平成 28 年度原子力規制庁委託成果報告書

東京電力福島第一原子力発電所
燃料デブリの臨界評価手法の整備

日本原子力研究開発機構
平成 30 年 3 月

本報告書は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託により実施した業務の成果をとりまとめたものです。

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

目　　次

第 I 編　はじめに.....1
第 1 章　背景・目的.....3
1.1　事業の背景 3
1.2　事業の目的 3
参考文献..... 4
第 2 章　全体計画及び年度計画.....5
2.1　全体計画 5
2.2　平成 28 年度事業計画 7
参考文献..... 10

第 II 編　臨界リスク評価基準整備 11
第 3 章　燃焼度依存燃料デブリの臨界特性解析 13
3.1　燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析..... 13
3.2　燃焼度依存燃料デブリの臨界量解析..... 59
3.3　^{157}Gd を考慮した燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析..... 95
3.4　MCCI 生成物（非均質体系）の臨界量解析..... 120
3.5　燃料デブリ性状に関する文献調査..... 132
参考文献..... 135
第 4 章　臨界安全解析コードシステムの整備 137
4.1　燃焼計算コードのシステム化..... 137
4.2　新規モンテカルロ計算ソルバーの開発 139
4.3　燃料デブリ体系トラッキング機能の開発 148
4.4　まとめ 156
参考文献..... 156
第 5 章　使用済燃料に含まれる核分裂生成核種の組成測定試験 157
5.1　概要 157
5.2　使用済燃料試料の採取..... 157
5.3　使用済燃料試料の分析方法..... 160
5.4　使用済燃料試料の分析結果..... 171
5.5　燃焼度の決定等 175
5.6　まとめ 186
参考文献..... 186

第 III 編　環境影響評価手法の整備 187
第 6 章　水張り時を想定した臨界事故影響評価の試行 189
6.1　目的と概要 ····· 189
6.2　解析条件 ····· 189
6.3　RPV 底部デブリの解析 ····· 207
6.4　ペデスタル内側デブリの解析 ····· 229
6.5　ペデスタル外側デブリの解析 ····· 249
6.6　まとめ ····· 256
第 7 章　臨界によるリスクの評価支援ツールの整備 259
7.1　臨界リスク評価支援ツール改良の概要 ····· 259
7.2　支援ツールの使用手順 ····· 265
第 8 章　燃料デブリ形状の反応度効果に係る解析 291
8.1　目的及び概要 ····· 291
8.2　解析 ····· 291
8.3　まとめ ····· 314

第 IV 編　臨界実験による臨界リスク評価基準の妥当性確認 315
第 9 章　STACY 更新炉原子炉本体の整備 317
9.1　STACY 更新炉原子炉本体の設計 ····· 317
9.2　臨界実験炉心の検討 ····· 402
9.3　実験用水位計の設計検討 ····· 419
9.4　STACY 更新炉運転シミュレータの整備 ····· 476
第 10 章　デブリ模擬臨界実験用燃料の調達 483
10.1　デブリ模擬臨界実験用燃料調達計画の最適化検討 ····· 483
10.2　デブリ模擬臨界実験用燃料輸送容器の詳細検討 ····· 496
10.3　棒状燃料及びデブリ模擬体用燃料粉末の製作 ····· 504
第 11 章　デブリ模擬体調製設備及びデブリ模擬体分析設備の整備 519
11.1　デブリ模擬体調製設備の性能試験 ····· 519
11.2　デブリ模擬体分析設備の性能試験 ····· 570
参考文献 ····· 574

第 V 編　専門家の意見聴取 575
第 12 章　福島燃料デブリ臨界評価研究専門部会 577
12.1 第 6 回会合 ····· 577
12.2 第 7 回会合 ····· 587
12.2 第 8 回会合 ····· 597

第 VI 編　まとめ.....609
第 13 章　平成 28 年度事業の成果 611
13.1 臨界リスク評価基準の整備····· 611
13.2 環境影響評価手法の整備····· 611
13.3 臨界実験による臨界リスク評価基準の妥当性確認 ····· 612
13.4 専門家の意見聴取 ····· 613
第 14 章　平成 29 年度事業の計画 615
14.1 臨界条件評価手法の整備····· 615
14.2 臨界挙動評価手法の整備····· 616
14.3 専門家の意見聴取 ····· 616

第 I 編　はじめに

第 1 章　背景・目的

1.1　事業の背景

東京電力福島第一原子力発電所（1F）の 1 ～ 3 号機では、炉心が損傷・溶融し、多量の燃料デブリ（核燃料と炉内構造物やコンクリート等が溶融し再度固化した状態）が発生していることが想定されている。[1)] これらの燃料デブリは、局所的に多様な性状を持つと考えられ[2-4)]、水中における臨界量は大幅に小さくなり得る。[5,6)] 中性子吸収材を含まない水で冷却されている冠水法を考慮すると、今後の水中での取出し作業、取出し後の収納・輸送・保管に至るまで、性状の不確かさも考慮した燃料デブリの慎重な臨界管理が必要である。[7,8)] 廃止措置に係る安全規制として、これらの局面で事業者が行う管理の適否を判断するためには新たに臨界リスク評価基準を整備しなければならない。

1.2　事業の目的

本事業では、燃料デブリの臨界条件等を示す臨界リスク評価基準を作成し、この上に実際の燃料デブリ性状を位置づけ、燃料デブリの臨界リスク評価を行う手法を整備する。[7)] また、臨界リスク評価基準の検証のため、臨界実験装置を用いて燃料デブリを模擬した臨界実験を行い、臨界データを取得し、臨界リスク評価基準の妥当性を確認する。[9)]

これらの検討を踏まえ、評価されたリスクに基づく事業者の臨界管理の適否の判断に必要な技術的な知見を得る。

なお、本事業の実施にあたっては、「原子力規制委員会における安全研究について―平成 27 年度版―」（平成 27 年 4 月 22 日原子力規制委員会）に基づき、国際的枠組みを積極的に活用する。

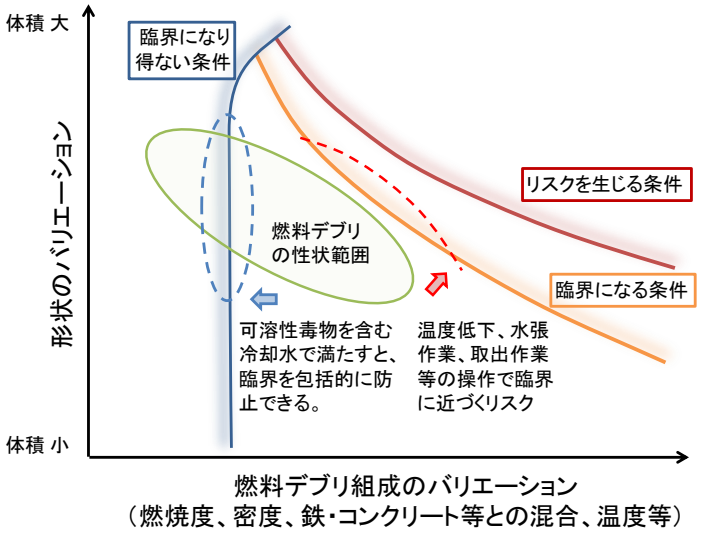
参考文献

1) 東京電力、*福島第一原子力発電所の現況*、http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/f1/genkyo/index-j.html
2) 西原健司、他、*福島第一原子力発電所の燃料組成評価*、JAEA-Data/Code 2012-018、日本原子力研究開発機構 (2012).
3) D. W. Akers, et al., *TMI-2 Examination Results from the OECD-CSNI Program*, NEA/CSNI/R(91)9, Committee on the Safety of Nuclear Installations, Organization for Economic Cooperation and Development (1992).
4) K. Suyama, et al., *OECD/NEA Burnup Credit Criticality Benchmark Phase IIIC, Nuclide Composition and Neutron Multiplication Factor of BWR Spent Fuel Assembly for Burnup Credit and Criticality Control of Damaged Nuclear Fuel*, OECD/NEA/WPNCS/EGBUC (2012)
5) 奥野浩、他、*臨界安全ハンドブック・データ集第２版（受託研究）*、JAEA-Data/Code 2009-010、日本原子力研究開発機構 (2009).
6) K. Izawa, et al., "Infinite Multiplication Factor of Low-Enriched UO_2-Concrete System," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **49**, 1043 (2012).
7) K. Tonoike, et al., "Major Safety and Operational Concerns for Fuel Debris Criticality Control," *Proc. GLOBAL2013*, Salt Lake City, USA, Sept.29-Oct.2, 2013 (2013).
8) W. Stratton, *Review of the State of Criticality of the Three Mile Island Unit 2 Core and Reactor Vessel*, DOE/NCT-01, Lawrence Livermore National Laboratory (1987).
9) 外池幸太郎、他、「STACY 更新炉における燃料デブリ臨界実験の検討；(1) 燃料デブリ取扱いの臨界安全に関する臨界実験計画」、*2012 年春の年会予稿集*、E35、日本原子力学会(2012).

第 2 章　全体計画及び年度計画

2.1　全体計画

燃料デブリの性状をパラメータとして未臨界か否かを判断するためのデータベース「臨界マップ」（図 2-1）[1] を、臨界安全研究で実績のある組成モデル化及び解析手法 [2,3] を用いて整備する。並行して、乱雑な組成分布を持つ燃料デブリの解析により適した臨界安全解析システムの開発整備を進める。また、燃料デブリ組成の評価に必要な燃焼計算コード [4] を検証するため燃焼燃料の組成を測定する [5] とともに、実燃料デブリ試料が得られた場合の分析実施に備える。



燃料デブリが臨界になり得ない条件、臨界になる条件、さらに、臨界により作業者被ばく、放射性物質放出等のリスクを生じる条件を「臨界マップ」で明確にする。ここに、燃料デブリの性状範囲を位置づけ、燃料デブリに対する操作の臨界リスクを評価できるようにする。

図 2-1　臨界マップの概念

燃料デブリが臨界を超過した際の、作業者被ばく、放射性物質放出等の環境影響が生じる条件を明らかにし、臨界リスクを評価する基準を整備する。これは、前述の臨界マップ、シビアアクシデント解析コードによる評価又は実地調査に基づく 1 ～ 3 号機の状態及び燃料デブリ所在の情報、並びに作業内容等を組み合わせて環境影響を評価するツール [6,7] となる。

臨界に近い燃料デブリについても未臨界か否かの判断を可能とするため、臨界マップの精度を臨界実験で検証する。JAEA が保有する燃料サイクル安全工学研究施設 NUCEF の定常臨界実験装置 STACY を更新し、様々な中性子スペクトルを実現できる汎用の水減速・燃料棒非均質臨界実験装置とする。[8,9]　そこで、核燃料と構造材を混合した試料「デブリ模擬体」の反応度価値測定、ウラン燃料棒と構造材棒を組み合わせた臨界量測定等の臨界実験を行い、実験結果により臨界マップの整備に用いた解析手法を検証する。デブリ模擬体を調製・分析する設備も NUCEF 内に整備し、効率的かつ柔軟に実験を実施する。以上の実験の概念を図 2-2 に示す。ウラン燃料棒及びデブリ模擬体原料の核燃料調達、並びに実験上重要な設備の性能を確認するモックアップ試験も行う。[10-14]

平成 32 年度に計画されている燃料デブリ本格取出開始までに、検証済みの臨界マップ、臨界リスク評価手法を整備する。燃焼燃料組成測定は平成 27 年度の測定対象試料調査に続き平成 28 年度に、STACY 更新炉の実験は平成 31 年度に開始する。燃料デブリ取出作業中も、本事業は、安全規制としての臨界管理の適否判断を継続的に支援する。この全体スケジュールを図 2-3 に示す。

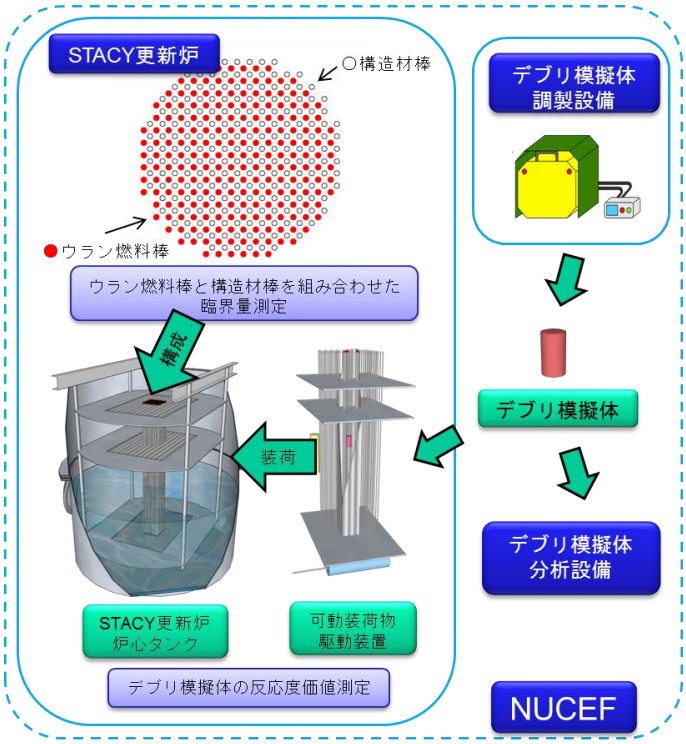


図 2-2　STACY 更新炉燃料デブリ臨界実験の概念

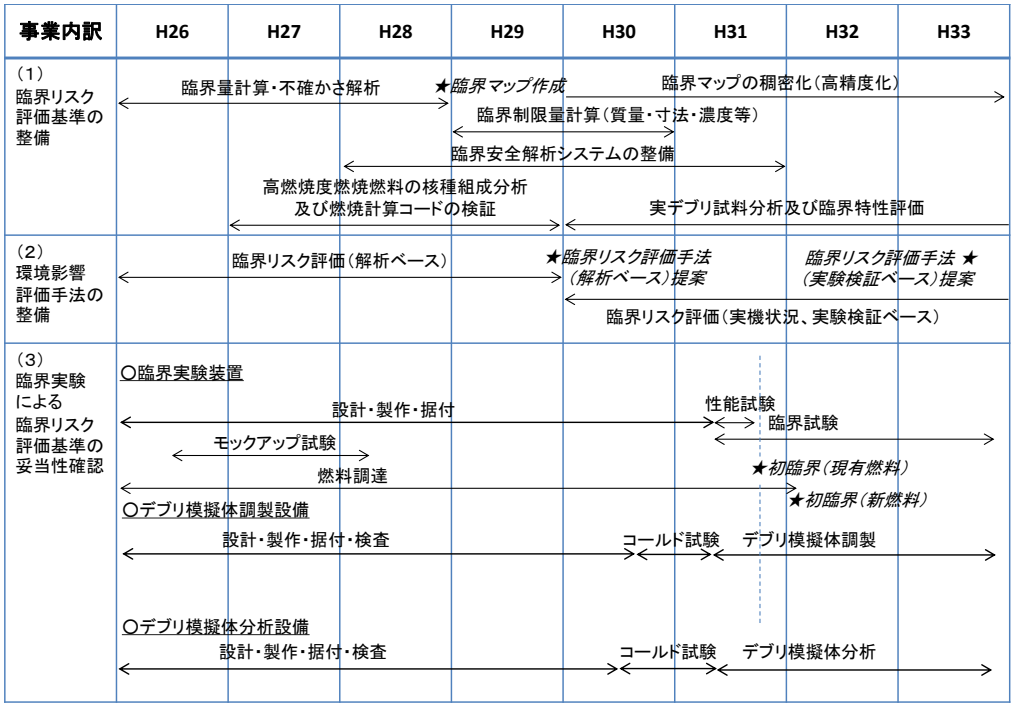


図 2-3　事業全体のスケジュール（計画）

2.2　平成 28 年度事業計画

前節に示した全体計画の第 3 年度である平成 28 年度事業として、以下の研究開発を図 2-4 に示す 2 カ年にわたるスケジュールに沿って行うことを計画した。

(1) 臨界リスク評価基準の整備

炉心溶融時の集合体同士の混合の影響を明らかにするため燃料デブリの燃焼度等を変数として臨界特性の解析を行い、平成 26 年度事業及び平成 27 年度事業で整備してきた臨界リスク評価基準のデータベースを拡充する。また、臨界リスク評価基準の高精度化を目的として、計算コードシステムの整備を進めるとともに、当該計算コードシステムの妥当性確認に資する軽水炉燃焼燃料の燃焼度及び核分裂生成物濃度測定を実施する

① 燃料デブリが生成される過程に関する既存の知見を、文献調査等により収集し、燃料デブリが取り得る性状範囲に関する知見を集積する。

② 密度、ウラン含有率、水分含有率、非均質性等のパラメータを変化させ、臨界計算コード等を用いて燃料デブリの臨界特性を系統的に解析することにより、平成 26 年度事業及び平成 27 年度事業において整備した臨界リスク評価基準のデータベースに燃焼度等を変化させた燃料デブリの情報を追加する。

③ 臨界リスク評価基準を高精度化するため、燃料デブリ体系を取り扱うことが可能な計算コードシステムの整備として、燃焼計算コードのシステム化及び新規モンテカルロ計算ソルバーの開発を進める。

④ 上記③の燃焼計算コードの妥当性確認に資するため、軽水炉燃焼燃料の燃焼度及び核分裂生成物濃度測定を実施する。

(2) 環境影響評価手法の整備

平成 27 年度事業において検討した放射性物質環境放出等の環境影響評価の技術課題に基づき、燃料デブリ取出しに向けた準備作業及び取出し作業を想定した環境影響評価に必要な技術及び支援ツールを整備する。

① 平成 27 年度事業において検討した放射性物質環境放出等の環境影響評価の技術課題に基づき、燃料デブリ取出しに向けた準備作業及び取出し作業を想定した環境影響評価に必要な技術の一部を整備する。

② 上記①で整備した技術を取り入れた環境影響評価の支援ツールを作成し、当該支援ツールを用いて典型的な事象における環境影響評価を試みる。

(3) STACY 更新炉を用いた臨界マップの検証実験

上記 (1) において整備する臨界リスク評価基準の妥当性確認のための臨界実験に向けた実験設備の整備として、平成 26 年度事業及び平成 27 年度事業に引き続き、臨界実験装置の整備、燃料デブリを模擬した材料（デブリ模擬体）を調製及び分析する設備の整備、並びに臨界実験装置に用いる核燃料の調達に係る準備を進める。

① 本事業で実施する臨界実験が、国際的水準で評価して優秀な精度を確保できるよう、臨界実験の計画・設計・施工管理に関する知見を有する欧米の研究機関への訪問及び国際

会議・プロジェクト等への参加をとおして、当該知見に関する調査及び意見交換を実施する。

② 臨界リスク評価基準の妥当性確認のための臨界実験に用いる臨界実験装置について、上記 (1) ①により集積した燃料デブリが取り得る性状範囲に関する知見を参考とし、実験炉心の構成を検討する。また、平成 26 年度事業及び平成 27 年度事業におけるモックアップ試験と合わせて、臨界実験装置の設計を確定する。なお、当該設計に当たっては、実験目的を達成するための臨界実験装置の性能、並びに臨界実験装置及び臨界実験の安全の確保を十分に考慮する。

③ 臨界実験に用いるデブリ模擬体を調製及び分析する設備について、平成 27 年度事業における詳細設計に基づき製作を順次進めるとともに、当該設備の試運転に着手し、性能を確認する。

④ 臨界実験装置に用いる核燃料（燃料デブリ模擬体の原料及びドライバ燃料）について、平成 27 年度事業で検討した調達計画に基づき、燃料輸送及び燃料製作の準備に着手する。

(4) 専門家の意見聴取

本事業の実施にあたっては、燃料デブリや臨界管理等の専門家と意見交換を 3 回程度行い、妥当性を確認しながら進める。専門家として以下の 4 名の方々を候補とする。

京都大学	中島　健	教授（炉物理・臨界安全・臨界事故評価）
名古屋大学	遠藤　知弘	助教（炉物理・臨界安全・未臨界監視）
東京都市大学	村松　健	客員教授（リスク評価）
大阪大学	黒崎　健	准教授（核燃料化学）

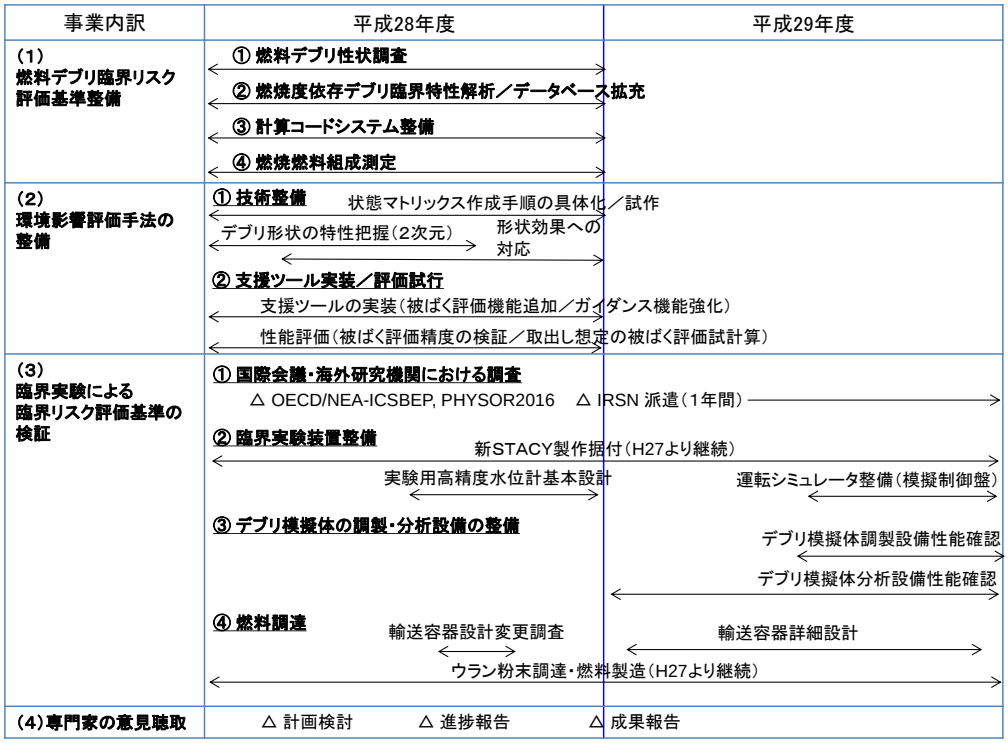


図 2-4　平成 28 年度事業のスケジュール
（平成 28 年度内及び平成 29 年度繰越分の計画）

参考文献

1) K. Tonoike, et al., "Major Safety and Operational Concerns for Fuel Debris Criticality Control," *Proc. GLOBAL2013*, Salt Lake City, USA, Sept.29-Oct.2, 2013 (2013).
2) 臨界安全性実験データ検討ワーキンググループ、*臨界安全ハンドブック第2版*、JAERI 1340、日本原子力研究所 (1999).
3) 奥野浩、他、*臨界安全ハンドブック・データ集第２版（受託研究）*、JAEA-Data/Code 2009-010、日本原子力研究開発機構 (2009).
4) K. Suyama, et al., "Revised Burnup Code System SWAT: Description and Validation Using Postirradiation Examination Data," *Nucl. Technol.*, **138**, 97 (2002).
5) 深谷洋行、他、*使用済燃料に含まれる核分裂生成核種の組成測定試験方法の検討*、JAEA-Research 2013-020、日本原子力研究開発機構 (2013).
6) *保安院受託 MOX 燃料加工施設安全技術調査等（臨界事故安全評価等調査）調査報告書*、日本原子力研究所／日本原子力研究開発機構 (2003～2006).
7) （編）吉田一雄、他、*核燃料施設の確率論的安全評価に関する調査(1, 2)*、JAEA-Research 2006-085、2007-002 (2006, 2007).
8) K. Izawa, et al., "Evaluation of Nuclear Characteristics of Light-Water-Moderated Heterogeneous Cores in Modified STACY," *Proc. ICNC2011*, Edinburgh, UK, Sept.19-23, 2011 (2011).
9) 井澤一彦、他、「STACY 更新炉における軽水減速非均質体系の炉物理特性」、*2011 年春の年会予稿集*、I37、日本原子力学会 (2011).
10) 外池幸太郎、他、「STACY 更新炉における燃料デブリ臨界実験の検討；（1）燃料デブリ取扱いの臨界安全に関する臨界実験計画」、*2012 年春の年会予稿集*、E35、日本原子力学会(2012).
11) 梅田幹、他、「STACY 更新炉における燃料デブリ臨界実験の検討；（2） NUCEF 核燃料使用施設における燃料デブリ模擬体の調製と分析」、*2012 年春の年会予稿集*、E36、日本原子力学会 (2012).
12) 井澤一彦、他、「STACY 更新炉における燃料デブリ臨界実験の検討；（3）燃料デブリ模擬体を含む炉心の核特性解析」、*2012 年春の年会予稿集*、E37、日本原子力学会 (2012).
13) 木田孝、他、「燃料デブリ臨界試験に向けた STACY 更新炉の核特性評価と安全設計の検討;（1）燃料デブリ臨界試験の概要と安全設計方針」、*2013 年春の年会予稿集*、H30、日本原子力学会 (2013).
14) 井澤一彦、他、「燃料デブリ臨界試験に向けた STACY 更新炉の核特性評価と安全設計の検討; （2）炉心核特性と反応度評価」、*2013 年春の年会予稿集*、H31、日本原子力学会 (2013).

第Ⅱ編　臨界リスク評価基準整備

第 3 章　燃焼度依存燃料デブリの臨界特性解析

本章では、「燃焼度依存燃料デブリの臨界特性解析」として第 3.1 節「燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析」、第 3.2 節「燃焼度依存燃料デブリの臨界量解析」を報告する。また、第 3.1 節では考慮していない ^{157}Gd を考慮した場合の無限増倍率解析について、第 3.3 節「^{157}Gd を考慮した燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析」にて報告する。さらに、MCCI 生成物の臨界特性解析を報告した平成 26 年度事業報告書において未報告であった MCCI 生成物の非均質体系の臨界量解析について第 3.4 節「MCCI 生成物（非均質体系）の臨界量解析」にて報告する。最後に、第 3.5 節「燃料デブリ性状に関する文献調査」を報告する。

3.1　燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析

3.1.1　目的及び概要

(1) 目的

福島第一原子力発電所事故では事故機の燃料が損傷・溶融し、その大部分が燃料集合体の形状を保っていない事が確実な状況にある。溶融した燃料は、格納容器のコンクリート床との相互作用（MCCI）による MCCI 生成物や共に溶融したと考えられる炉内構造物・圧力容器等との混合物となって堆積していると想定されている。一昨年度（平成 26 年度）は、MCCI 生成物の臨界特性を評価した。昨年度（平成 27 年度）は、破損燃料との主要な混合物であると考えられるステンレス鋼含有燃料デブリの臨界特性を評価した。これらの評価においては、燃料デブリに含まれる燃料を UO2 新燃料とした場合（濃縮度 5 wt%, 4 wt%, 3 wt%の 3 ケース）と燃焼燃料の場合（燃焼度 14 GWd/t の 1 ケース）の計 4 ケースを考慮していた。本年度（平成 28 年度）は、新燃料は考慮せず燃焼燃料のみを対象とし、事故機に含まれていた燃焼燃料の燃焼度範囲において、燃焼度をパラメータとして平成 26 年度及び平成 27 年度に実施したものと同様の臨界特性評価、すなわち MCCI 生成物及びステンレス鋼含有デブリの臨界特性を評価した。

燃焼燃料、水、及びコンクリートもしくはステンレス鋼（SUS316）の混合物について、有限臨界量を評価するに先立ち臨界となる可能性のある性状範囲を探索するため、無限増倍率（k_∞）を解析した。

(2) 概要

燃焼燃料、水、及びコンクリートもしくはステンレス鋼の 3 者の混合物について解析した。本検討における燃料デブリを特徴づけるパラメータは、燃焼燃料の燃焼度並びにコンクリートもしくはステンレス鋼と燃焼燃料の混合比である。さらに、燃料デブリとその周りを流れる冷却水の体積割合が中性子の減速を大きく左右する。

本節では、燃料組成として、STEP3 燃焼燃料（Gd クレジット）を想定し、東京電力福島第一原子力発電所の事故時の装荷燃料の燃焼度のうち、代表として 1 号機の燃焼燃料の燃焼度から、異なる燃焼度の平均も含めて 7 ケースを考慮する。燃料デブリ混合物(コンクリ

ート又はステンレス鋼)と燃料の混合比は燃料デブリ中の混合物体積割合（%）で示し、冷却水体積（V_m）と混合物を含む燃料デブリ体積（V_f）の比を V_m/V_f と表示する。

3.1.2 無限増倍率解析

(1) 解析条件

燃料デブリ中の混合物（コンクリート又はステンレス鋼）の体積割合及び V_m/V_f をパラメータとし、

・3.3 節で述べる臨界量解析のため、$k_\infty > 1$ となる条件

・未臨界担保の目安として $k_\infty = 1$ となる冷却水中の毒物（ホウ素）濃度

を評価した。

計算モデルは、燃料デブリを燃焼燃料とコンクリートもしくはステンレス鋼の均質混合物とし、燃料デブリと冷却水から成る 2 領域非均質球体系を用いた。図 3.1-1 に 2 領域非均質球体系のモデルを示す。

使用した計算コード及び核データライブラリは、$k_\infty > 1$ となる条件の評価については、連続エネルギーモンテカルロコード MVP [1] と JENDL-4.0 [2] の組合せである。モンテカルロ計算におけるヒストリ数は 50 万（1 サイクルあたり 1000 ヒストリ。有効サイクル 500。統計に用いないサイクル 100。）とした。未臨界担保の毒物濃度解析では、汎用核計算コード SRAC2006 中の衝突確率法計算 PIJ [3] と JENDL-4.0 の組み合わせを用いた。

燃料デブリ中の燃焼燃料は、事故時の東京電力福島第一原子力発電所 1 号機の燃焼燃料の燃焼度 [4] として評価された 5.2、15.2、24.2、33.3、37.5、40.2 GWd/t の計 6 点の中から 37.5 GWd/t を除いた 5 点の組成と、さらに全 6 点の組成を表 3.1-1 に示す炉内の燃料集合体の体数 [4]で重みづけ平均した全燃焼度平均組成、燃焼度の低い 3 点の組成を炉内体数で重みづけ平均した低燃焼度平均組成を加えた計 7 ケースとした。燃焼燃料の組成は、燃料冷却水ボイド率 70% で各燃焼度まで燃焼し、その後 5 年が経過した STEP3 集合体 [5] の平均組成を統合燃焼計算コードシステム SWAT [6] で求めたものである。Gd の燃焼による効果も考慮した。燃焼燃料中の FP について、福島の事故の状況を鑑み ^{133}Cs は除外し、考慮する核種は以下の 11 核種とした。

^{95}Mo、^{99}Tc、^{103}Rh、^{143}Nd、^{145}Nd、^{147}Sm、^{149}Sm、^{150}Sm、^{152}Sm、^{153}Eu 及び ^{155}Gd

また、考慮するアクチニド核種は ^{234}U、^{235}U、^{238}U、^{238}Pu、^{239}Pu、^{240}Pu、^{241}Pu、^{242}Pu 及び ^{241}Am の 9 核種とした [7]。 計算に供した各燃料の密度は、STEP3 燃料集合体の仕様に合わせて、10.63 g/cm^3（理論密度の 97%）である。

表 3.1-2 に燃焼燃料の各核種の原子個数密度を示す。また、水の原子個数密度を表 3.1-3 に、コンクリートの原子個数密度を表 3.1-4 [8] に、ステンレス鋼 SUS316 の原子個数密度 を表 3.1-5 [9] に、冷却水中のホウ素の原子個数密度を表 3.1-6 に示す。

表 3.1-1 燃料集合体の燃焼度毎の炉内体数 [4]

燃焼度(GWd/t)	5.2	15.2	24..2	33.3	37.5	40.2
炉内体数	64	64	80	68	64	60

表 3.1-2　燃焼燃料の原子個数密度（単位: atoms/b cm）

燃焼度(GWd/t)	5.2	15.2	24..2	33.3	37.5	40.2	全燃焼度平均	低燃焼度平均
^{234}U	6.7370E-06	5.9808E-06	5.3923E-06	4.8600E-06	4.6383E-06	4.5041E-06	5.3573E-06	5.9871E-06
^{235}U	8.1464E-04	6.0824E-04	4.5414E-04	3.2609E-04	2.7596E-04	2.4663E-04	4.5507E-04	6.1248E-04
^{238}U	2.2779E-02	2.2847E-02	2.2889E-02	2.2918E-02	2.2926E-02	2.2929E-02	2.2882E-02	2.2842E-02
^{238}Pu	4.0102E-08	5.2710E-07	1.6461E-06	3.6077E-06	4.7983E-06	5.6516E-06	2.6487E-06	8.0764E-07
^{239}Pu	5.7344E-05	1.0731E-04	1.2499E-04	1.3278E-04	1.3421E-04	1.3460E-04	1.1558E-04	9.8736E-05
^{240}Pu	4.5889E-06	2.1475E-05	3.7581E-05	5.2590E-05	5.8905E-05	6.2715E-05	3.9459E-05	2.2474E-05
^{241}Pu	1.0127E-06	7.9357E-06	1.5211E-05	2.1655E-05	2.4107E-05	2.5518E-05	1.5840E-05	8.6037E-06
^{242}Pu	4.8901E-08	1.2858E-06	4.2769E-06	9.1530E-06	1.1965E-05	1.3934E-05	6.6294E-06	2.0556E-06
^{241}Am	2.8593E-07	2.3857E-06	4.7629E-06	6.9648E-06	7.8171E-06	8.3062E-06	5.0607E-06	2.6539E-06
^{95}Mo	8.0809E-06	2.2875E-05	3.5524E-05	4.7629E-05	5.2984E-05	5.6350E-05	3.7085E-05	2.3188E-05
^{99}Tc	8.0708E-06	2.3159E-05	3.6009E-05	4.8480E-05	5.4041E-05	5.7521E-05	3.7715E-05	2.3459E-05
^{103}Rh	4.4863E-06	1.3170E-05	2.0451E-05	2.7051E-05	2.9812E-05	3.1490E-05	2.1007E-05	1.3298E-05
^{133}Cs	8.6820E-06	2.4866E-05	3.8424E-05	5.1262E-05	5.6857E-05	6.0318E-05	3.9912E-05	2.5101E-05
^{143}Nd	7.1656E-06	1.9107E-05	2.8023E-05	3.5128E-05	3.7735E-05	3.9175E-05	2.7694E-05	1.8862E-05
^{145}Nd	4.8955E-06	1.3677E-05	2.1010E-05	2.7835E-05	3.0779E-05	3.2602E-05	2.1720E-05	1.3795E-05
^{147}Sm	1.9933E-06	5.2342E-06	7.6397E-06	9.5449E-06	1.0252E-05	1.0650E-05	7.5448E-06	5.1622E-06
^{149}Sm	1.3961E-07	1.1941E-07	1.1249E-07	1.1467E-07	1.0720E-07	1.1092E-07	1.1723E-07	1.2296E-07
^{150}Sm	1.3627E-06	4.4852E-06	7.5359E-06	1.0639E-05	1.2122E-05	1.3043E-05	8.1474E-06	4.6978E-06
^{152}Sm	6.4352E-07	2.0905E-06	3.1753E-06	4.0410E-06	4.3827E-06	4.5870E-06	3.1488E-06	2.0625E-06
^{153}Eu	3.2516E-07	1.4220E-06	2.7342E-06	4.1760E-06	4.8357E-06	5.2494E-06	3.0974E-06	1.5892E-06
^{155}Gd	2.3713E-05	2.7162E-07	1.2875E-07	1.8029E-07	2.0688E-07	2.2419E-07	3.9607E-06	7.4294E-06
O	4.7641E-02	4.8105E-02	4.8497E-02	4.8895E-02	4.9080E-02	4.9200E-02	4.8564E-02	4.8113E-02

表 3.1-3　水（25℃）の原子個数密度（単位: atoms/b cm）

H	6.666E-02
O	3.333E-02

表 3.1-4　コンクリートの原子個数密度（単位: atoms/b cm）

H	1.374E-02	^{39}K	4.295E-04
O	4.592E-02	^{40}K	5.388E-08
C	1.153E-04	^{41}K	3.100E-05
Na	9.640E-04	^{40}Ca	1.457E-03
^{24}Mg	9.786E-05	^{42}Ca	9.722E-06
^{25}Mg	1.239E-05	^{43}Ca	2.029E-06
^{26}Mg	1.364E-05	^{44}Ca	3.134E-05
Al	1.741E-03	^{46}Ca	6.010E-08
^{28}Si	1.533E-02	^{48}Ca	2.810E-06
^{29}Si	7.761E-04	^{54}Fe	2.001E-05
^{30}Si	5.152E-04	^{56}Fe	3.165E-04
		^{57}Fe	7.592E-06
		^{58}Fe	9.662E-07

表 3.1-5　ステンレス鋼の原子個数密度（単位: atoms/b cm）

^{50}Cr	6.7673E-04	^{28}Si	1.5643E-03
^{52}Cr	1.3050E-02	^{29}Si	7.9467E-05
^{53}Cr	1.4798E-03	^{30}Si	5.2447E-05
^{54}Cr	3.6835E-04	^{32}S	4.2339E-05
^{54}Fe	3.2580E-03	^{33}S	3.3429E-07
^{56}Fe	5.1144E-02	^{34}S	1.8943E-06
^{57}Fe	1.1811E-03	^{36}S	4.4572E-09
^{58}Fe	1.5719E-04	C	3.1729E-04
^{58}Ni	6.6265E-03	^{92}Mo	1.8433E-04
^{60}Ni	2.5525E-03	^{94}Mo	1.1489E-04
^{61}Ni	1.1096E-04	^{95}Mo	1.9774E-04
^{62}Ni	3.5379E-04	^{96}Mo	2.0718E-04
^{64}Ni	9.0087E-05	^{97}Mo	1.1862E-04
^{55}Mn	1.7343E-03	^{98}Mo	2.9972E-04
		^{100}Mo	1.1961E-04

表 3.1-6　水中のホウ素の原子個数密度（単位: atoms/b cm）

ホウ素濃度 (ppm)	^{10}B	^{11}B
1000	1.099E-05	4.460E-05
2000	2.199E-05	8.929E-05
3000	3.302E-05	1.341E-04
4000	4.408E-05	1.789E-04
5000	5.515E-05	2.239E-04
6000	6.625E-05	2.690E-04
7000	7.737E-05	3.141E-04
8000	8.851E-05	3.593E-04
9000	9.967E-05	4.046E-04
10000	1.109E-04	4.501E-04
12000	1.333E-04	5.412E-04
15000	1.671E-04	6.785E-04
20000	2.240E-04	9.093E-04
30000	3.394E-04	1.378E-03
40000	4.573E-04	1.857E-03
50000	5.776E-04	2.345E-03

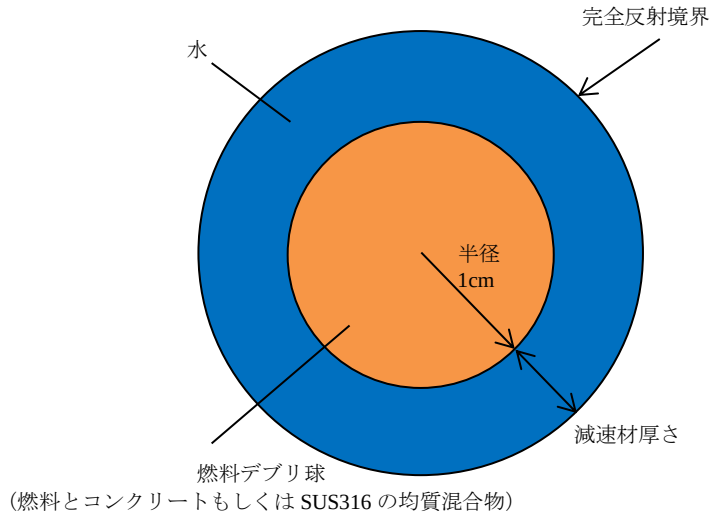


図 3.1-1　無限増倍率計算モデル（非均質）

(2) 解析結果―冷却水中ホウ素無し

3.3 節の臨界量解析のパラメータ範囲設定のため、V_m/V_f をパラメータとして $k_\infty > 1$ となる範囲を探索した。

表 3.1-7 (1)～(7) 、表 3.1-8 (1)～(7)及び図 3.1-2 (1)～(7)、図 3.1-3 (1)～(7)にコンクリートと SUS316 を混合物としたときの無限増倍率の解析結果をそれぞれ示す。表中の赤字は $k_\infty > 1$、青字は $1 > k_\infty > 0.95$ であることを示し、下線は最大値を示す。

燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料はその全ての解析ケースで無限増倍率が 1 を下回った。これは燃焼初期の段階では燃焼燃料組成として考慮している核種のうちガドリニウム燃料に含まれる Gd-155 が多く残っており、それが燃料デブリ中に均一に混ざっているという計算モデルとしているために、その中性子吸収効果が大きく働くためである。燃焼度 15.2 GWd/t では燃焼が進み ^{155}Gd の濃度が低くなるために無限増倍率は大きくなり、その後燃焼度が高くなるにつれて無限増倍率は小さくなっていく。

コンクリート、SUS316 の割合が増加するほど無限増倍率は小さくなり、またコンクリートの場合はそれに含まれる水素の中性子減速効果により、その割合が増えるほど V_m/V_f が小さい領域においても無限増倍率が高くなる傾向がある。

表 3.1-7 (1)　燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)	
		0%	20%
		100%	80%
0.0032	0.01	0.73842	0.78881
0.0066	0.02	0.76036	0.79823
0.01	0.03	0.77598	0.80611
0.02	0.06	0.80831	0.82577
0.03	0.09	0.83085	0.84268
0.04	0.12	0.84815	0.85562
0.05	0.16	0.86223	0.86586
0.06	0.19	0.87384	0.87431
0.08	0.26	0.89231	0.88673
0.105	0.35	0.90648	0.89449
0.15	0.52	0.91511	0.89217
0.2	0.73	0.90936	0.88082
0.24	0.91	0.89877	0.86711
0.3	1.20	0.87847	0.84481
0.4	1.74	0.84174	0.80733
0.5	2.38	0.80424	0.77041
0.6	3.10	0.76776	0.73595
0.7	3.91	0.73321	0.70195
0.8	4.83	0.69972	0.67083
0.9	5.86	0.66711	0.63851
1.0	7.00	0.63484	0.60666
1.2	9.65	0.57194	0.54564
1.5	14.63	0.48275	0.45739
2.0	26.00	0.35532	0.33367
最大となる点	減速材厚さ	0.15	0.105
	V_m/V_f	0.52	0.35

表 3.1-7 (2)　燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.68775	0.74295	0.78233	0.85322	0.99213	1.07422
0.0066	0.02	0.70964	0.75248	0.79361	0.86686	1.00354	1.08275
0.01	0.03	0.72582	0.76412	0.80605	0.88159	1.01623	1.08986
0.02	0.06	0.76268	0.79439	0.83976	0.92048	1.05009	1.10801
0.03	0.09	0.79155	0.82367	0.87424	0.95586	1.07816	1.12243
0.04	0.12	0.81793	0.85324	0.90555	0.98789	1.10172	1.13434
0.05	0.16	0.84490	0.88307	0.93719	1.01645	1.12334	1.14201
0.06	0.19	0.87111	0.90967	0.96555	1.04443	1.14151	1.14850
0.08	0.26	0.92200	0.96240	1.01879	1.09123	1.17229	1.15485
0.105	0.35	0.98100	1.02113	1.07419	1.14004	1.19838	1.15539
0.15	0.52	1.07097	1.10956	1.15409	1.20342	1.22499	1.13953
0.2	0.73	1.15180	1.18299	1.21912	1.24908	1.23178	1.10739
0.24	0.91	1.20323	1.22778	1.25433	1.27144	1.22752	1.07541
0.3	1.20	1.26056	1.27765	1.29076	1.28651	1.20579	1.02259
0.4	1.74	1.31603	1.32056	1.31418	1.28232	1.14986	0.92595
0.5	2.38	1.33768	1.32925	1.30596	1.24872	1.07833	0.82981
0.6	3.10	1.33224	1.31311	1.27696	1.20038	0.99912	0.73987
0.7	3.91	1.31012	1.28234	1.23291	1.14002	0.91859	0.65622
0.8	4.83	1.27503	1.23853	1.17949	1.07352	0.83988	0.58155
0.9	5.86	1.23036	1.18749	1.12070	1.00492	0.76515	0.51662
1.0	7.00	1.17845	1.13002	1.05733	0.93584	0.69502	0.45800
1.2	9.65	1.06316	1.01146	0.93013	0.80457	0.57256	0.36271
1.5	14.63	0.88833	0.83141	0.75067	0.63108	0.42777	0.26025
2.0	26.00	0.63618	0.58536	0.51679	0.42118	0.26952	0.15800
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.105
	V_m/V_f	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.35

表 3.1-7 (3)　燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.63270	0.68230	0.71626	0.78334	0.91766	0.99915
0.0066	0.02	0.65367	0.69286	0.72671	0.79542	0.92954	1.00670
0.01	0.03	0.66881	0.70258	0.73920	0.81004	0.94151	1.01413
0.02	0.06	0.70296	0.73042	0.77183	0.84781	0.97563	1.03308
0.03	0.09	0.72965	0.75776	0.80501	0.88194	1.00250	1.04690
0.04	0.12	0.75491	0.78582	0.83479	0.91415	1.02764	1.05860
0.05	0.16	0.77884	0.81385	0.86632	0.94339	1.04679	1.06668
0.06	0.19	0.80454	0.84043	0.89350	0.96947	1.06732	1.07253
0.08	0.26	0.85259	0.89108	0.94333	1.01646	1.09728	1.07835
0.105	0.35	0.91038	0.95000	1.00196	1.06423	1.12154	1.07821
0.15	0.52	1.00004	1.03768	1.08077	1.12806	1.14827	1.06272
0.2	0.73	1.08029	1.11072	1.14566	1.17548	1.15663	1.03049
0.24	0.91	1.13318	1.15726	1.18266	1.19824	1.15278	0.99956
0.3	1.20	1.18934	1.20653	1.21935	1.21445	1.13151	0.94657
0.4	1.74	1.24627	1.24996	1.24354	1.20918	1.07478	0.85239
0.5	2.38	1.26929	1.25975	1.23627	1.17651	1.00309	0.75946
0.6	3.10	1.26613	1.24527	1.20789	1.12831	0.92566	0.67362
0.7	3.91	1.24505	1.21466	1.16433	1.06869	0.84751	0.59541
0.8	4.83	1.20992	1.17258	1.11264	1.00484	0.77238	0.52601
0.9	5.86	1.16645	1.12239	1.05409	0.93733	0.70078	0.46515
1.0	7.00	1.11599	1.06640	0.99250	0.87040	0.63512	0.41102
1.2	9.65	1.00470	0.94991	0.86917	0.74442	0.51991	0.32428
1.5	14.63	0.83601	0.77763	0.69811	0.57950	0.38530	0.23151
2.0	26.00	0.59305	0.54343	0.47551	0.38336	0.24261	0.13989
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	V_m/V_f	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.1-7 (4)　燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.58176	0.62528	0.65590	0.71871	0.84516	0.91836
0.0066	0.02	0.59998	0.63464	0.66600	0.73135	0.85516	0.92576
0.01	0.03	0.61297	0.64431	0.67641	0.74407	0.86863	0.93229
0.02	0.06	0.64559	0.67042	0.70818	0.78105	0.89830	0.95042
0.03	0.09	0.67115	0.69564	0.73991	0.81277	0.92490	0.96266
0.04	0.12	0.69426	0.72338	0.77034	0.84357	0.94907	0.97295
0.05	0.16	0.71682	0.75024	0.79743	0.87119	0.96906	0.98128
0.06	0.19	0.74077	0.77497	0.82536	0.89613	0.98651	0.98472
0.08	0.26	0.78726	0.82462	0.87558	0.94069	1.01347	0.99087
0.105	0.35	0.84323	0.88045	0.92822	0.98816	1.03899	0.98937
0.15	0.52	0.92852	0.96583	1.00514	1.04863	1.06276	0.97257
0.2	0.73	1.00740	1.03469	1.06634	1.09213	1.06758	0.94108
0.24	0.91	1.05596	1.07935	1.10174	1.11333	1.06183	0.91004
0.3	1.20	1.11074	1.12576	1.13622	1.12800	1.03997	0.85882
0.4	1.74	1.16648	1.16746	1.15787	1.11955	0.98363	0.76890
0.5	2.38	1.18701	1.17439	1.14873	1.08767	0.91440	0.68207
0.6	3.10	1.18225	1.15957	1.11996	1.03908	0.84098	0.60154
0.7	3.91	1.16030	1.13007	1.07719	0.98114	0.76662	0.52978
0.8	4.83	1.12615	1.08792	1.02652	0.91976	0.69638	0.46609
0.9	5.86	1.08347	1.03901	0.97065	0.85608	0.63036	0.41113
1.0	7.00	1.03479	0.98544	0.91183	0.79339	0.56816	0.36291
1.2	9.65	0.92887	0.87380	0.79558	0.67380	0.46368	0.28470
1.5	14.63	0.76961	0.71224	0.63430	0.52314	0.34189	0.20242
2.0	26.00	0.54395	0.49447	0.43134	0.34284	0.21400	0.12279
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	V_m/V_f	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.1-7 (5)　燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.54475	0.58589	0.61430	0.67502	0.79339	0.86029
0.0066	0.02	0.56272	0.59447	0.62436	0.68687	0.80571	0.86839
0.01	0.03	0.57575	0.60298	0.63544	0.69956	0.81632	0.87444
0.02	0.06	0.60464	0.62836	0.66400	0.73327	0.84671	0.88955
0.03	0.09	0.62827	0.65303	0.69647	0.76504	0.87024	0.90217
0.04	0.12	0.65102	0.67921	0.72451	0.79456	0.89312	0.91103
0.05	0.16	0.67499	0.70628	0.75263	0.82346	0.91103	0.91677
0.06	0.19	0.69830	0.73008	0.77835	0.84647	0.92816	0.92163
0.08	0.26	0.74330	0.77836	0.82723	0.88904	0.95340	0.92604
0.105	0.35	0.79707	0.83165	0.87764	0.93319	0.97709	0.92370
0.15	0.52	0.87941	0.91273	0.95076	0.99082	0.99787	0.90572
0.2	0.73	0.95439	0.98195	1.00940	1.03051	1.00107	0.87422
0.24	0.91	1.00356	1.02185	1.04364	1.04965	0.99434	0.84386
0.3	1.20	1.05462	1.06802	1.07375	1.06312	0.97170	0.79372
0.4	1.74	1.10581	1.10478	1.09406	1.05364	0.91576	0.70856
0.5	2.38	1.12411	1.10989	1.08288	1.02041	0.84878	0.62545
0.6	3.10	1.11842	1.09511	1.05377	0.97196	0.77786	0.54957
0.7	3.91	1.09639	1.06395	1.01223	0.91667	0.70712	0.48274
0.8	4.83	1.06296	1.02366	0.96233	0.85634	0.64016	0.42419
0.9	5.86	1.02079	0.97567	0.90750	0.79642	0.57769	0.37307
1.0	7.00	0.97400	0.92439	0.85217	0.73552	0.52063	0.32874
1.2	9.65	0.87169	0.81689	0.74068	0.62303	0.42244	0.25735
1.5	14.63	0.71915	0.66338	0.58835	0.48098	0.31106	0.18265
2.0	26.00	0.50640	0.45926	0.39859	0.31403	0.19394	0.10962
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	V_m/V_f	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.1-7 (6)　全燃焼度平均組成＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)			
		0%	20%	40%	60%
		100%	80%	60%	40%
0.0032	0.01	0.63017	0.67367	0.69821	0.73938
0.0066	0.02	0.64873	0.68282	0.70616	0.74976
0.01	0.03	0.66296	0.69078	0.71499	0.75868
0.02	0.06	0.69422	0.71318	0.73994	0.78533
0.03	0.09	0.71666	0.73609	0.76500	0.80852
0.04	0.12	0.73797	0.75729	0.78730	0.82961
0.05	0.16	0.75766	0.77803	0.80818	0.84747
0.06	0.19	0.77604	0.79749	0.82760	0.86565
0.08	0.26	0.81259	0.83387	0.86119	0.89473
0.105	0.35	0.85339	0.87298	0.89775	0.92312
0.15	0.52	0.91202	0.92945	0.94531	0.95838
0.2	0.73	0.96302	0.97301	0.98152	0.98220
0.24	0.91	0.99263	0.99653	1.00072	0.99331
0.3	1.20	1.02109	1.02191	1.01655	0.99644
0.4	1.74	1.04709	1.03807	1.02092	0.98545
0.5	2.38	1.04960	1.03362	1.00802	0.95687
0.6	3.10	1.03774	1.01512	0.98146	0.91883
0.7	3.91	1.01552	0.98741	0.94589	0.87467
0.8	4.83	0.98350	0.95223	0.90544	0.82618
0.9	5.86	0.94727	0.91218	0.86087	0.77527
1.0	7.00	0.90673	0.86878	0.81420	0.72464
1.2	9.65	0.81890	0.77841	0.71861	0.62628
1.5	14.63	0.68633	0.64341	0.58515	0.49603
2.0	26.00	0.49324	0.45646	0.40626	0.33323
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.4	0.4	0.3
	V_m/V_f	2.38	1.74	1.74	1.20

表 3.1-7 (7)　低燃焼度平均組成＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)			
		0%	20%	40%	60%
		100%	80%	60%	40%
0.0032	0.01	0.68440	0.73322	0.75835	0.79187
0.0066	0.02	0.70521	0.74157	0.76609	0.79974
0.01	0.03	0.72054	0.75086	0.77459	0.80842
0.02	0.06	0.75363	0.77446	0.79786	0.82966
0.03	0.09	0.77736	0.79468	0.81748	0.84928
0.04	0.12	0.79844	0.81586	0.83728	0.86377
0.05	0.16	0.81563	0.83406	0.85527	0.87799
0.06	0.19	0.83438	0.85115	0.87005	0.89108
0.08	0.26	0.86673	0.88062	0.89676	0.91185
0.105	0.35	0.89934	0.91172	0.92275	0.92903
0.15	0.52	0.94670	0.95193	0.95479	0.94993
0.2	0.73	0.98069	0.97968	0.97584	0.96098
0.24	0.91	0.99959	0.99421	0.98461	0.96278
0.3	1.20	1.01449	1.00507	0.98917	0.96080
0.4	1.74	1.02228	1.00651	0.98311	0.94343
0.5	2.38	1.01340	0.99302	0.96355	0.91532
0.6	3.10	0.99435	0.97034	0.93659	0.87981
0.7	3.91	0.96781	0.94064	0.90237	0.83905
0.8	4.83	0.93640	0.90670	0.86407	0.79551
0.9	5.86	0.90028	0.86821	0.82295	0.75031
1.0	7.00	0.86237	0.82884	0.78130	0.70559
1.2	9.65	0.78102	0.74485	0.69451	0.61575
1.5	14.63	0.65729	0.62013	0.57122	0.49481
2.0	26.00	0.47753	0.44493	0.40167	0.33806
最大となる点	減速材厚さ	0.4	0.4	0.3	0.24
	V_m/V_f	1.74	1.74	1.20	0.91

表 3.1-8 (1)　燃焼度 5.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)	
		0%	10%
		100%	90%
0.0032	0.01	0.73842	0.70588
0.0066	0.02	0.76036	0.72602
0.01	0.03	0.77598	0.74021
0.02	0.06	0.80831	0.77233
0.03	0.09	0.83085	0.79474
0.04	0.12	0.84815	0.81167
0.05	0.16	0.86223	0.82658
0.06	0.19	0.87384	0.83996
0.08	0.26	0.89231	0.85819
0.105	0.35	0.90648	0.87271
0.15	0.52	0.91511	0.88130
0.2	0.73	0.90936	0.87512
0.24	0.91	0.89877	0.86555
0.3	1.20	0.87847	0.84651
0.4	1.74	0.84174	0.80960
0.5	2.38	0.80424	0.77395
0.6	3.10	0.76776	0.74009
0.7	3.91	0.73321	0.70752
0.8	4.83	0.69972	0.67481
0.9	5.86	0.66711	0.64372
1.0	7.00	0.63484	0.61239
1.2	9.65	0.57194	0.55142
1.5	14.63	0.48275	0.46422
2.0	26.00	0.35532	0.33962
最大となる点	減速材厚さ	0.15	0.15
	V_m/V_f	0.52	0.52

表 3.1-8 (2)　燃焼度 15.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01	0.68775	0.65515	0.62190	0.58762	0.55017	0.50829
0.0066	0.02	0.70964	0.67576	0.64060	0.60513	0.56520	0.52127
0.01	0.03	0.72582	0.69062	0.65541	0.61812	0.57782	0.53255
0.02	0.06	0.76268	0.72733	0.69013	0.65186	0.61048	0.56330
0.03	0.09	0.79155	0.75643	0.72005	0.68153	0.64012	0.59458
0.04	0.12	0.81793	0.78424	0.74890	0.71167	0.67188	0.62483
0.05	0.16	0.84490	0.81339	0.77751	0.74114	0.70064	0.65420
0.06	0.19	0.87111	0.83914	0.80566	0.76956	0.72909	0.68181
0.08	0.26	0.92200	0.89038	0.85888	0.82366	0.78223	0.73246
0.105	0.35	0.98100	0.94960	0.91788	0.88181	0.83702	0.78333
0.15	0.52	1.07097	1.04167	1.00529	0.96441	0.91511	0.85419
0.2	0.73	1.15180	1.11987	1.07796	1.03293	0.97498	0.90567
0.24	0.91	1.20323	1.16698	1.12268	1.07231	1.00963	0.93499
0.3	1.20	1.26056	1.21856	1.17117	1.11320	1.04538	0.96178
0.4	1.74	1.31603	1.26804	1.21335	1.14744	1.07098	0.97790
0.5	2.38	1.33768	1.28499	1.22376	1.15284	1.06913	0.97129
0.6	3.10	1.33224	1.27754	1.21221	1.13794	1.05171	0.94969
0.7	3.91	1.31012	1.25147	1.18442	1.10829	1.02058	0.91911
0.8	4.83	1.27503	1.21476	1.14700	1.06975	0.98226	0.87984
0.9	5.86	1.23036	1.16848	1.10086	1.02486	0.93753	0.83776
1.0	7.00	1.17845	1.11732	1.05035	0.97514	0.89013	0.79232
1.2	9.65	1.06316	1.00440	0.94180	0.86989	0.79102	0.70072
1.5	14.63	0.88833	0.83708	0.77799	0.71566	0.64658	0.56959
2.0	26.00	0.63618	0.59431	0.55108	0.50423	0.45167	0.39425
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4	0.4
	V_m/V_f	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74	1.74

表 3.1-8 (3)　燃焼度 24.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01	0.63270	0.60196	0.56950	0.53520	0.49898	0.45819
0.0066	0.02	0.65367	0.62057	0.58639	0.55115	0.51269	0.47107
0.01	0.03	0.66881	0.63532	0.60048	0.56446	0.52464	0.48133
0.02	0.06	0.70296	0.66766	0.63162	0.59490	0.55506	0.51030
0.03	0.09	0.72965	0.69571	0.66023	0.62403	0.58393	0.53925
0.04	0.12	0.75491	0.72115	0.68775	0.65199	0.61335	0.56960
0.05	0.16	0.77884	0.74870	0.71472	0.67943	0.64062	0.59741
0.06	0.19	0.80454	0.77454	0.74209	0.70720	0.66938	0.62398
0.08	0.26	0.85259	0.82378	0.79260	0.75687	0.71894	0.67160
0.105	0.35	0.91038	0.88206	0.84974	0.81412	0.77227	0.72121
0.15	0.52	1.00004	0.97015	0.93529	0.89567	0.84782	0.78808
0.2	0.73	1.08029	1.04684	1.00753	0.96248	0.90714	0.83957
0.24	0.91	1.13318	1.09540	1.05301	1.00269	0.94148	0.86749
0.3	1.20	1.18934	1.14746	1.09971	1.04235	0.97544	0.89257
0.4	1.74	1.24627	1.19941	1.14272	1.07690	0.99995	0.90818
0.5	2.38	1.26929	1.21509	1.15324	1.08184	0.99910	0.90153
0.6	3.10	1.26613	1.20837	1.14242	1.06774	0.98120	0.88104
0.7	3.91	1.24505	1.18460	1.11567	1.03947	0.95188	0.85052
0.8	4.83	1.20992	1.14848	1.07940	1.00139	0.91424	0.81355
0.9	5.86	1.16645	1.10429	1.03493	0.95746	0.87166	0.77335
1.0	7.00	1.11599	1.05339	0.98576	0.90999	0.82512	0.73011
1.2	9.65	1.00470	0.94484	0.88065	0.81090	0.73122	0.64345
1.5	14.63	0.83601	0.78160	0.72471	0.66375	0.59630	0.52140
2.0	26.00	0.59305	0.55456	0.50992	0.46426	0.41457	0.36039
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4	0.4
	V_m/V_f	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74	1.74

表 3.1-8 (4)　燃焼度 33.3GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)				
		0%	10%	20%	30%	40%
		100%	90%	80%	70%	60%
0.0032	0.01	0.58176	0.55029	0.51919	0.48637	0.45012
0.0066	0.02	0.59998	0.56715	0.53455	0.49973	0.46374
0.01	0.03	0.61297	0.58119	0.54670	0.51253	0.47467
0.02	0.06	0.64559	0.61173	0.57723	0.54138	0.50268
0.03	0.09	0.67115	0.63713	0.60460	0.56792	0.53059
0.04	0.12	0.69426	0.66242	0.62928	0.59565	0.55793
0.05	0.16	0.71682	0.68574	0.65541	0.62226	0.58548
0.06	0.19	0.74077	0.71274	0.68113	0.64864	0.61136
0.08	0.26	0.78726	0.75955	0.72954	0.69652	0.65935
0.105	0.35	0.84323	0.81476	0.78416	0.75102	0.71005
0.15	0.52	0.92852	0.90013	0.86580	0.82754	0.78121
0.2	0.73	1.00740	0.97420	0.93620	0.89048	0.83697
0.24	0.91	1.05596	1.01875	0.97521	0.92533	0.86759
0.3	1.20	1.11074	1.07024	1.02084	0.96451	0.89804
0.4	1.74	1.16648	1.11618	1.06120	0.99581	0.92001
0.5	2.38	1.18701	1.13200	1.06978	0.99914	0.91837
0.6	3.10	1.18225	1.12299	1.05829	0.98411	0.89936
0.7	3.91	1.16030	1.10032	1.03231	0.95685	0.86994
0.8	4.83	1.12615	1.06459	0.99540	0.91992	0.83413
0.9	5.86	1.08347	1.02191	0.95383	0.87868	0.79478
1.0	7.00	1.03479	0.97354	0.90680	0.83335	0.75152
1.2	9.65	0.92887	0.87047	0.80787	0.73810	0.66369
1.5	14.63	0.76961	0.71844	0.66270	0.60377	0.53828
2.0	26.00	0.54395	0.50534	0.46376	0.41951	0.37300
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4
	V_m/V_f	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74

表 3.1-8 (5)　燃焼度 40.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)			
		0%	10%	20%	30%
		100%	90%	80%	70%
0.0032	0.01	0.54475	0.51487	0.48440	0.45207
0.0066	0.02	0.56272	0.53119	0.49852	0.46513
0.01	0.03	0.57575	0.54389	0.51038	0.47632
0.02	0.06	0.60464	0.57266	0.53938	0.50438
0.03	0.09	0.62827	0.59720	0.56481	0.53001
0.04	0.12	0.65102	0.62154	0.58967	0.55665
0.05	0.16	0.67499	0.64646	0.61441	0.58200
0.06	0.19	0.69830	0.66921	0.64040	0.60761
0.08	0.26	0.74330	0.71624	0.68594	0.65511
0.105	0.35	0.79707	0.76944	0.73934	0.70596
0.15	0.52	0.87941	0.85143	0.81827	0.77970
0.2	0.73	0.95439	0.92135	0.88422	0.83839
0.24	0.91	1.00356	0.96690	0.92295	0.87222
0.3	1.20	1.05462	1.01366	0.96353	0.90794
0.4	1.74	1.10581	1.05640	0.99971	0.93522
0.5	2.38	1.12411	1.06870	1.00644	0.93769
0.6	3.10	1.11842	1.05991	0.99458	0.92172
0.7	3.91	1.09639	1.03609	0.96828	0.89440
0.8	4.83	1.06296	1.00179	0.93330	0.85916
0.9	5.86	1.02079	0.95948	0.89342	0.81894
1.0	7.00	0.97400	0.91374	0.84722	0.77508
1.2	9.65	0.87169	0.81430	0.75253	0.68557
1.5	14.63	0.71915	0.66994	0.61514	0.55797
2.0	26.00	0.50640	0.46926	0.42959	0.38807
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5
	V_m/V_f	2.38	2.38	2.38	2.38

表 3.1-8 (6)　全燃焼度平均組成＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)			
		0%	10%	20%	30%
		100%	90%	80%	70%
0.0032	0.01	0.63017	0.59704	0.56455	0.53124
0.0066	0.02	0.64873	0.61444	0.58178	0.54645
0.01	0.03	0.66296	0.62867	0.59444	0.55849
0.02	0.06	0.69422	0.65919	0.62246	0.58663
0.03	0.09	0.71666	0.68167	0.64848	0.61088
0.04	0.12	0.73797	0.70449	0.67098	0.63469
0.05	0.16	0.75766	0.72605	0.69268	0.65832
0.06	0.19	0.77604	0.74481	0.71301	0.67862
0.08	0.26	0.81259	0.78285	0.75202	0.71806
0.105	0.35	0.85339	0.82391	0.79312	0.75978
0.15	0.52	0.91202	0.88426	0.85242	0.81585
0.2	0.73	0.96302	0.93211	0.89754	0.85832
0.24	0.91	0.99263	0.96061	0.92291	0.88271
0.3	1.20	1.02109	0.98778	0.94957	0.90376
0.4	1.74	1.04709	1.00920	0.96630	0.91712
0.5	2.38	1.04960	1.01018	0.96383	0.91143
0.6	3.10	1.03774	0.99628	0.94919	0.89453
0.7	3.91	1.01552	0.97128	0.92355	0.86816
0.8	4.83	0.98350	0.94019	0.89154	0.83550
0.9	5.86	0.94727	0.90359	0.85550	0.79900
1.0	7.00	0.90673	0.86338	0.81505	0.76104
1.2	9.65	0.81890	0.77715	0.73176	0.68074
1.5	14.63	0.68633	0.64882	0.60822	0.56196
2.0	26.00	0.49324	0.46415	0.43294	0.39758
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.4
	V_m/V_f	2.38	2.38	1.74	1.74

表 3.1-8 (7)　低燃焼度平均組成＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

減速材厚さ [cm]	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)		
		0%	10%	20%
		100%	90%	80%
0.0032	0.01	0.68440	0.65147	0.61914
0.0066	0.02	0.70521	0.67067	0.63696
0.01	0.03	0.72054	0.68605	0.65084
0.02	0.06	0.75363	0.71739	0.68156
0.03	0.09	0.77736	0.74191	0.70661
0.04	0.12	0.79844	0.76363	0.72730
0.05	0.16	0.81563	0.78286	0.74914
0.06	0.19	0.83438	0.80185	0.76677
0.08	0.26	0.86673	0.83576	0.80273
0.105	0.35	0.89934	0.87063	0.83788
0.15	0.52	0.94670	0.91580	0.88310
0.2	0.73	0.98069	0.95136	0.91602
0.24	0.91	0.99959	0.96879	0.93213
0.3	1.20	1.01449	0.98312	0.94495
0.4	1.74	1.02228	0.98792	0.94921
0.5	2.38	1.01340	0.97902	0.93804
0.6	3.10	0.99435	0.95828	0.91736
0.7	3.91	0.96781	0.93179	0.89101
0.8	4.83	0.93640	0.89967	0.85909
0.9	5.86	0.90028	0.86414	0.82443
1.0	7.00	0.86237	0.82670	0.78625
1.2	9.65	0.78102	0.74686	0.70790
1.5	14.63	0.65729	0.62710	0.59229
2.0	26.00	0.47753	0.45309	0.42643
最大となる点	減速材厚さ	0.4	0.4	0.4
	V_m/V_f	1.74	1.74	1.74

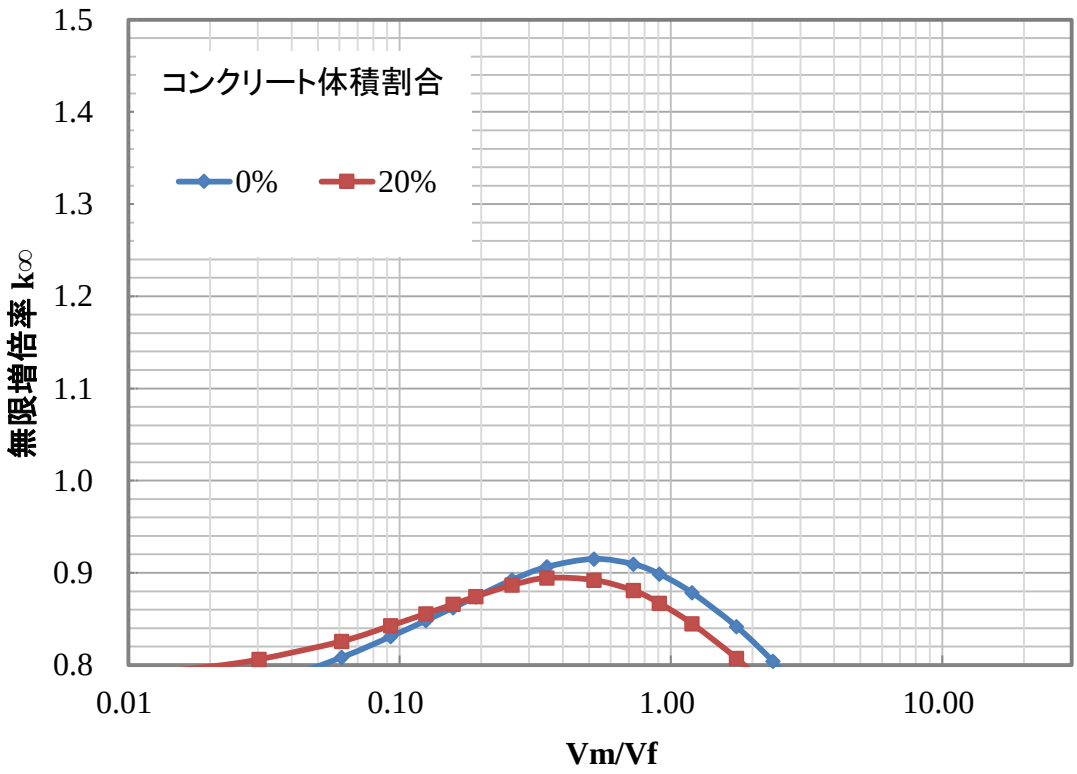


図 3.1-2 (1)　燃焼度 5.2GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

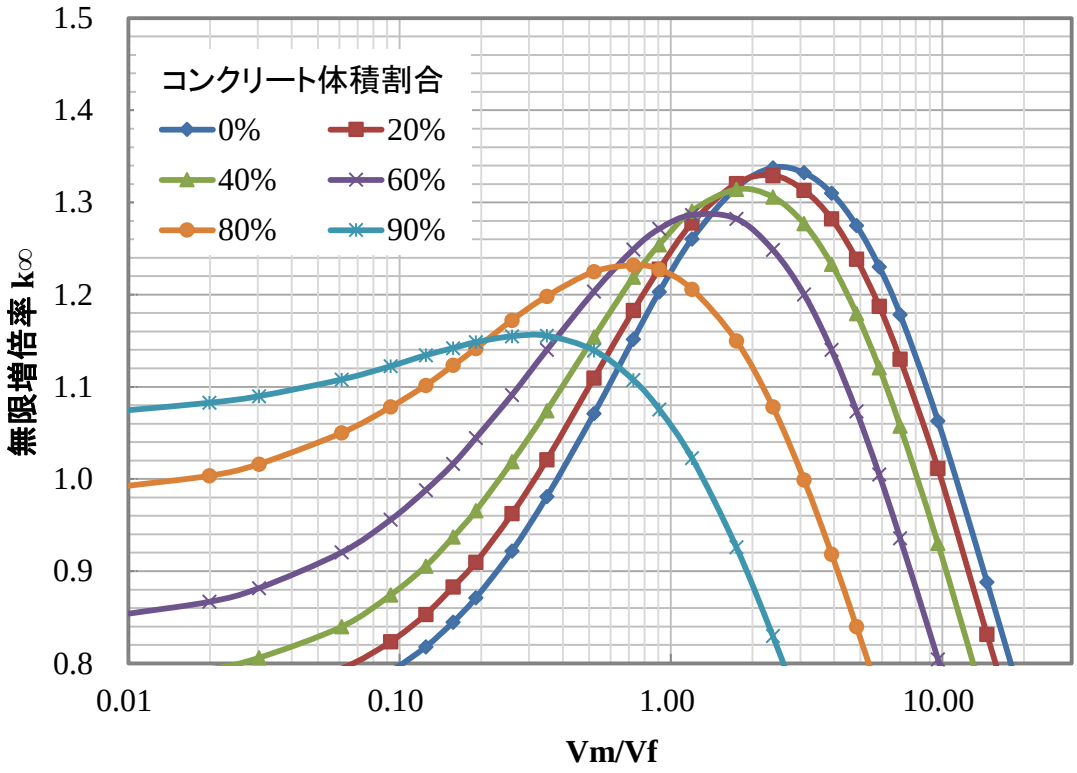


図 3.1-2 (2)　燃焼度 15.2GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

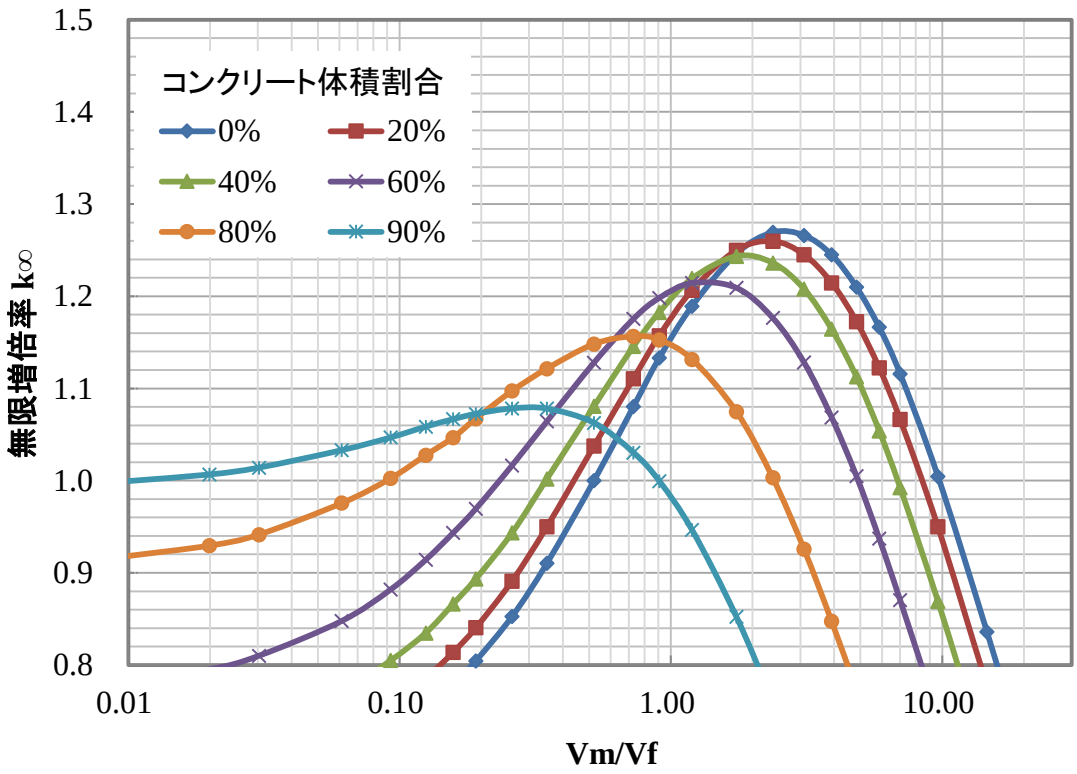


図 3.1-2 (3)　燃焼度 24.2GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

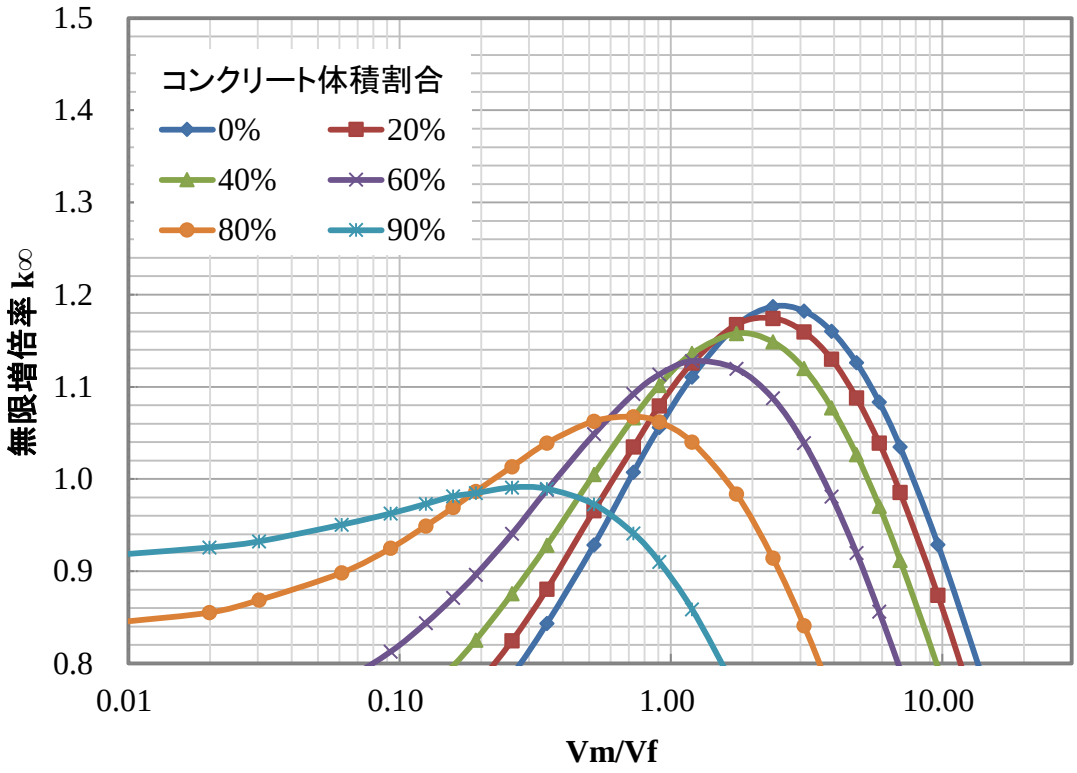


図 3.1-2 (4)　燃焼度 33.3GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

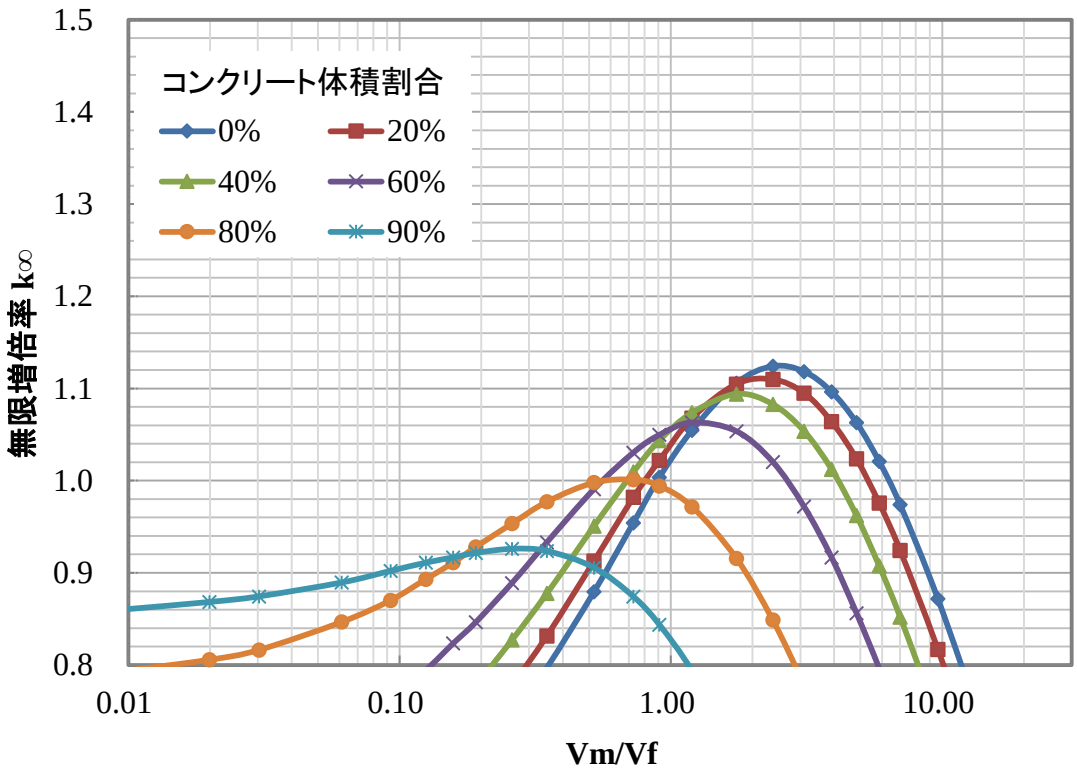


図 3.1-2 (5)　燃焼度 40.2GWd/t 燃焼燃料＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

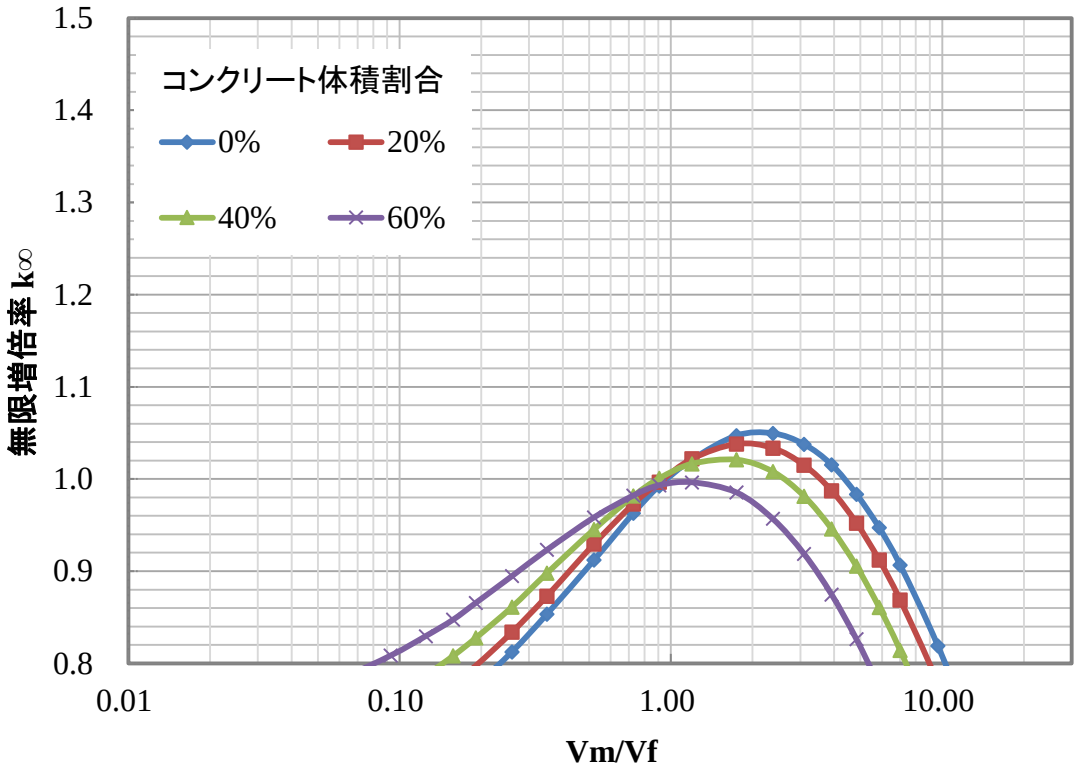


図 3.1-2 (6)　全燃焼度平均組成＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

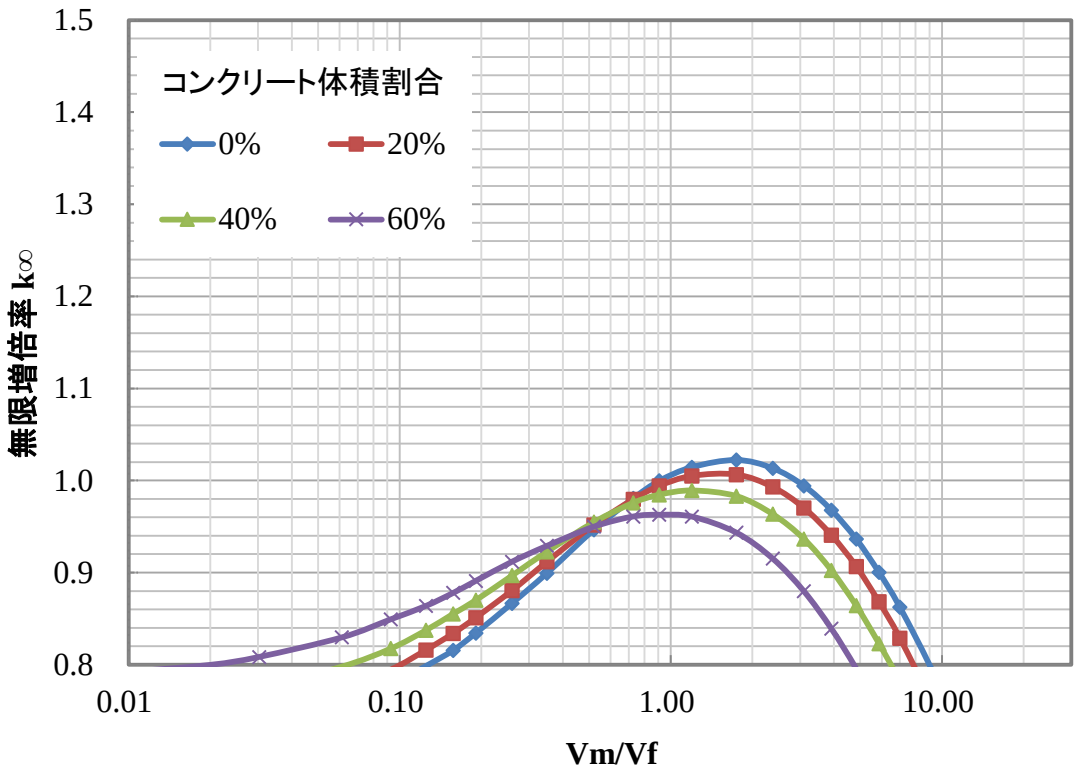


図 3.1-2 (7)　低燃焼度平均組成＋コンクリートの無限増倍率（無限球体系）

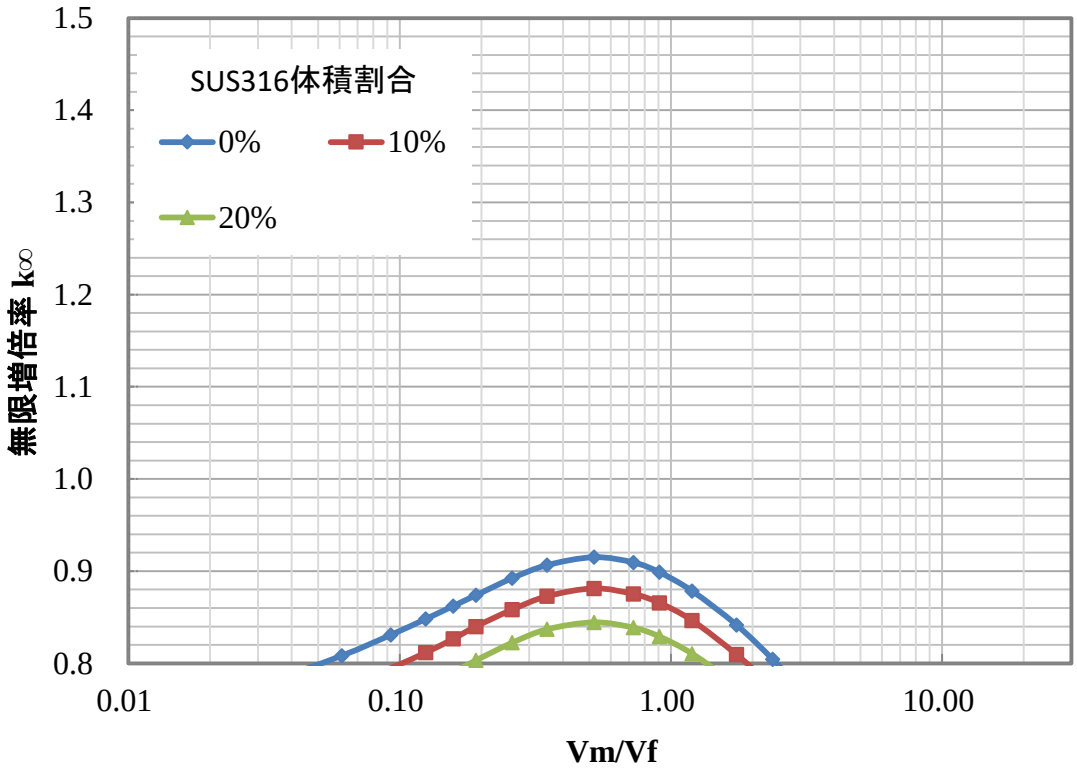


図 3.1-3 (1)　燃焼度 5.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

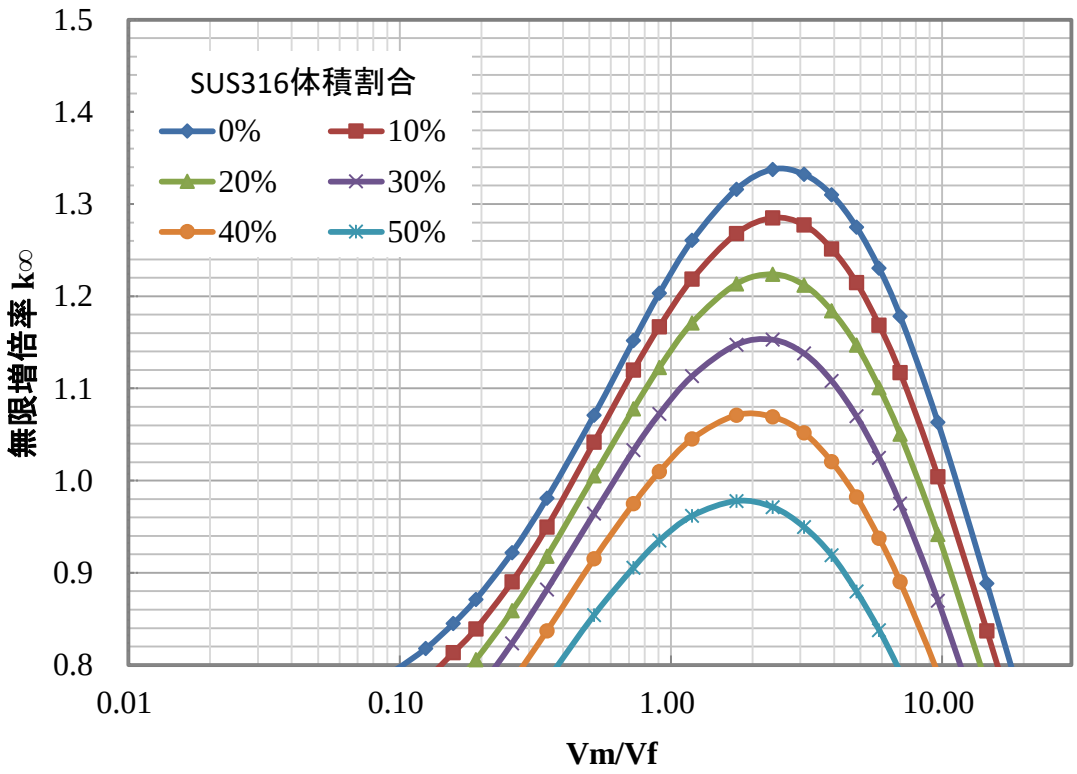


図 3.1-3 (2)　燃焼度 15.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

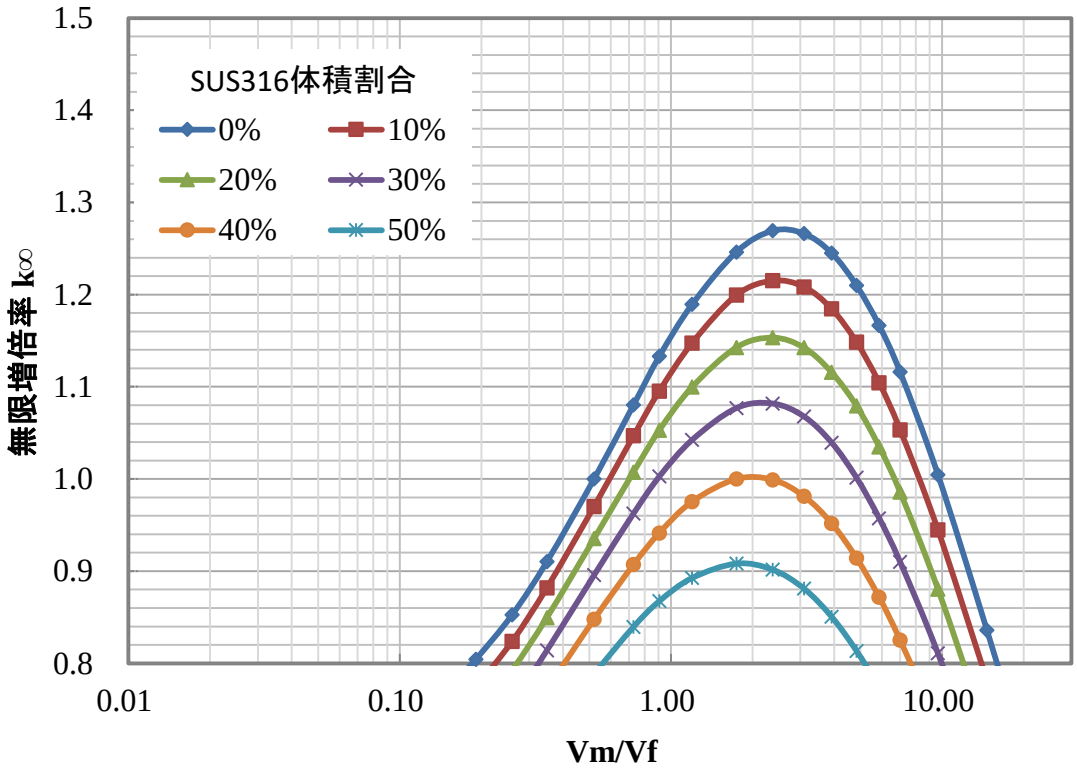


図 3.1-3 (3)　燃焼度 24.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

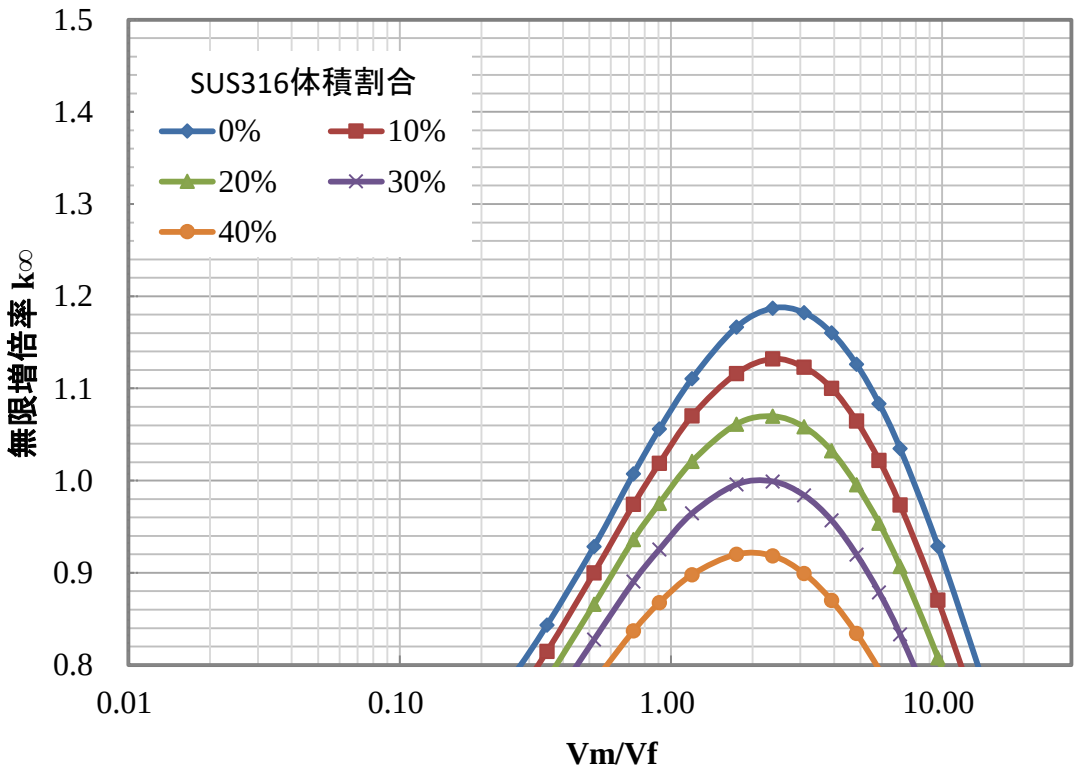


図 3.1-3 (4)　燃焼度 33.3GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

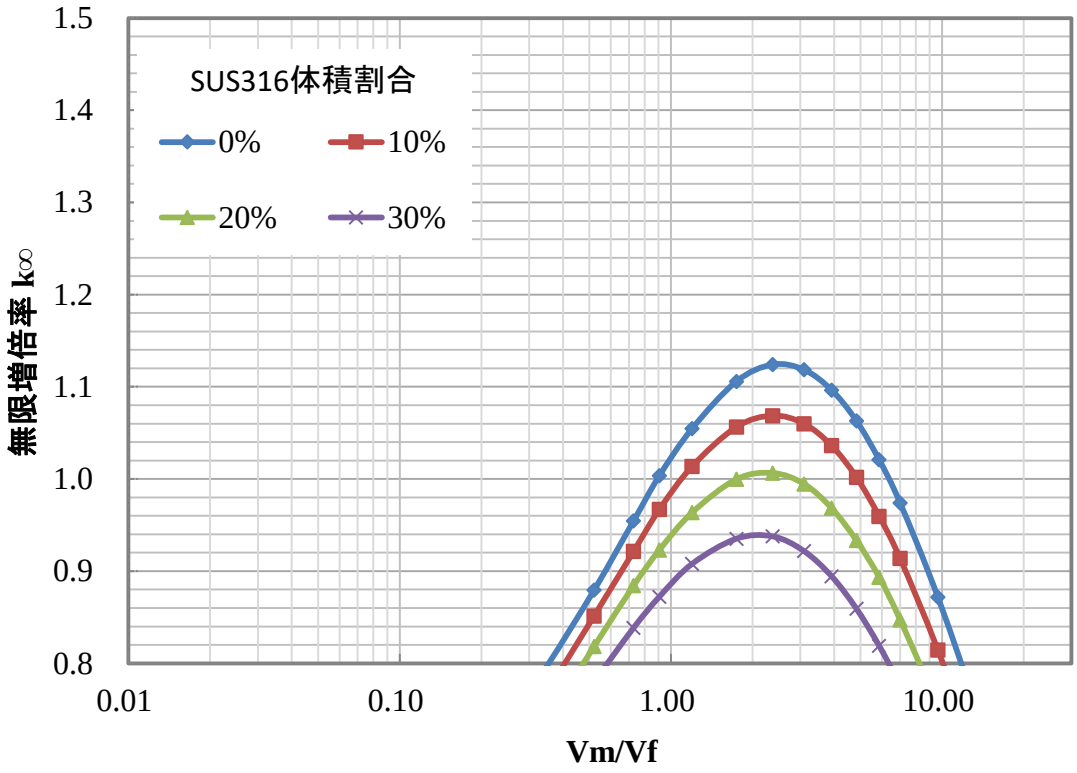


図 3.1-3 (5)　燃焼度 40.2GWd/t 燃焼燃料＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

