、主冷却機建家で構成され、原子炉建家の原子炉格納容器の地上より下の部分に原子炉容器が設置されている。原子炉付属建家の3階には「常陽」を遠隔操作する中央制御室がある。炉心で発生する熱は、2機の主中間熱交換器（Intermediate Heat Exchanger：以下、主IHXと称す）を介して1次冷却系ナトリウムから2次冷却系ナトリウムに伝えられる。「常陽」は発電を目的としていないため、3次冷却系に相当する水蒸気系及び発電設備を有しておらず、2次冷却系に伝えられた熱は、全て主冷却機建家に設置された4台の主冷却機（Dump Heat Exchanger：以下、DHXと称す）により直接大気に放散している。

### 1. 2. 3 「常陽」の設計と建設

1964年、当時の日本原子力研究所（現、日本原子力研究開発機構）において、高速実験炉の設計が開始された。日本原子力研究所では、予備設計（1964年）、第一次概念設計（1965年～1966年）、第二次概念設計（1966年）が行われ、その成果は1967年10月に発足した動力炉・核燃料開発事業団に引き継がれた。引き続き、第三次概念設計（1967年～1968年）、調整設計（1968年）が行われた後、仏国原子力庁による設計及び安全評価、いわゆるフランスチェックを受けた後、1970年2月に国の原子炉設置許可を得て建設が始められた。

1970年3月に動力炉・核燃料開発事業団の大洗工学センターが開所され、この年に「常陽」の建設用地の掘削が完了した。「常陽」の建設工事は順調に進み、1973年8月には、一番の大型機器である原子炉容器が据え付けられた。

### 1. 2. 4 初臨界、運転そして高度化

図1.2.1は、1975年当時のナトリウム充填前の「常陽」の原子炉容器内の様子で、中央上部に斜めに見えるのは炉心上部機構であり、その下には構成途中のMK-I（以下、「Mark」を「MK」と称す）炉心が見える。この後、1次冷却系にナトリウムが充填され、炉心領域に装荷されたステンレス鋼製のダミー集合体を順次炉心燃料集合体に置き換えて初臨界を達成した。この時の「常陽」の原子炉起動にはBeの $(\gamma, n)$ 反応で生成する中性子が利用され、そのガンマ線源には日本原子力研究所の材料試験炉JMTRで照射したアンチモンが用いられた。そして、設計開始から13年後の1977年4月24日に、MK-I炉心で我が国初のナトリウム冷却型高速炉の初臨界を達成した。

引き続き、1982年11月にMK-II炉心の初臨界を達成した。以来、18年間にわたってMK-II炉心での運転を順調に続け、燃料・材料の照射試験を中心とする高速炉の技術開発を進めてきた。

MK-II炉心までに蓄積した技術的知見を基に、「常陽」高度化計画、通称MK-III計画が2000年から2003年にかけて遂行された。この計画の目的は、「常陽」の照射性能を向上させて高速炉開発を加速することであり、約3年かけて炉心を高性能にするとともに、冷却能力を向上させた。具体的には、炉心を拡大し、2領域化して炉心の高速中性子束を高める一方、その結果として100MWtから140MWtへの出力増加に対応して、主IHX及びDHXの全数を新規に製作した高性能のものに交換した。そして、MK-I炉心と同様に総合機能試験、性能試験、出力上昇試験の各ステップを経て、2003年10月28日、MK-III炉心の定格熱出力140MWtを達成した（図1.2.2参照）。

## 1. 3 本研究の目的と構成

### 1. 3. 1 本研究の目的

世界の高速炉の研究開発の現状は、フランス、ロシア、インド、日本で実験炉あるいは原型炉が

運転されている。将来の高速炉開発に対しては、経済性の達成や安全性の追及など、各種の性能の高度化が要求されることは論を待たない。そのためには、現在運転されている高速炉のデータを基に、炉心の安全性と炉物理的な特徴を実機高速炉プラントの運転実績により示すとともに、実測データに基づいて設計を改良し、合理的な設計手法を確立することが不可欠である。

我が国では、「常陽」が建設・運転されており、燃料及び材料の照射試験や革新的原子炉システムの実機高速炉プラントでの実証を行うことが「常陽」の役割であるが、それに応えるためには、炉心の核熱特性及び燃料の燃焼特性を把握して、安全に炉心・燃料を管理できる手法を確立することと、「常陽」で実施されている各種の照射試験を高精度で実現できるよう、炉心部のみならず、原子炉容器外周部までの範囲における照射場の特性を正確に把握する手法を開発し、炉心での測定と照射後試験（Post Irradiation Examination：以下、P I Eと称す）データからその妥当性を示すことが必要である。

これらにより、「常陽」の炉心・燃料管理（両者を合わせて炉心管理と称す）及び照射場の特性評価法を高度化することを本研究の目的とする。

### 1. 3. 2 本論文の構成

第1章では、原子力エネルギーの中でのFBRの果たすべき役割と「常陽」の沿革、及び本研究の目的を述べる。

第2章では、高速炉用燃料・材料の開発のため、増殖炉心から照射用炉心に組み替えられた「常陽」MK-II炉心の炉心管理法について述べ、MK-II炉心の核熱特性及び炉心構成要素のP I E結果を反映した炉心管理法の改良について述べる。

第3章では、炉心管理に基づく解析手法や新型ドシメトリー法によるMK-II炉心の照射場特性評価法の高度化について述べ、参照解となる実測データとの比較によりその妥当性を検証する。

第4章及び第5章では、炉心の高中性子束化、照射運転時間の増大及び照射技術の高度化により「常陽」の照射性能をMK-II炉心の4倍に向上させるMK-III計画について紹介し、改造したMK-III炉心が設計どおりの性能を有することを示すとともに、炉心設計及び最新の炉物理解析手法の適用性を明らかにする。

第6章では、高中性子束化を達成した「常陽」MK-III炉心の活用として、長寿命核分裂生成物(Long Life Fission Product：以下、L L F Pと称す)の核変換に関するフィージビリティを検討する。

第7章では、FBRサイクルの実用化及びMAリサイクル技術の確立に向けた燃料設計基準の整備と設計手法の高度化を図るため、我が国で初めて「常陽」及びP I E施設を用いて実施したMAを含有する混合酸化物(Mixed Oxide：以下、MOXと称す)燃料の一連の照射試験について述べ、試験条件で重要となる試験用燃料要素の線出力密度の評価結果により炉心管理とドシメトリー手法の精度を検証する。

第8章では、本論文のまとめと結論を示すとともに、将来への展望を述べる。

## 第1章の参考文献

- [1-1] 柳澤 務、田辺裕美、“連載講座「高速炉の変遷と現状」-第1回 高速炉の誕生-”、*日本原子力学会誌*, Vol. 49, No. 7, pp. 499-504, 日本原子力学会 (2007).
- [1-2] 日本原子力学会編、“原子力がひらく世紀”(1998).
- [1-3] 内閣府原子力委員会、原子力白書(平成18年度版)(2007).
- [1-4] M. Marshall, “Nuclear Power Technology -Vol. 1: Reactor Technology,” Clarendon Press (1983).
- [1-5] Jacques Leclercq, “THE NUCLEAR AGE,” Le Chene (1986).
- [1-6] 堀 雅夫監修、“基礎高速炉工学”、日刊工業新聞社(1993).
- [1-7] 伊藤和元、鈴木惣十、“連載講座「高速炉の変遷と現状」-第6回 日本の高速炉開発の歴史

- (I)-”、*日本原子力学会誌*, Vol. 50, No. 1, pp. 44-49, 日本原子力学会 (2008).
- [1-8] 大洗工学センター実験炉部、“「常陽」による高速炉技術開発の成果と将来展望”、PNC TN9410 92-081, 動力炉・核燃料開発事業団 (1992).
- [1-9] 青山卓史、鈴木寿章、高津戸裕司、大和田敏雄、大山信美他、“特集「常陽」20周年”、*動燃技報*, No. 104, 動力炉・核燃料開発事業団 (1997).
- [1-10] 山下芳興他、“「常陽」運転20年”、*エネルギーレビュー*, 平成11年10月号, pp. 4-7, 日刊工業新聞社 (1999).
- [1-11] 大洗工学センター実験炉部、“特集 高速実験炉「常陽」の高度化計画(MK-III計画)と今後の展望”、JNC TN1340 2003-005, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [1-12] “「常陽」MK-III 14万キロワット達成記念報告会 -「常陽」から「もんじゅ」へ-”、JNC TN9200 2003-003, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [1-13] 能澤正雄、“原研OB回顧録 高速実験炉の開発初期の頃”、*原子力機構・原研OB会報*, 第51号, 日本原子力研究開発機構 (2007).

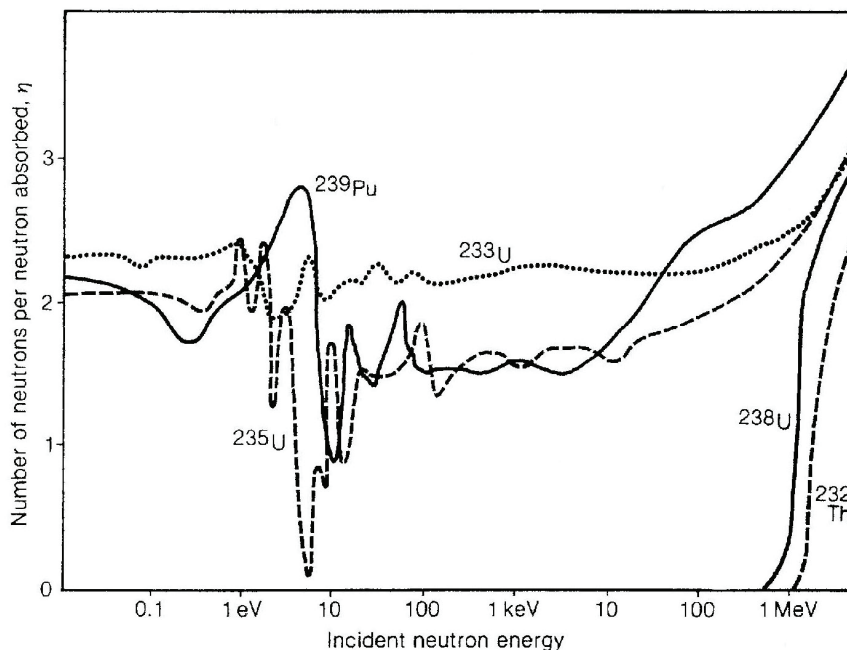


図 1.1.1 中性子再生率  $\eta$  の中性子エネルギー依存性

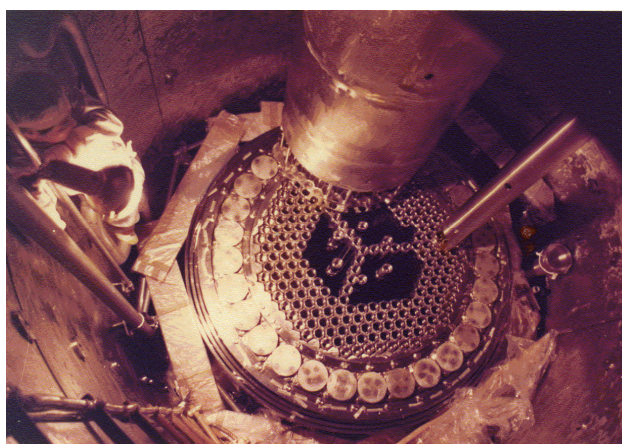


図 1.2.1 ナトリウム充填前の「常陽」の原子炉容器内の様子

昭和52年4月 **MK-I 初臨界**・・・ プルトニウムの増殖を確認するための炉心。(増殖炉心)  
 ~ 昭和56年12月  
 昭和57年11月 **MK-II 初臨界**・・・ 燃料、材料を研究開発するための炉心。(照射用炉心)  
 ~ 平成9年9月  
 平成9年12月 ~ 平成12年5月 ・・・ 炉心サイズを徐々に拡大して、MK-IIIへ移行。  
 平成15年7月 **MK-III 初臨界**・・・ 高性能化し、高速増殖炉実用化に向けた研究開発の促進を図ることを目的とした炉心。(高性能照射用炉心)

積算運転時間	約 7万1千 時間	積算熱出力	約 62億4千万 kWh
炉心燃料集合体 照射実績	MK-I 燃料集合体 116体	照射試験用 集合体 照射実績	照射燃料集合体 27体
	MK-II 燃料集合体 342体		材料照射用反射体 68体
	MK-III 燃料集合体 130体		温度制御型材料照射装置 2体
			自己作動型炉停止機構 実験装置 1体

(平成19年12月10日現在)

図 1.2.2 「常陽」のマイルストーン

表 1.1.1 高速炉と軽水炉の比較

項目	高速炉	軽水炉
主に核分裂に寄与する中性子	高速中性子	熱中性子
燃料	プルトニウムと劣化ウランの混合燃料	3~5%濃縮ウラン
減速材	なし	軽水
代表的な冷却材	ナトリウム	軽水
転換比	1.0~1.2	約0.6

## 第2章 「常陽」照射用炉心（MK-II）の炉心管理と改良

### 2.1 はじめに

「常陽」は、高速炉用燃料・材料の開発のため、1982年11月に照射用炉心（MK-II炉心）に組み替えられ、2000年6月までにMK-II性能試験を含めて36サイクルの定格熱出力運転と各種の特殊サイクル運転を行い、照射試験やプラント試験を効率的かつ高精度で実施してきた。また、これらの成果により、炉心核熱特性の予測精度向上や設計裕度の見直しを行うなど、炉心管理の改良を図った<sup>[2-1]-[2-9]</sup>。

本章では、「常陽」MK-II炉心の炉心管理法とその実績を述べる。

### 2.2 MK-II炉心の仕様

「常陽」MK-II炉心は、炉心燃料集合体、径方向反射体、制御棒、中性子源、各種の照射試験用集合体（照射試料は、燃料・材料）の炉心構成要素で構成され、炉心の高さは55cm、等価直径は約73cm、体積は約235リットルの反射体付き小型炉心で、最高熱出力は100MWtであり、「常陽」の初期設計における最大熱出力であった。

MK-II炉心には、原子炉運転用の炉心燃料集合体を最大67体装荷することができる。照射燃料集合体は3種類あり、照射試験の目的に応じて使い分けられている。照射燃料集合体内の燃料の占める体積比率は、それぞれの構造の違いにより、最も少ないもので炉心燃料集合体の約30%、最も大きいもので約90%である。照射燃料集合体の炉心への装荷体数は、最大9体である。

上述のように、炉心は反射体付きの小型炉心であり、燃料領域からの中性子漏えいが大きく、燃焼に伴う反応度欠損が大きい。さらに、核分裂性物質の装填量が炉心燃料集合体より少なく、炉心の反応度を低下させる照射試験用集合体が炉心に装荷される。そこで、運転に必要な過剰反応度を確保するため、炉心燃料には高濃縮ウラン(U)とプルトニウム(Pu)の酸化物を混合したMOXを用いている。炉心燃料のPu富化度(Pu/(U+Pu))は約30wt%であり、<sup>235</sup>U濃縮度の違いによりJ1燃料集合体（濃縮度約12wt%）とJ2燃料集合体（同約18wt%）の2種類がある。

MK-II炉心の初期は、J1燃料集合体の1種類だけであったが、多数の照射試験用集合体を中性子束の高い燃料領域で照射できるよう、核分裂性物質の装填量が多いJ2燃料集合体を導入することとした。J2燃料集合体は、1987年のMK-II第13サイクルより順次炉心へ装荷した。なお、J1燃料集合体及びJ2燃料集合体は、いずれも燃料領域のどの位置にも装荷することが可能である。

反射体は、燃料領域から漏えいする中性子を散乱反射し、炉心内の中性子束分布の平坦化と透過中性子量を減ずる遮へい体としての役割を有しており、燃料領域の外側とその上部・下部に配置している。反射体の材質は、いずれもステンレス鋼である。

制御棒は6体装荷され、炉心の反応度制御と原子炉停止の両方の機能を有しており、通常運転時には全ての制御棒をほぼ均等に炉心に挿入している。制御材としては、炭化ホウ素(B<sub>4</sub>C、<sup>10</sup>B濃縮度約90wt%)の焼結ペレットを用いている。当初は、6体を全て炉心第3列に対称に配置した炉心（以下、対称炉心と称す）で運転を行ってきたが、1991年にそのうちの1体を炉心第5列に移設し、以後、制御棒を非対称に配置した炉心（以下、非対称炉心と称す）で、2000年6月のMK-II終了時まで運転を行った。中性子源は、アンチモン-ベリリウム(Sb-Be)型であり、MK-IIでは炉心第6列に1体装荷している。

MK-II炉心の主要目を表2.2.1に、炉心構成例を図2.2.1に示す。標準的なサイクル運転は、初期の炉心（J1燃料集合体みの炉心。以下、J1炉心と称す）は45日運転と20日停止、J2燃料集合体導入後の炉心（以下、J2炉心と称す）は70日運転と20日停止である。

炉心構成要素は、炉心支持板によって位置決めされ、炉心の流量領域ごとに炉心支持板に設置された連結管と炉心構成要素のエントランスノズルの冷却材流入孔（オリフィス孔）の大きさと組み合わせにより冷却材の流量配分を行っている。冷却系統は、1次冷却系及び2次冷却系ともに、それぞれ2ループずつ有し、1ループあたりの流量は、約1,100t/hである。なお、原子炉の入口温度は370℃、出口温度は500℃である。



## 2. 3 炉心管理上の制限値

「常陽」の運転計画は、炉心安全の観点から、以下に示す項目や各種の制限を考慮して策定している。MK-II炉心の炉心管理に係る許認可上の制限値を表 2.3.1 に示す。

### (1) 過剰反応度

過剰反応度の制限値は、100°C体系で  $5.5\% \Delta k/kk'$  以下である。このうち、燃焼補償及び運転余裕を含む定格熱出力時の最大過剰反応度は、約  $3.5\% \Delta k/kk'$  である。なお、過剰反応度は、炉心が 250°C等温状態の時に測定を行い、これを等温温度係数（炉心の単位温度変化あたりの反応度変化を表す反応度係数）を用いて 100°Cの体系に外挿している。

### (2) 制御棒反応度価値

制御棒 6 体全挿入時の反応度価値は、 $9.0\% \Delta k/kk'$  以上、ワンロード・スタック時の反応度停止余裕は  $1.7\% \Delta k/kk'$  以上である。なお、制御棒の引抜きによる反応度付加率の最大値は、非対称炉心で  $0.021\% \Delta k/kk' /s$  以下である。

### (3) 燃料交換計画

運転に必要な燃料は、炉心の領域ごとにバッチ数の異なる可変バッチ分散方式で交換し、1 サイクル運転あたりの燃料交換体数は、平均 10 体、最大 12 体である。使用済燃料は、崩壊熱を低下させるため、炉内貯蔵ラックで 1 サイクル運転の間冷却した後、炉外へ取り出す。

### (4) 最高燃焼度

炉心燃料集合体の最高燃焼度は、各燃料要素（以下、燃料ピンと称す）の軸方向平均燃焼度の最大値に対して規定しており、J1 炉心が 50GWd/t、J2 炉心が 75GWd/t である。

### (5) 最大線出力密度

炉心燃料集合体の定格熱出力時の最大線出力密度は 400W/cm、運転時の異常な過渡変化を考慮した 108%過出力時は 430W/cm である。

### (6) 熱設計基準値及び熱的制限値

炉心燃料集合体の熱設計基準値及び熱的制限値は、以下のとおりである。

(a) 熱設計基準値	燃料最高温度	: 2,650°C
	被覆管肉厚中心最高温度	: 810°C
	冷却材最高温度	: 910°C
(b) 熱的制限値	燃料最高温度	: 2,500°C
	被覆管肉厚中心最高温度	: 650°C

### (7) その他

#### (a) 制御棒

<sup>10</sup>Bの燃焼に伴う制御棒の核的寿命は、集合体平均で 10at% である。

#### (b) 径方向反射体

P I E 結果に基づき、径方向反射体の健全性を評価して、その交換時期を決定している。

## 2. 4 MK-II炉心の運転実績と炉心構成要素の使用実績<sup>[2-10]-[2-17]</sup>

### 2. 4. 1 運転実績

「常陽」MK-II炉心は、1982年11月の初臨界達成後、1983年3月に 100MWt 出力を達成し、同年8月に 100MWt 定格熱出力での運転を開始した。2000年6月までに定格熱出力運転を 35 サイ

クル実施した他、各種の試験を行うための特殊サイクル運転を行っており、MK-II炉心での運転終了時において積算運転時間は約6万時間、積算出力は約50億kWhに達している。MK-II炉心までの運転履歴を図2.4.1に示す。

## 2. 4. 2 炉心構成要素の使用実績

### (1) 燃料集合体

J1燃料集合体191体、J2燃料集合体151体の計342体を使用し、照射済みの燃料ピンの総数は約43,000本を超えている。炉心燃料集合体の最高燃焼度は、要素軸方向平均で約67GWd/t、ペレット最大で約85GWd/tに達している。照射燃料集合体については、要素軸方向平均で約118GWd/t、ペレット最大で約142GWd/tを達成している。これまでに燃料破損は1本も生じていない。炉心燃料及び照射試験用燃料の燃焼度のヒストグラムを図2.4.2に示す。

### (2) 制御棒

制御棒は、MK-II炉心で47体使用している。PIE等に基づき段階的に改良を進めるとともに、制御要素の照射挙動や中性子吸収材の照射データを蓄積し、その評価結果に基づいて約300EFPD(実効定格熱出力運転日数: Effective Full Power Day)の使用期間で交換している。最高燃焼度は要素軸方向平均で約2.5at%、ペレット最大で約7.8at%である。

### (3) 径方向反射体

PIEでその健全性を確認するとともに、ラップ管のスウェリング量や集合体の湾曲量を測定し、その結果に基づいて構造や材料の見直しを行い、長寿命化を図っている。中性子照射量の最も高い内側反射体の使用期間は、約540EFPD ( $6 \times 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup>, E>0.1MeV)である。

## 2. 5 炉心管理計算法

「常陽」は炉心の中性子スペクトルが硬く、燃料領域では核分裂性物質が燃焼により消費される割合に比べて親物質の転換が少ない(内部転換比が小さい)特徴を有する。「常陽」の運転において、炉心及び制御棒の反応度バランスや負のフィードバック反応度特性を確認し、燃料ピンの温度や燃焼度等の使用条件を適切に管理するために行う炉心管理計算では、上記の特徴を踏まえて、炉心内の局所的な中性子の振る舞いよりもむしろ過剰反応度や炉心の出力分布及び燃焼度分布といった炉心全体の核特性の把握に重点を置いた計算法を採用している。

「常陽」MK-II炉心の炉心管理コードシステムMAGIは、サイクル運転ごとの炉心構成や運転履歴を模擬して核熱流力カップリング計算を行う総合炉心特性評価システムであり、燃料交換計画の策定と炉心核熱特性の予測、中性子照射量、各部温度等の照射条件評価に用いている<sup>[2-1]-[2-17]</sup>。MAGIによる核特性解析では、炉心の水平方向については8.15cmピッチで配列されている各集合体を六角格子(集合体あたり1メッシュ)に、軸方向については55cmの燃料領域とその上下のステンレス鋼製反射体を含む140cmの計算範囲を20メッシュにそれぞれ分割した3次元六角格子(Hex-Z)で炉心体系をモデル化し、中性子7群(10MeV~10<sup>-5</sup>eV)、 $\gamma$ 線3群(14MeV~20keV)の拡散計算を実施している(図2.5.1参照)。

核計算では、使用する炉定数セットが計算精度に大きく影響するため、信頼性と精度の面から実機高速炉心への適用性を確認しつつ適宜更新してきた。当初は、Abagyan型の中性子25群(10.5MeV~0.215eV)、 $\gamma$ 線15群のJAERI Fast Set Ver.2(JFS-2)<sup>[2-18]</sup>を用い、その後JENDL-2(Japanese Evaluated Nuclear Data Library Ver.2)<sup>[2-19], [2-20]</sup>ベースのJFS-3-J2セット<sup>[2-21]</sup>に一度更新した<sup>[2-22]</sup>後、現在はJENDL-3.2(Japanese Evaluated Nuclear Data Library Ver.3.2)<sup>[2-23]</sup>をベースとした炉定数セットJFS-3-J3.2R<sup>[2-24], [2-25]</sup>の70群の断面積を別途詳細計算した領域依存の70群スペクトルで7群に縮約したものを使用している。

一方、 $\gamma$ 線の生成断面積及び核反応断面積については、3.6で記述する遅発核分裂 $\gamma$ 線生成データを追加した修正New-POPOP4<sup>[2-26]</sup>を用いて、RADHEAT-V3<sup>[2-27]</sup>コードで計算したものをを用いている。

熱流計算では、炉心全体の冷却材流量配分計算を行い、各集合体の冷却材流量を求め、これと各集合体の出力を用いて集合体出口温度を計算し、炉心燃料集合体の被覆管最高温度（肉厚中心）及び燃料最高温度を計算する。

各サイクルの運転前には、それまでの運転実績に基づき当該サイクル炉心の核熱流力特性や照射条件を MAGI により予測し、その結果から前述の運転制限値を満足し、炉心の安全性が確保されることを確認する。そして、サイクル運転終了後には、そのサイクルの運転実績に基づく詳細な核熱流力計算を行い、集合体ごとの詳細な照射履歴を記録・保存する。その結果は、次のサイクル運転時の予測計算に使用される。

MAGI の計算結果は、MK-II 運転開始時に実施した出力分布測定試験、各サイクルの運転特性試験、炉心構成要素の P I E 結果に基づいて適宜補正している。過剰反応度、制御棒反応度値及び集合体出口温度は、後述するようにサイクル運転ごとに測定しており、その結果から、それぞれ  $\pm 0.1\% \Delta k/kk'$ 、 $\pm 5\%$ （相対値）、 $\pm 10^\circ\text{C}$  で予測可能である。

炉心燃料の燃焼率については、図 2.5.2 に示すように、P I E 結果と計算値の比較を行い、燃料集合体の炉心装荷位置及び燃焼度によらず、 $\pm 5\%$ （相対値）で一致することを確認した。MK-II 炉心は、同時に炉心に装荷できる照射試験用集合体数に制限があり、炉心全体での不均一性が少ないため、MAGI により十分な精度で炉心管理が可能である。

## 2. 6 炉心特性の測定と解析評価

サイクル運転ごとに、当該炉心の核熱流力特性及びプラント動特性を把握・確認するため、各種の運転特性試験を実施している。

### 2. 6. 1 核特性

#### (1) 過剰反応度

炉心の過剰反応度は、各サイクルの運転初期（BOC）と運転末期（EOC）に測定する。過剰反応度は、 $250^\circ\text{C}$  のゼロ出力臨界状態における制御棒位置から、当該サイクル炉心で実測される制御棒校正曲線を用いて算出される。

MK-II の各サイクル炉心の BOC における  $250^\circ\text{C}$  体系での過剰反応度の測定値と MAGI 計算値との差を図 2.6.1 に示す。MAGI 計算値に、直前に運転したサイクル炉心の計算値と実測値の差（E-C）を補正することにより、 $\pm 0.1\% \Delta k/kk'$  以内の誤差で予測できた。過剰反応度の測定値と計算値の差は、照射試験用集合体の装荷体数や装荷パターン等の炉心構成の違いに対する依存性があり、これが次のサイクル炉心の予測に影響しているため、図 2.6.1 に示すような傾向がある。

#### (2) 制御棒反応度値

制御棒反応度値は、各サイクル BOC の低出力臨界状態において、差換法により測定する。「常陽」で用いている差換法は、原子炉を停止することなく、6 体の制御棒を交互に差換え（引抜き及び挿入）ながら、制御棒位置の変化とその時の反応度の変化量を逆動特性法によりオンライン計算機で処理する手法として開発したものである。これにより、多数の制御棒の反応度値を効率的に測定することができる。当初、炉心第 3 列に対称に配置していた制御棒のうちの 1 体を MK-III 計画の一環として燃料領域の最外周である炉心第 5 列に移設した後は、炉心第 3 列と第 5 列の制御棒反応度値のバランスから、炉心第 3 列にある対称配置の 4 体のみを同時に差換えて測定することとし、炉心第 5 列とその回転対称位置にある炉心第 3 列の制御棒の計 2 体は単独での引抜きにより校正する。

制御棒反応度値は、図 2.6.2 に示すように、炉心第 3 列で約  $2\% \Delta k/kk'$ 、炉心第 5 列ではその  $1/3$  の約  $0.7\% \Delta k/kk'$  である。6 体の制御棒反応度値の合計は、表 2.6.1 に示すように対称炉心で約  $12\% \Delta k/kk'$ 、非対称炉心で約  $10\% \Delta k/kk'$  である。制御棒反応度値は、サイクル運転ごとにその炉心構成で、制御棒の燃焼や炉心の中性子束分布を考慮して、CITATION コード<sup>[2-28]</sup>による 3 次元 Hex-Z 拡散計算により求めており、計算値と測定値はよく一致している（表 2.6.1 参照）。

制御棒は、炉内での使用終了時に約 3%程度  $^{10}\text{B}$  が燃焼しているが、 $^{10}\text{B}$  の燃焼に伴う制御棒反応

度価値の変化は小さい。また、制御棒周辺に装荷されている燃料や照射試験用集合体の装荷による変化は少ないが、サイクルごとに核計算により予測し、制御棒校正試験で確認している。

制御棒校正試験は、測定対象以外の制御棒の影響を受けた状態で行われている。「常陽」では、この効果を測定対象の制御棒が1体挿入された時の制御棒反応度価値に対する校正試験時の制御棒挿入パターンにおける当該制御棒の反応度価値の比として算出し、この比を補正に用いている。制御棒反応度価値の測定精度は、誤差要因の定量的評価により、約±8%（相対値）と見積もられているが、このうちの半分が上記の制御棒干渉効果の補正に起因している。制御棒干渉効果の補正法については、第5章のMK-III性能試験において詳細に述べる。

なお、第23サイクル運転終了後に、炉心第3列の制御棒1体を炉心第5列に移設したが、移設しなかった制御棒はその影響をほとんど受けておらず、制御棒反応度価値は移設前と同じ計算精度で予測できた（表2.6.1参照）。また、反応度係数等の他の炉心核特性に顕著な変化はなく、制御棒移設による炉心管理上の問題は生じなかった。

### (3) 等温温度係数

等温温度係数は、各サイクルBOCの温態待機状態（250℃）から核加熱による370℃への系統昇温時に測定する。測定結果を図2.6.3に示す。MK-II炉心における等温温度係数は、全サイクルを通じて約 $-4.0 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk' / ^\circ C$ で一定であるが、第32サイクル以降のMK-III移行炉心では、燃料領域の拡大に伴って等温温度係数の絶対値が10%程度小さくなった。

### (4) 出力係数

出力係数は、各サイクルBOCの出力上昇時とEOCの出力降下時に測定する。第26サイクル炉心を例に出力係数の測定結果を図2.6.4に示すが、EOCの出力係数の絶対値はBOCより小さい。BOCの出力係数（微分値）の原子炉熱出力依存性の原因は、燃料ペレット間ギャップやクラックの発生による燃料スタック長さの増大などの新燃料の照射初期の挙動が考えられる。

各サイクル炉心で測定した0~100MWt間の平均出力係数を炉心平均燃焼度で整理したものが図2.6.5であり、炉心平均燃焼度の上昇とともに、出力係数の絶対値が小さくなる傾向にある。これは、出力係数においては、燃料ペレットの軸方向の熱膨脹が反応度変化の支配的要因であり、燃焼に伴う燃料の組織変化により熱膨脹が小さくなることが原因の一つに挙げられる。なお、J1炉心とJ2炉心の出力係数には有意な差はみられず、装荷する燃料の違いによる影響は認められない。

### (5) 燃焼係数

燃焼に伴う反応度補償のため、「常陽」では1日3回制御棒の引抜き操作を行っており、これと計算により求めた炉心平均燃焼度から燃焼係数を算出している。燃焼係数の測定結果を図2.6.6に示すが、約 $(-1.7 \sim -2.0) \times 10^{-4} \% \Delta k/kk' / MWd/t$ であり、MAGIの計算値ともよく一致する。これは、MK-II炉心が小型炉心で中性子スペクトルが硬く、かつ、内部転換比が0.3以下と小さいため、燃焼係数の支配因子である $^{235}\text{U}$ と $^{239}\text{Pu}$ の原子数密度の減少を精度良く計算できるためである。

### (6) 実効遅発中性子割合

J1燃料集合体から $^{235}\text{U}$ 濃縮度の高いJ2燃料集合体への置換に伴う炉心の $^{235}\text{U}$ 装荷量の増加により、 $^{235}\text{U}$ のマクロ核分裂率が相対的に増加し、 $^{239}\text{Pu}$ のマクロ核分裂率は下がる。この結果、実効遅発中性子割合（ $\beta_{\text{eff}}$ ）が増加していく。MAGIによる $\beta_{\text{eff}}$ の $^{235}\text{U}$ インベントリ依存性を図2.6.7に示す。J1燃料集合体のみで構成された第12サイクル炉心（ $^{235}\text{U}$ インベントリ：約61kg）の $\beta_{\text{eff}}$ は0.40%であった。第13サイクル炉心からJ2燃料集合体への置換を開始し、第19サイクル炉心以降（ $^{235}\text{U}$ インベントリ：80kg以上）は、燃料交換に伴う変化は小さく、約0.43%で飽和している。なお、 $\beta_{\text{eff}}$ はTomlinsonの評価値<sup>[2-29]</sup>により算出しているが、Tuttleの評価値<sup>[2-30]</sup>との差は相対値で1%程度であり、評価値の違いによる反応度測定への影響は無視できることを確認したが、炉心管理コードシステムの高度化でTuttleの評価値に変更した。詳細については、付録Bで述べる。

## (7) 崩壊熱

使用済燃料の崩壊熱の評価精度を向上させるため、崩壊熱をそのまま計測できる測定装置を開発し、集合体単位での崩壊熱測定を行い、燃焼計算と比較することにより、炉心管理計算法を検証し、崩壊熱に寄与する核種生成・崩壊に係る計算法の積分検証を行った。その詳細を付録Aに述べる。

## 2. 6. 2 熱流力特性

### (1) 炉心冷却

各集合体の出口温度分布の均一化を図るため、「常陽」では出力分布に応じて炉心全体を5つの流量領域に分けて1次冷却材であるナトリウムを流している。燃料領域は高圧プレナムから、また径方向反射体領域と制御棒は低圧プレナムから1次冷却材を各集合体のエントランスノズルに流入させる。燃料領域では、炉心下部支持板に設けられた連結管のオリフィス孔径とその数は、流量領域ごとに異なり、これと集合体エントランスノズルのオリフィス孔との組合せにより、冷却材流量が調節される。「常陽」では、1次冷却材流量は原子炉熱出力に関係なく一定(約2,200t/h)にしており、原子炉の入口温度は370℃、出口温度は定格熱出力の100MWt時で約500℃である。

MK-II炉心の冷却材流量配分は、小型電磁流量計を用いて炉内流量測定装置により3回測定されている。1994年の第3回測定(第29サイクル炉心)では、前回の測定から約10年経過していたため、この間の燃料交換による炉心構成の変化と炉心構造物の経時変化による影響に着目して評価した<sup>[2-31]</sup>。MK-II炉心の冷却材流量分布の測定値と計算値の比較を表2.6.2に示す。第3回の炉心内冷却材流量分布の測定結果では、燃料集合体の流量計算値は約4%以内で測定値と一致したが、実測流量の方がやや高めであった。その後、後述するMK-III改造後の性能試験炉心においても同様の測定を行い、炉心内の冷却材流量配分が適切に行われていることを確認した。

この他、1次冷却系の流力特性に関しては、サイクル運転開始前に炉心構成の変更に伴う圧力損失の変化を測定し、1次冷却系の圧力損失が主循環ポンプの運転許容範囲内であること、炉心構成要素に流路閉塞がないことなどを確認して、炉心の除熱性能の信頼性を確保している。

### (2) 集合体出口冷却材温度

燃料集合体の冷却材温度は、集合体頂部の約55mm上に設置したクロメル・アルメル(CA)熱電対を用いた集合体出口温度計装によりオンラインで監視されている。

表2.6.3に、第29サイクルの定格熱出力運転時における燃料集合体出口温度の実測値とMAGIによる計算値との比較を示す。燃料集合体の炉心装荷列ごとの測定値の平均と計算値は約4℃以内で一致するが、前述の流量測定結果に反して、実測温度の方が高めの傾向を示した。この原因の一つとして、集合体から出た冷却材が、熱電対位置ではまだ十分に混合されていないことが考えられたため、特設の熱電対により燃料集合体出口部の水平方向の冷却材温度分布を測定した結果、出口温度を監視している熱電対では集合体出口の平均温度より高めに測定されていることを確認した。

「常陽」の炉心管理では、まずこれらの経験を反映させたMAGIを用いて集合体出口の冷却材温度の予測解析を行っている。そして、その結果を直前のサイクルでの実測値と予測値の差で補正することにより、集合体出口温度の警報設定値に対して±10℃の予測精度が得られている。

### (3) 熱出力校正

高出力運転時の原子炉熱出力は、安全容器内の黒鉛遮へい体の外側に設置された3チャンネルの線形出力系核計装によりモニタされる。中性子検出器は、γ線補償型電離箱を用いている。線形出力系核計装は、1次冷却材の原子炉出入口温度差、流量及び比熱で決まるエンタルピーにポンプ入熱や配管・機器からの放熱等(これらの合計は全体の約0.3%)を考慮して求めた熱出力でサイクル運転開始時に校正される。中性子検出器の内側に位置する黒鉛遮へい体の温度が、原子炉熱出力に応じた時間遅れで変化し、それに伴って炉心からの中性子透過特性が変化するため、中性子検出器応答の変化を補正するシステムを開発した。これにより、黒鉛温度が飽和していないサイクル運転初期に熱出力校正を行っても、基準となる熱出力に対して±1%以上の誤差を生じないようにした。

## 2. 7 炉心管理法の改良<sup>[2-1], [2-6]</sup>

上述のように、MK-II 炉心では運転特性試験や炉心構成要素の P I E 結果に基づき、炉心核熱特性の予測精度の向上や設計裕度の見直しなど、炉心管理法を改良してきた。その例を以下に示す。

### 2. 7. 1 J2 炉心への移行と燃料交換方式の改良

サイクル運転日数を 45 日から 70 日に延長して原子炉運転時間を増加し、稼働率を向上させるため、炉心燃料の要素最高燃焼度を 50 GWd/t から 75 GWd/t に上げるとともに、<sup>235</sup>U 濃縮度を従来の J1 燃料集合体より約 6wt% 高めて約 18wt% にした J2 燃料集合体を設計・製作した。J2 燃料集合体は、第 13 サイクルから順次炉心に装荷し、第 21 サイクルまでに炉心全体の約 90% をこれに置換した。

J2 燃料集合体の導入においては、燃料の P I E や炉心の性能試験結果を評価して得られた炉心燃料の線出力密度の運転制限値に対する裕度を有効に活用して、燃料交換方式の最適化を図り、運転に必要な炉心の過剰反応度を最大限に確保することとした。従来、新燃料を炉心内に一様に装荷することとしていたのに対して、新しい燃料交換方式では、燃料交換体数を増やすことなく過剰反応度を増加させるよう最適な新燃料の装荷領域を設定した。燃料交換方式の改良の概念を図 2. 7. 1 に示すが、新燃料は炉心中心近傍のみに装荷し、取出燃料の燃焼度の間まで使用した炉心燃料を順次炉心の外側領域に配置換え（シャフリング）して、使用済燃料は最終的に外側領域から取り出すようにした。その結果、炉心の過剰反応度は図 2. 7. 2 に示すように、従来の燃料交換方式に比べて約 0. 6%  $\Delta k/kk'$ （100MWt 定格熱出力で約 25 日運転に相当する）増加することがわかった。本手法を適用するにあたっては、事前に炉心の核熱計算を行い、炉心燃料の最大線出力密度、被覆管肉厚中心の最高温度が制限値を下回ることを確認した（図 2. 7. 3～図 2. 7. 4 参照）。これは、後述する工学的安全係数の見直しにより、設計余裕を合理化したことで実現できたものである。

このシャフリング方式を採用した結果、J2 燃料集合体を炉心に装荷して 3 サイクル目の第 15 サイクルで 70 日運転を達成でき、原子炉運転時間が増加するとともに、炉心に装荷される照射燃料集合体の体数も増加した（図 2. 7. 5 及び表 2. 7. 1 参照）。シャフリング方式の導入後、129 体の MK-II 炉心燃料集合体を装荷した。燃料ピンの最大線出力密度は 387W/cm、被覆管肉厚中心の最高温度（ホットスポット）は 650 °C で、いずれも炉心管理に係る制限値以内であり、燃料破損等の不具合は発生しておらず、装荷された燃料が健全に使用されたことを P I E により確認し、本燃料交換方式の妥当性が示された<sup>[2-1]</sup>。

### 2. 7. 2 工学的安全係数の再評価<sup>[2-32]</sup>

燃料設計における工学的安全係数を実測値ベースで最適化して燃料の熱的裕度を評価することにより、炉心・燃料の性能を最大限に発揮させることが可能となる。

MK-II 炉心の性能試験により、炉心核熱特性を明確にするとともに、設計計算の妥当性を評価し、設計段階で設定された工学的安全係数を再評価した。対象とした工学的安全係数は、出力分布、原子炉熱出力及び流量分布の 3 項目である。MK-II 性能試験結果に一致するように計算値にバイアスファクタを乗じる、あるいは、計算に用いる圧力損失係数の再評価を行うことによりノミナル値を求め、それらの測定上の誤差を評価して工学的安全係数を設定した。

再評価した工学的安全係数を表 2. 7. 2 に示すが、結果として燃料被覆管に対する全工学的安全係数は、設計の約 1. 19 から約 1. 14 になり、約 5% 削減できた。また、ホットスポット温度は、冷却材、被覆管肉厚中心部、燃料中心部に対してそれぞれ 15°C（6%）、16°C（6%）、38°C（2%）低下した<sup>[2-32]</sup>。これにより、炉心の熱的裕度が増加し、炉心管理の運用幅を拡大させるとともに、照射試験炉としての炉心性能を向上させることができた。

## 2. 8 第 2 章のまとめ

MK-II 炉心での運転特性試験及び炉心構成要素の P I E の結果を基に、炉心核熱特性の予測精度の向上や設計裕度の見直しなどを行い、炉心管理法の改良を図ってきた。

炉心管理コードシステム MAGI により、MK-II 炉心の過剰反応度は $\pm 0.1\% \Delta k/kk'$ 、燃焼度は $\pm 5\%$ （相対値）、集合体出口温度は $\pm 10^\circ\text{C}$ で予測可能とした。そして、これらの運用実績や P I E 結果を踏まえ、炉心燃料集合体の仕様変更と高燃焼度化による原子炉運転時間の増加（稼働率向上）及び燃料交換方式の改良や制御棒の移設による照射試験の効率化を可能とした。燃料破損が 1 本も生じていないことは、燃料製造の品質管理と炉心管理の信頼性の高さを実証するものである。

## 第 2 章の参考文献

- [2-1] T. Aoyama et al., “Core Management Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of International Conference on Fast Reactor Core and Structural Behavior*, London, UK, pp. 299-306, BNES (1990).
- [2-2] F. Asakura et al., “The Experience of Experimental Fast Reactor JOYO Operation and Maintenance,” *Proceedings of International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles (FR' 91)*, Kyoto, Japan, pp. 2.7-1 - 10 (1991).
- [2-3] T. Aoyama et al., “The Operational Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the Third Asian Symposium on Research Reactor (ASRR-3)*, Hitachi, Japan, pp. 75-82 (1991).
- [2-4] A. Yoshida et al., “Calculational and Experimental Experience on Core Management of Experimental Fast Reactor “JOYO”,” *Proceedings of the Third Asian Symposium on Research Reactor (ASRR-3)*, Hitachi, Japan, pp. 221-228 (1991).
- [2-5] A. Yoshida, Y. Arii, T. Aoyama, S. Suzuki, “Core and Fuel Management Experience of “JOYO” and Its Upgrading Program,” *Proceedings of PHYSOR96*, Mito, Japan, pp. I-28 - 37 (1996).
- [2-6] 有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II 炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).
- [2-7] S. Maeda, T. Sekine, T. Aoyama, “Fast Reactor Core Management in Japan: Twenty Years of Evolution at JOYO,” *Proceedings of 5<sup>th</sup> International Conference on Research Reactor Fuel Management (RRFM2000)*, Archen, Germany, pp. 56-60 (2000).
- [2-8] T. Aoyama et al., “Operational Experience and Upgrading Program of the Experimental Fast Reactor JOYO,” 高速炉の運転経験に関する IAEA 専門家会合資料, IAEA (2002).
- [2-9] 青山卓史、鈴木寿章、高津戸裕司、大和田敏雄、大山信美他、“特集「常陽」20 周年”、*動燃技報*, No. 104, 動力炉・核燃料開発事業団 (1997).
- [2-10] 田淵士郎、青山卓史他、“「常陽」MK-II 炉心特性データベース”、TN9410 99-003, 核燃料サイクル開発機構 (1998).
- [2-11] 田淵士郎、青山卓史他、“「常陽」MK-II 炉心特性データベースの作成”、*サイクル機構技報*, No. 3, pp. 9-14, 核燃料サイクル開発機構 (1999).
- [2-12] S. Tabuchi, T. Aoyama, “Development of JOYO MK-II Core Characteristics Database,” *Proceedings of the 1999 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 2000-005, pp. 149-153, 日本原子力研究所 (2000).
- [2-13] 大川内 靖他、“「常陽」MK-II 炉心特性データベース -JENDL-3.2 への改訂-”、JNC TN9410 2001-019, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [2-14] Y. Ohkawachi et al., “JOYO MK-II Core Characteristics Database -Upgrade to JENDL-3.2-,” *Proceedings of the 2002 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 2003-006, pp. 294-299, 日本原子力研究所 (2003).
- [2-15] Y. Ohkawachi et al., “JOYO MK-II Core Characteristics Database,” 核燃料サイクル開発機構 (2003).

- [2-16] T. Aoyama et al., “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).
- [2-17] 関根 隆、前田茂貴、大川内 靖、青山卓史、“「常陽」MK-II炉心特性データベースの改訂”、*サイクル機構技報*, No. 23, pp. 23-30, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [2-18] H. Takano et al., “JAERI Fast Reactor Group Constants Set, Version II,” JAERI 1255, 日本原子力研究所 (1978).
- [2-19] T. Nakagawa, “Summary of JENDL-2 General Purpose File,” JAERI-M 84-103, 日本原子力研究所 (1984).
- [2-20] Japanese Nuclear Data Committee, “Graphs of Evaluated Neutron Cross Sections in JENDL-2,” JAERI-M 84-052, 日本原子力研究所 (1984).
- [2-21] 高野秀樹他、“高速炉用群定数セット JFS-3-J2 の改訂版”、JAERI-M 89-141, 日本原子力研究所 (1989).
- [2-22] 青山卓史、長沖吉弘、有井祥夫、私信 (1990).
- [2-23] T. Nakagawa et al., “Japanese evaluated nuclear data library version 3 revision-2: JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32, No. 12, pp. 1259 (1995).
- [2-24] 千葉 豪他、“JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成”、JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [2-25] 千葉 豪他、“高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2 の改訂”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [2-26] 長沖吉弘他、私信 (1995).
- [2-27] K. Koyama, et al., “RADHEAT-V3, A Code System for Generating Coupled Neutron and Gamma-Ray Groups Constants and Analyzing Radiation Transport,” JAERI-M 7155, 日本原子力研究所 (1977).
- [2-28] T. B. Fowler et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).
- [2-29] L. Tomlinson, “DELAYED NEUTRONS FROM FISSION,” AERE-R6993 (1972).
- [2-30] R. J. Tuttle, “Review of delayed neutron yields in nuclear fission,” *Proceedings of Consultants’ Meeting on Delayed Neutron Properties*, Vienna, Austria, INDC-NDS-107/G Special, pp. 29, IAEA (1979).
- [2-31] 鈴木俊宏、磯崎和則他、私信 (1995).
- [2-32] 池上哲雄他、私信 (1985) .



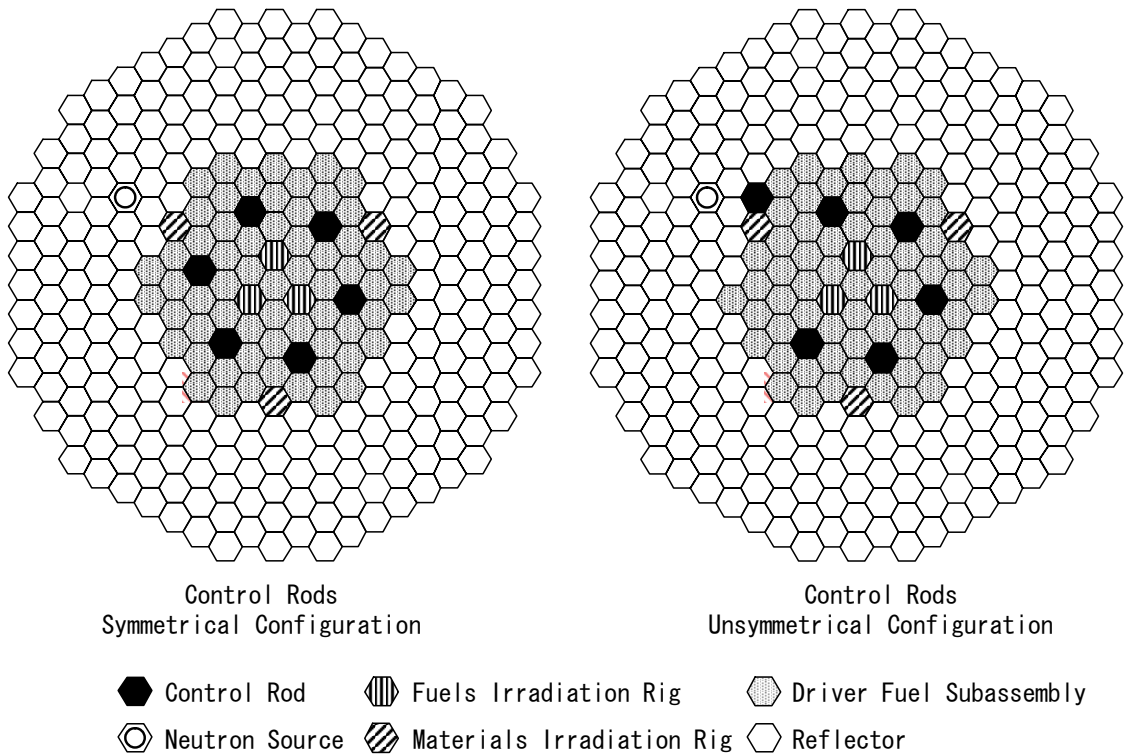


図 2.2.1 MK-II 標準炉心の構成

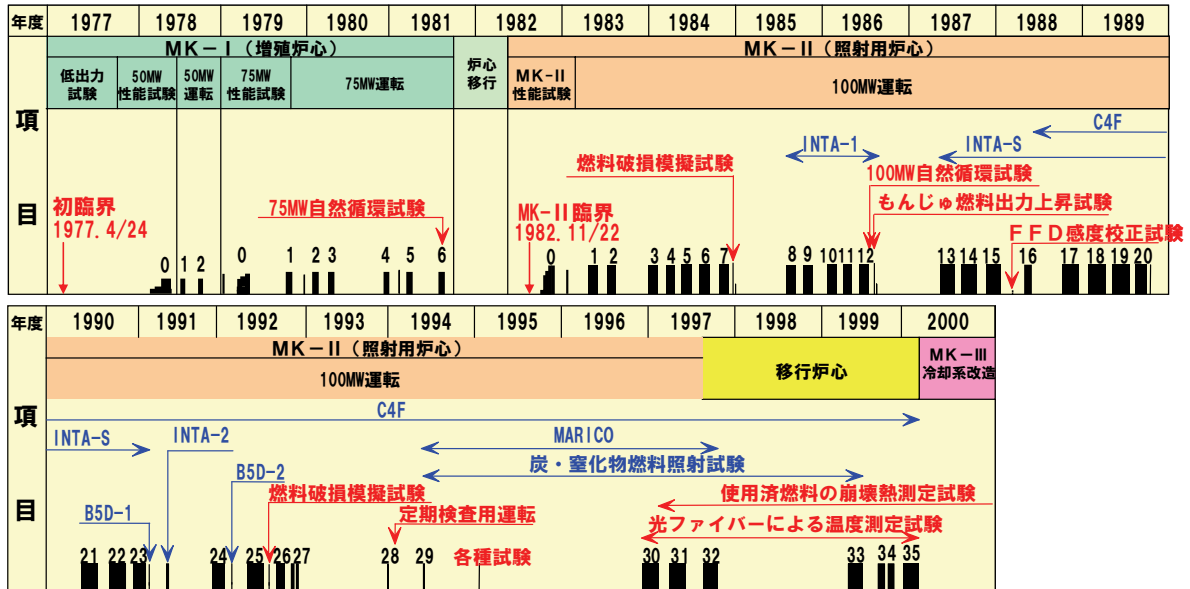


図 2.4.1 MK-I 及びMK-II 炉心の運転履歴

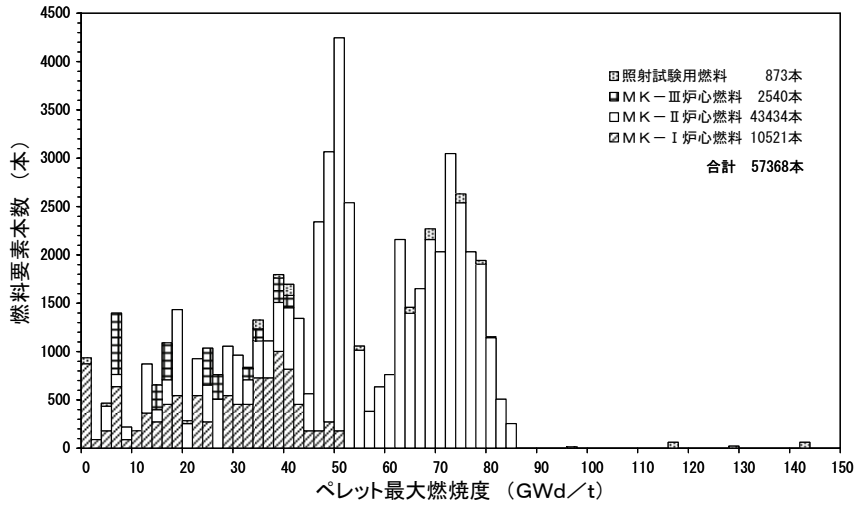


図 2.4.2 MK-II 炉心燃料及び照射試験用燃料の燃焼度分布

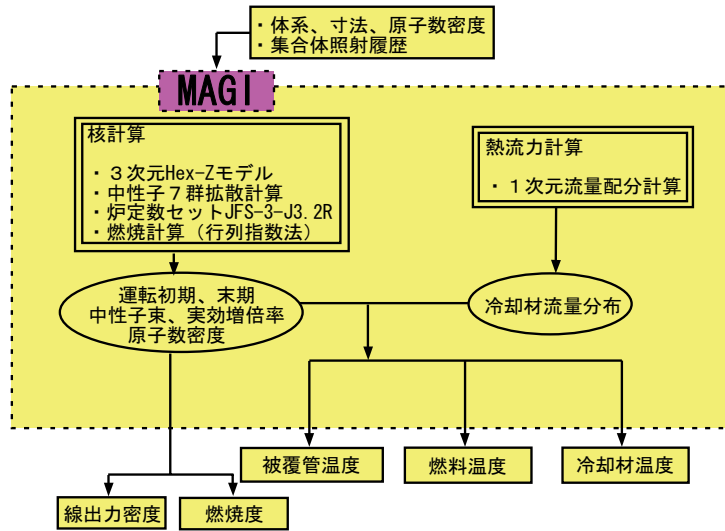


図 2.5.1 MK-II 炉心管理コードシステム MAGI の概要

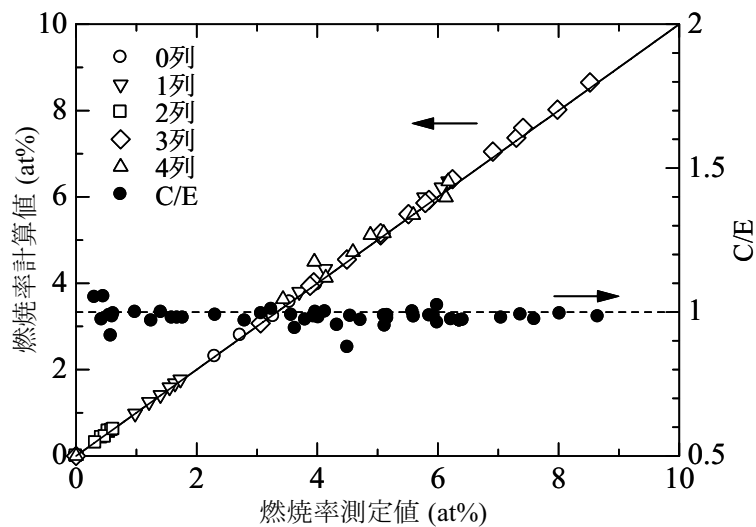


図 2.5.2 MK-II 炉心燃料の燃焼率の測定値と計算値

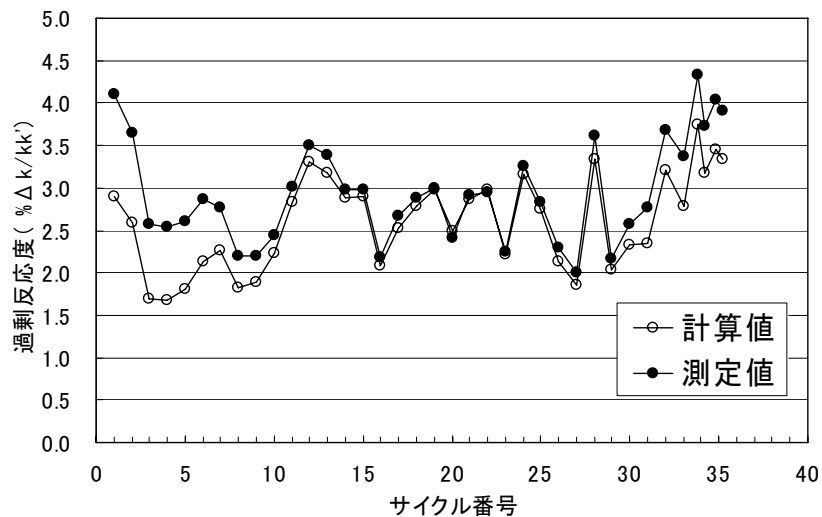


図 2.6.1 MK-II サイクル BOC の過剰反応度 (250°C 体系) の測定値と計算値

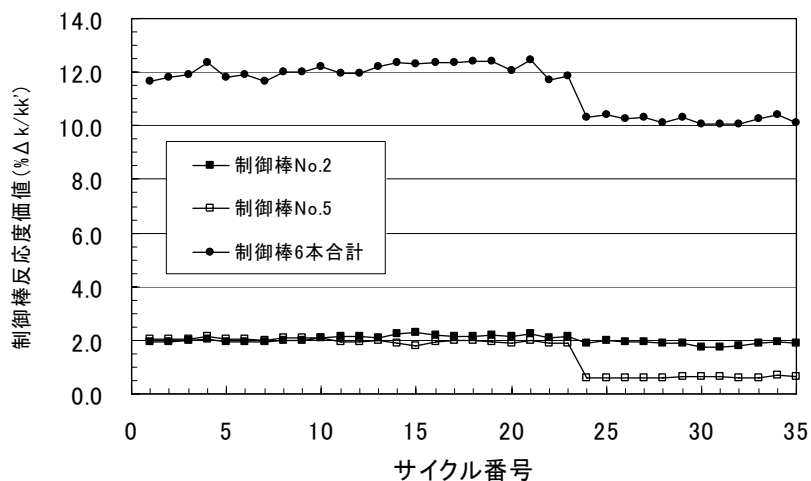


図 2.6.2 制御棒反応度値の測定値

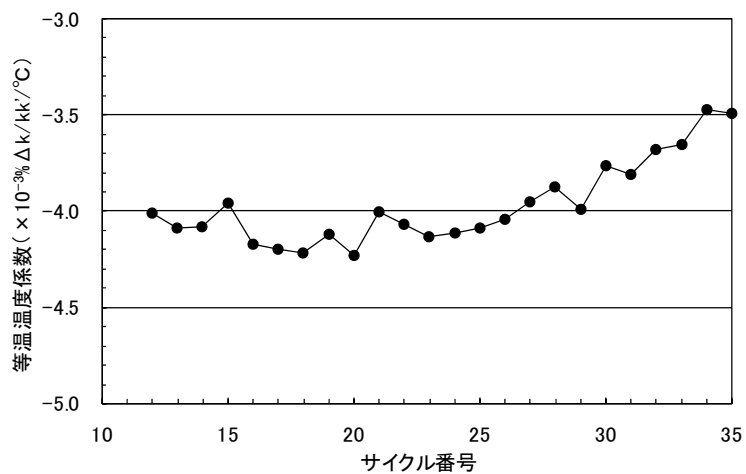


図 2.6.3 等温温度係数の測定値

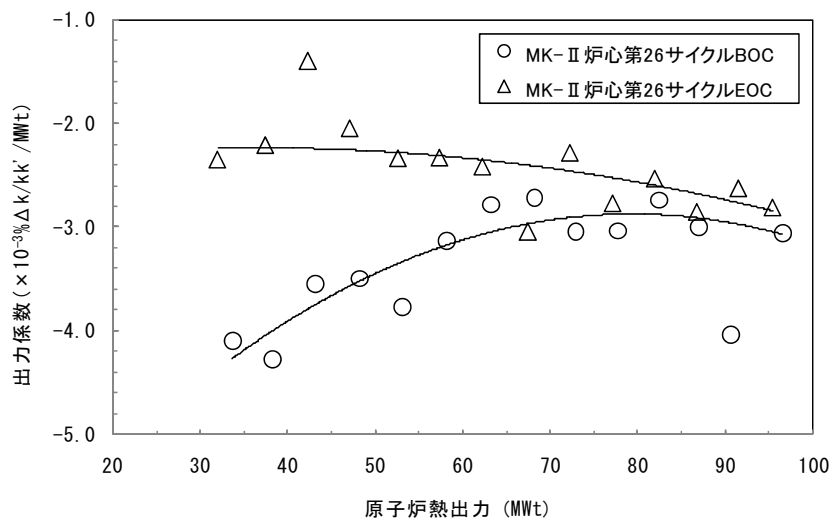


図 2.6.4 出力係数測定値の原子炉熱出力依存性

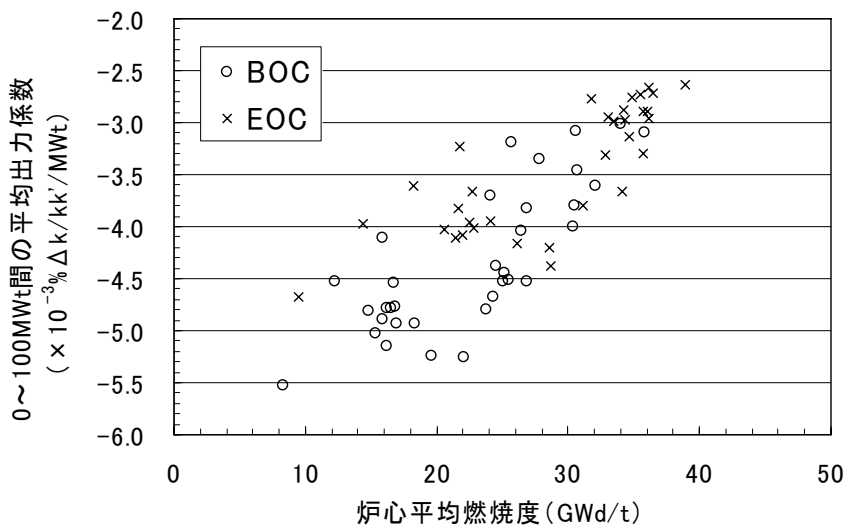


図 2.6.5 出力係数測定値の炉心平均燃焼度依存性

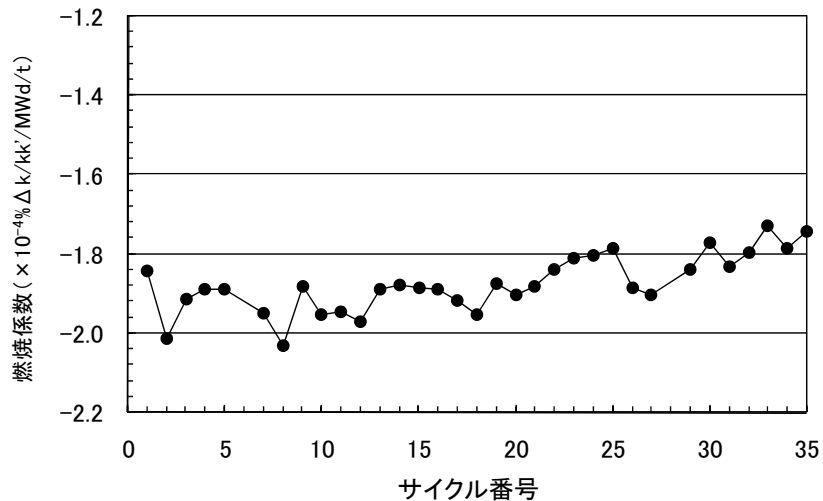


図 2.6.6 燃焼係数の測定値

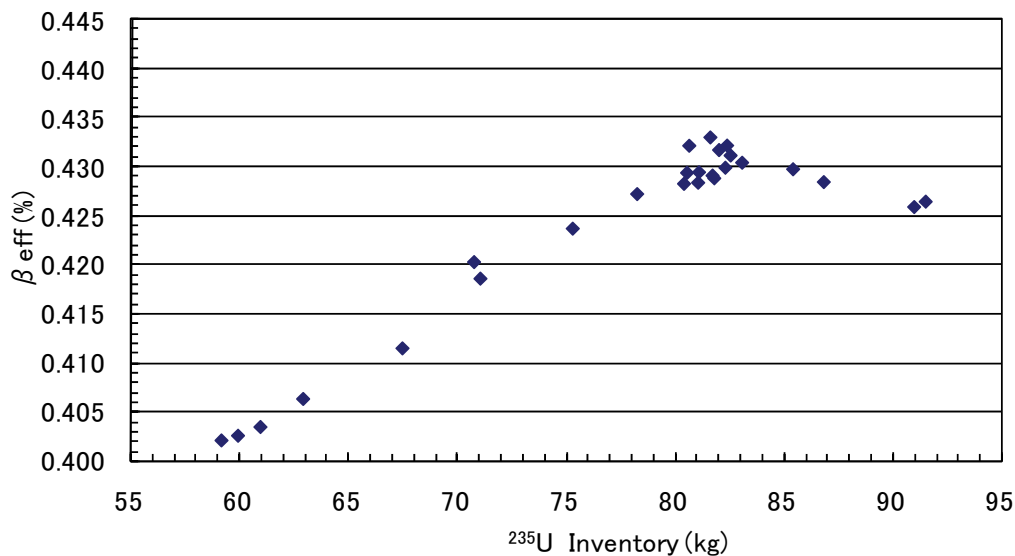


図 2.6.7 <sup>235</sup>U インベントリーと実効遅発中性子割合

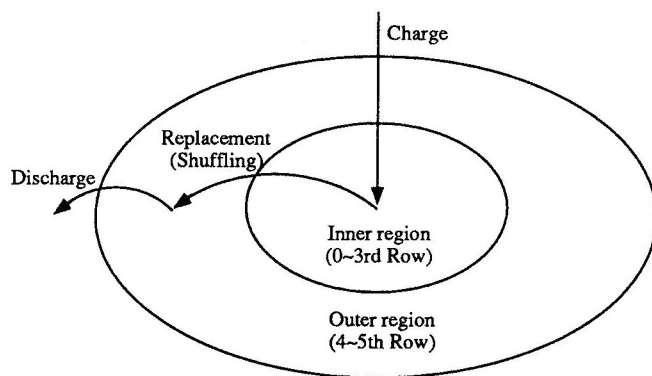


図 2.7.1 シャフリングによる燃料交換方式

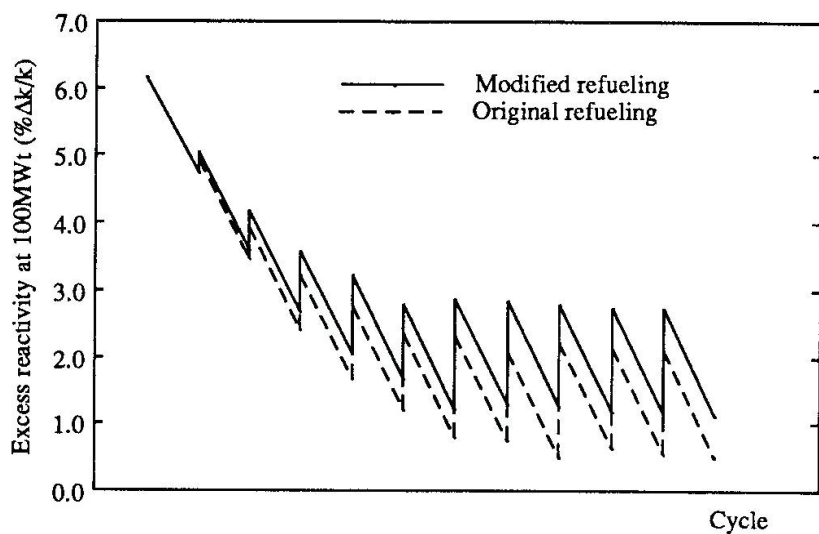


図 2.7.2 シャフリング方式導入前後の炉心核熱特性の比較 (過剰反応度)

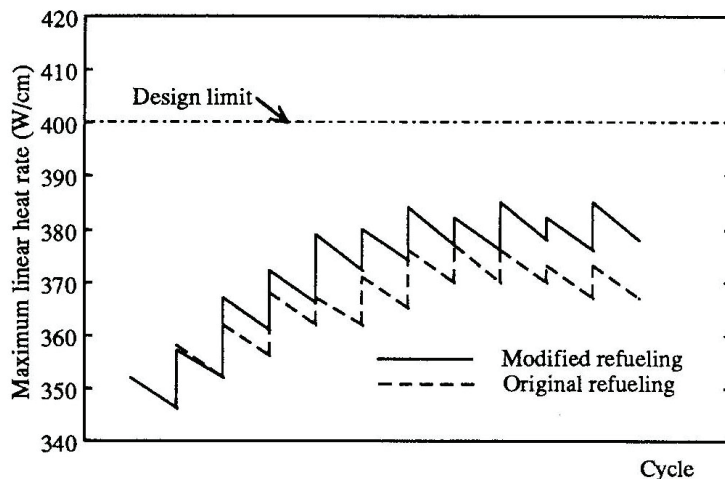


図 2.7.3 シャフリング方式導入前後の炉心核熱特性の比較（最大線出力密度）

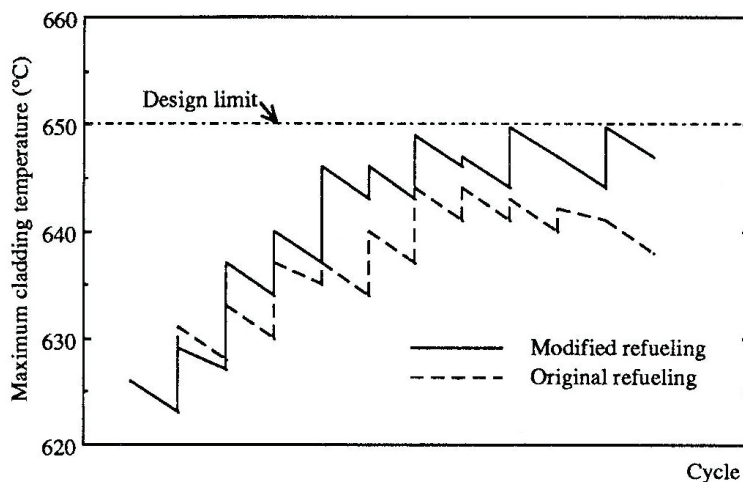


図 2.7.4 シャフリング方式導入前後の炉心核熱特性の比較（被覆管肉厚中心最高温度）

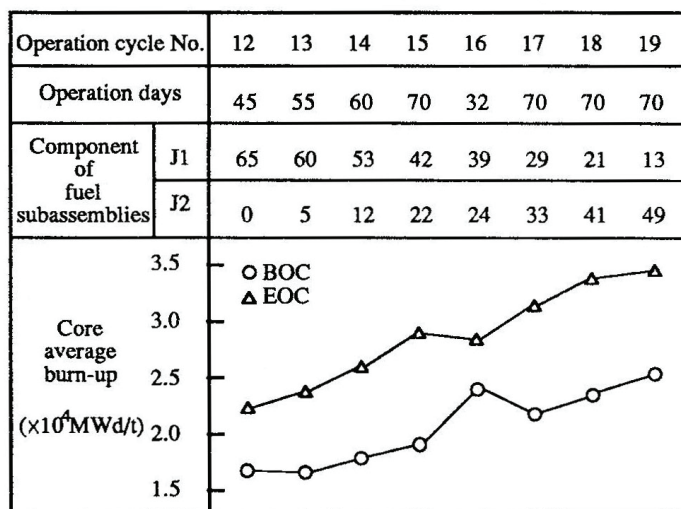


図 2.7.5 運転日数の延長と炉心平均燃焼度の推移

表 2. 2. 1 MK-II 炉心の主要目

Reactor output	(J 1 core/J 2 core)	100 MWt
Primary coolant flow rate		~2,200 t/h
Reactor inlet temperature		370 °C
Reactor outlet temperature		500 °C
Core height		55 cm
Core volume		~235 l
Maximum number of driver fuel subassemblies		67
Duct pitch		81.5 mm
Duct flat-to-flat		78.5 mm
Duct thickness		1.9 mm
Fuel pin diameter		5.5 mm
Cladding thickness		0.35 mm
Fuel pellet diameter		~4.6 mm
Number of fuel pins		127
Pu content		~30/≤30 wt%
Pu fissile content		NA/~20 wt%
<sup>235</sup> U enrichment		~12/~18 wt%
Reflector		
Zone	(row)	Inner 5~6 Outer(A) 6~8 Outer(B) 9~10
Materials		Stainless steel
Control rod		
Number and location		6 in the 3rd row / 5 in the 3rd row, 1 in the 5th row
Absorber pin type		Vented, He-bonding
Materials		B <sub>4</sub> C
Maximum number of irradiation rigs		9
Operation cycle	Operation	45/70d
	Outage	15d
Neutron flux	(×10 <sup>15</sup> n/cm <sup>2</sup> ·s)	
Total		5.1/4.9
Fast (E>0.1MeV)		3.8/3.6
Maximum linear heat rate of driver fuel		400 W/cm

表 2. 3. 1 MK-II 炉心管理に係る制限値

Reactor parameters	Limitation
Maximum excess reactivity (100°C)	≤5.5% Δk/kk'
Control rod worth (total)	≥9.0% Δk/kk'
Reactor shutdown margin under one rod stuck condition	≥1.7% Δk/kk'
Maximum pin average burn-up	J1 Core : 50GWd/t J2 Core : 75GWd/t
Maximum temperature at over power condition	
Fuel	2,650°C
Cladding	810°C
Coolant	910°C
Maximum temperature at rated power condition	
Fuel	2,500°C
Cladding	650°C

表 2.6.1 制御棒移設前後の制御棒反応度値の比較

制御棒配置	運転サイクル	計算値 (% Δ k/k')	測定値 (% Δ k/k')	C/E	過剰反応度 (% Δ k/k')
対称	1	12.09	11.66	1.04	4.10
	2	12.12	11.83	1.02	3.65
	3	12.24	11.93	1.03	2.58
	4	12.21	12.38	0.99	2.55
	5	12.16	11.83	1.03	2.60
	6	12.07	11.91	1.01	2.87
	7	12.03	11.67	1.03	2.77
	8	12.09	12.01	1.01	2.20
	9	12.05	12.03	1.00	2.19
	10	11.98	12.19	0.98	2.45
	11	11.79	11.96	0.99	3.02
	12	11.67	11.96	0.98	3.50
	13	11.65	12.20	0.96	3.39
	14	11.82	12.37	0.96	2.99
	15	11.79	12.30	0.96	2.98
	16	11.94	12.37	0.96	2.19
	17	11.88	12.37	0.96	2.67
	18	11.76	12.42	0.95	2.88
	19	11.66	12.39	0.94	2.99
	20	11.72	12.05	0.97	2.42
	21	11.69	12.44	0.94	2.92
	22	11.69	11.70	1.00	2.94
	23	11.79	11.88	0.99	2.24
非対称	24	10.11	10.30	0.98	3.25
	25	10.31	10.41	0.99	2.83
	26	10.36	10.26	1.01	2.30
	27	10.40	10.33	1.01	2.00
	28	9.97	10.13	0.98	3.61
	29	10.35	10.30	1.00	2.16
	30	10.28	10.06	1.02	2.58
	31	10.36	10.07	1.03	2.77
	32	10.35	10.08	1.03	3.68
	33	10.38	10.26	1.01	3.36
	34	10.32	10.39	0.99	4.33
	35	10.20	10.14	1.01	4.05

表 2.6.2 炉心内冷却材流量分布の比較 (MK-II 第 29 サイクル)

Row	Calculated value (kg/s)	Measured value (kg/s)	C/E value
0	8.818	8.947	0.99
1	8.818	9.031	0.98
2	8.383	8.608	0.97
3	7.516	7.717	0.97
4	7.046	7.073	1.00
5	6.216	5.963	1.04



表 2.6.3 燃料集合体出口温度の比較 (MK-II 第 29 サイクル)

Row	Calculated value(C) (°C)	Measured value(E) (°C)	$E - C$ (°C)
0,1	565.7	566.6	0.9
2	543.6	544.0	0.4
3	537.3	536.9	-0.4
4	512.1	514.0	1.9
5	509.7	513.3	3.6

表 2.7.1 J2 燃料の導入と炉心平均燃焼度の推移

Core	Operation cycle number	Operation period (d)	Number of fuel subassemblies				Core average burn-up (GWd/t)	
			MK-II fuel		MK-III fuel	Irradiation rig	BOC	EOC
			J1 fuel	J2 fuel				
J1 core	10	45	63	0	0	4	15.4	21.4
	11	45	64	0	0	3	16.8	22.8
	12	45	65	0	0	2	17.0	22.7
	13	55	60	5	0	1	16.8	24.1
	14	60	53	12	0	2	18.3	26.1
	15	70	42	22	0	3	19.6	28.7
	16	32	39	24	0	4	24.3	28.5
	17	70	29	33	0	5	22.0	31.1
	18	70	21	41	0	5	23.8	32.8
	19	70	13	49	0	5	25.0	34.1
J2 core	20	41	11	52	0	4	30.3	35.6
	21	70	11	52	0	4	25.5	34.6
	22	70	9	54	0	4	25.0	34.1
	23	54	7	56	0	4	26.3	33.4
	24	42	7	58	0	2	30.6	36.1
	25	64	7	57	0	3	26.8	35.4
	26	40	6	58	0	3	30.4	35.6
	27	30	7	57	0	3	31.9	35.9
	28	6	8	58	0	1	33.9	34.7
	29	25	8	58	0	1	35.6	38.8
	30	60	7	57	0	3	26.8	34.8
	31	55	5	59	0	3	24.4	31.7
	32	69	4	57	5	3	24.0	33.0
	33	68	4	54	10	3	25.6	34.3
	34	69	4	54	15	2	27.7	36.1
	35	48	4	50	20	2	30.6	36.4

表 2.7.2 MK-II 性能試験結果を反映した工学的安全係数の見直し

		$\Delta T$ coolant	$\Delta T$ film	$\Delta T$ cladding	$\Delta T$ gap	$\Delta T$ fuel
Design value	Cumulative factor	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04
	<ul style="list-style-type: none"> <li>• power distribution</li> <li>• reactor thermal power</li> <li>• in-core flow distribution</li> </ul>	1.022	1.04	1.04	1.04	1.04
Re-evaluated value	Statistical factor	1.07	1.013			
	<ul style="list-style-type: none"> <li>• in-subassembly flow distribution</li> </ul>					
Re-evaluated value	Cumulative factor	1.028	1.028	1.028	1.028	1.028
	• power distribution	1.018	1.036	1.036	1.036	1.036
	• reactor thermal power	1.04	1.007			
	• in-core flow distribution					
Re-evaluated value	Statistical factor	1.019	1.004			
	<ul style="list-style-type: none"> <li>• in-subassembly flow distribution</li> </ul>					

## 第3章 MK-II炉心における照射場の特性評価

### 3.1 はじめに

「常陽」MK-II炉心では、FBR実用化のための燃料・材料開発を目的とした広範な照射試験を実施した他、近年は高速中性子照射場の特徴を活かして、核融合炉材料の照射や $^{237}\text{Np}$ 、 $^{241}\text{Am}$ 等のMAの核変換に関する研究、高速炉の破損燃料位置検出(FFDL)に用いるタグガスの放射化断面積の積分テストも実施してきた<sup>[3-1]-[3-10]</sup>。これらの照射試験では、中性子及び $\gamma$ 線照射場としての「常陽」の特性を正確に把握することが不可欠であり、炉物理論に基づく核計算と多重放射化箔法による照射場の特性評価を実施している。

また、照射技術やPIE技術の進展に伴って高まりつつある照射条件評価の精度向上への期待に応えるため、最新の解析手法や新型ドシメトリー(線量測定)法により中性子照射場の特性評価法の高度化を図った。これらの研究を通じて、反射体付き小型高速炉心である「常陽」の炉心核特性が正確に把握されているかどうか示すことができる。

本章では、「常陽」MK-II炉心における照射場の特性を評価する手法について述べ、実測データによる検証を示す。

### 3.2 測定による中性子照射場の特性評価

#### 3.2.1 「常陽」MK-II炉心と中性子照射場の特徴

「常陽」で実施されている各種照射試験を高精度かつ高信頼度で実施するため、炉心構成マトリックス内を始めとして原子炉容器外周部までの各位置における照射場の特性を評価した<sup>[3-11]-[3-23]</sup>。

「常陽」では、それぞれの照射試験目的に応じて、大きく分けて次の4つの中性子照射場の利用が可能となっている。

- ① 温度・中性子束ともに高い燃料領域
- ② 燃料領域より中性子スペクトルが軟らかく、中性子束も2桁程度まで低くできる反射体領域
- ③ 温度は高いが、中性子スペクトルが反射体領域よりさらに軟らかい炉心上部領域
- ④ 中低速スペクトルが得られる原子炉容器の外周部

これらの中性子照射場の特性評価では、3.3で記述する核計算と並行して、各種ドシメータによる測定を実施している。

#### 3.2.2 ドシメータによる中性子照射場の測定

「常陽」における実測ベースの中性子ドシメトリーでは、多重放射化箔をドシメータに用いて、測定した反応率から中性子照射量を評価している。「常陽」における照射試験では、表3.2.1に示すドシメータセットを標準的に用いており、これらは、適用する照射場の中性子スペクトルにも依存するが、おおそ20MeVから100eVの範囲をカバーするように選定されている。図3.2.1にMK-II炉心の燃料領域と反射体領域における典型的な中性子スペクトルと、それに対する各ドシメータの90%エネルギー感度範囲を示す。

「常陽」のドシメトリーでは、まず試験片とともに照射した各ドシメータの放射化量を高純度ゲルマニウム(Ge)半導体検出器等で構成されるドシメトリーシステムを用いて測定し、「常陽」プラントデータ収録システムJOYDAS(JOYO Data Acquisition System)<sup>[3-24]</sup>で採取した1時間ごとの原子炉熱出力データを基に反応率を算出する。これにより得られる反応率と断面積セットから、別途輸送計算で求めたスペクトルを初期推定値として、中性子スペクトル解析コードパッケージNEUPAC-Jlog<sup>[3-11]</sup>を用いて、中性子スペクトルの最適解を求める(これをアジャストメントという)。

このコードでは、反応率 $R(E)$ [断面積 $\sigma(E) \times$ 中性子束 $\phi(E)$ のエネルギー積分]で表される不定型線形方程式を、ベイズ(Bayes)の定理に基づいて誤差が最小となるように統計的手法で解いて最確スペクトルを得る。そして、得られた中性子スペクトルから各種ウィンドウ関数を用いて、目的と

する中性子照射量、原子弾き出し損傷率 (dpa/s) <sup>[3-20]</sup>、He 生成率を算出する。これら一連の中性子スペクトル解析フローを図 3.2.2 に示す。

ここで、解析精度を確保する上で重要な NEUPAC 用の断面積セットには、ENDF/B-V ドシメトリーファイル、JENDL-3 ドシメトリーファイル<sup>[3-25]</sup>、IRDF-90<sup>[3-26]</sup>等から作成した共分散誤差付きの 103 群断面積セット (上限エネルギー：20MeV、下限エネルギー：0.001eV) を用いている。中性子の初期推定スペクトルについては、核計算用炉定数セットにおける中性子エネルギーの上限値が 14.9MeV であるため、14.9MeV~20MeV のエネルギー領域については、核分裂中性子スペクトルを仮定した 3 群のスペクトルを輸送計算による 100 群のスペクトルに追加して合計 103 群とした。

中性子スペクトルの解析結果の一例として、アジャストメント前後の反応率の C/E (計算値と測定値の比) を表 3.2.2 に示す。ここで、アジャストメント前の反応率は核計算で求めた初期推定値そのものである。これからわかるように、アジャストメントにより C/E は平均値で 1.46 から 1.03 に大きく改善される。

### 3. 2. 3 JENDL-3 ドシメトリーファイルの積分テスト<sup>[3-27]</sup>, <sup>[3-28]</sup>

JENDL-3 ドシメトリーファイルの高速炉への適用性を評価するため、「常陽」の炉心中心に装荷された材料照射用反射体の照射済みドシメータを用いて検証した。各ドシメータのエネルギー群ごとの反応率を重みとして、平均中性子エネルギーと新旧ドシメトリーファイル (JENDL/D-99 及び JENDL/D-91) で計算したドシメータ反応率を図 3.2.3 に示す。

図 3.2.3 に示すように、<sup>58</sup>Fe(n,  $\gamma$ )<sup>59</sup>Fe 反応率を除き、対数表示した平均中性子エネルギーに対して、反応率の C/E がほぼ線形に増加する傾向がある。すなわち、この積分テストに用いた材料照射用反射体位置での中性子スペクトルをやや硬めに計算していると推定される。<sup>58</sup>Fe(n,  $\gamma$ )<sup>59</sup>Fe に関しては、10keV 付近の共鳴領域で中性子核反応のほとんどが生じているのに対して、ドシメトリーファイルには無限希釈断面積を用いており、材料照射用反射体を構成する構造材中の鉄との共鳴自己遮へい効果により無限希釈断面積で計算した反応率は過大評価となり、他の反応率の傾向と異なったものと考えられる。この積分テストの結果として、JENDL-3 ドシメトリーファイルの改訂により、旧版 JENDL/D-91 での <sup>58</sup>Fe(n,  $\gamma$ )<sup>59</sup>Fe 反応率の過大評価 (C/E=約 1.8) が大幅に改善された<sup>[3-27]</sup>。

また、ドシメータで測定した反応率により中性子束をアジャストした結果と、「常陽」炉心管理コードシステム MAGI による 7 群拡散計算の結果の比較を図 3.2.4 に示す。これに示すように、燃料領域における C/E の平均は約 1.05 であるが、反射体領域のそれは 0.8~1.7 であり、燃料領域から離れるにつれて MAGI による核計算の精度が低下するため、反射体領域では実測のドシメトリーによる精度改善が有効かつ重要である。これまで、累計で 52 体に及ぶ照射試験用集合体のドシメトリーを実施してきており、他の照射試験炉にはない実測に基づく中性子照射量のデータベースを構築し、中性子スペクトル評価の品質を保証できる手法を確立した<sup>[3-29]-[3-31]</sup>。

## 3. 3 バルク炉心管理計算

### 3. 3. 1 「常陽」MK-II 炉心管理コードシステム MAGI

「常陽」MK-II 炉心管理コードシステム MAGI<sup>[3-32]</sup>, <sup>[3-33]</sup>は、第 2 章で述べたようにサイクル運転ごとの炉心構成や運転履歴を模擬して核熱流力カップリング計算を行う総合炉心特性評価システムであり、燃料交換計画の策定と炉心核熱特性の予測、中性子照射量、各部温度等の照射条件評価に用いている。中性子照射量については、バルク炉心管理計算の MAGI による中性子照射量と 3. 2. 2 で述べたドシメトリーによる実測ベースの値の比 (C/E) は、炉心中心部で  $1 \pm 0.05$  程度である。

### 3. 3. 2 炉心管理コードシステムの高度化

「常陽」の高度化計画 (MK-III 計画) の一環として、高精度化した炉心管理コードシステム HESTIA を開発した<sup>[3-34]</sup>。ここでは、サイクル運転ごとの炉心構成の変化や燃焼履歴の模擬などの炉心管理計算としての機能に加えて、炉心全体、とりわけ炉心燃料の照射場特性評価の精度向上に必要な改良を行い、照射試験用集合体内部の詳細な評価は次に述べるモンテカルロ計算の適用により実現す

ることとした。その概要を表 3.3.1 に示すが、

- ① 中性子束及び $\gamma$ 線束の計算点である空間メッシュの細分化及びエネルギー群数の増加
- ② 精度の高い炉定数セットの導入

により、核計算法の高精度化を図ることとした。①については、燃料領域において制御棒及び径方向反射体と隣接し、集合体内の中性子束及びスペクトルの局所的な変化が大きな場所での計算精度を向上させるため、計算体系及びエネルギー群数を MAGI の Hex-Z 体系、中性子 7 群、 $\gamma$  線 3 群から、HESTIA では Tri-Z 体系、中性子 18 群、 $\gamma$  線 7 群へ詳細化する。

集合体あたりの計算メッシュ数については、「常陽」の集合体サイズであれば径方向メッシュ数を 24 とすれば、メッシュ分割の影響を無視できることを確認した。図 3.3.1 に燃焼率の測定値と計算値の分布を示すが、計算メッシュの細分化により、制御棒や径方向反射体に隣接した炉心燃料集合体内の径方向位置によっては、計算精度が最大で 10% 改善された。また、中性子及び $\gamma$ 線のエネルギー群数についても、中性子 18 群、 $\gamma$  線 7 群とすることにより、過剰反応度や出力分布等のバルク炉心核特性の計算精度が、HESTIA よりさらに詳細なエネルギー群での計算と同程度に確保できることを確認した。上記の詳細について、付録 B に示す。

②についても、最新の炉定数セットを採用してきており、実機高速炉での使用実績を勘案して、現在では JENDL-3.2 ベースの JFS-3-J3.2R<sup>[3-35]</sup>, <sup>[3-36]</sup>を用いている。

### 3.3.3 遮へい計算用 F P 定数の作成

拡散計算の MAGI や HESTIA では十分な精度が得られない反射体領域、炉心上部領域、原子炉容器の外周部等における中性子束及び $\gamma$ 線束については、2次元輸送計算コード DORT による離散座標法輸送計算を併用して照射量の評価精度を確保している<sup>[3-37]</sup>。

遮へい計算においては、従来は燃焼していない臨界集合体での遮へい実験に基づいて定数が検証されており、核分裂生成物 (Fission Product : 以下、F P と称す) 核種は他の中重核で代用してきた。しかし、「常陽」のような実機高速炉での遮へい計算においては、F P 核種による中性子吸収の効果が無視できない可能性もあるため、新たに定数を作成した<sup>[3-38]-[3-40]</sup>。図 3.3.2 に遮へい用 F P 定数の作成フローを示す。遮へい定数作成において想定した燃料組成及び遮へい計算方法を表 3.3.2 及び表 3.3.3 に示す。

計算された 100 群断面の代表として <sup>239</sup>Pu から生成した F P のマイクロ吸収断面を図 3.3.3 に示し、その燃焼度依存性を図 3.3.4 に示す。燃料領域平均のマクロ吸収断面を図 3.3.5 に示すが、F P 核種の吸収断面を考慮することによるマクロ断面の違いはわずかであることがわかる。図 3.3.6 の計算体系における中性子スペクトルの計算結果より、図 3.3.7 に示すように F P 核種の吸収断面を考慮することによる影響は 2% 程度であるが、この F P 定数を「常陽」の遮へい計算に取り入れることとした。

## 3.4 中性子照射場の特性評価法の高度化

### 3.4.1 照射試験用集合体内の詳細中性子束分布の計算

照射試験用集合体内の中性子照射量評価においては、

- ① 試験用燃料ピンや照射試料を収納するコンパートメント等の内部構造により、非均質性が強い
- ② 制御棒の隣接位置あるいは炉心燃料集合体と径方向反射体の境界に装荷される場合がある

などの理由により、局所的な中性子束勾配やスペクトル変化が大きいため、バルクでの炉心核特性の把握に重点を置いた炉心管理コードシステムでは、個々の試験用燃料ピンや照射試料の照射条件を精度良く評価できない。このため、中性子エネルギーを連続で取扱え、体系の幾何形状を正確に模擬できるモンテカルロ法を導入し、解析精度を向上させることとした。モンテカルロ法コードは、

近年の計算機の高性能化に伴って著しい進展をみせているが、拡散計算や輸送計算の収束条件に比較して、十分な統計精度を確保するためには計算時間を要することと、炉心全体での燃焼計算が実用に至らないため、炉心管理コードシステムの燃焼計算で得た組成を入力条件とした照射試験用集合体内部の詳細解析に限定して使用している。

#### (1) モンテカルロ計算の評価対象及び解析条件

モンテカルロ計算の適用例として、炉心燃料集合体と径方向反射体の境界に位置する炉心第 5 列の[5F2]位置に装荷された計測線付燃料照射試験用集合体 (INTA-2) の中性子束をモンテカルロ法コード MCNP<sup>[3-41]</sup>で解析した結果<sup>[3-42]</sup>について以下に示す。INTA-2 集合体の炉心装荷位置と構造を図 3.4.1 に示すが、INTA-2 集合体は装填される試験用燃料ピンが 19 本と炉心燃料集合体の 127 本の約 1/6 であり、これが二重のラップ管内に収納されている。

MCNP による計算は、全炉心をモデル化して行った。評価対象の INTA-2 集合体については、集合体内の試験用燃料ピンレベルまで幾何形状を詳細に模擬し、他の集合体については MAGI と同様に、Hex-Z 体系で均質にモデル化した。中性子束は、固定中性子源モードで解析し、INTA-2 集合体については燃料ペレット内の核分裂による発生中性子を中性子源とし、その他の集合体については、MAGI で計算した中性子発生個数を入力値として与えた。また、核分裂中性子スペクトルは、1MeV の中性子による <sup>239</sup>Pu の核分裂スペクトル (Watt 型) を使用した<sup>[3-43]</sup>。断面積は、JENDL-3.2 ベースの FSXLIB ライブラリ<sup>[3-44]</sup>を使用した。

#### (2) MCNP の計算精度の検証

本手法による中性子照射量の計算精度を検証するため、P I E で測定した F P 核種の <sup>148</sup>Nd 生成量について、計算値と実測値を比較した。MCNP の計算では、各試験用燃料ピンについて、中性子束を用いて求めた核種ごとの核分裂率と原子数及び照射時間から核分裂発生数を計算し、これに <sup>148</sup>Nd の核分裂収率を乗じて全燃料核種について総和を取ることにより、重金属元素あたりの <sup>148</sup>Nd 生成量を算出した。

MCNP による計算値と実測値 (測定法は 3.5.2 参照) を比較して図 3.4.2 に示す。<sup>148</sup>Nd 生成量の径方向分布は、集合体中心の試験用燃料ピンで最小となり、炉心中心側及び径方向反射体側で大きくなっている。これは、炉心中心側の中性子束が最も高いことと、径方向反射体側では中性子束は低下するが、中性子スペクトルが軟化することにより相対的に核分裂率が増加するためである。MCNP の計算では、このスペクトル変化の効果が反映されている。<sup>148</sup>Nd 生成量の計算値と実測値の比 (C/E) は 0.99~1.0 であり、両者はよく一致した。一方、MAGI は均質組成を用いて評価しており、3 本の試験用燃料ピンの平均に近い値となっている。

以上の結果から、拡散計算では精度が十分でなかった試験用燃料ピンの中性子照射量を MCNP により精度良く解析できることを確認した。さらに、MOX 燃料の溶融限界線出力試験における試験用燃料ピンの核分裂率計算に MCNP を適用することにより、線出力密度の評価誤差を 2.2% (1 $\sigma$ ) まで切り詰め、MOX 燃料の熱設計における設計裕度の合理化に資することができた<sup>[3-45]-[3-48]</sup>。

### 3.4.2 新型ドシメータの開発

#### (1) ヘリウム蓄積型フルーエンスモニタの開発

最近の傾向として、照射試験が長期化あるいは多様化するとともに、照射試験条件に対する精度向上の要求もますます高まってきているため、測定手法の高度化の一環として、従来用いられてきた多重放射化箔法に加えて、図 3.4.3 に示すヘリウム蓄積型フルーエンスモニタ (Helium Accumulation Fluence Monitor: 以下、HAFM と称す) を開発した<sup>[3-49]-[3-54]</sup>。

HAFM 法は、(n,  $\alpha$ ) 反応等で生成するヘリウム (He) 原子数を質量分析器で測定することにより中性子照射量を求める手法である。この手法では、①多重放射化箔法における  $\gamma$  線のような測定対象量の減衰の問題がない、②材料の照射脆化に寄与する He 生成量が直接得られる、などドシメトリー上の大きな利点を有している。この HAFM を高速炉ドシメトリーに適用することにより、

多重放射化箔法と併用して中性子照射量の精度と信頼性を向上させるとともに、原子炉構造材や核融合炉材料のHe脆化を評価する上で重要なHe生成量を直接測定することが可能となる。

#### (i) HAFM素子及び測定装置

HAFM素子には、高速炉スペクトル場において中低速エネルギーの中性子に対して感度を有するボロン(B)と、高速中性子に対して感度を有するベリリウム(Be)を選定した。これらの素子は、生成したHeを蓄積するため、直径約1.3mm、全長約7mmのバナジウムキャプセル内に装填され、密封されている。

測定装置は、①電気抵抗加熱によりHAFM素子をバナジウムキャプセルとともに熔融し、蓄積したHeガスを放出させる熔融用電気炉、及び②He原子数を測定する四重極型質量分析計、を主要部とする。これに、質量分析計の感度校正のための標準Heガス調整部が接続され、HAFM測定装置はこれらの真空排気系と装置制御及びデータ処理用のパーソナルコンピュータから構成される。HAFM測定システムの概略系統図を図3.4.4に示す。

#### (ii) 質量分析計

He原子数は、校正済みの質量分析計により測定する。質量分析計の感度校正曲線は、銅(Cu)、アルミニウム(Al)、バナジウム(V)の金属片に九州大学所有のイオン注入装置で既知量のHeイオンを打ち込んだ標準試料を測定することにより求めた。その結果、本装置の測定範囲である $10^{13}$ ~ $10^{15}$ (個/試料)において、He原子数と出力電圧には良好な直線性があり、測定値のばらつきは4%(1 $\sigma$ )であることを確認した<sup>[3-49]</sup>。

#### (iii) 弥生校正照射による中性子照射量測定精度の評価

次に、東京大学の高速中性子源炉「弥生」の標準照射場で校正照射したHAFMを用いて、本測定装置による中性子照射量の測定精度を評価した。「弥生」炉の各中性子場におけるHAFM素子(90%濃縮B及びBe)のHe生成に対するエネルギー感度領域を図3.4.5に示す。ボロンについては、グローリー孔とブランケット実験孔では10keV~1MeVの高速中性子、ファーストカラムでは10keV以下の低速エネルギー中性子がHeの生成に大きく寄与する。また、Beについては、2MeV以上の高速中性子がHeの生成に寄与する。

HAFM、多重放射化箔からそれぞれ評価した中性子照射量の比(HAFM/多重放射化箔)を図3.4.6に示す。全ての照射位置及びHAFM素子について、HAFM法と多重放射化箔法による中性子照射量は測定誤差内で一致した。この結果から、HAFM法により、種々のスペクトル場での中性子照射量を誤差7%の精度で測定できることを確認した<sup>[3-50]-[3-52]</sup>。

#### (iv) 「常陽」MK-II炉心の中性子照射量評価の検証

続いて、「常陽」実機での照射試験を行い、HAFMを実用化することとした。濃縮B及びBe素子のHAFMをMK-II炉心の燃料領域と反射体領域に装荷し、定格熱出力換算で約117日照射して中性子照射量を求め、精度検証のため同位置で照射した多重放射化箔による値と比較した<sup>[3-53], [3-54]</sup>。その結果、濃縮B型のHAFMによる全中性子照射量と多重放射化箔の測定値との比は1.01~1.04であり、両者は測定誤差範囲内で一致し、HAFM法の信頼性が確認された。一方、Be型HAFMによる1MeV以上の高速中性子照射量は多重放射化箔法の測定値より系統的に10数%大きくなり、BeのHe生成断面積の誤差等に注目した検討が今後必要であることがわかった。

以上より、HAFMの高速炉ドシメトリーへの適用性を実証したことを受けて、HAFMによる「常陽」の中性子照射量評価を開始した。

#### (2) ニオブ(Nb)ドシメータの開発

$^{93}\text{Nb}(n, n')^{93\text{m}}\text{Nb}$ 反応を用いたドシメータは、半減期が約13年と長く、長期積算型モニタになることと、約0.1MeV以上の高速中性子に反応断面積を有しており、鉄の原子弾き出し断面積(dpa

断面積)に近い、材料照射試験用ドシメータとして極めて望ましい性質を有している。しかし、生成核種 ( $^{93m}\text{Nb}$ ) が放出する放射線は約 16.6keV 及び 18.6keV の特性X線であり、エネルギーが低いため、ワイヤや金属箔状のまま計測すると、自己吸収(放射線がドシメータ内を通過する際にドシメータ物質自身との相互作用によりその強度が減衰すること)に対する補正が大きくなり、測定精度が低下する。そこで、硝酸とフッ酸の混合溶液で溶解し、少量の溶液をラミネートシート上に蒸発乾固させて放射化量を測定する手法を適用した<sup>[3-55]</sup>。

その検証として、MK-II炉心で照射した約5集合体分のNbドシメータについて、本手法により放射化量を測定し、中性子スペクトルのアジャストメントを行った結果、図3.4.7に示すようにNbドシメータを用いない場合に比べて約1MeV以上のエネルギーの中性子スペクトルが約1~3%改善されることを確認した。この結果により、Nbドシメータによる高速中性子照射量評価を開始した。

### 3.5 PIEデータによる評価精度の検証

これまで記述してきた「常陽」の照射場特性評価について、計算に基づく評価の信頼性を確認するため、PIEデータにより妥当性を評価した。PIEは、非破壊試験と破壊試験に大別される。いずれも燃焼で生成するFP核種に着目した測定法であり、非破壊試験データとしては使用済燃料貯蔵プールで実施している燃焼度及び崩壊熱測定が、また、破壊試験としてはNd法による燃焼率測定が、それぞれの代表として挙げられる。

#### 3.5.1 使用済燃料の燃焼度測定

「常陽」原子炉付属建物内水冷却池室の使用済燃料貯蔵プールに燃焼度測定装置を設置し、原子炉施設内での非破壊試験により、使用済燃料の燃焼度分布を測定している<sup>[3-14]</sup>。

「常陽」の使用済燃料集合体は、ナトリウムを除去した後、水とともに缶詰缶と呼ばれるステンレス鋼製の容器に封入された状態で冷却プールの貯蔵ラック内に保管している。この使用済燃料を缶詰缶ごと図3.5.1に示す架台に設置して上下駆動及び回転駆動させ、水中に固定した高純度Ge半導体検出器により $\gamma$ 線プロファイルを測定する。得られた $\gamma$ 線スペクトルを解析して、着目するFP核種(例えば $^{144}\text{Pr}$ )の軸方向分布から使用済燃料集合体の燃焼度分布を評価する。

本装置で測定した軸方向燃焼度分布とMAGIによる計算値を相対分布で比較したものを図3.5.2に示す。両者は、概ね一致するが、燃料上部付近では制御棒の挿入効果に起因すると考えられる計算値の過大評価がみられる。

また、使用済燃料からの中性子放出率を評価した<sup>[3-56], [3-57]</sup>。測定したMK-II炉心燃料集合体の軸方向中性子放出率分布を図3.5.3に示す。中性子測定においては、高純度Ge半導体検出器による $\gamma$ 線測定に比べて、中性子に対する検出器の感度が十分でないため、コリメートしない体系で測定した。そこで、線源と中性子検出器(B-10検出器)の幾何学的配置を考慮した検出器応答を表3.3.6の方法でモンテカルロ法コードにより計算し、この応答関数の逆行列を測定値に乘じることにより軸方向の中性子放出率分布を求めた。中性子放出率は、使用済み燃料中のMA核種である $^{242}\text{Cm}$ (半減期:163日)あるいは $^{244}\text{Cm}$ (半減期:18.1年)が主要な線源となっており、この実測データに基づいて核種生成量等の積分評価に反映していく予定である。

#### 3.5.2 Nd法による燃焼率測定

Ndは、希土類元素に属し、酸化物として燃料ペレット内に固溶し、セシウム(Cs)のように温度勾配による移動がない。Ndの安定同位体の生成量は、燃料の核分裂数に比例することから、軽水炉でも燃焼率の指標に使われており、Ndの安定同位体のうち、核分裂収率の精度が高い $^{148}\text{Nd}$ が用いられる。

破壊試験では、同位体希釈質量分析法<sup>[3-58], [3-59]</sup>により、 $^{148}\text{Nd}$ 生成量を測定し、これを核分裂収率で除して核分裂数を求め、核分裂物質質量との比で燃焼率に換算する。これまでに11体のMK-II炉心燃料集合体のデータ(燃焼率で約0.3~8.7at%)が取得されており、測定値とMAGIによる計算値は第2章で述べたように5%以内で一致している<sup>[3-60]</sup>。



### 3. 6 照射試料の $\gamma$ 線発熱評価精度の向上

材料照射試験では、試料の照射温度が重要な試験パラメータの一つであるため、主要発熱源である $\gamma$ 線発熱量を精度良く評価することが要求される。このため、「常陽」の照射場特性評価における $\gamma$ 線発熱計算では、評価済み核データ ENDF/B-IV から作成された $\gamma$ 線生成データライブラリ New-POPOP4 に基づき、非弾性散乱、捕獲反応や核分裂反応等、中性子核反応により即時に生成する $\gamma$ 線（以下、即発 $\gamma$ 線と称す）のみを考慮した $\gamma$ 線生成断面積を用いてきた。核分裂で生成したF P核種が放出する遅発核分裂 $\gamma$ 線（以下、遅発 $\gamma$ 線と称す）に関しては、データが炉心の中性子スペクトルや燃焼履歴に依存すること、及び十分なデータが報告されていなかったため、 $\gamma$ 線発熱においてこの遅発 $\gamma$ 線の寄与を考慮できず、照射温度の精度を確保する上での課題の一つであった。

James, Sher<sup>[3-61]</sup>らの報告にあるとおり、即発 $\gamma$ 線の放出エネルギーが6~8MeVであるのに対して、遅発 $\gamma$ 線の放出エネルギーは5~7MeVであり、この寄与は $\gamma$ 線発熱量の計算精度に大きく影響する。また、遅発 $\gamma$ 線は、即発 $\gamma$ 線に比べてスペクトルが軟らかいことから、 $\gamma$ 線発熱計算においては、スペクトルの違いを考慮する必要がある。このため、遅発 $\gamma$ 線の放出エネルギーとスペクトルの文献調査を行い、既存のNew-POPOP4にこれを追加して新たなライブラリ（修正New-POPOP4<sup>[3-62]</sup>）を作成した。

使用するデータには、実測による遅発 $\gamma$ 線スペクトルに、理論計算による短半減期のF Pの寄与を考慮した高速炉平衡炉心に関する吉田らの評価値<sup>[3-63], [3-64]</sup>を用いることとした。なお、上記の評価は、<sup>235</sup>U、<sup>238</sup>U、<sup>239</sup>Pu及び<sup>240</sup>Puの主要な核種のみを対象としており、高次のPu同位体である<sup>241</sup>Puと<sup>242</sup>Puについては、核分裂断面積のエネルギー依存性が類似している<sup>239</sup>Puと<sup>240</sup>Puのデータを用いた。

作成したライブラリの精度を検証するため、MK-IIの炉心第3列に装荷した温度制御型材料照射装置1号機(MARICO-1)の $\gamma$ 線発熱密度を評価した。MARICO-1には、断熱構造の照射キャプセルが装荷され、熱電対により照射試験片の照射温度がオンラインで記録されている。そこで、キャプセル構造をモデル化し、キャプセル外面の冷却材温度を初期値として有限要素法コードFINASによる熱伝導計算を行い、熱電対位置での実測温度を与えるステンレス鋼の $\gamma$ 線発熱密度を求めた。これを測定ベースの値として、核計算で求めた $\gamma$ 線発熱密度と比較した。

解析は、日米共同高速炉遮へい実験<sup>[3-65]-[3-67]</sup>で用いた標準システムを使用した。実効断面積は、JENDL-2をベースにした100群の遮へい用定数JSDJ2/JFTJ2<sup>[3-68]</sup>と修正New-POPOP4を用いて、RADHEAT-V3により作成した。これをANISNの一次元輸送計算による中性子束を重みとして中性子21群、 $\gamma$ 線7群に縮約した。これを2次元輸送コードDORT<sup>[3-37]</sup>に入力し、二次元R-Z計算（固定中性子源、P3-S30）により中性子束及び $\gamma$ 線束を求めた。

DORTの計算値で評価したステンレス鋼の $\gamma$ 線発熱密度と測定値の比較を図3.6.1に示す。遅発 $\gamma$ 線を考慮しない場合、全てのキャプセル位置で計算値は測定値を過小評価し、C/Eは $0.70 \pm 0.04$ であった。一方、遅発 $\gamma$ 線を考慮することにより計算精度が向上し、C/Eが $0.95 \pm 0.05$ に改善された。材料照射試験においては、照射試料の温度は $\gamma$ 線発熱で決まるため、修正New-POPOP4を採用することにより、炉内照射時の試料温度の予測精度が向上した。

この成果は、炉心管理コードシステムMAGIの中性子束評価の精度向上にも反映した。図3.6.2に炉心中心面におけるステンレス鋼の $\gamma$ 線発熱密度の径方向分布を比較して示すが、遅発 $\gamma$ 線を考慮することにより、 $\gamma$ 線発熱量が最大約1.5倍に増加するため、中性子核反応による発熱の割合が相対的に低下し、燃料領域の出力分担は98%から96%に低下した。これに遅発 $\gamma$ 線の考慮による核分裂あたりの放出エネルギーの見直しを加えると、従来過大評価していたMAGIの中性子束は約5%低くなり、図2.5.2に示したMK-II炉心燃料の燃焼率のC/Eは $1.04 \pm 0.08$ から $0.99 \pm 0.08$ に改善した。

### 3. 7 第3章のまとめ

照射試験炉では、炉心管理のための核特性の把握に加えて、照射場における照射条件を明確にすることが必要かつ不可欠である。このため、「常陽」では照射用炉心であるMK-II炉心での運転開始以来、性能試験を皮切りに約四半世紀にわたり様々な核計算とドシメトリーによる照射場の特性

評価を実施してきた。その結果、MK-II炉心では、燃料領域では計算のみで約5%、また反射体領域でも多重放射化箔ドシメータで補正することによりそれに匹敵するモニタ精度で各種の照射試験を実施することを可能とした。

国内の研究機関と共同で開発したHAFMは、中性子核反応によるHe生成を模擬したHe撃ち込み試料及び「弥生」炉の標準照射場で校正照射したHAFM試料を用いて検証し、高速炉スペクトル場の中性子照射量を高精度で測定できる高速炉ドシメトリ技術として確立した。

また、炉物理理論に基づく核計算による「常陽」MK-II炉心の照射場特性の解析手法は、大洗研究開発センターの照射後試験施設におけるPIEや「常陽」での測定試験を通じてその精度が検証されており、高品質な照射試験の遂行に貢献している。

### 第3章の参考文献

- [3-1] T. Aoyama et al., “The Operational Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the Third Asian Symposium on Research Reactor (ASRR-3)*, Hitachi, Japan, pp. 75-82 (1991).
- [3-2] Y. Maeda, T. Aoyama et al., “Distinguished achievements of a quarter century operation and a promising project named MK-III in JOYO,” *Nuclear Technology*, Vol. 150, No. 1, pp. 16-36 (2005).
- [3-3] M. Inoue et al., “Power-to-melts of uranium-plutonium oxide fuel pins at a beginning-of-life condition in the experimental fast reactor JOYO,” *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 323, pp. 108-122 (2003).
- [3-4] T. Aoyama, S. Suzuki, “Transmutation of Neptunium in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of PHYSOR96*, Mito, Japan, M-63 - 72 (1996).
- [3-5] T. Aoyama, S. Suzuki, “Integral Test on Activation Cross Section of Tag Gas Nuclides Using Fast Neutron Spectrum Fields,” *Proceedings of the 1996 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 97-005, pp. 147-152, 日本原子力研究所 (1997).
- [3-6] 横山賢治、竹田敏一、山本敏久、北田孝典、青山卓史、“「常陽」照射MA試料の測定結果を用いたMAの燃焼解析法精度評価 -先行基礎工学分野に関する平成7年度報告書-”、PNC TN9410 96-265, 動力炉・核燃料開発事業団 (1996).
- [3-7] 青山卓史、“高速実験炉「常陽」における<sup>237</sup>Np燃焼特性の測定と評価”、第8回「消滅処理工学」研究専門委員会資料, 日本原子力学会 (1996).
- [3-8] T. Aoyama et al., “Operational Experience and Upgrading Program of the Experimental Fast Reactor JOYO,” 高速炉の運転経験に関するIAEA専門家会合資料, IAEA (2002).
- [3-9] T. Aoyama, C. Ito, “Integral Test on Activation Cross Section of Tag Gas Nuclides Using Fast Neutron Spectrum Fields,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1025-1028 (2002).
- [3-10] 奥村啓介、大木繁夫、山本宗也、松本英樹、青山卓史他、“JENDLによる核種生成量予測精度の検討”、JAERI-Research 2004-025, 日本原子力研究所 (2005).
- [3-11] T. Taniguchi et al., “Systematic study on spectral effects in the adjustment calculations using the NEUPAC-83 code,” *Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Symposium on Reactor Dosimetry*, Geesthacht, Germany, pp. 685-691, ENS/ASTM (1985).
- [3-12] T. Aoyama, C. Ito, S. Suzuki, “Current Status and Upgrading Activity of Reactor Material Dosimetry in the Experimental Fast Reactor “JOYO”,” *Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Symposium on Reactor Dosimetry*, Prague, Czech, pp. 302-310, ENS/ASTM (1996).
- [3-13] 青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」における計測技術”、PNC TN9420 96-058, 動力

- 炉・核燃料開発事業団 (1996).
- [3-14] T. Aoyama, S. Suzuki, T. Odo, “Introduction of Nuclear Instrumentations and Radiation Measurements in Experimental Fast Reactor JOYO (4th Edition),” PNC TN9423 98-001, 動力炉・核燃料開発事業団 (1998).
- [3-15] T. Sekine, T. Aoyama et al., “Improvement of Reactor Dosimetry for Irradiation Tests in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the 10<sup>th</sup> International Symposium on Reactor Dosimetry*, Osaka, Japan, pp. 268-175, ENS/ASTM (1999).
- [3-16] 青山卓史、“「常陽」におけるドシメトリーと照射損傷評価”、「材料照射損傷の進展と課題」研究会資料, 日本原子力学会 (1999).
- [3-17] 青山卓史、宇佐美 晋、伊藤主税、“実践！放射線計測応用技術 [原子炉分野] 高速炉”、*原子力 eye*, Vol. 45, No. 1, pp. 55-59, 日刊工業出版プロダクション (1999).
- [3-18] 関根 隆、青山卓史他、“高速中性子照射場としての高速実験炉「常陽」のキャラクターゼーション -照射条件評価技術の現状と今後-”、*サイクル機構技報*, No. 6, pp. 19-29, 核燃料サイクル開発機構 (2000).
- [3-19] S. Tabuchi, T. Aoyama, “Neutron Fluence Database of Experimental Fast Reactor JOYO for Fuel and Structural Material Irradiation Tests,” *Transactions of the 16<sup>th</sup> International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT16)*, CD-ROM, Washington D.C., USA (2001).
- [3-20] Standard practice for characterizing neutron exposures in iron and low alloy steels in terms of displacement per atom (dpa). *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 12.02 E693-01, ASTM (2001).
- [3-21] T. Sekine, S. Maeda, T. Aoyama, “Characterization of Neutron Field in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the 11<sup>th</sup> International Symposium on Reactor Dosimetry*, pp. 381-388, Brussels, Belgium, ENS/ASTM (2002).
- [3-22] K. Ishida, T. Sekine, Y. Abe, T. Aoyama, “Core Structure Materials Surveillance and Neutron Fluence Evaluation in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the 11<sup>th</sup> International Conference of Nuclear Engineering (ICONE-11)*, CD-ROM, Tokyo, Japan (2003).
- [3-23] T. Aoyama et al., “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).
- [3-24] 青山卓史、鈴木寿章、高津戸裕司、大和田敏雄、大山信美他、“特集「常陽」20周年”、*動燃技報*, No.104, 動力炉・核燃料開発事業団 (1997).
- [3-25] K. Kobayashi, T. Iguchi, S. Iwasaki, T. Aoyama et al., “JENDL Dosimetry File 99 (JENDL/D-99),” JAERI 1344, 日本原子力研究所 (2002).
- [3-26] N.P. Kocherov, “International Reactor Dosimetry File IRDF-90, Status and Testing,” *Proceedings of the 7<sup>th</sup> ASTM-Euratom Symposium on Reactor Dosimetry*, Strasbourg, France, pp. 357, ENS/ASTM (1992).
- [3-27] 青山卓史、関根 隆、“「常陽」の高速炉中性子スペクトルを用いた JENDL ドシメトリーファイルの積分テスト”、JNC TN9400 99-068, 核燃料サイクル開発機構 (1999).
- [3-28] K. Kobayashi, T. Iguchi, S. Iwasaki, T. Aoyama et al., “Integral Assessment of the Revised JENDL Dosimetry File,” *Proceedings of the 10<sup>th</sup> International Conference on Reactor Dosimetry*, Osaka, Japan, pp. 385-392, ENS/ASTM (1999).
- [3-29] 伊藤主税、青山卓史他、“「常陽」の照射試験における中性子照射量の精度向上”、JNC TN9400 99-029, 核燃料サイクル開発機構 (1999).
- [3-30] 前田茂貴、佐井川拓也、青山卓史、“放射化箔法による「常陽」MK-II炉心の中性子照射量評価の集大成 (データ集)”、JNC TN9410 2001-005, 核燃料サイクル開発機構 (2001).

- [3-31] 石田公一他、“「常陽」炉心支持板等の中性子照射量評価”、JNC TN9400 2002-005, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [3-32] T. Aoyama et al., “Core Management Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of International Conference on Fast Reactor Core and Structural Behavior*, London, UK, pp. 299-306, BNES (1990).
- [3-33] 有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).
- [3-34] 大川内 靖、前田茂貴他、“「常陽」MK-III炉心管理コードシステム“HESTIA”の開発”、JNC TN9400 2002-070, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [3-35] 千葉 豪他、“JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成”、JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [3-36] 千葉 豪他、“高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2 の改訂”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [3-37] W. A. Rhoades et al., “RSIC Computer Code Collection, DORT Two-Dimensional Discrete Ordinates Radiation Transport Code,” CCC-484 (1989).
- [3-38] S. Tabuchi, T. Aoyama, “Lumped Group Constants of FP Nuclides for Fast Reactor Shielding Calculation Based on JENDL-3.2,” *Proceedings of the 2000 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 2001-006, pp. 306-310, 日本原子力研究所 (2001).
- [3-39] 田渕士郎、吉田昌宏、青山卓史、“JENDL-3.2 に基づく高速炉遮へい計算用ランプ化F P 断面面積の作成”、JNC TN9400 2001-033, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [3-40] S. Tabuchi, S. Maeda, T. Aoyama, “Lumped Group Constants of FP Nuclides for Fast Reactor Shielding Calculation Based on JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1029-1032 (2002).
- [3-41] J. F. Briemeister, “MCNP-general Monte Carlo N-particle transport code version 4B,” Report LA-12625, Los Alamos National Laboratory (1997).
- [3-42] 関根 隆、青山卓史他、“「常陽」照射試験における照射条件評価精度の向上”、JNC TN9400 99-017, 核燃料サイクル開発機構 (1999) .
- [3-43] B. E. Watt, “Energy Spectrum of Neutrons from Thermal Fission of  $^{235}\text{U}$ ,” *Phys. Rev.* 87 (6), pp. 1037-1041 (1952).
- [3-44] 小迫和明他、“JENDL-3.2 に基づいた MCNP 用連続エネルギー断面ライブラリ”、JAERI-Data/Code 94-020, 日本原子力研究所 (1994).
- [3-45] T. Aoyama, T. Sekine, “Fission Rate Analysis Using MCNP in the Irradiation Test Subassemblies of JOYO,” 高速炉の炉物理試験評価に関する IAEA 専門家会合資料, IAEA (1999).
- [3-46] 関根 隆、北村了一、青山卓史、“MCNPによる高速炉用MOX燃料の線出力密度の解析精度向上”、JNC TN9400 2000-071, 核燃料サイクル開発機構 (2000).
- [3-47] T. Sekine, T. Aoyama, “Fission Rate Analysis of Fast Reactor Fuel Performance Test Using MCNP,” *Proceedings of the Monte Carlo 2000*, pp. 737-742, Lisbon, Portugal, ANS (2000).
- [3-48] 青山卓史、“原子炉炉心計算法の高度化の現状と展望 -高速実験炉「常陽」における炉心技術開発-”、日本原子力学会「原子炉炉心計算法の高度化」研究専門委員会報告書, pp. 228-233, 日本原子力学会 (2001).
- [3-49] 伊藤主税、青山卓史、“He 蓄積法による中性子照射量の測定精度-標準試料を用いた測定装置相互較正と精度向上策-”、PNC TN9410 96-115, 動力炉・核燃料開発事業団 (1996).
- [3-50] C. Ito, T. Aoyama, “Accuracy of Helium Accumulation Fluence Monitor for Fast Reactor Dosimetry,” *Proceedings of the 1997 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 98-003, pp. 144-149, 日本原子力研究所 (1998).

