

「常陽」MK-Ⅲ性能試験
— 等温温度係数測定 (NT-333) —
(研究報告)

2004年3月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課
電話：029-282-1122 (代表)
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2004

「常陽」MK-III 性能試験

— 等温温度係数測定 (NT-333) —

(研究報告)

横山 賢治*、諸橋 裕子**、前田 茂貴*、関根 隆*

要 旨

高速実験炉「常陽」MK-III 性能試験炉心において、等温温度係数測定試験を実施した。昇温時と降温時の測定結果には系統的な差が見られたが、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果を補正することにより、この系統的な差を排除することができた。この結果、等温温度係数の測定値として、 $-(3.82 \pm 0.17) \times 10^{-3} \Delta k / k k' / ^\circ C$ を得た。本試験の測定結果から、MK-III 性能試験炉心の等温温度係数は負の値となることが確認できた。また、設計値 $-3.88 \times 10^{-3} \Delta k / k k' / ^\circ C$ とよく一致することも確認できた。

一方で、JUPITER 実験解析で確立されたより詳細な標準解析手法 (JUPITER 標準解析手法) を適用した解析も実施した。なお、JUPITER 標準解析手法では、輸送理論に基づく計算や超微細群モデルに基づく計算を実施して、手法の違いによる影響を評価した。また、解析では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) 等の反応度成分に分離して評価した。更に、MK-I、MK-II 炉心の等温温度係数を同等の手法で解析することにより、従来炉心の等温温度係数との差についても分析した。JUPITER 標準解析手法による最終的な解析結果は、 $-3.68 \times 10^{-3} \Delta k / k k' / ^\circ C$ (C/E 値 : 0.96) となり、今回の測定値と測定誤差 (約 4.5%) の範囲で一致することが確認できた。

* 大洗工学センター 照射施設運転管理センター 実験炉部 技術課

* 敦賀本部 国際技術センター 炉心技術開発グループ

JOYO MK-III Performance Test

— Isothermal Temperature Coefficient Measurement (NT-333) —

Kenji YOKOYAMA, Yuko MOROHASHI,
Shigetaka MAEDA and Takashi SEKINE

ABSTRACT

In the experimental fast reactor JOYO MK-III performance test core, the isothermal temperature coefficient was measured. It was observed a systematic difference between the result of ascending temperature measurement and that of descending temperature measurement. However, it was corrected by considering thermal expansion effect of the control rod extension tubes. Finally, $-(3.82 \pm 0.17) \times 10^{-3} \% \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$ was obtained as a measured value of the isothermal temperature coefficient. From this result, it was confirmed that isothermal temperature coefficient is a negative value and the calculated design value, $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$, agrees with the measured value well.

On the other hand, a detailed analysis based on the JUPITER standard analysis method was carried out. In this analysis, transport effects and ultra fine group effects were evaluated. The calculated isothermal temperature coefficient has two main components, Doppler broadening of neutron cross section resonances and thermal expansion of the fuel and core. The items contributing to the thermal expansion include the coolant density reduction, the core radial expansion and the fuel axial expansion. In addition, the isothermal temperature coefficients of the MK-I, MK-II cores were evaluated by using the same method and differences among the cores are discussed. The calculated value by JUPITER standard analysis method became $-3.68 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$ (C/E-value:0.96) and it agrees with the measured value within measurement error.

* Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division, Irradiation Center, O-arai Engineering Center, JNC

** Core Development Group, International Cooperation and Technology Development Center, Turuga Head Office, JNC

目 次

1. 緒言.....	1
2. 測定手法.....	2
2.1 MK-III 性能試験炉心の概要.....	2
2.2 等温温度係数測定試験の概要.....	2
3. 解析手法.....	9
3.1 等温温度係数の反応度成分.....	9
3.1.1 形状係数の定義.....	9
3.1.2 密度係数の定義.....	10
3.1.3 膨脹係数の定義.....	10
3.2 解析手法.....	14
3.3 設計計算手法.....	15
4. 測定・解析結果.....	18
4.1 等温温度係数の測定結果.....	18
4.1.1 測定データ.....	18
4.1.2 昇温時測定値と降温時測定値の系統的な差.....	18
4.1.3 補正後の測定結果.....	21
4.1.4 測定誤差の評価.....	21
4.2 等温温度係数の解析結果.....	23
4.2.1 等温温度係数の反応度成分.....	23
4.2.2 MK-III 移行炉心との比較.....	25
5. 結言.....	41
謝辞.....	42
参考文献.....	43
付録A 解析手法の検討.....	付-A(1)
付録B 制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果.....	付-B(1)

表リスト

表 2-1	MK-III 炉心と MK-II 炉心の主要目の比較.....	4
表 4.1-1	MK-III 性能試験炉心の等温温度係数測定データ	27
表 4.2-1	MK-III 性能試験炉心の等温温度係数評価結果.....	28
表 4.2-2	等温温度係数の解析結果詳細 (MK-I 性能試験炉心)	29
表 4.2-3	等温温度係数の解析結果詳細 (MK-II 性能試験炉心)	29
表 4.2-4	等温温度係数の解析結果詳細 (MK-II 第 35 サイクル炉心)	29
表 4.2-5	等温温度係数の解析結果詳細 (MK-III 性能試験炉心)	29
表 4.2-6	MK-III 性能試験炉心の等温温度係数の反応度成分内訳.....	30
表 4.2-7	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)	30
表 4.2-8	等温温度係数の反応度成分内訳の比較	31
表 4.2-9	密度係数の反応度成分内訳の比較.....	31

図リスト

図 2-1	MK-III 性能試験炉心構成	5
図 2-2	原子炉本体断面図	6
図 2-3	原子炉容器断面図	7
図 2-4	等温温度係数の測定試験	8
図 3-1	集合体の格子計算モデル	16
図 3-2	超微細群計算モデル	17
図 4.1-1	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補正前）	32
図 4.1-2	等温温度係数測定時の原子炉容器表面の温度変化（MK-II 性能試験）	33
図 4.1-3	原子炉容器外壁温度測定点配置図	34
図 4.1-4	等温温度係数測定時の原子炉容器表面の温度変化（MK-III 性能試験）	35
図 4.1-5	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）	36
図 4.2-1	ドップラ係数の次世代炉定数効果に対する各炉心領域からの反応度寄与	37
図 4.2-2	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の内訳	38
図 4.2-3	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	39
図 4.2-4	摂動前後の中性子束変化幅に対する輸送・メッシュ効果	40

1. 緒言

高速実験炉「常陽」MK-III 性能試験の一環として、2003年8月26～29日の4日間にわたり等温温度係数測定試験（NT-333）を実施した。等温温度係数は、炉心の系統温度が等温状態にあるときの単位温度変化あたりの反応度変化率であり、炉心が固有の自己制御性を持つことを確認するための重要なデータとなるものである。なお、MK-III 炉心は、高速中性子照射炉としての照射性能を向上させ、照射試験ニーズの多様化に対応するための高度化が図られた炉心^[1-1~1-3]であり、炉心仕様の主な変更点としては、Pu 富化度の異なる燃料を用いた炉心の2領域化、炉心領域の径方向の拡大と軸方向高さの減少、炉中心への材料照射用反射体（4体）の装荷等が挙げられる。

本報告書では、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による計算値を示し、測定結果との比較・考察についても述べる。第2章で等温温度係数の測定方法について、第3章で等温温度係数の解析方法について述べ、第4章で測定結果と解析結果を示して両者の比較と検討結果について述べる。第5章で全体をまとめて結言とする。

2. 測定手法

本章では、常陽 MK-III 性能試験炉心において行われた等温温度係数測定試験について述べる。最初に、等温温度係数の測定が行われた MK-III 性能試験炉心の概要を述べ、等温温度係数の測定方法についてまとめる。

2.1 MK-III 性能試験炉心の概要

MK-III 炉心の主要目を MK-II 炉心と比較してまとめたものを表 2-1 に示す。図 2-1 には、等温温度係数測定試験の行われた MK-III 性能試験炉心の炉心構成を示す。緒言でも簡単に述べたが、炉心核特性に関わる MK-III 性能試験炉心の主な特徴としては、以下の点が挙げられる。

- ① 運転用の過剰反応度を持った炉心（最小臨界炉心ではない）
- ② 外側燃料の一部は既に MK-III 移行炉心において装荷され燃焼
（外側燃料 54 体中の 20 体）
- ③ Pu 富化度の異なる 2 領域炉心（内側炉心と外側炉心）
- ④ 炉心の扁平化（径方向への炉心拡張と軸方向高さの減少）
- ⑤ 炉中心位置（第 0、1 列）に燃料を含まない照射試験用集合体を 4 体装荷

また、等温温度係数測定時の熱膨張の効果を考える上で、炉心周辺の構造を理解しておくことが重要となるので、図 2-2、図 2-3 に、それぞれ、原子炉本体断面図、原子炉容器断面図を示した。特に、炉心が原子炉容器の下部に設置された炉心支持板で固定された構造となっていることや、制御棒が炉心から上側に延長されており冷却材とアルゴンカバーガスの中を通過して、回転プラグの上に据え付けられた制御棒駆動機構で操作されるという構造になってい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ほぼ決定される。詳細については後で考察する。

2.2 等温温度係数測定試験の概要

等温温度係数の測定試験は、炉心が固有の自己制御性を持つことを確認するために行われるものであり、その判定基準は等温温度係数が負であることである。等温温度係数は炉心温度変化に対する過剰反応度の変化率を求めることにより測定する。

本試験では、図 2-4 に示すように、炉心の系統温度を約 250℃から約 350℃の間を約 20℃間隔（5 ステップ）で昇温及び降温し、各ステップの等温状態の過剰反応度を測定した。昇温操作は炉心の核加熱により、降温操作は主冷却器の自然通風により行った。実際の測定では、昇温時には、核加熱により一次冷却材を目標温度まで昇温させた後、燃料の発熱による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状態とし、炉心が等温（アイソサーマル）状態となったところで、ゼロ出力臨界状態として、過剰反応度を測定した。降温時についても同様に、自然通風により

目標温度まで降温したところで、ゼロ出力臨界状態を作成し、過剰反応度を測定した。なお、過剰反応度は制御棒位置と制御棒校正曲線から求めた。図に示したとおり、この測定は2003年8月26日～29日の4日間にかけて行われ、昇温時測定を2回（8月26日、28日）、降温時測定を2回（8月27日、28日）の合計4回測定した。なお、1回の測定で各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炉心入口と炉心出口のNa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、ペリオド法で測定された制御棒校正曲線を6本均等引抜状態に補正した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本の制御棒位置の差は3mm以下であり、全ステップで均等引抜状態であったとすることができる。なお、最終的な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、直線の傾きより求めた。

