

JAERI-Research
99-016



JP9950147



試験・研究炉の性能向上に関する研究

1999年3月

桜井文雄

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

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

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1999

編集兼発行 日本原子力研究所

試験・研究炉の性能向上に関する研究

日本原子力研究所東海研究所研究炉部

桜井 文雄

(1999年2月1日受理)

最近の試験・研究炉の利用ニュースは、原子力科学の発展に伴い益々高度化及び多様化してきている。また、原子炉として求められる安全性は、動力炉と同様年々厳しくなっている。このような状況下において、試験・研究炉を先端的研究用ツールとしてより有効に活用していくためには、安全性の向上も含む性能向上を常に図る必要がある。

本研究においては、中性子源としての原子炉性能向上の観点からJMT R用高性能燃料要素について、実験利用施設としての利用性能の向上の観点からJMT Rにおける高速中性子照射量の評価法について及び原子炉施設の安全性の向上の観点から水冷却型試験・研究炉の冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法について検討した。

Study for Improvement of Performance of the Test and Research Reactors

Fumio SAKURAI

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

(Received February 1, 1999)

Current utilization needs for the test and research reactors become more advanced and diversified along with the advance of nuclear science and technology. Besides, the requested safety for the research and test reactors grows strictly every year as well as a case of the power reactors. Under this circumstance, every effort to improve reactor performance including its safety is necessary to be sustained for allowing more effective utilization of the test and research reactors as experimental apparatus for advanced researches.

In this study, the following three themes i.e., JMTR high-performance fuel element, evaluation method of fast neutron irradiation dose in the JMTR, evaluation method of performance of siphon break valve as core covering system for water-cooled test and research reactors, were investigated respectively from the views of improvement of core performance as a neutron source, utilization performance as an experimental apparatus, and safety as a reactor plant.

Keywords: Test and Research Reactors, High-performance Fuel Element, Burnable Absorber, Neutron Fluence, Neutron Spectra, Radiation Damage, Core Covering System, Siphon Break Valve, Primary Coolant Pipe Rupture Accident

目 次

1. 緒 論	1
1.1 本研究の背景と目的	1
1.2 試験・研究炉の性能向上に関する課題	2
1.3 本研究の概要	3
1.4 本論文の構成	5
2. JMTR用高性能低濃縮度燃料要素の設計	6
2.1 緒 言	6
2.2 JMTR用低濃縮度燃料要素の設計	7
2.3 JMTR用高性能低濃縮燃料要素・Cdワイヤの設計	8
2.4 JMTR高性能低濃縮度燃料要素炉心の特性試験	15
2.5 結 言	16
3. JMTRにおける高速中性子照射量の評価法	32
3.1 緒 言	32
3.2 1.0MeV以上の中性子フルエンス	33
3.3 はじき出し断面積	34
3.4 中性子エネルギースペクトルの情報を含む照射量	36
3.5 各種原子炉における Displacement Damage Rate および Gas Production Rate	40
3.6 結 言	41
4. 冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法	59
4.1 緒 言	59
4.2 解析モデル	59
4.3 解析プログラム	61
4.4 解析プログラムの検証	63
4.5 結 言	68
5. 結 論	80
謝 辞	82
参考文献	83

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background and Objects	1
1.2 Issues on Performance of the Research and Test Reactors	2
1.3 Outline of this study	3
1.4 Composition of This Thesis	5
2. Design of JMTR High-performance Low-enriched Fuel Element	6
2.1 Introduction	6
2.2 Design of JMTR Low-enriched Fuel element	7
2.3 Design of Cd Wires for JMTR High-performance Low-enriched Fuel Element	8
2.4 Performance test of JMTR with High-performance Low-enriched Fuel Elements	15
2.5 Conclusion	16
3. Evaluation Method of Fast Neutron Irradiation Dose in JMTR	32
3.1 Introduction	32
3.2 Neutron Fluence above 1.0 MeV	33
3.3 Cross-section of Displacement	34
3.4 Neutron Irradiation Dose Containing Information of Neutron Energy Spectrum	36
3.5 Displacement Damage Rate and Gas Production Rate in typical nuclear facilities	40
3.6 Conclusion	41
4. Evaluation Method of Performance of Siphon Break Valve as Core Covering System	59
4.1 Introduction	59
4.2 Analysis Model	59
4.3 Analysis Program	61
4.4 Verification of Analysis Program	63
4.5 Conclusion	68
5. Summary	80
Acknowledgements	82
References	83

1. 緒 論

1.1 本研究の背景と目的

試験・研究炉の使命は、実験用ツールとして原子力科学技術の発展に貢献するとともに、事故等により国民生活に悪影響を及ぼさないことである。

最近の試験・研究炉の利用は、従来からの軽水炉の高度化、核融合炉開発等のエネルギーの安定確保に関する研究、基礎研究のみならず環境保全、医療、工業利用と多様化してきている。そしてこれら各分野の利用は益々高度化してきている[1]。このような最近の利用ニーズから、試験・研究炉は個々の研究目的に合った中性子及び実験データの提供が求められている。また、一般公衆の試験・研究炉に求める安全性は、動力炉に対してと同様年々益々厳しくなっている。このような状況等に対応するため、原子力安全委員会は1991年に国内の試験・研究炉の大部分を占める水冷却型試験・研究炉の安全設計指針及び安全評価指針を策定した[2]。ここで、水冷却型試験・研究炉の特徴を考慮した安全確保に関する基本方針が示され、その一環として炉心冠水維持装置が水冷却型試験・研究炉の工学的安全施設の一つに位置づけられた。

次に、試験・研究炉を取り巻く世界の状況を見ると、試験・研究炉に最も大きな影響を与えた事項の一つとして、1977年に米国のカーター大統領が核不拡散政策を提唱したことを取り上げることができる。これに基づき、同年多くの国がそれまで使用していた濃縮度93%の高濃縮度燃料を、炉の総合的性能を低下させないこと等の見通しが得られた時点で、20%以下の低濃縮度燃料に切り替えることに合意した。この合意に基づき、ドイツ、フランス、米国、日本（日本原子力研究所）等において、原子炉性能を低下させない低濃縮度燃料の開発を開始した。

また、世界で現在稼働している試験・研究炉は約380基あり、その内の約70%が建設以来20年を経過し、約50%は30年を経過している[3]。従って、近い将来世界の、特に先進諸国の大半の試験・研究炉は高経年化により停止することが予測されることから、先端的利用ニーズに対応できる試験・研究炉が不足する状況すなわちニュートロンギャップの到来が懸念されている。このような状況から、特に先進諸国の各試験・研究炉は適切な高経年化対策を施すとともに、先端的実験用ツールとしての性能の

陳腐化を防止し、今後益々高度化・多様化する利用ニーズに対応していくことが求められている。

以上のような日本及び世界の試験・研究炉を取り巻く状況から明らかなように、先進諸国の試験・研究炉にはその安全性を確保しつつ原子力科学発展のための先端の実験用ツールとして今後もその役割が期待されており、この期待に応えるためには試験・研究炉の総合的性能向上が必要である。試験・研究炉の性能は、まず第1に実験用ツールとしての性能及び原子炉施設としての安全性に分類することができる。また、最近の先端的研究からは、実験用ツールの基本性能として、安定した大強度の中性子が得られる中性子源としての原子炉性能が求められている。更に、この安定した大強度の中性子を利用する各種実験においては、各研究目的に合致した実験環境の提供、すなわち研究目的に合致した高精度に制御された中性子及び高度な実験データの提供等の実験利用施設としての利用性能が求められている。従って、本研究においては、試験・研究炉の性能を、中性子源としての原子炉性能、実験利用施設としての利用性能及び原子炉施設としての安全性に分類し、それぞれの性能の向上を図るための検討を遂行した。

1.2 試験・研究炉の性能向上に関する課題

上述した試験・研究炉を取り巻く状況から、最近の主要な課題は次の通りである。

中性子源としての原子炉性能に関しては、各試験・研究炉が低濃縮度燃料へ移行する際に原子炉性能の低下を最小限にするための低濃縮度燃料要素の開発が最大の課題である。また、最近の先端的基础研究の進展に伴う高度な中性子散乱実験のために、中性子強度のより大きな中性子ビームが求められている。

実験利用施設としての利用性能に関しては、試験・研究炉を用いて実施されている各種実験研究に対して、より有効な実験データの提供が求められている。特に将来のエネルギー安定確保の観点から実施されている軽水炉の高度化、新型炉開発等のための材料照射研究の分野から、各試験・研究炉における照射試験結果の厳密な相互比較を可能とする照射中性子エネルギースペクトルの情報を含んだ中性子照射量の提供が求められている。最近の新しい試験・研究炉の利用分野である医療利用の分野からは、通常の放射線治療等では治療が困難な悪性脳腫瘍等に対する治療法の研究に最適な中性子の提供が求められている。また、実験目的に適した試料環境（温度、磁場、圧力

等)の制御、炉内照射試験に対するその場測定による各種データの提供等も求められている。

原子炉施設としての安全性においては、最近策定された指針に沿っての安全評価法の確立、特に試験・研究炉特有の工学的安全施設である冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法の確立が重要課題となっている。

本研究においては、上述した試験・研究炉に対する課題の内、特にその対応が急がれている原子炉性能の低下を最小限にするための低濃縮度燃料要素の開発、照射中性子スペクトルの情報を含んだ中性子照射量の提供及び炉心冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法の確立について検討を実施した。

1.3 本研究の概要

1.3.1 中性子源としての原子炉性能の向上

試験・研究炉は核不拡散の観点からの低濃縮度燃料化、高度化する利用ニーズに応えるための原子炉性能の向上が求められている。これらの要求に対応するため、JMTRの低濃縮度燃料化に際しては、高ウラン密度 U_3Si_2-Al 燃料及び可燃性吸収体 Cd ワイヤを使用する高性能燃料要素を採用することとした。そして、JMTRに最適な高性能低濃縮度燃料要素の設計、及び本高性能燃料要素で採用した高ウラン密度 U_3Si_2-Al 燃料の熱特性、事故時 FP 放出挙動の研究を実施した。

高性能低濃縮度燃料要素の設計においては、Cd ワイヤの炉心特性に与える影響を少数群炉心拡散計算で精度良く評価するために、Cd ワイヤ部の中性子スペクトルに注目する少数群定数作成法（入射中性子スペクトル調整法）を提案した[4]。これにより、JMTRに最適な高性能低濃縮度燃料要素の設計に成功し、連続運転期間の約2倍への延長及び中性子束変動の少ない照射場の提供が可能となった。詳細については第2章に示す。

JMTR燃料を高性能低濃縮度燃料要素に変更するためには、通常運転時は勿論のこと、運転時の異常な過渡変化時及び事故時の燃料の健全性を評価する必要がある。このためには、各原子炉の状態に対応する U_3Si_2-Al 燃料の物性値が必要であり、これまでに熱伝導率の温度依存性について測定した[5]。測定の結果、JMTR用高性能低濃縮度燃料要素で使用したウラン密度 4.8 g/cm^3 の U_3Si_2-Al 燃料の熱伝導率は、室温にお

いて約 48 W/(m·K)であり、温度上昇とともに僅かに増大し、300°C近傍で最大値約 51 W/(m·K) となることが明らかとなっている。

低濃縮度燃料に変更する際の立地評価のためには、事故時の U_3Si_2-Al 燃料からの FP 放出率、特にヨウ素 (^{131}I) の放出率が必要であることから、高温時の U_3Si_2-Al 燃料からの FP 放出率測定実験をすでに実施した[6]。その実験では、 U_3Si_2-Al 燃料及びこれまで世界の多くの試験・研究炉で使用されてきた $U-Al$ 合金燃料、 UAl_x-Al 燃料のミニプレートが JMTR において照射し (燃焼度: 約 20% 及び約 65%)、その後ホットラボにおいて 600~1100°C における FP 放出率を測定した。この結果、 U_3Si_2-Al 低濃縮度燃料を用いる試験・研究炉の立地評価においては、これまでの燃料と同様にヨウ素の放出率として 700°C における 60% を使用することの妥当性を確認している。

1.3.2 実験利用施設としての利用性能の向上

JMTR においては、軽水炉の高度化、核融合炉の開発等のために種々の材料試料の照射試験が実施されている。これらの照射試験に対して、試料とともに照射する Fe モニタから中性子エネルギーが 1.0 MeV 以上又は 0.1 MeV 以上の中性子フルエンスを求め、高速中性子照射量として提供してきた。更に、Fe モニタから得られる 1.0 MeV 以上の中性子フルエンスから、Damage fluence、Equivalent DDO Ni fission neutron fluence、Displacement per atom 等の照射中性子エネルギースペクトルの情報を含む高速中性子照射量を評価する方法を検討し、これらも提供できるようにした[7]。この結果、JMTR における照射試験結果を中性子エネルギースペクトルの異なる試験・研究炉等における照射試験結果と相互比較することが可能となるとともに、JMTR における照射試験結果から実際の軽水炉等で使用されている材料の健全性等を精度良く推定できるようになった。詳細については、第 3 章に示す。

1.3.3 原子炉施設としての安全性の向上

水冷却型試験・研究炉には、1 次冷却系配管破損事故において炉心損傷を防止するため、炉心冠水維持装置としてサイフォンブレイク弁が設置されている。本研究においては、サイフォンブレイク弁の炉心冠水維持装置としての性能を評価するためのプログラムを開発し、その試験・研究炉への適用性を実験的に検討した[8]。本プログラムにおいては、サイフォンブレイク弁から吸入された空気と 1 次冷却水は配管内において完全

に分離しているとした気液完全分離モデルを採用した。本モデルにより、サイフォンブレイク弁の炉心冠水維持性能は確実に評価できることを検証した。詳細については、第4章に示す。

1.4 本論文の構成

本研究の目的は、最近の利用ニーズの多様化・高度化等に対応し試験・研究炉を今後もより有効に活用していくための方策を検討することである。このため、本研究では、試験・研究炉の性能向上について、中性子源としての原子炉性能、実験利用施設としての利用性能及び原子炉施設の安全性の観点から検討した。本論文の構成は、以下のとおりである。

第1章では、本研究の背景と目的、課題及び概要について述べた。

第2章では、中性子源としての原子炉性能の向上として実施したJMT R用高性能低濃縮度燃料要素の設計について述べる。

第3章では、実験利用施設としての利用性能の向上として実施したJMT Rにおける高速中性子照射量の評価法について述べる。

第4章では、原子炉施設としての安全性の向上として実施した水冷却型試験・研究炉の炉心冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法について述べる。

第5章においては、前章までに述べた本研究の成果を総括して述べる。

2. JMTR用高性能低濃縮度燃料要素の設計

2.1 緒言

最近の試験・研究炉を取り巻く環境としては、核不拡散の観点から、燃料を低濃縮度(20%濃縮)燃料に交換すること、及び益々高度化している利用ニーズに対応していくために、新たな高性能燃料の採用等により中性子源としての原子炉性能の向上を図ることが世界的に求められている。更に、運転管理の面から運転維持費の抑制及び使用済み燃料要素発生量の低減も求められている。このため、Japan Materials Testing Reactor (JMTR, 50MW)においては、それまでの中濃縮度(45%濃縮)燃料要素から低濃縮度燃料要素への変更の際に、燃料材料として高ウラン密度の燃料を採用し、一回の燃料要素交換当たりの連続運転日数をこれまでの中濃縮度燃料要素炉心の2倍以上への延長を達成し、燃料費の大半を占める燃料要素製作費の削減及び使用済み燃料要素発生量の低減を図ることとした。更に、低濃縮度燃料要素には可燃性吸収体としてCdワイヤを採用し、高ウラン密度燃料の採用に伴う運転サイクル初期の過剰反応度上昇の抑制及び運転サイクル中の燃料燃焼補償のための制御棒移動による中性子束変動の抑制を達成し、安全性の向上及び照射炉としての炉心特性の高品位化を図ることとした。

可燃性吸収体としてCdワイヤを採用するJMTR用高性能低濃縮度燃料要素の設計においては、今後の炉心管理等を考慮し、これまでJMTRの炉心管理に使用してきた計算コードSRACシステム[9]による少数群炉心拡散計算を採用することとした。JMTRに最適な高性能低濃縮度燃料要素の設計のためには、Cdワイヤの反応度効果が炉心性能に大きな影響を与えることから、Cdワイヤの各燃焼度における反応度効果を高精度に評価する必要がある。しかし、後述するように、JMTR用高性能燃料要素においては非常に吸収断面積の大きなCdワイヤが偏在することから、Cdワイヤの反応度効果を少数群炉心拡散計算により精度良く評価することは非常に難しいことが明らかとなった。従って、Cdワイヤ部の中性子スペクトルを精度良く再現して少数群定数を作成する方法を開発した。

本章においては、JMTR用高性能低濃縮度燃料要素の設計及びこのためのCdワイヤ入り燃料要素の少数群定数作成法の開発、同燃料要素を用いたJMTR炉心の特性試験について述べる。

2.2 J M T R用低濃縮度燃料要素の設計

J M T Rに使用する低濃縮度燃料要素の設計においては、J M T Rの性能を低下させないことを第1の条件とした。このため、低濃縮度燃料炉心においては、それまでの中濃縮度燃料炉心の熱水力特性及び中性子束を維持するように、炉心に装荷する燃料要素の本数及びFig. 2.1に示す燃料要素の幾何形状を変更しないこととした。また、一回の燃料交換による連続運転日数の延長を図るとともに安全性の向上及び照射試験炉としての炉心特性の高品位化を図るため、J M T R用低濃縮度燃料要素としては、高ウラン密度の燃料材料及び可燃性吸収材を使用する高性能燃料要素とすることとした。

これまでのJ M T R用中濃縮度燃料要素においては、試験・研究炉用燃料材料としてそれまで実用化されていた最高ウラン密度 1.6 g/cm^3 の $\text{UAl}_x - \text{Al}$ 燃料を使用していた。この場合、1燃料要素当たりの ^{235}U 含有量は310gであり、長期の連続運転は不可能であった。このため、基本的に照射試料を交換しないで連続運転する単位長さ（1運転サイクル）を11日連続運転（50MW換算）の前半及び後半サイクルに分割し、この前半-後半サイクル間に2日間原子炉を停止し燃料交換を行う24日としていた。低濃縮度燃料要素の設計においては、高出力の試験・研究炉の低濃縮度燃料化を達成するために開発されたウラン密度の更に高い燃料材料の採用により、運転サイクル途中の燃料交換のための炉停止を無なくして、1サイクル24日連続運転の達成を目標とした。

J M T Rにおいては、運転サイクル毎に種々の照射試料が多数炉心に装荷され各種の照射試験が実施されることから、低濃縮度燃料炉心においても、それまでと同等の照射試験能力を保持出来るようにする必要がある。すなわち、中濃縮度燃料炉心と同等の照射試料が炉心に装荷されても、それまでと同様に運転サイクル末期まで照射試験が継続出来るようにする必要がある。このため、低濃縮度高性能燃料要素においては、運転サイクル末期である24日連続運転時において、中濃縮度燃料炉心における前半又は後半サイクルの末期である11日連続運転時と同等の実効増倍係数を確保するに十分な高ウラン密度の燃料材料を採用する必要がある。

低濃縮燃料材料としては、最高ウラン密度を持つ燃料として商業ベースでの製造技術

が確立しかつ多くの照射試験等によりその照射特性がほぼ確認されたウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料[10]に関して、J M T R用高性能低濃縮度燃料要素の燃料材料としての適正について検討した。この場合の1燃料要素当たりの ^{235}U 含有量は410gとなる。これまでのウラン密度 $1.6\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{UAl}_x\text{-Al}$ 燃料を使用した中濃縮度燃料炉心 (M E U炉心) 及びウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を用いる低濃縮度炉心 (L E U炉心) の燃焼計算の結果、M E U炉心においては11日連続運転時の実効増倍係数は1.035であり、L E U炉心における24日連続運転時の実効増倍係数は1.033であることから、ウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を用いるL E U炉心は24日連続運転時においてM E U炉心の11日連続運転時においてとほぼ同等の実効増倍係数を確保できることが確認できた。以上から、J M T R用高性能低濃縮度燃料要素の燃料材料として、ウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を採用することとした。

また、J M T R用高性能低濃縮度燃料要素に使用する可燃性吸収体としては、上述したように現在実用化されている最高ウラン密度の燃料材料であるウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を採用しても、可燃性吸収体を使用しない炉心のサイクル末期における実効増倍係数はM E U炉心と同等程度しか確保できないことから、運転サイクル中は燃料の燃焼に伴う制御棒の移動を十分に抑制し、かつ24日の運転サイクル末期までには殆ど燃焼してしまいその反応度効果を失うように設計する必要がある。また、可燃性吸収体が燃料材料の照射特性に影響を与えないようにするため、燃料材料とは分離して燃料要素に装荷することとした。更に、燃料要素への取付けの容易さを考慮し、可燃性吸収体としてCdワイヤを燃料要素側板部に取付けることとした[11]。

2.3 J M T R用高性能低濃縮燃料要素・Cdワイヤの設計

2.3.1 Cdワイヤ入り燃料要素の群定数作成法の開発

J M T Rの炉心管理においては、燃料要素、照射キャプセル等が装荷される単位格子 $77.2\text{mm}\times 77.2\text{mm}$ を1セルとして、各セルについてS R A C-P I Jコード[9]を用いて多群輸送計算により4群定数を作成し、この4群定数を用いてS R A C-C O R E B Nコード[9]により炉心拡散計算を実施している。P I Jコードによる群定数計算においては、高速エネルギー領域 ($1.00\times 10^7\sim 6.83\times 10^{-1}\text{ eV}$) を26群、熱エネルギー領域 ($6.83\times 10^{-1}\sim 3.52\times 10^{-4}\text{ eV}$) を37群の全63群の群構造により、等方散乱近似

を採用する衝突確率法を用いて中性子スペクトルを計算し、これを重みに4群定数(1群; $1.00 \times 10^7 \sim 1.05 \times 10^8$ eV、2群; $1.05 \times 10^8 \sim 1.11 \times 10^9$ eV、3群; $1.11 \times 10^9 \sim 6.83 \times 10^{-1}$ eV、4群; $6.83 \times 10^{-1} \sim 3.52 \times 10^{-1}$ eV)を作成している。ただし、P I Jコードにおいては等方散乱近似の採用とともに、非等方散乱に対する補正として、輸送断面積 Σ_{tr} を

$$\Sigma_{tr} = \Sigma_s (1 - \bar{\mu}_0)$$

Σ_s : 散乱断面積

$\bar{\mu}_0$: 中性子の散乱角の余弦に関する平均値

と扱う輸送補正を採用している。以降、この輸送補正も含めて等方散乱近似という。この等方散乱近似は、上記輸送補正の採用により前方散乱の効果を全断面積に対して考慮するが、非等方散乱による加速、減速効果については考慮しない。板状燃料要素を用いる日本原子力研究所の試験炉及び研究炉に対する上記計算コードS R A Cシステムによる少数群炉心拡散計算の適応性は、臨界実験装置J M T R C等における各種実験により、確認されている[12]。以上から、Cd ワイヤ入り高性能燃料要素の設計も、今後の炉心管理等を考慮して、計算コードS R A Cシステムを用いる4群炉心拡散計算によることとした。

燃料板の一枚おきにその両側の側板部に0.4mmφのCd ワイヤ(A 1シース付き)を装荷する高性能低濃縮度燃料要素をFig. 2.2に示す。同図に示すように、高性能低濃縮度燃料要素には細くて中性子吸収断面積の非常に大きなCd ワイヤが側板部にのみ偏在することから、同燃料要素により構成される炉心について、4群拡散計算により核特性を、特に原子炉の運転とともに変化する可燃性吸収体Cd ワイヤの反応度効果を精度良く評価することは非常に難しい。従って、Cd ワイヤの設計のためには、同燃料要素に対する4群定数作成法を確立する必要がある。このため、Fig. 2.2に示す高性能燃料要素を例に、Cd ワイヤ入り燃料要素に対する4群定数作成法について検討した。本検討の第1ステップとしてPWRの可燃性吸収体等の少数群定数作成等に広く使用されている方法の高性能燃料要素への適用性について検討した。

Cd ワイヤ入り燃料要素の4群定数作成法をFig. 2.3に示す。まず、Fig. 2.2に示すように燃料要素を燃料ミートの存在する燃料領域及びそれ以外の非燃料領域に分け、燃料領域に対してはFig. 2.4に示す燃料板1枚を単位とする1次元平板モデルにより、Cd ワイヤの存在する非燃料領域に対してはPWR可燃性吸収体等の群定数作成におい

てと同様な Fig. 2.5 に示す Cd ワイヤ 1 本を単位とする 1 次元円筒モデルにより、P I J コードを用いて 6 3 群均質等価定数を計算する。PWR においては燃料棒と等しい幾何形状の可燃性吸収体が燃料棒の装荷されるべき位置に装荷されることから、PWR の可燃性吸収体の少数群定数作成には、多くの場合 1 次元円筒モデルによる等方散乱近似が採用されている[13]。Fig. 2.5 の非燃料領域に対する 1 次元円筒モデルにおける第 I 領域は Cd ワイヤを示し、第 II 領域は Al から成り、Cd ワイヤの Al シース及び側板に対応している。第 III 領域は Al 及び H₂O から成り、燃料板被覆と減速材（冷却材）をそれぞれの体積比で均質化した均質混合物である。第 IV 領域は、非燃料領域に相当する第 I ~ III 領域に適正なエネルギースペクトルを持つ中性子を供給するための仮想的領域であり、燃料領域を模擬した燃料ミート、被覆材及び減速材をそれぞれの体積比で均質化した均質混合物である。図中の D_I ~ D_{IV} はそれぞれの領域の直径を示し、第 III 及び IV 領域の面積は、Cd ワイヤ 1 本あたりの等価面積である。次に、これらの 6 3 群定数を用いて再び P I J コードにより、燃料領域及び非燃料領域を合体した燃料要素としての 4 群定数を Fig. 2.6 に示す 1 次元平板モデルにより作成する。

非燃料領域に対する上記 1 次元円筒モデルによる 6 3 群定数計算の妥当性を検討するため、Fig. 2.5 に示す円筒モデルについて P I J コードを用いて求めた Cd ワイヤの ¹¹³Cd(n, γ)¹¹⁴Cd 反応率及と連続エネルギーモンテカルロコード V I M[14]を用いて燃料要素を実際の幾何形状モデルで計算することにより求めた同反応率について比較検討した。ここで、P I J、V I M 両コードに対して、従来より J M T R の炉心管理等のための核計算に一貫して使用してきた ENDF/B-4[15]に基づく断面積ライブラリーを使用した。また、Cd ワイヤの全反応率に対する熱外エネルギー領域の寄与は 1 % 以下であることから、反応率としては熱エネルギー領域のみに注目した。結果を Table 2.1 に示す。P I J コードの計算結果は、V I M コードの結果と比較して 1 7 % 小さい。P I J コードにより求めた 1 群化した中性子束が V I M コードにより求めた 1 群化中性子束より小さいことが、この差の原因であることが分かる。この差は多群の群数や空間メッシュの違いにより生ずる誤差の程度をはるかに越えている。Fig. 2.7 に V I M コード及び P I J コードにより求めた Cd ワイヤ部の中性子スペクトルを示す。P I J コードによる Cd ワイヤ部の中性子スペクトルは、V I M コードによる中性子スペクトルと比較して熱エネルギー領域において一様に小さく、すなわち硬く評価されている。Table 2.1 及び Fig. 2.7 から、1 次元円筒モデルを採用し等方散乱近似を用いる P I

Jコードで群定数を作成する場合、Cdワイヤ部の中性子スペクトルは硬く評価され、その結果、Cdワイヤの燃焼が過小評価されてしまうことが明らかとなった。このようにP I Jコード計算がV I Mコード計算よりCdワイヤ部の中性子スペクトルを硬く評価する原因は、P I Jコードで採用している等方散乱近似の影響が、すなわち非等方散乱による減速効果を見逃す輸送補正の採用の影響が、Fig. 2.2に示す板状燃料要素体系においては顕著に現れるためである。輸送補正によりCdワイヤ近傍の軽水の輸送断面積が約1/3に減少し、この結果燃料板と側板の結合付近(円筒モデルの領域III)における熱中性子束が低く評価されてしまうためである。従来より等方散乱近似による計算結果が水ギャップ中に生ずる熱中性子束のピーキングを再現できない(平坦な解を与える)ことは知られているが、前述したようにPWR等においては燃料棒の装荷されるべき位置に燃料棒と同じ幾何形状の可燃性吸収体が装荷され、燃料棒間の水ギャップ中に吸収体を置くことがなかったことから、上記輸送補正の採用に起因する影響がこれまであまり問題になることはなかった。しかし本燃料要素においては、水ギャップに挟まれたAl製側板にCdワイヤ取り付けのため、その影響が顕在化した。