- [3-51] 伊藤主税、吉川和伸、青山卓史、“He 蓄積型中性子フルエンスモニタの測定精度”、PNC TN9410 98-008, 動力炉・核燃料開発事業団 (1998).
- [3-52] 伊藤主税、関根 隆、青山卓史他、“高速炉ドシメトリー用He 蓄積型中性子フルエンスモニタの開発”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol.1, No.1, pp. 48-58, 日本原子力学会 (2002).
- [3-53] 伊藤主税、吉川和伸、青山卓史、“He 蓄積型中性子フルエンスモニタによる「常陽」の中性子照射量評価”、JNC TN9400 2002-004, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [3-54] C. Ito, T. Sekine, T. Aoyama, “Development of Helium Accumulation Fluence Monitor for Fast Reactor Dosimetry,” *Proceedings of the 11<sup>th</sup> International Conference on Reactor Dosimetry*, pp. 150-159, Brussels, Belgium, ENS/ASTM (2002).
- [3-55] 伊藤主税他、“高速実験炉「常陽」におけるNb ドシメータを用いた高速中性子照射量評価”、JNC TN9400 2003-091, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [3-56] 高松 操、青山卓史、柘井智彦、“使用済高速炉燃料の中性子放出率の測定と評価”、TN9410 98-011, 核燃料サイクル開発機構 (1998).
- [3-57] M. Takamatsu, T. Aoyama, “Neutron Intensity of Fast Reactor Spent Fuel,” *Proceedings of the 1997 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 98-003, pp. 21-26, 日本原子力研究所 (1998).
- [3-58] Atom Percent Fission in Uranium and Plutonium Fuel (Neodymium) Annual Books of ASTM Standard, E321-79, ASTM (1971).
- [3-59] N. C. Furcola et al., “Standard Test Method for Atom Percent Fission in Uranium and Plutonium Fuel (Neodymium-148 Method),” *1996 Annual Books of ASTM Standards*, 12.02, E321-96, ASTM (1996).
- [3-60] S. Koyama et al., “Measurement of burnup in FBR MOX fuel irradiated to high burnup,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 40, No. 12, pp. 998-1013 (2003).
- [3-61] R. Sher, “Fission Energy Release for 16 Fissioning Nuclides,” *Proceedings of Conference on Nuclear Data Evaluation Methods & Procedures* (1980).
- [3-62] 長沖吉弘他、私信 (1995) .
- [3-63] T. Yoshida et al., “Calculation of the Delayed Fission Gamma-Ray Spectra from U-235, -238, Pu-239, -240 and Pu-241; Tabular Data,” JAERI-M 89-037, 日本原子力研究所 (1989).
- [3-64] T. Yoshida, J. Katakura, “Calculation of the delayed gamma-ray energy spectra from aggregate fission product nuclides,” *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 93, pp. 193-203 (1986).
- [3-65] 庄野 彰他、“大型高速炉遮蔽解析法の開発 JASPER (日米高速炉遮蔽実験) 実験解析の成果”、*日本原子力学会誌*, Vol. 38, No. 9, pp. 760-770, 日本原子力学会 (1996).
- [3-66] D. T. Ingersoll, N. Ohtani, “JASPER: A Joint U.S.-Japan Program of Experimental Shielding Research,” *Proceedings of ANS Topical Conference Theory and Practices in Radiation Protection and Shielding*, Knoxville, TN, USA, pp. 346-353, ANS (1987).
- [3-67] N. Ohtani, S. Suzuki, “Advancement in FBR shielding -Ten Years in Japan-,” *Proceedings of LMR Progress and Promise*, ANS Winter Meeting, Washington D.C., USA, pp. 89-94, ANS (1989).
- [3-68] H. Handa et al., “Shielding design study of the demonstration fast breeder reactor (1) -evaluation of the JASPER experiment and its analysis results-,” *Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Radiation Shielding*, Tsukuba, Japan, pp. 110- (2000).

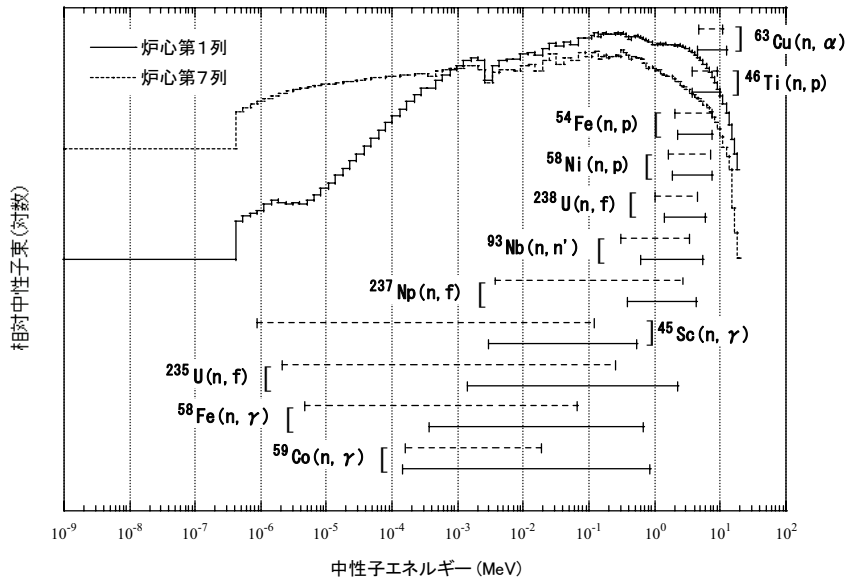


図 3.2.1 ドシメータの 90%エネルギー感度範囲

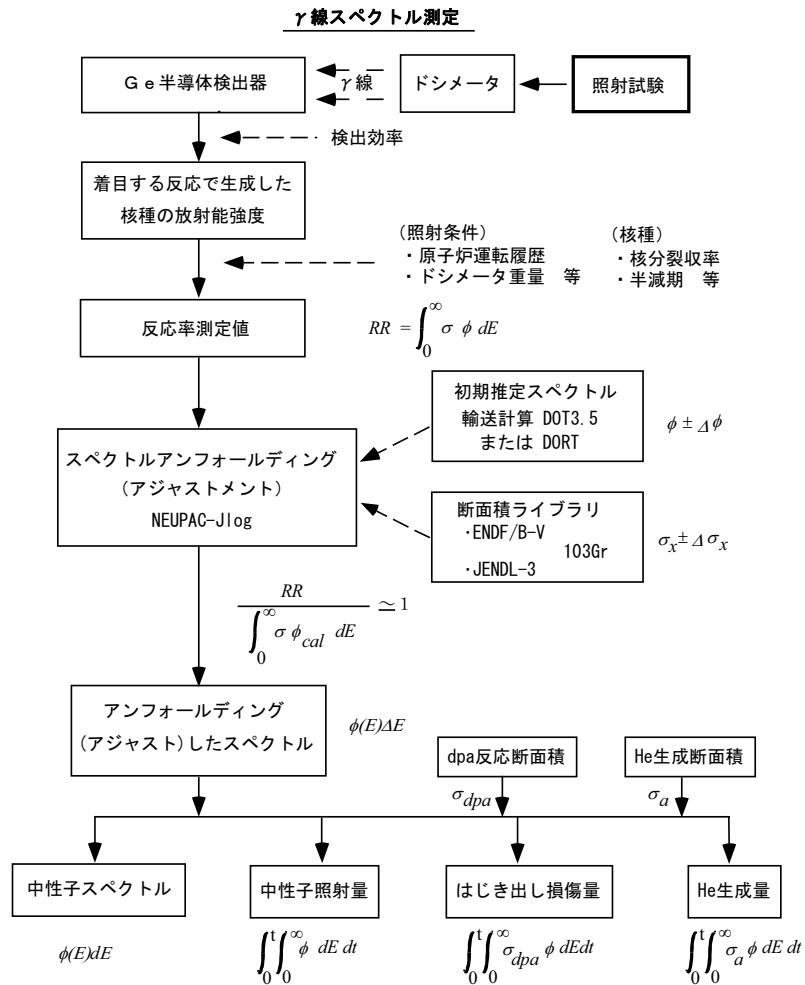


図 3.2.2 多重放射化箔法による中性子スペクトル解析フロー

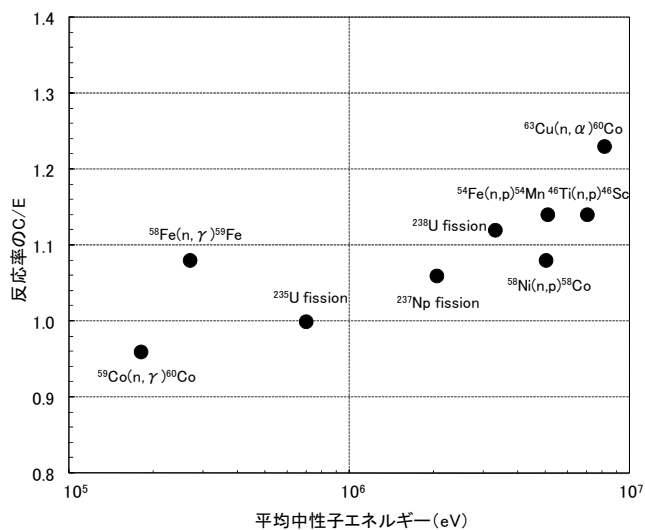


図 3.2.3 JENDL-3 ドシメトリーファイルの高速炉スペクトル場（「常陽」炉心中心）での積分テスト

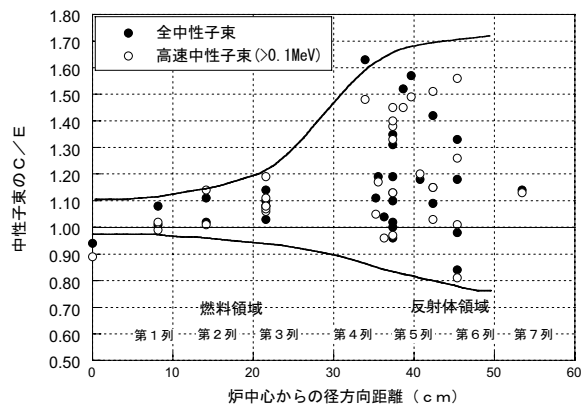


図 3.2.4 中性子照射量の C/E 分布（C：7群拡散計算、E：アジャストメント）

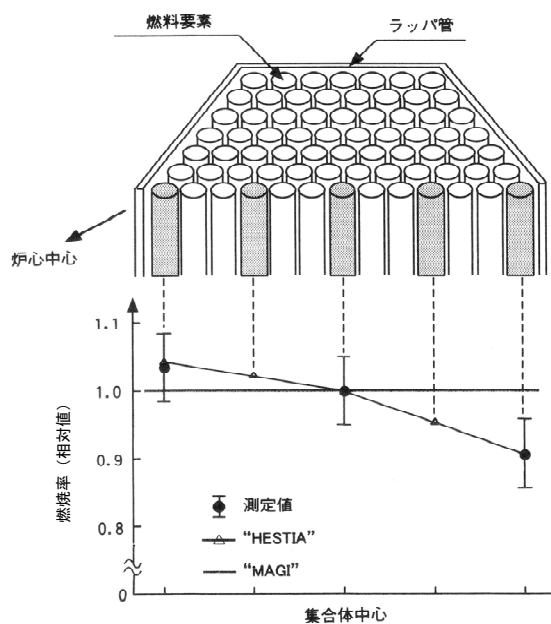


図 3.3.1 MK-II 炉心燃料集合体内の燃焼率分布の比較

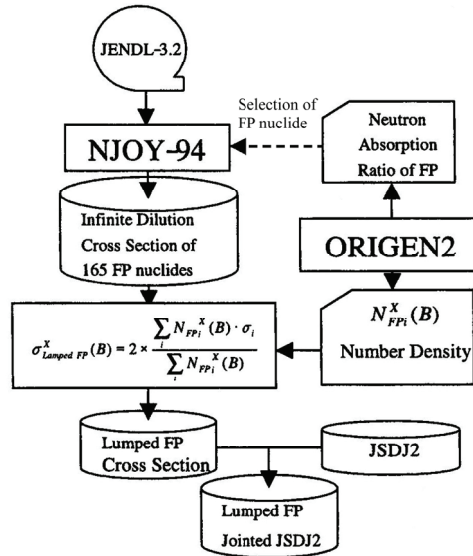


図 3.3.2 「常陽」遮へい計算用 F P 定数の作成フロー

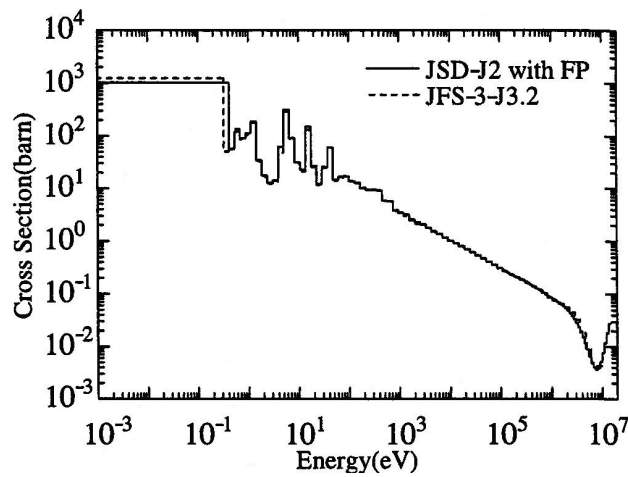


図 3.3.3  $^{239}\text{Pu}$  から生成した F P のマイクロ吸収断面積

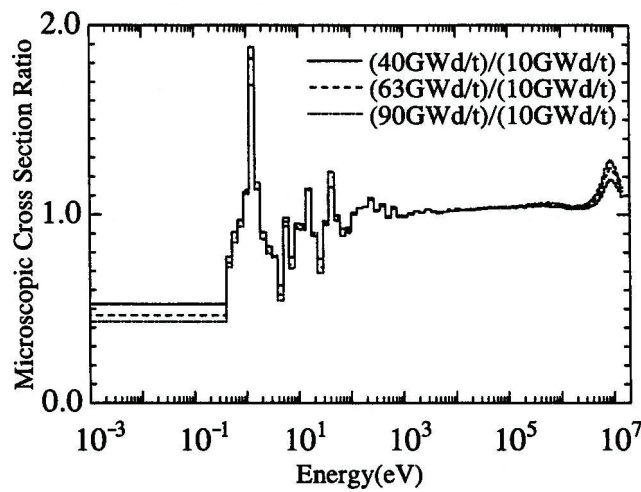


図 3.3.4  $^{239}\text{Pu}$  から生成した F P のマイクロ吸収断面積の燃焼度依存性



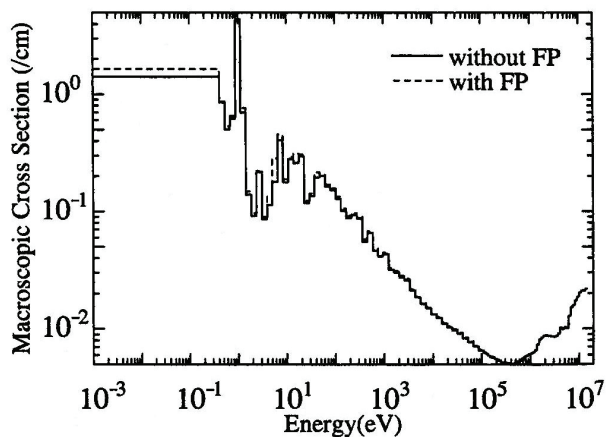


図 3.3.5 燃料領域平均のマクロ吸収断面積

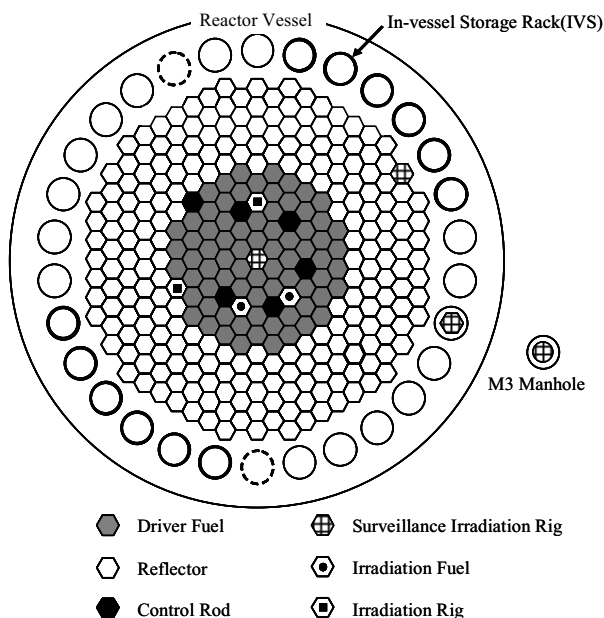
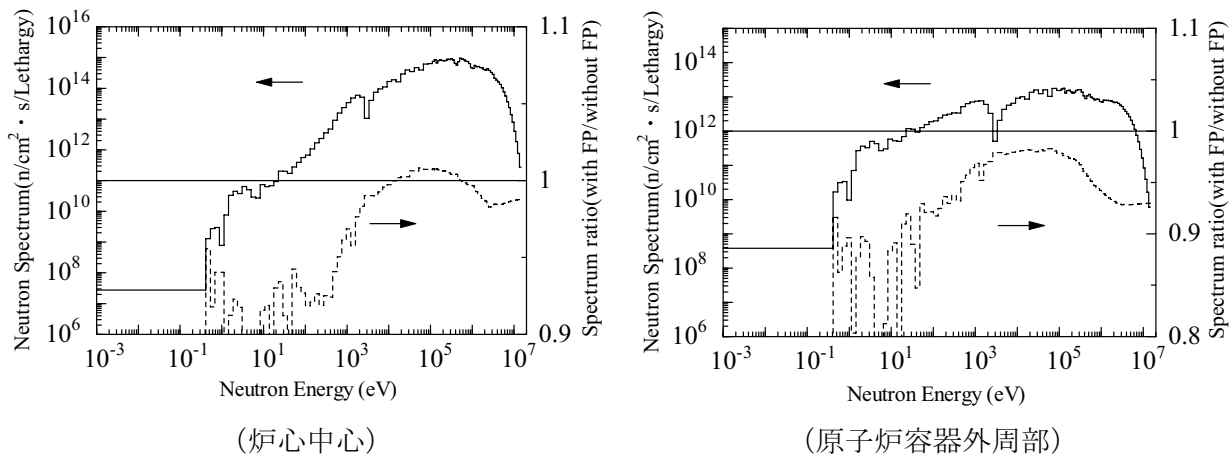


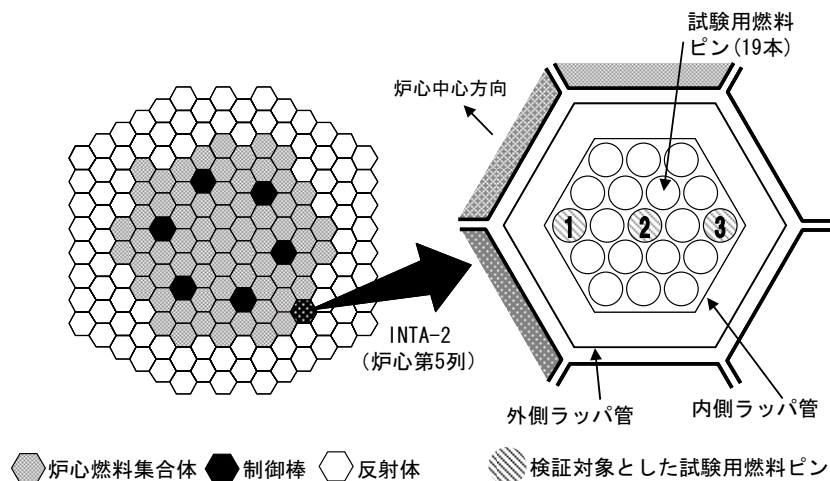
図 3.3.6 FP定数を考慮した場合の中性子スペクトル計算体系



(炉心中心)

(原子炉容器外周部)

図 3.3.7 FP定数を考慮した場合の中性子スペクトルの差



「常陽」MK-II 23"サイクル炉心構成

INTA-2集合体断面図

図 3.4.1 MCNPによる解析対象集合体の内部構造と炉心構成

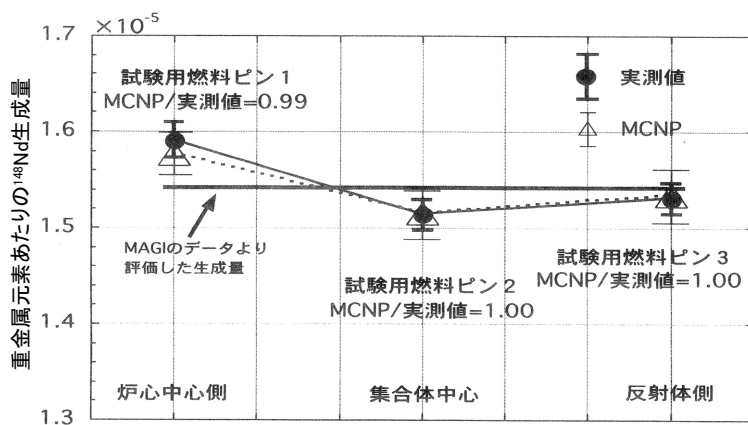


図 3.4.2  $^{148}\text{Nd}$  生成量の比較

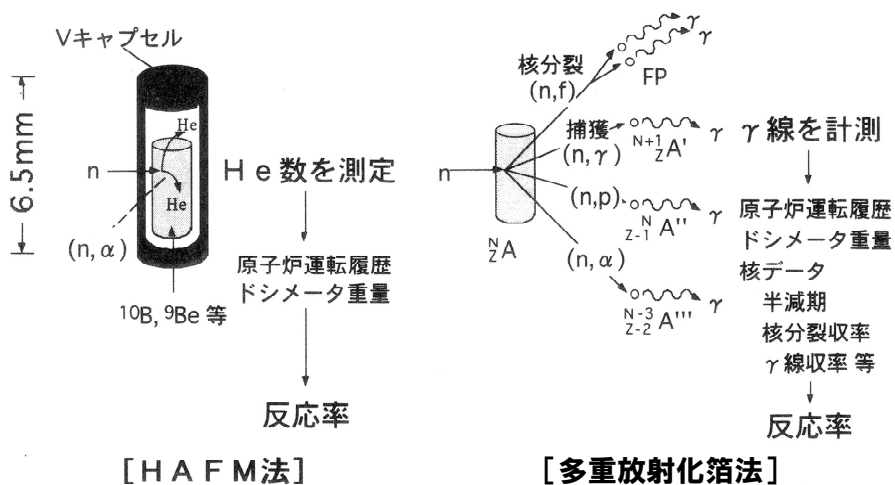


図 3.4.3 HAFM法と多重放射化箔法の測定原理

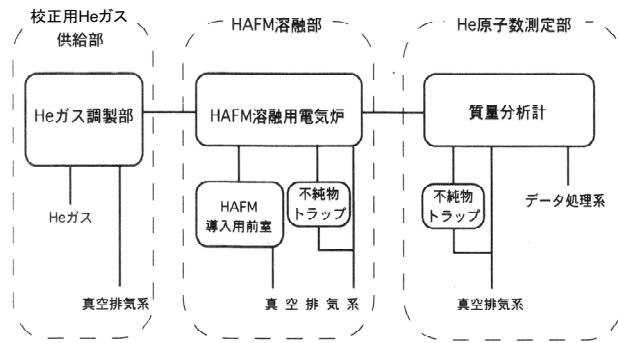


図 3.4.4 HAFM測定システム

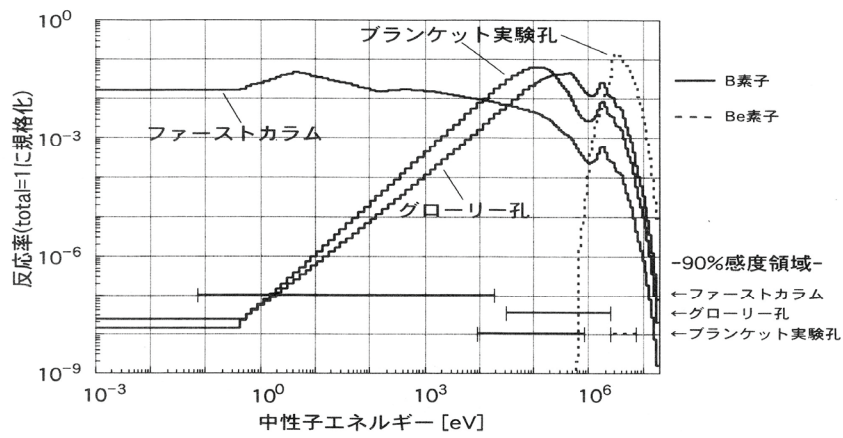
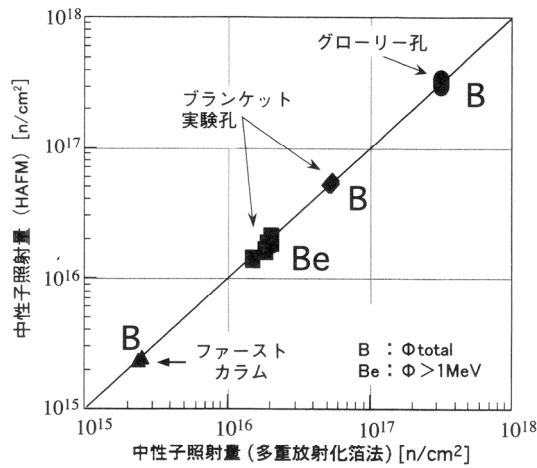
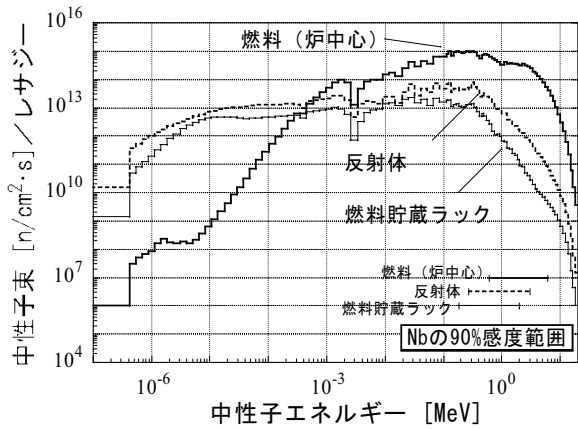


図 3.4.5 「弥生」炉におけるHe生成のエネルギー感度領域

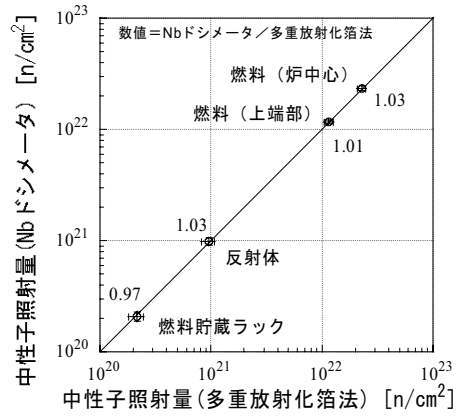


HAFM素子	中性子照射場	中性子照射量 HAFM 多重放射化箔法
B	グローリー孔	1.03±0.03
	ブランケット実験孔	1.00±0.05
	ファーストカラム	0.98±0.05
Be	ブランケット実験孔	0.96±0.04

図 3.4.6 「弥生」校正照射での中性子照射量の比較



(中性子スペクトル)



(高速中性子照射量 :  $E > 0.1\text{MeV}$ )

図 3.4.7 Nb ドシメータ照射位置の中性子スペクトルと高速中性子照射量測定結果

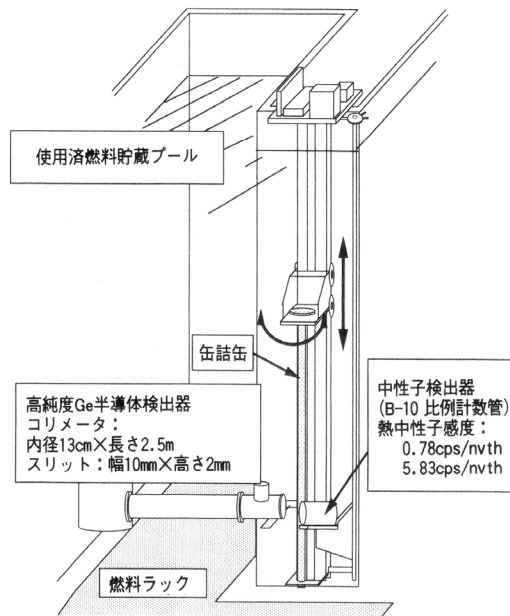


図 3.5.1 「常陽」 オンサイト燃焼度測定装置

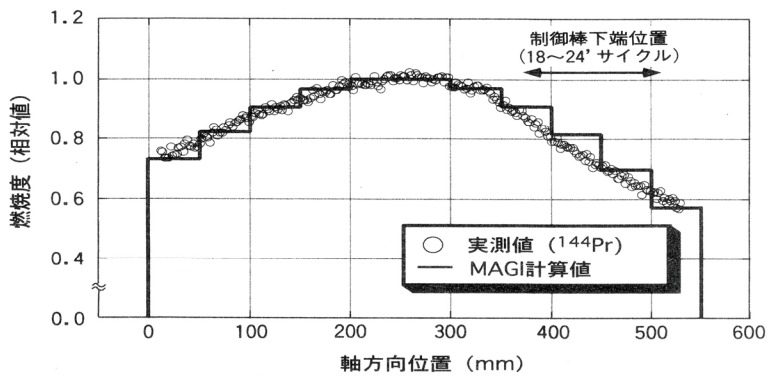


図 3.5.2 使用済みのMK-II炉心燃料集合体の軸方向燃焼度分布

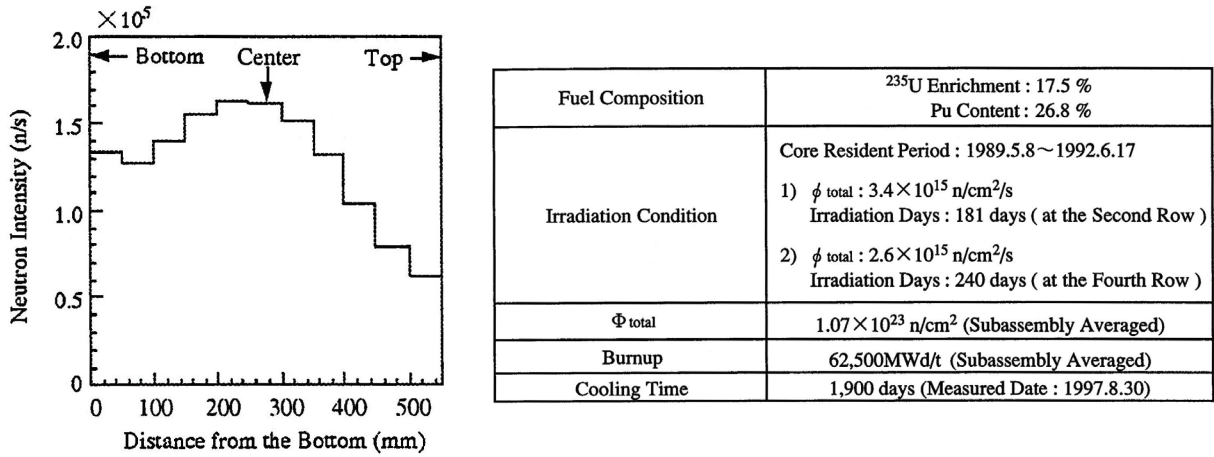


図 3.5.3 中性子放出率の軸方向分布

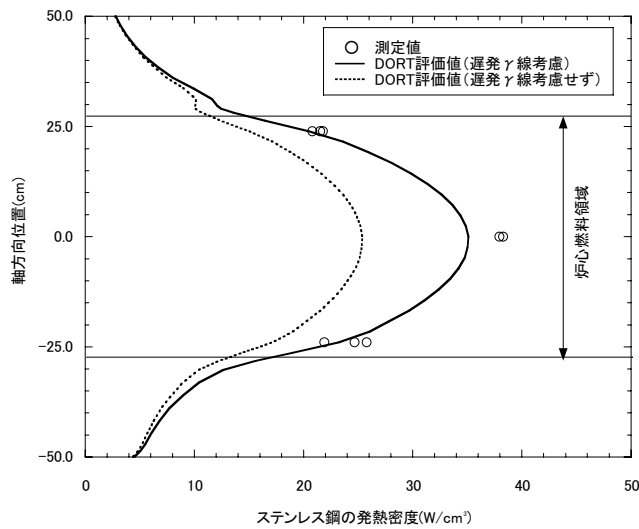


図 3.6.1 MARICO-1 キャプセル部の  $\gamma$  線発熱密度の軸方向分布

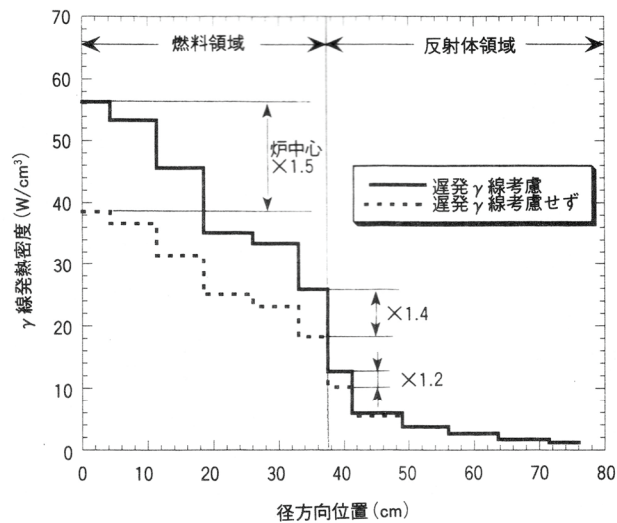


図 3.6.2 ステンレス鋼の  $\gamma$  線発熱密度の径方向分布 (炉中心面)

表 3.2.1 「常陽」標準ドシメータセット

ドシメータ物質	形状	サイズ(mm)	反応形式	
			非しきい反応	しきい反応
Co	ワイヤ (Co-Al, Co-V)	φ 1.0	$^{59}\text{Co}(n,\gamma)^{60}\text{Co}$	
Sc	Vキャプセル封入 ( $\text{Sc}_2\text{O}_3$ )	φ 1.5×8.0L	$^{45}\text{Sc}(n,\gamma)^{46}\text{Sc}$	
Ti	ワイヤ	φ 0.5		$^{46}\text{Ti}(n, p)^{46}\text{Sc}$
Fe	ワイヤ	φ 0.75	$^{58}\text{Fe}(n,\gamma)^{59}\text{Fe}$	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$
Ni	ワイヤ	φ 0.75		$^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$
Cu	ワイヤ	φ 0.75		$^{63}\text{Cu}(n,\alpha)^{60}\text{Co}$
Ta	ワイヤ (Ta-Al, Ta-V)	φ 0.5	$^{181}\text{Ta}(n,\gamma)^{182}\text{Ta}$	
Nb	箔、ワイヤ	0.0051t		$^{93}\text{Nb}(n, n')^{93m}\text{Nb}$
$^{237}\text{Np}$	Vキャプセル封入 ( $\text{NpO}_2$ )	φ 1.5×8.0L		$^{237}\text{Np}(n, f)\text{FP}$
$^{235}\text{U}$	Vキャプセル封入 ( $\text{UO}_2$ , U-V)	φ 1.5×8.0L	$^{235}\text{U}(n, f)\text{FP}$	
$^{238}\text{U}$	Vキャプセル封入 ( $\text{UO}_2$ , メタル)	φ 1.5×8.0L		$^{238}\text{U}(n, f)\text{FP}$
$^{232}\text{Th}$	Vキャプセル封入 (メタル)	φ 1.5×8.0L	$^{232}\text{Th}(n,\gamma)^{233}\text{Th}$	$^{232}\text{Th}(n, f)\text{FP}$

表 3.2.2 アジャストメント前後のドシメータ反応率の C/E  
(炉心第1列：JENDL-3 ドシメトリファイル使用)

No.	核反応	アジャストメント前		アジャストメント後	
		C/E	誤差	C/E	誤差
1	$^{59}\text{Co}(n,\gamma)^{60}\text{Co}$	0.932	0.13	0.980	0.06
2	$^{46}\text{Ti}(n, p)^{46}\text{Sc}$	1.719	0.23	0.947	0.14
3	$^{58}\text{Fe}(n,\gamma)^{59}\text{Fe}$	1.184	0.18	1.163	0.12
4	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$	1.577	0.19	1.020	0.08
5	$^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$	1.504	0.20	0.990	0.09
6	$^{63}\text{Cu}(n,\alpha)^{60}\text{Co}$	2.146	0.20	1.087	0.08
7	$^{237}\text{Np}(n, f)\text{FP}$	1.367	0.19	1.022	0.14
8	$^{235}\text{U}(n, f)\text{FP}$	1.179	0.12	1.050	0.06
9	$^{238}\text{U}(n, f)\text{FP}$	1.512	0.19	1.037	0.06
	平均	1.458		1.033	

表 3.3.1 炉心管理コードシステムの高精度化

		MAGI	HESTIA
計算体系		Hex-Z	Tri-Z
炉定数セット		JFS-3-J2	JFS-3-J3.2R
径方向メッシュ数/集合体		1	24
軸方向メッシュ幅 (燃料領域)		5cm	2.5cm
エネルギー群数	中性子	7	18
	$\gamma$	3	7

表 3.3.2 遮へい計算用 F P 定数作成において想定した燃料組成

Nuclide	Weight [g/SA]	Weight Ratio
$^{235}\text{U}$	1414	18.4%
$^{238}\text{U}$	6282	81.6%
$^{239}\text{Pu}$	1992	63.7%
$^{240}\text{Pu}$	768	24.6%
$^{241}\text{Pu}$	251	8.0%
$^{242}\text{Pu}$	114	3.6%

表 3.3.3 F P 定数作成用中性子スペクトルの計算方法

Transport calculation code	DORT
Cross section calculation code	RADHEAT-V3
Neutron cross section set	JSDJ2
Self shielding factor set	JFTJ2
$\gamma$ -ray production library	Modified New-POPOP4 (including delayed fission $\gamma$ -ray)
No. of angular quadratures	S30
Order of scattering anisotropy	P3

表 3.3.4 遮へい計算において F P を考慮した場合の中性子束等の差

(with FP/without FP)

	$\phi_{total}$	$\phi_{fast}$ (E>1MeV)	$\gamma$ -ray Calorific Rate	$^{235}\text{U}(\text{n},\text{f})$ Reaction Rate
Core	0.99	0.99	0.99	0.99
Reflector	0.98	0.98	0.98	0.98
SF* in IVS	0.94	0.93	0.93	0.90

\* Spent Fuel      IVS : In-vessel Storage Rack

表 3.3.5 遮へい計算において F P を考慮した場合の主要反応率の差

Reaction		C (Calculation by DORT)/E (Experiment)							
		Core Center		Reflector Region		Storage Rack		M3 Manhole(ex-vessel)	
		without FP	with FP	without FP	with FP	without FP	with FP	without FP	with FP
Fe	$^{54}\text{Fe}(\text{n},\text{p})^{54}\text{Mn}$	1.19	1.17	0.82	0.81	0.80	0.79	—	—
	$^{58}\text{Fe}(\text{n},\gamma)^{59}\text{Fe}$	—	—	1.20	1.19	1.14	1.13	1.01	1.00
Ni	$^{58}\text{Ni}(\text{n},\text{p})^{58}\text{Co}$	1.00	0.99	0.90	0.89	0.81	0.80	—	—
Cu	$^{63}\text{Cu}(\text{n},\alpha)^{60}\text{Co}$	1.18	1.17	0.92	0.91	—	—	—	—
Ti	$^{46}\text{Ti}(\text{n},\text{p})^{46}\text{Sc}$	1.17	1.16	0.84	0.83	—	—	—	—
Sc	$^{45}\text{Sc}(\text{n},\gamma)^{46}\text{Sc}$	1.14	1.14	1.05	1.04	1.04	1.03	0.96	0.95
Co	$^{59}\text{Co}(\text{n},\gamma)^{60}\text{Co}$	—	—	—	—	—	—	0.98	0.97
Ta	$^{181}\text{Ta}(\text{n},\gamma)^{182}\text{Ta}$	—	—	—	—	—	—	0.95	0.94
Np	$^{237}\text{Np}(\text{n},\text{f})$	1.36	1.36	1.06	1.05	0.91	0.90	—	—
EU	$^{235}\text{U}(\text{n},\text{f})$	1.07	1.07	1.00	0.99	0.98	0.97	—	—

表 3.3.6 中性子放出率に対する中性子検出器の応答関数の計算方法

Calculation Code	MCNP-4A
Cross Section	FSXLIB(JENDL-3.2)
Neutron Source Spectrum	Spontaneous Fission Watt Type( $^{244}\text{Cm}$ )  ( $\alpha$ 、n) Reaction $\alpha$ -ray Energy : 5.5MeV
History	5,000,000
FSD	Less than 1% for Detector Responses

Item	MAGI
Cross Section	JFS-3-J2(JENDL-2)
Geometry	3D Hex-Z
Energy Group	7
Flux Calculation	Diffusion
Burn-up Calculation	Matrix Exponential

## 第4章 高中性子束炉心（MK-III）の炉心・プラント設計

### 4.1 はじめに

FBRの実用化を目指す上では、燃料の長寿命化や新燃料・新材料の開発が重要課題であり、そのための多種多様な照射試験をより効率的に行っていくことが必須の条件となった。「常陽」の高度化計画（MK-III計画）<sup>[4-1]-[4-10]</sup>は、こうした背景を鑑み、炉心の高中性子束化、照射運転時間の増大及び照射技術の高度化によって照射性能を向上させる計画である。MK-III計画の全体概要を図4.1.1に示す。

炉心の高中性子束化に関しては、稼働中の原子炉であることを考慮し、最小限の機器設備の改造で最大限の照射性能を得るべく、炉心及び冷却系設備の改造に係る仕様をパラメータにしたサーベイ計算を実施し、高速中性子束をMK-II炉心の約1.3倍に高める炉心・燃料仕様を決定した。これと併せて、原子炉熱出力の増大に対応した除熱性能を確保できるよう原子炉冷却系の改造方法を策定した。照射終了までの期間短縮に大きく寄与する照射運転時間の増大については、燃料交換期間及び定期検査期間の短縮に係る設備改造を行った。また、照射技術の高度化に関しては、高性能照射施設として多種多様な照射試験に応えられる照射技術の確立と照射装置の開発を進めることとした。本章では、その計画と設計の詳細を述べる。

### 4.2 炉心の高中性子束化

「常陽」MK-III炉心は、炉心燃料集合体、径方向反射体、制御棒、中性子源、各種の照射試験用集合等で構成される。第2章で述べたように、照射試験用集合体の炉心への装荷体数を増加すると炉心の過剰反応度が低下する。そのため、MK-III炉心の設計においては、可能な限り中性子束を高め、かつ、照射場の拡大を図るべく同時に多数の照射試験用集合体を炉心に装荷できることを設計方針に定めて、広範なサーベイ計算を実施し、標準設計炉心を設定した。そのサーベイ計算結果を基に炉心設計を詳細化し、高速中性子束の最大値がMK-II炉心の約1.3倍となる炉心・燃料の基本仕様を決定した<sup>[4-11]</sup>。以下に、その概略を示す。

#### 4.2.1 MK-III炉心の基本仕様の決定

MK-III炉心の基本仕様決定に際して、燃料形態、燃料ペレット形状（中空、中実）、燃料ピン径、炉心の大きさ（等価直径、高さ）、燃料領域数等の炉心候補概念について、炉心・燃料仕様をパラメータにした幅広いサーベイ計算を行った。ただし、大規模なR&Dや炉心支持板、炉心上部機構等の炉内永久構造物の交換などのプラント改造を必要としないことを前提条件とした。

サーベイ計算では、2領域炉心と1領域炉心について、燃料の熔融限界線出力密度の検討を行い、炉心設計で許容される最大の原子炉熱出力を求め、高中性子束化の達成度を比較した。結果は、以下のとおりである。なお、2領域炉心の外側炉心用燃料（以下、外側燃料と称す）には、MK-II炉心燃料と同様の仕様の燃料を用いた。

- (1) 最も中性子束を上げられるのは、細径の燃料ピン（外径4.5mm）を用いた1領域炉心である。
- (2) 2領域炉心においては、内側炉心用燃料（以下、内側燃料と称す）として中実ペレットの燃料ピン（MK-II型、外径5.5mm）で、核分裂性物質の含有量を外側燃料より下げた方が、燃料ピン径を太径化（外径6.3mm）して中空ペレットを採用する場合に比べて中性子束を高められる。
- (3) キャビテーションの抑制などの除熱上の必要条件を考慮すると、細径の燃料ピンを用いた場合でも中性子束の増加割合は1.4倍弱が限度である。

これらの検討の結果、MK-III炉心は、内側燃料と外側燃料の核分裂性物質の含有量が異なる2領域炉心とし、内側燃料も外側燃料と同様に中実ペレットとすることとした。



#### 4. 2. 2 設計方針

前述のサーベイ計算の結果を踏まえて、MK-III炉心の諸性能を満たすため、以下の方針に基づき詳細な炉心設計を行った。

- (1) 燃料仕様：日本原子力研究開発機構・東海研究開発センターの核燃料サイクル工学研究所にある燃料製造施設を大幅に改造することなく製造可能な燃料であることを前提とし、ラッパ管寸法、燃料ピン径及び本数等はMK-II炉心燃料と同一とする。
- (2) 過剰反応度：MK-II炉心に比べてより多くの照射試験用集合体が装荷される炉心構成においても、1サイクルあたり60日の運転が可能な過剰反応度を確保する。
- (3) 炉停止余裕：計測線付照射装置の装荷数を増やすため、高中性子束領域である炉心第3列に6体配置されている制御棒のうち2体を燃料領域の外周部の炉心第5列へ移設する（1体は、先行してMK-II第23サイクル運転終了後に移設済み）。ただし、この場合においても、最大の反応度値を持つ制御棒1体が固着しても、原子炉を低温停止できる炉停止余裕を確保する。
- (4) 中性子束分布：照射性能向上のため、MK-II炉心に比べて高中性子束領域を大幅に拡大する。照射期間を短縮する上で重要となる高中性子束化の目標は、高速中性子束 ( $E > 0.1\text{MeV}$ ) の最大値がMK-II炉心の約1.3倍とする。
- (5) 原子炉熱出力：冷却系設備の改造範囲と規模を可能な限り小さくするため、高中性子束化とそれに伴う原子炉熱出力の増大のバランスを図り、最大140MWtとする。
- (6) 燃料交換方式：炉心燃料の交換計画は、サイクル運転ごとの炉心の出力分布の変化が少なく、一様かつ高い燃焼度を達成することを目標として策定する。燃料交換方式は、MK-II炉心と同様に、炉心装荷列ごとに交換バッチ数の異なる可変バッチ分散方式とする。1サイクル運転あたりの燃料交換体数は約12体である。
- (7) 照射試験用集合体の炉心装荷位置：MK-II炉心と同様に、計装の少ない照射試験用集合体の炉心装荷位置は固定せず、照射試験の目的に合わせて選定できるようにする。
- (8) 遮へい集合体の導入：運転時間の増大を図るため、 $B_4C$ を装填した遮へい集合体を導入することにより、炉内貯蔵ラック位置での中性子束を低減させる。これにより、同ラック内に1サイクル運転の間、装荷される使用済燃料は、燃料移送用ポット内の自然対流で冷却できるようにする。

#### 4. 2. 3 炉心設計の結果

炉心設計においては、照射試験用集合体の炉心装荷位置と体数がMK-III炉心の運転期間において代表となる炉心を標準炉心に設定した。炉心設計結果の概略を以下に示す。

##### (1) 核設計

核設計の基準計算は、JENDL-2 ライブラリ<sup>[4-12]</sup>、<sup>[4-13]</sup>をベースとした70群の炉定数セットJFS-3-J2<sup>[4-14]</sup>を用いてCITATION<sup>[4-15]</sup>コードにより2次元R-Z体系で行った。

燃料領域は、等価直径約80cm、炉心高さ50cmの円筒形状で、内側燃料と外側燃料の核分裂性物質の含有量が異なる2領域炉心とした。炉心燃料は、<sup>235</sup>U濃縮度が約18wt%、核分裂性Pu富化度(<sup>239</sup>Pu+<sup>241</sup>Pu/(U+Pu))が内側燃料で約16wt%、外側燃料で約21wt%である。炉心の径方向外側及び上下には厚さ約25~30cmのステンレス鋼製の反射体領域がある。また、径方向反射体領域のさらに外側には $B_4C$ ペレットを装填した遮へい集合体が2層装荷される。

この結果、原子炉の定格熱出力を 140MWt、その時の炉心燃料の最大線出力密度を 420W/cm（過出力時 450W/cm）とすることにより、高速中性子束を MK-II 炉心の約 1.3 倍にすることが可能となった。また、2 体の制御棒の移設と燃料領域の拡大（炉心に装荷できる最大燃料集合体数を 67 体から 85 体へ増加）により、高中性子束での照射が可能なスペースを MK-II 炉心の約 2 倍とすることができた。MK-III 標準炉心の構成、高速中性子束分布の MK-II 炉心との比較を図 4.2.1 に示す。また、MK-III 炉心の主要目を表 4.2.1 に、主要な炉心核熱特性を表 4.2.2 に示す。

なお、MK-III 炉心への移行方法については、MK-II 炉心から継続している燃料・材料の照射試験を遅らせることなく MK-III 炉心へ移行させるため、MK-III 炉心燃料を MK-II 炉心に段階的に装荷していくこととした。図 4.2.2 に MK-II から MK-III への炉心の移行過程を示す。

## (2) 熱設計

炉心燃料ピンの燃料最高温度は、Pu 富化度 30wt% の MOX 燃料の熔融温度や安全余裕を考慮して 2,650°C とした。一方、被覆管最高温度（肉厚中心）は運転時の異常な過渡変化時における被覆管の破損を防止するため 830°C とした。また、通常運転時における燃料最高温度の制限値については、線形出力系核計装信号のスクラム設定点を MK-II 炉心より 1% 下げて（定格熱出力の 106% → 105%）、過出力係数を 1.07 とし、2,530°C に設定した。

### 4.2.4 炉心構造物の健全性の確保

原子炉熱出力の増大に伴い、1 次冷却材流量を MK-II 炉心に比べて約 20% 増加させるとともに、径方向出力ピーキング係数の低下に伴って外側燃料の冷却材流量を相対的に増加させる必要があり、炉心の冷却材流量配分を変更するための流量調節機構を開発した。

炉心燃料集合体の冷却材流量は、エントランスノズルと炉心支持板に固定された連結管のそれぞれのオリフィスによって調節される。連結管側のオリフィス孔径とその開孔位置は固定されており、変更できないため、冷却材流量配分を適正に行うためには、炉心燃料集合体側のエントランスノズルのオリフィス孔径により調整する必要がある。そこで、炉心の冷却材流量配分の変更については、炉外ループでの水流動試験結果を踏まえて検討を行い、炉心燃料集合体ごとに適切な冷却材流量を確保できることを確認した。また、新たに開発した冷却材流量調節機構については、水キャビテーション試験とナトリウムエロージョン試験を行い、炉心燃料集合体の構造健全性が十分に確保できることを確認した<sup>[4-11]</sup>。

### 4.2.5 遮へい性能の強化

日米共同の大型炉遮へいベンチマーク実験（JASPER 計画）<sup>[4-16]-[4-18]</sup>の成果を取り入れ、炉内貯蔵ラック位置での中性子束を低減させた。これによる原子炉容器内外の遮へい特性や炉内貯蔵燃料の除熱性に関する評価を行った。基準遮へい計算は、輸送計算コード DOT3.5<sup>[4-19]</sup>による 2 次元 R-Z モデルで行った。

#### (1) 原子炉容器内の遮へい特性

MK-III 炉心では、炉心部の中性子束は増大するが、径方向については、ステンレス鋼製反射体の B<sub>4</sub>C 遮へい集合体への置換により、その外側での高速中性子束は、炉心バレル及び原子炉容器位置で、それぞれ MK-II 炉心の約 23% 及び約 30% に低下する。

一方、軸方向については、燃料スタック長さの短縮と併せて、燃料ピン下部へのステンレス鋼製反射体の追加や構造材の材質を高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼に変更することにより、炉心支持板位置の高速中性子束を MK-II 炉心の約 12% 増に抑えることができた<sup>[4-11]</sup>。

#### (2) 炉内貯蔵燃料の発熱量低減と遮へい集合体の仕様

炉内貯蔵ラックでの炉心燃料集合体の発熱量は、同ラックで保管中の炉心燃料の健全性を確保する観点から、約 50kW 以下とする必要がある。そこで、遮へい集合体の B<sub>4</sub>C ペレットの体積充填率

を 40%、<sup>10</sup>B濃縮度を 45wt%として、2次元輸送計算で炉心燃料の核分裂率を求め、崩壊熱と合わせて集合体あたりの発熱量を評価した結果、46kWで制限値以下となった<sup>[4-11]</sup>。

#### 4. 3 冷却系及び計測制御系の設計<sup>[4-20]-[4-23]</sup>

原子炉熱出力の増大に伴い、これに対応した冷却系の改造が必要となる。改造においては、プラント全体を見通したシステム設計を行うこととし、具体的には冷却系はプラントのヒートバランスと主要機器の改造方針及び仕様等について、また、計測制御系は熱過渡低減対策を主眼とした検討を行った。検討にあたっては、以下の点を考慮した。

- (a) 改造対象範囲はもちろんのこと、改造により既存設備の健全性が損なわれないか。
- (b) 改造に伴って発生する既存設備への影響はどの程度か。新たな改造が生じないか。
- (c) 建物構造等、改造が困難な項目を設計上の制約条件としていないか。
- (d) 最新の規格、基準に適合しているか。
- (e) 費用対効果比の高い改造方法を選定しているか。
- (f) 余寿命の観点から問題はないか。

##### 4. 3. 1 冷却系及び計測制御系の改造方針

改造にあたっては、以下に示す基本方針を定めた。

###### (1) 冷却系統の基本構成

冷却系ループ数の増設（MK-II炉心までは2ループ）や原子炉容器の交換など、非現実的な改造計画は排除し、プラントの基本構成は変更しないこととした。

###### (2) ヒートバランス

MK-II炉心では、1次冷却系、2次冷却系ともに冷却材流量及びホットレグ（高温側）とコールドレグ（低温側）の温度差： $\Delta T$ は同一であるが、必ずしもこれを踏襲する必要はない。また、材料強度の観点から、原子炉出口温度及び2次冷却系ホットレグ温度は現行の値を超えないこととした。

###### (3) 1次冷却系の改造範囲

1次冷却系機器が収納されている狭隘な格納容器床下部における改造は、作業性及び機器の配置上から制約が大きいと見られ、主 IHX 周りに限定した。

###### (4) 除熱能力向上対策

設置場所及び作業エリアの空間的な余裕、放射化ナトリウムや原子炉容器内カバーガスの取扱い、放射線管理区域内における作業時間の制限などの工事上の制約条件を考慮し、1次冷却系より2次冷却系に改造の重点を置き、主にDHXの大容量化で対応することとした。

###### (5) 改造後の運転環境

ナトリウムの貯蔵タンクから冷却系統への充填、ドレン（抜き取り）等の冷却系運転操作を複雑にせず、高い運転信頼性を確保できるように運転員の負担増加を抑え、MK-IIと同程度の運転員数で操作できることとした。

##### 4. 3. 2 冷却系のシステム設計

冷却系システムのヒートバランスの検討においては、上記の基本方針に基づき、冷却系主要機器の改造規模が必要十分にして最小限となるよう検討した。

冷却材温度、流量に関するヒートバランスと改造対象となる冷却系機器の基本仕様を図 4.3.1 に示す。冷却系システムの基本構成を変更しないため、原子炉熱出力の上昇に見合うだけの除熱能力

を備えるには、 $\Delta T$ と冷却材流量を増加させる必要がある。しかし、1次冷却系及び2次冷却系の最高温度は、材料強度の観点から現行の500℃及び470℃をそれぞれ維持することが望ましいため、コールドレグ側の温度を下げることで $\Delta T$ を増加することとした。また、主IHXの対数平均温度差( $\Delta T_m$ )は、40℃を維持することとした。

その結果、1次冷却系は、炉心の冷却材流量調節機構部のエロージョン防止と燃料被覆管肉厚中心温度の制限を考慮して $\Delta T$ を150℃とし、冷却材流量をMK-II炉心の122%とした。また、1次主循環ポンプの運転点は、図4.3.2に示すように、既設のポンプの運転可能範囲内にあることを確認した。一方、2次冷却系は、 $\Delta T$ を170℃とし、冷却材流量をMK-II炉心の107%とした。2次主循環ポンプについては、圧力損失の増加により運転点が既設のポンプの運転範囲をわずかに超えており、主循環ポンプの電動機を交換することとした。なお、この交換によってもポンプ回転部の健全性は確保されることを確認した。

#### 4.3.3 主IHXの設計<sup>[4-24]</sup>

主IHXは、機器の信頼性、運転及び改造工事が容易であるかどうか、既設の設備との取合い、付帯工事量等の様々な観点から検討を加え、最終的に既設と同じ型式を採用することとした。

主IHXの設計では、原子炉建家内の設置スペースの制約により大型化が困難であるため、 $\Delta T_m$ を大きくして、1次冷却系高温側ナトリウムと低温側ナトリウムのバイパス流を抑制することにより熱効率を高めた結果、40%の除熱能力の向上を可能とした。主IHXの構造を図4.3.3に示す。

また、主IHXの主要構造材には高速炉構造用316(316FR鋼)<sup>[4-25]</sup>を先駆的に採用した。316FR鋼は、FBRの実用化に向けたプラントの高温化、機器構造の簡素化などを実現するため、クリープ特性の向上を目指して開発が進められてきたオーステナイト系ステンレス鋼で、JISのSUS316鋼の規格成分範囲で、炭素量の低減、強度確保のための窒素及びリン含有量の最適化などが図られている。316FR鋼の化学成分をSUS316鋼と比較して表4.3.1に示す。

#### 4.3.4 DHXの設計<sup>[4-26]</sup>

DHXを構成する主冷却器は、除熱能力を25MWt/基から35MWt/基に向上させるため、伝熱管の配置を従来のU型から $\Sigma$ 型に変えて伝熱面積を約2倍にした。これに伴って、DHXの送風機、電動機、ベーン、ダンパ等の空気側機器も性能を向上させたものにそれぞれ交換することとした。なお、伝熱管の材質及び寸法は、「常陽」における実績を重視して既設のDHXと同等とした。全体構造を図4.3.4に示す。

#### 4.3.5 計測制御系の設計

MK-II炉心では、原子炉運転中に何らかの異常事象により原子炉スクラムあるいは制御棒一斉挿入が行われると、1次冷却系高温側の冷却材温度は500℃から急激に低下していくが、原子炉スクラム直後は1次冷却系機器配管がまだ高温状態にあるため、冷却材と構造材の温度差による熱過渡が生じる。電源喪失や1次主循環ポンプトリップを除く原子炉スクラムあるいは制御棒一斉挿入では、1次主循環ポンプが定格状態で運転されており、低温の冷却材が短時間で構造材のナトリウム接液面を通過していくため、熱過渡が厳しくなる。

MK-III炉心では、前述のとおり、 $\Delta T$ と冷却材流量が増加するため、熱過渡がさらに厳しくなることが予想されたため、原子炉スクラム時の冷却系機器動作を変更し、制御棒一斉挿入を原子炉スクラムに統一することとした。

##### (1) 原子炉スクラム時の冷却系機器動作の変更

原子炉スクラム時には、1次主循環ポンプをランバック制御運転、2次主循環ポンプ及び主送風機を停止させることとした。これにより、2次冷却系は従来の電源喪失時と同様に自然循環による除熱となる。ここでいう「ランバック制御運転」とは、原子炉スクラムと同時に1次主循環ポンプの駆動力を回転慣性力だけが作用する状態にして冷却材流量を低下させ、低流量で一定に制御する運転

方式のことである。ランバック制御運転時の冷却材流量は、それが失敗した場合にポニーモータによる崩壊熱除去へ円滑に引き継ぐことができるよう、ポニーモータ運転時の冷却材流量より多くなるように設定している。

#### (2) 制御棒一斉挿入の廃止とスクラムへの統一

MK-IIIでは、冷却系機器の熱過渡緩和対策として、前述の機器動作の変更とともに制御棒一斉挿入の廃止と原子炉スクラムへの統一を行った。これにより、これまで制御棒一斉挿入で対応している異常事象に対しても、原子炉スクラムにより原子炉を急速に停止できるとともに、安全保護系及び制御信号の簡素化を図った。

#### 4. 4 照射運転時間の増大<sup>[4-27]</sup>

MK-II炉心では、①燃料交換のためサイクル運転間で約20日間の原子炉停止期間が必要であること、及び②定期検査工程のクリティカルパスとなる原子炉上部作業で大型キャスクによる機器の交換や照射装置の交換に長期間を要すること、などにより照射運転時間が制約を受けている。そこで、照射運転時間を増大するため、燃料交換期間及び定期検査期間の短縮を図るべく設備の更新を行うこととした。

燃料交換期間については、前述したようにB<sub>4</sub>C遮へい集合体の導入に伴う炉内貯蔵ラックでの発熱量の低減により、これまで使用済燃料の冷却に使用してきた冷却材流路孔付き冷却専用ポットが廃止でき、その結果、炉内貯蔵ラックにおける冷却材流路孔付きポットと冷却材流路孔なしポット間の使用済燃料の移送工程が削減できる。また、燃料交換機、キャスクカー、装填燃料移送機及び缶詰設備の遠隔自動運転を可能にするための改造を行うとともに、燃料取扱設備の運転を集中制御するよう制御系を変更し、自動で24時間連続運転できるようにした。これらにより、燃料交換期間はMK-IIの1/3に短縮することが可能となった。

定期検査期間については、照射準備作業である制御棒下部案内管の交換を、既存の大型キャスクを使用せずに、燃料交換機で取扱えるようにして通常の燃料取扱設備で移送できるようにし、交換期間を20日から2日に短縮した。この他、照射装置の交換期間の短縮についても併せて検討し、年間あたりの照射運転時間の増加に取り組んでいく。

#### 4. 5 照射利用計画<sup>[4-28], [4-29]</sup>

MK-III炉心への移行後は、MA含有MOX燃料、簡素化ペレット法製造燃料、金属燃料、酸化物分散強化型鋼(ODS鋼)製被覆管の燃料及び材料、キュリー一点電磁石を利用した自己作動型炉停止機構(SASS)の実証試験など、高速増殖炉サイクル技術開発のための各種照射試験<sup>[4-30], [4-31]</sup>や大学からの受託照射を実施する計画である。長期的には、「常陽」の役割も大きく変わり、確証・実証的な照射試験から、照射の質を重視した基礎・基盤的な照射試験に重点を置いていく。ここでは、照射試験に係る幅広い許可を有し、小回りの利く「常陽」を活用した照射試験として、以下の項目が考えられる。

- (a) 高燃焼度燃料の過渡・過出力試験
- (b) 限界照射試験
- (c) 制御型照射装置を用いた新材料の照射試験

また、ナトリウムループ施設や試験研究用高速炉として「常陽」を利用し、FBRの実用化に関する革新技术の研究開発や実証を行う。これらの例として、以下の項目が考えられる。

- (a) 高速炉の安全性(安全特性試験<sup>[4-32]</sup>、ナトリウム流動実験等)
- (b) 高速炉の炉心及びプラント監視技術<sup>[4-33]-[4-36]</sup>(炉心の機械的挙動、フィードバック反応度特性、燃料破損検出、機器異常診断、供用期間中検査技術等)

- (c) 臨界集合体では実施できない熱出力と燃焼に関連した各種炉物理試験
- (d) 高速炉プラントの廃止措置技術

#### 4. 6 第4章のまとめ

「常陽」に期待されている多種多様な照射試験をより効率的に行っていくため、炉心の高中性子束化とそれに伴う原子炉熱出力の増加に対応した冷却系を改造するMK-III計画を具体化し、炉心とプラント設計を行った。炉心の高中性子束化に関しては、高速中性子束をMK-II炉心の約1.3倍に高める炉心・燃料仕様を決定した。その結果、140MWtに増加した原子炉熱出力の除熱性能を確保できるよう原子炉冷却系の改造方法を策定した。

以上、MK-III計画の全般について述べてきたが、本計画については、国の安全審査を経て、1995年9月に原子炉設置変更許可を受領した。引き続き、炉心燃料、主IHX等の更新される設備・機器の設計及び工事の方法に関する認可申請を行い、使用前検査を順次受検し、総合機能試験<sup>[4-37]-[4-45]</sup>を経て2003年に性能試験を実施した。

#### 第4章の参考文献

- [4-1] 有井祥夫他、“「常陽」照射性能向上計画”、「原子炉の運転、管理及び改良に関する研究会」要旨集、UTNL-R0292, pp. 10-1 - 11, 東京大学 (1992).
- [4-2] S. Suzuki et al., “Upgrading program of experimental fast reactor “JOYO” -The MK-III Program-,” *Proceedings of the 10<sup>th</sup> Pacific Basin Nuclear Conference*, Kobe, Japan, pp. 759-768 (1996).
- [4-3] A. Yoshida, Y. Arii, T. Aoyama, S. Suzuki, “Core and Fuel Management Experience of “JOYO” and Its Upgrading Program,” *Proceedings of PHYSOR96*, Mito, Japan, pp. I-28 - 37 (1996).
- [4-4] 有井祥夫他、“高速実験炉「常陽」の炉心高性能化計画 (MK-III計画)”、*日本原子力学会誌*, Vol. 38, No. 7, pp. 577-584, 日本原子力学会 (1997).
- [4-5] T. Sekine, T. Aoyama, S. Suzuki, Y. Yamashita, “Upgrade of Irradiation Test Capability of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the 11<sup>th</sup> International Conference on Reactor Dosimetry*, Brussels, Belgium, pp. 447-454, ENS/ASTM (2002).
- [4-6] Y. Maeda, T. Aoyama et al., “Glorious achievement of a quarter century operation and a promising project named MK-III in JOYO,” *Transaction of the ANS Annual Meeting* (2002).
- [4-7] 吉田昌宏、青山卓史、前田幸基、“「常陽」の高度化計画 (MK-III計画) の概要”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 5-16, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-8] H. Hara, T. Nagata, T. Aoyama, S. Suzuki, “JOYO MK-III, state-of-the-art, FBR Irradiation Test Facility,” *Proceedings of the 14<sup>th</sup> Pacific Basin Nuclear Conference (PBNC2004)*, CD-ROM, Honolulu, USA (2004).
- [4-9] Y. Maeda, T. Aoyama et al., “Distinguished achievements of a quarter century operation and a promising project named MK-III in JOYO,” *Nuclear Technology*, Vol. 150, No. 1, pp. 16-36 (2005).
- [4-10] T. Aoyama, T. Sekine et al., “JOYO, THE IRRADIATION AND DEMONSTRATION TEST FACILITY OF FBR DEVELOPMENT,” *Proceedings of the 15<sup>th</sup> Pacific Basin Nuclear Conference (PBNC2006)*, CD-ROM, Sidney, Australia (2006).
- [4-11] 吉田昌宏、青山卓史、“照射性能向上のためのMK-III炉心の設計”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 17-25, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-12] T. Nakagawa, “Summary of JENDL-2 General Purpose File,” JAERI-M 84-103, 日本原子力研究所 (1984).
- [4-13] Japanese Nuclear Data Committee, “Graphs of Evaluated Neutron Cross Sections in

- JENDL-2,” JAERI-M 84-052, 日本原子力研究所 (1984).
- [4-14] 高野秀樹他、“高速炉用群定数セット JFS-3-J2 の改訂版”、JAERI-M 89-141, 日本原子力研究所 (1989).
- [4-15] T. B. Fowler et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).
- [4-16] 庄野彰他、“大型高速炉遮蔽解析法の開発 JASPER (日米高速炉遮蔽実験) 実験解析の成果”、*日本原子力学会誌*, Vol. 38, No. 9, pp. 760-770, 日本原子力学会 (1996).
- [4-17] D. T. Ingersoll, N. Ohtani, “JASPER: A Joint U.S.-Japan Program of Experimental Shielding Research,” *Proceedings of ANS Topical Conference Theory and Practices in Radiation Protection and Shielding*, Knoxville, TN, USA, pp. 346-353 (1987).
- [4-18] N. Ohtani et al., “Advanced in FBR shielding -Ten years in Japan-,” *Proceedings of LMR Progress and Promise, ANS Winter Meeting*, Washington D.C., USA, pp. 89-94 (1989).
- [4-19] W. A. Rhoades et al., “DOT3.5 Two Dimensional Discrete Ordinates Radiation Transport Code,” CCC-276 (1977).
- [4-20] 磯崎和則他、“プラント改造設計と冷却系機器の交換”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 49-61, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-21] K. Isozaki et al., “Upgrade of cooling system heat removal capacity of the experimental fast reactor JOYO,” *Nuclear Technology*, Vol. 150, pp. 56-66 (2005).
- [4-22] H. Kawahara et al., “Replacement of Secondary Heat Transport System Components in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-12)*, CD-ROM, Arlington, Virginia, USA (2003).
- [4-23] K. Sumino et al., “Design and Renovation of Heat Transport System in the Experimental Fast Reactor Joyo,” *Proceedings of the ANS Winter Meeting*, CD-ROM, Washington, D. C. USA, (2004).
- [4-24] 近藤等士他、“「常陽」MK-III冷却系機器の設計・製作—主中間熱交換器—”、JNC TN9410 2003-004, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-25] 青砥紀身、“高速炉構造用 SUS316 の開発とMK-III主中間熱交換器の交換”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 63-75, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-26] 川原啓孝他、“「常陽」MK-III冷却系機器の設計・製作—主冷却機—”、JNC TN9410 2004-015, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-27] 伊東秀明他、“運転技術の高度化”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 77-90, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-28] S. Miyakawa et al., “The Fruits and Hope of the Experimental Fast Reactor “JOYO” , ” *Proceedings of the 13<sup>th</sup> Pacific Basin Nuclear Conference*, Shenzhen, China, pp. 247 (2002).
- [4-29] 揃 政敏、北村了一、三次岳志、関根 隆、青山卓史、“照射試験技術の開発”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 111-120, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-30] M. Takamatsu, T. Sekine, T. Aoyama et al., “Demonstration of Control Rod Holding Stability of the Self Actuated Shutdown System in Joyo for Enhancement of Fast Reactor Inherent Safety,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 44, No. 3, pp. 511-517 (2007).
- [4-31] C. Ito, E. Kagota, K. Ishida, R. Kitamura, T. Aoyama, “In-pile Creep Rupture Experiment of ODS Cladding Materials in the Experimental Fast Reactor Joyo,” *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0582 (2008).
- [4-32] M. Takamatsu, T. Kuroha, T. Aoyama, “Studies of passive safety tests by using the experimental fast reactor Joyo -Verification of Joyo plant dynamic analysis code Mimir-N2-,” *Proceedings of ICAPP2007*, CD-ROM, Nice, France (2007).
- [4-33] 伊藤主税、伊東秀明、青山卓史他、“「常陽」における燃料破損模擬試験 -FFDL 炉内試験(III)-”、

- JNC TN9410 2005-003, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-34] K. Ishida, C. Ito, T. Aoyama, “Fuel Failure Simulation Test in the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of GLOBAL2005*, CD-ROM, Tsukuba, Japan (2005).
- [4-35] K. Matsuba, C. Ito, H. Kawahara, T. Aoyama, “Development of Fast Reactor Structural Integrity Using Optical Fiber Sensors,” *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0490 (2008).
- [4-36] T. Aoyama, K. Okazaki, C. Ito, H. Harano, K. Watanabe, T. Iguchi, “Development of Sodium Leak Detection Technology Using Laser Resonance Ionization Mass Spectrometry,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 5*, pp. 43-50 (2008).
- [4-37] 則次明広他、“「常陽」MK-III総合機能試験”、「研究炉等の運転、管理及び改良に関する研究会」要旨集、UTNL-R0416, pp. 10-1 - 11, 東京大学 (2002).
- [4-38] 伊東秀明他、“MK-III総合機能試験の結果”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 91-97, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [4-39] 道野昌信他、“高速実験炉「常陽」MK-III総合機能試験結果報告書 -インターロック・動作確認試験-”、JNC TN9430 2004-001, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-40] 森本 誠他、“高速実験炉「常陽」MK-III総合機能試験結果報告書 純度測定試験”、JNC TN9430 2004-002, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-41] 寺門嗣夫他、“高速実験炉「常陽」MK-III総合機能試験結果報告 2次主循環ポンプ関係試験”、JNC TN9430 2004-003, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-42] 軽部浩二他、“高速実験炉「常陽」MK-III総合機能試験結果報告書 -1次補助冷却系試験-”、JNC TN9430 2004-004, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-43] 磯崎和則他、“「常陽」MK-III総合機能試験 -1次主循環ポンプ関係-”、JNC TN9410 2004-014, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-44] 川原啓孝他、“「常陽」MK-III総合機能試験 -主冷却機関係-”、JNC TN9410 2004-016, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [4-45] 石田公一他、“高速実験炉「常陽」MK-III総合機能試験結果報告書 炉心内流量分布測定及び系統圧損測定試験”、JNC TN9410 2004-018, 核燃料サイクル開発機構 (2004).



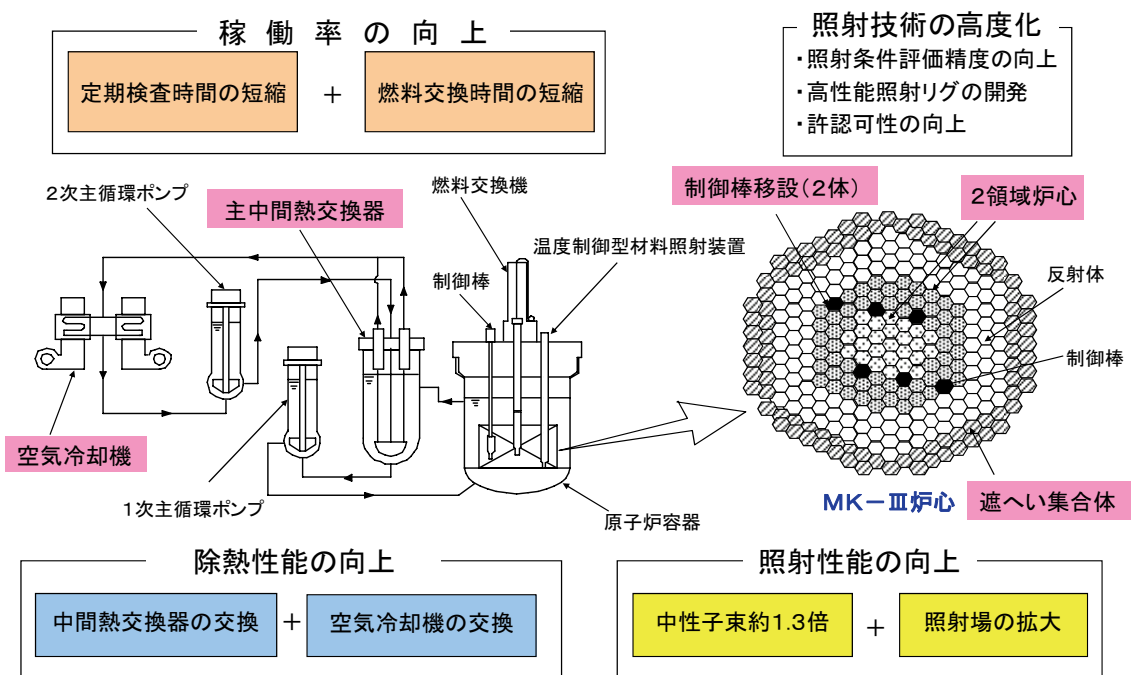


図 4. 1. 1 「常陽」MK-III計画の概要

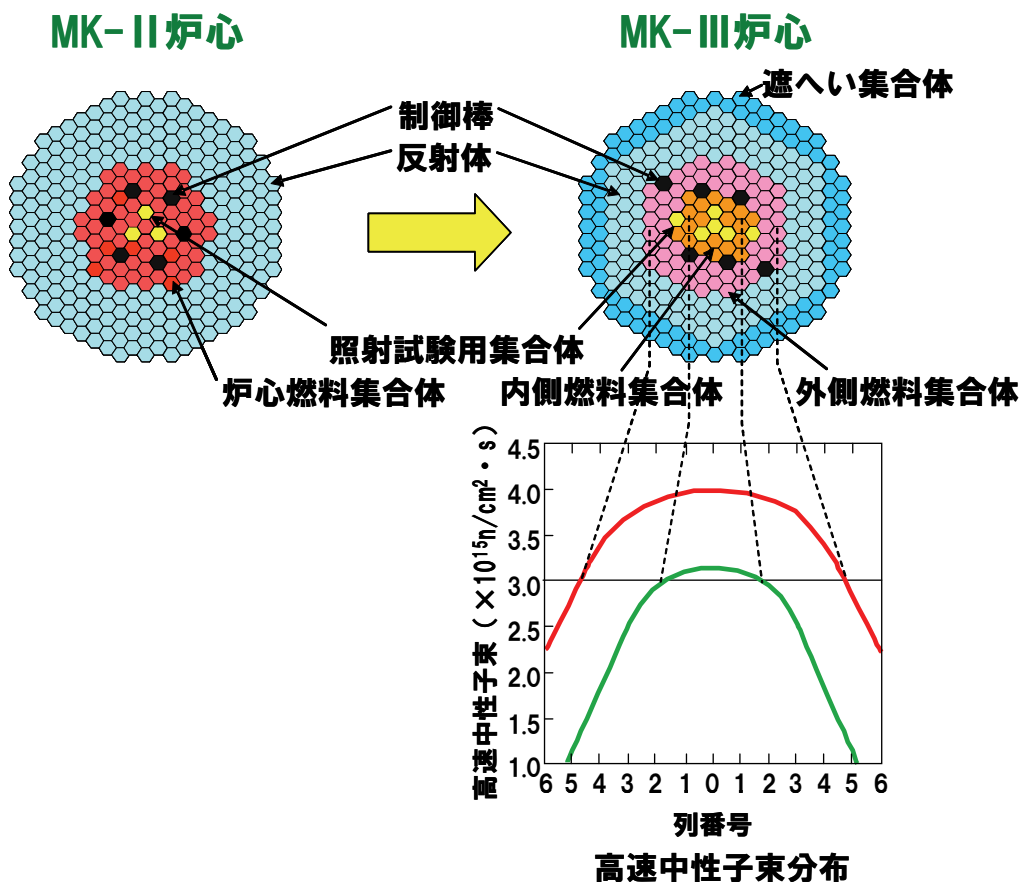


図 4. 2. 1 MK-II及びMK-III標準炉心の構成と高速中性子束分布

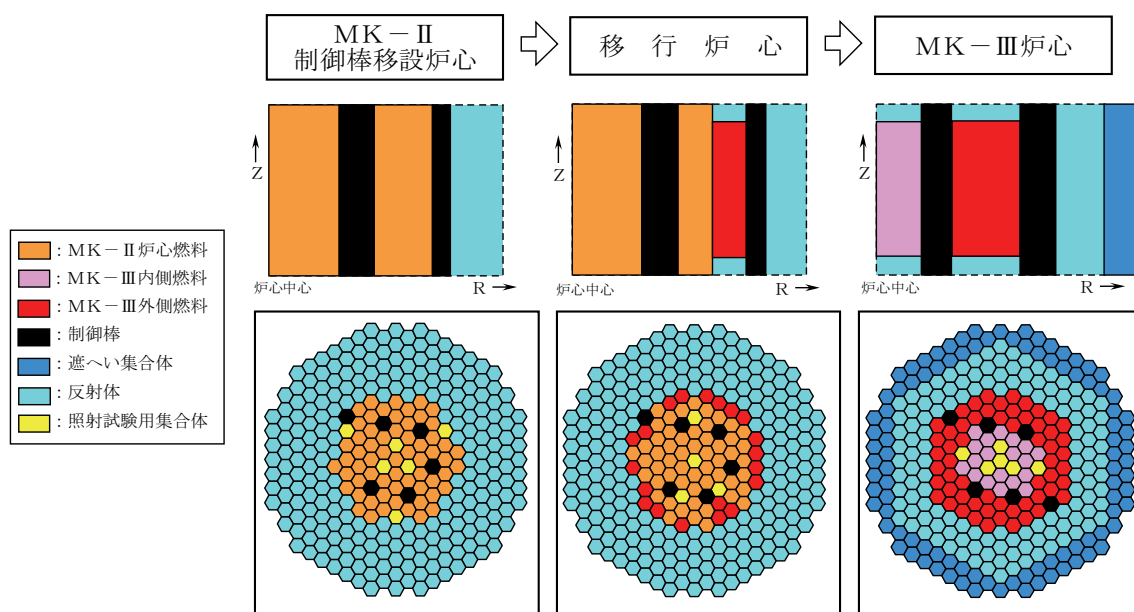


図 4.2.2 MK-II からMK-IIIへの炉心の移行過程

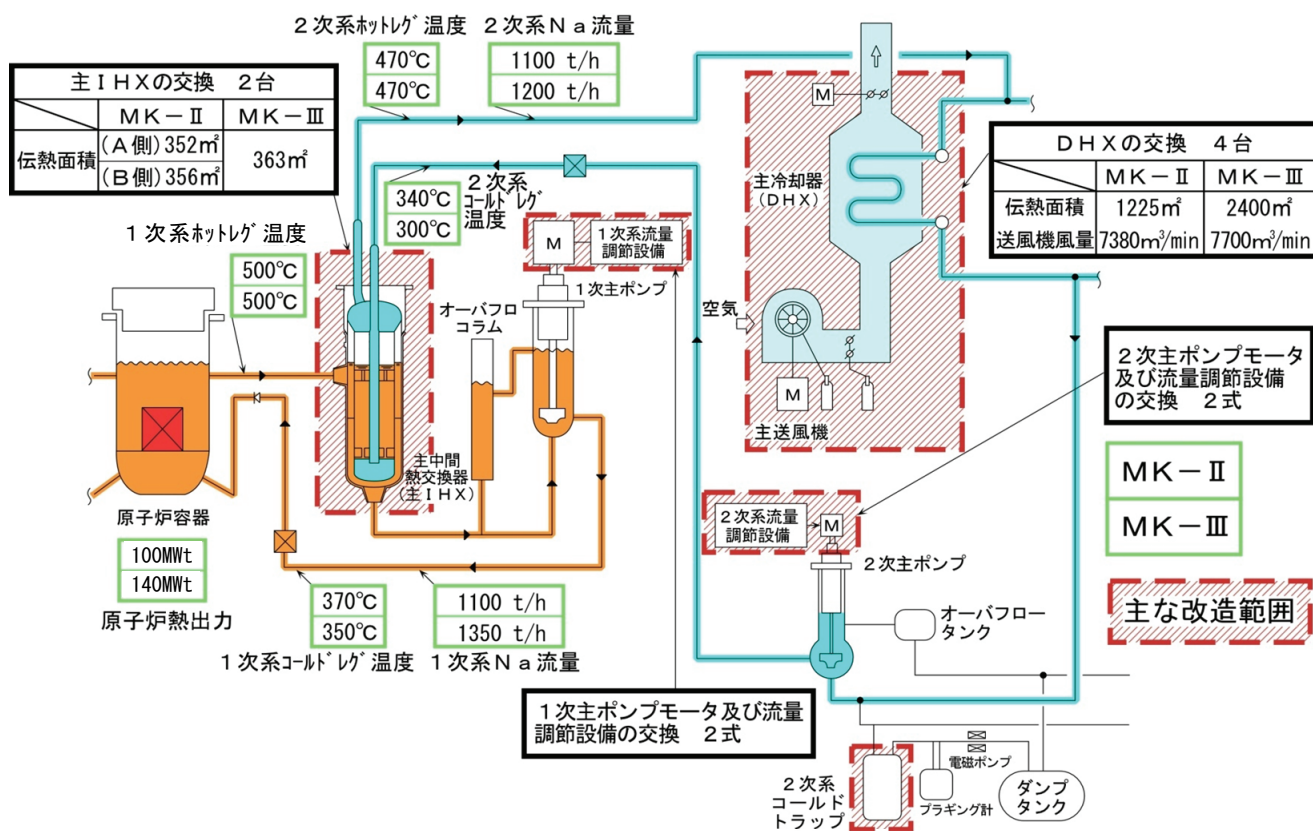


図 4.3.1 MK-III冷却系のヒートバランスと改造機器の仕様

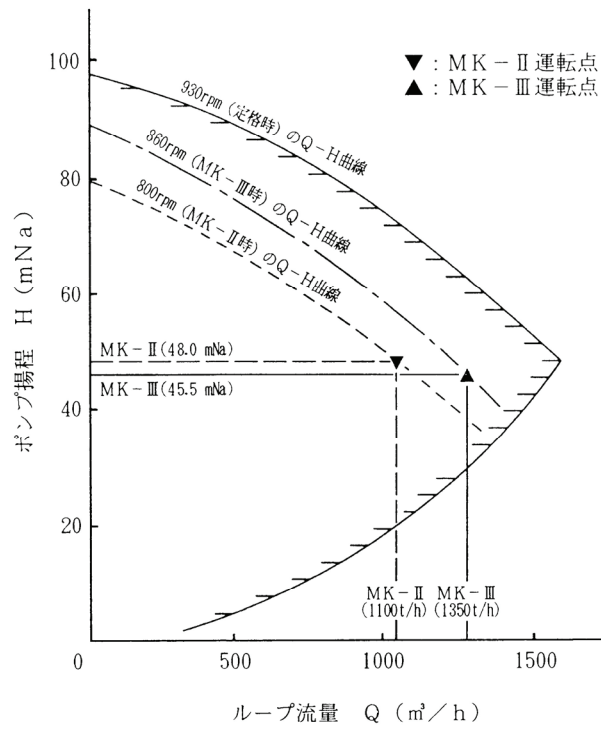


図 4.3.2 1次主循環ポンプの運転可能範囲

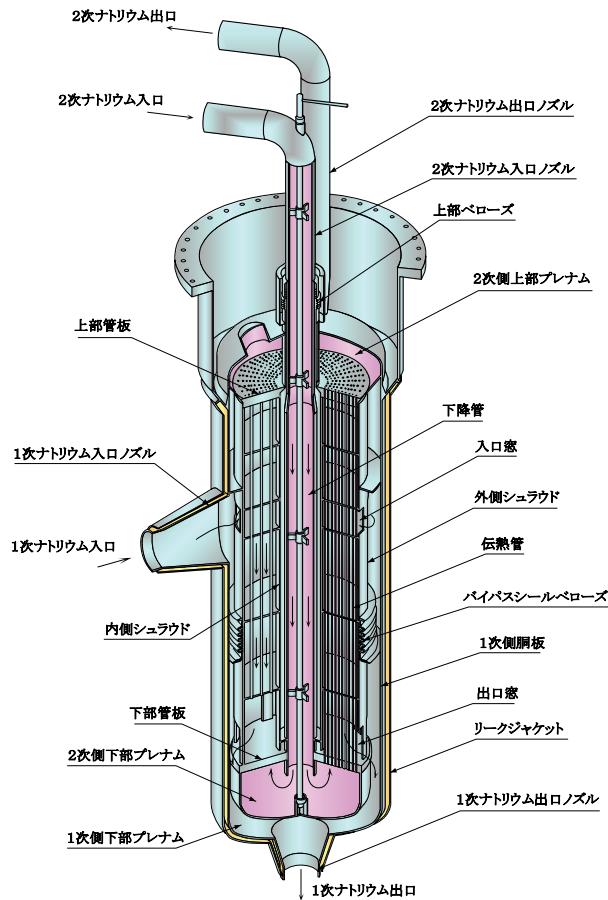


図 4.3.3 主 IHX の構造

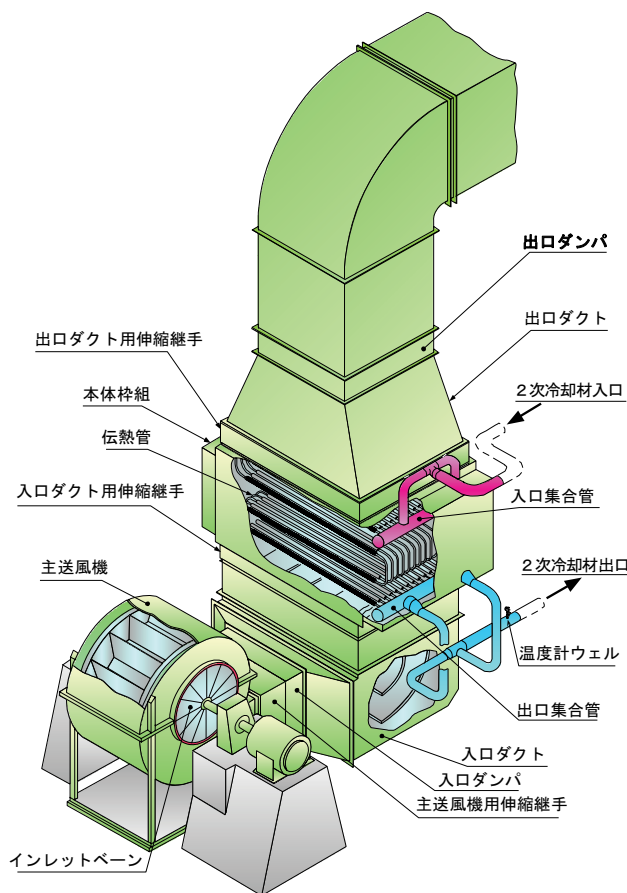


図 4.3.4 DHXの構造

表 4.2.1 MK-III炉心とMK-II炉心の主要目の比較

項目		MK-III炉心 (内側)	MK-II炉心 (外側)
原子炉熱出力	(MWt)	140	100
最大燃料集集体数	(体)	85	67
炉心等価直径	(cm)	80	73
炉心高さ	(cm)	50	55
燃料ペレット外径	(mm)	4.63	4.63
燃料ペレット密度	(%T.D.)	94	94
<sup>235</sup> U濃縮度	(wt%)	18	18
Pu富化度	(wt%)	23/29	~30
( <sup>239</sup> Pu+ <sup>241</sup> Pu)/(Pu+U)	(wt%)	16/21	20
被覆管外径	(mm)	5.5	5.5
集体内ピン本数	(本)	127	127
集集体ピッチ	(cm)	8.15	8.15
最大線出力密度	(W/cm)	420	400
最高燃焼度(要素平均)	(GWd/t)	90	75
制御棒配置	第3列 (本)	4	6
	第5列	2	0
反射体/遮へい集集体		SUS/B <sub>4</sub> C	SUS/SUS
1次冷却材流量	(t/h)	2,700	2,200
定格運転日数	(d)	60	70

下線は、MK-II炉心から変更した項目

表 4.2.2 MK-IIIとMK-IIの炉心核熱特性の比較

項目	MK-III炉心	MK-II炉心
最大過剰反応度(100°C) ( $\Delta k/k$ )	0.045	0.051
ワンロッドスタック時の		
最小制御棒価値 ( $\Delta k/k$ )	0.056	0.072
反応度停止余裕 ( $\Delta k/k$ )	0.011	0.021
最大中性子束 ( $\times 10^{15} \text{n/cm}^2 \cdot \text{s}$ )		
高速中性子束 ( $E > 0.1 \text{MeV}$ )	4.0	3.2
全中性子束	5.7	4.9
出力ピーキング係数	1.64	1.83
燃料最高温度(定格運転時) (°C)	約2,520	約2,480
燃料最高温度(過出力時) (°C)	約2,650	約2,620
被覆管肉厚中心最高温度(定格運転時) (°C)	約675	約650
冷却材最高温度(定格運転時) (°C)	約660	約630

表 4.3.1 316FR鋼とSUS316鋼(JIS材)の化学成分

材料	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N
316FR	$\leq 0.020$	$\leq 1.00$	$\leq 2.00$	0.020~0.045	$\leq 0.030$	10.00~14.00	16.00~18.00	2.00~3.00	0.06~0.12
JIS SUS316	$\leq 0.08$	$\leq 1.00$	$\leq 2.00$	$\leq 0.045$	$\leq 0.030$	10.00~14.00	16.00~18.00	2.00~3.00	—

## 第5章 MK-Ⅲ炉心の性能試験

### 5. 1 はじめに

MK-Ⅲ計画では、炉心の改造により高速中性子束をMK-Ⅱ炉心の約1.3倍、照射試験用集合体の装荷体数を約2倍とするなど、照射能力をMK-Ⅱ炉心の約4倍に向上させるとともに、1.4倍に増加する原子炉熱出力に対応するため、主IHXや最終除熱源であるDHXの交換などの冷却系の改造を実施した。2000年10月より改造工事を開始し、その後、2001年8月からは原子炉熱出力を上昇させて実施する性能試験に向けた最終ステップとして、原子炉停止状態で改造した冷却系の機器・設備の運転特性を確認するための総合機能試験をスタートさせ、所期の性能を満足していることを確認した。

総合機能試験により、MK-Ⅲ性能試験への移行条件が整備されたことを確認し、2003年6月から性能試験を開始した<sup>[5-1]-[5-7]</sup>。性能試験計画の立案に際しては、MK-Ⅰ炉心、MK-Ⅱ炉心の性能試験経験を踏まえ、MK-Ⅲの改造点に着目して試験項目、実施手順等を決定した。さらに、試験を安全かつ確実に進めるため、核燃料サイクル開発機構（現、日本原子力研究開発機構）内の検討<sup>[5-8]</sup>に加えて、大学、電力会社、原子力研究機関やメーカーの専門家や海外の専門家によるレビュー<sup>[5-9]</sup>を経て、性能試験計画を策定した。

性能試験では、2003年7月2日にMK-Ⅲ炉心の初臨界を達成した後、原子炉熱出力を約20%、50%、75%、90%及び100%（140MWt）と段階的に上昇させ、2003年10月28日にMK-Ⅲ炉心の定格熱出力である140MWtに到達した。その後、原子炉熱出力140MWtでの連続運転試験や各種試験により、定格熱出力までの炉心・プラント状態において、炉心の核熱特性、動特性、交換した主IHX及びDHXの除熱性能や冷却系のヒートバランス等を確認した。

本章では、その詳細を説明する。5.2でMK-Ⅲ性能試験の概要と主要工程について述べる。続いて、5.3で過剰反応度、5.4で制御棒反応度値、5.5で等温温度係数、5.6で燃焼係数について、それぞれ測定方法、解析手法、解析結果と測定値との比較について述べ、5.7で全体のまとめを行う。

### 5. 2 MK-Ⅲ性能試験の概要と主要工程

#### 5. 2. 1 MK-Ⅱ炉心からMK-Ⅲ炉心への移行

他の原子炉でもそうであるが、炉心燃料の仕様が異なる炉心に移行する場合には、全ての炉心燃料を交換するのが通例であり、「常陽」においては、増殖炉心のMK-Ⅰから照射用炉心のMK-Ⅱに移行する際には、全てのMK-Ⅰ炉心燃料をMK-Ⅱ炉心用の新燃料に交換した。しかし、MK-Ⅰ、MK-Ⅱと二つの炉心の運転を経て「常陽」の炉心核熱特性に関する知見と炉心管理の実績を十分に得たことから、MK-Ⅱ炉心からMK-Ⅲ炉心への移行については、全ての炉心燃料を一度に交換するのではなく、サイクル運転間の燃料交換において、MK-Ⅱ炉心燃料あるいは径方向反射体をMK-Ⅲ外側燃料に順次置換していくことにより、段階的にMK-Ⅲ炉心に移行した。MK-Ⅲ外側燃料は、燃料スタック長さが5cm短いこと以外はMK-Ⅱ炉心燃料と同一仕様である。

MK-Ⅲ外側燃料のMK-Ⅱ炉心燃料との置換は、1998年のMK-Ⅱ第32サイクルから2000年の第35サイクルまでの4サイクルかけて行われ、MK-Ⅲ外側燃料を部分的に装荷した炉心をMK-Ⅲ移行炉心という。移行炉心の構成を図5.2.1に示す。サイクル運転ごとに5体ずつMK-Ⅲ外側燃料を装荷し、炉心の燃料装荷体数を67体（MK-Ⅱの最大）から74体まで拡大していった。これにより、MK-Ⅱ炉心で実施されていた燃料・材料の照射計画を中断させることなく運転を継続し、炉心燃料を有効に使用することができた。

#### 5. 2. 2 MK-Ⅲ性能試験炉心の構成

MK-Ⅲ性能試験炉心の構成を図5.2.2に示す。MK-Ⅲ性能試験炉心の特徴として、①臨界近接による最小臨界炉心は構成せず、性能試験のための原子炉運転に必要な過剰反応度を有する炉心を最初から構成している、②MK-Ⅲ外側燃料54体のうち、20体についてはMK-Ⅲ移行炉心である

MK-II 第 32～35 サイクルで装荷され、MK-III 性能試験開始時には既に燃焼している、③新燃料が多く装荷されるMK-III 性能試験炉心の過剰反応度を制限値内に抑えるため、炉心中心及び炉心第 1 列に核分裂性物質を含まない材料照射用反射体が 4 体装荷されている、ことが挙げられる。

「常陽」の核計装設備は、起動系 2 チャンネル、中間系 3 チャンネル、線形出力系 3 チャンネルの合計 3 系統 8 チャンネルから構成され、原子炉の停止から原子炉熱出力 100% (140MWt) までの出力の計測範囲をこれらの 3 系統でカバーする<sup>[5-10]</sup>。このうち、臨界を判断するのに用いる起動系核計装については、原子炉容器外の黒鉛遮へい体中に核分裂計数管を 2 チャンネル設置しており、原子炉熱出力の約  $4 \times 10^{-8} \%$  ～約  $3 \times 10^{-2} \%$  に相当する中性子を測定する。MK-III 炉心では、炉心燃料の大半が新燃料に交換され、内部中性子源が減少したこと、炉心第 9 列及び第 10 列に  $^{10}\text{B}$  濃縮度 45wt% の  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットを充填した遮へい集合体が装荷されたことに加えて、炉心第 7 列に装荷されているアンチモン・ベリリウム ( $^{124}\text{Sb}$  の半減期: 60 日) の中性子源強度が約 3 年間のMK-III 改造工事による原子炉停止中に減衰しており、MK-III 性能試験開始時において、起動系核計装信号の指示値が約 0.5cps と低い状態になっていた。したがって、MK-III 炉心の初臨界時には、十分に計測時間を取り、起動系核計装の検出器応答を確認しながら、臨界近接を行った。

### 5. 2. 3 MK-III 性能試験計画

MK-III 性能試験では、設計した炉心・プラントの性能と照射炉としての基本特性の確認 (安定・安全運転、炉心管理、運転監視のためのデータ取得) を目的に、定格熱出力までの炉心・プラント状態において、所期の性能を有することを確認した。表 5. 2. 1 にMK-III 性能試験項目を示す。試験項目の選定にあたっては、以下の改造点等に伴う炉心・プラント特性への影響に留意した。

- (1) 炉心の変更 (炉心の 2 領域化、燃料スタック長さ・制御棒配置の変更、 $\text{B}_4\text{C}$  遮へい集合体の装荷等)
- (2) 主 I HX、DHX の交換
- (3) 1 次、2 次主循環ポンプ電動機の交換 (冷却材の流量変更を含む)
- (4) 原子炉スクラム時のインターロック変更

なお、これらの試験項目は、使用前検査の合格に必要な「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 28 条「使用前検査」及び「試験研究の用に供する原子炉等の設置、運転等に関する規則」の第 3 条の 5 「性能の技術上の基準」に示されている項目を包絡する。

また、総合機能試験完了時のプラント状態 (1 次・2 次冷却系統のナトリウム温度 (以下、系統温度と称す): 約 250°C) から定格熱出力までの出力上昇操作は、(a) 臨界点確認 (系統温度: 約 250°C)、(b) 系統昇温 (系統温度: 250°C  $\Rightarrow$  350°C)、(c) 出力上昇 (自然通風状態)、(d) 出力上昇 (強制通風状態) の 4 ステップで進めることとした。そして、(a)～(d) のステップを考慮して、以下に示すように性能試験を 7 段階に分けて実施することとした。

- ① 低出力試験 (系統温度: 約 250°C)
- ② 低出力試験 (系統温度: 約 350°C)
- ③ 20% 出力試験
- ④ 50% 出力試験
- ⑤ 75% 出力試験
- ⑥ 90% 出力試験
- ⑦ 定格熱出力 (140MWt) 試験

### 5. 2. 4 MK-III 性能試験の経緯

MK-III 性能試験の概略工程を図 5. 2. 3 に示す。総合機能試験を終了し、原子炉を起動できる条件が整った 2003 年 6 月末から性能試験を開始し、7 月 2 日にMK-III 炉心の初臨界を達成した。8 月末

には、炉心の過剰反応度や制御棒の反応度制御能力等の核特性が核的制限値を満足することを確認し、系統温度を 350°C に昇温した。その後、原子炉熱出力 20%、50%、75%、90% において冷却系のヒートバランス等を確認し、定格熱出力運転への見通しが得られたため、10月28日、定格熱出力に向けた出力上昇操作を行い、同日 140MWt 出力を達成した。原子炉熱出力 140MWt では、冷却系のヒートバランス及び温度制御特性、異常時過渡応答等に係るデータを取得し、11月27日に国の使用前検査（最終検査）に合格してMK-III改造工事を完了した。

MK-III性能試験を通じて、炉心の核熱特性、動特性、プラント特性、遮へい特性、運転監視に係るデータを取得し、これらが判定基準を満足すること、原子炉熱出力が 1.4 倍となった「常陽」が安定かつ安全に運転できることを確認した。各プラント状態における試験の経緯を以下に示す。

#### ① 低出力試験（系統温度：約 250°C）

臨界試験を皮切りに、過剰反応度測定、制御棒校正等の炉物理試験を実施した。2003年6月30日に原子炉を起動し、7月2日14時03分、MK-III炉心の初臨界を達成した。性能試験では、臨界試験の結果を踏まえて、臨界を判断する起動系核計装の中性子計数率を  $2 \times 10^4$  cps とし、その後の試験を行った。制御棒校正では、逆動特性法等による測定を行い、過剰反応度、反応度制御能力、反応度付加率最大が核的制限値を満足することを確認した。

#### ② 低出力試験（系統温度：約 350°C）

2003年8月26日、系統昇温操作により、改造工事以降、系統温度が初めて 350°C に到達した。系統昇温時には、約 20°C ごとに等温温度係数を測定し、これが負であることを確認した。また、系統温度の上昇に伴い、冷却系機器・配管等の内面に付着した不純物の溶出が懸念されたが、Na 純度の監視に用いているプラグング計の指示値は、純度維持管理基準値以下で推移しており、冷却材の純度に関して、原子炉の運転に支障がないことを確認した。

#### ③ 20%出力試験

主送風機を起動するには、DHXの主冷却器内のNaが凝固することを防止するため、系統温度をある程度上昇させる必要がある。MK-IIでは、原子炉熱出力約 12MWt で主送風機を起動していたが、MK-IIIでは、主送風機の風量増加により、主送風機の起動による冷却材温度制御系への影響がMK-IIと異なるため、この原子炉熱出力を見直す必要があった。

主送風機起動特性確認試験では、主送風機を起動していない状態での温度制御特性を把握する自然通風試験（8～22MWt）、主送風機を起動し、冷却材温度制御系への影響を把握する強制通風試験（10～22MWt）を通じて主送風機起動時のプラント各部の温度変化を確認し、最終的に主送風機を起動する原子炉熱出力を 18MWt とした。その後、2003年9月11日には、原子炉熱出力 45MWt までの出力上昇操作を行い、同日 45MWt 出力を達成した。続いて、冷却系のヒートバランスや冷却材温度制御系に係るデータを取得し、これらの結果から、50%出力（70MWt）への出力上昇を開始できる見通しを得た。また、上記試験に伴う出力上昇・降下操作時には、その都度、出力係数を測定した。出力係数測定は、以下の④～⑥の出力上昇・降下操作時にも実施し、全出力領域において出力係数が負であり、原子炉の安全上、問題がないことを確認した。

#### ④ 50%出力試験

2003年9月19日、原子炉熱出力 70MWt を達成した。その後、20%出力時と同様に冷却系のヒートバランスや冷却材温度制御系に係るデータを取得し、これらの結果から、75%出力（105MWt）への出力上昇を開始できる見通しを得た。また、手動スクラム試験、外部電源喪失試験を実施し、異常発生時に各種インターロックが正常に作動し、原子炉を安全に停止できることを確認した。

#### ⑤ 75%出力試験

2003年10月9日、MK-II炉心の定格熱出力である 100MWt を超え、原子炉熱出力 105MWt を



達成した。その後、冷却系のヒートバランスや冷却材温度制御系に係るデータを取得し、これらの結果から、90%出力（125MWt）への出力上昇を開始できる見通しを得るとともに、これまでの試験で得られたプラント各部のデータを外挿することにより、定格熱出力時のプラント状態に問題ないと予測した。

#### ⑥ 90%出力試験

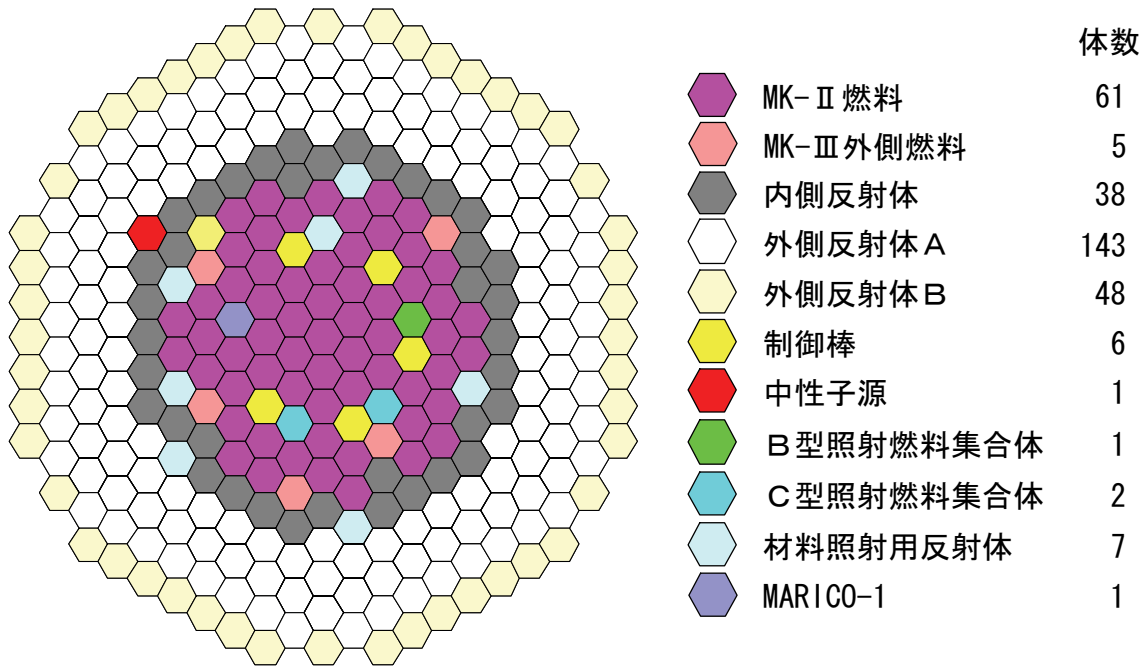
2003年10月22日、原子炉熱出力125MWtを達成した。その後取得した冷却系のヒートバランスや冷却材温度制御系に係るデータから定格熱出力の達成を確証し、最終ステップに移行できる条件が整備できたことを確認した。

#### ⑦ 定格熱出力（140MWt）試験

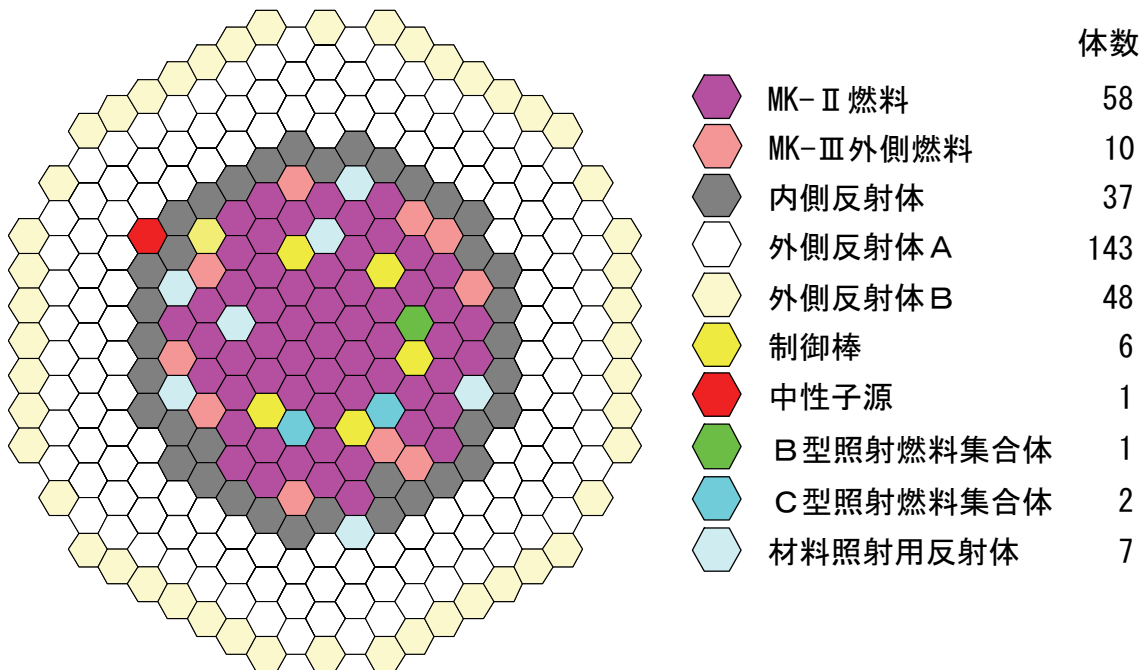
2003年10月28日10時30分、MK-Ⅲ炉心の定格熱出力である140MWtを達成し、交換した主IHX、DHXが所期の除熱能力を有することを確認した。また、冷却材温度制御系の制御パラメータや通常運転時の空間線量率分布、燃料破損検出設備のバックグラウンド計数率等、今後のMK-Ⅲ炉心での定格熱出力運転に必要となる運転データを取得した。

また、定格熱出力では、手動スクラム試験、外部電源喪失試験を実施し、異常発生時に各種インターロックが正常に作動し、原子炉を安全に停止できること、及びその際の熱過渡変化が設計条件を満足することを確認した。

以降、MK-Ⅲ性能試験結果について順次説明する。

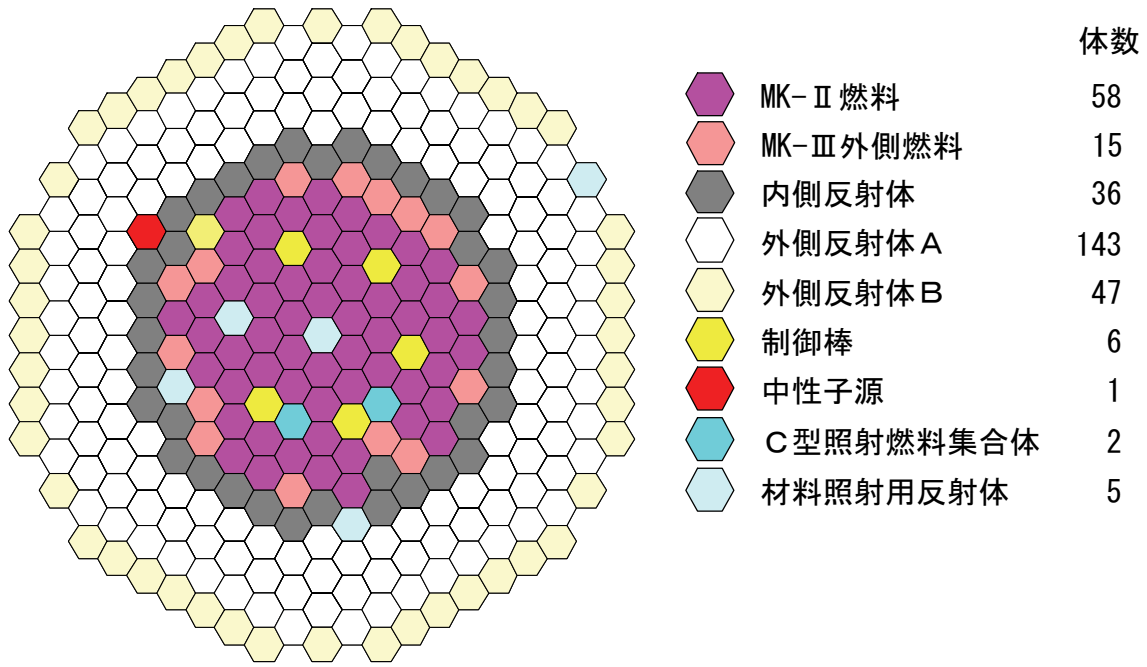


(MK-II 第32サイクル : 移行炉心第1サイクル)

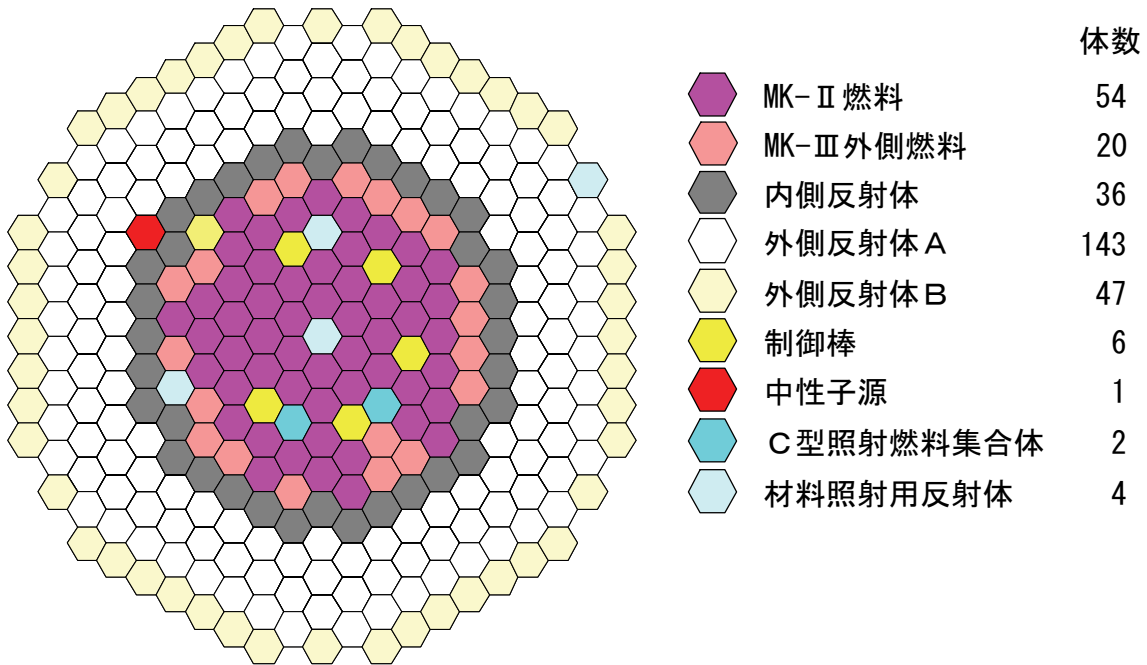


(MK-II 第33サイクル : 移行炉心第2サイクル)

図 5.2.1(1) MK-III 移行炉心の構成 (MK-II 第 32~33 サイクル)



(MK-II 第34サイクル：移行炉心第3サイクル)



(MK-II 第35サイクル：移行炉心第4サイクル)

図 5.2.1(2) MK-III 移行炉心の構成 (MK-II 第 34~35 サイクル)

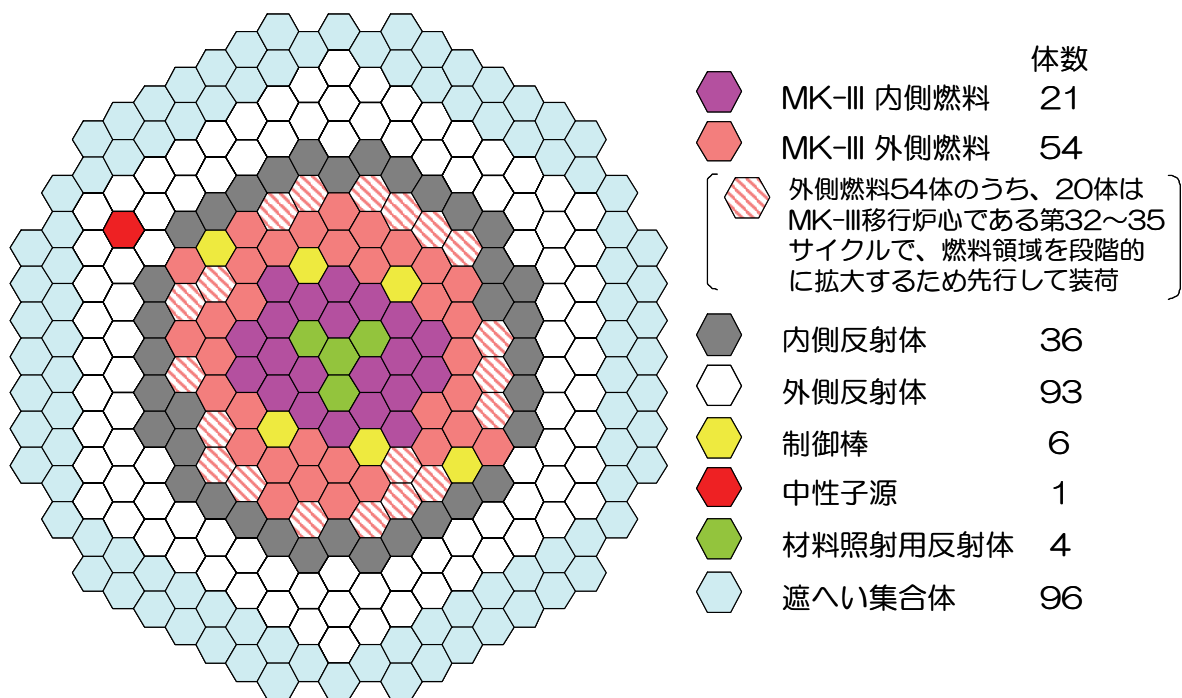


図 5.2.2 MK-III性能試験炉心の構成

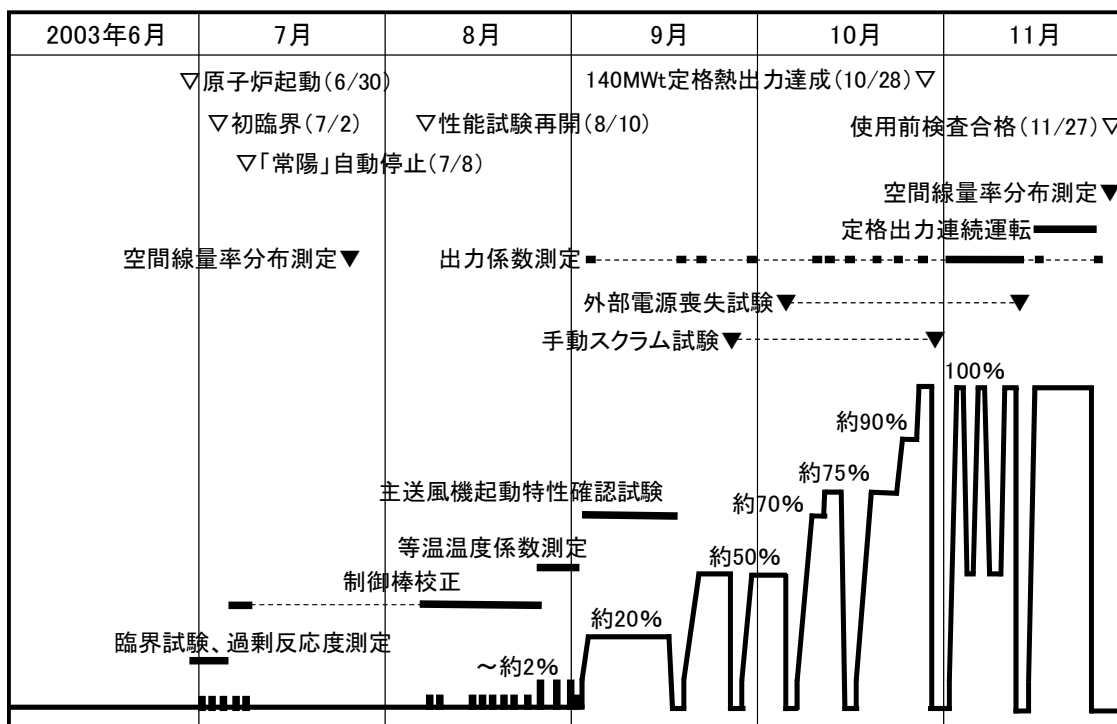


図 5.2.3 MK-III性能試験の概略工程

表 5.2.1 MK-III性能試験項目一覧

試験項目	試験内容
<b>炉心特性試験</b>	
・臨界試験	制御棒引抜き位置と起動系核計装の中性子計数率の相関を測定し、MK-III炉心が臨界になることを確認する。
・過剰反応度測定	炉心の過剰反応度を測定し、制限値を満足することを確認する。
・制御棒校正	制御棒の反応度値を測定し、反応度制御能力、反応度付加率最大、炉停止余裕が制限値を満足することを確認する。
・等温温度係数測定	系統昇温時の反応度変化量を測定し、炉心が固有の自己制御性を有することを確認する。
・出力係数測定	出力上昇時の反応度変化量を測定し、炉心が固有の自己制御性を有することを確認する。
・燃焼係数測定	運転時の燃焼に伴う反応度変化量を測定する。
・核出力校正	起動系、中間系、線形出力系の核計装設備を校正するとともに、中性子検出器応答の線形性、各系統間のオーバーラップ特性を確認する。
・燃料集合体出口温度分布測定	燃料集合体出口の冷却材温度が警報設定値以下であることを確認し、冷却材流量配分のミスマッチ等がないことを確認する。
・炉雑音測定	MK-III炉心の炉内異常検知のバックグラウンド特性を把握するため、原子炉運転中の核計装及びNa温度信号のゆらぎ成分を測定し、ゆらぎ特性(周波数スペクトル、ゆらぎ幅等)を確認する。
<b>プラント特性試験</b>	
・出力上昇試験	出力上昇を行い、定格熱出力を達成できること、また、プラント各部温度が制限値を満足することを確認する。
・定格熱出力連続運転試験	定格熱出力で安全かつ安定に連続運転できることを確認する。
・主送風機起動特性確認試験	主送風機の起動により冷却系に大きな外乱が加わらない原子炉熱出力を検討し、主送風機の起動条件を決定する。
・熱出力校正	低出力から定格熱出力までの各段階において、原子炉熱出力により核計装設備(起動系、中間系、線形出力系)の指示値を校正する。
・定常伝熱特性試験	出力上昇時及び定格熱出力時において、主IHX及びDHXが必要な除熱量を有することを確認する。
・制御棒小引抜き・挿入応答試験	制御棒の微小引抜き・挿入による反応度変化(熱出力変化で5MWt相当)に対する冷却系の安定性及び冷却材温度制御系の制御定数の妥当性を確認する。
・主冷却器出口温度変化応答試験	DHXの主冷却器出口Na温度の設定値変更(±約5℃)による温度変化に対する冷却系の安定性及び冷却材温度制御系の制御定数の妥当性を確認する。
・M系列試験	主送風機ベーン開度をM系列信号に従って変化させ、冷却材温度制御系が安定に動作する制御定数の範囲を定める。
・手動スクラム試験	手動により原子炉をスクラムさせ、各インターロックが正常に作動し、原子炉を安全に停止できることを確認する。また、原子炉スクラム時のプラントの熱過渡特性が設計条件を満足することを確認する。
・外部電源喪失試験	手動により外部電源を喪失させ、各インターロックが正常に作動し、原子炉を安全に停止できることを確認する。また、外部電源喪失時のプラントの熱過渡特性が設計条件を満足することを確認する。
・主冷却系による崩壊熱除去試験	手動スクラム、外部電源喪失による原子炉停止後の崩壊熱を主冷却系により除去できることを確認する。
・運転温度圧力確認試験	低出力から定格熱出力までの各段階において、格納容器雰囲気調整系、1次・2次冷却系等の各設備が所定の機能を有することを運転データ記録により確認する。