表 2-1 MK-III 炉心と MK-II 炉心の主要目の比較

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

下線は、MK-II炉心から変更となる項目

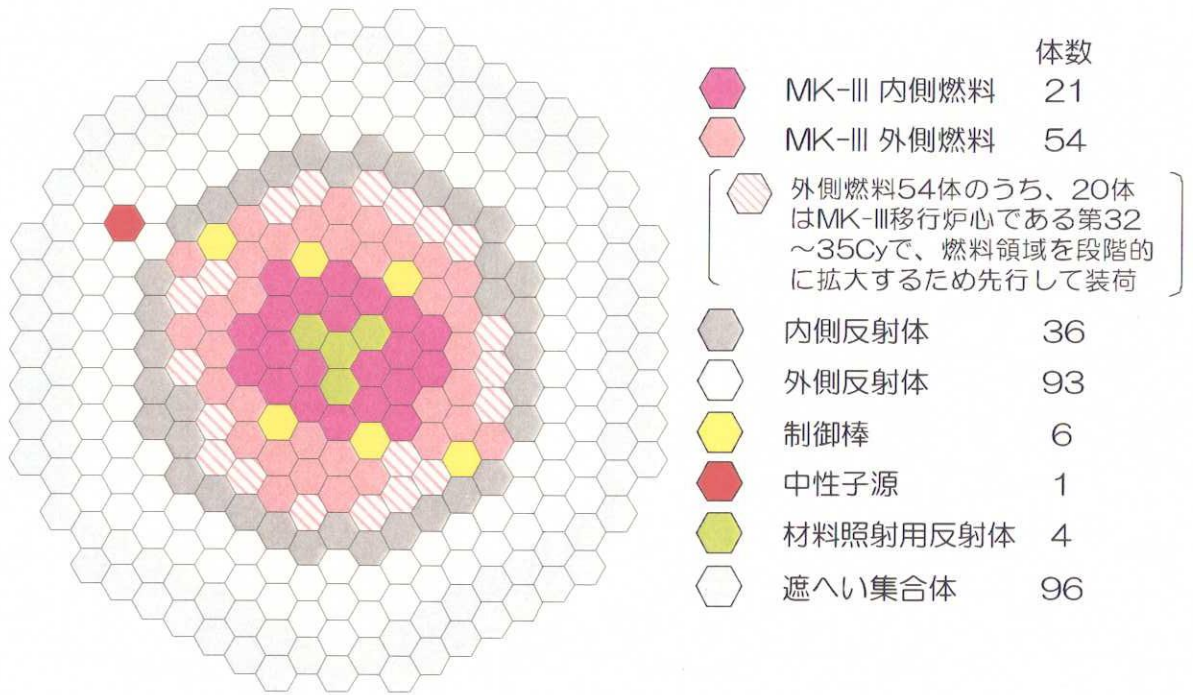


図 2-1 MK-III 性能試験炉心構成

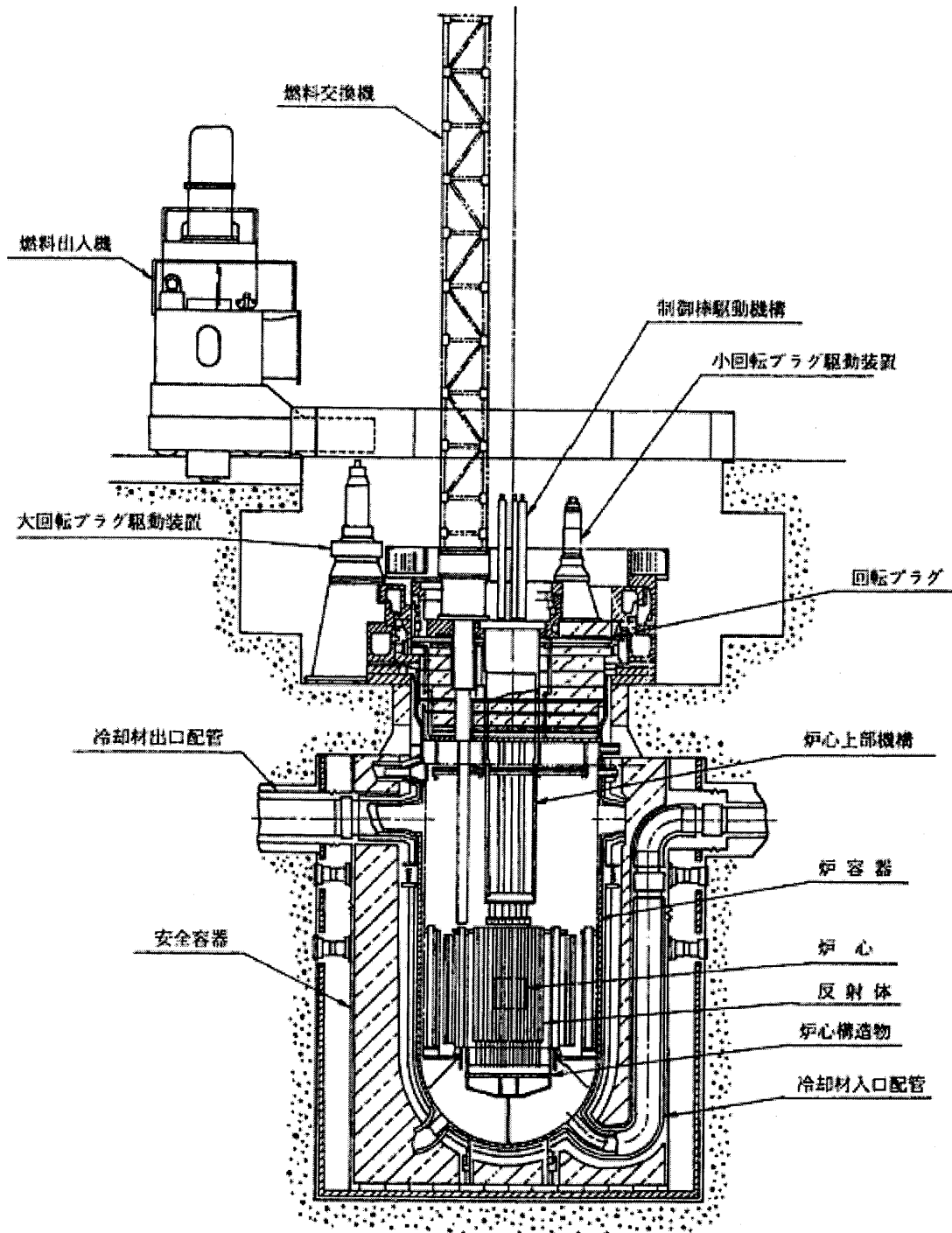


图 2-2 原子炉本体断面図

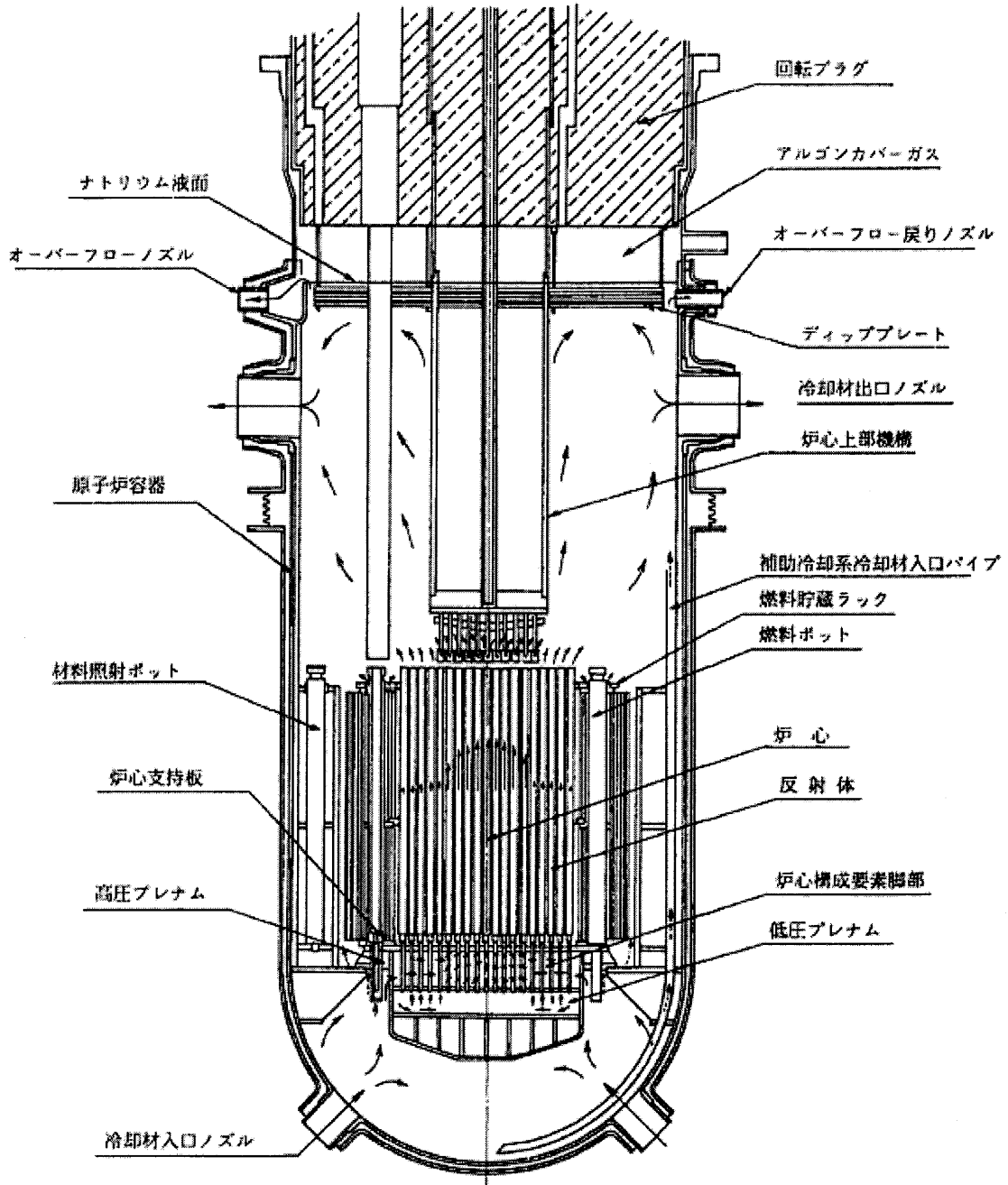


図 2-3 原子炉容器断面図

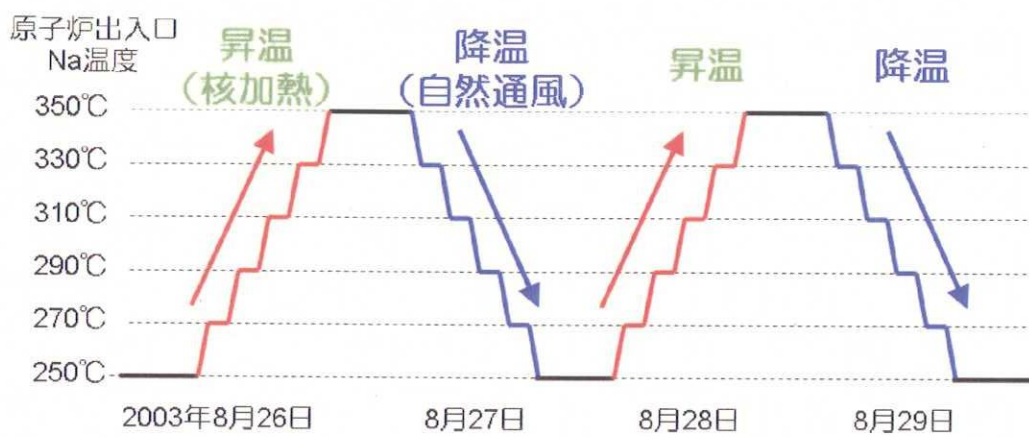


図 2-4 等温温度係数の測定試験

3. 解析手法

本章では、等温温度係数の解析手法について述べる。解析では等温温度係数を複数の反応度成分に分解して求めることが可能であり、等温温度係数の物理的なメカニズムについて議論するため、反応度成分毎に計算を行った。ここでは、まず最初に、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。

3.1 等温温度係数の反応度成分

等温温度係数は、以下のように大きく2つの反応度成分に分けて考えることができる。

- ・ ドップラ係数：

炉心組成の温度変化による実効共鳴断面積の変化に伴う反応度変化

- ・ 膨脹係数：

熱膨脹による炉心体系寸法及び原子数密度の変化に伴う反応度変化

このうち、膨脹係数については、更に詳細に、熱膨脹による形状の変化に伴う反応度変化（形状係数）と原子数密度の変化に伴う反応度変化（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定義されるので、以下では先に形状係数と密度係数の定義をまとめてから、膨脹係数の定義を述べる。

3.1.1 形状係数の定義

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あると定義する。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することが可能であるので、軸方向形状係数と径方向形状係数を以下のように定義する。

(1) 軸方向形状係数 K_H

炉心高さを H とするとき、炉心高さを ΔH 増加させたときの反応度変化 $\Delta k/kk'$ により、

$$K_H = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta H/H}$$

(2) 径方向形状係数 K_R

炉心半径を R とするとき、炉心半径を ΔR 増加させたときの反応度変化 $\Delta k/kk'$ により、

$$K_R = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta R/R}$$

以上の軸方向形状係数、径方向形状係数は、2次元 RZ 体系でそれぞれ軸方向、径方向

の形状を変化させることにより計算することができる。

3.1.2 密度係数の定義

密度係数は、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
が変化した場合の反応度変化割合と定義する。

$$K_x = \frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho}$$

ただし、ここで、

$\Delta \rho/\rho$: 各組成密度の変化割合

$\Delta k/kk'$: 反応度変化

である。

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

(1) 燃料密度係数 K_F

形状変化せずに、燃料 (U、Pu、O、FP) の原子数密度のみが変化した場合の反応
度変化割合と定義する。

(2) 構造材密度係数 K_S

形状変化せずに、構造材 (Fe、Cr、Ni、Mo、Mn 等) の原子数密度のみが変化した
場合の反応度変化割合と定義する。

(3) 冷却材密度係数 K_N

形状変化せずに、冷却材 (Na) の原子数密度のみが変化した場合の反応度変化割合
と定義する。

以上の燃料密度係数、構造材密度係数、冷却材密度係数は、実際に各組成のみを変化
させることにより計算することができる。

3.1.3 膨脹係数の定義

前節までに述べた形状係数と密度係数は、それぞれ、形状は変化するが密度の変化は
ない、密度は変化するが形状の変化はないという仮想的な状態で求められた反応度係数
である。ここで、形状係数と密度係数の定義を使って、実際の熱膨脹の物理現象に即し
た反応度係数である膨脹係数を定義する。

ここで炉心内の熱膨脹がどのように生じるかを考える。先に述べたとおり、「常陽」
の炉心燃料集合体は炉心支持板で支えられているため、径方向の炉心形状は、炉心支持

板の熱膨脹によってほぼ決定される。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。以下では、燃料、構造材、冷却材の膨脹係数に加えて、炉心支持板の膨脹係数に分けて、膨脹係数を定義する。

(1) 燃料膨脹係数

燃料ペレットが熱膨脹すると、炉心高さが増加し、これに応じて燃料密度が減少する。燃料ペレットは径方向、軸方向ともに膨脹するが、径方向には、燃料ペレットが膨脹しても均質化組成としては不変であるので、反応度変化は生じない。このため、燃料膨脹係数に関しては、軸方向への炉心拡大とそれに伴う密度現象の効果を考えればよいので、熱膨脹係数は以下のように定義することができる。

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

ここで、各記号は以下のとおりである。

α_F : 燃料膨脹率

T : 温度 (°C)

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

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

(2) 構造材膨脹係数

構造材膨脹係数として、被覆管とラップ管の膨脹係数を考える。

(a) 被覆管の膨脹係数

被覆管が軸方向に膨脹すると、炉心内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は以下のように定義することができる。

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

ここで各記号は以下のとおりである。

α_S : 構造材膨脹率

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、被覆管が径方向に膨脹すると、被覆管の均質化組成としては不変であるが、冷却材を排除して冷却材体積割合を減少させることにより、反応度変化が生じると

考えられる。このことから、被覆管の径方向の膨脹係数は以下のように定義することができる。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -2\alpha_s \frac{V_{pin}}{V_N} \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_N$$

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、

$$\left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} \right)_{clad} = \sum_{core} -\alpha_s \left(\frac{V_{clad}}{V_S} K_S + \frac{2V_{pin}}{V_{Na}} K_N \right)$$