Cdワイヤの反応率をより精度良く評価できる4群定数の作成のためには、Cdワイヤ部の中性子スペクトルをより正確に評価する必要がある。このための手法としては、(1)Cdワイヤ入り燃料要素に対する正確なモデル及び非等方散乱を正確に取り扱う輸送方程式解法の採用、又は(2)1次元円筒モデルと等方散乱近似を採用するとしての、(2.1)軽水の輸送断面積への補正又は(2.2)Cdワイヤ部の中性子スペクトルへの補正等が考えられる。本設計においては、今後の炉心管理等を考慮して、上記(2)の非燃料領域に対する1次元円筒モデル及び中性子スペクトル計算における等方散乱近似を採用することとし、更に(2.2)のCdワイヤ部の中性子スペクトルへの補正として次の方法を採用した。Fig. 2.5における領域IVは群定数作成において非燃料領域I～IIIに適切な中性子を提供するための領域であることから、領域IVの水の個数密度を調整することによりCdワイヤ部の中性子スペクトルを補正する。領域IVの水の個数密度を1.285倍にした場合のP I JコードによるCdワイヤ部の中性子スペクトル及びCdワイヤの反応率をFig. 2.7及Table 2.1に示す。領域IVの水の個数密度を実際よりも増加させることにより、Cdワイヤ部の中性子スペクトルはソフト化し、その結果Cdワイヤの反応率がV I Mコードによる値と一致した。以降、第IV領域の水の個数密度の調整によりCdワイヤ部の中性子スペクトルを補正し、Cdワイヤの反応率をV I Mコードによる計算結

果に合わせることを入射中性子スペクトル調整と言い、またこの際の第IV領域の水の個数密度の調整割合を入射中性子スペクトル調整係数 (Fs) とすることにする。

次に、非燃料領域の63群定数計算時に入射中性子スペクトル調整を実施した場合と実施しなかった場合の原子炉運転に伴うCdワイヤの燃焼挙動—Cdワイヤの中心部から表面までの5点(半径=0.00, 0.05, 0.10, 0.15及び0.20 mm)における ^{113}Cd の原子炉運転(^{235}U の燃焼)に伴う燃焼挙動—をFig. 2.8に示す。原子炉運転開始時はCdの燃焼が進んでいないため、入射中性子スペクトル調整の効果が顕著に現れず、原子炉の運転が進むにつれて入射中性子スペクトル調整を行った方が ^{113}Cd の燃焼が進む傾向を示している。原子炉の運転が更に進むと、入射中性子スペクトル調整を行った方においては ^{113}Cd が殆ど燃焼してしまい、補正を行わなかった方にはまだ ^{113}Cd がより多く残存しておりその燃焼が進むことから、 $N(\text{Cd})_s/N(\text{Cd})$ は1.00に向かう。そしてついには補正を行わなかった方の ^{113}Cd も全て燃焼し $N(\text{Cd})_s/N(\text{Cd})=1.00$ となる。24日連続運転終了時相当の燃料要素平均 ^{235}U 燃焼度20%近傍において、Cdワイヤ中心部付近の $N(\text{Cd})_s/N(\text{Cd})$ が1.00を下回っていることから、24日連続運転サイクル末期まで燃焼計算には入射中性子スペクトル調整の効果が存続する。また、JMTR用高性能低濃縮度燃料要素のCdワイヤの仕様は、2.2節で述べたように運転サイクル末期の炉心の過剰反応度によって決定されることから、運転サイクル末期までのCdワイヤの燃焼を精度良く評価する必要がある。従って、JMTR用高性能低濃縮度燃料要素の設計においては、入射中性子スペクトル調整を実施する必要がある。

2.3.2 Cdワイヤ入り燃料要素の群定数作成法の検証

2.3.1で示した非燃料領域の63群均質等価定数計算過程で入射中性子スペクトル調整を行うCdワイヤ入り燃料要素の4群定数作成法の妥当性を検証するため、臨界実験装置JMTRC[16]において、少数体の燃料要素の燃料板間(ウォータギャップ)にCdワイヤを挿入して、Cdワイヤの反応度効果を測定した。

JMTRC(1995年に解体)の炉心配置図をFig. 2.9に示す。JMTRCはJMTRを核的に模擬した臨界実験装置であり、炉心はJMTRと同様に22本の標準燃料要素、5本の制御棒及び照射孔から構成され、制御棒の下部には燃料フォロワが接続されている。また、その最大出力は100Wであり、ウラン密度 1.6 g/cm^3 の $\text{UA1}_x\text{-A1}$ 燃料材料を使用する中濃縮度燃料要素を使用していた。

Fig. 2.10 に示すように、JMTRC燃料要素のウォータギャップに直径0.4mmのCdワイヤ（Alシース付き）を18本挿入し、Cdワイヤの反応度効果を測定した。測定は2ケース実施した。第1ケースとしてFig. 2.9に示す炉心位置G-7及びK-9の2本の燃料要素に、上述のようにCdワイヤを挿入して、第2ケースとしては炉心位置G-7、K-9、G-9及びK-7の4本の燃料要素に同様にCdワイヤを挿入して実施した。それぞれの測定におけるCdワイヤの反応度効果は、Cdワイヤの装荷されていない場合の臨界制御棒位置とCdワイヤを装荷した場合の臨界制御棒位置の差から求めた。更に、これらの測定値とFig. 2.10に示すCdワイヤ入り燃料要素に対して2.3節で示した方法により求めた4群定数を用いて拡散計算により算出した値とを比較した。

JMTRC燃料要素においてはFig. 2.10に示すようにウォータギャップにCdワイヤを挿入したことから、Fig. 2.5に示す円筒モデルにおいて、第I領域はCdワイヤに、第II領域はCdワイヤのAlシースに、第III領域は燃料板被覆のAl、減速材（冷却材）の H_2O 及び側板のAlの均質混合物に対応する。第IV領域は、JMTR用燃料要素と同様に燃料領域を模擬した均質混合物である。また、各領域の直径 D_I 、 D_{II} 、 D_{III} 及び D_{IV} は、それぞれ0.4、2.00、9.83及び20.53mmとなり、入射中性子スペクトル調整係数は1.233である。

Table 2.2にCdワイヤを装荷しない状態でのJMTRC炉心の過剰反応度及びCdワイヤの反応度効果の測定値と計算値の比較を示す。Cdワイヤを装荷しない状態でのJMTRC炉心の過剰反応度については、測定値及び計算値が一致しており、これはCdワイヤの挿入されていない通常燃料要素を使用するJMTRへのSRACシステムによる少数群拡散計算の適応性は非常に良いことを示している。更に、Cdワイヤの反応度効果について、2ケースとも計算値は実測値と非常に良く一致していることから、入射中性子スペクトル調整を行う群定数作成法により求めたCdワイヤ入り燃料要素の群定数を使用すると、少数群拡散計算でも非常に精度良くCdワイヤの反応度効果を評価できることが明らかとなった。

以上から、Cdワイヤ入り燃料要素の4群定数計算には、Cdワイヤの挿入される非燃料領域の63群均質等価定数作成過程において入射中性子スペクトル調整を実施することとした。

2.3.3. Cd ワイヤの設計

2.2 節の検討結果に基づいて J M T R 用高性能低濃縮燃料要素の燃料材料としてはウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を採用することとし、使用する Cd ワイヤについて検討した。Cd ワイヤの直径はサイクル末期の Cd ワイヤの反応度効果に、Cd ワイヤの本数はサイクル初期の過剰反応度抑制効果に大きな影響を与えることから、検討においては Cd ワイヤの直径及び使用本数をパラメータとし、側板に直径 0.4mm の Cd ワイヤを 18 本挿入する燃料要素、直径 0.4mm の Cd ワイヤを 12 本挿入する燃料要素及び直径 0.3mm の Cd ワイヤを 18 本挿入する燃料要素を用いる炉心について、運転中の実効増倍係数の変化を比較検討した。

これら各高性能低濃縮燃料要素により構成する炉心の燃焼計算に必要な燃料要素の 4 群定数作成においては、燃料の各燃焼度すなわち原子炉運転日数に応じた入射中性子スペクトル調整を実施する必要がある。このため、上記検討範囲において最も Cd の装荷量の多い直径 0.4mm の Cd ワイヤを 18 本使用する燃料要素に対して、入射中性子スペクトル調整の運転日数依存性について検討した。サイクル開始日の 0 日目、サイクル中間の 12 日目及びサイクル末期の 24 日目に対応する入射中性子スペクトル調整係数、Cd ワイヤの燃焼度、並びに 12 日目、24 日目の Cd ワイヤの反応率計算において 0 日目の入射中性子スペクトル調整係数を使用した場合の誤差(それぞれの運転日に対応する中性子入射中性子スペクトル調整係数を使用して算出した反応率と 0 日目の入射中性子スペクトル調整係数を使用して算出した反応率の差)を Table 2.3 に示す。運転サイクルを通して、サイクル初期の入射中性子スペクトル調整係数を使用しても、これによる Cd ワイヤの反応率に含まれる誤差はサイクル末期において 2.8% であり、またサイクル末期の Cd ワイヤの燃焼度は 93% であることから、入射中性子スペクトル調整係数として運転サイクルを通してサイクル初期の値を使用しても、Cd ワイヤの反応度効果に与える影響は無視できると言える。従って、上記 Cd ワイヤの設計のための各炉心の燃焼計算においては、入射中性子スペクトル調整係数としてはサイクル初期の値を使用した。

各高性能低濃縮燃料要素を用いた場合の運転サイクル中の実効増倍係数の変化を Fig. 2.11 に示す。各燃料要素を用いた炉心の燃焼計算においては、Xe 及び Sm は運転初期からそれぞれの飽和量が含まれているとした。Fig. 2.11 から、直径 0.3mm の Cd ワイヤ 18 本を側板に挿入する高性能低濃縮燃料要素を使用する炉心が運転サイクル末期において、Cd ワイヤを使用しない低濃縮燃料炉心と同等の実効増倍係数を有

することが明らかである。また、可燃性吸収体としてCdワイヤを使用することにより、運転サイクル期間中の実効増倍係数の変化幅をCdワイヤを使用しない炉心の1/2以下に軽減できることが明らかとなった。これは運転サイクル中の燃料燃焼補償のための制御棒移動の抑制に寄与する。直径0.4mmのCdワイヤを使用する場合は、径が太いことから、サイクル末期においてもまだ燃焼しきっておらずその反応度効果が残存し、サイクル末期においてCdワイヤを使用しない低濃縮度燃料炉心と同等の実効増倍係数を確保することができない。

また、Table 2.3及びFig. 2.11から明らかなように、Cdワイヤの燃焼が進むに従って又はCdワイヤが細くなるに従って、中性子入射中性子スペクトル調整係数の値は大きくなっている。この原因は、入射中性子スペクトル調整は水ギャップ中に生ずる熱中性子のピーキングを再現するために実施することから、Cdワイヤの熱中性子吸収によりピーキングがすでに抑制されていれば調整は少なくすむためである。すなわち、Cdワイヤが細いほど抑制効果が小さいので入射中性子スペクトル調整係数は大きな値となる。一方、Fig. 2.11においてCdワイヤの本数に注目すると、Cdワイヤ12本の場合の調整係数は18本の場合よりも小さな値となっている。この原因は次のように考えられる。2.3節で述べたように、Fig. 2.5の非燃料領域に対する1次元円筒モデルにおいて、側板を挟む水ギャップ領域に対応する領域IIIの面積はCdワイヤ1本あたりの等価面積としていることから、Cdワイヤ12本の場合の領域IIIの面積は18本の場合よりも大きくなっている。すなわち、Cdワイヤ12本の場合は、1次元円筒モデルモデル化の段階で既に、18本の場合より大きな入射中性子スペクトルへの調整が働いており、この調整効果はCdワイヤの本数の差(Cd量の差)の入射中性子スペクトル調整の度合いに与える効果より勝っている。

以上から、JMTRにおいては、燃料材料としてウラン密度 4.8g/cm^3 の U_3Si_2 -Al燃料を、可燃性吸収体として直径0.3mmのCdワイヤ18本を側板に装荷する高性能低濃縮燃料要素を採用することとした。

2.4 JMTR高性能低濃縮度燃料要素炉心の特性試験

JMTRにおいては、まず2本の燃料要素のみを高性能低濃縮度燃料要素とし、他の燃料要素は従来の中濃縮度燃料要素とした炉心(移行炉心)による1サイクルの運転

を実施し、高性能低濃縮度燃料要素の J M T R 運転条件下での健全性を確認した後、1994 年 1 月から全燃料要素を高性能低濃縮度燃料要素に切り替えた。この 1994 年 1 月の最初の高性能低濃縮度燃料要素炉心（初装荷炉心）を構成する燃料要素は、2 本のみが前サイクルの移行炉心から引き続き使用された高性能低濃縮度燃料要素であり、他はすべて新しい燃料要素であった。本章では、この初装荷炉心に対する初期過剰反応度及び運転中の過剰反応度の変化[17]について、開発した群定数作成法及び高性能低濃縮度燃料要素設計の妥当性の検証の観点から、検討する。

初装荷炉心においての、初期過剰反応度は燃料追加法により測定され、その値は $10.0\% \Delta k/k$ であった。また、今回開発した方法により求めた群定数を用いた拡散計算の結果は $11.2\% \Delta k/k$ であった。これまでの各中濃縮度燃料炉心（75～106 サイクル）における初期過剰反応度の実験値と拡散計算により求めた値の差は $-0.9 \sim +1.2\% \Delta k/k$ の範囲内であることから、高性能低濃縮度燃料炉心においても、初期過剰反応度の実測値と計算値の差はこれまでの中濃縮度燃料炉心と同程度である。

運転中の過剰反応度は、ペリオド法による制御棒の反応度効果の測定値から求めた制御棒校正曲線及び運転中の制御棒位置から決定した。このように決定した測定値と計算値の比較を Fig. 2.12 に示す。運転中の過剰反応度の計算値は、運転初期から X_e 及び S_m は飽和値に達しているとしての値であるため、運転初期（約 100MWD まで）は実際の変化に対応してない。Fig. 2.12 から明らかなように、運転中の過剰反応度の計算値は測定値と良く一致している。これは、Cd ワイヤの反応度効果の評価精度向上のために実施した入射中性子スペクトル調整が、運転サイクル中を通して有効であり、その結果 Cd の燃焼が精度良く評価されていることを示している。

以上から、Cd ワイヤ入り燃料要素に対する入射中性子スペクトル調整は有効であることが明らかとなった。また、入射中性子スペクトル調整を行って作成した群定数を用いる炉心少数群拡散計算により設計した Cd ワイヤ入り低濃縮度燃料要素は、設計通りの性能を発揮することが確認された。

2.5 結 言

J M T R の低濃縮度燃料要素への変更においては、連続運転日数の 2 倍への延長及び運転中の中性子束の安定化を図ることとし、高ウラン密度燃料材料及び可燃性吸収体を

採用する高性能低濃縮度燃料要素の検討を行った。その結果、ウラン密度 $4.8\text{g}/\text{cm}^3$ の $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$ 燃料を使用し、可燃性吸収体として側板に直径 0.3mm の Cd ワイヤ 18 本を装荷する高性能低濃縮度燃料要素の設計に成功し、J M T R においては、世界の高出力試験・研究炉に先駆けて、低濃縮度燃料要素による長期間の中性子束変動の少ない運転を達成した。

最近の益々高度化する利用ニーズへの対応、加速器を用いた中性子源との試験・研究炉の相補的利用等を考慮すると、試験・研究炉に対しては今後益々より安定な中性子源としての役割が求められる傾向にあり、この要求を達成するためには J M T R においてと同様可燃性吸収体入り高性能燃料要素の採用が有効である。J M T R 用高性能低濃縮度燃料要素の設計においては、その扱いの簡便さ等から少数群拡散計算を使用することとし、Cd ワイヤ入り燃料要素に対する入射中性子スペクトル調整を施す少数群定数作成法を開発した。本手法を用いて設計した J M T R 用高性能低濃縮度燃料要素が設計通りの性能を発揮したことから、本少数群定数作成法は、各試験・研究炉に最適な可燃性吸収体入り高性能燃料要素の設計に適用できると言える。そして、1999 年から使用が予定されている J R R - 3 M の Cd ワイヤ入り低濃縮度燃料要素の設計に適用された。

Table 2.1 Comparison of reaction rates of $^{113}\text{Cd}(n,\gamma)^{114}\text{Cd}$ calculated by VIM and PIJ code (Normalized to the VIM result)

Calculation code	σ_{Cd}	Φ	$\sigma_{\text{Cd}} \cdot \Phi$
VIM	1.00	1.00	1.00
PIJ	1.01	0.82	0.83
PIJ (with INSA)	1.06	0.94	1.00

$$\sigma_{\text{Cd}} = \frac{\int_0^{0.2\text{mm}} \int_0^{0.6826\text{eV}} \sigma_{\text{Cd}}(E) \cdot \phi(E) dE dr}{\int_0^{0.2\text{mm}} \int_0^{0.6826\text{eV}} \phi(E) dE dr}, \quad \Phi = \frac{\int_0^{0.2\text{mm}} \int_0^{0.6826\text{eV}} \phi(E) dE dr}{\int_0^{0.2\text{mm}} \int_0^{0.2826\text{eV}} dE dr}$$

INSA: incident neutron spectrum adjustment

Table 2.2 Comparisons of measured and calculated values of excess reactivity of JMTRC core without Cd wires and reactivity worth of Cd wires

Item	Measured Value	Calculated Value
Excess reactivity of JMTRC core without Cd wires, % Δ K/K	11.7	11.7
Reactivity worth of Cd wires loaded into fuel elements in G-7 and K-9, % Δ K/K	0.58	0.58
Reactivity worth of Cd wires loaded into fuel elements in G-7, K-9, G-9 and K-7, % Δ K/K	1.17	1.16

Table 2.3 Dependence of incident neutron spectrum adjustment on the number of JMTR operation days

Number of operation days, X (day)	Incident neutron spectrum adjustment factor, $F_s(X)$	Depletion of Cd wire (%)	Error in Cd reaction, $E(X)^*$ (%)
0	1.285	0	0
12	1.299	60	-0.7
24	1.345	93	-2.8

$$* E(X) = \frac{R(X, F_s(0)) - R(X, F_s(X))}{R(X, F_s(X))}$$

R: Cd reaction rate calculated with incident neutron spectrum adjustment

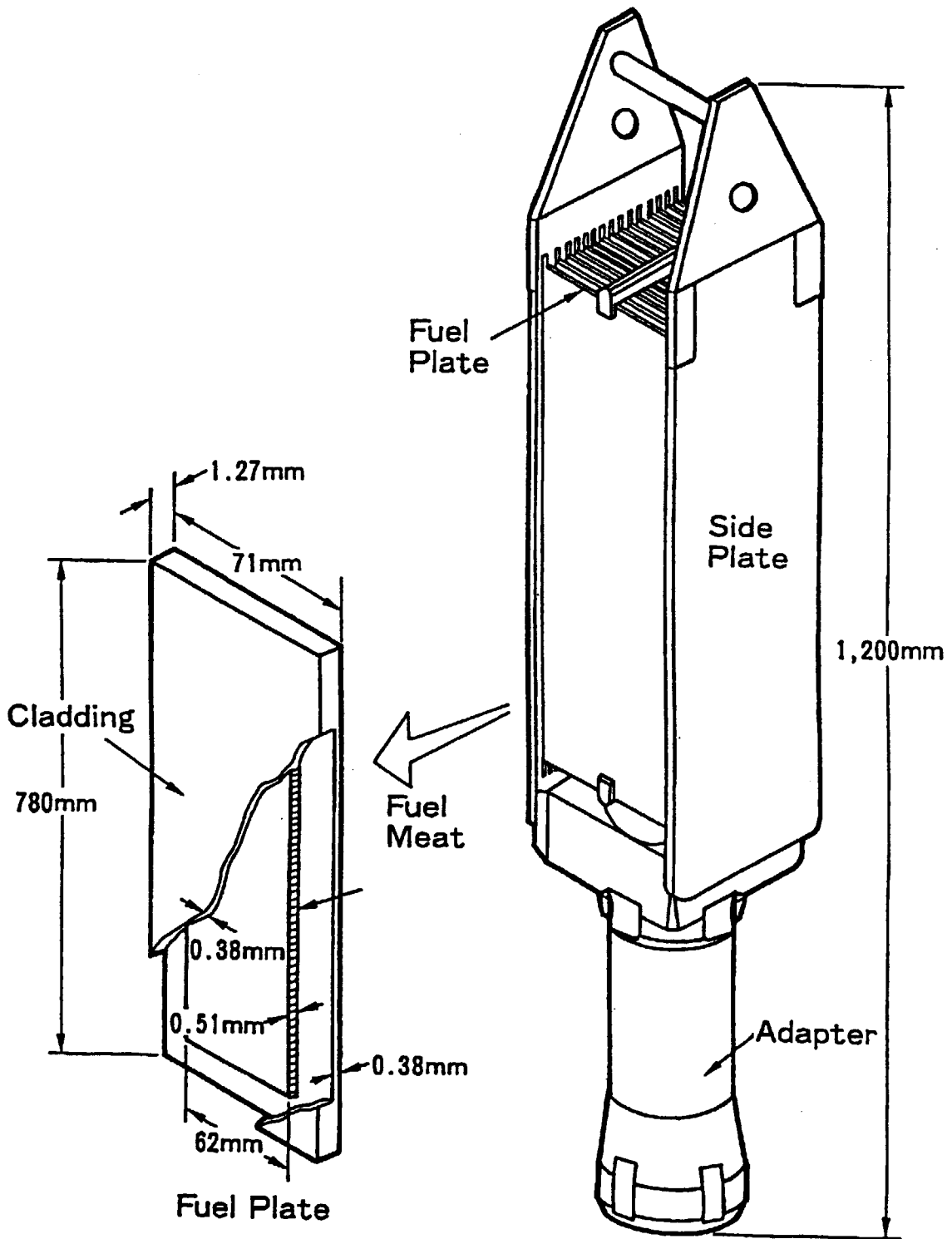


Fig. 2.1 JMTR medium enriched fuel element

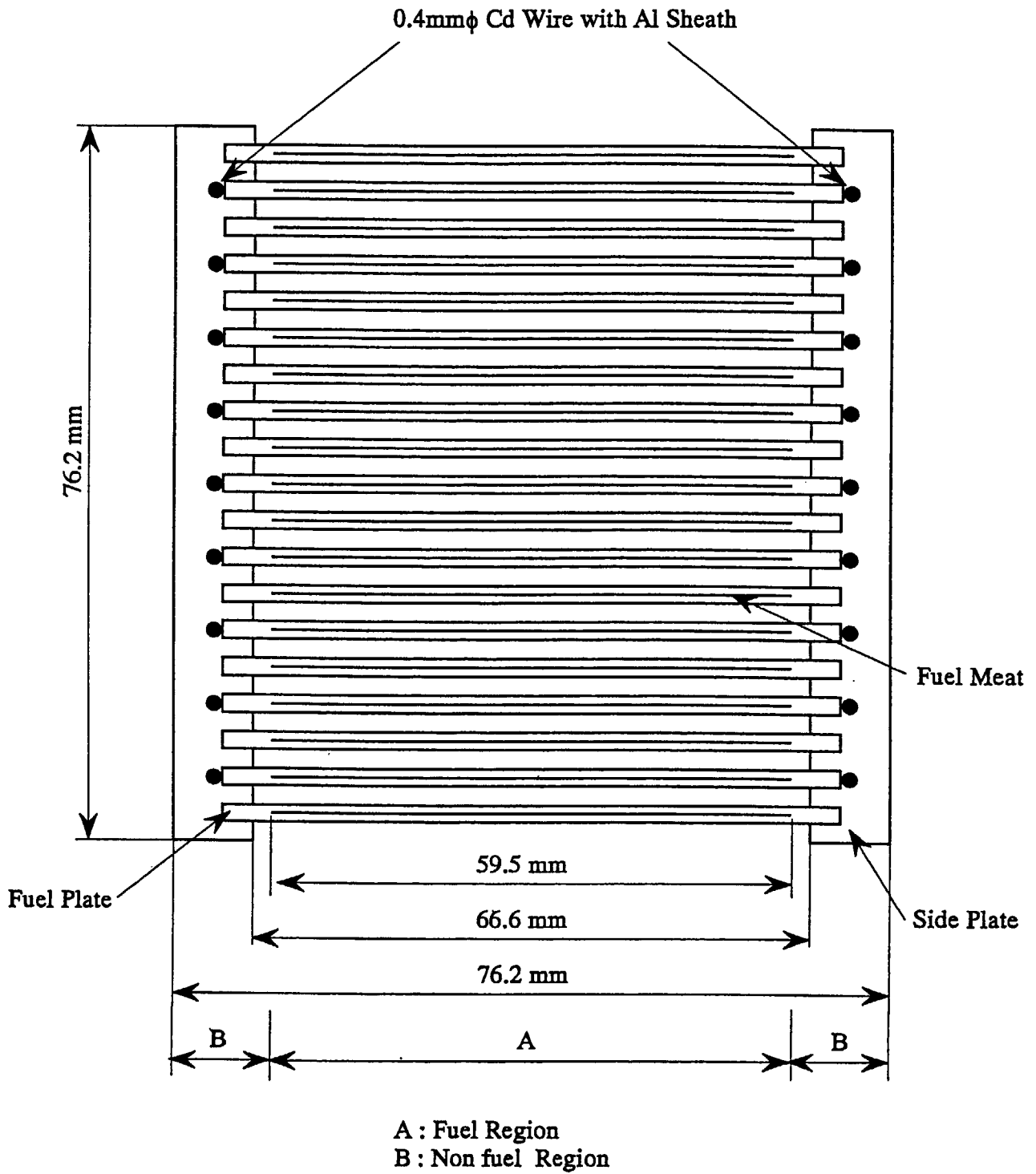


Fig. 2.2 Cross section of a high - performance fuel element

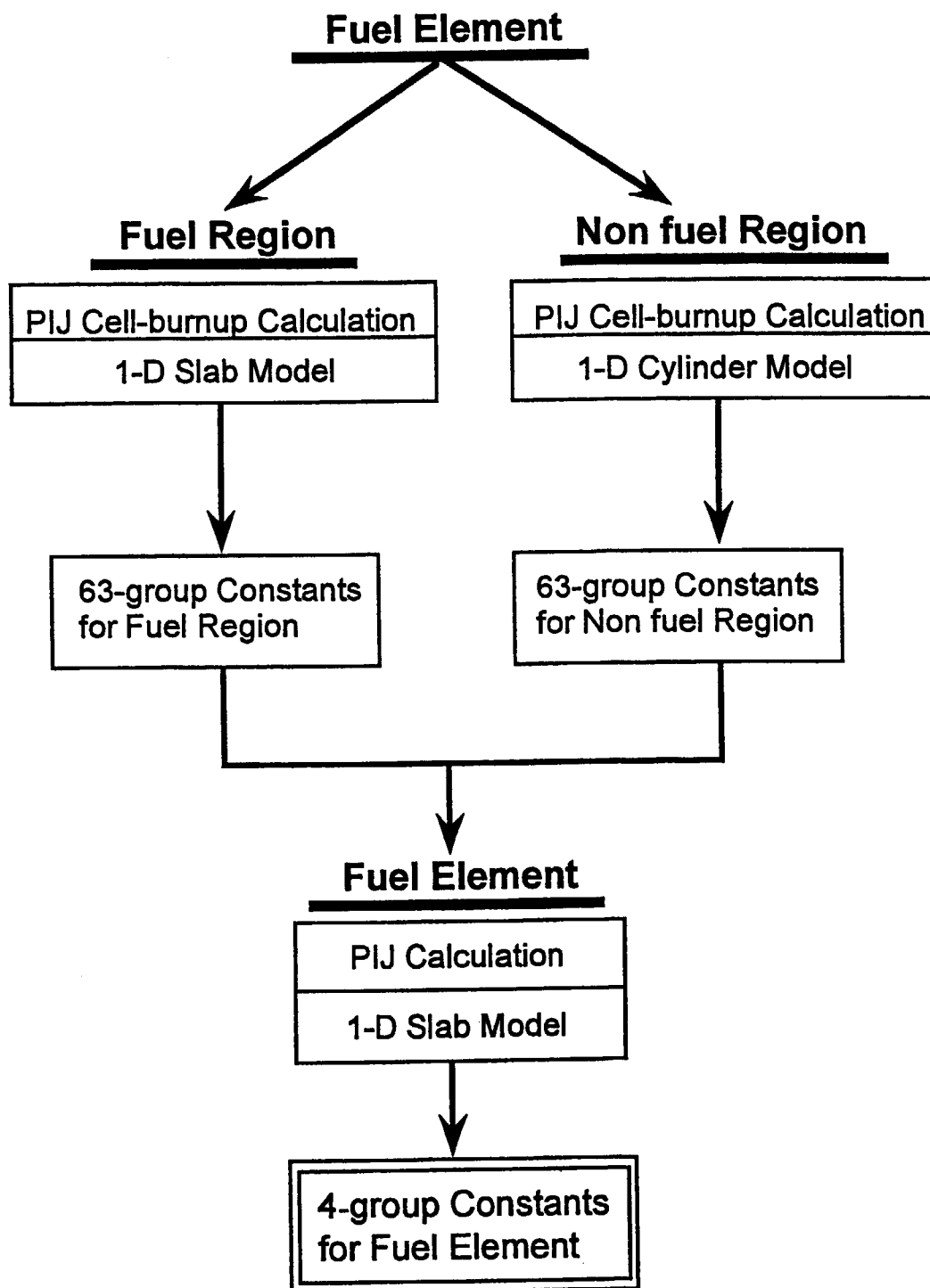


Fig. 2.3 Flow of 4 - group constants generation for high - performance fuel element