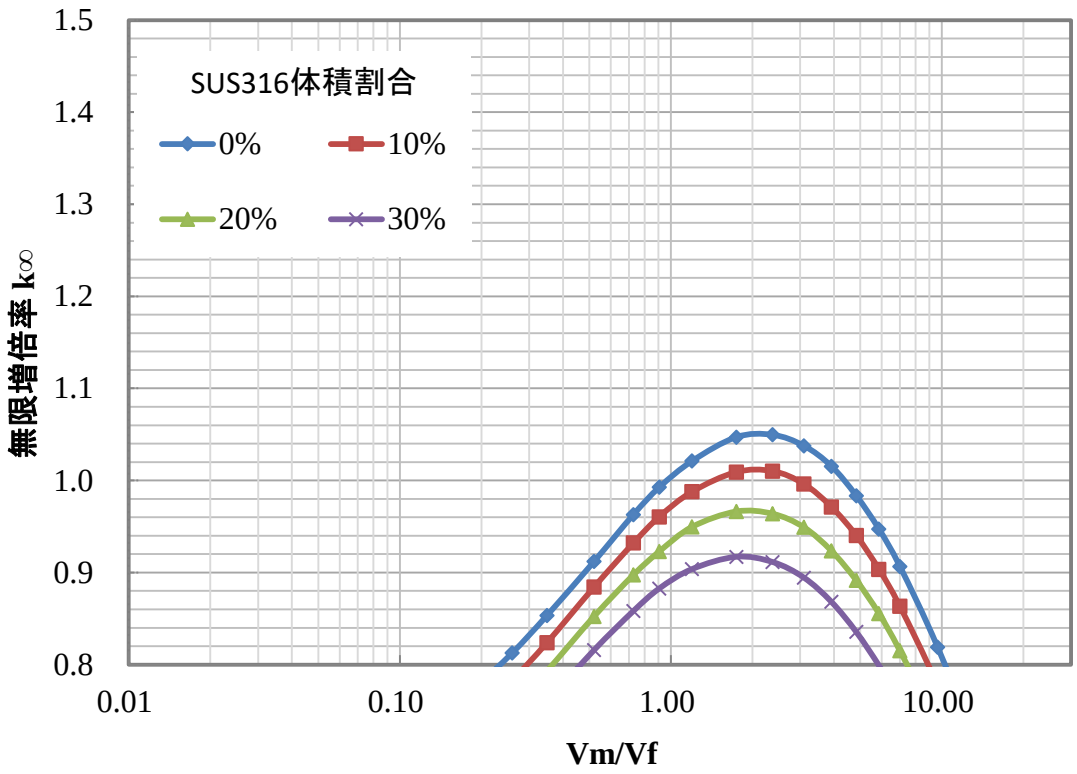


図 3.1-3 (6)　全燃焼度平均組成＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

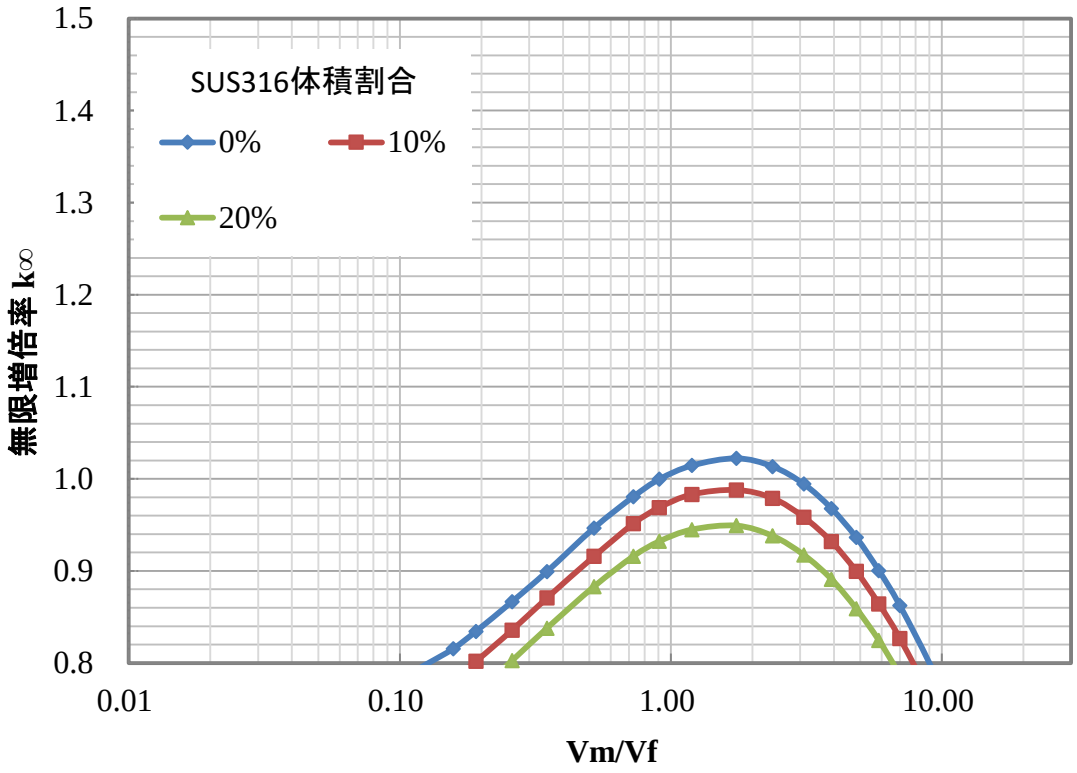


図 3.1-3 (7)　低燃焼度平均組成＋SUS316 の無限増倍率（無限球体系）

(3) 解析結果―冷却水中ホウ素有り

燃料デブリの未臨界を担保する手法の 1 つとして冷却水に可溶性毒物のホウ素を添加することを想定し、必要濃度の目安として $k_\infty = 1$ となる濃度を評価した。計算モデルは図 3.1-1 に示す非均質体系である。用いた計算コードは SRAC-PIJ である。解析結果を表 3.1-9 (1)～(6)、表 3.1-10 (1)～(6) と図 3.1-4 (1)～(6)、図 3.1-5 (1)～(4) に示す。表中の下線は最大値を示す。

コンクリート混合燃料デブリの場合、燃焼度 15.2 GWd/t のケースではコンクリート割合に対して $k_\infty = 1$ となる最小ホウ素濃度はほぼ一定となり、さらにコンクリート割合 90 %の V_m/V_f が小さい領域では、冷却水の量が極端に少ない一方でコンクリートの中性子減速作用により無限増倍率が大きいため、$k_\infty = 1$ となるホウ素濃度が非現実的に大きな値となる。燃焼度 24.2 GWd/t 以上のケースでは、V_m/V_f が小さい領域における無限増倍率が比較的小さいことからこのような現象は見られず、コンクリート割合の増加に伴い $k_\infty = 1$ となる最小ホウ素濃度は低下する。また、ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリの場合は、SUS316 割合の増加に伴い $k_\infty = 1$ となる最小ホウ素濃度は単調に低下する。

表 3.1-9 (1)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						16031.0
0.0066	0.02					1400.0	8586.0
0.01	0.03					2637.2	6138.0
0.02	0.06					3493.0	3632.4
0.03	0.09					3500.0	2701.6
0.04	0.12					3342.6	2179.4
0.05	0.16				1028.4	3144.9	1830.8
0.06	0.19				2009.3	2943.1	1574.1
0.08	0.26			964.0	2877.5	2570.9	1211.3
0.10	0.33		610.0	2422.5	3115.9	2249.2	960.4
0.11	0.35		1124.5	2636.8	3129.1	2177.4	908.8
0.15	0.52	2793.6	3282.3	3369.7	2905.0	1638.8	563.3
0.20	0.73	3806.0	3629.9	3213.5	2459.8	1216.5	324.9
0.24	0.91	3840.5	3466.2	2915.3	2118.8	965.3	191.4
0.30	1.20	3498.5	3031.1	2439.9	1681.6	681.1	47.2
0.40	1.74	2739.3	2292.2	1768.3	1139.5	361.6	
0.50	2.38	2081.7	1703.7	1270.6	765.3	153.6	
0.60	3.10	1512.8	1216.4	878.5	482.2	4.6	
0.70	3.91	1123.9	883.5	608.4	287.1		
0.80	4.83	828.3	630.7	404.8	141.3		
0.90	5.86	600.0	436.2	248.5	29.8		
1.00	7.00	421.3	284.0	127.0			
1.20	9.65	140.6	47.7				
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-9 (2)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						300.0
0.0066	0.02						891.0
0.01	0.03						1039.0
0.02	0.06						1073.4
0.03	0.09					217.0	992.3
0.04	0.12					876.4	897.8
0.05	0.16					1173.6	807.2
0.06	0.19					1303.3	723.5
0.08	0.26				548.0	1349.2	578.5
0.10	0.33				1271.7	1281.4	458.9
0.11	0.35			96.0	1377.7	1257.5	432.5
0.15	0.52	65.0	1054.5	1655.1	1720.0	1014.0	238.9
0.20	0.73	1882.7	2054.7	1992.6	1610.0	765.6	89.9
0.24	0.91	2323.8	2216.6	1942.2	1436.9	601.3	1.4
0.30	1.20	2381.8	2103.3	1712.3	1167.7	404.3	
0.40	1.74	2006.3	1676.9	1279.3	790.6	171.1	
0.50	2.38	1563.2	1265.1	920.0	511.1	13.5	
0.60	3.10	1141.7	899.3	620.1	293.0		
0.70	3.91	841.1	638.9	408.1	139.5		
0.80	4.83	605.5	437.3	245.5	22.9		
0.90	5.86	420.8	279.7	119.4			
1.00	7.00	274.6	155.7	19.9			
1.20	9.65	42.6					
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-9 (3)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26					195.2	
0.10	0.33					351.9	
0.11	0.35					371.5	
0.15	0.52			126.3	613.6	395.7	
0.20	0.73	186.0	625.8	853.0	788.9	310.5	
0.24	0.91	933.9	1046.6	1008.7	765.1	230.1	
0.30	1.20	1312.9	1202.6	992.5	649.4	118.6	
0.40	1.74	1267.9	1052.2	778.8	428.9		
0.50	2.38	1024.1	806.6	550.3	243.4		
0.60	3.10	742.9	557.1	342.7	90.8		
0.70	3.91	529.7	371.0	190.1			
0.80	4.83	356.7	222.7	70.4			
0.90	5.86	218.2	104.7				
1.00	7.00	107.0	9.9				
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-9 (4)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73				260.0		
0.24	0.91		302.4	407.9	327.0		
0.30	1.20	623.0	615.7	520.3	307.0		
0.40	1.74	778.0	635.5	443.7			
0.50	2.38	658.6	495.6	300.3			
0.60	3.10	469.1	323.0				
0.70	3.91	314.3					
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-9 (5)　コンクリート混合燃料デブリ（全燃焼度平均組成）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73						
0.24	0.91						
0.30	1.20	322.8	260.0				
0.40	1.74	453.3	308.4				
0.50	2.38	352.2	208.8				
0.60	3.10						
0.70	3.91						
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-9 (6)　コンクリート混合燃料デブリ（低燃焼度平均組成）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合（上段：コンクリート、下段：燃焼燃料）					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73						
0.24	0.91						
0.30	1.20	236.1					
0.40	1.74	238.6					
0.50	2.38						
0.60	3.10						
0.70	3.91						
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (1)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52	2793.6	1449.6	213.0			
0.20	0.73	3806.0	2713.3	1666.3	641.1		
0.24	0.91	3840.5	2899.2	1984.1	1076.6	164.5	
0.30	1.20	3498.5	2734.7	1979.9	1223.8	459.3	
0.40	1.74	2739.3	2179.4	1618.9	1053.5	478.5	
0.50	2.38	2081.7	1657.0	1229.8	796.7	354.3	
0.60	3.10	1512.8	1193.4	869.7	538.9	200.3	
0.70	3.91	1123.9	872.0	614.9	351.7	81.5	
0.80	4.83	828.3	624.8	416.9	203.7		
0.90	5.86	600.0	433.2	262.3	86.9		
1.00	7.00	421.3	282.6	140.5			
1.20	9.65	140.6	45.5				
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (2)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52	65.0					
0.20	0.73	1882.7	1016.5	182.6			
0.24	0.91	2323.8	1551.8	795.5	41.6		
0.30	1.20	2381.8	1732.3	1089.0	441.8		
0.40	1.74	2006.3	1514.6	1022.6	524.1	17.1	
0.50	2.38	1563.2	1184.4	802.4	414.1	18.3	
0.60	3.10	1141.7	852.0	557.8	258.0		
0.70	3.91	841.1	609.4	374.1	133.9		
0.80	4.83	605.5	417.8	226.1	30.3		
0.90	5.86	420.8	265.9	108.0			
1.00	7.00	274.6	145.4	12.8			
1.20	9.65	42.6					
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (3)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73	186.0					
0.24	0.91	933.9	306.3				
0.30	1.20	1312.9	768.8	226.9			
0.40	1.74	1267.9	844.1	418.1			
0.50	2.38	1024.1	691.1	355.5	15.2		
0.60	3.10	742.9	485.1	224.1			
0.70	3.91	529.7	322.5	112.4			
0.80	4.83	356.7	187.8	15.9			
0.90	5.86	218.2	78.4				
1.00	7.00	107.0					
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (4)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73						
0.24	0.91						
0.30	1.20	623.0					
0.40	1.74	778.0	397.5				
0.50	2.38	658.6	357.2				
0.60	3.10	469.1	233.8				
0.70	3.91	314.3					
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (5)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（全燃焼度平均組成）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73						
0.24	0.91						
0.30	1.20	322.8					
0.40	1.74	453.3					
0.50	2.38	352.2					
0.60	3.10						
0.70	3.91						
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

表 3.1-10 (6)　ステンレス鋼 SUS316 混合燃料デブリ（低燃焼度平均組成）
が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度（単位: ppm）

減速材厚さ (cm)	V_m/V_f	燃料球中の燃焼燃料と SUS316 の体積割合（上段：SUS316、下段：燃焼燃料）					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01						
0.0066	0.02						
0.01	0.03						
0.02	0.06						
0.03	0.09						
0.04	0.12						
0.05	0.16						
0.06	0.19						
0.08	0.26						
0.10	0.33						
0.11	0.35						
0.15	0.52						
0.20	0.73						
0.24	0.91						
0.30	1.20	236.1					
0.40	1.74	238.6					
0.50	2.38						
0.60	3.10						
0.70	3.91						
0.80	4.83						
0.90	5.86						
1.00	7.00						
1.20	9.65						
1.50	14.63						
2.00	26.00						

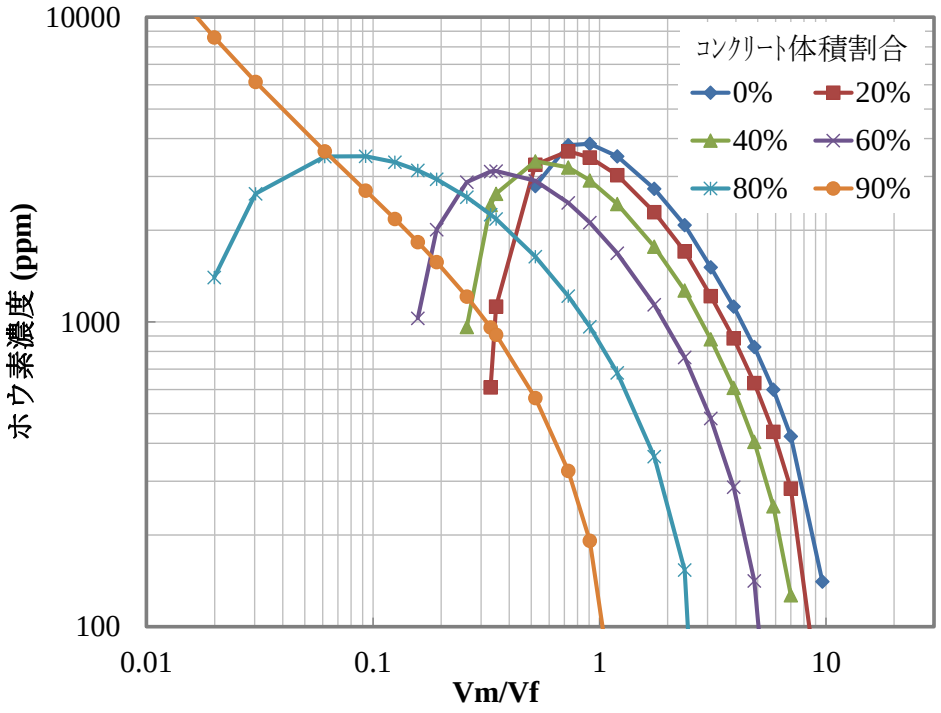


図 3.1-4 (1)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

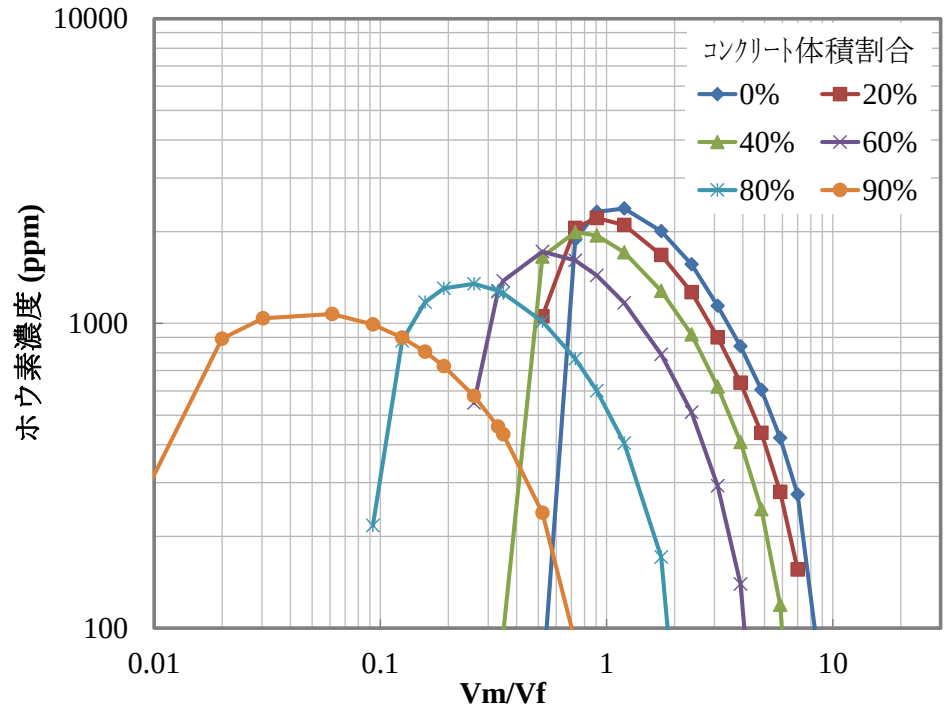


図 3.1-4 (2)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

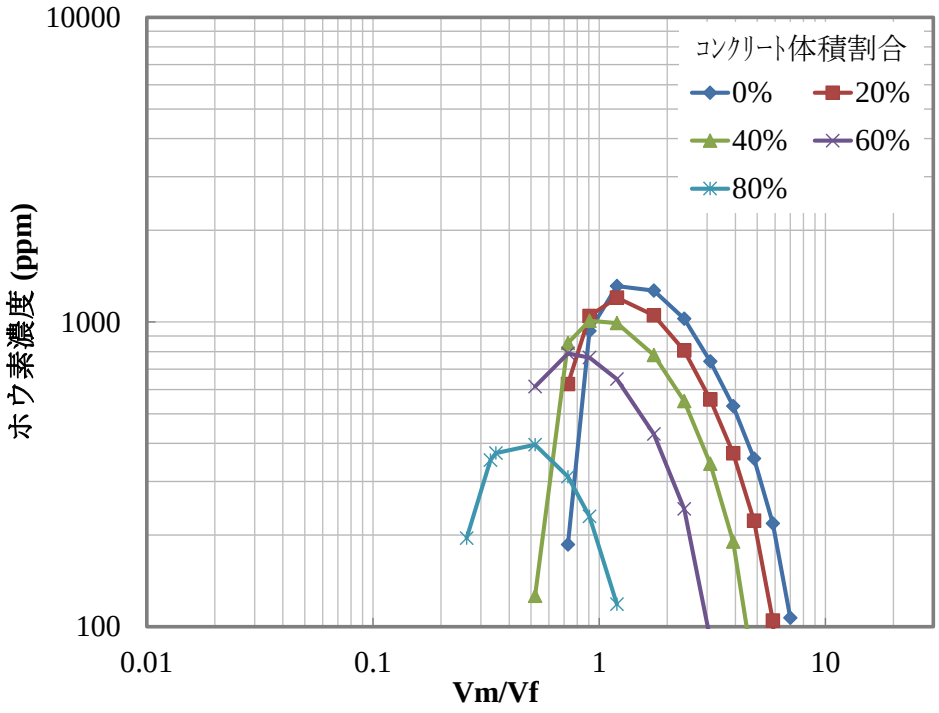


図 3.1-4 (3)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

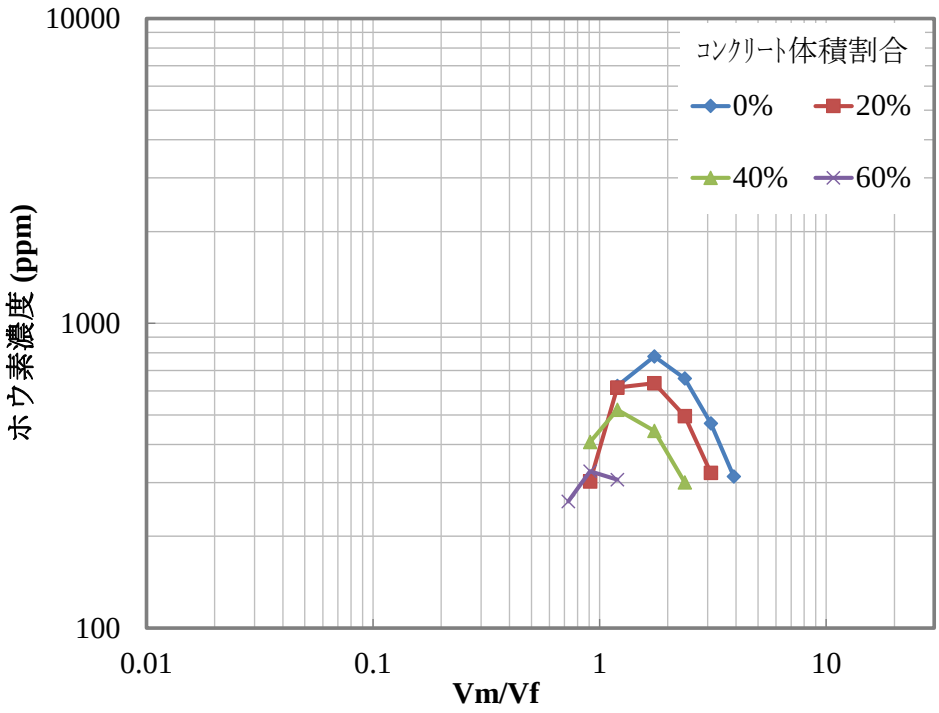


図 3.1-4 (4)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

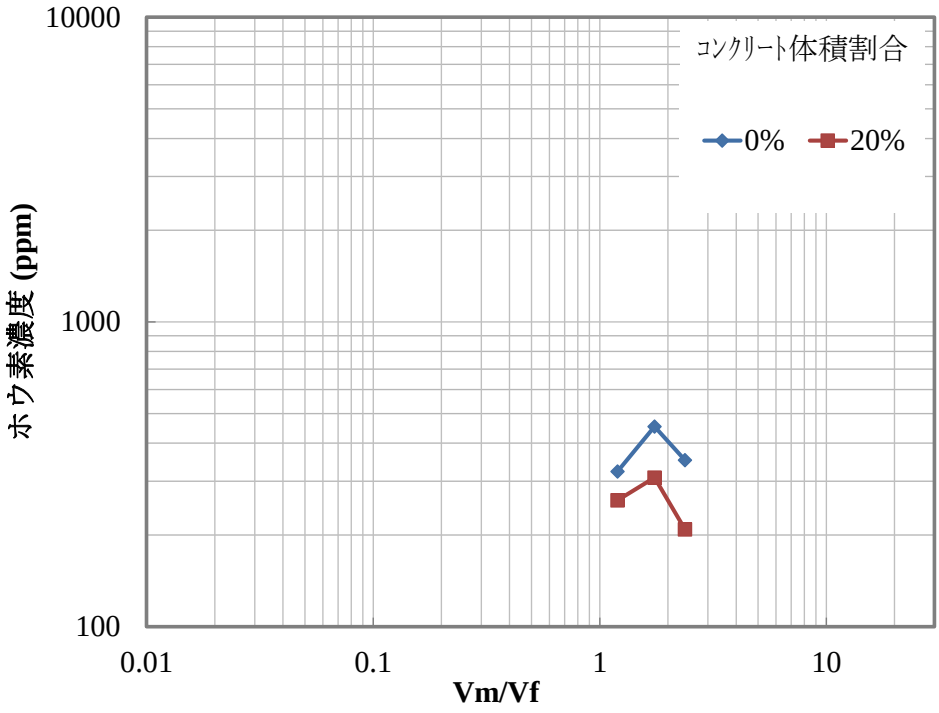


図 3.1-4 (5)　コンクリート混合燃料デブリ（全燃焼度平均組成）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

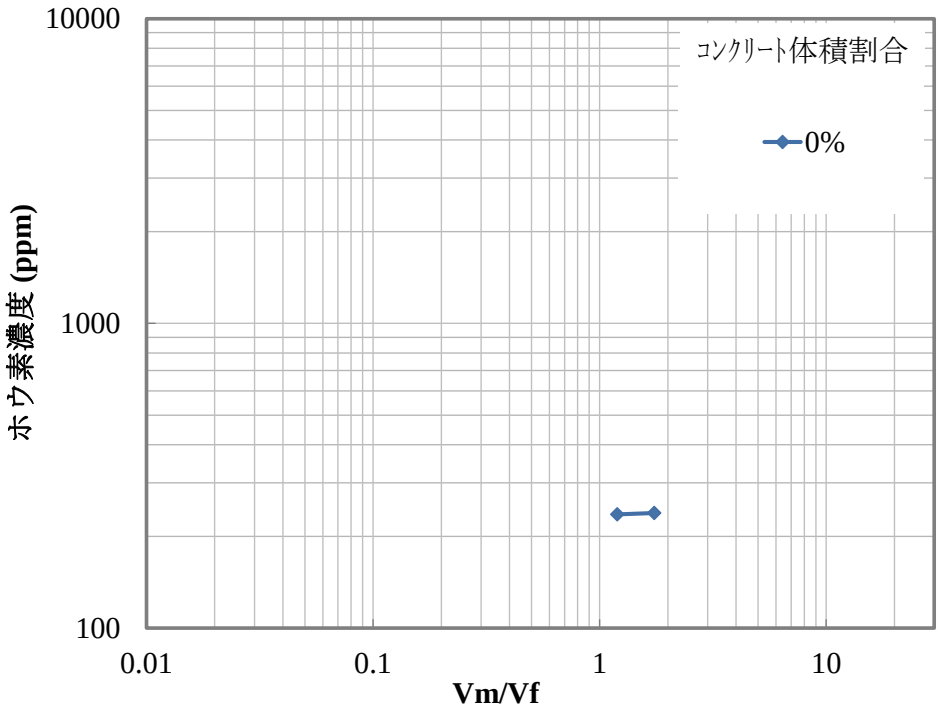


図 3.1-4 (6)　コンクリート混合燃料デブリ（低燃焼度平均組成）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

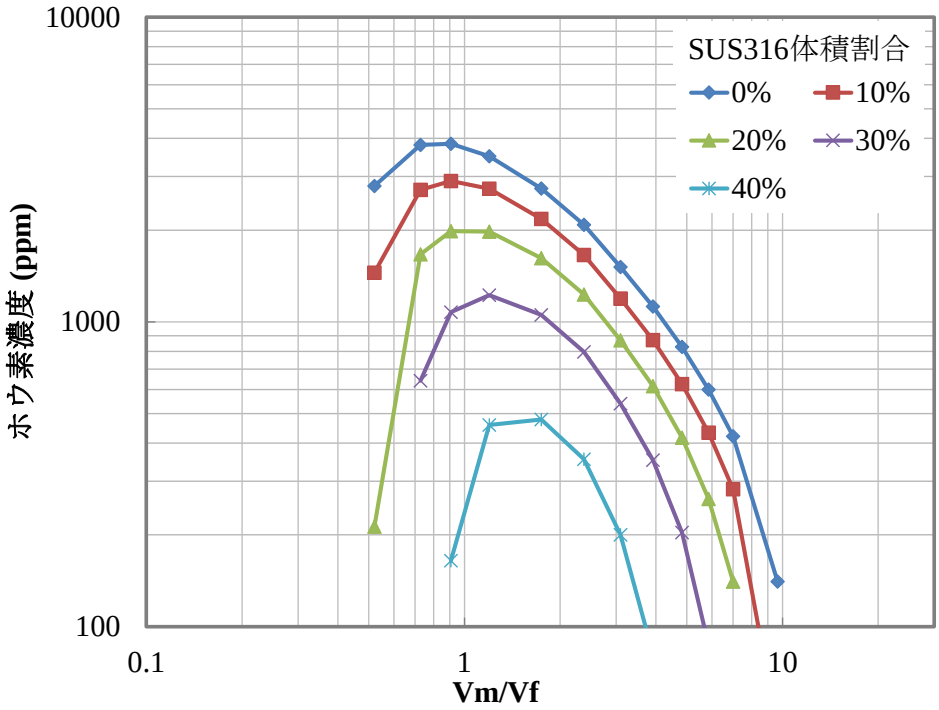


図 3.1-5 (1)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

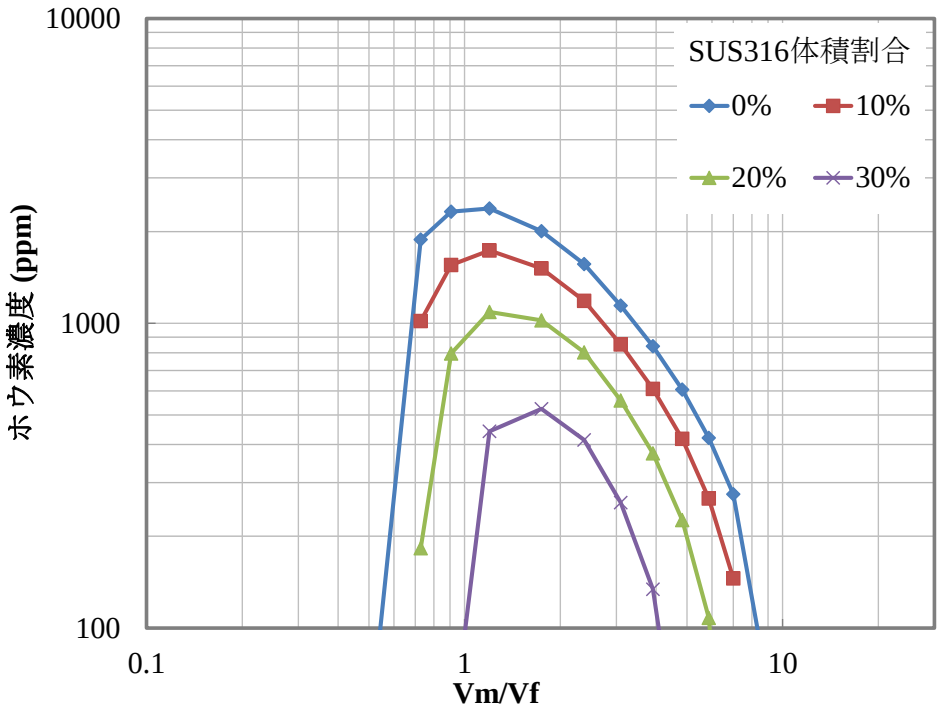


図 3.1-5 (2)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

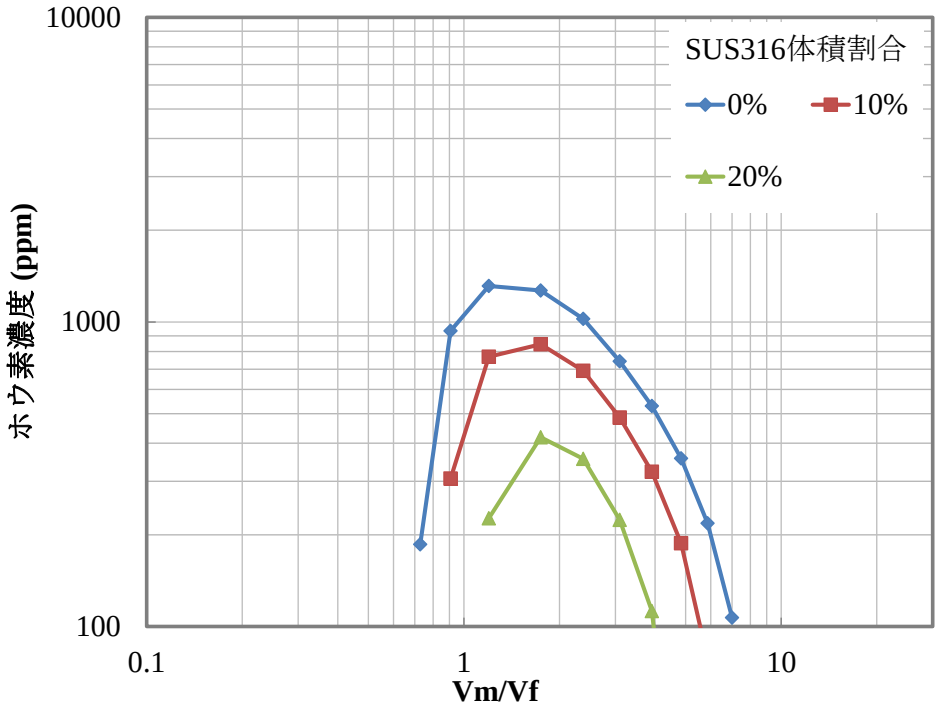


図 3.1-5 (3)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

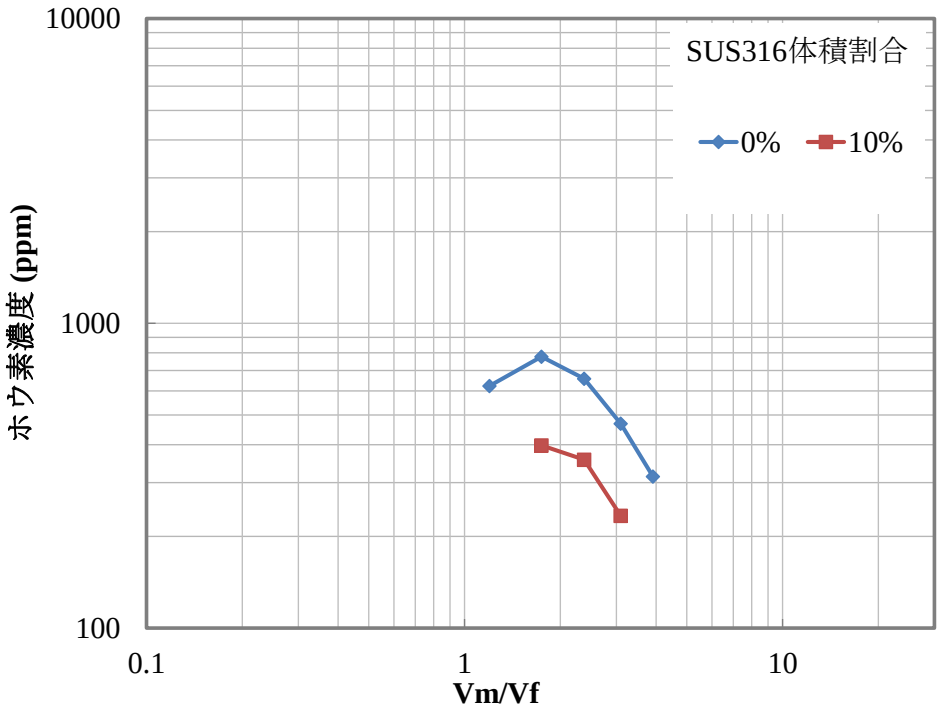


図 3.1-5 (4)　コンクリート混合燃料デブリ（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）が $k_\infty = 1$ となる冷却水中ホウ素濃度

3.1.3 まとめ

燃焼燃料と水､及びコンクリートもしくはステンレス鋼SUS316から成る非均質球体系のk_∞を燃焼燃料の燃焼度毎に系統的に算出した。燃料として、異なる燃焼度の STEP3 燃料集合体平均組成及びそれらの平均の組成を含めた 7 ケースを採りあげた。パラメータとして、水と燃料デブリの体積比及び燃料デブリ中のコンクリート体積割合､SUS316 体積割合を変化させた。この結果、3.3 節で述べる臨界量解析を行う条件範囲（$k_\infty > 1$）を定めた。

さらに水に可溶性中性子毒物としてホウ素を加えることにより未臨界を担保することを想定し、同じ 7 ケースの燃料に対して $k_\infty = 1$ となるホウ素濃度を系統的に算出した。

3.2 燃焼度依存燃料デブリの臨界量解析

3.2.1 目的及び概要

(1) 目的

燃焼燃料とコンクリートもしくはステンレス鋼の混合燃料デブリの水中における臨界管理に資するため、3.1 節の解析で明らかとなった $k_\infty > 1$ となる条件において、燃焼燃料とコンクリートもしくはステンレス鋼 SUS316 の混合燃料デブリの水中における臨界量を明らかにした。

(2) 概要

非均質体系としてモデル化した水中の燃焼燃料とコンクリートもしくはステンレス鋼 SUS316 の混合燃料デブリについて、3.1 節の解析で明らかとなった $k_\infty > 1$ となる条件において、系統的に臨界量を求めた。計算体系は球、無限円柱、無限平板の 3 種類で、いずれの体系も水中に燃焼燃料とコンクリートもしくは SUS316 の均質混合球を配列させた非均質の燃料領域の周りに水反射体を設けた体系とした。解析対象の燃焼燃料は 3.1 節と同様であるが、燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料のケースはいかなる V_m/V_f においても無限増倍率が 1 を下回ったため、解析対象から除外した。

燃焼燃料とコンクリートもしくは SUS316 から成る燃料デブリの臨界特性を特徴づけるパラメータとして、3.1 節と同様、燃焼燃料の燃焼度、燃料デブリ中のコンクリートもしくは SUS316 の体積割合並びに V_m/V_f を用いる。使用した計算コードと核データは MVP と JENDL-4.0 である。

3.2.2 臨界量解析

(1) 解析条件

コンクリートもしくは SUS316 の混合燃料デブリと水の非均質体系で、V_m/V_f を変化させながら系統的に臨界量を計算した。計算体系は、30 cm 厚の水反射体がある球形状、無限円柱形状、無限平板形状の 3 種類とした。水反射体の内部に位置する燃料領域には、水中に半径 1 cm の燃料デブリ球が図 3.2-1 に示す面心立方格子（FCC : Face Centered Cubic lattice）の格子構造で配列しているものとした。P は FCC 単位セル（立方体）の一辺の長さであり、この単位セルの中に燃料デブリ球が体積にして 4 個分存在している。このような非均質な構造を持つ燃料領域を、球、無限円柱、無限平板の各形状で区切り、その周りに 30 cm 厚の水反射体を設けた体系を計算体系としている。なお、FCC 構造の充填率は最大で約 74% であることから、V_m/V_f は約 0.34 で最小値をとる。そのため、臨界量の計算は V_m/V_f が約 0.34 を超える範囲のみで行った。

臨界量の解析では、上記のパラメータを組み合わせた各条件において燃料領域の寸法を変化させて中性子実効増倍率（k_{eff}）が 1 となる値を求めた。ここで言う寸法とは、球体系の場合は半径、無限円柱体系の場合は円柱の直径、無限平板体系の場合は平板厚さである。解析で得られた寸法の変化と k_{eff} の変化の関係に 3 次関数であてはめ、内挿することにより $k_{eff} = 1$ となる寸法を求めた。

実効増倍率の計算には、無限増倍率の計算と同様に MVP と JENDL-4.0 の組み合わせを用いた。MVP での計算モデル図の一例（$V_m/V_f = 2.375$）を、図 3.2-2（球モデル）、図 3.2-3（無限円柱モデル）、図 3.2-4（無限平板モデル）に示す。

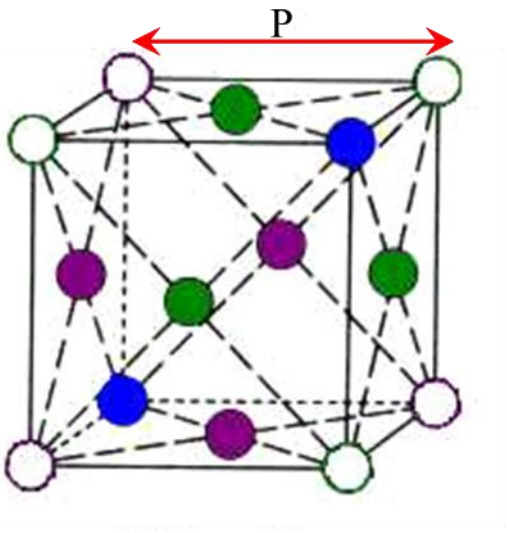
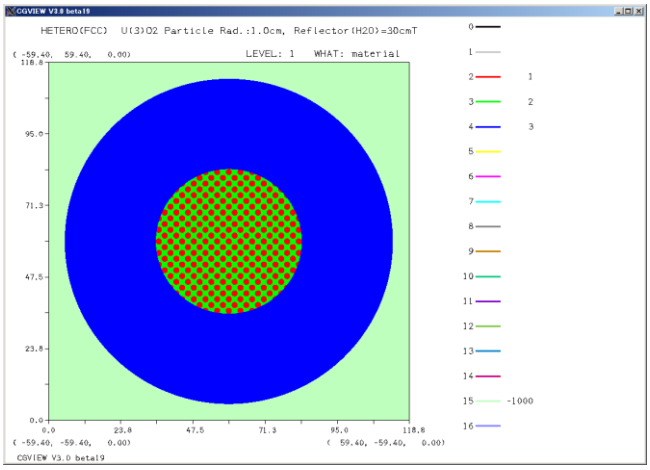
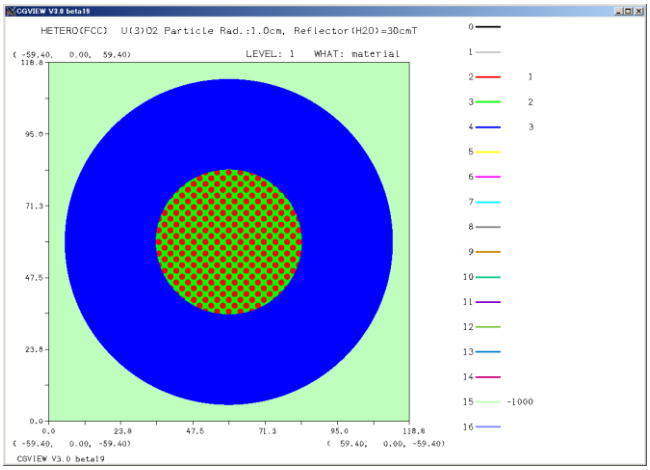


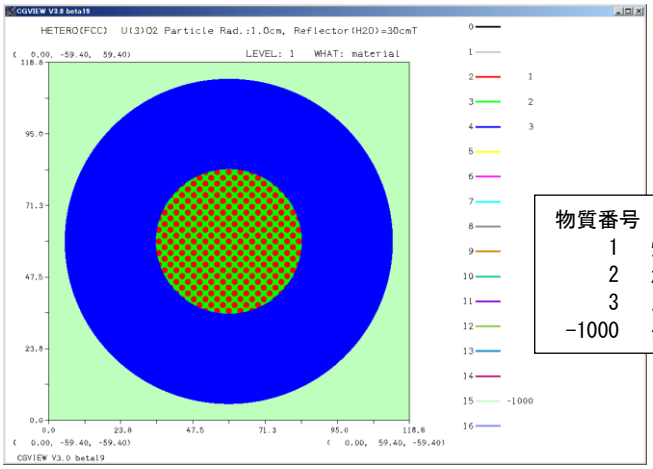
図 3.2-1　燃料領域の非均質体系モデル



(a) X-Y 断面図（Z = 0.0 cm）

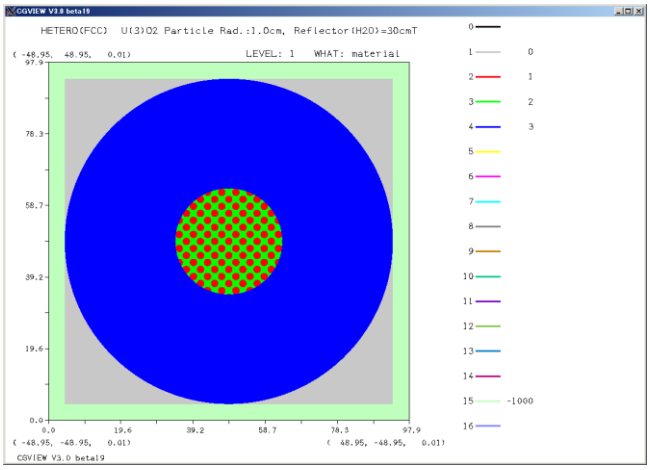


(b) X-Z 断面図 (Y=0.0)

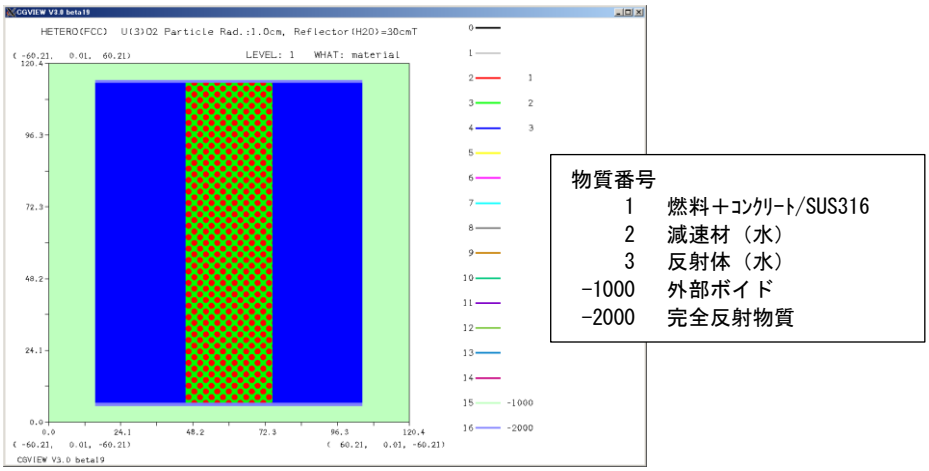


(c) Y-Z 平面図 (X=0.0)

図 3.2-2　非均質球体系 MVP 計算モデル図（V_m/V_f = 2.375）

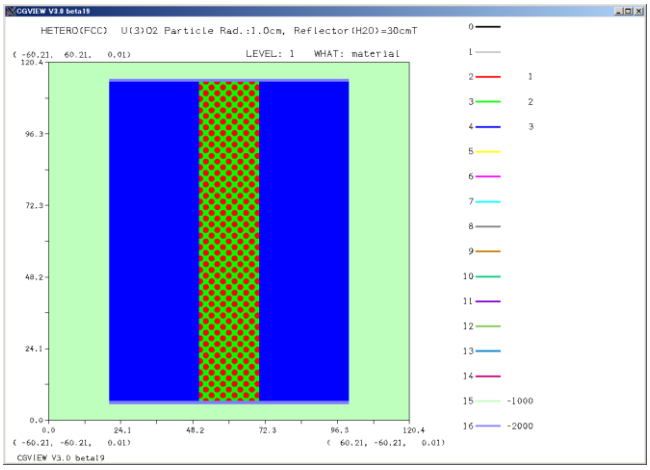


(a) X-Y 断面図（Z = 0.0 cm）

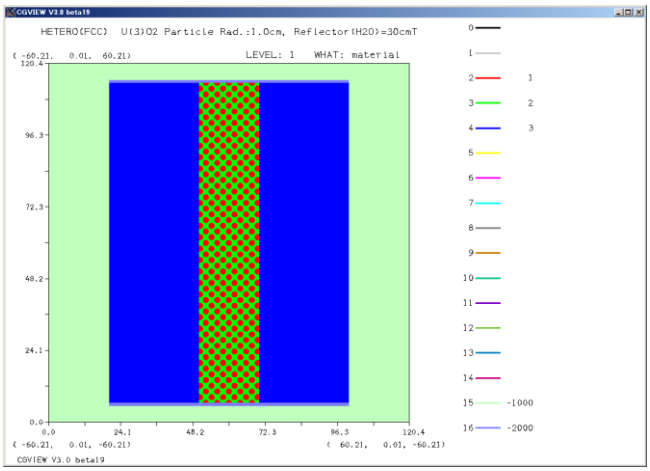


(b) X-Z 断面図（Y=0.0）

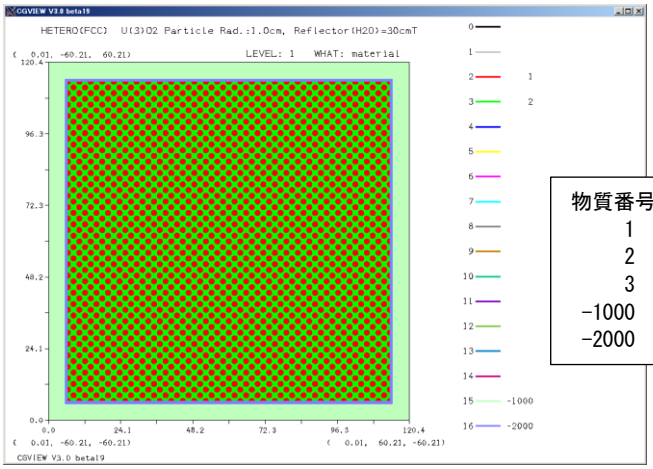
図 3.2-3　非均質無限円柱体系 MVP 計算モデル図（V_m/V_f = 2.375）



(a) X-Y 断面図（Z = 0.0 cm）



(b) X-Z 断面図（Y=0.0）



物質番号	
1	燃料＋ｺﾝｸﾘｰﾄ/SUS316
2	減速材（水）
3	反射体（水）
-1000	外部ボイド
-2000	完全反射物質

(c) Y-Z 断面図（X = 0.0 cm）

図 3.2-4　非均質-無限平板体系 MVP 計算モデル図（V_m/V_f = 2.375）

(2) 解析結果

① 球体系

球体系の臨界量解析結果を燃料の種類、混合物の種類（コンクリート、SUS316）毎に表 3.2-1 (1)～(6)、表 3.2-2 (1)～(5) に示す。低燃焼度平均組成の SUS316 混合燃料デブリのケースでは SUS316 割合 10%以上で無限増倍率が 1 を下回ったため、SUS316 混合燃料デブリの臨界量解析結果は省略されている。

表中の「球半径」は解析により得られた臨界となる燃料領域の半径であり、「球体積」は「球半径」の解析結果から導出されたものである。この体積と V_m/V_f を用いて燃料領域中の燃料部分の体積が得られ、それに解析に用いた原子個数密度及び原子量を乗じることで「燃料質量」が求められている。

図 3.2-5 (1)～(6)、図 3.2-6 (1)～(5) には臨界半径を、図 3.2-7 (1)～(6)、図 3.2-8 (1)～(5) には臨界質量をそれぞれ示す。

② 無限円柱体系・無限平板体系

無限円柱体系の臨界直径の解析結果を混合物の種類（コンクリート、SUS316）毎に表 3.2-3 (1)、表 3.2-3 (2)及び図 3.2-9 (1)、図 3.2-9 (2)に示す。また、無限平板体系の臨界厚さの解析結果も同様に表 3.2-4 (1)、表 3.2-4 (2)及び図 3.2-10 (1)、図 3.2-10 (2)に示す。解析対象とした V_m/V_f は最適減速条件、すなわち、3.1 節の解析で k_∞ が最大となった V_m/V_f（表 3.2-6、表 3.2-7 に下線を付した k_∞ の V_m/V_f）である。

表 3.2-1 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料、コンクリート割合: 0 ~ 40 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
15.2	0	0.521	60.6	934.0	6525.5
15.2	0	0.728	40.1	270.5	1663.5
15.2	0	0.907	33.8	162.2	903.9
15.2	0	1.197	28.8	100.4	485.8
15.2	0	1.744	25.3	67.9	263.1
15.2	0	2.375	24.2	59.5	187.3
15.2	0	3.096	24.4	60.6	157.2
15.2	0	3.913	25.4	69.0	149.2
15.2	0	4.832	27.4	86.5	157.5
15.2	0	5.859	30.5	119.2	184.7
15.2	0	7.000	35.5	187.8	249.4
15.2	0	9.648	64.1	1100.7	1098.4
15.2	20	0.349	106.5	5063.8	31903.9
15.2	20	0.521	51.0	554.5	3099.3
15.2	20	0.728	37.5	220.4	1084.2
15.2	20	0.907	32.6	145.1	647.1
15.2	20	1.197	28.6	98.2	379.8
15.2	20	1.744	25.9	72.7	225.2
15.2	20	2.375	25.2	67.2	169.4
15.2	20	3.096	25.8	72.0	149.4
15.2	20	3.913	27.4	86.3	149.4
15.2	20	4.832	30.3	116.7	170.1
15.2	20	5.859	35.0	180.2	223.4
15.2	20	7.000	43.3	339.6	360.8
15.2	20	9.648	191.8	29547.5	23588.9
15.2	40	0.349	67.3	1279.5	6046.0
15.2	40	0.521	44.6	371.0	1555.1
15.2	40	0.728	35.5	188.0	693.7
15.2	40	0.907	31.8	135.2	452.2
15.2	40	1.197	28.9	101.2	293.7
15.2	40	1.744	27.0	82.1	190.8
15.2	40	2.375	27.0	82.4	155.6
15.2	40	3.096	28.5	97.2	151.3
15.2	40	3.913	31.4	130.1	168.8
15.2	40	4.832	36.5	204.3	223.3
15.2	40	5.859	45.8	401.7	373.4
15.2	40	7.000	69.5	1404.2	1119.1

（続）表 3.2-1 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料、コンクリート割合: 60 ~ 90 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
15.2	60	0.349	51.8	583.6	1838.3
15.2	60	0.521	40.4	275.3	769.3
15.2	60	0.728	34.7	174.7	429.8
15.2	60	0.907	32.2	140.2	312.6
15.2	60	1.197	30.4	117.2	226.6
15.2	60	1.744	29.9	111.9	173.4
15.2	60	2.375	31.6	131.6	165.8
15.2	60	3.096	35.6	189.3	196.4
15.2	60	3.913	43.6	346.2	299.5
15.2	60	4.832	62.1	1001.7	730.0
15.2	60	5.859	288.2	100260.4	62129.0
15.2	80	0.349	46.9	430.9	678.7
15.2	80	0.521	41.4	297.6	415.9
15.2	80	0.728	38.9	246.6	303.3
15.2	80	0.907	38.3	235.6	262.6
15.2	80	1.197	39.3	253.5	245.2
15.2	80	1.744	45.5	394.5	305.5
15.2	80	2.375	64.6	1127.1	709.7
15.2	90	0.349	57.7	805.3	634.2
15.2	90	0.521	57.9	812.0	567.3
15.2	90	0.728	63.6	1075.2	661.2
15.2	90	0.907	74.8	1750.1	975.4
15.2	90	1.197	142.1	12026.2	5816.5

表 3.2-1 (2)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料、コンクリート割合: 0 ~ 40 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
24.2	0	0.521	184.8	26426.4	184576.5
24.2	0	0.728	56.3	746.4	4588.3
24.2	0	0.907	43.0	332.6	1853.2
24.2	0	1.197	34.6	173.3	838.0
24.2	0	1.744	29.3	105.5	408.4
24.2	0	2.375	27.7	89.1	280.6
24.2	0	3.096	27.9	91.1	236.4
24.2	0	3.913	29.4	106.3	229.8
24.2	0	4.832	32.2	140.2	255.3
24.2	0	5.859	37.1	213.1	330.0
24.2	0	7.000	45.6	398.1	528.5
24.2	0	9.648	292.4	104700.4	104451.0
24.2	20	0.521	86.5	2714.1	15165.2
24.2	20	0.728	49.4	505.0	2483.5
24.2	20	0.907	40.4	277.0	1234.5
24.2	20	1.197	34.1	165.5	640.3
24.2	20	1.744	30.0	112.9	349.7
24.2	20	2.375	29.0	102.6	258.3
24.2	20	3.096	29.9	112.4	233.2
24.2	20	3.913	32.3	141.4	244.5
24.2	20	4.832	36.8	208.0	303.1
24.2	20	5.859	44.9	379.1	469.7
24.2	20	7.000	63.3	1060.4	1126.4
24.2	40	0.349	206.5	36869.2	174164.5
24.2	40	0.521	62.7	1031.3	4321.9
24.2	40	0.728	44.7	374.2	1380.2
24.2	40	0.907	38.7	242.5	810.8
24.2	40	1.197	34.1	166.3	482.3
24.2	40	1.744	31.4	129.9	301.8
24.2	40	2.375	31.7	132.8	250.9
24.2	40	3.096	33.9	163.0	253.6
24.2	40	3.913	38.7	242.0	314.0
24.2	40	4.832	48.1	464.9	508.1
24.2	40	5.859	72.4	1592.3	1479.6

（続）表 3.2-1 (2)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料、コンクリート割合: 60 ~ 90 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
24.2	60	0.349	77.0	1913.5	6026.1
24.2	60	0.521	52.0	590.1	1648.7
24.2	60	0.728	42.4	320.0	786.9
24.2	60	0.907	38.8	243.8	543.4
24.2	60	1.197	36.1	197.5	382.0
24.2	60	1.744	35.7	189.8	293.9
24.2	60	2.375	38.7	242.9	305.8
24.2	60	3.096	46.1	411.3	426.6
24.2	60	3.913	65.0	1152.7	996.9
24.2	60	4.832	327.5	147141.0	107203.3
24.2	80	0.349	61.0	949.0	1494.3
24.2	80	0.521	52.2	596.5	833.3
24.2	80	0.728	48.8	487.0	598.7
24.2	80	0.907	48.5	476.5	530.9
24.2	80	1.197	50.9	553.8	535.5
24.2	80	1.744	67.8	1303.4	1009.2
24.2	90	0.349	83.3	2418.4	1904.1
24.2	90	0.521	89.4	2990.8	2089.0
24.2	90	0.728	125.8	8335.6	5124.2

表 3.2-1 (3)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
33.3	0	0.728	161.1	17518.4	107665.1
33.3	0	0.907	68.0	1314.5	7322.0
33.3	0	1.197	47.0	434.3	2099.6
33.3	0	1.744	37.1	214.0	828.1
33.3	0	2.375	34.5	172.0	541.2
33.3	0	3.096	35.0	179.3	464.8
33.3	0	3.913	37.7	223.7	483.6
33.3	0	4.832	43.3	341.2	621.3
33.3	0	5.859	54.9	694.5	1075.2
33.3	0	7.000	90.0	3051.8	4051.2
33.3	20	0.728	88.9	2945.6	14482.3
33.3	20	0.907	59.2	867.1	3863.6
33.3	20	1.197	45.2	386.0	1492.8
33.3	20	1.744	38.1	230.9	714.9
33.3	20	2.375	36.8	208.5	524.8
33.3	20	3.096	38.5	238.7	495.0
33.3	20	3.913	43.5	345.3	597.1
33.3	20	4.832	54.4	673.2	980.7
33.3	20	5.859	85.7	2634.9	3263.8
33.3	40	0.521	190.5	28978.2	121409.9
33.3	40	0.728	68.6	1351.0	4981.7
33.3	40	0.907	53.9	654.2	2186.3
33.3	40	1.197	45.1	384.6	1115.5
33.3	40	1.744	40.6	279.9	650.1
33.3	40	2.375	41.5	300.3	567.0
33.3	40	3.096	46.7	426.1	662.8
33.3	40	3.913	59.3	875.6	1135.6
33.3	40	4.832	107.9	5268.9	5756.7
33.3	60	0.521	87.0	2758.1	7703.8
33.3	60	0.728	61.0	949.0	2333.0
33.3	60	0.907	53.5	641.3	1428.8
33.3	60	1.197	48.9	488.9	945.2
33.3	60	1.744	49.2	499.1	772.7
33.3	60	2.375	57.9	811.5	1021.4
33.3	60	3.096	89.7	3020.4	3132.5
33.3	80	0.349	112.9	6026.7	9487.4
33.3	80	0.521	84.8	2550.4	3561.8
33.3	80	0.728	78.0	1987.6	2443.1
33.3	80	0.907	80.1	2154.9	2400.6
33.3	80	1.197	98.9	4056.9	3922.1

表 3.2-1 (4)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
40.2	0	0.907	221.0	45232.0	251894.7
40.2	0	1.197	68.7	1358.2	6563.9
40.2	0	1.744	47.9	459.9	1779.7
40.2	0	2.375	43.7	350.2	1101.8
40.2	0	3.096	44.8	376.3	975.5
40.2	0	3.913	50.5	539.7	1166.5
40.2	0	4.832	64.4	1116.8	2033.3
40.2	0	5.859	117.9	6862.4	10623.1
40.2	20	0.907	109.2	5453.3	24295.4
40.2	20	1.197	63.9	1090.6	4216.7
40.2	20	1.744	49.5	508.6	1574.3
40.2	20	2.375	47.7	453.4	1141.2
40.2	20	3.096	51.9	586.2	1215.6
40.2	20	3.913	64.6	1130.8	1955.1
40.2	20	4.832	112.8	6016.3	8762.8
40.2	40	0.728	167.5	19677.3	72545.5
40.2	40	0.907	85.8	2646.9	8844.2
40.2	40	1.197	62.9	1041.3	3019.6
40.2	40	1.744	54.8	687.6	1596.3
40.2	40	2.375	57.7	804.4	1518.4
40.2	40	3.096	73.0	1631.9	2538.1
40.2	40	3.913	172.0	21321.8	27648.2
40.2	60	0.728	106.7	5091.6	12514.4
40.2	60	0.907	83.0	2397.3	5340.1
40.2	60	1.197	72.4	1587.3	3068.5
40.2	60	1.744	77.1	1918.3	2969.2
40.2	60	2.375	129.1	9006.1	11333.4

表 3.2-1 (5)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（全燃焼度平均組成）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
全燃焼度平均	0	1.197	111.1	5744.2	27773.8
全燃焼度平均	0	1.744	74.8	1756.6	6800.0
全燃焼度平均	0	2.375	71.9	1554.1	4891.5
全燃焼度平均	0	3.096	84.5	2530.5	6562.6
全燃焼度平均	0	3.913	146.4	13153.5	28439.9
全燃焼度平均	20	1.197	116.8	6672.0	25807.6
全燃焼度平均	20	1.744	86.4	2700.7	8364.0
全燃焼度平均	20	2.375	91.3	3186.3	8022.9
全燃焼度平均	20	3.096	143.6	12391.0	25708.1
全燃焼度平均	40	1.197	142.1	12021.5	34874.7
全燃焼度平均	40	1.744	120.8	7380.9	17143.8
全燃焼度平均	40	2.375	229.7	50774.9	95886.8

表 3.2-1 (6)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（低燃焼度平均組成）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
低燃焼度平均	0	1.197	138.7	11165.3	54001.6
低燃焼度平均	0	1.744	114.8	6338.7	24546.2
低燃焼度平均	0	2.375	151.7	14626.7	46050.8
低燃焼度平均	20	1.197	231.5	51994.8	201180.2
低燃焼度平均	20	1.744	233.0	53005.7	164208.0

表 3.2-2 (1)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料、SUS316 割合: 0 ~ 20 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
15.2	0	0.521	60.6	934.0	6525.5
15.2	0	0.728	40.1	270.5	1663.5
15.2	0	0.907	33.8	162.2	903.9
15.2	0	1.197	28.8	100.4	485.8
15.2	0	1.744	25.3	67.9	263.1
15.2	0	2.375	24.2	59.5	187.3
15.2	0	3.096	24.4	60.6	157.2
15.2	0	3.913	25.4	69.0	149.2
15.2	0	4.832	27.4	86.5	157.5
15.2	0	5.859	30.5	119.2	184.7
15.2	0	7.000	35.5	187.8	249.4
15.2	0	9.648	64.1	1100.7	1098.4
15.2	10	0.521	79.9	2137.0	13437.4
15.2	10	0.728	46.7	426.6	2360.9
15.2	10	0.907	38.2	233.1	1169.3
15.2	10	1.197	32.2	139.6	607.5
15.2	10	1.744	28.1	93.0	324.3
15.2	10	2.375	27.0	82.2	232.9
15.2	10	3.096	27.4	85.7	200.1
15.2	10	3.913	28.9	101.2	197.1
15.2	10	4.832	31.8	134.4	220.4
15.2	10	5.859	36.6	205.7	286.8
15.2	10	7.000	45.1	385.1	460.3
15.2	10	9.648	272.1	84369.5	75774.9
15.2	20	0.521	163.3	18256.6	102042.6
15.2	20	0.728	58.7	846.0	4162.0
15.2	20	0.907	45.6	397.8	1773.8
15.2	20	1.197	37.4	219.3	848.7
15.2	20	1.744	32.4	143.0	442.9
15.2	20	2.375	31.2	127.7	321.6
15.2	20	3.096	32.2	139.3	289.0
15.2	20	3.913	34.8	176.2	304.9
15.2	20	4.832	39.7	262.4	382.5
15.2	20	5.859	49.2	499.7	619.4
15.2	20	7.000	73.0	1628.9	1730.9

（続）表 3.2-2 (1)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料、SUS316 割合: 30 ~ 40 %）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
15.2	30	0.728	92.9	3354.1	14437.6
15.2	30	0.907	61.6	978.2	3816.3
15.2	30	1.197	47.4	447.3	1514.3
15.2	30	1.744	40.2	271.8	736.7
15.2	30	2.375	39.1	251.1	553.4
15.2	30	3.096	41.5	298.3	541.7
15.2	30	3.913	47.4	445.7	674.7
15.2	30	4.832	60.7	937.1	1195.1
15.2	30	5.859	109.8	5542.8	6010.8
15.2	40	0.907	163.2	18211.7	60897.9
15.2	40	1.197	79.3	2087.5	6057.9
15.2	40	1.744	61.3	962.8	2236.9
15.2	40	2.375	61.2	962.3	1817.9
15.2	40	3.096	72.5	1594.6	2482.1
15.2	40	3.913	119.9	7221.4	9371.1

表 3.2-2 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
24.2	0	0.521	184.8	26426.4	184576.5
24.2	0	0.728	56.3	746.4	4588.3
24.2	0	0.907	43.0	332.6	1853.2
24.2	0	1.197	34.6	173.3	838.0
24.2	0	1.744	29.3	105.5	408.4
24.2	0	2.375	27.7	89.1	280.6
24.2	0	3.096	27.9	91.1	236.4
24.2	0	3.913	29.4	106.3	229.8
24.2	0	4.832	32.2	140.2	255.3
24.2	0	5.859	37.1	213.1	330.0
24.2	0	7.000	45.6	398.1	528.5
24.2	0	9.648	292.4	104700.4	104451.0
24.2	10	0.728	74.6	1739.4	9623.7
24.2	10	0.907	51.9	585.4	2935.4
24.2	10	1.197	40.2	272.2	1184.3
24.2	10	1.744	33.5	157.2	547.9
24.2	10	2.375	31.9	135.9	384.9
24.2	10	3.096	32.4	143.0	333.7
24.2	10	3.913	34.8	176.7	343.9
24.2	10	4.832	39.5	258.8	424.2
24.2	10	5.859	48.7	482.9	673.0
24.2	10	7.000	70.3	1457.9	1742.2
24.2	20	0.728	153.9	15257.4	75034.1
24.2	20	0.907	71.8	1552.4	6919.4
24.2	20	1.197	50.6	541.9	2096.1
24.2	20	1.744	40.8	283.8	878.8
24.2	20	2.375	39.0	247.8	624.0
24.2	20	3.096	40.5	278.9	578.6
24.2	20	3.913	45.5	395.3	683.7
24.2	20	4.832	56.7	764.9	1114.6
24.2	20	5.859	89.8	3038.2	3764.3
24.2	30	0.907	265.7	78609.8	306578.3
24.2	30	1.197	80.5	2187.8	7404.6
24.2	30	1.744	58.2	826.0	2238.4
24.2	30	2.375	55.7	724.1	1595.3
24.2	30	3.096	62.3	1011.1	1835.5
24.2	30	3.913	84.2	2502.5	3787.6

表 3.2-2 (3)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径

（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
33.3	0	0.728	161.1	17518.4	107665.1
33.3	0	0.907	68.0	1314.5	7322.0
33.3	0	1.197	47.0	434.3	2099.6
33.3	0	1.744	37.1	214.0	828.1
33.3	0	2.375	34.5	172.0	541.2
33.3	0	3.096	35.0	179.3	464.8
33.3	0	3.913	37.7	223.7	483.6
33.3	0	4.832	43.3	341.2	621.3
33.3	0	5.859	54.9	694.5	1075.2
33.3	0	7.000	90.0	3051.8	4051.2
33.3	10	0.907	113.6	6136.3	30761.5
33.3	10	1.197	61.1	953.5	4148.1
33.3	10	1.744	45.5	394.0	1372.3
33.3	10	2.375	42.5	321.4	910.2
33.3	10	3.096	43.8	352.4	822.4
33.3	10	3.913	49.7	514.1	1000.2
33.3	10	4.832	63.6	1076.5	1764.3
33.3	10	5.859	119.5	7156.2	9972.2
33.3	20	1.197	113.8	6167.8	23851.4
33.3	20	1.744	65.9	1198.4	3710.6
33.3	20	2.375	60.9	947.5	2385.1
33.3	20	3.096	67.3	1275.3	2645.2
33.3	20	3.913	94.1	3487.4	6030.6

表 3.2-2 (4)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
40.2	0	0.907	221.0	45232.0	251894.7
40.2	0	1.197	68.7	1358.2	6563.9
40.2	0	1.744	47.9	459.9	1779.7
40.2	0	2.375	43.7	350.2	1101.8
40.2	0	3.096	44.8	376.3	975.5
40.2	0	3.913	50.5	539.7	1166.5
40.2	0	4.832	64.4	1116.8	2033.3
40.2	0	5.859	117.9	6862.4	10623.1
40.2	10	1.197	140.3	11556.0	50264.2
40.2	10	1.744	67.8	1307.1	4552.2
40.2	10	2.375	61.0	951.3	2693.4
40.2	10	3.096	65.9	1199.7	2799.0
40.2	10	3.913	87.9	2846.4	5536.5
40.2	20	2.375	211.2	39479.7	99363.8

表 3.2-2 (5)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量・球半径
（全燃焼度平均組成）

			k_{eff}:	**1.00**	
燃焼度 (GWd/t)	SUS316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
全燃焼度平均	0	1.19700	111.100	5744.245	27773.777
全燃焼度平均	0	1.74400	74.850	1756.556	6800.018
全燃焼度平均	0	2.37500	71.856	1554.102	4891.452
全燃焼度平均	0	3.09600	84.535	2530.471	6562.563
全燃焼度平均	0	3.91300	146.437	13153.527	28439.864
全燃焼度平均	10	1.74400	176.788	23144.520	80637.799
全燃焼度平均	10	2.37500	182.958	25653.126	72667.648