となる。なお、スペイサーワイヤの膨脹効果は無視する。

(b) ラップ管の膨脹係数

(a)と同様の考え方により、

軸方向には、

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -\alpha_s \frac{V_{wrapper}}{V_S} \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_S$$

径方向には、

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -2\alpha_s \frac{V_{wrapper}}{V_{Na}} \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_{Na}$$

となり、まとめると、ラップ管の膨脹係数は以下ようになる。

$$\left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} \right)_{wrapper} = \sum_{\substack{Core \\ Ax.Ref \\ Rd.Ref}} -\alpha_s \left(\frac{V_W}{V_S} K_S + \frac{2V_W}{V_{Na}} K_N \right)$$

ただし、ここで、

V_W : ラップ管体積割合

である。

(3) 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下部の支持板が熱膨脹すると、集合体間隔が径方向に広がり、以下のような現象が生じる。

- ① Na の流入量が増加する。
- ② 炉心半径、径方向の内外径が増加する。
- ③ 燃料や構造材密度が減少する。

①に対する反応度効果は、冷却材密度係数を用いて、次式で表すことができる。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -2\alpha_S \frac{1-V_N}{V_N} \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_N$$

②に対する反応度効果は、径方向形状係数を用いて、次式で表すことができる。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = \alpha_S \frac{\Delta k/kk'}{\Delta R/R}$$

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すことができる。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = -2\alpha_S \frac{1-V_{Na}}{V_{Na}} \left\{ \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_F + \left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_S \right\}$$

ここで、 $\left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_S$ には制御棒チャンネルの構造材も含むべきであるが、 $\left(\frac{\Delta k/kk'}{\Delta \rho/\rho} \right)_F$ に比べて、小さいとみなし無視する。

以上、①、②、③の効果をまとめると支持板の膨脹係数は、

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = \sum_{\substack{\text{Core} \\ \text{Ax.Ref} \\ \text{Rd.Ref}}} \alpha_S \left\{ -2(K_F + K_S) + K_R + 2 \frac{1-V_{Na}}{V_{Na}} K_N \right\}$$

となる。

(4) 冷却材膨脹係数

最後に冷却材膨脹係数であるが、被覆管やラップ管、炉心支持板の膨脹に伴う冷却材の量の変化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、冷却材の密度現象に伴う反応度変化のみを考慮すればよい。したがって、冷却材膨脹係数は以下のように定義される。

$$\frac{\Delta k/kk'}{\Delta T} = \sum_{\substack{\text{Core} \\ \text{Ax.Ref} \\ \text{Rd.Ref}}} \alpha_N K_N$$

ここで、 α_N は Na の密度変化率であり、

$$\alpha_N = \frac{1}{\rho_{Na}(T)} \frac{d\rho_{Na}}{dT}$$

で定義される。

3.2 解析手法

ここでは、等温温度係数の解析に用いた解析手法・モデルについてまとめる。解析手法としては、JUPITER 標準解析手法に準ずる手法・モデル^[3-1]を用い、現在利用可能ななるべく詳細な解析手法・モデルを採用することとした。なお、解析手法・モデルを決定するために、事前に解析手法・モデルの差による効果を別途評価しており、この結果は付録 A にまとめた。この検討結果をふまえて、ここでは以下のような解析手法と解析コードを採用することとした。

(1) 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^[3-2](CASUP コード^[3-3])
核データライブラリは JENDL-3.2^[3-4]に基づく JFS-3-J3.2R^[3-5]を使用

(2) 基準計算：

ドップラ係数：3次元 Tri-Z 体系による 70 群拡散厳密摂動計算
(CITATION コード^[3-6]、PERKY コード^[3-7])
膨脹係数：3次元 Tri-Z 体系による 70 群拡散直接計算
(CITATION コード)

(3) 補正計算：

輸送・メッシュ補正 (TRITAC コード^[3-8]、SNPERT-3D コード^[3-9])
次世代炉定数効果補正 [超微細群、70 群→175 群] (SLAROM-UF コード^[3-10])

なお、図 3-1 には実効断面積作成に用いた直接法 1 次元リングモデルの概要と、制御棒の均質化に用いたモデルの概要を示した。また、図 3-2 には、補正計算で用いた超微細群モデルの概要を示した。

ドップラ係数は、原子数密度や炉心体系寸法を一定として実効断面積作成時の温度だけを変化させることで計算を行った。また、膨脹反応度は、実効断面積作成時の温度を一定とし原子数密度と炉心体系寸法のみを変化させることで計算を行った。

なお、炉心の膨脹量の算出には以下の線膨脹係数^{[3-11],[3-12]}を用いた。

線膨脹係数

径方向：	1.6875E-5 °C ⁻¹
軸方向：	0.8713E-5 °C ⁻¹ (燃料部分)
	1.6875E-5 °C ⁻¹ (反射体部分)

3.3 設計計算手法

続いて、MK-III 炉心の設計計算に用いられた手法を簡単にまとめる。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毎に詳細に分離した計算が行われているが、JUPITER 標準解析で採用した輸送効果や超微細群等の効果に関する補正計算等を行われていない。以下に設計計算で用いられた解析手法・モデルをまとめる。

(1) 実効断面積作成：

1次元拡散計算に基づく均質モデル

核データライブラリは JENDL-2 に基づく JFS-3-J2 を使用

(2) 基準計算：

ドップラ係数：2次元 R-Z 体系による 18 群拡散 1 次摂動計算

膨脹係数（形状係数）：2次元 R-Z 体系による 7 群拡散直接計算

（密度係数は 18 群 1 次摂動計算）

(3) 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、今回測定が行われた性能試験炉心とは炉心構成や組成が少し異なる。主な差異は、燃料体数が 72 体から 84 体が増えていることと、MK-III の平衡炉心を模擬した燃焼組成となっていることとである。このため、3次元 Tri-Z 体系の拡散計算により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、性能試験炉心における設計値に換算することにした。なお、この比は 0.994 であり、等温温度係数に対して、性能試験炉心と標準平衡炉心の差が与える影響は小さいことが分かる。

以下、本報告書では、標準平衡炉心に対する設計値 $-3.9 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ \text{C}$ に 0.994 を乗じた値 $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ \text{C}$ を MK-III 性能試験炉心に対する設計値として用いることとする。

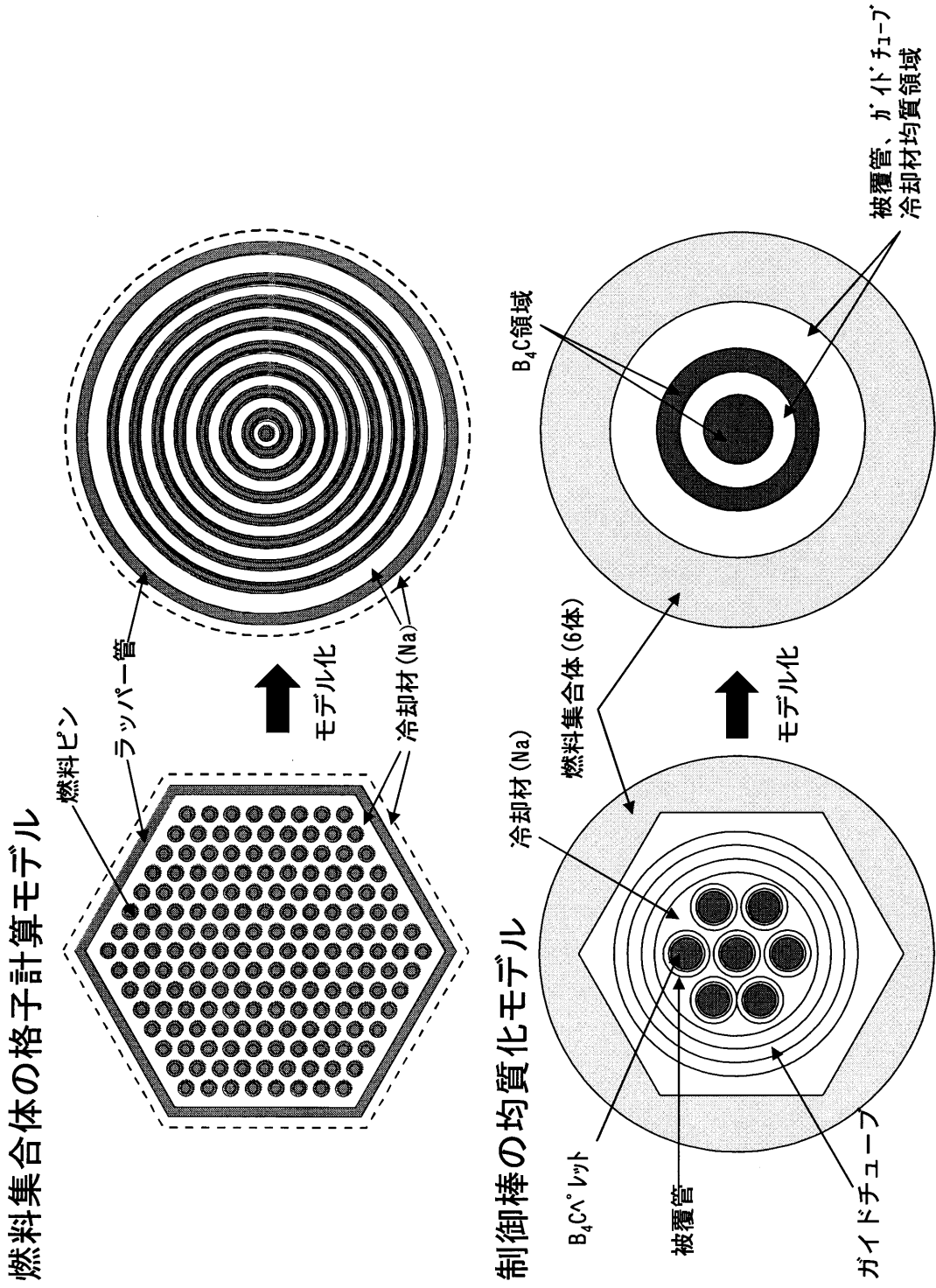
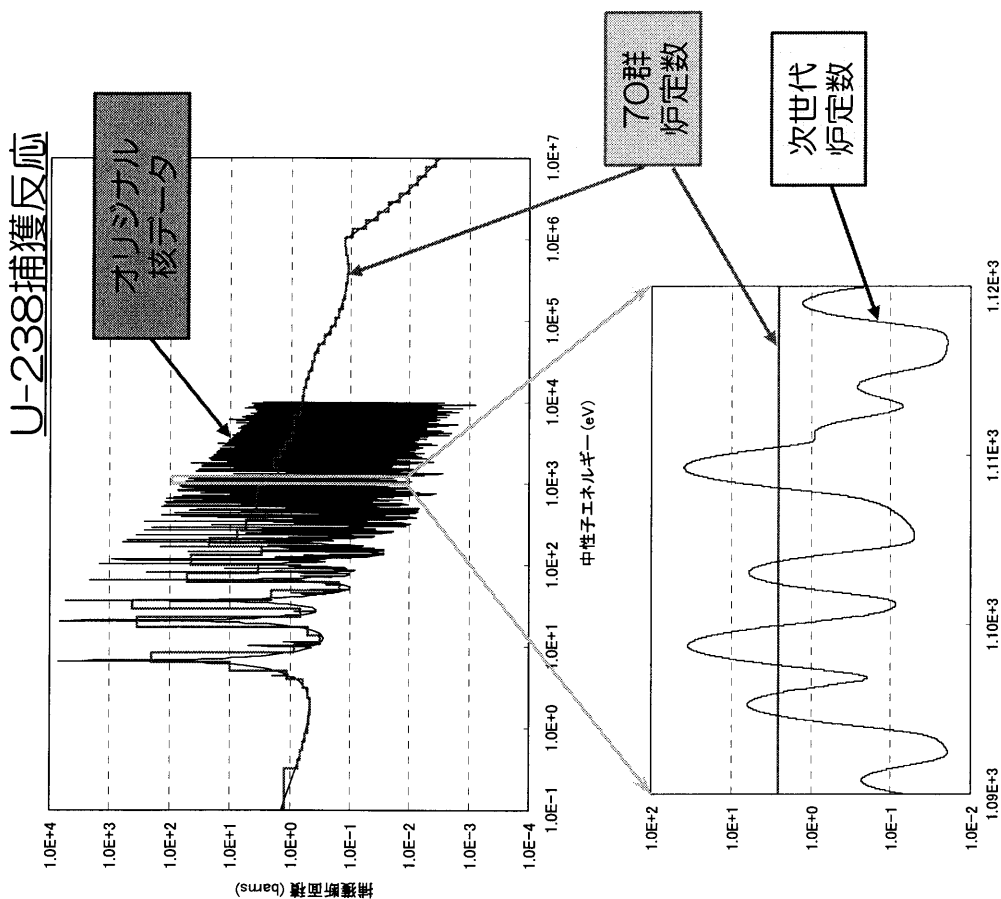


図 3-1 集合体の格子計算モデル



- 従来の高速炉炉定数は、10MeV~0.32eVを69群 ($\Delta u=1/4$) に均等分割し、熱エネルギー (0.32eV~ 1.0×10^{-5} eV) を足した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 3-2 超微細群計算モデル

4. 測定・解析結果

本章では、測定結果及び解析結果をまとめて測定結果と比較・検討する。なお、解析結果を検討するために、MK-I 性能試験炉心^{[4-1],[4-2]}、MK-II 性能試験炉心^[4-3]及び第 35 サイクル炉心^[4-4]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を実施したので、これらの結果についてもあわせて述べる。