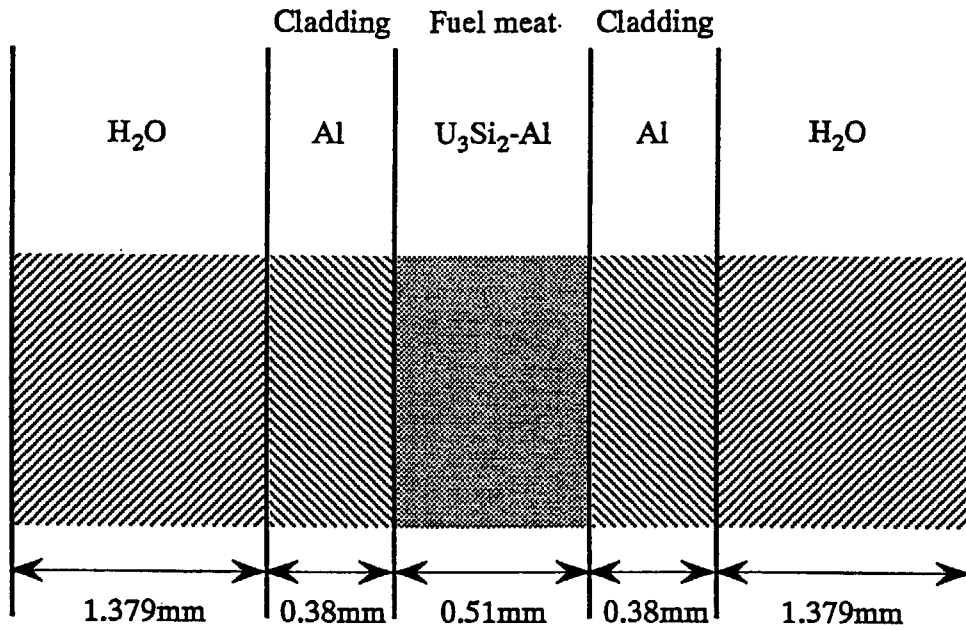
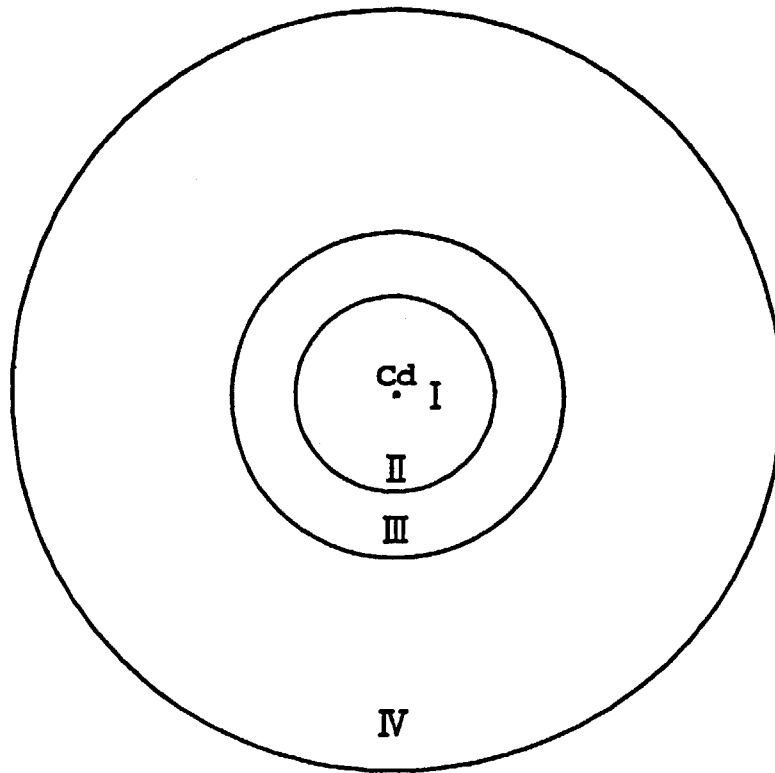


Fig. 2.4 1-D slab model for fuel region



- $D_I = 0.4 \text{ mm} : \text{Cd}$
- $D_{II} = 5.42 \text{ mm} : \text{Al}$
- $D_{III} = 9.83 \text{ mm} : \text{Al} + \text{H}_2\text{O}$
- $D_{IV} = 20.53 \text{ mm} : \text{Fuel meat} + \text{Al} + \text{H}_2\text{O}$

Fig. 2.5 1-D cylinder model for nonfuel region

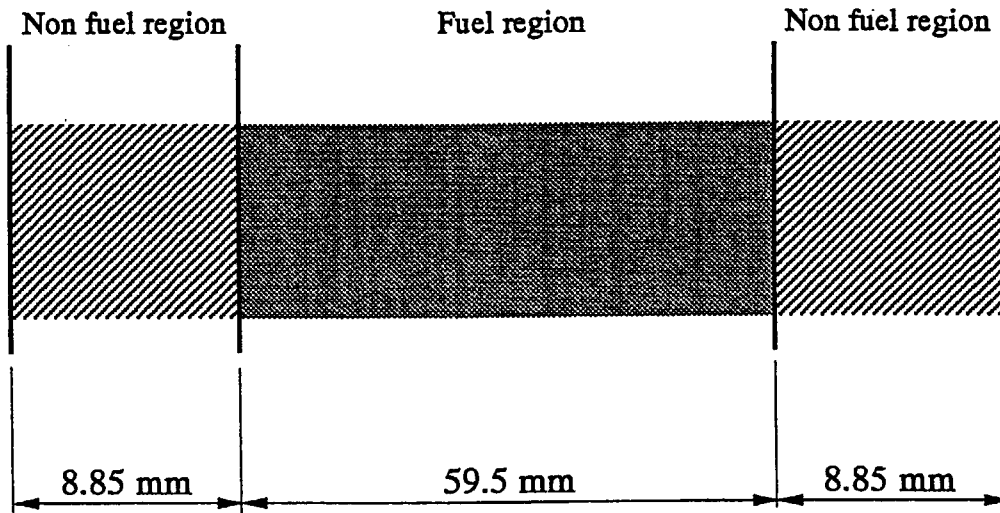


Fig. 2.6 1-D slab model for fuel element

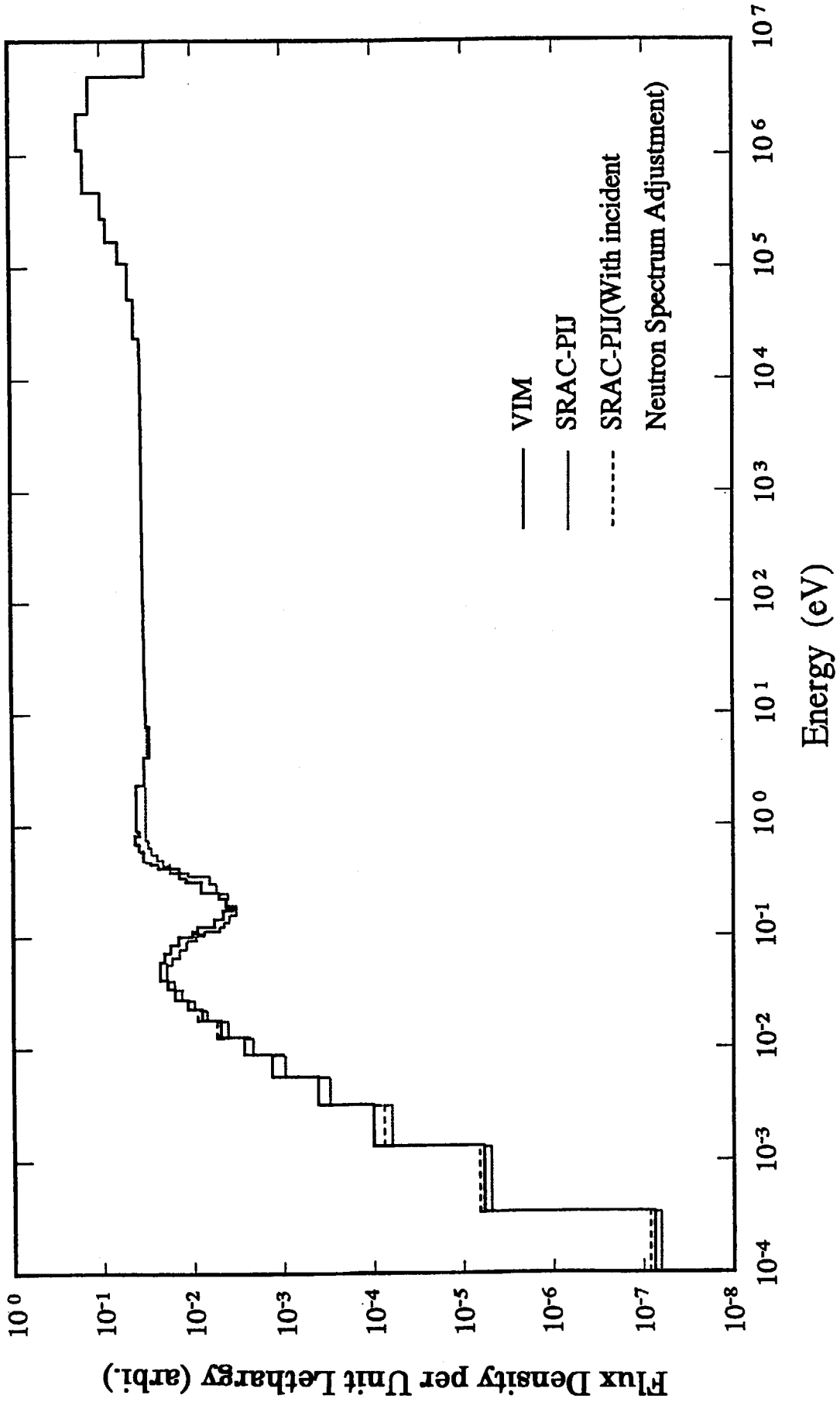


Fig. 2.7 Comparison of neutron spectra in Cd wire

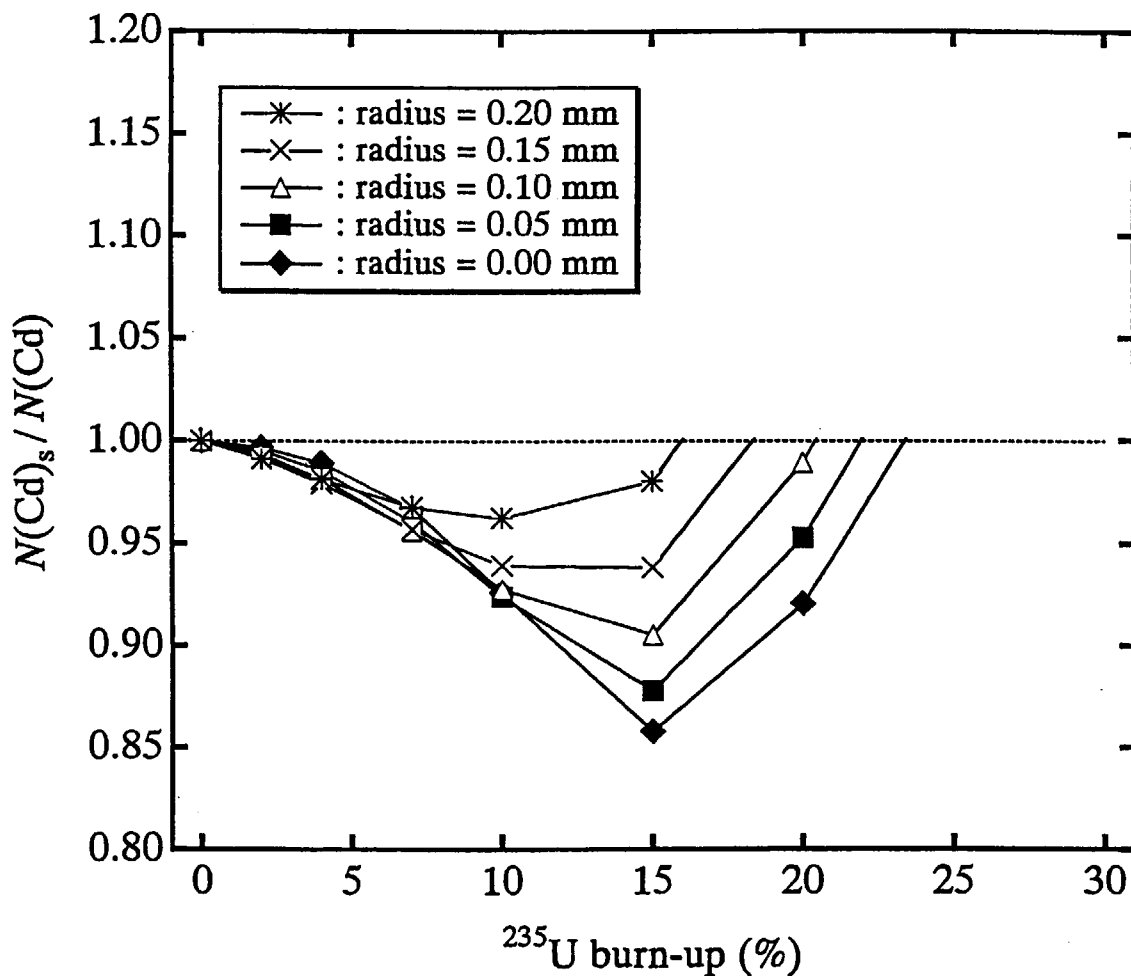
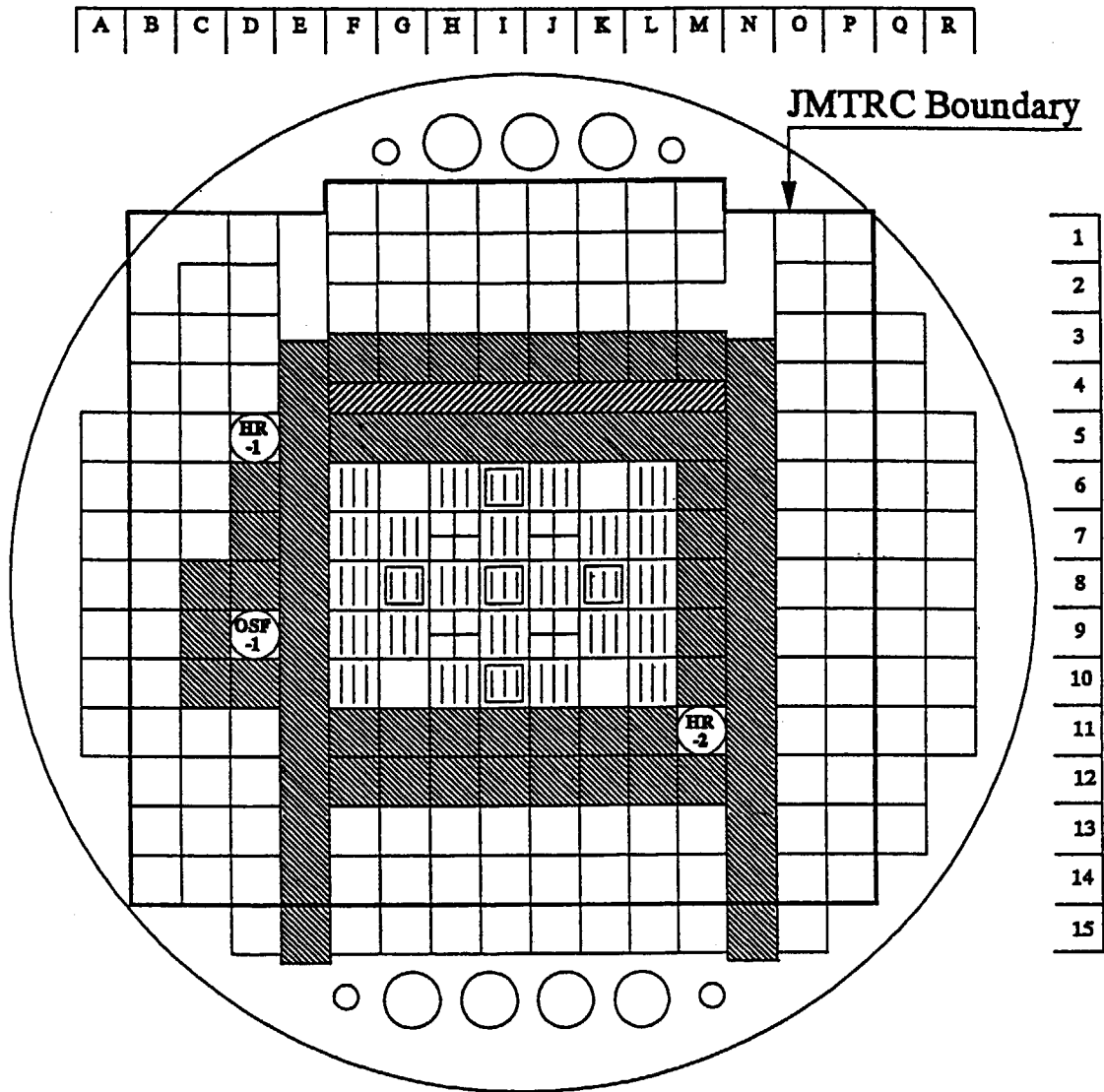


Fig. 2.8 Effect of incident neutron spectrum adjustment on Cd wire depletion
 $N(\text{Cd})_s$ = Number density of ^{118}Cd calculated with incident neutron spectrum adjustment
 $N(\text{Cd})$ = Number density of ^{118}Cd calculated without incident neutron spectrum adjustment



- | | |
|--|---|
|  Fuel element |  Beryllium reflector |
|  Control rod with fuel follower |  Aluminum reflector |

HR-1, 2 : Hydraulic rabbit facility No. 1, No. 2

OSF-1 : Oarai shroud facility No. 1

Fig. 2.9 Core configurations of JMTR and JMTRC

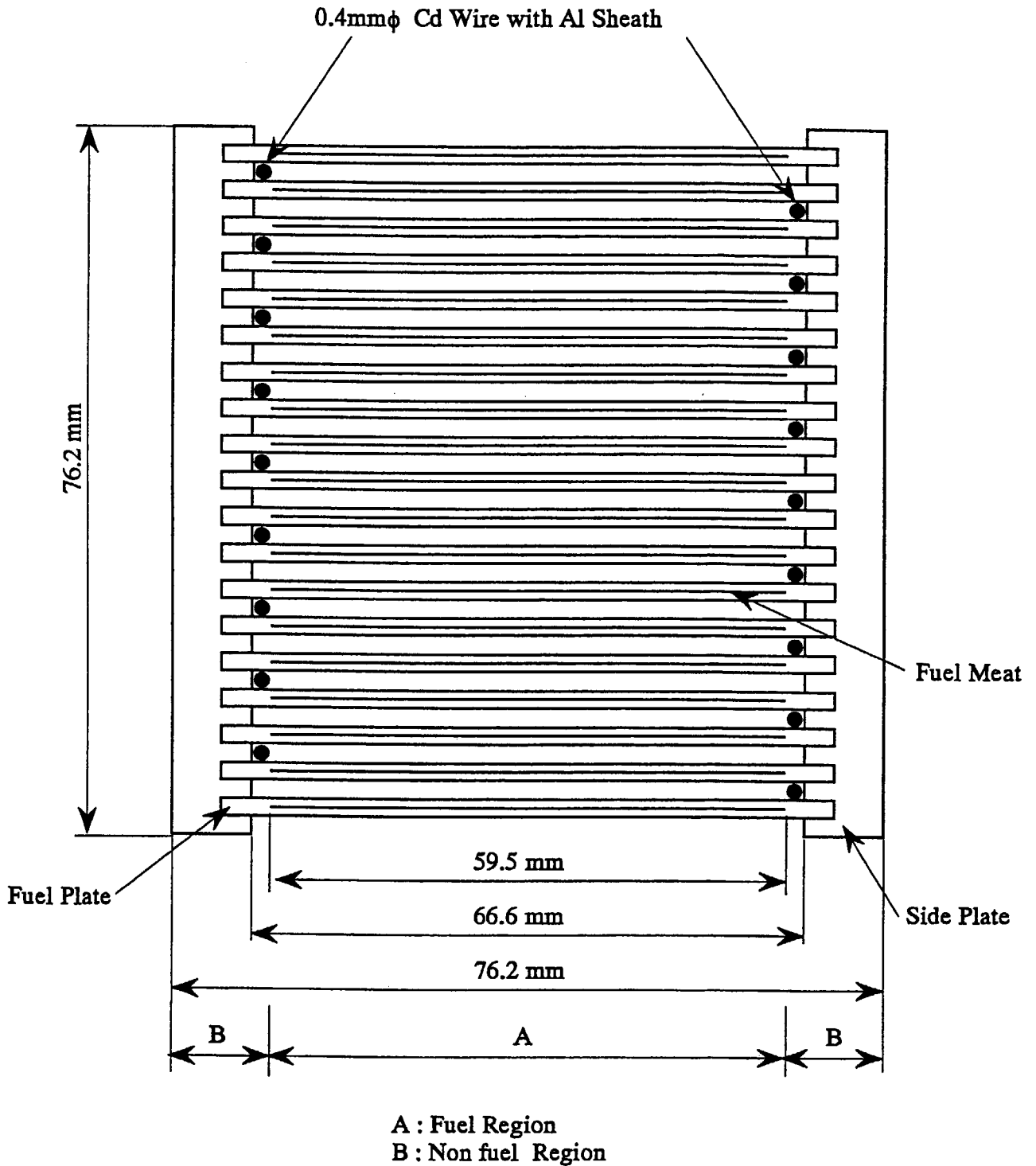


Fig. 2.10 JMTRC fuel element loaded Cd wires into its water gaps

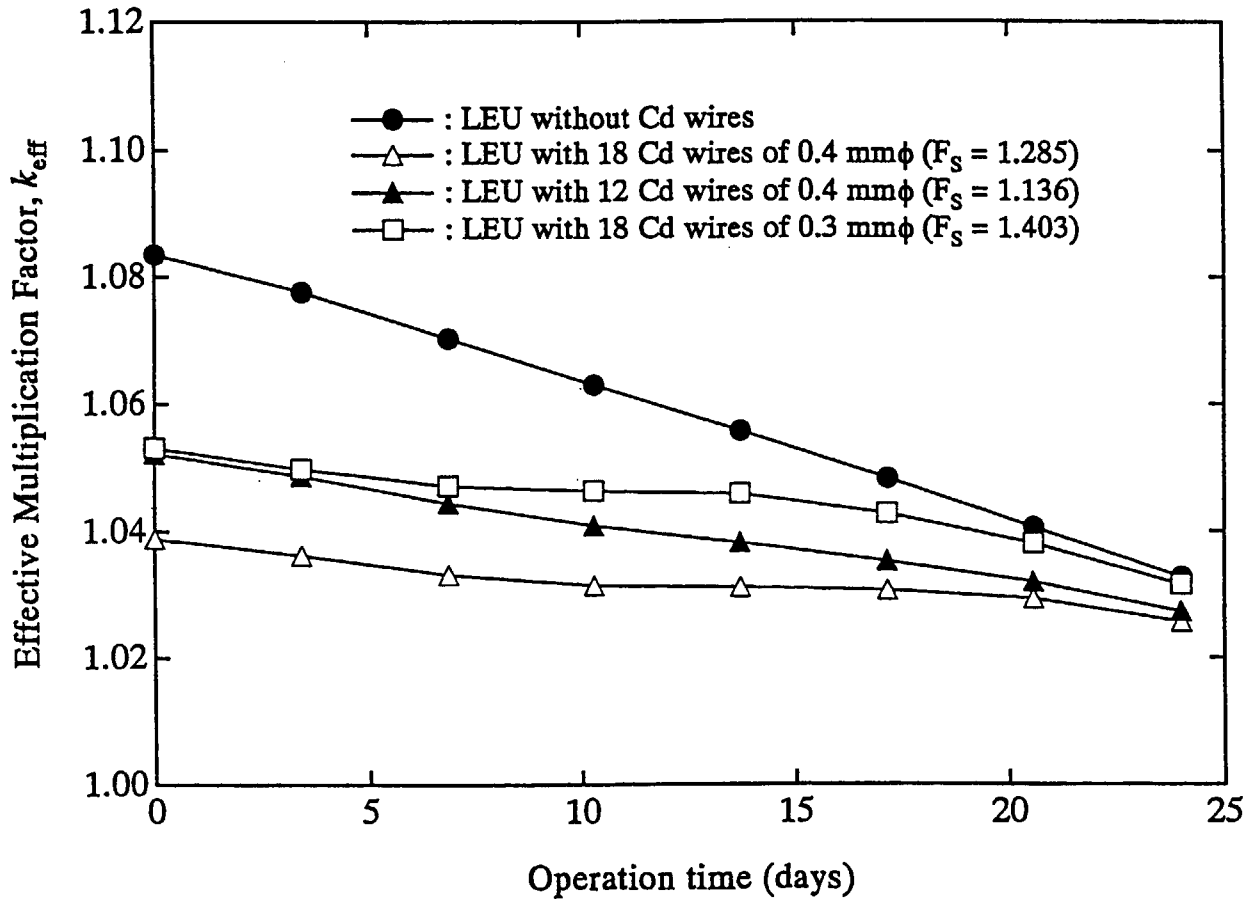


Fig. 2.11 Changes of effective multiplication factor during the operation cycle of JMTR