表 5.2.1 MK-III性能試験項目一覧 (つづき)

試験項目	試験内容
<b>プラント特性試験 (つづき)</b>	
・ Na・カバーガス Ar 分析試験	性能試験期間を通じてブラギング計、ガスクロマトグラフにより冷却材 Na、原子炉容器カバーガス Ar 中の不純物濃度を測定し、これらが純度維持管理基準値以下であることを確認する。また、冷却材 Na をサンプリングし、化学分析により不純物濃度を測定する。
・ 廃ガス濃度測定	低出力から定格熱出力までの各段階において、廃ガスをサンプリングし、廃ガス中に含まれる放射性核種とその濃度の基礎データを取得するとともに、測定値が管理目標値以下であることを確認する。
・ コールドトラップ運転確認試験	MK-III冷却系改造工事に伴って、2次冷却系に混入した不純物の除去状況及び出力上昇時のナトリウム純化状態を把握し、更新したコールドトラップの純化能力がこれまでのものと同等であることを確認する。
<b>遮へい特性試験</b>	
・ 空間線量率分布測定	原子炉建家、同付属建家、保全区域及び周辺監視区域境界の空間線量率を測定し、プラント全体の遮へい性能を確認する。
<b>運転監視</b>	
・ 放射線管理	原子炉運転中の放射線管理モニタの指示値を監視し、管理区域内の測定値が基準値以下であることを確認する。
・ 燃料破損検出系特性試験	燃料破損検出設備 (遅発中性子法 (DN 法) 設備及びカバーガス法 (CG 法) 設備) により燃料破損が発生していないかどうか確認するとともに、各出力におけるバックグラウンド計数率を測定する。
・ 機器振動監視	冷却能力を向上させた機器 (1次・2次主循環ポンプ及び主送風機) の振動測定を行い、これらの健全性を確認するとともに、各出力におけるバックグラウンド信号を測定する。

## 5. 3 過剰反応度<sup>[5-11], [5-12]</sup>

### 5. 3. 1 試験目的

MK-III性能試験炉心での臨界を確認し、臨界を判断する起動系核計装の計数率を求める。

MK-II炉心での過剰反応度の予測においては、炉心管理コードシステム MAGI<sup>[5-13], [5-14]</sup>の計算値に、直前に運転したサイクル炉心での過剰反応度や照射試験用集合体等の置換反応度の解析誤差を補正して予測精度を確保している。MK-III性能試験炉心の過剰反応度の解析では、この炉心管理コードシステムに加えて、日本原子力研究開発機構の炉心解析グループで整備した JUPITER 標準解析手法<sup>[5-15]-[5-17]</sup>及び統合炉定数 ADJ2000R<sup>[5-18], [5-19]</sup>を適用し、モンテカルロ法コード MCNP<sup>[5-20]</sup>による計算とも比較して過剰反応度を評価した。

### 5. 3. 2 過剰反応度の測定

#### (1) 臨界近接

臨界を判断する起動系核計装の計数率は、原子炉の出力レベルを変えても臨界操作後の制御棒位置が変わらない、すなわち、中性子源強度に依存せずに臨界を維持できる計数率により決定される。MK-II炉心では、臨界試験によりこの計数率を  $5 \times 10^4$  cps と定めていた。MK-III炉心では、 $B_4C$  遮へい集合体の装荷に伴い、炉心を透過して原子炉容器外の黒鉛遮へい体内に設置されている起動系核計装の検出器に到達する中性子数が減少する。輸送計算によりこの効果を評価した結果、同一出力における起動系核計装の計数率はMK-II炉心の約 1/3 に減少することから、臨界を判断する計数率を暫定的に  $2 \times 10^4$  cps として臨界近接を行った。

起動系核計装の計数率の測定時間は、計数率の統計誤差が 5%以下となるように定めた。計数率の測定値から評価した逆増倍曲線を図 5.3.1 に示す。ここで、制御棒は炉心第 3 列と第 5 列で反応度値が異なるため、全て炉心第 3 列の制御棒の引抜き量に換算した。2003 年 6 月 30 日に原子炉を起動し、系統温度約 250°C の等温状態で、逆増倍曲線を用いて予測しながら制御棒引抜きによる臨界近接を行った。そして、起動系核計装の計数率が  $2 \times 10^4$  cps で一定となった状態で約 10 分間保持し、2003 年 7 月 2 日 14 時 03 分に初臨界を確認した (図 5.3.2 参照)。この時の制御棒位置は、全制御棒を下端から 412.8mm (フルストロークで 650mm) まで引抜いた状態であった。

MK-III性能試験炉心の過剰反応度は、系統温度約 250°C でゼロ出力臨界状態における制御棒位置から 5.4 で述べる測定法により得た制御棒校正曲線を用いて算出した結果、 $2.99 \pm 0.10\% \Delta k/k'$  となった。測定結果は、MK-III炉心管理コードシステム HESTIA<sup>[5-21], [5-22]</sup>により求めた実効遅発中性子割合 ( $\beta_{\text{eff}} : 4.408 \times 10^{-3}$ ) を用いてドル単位から  $\% \Delta k/k'$  単位に換算した。測定誤差は、制御棒の読み取り誤差及び  $\beta_{\text{eff}}$  の誤差等を考慮して算出した。 $\beta_{\text{eff}}$  の誤差は、MK-I 炉心の  $\beta_{\text{eff}}$  の誤差が 2.9% (相対値) と計算されており、MK-I 炉心と MK-III 炉心の類似性を考慮して、MK-III 性能試験炉心の  $\beta_{\text{eff}}$  の誤差を 3% とした。

#### (2) 中性子源効果の測定

(1) では臨界を判断する計数率を暫定的に  $2 \times 10^4$  cps としていたが、この妥当性を確認する試験を行った。起動系核計装 Ch. 1 の計数率が約  $1 \times 10^2$  cps ~ 約  $1 \times 10^5$  cps の間の 14 ステップにおいて、計数率が一定となる制御棒位置を測定した。測定した起動系核計装 Ch. 1 の計数率と制御棒位置の関係から、原子炉出力を変えても制御棒位置が変わらない計数率を求め、その結果により臨界を判断する計数率を決定した。また、定格熱出力連続運転試験の終了後 (炉心平均燃焼度 : 約 11.0 GWd/t) に再測定を行い、上記の計数率を確認した。制御棒の引抜き量と起動系核計装の計数率の相関を図 5.3.3 に示す。

MK-III性能試験開始時は、新燃料の装荷と改造工事に伴う長期間の原子炉停止の影響により、内部中性子源 (燃焼した炉心燃料中に蓄積した MA による自発核分裂、酸素の ( $\alpha, n$ ) 反応による発生中性子) 及びアンチモン・ベリリウム線源による外部中性子源の強度が両方とも弱いため、200cps 以上の計数率において、制御棒位置は一定となり、中性子源強度に依存することなく臨界を維持できている。

また、原子炉運転により内部及び外部中性子源強度がともに回復したMK-III性能試験終了時でも2000cps以上の計数率において中性子源強度に依存せずに臨界を維持できることを確認した。この結果、MK-III炉心において臨界を判断する計数率は、今後の原子炉運転に伴う中性子源強度の回復を考慮して、当初の予測値  $2 \times 10^4$  cps で妥当と評価した。

### 5. 3. 3 過剰反応度の解析

MK-II炉心での過剰反応度の予測においては、炉心管理コードシステムの計算値に、直近に運転したサイクル炉心での過剰反応度の測定値と計算値の差 (E-C) をバイアス補正し、これに加えて照射試験用集合体の炉心への装荷や燃料領域の拡大に伴う炉心燃料と径方向反射体の置換反応度の解析誤差を別途バイアス補正してきた。MK-III性能試験炉心の解析においても、MK-III用炉心管理コードシステムとして開発した HESTIA について MAGI と同様にバイアス補正を行い、これを最確値とした。また、炉心管理コードシステムに加えて、モンテカルロ法コード MCNP と JUPITER 標準解析手法を適用し、解析精度を検証した。

表 5.3.1 に各解析手法の計算条件を示す。いずれも基準計算を行った後、温度、メッシュ効果、輸送効果、非均質効果、断面積の取扱い、核分裂中性子スペクトル、燃焼組成等の解析手法に係る誤差を補正している。炉心管理コードシステム以外の手法では、上記の解析手法に係る誤差を考慮した詳細計算を行い、基本炉定数に起因する誤差や決定論的手法に係る計算誤差の一部をバイアス補正することとした。

### 5. 3. 4 解析に使用した組成データ

過剰反応度の解析評価に用いたデータについて述べる。

#### (1) 燃料組成

新燃料の組成については、日本原子力研究開発機構・東海研究開発センター核燃料サイクル工学研究所のプルトニウム燃料技術開発センターでの製造時における分析データを用いており、これに基づいて核計算用の入力データを作成した。その分析精度 ( $1\sigma$ ) は、U, Pu 同位体の重量については測定誤差 0.14%、Am については約 3% と報告されており、これを原子数密度の分析誤差 ( $1\sigma$ ) とした。また、プルトニウム燃料技術開発センターでの分析日から原子炉運転までの間の  $^{241}\text{Pu}$  の崩壊を考慮した。

MK-III移行炉心での運転において装荷したMK-III外側燃料 20 体については、HESTIA による解析以外はMK-II炉心管理コードシステム MAGI により燃焼計算した燃料組成を用いた。そのMK-III外側燃料の集合体平均燃焼度を表 5.3.2 に示す。これら 20 体の燃焼度の平均は 16.0GWd/t であり、最大は炉心第 4 列に装荷され、4 サイクル照射されたMK-III外側燃料の 31.0GWd/t、最小は炉心第 5 列に装荷され、1 サイクルのみ照射されたMK-III外側燃料の 5.00GWd/t であった。

MAGI の燃焼計算結果については、既に照射されているMK-II炉心燃料の P I E との比較により、燃焼後の  $^{235}\text{U}$ 、 $^{238}\text{U}$ 、 $^{239}\text{Pu}$  の原子数密度については 1% 以内、 $^{241}\text{Pu}$  については 4% 以内で一致していることを確認している。また、HESTIA については、MAGI と同様にMK-II性能試験炉心からそれ以降の全ての運転を通して連続の燃焼計算を行い、その燃焼組成を過剰反応度解析に使用した。HESTIA による燃焼後の原子数密度は、主要核種である  $^{235}\text{U}$ 、 $^{238}\text{U}$ 、 $^{239}\text{Pu}$ 、 $^{241}\text{Pu}$  について 1% 程度で MAGI と一致している。

#### (2) 燃料以外の組成

燃料以外の炉心構成要素の組成については、製造時の原材料のミルシートや寸法・形状データから各計算領域平均の原子数密度を算出して解析に用いた。

#### (3) 解析対象炉心

解析は、MK-III性能試験炉心の他に、バイアス補正に用いるため、MK-II性能試験炉心及び直近に運転したMK-II第 35 サイクル (移行炉心第 4 サイクル) 炉心も対象とした。MK-II性能試験



炉心を解析対象に選定したのは、全ての燃料が新燃料であり、燃料組成に燃焼計算の誤差が影響しないことと、炉心第1列以外には照射試験用集合体が装荷されておらず、炉心の大きさは異なるが、炉心構成がMK-III性能試験炉心に類似しているからである。MK-II第35サイクル炉心を選定した理由は、炉心の大きさがMK-III性能試験炉心に近いためである。

### 5. 3. 5 炉心管理コードシステムによる解析

#### (1) MK-II炉心管理コードシステム MAGI

MAGIは、第2章で述べたようにMK-II炉心の炉心管理及び運転計画策定のために開発し、運用整備してきたコードシステムである。MAGIでは、炉定数セットにJFS-3-J3.2R<sup>[5-23]</sup>, <sup>[5-24]</sup>を用いて70群の実効断面積を作成し、これを2次元R-Z体系で中性子7群、 $\gamma$ 線3群に縮約して各サイクルの炉心構成と運転履歴の実績に基づいた3次元Hex-Z体系で拡散計算を行っている。

図5.3.4にMAGI及びHESTIAの解析フローを示す。MK-III移行炉心であるMK-II第32サイクル以降は、燃料スタック長さが5cm短いMK-III外側燃料集合体が装荷され、これに対応するため、軸方向の計算メッシュについて、炉心燃料部の最上端と最下端、及び炉心燃料に接する上部及び下部熱遮へいペレット部の計4ヶ所をさらに2分割して各メッシュ2.5cmに細分化している。MAGIの計算条件のうち、炉心サイズ及び原子数密度は300K(室温)として計算し、熱膨脹補正については(E-C)補正に含めている。ナトリウムについては、原子数密度は643.15K(370°C)、実効断面積は300K(室温)として計算している。

燃焼計算は、ORIGEN2<sup>[5-25]</sup>と同様の行列指数法を用いており、サイクル運転終了後に当該運転期間の出力履歴、制御棒挿入位置等の実績記録データに基づいてメッシュごとに燃焼させている。

過剰反応度の予測は、MAGI計算結果に対して、直前に運転したサイクル炉心での測定値と計算値の差(E-C)を補正し、照射試験用集合体の装荷・脱荷についても置換反応度の(E-C)補正を別途実施することで予測してきた。この方法による予測値の実測値との差は、約0.1% $\Delta k/kk'$ 以内であり、両者はよい一致を示している。

#### (2) MK-III炉心管理コードシステム HESTIA

HESTIAは、MK-III炉心における炉心管理及び照射条件評価を高精度で行うために開発したコードシステムである。HESTIAは、炉定数セットにJFS-3-J3.2Rを用いて70群の実効断面積を作成し、これを2次元R-Z体系で中性子18群、 $\gamma$ 線7群に縮約し、各サイクルの炉心構成と運転履歴の実績に基づいた3次元Tri-Z体系(集合体あたり24メッシュ)で拡散計算を行い、サイクル運転の初期及び末期の中性子束分布及び $\gamma$ 線束分布を求め、主要な核特性を計算している。燃料部の軸方向メッシュ幅は一律2.5cmである。

燃焼計算は行列指数法を用いており、サイクル運転終了後に当該運転期間の出力履歴、制御棒挿入位置等の実績記録データに基づいてHex-Z体系でメッシュごとに燃焼させている。核計算の際の炉心サイズ及び原子数密度の取扱いはMAGIと同様である。

HESTIA計算値の妥当性は、MK-II炉心のサイクル運転における記録計算結果をMAGIと比較することで確認しており、過剰反応度についてはエネルギー群縮約効果及びメッシュ効果を考慮すると約0.01% $\Delta k/kk'$ 以内で、また、最大中性子束及び炉心平均燃焼度は約3%以内で一致した<sup>[5-21]</sup>。

#### (3) 解析結果

ゼロ出力、250°C等温状態でのMAGI及びHESTIAによる過剰反応度の解析結果を表5.3.3に示す。ここで、MK-II性能試験炉心、第35サイクル炉心の解析結果はバイアス補正のために用いるものである。

MAGIによるMK-III性能試験炉心の過剰反応度は2.274% $\Delta k/kk'$ 、MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の過剰反応度はそれぞれ2.111% $\Delta k/kk'$ 、3.358% $\Delta k/kk'$ となり、(E-C)として0.819% $\Delta k/kk'$ 、0.688% $\Delta k/kk'$ を得た。一方、HESTIAによるMK-III性能試験炉心の過剰反応度は0.913% $\Delta k/kk'$ 、MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の過剰反応度はそれぞれ0.684%

$\Delta k/kk'$ 、2.161%  $\Delta k/kk'$  となり、(E-C) として 2.246%  $\Delta k/kk'$ 、1.885%  $\Delta k/kk'$  を得た。

MAGI 及び HESTIA では、輸送効果等の補正を行っておらず、(E-C)補正に含めているため、(E-C)値が大きい結果となっている。MAGI では、さらにエネルギー群縮約効果及びメッシュ効果の補正も (E-C)補正に含まれることになり、HESTIA に対して (E-C) 値による補正量が小さくなっている。

### 5. 3. 6 JUPITER 標準解析手法による解析

#### (1) JUPITER 標準解析手法<sup>[5-15]-[5-17]</sup>

JUPITER 標準解析手法は、日本原子力研究開発機構が日米共同炉物理実験において米国 ANL の ZPPR 臨界集合体を用いた JUPITER 実験解析を通じて確立した解析手法であり、本章の参考文献 [5-15]-[5-17] に詳しく解説されている。JUPITER 標準解析手法の概略を図 5.3.5 に示す。

なお、熱膨脹効果を除く輸送効果、次世代炉定数効果等の補正や基準計算の計算条件は、表 5.3.4 に示すように、炉心サイズ及び原子数密度は 300 K (室温) のものを用い、断面積作成時の温度は 523.15 K (250°C) とした。ただし、ナトリウムについては、室温では固体であるため、523.15 K (250°C) で原子数密度を計算した。

#### (2) 断面積作成手法

「常陽」は、六角形状の集合体に円柱の燃料ピン (燃料棒) が装填されているので、1次元プレートによりモデル化することができない。また、燃料ピンと集合体の二重の非均質性を考慮する必要もあり、図 5.3.6 に示すリング化モデルを用いて、二重非均質性を直接取扱う手法 (直接法リングモデル)<sup>[5-26]</sup>を用いた。本手法の妥当性は、モンテカルロ法コード MVP<sup>[5-27]</sup>及び欧州炉物理解析システム ERANOS<sup>[5-28]</sup>との比較により確認されている。制御棒についても、ピン形状となっているため、同様にリング化モデルを用いており、制御棒の実効断面積を均質化する際には、制御棒周りの燃料における反応率との割合を保存する方法 (反応率割合保存法) を採用した。

実効断面積は、燃料領域及び制御棒吸収体領域については格子計算コード CASUP<sup>[5-29]</sup>、その他の反射体等の均質領域については SLAROM コード<sup>[5-30], [5-31]</sup>を用いて作成した。CASUP コードでは、Tone の方法<sup>[5-32]</sup>によりバックグラウンド断面積を求め、格子の非均質性を考慮した。炉定数には、JENDL-3.2<sup>[5-33]</sup>に基づく 70 群の高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2R 及び JFS-3-J3.2R を炉定数調整した統合炉定数 ADJ2000R の 2 種類を用いた。

#### (3) 基準計算

基準計算では、燃料集合体の六角形状を模擬するため、3次元 Tri-Z 体系で計算を行う。径方向には 1 集合体あたり 6 メッシュ (正方格子で約 3cm/1 メッシュに相当)、軸方向には 2.5cm/1 メッシュとした。エネルギー群数は 70 群とし、群縮約補正は行わない。なお、拡散計算コードには CITATION<sup>[5-34], [5-35]</sup>を使用しており、Benoist の非等方拡散係数<sup>[5-36]</sup>を用いた。

#### (4) 補正計算

基準計算に対する補正として、メッシュ補正、輸送補正、2次元セル補正、次世代炉定数補正、AMM (All Master Model) 補正、及び体系の熱膨脹補正の 6 項目を考慮した。なお、JUPITER 標準解析手法では、燃料ドロワの個体差に基づく原子数密度の差を全て考慮するモデルを All Master Model と呼んでおり、MK-III 性能試験炉心の解析においては、燃焼に基づく原子数密度分布の効果を AMM 補正と呼ぶ。以下に、それぞれの算出方法を記す。

##### (i) メッシュ補正

CITATION を用いて、基準空間メッシュ (1 集合体あたり 6 メッシュ、軸方向は 2.5cm/1 メッシュ) に対して、さらに X-Y 方向及び Z 方向別にメッシュを 2 倍に細かくした計算 (1 集合体あたり 24 メッシュ、軸方向は 1.25cm/1 メッシュ) を行い、無限メッシュ相当に外挿した。算出方法を以下に示す。なお、メッシュ補正計算時のエネルギー群も 70 群とした。

$$\begin{aligned}
 k_{XY} &= (4k_{XY,D} - k_S)/3 \\
 k_Z &= (4k_{Z,D} - k_S)/3 \\
 \Delta k_{XYZ} &= (k_{XY} - k_S) + (k_Z - k_S) \\
 &= k_{XY} + k_Z - 2k_S
 \end{aligned}$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 k_{XY} &: X\text{-}Y \text{ 方向無限メッシュ外挿時の実効増倍率} \\
 k_Z &: Z \text{ 方向無限メッシュ外挿時の実効増倍率} \\
 k_S &: \text{基準メッシュ計算による実効増倍率} \\
 k_{XY,D} &: X \text{ 方向及び } Y \text{ 方向倍メッシュ計算による実効増倍率} \\
 k_{Z,D} &: Z \text{ 方向倍メッシュ計算による実効増倍率} \\
 \Delta k_{XYZ} &: 3 \text{ 次元メッシュ効果補正量 (Tri-Z 体系)}
 \end{aligned}$$

である。

#### (ii) 輸送補正

輸送補正には TRITAC コード<sup>[5-37]</sup>を用いた。TRITAC は、3次元 XYZ 体系の  $S_N$  法に基づく輸送計算コードであるため、輸送補正のみを取り出すために XYZ 体系でのメッシュ補正を別途算出し、その効果を除くこととした。輸送補正係数は、基準空間メッシュ、 $S_8$  角度メッシュの 70 群計算を行い、以下の式により算出した。

$$\Delta k_{TRI} = k_{TRI} - k_{CIT} - \Delta k_{XYZ}$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 k_{TRI} &: \text{TRITAC コードによる 3 次元 XYZ 体系輸送計算での実効増倍率} \\
 k_{CIT} &: \text{CITATION コードによる 3 次元 XYZ 体系拡散計算での実効増倍率} \\
 &\quad (\text{等方拡散係数: } D=1/3 \Sigma \text{tr} \text{ を使用した}) \\
 \Delta k_{XYZ} &: 3 \text{ 次元メッシュ効果補正量 (XYZ 体系)} \\
 \Delta k_{TRI} &: \text{輸送補正量}
 \end{aligned}$$

である。

#### (iii) 2次元セル補正

直接法 1次元リングモデルでは燃料ピンの配置は模擬できないため、2次元格子形状を 1次元リングモデルで近似する効果を別途補正した。この補正は、2次元格子形状をモデル化できる SLAROM-UF コード<sup>[5-38]</sup>を用いて行った。

直接法 1次元リングモデルで作成した実効断面積及び 2次元モデルで作成した実効断面積を用いて炉心計算を行い、両者の差を 2次元セル補正とした。炉心計算は、3次元 Tri-Z 体系の拡散近似モデルで行った。なお、SLAROM-UF の実効断面積作成に関する計算では等方拡散係数を用いた。

#### (iv) 次世代炉定数補正

次世代炉定数システム<sup>[5-16]</sup>では、41keV 以下のエネルギー領域に対して超詳細群構造の炉定数を使うことにより、JFS-3 形式のライブラリでは考慮できない共鳴干渉効果を適切に取扱うことができる。一方、JFS-3 形式のライブラリは、典型的なナトリウム冷却型 MOX 燃料高速炉心である「もんじゅ」の内側炉心の衝突密度スペクトルを重みとして、70 群エネルギー構造に縮約されている。このため、ライブラリ作成時の重み関数（スペクトル）が、解析対象炉心と異なることによる影響が生じる可能性があることが知られている<sup>[5-24]</sup>。次世代炉定数システムは、この重み関数の影響を大幅に低減できる VITAMIN-J 型 175 群構造のライブラリを用いて計算されたものである。図 5.3.7 に次世代炉定数効果の概略を示す。

この VITAMIN-J 型 175 群構造及び 41keV 以下の超詳細群構造の炉定数を用いた場合と、従来の 70 群構造を用いた場合の解析結果の差を次世代炉定数効果補正とした。なお、断面積作成には SLAROM-UF コードを使用した。

#### (v) AMM(All Master Model)補正

「常陽」を始め実機高速炉では、燃焼に伴う原子数密度のばらつきが集合体ごと及び同一集合体内の軸方向に存在し、特に、バイアス補正で用いる MK-II 第 35 サイクル炉心では比較的燃焼度が高いため、この効果が無視できない。そこで、燃料集合体を軸方向に 5 cm の領域に分割し、集合体ごとの燃焼組成の違いを考慮して計算を行った。

ここでは、前述のように JUPITER 標準解析手法にならって、燃焼に基づく原子数密度分布の効果を AMM 補正で取り入れることとし、MAGI の燃焼組成を用いていることから軸方向の領域を 5 cm ごとに分割して補正値を求めた。

#### (vi) 熱膨脹補正

MK-III 性能試験での実際の冷却材温度は 523.15K (250°C) であり、体系の熱膨脹効果が無視できない。温度による断面積の変化はすでに基準計算で考慮しているため、温度による炉心サイズと原子数密度の変化のみを考慮すればよいことになる。523.15K 時の炉心サイズは、線膨脹率<sup>[5-39]-[5-41]</sup>を用いて算出し、その体積に基づいて原子数密度を作成し、熱膨脹前後で計算した過剰反応度の差を熱膨脹補正とした。

### (5) 結果

MK-III 性能試験炉心と、バイアス補正のための MK-II 性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心について、JFS-3-J3.2R と ADJ2000R を用いた JUPITER 標準解析手法による過剰反応度の解析結果を表 5.3.5 に示す。JFS-3-J3.2R を用いた場合については、MK-III 性能試験炉心の過剰反応度は各種補正を含めて 2.533%  $\Delta k/kk'$  となった。MK-II 性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心の過剰反応度は、それぞれ 2.054%  $\Delta k/kk'$ 、3.371%  $\Delta k/kk'$  となり、(E-C) として 0.876%  $\Delta k/kk'$ 、0.675%  $\Delta k/kk'$  を得た。

統合炉定数 ADJ2000R を用いた場合でも、(E-C) 補正は JFS-3-J3.2R を用いた JUPITER 標準解析手法による値が適用できる。その結果、MK-III 性能試験炉心の過剰反応度は、各種補正を含めて 2.635%  $\Delta k/kk'$  となった。MK-II 性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心の過剰反応度は、それぞれ 2.282%  $\Delta k/kk'$ 、3.551%  $\Delta k/kk'$  となり、(E-C) として 0.648%  $\Delta k/kk'$ 、0.495%  $\Delta k/kk'$  が得られ、JFS-3-J3.2R を用いた場合よりも実験値に近い結果となった。

### 5.3.7 モンテカルロ法による解析

#### (1) モンテカルロ法コード MCNP による解析手法

連続エネルギーモンテカルロ法は、中性子エネルギーを連続で取扱うことができ、また、炉心の幾何形状を忠実に模擬できるため、モンテカルロ法特有の統計誤差を除けば、解析のモデル化による誤差を含まないと考えられている。MCNP<sup>[5-20]</sup>のバージョンは 4B を使い、中性子断面積ライブラリは JENDL-3.2 に基づく FSXLIB-J3R2<sup>[5-42]</sup>を用いた。

MCNP による解析では、燃料集合体については、燃料ペレット、被覆管及びラップ管、制御棒については  $B_4C$  ペレット、被覆管及び案内管 (ガイドチューブ) 等の形状を可能な限りモデル化した。図 5.3.8 に MCNP によるモデル図を示す。詳細にモデル化したため、炉心管理コードシステムのような均質化や JUPITER 標準解析で用いた燃料集合体や制御棒のリング化モデルといった近似は含まれない。構造及び組成をモデル化する際には、温度膨脹及び燃焼組成の分布も考慮した。

なお、MK-II 炉心における遮へい解析の知見により、FP 核種の中性子吸収を考慮することにより、中性子束が 1% 程度変化することがわかっているため<sup>[5-43]</sup>、モンテカルロ法の計算においてもこれを考慮することとした。MCNP コードの核データライブラリにはランプ化 FP が用意されていない

ため、表 5.3.6 に示す中性子吸収割合の大きい 35 核種 (全 F P 核種による中性子吸収の 90 % 程度) を F P 核種の代表として取扱い、この核種の比をランプ化 F P の原子数密度に乗じて F P による中性子核反応を取扱った。

## (2) 解析結果

MK-III 性能試験炉心と、バイアス補正のための MK-II 性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心について、MCNP による過剰反応度の解析結果を表 5.3.7 に示す。

MK-III 性能試験炉心の過剰反応度は 2.902%  $\Delta k/kk'$  となった。MK-II 性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心の過剰反応度は、それぞれ 2.930%  $\Delta k/kk'$ 、3.792%  $\Delta k/kk'$  となり、(E-C) として 0.620%  $\Delta k/kk'$ 、0.254%  $\Delta k/kk'$  を得た。

## 5.3.8 その他の補正

### (1) 非均質効果

JUPITER 標準解析手法では、燃料及び制御棒については非均質性を考慮するが、通常、反射体は炉心燃料を取り囲んで配置されるため、炉心の周辺に存在し、その非均質効果は小さく、均質モデルで取扱うことが可能である。これに対して、MK-III 性能試験炉心には、過剰反応度を抑えるため、炉心中心に材料照射用反射体が 4 体装荷されており、その非均質効果が無視できないことが予想される。また、炉心中心の材料照射用反射体 4 体、炉心に接する炉心第 5 列～第 6 列に装荷される内側反射体、上下部の軸方向反射体及び制御棒アダプターは、図 5.3.9 に示すような構造となっており、中性子ストリーミングの影響が無視できない可能性がある。

これまで、このような構造を有する材料照射用反射体等の非均質性を JUPITER 標準解析手法で取扱った経験がないため、別途連続エネルギーモンテカルロ法コード MVP<sup>[5-27]</sup> を用いて均質、非均質の計算モデルを作成し、非均質効果を評価した。MVP による解析では、燃料集合体については、燃料ペレット・被覆管・ラップ管、制御棒については B<sub>4</sub>C ペレットや被覆管等の幾何形状を図 5.3.8 の MCNP によるモデル化と同等に模擬した。ただし、ここではモデル化の違いについてのみ検討することとし、炉心の熱膨脹や集合体及び軸方向の燃焼組成分布等は考慮しないこととした。

### (2) バイアス補正で考慮されない計算誤差

炉心管理コードシステムや JUPITER 標準解析手法では、バイアス補正として断面積誤差や計算誤差等を補正することとしている (表 5.3.1 参照)。バイアス補正を行う場合、MK-II 炉心をモックアップとして用いるが、MK-III 性能試験炉心は、炉心の 2 領域化とともに、炉心中心に材料照射用反射体、炉心の最外周に B<sub>4</sub>C 遮へい集合体を装荷しており、これらの炉心変更に伴う計算誤差はバイアス補正では十分ではない。

上記の MK-II 炉心を用いたバイアス補正では考慮できない補正量を別途、モンテカルロ法コード MVP を用いて評価することとした。まず、MVP の計算値を計算モデルに起因する誤差のない参照解とみなし、以下の 4 ケースの仮想的な体系で計算を行った。それぞれのケースで炉心管理コードシステムまたは基本炉定数を用いた JUPITER 標準解析手法 (決定論的手法) とモンテカルロ法による結果の差を求め、この差を決定論的手法が持つ計算誤差とみなした。各ケース間での決定論的手法とモンテカルロ法の差を材料照射用反射体、B<sub>4</sub>C 遮へい体の存在が計算に与える誤差として評価した。

- ・基準ケース : MK-III 性能試験炉心
- ・ケース 1 : 基準ケースに対して、炉心中心にある材料照射用反射体を内側燃料に置換
- ・ケース 2 : 基準ケースに対して、B<sub>4</sub>C 遮へい体を外側反射体に置換
- ・ケース 3 : 基準ケースに対して、炉心中心にある材料照射用反射体を内側燃料に、B<sub>4</sub>C 遮へい体を外側反射体に置換。(ケース 1 とケース 2 を同時に置換。MK-II 炉心の炉心構成に一番近い計算モデル。)

各ケースの炉心構成を図 5.3.10 に示す。

### (3) 評価結果

解析結果を表 5.3.8 に示す。中性子ストリーミングによる非均質効果が考えられる燃料領域に接した部分、すなわち、内側反射体・上部反射体・下部反射体・制御棒アダプター部・材料照射用反射体の燃料以外の領域についての非均質効果を算出した。その結果、これらの領域の非均質効果は実効増倍率の差で-0.0004 であり、MVP の統計誤差を考慮すると、燃料領域以外の非均質効果は無視できることを確認した。

バイアス補正で考慮されない計算誤差の評価結果を表 5.3.9 に示す。MVP と決定論的手法のうちの JUPITER 標準解析手法で、実効増倍率の差は、MK-III 性能試験炉心では 0.0029 あったものが、ケース 1 では 0.0019、ケース 2 では 0.0027、ケース 3 では 0.0013 となった。このことから、炉心中心にある材料照射用反射体及び  $B_4C$  遮へい体の装荷が炉心の過剰反応度に与える影響は、それぞれ約 0.0010、約 0.0002 とわずかであることがわかった。

### 5.3.9 各手法の解析結果の比較

炉心管理コードシステム、JUPITER 標準解析手法及びモンテカルロ法により MK-III 性能試験炉心の過剰反応度を評価した。バイアス補正法を採用する場合、モックアップとして MK-II 性能試験炉心または MK-III 性能試験の直近に運転した MK-II 第 35 サイクル炉心についての (E-C) 補正を用いることとした。また、モンテカルロ法との比較により、非均質効果や計算誤差について検討した。モックアップ炉心として、以下に示す感度解析の結果から、断面積誤差の伝播が最も小さい MK-II 第 35 サイクル炉心を選定した。表 5.3.10 にそれぞれの手法による解析結果の一覧を示す。

### 5.3.10 解析精度の評価

#### (1) 解析精度評価手法

竹田らの定式<sup>[5-44]</sup>を用いて、主要な炉心核特性の解析精度を、積分情報を用いない場合（基本炉定数）、バイアス補正法（炉心管理コードシステム、JUPITER 標準解析手法及びモンテカルロ法を用いた場合）を適用した場合、炉定数調整法を適用した場合について比較した。

以下に、基本炉定数と上記 2 手法に対する解析精度の評価式をまとめて示す。

#### (i) 基本炉定数

$$V [R_{CR}^{(2)}] = G^{(2)} M G^{(2)t} + V_m^{(2)}$$

#### (ii) バイアス補正法

$$V [R_{CB}^{(2)}] = \Delta G M \Delta G^t + V_e^{(m)} + V_m^{(m)} + V_m^{(2)} - V_m^{(m2)} - V_m^{(m2)t}$$

#### (iii) 炉定数調整法

$$V [R_{CA}^{(2)}] = G^{(2)} M' G^{(2)t} + V_m^{(2)} - N V_m^{(12)} - V_m^{(12)t} N^t$$

$$N = G^{(2)} M G^{(1)t} [G^{(1)} M G^{(1)t} + V_e^{(1)} + V_m^{(1)}] - 1$$

ここで、添字(1)、(2)、(m)はそれぞれ実験体系、実機体系、モックアップ体系を表す。V [R<sub>CR</sub><sup>(2)</sup>]、V [R<sub>CB</sub><sup>(2)</sup>]、V [R<sub>CA</sub><sup>(2)</sup>] は各手法による炉心核特性の解析精度（分散）を、G<sup>(1)</sup>は(1)の感度係数を、ΔGは(2)と(m)の感度係数の差を、V<sub>e</sub><sup>(1)</sup>、V<sub>m</sub><sup>(1)</sup>は(1)の実験誤差、解析誤差（共分散）を、V<sub>m</sub><sup>(12)</sup>は(1)と(2)の解析誤差の相関を、M、M'は調整前後の炉定数の誤差（共分散）をそれぞれ表す。

### (2) 感度係数

解析精度を求めるために必要な感度係数を計算した。

#### (i) 感度係数計算方法

感度係数は、一般化摂動論に基づく SAGEP コード<sup>[5-45]</sup>を用いて計算した。解析は、2次元 R-Z 体系、

中性子エネルギー18群で行い、断面積ライブラリはJFS-3-J3.2Rを用いた。なお、感度係数計算においては、全ての領域で均質モデルを用いた。

## (ii) 計算結果

MK-III性能試験炉心、MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の実効増倍率（過剰反応度）に対する断面積の感度係数を計算した<sup>[5-11]</sup>。計算結果を図5.3.11～図5.3.13に示す。全般的に感度係数は3つの炉心で類似しているが、Pu富化度等の違いにより感度係数に差がみられる。感度の最も大きい<sup>239</sup>Pu中性子発生数（ $\nu$ ）を例にとると、MK-III性能試験炉心は0.4858、MK-II性能試験炉心は0.6306、MK-II第35サイクル炉心は0.5055となっている。この違いは、炉心の<sup>239</sup>Pu装荷量に差があるためである。MK-II性能試験炉心のPu富化度は29.0wt%であり、MK-III性能試験炉心のそれは内側燃料が23.0wt%、外側燃料が28.8wt%であり、MK-III性能試験炉心の方が感度係数は小さくなる。同様に、MK-II第35サイクル炉心は、MK-II燃料の一部がMK-III外側燃料に置換されるため、MK-II性能試験炉心に比べて感度係数が小さくなっている。各炉心の感度係数の差から、MK-III性能試験炉心は、MK-II性能試験炉心よりMK-II第35サイクル炉心に近い核特性を有している。

MK-III性能試験炉心用のバイアス補正については、MK-IIのどのサイクル炉心をモックアップに採用するかが重要であり、感度係数の類似度から $\Delta G_M$   $\Delta G^t$ が最も小さい第35サイクル炉心の方がMK-III性能試験炉心に近い。燃焼計算の誤差は、PIEによる燃焼組成と炉心管理計算の比較により小さいことがわかっており、未燃焼のMK-II性能試験炉心よりMK-II第35サイクル炉心の方が断面積誤差の伝播が小さいため、バイアス補正のモックアップ炉心として採用することとした。

## 5.3.11 誤差評価

### (1) 炉心管理コードシステム

MAGI及びHESTIAの解析誤差は、直近に運転したサイクル炉心で(E-C)補正を行い、断面積誤差やその他の効果を補正した過剰反応度の解析値と実測値の差の平均を炉心管理コードシステムの解析誤差とした。これにバイアス補正で考慮されない誤差に対する補正量の30%を誤差として加えることにより、MAGI及びHESTIAの解析誤差をそれぞれ0.10%  $\Delta k/kk'$ 、0.14%  $\Delta k/kk'$ と設定した。

### (2) JUPITER標準解析

JUPITER標準解析手法の解析誤差は、統合炉定数作成時の経験に基づき、各補正值の30%の二乗和の平方根とした。ただし、次世代炉定数効果は、従来の手法では取扱えないので、保守的にその補正值の100%を解析誤差とした。この結果、MK-III性能試験炉心、MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の解析誤差は、全て0.2%  $\Delta k/kk'$ となった。

なお、「常陽」のような小型炉心では輸送効果が大きく、大型炉心であるJUPITER解析対象炉心と同様に評価すると解析誤差を過大評価する。この評価では、5.3.8で検討したようにモンテカルロ法を用いて輸送計算では取扱えない効果を評価しており、輸送効果は解析誤差に含めていない。

解析誤差の相関係数は、他の臨界実験等の臨界性との相関は弱いとして0.3に設定した。基本的に解析手法は同じであるが、JUPITER解析対象炉心に比べて、輸送効果が大きいこと、集合体の形状が違ふこと（JUPITER炉心はプレート、「常陽」はピン形状）などから相関は弱いと判断した。一方、同じ実験装置間の場合には解析誤差の相関はかなり強いと考えられる。このため、統合炉定数の作成時には、同じ実験装置間は相関が強いとして相関係数を0.8に設定している。同様に、「常陽」のサイクル炉心間の相関は強いとして0.8に設定した。なお、前述のように、MK-III性能試験炉心、MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の感度係数が類似していることから解析誤差の相関は強いと推測される。

### (3) モンテカルロ法

モンテカルロ法における誤差設定は、MCNPの統計誤差を解析誤差とした。

#### (4) 実験誤差

バイアス補正法の場合の実験誤差は、制御棒位置の読み取り誤差、制御棒駆動機構の熱収縮、倍増時間の測定誤差、制御棒校正曲線のフィッティング誤差、 $\beta_{\text{eff}}$ の誤差等を積み上げた。その結果、実験誤差は、MK-II性能試験炉心で0.07%  $\Delta k/kk'$ 、MK-II第35サイクル炉心で0.09%  $\Delta k/kk'$ 、MK-III性能試験炉心で0.10%  $\Delta k/kk'$ となった。

#### 5. 3. 1 2 解析精度の評価結果と考察

解析精度の評価結果を表 5.3.11 に示す。ここで示す相対誤差は、実効増倍率 ( $k_{\text{eff}}$ ) に対する標準偏差 ( $1\sigma$ ) である。

基本炉定数を用いた JUPITER 標準解析手法で、バイアス補正しないケースでは、断面積誤差に起因する誤差が大きいため、MK-III性能試験炉心に対する解析誤差は1.7%  $\Delta k/kk'$  と大きな結果となっている。同じ JUPITER 解析手法でも統合炉定数を用いたケースでは断面積誤差が基本炉定数に比べて小さいため、解析誤差も0.34%  $\Delta k/kk'$  と小さくなっている。一方、バイアス補正を適用したケースでは、モックアップ炉心と解析対象のMK-III性能試験炉心の類似度が高いことから、断面積の誤差伝播が小さく、MK-II第35サイクル炉心をバイアス補正に使用した場合、解析誤差は0.17%  $\Delta k/kk'$  に低減されている。

炉心管理コードシステムでもバイアス補正を使用しているため、解析誤差はMAGIの場合で0.17%  $\Delta k/kk'$ 、HESTIAの場合で0.13%  $\Delta k/kk'$  と小さくなっている。

最後に、過剰反応度の解析結果をまとめて表 5.3.12 に示す。どの手法も概ね同じ値となったが、統合炉定数を用いた JUPITER 標準解析手法だけが実験値より小さい結果となっている。統合炉定数の調整に反映された積分実験は、主として JUPITER 実験等の大型炉のデータであり、小型高速炉はFCAや「常陽」MK-I炉心のデータのみであり、小型炉心の解析では過剰反応度を過小評価する傾向がある。ちなみに、統合炉定数を用いてMK-I炉心の核特性を解析した場合も、過剰反応度は0.2%  $\Delta k/kk'$  程度実測値を過小評価しており、MK-III性能試験炉心の解析と同様の結果となっている。

#### 5. 3. 1 3 過剰反応度のまとめ

臨界近接により、逆増倍曲線で予測しながらMK-III性能試験炉心での臨界到達を確認した。また、中性子源強度に依存せずに臨界を維持できる起動系核計装の計数率を求め、MK-III炉心において臨界を判断する基準を決定した。

MK-III性能試験炉心の過剰反応度を炉心管理コードシステム、JUPITER 標準解析手法、モンテカルロ法に基づいて評価し、各種補正を行って実測データと比較した。

各手法による解析値は2.79~3.36%  $\Delta k/kk'$  であり、実験値(2.99±0.10%  $\Delta k/kk'$ )と0.5%  $\Delta k/kk'$  以内で一致した。MK-III炉心管理コードシステム HESTIA の解析値は3.13%  $\Delta k/kk'$  であり、解析手法の中では、実験値に近い結果を得た。MK-III炉心の特徴として、炉心中心に核分裂性物質を全く含まない材料照射用反射体が4体装荷されているが、それによる中性子ストリーミング効果は小さいことがモンテカルロ計算によりわかった。炉心の2領域化及び遮へい集合体の装荷の影響については、決定論的手法とモンテカルロ法による解析値の差が大きくなることが確認された。

今後は、MK-III炉心の定格サイクル運転時の実測データを蓄積して各解析手法及び補正方法についての妥当性を確認し、炉心管理コードシステムや JUPITER 標準解析手法等の解析精度の向上に反映していく予定である。



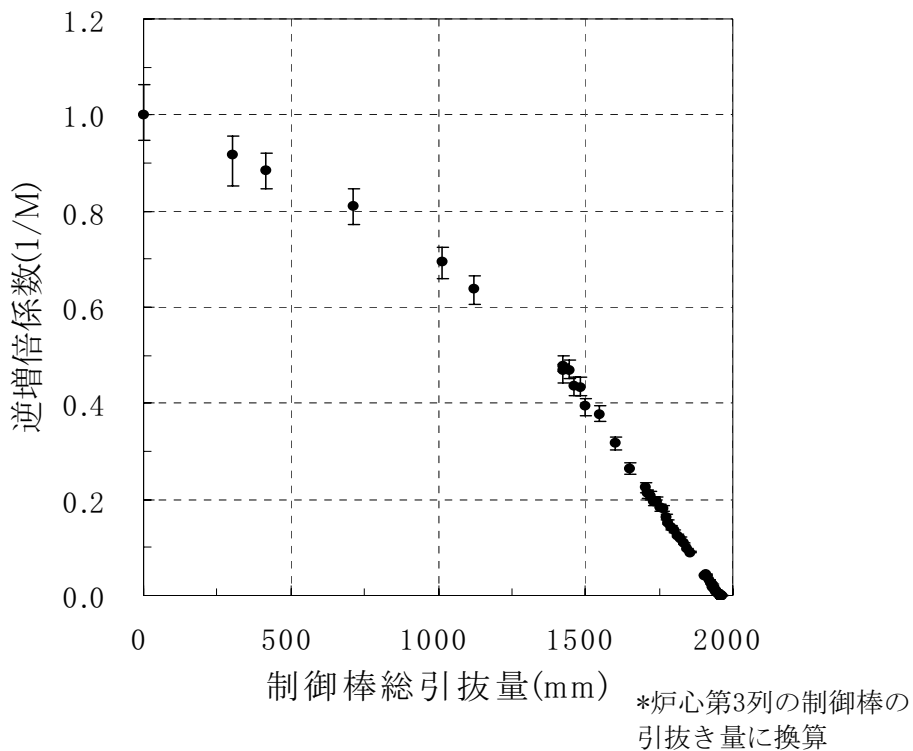


図 5.3.1 MK-III性能試験炉心の臨界近接における逆増倍曲線

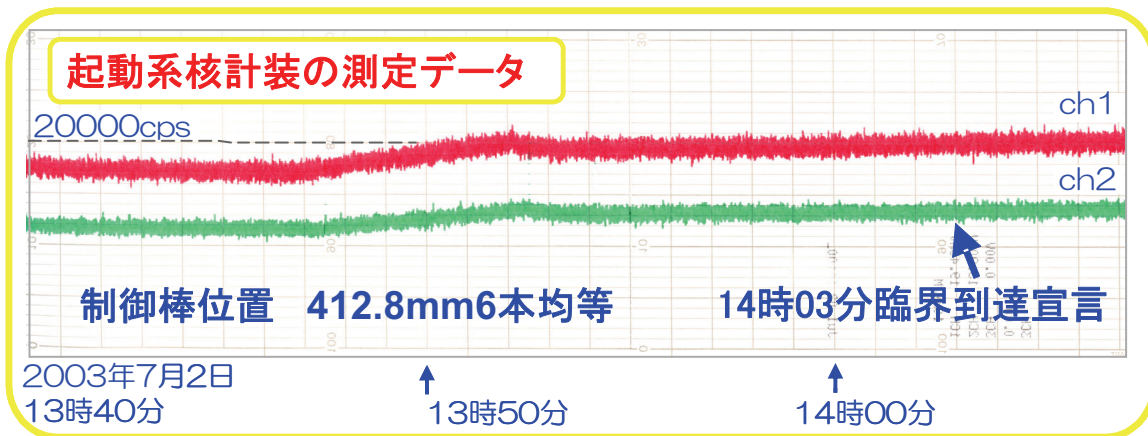


図 5.3.2 MK-III初臨界到達時の起動系核計装信号

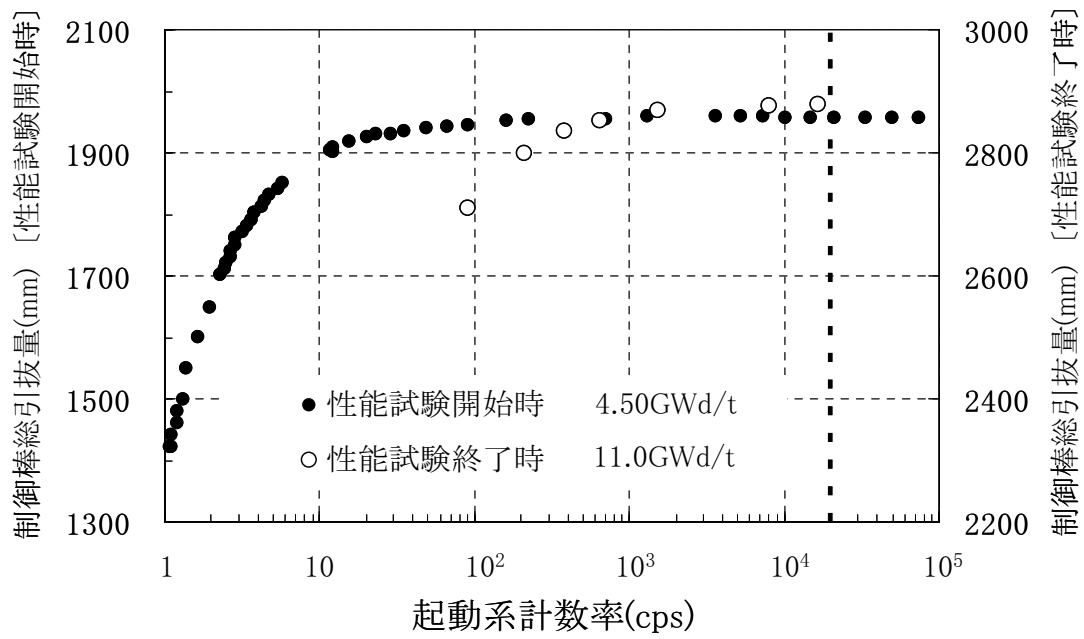


図 5.3.3 臨界を判断する起動系核計装 (Ch. 1) の計数率

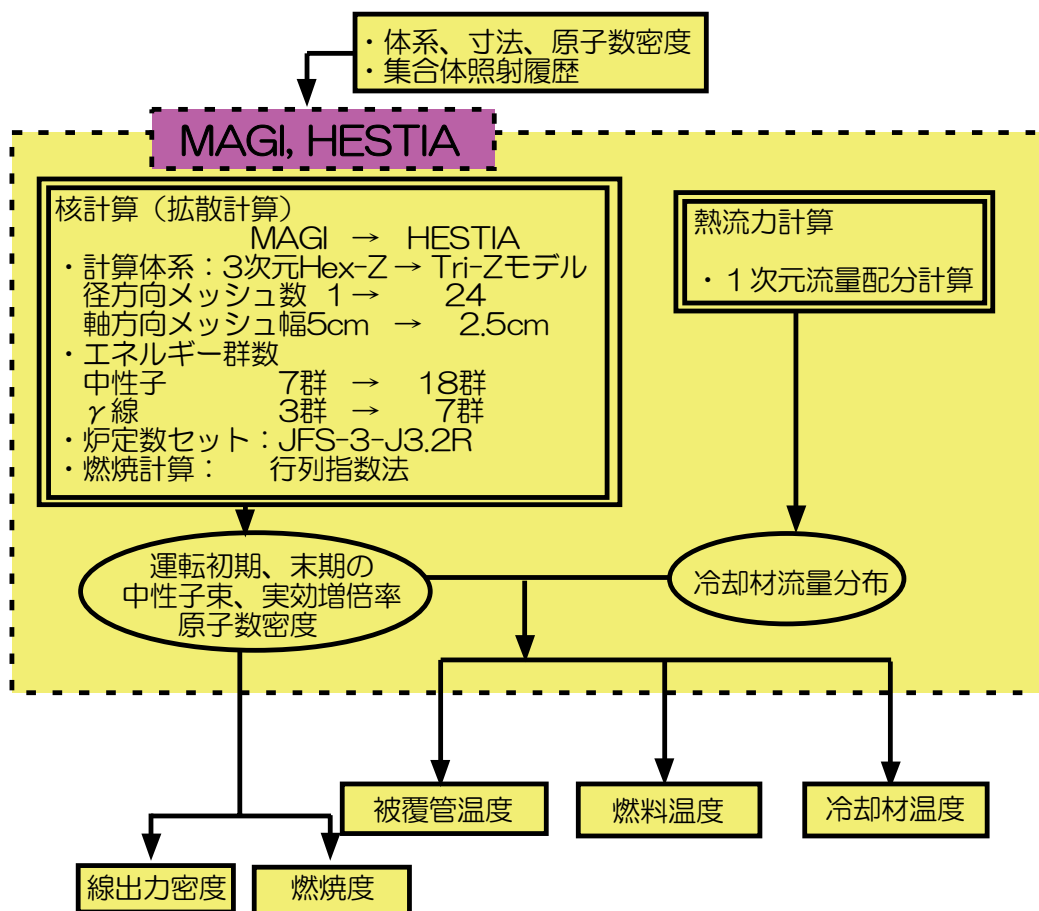


図 5.3.4 炉心管理コードシステムの解析フロー

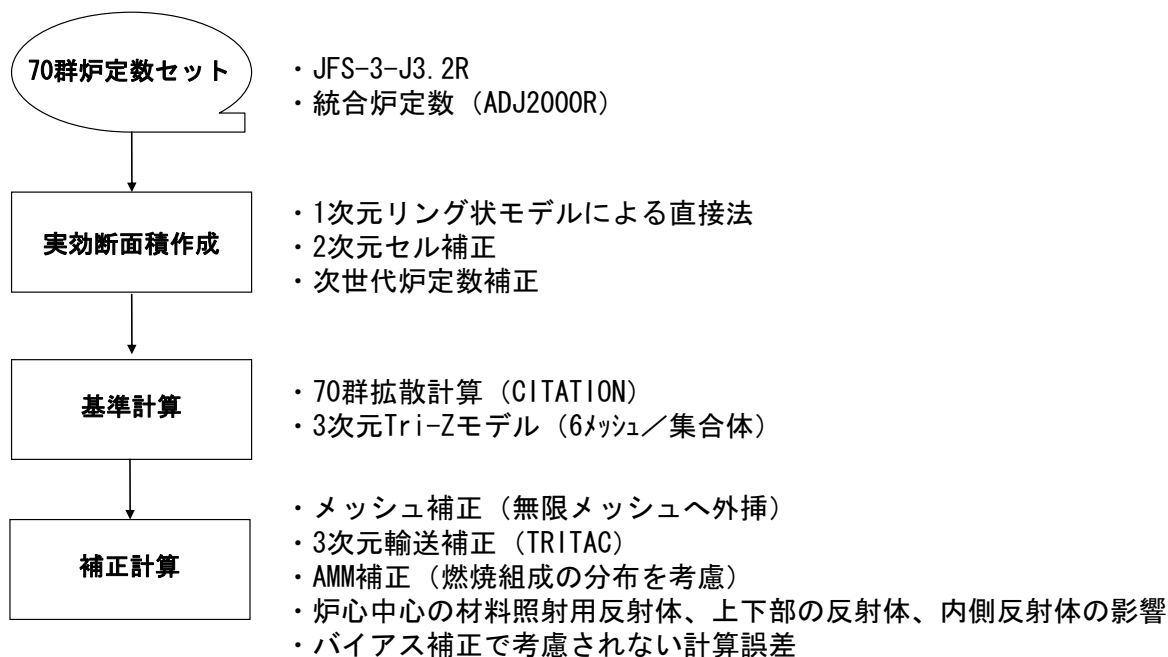


図 5.3.5 JUPITER 標準解析手法

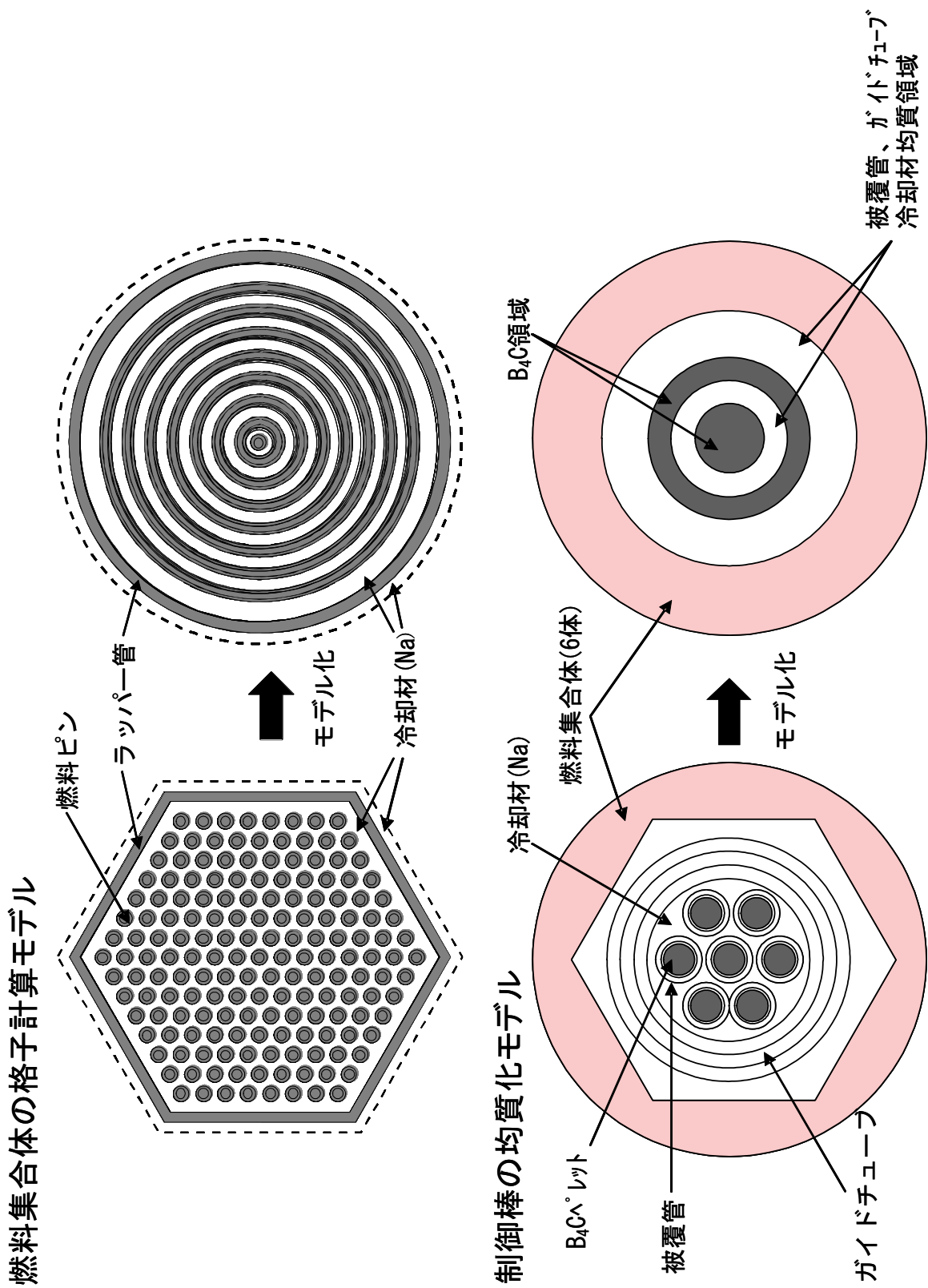
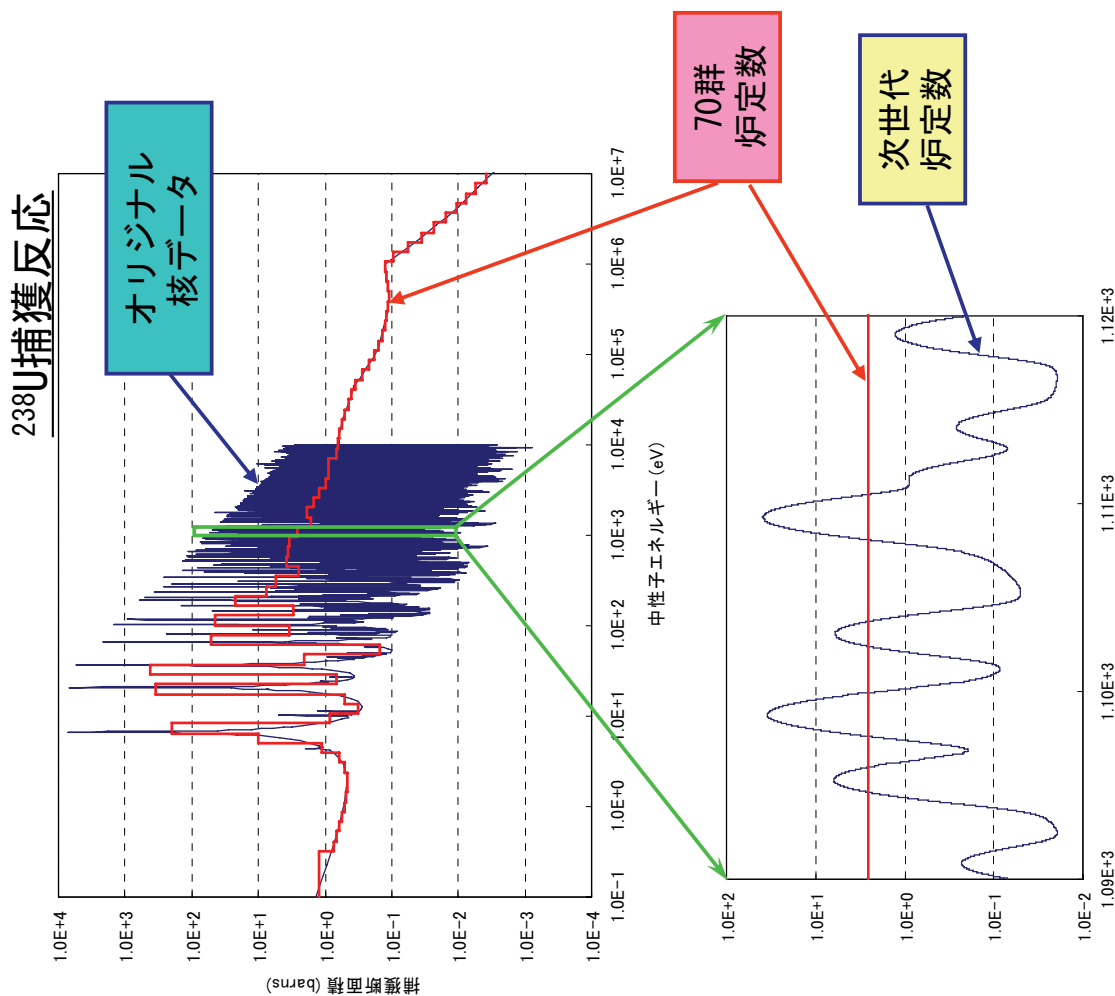


図 5.3.6 集合体の格子計算モデル



- 従来の高速炉用炉定数は、10MeV～0.32eVを69群 ( $\Delta u=1/4$ ) に均等分割し、熱エネルギー (0.32eV～ $1.0 \times 10^{-5}$ eV) を加えた70群としていた。



異核種間や温度の異なる領域間の「共鳴干渉効果」を精度良く評価できない場合がある



- 個々の共鳴ピークを明確に表現できる次世代炉定数 (40keV～熱エネルギーまで約10万群、1keV付近の $\Delta u=1/8,000$ ) を開発。

図 5.3.7 次世代炉定数の概略

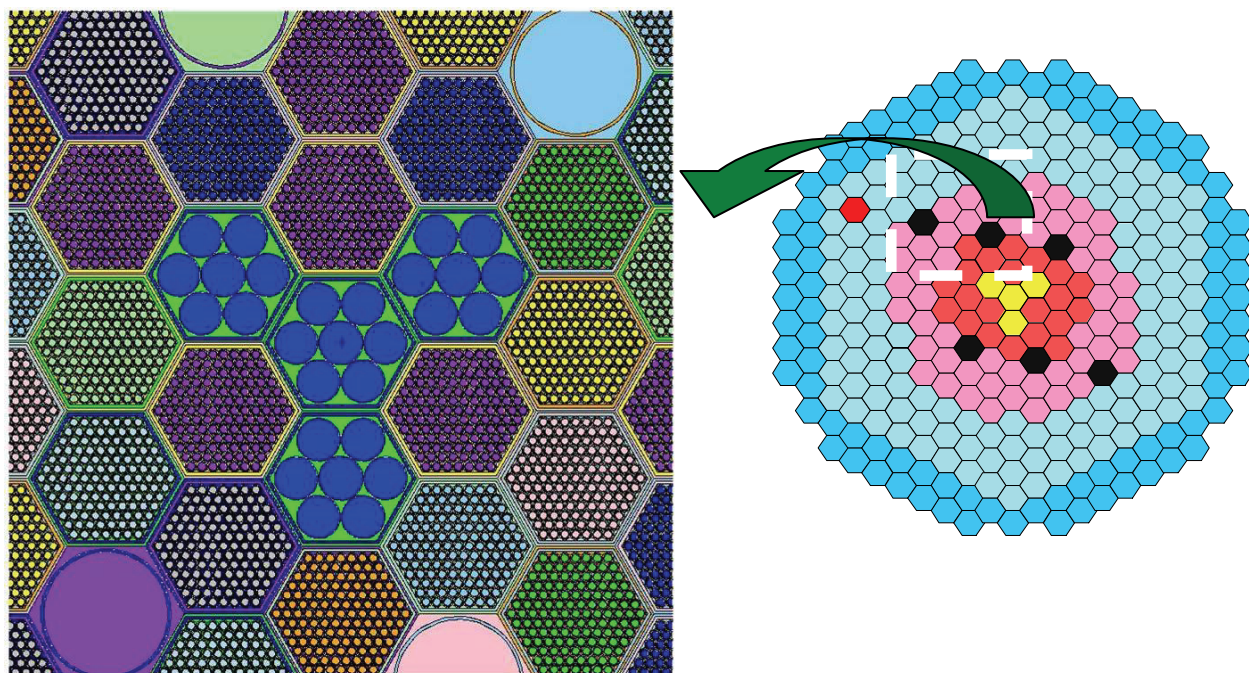
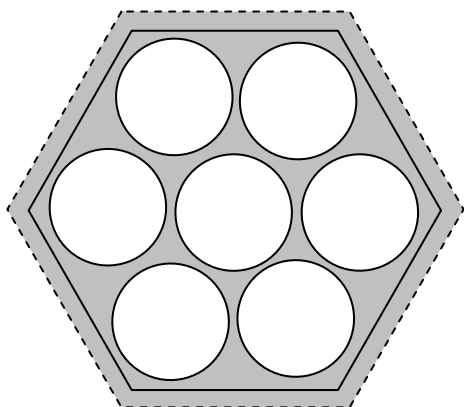
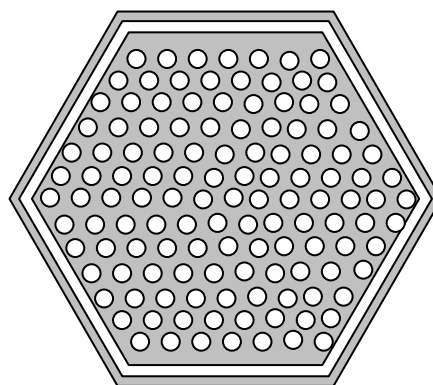


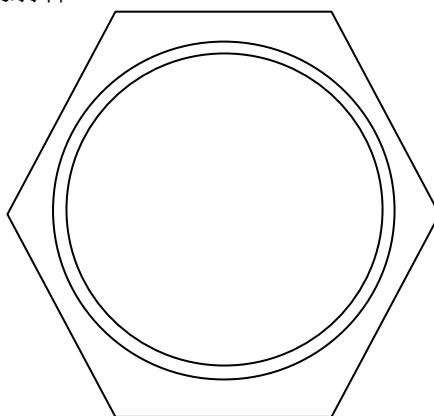
図 5.3.8 MCNP による計算モデル



材料照射用反射体及び内側反射体



軸方向反射体



制御棒アダプター

図 5.3.9 反射体及び制御棒の計算モデル

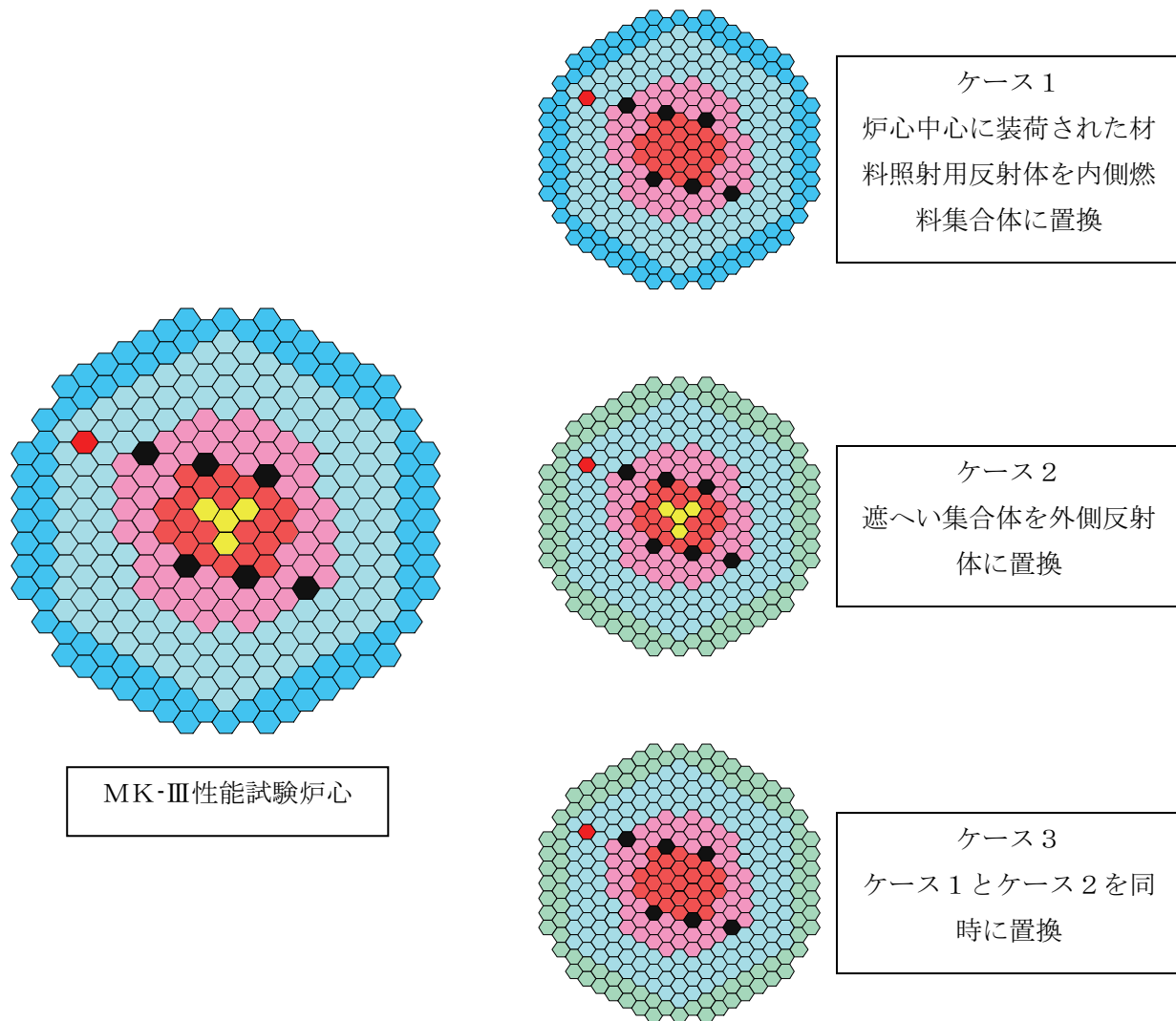


図 5.3.10 バイアス補正で考慮されない計算誤差評価のための想定炉心

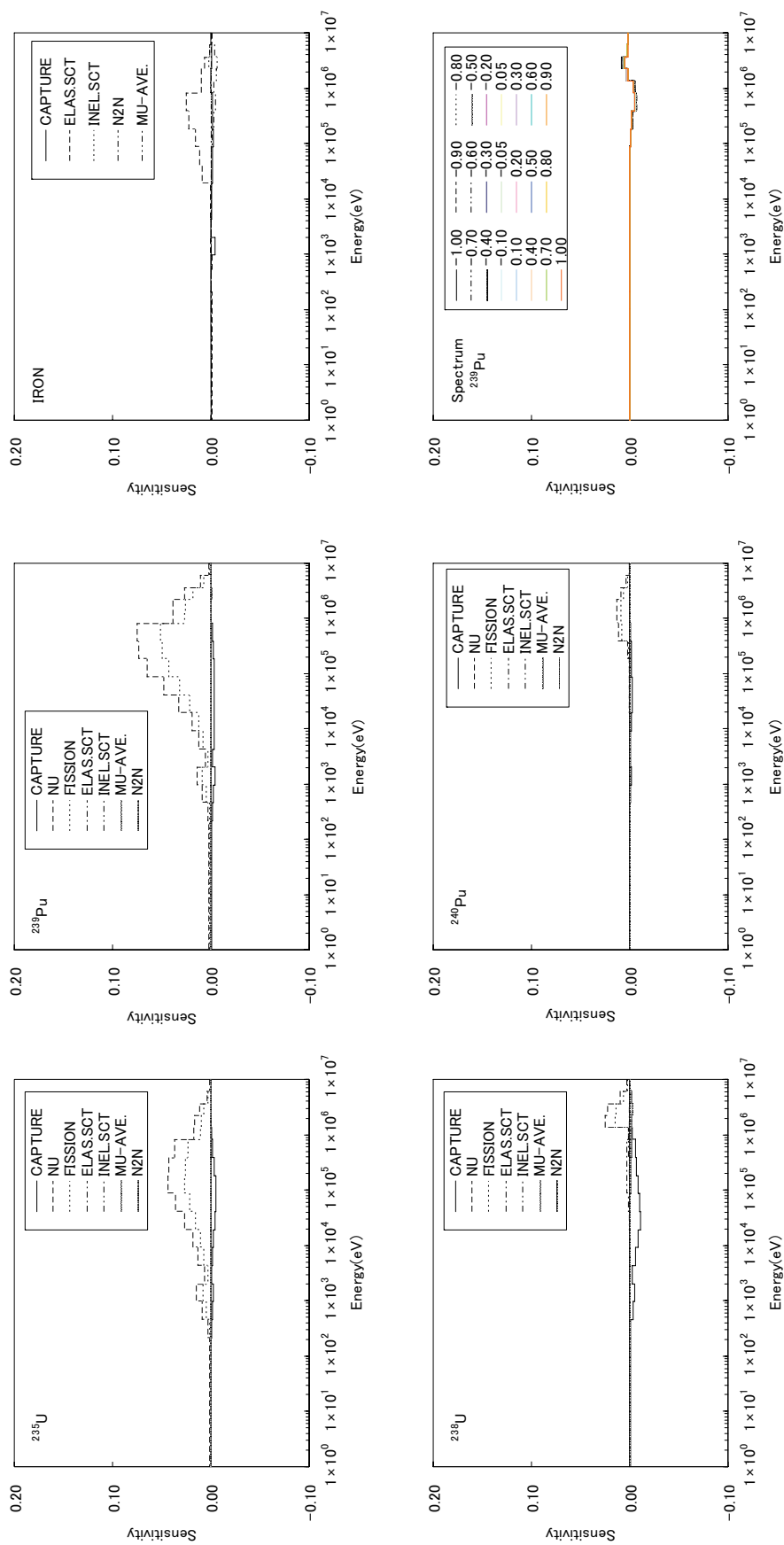


図 5.3.11 「常陽」MK-III性能試験炉心の実効増倍率に対する断面積の感度係数



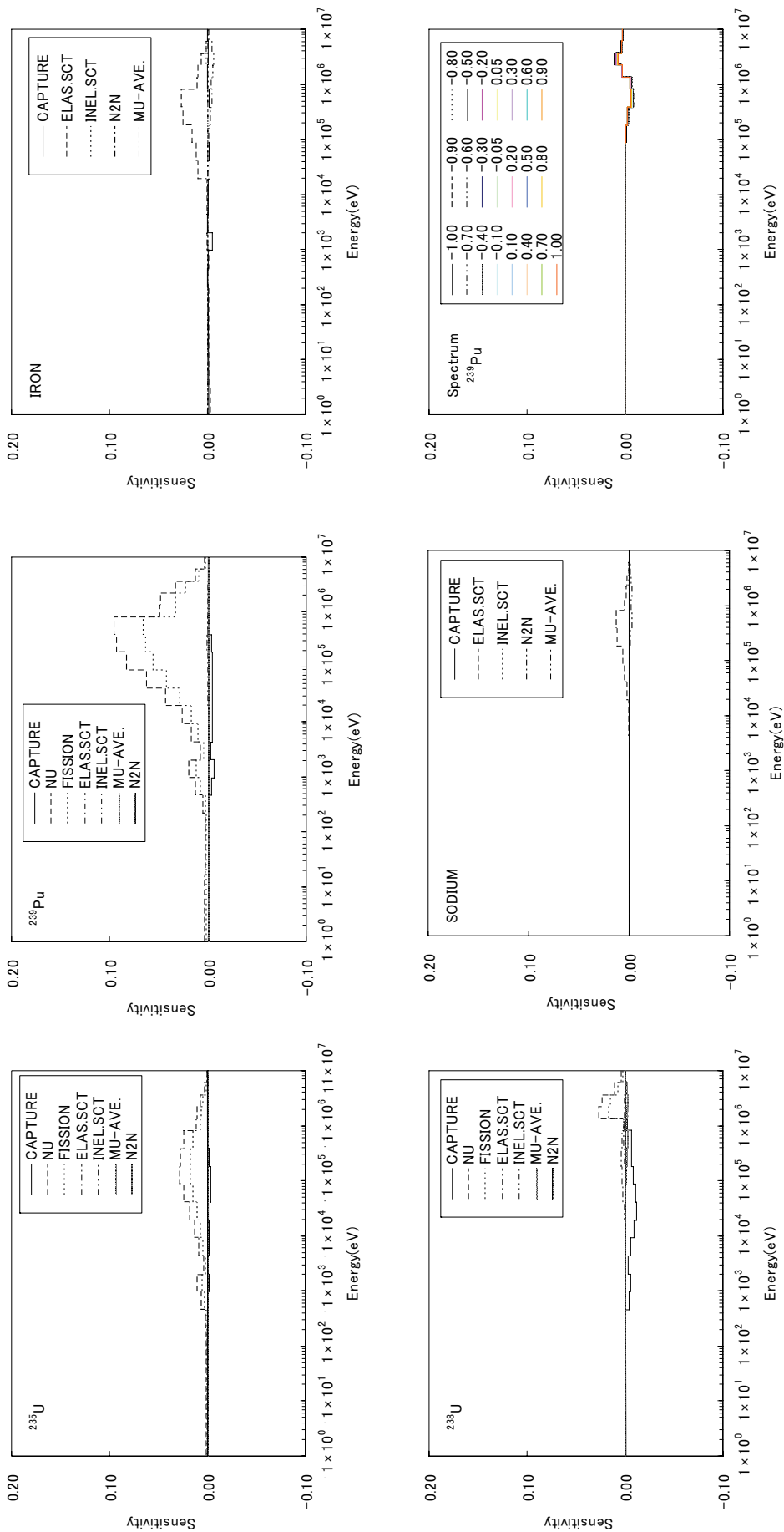


図 5.3.12 「常陽」MK-II 性能試験炉心の実効増倍率に対する断面積の感度係数

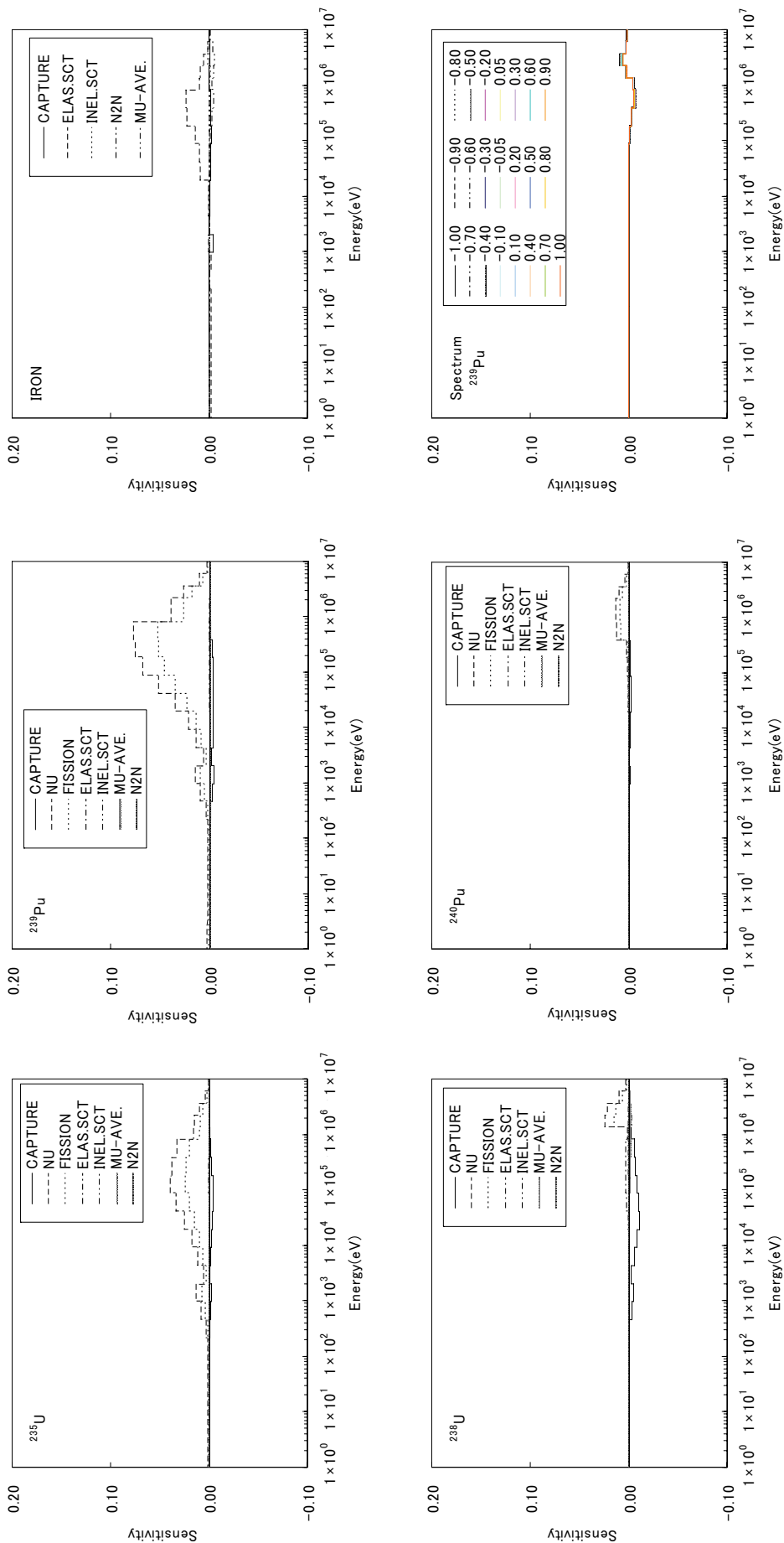


図 5.3.13 「常陽」M1K-II 第 35 サイクル炉心の実効増倍率に対する断面積の感度係数

表 5.3.1 各解析手法の計算条件

	MAGI (JFS-3-J3.2R) +バイアス補正	HESTIA (JFS-3-J3.2R) +バイアス補正	JUPITER 標準解析手法 (JFS-3-J3.2R) +バイアス補正	JUPITER 標準解析手法 (ADJ2000R)	MCNP (FSXLIB-J3R2) +バイアス補正
温度	250°C (E-C)補正で考慮	250°C (E-C)補正で考慮	250°C 膨脹は補正で考慮	250°C 膨脹は補正で考慮	250°C
メッシュ効果	(E-C)補正	(E-C)補正	補正	補正	詳細モデル化
輸送効果	(E-C)補正	(E-C)補正	補正	補正	近似なし
非均質効果	均質	均質	2次元に補正	2次元に補正	詳細モデル化
断面積の取扱い	基本炉定数 7群	基本炉定数 18群	基本炉定数 連続エネルギー相当	統合炉定数 連続エネルギー相当	連続エネルギー
核分裂中性子スペクトル	(Pu-239で代用) (E-C)補正	(Pu-239で代用) (E-C)補正	物質、領域依存	物質、領域依存	物質、領域依存
燃焼組成の効果	メッシュ単位	メッシュ単位	メッシュ単位を 補正計算で考慮	メッシュ単位を 補正計算で考慮	MAGIの メッシュ単位
その他	E-Cで考慮できない 効果を補正	E-Cで考慮できない 効果を補正	E-Cで考慮できない 効果を補正	決定論的手法の持つ 計算誤差を考慮	なしと仮定
断面積の誤差	(E-C)補正	(E-C)補正	(E-C)補正	炉定数調整で考慮	(E-C)補正

: 基準計算内で考慮  
 : 補正計算により考慮  
 : E-C補正の中で考慮

表 5.3.2 MK-III移行炉心で照射されたMK-III外側燃料の燃焼度 (MAGI 計算値)

	集合体平均燃焼度 (Gwd/t)
平均	16.0
最大	31.0
最小	5.00

表 5.3.3 炉心管理コードシステムによる過剰反応度解析結果

MK-II 性能試験炉心

		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)
基準計算	( $k_{eff}$ )	1.0216	1.0069
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.111	0.684
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.930	
(E-C)値	(% $\Delta k/kk'$ )	0.819	2.246

MK-II 第35サイクル炉心

		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)
基準計算	( $k_{eff}$ )	1.0347	1.0221
	(% $\Delta k/kk'$ )	3.358	2.161
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	4.046	
(E-C)値	(% $\Delta k/kk'$ )	0.688	1.885

MK-III 性能試験炉心

		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)
基準計算	( $k_{eff}$ )	1.0233	1.0092
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.274	0.913
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.99	

表 5.3.4 過剰反応度解析における温度条件（炉心管理コードシステム以外）

	MVP、基準計算、 各種補正計算時	膨脹体系計算時
実効断面積	523K	523K
原子数密度	300K (Naは523K)	523K
体系寸法	300K	523K

表 5.3.5 JUPITER 標準解析手法による過剰反応度解析結果

MK-II 性能試験炉心

		JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	
基準計算 ( $k_{eff}$ ) (常温)		1.0061	1.0085
補正計算	メッシュ補正	-0.0026	←
	輸送補正	0.0202	←
	2次元セル補正	0.0000	←
	次世代炉定数効果	0.0004	←
	AMM補正	0.0000	←
	膨脹補正 (常温→250°C)	-0.0032	←
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0210	1.0234
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.054	2.282
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.930	
(E-C) 値 (% $\Delta k/kk'$ )		0.876	0.648

MK-II 第35サイクル炉心

		JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	
基準計算 ( $k_{eff}$ ) (常温)		1.0248	1.0267
補正計算	メッシュ補正	-0.0024	←
	輸送補正	0.0185	←
	2次元セル補正	0.0000	←
	次世代炉定数効果	0.0005	←
	AMM補正	-0.0021	←
	膨脹補正 (常温→250°C)	-0.0043	←
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0349	1.0368
	(% $\Delta k/kk'$ )	3.371	3.551
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	4.046	
(E-C) 値 (% $\Delta k/kk'$ )		0.675	0.495

MK-III 性能試験炉心

		JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	
基準計算 ( $k_{eff}$ ) (常温)		1.0116	1.0127
補正計算	メッシュ補正	-0.0031	←
	輸送補正	0.0207	←
	2次元セル補正	0.0009	←
	次世代炉定数効果	0.0004	←
	AMM補正	0.0001	←
	膨脹補正 (常温→250°C)	-0.0046	←
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0260	1.0271
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.533	2.635
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.99	

表 5.3.6 モンテカルロ解析で考慮するF P核種

番号	核種	中性子 吸収割合	累積中性子 吸収割合	原子数密度 割合
1	<sup>101</sup> Ru	8.93%	8.93%	0.05
2	<sup>105</sup> Pd	7.90%	16.83%	0.03
3	<sup>99</sup> Tc	7.06%	23.89%	0.04
4	<sup>103</sup> Rh	6.02%	29.91%	0.03
5	<sup>133</sup> Cs	5.72%	35.63%	0.05
6	<sup>107</sup> Pd	4.65%	40.29%	0.02
7	<sup>97</sup> Mo	4.54%	44.83%	0.04
8	<sup>149</sup> Sm	4.39%	49.21%	0.01
9	<sup>147</sup> Pm	3.77%	52.98%	0.01
10	<sup>145</sup> Nd	3.37%	56.35%	0.03
11	<sup>135</sup> Cs	2.74%	59.09%	0.06
12	<sup>143</sup> Nd	2.64%	61.73%	0.03
13	<sup>131</sup> Xe	2.38%	64.11%	0.03
14	<sup>102</sup> Ru	2.21%	66.31%	0.05
15	<sup>151</sup> Sm	2.19%	68.51%	0.01
16	<sup>95</sup> Mo	2.15%	70.66%	0.02
17	<sup>98</sup> Mo	1.89%	72.55%	0.05
18	<sup>109</sup> Ag	1.80%	74.35%	0.01
19	<sup>104</sup> Ru	1.69%	76.04%	0.04
20	<sup>100</sup> Mo	1.58%	77.63%	0.05
21	<sup>153</sup> Eu	1.56%	79.19%	0.00
22	<sup>93</sup> Zr	1.27%	80.45%	0.04
23	<sup>103</sup> Ru	1.19%	81.65%	0.01
24	<sup>141</sup> Pr	1.03%	82.67%	0.03
25	<sup>129</sup> I	0.97%	83.65%	0.01
26	<sup>95</sup> Zr	0.88%	84.53%	0.01
27	<sup>96</sup> Zr	0.75%	85.28%	0.04
28	<sup>146</sup> Nd	0.70%	85.98%	0.02
29	<sup>132</sup> Xe	0.69%	86.67%	0.04
30	<sup>108</sup> Pd	0.68%	87.35%	0.01
31	<sup>95</sup> Nb	0.67%	88.02%	0.01
32	<sup>141</sup> Ce	0.62%	88.63%	0.01
33	<sup>91</sup> Zr	0.61%	89.24%	0.02
34	<sup>92</sup> Zr	0.48%	89.72%	0.03
35	<sup>134</sup> Xe	0.48%	90.20%	0.06

表 5.3.7 モンテカルロ法による解析結果

MK-II 性能試験炉心		モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)
基準計算 (250°C)	( $k_{eff}$ )	1.0237
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.310
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.930
(E-C) 値	(% $\Delta k/kk'$ )	0.620

MK-II 第35サイクル炉心		モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)
基準計算 (250°C)	( $k_{eff}$ )	1.0394
	(% $\Delta k/kk'$ )	3.792
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	4.046
(E-C) 値	(% $\Delta k/kk'$ )	0.254

MK-III 性能試験炉心		モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)
基準計算 (250°C)	( $k_{eff}$ )	1.0299
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.902
実験値	(% $\Delta k/kk'$ )	2.99

表 5.3.8 非均質効果の解析結果

	実効増倍率	統計誤差
非均質	1.0343	0.0003
均質	1.0347	0.0004
両者の差	-0.0004	——

表 5.3.9 バイアス補正で考慮されない計算誤差の評価結果

JUPITER標準解析				
	MK-III 性能試験炉心	ケース1	ケース2	ケース3
基準計算	1.0087	1.0499	1.0199	1.0600
補正計算	メッシュ補正	-0.0031	-0.0028	-0.0020
	輸送補正	0.0209	0.0191	0.0199
	2次元セル補正	0.0010	0.0011	0.0010
補正後計算値	1.0275	1.0673	1.0387	1.0775
MVP	1.0304	1.0692	1.0414	1.0788
差 ( $\Delta k/kk'$ )	0.0029	0.0019	0.0027	0.0013
改善幅		0.0009	0.0001	0.0016

MAGI				
	MK-III 性能試験炉心	ケース1	ケース2	ケース3
計算値	1.0232	1.0640	1.0326	1.0725
MVP	1.0304	1.0692	1.0414	1.0788
差 ( $\Delta k/kk'$ )	0.0071	0.0052	0.0089	0.0063
改善幅		0.0019	-0.0017	0.0008

HESTIA				
	MK-III 性能試験炉心	ケース1	ケース2	ケース3
計算値	1.0092	1.0515	1.0199	1.0610
MVP	1.0304	1.0692	1.0414	1.0788
差 ( $\Delta k/kk'$ )	0.0211	0.0177	0.0216	0.0178
改善幅		0.0034	-0.0005	0.0034

表 5.3.10 過剰反応度解析結果の比較

MK-II 性能試験炉心		ゼロ出力250°C				
		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)	JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)	
基準計算( $k_{eff}$ )		1.0216	1.0069	1.0061	1.0085	1.0237
補正計算 ( $\Delta k$ )	メッシュ補正	---	---	-0.0026	←	---
	輸送補正	---	---	0.0202	←	---
	2次元セル補正	---	---	0.0000	←	---
	次世代炉定数効果	---	---	0.0004	←	---
	AMM補正	---	---	0.0000	←	---
	膨脹補正	---	---	-0.0032	←	---
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0216	1.0069	1.0210	1.0234	1.0237
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.111	0.684	2.054	2.282	2.310
実験値(% $\Delta k/kk'$ )		2.930				
E-C補正值(% $\Delta k/kk'$ )		0.82	2.25	0.88	0.65	0.62

MK-II 第35サイクル炉心		ゼロ出力250°C				
		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)	JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)	
基準計算( $k_{eff}$ )		1.0347	1.0221	1.0248	1.0267	1.0394
補正計算 ( $\Delta k$ )	メッシュ補正	---	---	-0.0024	←	---
	輸送補正	---	---	0.0185	←	---
	2次元セル補正	---	---	0.0000	←	---
	次世代炉定数効果	---	---	0.0005	←	---
	AMM補正	---	---	-0.0021	←	---
	膨脹補正	---	---	-0.0043	←	---
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0347	1.0221	1.0349	1.0368	1.0394
	(% $\Delta k/kk'$ )	3.358	2.161	3.371	3.551	3.792
実験値(% $\Delta k/kk'$ )		4.046				
E-C補正值(% $\Delta k/kk'$ )		0.69	1.89	0.67	0.49	0.25

MK-III 性能試験炉心		ゼロ出力250°C				
		MAGI (JFS-3-J3.2R)	HESTIA (JFS-3-J3.2R)	JUPITER標準解析手法 (JFS-3-J3.2R)   (ADJ2000R)	モンテカルロ法MCNP (JENDL-3.2)	
基準計算( $k_{eff}$ )		1.0233	1.0092	1.0116	1.0127	1.0299
補正計算 ( $\Delta k$ )	メッシュ補正	---	---	-0.0031	←	---
	輸送補正	---	---	0.0207	←	---
	2次元セル補正	---	---	0.0009	←	---
	次世代炉定数効果	---	---	0.0004	←	---
	AMM補正	---	---	0.0001	←	---
	膨脹補正	---	---	-0.0046	←	---
	その他の補正*	0.0008	0.0034	0.0016	←	---
補正後 計算値	( $k_{eff}$ )	1.0241	1.0126	1.0276	1.0287	1.0299
	(% $\Delta k/kk'$ )	2.35	1.24	2.68	2.79	2.90
E-C補正值(% $\Delta k/kk'$ )		0.69	1.89	0.67	---	0.25
予測値(% $\Delta k/kk'$ )		3.04	3.13	3.36	2.79	3.16
実験値(% $\Delta k/kk'$ )		2.99				

\*5.3.8で評価した補正

表 5.3.11 解析誤差の比較

JUPITER 標準解析手法（基本炉定数）による誤差評価の内訳（JFS-3-J3.2R）

（単位：%）

	$\sqrt{G^{(2)}} MG^{(2)t}$	$\sqrt{Vm^{(2)}}$	合計
MK-II 性能試験炉心	1.77	0.20	1.78
MK-II 第35サイクル炉心	1.58	0.20	1.60
MK-III 性能試験炉心	1.65	0.20	1.67

炉心管理コードシステム MAGI + バイアス補正による誤差評価の内訳（JFS-3-J3.2R）

（単位：%）

	$\sqrt{\Delta G^{(m)}} M \Delta G^{(m)t}$	実験・解析誤差					合計
		$\sqrt{Ve^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(2)}}$	$-\sqrt{2Vm^{(m2)}}$	小計	
MK-II 性能試験をモックアップ	0.16	0.07	0.17	0.18	-0.22	0.13	0.20
MK-II 第35サイクルをモックアップ	0.10	0.09	0.13	0.18	-0.19	0.14	0.17

炉心管理コードシステム HESTIA + バイアス補正による誤差評価の内訳（JFS-3-J3.2R）

（単位：%）

	$\sqrt{\Delta G^{(m)}} M \Delta G^{(m)t}$	実験・解析誤差					合計
		$\sqrt{Ve^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(2)}}$	$-\sqrt{2Vm^{(m2)}}$	小計	
MK-II 性能試験をモックアップ	0.16	0.07	0.03	0.03	-0.04	0.07	0.17
MK-II 第35サイクルをモックアップ	0.09	0.09	0.03	0.03	-0.04	0.09	0.13

JUPITER 標準解析手法（基本炉定数）+ バイアス補正による誤差評価の内訳（JFS-3-J3.2R）

（単位：%）

核特性	$\sqrt{\Delta G^{(m)}} M \Delta G^{(m)t}$	実験・解析誤差					合計
		$\sqrt{Ve^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(2)}}$	$-\sqrt{2Vm^{(m2)}}$	小計	
MK-II 性能試験をモックアップ	0.16	0.07	0.10	0.10	-0.13	0.09	0.18
MK-II 第35サイクルをモックアップ	0.10	0.09	0.10	0.10	-0.13	0.11	0.15

モンテカルロ法 MCNP + バイアス補正による誤差評価の内訳（FSXLIB-J3R2）

（単位：%）

核特性	$\sqrt{\Delta G^{(m)}} M \Delta G^{(m)t}$	実験・解析誤差					合計
		$\sqrt{Ve^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(m)}}$	$\sqrt{Vm^{(2)}}$	$-\sqrt{2Vm^{(m2)}}$	小計	
MK-II 性能試験をモックアップ	0.16	0.07	0.14	0.14	-0.18	0.11	0.19
MK-II 第35サイクルをモックアップ	0.10	0.09	0.14	0.14	-0.18	0.13	0.16

JUPITER 標準解析手法（統合炉定数）による誤差評価の内訳（ADJ2000R）

（単位：%）

	$\sqrt{G^{(2)}} M' G^{(2)t}$	実験・解析誤差				合計
		$\sqrt{Vm^{(2)}}$	$-\sqrt{NVm^{(12)}}$	$-\sqrt{Vm^{(12)t}N^t}$	小計	
MK-III 性能試験炉心	0.32	0.18	-0.11	-0.11	0.09	0.34



表 5.3.12 MK-III性能試験炉心の過剰反応度の評価結果

予測手法	予測値 (ゼロ出力250°C) [% $\Delta k/kk'$ ]	誤差 (1 $\sigma$ ) [% $\Delta k/kk'$ ]
炉心管理コードシステム“MAGI”+バイアス補正	3.04	0.15
炉心管理コードシステム“HESTIA”+バイアス補正	3.13	0.16
JUPITER標準解析手法+バイアス補正 (JFS-3-J3.2R)	3.36	0.17
モンテカルロ法 (MCNP、FSXLIB-J3R2) +バイアス補正	3.16	0.13
JUPITER標準解析手法+統合炉定数 (ADJ2000R)	2.79	0.34
実験値	2.99	0.10

## 5. 4 制御棒反応度価値<sup>[5-46]</sup>

### 5. 4. 1 試験目的

制御棒反応度価値試験では、実測により制御棒校正曲線を求め、改造されたMK-III炉心の炉心構成と制御棒配置において、制御棒が反応度制御能力等の核的制限値を満足していることを確認する。本試験においては、制御棒を単独で引抜いて制御棒の全ての駆動範囲（以下、ストロークと称す）にわたる微分反応度価値を測定する「単独引抜き法」とともに、ほぼ等価な反応度価値を持つ炉心第3列に配置された制御棒のうち4体の制御棒反応度価値を交互に測定する「4本同時差換法」、及び原子炉が未臨界状態において核計装の中性子検出器の計数率比で制御棒反応度価値を求める「中性子源増倍法」による測定も併せて実施した。「単独引抜き法」及び「4本同時差換法」は、核計装による原子炉出力の時間変化を逆動特性法で解いて求める。これら、「単独引抜き法」、「4本同時差換法」、「中性子源増倍法」による制御棒反応度価値の測定は、MK-II炉心の測定にも用いられてきている。

「常陽」は小型炉心であるが、無視できない程度の制御棒干渉効果が生じ、白方の論文<sup>[5-47]</sup>によると、MK-II炉心において炉心第3列の6体の制御棒をそれぞれ単独で挿入した場合の反応度価値の総和と、6体の制御棒を同時に挿入した場合の全反応度価値は8%程度異なる。制御棒反応度価値の測定においては、制御棒の軸方向位置は不均等になるが、原子炉運転時は出力分布を平坦化するため、制御棒の軸方向位置が均等になるよう運用する。したがって、制御棒の引抜きパターンが制御棒校正時と原子炉運転時で異なるため、制御棒校正で測定した反応度価値を原子炉運転時の反応度測定に用いる場合には、制御棒干渉効果を測定時における制御棒の引抜きパターンに対してそれぞれ補正する必要がある。

MK-II炉心においては、制御棒干渉効果を制御棒の軸方向位置に対して1次関数で近似して反応度測定値を補正していたが、MK-III性能試験ではその補正を正確に行うため、反応度測定ステップごとに制御棒干渉効果を計算して補正することとした。本試験では、計算で求める制御棒干渉効果に対する補正の妥当性を確認するため、制御棒干渉効果を模擬した反応度測定を行い、解析値と比較することにより、制御棒干渉効果の補正に対する計算と実測の差異を定量的に評価した。

また、「中性子源増倍法」の測定に関しては、MK-II炉心においては測定誤差が大きいため、制御棒干渉効果を補正しないで「単独引抜き法」による参照値と比較していた。これに対して、MK-III性能試験では、「中性子源増倍法」による測定値に対しても制御棒干渉効果の補正を行い、参照値との相違を厳密に評価して中性子源増倍法のMK-III炉心への適用性を検討した。

解析では、JUPITER標準解析手法を用いて非均質格子モデルで実効断面積を作成し、輸送理論により炉心計算を行って制御棒反応度価値を計算した。

ここでは、5. 4. 2で制御棒反応度価値の測定方法について説明する。5. 4. 3では各試験で得られた測定データ、5. 4. 4では測定値の誤差について述べる。5. 4. 5ではJUPITER標準解析手法による評価結果について述べ、5. 4. 6でまとめる。

### 5. 4. 2 測定方法

#### 5. 4. 2. 1 制御棒校正に係る設備概要

MK-III性能試験炉心の構成と核計装設備の配置を図5. 4. 2. 1に示す。制御棒は合計6体装荷され、軸方向のストロークは650mmである。6体の制御棒のうち、制御棒No. 1（以下、CR1と表記する。他の制御棒についても同様）、CR3、CR4及びCR6は炉心第3列に装荷されている。CR2とCR5は、MK-II炉心では他の制御棒と同様に炉心第3列に装荷されていたが、MK-III炉心では、中性子束の高い炉心第3列の位置を計測線付の照射試験に使用するため、炉心第3列から第5列に移設した。

燃料集合体の軸方向の領域構成と制御棒の引抜き位置の関係を図5. 4. 2. 2に示す。MK-III炉心では、燃料スタック長さをMK-II炉心の550mm から50mm短尺化して500mmとしたが、制御棒が全挿入の状態（すなわち制御棒引抜き位置0mm）における制御棒の軸方向中心高さは、MK-II炉心と同様に炉中心高さとも一致している。

核計装は、起動系2チャンネル（Ch. 1、Ch. 2）、中間系3チャンネル（Ch. 3～Ch. 5）及び線形出力

系3チャンネル (Ch. 6~Ch. 8) の合計8チャンネルで構成しており、これらの中性子検出器は全て原子炉容器外に設置され、起動系、中間系は炉心中心から水平方向約2.9mの黒鉛遮へい体部、線形出力系は水平方向約3.55mの安全容器外側の窒素ガス雰囲気中に挿入している。「単独引抜き法」及び「4本同時差換法」による測定に使用する原子炉出力は線形出力系核計装、中性子源増倍法で測定する計数率は起動系核計装の指示値をそれぞれ用いた。

#### 5. 4. 2. 2 「単独引抜き法」による制御棒校正試験

MK-Ⅲ性能試験炉心における制御棒校正試験では、逆動特性法により6体全ての制御棒について、それぞれの制御棒を単独で引抜いた際の反応度値を全ストロークにわたり測定した。

以下、逆動特性法による試験方法について述べる。

1点炉近似の動特性方程式は、

$$\frac{dn}{dt} = \frac{k(1 - \beta_{eff}) - 1}{l_p} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \quad (5-4-1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{k\beta_{eff}}{l_p} n - \lambda_i C_i \quad (5-4-2)$$

となる。ここで、 $n$  は核計装信号による炉内中性子数、 $k$  は増倍係数、 $l_p$  は即発中性子平均寿命、 $C_i$  及び  $\lambda_i$  は遅発中性子第  $i$  群の先行核濃度とその崩壊定数、 $\beta_{eff}$  は実効遅発中性子割合である。

ここで、1点炉近似の動特性方程式 (5-4-1) 式、(5-4-2) 式の従属変数として原子炉熱出力  $P(t)$  を用いて両式を表し、(5-4-2) 式を  $t$  で積分すると、以下のようになる。

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta_{eff}}{\Lambda} P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \quad (5-4-3)$$

$$C_i(t) = \int_{-\infty}^t dt' \frac{\beta_i}{\Lambda} P(t') \exp(-\lambda_i(t-t')) = \int_0^{\infty} d\tau \frac{\beta_i}{\Lambda} \exp(-\lambda_i\tau) P(t-\tau) \quad (5-4-4)$$

なお、 $\Lambda$  (平均中性子世代時間) を以下のように定義する。

$$\Lambda = \frac{l_p}{k}$$

ここで、(5-4-4)式は、 $t = -\infty$  で  $C_i(t) \exp \lambda_i t \rightarrow 0$  となることを仮定した。また、 $\tau = t - t'$  と変換して2番目の積分を得た。(5-4-4) 式を (5-4-3) 式へ代入すると、

$$\frac{dP}{dt} = \left[ \frac{\rho(t) - \beta_{eff}}{\Lambda} \right] P(t) + \int_0^{\infty} d\tau \left[ \sum_{i=1}^6 \frac{\lambda_i \beta_i}{\Lambda} \exp(-\lambda_i\tau) \right] P(t-\tau) \quad (5-4-5)$$

となる。(5-4-5) 式を変形して  $\rho(t)$  を  $P(t)$  で表すと、

$$\rho(t) = 1 + \frac{\Lambda}{\beta_{eff}} \frac{d[\ln P(t)]}{dt} - \sum_{i=1}^6 \frac{\lambda_i \beta_i}{\beta_{eff}} \int_0^{\infty} d\tau \frac{P(t-\tau)}{P(t)} \exp(-\lambda_i\tau) \quad (5-4-6)$$

となる。(5-4-6)式より、反応度は原子炉出力の関数となり、制御棒の操作による反応度変化は、出力の変化により求めることができる。

図5.4.2.3に測定中の原子炉出力と反応度の時間変化を、図5.4.2.4に制御棒の引抜きパターンの一例を示す。はじめに、反応度値を測定する制御棒（以下、測定対象制御棒と称す）を下端位置（0mm）、その他の制御棒（以下、補償用制御棒と称す）を均等に引抜いて、原子炉出力約20kWで臨界にし、そこから測定対象制御棒を引抜いて約8セントの正の反応度を投入する。反応度投入後の線形出力系核計装信号の時間変化から、逆動特性方程式に基づいて印加反応度を求める。原子炉出力が120kWに到達した時点で、補償用制御棒のうちの1体を挿入して原子炉出力を降下させ、20kWで再び臨界状態とする。

以上の操作を、測定対象制御棒が650mmのストローク上端に達するまで、炉心第3列の制御棒については約50回、径方向反射体に隣接して反応度値が炉心第3列の制御棒の約1/3となる炉心第5列の制御棒については約20回繰り返す。

なお、ドル単位で測定された制御棒反応度値を $\Delta k/kk'$ 単位に変換するための実効遅発中性子割合 $\beta_{eff}$ については、遅発中性子収率はTuttle<sup>[5-48]</sup>、遅発中性子割合はKeepin<sup>[5-49]</sup>、遅発中性子核分裂スペクトルはSaphier<sup>[5-50]</sup>の評価値に基づいて、「常陽」MK-III炉心管理コードシステムHESTIAを用いて算出した。

この単独の制御棒引抜きによる測定では、測定対象制御棒の引抜き操作ごとに原子炉を臨界状態に調整するため、長時間の測定が必要となる。MK-III性能試験時の測定では、炉心第3列の制御棒で約10時間、炉心第5列の制御棒で約5時間を要した。

#### 5.4.2.3 「4本同時差換法」による制御棒校正試験

単独の制御棒引抜きによる校正試験では、炉心に正の反応度が挿入される時のみ測定を行って反応度曲線を作成するが、「4本同時差換法」では、交互に行う制御棒の引抜き・挿入に伴う正負の反応度を測定する。

サイクル運転ごとに実施する運転特性試験では、「単独引抜き法」と同程度の測定精度を維持して測定時間を短縮するため、「4本同時差換法」を用いて炉心第3列に装荷した制御棒の反応度値を測定する。MK-III性能試験では、この「4本同時差換法」による測定結果を(2)で述べた「単独引抜き法」による測定結果と比較し、その測定精度を確認した。

以下、「4本同時差換法」の試験方法について述べる。

図5.4.2.5に測定中の原子炉出力と反応度の時間変化を、図5.4.2.6に制御棒の引抜きパターンを示す。測定対象とする4体の制御棒（CR1、3、4、6）のうち、CR3、CR6を650mmのストローク上端位置、CR1、CR4を炉中心高さ付近（約300mm）まで引抜いて原子炉出力約20kWで臨界状態とする。その後、CR1を引抜いて約8セントの正の反応度を炉心に投入し、逆動特性法により反応度を測定する。

その後、原子炉出力が120kWに到達した時点でCR3を挿入して、約16セントの負の反応度を炉心に投入して、-8セント程度の状態とし、この際の反応度を逆動特性法により求める。これ以降、原子炉出力が20kW、120kWに到達するごとにCR1、CR4の引抜き、CR3、CR6の挿入を交互に繰り返し、炉心第3列の制御棒4体について炉中心付近から上端位置までの反応度曲線を求める。

この方法では、制御棒引抜きごとに測定される反応度は、「単独引抜き法」により測定される反応度の約2倍であり、かつ、測定ごとに原子炉を臨界に調整する操作が不要なため、約4時間で4体の制御棒の反応度値を測定でき、測定時間の大幅な短縮が可能である。

#### 5.4.2.4 制御棒干渉効果測定試験

##### (1) 制御棒干渉効果測定試験の概要

炉心の過剰反応度、等温温度係数、出力係数、燃焼係数等の核特性は、各温度及び出力時の制御棒位置から反応度曲線を用いて評価することにより求められる。これらの炉心核特性の測定時及び定格熱出力運転時は、6体の制御棒の軸方向位置がほぼ均等になるように操作されるが、前述の制御

棒校正試験においては、測定手法上、制御棒の引抜き位置は不均等となる。このため、過剰反応度等の評価に際しては、非均等な引抜き位置で測定された制御棒反応度値を計算により均等状態の反応度値に補正する必要がある。この制御棒干渉効果を補正する係数（以下、干渉効果補正係数と称す）の計算精度を検証するため、制御棒干渉効果を生じさせる制御棒の引抜き位置を変えて同一のストロークの制御棒反応度値を測定することにより、制御棒干渉効果を測定した。

ここで、制御棒干渉効果について簡単に説明する。

制御棒干渉効果とは、着目する制御棒の反応度値が、他の制御棒の引抜き位置の違いにより変化する効果である。制御棒の反応度値は、摂動論によると制御棒位置における中性子束、随伴中性子束及び制御棒の吸収断面積の積で求められる。

中性子束、随伴中性子束の空間分布は他の制御棒の引抜き位置によって変化するため、着目する制御棒の反応度値は、他の制御棒の引抜きパターンに依存して変化することになり、これが制御棒干渉効果である。制御棒の干渉効果補正係数の算出方法については、5. 4. 3. 2で述べる。

### (2) 制御棒干渉効果測定試験を立案するためのサーベイ計算

制御棒干渉効果に関する測定試験計画を立案するのに先立ち、大きな干渉効果を生じさせる制御棒の引抜きパターンを事前検討するため、以下の項目についてサーベイ計算を実施した。

CR1の4つの引抜き区間（0～200mm、200～325mm、325～450mm、450～650mm）の反応度値を、それ以外の1体の制御棒（干渉制御棒）の挿入位置をパラメータ（0mm、200mm、325mm、450mm）として求め、干渉制御棒の位置が650mmの時の反応度値に対する比を計算した。この際、CR1及び干渉制御棒以外の制御棒は全引抜きとした。計算は、均質格子モデルで求めた7群実効断面積を用いて、Hex-Z体系（1集合体1メッシュ）での拡散計算により行った。

計算結果を図5. 4. 2. 7に示す。CR1と最も近い位置にあるCR6は、その挿入に伴いCR1の反応度値を小さくする。これに対して、CR1と離れた位置にあるCR4は、その挿入に伴いCR1の反応度値を大きくする。これは、CR1に近い位置の制御棒の挿入はCR1の位置での中性子束を低下させ、CR1から離れた位置にある制御棒の挿入は逆に中性子束を増加させることに起因する。また、干渉制御棒がCR6のケースでは、0～200mmの区間のCR1の反応度は、CR6の挿入に伴い増加するが、これは中性子束の軸方向の空間分布の変化によるものと考えられる。

また、炉心第5列に装荷されているCR2がCR1に及ぼす制御棒干渉効果は数%程度であり、炉心第3列の制御棒による制御棒干渉効果より小さいことがわかった。

次に、CR5を評価対象として同様に行ったサーベイ計算の結果を図5. 4. 2. 8に示す。CR5と最も近い位置にあるCR6と、最も離れた位置にあるCR3は、それぞれ逆の方向に大きな制御棒干渉効果を及ぼす。一方、その中間位置にあるCR1、CR4はそれほど大きな制御棒干渉効果を生じさせないことがわかった。

### (3) 試験方法

制御棒干渉効果測定試験は、単独の制御棒引抜きによる校正試験と同様の方法で実施した。このため、①測定対象制御棒の引抜き操作ごとに原子炉を臨界状態とするため、測定対象制御棒の引抜きにより投入した反応度を別の制御棒の挿入により補償する必要がある。また、②干渉制御棒の挿入位置を変える際に、干渉制御棒の位置変化により生じる反応度を別の制御棒により補償しなければならないため、これらの測定対象以外の制御棒の位置変化が別の干渉効果を生じさせることになる。したがって、測定値には、干渉制御棒に加えて反応度を補償する調整制御棒による干渉効果が混在することになる。

この影響については、以下のようにして極力小さくするよう努めた。まず、CR1を測定対象制御棒としたケースでは、炉心第5列の制御棒との干渉効果が小さいことに着目し、CR2、CR5を上記の①及び②の補償用制御棒に用いることとした。また、CR5を測定対象制御棒としたケースでは、①の補償は制御棒干渉効果が小さいCR2で行うこととし、②の補償は、事前解析結果に基づき、CR5に対する制御棒干渉効果が小さいCR1、CR4の両方を用いることとした。

## 5. 4. 2. 5 「中性子源増倍法」による制御棒校正試験

未臨界状態での1点炉近似動特性方程式は、

$$\frac{dn}{dt} = (\rho - \beta_{eff}) \frac{n}{\Lambda} + \sum_i C_i \lambda_i + S \quad (5-4-7)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \beta_i \frac{n}{\Lambda} - C_i \lambda_i \quad (5-4-8)$$

と記述される。

ここで、 $\Lambda$ は中性子世代時間、 $S$ は外部中性子源強度を示す。

低出力、未臨界領域での反応度変化を仮定し、外部中性子源強度は反応度投入前後で変化しないこととし（すなわち(5-4-7)及び(5-4-8)式の左辺をゼロとする）、反応度投入前の既知の基準反応度と定常状態の核計装信号値をそれぞれ  $\rho_1$ 、 $n_1$ 、反応度投入後のそれらを  $\rho_2$ 、 $n_2$  とすると、両者の関係は、

$$S\Lambda = n_1 \rho_1 = n_2 \rho_2 \quad (5-4-9)$$

となるので、求める反応度は、

$$\rho_2 = \rho_1 \frac{n_1}{n_2} \quad (5-4-10)$$

となり、基準反応度 ( $\rho_1$ ) と核計装信号の比から、投入反応度 ( $\rho_2$ ) を求めることができる。

MK-Ⅲ性能試験における「中性子源増倍法」による測定は、2003年7月7日、8月19日、10月16日に実施した。7月7日及び8月19日の測定では、原子炉停止時の起動系核計装Ch. 1の計数率が約0.5cpsであり、測定中のノイズの影響が大きいと考えられることから、10月16日の測定は原子炉熱出力105 MWtで約6日運転して中性子源強度が回復した（原子炉停止時の起動系核計装の計数率が約5cps）際に行ったものである。ここでは、7月7日及び8月19日に実施された測定を「1回目の測定」、10月16日に実施されたものを「2回目の測定」と記述する。

試験では、未臨界領域での起動系核計装Ch. 1及びCh. 2の計数率を測定した。測定時の制御棒の挿入状態を図5.4.2.9～図5.4.2.12に示す。CR1については、基準未臨界状態から4段階に分けて制御棒を挿入し、計数率を測定した。CR2、CR5については、基準未臨界状態と全挿入時で計数率を測定した。また、「2回目の測定」では、CR5については基準未臨界状態から2段階に分けて制御棒を挿入し、計数率を測定した。他の制御棒（CR3、CR4、CR6）については、基準未臨界状態としてCR1のデータを用いることとし、全挿入の場合についてのみ計数率を測定した。

## 5. 4. 3 測定結果

## 5. 4. 3. 1 「単独引抜き法」による制御棒反応度値

「単独引抜き法」により校正した制御棒反応度値と測定時における制御棒の引抜き位置を表5.4.3.1～表5.4.3.6に示す。なお、この表に記載している引抜き位置は、測定対象制御棒を引抜いて反応度を測定した後、補償用の制御棒を挿入して原子炉を再び臨界状態とした時のものである。引抜き位置が空欄となっている箇所は、その測定ステップで当該制御棒の引抜き操作を行わなかったことを意味する。なお、測定結果は、HESTIAにより求めた実効遅発中性子割合  $4.408 \times 10^{-3}$  を用いてドル単位から  $\Delta k/k'$  単位に換算した。

測定データから、制御棒反応度値に係る炉心核特性（反応度制御能力、反応度付加率最大、原子炉停止余裕、100℃体系での過剰反応度）を求め、以下に示す核的制限値と比較した。

- ・ 反応度制御能力が7.6%  $\Delta k/kk'$  以上であること
- ・ 反応度付加率最大が0.019%  $\Delta k/kk' /s$  以下であること
- ・ 原子炉停止余裕が100℃体系において1.1%  $\Delta k/kk'$  以上であること
- ・ 100℃体系での過剰反応度が4.5%  $\Delta k/kk'$  以下であること

上記の核的制限値に対して測定値は、

- ・ 反応度制御能力 : 9.84%  $\Delta k/kk'$
- ・ 反応度付加率最大 : 0.011%  $\Delta k/kk' /s$   
(制御棒引抜き速度 (=2.07mm/s) と最大微分反応度 (CR1で0.0052%  $\Delta k/kk' /mm$ ) の積で求めた)
- ・ 原子炉停止余裕 : 4.18%  $\Delta k/kk'$
- ・ 100℃体系での過剰反応度 : 3.57%  $\Delta k/kk'$