4.1 等温温度係数の測定結果

4.1.1 測定データ

測定データの詳細を表 4.1-1 に示す。前述のように、最終的な評価値は 1 次式によるフィッティングから求めるが、参考のため、この表では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 4.1-1 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あわせて示した。フィッティング式の 1 次項の係数が等温温度係数となる。ただし、ここで 8 月 26 日の第 1 ステップの測定値は除いてフィッティングを行った。これは、8 月 26 日の第 1 ステップの測定では、性能試験に係る使用前検査受検のため他のステップに比べて長い時間がかかっており、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果の影響を強く受けたと考えられるからである。実際の測定値からもこのステップの等温温度係数は他のステップに比べて有意に小さくなっていることが分かる。また、図 4.1-1 から分かるとおり、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見られており、昇温時の方が 3~5% 小さくなっていることが分かる。

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等の適切な補正を施す必要があることが分かる。以下では、これらの測定データに対する考察を行う。

4.1.2 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の間に系統的な差が見られる現象は、MK-I 及び MK-II の性能試験でも観測されており^[4-1~3]、MK-II の性能試験時の考察^[4-3]では、この現象は、制御棒駆動機構延長管の収縮効果と炉容器の温度追従の遅れが主な原因とされている。

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 2-2、図 2-3 で示したように、制御棒の駆動機構は炉容器上部の回転プラグまで延びており、制御棒を引き抜くと、制御棒駆動機構延長管が、Na 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き抜いてから時間が経過すると、制御棒駆動機構が冷却されて熱収縮により制御棒がわずかに引き抜かれるという現象が生じる。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、昇温時には実際の反応度よりも制御棒引抜量が少なくなるため、昇温時測定値の絶対値が過小となる傾向となる。

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って生じるものである。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分かっている。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、実際の反応度よりも制御棒挿入量が多くなるため、降温時測定値の絶対値が過大となる傾向となる。

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。今回の評価では、なるべくこれらの効果を定量化した上で補正して、昇温時、降温時の両方のデータを採用する方法を検討する。

(1) 制御棒駆動機構延長管の収縮効果の補正

まず、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果について考察する。この効果は別途測定が行われており、この測定結果から、制御棒を臨界位置まで約 400mm 引き抜いた後、時間経過とともに制御棒駆動機構延長管が最大で約 1mm 収縮することが分かっている。通常の運転時であれば、この効果は無視できるほど小さいものであるが、等温温度係数の測定に関しては、測定時の制御棒位置の変化幅が約 412mm～約 430mm と約 18mm しかないため、この約 1mm の熱収縮効果であっても 5%強の影響を与えることになる。このため、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果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効果を補正することとした。なお、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果の測定データのフィッティング式については、付録Bにまとめた。

等温温度係数の測定は、昇温時測定の後、そのまま翌日の降温時測定に備えて 350°C で臨界状態を保持した。このため、降温時の測定では、制御棒延長管は収縮しきった状態で安定しており、この補正の影響は無視できるほど小さくなっている。この補正が影響を与えるのは、主に昇温時の前半の測定データである。

(2) 原子炉容器温度追従の遅れの効果

続いて、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 4.1-2 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炉容器表面温度の関係を示した。なお、炉容器表面温度の測定位置は図 4.1-3 に示すとおりである。これらの図から分かるとおり、炉心平均温度に比べて炉容器の表面温度は、降温時で約 5 時間、昇温時で約 2 時間の遅れが生じていることが分かる。このため、特に降温時では、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で相対的に制御棒が引き抜かれた状態になる。

ここで、冷却材である Na 液面から炉心支持板までを 8.6m、原子炉容器の線膨脹係

数 $1.7 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 、原子炉容器の平均温度が本来の等温状態に比べて 30°C 高いとして概算すると約 4mm の効果があることが分かる。実際には、原子炉容器が線膨脹係数にしたがって自由膨脹するとは考えられないので、もう少し効果は小さいはずであるが、ミリメートルのオーダーで影響を与える可能性があることが分かる。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、通常の運転時には無視できるものであるが、等温温度係数を精度良く測定するためには考慮する必要がある。

図 4.1-4 に今回の 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示した。この図から、MK-II 性能試験時とは異なり、今回の測定では原子炉容器の温度追従にはそれほど大きな遅れはなく、冷却材の温度変化に十分追従できていることが確認できる。以下では、MK-II 性能試験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られると考えられる測定条件の違いとしては、等温温度係数測定時の昇温・降温速度や測定温度が上げられる。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、それほど大きな差はないことが分かる。

- ・ MK-II 性能試験
 - 降温速度：約 $10^\circ\text{C}/\text{h}$ ($250 \rightarrow 230^\circ\text{C}$)、約 $18^\circ\text{C}/\text{h}$ ($230 \rightarrow 170^\circ\text{C}$)
 - 昇温速度は約 $7^\circ\text{C}/\text{h}$
- ・ MK-III 性能試験
 - 降温速度：約 $10^\circ\text{C}/\text{h}$
 - 昇温速度は約 $8^\circ\text{C}/\text{h}$

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、今回の試験の方が温度条件が高いことが分かる。

- ・ MK-II 性能試験
 - 測定温度範囲： $170^\circ\text{C} \sim 250^\circ\text{C}$
- ・ MK-III 性能試験
 - 測定温度範囲： $250^\circ\text{C} \sim 350^\circ\text{C}$

以上のことから、今回の等温温度係数試験では、測定時の温度条件が MK-II 性能試験時に比べて高かったため、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みられなかったものと推測できる。定性的には、炉心平均温度が高くなると原子炉容器と原子炉容器周辺の温度差が大きくなると考えられるので、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追従を速めることになって、温度追従の遅れが見ら

れなかったと考えられる。

MK-III 性能試験において原子炉容器の温度追従の遅れが見られなかった原因究明については、今後更なる検討が必要であるが、以上のように、今回の MK-III 性能試験炉心における等温温度係数測定では、原子炉容器の温度追従の遅れは小さいことが測定データから明らかであり、原子炉容器の温度追従の遅れの効果は無視できると考えられる。したがって、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。

4.1.3 補正後の測定結果

図 4.1-5 に、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果を補正した等温温度係数の測定結果を示す。図に示された過剰反応度と炉心平均温度の関係は 1 次式でフィッティングされており、1 次の項の係数が等温温度係数となる。

前述の制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果を補正することにより、図 4.1-1 で見られていた昇温時と降温時の系統的な差はなくなることが分かる。系統的な差は見られなくなったので、最終的な測定結果としては、昇温時と降温時の 4 回の測定結果の平均値を採用することとする。

4.1.4 測定誤差の評価

続いて、測定データから測定誤差を評価する。誤差の評価は、統計誤差と系統誤差に分けて考察する。

(1) 統計誤差

等温温度係数は、5 ステップでの過剰反応度と炉心平均温度から直線フィッティングを行い、直線の傾き（1 次係数）から測定値を評価している。このため、誤差重み付きの回帰分析手法により 1 次係数のもつ統計誤差を評価する。

まず、過剰反応度の測定誤差であるが、性能試験炉心の過剰反応度^[4-5]に対する相対誤差は 3.3% であり、この誤差の内訳は系統誤差が 3.0%、統計誤差が 0.3% である。なお、系統誤差への主な寄与は実効遅発中性子割合 β_{eff} の持つ誤差である。また、制御棒駆動機構の延長管の熱収縮による効果の補正に使ったフィッティング式は統計的な誤差を持っているので、この誤差を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% と評価することができるが、この誤差は過剰反応度の誤差に換算すると 0.1% 以下と小さく、過剰反応度の統計誤差 0.3% に含まれているとすることができる。

次に、炉心平均温度の測定誤差であるが、炉心平均温度は炉心出入口 Na 温度の平均値から求められるが、炉心出入口 Na 温度の校正試験より、測定誤差は系統誤差、統計誤差含めて合計の相対誤差は 1.3% と評価されている。この誤差の内訳は、系統誤差が 0.9%、統計誤差が 0.4% と評価されている。

以上の情報から、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後差（統計誤差）を 0.4%として、フィッティングして得られた 1 次係数のもつ統計誤差を評価した。

(2) 系統誤差

次に系統誤差について考察する。炉心温度については 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、直線を平行移動させるだけであるので、最終的な評価に用いる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、前述の通り、 β_{eff} の誤差が支配的であり、この誤差は直線を平行移動させるだけでなく、過剰反応度の目盛を伸縮させる効果を持つ。このため、 β_{eff} の誤差に伴う系統的な誤差はそのまま残る。制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果に関しては、既に補正されているので、この効果に伴う系統的な誤差は排除されていると考えることができる。また、炉容器の温度追従の遅れの効果も系統誤差を生み出す要因となるが、前述のように MK-III 性能試験での測定条件では温度追従性の良いことが確認荒れており、系統誤差として換算す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 β_{eff} の誤差に伴うもののみとすることができる。

4.2 等温温度係数の解析結果

表 4.2-1 に、MK-III 性能試験炉心における等温温度係数測定結果のまとめとともに、解析結果を示す。この表から、解析結果と測定結果の比 (C/E 値) は 0.96 であり、測定誤差の範囲でよく一致していることが分かる。なお、前章で示したとおり、性能試験炉心における設計計算値は $3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k/kk/^{\circ}C$ であり、測定値とよく一致していることが確認できる。

表 4.2-2～表 4.2-5 に、それぞれ、MK-I 性能試験炉心、MK-II 性能試験炉心、MK-II 第 35 サイクル、MK-III 性能試験炉心における等温温度係数の解析結果の詳細を示す。これらの表では、輸送・メッシュ効果、次世代炉定数効果に基づく補正係数もあわせて示した。また、表 4.2-6 には、MK-III 性能試験における膨脹係数を、炉心支持板膨脹係数、燃料膨脹係数、構造材膨脹係数、冷却材膨脹係数の反応度成分の定義にしたがって算出した結果を示す。この結果から、等温温度係数の反応度成分の内、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分かる。

以下では、等温温度係数の反応度成分ごとの解析結果に関する考察を行う。また、炉心間の差異を物理的な内容とともに把握しておくことは、当該サイクル炉心の特徴を理解する上で重要である。このため、反応度成分ごとの解析結果を用いて、前サイクルの MK-II 第 35 サイクル炉心との差についても検討する。

4.2.1 等温温度係数の反応度成分

(1) ドップラ係数の解析結果

まず、ドップラ係数に着目して検討する。ドップラ係数に対する輸送・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、ほぼ同程度の補正值であることが分かる。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 0.81～0.88 とかなり大きな補正となっていることが分かる。ただし、等温温度係数の大部分は膨脹係数で決定されるため、この補正が等温温度係数に与える影響は比較的小さく約 0.97 である。

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 炉心で小さいことから、反射体の影響であることが予想される。このため、炉心の各領域からの反応度寄与の差を、基準計算 (70 群) と次世代炉定数 (175 群+超微細群) で比較した。この結果を図 4.2-1 に示す。この図から、予想どおり、反射体での差が大きいことがわかる。このため、更に、反応度寄与の大きい内側反射体中央部での各成分の差を調べたところ (図 4.2-2 参照) 1keV 付近の捕獲項と 1MeV 付近の漏洩項に差があることがわかった。1keV 付近の捕獲項の差は、鉄の 1keV 付近の共鳴断面積の差が影響している。1MeV 付近の漏洩項の差は、175 群で高エネルギー領域の群数を細かくしていることが影響していると考えられる。これらの結果から、鉄の共鳴断面積の取扱い

手法の違いや高エネルギー領域でのエネルギー群効果により、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分かる。

(2) 膨脹係数の解析結果

次に膨脹係数に着目して検討する。ドップラ係数に対して影響の大きかった次世代炉定数効果は、膨脹係数に対しては1%以下の補正であり影響はほとんどないことが分かる。一方、膨脹係数に対する輸送・メッシュ補正は0.88~0.90と大きな補正となっていることが分かる。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・メッシュ補正は、等温温度係数の解析結果に直接的に影響を与えるという点で重要となる。以下では、この膨脹係数に対する輸送・メッシュ補正が大きくなった理由について考察する。

各炉心とも膨脹係数における輸送・メッシュ補正係数は約0.91であり、約9%と比較的大きな補正となる。このため、MK-II第35サイクルを代表として、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することにした。結果を表4.2-7に示す。この結果から、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=5:-1)。また、密度係数と形状係数に分離した場合でも、輸送・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・メッシュ補正は、主に密度係数に対する輸送・メッシュ補正に由来していることが分かる。

このため、密度係数に関して摂動計算を実施し、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を評価した。結果を図4.2-3に示す。この結果から、燃料部、制御棒アダプター部(第3列)、下部空間、内側反射体などの反応度の差が大きかった。特に、燃料部の寄与は大きく、領域毎にばらつきがあるものの、燃料部全体としてみれば約40%の寄与を持つことが分かる。

更に、輸送・メッシュ効果は、解析手法の違いによる中性子束分布の計算結果の違いが主原因となっていると考えられるので、輸送計算と拡散計算を用いて、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4.2-4に示す。この結果から、炉中心に近いところでは、温度変化に伴う中性子束の変化幅は小さくなり、炉心外側では中性子束の変化幅が大きくなることがわかる。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・メッシュ効果となって表れたと考えることができる。

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%という大きな影響を持っており、摂動前後の中性子束分布に対する輸送・メッシュ効果は完全にキャンセルされないことが分かる。このため、等温温度係数を精度よく計算するには輸送理論の適用が必要となる。