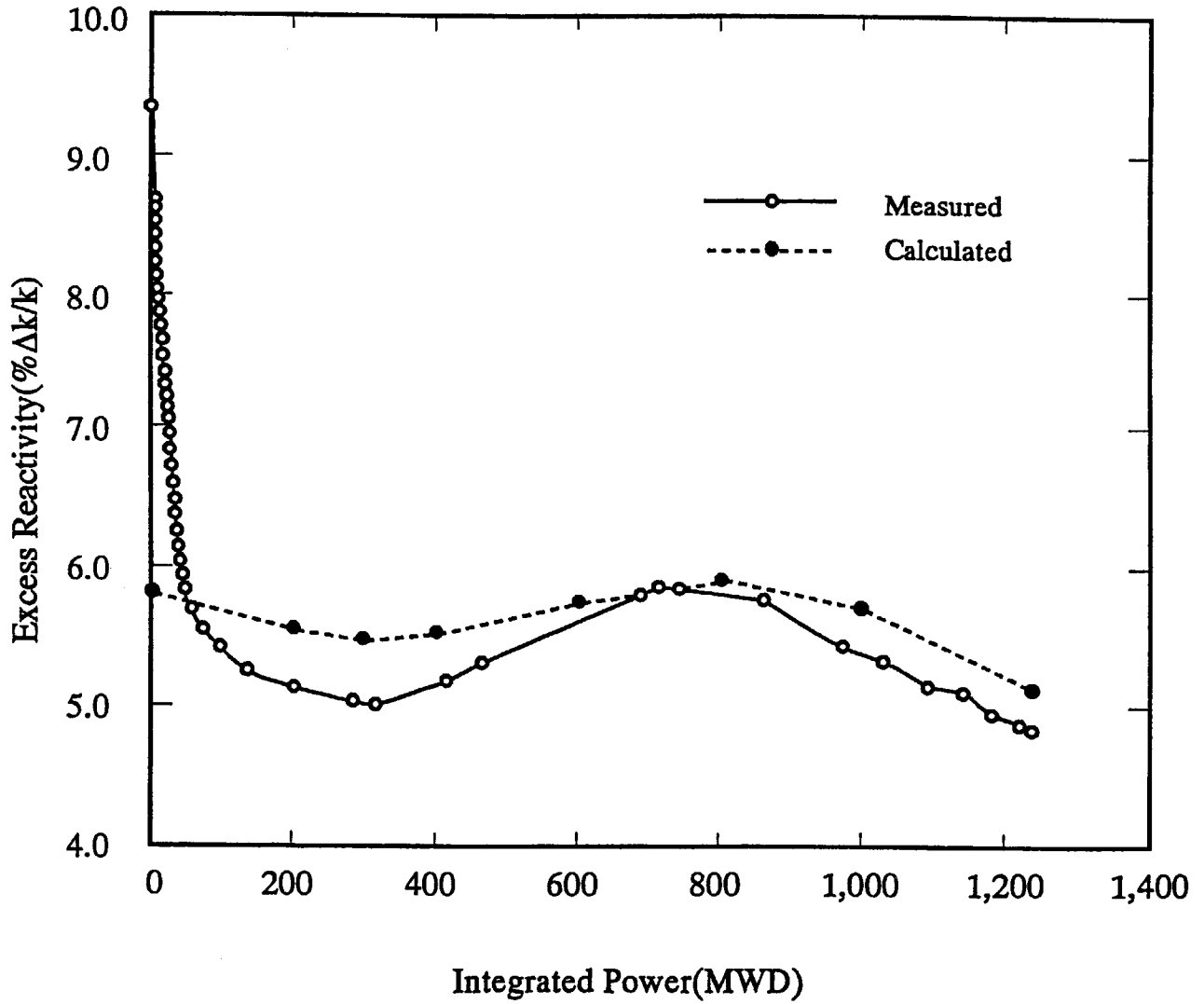


Fig. 2.12 Change of excess reactivity during the first cycle of JMTR with the high - performance fuel elements

3. JMTRにおける高速中性子照射量の評価法

3.1 緒言

JMTRにおいては、軽水炉や高速増殖炉の安全性向上のため、また高温ガス炉や核融合炉の研究開発のため種々の材料試料が照射試験されている。これら材料試料の照射試験結果（中性子照射損傷）の解析は、中性子照射量および照射温度等をパラメータとして行われている。材料の中性子照射損傷に影響を与える中性子照射量として、JMTRでは1.0MeV以上または0.1MeV以上の中性子フルエンス値を提供してきた。しかし、材料の受ける中性子照射損傷の程度は、単に1.0MeV以上または0.1MeV以上の中性子フルエンス値に依存するばかりでなく、照射中性子のエネルギースペクトルにも深く関係している。したがって、原子炉材料の中性子照射損傷の研究において、特に以下に示す場合においては、材料の受けた中性子照射量としては、1.0MeV以上または0.1MeV以上の中性子フルエンス値では不十分であり、照射中性子のエネルギースペクトルの情報を含む照射量が必要となる。

- (1) 中性子エネルギースペクトルの異なる原子炉で照射された材料の中性子照射損傷の相互比較を行う。
- (2) JMTRのような材料試験炉で得たデータから、実際の原子炉で使用された場合の材料の健全性を判断する。

以前から黒鉛の照射試験においては、中性子エネルギースペクトルの黒鉛の損傷に与える影響を考慮して、各原子炉における中性子照射量を英国DIDO炉における中性子照射量に換算して示す方法（Equivalent DIDO Ni fission neutron fluence, Φ^{EDN} ）が使用されている。また鉄鋼材料の照射試験においては、中性子エネルギースペクトルの情報を含む照射量として、損傷中性子フルエンス（Damage fluence, Φ_{dam} ）、または中性子により原子が正規の格子位置からはじき出される原子1個当りの数（Displacement per atom, dpa）等が最近使用されるようになってきた。

本章においては、各種材料の中性子照射量を Φ^{EDN} 、 Φ_{dam} やdpa等の中性子エネルギースペクトルの情報を含む照射量によって評価する方法、およびこれら照射量とJMTRの各照射領域における1.0MeV以上の中性子フルエンス値との関係を示す。

3.2 1.0 MeV 以上の中性子フルエンス

現在 JMTR においては、材料試料に対して原則として 1.0MeV 以上の中性子フルエンス値 $\Phi (>1.0\text{MeV})$ を提供している。材料試料と一緒にフルエンスモニタとして Fe ワイヤを照射し、その $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応によって生ずる ^{54}Mn の γ 線 (835keV) を Ge(Li) 検出器を用いて測定して放射化反応率を求める。そして、この放射化反応率から次式により $\Phi (>1.0\text{MeV})$ を決定する。

$$\Phi (> 1.0\text{MeV}) = \frac{t \cdot (\text{RR})_{\text{exp}}^{\text{Fc}}}{(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}} \quad (3.1)$$

$$(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0} = \frac{\int_0^{\infty} \sigma_{\text{Fe}}(E) \phi(E) dE}{\int_{1.0\text{MeV}}^{\infty} \phi(E) dE} \quad (3.2)$$

ここで、 $\phi(E)$: 照射位置における中性子エネルギースペクトル

$\sigma_{\text{Fe}}(E)$: $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応の断面積

$(\text{RR})_{\text{exp}}^{\text{Fc}}$: $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応の放射化反応率

t : 照射時間

(3.2)式で示される $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}$ は 1.0MeV 以上の中性子に対する $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応の実効断面積を示す。中性子エネルギースペクトル $\phi(E)$ は 1 次元輸送方程式計算コード ANISN[18]を用いて求めたものである。Fig. 3.1 に JMTR の炉心配置図 (1983 年時点) を示す。炉心内で材料試料の照射に利用されている場所は、主に燃料領域内照射孔 (Fuel Region)、Be 反射体 1 層 (Be-1 Reflector)、Be 反射体 2 層 (Be-2 Reflector)、Al 反射体 1 層 (Al-1 Reflector) および各ループ装置 (OGL-1Loop 等) である。以上の各照射領域における中性子エネルギースペクトルを Fig. 3.2~3.6 に示す。また Fig. 3.7 に $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応の断面積[19]を示す。Table 3.1 は各照射領域における $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}$ の値を示す。

JMTR においては、上述したように $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}$ の算出に ANISN コードを用いて求めた中性子エネルギースペクトルを使用している。この妥当性を検証するため、JMTR の臨界実験装置 CF (Critical Facility) において、箔放射化法 (Multi-foil Activation Method) と unfolding コード SANDII[20]により各照射領域の中性子エネルギースペクトルを実験的に決定した。そして、これらの実験的に決定した中性子エネルギースペクトルを用いて $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}$ を求め、Table 3.1 に示した値と比較した。この結果、両者は実験的に決定

した中性子エネルギースペクトルの精度内に一致していることが確認できた[21]。

材料によっては、 $\Phi (>1.0\text{MeV})$ ではなく、 0.1MeV 以上の中性子フルエンス値 $\Phi (>0.1\text{MeV})$ 、または 0.18MeV 以上の中性子フルエンス値 $\Phi (>0.18\text{MeV})$ が要求される場合もある。このような中性子フルエンス値は、Table 3.2 に示すスペクトル指標を用いて $\Phi (>1.0\text{MeV})$ から得る。

3.3 はじき出し断面積

本節においては、はじき出し損傷の機構について述べ、さらに JMTR で頻繁に照射試験されているいくつかの材料のはじき出し断面積に関して、中性子照射損傷評価コード TENJIN[22]を用いて計算した結果を示す。

3.3.1 はじき出し損傷の機構

エネルギー E を持つ入射粒子 (中性子) はターゲット原子の1つと衝突し、これにエネルギー T を与える。この T が原子のはじき出しに必要な最低エネルギー (displacement energy) E_d 以上の場合、原子は正規の格子点からはじき出される。 E_d の値はターゲット物質の結晶性に依存する。 E_d 以上のエネルギーを中性子から受け取ることによってはじき出されたターゲット原子を1次はじき出し原子 (primary knock-on atom, PKA) と呼ぶ。 $T \gg E_d$ の場合は、PKA が入射粒子のように振舞ってさらに2次、3次、…とカスケード的にはじき出し過程を繰り返す。1個の PKA から最終的にはじき出される原子の数 $\nu(T)$ をはじき出し損傷関数という。この $\nu(T)$ を用いて、はじき出し断面積 $\sigma_{\text{dam}}(E)$ は次式のように示される。

$$\sigma_{\text{dam}}(E) = \sum_i \sigma^i(E) \int_{E_d}^{T_{\text{max}}} W^i(E, T) \nu(T) dT \quad (3.3)$$

ここで、 $\nu(T)$: はじき出し損傷関数

$\sigma^i(E)$: 中性子反応 i の断面積

$W^i(E, T)$: 中性子反応 i による PKA のエネルギースペクトル関数

E_d : はじき出しに必要な最低エネルギー

E : 中性子のエネルギー

T : PKA のエネルギー (T_{max} は T の最大値)

はじき出し損傷関数は、中性子反応の種類には依存しない。

Lindhardら[23]は、はじき出し損傷関数 $\nu(T)$ を次のように示した。

$$\nu(T) = \beta \frac{L(\epsilon)}{\epsilon} \cdot \frac{T}{2E_d} \quad (3.4)$$

$$L(\epsilon) = \epsilon [1 + K_L g(\epsilon)]^{-1} \quad (3.5)$$

$$\epsilon = A_L T \quad (3.6)$$

$$g(\epsilon) = \epsilon + 0.40244\epsilon^{3/4} + 3.4008\epsilon^{1/6} \quad (3.7)$$

$$K_L = \frac{0.1334Z^{23}}{A^{1/2}} \quad (3.8)$$

$$A_L = \frac{0.01151}{Z^{7/3}} \text{ (eV}^{-1}\text{)} \quad (3.9)$$

ここで、 E_d : はじき出しに必要な最低エネルギー

A, Z : 物質 (1種類の原子から成る) 原子の質量数および原子番号

(3.4)式中の $L(\epsilon)/\epsilon$ はエネルギー T の PKA の損傷効率であり、はじき出しに寄与するエネルギーの全エネルギー損失 T に対する割合を示す。 β は原子間の衝突を剛体問題として取り扱ったことに対する補正係数であり、値は 0.8 である。

PKA のエネルギースペクトル関数[24]に関しては、弾性散乱および (n, γ) 反応に対しては厳密に取り扱った。その他の中性子反応に対しては、重心系における等方散乱を仮定して蒸発モデルにより取り扱った。この重心系における等方散乱の仮定は、核分裂炉のような中性子エネルギーが比較的低い場合は妥当である。

3.3.2 はじき出し断面積の計算

JMTR においては、何種類もの材料試料が照射試験されている。これらのうち Fe, Ni, Cr, Mo, SUS316, SUS304, 黒鉛, Nb および V のはじき出し断面積を計算した。これらの計算において、PKA を作り出す中性子反応として弾性散乱、非弾性散乱、 $(n, 2n)$ 、 (n, p) 、 (n, α) および、 (n, γ) 反応を考慮した。

SUS316 の組成は、重量百分率で Fe68.5%、Cr17.0%、Ni12.0%、Mo2.5% であり、SUS304 の組成は Fe71.7%、Cr19.0%、Ni9.3% である。このように合金組成を持つ材料のはじき出し断面積を求める場合、本来なら異種原子衝突として計算しなければならない[25]。

しかし本研究では、SUS316, SUS304 の構成元素は質量数、原子番号がほぼ同じくらいであることから、これらを純金属とみなして計算した。この取扱いの誤差は1%程度である[24]。

本計算において、各種中性子反応断面積は ENDF/B-IV[26]の核データを、また Mo の (n, p) , (n, α) 反応断面積に関しては KEDAK3[27]の核データを使用した。また、 E_d としては、Norgett[28]および Etherington[29]らの提唱する実効的なはじき出ししきいエネルギーに関する値[30],[31]を用いた。以上のようにして求めた各種材料のはじき出し断面積のうち Fe, SUS316 および黒鉛について Fig. 3.8~3.10 に示す。

3.4 中性子エネルギースペクトルの情報を含む照射量

中性子エネルギースペクトルの情報を合む照射量として、Equivalent fission neutron fluence, Damage fluence, Equivalent DIDO Ni fission neutron fluence, Displacement damage および Gas production について検討し、さらにこれらの各照射量と、JMTR の各照射領域における 1.0MeV 以上の中性子フルエンス値との関係を求めた。

3.4.1 Equivalent Fission Neutron Fluence

JMTR では、3.2 節で述べたように、1.0MeV 以上の中性子フルエンスを測定するためのフルエンスモニタとして、 $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応を利用している。この放射化反応率から次式を用いて Equivalent fission neutron fluence Φ_{Fe}^f を決定する[32]。

$$\Phi_{\text{Fe}}^f = \frac{t(RR)_{\text{exp}}^{54\text{Fe}}}{\hat{\sigma}_{\text{Fe}}} \quad (3.10)$$

$$\hat{\sigma}_{\text{Fe}} = \frac{\int_0^{\infty} \sigma_{\text{Fe}}(E)\chi(E)dE}{\int_0^{\infty} \chi(E)dE} \quad (3.11)$$

ここで、 $\chi(E)$ は核分裂中性子エネルギースペクトルであり、本計算においては次式で示される Watt の式を使用した。

$$\chi(E) = 0.484 \exp(-E) \sinh(\sqrt{2E}) \quad (3.12)$$

(3.11) 式からわかるように、 σ_{Fe} は核分裂中性子エネルギースペクトルに対する $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ 反応の平均断面積を示す。(3.1)、(3.10) 式より、 Φ_{Fe}^f を $\Phi (> 1.0\text{MeV})$ によって示せば、

$$\Phi_{\text{Fe}}^f = \frac{(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}}{\hat{\sigma}_{\text{Fe}}} \Phi(>1.0\text{MeV}) \quad (3.13)$$

となる。また、(3.2)式から $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}/\hat{\sigma}_{\text{Fe}}$ の値は各照射領域の中性子エネルギースペクトルに依存することがわかる。したがって、JMTRの各照射領域における $(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}/\hat{\sigma}_{\text{Fe}}$ の値をあらかじめ求めておけば、Feモニタの測定によって得られる $\Phi(>1.0\text{MeV})$ から(3.13)式を用いて Φ_{Fe}^f を知ることができる。Table 3.3にJMTRの各照射領域における Φ_{Fe}^f と $\Phi(>1.0\text{MeV})$ との関係を示す。

3.4.2 Damage Fluence

Damage fluence Φ_{dam} は、中性子照射による材料の損傷(はじき出し損傷)と高速中性子フルエンスを関連づける照射量として使用されている。これは材料のはじき出し損傷に注目して決定する Equivalent fission neutron fluence であり、次式で定義される[32]。

$$\Phi_{\text{dam}} = \frac{\int_0^{\infty} \sigma_{\text{dam}}(E) \phi(E) dE}{\hat{\sigma}_{\text{dam}}} = \langle \text{DAR} \rangle \Phi_{\text{Fe}}^f \quad (3.14)$$

ここで、 $\sigma_{\text{dam}}(E)$: はじき出し断面積

$\langle \text{DAR} \rangle$ は Damage to Activation Ratio と呼ばれるスペクトル指標[30]である。フルエンスモニタとして $^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$ 反応を利用する場合、次式で示される。

$$\langle \text{DAR} \rangle = \frac{\bar{\sigma}_{\text{dam}}}{\hat{\sigma}_{\text{dam}}} \frac{\bar{\sigma}_{\text{Fe}}}{\hat{\sigma}_{\text{Fe}}} \quad (3.15)$$

ここで、 σ_{dam} 、 σ_{Fe} は(3.11)式で定義される核分裂中性子エネルギースペクトルに対する平均断面積を示し、 $\bar{\sigma}_{\text{dam}}$ 、 $\bar{\sigma}_{\text{Fe}}$ は各照射位置の中性子エネルギースペクトルに対する平均断面積を示す。Table 3.4にJMTRの各照射領域における各種材料の $\langle \text{DAR} \rangle$ の値を示す。さらに、(3.13)、(3.14)式より Φ_{dam} は

$$\Phi_{\text{dam}} = \langle \text{DAR} \rangle \frac{(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}}{\hat{\sigma}_{\text{Fe}}} \Phi(>1.0\text{MeV}) \quad (3.16)$$

と表わせる。Table 3.5に各照射領域における Φ_{dam} と $\Phi(>1.0\text{MeV})$ との関係を示す。

3.4.3 Equivalent DIDO Ni Fission Neutron Fluence

これはある原子炉での黒鉛の中性子照射量を、英国 DIDO 炉における Ni モニタによって決定される Equivalent fission neutron fluence $(\Phi_{Ni}^f)_{DIDO}$ に換算して評価する方法である。すなわち、Equivalent DIDO Ni fission neutron fluence fluence Φ^{EDN} は、ある原子炉の黒鉛に与える損傷と同程度の損傷を DIDO 炉において与えるために必要な Equivalent fission neutron fluence と定義される[32]。いま、ある黒鉛の中性子損傷の程度を $(\Phi_{dam})_0$ とし、これお(3.14)式にならって JMTR 及び DIDO 炉における Damage Fluence で表すと次式となる。

$$(\Phi_{dam})_0 = \langle DAR \rangle_{JMTR} (\Phi_{Fe}^f)_{JMTR} = \langle DAR \rangle_{DIDO} (\Phi_{Ni}^f)_{DIDO} \quad (3.17)$$

ここで $(\Phi_{Fe}^f)_{JMTR}$ は(3.10)式で示され、 $\langle DAR \rangle_{JMTR}$ は黒鉛に対して(3.15)式によって与えられる値である。また $(\Phi_{Ni}^f)_{DIDO}$ 、 $\langle DAR \rangle_{JMTR}$ は(3.10)、(3.15)式と同様に

$$(\Phi_{Ni}^f)_{DIDO} = \frac{l(RR)_{exp}^{Ni}}{\hat{\sigma}_{Ni}} \quad (3.18)$$

$$\langle DAR \rangle_{DIDO} = \frac{\bar{\sigma}_{dam}}{\hat{\sigma}_{dam}} / \frac{\bar{\sigma}_{Ni}}{\hat{\sigma}_{Ni}} \quad (3.19)$$

ここで、 $(RR)_{exp}^{Ni}$: ^{58}Co の γ 線(811keV)を測定して決定する $^{58}\text{Ni} (n,p) ^{58}\text{Co}$ 反応の放射化分析率

σ_{Ni} : $^{58}\text{Ni} (n, P) ^{58}\text{Co}$ 反応の断面積

σ_{dam} : 黒鉛のはじき出し断面積

である。 $\langle DAR \rangle_{DIDO}$ の値は 1.81 と報告されている[33]。(3.17)式から、JMTR における Φ^{EDN} は

$$\Phi^{EDN} \equiv (\Phi_{Ni}^f)_{DIDO} = \frac{\langle DAR \rangle_{JMTR}}{\langle DAR \rangle_{DIDO}} (\Phi_{Fe}^f)_{JMTR} \quad (3.20)$$

となる。さらに (3.13) 式を用いて Φ^{EDN} を $\Phi (>1.0\text{MeV})$ で表わせば、

$$\Phi^{EDN} = \frac{\langle DAR \rangle_{JMTR}}{\langle DAR \rangle_{DIDO}} \cdot \frac{(\sigma_{Fe})_{1.0}}{\hat{\sigma}_{Fe}} \Phi(>1.0\text{MeV}) \quad (3.21)$$

となる。Table 3.6 に Φ^{EDN} と $\Phi (>1.0\text{MeV})$ との関係を示す。

Reed 等[34]は、いくつかの原子炉における Φ^{EDN} と 0.18MeV 以上の中性子照射量の比 $\Phi^{EDN}/\Phi (>0.18\text{MeV})$ を求め、この値は炉型 (中性子エネルギースペクトル) にはあまり依存せずほぼ 0.65 の値を取ると報告している。JMTR においてもこの値を求めて Table

3.6に示した。JMTRにおける $\Phi^{EDN}/\Phi (>0.18\text{MeV})$ の値は0.60~0.64となり、中性子エネルギースペクトル依存性を示している。今回のように $\Phi^{EDN}/\Phi (>0.18\text{MeV})$ の値に中性子エネルギースペクトル依存性が見られたのは、現在は核データが充実し、かつ計算コードの発達により詳細な中性子エネルギースペクトルが得られるようになったためである。

3.4.4 Displacement Damage

Displacement per atom(dpa)は中性子照射や重イオン照射等によって、原子が正規の格子位置よりはじき出される原子1個当りの数である。中性子照射の場合 dpa は次式によって表わされる。

$$\text{dpa} = t \int_0^{\infty} \sigma_{\text{dam}}(E) \phi(E) dE \quad (3.22)$$

この dpa は、中性子エネルギーに依存した損傷の程度を表わす中性子照射量として使用されている。本報では、JMTR の各照射領域において各種材料試料を 1sec 照射した場合の dpa、すなわち Displacement damage rate, dpa/sec を計算して Table 3.7 に示す。この計算において使用した各照射領域の中性子エネルギースペクトル $\phi(E)$ は、1.0MeV 以上の中性子フラックス $\Phi (>1.0\text{MeV})$ が

$$\phi(>1.0\text{MeV}) = \int_{1.0\text{MeV}}^{\infty} \phi(E) dE = 1.0 \times 10^{13} \quad (\text{n/cm}^2 \cdot \text{s}) \quad (3.23)$$

を満足するものである。以上より Fe モニタの測定から得られる $\Phi (>1.0\text{MeV})$ と Table 3.7 を用いて、JMTR の各領域で照射した材料中の dpa を知ることができる。

dpa は原子の正規の格子位置からののはじき出し数という損傷の程度に関連した照射量として非常に有効である。中性子照射損傷を重イオンや電子線による照射損傷と比較する場合、1.0MeV 以上または 0.1MeV 以上の中性子フルエンス値は何の意味も持たない。このような場合は、中性子照射量、重イオン照射量および電子線照射量を dpa で評価することによって相互比較が可能となる。

3.4.5 Gas (He,H) Production

各照射領域で照射した材料中の He および H の生成率 (atom parts per million/sec, appm/sec) を次式により求め、Table 3.8 に示す。

$$\text{appm/sec} = 1 \times 10^6 \int_0^{\infty} \sigma_{\text{G.P.}}(E) \phi(E) dE \quad (3.24)$$

ここで、 $\sigma_{G,P}(E)$ は (n, α) または (n, P) 反応の断面積であり、 $\Phi(E)$ は (3.23) 式を満足する。Table 3.8 における Ni または Ni を成分とする合金 (SUS304, SUS316) の He 生成率には、熱中性子と Ni の 2 段反応 $^{58}\text{Ni}(n, \gamma)^{59}\text{Ni}(n, \alpha)^{56}\text{Fe}$ による He を考慮していない。Ni を熱中性子で照射すると、



ここで、 n_{th} : 熱中性子

の 2 段反応によって He が生成される。照射前の ^{58}Ni の原子数を $^{58}\text{Ni}(0)$ とすると、熱中性子フラックスが ϕ_{th} の原子炉で t sec 照射したとき生成される He 原子の数 $N_{\text{He}}(t)$ は次式で示される。

$$N_{\text{He}}(t) = \frac{\sigma_1 \sigma_2}{\sigma_2 - \sigma_1} {}^{58}\text{Ni}(0) \phi_{\text{th}} \left[\frac{1 - \exp(-\sigma_1 \phi_{\text{th}} t)}{\sigma_1 \phi_{\text{th}}} + \frac{\exp(-\sigma_2 \phi_{\text{th}} t) - 1}{\sigma_2 \phi_{\text{th}}} \right] \quad (3.27)$$

ここで σ_1, σ_2 はそれぞれ (3.25)、(3.26) 式の中性子反応断面積を示す。 σ_1 は 4.2 b であるが、 ^{59}Ni は天然に存在しないため σ_2 は確定していない。この断面積についてはいろいろの値が出されているが、Ganesan の報告している 13.62 b[35] を用いると、(3.27) 式は McElroy らの実験式[36]

$$N_{\text{He}}(\text{atms/g of Ni}) = 9.8 \times 10^{-19} (\phi_{\text{th}})^{1.68} \quad (3.28)$$

と良く一致する。高中性子束熱中性子炉を用いて Ni を含む核融合炉構造材の研究をする場合、この熱中性子との 2 段反応による He 生成量の評価は非常に重要である。

3.5 各種原子炉における Displacement Damage Rate および Gas Production Rate

JMTR の燃料領域 (1.0MeV 以上の中性子フラックスの平均値 $= 1.5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$) において照射した材料中の Displacement damage rate および Gas production rate を Table 3.7, 3.8 を使用して求め、Oak Ridge Research Reactor(ORR)、High Flux Isotope Reactor(HFIR)、Experimental Breeder Reactor-II(EBR-II)および核融合炉の第 1 壁 (エネルギー負荷率 $= 1 \text{ MW/m}^2$) の値[37]とともに Table 3.9 に示す。JMTR と ORR は材料照射に関しては、同程度の性能を持っていることがわかる。また核融合炉の場合は、核分裂炉に比較して Gas production rate が非常に大きい。これは核融合炉第 1 壁における中性子の大半が 14MeV 近傍の高いエネルギーを持つためである。

また、JMTRは年間約5サイクル運転され、1サイクル運転時の Φ ($>1.0\text{MeV}$)の値は、燃料領域内照射孔で $3 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ 、Be反射体1層で $1 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ 、Be反射体2層で $3 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 、Al反射体1層で $9 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ 程度である。

3.6 結 言

中性子エネルギースペクトルの情報を含む照射量のいくつかを検討し、これらとJMTRの各照射領域における1.0MeV以上の中性子フルエンス値との関係を求めた。これらの結果を利用すると、JMTRにおいて照射試験した各種材料に対して、その中性子照射量を中性子エネルギースペクトルの情報を合む照射量で評価することができる。また、これら各種照射量を、中性子エネルギースペクトルの異なる原子炉において得た照射データの共通のパラメータとして使用すると、現在の核データおよび中性子エネルギースペクトル計算コードの精度から判断して、10～15%の精度 (relative accuracy)[38]で各照射データを相互比較することが可能である。

さらに、原子炉構造材に及ぼす中性子照射効果の程度に関して、JMTR, ORR, HFIR, EBR-IIおよび核融合炉間の比較を行なった。

Table 3.1 Effective cross section above 1.0 MeV for $^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$ reaction

Region	$(\sigma_{\text{Fe}})_{1.0}$ (mb)
Fuel Region	81.0
Be-1 Reflector	73.0
Be-2 Reflector	64.5
Al-1 Reflector	57.5
OGL-1 Loop	78.5

Table 3.2 Neutron spectrum indices

Region	$\frac{\bar{\phi}(>0.1 \text{ MeV})}{\bar{\phi}(>1.0 \text{ MeV})}$	$\frac{\bar{\phi}(>0.18 \text{ MeV})}{\bar{\phi}(>1.0 \text{ MeV})}$
Fuel Region	2.20	2.02
Be-1 Reflector	2.31	2.08
Be-2 Reflector	2.62	2.29
Al-1 Reflector	2.77	2.44
OGL-1 Loop	2.80	2.48

Table 3.3 Normalized ratios of equivalent fission neutron fluence determined with Fe monitor to neutron fluence above 1.0 MeV

Region	$\bar{\phi}_{\text{Fe}}^f / \phi(>1.0 \text{ MeV})$
Fuel Region	1.04
Be-1 Reflector	0.938
Be-2 Reflector	0.829
Al-1 Reflector	0.739
OGL-1 Loop	1.01

Table 3.4 Damage to activation ratios for typical materials irradiated in JMTR

Material	Fuel Region	DAR				OGL-1 Loop
		Be-1 Reflector	Be-2 Reflector	Al-1 Reflector	OGL-1 Loop	
Fe	1.48	1.56	1.93	2.12	—	
Ni	1.57	1.74	2.19	2.39	—	
Cr	1.54	1.70	2.03	2.28	—	
Mo	1.87	2.10	2.71	3.06	—	
SUS316	1.50	1.64	2.00	2.18	—	
SUS304	1.50	1.63	1.99	2.17	—	
Graphite	2.10	2.40	3.22	—	3.07	
Nb	1.59	1.73	—	—	—	
V	1.59	1.75	—	—	—	

Table 3.5 Normalized ratios of damage fluence for typical materials irradiated in
JMTR to neutron fluence above 1.0 MeV

Material	$\Phi_{\text{dam}}/\phi (>1.0 \text{ MeV})$				
	Fuel Region	Be-1 Reflector	Be-2 Reflector	Al-1 Reflector	OGL-1 Loop
Fe	1.53	1.46	1.60	1.56	—
Ni	1.64	1.63	1.81	1.76	—
Cr	1.60	1.70	1.68	1.68	—
Mo	1.95	2.10	2.24	2.26	—
SUS316	1.50	1.54	1.66	1.61	—
SUS304	1.55	1.53	1.65	1.60	—
Graphite	2.18	2.40	2.67	—	3.10
Nb	1.65	1.73	—	—	—
V	1.65	1.64	—	—	—

Table 3.6 Normalized ratios equivalent DIDO Ni fission neutron fluence to neutron fluences above 1.0 MeV and 0.18 MeV

Region	$\bar{\Phi}^{\text{EDN}}/\bar{\Phi}(>1.0 \text{ MeV})$	$\bar{\Phi}^{\text{EDN}}/\bar{\Phi}(>0.18 \text{ MeV})$
Fuel Region	1.21	0.60
Be-1 Reflector	1.25	0.60
Be-2 Reflector	1.47	0.64
OGL-1 Loop	1.72	0.61

Table 3.7 Displacement damage rates in typical materials irradiated in JMTR

Material	Effective Displacement Threshold Energy (eV)	Fuel Region	Displacement Damage Rate ($\times 10^{-8}$ dpa/sec)			
			Be-1 Reflector	Be-2 Reflector	Al-1 Reflector	OGL-1 Loop
Fe	40	1.44	1.47	1.55	1.59	—
Ni	40	1.51	1.58	1.73	1.75	—
Cr	40	1.41	1.47	1.59	1.61	—
Mo	62	0.703	0.736	0.827	0.875	—
SUS316	40	1.43	1.46	1.56	1.59	—
SUS304	40	1.44	1.48	1.57	1.60	—
Graphite	37	1.32	1.41	1.65	—	1.74
Nb	60	0.973	0.993	—	—	—
V	43	1.67	1.74	—	—	—

This shows the values of displacement damage rate per unit fast flux (>1.0 MeV, 1×10^{13} n/cm²·sec).