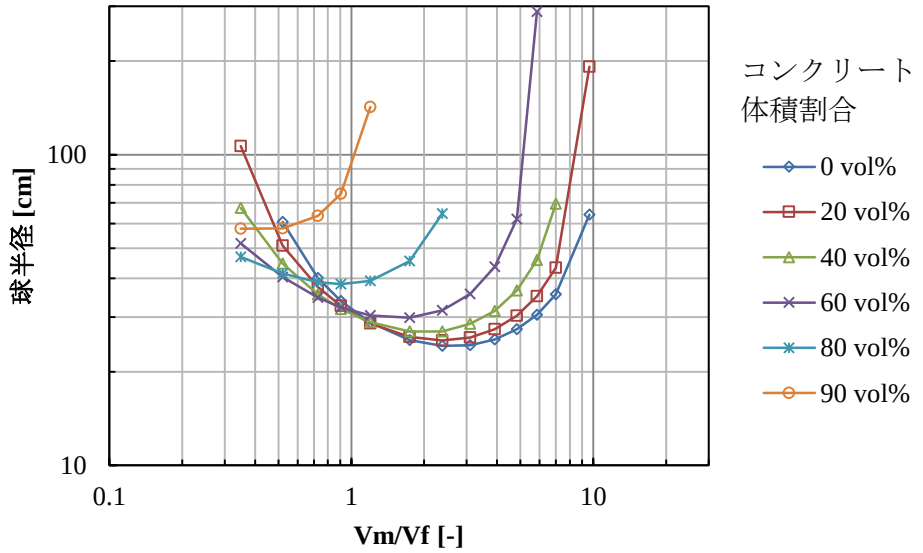


図 3.2-5 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）

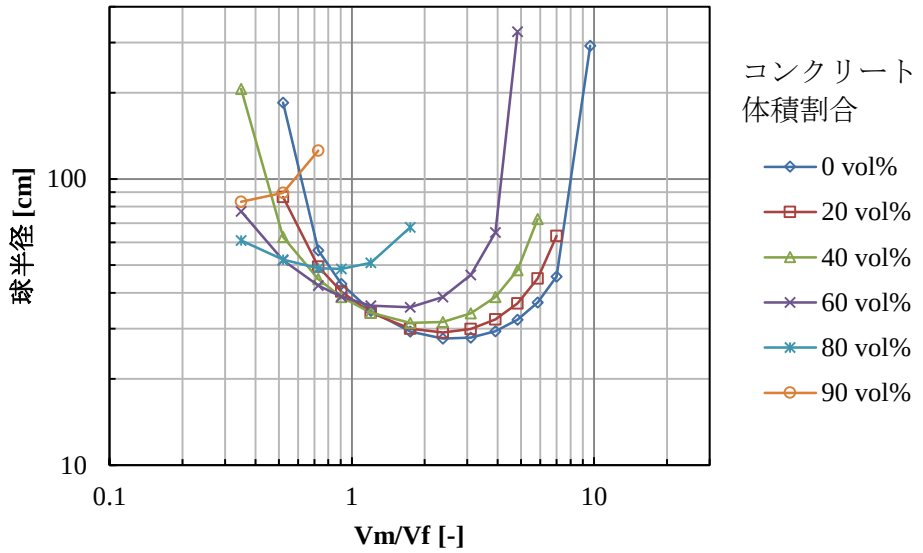


図 3.2-5 (2)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）

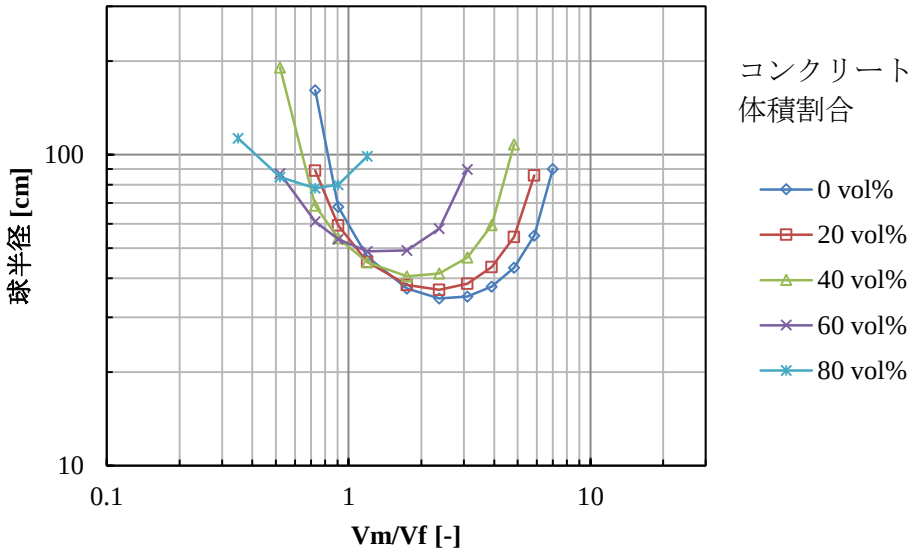


図 3.2-5 (3)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

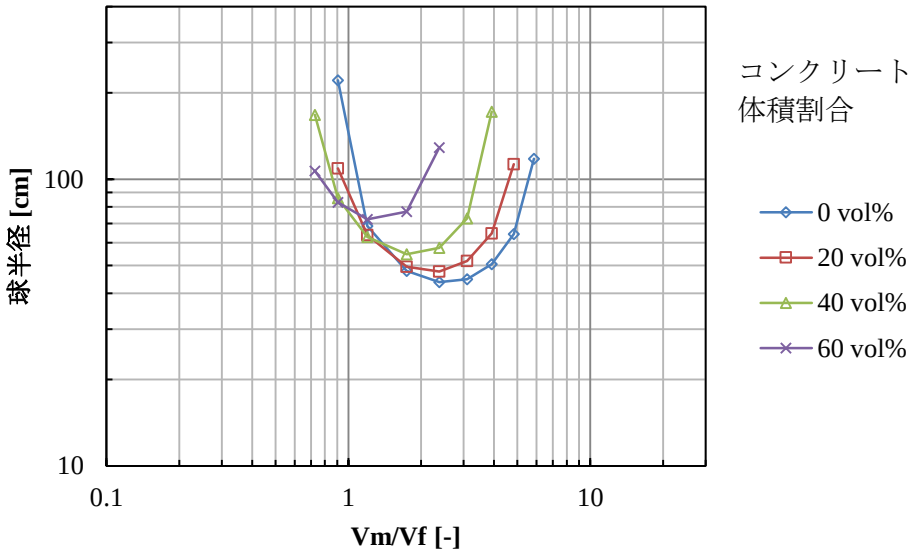


図 3.2-5 (4)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

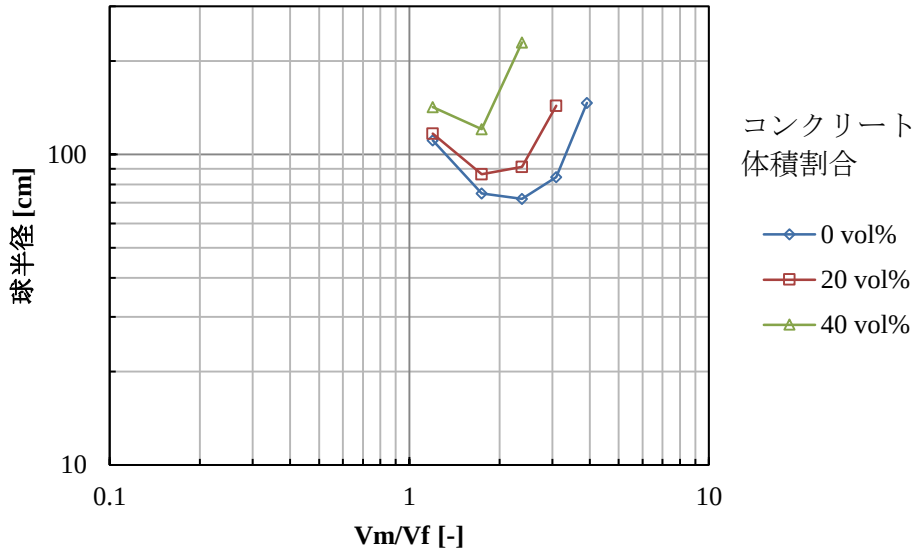


図 3.2-5 (5)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（全燃焼度平均組成）

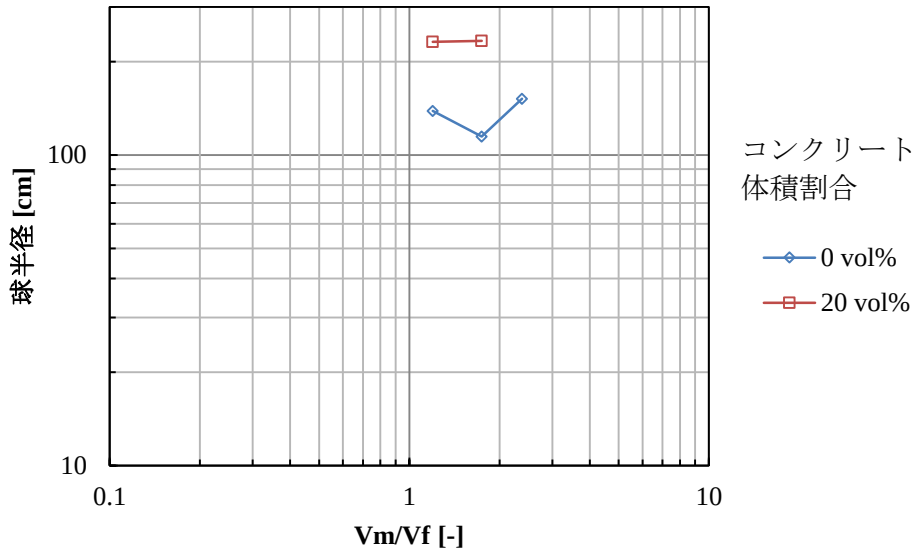


図 3.2-5 (6)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（低燃焼度平均組成）

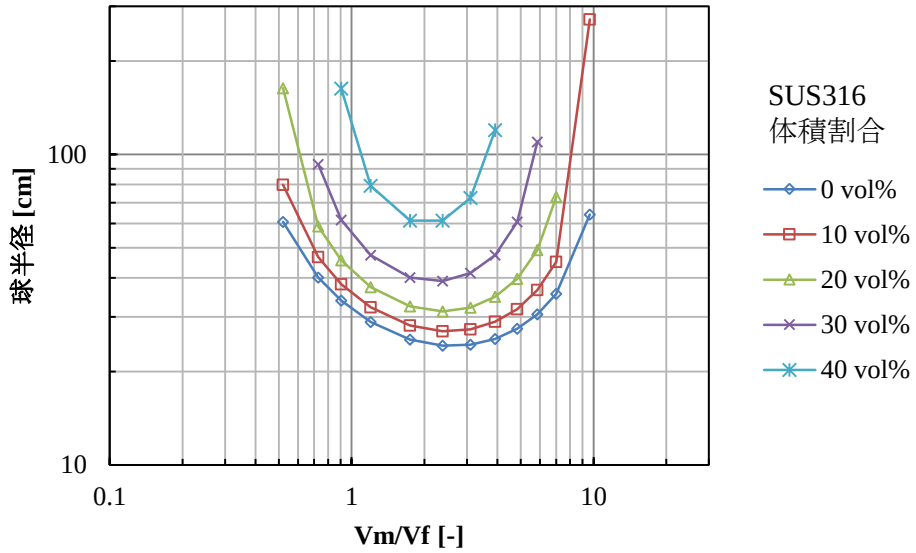


図 3.2-6 (1)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）

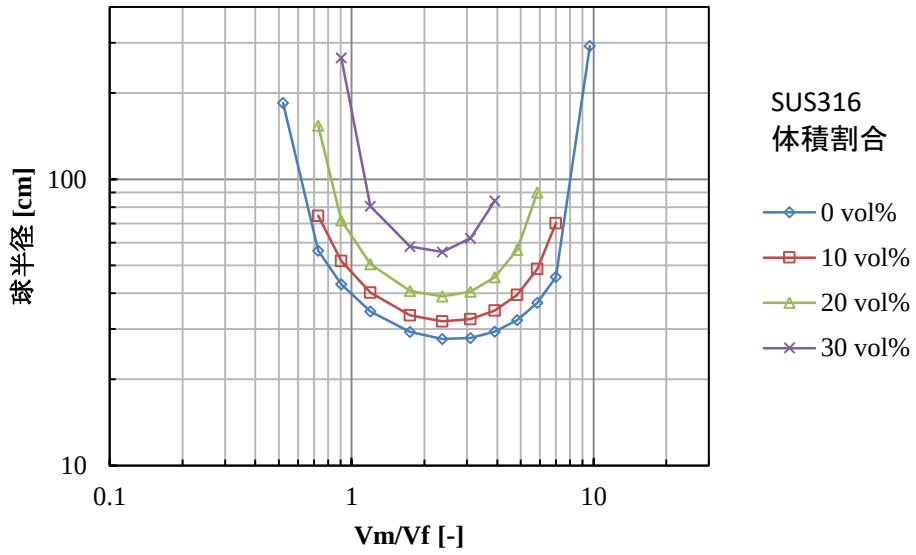


図 3.2-6 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）

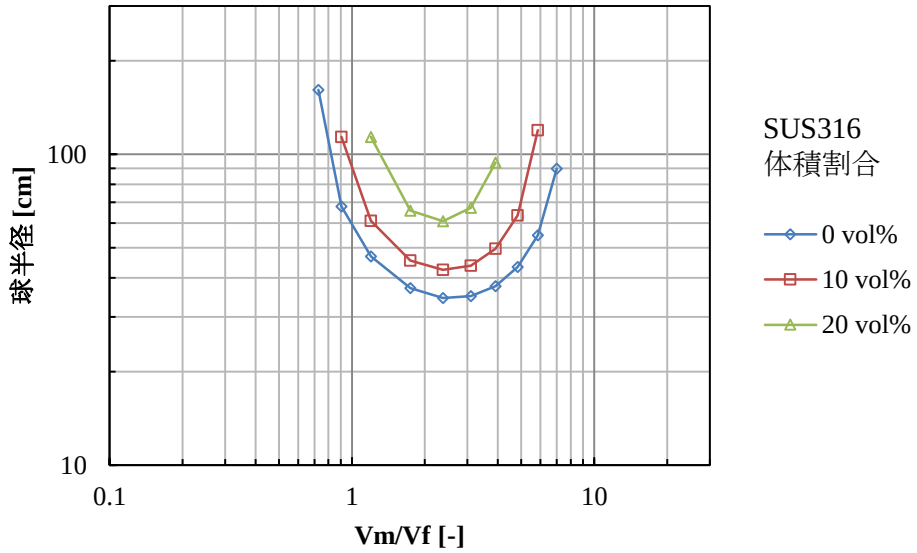


図 3.2-6 (3)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

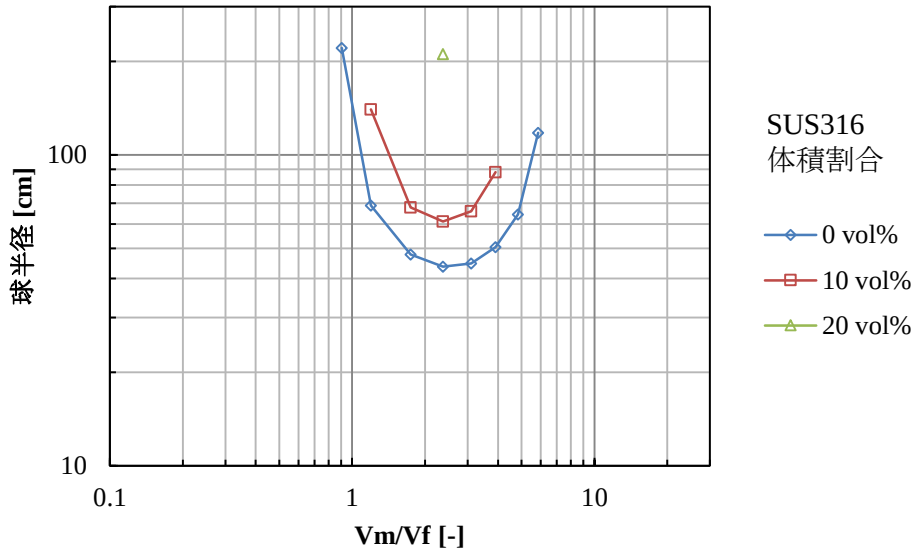


図 3.2-6 (4)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

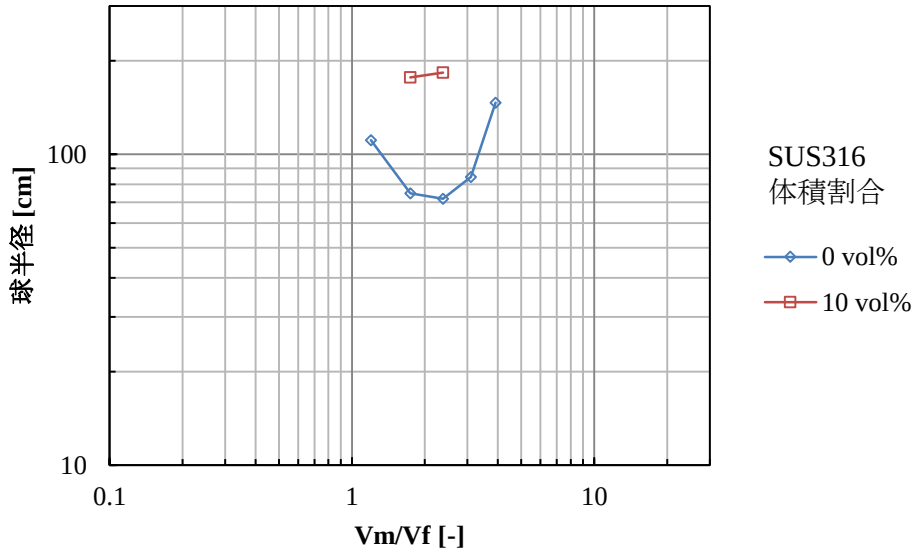


図 3.2-6 (5)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界球半径
（全燃焼度平均組成）

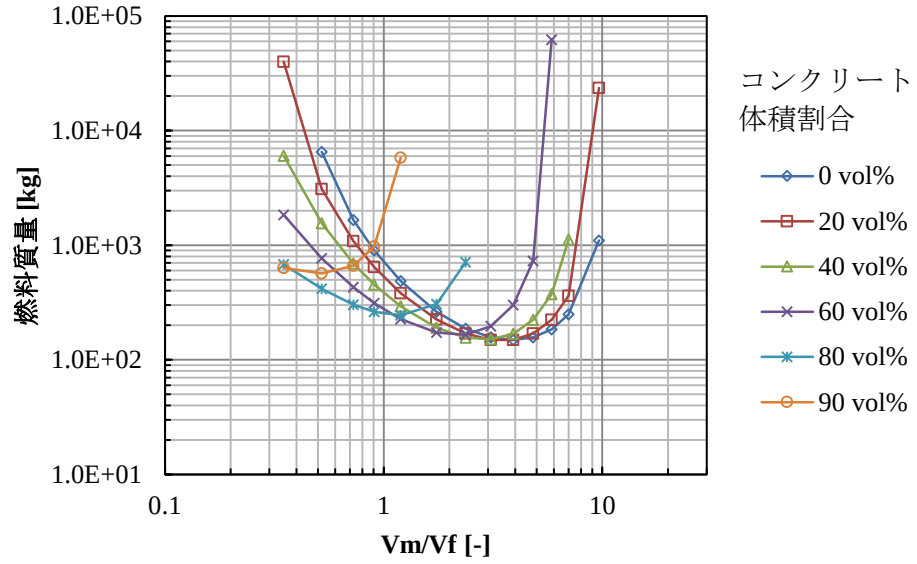


図 3.2-7 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）

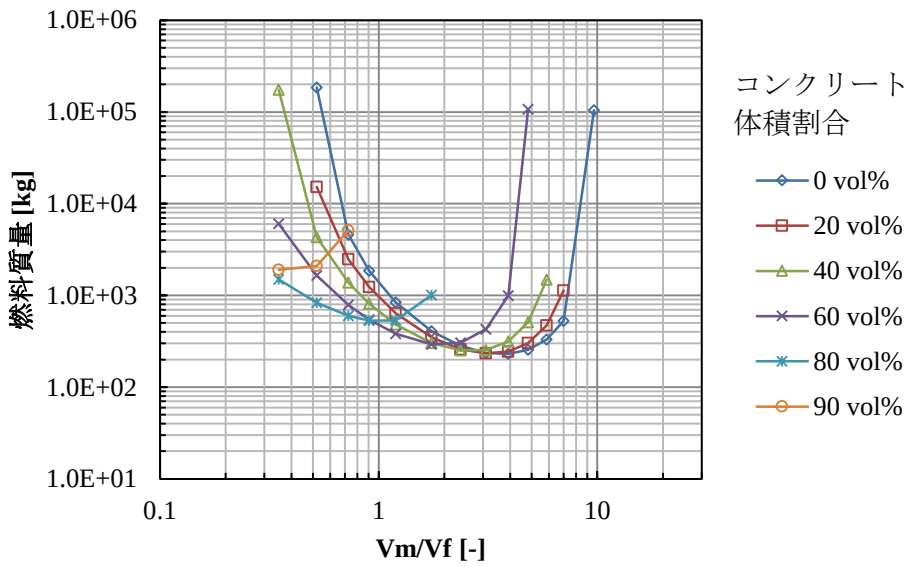


図 3.2-7 (2)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）

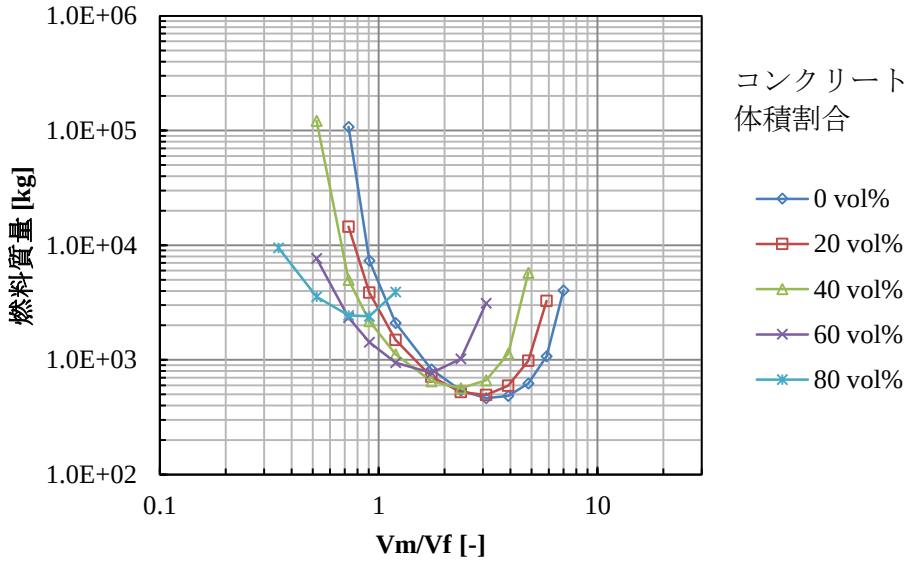


図 3.2-7 (3)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

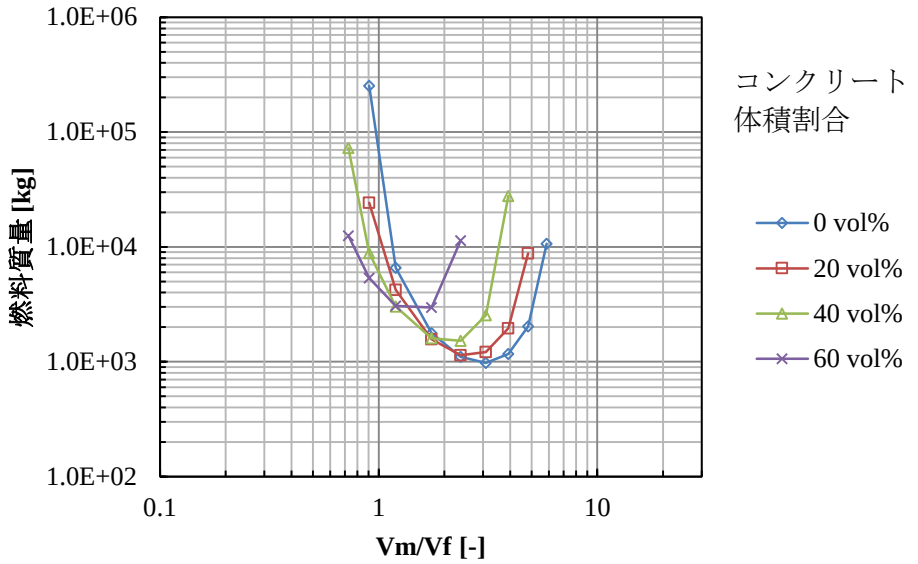


図 3.2-7 (4)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

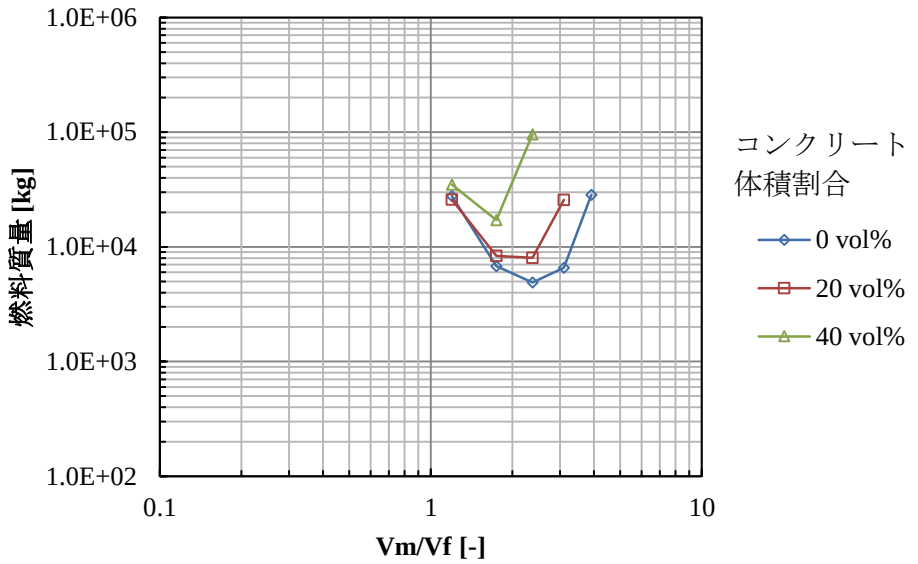


図 3.2-7 (5)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（全燃焼度平均組成）

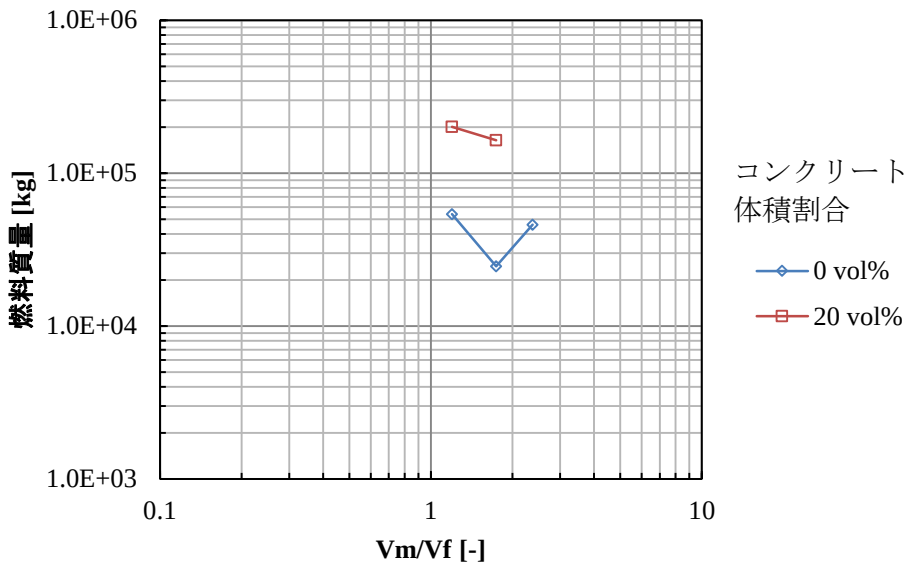


図 3.2-7 (6)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（低燃焼度平均組成）

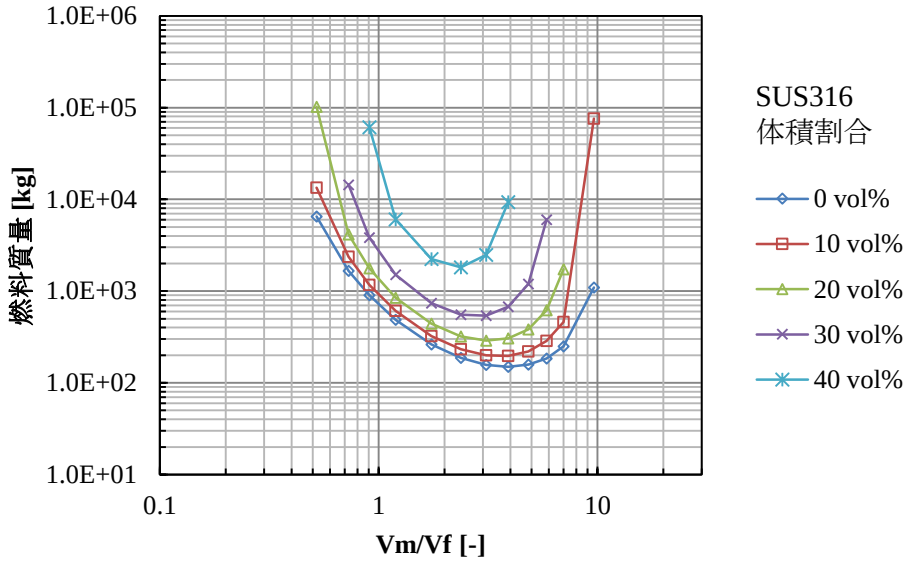


図 3.2-8 (1)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料）

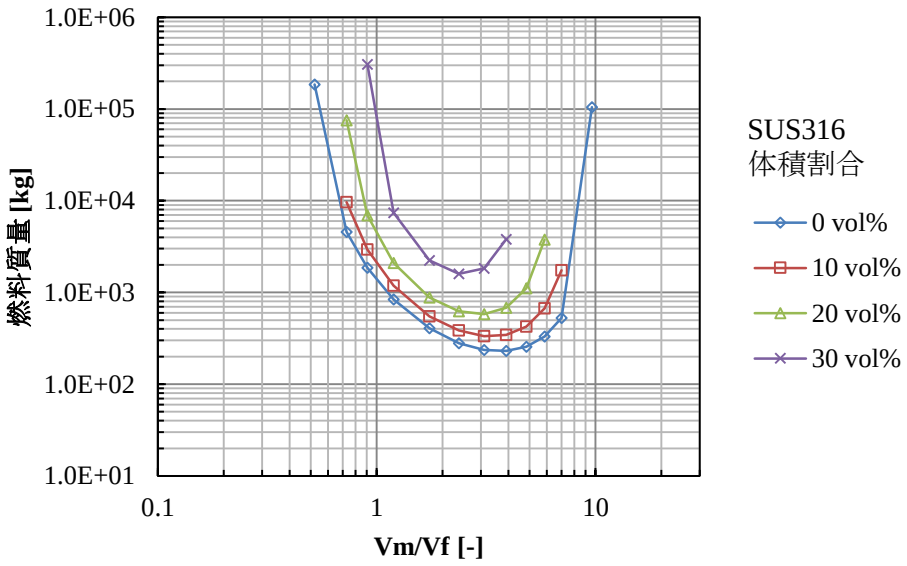


図 3.2-8 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料）

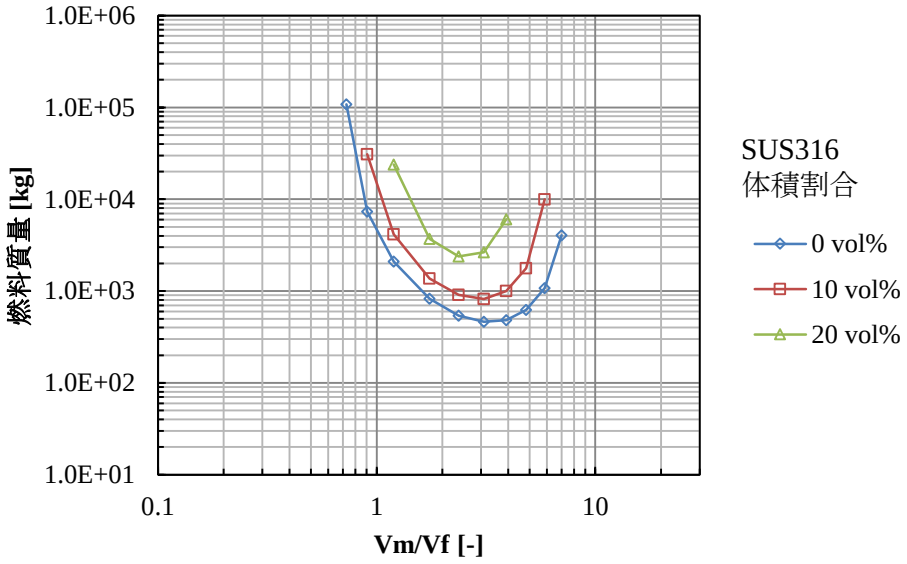


図 3.2-8 (3)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料）

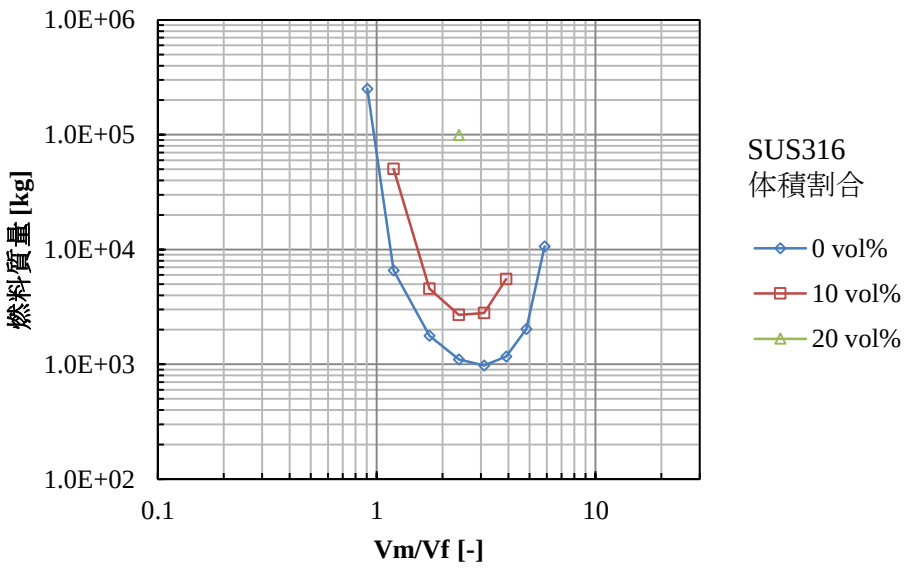


図 3.2-8 (4)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料）

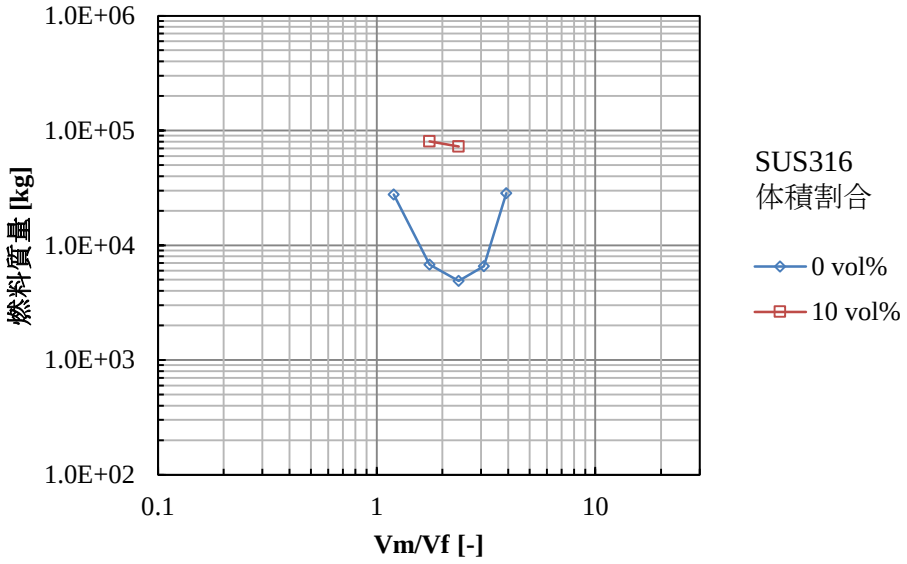


図 3.2-8 (5)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質球体系の臨界質量
（全燃焼度平均組成）

表 3.2-3 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質無限円柱体系の臨界寸法
（最適減速点）

		k_{eff}:	**1.00**
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	円柱直径 (cm)
15.2	0	2.375	33.9
15.2	20	2.375	35.4
15.2	40	1.744	38.0
15.2	60	1.744	42.4
15.2	80	0.907	55.1
15.2	90	0.349	84.3
24.2	0	2.375	39.3
24.2	20	2.375	41.2
24.2	40	1.744	44.8
24.2	60	1.744	51.3
24.2	80	0.907	70.6
24.2	90	0.349	124.4
33.3	0	2.375	49.6
33.3	20	2.375	52.9
33.3	40	1.744	58.9
33.3	60	1.197	71.1
33.3	80	0.728	115.4
40.2	0	2.375	63.5
40.2	20	2.375	69.7
40.2	40	1.744	80.1
40.2	60	1.197	107.2
40.2	80	0.728	669.2
全燃焼度平均	0	2.375	107.6
全燃焼度平均	20	1.744	128.7
全燃焼度平均	40	1.744	183.4
低燃焼度平均	0	1.744	170.8
低燃焼度平均	20	1.197	341.2

表 3.2-3 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質無限円柱体系の臨界寸法（最適減速点）

		k_{eff}:	**1.00**
燃焼度 (GWd/t)	SUS-316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	円柱直径 (cm)
15.2	0	2.375	33.9
15.2	10	2.375	38.2
15.2	20	2.375	44.7
15.2	30	2.375	56.8
15.2	40	2.375	90.3
24.2	0	2.375	39.3
24.2	10	2.375	45.5
24.2	20	2.375	56.5
24.2	30	2.375	82.4
33.3	0	2.375	49.6
33.3	10	2.375	61.7
33.3	20	2.375	89.9
40.2	0	2.375	63.5
40.2	10	2.375	89.8
40.2	20	2.375	305.0
全燃焼度平均	0	2.375	107.6
全燃焼度平均	10	1.744	263.3

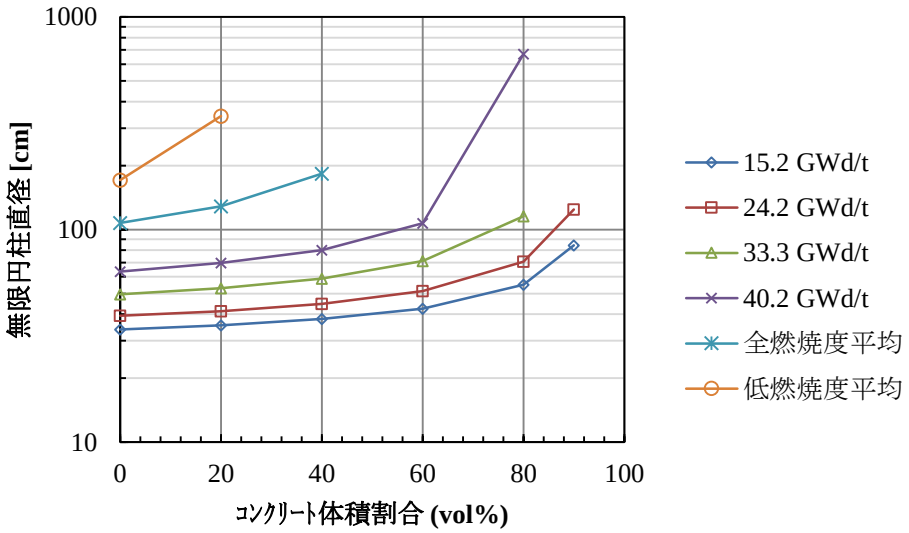


図 3.2-9 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質無限円柱体系の臨界寸法（最適減速点）

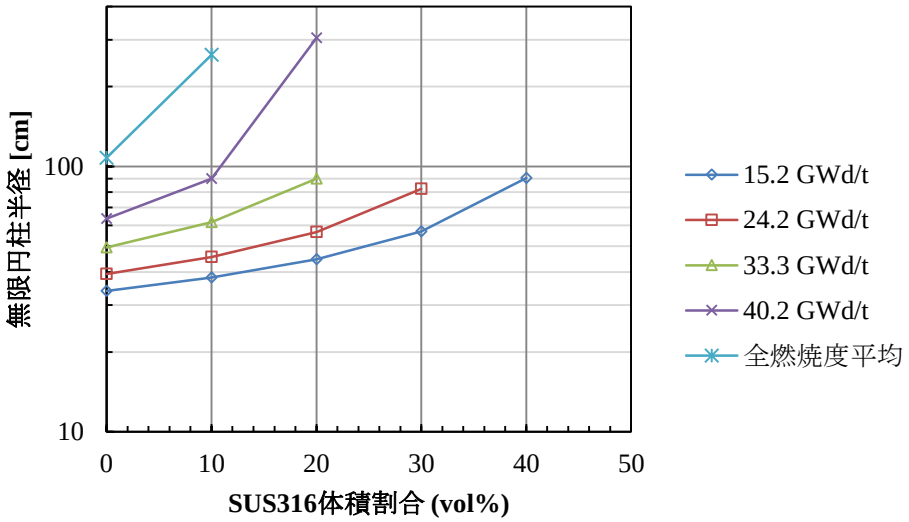


図 3.2-9 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質無限円柱体系の臨界寸法（最適減速点）

表 3.2-4 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質無限平板体系の臨界寸法（最適減速点）

		k_{eff}:	**1.00**
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	平板厚さ (cm)
15.2	0	2.375	17.6
15.2	20	2.375	18.6
15.2	40	1.744	19.9
15.2	60	1.744	22.9
15.2	80	0.907	30.9
15.2	90	0.349	49.2
24.2	0	2.375	21.0
24.2	20	2.375	22.2
24.2	40	1.744	24.4
24.2	60	1.744	28.5
24.2	80	0.907	40.6
24.2	90	0.349	75.0
33.3	0	2.375	27.8
33.3	20	2.375	29.5
33.3	40	1.744	33.6
33.3	60	1.197	41.5
33.3	80	0.728	70.0
40.2	0	2.375	36.9
40.2	20	2.375	40.8
40.2	40	1.744	47.3
40.2	60	1.197	64.6
全燃焼度平均	0	2.375	65.7
全燃焼度平均	20	1.744	79.1
全燃焼度平均	40	1.744	113.8
低燃焼度平均	0	1.744	105.4
低燃焼度平均	20	1.197	216.8

表 3.2-4 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質無限平板体系の臨界寸法（最適減速点）

		k_{eff}:	**1.00**
燃焼度 (GWd/t)	SUS-316割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	平板厚さ (cm)
15.2	0	2.375	17.6
15.2	10	2.375	19.9
15.2	20	2.375	24.5
15.2	30	2.375	32.7
15.2	40	2.375	54.0
24.2	0	2.375	21.0
24.2	10	2.375	25.0
24.2	20	2.375	32.4
24.2	30	2.375	48.8
33.3	0	2.375	27.8
33.3	10	2.375	35.5
33.3	20	2.375	53.7
40.2	0	2.375	36.9
40.2	10	2.375	53.7
40.2	20	2.375	218.0
全燃焼度平均	0	2.375	65.7
全燃焼度平均	10	1.744	164.4

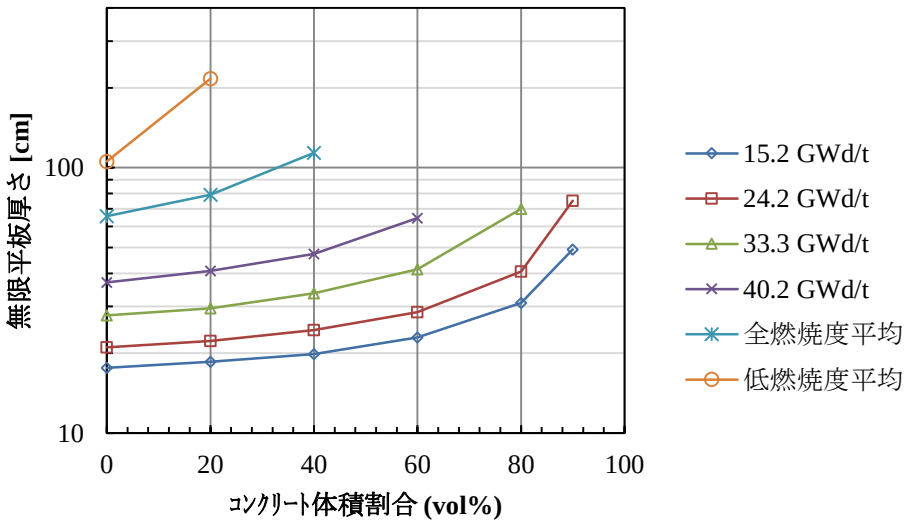


図 3.2-10 (1)　コンクリート混合燃料デブリ・水非均質無限平板体系の臨界寸法（最適減速点）

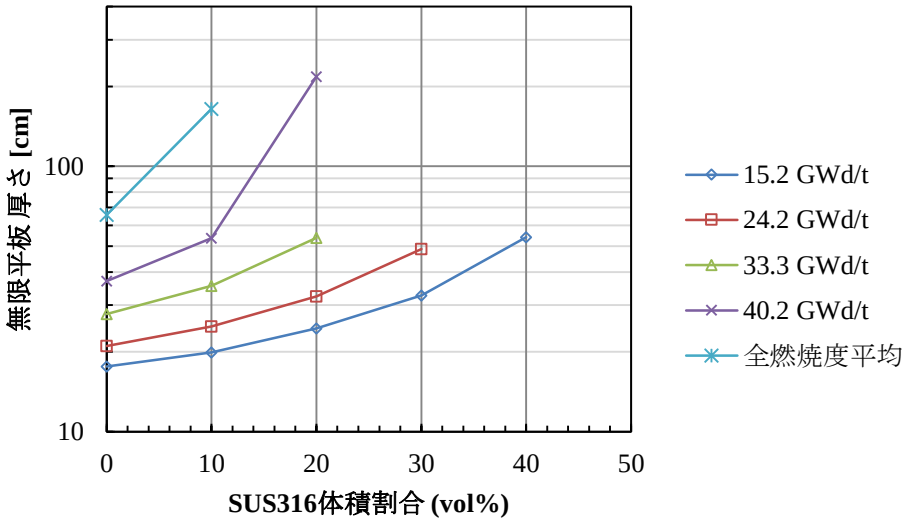


図 3.2-10 (2)　SUS316 混合燃料デブリ・水非均質無限平板体系の臨界寸法（最適減速点）

3.2.3 まとめ

燃焼燃料とコンクリートもしくはステンレス鋼 SUS316 の混合燃料デブリについて、水中における臨界量を解析で求めた。燃焼燃料は、STEP 3 燃料集合体を東京電力福島第一原子力発電所の事故時の装荷燃料の燃焼度相当まで燃焼させたものとし、燃焼度の異なるもの及びそれらの平均を含めた 7 ケースを考慮した。燃料デブリと水から成る燃料領域は、水中に半径 1cm の燃料デブリ球が配列した非均質体系でモデル化した。この燃料領域を球形状に切り取り、周りを厚さ 30cm の水反射体で覆った体系について、V_m/V_f を変化させて系統的に臨界となる燃料領域の球半径及び燃料質量を求めた。同様に、燃料領域を無限円柱形状と無限平板形状とした場合の最適減速条件の臨界寸法を求め、コンクリート又は SUS316 の体積割合の関数として整理した。

3.3 ^{157}Gd を考慮した燃焼度依存燃料デブリの無限増倍率解析

3.3.1 目的及び概要

3.1 及び 3.2 節に示した解析では燃焼燃料の Gd クレジットを考慮していたが、Gd の同位体のうち ^{155}Gd のみしか燃焼燃料の核種組成に含まれていなかった。ここで表 3.3-1 に Gd 同位体の天然存在比と中性子吸収断面積を示す [8]。表 3.3-1 に示すように、^{157}Gd はその吸収断面積が ^{155}Gd よりも大きく、存在比は ^{155}Gd と同程度であることから、Gd の影響を適切に考慮するためには、^{157}Gd も燃焼燃料の核種組成に含める必要があった。ここでは、^{157}Gd を考慮して 3.1 節に示した無限増倍率解析の再計算を行い、その影響を確認した。

表 3.3-1　Gd 同位体の存在比と吸収断面積 [8]

Gd 同位体	存在比 [a/o]	吸収断面積 [barn] (2200 m/s 値)
^{152}Gd	0.20	1.056×10^{3}
^{154}Gd	2.18	8.499×10
^{155}Gd	14.80	6.089×10^{4}
^{156}Gd	20.47	2.188
^{157}Gd	15.65	2.541×10^{5}
^{158}Gd	24.84	2.496
^{160}Gd	21.86	7.961×10^{-1}

3.3.2 無限増倍率解析

(1) 解析条件

解析条件は、燃焼燃料の同位体組成に ^{157}Gd を考慮していることを除いて、3.1.2 節(1)に示された解析条件と同じである。表 3.3-2 に ^{157}Gd を考慮した燃焼燃料の原子個数密度を示す。燃料の密度を 10.63 g/cm^3 で一定として原子個数密度を算出するため、^{157}Gd を加えた分、その他の核種の原子個数密度も表 3.1-2 に示した原子個数密度からわずかに変化していることに注意する必要がある。

表 3.3-2　^{157}Gd を考慮した燃焼燃料の原子個数密度（単位: atoms/b cm）

燃焼度(GWd/t)	5.2	15.2	24..2	33.3	37.5	40.2	全燃焼度平均	低燃焼度平均
^{234}U	6.7350E-06	5.9808E-06	5.3923E-06	4.8600E-06	4.6383E-06	4.5041E-06	5.3570E-06	5.9865E-06
^{235}U	8.1441E-04	6.0824E-04	4.5413E-04	3.2609E-04	2.7596E-04	2.4663E-04	4.5503E-04	6.1240E-04
^{238}U	2.2772E-02	2.2847E-02	2.2889E-02	2.2918E-02	2.2926E-02	2.2929E-02	2.2880E-02	2.2840E-02
^{238}Pu	4.0091E-08	5.2710E-07	1.6461E-06	3.6077E-06	4.7983E-06	5.6516E-06	2.6487E-06	8.0762E-07
^{239}Pu	5.7327E-05	1.0731E-04	1.2499E-04	1.3278E-04	1.3421E-04	1.3460E-04	1.1558E-04	9.8731E-05
^{240}Pu	4.5875E-06	2.1475E-05	3.7581E-05	5.2590E-05	5.8905E-05	6.2715E-05	3.9459E-05	2.2473E-05
^{241}Pu	1.0124E-06	7.9357E-06	1.5211E-05	2.1655E-05	2.4107E-05	2.5518E-05	1.5840E-05	8.6037E-06
^{242}Pu	4.8887E-08	1.2858E-06	4.2769E-06	9.1530E-06	1.1965E-05	1.3934E-05	6.6294E-06	2.0556E-06
^{241}Am	2.8584E-07	2.3857E-06	4.7629E-06	6.9648E-06	7.8171E-06	8.3062E-06	5.0607E-06	2.6539E-06
^{95}Mo	8.0785E-06	2.2875E-05	3.5524E-05	4.7629E-05	5.2984E-05	5.6350E-05	3.7084E-05	2.3187E-05
^{99}Tc	8.0685E-06	2.3159E-05	3.6008E-05	4.8480E-05	5.4041E-05	5.7521E-05	3.7714E-05	2.3458E-05
^{103}Rh	4.4850E-06	1.3170E-05	2.0451E-05	2.7051E-05	2.9812E-05	3.1490E-05	2.1007E-05	1.3298E-05
^{133}Cs	8.6795E-06	2.4866E-05	3.8424E-05	5.1262E-05	5.6857E-05	6.0318E-05	3.9911E-05	2.5100E-05
^{143}Nd	7.1635E-06	1.9107E-05	2.8023E-05	3.5128E-05	3.7735E-05	3.9175E-05	2.7693E-05	1.8861E-05
^{145}Nd	4.8940E-06	1.3677E-05	2.1010E-05	2.7835E-05	3.0779E-05	3.2602E-05	2.1720E-05	1.3795E-05
^{147}Sm	1.9927E-06	5.2342E-06	7.6397E-06	9.5449E-06	1.0252E-05	1.0650E-05	7.5447E-06	5.1620E-06
^{149}Sm	1.3957E-07	1.1941E-07	1.1249E-07	1.1467E-07	1.0720E-07	1.1092E-07	1.1722E-07	1.2295E-07
^{150}Sm	1.3623E-06	4.4851E-06	7.5358E-06	1.0639E-05	1.2122E-05	1.3043E-05	8.1474E-06	4.6976E-06
^{152}Sm	6.4333E-07	2.0905E-06	3.1753E-06	4.0410E-06	4.3827E-06	4.5870E-06	3.1487E-06	2.0624E-06
^{153}Eu	3.2506E-07	1.4220E-06	2.7342E-06	4.1760E-06	4.8356E-06	5.2494E-06	3.0974E-06	1.5892E-06
^{155}Gd	2.3706E-05	2.7162E-07	1.2875E-07	1.8029E-07	2.0688E-07	2.2419E-07	3.9595E-06	7.4272E-06
^{157}Gd	1.1818E-05	4.5914E-08	4.4543E-08	4.3614E-08	4.3721E-08	4.3898E-08	1.9282E-06	3.6677E-06
O	4.7627E-02	4.8104E-02	4.8497E-02	4.8895E-02	4.9080E-02	4.9200E-02	4.8561E-02	4.8108E-02

(2) 解析結果

表 3.3-3、表 3.3-4 にそれぞれコンクリート、SUS316 との混合燃料デブリの ^{157}Gd を考慮した無限増倍率解析結果を示す。表中の赤字は $k_\infty > 1$、青字は $1 > k_\infty > 0.95$ であることを示し、下線は最大値を示す。図 3.3-1、図 3.3-2 には、各燃料ケースにおけるコンクリート、SUS316 のいくつかの混合割合について、無限増倍率解析結果の ^{157}Gd 考慮の有無の比較を示す。

表 3.3-2 に示した原子個数密度から分かるように、燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料は初期の ^{157}Gd が多く残留しているため、^{157}Gd の考慮により無限増倍率が大きく低下する。そして、各燃焼度の平均をとった場合も同様に ^{157}Gd を多く含むため、無限増倍率が大きく低下する。全燃焼度平均及び低燃焼度平均ともに、^{157}Gd を考慮していない場合は無限増倍率が 1 を超えるケースがあったが、^{157}Gd を考慮した結果、全てのケースにおいて無限増倍率は 1 を下回った。また、V_m/V_f によって ^{157}Gd の効きが異なるため、^{157}Gd を考慮することにより、最適減速となる V_m/V_f はより小さくなる。

一方、燃焼度 15.2 GWd/t 以上の燃焼燃料の場合は、^{157}Gd があまり含まれていないため、^{157}Gd の有無によって大きな影響はない。ただし、^{157}Gd の考慮により、無限増倍率は最適減速付近において 1%程度小さくなる。

表 3.3-3 (1)　燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)	
		0%	20%
		100%	80%
0.0032	0.01	0.73665	0.78109
0.0066	0.02	0.75720	0.78817
0.01	0.03	0.77266	0.79464
0.02	0.06	0.80122	0.80558
0.03	0.09	0.81762	0.81381
0.04	0.12	0.82785	0.81758
0.05	0.16	0.83367	0.81855
0.06	0.19	0.83820	0.81711
0.08	0.26	0.83881	0.80883
0.105	0.35	0.83049	0.79471
0.15	0.52	0.80433	0.75893
0.2	0.73	0.76604	0.71582
0.24	0.91	0.73256	0.68279
0.3	1.20	0.68594	0.63567
0.4	1.74	0.61675	0.56908
0.5	2.38	0.55837	0.51628
0.6	3.10	0.51052	0.47317
0.7	3.91	0.47077	0.43674
0.8	4.83	0.43689	0.40633
0.9	5.86	0.40667	0.37965
1.0	7.00	0.38018	0.35500
1.2	9.65	0.33394	0.31324
1.5	14.63	0.27656	0.25938
2.0	26.00	0.20176	0.18886
最大となる点	減速材厚さ	0.08	0.05
	Vm/Vf	0.26	0.16

表 3.3-3 (2)　燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.68807	0.74277	0.78028	0.85157	0.98614	1.06566
0.0066	0.02	0.70924	0.75351	0.79215	0.86544	0.99870	1.07304
0.01	0.03	0.72674	0.76451	0.80449	0.87905	1.01243	1.08100
0.02	0.06	0.76240	0.79437	0.83872	0.91705	1.04202	1.09949
0.03	0.09	0.79256	0.82344	0.87299	0.95267	1.07029	1.11222
0.04	0.12	0.81813	0.85183	0.90303	0.98268	1.09423	1.12359
0.05	0.16	0.84558	0.88062	0.93406	1.01157	1.11453	1.13184
0.06	0.19	0.87075	0.90626	0.96186	1.03691	1.13230	1.13764
0.08	0.26	0.91965	0.96040	1.01443	1.08385	1.16216	1.14360
0.105	0.35	0.97651	1.01748	1.06966	1.13150	1.18680	1.14345
0.15	0.52	1.06769	1.10355	1.14716	1.19408	1.21366	1.12797
0.2	0.73	1.14728	1.17559	1.20806	1.23810	1.22045	1.09676
0.24	0.91	1.19487	1.21856	1.24411	1.25938	1.21516	1.06594
0.3	1.20	1.25055	1.26678	1.27822	1.27568	1.19473	1.01334
0.4	1.74	1.30449	1.30680	1.30062	1.26840	1.13856	0.91888
0.5	2.38	1.32407	1.31487	1.29219	1.23670	1.06697	0.82353
0.6	3.10	1.31959	1.30026	1.26410	1.18801	0.99005	0.73376
0.7	3.91	1.29745	1.26801	1.21966	1.12830	0.91069	0.65257
0.8	4.83	1.26234	1.22593	1.16812	1.06382	0.83331	0.57862
0.9	5.86	1.21699	1.17489	1.10857	0.99583	0.75983	0.51351
1.0	7.00	1.16703	1.11818	1.04749	0.92795	0.69069	0.45627
1.2	9.65	1.05423	0.99986	0.92160	0.79712	0.56841	0.36178
1.5	14.63	0.87968	0.82329	0.74516	0.62785	0.42618	0.25917
2.0	26.00	0.62855	0.58057	0.51164	0.41703	0.26915	0.15781
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	Vm/Vf	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.3-3 (3)　燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.63256	0.68303	0.71610	0.78149	0.91172	0.99020
0.0066	0.02	0.65316	0.69245	0.72718	0.79505	0.92456	0.99863
0.01	0.03	0.66952	0.70205	0.73861	0.80725	0.93556	1.00505
0.02	0.06	0.70358	0.72977	0.77120	0.84361	0.96761	1.02399
0.03	0.09	0.72836	0.75758	0.80255	0.87827	0.99462	1.03613
0.04	0.12	0.75375	0.78487	0.83348	0.90925	1.01893	1.04858
0.05	0.16	0.77917	0.81159	0.86277	0.93918	1.03817	1.05567
0.06	0.19	0.80337	0.83845	0.89078	0.96399	1.05831	1.06210
0.08	0.26	0.85275	0.88901	0.93896	1.01058	1.08586	1.06822
0.105	0.35	0.90739	0.94562	0.99427	1.05822	1.11219	1.06790
0.15	0.52	0.99585	1.03049	1.07276	1.11923	1.13814	1.05213
0.2	0.73	1.07426	1.10366	1.13699	1.16413	1.14547	1.02097
0.24	0.91	1.12350	1.14733	1.17114	1.18591	1.13926	0.98992
0.3	1.20	1.17949	1.19685	1.20690	1.20206	1.11962	0.93767
0.4	1.74	1.23517	1.23723	1.22942	1.19550	1.06247	0.84528
0.5	2.38	1.25610	1.24597	1.22153	1.16343	0.99313	0.75361
0.6	3.10	1.25202	1.23176	1.19360	1.11610	0.91814	0.66854
0.7	3.91	1.22970	1.20188	1.15130	1.05774	0.84026	0.59156
0.8	4.83	1.19609	1.15947	1.09933	0.99407	0.76625	0.52315
0.9	5.86	1.15449	1.10963	1.04204	0.92849	0.69570	0.46280
1.0	7.00	1.10397	1.05556	0.98238	0.86149	0.63037	0.40903
1.2	9.65	0.99313	0.93943	0.86065	0.73838	0.51697	0.32283
1.5	14.63	0.82632	0.77124	0.69192	0.57558	0.38564	0.23114
2.0	26.00	0.58697	0.53842	0.47266	0.38030	0.24226	0.13966
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	Vm/Vf	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.3-3 (4)　燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.58171	0.62472	0.65542	0.71552	0.83746	0.90969
0.0066	0.02	0.60017	0.63463	0.66663	0.72886	0.84987	0.91752
0.01	0.03	0.61421	0.64434	0.67667	0.74191	0.86114	0.92369
0.02	0.06	0.64498	0.66968	0.70710	0.77592	0.89284	0.94047
0.03	0.09	0.66953	0.69561	0.73809	0.80863	0.91749	0.95358
0.04	0.12	0.69457	0.72169	0.76773	0.83894	0.93986	0.96312
0.05	0.16	0.71686	0.74763	0.79476	0.86507	0.95935	0.97044
0.06	0.19	0.74016	0.77255	0.82061	0.89148	0.97674	0.97517
0.08	0.26	0.78548	0.82136	0.86947	0.93471	1.00252	0.97932
0.105	0.35	0.84065	0.87617	0.92188	0.97926	1.02676	0.97825
0.15	0.52	0.92527	0.95952	0.99602	1.03824	1.04923	0.96205
0.2	0.73	1.00144	1.02765	1.05723	1.07977	1.05492	0.93130
0.24	0.91	1.04694	1.07005	1.08998	1.10019	1.04935	0.90139
0.3	1.20	1.10126	1.11370	1.12380	1.11413	1.02793	0.85096
0.4	1.74	1.15344	1.15359	1.14390	1.10674	0.97382	0.76236
0.5	2.38	1.17343	1.16136	1.13533	1.07441	0.90550	0.67654
0.6	3.10	1.16852	1.14615	1.10643	1.02767	0.83225	0.59755
0.7	3.91	1.14599	1.11515	1.06540	0.97065	0.75995	0.52660
0.8	4.83	1.11267	1.07475	1.01534	0.91026	0.69065	0.46406
0.9	5.86	1.07067	1.02656	0.96021	0.84810	0.62454	0.40837
1.0	7.00	1.02310	0.97395	0.90268	0.78487	0.56453	0.36131
1.2	9.65	0.91859	0.86418	0.78755	0.66909	0.46100	0.28369
1.5	14.63	0.76043	0.70446	0.63033	0.51896	0.34046	0.20215
2.0	26.00	0.53893	0.49165	0.42826	0.34179	0.21274	0.12197
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	Vm/Vf	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.3-3 (5)　燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)					
		0%	20%	40%	60%	80%	90%
		100%	80%	60%	40%	20%	10%
0.0032	0.01	0.54580	0.58636	0.61393	0.67282	0.78791	0.85188
0.0066	0.02	0.56232	0.59447	0.62353	0.68438	0.79957	0.85985
0.01	0.03	0.57554	0.60225	0.63374	0.69607	0.80904	0.86492
0.02	0.06	0.60493	0.62784	0.66456	0.73053	0.83878	0.88092
0.03	0.09	0.62922	0.65299	0.69385	0.76276	0.86291	0.89173
0.04	0.12	0.65147	0.67768	0.72247	0.79056	0.88367	0.90157
0.05	0.16	0.67325	0.70383	0.74967	0.81644	0.90331	0.90708
0.06	0.19	0.69736	0.72889	0.77429	0.84098	0.91777	0.91076
0.08	0.26	0.74176	0.77363	0.82204	0.88244	0.94365	0.91563
0.105	0.35	0.79368	0.82768	0.87174	0.92406	0.96505	0.91277
0.15	0.52	0.87542	0.90597	0.94329	0.97977	0.98590	0.89514
0.2	0.73	0.94874	0.97389	1.00001	1.01944	0.98935	0.86539
0.24	0.91	0.99273	1.01326	1.03194	1.03829	0.98280	0.83560
0.3	1.20	1.04422	1.05523	1.06265	1.04900	0.96129	0.78637
0.4	1.74	1.09315	1.09203	1.08080	1.04054	0.90633	0.70145
0.5	2.38	1.11070	1.09722	1.06959	1.00807	0.84058	0.62076
0.6	3.10	1.10448	1.08218	1.04081	0.96097	0.77016	0.54606
0.7	3.91	1.08253	1.05099	0.99956	0.90621	0.70107	0.47958
0.8	4.83	1.05024	1.01008	0.95065	0.84671	0.63441	0.42154
0.9	5.86	1.00862	0.96439	0.89821	0.78733	0.57345	0.37087
1.0	7.00	0.96150	0.91411	0.84181	0.72801	0.51705	0.32711
1.2	9.65	0.86144	0.80752	0.73272	0.61781	0.41979	0.25592
1.5	14.63	0.71124	0.65705	0.58314	0.47693	0.30945	0.18205
2.0	26.00	0.50027	0.45402	0.39502	0.31186	0.19262	0.10958
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.4	0.3	0.2	0.08
	Vm/Vf	2.38	2.38	1.74	1.20	0.73	0.26

表 3.3-3 (6)　全燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)			
		0%	20%	40%	60%
		100%	80%	60%	40%
0.0032	0.01	0.62877	0.67219	0.68643	0.70115
0.0066	0.02	0.64640	0.67990	0.69231	0.70797
0.01	0.03	0.66234	0.68618	0.69856	0.71318
0.02	0.06	0.69145	0.70494	0.71458	0.72709
0.03	0.09	0.71180	0.72100	0.73040	0.73918
0.04	0.12	0.72746	0.73589	0.74414	0.74901
0.05	0.16	0.74267	0.74872	0.75636	0.75718
0.06	0.19	0.75591	0.76138	0.76658	0.76415
0.08	0.26	0.77735	0.78123	0.78173	0.77369
0.105	0.35	0.80080	0.80113	0.79571	0.78016
0.15	0.52	0.82894	0.82354	0.80931	0.78510
0.2	0.73	0.84659	0.83352	0.81485	0.78241
0.24	0.91	0.85275	0.83532	0.81255	0.77798
0.3	1.20	0.85267	0.83307	0.80721	0.76792
0.4	1.74	0.84163	0.81897	0.78923	0.74508
0.5	2.38	0.82153	0.79723	0.76540	0.71759
0.6	3.10	0.79776	0.77178	0.73730	0.68670
0.7	3.91	0.77030	0.74358	0.70787	0.65439
0.8	4.83	0.74145	0.71310	0.67623	0.62063
0.9	5.86	0.70949	0.68184	0.64371	0.58601
1.0	7.00	0.67760	0.64879	0.60993	0.55019
1.2	9.65	0.61241	0.58305	0.54283	0.48301
1.5	14.63	0.51476	0.48612	0.44783	0.39033
2.0	26.00	0.37616	0.35102	0.31719	0.26892
最大となる点	減速材厚さ	0.24	0.24	0.2	0.15
	Vm/Vf	0.91	0.91	0.73	0.52

表 3.3-3 (7)　低燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 とコンクリートの体積割合 (上段:コンクリート、下段:燃焼燃料)			
		0%	20%	40%	60%
		100%	80%	60%	40%
0.0032	0.01	0.68365	0.72970	0.74283	0.74461
0.0066	0.02	0.70342	0.73848	0.74755	0.74781
0.01	0.03	0.71925	0.74420	0.75364	0.75018
0.02	0.06	0.74948	0.76177	0.76517	0.75794
0.03	0.09	0.76953	0.77625	0.77631	0.76336
0.04	0.12	0.78461	0.78772	0.78426	0.76653
0.05	0.16	0.79619	0.79728	0.79064	0.76777
0.06	0.19	0.80660	0.80435	0.79497	0.76673
0.08	0.26	0.82419	0.81679	0.79992	0.76465
0.105	0.35	0.83575	0.82406	0.80081	0.75864
0.15	0.52	0.84563	0.82482	0.79282	0.74294
0.2	0.73	0.84239	0.81578	0.77794	0.72468
0.24	0.91	0.83304	0.80449	0.76423	0.70895
0.3	1.20	0.81591	0.78355	0.74327	0.68879
0.4	1.74	0.78067	0.74845	0.70841	0.65528
0.5	2.38	0.74636	0.71469	0.67509	0.62421
0.6	3.10	0.71205	0.68167	0.64415	0.59395
0.7	3.91	0.68014	0.65041	0.61356	0.56439
0.8	4.83	0.64796	0.61909	0.58394	0.53596
0.9	5.86	0.61733	0.58967	0.55571	0.50698
1.0	7.00	0.58719	0.56039	0.52609	0.47863
1.2	9.65	0.52818	0.50283	0.46970	0.42341
1.5	14.63	0.44442	0.42136	0.39076	0.34737
2.0	26.00	0.32699	0.30668	0.28094	0.24456
最大となる点	減速材厚さ	0.15	0.15	0.105	0.05
	Vm/Vf	0.52	0.52	0.35	0.16

表 3.3-4 (1)　燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)	
		0%	10%
		100%	90%
0.0032	0.01	0.73665	0.70508
0.0066	0.02	0.75720	0.72313
0.01	0.03	0.77266	0.73771
0.02	0.06	0.80122	0.76458
0.03	0.09	0.81762	0.78069
0.04	0.12	0.82785	0.79068
0.05	0.16	0.83367	0.79816
0.06	0.19	0.83820	0.80067
0.08	0.26	0.83881	0.80213
0.105	0.35	0.83049	0.79431
0.15	0.52	0.80433	0.76915
0.2	0.73	0.76604	0.73000
0.24	0.91	0.73256	0.69845
0.3	1.20	0.68594	0.65370
0.4	1.74	0.61675	0.58772
0.5	2.38	0.55837	0.53287
0.6	3.10	0.51052	0.48735
0.7	3.91	0.47077	0.44911
0.8	4.83	0.43689	0.41842
0.9	5.86	0.40667	0.39025
1.0	7.00	0.38018	0.36491
1.2	9.65	0.33394	0.32136
1.5	14.63	0.27656	0.26585
2.0	26.00	0.20176	0.19420
最大となる点	減速材厚さ	0.08	0.08
	Vm/Vf	0.26	0.26

表 3.3-4 (2)　燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01	0.68807	0.65573	0.62274	0.58742	0.54970	0.50817
0.0066	0.02	0.70924	0.67514	0.64096	0.60464	0.56466	0.52107
0.01	0.03	0.72674	0.69170	0.65509	0.61810	0.57799	0.53225
0.02	0.06	0.76240	0.72665	0.68978	0.65175	0.61028	0.56275
0.03	0.09	0.79256	0.75660	0.72017	0.68175	0.64016	0.59304
0.04	0.12	0.81813	0.78445	0.74938	0.71023	0.67056	0.62444
0.05	0.16	0.84558	0.81186	0.77738	0.74080	0.70055	0.65355
0.06	0.19	0.87075	0.83871	0.80433	0.76896	0.72917	0.68132
0.08	0.26	0.91965	0.88913	0.85722	0.82094	0.78029	0.73056
0.105	0.35	0.97651	0.94822	0.91508	0.87771	0.83516	0.78105
0.15	0.52	1.06769	1.03587	1.00139	0.96101	0.91171	0.85050
0.2	0.73	1.14728	1.11190	1.07479	1.02716	0.97155	0.90159
0.24	0.91	1.19487	1.15726	1.11418	1.06593	1.00364	0.92903
0.3	1.20	1.25055	1.20954	1.16286	1.10580	1.03788	0.95622
0.4	1.74	1.30449	1.25676	1.20211	1.13843	1.06204	0.97044
0.5	2.38	1.32407	1.27235	1.21239	1.14316	1.06053	0.96485
0.6	3.10	1.31959	1.26336	1.20046	1.12749	1.04263	0.94280
0.7	3.91	1.29745	1.23948	1.17410	1.09885	1.01211	0.91090
0.8	4.83	1.26234	1.20214	1.13508	1.05924	0.97354	0.87336
0.9	5.86	1.21699	1.15799	1.09060	1.01472	0.92898	0.83129
1.0	7.00	1.16703	1.10662	1.04060	0.96581	0.88326	0.78639
1.2	9.65	1.05423	0.99570	0.93317	0.86265	0.78470	0.69583
1.5	14.63	0.87968	0.82826	0.77352	0.71079	0.64162	0.56557
2.0	26.00	0.62855	0.59040	0.54493	0.49940	0.44860	0.39233
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4	0.4
	Vm/Vf	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74	1.74

表 3.3-4 (3)　燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)					
		0%	10%	20%	30%	40%	50%
		100%	90%	80%	70%	60%	50%
0.0032	0.01	0.63256	0.60161	0.57003	0.53539	0.49835	0.45811
0.0066	0.02	0.65316	0.62001	0.58658	0.55141	0.51314	0.47049
0.01	0.03	0.66952	0.63453	0.60066	0.56371	0.52444	0.48138
0.02	0.06	0.70358	0.66757	0.63242	0.59502	0.55461	0.51014
0.03	0.09	0.72836	0.69505	0.66022	0.62352	0.58337	0.53990
0.04	0.12	0.75375	0.72061	0.68827	0.65180	0.61338	0.56917
0.05	0.16	0.77917	0.74685	0.71458	0.67988	0.64032	0.59614
0.06	0.19	0.80337	0.77192	0.74082	0.70518	0.66746	0.62304
0.08	0.26	0.85275	0.82142	0.79013	0.75499	0.71797	0.66951
0.105	0.35	0.90739	0.87846	0.84782	0.81101	0.77029	0.71995
0.15	0.52	0.99585	0.96564	0.93121	0.89242	0.84400	0.78593
0.2	0.73	1.07426	1.03982	1.00234	0.95671	0.90318	0.83421
0.24	0.91	1.12350	1.08642	1.04581	0.99605	0.93585	0.86182
0.3	1.20	1.17949	1.13946	1.09134	1.03435	0.96785	0.88707
0.4	1.74	1.23517	1.18711	1.13299	1.06787	0.99202	0.90226
0.5	2.38	1.25610	1.20336	1.14184	1.07166	0.98982	0.89499
0.6	3.10	1.25202	1.19524	1.13120	1.05777	0.97248	0.87440
0.7	3.91	1.22970	1.17195	1.10471	1.02919	0.94299	0.84359
0.8	4.83	1.19609	1.13606	1.06837	0.99221	0.90538	0.80797
0.9	5.86	1.15449	1.09248	1.02416	0.94936	0.86362	0.76759
1.0	7.00	1.10397	1.04321	0.97610	0.90206	0.81844	0.72496
1.2	9.65	0.99313	0.93626	0.87241	0.80346	0.72515	0.63931
1.5	14.63	0.82632	0.77376	0.71988	0.65767	0.59164	0.51772
2.0	26.00	0.58697	0.54867	0.50751	0.45977	0.41066	0.35716
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4	0.4
	Vm/Vf	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74	1.74

表 3.3-4 (4)　燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)				
		0%	10%	20%	30%	40%
		100%	90%	80%	70%	60%
0.0032	0.01	0.58171	0.55055	0.51830	0.48513	0.45051
0.0066	0.02	0.60017	0.56760	0.53485	0.49983	0.46394
0.01	0.03	0.61421	0.58038	0.54719	0.51160	0.47496
0.02	0.06	0.64498	0.61150	0.57786	0.54064	0.50298
0.03	0.09	0.66953	0.63688	0.60289	0.56829	0.53079
0.04	0.12	0.69457	0.66249	0.62957	0.59466	0.55791
0.05	0.16	0.71686	0.68694	0.65472	0.62157	0.58546
0.06	0.19	0.74016	0.71068	0.67997	0.64579	0.61005
0.08	0.26	0.78548	0.75796	0.72797	0.69488	0.65701
0.105	0.35	0.84065	0.81290	0.78158	0.74712	0.70702
0.15	0.52	0.92527	0.89540	0.86173	0.82336	0.77648
0.2	0.73	1.00144	0.96638	0.92939	0.88427	0.83124
0.24	0.91	1.04694	1.01205	0.96928	0.92065	0.86181
0.3	1.20	1.10126	1.06067	1.01318	0.95626	0.89212
0.4	1.74	1.15344	1.10471	1.05100	0.98648	0.91268
0.5	2.38	1.17343	1.11932	1.05891	0.98926	0.91019
0.6	3.10	1.16852	1.11157	1.04771	0.97387	0.89072
0.7	3.91	1.14599	1.08794	1.02097	0.94685	0.86268
0.8	4.83	1.11267	1.05263	0.98528	0.91093	0.82693
0.9	5.86	1.07067	1.01038	0.94444	0.86924	0.78774
1.0	7.00	1.02310	0.96277	0.89772	0.82480	0.74470
1.2	9.65	0.91859	0.86053	0.79835	0.73197	0.65815
1.5	14.63	0.76043	0.70898	0.65643	0.59789	0.53421
2.0	26.00	0.53893	0.50074	0.45928	0.41646	0.37126
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5	0.4
	Vm/Vf	2.38	2.38	2.38	2.38	1.74

表 3.3-4 (5)　燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)			
		0%	10%	20%	30%
		100%	90%	80%	70%
0.0032	0.01	0.54580	0.51509	0.48464	0.45181
0.0066	0.02	0.56232	0.53121	0.49890	0.46524
0.01	0.03	0.57554	0.54321	0.51095	0.47609
0.02	0.06	0.60493	0.57264	0.53884	0.50412
0.03	0.09	0.62922	0.59644	0.56458	0.53081
0.04	0.12	0.65147	0.62053	0.59003	0.55644
0.05	0.16	0.67325	0.64443	0.61391	0.58159
0.06	0.19	0.69736	0.66843	0.63824	0.60780
0.08	0.26	0.74176	0.71391	0.68410	0.65183
0.105	0.35	0.79368	0.76582	0.73607	0.70219
0.15	0.52	0.87542	0.84721	0.81298	0.77531
0.2	0.73	0.94874	0.91541	0.87690	0.83375
0.24	0.91	0.99273	0.95759	0.91595	0.86748
0.3	1.20	1.04422	1.00367	0.95580	0.90028
0.4	1.74	1.09315	1.04457	0.98979	0.92648
0.5	2.38	1.11070	1.05734	0.99637	0.92783
0.6	3.10	1.10448	1.04741	0.98391	0.91274
0.7	3.91	1.08253	1.02416	0.95765	0.88502
0.8	4.83	1.05024	0.98960	0.92315	0.85008
0.9	5.86	1.00862	0.94720	0.88247	0.81000
1.0	7.00	0.96150	0.90220	0.83847	0.76790
1.2	9.65	0.86144	0.80534	0.74443	0.67936
1.5	14.63	0.71124	0.66209	0.60895	0.55222
2.0	26.00	0.50027	0.46312	0.42500	0.38422
最大となる点	減速材厚さ	0.5	0.5	0.5	0.5
	Vm/Vf	2.38	2.38	2.38	2.38

表 3.3-4 (6)　全燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)			
		0%	10%	20%	30%
		100%	90%	80%	70%
0.0032	0.01	0.62877	0.59628	0.56399	0.53072
0.0066	0.02	0.64640	0.61351	0.58066	0.54544
0.01	0.03	0.66234	0.62815	0.59448	0.55695
0.02	0.06	0.69145	0.65553	0.61999	0.58397
0.03	0.09	0.71180	0.67656	0.64139	0.60432
0.04	0.12	0.72746	0.69439	0.66024	0.62279
0.05	0.16	0.74267	0.71016	0.67541	0.64062
0.06	0.19	0.75591	0.72436	0.69114	0.65580
0.08	0.26	0.77735	0.74822	0.71673	0.68193
0.105	0.35	0.80080	0.77265	0.74203	0.70760
0.15	0.52	0.82894	0.80088	0.77017	0.73445
0.2	0.73	0.84659	0.81762	0.78556	0.74919
0.24	0.91	0.85275	0.82207	0.79077	0.75362
0.3	1.20	0.85267	0.82293	0.79030	0.75338
0.4	1.74	0.84163	0.81181	0.77869	0.74036
0.5	2.38	0.82153	0.79324	0.75928	0.72177
0.6	3.10	0.79776	0.76865	0.73575	0.69823
0.7	3.91	0.77030	0.74087	0.70952	0.67293
0.8	4.83	0.74145	0.71210	0.68105	0.64482
0.9	5.86	0.70949	0.68198	0.65127	0.61559
1.0	7.00	0.67760	0.65053	0.62079	0.58619
1.2	9.65	0.61241	0.58655	0.55805	0.52548
1.5	14.63	0.51476	0.49212	0.46694	0.43797
2.0	26.00	0.37616	0.35697	0.33719	0.31454
最大となる点	減速材厚さ	0.24	0.3	0.24	0.24
	Vm/Vf	0.91	1.20	0.91	0.91

表 3.3-4 (7)　低燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

減速材厚さ [cm]	Vm/Vf	燃料球の燃焼燃料 と SUS316 の体積割合 (上段:SUS316、下段:燃焼燃料)		
		0%	10%	20%
		100%	90%	80%
0.0032	0.01	0.68365	0.65102	0.61920
0.0066	0.02	0.70342	0.66952	0.63545
0.01	0.03	0.71925	0.68423	0.64989
0.02	0.06	0.74948	0.71373	0.67723
0.03	0.09	0.76953	0.73353	0.69749
0.04	0.12	0.78461	0.74993	0.71193
0.05	0.16	0.79619	0.76280	0.72803
0.06	0.19	0.80660	0.77419	0.73909
0.08	0.26	0.82419	0.79063	0.75663
0.105	0.35	0.83575	0.80488	0.77083
0.15	0.52	0.84563	0.81389	0.77969
0.2	0.73	0.84239	0.81091	0.77668
0.24	0.91	0.83304	0.80219	0.76870
0.3	1.20	0.81591	0.78563	0.75212
0.4	1.74	0.78067	0.75232	0.72076
0.5	2.38	0.74636	0.71807	0.68886
0.6	3.10	0.71205	0.68667	0.65817
0.7	3.91	0.68014	0.65548	0.62832
0.8	4.83	0.64796	0.62483	0.59888
0.9	5.86	0.61733	0.59500	0.56979
1.0	7.00	0.58719	0.56582	0.54185
1.2	9.65	0.52818	0.50835	0.48647
1.5	14.63	0.44442	0.42802	0.40814
2.0	26.00	0.32699	0.31257	0.29750
最大となる点	減速材厚さ	0.15	0.15	0.15
	Vm/Vf	0.52	0.52	0.52

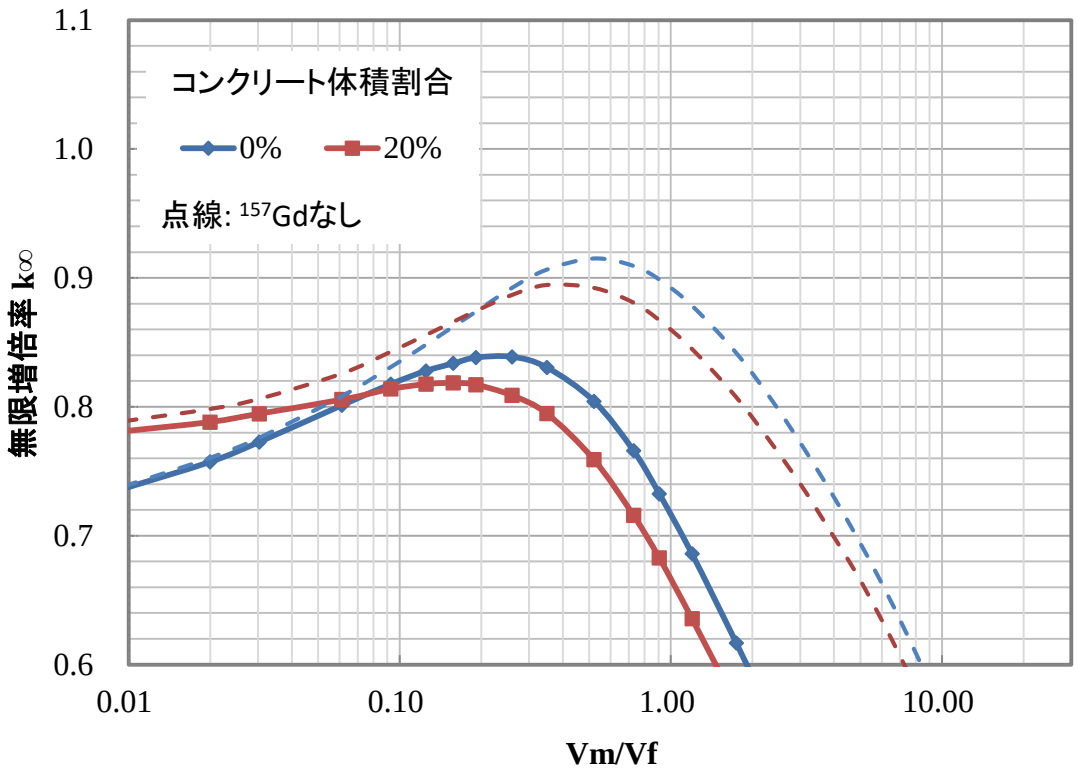


図 3.3-1 (1)　燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

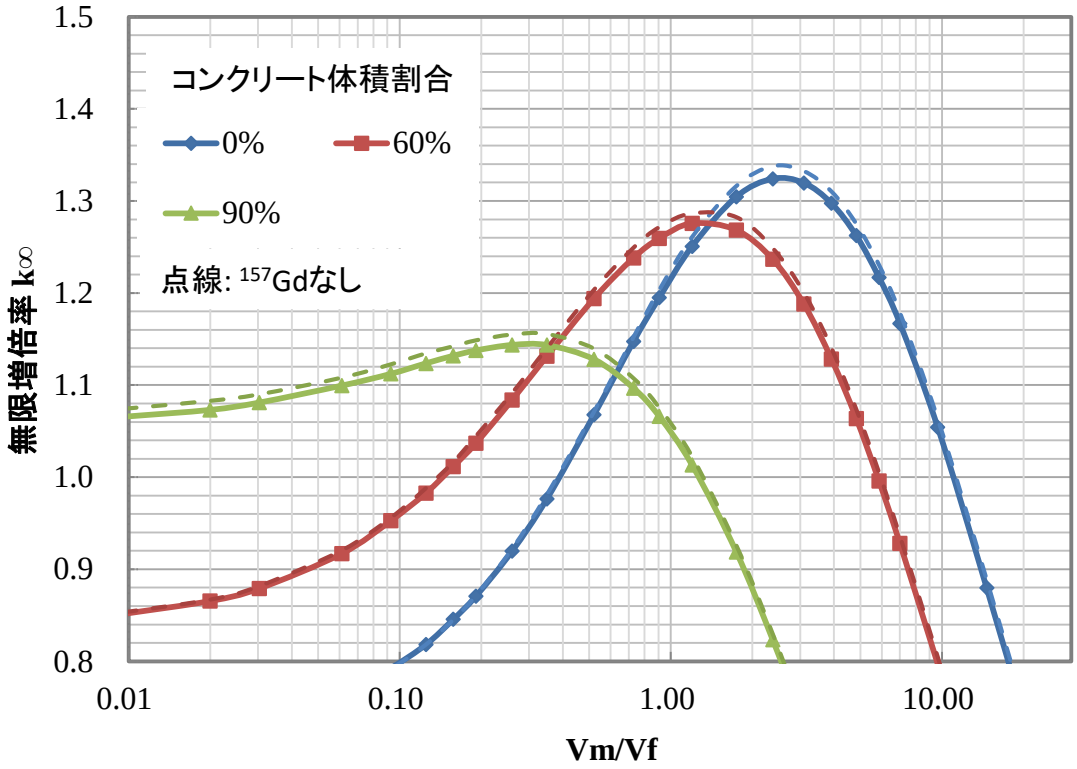


図 3.3-1 (2)　燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

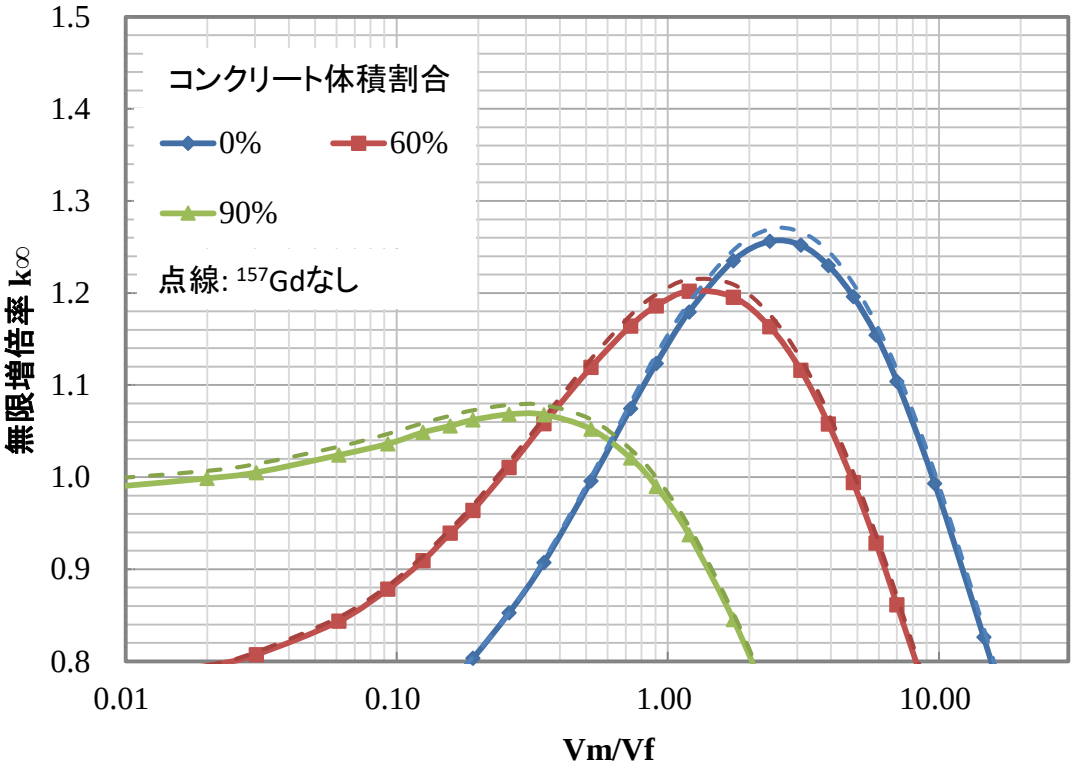


図 3.3-1 (3)　燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

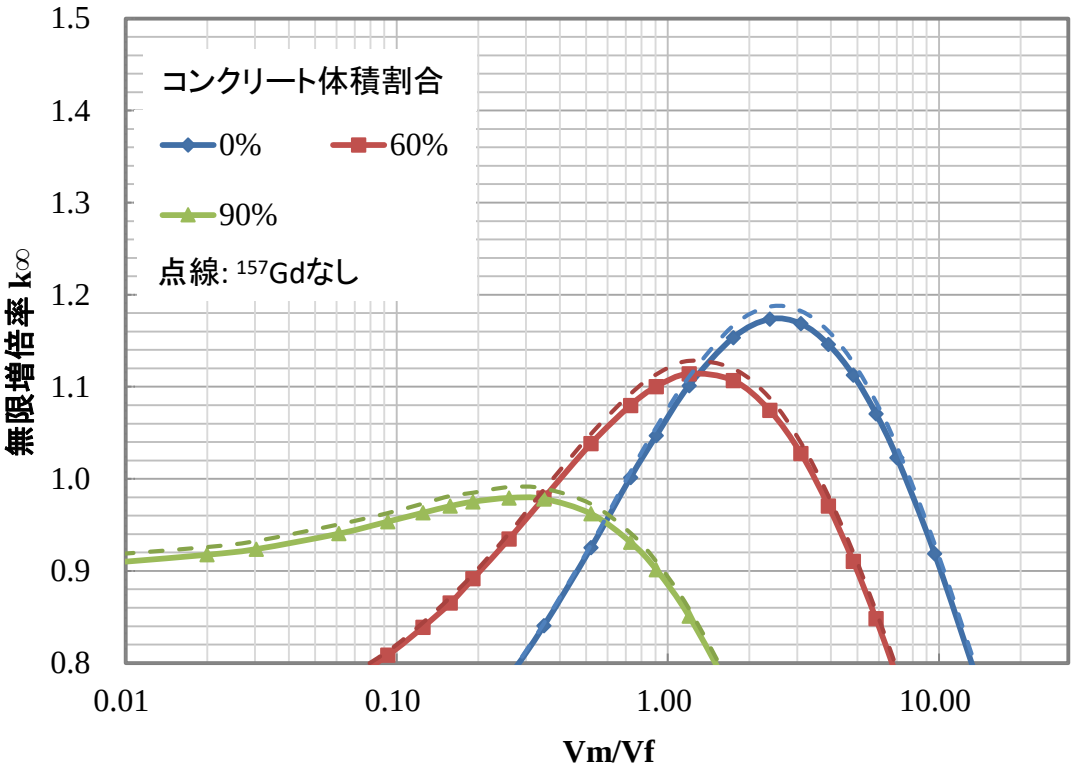


図 3.3-1 (4)　燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

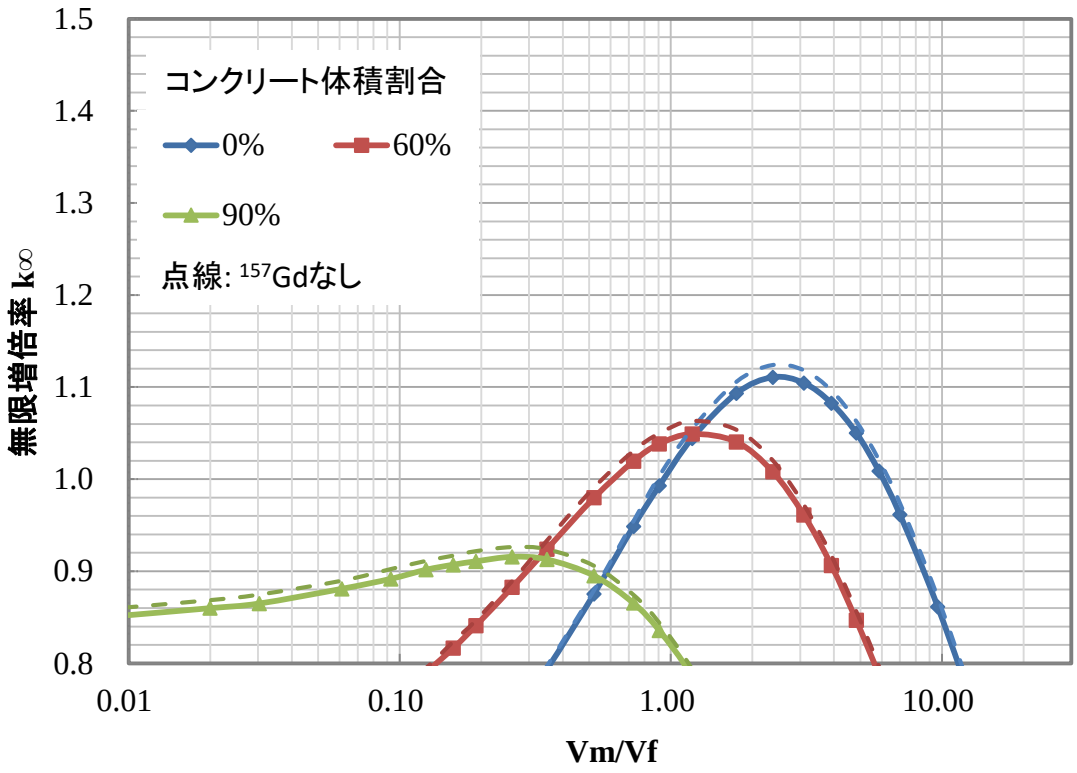


図 3.3-1 (5)　燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

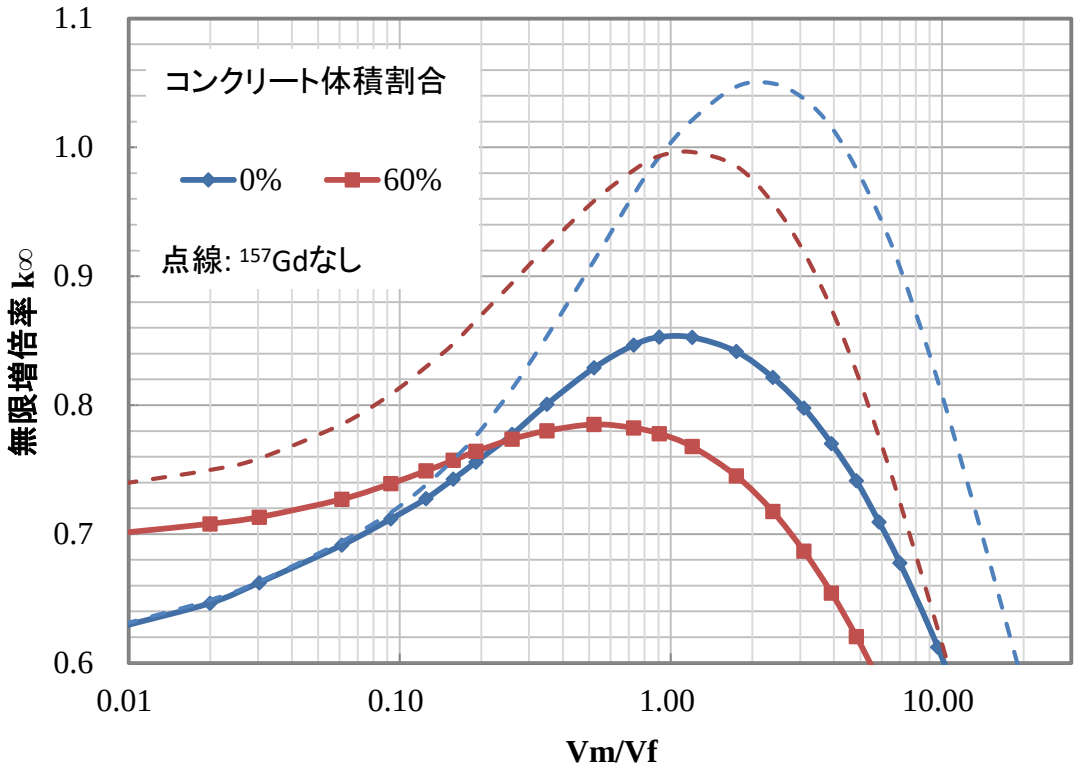


図 3.3-1 (6)　全燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

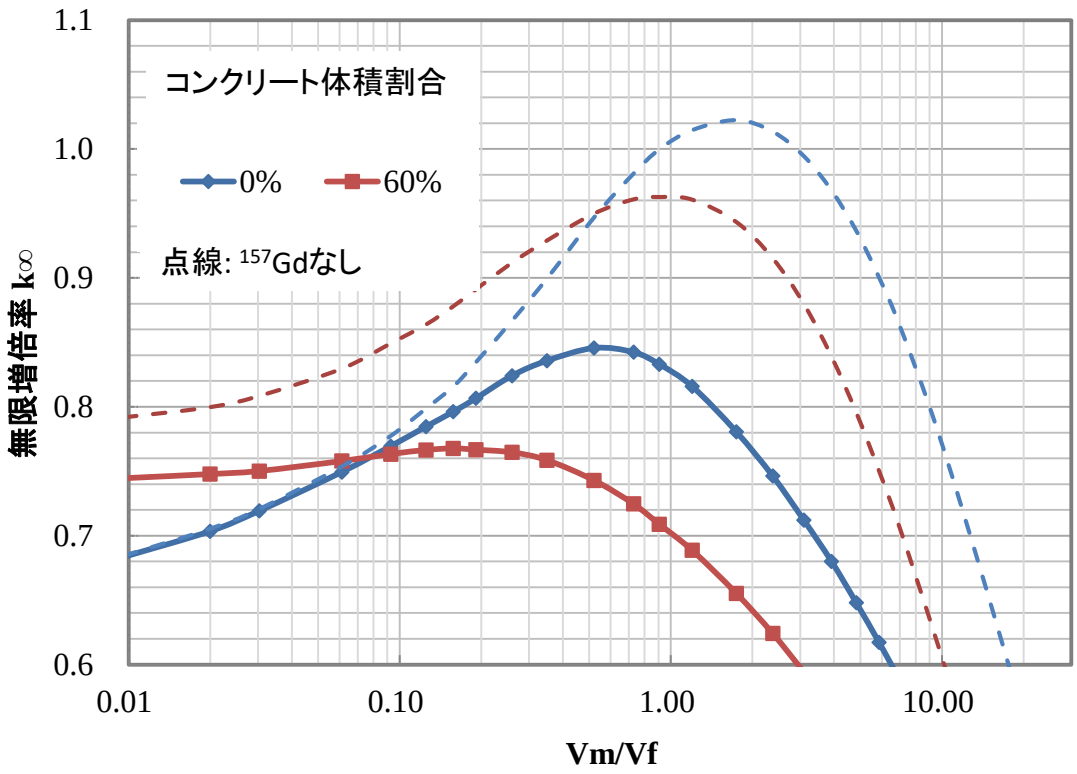


図 3.3-1 (7)　低燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋コンクリートの無限増倍率

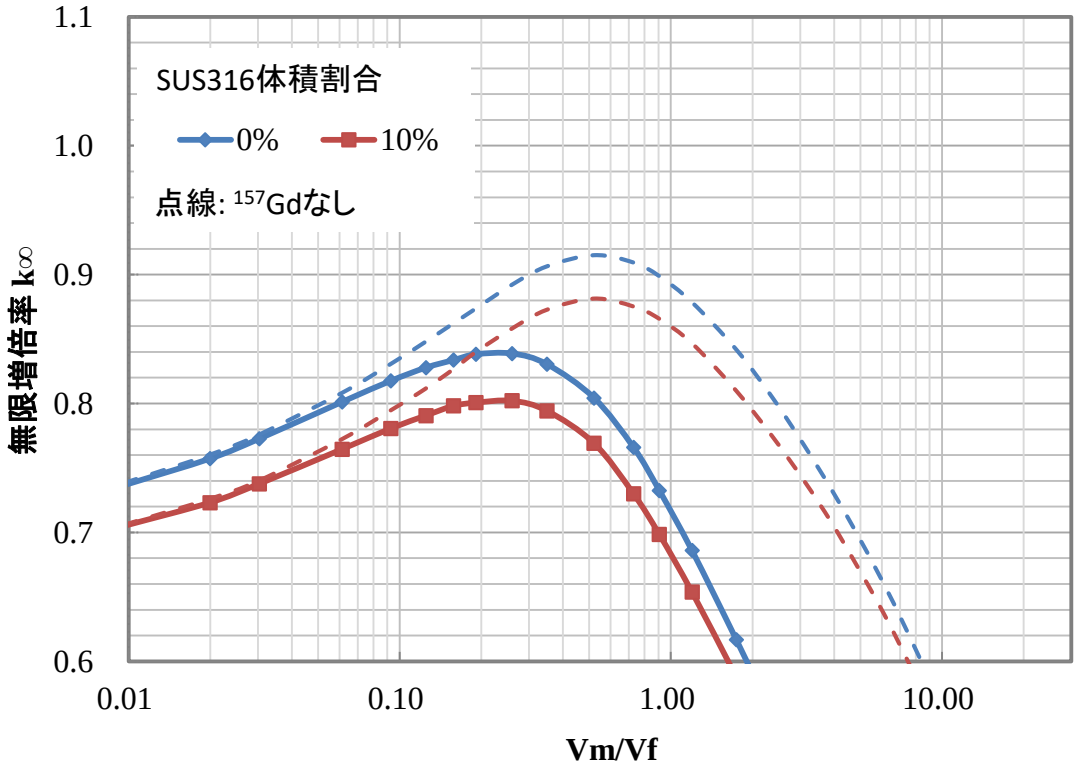


図 3.3-2 (1)　燃焼度 5.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

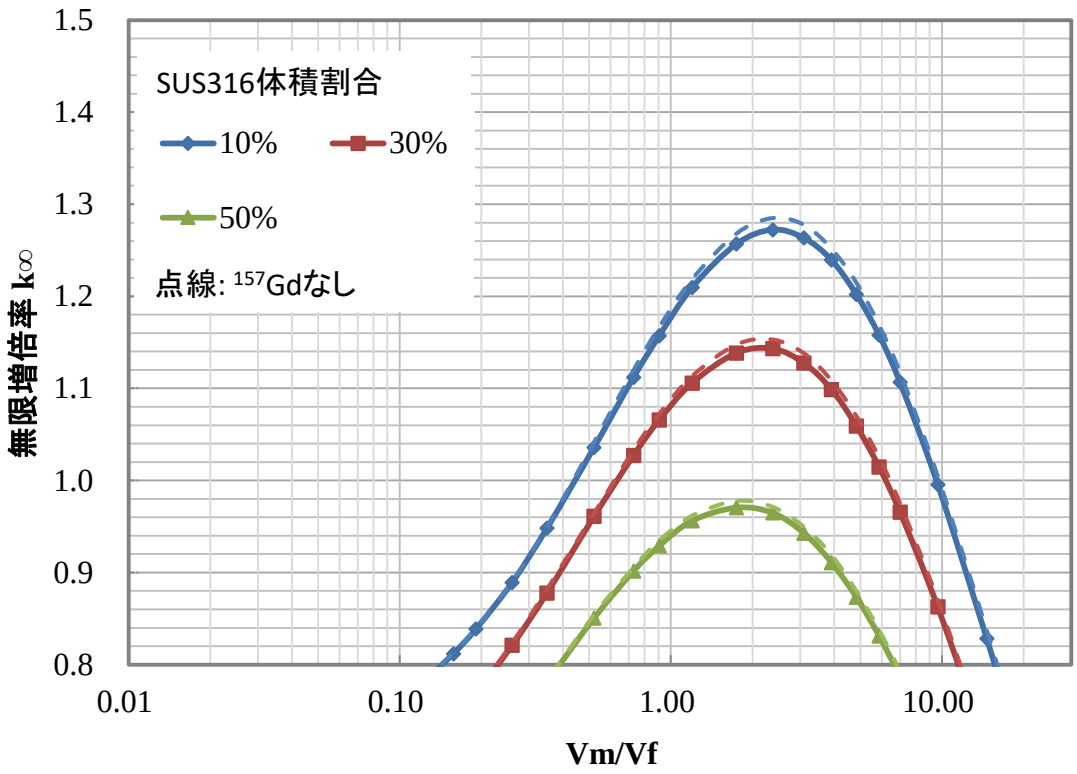


図 3.3-2 (2)　燃焼度 15.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

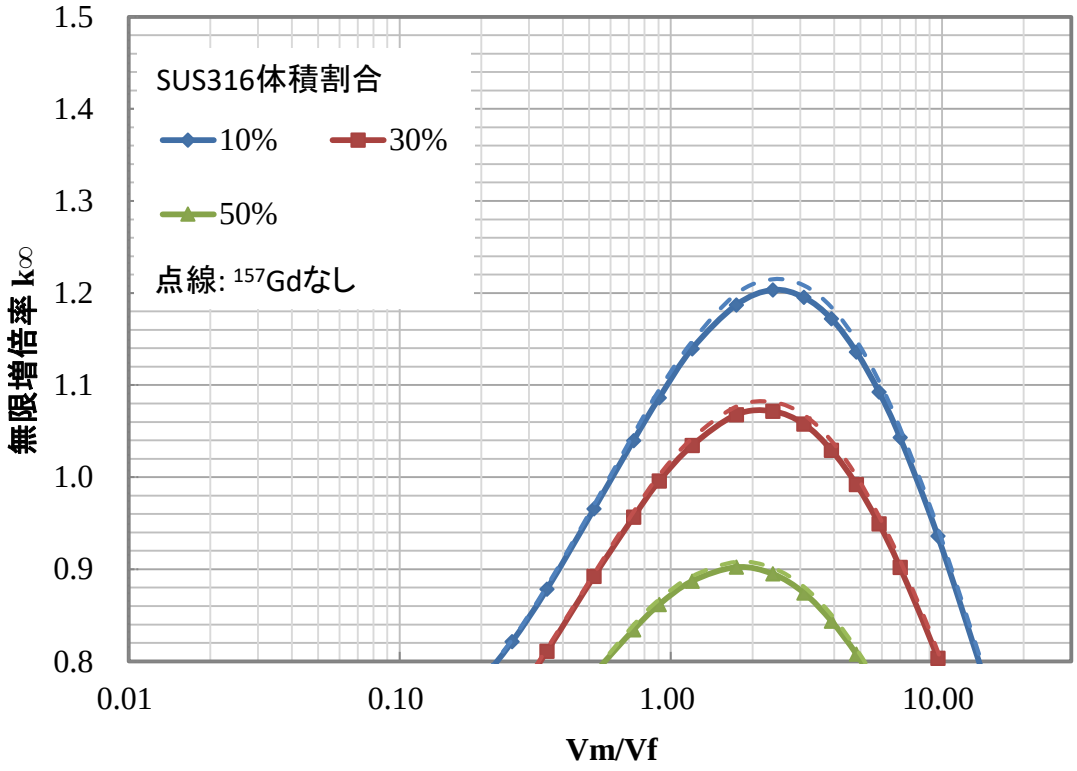


図 3.3-2 (3)　燃焼度 24.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

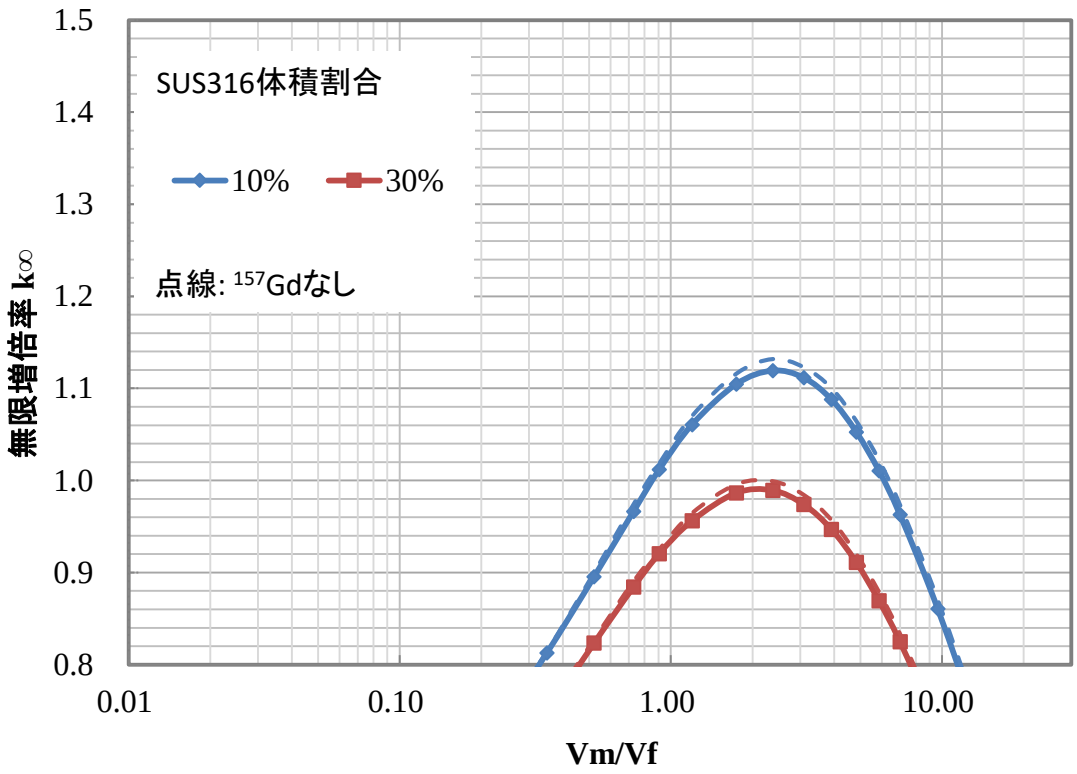


図 3.3-2 (4)　燃焼度 33.3 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

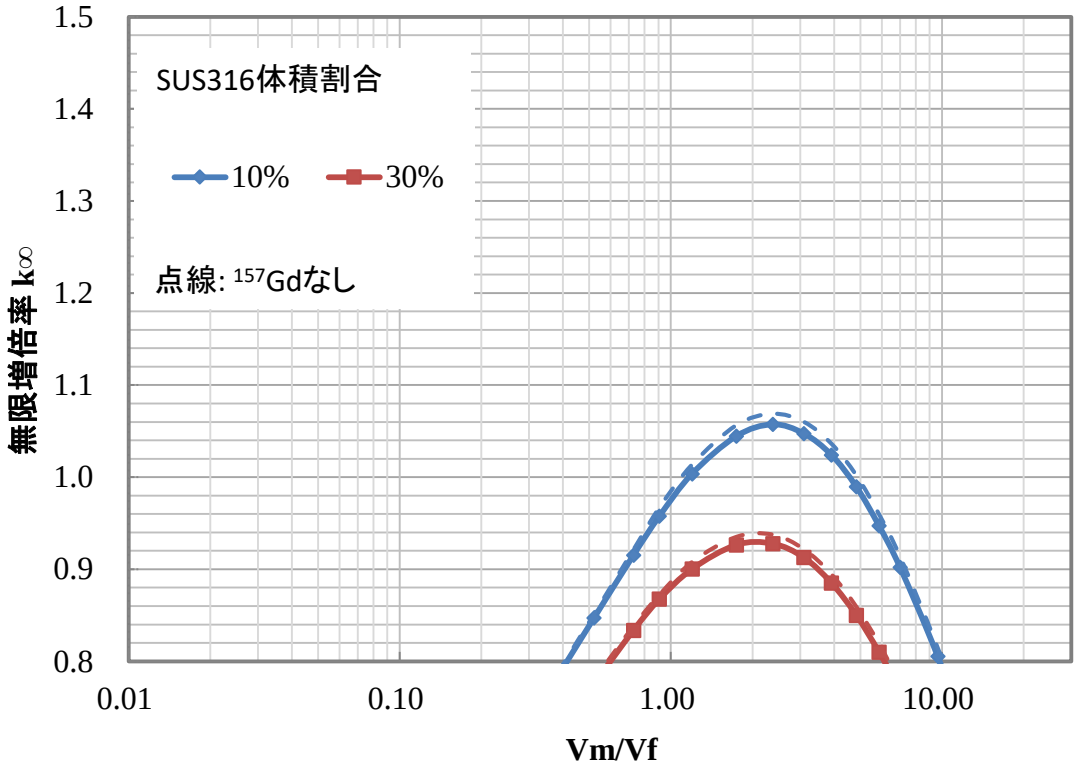


図 3.3-2 (5)　燃焼度 40.2 GWd/t 燃焼燃料（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

