

JAERI-M
92-172

原子力船「むつ」出力上昇試験における
炉物理試験の概要

1992年11月

板垣 正文・三好 慶典・覚張 和彦*・岡田 昇*

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

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

原子力船「むつ」出力上昇試験における
炉物理試験の概要

日本原子力研究所原子力船研究開発室
板垣 正文・三好 慶典⁺・覚張 和彦^{*}・岡田 昇^{*}

(1992年10月13日受理)

この報告書は、平成2年3月29日より開始された原子力船「むつ」の出力上昇試験のうち、原子炉物理に関する試験項目について概要をまとめたものである。一連の炉物理試験の結果から、設計通りの炉物理特性を有することが確認された。また、昭和49年実施の出力上昇試験結果との新旧比較から、16年間に及ぶ長期間の炉停止、平成元年実施の燃料集合体・制御棒の解体・再組立にもかかわらず、原子炉の核特性に変化が生じていないことが確認された。炉物理特性の測定にあたり、デジタル反応度計を活用したことにより、ペリオド法に比べて精度の高い反応度関連測定値を効率的に取得することができた。炉物理特性の多くは、出力運転中でも制御棒が部分挿入される船用炉特有の3次元特性を示しており、「むつ」用に開発された3次元炉物理解析コードによる計算結果はこれらを良く再現している。

日本原子力研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2-4

+ 燃料安全工学部

* 三菱原子力工業

Outline of Reactor Physics Tests Conducted
During the Power-up Tests in the Nuclear Ship MUTSU

Masafumi ITAGAKI, Yoshinori MIYOSHI⁺
Kazuhiko GAKUHARI^{*} and Noboru OKADA^{*}

Office of Nuclear Ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 13, 1992)

The present report describes the outline of a series of reactor physics tests conducted during the power-up tests in the nuclear ship MUTSU, which started on March 29, 1990. The basic physics design parameters have been confirmed from these test results. In spite of a 16 year reactor stop and refabrications of fuel assemblies and control rods in 1989, no change in reactor physics performance through the long period has been also demonstrated by comparing the present measured results with the data received in 1974. The digital reactivity meter used in the physics tests enabled us to perform more efficient and accurate measurements of reactivity than the conventional period method. Most of the physics test results show the three-dimensional (3-D) core characteristics peculiar to ship reactors which are caused by partial insertion of control rods even under full power conditions. A 3-D reactor physics code developed for the MUTSU reactor has given excellent calculation results which agree quite well with these measured characteristics.

+ Department of Fuel Safety Research

* Mitsubishi Atomic Power Industry Co.

Keywords : Nuclear Ship MITSU, Power-up Tests, Reactor Physics Tests, Initial Criticality, One-rod Stuck Shutdown Margin, Excess Reactivity, Rod Worth, Moderator Temperature Coefficient, Power Coefficient, Ex-core Detector Response, Digital Reactivity Meter, STEADY-SHIP, Three-dimensional Core Characteristics

目 次

1. 序言	1
2. 「むつ」炉心の概要	2
3. 炉物理計測装置の概要	9
4. 初回臨界試験	18
5. 核計装オーバーラップ確認試験	21
6. 反応度計較正試験	23
7. G3, G4 制御棒等価性確認試験	25
8. ワンロッドスタッフ停止余裕度測定試験	26
9. 停止余裕度測定試験	31
10. 減速材温度係数及び圧力係数測定試験	33
11. 制御棒等価反応度測定試験	38
12. 過剰反応度測定試験	42
13. 出力係数測定試験	47
14. キセノン反応度効果測定試験	50
15. 核計装応答特性測定試験	52
16. 結言	54
謝 辞	55
参考文献	55
付録 A デジタル反応度計の測定原理	56
付録 B 未臨界, 臨界及び超臨界による中性子束時間挙動の違いについて	58
付録 C ステップ状負反応度添加に対する遅発中性子6群動特性方程式の解析解	61

Contents

1. Introduction	1
2. Description of the N.S. MUTSU Reactor Core	2
3. Description of the Reactor Physics Measurement System	9
4. Initial Criticality	18
5. Measurement Range Overlaps for Different Types of Nuclear Instruments	21
6. Reactivity Meter Calibration	23
7. Nuclear Equivalence between the G3 and G4 Control-rod Groups	25
8. One-rod Stuck Reactor Shutdown Margin	26
9. Reactor Shutdown Margin	31
10. Moderator Temperature Coefficient and Pressure Coefficient of Reactivity	33
11. Nuclear Equivalence between the G1 and G2 Control-rod Groups	38
12. Excess Reactivity	42
13. Power Coefficient of Reactivity	47
14. Xenon Reactivity	50
15. Ex-core Neutron Detector Response	52
16. Conclusion	54
Acknowledgments	55
References	55
Appendix A Reactivity Computing Method Adopted in the Digital Reactivity Meter	56
Appendix B Time-dependent Behaviors of Neutron Flux at Subcritical, Critical and Supercritical Conditions	57
Appendix C Analytic Solution to the Kinetic Equation with Six Delayed Neutron groups in Case of a Negative Reactivity Insertion ...	61

1. 序　　言

昭和49年8月より尻屋崎東方の太平洋上にて開始された原子力船「むつ」の初の出力上昇試験は、原子炉出力約1.4%で生じた放射線漏れの為に中断され、以来、長期冷態停止状態におかれてきた。それから16年を経て平成2年3月29日より青森県むつ市関根浜の原子力船母港の岸壁において念願の出力上昇試験を再開するに至った。この間、「むつ」は長崎県佐世保市において遮蔽改修工事及び安全性総点検補修工事を実施し、また、むつ市大湊の旧港に替わり同市関根浜地区に新母港が建設され、「むつ」は関根浜港にて原子炉容器蓋開放点検及び起動前機能試験を実施した。この間、長期冷態停止期間中に炉内に封印されていた燃料棒と制御棒に孔食が発見されたことから、平成元年にこれらの解体検査と再組立てがなされている。

出力上昇試験は、原子炉をほぼ零出力で実施するPhase-0試験から定格の100%出力状態で行うPhase-V試験まで、6段階のPhaseに分けて実施された。これらのうち、推進力を生じさせない約20%出力の基底負荷状態で行うPhase-II試験までは関根浜港に船体を係留した状態で実施し、原子炉の高出力運転を伴うPhase-IIIからPhase-Vの試験は関根浜港を離れて太平洋上で実施された。出力上昇試験は原子炉等規制法で使用前検査と位置付けられており、官庁立会検査と所内自主試験の二通りの試験項目がある。炉物理試験項目の大半は、その性格上、Phase-0の零出力試験に集中している。洋上航海による高出力下で実施された炉物理試験は、出力係数、キセノン反応度効果及び核計装応答特性の3項目の測定試験である。

零出力炉物理試験の大部分は昭和49年の出力上昇試験¹⁾において既に実施済みであり、設計通りの炉物理特性を有することが確認されている。今回実施されたPhase-0試験は基本的にはその反復であるが、デジタル反応度計の積極的活用等、計測技術の進展には特筆すべきものがある。また、16年間に及ぶ長期間の炉停止、原子炉容器蓋開放点検時の制御棒・燃料集合体の解体・再組立にもかかわらず、原子炉の核特性に変化が生じていないことを確認した。炉出力20%以上の高出力運転状態での炉物理特性の測定は、今回初めて洋上試験で実施されたものである。

なお、「むつ」原子炉は加圧水型の軽水炉(PWR)に属するが、陸上設置の発電用PWRと異なり、出力運転中でも制御棒が部分挿入されることに起因して「むつ」炉の核特性は強い3次元特性を示すことが改めて確認されている。これは、沈没・座礁時に減速材が海水と置換して反応度増加に至るのを避けるため、発電用PWRでは常識化している化学シム制御(減速材中にボロンを混入)を採用できないことに由来しており、船用炉一般に共通している。「むつ」用に開発された3次元炉物理解析コードでは、このような船用炉特有の3次元核特性のモデル化に特に注意が払われているので、その計算結果は炉物理試験で得られた実測値と良く一致している。

本報告書は、「むつ」出力上昇試験における炉物理試験の各項目について、その概要を記述するものである。第2章及び第3章においては、「むつ」炉心及び炉物理関連計測装置の概要をまず紹介する。個々の炉物理試験項目毎に、それぞれ章をあらためて、概ね、目的、実施日時、方法及び結果、評価の順に概説を試みた。

2. 「むつ」炉心の概要

「むつ」の炉心は Fig.2-1 に水平断面図を示すように、32体の燃料集合体により構成されており、これらの燃料集合体は同心円状に 2 領域に分けて配置されている。内領域及び外領域の燃料集合体の数は各々 12体及び 20体である。これらはステンレス鋼製で厚み 9mm の炉心隔板で囲まれている。炉心隔板の周囲には水反射体、さらに、炉心槽、熱遮蔽板、及び原子炉容器があり、それらの間にも一部冷却材が流れる。

炉心の構成要素は燃料集合体（燃料棒、バーナブルボイズン棒、支持格子板、充填材側板）、制御棒及び制御棒フォロワ、及び減速材・反射材（軽水）である。炉心の垂直断面図を Fig.2-2 に示す。

燃料集合体の水平断面図を Fig.2-3 に示す。燃料棒は二酸化ウランペレットをステンレス鋼被覆管で被覆したものであり、 ^{235}U 濃縮度は内領域燃料が 3.24w/o、外領域燃料が 4.44w/o である。バーナブルボイズン棒はホウ珪酸ガラス管を外部及び内部ともステンレス鋼被覆管で被覆したものである。ホウ珪酸ガラス管は燃料棒実効長の 60%に相当しており、肉厚は内領域燃料集合体には 0.45mm のものを用い、外領域燃料集合体では 0.80 mm のものを用いている。支持格子板は、燃料及びバーナブルボイズン棒を規格ピッチに維持する為に燃料集合体の軸方向に 4 段（燃料実効長内 3 段）設けている。側板は燃料集合体を囲むステンレス鋼の多孔板である。充填材は燃料集合体の 2 隅に組込まれており、制御棒と燃料集合体の間隔を保持し、かつ局所的出力ピーキングを抑える。

制御棒はステンレス鋼被覆の円柱状吸収体（材質 Ag-In-Cd）を櫛状に並べた十字型制御棒であり、総数は 12本である。内領域の 4 本の制御棒は 2 本 1 組、合計 2 組にグループ分けし、各々、制御棒グループ G 1 及び G 2 という。制御棒グループ G 1 及び G 2 の一方は手動制御用、他方は自動制御用として使用する。外領域の 8 本の制御棒は 4 本 1 組、合計 2 組に組分けし、各々、制御棒グループ G 3 及び G 4 という。

炉内計装として、冷却材温度分布測定用に燃料集合体 16体の上部ノズル附近にアルメル・クロメル熱電対が装備されている。また炉外計装として一次遮蔽タンク中の計測孔中に中性子検出器がある。次節以下に炉心構造の詳細を記す。Table 2-1 にこれら炉心の設計主要目を示す。

2.1 燃料集合体

燃料集合体の水平断面の詳細を Fig.2-3 に示した。燃料集合体内の燃料棒は 11×11 の正方格子配列になっており、このうち 9 本は、バーナブルボイズン棒である。燃料集合体あたり及び炉心全体の燃料棒本数は各々 112 本及び 3584 本である。燃料棒の配列ピッチは 15mm である。

2.1.1 燃料棒

燃料棒中の二酸化ウランペレットを被覆するステンレス鋼(SUS-27)被覆管の外径及び肉厚は各々 10.53mm 及び 0.4mm であり、ペレットの外径は 9.6mm である。ペレットは理論密度の 95% に焼結された二酸化ウランから構成されており、ペレット高さは 16mm で、その両

端は深さ 0.35mm、曲率18.2mmの球穀部（ディッシュ）が取除かれた形をしている。燃料被覆管とペレットの間隙には大気圧の空気が入っている。 ^{235}U 濃縮度は内領域の 12体の燃料集合体が3.24w/oであり、外領域の20体の燃料集合体が4.44w/oである。

2.1.2 バーナブルボイズン棒

バーナブルボイズン棒（BPR）は、ホウ珪酸ガラス管吸収体をステンレス鋼の内部及び外部被覆管で保護したものである。ホウ珪酸ガラス管の外径は 9.68mm、肉厚は 3.24w/o 燃料集合体用が 0.45mmで、4.44w/o燃料集合体用が 0.80mmである。外部被覆管は燃料被覆管と同じものである。燃料集合体あたり及び炉心全体の BPR の本数は、各々、9本及び288本である。燃料集合体内の BPR は、Fig.2-3 に示すように局所的な出力ピークを抑えるために燃料集合体の4隅に4本を配置し、また燃料集合体内出力分布を平坦にするように燃料集合体中心と中間位置に5本を配置している。

内部被覆管はホウ珪酸ガラス内面と 0.05mmの空隙を有し、肉厚は 0.25mmであり、その内部はバーナブルボイズンの燃焼に伴い発生する Heガス用の空隙となっている。ホウ珪酸ガラスの密度は 2.23g/ccであり、12.9w/oの B_2O_3 を含んでいる。ホウ珪酸ガラス管の一本の長さは 208mmであり、バーナブルボイズン棒にはホウ珪酸ガラス管3本（スタッカ長さ625mm）を炉心実効長の上部 30%から下部 10%相当位置に装荷してある。BPR の炉心上部 30%及び下部 10%にはスペーサ（ジルカロイ-2）を入れ、上部からスプリング（インコネル-X）で支持している。このようにバーナブルボイズンを部分的に装荷した構造としたのは、軸方向出力分布の平坦化と炉心の有効燃焼を目的としている。

2.1.3 支持格子板

燃料棒及び BPR は、支持格子板によって規格通りのピッチを維持する。支持格子板はばね支持形式であり、燃料棒の熱膨張を逃し得る構造になっている。支持格子板は燃料集合体の軸方向に4段（燃料実効長内では Fig.2-2 の如く3段）設けられ、各々は側板に溶接されている。支持格子板の材質は インコネル-718であり、厚さは 0.34mm（燃料集合体周辺部のみ 0.52mm），軸方向長さは 38mmである。

2.1.4 充填材

充填材は燃料集合体の2隅に組込まれており制御棒と燃料集合体の間隔を保持し、かつ出力ピークを抑える役目をしている。充填材の材質はジルカロイ-2合金板であり、1個当たりの寸法は縦 5.1mm、横 30mm、長さ 1128mmである。

2.1.5 側 板

側板は燃料集合体の外周を包むステンレス鋼板であり、支持格子板と溶接されている。側板の上下端には、各々、ノズルを取り付け、炉心支持構造物の所定の位置に挿入し得る構造になっている。側板には多数の孔が空けられており、中性子吸収の節約をしている。側板の厚みは 0.7mmである。

2.1.6 燃料集合体の解体・再組立について

昭和63年の原子炉蓋開放点検において一部の燃料棒の健全性に疑いが認められた。目視及びファイバースコープによる観察では全燃料棒の被覆管表面を検査できないため、全燃料棒を抜き出し、燃料集合体の解体・検査・再組立がなされた。

炉心から取り出した 32体の燃料集合体について、濃縮度の異なる燃料棒の混合を避ける為、作業は A型燃料集合体（濃縮度3.24%）12体及びB型燃料集合体（濃縮度4.44%）20体につき各々独立に以下の手順で行われた。なお、予備燃料集合体（A型1体、B型1体）は、解体等の作業をせずにそのまま炉心に装荷された。

a) 交換用燃料棒及び BPR の設定

A型及びB型の燃料集合体、各1体を解体し、引き抜いた燃料棒及び BPR を1本ずつ検査し、それぞれを装荷用棒と保管用棒とに分別して燃料棒トレイ内に保管した。

b) 炉心装荷用燃料集合体の製作

残りの燃料集合体（A型：11体、B型：19体）について、次の方法で解体・検査・再組立を行った。

- (i) 燃料集合体固定枠に固定した燃料集合体をフライス盤に据え付け、接合ピン用の孔を開けた。
- (ii) 点溶接箇所を穿孔し（直径約 3 mm、深さ約 0.8mm）上部ノズルと側板とのシーム溶接箇所をエンドミルにて切削した（幅約 3 mm、深さ約 0.8mm）。
- (iii) 上部ノズルを取り外した。
- (iv) 上部ノズルを取り外した燃料集合体から燃料棒及び BPR を引き抜いた。
- (v) 燃料棒及び BPR を1本ずつ検査し、それを装荷用棒と保管用棒に分別した。
- (vi) 保管用棒は燃料棒トレイに保管、装荷用棒は装荷用燃料集合体に再挿入した。
- (vii) 燃料集合体固定枠に固定した燃料集合体を溶接架台上に横置きに据え付けて上部ノズルと側板とを接合ピンにて固定し、接合ピンを側板に点溶接した。さらに、側板上辺をタック溶接した。

c) 保管用棒の処理

保管用棒は残りの装荷用棒と共に保管用燃料集合体として再組立てし、貯蔵キャスク内へ保管した。再組立された燃料集合体の設計仕様は従来のものと同一であるが、上部ノズルと側板の結合は、ピン結合及びナメ付け溶接によった。結合ピンは燃料集合体1体あたり 24本を用い、その寸法は外径 3mm、長さ 5mm であり、SUS304製である。

2.2 制御棒及び制御棒フォロワ

制御棒は、櫛状の十字型制御棒である。各翼は 15本の吸収棒からなり、中心の一本を含めて総数 61本の吸収棒から構成されている。吸収棒は外径 7.3mmの円柱状吸収体（Ag 80w/o, In 15w/o, Cd 5w/oの合金）を外径 8mm、肉厚 0.3mmのステンレス鋼管で被覆したもので有効長は 1070mmである。但し、制御棒の各翼の先端の 3本（1本の制御棒に対し合計 12本）の吸収棒は強度上、被覆管肉厚が0.5mm、吸収体外径が 6.9mmとしている。吸収棒配列のピッチは 9mmである。制御系の表示は制御棒実効吸収部下端が燃料棒実効部下

端よりも約 10mm下がった位置を原点として引抜き距離の表示をする。制御棒デジタル位置指示計の精度は ±5mm以下である。制御棒フォロワは、櫛状制御棒の下部に設けたジルカロイ-2合金板で、肉厚は吸収棒外径と同じく 8mm、長さは 1168mmであり、燃料集合体間水ギャップでの出力ピークを防ぐ。

2.3 中性子源

昭和 63年の原子炉蓋開放点検まで、中性子源は Fig.2-1 に示すように炉心隔板の 4 隅の水反射体中に A 型が 2 本、B 型が 2 本合計 4 本が装荷されていた。A 型は中性子源棒中央部に ^{228}Th -Be 混合ペレットの 1 次中性子源を入れ、その上下に ^{125}Sb -Be の 2 次中性子源が組込まれていた。B 型は ^{125}Sb -Be 混合ペレットよりなる 2 次中性子源のみが組込まれていた。1 次中性子源（A 型）の強度は 1 本当り 8.9Ci、中性子放出能力は 3.5×10^8 n/s であった（昭和49年8月28日現在）。1 次中性子源の半減期は 1.9 年であり、2 次中性子源は全出力運転を 2 カ月継続し、停止から 2 カ月後に再起動可能な中性子放出能力を有するよう設計されていた。

その後、平成元年 8 月から 9 月にかけての燃料再装荷期間中に新しい中性子源として、 ^{252}Cf が装荷された。従来との大きな違いは、 ^{252}Cf による 1 次中性子源 2 体のみを従来の A 型中性子源装荷位置に装荷し、 ^{125}Sb -Be に相当する 2 次中性子源は用いなかったことである。B 型の位置には模擬棒が装荷された。2 次中性子源を廃止した理由は以下の通りである。一般に 2 次中性子源は原子炉が長期間高出力で運転されて初めて中性子源の機能を持つ（「むつ」の場合、30 日間全出力で連続運転した時に ^{125}Sb -Be の中性子発生率は 1 次中性子源並の 4.1×10^8 n/s となる）。又、2 次中性子源は半減期が短い（ ^{125}Sb -Be の半減期 60.9 日）ので、原子炉停止後、短期間で強度が低下する。従って、原子炉の運転期間が不確定の場合、その強度は期待できない。一方で、 ^{252}Cf の 1 次中性子源は半減期も比較的長く（2.6 年 [炉内では 2.26 年]），中性子照射による核種変換が少ない ($\sigma a = 69.7$ barn) ため安定した中性子の放出ができる。従って必要な線源強度が 1 次中性子源で確保されるので 2 次中性子源は不要とされた。採用した ^{252}Cf 中性子源の主な仕様は、線源強度：約 0.15Ci/本、線源カプセル寸法：外径 27.5mm、全長 46mm、被覆管外径：32.5mm、中性子源棒全長：1360mm であった。平成元年 3 月 1 日現在の線源強度の実測値は 2 本の中性子源につき、各々、0.158Ci 及び 0.160Ci であった。

Table 2-1 Main core parameters of the N.S. MUTSU reactor

General Data

Reactor thermal output, MWt	36
Equivalent core diameter, cm	114.6
Effective core height, cm	104.0
Nominal system pressure, kg/cm ²	110.0
Average coolant temperature in core, °C	274.3
Average coolant temperature in reactor vessel, °C	273.5
Fuel weight (as UO ₂), t	2.77
Fuel weight (as U), t	2.44

Fuel Assemblies

Number of assemblies in core	32
Number of rods per assembly	11×11
Number of fuel rods per assembly	112
Assembly pitch, cm	17.96
Rod pitch, cm	1.50
Number of grid spacers per assembly	4

Fuel Rods

Number of fuel rods in core	3,584
Outside diameter, cm	1.053
Clad thickness, cm	0.04
Diameter gap, cm	0.013

Fuel pellets

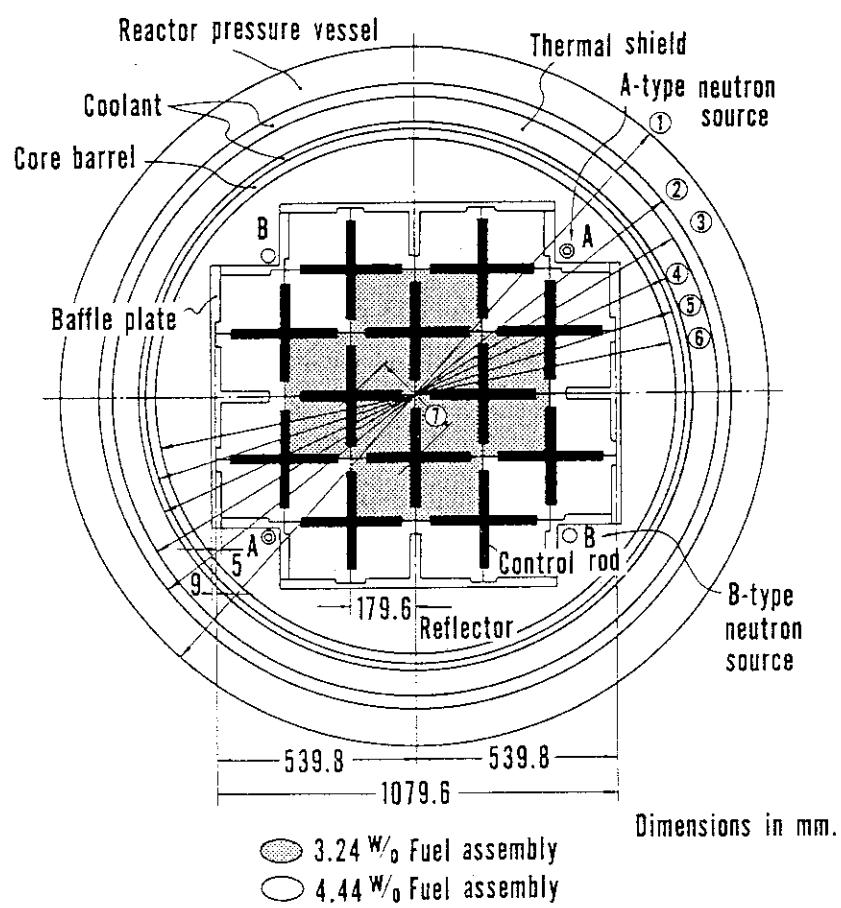
Density, g/cm ³	10.4
Density (% fraction to theoretical density)	95.0
Diameter, cm	0.96
Length, cm	1.60

Burnable poison rods

Number of burnable poison rods in core	288
Number of burnable poison rods in assembly	9
Outside diameter, cm	1.053
Outer clad thickness, cm	0.04
Glass tube diameter, cm	0.968
Glass tube thickness, cm	0.045(for 3.24w/o assembly) 0.030(for 4.44w/o assembly)
Inner clad thickness, cm	0.025
Effective burnable poison length, cm	62.5

Control rods

Number of control rods in core	12
Number of absorber rods per control rod	61
Absorber rod diameter, cm	0.73/0.69
clad thickness, cm	0.03/0.05