Table 3.8 Gas production rates in typical materials irradiated in JMTR

Material	Gas Production Rate ($\times 10^{-9}$ appm/sec)											
	Fuel Region		Be-1 Reflector		Be-2 Reflector		Al-1 Reflector		OGL-1 Loop			
	He	H	He	H	He	H	He	H	He	H		
Fe	3.15	62.9	3.71	61.9	3.54	55.4	3.42	52.3	—	—	—	—
Ni	47.3*	816	50.4*	773	46.8*	682	44.9*	643	—	—	—	—
Cr	1.03	16.5	1.28	17.5	1.23	16.1	1.19	15.4	—	—	—	—
Mo	1.27	11.9	1.54	11.6	1.49	10.5	1.44	9.93	—	—	—	—
SUS316	8.04*	144	8.84*	139	8.29*	123	7.96*	116	—	—	—	—
SUS304	6.85*	124	7.59*	120	7.13*	106	6.85*	100	—	—	—	—
Graphite	11.6	0.00	14.5	0.00	14.0	0.00	—	—	10.6	0.00	—	—
Nb	0.597	5.66	0.695	6.24	—	—	—	—	—	—	—	—
V	0.192	9.39	0.262	10.3	—	—	—	—	—	—	—	—

This shows the values of gas production rate . per unit fast flux (>1.0 MeV, 1×10^{13} n/cm².sec).

* There are the helium production rates from direct processes only; they do not include the two-step helium production from ⁵⁸Ni.

Table 3.9 Displacement damage rates and gas production rates for typical nuclear facilities

Material	Effective Displacement Threshold Energy eV	JMTR Fuel Region		ORR C-3		HFIR PTP	
		dpa $\times 10^{-7}$ dpa/sec	He $\times 10^{-7}$ appm/sec	dpa $\times 10^{-7}$ dpa/sec	He $\times 10^{-7}$ appm/sec	dpa $\times 10^{-7}$ dpa/sec	He $\times 10^{-7}$ appm/sec
Fe	40	2.16	0.473	2.13	0.623	10.2	2.84
Ni	40	2.27	7.10*	2.25	8.88*	11.0	42.5*
Cr	40	2.12	0.155	2.41	0.227	11.6	0.990
SUS316	40	2.15	1.21*	2.18	1.53*	10.4	7.23*
Nb	60	1.46	0.0896	1.43	0.155	6.77	0.715
V	43	2.51	0.0288	2.65	0.0468	12.8	0.182

Material	Effective Displacement Threshold Energy eV	EMR-II Row 2		Fusion Reactor** First Wall	
		dpa $\times 10^{-7}$ dpa/sec	He $\times 10^{-7}$ appm/sec	dpa $\times 10^{-7}$ dpa/sec	He $\times 10^{-7}$ appm/sec
Fe	40	9.93	2.80	3.62	34.9
Ni	40	11.0	29.7	3.87	130
Cr	40	11.4	1.32	3.58	32.6
SUS316	40	10.3	5.73	3.61	45.4
Nb	60	7.51	0.685	2.31	9.18
V	43	12.4	0.398	3.63	15.0

* There are the helium production rates from direct processes only ; they do not include the two-step helium production from ^{58}Ni .

** Neutron wall loading = 1 MW/m².

A B C D E F G H I J K L M N O P Q R

JMTR

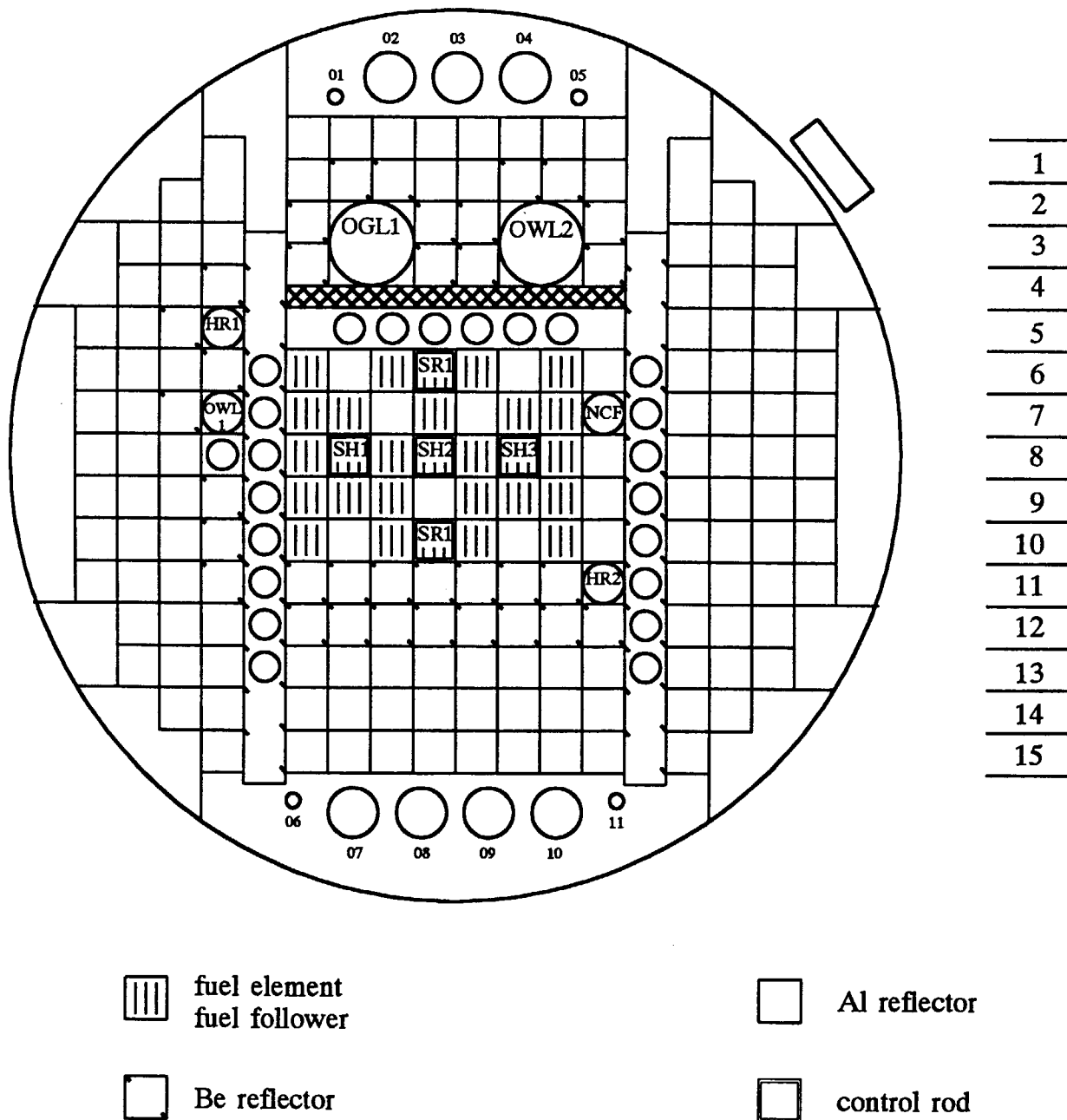


Fig. 3.1 Core Configuration of JMTR (as of 1983)