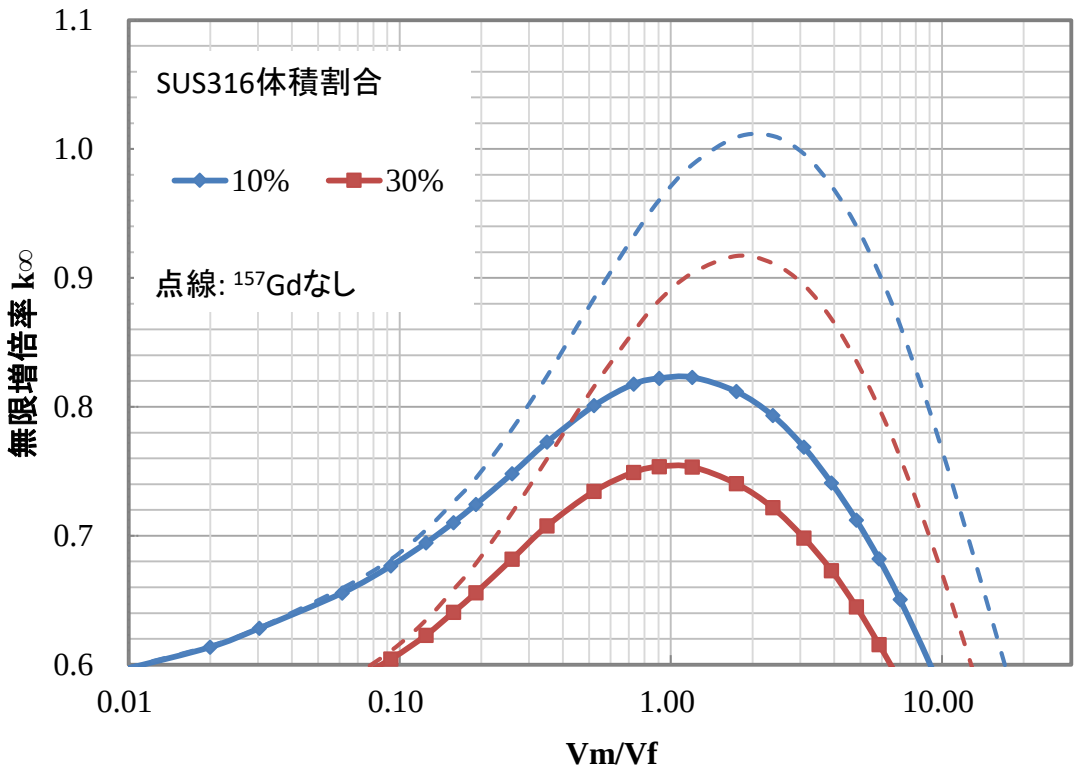


図 3.3-2 (6)　全燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

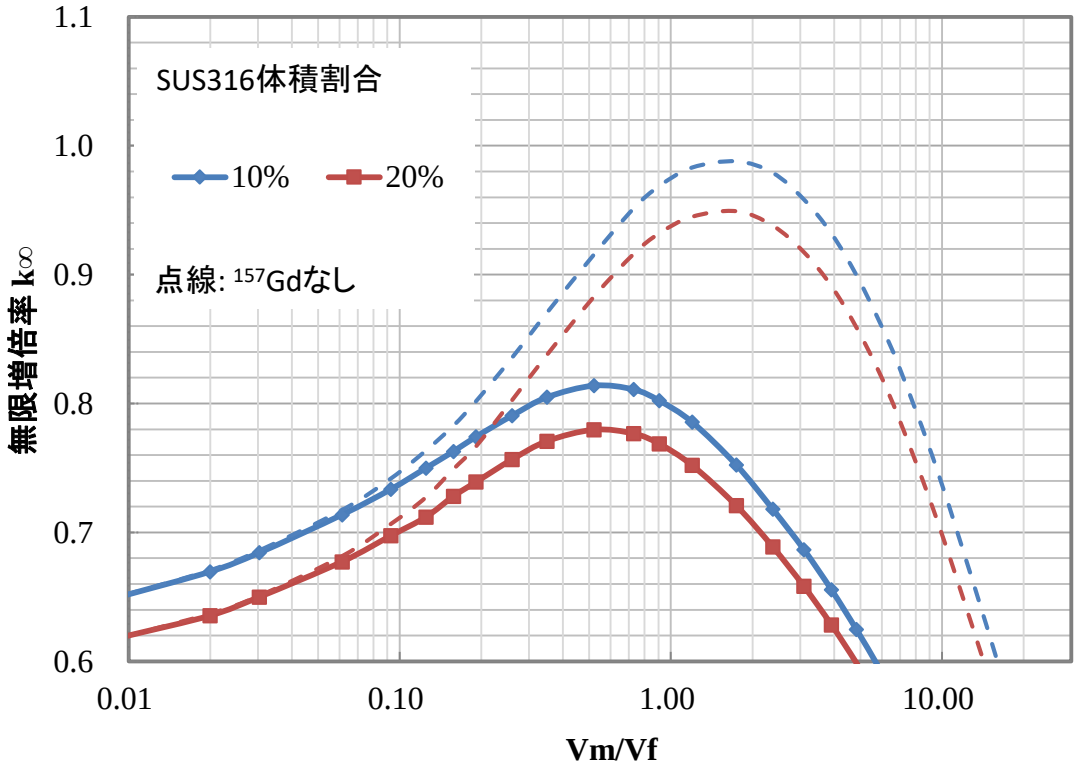


図 3.3-2 (7)　低燃焼度平均組成（^{157}Gd 考慮）＋SUS316 の無限増倍率

3.3.3 まとめ

3.1 節にて示した燃焼燃料と水、及びコンクリートもしくはステンレス鋼 SUS316 から成る非均質球体系における k_∞の解析と同様な解析を、燃焼燃料中の ^{157}Gd を考慮した場合について実施した。^{157}Gd の考慮により、全燃焼度平均組成及び低燃焼度平均組成については k_∞が大きく減少し、3.1 節の解析において k_∞が 1 を上回った全てのケースにおいて k_∞が 1 を下回った。一方で、燃焼度 15.2 GWd/t 以上のケースでは、燃焼による ^{157}Gd の影響はほぼなくなるため、k_∞はわずかに減少する（最適減速付近で約 1%の減少）という結果となった。

3.4 MCCI 生成物（非均質体系）の臨界量解析

3.4.1 目的及び概要

「平成 26 年度原子力施設の臨界管理安全基盤強化委託費（東京電力福島第一原子力発電所燃料デブリの臨界評価手法の整備）事業」において、MCCI 生成物の臨界特性解析を実施した。その際、MCCI 生成物と水が均質に混合した体系での臨界量解析は実施した一方で、平成 27 年度の同事業や本稿 3.2 節で実施したような非均質体系での臨界量解析は一部の計算条件を除いて実施していなかった。具体的には、平成 26 年度に実施した解析では、非均質球体系の最適減速付近での臨界量のみ求めており、非均質球体系での V_m/V_f を変えた系統的な臨界量解析や、非均質無限円柱体系及び非均質無限平板体系での最適減速付近での臨界量解析は行っていなかった。ここでは、これらの平成 26 年度に実施しなかった MCCI 生成物の非均質体系の臨界量解析結果を示す。

3.4.2 臨界量解析

(1) 解析条件

MCCI 生成物と水の非均質体系で V_m/V_f を変化させながら系統的に臨界量を計算した。計算体系は、30 cm 厚の水反射体がある球形状、無限円柱形状、無限平板形状の 3 種類であり、3.2 節と同様である。燃料の種類は平成 26 年度に取り扱った 4 ケースであり、^{235}U 濃縮度が 5 wt%、4 wt% 及び 3 wt%の 3 種類の二酸化ウラン（UO_2）新燃料と、STEP3 燃料集合体を 14GWd/t まで燃焼させて組成を集合体平均した 14GWd/t 燃焼燃料組成である。その他の計算条件については 3.2 節と同様である。

(2) 解析結果

① 球体系

非均質球体系の臨界量解析結果を、UO_2（^{235}U 濃縮度 5 wt%、4 wt%、及び 3 wt%）と燃焼燃料について、表 3.4-1(1)～(4)にそれぞれ示す。図 3.4-1(1)～(4)に臨界半径、図 3.4-2(1)～(4)に臨界質量をそれぞれ示す。

② 無限円柱体系・無限平板体系

非均質無限円柱体系の最適減速点における臨界寸法解析結果を表 3.4-2 及び図 3.4-3 に、非均質無限平板体系の最適減速点における臨界寸法解析結果を表 3.4-3 及び図 3.4-4 にそれぞれ示す。なお、最適減速点の V_m/V_f は平成 26 年度同報告書 3.2 節表 3-7(1)～(4)に示された MCCI 生成物・水非均質体系の無限増倍率が最大となる V_m/V_f である。

表 3.4-1 (1)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 5 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界量

			k_{eff}:	**1.0**	
濃縮度 (wt%)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	UO_2質量 (kg)
5	0	0.349	37.7	224.4	1768.0
5	0	0.728	24.2	59.4	365.4
5	0	1.197	20.1	34.0	164.4
5	0	1.744	18.5	26.6	103.2
5	0	2.375	18.0	24.3	76.7
5	0	3.096	18.1	24.9	64.5
5	0	3.913	18.6	27.0	58.5
5	0	4.832	19.6	31.4	57.3
5	0	5.859	21.0	38.8	60.2
5	0	7.000	23.0	50.9	67.6
5	0	9.648	29.5	108.0	107.9
5	0	14.625	73.0	1632.0	1110.4
5	20	0.349	34.7	175.7	1107.5
5	20	0.728	23.8	56.3	277.2
5	20	1.197	20.2	34.7	134.3
5	20	1.744	18.9	28.3	87.6
5	20	2.375	18.5	26.7	67.3
5	20	3.096	18.9	28.3	58.7
5	20	3.913	19.6	31.8	55.0
5	20	4.832	20.9	38.4	56.0
5	20	5.859	22.7	48.9	60.7
5	20	7.000	25.2	67.1	71.3
5	20	9.648	34.4	169.9	135.7
5	40	0.349	32.3	141.5	668.9
5	40	0.728	23.6	55.1	203.5
5	40	1.197	20.6	36.5	106.1
5	40	1.744	19.6	31.4	73.0
5	40	2.375	19.5	31.2	58.9
5	40	3.096	20.1	34.1	53.1
5	40	3.913	21.3	40.2	52.2
5	40	4.832	23.1	51.6	56.5
5	40	5.859	25.7	71.0	66.0
5	40	7.000	29.5	107.9	86.0
5	40	9.648	46.5	421.9	252.7
5	60	0.349	30.4	118.2	372.6
5	60	0.728	23.8	56.5	139.1
5	60	1.197	21.6	41.9	81.2
5	60	1.744	21.1	39.4	61.1
5	60	2.375	21.6	42.1	53.0
5	60	3.096	22.9	50.1	52.0
5	60	3.913	25.1	66.2	57.3
5	60	4.832	28.4	96.0	70.0
5	60	5.859	33.8	162.0	100.4
5	60	7.000	43.4	341.4	181.5
5	80	0.349	30.5	118.4	186.5
5	80	0.728	26.1	74.5	91.7
5	80	1.197	25.4	68.3	66.1
5	80	1.744	26.5	77.8	60.3
5	80	2.375	29.5	107.2	67.6
5	80	3.096	34.9	178.5	92.6
5	80	3.913	45.9	406.3	175.8
5	80	4.832	81.7	2285.5	833.2
5	90	0.349	34.6	174.2	137.3
5	90	0.521	33.2	153.3	107.2
5	90	0.728	33.2	153.4	94.4
5	90	0.907	33.9	163.6	91.2
5	90	1.197	36.7	207.2	100.3
5	90	1.744	47.1	437.9	169.7

表 3.4-1 (2)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 4 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界量

			k_{eff}:	**1.0**	
濃縮度 (wt%)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	UO_2質量 (kg)
4	0	0.349	43.4	341.4	2690.1
4	0	0.728	25.9	73.0	448.9
4	0	1.197	21.3	40.4	195.5
4	0	1.744	19.7	31.9	123.5
4	0	2.375	19.2	29.6	93.2
4	0	3.096	19.4	30.7	79.7
4	0	3.913	20.2	34.4	74.4
4	0	4.832	21.5	41.7	76.0
4	0	5.859	23.3	52.8	81.8
4	0	7.000	25.9	72.9	96.9
4	0	9.648	35.7	191.2	190.9
4	20	0.349	38.6	241.1	1520.0
4	20	0.728	25.4	68.4	336.4
4	20	1.197	21.5	41.9	162.0
4	20	1.744	19.9	33.1	102.5
4	20	2.375	19.9	33.1	83.4
4	20	3.096	20.4	35.6	73.9
4	20	3.913	21.5	41.8	72.3
4	20	4.832	23.3	53.0	77.3
4	20	5.859	25.9	72.4	89.8
4	20	7.000	29.5	107.9	114.7
4	20	9.648	46.1	409.6	327.1
4	40	0.349	35.1	181.6	858.7
4	40	0.728	25.2	66.7	246.2
4	40	1.197	22.0	44.5	129.1
4	40	1.744	21.1	39.1	90.8
4	40	2.375	21.2	40.1	75.8
4	40	3.096	22.1	45.4	70.7
4	40	3.913	23.8	56.4	73.2
4	40	4.832	26.4	77.2	84.4
4	40	5.859	30.3	116.7	108.5
4	40	7.000	36.8	209.3	166.9
4	60	0.349	32.9	149.3	470.5
4	60	0.728	25.6	70.2	172.8
4	60	1.197	23.4	53.4	103.4
4	60	1.744	23.1	51.5	79.8
4	60	2.375	24.1	58.3	73.5
4	60	3.096	26.1	74.2	77.0
4	60	3.913	29.5	107.6	93.2
4	60	4.832	35.2	182.0	132.7
4	60	5.859	46.2	413.4	256.3
4	80	0.349	33.3	154.2	243.0
4	80	0.728	28.9	101.2	124.5
4	80	1.197	28.7	99.4	96.2
4	80	1.744	31.2	127.0	98.4
4	80	2.375	37.1	214.1	134.9
4	80	3.096	49.1	496.9	257.9
4	90	0.349	39.8	263.5	207.7
4	90	0.521	38.9	247.5	173.0
4	90	0.728	40.1	269.5	165.8
4	90	0.907	42.4	319.2	178.0
4	90	1.197	49.4	505.7	244.7

表 3.4-1 (3)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 3 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界量

			k_{eff}:	**1.0**	
濃縮度 (wt%)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	UO_2質量 (kg)
3	0	0.349	55.0	696.1	5484.5
3	0	0.728	28.8	100.1	615.7
3	0	1.197	23.4	53.7	259.8
3	0	1.744	21.6	42.3	163.8
3	0	2.375	21.2	40.2	126.5
3	0	3.096	21.8	43.3	112.4
3	0	3.913	23.0	51.1	110.6
3	0	4.832	24.9	65.0	118.5
3	0	5.859	27.9	90.9	141.0
3	0	7.000	32.5	144.0	191.4
3	0	9.648	56.0	737.3	736.1
3	20	0.349	45.9	404.7	2550.8
3	20	0.728	28.2	93.7	461.2
3	20	1.197	23.7	56.1	217.1
3	20	1.744	22.4	47.1	146.1
3	20	2.375	22.4	47.2	118.8
3	20	3.096	23.4	53.8	111.7
3	20	3.913	25.2	67.1	116.2
3	20	4.832	28.0	91.7	133.7
3	20	5.859	32.6	144.7	179.4
3	20	7.000	40.2	272.1	289.3
3	40	0.349	40.2	272.4	1287.9
3	40	0.728	28.0	92.2	340.4
3	40	1.197	24.5	61.8	179.4
3	40	1.744	23.7	55.8	129.8
3	40	2.375	24.4	60.6	114.5
3	40	3.096	26.0	73.8	115.0
3	40	3.913	29.0	102.5	133.0
3	40	4.832	34.0	164.1	179.5
3	40	5.859	42.8	328.6	305.5
3	40	7.000	64.4	1116.5	890.2
3	60	0.349	37.2	216.1	681.2
3	60	0.728	28.8	100.2	246.7
3	60	0.907	27.6	87.9	196.1
3	60	1.197	26.6	79.0	152.8
3	60	1.744	27.0	82.4	127.6
3	60	2.375	29.0	102.6	129.2
3	60	3.096	33.2	153.9	159.8
3	60	3.913	41.1	290.3	251.2
3	60	4.832	59.4	879.9	641.6
3	80	0.349	38.7	243.3	383.4
3	80	0.728	34.5	172.3	212.0
3	80	1.197	36.2	198.8	192.4
3	80	1.744	43.3	338.9	262.6
3	80	2.375	63.1	1053.6	663.8
3	90	0.349	51.5	573.1	451.5
3	90	0.521	53.1	628.7	439.5
3	90	0.728	60.1	908.5	558.9
3	90	0.907	72.5	1598.5	891.3

表 3.4-1 (4)　MCCI 生成物（14 GWd/t 燃焼燃料）・水非均質球体系の臨界量

			k_{eff}:	**1.0**	
燃焼度 (GWd/t)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	球半径 (cm)	球体積 (L)	燃料質量 (kg)
14	0	0.728	40.3	274.4	1687.4
14	0	1.197	29.2	104.2	504.0
14	0	1.744	25.8	72.1	279.1
14	0	2.375	24.8	63.5	200.1
14	0	3.096	24.9	65.0	168.7
14	0	3.913	26.1	74.4	160.9
14	0	4.832	28.1	93.4	170.2
14	0	5.859	31.6	131.7	204.0
14	0	7.000	37.0	211.5	280.9
14	0	9.648	70.3	1453.9	1450.9
14	20	0.521	51.1	558.1	3119.6
14	20	0.728	38.0	229.2	1127.5
14	20	1.197	29.1	103.2	399.2
14	20	1.744	26.4	76.8	238.1
14	20	2.375	25.8	71.5	180.1
14	20	3.096	26.4	76.7	159.3
14	20	3.913	28.2	93.7	162.2
14	20	4.832	31.3	128.5	187.3
14	20	5.859	36.3	199.8	247.6
14	20	7.000	45.1	384.8	408.9
14	20	8.261	66.2	1214.6	1114.9
14	40	0.349	67.0	1261.8	5962.7
14	40	0.728	36.0	195.9	722.7
14	40	1.197	29.4	106.8	309.9
14	40	1.744	27.5	87.4	203.0
14	40	2.375	27.5	87.4	165.0
14	40	3.096	29.2	104.7	163.0
14	40	3.913	32.4	142.0	184.3
14	40	4.832	37.8	225.8	246.9
14	40	5.859	48.0	463.5	430.8
14	40	7.000	75.1	1774.6	1414.3
14	60	0.349	52.6	608.0	1915.5
14	60	0.728	35.4	186.1	457.8
14	60	1.197	31.1	125.9	243.5
14	60	1.744	30.6	120.1	186.1
14	60	2.375	32.4	142.4	179.3
14	60	3.096	36.7	207.0	214.9
14	60	3.913	44.9	380.4	329.1
14	80	0.349	47.9	461.7	727.3
14	80	0.728	39.8	263.9	324.5
14	80	1.197	40.3	274.8	265.9
14	80	1.744	46.9	430.8	333.7
14	80	2.375	67.5	1285.6	809.5
14	90	0.349	59.3	871.8	686.6
14	90	0.521	59.6	888.3	620.6
14	90	0.728	66.0	1203.0	739.8
14	90	0.907	78.5	2027.8	1130.1

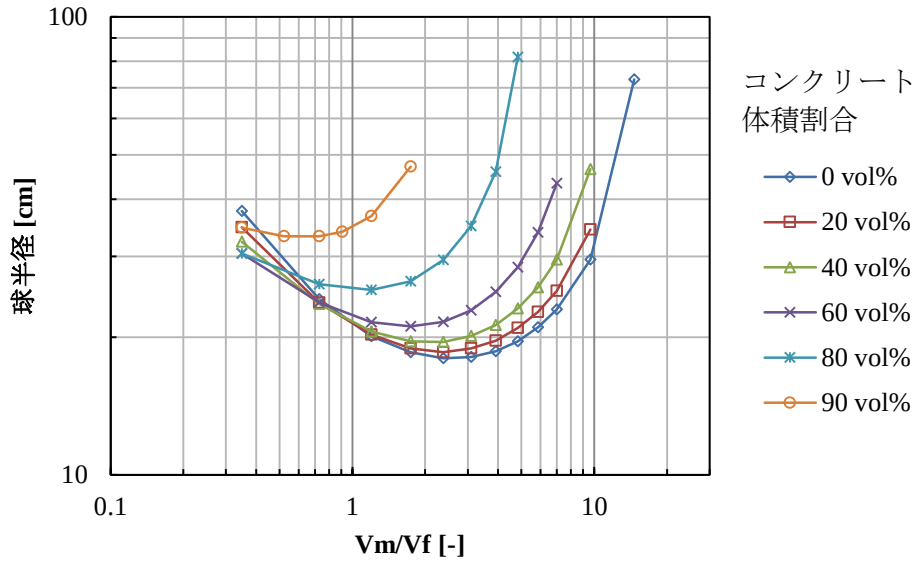


図 3.4-1 (1)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 5 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界半径

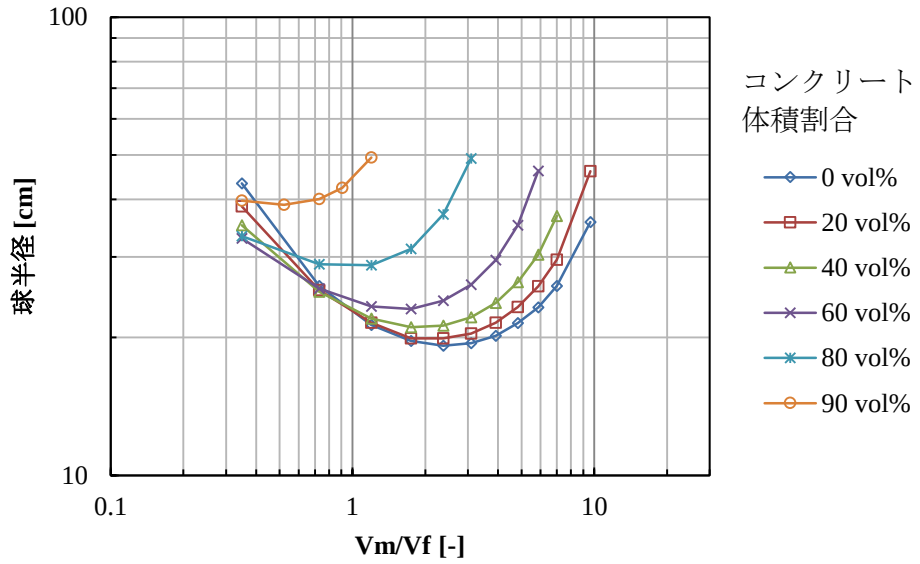


図 3.4-1 (2)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 4 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界半径

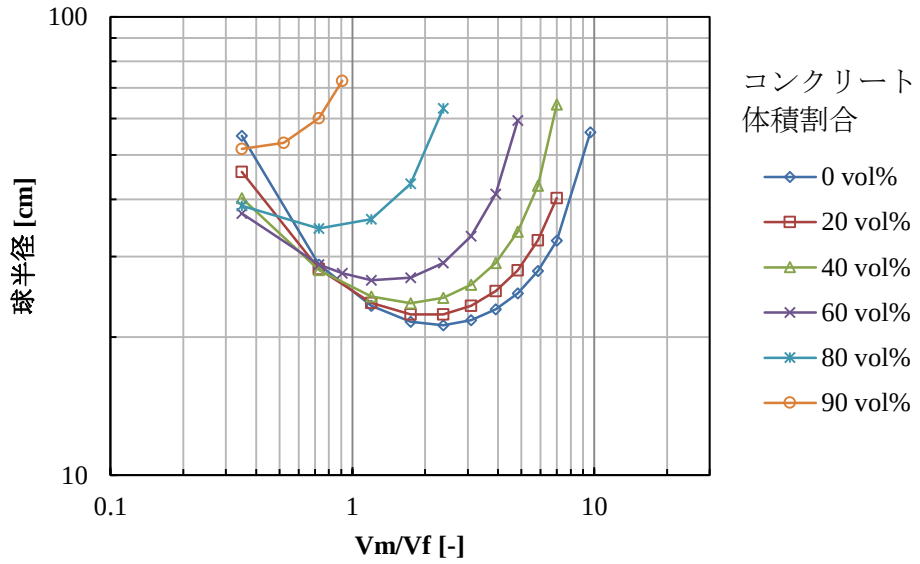


図 3.4-1 (3)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 3 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界半径

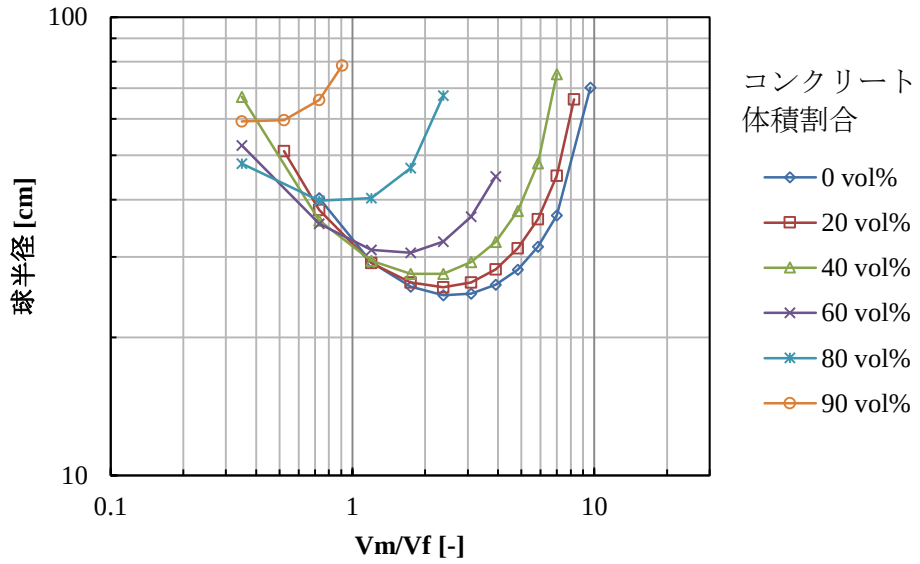


図 3.4-1 (4)　MCCI 生成物（14 GWd/t 燃焼燃料）・水非均質球体系の臨界半径

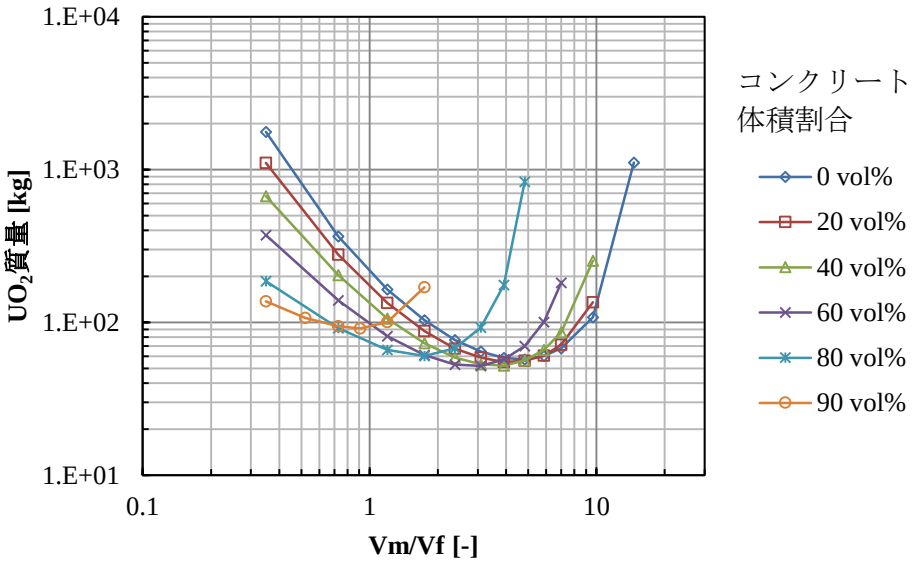


図 3.4-2 (1)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 5 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界質量

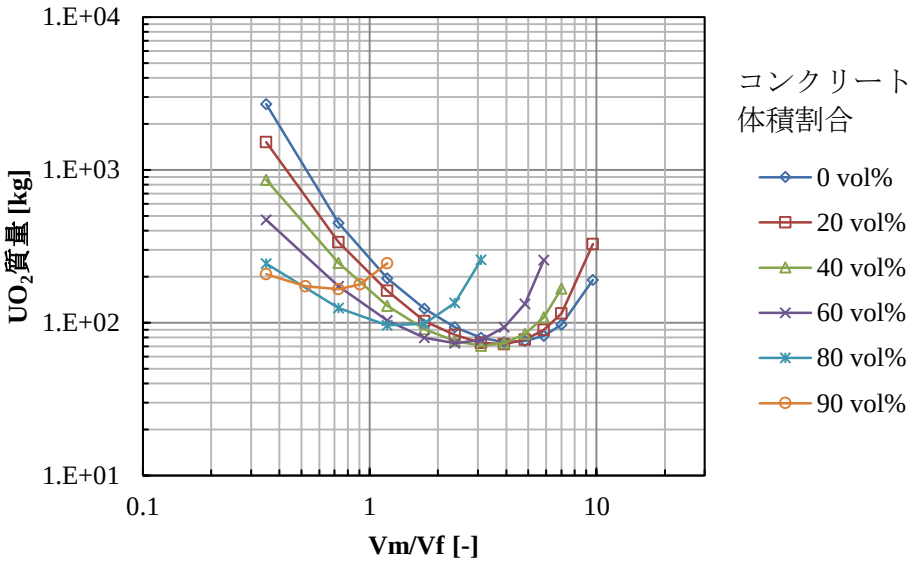


図 3.4-2 (2)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 4 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界質量

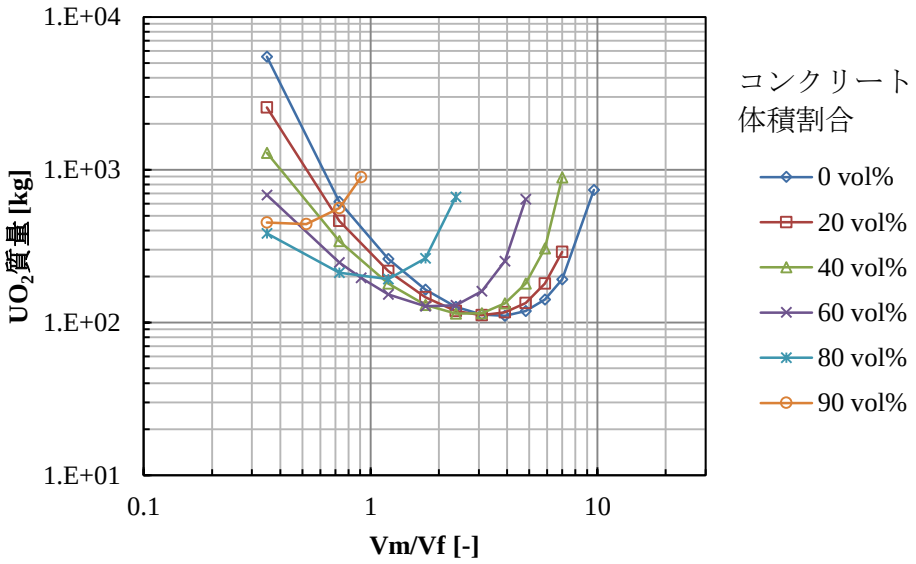


図 3.4-2 (3)　MCCI 生成物（^{235}U 濃縮度 3 wt% UO_2）・水非均質球体系の臨界質量

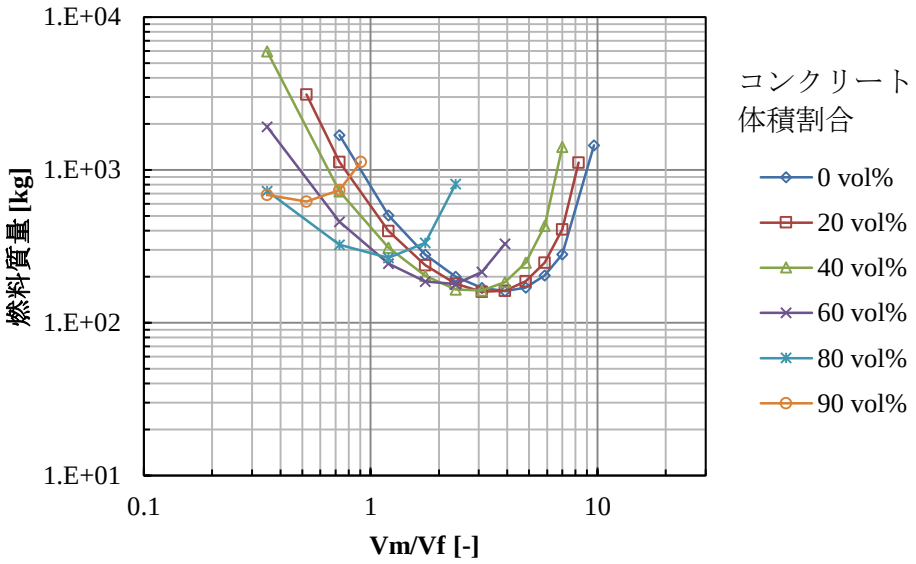


図 3.4-2 (4)　MCCI 生成物（14 GWd/t 燃焼燃料）・水非均質球体系の臨界質量

表 3.4-2　MCCI 生成物・水非均質無限円柱体系の臨界寸法

		k_{eff}:	**1.0**
濃縮度 (wt%)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	円柱直径 (cm)
3	0	2.375	29.4
3	20	1.744	30.9
3	40	1.744	33.1
3	60	1.197	37.5
3	80	0.521	50.9
3	90	0.260	75.9
4	0	2.375	26.4
4	20	1.744	27.6
4	40	1.744	29.1
4	60	1.197	32.3
4	80	0.728	40.6
4	90	0.260	58.9
5	0	2.375	24.3
5	20	2.375	25.2
5	40	1.744	26.7
5	60	1.197	29.7
5	80	0.728	36.3
5	90	0.349	49.0
燃焼度14	0	2.375	34.7
14	20	1.744	37.2
14	40	1.744	38.8
14	60	1.197	44.0
14	80	0.728	57.3
14	90	0.260	89.8

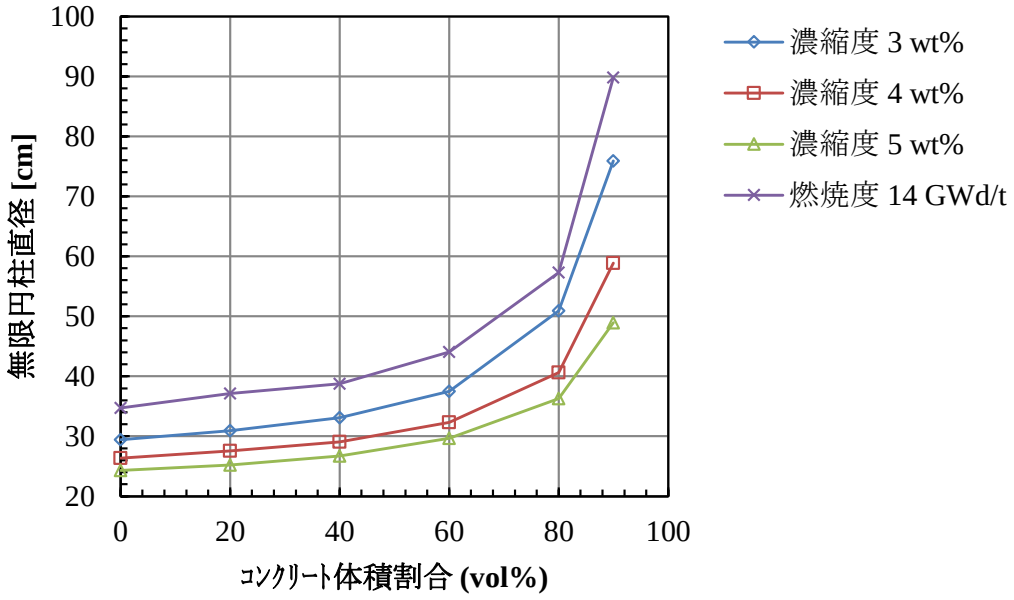


図 3.4-3　MCCI 生成物・水非均質無限円柱体系の臨界寸法

表 3.4-3　MCCI 生成物・水非均質無限平板体系の臨界寸法

		k_{eff}:	**1.0**
濃縮度 (wt%)	ｺﾝｸﾘｰﾄ割合 (vol%)	Vm/Vf (-)	平板厚さ (cm)
3	0	2.375	15.2
3	20	1.744	15.3
3	40	1.744	17.4
3	60	1.197	19.6
3	80	0.521	27.8
3	90	0.260	43.7
4	0	2.375	12.3
4	20	1.744	13.8
4	40	1.744	14.1
4	60	1.197	16.3
4	80	0.728	21.3
4	90	0.260	32.5
5	0	2.375	11.3
5	20	2.375	11.8
5	40	1.744	12.9
5	60	1.197	14.2
5	80	0.728	18.5
5	90	0.349	26.3
燃焼度14	0	2.375	18.0
14	20	1.744	19.2
14	40	1.744	20.5
14	60	1.197	23.8
14	80	0.728	32.1
14	90	0.260	52.7

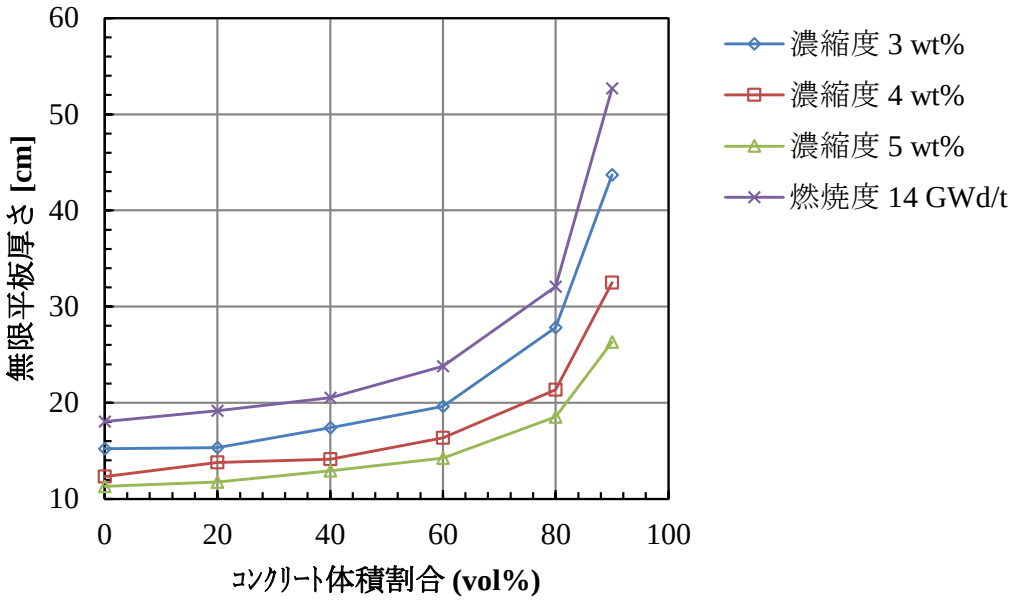


図 3.4-4　MCCI 生成物・水非均質無限平板体系の臨界寸法

3.4.3 まとめ

平成26年度同事業において未実施であったMCCI生成物の燃料デブリと水が非均質な体系における臨界量を解析で求めた。燃料の種類は、3ケースのUO_2（^{235}U濃縮度5wt%、4wt%及び3wt%）及び燃焼燃料（燃焼度14GWd/t）1ケースである。燃料デブリと水から成る燃料領域は、水中に半径1cmの燃料デブリ球が配列した非均質体系でモデル化した。この燃料領域を球形状に切り取り、周りを厚さ30cmの水反射体で覆った体系について、V_m/V_fを変化させて系統的に臨界となる燃料領域の球半径及び燃料質量を求めた。同様に、燃料領域を無限円柱形状と無限平板形状とした場合の最適減速条件の臨界寸法を求め、コンクリート体積割合の関数として整理した。

3.5 燃料デブリ性状に関する文献調査

ここでは、MCCI の実験に関する文献[10]、MCCI の数値シミュレーションに関する文献[11)-15)]、ステンレス鋼を含む MCCI 実験に関する文献[16)]について調査した。

3.5.1 MCCI 実験に関する文献調査

MCCI 実験に関して、Farmer らによる報告書[10)]では、OECD が主催した Melt Coolablility and Concrete Interaction (MCCI) プログラムで実施された原子炉材料の実験とそれに関する分析結果がまとめられており、圧力容器外へ漏出したデブリの冷却性と長期的なコア-コンクリート相互作用について調査の主眼が置かれている。

このプログラムでは、試験するコンクリートの種類と投入される仕事率を変化させることで 3 種類の実験が実施された。実験は 2 次元的な体系となっており、崩壊熱を模擬する加熱能力を持つ非浸食性の壁 2 枚とコンクリートの壁 2 枚で挟まれた空間（約 50 ㎝×50 ㎝）を用いて行われた。2 つの試験（CCI-1、CCI-3）はケイ素を多く含むコンクリート（SIL concrete(U.S.-type)、SIL concrete(EU-type)）で行われ、もう 1 つの試験（CCI-2）はライムストーンを多く含むコンクリート(LCS concrete)で行われた。3 種のコンクリートは含まれるその成分によって、含まれるガスの量が異なり、LCS コンクリートが最もガスの含有量が多く、次いで SIL(EU-type)コンクリートであり、SIL(U.S.-type)コンクリートが最もガス含有量が少ない。投入された仕事率は CCI-1 から CCI-3 の実験でそれぞれ、150kW、120kW、120kW とされた。それぞれの実験で条件を満たした後にテストを行っていた空間は冠水され、冷却された。実験中は各所の温度が測定され、実験後は試験体の分析が行われた。

この実験の結果において、コンクリートの浸食形状がコンクリートの種類によって異なり、LCS コンクリートが軸方向と床方向ともに同程度の浸食度合いであるのに対し、SIL コンクリートは床方向への浸食が大きくなることが示されている。この振る舞いについて、化学的な組成とコンクリートガスの含有量などの影響が考察されている。性状分析の結果として、形成された物質の場所依存性が見られており、テスト空間中央の領域では、壁面近くのものと比較して、炉心酸化物の含有量が多いことが示されている。また、CCI-2 の実験においてはデブリが多孔質、または断片化している様子も示されている。冷却性能の分析の中で、境界で形成されるクラストの冷却性へ与える影響について調査している他、冠水後の冷却性能が過去の実験から予想される値より大きいことから、この実験では、凝固したデブリの中の水の流路となる亀裂や穴などの影響について述べられている。

最後にこの報告書では、今回の実験が溶融金属を含まない状況によるものであり、実際にシビアアクシデントにおいて起こり得る状況とは異なる点に触れ、コア-コンクリート相互作用における溶融金属の影響についての解析と試験の必要性も述べられている。

3.5.2 MCCI の数値シミュレーションに関する文献調査

コア-コンクリート相互作用のメカニズムを調査するために、数値計算による解析が行われている。その中 1 つの計算手法として Koshizuka ら[11)]によって開発された MPS 法（moving particle semi-implicit method）を用いた研究が報告されている[12)-15)]。MPS 法は流体を粒子とし

て離散化することで表現しており、計算において格子を必要としないため、変形を伴う流体の解析に適したモデルとなっている。

Chai らの研究[12]では、MPS 法に基づいた 2 次元数値計算コードを開発し、前述の OECD/MCCI のプログラムで報告された実験結果を解析している。開発されたコードでは、これまでの MPS コードにおいて考慮されていなかった体系内でのガス放出による熱の輸送と化学反応による熱放出の影響を考慮するモデルが導入されている。これらモデルの追加によって、開発されたコードは CCI-2 実験で見られた等方的な浸食の様子や CCI-3 実験で見られた床方向へ素早く浸食していく振る舞いをよく再現することができている。この解析の結果、SIL コンクリートで見られる異方性の原因としてガス放出と化学反応による壁際での熱輸送の増幅の影響が考えられることが示されている。

3.5.3 ステンレス鋼を含む MCCI 実験に関する文献調査

Foit らにより、酸化物と金属による MCCI に関して MOCKA(KIT, Karlsruhe)、VULCANO(CEA、Cadarache)、SICOPS(AREVA、Erlangen)等で近年実施された試験について報告されている[16]。

MOCKA 試験では、鉄筋入りの珪質コンクリートから成る内径 25 cm、高さ 1.3 m の筒状のるつぼで、Fe 溶融物の上に模擬酸化物(AL_2O_3, CaO)が重ねられた状態でサーマイトと Zr の発熱反応を利用して MCCI を模擬し、下部方向と側面方向への浸食が観測された。金属面における浸食は等方的で、下部方向と側面方向の浸食深さは同程度で数十 mm から 100mm 程度のオーダーであった。また、酸化物と金属による側面方向の浸食深さはどちらも同程度であることが示された。

VULCANO と SICOPS では UO_2 を含んだ模擬炉心溶融物を用いた実験が並行して実施されてきた。VULCANO 試験では、ライムストーンを多く含むコンリートとケイ素を多く含むコンクリートを用いた試験が行われた。プラズマアーク炉により酸化物を溶かし、また、3 つの誘導電気炉により鋼鉄を溶かして、順に直径 30 cm、深さ 25 cm の半円筒形状の空洞に注いだ。その後、40 kHz の誘導コイルを介して酸化物へ熱が加えられ、崩壊熱が模擬された。ライムストーンを多く含むコンクリートを用いた試験では、初期量 15 kg の鋼鉄のうち 1.5 kg のみが金属のまま残った。金属部の組成は変化し、Cr がほぼ全て失われ、Fe の減損により Ni を多く含むものとなった。酸化した部分は、コンクリート由来の物質（CaO、SiO_2）と鋼鉄の酸化物（FeO、Cr_2O_3）を多く含んだ。また、ケイ素を多く含むコンクリートを用いた試験では、金属と酸化物に空間的な分離が生じたものの、期待された重量による水平な層だけでなくコンクリート面に接して垂直な層が生じるなど、MCCI 中の金属酸化等に関して従来考えられてきたモデルよりもより複雑である可能性が示唆された。

SICOPS 試験では、追加で加えられた金属の MCCI 挙動への影響を調べるための実験が行われた。底が珪質のコンリートである深さ 10 cm、直径 9.5 cm のコールドクルーシブル[17]に種々の酸化物（UO_2、ZrO_2、SiO_2、Fe_2O_3、CaO、Al_2O_3）の溶融体と鉄のペレットが加えられ、下方 1 次元方向の MCCI が模擬された。電子顕微鏡（SEM/EDX）と化学分析の結果からは、金属と酸化溶融物との間に相互の溶解は見られなかった。MCCI によって約 20-50%の鉄の酸化が見られた。過去に実施された酸化物のみを用いた実験[18]と比べると、観察された浸食の挙動や深さに鉄の有無による違いは見られなかった。この結果は、MCCI は主に酸化物相によ

って進行し、金属相は MCCI の進行が終了した後にコンクリート面に流れ落ちて凝固したことを示唆した。

参考文献

1) Y. Nagaya, et al., “MVP/GMVP II : General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods,” JAERI 1348, Japan Atomic Energy Research Institute (2005).
2) K. Shibata, et al, "JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering," J. Nucl. Sci. Technol., **48**, 1 (2011).
3) 奥村啓介、他、”SRAC95；汎用核計算コードシステム”、JAERI-Data/Code 96-015、日本原子力研究所 (1996).
4) 西原健司、他、”福島第一原子力発電所の燃料組成評価”、JAEA-Data/Code 2012-018、日本原子力研究開発機構 (2012).
5) K. Suyama, “OECD/NEA Burnup Credit Criticality Benchmark Phase IIIC, Nuclide Composition and Neutron Multiplication Factor of BWR Spent fuel Assembly for Burnup Credit and Criticality Control of Damaged Nuclear Fuel,” OECD/NEA/WPNCS/EGBUC (2012).
6) 鹿島陽夫､他､”連続エネルギモンテカルロコード MVP､MCNP 及び核計算コード SRAC を使用する統合化燃焼計算コードシステム―SWAT4.0”、JAEA-Data/Code2014-028、日本原子力研究開発機構 (2014).
7) 燃料サイクル安全研究委員会、”燃焼度クレジット導入ガイド原案（受託研究）”、JAERI-Tech 2001-055、日本原子力研究所 (2001).
8) 奥野浩、他、”臨界安全ハンドブック・データ集第 2 版（受託研究）”、JAEA-Data/Code 2009-010、日本原子力研究開発機構 (2009).
9) 須山賢也、他、”断面積セット作成プログラム MAIL3.1”、JAERI-Data/Code 98-004、日本原子力研究所 (1998).
10) M. Farmer, et al., “OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report,” Argonne National Laboratory; 2006 (OECD/MCCI-2005-TR05).
11) S. Koshizuka, et al., “Numerical analysis of molten core-concrete interaction using MPS method,” JAERI Conf 2000-015 Proceeding of the Workshop on Severe Accident Research, 8‐10 November.
12) P. Chai, et al., “Numerical simulation of MCCI based on MPS method with different types of concrete,” Annals of Nuclear Energy. 2017; 103227–237.
13) X. Li, A. Yamaji, “Three-dimensional numerical study on the mechanism of anisotropic MCCI by improved MPS method,” Nuclear Engineering and Design. 2017;314207–216.
14) P. Chai, et al., “Numerical simulation of 2D ablation profile in CCI-2 experiment by moving particle semi-implicit method,” Nuclear Engineering and Design. 2016;30115–23.
15) X. Li, A. Yamaji, “A numerical study of isotropic and anisotropic ablation in MCCI by MPS method,” Progress in Nuclear Energy. 2016;9046–57.
16) J. Foit, et al., “Experiments on MCCI with oxide and steel,” Annals of Nuclear Energy. 2014;74:100‐109.
17) W. Assmus, “Possibilities and limitations of the skull-melting technique,” ACHEMA, 8–13, 1988 (in German).

18) S. Hellmann, “Small-scale MCCI tests with prototypic oxidic corium melts,” Report SAM-ECOSTAR-D33, EU ECOSTAR Project, 2004.

第 4 章　臨界安全解析コードシステムの整備

4.1　燃焼計算コードのシステム化

燃料デブリ臨界マップの整備・拡充に資するため、燃料デブリの同位体組成評価から臨界評価までを一貫して実施することが出来る臨界安全解析コードシステムを、核計算フレームワーク MARBLE の開発にも使用された最新のプログラミング手法を用いて構築する。連続エネルギーモンテカルロ法に基づく臨界計算コードを中核としたこのシステムは、使用済燃料の同位体組成評価、生成されるデブリの同位体組成評価、それらの同位体組成に基づく任意体系での臨界計算、計算対象と臨界実験との類似性評価、そして再臨界時の影響評価までを行うことを想定している。新たに開発する臨界安全解析コードシステムは、FACILE (Flexible Analyses Environment of Criticality Calculation for Licensing Evaluation)と呼ぶ。

昨年度は、本受託作業で開発したコード群を統合的に使用するための環境を整備に資するため、将来新しいモンテカルロソルバーとの置き換えを念頭に、原子個数密度算出プログラム AND と既存の連続エネルギーモンテカルロコード MVP を核計算プラットフォーム MARBLE を活用して組み合わせ、統合的な解析が実施可能とする実装を以下のように行った。

(A) AND コードを MARBLE の方式に則ってカプセル化し、カプセル化した AND コードを MARBLE/SCHEME と同様のインターフェースで利用できるように整備した。このように整備した AND を用い、MVP の入力テンプレートを読み込んで原子個数密度を適切に組み込んだ MVP の入力を出力するシステム（FACILE プロトタイプ）を作成した。このプロトタイプシステムは、入力として MVP の入力テンプレートを受け取り、AND によって処理された原子個数密度が埋め込まれた MVP の入力を出力し、MVP の実行機能までを有する。

(B) MARBLE の機能を活用して、一点炉燃焼計算コード ORIGEN2 の計算結果から燃焼燃料物質の原子個数密度を算出して MVP の原子個数密度データを作成し、MVP を使用した単独の臨界計算実施を可能とした。将来的に燃料デブリの組成評価機能を AND に組み込むことを想定しているため、ORIGEN2 の出力ファイルの読み込みと処理は AND を通じて行う。

この作業結果をベースとして、本年度は、燃料デブリが異なる燃焼履歴を有する複数の燃料の溶融物からなる事を念頭に、複数の ORIGEN2 出力を組み合わせて燃焼燃料組成を評価し、MVP で必要とする原子個数密度を計算する機能を付加することとした。

そのため昨年の作業で FACILE に実装した、ORIGEN2 の出力から MVP で必要とする原子個数密度を計算する FACILE のコマンド「ORIGEN コマンド」に対して、ORIGEN の計算結果のファイルパスを複数指定する機能と、燃焼後重量の合成に使用する重みを指定する機能を付加することとした。この新たに追加するコマンドは「ORIGEN-MIX コマンド」とした。

FACILE で実装した「ORIGEN-MIX コマンド」の例を図 4.1-1 及び図 4.1-2 に示す。図 4.1-1 は 1 つの ORIGEN2 計算結果から複数の燃焼後重量を抽出する例であり、燃焼ステップが 6

の結果を重みが 0.6 で、燃焼ステップ 12 の結果重み 0.4 で抽出し、両者を足し合わせて、^{234,235,238}U、^{236}Pu を除く Pu 同位体、^{241}Am、^{237}Np、^{95}Mo、^{99}Tc、^{103}Rh、^{133}Cs、^{147,149,150,152}Sm、^{143}Nd、^{143,145}Nd、^{153}Eu、^{155}Gd の原子個数密度を計算し、MVP 用原子個数密度を与える手順を示している。

```
ORIGEN_FILE1: $FACILE_TEST_DATA_PATH/origen/PWR41J33.out

# MVP_START
$XSEC
& IDMAT(<MFUEL>)
TEMPMT(<TEMP>)
*CALL-INDD*
*ORIGEN-MIX*
0.6 <<ORIGEN_FILE1>> 6
0.4 <<ORIGEN_FILE1>> 12
8.46190
922340  922350  922380
940000 -942360  952410  932370
420950  430990  451030  551330
621470  621490  621500  621520
601430  601450  631530  641550
*END-INDD*
000160J40 ( 4.59630E-02 )
$END XSEC
# MVP_END
```

図 4.1-1　1 つの ORIGEN2 計算結果から複数の燃焼後重量を抽出する例

図 4.1-2 は、2 つ ORIGEN2 の計算結果から複数の燃焼後重量を抽出する例である。一つ目の ORIGEN2 出力の最終ステップに対して重みを 0.6 とし、二つ目の ORIGEN2 出力の最終ステップに対して重みを 0.4 として両者を合わせ、図 4.1-1 と同じ同位体について原子個数密度を計算し、MVP 用原子個数密度を与える例である。

```
ORIGEN_FILE1: $FACILE_TEST_DATA_PATH/origen/PWR41J33.out
ORIGEN_FILE2: $FACILE_TEST_DATA_PATH/origen/PWR47J33.out

# MVP_START
$XSEC
& IDMAT(<MFUEL>)
TEMPMT(<TEMP>)
*CALL-INDD*
*ORIGEN-MIX *
0.6 <<ORIGEN_FILE1>>
0.4 <<ORIGEN_FILE2>>
8.46190
922340  922350  922380
940000 -942360  952410  932370
420950  430990  451030  551330
621470  621490  621500  621520
601430  601450  631530  641550
*END-INDD*
000160J40 ( 4.59630E-02 )
$END XSEC
# MVP_END
```

図 4.1-2　2 つの ORIGEN2 の計算結果から複数の燃焼後重量を抽出する例

4.2 新規モンテカルロ計算ソルバーの開発

4.2.1 目的及び概要

東京電力福島第一原子力発電所事故では、核燃料と炉内構造物やコンクリート等が溶融し再度固化した状態、いわゆる燃料デブリが発生していると想定されている。従来の臨界安全解析システムは、核燃料の幾何形状や性状が判明している体系を想定しており、燃料デブリのように幾何形状が不定で、物質組成も連続的に変化するような体系に対する解析を想定していない。燃料デブリを含む体系に対して適切な臨界評価を行うためには、燃料デブリ計算体系モデルと新しい計算手法を開発する必要がある。このモデルと計算手法については、次項で詳しく述べる。また、新たに開発する燃料デブリ計算体系モデルと新しい計算手法を、燃料デブリ臨界マップの整備・拡充に適用するためには、これらのモデルと手法を実装できる連続エネルギー法に基づく新たなモンテカルロ計算ソルバーを開発する必要がある。

昨年度は、モンテカルロ計算ソルバー（名称：Solomon = SOLver Of MONte carlo）の設計を行い、均質球体系に対する実効増倍率が計算できるプロトタイプ版を作成した。今年度は、昨年度の設計に基づいて以下の 3 つの項目を実装した。

- (n,xn)反応に対する角度エネルギー分布の取り扱いの改良。
- 非分離共鳴領域の正確な取り扱いのため、確率テーブル法の実装。
- 2 領域体系への拡張。

以下では、これらの項目に関する設計と実装、処理の流れ、検証結果について説明する。

4.2.2 (n,xn)反応に対する角度エネルギー分布の取り扱いの改良

(1) (n,xn)反応モデルの再設計と実装

昨年度の成果では、比較的高いエネルギーで起きる(n,2n)および(n,3n)などの閾値反応を実装する際、重心系での散乱角分布を実験室系での分布に取り違えてしまうバグがあった。今年度は、MCNP5 のマニュアル [1)]の第 2 章（p.2-35－2-47）および文献 [2)]の付録 A（p.10－11）を参照し、ACE 形式 LAW=61 で表現されるエネルギー・散乱角のサンプリング法を改良した。

(2) 検証計算

改良した(n,xn)反応モデルを検証するため、U-235 のみの均質球体系（半径 8.7407 cm、原子個数密度 4.4917×10^{-2} atoms/cm/barn）において、中心から中性子を発生させたときの積分中性子束を飛程長エスティメータで計算し、Solomon と MCNP5 の結果を比較した。

(n,2n)、(n,3n)および(n,4n)反応などの非弾性散乱は高エネルギーの閾値をもつ閾値反応であるので、中性子の入射エネルギーを上げなければ起こらない。これらの反応の閾値エネルギーの値とこれらの反応を検証するため、10 MeV、17 MeV、19 MeV の中性子を入射し、固定源問題としてモンテカルロ計算を実施した。表 4.2-1 に計算結果の比較を示す。両者の結果は、1 標準偏差の範囲でよく一致しているのが分かる。

表 4.2-1　U-235 だけからなる均質球体系に対して Solomon と MCNP5 を用いて計算した積分中性子束の比較。確率テーブル法は使わず、いずれも有効ヒストリー数は 1 億とした。

	積分中性子束 [cm/sec/source]	
入射エネルギー [MeV]	Solomon	MCNP5
10.0	8.99490 ± 0.00042*	8.99490 ± 0.00042*
17.0	8.28481 ± 0.00045*	8.28482 ± 0.00044*
19.0	8.74715 ± 0.00050*	8.74693 ± 0.00049*

*統計誤差は 1 標準偏差を表す。

4.2.3　確率テーブル法による非分離共鳴領域の取り扱い

(1) 非分離共鳴領域カテゴリーのクラス設計と実装

中性子輸送モンテカルロコードでは、非分離共鳴領域における自己遮蔽効果を正確に考慮するため、確率テーブル法が用いられる。

ACE 形式ライブラリでは中性子データテーブルの ESZ ブロックには全断面積、弾性断面積および全吸収断面積が、そして SIG ブロックには核分裂断面積と放射捕獲断面積が、いずれも無限希釈断面積として格納されている。そして、非分離共鳴領域の断面積のサンプリングに必要なデータは、UNR ブロックの中に確率テーブルとその使い方を指示する複数のフラグという形で格納されている。このうち、因子フラグ（factors flag）と呼ばれる変数 IFF が整数値 1 をとる場合、ESZ ブロックと SIG ブロックの無限希釈断面積に UNR ブロックの因子（factor）を乗じることにより自己遮蔽効果を考慮した断面積が得られる。一方、因子フラグが零（整数値 0）の値をとる場合は、UNR ブロック中の断面積がそのまま自己遮蔽効果を考慮した断面積となる。

IFF 因子フラグは、ENDF-6 形式の評価済み核データにおいて非分離共鳴パラメータを定義する際の LSSF というフラグに対応している。この LSSF の値がゼロの場合、ファイル 3 には部分的な「背景」断面積が格納されており、ファイル 2 の共鳴パラメータから計算される断面積に加えることにより非分離共鳴領域の断面積を計算する。これが上記の IFF=0 の場合に対応している。一方、LSSF の値が 1 の場合は、ファイル 3 は非分離共鳴領域における無限希釈断面積が格納されており、ファイル 2 は自己遮蔽因子を計算するためだけに使われ、この場合が上記の IFF=1 に対応している。

非分離共鳴領域が存在する核種のデータテーブルにおいて、ESZ、SIG、UNR の各ブロックは 1 つずつ与えられる。これらのブロックのデータを格納して取り出すための AceESZblock クラス、AceSIGbolock クラス、AceUNRblock クラスを定義するが、それぞれの核種の核データファイル読み込み時に、これら 3 クラスはインスタンス化（オブジェクト化）される。これら 3 つのオブジェクトから無限希釈の各断面積（全断面積、弾性散乱断面積、核分裂断面積、(n,γ) 反応断面積）とそれに乗じる確率テーブルの因子を取り出して、実際に自己遮蔽効果を考慮した断面積をサンプリングするための AceCrossSectionUres サンプラークラスを定義する。核種毎にこのサンプラークラスと各 AceESZblock クラス、AceSIGblock クラス、AceUNRblock クラスは 1 対 1 に対応するものである。

確率テーブルからの断面積のサンプリングは、サンプラークラスのメンバ関数AceCrossSectionUres::sample_xsecs_ures()を用いて行う。図 4.2-1 にこの関数の処理の流れをアクティビティ図として示した。

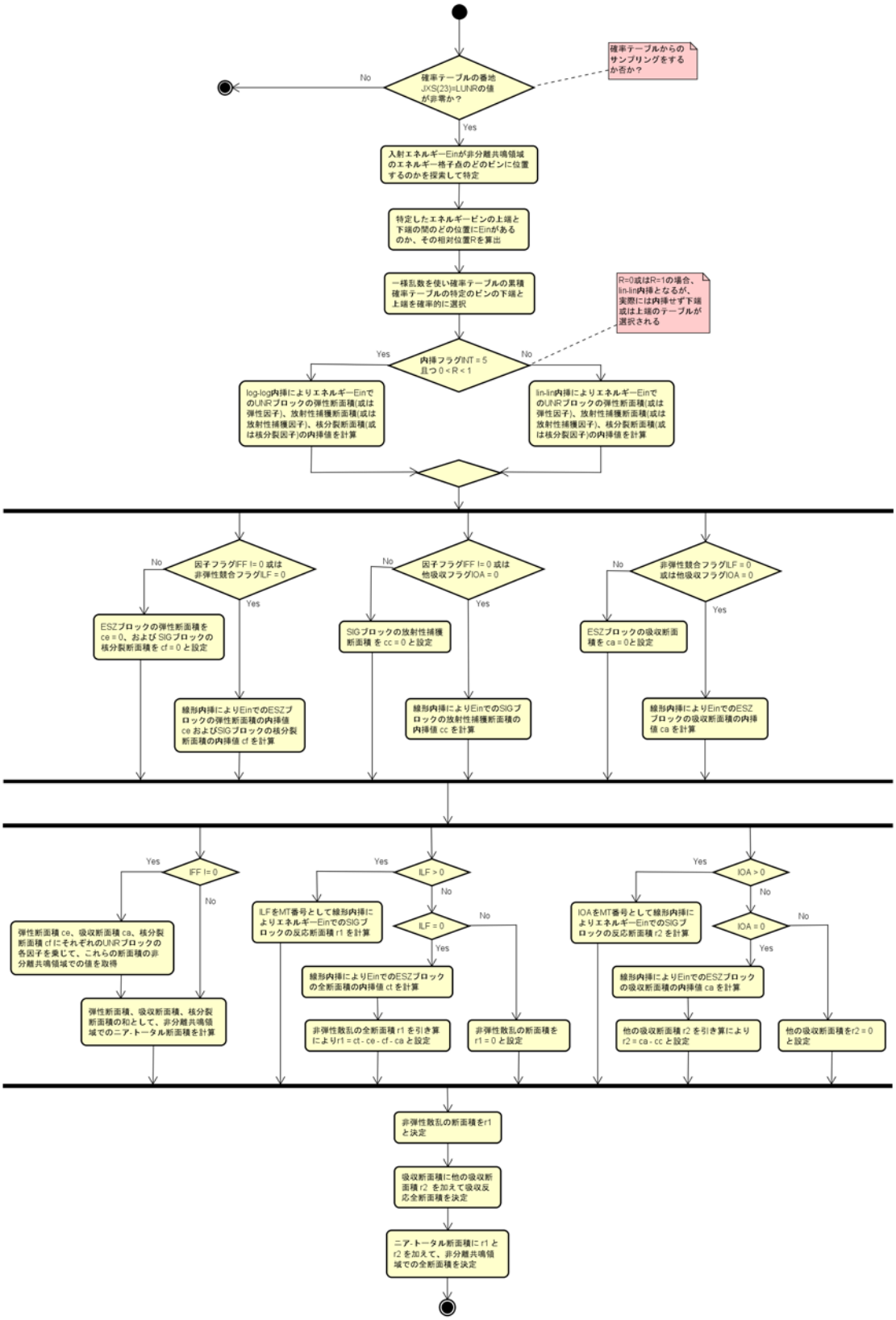


図 4.2-1　非分離共鳴領域における断面積のサンプリングの処理の流れ

(2) 固有値計算による非分離共鳴領域の検証

固有値計算において非分離共鳴領域の検証をするために、Godiva 炉心体系に対する実効増倍率を Solomon と MCNP5 で計算し、結果を比較した。炉心体系は、ICSBEP ハンドブックの HEU-MET-FAST-001 のものであり、計算に用いた仕様を以下に示す。

- 半径：R = 8.7407 cm
- 初期線源：原点においた等方点線源
- 初期入射エネルギー：E = 2 MeV
- 燃料組成：U-234, U-235, U-238

表 4.2-2 に 2 つのコードで計算した実効増倍率の比較を示す。10,000 ヒストリーを 1 サイクルとして、最初の 100 サイクルを統計処理から除外し、10,000 サイクルの計算を行った。Solomon と MCNP5 とも飛程長エスティメータで実効増倍率を評価した。確率テーブルを使用した場合、1 標準偏差の統計誤差の範囲内では一致しないものの、2 標準偏差の範囲では一致しており Solomon は妥当な結果を与えることが分かる。統計誤差以上の差異については、誤差評価について世代間の相関を評価していないため、統計誤差を過小評価していることも考えられる。また、確率テーブルを使用しない計算では、1 標準偏差の統計誤差の範囲内で一致しており妥当な結果と言える。

表 4.2-2　Godiva 炉心に対してモンテカルロ計算ソルバーSolomon と MCNP5 を用いて計算した実効増倍率の値の比較。いずれも有効ヒストリー数は 10,000 ヒストリー×10,000 サイクル。

確率テーブル	Solomon での実効増倍率	MCNP5 での実効増倍率
無し（無限希釈断面積）	0.99757 ± 0.00006*	0.99757 ± 0.00006*
有り（自己遮蔽断面積）	0.99751 ± 0.00006*	0.99735 ± 0.00006*

*統計誤差は 1 標準偏差を表す。

4.2.4　2 領域体系への拡張

(1) 複数領域体系へ拡張するための設計と実装

これまでの計算では、1 領域のみでの中性子輸送を扱ってきたが、より現実的な体系を扱うためこれを複数領域へ拡張する。拡張の最初のステップとして、球体形状で複数領域の輸送計算が扱える形に幾何情報カテゴリーのクラス設計を拡張する。

1 領域の均質球体炉心の場合、球体が 1 つでそこに含まれる物質組成も 1 種類のみだったので、境界面となる Sphere オブジェクト 1 つと Material オブジェクト 1 つを格納した Zone オブジェクトを 1 つだけ保持していれば十分であった。これを拡張して各領域それぞれに Zone オブジェクト 1 つずつ保持させ、これら複数の Zone オブジェクトを一括して格納・管理するための ZoneContainer オブジェクトを新たに用意する。

粒子は、ある衝突点から次の衝突点まで自由飛行をする際に、自身が存在する領域のゾーン ID を引数としてメンバ関数 ZoneContainer::get_zone()に渡すと、該当する Zone オブジェクトが得られる。そして、この Zone オブジェクトから物質組成を保持した Material オブジェクトと境界面となる一連の Sphere オブジェクトの情報が得られ、それを元にして飛行解析と境界交差の判定が行われる。ここで、二つの境界球面 S_{i-1} と S_i に囲まれた領域 R_i 内

で運動している粒子が、飛行中に境界面と交差するか否かの判定をしながらの自由飛行の解析の処理を考える。図 4.2-2 に「領域内を始点とする飛行解析」処理の流れを示す。

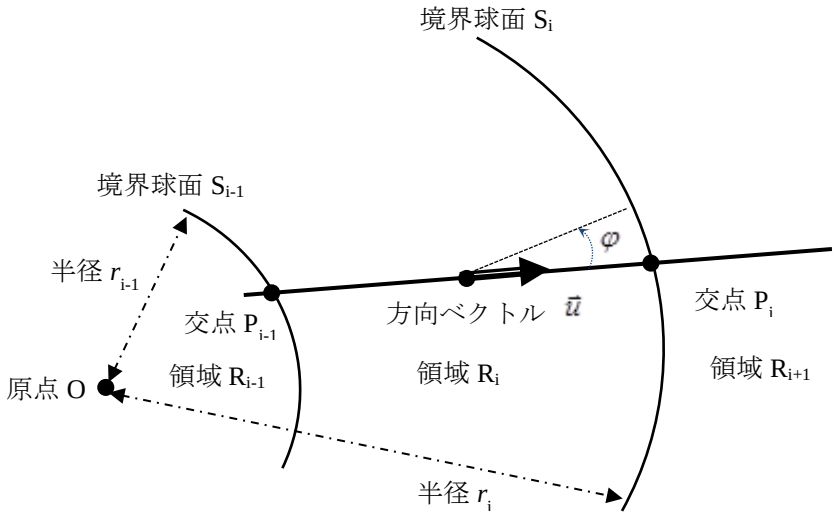


図 4.2-2　領域内に始点がある場合に境界交差判定を含めた飛行解析の概念図

<u>領域内を始点とする飛行解析</u>

(A) 対象とする中性子オブジェクトが領域 R_i 中を運動している時、その始点 P_0 の位置ベクトル$\vec{p}_0 = (x_0, y_0, z_0)$と運動方向の単位ベクトル$\vec{u} = (u, v, w)$の値を取得する。

(B) 始点 P_0 から方向ベクトル$\vec{u}$に沿った無限に伸びた直線を考えると、その直線の方程式は、次のようになる。

$$\vec{p} = \vec{p}_0 + t\vec{u} \tag{4.2.1}$$

(C) 境界球面 S_{i-1} の半径を r_{i-1} とすると、この球面の方程式は次のようになる。

$$|\overrightarrow{p}|^2 = r_{i\text{-}1}^2 \tag{4.2.2}$$

(D) (4.2.1)式と(4.2.2) 式から交点 P_{i-1} を求めると、媒介変数表示の解$t_{i-1}^{\pm}$は、

$$t_{i\text{-}1}^{\pm} = -\vec{p}_0 \cdot \vec{u} \pm \sqrt{(\vec{p}_0 \cdot \vec{u}) + r_{i\text{-}1}^2 - \vec{p}_0^2} \tag{4.2.3}$$

となる。この解が存在する時、その値が始点から交点 P_{i-1} までの距離の候補となる。

(E) 同様に、境界球面 S_i の半径を r_i とすると、この球面の方程式は、次のようになる。

$$|\overrightarrow{p}|^2 = r_i^2 \tag{4.2.4}$$

(F) (4.2.1)式と(4.2.4)式から交点 P_i を求めると、媒介変数表示の解$t_i^{\pm}$は、

$$t_i^{\pm} = -\vec{p}_0 \cdot \vec{u} \pm \sqrt{(\vec{p}_0 \cdot \vec{u}) + r_i^2 - \vec{p}_0^2} \tag{4.2.5}$$

となる。この解が存在する時、その値が始点から交点 P_i までの距離の候補となる。

(G) ここまでに得られた二組の解$t_{i-1}^{\pm}$と$t_i^{\pm}$のうち、物理的に適切な解t_{dist}を次のように選ぶ。

a) 二つの解が両方とも負あるいは虚数となる場合、その解$t_k^{\pm}$を除外する。

b) 二つの解が両方とも正の場合、小さな値の解t_k^{-}を候補とする。

c) 正と負の解が一つずつの場合、正の値t_k^+を候補とする。

d) このように選んだ候補の中で、最小のものを物理的な解t_{dist}とする。

この物理的解t_{dist}が表す交点 P_k (k=i-1, or i)が境界面を跨ぐときの交差点となり得る。同時に、解t_{dist}は始点 P_0 から交点 P_k までの距離を表す。

(H) 平均自由行程と乱数によって決まる距離 f_{dist}だけ飛行したと仮定する。

a) $f_{\mathrm{dist}} < t_{\mathrm{dist}}$ならば、粒子は次の境界面には達せず、領域 R_k の中で自由飛行をして終点$\overrightarrow{p_0} + f_{dist}\vec{u}$に移動する。そして、この終点で衝突解析を実行する。

b) $f_{\mathrm{dist}} \geq t_{\mathrm{dist}}$ならば、粒子は境界面に達するので、一旦、交点$\vec{p}_0 + t_{dist}\vec{u}$で飛行を止める。そして、この境界面を超えた隣接領域の中において物質組成を設定し直して、下記の「境界面上を始点とする飛行解析」の処理の流れに従う。

(I) 上記の(H)の b)の場合、もしも境界面を跨いだ隣接領域が外部世界（Outer World）になっている場合には、漏洩と判定して粒子のヒストリーを終了させる。

次に、二つの領域 R_i と R_{i+1} の境界となる球面 S_i 上を始点として運動している粒子が、飛行中に境界面と交差するか否かの判定をしながらの自由飛行の解析の処理を考える。図 4.2-3 に「境界面上を始点とする飛行解析」の処理の流れを示す。

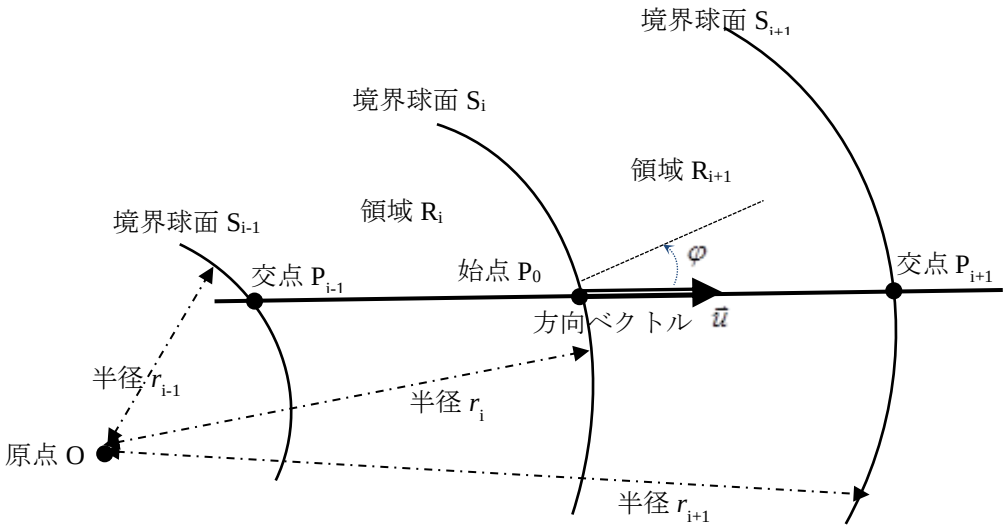


図 4.2-3　境界面上に始点がある場合に境界交差判定を含めた飛行解析の概念図

境界面上を始点とする飛行解析

(A) 対象とする中性子オブジェクトが球面 S_i 中上の始点 P_0 の位置ベクトル$\vec{p}_0 = (x_0, y_0, z_0)$と運動方向の単位ベクトル$\vec{u} = (u, v, w)$の値を取得する。

(B) 始点 P_0 から方向ベクトル$\vec{u}$に沿った無限に伸びた直線を考えると、その直線の方程式は、次のようになる。

$$\vec{p} = \vec{p}_0 + t\vec{u} \tag{4.2.6}$$

(C) 隣接領域 R_i の遠方の境界球面 S_{i-1}（半径 r_{i-1}）の方程式は次のようになる。

$$|\overrightarrow{p}|^2 = r_{i-1}^2 \tag{4.2.7}$$

(D) (4.2.6)式と(4.2.7)式から交点 P_{i-1} を求めると、媒介変数表示の解$t_{i-1}^{\pm}$は、

$$t_{i-1}^{\pm} = -\vec{p}_0 \cdot \vec{u} \pm \sqrt{(\vec{p}_0 \cdot \vec{u}) + r_{i-1}^2 - \vec{p}_0^2} \tag{4.2.8}$$

となる。この解が存在する時、その値が始点から交点 P_{i-1} までの距離の候補となる。

(E) 同様に、隣接領域 R_{i+1} の遠方の境界球面 S_{i+1}（半径 r_{i+1}）の方程式は、次のようになる。

$$|\overrightarrow{p}|^2 = r_{i+1}^2 \tag{4.2.9}$$

(F) (4.2.6)式と(4.2.9)式から交点を P_{i+1} を求めると、媒介変数表示の解$t_{i+1}^{\pm}$は、

$$t_{i+1}^{\pm} = -\vec{p}_0 \cdot \vec{u} \pm \sqrt{(\vec{p}_0 \cdot \vec{u}) + r_{i+1}^2 - \vec{p}_0^2} \tag{4.2.10}$$

となる。この解が存在する時、その値が始点から交点 P_{i+1} までの距離の候補となる。

(G) ここまでに得られた二組の解$t_{i-1}^{\pm}$と$t_{i+1}^{\pm}$のうち、物理的に適切な解t_{dist}を次のように選ぶ。

a) 二つの解が両方とも負あるいは虚数となる場合、その解$t_k^{\pm}$を除外する。

b) 二つの解が両方とも正の場合、小さな値の解t_k^{-}を候補とする。

c) 正と負の解が一つずつの場合、正の値t_k^{+}を候補とする。

d) このように選んだ候補の中で、最小のものを物理的な解t_{dist}とする。

この物理的解t_{dist}が表す交点 P_k (k=i-1, or i+1)が次の境界面を跨ぐときの交差点となり得る。同時に、解t_{dist}は始点 P_0 から交点 P_k までの距離を表す。

(H) 平均自由行程と乱数によって決まる距離 f_{dist} だけ飛行したと仮定する。

a) $f_{\mathrm{dist}} < t_{\mathrm{dist}}$ ならば、粒子は次の境界面には達せず、領域 R_k の中で自由飛行をして終点$\overrightarrow{p_0} + f_{dist}\vec{u}$に移動する。そして、この終点で衝突解析を実行する。

b) $f_{\mathrm{dist}} \geq t_{\mathrm{dist}}$ ならば、粒子は次の境界面に達するので、一旦、交点$\vec{p}_0 + t_{dist}\vec{u}$で飛行を止める。そして、到達した境界面 S_k を跨いだ隣接領域の中において物質組成を設定し直して、この処理の流れの(A)から再び飛行解析を始める。

(I) 上記の(H)の b)の場合、もしも次の境界面 S_k を超えた隣接領域が外部世界になっている場合には、漏洩と判定して粒子のヒストリーを終了させる。

ここまでに説明した境界交差判定と飛行解析の処理の流れを図 4.2-4 にアクティビティ図に示す。この図 4.2-4 から分かるように、衝突解析に処理を移すか或いは体系外への漏洩となった場合に、この処理は正常に終了する。さらに、球面以外のより一般的な形状の境界面を含んでいる場合には、上記の方法をさらに拡張する必要があるが、領域内に始点が

ある場合および境界面上に始点がある場合の二種類の処理方法を考えなければならないという点は同じである。

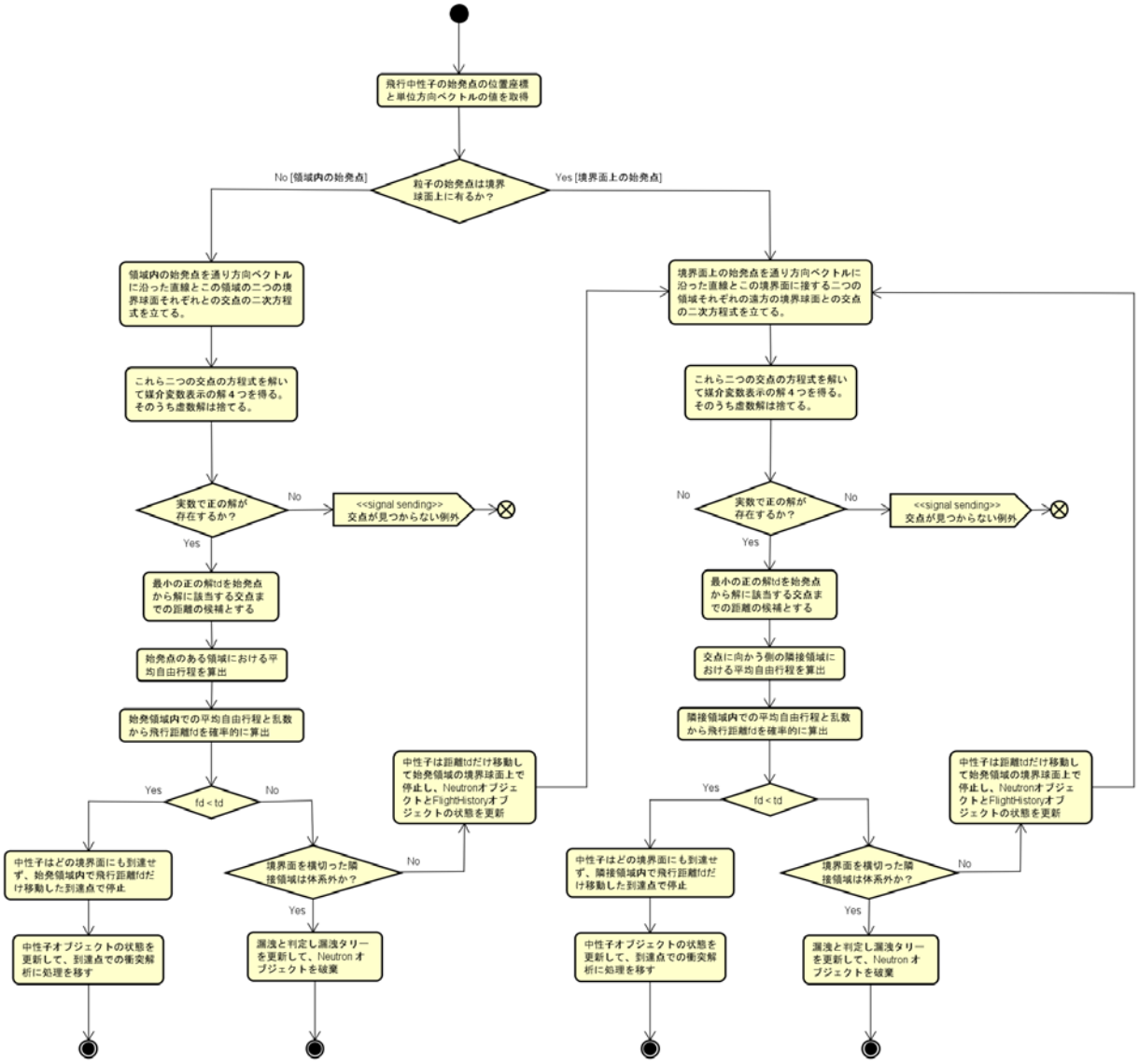


図 4.2-4　複数領域で境界が球面のみ場合の境界交差判定・飛行解析の処理の流れ

(2) 2 領域ベンチマーク問題による検証

2 領域体系での固有値計算機能を検証するために、ICSBEP ハンドブックに掲載されている Topsy 炉心（HEU-MET-FAST-002）に対する実効増倍率をモンテカルロ計算ソルバー Solomon と MCNP5 で計算し、結果を比較した。

表 4.2-3 に Solomon と MCNP5 とで計算した実効増倍率の比較を示す。10,000 ヒストリーを 1 サイクルとして、最初の 100 サイクルを統計処理から除外し、10,000 サイクルの計算を行った。Solomon と MCNP5 とも飛程長エスティメータで実効増倍率を評価した。確率テーブル法を使わない場合および使った場合いずれも 1 標準偏差の統計誤差の範囲内で実効増倍率の値は一致しており、Solomon は妥当な結果を与えることが分かる。

表 4.2-3　2 領域球体系炉心（Topsy 炉心）に対する Solomon と MCNP5 を用いて計算した実効増倍率の比較。いずれも有効ヒストリー数は 10,000 ヒストリー×10,000 サイクル。

	実効増倍率	
確率テーブル法	Solomon	MCNP5
無し（無限希釈断面積）	0.99753 ± 0.00006*	0.99751 ± 0.00007*
有り（自己遮蔽断面積）	0.99706 ± 0.00006*	0.99716 ± 0.00006*

*統計誤差は 1 標準偏差を表す。

4.2.5　モンテカルロ計算ソルバー開発のまとめ

昨年度に引き続き、新規モンテカルロ計算ソルバーSolomon の開発を行った。今年度は、昨年度の設計に基づいて以下の 3 つの項目に関する実装を行った。

- (n,xn)反応に対する角度エネルギー分布の取り扱いの改良。
- 非分離共鳴領域断面積を正確に取り扱うための確率テーブル法の実装。
- 2 領域体系への拡張。

(n,xn)反応に対する角度エネルギー分布の取り扱いの改良では、MCNP5 が採用している(n,2n)反応のモデル化を詳しく調べ、三体散乱を二体散乱のモデルに置き換えて統計的重みを 2 倍とするモデル化を採用し、衝突解析クラスの一部として実装した。また同時に、このモデル化において飛程長が正しく算出できるようにアナログモンテカルロ法から非アナログモンテカルロ法への拡張を行った。(n,xn)反応モデルを検証するため、Solomon と MCNP5 を用いて固定源計算による積分中性子束の計算を行い、3 つの異なる入射エネルギーのいずれでも両者が 1 標準偏差の範囲内で一致することを確認した。

非分離共鳴領域断面積を正確に取り扱うための確率テーブル法の実装では、確率テーブル法を格納するデータクラスと、このクラスに格納されている確率テーブルと他の中性子断面積を格納したクラスのデータを組み合わせて、非分離共鳴領域の断面積をサンプリングするクラスを設計・実装した。新たに実装した確率テーブル法に関するクラスを検証するため、均質球体系の Godiva 炉心のベンチマーク計算を行い、非分離共鳴領域の共鳴自己遮蔽効果を考慮した計算を Solomon により実行し、MCNP5 の計算結果と比較したところ、1 標準偏差の範囲で一致した実効増倍率の値が得られた。

2 領域体系への拡張では、複数領域体系での中性子輸送・固有値計算を扱うための設計・実装を行った。複数領域体系の検証として、2 領域球体系のベンチマーク計算を実施し、Solomon と MCNP5 を用いて実効増倍率を計算した。確率テーブル法を使う場合と使わない場合、いずれの場合も 1 標準偏差の範囲内で一致することを確認した。

4.3 燃料デブリ体系トラッキング機能の開発

4.3.1 緒言

平成 27 年度事業においては、二酸化ウラン・コンクリート系燃料デブリ等の酸化物混合体[3)]に予想される乱雑な連続空間分布に対処するため、デルタ追跡法によるモンテカルロ法臨界計算の検討を実施した。平成 28 年度事業においては、前項で開発を進めている新規モンテカルロ計算ソルバーへデルタ追跡法を実装するための予備的検討を実施した。また、ステンレス鋼のような金属構造材は酸化物混合体中で析出する傾向があるので[3)]、連続的・断続的空間変動の混在に対処可能なモデルの検討も実施した。

4.3.2 デルタ追跡法

モンテカルロ法による臨界計算では、シミュレーション粒子としての中性子（以下、粒子と略す）の移動・散乱を、捕獲反応または体系からの漏洩が起こるまで、追跡する。粒子の単位移動距離あたりの反応数は、巨視的全断面積と呼ばれ、Σ_T で表される。Σ_T が連続的に空間変動する場合には、デルタ追跡法（delta tracking）と呼ばれる粒子追跡法が用いられる。この手法の要点は、空間的に変動する巨視的断面積 Σ_T に仮想的な巨視的断面積 Σ_δ を加えて、空間的に一定な巨視的断面積 Σ_D を導入することである。

$$\Sigma_D(E) = \Sigma_T(\mathbf{r},E) + \Sigma_\delta(\mathbf{r},E) \quad \text{（空間的に一定）} \tag{4.3.1}$$

ここで、E はエネルギー、$\mathbf{r}$ は位置ベクトルを表す。衝突までの直線移動距離 d は、区間(0,1)における一様乱数ξを用い、下式に倣ってサンプリングする。

$$d = -\frac{\ln(\xi)}{\Sigma_D(E)} \tag{4.3.2}$$

次に、粒子を速度方向に対して d だけ移動させ、確率 Σ_T / Σ_D で物理現象としての衝突を、確率 $1-\Sigma_T / \Sigma_D$ で速度変化の全くないデルタ衝突を処理する。

$$\xi < \frac{\Sigma_T(\mathbf{r},E)}{\Sigma_D(E)} \quad \Rightarrow \quad \text{（物理現象としての）衝突} \tag{4.3.3}$$

$$\xi \geq \frac{\Sigma_T(\mathbf{r},E)}{\Sigma_D(E)} \quad \Rightarrow \quad \text{（速度変化の全くない）デルタ衝突} \tag{4.3.4}$$

タリー（物理量）のスコアリング（収集）に関して 2 通りの方法がある。このことを説明するため、衝突直前の確率的ウエイトを w とし、反応 R の巨視的断面積を Σ_R と表すことにする。ただし、k_{eff} がタリーの場合には、核分裂反応当たりの平均発生中性子数 ν と核分裂反応の巨視的断面積 Σ_F を用いて、$\Sigma_R = \nu\Sigma_F$ となることに留意する。第 1 の方法は、アナログ・デルタ追跡法と呼ばれ、物理現象としての衝突が起こった場合にのみ、以下の量をスコアリングする。

$$\text{アナログ（棄却採択）・デルタ追跡法：} \ (4.3.3) \ \Rightarrow \ w\frac{\Sigma_R(\mathbf{r},E)}{\Sigma_T(\mathbf{r},E)} \tag{4.3.5}$$

第 2 の方法は、非アナログ・デルタ追跡法と呼ばれ、どちらの衝突が起こったかどうかにかかわらず、以下の量をスコアリングする。

$$\text{非アナログ(非棄却採択)・デルタ追跡法：(4.3.3) \& (4.3.4)} \Rightarrow w\frac{\Sigma_{\mathrm{R}}(\mathbf{r},E)}{\Sigma_{\mathrm{D}}(E)} \qquad (4.3.6)$$

次世代の核分裂源分布を作成するための粒子格納（fission bank への収納）に関しても、上記 2 種類のスコアリングに対応して、2 種類の方法がある。アナログ・デルタ追跡法においては、ウエイト 1（単位重み）の粒子を、以下の個数、（物理現象としての）衝突が起こった場合にのみ、格納する。

$$\text{アナログ(棄却採択)・デルタ追跡法：(4.3.3)} \Rightarrow \mathrm{INT}\left[w\frac{\nu\Sigma_{\mathrm{F}}(\mathbf{r},E)}{\Sigma_{\mathrm{T}}(\mathbf{r},E)}+\xi \right] \qquad (4.3.7)$$

ここで、INT[x]は、実数値 x を越えない最大の整数を表している。非アナログ・デルタ追跡法においては、ウエイト 1 の粒子を、以下の個数、どちらの衝突が起こったかどうかにかかわらず、格納する。

$$\text{非アナログ(非棄却採択)・デルタ追跡法：(4.3.3)\&(4.3.4)} \Rightarrow \mathrm{INT}\left[w\frac{\nu\Sigma_{\mathrm{F}}(\mathbf{r},E)}{\Sigma_{\mathrm{D}}(E)}+\xi \right] \qquad (4.3.8)$$

式(4.3.5)-(4.3.8)によるスコアリング・粒子格納手法を正当化するためには、式(4.3.1)-(4.3.4)によるデルタ追跡法において中性子束が不変であることを示せばよい。遅発中性子の発生遅れを考慮しない場合、中性子束（ϕ）に関する輸送方程式は以下のようになる。

$$\left(\frac{1}{v(E)}\frac{\partial}{\partial t}+\mathbf{\Omega}\bullet\nabla+\Sigma_T(\mathbf{r},E)\right)\phi(\mathbf{r},E,\mathbf{\Omega},t)=\int_0^\infty dE'\int_{4\pi}d^2\Omega'\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\mathbf{\Omega}\leftarrow\mathbf{\Omega}')\phi(\mathbf{r},E',\mathbf{\Omega}',t)$$

$$+\frac{1}{4\pi}\int_0^\infty dE'\int_{4\pi}d^2\Omega'\chi(E\leftarrow E')\nu\Sigma_F(\mathbf{r},E')\phi(\mathbf{r},E',\mathbf{\Omega}',t) \qquad (4.3.9)$$

上式で、$v(E)$ はエネルギーE に相当する速さ、 t は時間、$\mathbf{\Omega}$ は速度方向の単位ベクトル、$\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\mathbf{\Omega}\leftarrow\mathbf{\Omega}')$ はエネルギーE' で$\mathbf{\Omega}'$ 方向に移動している粒子がエネルギーE で$\mathbf{\Omega}$ 方向に散乱される巨視的微分散乱断面積、$\chi(E\leftarrow E')$ はエネルギーE' の粒子による核分裂から生ずる粒子のエネルギー分布（核分裂スペクトル）である。他の記号は、既出である。次に、エネルギーと速度方向に関して、デルタ関数$\delta(E)$ と$\delta^2(\mathbf{\Omega}-\mathbf{\Omega}')=\delta(\mu-\mu')\delta(\varphi-\varphi')$ を導入する。なお、μ は基準と定めた方向と速度がなす角の余弦、φ は基準と定めた方向のまわりの方位角であり、$d^2\Omega'=d\mu'd\varphi'$ である。ここで、デルタ衝突の数学的表現を導入する。

$$\Sigma_\delta(\mathbf{r},E)\phi(\mathbf{r},E,\mathbf{\Omega},t)=\int_0^\infty dE'\int_{4\pi}d^2\Omega'\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')\delta(E-E')\delta^2(\mathbf{\Omega}-\mathbf{\Omega}')\phi(\mathbf{r},E',\mathbf{\Omega}',t) \qquad (4.3.10)$$

次に、式(4.3.10)を式(4.3.9)に辺ごとに加え、右辺を変形し、次式を得る。

$$\left(\frac{1}{v(E)}\frac{\partial}{\partial t}+\mathbf{\Omega}\cdot\nabla+\Sigma_T(\mathbf{r},E)+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E)\right)\phi(\mathbf{r},E,\mathbf{\Omega},t)$$

$$=\int_0^\infty dE'\int_{4\pi}d^2\Omega'\left[\Sigma_T(\mathbf{r},E')+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')\right]\phi(\mathbf{r},E',\mathbf{\Omega}',t)\left[\frac{\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')}{\Sigma_T(\mathbf{r},E')+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')}\delta(E-E')\delta^2(\mathbf{\Omega}-\mathbf{\Omega}')\right.$$

$$\left.+\frac{\Sigma_T(\mathbf{r},E')}{\Sigma_T(\mathbf{r},E')+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')}\frac{\Sigma_S(\mathbf{r},E')}{\Sigma_T(\mathbf{r},E')}\frac{\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\mathbf{\Omega}\leftarrow\mathbf{\Omega}')}{\Sigma_S(\mathbf{r},E')}\right]$$

$$+\frac{1}{4\pi}\int_0^\infty dE'\int_{4\pi}d^2\Omega'\left[\Sigma_T(\mathbf{r},E')+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')\right]\phi(\mathbf{r},E',\mathbf{\Omega}',t)$$

$$\times\frac{\Sigma_T(\mathbf{r},E')}{\Sigma_T(\mathbf{r},E')+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E')}\frac{\nu\Sigma_F(\mathbf{r},E')}{\Sigma_T(\mathbf{r},E')}\chi(E\leftarrow E') \qquad (4.3.11)$$

上式の右辺において、空間の等方性 $\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\Omega\leftarrow\Omega')=\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\Omega\bullet\Omega')$ を仮定し、巨視的散乱断面積を導入した。

$$\Sigma_S(\mathbf{r},E')=\int_0^\infty\int_{4\pi}\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\Omega\bullet\Omega')d^2\Omega dE=\int_0^\infty\int_{4\pi}\Sigma_S(\mathbf{r},E\leftarrow E',\Omega\leftarrow\Omega')d^2\Omega dE \qquad (4.3.12)$$

式(4.3.11)は、巨視的全断面積が $\Sigma_D(E)\ (=\Sigma_T(\mathbf{r},E)+\Sigma_\delta(\mathbf{r},E))$ で、2 種類の散乱（$\Sigma_\delta(\mathbf{r},E)$ によるデルタ衝突及び $\Sigma_S(\mathbf{r},E)$ による物理現象としての散乱）と核分裂 $(\Sigma_F(\mathbf{r},E))$ を伴う（シミュレーション上の架空の）粒子輸送過程が、(4.3.9)式で表される物理現象としての輸送過程と同じ解を持つこと、すなわち、粒子束不変性を示している。物理現象としての衝突の選択に係わる確率 $\Sigma_T(\mathbf{r},E')/\Sigma_D(\mathbf{r},E')$ の取扱いの違いによって、アナログ（棄却採択）・非アナログ（非棄却採択）の 2 つの手法が生じる。

4.3.3 デルタ追跡法の C++コードへの実装の検討

デルタ追跡法によるモンテカルロ法中性子輸送計算は、前節の式(4.3.11)によって記述される粒子輸送過程のシミュレーションである。したがって、式(4.3.9)によって記述される通常の粒子輸送過程に、式(4.3.10)によって記述されるデルタ衝突過程を追加し、式(4.3.5)及び(4.3.7)に基づくアナログ方式または式(4.3.6)及び(4.3.8)に基づく非アナログ方式によるスコアリング・粒子格納を導入する必要がある。このための検討を、平成 27 年度報告書 4.3.2 項における FACILE システムの連続エネルギーモンテカルロ法臨界計算 C++コード（以下、新ソルバーと略す）の多群法版で実施した。ここで、多群法とは、エネルギー変数を有限個の代表（群という）で表す連続変数離散化のことである。