No.	Dia.(mm)	Material
①	1948	Carbon steel (304SS cladding)
②	1752	H ₂ O
③	1650	304SS
④	1500	H ₂ O
⑤	1480	304SS
⑥	1450	304SS
⑦	254	Control rod pitch

Fig. 2-1 Core configuration (1) : Horizontal section

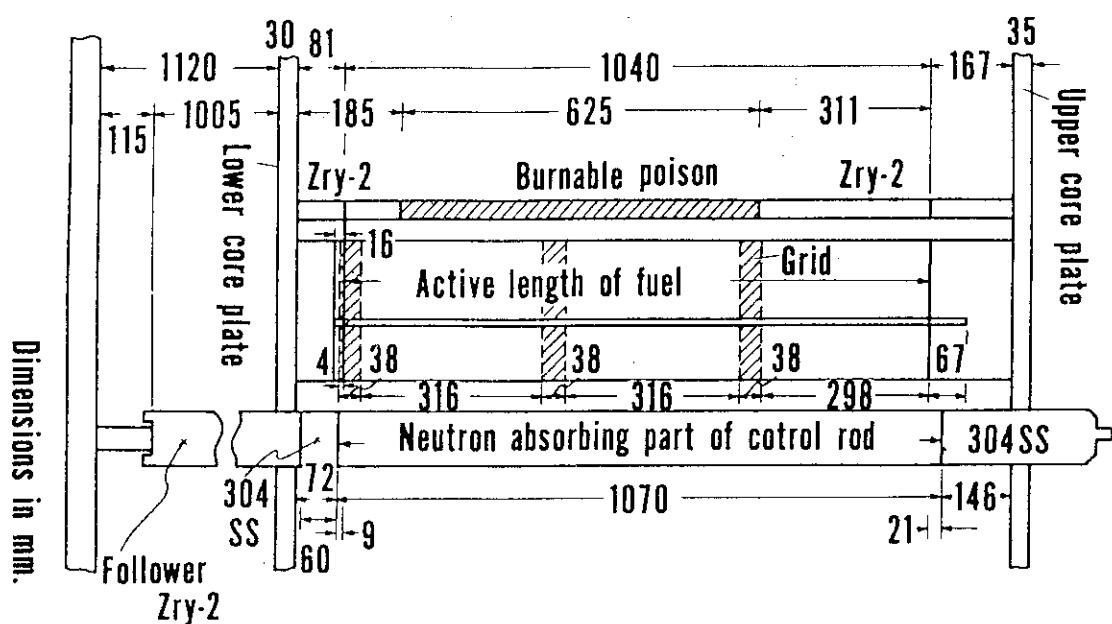


Fig. 2-2 Core configuration (2) : Vertical section

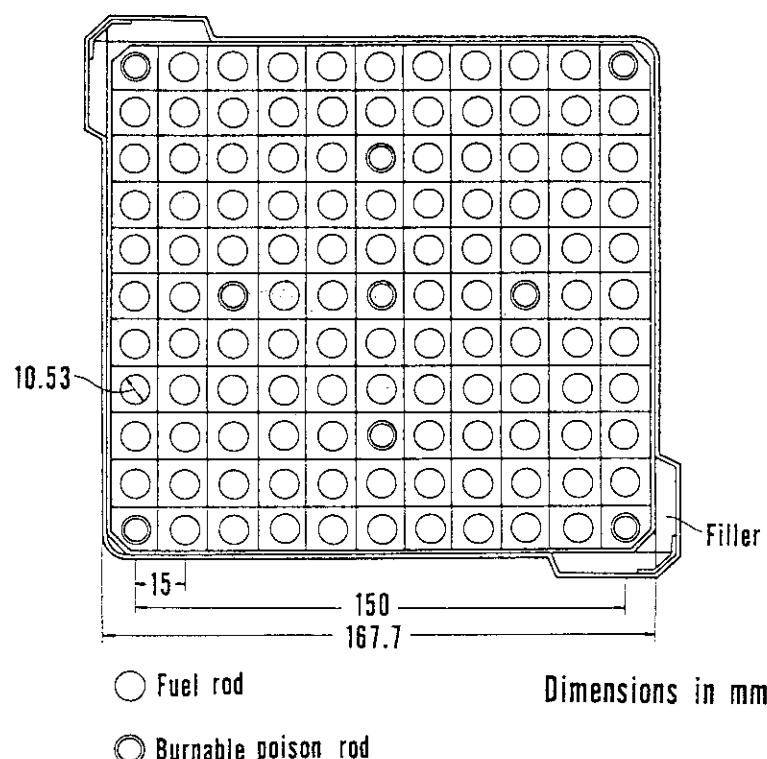


Fig. 2-3 Core configuration (3) : Fuel assembly

3. 炉物理計測装置の概要

本章では、炉物理試験に関連のある計測装置について概要を述べる。3.1 では、原子炉プラント本設の核計測装置及び温度、圧力計測装置について、3.2 では炉物理試験の為に臨時に設けられた仮設核計装について記述する。

3.1 本設の計測装置

3.1.1 核計測装置

中性子計測系統は線源領域 2、中間領域 2 及び出力領域 4 の合計 8 チャンネルから構成されている。このうち出力領域の 2 チャンネルは中間領域の 2 チャンネルと検出器を共用している。線源領域には BF_3 比例計数管が、中間領域及び出力領域には、 γ 線補償型電離箱 (CIC) と非補償型電離箱 (UIC) が用いられている。これらのうち、線源及び中間領域には予備として各 1 チャンネルの検出器がある。これらの予備の検出器は各種の仮設機器と共に炉物理試験の為の重要な役割を果している。これらの検出器は、Fig.3-1 に示すように原子炉圧力容器の外側にある 1 次遮蔽水タンク中に炉心中心から半径 1400mm の位置に同心円状に配置されている。これら中性子検出器の系統を Fig.3-2 に、検出器の主な仕様を Table 3-1 に示す。

3.1.1.1 線源領域

線源領域の核計装は NI-1 及び NI-2 の 2 チャンネルより成り、中性子源レベルから $1 \times 10^8 \text{ cps}$ (炉出力にして約 $10^{-2}\%$ 中性子束レベル) までの中性子計数率を計測する。耐雑音性を良くする為に前置増幅器が原子炉上部の制御棒駆動装置台上に設置されており、前置増幅器を出たケーブルは制御室の線源領域核計装盤に接続されている。

核計装盤では、検出器からの信号は比例増幅器、波形整形積分回路により一定レベル以上のパルスのみ選別され、計数率に比例した約 $10^{-10} \sim 10^{-4} \text{ Amp}$ の直流電流信号に変換される。この電流は対数増幅器で対数変換されて $0 \sim -10 \text{ V}$ の電圧信号となる。対数出力は起動率回路に加えられ中性子束レベルの変化に伴う起動率信号を出す。対数計数率及び起動率信号は二安定増幅器により低計数率起動インターロック、高計数率アラーム、高起動率ロッドトップの各信号となる。また対数計数率及び起動率は中央制御盤に指示、記録される。線源領域系統は炉の起動、停止など零出力領域において用いられる為、作動中の中間領域系統からの信号によりある出力レベルを境界として検出器への高圧電源が遮断または復帰されるよう設計されている。

この系統には予備チャンネル、NI-3 があり、 BF_3 検出器及び前置増幅器が設置されており、核計装盤まで配線されているが、増幅器等の計器はなく、NI-1 または NI-2 と接続換えすることになっている。

3.1.1.2 中間領域

中間領域の核計装は NI-4、NI-5 の 2 チャンネルより成り、CIC を使用し、原子炉起動

時に線源領域系統に引続いて全出力運転状態まで $5 \times 10^{-5}\% \sim 150\%$ 出力の範囲の計測を受持つ。検出器からの信号は約 $1 \times 10^{-11}\text{Amp} \sim 1 \times 10^{-3}\text{Amp}$ の直流電流信号で直接、制御室の核計装盤に接続され、対数増幅器により炉中性子束レベルの対数に比例した直流電圧信号に変換される。対数出力は起動率回路に加えられ、中性子束レベルの変化に伴う起動率信号を出す。対数及び起動率出力は二安定増幅器に加えられ、線源領域高圧遮断、高起動率ロッドストップ及び高起動率スクラムの各信号を出す。線源領域高圧遮断信号は計測範囲が中間領域に入ったことを示すと共に BF_3 検出器用高圧電源を遮断する。また対数出力及び起動率は中央制御盤に指示、記録される。

この 2 チャンネルの中間領域系統の CIC の信号は出力領域においては出力領域系統の核計装チャンネルとしても使用されており、検出器からの信号は対数増幅器入力部を通って出力領域核計装盤の直流増幅器へ供給されている。

3.1.1.3 出力領域

出力領域系統は 4 チャンネルで構成され、2 チャンネルは中間領域系統と共用の CIC、他 2 チャンネルは UIC を用いている。この領域は原子炉の出力運転時に用いられるので原子炉出力を正確に計測する必要があり、運転中の安全保護系及び自動制御系への信号は全てこの領域から出される等、核計装中で最も重要な役割を果し、約 1~150% 出力に相当する範囲の中性子束レベルの計測を受け持つ。検出器からの信号は直接、制御室の核計装盤に導びかれ、直流増幅器により定格出力時の値に対する比率に比例した直流電圧信号（%出力信号）に変換される。%出力信号は二安定増幅器に加えられ高中性子束ロッドストップ、高中性子束スクラムの各信号を出す。なお、Phase-0 炉物理試験では炉出力が微小であり、出力領域核計装は用いられなかった。

3.1.2 溫度、圧力計測装置

プロセス量として、炉物理試験では 1 次冷却水温度及び圧力を詳細に監視、記録した。

1 次冷却水温度の検出端には以下のものがある。

- i) プロセス計装用として No.1 及び No.2 蒸気発生器の出口（コールドレグ）に取りつけられた白金測温抵抗体 (TM MC-9, TM MC-10)。測定範囲は 0~350°C である。
- ii) No.1 及び No.2 主冷却水ループ炉心出入口に設置の出力自動制御用の白金測温抵抗体。測定範囲は 245~305°C である。
- iii) 炉内計装用として、アルメル・クロメル熱電対（測定範囲 0~340°C）が 16 本の燃料集合体ノズル出口に取りつけられている。

また、1 次冷却水圧力は、炉物理試験においては、No.2 蒸気発生器入口の圧力伝送器出力 (PM MC-16) を参照した。

これらの 1 次冷却水温度及び 1 次冷却水圧力は、「むつ」船上に設置されたデータ処理装置の絶縁アンプ出力を記録することとした。尚、その他のプロセス量、制御棒引抜き距離などについては、制御盤の記録計及び指示計により記録した。

3.2 仮設核計装

炉物理試験の為に、予備チャンネルである線源領域 1 チャンネル (BF_3 ; NI-3) と中間領域 1 チャンネル (CIC; NI-6) 及び本設チャンネル出力の計測と記録を目的とした特別の計器類を仮設した。これらの多くは制御室内に仮設計測系の為の専用卓及び特設ラックを設置して組込まれた。予備チャンネル (NI-3 及び NI-6) はケーブルが制御室まで来ているが、計測機器や駆動電源は本設されていない。出力上昇試験ではこれら予備チャンネルに必要な機器を接続して計測を行った。Fig.3-3 及び Fig.3-4 に各々、線源領域及び中間領域の典型的な仮設機器接続状況を示す。

3.2.1 線源領域 NI-3 による計測

NI-3 は予備チャンネルであり、 BF_3 中性子検出器及び前置増幅器（プリアンプ）が設置されているが、これらを駆動する為の高圧電源及びプリアンプ駆動用電源、また、プリアンプからの信号を計測する回路は設置されていない。この為、仮設の高圧電源及びプリアンプ駆動用電源を接続し、検出系を駆動した。高圧電源は 2000V に設定した。この検出系では、プリアンプからの信号を仮設のアンプで增幅することにより本設核計装 NI-1 及び NI-2 と同様のパルス信号を得る。さらにディスクリ回路によりガンマ線による信号を分離し、中性子による信号のみを取り出す。ディスクリ回路の出力は、パルス信号のままスケーラで計数、または計数率計に入力して計数率信号に変換する。また、停止余裕度及びワンロッドスタック停止余裕度の測定においては、本設核計装と同様に波高弁別器を経てマルチチャンネルスケーラに入力する。

3.2.2 中間領域 NI-6 による計測

中間領域の仮設核計装 NI-6 を駆動する為には高圧電源と補償電源が必要である。高圧電源は 800V、補償電源は -20V に設定された。NI-6 からの信号は微弱電流である。この電流は微小電流計（ピコアンメータ）により電圧信号に変換し、反応度計の入力信号とする。微小電流計の出力電圧は 0~3V であり、一方、反応度計の入力レンジは 5 V である。この為、アンプゲインを 5/3 とする DC アンプを間に設けた。

3.2.3 停止余裕度等測定時の計測

停止余裕度及びワンロッドスタック停止余裕度を求める為の制御棒落下後の中性子束の測定には、 BF_3 中性子検出器である線源領域核計装 NI-1, -2 及び -3 を用いた。NI-1 及び NI-2 は本設核計装であり、制御室の核計装盤にこれらの検出系の計測回路が設けられている。この為、核計装盤より出力されるパルス信号を波高弁別器（ディスクリ回路）に入力し、その出力をマルチチャンネルスケーラに入力した。

3.2.3.1 マルチチャンネルスケーラによる測定

制御棒落下法による停止余裕度及びワンロッド停止余裕度測定の為に使用したマルチチャンネルスケーラは3入力方式であり、NI-1、-2及び-3からのパルス信号を同時に処理することができる。マルチチャンネルスケーラの1チャンネル当りの時間幅は任意の値に設定することができる。

マルチチャンネルスケーラは入力されるパルス信号の数を一定の時間幅（チャンネル）ごとに計数し、その計数値を記憶する装置である。従って、要求される時間分解能に比して時間幅を同程度又はそれ以下にしてパルス信号を計測することにより、パルス計数率の時間的変動を測定することができる。

制御棒落下法において要求される時間分解能及びマルチチャンネルスケーラの記憶容量を考慮し、1チャンネル当り0.1秒の時間幅に設定した。マルチチャンネルスケーラの1入力当りの記憶容量は4096チャンネルであるので、測定開始から409.6秒間の計数を行うことができる。この時間は試験の目的及び手法に照らして十分な長さである。なお、測定結果を解析する為には、各チャンネルと時刻との対応づけを行い、制御棒が落下した瞬間に對応するチャンネル番号を特定する必要がある。これについては、計数値が前チャンネルの計数値に比べ急激に減少しているチャンネルを測定後に探し出し、このチャンネルが制御棒落下の瞬間に對応するものとした。制御棒落下後の計数率は0.1秒後に20%程度減少する。一方、制御棒落下直前の計数率は 5×10^4 cps程度であるので、1チャンネル当たりの計数値は5000程度になり、統計的ばらつきはその平方根、即ち、1.4%程度である。従って、上記の方法により十分正確に制御棒落下の瞬間に對応するチャンネル番号を特定することができる。

3.2.3.2 計数率計による測定

停止余裕度及びワンロッドスタック停止余裕度測定試験では、マルチチャンネルスケーラによる測定を主としたが、参考の為、計数率計による測定も同時に実施した。計数率計の出力をペンレコーダ及びアナログデータレコーダに入力することにより中性子束減衰過程を記録した。また、本設核計装NI-1及び-2の計数率計の出力は船上に設置したデータ処理システムによりA/D変換を行いディジタル記録を行った。

3.2.3.3 クラッチ電流遮断装置による制御棒落下

「むつ」の制御棒は12本独立にクラッチ装置のクラッチ電流(DC約0.5A)により駆動装置に接続されている。クラッチ電流が遮断されれば制御棒は重力及び別に設けられたバネの力により炉心に急挿入される。原子炉スクラム信号が発信した場合には、12本の制御棒のクラッチ電流が上流のスクラムブレーカ(Scramming breaker)により同時に全て遮断され、全ての制御棒が炉心に急挿入される。

ワンロッドスタック停止余裕度の測定においては、特定の1本の制御棒のみを全引抜き位置に固定させたまま、他の制御棒を落下させる必要がある。この動作を行わせる為に、クラッチ電流遮断装置(Extra scrambling signal circuit)を作製した。クラッチ電流遮断装置の回路構成と、この装置と制御棒クラッチ回路との接続をFig.3-5に示す。

クラッチ電流遮断装置は 12個の a 接点 ('a'-contact) と、これらを全て同時に開閉する 1 個のリレー及びリレー駆動電源を投入・遮断する 1 個のスイッチから成っている。制御棒クラッチ回路には、12本の制御棒のクラッチ電流を個々に遮断する個別クラッチブレーカ (Sub breaker) がある。個別クラッチブレーカは、手動操作により随意に開閉路できる。これらの個別クラッチブレーカと、クラッチ電流遮断装置の 12個の a 接点とを Fig.3-5 のように並列に接続すると、クラッチ電流は個別クラッチブレーカないしクラッチ電流遮断装置の a 接点のどちらか閉路している方を流れ。また、両者ともに閉路していればクラッチ電流は両方を流れ、両者ともに開路していればクラッチ電流は流れない。従って、特定の 1 本の制御棒の個別クラッチブレーカのみを開路して残りの個別クラッチブレーカを全て開路し、クラッチ電流遮断装置の a 接点についてはリレー電源を投入することにより全て閉路した状態では、全てのクラッチ電流が流れることになる。この状態から、クラッチ電流遮断装置のリレー電源を遮断すれば、個別クラッチブレーカを開路した制御棒以外のクラッチ電流は遮断されるので、ワンロッドスタック停止余裕度測定試験で要求される制御棒落下動作を実現できる。

また、スクラムブレーカは個別クラッチブレーカの上流にあるので、本来のスクラム信号が発信した場合には、クラッチ電流遮断装置の接続状態によらず全てのクラッチ電流が遮断される。よって、クラッチ電流遮断装置の接続によって安全保護系統に安全上の影響を与えることはない。

3.2.4 デジタル反応度計

一連の炉物理試験においては、三菱原子力工業(株)製のデジタル反応度計²⁾³⁾を多用した。この反応度計は中性子束信号を入力とし、これを A/D 変換して内部の計算機により時々刻々の反応度を演算し、さらに求めた反応度を数値及び電圧信号により出力する装置である。このデジタル反応度計の測定原理のあらましは、「付録A デジタル反応度計の測定原理」に記述するが、遅発中性子 6 群の動特性方程式より、ある微小時間ステップにおける反応度は以下のように与えられる。

$$\rho = \beta - \frac{\lambda}{n} \sum C_i \quad (3-1)$$

ここに、 ρ 、 n 、 β 及び λ は、反応度、中性子密度、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命(sec.)であり、 C_i 及び C_i は、各々、遅発中性子組 i の崩壊定数(sec⁻¹)及び遅発中性子先行核濃度である。ここで用いているデジタル反応度計は、中性子束信号 n の入力から (3-1)式により内部の計算機で演算し、反応度 ρ をリアルタイムに出力する。

実際の炉物理試験では、NI-6 の電流信号を微小電流計に入力し、その出力(電圧)を反応度計に入力する。反応度計の出力は反応度 ρ と中性子束 n の 2 つがある。後者は入力信号を A/D 変換し、さらに D/A 変換したものである。 ϕ 、 ρ 共に、反応度計に内蔵の指示計により監視可能であり、電圧信号としてペンレコーダにも書かせる。

Table 3-1 Characteristics of three-types of neutron detectors

Neutron detector	BF ₃ , proportional counter	CIC; Compensated ionization chamber	UIC; Uncompensated ionization chamber
Type	ND-8537W-55	ND-8620	ND-8630
Size (mm)			
Diameter	25 ϕ	80 ϕ	80 ϕ
Length	763	476	476
Effective length	665	360	360
Voltage (V)	2000	800	800
Thermal neutron flux range (nv)	$4 \times 10^{-2} \sim 4 \times 10^4$	$2.5 \times 10^2 \sim 2.5 \times 10^{10}$	$2.5 \times 10^3 \sim 2.5 \times 10^{10}$
Sensitivity	13cps/nv	4×10^{-4} Amp/nv	4×10^{-4} Amp/nv
Background	< 0.3cps	Compensation voltage - 20 ~ - 50 V	

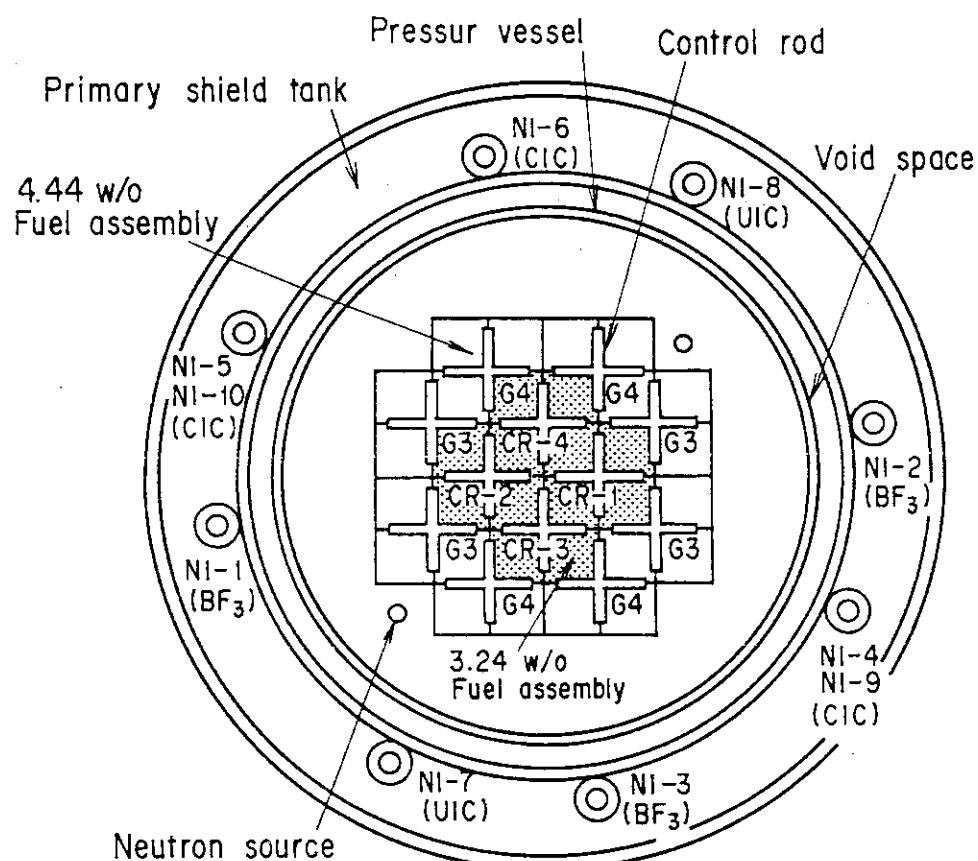


Fig. 3-1 Locations of ex-core neutron detectors. NI-4 and NI-5 are firstly used as intermediate range monitors when the reactor starts up, and renamed 'NI-9' and 'NI-10', respectively, when they are used as power range monitors