4.2.2 MK-III移行炉心との比較

次に、前サイクルであるMK-II第35サイクル炉心の等温温度係数との比較を、反応度成分ごとの解析結果を用いて考察する。なお、MK-I及びMK-II性能試験炉心、MK-II第35サイクル炉心についても、これらの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4.2-4と表4.2-5から分かるとおり、MK-III性能試験炉心では、前サイクルのMK-II第35サイクル炉心に比べて、等温温度係数が約8%大きくなることが解析結果から予測されていた。実際に本試験で得られた測定値は、ほぼ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だけでなく、前サイクル炉心との違いも正確に予測できていたことが確認できる。

表4.2-8に、等温温度係数を反応度成分に分けて解析した結果を示す。表の数値は、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としたときの値となっている。また、表に示したとおり、形状係数については炉心径方向・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・メッシュ補正等の補正は行っておらず、すべて3次元Tri-Z体系70群拡散計算の結果である。ただし、拡散近似による計算であるものの、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があると考えられる。

表4.2-8から分かるように、MK-III性能試験炉心で等温温度係数が大きくなったのは、主に密度係数の差であることが分かる。このため、密度係数を摂動成分に更に分解した結果を表4.2-9に示す。この表から、燃料密度係数の生成項、構造材の漏洩項、冷却材の散乱項が主に寄与していることが分かる。

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としては、

- 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・U濃縮度の異なる内側炉心と外側炉心が設置されたこと(炉心の2領域化)

等が挙げられる。前者①の特徴(炉心形状の扁平化)は、炉心からの中性子漏洩量を増大することになるので、構造材の漏洩項が大きくなったのは、前者①の特徴が原因であると考えられる。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洩項であり、炉心からの中性子漏洩量には依存しない。燃料密度係数の生成項と冷却材の散乱項が大きくなった原因は、後者の特徴(炉心の2領域化)により炉心全体としての核分裂性物質質量が増加し、燃料密度の減少(中性子生成量の減少)や冷却材密度の減少(中性子スペクトルの硬化)による反応度変化の影響を受けやすくなったためであると考えら

れる。

以上のように、MK-III 性能試験炉心の等温温度係数が大きくなったメカニズムは複雑であるが、MK-III 性能試験炉心の特徴である炉心形状の扁平化と炉心の2領域化が原因であると考えられる。

表4.1-1 MK-III性能試験炉心の等温温度係数測定データ

測定日時	測定時間間隔	制御棒位置(mm)						反応度差 (%dk/kk')	1次系ループ出入口温度(°C)			温度差 (°C)	等温温度係数 (%dk/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	-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	-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	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	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	269.5	266.7	269.6	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	269.3	266.5	269.3	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4.2-1 MK-III性能試験炉心の等温温度係数評価結果

	測定値		統計誤差		系統誤差		誤差トータル		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4.2-2 等温温度係数の解析結果詳細 (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・メツ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)		
ドブプラ係数	-1.07E-03	0.959	0.987	-1.02E-03	---	---
膨脹係数	-3.29E-03	0.889	1.005	-2.94E-03	---	---
等温温度係数	-4.36E-03	0.907	1.001	-3.96E-03	-3.81E-03	1.039

表4.2-3 等温温度係数の解析結果詳細 (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・メツ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)		
ドブプラ係数	-7.85E-04	0.974	0.818	-6.26E-04	---	---
膨脹係数	-3.51E-03	0.893	1.001	-3.13E-03	---	---
等温温度係数	-4.29E-03	0.908	0.966	-3.76E-03	-3.96E-03	0.949

表4.2-4 等温温度係数の解析結果詳細 (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・メツ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)		
ドブプラ係数	-6.52E-04	0.976	0.811	-5.16E-04	---	---
膨脹係数	-3.23E-03	0.895	1.001	-2.89E-03	---	---
等温温度係数	-3.88E-03	0.909	0.967	-3.41E-03	-3.49E-03	0.977

表4.2-5 等温温度係数の解析結果詳細 (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・メツ シュ効果	次世代炉定数 効果	補正後計算値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)		
ドブプラ係数	-6.61E-04	0.985	0.819	-5.34E-04	---	---
膨脹係数	-3.52E-03	0.894	1.001	-3.15E-03	---	---
等温温度係数	-4.18E-03	0.908	0.970	-3.68E-03	-3.82E-03	0.965

表 4.2-6 MK-III 性能試験炉心の等温温度係数の反応度成分内訳

		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 4.2-7 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 ($10^{-3}\% \Delta k/kk' / ^\circ\text{C}$)	輸送・メッシュ 効果	補正後計算値 ($10^{-3}\% \Delta k/kk' / ^\circ\text{C}$)
密度係数	-4.09	0.907	-3.71
形状係数	0.90	0.930	0.84

表 4.2-8 等温温度係数の反応度成分内訳の比較

		MK-III 性能試験炉心	MK-II 第 35 サイクル炉心	差
ドップラー反応度		0.17	0.17	0%
膨張反応度	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 4.2-9 密度係数の反応度成分内訳の比較

		燃料			構造材			冷却材		
		MK-III ⁽¹⁾	MK-II ⁽²⁾	差	MK-III ⁽¹⁾	MK-II ⁽²⁾	差	MK-III ⁽¹⁾	MK-II ⁽²⁾	差
非 漏 洩 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 洩 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

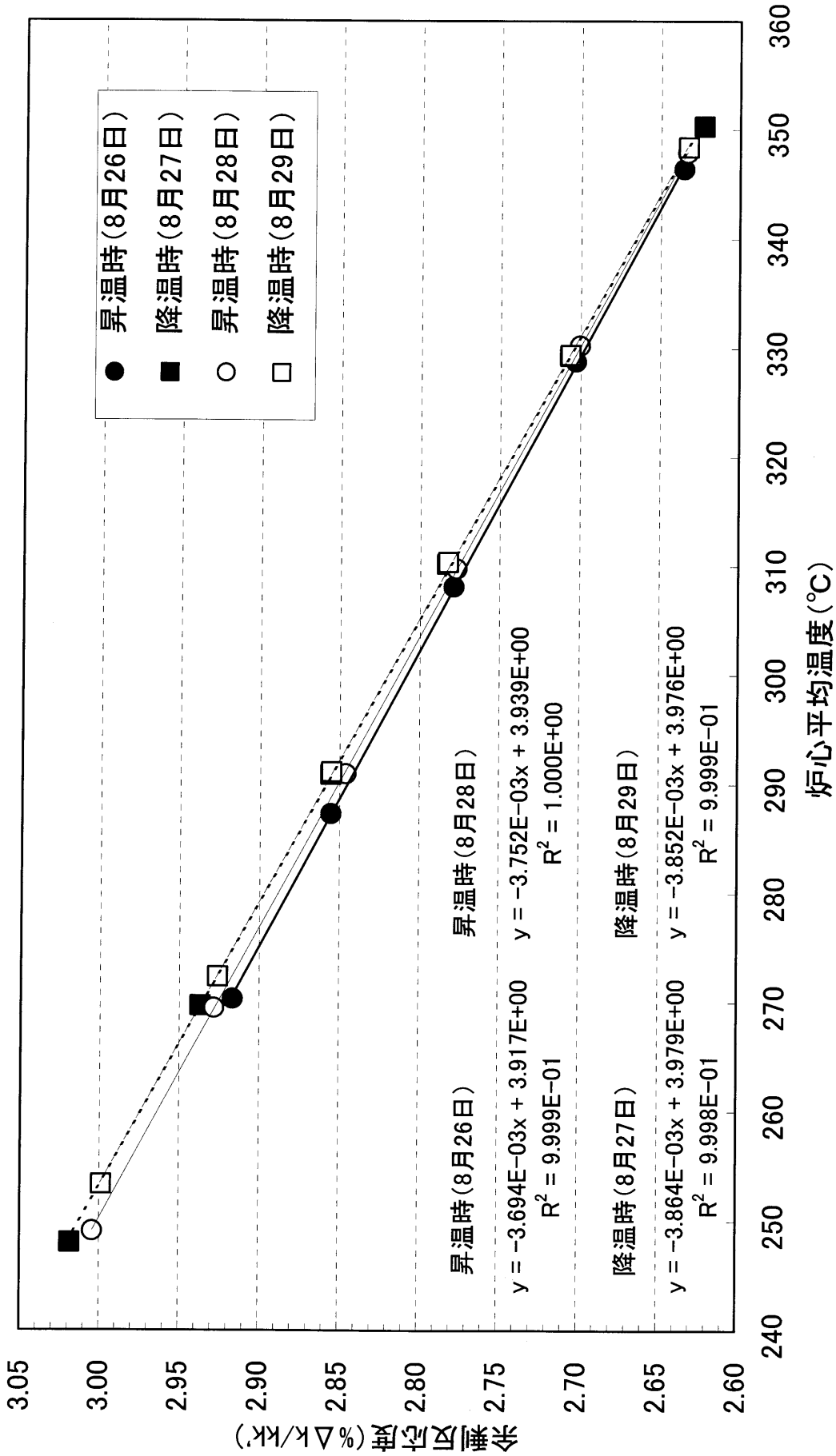


図4.1-1 等温度係数の測定結果 (制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果補正前)

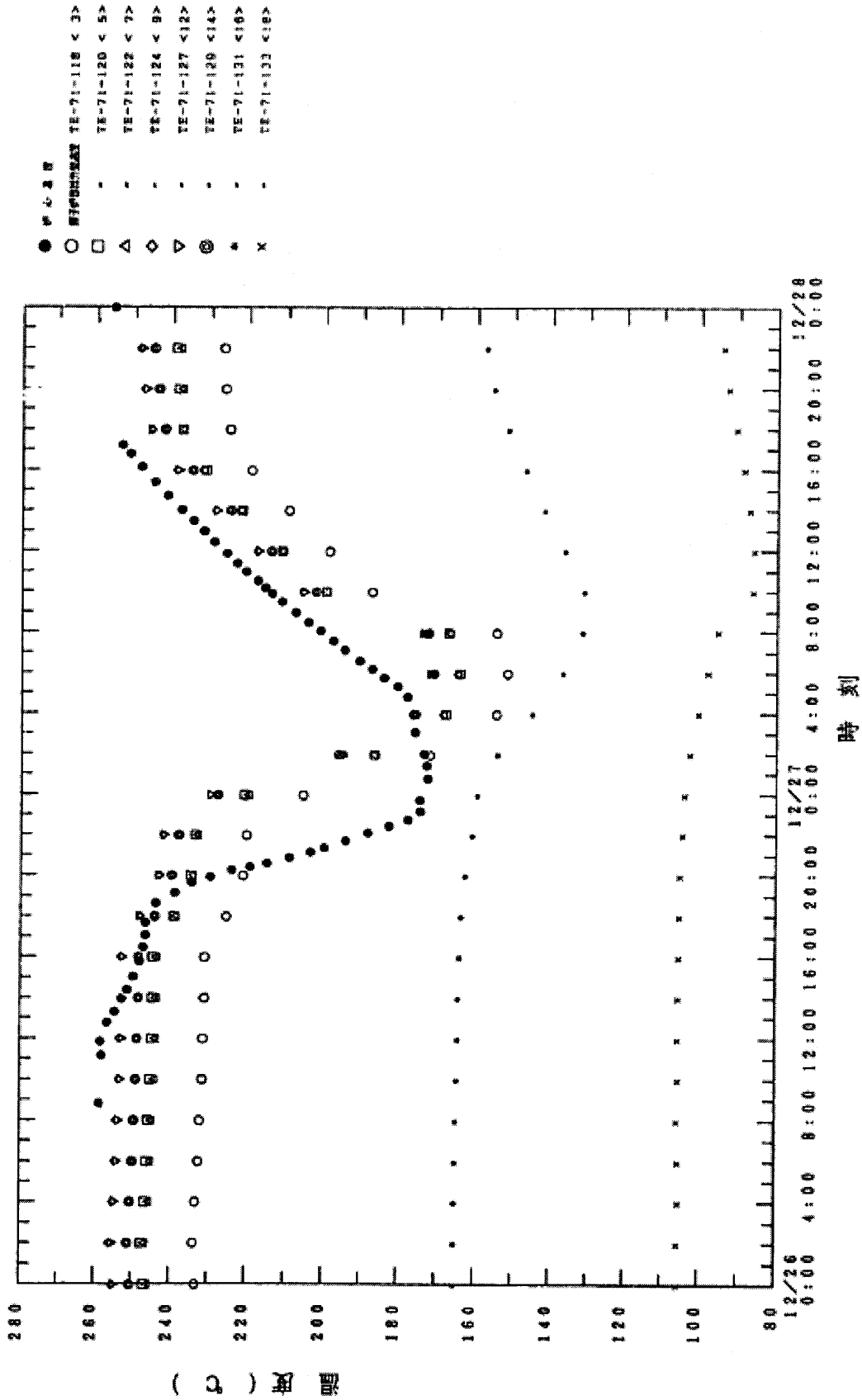


図 4.1-2 等温温度係数測定時の原子炉容器表面の温度変化 (MK-II 性能試験)