であり、制御棒反応度値に関する炉心核特性が核的制限値を満足していることを確認した。

#### 5. 4. 3. 2 干渉効果補正係数

前述したように、原子炉運転時の反応度測定に用いる制御棒校正曲線は、全ての制御棒が均等に引抜かれた体系での評価値とする必要がある。また、MK-III性能試験等で得られた制御棒反応度値を高速炉の炉物理解析コードや炉定数の検証に活用するためには、評価対象以外の制御棒の引抜き位置を固定した方が解析との比較が容易である。このため、制御棒校正試験での制御棒の引抜きステップごとに得られた反応度測定値に対して、以下で定義した補正係数を乗ずることとした。

$$\text{干渉効果補正係数} = \frac{\text{想定する制御棒引抜きパターンにおける反応度計算値}}{\text{試験時の制御棒引抜きパターンにおける反応度計算値}} \quad (5-4-11)$$

制御棒反応度値曲線を作成するため、(5-4-11)式の分子に「全ての制御棒が均等引抜き状態」、  
「着目した制御棒が単独引抜き状態」の2ケースを想定して干渉効果補正係数を求めた。単独引抜き状態では、測定対象以外の制御棒は全て上端（全引抜き）位置にあるとした。干渉効果補正係数は、非均質格子モデルで求めた7群実効断面積を用いてHex-Z体系の拡散計算により求めた。この干渉効果補正係数の計算で注意すべき事項は、干渉効果補正係数にメッシュ分割の違いによる効果が含まれることを避けるため、各引抜きステップの計算においてメッシュ分割を同一としなければならないことである。すなわち、(5-4-11)式の分子、分母を同一のメッシュ分割で計算する。

測定値、干渉効果補正係数、補正後の実験値を、制御棒の引抜きステップごとに示したものを、均等引抜き状態へ補正したケースについては表5.4.3.7～表5.4.3.12に、単独引抜き状態へ補正したケースについては表5.4.3.13～表5.4.3.18にそれぞれ示す。なお、ここでは試験で実測した値を「測定値」、それに制御棒干渉効果の補正を加えた値を「実験値」と区別して表記する。表の「制御棒引抜き位置(mm)」は各ステップでの引抜き後の位置を示す。なお、均等引抜き状態に補正した反応度値曲線は、ゼロ出力臨界時における制御棒の均等引抜き位置よりも上側でのみ必要となるため、引抜き位置380mm付近からストローク上端位置までの制御棒駆動範囲のみを示した。

補正した各ステップの反応度実験値を用いて、5次多項式で内挿した制御棒反応度値の積分曲線を作成した。多項式の係数を表5.4.3.19及び表5.4.3.20に、制御棒積分反応度値曲線を図5.4.3.1～図5.4.3.6にそれぞれ示す。この制御棒積分反応度値曲線は、制御棒下端位置からの積分反応度とした。

#### 5. 4. 3. 3 「4本同時差換法」による制御棒反応度価値

「4本同時差換法」により得られた測定値と制御棒の引抜き位置を表5.4.3.21に示す。この表に示されている引抜き位置は、測定対象制御棒を引抜き、あるいは、挿入して反応度を測定した時点のものである。「4本同時差換法」で得られた引抜きステップごとの測定値に対しても、「単独引抜き法」と同様の考え方で「単独引抜き状態」における制御棒干渉効果を補正した。測定値、干渉効果補正係数、補正後実験値を制御棒の引抜きステップごとに示したものを表5.4.3.22～表5.4.3.25に示す。また、補正後実験値を用いて、5次多項式で内挿した制御棒積分反応度価値曲線の係数を表5.4.3.26に示す。この制御棒積分反応度価値曲線は、「4本同時差換法」による試験での制御棒最下端位置（例えばCR1については295.8mm）からの積分反応度とした。

#### 5. 4. 3. 4 制御棒干渉効果の測定結果

制御棒干渉効果の測定試験では、2体の測定対象制御棒に対してそれぞれ2体の制御棒の干渉効果を取得するため、合計8ケースの反応度価値測定を行った。

本試験により得られた測定値と制御棒の引抜き位置について、表5.4.3.27～表5.4.3.34に示す。干渉制御棒の引抜き位置の変化前後における反応度価値の比が制御棒干渉効果であるが、干渉制御棒以外の制御棒の引抜き位置についても、以下の理由で変化する。

まず、測定対象制御棒の引抜きに伴って生じる正の反応度を補償するための制御棒が挿入される。また、干渉制御棒の位置の変化により生じる反応度を補償するため、干渉制御棒とは別の制御棒の位置が変化する。これらの干渉制御棒以外の制御棒位置の変化に伴う反応度変化を制御棒干渉効果の実験値に含ませるかどうか任意性があるが、測定対象制御棒の引抜きに伴う補償用制御棒の引抜き位置の変化については、その補償用制御棒の干渉効果補正係数を乗ずることにより引抜き位置が変化しないものとした。

一方、調整制御棒の引抜き位置の変化による制御棒干渉効果については、実験値として含ませることとした。そして、制御棒干渉効果測定試験の解析は、干渉制御棒の引抜き位置の変化とともにその反応度補償用の調整制御棒の引抜き位置の変化を模擬して行った。

本試験による制御棒反応度価値の測定値、干渉効果補正係数、補正後実験値を制御棒の引抜きステップごとに示したものを表5.4.3.35～表5.4.3.42に示す。

#### 5. 4. 3. 5 「中性子源増倍法」による制御棒反応度価値

「中性子源増倍法」の測定ケースにおける制御棒の引抜き位置及び起動系核計装の中性子計数率を表5.4.3.43～表5.4.3.45に示す。「2回目の測定」では、外部中性子源強度の回復及び燃料中の自発核分裂核種である<sup>244</sup>Cm等の中性子源強度が増加したため、「1回目の測定」に比べて中性子計数率が増加した。なお、本試験により得られた制御棒反応度価値は、誤差評価と併せて5.4.5で述べる。

#### 5. 4. 4 誤差評価と実験値の整理

「単独引抜き法」及び「4本同時差換法」により得られた制御棒反応度価値の実験値の誤差評価方法を検討し、その妥当性を確認した。これに基づいて、全ストロークの制御棒反応度価値の積分値、制御棒干渉効果の実験値及びその誤差を整理した。

次に、「4本同時差換法」の測定精度を「単独引抜き法」による測定値との比較により評価した。また、「中性子源増倍法」による測定で得られたデータから制御棒反応度価値を求めて誤差評価を行い、「単独引抜き法」による測定値との比較により「中性子源増倍法」の測定精度を評価した。

##### 5. 4. 4. 1 誤差評価

誤差は、統計誤差と系統誤差に分類され、各々の成分について説明する。ここで評価対象としたのは、「単独引抜き法」及び「4本同時差換法」の測定値であり、「中性子源増倍法」の測定値に対する誤差評価は5.4.4.6で述べる。



## 5. 4. 4. 2 統計誤差の評価

測定対象制御棒の引抜きによる反応度の実験値が持つ不確かさの要因として、以下が挙げられる。

- ・ JOYDAS (JOYO Data Acquisition System) [5-51] 信号から逆動特性方程式を解く際の反応度計算における不確かさ
- ・ 反応度投入前の臨界状態からのずれ（「4本同時差換法」では考慮する必要はない）
- ・ 干渉効果補正係数の計算誤差
- ・ 制御棒引抜き位置の読み取り誤差

JOYDASでは、3チャンネルある線形出力系の核計装信号を0.25秒ごとにサンプリングし、タイムステップごとに反応度を計算している。3チャンネル及びタイムステップごとに得られた反応度を単純平均したものを反応度測定値としている。

すなわち、タイムステップ  $t$ 、チャンネル  $x$  で得られた反応度を  $\rho_{(t,x)}$  とし、

$t=1$  から  $t=T$  までの時間幅で反応度が計算されたとすると、反応度測定値  $\bar{\rho}$  は、

$$\bar{\rho} = \frac{\sum_{x=6}^8 \frac{\sum_{t=1}^T \rho_{t,x}}{T}}{3} \quad (5-4-12)$$

と求められる。JOYDASでは、線形出力系核計装Ch. 6の出力から求められた反応度の分散が計算されるため、Ch. 7及びCh. 8から得られた反応度の分散をCh. 6のものと等しいと仮定し、 $\bar{\rho}$  の分散を計算した。

反応度投入前の臨界状態からのずれについては、核計装信号のゆらぎが大きいほど原子炉が臨界状態を維持していることの判断が困難になることから、JOYDASから得られる反応度の標準偏差の50%を与えた。干渉効果補正係数の計算誤差は、補正係数の1.0からの差の絶対値の20%を標準偏差とした。制御棒位置の読み取り誤差は、制御棒位置指示計が1mm刻みの目盛りであることから、その1/10の0.1mmとした。

このようにして、「単独引抜き法」により得た制御棒反応度値測定値の相対標準偏差を表5.4.4.1～表5.4.4.6に示す。制御棒の干渉効果補正は、「単独引抜き状態」に対する補正とした。

上記の誤差設定方法の妥当性を次のように評価した。制御棒微分反応度値曲線は、制御棒の引抜き位置に対して滑らかな曲線になるが、実際に得られた測定値をプロットするとばらつきが生じる。このばらつきを測定値が有する統計誤差とすれば、測定値とそのフィッティング曲線との差異を上述の方法で得た測定誤差と比較することにより、統計誤差の設定方法が妥当かどうか判断できる。微分反応度値の測定値とそのフィッティング曲線との比較を図5.4.4.1～図5.4.4.6に示す。誤差幅は $1\sigma$ である。

各制御棒の微分反応度値について、データ点が誤差範囲内でフィッティング曲線と一致する確率を表5.4.4.7に示す。 $1\sigma$ の誤差範囲内では68～82%のデータ点で、 $3\sigma$ の誤差範囲内では94～100%のデータ点で、両者は一致しており、統計誤差の設定が概ね妥当であると判断できる。

## 5. 4. 4. 3 系統誤差の評価

異なる試験方法で得られた同一ストロークの制御棒反応度値が、統計誤差の範囲内で一致しない場合、これを系統的な誤差要因によるものと仮定して、系統誤差を評価した。CR1について、「単独引抜き法」により得られた制御棒反応度値を「単独引抜き状態」に対して補正したものを参照値とし、それに対して以下の試験で得られたCR1の制御棒反応度値を比較した。

- ・CR1の単独の制御棒引抜きによる校正試験（7月8日実施。この際、線形出力系核計装の「中性子束高」で原子炉が自動停止した。）
- ・CR1の単独の制御棒引抜きによる校正試験（比較した引抜き区間：310～650mm）
- ・制御棒干渉効果測定試験（干渉制御棒がCR4、325mm位置でのケース。比較区間：325～450mm）
- ・制御棒干渉効果測定試験（干渉制御棒がCR6、325mm位置でのケース。比較区間：325～450mm）
- ・CR4の単独の制御棒引抜きによる校正試験  
（CR1は補償用として使用。比較区間：370～510mm）

これらに加えて、「4本同時差換法」により得られた制御棒反応度値を、「単独引抜き法」により得られた値と比較した。比較対象の制御棒反応度値の実験値は、参照値と同様に「単独引抜き状態」に対する制御棒干渉効果を補正した。

図5.4.4.7に、参照値に対する各試験での実験値の比及びその統計誤差成分を示す。原子炉自動停止により中断したCR1の制御棒校正試験で得られた実験値は参照値とよく一致しており、測定日が異なることにより生じる系統誤差は無視できることがわかる。その他をみると、反応度比の1.0からのずれは統計誤差幅（ $1\sigma$ ）よりも大きい。これらから、主に干渉効果補正係数が系統誤差を生じさせていると考えられる。

以上の結果より、系統誤差を1.0%と設定することとした。

#### 5.4.4.4 実験値のまとめ

前述の誤差評価方法を用いて、得られた制御棒反応度値の実験値とその誤差をまとめる。対象とした実験値は、「単独引抜き法」による校正試験で得た各制御棒の全反応度値（0～650mmの積分反応度）と炉心上部の反応度値（310～650mmの積分反応度）、「4本同時差換法」で得た炉心上部の反応度値（310～650mm）、そして制御棒干渉効果である。

積分反応度の実験値とその誤差を表5.4.4.8に、制御棒干渉効果を表5.4.4.9にそれぞれ示す。なお、積分反応度の単位は $\beta_{eff}$ の不確かさを除くためセントとした。

#### 5.4.4.5 「単独引抜き法」と「4本同時差換法」の測定精度の比較

「単独引抜き法」及び「4本同時差換法」により得た制御棒反応度値から「単独引抜き状態」を模擬した制御棒積分反応度値曲線を作成し、両者を比較した。ここでの積分反応度値は、制御棒の炉心挿入位置からストローク上端位置までの値とした。

炉心第3列の制御棒4体についての積分反応度値の比、つまり「4本同時差換法」による実験値に対する「単独引抜き法」による実験値の比を図5.4.4.8に示す。図より、制御棒の炉心挿入位置が500mm以下の領域で、両者は1%以内で一致していることがわかる。一般に、「4本同時差換法」では、1ステップの投入反応度が「単独引抜き法」より大きいため、校正曲線の内挿誤差が大きくなると考えられてきたが、制御棒の炉心挿入位置が炉心上部でない限りは評価精度が劣らないことが示された。なお、炉心上部で違いが大きく現れているのは、実験データから多項式に内挿する際のフィッティング誤差が大きくなるためと考えられる。

#### 5.4.4.6 「中性子源増倍法」による測定値の評価

まず、測定した中性子計数率の誤差を評価した。本試験では、未臨界状態の炉心で中性子計数率を数回行い、その平均計数率を用いることとしている。

一般に中性子計数率が $N$ の場合、その絶対標準偏差は $\sqrt{N}$ と評価されるため、その方法により平均中性子計数率に対する誤差を求めた。一方、そのようにして得た誤差と中性子計数率のばらつきを比較すると、ばらつきに比べて誤差が小さいケースがみられた。これは、炉心温度のゆらぎなどにより系統誤差が生じたものと考えられる。そこで、中性子計数率のばらつきを平均中性子計数率の誤差として別途評価した。表5.4.4.10～表5.4.4.12に、起動系核計装Ch.1及びCh.2の平均中性子計数率とその誤差を示す。表で「Err. 1」とあるのが前者の方法で評価した誤差、「Err. 2」が後者

の方法で評価した誤差である。測定では、Ch. 2の中性子計数率のばらつきが大きかったため、Ch. 1の計数率のみを用いて評価することとした。平均中性子計数率の誤差は、2つの評価法で得た誤差のうち大きい方を採用することとした。

次に、基準未臨界度及び参照値とする制御棒反応度値を求めた。まず、「単独引抜き法」による測定で得た「単独引抜き状態」を模擬した制御棒校正曲線により、「中性子源増倍法」の試験で着目する制御棒の反応度値を求めた。その値に対して、「中性子源増倍法」測定試験における制御棒の引抜きパターンに対する制御棒干渉効果を計算で補正し、基準未臨界度及び参照値とする制御棒反応度値を求めた。

このようにして得た中性子計数率と基準未臨界度より、制御棒反応度値を求めて参照値と比較した。結果を表5.4.4.13、図5.4.4.9及び図5.4.4.10に示す。「1回目の測定」では、測定対象制御棒、未臨界度に依存せず全てのケースで実験値は参照値と5%以内で一致した。一方、「2回目の測定」では、未臨界度が浅いケースでは5%以内で一致したが、未臨界度が深いケースでは参照値との差異は拡大した。その制御棒依存性も有意であり、CR1、CR2の全挿入時の実験値は過小評価となった一方、CR5の全挿入時の実験値は過大評価となった。

「中性子源増倍法」では、制御棒挿入前後の実効中性子源強度と検出器効率が不変であると仮定しているため、それらの変化が大きいほど測定される反応度の誤差は大きくなる。「1回目の測定」では、外部中性子源の強度が極端に小さく、燃料中の自発核分裂の寄与が中性子源として支配的であることから、中性子源が炉心全体に均一に分布していると考えられる。これに対して「2回目の測定」では、炉心第7列に装荷されているアンチモン・ベリリウムの中性子源強度が回復して中性子源が局所的にピークを有する。

実効中性子源強度は、基本随伴モードと中性子源の積の全炉心での積分値であり、反応度挿入に伴う基本随伴モードの空間分布の変化から、中性子源分布が不均一であるほど実効中性子源強度の変化は大きくなる。つまり、起動系核計装Ch. 1に近い位置にあるCR5の全挿入のケースでは実験値は過大評価となったが、これはCR5の挿入により外部中性子源位置での基本随伴モードが歪み、実効中性子源強度が小さくなったためと考えられる。

また、中性子源が特定の位置にピークを持つ場合には、制御棒の挿入に伴い特定の高次モードが励起されることになり、中性子束分布に大きな歪みが生じて検出器効率が大きく変化する。これらのことから、中性子源分布が不均一となった「2回目の測定」では中性子源増倍法の誤差が拡大し、参照値との一致が悪くなったと考えられる。

以上の結果により、MK-III炉心における「中性子源増倍法」について得られた知見を示す。

- (1) 浅い未臨界度 (0.4% $k/k'$ 程度まで) においては5%以内で逆動特性法による実験値と一致した。
- (2) 外部中性子源の影響が無視できる場合、5%以内で逆動特性法による実験値と一致した。
- (3) 外部中性子源が大きく影響する場合には、測定精度は劣るものの、10%以内で逆動特性法による実験値と一致した。

なお、「中性子源増倍法」による制御棒校正は測定時間も短く、特に炉心下端付近での積分反応度を測定するには適している。

#### 5.4.5 実験解析

##### 5.4.5.1 解析手法

制御棒反応度値の計算では、炉定数はJFS-3-J3.2R<sup>[5-23]</sup>、<sup>[5-24]</sup>を使用し、格子計算コードSLAROM-UP<sup>[5-38]</sup>を用いて、炉心燃料集合体、制御棒集合体は燃料ピン、吸収ピンまで模擬した2次元非均質格子モデルで取扱い、それ以外の集合体は均質格子モデルとした。また、制御棒集合体を除いて全て無限配列を仮定した。共鳴自己遮へい効果については、非均質集合体におけるバックグラウンド断面積をToneの方法<sup>[5-32]</sup>により評価し、集合体内の中性子束分布は衝突確率法により求めた。なお、炉心燃料集合体の格子計算では臨界バックリングにより中性子の漏えいを考慮した。

均質化後の拡散係数はBenoistの理論<sup>[5-36]</sup>により決定し、輸送断面積は以下の式でBenoistの等方拡散係数 $D_{Ave}$ より求めた。

$$\Sigma_{tr} = \frac{1}{3D_{Ave}} \quad (5-4-13)$$

制御棒集合体の格子計算では、その周りに炉心燃料集合体を6体分巻いたスーパーセルモデルを用いた。中性子束荷重による均質化は、吸収断面積を過大評価することが知られているため、反応率比保存法<sup>[5-52], [5-53]</sup>による反復計算で均質断面積を得た。

SLAROM-UFにより得られた70群実効断面積は、Hex-Z体系拡散計算（1集合体あたり1メッシュ）により得られた中性子スペクトルを重みとして7群に縮約した。制御棒以外は制御棒を全引抜きとした体系でのスペクトルを、制御棒は全挿入とした体系のものをそれぞれ用いた。なお、輸送断面積の縮約は、拡散係数と中性子束の積を重みとして行った。

制御棒反応度値は、制御棒挿入前後の実効増倍率の差から直接計算により求めた。制御棒反応度値の精度の観点から、炉心計算の実効増倍率の収束精度を通常より厳密にし、 $10^{-6}$ と設定した。炉心計算は、拡散計算コードCITATION及び輸送計算コードTRITAC<sup>[5-37]</sup>により実施した。

CITATIONによる計算では、炉心をTri-Zメッシュに分割した。メッシュ分割は、1集合体あたりX-Y平面で6メッシュ、Z軸方向を1メッシュ40mmとし、制御棒干渉効果の解析を除いて、X-Y平面、Z軸をそれぞれ倍メッシュとした計算も併せて行い、無限メッシュ相当に外挿した。TRITACによる計算は、炉心をXYZ体系にモデル化し、1集合体あたりX-Y平面で4メッシュ、Z軸方向を1メッシュ40mmとし、輸送近似を用いたS8P0で行った。また、制御棒干渉効果の解析では、1集合体あたりXY平面で1メッシュのHex-Z体系における拡散計算も行った。

なお、実験値はすでにHESTIAで得た実効遅発中性子割合 $\beta_{eff}$ を用いて $\Delta k/kk'$ からドル単位に変換されている。

MK-I炉心の $\beta_{eff}$ の誤差は2.9%（相対値）と計算されており、MK-I炉心とMK-III炉心の類似性を考慮して、ここでは $\beta_{eff}$ の誤差を3%とし、 $\Delta k/kk'$ 単位の反応度の誤差を求めた。なお、制御棒干渉効果は、制御棒反応度値の比なので $\beta_{eff}$ の誤差は影響しない。

#### 5. 4. 5. 2 解析結果

制御棒が全挿入及び半挿入（310mmから650mm）における制御棒反応度値の解析結果を表5. 4. 5. 1及び図5. 4. 5. 1に示す。拡散計算では、10%程度解析値が過大評価となる一方、輸送計算では5%以内で実験値と一致した。

図5. 4. 5. 2に輸送計算結果を詳細に示すが、炉心第5列のCR2、CR5のC/E値が炉心第3列のそれと異なっており、特に半挿入時の制御棒反応度値でC/E値が大きくなっている。実験誤差は、それぞれの実験値に対して、系統的な誤差となる $\beta_{eff}$ の誤差が支配的であるため、このC/E値の相違は有意であり、炉心上部の中性子スペクトル及び随伴中性子スペクトルの空間・エネルギー分布の計算精度に径方向依存性があることが原因の一つと考えられる。

次に、制御棒干渉効果の解析結果について述べる。表5. 4. 5. 2に、計算に使用した制御棒の引抜きパターンを、表5. 4. 5. 3に解析結果をそれぞれ示す。計算手法が詳細化するのに伴い、計算値は実験値とよく一致した。輸送計算と干渉効果補正係数の計算に用いたHex-Z拡散計算と最大で2.3%程度の差異が生じているが、Tri-Z拡散計算を用いることでその差は0.8%以内となった。測定対象制御棒がCR1、干渉制御棒がCR4のケースにおいて解析値と実験値の不一致がみられたが、それ以外のケースの結果から測定値に対して行った制御棒干渉効果補正の妥当性が概ね確認できた。

#### 5. 4. 6 制御棒反応度値に関するまとめ

MK-III性能試験の一環として実施した制御棒校正試験について、試験方法、試験で取得した実験

値とその誤差評価、実験解析の結果を述べた。試験の結果、制御棒反応度値に関する炉心核特性が核的制限値を満足していることを確認した。また、JUPITER標準解析により、制御棒反応度値の解析値が実験値とよく一致することを確認した。さらに、制御棒干渉効果を計算で補正する手法を確立し、制御棒の干渉を模擬した反応度測定によりその妥当性を確認した。

制御棒反応度値の測定及び解析に関して得られた知見を以下に示す。

- (1) 「4本同時差換法」による制御棒反応度値の測定結果は、制御棒干渉効果を補正することにより、「単独引抜き法」によるものと測定誤差内で一致し、その妥当性を確認した。
- (2) 「中性子源増倍法」により測定した制御棒反応度値は、制御棒干渉効果を補正することにより、「単独引抜き法」による測定法と10%以内で一致した。測定する未臨界度が浅い場合、あるいは、外部中性子源が無視できる場合は5%以内で一致した。
- (3) 全挿入時及び半挿入時における制御棒反応度値について、輸送理論による解析値と実験値は4%以内で一致した。
- (4) 制御棒干渉効果について、拡散理論による解析値と実験値は3%以内で一致したが、メッシュ分割の詳細化及び輸送理論の採用により、さらによく一致した。

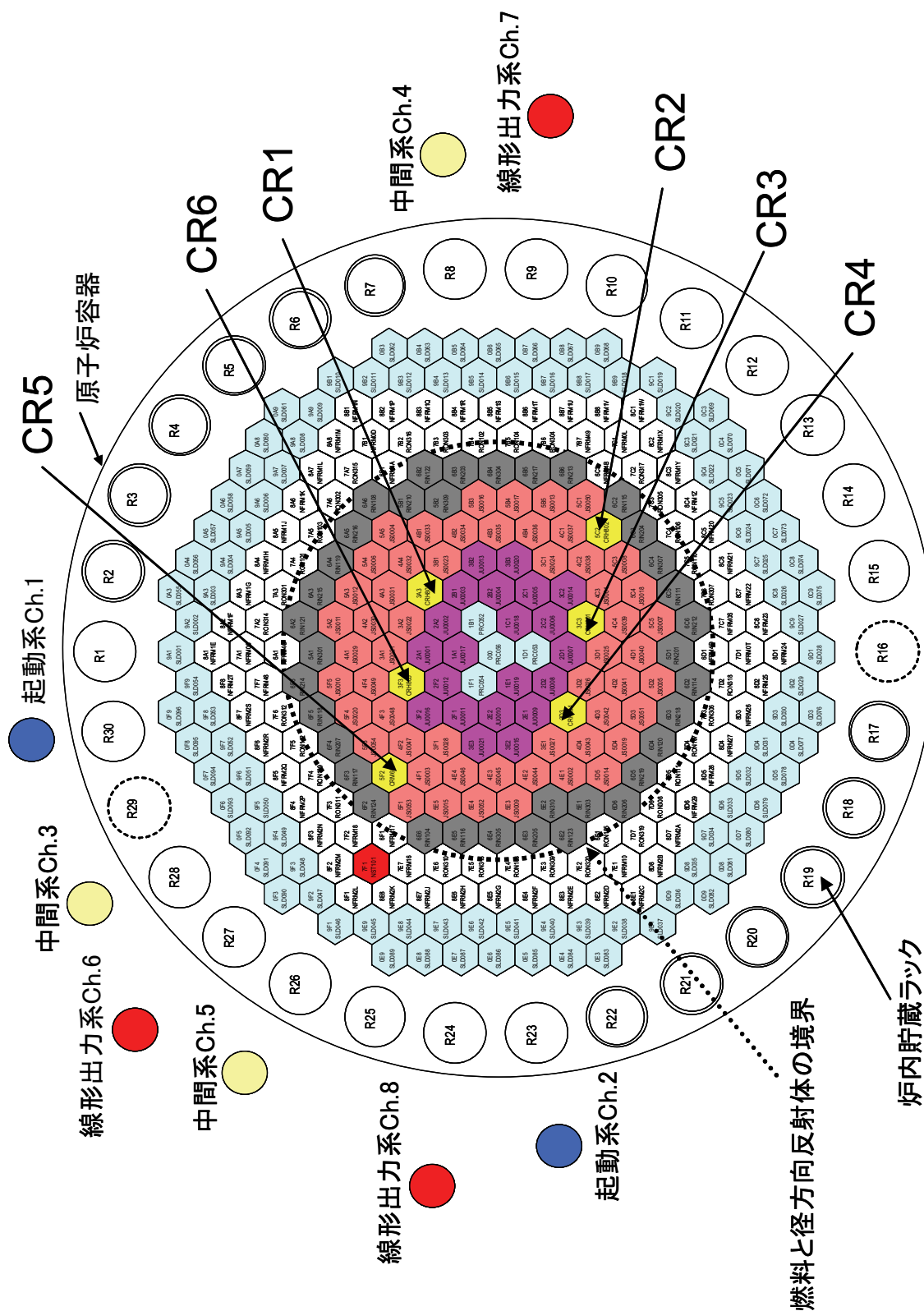


図 5.4.2.1 MK-III性能試験炉心の構成と核計装設備の配置

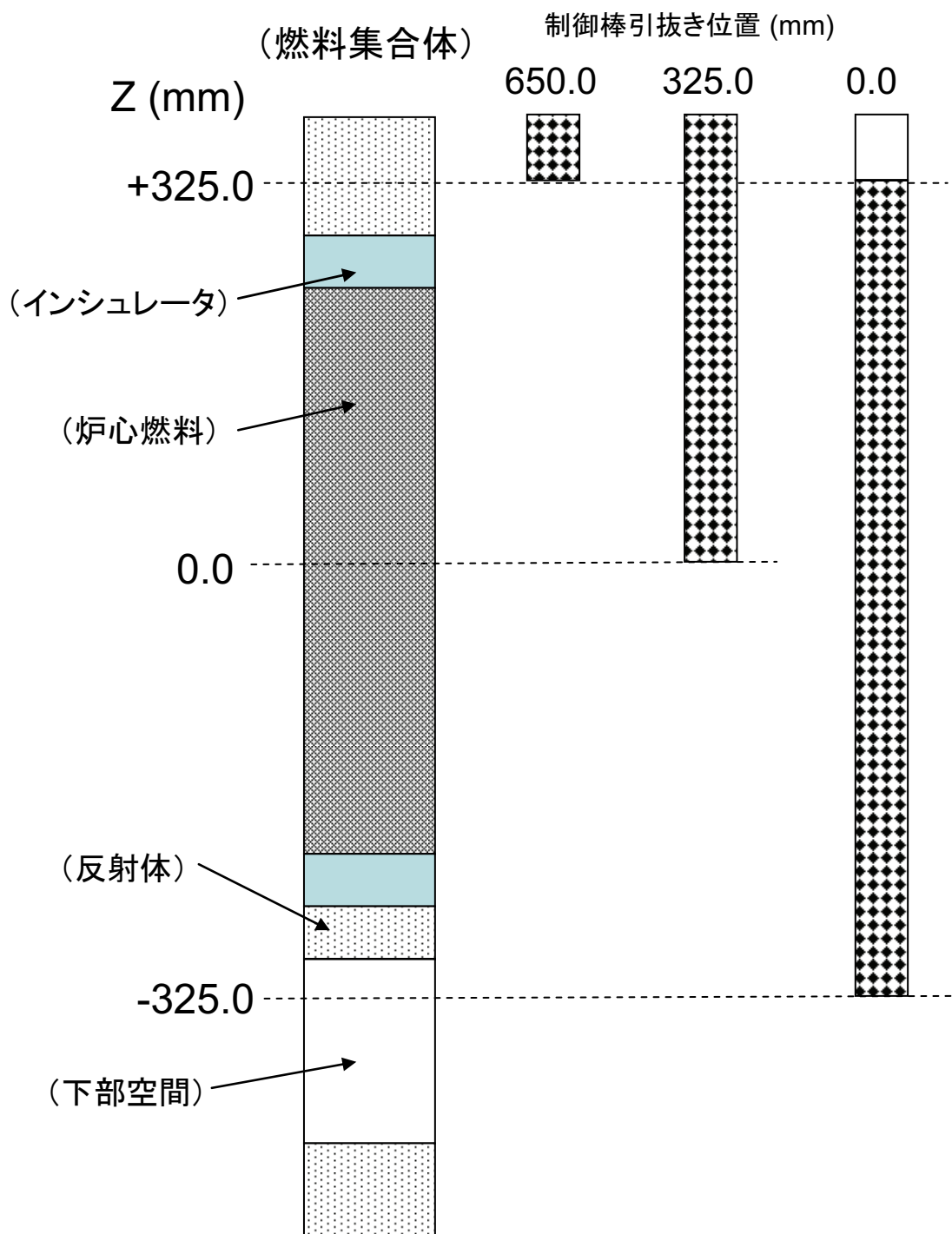


図 5.4.2.2 炉心軸方向の概略図

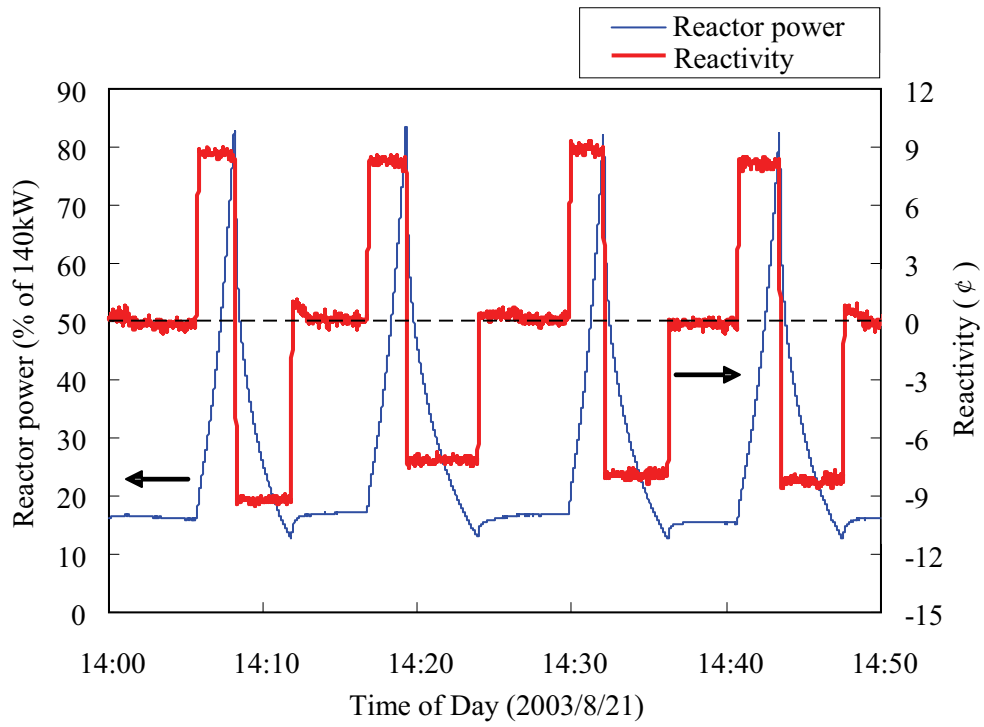


図 5.4.2.3 「単独引抜き法」測定試験における原子炉出力と反応度の時間変化

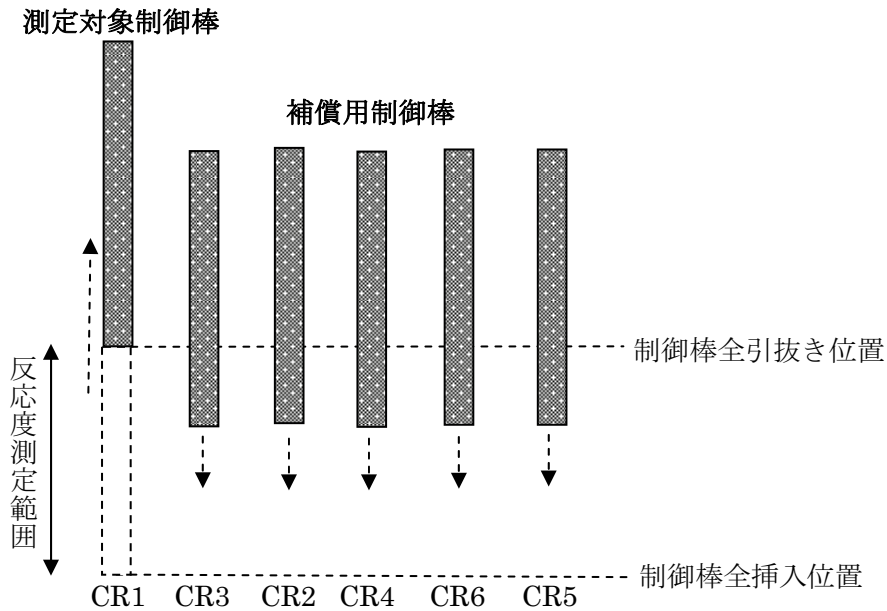


図 5.4.2.4 「単独引抜き法」測定試験における制御棒の引抜きパターン



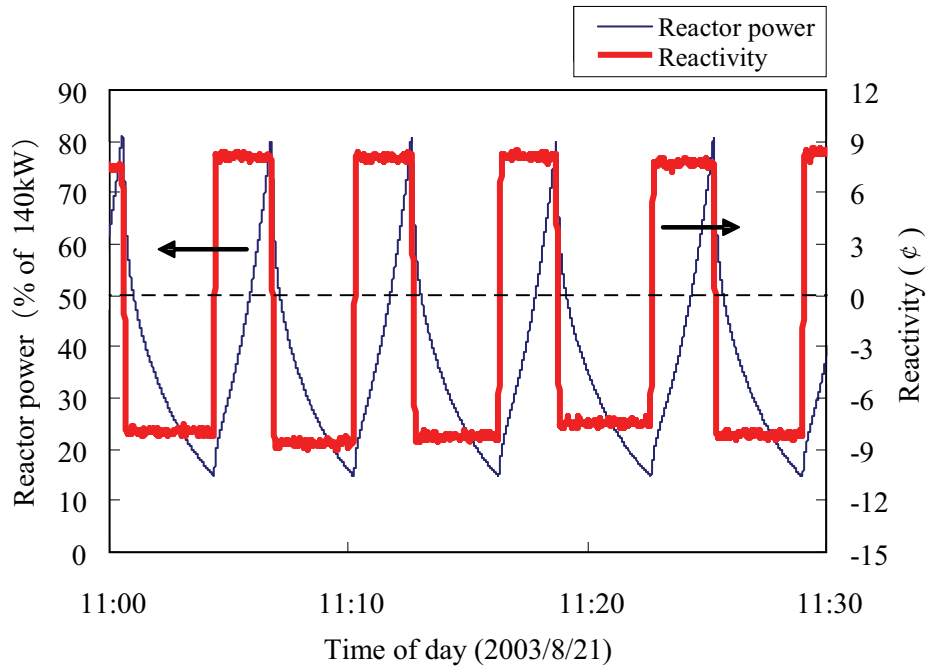


図 5. 4. 2. 5 「4 本同時差換法」測定試験における原子炉出力と反応度の時間変化

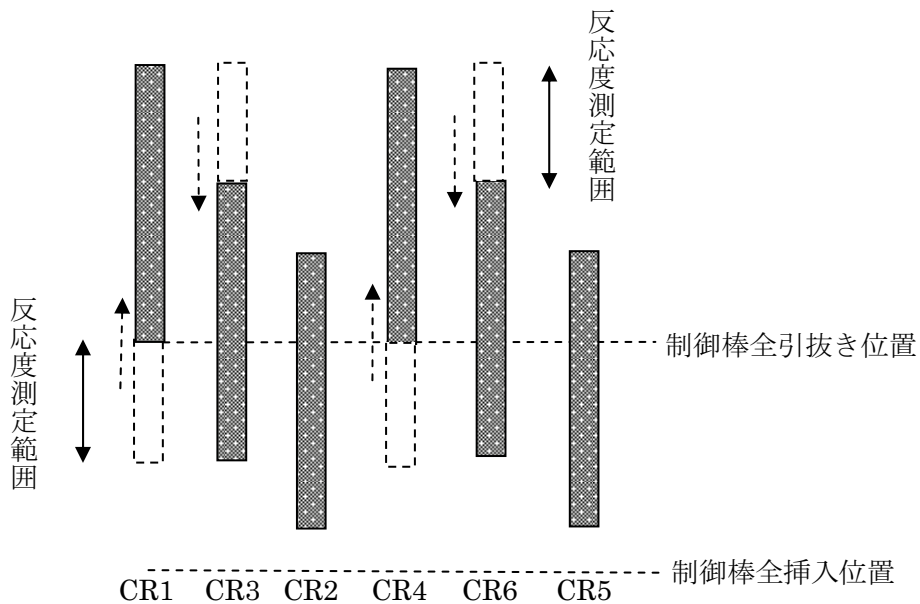


図 5. 4. 2. 6 「4 本同時差換法」測定試験における制御棒の引抜きパターン

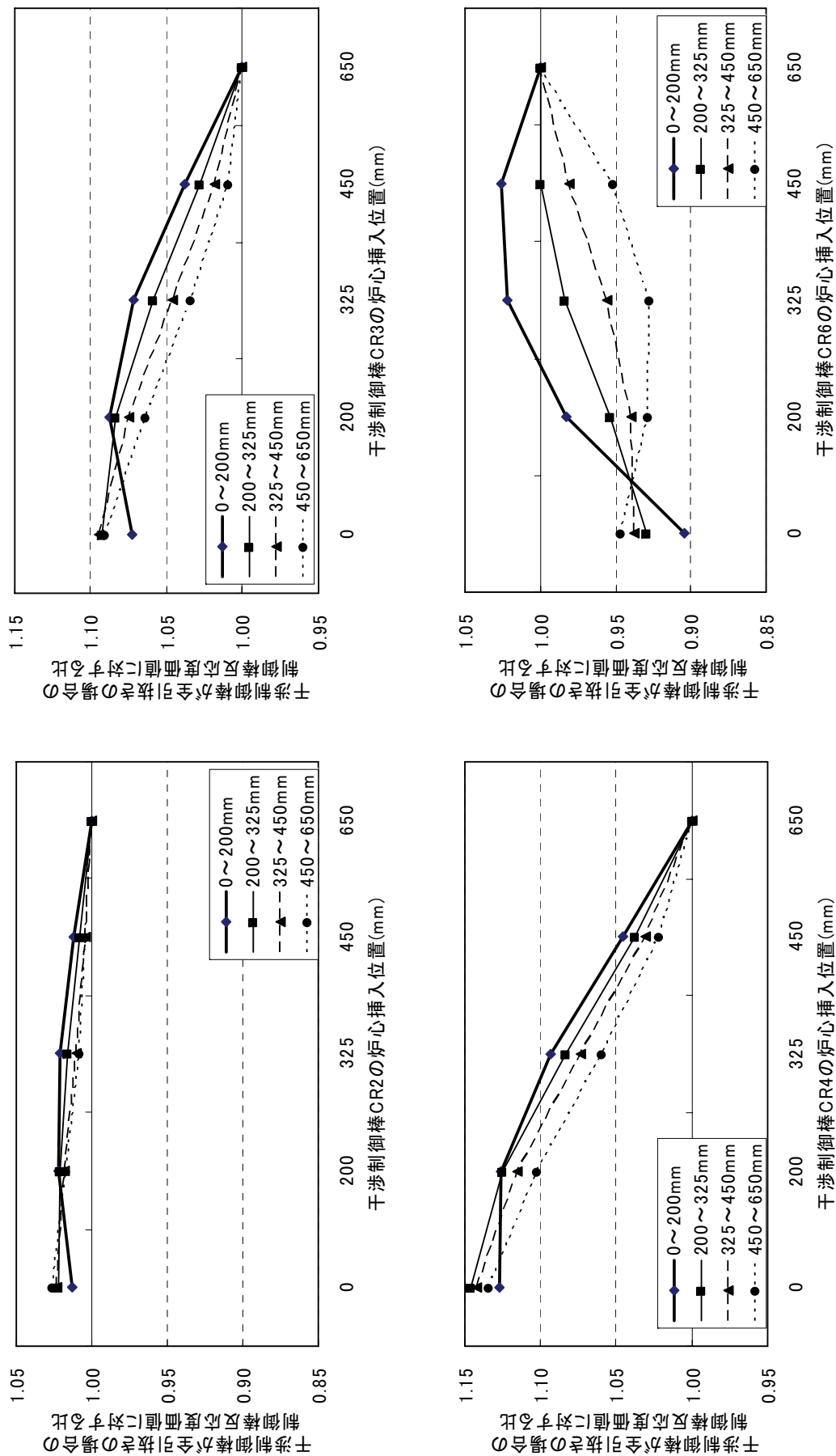


図 5.4.2.7 CR1 に対する制御棒干渉効果のサーベイ計算結果

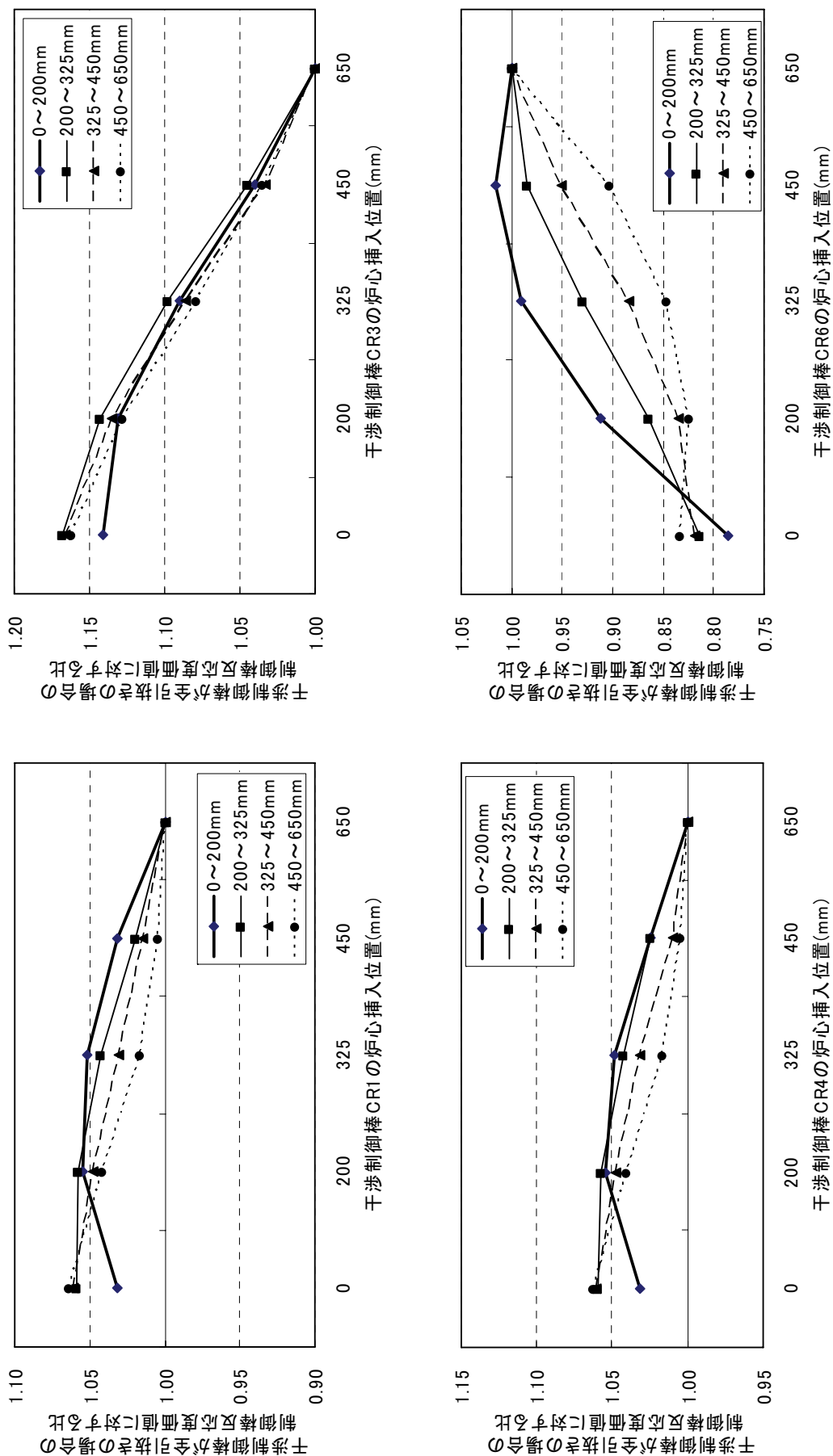


図 5.4.2.8 CR5 に対する制御棒干渉効果のサーベイ計算結果

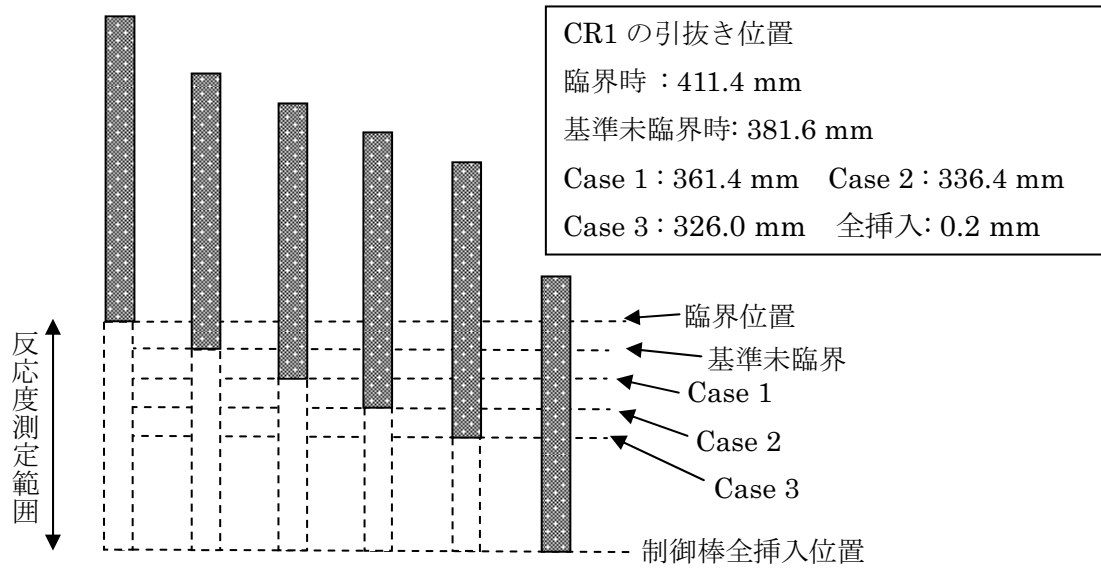


図 5.4.2.9 「中性子源増倍法」測定試験における制御棒の引抜き位置（1回目、CR1）

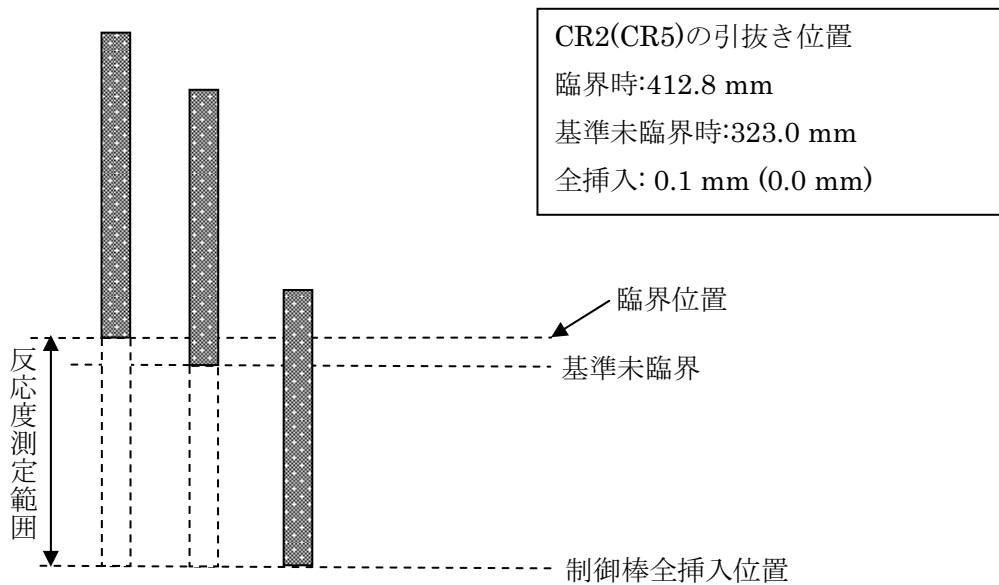


図 5.4.2.10 「中性子源増倍法」測定試験における制御棒の引抜き位置（1回目、CR2、CR5）

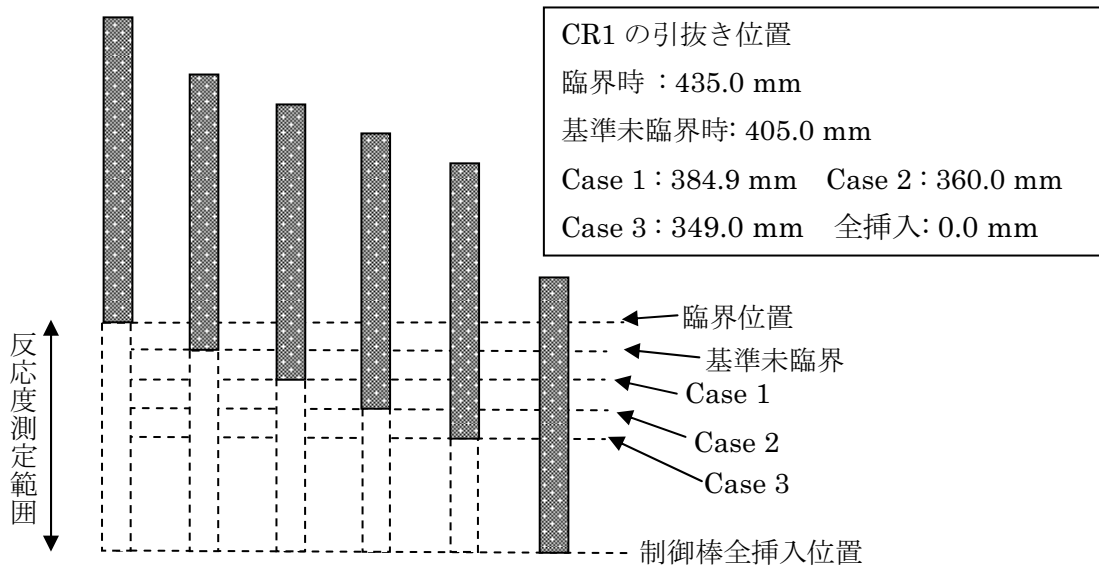


図 5. 4. 2. 11 「中性子源増倍法」測定試験における制御棒の引抜き位置 (2回目、CR1)

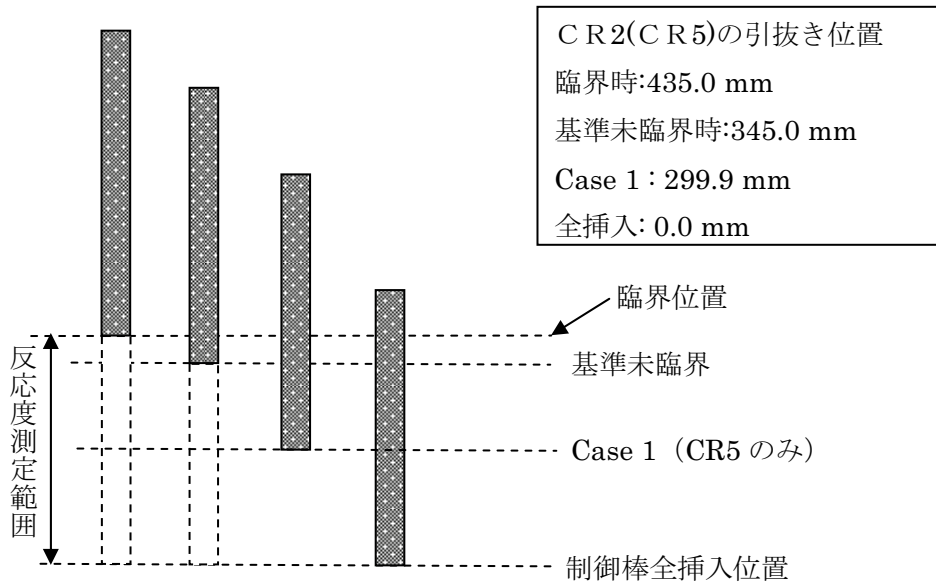


図 5. 4. 2. 12 「中性子源増倍法」測定試験における制御棒の引抜き位置 (2回目、CR2、CR5)

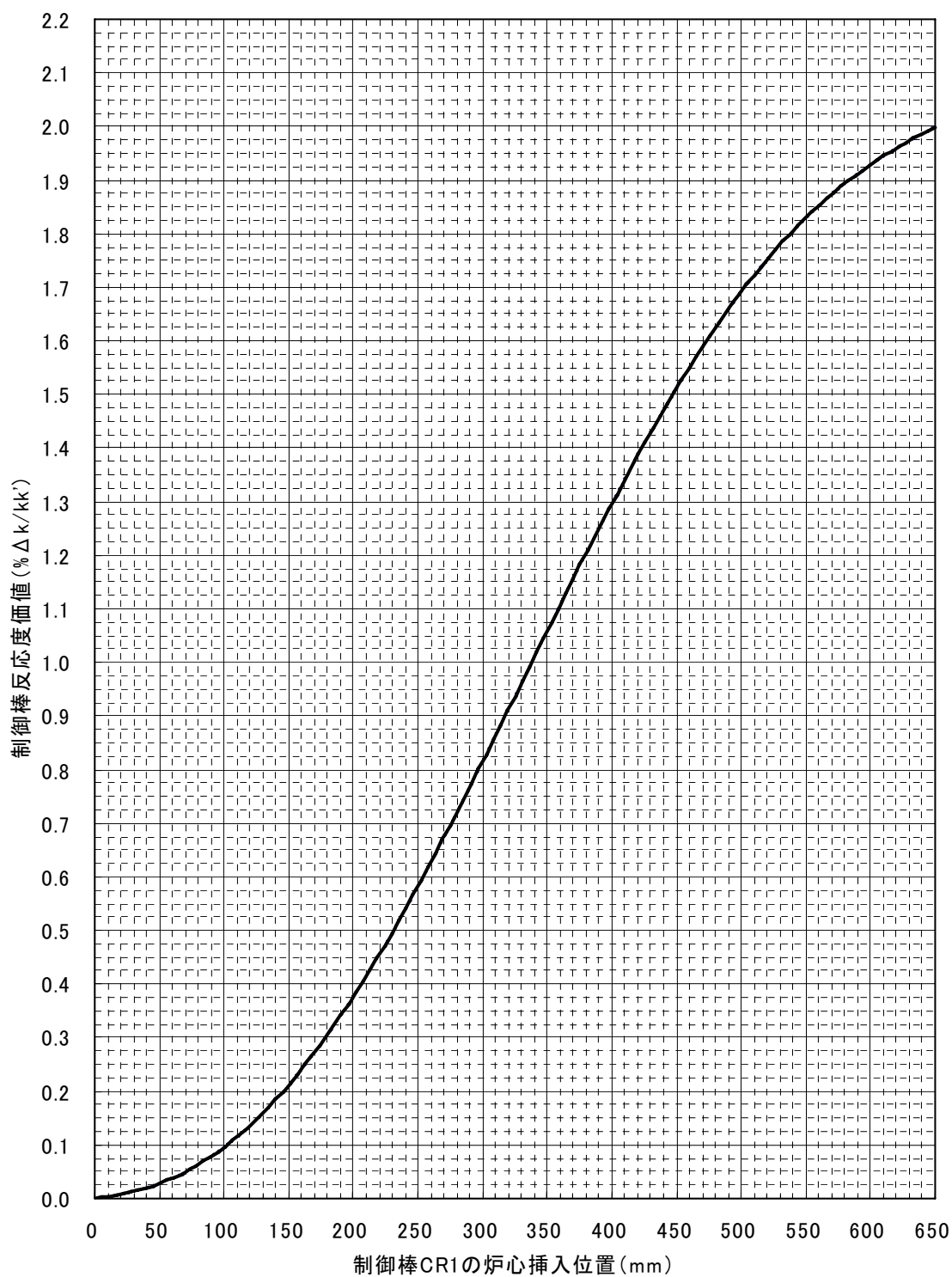


図 5.4.3.1 制御棒校正曲線 (CR1、単独引抜き状態模擬)

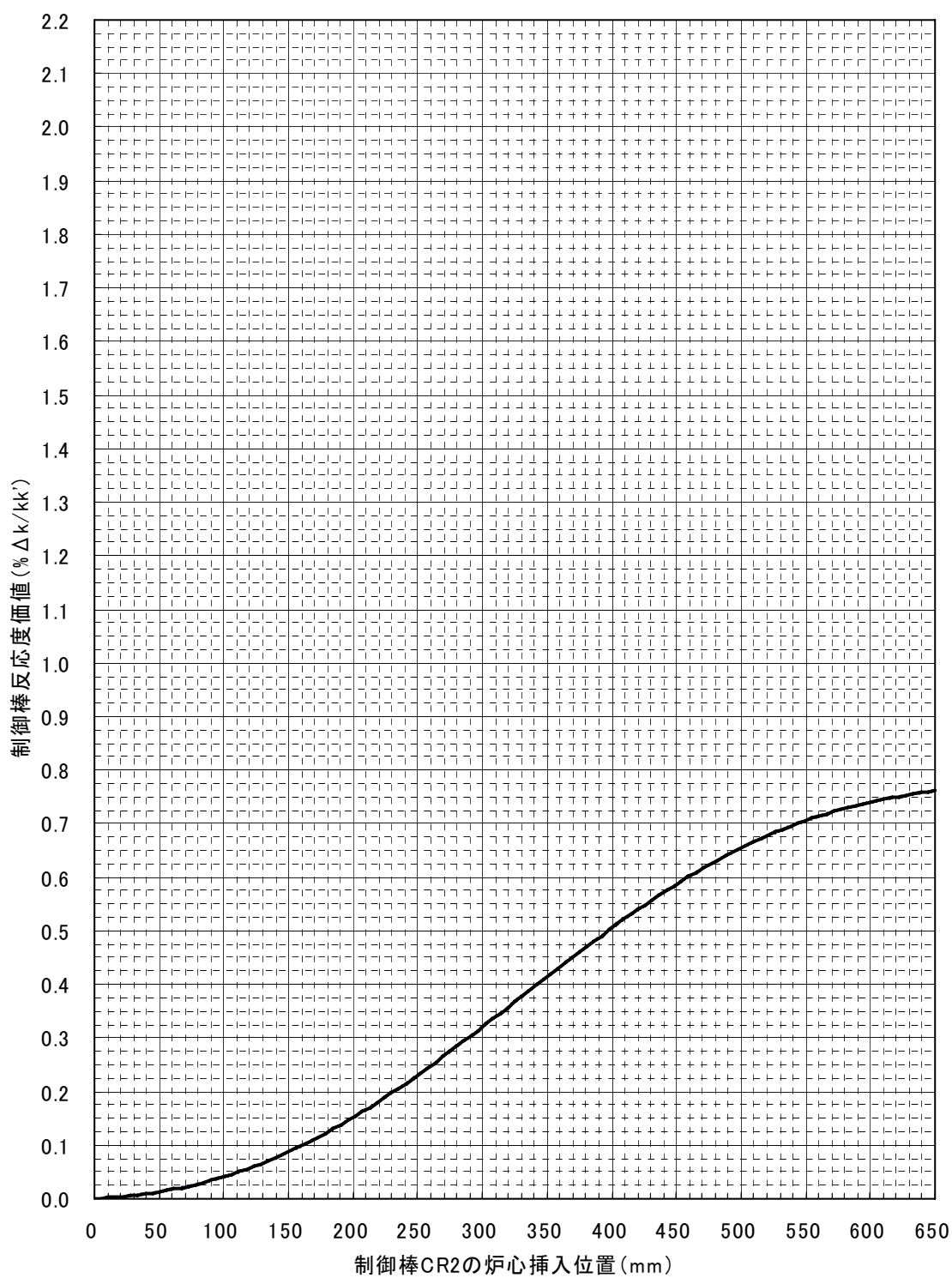


図 5.4.3.2 制御棒校正曲線 (CR2、単独引抜き状態模擬)

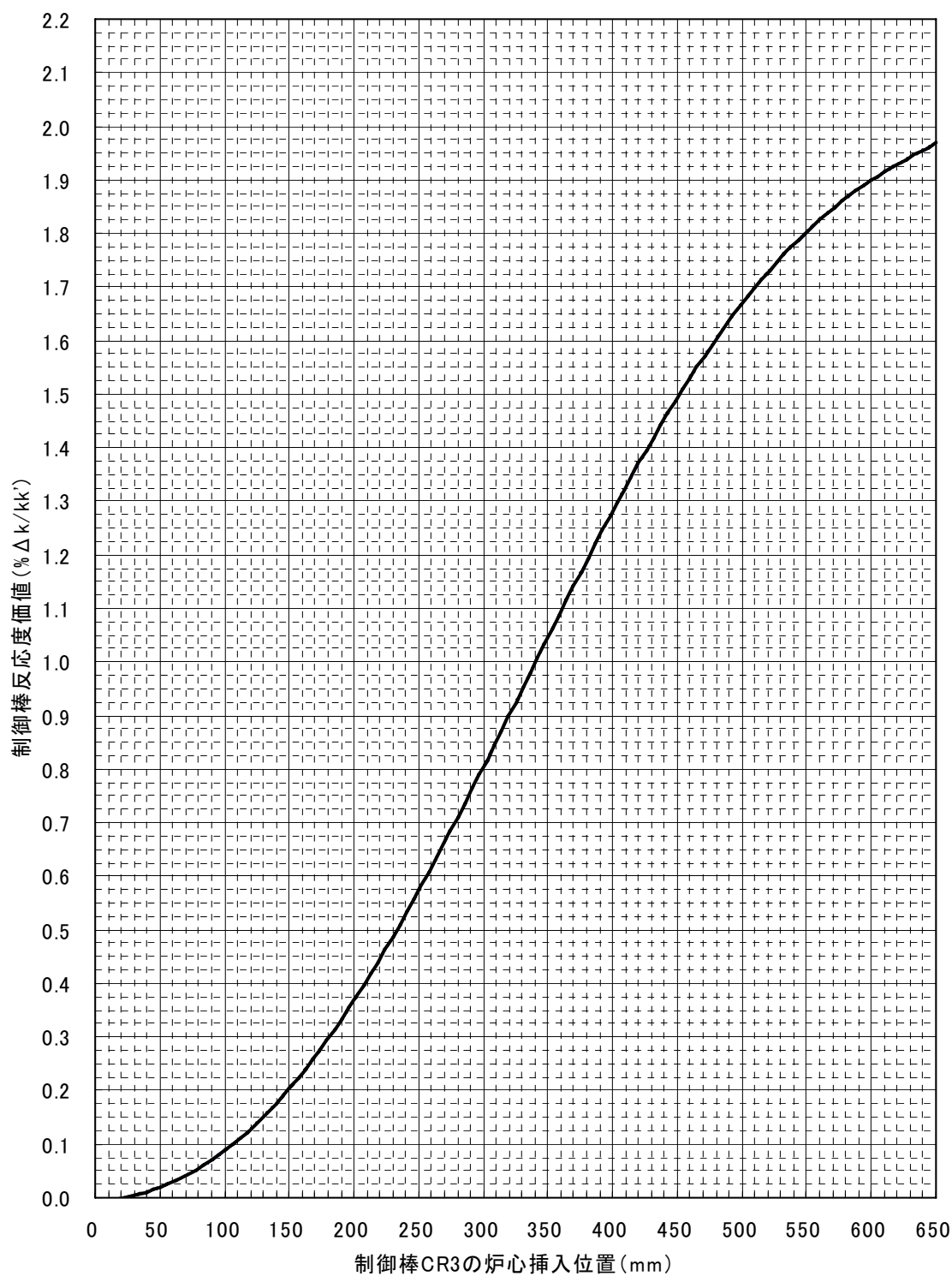


図 5.4.3.3 制御棒校正曲線 (CR3、単独引抜き状態模擬)



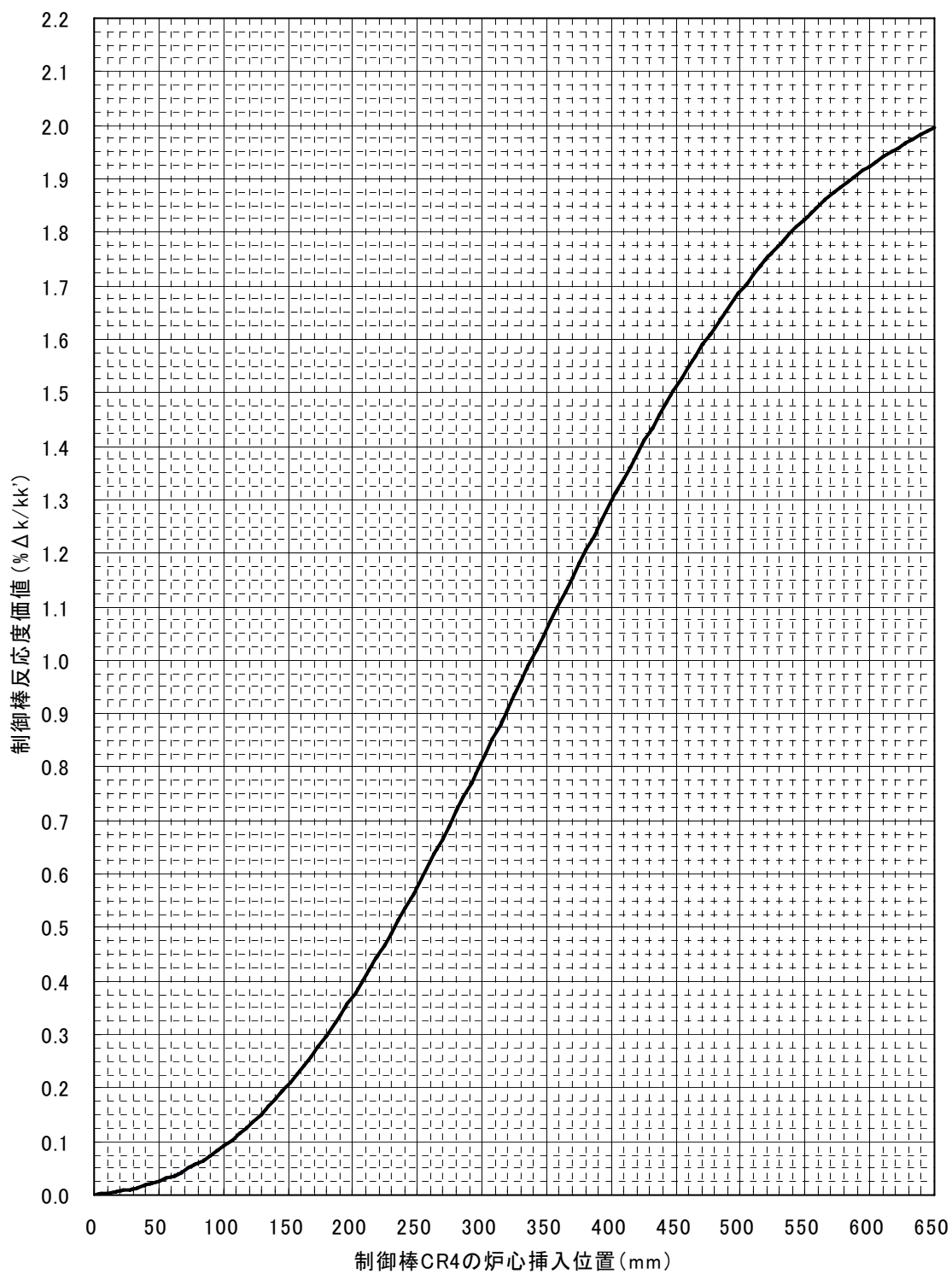


図 5.4.3.4 制御棒校正曲線 (CR4、単独引抜き状態模擬)

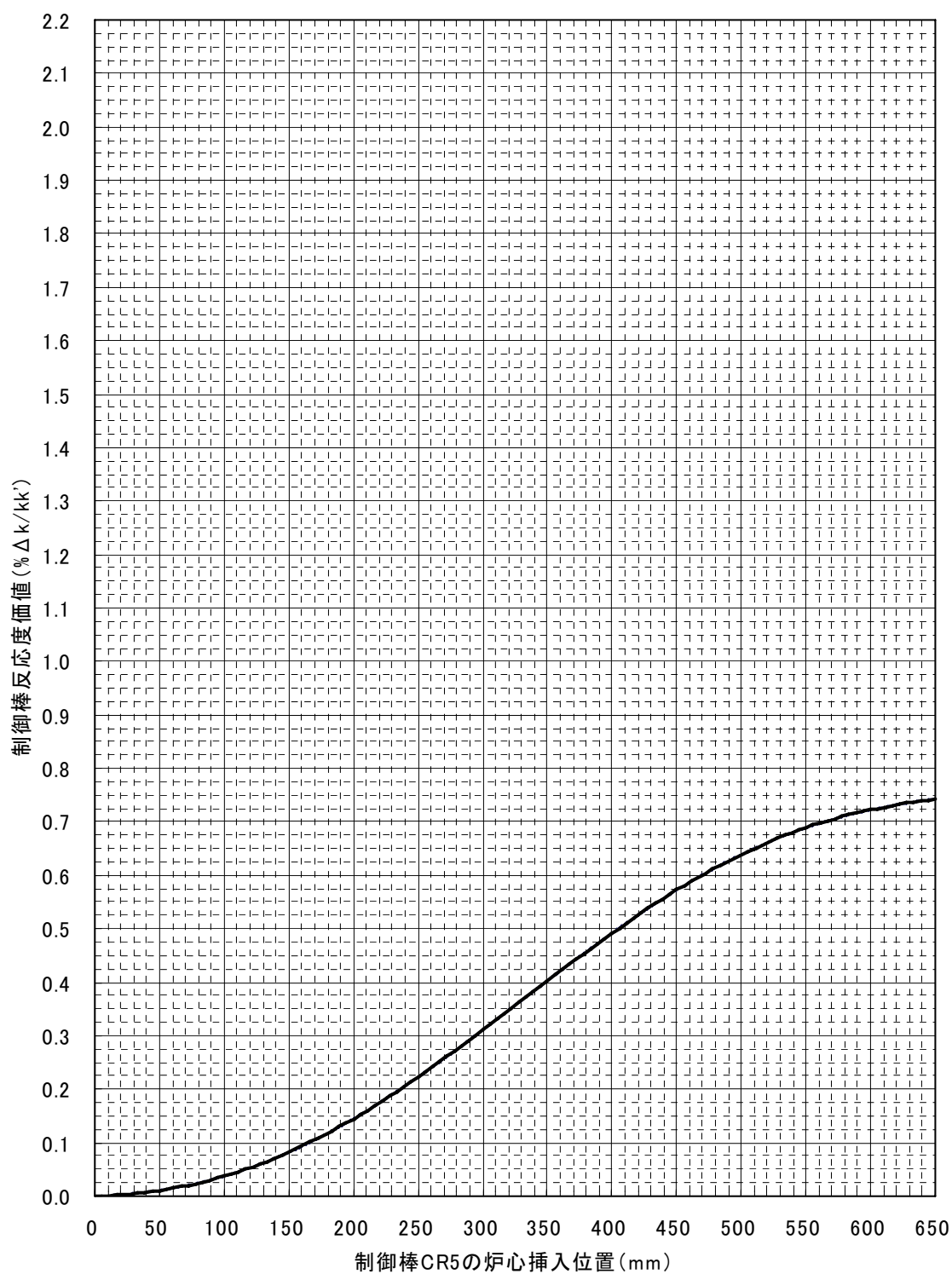


図 5.4.3.5 制御棒校正曲線 (CR5、単独引抜き状態模擬)

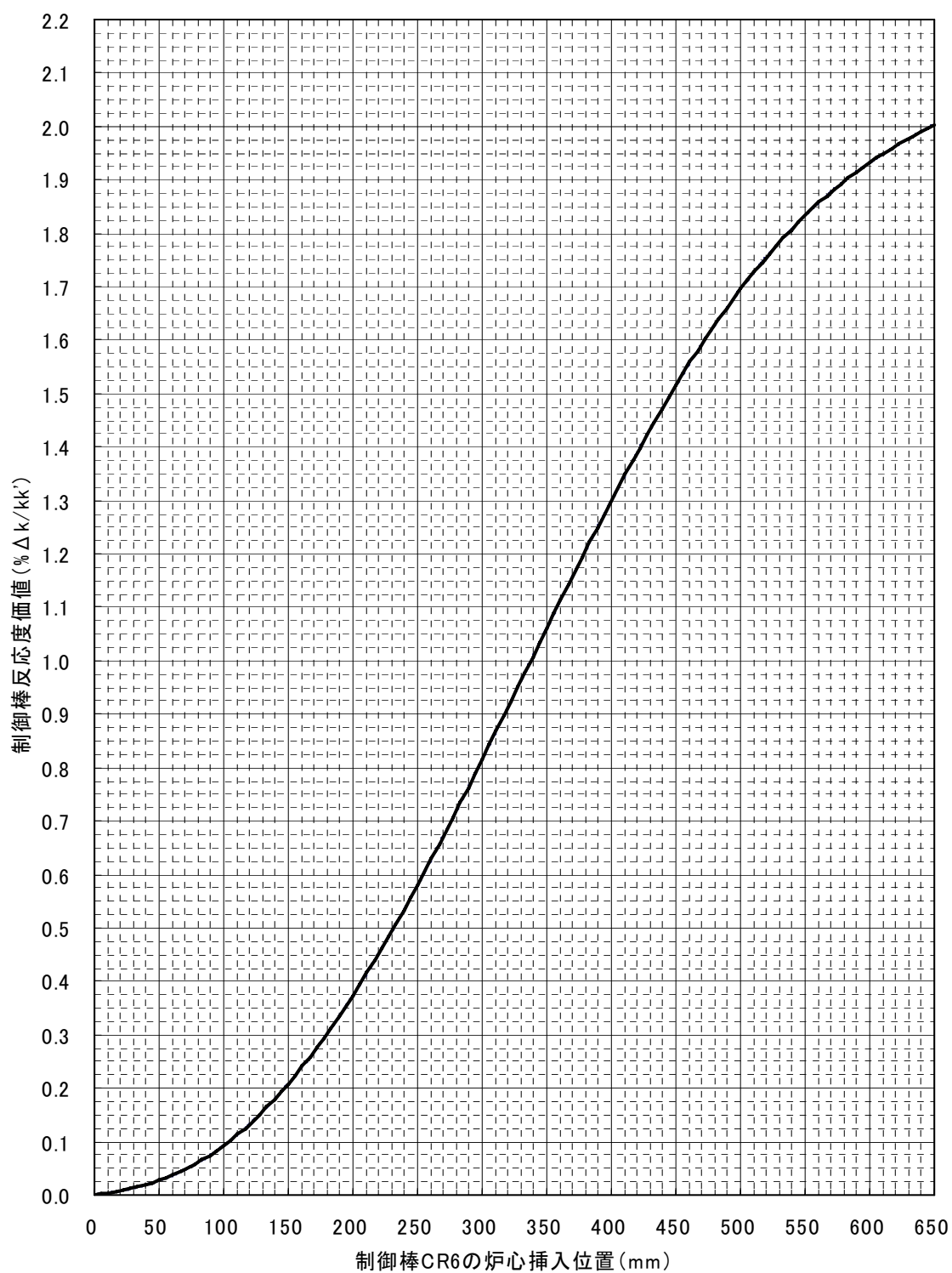


図 5.4.3.6 制御棒校正曲線 (CR6、単独引抜き状態模擬)

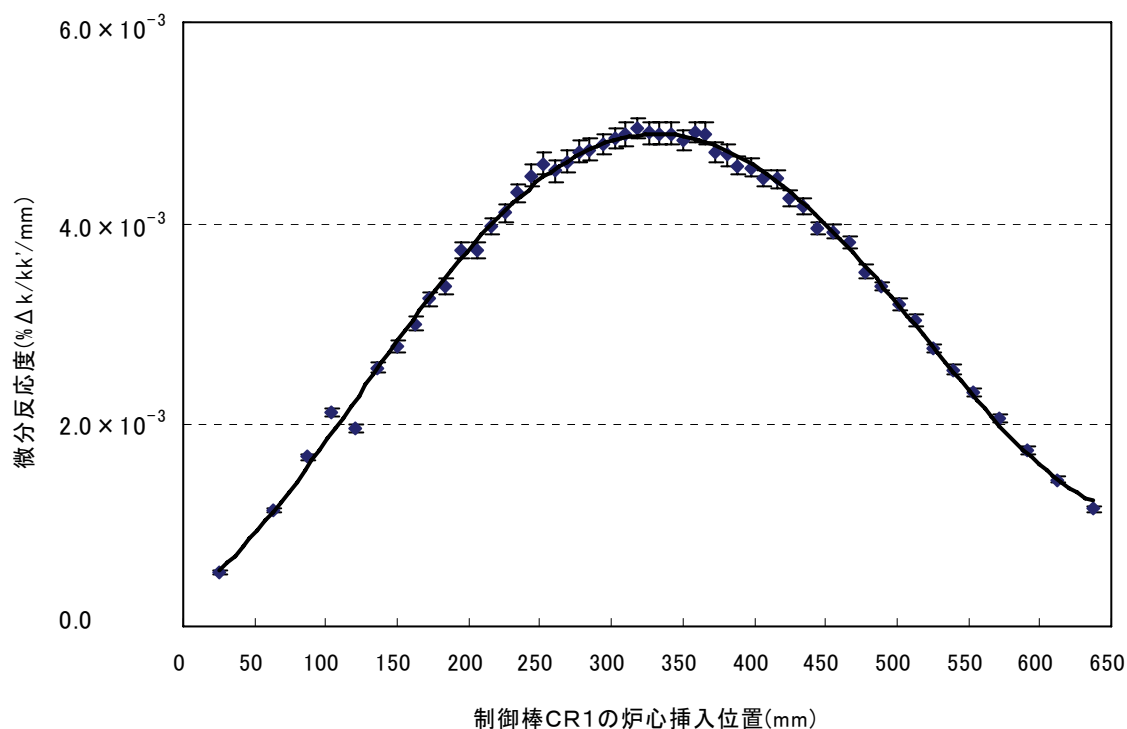


図 5.4.4.1 制御棒微分反応度値 (CR1)

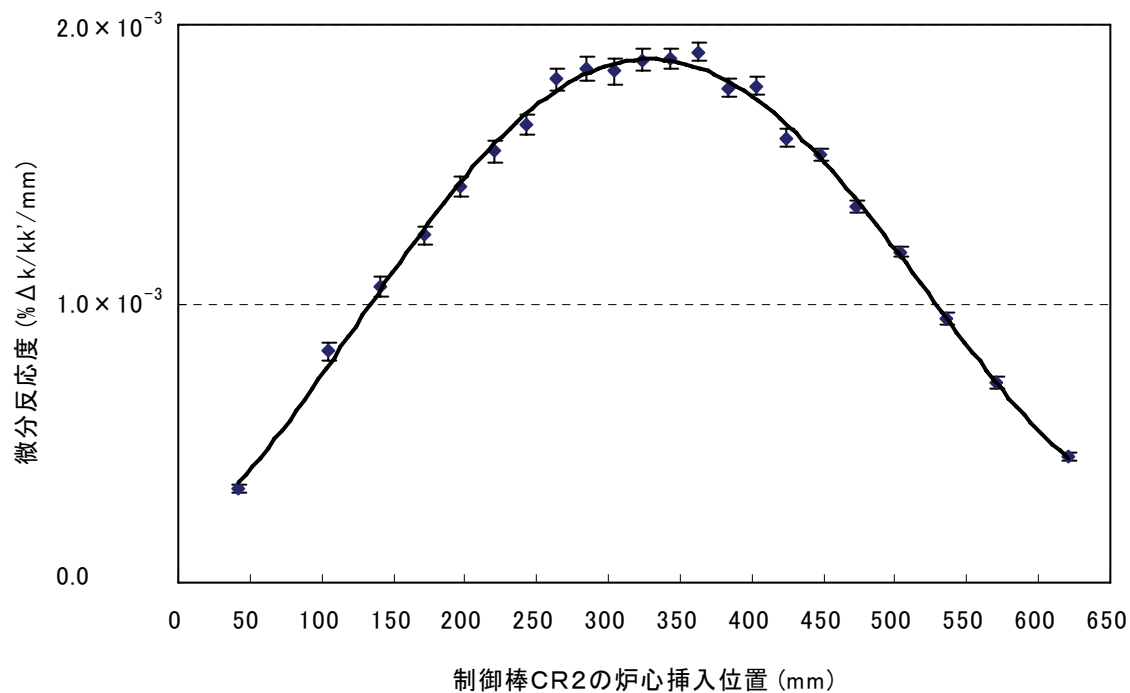


図 5.4.4.2 制御棒微分反応度値 (CR2)

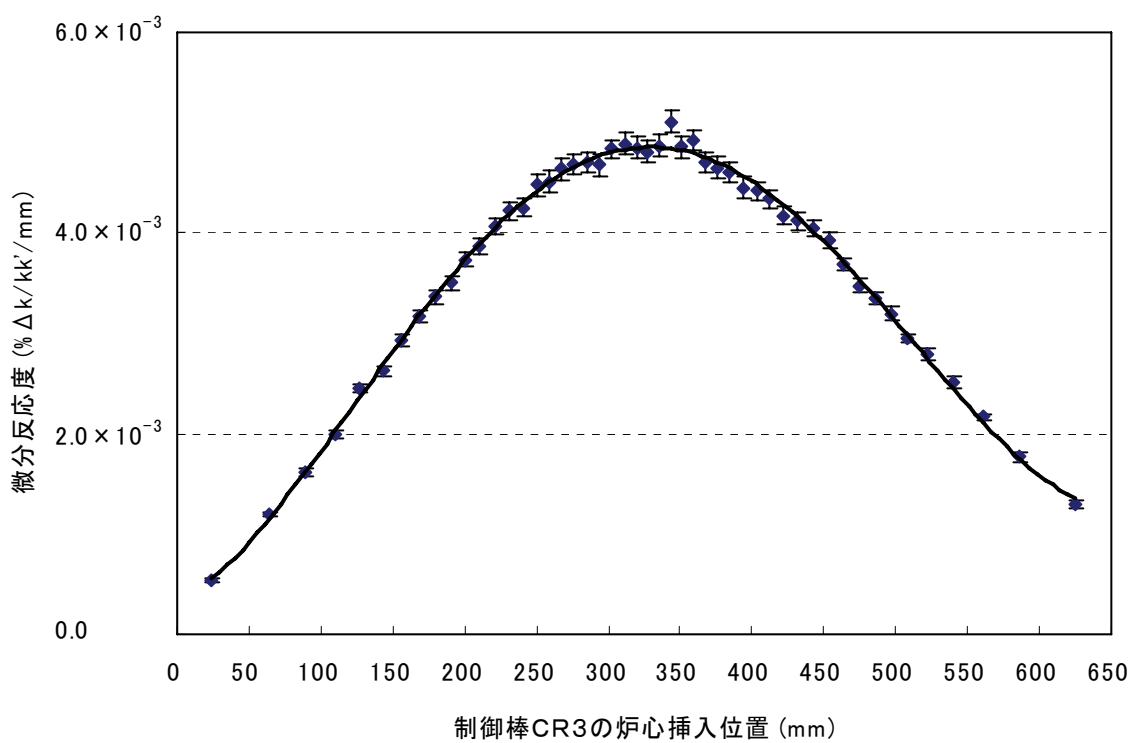


図 5.4.4.3 制御棒微分反応度値 (CR3)

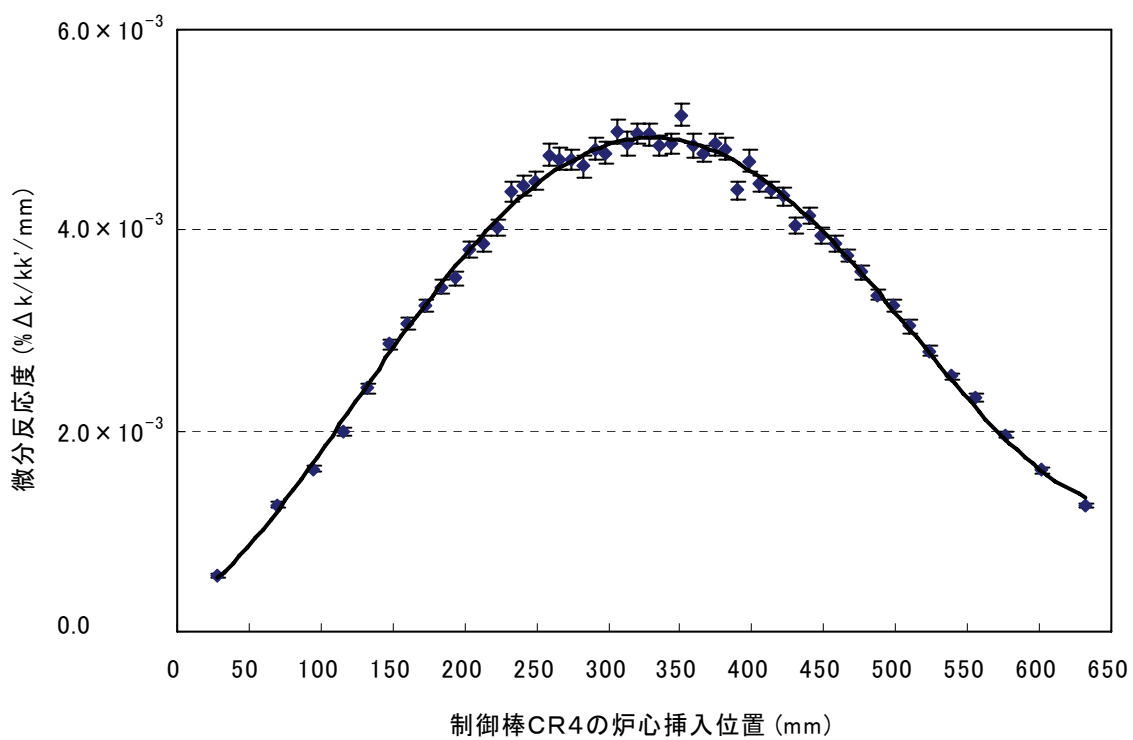


図 5.4.4.4 制御棒微分反応度値 (CR4)

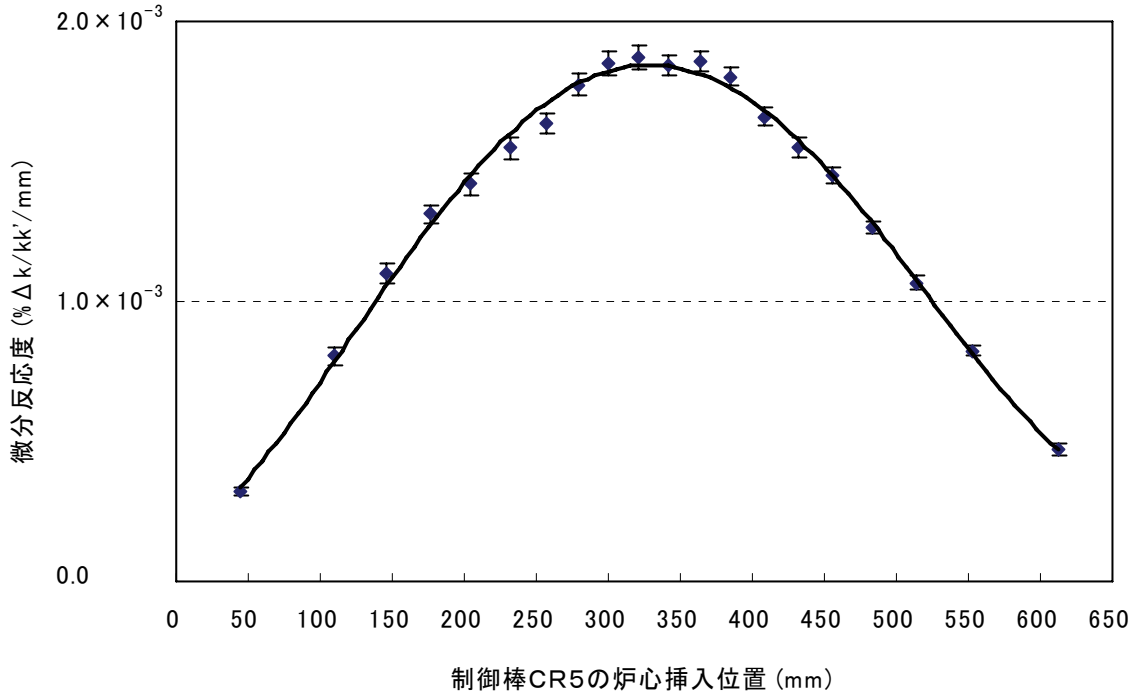


図 5.4.4.5 制御棒微分反応度値 (CR5)

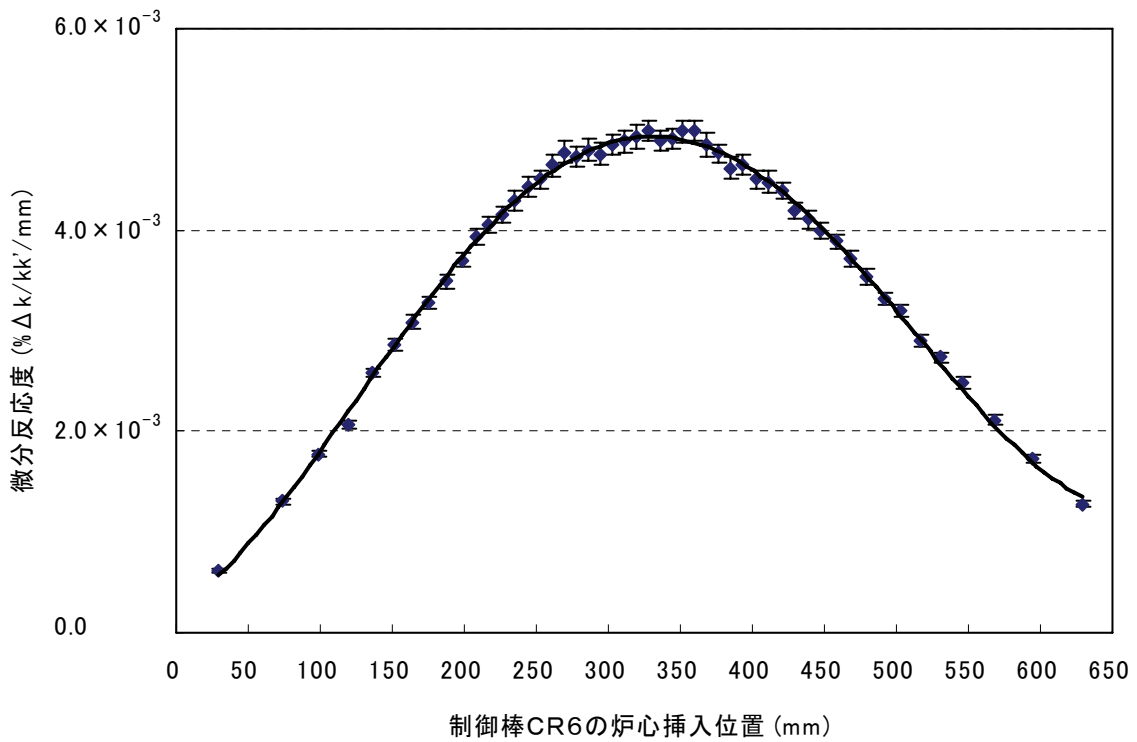


図 5.4.4.6 制御棒微分反応度値 (CR6)

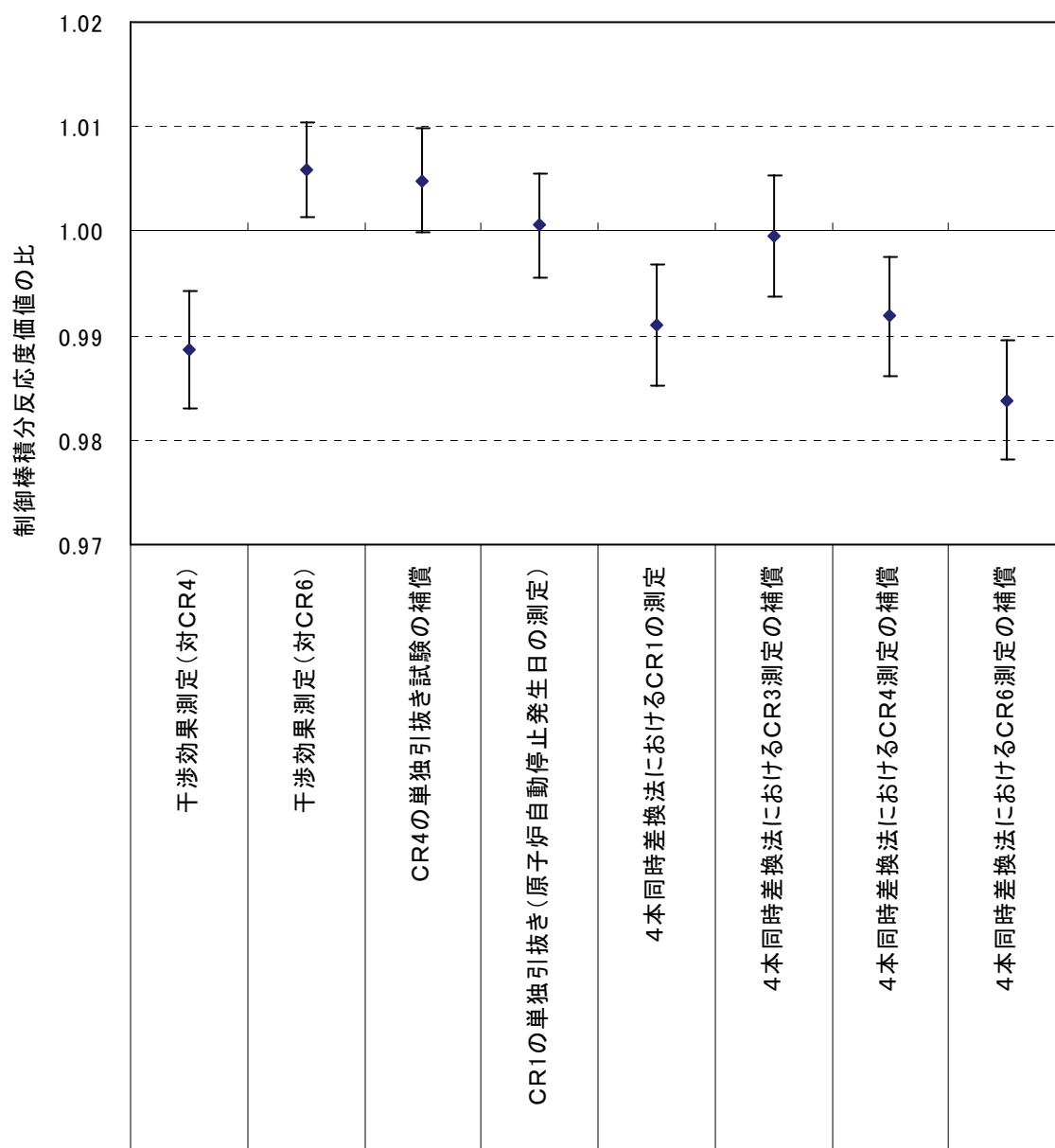


図 5.4.4.7 異なる試験で得た制御棒積分反応度値 (CR1) の比較

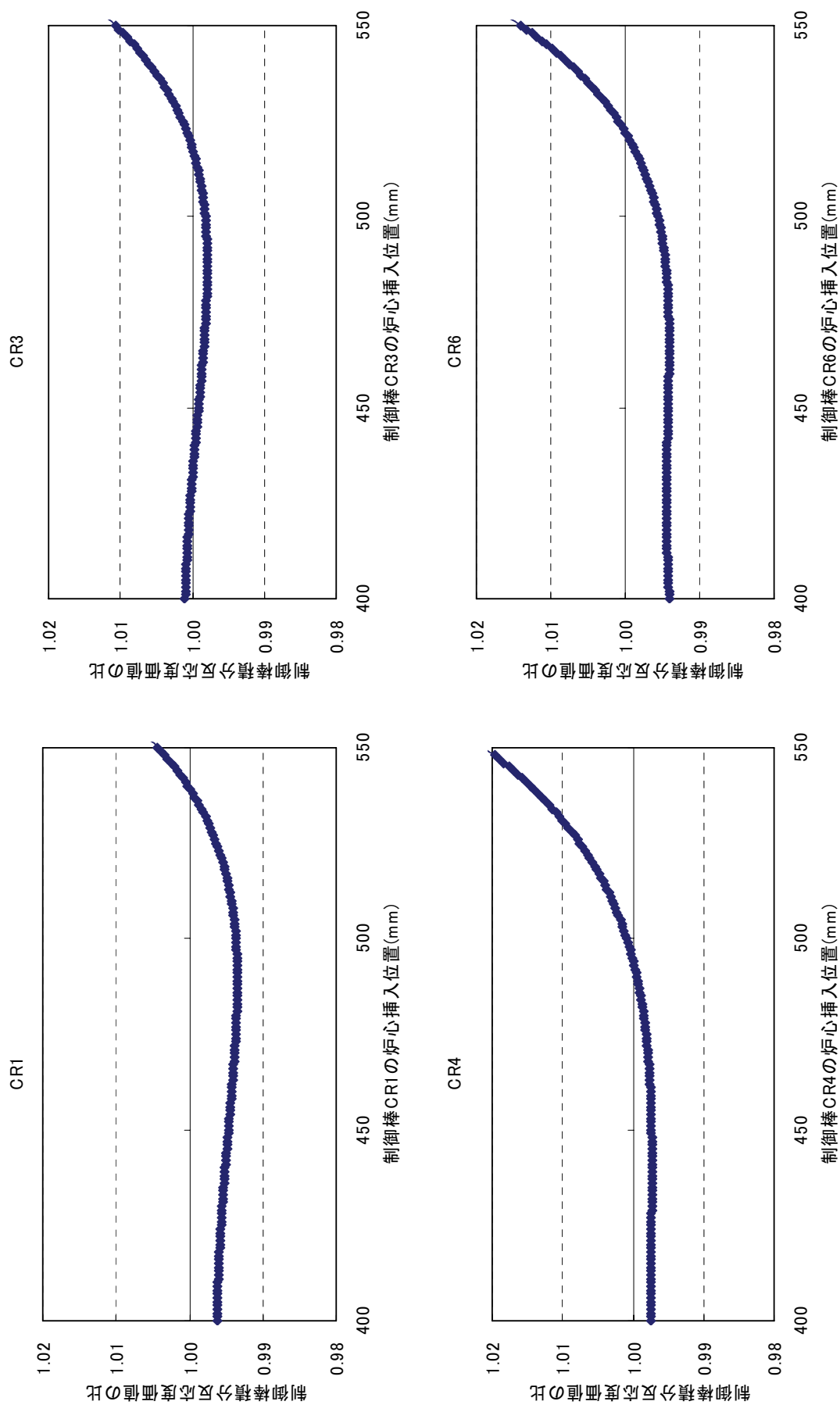


図 5.4.4.8 制御棒積分反応度値の比(「単独引抜き法」/「4本同時差換法」)



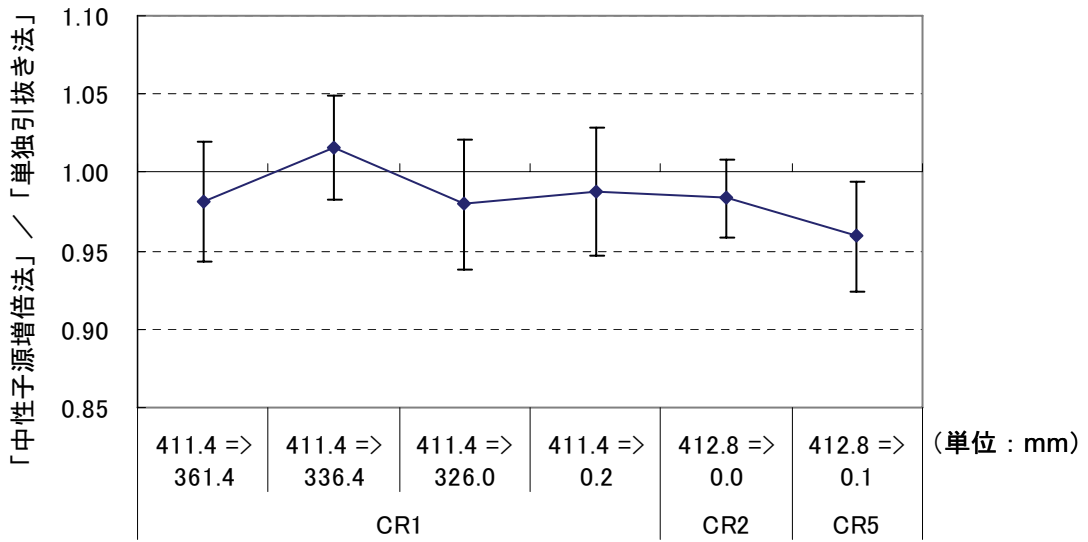


図 5.4.4.9 「中性子源増倍法」と「単独引抜き法」の比（1回目）  
（中性子源増倍法 / 単独引抜き法）

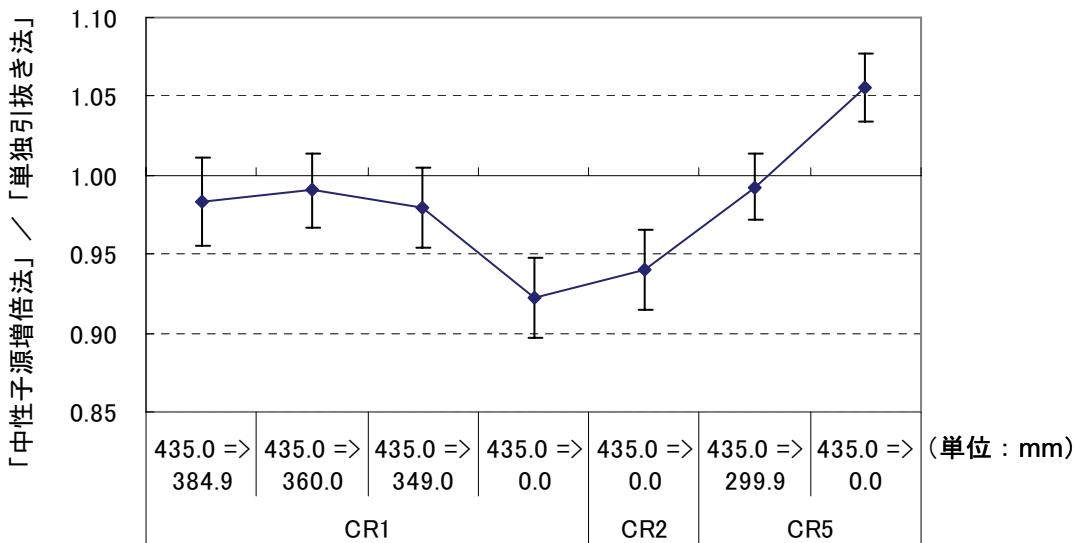


図 5.4.4.10 「中性子源増倍法」と「単独引抜き法」の比（2回目）  
（中性子源増倍法 / 単独引抜き法）

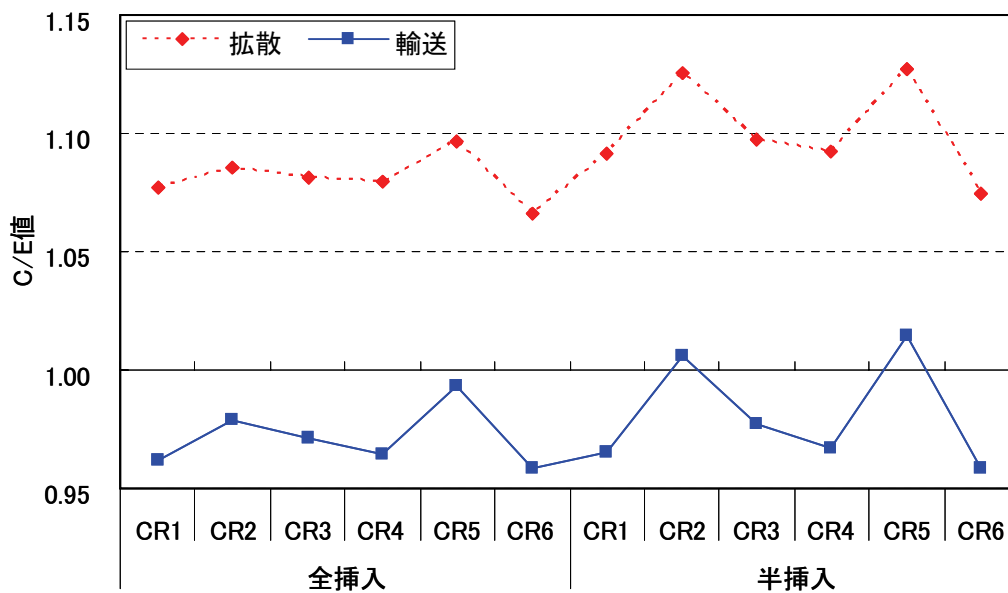


図 5. 4. 5. 1 制御棒反応度値の解析結果

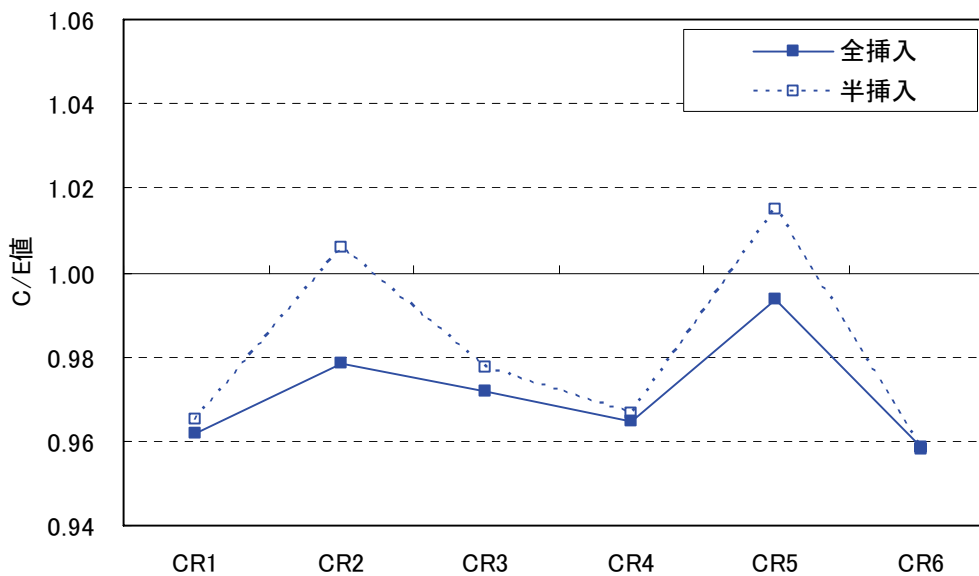


図 5. 4. 5. 2 制御棒反応度値に関する輸送計算と実験値の比

表 5.4.3.1 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR1)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% $\Delta k/kk'$ )
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
0.0	513.2	513.2	513.1	513.1	513.1	
50.4	"	502.8	"	"	"	3.3045E-02
76.8	"	"	503.2	"	"	3.3721E-02
96.0	"	"	"	"	500.9	3.5017E-02
112.2	"	491.9	"	"	"	3.6884E-02
128.8	"	"	493.2	"	"	3.5111E-02
143.4	"	"	"	"	488.0	4.0328E-02
156.0	"	481.2	"	"	"	3.7515E-02
167.6	"	"	483.3	"	"	3.7222E-02
178.2	"	"	"	"	476.9	3.6778E-02
189.8	479.7	"	"	"	"	4.1886E-02
200.4	"	"	"	477.8	"	4.2378E-02
210.8	"	469.8	"	"	"	4.1510E-02
220.3	"	"	472.7	"	"	4.0599E-02
229.4	"	"	"	"	465.5	3.9875E-02
239.2	"	458.2	"	"	"	4.5130E-02
247.5	"	"	462.8	"	"	3.9722E-02
256.3	"	"	"	"	453.8	4.3323E-02
264.4	"	448.4	"	"	"	3.9075E-02
272.6	"	"	453.1	"	"	4.0361E-02
280.8	"	"	"	"	443.2	4.1289E-02
289.0	450.2	"	"	"	"	4.1562E-02
298.1	"	"	"	445.1	"	4.6550E-02
305.9	"	438.7	"	"	"	4.0216E-02
313.8	"	"	443.5	"	"	4.1151E-02
322.2	"	"	"	"	432.1	4.4272E-02
330.0	"	429.0	"	"	"	4.0633E-02
338.1	"	"	433.8	"	"	4.2129E-02
346.4	"	"	"	"	421.9	4.3158E-02
354.8	"	419.2	"	"	"	4.2600E-02
362.0	"	"	425.1	"	"	3.7228E-02
369.0	"	"	"	"	413.7	3.6113E-02
377.3	424.2	"	"	"	"	4.1086E-02
384.2	"	"	425.0	427.0	"	3.3818E-02
393.0	"	409.8	"	"	"	4.2229E-02
402.3	"	"	415.2	"	"	4.4321E-02
411.6	"	"	"	"	404.2	4.3244E-02
420.5	"	400.8	"	"	"	4.1084E-02
429.4	"	"	406.9	"	"	3.9177E-02
439.2	"	"	"	"	395.2	4.2203E-02
449.8	"	391.3	"	"	"	4.3090E-02
460.4	"	"	397.8	"	"	4.2612E-02
471.3	"	"	"	"	386.7	4.2442E-02
482.7	400.5	"	"	"	"	4.0756E-02
496.0	"	"	"	399.8	"	4.5270E-02
507.0	"	383.8	"	"	"	3.5543E-02
519.1	"	"	389.9	"	"	3.6679E-02
532.6	"	"	"	"	379.1	3.7103E-02
545.6	"	376.9	"	"	"	3.2584E-02
562.1	"	"	382.0	"	"	3.7582E-02
580.5	"	"	"	"	371.9	3.7048E-02
601.2	"	369.5	"	"	"	3.4774E-02
624.0	"	"	375.1	"	"	3.1444E-02
650.0	"	"	"	"	366.5	2.8255E-02

表 5.4.3.2 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR2)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% $\Delta k/k'$ )
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
442.0	0.0	442.1	442.0	441.8	442.0	
433.8	83.6	"	"	"	"	3.5240E-02
"	125.1	431.9	"	"	"	3.9427E-02
"	156.9	"	433.0	"	"	3.7759E-02
"	185.6	"	"	"	432.8	3.9751E-02
425.3	209.1	"	"	"	"	3.6972E-02
"	232.2	422.0	"	"	"	3.9182E-02
"	254.4	"	424.2	"	"	3.9636E-02
"	273.8	"	"	"	424.3	3.7822E-02
416.1	294.4	"	"	"	"	4.0866E-02
"	313.3	413.3	"	"	"	3.7119E-02
"	333.0	"	415.3	"	"	3.9235E-02
"	353.6	"	"	417.1	"	4.0831E-02
"	372.8	"	"	"	415.6	3.8315E-02
407.7	393.7	"	"	"	"	3.8710E-02
"	412.2	405.6	"	"	"	3.3885E-02
"	434.9	"	407.5	"	"	3.6988E-02
"	459.5	"	"	"	407.1	3.8142E-02
400.1	487.3	"	"	"	"	3.6866E-02
"	520.0	397.6	"	"	"	3.7617E-02
"	551.1	"	401.5	"	"	2.7814E-02
"	590.1	"	"	"	401.5	2.6018E-02
"	650.0	"	"	"	"	2.4193E-02

表 5.4.3.3 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR5)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% $\Delta k/k'$ )
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
442.1	442.1	442.0	442.0	0.0	442.1	
433.7	"	"	"	88.8	"	3.5355E-02
"	"	433.1	"	131.9	"	3.9448E-02
"	"	"	433.5	160.9	"	3.5822E-02
"	"	"	"	191.6	430.8	4.4867E-02
424.4	"	"	"	218.1	"	4.1422E-02
"	"	422.7	"	244.5	"	4.4739E-02
"	"	"	423.4	268.4	"	4.2763E-02
"	"	"	"	289.7	421.1	4.1019E-02
416.0	"	"	"	309.4	"	3.9116E-02
"	"	412.9	"	331.0	"	4.3072E-02
"	"	"	414.1	352.7	"	4.2203E-02
"	"	"	"	373.8	411.8	4.0993E-02
"	415.5	"	"	397.0	"	4.3151E-02
407.6	"	"	"	419.5	"	3.8361E-02
"	"	404.6	"	443.2	"	3.7250E-02
"	"	"	406.0	468.9	"	3.7273E-02
"	"	"	"	498.1	403.8	3.6766E-02
400.6	"	"	"	529.4	"	3.2244E-02
"	"	396.6	"	575.1	"	3.5583E-02
"	"	"	399.2	650.0	"	3.1924E-02

表 5.4.3.4 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR3)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/k')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
511.8	511.8	0.0	511.4	511.8	511.5	
502.1	"	48.1	"	"	"	3.1811E-02
"	"	78.7	497.8	"	"	4.0604E-02
"	"	100.4	"	"	500.0	3.8342E-02
490.5	"	119.2	"	"	"	4.0747E-02
"	"	135.2	484.5	"	"	4.2081E-02
"	"	150.2	"	"	488.5	4.2212E-02
479.8	"	162.8	"	"	"	3.9479E-02
"	"	174.4	473.0	"	"	3.9369E-02
"	"	185.2	"	"	478.1	3.8715E-02
"	474.7	195.7	"	"	"	3.9359E-02
479.7	"	205.2	472.8	481.5	478.0	3.8180E-02
467.9	"	216.3	"	"	"	4.5173E-02
"	"	226.2	461.0	"	"	4.2954E-02
"	"	235.5	"	"	467.2	4.1611E-02
456.4	"	245.7	"	"	"	4.5821E-02
"	"	254.3	450.2	"	"	4.1079E-02
"	"	263.1	"	"	456.8	4.2161E-02
446.0	"	272.0	"	"	"	4.3839E-02
"	"	280.3	440.0	"	"	4.1129E-02
"	"	289.1	"	"	446.2	4.3993E-02
"	440.5	298.3	"	"	"	4.5323E-02
"	"	306.8	"	451.2	"	4.3014E-02
435.3	"	315.5	"	"	"	4.4887E-02
"	"	323.7	429.8	"	"	4.1904E-02
"	"	331.7	"	"	436.8	4.0388E-02
426.1	"	339.7	"	"	"	4.0617E-02
"	"	347.2	420.4	"	"	4.0007E-02
"	"	355.2	"	"	427.6	4.0349E-02
416.8	"	363.3	"	"	"	4.1358E-02
"	"	372.1	410.9	"	"	4.2861E-02
"	"	380.2	"	"	418.9	3.8615E-02
"	414.0	389.1	"	"	"	4.2222E-02
"	"	398.2	"	424.2	"	4.1447E-02
407.3	"	407.8	"	"	"	4.3261E-02
"	"	417.5	401.8	"	"	4.2465E-02
"	"	426.8	"	"	410.1	3.9176E-02
398.3	"	437.2	"	"	"	4.2958E-02
"	"	448.2	392.5	"	"	4.4485E-02
"	"	459.1	"	"	400.8	4.2553E-02
390.7	"	469.1	"	"	"	3.6431E-02
"	"	479.9	385.0	"	"	3.7043E-02
"	"	490.8	"	"	393.0	3.5660E-02
"	394.8	502.3	"	"	"	3.5939E-02
"	"	515.0	"	402.2	"	3.6306E-02
383.0	"	528.8	"	"	"	3.6956E-02
"	"	550.2	375.1	"	"	5.1006E-02
"	"	572.0	"	"	383.6	4.3832E-02
373.7	"	600.0	"	"	"	4.5739E-02
"	"	650.0	364.2	"	"	5.8205E-02

表 5.4.3.5 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR4)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (%Δk/k')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
513.0	512.9	513.3	0.0	513.1	513.0	
502.1	"	"	55.3	"	"	3.7303E-02
"	"	499.5	83.7	"	"	3.9146E-02
"	"	"	106.6	"	500.8	4.0766E-02
491.9	"	"	123.9	"	"	3.6738E-02
"	"	485.5	140.2	"	"	4.2273E-02
"	"	"	154.2	"	488.4	4.2815E-02
481.1	"	"	166.6	"	"	4.0845E-02
"	"	472.9	178.6	"	"	4.1602E-02
"	"	"	189.0	"	477.9	3.8053E-02
"	482.8	"	198.8	"	"	3.6774E-02
"	"	"	208.9	479.1	"	4.1258E-02
471.5	"	"	218.0	"	"	3.7890E-02
"	"	461.0	227.5	"	"	4.0931E-02
"	"	"	236.4	"	467.1	4.1517E-02
461.2	"	"	245.2	"	"	4.1608E-02
"	"	449.4	254.3	"	"	4.3695E-02
"	"	"	262.1	"	457.5	3.9360E-02
451.8	"	"	270.0	"	"	3.9615E-02
"	"	437.8	278.8	"	"	4.4409E-02
"	"	"	286.9	"	447.8	4.0163E-02
"	455.6	"	294.3	"	"	3.8034E-02
"	"	"	302.0	451.4	"	3.9120E-02
442.9	"	"	309.1	"	"	3.7536E-02
"	"	428.2	316.5	"	"	3.8377E-02
"	"	"	324.3	"	437.9	4.1006E-02
433.1	"	"	332.3	"	"	4.1992E-02
"	"	418.8	339.9	"	"	3.8950E-02
"	"	"	347.7	"	428.7	4.0093E-02
424.0	"	"	355.1	"	"	4.0082E-02
"	"	410.2	362.3	"	"	3.6710E-02
"	"	"	370.8	"	419.0	4.2430E-02
"	432.0	"	378.0	"	"	3.6530E-02
"	"	"	385.1	427.7	"	3.5807E-02
415.2	"	"	393.7	"	"	3.9599E-02
"	"	402.2	401.2	"	"	3.6739E-02
"	"	"	409.4	"	410.7	3.8046E-02
406.9	"	"	417.9	"	"	3.8844E-02
"	"	393.8	426.4	"	"	3.8419E-02
"	"	"	435.0	"	402.9	3.6092E-02
398.5	"	"	444.2	"	"	3.9274E-02
"	"	386.0	453.2	"	"	3.6475E-02
"	"	"	462.4	"	395.1	3.6323E-02
"	410.7	"	471.5	"	"	3.4608E-02
"	"	"	481.8	405.2	"	3.7109E-02
390.4	"	"	492.8	"	"	3.7442E-02
"	"	378.2	504.4	"	"	3.7870E-02
"	"	"	515.2	"	388.0	3.2877E-02
381.8	"	"	530.1	"	"	4.1397E-02
"	"	370.0	546.9	"	"	4.2191E-02
"	"	"	565.1	"	379.3	4.1273E-02
373.0	"	"	587.0	"	"	4.1473E-02
"	"	361.7	615.0	"	"	4.2908E-02
"	"	"	650.0	"	"	4.1051E-02