(1) アナログ（棄却採択）・デルタ追跡法

アナログ方式のデルタ追跡法の検討に関しては、新たなクラスを導入する必要はない。新ソルバーにおける InputDataRepository クラス（入力データの設定・保持）、FlightAnalyzer クラス（飛行解析の処理）、メインプログラム内の追加・変更箇所に関して説明する。先ず、InputDataRepository クラスに、Σ_D/Σ_T に相当する変数を追加する。次に、メインプログラムの冒頭において、Σ_D/Σ_T に値を与え、Σ_D に相当する変数の生成・初期化を行う。その後、

世代繰り返しのための for ループ内の粒子繰り返し for ループにおいて、Σ_D に、$(\Sigma_D/\Sigma_T) \times \Sigma_T$ により値を与え、式(4.3.2)を実行するために FlightAnalyzer クラスに渡す。FlightAnalyzer クラスの実行終了後、乱数を発生し、式(4.3.3)と式(4.3.4)に関する判断を行う。式(4.3.3)の場合には、通常の物理現象としての衝突処理を実施し、式(4.3.4)の場合には、何も行わない。なお、FlightAnalyzer クラスにおいては、式(4.3.2)により直線移動距離を計算したことに留意する。以上より明らかなように、Σ_D に相当する変数の設定、式(4.3.2)による直線移動距離の計算、式(4.3.3)に相当する分枝の中に、衝突処理を収めることを除けば、通常のモンテカルロ法のコーディングと同じである。式(4.3.5)によるスコアリング及び式(4.3.7)による次世代へ向けての粒子格納も、式(4.3.9)に関する通常の追跡方式と全く同様に実行される。

(2) 非アナログ（非棄却採択）・デルタ追跡法

非アナログ方式のデルタ追跡法の検討も、既存クラスのみで対応可能である。また、新ソルバーにおける InputDataRepository クラス（入力データの設定・保持）と FlightAnalyzer クラス（飛行解析の処理）に関しての変更は、アナログ・非アナログの両方式において同様であり、説明を省略する。以下においては、メインプログラム内の処理の流れに関する追加・変更を説明する。先ず、冒頭において、アナログ方式デルタ追跡法の場合と同様に Σ_D/Σ_T に値を与え、Σ_D に相当する変数の生成・初期化を行う。次に、アナログ方式デルタ追跡法の場合には存在しない一連の変数・クラス生成を行う。非アナログ方式の実効増倍率タリーのクラスを新ソルバーのタリーカテゴリー（TallyCounter クラス）により生成する。非アナログ方式タリー用のスコアリング変数、非アナログ方式タリー用スコアリングのためのエネルギー群変数、非アナログ方式用の衝突率取扱いのための変数、非アナログ方式用の核分裂率取扱いのための変数を生成する。その後、世代繰り返しのための for ループに入り、非アナログ方式タリー用スコアリング変数の世代ごとの初期化を行い、粒子繰り返し for ループに入る。次に、Σ_D に、$(\Sigma_D/\Sigma_T)\ \Sigma_T$ により値を与え、FlightAnalyzer クラスに渡す。この変更は、アナログ方式デルタ追跡法の場合と同じである。FlightAnalyzer クラスを実行後、粒子のエネルギー群を取得する。衝突率重み $w\Sigma_T/\Sigma_D$ を計算し、$\Sigma_R=\nu\Sigma_F$ に対して、Σ_R/Σ_T を考慮して式(4.3.6)を計算し、非アナログ方式用実効増倍率タリーをスコアリングする。また、式(4.3.8)に基づき、FissionBank クラスに粒子を格納する。乱数を発生し、式(4.3.3)と式(4.3.4)に関する判断を行う。式(4.3.3)の場合には、通常の物理現象としての衝突処理を実施し、式(4.3.4)の場合には、何も行わない。前者の場合、FissionBank クラスを新ソルバーの CollisionAnalyze クラスに渡す必要はない。すべての粒子を繰り返し、粒子繰り返し for ループを出たのち、非アナログ方式タリーのクラスに現世代のタリーを追加し、式(4.3.8)に基づき、FissionBank クラス内の粒子のウエイトをすべて 1（単位ウエイト）とした後、次世代へ向けて規格化する。

(3) 数値検証

本項目では、アナログ及び非アナログ方式のデルタ追跡法の検証計算を、Godiva 炉心体系（均質球体系）の 16 エネルギー群の固有値問題に対して実施した。本問題の仕様詳細は、米国サンディア国立研究所の Dupree と Fraley によるモンテカルロ法の教科書[4)]に記述されている。

表 4.3-1 に、Σ_D/Σ_T の値を変化させた場合のデルタ追跡法モンテカルロ法による実効増倍率（k_{eff}）の計算値を示す。参考のため、散乱またはデルタ衝突直後の飛行ごとに、次式で表されるようにランダムにΣ_D/Σ_T に値を与えた場合の結果も追加してある。

$$\text{飛行ごとにランダムに}\Sigma_D\text{を設定:}\quad \frac{\Sigma_D}{\Sigma_T}=1+\xi \tag{4.3.13}$$

なお、上式のような設定が可能であるのは、輸送方程式が散乱回数ごとに分類した粒子束に関する輸送方程式に分割可能であることによる。計算条件は、1,050 世代、50 スキップ世代、世代あたり粒子数は 10,000 である。

表 4.3-1　Godiva 炉心体系 16 エネルギー群版の固有値問題によるデルタ追跡法の検証

通常追跡方式	k_{eff} = 0.99940 ± 0.00038
アナログ方式デルタ追跡法	
Σ_D/Σ_T	k_{eff}
1.1	0.99942 ± 0.00036
2.0	0.99924 ± 0.00041
random	0.99885 ± 0.00050
非アナログ方式デルタ追跡法	
Σ_D/Σ_T	k_{eff}
1.1	0.99931 ± 0.00020
2.0	0.99928 ± 0.00020
random	0.99903 ± 0.00020

注）統計誤差は 1 シグマ（68%信頼区間相当）

4.3.4　確率的乱雑化とボクセル体系の融合によるモデル機能拡張

平成 27 年度事業においては、組成分布不明な媒質に対応するための原理的枠組みを検討し、次式で表される確率的乱雑化ワイエルシュトラス関数モデルを構築した。

$$V(\mathbf{r})=\sigma\sum_{j=1}^{\infty}\lambda^{-\alpha j}B_j\sin(\lambda^j\mathbf{r}\bullet\mathbf{\Omega}_j+A_j) \tag{4.3.14}$$

ここで、σは定数、λ>1、0<α<0.5、$\mathbf{r}$ は位置ベクトル、$\mathbf{\Omega}_j$ は単位長さで等方サンプリングされた確率ベクトル、A_j は区間[0,2π)における一様確率変数、•はベクトルの内積、B_j は次式によるベルヌーイ型確率変数である。

$$B_j=\begin{cases}+1,\ \text{確率 } 0.5,\\ -1,\ \text{確率 } 0.5.\end{cases} \tag{4.3.15}$$

式(4.3.14)における和を j=M で打ち切ったときには、$\sigma=(\lambda^{\alpha}-1)/(1-\lambda^{-\alpha M})$とすれば、$|V(\mathbf{r})|\le 1$ が満たされる。つまり、異なる物質が乱雑に混ざる場合の空間変動を、式(4.3.14)で表すことが可能となる。この際、項数 M は、$\lambda^{-\alpha M}<0.01$を満たす最小の整数とする。具体的には、レ

プリカごとに、燃料(F)とコンクリート(C)の乱雑な混合体の反応 R の巨視的断面積を次式で表す。

$$\Sigma_R(\mathbf{r}) = \overline{vf}(1+V(\mathbf{r}/S))\Sigma_R^F + [1-\overline{vf}(1+V(\mathbf{r}/S))]\Sigma_R^C \qquad (4.3.16)$$

なお、S はスケーリング因子であり、直接的な近距離相関が及ぶ距離の目安である。また、$\overline{vf}$ は燃料の体積割合の期待値である。平成 27 年度報告書の場合と同様に、混合体（内側立方体）内部を、巨視的断面積が式(4.3.16)で表される媒質とする。この媒質に、ボクセル・メッシュ体系を重ね合わせ、ステンレス鋼の析出による断続的な物質分布変動を表現できる仕組みを持ち込む。具体的には、以下のように巨視的断面積を指定する。

<u>各レプリカにおける混合体内部の反応 R の巨視的断面積(Σ)の指定</u>

1) B_j, $\boldsymbol{\Omega}_j$, A_j, j=1,…M を独立にサンプリング

2) 各ボクセルに対して、区間（0, 1）に一様乱数ξを発生

2-1) $\xi < \overline{vfsus} \Rightarrow \Sigma_R = \Sigma_R^{SUS}$ (ボクセル内一様；SUS はステンレス鋼に対応；該当ボクセルはステンレス鋼析出位置とされる。）

2-2) $\xi \geq \overline{vfsus} \Rightarrow \Sigma_R(\mathbf{r}) = \overline{vf}(1+V(\mathbf{r}/S))\Sigma_R^F + [1-\overline{vf}(1+V(\mathbf{r}/S))]\Sigma_R^C$（**r** は、混合体内部全体の座標系での座標；該当ボクセルは確率的乱雑化部分とされる。）

<u>全レプリカ共通の混合体外部の反応 R の巨視的断面積(Σ)の指定</u>

$$\Sigma_R(\mathbf{r}) = \Sigma_R^C \quad \text{(コンクリート一様)}$$

以上の例題に対して、MVP[5]により、2 群断面積を以下の手順により作成した。

a) $\overline{vf} = 1/8$ (平成 27 年度と同じ)と設定。

b) ステンレス鋼：燃料の体積割合の平均を 1:4 とした。すなわち、

$$\overline{vfsus} = 0.25/(0.25+1+7) = 0.03.$$

c) 混合体内部のコンクリートと燃料の断面積は、反射境界の 2×2×2 cm^3 の立方体内に 1×1×1 m^3 の立方体が位置する体系において、内側立方体を燃料、その外側をコンクリートとすることにより計算。

d) 混合体まわりのコンクリート断面積は、反射境界の 3×3×3 cm^3 立方体内に 2×2×2 cm^3 の立方体、さらに内側に 1×1×1 cm^3 の立方体が位置する体系において、内側から燃料・コンクリート・コンクリートを配置し、最外部のコンクリートに対して計算。(混合体内部と外部では、熱中性子スペクトルが異なることを考慮。)

e) 乱雑な燃料・コンクリート混合体中に、ボクセル体系の重ね合わせとランダム・サンプリングにより持ち込まれるステンレス鋼の断面積は、反射境界の 2.02062^3 cm^3 立方体内に 1.07722^3 cm^3 の立方体、さらに内側に 1×1×1 cm^3 の立方

体が配置される体系において、内側から燃料・ステンレス鋼・コンクリートを配置し、中間のステンレス鋼に対して計算。ここで、体積に関して、コンクリート＝2.02062^3–1.07722^3=7 [cm^3] 、燃料＝1^3=1 [cm^3]、ステンレス鋼＝1.07722^3–1^3=0.25 [cm^3]であることに注意。

コンクリートと燃料の組成に関しては、原子力機構の井澤らによる論文 [6]におけるコンクリートおよび核分裂生成物入り UO_2 燃料（12 GWd/t）のデータを使用した。ステンレス鋼の組成に関しては、臨界安全ハンドブック・データ集第 2 版 [7]の SUS304 データを使用した。なお、上記手順によるデブリ・レプリカの構成を析出ステンレス鋼入り UO_2・コンクリート確率的乱雑化モデルと呼ぶことにする。表 4.3-2 に、JENDL-4.0[8]核データライブラリを使用して MVP により作成した 2 群断面積を示す。コンクリートの熱群断面積が混合体内部と外部とで大きく異なっているのが認められる。また、混合体は 100×100×100 cm^3 の立方体とし、この立方体が 140×140×140 cm^3 の中心に対称に位置するようにした。外部境界には反射境界条件を適用した。

表 4.3-2　混合体内部のコンクリート・燃料・ステンレス鋼の断面積（単位: cm^{-1}）

		混合体内部（内側立方体内部）			混合体外部
	材料	UO_2 燃料（12 GWd/t）	コンクリート	ステンレス鋼 (SUS304)	コンクリート
熱外群（1 群）	$\Sigma_{T,1}$	0.43760	0.39080	1.04822	0.38962
	$\Sigma_{A,1}$	0.03282	0.00030	0.00398	0.00031
	$\Sigma_{C,1}$	0.02495	0.00030	0.00398	0.00031
	$\nu\Sigma_{F,1}$	0.02040	0.0	0.0	0.0
	$\Sigma_{S,1\to1}$	0.40402	0.37924	1.04236	0.37608
	$\Sigma_{S,1\to2}$	0.00076	0.01126	0.00188	0.01323
熱群（2 群）	$\Sigma_{T,2}$	0.71865	0.69644	1.34126	0.79054
	$\Sigma_{A,2}$	0.31838	0.00523	0.13289	0.00722
	$\Sigma_{C,1}$	0.12258	0.00523	0.13289	0.00722
	$\nu\Sigma_{F,2}$	0.49878	0.0	0.0	0.0
	$\Sigma_{S,2\to1}$	0.00003	0.00001	0.00008	0.0
	$\Sigma_{S,2\to2}$	0.40024	0.69120	1.20829	0.78332

図 4.3-1 に析出ステンレス鋼入り UO_2・コンクリート確率的乱雑化モデルにおける実効増倍率の揺らぎを示す。平成 27 年度事業報告書におけると同様に、約 1%Δ*k* に及ぶ不確かさが認められる。図 4.3-2 に、ボクセルサイズ（辺の長さ）ごとの実効増倍率の揺らぎを示す。ボクセルサイズの増大とともに実効増倍率が上昇しているのが認められる。これは、ステンレス鋼による中性子吸収に関する空間自己遮蔽効果と呼ぶべき現象であり、非常に興味深く、臨界安全上の観点からも、考慮に値する現象である。なお、それら 2 図の数値計算に関して、α=0.5（ブラウン運動の定常近似）, λ=1.5（計算時間と複雑さのバランスからの選択）, *S*=25 cm（BWR 燃料集合体約 2 体分の幅に相当）とした。

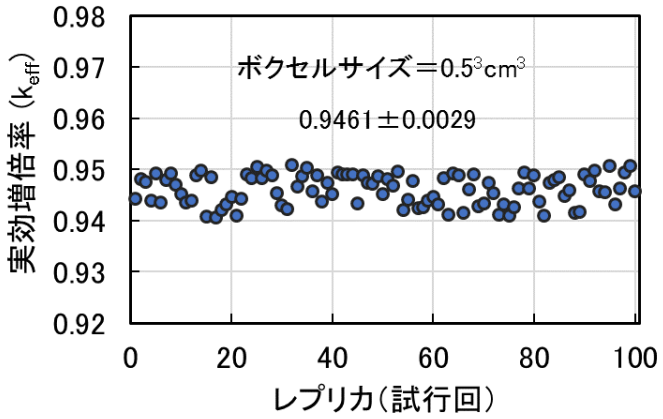


図 4.3-1　析出ステンレス鋼入り UO2・コンクリート確率的乱雑化モデルにおける実効増倍率の揺らぎ（α=0.5, λ=1.5, *S*=25 cm）

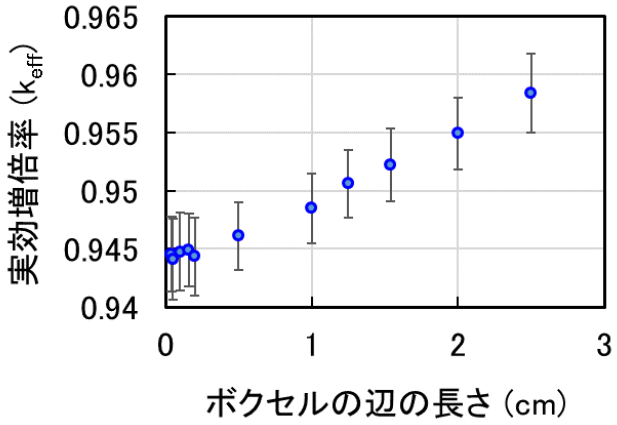


図 4.3-2　実効増倍率のステンレス鋼ボクセルのサイズに対する依存性（誤差棒は、レプリカごとの標準偏差; ボクセルサイズごとに 100 レプリカ生成し、実効増倍率の標本平均と母集団標準偏差を計算）

4.3.5 トラッキング機能開発のまとめ

本項においては、燃料デブリ体系の臨界性評価に対応するためのモンテカルロ法計算の原理的枠組みの検討を、基本アルゴリズムの検証およびモデル機能の拡張という 2 つの観点から実施した。基本アルゴリズムに関しては、多群 C++プログラム上にデルタ追跡法を実装し、アナログと非アナログの両手順について検証し、新規モンテカルロ計算ソルバー（平成 27 年度事業報告書）への実装が可能であることを示した。モデル機能の拡張に関しては、確率的乱雑化ワイエルシュトラス関数モデル（平成 27 年度事業報告書）とボクセル・メッシュ体系を重ね合わせ、断続的な析出を表現する仕組みを導入した。この拡張モデルを、ステンレス鋼の析出を伴う UO_2・コンクリート系燃料デブリの 2 群断面積モデルに適用し、実効増倍率に揺らぎが生じること、および、実効増倍率がステンレス鋼析出単位のサイズ拡大とともに上昇することを示した。後者は、中性子の共鳴吸収に関する空間自己遮蔽に類似の現象であり、今後のモデル開発において留意すべき事項と考えられる。

4.4 まとめ

燃料デブリ臨界マップの整備・拡充に資するため、臨界安全解析コードシステムの開発を昨年度に引き続き継続した。今年度得られた成果は以下の通りである。

FACILE システムの設計と燃焼計算コードのシステム化では、燃料デブリが異なる燃焼履歴を有する複数の燃料の溶融物からなる場合に、複数の ORIGEN2 出力を組み合わせて燃焼燃料組成を評価する機能を追加した。すなわち、FACILE に実装されている、ORIGEN2 の出力から MVP で必要とする原子個数密度を計算する「ORIGEN コマンド」に対して、ORIGEN の計算結果のファイルパスを複数指定する機能と、燃焼後重量の合成に使用する重みを指定する機能を付加し、その動作を確認した。

連続エネルギー法に基づくモンテカルロ計算ソルバーの開発では、昨年度の設計に基づき、(n,xn)反応に対する角度エネルギー分布の取り扱いの改良、非分離共鳴領域断面積を正確に取り扱うための確率テーブル法の実装、2 領域体系への拡張を実施した。参照解とする MCNP コードの結果と比較して、統計誤差の範囲内で計算結果が一致することを確認した。

燃料デブリ体系トラッキング機能の開発では、燃料デブリ体系の臨界性評価に対応するためのモンテカルロ法計算の原理的枠組みを検討し、デルタ追跡法を新規モンテカルロ計算ソルバーへ実装可能であることを示した。また、基本アルゴリズムの検証とモデル機能の拡張を実施し、確率的乱雑化ワイエルシュトラス関数モデルとボクセル・メッシュ体系を重ね合わせ、断続的な析出を表現する仕組みを導入することに成功した。

参考文献

1) X-5 Monte Carlo Team, “MCNP‐A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5, Volume 1: Overview and Theory”, LA-UR-03-1987 (2003).
2) Brown, D., Hedstrom, G. and Hill T., “User’s Guide to fete: From ENDF to ENDL”, UCRL-SM-218496 (2006).
3) Foit J.J., et al., “Experiments on MCCI with oxide and steel,” *Ann. Nucl. Energy*, **74**, 100-109, (2014).
4) Dupree S.A. and Fraley S.K. “A Monte Carlo Primer,” Kluwer Academic/Plenum Publishers, New York, NY, USA (2002).
5) Nagaya Y., et al., “MVP/GMVP II: General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations Based on Continuous Energy and Multigroup Methods,” JAERI-1348, (2005).
6) Izawa K., et al., “Infinite Multiplication Factor of Low-Enriched UO_2-Concrete System,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **49**, 1043-1047 (2012).
7) 奥野浩, 他, 臨界安全ハンドブック・データ集第 2 版, JAEA-Data/Code 2009-010 (2009).
8) Shibata K, et al., “JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **48**, 1-30, (2011).

第 5 章　使用済燃料に含まれる核分裂生成核種の組成測定試験

本章では、使用済燃料に含まれる核分裂生成核種の組成測定試験について、第 5.1 節「概要」、第 5.2 節「使用済燃料試料の採取」、第 5.3 節「使用済燃料試料の分析方法」、第 5.4 節「使用済燃料試料の分析結果」、第 5.5 節「燃焼度の決定等」、第 5.6 節「まとめ」にわけて報告する。

5.1　概要

東京電力ホールディングス株式会社福島第一原子力発電所の 1 号機から 3 号機には、2011 年 3 月 11 日に発生した東日本大震災による事故により燃料デブリが堆積していると予想されている。燃料デブリを取り出し、廃炉作業を安全に進めるためには燃料デブリの性状を正確に把握しなければならない。その際、使用される計算コード及び核データライブラリーの精度を向上させるには、実測値と比較した評価が必要である。

この精度評価を行うため、日本原子力研究開発機構において、関西電力株式会社大飯発電所 4 号機で照射された NO4F69 燃料集合体の照射後試験を実施した。平成 28 年度はその燃料集合体にある 2 本の燃料棒から 3 試料の実測値を得た。その 3 試料とは、集合体内位置 NO4F69F5（F-5、試験対象燃料棒 No.4）から試料名 F5-1 とした 1 試料、集合体内位置 NO4F69F2（F-2、試験対象燃料棒 No.9）から試料名 F2-2、F2-3 とした 2 試料である。当該試料について、各試料中に存在しているウラン U、プルトニウム Pu を含む TRU 元素や核分裂性生成物（FP）を定量した。また、統合燃焼計算コードシステム SWAT4.0 による燃焼計算を行い、実測値と計算値を比較した。

これらの試料は、図 5.1 に示すように、原子力科学研究所の燃料試験施設で使用済燃料試料を切断し、廃棄物安全試験施設で切断した試料片の溶解と希釈操作を行い、バックエンド研究施設と第 4 研究棟で化学分離と質量分析を行った。

5.2　使用済燃料試料の採取

5.2.1　使用済燃料試料の由来

分析に使用した燃料試料は、大飯 4 号機で使用された NO4F69 燃料集合体の一部を用いた。集合体内位置 F-2 から F2-2 と F2-3 を、加えて、集合体内位置 F-5 から F5-1 を、計 3 試料を採取した。F-2 燃料棒はガドリニア入り燃料である。F-2 燃料棒の平均燃焼度は 39.0 GWd/t に達しており、F-5 燃料棒の平均燃焼度は 56.7 GWd/t に達している。

5.2.2　使用済燃料試料の切断

燃料試料採取位置の詳細を図 5.2 に示す。燃料棒の上部端栓を 0 mm 位置として寸法を出した。試料切断位置の通りに、低速精密切断機にて湿式で切断した。まずはそれぞれ短尺に切断し、その後短尺から各試料を厚さ 1 mm 程度の輪切りに切断して採取した。表 5.2 に厚さ 1 mm 程度で採取した各試料の被覆管重量を除いた燃料重量と容器表面の線量当量率を示す。

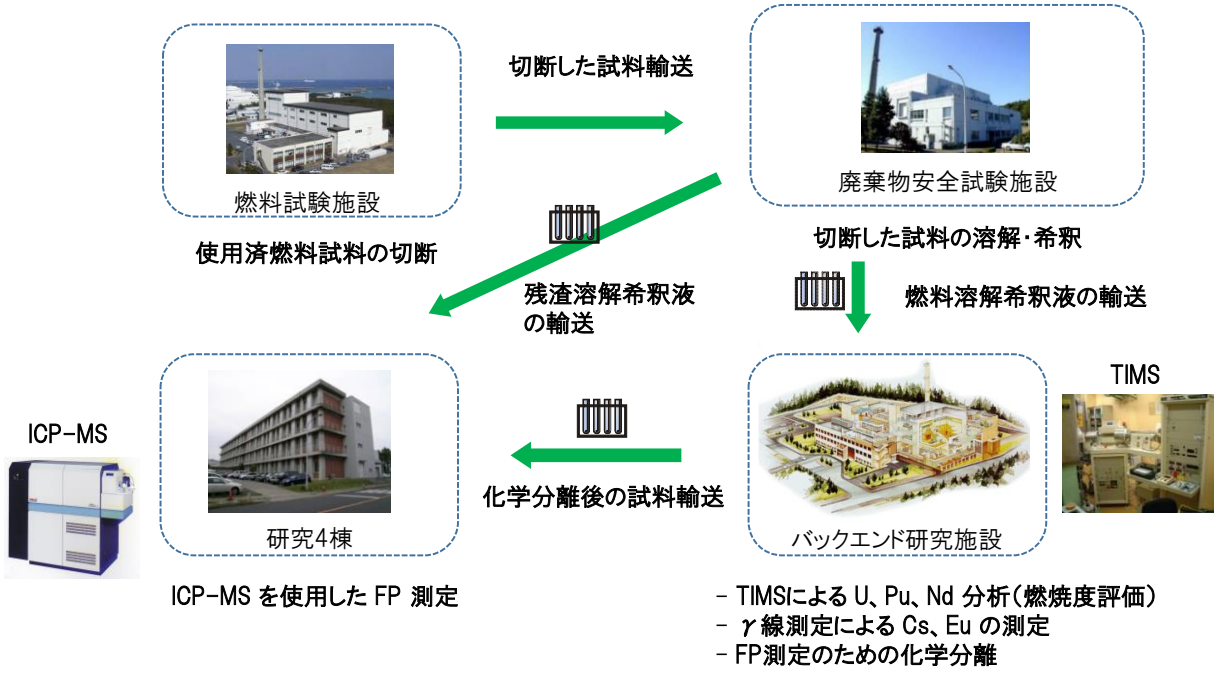


図 5.1　原子力科学研究所施設間の作業の流れ

表 5.2　分析用に採取した使用済燃料試料の重量等

試料名	燃料重量 (g)	線量当量率 (mSv/h)
F2-2	0.6255	100
F2-3	0.4698	700
F5-1	0.5244	150

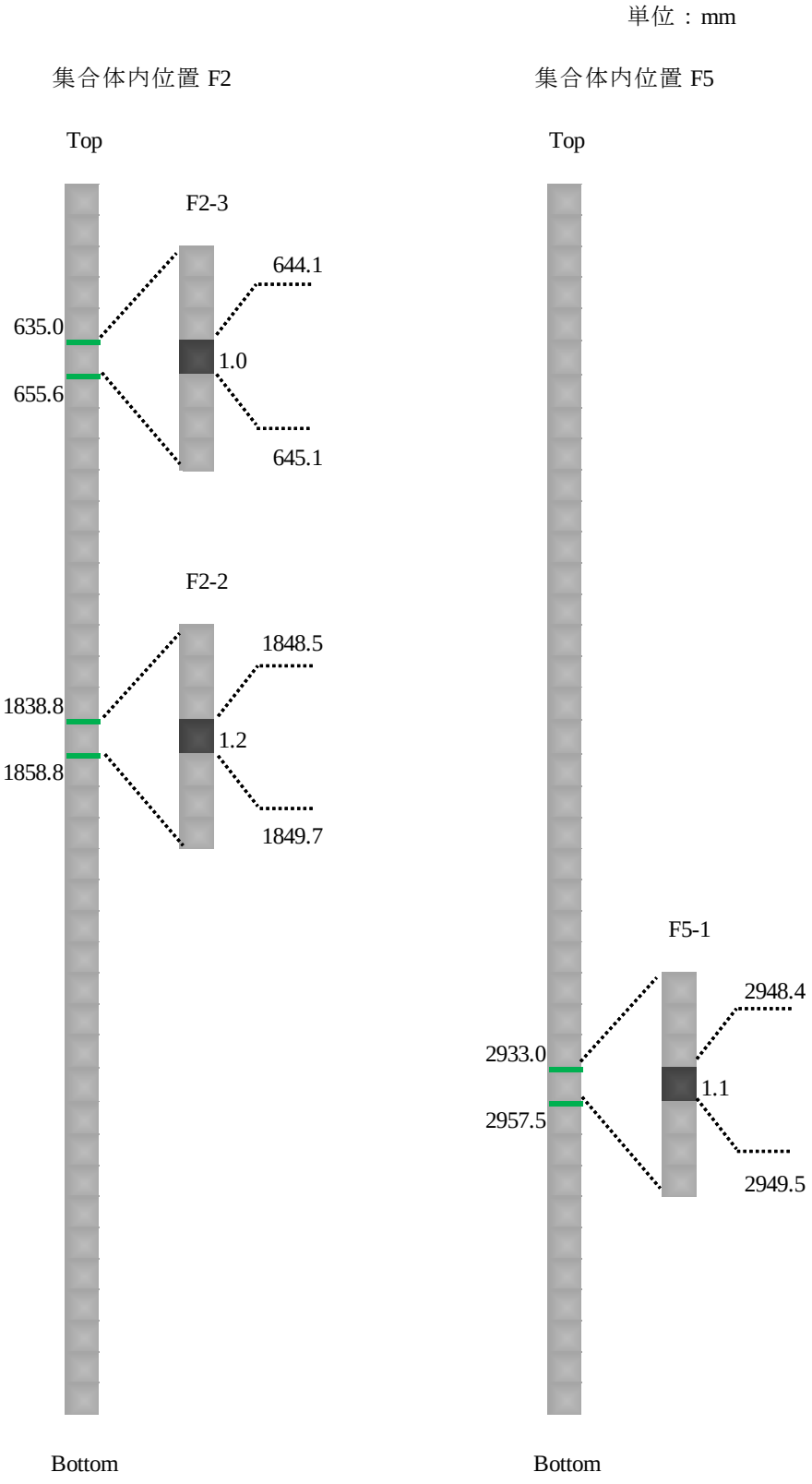


図 5.2　各燃料棒からの分析試料採取位置

5.3 使用済燃料試料の分析方法

5.3.1 使用済燃料試料の溶解操作

使用済燃料試料の溶解は、廃棄物安全試験施設ホットセル内で行った。FP について精確なデータを取得するためには、被覆管は溶解させず使用済燃料試料だけを全量溶解したい。濃硝酸のみを用いた溶解により、被覆管は溶解させず使用済燃料試料だけを溶解出来たが、僅かに不溶性残渣が生じてしまう。このように一度に溶解することは難しいので、2 段階で全量を溶解する方法を取った。

1 段階目：使用済燃料試料の溶解

切断した使用済燃料試料をテフロン製溶解容器に入れ､そこに溶解液として 7 M 硝酸 30 mL を加えて密閉した。これを SUS 製耐圧容器に封入した後、溶解装置に入れ、110 ℃にて 24 時間加熱した。底に不溶性残渣があることから、ろ別・分離を行い、分離して得られたろ液を燃料溶解試料とした。本試料は、燃焼度評価を目的として U、Pu、Nd 同位体組成及び定量分析を行った。また燃焼度評価のために、FP の定量分析を行った。測定に使用した試料は、燃料溶解試料から一定量を分取した後、適宜希釈操作を行い、バックエンド研究施設へ輸送した。

2 段階目：不溶性残渣の溶解

上記にて得られたろ紙上の不溶性残渣を、新たなテフロン製溶解容器に入れ、そこに濃塩酸 10 mL、濃硝酸 1 mL、濃硫酸 0.1 mL をそれぞれ加えて密閉した。これを SUS 製耐圧容器に封入した後、溶解装置に入れ、180 ℃にて 40 時間加熱した。冷却後に容器内部を観察し、全溶解出来ていることを確認した。得られた溶解液を不溶性残渣溶解試料とした。不溶性残渣における FP の定量分析を行うため、不溶性残渣溶解試料から一定量を分取した後、適宜希釈操作を行い、第 4 研究棟へ輸送した。

この両溶解試料について、化学分離操作を行い、その後分析装置にて測定を行った。最終的に燃料試料中に存在する同位体の量を算出するために、一連の溶解・分取・希釈操作は重量ベースで管理した。

5.3.2 燃料溶解試料、不溶性残渣溶解試料の分離手法の紹介

試料の化学分離及び分析装置での測定の工程全体を図 5.3-1 に示す。

(1) 燃料溶解試料

バックエンド研究施設へ輸送した燃料溶解試料は、一定量を分取して陰イオン交換分離操作を行い、表面電離型質量分析装置(TIMS)にて U、Pu、Nd 同位体組成を測定した。また α 放射能分析装置にて ^{238}Pu の α 線測定を行った。さらに、燃料溶解試料から一定量を分取して UTEVA 分離操作を行った後に第 4 研究棟へ輸送し、元素に応じて陰イオン交換分離操作を行い、高分解能型 ICP 質量分析装置(ICP-MS)にて FP を定量した。

(2) 不溶性残渣溶解試料

第４研究棟へ輸送した不溶性残渣溶解試料から一定量を分取した後、元素に応じて陰イオン交換分離操作を行い、ICP-MS にて FP を定量した。

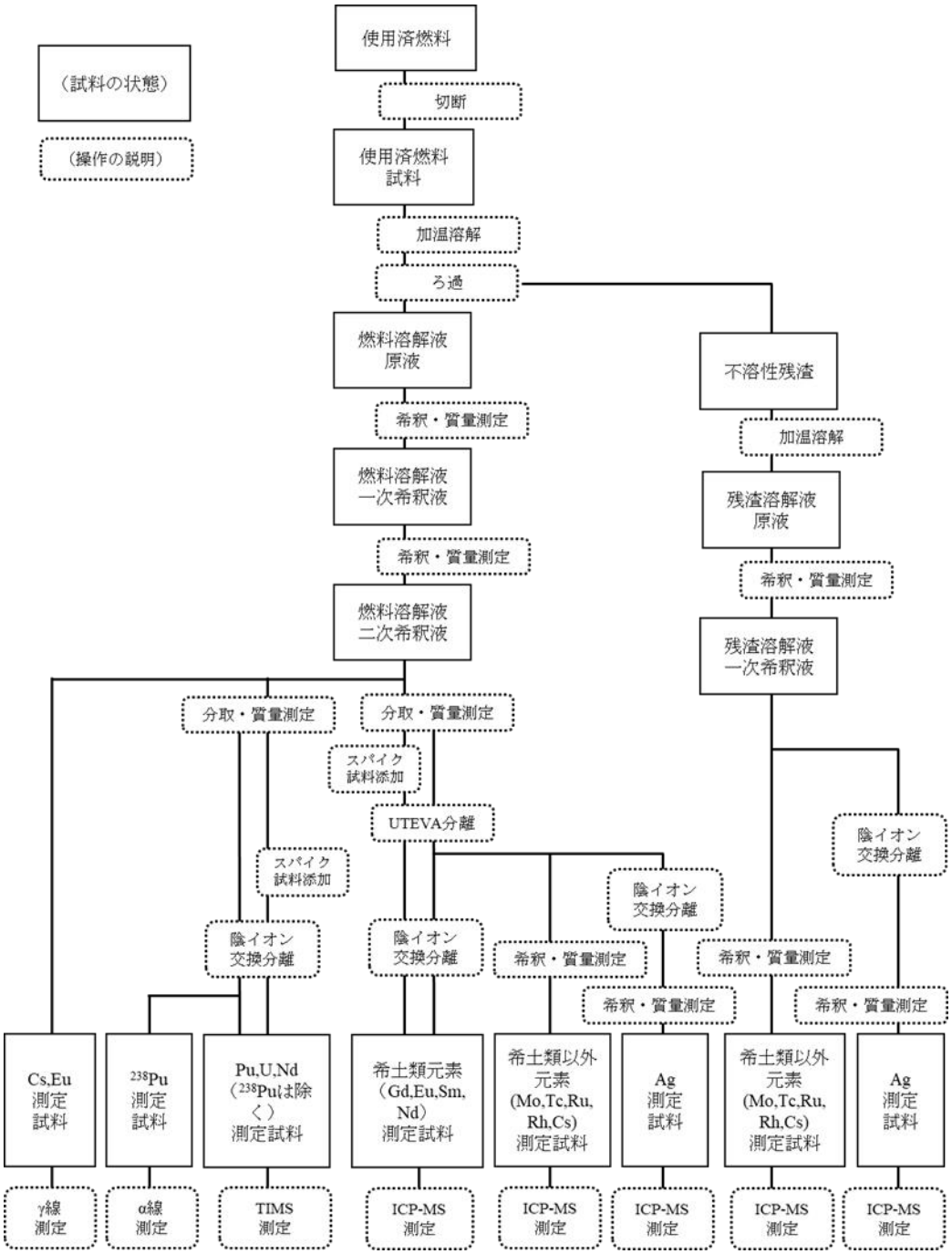


図 5.3-1　燃料溶解試料、不溶性残渣溶解試料の分離・測定全工程

5.3.3　U、Pu、Nd の同位体組成測定

廃棄物安全試験施設にて希釈し、バックエンド研究施設へ輸送した燃料溶解試料の燃焼度を得るため、U、Pu、Nd の同位体組成を測定した。

U、Pu、Nd を選択的に化学分離する手法として、旧日本原子力研究所が考案し、日本原子力研究開発機構が現在に至るまで適用している陰イオン交換分離法を用いた。硝酸－メタノール混液系により陰イオン交換樹脂で化学分離した各元素の測定には TIMS を使用した。

燃焼度は、試料中の U、Pu 及び ^{148}Nd の原子個数比を用いて算出される。TIMS による測定では、U、Pu、Nd の原子個数比の算出に、同位体比と濃度が既知の混合溶液(混合スパイク試料)を用いた同位体希釈質量分析法を適用した。

同位体希釈質量分析法は、元素の高精度定量分析に用いられる手法で、目的元素の特定の質量の同位体を濃縮した化合物あるいは元素を既知量添加し、同位体組成の変化を質量分析装置で測定するものであり、その変化の程度から試料中の目的元素量を算出できる。算出の概要は後述する「5.3.7(1) 同位体希釈質量分析法による定量分析(Gd、Eu、Sm、Nd)」の項で述べる。

なお、混合スパイク試料については、後述する希土類同位体比測定で使用する混合スパイク試料と区別するため、U、Pu、Nd の混合スパイク試料を燃焼度解析用ミックススパイク試料とし、Gd、Eu、Sm、Nd の混合スパイク試料を希土類ミックススパイク試料とする。

U、Pu、Nd の分離・分析操作工程を図 5.3-2 に示す。

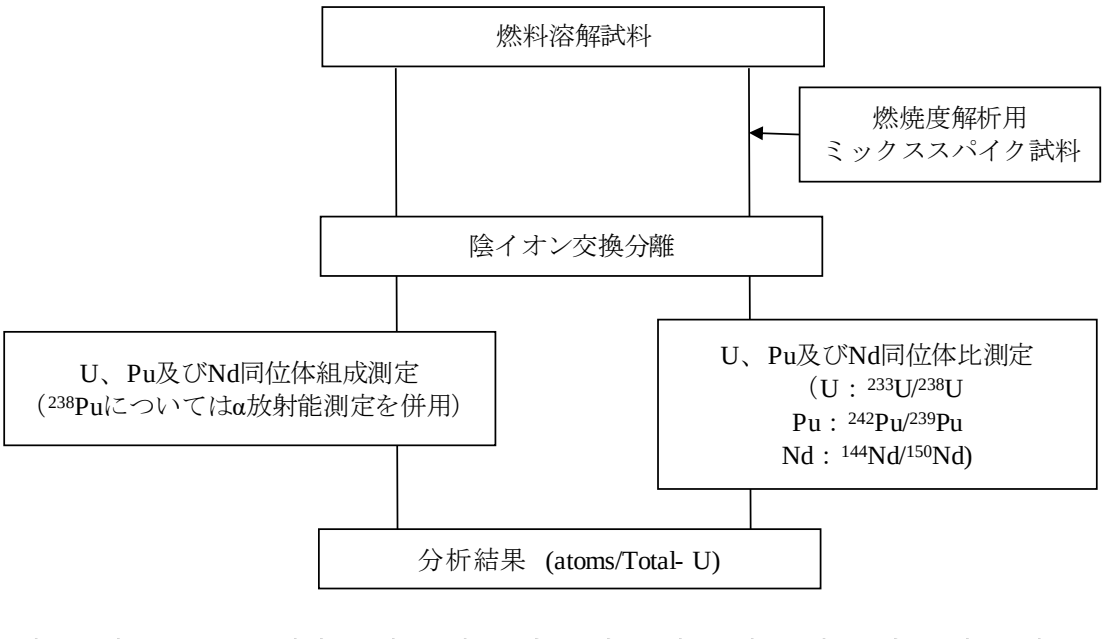


図 5.3-2　分離・分析操作工程

(1) U、Pu、Nd の陰イオン交換分離操作

陰イオン交換樹脂を用いた化学分離工程の概要を図 5.3-3 に示す。

超純水で膨潤させた三菱ケミカル株式会社製ダイヤイオン樹脂、MCI GEL CA 08Y を塩酸及び硝酸で洗浄し、さらに超純水で中性まで洗浄を行った後、石英ガラス製カラムに一定量(0.35 mL)充填した。

燃料溶解試料から同位体組成測定用として 2 mL 分取した。同様に、別の容器に燃料溶解試料から同位体希釈質量分析用として 1 mL 分取した後、燃焼度解析用ミックススパイク試料を 1 mL 添加した。それぞれ重量を測定して原子価調整を行い、分離用試料とした。陰イオン交換樹脂のコンディショニングを行った後、分離用試料を通液した。各組成の溶離液を通液し、それぞれの試料について U、Pu、Nd を化学分離した。

各分離液を蒸発乾固後、再溶解し、TIMS による測定を行った。測定は、同一の試料から 3 回の繰り返し測定を行い、その平均値を測定値とした。また、分離した Pu 同位体組成用試料の一部を分取し、質量分析における ^{238}Pu に干渉する ^{238}U の影響を補正するため、α 放射能測定を行った。

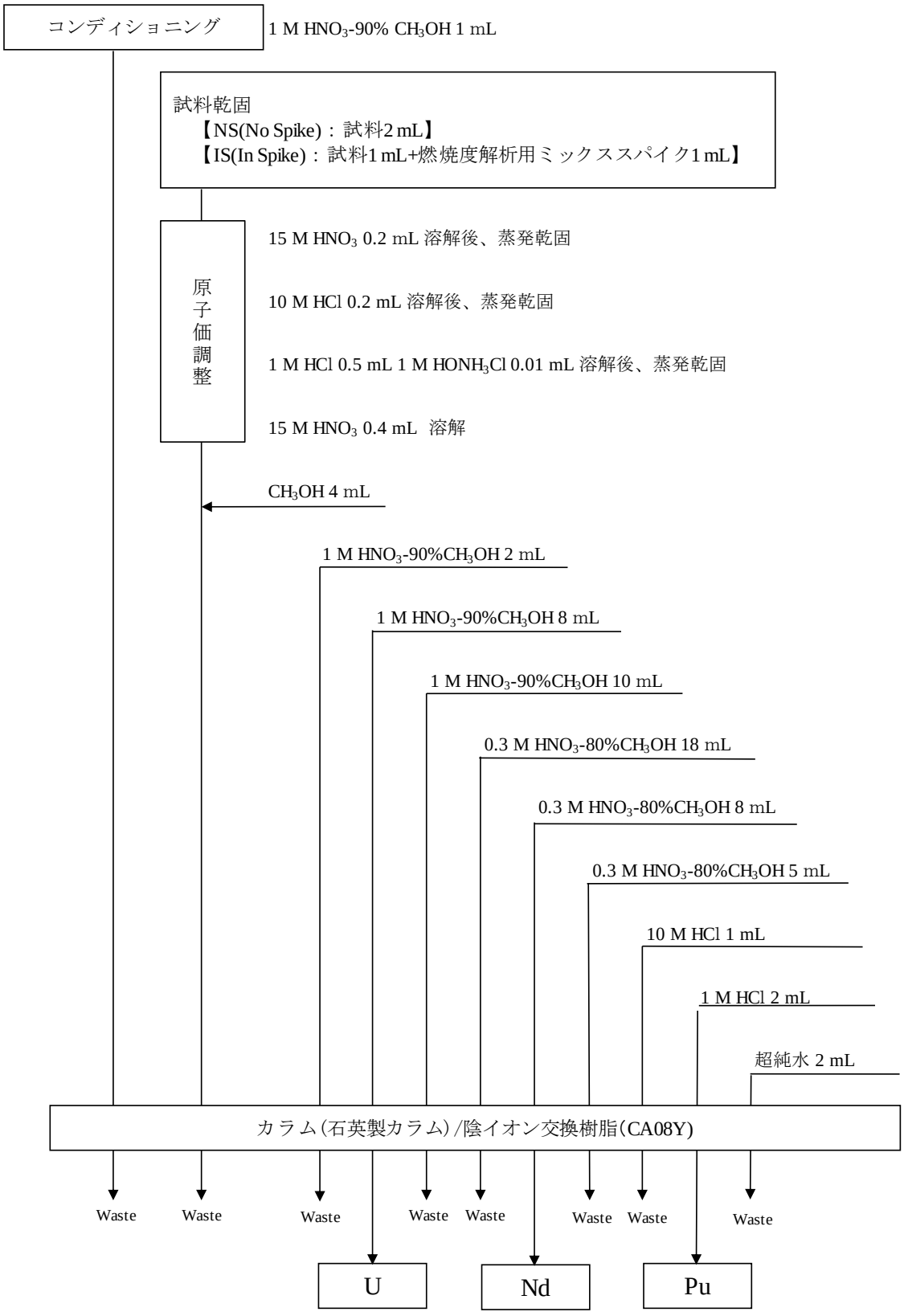


図 5.3-3　陰イオン交換分離工程

5.3.4 TIMS 分析装置の紹介

U、Pu、Nd の測定には、フィニガン・マット社製の TIMS である MAT262 を用いた。本装置は、イオン検出器に 7 つのファラデーカップを備え、最大 13 試料を組み込むことができる。

今回の測定は、質量差別効果によるバイアス補正を必要としないトータルエバポレーション法を用いた。トータルエバポレーション法は、フィラメントに塗布した試料を完全に蒸発させ、その過程において発生するイオン全てを検出する方法である。

化学分離した U、Pu、Nd の乾固物を 1M 硝酸で再溶解して測定に用いた。溶解濃度は、各元素のおおよその含有量を推定し、約 100 ngU/μL、30 ngPu/μL 及び 5 ngNd/μL となるよう調製した。各溶解液から 1 μL をマイクロピペットで分取し、TIMS 用試料フィラメントに塗布し、電流を通して酸化物として固着させた試料塗布済のフィラメントは装置内部の所定の箇所にセットされ、真空排気等を行い測定した。試料を測定する前には、標準試料を用いて装置の質量校正やファラデーカップ位置の調整等を実施した。

(1) 同位体希釈質量分析法による定量分析(U、Pu、Nd)

本法では、U、Pu、Nd の各同位体組成及び原子個数比の確定した燃焼度解析用ミックススパイク試料を用いることで、試料中の U、Pu 及び ^{148}Nd の原子個数比を算出した。燃焼度解析用ミックススパイク試料は、U、Pu、Nd の各同位体組成及び原子個数比が固定値であり、経時等による濃度変化は影響しない。すなわち、燃焼度解析用ミックススパイク試料及び試料中の U、Pu、Nd の各濃度は燃焼度に関与しないことから、燃焼度解析用ミックススパイク試料の適用は、試料の分取・希釈等における重量測定の手間とともに、それらの操作に付随する誤差の影響を排除することが可能となる利点を有している。本法では、^{233}U、^{242}Pu 及び ^{150}Nd の燃焼度解析用ミックススパイク試料を使用した。なお、TIMS による ^{238}Pu の測定結果は、分離過程及び分析環境に由来する ^{238}U の干渉を受けることが予想されるため α 放射能の測定結果を用いて評価した。

(2) α 放射能測定による ^{238}Pu の測定

α 放射能測定用試料は、陰イオン交換分離により分離し、蒸発乾固後に再溶解した Pu 溶液の一部を分取して使用した。^{238}Pu として一試料あたり 10～100 Bq 程度に希釈・調製したのち、各試料を 25 mmφ タンタル板に焼き付け調製し、α 線スペクトロメータ(セイコーEG&G ORTEC モデル SOLOIST)にて、^{238}Pu 放射能と ^{239}Pu 及び ^{240}Pu 放射能の和に対する比を測定した。

得られた ^{238}Pu のピークは、^{239}Pu 及び ^{240}Pu のピーク領域に影響を与えるため、参考文献 1)に従いテーリング補正を実施した。求めた放射能比に、TIMS による ^{240}Pu /^{239}Pu (原子個数比)の実測値を併用、^{238}Pu/^{239}Pu 同位体比を算出した。

(3) 誤差の評価

各同位体組成結果に付随する誤差は、各同位体比の繰り返し測定による標準偏差を誤差伝播して算出した。また、同位体希釈質量分析法による定量結果に付随する誤差は、同位体希釈質量分析法の算出式に基づき、上記同位体組成結果の誤差等を伝播して算出した。

5.3.5　γ線測定による ^{134}Cs、^{137}Cs、^{154}Eu、^{155}Eu の測定

γ線測定試料は、燃料溶解液希釈液の一部を分取し、1M 硝酸で希釈後、容積形状を標準線源と合わせて調製した。測定対象は質量分析を補完する目的で ^{134}Cs、^{137}Cs、^{154}Eu、^{155}Eu とした。検出器はゲルマニウム検出器（SEIKO EG&G：GMX-2190-P-PLUS)を用いた。

γ線測定に用いた標準線源が経年減衰のため、エネルギーピーク計数を確保する目的で検出器直近にて測定を行った。この場合に、複数のγ線が検出器内で同時に相互作用を起こしたとき、合計エネルギーのピークが計数されるサム効果が起きる可能性がある。そこで、一部の試料の測定結果を用い、サム効果の有無を確認したところ、有意な差異は認められなかったためサム効果補正は行っていない。

誤差については試料測定、計数効率曲線作成、使用した核データの放出率、質量分析法によるウランの測定に伴う誤差を伝搬させ、^{155}Eu と ^{155}Eu 以外の核種についてそれぞれ評価した。

5.3.6　FP 同位体の相互分離

燃料溶解試料から U、Pu を UTEVA 分離操作した後、FP を測定した。以下の３つに分けて分離操作及び分析を行った。

・希土類元素(Gd、Eu、Sm、Nd)
・希土類以外の元素(Mo、Tc、Ru、Rh、Cs)
・Ag

不溶性残渣溶解試料は、２つに分けて FP 同位体の相互分離及び ICP-MS 測定を行った。

・希土類以外の元素(Mo、Tc、Ru、Rh、Cs)
・Ag

(1) UTEVA 分離操作

燃料溶解試料中の FP 同位体(Gd、Eu、Sm、Nd)分析の前処理として、燃料溶解試料中の主要成分である U 及び Pu を除去するために Eichrom 社製 UTEVA 樹脂を用いてあらかじめ化学分離を行った。UTEVA 樹脂は、1 M 以上の硝酸濃度において U 及び Pu を吸着し、かつ FP 核種はほとんど吸着しない性質があることから簡易・迅速に U 及び Pu を除去できる樹脂である。

UTEVA 樹脂を用いた化学分離工程の概要を、図 5.3-4 に示す。超純水で洗浄及び膨潤させた UTEVA 樹脂を、石英ガラス製カラムに一定量(0.5 mL)充填した。燃料溶解試料から 3 mL を 2 個のポリ瓶にそれぞれ分取し、重量を測定した。片方には同位体希釈質量分析用に希土類ミックススパイク試料を 1.5 mL 添加し、もう一方に酸濃度を調整するため 1 M 硝酸を 1.5 mL 加え分離用試料とした。UTEVA 樹脂のコンディショニングを行った後、分離用試料を通液した。溶離液として 3 M 硝酸を通液し、流出した溶液を回収し、希土類元素分析試料とした。

希土類ミックススパイク試料については、燃料の組成に合わせ、Gd 濃度を変えた二種類を調製し、それぞれの組成に合わせた希土類ミックススパイク試料を用いた。

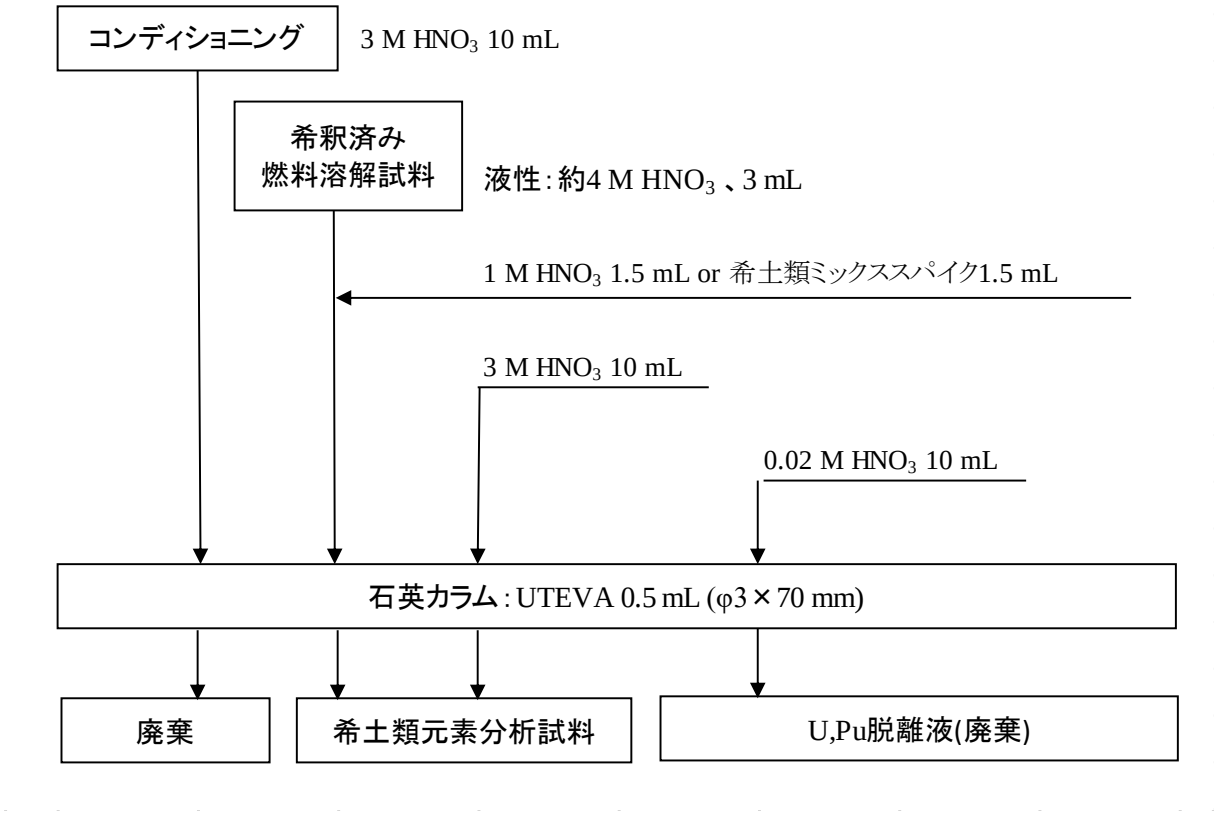


図 5.3-4　UTEVA 分離工程

(2) 希土類元素(Gd、Eu、Sm、Nd)の分離操作

ICP-MS 測定に先立ち、陰イオン交換分離法を用いて希土類元素(Gd、Eu、Sm、Nd)を他の共存元素から相互分離を行った。この分離法は、既に取得した技術を活用して行った [2) 3)]。洗浄処理を行った三菱ケミカル株式会社製ダイヤイオン樹脂、MCI GEL CA 08Y を石英カラムに充填した後、樹脂のコンディショニングを行った。燃料溶解液を通液した後、溶離液を流して分離操作を行った。分離操作については図 5.3-5 に示す。

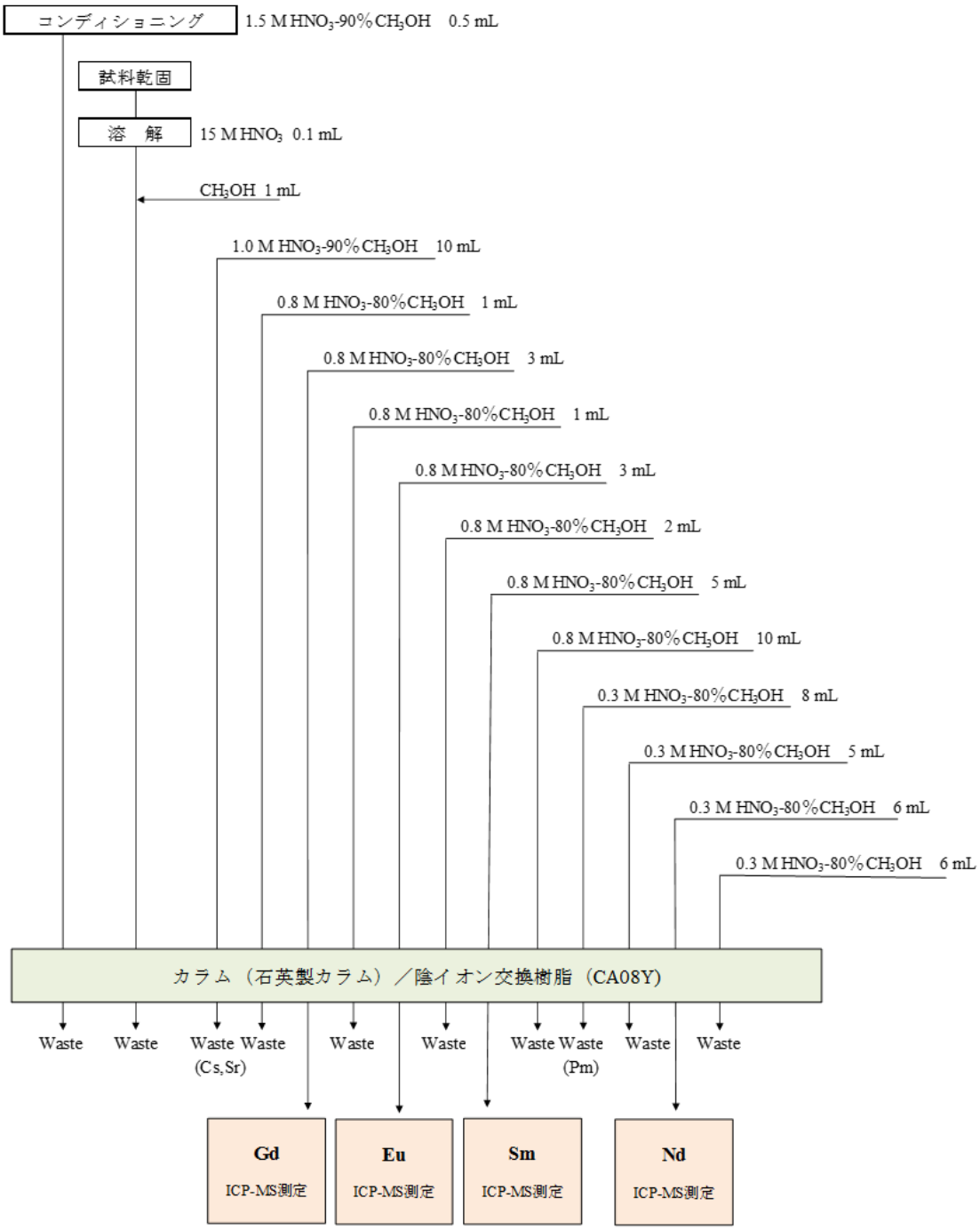


図 5.3-5　陰イオン交換分離(希土類分離)工程

(3) 希土類以外の元素(Mo、Tc、Ru、Rh、Ag、Cs)の分離操作

測定対象同位体 ^{95}Mo、 ^{99}Tc、 ^{101}Ru、 ^{103}Rh、 ^{109}Ag 及び ^{133}Cs は、試料中に同重体を持つ元素がほとんど存在しないため、燃料溶解試料を希釈した後、検量線法を用いた ICP-MS 測定により定量を行った。

(4) Ag の分離操作

ICP-MS による測定では、測定溶解液中に共存するジルコニウムは酸化物イオンを生成しやすく、^{93}Zr は酸化物イオン $^{93}Zr^{16}O^{+}$ を生成し、測定対象の ^{109}Ag に干渉する。その誤差要因を排除する目的で、三菱ケミカル株式会社製ダイヤイオン樹脂、MCI GEL CA 08P を用いた陰イオン交換分離を行い、燃料溶解試料、また不溶性残渣溶解試料から Ag の化学分離を行った。図 5.3-6 に示す。

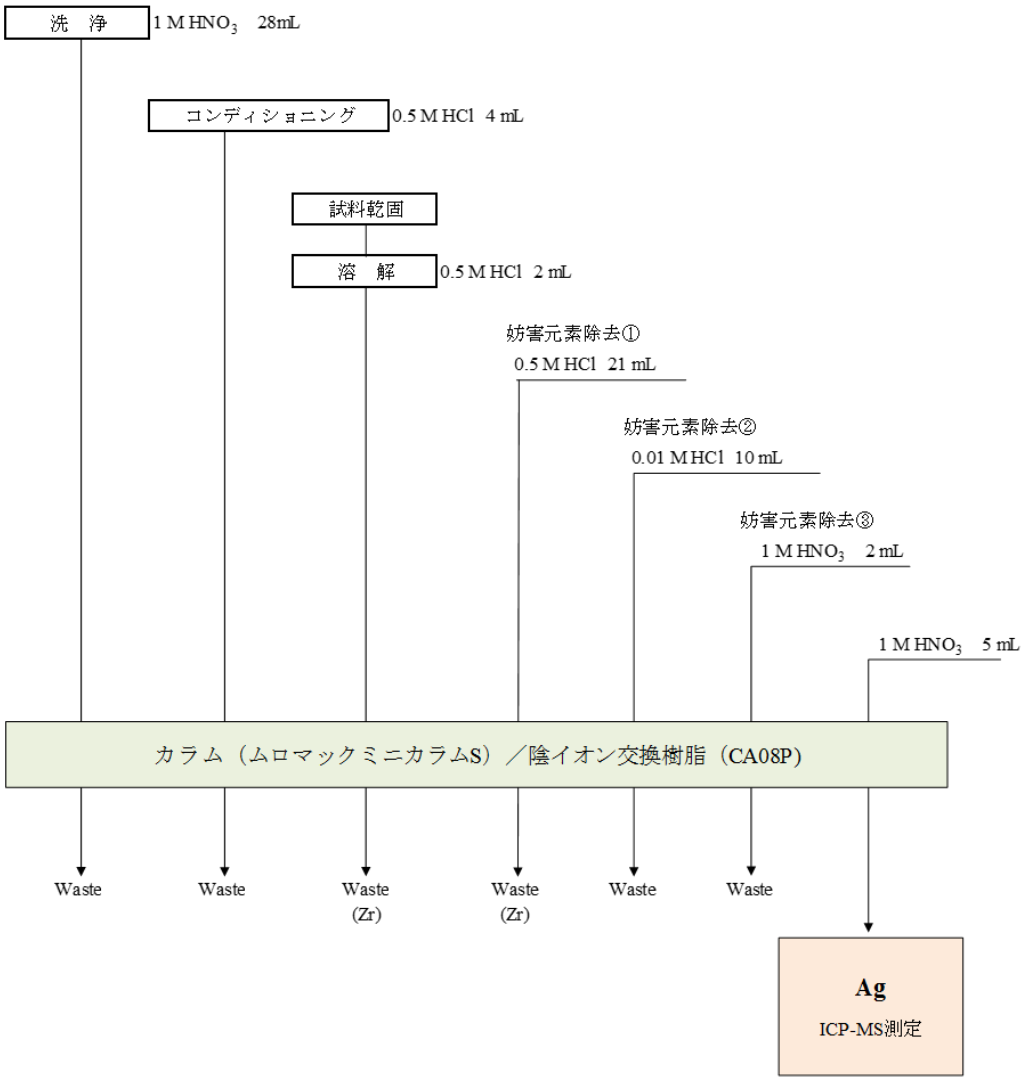


図 5.3-6　陰イオン交換分離(銀分離)工程

5.3.7　ICP-MS 分析装置の紹介

FP 測定にはサーモフィッシャーサイエンティフィック(株)製の ICP-MS、製品名称は「ELEMENT2」を用いた。この装置は、①ICP イオン源を含む試料導入部、②磁場と電場から成る二重収束型質量分析計部、③イオン検出部、④真空排気部、及び⑤装置の制御及びデータ取得のためのコンピュータ部、により構成されている。溶液試料はネブライザーで霧状にされ、ICP イオン源のアルゴンプラズマ中で元素の大部分がイオン化される。イオンは、試

料導入オリフィスから質量分析計に導入され、質量分離される。質量分離されたイオンは、コンバージョンダイノードに衝突、二次電子に変換され、二次電子増倍管(SEM)で測定する。装置への汚染と測定精度の両立を考慮して、測定する各試料濃度を 200 から 400 ppt になるように調製した。

(1) 同位体希釈質量分析法による定量分析(Gd、Eu、Sm、Nd)

Gd、Eu、Sm、Nd の核種の定量にあたっては、同位体希釈質量分析法を用いた。

① 同位体希釈定量式

同位体希釈定量には、以下の式を用いた。

$$Nsmp = Nsp \cdot (Bsp-Asp)/(Asmp-((Amix/Bmix)\times Bsmp)) \cdot Amix/Bmix$$

ここで、Nsmp 及び Nsp は、それぞれ試料中及びスパイク試料中の目的元素の原子個数であり、Asmp、Asp 及び Amix は、それぞれ試料中、スパイク試料中及びスパイク試料を添加した試料中の同位体 A の存在度、Bsmp、Bsp 及び Bmix は、それぞれ試料中、スパイク試料中及びスパイク試料を添加した試料中の同位体 B の存在度である。定量に用いた同位体のペアは、$^{143}Nd/^{145}Nd$、$^{149}Sm/^{147}Sm$、$^{151}Eu/^{153}Eu$ 及び $^{155}Gd/^{154}Gd$ を用いた。なお、Asp と Bsp は、TIMS のトータルエバポレーションで測定して得た結果を用いた。

② スパイク試料の校正

^{143}Nd、^{149}Sm、^{151}Eu 及び ^{155}Gd のスパイク試料は、オークリッジ国立研究所製濃縮同位体酸化物を硝酸に溶解した後、一定濃度に希釈して調製した。スパイク試料を校正するための標準物質は、AccuStandard 社 ICP-MS 用金属標準液を 1 M 硝酸の重量ベースで薄めて用いた。スパイク試料及びスパイク試料校正用の標準物質の同位体比は TIMS 測定による値を結果として用いた。

③ 質量差別効果の補正

ICP-MS による同位体比測定において、質量差別効果により真の同位体比値からずれを生ずる。このため、測定日毎の試料測定に先立ち、目的元素の天然同位体組成の標準溶液を測定して補正係数(K = RTIMS/RICP-MS)を求めた。ここで、RTIMS 及び RICP-MS は、それぞれ天然同位体組成標準溶液についての TIMS を用いたトータルエバポレーション法による同位体比測定結果及び ICP-MS による測定結果である。質量差別効果の補正は、実際の試料の同位体比測定結果に補正係数 K をかけることによって行った。

④ 誤差の評価

同位体希釈質量分析法は、スパイク試料濃度、試料及びスパイク試料の重量並びにそれらの同位体比の測定値から計算により定量値が得られ、目的元素の回収率に左右されない方法である。定量値の誤差については、同位体比測定時の測定精度の影響を受ける。

重量測定時の誤差は同位体比測定のそれと比べ著しく小さいので、定量値の誤差は、主に同位体比測定の精度に依存することとなる。

(2) 検量線法による Mo、Tc、Ru、Rh、Ag、Cs 定量分析

使用済燃料試料を溶解した燃料溶解試料中及びその不溶性残渣溶解試料中の対象同位体である ^{95}Mo、^{99}Tc、^{101}Ru、^{103}Rh、^{109}Ag 及び ^{133}Cs について、検量線法を用いた ICP-MS 測定により定量した。検量線作成用の標準液は、単体金属標準液及びテクネチウム標準液を用いて、重量ベースで希釈また混合を行い、複数濃度(50～5000 pg/g)に調製した。

燃料溶解試料については、「5.3.6(1)　UTEVA 分離操作」で記述した UTEVA 樹脂分離法によりウランを除いた後、適度な希釈を行い、ICP-MS にて各同位体を測定した。また、^{109}Ag については、「5.3.6(4)　Ag の分離操作」で記述した ^{93}Zr 酸化物イオンの生成を考慮して、^{93}Zr 等を除くために陰イオン交換分離法により分離した後、適度な希釈を行い、ICP-MS にて測定を行った。

不溶性残渣溶解試料にはウランがほとんど存在しないため、分離操作を行わず適宜希釈して検量線法を用いて、ICP-MS により測定した。生成した ^{93}Zr 酸化物イオンが ^{109}Ag 測定の誤差要因になるので、陰イオン交換分離法により ^{93}Zr 等を分離した後に測定を行った。

誤差については、ICP-MS にて着目同位体の計数を測定しており、そのカウント数を Y とする時に誤差は√Y であらわされる。検量線 Y=aX+b の関係から X=(Y-b)/a であり、Y の誤差を√Y、X の誤差を∆X とすると、X+∆X＝(Y+∆Y-b)/a＝(Y+√Y-b)/a。 よって、∆X＝(∆Y)/a=(√Y)/a が導かれ、これが濃度 X の ICP-MS の計数にかかわる誤差として評価した。

5.4　使用済燃料試料の分析結果

使用済燃料試料を全溶液した後、各分析を行って得られた各核種組成果を示す。

5.4.1　燃料溶解試料中のウラン原子個数の結果

表 5.4-1　燃料溶解試料中のウラン原子個数

試料	TIMS測定試料中のウラン原子個数［atoms］	燃料溶解試料採取量［g］	燃料溶解試料中のウラン原子個数［atoms/g］	誤差［%］
F5-1	9.691E+15	1.1137	8.702E+15	0.27
F2-2	1.107E+16	1.1183	9.899E+15	0.05
F2-3	8.390E+15	1.1154	7.522E+15	0.05

燃料溶解試料：燃料溶解液を希釈した試料

5.4.2　全ウランに対する原子個数比(U、Pu、Nd)

得られた U、Pu、Nd 定量結果を用いて、全ウランに対する原子個数比を示す。

表 5.4-2　全ウランに対する原子個数比(U、Pu、Nd)

試料名	F5-1 [atoms /Total-U]	F5-1 誤差 [%]	F2-2 [atoms /Total-U]	F2-2 誤差 [%]	F2-3 [atoms /Total-U]	F2-3 誤差 [%]
^{234}U	2.40E-04	2.1	1.14E-04	2.4	1.18E-04	1.2
^{235}U	5.599E-03	0.49	3.163E-03	0.05	4.149E-03	0.10
^{236}U	6.973E-03	0.32	3.096E-03	0.05	3.015E-03	0.19
^{238}U	9.872E-01	0.27	9.937E-01	0.05	9.927E-01	0.05
^{238}Pu※	5.080E-04	0.66	3.256E-04	0.60	2.834E-04	0.60
^{239}Pu	5.922E-03	0.27	6.331E-03	0.06	6.609E-03	0.06
^{240}Pu	3.346E-03	0.27	3.336E-03	0.06	3.210E-03	0.06
^{241}Pu	9.632E-04	0.29	1.045E-03	0.49	1.042E-03	0.46
^{242}Pu	1.360E-03	0.27	1.350E-03	0.07	1.125E-03	0.06
^{142}Nd	1.028E-04	1.88	5.930E-05	0.97	4.520E-05	0.22
^{143}Nd	2.022E-03	0.27	1.453E-03	0.05	1.384E-03	0.05
^{144}Nd	4.669E-03	0.27	2.878E-03	0.05	2.472E-03	0.05
^{145}Nd	1.969E-03	0.27	1.333E-03	0.05	1.206E-03	0.05
^{146}Nd	2.343E-03	0.27	1.535E-03	0.05	1.338E-03	0.06
^{148}Nd	1.157E-03	0.29	8.061E-04	0.07	7.126E-04	0.09
^{150}Nd	5.604E-04	0.31	4.248E-04	0.09	3.737E-04	0.12

記載の値は測定日の値であり、冷却期間及び運転履歴に基づいた炉内崩壊の補正等は実施していない。また誤差は、各測定法により得られた誤差を、四則演算における誤差伝播の法則を用いて評価した。

^{238}Pu について α 放射能測定値を用いた。誤差は α 放射能測定誤差(<0.6%)を TIMS の測定値誤差に伝搬させて評価した。

5.4.3　全ウランに対する FP(核分裂生成)核種の原子個数比

得られた FP の定量結果を、全ウランに対する原子個数比で示す。

表 5.4-3　全ウランに対する FP 核種の原子個数比

試料名	F5-1		F2-2		F2-3	
核種	atoms/Total-U	誤差[%]	atoms/Total-U	誤差[%]	atoms/Total-U	誤差[%]
^{142}Nd	1.560E-04	0.50	6.799E-05	0.71	6.645E-05	0.34
^{143}Nd	2.087E-03	0.28	1.496E-03	0.07	1.475E-03	0.10
^{144}Nd	4.869E-03	0.32	2.986E-03	0.11	2.651E-03	0.17
^{145}Nd	2.034E-03	0.35	1.384E-03	0.17	1.295E-03	0.22
^{146}Nd	2.418E-03	0.34	1.589E-03	0.19	1.431E-03	0.38
^{148}Nd	1.186E-03	0.33	8.316E-04	0.23	7.586E-04	0.20
^{150}Nd	5.740E-04	0.42	4.396E-04	0.25	3.997E-04	0.32
^{133}Cs	3.802E-03	0.28	2.569E-03	0.08	2.329E-03	0.09
^{134}Cs *	3.120E-06	< 3	2.130E-06	< 3	1.850E-06	< 3
^{137}Cs *	2.580E-03	< 3	1.880E-03	< 3	1.680E-03	< 3
^{151}Eu	3.827E-06	1.44	5.972E-06	2.22	4.251E-06	2.06
^{153}Eu	3.539E-04	2.03	2.984E-04	3.17	2.691E-04	2.94
^{154}Eu *	1.990E-05	< 3	1.740E-05	< 3	1.610E-05	< 3
^{155}Eu *	2.87E-06	< 5	2.43E-06	< 5	2.27E-06	< 5
^{144}Sm	2.226E-07	3.86	1.074E-06	3.61	2.287E-06	3.35
^{147}Sm	6.361E-04	2.12	4.685E-04	0.78	4.508E-04	2.22
^{148}Sm	6.004E-04	2.11	3.879E-04	0.69	3.319E-04	2.09
^{149}Sm	5.346E-06	1.03	5.117E-06	0.34	7.163E-06	0.94
^{150}Sm	8.944E-04	2.31	6.463E-04	0.76	5.758E-04	1.98
^{152}Sm	2.724E-04	2.09	2.209E-04	0.58	2.062E-04	2.27
^{154}Sm	1.197E-04	1.96	1.038E-04	0.79	9.283E-05	2.17
^{152}Gd	2.044E-07	2.45	3.109E-05	1.84	4.205E-05	1.02
^{154}Gd	6.160E-05	0.46	2.144E-03	1.04	2.190E-03	0.67
^{155}Gd	2.369E-05	0.33	2.739E-05	0.74	2.691E-05	0.37
^{156}Gd	4.335E-04	0.41	6.145E-02	1.39	5.635E-02	0.54
^{157}Gd	7.434E-07	3.02	1.204E-05	1.14	1.297E-05	0.94
^{158}Gd	6.215E-05	0.69	7.634E-02	1.45	6.951E-02	0.79
^{160}Gd	4.325E-06	1.19	3.968E-02	1.62	3.620E-02	0.80
^{95}Mo	3.513E-03	0.28	2.047E-03	0.10	1.977E-03	0.12
^{99}Tc	1.721E-03	0.28	1.144E-03	0.08	1.015E-03	0.10
^{101}Ru	3.678E-03	0.28	2.623E-03	0.07	2.185E-03	0.09
^{103}Rh	1.737E-03	0.29	1.457E-03	0.10	1.254E-03	0.12
^{109}Ag	3.209E-04	0.31	2.532E-04	0.15	1.781E-04	0.21

記載の値は測定日の値であり、冷却期間及び運転履歴に基づいた炉内崩壊の補正等は実施していない。また誤差は、各測定法により得られた誤差を、四則演算における誤差伝播の法則を用いて評価した。　＊はγ線測定の結果を用いた。

5.4.4 使用済燃料試料の各工程取扱い実施日の記録

試料の切断、溶解、輸送、各分離、各測定の実施日を示す。

表 5.4-4 試料の切断、溶解、輸送、各分離、各測定の実施日一覧

				F5-1	F2-2	F2-3
冷却開始			冷却開始日	2002/3/17	2002/3/17	2002/3/17
燃料切断			燃料切断日	2015/7/6-7/16	2014/7/15-7/24	2014/7/15-7/24
燃料溶解	WASTEFにて		燃料溶解日	2016/7/25-8/5	2016/5/16-5/27	2016/6/6-6/17
燃料溶解液	WASTEF→BECKY		輸送日	2016/8/18	2016/6/22	2016/6/22
	陰イオン交換分離	U	分離日	2016/8/31	2016/7/20	2016/7/20
			TIMS測定日	2016/10/6	2016/8/23	2016/8/23,31
		Pu	分離日	2016/9/9	2016/7/28	2016/7/28
			α線測定日	2016/12/19	2016/12/22	2017/1/5
			TIMS測定日	2017/1/20	2017/1/6	2017/1/6
		Nd	分離日	2016/9/6	2016/7/26	2016/7/26
			TIMS測定日	2016/10/21	2016/10/19,21	2016/10/19
		Eu	γ線測定日	2016/12/19	2016/12/26	2016/12/20
		Cs	γ線測定日	2016/12/19	2016/12/26	2016/12/20
	UTEVA分離		分離日	2016/8/22	2016/6/23	2016/6/23
	BECKY→4棟		輸送日	2016/8/31	2016/7/5	2016/7/5
	陰イオン交換分離	Gd	分離日	2016/9/5	2016/7/25	2016/7/25
			ICP-MS測定日	2016/9/6	2016/7/28	2016/7/28
		Eu	分離日	2016/9/6	2016/7/26	2016/7/26
			ICP-MS測定日	2016/9/9	2016/7/29	2016/7/29
		Sm	分離日	2016/9/8	2016/7/28	2016/7/28
			ICP-MS測定日	2016/9/12	2016/8/2	2016/8/2
		Nd	分離日	2016/9/14	2016/8/2	2016/8/2
			ICP-MS測定日	2016/9/16	2016/8/5	2016/8/5
	検量線法	Mo	ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
		Tc	ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
		Ru	ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
		Rh	ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
		Cs	ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
	Ag分離	Ag	分離日	2016/11/18	2016/11/18	2016/11/18
			ICP-MS測定日	2016/11/21	2016/11/21	2016/11/21
不溶性残渣	WASTEF→4棟		輸送日	2016/8/18	2016/6/22	2016/6/22
	検量線法	Mo	ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7
		Tc	ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7
		Ru	ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7
		Rh	ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7
		Cs	ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7
	Ag分離	Ag	分離日	2016/12/2	2016/12/2	2016/12/2
			ICP-MS測定日	2016/12/7	2016/12/6	2016/12/7

5.5 燃焼度の決定等

NO4F69 燃料集合体の燃焼計算を実施し、各試料中に存在している U・Pu を含む TRU 元素や核分裂性生成物(FP)の実測値と計算値とを比較した。計算コードは日本原子力研究開発機構が開発した統合化燃焼計算コードシステム SWAT4.0[4]を使用した。まず、出力履歴を考慮しない一定出力の条件で燃焼計算を実施し、Nd 法により分析対象として採取した試料の燃焼度を決定した。次に、Nd 法により決定した燃焼度を使用して照射履歴を考慮した燃焼計算を実施し、実測値と計算値とを比較した。

5.5.1 計算システム SWAT4.0 の概要

SWAT4.0 は、中性子束分布（空間分布及びエネルギー分布）の計算と燃焼計算を交互に繰り返すことにより、異なる領域における燃焼を同時に計算する能力を持つ。すなわち、領域ごとに燃焼の進行に伴う中性子束分布の変化を反映した燃焼計算を行い、アクチノイド及び FP の同位体組成を得ることができる。本解析においては、燃料集合体内の平面方向の中性子束分布を連続エネルギーモンテカルロコード MVP[5]で計算し、燃料棒ごとの燃焼計算を ORIGEN2[6]で行った。用いた核データライブラリーは JENDL4.0 である。

5.5.2 NO4F69 燃料集合体の計算モデル

SWAT4.0 の計算モデルは測定のため取得された燃料試料と同じ高さ位置の 2 次元無限配列の NO4F69 燃料集合体とした。NO4F69 燃料集合体の平面図を図 5.5-1 に示す。モデルの周囲の境界条件は鏡面反射としているため、平面方向は無限配列、高さ方向は無限長さを仮定している。NO4F69 燃料集合体の計算モデルの寸法を表 5.5-1 に示す。計算モデルは関西電力株式会社及び原子燃料工業株式会社から開示していただいた燃料情報（開示情報）を元に作成した。また、不足する情報については、公開されている類似の PWR 燃料集合体の情報を元にモデルの作成を行った。

UO_2 燃料と UO_2-Gd_2O_3 燃料の組成を表 5.5-2 に示す。制御棒案内シンブル管、計装用案内シンブル管、燃料棒被覆管については、表 5.5-3 に示す同一の原子個数密度を持つジルコニウム合金を仮定した。冷却材の原子個数密度は表 5.5-4 の値を使用した。冷却材の温度は NO4F69 燃料集合体内において均一とし、軸方向の冷却材温度上昇が高さ位置までの積分出力に比例をしているものとして仮定した[7]。炉心入り口部の冷却材温度を T_{inlet}、燃料有効長を H、炉心出口での冷却材温度上昇が ΔT であるとすると、燃料有効長下端からの高さ z における冷却材温度は以下の式で表される。

$$T(z) = T_{inlet} + \frac{\pi \Delta T}{2H} \int_0^z \cos\left(\frac{\pi}{2H} z\right) dz \qquad (5.5.1)$$

この式(5.5.1)によって算出した試料の高さ位置における冷却材領域の温度を表 5.5-5 に示す。ここで、式(5.5.1)における z は表中の燃料下端からの位置とし、T_{inlet} = 562 K、ΔT = 598－562 = 36 K、H = 3648 mm とした。冷却材のホウ素濃度は開示情報に記載されているサイクル毎の臨界ホウ素濃度を使用し、燃焼の累積日数に応じて運転履歴より設定した。

NO4F69 燃料集合体の 4 サイクル燃焼の運転履歴は表 5.5-6 の通りである。試験対象である F5-1、F2-2 及び F2-3 の燃料棒平均燃焼度はそれぞれ 56.7、39.0 GWd/t であり、燃料が装荷さ

れた炉心内位置の情報はあるものの、周囲の集合体の素性や制御棒位置の履歴は不明である。このため、試験対象位置の燃料棒平均燃焼度に達するまで、F5-1 は 33.49 MW/t、F2-2 及び F2-3 は 23.04 MW/t の常に一定の出力で燃焼したものと仮定した。この間、燃料の平均温度は 900 K、被覆管の平均温度は 600 K とした。

NO4F69 燃料集合体は 1/8 対称性を有するため、燃焼領域は UO_2 燃料棒ごとにそれぞれ 1 領域、UO_2-Gd_2O_3 燃料棒ごとにそれぞれ 8 領域、合計 67 領域を設定した。UO_2-Gd_2O_3 燃料棒は燃料ペレットの内側を同心円状に 8 分割し、各領域の体積は等分になるようにした。SWAT4.0 の各燃焼ステップにおける MVP の計算では、1 バッチ当たりのヒストリ数を 10,000 とし、バッチ数を 1,100 とした。また、100 バッチを統計から除外した。

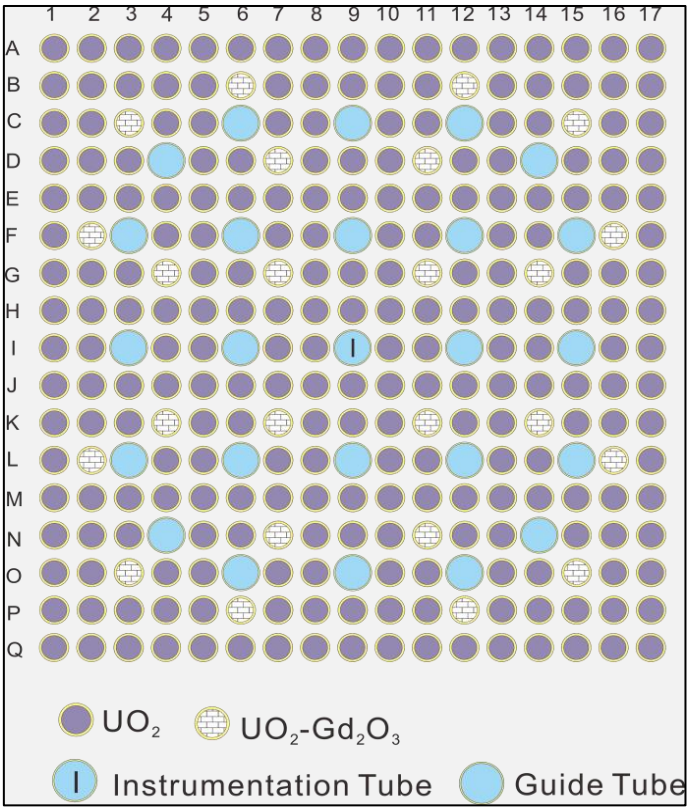


図 5.5-1　NO4F69 燃料集合体の解析モデル（平面図）

表 5.5-1　NO4F69 燃料集合体の解析モデル寸法

UO_2 及び UO_2-Gd_2O_3 燃料棒		制御棒案内シンブル管	
被覆管内径	8.05 mm	外径	約 12.2 mm
（ペレット外径に等しい。空隙なし。）		内径	約 11.4 mm
被覆管外径	9.50 mm		
配列格子間隔	約 12.6 mm	計装用案内シンブル管	
		外径	約 12.2 mm
		内径	約 11.4 mm

表 5.5-2　NO4F69 燃料集合体の燃料組成

	UO_2 燃料	UO_2-Gd_2O_3 燃料
密度 [g/cm^3]	10.41	10.08
^{235}U 濃縮度 [wt%]	4.5	2.0
Gd_2O_3 濃度 [wt%]	—	10.0

表 5.5-3　被覆管、制御棒案内・計装用案内シンブル管の原子個数密度

単位：[atoms/barn-cm]

核種	
Cr	6.715E-05
Fe	1.313E-04
Zr	3.803E-02

表 5.5-4　試料の冷却材原子個数密度

単位：[atoms/barn-cm]

核種	F5-1	F2-2	F2-3
^{1}H	4.820E-02	4.609E-02	4.467E-02
^{16}O	2.410E-02	2.304E-02	2.233E-02

表 5.5-5　試料の取得位置と冷却材温度

サンプル No.	燃料上端からの距離 [mm]	燃料下端からの距離 [mm]	冷却材温度 [K]	冷却材平均温度 [K]
F5-1	2949.5	912.5	575.78	575.79
	2948.4	913.6	575.80	
F2-2	1849.7	2012.3	589.43	589.44
	1848.5	2013.5	589.45	
F2-3	645.1	3216.9	597.38	597.38
	644.1	3217.9	597.38	

表 5.5-6　NO4F69 燃料集合体の運転履歴

サイクル	年月日	日数
第 1 サイクル	1997/3/11	431
停止期間	1998/5/16	37
第 2 サイクル	1998/6/22	421
停止期間	1999/8/17	33
第 3 サイクル	1999/9/19	422
停止期間	2000/11/14	69
第 4 サイクル	2001/1/22	419
停止	2002/3/17	—

5.5.3　Nd 法による燃焼度評価

本節における燃焼度の評価は参考文献 8)の内容を踏襲して実施した。分析対象として採取した試料の燃焼度を Nd 法により決定する。Nd 法では生成された ^{148}Nd の量が用いられるが、^{148}Nd の実効核分裂収率、^{147}Nd 及び ^{148}Nd の中性子捕獲反応の影響を考慮しなければならない。5.5.2 節の計算条件で実施した NO4F69 燃料集合体の燃焼計算の結果から、SWAT4.0 に付属する反応率計算プログラム rrc を用いて試料の中性子捕獲反応の量を評価し、分析結果から得られる ^{148}Nd 量に対する補正値を求める。そして、補正済の ^{148}Nd 量、一核分裂当たりの実効的なエネルギー放出量、及び ^{148}Nd の実効核分裂収率から燃焼度を評価する。

燃焼計算の結果から得られた ^{148}Nd の生成量を、3 つの試料ごとに表 5.5-7 に示す。また、^{147}Nd 及び ^{148}Nd の中性子捕獲反応の累積値を示した。これらの表で示した値は、^{148}Nd 分析値に対する補正値を求めるために用いる。次に、^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の核分裂反応の数を、3 つの試料ごとに表 5.5-8 に示す。これらの値は、^{148}Nd の実効収率や、一核分裂あたり発生する実効エネルギーの算出に用いる。

燃焼計算で最終的な ^{148}Nd の存在量として N_{148} が得られたものとする。一方、rrc の計算により、^{148}Nd の中性子捕獲反応の総数 R_{148C}、及び ^{147}Nd の中性子捕獲反応の総数 R_{147C} が得られたものとする。そうすると、核分裂反応から直接生成された ^{148}Nd の量は、

$$N_{148} + R_{148C} - R_{147C} \tag{5.5.2}$$

である。したがって ^{148}Nd の分析値に対する補正量 C は、これらの計算量を用いて、

$$C = \frac{N_{148} + R_{148C} - R_{147C}}{N_{148}} \tag{5.5.3}$$

で求めることができる。同様にして計算した 3 つの試料の補正値 C を表 5.5-9 に示す。なお、小数第 4 位を四捨五入して小数第 3 位に丸めてある。

^{148}Nd の核分裂収率は核分裂する核種ごとに異なる。^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu について、表 5.5-10 の値が知られている。燃焼の過程では ^{235}U、^{238}U、^{239}Pu、^{241}Pu のいずれも核分裂を起こし、この表に掲げた収率で ^{148}Nd を生成する。このため、燃焼過程全体の一核分裂あたりの実効的な ^{148}Nd の収率を求めるためには、燃焼における ^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の核分裂数で重み付けをして平均する操作が必要である。すなわち、^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の

^{148}Nd 核分裂収率を Y_{235}、Y_{238}、Y_{239} 及び Y_{241}、核分裂数を R_{235}、R_{238}、R_{239} 及び R_{241} とすれば、実効核分裂収率 Y は

$$Y = \frac{Y_{235}R_{235} + Y_{238}R_{238} + Y_{239}R_{239} + Y_{241}R_{241}}{R_{235} + R_{238} + R_{239} + R_{241}} \tag{5.5.4}$$

で表される。同様にして計算した 3 つの試料の実効核分裂収率 Y を表 5.5-11 に示す。なお、小数第 4 位を四捨五入して小数第 3 位に丸めてある。

核分裂する核種ごとに核分裂反応で放出するエネルギーは異なる。^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu について、表 5.5-12 の値が知られている。燃焼過程全体の一核分裂あたりの実効的な放出エネルギーを求めるためには、燃焼における ^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の核分裂数で重み付けをして平均する操作が必要である。すなわち、^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の 1 回の核分裂による放出エネルギーを E_{235}、E_{238}、E_{239} 及び E_{241} とすれば、実効放出エネルギーE は

$$E = \frac{E_{235}R_{235} + E_{238}R_{238} + E_{239}R_{239} + E_{241}R_{241}}{R_{235} + R_{238} + R_{239} + R_{241}} \tag{5.5.5}$$

で表される。同様にして計算した 3 つの試料の実効放出エネルギーE を表 5.5-13 に示す。なお、小数第 3 位を四捨五入して小数第 2 位に丸めてある。

Pu 及び ^{148}Nd については、今年度実施した分析（表 5.4-2 参照）により、表 5.5-14 に示すとおり試料ごとに U 原子個数に対する原子個数比が明らかになっている。

燃焼率（%FIMA）の評価は次式により行う。

$$\%FIMA = 100 \times \frac{^{148}Nd \cdot C / Y}{U + Np + Pu + ^{241}Am + ^{244}Cm + ^{148}Nd \cdot C / Y} \tag{5.5.6}$$

ここで、C は表 5.5-9 に示した ^{148}Nd 分析値に対する補正値、Y は表 5.5-11 に示した ^{148}Nd の実効核分裂収率である。^{148}Nd、U、Np、Pu、Am 及び Cm は表 5.5-14 に掲げた数値を用いる。評価された燃焼率（%FIMA）を表 5.5-15 に示す。

燃焼率（%FIMA）を燃焼度（MWd/t）に変換する換算係数 F は、

$$F = 100 \times \frac{10^6}{M} \times N_a \times \frac{E \times 1.6022 \times 10^{-19}}{3600 \times 24} \tag{5.5.7}$$

で求められる。ここで、N_a はアボガドロ数（6.02214×10^{23}）、E は表 5.5-13 に示した一核分裂あたり発生する実効エネルギーである。M は燃料初期組成時の重元素の原子量であり、ここでは、UO_2 燃料及び UO_2-Gd_2O_3 燃料の U 同位体の原子個数と、^{234}U の原子量 234.0410、^{235}U の原子量 235.0439、^{236}U の原子量 236.0456 及び ^{238}U の原子量 238.0508 を用いて M を算出した。表 5.5-16 に M の値を示す。以上の値を用いて換算係数 F を試料ごとに評価した結果を表 5.5-17 に示す。また、表 5.5-15 に示した燃焼率（%FIMA）に表 5.5-17 に示した換算係数 F を乗じて、試料ごとに燃焼度を評価した結果を表 5.5-18 に示す。

表 5.5-7　試料の ^{147}Nd 及び ^{148}Nd の生成量及び中性子捕獲反応

試料	経過時間 [日]	到達燃焼度 [GWd/t]	^{147}Nd 中性子捕獲反応 (累積) [1/TIHM]	^{148}Nd 原子個数密度 [atoms/TIHM]	^{148}Nd 中性子捕獲反応 (累積) [1/TIHM]
F5-1	1832	56.7	2.867E+22	2.540E+24	3.418E+22
F2-2	1832	39.0	1.705E+22	1.753E+24	2.011E+22
F2-3	1832	39.0	1.711E+22	1.753E+24	2.033E+22

表 5.5-8　試料の ^{235}U、^{238}U、^{239}Pu 及び ^{241}Pu の核分裂反応

試料	経過時間 [日]	到達燃焼度 [GWd/t]	核分裂反応(累積) [1/TIHM] ^{235}U	^{238}U	^{239}Pu	^{241}Pu
F5-1	1832	56.7	8.036E+25	1.034E+25	4.753E+25	1.030E+25
F2-2	1832	39.0	3.267E+25	1.044E+25	4.800E+25	1.019E+25
F2-3	1832	39.0	3.230E+25	1.061E+25	4.821E+25	1.017E+25

表 5.5-9　^{148}Nd 分析値に対する補正値 C

試料	補正値 C
F5-1	1.002
F2-2	1.002
F2-3	1.002

表 5.5-10　^{148}Nd の核分裂収率（England and Rider, 1994）

核種	式 (5.5.4) の記号	収率 (%)
^{235}U	Y_{235}	1.67366
^{238}U	Y_{238}	2.112485
^{239}Pu	Y_{239}	1.64212
^{241}Pu	Y_{241}	1.932103

表 5.5-11　^{148}Nd の実効核分裂収率 Y

試料	実効収率 Y [%]
F5-1	1.712
F2-2	1.730
F2-3	1.731

表 5.5-12　一核分裂あたりの放出エネルギー（JAERI-1320）

核種	式 (5.5.5) の記号	エネルギー [MeV]
^{235}U	E_{235}	202.18
^{238}U	E_{238}	205.87
^{239}Pu	E_{239}	210.91
^{241}Pu	E_{241}	213.22

表 5.5-13　一核分裂当たり発生する実効エネルギーE

試料	実効エネルギー [MeV]
F5-1	206.00
F2-2	207.81
F2-3	207.83

表 5.5-14　試料の燃焼度の評価に用いる原子個数比

単位：[atoms／Total-U]

試料	F5-1	F2-2	F2-3
^{148}Nd	1.157E-03	8.060E-04	7.127E-04
U	1.000E+00	1.000E+00	1.000E+00
Np	9.186E-04	5.260E-04	5.318E-04
Pu	1.210E-02	1.238E-02	1.227E-02
^{241}Am	7.098E-05	1.006E-04	1.044E-04
^{244}Cm	1.483E-04	1.383E-04	1.404E-04

（注）下線の数値は SWAT4.0 の計算値である。

表 5.5-15　試料の燃焼率の評価結果

試料	F5-1	F2-2	F2-3
燃焼率 [%FIMA]	6.265	4.404	3.913

表 5.5-16　燃料初期組成時の重元素の原子量 M

試料	UO_2	UO_2-Gd_2O_3
重元素の原子量	237.9117	237.9892

表 5.5-17　試料の換算係数 F（MWd/t／%FIMA）

試料	F5-1	F2-2	F2-3
換算係数	9669.3	9751.2	9752.2

表 5.5-18　燃焼度の評価結果

試料	F5-1	F2-2	F2-3
燃焼度 [GWd/t]	60.58	42.94	38.16

5.5.4　照射履歴を考慮した計算結果と測定値との比較

5.5.3 節において Nd 法により決定した燃焼度を使用して、出力履歴を考慮した NO4F69 燃料集合体の燃焼計算を実施し、FP 生成量の計算結果と測定値を比較した。計算システム及び計算条件は燃焼度と出力履歴を除き、5.5.2 節に記載されている内容と同一とした。試験対象燃料棒の出力履歴を図 5.5-2[9]に示す。ここで、図中の Rod4 は集合体内位置 F5、Rod9 は集合体内位置 F2 に対応している。燃焼計算では、図 5.5-2 の Rod4 及び Rod9 の出力履歴に対して 5.5.3 節の Nd 法で決定した F5-1、F2-2、F2-3 の燃焼度と等しくなるように補正を加えた出力履歴を設定した。また、測定試験を 2014 年 8 月 1 日に行ったと仮定し、運転後の冷却期間を 4520 日に設定した。しかし、実際の測定日とは異なるため、燃焼計算により得られた結果を、さらに核種毎の半減期で補正した。

出力履歴を考慮した燃焼計算により得られた核種生成量の計算値と測定値とを比較した結果を表 5.5-19、表 5.5-20 及び図 5.5-3、図 5.5-4 に示す。^{235}U は最大で 14%の過大評価となった。また、^{238}Pu、^{239}Pu も最大で 5%の過大評価となった。これらの核種の差異の要因として冷却材温度及びホウ素濃度が挙げられる。冷却材は 5.5.2 節の式(5.5.1)で仮定した値を使用しているが、この値が適切でない可能性が考えられる。ホウ素濃度は開示情報より燃焼の累積日数に応じて運転履歴より設定していることから、妥当と考えられる。^{148}Nd を見ると、ほぼ 0%であることから評価した燃焼度は妥当であると言える。^{149}Sm では、F5-1、F2-2 の差異が最大で-2%であるのに対して、F2-3 の差異が約-30%と大きくなっている。この原因の解明にはより詳細な調査が必要である。H30 年度に同じ F2 燃料棒の別位置から切断した試料（F2-1）を分析する。その分析・解析結果も踏まえて来年度以降の事業で引き続き検討したい。

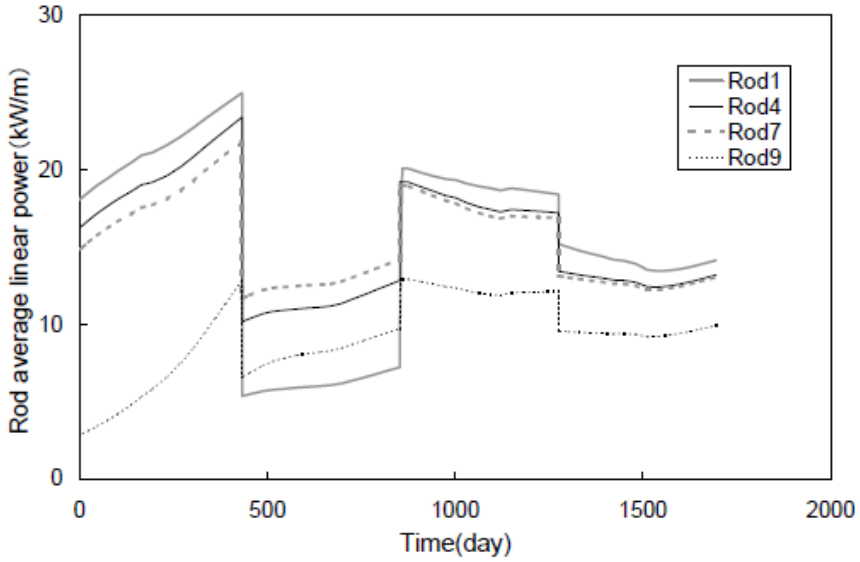


図 5.5-2　NO4F69 燃料集合体の試験対象燃料棒の出力履歴 [9]

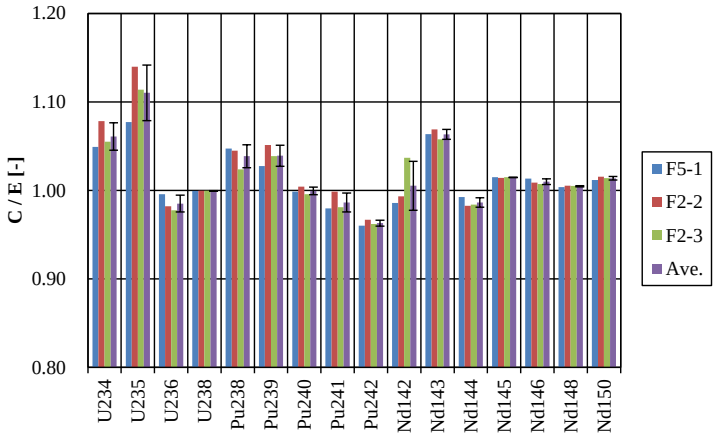
表 5.5-19　計算値と測定値の核種生成量の比較(U、Pu、Nd)

試料名	F5-1	F2-2	F2-3		
燃焼度[GWd/t]	60.58	42.94	38.16	Ave.	1σ
核種		C/E			
^{234}U	1.05	1.08	1.06	1.06	0.02
^{235}U	1.08	1.14	1.11	1.11	0.03
^{236}U	1.00	0.98	0.98	0.99	0.01
^{238}U	1.00	1.00	1.00	1.00	0.00
^{238}Pu	1.05	1.04	1.02	1.04	0.01
^{239}Pu	1.03	1.05	1.04	1.04	0.01
^{240}Pu	1.00	1.00	1.00	1.00	0.00
^{241}Pu	0.98	1.00	0.98	0.99	0.01
^{242}Pu	0.96	0.97	0.96	0.96	0.00
^{142}Nd	0.99	0.99	1.04	1.01	0.03
^{143}Nd	1.06	1.07	1.06	1.06	0.01
^{144}Nd	0.99	0.98	0.98	0.99	0.01
^{145}Nd	1.01	1.01	1.01	1.01	0.00
^{146}Nd	1.01	1.01	1.01	1.01	0.00
^{148}Nd	1.00	1.01	1.00	1.00	0.00
^{150}Nd	1.01	1.02	1.01	1.01	0.00

表 5.5-20　計算値と測定値の核種生成量の比較(FP 核種)

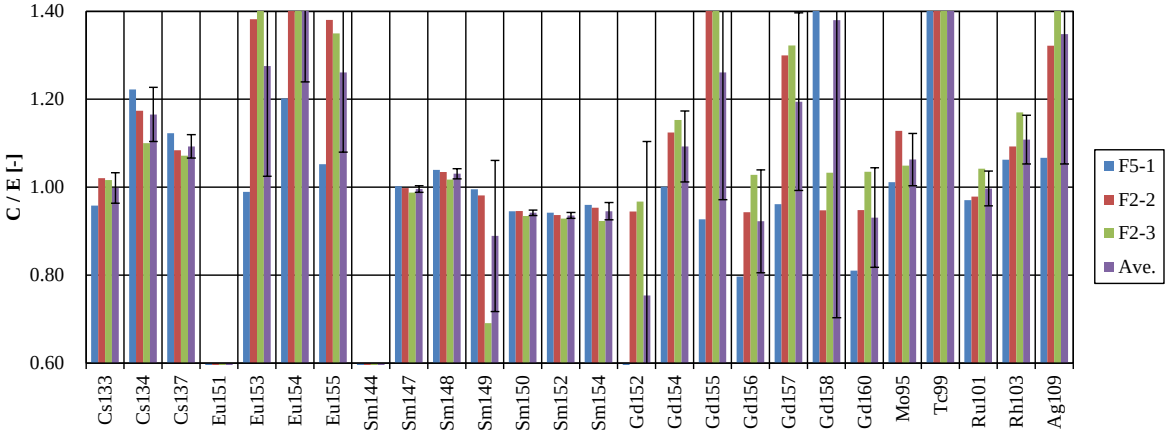
試料名	F5-1	F2-2	F2-3		
燃焼度[GWd/t]	60.58	42.94	38.16	Ave.	1σ
核種		C/E			
^{133}Cs	0.96	1.02	1.02	1.00	0.03
^{134}Cs	1.22	1.17	1.10	1.17	0.06
^{137}Cs	1.12	1.08	1.07	1.09	0.03
^{151}Eu	0.58	0.34	0.48	0.47	0.12
^{153}Eu	0.99	1.38	1.46	1.28	0.25
^{154}Eu	1.20	1.61	1.65	1.49	0.25
^{155}Eu	1.05	1.38	1.35	1.26	0.18
^{144}Sm*	—	—	—	—	—
^{147}Sm	1.00	1.00	0.99	1.00	0.01
^{148}Sm	1.04	1.03	1.02	1.03	0.01
^{149}Sm	1.00	0.98	0.69	0.89	0.17
^{150}Sm	0.95	0.95	0.93	0.94	0.01
^{152}Sm	0.94	0.94	0.93	0.94	0.01
^{154}Sm	0.96	0.95	0.92	0.95	0.02
^{152}Gd	0.35	0.94	0.97	0.75	0.35
^{154}Gd	1.00	1.12	1.15	1.09	0.08
^{155}Gd	0.93	1.42	1.43	1.26	0.29
^{156}Gd	0.80	0.94	1.03	0.92	0.12
^{157}Gd	0.96	1.30	1.32	1.19	0.20
^{158}Gd	2.16	0.95	1.03	1.38	0.68
^{160}Gd	0.81	0.95	1.03	0.93	0.11
^{95}Mo	1.01	1.13	1.05	1.06	0.06
^{99}Tc	2.10	2.22	2.25	2.19	0.08
^{101}Ru	0.97	0.98	1.04	1.00	0.04
^{103}Rh	1.06	1.09	1.17	1.11	0.06
^{109}Ag	1.07	1.32	1.66	1.35	0.30

*　^{144}Sm は計算値が無いため比較していない。



（誤差棒は 1σ）

図 5.5-3　計算値と測定値の核種生成量の比較(U、Pu、Nd)



（誤差棒は 1σ）

図 5.5-4　計算値と測定値の核種生成量の比較(FP 核種)

5.6 まとめ

2011 年 3 月に発生した東京電力ホールディングス株式会社福島第一原子力発電所の事故で生じた燃料デブリを処理し、廃炉を安全に進めるために、燃料デブリの性状を正確に把握しなければならない。その際、使用される計算コード及び核データライブラリーの精度を向上させるためには、実測値と比較した評価が必要である。H28 年度は、大飯 4 号機で使用された NO4F69 燃料集合体から、集合体内位置 F-5 から F5-1 の 1 試料、集合体内位置 F-2 から F2-2、F2-3 の 2 試料、計 3 試料の各試料中に存在している U、Pu を含む TRU 元素や FP を定量した。また、統合燃焼計算コードシステム SWAT4.0 による燃焼計算を行い、実測値と計算値を比較した。

参考文献

1) ISO 11483 1994：”Preparation of plutonium sources and determination of 238Pu/239Pu isotope ratio by alpha spectrometry”, ISO, Geneva(1994)
2) 佐藤真人、深谷洋行、梅田幹、須山賢也、外池幸太郎、「陰イオン交換分離法を用いた燃焼燃料中の微量希土類元素等の分析手法の予備検討」、H25 年度秋の原子力学会
3) 佐藤真人、市村誠次、須山賢也、外池幸太郎、「燃焼燃料組成測定に資する Sm・Pm 分離手法の検討」、H27 年度春の原子力学会
4) 鹿島陽夫、須山賢也、高田友幸、「連続エネルギモンテカルロコード MVP、MCNP 及び核計算コード SRAC を使用する統合化燃焼計算コードシステム―SWAT4.0」、JAEA-Data/Code2014-028.
5) Y. Nagaya, K. Okumura, T. Mori and M. Nakagawa, “MVP/GMVP II: General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods,” JAERI-1348 (2005).
6) A.G.Croff, “ORIGEN2 － A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code,” ORNL-5621, Oak Ridge National Laboratory (1980).
7) 中原嘉則、須山賢也、須崎武則、「軽水炉使用済燃料の燃焼度クレジットに関する技術開発」、JAERI-Tech 2000-071 (2000).
8) （独）日本原子力研究開発機構、「（独）原子力安全基盤機構受託業務「平成 20～23 年度軽水炉燃焼燃料の核分裂生成核種組成測定試験」平成 21 年度報告書」平成 22 年 3 月.
9) T. Sasakawa, Y. Taniguchi, T. Murata, T.Sendo, “Post-irradiation examination of lead use assemblies for 55GWd/t,” Proceedings of the 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting (WRFPM2005) [CD-ROM]: Kyoto, October 2-6, 2005, Atomic Energy Society of Japan (2005).