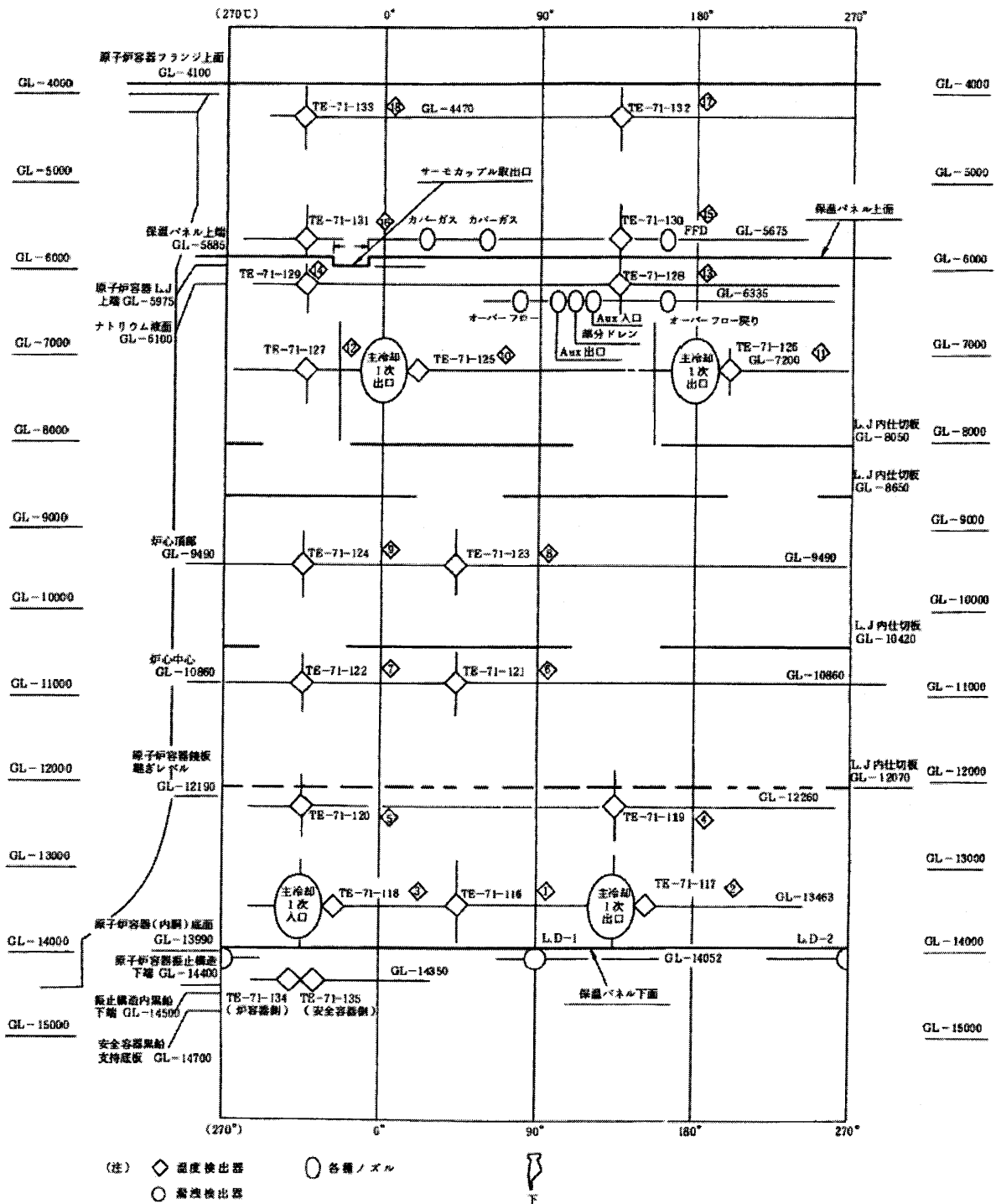


図 4.1-3 原子炉容器外壁温度測定点配置図

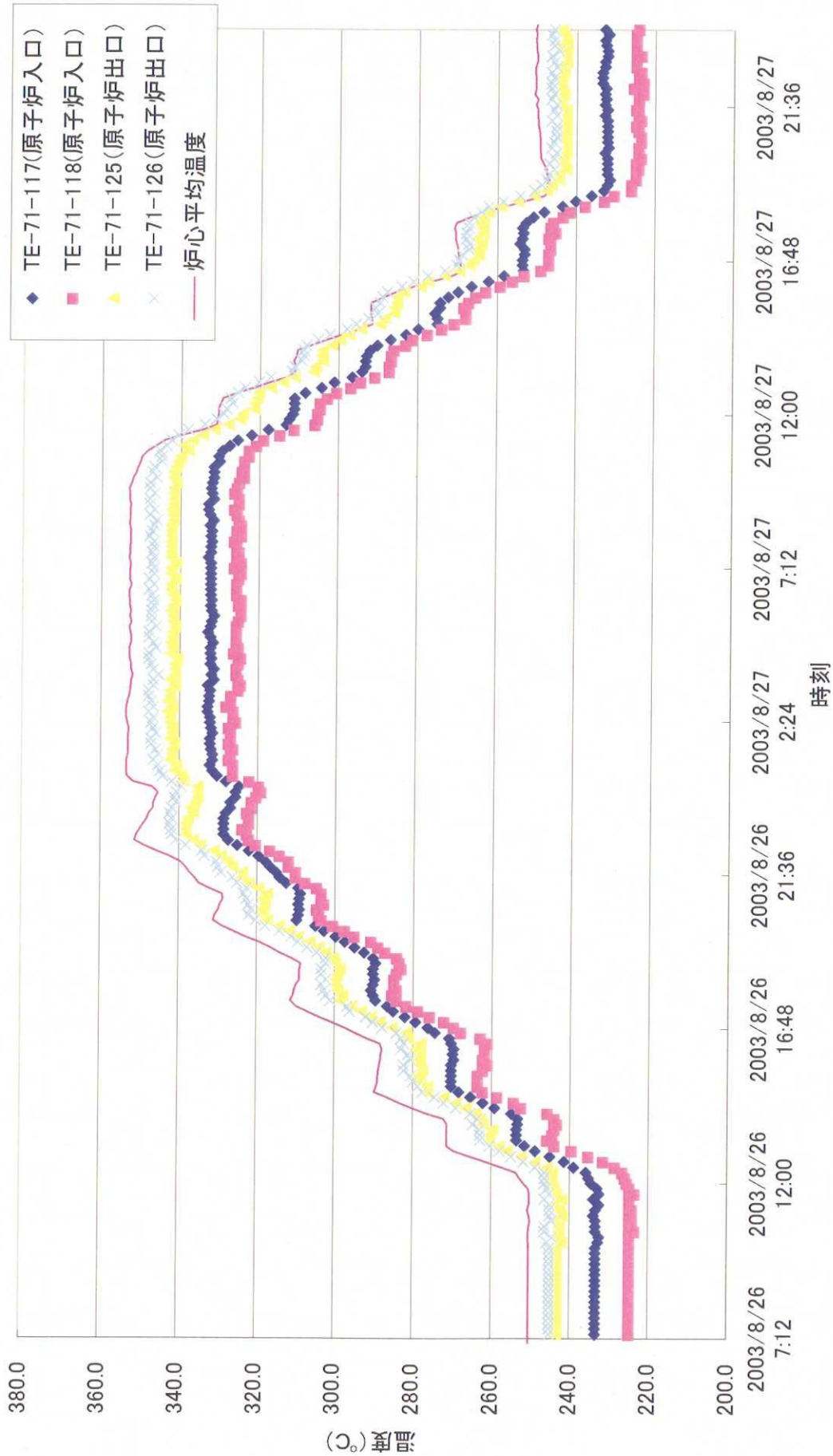


図4.1-4 等温温度係数測定時の原子炉容器表面の温度変化 (MK-III性能試験)

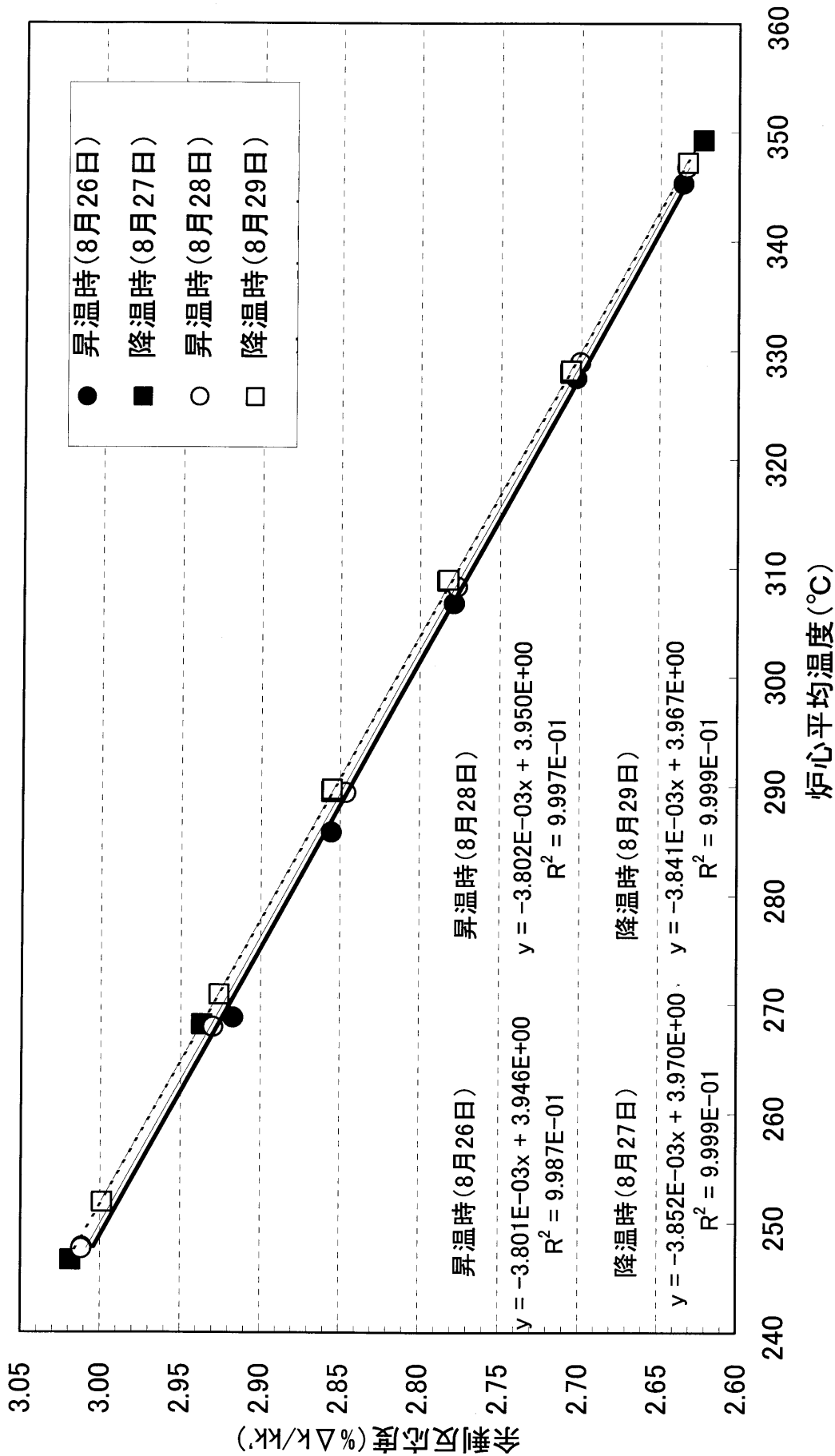


図4.1-5 等温度係数の測定結果 (制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果補正後)