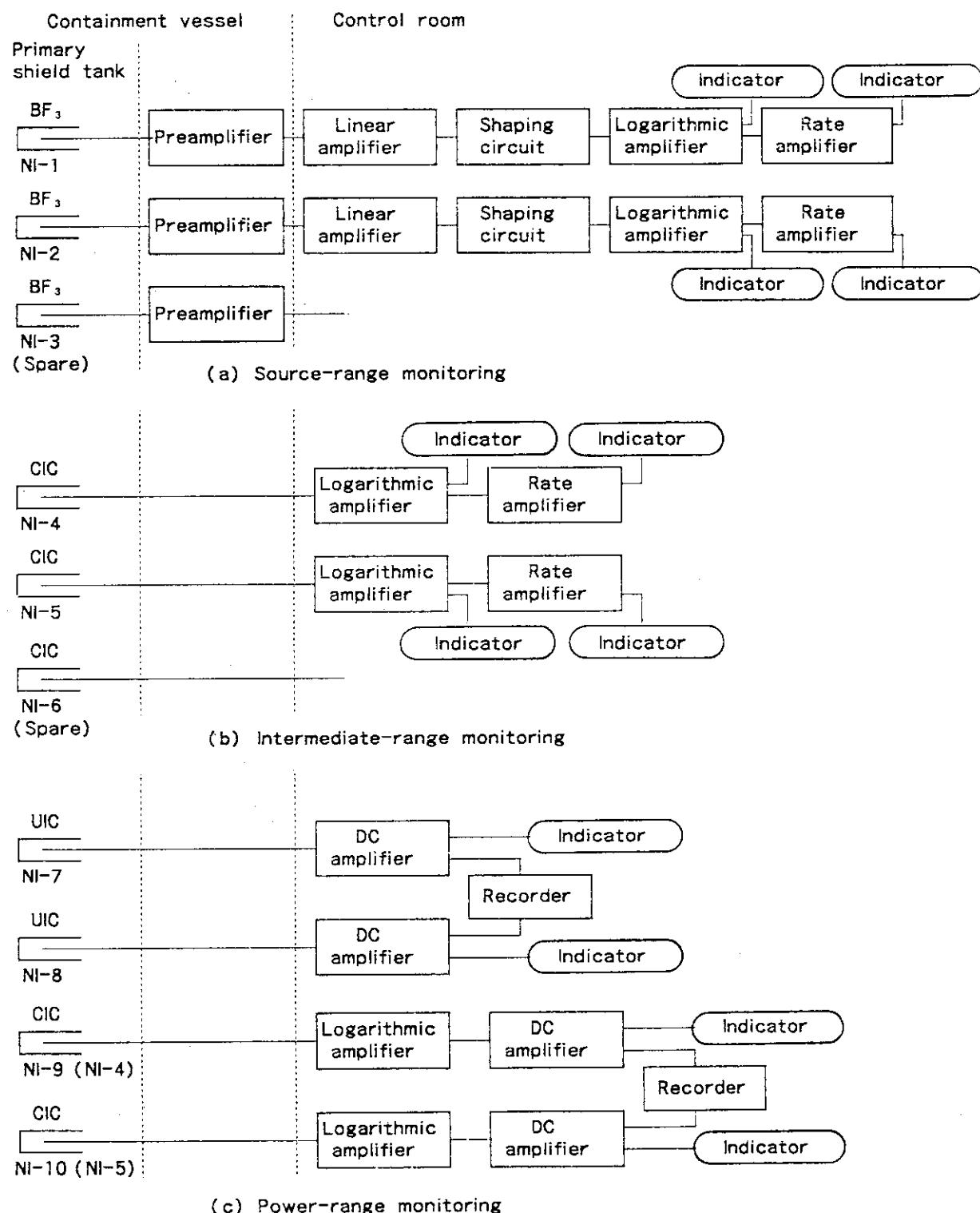


Fig. 3-2 Block diagram of nuclear instruments

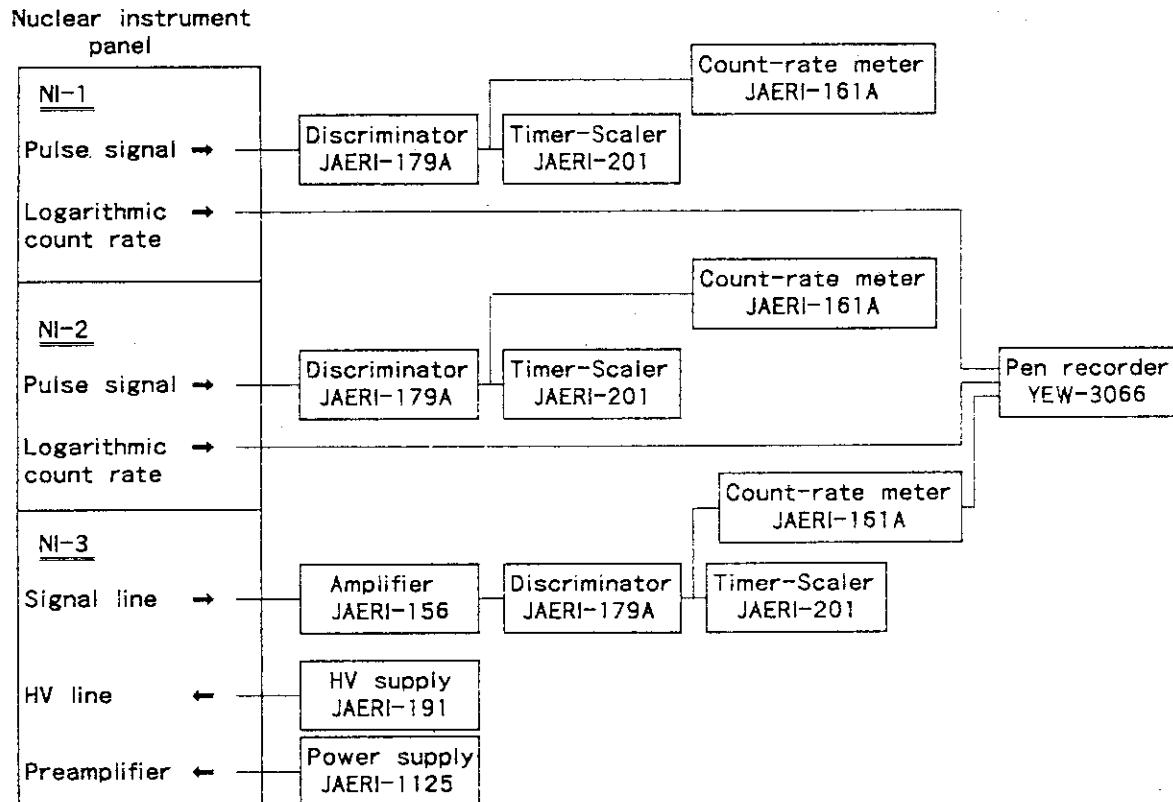


Fig. 3-3 Block diagram of extra nuclear instruments for source range

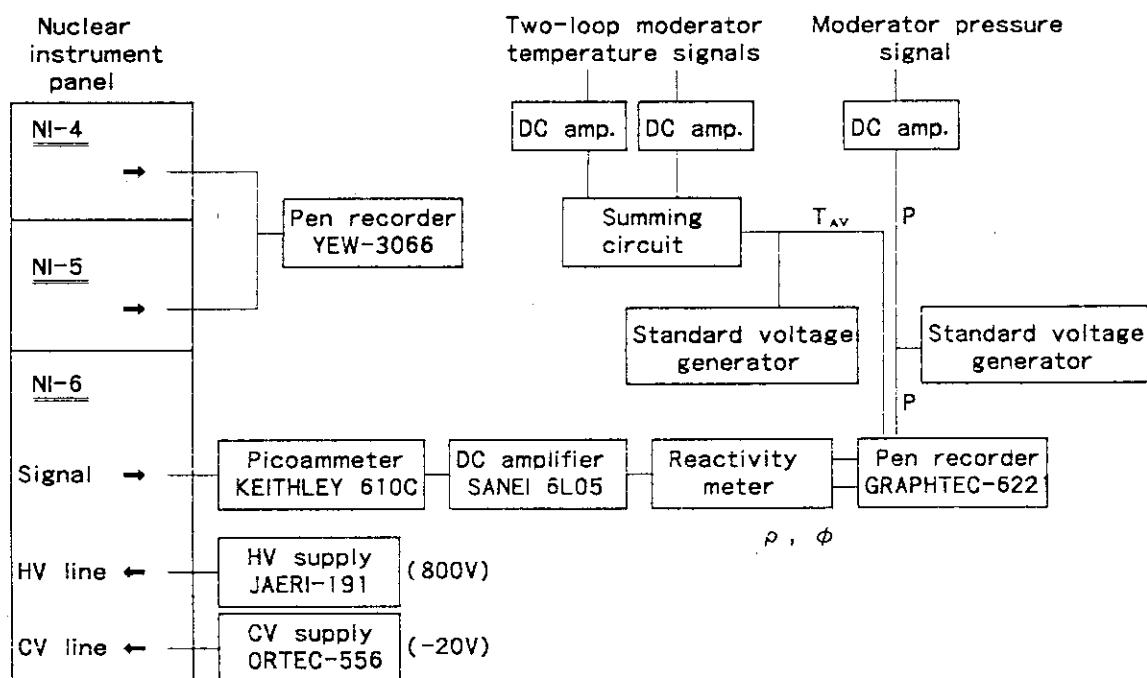


Fig. 3-4 Block diagram of extra nuclear instruments for intermediate range

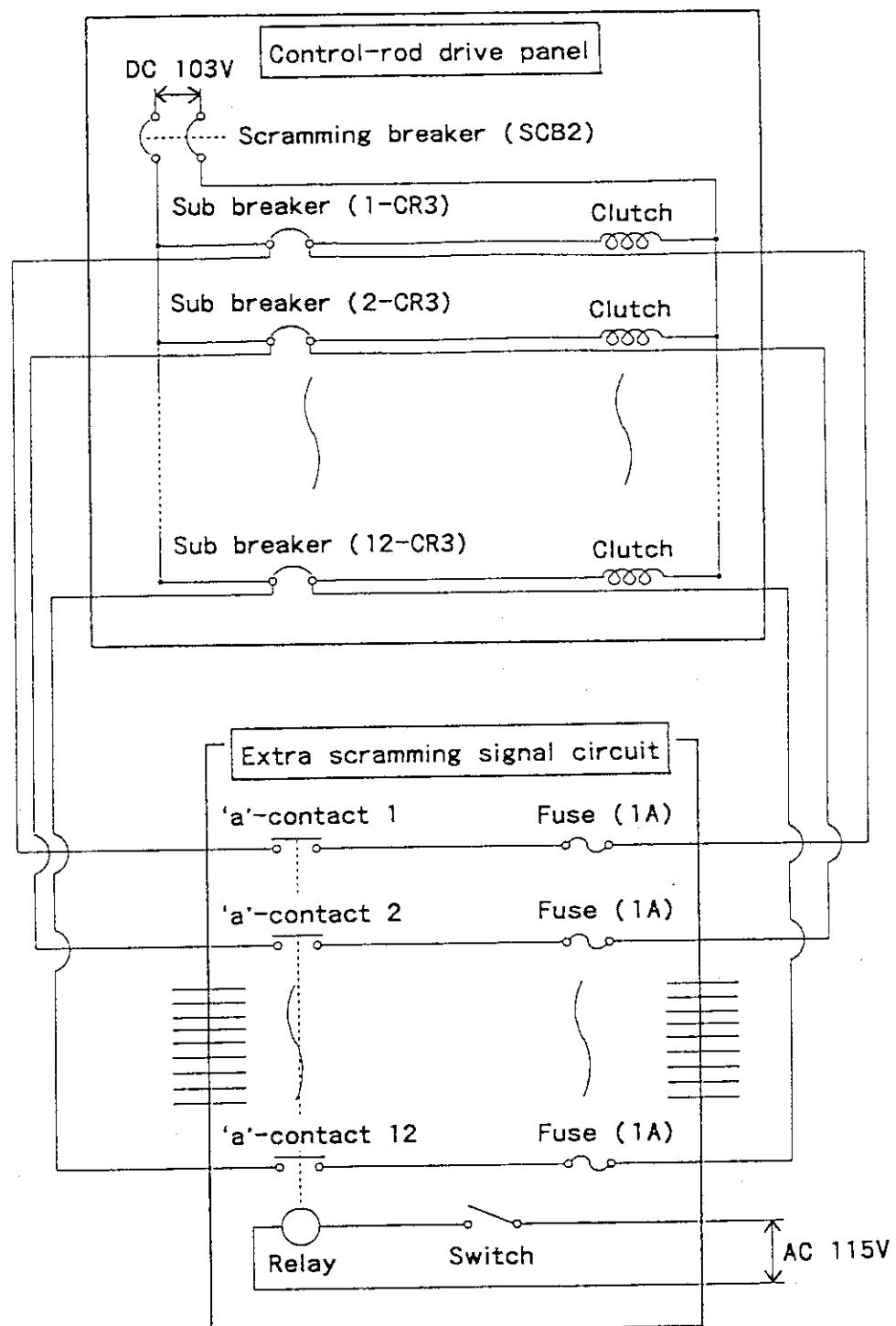


Fig. 3-5 Block diagram of extra scrambling signal circuit

4. 初回臨界試験

4.1 目的

冷態停止状態から、制御棒グループG 3を引抜いた後、制御棒グループG 4を引抜くことによって臨界を達成し、引き継ぎ臨界を維持できることを確認する。

4.2 実施日時

初回臨界試験は科学技術庁の立会検査であり、その実施日時は以下の通りである。

平成2年3月29日07時00分～3月29日11時30分

4.3 試験方法及び結果

試験前の初期条件として主なものは以下の通りである。

- (1) 余熱除去系（DR系）が使用状態であること。
- (2) 一次冷却水温度は 36°C以上 40°C以下、1時間当たりの変動が±1°C以下であること。
- (3) 一次冷却水の圧力は約 12kg/cm²に保たれていること。
- (4) 一次冷却水ポンプは半速運転されている。

昭和49年の初回臨界試験¹⁾では、陸上臨界試験との関連から系の再現性を重視し、燃料棒や制御棒の機械的振動が生じないよう、また、試験中の水温上昇を懸念して、一次冷却水ポンプは運転せずに行っている。これに対し、昭和49年の実績等からこれらの効果は無視し得ると判断し、今回は試験時の安全性を重視して一次冷却水ポンプを半速運転とした。

試験中の注意事項として主なものは以下の通りである。

- (1) 原子炉出力は CIC 電流値で 1×10^{-7} Amp 以下であること。
- (2) 起動率の瞬間値が 1DPM（中性子束が1分間に1桁上昇すること）を超えないように制御棒操作を行うこと。
- (3) NI-4, -5 の電流値が 1×10^{-9} Amp を超える前に仮設線源領域核計装 NI-3 の高圧電源を手動にて遮断すること。
- (4) 核計装を常時監視し、異常な出力上昇のあった場合は直ちに制御棒を挿入すること。

午前 7時28分に制御棒グループG 3の引抜きを開始した。試験中の制御棒引抜きについては、制御棒をグループ単位で駆動すると共に、G 3及びG 4グループ内の制御棒相互位置差を極力小さくするよう、適宜、制御棒1本毎の個別操作を併用した。制御棒グループG 3の引き抜き距離 500mmにおける線源領域核計装(BF₃計数管) NI-1, -2, -3 の計数率を基準計数率とし、基準計数率取得後の制御棒位置を 600mmとして逆増倍率法(1/M ブロック)により臨界近接度を監視しつつ制御棒を引抜いた。当初は得られた 1/M 値を外挿して $1/M = 0$ となる引抜き距離の 2/3を次回の引抜き距離とした。制御棒グループG 3が 1042 mm引き抜きされた時点で $1/M$ 値が 0.1 を下回るようになり、以後、制御棒グループG 4の引抜きは毎回 50mmを目安とした。

計数率の測定にあたっては新しい制御棒位置に移行後、中性子束レベルが十分安定（飽和）してから測定した。未臨界状態での中性子束時間変化は簡単なモデルによれば、

$$\phi = (\phi_0 - \frac{\varrho}{1-k_{\text{eff}}} S_{\text{ex}}) e^{-\frac{\varrho}{1-k_{\text{eff}}} t} + \frac{\varrho}{1-k_{\text{eff}}} S_{\text{ex}} \quad (4-1)$$

のようにかける（「付録B」参照）。ここに、 ϕ_0 、 S_{ex} 、 ϱ 、及び k_{eff} は、それぞれ初期中性子束、外部中性子源、実効熱中性子寿命及び実効増倍率である。上式によれば、臨界に極めて近い未臨界状態では、制御棒引抜による新しい実効増倍率に固有の平衡中性子束レベルに達するまで長時間を要する（詳細な検討は「付録B」に示す）。したがって、 $1/M$ プロットによる臨界近接においては計数率が平衡値に達したことを見た上で計数率測定を行い、急に次のステップに移行しないよう心がけた。

Fig.4-1 に $1/M$ プロットの記録を示す。制御棒グループ G 4 の引抜き距離が 140mm の時点で $1/M$ 値が 0.013 となり臨界に極めて近いと判断し、逆増倍率法に替えて臨界超過操作を行うこととした。ペンレコーダ記録を監視しながら、また、ストップウォッチによるダブリングタイムの計測を適宜行ないながら G 4 を 5mm～2mm 程度の小刻みな間隔で引抜いていった。この間、10時51分に補償型電離箱 NI-4,-5 の電流値が 1.0×10^{-9} Amp を超えたことにより線源領域核計装の NI-1 及び -2 の高圧電源が自動遮断された。また、それより以前に、仮設の NI-3 の高圧電源を手動にて遮断した。これより以後は中間領域核計装の NI-4, -5 及び仮設の NI-6 の電流値で臨界監視を行った。

昭和49年の出力上昇試験では、比較的低い中性子束レベルで臨界を達成したことから、核計装は線源領域のみで測定し、中間領域核計装は高々、 3×10^{-10} Amp であった¹⁾。今回の試験では計画段階より中間領域にて臨界達成させることとしたことが、昭和49年の場合と大きく異なる点である。このようにした理由は、49年臨界達成時の中性子束レベルが線源領域核計装の高圧電源自動遮断のレベルにきわめて近かったことから、臨界達成のレベルをこの領域から遠ざけることによって無用の混乱を避けよう意図したためである。

10時55分に G 4 制御棒グループが 203mm 引き抜かれたところで正のペリオドを確認し、臨界の達成を宣言した。その後、臨界出力レベルを調整した後、11時15分より制御棒グループ G 3 が全引抜き、制御棒グループ G 4 が 186mm 引抜きの状態で臨界を維持した。この時の NI-4,-5 の電流値は、核計装盤 (NIS盤) の読み値で各々、 9.2×10^{-9} Amp 及び 1.0×10^{-8} Amp であった。臨界時の一次冷却水温度は 37.3°C であった。

4.4 評価

初回臨界試験で得られた臨界制御棒位置は、昭和49年の出力上昇試験（一次冷却水温度は 36.1°C）での臨界制御棒位置（制御棒グループ G 3 が全引抜き、制御棒グループ G 4 が 174mm 引抜き）と比較して、制御棒グループ G 4 の位置が 12mmだけ異なる。これは、制御棒グループ G 4 の位置が制御棒微分反応度価値の小さい領域にあること、及び減速材温度が 1.2°C異なることによる反応度効果を考慮すれば妥当な結果と考えられる。本試験の結果より、16年間の長期停止中、また原子炉容器蓋開放点検の結果行なった燃料集合体の再組立て及び制御棒吸収体部の再製作等によって炉心特性に有意な変化は生じていないことが推察された。

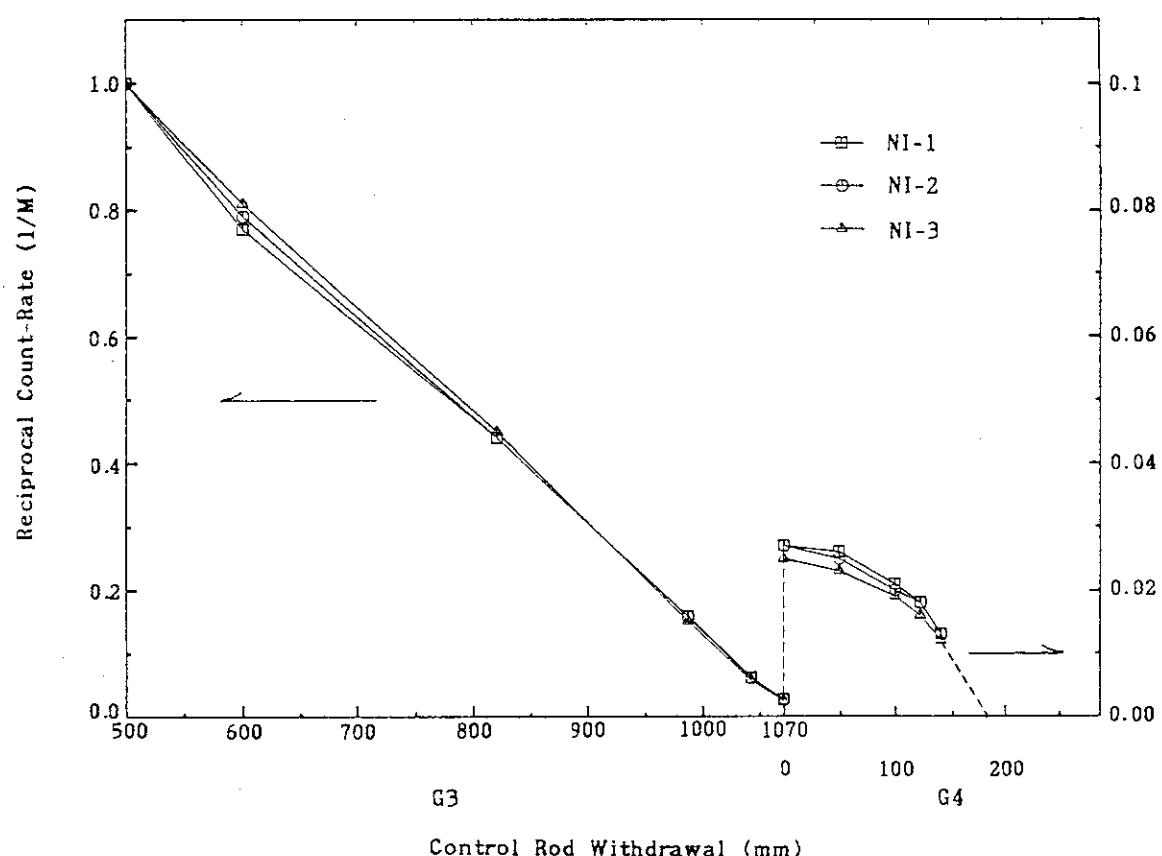


Fig. 4-1 Reciprocal count rates recorded during the initial criticality test

5. 核計装オーバーラップ確認試験

5.1 試験目的

5.1.1 線源領域直線性確認試験

制御棒を微小量引抜き、安定炉周期で中性子束が指數関数的に上昇する際の線源領域核計装(BF_3 検出器、NI-1及び-2)の対数出力指示が直線的に増加することから、核計装指示値が中性子束に比例することを確認する。

5.1.2 核計装オーバーラップ確認試験

線源領域核計装 NI-1, -2 と中間領域核計装(補償型電離箱、NI-4及び-5)の測定記録が重なり合う範囲が 1 衍以上あることを確認する。

5.1.3 冷態零出力上限値確認試験

冷態において、ドッブラー効果の現われる中性子束レベルを求め、以後の冷態零出力試験をドッブラー効果のない状態で確実に行うため、冷態零出力試験を実施する中性子束レベルの範囲を定める。

5.2 実施日時

平成 2 年 3 月 29 日 13 時 13 分～3 月 29 日 16 時 08 分(自主試験)

5.3 方法及び結果：

5.3.1 線源領域核計装直線性確認試験

線源領域核計装の計数率が 5×10^4 程度の中性子束レベルにおいて、制御棒操作により約 30pcm (pcm: per cent milli = $10^{-5} \Delta k/k$) の反応度を加え、中性子束を一定の炉周期(約 250 秒)で上昇させ、その時の線源領域核計装の計数率が時間に対して片対数グラフ上で直線的に上昇することを確認した。

5.3.2 核計装オーバーラップ確認試験

中性子束上昇過程において、中間領域核計装は 1×10^{-11} Amp より指示される。その時の線源領域核計装の計数率は NI-1 が 1.8×10^3 cps であり、NI-2 が 2.0×10^3 cps であった。また、中間領域核計装の指示値が 1×10^{-9} Amp になると線源領域核計装の高圧電源が自動的に遮断される。その時の線源領域核計装の計数率は NI-1 が 1.5×10^5 cps であり、NI-2 が 1.8×10^5 cps であった。

なお、後日、 BF_3 検出器の寿命を考慮して、線源領域核計装の高圧電源自動遮断レベルを、中間領域核計装の指示値が 3×10^{-10} Amp に、高圧電源自動復帰レベルを 1.5×10^{-10} Amp に変更した。そのため、再度本試験を実施したところ(4月19日及び21日)、高圧電源自動遮断時の線源領域核計装の計数率は NI-1 が 4.5×10^4 cps であり、NI-2 が 5.2×10^4 cps であった。また、高圧電源自動復帰時の線源領域核計装の計数率は NI-1 が 2.2×10^4 cps であり、NI-2 が 2.5×10^4 cps であった。

5.3.3 冷態零出力上限値確認試験

中間領域核計装（NI-4 -5 及び -6）の指示値が 1×10^{-9} Amp 程度の中性子束レベルから、制御棒操作により約 30pcm 及び約 50pcm の反応度を加え、中性子束を一定の炉周期（約250秒及び約 140秒）で上昇させ、上昇過程を記録した。その時の中間領域核計装の指示値は、片対数グラフ上で直線的に上昇したが、中性子束レベルが上昇するに伴い、ドッブラー効果による出力上昇率の低下が確認された。ドッブラー効果確認時の中性子束レベルは、約 30pcm の反応度を加えた場合は中間領域核計装の電流値で NI-4 が 8.0×10^{-8} Amp, NI-5 が 8.3×10^{-8} Amp, NI-6 が 2.0×10^{-8} Amp であり、約 50pcm の反応度を加えた場合は NI-4 が 8.1×10^{-8} Amp, NI-5 が 8.5×10^{-8} Amp 及び NI-6 が 3.0×10^{-8} Amp であった。従って、以後の冷態零出力試験は、NI-6 の電流値が 1.0×10^{-8} Amp 以下の中性子束レベルで行うこととした。