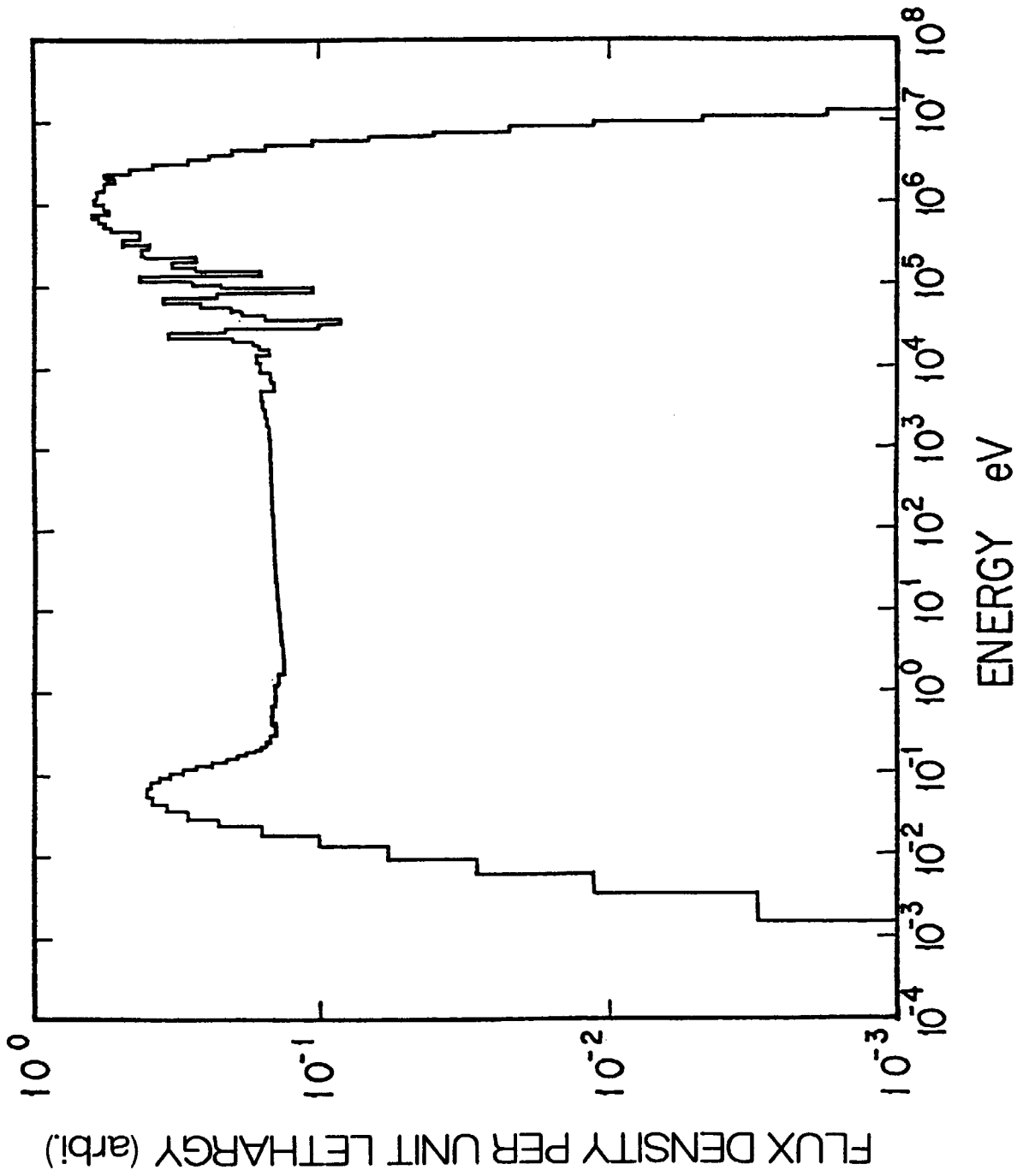


Fig. 3.2 Neutron Spectrum in Fuel region

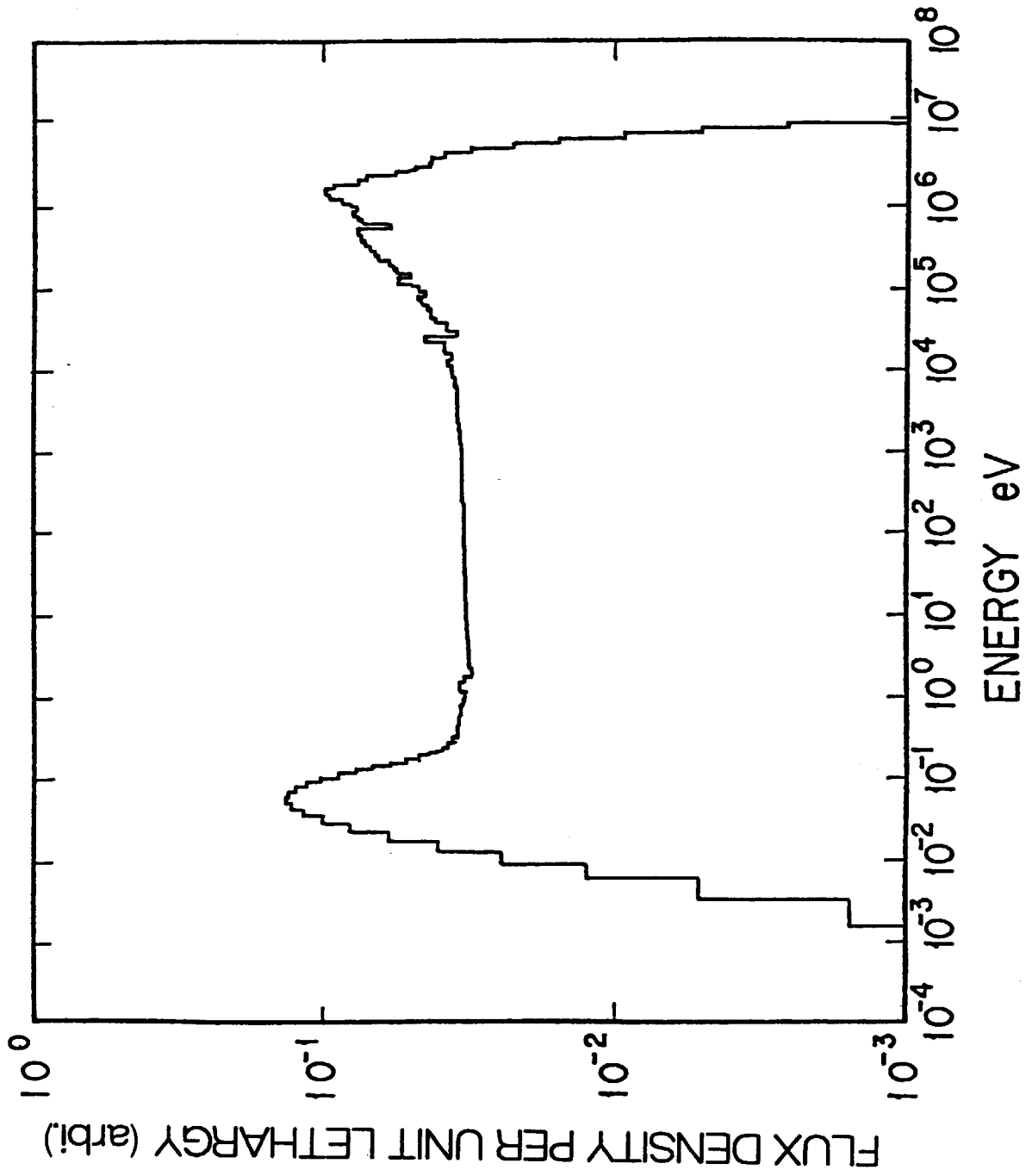


Fig. 3.3 Neutron Spectrum in Be-1 reflector region

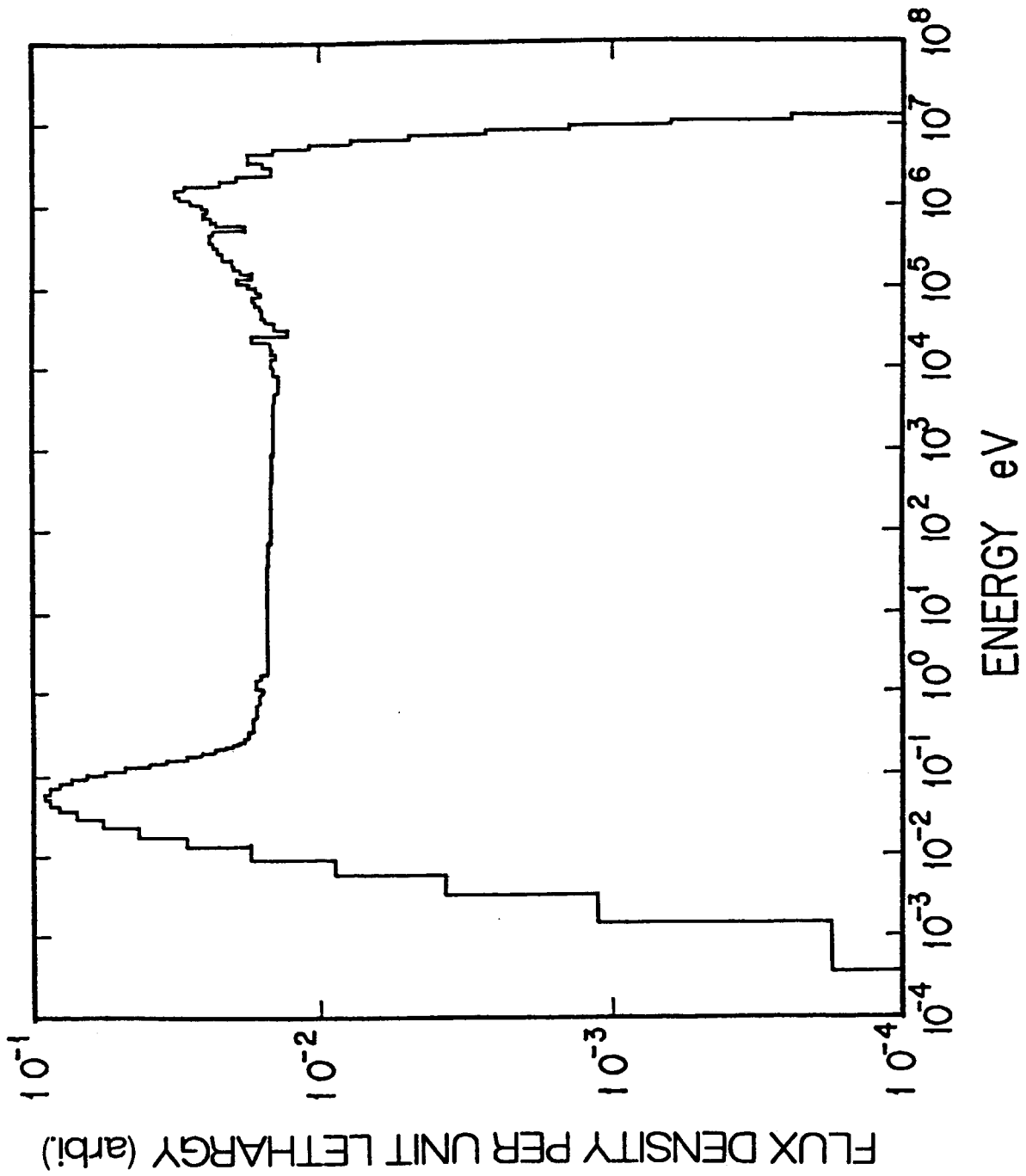


Fig. 3.4 Neutron Spectrum in Be-2 reflector region

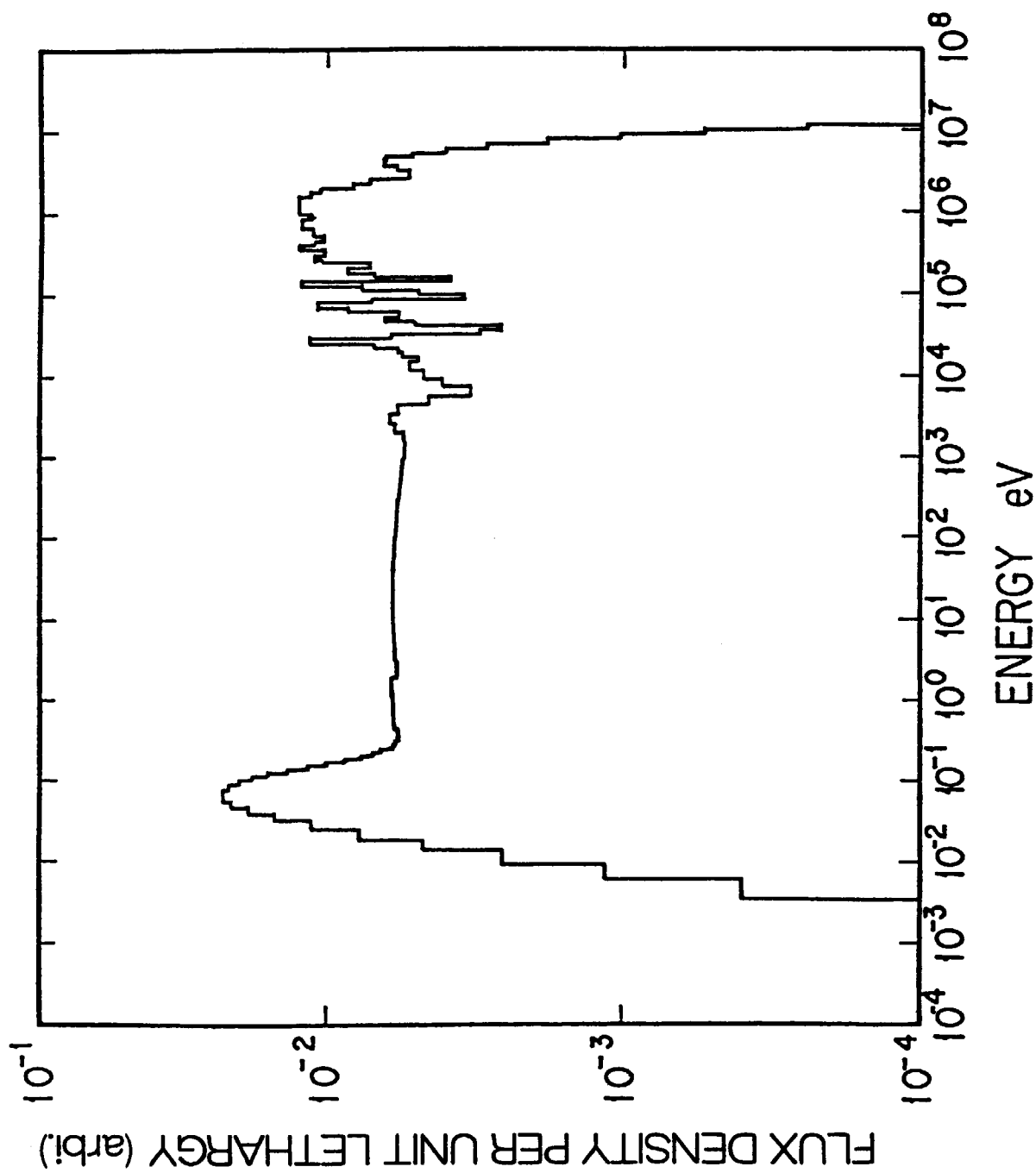


Fig. 3.5 Neutron Spectrum in Al-1 reflector region

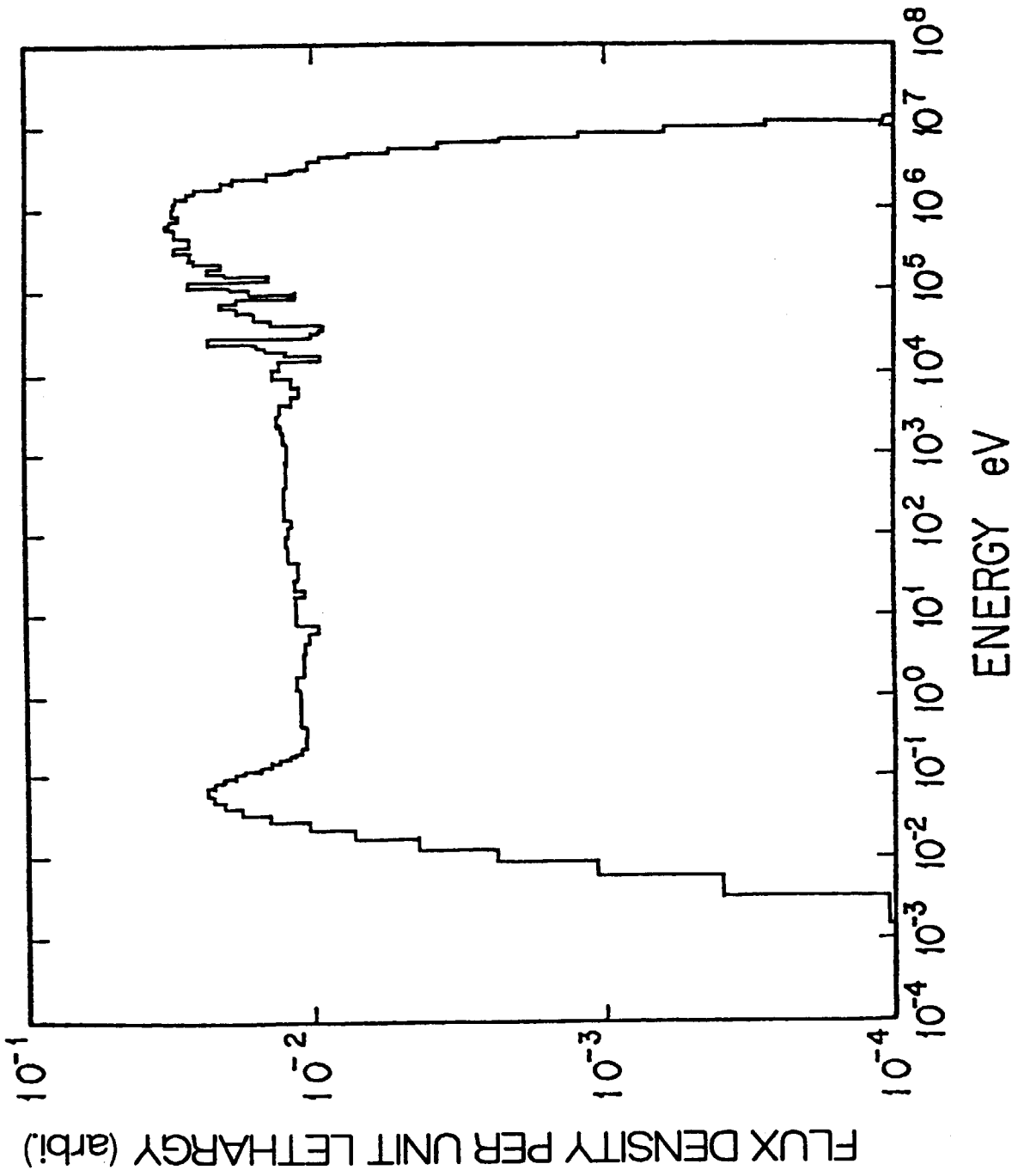


Fig. 3.6 Neutron Spectrum in OGL-1 loop

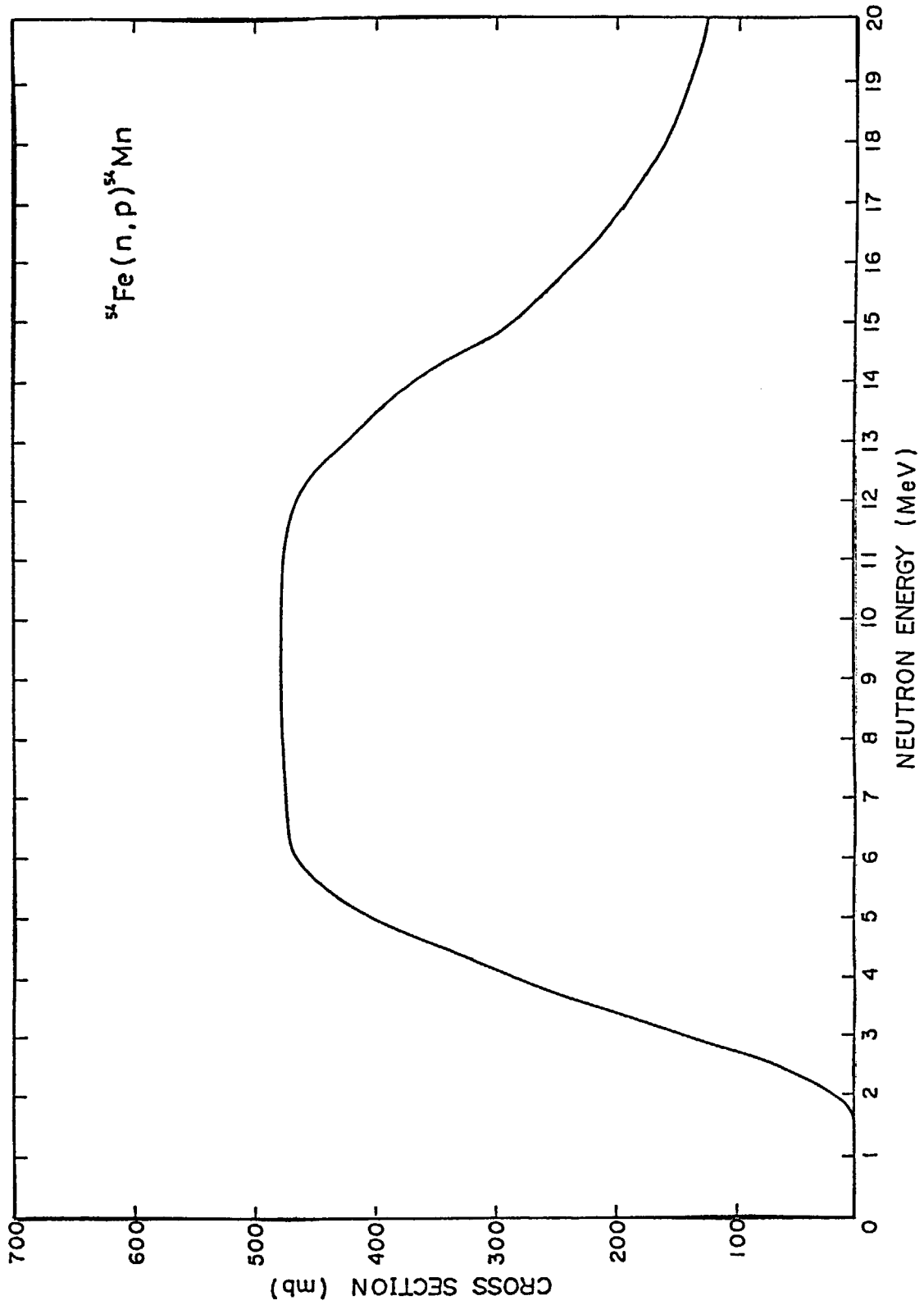


Fig. 3.7 Neutron cross section for $^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$ reaction [19]

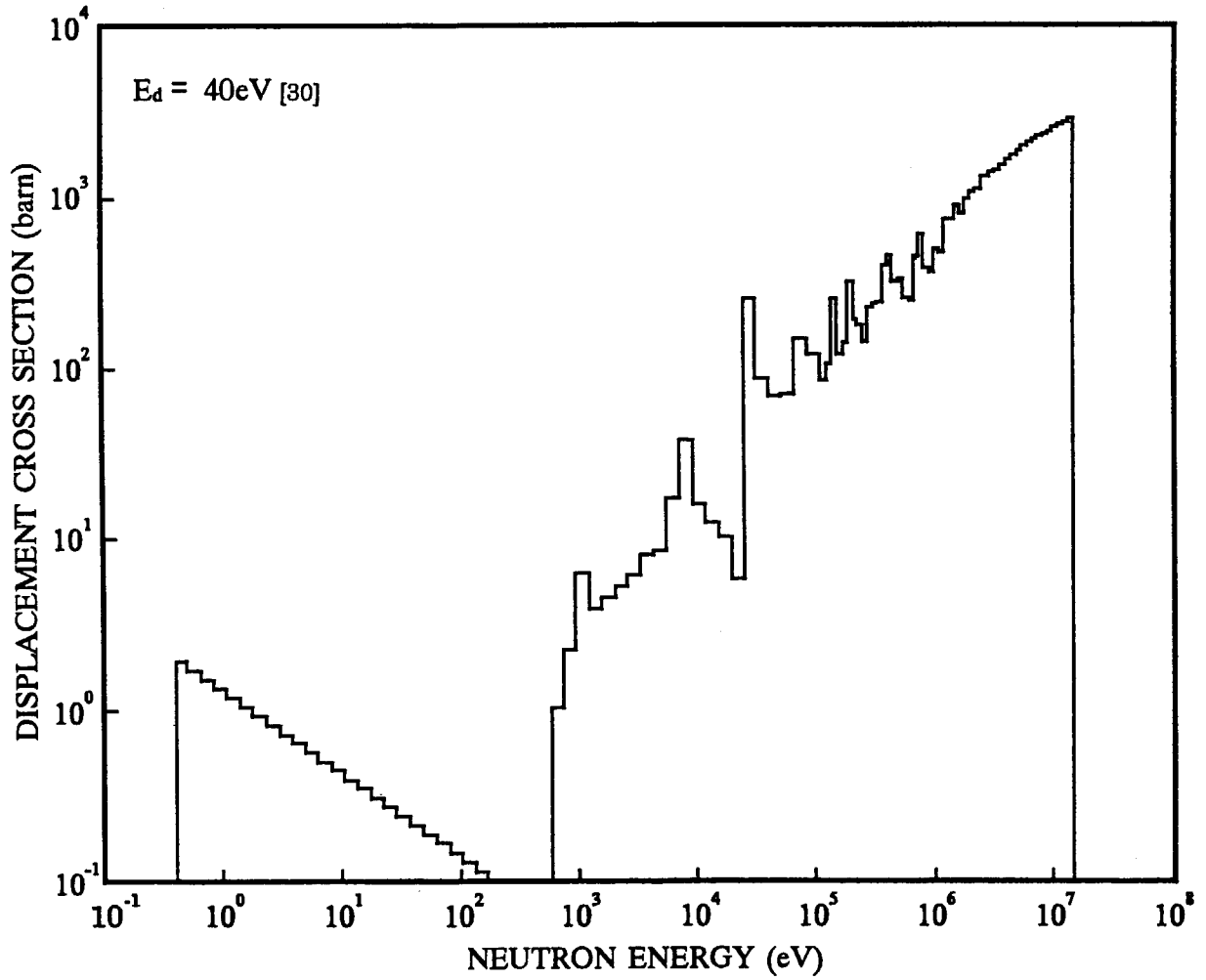


Fig. 3.8 Displacement cross section of Fe

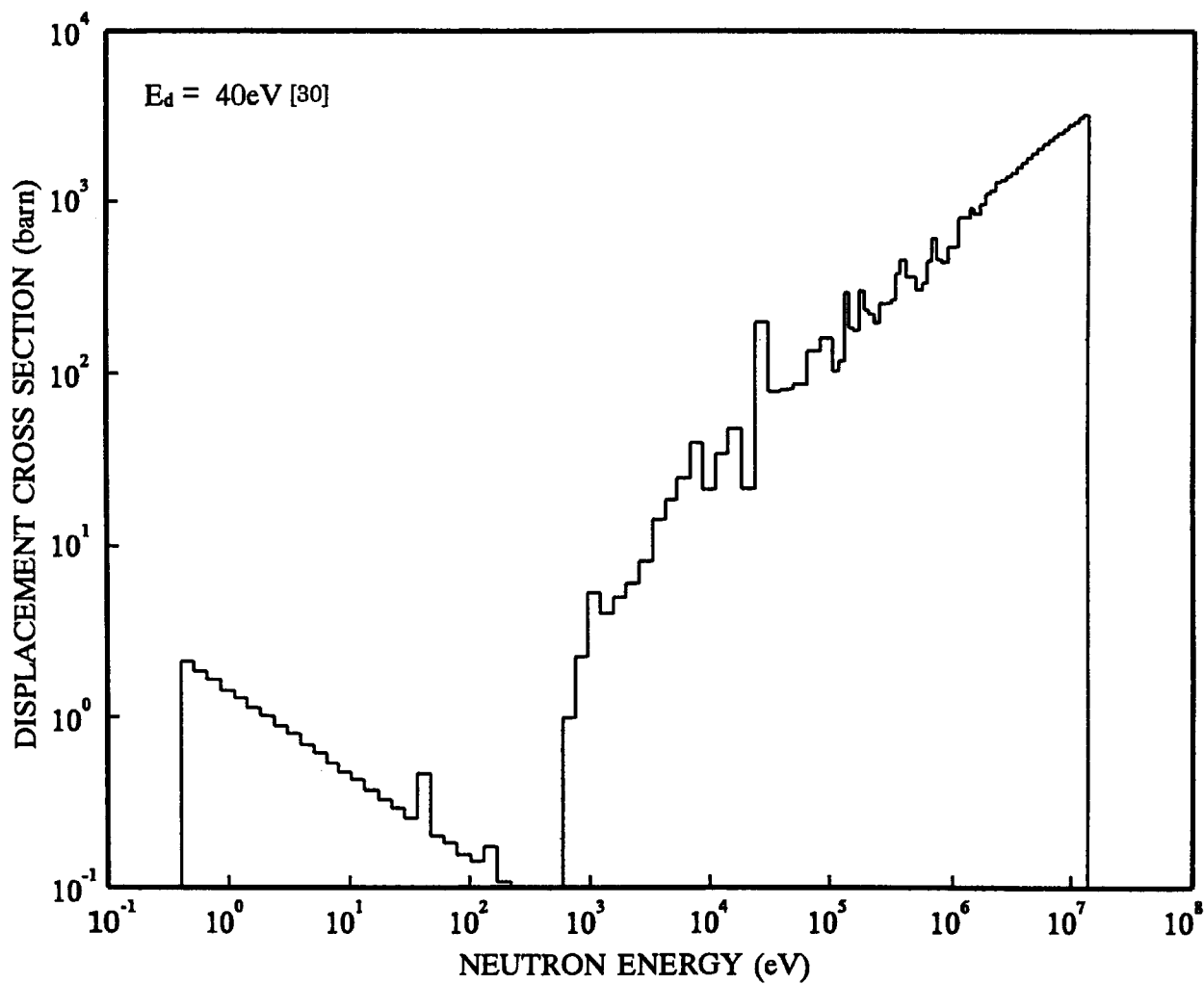


Fig. 3.9 Displacement cross section of SUS316

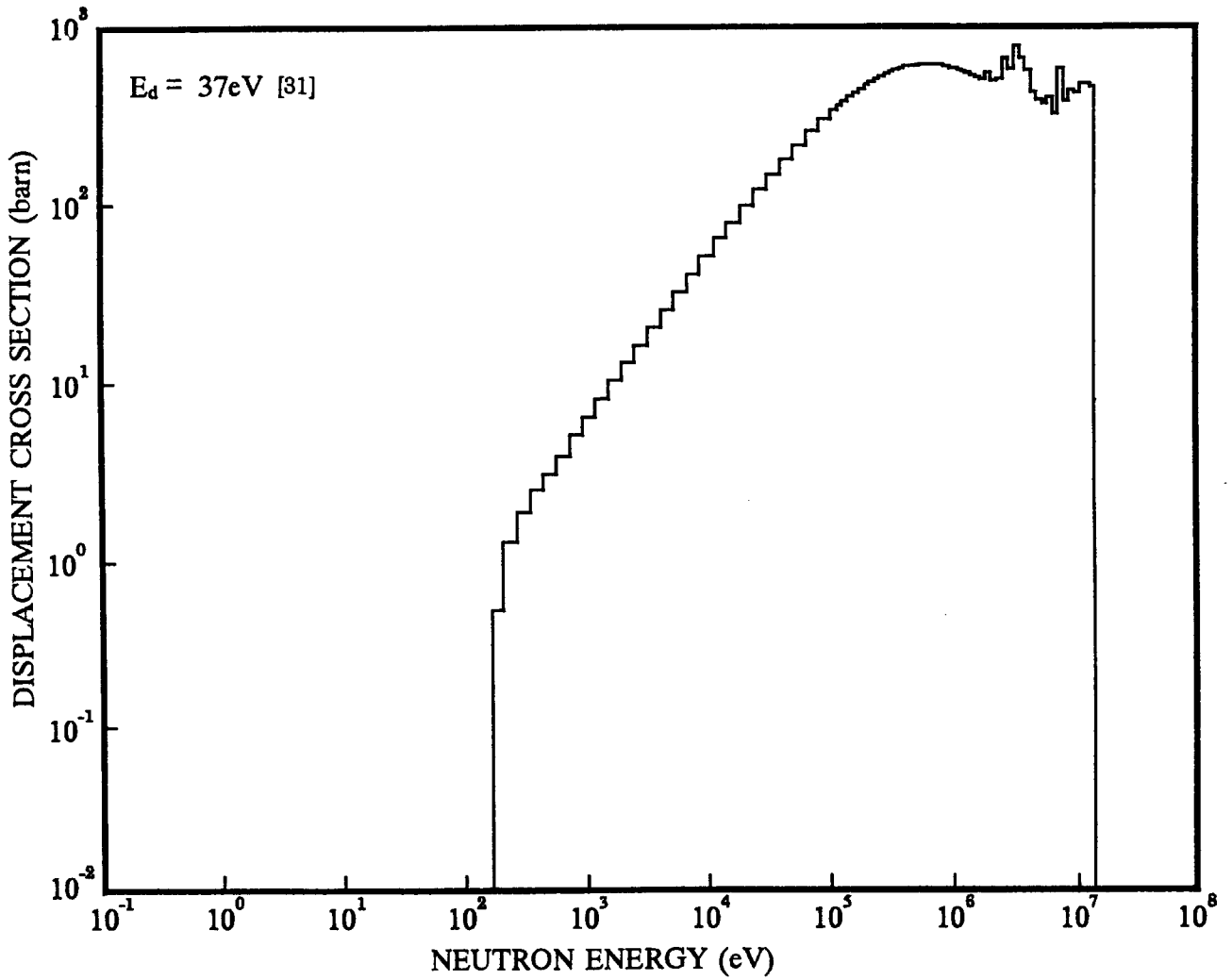


Fig. 3.10 Displacement cross section of Graphite

4. 冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能評価法

4.1 緒言

多くの水冷却型試験・研究炉においては、軽水炉の燃料と比較して熱容量の小さい燃料を AI で被覆した非常に薄い板状燃料を使用していることから、1次冷却系配管破損事故においても、原子炉プール水位低等の信号により原子炉を緊急停止させるとともに炉心の冠水を維持すれば、炉心の損傷に至ることはない。このため、1991年に原子力安全委員会により策定された水冷却型試験研究用原子炉施設に関する安全設計審査指針において、炉心冠水維持装置であるサイフォンブレイク弁は工学的安全施設に位置づけられた[2]。従って、既設試験・研究炉の大幅な改造または新しい試験・研究炉の建設においては、炉心冠水維持装置としてのサイフォンブレイク弁のより厳格な性能評価が必須となった。

サイフォンブレイク弁の性能評価のためには、1次冷却系配管破損事故時に同弁から1次冷却系内に吸入される空気の1次冷却水流出事象への影響を精度良く評価する必要があり、現時点では大型の軽水炉用事故解析コードに頼らざるを得ない。しかし、軽水炉用事故解析コードの試験・研究炉への適用性等から、モックアップ試験等によりサイフォンブレイク弁の設計・性能評価を行っているのが現状である。

このような状況に対応するため、サイフォンブレイク弁の炉心冠水維持能力を簡単に精度良く評価するための計算プログラム SBAP (Siphon Breaker Analysis Program) を開発した。

本章においては、1次冷却系配管破損事故時の1次冷却水流出事象解析のために採用した解析モデル、同モデルに基づく計算プログラム SBAP 及びプール型臨界実験装置 JMTRC の原子炉プール循環系を用いた SBAP の検証実験について述べる。

4.2 解析モデル

プール型試験・研究炉の1次冷却系の模式図を Fig. 4.1 に示す。プール型試験・研究炉の1次冷却系においては一般に、配管破損事故時にサイフォン現象による1次冷却水

流出により炉心が空气中に露出することを防止するため、出口配管は原子炉プール内でその最上位位置まで立ち上がるとともに原子炉プールを出た直後にサイフォンブレイク弁が設置されている。この1次冷却系配管に破損が発生すると、多くの試験・研究炉においては、原子炉プール水位低等の信号により緊急停止するとともに、流出流量低減化のために1次冷却水循環ポンプも停止する。出力の大きな試験・研究炉においては、その後の崩壊熱除去のため、必要に応じてある期間非常用循環ポンプ等により必要最小限の1次冷却水流量が確保される。破損口からの1次冷却水の流出が進みプール水位が L_1 まで低下すると、入り口配管からの流出は停止し、1次冷却水の流出は出口配管からのみとなる。サイフォンブレイク弁の効果によりプール水位 L_2 で流出が停止すると、その後の崩壊熱除去はプール内の自然循環により行われる。

各試験・研究炉に設置されているサイフォンブレイク弁が、配管破損事故時に1次冷却水流出を水位 L_2 で確実に停止させることができるかどうかを評価するために、プログラムSBAPを開発した。本プログラムは、原子炉プール水位が L_1 まで低下してからの1次冷却水流出事象、すなわち原子炉プール水位が L_1 に到達した以降のサイフォンブレイク弁から配管内に吸入された空気が流出事象に与える効果を解析する。また、両端破断事故に関しては、原子炉プール水位が L_1 に達する以前からの事象も取り扱える。

原子炉プール水位が L_1 以下における1次冷却水流出事象を解析するために採用した配管破損事象モデル[39]をFig. 4.2及びTable 4.1に示す。Fig. 4.2においては、1次冷却水循環ポンプ出口配管の破損を想定している。また、本モデルにおいては次の仮定を採用している。

- 1) 配管は実配管と等しい高さ、体積及び圧力損失を持つ等価配管で模擬できる。
- 2) サイフォンブレイク弁から吸入された空気は、位置③-④間の配管上部に水とは完全に分離して滞留し、かつ
- 3) 位置③-④間の配管全体を被うまでは配管外に流出しない(気液完全分離モデル)。

位置①-④間及び位置①-③間のエネルギーの関係は、Bernoulliの非定常流に対する運動方程式により次のように示すことができる。

位置①-④間について：

$$\frac{u_1^2}{2g} + H_1 - \frac{Q_G}{A_{eq}} + H_p = \frac{u_4^2}{2g} + \frac{1}{g} \int_1^4 \frac{\partial u}{\partial t} dl + h_{14} \quad (4.1)$$

位置①-③間について：

$$\frac{u_1^2}{2g} + \frac{P_0}{\gamma} + H_1 = \frac{u_3^2}{2g} + \frac{P_3}{\gamma} + H_3 + \frac{1}{g} \int_l^3 \frac{\partial u}{\partial t} dl + h_{l3} \quad (4.2)$$

ここで、

γ : 水の比重

h_{l3} : 位置①-④間の損失水頭

$\int \frac{\partial u}{\partial t} dl$: 水の加速度の流線に沿っての積分

Q_G : 位置③-④間に存在する空気の体積

$$Q_G = \int_0^l Q_g dt \quad (4.3)$$

Q_g : サイフォンブレイク弁から吸入される空気の流量[40]

$$Q_g = 24 \times C_g \times \sqrt{\frac{P_0^2 - P_3^2}{2}} \quad \text{m}^3/\text{hr} \quad \frac{P_3}{P_0} \geq 0.5 \quad (4.4)$$

$$= 14.7 \times C_g \times P_0 \quad \text{m}^3/\text{hr} \quad \frac{P_3}{P_0} < 0.5 \quad (4.5)$$

C_g : 流量計数 (gas sizing coefficient)

式(1)~(5)を用いて単位時間当たりの流出流量 v 、位置③-④間の配管内の空気体積 Q_g 、原子炉プール内水位 H_1 、位置③-④間の配管内の等価水位 H_{eq} 等を求める。そして、サイフォンブレイク弁から十分な空気が配管内に吸入され、原子炉プール水位 H_1 及び H_{eq} が次の条件を満たした場合、サイフォン現象による1次冷却水の流出は停止する。

$$H_3 - H_1 \geq H_{eq} \quad (4.6)$$

4.3 解析プログラム

4.2節で述べた解析モデルに基づくプログラム SBAP においては、次の仮定を採用している。

- 1) 位置③-④間の配管内の損失水頭は、単位時間当たりの1次冷却水流出流量 v の2乗に比例する。
- 2) 位置③-④間の配管内に存在するサイフォンブレイク弁から吸入された空気の圧

力は、位置③の水圧 P_3 に等しい。

以上の仮定の下に、SBAP においては、式(4.1)～(4.3)を以下のように取り扱った。
ある単位時間当たりの流出流量 v における位置①～③間及び①～④ 間の損失水頭 h_{13} 及び h_{14} は、次のように示される。

$$h_{13} = \frac{1}{\gamma} \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{13}^R \quad (4.7)$$

$$h_{14} = \frac{1}{\gamma} \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{14}^R \quad (4.8)$$

ここで、

v^R : ある基準流量 (Reference flow rate)

P_{13}^R : 流量 v^R における位置①—③間の圧力損失

P_{14}^R : 流量 v^R における位置①—④間の圧力損失

また、各配管位置①における流速は次式によって示される。

$$u_i = \frac{v}{A_i} \quad (4.9)$$

ここで、

u_i : 位置①における流速

A_i : 位置①における流路断面積

式(4.7)～(4.9)を用いて式(1)及び(2)を示すと、

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{g}{\int_1^4 \frac{dl}{A}} \left[H_1 + H_p - \frac{Q_G}{A_{eq}} - v^2 \left\{ \frac{P_{14}^R}{\gamma (v^R)^2} + \frac{1}{2g} \left(\frac{1}{A_4^2} - \frac{1}{A_1^2} \right) \right\} \right] \quad (4.10)$$

$$P_3 = P_1 + \gamma(H_1 - H_3) + \frac{\gamma}{2g} v^2 \left(\frac{1}{A_1^2} - \frac{1}{A_3^2} \right) - \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{13}^R - \frac{\gamma}{g} \frac{\partial v}{\partial t} \int_1^3 \frac{dl}{A} \quad (4.11)$$

となる。また、式(4.3)は、次のように示される。

$$Q_G = \frac{\theta P_0}{\theta_0 P_3} \int_0^t Q_g dt \quad (4.12)$$

ここで、

θ : 原子炉プール水温度

θ_0 : 原子炉プール水基準温度 (15°C)

なお、式(4.10)の計算には Lunge-Kutta 法を用いた。

また、Fig. 4.1 に示す位置④-⑤間の配管の両端破断事故時の $H_1 \geq L_1$ における破断口④及び⑥からの単位時間当たりの流出流量 v 及び w は次の式で算出される。

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{g}{\int_1^4 \frac{dl}{A} + \int_1^4 \frac{dl}{A}} \left[H_1 + H_p - \frac{Q_G}{A_{eq}} + \frac{1}{2g} \left\{ \left(\frac{v+w}{A_1} \right)^2 - \left(\frac{v}{A_4} \right)^2 \right\} - \frac{1}{\gamma} \left(\frac{V}{V^R} \right)^2 P_{14}^R - \frac{\int_1^4 \frac{dl}{A}}{g} \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right) \right] \quad (4.13)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{g}{\int_1^5 \frac{dl}{A}} \left[H_1 + \frac{1}{2g} \left\{ \left(\frac{v+w}{A_1} \right)^2 - \left(\frac{w}{A_5} \right)^2 \right\} - \left(\frac{w}{w^R} \right)^2 P_{15}^R \right] \quad (4.14)$$

ここで、

w : 入口配管側の破断口⑤からの流出流量

w^R : 配管⑥-⑤における基準流量

P_{15}^R : 流量 w^R における位置⑥-⑤間の圧力損失

4.4 解析プログラムの検証

解析プログラム SBAP の実際の試験・研究炉体系への適用性を明らかにするため、臨界実験装置 JMTRC (1995 年に解体) に設置されているサイフォンブレイク弁の性能を SBAP により解析し、測定データと比較した。JMTRC は、JMTR (Japan Materials Testing Reactor、50 MW) の炉心を模擬した出力 100W のプール型臨界実験装置である[16]。JMTRC の原子炉プール (CF プール) には、プール水を精製するための循環系があり、本循環系には、配管破損時にサイフォン現象による炉心の空気中への露出を防止するために、サイフォンブレイク弁が設置されている。CF プール循環系の配管は直径 15cm であり、これに対して直径 4cm のサイフォンブレイク弁が設置されており、いかなる場合でも CF プール水の流出は停止し、炉心が空気中に露出することはないことが確認されている。また、JMTRC 原子炉プール循環系は、多くの

試験・研究炉の1次冷却系配管 (JMTR(50MW) ; 約 90 cm φ、 JRR-3M(20MW) ; 約 55cm φ、 JRR-4(3.5MW) ; 約 22cm φ) より細いことから、解析プログラム SBAP の試験・研究炉への適用性、すなわち気液完全分離モデルの試験・研究炉体系への適用性の検証用実験系としては保守的であると言える。

このCFプール循環系に設置されているサイフォンブレイク弁の性能を詳細に調べるため、Fig. 4.3 に示すCF循環系の一部を使用して実験を実施した。実験においては、Fig. 4.3 に示す配管系からCFプール水を流出させ、サイフォンブレイク弁 V-1 の効果により流出が停止するまでの時間を測定した。測定は流出流量をパラメータに、次の2ケースを実施した。

ケース1 : 弁 V-2 を半開にした流出流量の小さいケース

ケース2 : 弁 V-2 を全開にした流出流量の大きいケース

上記実験について SBAP により解析し、測定結果と比較した。

4.4.1 実験系の圧力損失 P_{13}^R 、 P_{14}^R の決定

SBAP により上記実験の流出事象を解析するためには、式(4.10)及び(4.11)から明らかのように、各実験系のある流出流量 v^R における圧力損失 P_{13}^R 、 P_{14}^R を予め知っておく必要がある。このため各実験系に対応するこれら圧力損失を以下のように決定した。

(1) 圧力損失 P_{14}^R の決定

サイフォンブレイク弁 V-1 を閉じた状態で弁 V-2 を開とし、CFプール水位が 1940cm から 1880cm まで CF プール水を流出させ、その間の時間 T を測定し、 P_{14}^R を決定した。

CFプールの流路断面積 A_1 は、位置④の配管の断面積 A_4 に比較して非常に大きいことを考慮するとともに、CFプール水位 H_1 が $H_{11}=1940\text{cm}$ から $H_{12}=1880\text{cm}$ までの実験系内の流れを定常流と仮定すると、 P_{14}^R は式(4.1)から、

$$P_{14}^R = \gamma \left\{ \frac{T^2}{4A_1^2 (\sqrt{H_{11}} - \sqrt{H_{12}})^2} - \frac{1}{2gA_4^2} \right\} (v^R)^2 \quad (4.15)$$