表 5.4.3.6 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR6)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/k')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
513.4	513.3	513.5	513.1	513.1	0.0	
499.2	"	"	"	"	58.0	4.2087E-02
"	"	500.8	"	"	88.0	4.3129E-02
"	"	"	500.5	"	109.9	4.2241E-02
486.2	"	"	"	"	128.6	4.1633E-02
"	"	488.0	"	"	145.0	4.5367E-02
"	"	"	489.8	"	157.2	3.7382E-02
474.0	"	"	"	"	169.6	4.0988E-02
"	"	476.5	"	"	181.7	4.2133E-02
"	"	"	478.1	"	193.3	4.3107E-02
"	482.5	"	"	"	203.4	4.0087E-02
"	"	"	"	477.2	212.3	3.7112E-02
462.7	"	"	"	"	221.7	4.0578E-02
"	"	466.6	"	"	230.4	3.8248E-02
"	"	"	467.0	"	239.6	4.1995E-02
452.0	"	"	"	"	248.0	3.9569E-02
"	"	456.6	"	"	256.4	4.0097E-02
"	"	"	456.6	"	264.9	4.1878E-02
441.0	"	"	"	"	273.4	4.2950E-02
"	"	445.2	"	"	282.8	4.7064E-02
"	"	"	447.5	"	290.1	3.7185E-02
"	451.9	"	"	"	298.9	4.4401E-02
"	"	"	"	445.0	306.9	4.1223E-02
429.7	"	"	"	"	315.8	4.5954E-02
"	"	434.9	"	"	324.1	4.3064E-02
"	"	"	437.4	"	332.2	4.2597E-02
420.1	"	"	"	"	340.1	4.0549E-02
"	"	425.6	"	"	347.9	3.9863E-02
"	"	"	428.0	"	355.7	4.0618E-02
410.3	"	"	"	"	364.1	4.3521E-02
"	"	416.2	"	"	372.3	4.1138E-02
"	"	"	419.3	"	380.1	3.8413E-02
"	424.6	"	"	"	389.0	4.2183E-02
"	"	"	"	417.1	398.1	4.3492E-02
401.9	"	"	"	"	406.8	3.9856E-02
"	"	407.2	"	"	415.7	4.0285E-02
"	"	"	410.7	"	424.6	3.9740E-02
393.7	"	"	"	"	434.0	3.9786E-02
"	"	399.2	"	"	442.8	3.6404E-02
"	"	"	402.2	"	452.6	3.9148E-02
385.5	"	"	"	"	462.9	3.9862E-02
"	"	390.2	"	"	473.8	4.0023E-02
"	"	"	393.8	"	485.3	3.9974E-02
"	401.8	"	"	"	497.0	3.8012E-02
"	"	"	"	396.3	509.2	3.7955E-02
378.0	"	"	"	"	522.8	3.7994E-02
"	"	382.2	"	"	537.1	3.7228E-02
"	"	"	384.6	"	555.9	4.4152E-02
369.4	"	"	"	"	579.0	4.5449E-02
"	"	372.2	"	"	608.9	4.7086E-02
"	"	"	375.0	"	649.8	4.6693E-02

表 5.4.3.7 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R1、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き 位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
384.2									
393.0	4.2229E-02	0.992638	0.993031	3.99E-04	0.986873	0.987267	4.04E-04	1.01	4.2832E-02
402.3	4.4321E-02	0.992624	0.993029	4.11E-04	0.988722	0.989128	4.15E-04	1.01	4.4782E-02
411.6	4.3244E-02	0.992966	0.993367	4.07E-04	0.990566	0.990967	4.09E-04	1.00	4.3454E-02
420.5	4.1084E-02	0.992607	0.992986	3.85E-04	0.992465	0.992845	3.86E-04	1.00	4.1204E-02
429.4	3.9177E-02	0.992844	0.993214	3.75E-04	0.994167	0.994538	3.75E-04	1.00	3.9178E-02
439.2	4.2203E-02	0.992761	0.993156	4.01E-04	0.995847	0.996242	3.98E-04	0.99	4.1942E-02
449.8	4.3090E-02	0.992726	0.993136	4.16E-04	0.997663	0.998074	4.13E-04	0.99	4.2769E-02
460.4	4.2612E-02	0.992791	0.993189	4.04E-04	0.999667	1.000065	3.98E-04	0.99	4.2028E-02
471.3	4.2442E-02	0.992721	0.993111	3.96E-04	1.001458	1.001848	3.89E-04	0.98	4.1705E-02
482.7	4.0756E-02	0.992707	0.993090	3.88E-04	1.003294	1.003681	3.84E-04	0.99	4.0317E-02
496.0	4.5270E-02	0.992780	0.993196	4.22E-04	1.005104	1.005524	4.16E-04	0.99	4.4591E-02
507.0	3.5543E-02	0.992826	0.993151	3.30E-04	1.007063	1.007394	3.26E-04	0.99	3.5183E-02
519.1	3.6679E-02	0.992718	0.993050	3.37E-04	1.008576	1.008913	3.31E-04	0.98	3.6070E-02
532.6	3.7103E-02	0.992631	0.992968	3.42E-04	1.010173	1.010518	3.38E-04	0.99	3.6676E-02
545.6	3.2584E-02	0.992496	0.992795	3.03E-04	1.011810	1.012117	3.00E-04	0.99	3.2191E-02
562.1	3.7582E-02	0.992816	0.993148	3.37E-04	1.013251	1.013596	3.36E-04	1.00	3.7494E-02
580.5	3.7048E-02	0.992709	0.993033	3.29E-04	1.014913	1.015253	3.30E-04	1.00	3.7195E-02
601.2	3.4774E-02	0.992532	0.992847	3.20E-04	1.016519	1.016856	3.26E-04	1.02	3.5467E-02
624.0	3.1444E-02	0.992347	0.992628	2.85E-04	1.018038	1.018344	2.95E-04	1.03	3.2535E-02
650.0	2.8255E-02	0.992642	0.992894	2.56E-04	1.019518	1.019801	2.72E-04	1.06	3.0079E-02

表 5.4.3.8 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R2、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き 位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
372.8									
393.7	3.8710E-02	0.992924	0.993272	3.53E-04	0.984390	0.984740	3.61E-04	1.02	3.9610E-02
412.2	3.3885E-02	0.992943	0.993243	3.04E-04	0.988885	0.989186	3.08E-04	1.01	3.4277E-02
434.9	3.6988E-02	0.992950	0.993304	3.59E-04	0.992505	0.992863	3.63E-04	1.01	3.7439E-02
459.5	3.8142E-02	0.993049	0.993405	3.61E-04	0.996916	0.997275	3.61E-04	1.00	3.8166E-02
487.3	3.6866E-02	0.993083	0.993440	3.62E-04	1.001375	1.001737	3.61E-04	1.00	3.6766E-02
520.0	3.7617E-02	0.992948	0.993307	3.64E-04	1.005801	1.006170	3.65E-04	1.00	3.7683E-02
551.1	2.7814E-02	0.992860	0.993139	2.83E-04	1.010284	1.010578	2.88E-04	1.02	2.8307E-02
590.1	2.6018E-02	0.992719	0.992994	2.79E-04	1.013808	1.014105	2.89E-04	1.04	2.6942E-02
650.0	2.4193E-02	0.992564	0.992847	2.87E-04	1.017276	1.017595	3.08E-04	1.07	2.5961E-02

表 5.4.3.9 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R3、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き 位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
380.2									
389.1	4.2222E-02	0.992569	0.992957	3.94E-04	0.985969	0.986356	3.98E-04	1.01	4.2679E-02
398.2	4.1447E-02	0.992537	0.992923	3.92E-04	0.987871	0.988259	3.97E-04	1.01	4.2056E-02
407.8	4.3261E-02	0.992623	0.993027	4.10E-04	0.989708	0.990113	4.13E-04	1.01	4.3624E-02
417.5	4.2465E-02	0.992423	0.992827	4.10E-04	0.991716	0.992121	4.12E-04	1.00	4.2631E-02
426.8	3.9176E-02	0.992537	0.992920	3.89E-04	0.993638	0.994017	3.84E-04	0.99	3.8681E-02
437.2	4.2958E-02	0.992470	0.992879	4.15E-04	0.995455	0.995868	4.17E-04	1.00	4.3118E-02
448.2	4.4485E-02	0.992441	0.992857	4.22E-04	0.997295	0.997715	4.22E-04	1.00	4.4477E-02
459.1	4.2553E-02	0.992491	0.992889	4.04E-04	0.999380	0.999783	4.03E-04	1.00	4.2496E-02
469.1	3.6431E-02	0.992490	0.992837	3.52E-04	1.001305	1.001657	3.51E-04	1.00	3.6308E-02
479.9	3.7043E-02	0.992379	0.992735	3.61E-04	1.002938	1.003301	3.61E-04	1.00	3.6980E-02
490.8	3.5660E-02	0.992740	0.993079	3.44E-04	1.004669	1.005016	3.44E-04	1.00	3.5640E-02
502.3	3.5939E-02	0.992640	0.992980	3.45E-04	1.006332	1.006681	3.45E-04	1.00	3.5893E-02
515.0	3.6306E-02	0.992604	0.992948	3.49E-04	1.007931	1.008289	3.52E-04	1.01	3.6643E-02
528.8	3.6956E-02	0.992682	0.993022	3.45E-04	1.009682	1.010037	3.48E-04	1.01	3.7298E-02
550.2	5.1006E-02	0.992506	0.992967	4.68E-04	1.011332	1.011819	4.76E-04	1.02	5.1894E-02
572.0	4.3832E-02	0.992561	0.992952	3.97E-04	1.013767	1.014187	4.09E-04	1.03	4.5133E-02
600.0	4.5739E-02	0.992485	0.992897	4.18E-04	1.015767	1.016221	4.40E-04	1.05	4.8116E-02
650.0	5.8205E-02	0.992390	0.992904	5.22E-04	1.017998	1.018583	5.64E-04	1.08	6.2951E-02



表 5. 4. 3. 10 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R4、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
385.1									
393.7	3.9599E-02	0.992491	0.992869	3.84E-04	0.987045	0.987425	3.90E-04	1.02	4.0249E-02
401.2	3.6739E-02	0.992914	0.993238	3.29E-04	0.988874	0.989199	3.32E-04	1.01	3.7154E-02
409.4	3.8046E-02	0.992806	0.993155	3.54E-04	0.990332	0.990683	3.58E-04	1.01	3.8455E-02
417.9	3.8844E-02	0.992663	0.993018	3.60E-04	0.991970	0.992328	3.64E-04	1.01	3.9227E-02
426.4	3.8419E-02	0.992569	0.992917	3.53E-04	0.993648	0.993997	3.53E-04	1.00	3.8446E-02
435.0	3.6092E-02	0.992493	0.992843	3.55E-04	0.995434	0.995784	3.53E-04	0.99	3.5879E-02
444.2	3.9274E-02	0.992532	0.992894	3.67E-04	0.996984	0.997348	3.66E-04	1.00	3.9139E-02
453.2	3.6475E-02	0.992452	0.992795	3.48E-04	0.998651	0.998995	3.45E-04	0.99	3.6129E-02
462.4	3.6323E-02	0.992779	0.993121	3.47E-04	1.000250	1.000593	3.43E-04	0.99	3.5887E-02
471.5	3.4608E-02	0.993124	0.993447	3.27E-04	1.001832	1.002157	3.24E-04	0.99	3.4220E-02
481.8	3.7109E-02	0.993133	0.993481	3.53E-04	1.003318	1.003669	3.49E-04	0.99	3.6673E-02
492.8	3.7442E-02	0.993014	0.993364	3.55E-04	1.004946	1.005300	3.50E-04	0.99	3.6976E-02
504.4	3.7870E-02	0.992908	0.993260	3.57E-04	1.006600	1.006955	3.50E-04	0.98	3.7161E-02
515.2	3.2877E-02	0.992770	0.993073	3.07E-04	1.008208	1.008517	3.04E-04	0.99	3.2509E-02
530.1	4.1397E-02	0.992694	0.993074	3.85E-04	1.009694	1.010082	3.80E-04	0.99	4.0857E-02
546.9	4.2191E-02	0.992578	0.992964	3.92E-04	1.011474	1.011871	3.88E-04	0.99	4.1787E-02
565.1	4.1273E-02	0.992395	0.992754	3.64E-04	1.013410	1.013783	3.63E-04	1.00	4.1122E-02
587.0	4.1473E-02	0.992282	0.992656	3.80E-04	1.015158	1.015552	3.82E-04	1.01	4.1743E-02
615.0	4.2908E-02	0.992184	0.992567	3.89E-04	1.017012	1.017424	3.98E-04	1.02	4.3930E-02
650.0	4.1051E-02	0.992055	0.992404	3.54E-04	1.018968	1.019356	3.74E-04	1.05	4.3258E-02

表 5. 4. 3. 11 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R5、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
373.8									
397.0	4.3151E-02	0.992359	0.992739	3.86E-04	0.984604	0.984984	3.92E-04	1.02	4.3833E-02
419.5	3.8361E-02	0.992514	0.992870	3.61E-04	0.989554	0.989909	3.62E-04	1.00	3.8482E-02
443.2	3.7250E-02	0.992426	0.992781	3.60E-04	0.994000	0.994358	3.62E-04	1.01	3.7446E-02
468.9	3.7273E-02	0.992291	0.992646	3.60E-04	0.998392	0.998750	3.59E-04	1.00	3.7130E-02
498.1	3.6766E-02	0.992208	0.992566	3.64E-04	1.002824	1.003188	3.62E-04	1.00	3.6595E-02
529.4	3.2244E-02	0.992229	0.992547	3.23E-04	1.007396	1.007726	3.25E-04	1.01	3.2461E-02
575.1	3.5583E-02	0.992099	0.992462	3.69E-04	1.011423	1.011807	3.75E-04	1.02	3.6216E-02
650.0	3.1924E-02	0.992444	0.992821	3.83E-04	1.016037	1.016456	4.06E-04	1.06	3.3851E-02

表 5. 4. 3. 12 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R6、均等引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			均等挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
380.1									
389.0	4.2183E-02	0.992870	0.993259	3.94E-04	0.985957	0.986345	3.99E-04	1.01	4.2667E-02
398.1	4.3492E-02	0.992845	0.993236	3.96E-04	0.987861	0.988249	3.97E-04	1.00	4.3595E-02
406.8	3.9856E-02	0.992604	0.992970	3.71E-04	0.989672	0.990039	3.75E-04	1.01	4.0202E-02
415.7	4.0285E-02	0.992520	0.992886	3.71E-04	0.991487	0.991853	3.72E-04	1.00	4.0369E-02
424.6	3.9740E-02	0.992535	0.992895	3.65E-04	0.993256	0.993615	3.64E-04	1.00	3.9572E-02
434.0	3.9786E-02	0.992669	0.993039	3.75E-04	0.994955	0.995325	3.74E-04	1.00	3.9603E-02
442.8	3.6404E-02	0.992536	0.992875	3.44E-04	0.996770	0.997112	3.44E-04	1.00	3.6415E-02
452.6	3.9148E-02	0.992473	0.992837	3.69E-04	0.998403	0.998770	3.68E-04	1.00	3.9003E-02
462.9	3.9862E-02	0.992409	0.992779	3.76E-04	1.000164	1.000539	3.75E-04	1.00	3.9777E-02
473.8	4.0023E-02	0.992731	0.993104	3.78E-04	1.001878	1.002256	3.76E-04	0.99	3.9822E-02
485.3	3.9974E-02	0.992716	0.993086	3.75E-04	1.003698	1.004074	3.73E-04	0.99	3.9738E-02
497.0	3.8012E-02	0.992667	0.993019	3.57E-04	1.005508	1.005874	3.62E-04	1.01	3.8520E-02
509.2	3.7955E-02	0.992692	0.993038	3.51E-04	1.007247	1.007601	3.49E-04	0.99	3.7718E-02
522.8	3.7994E-02	0.992698	0.993049	3.56E-04	1.008911	1.009275	3.57E-04	1.00	3.8145E-02
537.1	3.7228E-02	0.992558	0.992889	3.36E-04	1.010643	1.010990	3.40E-04	1.01	3.7643E-02
555.9	4.4152E-02	0.992454	0.992838	3.90E-04	1.012342	1.012748	3.96E-04	1.02	4.4865E-02
579.0	4.5449E-02	0.992389	0.992786	4.03E-04	1.014309	1.014736	4.15E-04	1.03	4.6792E-02
608.9	4.7086E-02	0.992272	0.992687	4.21E-04	1.016362	1.016822	4.45E-04	1.06	4.9745E-02
649.8	4.6693E-02	0.992196	0.992602	4.12E-04	1.018526	1.018991	4.48E-04	1.09	5.0747E-02

表 5.4.3.13 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR1、単独引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位 置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
50.4	3.3045E-02	0.993162	0.993445	2.87E-04	1.002713	1.002952	2.38E-04	0.83	2.7379E-02
76.8	3.3721E-02	0.993102	0.993389	2.91E-04	1.002918	1.003182	2.62E-04	0.90	3.0415E-02
96.0	3.5017E-02	0.993113	0.993384	2.75E-04	1.003255	1.003510	2.53E-04	0.92	3.2287E-02
112.2	3.6884E-02	0.993182	0.993457	2.79E-04	1.003557	1.003818	2.59E-04	0.93	3.4287E-02
128.8	3.5111E-02	0.992999	0.993325	3.31E-04	1.003702	1.004012	3.08E-04	0.93	3.2680E-02
143.4	4.0328E-02	0.993078	0.993407	3.33E-04	1.006472	1.004385	3.10E-04	0.93	3.7532E-02
156.0	3.7515E-02	0.993065	0.993378	3.17E-04	1.004343	1.004642	2.96E-04	0.93	3.5037E-02
167.6	3.7222E-02	0.993099	0.993413	3.18E-04	1.004683	1.004984	2.98E-04	0.94	3.4863E-02
178.2	3.6778E-02	0.993047	0.993356	3.13E-04	1.004968	1.005265	2.94E-04	0.94	3.4517E-02
189.8	4.1886E-02	0.993006	0.993366	3.65E-04	1.005218	1.005563	3.41E-04	0.94	3.9172E-02
200.4	4.2378E-02	0.993104	0.993454	3.55E-04	1.005652	1.005987	3.31E-04	0.93	3.9557E-02
210.8	4.1510E-02	0.993039	0.993402	3.68E-04	1.005941	1.006289	3.44E-04	0.93	3.8781E-02
220.3	4.0599E-02	0.993005	0.993352	3.52E-04	1.006240	1.006571	3.27E-04	0.93	3.7716E-02
229.4	3.9875E-02	0.992973	0.993316	3.48E-04	1.006547	1.006877	3.26E-04	0.94	3.7337E-02
239.2	4.5130E-02	0.993102	0.993486	3.89E-04	1.006965	1.007334	3.64E-04	0.93	4.2182E-02
247.5	3.9722E-02	0.993051	0.993387	3.41E-04	1.007258	1.007581	3.18E-04	0.93	3.7116E-02
256.3	4.3323E-02	0.992987	0.993352	3.70E-04	1.007552	1.007903	3.46E-04	0.93	4.0466E-02
264.4	3.9075E-02	0.993135	0.993480	3.50E-04	1.008001	1.008334	3.28E-04	0.94	3.6612E-02
272.6	4.0361E-02	0.993051	0.993406	3.60E-04	1.008275	1.008618	3.37E-04	0.94	3.7829E-02
280.8	4.1289E-02	0.993009	0.993369	3.65E-04	1.008603	1.008951	3.42E-04	0.94	3.8689E-02
289.0	4.1562E-02	0.992947	0.993314	3.72E-04	1.008891	1.009245	3.48E-04	0.93	3.8833E-02
298.1	4.6550E-02	0.993004	0.993419	4.21E-04	1.009330	1.009731	3.93E-04	0.94	4.3537E-02
305.9	4.0216E-02	0.992993	0.993351	3.63E-04	1.009712	1.010060	3.41E-04	0.94	3.7809E-02
313.8	4.1151E-02	0.992967	0.993332	3.70E-04	1.010037	1.010391	3.47E-04	0.94	3.8574E-02
322.2	4.4272E-02	0.993053	0.993447	3.99E-04	1.010489	1.010872	3.75E-04	0.94	4.1564E-02
330.0	4.0633E-02	0.992976	0.993342	3.71E-04	1.010785	1.011142	3.49E-04	0.94	3.8250E-02
338.1	4.2129E-02	0.992885	0.993264	3.84E-04	1.011087	1.011457	3.62E-04	0.94	3.9662E-02
346.4	4.3158E-02	0.992857	0.993244	3.92E-04	1.011453	1.011831	3.69E-04	0.94	4.0619E-02
354.8	4.2600E-02	0.992545	0.992935	3.96E-04	1.011884	1.012270	3.77E-04	0.95	4.0567E-02
362.0	3.7228E-02	0.992540	0.992872	3.37E-04	1.012276	1.012604	3.20E-04	0.95	3.5360E-02
369.0	3.6113E-02	0.992362	0.992683	3.26E-04	1.012528	1.012845	3.09E-04	0.95	3.4257E-02
377.3	4.1086E-02	0.992359	0.992738	3.85E-04	1.012898	1.013274	3.66E-04	0.95	3.9125E-02
384.2	3.3818E-02	0.992296	0.992605	3.14E-04	1.013280	1.013588	3.00E-04	0.96	3.2327E-02
393.0	4.2229E-02	0.992630	0.993021	3.97E-04	1.013617	1.014006	3.78E-04	0.95	4.0292E-02
402.3	4.4321E-02	0.992614	0.993019	4.11E-04	1.014018	1.014422	3.93E-04	0.96	4.2365E-02
411.6	4.3244E-02	0.992667	0.993068	4.07E-04	1.014377	1.014778	3.90E-04	0.96	4.1413E-02
420.5	4.1084E-02	0.992231	0.992611	3.86E-04	1.014771	1.015154	3.72E-04	0.96	3.9589E-02
429.4	3.9177E-02	0.992017	0.992387	3.76E-04	1.015144	1.015518	3.63E-04	0.97	3.7817E-02
439.2	4.2203E-02	0.991930	0.992325	4.01E-04	1.015491	1.015892	3.89E-04	0.97	4.0879E-02
449.8	4.3090E-02	0.992316	0.992727	4.17E-04	1.015875	1.016294	4.06E-04	0.97	4.1915E-02
460.4	4.2612E-02	0.992366	0.992764	4.04E-04	1.016338	1.016745	3.94E-04	0.97	4.1544E-02
471.3	4.2442E-02	0.992721	0.993110	3.95E-04	1.016699	1.017099	3.87E-04	0.98	4.1608E-02
482.7	4.0756E-02	0.992704	0.993088	3.90E-04	1.017122	1.017519	3.84E-04	0.98	4.0137E-02
496.0	4.5270E-02	0.992778	0.993195	4.23E-04	1.017527	1.017962	4.20E-04	0.99	4.4954E-02
507.0	3.5543E-02	0.992870	0.993198	3.33E-04	1.017964	1.018306	3.30E-04	0.99	3.5255E-02
519.1	3.6679E-02	0.992769	0.993101	3.37E-04	1.018303	1.018653	3.37E-04	1.00	3.6752E-02
532.6	3.7103E-02	0.992692	0.993029	3.42E-04	1.018688	1.019045	3.44E-04	1.01	3.7324E-02
545.6	3.2584E-02	0.992493	0.992791	3.02E-04	1.018953	1.019272	3.07E-04	1.02	3.3092E-02
562.1	3.7582E-02	0.992854	0.993185	3.36E-04	1.019347	1.019704	3.43E-04	1.02	3.8454E-02
580.5	3.7048E-02	0.992708	0.993031	3.28E-04	1.019657	1.020008	3.37E-04	1.03	3.8159E-02
601.2	3.4774E-02	0.992491	0.992800	3.14E-04	1.019940	1.020281	3.28E-04	1.04	3.6337E-02
624.0	3.1444E-02	0.992364	0.992641	2.81E-04	1.020283	1.020592	2.97E-04	1.06	3.3182E-02
650.0	2.8255E-02	0.992231	0.992484	2.57E-04	1.020619	1.020906	2.75E-04	1.07	3.0293E-02

表 5.4.3.14 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果（CR2、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
83.6	3.5240E-02	0.992669	0.993005	3.41E-04	1.013782	1.014062	2.72E-04	0.80	2.8158E-02
125.1	3.9427E-02	0.992559	0.992871	3.17E-04	1.014036	1.014320	2.76E-04	0.87	3.4386E-02
156.9	3.7759E-02	0.992503	0.992813	3.15E-04	1.014335	1.014624	2.81E-04	0.89	3.3703E-02
185.6	3.9751E-02	0.992234	0.992566	3.37E-04	1.014495	1.014807	3.03E-04	0.90	3.5736E-02
209.1	3.6972E-02	0.992222	0.992532	3.15E-04	1.014860	1.015153	2.84E-04	0.90	3.3404E-02
232.2	3.9182E-02	0.992996	0.993331	3.40E-04	1.015208	1.015527	3.09E-04	0.91	3.5697E-02
254.4	3.9636E-02	0.992804	0.993146	3.47E-04	1.015406	1.015735	3.19E-04	0.92	3.6452E-02
273.8	3.7822E-02	0.992792	0.993108	3.21E-04	1.015787	1.016093	2.96E-04	0.93	3.4986E-02
294.4	4.0866E-02	0.992249	0.992596	3.52E-04	1.016045	1.016383	3.27E-04	0.93	3.7964E-02
313.3	3.7119E-02	0.992225	0.992554	3.34E-04	1.016418	1.016740	3.12E-04	0.93	3.4621E-02
333.0	3.9235E-02	0.991807	0.992153	3.52E-04	1.016787	1.017129	3.31E-04	0.94	3.6900E-02
353.6	4.0831E-02	0.991609	0.991968	3.65E-04	1.017038	1.017396	3.46E-04	0.95	3.8707E-02
372.8	3.8315E-02	0.991783	0.992116	3.38E-04	1.017487	1.017821	3.23E-04	0.95	3.6513E-02
393.7	3.8710E-02	0.991450	0.991800	3.56E-04	1.017757	1.018110	3.41E-04	0.96	3.7050E-02
412.2	3.3885E-02	0.991902	0.992201	3.04E-04	1.018186	1.018492	2.95E-04	0.97	3.2911E-02
434.9	3.6988E-02	0.992183	0.992537	3.59E-04	1.018467	1.018832	3.52E-04	0.98	3.6194E-02
459.5	3.8142E-02	0.992516	0.992873	3.62E-04	1.018809	1.019181	3.58E-04	0.99	3.7719E-02
487.3	3.6866E-02	0.992886	0.993243	3.62E-04	1.019177	1.019559	3.68E-04	1.02	3.7438E-02
520.0	3.7617E-02	0.992860	0.993220	3.65E-04	1.019600	1.019991	3.76E-04	1.03	3.8741E-02
551.1	2.7814E-02	0.992756	0.993033	2.81E-04	1.019971	1.020280	2.97E-04	1.06	2.9393E-02
590.1	2.6018E-02	0.992600	0.992876	2.80E-04	1.020283	1.020597	3.02E-04	1.08	2.8015E-02
650.0	2.4193E-02	0.992430	0.992713	2.87E-04	1.020567	1.020900	3.20E-04	1.11	2.6918E-02

表 5.4.3.15 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果（CR5、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
88.8	3.5355E-02	0.992743	0.993107	3.69E-04	1.013884	1.014190	2.98E-04	0.81	2.8497E-02
131.9	3.9448E-02	0.992631	0.992966	3.40E-04	1.014136	1.014443	2.98E-04	0.88	3.4635E-02
160.9	3.5822E-02	0.992560	0.992850	2.94E-04	1.014450	1.014719	2.61E-04	0.89	3.1810E-02
191.6	4.4867E-02	0.992485	0.992849	3.69E-04	1.014771	1.015113	3.32E-04	0.90	4.0325E-02
218.1	4.1422E-02	0.992311	0.992666	3.60E-04	1.014970	1.015307	3.27E-04	0.91	3.7587E-02
244.5	4.4739E-02	0.992253	0.992643	3.96E-04	1.015316	1.015689	3.62E-04	0.91	4.0868E-02
268.4	4.2763E-02	0.992275	0.992657	3.88E-04	1.015723	1.016089	3.55E-04	0.91	3.9103E-02
289.7	4.1019E-02	0.992177	0.992531	3.59E-04	1.016024	1.016366	3.31E-04	0.92	3.7791E-02
309.4	3.9116E-02	0.992189	0.992526	3.42E-04	1.016406	1.016736	3.19E-04	0.93	3.6501E-02
331.0	4.3072E-02	0.992485	0.992857	3.78E-04	1.016698	1.017064	3.54E-04	0.94	4.0383E-02
352.7	4.2203E-02	0.992875	0.993251	3.81E-04	1.017082	1.017456	3.61E-04	0.95	4.0005E-02
373.8	4.0993E-02	0.993263	0.993620	3.62E-04	1.017465	1.017823	3.46E-04	0.96	3.9176E-02
397.0	4.3151E-02	0.993615	0.993997	3.87E-04	1.017824	1.018212	3.74E-04	0.97	4.1769E-02
419.5	3.8361E-02	0.993683	0.994037	3.58E-04	1.018274	1.018636	3.49E-04	0.97	3.7356E-02
443.2	3.7250E-02	0.992279	0.992634	3.60E-04	1.018602	1.018971	3.56E-04	0.99	3.6744E-02
468.9	3.7273E-02	0.992191	0.992545	3.59E-04	1.018930	1.019303	3.59E-04	1.00	3.7239E-02
498.1	3.6766E-02	0.992517	0.992877	3.65E-04	1.019283	1.019664	3.67E-04	1.00	3.6894E-02
529.4	3.2244E-02	0.992478	0.992797	3.24E-04	1.019694	1.020043	3.36E-04	1.04	3.3418E-02
575.1	3.5583E-02	0.992425	0.992789	3.69E-04	1.020107	1.020514	3.91E-04	1.06	3.7655E-02
650.0	3.1924E-02	0.992738	0.993115	3.82E-04	1.020460	1.020902	4.24E-04	1.11	3.5420E-02

表 5.4.3.16 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果 (CR3、単独引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位 置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
48.1	3.1811E-02	0.993218	0.993495	2.81E-04	1.002712	1.002940	2.27E-04	0.81	2.5692E-02
78.7	4.0604E-02	0.993152	0.993489	3.42E-04	1.002911	1.003221	3.08E-04	0.90	3.6629E-02
100.4	3.8342E-02	0.993350	0.993671	3.25E-04	1.003387	1.003687	2.98E-04	0.92	3.5121E-02
119.2	4.0747E-02	0.993284	0.993625	3.46E-04	1.003603	1.003923	3.18E-04	0.92	3.7456E-02
135.2	4.2081E-02	0.993367	0.993704	3.41E-04	1.004006	1.004326	3.17E-04	0.93	3.9117E-02
150.2	4.2212E-02	0.993301	0.993657	3.61E-04	1.004203	1.004543	3.37E-04	0.93	3.9445E-02
162.8	3.9479E-02	0.993274	0.993603	3.33E-04	1.004496	1.004810	3.11E-04	0.93	3.6843E-02
174.4	3.9369E-02	0.993346	0.993678	3.36E-04	1.004878	1.005195	3.14E-04	0.93	3.6733E-02
185.2	3.8715E-02	0.993313	0.993640	3.31E-04	1.005141	1.005455	3.11E-04	0.94	3.6307E-02
195.7	3.9359E-02	0.993266	0.993603	3.41E-04	1.005419	1.005742	3.19E-04	0.94	3.6818E-02
205.3	3.8180E-02	0.993418	0.993742	3.28E-04	1.005831	1.006143	3.08E-04	0.94	3.5865E-02
216.3	4.5173E-02	0.993310	0.993701	3.96E-04	1.006095	1.006472	3.72E-04	0.94	4.2456E-02
226.2	4.2954E-02	0.993278	0.993644	3.71E-04	1.006413	1.006765	3.47E-04	0.94	4.0240E-02
235.5	4.1611E-02	0.993036	0.993393	3.62E-04	1.006861	1.007207	3.41E-04	0.94	3.9230E-02
245.7	4.5821E-02	0.993011	0.993416	4.11E-04	1.007171	1.007565	3.88E-04	0.95	4.3333E-02
254.3	4.1079E-02	0.992918	0.993271	3.58E-04	1.007510	1.007851	3.36E-04	0.94	3.8542E-02
263.1	4.2161E-02	0.992609	0.992979	3.75E-04	1.007903	1.008262	3.53E-04	0.94	3.9676E-02
272.0	4.3839E-02	0.992584	0.992966	3.88E-04	1.008244	1.008615	3.65E-04	0.94	4.1265E-02
280.3	4.1129E-02	0.992953	0.993314	3.66E-04	1.008601	1.008953	3.46E-04	0.95	3.8869E-02
289.1	4.3993E-02	0.992586	0.992978	3.98E-04	1.008890	1.009271	3.74E-04	0.94	4.1388E-02
298.3	4.5323E-02	0.992366	0.992780	4.20E-04	1.009333	1.009740	3.99E-04	0.95	4.3072E-02
306.8	4.3014E-02	0.992265	0.992648	3.89E-04	1.009722	1.010101	3.72E-04	0.96	4.1106E-02
315.5	4.4887E-02	0.992096	0.992493	4.03E-04	1.010104	1.010494	3.82E-04	0.95	4.2538E-02
323.7	4.1904E-02	0.992614	0.992994	3.86E-04	1.010594	1.010968	3.66E-04	0.95	3.9788E-02
331.7	4.0388E-02	0.992407	0.992776	3.75E-04	1.010819	1.011184	3.57E-04	0.95	3.8508E-02
339.7	4.0617E-02	0.992904	0.993271	3.72E-04	1.011188	1.011553	3.57E-04	0.96	3.8948E-02
347.2	4.0007E-02	0.992872	0.993216	3.49E-04	1.011553	1.011895	3.34E-04	0.96	3.8319E-02
355.2	4.0349E-02	0.992752	0.993118	3.71E-04	1.011951	1.012317	3.57E-04	0.96	3.8833E-02
363.3	4.1358E-02	0.992723	0.993090	3.72E-04	1.012319	1.012687	3.59E-04	0.96	3.9881E-02
372.1	4.2861E-02	0.992581	0.992976	4.01E-04	1.012611	1.013008	3.87E-04	0.97	4.1391E-02
380.2	3.8615E-02	0.992612	0.992971	3.64E-04	1.013052	1.013417	3.56E-04	0.98	3.7692E-02
389.1	4.2222E-02	0.992161	0.992549	3.94E-04	1.013419	1.013812	3.83E-04	0.97	4.0991E-02
398.2	4.1447E-02	0.992129	0.992516	3.93E-04	1.013843	1.014238	3.84E-04	0.98	4.0511E-02
407.8	4.3261E-02	0.992152	0.992554	4.08E-04	1.014195	1.014607	4.00E-04	0.98	4.2431E-02
417.5	4.2465E-02	0.992607	0.993006	4.05E-04	1.014641	1.015054	4.01E-04	0.99	4.2066E-02
426.8	3.9176E-02	0.992388	0.992767	3.85E-04	1.015024	1.015417	3.81E-04	0.99	3.8831E-02
437.2	4.2958E-02	0.992894	0.993303	4.15E-04	1.015409	1.015836	4.14E-04	1.00	4.2881E-02
448.2	4.4485E-02	0.992862	0.993278	4.22E-04	1.015818	1.016254	4.22E-04	1.00	4.4540E-02
459.1	4.2553E-02	0.993062	0.993460	4.03E-04	1.016295	1.016715	4.06E-04	1.01	4.2875E-02
469.1	3.6431E-02	0.992657	0.993005	3.53E-04	1.016723	1.017092	3.57E-04	1.01	3.6822E-02
479.9	3.7043E-02	0.992240	0.992596	3.61E-04	1.017080	1.017459	3.66E-04	1.01	3.7533E-02
490.8	3.5660E-02	0.992613	0.992951	3.43E-04	1.017474	1.017837	3.51E-04	1.02	3.6448E-02
502.3	3.5939E-02	0.992454	0.992795	3.46E-04	1.017764	1.018131	3.54E-04	1.02	3.6779E-02
515.0	3.6306E-02	0.992459	0.992804	3.50E-04	1.018143	1.018518	3.62E-04	1.03	3.7496E-02
528.8	3.6956E-02	0.992537	0.992877	3.45E-04	1.018575	1.018949	3.60E-04	1.04	3.8599E-02
550.2	5.1006E-02	0.992397	0.992859	4.69E-04	1.018896	1.019410	4.95E-04	1.06	5.3832E-02
572.0	4.3832E-02	0.992397	0.992788	3.97E-04	1.019420	1.019864	4.27E-04	1.08	4.7168E-02
600.0	4.5739E-02	0.992364	0.992779	4.21E-04	1.019874	1.020348	4.55E-04	1.08	4.9459E-02
650.0	5.8205E-02	0.992781	0.993296	5.22E-04	1.020348	1.020956	5.84E-04	1.12	6.5048E-02

表 5. 4. 3. 17 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果（CR4、単独引抜き状態に補正）

制御棒 引抜き位 置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
55.3	3.7303E-02	0.993134	0.993463	3.33E-04	1.002690	1.002970	2.78E-04	0.83	3.1147E-02
83.7	3.9146E-02	0.993141	0.993473	3.36E-04	1.002970	1.003280	3.08E-04	0.92	3.5840E-02
106.6	4.0766E-02	0.993269	0.993624	3.60E-04	1.003340	1.003670	3.28E-04	0.91	3.7139E-02
123.9	3.6738E-02	0.993253	0.993578	3.29E-04	1.003630	1.003940	3.08E-04	0.93	3.4322E-02
140.2	4.2273E-02	0.993281	0.993637	3.61E-04	1.003960	1.004300	3.37E-04	0.93	3.9520E-02
154.2	4.2815E-02	0.993286	0.993628	3.47E-04	1.004250	1.004577	3.24E-04	0.94	4.0049E-02
166.6	4.0845E-02	0.993256	0.993588	3.36E-04	1.004529	1.004846	3.14E-04	0.93	3.8130E-02
178.6	4.1602E-02	0.993320	0.993670	3.55E-04	1.004913	1.005248	3.32E-04	0.94	3.8906E-02
189.0	3.8053E-02	0.992671	0.992993	3.27E-04	1.005178	1.005488	3.07E-04	0.94	3.5729E-02
198.8	3.6774E-02	0.993082	0.993404	3.26E-04	1.005564	1.005874	3.06E-04	0.94	3.4531E-02
208.9	4.1258E-02	0.993001	0.993350	3.54E-04	1.005840	1.006174	3.30E-04	0.93	3.8484E-02
218.0	3.7890E-02	0.992969	0.993299	3.35E-04	1.006148	1.006463	3.11E-04	0.93	3.5227E-02
227.5	4.0931E-02	0.992905	0.993261	3.61E-04	1.006434	1.006776	3.38E-04	0.94	3.8272E-02
236.4	4.1517E-02	0.993011	0.993356	3.50E-04	1.006846	1.007179	3.28E-04	0.94	3.8980E-02
245.2	4.1608E-02	0.992988	0.993339	3.56E-04	1.007157	1.007496	3.34E-04	0.94	3.9063E-02
254.3	4.3695E-02	0.992903	0.993278	3.80E-04	1.007444	1.007805	3.56E-04	0.94	4.0859E-02
262.1	3.9360E-02	0.992737	0.993066	3.34E-04	1.007841	1.008160	3.14E-04	0.94	3.7029E-02
270.0	3.9615E-02	0.992689	0.993029	3.45E-04	1.008144	1.008473	3.24E-04	0.94	3.7168E-02
278.8	4.4409E-02	0.992620	0.993017	4.03E-04	1.008449	1.008831	3.75E-04	0.93	4.1401E-02
286.9	4.0163E-02	0.992426	0.992789	3.68E-04	1.008857	1.009208	3.45E-04	0.94	3.7581E-02
294.3	3.8034E-02	0.992386	0.992722	3.41E-04	1.009182	1.009507	3.19E-04	0.94	3.5575E-02
302.0	3.9120E-02	0.992701	0.993053	3.57E-04	1.009488	1.009830	3.35E-04	0.94	3.6756E-02
309.1	3.7536E-02	0.992765	0.993091	3.31E-04	1.009830	1.010148	3.12E-04	0.94	3.5388E-02
316.5	3.8377E-02	0.992689	0.993032	3.48E-04	1.010141	1.010474	3.26E-04	0.94	3.5982E-02
324.3	4.1006E-02	0.992753	0.993116	3.68E-04	1.010544	1.010899	3.48E-04	0.94	3.8703E-02
332.3	4.1992E-02	0.992630	0.993004	3.79E-04	1.010816	1.011182	3.58E-04	0.94	3.9629E-02
339.9	3.8950E-02	0.992595	0.992950	3.60E-04	1.011178	1.011526	3.40E-04	0.94	3.6792E-02
347.7	4.0093E-02	0.992244	0.992610	3.72E-04	1.011582	1.011942	3.52E-04	0.95	3.7943E-02
355.1	4.0082E-02	0.992603	0.992947	3.49E-04	1.011934	1.012274	3.32E-04	0.95	3.8117E-02
362.3	3.6710E-02	0.992537	0.992869	3.37E-04	1.012276	1.012604	3.20E-04	0.95	3.4867E-02
370.8	4.2430E-02	0.992364	0.992758	4.00E-04	1.012605	1.012997	3.82E-04	0.96	4.0544E-02
378.0	3.6530E-02	0.992744	0.993073	3.34E-04	1.012983	1.013311	3.20E-04	0.96	3.4978E-02
385.1	3.5807E-02	0.992492	0.992811	3.24E-04	1.013312	1.013629	3.09E-04	0.95	3.4136E-02
393.7	3.9599E-02	0.992239	0.992619	3.86E-04	1.013638	1.014017	3.69E-04	0.96	3.7845E-02
401.2	3.6739E-02	0.992234	0.992561	3.32E-04	1.014054	1.014381	3.18E-04	0.96	3.5175E-02
409.4	3.8046E-02	0.991779	0.992132	3.59E-04	1.014316	1.014671	3.45E-04	0.96	3.6580E-02
417.9	3.8844E-02	0.991568	0.991930	3.68E-04	1.014651	1.015016	3.54E-04	0.96	3.7404E-02
426.4	3.8419E-02	0.991531	0.991889	3.64E-04	1.015013	1.015373	3.49E-04	0.96	3.6867E-02
435.0	3.6092E-02	0.991541	0.991893	3.58E-04	1.015369	1.015725	3.45E-04	0.96	3.4809E-02
444.2	3.9274E-02	0.991458	0.991822	3.70E-04	1.015706	1.016077	3.59E-04	0.97	3.8141E-02
453.2	3.6475E-02	0.992845	0.993189	3.49E-04	1.016067	1.016418	3.40E-04	0.97	3.5536E-02
462.4	3.6323E-02	0.992808	0.993149	3.46E-04	1.016466	1.016816	3.39E-04	0.98	3.5566E-02
471.5	3.4608E-02	0.992721	0.993044	3.28E-04	1.016811	1.017145	3.23E-04	0.99	3.4111E-02
481.8	3.7109E-02	0.992574	0.992921	3.52E-04	1.017134	1.017496	3.50E-04	0.99	3.6866E-02
492.8	3.7442E-02	0.992458	0.992809	3.56E-04	1.017493	1.017857	3.51E-04	0.99	3.6941E-02
504.4	3.7870E-02	0.992349	0.992701	3.57E-04	1.017839	1.018207	3.55E-04	0.99	3.7633E-02
515.2	3.2877E-02	0.992212	0.992515	3.08E-04	1.018185	1.018504	3.08E-04	1.00	3.2869E-02
530.1	4.1397E-02	0.992570	0.992949	3.85E-04	1.018564	1.018966	3.87E-04	1.01	4.1696E-02
546.9	4.2191E-02	0.992435	0.992821	3.92E-04	1.018885	1.019297	3.97E-04	1.01	4.2724E-02
565.1	4.1273E-02	0.992889	0.993247	3.63E-04	1.019377	1.019764	3.72E-04	1.03	4.2327E-02
587.0	4.1473E-02	0.992777	0.993149	3.77E-04	1.019720	1.020126	3.90E-04	1.03	4.2902E-02
615.0	4.2908E-02	0.992652	0.993035	3.89E-04	1.020076	1.020500	4.07E-04	1.05	4.4980E-02
650.0	4.1051E-02	0.992574	0.992923	3.54E-04	1.020501	1.020897	3.80E-04	1.07	4.4063E-02

表 5. 4. 3. 18 「単独引抜き法」による制御棒反応度値の測定結果(C R6、単独引抜き状態に補正)

制御棒 引抜き位 置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
58.0	4.2087E-02	0.993229	0.993598	3.74E-04	1.002736	1.003052	3.14E-04	0.84	3.5364E-02
88.0	4.3129E-02	0.993320	0.993690	3.75E-04	1.003055	1.003397	3.40E-04	0.91	3.9096E-02
109.9	4.2241E-02	0.993447	0.993804	3.62E-04	1.003460	1.003795	3.33E-04	0.92	3.8852E-02
128.6	4.1633E-02	0.993391	0.993757	3.71E-04	1.003720	1.004067	3.44E-04	0.93	3.8664E-02
145.0	4.5367E-02	0.993504	0.993875	3.76E-04	1.004091	1.004445	3.51E-04	0.93	4.2381E-02
157.2	3.7382E-02	0.993495	0.993802	3.11E-04	1.004405	1.004698	2.90E-04	0.93	3.4907E-02
169.6	4.0988E-02	0.993424	0.993762	3.42E-04	1.004646	1.004969	3.20E-04	0.93	3.8300E-02
181.7	4.2133E-02	0.993532	0.993890	3.63E-04	1.005036	1.005380	3.40E-04	0.94	3.9565E-02
193.3	4.3107E-02	0.993505	0.993871	3.71E-04	1.005336	1.005688	3.48E-04	0.94	4.0489E-02
203.4	4.0087E-02	0.993638	0.993977	3.43E-04	1.005777	1.006101	3.20E-04	0.93	3.7395E-02
212.3	3.7112E-02	0.993549	0.993862	3.17E-04	1.006065	1.006368	2.99E-04	0.94	3.5038E-02
221.7	4.0578E-02	0.993509	0.993852	3.47E-04	1.006329	1.006659	3.26E-04	0.94	3.8052E-02
230.4	3.8248E-02	0.993271	0.993599	3.32E-04	1.006694	1.007012	3.14E-04	0.94	3.6100E-02
239.6	4.1995E-02	0.993227	0.993586	3.64E-04	1.006999	1.007346	3.42E-04	0.94	3.9489E-02
248.0	3.9569E-02	0.993179	0.993517	3.43E-04	1.007304	1.007631	3.22E-04	0.94	3.7216E-02
256.4	4.0097E-02	0.993236	0.993583	3.52E-04	1.007687	1.008024	3.32E-04	0.94	3.7833E-02
264.9	4.1878E-02	0.993582	0.993942	3.65E-04	1.008034	1.008383	3.43E-04	0.94	3.9443E-02
273.4	4.2950E-02	0.993559	0.993925	3.71E-04	1.008363	1.008719	3.50E-04	0.94	4.0559E-02
282.8	4.7064E-02	0.993247	0.993660	4.18E-04	1.008743	1.009145	3.95E-04	0.94	4.4415E-02
290.1	3.7185E-02	0.992817	0.993144	3.32E-04	1.009078	1.009396	3.12E-04	0.94	3.5006E-02
298.9	4.4401E-02	0.992352	0.992750	4.04E-04	1.009366	1.009754	3.81E-04	0.94	4.1839E-02
306.9	4.1223E-02	0.992331	0.992696	3.71E-04	1.009751	1.010107	3.49E-04	0.94	3.8832E-02
315.8	4.5954E-02	0.992329	0.992735	4.12E-04	1.010108	1.010506	3.90E-04	0.95	4.3477E-02
324.1	4.3064E-02	0.992415	0.992797	3.88E-04	1.010558	1.010934	3.68E-04	0.95	4.0880E-02
332.2	4.2597E-02	0.992300	0.992675	3.81E-04	1.010854	1.011223	3.61E-04	0.95	4.0391E-02
340.1	4.0549E-02	0.992670	0.993034	3.69E-04	1.011218	1.011578	3.52E-04	0.95	3.8646E-02
347.9	3.9863E-02	0.992313	0.992674	3.66E-04	1.011636	1.011996	3.52E-04	0.96	3.8249E-02
355.7	4.0618E-02	0.992664	0.993022	3.63E-04	1.011986	1.012342	3.47E-04	0.96	3.8864E-02
364.1	4.3521E-02	0.993024	0.993405	3.86E-04	1.012343	1.012724	3.72E-04	0.96	4.1876E-02
372.3	4.1138E-02	0.992968	0.993341	3.78E-04	1.012703	1.013078	3.66E-04	0.97	3.9763E-02
380.1	3.8413E-02	0.993380	0.993733	3.58E-04	1.013111	1.013466	3.46E-04	0.97	3.7141E-02
389.0	4.2183E-02	0.993701	0.994093	3.97E-04	1.013439	1.013836	3.86E-04	0.97	4.1073E-02
398.1	4.3492E-02	0.993647	0.994039	3.97E-04	1.013845	1.014242	3.86E-04	0.97	4.2309E-02
406.8	3.9856E-02	0.993179	0.993546	3.72E-04	1.014206	1.014582	3.65E-04	0.98	3.9158E-02
415.7	4.0285E-02	0.992717	0.993088	3.76E-04	1.014590	1.014973	3.72E-04	0.99	3.9814E-02
424.6	3.9740E-02	0.992225	0.992593	3.74E-04	1.014961	1.015340	3.68E-04	0.98	3.9115E-02
434.0	3.9786E-02	0.992148	0.992523	3.81E-04	1.015330	1.015719	3.77E-04	0.99	3.9408E-02
442.8	3.6404E-02	0.991710	0.992050	3.46E-04	1.015747	1.016101	3.43E-04	0.99	3.6130E-02
452.6	3.9148E-02	0.992046	0.992410	3.70E-04	1.016089	1.016471	3.70E-04	1.00	3.9162E-02
462.9	3.9862E-02	0.992409	0.992779	3.76E-04	1.016472	1.016862	3.77E-04	1.00	4.0050E-02
473.8	4.0023E-02	0.992731	0.993103	3.77E-04	1.016813	1.017208	3.82E-04	1.01	4.0508E-02
485.3	3.9974E-02	0.992713	0.993084	3.76E-04	1.017233	1.017629	3.83E-04	1.02	4.0635E-02
497.0	3.8012E-02	0.992663	0.993015	3.57E-04	1.017642	1.018020	3.65E-04	1.02	3.8840E-02
509.2	3.7955E-02	0.992689	0.993034	3.50E-04	1.018018	1.018391	3.60E-04	1.03	3.9018E-02
522.8	3.7994E-02	0.992696	0.993047	3.56E-04	1.018377	1.018761	3.70E-04	1.04	3.9495E-02
537.1	3.7228E-02	0.992554	0.992885	3.36E-04	1.018741	1.019107	3.53E-04	1.05	3.9074E-02
555.9	4.4152E-02	0.992452	0.992835	3.89E-04	1.019108	1.019536	4.12E-04	1.06	4.6791E-02
579.0	4.5449E-02	0.992431	0.992826	4.01E-04	1.019586	1.020033	4.30E-04	1.07	4.8727E-02
608.9	4.7086E-02	0.992236	0.992643	4.13E-04	1.019914	1.020385	4.53E-04	1.10	5.1570E-02
649.8	4.6693E-02	0.992211	0.992616	4.11E-04	1.020384	1.020864	4.61E-04	1.12	5.2323E-02

表 5.4.3.19 「単独引抜き法」による制御棒校正曲線の多項式係数\* (均等引抜き状態模擬)

	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
a5	6.63627E-15	0.00000E+00	1.15181E-13	-6.1800E-14	0.00000E+00	1.4481E-14
a4	-5.01672E-11	-1.00970E-11	-3.34433E-10	1.2841E-10	-1.6773E-11	-6.9097E-11
a3	8.36187E-08	1.94305E-08	3.79205E-07	-1.02559E-07	3.39765E-08	1.01610E-07
a2	-4.98370E-05	-1.05220E-05	-2.02731E-04	4.70875E-05	-2.23537E-05	-5.84657E-05
a1	6.95190E-03	-1.61146E-04	4.65006E-02	-1.82250E-02	4.11710E-03	9.15534E-03
a0	1.75876E+00	1.01656E+00	-2.37656E+00	4.36499E+00	4.31562E-01	1.49983E+00

$$* \rho(x) = a5 \cdot x^5 + a4 \cdot x^4 + a3 \cdot x^3 + a2 \cdot x^2 + a1 \cdot x + a0$$

x : 制御棒位置 (mm)

表 5.4.3.20 「単独引抜き法」による制御棒校正曲線の多項式係数\* (単独引抜き状態模擬)

	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
a5	6.01703E-14	2.19891E-14	6.19383E-14	6.32982E-14	2.17705E-14	6.28239E-14
a4	-9.62423E-11	-3.56063E-11	-9.85446E-11	-1.00397E-10	-3.51802E-11	-1.00134E-10
a3	3.79919E-08	1.40710E-08	3.89686E-08	3.94467E-08	1.37925E-08	3.96914E-08
a2	3.72248E-06	1.40906E-06	3.48926E-06	3.78499E-06	1.49089E-06	3.60133E-06
a1	2.93596E-04	1.64403E-04	3.15936E-04	2.15717E-04	1.22401E-04	2.55724E-04
a0	2.26105E-04	-2.97717E-04	-8.83201E-03	1.18682E-03	-3.18946E-04	9.70211E-04

$$* \rho(x) = a5 \cdot x^5 + a4 \cdot x^4 + a3 \cdot x^3 + a2 \cdot x^2 + a1 \cdot x + a0$$

x : 制御棒位置 (mm)

表 5.4.3.21 「4本同時差換法」による制御棒反応度値の測定結果

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (%Δk/kk')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
295.8	413.0	650.0	295.6	412.9	650.0	
303.8	"	"	"	"	"	4.3105E-02
"	"	585.1	"	"	"	8.0108E-02
"	"	"	310.0	"	"	7.8796E-02
"	"	"	"	"	585.6	8.1372E-02
318.5	"	"	"	"	"	8.0432E-02
"	"	543.5	"	"	"	8.0823E-02
"	"	"	323.5	"	"	7.3352E-02
"	"	"	"	"	551.8	6.5429E-02
332.7	"	"	"	"	"	7.6753E-02
"	"	511.7	"	"	"	8.0102E-02
"	"	"	336.7	"	"	7.1333E-02
"	"	"	"	"	523.1	7.0333E-02
347.2	"	"	"	"	"	7.8223E-02
"	"	485.4	"	"	"	7.8156E-02
"	"	"	351.4	"	"	7.8916E-02
"	"	"	"	"	496.7	7.7354E-02
361.0	"	"	"	"	"	7.3724E-02
"	"	462.3	"	"	"	7.9461E-02
"	"	"	365.0	"	"	7.2842E-02
"	"	"	"	"	475.3	7.0696E-02
375.0	"	"	"	"	"	7.3451E-02
"	"	442.2	"	"	"	7.6677E-02
"	"	"	380.0	"	"	7.6407E-02
"	"	"	"	"	455.3	7.4677E-02
389.9	"	"	"	"	"	7.4871E-02
"	"	424.6	"	"	"	7.1231E-02
"	"	"	394.1	"	"	6.9577E-02
"	"	"	"	"	437.4	7.2646E-02
405.4	"	"	"	"	"	7.5621E-02
"	"	406.4	"	"	"	7.9407E-02
"	"	"	408.8	"	"	6.9923E-02
"	"	"	"	"	422.4	6.4271E-02
420.7	"	"	"	"	"	7.0941E-02
"	"	390.5	"	"	"	7.2888E-02
"	"	"	424.8	"	"	7.1809E-02
"	"	"	"	"	407.2	6.8929E-02
438.1	"	"	"	"	"	7.6851E-02
"	"	373.4	"	"	"	8.1807E-02
"	"	"	441.4	"	"	7.1401E-02
"	"	"	"	"	393.1	6.6833E-02
455.2	"	"	"	"	"	6.9598E-02
"	"	359.1	"	"	"	7.2416E-02
"	"	"	459.0	"	"	7.1105E-02
"	"	"	"	"	379.4	6.7918E-02
475.0	"	"	"	"	"	7.5003E-02
"	"	344.1	"	"	"	7.7411E-02
"	"	"	478.0	"	"	7.0547E-02
"	"	"	"	"	366.1	6.8643E-02
496.0	"	"	"	"	"	7.2931E-02
"	"	329.9	"	"	"	7.4320E-02
"	"	"	499.5	"	"	7.0983E-02
"	"	"	"	"	353.3	6.8251E-02
520.1	"	"	"	"	"	7.4001E-02
"	"	314.1	"	"	"	8.1882E-02
"	"	"	522.7	"	"	6.8550E-02
"	"	"	"	"	341.7	6.3345E-02
550.1	"	"	"	"	"	7.7427E-02
"	"	298.6	"	"	"	8.1868E-02
"	"	"	553.1	"	"	7.5937E-02
"	"	"	"	"	329.6	6.6131E-02
590.0	"	"	"	"	"	7.9346E-02
"	"	281.2	"	"	"	8.9191E-02
"	"	"	592.0	"	"	7.4641E-02
"	"	"	"	"	316.9	6.9036E-02
649.7	"	"	"	"	"	7.8461E-02
"	"	266.5	"	"	"	7.5455E-02
"	"	"	650.0	"	"	7.4150E-02
"	"	"	"	"	302.7	7.7536E-02



表 5.4.3.22 「4本同時差換法」による制御棒反応度値の測定結果（CR1、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
295.8									
303.8	4.3105E-02	0.992742	0.993121	3.84E-04	1.009596	1.009951	3.48E-04	0.91	3.9040E-02
318.5	8.0432E-02	0.992464	0.993163	7.09E-04	1.009899	1.010556	6.44E-04	0.91	7.3015E-02
332.7	7.6753E-02	0.991863	0.992548	6.96E-04	1.010565	1.011214	6.35E-04	0.91	7.0056E-02
347.2	7.8223E-02	0.991803	0.992496	7.04E-04	1.011197	1.011857	6.45E-04	0.92	7.1671E-02
361.0	7.3724E-02	0.993827	0.994477	6.58E-04	1.011916	1.012541	6.10E-04	0.93	6.8379E-02
375.0	7.3451E-02	0.993717	0.994378	6.69E-04	1.012479	1.013115	6.20E-04	0.93	6.8081E-02
389.9	7.4871E-02	0.994078	0.994761	6.91E-04	1.013148	1.013809	6.44E-04	0.93	6.9760E-02
405.4	7.5621E-02	0.989932	0.990615	6.96E-04	1.013882	1.014563	6.62E-04	0.95	7.1881E-02
420.7	7.0941E-02	0.991857	0.992512	6.65E-04	1.014529	1.015184	6.36E-04	0.96	6.7807E-02
438.1	7.6851E-02	0.992182	0.992888	7.17E-04	1.015165	1.015880	6.93E-04	0.97	7.4347E-02
455.2	6.9598E-02	0.991774	0.992422	6.58E-04	1.015817	1.016482	6.44E-04	0.98	6.8083E-02
475.0	7.5003E-02	0.992107	0.992804	7.08E-04	1.016432	1.017155	6.99E-04	0.99	7.4121E-02
496.0	7.2931E-02	0.992250	0.992909	6.69E-04	1.017267	1.017961	6.70E-04	1.00	7.3072E-02
520.1	7.4001E-02	0.992054	0.992717	6.73E-04	1.017874	1.018583	6.84E-04	1.02	7.5169E-02
550.1	7.7427E-02	0.992081	0.992762	6.91E-04	1.018681	1.019420	7.12E-04	1.03	7.9688E-02
590.0	7.9346E-02	0.992515	0.993208	7.03E-04	1.019440	1.020206	7.37E-04	1.05	8.3128E-02
649.7	7.8461E-02	0.992414	0.993088	6.84E-04	1.020110	1.020873	7.33E-04	1.07	8.4058E-02

表 5.4.3.23 「4本同時差換法」による制御棒反応度値の測定結果（CR3、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
650.0									
585.1	8.0108E-02	0.993172	0.992463	-7.19E-04	1.020925	1.020083	-8.09E-04	1.12	9.0043E-02
543.5	8.0823E-02	0.993099	0.992386	-7.23E-04	1.020011	1.019187	-7.93E-04	1.10	8.8550E-02
511.7	8.0102E-02	0.992689	0.991958	-7.42E-04	1.019263	1.018438	-7.95E-04	1.07	8.5756E-02
485.4	7.8156E-02	0.993117	0.992383	-7.45E-04	1.018411	1.017598	-7.84E-04	1.05	8.2326E-02
462.3	7.9461E-02	0.992524	0.991784	-7.52E-04	1.017568	1.016762	-7.79E-04	1.04	8.2344E-02
442.2	7.6670E-02	0.992975	0.992255	-7.31E-04	1.016788	1.016018	-7.45E-04	1.02	7.8201E-02
424.6	7.1231E-02	0.992455	0.991777	-6.89E-04	1.016035	1.015320	-6.93E-04	1.01	7.1674E-02
406.4	7.9407E-02	0.992512	0.991765	-7.59E-04	1.015401	1.014625	-7.53E-04	0.99	7.8814E-02
390.5	7.2888E-02	0.992316	0.991641	-6.86E-04	1.014637	1.013945	-6.73E-04	0.98	7.1472E-02
373.4	8.1897E-02	0.992063	0.991313	-7.63E-04	1.013851	1.013095	-7.36E-04	0.97	7.9041E-02
359.1	7.2416E-02	0.992103	0.991448	-6.66E-04	1.013095	1.012444	-6.35E-04	0.95	6.9021E-02
344.1	7.7411E-02	0.992187	0.991495	-7.03E-04	1.012431	1.011751	-6.64E-04	0.94	7.3055E-02
329.9	7.4320E-02	0.992089	0.991422	-6.78E-04	1.011756	1.011108	-6.33E-04	0.93	6.9421E-02
314.1	8.1882E-02	0.991894	0.991157	-7.50E-04	1.011108	1.010397	-6.96E-04	0.93	7.6017E-02
298.6	8.1868E-02	0.991647	0.990925	-7.35E-04	1.010417	1.009727	-6.76E-04	0.92	7.5356E-02
281.2	8.9191E-02	0.991594	0.990794	-8.14E-04	1.009754	1.008995	-7.45E-04	0.91	8.1599E-02
266.5	7.5455E-02	0.991312	0.990657	-6.67E-04	1.008936	1.008317	-6.08E-04	0.91	6.8835E-02

表 5.4.3.24 「4本同時差換法」による制御棒反応度値の測定結果（CR4、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 (Δk/k)		
295.6									
310.0	7.8796E-02	0.992730	0.993410	6.90E-04	1.009533	1.010173	6.28E-04	0.91	7.1716E-02
323.5	7.3352E-02	0.992528	0.993169	6.50E-04	1.010132	1.010737	5.93E-04	0.91	6.6843E-02
336.7	7.1333E-02	0.992512	0.993147	6.44E-04	1.010816	1.011420	5.91E-04	0.92	6.5418E-02
351.4	7.8916E-02	0.992663	0.993361	7.08E-04	1.011442	1.012112	6.54E-04	0.92	7.2967E-02
365.0	7.2842E-02	0.992493	0.993127	6.43E-04	1.012060	1.012675	6.00E-04	0.93	6.7955E-02
380.0	7.6413E-02	0.992554	0.993245	7.01E-04	1.012712	1.013390	6.61E-04	0.94	7.2022E-02
394.1	6.9577E-02	0.992451	0.993078	6.36E-04	1.013391	1.014013	6.05E-04	0.95	6.6200E-02
408.8	6.9923E-02	0.992579	0.993217	6.47E-04	1.014063	1.014702	6.21E-04	0.96	6.7097E-02
424.8	7.1809E-02	0.992469	0.993141	6.82E-04	1.014681	1.015362	6.61E-04	0.97	6.9620E-02
441.4	7.1401E-02	0.992332	0.992988	6.66E-04	1.015347	1.016023	6.55E-04	0.98	7.0280E-02
459.0	7.1105E-02	0.992228	0.992885	6.67E-04	1.015937	1.016621	6.62E-04	0.99	7.0612E-02
478.0	7.0547E-02	0.992253	0.992900	6.57E-04	1.016673	1.017357	6.61E-04	1.01	7.1040E-02
499.5	7.0983E-02	0.992661	0.993324	6.72E-04	1.017373	1.018082	6.85E-04	1.02	7.2263E-02
522.7	6.8550E-02	0.992060	0.992678	6.28E-04	1.018056	1.018726	6.46E-04	1.03	7.0569E-02
553.1	7.5937E-02	0.992458	0.993126	6.78E-04	1.018782	1.019516	7.07E-04	1.04	7.9180E-02
592.0	7.4641E-02	0.992315	0.992973	6.68E-04	1.019460	1.020195	7.07E-04	1.06	7.8990E-02
650.0	7.4150E-02	0.992620	0.993265	6.54E-04	1.020089	1.020824	7.06E-04	1.08	8.0001E-02

表 5.4.3.25 「4本同時差換法」による制御棒反応度価値の測定結果（CR6、単独引抜き状態に補正）

制御棒引抜き位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			単独挿入模擬			干渉効果補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜き前)	k(引抜き後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
650.0									
585.6	8.1372E-02	0.992883	0.992184	-7.10E-04	1.020880	1.020048	-7.99E-04	1.13	9.1625E-02
551.8	6.5429E-02	0.993043	0.992480	-5.71E-04	1.020054	1.019404	-6.25E-04	1.09	7.1597E-02
523.1	7.0333E-02	0.993361	0.992750	-6.20E-04	1.019460	1.018767	-6.67E-04	1.08	7.5745E-02
496.7	7.7354E-02	0.993513	0.992826	-6.96E-04	1.018749	1.017987	-7.35E-04	1.05	8.1605E-02
475.3	7.0696E-02	0.993572	0.992927	-6.54E-04	1.017982	1.017278	-6.80E-04	1.04	7.3510E-02
455.3	7.4683E-02	0.993630	0.992952	-6.87E-04	1.017252	1.016524	-7.04E-04	1.02	7.6512E-02
437.4	7.2646E-02	0.993261	0.992605	-6.65E-04	1.016582	1.015888	-6.72E-04	1.01	7.3370E-02
422.4	6.4271E-02	0.993746	0.993154	-6.00E-04	1.015893	1.015279	-5.95E-04	0.99	6.3785E-02
407.2	6.8929E-02	0.993301	0.992668	-6.42E-04	1.015282	1.014633	-6.30E-04	0.98	6.7644E-02
393.1	6.6833E-02	0.993732	0.993125	-6.15E-04	1.014672	1.014059	-5.96E-04	0.97	6.4736E-02
379.4	6.7918E-02	0.993992	0.993388	-6.12E-04	1.013976	1.013373	-5.87E-04	0.96	6.5158E-02
366.1	6.8643E-02	0.994172	0.993565	-6.15E-04	1.013409	1.012809	-5.85E-04	0.95	6.5299E-02
353.3	6.8251E-02	0.994163	0.993574	-5.96E-04	1.012762	1.012185	-5.63E-04	0.94	6.4426E-02
341.7	6.3345E-02	0.994128	0.993585	-5.50E-04	1.012224	1.011696	-5.16E-04	0.94	5.9411E-02
329.6	6.6139E-02	0.994369	0.993795	-5.81E-04	1.011692	1.011139	-5.41E-04	0.93	6.1554E-02
316.9	6.9036E-02	0.994565	0.993969	-6.03E-04	1.011106	1.010534	-5.60E-04	0.93	6.4104E-02
302.7	7.7536E-02	0.994638	0.993972	-6.74E-04	1.010526	1.009892	-6.21E-04	0.92	7.1505E-02

表 5.4.3.26 「4本同時差換法」による制御棒校正曲線の多項式係数\*（単独引抜き状態模擬）

	CR1	CR3	CR4	CR6
a5	-3.61665E-15	-9.95319E-15	1.28192E-14	-2.59106E-14
a4	4.24377E-11	5.89951E-11	4.74150E-12	9.26323E-11
a3	-7.92634E-08	-9.57792E-08	-4.52447E-08	-1.22947E-07
a2	5.17794E-05	5.97044E-05	3.66048E-05	6.98508E-05
a1	-9.19631E-03	-1.12160E-02	-5.83028E-03	-1.26187E-02
a0	-7.56491E-02	2.52680E-02	-3.71563E-01	1.17086E-01

\*  $\rho(x) = a5 \cdot x^5 + a4 \cdot x^4 + a3 \cdot x^3 + a2 \cdot x^2 + a1 \cdot x + a0$

x : 制御棒位置 (mm)

表 5.4.3.27 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度価値の測定結果  
(CR1測定、CR4位置325mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% $\Delta k/kk'$ )
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
325.0	650.0	466.3	325.0	650.0	466.3	
332.9	560.7	''	''	''	''	4.3013E-02
341.0	''	''	''	561.1	''	4.2338E-02
350.0	510.0	''	''	''	''	4.7325E-02
357.9	''	''	''	514.3	''	4.2808E-02
366.9	471.8	''	''	''	''	4.7964E-02
375.9	''	''	''	475.3	''	4.6910E-02
385.0	440.3	''	''	''	''	4.6810E-02
394.1	''	''	''	444.4	''	4.5457E-02
402.1	416.6	''	''	''	''	3.9888E-02
410.0	''	''	''	420.1	''	3.8172E-02
420.1	390.9	''	''	''	''	4.7416E-02
430.1	''	''	''	394.1	''	4.6004E-02
439.8	369.0	''	''	''	''	4.2741E-02
450.2	''	''	''	370.2	''	4.5564E-02

表 5.4.3.28 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR4 位置 650mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (%Δk/kk')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
325.0	243.4	466.3	650.0	242.5	466.3	4.2402E-02
333.3	220.0	"	"	"	"	
341.0	"	"	"	220.6	"	
349.2	193.8	"	"	"	"	
356.9	"	"	"	197.5	"	
363.5	171.6	"	"	"	"	
370.9	"	"	"	169.8	"	
378.0	146.2	"	"	"	"	
384.9	"	"	"	145.1	"	

表 5.4.3.29 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR6 位置 325mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (%Δk/kk')	
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6		
325.0	650.4	459.9	459.8	649.9	325.0	3.5749E-02	
332.2	574.3	"	"	"	"		
339.8	"	"	"	564.7	"		
348.0	525.7	"	"	"	"		
357.0	"	"	"	516.2	"		
365.0	487.8	"	"	"	"		
375.0	"	"	"	472.3	"		
385.0	454.4	"	"	"	"		
394.0	"	"	"	441.4	"		
403.1	429.4	"	"	"	"		
413.0	"	"	"	412.3	"		
422.0	407.2	"	"	"	"		
431.9	"	"	"	386.8	"		
440.0	390.2	"	"	"	"		
450.1	"	"	"	342.9	"		
							4.0148E-02

表 5.4.3.30 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR6 位置 649.8mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (%Δk/kk')	
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6		
325.0	270.0	459.9	459.9	270.0	649.8	3.7508E-02	
332.1	250.7	"	"	"	"		
339.0	"	"	"	251.4	"		
347.8	224.7	"	"	"	"		
357.0	"	"	"	225.4	"		
365.6	197.6	"	"	"	"		
375.0	"	"	"	194.1	"		
385.0	162.1	"	"	"	"		
394.0	"	"	"	166.7	"		
403.1	122.7	"	"	"	"		
413.1	"	"	"	130.0	"		
422.1	76.7	"	"	"	"		
432.1	"	"	"	67.6	"		
							4.7342E-02

表 5.4.3.31 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR3 位置 200mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/kk')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
472.8	450.0	200.0	473.0	325.1	650.0	
"	417.0	"	"	345.8	"	4.5360E-02
"	387.6	"	"	365.9	"	4.4440E-02
"	362.8	"	"	384.0	"	3.9082E-02
"	338.7	"	"	403.2	"	3.9933E-02
"	314.3	"	"	423.0	"	3.9938E-02
"	291.0	"	"	443.9	"	3.8404E-02
"	265.7	"	"	466.8	"	4.0287E-02
"	237.7	"	"	493.7	"	4.2498E-02
"	206.3	"	"	525.9	"	4.3649E-02
"	168.2	"	"	569.9	"	4.6260E-02
"	120.2	"	"	650.1	"	4.7989E-02

表 5.4.3.32 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR3 位置 450mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/kk')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
347.5	450.0	450.0	347.5	325.0	649.8	
"	427.2	"	"	342.5	"	3.6309E-02
"	404.0	"	"	361.3	"	3.9600E-02
"	383.2	"	"	379.9	"	3.7947E-02
"	362.2	"	"	400.1	"	4.0358E-02
"	341.5	"	"	421.5	"	4.0458E-02
"	321.2	"	"	443.8	"	3.9516E-02
"	300.4	"	"	469.0	"	4.1019E-02
"	279.0	"	"	497.0	"	4.1037E-02
"	257.1	"	"	530.1	"	4.1003E-02
"	234.8	"	"	571.2	"	3.9060E-02
"	208.4	"	"	650.1	"	4.2833E-02

表 5.4.3.33 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR6 位置 200mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/kk')
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	
467.4	450.0	650.0	467.4	325.0	200.0	
"	430.3	"	"	348.0	"	3.7104E-02
"	410.9	"	"	372.0	"	3.8821E-02
"	392.3	"	"	397.1	"	3.9193E-02
"	373.8	"	"	424.3	"	3.9842E-02
"	357.6	"	"	451.9	"	3.6216E-02
"	341.1	"	"	483.0	"	3.7471E-02
"	325.5	"	"	517.6	"	3.5472E-02
"	309.4	"	"	562.9	"	3.5901E-02
"	292.1	"	"	650.0	"	3.8302E-02

表 5.4.3.34 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR6 位置 450mm)

Control rod insertion position (mm)						Measured reactivity (% Δk/kk')	
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6		
346.5	450.1	650.0	346.6	325.0	450.0		
"	427.2	"	"	346.2	"		4.0516E-02
"	405.9	"	"	367.1	"		4.0694E-02
"	385.5	"	"	389.0	"		4.1002E-02
"	365.3	"	"	412.0	"		4.0874E-02
"	347.1	"	"	435.9	"		3.8194E-02
"	328.8	"	"	462.1	"		3.9090E-02
"	310.8	"	"	490.8	"		3.8526E-02
"	292.4	"	"	525.0	"		3.8405E-02
"	275.1	"	"	567.8	"		3.5750E-02
"	255.5	"	"	650.0	"		3.9082E-02

表 5.4.3.35 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR4 位置 325mm)

制御棒 引抜位置(mm)	測定値 (% Δk/kk')	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% Δk/kk')
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)		
325.0									
332.9	4.3013E-02	0.992722	0.993097	3.80E-04	0.992722	0.993097	3.80E-04	1.00	4.3013E-02
341.0	4.2338E-02	0.992678	0.993070	3.98E-04	0.993179	0.993570	3.96E-04	1.00	4.2187E-02
350.0	4.7325E-02	0.992530	0.992964	4.40E-04	0.993524	0.993957	4.38E-04	1.00	4.7122E-02
357.9	4.2808E-02	0.992443	0.992821	3.84E-04	0.993900	0.994277	3.81E-04	0.99	4.2570E-02
366.9	4.7964E-02	0.992331	0.992757	4.32E-04	0.994236	0.994662	4.31E-04	1.00	4.7780E-02
375.9	4.6910E-02	0.992223	0.992646	4.29E-04	0.994607	0.995029	4.26E-04	0.99	4.6575E-02
385.0	4.6810E-02	0.992217	0.992644	4.34E-04	0.995079	0.995505	4.30E-04	0.99	4.6432E-02
394.1	4.5457E-02	0.992159	0.992574	4.21E-04	0.995452	0.995865	4.17E-04	0.99	4.4939E-02
402.1	3.9888E-02	0.992270	0.992635	3.71E-04	0.995982	0.996345	3.66E-04	0.99	3.9374E-02
410.0	3.8172E-02	0.992307	0.992653	3.51E-04	0.996330	0.996675	3.47E-04	0.99	3.7755E-02
420.1	4.7416E-02	0.992264	0.992699	4.42E-04	0.996592	0.997027	4.38E-04	0.99	4.7005E-02
430.1	4.6004E-02	0.992266	0.992690	4.30E-04	0.997085	0.997509	4.26E-04	0.99	4.5560E-02
439.8	4.2741E-02	0.992158	0.992556	4.04E-04	0.997469	0.997866	3.99E-04	0.99	4.2181E-02
450.2	4.5564E-02	0.992147	0.992560	4.19E-04	0.997806	0.998218	4.14E-04	0.99	4.4940E-02

表 5.4.3.36 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR4 位置 650mm)

制御棒 引抜位置(mm)	測定値 (% Δk/kk')	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% Δk/kk')
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)		
325.0									
333.3	4.2402E-02							1.00	4.2402E-02
341.0	3.9238E-02	0.992385	0.992745	3.65E-04	0.992688	0.993050	3.67E-04	1.00	3.9432E-02
349.2	4.1546E-02	0.992442	0.992823	3.87E-04	0.993047	0.993428	3.86E-04	1.00	4.1495E-02
356.9	3.8491E-02	0.992411	0.992767	3.61E-04	0.993432	0.993787	3.60E-04	1.00	3.8304E-02
363.5	3.3548E-02	0.992554	0.992857	3.07E-04	0.993863	0.994165	3.06E-04	0.99	3.3349E-02
370.9	3.7307E-02	0.992486	0.992826	3.45E-04	0.994039	0.994377	3.42E-04	0.99	3.6972E-02
378.0	3.3347E-02	0.992423	0.992745	3.27E-04	0.994352	0.994671	3.23E-04	0.99	3.2908E-02
384.9	3.3440E-02	0.992601	0.992916	3.20E-04	0.994750	0.995064	3.17E-04	0.99	3.3190E-02

表 5.4.3.37 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR6 位置 325mm)

制御棒引抜位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)		
325.0									
332.2	3.5749E-02						1.00	3.5749E-02	
339.8	3.7504E-02	0.993030	0.993372	3.47E-04	0.993394	0.993736	3.46E-04	1.00	3.7477E-02
348.0	4.1122E-02	0.993057	0.993429	3.77E-04	0.993813	0.994185	3.77E-04	1.00	4.1059E-02
357.0	4.4162E-02	0.992857	0.993262	4.11E-04	0.994128	0.994533	4.10E-04	1.00	4.4049E-02
365.0	3.8639E-02	0.992933	0.993290	3.62E-04	0.994539	0.994896	3.61E-04	1.00	3.8514E-02
375.0	4.8062E-02	0.992903	0.993341	4.44E-04	0.994904	0.995343	4.43E-04	1.00	4.7978E-02
385.0	4.7744E-02	0.992735	0.993175	4.46E-04	0.995274	0.995714	4.44E-04	0.99	4.7501E-02
394.0	4.0674E-02	0.992594	0.992981	3.93E-04	0.995679	0.996064	3.88E-04	0.99	4.0214E-02
403.1	4.1349E-02	0.992680	0.993068	3.94E-04	0.996150	0.996536	3.89E-04	0.99	4.0850E-02
413.0	4.4051E-02	0.992761	0.993166	4.11E-04	0.996540	0.996944	4.07E-04	0.99	4.3610E-02
422.0	3.9870E-02	0.992721	0.993084	3.68E-04	0.996880	0.997243	3.65E-04	0.99	3.9538E-02
431.9	4.0811E-02	0.992691	0.993083	3.98E-04	0.997226	0.997617	3.93E-04	0.99	4.0338E-02
440.0	3.2314E-02	0.992790	0.993101	3.15E-04	0.997623	0.997933	3.11E-04	0.99	3.1899E-02
450.1	4.0148E-02	0.992775	0.993151	3.81E-04	0.997947	0.998323	3.77E-04	0.99	3.9733E-02

表 5.4.3.38 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR1 測定、CR6 位置 649.8mm)

制御棒引抜位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)		
325.0									
332.1	3.7508E-02						1.00	3.7508E-02	
339.0	3.6241E-02	0.992738	0.993069	3.36E-04	0.993064	0.993395	3.36E-04	1.00	3.6217E-02
347.8	4.6489E-02	0.992818	0.993240	4.28E-04	0.993481	0.993905	4.29E-04	1.00	4.6647E-02
357.0	4.7836E-02	0.992813	0.993252	4.45E-04	0.993935	0.994373	4.43E-04	1.00	4.7619E-02
365.6	4.4687E-02	0.992633	0.993043	4.16E-04	0.994218	0.994625	4.12E-04	0.99	4.4219E-02
375.0	5.0203E-02	0.992752	0.993193	4.47E-04	0.994622	0.995062	4.45E-04	0.99	4.9901E-02
385.0	5.0321E-02	0.993052	0.993524	4.78E-04	0.995211	0.995680	4.73E-04	0.99	4.9785E-02
394.0	4.4706E-02	0.993114	0.993531	4.23E-04	0.995763	0.996177	4.17E-04	0.99	4.4149E-02
403.1	4.5331E-02	0.992877	0.993292	4.21E-04	0.996024	0.996436	4.15E-04	0.99	4.4720E-02
413.1	4.8786E-02	0.992996	0.993442	4.52E-04	0.996529	0.996970	4.44E-04	0.98	4.7898E-02
422.1	4.2550E-02	0.993188	0.993586	4.03E-04	0.997028	0.997423	3.97E-04	0.98	4.1905E-02
432.1	4.7342E-02	0.993293	0.993720	4.33E-04	0.997419	0.997842	4.25E-04	0.98	4.6512E-02

表 5.4.3.39 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR3 位置 200mm)

制御棒引抜位置(mm)	測定値 (%Δk/kk')	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (%Δk/kk')
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 (Δk/k)		
325.1									
345.8	4.5360E-02						1.00	4.5360E-02	
365.9	4.4440E-02	0.992621	0.993006	3.91E-04	0.993014	0.993397	3.88E-04	0.99	4.4174E-02
384.0	3.9082E-02	0.992545	0.992889	3.49E-04	0.993361	0.993702	3.45E-04	0.99	3.8678E-02
403.2	3.9933E-02	0.992545	0.992902	3.62E-04	0.993797	0.994150	3.57E-04	0.99	3.9386E-02
423.0	3.9938E-02	0.992536	0.992894	3.63E-04	0.994084	0.994437	3.57E-04	0.98	3.9258E-02
443.9	3.8404E-02	0.992532	0.992889	3.62E-04	0.994523	0.994874	3.55E-04	0.98	3.7608E-02
466.8	4.0287E-02	0.992565	0.992938	3.78E-04	0.994846	0.995212	3.70E-04	0.98	3.9350E-02
493.7	4.2498E-02	0.992664	0.993060	4.02E-04	0.995221	0.995609	3.92E-04	0.97	4.1426E-02
525.9	4.3649E-02	0.992674	0.993081	4.13E-04	0.995626	0.996024	4.01E-04	0.97	4.2431E-02
569.9	4.6260E-02	0.992788	0.993233	4.51E-04	0.996106	0.996539	4.36E-04	0.97	4.4714E-02
650.1	4.7989E-02	0.992738	0.993261	5.30E-04	0.996472	0.996980	5.11E-04	0.96	4.6265E-02

表 5.4.3.40 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR3 位置 450mm)

制御棒 引抜位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
325.0									
342.5	3.6309E-02							1.00	3.6309E-02
361.3	3.9600E-02	0.992950	0.993296	3.51E-04	0.993248	0.993594	3.51E-04	1.00	3.9576E-02
379.9	3.7947E-02	0.992796	0.993132	3.41E-04	0.993571	0.993905	3.38E-04	0.99	3.7662E-02
400.1	4.0358E-02	0.992845	0.993203	3.63E-04	0.993953	0.994307	3.58E-04	0.99	3.9818E-02
421.5	4.0458E-02	0.992816	0.993186	3.75E-04	0.994261	0.994626	3.69E-04	0.98	3.9796E-02
443.8	3.9516E-02	0.992816	0.993180	3.69E-04	0.994662	0.995021	3.63E-04	0.98	3.8829E-02
469.0	4.1019E-02	0.992755	0.993145	3.96E-04	0.994976	0.995358	3.86E-04	0.98	3.9999E-02
497.0	4.1037E-02	0.992815	0.993199	3.89E-04	0.995388	0.995763	3.78E-04	0.97	3.9869E-02
530.1	4.1003E-02	0.992964	0.993351	3.92E-04	0.995751	0.996131	3.83E-04	0.98	4.0037E-02
571.2	3.9060E-02	0.992991	0.993377	3.91E-04	0.996092	0.996468	3.79E-04	0.97	3.7812E-02
650.1	4.2833E-02	0.993069	0.993552	4.90E-04	0.996615	0.997084	4.72E-04	0.96	4.1297E-02

表 5.4.3.41 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR6 位置 200mm)

制御棒 引抜位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
325.0									
348.0	3.7104E-02							1.00	3.7104E-02
372.0	3.8821E-02	0.993172	0.993522	3.55E-04	0.993513	0.993863	3.54E-04	1.00	3.8794E-02
397.1	3.9193E-02	0.993172	0.993530	3.63E-04	0.993866	0.994222	3.60E-04	0.99	3.8920E-02
424.3	3.9842E-02	0.993213	0.993584	3.76E-04	0.994278	0.994646	3.72E-04	0.99	3.9435E-02
451.9	3.6216E-02	0.993109	0.993461	3.57E-04	0.994551	0.994899	3.52E-04	0.99	3.5701E-02
483.0	3.7471E-02	0.993388	0.993750	3.67E-04	0.995014	0.995371	3.60E-04	0.98	3.6833E-02
517.6	3.5472E-02	0.993150	0.993495	3.50E-04	0.995357	0.995696	3.42E-04	0.98	3.4701E-02
562.9	3.5901E-02	0.993112	0.993471	3.64E-04	0.995694	0.996045	3.54E-04	0.97	3.4919E-02
650.0	3.8302E-02	0.993131	0.993568	4.43E-04	0.996085	0.996512	4.30E-04	0.97	3.7204E-02

表 5.4.3.42 制御棒干渉効果測定試験における制御棒反応度値の測定結果  
(CR5 測定、CR6 位置 450mm)

制御棒 引抜位置(mm)	測定値 (% $\Delta k/kk'$ )	実験体系模擬			補償制御棒位置変化なし			干渉効果 補正係数	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )
		k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )	k(引抜前)	k(引抜後)	反応度 ( $\Delta k/k$ )		
325.0									
346.2	4.0516E-02							1.00	4.0516E-02
367.1	4.0694E-02	0.993127	0.993484	3.62E-04	0.993453	0.993809	3.61E-04	1.00	4.0553E-02
389.0	4.1002E-02	0.993167	0.993534	3.72E-04	0.993830	0.994194	3.68E-04	0.99	4.0613E-02
412.0	4.0874E-02	0.993250	0.993624	3.79E-04	0.994285	0.994656	3.75E-04	0.99	4.0462E-02
435.9	3.8194E-02	0.993140	0.993504	3.69E-04	0.994517	0.994877	3.64E-04	0.99	3.7670E-02
462.1	3.9090E-02	0.993171	0.993548	3.82E-04	0.994906	0.995277	3.75E-04	0.98	3.8334E-02
490.8	3.8526E-02	0.993138	0.993503	3.70E-04	0.995240	0.995599	3.62E-04	0.98	3.7733E-02
525.0	3.8405E-02	0.993247	0.993615	3.73E-04	0.995702	0.996063	3.64E-04	0.98	3.7489E-02
567.8	3.5750E-02	0.993188	0.993552	3.69E-04	0.996006	0.996361	3.58E-04	0.97	3.4669E-02
650.0	3.9082E-02	0.993409	0.993850	4.47E-04	0.996392	0.996824	4.35E-04	0.97	3.8056E-02

表 5. 4. 3. 43 「中性子源増倍法」による制御棒反応度値の測定結果（1回目、CR1）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2	
411.4	411.7	411.6	411.6	411.3	411.6	(臨界点)		
381.6	"	"	"	"	"	5958	4298	300
						5903	4150	
						5842	4013	
361.4	"	"	"	"	"	3531	2814	300
						3587	2425	
						3375	2415	
336.4	"	"	"	"	"	2279	1708	300
						2174	1595	
						2234	1556	
326.0	"	"	"	"	"	1958	1393	300
						2083	1490	
						1963	1409	
0.2	"	"	"	"	"	597	579	300
						569	501	300
						745	626	400

表 5. 4. 3. 44 「中性子源増倍法」による制御棒反応度値の測定結果（1回目、CR2, CR5）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2	
412.8	412.8	412.8	412.8	412.8	412.7	(臨界点)		
"	"	"	"	323.0	"	3255	2226	200
						3183	2339	
						3340	2309	
"	"	"	"	0.1	"	1996	1771	400
						2015	1867	
						2058	1736	
"	323.0	"	"	412.8	"	5115	3969	300
						5086	3392	
						5085	3503	
"	0.0	"	"	"	"	2058	1463	400
						2020	1985	
						2038	2079	



表 5. 4. 3. 45 「中性子源増倍法」による制御棒反応度値の測定結果（2回目）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2	
435.0	435.0	435.1	435.1	435.0	435.1	(臨界点)		
405.0	"	"	"	"	"	23694 23625 24271 23822	16055 16178 16001 16197	100
384.9	"	"	"	"	"	13905 14367 14132 13954	9528 9791 10082 9582	100
360.0	"	"	"	"	"	18306 18301 18363	12746 12535 12431	200
349.9	"	"	"	"	"	15934 15644 16003 15811	11178 10795 11212 11221	200
0.0	"	"	"	"	"	11127 11130 10931	8288 9224 8797	500
435.0	"	0.0	"	"	"	11861 11904 11912	8511 8311 8270	500
"	"	435.1	0.0	"	"	11491 11733 11262	8149 7849 7811	500
"	"	"	435.1	"	0.0	10045 10075 9939	7797 7604 7882	500
"	"	"	"	345.0	435.1	93820 94566 94948	63642 63537 63816	500
"	"	"	"	299.9	"	60185 60009	40965 41170	500
"	"	"	"	0.0	"	14186 9463 9463	10339 7011 6459	300 200 200
"	"	345.0	"	435.0	"	19984 20145 20176 19925 19737 20240	13450 13217 13617 13965 13611 13726	100
"	"	0.0	"	"	"	11417 11242 11547	7870 7894 7938	200

表 5.4.4.1 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR1)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
50.4	2.7379E-02	0.014	0.034	0.007	0.002	0.038
76.8	3.0415E-02	0.013	0.020	0.007	0.004	0.025
96.0	3.2287E-02	0.011	0.016	0.005	0.005	0.020
112.2	3.4287E-02	0.010	0.014	0.005	0.006	0.019
128.8	3.2680E-02	0.012	0.014	0.006	0.006	0.020
143.4	3.7532E-02	0.010	0.014	0.005	0.007	0.019
156.0	3.5037E-02	0.015	0.013	0.007	0.008	0.022
167.6	3.4863E-02	0.014	0.013	0.007	0.009	0.022
178.2	3.4517E-02	0.014	0.012	0.007	0.009	0.022
189.8	3.9172E-02	0.012	0.013	0.006	0.009	0.021
200.4	3.9557E-02	0.011	0.013	0.006	0.009	0.020
210.8	3.8781E-02	0.012	0.013	0.006	0.010	0.021
220.3	3.7716E-02	0.011	0.014	0.005	0.011	0.021
229.4	3.7337E-02	0.014	0.013	0.007	0.011	0.023
239.2	4.2182E-02	0.012	0.013	0.006	0.010	0.021
247.5	3.7116E-02	0.015	0.013	0.007	0.012	0.024
256.3	4.0466E-02	0.014	0.013	0.007	0.011	0.023
264.4	3.6612E-02	0.015	0.013	0.007	0.012	0.024
272.6	3.7829E-02	0.014	0.013	0.007	0.012	0.023
280.8	3.8689E-02	0.013	0.013	0.006	0.012	0.022
289.0	3.8833E-02	0.012	0.013	0.006	0.012	0.023
298.1	4.3537E-02	0.010	0.013	0.005	0.011	0.020
305.9	3.7809E-02	0.012	0.012	0.006	0.013	0.022
313.8	3.8574E-02	0.014	0.013	0.007	0.013	0.024
322.2	4.1564E-02	0.012	0.012	0.006	0.012	0.022
330.0	3.8250E-02	0.013	0.012	0.007	0.013	0.023
338.1	3.9662E-02	0.013	0.012	0.006	0.012	0.022
346.4	4.0619E-02	0.013	0.012	0.007	0.012	0.022
354.8	4.0567E-02	0.012	0.010	0.006	0.012	0.020
362.0	3.5360E-02	0.011	0.010	0.006	0.014	0.021
369.0	3.4257E-02	0.013	0.010	0.006	0.014	0.022
377.3	3.9125E-02	0.012	0.010	0.006	0.012	0.020
384.2	3.2327E-02	0.014	0.009	0.007	0.014	0.023
393.0	4.0292E-02	0.012	0.009	0.006	0.011	0.020
402.3	4.2365E-02	0.013	0.009	0.007	0.011	0.020
411.6	4.1413E-02	0.012	0.008	0.006	0.011	0.019
420.5	3.9589E-02	0.014	0.007	0.007	0.011	0.020
429.4	3.7817E-02	0.013	0.007	0.007	0.011	0.020
439.2	4.0879E-02	0.013	0.006	0.006	0.010	0.019
449.8	4.1915E-02	0.011	0.005	0.005	0.009	0.016
460.4	4.1544E-02	0.011	0.005	0.006	0.009	0.017
471.3	4.1608E-02	0.012	0.004	0.006	0.009	0.017
482.7	4.0137E-02	0.015	0.003	0.008	0.009	0.019
496.0	4.4954E-02	0.010	0.001	0.005	0.008	0.013
507.0	3.5255E-02	0.014	0.002	0.007	0.009	0.018
519.1	3.6752E-02	0.015	0.000	0.007	0.008	0.018
532.6	3.7324E-02	0.011	0.001	0.005	0.007	0.014
545.6	3.3092E-02	0.015	0.003	0.008	0.008	0.019
562.1	3.8454E-02	0.015	0.005	0.007	0.006	0.018
580.5	3.8159E-02	0.015	0.006	0.008	0.005	0.019
601.2	3.6337E-02	0.018	0.009	0.009	0.005	0.022
624.0	3.3182E-02	0.018	0.011	0.009	0.004	0.023
650.0	3.0293E-02	0.017	0.014	0.009	0.004	0.024

表 5.4.4.2 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR2)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
83.6	2.8158E-02	0.028	0.040	0.014	0.001	0.051
125.1	3.4386E-02	0.027	0.026	0.014	0.002	0.040
156.9	3.3703E-02	0.023	0.021	0.011	0.003	0.033
185.6	3.5736E-02	0.014	0.020	0.007	0.003	0.026
209.1	3.3404E-02	0.015	0.019	0.007	0.004	0.026
232.2	3.5697E-02	0.015	0.018	0.008	0.004	0.025
254.4	3.6452E-02	0.014	0.016	0.007	0.005	0.023
273.8	3.4986E-02	0.014	0.015	0.007	0.005	0.023
294.4	3.7964E-02	0.016	0.014	0.008	0.005	0.023
313.3	3.4621E-02	0.017	0.013	0.008	0.005	0.024
333.0	3.6900E-02	0.014	0.012	0.007	0.005	0.020
353.6	3.8707E-02	0.014	0.010	0.007	0.005	0.019
372.8	3.6513E-02	0.012	0.009	0.006	0.005	0.017
393.7	3.7050E-02	0.015	0.009	0.007	0.005	0.019
412.2	3.2911E-02	0.015	0.006	0.008	0.005	0.019
434.9	3.6194E-02	0.016	0.004	0.008	0.004	0.019
459.5	3.7719E-02	0.013	0.002	0.007	0.004	0.015
487.3	3.7438E-02	0.015	0.003	0.007	0.004	0.017
520.0	3.8741E-02	0.012	0.006	0.006	0.003	0.015
551.1	2.9393E-02	0.018	0.011	0.009	0.003	0.024
590.1	2.8015E-02	0.020	0.015	0.010	0.003	0.027
650.0	2.6918E-02	0.022	0.023	0.011	0.002	0.033

表 5.4.4.3 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR5)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
88.8	2.8497E-02	0.022	0.039	0.011	0.001	0.046
131.9	3.4635E-02	0.019	0.024	0.009	0.002	0.032
160.9	3.1810E-02	0.041	0.022	0.021	0.003	0.051
191.6	4.0325E-02	0.025	0.020	0.012	0.003	0.034
218.1	3.7587E-02	0.023	0.019	0.012	0.004	0.032
244.5	4.0868E-02	0.032	0.017	0.016	0.004	0.040
268.4	3.9103E-02	0.019	0.017	0.010	0.004	0.028
289.7	3.7791E-02	0.028	0.016	0.014	0.005	0.035
309.4	3.6501E-02	0.027	0.013	0.014	0.005	0.033
331.0	4.0383E-02	0.022	0.012	0.011	0.005	0.028
352.7	4.0005E-02	0.017	0.010	0.009	0.005	0.023
373.8	3.9176E-02	0.013	0.009	0.006	0.005	0.018
397.0	4.1769E-02	0.015	0.006	0.008	0.004	0.019
419.5	3.7356E-02	0.016	0.005	0.008	0.004	0.019
443.2	3.6744E-02	0.013	0.003	0.007	0.004	0.016
468.9	3.7239E-02	0.012	0.000	0.006	0.004	0.014
498.1	3.6894E-02	0.015	0.001	0.007	0.003	0.017
529.4	3.3418E-02	0.016	0.007	0.008	0.003	0.019
575.1	3.7655E-02	0.014	0.012	0.007	0.002	0.020
650.0	3.5420E-02	0.014	0.022	0.007	0.001	0.027

表 5.4.4.4 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR3)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (%Δk/k')	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
48.1	2.5692E-02	0.013	0.038	0.006	0.002	0.041
78.7	3.6629E-02	0.009	0.020	0.005	0.003	0.022
100.4	3.5121E-02	0.011	0.017	0.006	0.005	0.021
119.2	3.7456E-02	0.011	0.016	0.005	0.005	0.021
135.2	3.9117E-02	0.013	0.014	0.006	0.006	0.021
150.2	3.9445E-02	0.010	0.013	0.005	0.007	0.019
162.8	3.6843E-02	0.013	0.013	0.006	0.008	0.021
174.4	3.6733E-02	0.011	0.013	0.005	0.009	0.020
185.2	3.6307E-02	0.014	0.012	0.007	0.009	0.022
195.7	3.6818E-02	0.014	0.013	0.007	0.010	0.022
205.3	3.5865E-02	0.014	0.012	0.007	0.010	0.023
216.3	4.2456E-02	0.010	0.012	0.005	0.009	0.019
226.2	4.0240E-02	0.012	0.013	0.006	0.010	0.021
235.5	3.9230E-02	0.012	0.011	0.006	0.011	0.021
245.7	4.3333E-02	0.009	0.011	0.004	0.010	0.017
254.3	3.8542E-02	0.012	0.012	0.006	0.012	0.021
263.1	3.9676E-02	0.012	0.012	0.006	0.011	0.021
272.0	4.1265E-02	0.011	0.012	0.005	0.011	0.020
280.3	3.8869E-02	0.012	0.011	0.006	0.012	0.021
289.1	4.1388E-02	0.012	0.012	0.006	0.011	0.021
298.3	4.3072E-02	0.010	0.010	0.005	0.011	0.018
306.8	4.1106E-02	0.011	0.009	0.006	0.012	0.019
315.5	4.2538E-02	0.012	0.010	0.006	0.011	0.021
323.7	3.9788E-02	0.010	0.010	0.005	0.012	0.019
331.7	3.8508E-02	0.013	0.009	0.007	0.013	0.022
339.7	3.8948E-02	0.010	0.008	0.005	0.013	0.019
347.2	3.8319E-02	0.012	0.008	0.006	0.013	0.021
355.2	3.8833E-02	0.013	0.008	0.006	0.013	0.021
363.3	3.9881E-02	0.013	0.007	0.007	0.012	0.020
372.1	4.1391E-02	0.012	0.007	0.006	0.011	0.019
380.2	3.7692E-02	0.013	0.005	0.006	0.012	0.019
389.1	4.0991E-02	0.013	0.006	0.007	0.011	0.019
398.2	4.0511E-02	0.011	0.005	0.006	0.011	0.017
407.8	4.2431E-02	0.013	0.004	0.007	0.010	0.018
417.5	4.2066E-02	0.011	0.002	0.005	0.010	0.016
426.8	3.8831E-02	0.015	0.002	0.007	0.011	0.020
437.2	4.2881E-02	0.012	0.000	0.006	0.010	0.016
448.2	4.4540E-02	0.012	0.000	0.006	0.009	0.016
459.1	4.2875E-02	0.012	0.002	0.006	0.009	0.017
469.1	3.6822E-02	0.014	0.002	0.007	0.010	0.018
479.9	3.7533E-02	0.012	0.003	0.006	0.009	0.017
490.8	3.6448E-02	0.014	0.004	0.007	0.009	0.019
502.3	3.6779E-02	0.015	0.005	0.007	0.009	0.019
515.0	3.7496E-02	0.013	0.007	0.006	0.008	0.018
528.8	3.8599E-02	0.013	0.009	0.007	0.007	0.019
550.2	5.3832E-02	0.009	0.011	0.004	0.005	0.015
572.0	4.7168E-02	0.011	0.015	0.006	0.005	0.020
600.0	4.9459E-02	0.010	0.016	0.005	0.004	0.020
650.0	6.5048E-02	0.009	0.024	0.004	0.002	0.026

表 5.4.4.5 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR4)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
55.3	3.1147E-02	0.011	0.033	0.005	0.002	0.035
83.7	3.5840E-02	0.011	0.017	0.006	0.004	0.021
106.6	3.7139E-02	0.011	0.018	0.005	0.004	0.022
123.9	3.4322E-02	0.013	0.013	0.006	0.006	0.020
140.2	3.9520E-02	0.011	0.013	0.005	0.006	0.019
154.2	4.0049E-02	0.010	0.013	0.005	0.007	0.018
166.6	3.8130E-02	0.011	0.013	0.006	0.008	0.020
178.6	3.8906E-02	0.009	0.013	0.005	0.008	0.018
189.0	3.5729E-02	0.010	0.012	0.005	0.010	0.019
198.8	3.4531E-02	0.010	0.012	0.005	0.010	0.020
208.9	3.8484E-02	0.011	0.013	0.006	0.010	0.021
218.0	3.5227E-02	0.009	0.014	0.005	0.011	0.021
227.5	3.8272E-02	0.010	0.013	0.005	0.011	0.020
236.4	3.8980E-02	0.014	0.012	0.007	0.011	0.023
245.2	3.9063E-02	0.013	0.012	0.006	0.011	0.022
254.3	4.0859E-02	0.010	0.013	0.005	0.011	0.020
262.1	3.7029E-02	0.013	0.012	0.007	0.013	0.023
270.0	3.7168E-02	0.013	0.012	0.007	0.013	0.023
278.8	4.1401E-02	0.010	0.014	0.005	0.011	0.021
286.9	3.7581E-02	0.013	0.013	0.007	0.012	0.023
294.3	3.5575E-02	0.012	0.013	0.006	0.014	0.023
302.0	3.6756E-02	0.011	0.012	0.005	0.013	0.021
309.1	3.5388E-02	0.012	0.011	0.006	0.014	0.022
316.5	3.5982E-02	0.014	0.012	0.007	0.014	0.024
324.3	3.8703E-02	0.010	0.011	0.005	0.013	0.020
332.3	3.9629E-02	0.011	0.011	0.006	0.013	0.021
339.9	3.6792E-02	0.010	0.011	0.005	0.013	0.021
347.7	3.7943E-02	0.013	0.011	0.007	0.013	0.022
355.1	3.8117E-02	0.011	0.010	0.005	0.014	0.020
362.3	3.4867E-02	0.014	0.010	0.007	0.014	0.023
370.8	4.0544E-02	0.008	0.009	0.004	0.012	0.018
378.0	3.4978E-02	0.014	0.008	0.007	0.014	0.022
385.1	3.4136E-02	0.013	0.009	0.007	0.014	0.022
393.7	3.7845E-02	0.012	0.009	0.006	0.012	0.020
401.2	3.5175E-02	0.014	0.009	0.007	0.013	0.023
409.4	3.6580E-02	0.011	0.008	0.005	0.012	0.019
417.9	3.7404E-02	0.011	0.007	0.006	0.012	0.019
426.4	3.6867E-02	0.013	0.008	0.006	0.012	0.020
435.0	3.4809E-02	0.014	0.007	0.007	0.012	0.021
444.2	3.8141E-02	0.011	0.006	0.005	0.011	0.017
453.2	3.5536E-02	0.013	0.005	0.006	0.011	0.019
462.4	3.5566E-02	0.014	0.004	0.007	0.011	0.019
471.5	3.4111E-02	0.012	0.003	0.006	0.011	0.018
481.8	3.6866E-02	0.014	0.001	0.007	0.010	0.019
492.8	3.6941E-02	0.012	0.003	0.006	0.009	0.016
504.4	3.7633E-02	0.013	0.001	0.006	0.009	0.017
515.2	3.2869E-02	0.017	0.000	0.008	0.009	0.021
530.1	4.1696E-02	0.014	0.001	0.007	0.007	0.017
546.9	4.2724E-02	0.012	0.003	0.006	0.006	0.014
565.1	4.2327E-02	0.012	0.005	0.006	0.005	0.016
587.0	4.2902E-02	0.013	0.007	0.007	0.005	0.017
615.0	4.4980E-02	0.013	0.010	0.006	0.004	0.018
650.0	4.4063E-02	0.012	0.015	0.006	0.003	0.020

表 5.4.4.6 制御棒反応度値の測定値の統計誤差 (CR6)

CR位置 (mm)	補正後実験値 (% $\Delta k/kk'$ )	相対標準偏差				
		JOYDAS	干渉補正	臨界	読み取り	合計
58.0	3.5364E-02	0.010	0.032	0.005	0.002	0.034
88.0	3.9096E-02	0.009	0.019	0.004	0.003	0.021
109.9	3.8852E-02	0.010	0.016	0.005	0.005	0.020
128.6	3.8664E-02	0.010	0.014	0.005	0.005	0.019
145.0	4.2381E-02	0.012	0.013	0.006	0.006	0.019
157.2	3.4907E-02	0.012	0.013	0.006	0.008	0.020
169.6	3.8300E-02	0.012	0.013	0.006	0.008	0.021
181.7	3.9565E-02	0.010	0.012	0.005	0.008	0.019
193.3	4.0489E-02	0.012	0.012	0.006	0.009	0.020
203.4	3.7395E-02	0.014	0.013	0.007	0.010	0.023
212.3	3.5038E-02	0.015	0.011	0.007	0.011	0.023
221.7	3.8052E-02	0.011	0.012	0.005	0.011	0.020
230.4	3.6100E-02	0.014	0.011	0.007	0.011	0.022
239.6	3.9489E-02	0.012	0.012	0.006	0.011	0.021
248.0	3.7216E-02	0.010	0.012	0.005	0.012	0.020
256.4	3.7833E-02	0.012	0.011	0.006	0.012	0.021
264.9	3.9443E-02	0.012	0.012	0.006	0.012	0.021
273.4	4.0559E-02	0.011	0.011	0.005	0.012	0.020
282.8	4.4415E-02	0.010	0.011	0.005	0.011	0.019
290.1	3.5006E-02	0.014	0.012	0.007	0.014	0.024
298.9	4.1839E-02	0.010	0.012	0.005	0.011	0.020
306.9	3.8832E-02	0.012	0.012	0.006	0.013	0.021
315.8	4.3477E-02	0.012	0.011	0.006	0.011	0.020
324.1	4.0880E-02	0.010	0.010	0.005	0.012	0.019
332.2	4.0391E-02	0.013	0.010	0.006	0.012	0.022
340.1	3.8646E-02	0.010	0.009	0.005	0.013	0.020
347.9	3.8249E-02	0.012	0.008	0.006	0.013	0.020
355.7	3.8864E-02	0.013	0.009	0.006	0.013	0.021
364.1	4.1876E-02	0.012	0.008	0.006	0.012	0.020
372.3	3.9763E-02	0.012	0.007	0.006	0.012	0.019
380.1	3.7141E-02	0.013	0.007	0.006	0.013	0.020
389.0	4.1073E-02	0.013	0.005	0.007	0.011	0.019
398.1	4.2309E-02	0.011	0.005	0.005	0.011	0.017
406.8	3.9158E-02	0.014	0.004	0.007	0.011	0.020
415.7	3.9814E-02	0.011	0.002	0.006	0.011	0.017
424.6	3.9115E-02	0.015	0.003	0.007	0.011	0.020
434.0	3.9408E-02	0.013	0.002	0.006	0.011	0.018
442.8	3.6130E-02	0.014	0.002	0.007	0.011	0.020
452.6	3.9162E-02	0.013	0.000	0.007	0.010	0.018
462.9	4.0050E-02	0.013	0.001	0.006	0.010	0.017
473.8	4.0508E-02	0.011	0.002	0.006	0.009	0.016
485.3	4.0635E-02	0.013	0.003	0.006	0.009	0.017
497.0	3.8840E-02	0.014	0.004	0.007	0.009	0.018
509.2	3.9018E-02	0.012	0.006	0.006	0.008	0.017
522.8	3.9495E-02	0.013	0.008	0.007	0.007	0.018
537.1	3.9074E-02	0.012	0.010	0.006	0.007	0.018
555.9	4.6791E-02	0.011	0.012	0.006	0.005	0.018
579.0	4.8727E-02	0.010	0.014	0.005	0.004	0.019
608.9	5.1570E-02	0.011	0.019	0.006	0.003	0.023
649.8	5.2323E-02	0.012	0.024	0.006	0.002	0.028

表 5.4.4.7 制御棒微分反応度値のフィッティング曲線との一致度

	データ数	1σ以内で一致		2σ以内で一致		3σ以内で一致	
		データ数	(%)	データ数	(%)	データ数	(%)
CR1	53	43	81	49	92	50	94
CR2	22	15	68	22	100	22	100
CR3	49	38	78	47	96	49	100
CR4	53	36	68	45	85	50	94
CR5	20	15	75	20	100	20	100
CR6	50	41	82	49	98	49	98

表 5.4.4.8 制御棒積分反応度値の実験値と誤差

	全区間(0~650mm)		炉心上部(310~650mm)			
			「単独引抜き法」		「4本同時差換法」	
	実験値(セント)	誤差(%)	実験値(セント)	誤差(%)	実験値(セント)	誤差(%)
CR1	452.9	1.3	256.8	1.3	258.9	1.5
CR2	172.8	1.5	95.8	1.6	—	—
CR3	448.1	1.3	252.9	1.3	253.1	1.5
CR4	452.3	1.2	257.0	1.3	258.9	1.5
CR5	168.6	1.6	94.2	1.6	—	—
CR6	454.0	1.2	257.9	1.3	262.0	1.6

表 5.4.4.9 制御棒干渉効果の実験値と誤差

測定制御棒	制御棒引抜き位置	干渉制御棒	干渉制御棒位置	干渉効果	誤差
CR1	325mm=>385mm	CR4	325mm、650mm	1.057	0.012
CR1	325mm=>430mm	CR6	325mm、650mm	0.926	0.011
CR5	325mm=>650mm	CR3	200mm、450mm	1.064	0.007
CR5	325mm=>650mm	CR6	200mm、450mm	0.864	0.008

表 5.4.4.10 「中性子源増倍法」における中性子計数率の測定値と誤差（1回目、CR1）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)	Averaged count rate (cps)					
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2		Ch. 1	Err. 1 (%)	Err. 2 (%)	Ch. 2	Err. 1 (%)	Err. 2 (%)
411.4	411.7	411.6	411.6	411.3	411.6	(臨界点)								
381.6	"	"	"	"	"	5958	4298	300	19.67	0.8	1.0	13.85	0.9	3.4
						5903	4150							
						5842	4013							
361.4	"	"	"	"	"	3531	2814	300	11.66	1.0	3.1	8.50	1.1	8.9
						3587	2425							
						3375	2415							
336.4	"	"	"	"	"	2279	1708	300	7.43	1.2	2.4	5.40	1.4	4.9
						2174	1595							
						2234	1556							
326.0	"	"	"	"	"	1958	1393	300	6.67	1.3	3.5	4.77	1.5	3.6
						2083	1490							
						1963	1409							
0.2	"	"	"	"	"	597	579	300	1.92	2.4	3.4	1.72	2.5	10.9
						569	501							
						559	470							

表 5. 4. 4. 11 「中性子源増倍法」における中性子計数率の測定値と誤差（1回目、CR2、CR5）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)	Averaged count rate (cps)					
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2		Ch. 1	Err. 1 (%)	Err. 2(%)	Ch. 2	Err. 1(%)	Err. 2(%)
412.8	412.8	412.8	412.8	412.8	412.7				(臨界点)					
"	"	"	"	323.0	"	3255 3183 3340	2226 2339 2309	200	16.30	1.0	2.4	11.46	1.2	2.6
"	"	"	"	0.1	"	1996 2015 2058	1771 1867 1736	400	5.06	1.3	1.6	4.48	1.4	3.8
"	323.0	"	"	412.8	"	5115 5086 5085	3969 3392 3503	300	16.98	0.8	0.3	12.07	1.0	8.5
"	0.0	"	"	"	"	2058 2020 2038	1463 1985 2079	400	5.10	1.3	0.9	4.61	1.3	18.0

表 5. 4. 4. 12 「中性子源増倍法」における中性子計数率の測定値と誤差（2回目）

Control rod insertion position (mm)						Counts		Time (s)	Averaged count rate (cps)					
CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6	Ch. 1	Ch. 2		Ch. 1	Err. 1 (%)	Err. 2(%)	Ch. 2	Err. 1(%)	Err. 2(%)
435.0	435.0	435.1	435.1	435.0	435.1				(臨界点)					
405.0	"	"	"	"	"	23694 23625 24271 23822	16055 16178 16001 16197	100	238.53	0.3	1.2	161.08	0.4	0.6
384.9	"	"	"	"	"	13905 14367 14132 13954	9528 9791 10082 9582	100	140.90	0.4	1.5	97.46	0.5	2.6
360.0	"	"	"	"	"	18306 18301 18363	12746 12535 12431	200	91.62	0.4	0.2	62.85	0.5	1.3
349.9	"	"	"	"	"	15934 15644 16003 15811	11178 10795 11212 11221	200	79.24	0.4	1.0	55.51	0.5	1.8
0.0	"	"	"	"	"	11127 11130 10931	8288 9224 8797	500	22.13	0.5	1.0	17.54	0.6	5.3
435.0	"	0.0	"	"	"	11861 11904 11912	8511 8311 8270	500	23.78	0.5	0.2	16.73	0.6	1.5
"	"	435.1	0.0	"	"	11491 11733 11262	8149 7849 7811	500	22.99	0.5	2.0	15.87	0.6	2.3
"	"	"	435.1	"	0.0	10045 10075 9939	7797 7604 7882	500	20.04	0.6	0.7	15.52	0.7	1.8
"	"	"	"	345.0	435.1	93820 94566 94948	63642 63537 63816	500	188.89	0.2	0.6	127.33	0.2	0.2
"	"	"	"	299.9	"	60185 60009	40965 41170	500	120.19	0.3	0.2	82.14	0.3	0.4
"	"	"	"	0.0	"	9457 9463 9463	6893 7011 6459	200	47.31	0.6	0.0	33.94	0.7	4.3
"	"	345.0	"	435.0	"	19984 20145 20176 19925 19737 20240	13450 13217 13617 13965 13611 13726	100	200.35	0.3	0.9	135.98	0.4	1.9
"	"	0.0	"	"	"	11417 11242 11547	7870 7894 7938	200	57.01	0.5	1.3	39.50	0.6	0.4



表 5.4.4.13 「中性子源増倍法」による制御棒反応度値の測定結果

測定日	測定制御棒	測定区間 (mm)	中性子源増倍法 測定値 (%Δk/kk')	Error(%)	参照値 (%Δk/kk')	中性子源増倍法 /参照値 (単独引抜き法)
2004/7/7	CR1	411.4 => 361.4	0.241	3.8	0.246	0.98
		411.4 => 336.4	0.379	3.3	0.373	1.02
		411.4 => 326.0	0.422	4.2	0.430	0.98
		411.4 => 0.2	1.465	4.1	1.483	0.99
2004/8/19	CR2	412.8 => 0.0	0.569	2.5	0.579	0.98
	CR5	412.8 => 0.1	0.541	3.5	0.564	0.96
2004/10/16	CR1	435.0 => 384.9	0.227	2.8	0.231	0.98
		435.0 => 360.0	0.349	2.4	0.352	0.99
		435.0 => 349.0	0.403	2.5	0.412	0.98
		435.0 => 0.0	1.444	2.5	1.566	0.92
	CR2	435.0 => 0.0	0.573	2.5	0.609	0.94
	CR5	435.0 => 299.9	0.251	2.1	0.253	0.99
		435.0 => 0.0	0.639	2.2	0.605	1.06
	CR3	435.1 => 0.0	1.344	2.4	1.542	0.87
CR4	435.1 => 0.0	1.390	3.1	1.562	0.89	
CR6	435.1 => 0.0	1.595	2.4	1.555	1.03	

表 5.4.5.1 MK-III性能試験炉心の制御棒反応度値のC/E値

		実験値 (Δk/kk')	相対誤差 (%)	計算値(Δk/kk')		C/E	
				拡散	輸送	拡散	輸送
全挿入	CR1	$1.996 \times 10^{-2}$	3.3	$2.150 \times 10^{-2}$	$1.920 \times 10^{-2}$	1.08	0.96
	CR2	$7.620 \times 10^{-3}$	3.4	$8.270 \times 10^{-3}$	$7.456 \times 10^{-3}$	1.09	0.98
	CR3	$1.975 \times 10^{-2}$	3.3	$2.136 \times 10^{-2}$	$1.919 \times 10^{-2}$	1.08	0.97
	CR4	$1.994 \times 10^{-2}$	3.2	$2.154 \times 10^{-2}$	$1.924 \times 10^{-2}$	1.08	0.96
	CR5	$7.430 \times 10^{-3}$	3.4	$8.148 \times 10^{-3}$	$7.381 \times 10^{-3}$	1.10	0.99
	CR6	$2.001 \times 10^{-2}$	3.2	$2.133 \times 10^{-2}$	$1.918 \times 10^{-2}$	1.07	0.96
半挿入	CR1	$1.132 \times 10^{-2}$	3.3	$1.236 \times 10^{-2}$	$1.093 \times 10^{-2}$	1.09	0.97
	CR2	$4.220 \times 10^{-3}$	3.4	$4.749 \times 10^{-3}$	$4.244 \times 10^{-3}$	1.13	1.01
	CR3	$1.115 \times 10^{-2}$	3.3	$1.224 \times 10^{-2}$	$1.090 \times 10^{-2}$	1.10	0.98
	CR4	$1.133 \times 10^{-2}$	3.3	$1.238 \times 10^{-2}$	$1.095 \times 10^{-2}$	1.09	0.97
	CR5	$4.150 \times 10^{-3}$	3.4	$4.676 \times 10^{-3}$	$4.211 \times 10^{-3}$	1.13	1.01
	CR6	$1.137 \times 10^{-2}$	3.3	$1.222 \times 10^{-2}$	$1.090 \times 10^{-2}$	1.07	0.96

表 5.4.5.2 制御棒干渉効果解析に使用した制御棒の引抜きパターン

(単位:mm)

実験No.	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
7	325=>385	650	460	325	650	460
8	325=>385	240	460	650	240	460
9	325=>430	650	460	460	650	325
10	325=>430	270	460	460	270	650
11	470	450	200	470	325=>650	650
12	350	450	450	350	325=>650	650
13	470	450	650	470	325=>650	200
14	350	450	650	350	325=>650	450

表 5.4.5.3 制御棒干渉効果の評価結果

測定制御棒	干渉制御棒	実験値		計算値		
		干渉効果	絶対誤差	輸送	拡散(Triz)	拡散(HexZ)
CR1	CR4	1.057	0.012	1.030	1.035	1.032
CR1	CR6	0.926	0.011	0.928	0.930	0.938
CR5	CR3	1.064	0.007	1.057	1.062	1.054
CR5	CR6	0.864	0.008	0.858	0.866	0.881

## 5. 5 等温温度係数<sup>[5-54]</sup>

### 5. 5. 1 試験目的

等温温度係数は、炉心温度が等温状態（アイソサーマル）にある時の単位温度変化あたりの反応度変化で定義される。等温温度係数の測定試験は、炉心が固有の自己制御性を有することを確認するために行い、その判定基準は等温温度係数が負であることである。

等温温度係数の評価においては、炉心温度の変化に伴う燃料核種の断面積変化や炉心構成要素の熱膨脹による中性子漏えいの増加といった炉物理現象に加えて、「常陽」の炉心構成要素は原子炉容器の下部に設置された炉心支持板に固定された構造となっていること、炉心に挿入された制御棒は炉心上部の冷却材ナトリウムと原子炉容器カバーガスアルゴンを通じて回転プラグ上に据え付けられた制御棒駆動機構に延長管を介して接続されており、それらの熱膨脹・収縮を考慮することが重要である。これらの構造により、炉心の形状変化や炉心と制御棒の相対位置が決定され、反応度測定に影響する。

ここでは、等温温度係数の測定結果をまとめるとともに、設計計算値や最新知見に基づく解析手法を用いた計算値と比較して考察する。5. 5. 2で等温温度係数の測定方法、5. 5. 3で等温温度係数の解析方法について述べ、5. 5. 4で測定と解析を比較し、検討結果について述べる。最後に、5. 5. 5で全体をまとめる。

### 5. 5. 2 等温温度係数の測定方法

等温温度係数は、炉心温度の変化に対する過剰反応度の変化を測定することにより求める。

試験では、図 5.5.1 に示すように、原子炉の系統温度が約 250°C から約 350°C の間を約 20°C おきに 5 ステップで昇温及び降温し、各ステップの等温状態における過剰反応度を測定した。系統温度の昇温は炉心の核加熱により、降温は DHX の自然通風で除熱することにより行った。実際の測定においては、昇温時には核加熱により 1 次冷却材を目標温度に達するまで昇温させた後、発熱による燃料温度上昇に伴うフィードバック反応度が入らないようにするため、一度制御棒を挿入して未臨界にする。その後、炉心が等温になった状態において、起動系核計装 Ch. 1 の計数率： $2 \times 10^4$  cps で原子炉を臨界にし、その時の制御棒位置を測定して、制御棒校正曲線からその温度における過剰反応度を求めた。降温時についても、同様に自然通風により目標温度まで低下させたところで、上記と同様に原子炉をゼロ出力臨界状態にし、その時の制御棒位置から過剰反応度を測定した。

等温温度係数測定は 2003 年 8 月 26 日～29 日の 4 日間行われ、昇温時の測定 2 回（8 月 26 日、28 日）、降温時の測定 2 回（8 月 27 日、29 日）の合計 4 回測定した。なお、1 回の測定で 5 ステップ、6 点のデータを取得することが可能であり、合計で 24 点のデータを取得した。