5.4 評 値

5.4.1 線源領域核計装直線性確認試験

線源領域核計装の計数率は、中性子束が一定の炉周期で上昇する場合に、片対数グラフ上で良好な直線性を示したことから、同検出系の指示が中性子束に比例することを確認した。

5.4.2 核計装オーバーラップ確認試験

線源領域核計装と中間領域核計装の測定範囲は、高圧電源自動遮断及び復帰レベルの変更後においても、1桁以上重なり合うことが確認され、中性子束を連続的に監視することができることを確認した。

5.4.3 冷態零出力上限値確認試験

中性子束レベルが、NI-4 及び NI-5 の中間領域核計装の電流値で約 8×10^{-8} Amp に達すると、ドッブラー効果による出力上昇率の低下が確認できた。なお、この中性子束レベルは、昭和49年の出力上昇試験における測定結果 (1×10^{-7} Amp) と概ね一致している。

6. 反応度計較正試験

6.1 目 的

一連の出力上昇試験において、反応度の測定に用いる反応度計の測定精度をペリオド法との比較により確認し、調整等の必要の有無を確認する。あわせて、広範囲の反応度について較正試験を行う。

6.2 試験実施日時

平成2年3月29日16時33分～3月29日18時37分（自主試験）

平成2年3月30日15時59分～3月30日18時58分（立会検査）

6.3 方法及び結果

冷態零出力臨界状態から制御棒操作により、まず、約±20pcm（各々、炉周期約400秒及び約470秒）、約±40pcm（各々、炉周期約180秒及び約250秒）、約±80pcm（各々、炉周期約80秒及び約150秒）の反応度を与える、中性束レベルを上昇又は下降させた。その際、附加された反応度を反応度計で計測すると同時に、ダブリングタイムの測定により附加された反応度を算出し、両者を比較した。その結果、Fig.6-1の反応度計較正図に示されるように、約±20pcm、約±40pcm及び約+80pcmの場合には最大偏差は1.3%であり、この範囲において、ペリオド法によって反応度計を較正できることを確認した。しかしながら、約-80pcmの反応度を与えた場合には、-12.5%の偏差が見られた。次に、約±60pcm（各々、炉周期約110秒及び約180秒）の反応度を与えて較正試験を行った。その結果、約-60pcmの反応度を加えた場合でも偏差は-3.4%であった。

6.4 評 價

冷態零出力臨界状態から制御棒操作により一定の反応度を与えて中性子束レベルを変化させ、反応度計により反応度を測定すると同時に、ペリオド法によってダブリングタイムを測定し添加された反応度を算出し両者を比較した。制御棒操作による添加反応度は、約±20pcm、±40pcm及び約±80pcmである。試験の結果、実際の測定で多用される反応度計のレンジ-50pcm～+50pcmの範囲において反応度計の精度は、事前に定めた基準（偏差4%以内）を満足しており、特段の調整は不要と判断された。

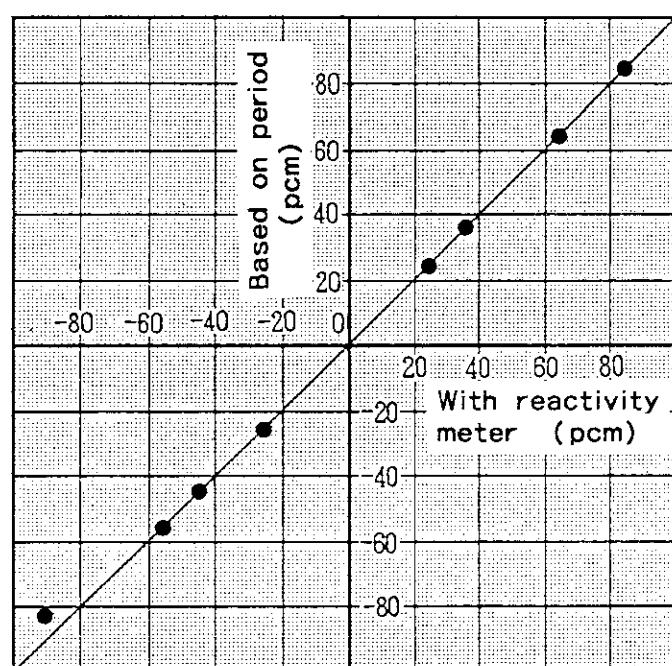


Fig. 6-1 Reactiviter meter calibration

7. G 3, G 4 制御棒等価性確認試験

7.1 目的

制御棒グループG 3とG 4は互いに対称な位置関係にあるため、燃焼の全く進んでいない初期炉心においては核的に等価であることが期待される。そのため、初回臨界試験時と制御棒グループG 3とG 4の位置関係を逆転させて臨界とし、対称性を確認する。

7.2 実施日時

平成2年 3月30日9時13分～3月30日12時00分（自主試験）

7.3 方法及び結果

午前9時30分、初回臨界試験とは逆に制御棒グループG 4より引抜きを開始した。G 4制御棒引抜距離 501mm にて NI-1, 2, 3 の基準計数率を測定した。以後、逆増倍率(1/M値)を計算することにより臨界近接度を監視しつつ制御棒を引抜いた。10時05分、制御棒グループG 4が全引抜きとなり、10時28分より制御棒グループG 3を引抜いた。11時04分には、G 3制御棒を 150mm まで引抜き、NI-1, 2, 3 の計数率を測定したところ、各々、1/M 値が 0.039, 0.041 及び 0.007 となった。臨界に極めて近いと判断し、それまでの 1/M 近接法に替えて臨界超過作業にはいった。11時36分に G 3 の引抜距離を 211mm とした。中性子束レベルが上昇し、11時44分に仮設の NI-3 の高圧電源を手動で遮断した後、11時46分、本設の NI-2 及び NI-3 が自動遮断した。その後、中間領域核計装 NI-4, -5, -6 により、制御棒グループG 3が 211mm で臨界超過であることを確認した。中性子束レベルが中間領域核計装 (NI-4 及び 5) の指示値で約 $1 \times 10^{-8} A$ まで上昇した後、制御棒グループG 3を挿入し、12時00分、臨界の維持を確認した。臨界時の制御棒グループG 3の平均位置は 193mm であり、一次冷却水の温度は 37.2°C、圧力は 12.1kg/cm² であった。

7.4 評価

初回臨界の時の臨界制御棒位置（一次冷却水温度が 37.3°C で、制御棒グループG 3が全引抜き、制御棒グループG 4が 186mm 引抜き）と比較し、本試験における臨界制御棒位置はほぼ等しい。このことから制御棒グループG 3とG 4は核的にほぼ等価であるといえる。

8. ワンロッドスタック停止余裕度測定試験

8.1 目的

冷態において、最大反応度価値を有する制御棒1本を全引抜き状態で固着させたまま、残りの全制御棒を落下させた時の停止余裕度を測定する。

8.2 試験実施日時

平成2年3月30日 9時13分～3月30日12時00分 (自主試験)

平成2年3月31日10時25分～3月31日11時19分 (立会検査)

8.3 方法及び結果

炉心の対称性により、制御棒グループG1及びG2に属する内側の4本の制御棒(CR-1～CR-4)、また、G3及びG4に属する外側の8本の制御棒(CR-5～CR-12)の反応度価値はそれぞれ等しい。また、解析と「むつ」陸上臨界試験⁴⁾により、内側の制御棒より、外側の制御棒の方が大きな反応度価値を有することが確認されている。そのため、制御棒グループG4に属するCR-12を固着制御棒として選択した。

制御棒は、電磁クラッチにより制御棒駆動装置に保持されている。試験開始前に、仮設のクラッチ電流遮断装置を制御棒個別クラッチブレーカに第3章のFig.3-5に示すように並列に接続した。この状態ではクラッチ電流は、制御棒個別クラッチブレーカを介して流れている。次に、制御棒グループG4を全引抜き、制御棒グループG3を190mm引抜いて臨界とした後、CR-5～CR-11の7本の制御棒については、クラッチ電流が仮設のクラッチ電流遮断装置を流れるように切換え、本設の制御棒個別クラッチブレーカを遮断した。この状態では、仮設のクラッチ電流遮断装置を遮断することによりCR-5～CR-11の7本の制御棒を同時に落下させることができる。なお、スクラム信号が発信した場合には、仮設のクラッチ電流遮断装置及び制御棒個別クラッチブレーカの上流にあるスクラムブレーカが遮断されるため、全ての制御棒が落下するので、安全機能は損なわれない。

試験は、冷態において制御棒グループG4が全引抜き、制御棒グループG3が190mm引抜きの状態で臨界として開始し、仮設のクラッチ電流遮断装置により、CR-5～CR-11の7本の制御棒を落下させ、落下後の中性子束の減衰過程をマルチチャンネルスケーラにより測定した。

一方、臨界状態にある原子炉にステップ状の負の反応度が投入された場合の中性子束減衰特性を以下に示す遅発中性子6群の1点近似動特性方程式より解析的に求めた。

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\varrho(1-\rho)} n(t) + \sum_i \lambda_i C_i(t), \quad (8-1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)} n(t) - \lambda_i C_i(t). \quad (8-2)$$

ここに、 ρ 、 $n(t)$ 、 β 及び ϱ は、反応度、中性子密度、実効遅発中性子割合、即発中

性子寿命(sec.)であり、 β_i 、 λ_i 及び $C_i(t)$ は、各々、遅発中性子組*i*の遅発中性子割合、崩壊定数(sec^{-1})及び遅発中性子先行核濃度である。式(8-1)及び(8-2)を $t=0$ において定常臨界であるという初期条件のもとに解き、ステップ状の投入反応度 ρ をパラメータとする減衰曲線を求めた(「付録C」に解法のあらましを示す)。

Fig.8-1 は、マルチチャンネルスケーラを用いて測定したチャンネル毎の計数値を 10 チャンネル毎に平均してプロットした例(自主試験、NI-1 による)である。計数値は、あるチャンネル番号以降で急激に減衰しており、このチャンネルが制御棒落下の瞬間に対応している。マルチチャンネルスケーラで測定した計数値から計数率(cps)を求め、これよりバックグラウンド計数率を差し引き、さらに初期計数率を 1.0 に規格化したものと Fig.8-2(自主試験)及び Fig.8-3(立会検査)に示す。これらの図より、規格化計数率は、検出器により対応する反応度に相違はあるものの、あらかじめ求めた中性子束減衰曲線にほぼ沿った形になっている。自主試験と立会検査とでは、検出器が同じであればほぼ同じ結果になっており各々の検出器で測定された反応度は以下のように読み取ることができる。

$$\begin{aligned} \text{NI-1} &\sim -5\% \Delta k/k \\ \text{NI-2} &\sim -7\% \Delta k/k \\ \text{NI-3} &\sim -13\% \Delta k/k \end{aligned}$$

以上より、ワンロッドスタック停止余裕度は 5% $\Delta k/k$ 以上という結果が得られた。

8.4 評価

冷態において、最大反応度値値を有する制御棒 1 本が全引抜き状態で固着した時の停止余裕度は、判定基準の 1% $\Delta k/k$ を上回っており、原子炉を安全に冷態停止できることが確認された。

検出器により停止余裕度の測定結果に相違があるのは、以下のように制御棒落下前後の炉内中性子束分布の変化に起因すると考えられる。制御棒落下前の臨界状態では、内側の制御棒 G 1 及び G 2 は全挿入、外側制御棒 G 4 は全引抜きであり、G 3 は約 190mm 引抜きであった。この時の中性子束は、全引抜き制御棒の近傍で比較的高く、他の場所で比較的低い。次に、制御棒落下後では、G 4 制御棒グループに属する 1 本の制御棒 CR-12 のみが全引抜きであり、他の制御棒は全挿入されている。この時の中性子束は、全引き抜きとなっている制御棒の付近で非常に高く、他では比較的低くなる。検出器 NI-1, -2 及び -3 の計数率は、各々の中性子検出器に近い燃料集合体の中性子束に大きく依存する。NI-1 に近い燃料集合体では、概ね落下前に比べ落下後の値が大きくなっている。これに対し、NI-2 に近い燃料集合体では逆に、落下前に比べ落下後の値が小さくなっている。また、NI-3 に近い燃料集合体でも、落下前に比べ落下後の値が大幅に小さくなっている。したがって、落下後の中性子計数率を落下前の値で規格化した場合、その値は見かけ上、NI-1, -2, -3 の順で大きくなるものと考えられる。ワンロッドスタック停止余裕度測定試験の結果は、この予想と一致しており、中性子検出器により停止余裕度の測定結果に差異が生じたのは、炉内中性子束分布の変化に起因すると考えらる。

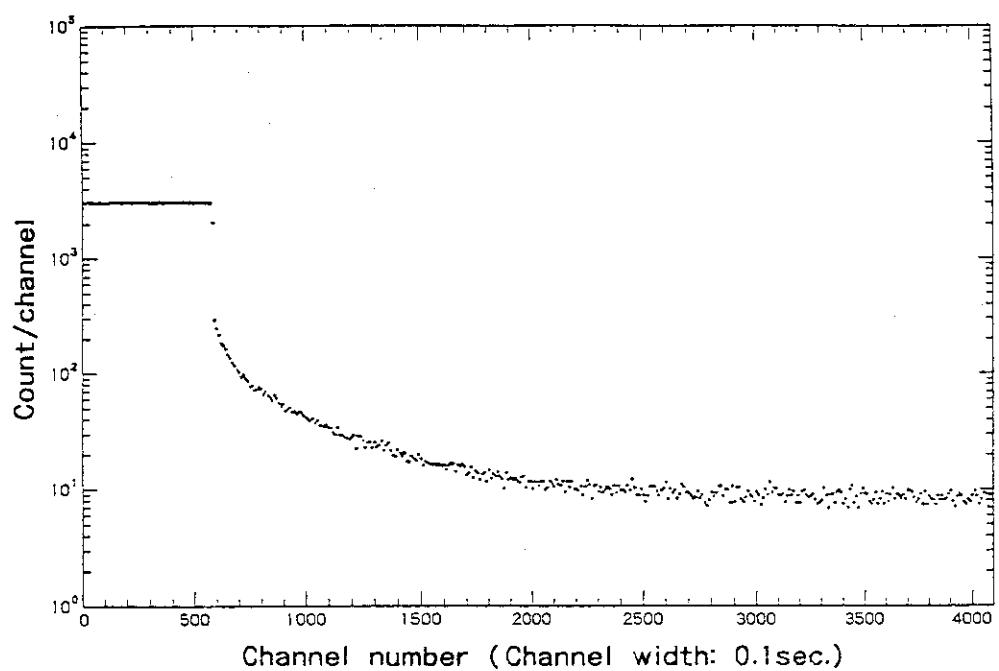


Fig. 8-1 Time-dependent behavior of neutron count measured by multi channel scaler for NI-1 (unofficial test)

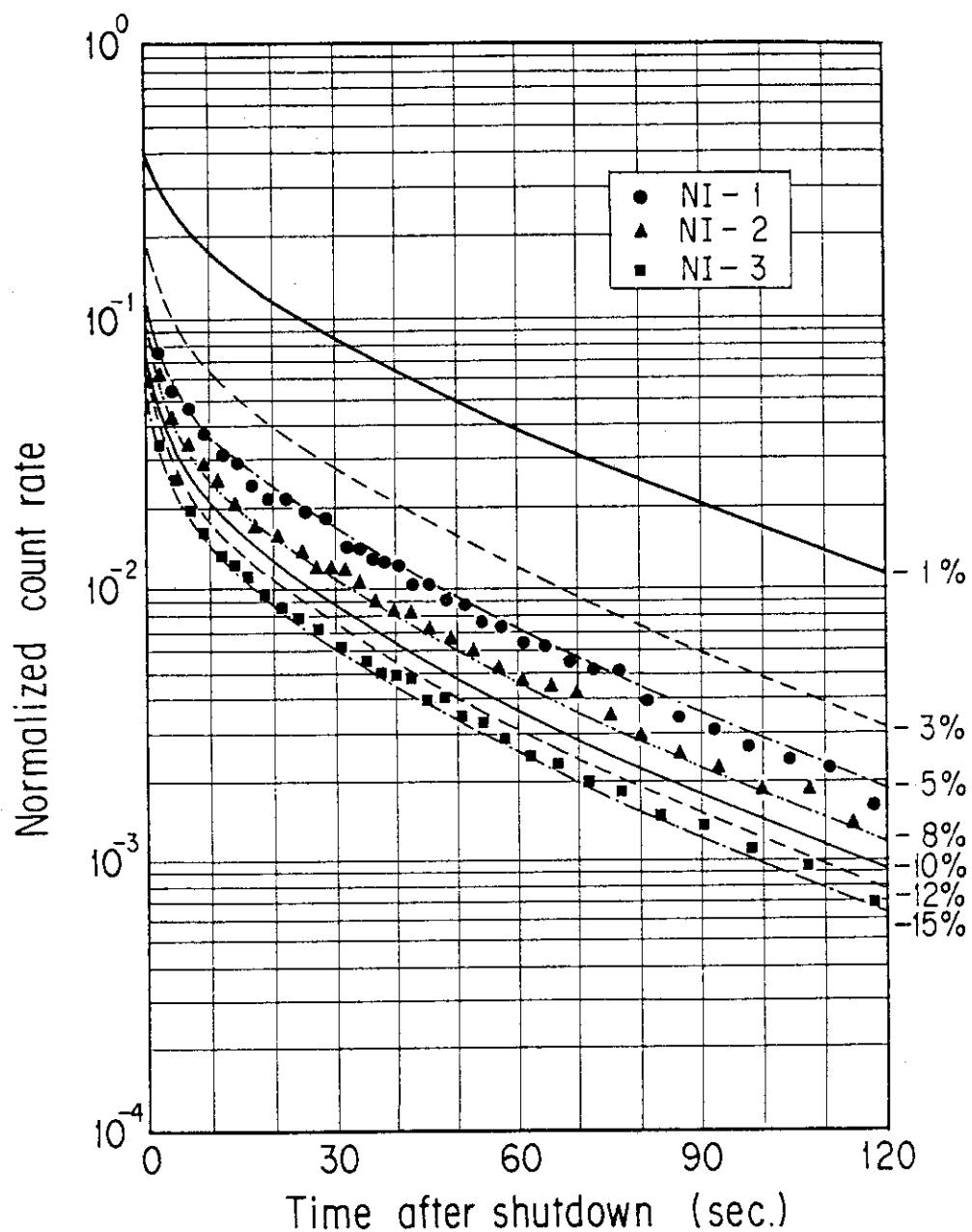


Fig. 8-2 Decay curves for NI-1, -2 and -3 after reactor shutdown with one stuck control rod (unofficial test)

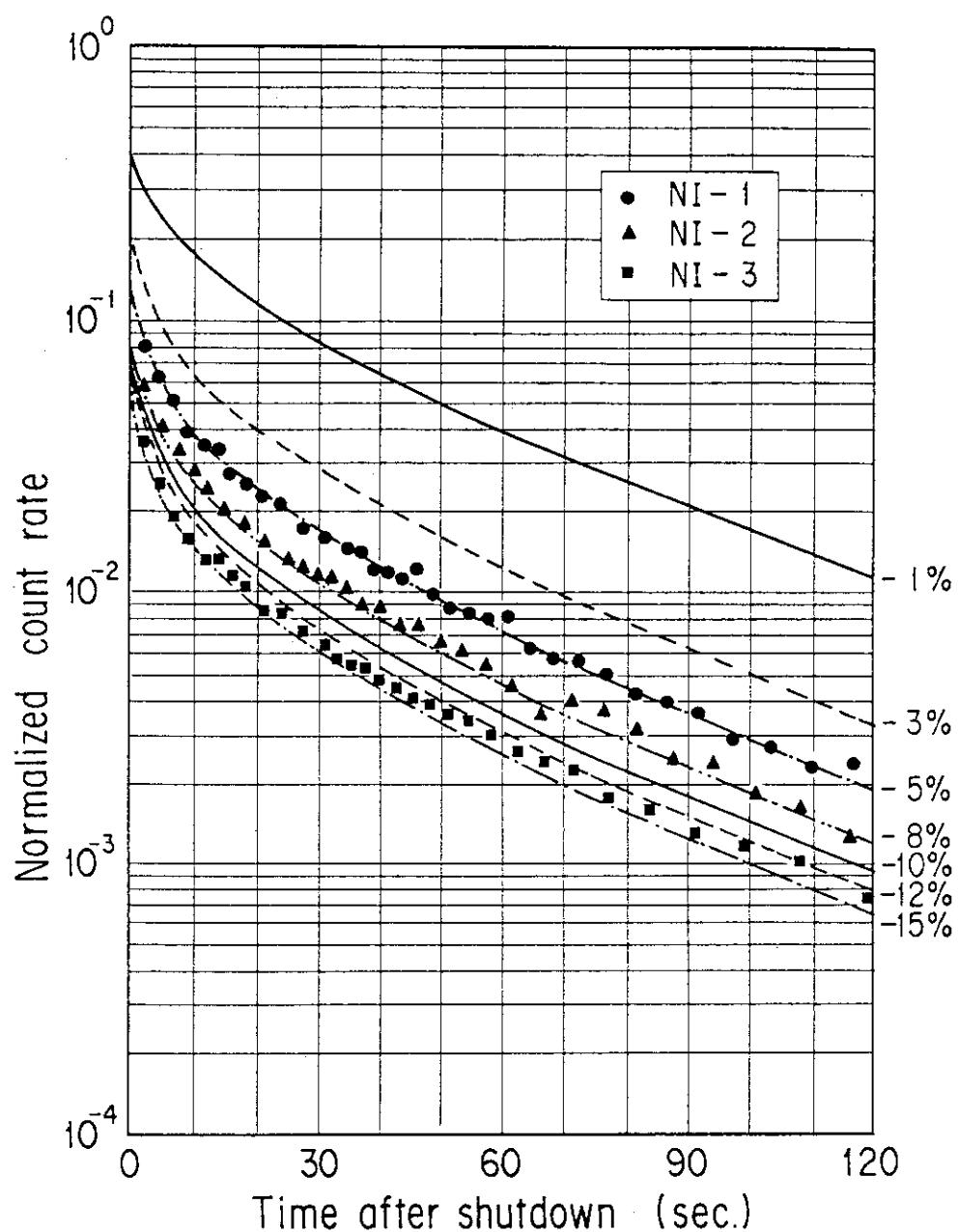


Fig. 8-3 Decay curves for NI-1, -2 and -3 after reactor shutdown with one stuck control rod (official inspection)

9. 停止余裕度測定試験

9.1 目的

冷態において、全制御棒を挿入した時の停止余裕度を測定する。

9.2 試験実施日時

平成 2年 3月30日13時55分～3月31日15時59分（自主試験）

9.3 方法及び結果

試験は、冷態において制御棒グループG 3を全引抜き、制御棒グループG 4を182mm引抜いて臨界とした後、仮設のクラッチ電流遮断装置により全ての制御棒を落下させ（但し、制御棒グループG 1及びG 2に属する合計4本の制御棒は落下前から全挿入位置にある。），落下後の中性子束の減衰過程をマルチチャンネルスケーラにより測定し、その結果を1点近似動特性方程式より解析的に求めた中性子束減衰曲線と比較することにより、停止余裕度を求める計画であった。

しかしながら、マルチチャンネルスケーラを計測状態とする前に、仮設のクラッチ電流遮断装置の駆動電源が瞬間に喪失したため、制御棒が落下した。幸い、バックアップとして用意していたデータ処理システムにより、NI-1及びNI-2による計数率の減衰過程が記録されており、これらと解析により求めた中性子束減衰曲線とをFig.9-1のように比較した。これにより、停止余裕度を約 $12\%\Delta k/k$ と評価した。なお、マルチチャンネルスケーラを使用できなかった為、測定された減衰過程は計数率計の出力に基づくものである。

9.4 評価

ここで得られた停止余裕度は約 $12\%\Delta k/k$ であり、設計値（ $10.9\%\Delta k/k$ ）、「むつ」陸上臨界試験での測定値（パルス中性子法： $9.8\%\Delta k/k$ ）⁴⁾及び昭和49年の出力上昇試験における測定値（落下法： $10.5\%\Delta k/k$ ）¹⁾と比べて同程度である。