と示される。また、 v^R を CF プール水位が H_{11} から H_{12} に到達する間の単位時間当たりの平均流量とすると、

$$v^R = \frac{A_1(H_{11} - H_{12})}{T} \quad (4.16)$$

となる。

(2) 圧力損失 P_{13}^R の決定

実験系における位置①-③間の圧力損失 P_{13}^R は、実験的に決定できないことから、次式により求めた。

$$P_{13}^R = \gamma h_{13}^R = \gamma(\xi_1 + \xi_2 + \xi_3) \frac{(v^R)^2}{2g} \quad (4.17)$$

ここで、

ξ_1 : 位置②における管路入口圧力損失係数

$$(0.03)[41]$$

ξ_2 : 位置①-③間の管摩擦による圧力損失係数

$$= \lambda \frac{l}{d}$$

λ : 流体摩擦係数 (0.03)[41]

d : 配管内径

l : 配管の長さ

ξ_3 : ベンド部の圧力損失 (0.21)[41]

4.4.2 実験及び解析

各実験系のある流量 v^R における圧力損失 P_{13}^R 及び P_{14}^R を決定するため、サイフォンブレイク弁 V-1 を閉じた状態で弁 V-2 をケース 1 においては半開とし、ケース 2 においては全開として、CF プール水を水位 $H_1=1940\text{cm}$ から 1880cm まで流出させた。引き続き、CF プール水位 $H_1=1880\text{cm}$ においてサイフォンブレイク弁 V-1 を開とし、同弁の効果により CF プール水の流出が $H_1=1750\text{cm}$ で停止するまでの各 CF プール水位の到達時間を測定した。

上記測定により決定した v_R 、 P_{13}^R 及び P_{14}^R 、並びにその他の SBAP の解析に使用した各実験系の諸データを Table 4.2 に示す。また、CF プール水位 $H_1=1940\text{cm}$ から 1750cm までの測定結果及び SBAP による計算結果を Fig. 4.4 に示す。同図における横軸は、CF プール水の流出開始からの経過時間を示す。

Figure 4.4 から明らかなように、サイフォンブレイク弁 V-1 を閉じた状態での CF プール水位 $H_1=1940\text{cm}$ から 1880cm までの各 CF プール水位到達時間は、弁 V-2 を半

開としたケース1及び弁V-2を全開としたケース2において測定値とSBAPによる計算値は良く一致している。また、ケース1におけるCFプール水位が1880cmに到達する時間については、測定値は192秒であり、計算値は201秒である。ケース2においては、測定値は96秒であり計算値は101秒である。このように、両ケースにおけるCFプール水位が1880cmに到達する時間についての測定値と計算値は、その差が約5%以内であることから、良く一致していると言える。これは両ケースにおいて、 v^R 、 P_{13}^R 及び P_{14}^R が精度良く決定されたことを意味する。

更にFig. 4.4から明らかなように、弁V-2を半開としたケース1においては、CFプール水の流出は流出開始1046秒後に、水位 $H_1=1750$ cmで停止した。ケース1に対するSBAPによる解析では、CFプール水の流出は流出開始1078秒後に同水位で停止している。このように、ケース1におけるCFプール水流出停止時間に関する計算値と実測値は、その差が約3%であり良く一致している。各CFプール水位到達時間についても、SBAPによる計算値は測定値と非常に良く一致している。従って、ケース1の実験系については、SBAPはサイフォンブレイク弁V-1から配管系内に吸入された空気のCFプール水の流出事象に及ぼす効果を精度良く評価していると言える。また、弁V-2を全開としたケース2については、SBAPによる解析においても、CFプール水の流出は水位 $H_1=1750$ cmで確実に停止している。しかし測定においては流出開始648秒後に停止したのに対し、SBAPによる解析では781秒後に停止しており、計算値と測定値の差は約21%とケース1と比較して大きい。各CFプール水位到達時間に関しては、 $H_1=1770$ cmまではSBAPによる計算値は測定と比較的に良く一致している。それより下位の水位到達時間に対しては、SBAPは測定値より大きめに評価し、その度合はプール水位の低下とともに増大していることが判る。

Figure 4.5~4.7に、SBAPにより求めたケース1及びケース2における単位時間当たりの流出流量、サイフォンブレイク弁V-1の設置位置③における圧力 P_3 及びサイフォンブレイク弁V-1から単位時間当たり吸入される空気量 Q_a を示す。ケース1においては、サイフォンブレイク弁V-1を開としたCFプール水位 $H_1=1880$ cmへの到達時刻201秒における流出流量は 4.3×10^4 cm³/secである。ケース2においては、サイフォンブレイク弁V-1を開とした時刻101秒における流出流量は 9.2×10^4 cm³/secである。サイフォンブレイク弁V-1を開とした後は両ケースにおいて、同弁からの空気吸入の効果により流出流量が減少していることが判る。特にケース2においては、サイフォンブ

レーク弁 V-1 が開となった直後著しく減少している。これは、Fig. 4.6 及び Fig. 4.7 から明らかなように、流出流量の大きいケース 2 においては、圧力 P_3 が配管内の摩擦等により生ずる大きな圧力降下のため CF プール水流出開始とともに大気圧より大幅に下がり、この結果サイフォンブレーク弁 V-1 の開とともに大量の空気が配管内に吸入されるためである。

4.4.3 ケース 2 における $H_1 = 1770$ cm 以降の流出事象の検討

Figure 4.4 から明らかなように、ケース 2 に対して SBAP は CF プール水位 H_1 が 1770 cm に到達した以降、各 CF プール水位到達時刻を大きめに評価している。これは、CF プール水の流出流量を決定する実行的 CF プール水位

$$(H_1)_{\text{eff}} = H_1 - \frac{Q_G}{A_{\text{eq}}} \quad (4.18)$$

を、 $H_1 = 1770$ cm 以降過小評価しているためと思われる。すなわち、4.2 節で述べたように SBAP においては、気液完全分離モデルの採用によりサイフォンブレーク弁 V-1 から吸入された空気は位置③-④間の配管全体を被うまでは流出しないとしていることから、ケース 2 において CF プール水位が $H_1 = 1770$ cm を通過した以降、位置③-④間内に存在する空気の量 Q_G を過大評価しているためと思われる。

高橋等[42],[43]は、直径約 50 cm、深さ約 90 cm のタンクを使用した実験等から、自由表面をもつ液体（水）のタンク底部排出口（直径=1.4~5.0 cm）からの排出において、空気の巻き込みを伴う渦（air-entraining vortex）の発生には、(1)液体の排出に伴う渦によって空気が排出口まで到達するために必要な液体の十分な回転(rotational Froude number $\geq 10^5$) 及び(2)排水口に達した空気が液体とともに流出するための排水口における十分な液体流速(Froude number ≥ 1)が必要であることを示している。また、Fig. 4.3 に示した CF プール循環系の位置③-④間の配管を Fig. 4.2 に示すように円筒水タンクと見なし高橋等の研究結果に基づき評価すると、配管内において空気の巻き込みを伴う渦が発生する条件は、 $Heq \leq 0.4$ m において $u_4 \geq 1.9$ m/sec が満足された場合である。SBAP によるケース 2 の解析では、 $Heq = 0.4$ m における u_4 は約 1.0 m/sec であり、また各 CF プール水位到達時刻について SBAP の過大評価の傾向が顕在化する $H_1 = 1770$ cm においては、 $Heq = 1.0$ m、 $u_4 = 1.3$ m/sec である。以上から、本実験系の位置③-④間の実際の配管形状と理想的な円筒水タンクとの差等を考慮す

ると、ケース2体系においては $H_1=1770\text{cm}$ 近傍から空気の巻き込みを伴う渦が発生していると想定できる。一方、ケース1においては、 $H_{eq}=0.4\text{m}$ において u_4 は約 0.4m/sec であり高橋等の研究結果に基づく上記条件から大きく離れていることから、空気の巻き込みを伴う渦は発生していないと言える。

上記検討結果に基づいて、ケース2について、CFプール水位が 1770cm を通過した以降空気の巻き込みを伴う渦が発生し、配管内の空気の一部がCFプール水とともに流出するとして解析した。解析においては、排出される空気の量が明らかでないため、排出される空気量をパラメータに計算した。 $H_1=1770\text{cm}$ 以降、位置③-④間の配管内に存在する空気の7%がCFプール水と共に流出するとした場合の計算結果を、Fig. 4.8及びFig. 4.9に示す。本計算においては、空気の巻き込みを伴う渦の発生を考慮しない場合と比較して、CFプール水位 H_1 が 1770cm を通過した後流出流量が増大し、この結果 $H_1=1750\text{cm}$ でCFプール水の流出が停止するまでの時間が測定値と非常に良く一致した。なお、 $H_1=1770\text{cm}$ 以降の位置④におけるCFプール水のボイド率は水位 H_1 と伴に変化し、 $10\sim 20\%$ である。

以上から、サイフォン現象による原子炉プール水流出が所定の原子炉プール水位において停止できるかどうかの炉心冠水維持装置としてのサイフォンブレイク弁の性能は、気液完全分離流モデルにより十分評価できることが明らかとなった。また、流出流量の大きい場合においても流出停止時刻を正確に評価するためには、すなわち流出流量の非常に大きい場合においても流出事象を性格に再現するためには、空気の巻き込みを伴う渦の発生による気液混合状態での空気の流出を考慮する必要があることが明らかとなった。

4.5 結 言

本研究では、試験・研究炉の工学的安全施設である炉心冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能を、1次冷却系配管を実配管と同じ高さ及び体積、同等の圧力損失を持つ等価配管で模擬するとともに、サイフォンブレイク弁から配管内に吸入された空気は1次冷却水と完全に分離しているとする気液完全分離モデルの採用により、簡便に評価するためのプログラム SBAP を開発した。本プログラムを用いて臨界実験装置 JMTRC のサイフォンブレイク弁の性能を評価した結果、本プログラムは試験・研究炉に設置さ

れるサイフォンブレイク弁の炉心冠水維持能力のみならず、1次冷却系配管破損事故における原子炉プール水の流出事象の解析に適用できることが明らかとなった。

本研究で得られた主な結論を以下に示す。

- (1) サイフォンブレイク弁の炉心冠水維持能力は、気液完全分離モデルにより十分に評価できる。
- (2) サイフォンブレイク弁から吸入された空気の流出事象への効果（原子炉プール水流出事象）は、気液完全分離モデルで精度良く評価できる。
- (3) 但し、流出流量の非常に大きな場合の原子炉プール水流出事象の精度良い評価には、空気の巻き込みを伴う渦（air-entraining vortex）の発生による気液混合状態での空気の流出を考慮する必要がある。

なお、原子炉プール水流出事象について、プログラム SBAP をさらに流出流量が大きい場合や管径の小さな配管などに適用できるように適用範囲を広げるためには、液柱の空気の巻き込み現象や流出ボイド率等をより詳細に解析する必要がある。

Table 4.1 Nomenclature used in pipe break analysis model

Nomenclature	Description
P_0	Atmospheric pressure
P_3	Water pressure at point ③
P_a	Air pressure
A_1	Reactor pool area
A_s	Flow area at siphon break valve connection
A_4	Break flow area
A_{eq}	Equivalent flow area between points ③ and ④
H_1	Water level in reactor pool above point ④
H_s	Siphon break valve connection level above point ④
H_{eq}	Equivalent water level above point ④
H_P	Pump head
u_1	Water flow velocity in reactor pool
u_s	Water flow velocity between points ② and ④
u_4	Water flow out velocity at point ④
v	Water flow out rate from point ④

Table 4.2 Features of verification experiment systems

Item	Case 1	Case 2
Initial water level in CF pool (cm)	1880	
Siphon break valve connection level, H_s (cm)	1750	
CF pool area, A_1 (cm ²)	1.57×10^5	
Flow area at siphon break valve connection, A_s (cm ²)	176.7	
Break flow area, A_4 (cm ²)	176.7	
Equivalent flow area, A_{eq} (cm ²)	352.6	
Diameter of siphon break valve (mm)	40	
Siphon break valve gas sizing coefficient, C_g	1130	
Pipe volume between points ③ and ④, V_{34} (cm ³)	6.17×10^5	
$\int_1^3 \frac{dl}{A}$, (cm ⁻¹)	2.55	
$\int_1^4 \frac{dl}{A}$, (cm ⁻¹)	19.8	
Reference flow rate, v^R (cm ³ /sec)	4.7×10^4	9.4×10^4
Pressure loss for v^R between points ① and ③, P_{13}^R (kg/cm ²)	0.1	0.2
Pressure loss for v^R between points ① and ④, P_{14}^R (kg/cm ²)	1.9	1.8

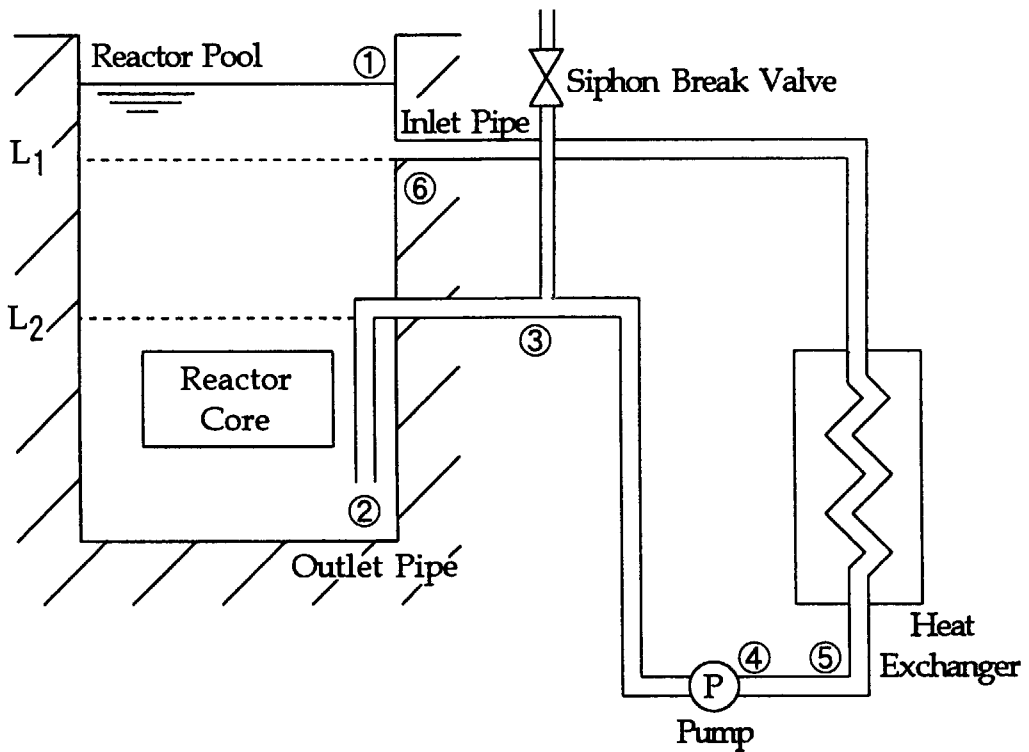


Fig. 4.1 Modeled primary cooling system of water cooled test and research Reactors