各ステップの系統温度は、熱出力測定システムで測定される原子炉容器入口と出口のナトリウム温度の平均値から算出した。また、各ステップの過剰反応度は、5. 4 に示す逆動特性法（「単独引抜き法」）で測定した制御棒校正曲線を 6 体全て均等引抜き状態に補正した 5 次フィッティング式を用いて算出した。なお、各ステップでの 6 体の制御棒位置の差は 3 mm 以下であり、全ステップで均等引抜き状態であったとみなすことができる。等温温度係数の測定値は、各ステップで測定された系統温度と過剰反応度を 1 次式でフィッティングし、直線の傾きにより求めた。

### 5. 5. 3 等温温度係数の解析方法

等温温度係数の解析では、等温温度係数の炉物理メカニズムについて議論するため、反応度成分ごとに計算した。まず、等温温度係数の反応度成分の定義をまとめ、続いて等温温度係数の解析手法について述べる。

#### 5. 5. 3. 1 等温温度係数の反応度成分

等温温度係数は、大きく 2 つの反応度成分に分けられる。

- ・ ドップラ係数：炉心温度の変化に伴う実効共鳴断面積の変化に起因する反応度変化
- ・ 膨脹係数：熱膨脹による炉心体系の形状寸法及び原子数密度の変化に起因する反応度変化

このうち、膨脹係数については、さらに炉心体系の形状寸法の変化に起因する反応度変化（形状係数）と原子数密度の変化に起因する反応度変化（密度係数）に分離できる。膨脹係数は、この形状係数と密度係数を使って表示されるため、それらの定義をまとめた後、膨脹係数の定義を述べる。

### (1) 形状係数

形状係数は、炉心構成要素の原子数密度が一定のまま、炉心高さ、あるいは炉心半径を増加した場合の反応度変化の割合で定義する。形状係数は、炉心の軸方向と径方向の形状変化に伴う反応度変化に分離でき、軸方向形状係数と径方向形状係数をそれぞれ以下のように定義する。

#### (i) 軸方向形状係数: $K_H$

炉心高さ  $H$  を  $\Delta H$  増加させた場合の反応度変化 ( $\Delta k/kk'$ ) より、

$$K_H = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta H/H} \quad (5-5-1)$$

#### (ii) 径方向形状係数: $K_R$

炉心半径  $R$  を  $\Delta R$  増加させた場合の反応度変化 ( $\Delta k/kk'$ ) より、

$$K_R = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta R/R} \quad (5-5-2)$$

上記の軸方向形状係数及び径方向形状係数は、2次元 R-Z 体系でそれぞれ軸方向、径方向の寸法を変化させて実効増倍率を計算し、その差から直接計算により求める。

### (2) 密度係数: $K_x$

密度係数  $K_x$  は、形状は一定のまま、熱膨脹により燃料、構造材、冷却材の各組成  $x$  のみが増変した場合の反応度変化割合で定義する。

$$K_x = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \quad (5-5-3)$$

ここで、各記号は以下のとおりである。

$\Delta \rho/\rho$ : 組成  $x$  の密度の変化割合

$\Delta k/kk'$ : 反応度変化

この密度係数の定義から、燃料密度係数、構造材密度係数、冷却材密度係数をそれぞれ定義する。

#### (i) 燃料密度係数: $K_F$

燃料密度係数  $K_F$  は、形状寸法が変化しない状態で、燃料ペレットの主要元素 (U、Pu、FP、O: 酸素) の原子数密度のみが増変した場合の反応度変化割合で定義する。

#### (ii) 構造材密度係数: $K_S$

構造材密度係数  $K_S$  は、形状寸法が変化しない状態で、燃料被覆管、反射要素、ラップ管等の主要構造材 (Fe、Cr、Ni、Mo、Mn 等) の原子数密度のみが増変した場合の反応度変化割合で定義する。

#### (iii) 冷却材密度係数: $K_N$

冷却材密度係数  $K_N$  は、形状寸法が変化しない状態で、炉心領域を流れる 1 次冷却材 (Na) の原子数密度のみが増変した場合の反応度変化割合で定義する。

燃料密度係数、構造材密度係数、冷却材密度係数は、上記の定義に従って、それぞれの原子数密度のみを変化させた体系での実効増倍率を計算し、その差から直接計算により求める。

### (3) 膨脹係数の定義

上述した形状係数と密度係数は、炉心の形状寸法は変化するが原子数密度は変化しない、あるいは、原子数密度は変化するが形状寸法は変化しないという仮想的な条件における反応度係数である。これらの形状係数と密度係数を組み合わせて、実際の熱膨脹が生じた場合の反応度係数を定義する。

「常陽」の炉心構成要素は、炉心支持板で支えられているため、径方向の炉心寸法は、炉心支持板の径方向熱膨脹量によりほぼ決定される。このため、膨脹係数を定義する上で、炉心支持板の膨脹効果は重要な反応度成分となる。したがって、燃料、構造材、冷却材の膨脹係数に炉心支持板の膨脹係数を加えて、炉心全体の膨脹係数を定義する。

#### (i) 燃料膨脹係数

燃料ペレットが熱膨脹すると、燃料スタック長さ、つまり炉心高さが増加するとともに、燃料密度が減少する。燃料ペレットは径方向及び軸方向ともに熱膨脹するが、燃料ペレットが径方向に熱膨脹しても燃料集合体単位の均質組成は不変であるので、反応度変化は生じないと仮定する。ただし、燃料集合体単位での径方向移動については、炉心支持板の膨脹係数で考慮する。このため、燃料膨脹係数に関しては、軸方向への燃料領域の拡大とそれに伴う密度減少の効果を考慮して、以下のように定義する。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} &= \alpha_F(T) \left\{ \left( \frac{\Delta k/kk'}{\Delta H/H} \right)_H - \left( \frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_F \right\} \\ &= \alpha_F(T) (K_H - K_F) \end{aligned} \quad (5-5-4)$$

ここで、各記号は以下のとおりである。

$\alpha_F$ : 燃料の膨脹率  
 $T$ : 温度 (°C)

ただし、ここで  $\alpha(T)$  は材質の線膨脹率であり、材質の長さ  $L(T)$  を用いて次式で定義される。

$$\alpha(T) = \lim_{\Delta T \rightarrow \infty} \frac{\Delta L}{L(T)} \frac{1}{\Delta T} = \frac{1}{L(T)} \frac{dL}{dT} \quad (5-5-5)$$

#### (ii) 構造材膨脹係数

構造材膨脹係数として、被覆管とラッパ管の膨脹係数を考える。

##### (a) 被覆管の膨脹係数

被覆管が軸方向に熱膨脹すると、炉心構成要素の構造材密度が減少することから、被覆管の軸方向の膨脹係数を以下のように定義する。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -\alpha_S \frac{V_{clad}}{V_s} \left( \frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_S \quad (5-5-6)$$

ここで、各記号は以下のとおりである。

$\alpha_S$  : 構造材の膨脹率  
 $V_{clad}$  : 被覆管の体積割合  
 $V_S$  : 全構造材の体積割合 ( $V_S = V_{clad} + V_{wrapper} + V_{spacer}$ )

一方、被覆管が径方向に熱膨脹すると、燃料集合体単位の被覆管材の均質組成は不変であるが、被覆管外径の増加分だけ冷却材流路が狭まり、冷却材を排除してその体積割合を減少させることにより、反応度変化が生じる。このことから、被覆管の径方向の膨脹係数を以下のように定義する。

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = -2\alpha_S \frac{V_{pin}}{V_N} \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_N \quad (5-5-7)$$

ここで、各記号は以下のとおりである。

$V_{pin}$  : 燃料要素の体積割合  
 $V_N$  : 冷却材の体積割合

上式をまとめると、被覆管の膨脹係数は、

$$\left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} \right)_{clad} = \sum_{core} -\alpha_S \left( \frac{V_{clad}}{V_S} K_S + \frac{2V_{pin}}{V_N} K_N \right) \quad (5-5-8)$$

となる。なお、スペイサーワイヤの熱膨脹による反応度効果は無視する。

(b) ラップ管の膨脹係数

(a) と同様の考え方により、  
 軸方向は、

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = -\alpha_S \frac{V_{wrapper}}{V_S} \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_S \quad (5-5-9)$$

径方向は、

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = -2\alpha_S \frac{V_{wrapper}}{V_N} \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_N \quad (5-5-10)$$

となり、以上をまとめるとラップ管の膨脹係数は以下のようになる。

$$\left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} \right)_{wrapper} = \sum_{\substack{Core \\ Ax.Ref \\ Rd.Ref}} -\alpha_S \left( \frac{W_{wrapper}}{V_S} K_S + \frac{2W_{wrapper}}{V_N} K_N \right) \quad (5-5-11)$$

ここで、

$W_{wrapper}$  : ラップ管体積割合

である。

(iii) 炉心支持板の膨脹係数

原子炉入口冷却材温度が上昇して、燃料集合体を支える炉心支持板が熱膨脹すると、燃料集合体の間隔が径方向に広がり、以下の現象が生じる。

- ① ラップ管間隔が広がることにより、冷却材流路面積が増加する。
- ② 炉心燃料領域の半径が増加する。
- ③ ①の効果により、燃料集合体平均の燃料や構造材の原子数密度が減少する。

①に対する反応度効果は、冷却材密度係数を用いて次式で表される。

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = 2\alpha_s \frac{1 - V_N}{V_N} \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_N \quad (5-5-12)$$

②に対する反応度効果は、径方向形状係数を用いて次式で表される。

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = \alpha_s \frac{\Delta k / k k'}{\Delta R / R} \quad (5-5-13)$$

③に対する反応度効果は、燃料密度係数と構造材密度係数を用いて次式で表される。

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = -2\alpha_s \left\{ \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_F + \left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_S \right\} \quad (5-5-14)$$

ここで、 $\left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_S$  には制御棒の構造材も含まれるが、 $\left( \frac{\Delta k / k k'}{\Delta \rho / \rho} \right)_F$  に比べて小さいため、無視できる。

以上、①、②、③の反応度効果をまとめると炉心支持板の膨脹係数は、

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = \sum_{\substack{\text{Core} \\ \text{Ax.Ref} \\ \text{Rd.Ref}}} \alpha_s \left\{ -2(K_F + K_S) + K_R + 2 \frac{1 - V_N}{V_N} K_N \right\} \quad (5-5-15)$$

となる。

(iv) 冷却材膨脹係数

冷却材膨脹係数については、被覆管、ラップ管、炉心支持板の熱膨脹に伴う冷却材流路の変化に起因する反応度効果と冷却材の密度減少に起因する反応度効果がある。このうち、前者については既に構造材膨脹係数と炉心支持板膨脹係数で考慮されているので、冷却材膨脹係数としては、後者の冷却材密度減少に起因する反応度変化のみを考慮することになり、以下のように定義する。

$$\frac{\Delta k / k k'}{\Delta T} = \sum_{\substack{\text{Core} \\ \text{Ax.Ref} \\ \text{Rd.Ref}}} \alpha_N K_N \quad (5-5-16)$$

ここで、 $\alpha_N$  はNaの密度変化率であり、

$$\alpha_N = \frac{1}{\rho_N(T)} \frac{d\rho_N}{dT} \quad (5-5-17)$$

で定義される。

### 5. 5. 3. 2 解析手法

等温温度係数の解析に用いた手法及び計算モデルについてまとめる。解析には、JUPITER標準解析手法を用いた。解析に先立って、MK-II第35サイクル炉心を対象に解析手法及び計算モデルの妥当性を評価した。

#### (1) 計算体系

JUPITER標準解析手法に基づく「常陽」の性能試験解析では、基準計算体系として3次元Tri-Z体系を採用している。このため、等温温度係数における膨脹反応度の解析でも、3次元Tri-Z体系で炉心が全体的に熱膨脹する効果を取扱うこととする。

しかし、炉心膨脹のモデル化については、3次元Tri-Z体系よりも2次元R-Z体系の方が、モデル化としては単純で、解析誤差を小さくできる可能性がある。このため、3次元Tri-Z体系と2次元R-Z体系による解析を行い、計算体系の違いによる効果を確認した。MK-II第35サイクル炉心を対象として解析したところ、表5.5.1に示すとおり、等温温度係数の差は約2%であり、計算体系の違いによる差は小さいことが確認できた。

以上の結果から、他の炉心核特性（過剰反応度、燃焼反応度）と同様に、等温温度係数についても3次元Tri-Z体系を基準とした。

#### (2) 1次摂動と厳密摂動

JUPITER標準解析手法においては、微量量の高温サンプルが炉心に装荷された場合のサンプルドップラ反応度の実験解析により、1次摂動理論でドップラ係数の計算精度が十分に確保されることが検証されている<sup>[5-15]</sup>。サンプルドップラ反応度の場合、サンプルが局所的に存在しているため、摂動前後の中性子束分布の変化がわずかであるのに対して、MK-III性能試験で評価対象とするドップラ反応度は、炉心全体の温度変化に起因する反応度であるため、1次摂動と厳密摂動の差を確認することとした。解析対象はMK-II第35サイクル炉心のドップラ係数とした。

表5.5.2に示すように、100℃の温度変化であれば1次摂動と厳密摂動の計算結果はよく一致するが、500℃の温度変化になると約3%の差が生じる。MK-III性能試験では、炉心温度の差は100℃以下であるため、1次摂動による計算でも問題ないことが確認できたが、温度差が大きくなる出力係数の解析に本手法を適用する場合も想定して、厳密摂動を基準計算に採用することとした。

上記の検討結果を踏まえて、以下に示す解析手法と計算コードを使用した。

#### (i) 実効断面積作成：

衝突確率法輸送計算に基づく直接法1次元リングモデル<sup>[5-26]</sup>

(計算コード：CASUP<sup>[5-29]</sup>)

(炉定数セット：JENDL-3.2<sup>[5-33]</sup>に基づくJFS-3-J3.2R<sup>[5-23]</sup>, <sup>[5-24]</sup>)

#### (ii) 基準計算：

ドップラ係数：3次元Tri-Z体系による70群拡散計算（厳密摂動）

(計算コード：CITATION<sup>[5-34]</sup>、PERKY<sup>[5-55]</sup>)

膨脹係数：3次元Tri-Z体系による70群拡散計算（直接計算）

(計算コード：CITATION)

(iii) 補正計算：

輸送補正、メッシュ補正

(計算コード：TRITAC<sup>[5-37]</sup>、SNPERT-3D<sup>[5-56]</sup>)

次世代炉定数効果補正 [超微細群、70 群→175 群]

(計算コード：SLAROM-UF<sup>[5-38]</sup>)

実効断面積作成に用いた直接法 1 次元リングモデル、制御棒の均質化に用いたモデル及び補正計算で用いた超微細エネルギー群モデルは、5. 3 の過剰反応度解析と同じである (図 5.3.6 及び図 5.3.7 参照)。

ドップラ係数は、原子数密度及び炉心体系の形状寸法を一定とし、実効断面積作成時の各部温度のみを変化させることにより計算した。また、膨脹反応度は、実効断面積作成時の各部温度を一定とし、原子数密度と炉心体系の形状寸法のみを変化させることにより計算した。

なお、熱膨脹による炉心の寸法変化量の算出には、以下の線膨脹係数<sup>[5-40]</sup>、<sup>[5-41]</sup>を用いた。

径方向：  $1.6875 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

軸方向：  $0.8713 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  (燃料部分)

$1.6875 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  (反射体部分)

### 5. 5. 3. 3 設計計算手法

MK-III 炉心の設計計算に用いた手法をレビューする。設計計算においても、先に述べたドップラ係数、膨脹係数を反応度成分ごとに分離した詳細計算を実施したが、JUPITER 標準解析で採用した輸送効果や超微細エネルギー群効果等に関する補正は行っていない。以下に、設計計算で用いられた解析手法と計算モデルを示す。

(i) 実効断面積作成：

1 次元拡散計算に基づく均質モデル

(計算コード：SLAROM-UF)

(炉定数セット：JENDL-2<sup>[5-57]</sup>、<sup>[5-58]</sup>に基づく JFS-3-J2<sup>[5-59]</sup>)

(ii) 基準計算：

ドップラ係数：2 次元 R-Z 体系による 18 群拡散計算 (1 次摂動)

(計算コード：CITATION、PERKY)

膨脹係数 (形状係数)：2 次元 R-Z 体系による 7 群拡散計算 (直接計算)

(計算コード：CITATION、PERKY、密度係数は 18 群 1 次摂動計算)

(iii) 補正計算：特になし。

なお、設計計算での解析対象はMK-IIIの標準平衡炉心であり、MK-III性能試験炉心とは炉心構成や組成が異なる。主な差異は、燃料集合体数が 75 体から 77 体が増えていることと、燃焼の進んだMK-III平衡炉心を模擬した燃焼組成となっていることである。このため、3 次元 Tri-Z 体系の拡散計算により、MK-IIIの標準平衡炉心と性能試験炉心の等温温度係数の比を求めてこれに乗じることにより、MK-III性能試験炉心における設計値に換算した。この比は 0.994 であり、等温温度係数に関して、MK-III性能試験炉心とMK-III標準平衡炉心の差は小さいことがわかる。

以下の考察においては、MK-III標準平衡炉心の設計値： $-3.9 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk' / ^\circ\text{C}$ に 0.994 を乗じた値： $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk' / ^\circ\text{C}$ をMK-III性能試験炉心における等温温度係数の設計値とする。



#### 5. 5. 4 測定と解析結果

ここでは、測定及び解析結果を比較検討する。なお、解析結果の検討に資するため、MK-I 性能試験炉心<sup>[5-60]</sup>、<sup>[5-61]</sup>、MK-II 性能試験炉心<sup>[5-62]</sup>及びMK-II 第 35 サイクル炉心の等温温度係数についても、同様の解析手法を適用して計算し、その結果についても述べる。

##### 5. 5. 4. 1 等温温度係数の測定結果

###### (1) 測定データ

測定データの詳細を表 5.5.3 に示す。等温温度係数の評価値は、測定データを 1 次式でフィッティングした直線の傾きから求めるが、表 5.5.3 では参考のため各ステップ間の測定結果から評価した等温温度係数も示した。また、図 5.5.2 に測定された炉心平均温度と過剰反応度の関係を示す。この図には、1 次式でフィッティングした結果も併せて示した。フィッティング式の 1 次微係数が等温温度係数となる。ただし、2003 年 8 月 26 日の第 1 ステップの測定値は除いた。これは、8 月 26 日の第 1 ステップの測定では、性能試験に係る国の使用前検査を受検するため、他のステップに比べて測定に長時間を要しており、測定した反応度が制御棒駆動機構延長管の熱収縮の影響を強く受けたと考えられるからである。このステップの実測値は、他のステップに比べて有意に小さくなっている。また、図 5.5.2 から、等温温度係数の測定結果は、昇温時と降温時で系統的な差が観測されており、昇温時の方が 3~5% 小さいことがわかる。

以上のことから、等温温度係数の測定結果に対して、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果を適切に補正する必要があることがわかる。これらの測定データに対する考察を以下に行う。

###### (2) 昇温時測定値と降温時測定値の系統的な差

昇温時と降温時の測定値に系統的な差がみられる現象は、MK-I 炉心及びMK-II 炉心の性能試験でも観測されており、MK-II 性能試験の考察<sup>[5-61]</sup>では、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果と原子炉容器の温度追従の遅れが主な原因と解釈されている。

前者の効果は、制御棒駆動機構延長管の熱収縮により炉心と制御棒の相対位置が変化することによって生じるものである。図 5.5.3 及び図 5.5.4 に示すように、制御棒駆動機構は原子炉容器上部の回転プラグを貫通して炉心内の制御棒につながっており、制御棒駆動機構の延長管は、制御棒を引抜くとナトリウム中からカバーガス領域に移動することになる。このため、制御棒を臨界位置まで引抜いてから時間が経過すると、制御棒駆動機構がナトリウム温度より低いカバーガス空間で冷却されて熱収縮し、相対的に制御棒が炉心からわずかに引抜かれる現象が生じる。この効果は、主に試験開始直後の昇温時に影響を与えることになり、昇温時には実際の投入反応度よりも制御棒の引抜き量が少なくなるため、昇温時に測定した等温温度係数の絶対値を過小評価する。

一方、後者の効果は、原子炉容器の温度が冷却材の温度変化の速さに追従できず、炉心と制御棒の相対位置が変化することにより生じるものである。MK-II 性能試験時の測定結果では、昇温時よりも降温時において、原子炉容器温度の追従に時間がかかることがわかっている。このため、降温時において、炉心と制御棒は相対的に離れることになり、見かけ上の制御棒挿入量が多くなるため、降温時における測定値の絶対値が過大評価となる。

以上のことから、MK-III 性能試験炉心でも同様の理由により、昇温時と降温時で系統的な差が生じたものと考えられる。本研究における評価では、これらの効果を定量化した上で補正して、昇温時及び降温時の両方のデータを採用する方法を検討した。

###### (i) 制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果の補正

まず、制御棒駆動機構延長管の熱収縮に伴う反応度効果について考察する。この効果は、5. 3 で述べた臨界近接の一部として測定が行われており、その測定結果から制御棒を下端から臨界位置まで約 400mm 引抜いた後、時間経過とともに制御棒駆動機構延長管が熱収縮し、その収縮量は反応度換算で最大約 1mm に相当すると評価されている<sup>[5-12]</sup>。通常運転時における反応度変化量からすれば、1mm の熱収縮に伴う反応度変化は小さいものであるが、等温温度係数の測定においては、測定時の制

御棒位置の変化幅が約412mm～約430mmと約18mmであり、1mmの熱収縮は反応度換算で約5%に相当するため無視できない。このため、制御棒駆動機構延長管の熱収縮量の測定結果から得られたフィッティング式を用いて、測定時刻における熱収縮量を補正することとした。

この熱収縮量について、上述した測定データを使って等温温度係数の測定値を補正するため、制御棒駆動機構延長管の熱収縮量を経過時間の関数として表現し、測定データをどのような関数にフィッティングすべきか検討した。

最初に、制御棒駆動機構延長管のある時刻における温度について考える。時刻  $t$ 、位置  $x$  における物体の温度を  $u(x,t)$  とすると、熱伝導方程式は以下ようになる。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$$

ここで、各記号は以下のとおりである。

$$\begin{aligned} u(x,t) &: \text{温度 (}^\circ\text{C)} \\ \lambda &: \text{熱伝導率 (W/m}\cdot\text{K)} \\ c &: \text{比熱 (J/K}\cdot\text{kg)} \\ \rho &: \text{密度 (kg/m}^3\text{)} \\ t &: \text{時刻 (s)} \\ x &: \text{位置 (m)} \end{aligned}$$

このとき、時刻と位置に関して変数分離が可能であるとすると、物体の温度は以下のように表すことができる。

$$u(x,t) = X(x)T(t)$$

温度  $T(t)$  については、以下のような解が存在する。

$$T(t) = ce^{-\lambda t}$$

ここで、 $c$ 、 $\lambda(>0)$  は定数である。

以上のことから、制御棒駆動機構延長管の線膨脹係数が温度によらず一定であると仮定すると、時刻  $t$  における制御棒駆動機構延長管の熱収縮量  $L(t)$  は、以下の式で表すことができる。

$$L(t) = A(1 - e^{-Bt})$$

ただし、 $A$ 、 $B$  は定数である。

上記の仮定に従って、制御棒駆動機構延長管の熱収縮量の測定結果を上式にフィッティングして係数  $A$ 、 $B$  を求めた。測定データをフィッティングした結果、係数として、 $A=1.14$  [mm] (標準偏差 0.049)、 $B=0.56$  [hr<sup>-1</sup>] (標準偏差 0.072) が得られた。図 5.5.5 から、測定データにばらつきがみられるが、得られたフィッティング式は、制御棒駆動機構延長管の熱収縮量の測定データをよく表現できており、フィッティングの係数  $A$  から、十分に時間が経過した場合には制御棒駆動機構延長管は約 1.1mm 収縮し、その熱収縮量に対する誤差は 4.3% (相対値) であることがわかる。

等温温度係数の測定では、昇温時の測定後、翌日の降温時測定に備えて 350°C で臨界状態を保持したため、降温時の測定では制御棒延長管が十分に熱収縮した状態で安定しており、この補正は無視できるほど小さい。この補正が影響を与えるのは、主に昇温時の前半に取得した測定データである。

## (ii) 原子炉容器温度追従の遅れの効果

次に、原子炉容器の温度追従の遅れの効果について考察する。図 5.5.6 に、MK-II 性能試験にお

ける等温温度係数測定時の炉心平均温度と原子炉容器表面温度の関係を示した。なお、原子炉容器表面温度の測定位置は図 5.5.7 に示すとおりである。図 5.5.6 から、炉心平均温度に比べて原子炉容器の表面温度は、降温時で約 5 時間、昇温時で約 2 時間遅れて変化していることがわかる。このため、特に降温時では、原子炉容器の温度が等温状態に比べて高くなっており、原子炉容器の熱膨脹により相対的に制御棒が引抜かれた状態になる。

冷却材であるナトリウム液面から炉心支持板まで 8.6m、原子炉容器の線膨脹係数が  $1.7 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 、原子炉容器の平均温度が本来の等温状態に比べて  $30 \text{ } ^\circ\text{C}$  高いと仮定して、熱膨脹量を試算すると約 4 mm となる。実際には、原子炉容器の熱膨脹は線膨脹係数に従った自由膨脹より小さくなると考えられるが、mm のオーダーで原子炉容器が熱膨脹し、制御棒と炉心の相対位置が変化して等温温度係数の測定に影響を与える可能性がある。この効果についても、前述の制御棒延長管の熱収縮効果と同様に、等温温度係数を精度良く測定するために考慮する必要がある。

MK-III 性能試験における等温温度係数測定時の炉心平均温度と原子炉容器表面温度の関係を図 5.5.8 に示すが、MK-II 性能試験時とは異なり、MK-III 性能試験時の測定では、原子炉容器の温度は冷却材の温度変化に十分追従している。以下では、MK-II 性能試験時との違いが表れた理由について考察する。

原子炉容器の温度追従に影響を与えると考えられる測定条件の違いとして、等温温度係数測定時の昇温・降温速度や測定温度が挙げられるが、MK-II 及び MK-III 性能試験における等温温度係数測定時の昇温・降温速度は以下のとおりであり、大きな差はない。

[MK-II 性能試験]

- ・ 降温速度：約  $10 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{h}$  ( $250 \rightarrow 230 \text{ } ^\circ\text{C}$ )、約  $18 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{h}$  ( $230 \rightarrow 170 \text{ } ^\circ\text{C}$ )
- ・ 昇温速度：約  $7 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{h}$

[MK-III 性能試験]

- ・ 降温速度：約  $10 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{h}$
- ・ 昇温速度：約  $8 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{h}$

一方、等温温度係数の測定が行われた温度範囲は以下のとおりであり、今回の MK-III 性能試験時の方が温度条件が高い。

[MK-II 性能試験]

- ・ 測定温度範囲： $170 \text{ } ^\circ\text{C} \sim 250 \text{ } ^\circ\text{C}$

[MK-III 性能試験]

- ・ 測定温度範囲： $250 \text{ } ^\circ\text{C} \sim 350 \text{ } ^\circ\text{C}$

以上のことから、MK-III 性能試験における等温温度係数の測定では、測定時の温度が MK-II 性能試験時より高かったため、MK-II 性能試験でみられたような原子炉容器の温度追従の遅れが生じなかったと考えられる。炉心平均温度が高くなると、原子炉容器とその周辺との温度差が大きくなるため、温度条件の違いが、特に降温時における原子炉容器の温度変化を促進させ、温度追従の遅れが生じなかったものと考えられる。

したがって、MK-III 性能試験においては原子炉容器の温度追従の遅れは無視できると考えられ、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果のみを補正することとする。

### (3) 補正後の測定結果

図 5.5.9 に、制御棒駆動機構延長管の熱収縮に伴う反応度変化を補正した等温温度係数の測定結果を示す。過剰反応度と炉心平均温度を 1 次式でフィッティングした係数（傾き）が等温温度係数

となる。この補正により、図 5.5.2 でみられた昇温時と降温時の等温温度係数の系統的な差はなくなり、昇温時と降温時の 4 回の平均値を最終的な測定値とした。

#### (4) 測定誤差評価

等温温度係数測定における測定誤差を統計誤差と系統誤差に分けて考察する。

##### (i) 統計誤差

等温温度係数は、20°Cごとに 5 ステップで測定した炉心平均温度の変化に対する反応度変化の 1 次微係数で評価している。このため、誤差重み付きの回帰分析手法により、1 次微係数の統計誤差を評価する。

まず、過剰反応度の測定誤差については、MK-III性能試験炉心の過剰反応度に対する相対誤差は 3.3%であり、その内訳は系統誤差が 3.0%、統計誤差が 0.3%である。系統誤差の主な成分は、実効遅発中性子割合  $\beta_{\text{eff}}$  に起因する誤差である。また、制御棒駆動機構延長管の熱収縮に伴う反応度の補正に使ったフィッティング式は統計的な誤差を有するため、過剰反応度の統計誤差に含める必要がある。この誤差は、フィッティング係数の誤差から約 4.3%と評価できるが、その誤差を過剰反応度に換算すると 0.1%以下であり、過剰反応度の統計誤差 0.3%に含まれるとみなすことができる。

次に、炉心平均温度の測定誤差については、炉心平均温度を原子炉容器の出入口 Na 温度の平均値で求めており、出入口 Na 温度の校正試験より、その測定誤差は系統誤差及び統計誤差を含めて合計 1.3% (相対値) と評価され、その内訳は系統誤差が 0.9%、統計誤差が 0.4%である。

以上より、過剰反応度の測定誤差 (統計誤差) を 0.3%、炉心平均温度の測定誤差 (統計誤差) を 0.4%として 1 次微係数の統計誤差を評価した。

##### (ii) 系統誤差

次に、系統誤差について考察する。炉心平均温度については 0.9%の系統誤差があると評価されているが、この系統誤差は、得られた等温温度係数の直線を平行移動させるだけであり、直線の傾きには影響を与えない。一方、過剰反応度の系統誤差は、前述のとおり  $\beta_{\text{eff}}$  の誤差が支配的であり、ドル単位での実測値の単位換算を通じて過剰反応度 ( $\Delta k/kk'$  単位) に直接影響するため、 $\beta_{\text{eff}}$  の誤差は、系統誤差として影響する。制御棒駆動機構延長管の熱収縮については補正済みであり、これに伴う系統的な誤差は排除されている。また、原子炉容器の温度追従の遅れも系統誤差を生じる要因となるが、MK-III性能試験では温度追従性の良いことが確認されており、系統誤差に含める必要はないと考えられる。

以上のことから、等温温度係数の系統誤差は  $\beta_{\text{eff}}$  の誤差に起因する項目のみとした。

#### 5. 5. 4. 2 等温温度係数の解析結果

表 5.5.4 に、MK-III性能試験炉心における等温温度係数の測定と解析結果を示すが、解析値と測定値の比 (C/E) は 0.96 であり、測定誤差の範囲でよく一致している。なお、MK-III性能試験炉心の設計計算値は  $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk' / ^\circ\text{C}$  であった。

表 5.5.5~表 5.5.8 に、MK-I 性能試験炉心、MK-II 性能試験炉心、MK-II 第 35 サイクル炉心及びMK-III性能試験炉心における等温温度係数の解析結果の内訳をそれぞれ示す。解析値では、輸送及びメッシュ効果、次世代炉定数効果に基づく補正係数も併せて示した。また、MK-III性能試験炉心における膨脹係数を、炉心支持板、燃料、構造材、冷却材の膨脹による反応度成分に分けて算出した結果を表 5.5.9 に示す。この結果から、等温温度係数の反応度成分のうち、炉心支持板の膨脹係数が最大であり、ドップラ係数の寄与は 15%と比較的小さいことがわかる。

等温温度係数の反応度成分ごとの解析結果に関して、以下に考察する。炉心間の差異を炉物理的観点から考察するため、反応度成分ごとの解析結果を用いて、直近に運転したMK-II 第 35 サイクル炉心との差についても検討した。

## (1) 等温温度係数の反応度成分

## (i) ドップラ係数の解析結果

ドップラ係数に対する輸送補正、メッシュ補正は0.96～0.99となっており、炉心によって差はあるものの、同程度の補正值であった。一方、ドップラ係数に対する次世代炉定数効果は、MK-I炉心では0.99であるのに対して、MK-II炉心及びMK-III炉心では0.81～0.82と大きな補正となっている。ただし、等温温度係数の大部分は膨脹係数で占められるため、この補正が等温温度係数に与える影響は小さい。

ドップラ係数に対する次世代炉定数効果がMK-II及びMK-III炉心で大きく、MK-I炉心で小さい理由として、ブランケットと反射体の置換の影響であることが予想される。このため、MK-II第35サイクル炉心を対象として、基準計算（70群）と次世代炉定数（175群+超微細群）によるドップラ反応度の差について、炉心の各領域からの反応度寄与を計算した。

その結果を図5.5.10に示すが、予想どおり反射体領域におけるドップラ反応度の差が大きいことが示された。さらに、反応度寄与の大きい内側反射体中央部での各成分を調べた結果（図5.5.11参照）、1keV付近の捕獲項と1MeV付近の漏えい項に差が生じている。前者については、鉄の1keV近傍の共鳴断面積の差が影響している。また、後者については、175群で高エネルギー領域の群数を細分化したことによる影響であると考えられる。これらの結果から、鉄の共鳴断面積の取扱いや高エネルギー領域でのエネルギー群の詳細化により、等温温度係数に対して3%程度の解析誤差を与える可能性があることがわかった。

## (ii) 膨脹係数の解析結果

次に、膨脹係数について検討する。次世代炉定数効果は、膨脹係数に対しては1%以下の補正であり、ほとんど影響しない。一方、膨脹係数に対する輸送補正、メッシュ補正は0.88～0.90であり、相対的に大きい。膨脹係数は、等温温度係数の大部分を占めており、この輸送補正、メッシュ補正は、等温温度係数の解析精度を左右するため重要である。膨脹係数に対する輸送補正、メッシュ補正が大きくなった理由について、以下に考察する。

MK-II第35サイクル炉心を対象として、密度係数に対する輸送・メッシュ効果と形状係数に対する輸送・メッシュ効果に分離して検討した。結果を表5.5.10に示すが、膨脹係数の大部分は密度係数であることがわかる（密度係数：形状係数 $\approx 5:-1$ ）。また、密度係数と形状係数に分離した場合でも、輸送補正、メッシュ補正はそれぞれ約0.9となっている。これらの結果から、膨脹係数の輸送補正、メッシュ補正は、主に密度係数に対するものである。このため、炉心のどの領域が輸送・メッシュ効果に影響を与えているか摂動計算により評価した。結果を図5.5.12に示すが、燃料部、制御棒アダプター部（第3列）、下部空間、内側反射体等の反応度の差が大きいことがわかった。特に、燃料部の寄与は大きく、領域ごとにばらつきがあるものの、燃料部全体として約40%の寄与を有する。

また、輸送・メッシュ効果の違いは、解析手法による中性子束分布の違いが主な原因と考えられるため、輸送計算と拡散計算により温度変化前後における中性子束の変化量を求め、両者を比較した。結果を図5.5.13に示すが、炉中心に近い位置では温度変化に伴う中性子束の変化幅は小さく、炉心外側では中性子束の変化幅が大きくなっている。この中性子束分布の変化は、どちらも負の反応度を与えることになり、この中性子束変化幅の違いが膨脹係数に対する輸送・メッシュ効果に差が生じた原因と考えられる。

以上の結果から、輸送・メッシュ効果は、膨脹係数（密度係数、形状係数とも）に対して約9%の影響があり、等温温度係数を精度良く計算するには輸送理論による計算が必要である。

## (2) MK-III移行炉心との比較

次に、直近に運転したMK-II第35サイクル炉心の等温温度係数との差について、反応度成分ごとに考察する。

等温温度係数を反応度成分に分けて解析した結果を表5.5.11に示す。比較しやすいように、第35

サイクル炉心の等温温度係数（内訳の合計）を 1 とした場合の相対値を示した。形状係数については炉心径方向及び軸方向に、密度係数については燃料・構造材・冷却材に分離して評価した。なお、この解析では、ドップラ係数と密度係数については厳密摂動計算、形状係数については直接計算を適用しているが、輸送効果、メッシュ効果等の補正は行っておらず、全て 3 次元 Tri-Z 体系で実施した 70 群拡散計算の結果である。拡散近似による計算であるが、MK-III 性能試験炉心が 8% 大きくなることを再現しており、内訳の分析には十分な精度であると考えられる。

表 5.5.11 から、MK-III 性能試験炉心で等温温度係数が大きくなった理由は、主に密度係数の差であることがわかる。このため、密度係数を摂動成分にさらに分解した結果を表 5.5.12 に示すが、燃料密度係数の生成項、構造材の漏えい項、冷却材の散乱項が主に寄与している。

MK-II 第 35 サイクル炉心と比べた場合、MK-III 性能試験炉心の特徴は、

- ① 炉心高さが MK-II 炉心の 55cm から 50cm に減少し、炉心等価直径が大きくなったこと（炉心形状の扁平化）
- ② Pu 富化度及び U 濃縮度の異なる内側炉心と外側炉心に 2 領域化したこと

が挙げられる。①の特徴（炉心形状の扁平化）については、炉心からの中性子漏えい量が増大することにつながり、構造材の漏えい項が大きくなった原因と考えられる。一方、燃料密度係数の生成項と冷却材の散乱項はともに非漏えい項であり、これらが大きくなった原因は、②の特徴（炉心の 2 領域化）により、燃料密度の減少や冷却材密度の減少に対する感度が増加したことが考えられる。

なお、MK-I 及び MK-II 性能試験炉心、MK-II 第 35 サイクル炉心ともに、等温温度係数の C/E 値は 0.95～1.04 の間にあり、約 5% の範囲で測定値と解析値が一致している。表 5.5.7 及び表 5.5.8 に示すように、MK-III 性能試験炉心では直近に運転した MK-II 第 35 サイクル炉心に比べて、等温温度係数が約 8% 大きくなること事前解析で予測され、MK-III 性能試験炉心における測定値は、予測どおりの結果となった（約 9% 大きくなった）。このことから、解析結果は、測定値とよく一致したのみならず、前サイクル炉心との違いも正確に予測できた。

#### 5.5.5 等温温度係数のまとめ

「常陽」MK-III 性能試験炉心において、2003 年 8 月 26 日～29 日の 4 日間実施された等温温度係数の測定結果をまとめた。測定は、1 次冷却系の昇温時と降温時にそれぞれ 2 回ずつ合計 4 回実施した。昇温時と降温時における等温温度係数の測定結果には、3～5% の系統的な差がみられたが、この原因は制御棒駆動機構延長管の熱収縮に伴う反応度変化であり、これを補正することにより、再現性の良い実測データを得た。また、等温温度係数の測定結果に対する誤差評価を実施し、最終的な測定値として以下の値を得た。

$$-(3.82 \pm 0.17) \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ \text{C}$$

本測定結果から、MK-III 性能試験炉心の等温温度係数は負の値となり、炉心が固有の自己制御性を持つことを確認した。また、MK-III 性能試験炉心に対する設計計算値は  $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ \text{C}$  であり、測定値とよく一致しており、設計計算手法が妥当であったことも確認した。

解析については、JUPITER 標準解析手法を適用し、輸送理論や超微細群モデルに基づく計算により、これらが解析結果に与える影響を明らかにした。また、等温温度係数を、ドップラ係数、膨脹係数（炉心支持板、燃料、構造材、冷却材）の反応度成分に分離して評価し、反応度成分ごとの寄与も明らかにした。JUPITER 標準解析手法による解析値は、 $-3.68 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ \text{C}$ （C/E 値：0.96）となり、測定値と測定誤差の範囲で一致することを確認した。

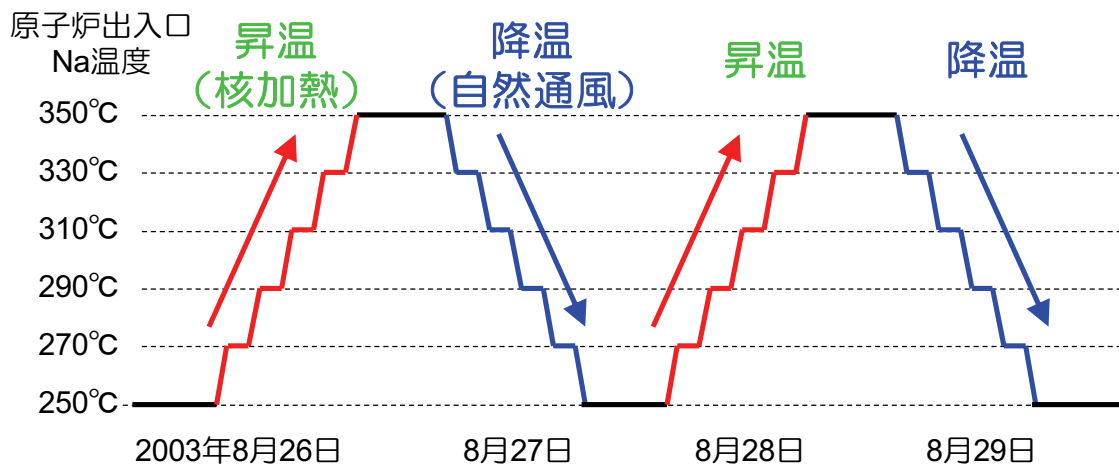


図 5.5.1 等温温度係数の測定試験

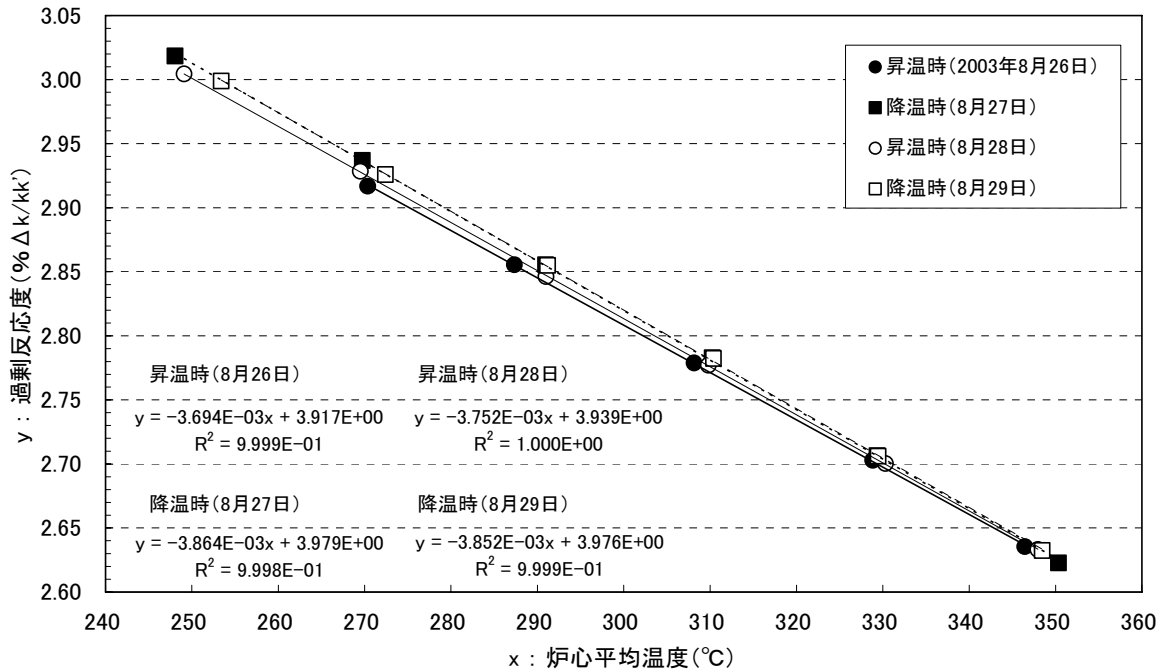


図 5.5.2 等温温度係数の測定結果 (制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果補正前)

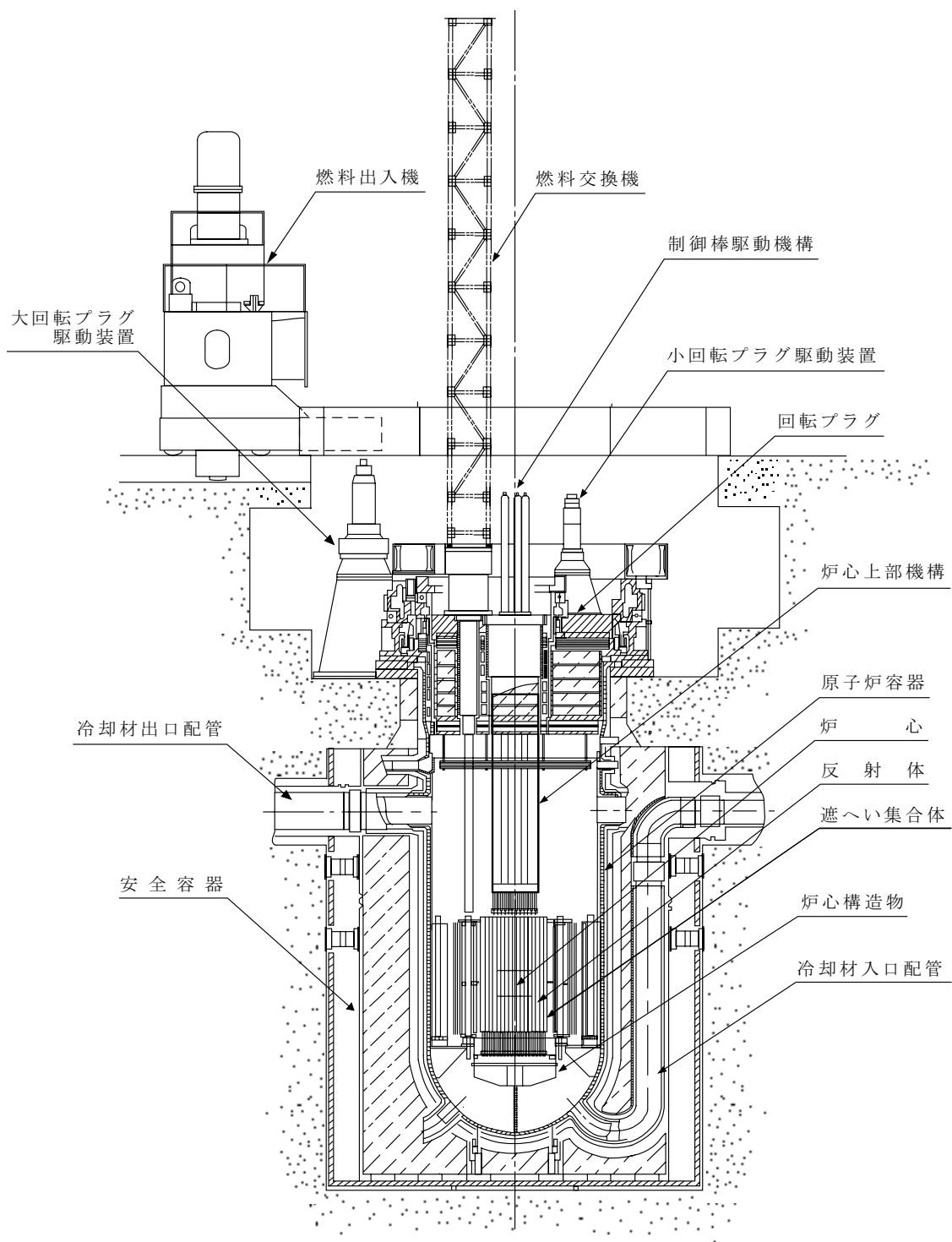


図 5.5.3 原子炉本体の断面



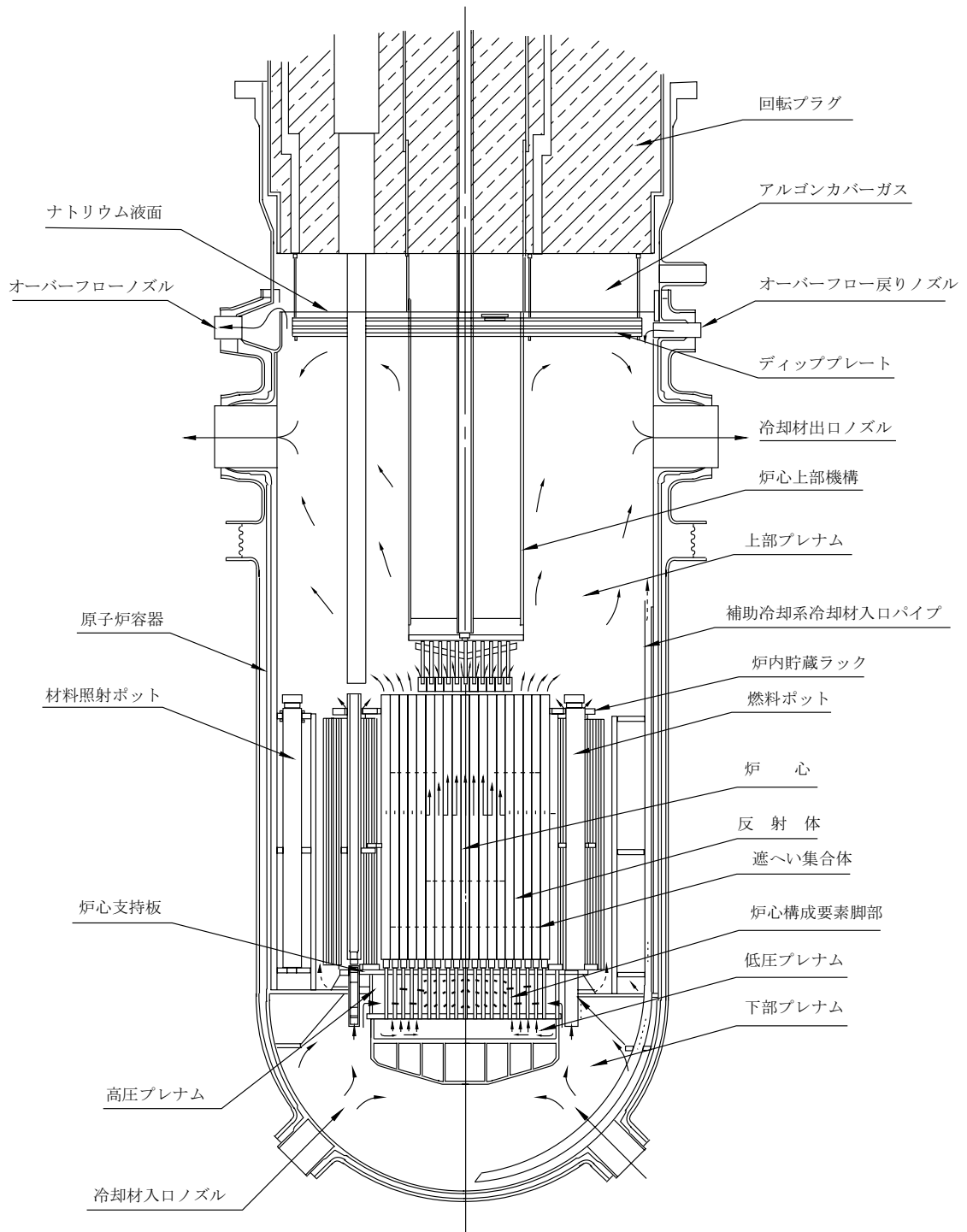


図 5.5.4 原子炉容器の断面

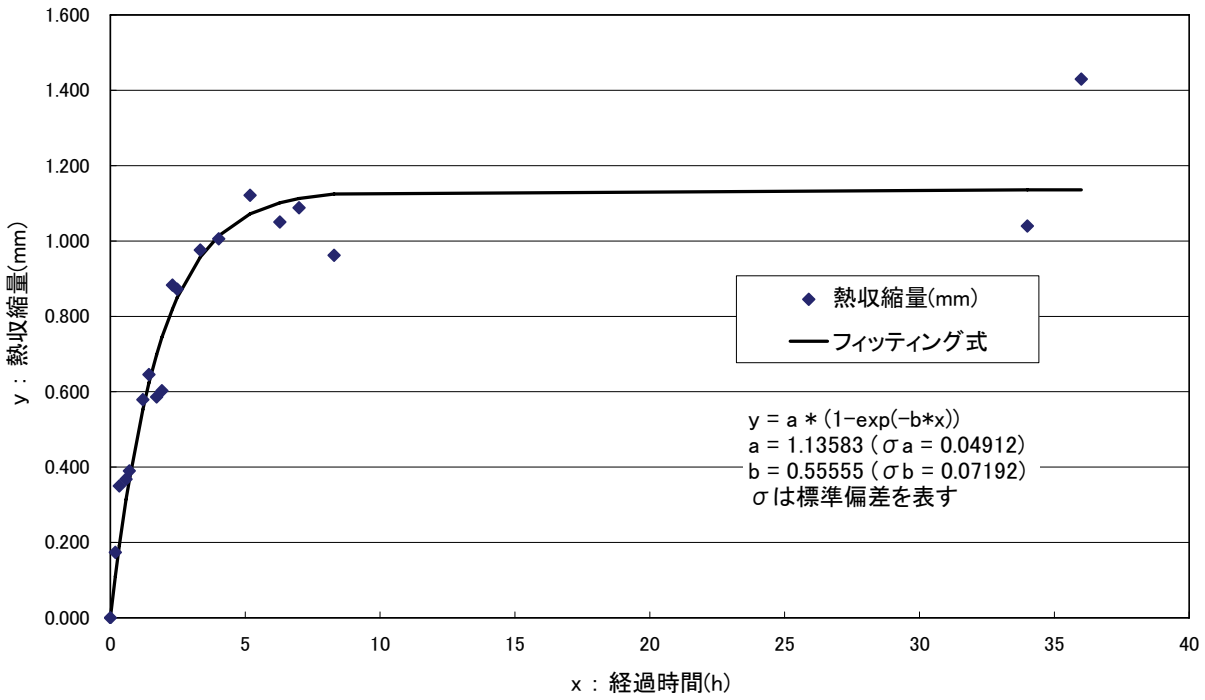


図 5.5.5 制御棒駆動機構延長管の熱収縮量

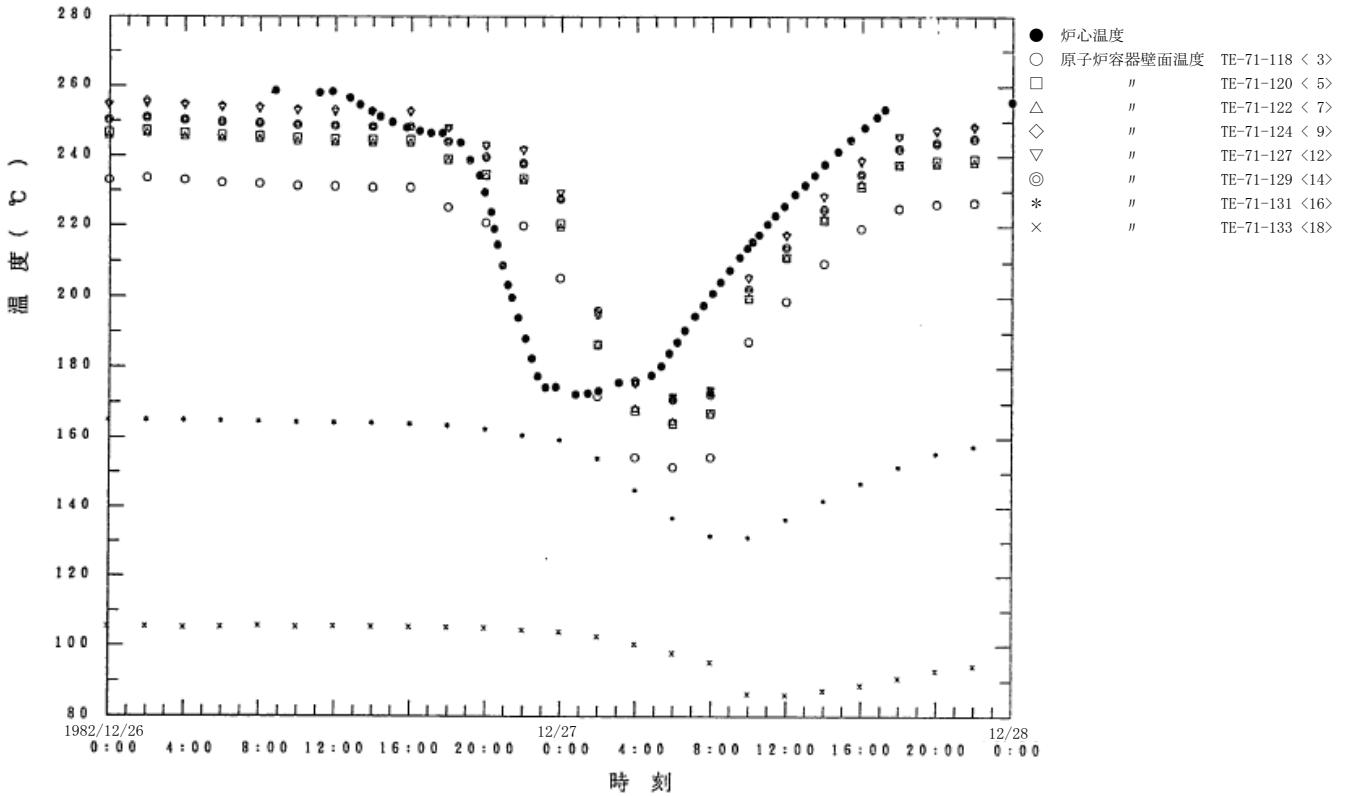


図 5.5.6 MK-II 性能試験の等温温度係数測定時における原子炉容器表面の温度変化

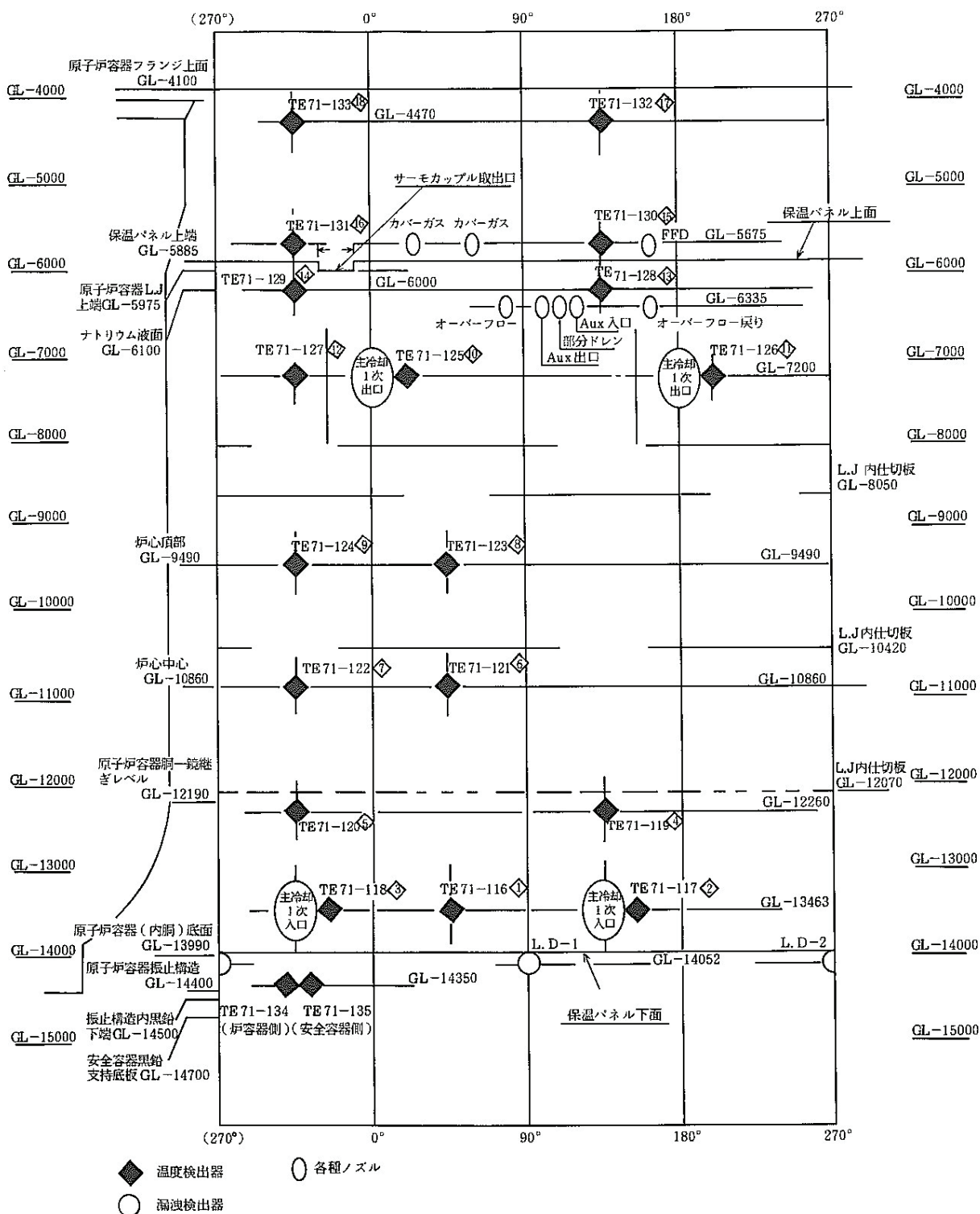


図 5. 5. 7 原子炉容器外壁温度の測定点

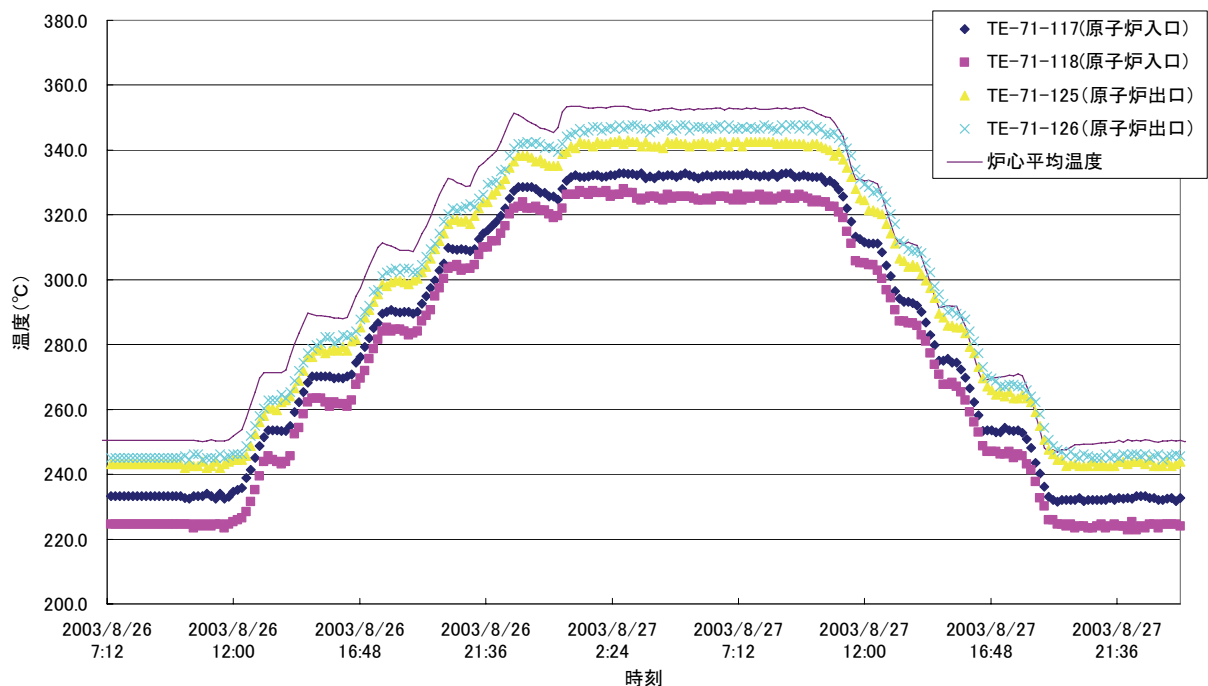


図 5.5.8 MK-III性能試験の等温温度係数測定時における原子炉容器表面の温度変化

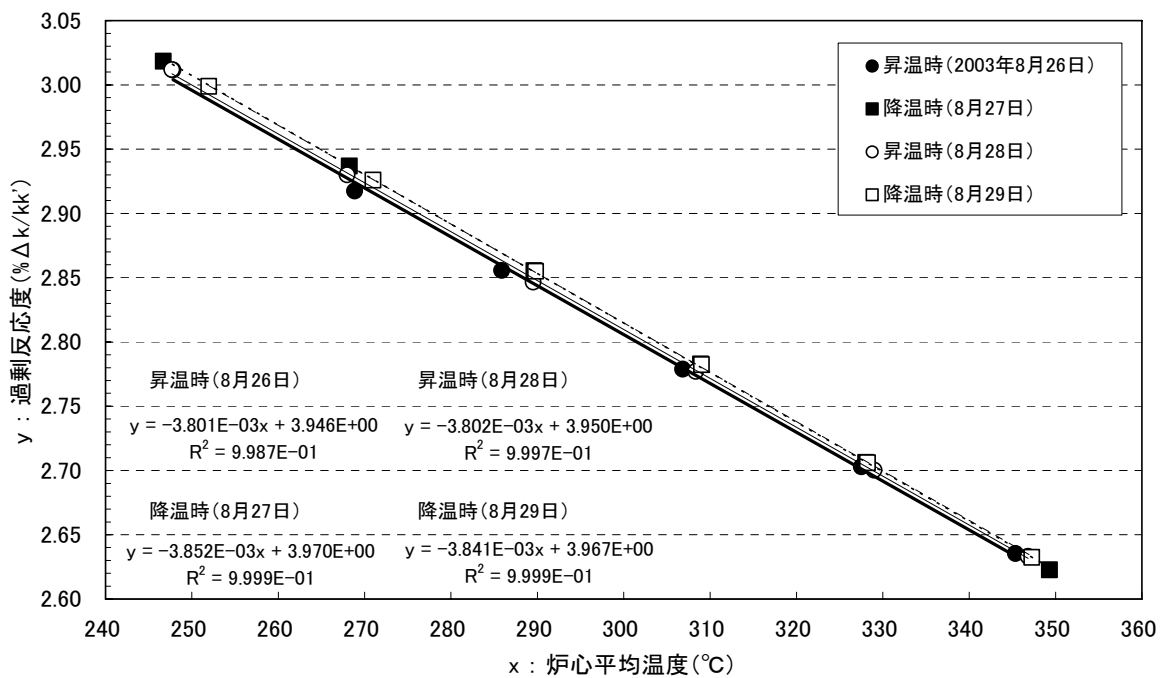


図 5.5.9 等温温度係数の測定結果 (制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果補正後)

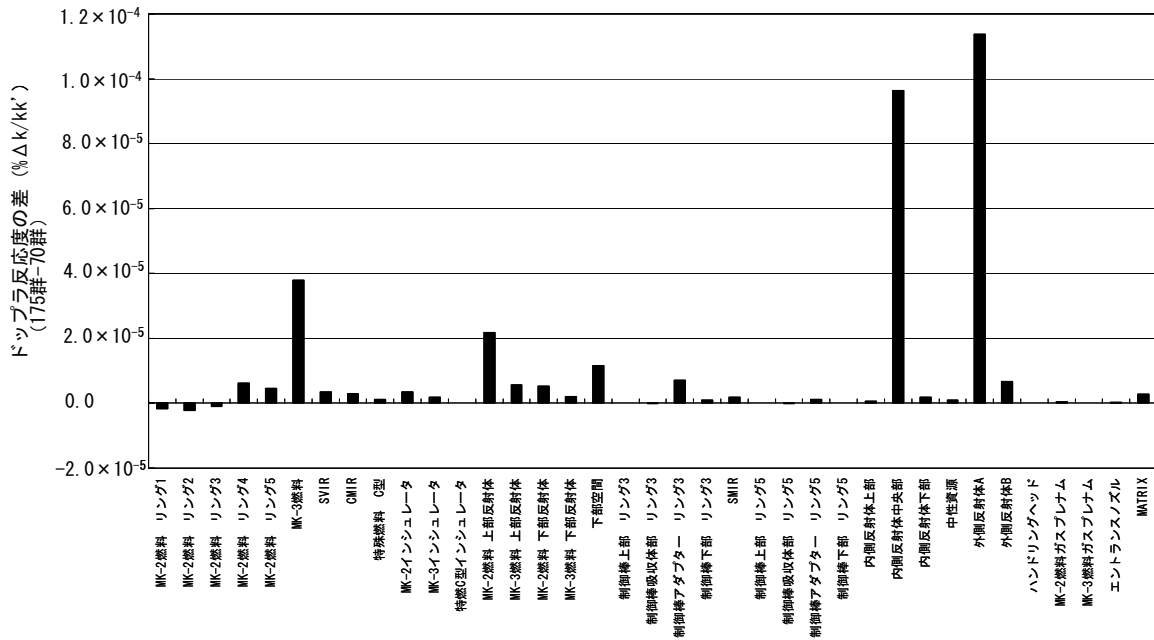


図 5.5.10 ドップラ係数に対する各炉心領域からの反応度寄与 (MK-II 第 35 サイクル炉心対象)

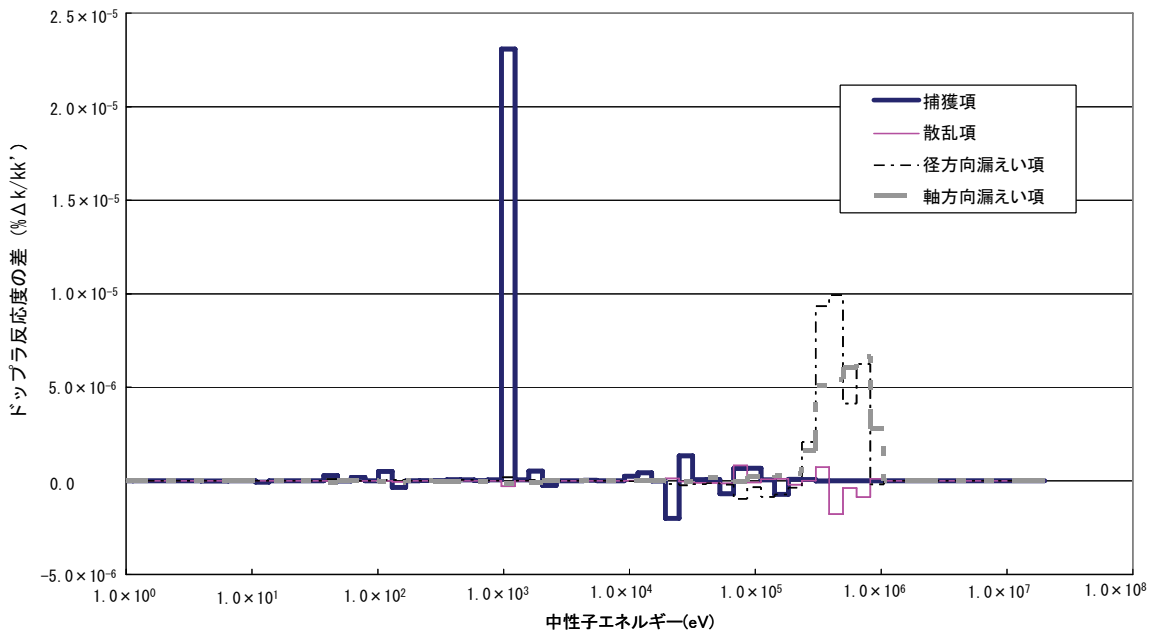


図 5.5.11 内側反射体中央部におけるドップラ係数の次世代炉定数効果 (175 群+超微細群と 70 群の差) (MK-II 第 35 サイクル炉心対象)

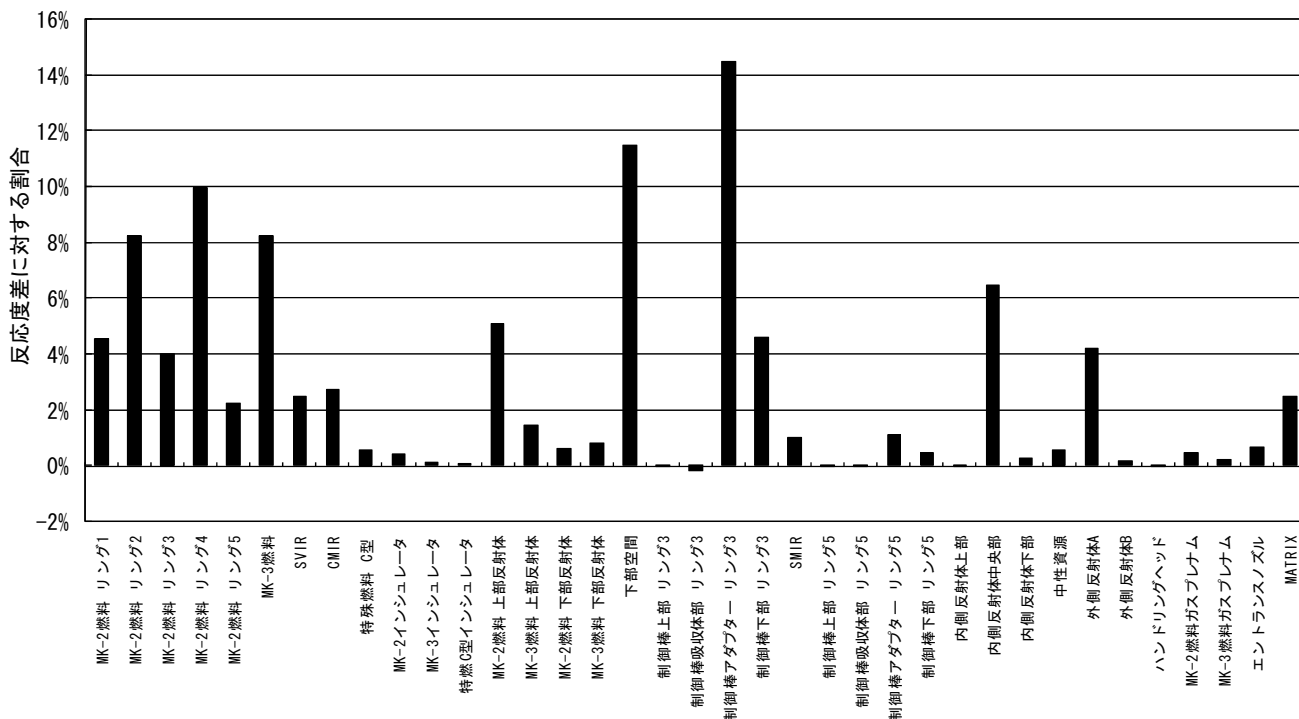


図 5.5.12 密度係数の輸送・メッシュ効果に対する各炉心領域からの反応度寄与 (MK-II第35サイクル炉心対象)

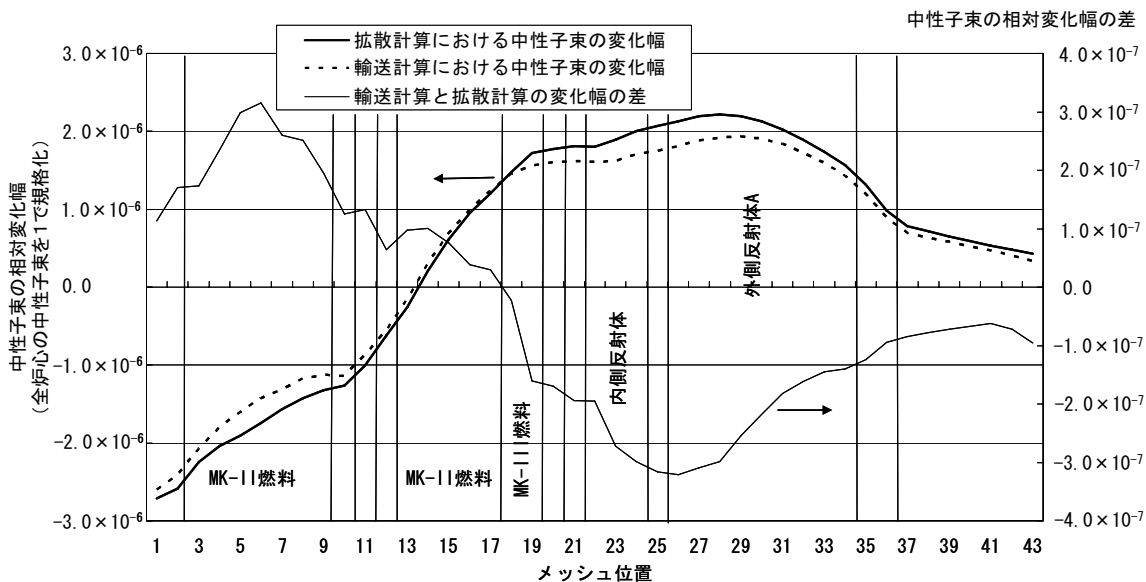


図 5.5.13 摂動前後の中性子束変化幅に対する輸送・メッシュ効果 (MK-II第35サイクル炉心対象)

表 5.5.1 2次元 R-Z 体系と 3次元 Tri-Z 体系で計算した等温温度係数の差  
(MK-II 第 35 サイクル炉心対象)

(2次元 R-Z 体系で計算した場合)

	ドップラ係数 (% Δk/kk' /°C)	膨脹係数 (% Δk/kk' /°C)	合計 (% Δk/kk' /°C)	測定値 (% Δk/kk' /°C)	C/E 値
250°C→350°C	$-5.23 \times 10^{-4}$	$-2.83 \times 10^{-3}$	$-3.35 \times 10^{-3}$	$-3.49 \times 10^{-3}$	0.961
250°C→750°C*	$-4.40 \times 10^{-4}$	$-2.93 \times 10^{-3}$	$-3.37 \times 10^{-3}$		0.965

(3次元 Tri-Z 体系で計算した場合)

	ドップラ係数 (% Δk/kk' /°C)	膨脹係数 (% Δk/kk' /°C)	合計 (% Δk/kk' /°C)	測定値 (% Δk/kk' /°C)	C/E 値
250°C→350°C	$-5.16 \times 10^{-4}$	$-2.89 \times 10^{-3}$	$-3.41 \times 10^{-3}$	$-3.49 \times 10^{-3}$	0.977
250°C→750°C*	$-4.36 \times 10^{-4}$	$-2.99 \times 10^{-3}$	$-3.43 \times 10^{-3}$		0.982

\*: 250°C→750°Cは参考値

表 5.5.2 厳密摂動と 1次摂動の差 (MK-II 第 35 サイクル炉心対象)

	厳密摂動 (% Δk/kk' /°C)	1次摂動 (% Δk/kk' /°C)	厳密/1次
250°C→350°C	$-6.55 \times 10^{-4}$	$-6.60 \times 10^{-4}$	0.993
250°C→750°C*	$-2.60 \times 10^{-3}$	$-2.68 \times 10^{-3}$	0.971

\*: 250°C→750°Cは参考値

表 5.5.3 MK-III性能試験炉心の等温温度係数の測定データ

測定日時	測定時間間隔	制御棒位置(mm)								反応度差 (%Δk/kk')	1次系ループ出入口温度(°C)				温度差 (°C)	等温温度係数 (%Δk/kk'/°C)		
		No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	No.6	A(入口)	A(出口)		B(入口)	B(出口)	平均					
2003/8/26 7:53		412.4	412.6	412.5	412.6	412.5	412.7					249.2	246.4	249.1	246.9	247.9		
2003/8/26 13:38	5:45	415.9	415.7	416.0	415.9	415.9	415.9	415.9		-0.0720		270.2	267.4	270.1	267.7	268.9	21.0	-3.44E-03
2003/8/26 15:46	2:08	418.6	418.6	419.0	418.9	418.9	418.7			-0.0614		287.2	284.5	287.1	284.7	285.9	17.0	-3.60E-03
2003/8/26 18:23	2:37	422.5	422.2	422.5	422.3	422.5	422.5	422.5		-0.0766		308.0	305.6	307.9	305.8	306.8	21.0	-3.66E-03
2003/8/26 20:32	2:09	426.1	426.2	426.1	426.1	426.2	426.0			-0.0761		328.8	326.4	328.5	326.4	327.5	20.7	-3.68E-03
2003/8/26 23:31	2:59	429.4	429.4	429.4	429.4	429.4	429.3			-0.0674		346.4	344.4	346.1	344.5	345.4	17.8	-3.78E-03
2003/8/27 10:07		430.0	430.0	430.0	430.0	430.0	430.0					350.2	348.4	350.1	348.5	349.3		
2003/8/27 12:17	2:10	425.9	425.9	426.0	425.9	425.9	425.9	425.9		0.0837		329.1	326.8	329.2	327.0	328.0	-21.3	-3.93E-03
2003/8/27 13:48	1:31	422.2	422.1	422.3	422.2	422.3	422.3	422.3		0.0765		310.0	307.6	310.1	307.9	308.9	-19.1	-4.00E-03
2003/8/27 15:14	1:26	418.8	418.8	418.8	418.8	418.7	418.8			0.0726		290.7	288.3	290.8	288.6	289.6	-19.3	-3.76E-03
2003/8/27 17:38	2:24	414.8	414.8	414.8	414.8	414.8	415.6			0.0814		289.5	266.7	289.6	267.1	268.2	-21.4	-3.81E-03
2003/8/27 20:35	2:57	411.2	411.1	411.2	411.2	411.1	411.2			0.0815		247.8	245.3	247.9	245.7	246.7	-21.6	-3.78E-03
2003/8/28 9:04		411.7	411.8	411.9	411.9	411.9	411.8					248.9	246.3	248.9	246.6	247.7		
2003/8/28 11:47	2:43	415.3	415.4	415.5	415.1	415.5	415.5			-0.0761		289.3	266.5	289.3	266.8	268.0	20.3	-3.75E-03
2003/8/28 14:44	2:57	419.3	419.3	419.3	419.1	419.2	419.2			-0.0822		290.9	288.1	290.7	288.3	289.5	21.5	-3.82E-03
2003/8/28 17:27	2:43	422.1	422.7	422.8	422.7	422.6	422.4			-0.0692		309.7	307.0	309.5	307.2	308.4	18.9	-3.67E-03
2003/8/28 20:06	2:39	425.5	426.3	426.5	426.4	426.3	426.4			-0.0766		330.2	327.8	330.0	327.9	329.0	20.6	-3.72E-03
2003/8/28 23:01	2:55	427.4	430.0	430.1	430.1	430.0	430.0			-0.0671		347.9	345.9	347.6	345.9	346.8	17.9	-3.76E-03
2003/8/29 9:48		429.5	429.5	429.6	429.6	429.5	429.4					348.3	346.2	348.2	346.3	347.3		
2003/8/29 11:59	2:11	426.0	426.0	426.0	425.9	426.0	425.8			0.0736		329.3	327.1	329.2	327.3	328.2	-19.0	-3.87E-03
2003/8/29 14:10	2:11	421.9	422.3	422.4	422.4	422.2	422.4			0.0762		310.2	307.7	310.2	307.9	309.0	-19.2	-3.96E-03
2003/8/29 16:23	2:13	419.0	418.8	418.9	418.7	418.7	418.7			0.0727		291.0	288.5	291.0	288.7	289.8	-19.2	-3.79E-03
2003/8/29 18:58	2:35	416.2	415.3	415.3	415.2	415.4	415.3			0.0709		272.2	269.6	272.2	269.9	271.0	-18.8	-3.77E-03
2003/8/29 21:21	2:23	413.3	411.9	411.7	411.8	411.6	411.8			0.0728		253.2	250.5	253.2	250.9	252.0	-19.0	-3.83E-03



表 5.5.4 MK-III性能試験炉心の等温温度係数の評価結果

	測定値*		統計誤差		系統誤差		誤差の合計		解析値*	C/E 値
	補正前	補正後	絶対値	相対値	絶対値	相対値	絶対値	相対値		
昇温時① (8月26日)	-3.69	-3.80	0.12	3.1%	0.11	3.0%	0.23	6.1%	-3.68	0.97
降温時① (8月27日)	-3.86	-3.85	0.11	2.9%	0.12	3.0%	0.23	5.9%		0.96
昇温時② (8月28日)	-3.75	-3.80	0.11	3.0%	0.11	3.0%	0.23	6.0%		0.97
降温時② (8月29日)	-3.85	-3.84	0.12	3.2%	0.12	3.0%	0.24	6.2%		0.96
昇温時平均	-3.72	-3.80	0.08	2.2%	0.11	3.0%	0.20	5.2%		0.97
降温時平均	-3.86	-3.85	0.08	2.2%	0.12	3.0%	0.20	5.2%		0.96
平均	---	-3.82	0.06	1.5%	0.11	3.0%	0.17	4.5%		0.96

\* : 単位は  $10^{-3} \% \Delta k / kk' / ^\circ C$

表 5.5.5 等温温度係数の解析結果の内訳 (MK-I性能試験炉心)

	解析値				測定値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	C/E 値
	基準計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	輸送・メッ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )		
ドップラ係数	$-1.07 \times 10^{-3}$	0.959	0.987	$-1.02 \times 10^{-3}$	---	---
膨脹係数	$-3.29 \times 10^{-3}$	0.889	1.005	$-2.94 \times 10^{-3}$	---	---
等温温度係数	$-4.36 \times 10^{-3}$	0.907	1.001	$-3.96 \times 10^{-3}$	$-3.81 \times 10^{-3}$	1.039

表 5.5.6 等温温度係数の解析結果の内訳 (MK-II性能試験炉心)

	解析値				測定値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	C/E 値
	基準計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	輸送・メッ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )		
ドップラ係数	$-7.85 \times 10^{-4}$	0.974	0.818	$-6.26 \times 10^{-4}$	---	---
膨脹係数	$-3.51 \times 10^{-3}$	0.893	1.001	$-3.13 \times 10^{-3}$	---	---
等温温度係数	$-4.29 \times 10^{-3}$	0.908	0.966	$-3.76 \times 10^{-3}$	$-3.96 \times 10^{-3}$	0.949

表 5.5.7 等温温度係数の解析結果の内訳 (MK-II第35サイクル炉心)

	解析値				測定値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	C/E 値
	基準計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	輸送・メッ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )		
ドップラ係数	$-6.52 \times 10^{-4}$	0.976	0.811	$-5.16 \times 10^{-4}$	---	---
膨脹係数	$-3.23 \times 10^{-3}$	0.895	1.001	$-2.89 \times 10^{-3}$	---	---
等温温度係数	$-3.88 \times 10^{-3}$	0.909	0.967	$-3.41 \times 10^{-3}$	$-3.49 \times 10^{-3}$	0.977

表 5.5.8 等温温度係数の解析結果の内訳 (MK-III性能試験炉心)

	解析値				測定値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	C/E 値
	基準計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )	輸送・メッ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 ( $\% \Delta k / kk' / ^\circ C$ )		
ドップラ係数	$-6.61 \times 10^{-4}$	0.985	0.819	$-5.34 \times 10^{-4}$	---	---
膨脹係数	$-3.52 \times 10^{-3}$	0.894	1.001	$-3.15 \times 10^{-3}$	---	---
等温温度係数	$-4.18 \times 10^{-3}$	0.908	0.970	$-3.68 \times 10^{-3}$	$-3.82 \times 10^{-3}$	0.965

表 5.5.9 MK-III性能試験炉心の等温温度係数の反応度成分

		等温温度係数に対する寄与
ドップラ係数		15%
膨脹係数	炉心支持板	37%
	燃料	5%
	構造材	11%
	冷却材	32%

表 5.5.10 膨脹係数に対する輸送・メッシュ効果 (MK-II 第 35 サイクル炉心)

	基準計算 (% Δk/kk' /°C)	輸送・メッシュ 効果	補正後計算値 (% Δk/kk' /°C)
密度係数	$-4.09 \times 10^{-3}$	0.907	$-3.71 \times 10^{-3}$
形状係数	$0.90 \times 10^{-3}$	0.930	$0.84 \times 10^{-3}$

表 5.5.11 等温温度係数の反応度成分の比較

		MK-III 性能試験炉心	MK-II 第 35 サイクル炉心	差
ドップラ反応度		0.17	0.17	0%
膨脹反応度	形状係数(径方向)	-0.19	-0.17	-2%
	形状係数(軸方向)	-0.07	-0.07	0%
	密度係数(燃料)	0.60	0.58	3%
	密度係数(構造材)	0.16	0.13	3%
	密度係数(冷却材)	0.40	0.36	4%
合計(等温温度係数)		1.08	1.00	8%

単位は、MK-II 第 35 サイクル炉心の等温温度係数を 1 とした場合の比率

表 5.5.12 密度係数の反応度成分の比較

		燃料			構造材			冷却材		
		MK-III <sup>(1)</sup>	MK-II <sup>(2)</sup>	差	MK-III <sup>(1)</sup>	MK-II <sup>(2)</sup>	差	MK-III <sup>(1)</sup>	MK-II <sup>(2)</sup>	差
非漏えい項	生成項	1.10	1.08	3%	0.00	0.02	-1%	0.00	0.00	0%
	核分裂項	-0.40	-0.38	-1%	0.00	-0.01	0%	0.00	0.00	0%
	吸収項	-0.18	-0.19	0%	-0.07	-0.06	0%	-0.02	-0.02	0%
	散乱項	-0.01	-0.02	1%	-0.04	-0.05	1%	-0.05	-0.08	3%
漏えい項	径方向	0.05	0.05	0%	0.17	0.15	2%	0.21	0.21	0%
	軸方向	0.04	0.04	0%	0.10	0.09	1%	0.25	0.24	1%
合計		0.60	0.60	3%	0.16	0.13	3%	0.40	0.36	4%

単位は、MK-II 第 35 サイクル炉心の等温温度係数を 1 とした場合の比率

(1) : MK-III性能試験炉心

(2) : MK-II 第 35 サイクル炉心

## 5. 6 燃焼係数<sup>[5-12]</sup>

### 5. 6. 1 試験目的

燃焼係数は、原子炉運転時の単位燃焼あたりの反応度変化量で定義され、燃料中の核分裂性物質の燃焼と生成バランス、核分裂生成物の蓄積による中性子吸収量の増加等に起因する炉心の臨界性の時間変化で表され、増殖比が1を超える高速炉にあっても通常負の値となる。「常陽」は反射体付きの小型炉心であり、炉心燃料に含まれる核分裂性物質の比率が高いため、燃焼による炉心内の核分裂性物質の消費量が生成量を大きく上回り、燃焼係数の絶対値が大きい特徴を有する。単位燃焼の取り方としては、燃料の平均燃焼度の増分と原子炉熱出力の時間積分値の2種類あるが、MK-III性能試験においては、後者の積算原子炉熱出力で除した反応度変化量を燃焼係数と定義する。

また、燃焼係数は、実際の原子炉の運転管理において、燃料交換体数とその配置を決めるためにも重要な炉心核特性であり、本試験により炉心管理上重要なデータを取得するとともに、実測データに基づいて計算手法を検証することが目的である。

本章では、燃焼係数の測定と解析結果をまとめる。5. 6. 2で燃焼係数の測定方法と測定結果について述べ、5. 6. 3で解析法及び測定値との比較と考察について述べる。5. 6. 4でまとめを行う。

### 5. 6. 2 燃焼係数の測定方法

原子炉熱出力を一定で運転した場合、炉心の過剰反応度は図 5. 6. 1 の実線のように低下する。運転初期において過剰反応度の低下が急な理由は、図 5. 6. 2 に示す  $^{238}\text{U}$  から  $^{239}\text{Np}$  を経て  $^{239}\text{Pu}$  へ  $\beta^-$  崩壊する際の時間遅れ ( $^{239}\text{Np}$  の半減期：2.35 日) によるものである。このため、サイクル運転における燃焼係数の測定では、定格熱出力到達から約 1 週間経過後以降のデータを採用することとしている。しかし、MK-III性能試験では、施設定期検査項目である 100 時間連続運転の短期間において測定を行うこととしたため、 $^{239}\text{Np}$  の  $\beta^-$  崩壊により  $^{239}\text{Pu}$  が生成する過程における見かけの過剰反応度低下を含んでおり、解析においてこの効果を考慮することとした。

定格熱出力 140MWt での連続運転期間中、燃焼に伴う過剰反応度の低下に起因する原子炉熱出力の低下を補償するため、「常陽」では 8 時間ごとに出力調整を実施しており、その際の制御棒位置、原子炉出入口冷却材温度及び積算原子炉熱出力を記録する。制御棒位置から出力調整後の過剰反応度を算出し、前回の出力調整後における過剰反応度との差とその間の積算原子炉熱出力から単位積算原子炉熱出力あたりの反応度変化量（燃焼係数）を算出した。ここで、原子炉熱出力及び原子炉入口温度は 140MWt、350°C になるよう、それぞれ別途測定された出力係数及び等温温度係数を用いて補正した。算出式を下に示す。

$$\rho' = \rho + (350 - T_{in}) \times C_t + (140 - P) \times C_p$$

ここで、 $\rho'$ ：定格熱出力運転時の過剰反応度（原子炉入口温度：350°C、  
原子炉熱出力：140MWt）

$\rho$ ：制御棒位置から求めた出力調整後の過剰反応度  
（原子炉入口温度： $T_{in}$ 、原子炉熱出力： $P$ ）

$T_{in}$ ：出力調整後における原子炉入口温度の測定値（°C）

$P$ ：出力調整後における原子炉熱出力の測定値（MWt）

$C_t$ ：等温温度係数（MK-III性能試験における測定値： $-3.82 \times 10^{-3} \% \Delta k / \text{kk}' / ^\circ\text{C}$ ）

$C_p$ ：出力係数（MK-III性能試験における測定値： $-2.19 \times 10^{-4} \% \Delta k / \text{kk}' / \text{MWt}$ ）

積算原子炉熱出力に対する過剰反応度の変化を図 5. 6. 3 に、測定値の詳細を表 5. 6. 1 に示す。測定値を最小二乗近似により 1 次式でフィッティングし、直線の傾きとして求めた燃焼係数の測定結果は  $-2.12 \times 10^{-4} \% \Delta k / \text{kk}' / \text{MWd}$  であった。

### 5. 6. 3 燃焼係数の解析手法と測定値との比較

#### 5. 6. 3. 1 解析手法

燃焼係数の解析は、MK-III炉心管理コードシステム HESTIA<sup>[5-21]</sup>を用いて行い、ORIGEN2<sup>[5-25]</sup>と同じ行列指数法により燃焼前後の燃料組成を求め、3次元 Tri-Z 拡散計算で定格熱出力連続運転の初期と末期における過剰反応度を計算した。得られた過剰反応度の差とその間の積算原子炉熱出力との比により燃焼係数を評価した。HESTIA による解析値は $-2.12 \times 10^{-4} \% \Delta k/kk'$  /MWd であり、上記の測定値とよく一致する結果となった。

#### 5. 6. 3. 2 $^{239}\text{Np}$ の $\beta^-$ 崩壊に伴う $^{239}\text{Pu}$ 生成の時間遅れによる反応度変化について

$^{239}\text{Np}$  の  $\beta^-$ 崩壊に伴う  $^{239}\text{Pu}$  生成の時間遅れによる反応度変化について、HESTIA により評価した結果、 $-0.015\% \Delta k/kk'$  となり、MK-III性能試験炉心で測定した期間の燃焼反応度変化量である $-0.176\% \Delta k/kk'$  の約9%（相対値）であり、その影響がわずかであることを確認した。

この反応度変化量の計算の妥当性を確認するため、MK-III第6' サイクル運転において、原子炉停止後の過剰反応度の測定を時間間隔において2回行い、 $^{239}\text{Np}$  の  $\beta^-$ 崩壊に伴う  $^{239}\text{Pu}$  生成の時間遅れによる過剰反応度の増加分を実測した。

MK-III第6' サイクルは、MA含有MOX燃料の燃焼初期の熱特性を評価するため、高線出力で短期間照射する特殊試験運転であり、図 5.6.4 に示す出力履歴で原子炉運転を実施した。過剰反応度測定は、手動による原子炉スクラムの18時間後と77時間後に行い、臨界操作時の制御棒位置の差から求めた反応度変化は $0.010\% \Delta k/kk'$  となった。この時、微小な反応度変化を正確に評価するため、原子炉停止後の炉心崩壊熱の差に伴う炉心温度の違い（燃料中心温度で $3.7^\circ\text{C}$ 程度の差）による反応度変化分を等温温度係数で補償した。

この反応度変化を HESTIA により計算した結果、 $0.007\% \Delta k/kk'$  となり、上記の測定結果との差はわずかであり、 $^{239}\text{Np}$  の  $\beta^-$ 崩壊に伴う  $^{239}\text{Pu}$  生成の時間遅れによる過剰反応度の増加分を評価する上で問題ないことを確認した。

#### 5. 6. 4 燃焼係数のまとめ

「常陽」MK-III性能試験炉心において実施された燃焼係数の測定結果をまとめた。測定結果に基づいて炉心管理計算の精度を検証した結果、解析により精度良く評価できることを確認した。

### 5. 7 第5章のまとめ

改造した「常陽」MK-III炉心の核特性について、設計どおりの炉心性能を有することを性能試験を通じて確認した。本章では、MK-III性能試験計画と各試験項目についての測定及び解析手法、ならびに両者の比較と誤差評価について詳述した。その結果、臨界近接における起動系核計装の計数率及び反応度測定の基準となる制御棒反応度値の校正方法を決定するとともに、反応度係数を実測して系統昇温・降温時の負のフィードバック反応度特性や燃焼に伴う反応度変化を把握した。これらの成果により、MK-III炉心の定格サイクルの安定運転に貢献した。

また、それぞれの炉心核特性について、炉物理解析により誤差5%以内で評価できることを示した。

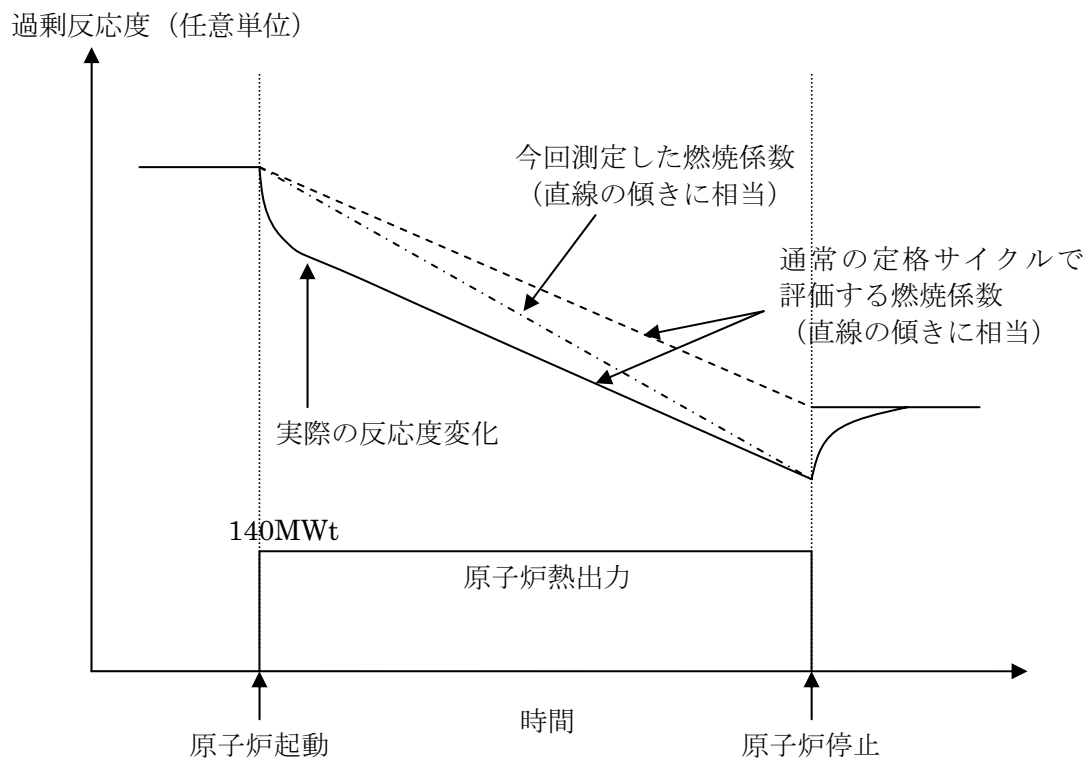


図 5.6.1 サイクル運転中の過剰反応度の推移

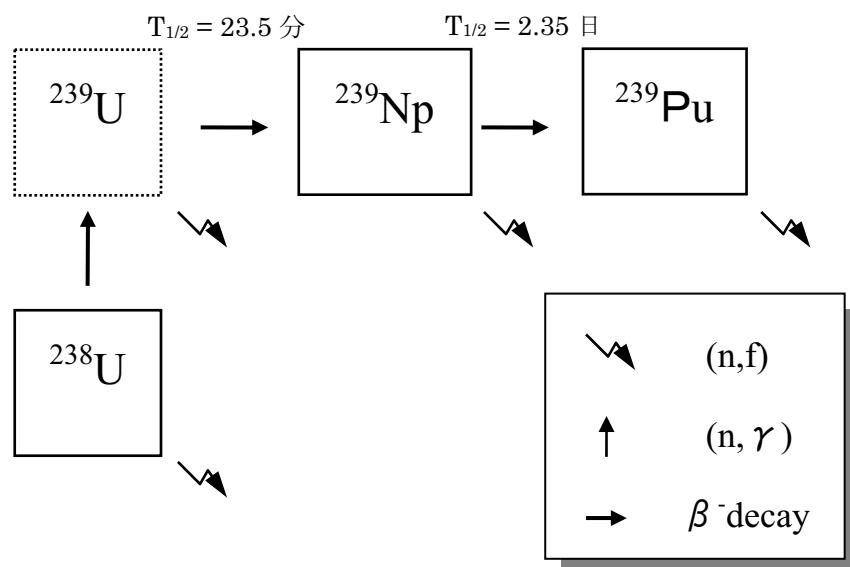


図 5.6.2 燃焼チェーン

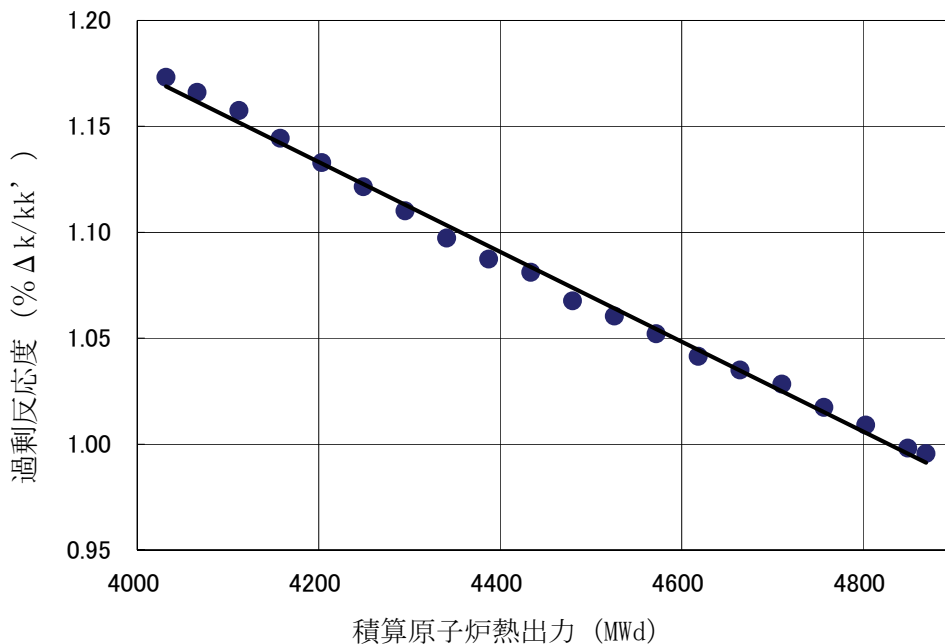


図 5.6.3 過剰反応度の積算原子炉熱出力に対する変化

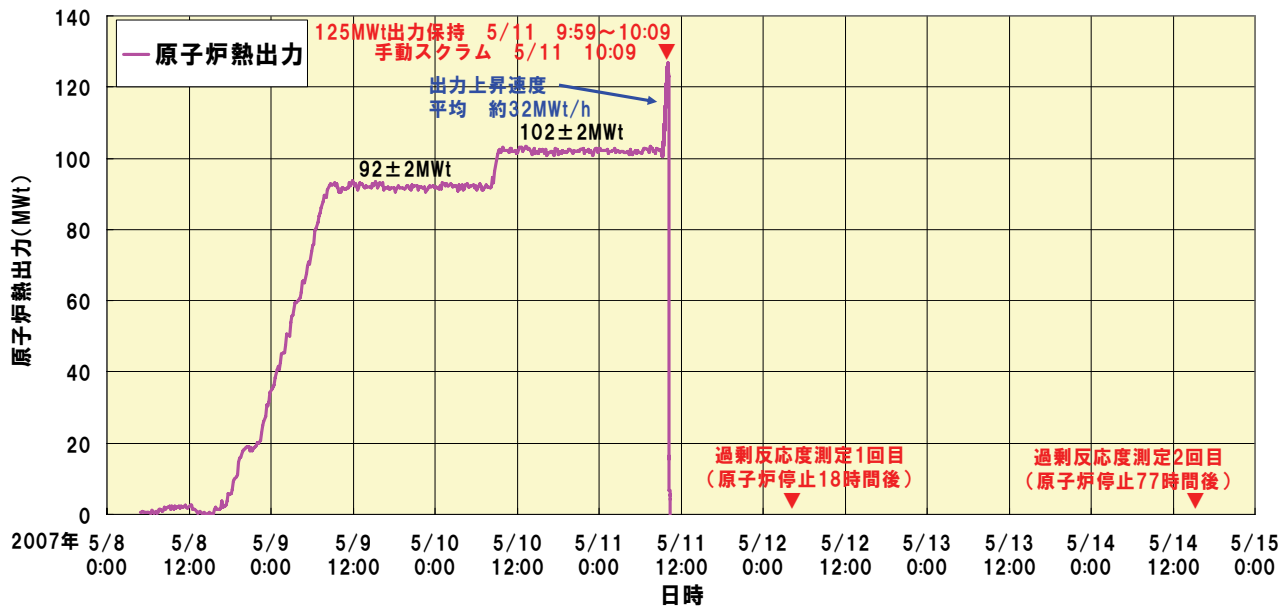


図 5.6.4  $^{239}\text{Np}$  の  $\beta^-$  崩壊に伴う  $^{239}\text{Pu}$  生成の時間遅れによる反応度変化測定 (MK-III第6' サイクル)

表 5.6.1 MK-III性能試験炉心の燃焼係数の測定結果

No.	測定日	時刻	制御棒位置 (mm)								原子炉入口温度 [平均値 (°C)]	熱出力 (MWt)	積算熱出力 (MWd)	過剰反応度* (%Δk/kk')
			CR-1	CR-2	CR-3	CR-4	CR-5	CR-6	CR-6	CR-6				
1	2003/11/14	14:00	516.0	515.0	515.9	514.7	515.0	515.0	515.0	515.0	349.1	137.2	4031.6	1.160
2	2003/11/14	20:00	516.0	515.6	515.9	516.1	515.4	515.4	516.0	516.0	349.0	136.6	4066.2	1.150
3	2003/11/15	4:00	517.0	516.9	517.0	516.1	515.4	515.4	516.0	516.0	348.4	136.3	4112.0	1.140
4	2003/11/15	12:00	518.0	518.0	518.0	517.2	517.0	517.0	517.0	517.0	348.9	136.5	4157.6	1.128
5	2003/11/15	20:00	519.0	518.0	519.0	518.7	518.0	518.0	518.0	518.0	349.4	136.3	4203.4	1.116
6	2003/11/16	4:00	519.4	519.0	519.0	520.0	519.0	519.0	519.0	519.0	349.0	136.5	4249.3	1.105
7	2003/11/16	12:00	520.4	520.1	520.1	521.0	519.0	519.0	519.9	519.9	349.7	137.1	4295.2	1.097
8	2003/11/16	20:00	521.2	521.0	521.0	521.0	521.0	521.0	521.0	521.0	349.5	137.7	4341.1	1.087
9	2003/11/17	4:00	521.2	522.1	522.0	522.1	522.0	522.0	522.0	522.0	349.6	137.6	4387.3	1.076
10	2003/11/17	12:00	522.2	522.1	522.0	523.1	522.0	522.0	522.0	522.0	349.0	137.0	4433.6	1.067
11	2003/11/17	20:00	523.0	524.1	523.1	524.0	522.0	522.0	523.0	523.0	349.3	137.8	4479.7	1.058
12	2003/11/18	4:00	524.0	524.1	524.0	524.0	523.0	523.0	523.0	523.0	348.7	137.4	4525.8	1.048
13	2003/11/18	12:00	524.0	525.1	525.0	524.0	525.0	525.0	524.2	524.2	348.8	137.3	4572.0	1.040
14	2003/11/18	20:00	525.0	525.1	526.0	525.0	525.0	525.0	525.4	525.4	349.5	138.1	4618.1	1.033
15	2003/11/19	4:00	526.0	526.0	526.0	526.0	526.0	526.0	525.4	525.4	349.2	137.3	4664.3	1.022
16	2003/11/19	12:00	527.0	527.0	526.0	526.0	526.9	526.9	526.1	526.1	349.1	137.2	4710.3	1.015
17	2003/11/19	20:00	527.0	528.0	527.2	528.0	527.9	527.9	527.0	527.0	349.5	137.0	4756.8	1.004
18	2003/11/20	4:00	528.1	528.0	528.1	528.5	527.9	527.9	528.0	528.0	349.7	136.9	4802.8	0.995
19	2003/11/20	12:00	529.0	528.0	529.0	529.0	527.9	527.9	529.0	529.0	349.4	137.3	4849.0	0.986
20	2003/11/20	14:30	529.0	529.0	529.0	529.0	528.5	528.5	529.0	529.0	349.2	137.6	4863.5	0.984

\* 入口温度、熱出力補正後

## 第5章の参考文献

- [5-1] 関根 隆、前田茂貴、横山賢治、千葉 豪、青山卓史、“MK-III性能試験計画と試験結果”、*サイクル機構技報*, No. 21, pp. 99-109, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [5-2] 大山一弘、前田幸基、青山卓史他、“高速実験炉「常陽」MK-III性能試験総合報告書”、JNC TN9410 2003-011, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [5-3] T. Sekine, S. Maeda, K. Yokoyama, G. Chiba, T. Aoyama, “Reactor physics tests for the JOYO MK-III start-up core,” *Proceedings of the 2003 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 2004-005, pp. 213-218, 日本原子力研究所 (2004).
- [5-4] T. Aoyama, R. W. Schaefer, S. Maeda, T. Sekine, “Core Performance Tests at Low Power for the JOYO Upgrade to MK-III,” *Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-12)*, CD-ROM, Arlington, Virginia, USA (2004).
- [5-5] G. Chiba et al., “JOYO MK-III performance test at low power and its analysis,” *Proceedings of International Conference on the Physics of Reactors (PHYSOR2004)*, Chicago, USA (2004).
- [5-6] 関根 隆、“「常陽」MK-III性能試験における炉物理試験結果”、日本原子力学会北関東支部発表会, 日本原子力学会 (2004).
- [5-7] T. Aoyama et al., “Core performance tests for the JOYO MK-III upgrade,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 237, pp. 353-368 (2007).
- [5-8] 「常陽」MK-III性能試験専門部会、“高速実験炉「常陽」MK-III性能試験に関する専門部会報告”、JNC TN9410 2003-008, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [5-9] 高松 操、吉田昌宏、青山卓史、私信 (2003).
- [5-10] 青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」における計測技術”、PNC TN9420 96-058, 動力炉・核燃料開発事業団 (1996).
- [5-11] 前田茂貴他、“「常陽」MK-III性能試験炉心の過剰反応度解析”、JNC TN9400 2003-083, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [5-12] 前田茂貴他、“「常陽」MK-III性能試験 -臨界試験(NT-312)- -過剰反応度測定(NT-313)- -燃焼係数測定(NT-335)-”、JNC TN9400 2005-022, 核燃料サイクル開発機構 (2005).
- [5-13] 有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).
- [5-14] S. Maeda, T. Sekine, T. Aoyama, “Fast Reactor Core Management in Japan: Twenty Years of Evolution at JOYO,” *Proceedings of 5<sup>th</sup> International Conference on Research Reactor Fuel Management (RRFM2000)*, Archen, Germany, pp. 56-60 (2000).
- [5-15] 石川 眞他、“核設計基本データベースの整備 (VIII) -JUPITER 実験解析結果の集大成-”、PNC TN9410 97-099, 動力炉・核燃料開発事業団 (1997).
- [5-16] 杉野和輝、“次世代炉定数システムを用いた JUPITER 臨界実験解析”、JNC TN9400 2001-091, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [5-17] K. Sugino, “JUPITER Experimental Analyses Using a New Constant Set Based on JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1002-1005 (2002).
- [5-18] 羽様 平他、“高速炉用統合炉定数 ADJ2000R の作成”、JNC TN9400 2002-064, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [5-19] M. Ishikawa et al., “Development of a unified cross-section set ADJ2000 based on adjustment technique for fast reactor analysis,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1073-1076 (2002).
- [5-20] J. F. Briemeister, “MCNP-general Monte Carlo N-particle transport code version 4B,” Report LA-12625, Los Alamos National Laboratory (1997).
- [5-21] 大川内 靖、前田茂貴他、“「常陽」MK-III炉心管理コードシステム“HESTIA”の開発”、



- JNC TN9400 2002-070, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [5-22] Y. Ohkawachi, T. Sekine, T. Aoyama, "Core Management and Fast Neutron Field Characterization of JOYO," *Proceedings of 2005 JAEA-KAERI Joint Seminar on Advanced Irradiation and PIE Technologies*, Oarai, Japan, S2-3-1 - 14 (2005).
- [5-23] 千葉 豪他, "JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成", JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [5-24] 千葉 豪他, "高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2 の改訂", *日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [5-25] A. G. Croff, "A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code," ORNL-5621 (1980).
- [5-26] 杉野和輝他, "実機高速炉核特性解析手法の高度化 -二重非均質性取り扱い手法及び制御棒均質化断面積計算法の検討-", PNC TN9410 98-067, 動力炉・核燃料開発事業団 (1998).
- [5-27] 森 貴正, 中川正幸, "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, 日本原子力研究所 (1994).
- [5-28] G. Rimpault et al., "The ERANOS Code and Data System for Fast Reactor Neutronic Analyses," *Proceedings of International Conference on the Physics of Reactors (PHYSOR2002)*, CD-ROM, Seoul, Korea (2002).
- [5-29] S. Ono et al., "CASUP: Cell Calculation Code for Fast Reactor Analysis," *Technology Reports of the Osaka University*, Vol. 33, No. 1708, pp. 207-219 (1983).
- [5-30] 中川正幸他, "SLAROM: 高速炉の非均質系炉心解析コード", JAERI-M 5916, 日本原子力研究所 (1974).
- [5-31] M. Nakagawa et al., "SLAROM: A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor," JAERI 1294, 日本原子力研究所 (1984).
- [5-32] T. Tone, "A Numerical Study of Heterogeneous Effects in Fast Reactor Critical Assemblies," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 12, No. 8, pp. 467 (1975).
- [5-33] T. Nakagawa et al., "Japanese evaluated nuclear data library version 3 revision-2: JENDL-3.2," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32, No. 12, pp. 1259 (1995).
- [5-34] T. B. Fowler et al., "Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION," ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).
- [5-35] 中川正幸他, "高速炉の核特性解析コードシステム", JAERI-M 83-006, 日本原子力研究所 (1983).
- [5-36] P. Benoist, "Streaming Effects and Collision Probabilities in Lattices," *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 34, pp. 285 (1968).
- [5-37] M. Bando et al., "Three-Dimensional Transport Calculation Method for Eigenvalue Problems Using Diffusion Synthetic Acceleration," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 22, No. 10, pp. 841-850 (1985).
- [5-38] 羽様 平他, "SLAROM-UF: 高速炉用超微細群格子計算コード", JNC TN9520 2004-001, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [5-39] B.F. Rubin, "Summary of (U, Pu)<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Properties and Fabrication Methods," General Electric Co. Report, GEAP-13582 (1970).
- [5-40] J. Roth, E. K. Haltman, "Thermal Expansion of Coprecipitated (U, Pu)<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Powders by X-Ray Diffraction Techniques," NUMEC 2389-9 (1965).
- [5-41] "Mechanical and physical properties of the Austenitic chromium-nickel S. S. at elevated temperatures," International nickel comp. (1963).
- [5-42] 小迫和明他, "JENDL-3.2 に基づいた MCNP 用連続エネルギー断面積ライブラリ", JAERI-Data/Code 94-020, 日本原子力研究所 (1994).
- [5-43] 田渕士郎, 吉田昌宏, 青山卓史, "JENDL-3.2 に基づく高速炉遮へい計算用ランプ化 F P 断

- 面積の作成”、JNC TN9400 2001-033, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [5-44] T. Takeda, A. Yoshimura, T. Kamei, K. Shirakata, “Prediction Uncertainty Evaluation Methods of Core Performance Parameters in Large Liquid-Metal Fast Breeder Reactors,” *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 103, pp. 157-165 (1989).
- [5-45] 原 昭浩、竹田敏一、菊地康之、“SAGEP:一般化摂動理論に基づく二次元感度解析コード”、JAERI-M 84-027, 日本原子力研究所 (1984).
- [5-46] 千葉 豪他、“「常陽」MK-III性能試験 -制御棒校正(NT-321)-”、JNC TN9400 2004-057, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [5-47] 白方敬章他、“大型高速炉炉心の核的デカップリング特性”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 2, No. 2, pp. 163, 日本原子力学会 (2003).
- [5-48] R. J. Tuttle, “Review of delayed neutron yields in nuclear fission,” *Proceedings of Consultants’ Meeting on Delayed Neutron Properties*, Vienna, Austria, INDC-NDS-107/G Special, pp. 29, IAEA (1979).
- [5-49] G. R. Keepin, “Physics of Nuclear Kinetics” (1965).
- [5-50] D. Saphier, “Evaluated Delayed Neutron Spectra and Their Importance in Reactor Calculations,” *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 62, pp. 660 (1977).
- [5-51] 青山卓史、鈴木寿章、高津戸裕司、大和田敏雄、大山信美他、“特集「常陽」20周年”、*動燃技報*, No.104, 動力炉・核燃料開発事業団 (1997).
- [5-52] T. Kitada et al., “New Control Rod Homogenization Method for Fast Reactors,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 31, No. 7, pp. 647-653 (1994).
- [5-53] H. F. McFarlane et al., “Experimental Studies of Radially Heterogeneous Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Critical Assemblies at the Zero-Power Plutonium Reactor,” *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 87, pp. 204-232 (1984).
- [5-54] 横山賢治他、“「常陽」MK-III性能試験 -等温温度係数測定(NT-333)-”、JNC TN9400 2004-012, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [5-55] 飯島 進他、“高速炉設計用計算プログラム(2次元、3次元拡散摂動理論計算コード:PERKY)”、JAERI-M 6993, 日本原子力研究所 (1977).
- [5-56] 佐々木 誠他、“「常陽」輸送コードシステムの作成:Sn 輸送コード・使用マニュアル”、PNC TN952 81-08, 動力炉・核燃料開発事業団 (1981).
- [5-57] T. Nakagawa, “Summary of JENDL-2 General Purpose File,” JAERI-M 84-103, 日本原子力研究所 (1984).
- [5-58] Japanese Nuclear Data Committee, “Graphs of Evaluated Neutron Cross Sections in JENDL-2,” JAERI-M 84-052, 日本原子力研究所 (1984).
- [5-59] 高野秀樹他、“高速炉用群定数セット JFS-3-J2 の改訂版”、JAERI-M 89-141, 日本原子力研究所 (1989).
- [5-60] 広瀬正史他、“高速実験炉「常陽」性能試験報告書:NT-33 等温反応度係数”、PNC TN941 79-119, 動力炉・核燃料開発事業団 (1979) .
- [5-61] 山本 寿他、“高速実験炉「常陽」性能試験報告書 臨界試験 (NT-12) /初期炉心構成 (NT-13)”、PNC TN941 80-58, 動力炉・核燃料開発事業団 (1980) .
- [5-62] 森木保幸他、“「高速実験炉『常陽』100MW性能試験報告書 等温反応度係数 (NT-233)”、PNC TN9410 87-039, 動力炉・核燃料開発事業団 (1987) .