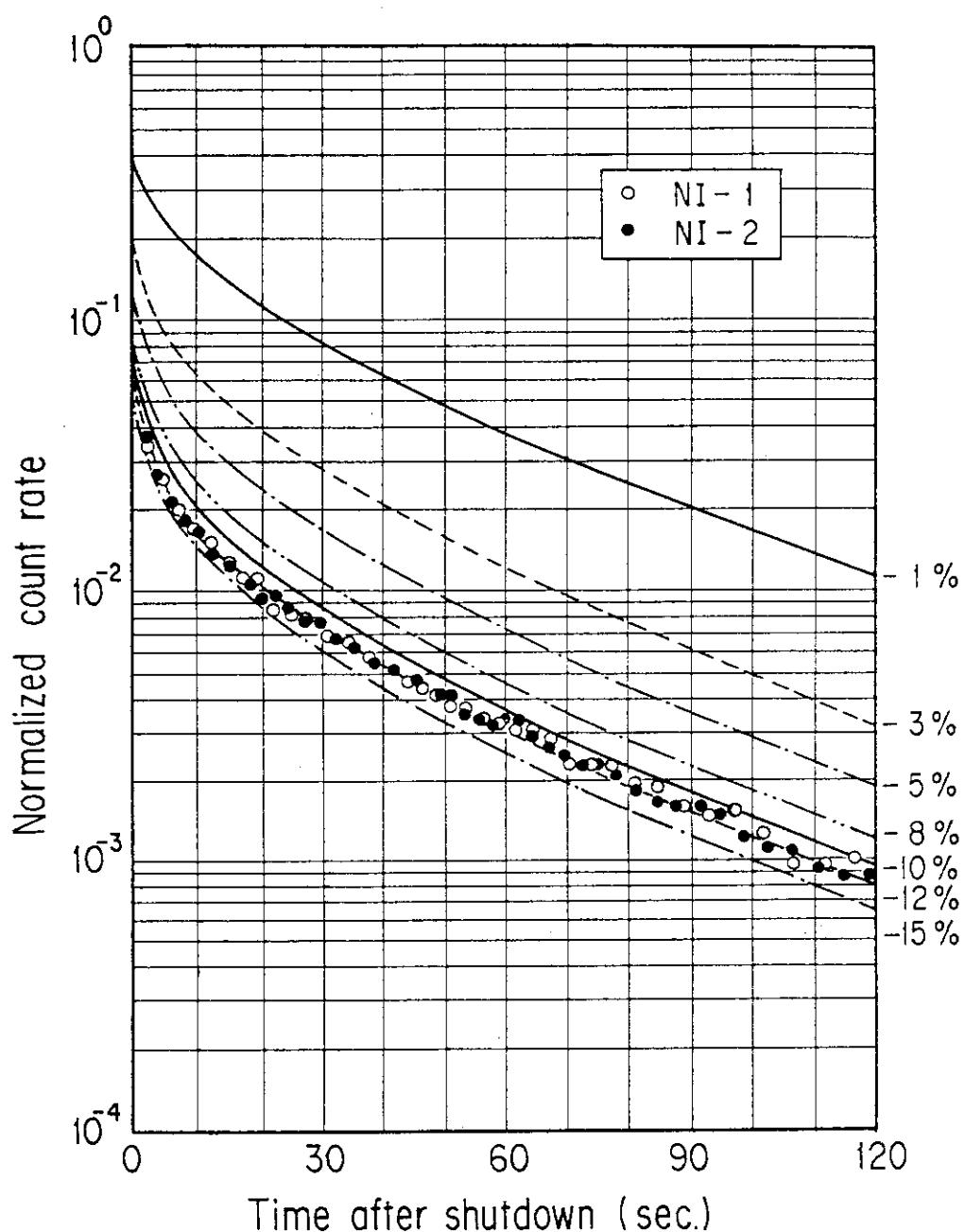


Fig. 9-1 Decay curves of count rate recorded by a data processing system for NI-1, and -2 after reactor shutdown (unofficial test)

10. 減速材温度係数及び圧力係数測定試験

10.1 目的

減速材温度及び圧力を常温常圧状態から定格運転状態まで上昇させ、その過程で減速材温度係数及び減速材圧力係数を測定し、これらが設計値と大略一致することを確認する。

10.2 試験実施日時

平成 2年 3月31日18時10分～4月 2日15時30分（自主試験）

平成 2年 4月 2日10時33分～4月 2日12時17分（立会検査(273.5°C近傍のみ)）

10.3 方法及び結果

減速材温度 36.9°C、圧力 12.0kg/cm²の状態で、中性子束レベルが NI-6 の電流値にして 1×10^{-9} Amp 程度で臨界とした後、Fig.10-1 に示すように階段状に減速材温度及び圧力を定格運転状態（273.5°C, 110kg/cm²）まで、一次冷却水ポンプによる強制循環で生じるジュール熱及び加圧器ヒータを熱源として上昇させた。その間、反応度が -50pcm から +50pcm の範囲に入るよう制御棒 G 4 又は G 2 を操作し、減速材温度及び圧力上昇に伴う反応度変化を測定した。反応度は中間領域核計装 NI-6 に接続したデジタル反応度計により測定した。

Fig.10-1 には減速材温度と臨界制御棒位置の関係も示す。減速材温度が約 230°Cまでは、炉心内側の制御棒グループである G 1, G 2 共に全挿入されており、外側の制御棒グループ G 4 で反応度を調整している。

Fig.10-2 は減速材温度上昇中のペンレコーダ記録の例（1次冷却水圧力を 21.5kg/cm²に保持中）である。減速材温度が一定の割合で上昇しており、これに伴って反応度が負の方向に変化し、中性子束の減少する様子が判る。反応度がステップ状に変化している箇所は、温度上昇に伴う負の反応度を補償する為に制御棒を引抜いたところである。各ステップでの引抜き距離は制御棒の微分反応度に依存し、制御棒操作は概ね 12 分から 15 分の間隔で行った。この間の反応度変化（概ね 80pcm）及び減速材温度上昇により、減速材温度係数 ($\Delta \rho / \Delta T$) は、反応度変化量 $\Delta \rho$ と温度上昇量 ΔT の比として算出した。

Fig.10-3 は、減速材温度係数の測定結果を、昭和 49年にペリオド法を用いて測定した結果¹⁾及び 3 次元拡散コード STEADY-SHIP⁵⁾による計算値と比較したものである。試験開始時（温度 36.9°C、圧力 12.0kg/cm²）の減速材温度係数は約 -12pcm/°C であるが、温度が上昇するにつれて単調減少し、定格温度・圧力（温度 273.5°C、圧力 110kg/cm²）近傍では -55pcm/°C 程度である。昭和 49年の測定値と比較すると新旧の曲線に大きな相違はないが、反応度計を使用した今回の測定では採取されたデータ点の数が圧倒的に多く、また、ペリオド法による前回の測定に比べてデータのはらつきが少ないことが特徴である。

減速材温度係数の計算値は、まず着目温度点での核定数を ASSEMBLY-SHIP コード⁶⁾で作成し、STEADY-SHIP コードに入力して実効増倍率を計算し、次に温度変化に対応させて核定数のみを変化させて第 2 の計算を行い、両者の実効増倍率の差から減速材温度係数を

求めている。なお、計算値にややはらつきの見られるのは、差し引きする互いの実効増倍率の値が接近しており有効桁数が少ないとことから、数値的な誤差を伴っている為と考えられる。

減速材圧力係数 ($\Delta \rho / \Delta P$) は、減速材温度係数と同様に、反応度変化量 $\Delta \rho$ と圧力上昇量 ΔP との比で求めることができる。昇圧過程においては圧力上昇に伴う反応度変化は小さいので、制御棒操作は行わなかった。昇圧過程では、加圧器スプレイ弁開度の調整等のプラント操作により可能な限り一定温度とするよう努めたが、その反応度変化が無視できない程度の減速材温度変化があった。その為、計測された生の反応度変化量に減速材温度変化に伴う補正を行うこととした。Fig.10-4において、□印はレコーダに記録された生の反応度であり、○印は測定中の温度変化による補正を加えた値である。温度効果補正後は、一定の圧力範囲で圧力上昇に伴って直線的に反応度が添加されることがわかり、この勾配から減速材圧力係数を求めている。

Fig.10-5 は、減速材圧力係数の測定値と計算値を比較したものである。○印が今回の測定値、□印が昭和 49年の測定値（ペリオド法による）、●印が STEADY-SHIP コードによる 3 次元計算値を表す。圧力上昇は变速材密度を増加させることから減速材圧力係数は正の値となるが、その値は $1.1 \sim 3.4 \text{pcm/kg/cm}^2$ の小さなものであることが確認された。なお、計算値は、減速材温度係数の場合と同様に、まず着目圧力点での実効増倍率を計算し、次に圧力変化に対応させて核定数のみを変化させて第 2 の計算を行い、両者の実効増倍率の差から減速材圧力係数を求めている。

10.4 評 値

減速材温度係数は全測定領域で $-11.3 \sim -55.6 \text{pcm/}^\circ\text{C}$ の負の値を示し、3 次元計算値及び昭和 49年の出力上昇試験における測定値とよく一致している。

減速材圧力係数は正であるが、 $1.1 \sim 3.4 \text{pcm/kg/cm}^2$ と小さい値である。昭和 49年の出力上昇試験における今回の測定値とは概ね一致しており、計算値もこれをよく再現している。

「むつ」用に開発された 3 次元拡散コード STEADY-SHIP は、減速材温度係数及び圧力係数を評価する解析手法として有効であることが確認された。

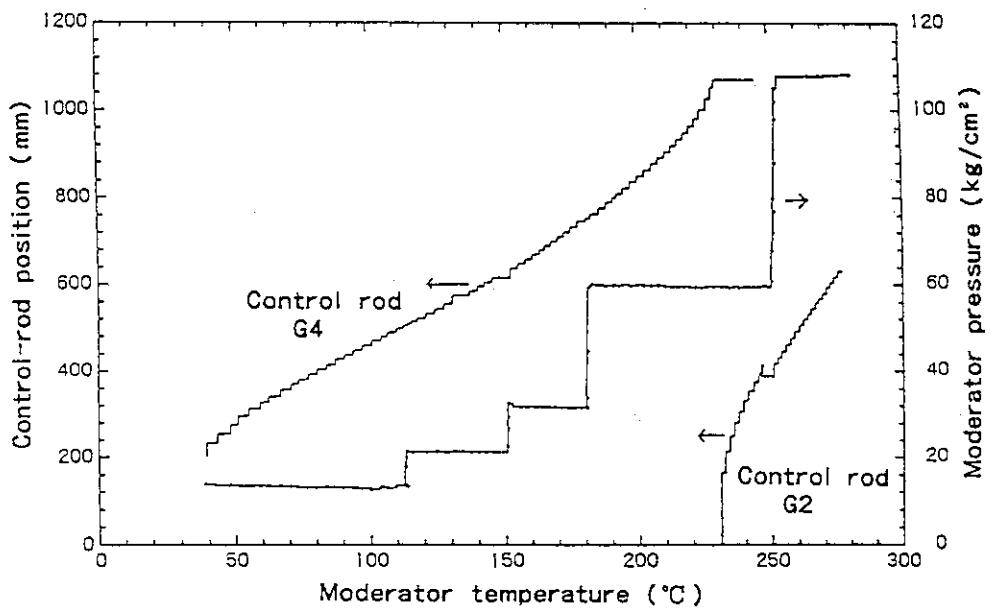


Fig. 10-1 Critical control-rod positions with the variation of moderator temperature and pressure

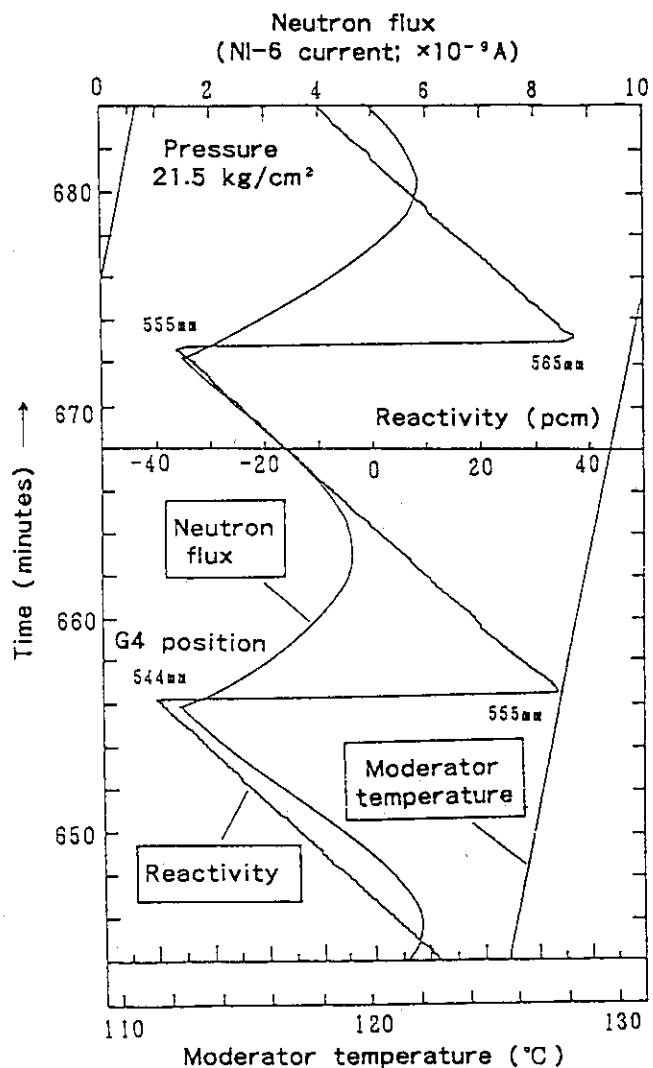


Fig. 10-2 Recorder tracing accompanying moderator-temperature increase and control-rod withdrawal

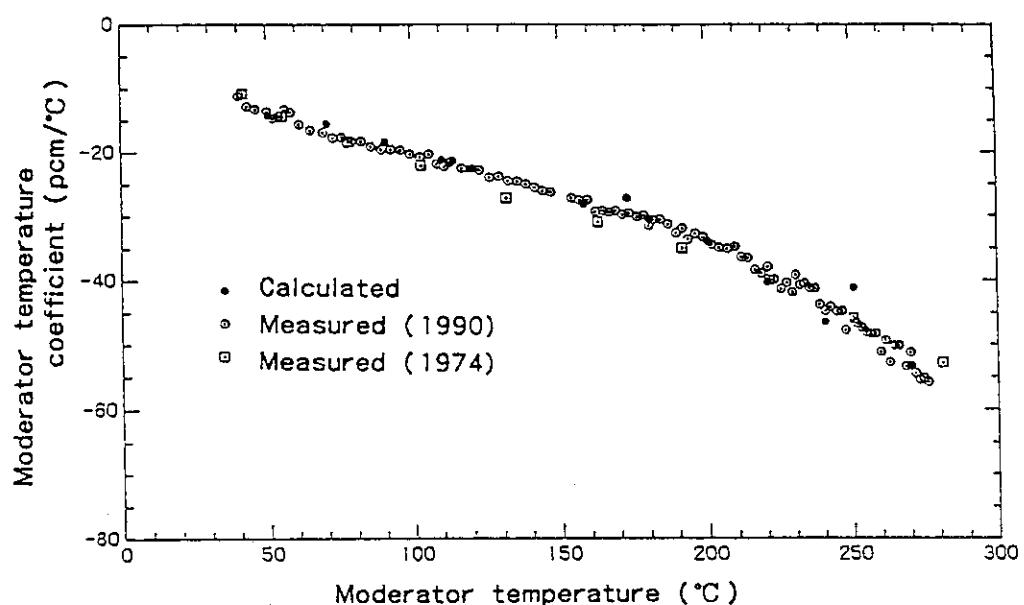


Fig. 10-3 Comparison between measured and calculated moderator-temperature coefficient

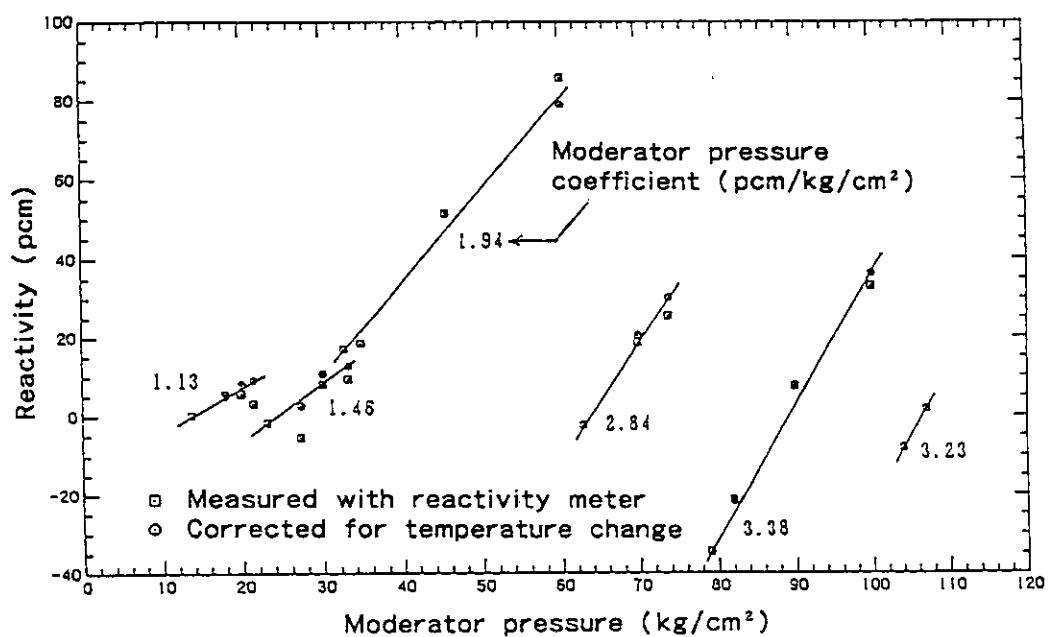


Fig. 10-4 Reactivity changes caused by pressure increases

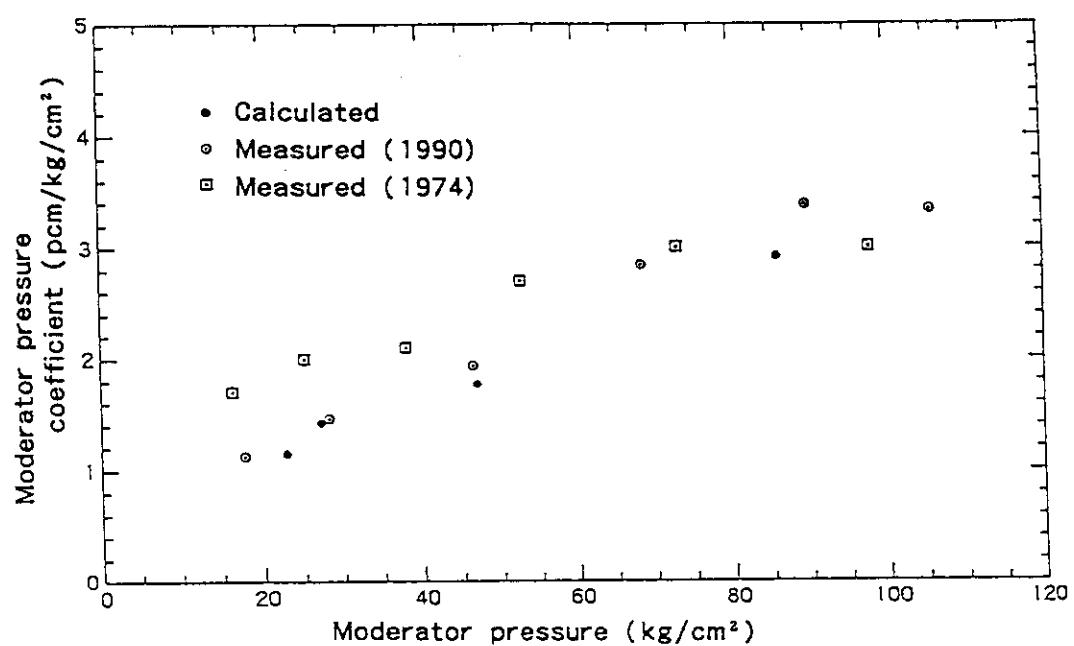


Fig. 10-5 Comparison between measured and calculated moderator-pressure coefficient

11. 制御棒等価反応度測定試験

11.1 目的

温態零出力状態（1次冷却材温度は約 273.5°C、圧力は約 110kg/cm²）において、制御棒グループ G 1 及び G 2 の微分反応度値を測定する。測定結果は、臨界制御棒位置の予測等に使用し、原子炉運転に寄与する。さらに、両制御棒グループの反応度値がほぼ等しいことを確認する。

11.2 試験実施日時

平成 2 年 4 月 6 日 9 時 40 分～4 月 6 日 18 時 37 分（自主試験）

11.3 試験方法及び結果

減速材温度係数及び圧力係数測定試験終了後（平成 2 年 4 月 2 日 15 時 50 分終了），原子炉を一旦停止した後、再び原子炉を臨界とし、温態零出力上限値及び温態零出力炉物理試験の中性子束レベルを決定した後に実施した。以下に、温態零出力上限値の測定、制御棒等価反応度測定試験の順で試験方法を述べる。

11.3.1 温態零出力上限値の確認

温態零出力臨界を確認した後、制御棒グループ G 2 を僅かに引抜いて約 30pcm の反応度を炉心に与え、中性子束を一定の炉周期（約 250 秒）で上昇させた。中性子束の指數関数的増加がドップラー効果により鈍る中性子束レベルを温態零出力上限値とした。ドップラー効果出現時の中間領域核計装 NI-4, 5 の指示値は、共に約 2.5×10^{-7} A で、反応度計に接続されている NI-6 では、約 3.3×10^{-7} A であった。これらの測定結果から、以降に実施する温態零出力炉物理試験は、中性子束レベルを NI-4, 5 について 1×10^{-7} A 以下で実施することとした。

11.3.2 制御棒等価反応度測定試験

温態零出力上限値の確認終了後の臨界制御棒位置は、制御棒グループ G 3, G 4 は全引抜き、G 2 は部分引抜きの約 608mm、G 1 は全挿入状態であった。この状態から、臨界及び中性子束レベルを維持しつつ、制御棒グループ G 2 の約 15mm 挿入及び G 1 の約 15mm 引抜きを交互に繰返した。この間の制御棒操作に伴う反応度変化をデジタル反応度計により測定した。Fig.11-1 は、NI-6 による中性子束、反応度及び減速材平均温度のペンレコーダ記録の一例である。中性子束レベルがペンレコーダ上のフルスケールの約 90% に達したら G 2 を挿入し、また、中性子束レベルが十分低くなった時点で G 1 を引き抜くという操作を繰り返している。ここで得られた反応度の変化から、制御棒グループ G 1 及び G 2 の微分反応度値を求めた。同時に臨界制御棒位置を求めた。なお、測定範囲は、温態零出力臨界を維持する観点から、制御棒グループ G 1 及び G 2 共に、全挿入位置から約 600 mm までであった。

温態零出力状態での種々の臨界制御棒位置の測定結果を Fig.11-2 に示す。プロット点○はここで得られた臨界制御棒位置、▲は昭和49年の出力上昇試験における測定値を示す。また、実線は、「むつ」用に開発された3次元拡散コード STEADY-SHIP⁵⁾による計算結果である。STEADY-SHIP による計算に必要な3群核定数は、ASSEMBLY-SHIP コード⁶⁾を用いて作成した。また、制御棒の吸収効果は、1次元輸送コード ANISN⁷⁾を用いて計算される対数微分値（=中性子流/中性子束）を制御棒領域の境界条件として与えることによりモデル化した。Fig.11-2 で破線で示すのは、原子力船「むつ」の設計当時の軸方向一次元拡散コードによる計算結果である。ここで得られた臨界制御棒位置曲線は昭和49年の出力上昇試験における測定結果とほぼ一致し、長期の停止期間中に炉心特性に変化が生じていないことを確認できた。また、測定結果は $y=x$ の直線に対して対称であり、制御棒グループ G 1 及び G 2 の反応度価値がほぼ等しいことを確認できた。設計計算値との比較では幾分の相違がある。一方、STEADY-SHIP による計算結果は、測定値と非常によい一致を示している。このことから、通常運転中に制御棒が炉心に複雑に挿入される「むつ」のような原子炉の炉心の解析においては、3次元計算が重要であることが確認された。

Fig.11-3 に制御棒グループ G 1, G 2 の微分反応度価値の測定値を示す。両制御棒グループの微分反応度価値は良く一致しており、反応度効果が互いに等価であることが確認された。また、実線で示す STEADY-SHIP による計算値は、測定値を良く再現している。

11.4 評 価

温態零出力臨界制御棒位置の曲線、微分反応度効果から、制御棒グループ G 1, G 2 の両制御棒の反応度効果の等価性が明らかになった。また、温態零出力臨界制御棒位置の曲線は、昭和49年の出力上昇試験の結果と一致していることから、長期間の停止中に炉心特性に変化が生じていないことが確認された。臨界制御棒位置の測定値と計算値の比較の結果、一次元拡散コードによる計算結果とは差異があることがわかり、一方、3次元拡散コードは実測値とよい一致を示した。この結果から、通常運転中に制御棒が炉心に複雑に挿入される「むつ」のような原子炉の炉心解析では、3次元計算が重要であることが明らかになった。