第Ⅲ編　環境影響評価手法の整備

第 6 章　水張り時を想定した臨界事故影響評価の試行

本章では、燃料デブリ取出しに向けた準備作業としての水張り時を想定し、仮想的な臨界事故シナリオに対して、支援ツールを用いて臨界事故影響評価を試行する。試行により得られた結果と、影響評価を行う上での注意点等について報告する。

6.1　目的と概要

(1) 目的

受託事業で整備してきた燃料デブリ再臨界の影響評価の考え方及び実施手順を限定された条件に適用することで、その適用性と実施にあたっての注意事項等を確認することを目的とする。

(2) 概要

東京電力福島第一発電所（以下 1F と呼称）の公開されている情報に基づき、水張り時の燃料デブリの臨界を想定して、その解析を行った。

6.2　解析条件

(1) シナリオ

臨界シナリオのイメージを図 6-1 に示す。本解析は臨界に達する可能性のある条件で実施する必要があるため、水張り時に、地震等の振動により燃料デブリの細粉等が集まることを想定する。そのイメージを図 6-2 に示す。デブリと水の混合した状態で発生した臨界状態を、円柱モデルをもって解析する。

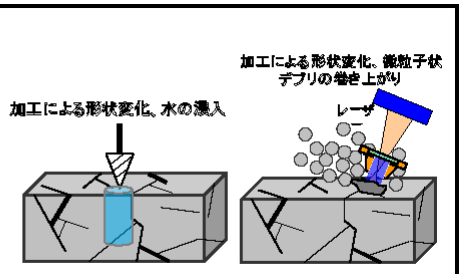
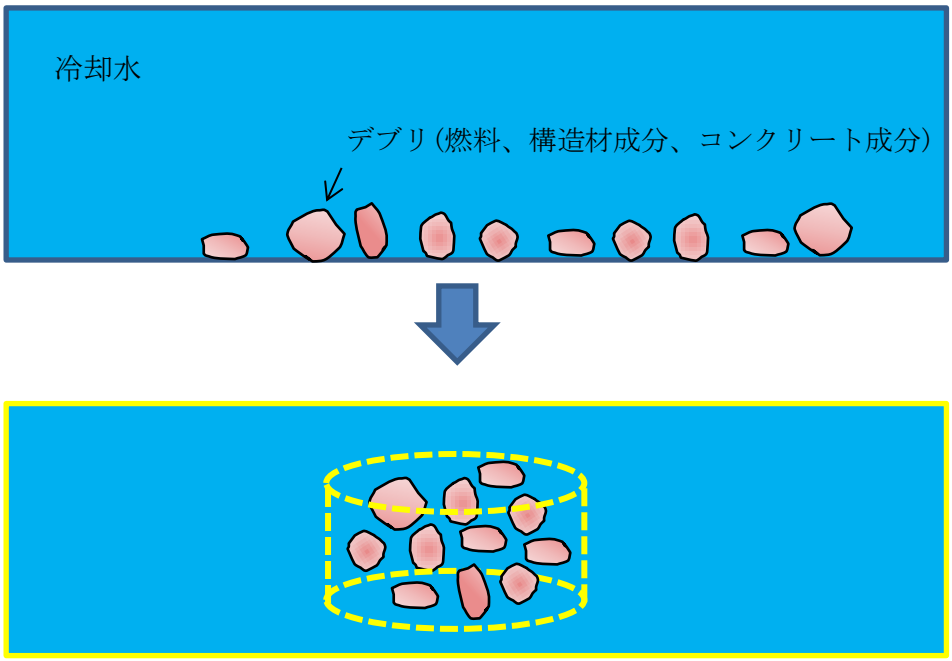
デブリ取り出し	・破砕により崩されたデブリに水が浸入し、水と最適混合状態になる。 ・デブリ細粉が巻き上がり、水と最適混合状態となる。	

図 6-1　臨界シナリオ

出所:資料 3 平成 26 年度補正予算廃炉・汚染水対策事業費補助金（燃料デブリ臨界管理技術の開発）平成 28 年 3 月 スライド 8 図 3 を抜粋



地震等の外部からの力がかかり燃料デブリが集まり臨界になる。集まった状態を円柱モデルに抽象化する。

図 6-2　想定する臨界シナリオのイメージ

6.2.1　解析ケース

東京電力福島第一発電所（以下 1F と呼称）の公開されている情報に基づき、燃料デブリの臨界について解析を行った。

各条件における解析手順は以下のとおり。

(1) 入力パラメータの準備

1F1 号機～3 号機のうち 1 号機に関して、公表されている最新資料から解析に必要な燃料の組成、形状等のデータを整理し、評価支援ツール RESTORE を使用してデータベースを作成した。

(2) 中性子無限増倍率 kinf 及び実効増倍率 keff の計算

MVP-II 及び TWODANT を用いて kinf 及び keff の計算を行った。さらに SMORES、OPT-DANT を用いて keff の最大値を計算した。

(3) keff の最尤値と分布の計算

形状もしくは燃料濃度に分布（確率密度関数）を想定し、その分布に対応する keff の分布を計算した。パラメータの分布の代表値を求める計算には LHS を用いた（最大 10 ケース）。

(4) 核分裂数等の計算

(3)で keff の分布を求めたケースのそれぞれについて、出力、温度、核分裂数等を計算した。計算には簡易評価手法、AGNES-P、EUREKA-2 を用いた。

(5) 臨界リスクの計算

(3)で keff の分布を求めたケースにおいて、(3)、(4)の計算結果と、パラメータの確率密度関数から臨界リスク（期待値）を計算した。

6.2.2 解析の流れ

文献調査から核分裂数等の導出までの解析の流れを図 6-3 に示す。

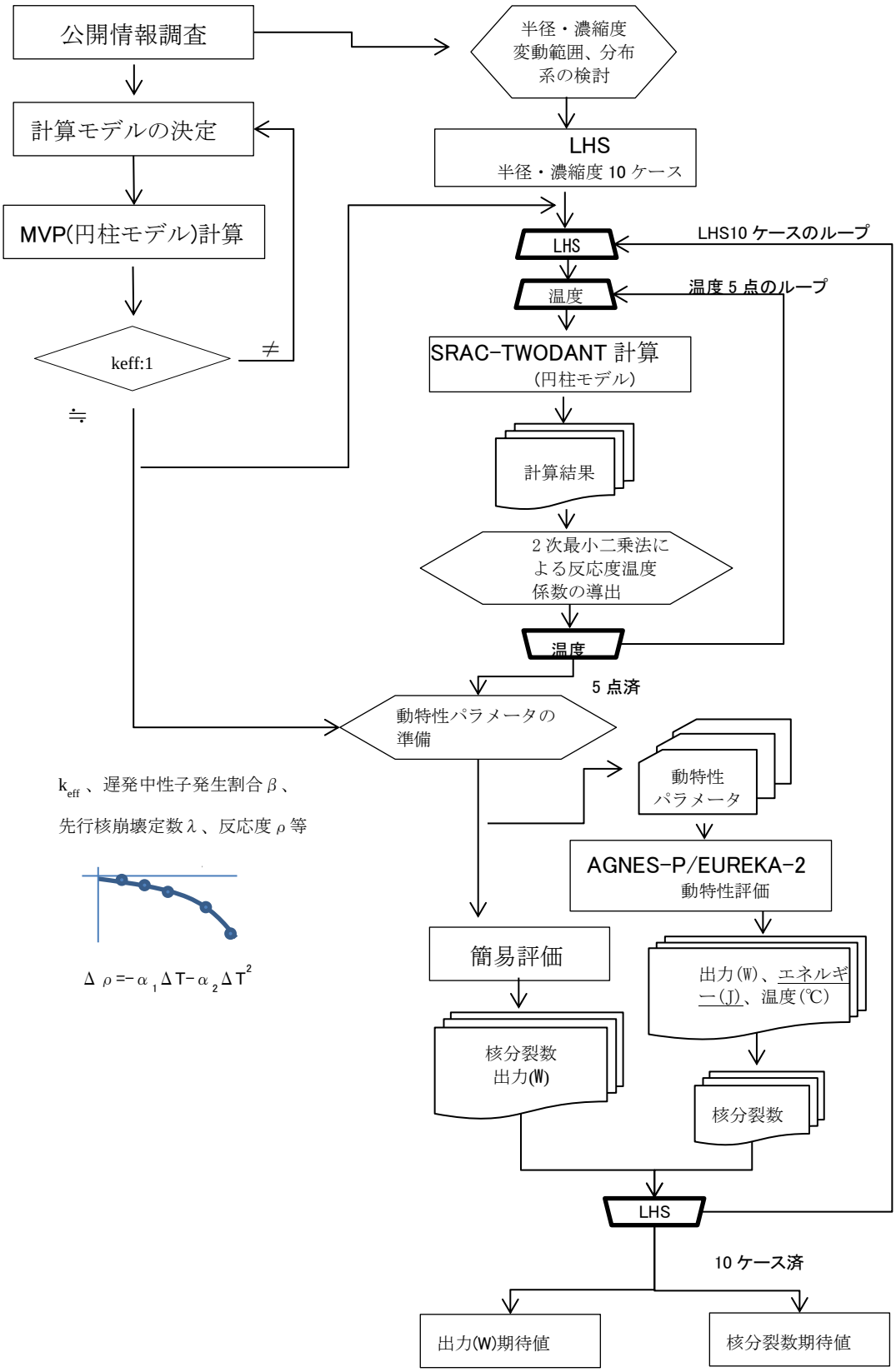

公開情報調査
計算モデルの決定
MVP(円柱モデル)計算
keff:1
≠
≒
半径・濃縮度
変動範囲、分布
系の検討
LHS
半径・濃縮度 10 ケース
LHS
LHS10 ケースのループ
温度
温度 5 点のループ
SRAC-TWODANT 計算
(円柱モデル)
計算結果
2 次最小二乗法に
よる反応度温度
係数の導出
温度
5 点済
動特性パラメータの
準備
動特性
パラメータ
AGNES-P/EUREKA-2
動特性評価
簡易評価
出力(W)、エネルギー(J)、温度(℃)
核分裂数
出力(W)
核分裂数
LHS
10 ケース済
出力(W)期待値
核分裂数期待値
k_eff、遅発中性子発生割合 β、
先行核崩壊定数 λ、反応度 ρ 等
Δρ=−α1ΔT−α2ΔT²

図 6-3　解析の流れ

6.2.3 入力パラメータの準備

想定する解析条件は以下の通り

- 1F1 号機の RPV(原子炉圧力容器)底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側それぞれに存在する燃料デブリの 3 種類を対象とする。
- ^{235}U 濃縮度 5wt%とする。
- 仮定として周囲を冷却水で覆われていたものの、地震等の外部から力がかかり燃料デブリが集まり臨界になるシナリオを模擬。球体または円柱モデルとする。

以下、本解析で用いるコードで AGNESP が球体モデルを対象とせず、円柱モデルを対象としているため、一連のコード検証で、円柱モデルを対象とした。

(1) 1F 公開データ

1F に関する公開データの情報源を表 6-1 に示す。

表 6-1　1F 公開情報源

資料 No.	発行者	題目	URL
(1)	IRID	燃料デブリ取出し代替工法に関する提案公募（RFP） 福島第一原子力発電所の基本データ集	http://irid.or.jp/fd/?page_id=237&lang=ja
(2)	IRID	平成２６年度補正予算　廃炉・汚染水対策事業費補助金（事故進展解析及び実機データ等による炉内状況把握の高度化）　完了報告	http://www.irid.or.jp/_pdf/201509to10_06.pdf
(3)	IRID	平成 27 年度研究開発成果	http://www.irid.or.jp/research/201509to10/

以下の文章中、上記資料は資料 No.で示す。

燃料デブリの存在場所を図 6-4 に示す。臨界計算に必要と考えられる 1F 諸元を表 6-2 に示す。データベース RESTORE に設定する建屋の寸法に関する情報を図 6-4、図 6-5 及び表 6-3 に示す。

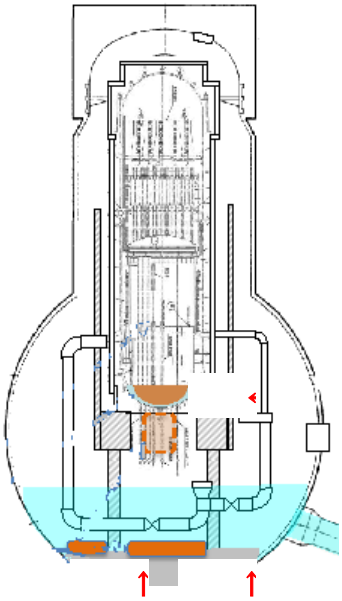
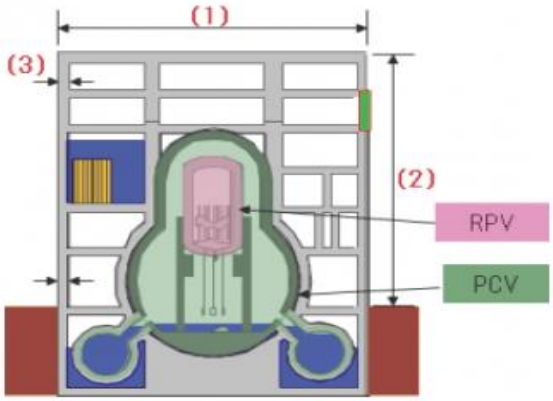


図 6-4　1 号機の燃料デブリ存在場所
①RPV 底部、②ペデスタル内側、③ペデスタル外側
出所: 資料 2 スライド No.42 の図を加工

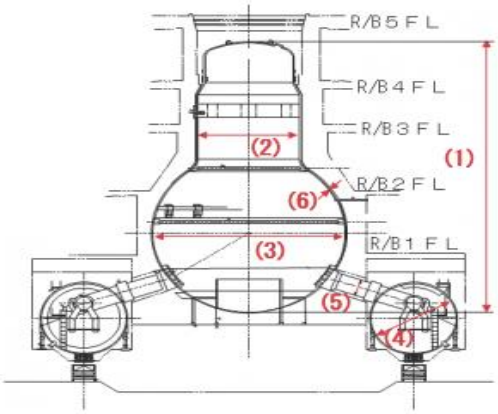
表 6-2　公開情報から得られる 1F1 号機諸元

	RPV 底部	ペデスタル内側	ペデスタル外側	出所
寸法	RPV 内径約 4.8m 全高 19m	—	—	資料 1
材質	材料　炭素鋼(ステンレス内張り)	—	—	
温度	底部温度 25.4℃	PCV 内温度 25.6℃	PCV 内温度 25.6℃	
水位	—	PCV 内滞留水水位　底部より約 2.8m	PCV 内滞留水水位　底部より約 2.8m	
圧力	—	PCV 圧力 3.6kPa g (g は大気圧基準の意)	PCV 圧力 3.6kPa g (g は大気圧基準の意)	
構成重量	燃料(UO_2)　9 ton 構造材成分 6 ton コンクリート成分 0 ton	燃料(UO_2)　45 ton 構造材成分 34 ton コンクリート成分 78 ton	燃料(UO_2)　22 ton 構造材成分 33 ton コンクリート成分 52 ton	資料 2 スライド 39

a. 原子炉建屋



b. PCV (格納容器)



c. RPV (原子炉圧力容器)

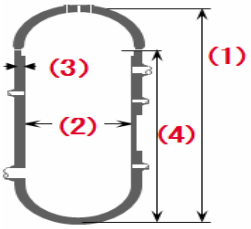


図 6-5　資料 1 から抜粋した概略図

(注)RESTORE の建屋設定で必要な寸法を抜粋して表 6-3 に示す。

表 6-3　RESTORE の建屋設定で参照する情報

No.	部位	寸法	出所
a-(1)	建屋幅	約 40m	資料 1
a-(2)	建屋地上高	約 45m	
b-(1)	格納容器全高	約 32m	
b-(3)	格納容器下部内径	約 18m	
c-(1)	圧力容器全高	約 19m	
c-(2)	圧力容器内径	約 4.8m	

6.2.4 コード及び使用した数値

(1) 計算コード

計算は以下のコード及び手法を用いて行った。

・MVP-II
・SRAC2006
・TWODANT
・SMORES
・OPT-DANT
・FIT
・LHS
・簡易評価手法
・AGNES-P
・EUREKA-2

(2) 原子個数密度

解析に用いた原子個数密度データを表 6-4～表 6-8 に示す。原子量、存在比は臨界安全ハンドブック・データ集第 2 版 JAEA-Data/Code 2009-010 より引用されている。本解析では、燃料として新燃料、構造材としてステンレス鋼(SUS316)を選択した。

表 6-4　新燃料 UO_2　原子個数密度

核種	原子量	原子個数密度 [x10^{24}atoms/cm^3]	備　考
U-235	235.043923	7.20297E-04	濃縮度3%
U-238	238.050783	2.29954E-02	
O	15.9994	4.74314E-02	
U-235	235.043923	9.60381E-04	濃縮度4%
U-238	238.050783	2.27580E-02	
O	15.9994	4.74368E-02	
U-235	235.043923	1.20046E-03	濃縮度5%
U-238	238.050783	2.25206E-02	
O	15.9994	4.74421E-02	

密度：10.6312[g/cm^3]

表 6-5　BWR STEP3 燃焼燃料（燃焼度 14GWd/t、ボイド率 70%、冷却 5 年）原子個数密度

核種	原子量	原子個数密度 [x10^{24}atoms/cm^3]	備考
U-234	234.040946	6.0638E-06	アクチニド
U-235	235.043923	6.3096E-04	
U-238	238.050783	2.2840E-02	
Pu-238	238.049553	4.3299E-07	
Pu-239	239.052157	1.0375E-04	
Pu-240	240.053807	1.9306E-05	
Pu-241	241.056845	6.9871E-06	
Pu-242	242.058737	1.0281E-06	
Am-241	241.056823	2.0862E-06	
Mo-95	94.905841	2.1140E-05	FP
Tc-99	98.906255	2.1364E-05	
Rh-103	102.905504	1.2153E-05	
Cs-133 ※	132.905447	2.3016E-05	※計算では除外
Nd-143	142.90981	1.7790E-05	
Nd-145	144.912569	1.2658E-05	
Sm-147	146.9148979	4.8898E-06	
Sm-149	148.9171847	1.1979E-07	
Sm-150	149.9172755	4.1054E-06	
Sm-152	151.9197324	1.9258E-06	
Eu-153	152.921226	1.2664E-06	
Gd-155	154.922619	6.0479E-07	
O-16	15.9994	4.8052E-02	

密度： 10.6312 [g/cm^3]

表 6-6　水原子個数密度

核種	原子量	原子個数密度 [x10^{24}atoms/cm^3]
H	1.00794	6.6658E-02
O	15.9994	3.3329E-02

密度：0.997045［g/cm^3］

表 6-7　ステンレス鋼（SUS316）原子個数密度

核種（同位体）	原子個数密度 [x10^{24}atoms/cm^3]
Cr-50	6.7673E-04
Cr-52	1.3050E-02
Cr-53	1.4798E-03
Cr-54	3.6835E-04
Fe-54	3.2580E-03
Fe-56	5.1144E-02
Fe-57	1.1811E-03
Fe-58	1.5719E-04
Ni-58	6.6265E-03
Ni-60	2.5525E-03
Ni-61	1.1096E-04
Ni-62	3.5379E-04
Ni-64	9.0087E-05
Mn-55	1.7343E-03
Si-28	1.5643E-03
Si-29	7.9467E-05
Si-30	5.2447E-05
S-32	4.2339E-05
S-33	3.3429E-07
S-34	1.8943E-06
S-36	4.4572E-09
C	3.1729E-04

密度：7.91[g/cm^3]

表 6-8　普通コンクリート原子個数密度

核種	同位体	密度(g/cm^3) ()内は存在比[at%]	原子量	原子個数密度 ($x10^{24}atoms/cm^3$)
H		0.023	1.00794	1.3742E-02
O		1.22	15.9994	4.5921E-02
C		0.0023	12.0107	1.1532E-04
Na		0.0368	22.98976928	9.6397E-04
Mg		0.005	24.305	1.2389E-04
	Mg-24	(78.99)	23.985042	9.7858E-05
	Mg-25	(10.00)	24.985837	1.2389E-05
	Mg-26	(11.01)	25.982593	1.3640E-05
Al		0.078	26.981538	1.7409E-03
Si		0.775	28.0855	1.6617E-02
	Si-28	(92.23)	27.976927	1.5326E-02
	Si-29	(4.67)	28.976495	7.7605E-04
	Si-30	(3.10)	29.97377	5.1515E-04
K		0.0299	39.0983	4.6054E-04
	K-39	(93.2581)	38.963707	4.2949E-04
	K-40	(0.0117)	39.963999	5.3883E-08
	K-41	(6.7302)	40.961826	3.0995E-05
Ca		0.1	40.078	1.5026E-03
	Ca-40	(96.941)	39.962591	1.4566E-03
	Ca-42	(0.647)	41.958618	9.7218E-06
	Ca-43	(0.135)	42.958767	2.0285E-06
	Ca-44	(2.086)	43.955481	3.1344E-05
	Ca-46	(0.004)	45.953693	6.0104E-08
	Ca-48	(0.187)	47.952534	2.8099E-06
Fe		0.032	55.845	3.4507E-04
	Fe-54	(5.8)	53.939615	2.0014E-05
	Fe-56	(91.72)	55.934942	3.1650E-04
	Fe-57	(2.2)	56.935399	7.5917E-06
	Fe-58	(0.28)	57.93328	9.6622E-07

密度：2.30[g/cm^3]

なお、アボガドロ数も臨界安全ハンドブック・データ集第 2 版に記載の 6.0221367×10^{23} を用いている。

(3) 密度、比熱、熱伝達率、線熱膨張係数

収集した密度、比熱、熱伝達率、線熱膨張係数データを表 6-9～表 6-13 に示す。

表 6-9　密度

	密度(g/cm^3)
燃料(UO_2)	10.6312
構造材成分(SUS316)	7.91
コンクリート成分	2.30
水	0.997045

出所:H26 年度報告書

表 6-10　燃料(UO_2)の比熱と熱伝導率

	T		**比熱** Cp	**熱伝導率** λ_0
	(℃)	(K)	(J/K/Kg)	(W/m/K)
RPV **底部**	25.4	298.6	234.9	8.810
ペデスタル内部	25.6	298.8	235.0	8.807
ペデスタル外部	25.6	298.8	235.0	8.807

出所: 比熱 Cp(T) [J/K/kg]は JAEA Data/Code 2006-021　p.4 の下式から求めた。

$$C_p(T) = C_1 \times \left(\theta/_T\right) \times exp\left[exp\left(\theta/_T\right) - 1\right]^2 + 2C_2T + C_3E_a \exp\left(-E_a/_T\right)/T^2$$

ここで、

T:温度[K]

E_a:ボルツマン定数で除した電子活性化エネルギー[K]　(UO_2 18531.7K)

θ :アインシュタイン温度[K] (UO_2 548.68 K)

C_1:定数[J/K/kg] (UO_2 302.27 J/K/kg)

C2:定数[J/K^2/kg] (UO_2 8.463×10^{-3} J/K^2/kg)

C_3:定数[J/kg] (UO_2 8.741×10^7J/kg)

かっこの値は同文献表 2.2-1 から抜粋した UO_2 の係数

熱伝達率 λ_0(T) [W/m/K]は、同文献 p.6 の下式から求めた。

$$\lambda_0(T) = {115.8}/{(7.5408 + 17.692t + 3.6142t^2) + 7410.5t^{-5/2}exp(-16.35/t)}$$

ここで、

t=T/1000

表 6-11　SUS316 の比熱と熱伝達率

比熱 (J/K/kg)	**熱伝達率** (W/m/K)
4.7×10^{2}	15.0

出所:理科年表(2017) から SUS316(18Cr-12Ni-2.5Mo)に近い材料のデータを引用。
比熱: p. 物 143(505)　18Cr/12Ni の値、熱伝達率: p.物 57(419) 18-8 ステンレスの値

表 6-12　普通コンクリートの比熱と熱伝達率

比熱 (J/K/kg)	**熱伝達率** (W/m/K)
8×10^{2}	1

出所: 理科年表(2017) 比熱: p. 物 143(505)、熱伝達率: p.物 56(418)

表 6-13　線熱膨張係数

	線熱膨張係数(K^{-1})
UO_2	11.5×10^{-6}
ステンレス鋼	14.7×10^{-6}
コンクリート	$7\sim14\times10^{-6}$

出所: 理科年表(2017) p.物 54(416)

(4) データベース作成

上記の情報に基づいて RESTORE にデータベースを作成した。セルの空間情報について以下に説明する。

図 6-6 に 1F 敷地と 1 号機建屋寸法及び位置関係を示す。図 6-5 から、建屋地下部（格納容器底）を－9m と読み取り定義した。建屋 x 方向、z 方向はそれぞれ東西、南北方向に平行とした。最外周寸法は、敷地寸法にできるだけ近いようにした。

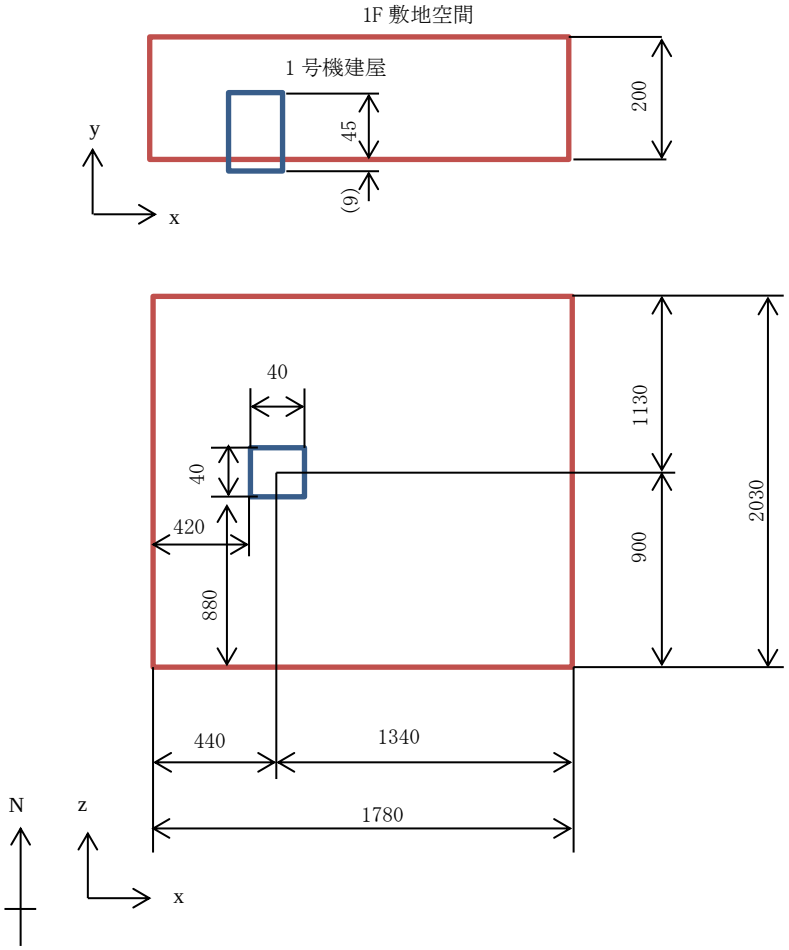


図 6-6　1F 敷地、1 号機建屋寸法、位置関係

格納容器及び圧力容器の寸法と建屋（上位セル）との位置関係（平面図）を図 6-7 に示す。格納容器、圧力容器の中心線は建屋の中心線と一致させた。格納容器、圧力容器、ペデスタル内側、ペデスタル外側の寸法、位置関係を図 6-8 と図 6-9 に示す。格納容器、圧力容器、ペデスタル内側、ペデスタル外側の中心線を一致させた。圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側を、格納容器の下位セルとし、相対位置も示した。

敷地は 1 号機建屋を中心に以下の長さとする。

- 南側(東電展望台)900m
- 北側(大原山)1130m
- 西側(郵便局)440m
- 東側(西側境界までの距離程度)[1340m]
- 高さ 200m

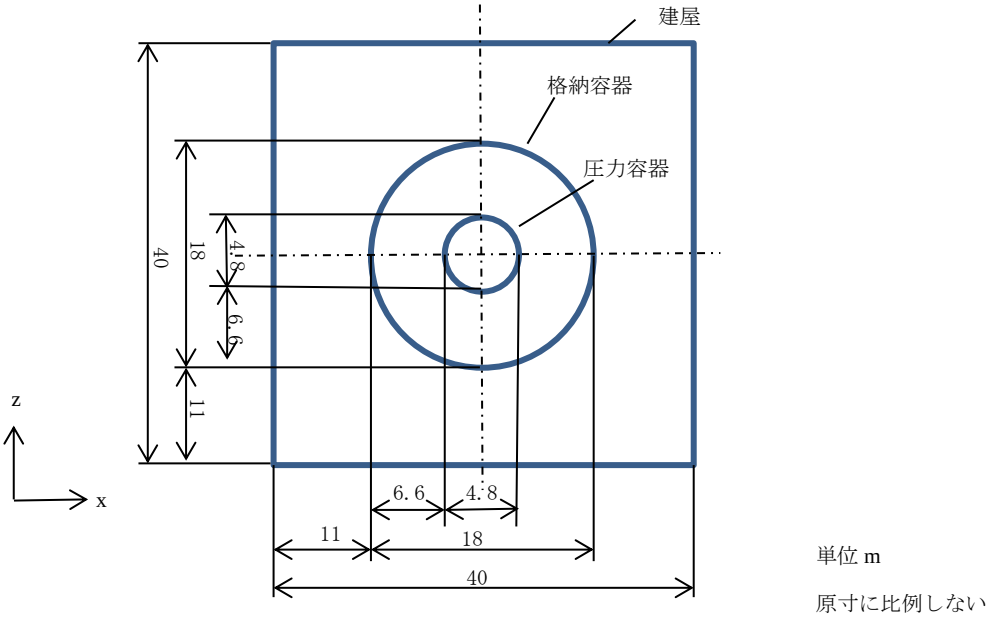


図 6-7　格納容器及び圧力容器の寸法と建屋（上位セル）との位置関係(平面図)

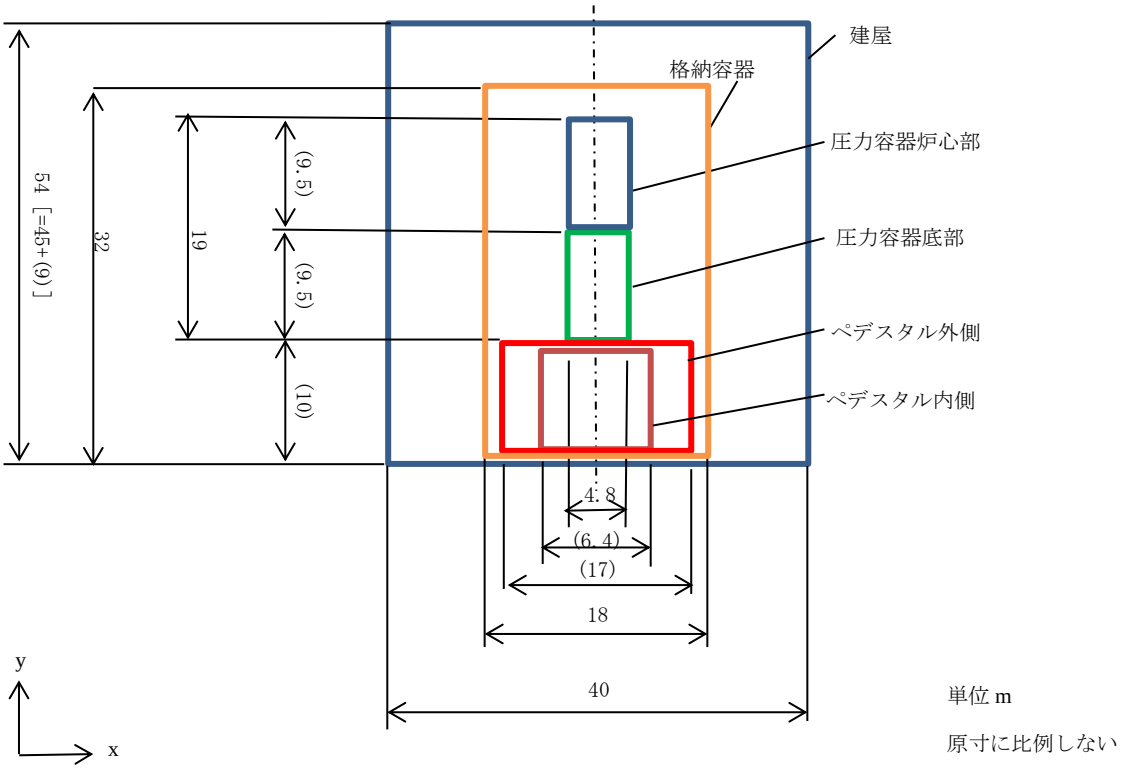


図 6-8　格納容器、圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側と建屋の寸法及び位置関係

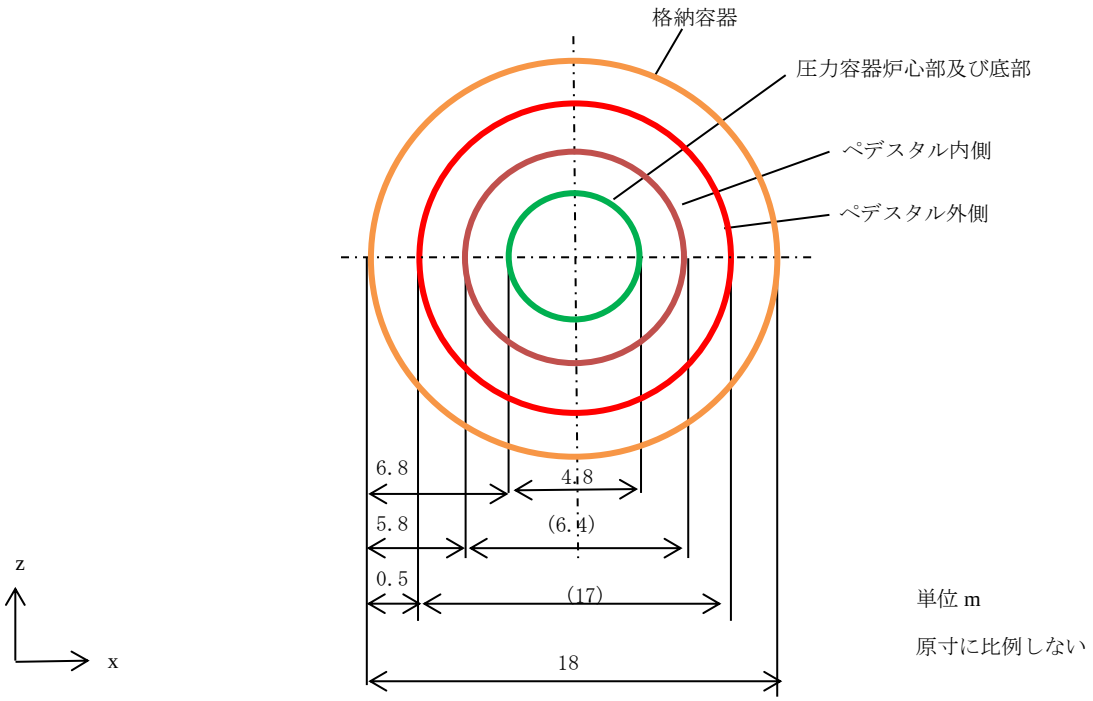


図 6-9　格納容器、圧力容器、ペデスタル内側、ペデスタル外側の寸法と位置関係

組成情報は、6.2.4(3)項に示した値を用いて単位換算して設定した。構造材は SUS316 であるが、物質名リストにその選択がないので、Fe で代用した、普通コンクリートの成分も物質名リストにその選択がないので、Fe で代用した。

なお、建屋と格納容器では下位セルの組成情報が反映されて表示されるが、正常に動作していない模様である。

データ入力完了後、セルを描画し確認した。図 6-10 に敷地、1 号機建屋、格納容器の 3 階層を描画した場合を示す。図 6-11 に 1 号機建屋、格納容器、圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側を描画した場合を示す。図 6-12 に格納容器、圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側を描画した場合を示す。

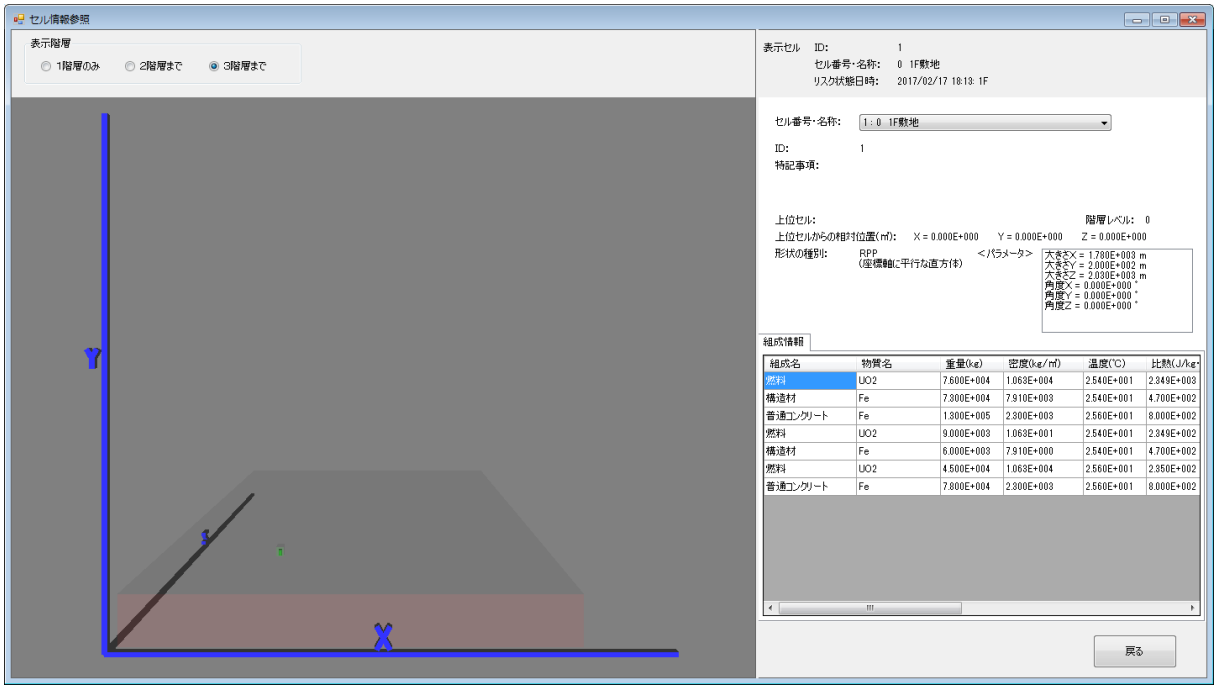


図 6-10　敷地、1 号機建屋、格納容器の描画

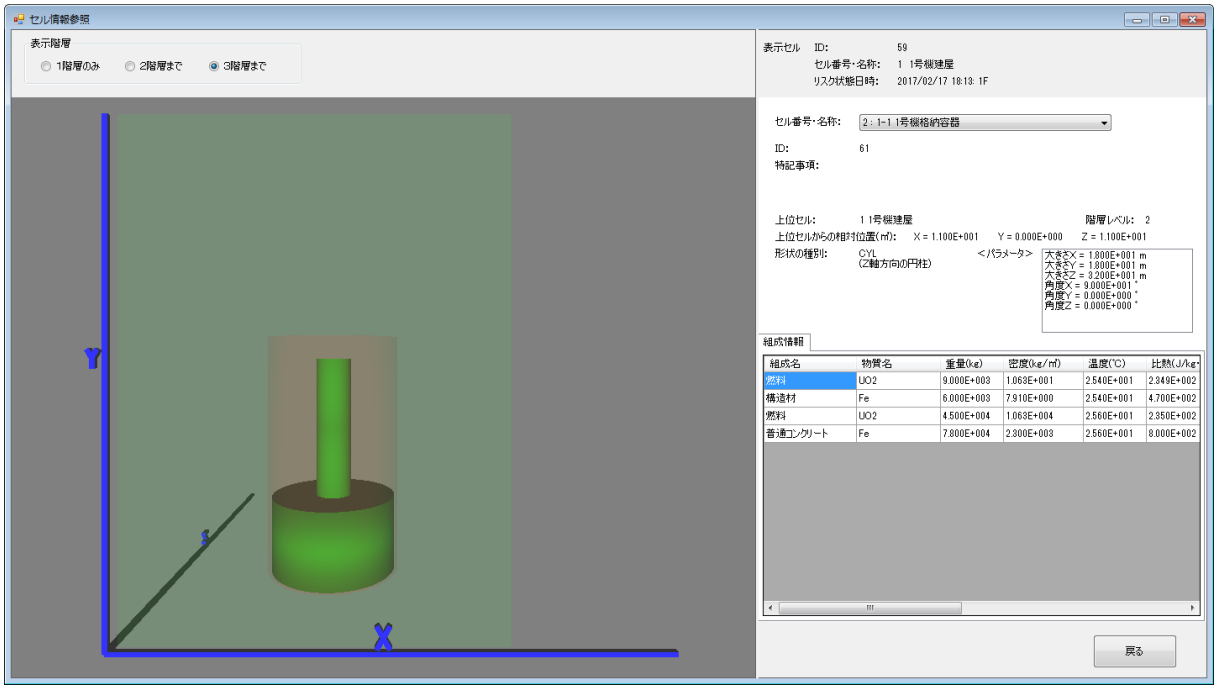


図 6-11　1 号機建屋、格納容器、圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側の描画

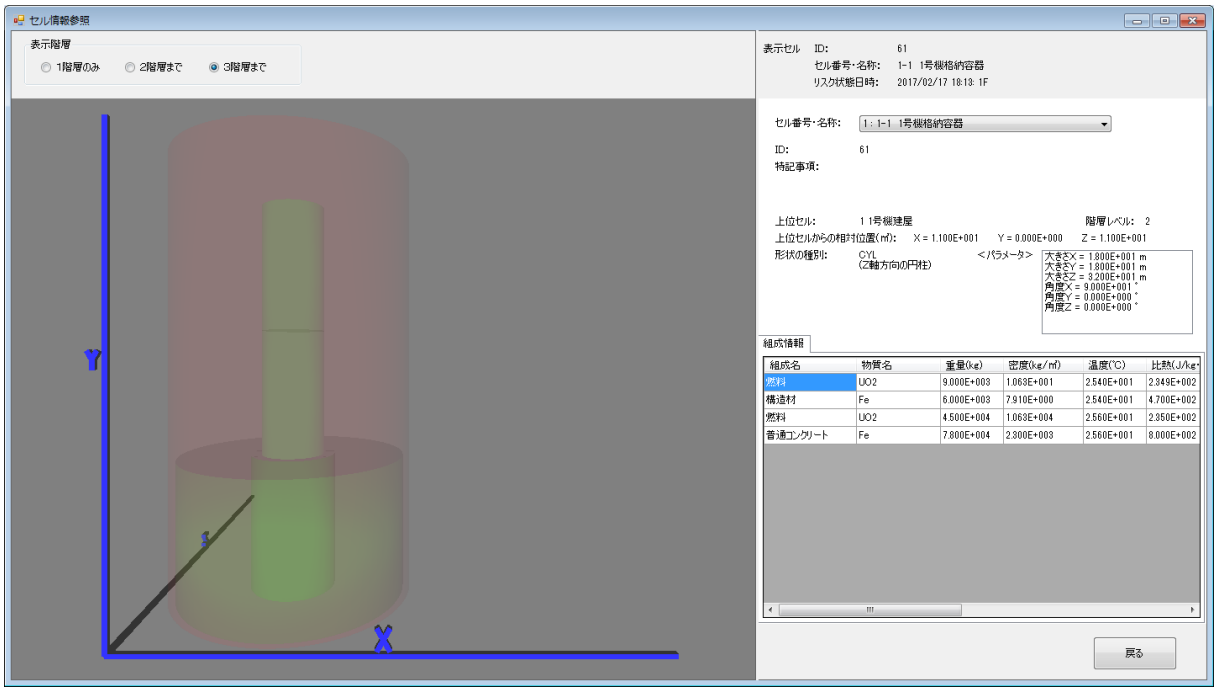


図 6-12　格納容器、圧力容器炉心部、圧力容器底部、ペデスタル内側、ペデスタル外側の描画

6.3 RPV 底部デブリの解析

6.3.1 中性子無限増倍率 k_{inf} 及び実効増倍率 k_{eff} の計算

6.3.1.1 MVP-II 計算

(1) 計算方法

RPV 底部デブリに関し、公開資料に示された炉心構成材（燃料、構造材）と水が混合した状態を円柱モデルとする。k_{eff} が 1 に最も近い水の混合量をサーベイして燃料、構造材、水の体積割合と円柱モデル半径を見出すこととする。コード上、燃料、構造材、水は均一として扱われる。表 6-6～表 6-9 に水混合量を 0、0.9、1.0、1.1ton と想定した場合の半径を示す。円柱モデル高さは半径の 2 倍とする。半径・高さをこう設定するのは形状が球に近く臨界になりやすいと考えられるためである。核データライブラリは JENDL4.0、断面積ファイルは MVPlib_nJ40 を用いた（他のデブリの MVP-II 計算でも同じ）。

表 6-6　円柱モデルの仮定(水混合量 0ton の場合)

RPV 底部	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	9	10.6312	846564.828	0.5274	1605098.330	63.45	126.9
構造材成分	6	7.91	758533.502	0.4726			
コンクリート成分	0	2.3	0	0.0000			
水	0	0.997045	0	0.0000			

出所:　水を除く重量(表 6-2)、密度(表 6-9)以下同じ

表 6-7　円柱モデルの仮定(水混合量 0.9ton の場合)

RPV 底部	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	9	10.6312	846564.828	0.3376	2507765.712	73.63	147.3
構造材成分	6	7.91	758533.502	0.3025			
コンクリート成分	0	2.3	0	0.0000			
水	0.9	0.997045	902667.3821	0.3599			

表 6-8　円柱モデルの仮定(水混合量 1.0ton の場合)

RPV 底部	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	9	10.6312	846564.828	0.3246	2608062.088	74.60	149.2
構造材成分	6	7.91	758533.502	0.2908			
コンクリート成分	0	2.3	0	0.0000			
水	1.0	0.997045	1002963.758	0.3846			

表 6-9　円柱モデルの仮定(水混合量 1.1ton の場合)

RPV 底部	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	9	10.6312	846564.828	0.3126	2708358.464	75.54	151.1
構造材成分	6	7.91	758533.502	0.2801			
コンクリート成分	0	2.3	0	0.0000			
水	1.1	0.997045	1103260.134	0.4074			

評価体系を図 6-13 に示す。

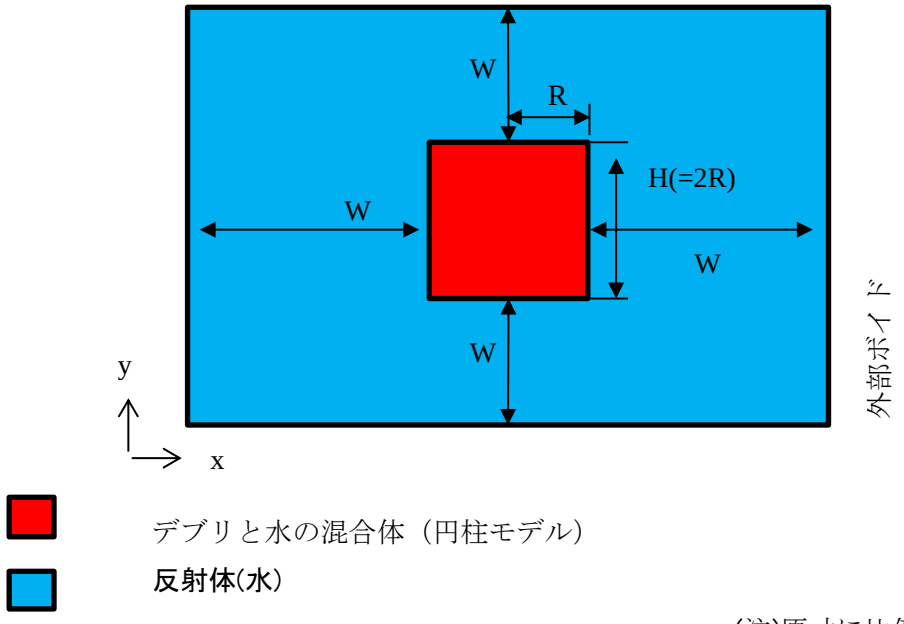


図 6-13 MVP 評価体系

デブリと水の混合体(円柱モデル)半径 R と高さ H: (表 6-6～表 6-9)

濃縮度: 5wt%

反射体厚さ W: 150cm

(2) MVP 計算結果

ペデスタル内側デブリの想定円柱モデルで、水混合量を変化させた場合の keff 値 MVP 計算結果を表 6-10 に示す。実効増倍率 keff≒1 となった水混合量 1.0ton の場合の円柱モデル条件を以後のコード解析に用いることとした。この後、LHS で濃縮度、半径を変動させて設定する 10 ケースに対して本モデルを「基本形」と呼ぶ。

表 6-10　水混合量を変化させた場合の keff 値 MVP 計算結果

水混合量 (ton)	keff	相対誤差
0	0.602864	0.0220%
0.9	0.985213	0.0146%
1.0	1.00292	0.0142%
1.1	1.01826	0.0143%

6.3.1.2 SRAC-TWODANT 計算

(1) 計算方法

ペデスタル内側デブリに関して、前項で決定した円柱モデルの体積比、半径、高さを用いたモデル図を図 6-13 に示す。6.2.4(2)項に示した原子個数密度に体積比を考慮して入力パラメータの一部とした。後述の動特性解析の入力パラメータとして利用される反応度温度係数を算出するために、5 通りの温度 25.6, 50.0, 100.0, 200.0, 300.0℃での計算を行った。この際、考慮する線熱膨張係数はデブリ構成物（燃料 UO_2、構造材 SUS316）のうち、重量・体積ともに大きい、UO_2 の値(=11.5×10^{-6} K^{-1})で代表した。核データライブラリは JENDL4.0、断面積ファイルは SRACLIB-JDL40 を用いた(他のデブリの SRAC 計算で同じ)。

(2) SRAC-TWODANT 計算結果

SRAC-TWODANT 計算結果 k_{eff} 値を既出 MVP 計算結果と比較して表 6-11 に示す。

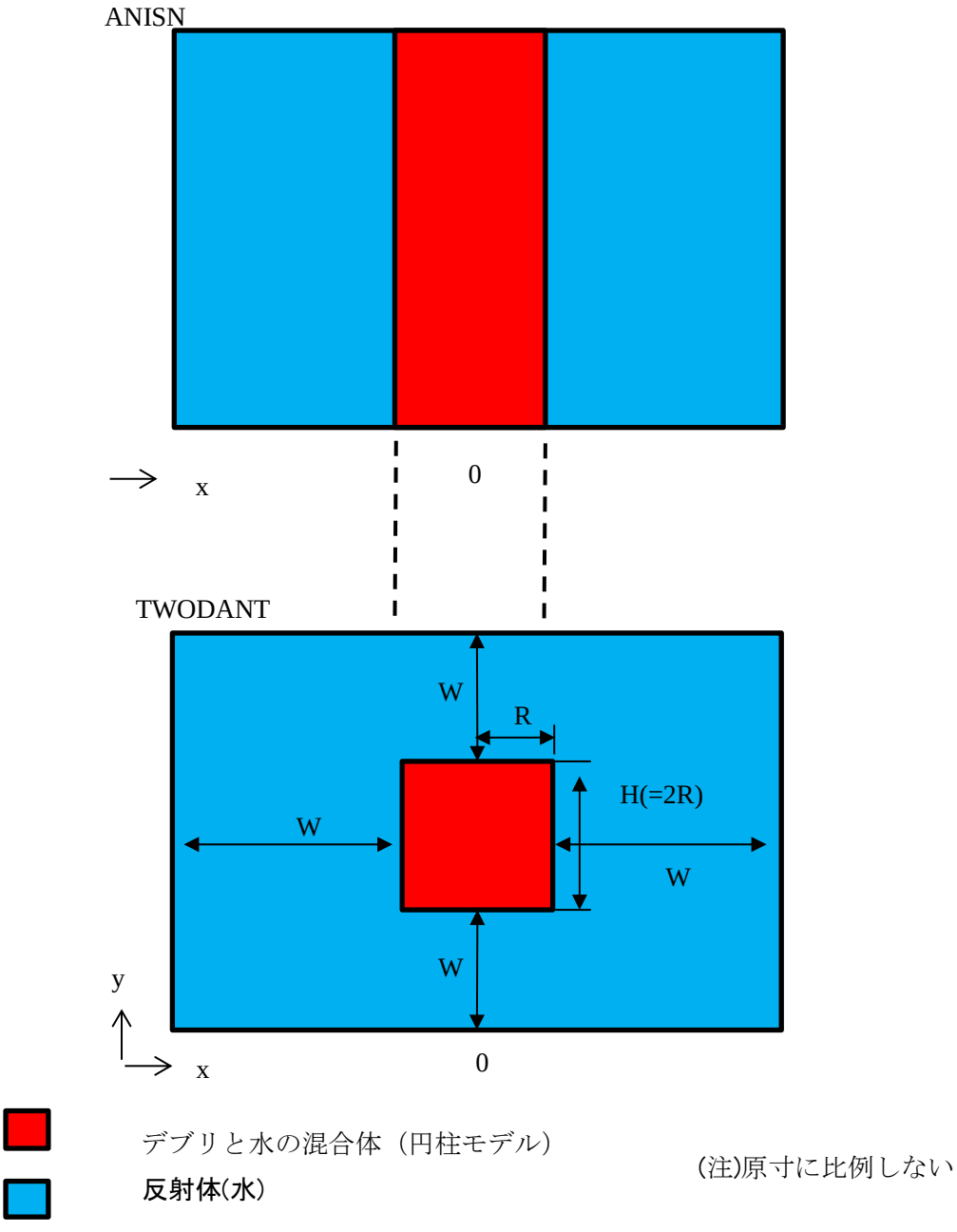


図 6-13 モデル図(鉛直断面)

デブリと水の混合体(円柱モデル)　　[表 6-8 の値を再掲]

半径 R 74.60 cm、高さ H: 149.2 cm

体積比 燃料(UO_2):構造材(SUS316):水 = 0.3246:0.2908:0.3846

濃縮度 5wt%

W:150cm

表 6-11　SRAC-TWODANT 計算結果 keff 値

温度	keff	
℃	SRAC TWO-DANT	MVP(注)
25.4	1.0046116	1.00292
50	1.0024050	-
100	0.99819195	-
200	0.99027002	-
300	0.98319006	-

(注)表 6-10 再掲

6.3.2　OPT-DANT による最適濃度分布計算

(1) 計算方法

RPV 底部デブリに関する OPT-DANT 計算を以下の手順で行った。

① デブリ半径 74.6cm、高さ 149.2cm (表 6-8)

② 断面積ライブラリ JENDL3.3

③ 燃焼チェーンライブラリ u4cm6fp50bp16T

④ ^{235}U 濃縮度が 100、70、40、10、5、4、3、0wt%となる 8 通りの ^{235}U、^{238}U、O の原子個数密度を算出し、各 SRAC 計算を行った。上述の濃縮度は、それぞれ ^{235}U 濃度 3.0374、2.1190、1.2068、0.3007、0.1503、0.1202、0.0901、0.0g/cm^3 に相当する。

⑤ OPT-DANT に付属している FIT を使用して、SRAC 計算で生成した断面積ファイルを OPT-DANT で使用可能な断面積ファイルに変換した。

⑥ OPT-DANT により最適濃度分布計算を行った。メッシュは半径方向に 10 分割、軸中点から軸方向 10 分割とした。最初に均一状態の ^{235}U の濃度を 0.1503g/cm^3(濃縮度 5wt%相当)、最大濃度 3.0374g/cm^3(濃縮度 100wt%相当)、最小濃度 0g/cm^3(濃縮度 0wt%相当)に設定し計算したところ、繰返し中 k_{eff} は増加し続けて 100 回で打ち切った時点で k_{eff}=1.43588 であり、収束しなかった。そこで、後述の LHS の計算で、^{235}U 濃縮度の変動幅を 3wt%～5wt%、中央値 4wt%とするため、それより少し広い範囲として、均一状態の ^{235}U の濃度を 0.0901g/cm^3(濃縮度 4wt%相当)、最大濃度 0.1803g/cm^3(濃縮度 6wt%相当)、最小濃度 0.0601g/cm^3(濃縮度 2wt%相当)と設定し計算を実施した。

(2) OPT-DANT 計算結果

図 6-15 に繰返し回数に対し、k_{eff} が変化し最大値に収束する様子を示す。k_{eff}=1.02921 で収束する結果となった。図 6-16 と図 6-17 に繰返し 1 回目と収束した 35 回目の濃度分布を示す。初期設定の均一状態の ^{235}U 濃度 0.0901g/cm^3 から、円柱中心付近の濃度が 0.18 g/cm^3 で安定していく様子が見て取れる。

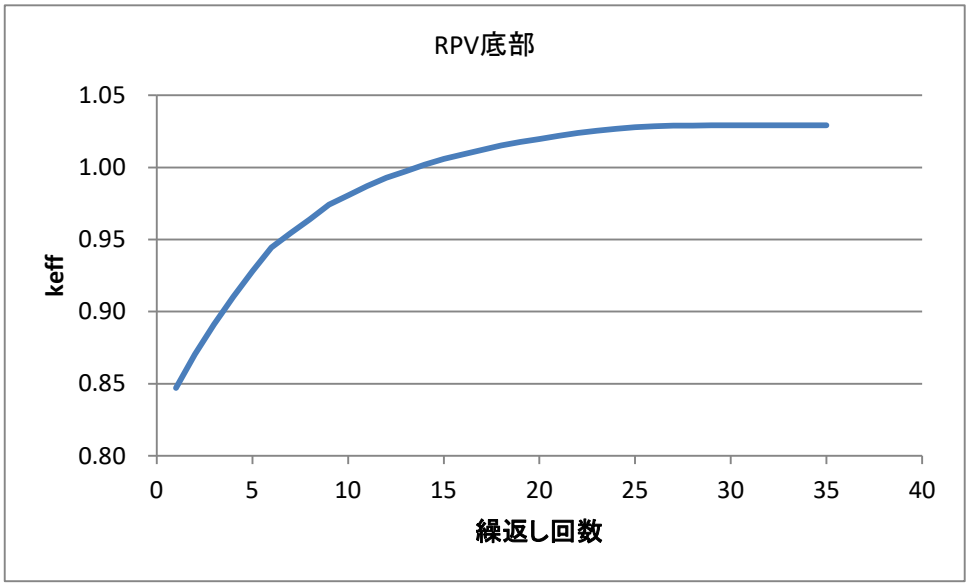


図 6-15　OPT-DANT 計算結果 繰返し回数に対する keff 値の変化

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	8.69E-02	8.66E-02	8.63E-02	8.61E-02	8.60E-02	8.58E-02	8.57E-02	8.56E-02	8.56E-02	8.56E-02
173.29	8.84E-02	8.77E-02	8.72E-02	8.68E-02	8.64E-02	8.62E-02	8.59E-02	8.58E-02	8.57E-02	8.56E-02
154.03	9.09E-02	8.96E-02	8.86E-02	8.78E-02	8.72E-02	8.67E-02	8.63E-02	8.60E-02	8.58E-02	8.57E-02
134.78	9.38E-02	9.18E-02	9.03E-02	8.91E-02	8.81E-02	8.73E-02	8.67E-02	8.63E-02	8.60E-02	8.59E-02
115.52	9.70E-02	9.42E-02	9.22E-02	9.05E-02	8.91E-02	8.80E-02	8.72E-02	8.66E-02	8.61E-02	8.60E-02
96.27	1.00E-01	9.67E-02	9.40E-02	9.19E-02	9.01E-02	8.87E-02	8.77E-02	8.69E-02	8.63E-02	8.62E-02
77.02	1.03E-01	9.89E-02	9.57E-02	9.31E-02	9.10E-02	8.94E-02	8.81E-02	8.71E-02	8.64E-02	8.63E-02
57.76	1.06E-01	1.01E-01	9.71E-02	9.42E-02	9.18E-02	8.99E-02	8.85E-02	8.74E-02	8.66E-02	8.64E-02
38.51	1.07E-01	1.02E-01	9.81E-02	9.49E-02	9.23E-02	9.03E-02	8.87E-02	8.75E-02	8.67E-02	8.65E-02
19.25	1.08E-01	1.03E-01	9.86E-02	9.53E-02	9.26E-02	9.05E-02	8.89E-02	8.76E-02	8.67E-02	8.65E-02
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-16　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(繰返し回数 1)

(注)図 6-16 と図 6-17 の濃度数値の各枠には値に応じた共通のグラデーションをかけた。

0 は円柱中心（軸方向も中点）を意味する。

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	3.51E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
173.286	1.80E-01	6.47E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
154.032	1.80E-01	1.80E-01	1.07E-01	2.39E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
134.778	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.42E-01	4.66E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
115.524	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.60E-01	5.82E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
96.27	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.53E-01	5.51E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
77.016	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.24E-01	3.73E-02	0.00E+00	0.00E+00
57.762	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	8.06E-02	9.39E-03	0.00E+00
38.508	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.17E-01	3.36E-02	0.00E+00
19.254	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.80E-01	1.39E-01	4.51E-02	5.76E-03
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-17　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(収束時、繰返し回数 35)

6.3.3　SMORES による keff 最大値計算

RPV 底部デブリに関する SMORES においてオプション maxk(質量固定で最大 keff を求める)を選択し keff 最大値計算を行った。核データライブラリは ENDF/B-VII.0 を使用した。

デブリ(燃料(UO_2)、構造材(SUS316)と水混合体の円柱ジオメトリで設定した場合、収束せず解が得られなかった（条件を色々変えて試みたが収束しなかった）。

(1) 計算条件

モデリングイメージを図 6-18 に示す。入力ファイル設定を図 6-19 に示す。

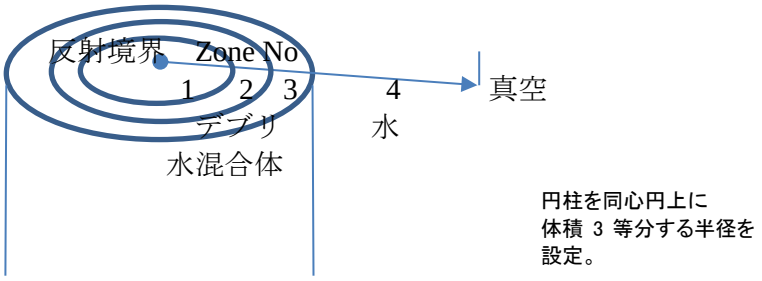


図 6-18　SMORES モデリングのイメージ

```
=smores   parm=centrm
sample problem 1f_rpvl_bottom
v7-238                ↓各 Zone 体積比
read comp      ↓Zone ↓     温度(K)↓   |←  U-235, 238 wt%   →|
uo2             1   0.3247     298.55 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           1   0.2907     298.55                          end
h2o             1   0.3846     298.55                          end
uo2             2   0.3246     298.55 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           2   0.2908     298.55                          end
h2o             2   0.3846     298.55                          end
uo2             3   0.3245     298.55 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           3   0.2910     298.55                          end
h2o             3   0.3845     298.55                          end
h2o             4   1.0000     298.55 end
end comp
read geom
cylindrical   end
 1   43.0703 5 end        各 Zone 番号外側半径、Zone メッシュ分割数
 2   60.9106 5 end
 3   74.6    5 end
 4 350.0 20 vary=no  end
end geom
read parm
isn=32
end parm
read optim
maxk maxitrs=40 prtflag=2   converg=1.-8       end  ←最大 keff 計算フラグ、繰り返し最大数、出力フラグ、収束精度
 wghtz= 10.6312   7.91       0.997045           end  ←密度
 acoef=  0.007     0.0011                       end  ←材料密度修正の Amplitude coefficient【収束できる値を試行錯誤
 matnam=  uo2    ss316       h2o                end  ←材料名(Zone 1, 2, 3)                          して得る】
end optim
end
```

図 6-19　RPV 底部デブリ SMORES 解析入力ファイル設定

(備考)SMORES(Scale 6.1)で SUS316 は SS316 と表記する。

(2) SMORE 計算結果

図 6-19 に示した入力ファイルで計算を開始したところ、計算がフリーズしたため、強制終了した。SMORES マニュアルでは、収束を得られるよう、ACOEF 値を経験的に決めると示されており、ユーザーはこの値を変化させて収束を目指す。今回も数通り ACOEF 値を変化させて計算を開始したが、フリーズする結果となった。

少なくとも収束が得られるかと、条件を以下のように変えて試行した。すなわち、成分と密度設定を維持、条件は逸脱するが寸法を 1/10 にして計算した。計算は進んだものの、繰返し中、keff= 0.771023 と keff=0.770696 の振動となり、収束せず制限回数に達して計算は打ち切られた。この条件で数通り ACOEF 値を変化させても収束を得られなかった。

6.3.4 k_{eff} の最尤値と分布の計算

(1) LHS によるパラメータ分布生成

RPV 底部デブリの LHS による変動の対象は半径と濃縮度とする。後述の SRAC-TWODANT 計算では、変動する半径に対して、円柱内デブリ量は変化せず、円柱内水量が変化すると考える。

半径と濃縮度を以下の根拠により LHS コードを用いて 10 ケースの変動値を生成した。

- 半径最小 63.45cm（円柱内水なし・デブリのみ）―最大 240cm (圧力容器内径 4.8m に制限される)、 UNIFORM(均一)分布
- 濃縮度 3～5wt% NORMAL 正規分布 (基本形は 5wt%だったが、5wt%を中央値にすると半径（体積）の大きいほうで、keff が大きくなりすぎると推測されるので)

なお、円柱モデルは高さを半径の 2 倍としているため、高さは最大で 4.8m になる。RPV 高さは 19m であるので、この高さは可能である。

図 6-20 に LHS コード入力ファイル設定を示す。表 6-12 に LHS で生成した燃料半径、濃縮度パラメータ分布を示す。

```
TITLE - SETUP FOR LHS OUTPUT CRI01
RANDOM SEED    -1692990936
NOBS    10
UNIFORM          Radius
     63.45        240.0
NORMAL          Enrich U-235  3-5 wt%
       3.        5.
OUTPUT DATA CORR
```

図 6-20　RPV 底部デブリ LHS 入力設定

(2) SRAC-TWODANT 計算

変動する半径に対して、円柱内デブリ量は変化せず、円柱内水量が変化する設定とした。表 6-13 に RPV 底部デブリにおいて LHS で生成した 10 ケースの半径、^{235}U 濃縮度を設定した SRAC-TWODANT 計算結果を示す。同表 No.1～10 が LHS の生成したケース 1～10 に対応する。同表に密度と LHS で与えられた半径から算出した水量(ton)、燃料濃度(g/cm^3)を追記した。

10 ケース中、4 ケースが $k_{eff}>1$、6 ケースが $k_{eff}<1$ という結果となった。図 6-21 に LHS で半径と濃縮度の 2 パラメータを変動させた場合に得た k_{eff} 計算値と半径の関係を示す。同じく図 6-22 に濃縮度と k_{eff} 計算値の関係を示す。図 6-22 では、半径 74～140cm の範囲で $k_{eff}>1$ となり、それより半径が大きくなると k_{eff} 値が低下していく様子が見て取れる。半径 104cm の keff 値が他より大きいのは、組み合わされた濃縮度が 4.6wt%と相対的に高いことが理由と考えられる。一方、図 6-22 では、k_{eff} 値と濃縮度の相関は見られない。

表 6-12　LHS で生成した燃料半径、濃縮度パラメータ分布、及び対応する水量、燃料濃度

	LHS サンプリング No.										
パラメータ	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
燃料半径(cm)	74.60	193	91	238	140	104	70	153	127	181	208
^{235}U 濃縮度(wt%)	5	4.01	4.09	3.86	4	4.6	3.67	3.51	3.78	4.18	4.4
水 (ton)	1.0	43.4	3.1	82.9	15.6	5.4	0.5	20.8	11.2	35.5	54.8
燃料濃度(g/cm^3)	3.5	0.2	1.9	0.1	0.5	1.3	4.2	0.4	0.7	0.2	0.2

(注)No.0 として基本形を表示。

表 6-13　LHS 変動ケース毎、温度別の keff 計算結果

	LHS ケース	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	燃料半径(cm)	74.6	193	91	238	140	104	70	153	127	181	208
	^{235}U 濃縮度(wt%)	5	4.01	4.09	3.86	4	4.6	3.67	3.51	3.78	4.18	4.4
温度 (°C)	25.4	1.0046116	0.85677552	1.00348400	0.66910213	1.00718070	1.06958310	0.88655472	0.92322767	1.00065360	0.91821396	0.84359246
	50	1.0024050	0.85361296	1.00103500	0.66647142	1.00398210	1.06693410	0.88443303	0.91992474	0.99754584	0.91496056	0.84052157
	100	0.99819195	0.84709013	0.99618620	0.66077560	0.99766469	1.06166600	0.88026434	0.91354442	0.99139082	0.90844983	0.83405238
	200	0.99027002	0.83533865	0.98713082	0.65056103	0.98596805	1.05180820	0.87272781	0.90172338	0.98038775	0.89629334	0.82253915
	300	0.98319006	0.82559836	0.97890037	0.64220095	0.97593099	1.04293380	0.86592734	0.89155543	0.97055322	0.88621378	0.81292599

(注)No.0 は表 6-11 の再掲

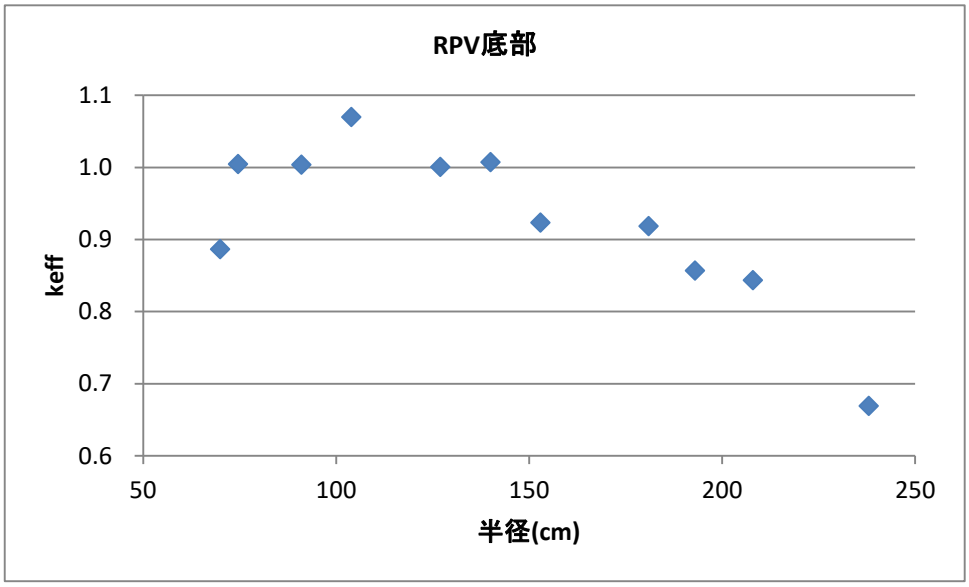


図 6-21　LHS で ^{235}U 濃縮度と円柱モデル半径を変動させた場合の半径に対する k_{eff} の変化

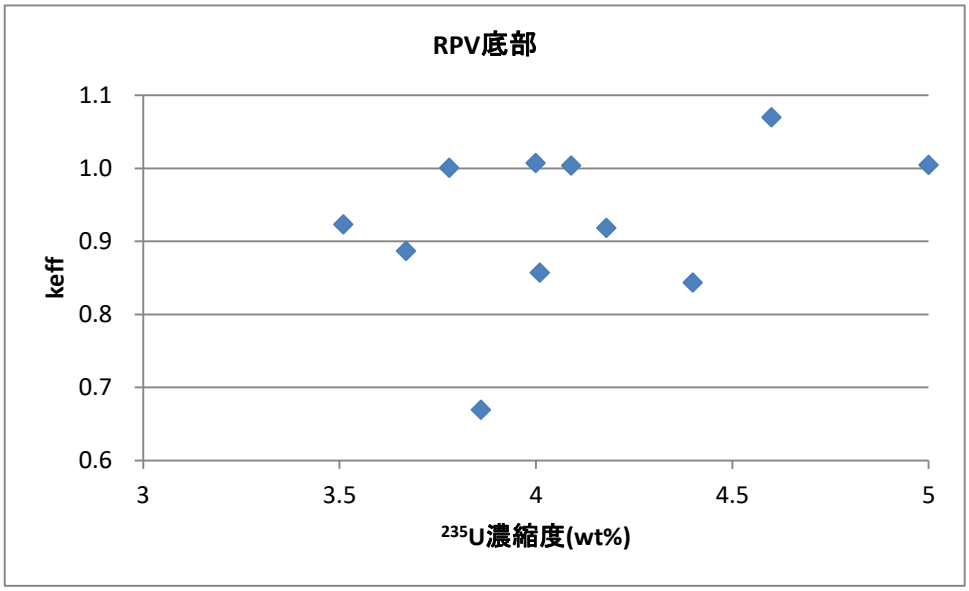


図 6-22　LHS で ^{235}U 濃縮度と円柱モデル半径を変動させた場合の濃縮度に対する k_{eff} の変化

6.3.5　核分裂数等の計算

6.3.5.1　動特性解析(AGNES-P)

(1) 計算方法

RPV 底部デブリに関して、5.3.4 節で keff の分布を求めた LHS ケースのそれぞれについて、SRAC-TWODANT 計算から求めた動特性パラメータを AGNES-P に入力し、出力(W)、エネルギー(J)、温度(℃)を計算した。核分裂数はエネルギーを ^{235}U の 1 核分裂あたりエネルギー 3.2×10^{-11} J (200 MeV)で除算して算出した。

SRAC-TWODANT 計算結果を AGNES-P の入力パラメータに対応させて表 6-14 にまとめた。

表 6-14 に示された反応度 1 次温度係数、反応度 2 次温度係数は、以下の方法で求めた。すなわち、10 通りの LHS ケースの各ケースで 5 通りの温度(25.4、50、100、200、300℃)の keff を算出した。25.4℃と各温度の 1/keff の差分をとり、実効遅発中性子割合 β eff で除算して $\Delta\rho$ を求め、同様に 25.4℃と各温度の温度差分 ΔT を求めた。ΔT - $\Delta\rho$ のプロットに対し、最小二乗法 2 次フィッティングにより 1 次および 2 次の温度係数を算出した。基本値の場合を表 6-15 と図 6-23 に一例として示す。

AGNES-P の入力ファイルでは CARD 9 の入力変数 MIXT で「粉体系の組成の数」として最大 3（組成）が設定可能で、それに続く CARD 10 でその MIXT で指定した数の各組成の密度、比熱、熱伝導率を設定する。本解析では、入力変数 MIXT を 2 とし、CARD 10 では燃料(UO_2)、構造材料(SUS316)の 2 組成の密度、比熱、熱伝導率を設定した。つまり、実際は、この 2 組成は溶けて固まっているが、入力の都合上、2 紛体の混合として設定した。

(2) AGNES-P 計算結果

AGNES-P 計算結果を図 6-24～図 6-26 及び表 6-16 に示す。

LHS No.5 は、計算開始時点で温度が UO_2 の融点 2,865℃、SUS316 の融点（1,538℃(鉄)）を越え、AGNES-P で設定した固相の上限温度 3,100℃に達して計算が成立しなかった。AGNES-P では、融点より上の液相の密度、比熱、熱伝導率を設定することができるが、UO_2 と SUS316 のこれらの値は見当たらなかった。

表 6-14　AGNES-P の入力パラメータとして利用される SRAC TWO-DANT 計算計算結果

AGNES-P 入力パラメータ　＼ LHS ケース	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
中性子寿命[sec]	1.13E-05	1.73E-04	2.44E-05	2.56E-04	8.25E-05	3.35E-05	1.14E-05	1.10E-04	6.60E-05	1.48E-04	1.93E-04
反応度[cent]	6.49E+01	-2.50E+03	4.98E+01	-7.46E+03	1.05E+02	**9.43E+02**	-1.79E+03	-1.23E+03	9.58E+00	-1.33E+03	-2.79E+03
領域 1 の反応度温度 1 次係数[cent/K]	-1.26E+00	-2.81E+00	-1.44E+00	-4.00E+00	-1.95E+00	-1.39E+00	-1.55E+00	-2.38E+00	-1.89E+00	-2.47E+00	-2.86E+00
領域 1 の反応度温度 2 次係数[cent/K^2]	5.00E-04	1.46E-03	4.80E-04	2.00E-03	8.81E-04	4.79E-04	6.70E-04	1.08E-03	8.40E-04	1.18E-03	1.46E-03
第 1 群遅発中性子割合	2.12E-04	2.18E-04	2.15E-04	2.17E-04	2.18E-04	2.17E-04	2.09E-04	2.18E-04	2.18E-04	2.18E-04	2.17E-04
第 2 群遅発中性子割合	1.45E-03	1.45E-03	1.46E-03	1.44E-03	1.46E-03	1.46E-03	1.45E-03	1.46E-03	1.46E-03	1.45E-03	1.45E-03
第 3 群遅発中性子割合	1.35E-03	1.31E-03	1.35E-03	1.30E-03	1.32E-03	1.34E-03	1.36E-03	1.32E-03	1.33E-03	1.31E-03	1.30E-03
第 4 群遅発中性子割合	2.78E-03	2.63E-03	2.74E-03	2.62E-03	2.67E-03	2.72E-03	2.81E-03	2.66E-03	2.69E-03	2.64E-03	2.63E-03
第 5 群遅発中性子割合	9.39E-04	7.85E-04	8.95E-04	7.75E-04	8.15E-04	8.60E-04	9.79E-04	8.07E-04	8.30E-04	7.89E-04	7.80E-04
第 6 群遅発中性子割合	3.33E-04	2.85E-04	3.19E-04	2.82E-04	2.95E-04	3.08E-04	3.44E-04	2.92E-04	2.99E-04	2.87E-04	2.84E-04
第 1 群先行核崩壊定数	1.25E-02	1.24E-02	1.25E-02	1.24E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.24E-02	1.24E-02
第 2 群先行核崩壊定数	3.07E-02	3.06E-02	3.07E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.07E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02
第 3 群先行核崩壊定数	1.15E-01	1.12E-01	1.14E-01	1.12E-01	1.12E-01	1.13E-01	1.15E-01	1.12E-01	1.13E-01	1.12E-01	1.12E-01
第 4 群先行核崩壊定数	3.09E-01	3.02E-01	3.07E-01	3.02E-01	3.04E-01	3.05E-01	3.11E-01	3.03E-01	3.04E-01	3.03E-01	3.02E-01
第 5 群先行核崩壊定数	1.20E+00	1.15E+00	1.18E+00	1.14E+00	1.16E+00	1.17E+00	1.21E+00	1.15E+00	1.16E+00	1.15E+00	1.14E+00
第 6 群先行核崩壊定数	3.22E+00	3.04E+00	3.16E+00	3.04E+00	3.07E+00	3.12E+00	3.26E+00	3.07E+00	3.09E+00	3.05E+00	3.04E+00

(注)最大反応度を太文字で示す。

表 6-15　RPV 底部デブリケースパラメータ基本値での反応度温度係数導出過程

パラメータ	温度					備考
	25.4	50	100	200	300	
ΔT(℃)	0	24.6	74.6	174.6	274.6	各温度-25.4℃
keff	1.0046116	1.002405	0.99819195	0.99027002	0.98319006	計算結果
1/keff 差分	0.000E+00	-2.191E-03	-6.402E-03	-1.442E-02	-2.169E-02	1/keff25.4℃ - 1/keff 各温度
βeff	7.068E-03	0.00706766	0.0070663	0.00706449	7.063E-03	計算結果
Δρ ($)	0.000E+00	-3.100E-01	-9.060E-01	-2.041E+00	-3.071E+00	(1/keff 差分)/βeff
Δρ(cent)	0.000E+00	-3.100E+01	-9.060E+01	-2.041E+02	-3.071E+02	Δρ($)*100