## 第6章 MK-III炉心を活用したLLFP核変換研究

### 6.1 はじめに

本章では、高中性子束化を達成した「常陽」MK-III炉心の活用として、LLFPの核変換に関するフィージビリティ（実現可能性）を検討した。

分離・核変換の最も重要な役割の一つに、核廃棄物の廃棄に伴う環境負荷低減がある。現在の安全評価に基づくと、LLFPは地下水中での移動度が大きいいため、その核変換はアクチニドのそれよりもリスクを低減するのに有効であるとされている。そのため、核燃料サイクルの実用化研究において、高速炉心を用いたLLFPの核変換技術に係る研究が行われている<sup>[6-1]-[6-3]</sup>。本研究では、そのうち核分裂収率及び放射線放出リスクが高い<sup>99</sup>Tc及び<sup>129</sup>IをLLFP核変換のターゲット核種として選定し、「常陽」炉内での中性子核反応を用いた核変換効率を向上させる手法を検討した。

LLFPの核変換には、その中性子断面積に応じて核変換に適した中性子スペクトルが存在するが、実機高速炉である「常陽」MK-III炉心を用いてこれが実現できるかどうか検討した<sup>[6-4]</sup>。「常陽」の燃料領域には炉心燃料が装荷され、MK-III炉心では燃料ピンの熱設計に係る裕度を合理化し、運転時の異常な過渡変化も含めた使用中の健全性を維持できる熱的制限値の範囲内で使用している。このため、燃料領域の中性子スペクトルを大きく変化させることは、炉心燃料の線出力密度の増加につながり、安全性を確保する上で制約される。一方、燃料領域を取り囲むステンレス鋼製の径方向反射体は、燃料領域から漏れる中性子を散乱反射する機能を有するものであり、高速中性子照射に伴うスウェリング（膨れ）が反射体の使用寿命を制限していることから、使用寿命までの中性子照射量でスウェリングが過大にならない範囲であれば、中性子スペクトルの変化に対する許容性を有している。したがって、径方向反射体領域に中性子減速集合体を装荷することにより、高核変換率の照射場を創出できるかどうか検討することとした。

具体的には、径方向反射体の一部をベリリウムまたはジルコニウム水素化物( $ZrH_{1.65}$ )を装填した中性子減速集合体で置き換え、<sup>99</sup>Tcあるいは<sup>129</sup>Iのターゲット試料を装填した核変換試験用集合体をこの中性子減速集合体で取り囲むように配置した。この炉心構成の変更により、燃料領域から漏えいする高速中性子は低速エネルギー領域に減速される。計算で求めた中性子スペクトルを用いて反応率を比較することにより、LLFPの核変換効率を評価した。

### 6.2 中性子スペクトル調整

#### 6.2.1 「常陽」MK-III炉心の中性子場の特徴

「常陽」のMK-III炉心は、高速エネルギーを主体とした中性子束分布を持ち、全中性子束は燃料領域で $(3\sim 5) \times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ であり、全中性子束に対する高速中性子束( $E > 0.1 \text{ MeV}$ )で定義するスペクトルインデックス( $\phi_{E>0.1\text{MeV}} / \phi_{\text{total}}$ )は約0.6~0.7である。一方、燃料領域から離れるにつれ、燃料の核分裂で生成し、 $\chi$ スペクトルのエネルギー分布を有する中性子は、炉心構成要素の主要構造材に用いているステンレス鋼や冷却材ナトリウムで散乱されることにより、燃料領域から径方向外側になるにつれて高速中性子束が低下する。原子炉容器外周部の照射孔では、全中性子束は約 $10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ であり、スペクトルインデックスは0.01に低下する<sup>[6-5]</sup>。

#### 6.2.2 中性子減速集合体と核変換試験用集合体

径方向反射体領域に中性子減速集合体を装荷することにより高効率の核変換に適した照射場が実現できるかどうか計算により検証した。本検討に用いた「常陽」の炉心配置を図6.2.1に示す。ステンレス鋼製反射体の一部を中性子減速集合体及びLLFP核変換試験用集合体に置換する。中性子減速集合体の材質には、高速炉での使用実績を考慮して、水素化物、 $B_4C$  (<sup>11</sup>Bを濃縮したもの)、黒鉛、ベリリウム等を選定した。水素化物の中では、耐高温性及び中性子捕獲断面積の観点から、 $ZrH_{1.65}$ が最も有望な候補材であるが、水素化物は高温での水素の乖離の問題があるため、それを抑制する材料開発や使用条件を制限することが今後必要となる。

一方、ベリリウムは $^{11}B_4C$ より高い核変換性能を有し、「常陽」において $^9Be(\gamma, n)$ 反応を利用

した原子炉起動用中性子源として使用しており、その取扱経験を有する。そこで、本研究では、ベリリウムまたはジルコニウム水素化物( $ZrH_{1.65}$ )を減速材候補として選択した。

「常陽」MK-III炉心の第7, 8, 9列の6体分の径方向反射体を中性子減速集合体に置き換えた。この中性子減速集合体の構造は、既存の炉心構成要素の集合体と同様とした。ラップ管他の主要構成部材にはステンレス鋼を用い、減速材の充填率(減速材/(減速材+冷却材ナトリウム+構造材))は0%~100%の範囲で変化させた。中性子減速集合体は、 $^{99}Tc$ あるいは $^{129}I$ ターゲット材料を含む核変換試験用集合体を取り囲むように配置する。このような炉心配置にしたのは、「常陽」の場合単一の集合体では中性子を十分に減速させるだけの減速材を充填できる空間が不足するためである。また、炉心燃料と中性子減速集合体の間に径方向反射体を1層置くことにより、炉心燃料の径方向反射体境界近傍における中性子スペクトルの軟化に伴う燃料ピンの線出力密度の増加を回避する上で有効である。

なお、本研究においては、LLFPの核変換特性のみを検討することとし、核変換対象核種の化学形態等は検討対象外とした。

## 6. 3 中性子束分布及びLLFP核変換率の解析

### 6. 3. 1 解析手法

炉心内の中性子束分布は、3次元拡散計算コード CITATION<sup>[6-6]</sup>を用いて中性子エネルギー70群で計算した。全ての炉心構成要素は均質モデルで扱い、中性子スペクトル及び核変換率計算用の断面積は、JENDL-3.2<sup>[6-7]</sup>に基づく炉定数 JFS-3-J3.2R<sup>[6-8], [6-9]</sup>を用いた。中性子束の絶対値は、「常陽」MK-III炉心の140MWt定格熱出力での熱収支バランスで決定している。

核変換率の計算はORIGEN2<sup>[6-10]</sup>で行い、炉定数セット JFS-3-J3.2Rの70群無限希釈断面積と照射位置における中性子スペクトルにより1群に縮約した断面積を用いて、年間5サイクル(1サイクル:60日)運転を想定して計算した。なお、燃料の燃焼や燃料交換に伴う炉心構成の違いによる中性子束の経時変化は核変換特性に与える影響が小さいため、考慮しないこととした。

### 6. 3. 2 解析結果

#### (1) 中性子減速材の充填率

$^{99}Tc$ 核変換率の計算結果を図6.3.1に示す。中性子減速集合体にベリリウムを用いたケースでは、概ね減速材割合に比例して核変換率が増加する。これは、6 eV付近における $^{99}Tc(n, \gamma)$ の共鳴反応によるものであり、減速材の充填率が増加すると、このエネルギー領域の中性子束の比率が増加するためである。一方、 $ZrH_{1.65}$ を減速材に用いた場合には、核変換率は減速材の充填率が30%近傍で最大となる。これは、中性子スペクトルの軟化による中性子捕獲反応の増加と減速材の装荷に伴う自己遮へいによる中性子束の減衰(図6.3.2参照)が相殺するためである。

$^{129}I$ の核変換率は、 $^{99}Tc$ と同じ傾向を示したが、中性子減速集合体に $ZrH_{1.65}$ を用いた場合には、図6.3.3に示すように核変換率は充填率60%で最大となる。これは $^{99}Tc$ と $^{129}I$ で捕獲断面積の中性子エネルギー感度が異なることが原因である。この結果から、 $^{99}Tc$ の場合より軟らかい中性子スペクトルによって $^{129}I$ 核変換率のさらなる増加が達成できることを示唆している。

上記の検討により、ベリリウム、 $ZrH_{1.65}$ それぞれの減速材充填率を最適化した中性子減速集合体の横断面図及び主要目を図6.3.4及び表6.3.1に示す。減速材充填率が40%以下の場合には遮へい集合体、70%の場合は外側反射体と同様であり、どちらの構造も現行のMK-III炉心で使用されている集合体と同一である。

#### (2) 中性子スペクトルとLLFP核変換率

LLFP核変換用試験集合体内における70群の中性子スペクトルと中性子束を図6.3.5に示す。中性子スペクトルは、炉中心レベル上下5cmでの平均値であり、炉心燃料及び径方向反射体におけるスペクトルと比較している。ここでの中性子スペクトルは、核変換率が最大となる減速材充填率を用いた場合の値を示している。検討したケースについて、エネルギー積分した4種類の中性子束

を表 6.3.2 にまとめた。表 6.3.2 に示した結果は、中性子減速集合体の装荷により中性子スペクトルを低速エネルギー領域まで減速できることを示している。

炉中心レベルの照射位置における核変換率を表 6.3.3 に比較して示すが、「常陽」MK-III 炉心で年間 300 日運転あたりの  $^{99}\text{Tc}$  核変換率は、減速材にベリリウムを用いた場合は 21.0%、 $\text{ZrH}_{1.65}$  では 27.8%を得た。

#### 6.4 中性子減速集合体の装荷に伴う炉心核熱特性への影響

中性子減速集合体を径方向反射体領域に装荷することに伴う中性子束分布の変化は、近接する炉心燃料集合体や  $\text{B}_4\text{C}$  遮へい集合体に影響を及ぼす可能性がある。燃料領域から漏えいし、中性子減速集合体内で減速された中性子が燃料ピンに吸収されると、 $^{239}\text{Pu}$  や  $^{235}\text{U}$  等の核分裂反応は  $1/v$  断面積を有するため、燃料ピンの線出力密度が増加する。また、径方向反射体外周に設置されている  $\text{B}_4\text{C}$  遮へい集合体に減速された中性子が入射すると、同様に  $1/v$  断面積を有する  $^{10}\text{B}(n, \alpha)$  反応が促進され、 $\text{He}$  生成により遮へい体の使用寿命が短くなる可能性がある。

図 6.4.1 は、図 6.2.1 の A 位置における炉心燃料集合体内の燃料ピンにおける  $^{239}\text{Pu}$  核分裂率を示したものである。ここでは、1 集合体の径方向平面を 6 つの三角メッシュで計算しており、ベリリウムを用いた場合、中性子減速集合体に最も近い領域 (No.5) での  $^{239}\text{Pu}$  核分裂率は、中性子減速集合体が装荷されていない場合 (ステンレス鋼) の No.5 メッシュの値に比べて約 19%増加するものの、同じ炉心燃料集合体内の最大値である No.2 メッシュの値に比べると 7%程度の増加である。

この程度の線出力増加は許容範囲内であり、当該位置 (炉心第 5 列) の炉心燃料の線出力密度は、通常の 140MWt 定格熱出力において熱的制限値に対して余裕を有することと、その周囲の燃料の配置換え (燃燒度の進んだ燃料に交換する、あるいは、当該燃料の装荷角度を回転させて線出力密度の平坦化を図る) 等で対応が可能である。一方、中性子減速集合体に  $\text{ZrH}_{1.65}$  を用いた場合は、中性子束自体が低下するため、全ての計算メッシュにおいて核分裂率は中性子減速集合体を装荷しない場合より低下する。

次に、 $\text{B}_4\text{C}$  遮へい集合体への影響を評価した結果を図 6.4.2 に示す。中性子減速集合体内における自己遮へい効果により中性子束が低下するため、全てのケースにおいて、 $^{10}\text{B}(n, \alpha)$  反応率は低下した。

以上より、中性子減速集合体の装荷による炉心核熱特性への影響はわずかであり、炉心管理の工夫で対応可能であることを確認した。

#### 6.5 第 6 章のまとめ

「常陽」MK-III 炉心を用いて中性子スペクトルを調整することにより、LLFP 等の核変換を効率的に実施できる可能性を有することがわかった。具体的には、径方向反射体領域に中性子減速集合体を装荷することにより、当該位置における高速中性子を低速エネルギーまで減速させる。この場合、従来の設計範囲内で高中性子束炉心という特徴を活かして、LLFP の核変換やその他 RI 製造等の照射目的に対して中性子スペクトルを変化させることを可能とし、「常陽」MK-III 炉心は高速中性子場のみならず、幅広い照射試験に適用できる柔軟性を有することを実証した。

中性子減速集合体は、ターゲット核種の核変換反応率のエネルギー依存性に応じて、減速材の材質やその充填率を最適化できる。「常陽」で達成可能な低速エネルギー中性子束は、他の熱中性子炉に匹敵する。一方、中性子減速集合体の装荷は、付近の炉心燃料集合体の局所的な出力分布を変化させるが、その影響は熱設計の許容範囲内に収まっており、炉心管理によって対応可能であり十分に実現性を有している。

本研究の結果として、減速材を用いた「常陽」における LLFP 核変換の基本特性を明らかにし、将来の照射試験の実現可能性を示すことができた。

## 第6章の参考文献

- [6-1] N. Takaki et al., “FEASIBILITY AND CHALLENGES OF LLFP TRANSMUTATION IN FAST REACTOR,” *Proceedings of Global2001*, Paris, France (2001).
- [6-2] T. Iwasaki et al., “A Study of Transmutation of Long-Lived Nuclides in Fast Reactor Using New Hydride Material with High Dissociation Temperature,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1093-1096 (2002).
- [6-3] 大木繁夫他、“高速炉におけるLLFP核変換の検討”、JNC TN9400 2001-098, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [6-4] T. Aoyama et al., “Transmutation of Technetium in the Experimental Fast Reactor “JOYO” ,” *Journal of Nuclear and Radiochemical Sciences*, Vol. 6, No. 3, pp. 279-282 (2005).
- [6-5] T. Aoyama et al., “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).
- [6-6] T. B. Fowler et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).
- [6-7] T. Nakagawa et al., “Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-2: JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32, No. 12, pp. 1259 (1995).
- [6-8] 千葉 豪他、“JENDL-3.2に基づく高速炉用炉定数JFS-3-J3.2Rの作成”、JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [6-9] 千葉 豪他、“高速炉用炉定数セットJFS-3-J3.2の改訂”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [6-10] A. G. Croff, “A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code,” ORNL-5621 (1980).

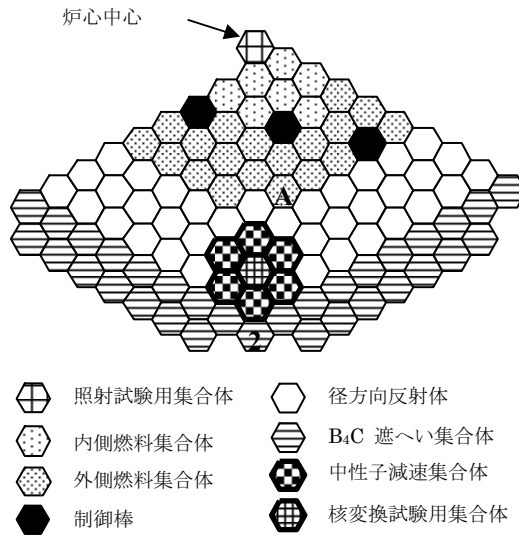


図 6.2.1 LLFP核変換試験用集合体の炉心装荷例 (1/3 炉心モデル)

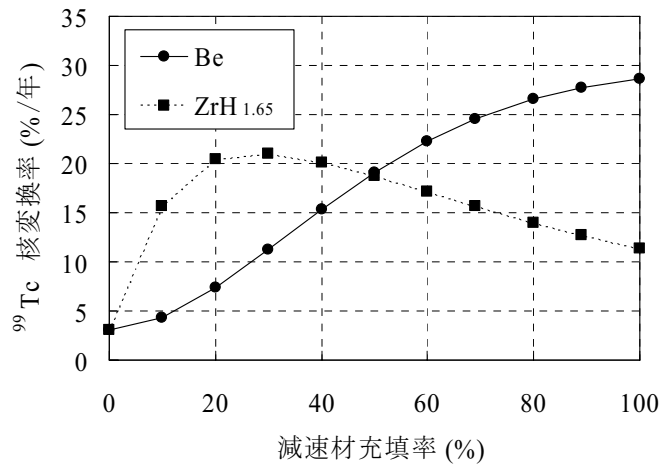


図 6.3.1 <sup>99</sup>Tc 核変換率に対する減速材充填率の依存性

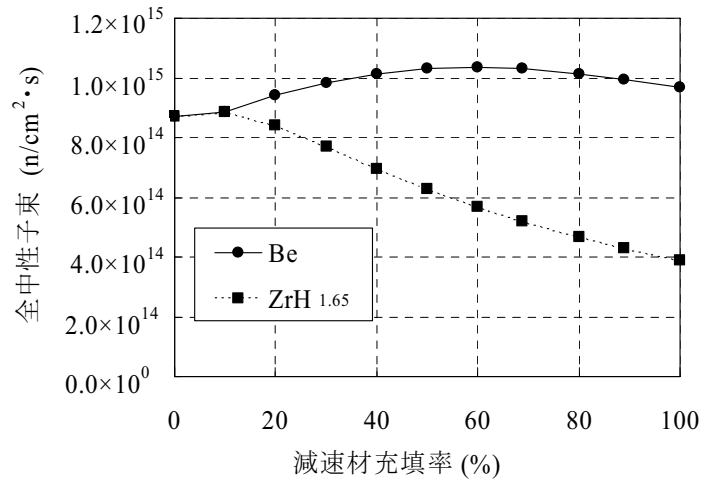


図 6.3.2 全中性子束に対する減速材充填率の依存性

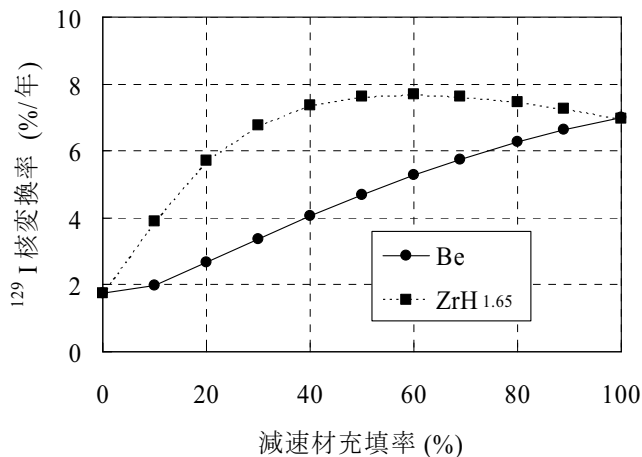


図 6.3.3  $^{129}\text{I}$  核変換率に対する減速材充填率の依存性

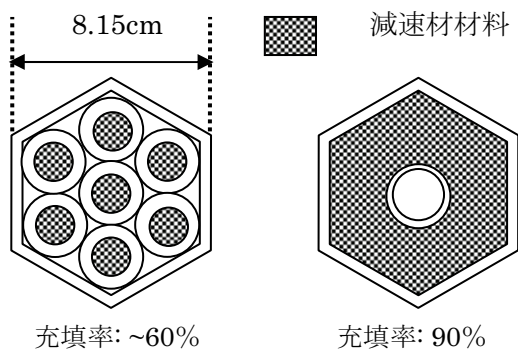


図 6.3.4 LFP核変換用中性子減速集合体の水平断面図

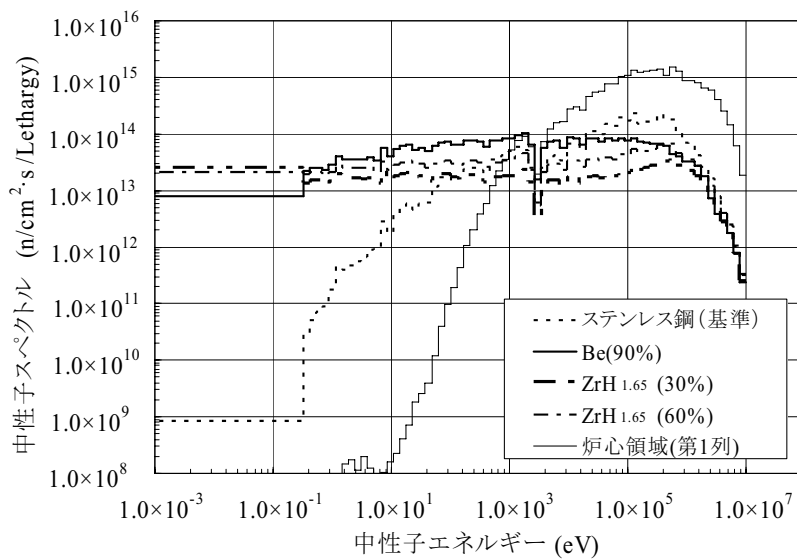


図 6.3.5 中性子減速集合体装荷炉心における中性子スペクトル



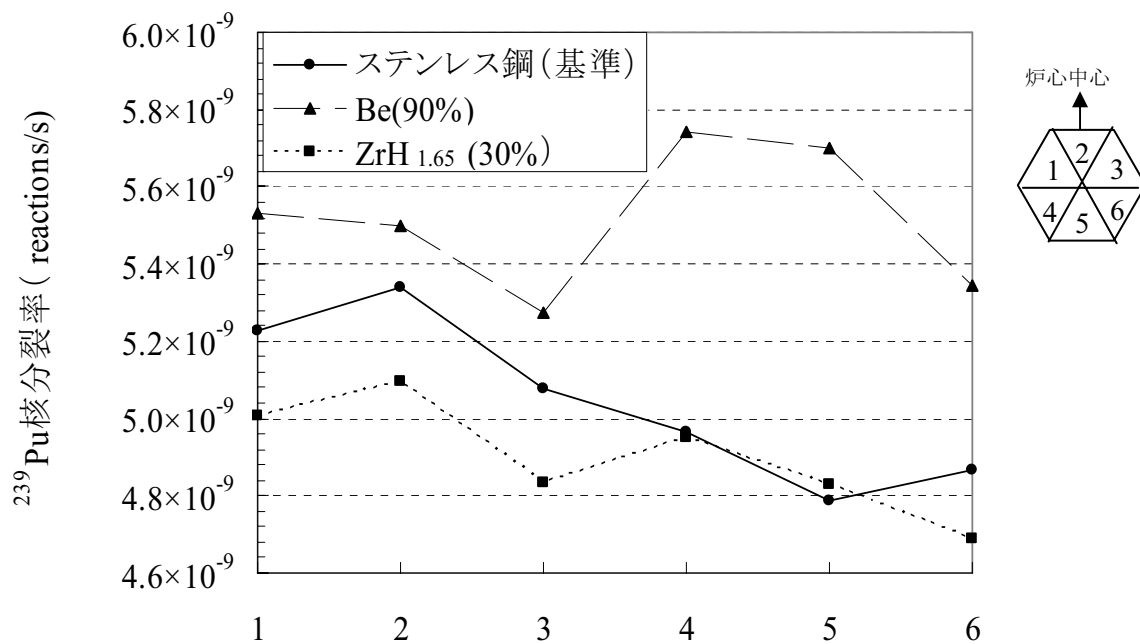


図6.2.1中のA位置における計算メッシュ番号

図 6. 4. 1 炉心燃料集合体（図 6. 2. 1 中の A 位置）内における  $^{239}\text{Pu}$  核分裂率分布  
 (ステンレス鋼:中性子減速集合体無し、ベリリウムまたはZrH<sub>1.65</sub>:中性子減速集合体有り)

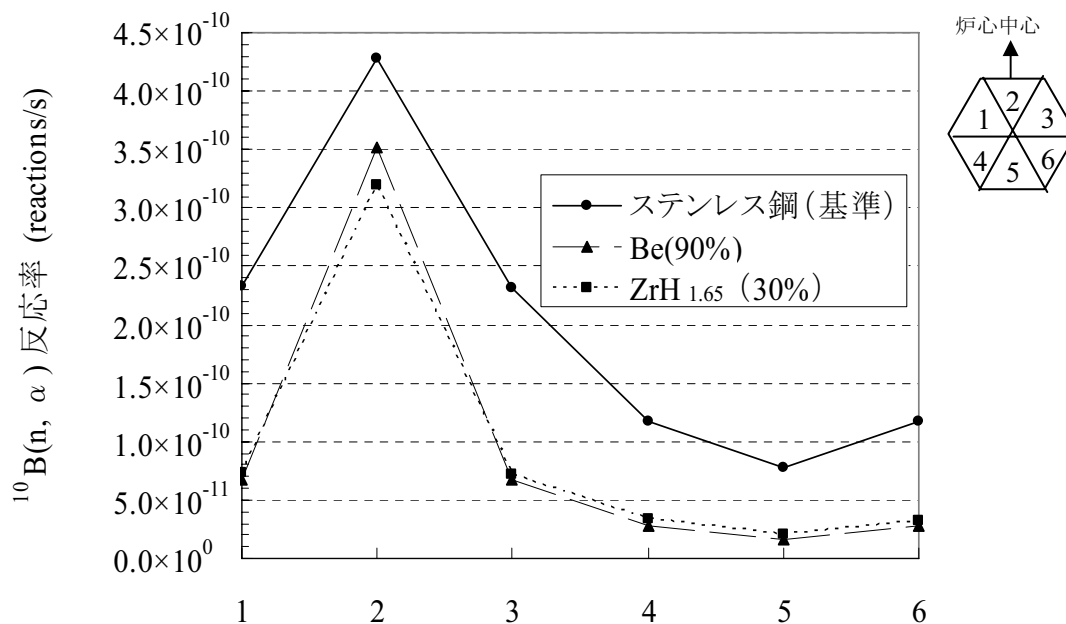


図6.2.1中のNo.2位置における計算メッシュ番号

図 6. 4. 2 遮へい集合体（図 6. 2. 1 中の No. 2 位置）内における  $^{10}\text{B}(n, \alpha)$  反応率分布  
 (ステンレス鋼:中性子減速集合体無し、ベリリウムまたはZrH<sub>1.65</sub>:中性子減速集合体有り)

表 6.3.1 LLFP核変換用中性子減速集合体の主要目

集合体全長	2970 mm	
減速材有効長	650 mm	
減速材材料	Be	ZrH <sub>1.65</sub>
減速材要素数	1	7
減速材充填率（集合体断面積あたり）	90 %	30, 60%

表 6.3.2 中性子減速集合体装荷による炉内中性子束の変化

	中性子束 (n/cm <sup>2</sup> ・s)			
	全中性子束	割合 (%)		
		E>0.1MeV	E<1keV	E<0.312eV
径方向反射体	8.71 × 10 <sup>14</sup>	49.7	9.9	0.0
Be (90%)	9.95 × 10 <sup>14</sup>	16.8	48.6	6.4
ZrH <sub>1.65</sub> (30%)	7.69 × 10 <sup>14</sup>	24.5	51.0	18.2
ZrH <sub>1.65</sub> (60%)	5.68 × 10 <sup>14</sup>	17.8	65.7	36.8
燃料領域	5.53 × 10 <sup>15</sup>	70.6	0.4	0.0

表 6.3.3 LLFP核変換率の比較（炉中心レベル）

	核変換率 *1 (単位: %/年 *2)	
	<sup>99</sup> Tc	<sup>129</sup> I
径方向反射体	3.0	1.7
Be (90%)	27.8	6.6
ZrH <sub>1.65</sub> (30%)	21.0	6.8
ZrH <sub>1.65</sub> (60%)	17.1	7.7
燃料領域	5.4	3.4

\*1 初期装填量に対する相対変化率

\*2 140MWt 定格熱出力で年間 300 日運転するとして計算

## 第7章 MA含有MOX燃料の照射試験

### 7.1 はじめに

原子炉において核燃料を使用すると、ウランやプルトニウムの主要（メジャー）核種から、ネプツニウム（Np）やアメリシウム（Am）、キュリウム（Cm）のマイナーアクチニド（MA）核種が炉心の中性子核反応により生成し、再処理過程において高レベル廃棄物になり、環境問題を生じる。

高速炉を用いた燃料サイクルでMAを繰り返しリサイクルすると、MAの生成量と消滅量は釣り合って1～2%の含有割合で平衡に達する。しかし、軽水炉燃料サイクルから高速炉燃料サイクルへの移行は高速炉が商用化されてから約100年要すると推定されている。これにより、当面の間共存する軽水炉燃料サイクルで生成するMAを高速炉心で積極的に核変換により消滅させることが提案され、その場合のMA含有率は5%に制限することとされている<sup>[7-1], [7-2]</sup>。

海外の高速炉でのMA含有燃料の照射試験は、これまでフランスが世界をリードし、その照射実績として、高速原型炉フェニックスで1986～1988年に実施されたAmまたはNpを含むMOX燃料の照射試験「SUPERFACT」<sup>[7-3], [7-4]</sup>がある。日本においても、オメガ計画<sup>[7-5]</sup>を始め長年の研究開発を経て「常陽」を用いたMA含有MOX燃料の照射試験に着手した。

本章では、この我が国初のMA含有MOX燃料の照射試験<sup>[7-6]-[7-9]</sup>について述べる。

### 7.2 MA含有MOX燃料の照射試験計画

燃料の熱設計は、発熱が高い燃焼初期に最も厳しくなる。これに対して機械設計は、中性子照射による被覆管の損傷蓄積、FPガス放出による燃料ピンの内圧増加、被覆管内面腐食や燃料のスウェリングなどにより燃焼末期が最も厳しくなる。このため、本試験ではMA含有MOX燃料の①燃焼初期の熱的挙動を評価する短期照射試験、②MA燃焼特性や高燃焼度までの照射挙動を評価する定常照射試験を計画し、FBRでのMA含有MOX燃料の照射挙動及び燃焼特性を段階的に確認することとしている。

使用する試験用燃料ピンは、MOX燃料にAmを約3%または約5%含有するAm-MOX燃料、NpとAmを各々約2%含有するNp/Am-MOX燃料、及び参照用としてMOX燃料の焼結ペレットを、それぞれステンレス鋼製の被覆管に収納して密封した構造を有する。各試験用燃料ペレットの仕様は、図7.2.1に示すように、酸化物燃料の物性値、照射挙動に影響を及ぼす酸素とアクチニド金属の原子数の比（O/M比）を約1.95、1.98の2種類に調整している。

試験用燃料ピンは、短期照射試験用と定常照射試験用に各6体ずつ製作され、図7.2.2に示すキャプセル型照射装置に収納される。この装置は、厚さ約3mmのステンレス鋼製キャプセルの中に試験用燃料ピンを1本ずつ収納する構造となっている。キャプセルは、燃料溶解に伴う破損や高燃焼度での破損の際に想定される発生圧力に十分耐える強度を有しており、酸化物、炭化物、窒化物、金属といった様々な燃料形態に加えて、MAを含有する燃料の照射試験を実施できる許可を得ている。また、200GWd/tまでの高燃焼度の試験、酸化物燃料では部分的な燃料溶解（通常運転時において、溶解部分の面積比（溶解割合）が最大で20%まで許容）を伴う試験など、炉心燃料に比べて過酷な条件での照射試験にも対応できる。

### 7.3 短期照射試験の着眼点と試験条件の設定

FBR用MOX燃料は、中心温度が最高で2000℃を超え、径方向に大きな温度勾配を生じる。この結果、製造時の均質な燃料組織は、径方向に非均質な組織に変化する。図7.3.1に示す等軸晶や柱状晶と呼ばれる組織変化領域では、燃料密度が高くなり伝熱性が向上する。また、ペレット中の気孔（ポイド）は、レンズのような形状に成長しつつ高温側へ移動し、それが集積して最高温度に達するペレット中心部に空孔が形成される。このため、組織変化の進行によって燃料中心温度が低下し、燃料溶解が生じにくくなる。

同時に、製造時は均一であったU、Pu及びMA元素は燃料内で移動し、その結果、径方向の濃度分布が変化（再分布）する。Uよりも融点の低いPuやMAの濃度が増加した箇所では融点が低下す

ることになる。MOX燃料では、高温となる燃料中心側にPuが移動することが知られており、MAでも同様の傾向があるとすれば、再分布により燃料溶融が生じやすくなる。

このように、MA含有MOX燃料の組織変化とMAのペレット内再分布挙動は、その熱設計において重要な因子である。これらの挙動は、燃焼初期段階では燃料の線出力密度に依存する。MA含有MOX燃料の短期照射試験では、高線出力化を追求する将来のFBR燃料設計にこの試験結果を反映する観点から、可能な限り高い線出力密度を達成する必要がある。

その一方で、物性データや照射実績が乏しいMA含有MOX燃料の照射試験における安全性を確保するため、試験用燃料ピンの設計には十分な設計余裕を見込む必要がある。そこで、短期照射試験では、MA含有MOX燃料の融点、熱伝導度等の設計用物性値<sup>[7-10]</sup>は実測値に対して十分低く設定し、それらの不確かさを見込んでキャプセル型照射装置で許可された溶融割合の上限値20%を超えないよう、試験時の計画線出力密度を約430W/cmに設定した。

そして、MA含有MOX燃料の短期照射試験を2回に分け、設定した約430W/cmで6本の試験用燃料ピンを10分間照射する試験を実施し、そのうちAm-MOX燃料ピン及びNp/Am-MOX燃料ピンをそれぞれ1本ずつ取り出して燃料溶融の有無を確認した。続いて、残りの4本を同じ線出力密度で24時間照射し、燃料の組織変化及びMAの再分布挙動を確認することとした。

「常陽」の定格熱出力は140MWtであるが、この短期照射試験では、キャプセル型照射装置を「常陽」の炉心で最も中性子束が高く、その径方向ピーキングが最小となる炉心中心に装荷し(図7.3.2参照)、試験用燃料ピンの線出力密度がほぼ430W/cmになる原子炉熱出力で運転することとした。試験時の炉心構成と炉心燃料の燃焼組成、試験燃料ピンの燃料製造データを反映した核熱計算により、短期照射試験時に到達する原子炉熱出力の目標値を120MWtに設定した。

#### 7.4 短期照射試験の実施

通常「常陽」の運転開始時には、5MWtあるいは10MWtごとに段階的に原子炉出力を上昇し、プラント各部の温度を飽和させるとともに、中間出力で保持し、原子炉容器外に設置された核計装信号を熱出力計指示値に合わせるよう校正している。

短期照射試験で得られた燃料組織変化やMA再分布のデータを、MA含有MOX燃料の熱的挙動のモデル化に反映するためには、この中間出力で保持する間にMA含有MOX燃料の組織変化が進行しないよう、原子炉熱出力を連続的に上昇し、速やかに目標の120MWtに到達させることが望ましい。そこで、MA含有MOX燃料の短期照射試験では、燃料の組織変化がわずかで無視しうる50%出力(60MWt)以下でのみプラント温度の飽和と核計装信号の校正のための出力保持時間を設け、50%出力以上では10%毎時にて120MWtまで連続的に出力上昇させることとした。

また、MA含有MOX燃料の短期照射試験のうち、10分間照射試験では、最大線出力密度での燃料組織を保存するため、120MWtで10分間原子炉熱出力を保持した後、手動スクラムで原子炉を停止することとした。これらの運転操作がMA含有MOX燃料の挙動を決定づけるため、試験実施に先立って「常陽」の運転訓練用シミュレータを用いて運転員にプラント操作を習熟させるとともに、試験班と運転員の相互の連携を確認した。

MA含有MOX燃料の短期照射試験の原子炉運転実績を図7.4.1に示す。2006年5月に120MWtでの10分間照射試験を実施した(図7.4.2参照)。照射終了後、キャプセル型照射装置は、「常陽」に隣接するホットセル試験施設FMF(Fuel Monitoring Facility)に移送され、PIEに供する2本の試験用燃料ピンを取り出した。その後、再び「常陽」に装荷され、2006年8月に24時間照射試験を実施した。事前の試験準備により、図7.4.1に示すように計画どおりの原子炉運転パターンで照射試験を実施でき、実績の最大原子炉熱出力は119.6MWtであった。

#### 7.5 短期照射試験の評価

試験用燃料ピンの最大線出力密度は、図7.5.1の体系図にモデル化し、モンテカルロ計算で核分裂あたりの発熱割合と核種ごとの核分裂率(原子炉熱出力119.6MWtに規格化)を詳細に解析して、その総和により求めた<sup>[7-10]-[7-14]</sup>。計算結果の詳細を表7.5.1及び表7.5.2に示す。これをMK-III炉

心における中性子束分布及び出力分布の特性把握のため炉心中心に装荷された濃縮B型のHAFMの実測反応率で補正することにより、425W/cm<sup>2</sup>~434W/cm<sup>2</sup>と評価した。この値は、高速炉のMA含有MOX燃料の照射試験として世界最高であったSUPERFACT試験の実績380W/cm<sup>2</sup><sup>[7-1]</sup>を超える。

10分間照射試験後に取り出された2本の試験用燃料ピンは、非破壊試験<sup>[7-15], [7-16]</sup>によりその健全性が確認され、図7.5.2に示す断面金相写真から中心部の燃料溶融は生じておらず、燃料設計の妥当性を示す結果を得た。また、この線出力密度は、表7.5.3に比較するように非破壊試験においてNd法により実測した核分裂率から算出した値と5%以内で一致し、これまで「常陽」で開発してきた炉心管理とドシメトリー手法の妥当性を実証した。

## 7.6 第7章のまとめ

FBRにおけるMA含有MOX燃料の照射挙動と燃焼特性を明らかにし、FBRサイクル実用化とMAリサイクル技術の確立に向けた燃料設計基準の整備と設計手法の高度化を図るため、我が国で初めてMAを含有するMOX燃料の試験用燃料ピンを「常陽」で照射し、PIEによりその健全性が確認された。また、核計算とドシメトリーにより、試験条件で重要となる試験用燃料ピンの線出力密度を高精度で評価できた。

今後、「常陽」ではMA含有MOX燃料の短期照射試験の次のステップとして、定常照射試験の準備を進めていく。MA含有MOX燃料の高燃焼度までの照射挙動は、短期照射試験のようにMA含有率が数%と低い場合には標準MOX燃料と大きな差異はないと予想される。このため、Am-MOX燃料ピンについては燃焼度約50GWd/tまで、Np/Am-MOX燃料ピンについては燃焼度約100GWd/tまで照射し、そのPIEにより被覆管内面腐食等をMOX燃料と比較する。それにより、従来の豊富なMOX燃料データベースがMA含有MOX燃料の設計へ適用できるかどうか評価していく計画である。また、この定常照射試験により、本格的にFBRにおけるMA燃焼特性を確認していくこととなる。

## 第7章の参考文献

- [7-1] M. Ichimiya et al., "A Promising Sodium-Cooled Fast Reactor Concept and its R&D Plan," *Proceedings of GLOBAL2003*, CD-ROM, New Orleans, USA (2003).
- [7-2] T. Mizuno et al., "Advanced Oxide Fuel Core Design Study for SFR in the "Feasibility Study" in Japan," *Proceedings of GLOBAL2005*, CD-ROM, Tsukuba, Japan (2005).
- [7-3] C. Prunier et al., "Transmutation of Minor Actinides: Behavior of Americium and Neptunium based Fuels under Irradiation," *Proceedings of FR' 91*, Vol. 2, pp. 19.2-1 - 11, Kyoto, Japan (1991).
- [7-4] G. Baudin et al., "Overview of the French Program in Chemical Separation and Transmutation of Minor Actinides and Long Lived Fission Products," IAEA TECDOC-783, pp. 37-51, IAEA (1995).
- [7-5] T. Mukaiyama, "OMEGA Program in Japan and ADS Development at JAERI," *Proceeding of 3<sup>rd</sup> International Conference on Accelerator Driven Transmutation Technologies and Applications*, Prague, Czech, Mo-I-5, pp. 1-12 (1999).
- [7-6] 曾我知則他, "高速炉を用いたマイナーアクチニド消滅処理技術の開発 - 「常陽」におけるAm-Np含有MOX燃料の照射試験 -", 「原子炉の運転、管理及び改良に関する研究会」要旨集, UTNL-R0453, pp. 13-1 - 8, 東京大学 (2006).
- [7-7] T. Soga, T. Sekine, T. Aoyama et al., "Irradiation Test of Fuel Containing Minor Actinides in the Experimental Fast Reactor Joyo," *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0578 (2008).
- [7-8] T. Sekine, T. Soga, T. Aoyama et al., "Short Term Irradiation Test of Fuel Containing

- Minor Actinides Using the Experimental Fast Reactor Joyo,” *Proceedings of GLOBAL2007*, CD-ROM, Boise, Idaho, USA (2007).
- [7-9] 曾我知則、田中康介、青山卓史、“マイナーアクチニド含有燃料の実用化を目指した研究開発第3回「常陽」における照射試験計画“Am-1”の成果”、*原子力eye*, Vol. 53, No. 3, pp. 52-55, 日刊工業出版プロダクション (2006).
- [7-10] H. E. Schmidt et al., “The Thermal Conductivity of Oxides of Uranium, Neptunium and Americium at Elevated Temperatures,” *J. Less-Common Metals.*, Vol. 121, pp. 621-630 (1986).
- [7-11] X-5 Monte Carlo Team, *MCNP – A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5*, LAUR-03-1987, Los Alamos National Laboratory (2003).
- [7-12] Cross section Evaluation Working Group, “ENDF/B-VI summary documentation,” BNL-NCS-17541 (ENDF-201), Brookhaven National Laboratory (1991).
- [7-13] K. Kosako et al., “The libraries FSXLIB and MATXSLIB based on JENDL-3.3,” *Report JAERI Data/Code 2003-011*, Japan Atomic Energy Research Institute (2003).
- [7-14] D. Wootan et al., “Evaluation of Energy Deposition Computational Methods in the “JOYO” Fast Reactor,” *Proceedings of PHYSOR2006*, Vancouver, Canada (2006).
- [7-15] N. C. Furcola et al., “Standard Test Method for Atom Percent Fission in Uranium and Plutonium Fuel (Neodymium-148 Method),” *1996 Annual Books of ASTM Standards*, 12.02, E321-96, ASTM (1996).
- [7-16] K. Tanaka et al., “Research and Development of Americium Containing Mixed Oxide Fuel for Fast Reactors,” *Proceedings of GLOBAL2007*, CD-ROM, Boise, Idaho, USA (2007).

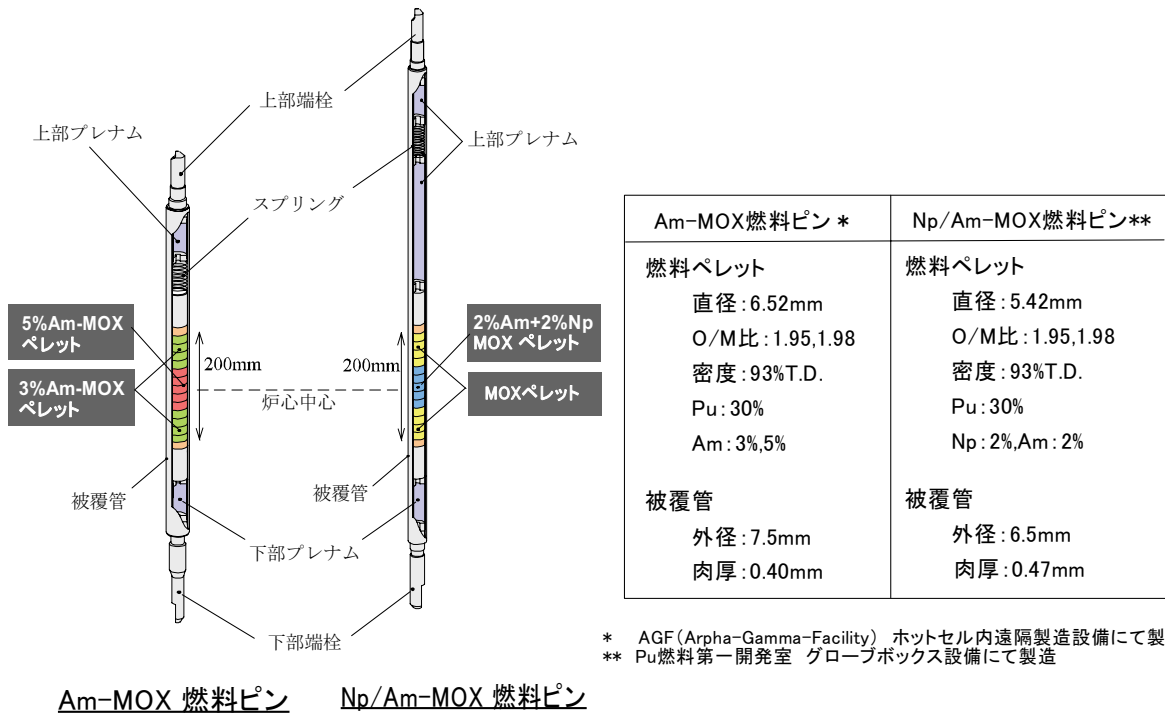


図 7.2.1 MA含有MOX燃料ピンの仕様

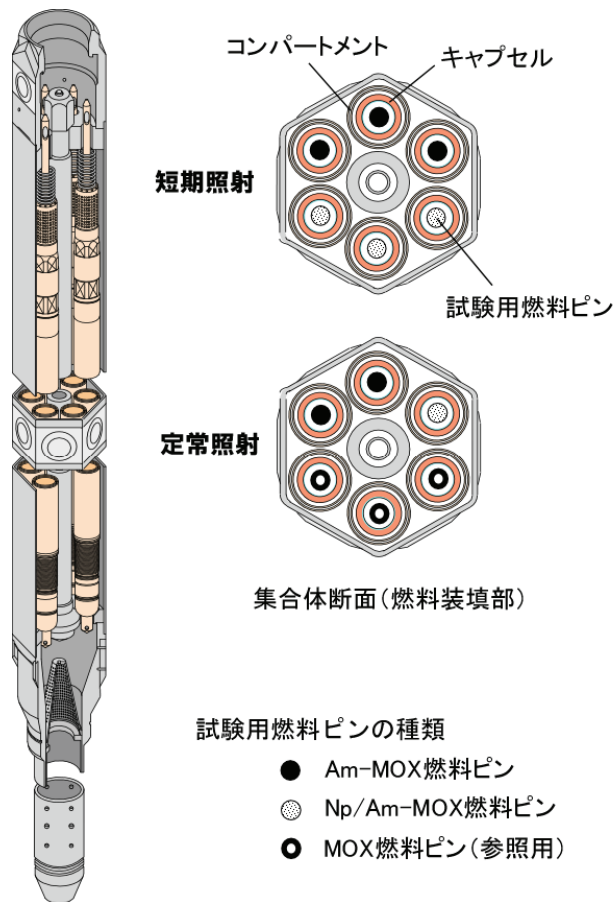


図 7.2.2 キャプセル型照射装置と試験用燃料ピン

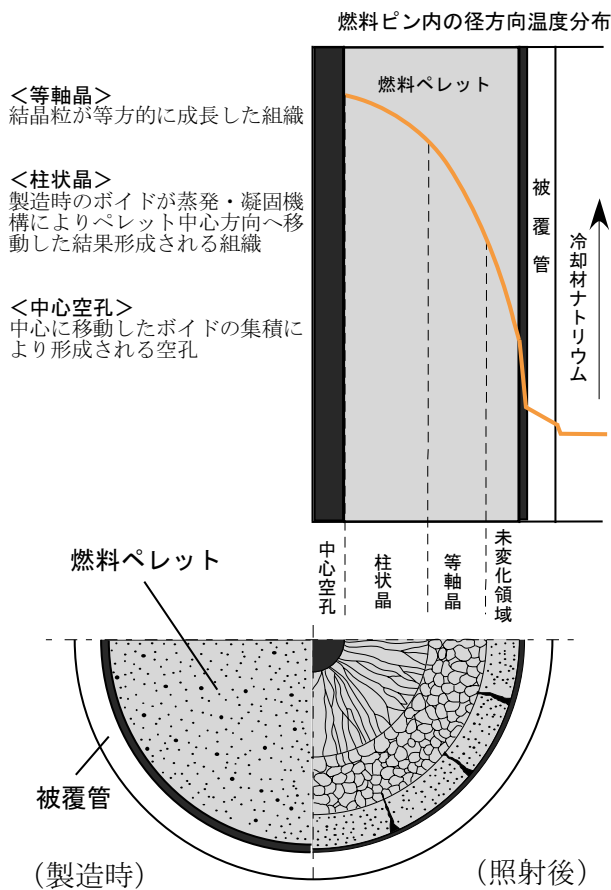


図 7.3.1 MOX燃料ペレットの組織変化

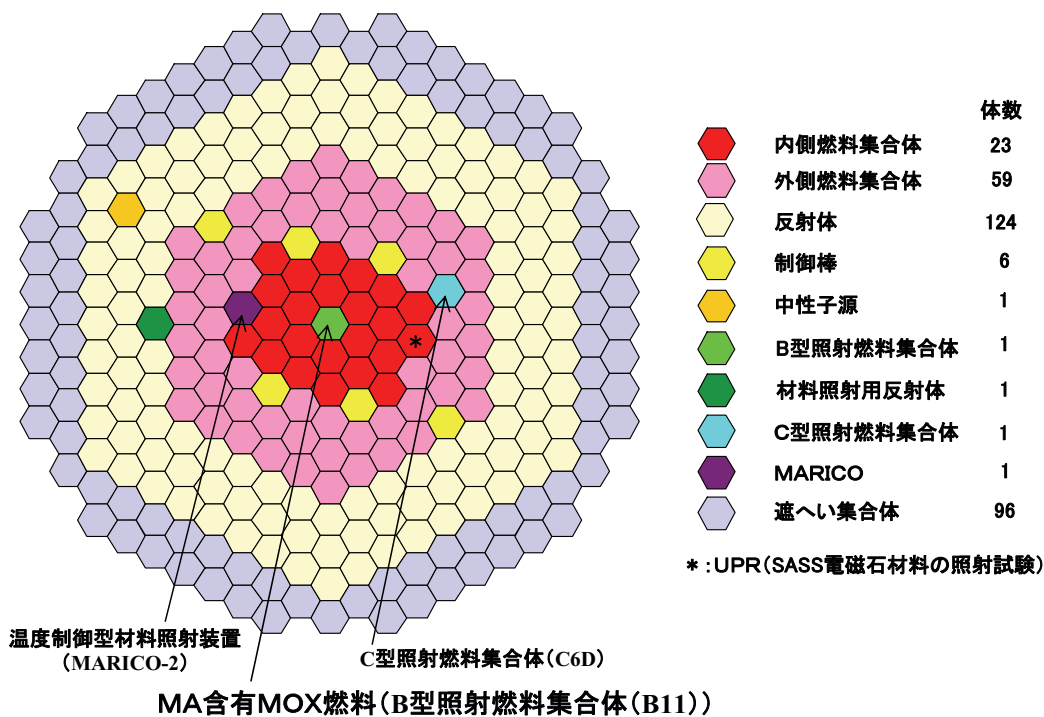


図 7.3.2 MA含有MOX燃料が装荷された「常陽」MK-III炉心の構成



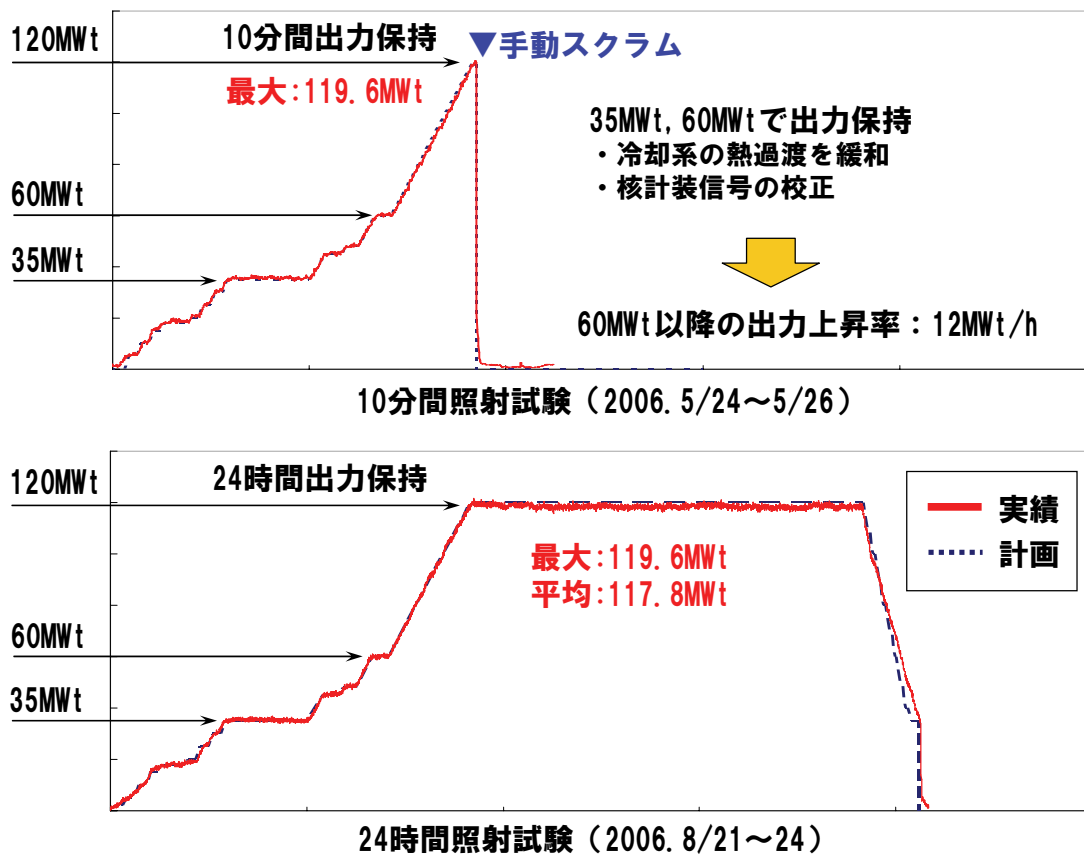


図 7. 4. 1 短期照射試験における原子炉熱出力の履歴



図 7. 4. 2 10分間照射試験 (2006年5月26日、「常陽」中央制御室)

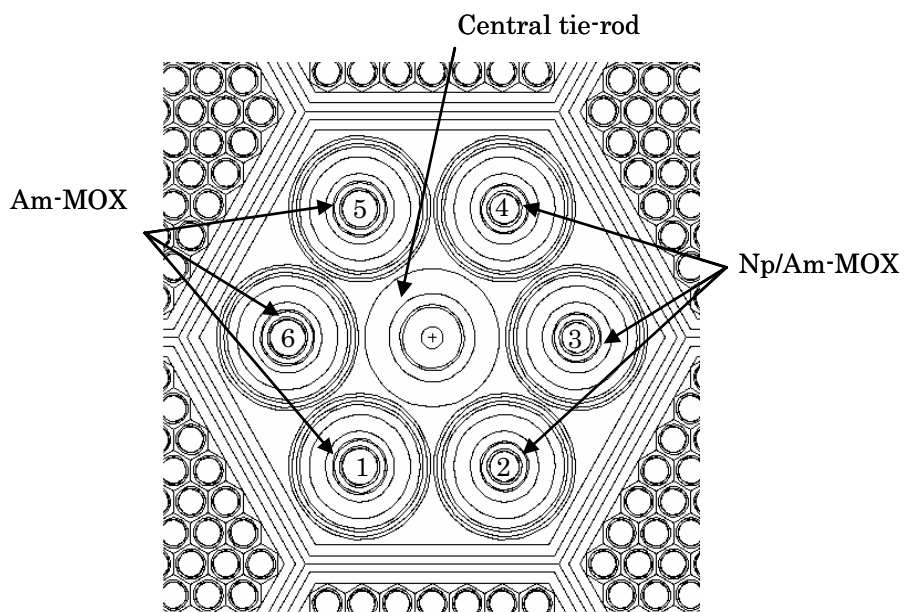


図 7.5.1 モンテカルロ計算体系図

- ・ 5%Am-MOX 燃料ペレット
- ・ O/M : 1.98
- ・ 燃料カラム中心部
- ・ 線出力密度 : 約 430W/cm

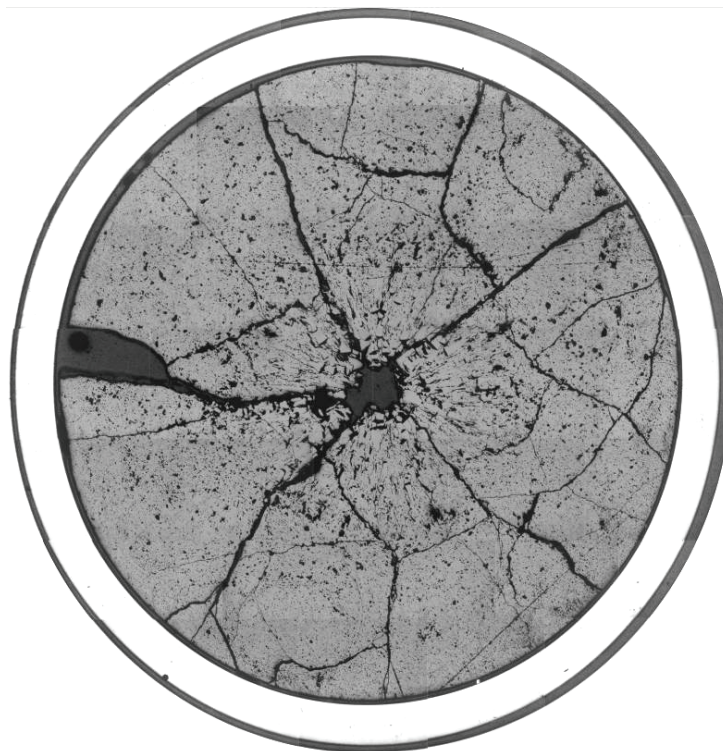


図 7.5.2 5%Am-MOX燃料ピンの断面金相写真

表 7.5.1 核分裂あたりの発熱割合

Energy release	MeV/fission
Total energy/fission - neutrino : $Q_f$	197.74
Neutron capture energy/fission : $Q_c$	9.13
Decay of activation products	0.40
Total effective energy/fission : $Q$	207.26

表 7.5.2 炉心中心面における核種の核分裂率

Nuclide	Fission rate at 119.6MWt (fissions/s/atom)
$^{234}\text{U}$	$2.16 \times 10^{-9}$
$^{235}\text{U}$	$7.67 \times 10^{-9}$
$^{236}\text{U}$	$6.68 \times 10^{-10}$
$^{238}\text{U}$	$2.84 \times 10^{-10}$
$^{238}\text{Pu}$	$5.74 \times 10^{-9}$
$^{239}\text{Pu}$	$8.05 \times 10^{-9}$
$^{240}\text{Pu}$	$2.35 \times 10^{-9}$
$^{241}\text{Pu}$	$1.02 \times 10^{-8}$
$^{242}\text{Pu}$	$1.74 \times 10^{-9}$
$^{241}\text{Am}$	$1.80 \times 10^{-9}$

表 7.5.3 119.6MWt 到達時における試験用燃料ピンの線出力密度の比較

(単位: W/cm)

Pin No.	Calculation (MCNP)	Corrected by H A F M	Measurement (Nd-148)
1. (5% Am)	416±9	434±18	444±19
2. (2% Np/ Am)	413±9	432±18	442±19
3. (2% Np/ Am)	411±9	430±18	440±18
4. (2% Np/ Am)	407±9	425±18	435±18
5. (5% Am)	414±9	433±18	443±19
6. (5% Am)	409±9	427±18	438±18

## 第8章 結 論

本論文は8章から構成されている。

第1章では、原子力エネルギーにおけるFBRの果たすべき役割に続いて、我が国で初めて設計・建設・運転された高速実験炉である「常陽」の沿革を述べ、本研究の目的を述べた。

第2章では、高速炉用燃料・材料の開発のため、増殖炉心から照射用炉心に組み替えられた「常陽」MK-II炉心の炉心管理法について述べ、MK-II性能試験とその後の定格サイクル運転での炉心特性の実測、及び炉心構成要素のPIE結果を反映した炉心核熱特性の予測精度向上や設計裕度の見直しなどにより炉心管理法を改良したことを示した。

第3章では、照射技術やPIE技術の進展に伴って高まりつつある照射条件評価の精度向上への期待に応えるため、最新の解析手法の適用や新型ドシメトリー法の開発により「常陽」の照射場特性評価法を高度化したことについて述べ、実測データとの比較によりその妥当性を検証した。

第4章及び第5章では、FBRの実用化を目指す上で多種多様な照射試験をより効率的に行うため、炉心の高中性子束化、照射運転時間の増大及び照射技術の高度化によって「常陽」の照射性能をMK-IIの4倍に向上させるMK-III計画について紹介し、炉心・プラント設計、性能試験の計画と工程及び試験結果について詳細に述べた。その結果、改造したMK-III炉心が設計どおりの性能を有することを示すとともに、炉心設計及び最新の炉物理解析手法の適用性を明らかにした。また、性能試験以降のMK-III定格サイクル運転における炉心管理のための試験方法を確立した。

第6章では、高中性子束化を達成した「常陽」MK-III炉心の活用として、LLFPの核変換に関するフィージビリティを検討し、「常陽」炉内での核変換効率を向上させるため、径方向反射体領域に中性子減速集合体を装荷することにより、高い核変換率の照射場を創出できることを見出した。

第7章では、FBRにおけるMA含有MOX燃料の照射挙動と燃焼特性を明らかにし、FBRサイクル実用化とMAリサイクル技術の確立に向けた燃料設計基準の整備と設計手法の高度化を図るため、我が国で初めて「常陽」及びPIE施設を用いて実施したMAを含有するMOX燃料の一連の照射試験について述べた。そして、試験条件で重要となる試験用燃料ピンの線出力密度の評価結果により炉心管理とドシメトリー手法の妥当性を示した。

本章では、本研究論文を総括する。

本研究で得られた結果を要約すると以下ようになる。

### (1) 炉心管理手法の確立と運転実績に基づく改良

MK-II炉心における性能試験を含む定格サイクル運転で実施している運転特性試験及び炉心構成要素のPIE結果に基づき、炉心核熱特性の予測精度の向上や設計裕度の見直し等を行った。その結果、MK-II用炉心管理コードシステムMAGIにより、過剰反応度は $\pm 0.1\% \Delta k/k'$ 、燃焼度は $\pm 5\%$ （相対値）、集合体出口温度は $\pm 10^\circ\text{C}$ でそれぞれ予測可能になった。この成果により、炉心燃料集合体の段階的な仕様変更と高燃焼度化による原子炉運転時間の増加（稼働率向上）及び燃料交換方式の改良や制御棒の移設による照射試験の効率化が実現された。

### (2) 照射場特性評価法の開発と精度向上

反射体付き小型高速炉心である「常陽」の炉心核特性とスペクトル情報を含む中性子及びガンマ線の照射場が正確に把握されているかどうかを示すため、「常陽」ではMK-II炉心の性能試験を皮切りに約四半世紀にわたり様々な核計算とドシメトリーにより照射場の特性を評価してきた。その結果、MK-II炉心では、燃料領域では計算のみで約5%、また反射体領域でもドシメータで補正することによりそれに匹敵するモニタ精度で各種照射試験を実施できることがわかった。

### (3) 高中性子束化（MK-III計画）のための炉心・プラント設計とその妥当性の確認

稼働中の原子炉であることを十分に考慮し、最小限の機器設備改造で最大限の照射性能を得るべく、炉心及び冷却系設備の改造に係る仕様をパラメータにしたサーベイ計算を実施し、高速中性子

束をMK-IIの約1.3倍に高める炉心・燃料仕様を決定するとともに、原子炉熱出力の増大に対応した除熱性能を確保できるよう原子炉冷却系を改造した。改造した「常陽」MK-III炉心の核特性を性能試験を通じて確認した結果、臨界を判断する起動系核計装の計数率や制御棒校正方法を決定するとともに、反応度係数を実測して系統昇温・降温時の負のフィードバック反応度特性を把握し、炉物理解析により誤差5%以内で評価できることを示した。これにより、その後のMK-III定格サイクルの安定運転に貢献した。

#### (4) MK-III炉心の照射場を活用した高効率の核変換技術開発

高速炉でのLLFP核変換に適している $^{99}\text{Tc}$ 及び $^{129}\text{I}$ をターゲット核種として選定し、「常陽」炉内での中性子核反応を用いた核変換効率を向上させる手法を検討した。径方向反射体の一部をベリリウムまたはジルコニウム水素化物( $\text{ZrH}_{1.65}$ )を装填した中性子減速集合体で置換し、 $^{99}\text{Tc}$ あるいは $^{129}\text{I}$ のターゲット試料をこの中性子減速集合体で取り囲むように配置した。この炉心構成の変更により、燃料領域から漏えいする高速中性子は低速エネルギー領域に減速され、炉心燃料の線出力密度や $\text{B}_4\text{C}$ 遮へい体のHe生成率の増加を抑制しつつ、年間20%を超える高い核変換率を得ることを明らかにした。

#### (5) MA含有MOX燃料の高線出力試験の実現

試験用燃料ピンの最大線出力密度をモンテカルロ計算により解析し、MK-III炉心における中性子束分布及び出力分布を把握するため炉心中心に装荷された濃縮B型のHAFMによる実測反応率で補正した。得られた線出力密度の評価値は、高速炉におけるMA含有MOX燃料の照射試験として世界最高であった仏国のSUPERFACT試験の実績を超えた。また、この線出力密度は、非破壊試験においてNd法により実測した核分裂率から算出した値と5%以内で一致し、これまで「常陽」で開発してきた炉心管理と照射場特性評価法の妥当性を実証した。

本研究で示した炉心管理及び照射場特性評価法の改良によって、高速実験炉「常陽」の炉心核熱特性及び照射条件を精度良く評価できるようになり、現在「常陽」で実施している燃料・材料の照射試験や革新的原子炉システム用に開発されている諸概念の実機プラントでの実証試験を高信頼度で実現できるようになった。

このように改良を重ねてきた炉心管理及び照射場特性評価法について、さらなる精度向上を目指す上での今後の課題を以下に述べる。

- ・使用済みの「常陽」MK-II炉心燃料中のアクチニド核種の生成量をPIEにより定量し、崩壊熱の過小評価の課題を摘出する。
- ・MK-III炉心の炉心中心から原子炉容器外周部にわたる中性子束分布及び出力分布を評価するため目下測定を実施中であるドシメータ（多重放射化箔及びHAFM）により、実測ベースで照射場の特性を評価し、MK-III炉心管理コードシステムの出力分布を補正する。
- ・材料照射試験においては温度評価が重要であり、核分裂性物質を含まない材料照射用反射体等の発熱源となるガンマ発熱について、実測温度との比較によりさらなる精度向上を図る。

海外との研究協力の面では、2009年に予定されているフランスの高速増殖原型炉フェニックスの運転終了時試験（End of Life試験）の計画が進行中であり、End of Life試験のいくつかは仏国原子力庁（CEA）と日本原子力研究開発機構の共同で試験評価が行われる。そのうち、炉物理試験の重点項目である制御棒反応度値に対する制御棒干渉効果については、著者が「常陽」MK-III炉心の性能試験で確立した手法がフェニックスの評価に取り入れられることが検討されている。

本研究で得られた成果が、将来の実用化を目指して目下進められている高速増殖炉や関連する核燃料サイクルの研究開発（FaCTプロジェクト）の一助となれば著者にとって望外の喜びである。

## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり、貴重な助言、ご指導を頂いた大阪大学大学院工学研究科の竹田敏一教授、堀池 寛教授、山口 彰教授、山本敏久准教授に篤く御礼申し上げます。

本論文は、動力炉・核燃料開発事業団（その後、核燃料サイクル開発機構を経て、現、日本原子力研究開発機構）実験炉部技術課での研究成果に基づいており、実験炉部（現、高速実験炉部）の鈴木惣十部長には、常に多大なるご指導と励ましを賜るとともに、学位取得を勧めて頂きました。また、技術課の歴代課長の溝尾宣辰氏、山下芳興氏、金城勝哉氏、大戸敏弘氏、前田幸基氏からは多くのご指導を頂きました。大洗研究開発センター燃料材料試験部の有井祥夫次長、高速実験炉部の吉田昌宏高速炉第2課長、鳥丸忠彦氏（現、日本核燃料開発株式会社）には、炉心管理と使用済燃料の崩壊熱評価で助言を頂きました。高速炉技術課の関根 隆課長代理、大川内 靖主査、前田茂貴研究員、田渕士郎氏（現、三菱重工業株式会社）、野瀬正一氏（現、ニシム電子工業株式会社）には、炉心管理に係る測定と評価について、同課の伊藤主税研究員には、ドシメトリー測定と評価について多大なご協力を得ました。その他、高速実験炉部の方々には多方面にわたりお世話になりました。

次世代原子力システム研究開発部門の石川 眞研究主席、西 裕士研究主幹、宇佐美 晋グループリーダーには、炉物理データの評価と議論で有益な助言を賜りました。同部門炉心解析グループの横山賢治研究員と千葉 豪研究員（現、原子力基礎工学研究部門核設計技術開発グループ）には、「常陽」MK-III性能試験の実施と解析でご協力いただきました。また、MK-III性能試験には、高速増殖炉研究開発センターもんじゅ開発部技術課を中心に多くの方々の参画を得て、成功裏に実施することができました。

古屋廣高九州大学大学院名誉教授（現、原子力安全基盤機構）をはじめ、「常陽」プラント技術・高度利用専門委員会の委員を歴任されました各位には、大局的な視点に立ったご意見、ご指導を賜りました。

武蔵工業大学大学院工学研究科の吉田 正教授には、崩壊熱評価に係るご指導と助言を賜り、また、核データ評価の観点で、内藤倅孝氏、瑞慶覧 篤氏、奥村啓介氏、片倉純一氏、須山賢也氏をはじめシグマ研究委員会核種生成量評価ワーキンググループのメンバーの方には多数の助言を頂きました。小林捷平元京都大学原子炉実験所教授、故中澤正治東京大学大学院教授、井口哲夫名古屋大学大学院教授、岩崎 信東北大学大学院教授、小田野直光氏、池田裕二郎氏、柴田恵一氏、中川庸夫氏、島川聡司氏には、ドシメトリーに関する有益な助言を頂きました。また、九州大学大学院の神田幸則名誉教授及び鷹尾良行氏（現、大分工業高等専門学校准教授）には、ヘリウム蓄積型フルーエンスモニタの高速炉ドシメトリーへの適用に関する研究において多大なご指導と助言を賜りました。

三菱FBRシステムズ株式会社の河北孝司氏、池田一三氏、島川佳郎氏、株式会社東芝の川島正俊氏、森木保幸氏、山岡光明氏には「常陽」の核熱設計手法に関して有益な助言を頂きました。また、株式会社三菱総合研究所の佐藤 理主席研究員には、遮へい解析法の高度化に関するご指導と助言を賜りました。

Robert W. Schaefer 氏（元米国アルゴンヌ国立研究所）には、MK-III性能試験時に国際特別  
研究員として在籍された期間中における議論を通じて貴重な助言と励ましを頂きました。同じ  
く、国際特別研究員として在籍された David Wootan 氏（現、米国 PNNL）には、「常陽」の照射  
場特性評価に関する議論とモンテカルロ解析の助勢で多大な貢献を頂きました。

最後に、高速炉技術課の黒羽隆也氏（株式会社 NESI）には、本研究論文の編集と校正でご協  
力いただきました。

以上の方々に篤く御礼を申し上げます。

2007年12月  
青山 卓史

## 付録A 使用済高速炉用MOX燃料の崩壊熱測定評価

## 1. はじめに

崩壊熱は、放射性物質の崩壊によって生じる熱であり、放射性物質が $\alpha$ 線、 $\beta$ 線あるいは $\gamma$ 線等の放射線を放出して崩壊する際に、そのエネルギーが物質との相互作用により熱に変わる。

崩壊熱を発生源で分類すると、以下の3つに分けられる。

## ① F Pの崩壊熱

核分裂で発生するF Pは、核分裂時の運動エネルギーを失い運動を停止した後でも、崩壊しながら放射線を放出し続ける。原子炉の停止直後では、運転中の原子炉出力の7~8%の熱を放出する。F P核種の半減期より、原子炉停止直後から約10年以内の冷却期間における発熱源として重要である。

## ② アクチノイド核種の崩壊熱

UやPuの中性子核反応及び核変換により生成した高次のアクチノイド核種は、その多くが $\alpha$ 崩壊しながら放射線を放出する。原子炉の炉型、燃料の組成や燃焼度に大きく依存するが、一般的に長寿命のアクチノイド核種の寄与が大きく、冷却期間が数10年以上では崩壊熱の主成分となるため、施設定期検査、改造等による長期間の原子炉停止時のみならず、使用済燃料の再処理や輸送・貯蔵等における発熱源として重要である。ただし、原子炉停止後から数十日の期間においては、 $^{238}\text{U}$ の中性子捕獲反応によって生成した $^{239}\text{U}$ （半減期：23.5分）、 $^{239}\text{Np}$ （半減期：2.35日）の $\beta$ 、 $\gamma$ 崩壊による発熱が主である。

## ③ 原子炉構造材等の放射化物の崩壊熱

中性子核反応により放射化した原子炉構造材は、 $\beta$ 、 $\gamma$ 崩壊しながら放射線を放出する。核分裂炉の場合では、①のF P崩壊熱の数%程度であり、発熱量はわずかである。核融合炉等では、トリチウム以外の崩壊熱は全て構造材の放射化によるものであり、主要な発熱源となる。

崩壊熱の評価は、原子炉の通常運転時及び事故時における安全評価（原子炉停止後の炉心冷却能力）、長期間の原子炉停止時における崩壊熱除去系設備の設計・運用、使用済燃料及び高レベル放射性廃棄物の処理や輸送・貯蔵設備の熱設計等において重要である。

この崩壊熱は、総和計算法に基づく評価が一般的であり、ORIGEN2等の計算コードが広く用いられている。総和計算法においては、核種の崩壊データ、放出エネルギー、核分裂収率等の膨大な核データをを用いて、ある時間時点での個々の不安定核種の存在量、単位時間における崩壊イベント数、 $\beta$ 線、 $\gamma$ 線の平均エネルギーを崩壊チェーンごとに算出し、それらの総和により崩壊熱が求められる。この核データには実測値や理論的な推定値が用いられており、その信頼性が重要となる。そのため、崩壊熱総和計算の結果は、積分測定値と比較され、計算値の信頼性や精度が評価される。崩壊熱の測定については、UやPuのサンプルを実験用原子炉で照射し、サンプルを取り出した後の放出エネルギー（発熱量）の時間経過を、 $\beta$ 線成分、 $\gamma$ 線成分に分けて測定する場合が多く、両成分の和が崩壊熱となる。そのうち、東大弥生炉での測定は、測定精度や対象核種の網羅性の観点から評価が高い。このような照射サンプルの測定では、照射時間が冷却時間に比べて非常に短い場合がほとんどで、瞬時照射測定と呼ばれ、核種の核データ（断面積、核分裂収率、崩壊定数等）の精度検証に用いられ、比較的短い冷却期間における崩壊熱が議論される。

一方、原子炉冷却系や使用済燃料の輸送・貯蔵設備等については、数日から数年あるいは数十年の時間オーダーで燃料集合体や炉心レベルの崩壊熱評価が重要となる。「常陽」では、上記の微分的実験に対して、使用済燃料の崩壊熱を実測し、炉心管理計算の検証とともに、核種生成・崩壊に係る核データの積分評価に資するため、世界的にも例の少ない、オンサイトで非破壊のまま、使用済MOX燃料の崩壊熱をカロリメトリックに測定する装置を開発し、データを蓄積してきた。



ここでは、使用済みの「常陽」MK-II炉心燃料集合体を用いた崩壊熱の測定法について述べ、ORIGEN2を用いた照射実績に基づく計算値と比較して解析精度を評価するとともに、発熱計算の誤差要因について考察する。

## 2. 使用済燃料の崩壊熱の測定<sup>[A-1]-[A-8]</sup>

### 2. 1 測定装置

「常陽」の使用済燃料集合体は、冷却材のナトリウムを洗浄した後に脱塩水を入れたステンレス鋼製の缶詰缶に封入され、「常陽」原子炉付属建家内の使用済燃料水冷却池（プール）に設置されている貯蔵ラックに保管される。崩壊熱測定装置は、この缶詰缶を収納する測定容器、測定容器に冷却水を循環させる水循環ポンプと配管、冷却水温度を測定する測温抵抗体、冷却水の循環量を測定する流量計及び測定データを処理する小型計算機システムで構成される。崩壊熱測定装置の系統図を図 A-2.1 に示す。本装置は、使用済燃料水冷却池の壁面に設置され、使用済燃料集合体を缶詰缶ごと測定容器に装荷して崩壊熱を測定する。

使用済燃料の崩壊熱は、測定容器内の冷却水の出入口温度差と流量及び比熱から求まるヒートバランスにより測定する。崩壊熱測定装置を循環する冷却水の出入口温度は、入口側と出口側のそれぞれ 2 箇所に設置した白金測温抵抗体の温度計で、また、冷却水流量は測定容器入口側に設置したオーバル歯車式容積流量計で測定する。測定手順としては、缶詰缶を測定装置に装荷した後、自然循環弁を閉じて冷却水流量を設定し、約 5 時間後に温度及び流量が平衡に達した状態で測定した 30 分間のデータの平均を測定値とする。

### 2. 2 崩壊熱の測定

使用済燃料集合体の崩壊熱  $Q_D$  (W) は、測定装置の冷却水出入口温度差  $\Delta T$  (°C)、冷却水の流量  $V$  (kg/s) と比熱  $C_p$  (kcal/kg°C) 及びエネルギー変換係数  $F$  ( $4.187 \times 10^3$  W・s/kcal) により次式で表されるヒートバランスから求める。

$$Q_D = F C_p \Delta T V A_S A_\gamma \quad (1)$$

(1)式において、 $A_S$  は測定装置からプール水への放熱による発熱損失を補正する係数である。また、 $A_\gamma$  は使用済燃料から放出される放射線のうち、装置外に漏れて測定装置のヒートバランスに寄与しない  $\gamma$  線による発熱分を補正する係数である。 $A_S$ 、 $A_\gamma$  の評価方法の詳細を以下に述べる。

### 2. 3 模擬発熱体による測定装置の校正

電気ヒータを内蔵した缶詰缶の模擬発熱体を用いて、(1)式の  $A_S$  を求めるための崩壊熱測定装置の校正試験を行った。ここで、 $A_S$  は電気ヒータの電流値と電圧値から求まる模擬発熱体の発熱量  $Q_h$  と測定装置のヒートバランスから得られる除熱量  $Q_m$  の比で定義される ( $A_S = Q_h / Q_m$ )。

模擬発熱体の発熱量をパラメータとし、測定対象となる使用済みのMK-II炉心燃料集合体の崩壊熱予測値 1kW前後を中心に校正試験を実施した。200W～1400Wの範囲では、冷却材流量を 0.5 l/min に固定して発熱量と除熱量の関係を求め、冷却期間が約 500 日以上の場合の崩壊熱となる 250W以下の範囲については、測定誤差を低減させるため、出入口温度差を大きくするよう 0.3 l/min の低流量で試験を実施した。

校正試験結果を図 A-2.2 に示す。 $Q_m$  は全ての流量範囲で  $Q_h$  より 12～19%程度小さいが、両者は良好な直線関係を示し、最小二乗近似で求まる比例係数  $A_S$  として、0.5 l/min の場合は 1.115、0.3 l/min の場合は 1.185 が得られた。

### 2. 4 測定装置外への放射線漏えいの補正<sup>[A-4], [A-7]</sup>

使用済燃料の崩壊熱は、FP、アクチニド及び構造材の放射化物からの放射線による発熱で生じ

る。これ以外に、水中体系での減速中性子等による誘導核分裂の発熱も考えられるが、ORIGEN2による計算<sup>[A-9]</sup>、<sup>[A-10]</sup>では、その発熱量は使用済燃料集合体1体あたり $5 \times 10^{-5}$  W程度であり、本測定においては無視した。

使用済燃料が放出する放射線のうち、 $\alpha$ 線及び $\beta$ 線は飛程が短いため、そのエネルギーは全て測定装置内での発熱に寄与するが、 $\gamma$ 線は透過力が大きいいため、その一部は装置外に漏れ、測定装置のヒートバランスに寄与しない。そこで、測定装置外での $\gamma$ 線発熱による損失割合を以下のように評価し、 $A_\gamma$ として(1)式の発熱量を補正した。

まず、ORIGEN2により、それぞれの測定対象集合体の $\gamma$ 線強度を求め、モンテカルロ法コードMCNP-4B<sup>[A-11]</sup>を用いて、使用済燃料集合体から放出され、測定装置のヒートバランスに寄与しない $\gamma$ 線による発熱量を計算した。 $\gamma$ 線源は燃料スタック部のみとし、燃料集合体のモデル化にあたってはラップ管内の燃料ペレット、被覆管及び缶詰缶に封入されている水は均質化した。これらの組成は、MK-II炉心管理コードシステムMAGI<sup>[A-12]</sup>-<sup>[A-19]</sup>(炉定数:JENDL-3.2<sup>[A-20]</sup>)に基づくJFS-3-J3.2R<sup>[A-21]</sup>、<sup>[A-22]</sup>の燃焼計算結果を用いた。 $\gamma$ 線断面積はMCNP-4B付属のMCPLIBを用いた。測定容器の外側へ透過する $\gamma$ 線による発熱量は、装置外に漏れる $\gamma$ 線を空間、エネルギーについて積分して算出した。この漏れい $\gamma$ 線による発熱量と崩壊熱のうちの $\gamma$ 線発熱の比を $\gamma$ 線透過率とした。

F Pの崩壊熱は、 $\gamma$ 線及び $\beta$ 線による発熱が支配的なため、JNDC崩壊熱計算ライブラリ<sup>[A-23]</sup>-<sup>[A-25]</sup>で与えられている核種ごとの $\gamma$ 線と $\beta$ 線のエネルギー( $\bar{E}_\gamma$ 及び $\bar{E}_\beta$ )から $\gamma$ 線成分の相対比( $\bar{E}_\gamma / (\bar{E}_\gamma + \bar{E}_\beta)$ )を求め、これにORIGEN2によるF P核種ごとの崩壊熱( $\bar{E} = \bar{E}_\gamma + \bar{E}_\beta$ )を乗じ、これらの総和を全崩壊熱で除することにより $\gamma$ 線発熱による損失割合を算出した。構造材の放射化物による $\gamma$ 線発熱の損失割合も同様に算出した。アクチノイドの崩壊熱は、 $\alpha$ 崩壊による発熱が支配的であり、 $\gamma$ 線による発熱はF Pに比べて小さいので無視した。この全崩壊熱に占める $\gamma$ 線発熱の割合に $\gamma$ 線透過率を乗じて、測定装置外での $\gamma$ 線発熱による損失割合(Y)とした。

この結果、測定装置外での $\gamma$ 線発熱による損失割合(Y)は、燃焼終了後40日~729日で約9%~2%であり、冷却期間とともに減少する。これは、冷却が進むにつれて高エネルギーの $\gamma$ 線を放出する核種が減衰し、 $\gamma$ 線のスペクトルが軟らかくなり透過率が小さくなるためである。また、全崩壊熱に対するF Pの発熱割合( $\gamma$ 線発熱が支配的)が減少することに加えて、F Pや構造材の全放射能に占める $\gamma$ 線の割合( $\gamma / (\gamma + \beta)$ )が冷却とともに減少することも原因である。

得られたYを用いて、測定装置外に漏れる $\gamma$ 線の発熱分を補正する係数 $A_\gamma$ を

$$A_\gamma = 1/(1-Y) \quad (2)$$

として求めた<sup>[A-7]</sup>。結果を図A-2.3に示す。

## 2. 5 崩壊熱の測定精度

本装置の測定では、2. 3で述べた模擬発熱体による校正試験で得られた発熱損失補正と2. 4で述べた測定装置外への漏れい $\gamma$ 線による発熱損失補正を行うことにより、系統誤差は無視できる。よって、本研究では崩壊熱測定装置の各計器の測定誤差と測定値の変動のみを考慮し、冷却水の温度計、流量計とこれらの信号変換器及び記録計の誤差及び測定値の変動の自乗和の平方根を、温度測定系及び流量測定系それぞれの誤差とした。

温度測定系及び流量測定系の誤差評価結果を図A-2.4及び図A-2.5に示す。温度測定系の誤差は、冷却水の出入口温度差 $\Delta T$ が $5^\circ\text{C}$ の時で約9%であり、 $\Delta T$ が小さいほど誤差は大きくなる。また、流量測定系の誤差は、冷却水の流量が $0.3\text{ l/min}$ 以上であれば約2%以内である。

## 2. 6 使用済みのMK-II炉心燃料集合体の崩壊熱

測定対象としたMK-II炉心燃料集合体は、第6次取替燃料集合体(集合体名称:PFD601、PFD602)2体である。主要な燃料仕様及び照射履歴を表A-2.1、製造時における燃料組成を表A-2.2に、照射履歴及び炉心装荷位置を図A-2.6及び図A-2.7に示す。PFD601及びPFD602燃料集合体は、全運転期

間（100MWt 定格熱出力で 369 日）を通じて炉心第 1 列で照射されたものである。燃料集合体の要素軸方向平均最高燃焼度はそれぞれ 66.0GWd/t、65.7GWd/t である。また、製造時の分析精度は、U 及び Pu の同位体については測定誤差（1 $\sigma$ ）0.14%、Am については約 3% である。

冷却期間 40 日から 729 日まで計 127 回測定した崩壊熱の減衰曲線を図 A-2.8 に示す。崩壊熱の実測値は、1446.0 $\pm$ 24.2W から 157.9 $\pm$ 9.5W であり、冷却期間 400 日以上の場合でも冷却水流量を 0.5 l/min から 0.3 l/min に変更し、出入口温度差  $\Delta T$  を大きくすることにより、誤差約 6% で測定データを得た。

### 3. 崩壊熱計算

#### 3.1 計算方法

使用済燃料の崩壊熱計算は、日本原子力研究開発機構のシグマ研究委員会を中心に整備された高速炉用ライブラリを用いた ORIGEN2<sup>[A-9]</sup>により行った。このうち、崩壊定数、崩壊熱データ及び核分裂収率データについては JNDC 崩壊熱計算ライブラリを用い、断面積については JENDL-3.2 ベースのデータを用いることとし、「常陽」MK-II の炉心各位置における中性子スペクトルで縮約した「常陽」MK-II 炉心用ライブラリを使用した。

ここで、「常陽」MK-II 炉心用の断面積ライブラリは、日本原子力研究開発機構で整備した「高速炉用 ORIGEN2 新ライブラリ作成システム」<sup>[A-10], [A-26]-[A-28]</sup>を用いて作成した。断面積の縮約に用いた中性子スペクトルは、CITATION<sup>[A-29]</sup>で R-Z 体系により計算した 70 群スペクトルに、<sup>239</sup>Pu の核分裂スペクトルを仮定した 3 群（14.9MeV $\sim$ 20MeV）のスペクトルを追加した 73 群のものを用いた。

燃焼及び冷却に関しては、測定対象集合体が炉内に滞在した全期間について、各サイクルの運転日数及びサイクル間の燃料交換や施設定期検査による原子炉停止期間等の照射履歴（図 A-2.6 参照）を考慮した。また、照射前の燃料組成の分析日から炉心での照射開始日までの崩壊計算を行い、照射開始までの燃料組成の変化（特に、半減期が比較的短い <sup>241</sup>Pu の  $\beta^-$ 崩壊による <sup>241</sup>Am の生成）を考慮した。

照射中の中性子束は、MK-II 炉心管理コードシステム MAGI により求め、測定対象集合体が装荷された炉心位置における各サイクルの運転初期と末期の MAGI 計算値の平均を用いた。炉定数セットには、JFS-3-J3.2R セットの 70 群断面積を領域依存のスペクトルで 7 群に縮約したものを使用した。さらに、 $\gamma$  スキャンで測定した軸方向の燃焼度分布を用いて MAGI の軸方向中性子束分布計算値を補正した。燃焼度分布測定について以下に述べる。

#### 3.2 燃焼度測定による軸方向中性子束分布の補正

ORIGEN2 の計算に用いる MAGI の計算結果は、P I E データを用いてその妥当性を評価している。P I E は、非破壊試験と破壊試験に大別され、非破壊試験データとしては使用済燃料貯蔵プールで実施している燃焼度測定、破壊試験としては Nd 法を用いている。

破壊試験では、第 3 章で述べたように、同位体希釈質量分析法<sup>[A-30]</sup>により <sup>148</sup>Nd 生成量を測定し、これを核分裂率で除して核分裂数を求め、これと核分裂物質量から燃焼率に換算する。燃焼率の測定値と MAGI による計算値は約 1 $\sim$ 2% で一致している<sup>[A-31]</sup>。

非破壊試験は、「常陽」原子炉付属建屋内水冷却池室の使用済燃料貯蔵プールに設置された燃焼度測定装置を用いて行い、使用済燃料の燃焼度分布を測定する<sup>[A-32], [A-33]</sup>。崩壊熱測定と同様に、缶詰缶に封入された使用済燃料集合体を容器ごと水中に設置してある架台に載せて上下駆動及び回転駆動させ、水中に固定した高純度 Ge 半導体検出器により  $\gamma$  線プロファイルを測定する。得られた  $\gamma$  線スペクトルを解析し、着目する F P 核種 (<sup>144</sup>Pr) の軸方向分布から使用済燃料集合体の燃焼度分布を評価した。

<sup>144</sup>Pr は、<sup>144</sup>Ce（半減期：284.3 日）の娘核種であり、<sup>144</sup>Ce との間に過渡平衡が成立しており、半減期が比較的長いことから、<sup>144</sup>Pr の放射能は照射中の核分裂率に比例する。<sup>144</sup>Pr の  $\gamma$  線ピーク（2186 keV）の軸方向計数率分布を MAGI の中性子束で計算した核分裂率分布と比較した。いずれも炉中心レベルを 1 に規格化した相対分布を図 A-3.1 に示す。Nd 法による炉中心レベルでの燃焼率の

測定値はMAGI計算値とよく一致していることから、計算による軸方向の相対分布を実測値に基づいて補正することとした。これより、MAGIの核分裂率と $^{144}\text{Pr}$ 計数率の比(C/E)の燃料スタック部の平均値として、PFD601集合体については0.980、PFD602集合体については0.984を得た。これらを用いてMAGIによる中性子束を補正してORIGEN2の計算に用いた。

### 3. 3 崩壊熱計算結果

崩壊熱計算値及び測定値との比(C/E)の推移を図A-2.8に示す。PFD601集合体及びPFD602集合体ともに、全冷却期間を通じて計算値は実測値を約4~10%過小評価している。C/Eは冷却期間に依存する傾向があり、100日までは時間経過とともに0.93まで低下している。これは、半減期が数日の短半減期核種の減少傾向と類似しており、これら核種の生成量及び発熱量の計算誤差が考えられる。100日以上では測定誤差範囲内ではほぼ一定の約0.93となっている。

### 4. 崩壊熱の誤差要因の検討

崩壊熱計算値の誤差要因を調べるため、PFD601集合体について、崩壊熱に寄与する主要核種の崩壊熱及び核種生成量の内訳の推移を表A-4.1及び表A-4.2、図A-4.1及び図A-4.2に示す。ここでは、55cmの燃料スタック部の計算値についてのみ検討した。

図A-4.1から、全崩壊熱に対してF P崩壊熱が支配的であるが、F P崩壊熱は冷却期間とともに減衰するのに対して、アクチニド崩壊熱の変化はわずかである。表A-4.1及び表A-4.2に示すように、冷却期間70日ではF P崩壊熱が全崩壊熱の75%を占めるが、720日では62%まで低下し、崩壊熱の内訳は冷却期間に依存して変化する。

図A-4.2に示す主要な発熱核種の崩壊熱の推移より、アクチニド核種では $^{242}\text{Cm}$ 、 $^{238}\text{Pu}$ 、 $^{241}\text{Am}$ の寄与が大きい。このうち、 $^{242}\text{Cm}$ 以外は今回の測定期間ではほとんど減衰しないため、その崩壊熱は一定であり、崩壊熱の系統的な過小評価の原因とは考えにくい。F P崩壊熱については、冷却期間100日までにほとんどの短半減期核種は減衰するため、 $^{95}\text{Zr}$ 、 $^{95}\text{Nb}$ 、 $^{106}\text{Rh}$ 、 $^{144}\text{Pr}$ の4核種がその後の主要な発熱源となる。 $^{242}\text{Cm}$ 及び上記のF P 4核種に関する発熱量の和の減衰曲線は、全崩壊熱のそれとよく一致する(図A-4.2参照)。このことから、崩壊熱の系統的な差の主要因は、 $^{242}\text{Cm}$ 及び上記F P 4核種の生成量の計算誤差が考えられ、これらの核種生成に係る断面積、核分裂収率及び発熱定数の不確かさを検討する必要がある。具体的には、今後P I Eによりこれらの核種生成量を定量して計算値と比較する予定である。

### 5. おわりに

使用済みの高速炉用MOX燃料の崩壊熱測定装置を開発し、「常陽」MK-II炉心燃料(集合体平均燃焼度約66GWd/t)について、冷却期間40日~729日における崩壊熱を詳細に測定し、実測値 $1446.0 \pm 24.2\text{W} \sim 157.9 \pm 9.5\text{W}$ を得た。崩壊熱計算では、炉心装荷位置の中性子スペクトルを考慮した断面積を用いて、ORIGEN2による燃焼計算を基に崩壊熱を算出し、C/E=0.96~0.90を得た。

全冷却期間を通じて、計算値は実測値を系統的に約6%~10%過小評価しており、これは崩壊熱の測定誤差よりも大きい。崩壊熱の内訳として、アクチニド核種については $^{242}\text{Cm}$ 、 $^{238}\text{Pu}$ 、 $^{241}\text{Am}$ が、F P核種については冷却期間100日以上で $^{95}\text{Zr}$ 、 $^{95}\text{Nb}$ 、 $^{106}\text{Rh}$ 、 $^{144}\text{Pr}$ が主要な発熱核種である。

本研究で評価した崩壊熱の系統的な差の原因を検討した結果、崩壊熱への寄与割合の大きな $^{242}\text{Cm}$ 及びF P 4核種( $^{95}\text{Zr}$ 、 $^{95}\text{Nb}$ 、 $^{106}\text{Rh}$ 、 $^{144}\text{Pr}$ )の生成量に係る計算誤差が考えられ、今後の検討課題を抽出した。

### 付録Aの参考文献

[A-1] 青山卓史他、“使用済高速炉燃料の崩壊熱”、*日本原子力学会誌*, Vol. 41, No. 9, pp. 946-953, 日本原子力学会(1999).

- [A-2] T. Aoyama et al., “Measurement and Analysis of Decay Heat of Fast Reactor Spent Fuel,” *Proceedings of the 1997 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 99-002, pp. 84-91, 日本原子力研究所 (1999).
- [A-3] T. Aoyama et al., “Measurement and Analysis of Decay Heat of Fast Reactor Spent Fuel,” *Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-7)*, CD-ROM, Tokyo, Japan (1999).
- [A-4] 前田茂貴、野瀬正一、長崎英明、青山卓史、“「常陽」使用済燃料の崩壊熱の測定評価 (2)”、JNC TN9400 2001-031, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [A-5] 野瀬正一、青山卓史、“使用済高速炉燃料の崩壊熱の測定と評価”、「原子炉の運転、管理及び改良に関する研究会」要旨集、UTNL-R0378, pp. 4-1 - 10, 東京大学 (1999).
- [A-6] S. Maeda, T. Aoyama, “Decay Heat of Fast Reactor Spent Fuel,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1101-1104 (2002).
- [A-7] S. Maeda, T. Sekine, T. Aoyama, “Measurement and analysis of decay heat of fast reactor spent MOX fuel,” *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 31, pp. 1119-1133 (2004).
- [A-8] 前田茂貴、大川内靖、青山卓史、“使用済高速炉燃料の崩壊熱の測定と評価”、*核データニュース*, No. 81, pp. 71-85, 日本原子力研究所 (2005).
- [A-9] A. G. Croff, “A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code,” ORNL-5621 (1980).
- [A-10] 須山賢也、片倉純一、大川内 靖、石川 眞、“JENDL-3.2 に基づく ORIGEN2 用ライブラリ：ORLIBJ32”、JAERI-Data/Code 99-003, 日本原子力研究所 (1999).
- [A-11] J. F. Briesmeister, “MCNP-general Monte Carlo N-particle transport code version 4B,” Report LA-12625, Los Alamos National Laboratory (1997).
- [A-12] T. Aoyama et al., “Core Management Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of International Conference on Fast Reactor Core and Structural Behavior*, London, UK, pp. 299-306, BNES (1990).
- [A-13] 有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II 炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).
- [A-14] S. Maeda, T. Sekine, T. Aoyama, “Fast Reactor Core Management in Japan: Twenty Years of Evolution at JOYO,” *Proceedings of 5<sup>th</sup> International Conference on Research Reactor Fuel Management (RRFM2000)*, Archen, Germany, pp. 56-60 (2000).
- [A-15] 関根 隆、青山卓史他、“高速中性子照射場として的高速実験炉「常陽」のキャラクタリゼーション-照射条件評価技術の現状と今後-”、*サイクル機構技報*, No. 6, pp. 19-29, 核燃料サイクル開発機構 (2000).
- [A-16] T. Aoyama et al., “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).
- [A-17] 大川内 靖他、“「常陽」MK-II 炉心特性データベース -JENDL-3.2 への改訂-”、JNC TN9410 2001-019, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [A-18] Y. Ohkawachi et al., “JOYO MK-II Core Characteristics Database,” 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [A-19] 関根 隆他、“「常陽」MK-II 炉心特性データベースの改訂”、*サイクル機構技報*, No. 23, pp. 23-30, 核燃料サイクル開発機構 (2004).
- [A-20] T. Nakagawa et al., “Japanese evaluated nuclear data library version 3 revision-2: JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32, No. 12, pp. 1259 (1995).
- [A-21] 千葉 豪他、“JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成”、JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2001).

- [A-22] 千葉 豪他、“高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2 の改訂”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [A-23] K. Tasaka et al., “JNDC Nuclear Data Library of Fission Products –Second Version–”, JAERI 1320 (1990).
- [A-24] T. Yoshida et al., “The Overview of the JENDL FP Decay Data Library version 2,” *Proceedings of International Conference on Nuclear Data for Science and Technology*, Mito, Japan, pp. 889-891 (1988).
- [A-25] 片倉純一、“日本原子力学会崩壊熱推奨値を ORIGEN2 コードで再現するための崩壊および核分裂収率データライブラリーの作成”、*日本原子力学会誌*, Vol. 38, No. 7, pp. 609-615, 日本原子力学会 (1996).
- [A-26] 大川内 靖、福島 学、“JENDL-3.2 に基づく高速炉用 ORIGEN2 断面積ライブラリー作成ツールの開発”、JNC TN9400 99-051, 核燃料サイクル開発機構 (1999).
- [A-27] K. Suyama, J. Katakura, M. Ishikawa and Y. Ohkawachi, “Development of Libraries for ORIGEN2 Code Based on JENDL-3.2,” *Proceedings of the 1997 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf-98-003, pp. 9-14, 日本原子力研究所 (1998).
- [A-28] 奥村啓介、大木繁夫、山本宗也、松本英樹、青山卓史他、“JENDL による核種生成量予測精度の検討”、JAERI-Research 2004-025, 日本原子力研究所 (2005).
- [A-29] T. B. Fowler et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).
- [A-30] N. C. Furcola et al., “Standard Test Method for Atom Percent Fission in Uranium and Plutonium Fuel (Neodymium-148 Method),” *1996 Annual Books of ASTM Standards*, 12.02, E321-96, ASTM (1996).
- [A-31] S. Koyama et al., “Measurement of burnup in FBR MOX fuel irradiated to high burnup,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 40, No. 12, pp. 998-1013 (2003).
- [A-32] 高松 操他、“使用済高速炉燃料の中性子放出率の測定と評価”、JNC TN9410 98-011, 核燃料サイクル開発機構 (1997).
- [A-33] M. Takamatsu, T. Aoyama, “Neutron Intensity of Fast Reactor Spent Fuel,” *Proceedings of the 1997 Symposium on Nuclear Data*, JAERI-Conf 98-003, pp. 21-26, 日本原子力研究所 (1998).

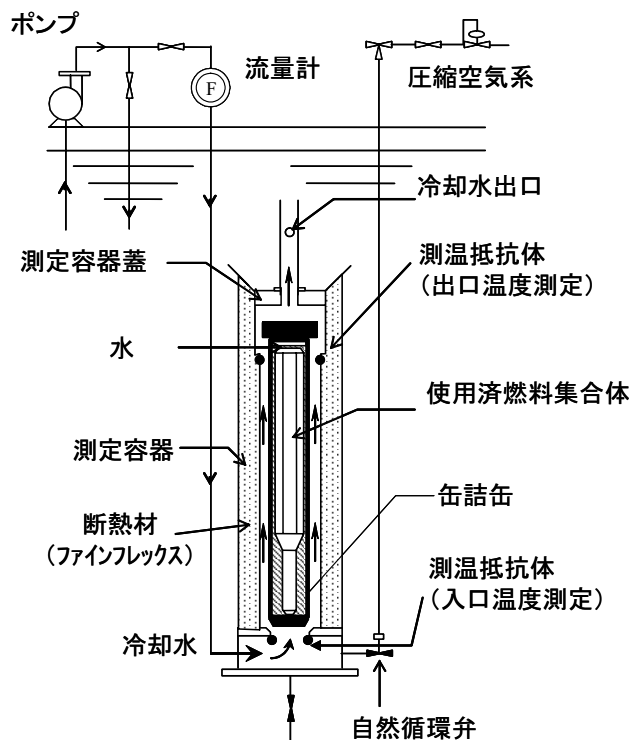


図 A-2.1 崩壊熱測定装置の系統図

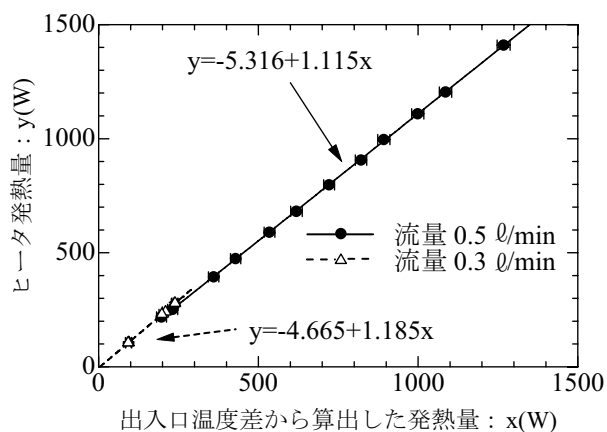


図 A-2.2 崩壊熱測定装置の校正試験結果

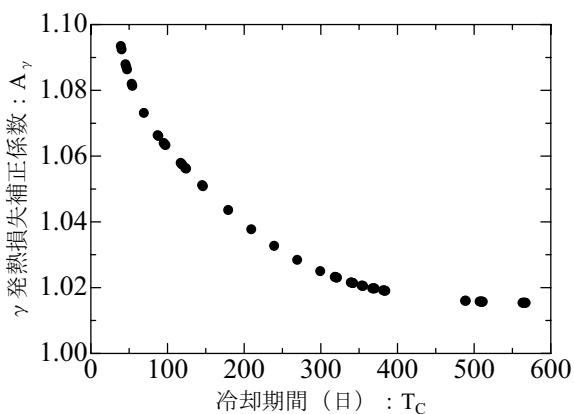


図 A-2.3  $\gamma$  発熱損失補正係数の冷却期間依存性 (PFD601 の場合)

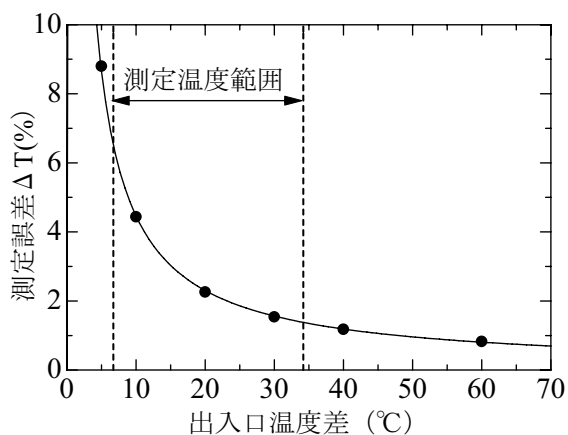


図 A. 2-4 出入口温度差の測定値に対する誤差

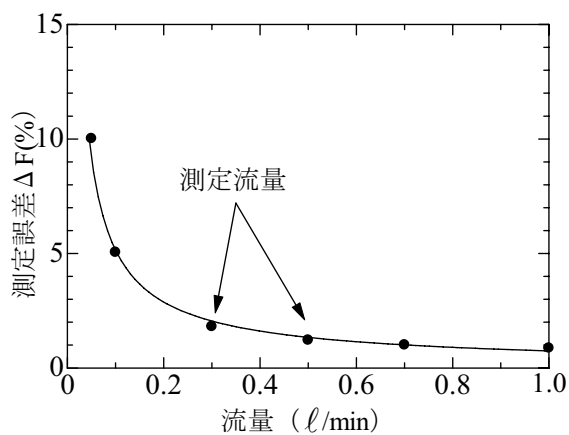


図 A-2.5 冷却水流量の測定値に対する誤差

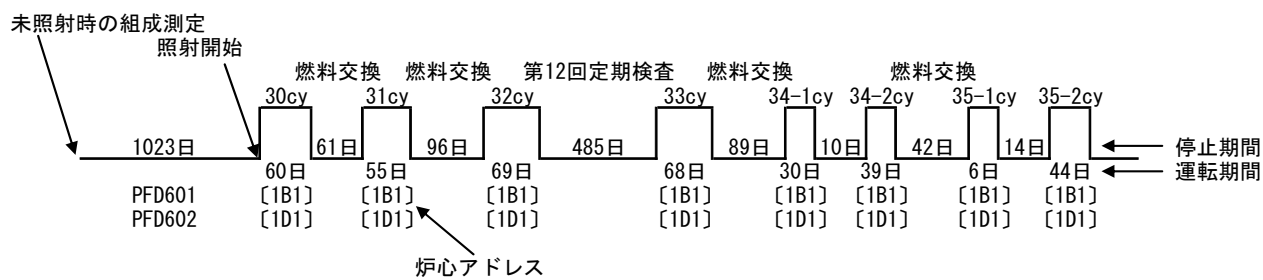


図 A-2.6 測定対象燃料集合体の照射履歴

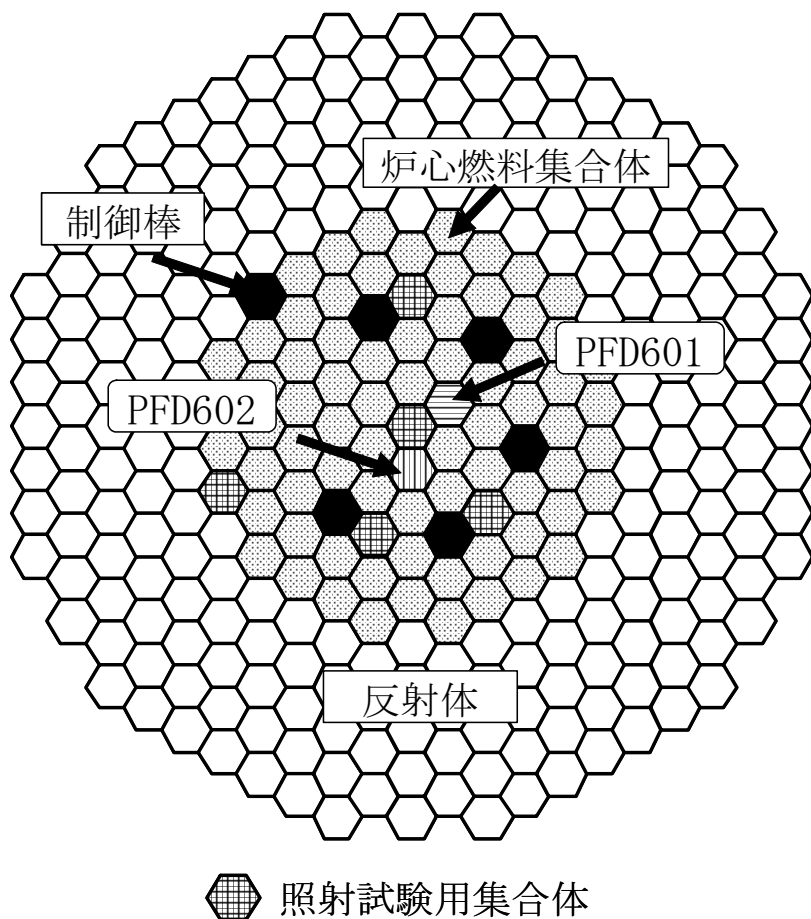


図 A-2.7 測定対象燃料集合体の炉心装荷位置



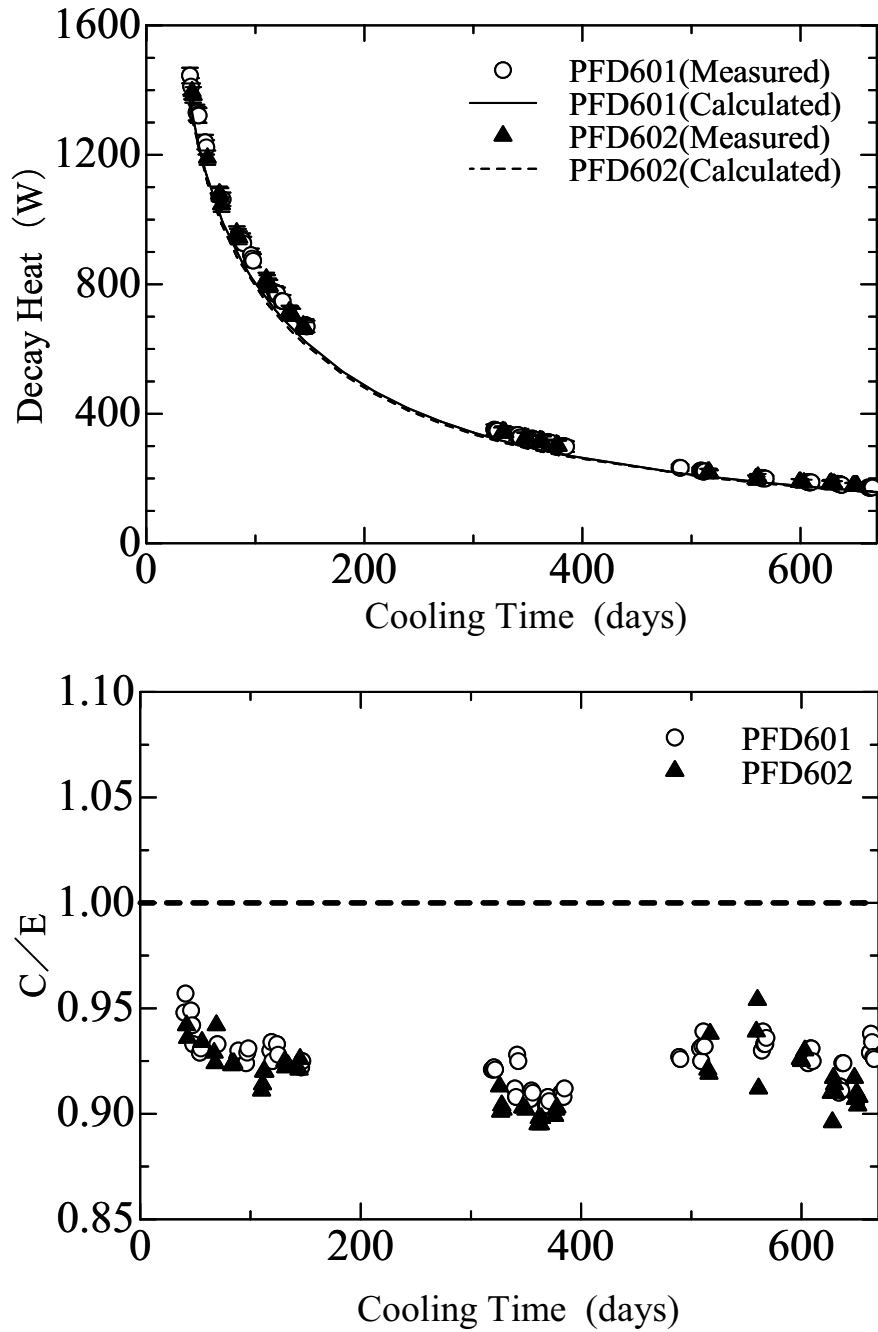
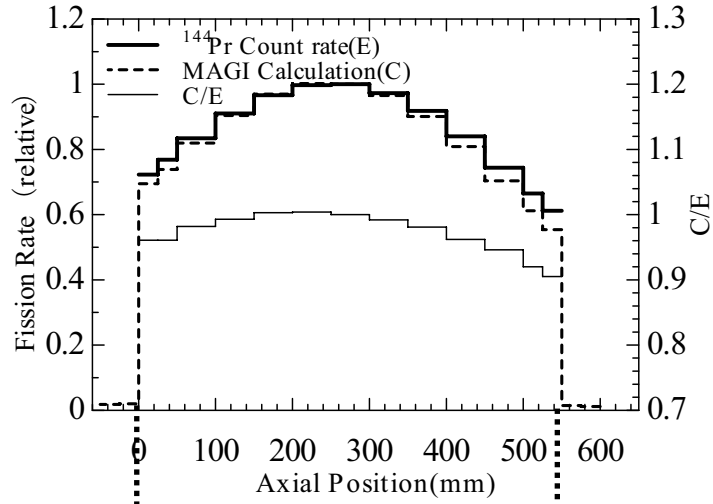


図 A-2.8 崩壊熱の測定値と計算値の比較

PFD601



PFD602

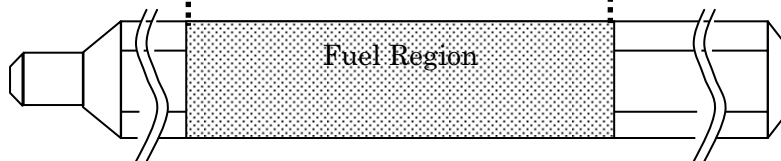
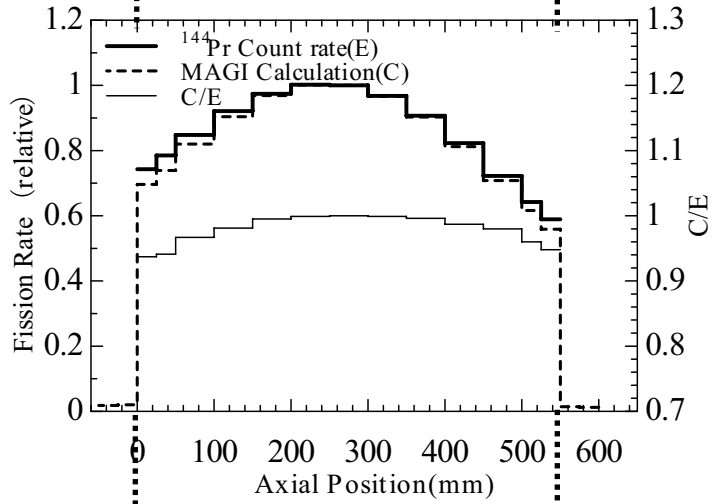


図 A-3.1 MK-II 炉心燃料集合体の軸方向核分裂率分布（相対値）の比較

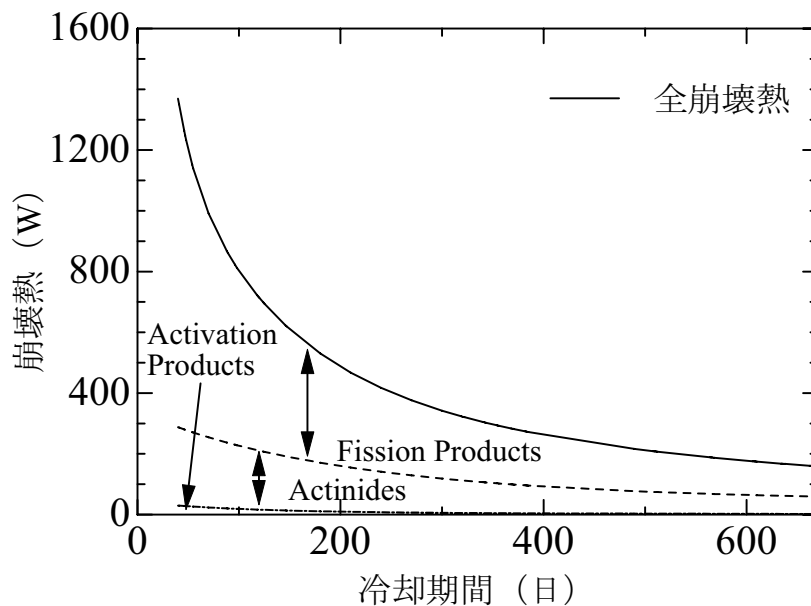


図 A-4.1 崩壊熱計算値の内訳の推移 (PFD601 集合体)

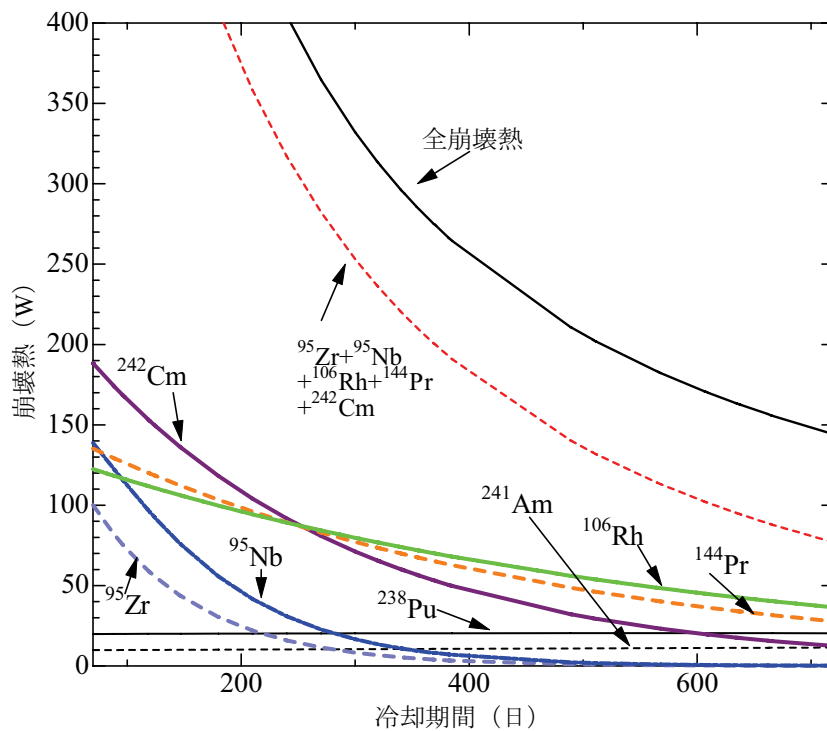


図 A-4.2 主要発熱核種の崩壊熱計算値の推移 (PFD601 集合体)

表 A-2.1 測定対象の「常陽」MK-II炉心燃料集合体の主要仕様と照射履歴

集合体名		PFD601	PFD602
MOX 燃料 仕様	$^{235}\text{U}$ 濃縮度	18.5 wt%	18.5 wt%
	Pu 富化度	29.3 wt%	29.2 wt%
	Pu 組成比 (%)	Pu-238/239/240/241/242=1.21/61.97/24.39/8.15/4.28	
燃料スタック長さ		55 cm	
照射 条件	炉内滞在期間	1997.3.21~2000.5.31	
	照射日数	369 EFPD	
中性子照射量 $\Phi_{\text{total}}[\text{n}/\text{cm}^2]$ (集合体平均)		$1.14 \times 10^{23}$	$1.13 \times 10^{23}$
燃焼度[GWd/t] (集合体平均)		66.0	65.7

表 A-2.2 測定対象燃料集合体の製造時の燃料組成

核種	重量 [g/集合体]	
	PFD601	PFD602
$^{235}\text{U}$	1408	1408
$^{238}\text{U}$	6188	6189
$^{238}\text{Pu}$	38	38
$^{239}\text{Pu}$	1947	1946
$^{240}\text{Pu}$	766	766
$^{241}\text{Pu}$	256	256
$^{242}\text{Pu}$	134	134
$^{241}\text{Am}$	38	38

表 A-4.1 主要発熱核種の崩壊熱計算値の内訳 (PFD601 集合体)

核種		崩壊熱(W)				割合(%)			
		70日*	370日	510日	720日	70日*	370日	510日	720日
アクチニド	<sup>242</sup> Cm	188.3	53.0	29.5	12.4	19.2	19.0	14.3	8.5
	<sup>238</sup> Pu	19.9	20.4	20.4	20.4	2.0	7.3	9.9	13.9
	<sup>241</sup> Am	9.9	10.6	11.0	11.5	1.0	3.8	5.3	7.8
	アクチニド合計	228.0	94.0	70.8	54.2	23.3	33.7	34.4	37.0
FP	<sup>144</sup> Pr	136.9	65.9	46.8	28.1	14.0	23.6	22.7	19.2
	<sup>106</sup> Rh	124.9	71.4	55.0	37.2	12.8	25.6	26.7	25.4
	<sup>95</sup> Zr	101.5	3.9	0.9	0.1	10.4	1.4	0.4	0.1
	<sup>95</sup> Nb	140.7	8.3	1.8	0.2	14.4	3.0	0.9	0.1
	FP合計	737.7	183.3	133.7	91.3	75.4	65.7	64.9	62.4
放射化核種		12.8	1.7	1.4	0.8	1.3	0.6	0.7	0.5
合計		978.5	279.0	205.9	146.3	100.0	100.0	100.0	100.0

\*冷却期間

表 A-4.2 主要発熱核種の核種生成量計算値の内訳 (PFD601 集合体)

核種		重量(g)				割合(%)			
		70日*	370日	510日	720日	70日*	370日	510日	720日
アクチニド	<sup>242</sup> Cm	$1.5 \times 10^0$	$4.4 \times 10^{-1}$	$2.4 \times 10^{-1}$	$1.0 \times 10^{-1}$	$9.4 \times 10^{-3}$	$2.6 \times 10^{-3}$	$1.5 \times 10^{-3}$	$6.2 \times 10^{-4}$
	<sup>238</sup> Pu	$3.5 \times 10^1$	$3.6 \times 10^1$	$3.6 \times 10^1$	$3.6 \times 10^1$	0.2	0.2	0.2	0.2
	<sup>241</sup> Am	$8.7 \times 10^1$	$9.3 \times 10^1$	$9.6 \times 10^1$	$1.0 \times 10^2$	0.5	0.6	0.6	0.6
	アクチニド合計	$1.0 \times 10^4$	$1.0 \times 10^4$	$1.0 \times 10^4$	$1.0 \times 10^4$	60.6	60.6	60.6	60.6
FP	<sup>144</sup> Pr	$2.4 \times 10^{-4}$	$1.2 \times 10^{-4}$	$8.3 \times 10^{-5}$	$5.0 \times 10^{-5}$	$1.5 \times 10^{-6}$	$7.1 \times 10^{-7}$	$5.0 \times 10^{-7}$	$3.0 \times 10^{-7}$
	<sup>106</sup> Rh	$3.6 \times 10^{-6}$	$2.1 \times 10^{-6}$	$1.6 \times 10^{-6}$	$1.1 \times 10^{-6}$	$2.2 \times 10^{-8}$	$1.3 \times 10^{-8}$	$9.7 \times 10^{-9}$	$6.6 \times 10^{-9}$
	<sup>95</sup> Zr	$9.2 \times 10^{-1}$	$3.6 \times 10^{-2}$	$7.9 \times 10^{-3}$	$8.2 \times 10^{-4}$	$5.6 \times 10^{-3}$	$2.2 \times 10^{-4}$	$4.8 \times 10^{-5}$	$4.9 \times 10^{-6}$
	<sup>95</sup> Nb	$7.4 \times 10^{-1}$	$4.4 \times 10^{-2}$	$9.5 \times 10^{-3}$	$9.8 \times 10^{-4}$	$4.5 \times 10^{-3}$	$2.6 \times 10^{-4}$	$5.8 \times 10^{-5}$	$5.9 \times 10^{-6}$
	FP合計	$7.4 \times 10^2$	$7.4 \times 10^2$	$7.4 \times 10^2$	$7.4 \times 10^2$	4.5	4.5	4.5	4.5
放射化核種		$5.8 \times 10^3$	$5.8 \times 10^3$	$5.8 \times 10^3$	$5.8 \times 10^3$	34.9	34.9	34.9	34.9
合計		$1.7 \times 10^4$	$1.7 \times 10^4$	$1.7 \times 10^4$	$1.7 \times 10^4$	100.0	100.0	100.0	100.0