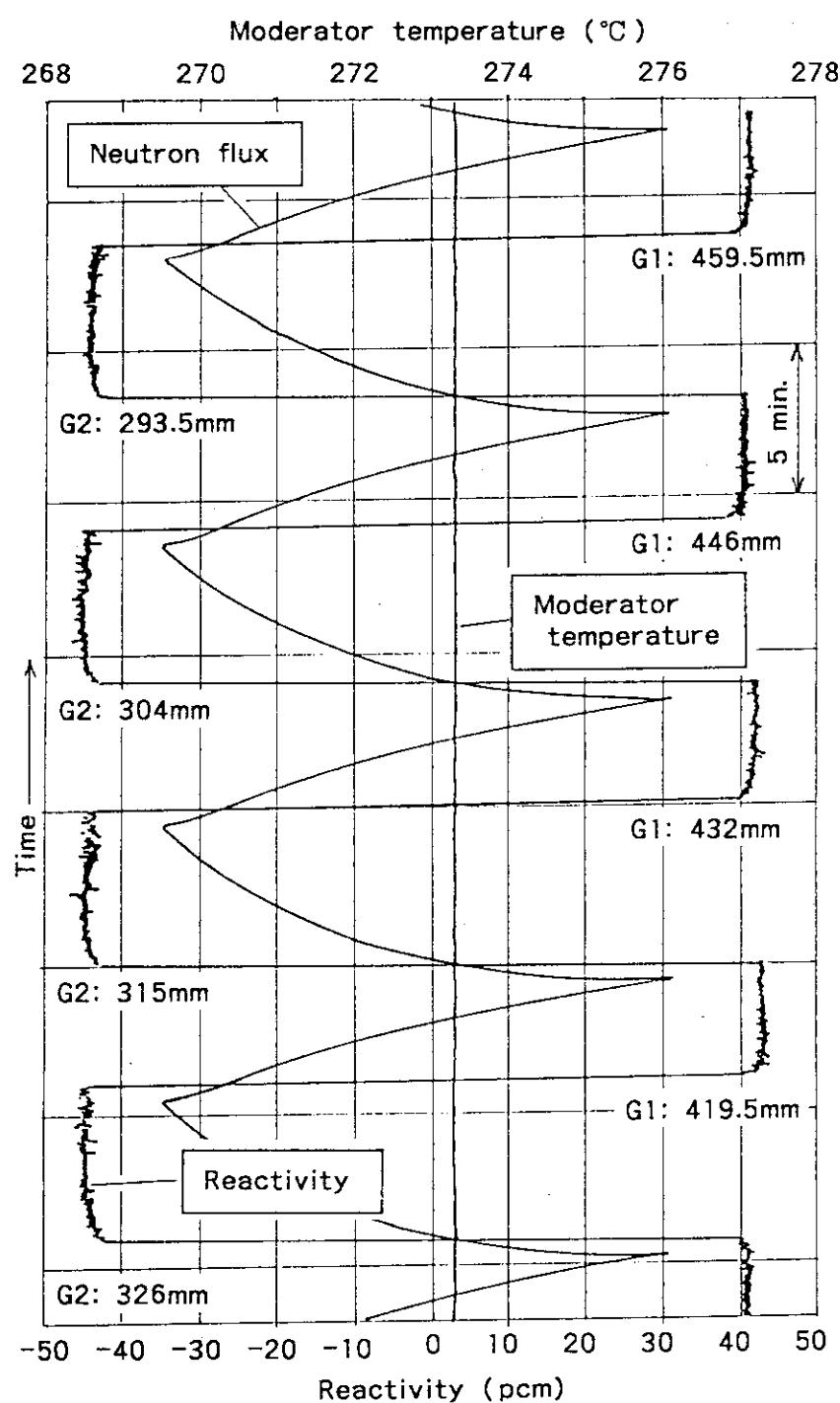


Fig. 11-1 Recorder tracing accompanying the G1 withdrawals and G2 insertions

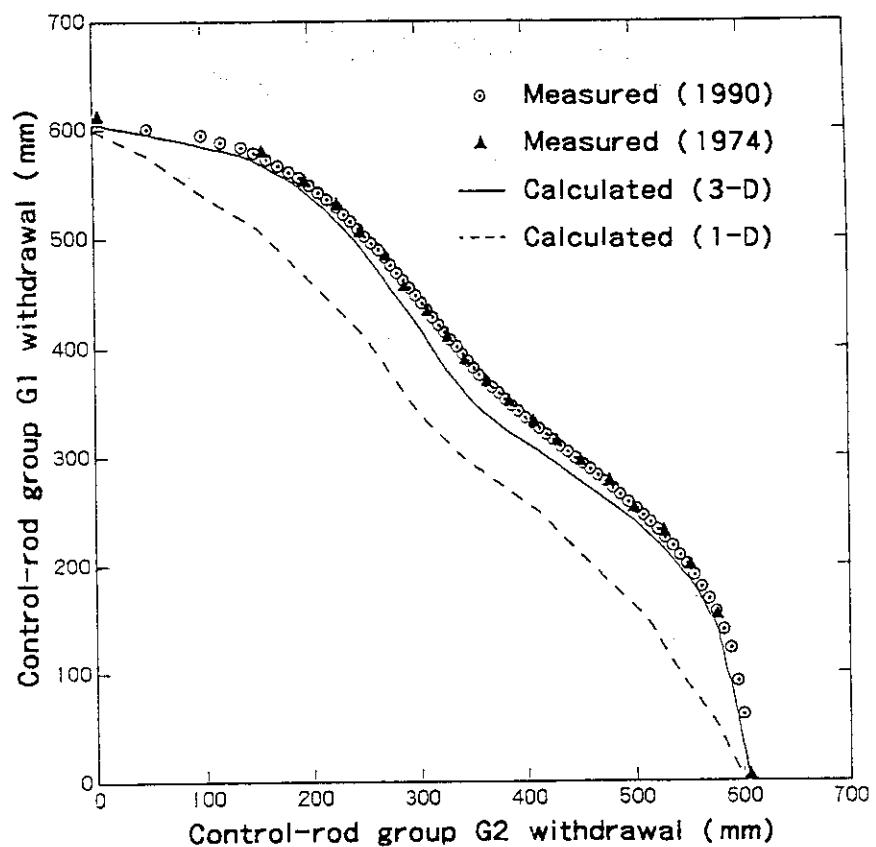


Fig. 11-2 Rod position of G1 and G2 at hot zero-power critical condition

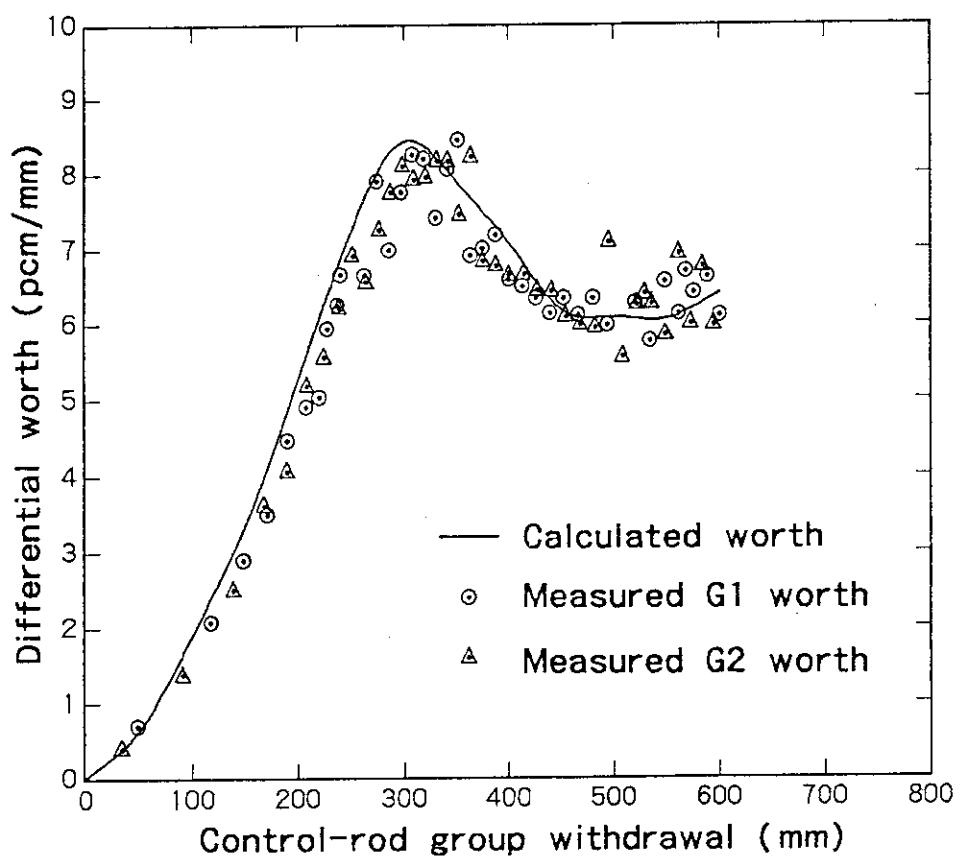


Fig. 11-3 Differential worths of G1 and G2 with G3 and G4 fully withdrawn

12. 過剰反応度測定試験

12.1 目的

過剰反応度（冷態で全制御棒を全引抜した場合に想定される反応度）を評価し、原子力第1船原子炉設置許可申請書⁸⁾に記載されている値（約15%△k/k）を下回ることを確認する。

12.2 実施日時

過剰反応度測定試験は立会検査であり、その実施日時は以下の通りであった。

平成 2年 4月7日 10時10分～4月8日 6時26分

12.3 試験方法の概要

過剰反応度とは、冷態（「むつ」プラントにおいては、1次冷却水温度が40°C程度の状態）で全制御棒の全引抜きを想定した場合の反応度と定義されている。この定義に忠実に従った測定は現実には不可能なので、以下に示す便法を採用することとした。

「むつ」の場合、40°C程度の冷態では、制御棒G3が全引抜き、G4が約200mm引抜きで臨界となる。この状態から定格温度の約273.5°Cまで昇温させると、G4は全引抜き、G1が約600mmまで引抜くことができる。この過程での反応度の増分は、減速材温度係数及び圧力係数測定試験により求めた減速材温度係数を、減速材温度で40°Cから273.5°Cまでの範囲で積分することにより得られる。ここで得られる積分反応度を△ρ₁とする。次に、定格温度で零出力の状態で未引抜き分のG1の積分ワース及びG2の全ストロークの積分ワースを測る必要がある。両方の積分ワースを合計した量を△ρ₂とする。G1及びG2の引き抜きを可能とするため、G3及びG4を適宜挿入して反応度補償するという方法を採った。反応度の測定には三菱原子力工業製のデジタル反応度計^{2) 3)}を用いた。

過剰反応度の本来の定義に従うならば、△ρ₁+△ρ₂は過剰反応度として正しい値を与えない。△ρ₁については減速材温度が高くなることによってワースが変化する効果を補正する必要があり、△ρ₂についてはさらにG3及びG4の挿入に伴いG1またはG2との制御棒相互干渉効果を考慮した補正をしなければならない。但し、減速材温度が高くなると一般に制御棒ワースはほぼ同程度か、やや高くなることが知られていることから、△ρ₁に対しては補正係数を掛けないほうが過剰反応度をやや高めに評価、即ち安全側の見積りとなる。結局、△ρ₂に対してのみ制御棒干渉効果及び温態時の制御棒価値が冷態時に比べて増大する効果を補正係数Cとして乗じることとした。即ち、過剰反応度の評価値としては、

$$\Delta \rho_1 + \Delta \rho_2 \times C \quad (12-1)$$

で与えた。補正係数Cは本試験で実測される制御棒パターンの推移に基づいて3次元中性子拡散計算コード STEADY-SHIP⁵⁾を用いて以下のように計算した。

$$C = \frac{k_{eff}^o(Out) - k_{eff}^o(Critical)}{\sum \Delta k_{eff}^H} \quad (12-2)$$

ここに、

- $k_{\text{eff}}^{\circ}(\text{Out})$: 冷態にて全制御棒が全引抜きされた状態の実効増倍率の計算値、
 $k_{\text{eff}}^{\circ}(\text{Critical})$: 溫態零出力臨界時の制御棒引抜き状態を冷態で実現した時の実効増倍率の計算値、
 $\Sigma \Delta k_{\text{eff}}^{\text{H}}$: 試験開始時の制御棒パターンから試験終了時の制御棒パターンまで、G 1 及び G 2 の引抜きによる制御棒ワース変動を試験手順にしたがい計算でシミュレートして積算した値

12.4 試験手順

制御棒グループ G 1 及び G 2 の制御棒ワースを測定するために、核計装備予備チャンネル NI-6 に接続したデジタル反応度計を用いた。Fig.12-1 に制御棒ワース取得要領を模式的に示す。制御棒グループ G 1 の引き抜きは 4 月 7 日の午前 10 時 20 分より開始した。G 1 を引き抜いて約 40pcm の臨界超過とした後、G 3 を挿入して約 40pcm の臨界未満とする操作を繰り返しながら G 1 に関して反応度変化の増加分を測定していった。G 1 全引き抜き後は G 2 を引き抜いて約 40pcm の臨界超過とした後 G 3 を挿入して約 40pcm の臨界未満とする操作を繰り返し G 2 に関して同様の測定を行った。この過程で G 3 が全挿入となった後、引続き G 4 を挿入していった。

12.5 試験結果及び考察

Fig.12-2 はこの間の制御棒の動きと反応度の積算を示したものであり、横軸は G 1 及び G 2 制御棒グループの引き抜き距離を示す。G 1 が全引抜きに至ったのは、4 月 7 日 14 時 38 分であり、G 1 グループの部分ストローク・ワースは $1.54\% \Delta \rho$ と測定された。G 2 制御棒の引抜き後、Fig.12-2 に示されるように、途中、200mm 引抜き付近から G 2 の積分ワース曲線の勾配が大きくなっている。この付近から微分ワースが $10\text{pcm}/\text{mm}$ を超えるようになり、G 3 制御棒が全挿入された 4 月 8 日 午前 1 時 32 分に至るまでこの傾向は変わらなかった。ところが、G 4 制御棒の挿入を開始してまもなく、G 2 の微分ワースは徐々に小さくなり、G 2 積分ワース曲線の勾配が再びなだらかになる現象がみられた。以上のことから、制御棒相互の干渉メカニズムは制御棒パターンによって一様ではないことが示唆される。G 2 制御棒が全引き抜きされたのは 4 月 8 日 午前 6 時 09 分であった。この間の G 2 全ストローク積分ワースは $6.80\% \Delta \rho$ であり、G 1 部分ストローク・ワースを併せると (12-1)式中の積分ワース $\Delta \rho_2$ は、 $8.34\% \Delta \rho$ であった。

Fig.12-3 は試験中の制御棒ワース変化を微分ワースの形で整理したものである。プロット点は測定値であり、階段状の実線は 3 次元拡散コード STEADY-SHIP により試験をシミュレートして得た計算値である。Fig.12-3において破線は、各々、Ⓐ，Ⓑ，Ⓒ点において G 3 又は G 4 の挿入を中止したと想定した場合の G 1 及び G 2 ワースの推移を計算したものである。また、一点鎖線は G 3, G 4 共に全引き抜きを想定した計算値である。これらより、

- (a). G 3 を挿入しながら G 1 を引き抜く際は、G 1 ワースを小さく、
- (b). G 3 を挿入しながら G 2 を引き抜く際は、G 2 ワースを大きく、

(c). G 3 を全挿入した後に引き続いて挿入する G 4 は、G 3 によって過大となった G 2 ワースを再び小さくするように働くことが判る。

このように、試験中の制御棒相互干渉は大きな効果を有していることから、過剰反応度の評価に当たっては、(2)式にしたがって補正係数を計算から求めた。その結果、(12-1) 式中の諸量は、 $k_{\text{eff}}^{\circ}(\text{Out}) = 1.1406$

$$k_{\text{eff}}^{\circ}(\text{Critical}) = 1.0694$$

$$\sum \Delta k_{\text{eff}}^H = 0.0901$$

のように算出され、ワース補正係数 $C = 0.791$ が得られた。なお、第10章で示した減速材温度係数の測定結果を減速材温度で 40°C から 273.5°C までの範囲で積分することにより得られる量 $\Delta \rho_1$ は、 $6.86\% \Delta k/k$ と算出されている。これらより、過剰反応度は、

$$\begin{aligned} & \Delta \rho_1 + \Delta \rho_2 \times C \\ &= 6.86 + (1.54 + 6.80) \times 0.791 = 13.5\% \Delta k/k \end{aligned}$$

と評価された。

なお、設計計算による過剰反応度は $12.8\% \Delta k/k$ であった。また、陸上臨界試験においては、全制御棒全引抜き状態で減速材にホウ酸を添加することにより臨界とし、この時のホウ酸濃度 (881ppm) より過剰反応度は $11.6\% \Delta k/k$ と評価されている⁴⁾。

12.6 評価

過剰反応度を冷態臨界から温態臨界に至るまでの制御棒位置変化に伴う積分反応度価値と、温態臨界状態で挿入されている制御棒（制御棒グループ G 1 および G 2）の積分反応度価値の和として評価した。前者は減速材温度係数の測定値を 40°C から 273.5°C まで減速材温度で積分して求めた。後者は、温態零出力時に G 1, G 2 制御棒の引抜きに伴う正の反応度を G 3, G 4 制御棒の挿入によって補償していく、この間の反応度変化をデジタル反応度計により測定した。

G 1, G 2 制御棒のワースは、G 3, G 4 制御棒との 3 次元的な位置関係により、強い制御棒相互干渉を受けるのが観測され、shadowing と antishadowing の 2 種類のメカニズムが働いていることが示された。これらの効果を 3 次元拡散コード STEADY-SHIP を用いて解析し、制御棒ワースの実測値を補正した。過剰反応度の評価値として $13.5\% \Delta k/k$ が得られ、設置許可申請書の記載値（約 $15\% \Delta k/k$ ）を下回ることが確認された。

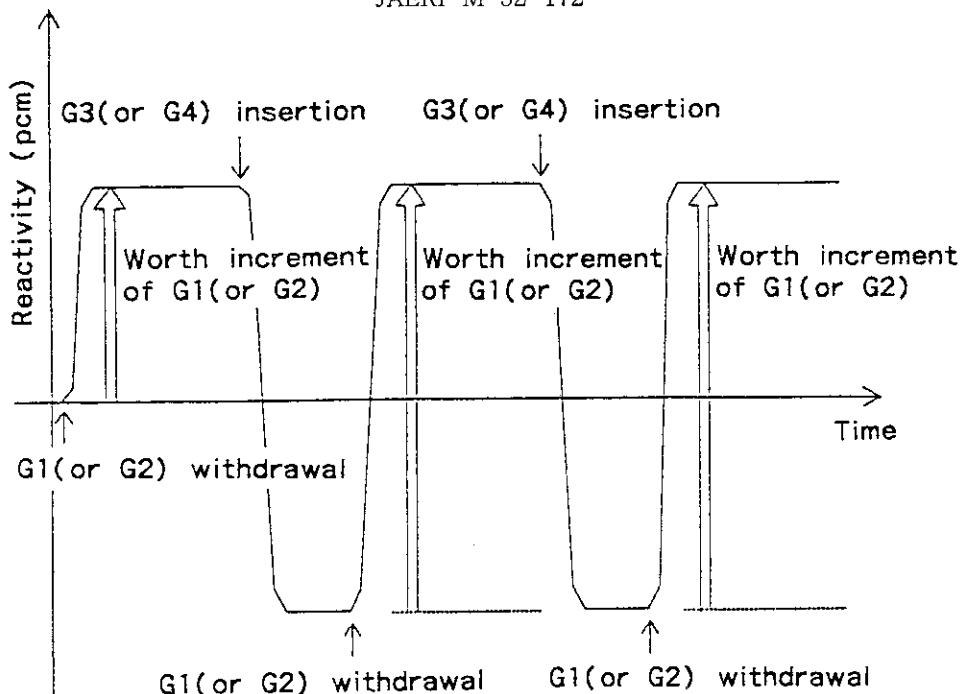


Fig. 12-1 Measurement of control-rod worth during the excess-reactivity experiment

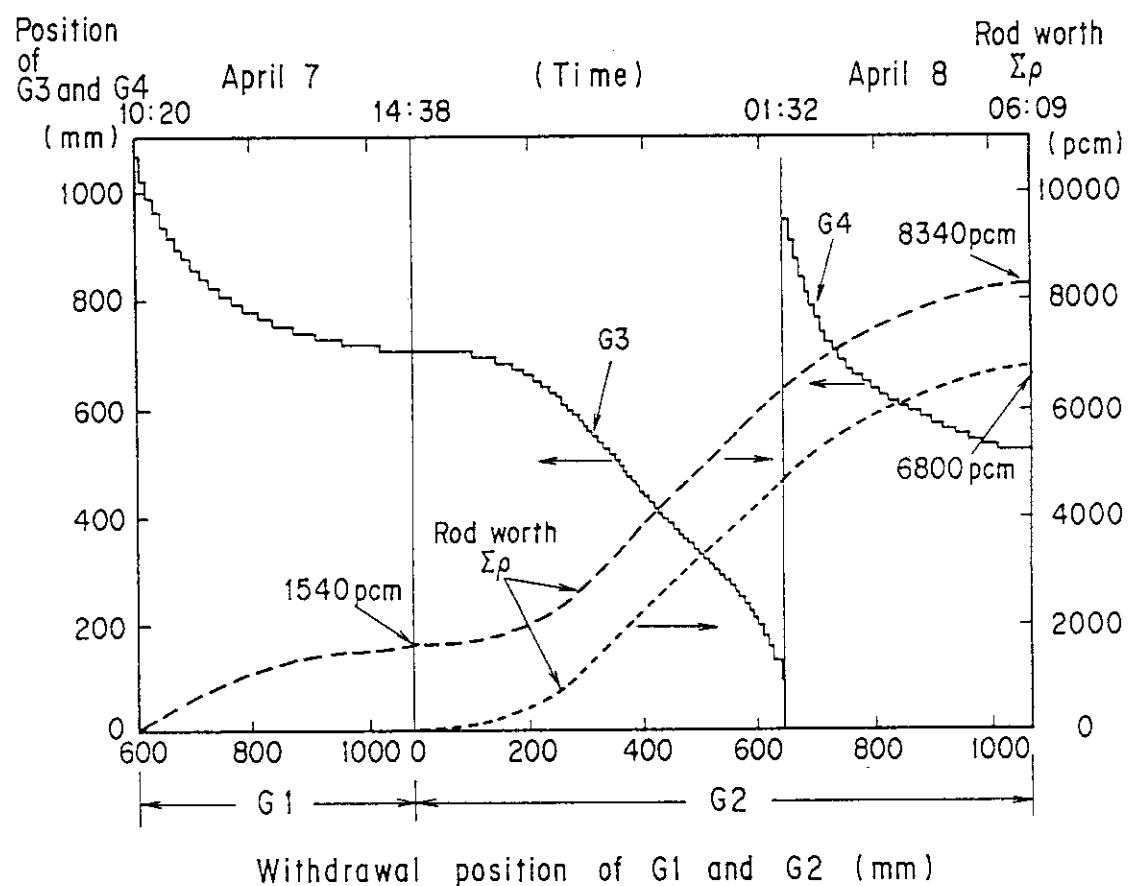


Fig. 12-2 Control-rod position and integrated worth in the excess reactivity measurement. The rod group G3 or G4 were gradually inserted so as to compensate for the positive reactivity due to the withdrawal of G1 or G2. The integrated worths of G1 and G2 indicated 1540pcm and 6800pcm, respectively.