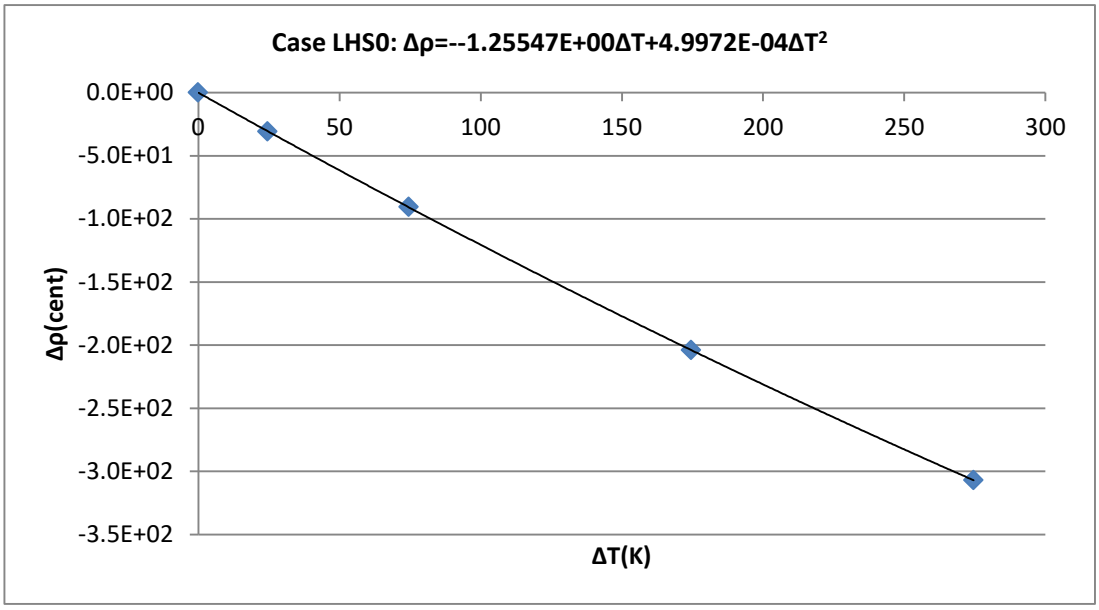


図 6-23　RPV 底部デブリケースでの反応度温度係数導出例

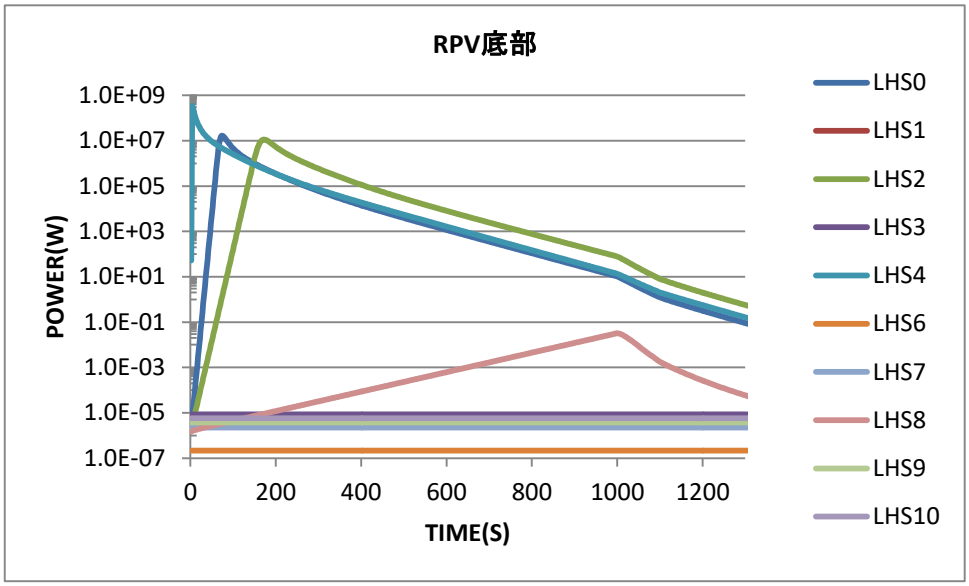


図 6-24　出力(W)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

(注)LHS5 は計算が成立せず結果が得られなかったので、記載なし。

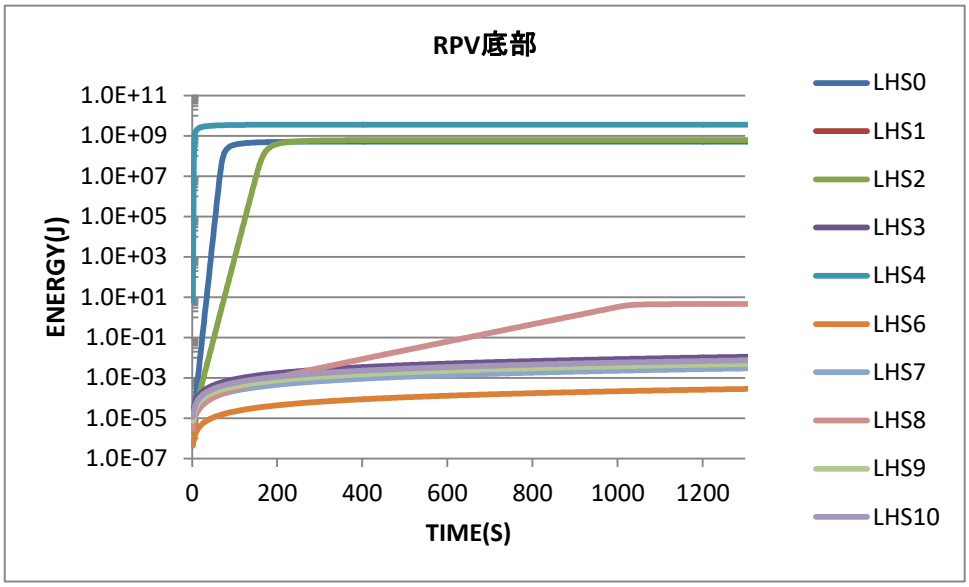


図 6-25　エネルギー(J)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

(注)LHS5 は計算が成立せず結果が得られなかったので、記載なし。

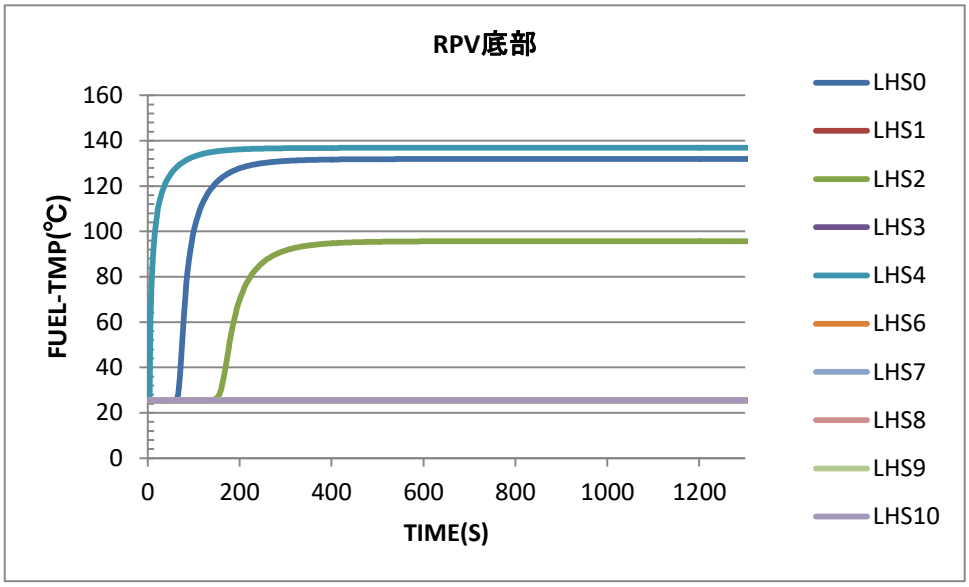


図 6-26　燃料温度(℃)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

(注)LHS5 は計算が成立せず結果が得られなかったので、記載なし。LHS1、3、6、9 は LHS10 と同値で重なっている。

表 6-16　RPV 底部デブリ臨界状態の出力、エネルギー、温度の最大値及びエネルギーから導出した核分裂数

	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	期待値(1-10)
POWER(W)	1.66E+07	4.52E-06	1.12E+07	8.47E-06	3.50E+08	-	2.16E-07	2.25E-06	3.24E-02	3.73E-06	5.65E-06	3.61E+07
ENERGY(J)	5.25E+08	9.03E-03	6.29E+08	1.69E-02	3.63E+09	1.90E+11	4.31E-04	4.50E-03	4.59E+00	7.45E-03	1.13E-02	1.94E+10
FUEL-TMP(C)	1.32E+02	2.55E+01	9.57E+01	2.55E+01	1.37E+02	-	2.55E+01	2.55E+01	2.55E+01	2.55E+01	2.55E+01	4.56E+01
核分裂数	1.64E+19	2.82E+08	1.97E+19	5.29E+08	1.14E+20	5.93E+21	1.35E+07	1.41E+08	1.43E+11	2.33E+08	3.53E+08	6.06E+20

(備考)

- 出力 POWER(W)はピーク。エネルギー(J)と温度 FUEL-TMP(℃)は 1200 秒での値。
- U235 の 1 核分裂あたりエネルギー　200 [MeV]⇒3.2E-11 [J]
- 灰色網掛けは添加反応度が負の値のケース。出力期待値はケース 2、4、 7 、8 を対象。温度期待値は、ケース 1-10 を対象。
- ケース 5 は AGNESP 計算が成立せず、結果が得られなかったため、エネルギーと 核分裂数は簡易評価 Nordheim-Fuchs 式で求めた値(5.3.5.3 項参照)を記載。
- エネルギー期待値、核分裂数期待値はケース 2、4、5、7、8 を対象。

6.3.5.2　動特性解析(EUREKA-2)

EUREKA-2 入力ファイルに円柱モデル寸法、SRAC-TWODANT からの中性子寿命等を導入して、動特性解析を行うことを試みた。入力パラメータとして、通常の原子炉の水圧分布など、溶け落ちたデブリの 1F1 号炉の本解析の状態では適用する値がないものはコード添付のサンプルファイルの値を使用した。ゼロ設定でデフォルトになる場合はそのようにした。計算はエラーで中断され結果を得られなかった。

6.3.5.3　簡易評価手法

(1) 簡易評価式

使用する簡易評価手法を表 6-17 から表 6-19 に示す。

表 6-17　簡易評価手法の一覧

提案者	評価式
Tuck	$F_T = V \times 10^{17}$
Olsen	$F_B = 2.95 \times 10^{15} \cdot V_B^{0.85}$
	$F_P = 3.2 \times 10^{18} \cdot (1 - t^{-0.15})$
	$F_T = F_B + F_p$
Barbry	$F_T = \dfrac{V \cdot t}{3.55 \times 10^{-15} + 6.38 \times 10^{-17}} \qquad (t \le 600s)$
Nomura	$F_T = 2.6 \times 10^{16} \cdot V \quad Non - boiling$ $F_T = 6 \times 10^{16} \cdot V \quad boiling$
Knemp-Duluc	$F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot V \cdot d_{sol} \cdot \left(1 + \dfrac{k \cdot h \cdot t}{4.184 \times 10^5 \cdot d_{sol} (V)^{\frac{1}{3}}}\right) \qquad or$ $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot m_{sol} \cdot \left(1 + \dfrac{k \cdot h \cdot t}{4.184 \times 10^5 \cdot (d_{sol})^{\frac{2}{3}} \cdot (m_{sol})^{\frac{1}{3}}}\right) \qquad Non - boiling$ $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot V \cdot d_{sol} + 8 \times 10^{16} [V - V_c(\varphi)] \cdot d_{H_2O} \qquad or$ $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot m_{sol} + 8 \times 10^{16} [m_{sol} - m_c(\varphi)] \qquad boiling$
Yamane	表 6-18、表 6-19 に示す。
Nordheim-Fuchs	$\mathrm{E} = \dfrac{2(\rho_0 - \beta)}{\alpha K}$

F_T: 総核分裂数(Total number of fission)	E: エネルギー[J]
V: 体積[liter]	ρ_0:反応度[-]
D: 直径[cm]	β ：実効遅発中性子割合[-]
H: 高さ[cm]	α ：反応度温度係数[1/℃]
t: 経過時間[sec]	K：熱容量の逆数[℃/J]

なお、Knemp-Duluc 式の k、h、d_{sol} はそれぞれ k=1、h は半径(cm)、d_{sol} は燃料密度(g/liter)とする。

表 6-18　Yamane 評価式

適用範囲	評価式
第 1 出力ピーク近傍	$E_p = \dfrac{2(\rho_s - 1)}{\alpha K}$
単調的減少領域	$E_d = \dfrac{n_{pe}}{\lambda_1} \quad n_{pe} \cong \dfrac{\lambda\beta}{\alpha K}$
プラトー領域	E_c = 冷却出力　×　経過時間
合計	$E_p = E_d + E_c$

なお、第 1 出力ピークの評価式は以下のとおり

$$\hat{n} = \frac{2}{3\sqrt{\alpha_2} K \ell}(\rho_0 - \beta + \alpha_2 A^2)^{3/2}\left(1 - \frac{3}{2}\left(\frac{\alpha_2 A^2}{\rho_0 - \beta + \alpha_2 A^2}\right)^{\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}\left(\frac{\alpha_2 A^2}{\rho_0 - \beta + \alpha_2 A^2}\right)^{\frac{3}{2}}\right)$$

$$A = \frac{\alpha_1}{2\alpha_2}$$

上記の記号を表 6-19 にまとめる。

表 6-19　Yamane の評価式の記号の説明

k_{eff}	実効増倍率
ρ	トータル反応度($)
ρ_0	初期余剰反応度($)、添加反応度と同等
β	実効遅発中性子割合(-)
ℓ	中性子再生時間(s)
λ	先行核の崩壊定数(1/s)
n	核分裂による出力(W)
$\hat{n}$	第一出力ピーク(W)
α	平均温度反応度係数(1/℃)
α_1	1 次温度反応度係数(1/℃)
α_2	2 次温度反応度係数(1/℃^{2})
ΔT	核燃料液体の温度上昇(℃)
K	熱容量の逆数(℃/J)

なお、λ_1は以下とする。

λ_1：6 群の遅発中性子先行核崩壊定数一番小さい時定数

(2) 簡易評価式計算結果

簡易評価結果を表 6-20 に示す。Tuck, Olsen, Barbry, Nomura, Knemp-Duluc, Nordheim-Fuchs の式では核分裂数は 10^{18}～10^{22} の範囲となり、動特性解析で導出した円柱モデルの核分裂数期待値 6.06×10^{20}(表 6-16) は、その範囲内に入る。

表 6-20　簡易評価手法による出力、核分裂数

	出力			核分裂数					
パラメータセット	第 1 ピーク近傍 Ep	単調的減少領域 Ep	第 1 出力ピークの評価式 n (W)	Tuck の式	Olsen の式	Barbry の式	Nomura の式	Knemp-Duluc の式	Nordheim-Fuchs の式
L1	-(注 1)	-	-(注 2)	-	-	-	-	-	-
L2	-	-	-	4.7348E+20	5.8991E+18	6.7915E+19	1.2311E+20	1.1700E+23	-
L3	-	-	-	-	-	-	-	-	-
L4	1.2394E+11	5.0823E+10	-	1.7241E+21	1.3585E+19	2.2290E+20	4.4827E+20	1.1700E+23	2.6250E+19
L5	2.7500E+13	7.1839E+10	-	-(注 3)	-	-	-	-	5.9290E+21
L6	-	-	-	-	-	-	-	-	-
L7	-	-	-	-	-	-	-	-	-
L8	-	-	-	1.2870E+21	1.1289E+19	-(注 4)	3.3463E+20	4.7000E+01	-
L9	-	-	-	-	-	-	-	-	-
L10	-	-	-	-	-	-	-	-	-
期待値	2.7624E+12	1.2266E+10	-	3.4846E+20	3.0773E+18	2.9081E+19	9.0600E+19	2.3400E+22	5.9552E+20

(注 1)未臨界の場合を対象外とした。

(注 2) 2 次温度係数が負の値となり、式中の平方根に負の値が入ることになるので結果は得られない。

(注 3)動特性解析が成立せず経過時間が不明な LHS No.5 を計算対象外とした。

(注 4)Barbry 式の LHS No.8 は経過時間が式の制限 600 秒を超えるので結果なし。

6.3.6　臨界リスクの計算

動特性解析から得た臨界リスク期待値(表 6-16)と簡易評価手法で求めた臨界リスク期待値(表 6-20)を表 6-21 にまとめた。

表 6-21　RPV 底部デブリ臨界リスク期待値

手法	評価対象	期待値
動特性解析	出力(W)	3.61E+07
	温度(℃)	4.56E+01
	核分裂数	6.06E+20
簡易評価	Tuck の式(核分裂数)	3.48E+20
	Olsen の式(核分裂数)	3.08E+18
	Barbry の式(核分裂数)	2.91E+19
	Nomura の式(核分裂数)	9.06E+19
	Knemp-Duluc の式(核分裂数)	2.34E+22
	Nordheim-Fuchs の式(核分裂数)	5.96E+20
	Yamane 式(出力 W)	解なし

6.4 ペデスタル内側デブリの解析

6.4.1 中性子無限増倍率 k_{inf} 及び実効増倍率 k_{eff} の計算

6.4.1.1 MVP-II 計算

(1) 計算方法

ペデスタル内側デブリに関し、公開資料に示された炉心構成材（燃料、構造材、コンクリート）と水が混合した状態を円柱モデルとする。k_{eff} が 1 に最も近い水の混合量をサーベイして燃料、構造材、コンクリート、水の体積割合と円柱モデル半径を見出すこととする。コード上、燃料、構造材、コンクリート、水は均一として扱われる。表 6-22～表 6-25 に水混合量を 0、2.3、2.4、2.5ton と想定した場合の半径を示す。円柱モデル高さは半径の 2 倍とする。

表 6-22　円柱モデルの仮定(水混合量 0ton の場合)

ペデスタル内側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	45	10.6312	4232824.140	0.0997	42444224.129	189.04	378.07
構造材成分	34	7.91	4298356.511	0.1013			
コンクリート成分	78	2.3	33913043.478	0.7990			
水	0	0.997045	0	0.0000			

出所:　水を除く重量(表 6-2)、密度(表 6-9)以下同じ

表 6-23　円柱モデルの仮定(水混合量 2.3ton の場合)

ペデスタル内側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	45	10.6312	4232824.140	0.0946	44751040.772	192.40	384.80
構造材成分	34	7.91	4298356.511	0.0961			
コンクリート成分	78	2.3	33913043.478	0.7578			
水	2.3	0.997045	2306816.643	0.0515			

表 6-24　円柱モデルの仮定(水混合量 2.4ton の場合)

ペデスタル内側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	45	10.6312	4232824.140	0.0944	44851337.148	192.54	385.09
構造材成分	34	7.91	4298356.511	0.0958			
コンクリート成分	78	2.3	33913043.478	0.7561			
水	2.4	0.997045	2407113.019	0.0537			

表 6-25　円柱モデルの仮定(水混合量 2.5ton の場合)

ペデスタル内側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	45	10.6312	4232824.140	0.0942	44951633.524	192.69	385.38
構造材成分	34	7.91	4298356.511	0.0956			
コンクリート成分	78	2.3	33913043.478	0.7544			
水	2.5	0.997045	2507409.395	0.0558			

評価体系を図 6-27 に示す。

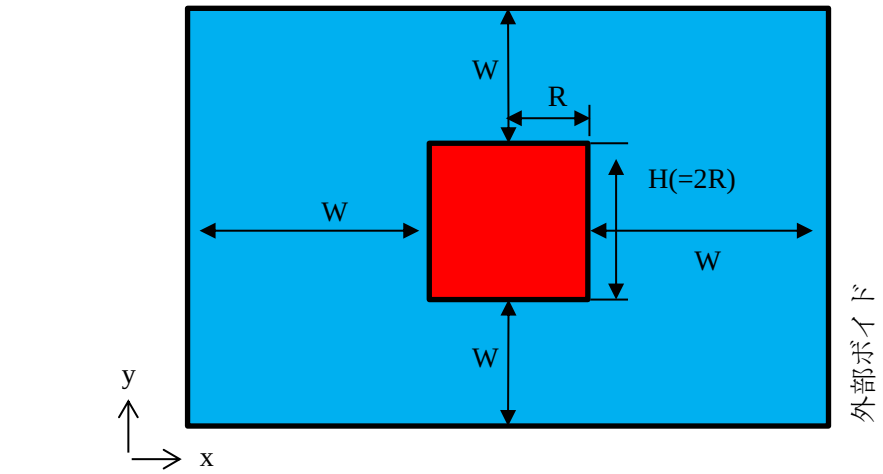


図 6-27　MVP 評価体系

デブリと水の混合体(円柱モデル)半径 R と高さ H: (表 6-22～表 6-25)

濃縮度: 5wt%

W: 150cm

(2) MVP 計算結果

ペデスタル内側デブリの想定円柱モデルで、水混合量を変化させた場合の keff 値 MVP 計算結果を表 6-26 に示す。実効増倍率 k_{eff}≒1 となった水混合量 2.4ton の場合の円柱モデル条件を以後のコード解析に用いることとした。この後、LHS で濃縮度、半径を変動させて設定する 10 ケースに対して本モデルを「基本形」と呼ぶ。

表 6-26　水混合量を変化させた場合の keff 値 MVP 計算結果

水混合量 (ton)	k_{eff}	相対誤差
0	0.957490	0.0127%
2.3	0.999747	0.0117%
2.4	1.00200	0.0118%
2.5	1.00269	0.0117%

6.4.1.2 SRAC-TWODANT 計算

(1) 計算方法

ペデスタル内側デブリに関して、前項で決定した円柱モデルの体積比、半径、高さを用いたモデル図を図 6-28 に示す。6.2.4(2)項に示した原子個数密度に体積比を考慮して入力パラメータの一部とした。後述の動特性解析の入力パラメータとして利用される反応度温度係数を算出するために、5 通りの温度 25.6, 50.0, 100.0, 200.0, 300.0℃での計算を行った。この際、考慮する線熱膨張係数は構成物のなかで、量が多いコンクリート ($=14.7\times10^{-6}$ K^{-1})で代表した。核データライブラリは JENDL4.0、断面積ファイルは SRACLIB-JDL40 を用いた。

(2) SRAC-TWODANT 計算結果

SRAC-TWODANT 計算結果 k_{eff} 値を既出 MVP 計算結果と比較して表 6-27 に示す。

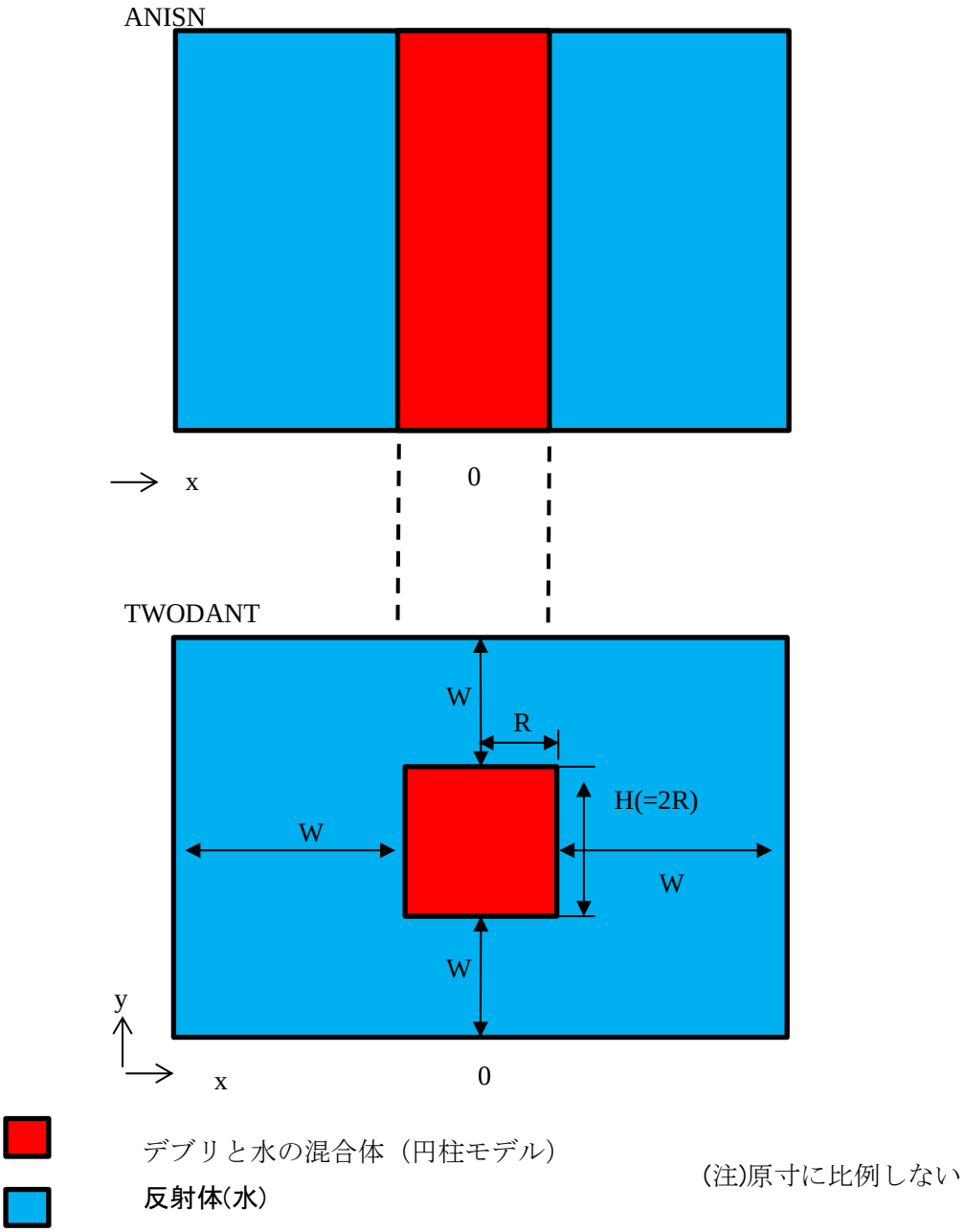


図 6-28　モデル図(鉛直断面)

デブリと水の混合体(円柱モデル)　　[表 6-24 の値を再掲]

半径 R 192.54 cm、高さ H: 385.09 cm

体積比 燃料(UO2):構造材(SUS316):コンクリート:水 = 0.0944:0.0958:0.7561:0.0537

濃縮度 5wt%

W:150cm

表 6-27　SRAC-TWODANT 計算結果 keff 値

温度	keff	
℃	SRAC TWO-DANT	MVP(注)
25.6	1.0066551	1.00200
50	1.0033326	-
100	0.99771923	-
200	0.98800117	-
300	0.97797585	-

(注)表 6-26 再掲

6.4.2　OPT-DANT による最適濃度分布計算

(1) 計算条件

ペデスタル内側デブリに関する OPT-DANT 計算を以下の手順で行った。

① デブリ半径 192.54cm、高さ 385.08cm(表 6-24 参照)

② 断面積ライブラリ JENDL3.3

③ 燃焼チェーンライブラリ u4cm6fp50bp16T

④ ^{235}U 濃縮度が 100、70、40、10、5、4、3、0wt%となる 8 通りの ^{235}U、^{238}U、O の原子個数密度を算出し、各 SRAC 計算を行った。上述の濃縮度は、それぞれ ^{235}U 濃度 0.8833、0.6162、0.3510、0.0874、0.0437、0.0350、0.0262、0.0g/cm^3 に相当する。

⑤ OPT-DANT に付属している FIT を使用して、SRAC 計算で生成した断面積ファイルを OPT-DANT で使用可能な断面積ファイルに変換した。

⑥ OPT-DANT により最適濃度分布計算を行った。メッシュは半径方向に 10 分割、軸中点から軸方向 10 分割とした。最初に均一状態の ^{235}U の濃度を 0.0437g/cm^3(濃縮度 5wt%相当)、最大濃度 0.8833g/cm^3(濃縮度 100wt%相当)、最小濃度 0g/cm^3(濃縮度 0wt%相当)に設定し計算したところ、繰返し 100 回で k_{eff}=1.44952 で増加し続け収束しなかったため、次に後述の LHS の計算で、^{235}U 濃縮度の変動幅を 3wt%～5wt%、中央値 4wt%とするため、それより少し広い範囲として、均一状態の ^{235}U の濃度を 0.0350g/cm^3(濃縮度 4wt%相当)、最大濃度 0.0524g/cm^3(濃縮度 6wt%相当)、最小濃度 0.0175g/cm^3(濃縮度 2wt%相当)と設定し計算を実施した。

(2) OPT-DANT 計算結果

図 6-29 に繰返し回数に対し、k_{eff} が変化し最大値に収束する様子を示す。k_{eff}=1.0576 で収束する結果となった。図 6-30 と図 6-31 に繰返し 1 回目と収束した 46 回目の濃度分布を示す。初期設定の均一状態の ^{235}U 濃度 0.0350g/cm^3 から、円柱中心付近の濃度が 0.0524 g/cm^3 で安定していく様子が見て取れる。

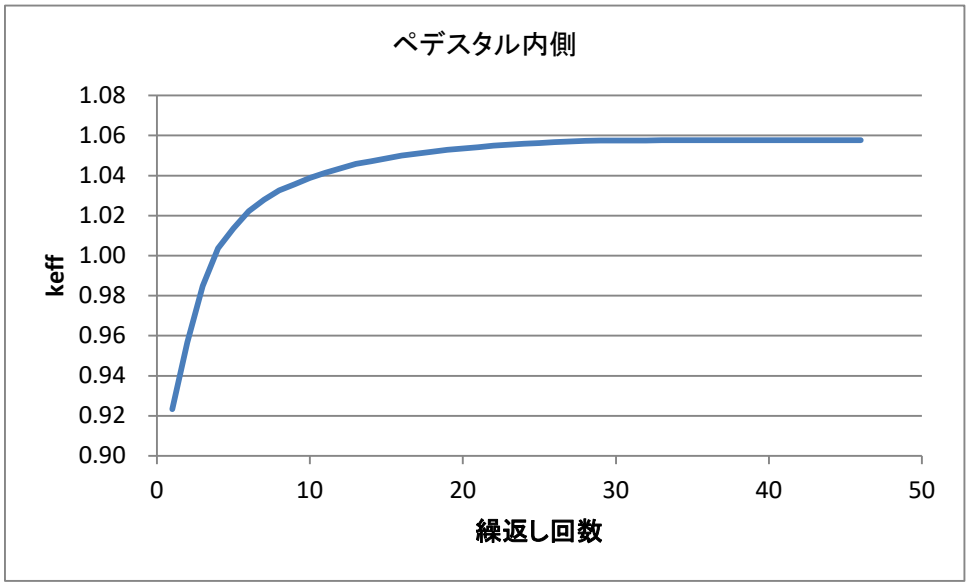


図 6-29　OPT-DANT 計算結果 繰返し回数に対する keff 値の変化

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	3.32E-02	3.31E-02	3.31E-02	3.31E-02	3.30E-02	3.30E-02	3.30E-02	3.30E-02	3.30E-02	3.30E-02
173.29	3.38E-02	3.36E-02	3.34E-02	3.33E-02	3.32E-02	3.31E-02	3.31E-02	3.30E-02	3.30E-02	3.30E-02
154.03	3.48E-02	3.43E-02	3.39E-02	3.36E-02	3.34E-02	3.33E-02	3.32E-02	3.31E-02	3.30E-02	3.30E-02
134.78	3.62E-02	3.53E-02	3.46E-02	3.41E-02	3.38E-02	3.35E-02	3.33E-02	3.31E-02	3.30E-02	3.30E-02
115.52	3.80E-02	3.65E-02	3.54E-02	3.47E-02	3.41E-02	3.37E-02	3.34E-02	3.32E-02	3.31E-02	3.30E-02
96.27	4.03E-02	3.79E-02	3.64E-02	3.53E-02	3.45E-02	3.40E-02	3.36E-02	3.33E-02	3.31E-02	3.30E-02
77.02	4.28E-02	3.94E-02	3.74E-02	3.59E-02	3.50E-02	3.42E-02	3.37E-02	3.34E-02	3.32E-02	3.31E-02
57.76	4.55E-02	4.09E-02	3.83E-02	3.65E-02	3.53E-02	3.45E-02	3.39E-02	3.35E-02	3.32E-02	3.31E-02
38.51	4.77E-02	4.22E-02	3.90E-02	3.70E-02	3.56E-02	3.46E-02	3.40E-02	3.35E-02	3.32E-02	3.31E-02
19.25	4.90E-02	4.29E-02	3.94E-02	3.72E-02	3.57E-02	3.47E-02	3.40E-02	3.36E-02	3.32E-02	3.31E-02
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-30　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(繰返し回数 1)

(注) 図 6-30 と図 6-31 の濃度数値の各枠には値に応じた共通のグラデーションをかけた。
0 は円柱中心（軸方向も中点）を意味する。

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	5.24E-02	1.84E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
173.286	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	4.16E-03	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
154.032	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	2.31E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
134.778	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	4.08E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
115.524	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	4.89E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
96.27	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	4.55E-02	0.00E+00	0.00E+00
77.016	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	3.04E-02	0.00E+00
57.762	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	1.33E-02
38.508	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	3.35E-02
19.254	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	5.24E-02	4.55E-02
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-31　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(収束時、繰返し回数 46)

6.4.3　SMORES による keff 最大値計算

ペデスタル内側デブリに関する SMORES においてオプション maxk(質量固定で最大 keff を求める)を選択し keff 最大値計算を行った。核データライブラリは ENDF/B-VII.0 を使用した。

デブリ(燃料(UO_2)、構造材(SUS316)、普通コンクリート)と水混合体の円柱ジオメトリで設定した場合、収束せず解が得られなかった（条件を色々変えて試みたが収束しなかった）。

(1) 計算条件

モデリングイメージを図 6-32 に示す。入力ファイル設定を図 6-33 に示す。

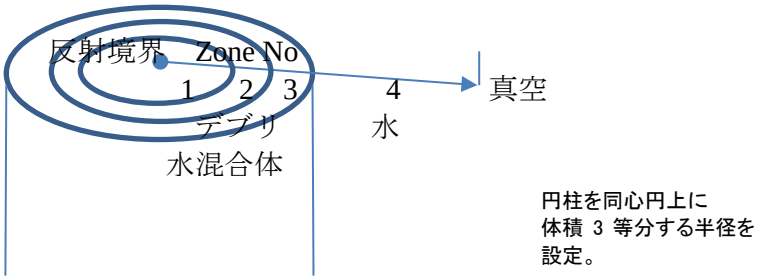


図 6-32　SMORES モデリングのイメージ

```
=smores   parm=centrm
sample problem 1f_pedestal_inside
v7-238                ↓各 Zone 体積比
read comp      ↓Zone ↓     温度(K)↓   |←  U-235, 238 wt%   →|
uo2             1   0.0946     298.75 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           1   0.0961     298.75                          end
reg-concrete    1   0.7555     298.75                          end
h2o             1   0.0539     298.75                          end
uo2             2   0.0944     298.75 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           2   0.0958     298.75                          end
reg-concrete    2   0.7561     298.75                          end
h2o             2   0.0537     298.75                          end
uo2             3   0.0944     298.75 92235   5.   92238 95.0  end
ss316           3   0.0958     298.75                          end
reg-concrete    3   0.7561     298.75                          end
h2o             3   0.0537     298.75                          end
h2o             4   1.0000     298.75 end
end comp
read geom
cylindrical   end
 1 111.1630 20 end
 2 157.2083 20 end
 3 192.54   20 end
 4 350.0 40 vary=no  end
end geom
read parm
isn=32
end parm
read optim
maxk maxitrs=40 prtflag=2   converg=1.-8    end  ←最大 keff 計算フラグ、繰り返し最大数、出力フラグ、収束精度
 wghtz= 10.6312  7.91    2.3    0.997045    end  ←密度
 acoef=  0.7     0.12    0.5                 end  ←材料密度修正の Amplitude coefficient【収束できる値を試行錯誤して得る】
 matnam=  uo2    ss316    concrete  h2o      end  ←材料名(Zone 1, 2, 3)
end optim
end
```

各 Zone 番号外側半径、Zone メッシュ分割数

図 6-33　ペデスタル内側デブリ SMORES 解析入力ファイル設定

(備考)SMORES(Scale 6.1)で普通コンクリートは reg-concrete、SUS316 は SS316 と表記する。

(2) SMORE 計算結果

出力ファイル.out の末尾に以下(図 6-34)のメッセージ（繰返し 1 回目で、収束しないため、中止）がでて計算が中止された。

```
 :
*******************************************************************************
smores message number  c7-106:  adjoint xsdrn calculation did not converge at
         iteration number     1
    program will terminate.
*******************************************************************************
```

図 6-34　エラーメッセージ

様々な設定を行い、収束が得られるか試したものの、解を得るに至らなかった。以下に試した経緯について記載する。

SMORES マニュアルでは、収束を得られるよう、ACOEF 値を経験的に決めると示されており、ユーザーはこの値を変化させて収束を目指す。また、Zone 数を増やすか、Zone メッシュ分割数を変化させることで収束となる可能性もある。本解析において、これらの値を変化させたが、図 6-34 で示された「繰返し 1 回目で収束しない」が「繰返し 4 回目で収束しない」というような変化があったり、計算を走らせてもフリーズしたりという状況であり、様々に調整可能な値を変化させたが、解が得られなかった。

少なくとも収束が得られるかと、条件を逸脱するが以下の設定を試みた。すなわち、燃料、構造材、コンクリート、水のうち、構造材、コンクリート、水を順次設定からはずし、構成物の数を 4 から少なくした。これは、同様の昨年度作業において、疑似球解析ケースで ^{234}U、^{235}U、^{238}U の 3 構成物を設定すると適切な収束が得られず、^{234}U を除き、^{235}U、^{238}U の 2 構成物という設定にしたら適切な収束が得られた経験から、構成物が多いと収束に達するのが難しいのではという推論に基づく。しかし、上述の通り、収束は得られなかった。次に、図 6-33 で示した半径を 1/10 に変更して計算を行ったところ。収束に達する場合があった。しかし k_{eff}=0.6～0.8 の範囲で適切な結果ではなく、構成物のうち、UO_2 は繰返し中の収支は維持されるものの、構造材、コンクリート、水の収支は維持されない不適切な収束であった。ここから ACOEF 値を変化させ適切な収束に達するから試みたものの、成功しなかった。よって、本計算は計算が成立せず解が得られなかったと結論する。

6.4.4　k_{eff} の最尤値と分布の計算

6.4.4.1　LHS によるパラメータ分布生成

半径と濃縮度を以下の根拠により LHS コードを用いて 10 ケースの変動値を生成した。

- 半径最小 189.04cm（円柱内水なし・デブリのみ）―最大 240cm (圧力容器内径 4.8m と同じ寸法の構造物に制限される)、 UNIFORM(均一)分布
- 濃縮度 3～5wt%　NORMAL（正規）分布 (基本形は 5wt%だったが、5wt%を中央値にすると半径（体積）の大きいほうで、keff が大きくなりすぎると推測されるので)

図 6-35 に LHS コード入力ファイル設定を示す。表 6-28 に LHS で生成した燃料半径、濃縮度パラメータ分布を示す。

```
TITLE - SETUP FOR LHS OUTPUT CRI01
RANDOM SEED    -1692990937
NOBS    10
UNIFORM        Radius  RPV innner rad - debri w/o water
     189.04       240.0
NORMAL         Enrich U-235  3-5 wt%
       3.       5.
OUTPUT DATA CORR
```

図 6-35　LHS 入力設定

6.4.4.2　SRAC-TWODANT 計算

表 6-29 にペデスタル内側デブリにおいて LHS で生成した 10 ケースの半径、^{235}U 濃縮度を設定した SRAC-TWODANT 計算結果を示す。同表 No.1～10 が LHS の生成したケース 1～10 に対応する。10 ケース全てで、k_{eff}<1 という結果となった。図 6-36 に LHS で半径と濃縮度の 2 パラメータを変動させた場合に得た k_{eff} 計算値と半径の関係を示す。同じく図 6-37 に濃縮度と k_{eff} 計算値の関係を示す。図 6-36 は、k_{eff} 値は半径に対する相関がみられず、感度が低いことを示す。一方、図 6-37 は、k_{eff} 値は濃縮度に対する感度が高いことを示している。すなわち半径の変動は、濃縮度の変動ほど k_{eff} 値に影響しない。LHS で生成した濃縮度の最大 4.76wt%(No.8)でも、k_{eff}=1 に達しないという結果を得た。

表 6-28　LHS で生成した燃料半径、濃縮度パラメータ分布、及び対応する水量、燃料濃度

	LHS サンプリング No.										
パラメータ	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
燃料半径(cm)	192.54	221	213	205	191	238	234	226	215	196	203
^{235}U 濃縮度(wt%)	5	3.87	3.78	4.09	4.35	4.04	4.23	3.33	4.76	3.72	3.99
水 (ton)	2.4	25.3	18.2	11.7	1.3	42.1	37.9	30.0	19.9	4.9	10.1
燃料濃度(g/cm^3)	1.0	0.7	0.7	0.8	1.0	0.5	0.6	0.6	0.7	1.0	0.9

(注)No.0 として基本形の値を表示。

表 6-29　LHS 変動ケース毎、温度別の keff 計算結果

	LHS ケース	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	燃料半径(cm)	192.54	221	213	205	191	238	234	226	215	196	203
	^{235}U 濃縮度(wt%)	5	3.87	3.78	4.09	4.35	4.04	4.23	3.33	4.76	3.72	3.99
温度 (℃)	25.6	1.0066551	0.9151088	0.90591961	0.93382567	0.95411795	0.93160051	0.94819278	0.85967022	0.98859316	0.89861256	0.92473274
	50	1.0033326	0.91228294	0.90311742	0.93098545	0.95129675	0.92877406	0.94534087	0.85687196	0.98581308	0.89579064	0.92190862
	100	0.99771923	0.9066993	0.89759624	0.92544019	0.94573116	0.92317468	0.93974781	0.85134619	0.98022568	0.89025682	0.91632205
	200	0.98800117	0.89641666	0.8873052	0.91461307	0.93543071	0.91280633	0.92938185	0.84118891	0.96980482	0.88005662	0.90606523
	300	0.97797585	0.88731426	0.87824476	0.90600491	0.92623591	0.90360659	0.92013937	0.83223891	0.96060097	0.87093425	0.89693701

(注)No.0 は表 6-27 の再掲

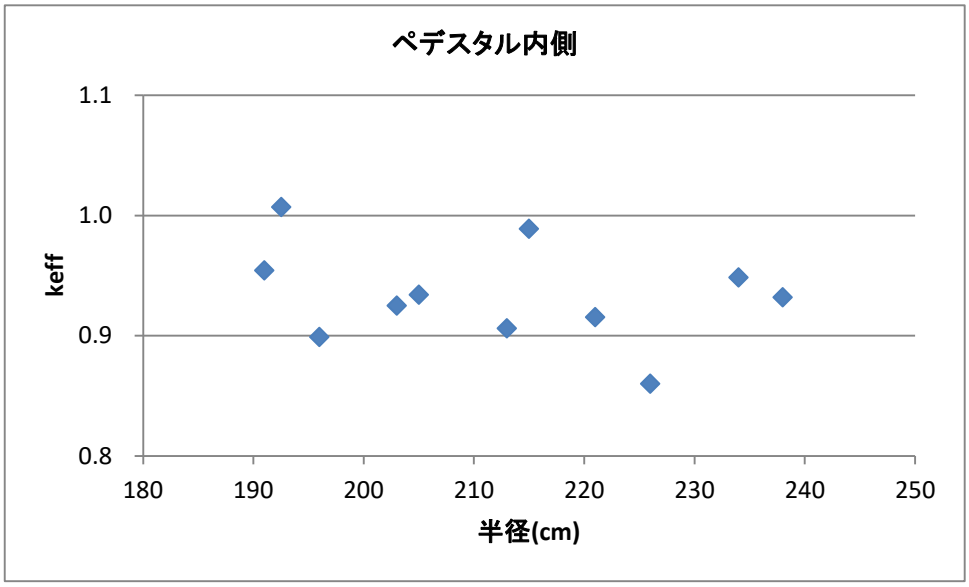


図 6-36　LHS で ^{235}U 濃縮度と円柱モデル半径を変動させた場合の半径に対する k_{eff} の変化

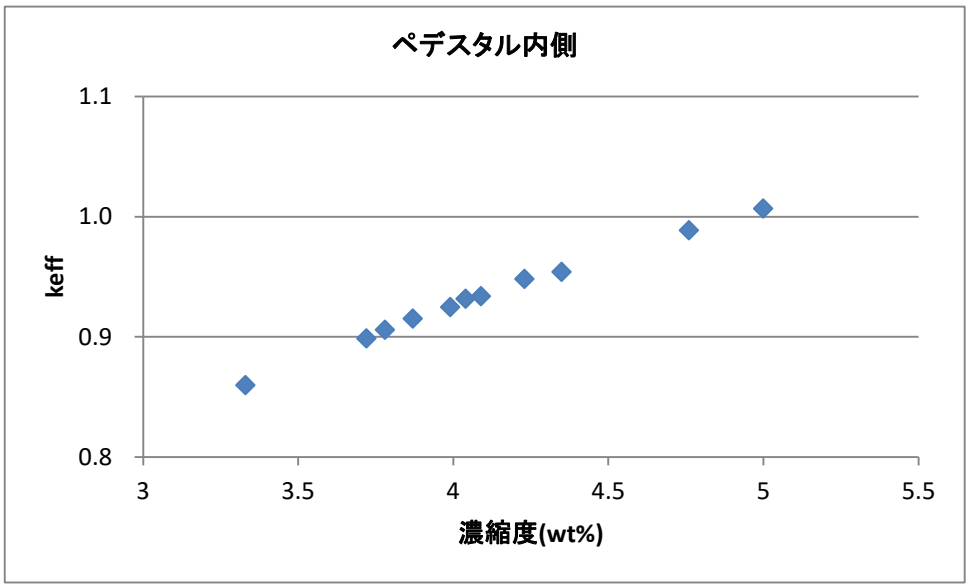


図 6-37　LHS で ^{235}U 濃縮度と円柱モデル半径を変動させた場合の濃縮度に対する k_{eff} の変化

6.4.5　核分裂数等の計算

6.4.5.1　動特性解析(AGNES-P)

(1) 計算方法

ペデスタル内部デブリに関して、6.4.4 項で keff の分布を求めた LHS ケースのそれぞれについて、SRAC-TWODANT 計算から求めた動特性パラメータを AGNES-P に入力し、出力(W)、エネルギー(J)、温度(℃)を計算した。核分裂数はエネルギーを ^{235}U の 1 核分裂あたりエネルギー3.2×10^{-11} J (200 MeV)で除算して算出した。

SRAC-TWODANT 計算結果を AGNES-P の入力パラメータに対応させて表 6-30 にまとめた。同表で、LHS ケース No.1～10 まで反応度が負の値であり、動特性解析が成立しない。そのため、基本形の条件でのみ計算を行い、結果をまとめた。

表 6-30 に示された反応度 1 次温度係数、反応度 2 次温度係数は、以下の方法で求めた。すなわち、10 通りの LHS ケースの各ケースで 5 通りの温度(25.6、50、100、200、300℃)の keff を算出した。25.6℃と各温度の 1/keff の差分をとり、実効遅発中性子割合 β eff で除算して $\Delta\rho$ を求め、同様に 25.6℃と各温度の温度差分 ΔT を求めた。ΔT - $\Delta\rho$ のプロットに対し、最小二乗法 2 次フィッティングにより 1 次および 2 次の温度係数を算出した。基本値の場合を表 6-31 と図 6-38 に一例として示す。

AGNES-P の入力ファイルでは CARD 9 の入力変数 MIXT で「粉体系の組成の数」として最大 3（組成）が設定可能で、それに続く CARD 10 でその MIXT で指定した数の各組成の密度、比熱、熱伝導率を設定する。本解析では、入力変数 MIXT を 3 とし、CARD 10 では燃料(UO_2)、構造材料(SUS316)、普通コンクリートの 3 組成の密度、比熱、熱伝導率を設定した。つまり、実際は、この 3 組成は溶けて固まっているが、入力の都合上、3 紛体の混合として設定した。

(2) AGNES-P 計算結果

AGNES-P 計算結果を図 6-39～図 6-41 及び表 6-32 に示す。表 6-32 に示すようにケース 1～10 が未臨界であったので、期待値の計算は行わなかった。

表 6-30　AGNES-P の入力パラメータとして利用される SRAC TWO-DANT 計算計算結果

AGNES-P 入力パラメータ　＼ LHS ケース	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
中性子寿命[sec]	3.70E-05	6.62E-05	6.01E-05	5.12E-05	3.98E-05	8.06E-05	7.46E-05	7.70E-05	5.38E-05	4.73E-05	5.04E-05
反応度[cent]	9.70E+01	-1.35E+03	-1.52E+03	-1.04E+03	-7.04E+02	-1.07E+03	-7.98E+02	-2.38E+03	-1.69E+02	-1.65E+03	-1.19E+03
領域 1 の反応度温度 1 次係数[cent/K]	-1.73E+00	-2.06E+00	-2.08E+00	-2.04E+00	-1.89E+00	-1.99E+00	-1.92E+00	-2.30E+00	-1.76E+00	-2.11E+00	-2.01E+00
領域 1 の反応度温度 2 次係数[cent/K^2]	6.71E-04	8.47E-04	8.31E-04	1.04E-03	7.35E-04	7.82E-04	7.54E-04	9.70E-04	6.68E-04	8.35E-04	8.20E-04
第 1 群遅発中性子割合	2.14E-04	2.15E-04	2.14E-04	2.14E-04	2.14E-04	2.16E-04	2.16E-04	2.15E-04	2.15E-04	2.14E-04	2.14E-04
第 2 群遅発中性子割合	1.44E-03	1.45E-03	1.45E-03	1.45E-03	1.44E-03	1.45E-03	1.45E-03	1.45E-03	1.45E-03	1.44E-03	1.45E-03
第 3 群遅発中性子割合	1.32E-03	1.33E-03	1.32E-03	1.32E-03	1.32E-03	1.33E-03	1.33E-03	1.33E-03	1.32E-03	1.32E-03	1.32E-03
第 4 群遅発中性子割合	2.68E-03	2.70E-03	2.70E-03	2.69E-03	2.69E-03	2.70E-03	2.70E-03	2.70E-03	2.69E-03	2.70E-03	2.69E-03
第 5 群遅発中性子割合	8.47E-04	8.54E-04	8.56E-04	8.54E-04	8.53E-04	8.51E-04	8.50E-04	8.60E-04	8.47E-04	8.59E-04	8.55E-04
第 6 群遅発中性子割合	3.04E-04	3.06E-04	3.07E-04	3.06E-04	3.06E-04	3.05E-04	3.05E-04	3.08E-04	3.04E-04	3.08E-04	3.07E-04
第 1 群先行核崩壊定数	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02	1.25E-02
第 2 群先行核崩壊定数	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02	3.06E-02
第 3 群先行核崩壊定数	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01	1.13E-01
第 4 群先行核崩壊定数	3.05E-01	3.06E-01	3.06E-01	3.06E-01	3.06E-01	3.05E-01	3.05E-01	3.06E-01	3.05E-01	3.06E-01	3.06E-01
第 5 群先行核崩壊定数	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.17E+00	1.18E+00	1.17E+00
第 6 群先行核崩壊定数	3.12E+00	3.13E+00	3.13E+00	3.13E+00	3.13E+00	3.12E+00	3.12E+00	3.13E+00	3.12E+00	3.13E+00	3.13E+00

表 6-31　ペデスタル内側デブリケースパラメータ基本値での反応度温度係数導出過程

	温度					
パラメータ	25.6	50	100	200	300	備考
ΔT(℃)	0	24.4	74.4	174.4	274.4	各温度-25.6℃
keff	1.0066551	1.0033326	0.99771923	0.98800117	0.97797585	計算結果
1/keff 差分	0.000E+00	-3.290E-03	-8.897E-03	-1.876E-02	-2.913E-02	1/keff25.6℃ - 1/keff 各温度
βeff	6.813E-03	6.812E-03	6.811E-03	6.810E-03	6.810E-03	計算結果
Δρ ($)	0.000E+00	-4.829E-01	-1.306E+00	-2.754E+00	-4.278E+00	(1/keff 差分)/βeff
Δρ(cent)	0.000E+00	-4.829E+01	-1.306E+02	-2.754E+02	-4.278E+02	Δρ($)*100

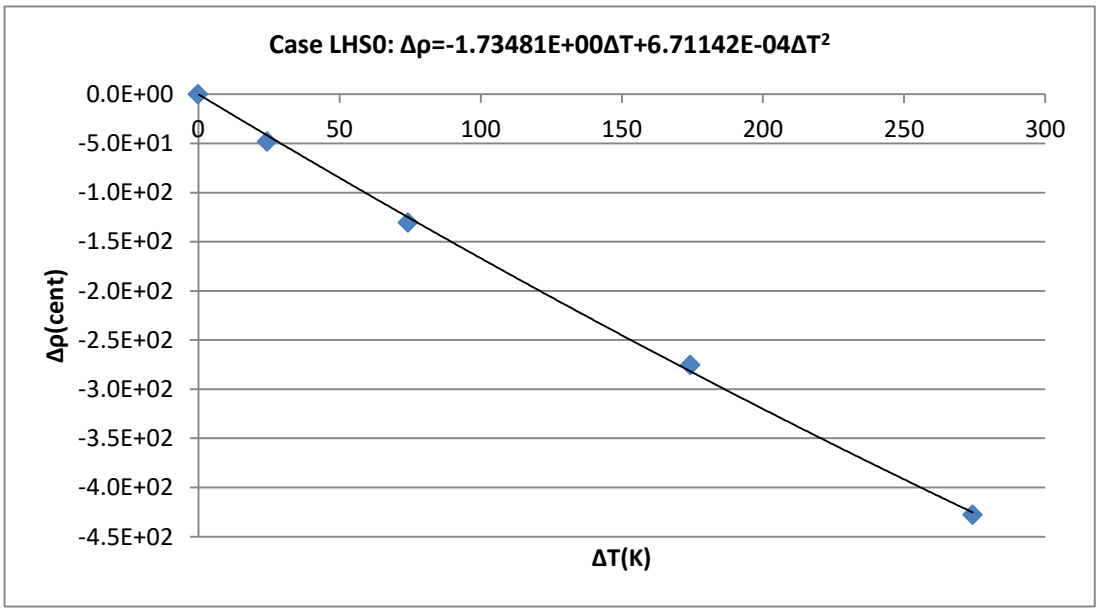


図 6-38　ペデスタル内側デブリケースでの反応度温度係数導出例

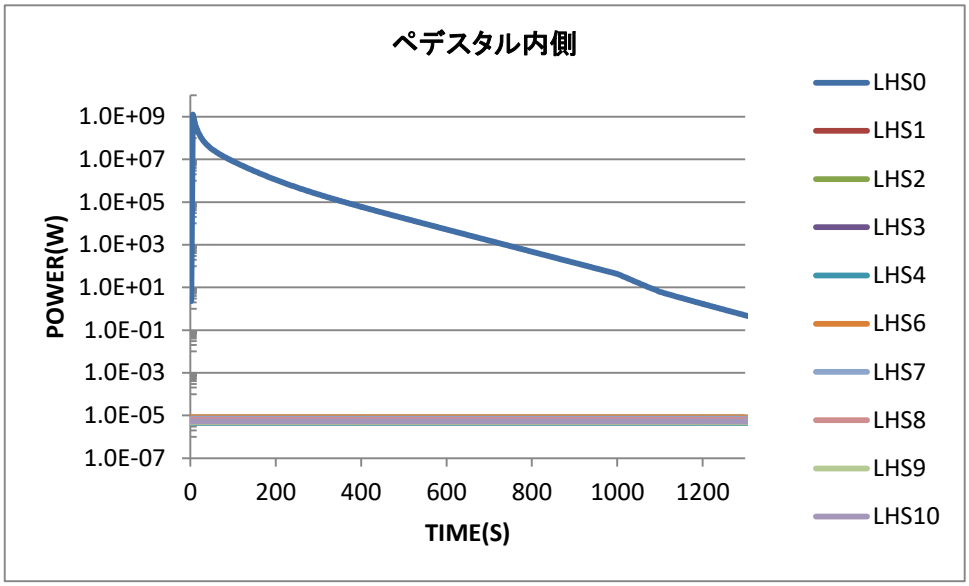


図 6-39　出力(W)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

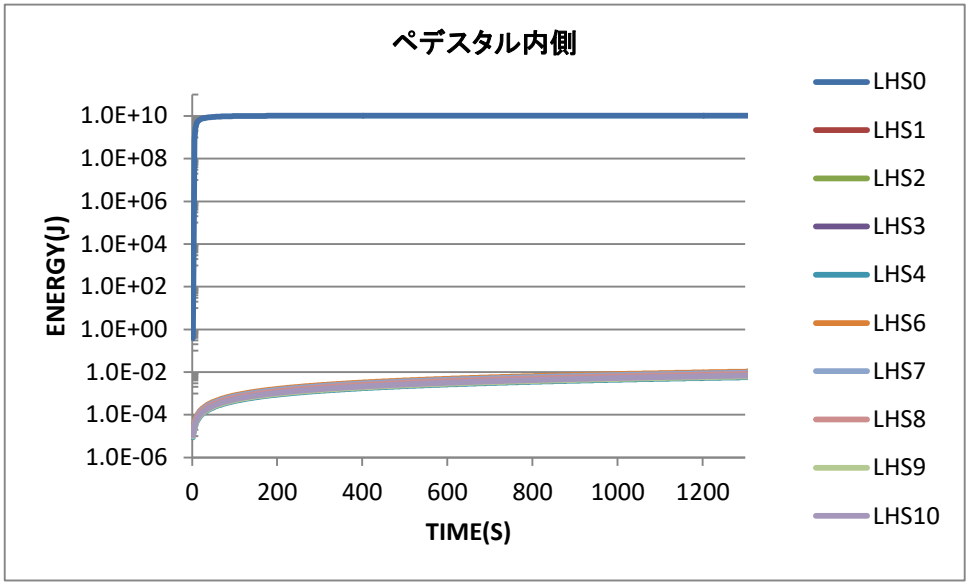


図 6-40　エネルギー(J)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

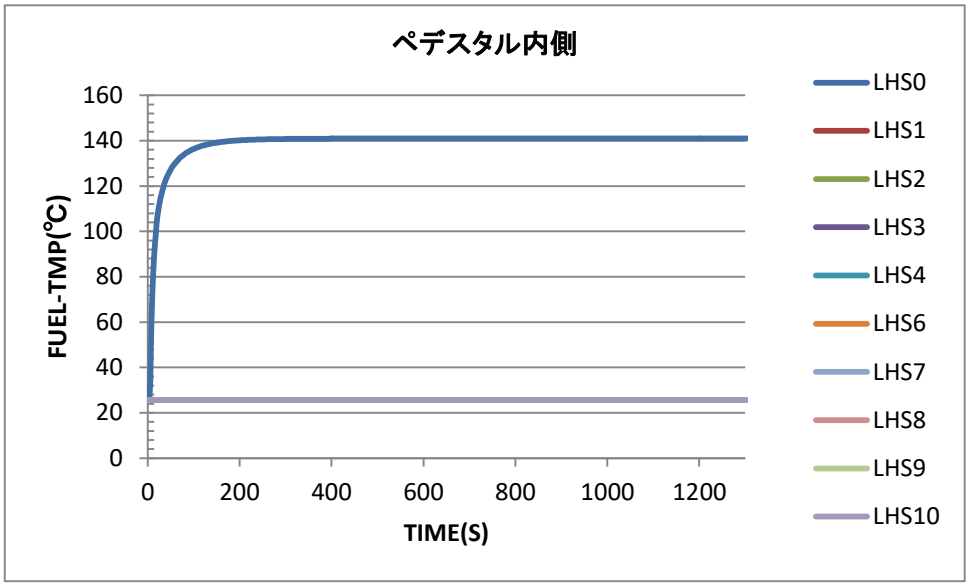


図 6-41　燃料温度(℃)の時間変化 AGNESP 動特性解析結果

表 6-32　ペデスタル内側デブリ臨界状態の出力、エネルギー、温度の最大値及びエネルギーから導出した核分裂数

	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	期待値(1-10)
POWER(W)	1.28E+09	6.78E-06	6.07E-06	5.41E-06	4.38E-06	8.47E-06	8.05E-06	7.25E-06	6.24E-06	4.73E-06	5.26E-06	-
ENERGY(J)	1.03E+10	1.36E-02	1.21E-02	1.08E-02	8.76E-03	1.69E-02	1.61E-02	1.45E-02	1.25E-02	9.46E-03	1.05E-02	-
FUEL-TMP(C)	1.41E+02	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	2.57E+01	-
核分裂数	3.20E+20	4.24E+08	3.80E+08	3.38E+08	2.74E+08	5.29E+08	5.03E+08	4.53E+08	3.90E+08	2.96E+08	3.29E+08	-

(備考)

- 出力 POWER(W)はピーク。エネルギー(J)と温度 FUEL-TMP(℃)は 1200 秒での値。
- U235 の 1 核分裂あたりエネルギー　　200　　[MeV]　⇒　　3.2E-11　[J]
- 灰色網掛けは添加反応度が負の値のケース
- ケース 1～10 が未臨界であったので、期待値の導出は行わない。

6.4.5.2　動特性解析(EUREKA-2)

EUREKA-2 入力ファイルに円柱モデル寸法、SRAC-TWODANT からの中性子寿命等を導入して、動特性解析を行うことを試みた。入力パラメータとして、通常の原子炉の水圧分布など、溶け落ちたデブリの 1F1 号炉の本解析の状態では適用する値がないものはコード添付のサンプルファイルの値を使用した。ゼロ設定でデフォルトになる場合はそのようにした。計算はエラーで中断され結果を得られなかった。最初の物理量である温度を変えた場合は、計算は流れ、次の物理量であるノード体積を設定した段階で、エラーにより計算停止した。本解析の体積設定に対して、適用値がない入力設定値を計算が流れるようにトライアンドエラーで調整することは困難であるため、計算を中止した。

6.4.5.3　簡易評価手法

簡易評価式は、6.3.5 項で示したものを使用する。

(1) 計算条件

LHS1～10 ケースの条件全てで未臨界となったので、期待値は求められないが、参考として 6.4.1.1 項で定めた基本形(ケース L0)に簡易評価を行った。

(2) 簡易評価手法計算結果

簡易評価結果を表 6-33 に示す。Yamane 式第 1 出力ピークの評価式$\hat{n}$ は、全パラメータセットで、2 次反応度温度係数α_2が負の値であり、評価式(表 6-18 下)でα_2を平方根に入れるため、答えが得られない。

Nordheim-Fuchs の式ではρ 0<β の設定で、計算結果 E が負となるため、不採用とした。Tuck, Olsen, Barbry, Nomura, Knemp-Duluc, Nordheim-Fuchs の式では核分裂数は 10^{19}～10^{20} の範囲となり、動特性解析で導出した基本形円柱モデルの核分裂数 3.2×10^{20}(表 6-32) は、その範囲内に入る。

表 6-33　簡易評価手法による出力、核分裂数

No.	出力			核分裂数					
	第 1 ピーク近傍 Ep	単調的減少領域　Ep	第 1 出力ピークの評価式 n (W)	Tuck の式	Olsen の式	Barbry の式	Nomura の式	Knemp-Dulluc の式	Nordheim-Fuchs の式
L0	-(注 1)	-	-(注 2)	4.4848E+21	2.8421E+19	6.1316E+20	1.1660E+21	5.8500E+23	-(注 3)

(注 1)ρ0<1 で、Ep<0 となるので、不採用。

(注 2) 2 次温度係数が負の値となり、式中の平方根に負の値が入ることになるので結果は得られない。

(注 3)ρ0<β のため、E<0 となるので、不採用。

6.4.6　臨界リスクの計算

ペデスタル内側デブリでは、LHS1～10 ケースの全てが未臨界という結果になったので、以下の方法を使って臨界リスクを算出した。図 6-42 に図 6-37 で示した濃縮度と keff 値の関係図に LHS コードで 10 ケースの濃縮度を生成した際に使用した確率密度関数(NORMAL)を重ねて図示した。

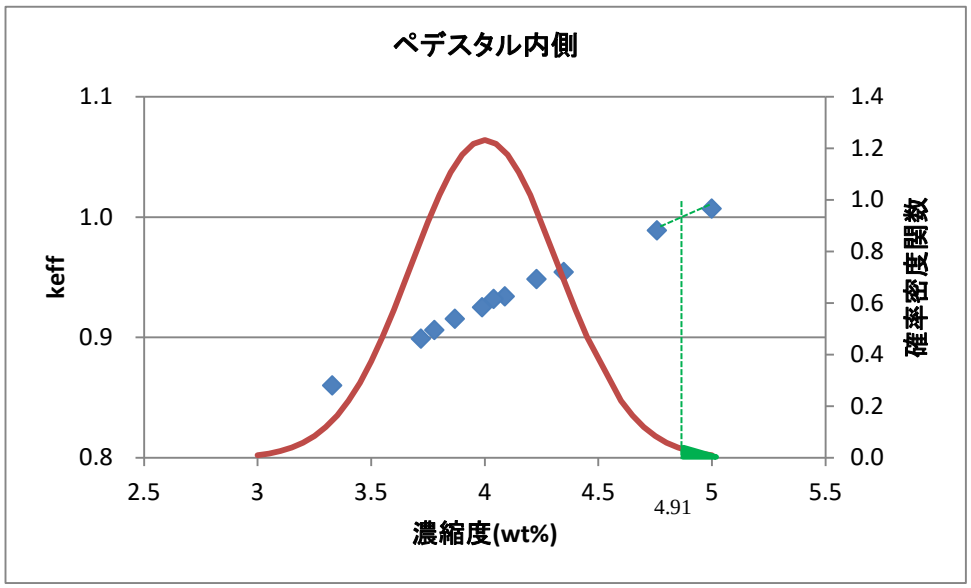


図 6-42　keff≧1 となる累積確率の導出

① 直線内挿により keff=1 となる濃縮度は 4.91wt%と導出した。

② 4.91wt%より大きい部分の累積分布確率を求めたところ 0.0024356(図中緑三角面積)であった。

③ 表 6-32 で求めた基本形円柱モデル(ケース 0)の核分裂数は 3.20×10^{20} であり、この確率を 0.0024356 とした。

④ 臨界リスク(核分裂数)R を下式で求めた。

$R=3.20\times10^{20}\times0.0024356 = 7.77\times10^{17}$

以上の方法により導出した臨界リスクと簡易評価手法で求めた臨界リスク期待値を表 6-34 にまとめた。

表 6-34　ペデスタル内側デブリ臨界リスク期待値

手法	評価対象	期待値
動特性解析	出力(W)	解なし
	温度(℃)	解なし
	核分裂数	7.77E+17
簡易評価		解なし

6.5 ペデスタル外側デブリの解析

6.5.1 中性子無限増倍率 k_{inf} 及び実効増倍率 k_{eff} の計算

6.5.1.1 MVP-II 計算

(1) 計算方法

ペデスタル外側デブリに関し、公開資料に示された構成（燃料、構造材、コンクリート）と水が混合した状態を円柱モデルとする。k_{eff} が 1 に最も近い水の混合量をサーベイして燃料、構造材、コンクリート、水の体積割合と円柱モデル半径を見出すこととする。コード上、燃料、構造材、コンクリート、水は均一として扱われる。表 6-35～表 6-42 に水混合量を 0、5、7、8、10、12、15、20ton と想定した場合の半径を示す。円柱モデル高さは半径の 2 倍とする。

表 6-35　円柱モデルの仮定(水混合量 0ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0717	28850010.603	166.21	332.42
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1446			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.7837			
水	0	1.0	0	0.0000			

出所:　水を除く重量(表 6-2)、密度(表 6-9)以下同じ

表 6-36　円柱モデルの仮定(水混合量 5ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0611	33864829.393	175.33	350.66
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1232			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.6676			
水	5	1.0	5014818.79	0.1481			

表 6-37　円柱モデルの仮定(水混合量 7ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0577	35870756.909	178.73	357.45
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1163			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.6303			
水	7	1.0	7020746.305	0.1957			

表 6-38　円柱モデルの仮定(水混合量 8ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0561	36873720.667	180.38	360.75
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1131			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.6131			
水	8	1.0	8023710.063	0.2176			

表 6-39　円柱モデルの仮定(水混合量 10ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0532	38879648.182	183.59	367.18
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1073			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.5815			
水	10	1.0	10029637.58	0.2580			

表 6-40　円柱モデルの仮定(水混合量 12ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0506	40885575.698	186.69	373.39
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.1020			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.5530			
水	12	1.0	12035565.09	0.2944			

表 6-41　円柱モデルの仮定(水混合量 15ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0471	43894466.972	191.17	382.33
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.0950			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.5151			
水	15	1.0	15044456.37	0.3427			

表 6-42　円柱モデルの仮定(水混合量 20ton の場合)

ペデスタル外側	重量(ton)	密度(g/cm^3)	体積(cm^3)	体積割合	合計体積(cm^3)	半径(cm)	高さ(cm)
燃料(UO_2)	22	10.6312	2069380.691	0.0423	48909285.761	198.18	396.37
構造材成分	33	7.91	4171934.26	0.0853			
コンクリート成分	52	2.3	22608695.65	0.4623			
水	20	1.0	20059275.16	0.4101			

評価体系を図 6-43 に示す。

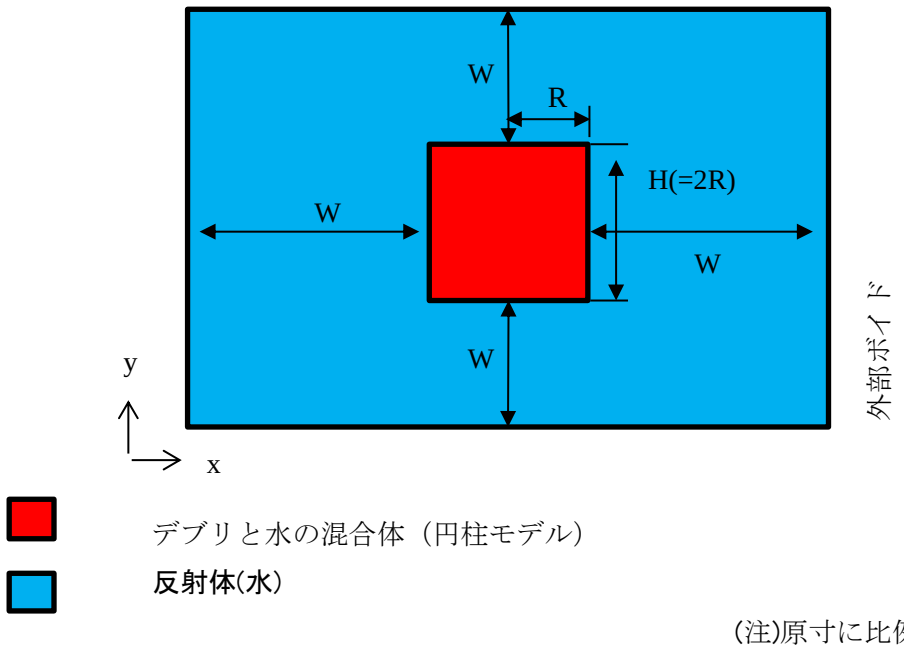


図 6-43　MVP 評価体系

デブリと水の混合体(円柱モデル)半径 R と高さ H: (表 6-35～表 6-42)

濃縮度: 5wt%

W: 150cm

(2) MVP 計算結果

ペデスタル外側デブリの想定円柱モデルで、水混合量を変化させた場合の k_{eff} 値 MVP 計算結果を表 6-43 と図 6-44 に示す。図 6-44 は、水混合量を変化させても、k_{eff}=0.8742 がピークの曲線となった。これは、ペデスタル外側デブリの想定では水混合量を変化させても k_{eff}=1 に達する条件がないことを示す。

表 6-43　水混合量を変化させた場合の keff 値 MVP 計算結果

水混合量(ton)	keff	相対誤差
0	0.797337	0.0131%
5	0.862730	0.0100%
7	0.870841	0.0094%
8	0.872623	0.0092%
10	0.874205	0.0089%
12	0.873830	0.0084%
15	0.869196	0.0080%
20	0.857389	0.0074%

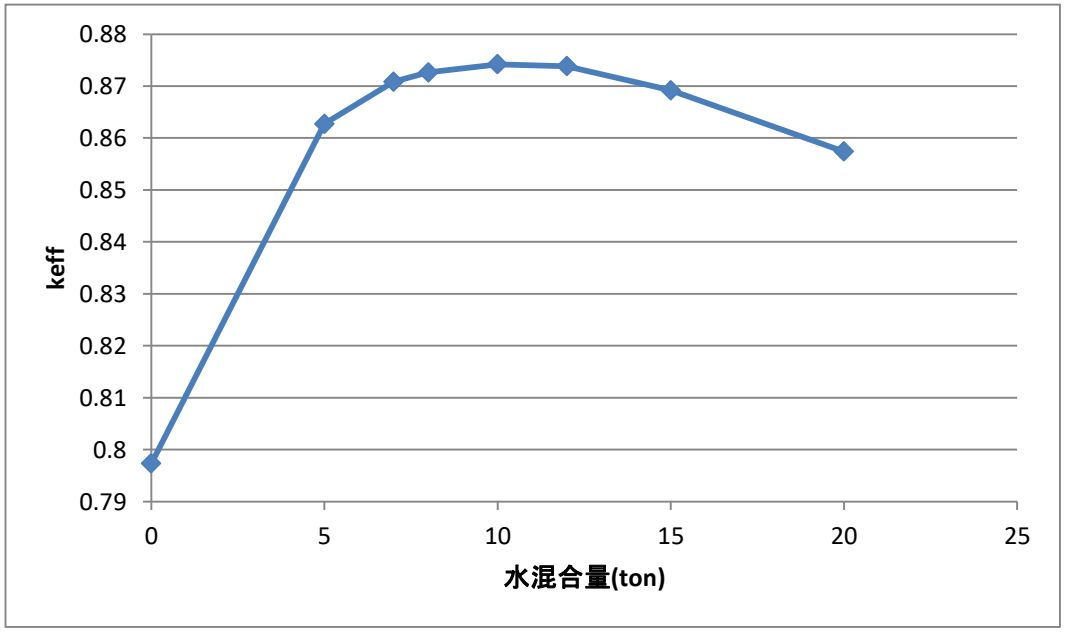


図 6-44　ペデスタル外側デブリ代表値に対し水混合量を変化させた場合の k_{eff} 変化

6.5.1.2　SRAC-TWODANT 計算

6.5.1 項において、k_{eff}=1 に達する条件がなかったので、本計算は行わず、次項 OPT-DANT による最適濃度分布計算を行う。

6.5.2 OPT-DANT による最適濃度分布計算

6.5.1 項の均質計算では、keff=1 に達する条件がなかったため、6.5.1 項の計算で keff が最も高かった(keff=0.8742)、水混合量 10ton、円柱半径 183.59cm の条件(表 6-39)を用いて OPT-DANT 計算を行い、最適濃度分布の時の k_{eff} 値を調査する。

(1) 計算条件

ペデスタル外側デブリに関する OPT-DANT 計算を以下の手順で行った。

① デブリ半径 183.59cm、高さ 367.18cm

② 断面積ライブラリ JENDL3.3

③ 燃焼チェーンライブラリ u4cm6fp50bp16T

④ ^{235}U 濃縮度が 100、70、40、10、5、4、3、0wt%となる 8 通りの ^{235}U、^{238}U、O の原子個数密度を算出し、各 SRAC 計算を行った。上述の濃縮度は、それぞれ ^{235}U 濃度 0.4978、0.3473、0.1978、0.0493、0.0246、0.0197、0.0148、0.0g/cm^3 に相当する。

⑤ OPT-DANT に付属している FIT を使用して、SRAC 計算で生成した断面積ファイルを OPT-DANT で使用可能な断面積ファイルに変換した。

⑥ OPT-DANT により最適濃度分布計算を行った。メッシュは半径方向に 10 分割、軸中点から軸方向 10 分割とした。6.5.1.1 項で ^{235}U 濃縮度を 5wt%と設定したことから均一状態の ^{235}U の濃度を 0.0246g/cm^3(濃縮度 5wt%相当)、最大濃度 0.0296g/cm^3(濃縮度 6wt%相当)、最小濃度 0.0197g/cm^3(濃縮度 4wt%相当)と設定し計算を実施した。

(2) OPT-DANT 計算結果

図 6-45 に繰返し回数に対し、k_{eff} が変化し最大値に収束する様子を示す。k_{eff}=0.95007 で収束する結果となった。図 6-46 と図 6-47 に繰返し 1 回目と収束した 32 回目の濃度分布を示す。初期設定の均一状態の濃度 0.0246g/cm^3 から、円柱中心付近の濃度が増加していく様子が見て取れる。

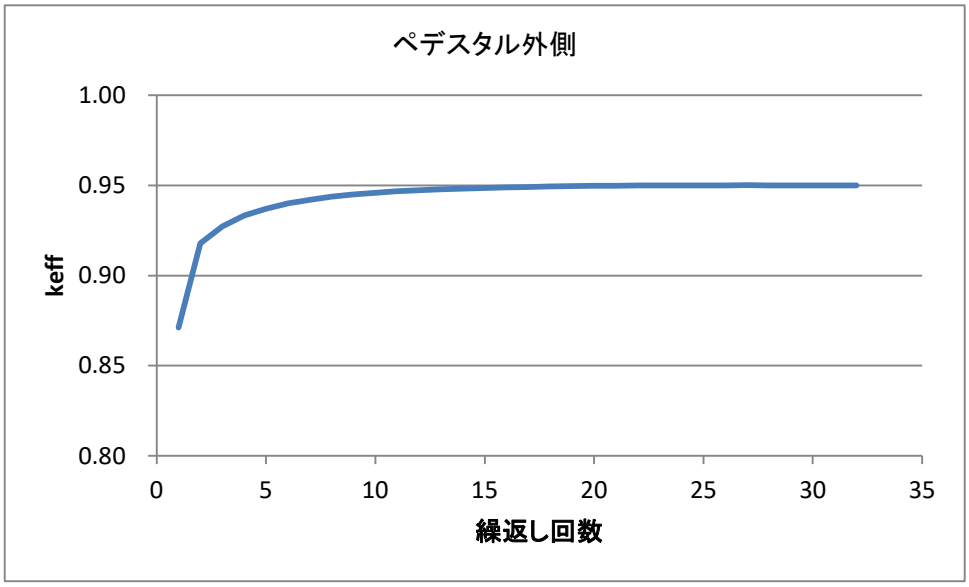


図 6-45　OPT-DANT 計算結果 繰返し回数に対する keff 値の変化

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	2.37E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.35E-02	2.35E-02
173.29	2.41E-02	2.39E-02	2.38E-02	2.37E-02	2.37E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02
154.03	2.47E-02	2.44E-02	2.42E-02	2.40E-02	2.39E-02	2.37E-02	2.37E-02	2.36E-02	2.36E-02	2.36E-02
134.78	2.54E-02	2.50E-02	2.46E-02	2.43E-02	2.41E-02	2.39E-02	2.38E-02	2.37E-02	2.36E-02	2.36E-02
115.52	2.63E-02	2.56E-02	2.51E-02	2.46E-02	2.43E-02	2.40E-02	2.38E-02	2.37E-02	2.36E-02	2.36E-02
96.27	2.72E-02	2.63E-02	2.56E-02	2.50E-02	2.45E-02	2.42E-02	2.39E-02	2.38E-02	2.36E-02	2.36E-02
77.02	2.80E-02	2.69E-02	2.60E-02	2.53E-02	2.48E-02	2.44E-02	2.40E-02	2.38E-02	2.37E-02	2.36E-02
57.76	2.88E-02	2.75E-02	2.64E-02	2.56E-02	2.50E-02	2.45E-02	2.41E-02	2.39E-02	2.37E-02	2.36E-02
38.51	2.93E-02	2.78E-02	2.67E-02	2.58E-02	2.51E-02	2.46E-02	2.42E-02	2.39E-02	2.37E-02	2.36E-02
19.25	2.95E-02	2.80E-02	2.69E-02	2.59E-02	2.52E-02	2.46E-02	2.42E-02	2.39E-02	2.37E-02	2.36E-02
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-46　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(繰返し回数 1)

(注)図 6-46 と図 6-47 の濃度数値の各枠には値に応じた共通のグラデーションをかけた。

0 は円柱中心（軸方向も中点）を意味する。

軸方向(cm)	^{235}U濃度(g/cm^3)									
192.54	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.09E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
173.286	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	1.06E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
154.032	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
134.778	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	0.00E+00	0.00E+00
115.524	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	0.00E+00
96.27	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02
77.016	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02
57.762	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02
38.508	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02
19.254	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02	2.96E-02
0	60.89	86.11	105.46	121.77	136.15	149.14	161.09	172.21	182.66	192.54
	半径方向(cm)									

図 6-47　OPT-DANT による ^{235}U 濃度分布計算結果(収束時、繰返し回数 32)

6.5.3　臨界となる条件が無いことによる評価の打ち切り

6.5.1.1 項において、keff=1 に達する条件が見いだされなかったため、SMORES による keff 最大値計算、keff の最尤値と分布の計算（LHS によるパラメータ分布生成及び SRAC-TWODANT 計算）、核分裂数等の計算（AGNES-P による動特性解析、EUREKA-2 による動特性解析、簡易評価手法）、及び臨界リスクの計算は実施しなかった。

6.6 まとめ

解析結果と今後の課題を以下にまとめる。

(1) 解析結果

- 公開資料から得られた 1F1 号機の構造、デブリ構成の情報に基づいて、水張り時の燃料デブリの再臨界リスク評価を試みた。評価手法の適用性を確認する必要があるため、デブリの配置に関して中性子実効増倍率が高くなるような仮想的な条件を想定し、RPV 底部、ペデスタル内側、及びペデスタル外側において、円柱モデルを仮定して、以下の解析行った：MVP-II、SRAC-TWODANT による実効増倍率 keff の計算、OPT-DANT による最適濃度分布計算、LHS により濃縮度・円柱モデル半径を変動させた SRAC-TWODANT 計算による keff の最尤値と分布の計算、AGNESP による動特性解析、簡易評価。これらの解析により、臨界リスクを総核分裂数等で評価した。
- 上述の解析のうち、RPV 底部では総核分裂数の範囲が 10^{18}～10^{22} の範囲で求められた。これらの値は計算手法に依存しているので、個々の手法の適用性について詳細な検討を進めることで、より範囲を狭めることが可能であると考えられる。一方、ここではデブリの配置について仮想的な条件が成立した場合に限定していることから、これらの値は条件付き確率の基での評価値となっていることに留意すべきである。このような条件を課さなければ、未臨界と評価されるケースが多く、総核分裂数はもっと小さい値（もしくはゼロ）と、現状では評価される可能性がある。
- ペデスタル内部では LHS から得た 10 ケースの濃縮度、半径の組合せでは、臨界に達するものがなかった。このような場合に、濃縮度に対する確率密度分布の性質に着目してリスクを算出する方法を試みた。
- ペデスタル外部での計算では、MVP-II による実効増倍率 keff 計算と OPT-DANT による最適濃度分布計算で、臨界になる条件がないという結果となった。

(2) 課題

- ペデスタル内側デブリ計算では、今回 LHS で生成した 10 ケースの計算では、keff<1 であったが、濃縮度と keff に強い相関がみられたので、臨界となる条件を含むようなケースを生成するように、LHS のケース数を十分に多くとる必要がある。しかし、ケース数が十分であることを確認する判断基準については、別途検討する必要がある。
- 以下の一部のコードで解析を実施できなかった。コードが想定する適用範囲と、デブリの再臨界条件の範囲とが合っていない可能性があるので、これらのコードを継続して使用するのであれば、適用範囲について確認する必要がある。
- SMORES 計算では、RPV 底部デブリ、ペデスタル内側デブリともに収束せず計算が成立しないという結果になった。
- EUREKA-2 計算では、RPV 底部デブリ、ペデスタル内側デブリの両計算に対応する設定はしたものの、それ以外にノードの水圧の分布など、溶け落ちたデブリを対象とする本

計算で適用する値がないものがあり、コード添付のサンプルの値を使用したが、計算は成立しなかった。

第 7 章　臨界によるリスクの評価支援ツールの整備

本章では、臨界によるリスクの評価支援ツールの整備の一環として行った、リスク評価のガイダンス機能、環境影響評価機能の追加等について報告する。

7.1　臨界リスク評価支援ツール改良の概要

7.1.1　目的及び概要

(1) 目的

福島第一原子力発電所の燃料デブリの再臨界リスクの評価を支援する目的で H27 年度に試作した評価支援ツール（RESTORE）に、空間線量評価機能の追加、ガイダンス機能の追加及びインターフェイスの改良を行った。

(2) 概要

1）リスク支援評価ツール RESTORE に以下の機能を追加した。

・想定起因情報
・簡易評価手法の評価式
・空間線量評価
・解析コード追加
・コード管理

2）インターフェイス改良

3）ガイダンス・ヘルプ機能を追加

7.1.2　改良した機能の概要

7.1.2.1　機能追加

(1) 想定起因情報

想定起因情報テーブルを拡張し、以下の項目を保持できるようにした

・シナリオ
・検討必要性
・根拠
・評価結果

各項目には、以下の内容が入力される。

シナリオには、ブレーンストーミングで得られた想定や会議で検討された事象を記載する。

検討必要性は、上記のシナリオが、実際に起こる可能性があると判断した場合、検討必要性有りとする。起こる可能性が無いと判断した場合、検討必要性無しとする。判断をしていない場合を、未判定とする。

根拠には、検討必要性の有無を判断した根拠を記載する。

(2) 簡易評価手法の評価式

1) 概要

簡易評価コードに Nordheim-Fuchs の評価式を追加した

臨界時放出エネルギーの評価式は以下の通りである。

$$E = \frac{2(\rho 0 \ - \ \beta)}{\alpha K}$$

「簡易評価手法」コードは、表 7-1 の上から 6 種類の評価手法を用いて、臨界事故時の総核分裂数、あるいはこれに相当する核分裂積算出力を算出するコードとして昨年度新規作成された。開発言語として FORTRAN90 を用いている。

今回、温度フィードバック反応度の温度依存性がほぼ線形である場合への対応として、Nordheim-Fuchs 評価式を追加した。

表 7-1　「簡易評価手法」コード一覧

提案者	出力項目
Tuck	総核分裂数
Olsen	総核分裂数
Barbry	総核分裂数
Nomura	総核分裂数(Non-boiling,boiling)
Knemp-Duluc	総核分裂数(Non-boiling,boiling をそれぞれ２種類)
Yamane	核分裂積算出力
Nordheim-Fuchs	最大値、エネルギー

2) 評価手法

Yamane 以外の５種類の評価手法を表 7-2 に示す。各変数の内容は、次節の変数一覧を参照。

表 7-2　「簡易評価手法」コード変数一覧

提案者	評価式
Tuck	$F_T = V \times 10^{17}$
Olsen	$F_B = 2.95 \times 10^{15} \cdot V_B^{0.85}$ $F_P = 3.2 \times 10^{18} \cdot (1 - t^{-0.15})$ $F_T = F_B + F_P$
Barbry	$F_T = \dfrac{V \cdot t}{3.55 \times 10^{-15} + 6.38 \times 10^{-17} t} \quad (t \leq 600s)$
Nomura	$F_T = 2.6 \times 10^{16} V \qquad (Non - boiling)$ $F_T = 6 \times 10^{16} V \qquad (boiling)$
Knemp-Duluc	$F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot V \cdot d_{sol} \cdot \left(1 + \dfrac{k \cdot h \cdot t}{4.184 \times 10^5 \cdot d_{sol} \cdot V^{\frac{1}{3}}}\right)$ or $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot m_{sol} \cdot \left(1 + \dfrac{k \cdot h \cdot t}{4.184 \times 10^5 \cdot {d_{sol}}^{2/3} \cdot {m_{sol}}^{\frac{1}{3}}}\right) \quad (Non - boiling)$ $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot V \cdot d_{sol} + 8 \times 10^{16} \cdot [V - V_c(\phi)] \cdot d_{H2O}$ or $F_T = 1.3 \times 10^{16} \cdot m_{sol} + 8 \times 10^{16} \cdot [m_{sol} - m_c(\phi)] \qquad (boiling)$
Nordheim-Fuchs	$\hat{n} = \dfrac{(\rho_0 - \beta)^2}{2\alpha K l}$ $E = \dfrac{2(\rho 0 - \beta)}{\alpha K}$

Yamane の評価式による核分裂エネルギーで表す総核分裂数を以下に示す。

表 7-3　Yamane の評価式

適用範囲	評価式
第 1 出力ピーク近傍	$E_p = \dfrac{2(\rho_0 - \beta)}{\alpha K}$
単調的減少領域	$E_d = \dfrac{n_{pe}}{\lambda_1} \qquad n_{pe} \cong \dfrac{\lambda\beta}{\alpha K}$
プラトー領域	E_c=冷却出力×経過時間
合計	$E_{total} = E_p + E_d + E_c$

また、第 1 ピーク出力の評価式は次の通りである。

$$\hat{n} = \frac{2}{3\sqrt{\alpha_2}K\ell}\left(1 - \frac{3}{2}\left(\frac{\alpha_2 A^2}{\rho_0 - \beta + \alpha_2}\right)^{\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}\left(\frac{\alpha_2 A^2}{\rho_0 - \beta + \alpha_2}\right)^{\frac{3}{2}}\right)$$

ここで、

$$\mathrm{A} = \frac{\alpha_1}{2\alpha_2}$$

$$\lambda = \left(\frac{1}{\beta}\sum_i \frac{\lambda_i}{\beta_i}\right)^{-1}$$

3) 変数一覧
プログラムの変数の一覧を表 7-4 に示す。

表 7-4　プログラムの変数の一覧

変　数　名	記　号	内　　容
pa_d	D	燃料溶液の直径(cm)
pa_h	H	燃料溶液の高さ(cm)
pa_v	V	燃料液体の体積(liter)
pa_dsol	d_{sol}	燃料液体の密度(g/cm^3)
pa_t	t	事故の経過時間(sec)
pa_rho0	ρ_0	Yamane 式初期余剰反応度($)
pa_w	W	Yamane 式冷却出力(W)
ya_beta	β	Yamane 式実効遅発中性子割合(－)
pa_nr	ℓ	Yamane 式中性子再生時間(sec)
ya_ram	λ	Yamane 式先行核の崩壊定数(1/s)
pa_a1	α_1	Yamane 式１次反応度温度係数(1/℃)
pa_a2	α_2	Yamane 式２次反応度温度係数(1/℃)
pa_k	K	Yamane 式熱容量の逆数(℃/J)
pa_keff	K_{eff}	Yamane 式 (k_{eff})
pa_knempk	k	Knemp 式幾何形状で定まる定数
pa_kinf	k_{inf}	Yamane 式(k_{inf})
wk_msol	m_{sol}	全質量(kg) (=σ.V)
ya_npe	n_{pe}	Yamane 式(n_{pe})
ya_nhat	$\hat{n}$	Yamane 第１出力ピーク($\hat{n}$)
pa_htc	h	熱伝達係数(W/(m^2. ℃)
pa_vcphai	$V_c(\phi)$	最小臨界体積(liter)
pa_mcphai	$m_c(\phi)$	最小臨界質量(kg)
pa_dh2o	d_{H2o}	水の密度(kg/l) (=0.99799)
ya_ep	E_p	Yamane 式(E_p)
ya_ed	E_d	Yamane 式(E_d)
ya_ec	E_c	Yamane 式(E_c)
ya_etot	E_{total}	Yamane 式(E_{total})
ya_k	k	Yamane 式(k_{eff})なければ(k_{inf})
ya_rho0	ρ_0	Yamane 式(ρ_0)
pa_beta(6)	β_1~β_6	遅発中性子割合(－)
pa_ram(6)	λ_1~λ_6	崩壊定数(1/s)
ft_nomura(2)	F_T	総核分裂数
ft_knemp(4)	F_T	総核分裂数
ft_tuck	F_T	総核分裂数
ft_olsen	F_T	総核分裂数
ft_barbry	F_T	総核分裂数
fb_olsen	F_B	総核分裂数
fb_olsen	F_B	総核分裂数
pkf_nf	$\hat{n}$	Nordheim-Fuch 式最大値
ene_nf	E	Nordheim-Fuch 式エネルギー

(3) 空間線量評価

1) 概要

被ばく影響算出コードは、放射線の影響評価コードで得られた核分裂生成物が環境へ放出される時期、量、種類等から簡易式を用いて、被ばく影響を算出するコードであり、開発言語は FORTRAN90 である。

2) 計算式

線量評価方法は、次の通りである。。

$$\mathrm{E} = \mathrm{N} \times \mathrm{D(T)} \times \frac{(T+a)^2}{R^2}$$

ここで、

E ： 作業場所における線量率[μSv/h]

N ： 核分裂率[fissions/sec]

T ： 線源から作業場所までのコンクリートの合計厚さ[cm]

D(T) ：コンクリート厚さ T[cm]における 1 核分裂あたりの線量率[μSv/h/fissions/sec]

R ： 線源から作業場所までの距離[cm]

a ： 線源からコンクリートまでの距離[cm]

上記の評価方法を使用して線量を算出する。

3) 変数一覧

プログラムの変数の一覧を表 7-5 に示す。

表 7-5 プログラムの変数の一覧

記号	名称	単位	変数名
E	作業場所における線量率	μSv/h	out_e
N	核分裂率	fissions/sec	pa_n
T	線源から作業場所までのコンクリートの合計厚さ	cm	pa_t
D(T)	コンクリート厚さ T[cm]における 1 核分裂あたりの線量率	μSv/h/ fissions/sec	wk_d
R	線源から作業場所までの距離	cm	pa_r
a	線源からコンクリートまでの距離	cm	pa_a

(4) 解析コード追加

放射線の空間線量率評価を行うため新しい解析コードを追加した。

・MELCOR

シビアアクシデント進展解析コード。原子炉建屋内への影響を評価する。

・ART-MOD2

シビアアクシデント時の原子炉冷却系及び格納容器内の核分裂生成物（FP）エアロゾルの挙動を解析することを目的として、確率論的リスク評価解析用に開発された。原子炉建屋内への影響を評価する。

・RASCAL

原子炉事故時のソースターム、放射性物質の放出と移流・拡散、及び被曝影響を解析評価する。屋外への影響を評価する。

(5) コード管理

RESTORE の管理メニューに各解析コードのライセンス管理機能を追加した。

ライセンス管理機能では、コード名、コード配布先（入手先）、登録日、ライセンス取得者、その他（特記事項）を入力でき保存、管理することができる。

7.1.2.2 ユーザーインターフェイス改良

臨界リスク評価支援ツール RESTORE の試作品を実際に使用することで明らかとなった問題点の改善や操作性向上のための改良をおこなった。主な項目を下記に示す。

- 数字を表記する際の指数と標準の切り替え機能の追加
- 直近で参照していた時刻のセルを表示する機能の追加
- セル情報参照中に 3D 形状を見ているときの、XYZ 軸の消失を解消
- 作成したセル（形状）情報の再利用機能の追加

7.1.2.3 ガイダンス機能

燃料デブリの再臨界リスクの評価を、評価支援ツール RESTORE を用いて容易に評価ができるようにするために、ガイダンス機能を追加した。

指示に沿って操作することにより、評価解析まで実施して RESTORE のデータベースに結果を登録できるようにガイダンスを表示する。

画面操作に関しては、F１ キーを押下することにより、ヘルプ機能が起動して、操作方法についての説明をみることができる。

7.1.3 まとめ

本作業で得られた成果と今後の課題を以下にまとめる。

(1) 成果

最初の試作版に比べて、ユーザーインターフェイスを含め、だいぶ使い勝手が向上した。また、機能が追加されることにより、便利になった。

(2) 課題

6.1「水張り時を想定した臨界事故影響評価の試行」の臨界事故評価コードの精度検証に係る解析で RESTORE を使用したように、改良された RESTORE も使用することにより、改善点や必要な機能が出てくると思われる。

7.2　支援ツールの使用手順

7.2.1　インストール方法

7.2.1.1　動作環境・開発環境

(1) 動作環境設定について

「ＲＥＳＴＯＲＥ」を動作させるには、次の環境が必要である。

ＯＳ　　：Windows 7　64 ビット版　以降
ＨＤＤ　　：512GB 以上
メモリ　　：16GB 以上
画面解像度：1600×900 以上

(2) 開発環境について

「ＲＥＳＴＯＲＥ」の開発環境は以下の通りである。

ＯＳ　　：Windows 7　Professional 64 ビット
開発ツール　　：Visual Studio 2013
言語　　：C#
ＤＢ　　：ＭｙＳＱＬ５．７
ＤＢ接続ドライバ　　：ＭｙＳＱＬ　Ｃｏｎｎｅｃｔｏｒ６．９．８
評価モジュール実行ツール　：ＣｙｇｗｉｎＸ８６＿６４