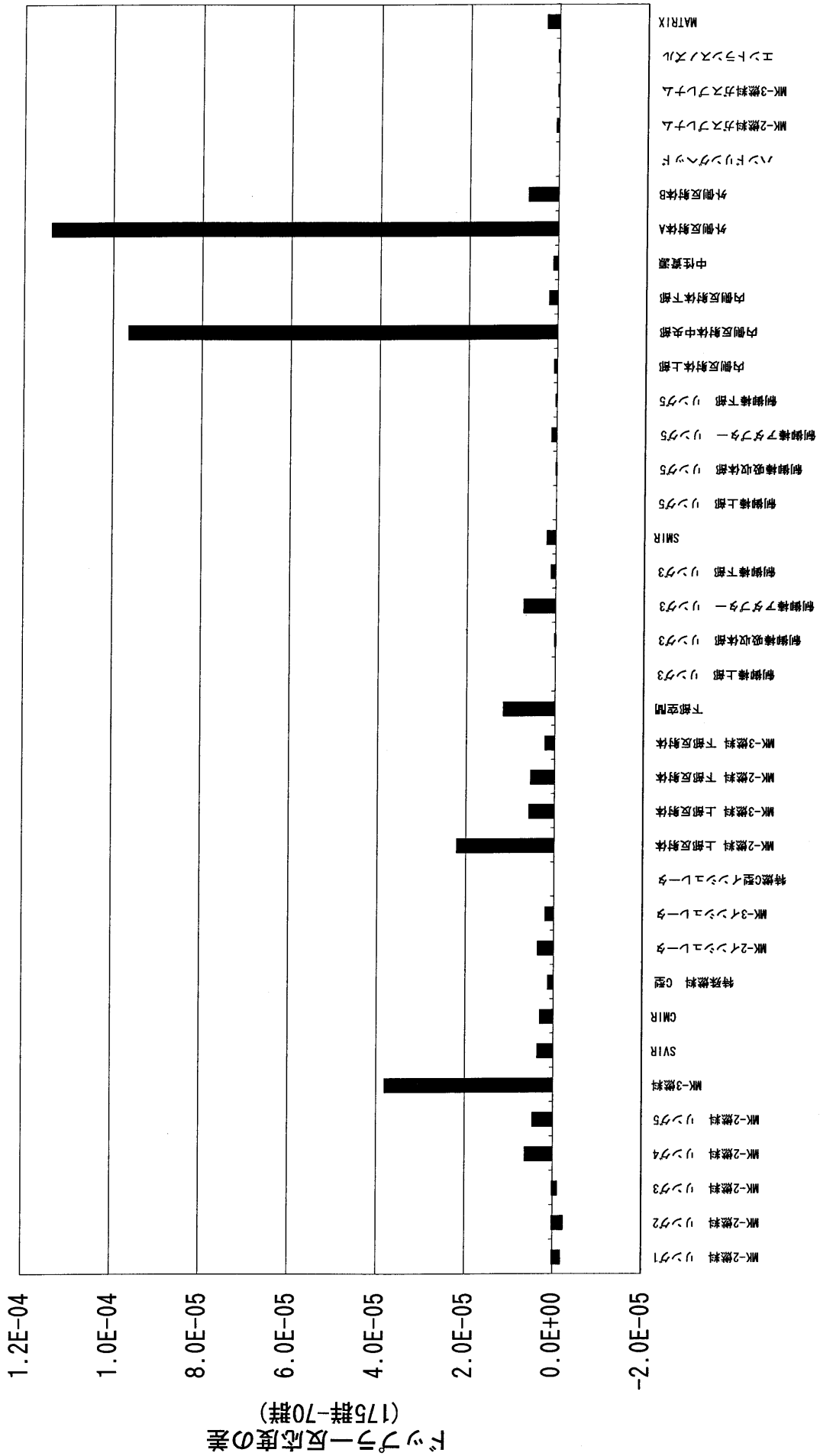
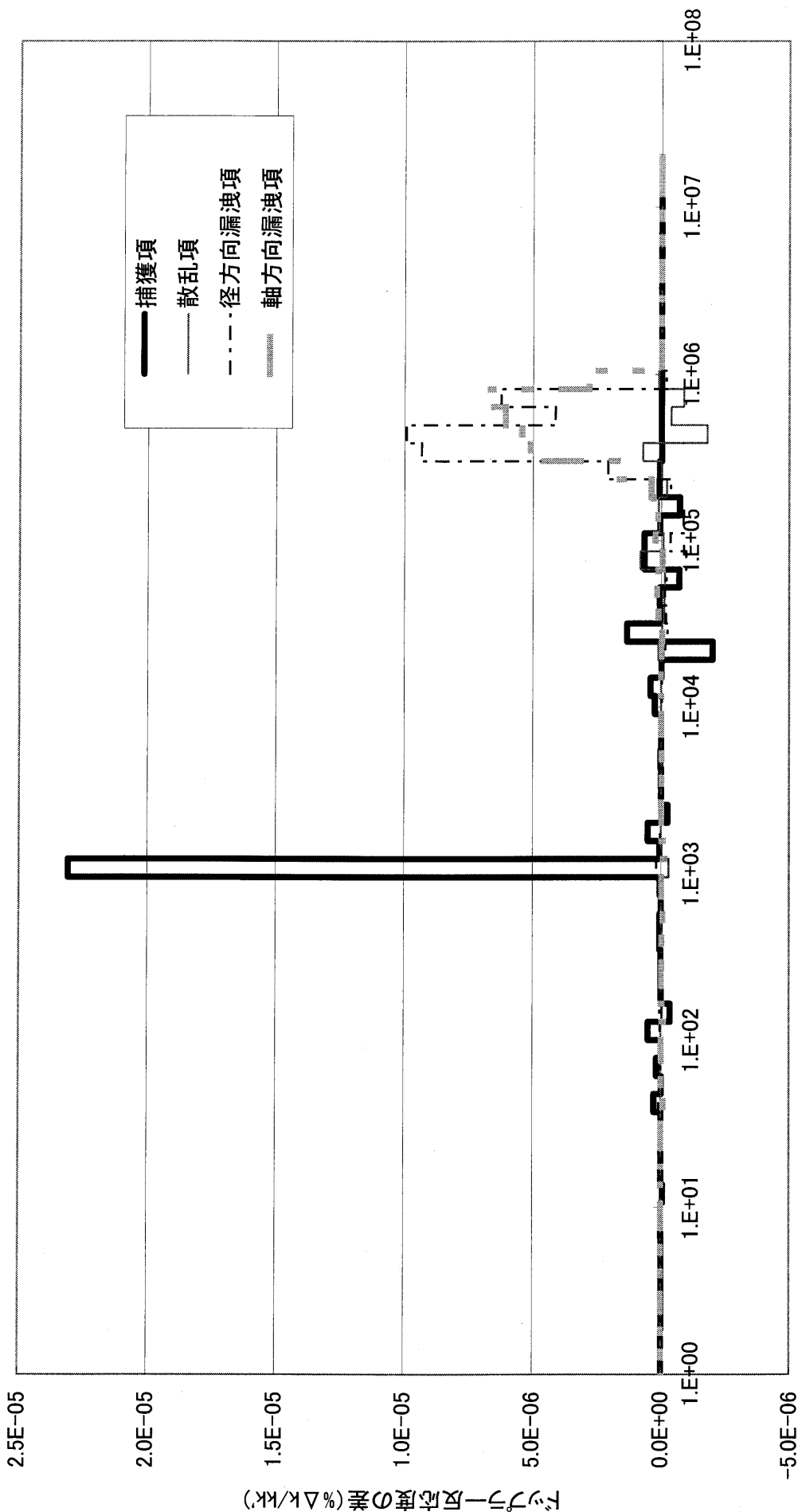


図4.2-1 ドップラ係数の次世代炉定数効果に対する各炉心領域からの反応度寄与



中性子エネルギー (eV)

図4.2-2 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の内訳
(175群+超微細群と70群の差)

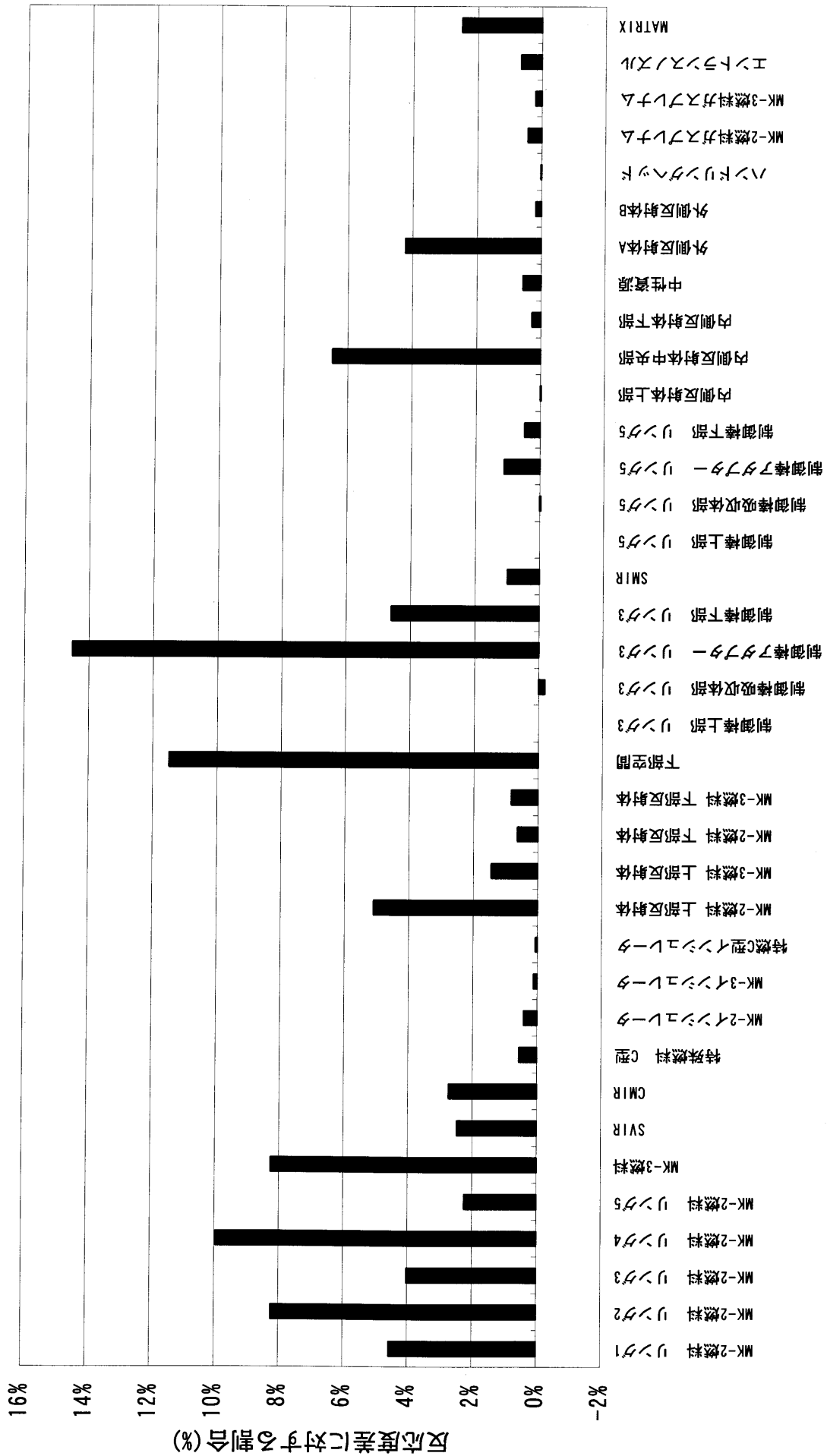


図4.2-3 密度係数の輸送・メッシュ効果に対する各炉心領域からの反応度寄与

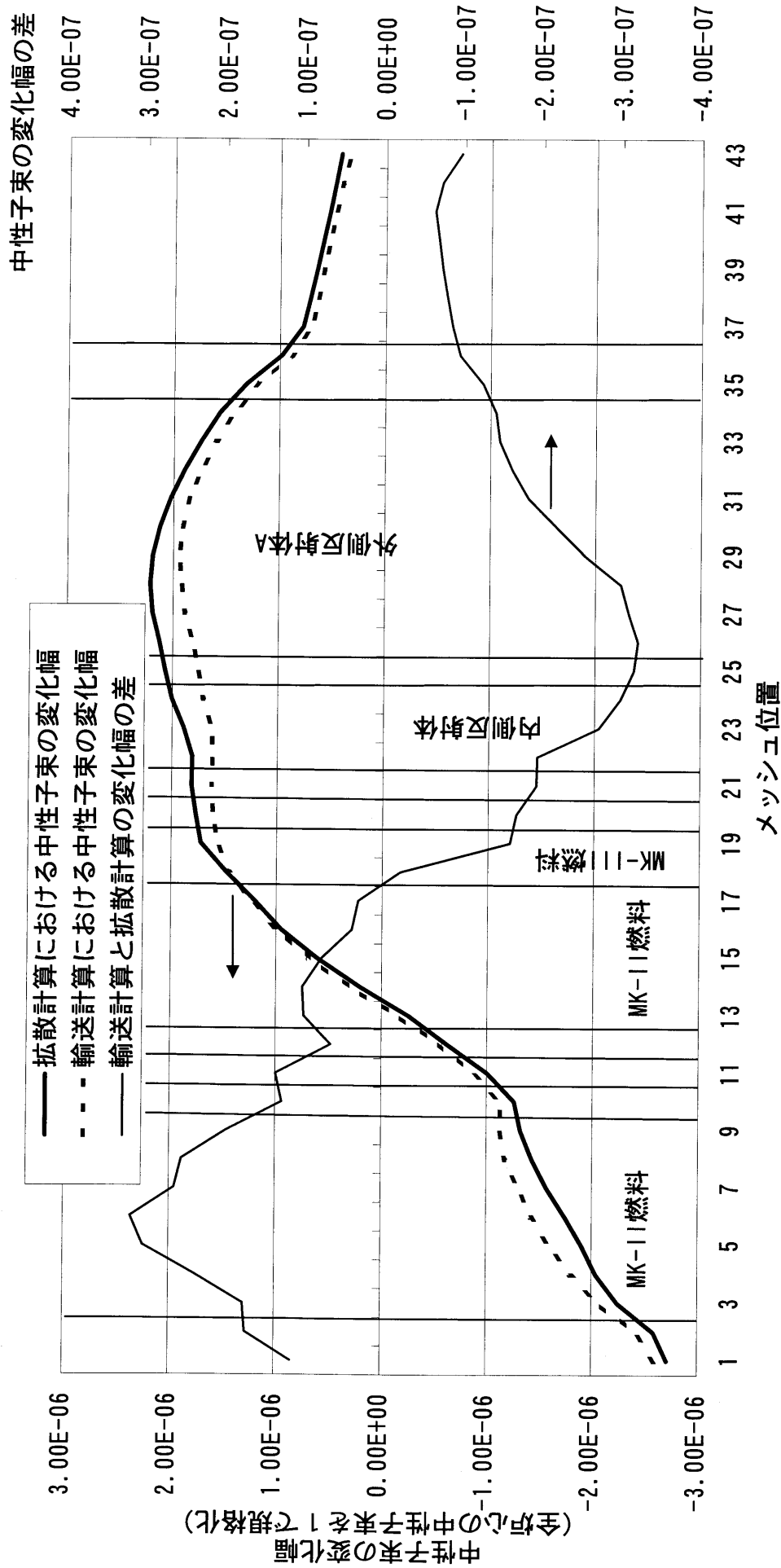


図4.2-4 振動前後の中性子束変化幅に対する輸送・メッシュ効果

5. 結言

高速実験炉「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測定試験（NT-333）の測定結果をまとめた。測定は昇温時と降温時それぞれ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%の系統的な差が見られたが、検討の結果、この系統的な差が生じた原因は、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果の影響であることが明らかとなった。このため、制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果の測定結果を用いて、この効果を補正したところ、昇温時と降温時の測定値に見られた系統的な差を解消することができた。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。

$$-(3.82 \pm 0.17) \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ C$$

本試験の測定結果から、MK-III 性能試験炉心の等温温度係数は負の値となることが確認され、炉心が固有の自己制御性を持つことを確認できた。また、MK-III 性能試験炉心に対する設計計算値は $-3.88 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ C$ 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できた。