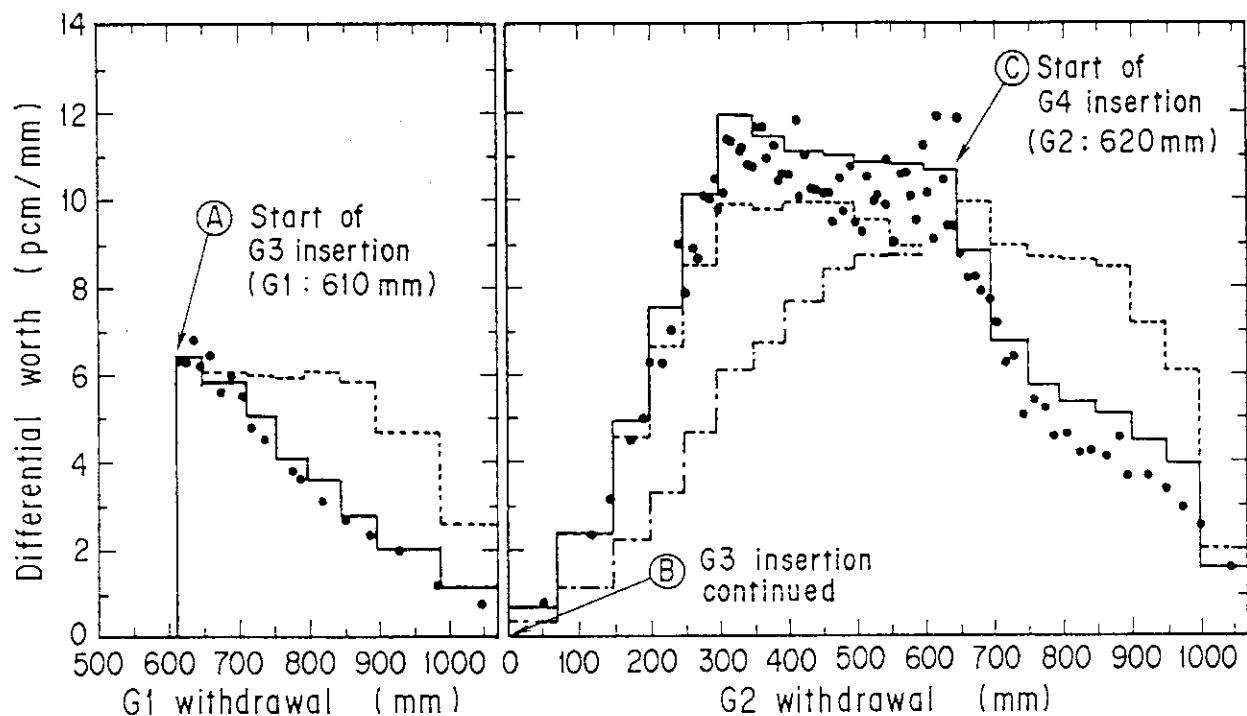


Fig. 12-3 Differential rod worths of the G1 and G2 groups in the excess reactivity measurement. The plots represent the measured values, the solid lines show results obtained from 3-D calculations assuming the actual rod patterns. The dotted lines and the chain line show the results of hypothetical calculations performed under the assumption of no insertion of G3 or G4 at positions Ⓐ, Ⓡ and Ⓢ.

13. 出力係数測定試験

13.1 目的

種々の炉出力レベルにおける反応度の出力係数が負であることを確認する。

13.2 試験実施日時

平成 2年 7月17日13時16分～14時01分（第1次航海；自主試験、炉出力約50→20%）
 平成 2年 9月28日10時46分～11時28分（第2次航海；自主試験、炉出力約70→50%）
 平成 2年10月 4日16時17分～17時04分（第2次航海；自主試験、炉出力約90→70%）
 平成 2年10月 8日 9時20分～ 9時51分（第2次航海；自主試験、炉出力約100→90%）

13.3 方法及び結果

原子炉が所定の初期炉出力で長時間連続運転され炉内のキセノン蓄積量がほぼ平衡に達した状態で、主機（タービン）操縦レバーを操作し、負荷変動があらかじめペンレコーダのチャート上に設定した「計画線」に沿うよう負荷を初期炉出力相当量から目標炉出力相当量まで約20分間で降下させ、出力低下に伴う反応度増加量を求めた。ここで、初期炉出力と目標炉出力の組合せとして、

- 約50%から約20%（第1次航海にて実施），
- 約70%から約50%（第2次航海にて実施），
- 約90%から約70%（第2次航海にて実施），
- 約100%から約90%（第2次航海にて実施）

の範囲について測定を実施した。いずれの測定においても減速材平均温度が極力一定となるように制御棒を適宜挿入し、これに伴う反応度変化を仮設の核計装 NI-6 に接続した反応度計を用いて測定した。いずれの試験レベルにおいても制御棒グループ G 2 は一定引抜き位置に保持されており、制御棒グループ G 1 のみを手動で挿入した。Fig.13-1 に中性子束（NI-6 電流値）、反応度、減速材温度を記録した3ペンレコーダのチャートの例を示す。これは、10月 4日に実施した約90%から約70%への炉出力降下時の例である。

Fig.13-1 に示される個々の反応度ピークの立ち上がり時刻において、時間軸に対して垂線を立て、減衰部分を雲形定規によって外挿させて当該垂線と交わる箇所の反応度の読み取り値をもって個々の制御棒操作に伴う補償反応度とした。個々の制御棒操作に伴う補償反応度を合計したものを補償反応度の総量とした。試験中の減速材平均温度は僅かながら変動するので、減速材温度係数及び圧力係数測定試験の結果（第10章参照）から減速材温度係数を $-55 \text{pcm}/\text{°C}$ と仮定し、これを試験前後の温度変化に乘じることによって上記の補償反応度総量を補正した。この値を試験中に実現された出力変化幅で割って出力係数が得られる。一例として、約 100%から約 90%に出力降下させた 10月 8日の試験では、

$$\text{実現された出力変化幅 : } 99.5\% - 86.5\% = 13.0\%$$

$$\text{制御棒挿入による補償反応度総量 (記録計チャートより) : } 133.6 \text{pcm}$$

$$\text{減速材温度変化の補正 : } (272.83 - 272.74) \times 55 = 4.95$$

が得られている。以上より出力係数を $(-133.6 + 4.95)/13.0 = -9.9 \text{pcm}/\% \text{出力}$ のように求めている。

同様にして、各測定範囲での平均出力係数は

約50%から約20%まで： $\sim -13.6 \text{pcm}/\% \text{炉出力}$

約70%から約50%まで： $\sim -11.9 \text{pcm}/\% \text{炉出力}$

約90%から約70%まで： $\sim -11.5 \text{pcm}/\% \text{炉出力}$

約100%から約90%まで： $\sim -9.9 \text{pcm}/\% \text{炉出力}$

と算出され、負であることを確認した。出力係数の実測値を炉出力の関数としてプロットしたものを作成され、Fig.13-2 に示す。Fig.13-2 で実線は設計値を示す。

13.4 評 價

約20%から約100%の炉出力範囲において出力係数が負であることが確認された。

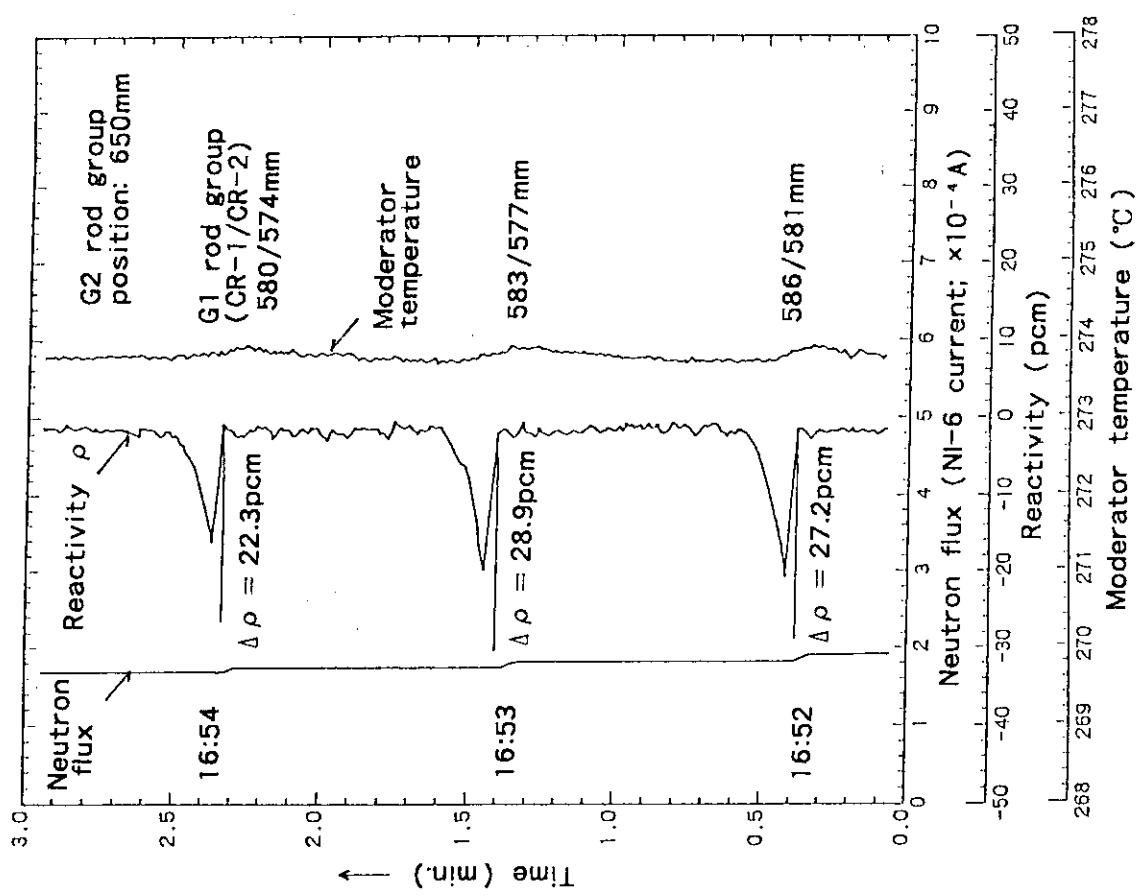


Fig. 13-1 Recorder tracing during the measurement of power coefficient

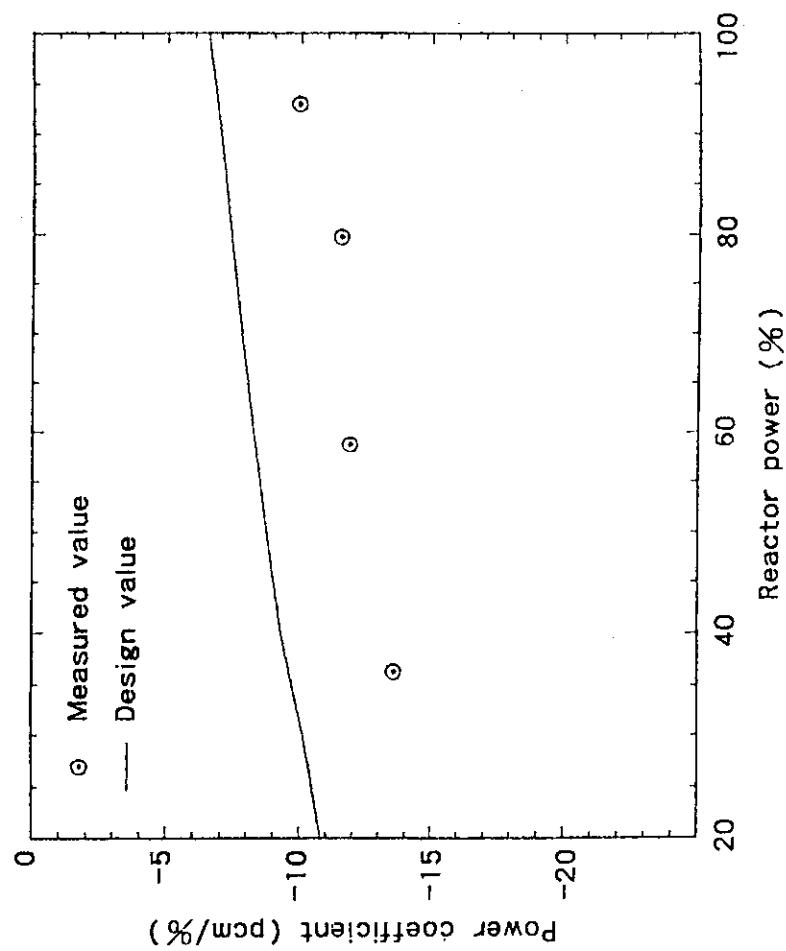


Fig. 13-2 Measured results of power coefficient

14. キセノン反応度効果測定試験

14.1 目的

出力運転から原子炉を停止した後のキセノンの蓄積による反応度効果を測定する。

14.2 試験実施日時

平成 2年 9月28日18時45分～9月29日08時00分（第2次航海；自主試験）

14.3 方法及び結果

原子炉が約 70%出力で安定に運転され、かつ、炉内のキセノン量がほぼ平衡に達した状態から 9月28日14時15分に手動スクラムによって原子炉を計画停止した。スクラム後復旧作業を終了した後、諸般の事情から 19時32分に再び零出力温態臨界とし、中性子束がキセノン反応度効果測定試験の試験レベルに到達しキセノン反応度測定が可能となったのは、スクラム後約 6 時間を経過した 20時01分であった。これより翌日の 8時00分まで約 12 時間にわたって零出力温態臨界状態を維持した。この間、制御棒グループ G 2 は引抜き距離 580mm に保持したまま、キセノン量の変化による反応度量を制御棒グループ G 1 を手動操作することによって補償した。補償反応度量を反応度計により測定して、キセノンによる反応度投入量の時間的变化を測定した。Fig.14-1 は、炉停止後のキセノン反応度効果の時間変化を表わしたものである。測定期間における制御棒操作は常に挿入方向であり、原子炉停止後約 6 時間分経過した測定開始時点ではキセノンの反応度ピークを過ぎており、キセノン濃度は単調減少傾向にあったと考えられる。測定開始時からの積算反応度は約 -640pcm であった。

14.4 評価

原子炉停止後 6 時間20分経過した測定開始時点から制御棒操作は常に挿入方向であったことから、キセノンの反応度ピークは原子炉スクラム停止後 6 時間より以前にあったと考えられる。原子炉停止直後からの連続測定が出来なかつたため、キセノン反応度効果の絶対量を測定するまでには至らなかった。その後、平成 3 年の実験航海において、実験の手順及びデータ処理の方法を改良した詳細な再測定が実施されている。

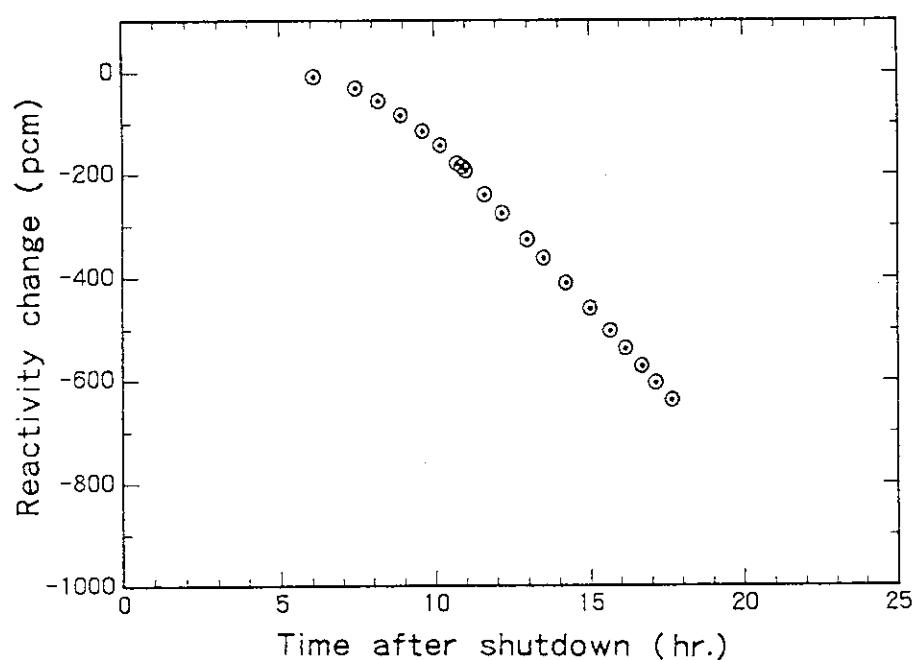


Fig. 14-1 Xenon reactivity change as a function of time

15. 核計装応答特性測定試験

15.1 目的

「むつ」の原子炉出力は、Fig.3-1 及び Fig.3-2(c) にみられるように原子炉圧力容器の外側に同心円上に配置された 4 個の炉外中性子検出器 NI-7 ~ NI-10 で監視する。ここで、NI-7 及び -8 は UIC、NI-9 及び -10 は CIC である。検出器の信号は、炉心平均出力よりも検出器位置の中性子束に依存するから、たとえ一定の炉出力であっても制御棒パターンの変更によって中性子束分布が変われば検出器の指示値は変わる。このような観点から、制御棒の移動に伴う、出力領域核計装指示値と真の炉心熱出力との比（核計装応答比）の変化を測定する。

15.2 試験実施日時

平成 2 年 10 月 2 日 23 時 00 分～10 月 5 日 6 時 45 分（自主試験）

15.3 方法及び結果

炉心内にキセノンが殆ど蓄積されていない状態から原子炉を起動し、約 56 時間にわたって概ね 90% の炉出力状態で運転を継続した。この間、約 4 時間毎に簡略法によりヒートバランスを測定し、炉心熱出力を求めた。この間に炉心内にキセノンが蓄積するに従って制御棒が引き抜かれる。制御棒位置の変化に伴う出力領域核計装の指示を記録し、核計装応答比の変化を求めた。なお、本試験実施中、原子炉は自動運転とした。また、制御棒プログラム範囲を逸脱することのないよう、手動制御棒位置を 3 回変更した。

Fig.15-1 は、検出器 NI-9 について核計装応答比を自動制御棒グループ (G 1) 位置に対してプロットしたものである。実線が測定値であり、破線、1 点鎖線及び 2 点鎖線は各々手動制御棒グループ (G 2) 位置が 490mm, 580mm, 652mm の時の計算値である。

計算手法の基本は、Crump と Lee の方法^{9) 10)}によっており、その妥当性は「むつ」炉心陸上臨界試験における実測データに対する解析結果から確かめられている¹⁰⁾。この計算手法において、核計装応答比は以下のようにして求める。炉心を N 個のノードに分割したとき、応答比 R を

$$R = \sum_{j=1}^N S_j W_j , \quad (15-1)$$

のように定義する。S_j 及び W_j は、炉心内部の体積要素 ΔV_j におけるソース分布及び荷重因子である。荷重因子 W_j は

$$W_j = \frac{\phi(r_j \rightarrow r_0) \Delta V_j}{\sum_{j=1}^N \phi(r_j \rightarrow r_0) \Delta V_j} \quad (15-2)$$

で与えられる。ここに ΔV_j はノード j の体積、φ(r_j → r₀) はノード中央点 r_j から

検出器位置 r_0 に至る熱中性子束の点減衰核である。点減衰核として、Anderson-Shure Kernel⁽¹⁾を用いた。なお、(15-1)式で要求される試験中の制御棒位置変化に応じたソース分布 S は、「むつ」用に開発された3次元核熱水力計算コード STEADY-SHIP⁽⁵⁾を用いて求めた。

15.4 評価

Fig. 15-1 に示す測定値にややばらつきがあるが、計算値は測定値を比較的良く再現している。以前に我々が行った解析⁽¹⁰⁾によれば、もし制御棒グループ内に位置差がないならば、制御棒グループを引き抜くにつれて、一般に検出器応答比は減少していく傾向にあるとされてきた。しかしながら、Fig. 15-1 の結果は必ずしもそのような傾向を示していない。この原因是、出力運転中の微小な反応度変化に伴って制御棒が1本のみ駆動される為に、制御棒グループ内に生じる位置差によって中性子束分布が非対称となった為と考えられる。これについては、平成3年の実験航海において再度、精密な測定を実施して確認している。

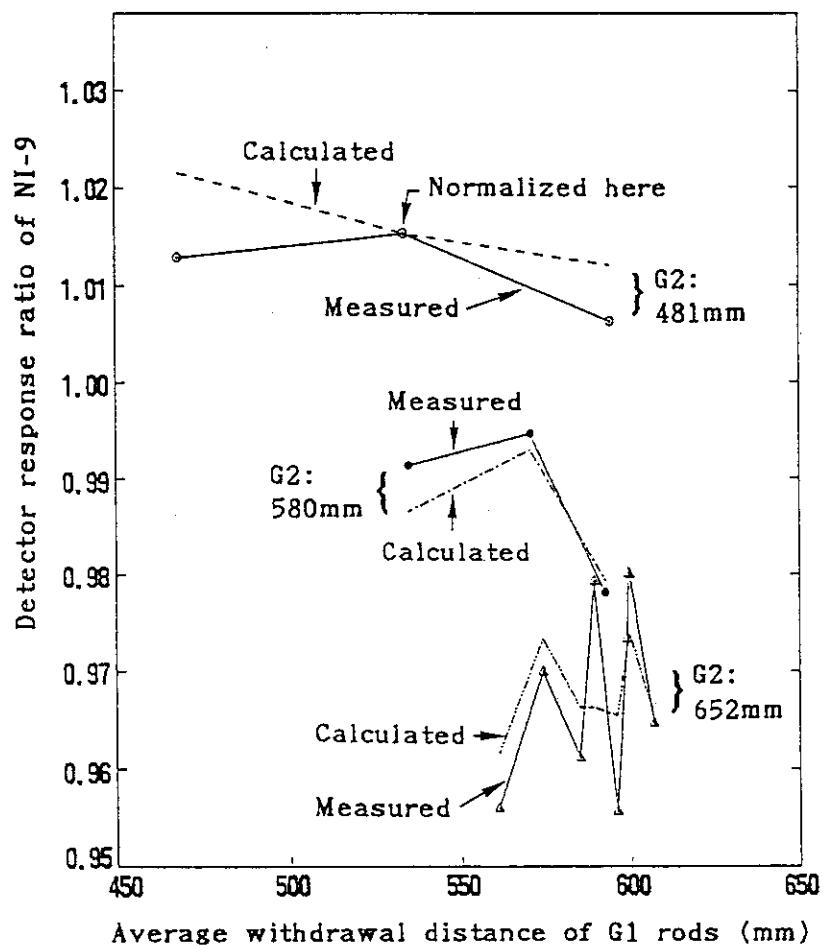


Fig. 15-1 Response characteristics of ex-core neutron detector NI-9. The solid lines denote measured results, the other lines show calculated ones. The fixed elevation of G2 rod group was changed twice: 481mm → 580mm and 580mm → 652mm.