\*冷却期間

## 付録B 「常陽」炉心管理コードシステムについて

## 1. はじめに

「常陽」MK-III炉心における核熱特性評価、燃料の燃焼管理及び各種照射試験における中性子束、 $\gamma$ 線束及び各部温度等の照射条件を高精度で評価するため、MK-II炉心管理コードシステム MAGI を改良して、MK-III炉心管理コードシステム HESTIA を開発した<sup>[B-1], [B-2]</sup>。ここでは、HESTIA システムの概要及び HESTIA による計算値の妥当性について述べる。

## 2. 炉心管理コードシステムの高度化

「常陽」は小型の高速炉心であるため、燃料領域からの中性子漏えいが大きく、かつ、運転用の炉心燃料集合体に比べて核分裂性物質質量が少ない、あるいはこれを全く含まない照射試験用集合体を炉心内に装荷することにより過剰反応度が低下するため、炉心燃料には濃縮U ( $^{235}\text{U}$ 濃縮度：最大約 18wt%) と Pu (Pu 富化度：最大約 30wt%) のMOXを用いて、運転に必要な過剰反応度を確保している。このため、炉心の中性子スペクトルが硬く、燃料領域内では核分裂性物質が燃焼により消費される割合に比べて親物質の転換が少ない(内部転換比が小さい)特徴を有する。

「常陽」の運転において、炉心及び制御棒の反応度バランスや負のフィードバック反応度特性を確認し、燃料ピンの温度や燃焼度等の使用条件を適切に管理するために行う炉心管理計算では、上記の特徴を踏まえて、炉心内の局所的な中性子束の振る舞いよりもむしろ過剰反応度や炉心の出力分布及び燃焼度分布といった炉心全体の核特性の把握に重点を置いた計算法を採用している。

「常陽」MK-II炉心管理コードシステム MAGI<sup>[B-3]-[B-6]</sup>では、上記の「常陽」の炉心核特性と開発当時の計算機能力を考慮し、水平方向については8.15cmピッチで配列された各集合体を六角格子(集合体あたり1メッシュ)、軸方向については55cmの燃料領域とその上下のステンレス鋼反射体を含む140cmの領域を20メッシュに分割したHex-Z体系でモデル化し、中性子7群、 $\gamma$ 線3群で拡散理論に基づき核特性を計算する。

MAGIは、これまでのMK-II炉心のサイクル運転における実測値との比較により、臨界性については、バイアス補正することにより $\pm 0.1\% \Delta k/k'$ の精度で予測できる。また、PIEで実施されているNd法に基づく燃料ピンの燃焼率測定値との比較により、炉心装荷位置及び燃焼度によらず、燃焼率の測定値とMAGI計算値は5%以内で一致する結果を得ている。

一方、反射体に隣接し、中性子束及びスペクトルの局所的な変化が大きな燃料領域については、中性子スペクトルの軟化による燃料ピンの線出力密度の局所的な増加を十分に模擬できないことが燃焼率測定結果との比較により確認されている。

MAGIの計算結果は、炉心管理のための核特性計算に用いられるのみならず、輸送計算やモンテカルロ計算における燃料の燃焼組成、炉内の中性子源分布等の入力データとしても使用されており、その計算精度は、得られる中性子束や $\gamma$ 線束に係るスペクトル情報を含む照射量、原子弾き出し損傷等の照射データの品質を保証する観点からも重要である。

そこで、「常陽」MK-III計画における照射技術の高度化の一環として、炉心管理コードシステムの高度化を行った。核計算の高度化にあたっては、集合体内の局所的な中性子束及びスペクトルの変化を考慮するため、空間メッシュ及びエネルギー群数を詳細化した。また、熱流計算については、核計算で得られた集合体内の詳細な出力分布、及び集合体内の乱流熱伝達を考慮できるポラスボディモデルを採用することにより、高精度化を図った。

以下に、炉心管理コードシステムの高度化のための検討内容と改良点について述べる。炉心管理コードシステムの概要を図B-2.1に、また、計算体系となる「常陽」の炉心断面図及び集合体の装荷される炉心位置(アドレス)を図B-2.2に示す。

## 2. 1 計算手法及び計算体系の最適化

集合体内の局所的な中性子束及び $\gamma$ 線束とそれらのスペクトルの変化を評価するためには、中性子束及び $\gamma$ 線束の計算点である空間メッシュ及びエネルギー群数を詳細化する必要がある。空間メ

ッシュの詳細化については、径方向のメッシュ数を 24、54 と増加した拡散及び輸送計算により検討した。ここで、検討に用いた炉定数セットは JENDL-2<sup>[B-7]</sup>, <sup>[B-8]</sup> をベースとした JFS-3-J2<sup>[B-9]</sup> である。

計算ケース及び計算結果を表 B-2.1 に示す。3次元輸送計算は、開発当時（2000年頃）の計算機能力では計算時間が膨大となり、Hex-Z 体系であっても実用的でないため、3次元拡散計算を採用することとした。集合体あたりの径方向メッシュ数については、24メッシュと54メッシュの3次元Tri-Z体系における7群拡散計算結果の比較により、「常陽」の炉心構成用集合体の寸法であれば、24メッシュとすれば、メッシュ分割の影響を無視できることを確認した。また、軸方向のメッシュ幅については、MAGIでは下部反射体から上部反射体までの軸方向140cmの領域を20メッシュ（燃料領域については55cmのスタック長を5cm/メッシュ）に分割していたが、HESTIAでは、図B-2.3に示すようにガスプレナムを含む軸方向165cmの領域に計算範囲を拡大するとともに、炉心部及び上部反射体の軸方向メッシュ数をMAGIの2倍に増加させた。この結果、軸方向のメッシュ数を46（燃料領域については2.5cm/メッシュ）に詳細化した。また、運転に伴って炉心を上下に駆動する制御棒位置の取扱いについては、図B-2.4に示すように、制御棒のB<sub>4</sub>C吸収体部の駆動範囲を5cmで区切って模擬することとした。

## 2.2 エネルギー群縮約効果

中性子束及びγ線束を計算する際のエネルギー群数を詳細化するための検討を行った。それぞれの検討内容について以下に述べる。

### ① 中性子エネルギー群数

径方向反射体や制御棒に隣接し、集合体内での中性子束及びスペクトル分布の変化が大きな炉心燃料集合体については、集合体平均の核分裂率は精度良く評価できるものの、径方向反射体方向に装填された燃料ピンについては、反射体の中性子反射効果によるスペクトルの軟化を十分に考慮できないため、MAGIの7群計算では燃焼率を過小評価する傾向があった。そこで、径方向反射体境界近傍の中性子スペクトル変化を詳細に評価し、微細な中性子束及び出力分布の計算精度を向上するため、中性子のエネルギー群数を増加することとした。

高速炉用炉定数セット（JAERI Fast Set）は70群構造であり、高速炉の炉心核特性解析では18群に縮約して使用することが多い。70群と18群で計算した実効増倍率を表B-2.2に示すが、両者の差は0.07%Δk/k'と小さい。また、径方向反射体に隣接した炉心燃料集合体内の燃焼率（18群で計算）は、メッシュの詳細化の効果と併せて、MAGIに比べて最大約10%改善されることをPIE解析により確認した<sup>[B-5]</sup>。

以上の結果から、HESTIAで使用する中性子のエネルギー群数は18群とした。18群の中性子エネルギー群構造を表B-2.3に示す。

### ② γ線エネルギー群数

MAGIでは、γ線のエネルギー群数を3群で評価してきたが、MK-III炉心ではγ線が主要な発熱源となる材料照射用反射体等の計算精度を向上させることが重要となる。このため、γ線エネルギー群数の増加に伴う計算精度の改善について検討した。γ線のエネルギー群数は、3群、7群、20群の3ケースで、3次元Tri-Z（集合体あたり6メッシュ）体系における拡散計算により求めたγ線束を比較した。なお、中性子は7群とし、均質組成を用いた。7群のγ線エネルギー群構造を表B-2.4に示す。

γ線束を評価した位置は、炉心燃料領域（炉心第1列、制御棒隣接位置）、内側反射体領域及び外側反射体領域である。結果を表B-2.5及び表B-2.6に示す。表B-2.5より、MAGIの3群計算は、20群の結果と比較して炉心部の全γ線束を9～14%過小評価することがわかる。また、炉心から離れた反射体領域では、14～18%過小評価しており、特に3群構造の第2群（3.0MeV～400keV）における差が大きくなっている。一方、表B-2.6より7群で計算した全γ線束は、炉心からの距離等に依存せず、全ての領域において20群の計算結果とよく一致する。

以上の結果から、HESTIA で使用する $\gamma$ 線のエネルギー群数は7群とした。

### 2. 3 集合体内の組成の取扱いについて

炉心燃料集合体については、径方向の24メッシュ（図B-2.5参照）をラップ管に隣接した外周部の18メッシュと集合体中心部の6メッシュに分けて、それぞれの平均組成の差により集合体内の非均質性を考慮した場合と、24メッシュ全てを均質組成で取扱った場合を比較して、その影響を評価した。その結果、両者の差は過剰反応度で0.03% $\Delta k/kk'$ 程度であり、炉心燃料集合体内の組成を均質で取扱っても計算精度に問題ないことを確認した。

一方、照射燃料集合体については、内部構造の非均質性が強いことから、径方向のメッシュに応じて組成を変えることとした。モデル化の詳細については2.4で述べる。

以上より、HESTIA では炉心燃料集合体は均質組成、照射燃料集合体は非均質組成で取扱うこととした。

### 2. 4 燃焼計算

燃焼計算については、MAGIと同様に行列指数法を用いる。計算対象となるのは、炉心燃料集合体、照射燃料集合体、制御棒、 $B_4C$ 遮へい体である。また、中性子源については、アンチモンの中性子捕獲反応を考慮する。燃焼計算は、図B-2.6～図B-2.9に示す各集合体の軸方向ノードごとに行い、各燃焼計算領域で空間平均した中性子スペクトルを用いる。

#### ① 炉心燃料集合体

径方向は1領域に均質化し、軸方向は5cmのノード幅（12領域）に分ける。なお、PIEによる炉心燃料集合体内の詳細な燃焼率分布測定との比較を行うため、軸方向メッシュごと（2.5cm/メッシュ）に組成を設定して燃焼計算を行うオプションも設けている。

#### ② A型照射燃料集合体

径方向は、中央の試験用燃料ピン装填部と、その周囲の炉心燃料ピン装填部の2領域に、軸方向は炉心燃料集合体と同じ5cmのノード幅に分割し、領域ごとに燃焼計算を行う。

#### ③ B型照射燃料集合体

コンパートメントごとに異なる組成を反映するため、径方向は外周部のメッシュのうちコンパートメント装填位置に相当する6つの領域と、コンパートメント以外の軸心管及び冷却材から構成されるメッシュに分ける。また、軸方向については5cmのノード幅に分割し、各コンパートメント位置について燃焼計算を行う。

#### ④ C型照射燃料集合体

C型照射燃料集合体は、A型、B型に比べて内部構造の非均質性が小さいため、炉心燃料集合体と同様に径方向を1領域とし、軸方向は5cmのノード幅（12領域）とした。

#### ⑤ 制御棒

集合体内は径方向を1領域とし、軸方向は5cmのノード幅（12領域）とした。

#### ⑥ $B_4C$ 遮へい体

集合体内は径方向を1領域とし、軸方向は5cmのノード幅（12領域）とした。

燃焼チェーンを図B-2.10に示す。HESTIAでの改良点は、 $(n, 2n)$ 反応を取扱えるようにしたこと、ランプ化FPについて、MAGIの $^{235}\text{U-FP}$ 、 $^{239}\text{Pu-FP}$ に加えて、 $^{238}\text{U-FP}$ 、 $^{241}\text{Pu-FP}$ を取扱えるようにしたことである。核分裂で生成するFPの取扱いは以下のとおりである。



HESTIA で取扱うランプ化 F P

$^{235}\text{U-F P} : ^{235}\text{U}$

$^{238}\text{U-F P} : ^{238}\text{U}$

$^{239}\text{Pu-F P} : ^{238}\text{Pu}, ^{239}\text{Pu}, ^{240}\text{Pu}, ^{242}\text{Pu}, ^{239}\text{Np}, ^{241}\text{Am}, ^{242\text{m}}\text{Am}, ^{243}\text{Am}, ^{242}\text{Cm}, ^{243}\text{Cm}, ^{244}\text{Cm}$

$^{241}\text{Pu-F P} : ^{241}\text{Pu}$

## 2. 5 動特性パラメータ

動特性パラメータの計算には、 $^{235}\text{U}$ 、 $^{238}\text{U}$ 、 $^{239}\text{Pu}$ 、 $^{240}\text{Pu}$ 、 $^{241}\text{Pu}$ 、 $^{242}\text{Pu}$  の 6 つの核分裂性物質や親物質を用い、それらの核データの出典は次のとおりである。

遅発中性子収率（生成割合）については、MAGI では Tomlinson の評価値<sup>[B-10]</sup>を採用していたが、HESTIA では近年 JUPITER 実験解析等に用いられている Tuttle<sup>[B-11]</sup> の評価値に変更した。遅発中性子割合（相対比率）と遅発中性子先行核の崩壊定数は Keepin<sup>[B-12]</sup>、遅発中性子核分裂スペクトルは Saphier<sup>[B-13]</sup> の評価値である。計算に用いている遅発中性子生成割合を表 B-2.7 に示す。また、遅発中性子核分裂スペクトルを表 B-2.8 に、先行核の崩壊定数を表 B-2.9 に示す。

動特性パラメータの計算式を以下に示す。

① 実効遅発中性子割合： $\beta_{\text{eff}}$

$$\beta_{\text{eff}}(\mathbf{i}) = \frac{\int_{\text{全炉心}} d\mathbf{r} \sum_{\mathbf{g}'} \chi_{\text{d}}(\mathbf{i}, \mathbf{k}, \mathbf{g}') \cdot \phi^*(\mathbf{g}') \sum_{\mathbf{g}} v \sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k}) \cdot \text{N}(\mathbf{k}) \cdot \phi(\mathbf{g}) \cdot \beta(\mathbf{i}, \mathbf{k})}{\int_{\text{全炉心}} d\mathbf{r} \sum_{\mathbf{g}'} \chi_{\text{p}}(\mathbf{g}') \cdot \phi^*(\mathbf{g}') \sum_{\mathbf{g}} v \sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k}) \cdot \text{N}(\mathbf{k}) \cdot \phi(\mathbf{g})}$$

$\beta(\mathbf{i}, \mathbf{k})$  : 遅発中性子生成割合

$\chi_{\text{d}}(\mathbf{i}, \mathbf{k}, \mathbf{g}')$  : 遅発中性子の核分裂スペクトル

$\chi_{\text{p}}(\mathbf{g}')$  : 即発中性子の核分裂スペクトル

$v$  : 核分裂あたりの中性子発生数( $n$ )

$\sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k})$  : ミクロ核分裂断面積( $\text{cm}^2$ )

$\text{N}(\mathbf{k})$  : 原子数密度( $\text{atoms}/\text{cm}^3$ )

$\phi(\mathbf{g})$  : 中性子束( $\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$ )

$\phi^*(\mathbf{g}')$  : 随伴中性子束

$\mathbf{i}$  : 遅発中性子先行核群 (6 群)

$\mathbf{k}$  : 核分裂性核種及び親核種 (6 核種)

$\mathbf{g}, \mathbf{g}'$  : 中性子エネルギー群 (18 群)

② 先行核崩壊定数： $\lambda_{\text{eff}}$  (1/s)

$$\lambda_{\text{eff}}(\mathbf{i}) = \frac{\int_{\text{全炉心}} d\mathbf{r} \sum_{\mathbf{k}} \beta(\mathbf{i}, \mathbf{k}) \cdot \lambda(\mathbf{i}) \sum_{\mathbf{g}} v \sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k}) \cdot \text{N}(\mathbf{k}) \cdot \phi(\mathbf{g})}{\int_{\text{全炉心}} d\mathbf{r} \sum_{\mathbf{k}} \beta(\mathbf{i}, \mathbf{k}) \sum_{\mathbf{g}} v \sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k}) \cdot \text{N}(\mathbf{k}) \cdot \phi(\mathbf{g})}$$

$\beta(\mathbf{i}, \mathbf{k})$  : 遅発中性子生成割合

$\lambda(\mathbf{i})$  : 先行核の崩壊定数(1/s)

$v$  : 核分裂あたりの中性子発生数( $n$ )

$\sigma_{\text{f}}(\mathbf{g}, \mathbf{k})$  : ミクロ核分裂断面積( $\text{cm}^2$ )

$\text{N}(\mathbf{k})$  : 原子数密度( $\text{atoms}/\text{cm}^3$ )

- $\phi(g)$  : 中性子束( $n/cm^2 \cdot s$ )
- $i$  : 遅発中性子先行核群 (6 群)
- $k$  : 核分裂性核種及び親核種 (6 核種)
- $g$  : 中性子エネルギー群 (18 群)

③ 即発中性子寿命 :  $l_p$  (s)

$$l_p = \frac{\int_{\text{全炉心}} dr \sum_g \phi^*(g) \cdot \frac{1}{v(g)} \cdot \phi(g)}{\int_{\text{全炉心}} dr \sum_{g'} \chi_p(g') \cdot \phi^*(g') \sum_g v \sigma_f(g, k) \cdot N(k) \cdot \phi(g)}$$

- $\chi_p(g')$  : 即発中性子の核分裂スペクトル
- $v$  : 核分裂あたりの中性子発生数( $n$ )
- $\sigma_f(g, k)$  : ミクロ核分裂断面積( $cm^2$ )
- $N(k)$  : 原子数密度( $atoms/cm^3$ )
- $\phi(g)$  : 中性子束( $n/cm^2 \cdot s$ )
- $\phi^*(g')$  : 随伴中性子束
- $v(g)$  : 中性子平均速度( $cm/s$ )
- $k$  : 核分裂性核種及び親核種 (6 核種)
- $g$  : 中性子エネルギー群 (18 群)

## 2. 6 熱流力計算に用いた物性値

熱流力計算では、各集合体の圧力損失係数と 1 次冷却材流量から炉心全体の流量配分を計算して各集合体の冷却材流量を求め、これと核計算で求めた集合体出力により冷却材温度を計算する。

HESTIA の熱流力計算に用いる諸物性値を以下に示す。これらの数値は、3. で述べる MK-II 炉心の運転実績に基づく記録計算の検証にも用いている。

### ① 圧力損失係数

炉心燃料集合体の圧力損失係数を以下に示す。これらの値は、MK-II 性能試験の炉内流量分布測定試験において測定された値である。

$$\Delta P = a \times w^b$$

$\Delta P$  : 圧力損失 [ $g/cm^2$ ] 、  $w$  : 流量 [ $g/s$ ]

		a	b
炉心燃料 (要素内)	炉心第 0, 1 列	$1.838 \times 10^{-4}$	1.828
	炉心第 2 列	$1.710 \times 10^{-4}$	1.847
	炉心第 3 列	$1.719 \times 10^{-4}$	1.868
	炉心第 4 列	$1.622 \times 10^{-4}$	1.895
	炉心第 5 列	$2.296 \times 10^{-4}$	1.894
反射体 (要素内)	内側	$1.955 \times 10^{-2}$	1.990
	外側 A	$2.169 \times 10^{-2}$	1.967
	外側 B	$1.493 \times 10^{-1}$	1.642
制御棒 (要素内)		$1.148 \times 10^{-4}$	1.890
中性子源 (要素内)		$7.177 \times 10^{-4}$	2.000

同様に、A型、B型、C型の各照射燃料集合体、計測線付燃料集合体、温度制御型材料照射装置、材料照射用反射体の圧力損失係数は、それぞれの流動試験で測定した値を用いる。

② ペレット熱伝導度<sup>[B-14]</sup>

$$K = 0.01169 + \frac{1}{\left[ 0.06717 + \frac{0.02226 \times (1 - \rho)}{O/M^{-1.90}} \right] T} + 0.7214 \times 10^{-12} T^3$$

K : ペレット熱伝導度 [W/cm・°C]  
 T : 燃料ペレット温度 [°C]  
 ρ : 燃料ペレット理論密度比  
 O/M : 化学量論比 (酸素対金属比)      O/M=1.97

③ 冷却材熱伝導度<sup>[B-15]</sup>

$$K_{Na} = 1.731 \times 10^{-2} \times (54.31 - 1.878 \times 10^{-2} T_F + 2.091 \times 10^{-6} T_F^2)$$

$K_{Na}$  : 冷却材熱伝導度 [W/cm・°C]  
 $T_F = 1.8T + 32$        $T_F$  : 冷却材温度 [K]、      T : 冷却材温度 [°C]

④ 被覆管熱伝導度<sup>[B-16]</sup>

$$K_C = 0.1323 + 1.311 \times 10^{-4} \times T$$

$K_C$  : 被覆管熱伝導度 [W/cm・°C]  
 T : 被覆管温度 [°C]

⑤ ギャップ熱伝達率<sup>[B-15]</sup>

$$hg = 0.5678 \quad [W/cm \cdot ^\circ C]$$

⑥ 冷却材比熱<sup>[B-15]</sup>

$$C_p = 4.187 \times (0.3433 - 1.387 \times 10^{-4} T + 1.105 \times 10^{-7} T^2)$$

$C_p$  : 冷却材比熱 [J/g・°C]  
 T : 冷却材温度 [°C]

⑦ 冷却材密度<sup>[B-15]</sup>

$$\gamma = 0.949 - 2.23 \times 10^{-4} T - 1.75 \times 10^{-8} T^2$$

$\gamma$  : 冷却材密度 [g/cm<sup>3</sup>]  
 T : 冷却材温度 [°C]

⑧ 冷却材粘性係数<sup>[B-15]</sup>

$$\nu = \frac{10^{(220.7 / (T + 273.15) - 1.489)}}{(T + 273.15)^{0.4925} \gamma}$$

$\nu$  : 粘性係数 [g/cm・s]

T : 冷却材温度 [°C]  
 $\gamma$  : 比重量 [g/cm<sup>3</sup>]

## 2. 7 冷却材温度計算

MAGI では、計算メッシュごと（径方向：集合体あたり 1 メッシュ、軸方向：5 cm 幅）に求めた出力と冷却材流量からメッシュ平均の冷却材温度を算出し、径方向の局所出力ピーキング係数及び冷却材流量と混合率から、集合体内の線出力密度と冷却材流量の分布を補正し、メッシュ平均の冷却材温度に乗ずることにより冷却材最高温度を計算する方法を採用していた。この方法は、計算速度が速いものの、補正係数をあらかじめ求めておく必要があり、その近似範囲も自ずと限定される。また、集合体内の径方向出力分布は、隣接する集合体との中性子束の差から直線近似で内挿して求めているが、照射試験用集合体の炉心装荷位置によっては、炉心燃料集合体内の径方向出力分布がこの近似から外れる場合も生じる。

HESTIA への改良により、集合体内の径方向計算メッシュ数が 1 から 24 に拡張され、出力分布の計算精度が向上した。また、計算機の計算速度も MAGI 開発当時（20 年前）より格段に高速化しているため、HESTIA では燃料集合体内の径方向温度分布を数値計算により直接求めることとした。数値計算モデルとしては、全炉心燃料集合体を計算対象とすることから、計算時間を要するサブチャンネルモデルに代わって、ポーラスボディモデル<sup>[B-17]</sup>を採用した。

ポーラスボディモデルの基本的な考え方は、三角配列の燃料ピンバンドルの形状を考慮して熱流動的に等価な物性値を持つ連続体からなると近似して熱伝導方程式を解くことにより、集合体内の冷却材温度分布を求めるものである。ポーラスボディモデルの概念図を図 B-2. 11 に示す。ポーラスボディモデルでは、炉心燃料集合体内をラップ管に隣接してスパイラルワイヤによる冷却材の旋回流が生じる領域と、旋回流が打ち消される集合体中央部の 2 領域に分け、それぞれの領域で熱伝導方程式を解いて冷却材温度を評価する。このポーラスボディモデルを導入することにより、MAGI では補正係数として扱っていた集合体内の局所的な冷却材流量分布を計算で考慮できるようになり、冷却材温度の計算精度が向上する。

なお、HESTIA では冷却材温度分布を計算するメッシュを、ラップ管に隣接して旋回流が生じる領域については 12 メッシュに、旋回流が打ち消される集合体中央部については 24 メッシュにそれぞれ分割する。各領域の発熱は、核計算で得た 24 メッシュ/集合体の発熱量から内挿により求め、これと冷却材流量より集合体内の冷却材温度分布を求める。

## 2. 8 燃料ピン温度計算

燃料ピン温度は、炉心燃料集合体のみを対象として単ピンモデルで熱伝導方程式を解いて求める。炉心燃料集合体の温度計算は、最大発熱ピンと集合体平均を対象とした。最大発熱ピンについては、集合体内の最大発熱の計算メッシュにおける線出力密度を与え、冷却材温度分布はそのメッシュが含まれるセグメント（温度計算における計算点）のうち、最大発熱部に該当するセグメントの値を使用することとした。例を図 B-2. 12 に示す。核特性計算による最大発熱のメッシュを⑨とすると、そのメッシュが含まれる冷却材温度計算のセグメントは、No. 11, No. 21, No. 22, No. 33 及び No. 34 の 5 つとなる。このセグメントのうち、冷却材温度が最大となるものを使用し、被覆管温度と燃料温度を計算する。

集合体内の平均値については、冷却材温度分布、発熱分布ともに計算メッシュあるいはセグメントの平均を取ることにより求めることとした。また、集合体内の最高温度については、炉心燃料集合体ごとのペレット中心温度、被覆管肉厚中心温度及び冷却材温度のそれぞれの最大値に対して、系統誤差及び統計誤差を考慮したホットスポット温度を算出する。

## 2. 9 集合体出力計算

中性子束及び $\gamma$ 線束に基づいて各計算メッシュの発熱量を求め、これらの総和を取ることにより、各集合体の発熱量を求める。次に、炉心に装荷された全集合体の出力の合計値が定格熱出力の 140

MWt となるように各集合体の出力を規格化する。集合体出力の規格化に用いた係数により中性子束及び $\gamma$ 線束も規格化する。なお、炉内貯蔵ラックに装荷した炉心燃料集合体等の発熱は、1体あたり140MWtの0.1%以下であり、寄与が小さいため考慮しないこととした。

### ① $\gamma$ 線源分布計算

中性子拡散計算により求めた3次元の中性子束分布を基に、3次元体系の $\gamma$ 線源分布の計算を行う。 $\gamma$ 線源分布の計算式は以下のとおりである。

$$S_{\gamma}(\mathbf{i}, l) = \sum_n \sum_m \gamma_p(\mathbf{i}, n, l, m) \cdot N(\mathbf{i}, m) \cdot \phi(\mathbf{i}, n)$$

$S_{\gamma}(\mathbf{i}, l)$  :  $\gamma$ 線源分布 ( $\gamma/\text{cm}^3 \cdot \text{s}$ )

$\mathbf{i}$  : 3次元の空間メッシュ点

$l$  :  $\gamma$ 線のエネルギー群

$\gamma_p(\mathbf{i}, n, l, m)$  :  $\gamma$ 線生成断面積 ( $\text{cm}^2$ )

$n$  : 中性子のエネルギー群

$m$  : 核種

$N(\mathbf{i}, m)$  : 原子数密度 ( $\text{atoms}/\text{cm}^3$ )

$\phi(\mathbf{i}, n)$  : 中性子束 ( $\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$ )

### ② 出力分布計算

中性子拡散計算により求めた3次元の中性子束分布と上述の $\gamma$ 線源分布を基に、中性子と $\gamma$ 線による総発熱分布計算を以下の式により算出する。

$$H_n(\mathbf{i}) = C \cdot \sum_n \sum_m N(\mathbf{i}, m) \cdot \sigma_h(\mathbf{i}, n, m) \cdot \phi(\mathbf{i}, n)$$

$H_n(\mathbf{i})$  : 中性子発熱分布 ( $\text{W}/\text{cm}^3$ )

$\mathbf{i}$  : 3次元の空間メッシュ

$N(\mathbf{i}, m)$  : 原子数密度 ( $\text{atoms}/\text{cm}^3$ )

$m$  : 核種

$\sigma_h(\mathbf{i}, n, m)$  : 中性子発熱断面積 ( $\text{MeV} \cdot \text{cm}^2$ )

$n$  : 中性子のエネルギー群

$\phi(\mathbf{i}, n)$  : 中性子束 ( $\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$ )

$C$  : MeV/s からWへの換算係数 ( $=1.6021 \times 10^{-13}$ )

$$H_{\gamma}(\mathbf{i}) = C \cdot \sum_l S_{\gamma}(\mathbf{i}, l) \cdot E_{\gamma}(l)$$

$H_{\gamma}(\mathbf{i})$  :  $\gamma$ 線発熱分布 ( $\text{W}/\text{cm}^3$ )

$\mathbf{i}$  : 3次元の空間メッシュ

$S_{\gamma}(\mathbf{i}, l)$  :  $\gamma$ 線源分布 ( $\gamma/\text{cm}^3 \cdot \text{s}$ )

$l$  :  $\gamma$ 線のエネルギー群

$E_{\gamma}(l)$  :  $\gamma$ 線の群平均エネルギー (MeV)

$$H_t(\mathbf{i}) = H_n(\mathbf{i}) + H_\gamma(\mathbf{i})$$

$H_t(\mathbf{i})$  : 総発熱分布 (W/cm<sup>3</sup>)

$\mathbf{i}$  : 3次元の空間メッシュ

### ③ 集合体出力計算

出力分布計算で求めた総発熱分布を基に集合体出力を計算し、炉心に装荷された全集合体の出力の合計値が定格熱出力の 140MWt となるように各集合体の出力を規格化する。運転時の原子炉熱出力が定格の 140MWt 以下の場合はその熱出力で規格化する。中性子束分布及びγ線源分布の絶対値は、集合体出力と同様に原子炉熱出力で規格化し、随伴中性子束の規格化は以下の式で行う。

$$\frac{1}{k_{\text{eff}}} \int \left[ \langle \nu \Sigma_f(\mathbf{i}, \mathbf{n}) \cdot \phi(\mathbf{i}, \mathbf{n}) \rangle_{\mathbf{n}} \cdot \langle \chi(\mathbf{n}) \cdot \phi^*(\mathbf{i}, \mathbf{n}) \rangle_{\mathbf{n}} \right] dV = 1.0$$

$k_{\text{eff}}$  : 実効増倍率

$\nu$  : 1回の核分裂で放出される中性子数 ( $\mathbf{n}$ )

$\Sigma_f(\mathbf{i}, \mathbf{n})$  : マクロ核分裂断面積 (cm<sup>-1</sup>)

$\phi(\mathbf{i}, \mathbf{n})$  : 中性子束 (n/cm<sup>2</sup>·s)

$\chi(\mathbf{n})$  : 核分裂中性子スペクトル

$\phi^*(\mathbf{i}, \mathbf{n})$  : 随伴中性子束

## 3. HESTIA の検証

MAGI との比較により HESTIA 計算値の妥当性を確認した。この検証計算には、JENDL-3.2<sup>[B-18]</sup>ライブラリに基づく炉定数セット JFS-3-J3.2R<sup>[B-19], [B-20]</sup>を用い、炉心の過剰反応度、径方向出力ピーキング係数、炉心平均燃焼度、炉内中性子束分布、実効遅発中性子割合、炉心燃料の線出力密度、集合体出力、冷却材流量、冷却材温度、被覆管肉厚中心温度及び燃料中心温度、についてそれぞれ評価した。JFS-3-J3.2R は、JENDL-3.2 を NJOY<sup>[B-21]</sup>、TIMS-1<sup>[B-22]</sup>により処理して作成したものであり、縮約の重みとして原型炉級高速炉の内側炉心の衝突密度スペクトルを用いている。

HESTIA と MAGI の計算結果の比較を以下に示す。

### 3. 1 過剰反応度

MK-II 性能試験炉心及びMK-II 炉心としての最終運転である第 35 サイクル (炉心構成を図 B-3.1 及び図 B-3.2 に示す) について、それぞれ運転初期 (BOC)、運転末期 (EOC) における過剰反応度 (炉心温度 250℃) の MAGI 及び HESTIA による評価結果を以下に示す。

(単位 : % Δk/kk' )

	MAGI		HESTIA		HESTIA - MAGI	
	BOC	EOC	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II 性能試験炉心	1.88	1.24	0.44	-0.23	-1.44	-1.47
第 35 サイクル炉心	3.23	2.28	2.03	1.04	-1.20	-1.24

HESTIA による過剰反応度は、MAGI に比べて系統的に過小評価となっている。これは、空間メッシュ数及びエネルギー群数を詳細化したためである。SLAROM<sup>[B-23]</sup>及び CITATION<sup>[B-24]</sup>により、これらの影響をMK-II 性能試験炉心の BOC を例にとって評価した。その結果を以下に示す。

#### ① 径方向メッシュ細分化の効果

CITATION を用いて、中性子のエネルギー群数を 7 群、軸方向メッシュ幅を 5cm (24 メッシュ) と

した場合に、径方向メッシュ数をそれぞれ 1、24 として過剰反応度を比較した。結果を下表に示すが、径方向メッシュ数を1から24へ詳細化することにより過剰反応度は約0.76% Δk/kk' 低下する。

(単位：% Δk/kk' )

	径方向メッシュ数		24 メッシュ - 1 メッシュ
	1	24	
過剰反応度	2.15	1.39	-0.76

② 軸方向メッシュ細分化の効果

CITATION を用いて、中性子のエネルギー群数を7群、径方向を1メッシュとした場合に、軸方向メッシュ数をそれぞれ24、46として過剰反応度を比較した。結果を下表に示すが、軸方向メッシュ数を24から46へ増加することにより過剰反応度は約0.23% Δk/kk' 低下する。

(単位：% Δk/kk' )

	軸方向メッシュ数		46 メッシュ - 24 メッシュ
	24	46	
過剰反応度	2.15	1.92	-0.23

③ エネルギー群数増加の効果

CITATION を用いて、中性子のエネルギー群数を7から18へ増加した場合の過剰反応度を比較した。結果を下表に示すが、エネルギー群数の増加により過剰反応度は約0.45% Δk/kk' 低下する。

(単位：% Δk/kk' )

	エネルギー群数		18 群 - 7 群
	7	18	
過剰反応度	2.60	2.15	-0.45

①～③をまとめると以下のとおりとなる。

径方向メッシュ細分化 (1→24 メッシュ)	-0.76% Δk/kk'
軸方向メッシュ細分化 (24→46 メッシュ)	-0.23% Δk/kk'
エネルギー群数増加 (7→18 群)	-0.45% Δk/kk'
合計	-1.44% Δk/kk'
(HESTIA - MAGI)	-1.44% Δk/kk' )

以上の結果から、空間メッシュの細分化及びエネルギー群数増加により、過剰反応度は合計で-1.44% Δk/kk' 変化した。このうち、径方向メッシュ細分化の効果が大きいことがわかる。一方、HESTIA と MAGI の過剰反応度の計算値の差は、-1.44% Δk/kk' であり、上記の効果と一致し、これにより HESTIA の過剰反応度計算の妥当性を確認した。

3. 2 線出力密度

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心のBOC、EOCにおける炉心燃料集合体の線出力密度の最大値を以下に示す。

(単位：W/cm)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	331	329	332	330
第35サイクル炉心	313	308	316	310

炉心装荷アドレスは炉心中心 [000]

最大線出力密度の評価結果は、炉心によらず 1 %以内で一致しており、これにより HESTIA の最大線出力密度計算の妥当性を確認した。

### 3. 3 集合体出力

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の BOC、EOC における炉心燃料集合体出力の最大値を以下に示す。

(単位：MWt)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	2.01	2.00	2.00	1.99
第35サイクル炉心	1.87	1.85	1.89	1.86

炉心装荷アドレス：MK-II性能試験炉心[000]、第35サイクル[1E1]

炉心燃料集合体の最大出力は、炉心によらず 1%以内で一致しており、これにより HESTIA の集合体出力計算の妥当性を確認した。

### 3. 4 径方向出力ピーキング係数

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の BOC、EOC における径方向出力ピーキング係数を以下に示す。

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	1.35	1.35	1.34	1.33
第35サイクル炉心	1.47	1.45	1.46	1.44

径方向出力ピーキング係数は、炉心によらずよく一致しており、これにより HESTIA の径方向出力分布計算の妥当性を確認した。

### 3. 5 冷却材流量

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心の BOC における炉心燃料集合体の冷却材流量の最大値を以下に示す。

(単位：kg/s)

	MAGI	HESTIA
MK-II性能試験炉心	8.92	8.97
第35サイクル炉心	8.00	8.07

炉心装荷アドレスは [000]

冷却材流量は、炉心によらず 1%以内で一致しており、これにより HESTIA の冷却材流量計算の妥当性を確認した。



## 3. 6 冷却材温度

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心のBOC、EOCにおける炉心燃料集合体出口部の冷却材温度の最大値を以下に示す。

(単位：℃)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	546	545	539	538
第35サイクル炉心	555	555	549	549

炉心装荷アドレス：MK-II性能試験炉心[000]、第35サイクル[1E1]

冷却材入口温度：370℃との差により、集合体出入口温度差（ $\Delta T$ ）は以下のとおりとなる。

(単位：℃)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	176	175	169	168
第35サイクル炉心	185	185	179	179

MAGIとHESTIAの結果は約6~7℃（約3%）で一致しており、これによりHESTIAの冷却材温度計算の妥当性を確認した。

## 3. 7 被覆管温度

MK-II性能試験炉心のBOCにおける炉心燃料集合体の被覆管温度（肉厚中心）の最大値は、MAGI、HESTIAとも619℃で一致したが、その炉心装荷アドレスが、MAGIの[3E2]に対して、HESTIAは[000]であり、両者が異なる結果となった。これは、MAGIの[000]での被覆管温度は617℃であり、[000]と[3E2]の温度差が小さく、集合体出力に対する冷却材流量とのバランスにより被覆管温度が最大となる炉心位置が逆転したためと考えられる。これを考慮することにより、HESTIAの被覆管温度計算は妥当と判断した。

(単位：℃)

	MAGI				HESTIA	
	温度	炉心装荷 アドレス	温度	炉心装荷 アドレス	温度	炉心装荷 アドレス
MK-II性能試験炉心	619	3E2	617	000	619	000

## 3. 8 燃料中心温度

MK-II性能試験炉心及び第35サイクル炉心のBOC、EOCにおける炉心燃料集合体の燃料中心温度の最大値を以下に示す。

(単位：℃)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	2244	2232	2242	2229
第35サイクル炉心	2146	2143	2174	2145

炉心装荷アドレス：MK-II性能試験炉心[000]、第35サイクル[1E1]

両者の結果はほぼ一致しており、これによりHESTIAの燃料温度計算の妥当性を確認した。

### 3. 9 炉心平均燃焼度

MK-II性能試験炉心の EOC における炉心平均燃焼度は、MAGI の 3.80GWd/t に対して、HESTIA は 3.84GWd/t であり、1%以内で一致している。第 35 サイクル炉心の BOC 及び EOC の値は、MAGI がそれぞれ 31.3GWd/t、36.4GWd/t であるのに対して、HESTIA は 32.3GWd/t、37.5GWd/t であり、両者の差は約 3%程度である。サイクル運転を経て燃焼が進むと両者の差がやや大きくなるが、HESTIA の燃焼計算は概ね妥当と判断できる。

(単位：GWd/t)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	-	3.80	-	3.84
第 35 サイクル炉心	31.3	36.4	32.3	37.5

### 3. 10 炉内中性子束分布

MK-II性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心の BOC、EOC における径方向の中性子束の最大値を以下に示す。

(単位：n/cm<sup>2</sup>・s)

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	4.42×10 <sup>15</sup>	4.45×10 <sup>15</sup>	4.50×10 <sup>15</sup>	4.53×10 <sup>15</sup>
第 35 サイクル炉心	4.02×10 <sup>15</sup>	4.04×10 <sup>15</sup>	4.14×10 <sup>15</sup>	4.15×10 <sup>15</sup>

MAGI と HESTIA は 3%以内で一致しており、HESTIA の炉内中性子束分布計算の妥当性を確認した。

### 3. 11 実効遅発中性子割合

MK-II性能試験炉心及び第 35 サイクル炉心の BOC、EOC における実効遅発中性子割合を以下に示す。

	MAGI		HESTIA	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MK-II性能試験炉心	3.95×10 <sup>-3</sup>	3.95×10 <sup>-3</sup>	3.94×10 <sup>-3</sup>	3.94×10 <sup>-3</sup>
第 35 サイクル炉心	4.26×10 <sup>-3</sup>	4.26×10 <sup>-3</sup>	4.25×10 <sup>-3</sup>	4.26×10 <sup>-3</sup>

MAGI と HESTIA はよく一致しており、HESTIA の動特性パラメータ計算の妥当性を確認した。

### 3. 12 反射体隣接位置における出力分布

HESTIA では、エネルギー群数の増加と空間メッシュ数の細分化により、MAGI では計算精度が十分でなかった制御棒や径方向反射体と隣接する燃料領域における局所的な出力・中性子束分布やスペクトル変化を詳細に解析できるようにした。一例として、MK-II性能試験炉心で径方向反射体に隣接する位置（炉心装荷アドレス：5C3）の炉心燃料集合体について、計算メッシュごとの出力分布を図 B-3.3 に示す。また、当該炉心燃料集合体内の径方向出力分布を図 B-3.4 に示す。MAGI で求めた集合体平均の均質化中性子束をベースに一群ポテンシャル理論コード ESPRIT-J<sup>[B-5]</sup>で集合体内の出力分布を求めると、径方向に直線的に低下するのに対して、HESTIA では径方向反射体に隣接する側の出力が増加している。これは、図 B-3.5 に示すように、炉心中心側に対して径方向反射体側の中性子スペクトルの軟化によるものであり、これを考慮することにより、集合体内の局所的な出力分布の計算精度を改善できたと考えられる。

### 3. 1.3 ポーラスボディモデルによる集合体内の冷却材温度分布

MK-II性能試験炉心における炉心燃料集合体内の径方向冷却材温度分布（炉心装荷アドレス：[000]）を図B-3.6に示す。ポーラスボディモデルを採用した HESTIA の結果は、ESPRIT-Jによるサブチャンネルモデルの計算結果とよく一致しており、これにより HESTIA による集合体内の冷却材温度計算の妥当性を確認した。

### 4. おわりに

「常陽」のMK-III計画による照射性能の向上に対応するため、炉心管理のみならず、照射条件評価の精度向上を目指して炉心管理コードシステムを改良した。その結果、改良したコードシステム HESTIA による炉心核熱特性計算の妥当性を確認し、MAGI で課題となっていた径方向反射体に隣接する燃料領域における局所的な出力・中性子束分布ならびにスペクトルの計算精度が改善されたことを確認した。

## 付録Bの参考文献

- [B-1] 大川内 靖、前田茂貴他、“「常陽」MK-III炉心管理コードシステム“HESTIA”の開発”、JNC TN9400 2002-070, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [B-2] Y. Ohkawachi, T. Sekine, T. Aoyama, “Core Management and Fast Neutron Field Characterization of JOYO,” *Proceedings of 2005 JAEA-KAERI Joint Seminar on Advanced Irradiation and PIE Technologies*, Oarai, Japan, S2-3-1 - 14 (2005).
- [B-3] T. Aoyama et al., “Core Management Experience of the Experimental Fast Reactor JOYO,” *Proceedings of International Conference on Fast Reactor Core and Structural Behavior*, London, UK, pp. 299-306, BNES (1990).
- [B-4] 有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).
- [B-5] 関根 隆、青山卓史他、“高速中性子照射場としての高速実験炉「常陽」のキャラクタリゼーション-照射条件評価技術の現状と今後-”、*サイクル機構技報*, No. 6, pp. 19-29, 核燃料サイクル開発機構 (2000).
- [B-6] T. Aoyama et al., “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).
- [B-7] T. Nakagawa, “Summary of JENDL-2 General Purpose File,” JAERI-M 84-103, 日本原子力研究所 (1984).
- [B-8] Japanese Nuclear Data Committee, “Graphs of Evaluated Neutron Cross Sections in JENDL-2,” JAERI-M 84-052, 日本原子力研究所 (1984).
- [B-9] 高野秀樹他、“高速炉用群定数セット JFS-3-J2 の改訂版”、JAERI-M 89-141, 日本原子力研究所 (1989).
- [B-10] L. Tomlinson, “DELAYED NEUTRONS FROM FISSION,” AERE-R6993 (1972).
- [B-11] R. J. Tuttle, “Review of delayed neutron yields in nuclear fission,” *Proceedings of Consultants' Meeting on Delayed Neutron Properties*, Vienna, Austria, INDC-NDS-107/G Special, pp. 29, IAEA (1979).
- [B-12] G. R. Keepin, “Physics of Nuclear Kinetics,” (1965).
- [B-13] D. Saphier, “Evaluated Delayed Neutron Spectra and Their Importance in Reactor Calculations,” *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 62, pp. 660 (1977).
- [B-14] R. P. Hibert et al., “Evaluation of Material Property Correlations used in LIFE-II,” GEAP-13967 (1973).

- [B-15] G. H. Golden, J.V.Tokar, “Thermophysical Properties of Sodium,” ANL-7323 (1967).
- [B-16] STAINLESS STEEL CLADDING DEVELOPMENT, Quarterly Progress Report, WARD-4135-5 (1969).
- [B-17] E. U. Khan et al., “A Porous body model for predicting temperature distribution in wire-wrapped fuel rod assemblies,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 35, pp. 1-12 (1975).
- [B-18] T. Nakagawa et al., “Japanese evaluated nuclear data library version 3 revision-2: JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 32, No. 12, pp. 1259 (1995).
- [B-19] 千葉 豪他、“JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成”、JNC TN9400 2001-124, 核燃料サイクル開発機構 (2001).
- [B-20] 千葉 豪他、“高速炉用炉定数セット JFS-3-J3.2 の改訂”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 4, pp. 335-340, 日本原子力学会 (2002).
- [B-21] R. E. MacFarlane, D. W. Muir, “The NJOY Nuclear Data Processing System, Version 91,” LA-12740-M, Los Alamos National Laboratory (1994).
- [B-22] H. Takano et al., “TIMS-1: A Processing Code for Production of Group Constants of Heavy Resonant Nuclei,” JAERI 1267, 日本原子力研究所 (1994).
- [B-23] M. Nakagawa, K. Tsuchihashi, “SLAROM : A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor,” JAERI 1294, 日本原子力研究所 (1984).
- [B-24] T. B. Fowler et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM-2496 (Rev. 2, 1971).

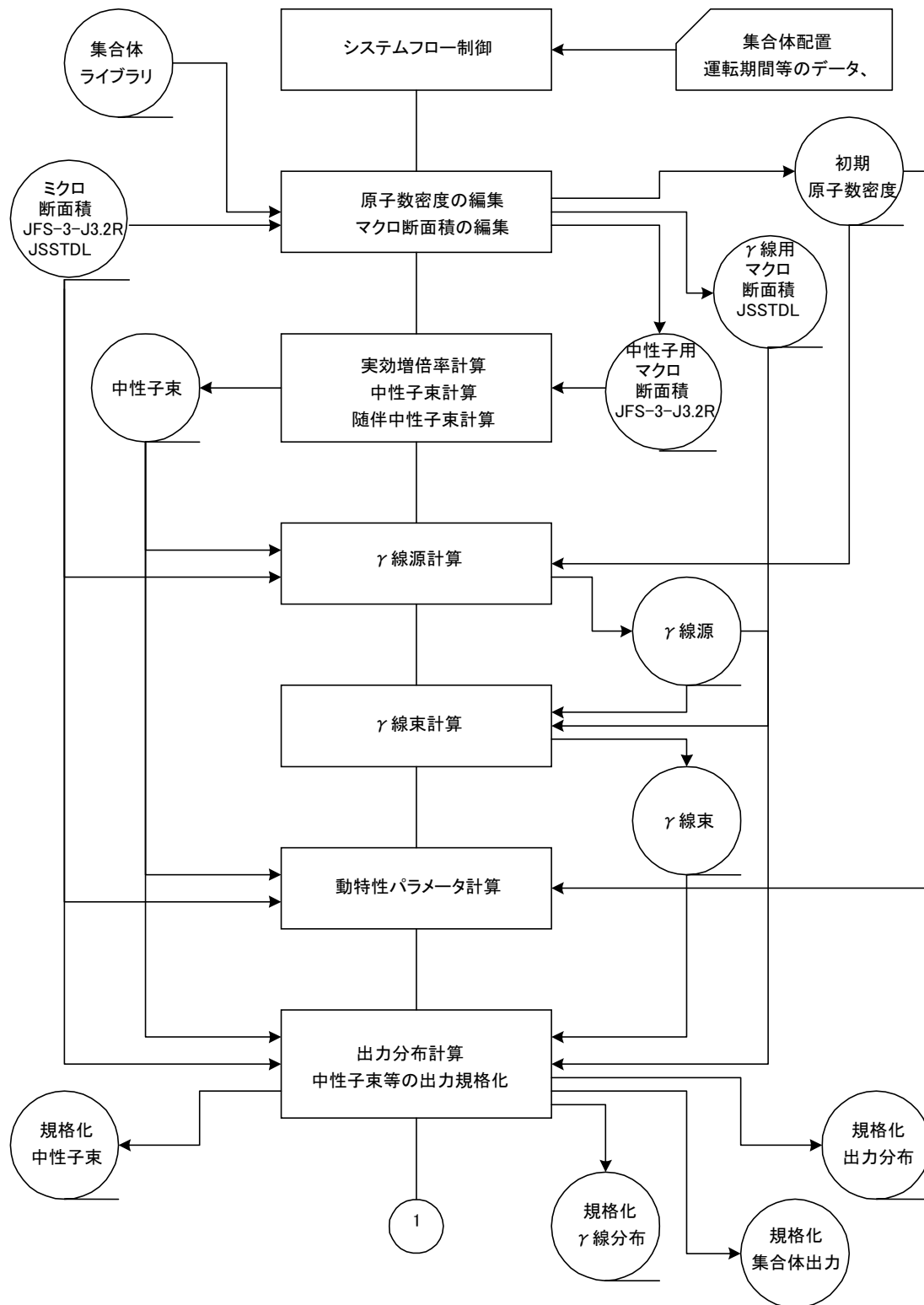


図 B-2.1 HESTIA のシステムフロー (1/2)

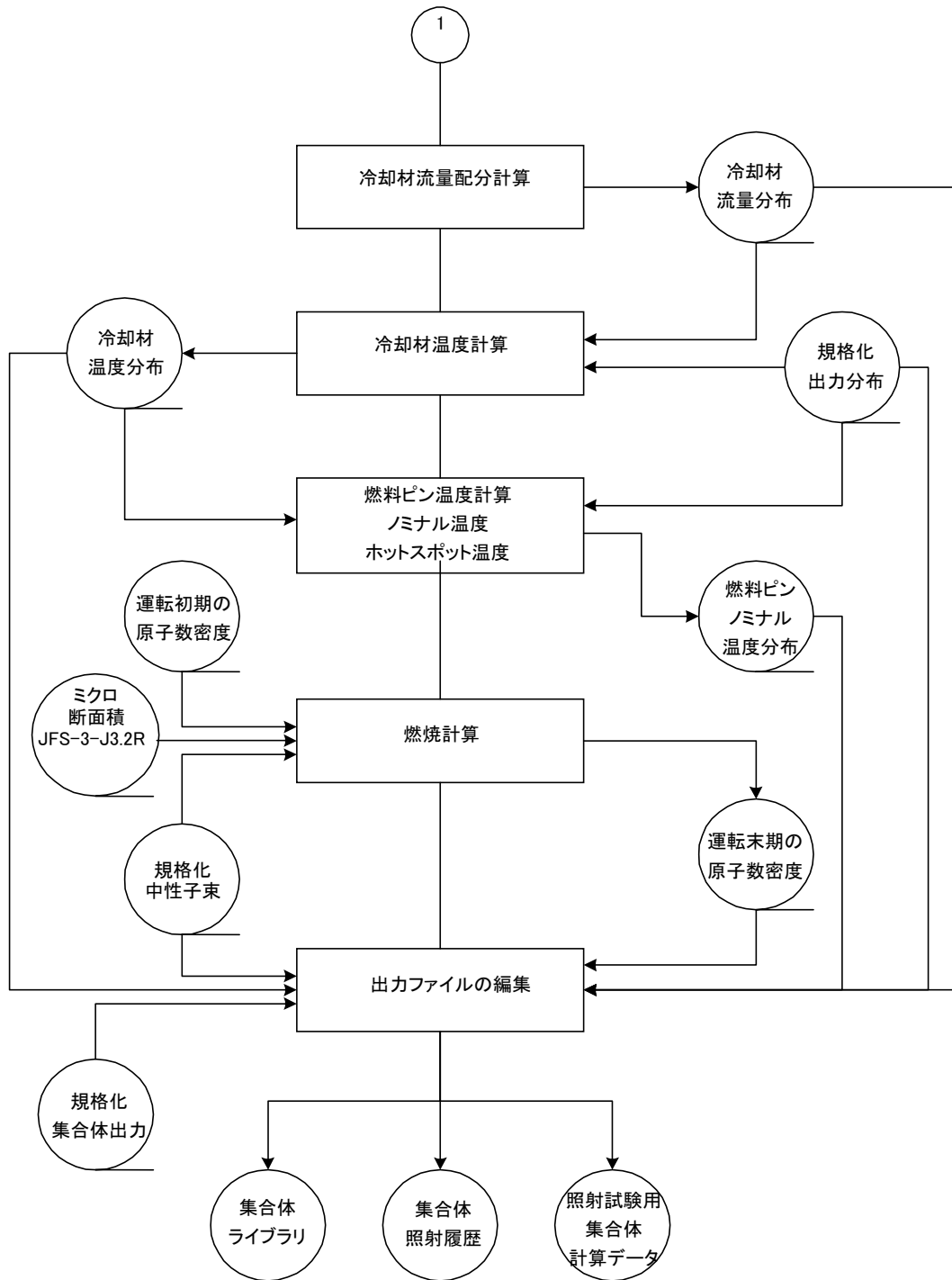


図 B-2.1 HESTIA のシステムフロー (2/2)

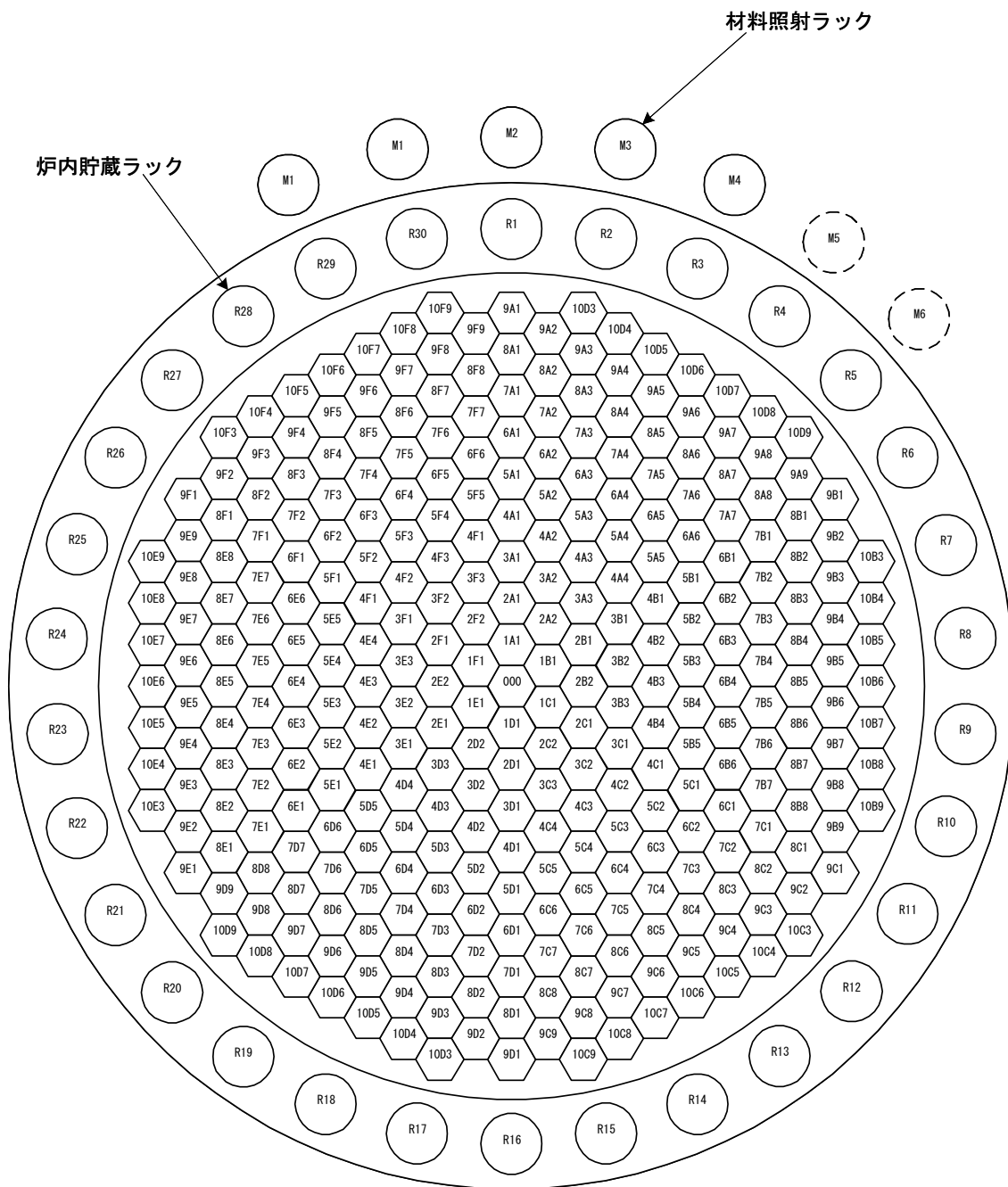


図 B-2.2 「常陽」の炉心断面図及び集合体の炉心装荷アドレス

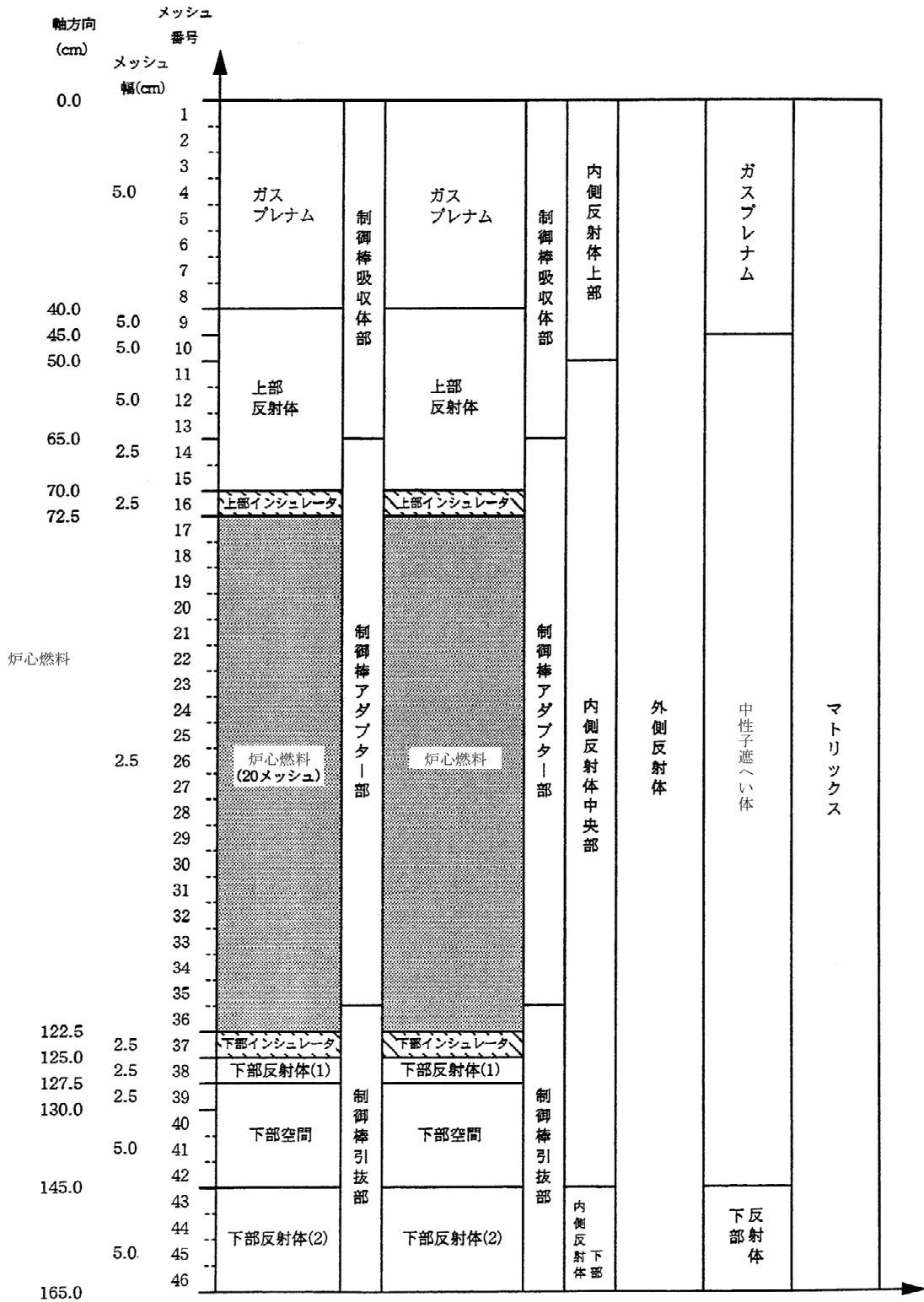


図 B-2.3 「常陽」炉心の R-Z 断面図と HESTIA の計算メッシュ



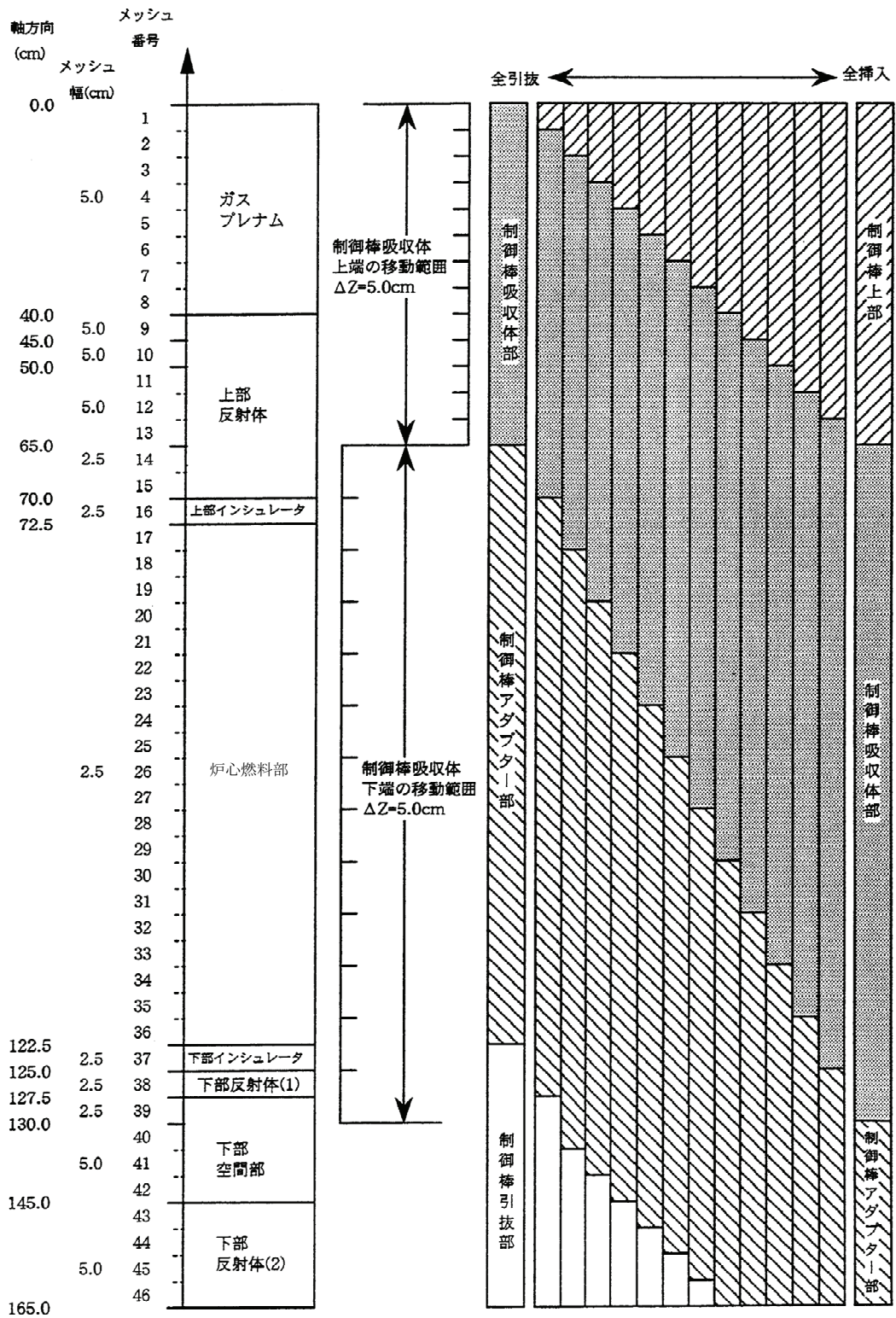


図 B-2.4 炉心への制御棒挿入パターン

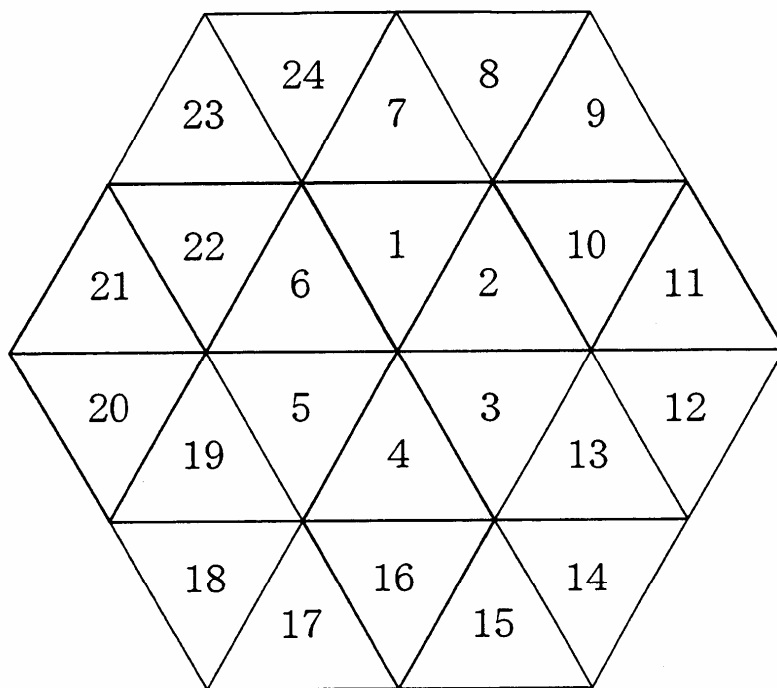


図 B-2.5 集合体の径方向メッシュ分割

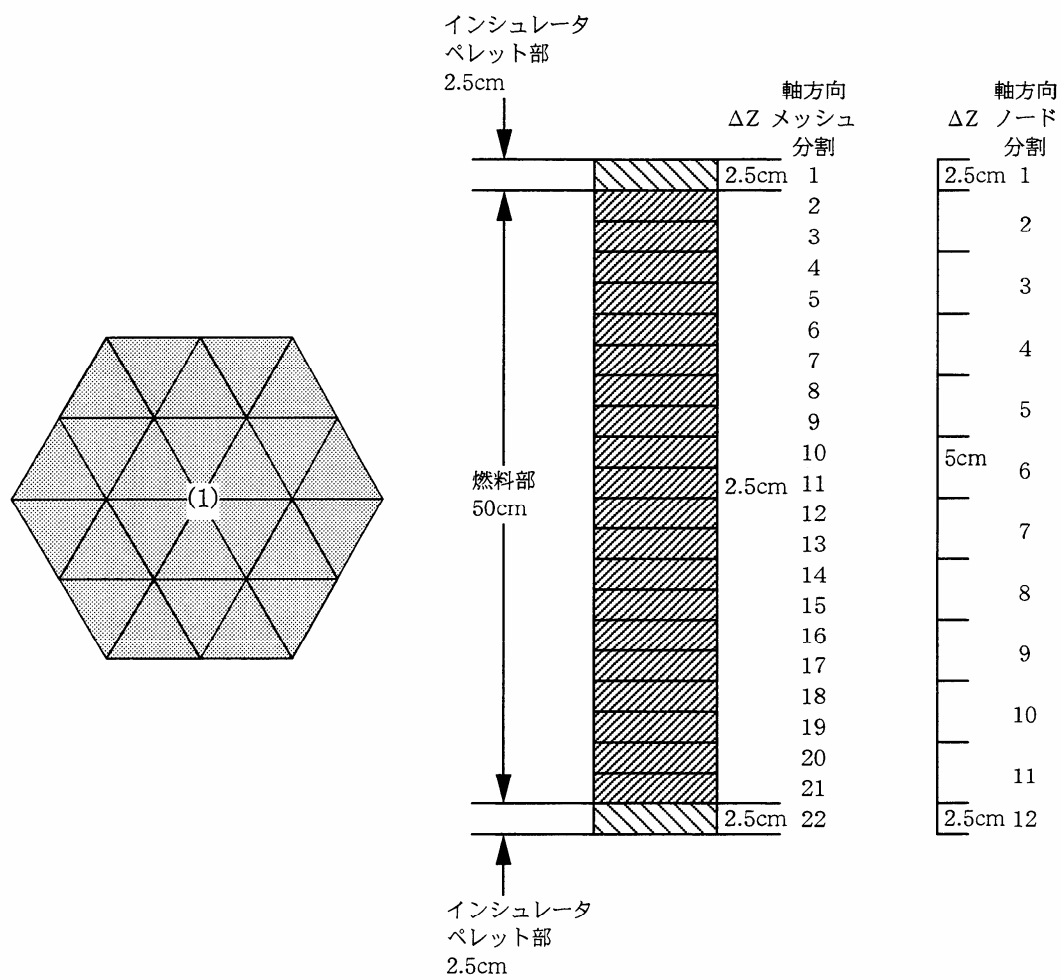
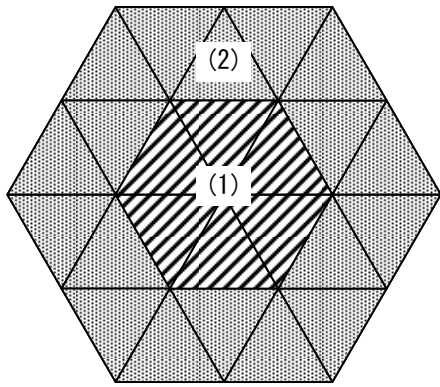
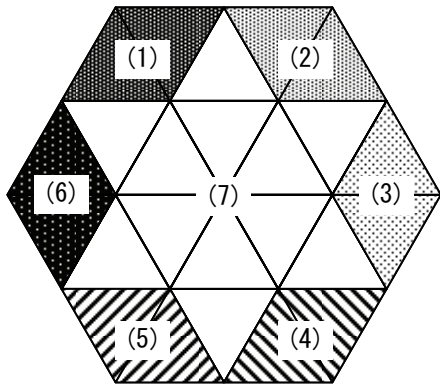


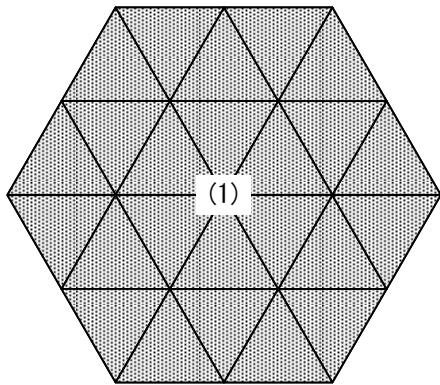
図 B-2.6 炉心燃料集合体の計算体系



1) A型照射燃料集合体



2) B型照射燃料集合体



3) C型照射燃料集合体

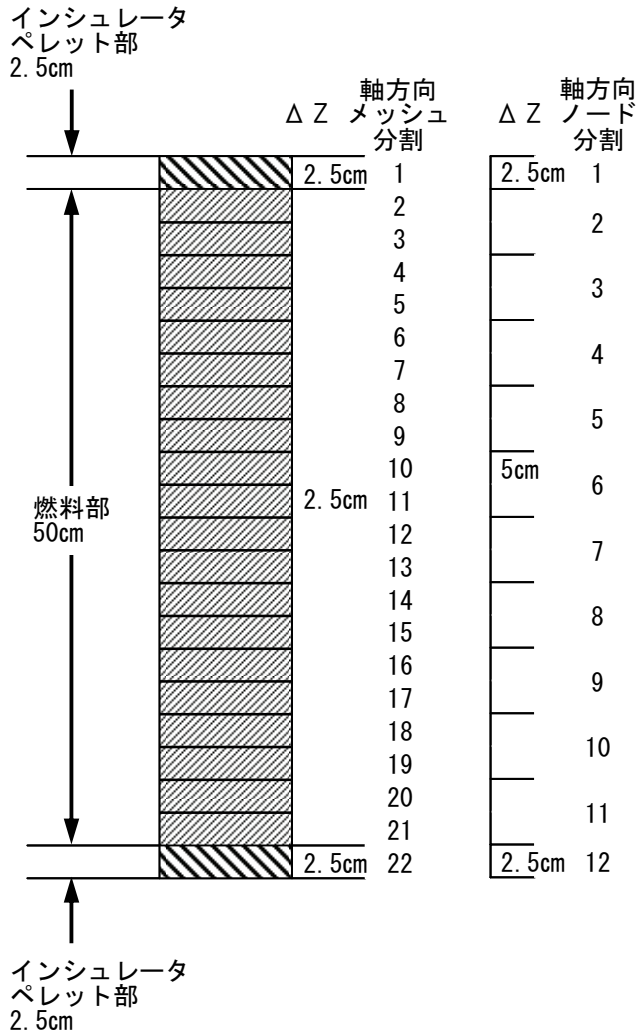


図 B-2.7 照射試験用集合体の計算体系

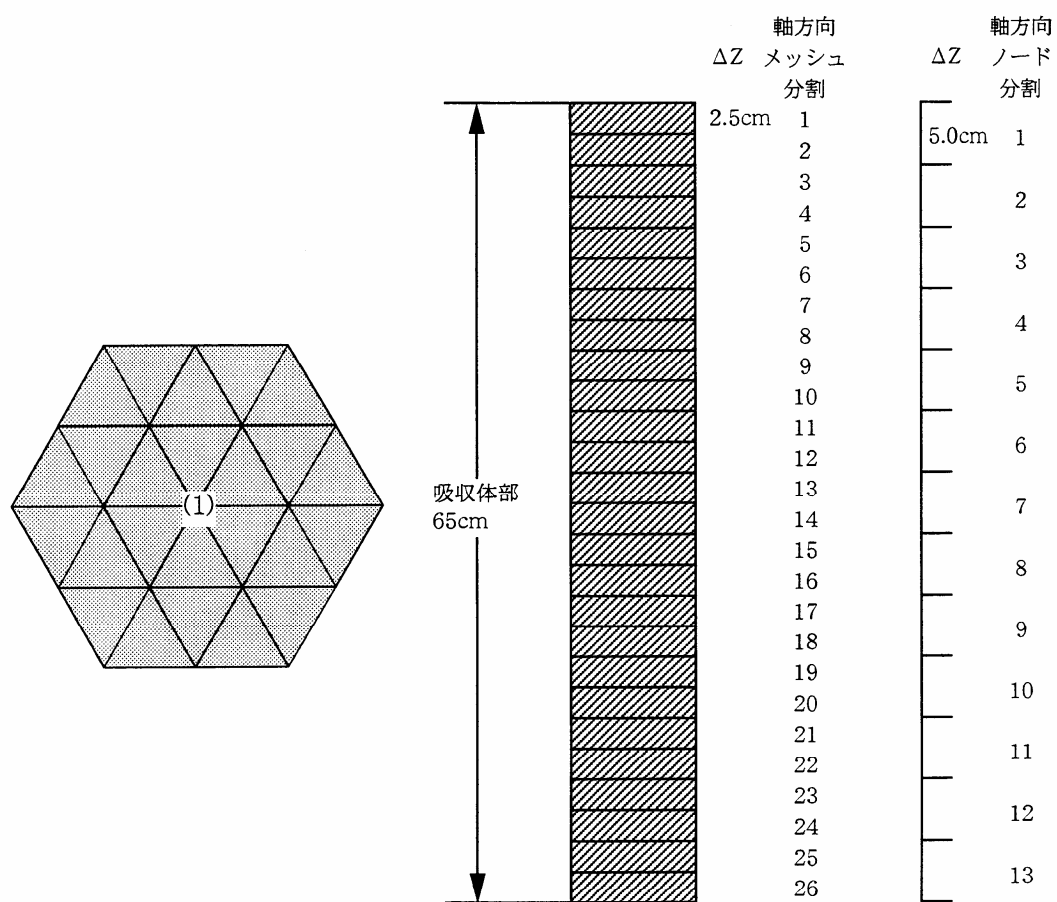


図 B-2.8 制御棒の計算体系

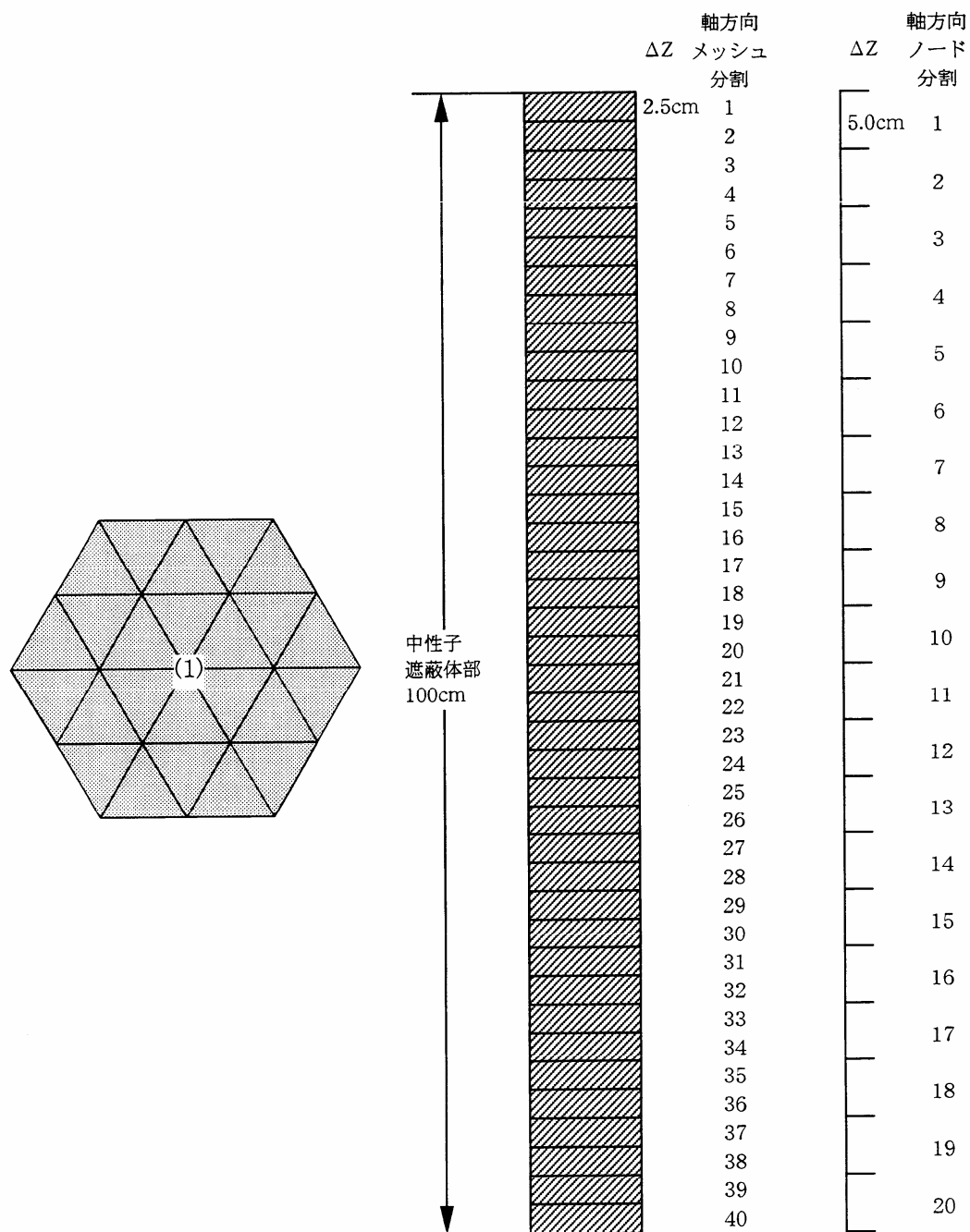


図 B-2.9 B<sub>4</sub>C 遮へい集合体の計算体系

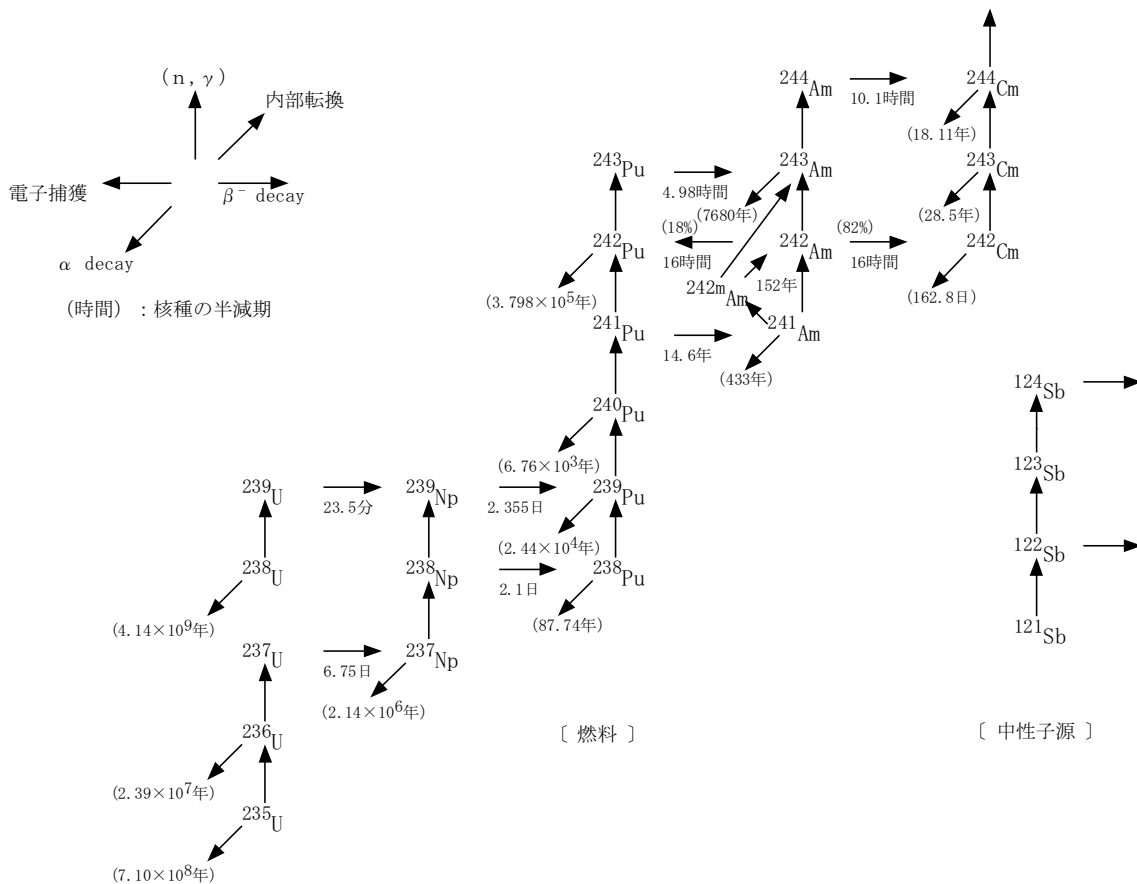


図 B-2.10 燃焼チェーン

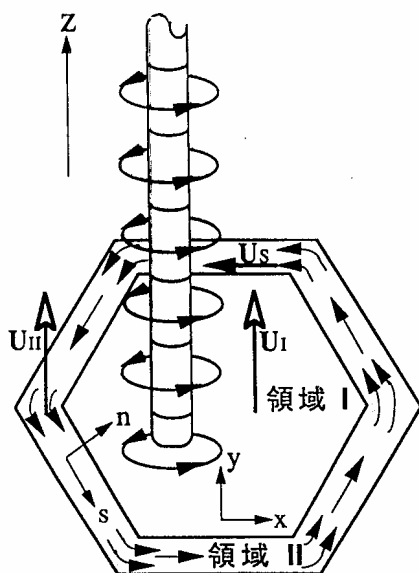
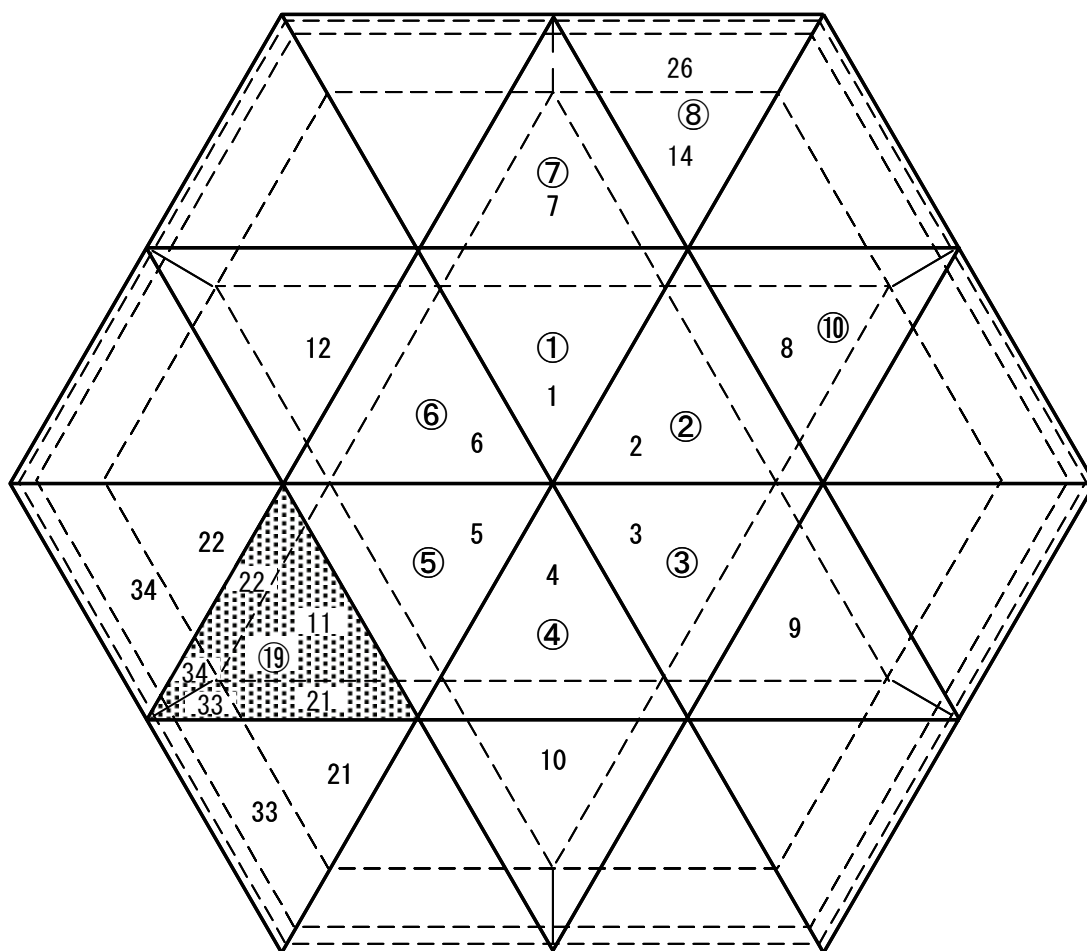


図 B-2.11 ポーラスボディモデルにおける集合体内の流量場



実線と○数字：線出力密度の計算モデルとメッシュ番号  
 破線と数字：冷却材温度の計算モデルとセグメント番号

図 B-2.12 集合体内の線出力密度と冷却材温度の計算領域



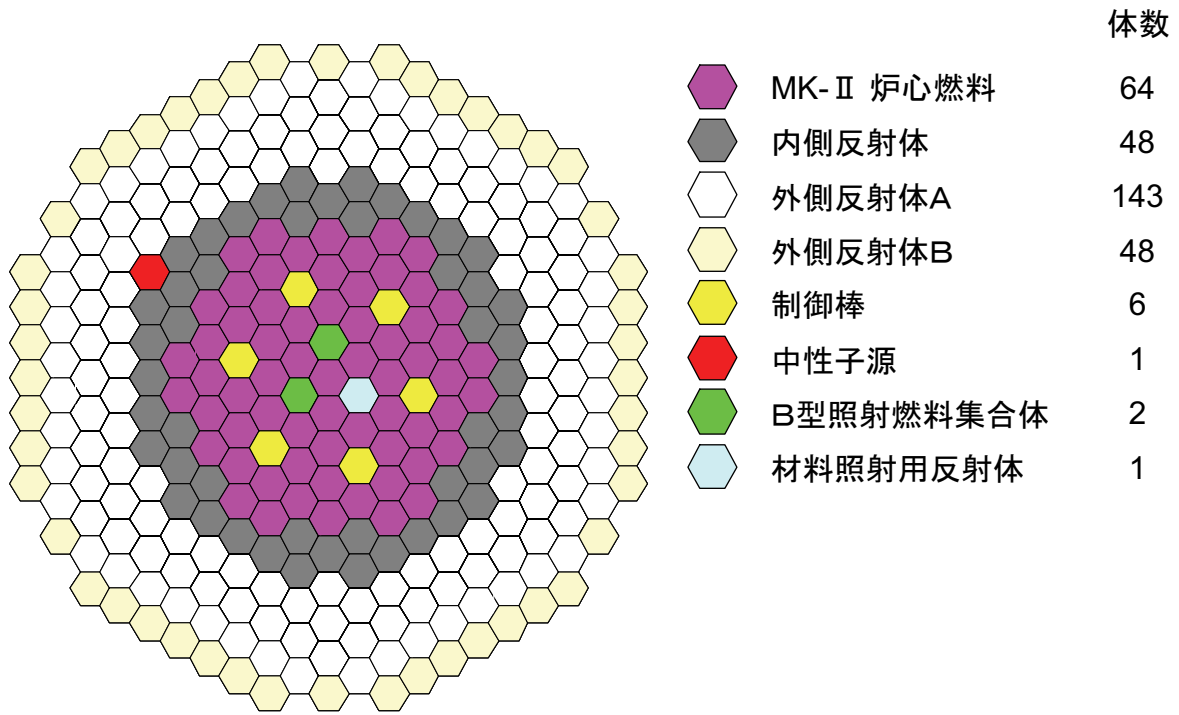


図 B-3.1 MK-II 性能試験炉心の構成

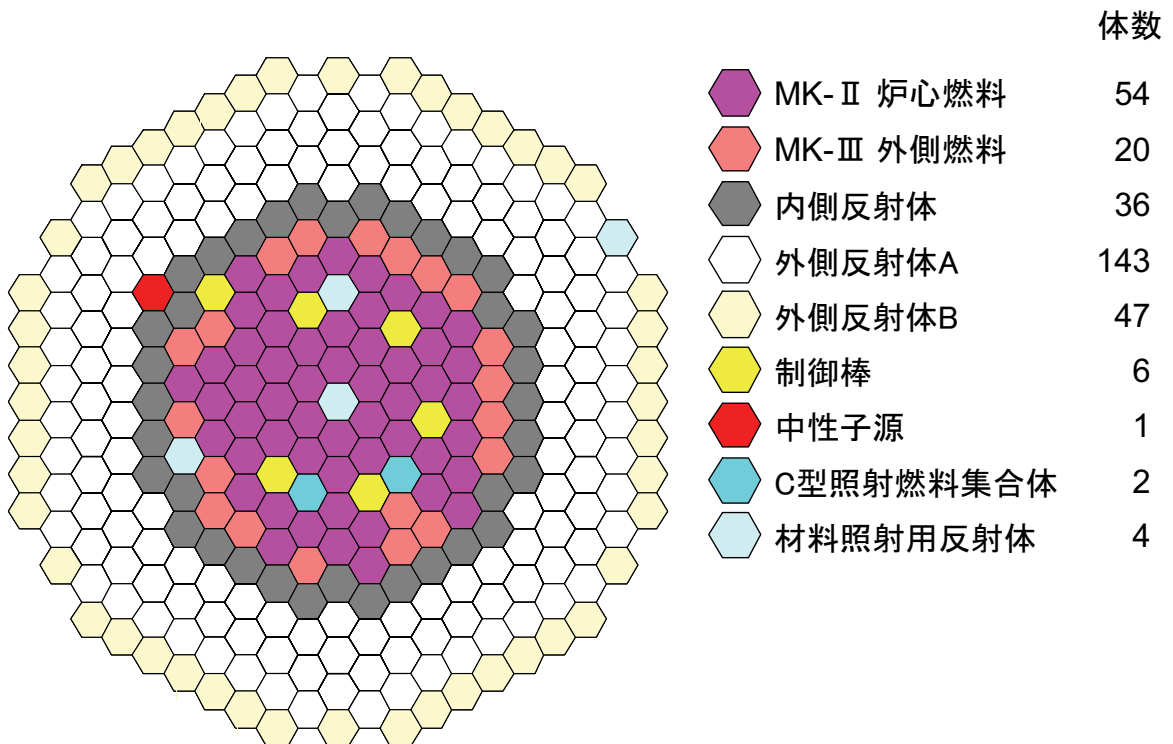


図 B-3.2 MK-II 第 35 サイクル炉心の構成

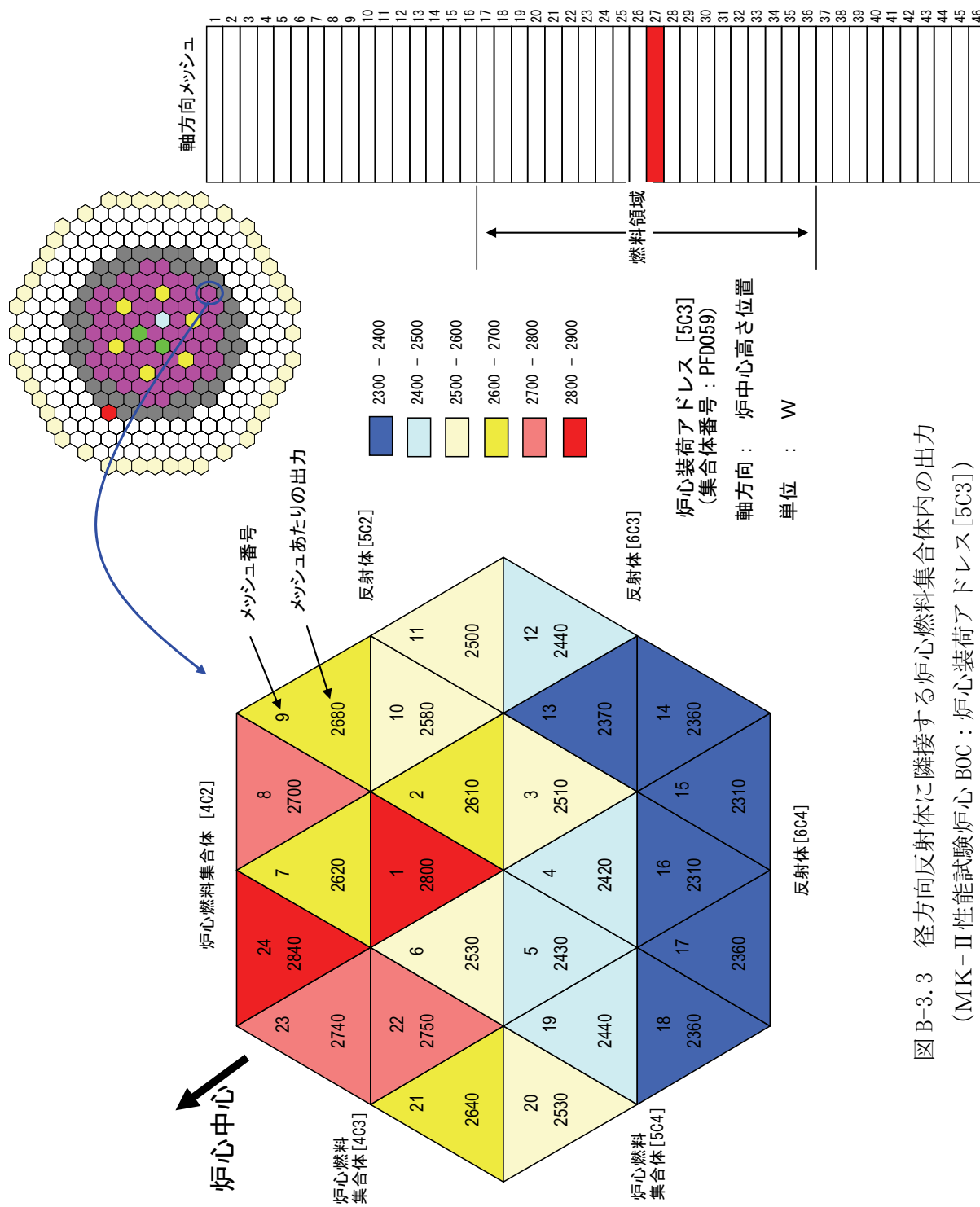


図 B-3.3 径方向反射体に隣接する炉心燃料集合体内の出力  
(MK-II性能試験炉心 BOC : 炉心装荷アドレス [5C3])

1	炉心(0~4列)
2	C/R アダプタ
3	N/S
4	内側反射体
5	外側(A)反射体
6	外側(B)反射体
7	炉心5列
8	特燃(1列B型)
9	CMIR
10	AMIR(ペレット)
11	SMIR
12	炉心Z方向
13	インシュレータ
14	上・下部反射体
15	下部空間
16	C/R B4C
17	C/R OUt
18	内側反射体上・下部反射体
19	特燃インシュレータ
20	AMIRスベーパーサetc

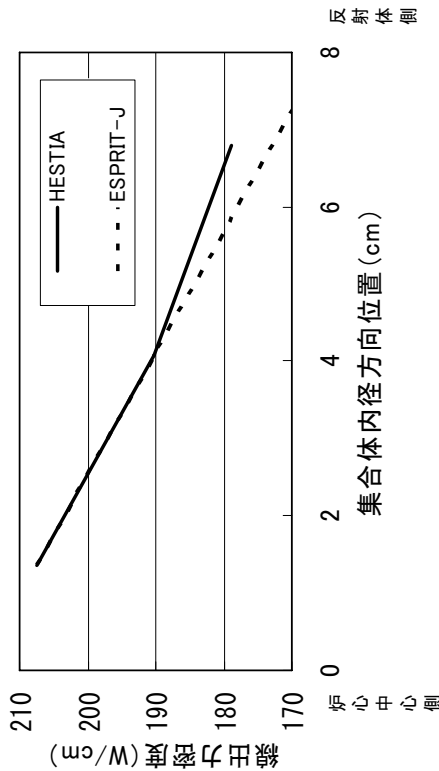
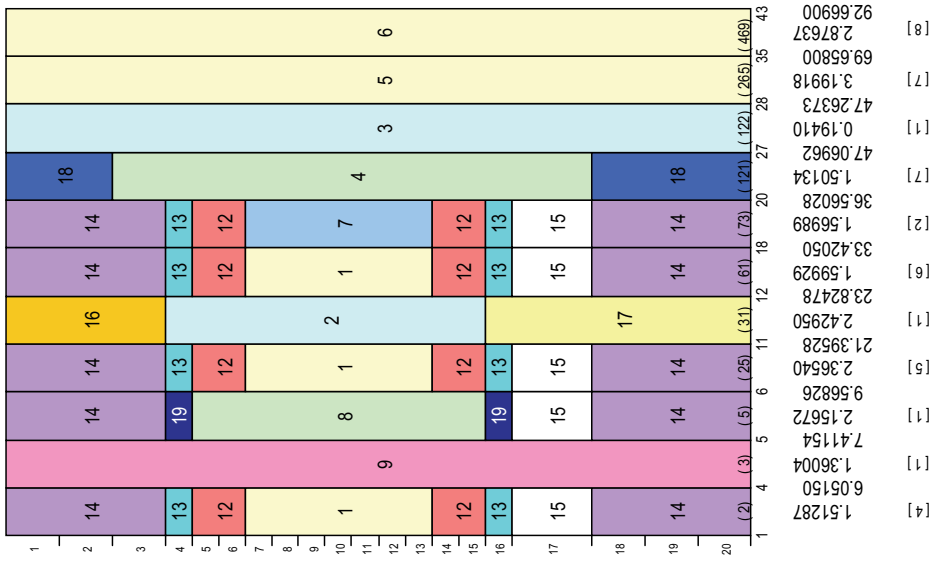


図 B-3.4 径方向反射体に隣接する炉心燃料集合体内の径方向出力分布  
(MK-II性能試験炉心 BOC：炉心装荷アトレス[5C3])

MK-II性能試験炉心R-Z体系図

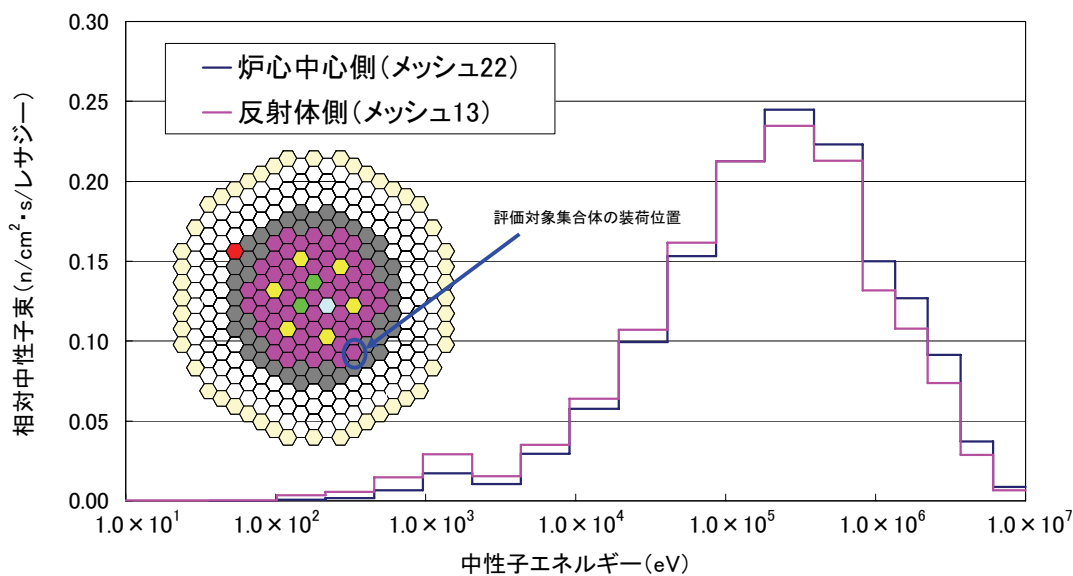


図 B-3.5 径方向反射体に隣接する炉心燃料集合体内の中性子スペクトル  
(MK-II 性能試験炉心 BOC : 炉心装荷アドレス [5C3])

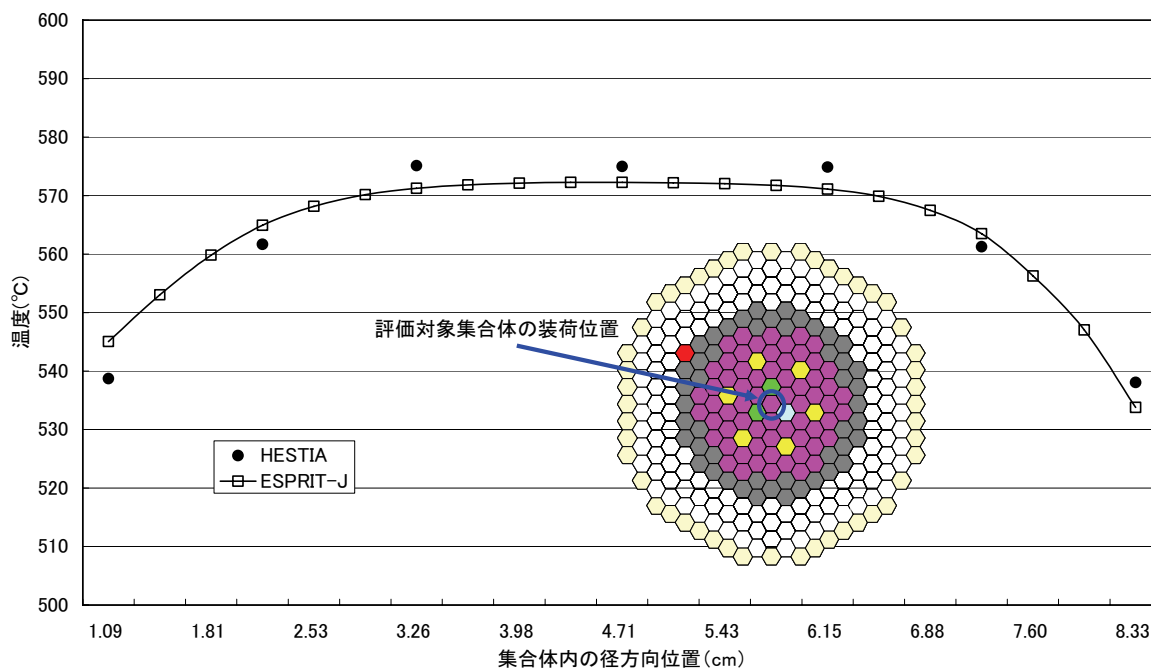


図 B-3.6 炉心燃料集合体出口部の径方向温度分布  
(MK-II 性能試験炉心 BOC : 炉心装荷アドレス [000])

表 B-2.1 中性子束の計算法に関するサーベイ結果

計算法	計算体系	径方向メッシュ	軸方向メッシュ	keff	過剰反応度
拡散	3D Hex-Z	1	5.0cm	1.044754	4.28% $\Delta k/kk'$
拡散	3D Tri-Z	6	5.0cm	1.039320	3.78% $\Delta k/kk'$
拡散	3D Tri-Z	24	5.0cm	1.037631	3.63% $\Delta k/kk'$
拡散	3D Tri-Z	54	5.0cm	1.037268	3.59% $\Delta k/kk'$
拡散	3D Hex-Z	1	2.5cm	1.043344	4.15% $\Delta k/kk'$
輸送	3D Hex-Z	1	5.0cm	1.052852	5.02% $\Delta k/kk'$

制御棒6本 上端から15cm挿入状態 1/6対称炉心 照射試験用集合体の装荷なし

表 B-2.2 中性子 70 群及び 18 群計算による過剰反応度の比較

(単位: %  $\Delta k/kk'$ )

エネルギー群数	BOC	EOC
70	1.12	0.19
18	1.05	0.12

表 B-2.3 中性子エネルギー群構造

エネルギー群		エネルギー範囲	
7群構造	18群構造	(上限)	(下限)
1	1	10MeV	~ 6.065MeV
	2	6.065MeV	~ 3.679MeV
	3	3.679MeV	~ 2.231MeV
	4	2.231MeV	~ 1.353MeV
2	5	1.353MeV	~ 0.821MeV
	6	0.821MeV	~ 0.388MeV
3	7	0.388MeV	~ 0.183MeV
	8	0.183MeV	~ 86.517keV
4	9	86.517keV	~ 40.868keV
	10	40.868keV	~ 19.305keV
	11	19.305keV	~ 9.119keV
5	12	9.119keV	~ 4.307keV
	13	4.307keV	~ 2.035keV
	14	2.035keV	~ 961.12eV
6	15	961.12eV	~ 454eV
	16	454eV	~ 214.45eV
	17	214.45eV	~ 101.3eV
7	18	101.3eV	~ $10^{-5}$ eV

表 B-2.4  $\gamma$  線エネルギー群構造

エネルギー群		エネルギー範囲	
3群構造	7群構造	(上限)	(下限)
1	1	14MeV	~ 8MeV
	2	8MeV	~ 5MeV
	3	5MeV	~ 3MeV
2	4	3MeV	~ 2MeV
	5	2MeV	~ 1MeV
	6	1MeV	~ 400keV
3	7	400keV	~ 20keV

表 B-2.5  $\gamma$  線束のエネルギー群数依存性 (3群と20群の比較)

(単位 :  $\gamma/cm^2 \cdot s$ )

$\gamma$ 線エネルギー群		評価位置			
		炉心中心	炉心-反射体境界	内側反射体	外側反射体
1	3群計算	$7.79 \times 10^{13}$	$3.59 \times 10^{13}$	$1.86 \times 10^{13}$	$8.37 \times 10^{12}$
	20群計算*	$7.80 \times 10^{13}$	$3.86 \times 10^{13}$	$1.86 \times 10^{13}$	$8.38 \times 10^{12}$
	3群/20群	0.999	0.930	1.000	0.999
2	3群計算	$6.18 \times 10^{14}$	$2.70 \times 10^{14}$	$4.89 \times 10^{13}$	$1.19 \times 10^{13}$
	20群計算*	$6.96 \times 10^{14}$	$3.22 \times 10^{14}$	$7.22 \times 10^{13}$	$1.66 \times 10^{13}$
	3群/20群	0.888	0.839	0.677	0.717
3	3群計算	$9.34 \times 10^{13}$	$4.68 \times 10^{13}$	$4.34 \times 10^{13}$	$1.08 \times 10^{13}$
	20群計算*	$8.99 \times 10^{13}$	$4.59 \times 10^{13}$	$4.51 \times 10^{13}$	$1.08 \times 10^{13}$
	3群/20群	1.039	1.020	0.961	1.000
Total	3群計算	$7.89 \times 10^{14}$	$3.53 \times 10^{14}$	$1.11 \times 10^{14}$	$3.11 \times 10^{13}$
	20群計算*	$8.64 \times 10^{14}$	$4.07 \times 10^{14}$	$1.36 \times 10^{14}$	$3.58 \times 10^{13}$
	3群/20群	0.913	0.867	0.816	0.869

\*3群構造に換算

表 B-2.6  $\gamma$ 線束のエネルギー群数依存性 (7群と20群の比較)

(単位:  $\gamma/\text{cm}^2\cdot\text{s}$ )

$\gamma$ 線エネルギー群		評価位置			
		炉心中心	炉心-反射体境界	内側反射体	外側反射体
1	7群計算	$1.65 \times 10^{10}$	$5.15 \times 10^9$	$8.78 \times 10^8$	$1.02 \times 10^8$
	20群計算*	$1.65 \times 10^{10}$	$5.15 \times 10^9$	$8.77 \times 10^8$	$1.02 \times 10^8$
	7群/20群	1.000	1.000	1.001	1.000
2	7群計算	$7.78 \times 10^{13}$	$3.87 \times 10^{13}$	$1.86 \times 10^{13}$	$8.37 \times 10^{12}$
	20群計算*	$7.80 \times 10^{13}$	$3.86 \times 10^{13}$	$1.86 \times 10^{13}$	$8.37 \times 10^{12}$
	7群/20群	0.997	1.003	1.000	1.000
3	7群計算	$1.35 \times 10^{14}$	$5.98 \times 10^{13}$	$1.52 \times 10^{13}$	$8.37 \times 10^{12}$
	20群計算*	$1.35 \times 10^{14}$	$5.99 \times 10^{13}$	$1.53 \times 10^{13}$	$8.37 \times 10^{12}$
	7群/20群	1.000	0.998	0.993	1.000
4	7群計算	$2.44 \times 10^{14}$	$1.08 \times 10^{14}$	$1.83 \times 10^{13}$	$3.83 \times 10^{12}$
	20群計算*	$2.47 \times 10^{14}$	$1.09 \times 10^{14}$	$1.87 \times 10^{13}$	$3.95 \times 10^{12}$
	7群/20群	0.988	0.991	0.979	0.970
5	7群計算	$3.00 \times 10^{14}$	$1.48 \times 10^{14}$	$3.30 \times 10^{13}$	$8.03 \times 10^{12}$
	20群計算*	$3.14 \times 10^{14}$	$1.54 \times 10^{14}$	$3.82 \times 10^{13}$	$9.19 \times 10^{12}$
	7群/20群	0.955	0.961	0.864	0.874
6	7群計算	$9.29 \times 10^{13}$	$4.80 \times 10^{13}$	$4.65 \times 10^{13}$	$1.13 \times 10^{13}$
	20群計算*	$8.72 \times 10^{13}$	$4.43 \times 10^{13}$	$4.39 \times 10^{13}$	$1.05 \times 10^{13}$
	7群/20群	1.065	1.084	1.059	1.076
7	7群計算	$2.71 \times 10^{12}$	$1.59 \times 10^{12}$	$1.22 \times 10^{12}$	$2.99 \times 10^{11}$
	20群計算*	$2.70 \times 10^{12}$	$1.65 \times 10^{12}$	$1.26 \times 10^{12}$	$3.03 \times 10^{11}$
	7群/20群	1.004	0.964	0.968	0.987
Total	7群計算	$8.52 \times 10^{14}$	$4.04 \times 10^{14}$	$1.33 \times 10^{14}$	$3.53 \times 10^{13}$
	20群計算*	$8.64 \times 10^{14}$	$4.07 \times 10^{14}$	$1.36 \times 10^{14}$	$3.58 \times 10^{13}$
	7群/20群	0.986	0.993	0.985	0.989

\*7群構造に換算

表 B-2.7 遅発中性子生成割合

遅発中性子 先行核のグループ	$^{235}\text{U}$	$^{238}\text{U}$	$^{239}\text{Pu}$	$^{240}\text{Pu}$	$^{241}\text{Pu}$	$^{242}\text{Pu}$
1	$2.56 \times 10^{-4}$	$2.08 \times 10^{-4}$	$8.03 \times 10^{-5}$	$8.81 \times 10^{-5}$	$5.07 \times 10^{-5}$	$7.25 \times 10^{-5}$
2	$1.44 \times 10^{-3}$	$2.20 \times 10^{-3}$	$5.92 \times 10^{-4}$	$8.59 \times 10^{-4}$	$1.16 \times 10^{-3}$	$1.66 \times 10^{-3}$
3	$1.27 \times 10^{-3}$	$2.60 \times 10^{-3}$	$4.57 \times 10^{-4}$	$6.04 \times 10^{-4}$	$8.77 \times 10^{-4}$	$1.25 \times 10^{-3}$
4	$2.75 \times 10^{-3}$	$6.22 \times 10^{-3}$	$6.93 \times 10^{-4}$	$1.10 \times 10^{-3}$	$1.98 \times 10^{-3}$	$2.83 \times 10^{-3}$
5	$8.63 \times 10^{-4}$	$3.60 \times 10^{-3}$	$2.18 \times 10^{-4}$	$4.03 \times 10^{-4}$	$9.22 \times 10^{-4}$	$1.32 \times 10^{-3}$
6	$1.75 \times 10^{-4}$	$1.20 \times 10^{-3}$	$7.40 \times 10^{-5}$	$9.12 \times 10^{-5}$	$8.11 \times 10^{-5}$	$1.16 \times 10^{-4}$
合計	$6.75 \times 10^{-3}$	$1.60 \times 10^{-2}$	$2.11 \times 10^{-3}$	$3.15 \times 10^{-3}$	$5.07 \times 10^{-3}$	$7.25 \times 10^{-3}$

表 B-2.8 遅発中性子の核分裂スペクトル

群 (18群構造)	エネルギー範囲 (MeV)		核分裂スペクトル		
	(上限)	(下限)	<sup>235</sup> U	<sup>238</sup> U	Pu*
4	2.231	~ 1.353	0.020	0.021	0.018
5	1.353	~ 0.821	0.103	0.095	0.102
6	0.821	~ 0.388	0.357	0.351	0.357
7	0.388	~ 0.183	0.327	0.328	0.334
8	0.183	~ 0.087	0.176	0.190	0.169
9	0.087	~ 0.041	0.016	0.016	0.019

\* <sup>239</sup>Pu, <sup>240</sup>Pu, <sup>241</sup>Pu, <sup>242</sup>Puに共通に使用している

表 B-2.9 遅発中性子先行核の崩壊定数

(単位 : 1/s)

遅発中性子 先行核のグループ	<sup>235</sup> U	<sup>238</sup> U	<sup>239</sup> Pu	<sup>240</sup> Pu	<sup>241</sup> Pu	<sup>242</sup> Pu
1	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013
2	0.032	0.032	0.031	0.031	0.030	0.030
3	0.115	0.139	0.134	0.135	0.124	0.131
4	0.311	0.358	0.331	0.333	0.352	0.338
5	1.400	1.410	1.260	1.360	1.610	1.390
6	3.870	4.020	3.210	4.040	3.470	3.650



## 付録C 論文リスト

## 1. 本研究に深く関連する主要論文

T. Aoyama, T. Sekine, S. Maeda, A. Yoshida, Y. Maeda, S. Suzuki and T. Takeda, “Core performance tests for the JOYO MK-III upgrade,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 237, pp. 353-368 (2007).

T. Aoyama, T. Sekine and S. Tabuchi, “Characterization of neutron field in the experimental fast reactor JOYO for fuel and structural material irradiation test,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 228, pp. 21-34 (2004).

T. Aoyama, S. Maeda, Y. Maeda and S. Suzuki, “Transmutation of Technetium in the Experimental Fast Reactor “JOYO”,” *Journal of Nuclear and Radiochemical Sciences*, Vol. 6, No. 3, pp. 279-282 (2005).

青山卓史、鳥丸忠彦、吉田昌宏、有井祥夫、鈴木惣十、“使用済高速炉燃料の崩壊熱”、*日本原子力学会誌*, Vol. 41, No. 9, pp. 946-953, 日本原子力学会 (1999).

有井祥夫、青山卓史、鈴木惣十、“高速実験炉「常陽」MK-II炉心の炉心・燃料管理経験”、*日本原子力学会誌*, Vol. 39, No. 4, pp. 315-325, 日本原子力学会 (1997).

T. Soga, T. Sekine, D. Wootan, K. Tanaka, R. Kitamura and T. Aoyama, “Irradiation Test of Fuel Containing Minor Actinides in the Experimental Fast Reactor Joyo,” *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0578 (2008).

## 2. 本研究に関連する主要論文等

伊藤主税、関根 隆、青山卓史、鷹尾良行、神田幸則、井口哲夫、“高速炉ドシメトリー用He蓄積型中性子フルエンスモニタの開発”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 1, No. 1, pp. 48-58, 日本原子力学会 (2002).

S. Tabuchi, S. Maeda and T. Aoyama, “Lumped Group Constants of FP Nuclides for Fast Reactor Shielding Calculation Based on JENDL-3.2,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1029-1032 (2002).

Y. Maeda, T. Aoyama, T. Odo, S. Nakai and S. Suzuki, “Distinguished achievements of a quarter century operation and a promising project named MK-III in JOYO,” *Nuclear Technology*, Vol. 150, No. 1, pp. 16-36 (2005).

S. Maeda and T. Aoyama, “Decay Heat of Fast Reactor Spent Fuel,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1101-1104 (2002).

S. Maeda, T. Sekine and T. Aoyama, “Measurement and analysis of decay heat of fast reactor spent MOX fuel,” *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 31, pp. 1119-1133 (2004).

### 3. その他の主要論文等

M. Takamatsu, T. Sekine, T. Aoyama, M. Uchida and S. Kotake, “Demonstration of Control Rod Holding Stability of the Self Actuated Shutdown System in Joyo for Enhancement of Fast Reactor Inherent Safety,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 44, No. 3, pp. 511-517 (2007).

T. Aoyama and C. Ito, “Integral Test on Activation Cross Section of Tag Gas Nuclides Using Fast Neutron Spectrum Fields,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 2*, pp. 1025-1028 (2002).

林崎規託、高橋 実、青山卓史、小野瀬庄二、“核燃料サイクル開発機構における東京工業大学大学院原子核工学実験”、*日本原子力学会和文論文誌*, Vol. 4, No. 2, pp. 167-171, 日本原子力学会 (2005).

C. Ito, E. Kagota, K. Ishida, R. Kitamura and T. Aoyama, “In-pile Creep Rupture Experiment of ODS Cladding Materials in the Experimental Fast Reactor Joyo,” *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0582 (2008).

K. Matsuba, C. Ito, H. Kawahara and T. Aoyama, “Development of Fast Reactor Structural Integrity Using Optical Fiber Sensors,” *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 2, No. 2, 07-0490 (2008).

T. Aoyama, K. Okazaki, C. Ito, H. Harano, K. Watanabe and T. Iguchi, “Development of Sodium Leak Detection Technology Using Laser Resonance Ionization Mass Spectrometry,” *Journal of Nuclear Science and Technology, Supplement 5*, pp. 43-50 (2008).

# 国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

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

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

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

表5. SI 接頭語

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

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

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

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

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

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

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

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

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

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

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

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

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 <sup>-7</sup> J
ダイン	dyn	1 dyn=10 <sup>-5</sup> N
ボアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm <sup>2</sup> =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St=1cm <sup>2</sup> /s=10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> /s
ガウス	G	1 G ≡ 10 <sup>4</sup> T
エルステッド	Oe	1 Oe ≡ (1000/4π) A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx ≡ 10 <sup>-8</sup> Wb
スチルブ	sb	1 sb=1cd/cm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> cd/m <sup>2</sup>
ホト	ph	1 ph=10 <sup>4</sup> lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm/s <sup>2</sup> =10 <sup>-2</sup> m/s <sup>2</sup>

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

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