一方、JUPITER 実験解析で確立されたより詳細な標準解析手法（JUPITER 標準解析手法）を適用した解析を実施し、解析結果との比較・検討を実施した。なお、JUPITER 標準解析手法では、輸送理論に基づく計算や超微細群モデルに基づく計算を実施することで、これらのモデルが解析結果に与える効果を明らかにした。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）等の反応度成分に分離して評価することで、反応度成分ごとの寄与も明らかにした。更に、MK-I、MK-II 炉心の等温温度係数を同様の手法で解析することにより、従来炉心の等温温度係数との差についても分析した。JUPITER 標準解析手法による最終的な解析値は、 $-3.68 \times 10^{-3} \% \Delta k / k k' / ^\circ C$ （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が確認できた。

謝 辞

本試験を実施するにあたり、原子炉第一課の運転員の方々に、大変お世話になりました。また、解析作業に関しては、(株) NESI の沼田一幸氏にご協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

参考文献

- [1-1] S. Suzuki et al.: "Upgrading Program of Experimental Fast Reactor JOYO -The MK-III Program-," Proc. of 10th Pacific Basin Nuclear Conference, Kobe, Japan, Vol.1, p.759-768 (1996).
- [1-2] T. Sekine et al.: "Upgrade of irradiation test capability of the experimental fast reactor JOYO," Proc. of 11th International Symposium on REACTOR DOSIMETRY, Belgium, Aug. 18-23, 2002, to be published.
- [1-3] S. Miyakawa et al.: "The Fruits and Hope of the Experimental Fast Reactor "JOYO", " Proc. of 13th Pacific Basin Nuclear Conference, Shenzhen, China, Oct. 21-25, 2002, p.247 (2002).
- [3-1] 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 (1997)
- [3-2] 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 (1998)
- [3-3] S. Ono, et al.: Technol. Rep. Osaka Univ. 33, 1708, 207 (1983)
- [3-4] T. Nakagawa, et al.: "Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-2: JENDL-3.2," Journal of Nuclear Science and Technology 32, p.1259 (1995)
- [3-5] 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 (2002)
- [3-6] T.B.Fowler, et al.: "Nuclear Reactor Analysis Code: CITATION," ORNL-TM-2496, Rev.2 (1971)
- [3-7] 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 (1977年2月)
- [3-8] M. Bando, et al.: "Three-Dimensional Transport Calculation Method for Eigenvalue Problems Using Diffusion Synthetic Acceleration", Journal of Nuclear Science and Technology 22(10), p.841 (1985)
- [3-9] 佐々木 誠、市川 真一：「『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 (1981年8月)
- [3-10] K. Sugino: "JUPITER Experimental Analyses Using a New Constant Set Based on JENDL-3.2," J. Nucl. Sci. Technol. Supplement 2,1002 (2002)
- [3-11] GEAP-13582, NUMEC-2389-9
- [3-12] "Mechanical and physical properties of the Austenitic chromium-nickel S.S. at elevated temperatures," International nickel comp. (1963)

- [3-13] 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 別冊、JNC TN1340 2003-005 (2003 年 12 月)
- [4-1] 広瀬 正史、他：「常陽」性能試験結果報告書 等温温度係数 (NT-33)」、PNC TN941 79-119 (1979 年 8 月)
- [4-2] 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 (1980 年 4 月)
- [4-3] 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 (1987 年 3 月)
- [4-4] 前田 茂貴、他：「第 35 サイクル等温温度係数測定結果」、技術課メモ、技-11-204 (2000 年 3 月)
- [4-5] 前田 茂貴、他：「MK-III 性能試験計画と試験結果」、サイクル機構技報、No.21 別冊、JNC TN1340 2003-005 (2003 年 12 月)

付録A 解析手法の検討

「常陽」MK-III の等温温度係数の解析にあたり、解析方法について事前に確認を行った。これらの結果は、今後、解析手法の誤差評価にも利用できると考えられるので、本節にまとめておく。

A.1 等温温度係数の反応度成分に関する加算性の確認

本文でも述べたとおり、等温温度係数は、一般に大きく2つの反応度効果（ドップラ係数と膨張係数）に分けることができる。解析では、実効断面積計算時の温度変化による反応度と炉心計算時の体系変化による反応度を求めることで、それぞれ、ドップラー反応度の効果と膨張反応度の効果を分離して求めることが可能である。

ここでは、ドップラー反応度と膨張反応度を別々に評価して加算した場合と同時に評価した場合で等温温度係数が同じになるかどうかを確認した。解析対象は、「常陽」MK-II 第35 サイクル炉心とし、直接計算による桁落ちを避けるために、仮想的に523Kから1023Kへの500K上昇させたケースもあわせて実施した。

この結果、ドップラー反応度は $-5.18\text{E-}4\% \Delta k / k k' / ^\circ\text{C}$ 、膨張反応度は $-3.36\text{E-}3\% \Delta k / k k' / ^\circ\text{C}$ 、合計値は $-3.88\text{E-}3\% \Delta k / k k' / ^\circ\text{C}$ となった。同時に評価した場合の $-3.86\text{E-}3\% \Delta k / k k' / ^\circ\text{C}$ との差は約0.4%であり、有意な差はないといえる。この結果から、ドップラー反応度と膨張反応度を別々に求め、両者を加算することで等温温度係数を評価することとした。

A.2 炉心計算時の体系

JUPITER 標準解析手法に基づく「常陽」の詳細解析では、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、今回の等温温度係数の膨張反応度解析でも、3次元 Tri-Z 体系で炉心が全体的に膨張する効果を取り扱うこととする。

しかし、炉心膨張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あり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 RZ 体系による解析を行い、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、等温温度係数の差は約2%であり、体系の違いによる差は小さいことが確認できた（表 A-1）。

以上の結果から、他の核特性（臨界性、燃焼反応度等）と同様に、等温温度係数についても3次元 Tri-Z 体系を基準とすることとした。

A.3 厳密摂動と1次摂動計算（ドップラ係数）

ドップラ係数の解析に関しては、JUPITER 標準解析手法では1次摂動で十分精度がでることが確認されているが、JUPITER 実験解析では、微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解析を対象としている。サンプルドップラ反応度の場合、サンプルが局所的にしか存在しないため、摂動前後の中性子束分布が大きく変化しないため1次摂動で十分であるが、今回対象とするドップラー反応度は、炉心全体の温度変化であるため、摂動前後の中性子束分布変化を考慮した厳密摂動が必要となる可能性がある。このため、1次摂動と厳密摂動で解析を行い、解析手法の差を確認した。解析対象はMK-II第35サイクル炉心とした。

表A-2に示すように100℃の変化幅であれば、1次摂動と厳密摂動の結果はよく一致するが、500℃の変化幅になると約3%の差が出ることが分かる。この結果から、温度変化が大きい場合には、摂動前後の中性子束分布の変化を考慮する（厳密摂動）必要があることが分かる。

今回の解析対象の温度差は75～100℃であるため、1次摂動でも問題ないことが確認できたが、検討のために仮想的に温度差を大きくする場合やより温度差の大きい出力係数解析に本手法を適用する場合も想定して、本解析では厳密摂動を基準計算手法として採用することにした。

表A-1 2次元RZ体系と3次元Tri-Z体系で評価した等温温度係数の差

2次元RZ体系で評価した場合

	ドップラ係数 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	膨脹係数 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	合計 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	測定値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	C/E値
250 $^\circ C$ →350 $^\circ C$	-5.23E-04	-2.83E-03	-3.35E-03	-3.49E-03	0.961
250 $^\circ C$ →750 $^\circ C^*$	-4.40E-04	-2.93E-03	-3.37E-03		0.965

3次元Tri-Z体系で評価した場合

	ドップラ係数 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	膨脹係数 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	合計 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	測定値 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	C/E値
250 $^\circ C$ →350 $^\circ C$	-5.16E-04	-2.89E-03	-3.41E-03	-3.49E-03	0.977
250 $^\circ C$ →750 $^\circ C^*$	-4.36E-04	-2.99E-03	-3.43E-03		0.982

*: 250 $^\circ C$ →750 $^\circ C$ は参考値

表A-2 厳密摂動と1次摂動の差

	厳密摂動 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	1次摂動 (% $\Delta k/kk' / ^\circ C$)	厳密/1次
250 $^\circ C$ →350 $^\circ C$	-6.55E-04	-6.60E-04	0.993
250 $^\circ C$ →750 $^\circ C^*$	-2.60E-03	-2.68E-03	0.971

*: 250 $^\circ C$ →750 $^\circ C$ は参考値

付録 B 制御棒駆動機構延長管の熱収縮効果

本文中で述べた制御棒駆動機構延長管の収縮効果についてまとめる。この収縮量については別途測定が行われており、この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に、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することを考える。以下では、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を検討する。

まず最初に、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 $u(x,t)$ とすると、熱伝導方程式は以下ようになる。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = k \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$$

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。

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

このとき、温度 $T(t)$ については、以下のような解が存在する。

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

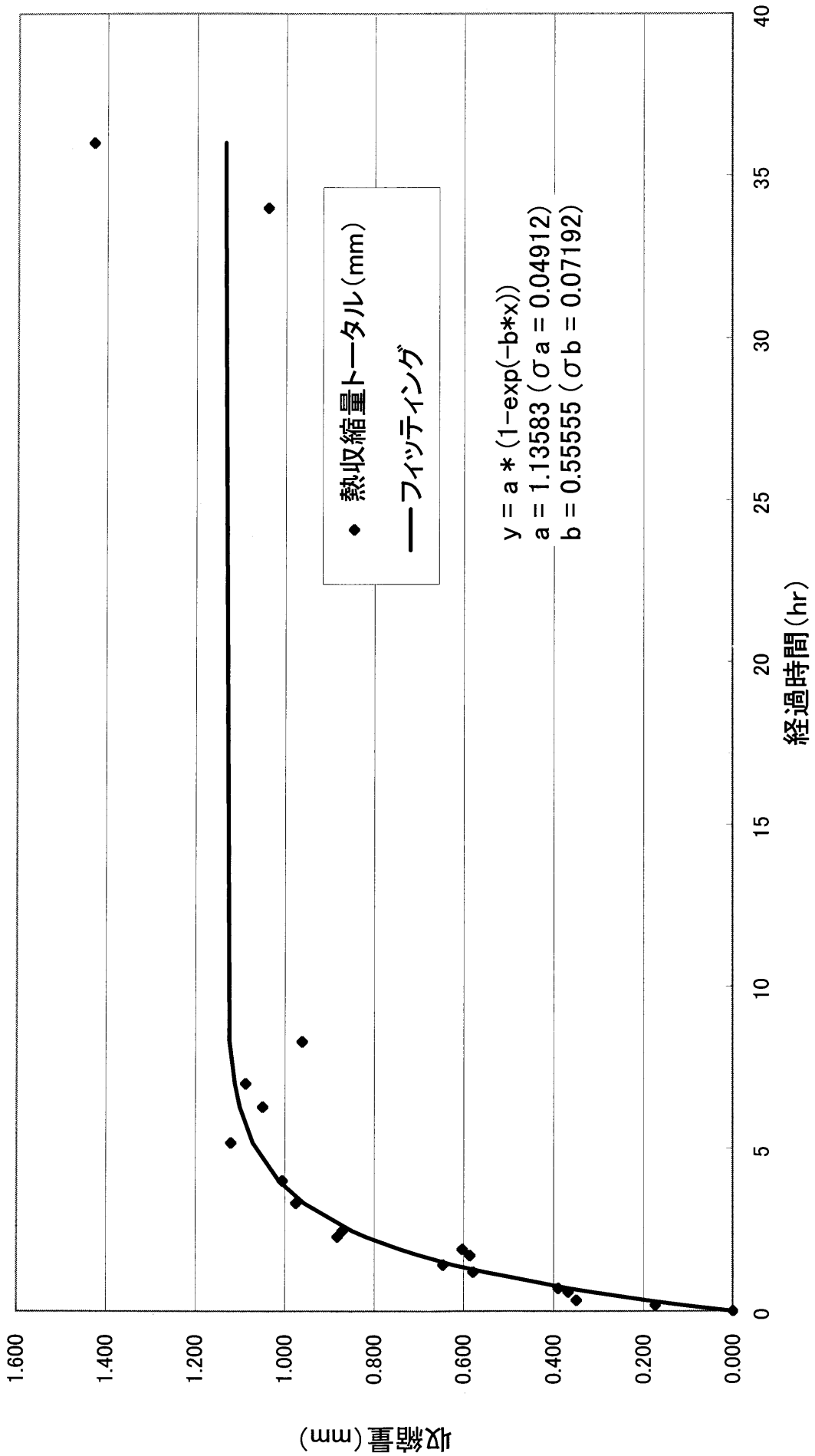
ここで、 c 、 $\lambda (> 0)$ は定数である。

以上のことから、制御棒駆動機構延長管の線膨張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。

したがって、制御棒駆動機構延長管の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 を求めることとした。測定データをフィッティングした結果、係数として、 $A=1.13583[\text{mm}]$ (標準偏差 0.04912)、 $B=0.55555[\text{hr}^{-1}]$ (標準偏差 0.07192) が得られた。図 B-1 に測定データとフィッティング式によるグラフを示す。この図から、測定データにばらつきは見られるものの、ここで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いることが分かる。なお、フィッティングで得られた係数 A の結果から、十分に時間が経過したときには制御棒駆動機構延長管は約 1.1mm 収縮し、その収縮量に対する誤差は 4.3%であることが分かる。



図B-1 制御棒駆動機構延長管の収縮量