16. 結 言

原子力船「むつ」の出力上昇試験が 16年ぶりに再開された。本報告書に記述した一連の炉物理試験の結果から、設計通りの炉物理特性を有することが確認された。また、昭和49年実施の出力上昇試験結果との新旧比較から、16年間に及ぶ長期間の炉停止、原子炉容器蓋開放点検時の制御棒・燃料集合体の解体・再組立にもかかわらず、原子炉の核特性に変化が生じていないことが確認された。炉物理特性の測定にあたっては、デジタル反応度計を積極的に活用したことにより、測定の省力化・効率化を図ることができた。得られた反応度関連の測定値は、昭和49年当時のペリオド法に基づくデータに比べて測定点の数が豊富で精度の高いことが特徴である。炉物理特性の多くは、出力運転中でも制御棒が部分挿入される船用炉特有の3次元特性を示しており、「むつ」用に開発された3次元炉物理解析コードによる計算結果はこれらを良く再現している。

炉物理試験の実施にあたって取り上げるべき試験項目、個々の試験の手順について、基本的な考え方は昭和49年実施の出力上昇試験と大きく変わることとはなかった。しかしながら、16年という歳月の中で大きく変わったものがある。そのひとつは、この間の技術革新による測定方法の進歩である。とりわけ、デジタル反応度計が手軽に使えるようになったことの意義は大きい。もうひとつの変化は、電子計算機の性能向上と呼応した解析技術の飛躍的な進歩である。STEADY-SHIP に代表される3次元解析コードの開発により、1次元拡散計算が主流であった昭和49年当時に比べて、「むつ」炉物理試験で得られた実測値と良く一致する解析結果が得られるようになった。また、核計装応答特性測定試験で得られた実測値に対して Crump と Lee の提唱する方法をベースとした3次元応答特性解析が試みられているが、このような解析も昭和49年当時には考えられなかっことである。

今日、我が国で運転されている軽水炉は「むつ」炉を除いて全て電力の供給を目的としている。船舶推進用として、また負荷追従運転を前提として設計・運転された動力炉は、「むつ」が今のところ国内では唯一の例である。我が国初の船用炉としての「むつ」炉の炉物理試験結果は、このような立場で貴重であるが、同時に、試験の方法も含めてこれらの試験結果が広く公開されることの意義も重要である。炉物理分野における多くの研究者・技術者が本報告書中に参考すべきものを見出し今後の発展に寄与し得るならば、著者らの望外の喜びである。

謝　　辞

出力上昇試験・炉物理試験の実施に際して、プロジェクトの構成メンバー諸兄の多大なご協力がありました。とりわけ計画段階より試験実施チームリーダ石塚信理事のきめ細かいご指導がありました。また、当時の渡辺卓嗣機関長をはじめとする機関部の方々におかれましては原子炉運転及び試験遂行において献身的にご協力頂きました。炉物理試験の観点からは、現燃料安全工学部長の小林岩夫氏より多くの助言を頂戴しました。また、炉物理試験に必要な多くの仮設計測機器の整備・設置にあたって原子炉工学部原子炉計測研究室の片桐政樹氏より受けたご指導と助力がなければ、試験の円滑な遂行は困難であったでしょう。ここに諸氏・諸兄に深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本原子力船開発事業団：“原子力船「むつ」出力上昇試験報告書 [Phase-0] JNS-13-2 (1974)
- 2) SHIMAZU, Y., NAKANO, Y., TAHARA, Y. and OKAYAMA, T.: “Development of a Compact Digital Reactivity Meter and a Reactor Physics Data Processor,” Nucl. Technol., 77, 247 (1987)
- 3) 島津洋一郎, 中野雄三：“ディジタル反応度計と炉物理データ処理装置の使用経験” 日本原子力学会誌, 32[3] 285 (1990)
- 4) 日本原子力船開発事業団：“原子力船「むつ」炉心陸上臨界試験報告書” JNS-10 (1973)
- 5) 板垣正文, 内藤淑孝, 徳野幸男, 松井泰：“船用炉の3次元核熱水力計算コード：STEADY-SHIP” JAERI-1309 (1988)
- 6) 板垣正文, 内藤淑孝, 飯島光一郎, 井上英明：“船用炉の燃料集合体平均少數群核定数計算コード：ASSEMBLY-SHIP” JAERI-M 87-150 (1987)
- 7) ENGLE, W.W., Jr.: “A User's Manual for ANISN: A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering,” K-1693, Union Carbide Corporation (1967)
- 8) 日本原子力研究所：原子力第1船原子炉設置変更許可申請書
- 9) CRUMP, M.W. and LEE, J.C.: “Calculation of Spatial Weighting Functions for Ex-Core Neutron Detectors,” Nucl. Technol., 41, 87 (1978)
- 10) ITAGAKI, M., ABE, J. and KURIBAYASHI, K.: “Analysis of Ex-Core Detector Response Measured During Nuclear Ship MUTSU Land-Loaded Core Critical Experiment,” Nucl. Technol., 78, 140 (1987)
- 11) ANDERSON, D.C. and SHURE, K.: “Calculation of Thermal Neutron Fluxes in Primary Shields,” WAPD-TM-193, Westinghouse Electric Corporation (1959)
- 12) PRESS, W.H., FLANNERY, B.P., TEUKOLSKY, S.A. and VETTERLING, W.T.: “Numerical Recipes - The Art of Scientific Computing,” Cambridge University Press (1986)

謝　　辞

出力上昇試験・炉物理試験の実施に際して、プロジェクトの構成メンバー諸兄の多大なご協力がありました。とりわけ計画段階より試験実施チームリーダ石塚信理事のきめ細かいご指導がありました。また、当時の渡辺卓嗣機関長をはじめとする機関部の方々におかれましては原子炉運転及び試験遂行において献身的にご協力頂きました。炉物理試験の観点からは、現燃料安全工学部長の小林岩夫氏より多くの助言を頂戴しました。また、炉物理試験に必要な多くの仮設計測機器の整備・設置にあたって原子炉工学部原子炉計測研究室の片桐政樹氏より受けたご指導と助力がなければ、試験の円滑な遂行は困難であったでしょう。ここに諸氏・諸兄に深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本原子力船開発事業団：“原子力船「むつ」出力上昇試験報告書 [Phase-0] JNS-13-2 (1974)
- 2) SHIMAZU, Y., NAKANO, Y., TAHARA, Y. and OKAYAMA, T.: “Development of a Compact Digital Reactivity Meter and a Reactor Physics Data Processor,” Nucl. Technol., 77, 247 (1987)
- 3) 島津洋一郎, 中野雄三：“ディジタル反応度計と炉物理データ処理装置の使用経験” 日本原子力学会誌, 32[3] 285 (1990)
- 4) 日本原子力船開発事業団：“原子力船「むつ」炉心陸上臨界試験報告書” JNS-10 (1973)
- 5) 板垣正文, 内藤淑孝, 徳野幸男, 松井泰：“舶用炉の3次元核熱水力計算コード：STEADY-SHIP” JAERI-1309 (1988)
- 6) 板垣正文, 内藤淑孝, 飯島光一郎, 井上英明：“舶用炉の燃料集合体平均少數群核定数計算コード：ASSEMBLY-SHIP” JAERI-M 87-150 (1987)
- 7) ENGLE, W.W., Jr.: “A User's Manual for ANISN: A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering,” K-1693, Union Carbide Corporation (1967)
- 8) 日本原子力研究所：原子力第1船原子炉設置変更許可申請書
- 9) CRUMP, M.W. and LEE, J.C.: “Calculation of Spatial Weighting Functions for Ex-Core Neutron Detectors,” Nucl. Technol., 41, 87 (1978)
- 10) ITAGAKI, M., ABE, J. and KURIBAYASHI, K.: “Analysis of Ex-Core Detector Response Measured During Nuclear Ship MUTSU Land-Loaded Core Critical Experiment,” Nucl. Technol., 78, 140 (1987)
- 11) ANDERSON, D.C. and SHURE, K.: “Calculation of Thermal Neutron Fluxes in Primary Shields,” WAPD-TM-193, Westinghouse Electric Corporation (1959)
- 12) PRESS, W.H., FLANNERY, B.P., TEUKOLSKY, S.A. and VETTERLING, W.T.: “Numerical Recipes - The Art of Scientific Computing,” Cambridge University Press (1986)

付録 A デジタル反応度計の測定原理

原子力船「むつ」出力上昇試験期間中、一連の炉物理試験においては、三菱原子力工業(株)製のデジタル反応度計²⁾³⁾を多用した。このデジタル反応度計の測定原理のあらましは以下のとおりである。

遅発中性子6群の中性子動特性方程式は次のようにかかれる。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\lambda} n + \sum_i \lambda_i C_i, \quad (A1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\lambda} n - \lambda_i C_i. \quad (A2)$$

ここに、 ρ 、 n 、 β 及び λ は、反応度、中性子密度、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命(sec.)であり、 β_i 、 λ_i 及び C_i は、各々、遅発中性子組*i*の遅発中性子割合、崩壊定数(sec⁻¹)及び遅発中性子先行核濃度である。

式(A1)を微小時間 Δt にわたって積分すると

$$\int_{\Delta t} \frac{dn}{dt} dt = \int_{\Delta t} \frac{\rho - \beta}{\lambda} n dt + \sum_i \int_{\Delta t} \lambda_i C_i dt$$

より

$$\Delta n = \frac{\bar{\rho}}{\lambda} \bar{n} \Delta t - \frac{\beta}{\lambda} \bar{n} \Delta t + \sum_i \lambda_i \bar{C}_i \Delta t, \quad (A3)$$

また、式(A2)より同様にして

$$\Delta C_i = \frac{\beta_i}{\lambda} \bar{n} \Delta t - \lambda_i \bar{C}_i \Delta t \quad (A4)$$

を得る。ここに、 $\bar{\rho}$ 、 \bar{n} 、 \bar{C}_i は区間 Δt における反応度、中性子密度及び遅発中性子先行核濃度の平均値である。式(A3)より

$$\bar{\rho} = \lambda \frac{\Delta n}{\bar{n} \Delta t} + \beta - \frac{\lambda}{\bar{n}} \sum_i \lambda_i \bar{C}_i \quad (A5)$$

を得る。式(A5)において右辺第1項は、第2、第3項に比べて無視できる、即ち

$$\lambda \frac{\Delta n}{\bar{n} \Delta t} \sim 0.0 \quad (A6)$$

と仮定すれば、

$$\bar{\rho} = \beta - \frac{\lambda}{\bar{n}} \sum_i \lambda_i \bar{C}_i$$

(A7)

が得られる。また、式(A4)より

$$\bar{C}_i = \frac{\beta_i}{\lambda \lambda_i} \bar{n} - \frac{\Delta C_i}{\lambda_i \Delta t} \quad (A8)$$

を得る。

$$\Delta C_i = C_i(t + \Delta t) - C_i(t) \quad (A9)$$

を用いて式(A8)をさらに変形すると、遅発中性子先行核濃度の時間に関する漸化式

$$C_i(t + \Delta t) = \frac{\beta_i}{\lambda_i} \bar{n} \Delta t + C_i(t) - \lambda_i \bar{C}_i \Delta t \quad (A10)$$

を得る。式(A10)が使用できるためには、先行核濃度の初期値 $C_i(0)$ が与えられなければならない。これは、式(A2)に対して初期条件

$$\frac{dC_i}{dt} = 0$$

を適用することにより、

$$C_i(0) = \frac{\beta_i}{\lambda_i} n(0) \quad (A11)$$

と与えられる。

以上が、デジタル反応度計による反応度測定の原理である。実際の測定においては、以上の演算プロセスを円滑に行うため、中性子束信号のランダム・ノイズの影響を低減化させる必要がある。この目的で2通りのデジタル・フィルターが採用されている。まず、高周波ノイズに対しては、N個の中性子束サンプル値を

$$\phi_i = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \phi_j \quad (A12)$$

のように平均化処理する。次に、低周波ノイズ対策として、式(A12)で得られた平均値 ϕ_i を入力、 Φ_i を出力とする1次遅れフィルター

$$\Phi_i = \Phi_{i-1} + \frac{\Delta t}{\Delta t + \tau} (\phi_i - \Phi_{i-1}) \quad (A13)$$

を導入する。式(A13)は以下のようにして導かれる。一般に1次遅れ系の入出力の関係は Φ を出力、 ϕ を入力、 s をラプラス演算子、 τ を時定数としたとき、

$$\Phi = \frac{\phi}{1 + \tau s} \quad (A14)$$

のようになります。式(A14)は、微分方程式

$$\tau \frac{d\Phi}{dt} + \Phi = \phi \quad (A15)$$

と等価であり、これを差分近似すると

$$\tau \frac{\Phi_i - \Phi_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} + \Phi_i = \phi_i \quad (A16)$$

のようになる。いま、サンプリング時間 $\Delta t = t_i - t_{i-1}$ とおくと、式(A13)が得られる。式(A13)で得られる新しい信号 Φ_i を式(A7)及び式(A10)における \bar{n} とみなすことにより、反応度を時々刻々演算することができる。

付録B 未臨界、臨界及び超臨界による 中性子束時間変化挙動の違いについて

臨界集合体での臨界近接においては、通常、途中から外部中性子源を炉外へ除去する手法が採られる。外部中性子源が無い状態では、中性子束時間変化が一定となったことをもって臨界と判定することができる。しかし、一般に「むつ」のような動力炉では外部中性子源を移動できないので、その臨界近接手順は臨界集合体の場合とは異なったものとなる。外部中性子源の存在が無視できない低中性子束レベルにおいて、「むつ」炉の臨界性の判別を如何に行うべきかを以下に考察する。

熱中性子群に対する時間依存拡散方程式は、

$$\frac{1}{v} \frac{\partial \phi}{\partial t} = D \nabla^2 \phi - \Sigma_a \phi + S \quad (B1)$$

のようにかかる。ここで、 D 、 Σ_a 、 v 、 S 及び ϕ は各々、拡散係数、吸収断面積、熱群平均中性子速度、熱中性子源及び熱中性子束である。ここで遅発中性子の効果は無視した。熱中性子源 S は無限増倍率 k_∞ 及びフェルミ年齢 τ を用いて

$$S = k_\infty \Sigma_a \phi e^{-B^2 \tau} + S_0 \quad (B2)$$

のようにかかる。 S_0 は外部中性子源に起因して熱群にあらわれる寄与である。

(B2)式を(B1)式に代入し、さらに熱中性子拡散距離 L 及び無限媒質中の熱中性子平均寿命 ϱ_0 を

$$L^2 = D / \Sigma_a \quad (B3)$$

$$\varrho_0 = 1 / v \Sigma_a \quad (B4)$$

のようく表せば

$$\varrho_0 \frac{\partial \phi}{\partial t} = L^2 \nabla^2 \phi - \phi + k_\infty e^{-B^2 \tau} \phi + \frac{S_0}{\Sigma_a} \quad (B5)$$

を得る。ここで、バックリング

$$B^2 = -\frac{\nabla^2 \phi}{\phi} \quad (B6)$$

を導入して 1 点近似をほどこせば、(B5)式は

$$\varrho_0 \frac{\partial \phi}{\partial t} = k_\infty e^{-B^2 \tau} \phi - (1 + L^2 B^2) \phi + \frac{S_0}{\Sigma_a} \quad (B7)$$

のようになる。(B7)式の両辺を $1 + L^2 B^2$ で割れば

$$\frac{\varrho_0}{1 + L^2 B^2} \frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{k_\infty e^{-B^2 \tau}}{1 + L^2 B^2} \phi - \phi + \frac{S_0}{(1 + L^2 B^2) \Sigma_a} \quad (B8)$$

を得る。(B8)式において有限媒質中の実効熱中性子平均寿命 ϱ と実効増倍率 k_{eff} を

$$\varrho = \frac{\varrho_0}{1 + L^2 B^2} \quad (B9)$$

及び

$$k_{\text{eff}} = \frac{k_{\infty} e^{-B^2 \tau}}{1 + L^2 B^2} \quad (\text{B10})$$

のように定義すれば (B8)式は

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{\ell} \phi + v S_0 \quad (\text{B11})$$

のよういかかれ

$$S_{\text{ex}} = v S_0 \quad (\text{B12})$$

とあらためて定義すると、結局、

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{\ell} \phi + S_{\text{ex}} \quad (\text{B13})$$

が得られる。

式(B13)の解は k_{eff} の正負に応じて以下のようになる。いずれも初期時刻 $t=0$ において $\phi = \phi_0$ の初期条件を付した。

(i) $k_{\text{eff}} < 1$ の時

$$\phi = \left(\phi_0 - \frac{\ell}{1 - k_{\text{eff}}} S_{\text{ex}} \right) e^{-\frac{1 - k_{\text{eff}}}{\ell} t} + \frac{\ell}{1 - k_{\text{eff}}} S_{\text{ex}} \quad (\text{B14})$$

この場合、充分に時間が経過すると中性子束は平衡値の

$$\phi(t \rightarrow \infty) = \frac{\ell}{1 - k_{\text{eff}}} S_{\text{ex}} \quad (\text{B15})$$

に限りなく接近する。

(ii) $k_{\text{eff}} = 1$ の時

$$\phi = S_{\text{ex}} t + \phi_0 \quad (\text{B16})$$

となり、中性子束は直線的に増加する

(iii) $k_{\text{eff}} > 1$ の時

$$\phi = \left(\phi_0 + \frac{\ell}{k_{\text{eff}} - 1} S_{\text{ex}} \right) e^{-\frac{\ell}{k_{\text{eff}} - 1} t} - \frac{\ell}{k_{\text{eff}} - 1} S_{\text{ex}} \quad (\text{B17})$$

この場合の中性子束は指数関数的に増加する。

以上のように、外部中性子源の存在が無視できない線源領域においては、中性子束の時間変化は実効倍率の正負、即ち、体系が未臨界か、ちょうど臨界か、又は臨界超過であるかによってその様相が大きく異なることがわかる。

式(B15), (B16)及び(B17)の導出では遅発中性子の存在を無視していることから、これらの式は理論的に厳密ではないが、未臨界、臨界及び超臨界時の中性子束の時間依存特性についておおよその見通しを立てる上で便利なものである。実効倍率の違いによる中性子束時間変化挙動を簡単に比較するために、いま、 $S_{\text{ex}} = 1.0$ 及び $\phi_0 = 0.0$ を代入する。また、「むつ」のような軽水炉では、実効熱中性子平均寿命 ℓ は、 10^{-5} 秒のオーダーであるが、遅発中性子の効果を加え、実効的に 10^{-1} 秒とする。これらは「むつ」炉の数値として必ずしも正しい値ではなく、中性子束時間変化の大ざっぱな傾

向を知るために便宜的に仮定したものである。種々の実効増倍率に関して中性子束時間変化は Fig.B-1 のような傾向を示す。Fig.B-1 より、初回臨界試験において以下のようなことに注意すべきであることがわかる。

- (1) 臨界に極めて近い未臨界状態では、制御棒引抜きによる新しい実効増倍率に固有の平衡中性子束レベルに達するまでに長時間を要する。したがって、 $1/M$ プロット等による臨界近接を正しく行うためには、計数率が平衡値に達したことを十分確認した上で計数率測定を行い、急に次のステップに移行してはいけない。
- (2) 臨界を僅かに超えた段階で中性子束の増加傾向は直線的増加から指數関数的増加に転じるので、この転移を観察することによって「臨界達成」を判定することができる。もしも臨界近接に十分な時間が確保できるのであれば、最も正確なアプローチは、「臨界に極めて近い未臨界状態」の制御棒位置と「僅かな臨界超過」の制御棒位置より臨界点を内挿することである。

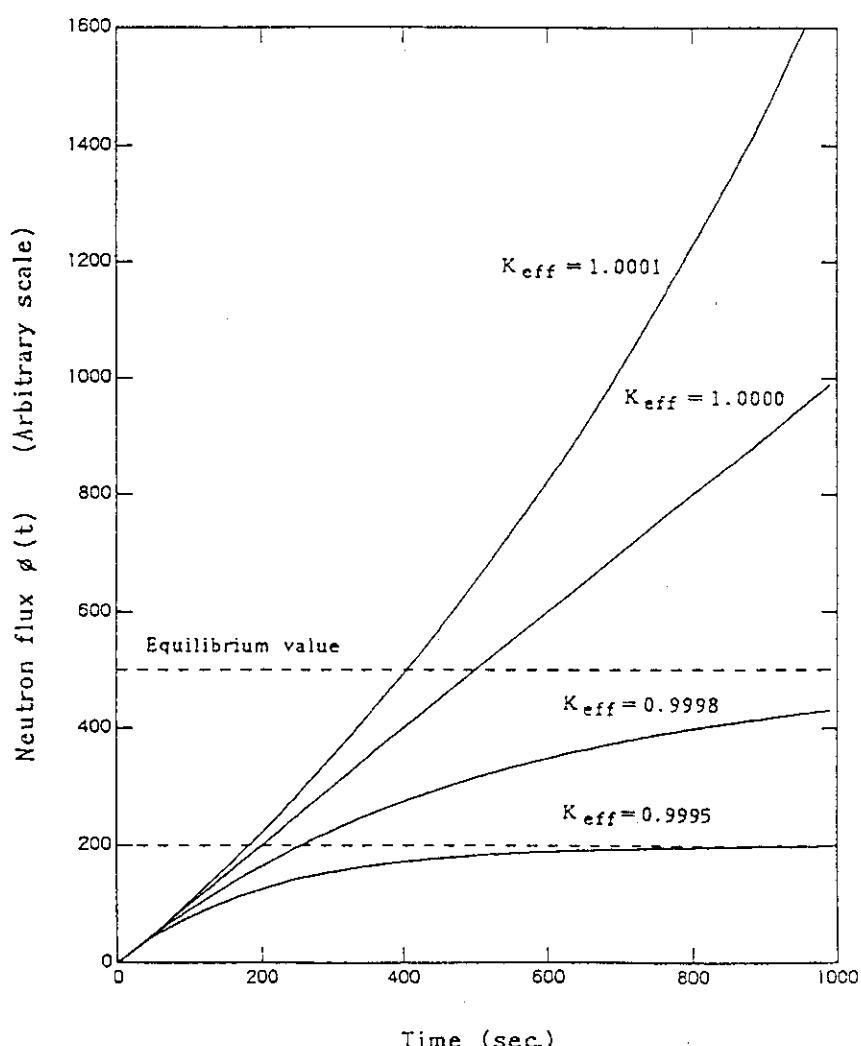


Fig. B-1 Neutron flux change with time for various values of K_{eff}

付録C ステップ状負反応度添加に対する 遅発中性子6群動特性方程式の解析解

遅発中性子6群の1点近似動特性方程式は以下のようにかける。

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\varrho(1-\rho)} n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t), \quad (C1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)} n(t) - \lambda_i C_i(t). \quad (C2)$$

ここで、 t : 時刻(s),

$n(t)$: 時刻tにおける中性子密度(cm^{-3}),

$C_i(t)$: 時刻tにおける第*i*群遅発中性子先行核密度(cm^{-3}),

ρ : 投入反応度,

β : 全実効遅発中性子割合,

β_i : 第*i*群の実効遅発中性子割合,

λ_i : 第*i*群の遅発中性子崩壊定数(s^{-1}),

ϱ : 即発中性子寿命(s^{-1})

である。いま、式(C1)(C2)の解が以下の形式にかけると仮定する。

$$n(t) = A_1 e^{\omega_1 t} + A_2 e^{\omega_2 t} + \cdots + A_7 e^{\omega_7 t}, \quad (C3)$$

$$C_i(t) = C_{i1} e^{\omega_1 t} + C_{i2} e^{\omega_2 t} + \cdots + C_{i7} e^{\omega_7 t} \quad (i=1 \text{ to } 6). \quad (C4)$$

式(C3)(C4)を式(C1)に代入すると

$$\sum_{j=1}^7 A_j \omega_j e^{\omega_j t} = \frac{\rho - \beta}{\varrho(1-\rho)} \sum_{j=1}^7 A_j e^{\omega_j t} + \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^7 \lambda_i C_{ij} e^{\omega_j t} \quad (C5)$$

が得られる。式(C5)が任意の t について成り立つためには、

$$A_j \omega_j = \frac{\rho - \beta}{\varrho(1-\rho)} A_j + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_{ij} \quad (j=1 \text{ to } 7) \quad (C6)$$

が成立する必要がある。また、式(C3)(C4)を式(C2)に代入すると

$$\sum_{j=1}^7 C_{ij} \omega_j e^{\omega_j t} = \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)} \sum_{j=1}^7 A_j e^{\omega_j t} - \sum_{j=1}^7 \lambda_i C_{ij} e^{\omega_j t} \quad (i=1 \text{ to } 6) \quad (C7)$$

が得られ、式(C7)が任意の t について成り立つためには、

$$C_{ij} \omega_j = \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)} A_j - \lambda_i C_{ij} \quad (i=1 \text{ to } 6, j=1 \text{ to } 7)$$

でなければならない。これより、

$$C_{ij} = \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)(\omega_j + \lambda_i)} A_j \quad (i=1 \text{ to } 6, j=1 \text{ to } 7) \quad (C8)$$

が得られる。式(C8)を式(C6)に代入すると A_j が消去され、

$$\omega_j = \frac{\rho - \beta}{\varrho(1-\rho)} + \sum_{i=1}^6 \frac{\lambda_i \beta_i}{\varrho(1-\rho)(\omega_j + \lambda_i)} \quad (C9)$$

となる。式(C9)を ρ について解くと、

$$\rho = \frac{\varrho \omega_j}{1 + \varrho \omega_j} + \frac{\omega_j}{1 + \varrho \omega_j} \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{\omega_i + \lambda_i} \quad (j=1 \text{ to } 7) \quad (\text{C10})$$

の逆時間方程式が得られる。反応度 ρ が与えられるとき、式(C10) は ω に関する 7 次方程式であり、その 7 個の根が ω_j ($j=1 \text{ to } 7$) に対応する。7 次方程式の根は解析的に求めることができないので、Bairstow 法¹²⁾により数値的に求める。以上により 7 個の ω_j を求めた後に、式(C3)(C4)の係数 A_i 及び C_{ij} を求める。初期条件として、 $t=0$ において 中性子密度が N_0 とすると、式(C3)より次式が導かれる。

$$n(0) = A_1 + A_2 + \cdots + A_7 \equiv N_0. \quad (\text{C11})$$

また、 $t=0$ においては臨界であるから $\rho=0$ であり、定常状態であるから、式(C2)の左辺は零であるので、遅発中性子先行核密度の初期値（平衡値）は次式で与えられる。

$$C_{ij}(0) = \frac{\beta_i}{\varrho \lambda_i} N_0 \quad (i=1 \text{ to } 6) \quad (\text{C12})$$

従って、式(C4)及び(C8)により、

$$\begin{aligned} C_{ij}(0) &= C_{i1} + C_{i2} + \cdots + C_{i7} \\ &= \frac{\beta_i}{\varrho(1-\rho)} \left(\frac{A_1}{\omega_1 + \lambda_i} + \frac{A_2}{\omega_2 + \lambda_i} + \cdots + \frac{A_7}{\omega_7 + \lambda_i} \right) \\ &= \frac{\beta_i}{\varrho \lambda_i} N_0 \quad (i=1 \text{ to } 6) \end{aligned} \quad (\text{C13})$$

が得られる。式(C11)と式(C13)を組み合わせて得られる 7 個の式は $A_1 \sim A_7$ についての 7 元連立 1 次方程式であり、これを Gauss の消去法¹²⁾により解くことによって $A_1 \sim A_7$ を定めることができる。 $A_1 \sim A_7$ が得られれば、これを(C8)式に代入することにより全ての C_{ij} が求められる。以上により、連立微分方程式(C1)(C2)の解が得られる。