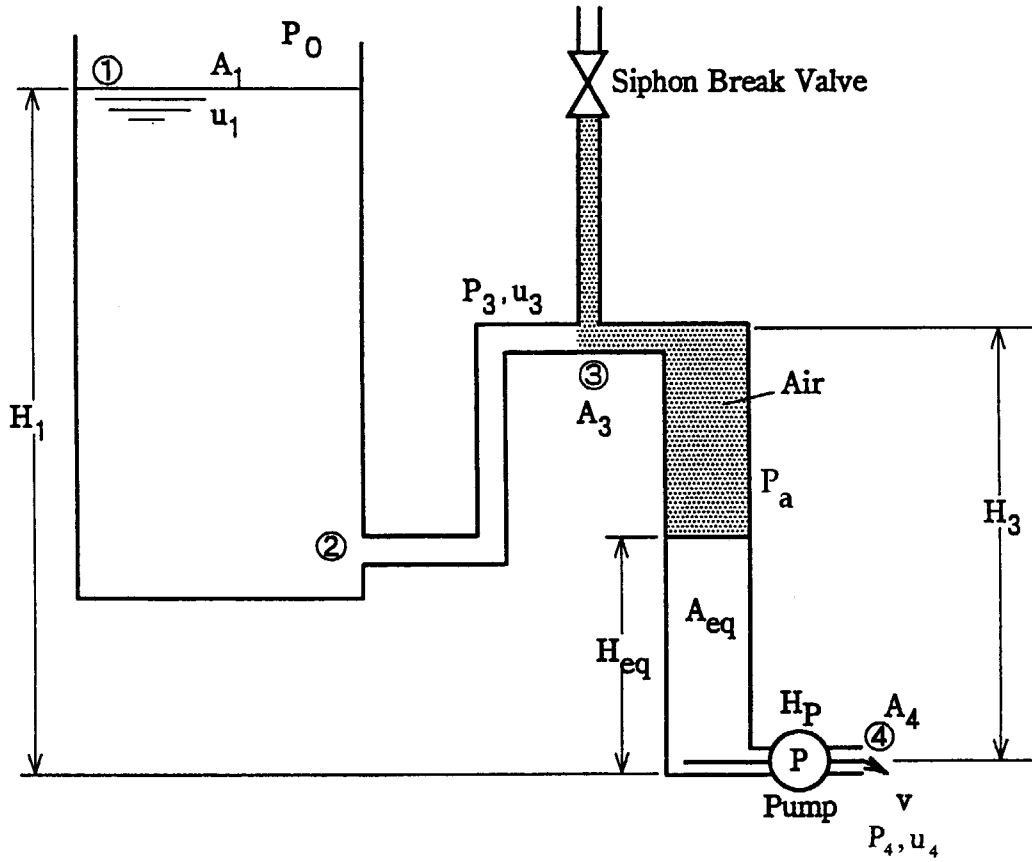


Fig. 4.2 Pipe rupture analysis model

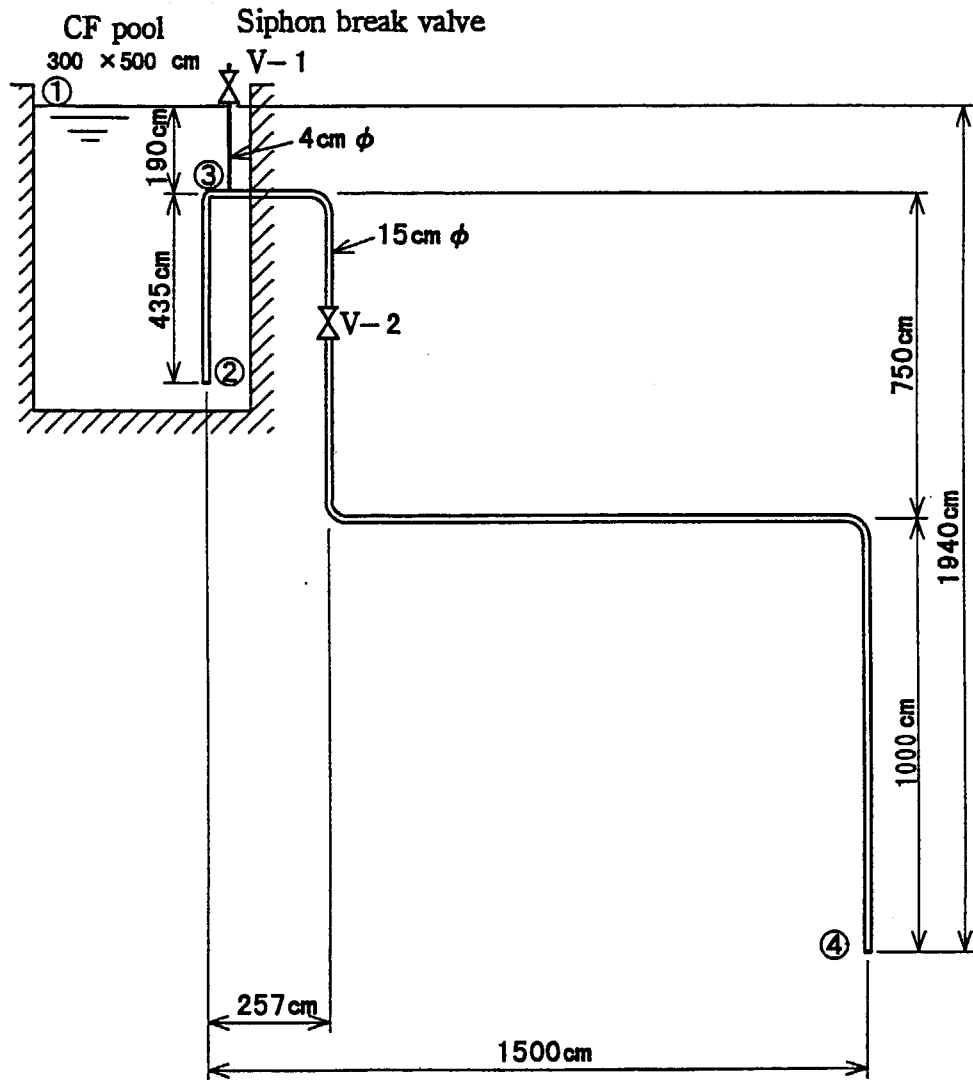


Fig. 4.3 System for verification experiments

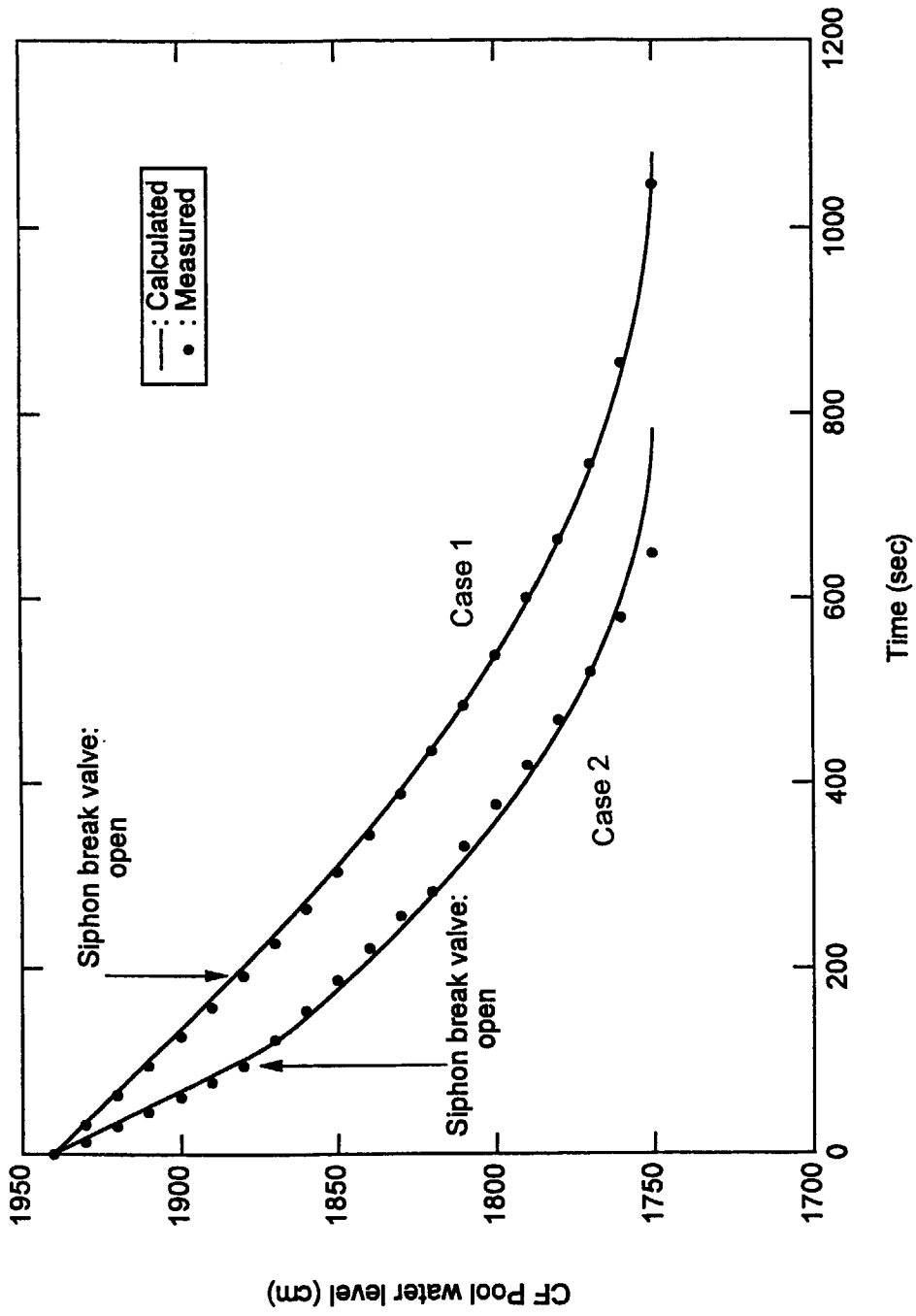


Fig. 4.4 Comparison of SBAP results with experiment data : CF pool water level

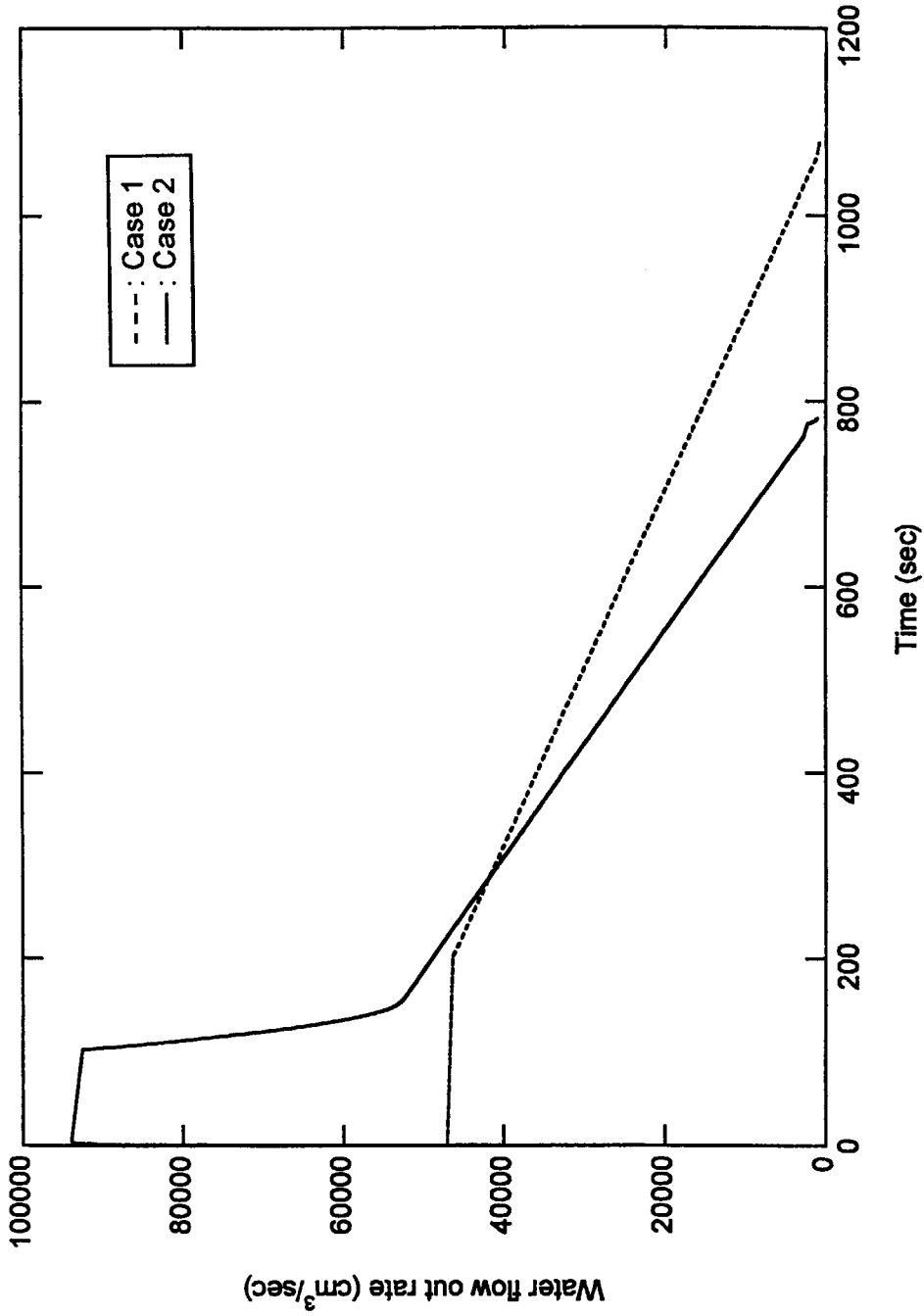


Fig. 4.5 SBAP results : water flow out rate

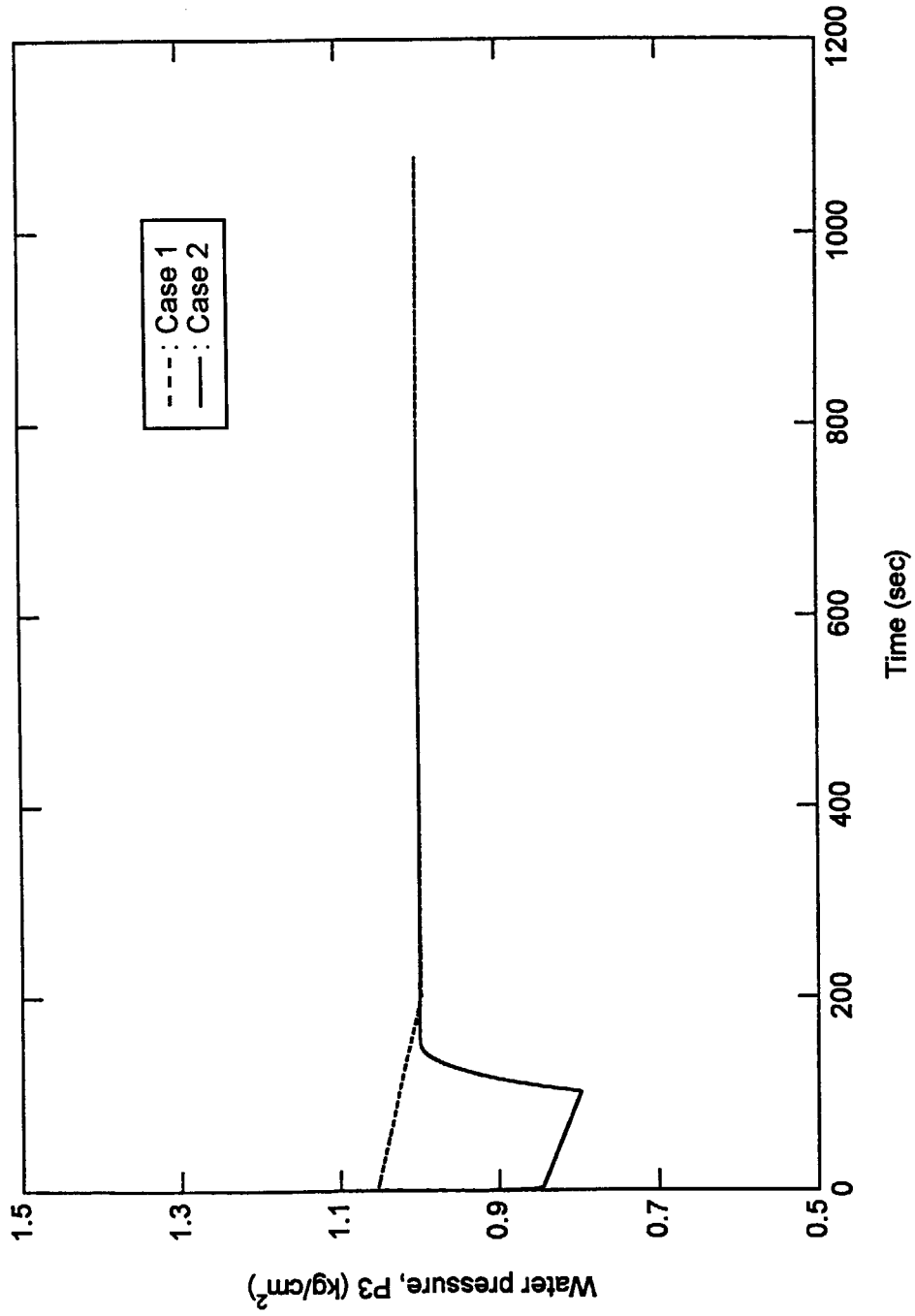


Fig. 4.6 SBAP results : water pressure at siphon break valve connection

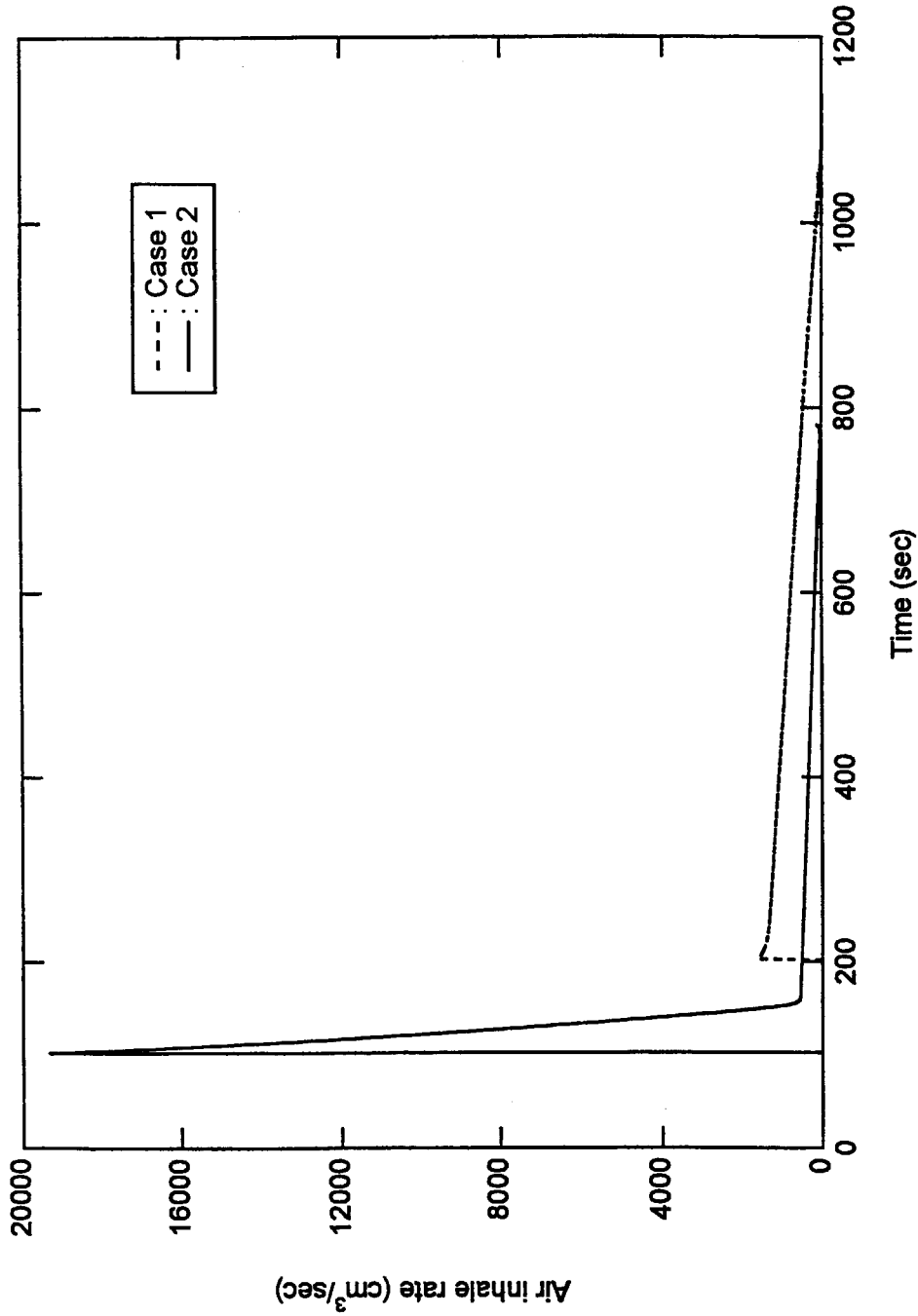


Fig. 4.7 SBAP results : air inhale rate from the siphon break valve

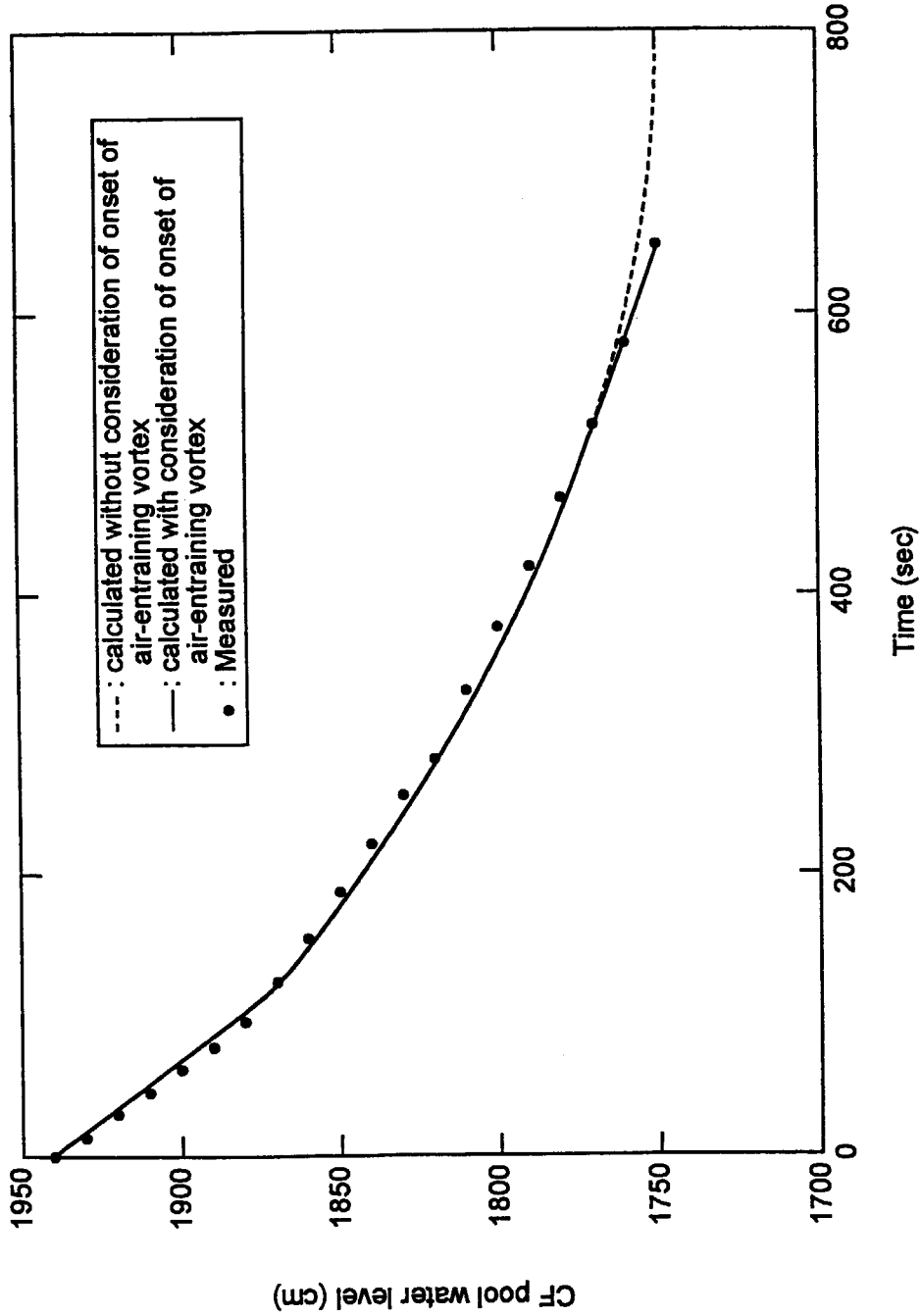


Fig. 4.8 Comparison of SBAP results for Case 2 with and without consideration of onset of air-entraining vortex with experiment data : CF pool water level

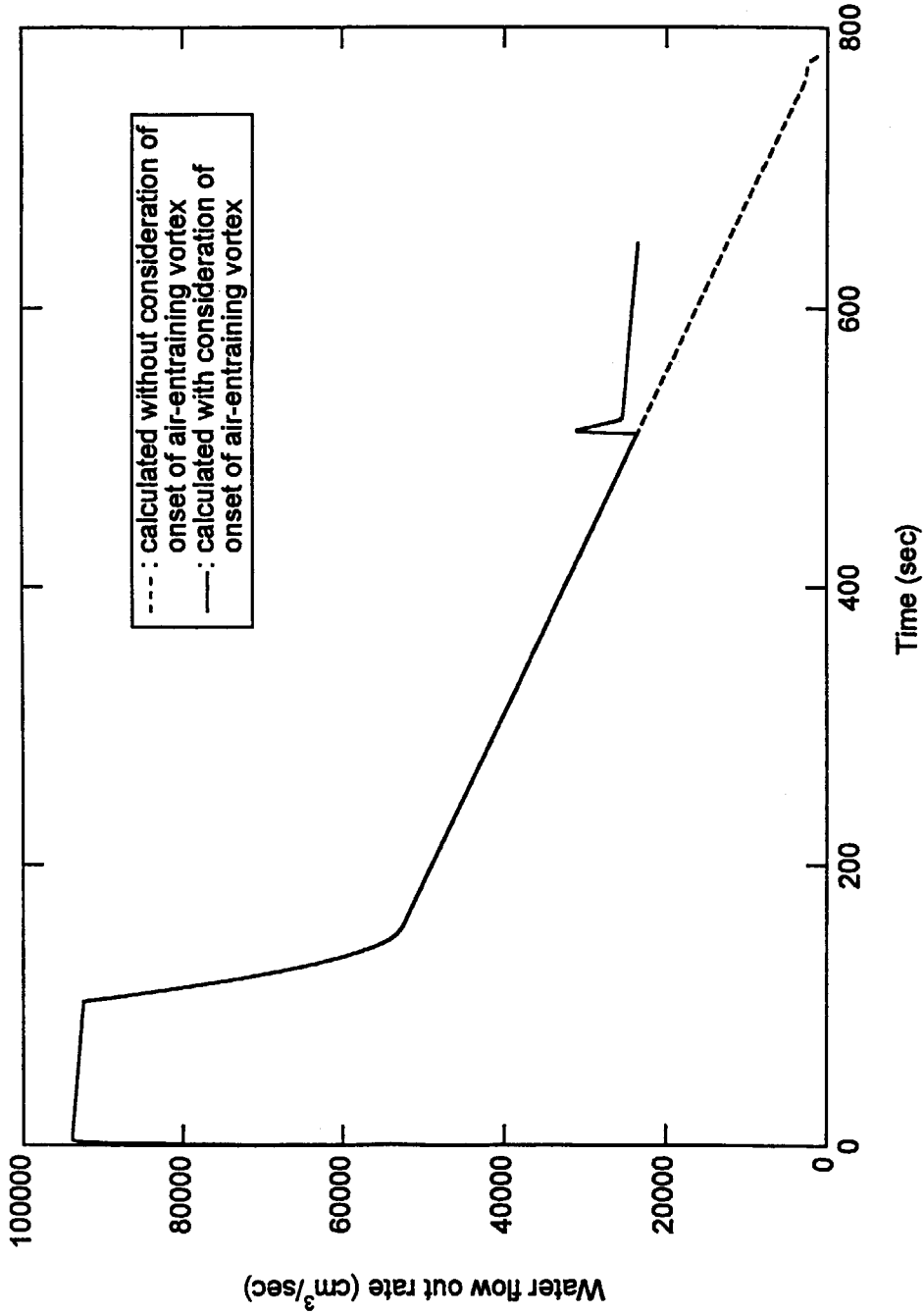


Fig. 4.9 Comparison between SBAP results for Case 2 with and without consideration of onset of air-entraining vortex : water flow out rate

5. 結 論

本研究においては、先端的研究用実験ツールとしての試験・研究炉に対する最近の種々の要求を分析し、その結果、これらの要求に効率的に応えていくための試験・研究炉の性能向上について、(1)中性子源としての原子炉性能の向上、(2)実験利用施設としての利用性能の向上及び(3)原子炉施設としての安全性の向上の観点から検討を進めることとした。

中性子源としての原子炉性能の向上においては、当面の試験・研究炉の最大の課題である低濃縮度燃料への変更に際しての性能低下の防止対策として、JMTRにおける低濃縮度燃料化について検討した。JMTRの低濃縮度燃料要素への変更においては、これまでの中性子束を維持し、連続運転日数の2倍への延長及び運転中の中性子束の安定化を図ることとし、高ウラン密度燃料材料及び可燃性吸収体を採用する高性能低濃縮度燃料要素の検討を行った。その結果、ウラン密度 4.8g/cm^3 の $\text{U}_3\text{Si}_7\text{-Al}$ 燃料を使用し、可燃性吸収体として側板に直径 0.3mm の Cd ワイヤ 18 本を装荷する高性能低濃縮度燃料要素の実用化に成功した。本燃料要素の設計においては、入射中性子スペクトル調整を施す少数群定数作成法を確立した。本手法を用いて設計した上記JMTR用高性能低濃縮度燃料要素は設計通りの性能を発揮したことから、本少数群定数作成法は、各試験・研究炉に最適な可燃性吸収体入り高性能燃料要素の設計に適用できると言える。将来の試験・研究炉に対しては、益々高度化する利用ニーズへの対応、加速器を用いた中性子源との相補的利用等が求められていることから、今後益々より安定な中性子源としての役割が求められ、このためには Cd ワイヤ入り高性能燃料要素の採用が有効である。

実験利用施設としての利用性能の向上においては、Damage fluence、Equivalent D₁₀ Ni fission neutron fluence、Displacement per atom 等の中性子エネルギー Spektrルの情報を含む照射量について、JMTRの各照射領域における 1.0MeV 以上の中性子フルエンス値との関係を求めた。この結果、JMTRにおいて照射試験した各種材料に対して、試料と一緒に照射される Fe モニタの測定値から各種中性子エネルギー Spektrルの情報を合む照射量を評価できるようになった。これら各種照射量を、中性子エネルギー Spektrルの異なる原子炉において得た照射データの共通のパラメータとして使用すると、 $10\sim 15\%$ の精度 (relative accuracy)で各照射データを相互比較すること

が可能である。

原子炉施設の安全性の向上においては、試験・研究炉特有の工学的安全施設である炉心冠水維持装置サイフォンブレイク弁の性能を簡便に評価するためのプログラム SBAP を開発し、その試験・研究炉への適用性を実験的に検討した。SBAP においては、1次冷却系配管を実配管と同じ高さ及び体積、同等の圧力損失を持つ等価配管で模擬するとともに、サイフォンブレイク弁から配管内に吸入された空気は1次冷却水と完全に分離しているとする気液完全分離モデルの採用を採用した。本プログラムを用いて臨界実験装置 JMTRC のサイフォンブレイク弁の性能を評価した結果、本プログラムは試験・研究炉に設置されるサイフォンブレイク弁の炉心冠水維持能力のみならず、1次冷却系配管破損事故における原子炉プール水の流出事象の解析に適用できることが明らかとなった。但し、流出流量の非常に大きな場合の原子炉プール水流出事象を精度良く評価するためには、空気の巻き込みを伴う渦 (air-entraining vortex) の発生による気液混合状態での空気の流出を考慮する必要がある。

このように、試験・研究炉の当面の主要な課題に対する対応策を提案できた。しかし、第1章でも述べたように、試験・研究炉の利用ニーズは、今後の科学の発展に伴いますます増大するとともに多様化・高度化してくる。これに有効に対応していくためには、利用ニーズに見合う中性子源としての原子炉性能を確保することは基本条件であるが、多くの試験・研究炉が広範囲に及ぶ利用ニーズに対応できる中性子源としての原子炉性能を持つことは技術的・経済的に困難である。各試験・研究炉がその特徴を活かした担うべき領域を明確にして、対応していくべきである。そして、各試験・研究炉においては、分担すべき領域において、実験利用設備の利用性能向上として利用目的に合った良く制御された試験環境及び高度な実験データの提供に勤めることが有効である。

謝 辞

本論文をとりまとめるにあたり、試験・研究炉に係わってきた約20年間に、大変多くの方々のご協力、ご支援を賜ったことに改めて感謝の意を深くしました。

また、茨城大学大学院理工学研究科神永文人教授には、指導教官として、本研究の実施及び本論文をまとめるに際して終始懇切丁寧なご指導と多くのご助言をいただき、心より感謝いたします。さらに、本論文の審査にあたり、ご専門の立場から多くの貴重なご助言とご教示を頂いた茨城大学大学院理工学研究科の奥達雄教授、佐川憲彦教授及び志田朝彦教授には深く謝意を表します。

本研究は、主として日本原子力研究所において実施した研究成果をまとめたものであり、日本原子力研究所の方々においては、まず茨城大学大学院への入学についてご理解とご支援をいただいた飛岡利明理事及び新保利定前材料試験炉部長に深く感謝します。また、本論文のまとめにおいて終始ご支援を賜った一色正彦安全管理室長、海江田圭右研究炉部長、高橋秀武研究炉部次長、高柳政二 NUCEF 試験部次長、馬場治材料試験部長、大岡紀一材料試験炉部次長及び(財)放射線利用振興協会の土橋敬一郎博士に心から感謝いたします。

本研究は材料試験炉部及び研究炉部の多くの方々の協力を得て実施しました。特にJMT Rの燃料濃縮度低減化に関わる研究においては、材料試験部の歴代の部長すなわち二村嘉明博士、斉藤実氏、小山田六郎氏、新保利定氏にご指導をいただくとともに、石塚悦男氏、小向文作氏、齋藤順市氏、島川聡司氏、小森芳廣氏(現企画室)及び永岡芳春氏(現安全管理室)には共同研究者として甚大なご尽力をいただきました。また研究炉部の熊田博明氏にも共同研究者としてご尽力をいただきました。皆様方には、衷心より感謝いたします。

最後に、ここにお名前は記しませんでした、公私に渡りいつも暖かいご支援と励ましをいただいているの方々に心より感謝の意を表します。

参 考 文 献

(下線は筆者の関係する文献)

- [1] 日本原子力研究所：“日本原子力研究所成果報告書—平成10年度—”，(1998).
- [2] 科学技術庁原子力安全局原子力安全調査室：“原子力安全委員会安全審査指針集”，改訂九版，大成出版社，(1998).
- [3] IAEA：“Nuclear Research Reactors in the World”，IAEA, Vienna, (1996).
- [4] 桜井文雄，小森芳廣，土橋敬一郎，神永文人：日本原子力学会雑誌，Vol.41, No.1, p.57(1999).
- [5] 齋藤順市，小森芳廣，桜井文雄，安藤弘栄：JAERI-M, (1991).
- [6] Y. Futamura, M. Saito, R. Oyamada, F. Sakurai, et al.：NUCLEAR SAFETY, Vol.33, No.3, p.334 (1992).
- [7] 桜井文雄，新保利定：日本原子力学会誌，Vol.25, No.5, p.372 (1983).
- [8] 桜井文雄，熊田博明，神永文人：“水冷却型試験・研究炉の炉心冠水維持装置サイフオンブレイク弁の性能評価法”，日本原子力学会誌投稿中.
- [9] Tsuchihashi, K., et al.：JAERI 1302, (1986).
- [10] U. S. NRC：NUREG-1313, (1988).
- [11] Sakurai, F., et al.：Proc. 7th Int. Meet. on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Berlin, CONF1989, p269 (1991).
- [12] Tsuchihashi, K., et al.：JAERI-M 9781, (1981).
- [13] Ronen, Y., et al.：Handbook of Nuclear Reactors Calculations, CRC Press, (1986).
- [14] Prael, R. E., Milton, L. J.：FRA-TM-84, (1976).
- [15] D. Garber：BNL-NCS-17541(ENDF-201) 2nd ed.,(1975).
- [16] 日本原子力研究所材料試験炉部：JAERI-M 83-053, (1983).
- [17] 小森芳廣，島川聡司，小向文作，長尾美春，明石一朝，桜井文雄：JAERI-Tech 95-020, (1995).
- [18] Engle, W. W.：A User's Manual for ANISN, K-1693, (1967).
- [19] Schenter, R. E., Mann, F. N.：ENDF/B-V Dosimetry File, BNL/NCS-17541(ENDF-201), Tap No.531 and Mat.No.6430, (1980).

- [20] Mcelroy, W. N., et al. : AFWL-TR-67-41, (1967).
- [21] Sakurai, K. : Nucl. Instrum. Methods, 213(No.2/3), p.359(1983).
- [22] Aruga, T., Shiraishi, K. : Proc. The 1988 seminar on nuclear data, JAERI- M 89-026, p.342(1988).
- [23] Lindhard, J., et al. : Mat. Fys. Medd. Dan. Vid. Selsk., 33, No 10, (1963).
- [24] Doran, D. G. : Nucl. Sci. Eng., 49, p.130 (1972).
- [25] Gabriel, T. A., et al. : *ibid.*, 61, p.21 (1976).
- [26] Drake, M. K. : BNL-50274 (T-601), (1970).
- [27] Goel, D. : KFK-2386-2, (1977).
- [28] Norgett, M. T., Robinson, M. T., Torrens, I. M. : Nucl.Eng. Design, 33, p.50 (1975).
- [29] Etherington, E. W, et al. : *ibid.*, 33, p.82(1975).
- [30] 井出隆裕, 関泰, 飯田浩正 : JAERI-M 6672, (1976).
- [31] Kelly, B. T., "PHYSICS OF GRAPHITE", APPLIED SCIENCE PUBLISHERS, (1981).
- [32] Zijp, W. L., Rieffe, H. : RCN-161, (1972).
- [33] Genthon, J. P., et al. : EUR-5274, (1975).
- [34] Reed, D. L., Everett, M. R., Blackstone, R. : Proc. IAEA Symp. Radiation Damage in Reactor Materials, IAEA, Vinna, Vol.2, p.115(1969).
- [35] Ganesan, S. : J. Nucl. Mater. 62, p.329(1976).
- [36] Mcelroy, W. N., Farrer, H. : U. S. AEC Symposium Series, Vol.26, p.187(1972).
- [37] Davis, J. W., Kulcinski, G. L., Sung, T. Y. : DOE/ET-0058/1, (1978).
- [38] Greenwood, L. R. : J. Nucl. Mater., 108 &109, p.21(1982).
- [39] 桜井文雄, 小山田六郎 : JAERI-M 85-001, (1985).
- [40] 古津泰久 : "空気圧式コントロールバルブ", オーム社, (1963).
- [41] 日本機械学会 : "機械工学便覧", (1987).
- [42] Takahashi, M, Inoue, A, Aritomi, M, : J. Nucl. Sci. Technol., Vol.25, No.2, p.131(1988).
- [43] Takahashi, M, Inoue, A, Aritomi, M, : *ibid.*, Vol.25, No.3, p.245(1988).

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

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

表3 固有の名称をもつ SI 組立単位

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

表2 SIと併用される単位

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

1 eV = 1.60218 × 10⁻¹⁹ J

1 u = 1.66054 × 10⁻²⁷ kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

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

1 Å = 0.1 nm = 10⁻¹⁰ m

1 b = 100 fm² = 10⁻²⁸ m²

1 bar = 0.1 MPa = 10⁵ Pa

1 Gal = 1 cm/s² = 10⁻² m/s²

1 Ci = 3.7 × 10¹⁰ Bq

1 R = 2.58 × 10⁻⁴ C/kg

1 rad = 1 cGy = 10⁻² Gy

1 rem = 1 cSv = 10⁻² Sv

表5 SI接頭語

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

(注)

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

換算表

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

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

動粘度 1 m²/s = 10⁴ St (ストークス) (cm²/s)

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

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

1 cal = 4.18605 J (計量法)

= 4.184 J (熱化学)

= 4.1855 J (15 °C)

= 4.1868 J (国際蒸気表)

仕事率 1 PS (仏馬力)

= 75 kgf·m/s

= 735.499 W

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

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