7.2.1.2　「ＲＥＳＴＯＲＥ」のセットアップ

(1) セットアップアプリケーションについて

「ＲＥＳＴＯＲＥ」を動作させるために、次のアプリケーションソフトをセットアップする。

①ＭｙＳＱＬ５．７

②ＭｙＳＱＬ　Ｃｏｎｎｅｃｔｏｒ６．９．８

③ＣｙｇｗｉｎＸ８６＿６４

これらのソフトをインストール後、「ＲＥＳＴＯＲＥ」をインストールする。

　セットアップ作業にはＣＤ内の「RESTORE_ツール」フォルダにあるアプリケーションを使用する。

・「RESTORE_ツール」フォルダ内容

①Src :プログラムソース（インストールでは未使用）

②Tools：RESTORE セットアップツール

・Cygwin：Cygwin セットアップ用プログラム

・Dumps：納品時データベース（インストールでは未使用）

・MySQL：MySQL 環境セットアップ用プログラム

・table_create.sql：データベースインストール用ＳＱＬ

・RESTORE：「RESTORE」プログラム本体

(2) 各アプリケーションのセットアップ

7.2.1.3　ＭｙＳＱＬのインストール

(1) ＭｙＳＱＬ５．７のインストール

①mysql-connector-net-6.9.8.msi をクリックする。

②「I accept the license terms」をチェックして、「Next >」ボタンを押下する。

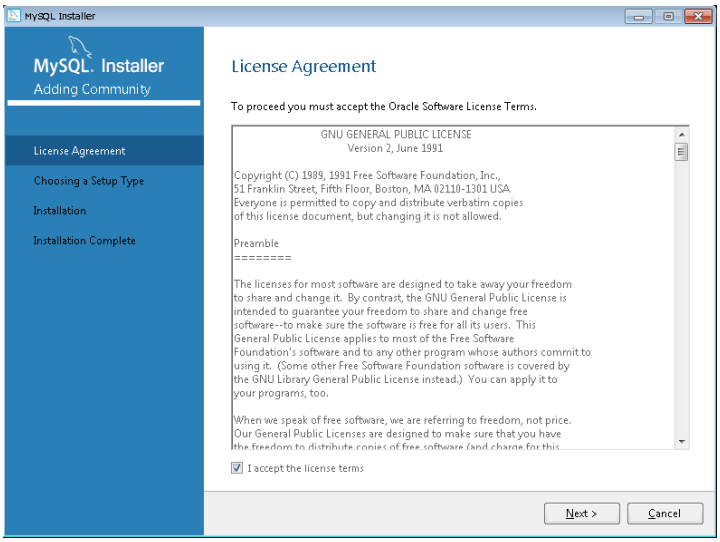


図 7-1　ライセンスチェック

③「Server only」を選択して、「Next >」ボタンを押下する。

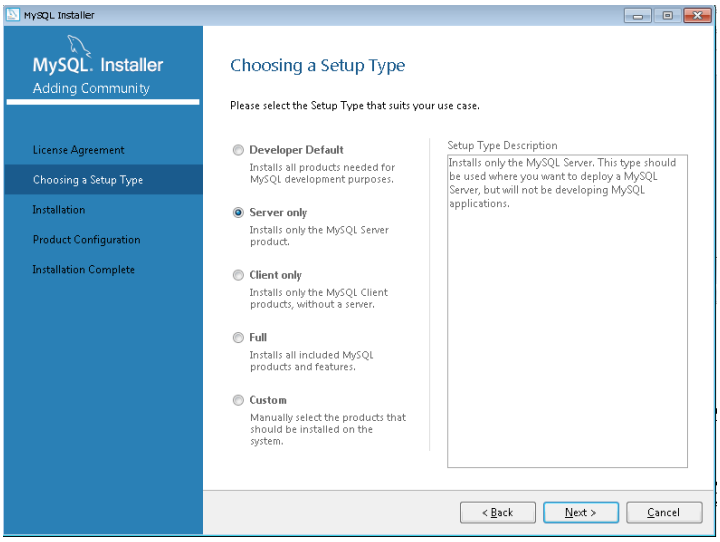


図 7-2　セットアップタイプ

④「Execute」ボタンを押下する。

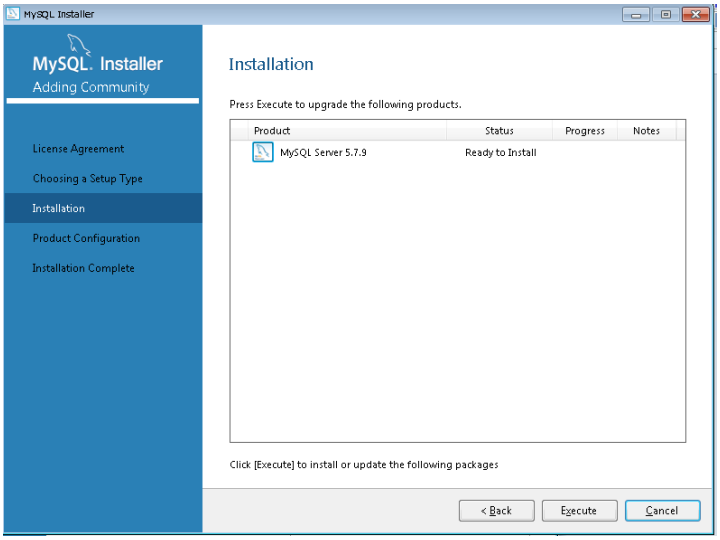


図 7-3　インストール画面

⑤「Next >」ボタンを押下する。

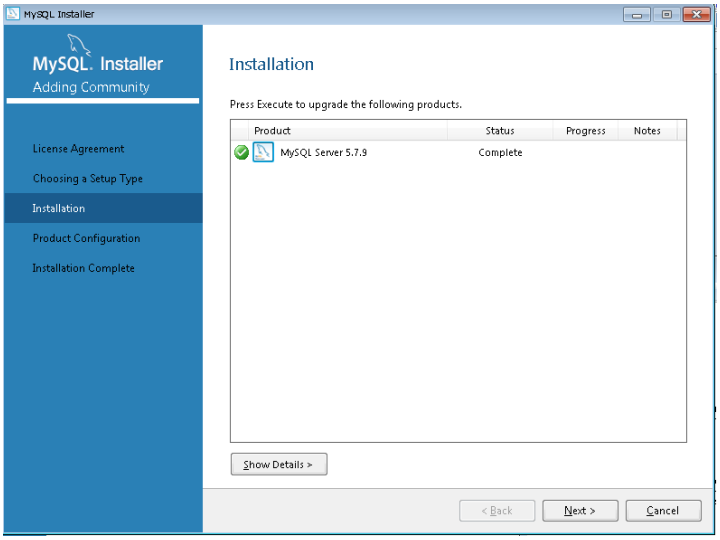


図 7-4　インストール項目選択

⑥「Next >」ボタンを押下する。

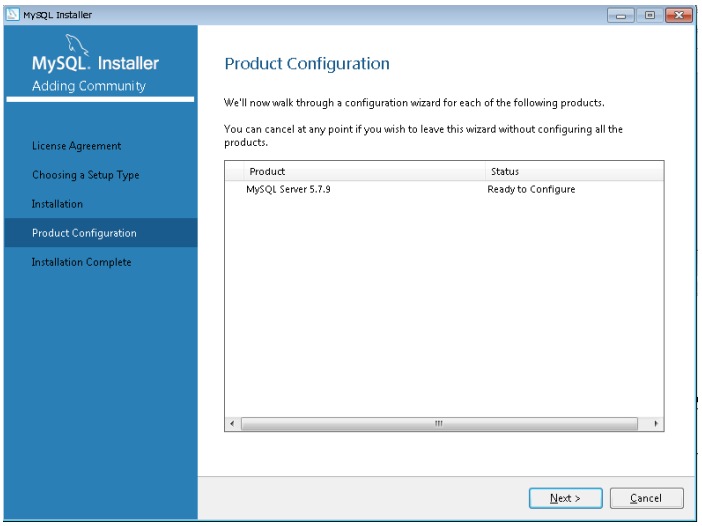


図 7-5　Product Configuration 画面

⑦ネットワークの設定をして（変更が無ければそのまま）「Next >」ボタンを押下する。

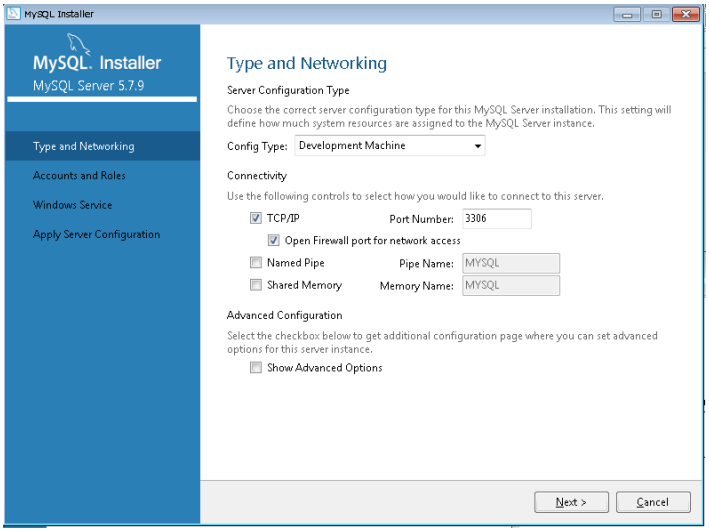


図 7-6　ネットワーク選択

⑧MySQL Root のパスワードを入力して「Next >」ボタンを押下する。
※パスワードは任意。（3）②で使用するためパスワードは控えておく。

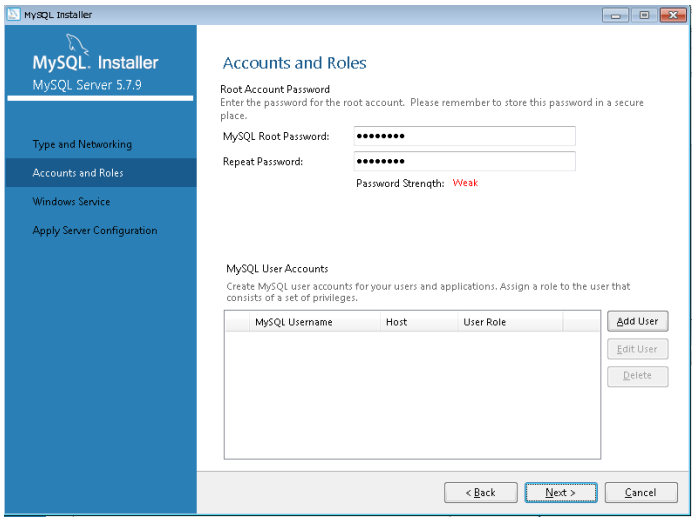


図 7-7　アカウント設定

⑨サービスの自動起動を設定して「Next >」ボタンを押下する。

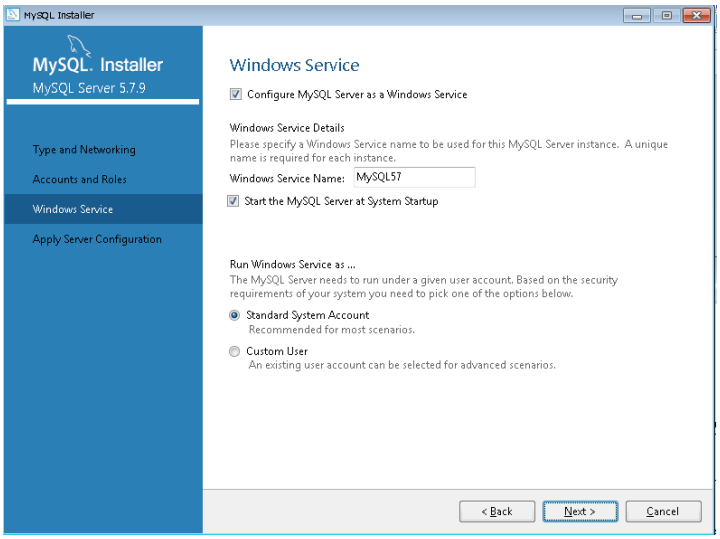


図 7-8　Windows Service 設定

⑩「Execute」ボタンを押下する。

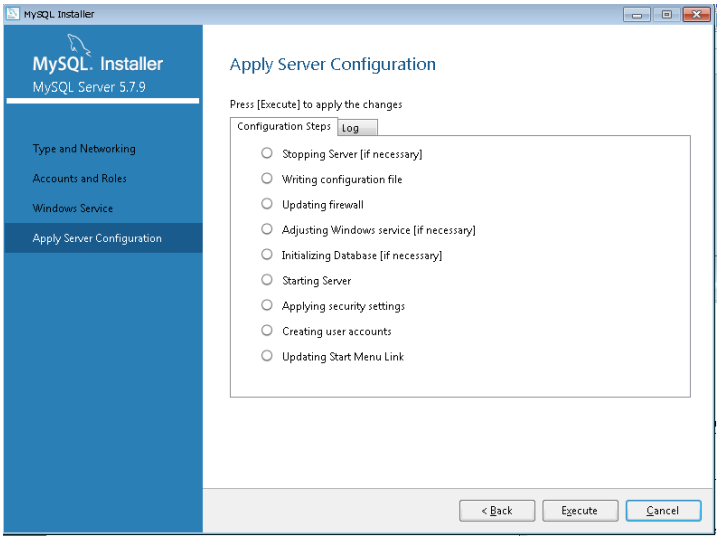


図 7-9　Apply Server Configuration 設定

⑪「Finish」ボタンを押下する。

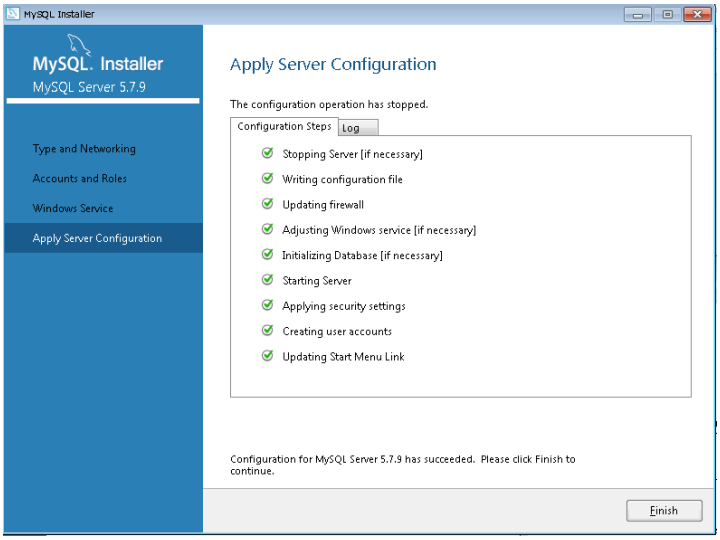


図 7-10　Apply Server Configuration 設定

⑫「Next >」ボタンを押下する。

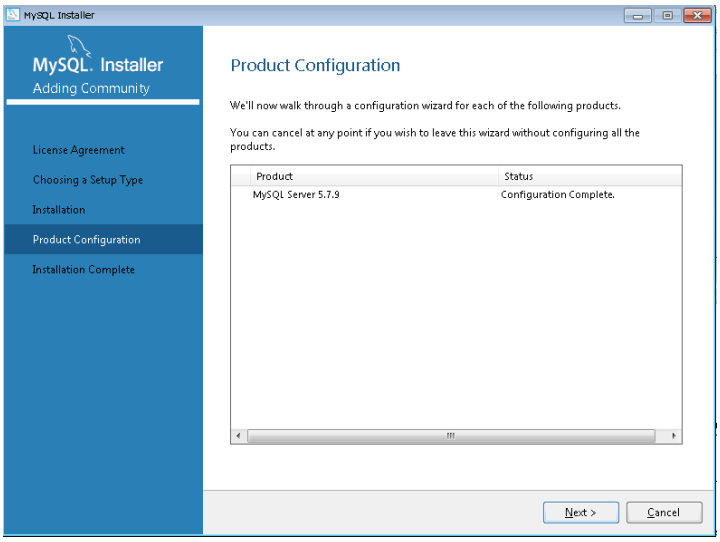


図 7-11　Product Configuration 画面

⑬ＭｙＳＱＬのインストール完了。

(2) データベースのパスワード有効期限設定無効化

①「C:¥ProgramData¥MySQL¥MySQL Server 5.7」にある my.ini を開く。

※1　対象のフォルダは隠しフォルダになっている。

※2　メモ帳等の編集ツールを管理者権限で起動して編集する。

図 7-12　対象フォルダ

②最終行の下に以下の行を追加する。

「default_password_lifetime = 0」

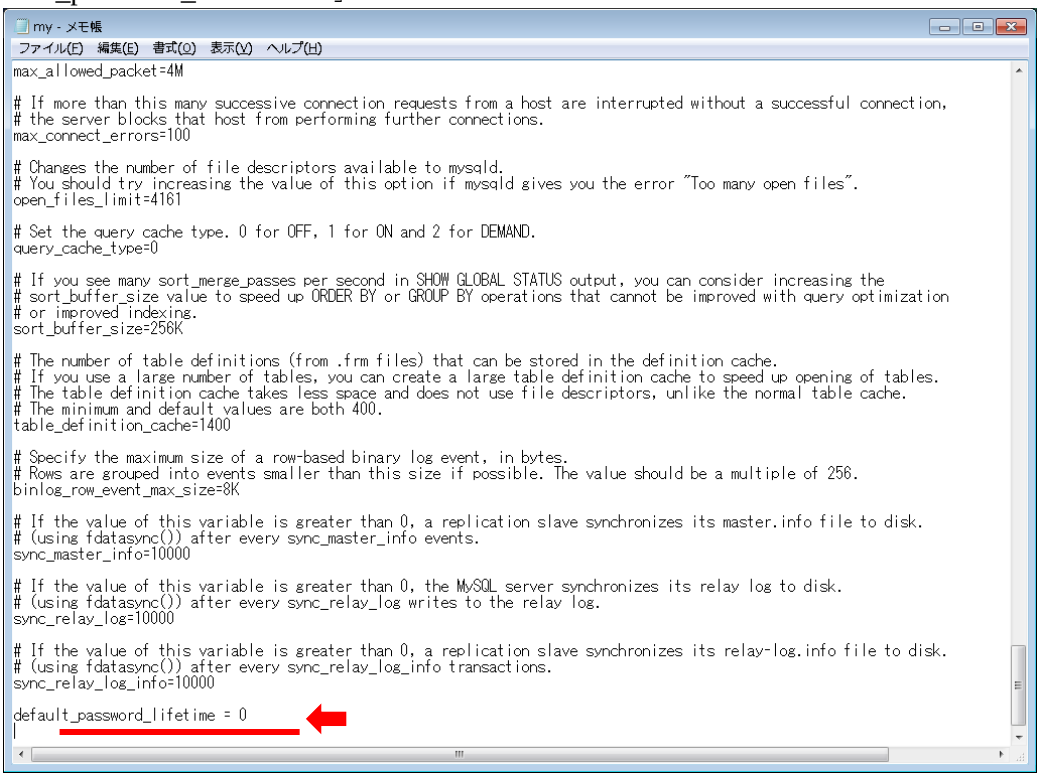


図 7-13　my.ini 設定

③Windows を再起動する。

(3) データベースと専用ユーザ作成

①「MySQL 5.7 Command Line Client - Unicode」を起動する。

図 7-14　Windows のスタート画面

②ログインする。

※　パスワードは(1)⑧で設定したもの。

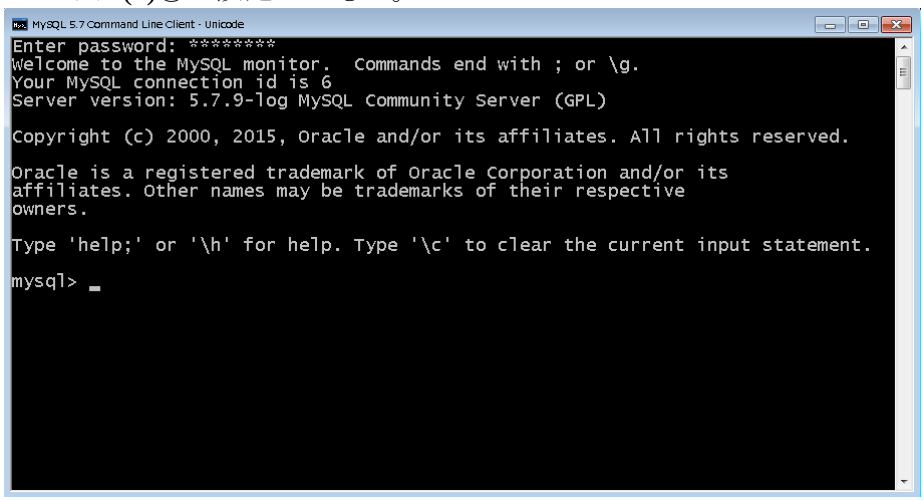


図 7-15　MySQL ログイン画面

③コマンドを実行し、データベースとユーザの設定を行う。

・新しくデータベースを作成

CREATE DATABASE ＸＸＸＸＸＸＸＸＸＸ;

ＸＸＸＸＸＸＸＸＸＸ：任意のデータベース名

※7.2.1.5 (1) ②で使用するためデータベース名は控えておく。

・新しくユーザを作成

CREATE USER 'ＹＹＹＹＹＹＹＹＹＹ'@'localhost' IDENTIFIED BY 'ＺＺＺＺＺＺＺＺＺＺ';

ＹＹＹＹＹＹＹＹＹＹ：任意のユーザ名

ＺＺＺＺＺＺＺＺＺＺ：作成するユーザのパスワード（任意）

※7.2.1.5 (1) ②で使用するためユーザ、パスワードは控えておく。

・作成したユーザに作成したデータベースの操作権限を付与

GRANT ALL PRIVILEGES ON ＸＸＸＸＸＸＸＸＸＸ.* TO 'ＹＹＹＹＹＹＹＹＹＹ'@'localhost';

↑作成したデータベース名　　↑作成したユーザ名

・設定を反映する

FLUSH PRIVILEGES;

・テーブルを作成する（テーブル作成ＳＱＬファイルを実行する）

SOURCE C:¥ table_create.sql;←C ドライブ直下にファイルを置く

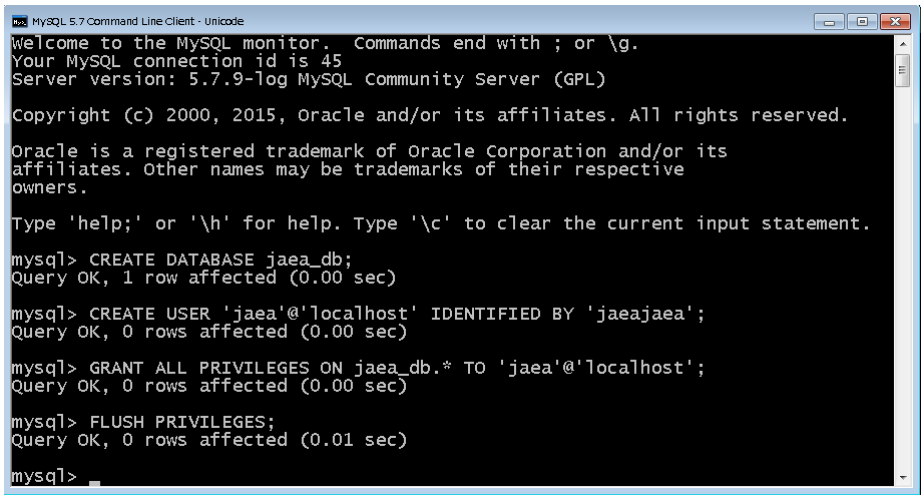


図 7-16　MySQL 設定画面

7.2.1.4　ＤＢ接続ドライバのインストール

(1) ＭｙＳＱＬ　ＣＯＮＮＥＣＴＯＲ/Ｎｅｔのインストール

①mysql-connector-net-6.9.8.msi をクリックする。

図 7-17　DB フォルダ

②「Next」ボタンを押下する。

図 7-18　セットアップ画面

③「Typical」（標準的なインストール）ボタンを押下する。

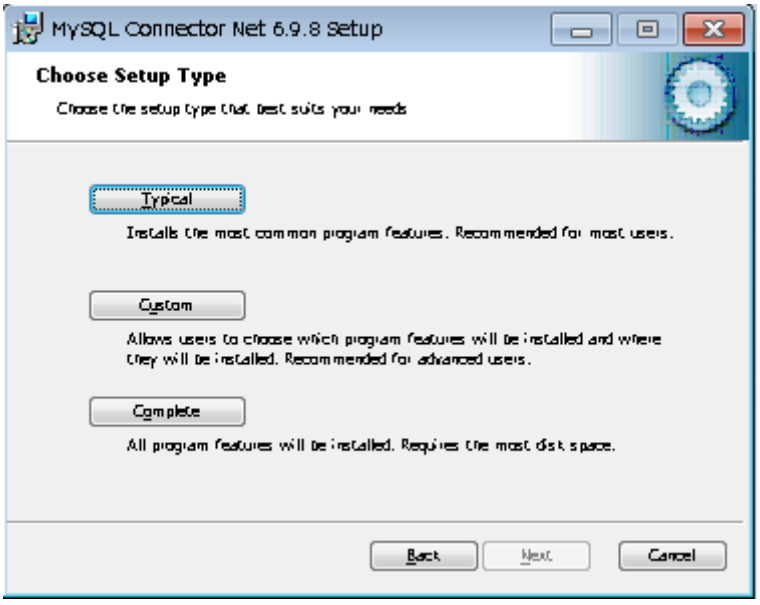


図 7-19　セットアップ タイプ選択

④「Install」ボタンを押下する。

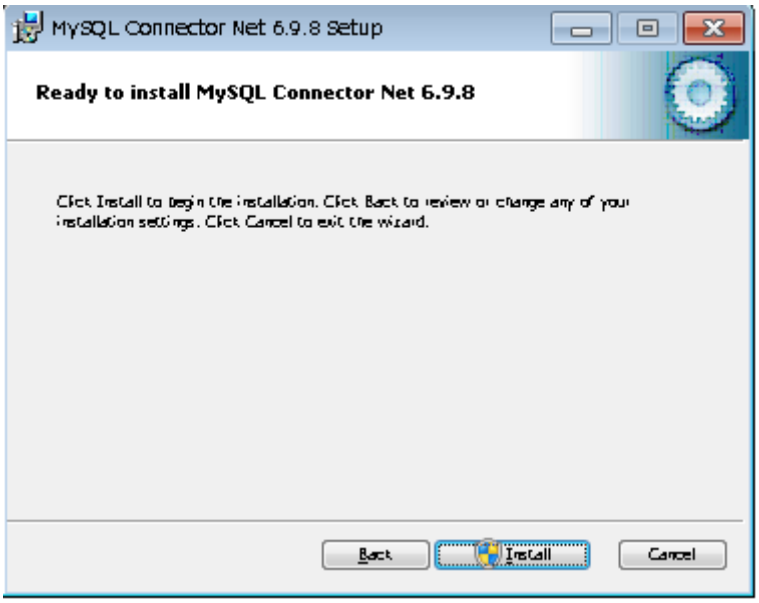


図 7-20　インストール画面

⑤「はい」（許可）ボタンを押下する。

図 7-21 ユーザーアカウント制御画面

⑥「Finish」ボタンを押下する。

図 7-22 セットアップ終了画面

7.2.1.5　Ｃｙｇｗｉｎのインストール

(1) Ｃｙｇｗｉｎ Ｘ８６＿６４のインストール

①setup-x86_64.exe をクリックする。

図 7-23　cygwin フォルダ

②「次へ(N)>」ボタンを押下する。

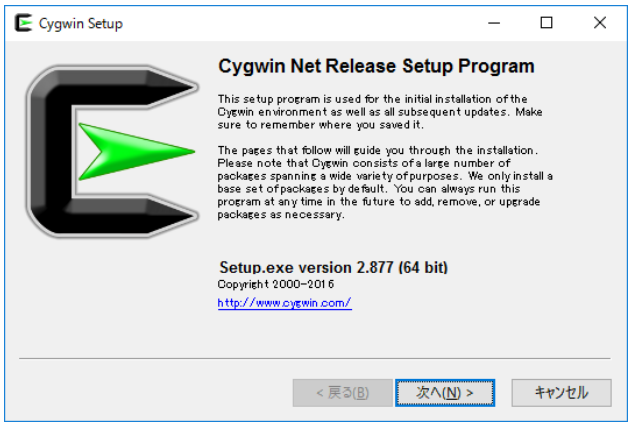


図 7-24　Cygwin セットアップ

③「Install from Internet」を選択して「次へ(N)>」ボタンを押下する。

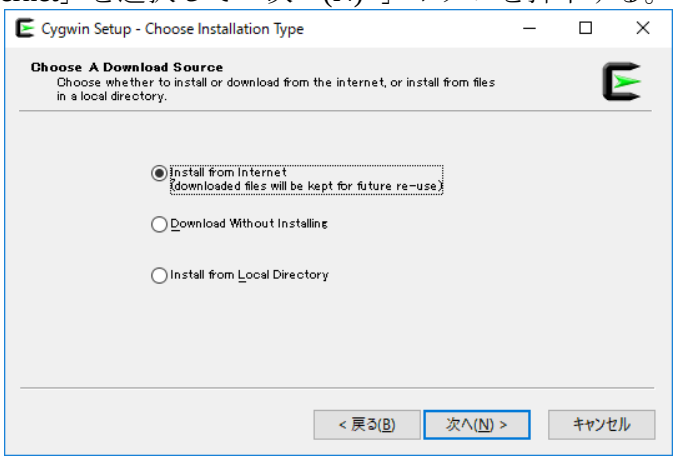


図 7-25　インストールタイプ選択

④「次へ(N)>」ボタンを押下する。

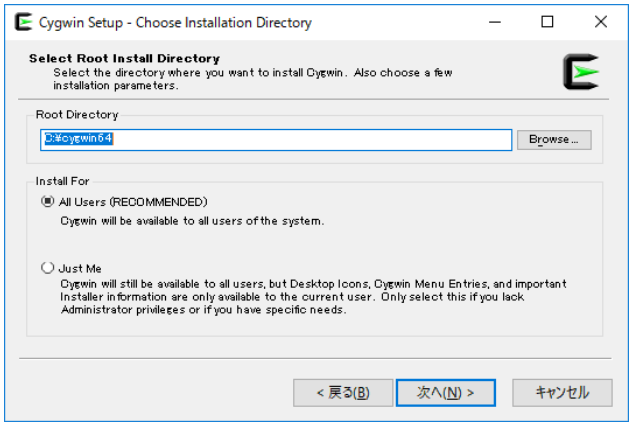


図 7-26　Cygwin ディレクトリ設定

⑤「次へ(N)>」ボタンを押下する。

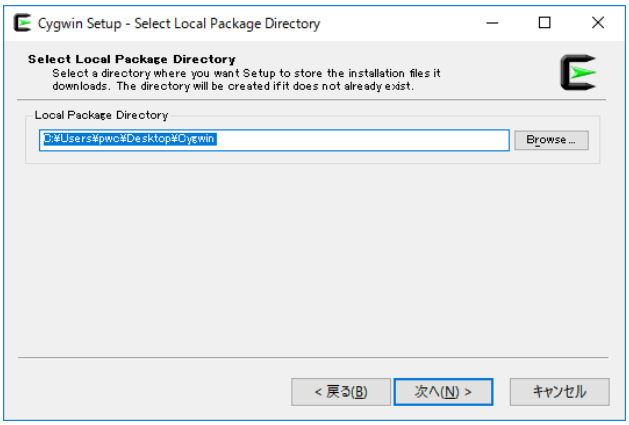


図 7-27　Cygwin ディレクトリ設定

⑥「Direct Connection」を選択して「次へ(N)>」ボタンを押下する。

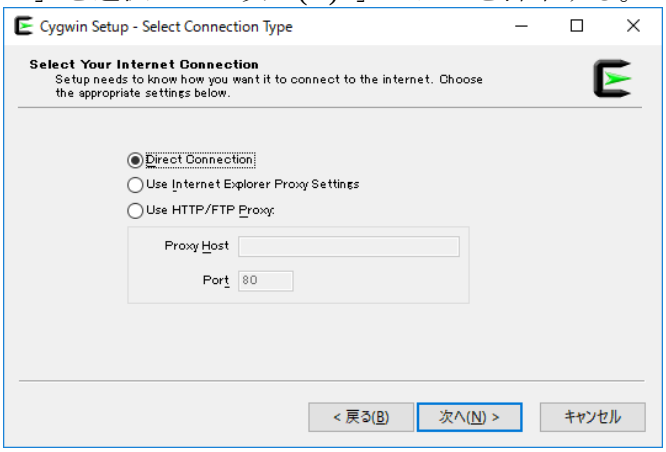


図 7-28　接続タイプ選択

⑦ダウンロードするサイトを選択して「次へ(N)>」ボタンを押下する。

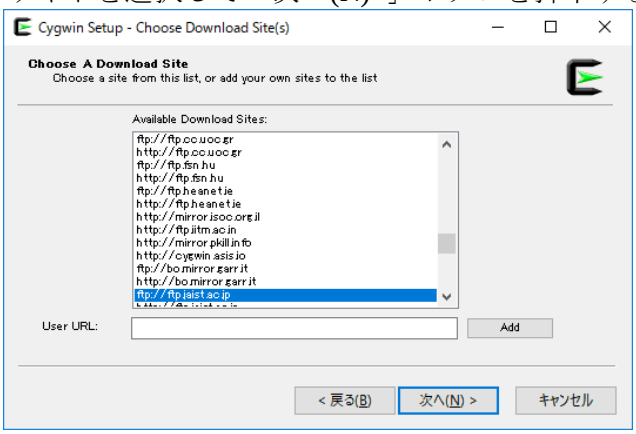


図 7-29　ダウンロードサイト選択

⑧追加インストールするパッケージを選択して「次へ(N)>」ボタンを押下する。
※以下のパッケージを追加する。

・tcsh
・cygwin32-gcc-fortran
・gcc-fortran
・make

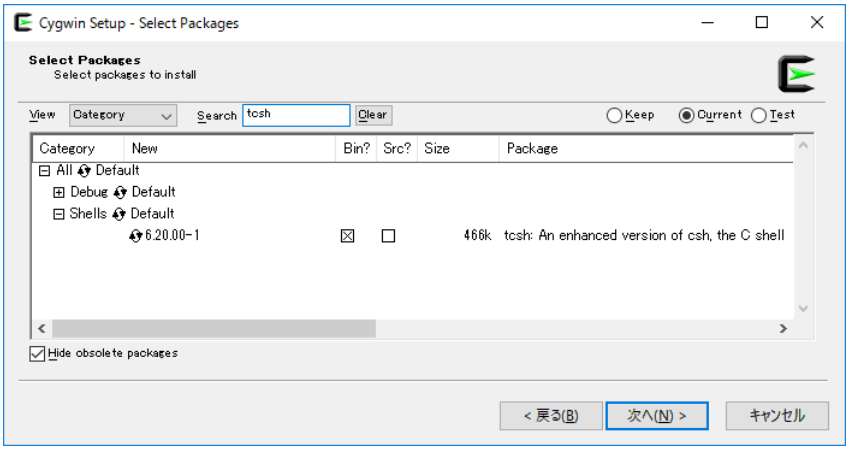


図 7-30　追加パッケージ選択

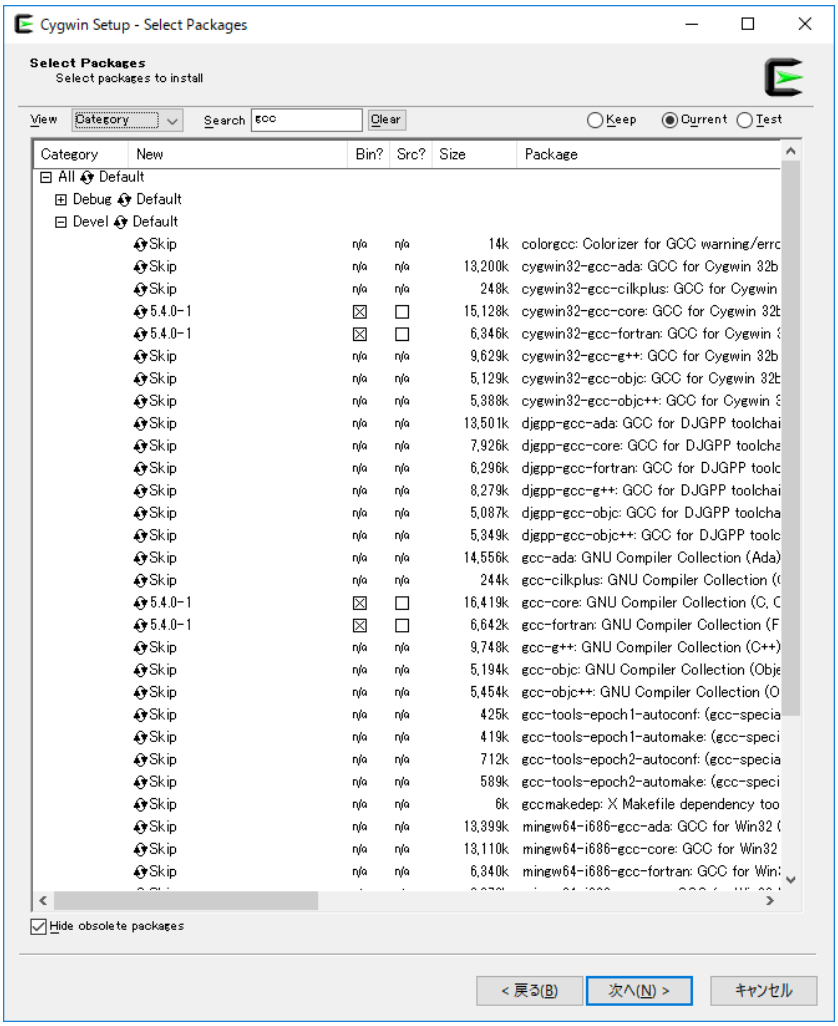


図 7-31　追加パッケージ選択

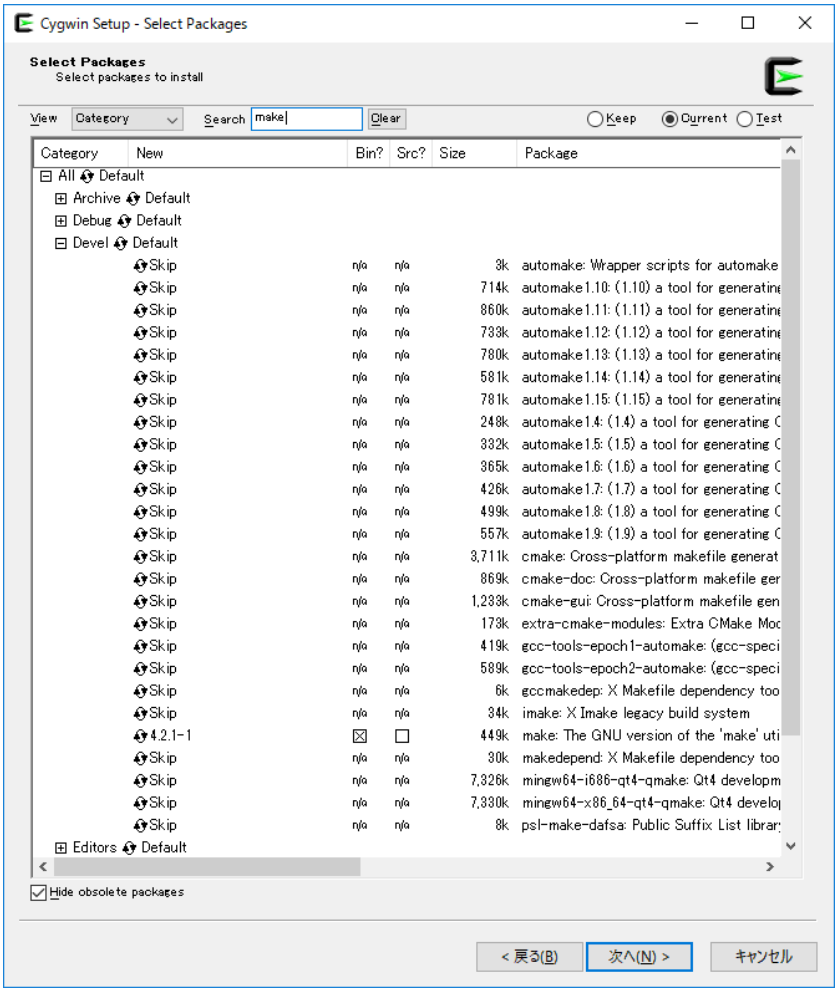


図 7-32　追加パッケージ選択

⑨「次へ(N)>」ボタンを押下する。

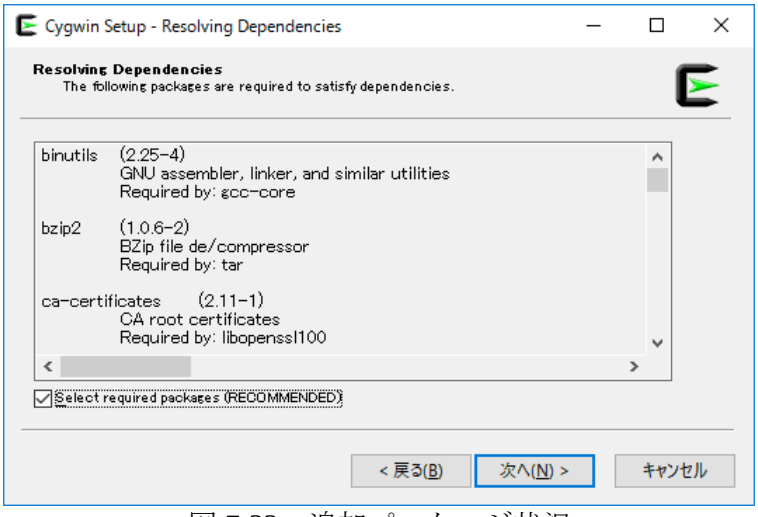


図 7-33　追加パッケージ状況

⑩「完了」ボタンを押下する。

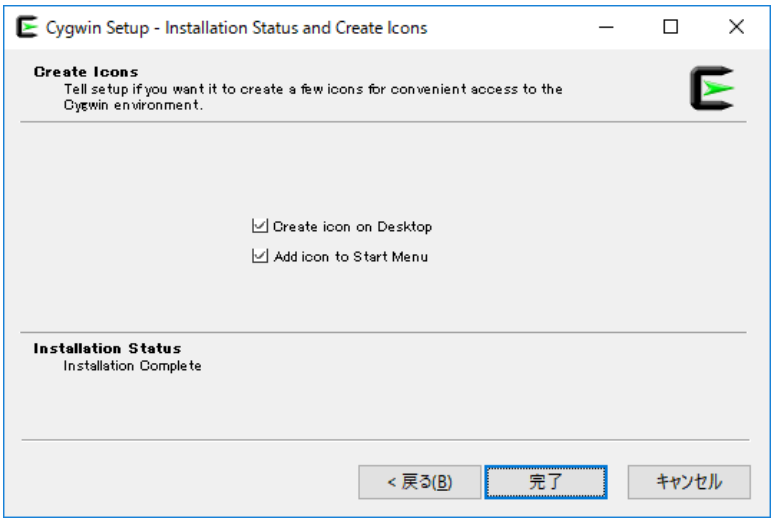


図 7-34　アイコン作成選択

7.2.1.6　「ＲＥＳＴＯＲＥ」のインストール

(1)「ＲＥＳＴＯＲＥ」のインストール

①CD にある「RESTORE」フォルダを任意の場所にコピーする。

②コピーした「RESTORE」フォルダ内にある「sysset.xml」ファイルを開き、データベースの接続先

項目を設定する。

※7.2.1.3 (3) ③で設定したデータベース、ユーザ、パスワードを設定。

「<DBDatabase>データベース名</DBDatabase>」

「<DBUser>データベースユーザ名</DBUser>」

「<DBPassword>データベースユーザパスワード</DBPassword>」

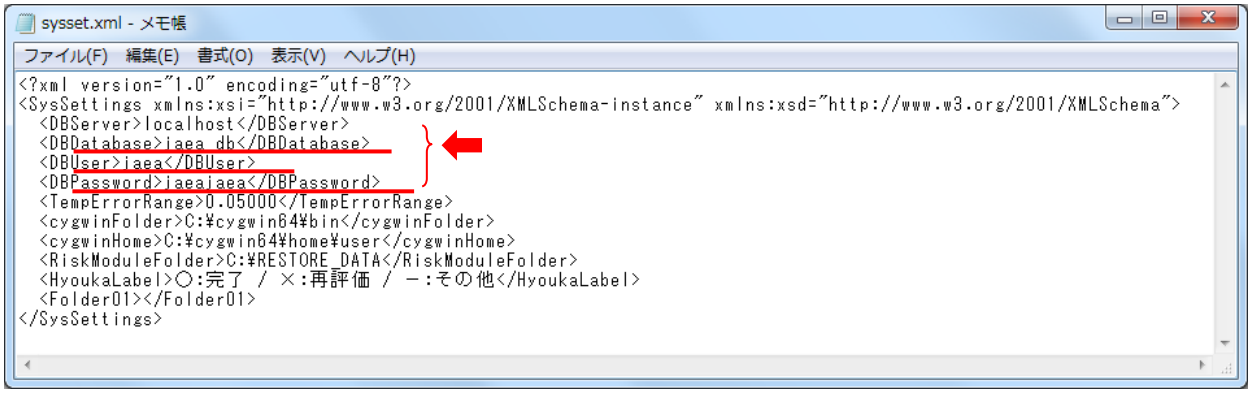


図 7-35　sysset.xml ファイル

③「RESTORE」フォルダにある「restore.exe」のショートカットをデスクトップに作成する。

(2) Ｃｙｇｗｉｎ使用モジュールの設定（リスク評価モジュール）

①CD にある「JAEA」フォルダ内にあるフォルダを以下の場所にコピーする。

・「cmnd」フォルダ内のファイル：<Ｃｙｇｗｉｎインストールフォルダ>¥bin　にコピー

・「cmnd」フォルダ以外：Ｃｙｇｗｉｎのルートフォルダにコピー

7.2.2　リスク評価モジュールの使用手引き

7.2.2.1　放射性元素の減衰計算

(1) 概要

「放射性元素の減衰計算」コードは、１つのセルに対し、放射性元素の減衰を次式に基づいて計算するプログラムである。

$$\frac{dN_i}{dt} = -\lambda_i N_i + \sum_j \alpha_{j\to i}\,\lambda_j N_j$$

ここで、N_i　；　核種iの数密度 (#/cm^3)
λ_i　；　核種iの崩壊定数(1/s)
$\alpha_{j\to i}$ ；　核種jが崩壊して核種iになる確率(-)
t　；　時間(s)

(2) 構成

コード及び入出力ファイルの構成を図 7-36 に示す。

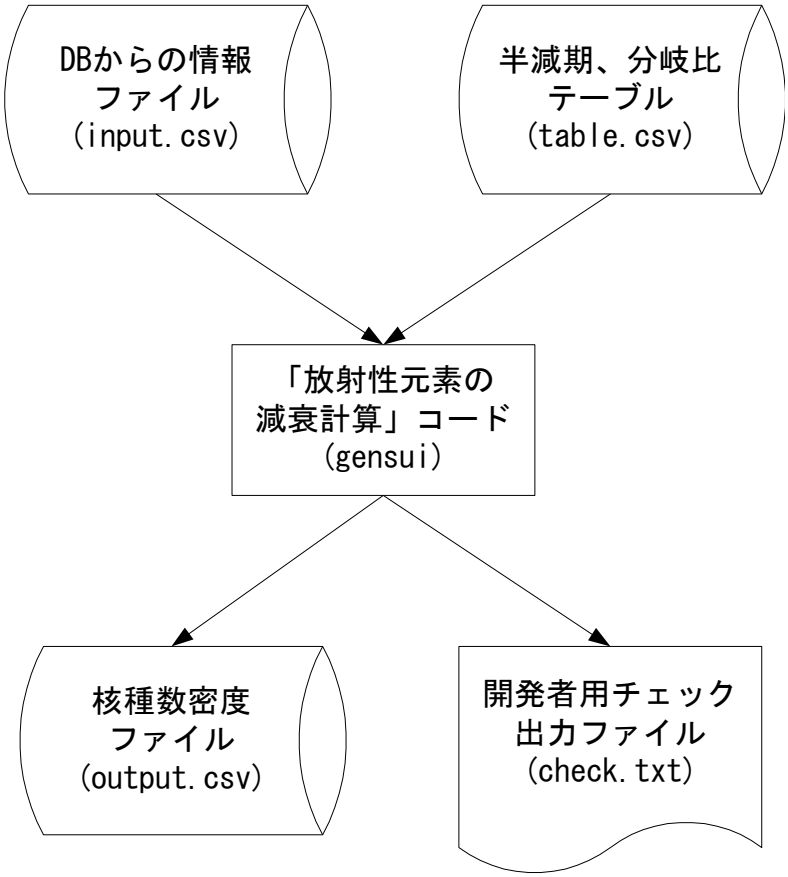


図 7-36　放射性元素の減衰計算入出力ファイルの構成

(3) 入力ファイル

以下のファイルはすべてカンマ区切りで作成する必要がある。

① DB からの情報ファイル(input.csv)

フォーマットは表 7-6 の通りである。ここで、n は核種数(=34)である。

表 7-6　情報ファイルフォーマット

行	列	内 容
1	1	開始時刻 t_o(秒)
	2	終了時刻 t(秒)
2～n+1	1	核種番号 i
	2	時刻 t_o での核種 i の数密度 $N_i(t_o)$ (#/cm^3)

核種の並び順は表 7-7 の通りである。

表 7-7　核種の並び順

No.	核種名	No.	核種名
1	Kr－83m	18	I－129
2	Kr－85m	19	I－131
3	Kr－85	20	I－132
4	Kr－87	21	I－133
5	Kr－88	22	I－134
6	Kr－89	23	I－135
7	Sr－90	24	Eu－154
8	Ru－106	25	U－233
9	Xe－131m	26	U－235
10	Xe－133m	27	U－238
11	Xe－133	28	Pu－238
12	Cs－134	29	Pu－239
13	Cs－137	30	Pu－240
14	Xe－135m	31	Pu－241
15	Xe－135	32	Pu－242
16	Xe－137	33	Am－241
17	Xe－138	34	Cm－244

② 半減期、分岐比デーブル(table.csv)

フォーマットは表 7-8 の通りである。ここで、n は核種数(=34)である。

表 7-8　半減期、分岐比デーブルのフォーマット

行	列	内 容
1	1	文字列‘同位体’
	2	文字列‘半減期’
	3	文字列‘記号’
	4～n+3	文字列（核種名）
2～n+1	1	文字列（核種名）
	2	半減期（単位は、次の記号により決まる）
	3	半減期の単位記号
		‘y’　：年
		‘d’　：日
		‘h’　：時間
		‘m’　：分
	4～n+3	左側の核種から上の核種への分岐比

(4) 出力ファイル

①核種数密度ファイル(output.csv)

フォーマットは表 7-9 の通りである。

表 7-9　核種数密度ファイルのフォーマット

行	列	内 容
1～n	1	核種番号 i
	2	時刻 t での核種 i の数密度 $N_i(t)$(#/cm^3)

②開発者用チェック出力ファイル(check.txt)

開発者のデバッグ用として使用する。

(5) インストール方法

インストールは、7.2.1.5 (2) に従ってインストールする。新規にリスク評価モジュールをインストールしたり、リスク評価モジュールを再コンパイルして実行ファイルを作成する場合は、手順が異なる。

コードを修正し、再コンパイルして実行ファイルを作成する手順は次の通りである

①デスクトップにある「Cygwin64Terminal」のショートカットをクリックする。

②ソースの入っているディレクトリに移動する。

```
cd gensui/src
```

③ソース（gensui.f90）を修正する。

④実行ファイルを作成するシェルを起動する。

```
./gensui.sh
```

これで、../bin に実行ファイル（gensui.exe）が作成される。

7.2.2.2 簡易評価法

(1) 概要

「簡易評価手法」コードは、表 7-10 に示す 6 種類の評価手法を用いて、臨界事故時の総核分裂数、あるいはこれに相当する核分裂積算出力を算出するコードである。

表 7-10　簡易評価手法コードの評価手法

提案者	出力項目
Tuck	総核分裂数
Olsen	総核分裂数
Barbry	総核分裂数
Nomura	総核分裂数(Non-boiling,boiling)
Knemp-Duluc	総核分裂数(Non-boiling,boiling をそれぞれ 2 種類)
Yamane	核分裂積算出力

(2) 構成

コード及び入出力ファイルの構成を図 7-37 に示す。

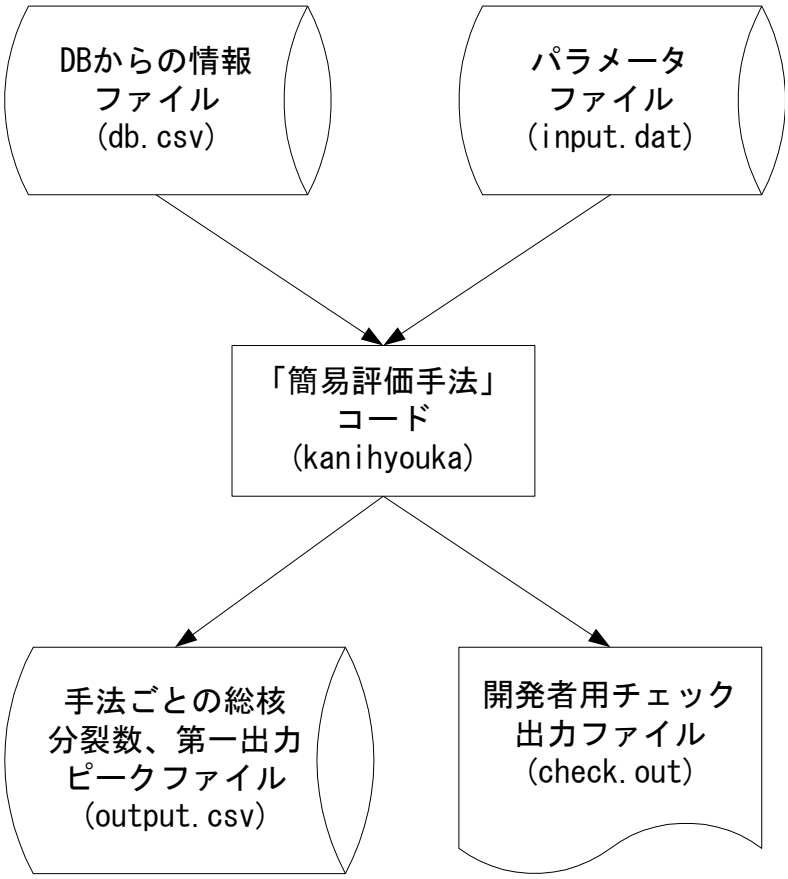


図 7-37　簡易評価手法入出力ファイルの構成

(3) 入力ファイル

以下のファイルはすべてカンマ区切りで作成する必要がある。

①DB からの情報ファイル(db.csv)

フォーマットは表 7-11 の通りである。

表 7-11　情報ファイルのフォーマット

行	列	記号	変数名	単位
1	1	D	直径	cm
	2	H	高さ	cm
	3	V	体積	liter
	4	d_{sol}	溶液の密度	kg/liter
	5	t	経過時間	sec
	6	h	熱伝達係数	W/(m^2・℃)
	7	k_{inf}	無限増倍率	―
	8	k_{eff}	実効増倍率	―
	9	ℓ	中性子世代時間	sec
2	1	λ_1	1 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
	2	λ_2	2 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
	3	λ_3	3 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
	4	λ_4	4 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
	5	λ_5	5 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
	6	λ_6	6 番目の先行核の組の崩壊定数	1/sec
3	1	β_1	1 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
	2	β_2	2 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
	3	β_3	3 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
	4	β_4	4 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
	5	β_5	5 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
	6	β_6	6 番目の先行核の組からの遅発中性子割合	―
4	1	K	熱容量の逆数	℃/J
	2	W	冷却出力	W
	3	α_1	1 次温度反応度係数	1/℃
	4	α_2	2 次温度反応度係数	1/℃

② パラメータファイル(input.dat)

フォーマットは表 7-12 の通りである。

表 7-12　パラメータファイルのフォーマット

行	列	記号	変数名	単位
1	1	k	幾何形状で決まる定数	―
	2	$V_c(\phi)$	最小臨界体積	liter
	3	$m_c(\phi)$	最小臨界質量	kg

(4) 出力ファイル

①手法毎の総核分裂数または第一出力ピークファイル(dbout.csv)

以下の項目を CSV 形式で出力する。

各行は、出力項目のタイトルと値で構成される。

表 7-13　第一出力ピークファイルのフォーマット

行	出力項目のタイトル
1	Tuck FT
2	Olsen FT
3	Barbry FT
4	Nomura Non-boiling FT
5	Nomura boiling FT
6	Knemp-Duluc Non-boiling(1) FT
7	Knemp-Duluc Non-boiling(2) FT
8	Knemp-Duluc boiling(1) FT
9	Knemp-Duluc boiling(2) FT
10	Yamane Ep
11	Yamane Ed
12	Yamane Ec
13	Yamane Etotal
14	Yamane n-hat

②開発者用チェック出力ファイル(check.out)
開発者のデバッグ用として使用する。

(5) インストール方法

インストールは、7.2.1.5 (2)に従ってインストールする。新規にリスク評価モジュールをインストールしたり、リスク評価モジュールを再コンパイルして実行ファイルを作成する場合は、手順が異なる。

コードを修正し、再コンパイルして実行ファイルを作成する手順は次の通りである

①デスクトップにある「Cygwin64Terminal」のショートカットをクリックする。

②ソースの入っているディレクトリに移動する。

```
cd kanihyouka/src
```

③ソース（kanihyouka.f90）を修正する。

④実行ファイルを作成するシェルを起動する。

```
./kanihyouka.sh
```

これで、../bin に実行ファイル（kanihyouka.exe）が作成される。

7.2.2.3 動特性パラメータ計算コードＫＩＮＥＴＩＣ

(1) 概要

動特性パラメータ計算コード KINETIC は、簡易評価手法、準定常法、AGNES・AGNES-P の計算を実施する際に必要とする動特性パラメータを計算するコードである。

(2) 構成

コード及び入出力ファイルの構成を図 7-38 に示す。

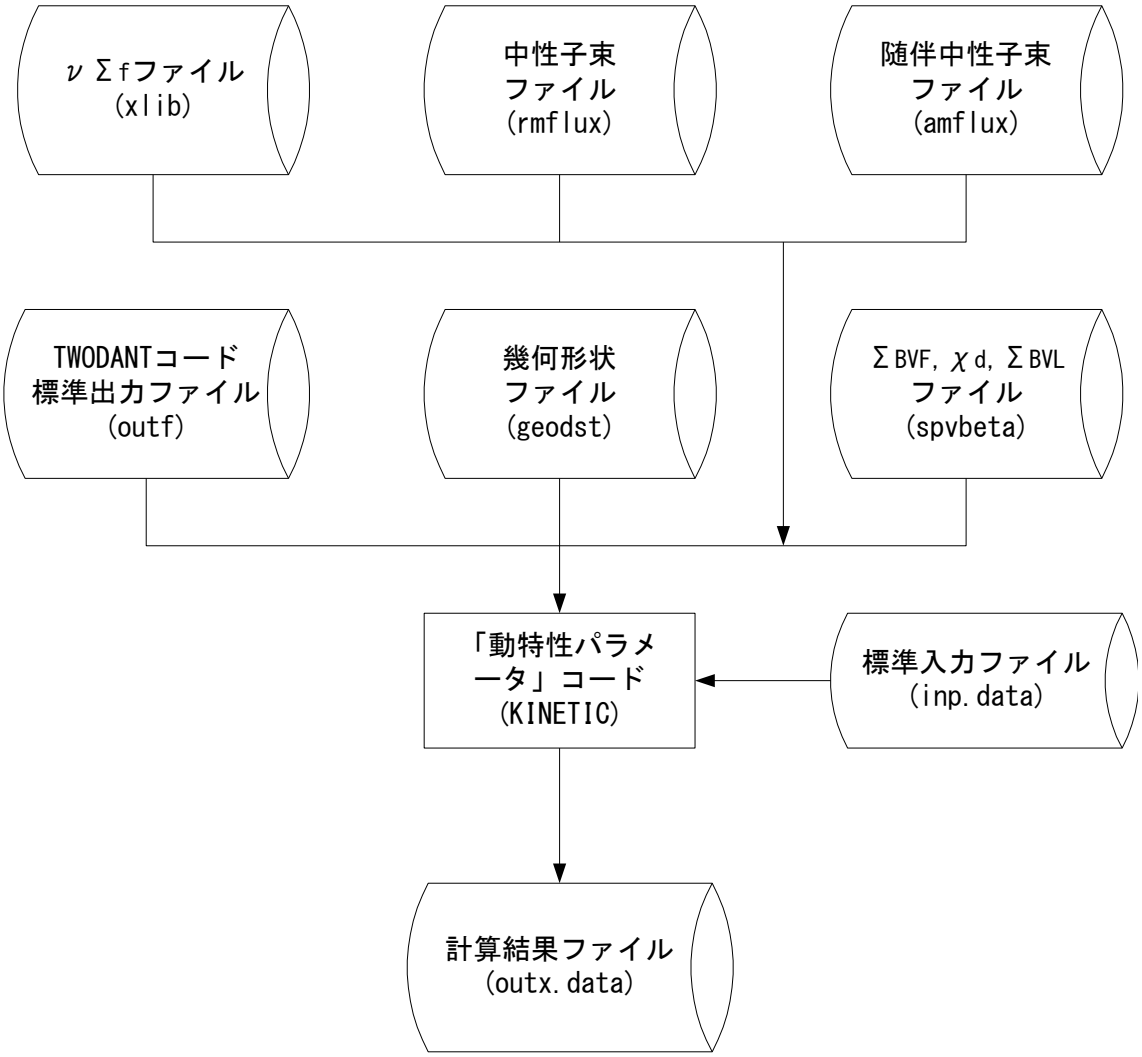


図 7-38　動特性パラメータ計算コード入出力ファイルの構成

(3) 入力ファイル

①xlib (= r203)

再生マクロ断面積$\nu\Sigma_f$の入っているバイナリファイル。r203 ファイルを xlib ファイルにコピーして使用。

②rmflux

中性子束ϕの入っているバイナリファイル。

③amflux

随伴中性子束ϕ^*の入っているバイナリファイル。

④geodst

幾何形状の入っているバイナリファイル。

⑤spvbeta

遅発中性子の核分裂スペクトルχ^d、Σ^{BVF}、Σ^{BVL}の入っているバイナリファイル。

⑥outf

TWODANT コードの標準出力が入っているテキストファイル。

⑦inp.data

粗メッシュの番号がゼロの時に選択する粗メッシュの番号が入っている標準入力のテキストファイル。

(4) 出力ファイル

①計算結果ファイル(outx.data)

前半部分は、入力データのチェック出力として利用している。

最後の１４行が計算結果であり、以下の項目を行ごとに出力している。

各行は、出力項目のタイトルと値で構成される。

表 7-14 計算結果ファイルのフォーマット

行	出力項目のタイトル	内容
1	LIfe Time	中性子寿命 ℓ (sec)
2 ～ 7	Beta 1 ～ Beta 6	遅発中性子の先行核の群毎の実効遅発中性子割合β_{eff}
8	Beff	実効遅発中性子割合β_{eff}
9 ～ 14	lambda 1 ～ lambda 6	遅発中性子の先行核の群毎の先行核の崩壊定数λ_{eff}

(5) インストール方法

インストールは、7.2.1.5 (2)に従ってインストールする。新規にリスク評価モジュールをインストールしたり、リスク評価モジュールを再コンパイルして実行ファイルを作成する場合は、手順が異なる。

コードを修正し、再コンパイルして実行ファイルを作成する手順は次の通りである

①デスクトップにある「Cygwin64Terminal」のショートカットをクリックする。

②ソースの入っているディレクトリに移動する。

```
cd KINETIC/src
```

③ソース（kinetic.f90）を修正する。

④実行ファイルを作成するシェルを起動する。

```
./kinetic.sh
```

これで、../bin に実行ファイル（kinetic.exe）が作成される。

7.2.2.4　ＳＲＡＣコード

ＳＲＡＣコードのインストール方法を以下に示す。

(1) CD-ROM に入っているすべてのファイルをホームディレクトリに置く。

(2) ホームディレクトリで次のコマンドを入力する。

gzip –d SRAC.tar.gz

tar –xvf SRAC.tar

(3) コマンドを/bin に入れる。

cp SRAC/cmnd/* /bin/.

(4) ユーティリティプログラム、SRAC 実行ファイル等のインストール

cd SRAC

./@PunchMe

①コンパイラー等の指定

２を選び、Linux と gfortran を選ぶ。

②ユーティリティプログラムのインストール

３を選び、続いて１を選んで、ユーティリティプログラムをインストールする。

（結果は、~/SRAC/tmp/UtilInst.outlist を確認）

③Bickley 関数テーブルのインストール

３を選び、続いて２を選んで、Bickley 関数テーブルをインストールする。

（結果は、~/SRAC/tmp/DataInst.outlist を確認）

④SRAC 実行ファイルのインストール

３を選び、続いて３を選んで、SRAC 実行ファイルをインストールする。

（結果は、~/SRAC/tmp/ProgInst.outlist を確認）

これで、~/SRAC/bin に SRAC.100m ができる。

(5) ライブラリ JDL33 のインストール

cd ~/SRACLIB-JDL33

./@PunchMe

（結果は、~/SRAC/tmp/ProgInst.outlist を確認）

これで、~/SRACLIB/pds にファイルができる。

(6) ホームディレクトリに code/SRAC2K6 ディレクトリを作成し、そこにホームディレクトリにある SRAC と SRACLIB ディレクトリを移動する。

7.2.3「ＲＥＳＴＯＲＥ」の起動

デスクトップにある図 7-39「ＲＥＳＴＯＲＥ」のショートカットをクリックする。

図 7-39　RESTORE アイコン

第 8 章　燃料デブリ形状の反応度効果に係る解析

本章では、形状の凹凸が臨界性に与える効果についての解析的検討（パラメータの感度等の検討）を行った。

東京電力福島第一発電所の燃料デブリを対象として、その形状や組成をパラメータとして臨界計算を行い、中性子実効増倍率 keff を計算する。計算結果を整理し、形状効果の評価を行う。この計算により、keff と形状の関係を明らかにすることで、形状が不明である燃料デブリの臨界安全管理に役立てることを目的とする。

H27 年度の解析では 2 次元形状を対象とした解析を実施し、凹凸の周期によっては、デブリ取出しを安全に実施できる条件が存在する可能性を示すことができた。今回は 3 次元（立体）形状を対象として解析を実施した。

8.1　目的及び概要

(1) 目的

形状が不明である燃料デブリの臨界安全管理に役立てるため、東京電力福島第一発電所の燃料デブリの組成パラメータを用いて、3 次元（立体）形状の場合について、中性子実行増倍率 keff と形状の関係を明らかにすることを目的とする。

(2) 概要

燃料デブリで想定される組成及び形状を組み合わせて臨界計算を行った。計算は、THREEDANT コードを用いた。THREEDANT コードを用いる場合、計算用の断面積作成のために SRAC コードを用いた。

8.2　解析

(1) 解析条件

燃料デブリの組成の主な条件と組合せは表 8-1 の通りとする。組成の組み合わせのうち、中心となる条件 D1（濃縮度 4%、コンクリート体積割合 90%、Vm/Vf 0）を基本ケースとする。

表 8-1　燃料条件

燃料条件	燃料	コンクリート体積割合
D1 (基本ケース)	U-235 濃縮度 4wt%	90%
D2	U-235 濃縮度 4wt%	0%
D3	U-235 濃縮度 4wt%	60%

燃料デブリの形状の条件は以下の通りとする。

燃料デブリの 3 次元形状については、図 8-1 に示す。

x 軸、z 軸の大きさを固定して、y 軸方向については、大きさを調節して keff=1 となる直方体を求める。図 8-1 に示すように、上部を凹凸形状にして keff を計算する。凹凸の 1/2 波長を N(cm)、凹凸の振幅を A(cm)とする。

3 次元形状であるため、N（凹凸の 1/2 波長）に関しては、x 軸、z 軸が存在する。x 軸方向を Nx、z 軸方向を Nz とする。

Nx、Nz、A（凹凸の振幅）の組み合わせをパラメータとして、THREEDANT コードを使用して keff を計算する。Nx、Nz をそれぞれ最大 8 通り程度（ただし、結果が同一になる組合せがあるため Nx、Nz の組合せで最大 36 通り）、A は最大 5 通り程度とする。表 8-2 に N、A の設定値の例を示す。

データの信頼性を高める目的として、MCNP、MVP を使用して、THREEDANT の計算ケースの中から、代表的なケースを抽出して計算を行う。

表 8-2　形状寸法パラメータの設定例

パラメータ	寸法[cm]
Nx（デブリ凹凸 1/2 波長）	0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100
Nz（デブリ凹凸 1/2 波長）	0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100
A（デブリ凹凸振幅）	0.5, 1, 4, 8, (デブリ厚さ)/2

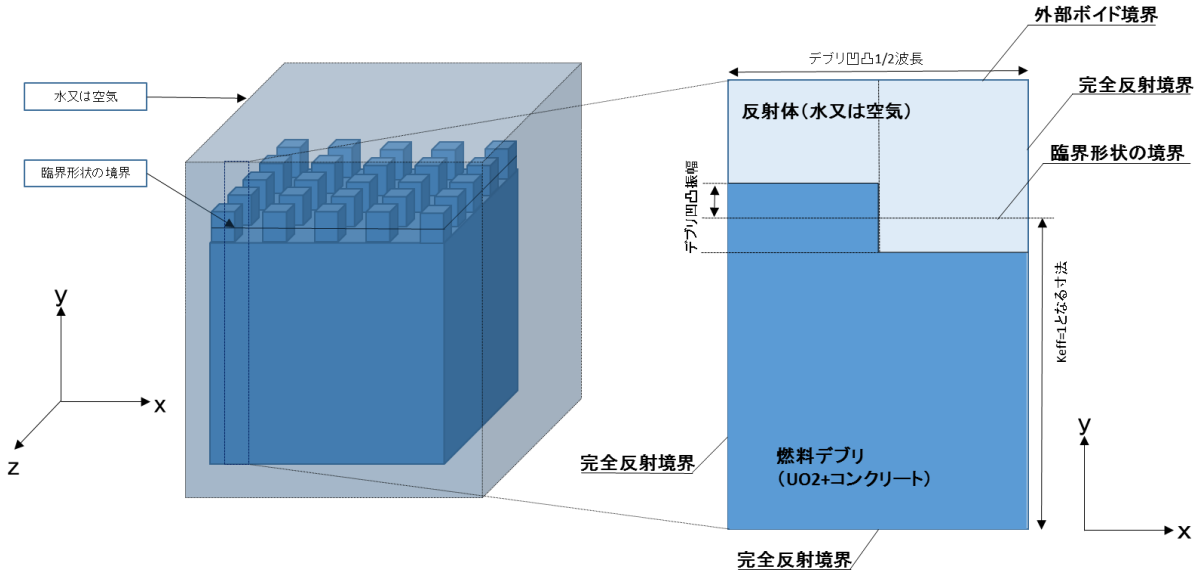


図 8-1　デブリ臨界解析における形状条件の例

(2) 解析結果

1) 燃料条件 D1 解析結果

THREEDANT を用いて解析した keff 値を表 8-3～表 8-10、図 8-2、図 8-3 に示す。以下の結果が得られた。

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して（図 8-2）：

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して、z 方向 1/2 波長の比較的小さいグループ 0.1, 1, 2, 4cm では、x 方向 1/2 波長 10cm が keff 最小値となり、z 方向 1/2 波長の比較的大きいグループ 10, 20, 40, 100cm では、x 方向 1/2 波長 20cm が keff 最小値となった。

keff 最小値を示したのち、x 方向 1/2 波長の増加に伴い keff は増加し、z 方向 1/2 波長の比較的小さいグループ 0.1, 1, 2, 4cm では、x 方向 1/2 波長 100cm で、keff が 1 を超えるものの、z 方向 1/2 波長の比較的大きいグループ 10, 20, 40, 100cm では、keff は 1 を超えない。

振幅が大きくなるほど、x 方向 1/2 波長に沿った変化量が大きい。

keff と振幅変化の関係をわかりやすく見るために、図 8-2 でプロットしたデータを抜粋して、図 8-3 にグラフ横軸に振幅をとって示す。

z 方向 1/2 波長が 0.1cm(上段)の場合：

x 方向 1/2 波長 0.1cm の場合、振幅 4cm が最大値を示す。

x 方向 1/2 波長 10cm では振幅 0.1 から 4cm までほぼ一定で、その後、減少する。

x 方向 1/2 波長 100cm の場合、振幅の増加にともない keff は増加していく。

z 方向 1/2 波長が 20cm(中段)の場合

x 方向 1/2 波長 0.1, 20, 100cm の全てのケースで振幅の増加に伴い

z 方向 1/2 波長が 100cm の場合の x 方向 1/2 波長 0.1cm は、上段の z 方向 1/2 波長 0.1cm-x 方向 1/2 波長 100cm と同値、z 方向 1/2 波長が 100cm の場合の x 方向 1/2 波長 20cm は、中段の z 方向 1/2 波長 20cm-x 方向 1/2 波長 100cm と同値であるため図示を省略した。

同図下段に x 方向と z 方向の 1/2 波長が同じ場合の振幅に対する keff 変化を示す。

1/2 波長 0.1～2cm では、振幅 4 または 8cm で 1 を超えた keff 最大値を示す。

1/2 波長 4～40cm では、振幅の増加にともない、keff は減少する。

1/2 波長 100cm では、振幅 0.5～8cm の間では、減少するものの、上述 1/2 波長 4～40cm ほどの減少はなく、振幅 8 から 12.7cm の間では、keff は微増するものの 1 より小さいままである。

表 8-3　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 0.1cm）

Nz=0.1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 [cm]	0.1	0.99919185	1.0005944	1.0198193	1.0195685	0.99592684
	1	0.99921549	1.0005894	1.0186738	1.0171777	0.99222571
	2	0.99905153	1.0002453	1.0164509	1.0127472	0.98537342
	4	0.99872270	0.99938291	1.0109100	1.0012155	0.96708980
	10	0.99855682	0.99850087	1.0010735	0.98031492	0.93363667
	20	0.99848161	0.99827787	1.0013964	0.98668485	0.95068861
	40	0.99847114	0.99833739	1.0068155	1.0123760	1.0123736
	100	0.99843521	0.99877403	1.0247092	1.0692435	1.1057335

(注)Nx、Nz 転置の値は他表にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

表 8-4　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 1cm）

Nz=1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 [cm]	0.1	0.99921549	1.0005894	1.0186738	1.0171777	0.99222571
	1	0.99947256	1.0010209	1.0173595	1.0140791	0.98744031
	2	0.99935714	1.0007617	1.0151337	1.0094784	0.98025883
	4	0.99910369	1.0000287	1.0097825	0.99835044	0.96266266
	10	0.99878268	0.99892209	1.0000230	0.97773381	0.92969093
	20	0.99870512	0.99868644	1.0000957	0.98300338	0.94438990
	40	0.99870251	0.99874672	1.0051464	1.0066261	1.0016403
	100	0.99879055	0.99934476	1.0224619	1.0610272	1.0921952

表 8-5　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 2cm）

Nz=2cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 [cm]	0.1	0.99905153	1.0002453	1.0164509	1.0127472	0.98537342
	1	0.99935714	1.0007617	1.0151337	1.0094784	0.98025883
	2	0.99921088	1.0004611	1.0126944	1.0044471	0.97249024
	4	0.99893102	0.99968703	1.0073134	0.99327008	0.95471456
	10	0.99859355	0.99854751	0.99770866	0.97310741	0.92236455
	20	0.99850955	0.99828679	0.99743254	0.97703660	0.93417023
	40	0.99849780	0.99832555	1.0018116	0.99768551	0.98515154
	100	0.99857744	0.99886300	1.0173505	1.0476980	1.0710983

表 8-6　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 4cm）

Nz=4cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.99872270	0.99938291	1.0109100	1.0012155	0.96708980
1/2 波長	1	0.99910369	1.0000287	1.0097825	0.99835044	0.96266266
[cm]	2	0.99893102	0.99968703	1.0073134	0.99327008	0.95471456
	4	0.99860471	0.99880579	1.0018562	0.98216717	0.93702150
	10	0.99822273	0.99756852	0.99233336	0.96247048	0.90531311
	20	0.99811030	0.99723742	0.99127404	0.96356993	0.91092522
	40	0.99808617	0.99721047	0.99416792	0.97772621	0.94720912
	100	0.99813876	0.99758606	1.0056476	1.0167121	1.0196205

表 8-7　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 10cm）

Nz=10cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.99855682	0.99850087	1.0010735	0.98031492	0.93363667
1/2 波長	1	0.99878268	0.99892209	1.0000230	0.97773381	0.92969093
[cm]	2	0.99859355	0.99854751	0.99770866	0.97310741	0.92236455
	4	0.99822273	0.99756852	0.99233336	0.96247048	0.90531311
	10	0.99776354	0.99609439	0.98196240	0.94148818	0.87111387
	20	0.99761517	0.99562428	0.97910202	0.93691254	0.86471164
	40	0.99758018	0.99548178	0.97932856	0.94003929	0.87381382
	100	0.99760009	0.99563229	0.98366862	0.95536952	0.90767528

表 8-8　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 20cm）

Nz=20cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.99848161	0.99827787	1.0013964	0.98668485	0.95068861
1/2 波長	1	0.99870512	0.99868644	1.0000957	0.98300338	0.94438990
[cm]	2	0.99850955	0.99828679	0.99743254	0.97703660	0.93417023
	4	0.99811030	0.99723742	0.99127404	0.96356993	0.91092522
	10	0.99761517	0.99562428	0.97910202	0.93691254	0.86471164
	20	0.99746431	0.99510136	0.97547761	0.93007098	0.85372516
	40	0.99742213	0.99494758	0.97516573	0.93135811	0.85860117
	100	0.99742805	0.99503001	0.97795815	0.94192861	0.88405287

表 8-9　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 40cm）

Nz=40cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.99847114	0.99833739	1.0068155	1.0123760	1.0123736
1/2 波長	1	0.99870251	0.99874672	1.0051464	1.0066261	1.0016403
[cm]	2	0.99849780	0.99832555	1.0018116	0.99768551	0.98515154
	4	0.99808617	0.99721047	0.99416792	0.97772621	0.94720912
	10	0.99758018	0.99548178	0.97932856	0.94003929	0.87381382
	20	0.99742213	0.99494758	0.97516573	0.93135811	0.85860117
	40	0.99736584	0.99479510	0.97494068	0.93377545	0.86802249
	100	0.99736494	0.99488081	0.97805320	0.94782035	0.90615371

表 8-10　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1, z 方向 1/2 波長 100cm）

Nz=100cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.99843521	0.99877403	1.0247092	1.0692435	1.1057335
1/2 波長	1	0.99879055	0.99934476	1.0224619	1.0610272	1.0921952
[cm]	2	0.99857744	0.99886300	1.0173505	1.0476980	1.0710983
	4	0.99813876	0.99758606	1.0056476	1.0167121	1.0196205
	10	0.99760009	0.99563229	0.98366862	0.95536952	0.90767528
	20	0.99742805	0.99503001	0.97795815	0.94192861	0.88405287
	40	0.99736494	0.99488081	0.97805320	0.94782035	0.90615371
	100	0.99741849	0.99507296	0.98376938	0.97683462	0.97706630

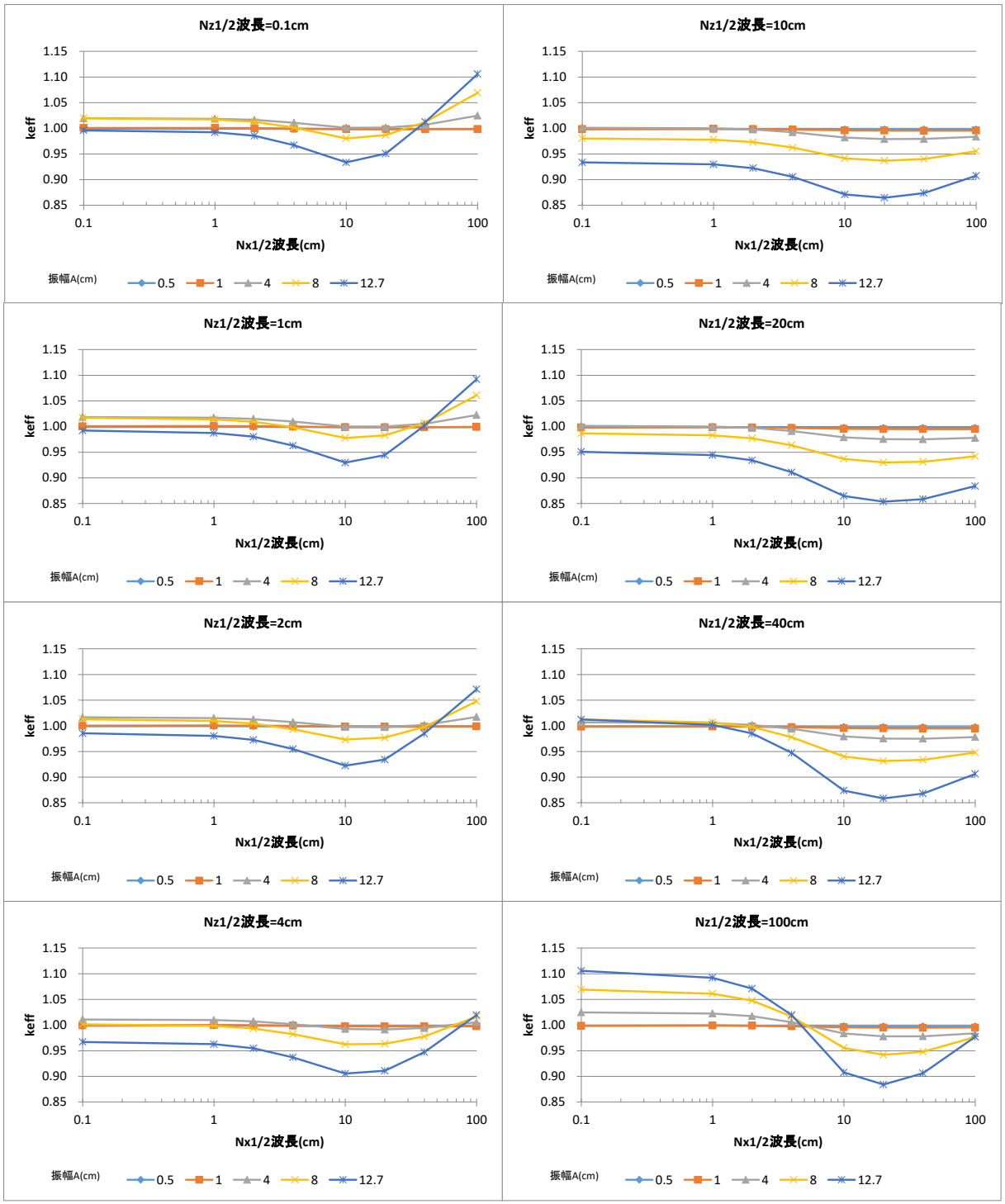


図 8-2　THREEDANT 解析結果、デブリ凹凸 1/2 波長に対する keff 変化(燃料条件 D1)

(注 1)Nx、Nz 転置の値は他図にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

(注 2)振幅 0.5cm と 1cm の結果はほぼ同じであるので、両者のプロットは重なっている。

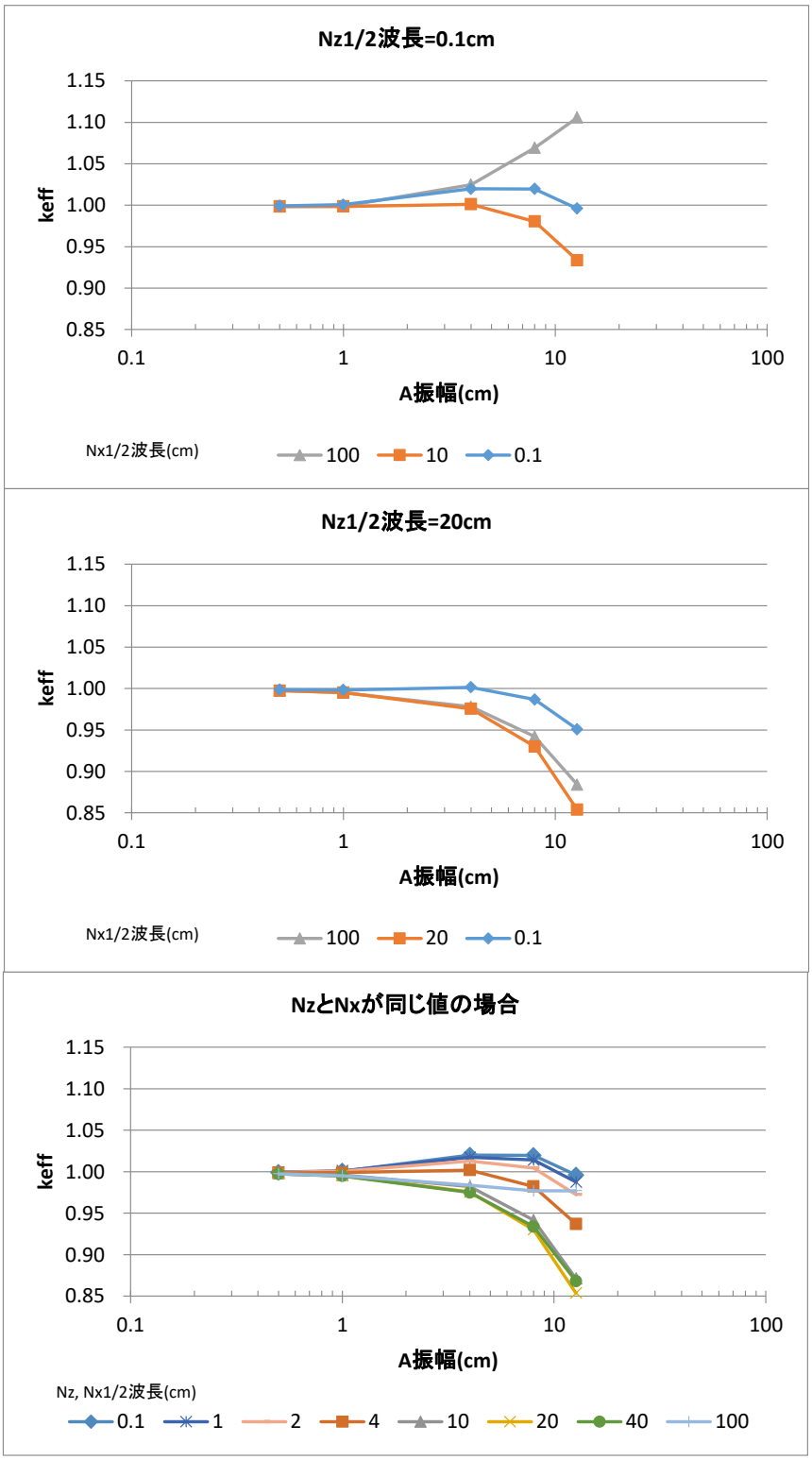


図 8-3　THREEDANT 解析結果、デブリ凹凸振幅に対する keff 変化(燃料条件 D1)

2) 燃料条件 D2 解析結果

THREEDANT を用いて解析した keff 値を表 8-11～表 8-18、図 8-4 に示す。

なお、D1 ケース計算後、振幅 0.5cm と 1cm の結果に大差ないため、D2 振幅 1cm 計算は省略し、デブリ凹凸互い違いモデルを D1 燃料振幅 12.7cm 条件で行った。

D2 燃料条件の解析結果として以下が得られた。

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して（図 8-4）：

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して、z 方向 1/2 波長の比較的小さいグループ 0.1, 1, 2, 4cm では、keff の変化がほとんどない振幅 0.5cm を除き、x 方向 1/2 波長 10cm または 20cm で keff 最小値となり、z 方向 1/2 波長の比較的大きいグループ 10, 20, 40, 100cm では、z 方向 1/2 波長 10cm で振幅 8 及び 12.7cm が x 方向 1/2 波長 20cm で keff 最小値を示す点を除き、全体的には keff がほとんど変化しない振幅 0.5cm での keff 値に近づいていく傾向を示した。

keff 最小値を示したのち、x 方向 1/2 波長が増加する z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10cm では、x 方向 1/2 波長 100cm での keff 値は、x 方向 1/2 波長 0.1cm での keff 値ほどは上昇していない。

振幅が大きくなるほど、x 方向 1/2 波長に沿った変化量が大きい。

表 8-11　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 0.1cm）

Nz=0.1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74969234	-	1.0679677	1.2870031	1.4144295
	1	0.74896937	-	1.0565474	1.2707376	1.3957341
	2	0.74787864	-	1.0364246	1.2411953	1.3612956
	4	0.74623829	-	0.98496035	1.1605751	1.2646255
	10	0.74424898	-	0.89210305	0.99889476	1.0629068
	20	0.74366223	-	0.88118399	0.99843477	1.0741281
	40	0.74351936	-	0.91225413	1.0779008	1.1861197
	100	0.74384074	-	0.96415165	1.1576907	1.2814390

(注)Nx、Nz 転置の値は他表にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

表 8-12　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 1cm）

Nz=1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74896937	-	1.0565474	1.2707376	1.3957341
	1	0.74857992	-	1.0431176	1.2511927	1.3731414
	2	0.74757567	-	1.0235512	1.2217852	1.3384534
	4	0.74603131	-	0.97595992	1.1461634	1.2474447
	10	0.74412153	-	0.88827660	0.99238421	1.0547290
	20	0.74357002	-	0.87823509	0.99258426	1.0665933
	40	0.74341669	-	0.90885938	1.0710503	1.1773968
	100	0.74381281	-	0.96050340	1.1505613	1.2724868

表 8-13　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 2cm）

Nz=2cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74787864	-	1.0364246	1.2411953	1.36129560
	1	0.74757567	-	1.0235512	1.2217852	1.33845340
	2	0.74653397	-	1.0041222	1.1920985	1.30343780
	4	0.74501198	-	0.95939626	1.1197210	1.21545230
	10	0.74324657	-	0.87902544	0.97690560	1.03556290
	20	0.74266470	-	0.86914982	0.97675259	1.04676540
	40	0.74250685	-	0.8973662	1.0518634	1.15431710
	100	0.74274995	-	0.9472946	1.1301281	1.24838400

表 8-14　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 4cm）

Nz=4cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74623829	-	0.98496035	1.1605751	1.2646255
	1	0.74603131	-	0.97595992	1.1461634	1.2474447
	2	0.74501198	-	0.95939626	1.1197210	1.2154523
	4	0.74354505	-	0.92137165	1.0564304	1.1373913
	10	0.74182468	-	0.85342635	0.93352272	0.98109884
	20	0.74125162	-	0.84257726	0.92877687	0.98509384
	40	0.74104099	-	0.86194132	0.98933580	1.0765499
	100	0.74108675	-	0.90427243	1.0607408	1.1639998

表 8-15　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 10cm）

Nz=10cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74424898	-	0.89210305	0.99889476	1.0629068
	1	0.74412153	-	0.88827660	0.99238421	1.0547290
	2	0.74324657	-	0.87902544	0.97690560	1.0355629
	4	0.74182468	-	0.85342635	0.93352272	0.98109884
	10	0.74002784	-	0.80098093	0.83903962	0.86028480
	20	0.73937751	-	0.78489631	0.81487519	0.83219095
	40	0.73908402	-	0.78349615	0.82212123	0.84885366
	100	0.73893333	-	0.79613666	0.85291437	0.89230780

表 8-16　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 20cm）

Nz=20cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74366223	-	0.88118399	0.99843477	1.0741281
	1	0.74357002	-	0.87823509	0.99258426	1.0665933
	2	0.74266470	-	0.86914982	0.97675259	1.0467654
	4	0.74125162	-	0.84257726	0.92877687	0.98509384
	10	0.73937751	-	0.78489631	0.81487519	0.83219095
	20	0.73868479	-	0.76581621	0.78096110	0.78840042
	40	0.73836534	-	0.75972960	0.77320026	0.78024955
	100	0.73818465	-	0.75995300	0.77787399	0.78955288

表 8-17　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 40cm）

Nz=40cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74351936	-	0.91225413	1.0779008	1.1861197
	1	0.74341669	-	0.90885938	1.0710503	1.1773968
	2	0.74250685	-	0.89736620	1.0518634	1.1543171
	4	0.74104099	-	0.86194132	0.98933580	1.0765499
	10	0.73908402	-	0.78349615	0.82212123	0.84885366
	20	0.73836534	-	0.75972960	0.77320026	0.78024955
	40	0.73803839	-	0.75194546	0.76063660	0.76431955
	100	0.73784898	-	0.74881169	0.75725431	0.76178912

表 8-18　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D2, z 方向 1/2 波長 100cm）

Nz=100cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.74384074	-	0.96415165	1.1576907	1.2814390
	1	0.74381281	-	0.96050340	1.1505613	1.2724868
	2	0.74274995	-	0.94729464	1.1301281	1.2483840
	4	0.74108675	-	0.90427243	1.0607408	1.1639998
	10	0.73893333	-	0.79613666	0.85291437	0.89230780
	20	0.73818465	-	0.75995300	0.77787399	0.78955288
	40	0.73784898	-	0.74881169	0.75725431	0.76178912
	100	0.73764535	-	0.74374032	0.74875488	0.75142596

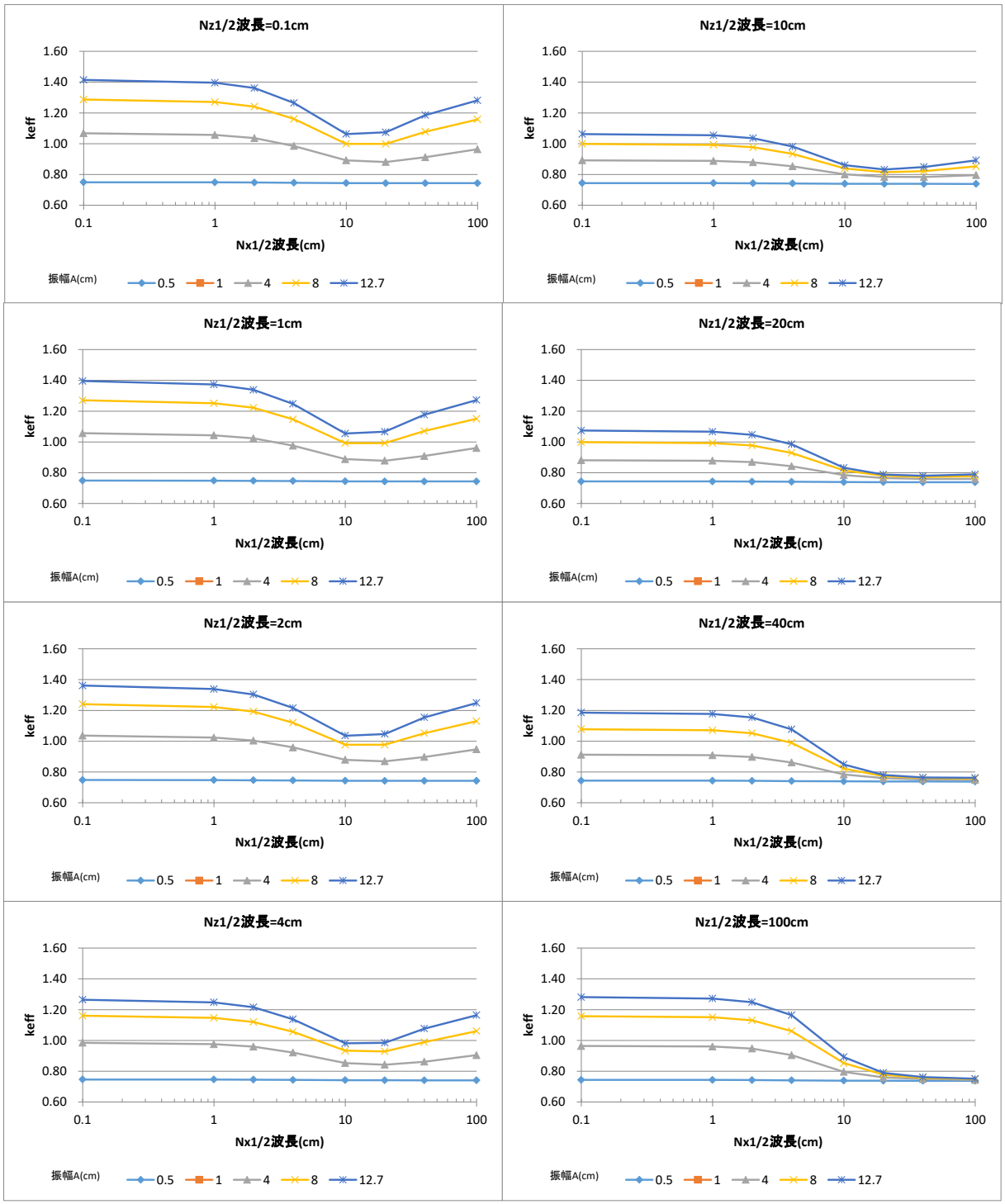


図 8-4　THREEDANT 解析結果、デブリ凹凸 1/2 波長に対する keff 変化(燃料条件 D2)

(注 1)Nx、Nz 転置の値は他図にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

3) 燃料条件 D3 解析結果

THREEDANT を用いて解析した keff 値を表 8-19～表 8-26、図 8-5 に示す。D3 燃料条件の解析結果として以下が得られた。

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して（図 8-5）：

z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して、z 方向 1/2 波長の比較的小さいグループ 0.1, 1, 2, 4cm では、keff の変化がほとんどない振幅 0.5cm を除き、x 方向 1/2 波長 10cm または 20cm で keff 最小値となり、z 方向 1/2 波長の比較的大きいグループ 10, 20, 40, 100cm では、振幅 12.7cm が x 方向 1/2 波長 20cm で keff 最小値を示すものの、全体的には keff がほとんど変化しない振幅 0.5cm での keff 値に近づいていく傾向を示した。

keff 最小値を示したのち、x 方向 1/2 波長が増加する z 方向 1/2 波長の比較的小さいグループ 0.1, 1, 2, 4cm では、x 方向 1/2 波長 100cm での keff 値は、x 方向 1/2 波長 0.1cm での keff 値とほぼ同程度の値まで上昇している。

振幅が大きくなるほど、x 方向 1/2 波長に沿った変化量が大きい。

得られた結果を燃料条件 D1(^{235}U 濃縮度 4wt%、コンクリート体積割合 90%)、D2(4wt%、0%)、D3(4wt%、60%)で比較すると以下が分かった。

x 方向 1/2 波長の変化に対する keff の変化がほとんどなくグラフ上は平坦に見える振幅 0.5cm の keff は、D1 で keff=1.0、D2 で keff=0.74、D3 で keff=0.88 程度であり、コンクリート体積割合が低くなるにつれ小さくなる。

keff 最小値は、D1 で keff=0.86、D2 で keff=0.74、D3 で keff=0.83 程度であり、コンクリート体積割合が低くなるにつれ小さくなる。

表 8-19　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 0.1cm）

Nz=0.1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.88216899	0.89377349	1.0332244	1.1794713	1.2767909
1/2 波長 Nx	1	0.88204397	0.89321111	1.0270917	1.1680730	1.2622698
[cm]	2	0.88166063	0.89191821	1.0162608	1.1476160	1.2360448
	4	0.88097396	0.88946729	0.98995687	1.0948189	1.1656894
	10	0.88029901	0.88622003	0.94650246	1.0006220	1.0334191
	20	0.88007443	0.88538066	0.94321809	1.0084130	1.0569390
	40	0.88001637	0.88536978	0.95980948	1.0742246	1.1676494
	100	0.88005369	0.88652799	1.0017749	1.1588639	1.2748806

(注)Nx、Nz 転置の値は他表にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

表 8-20　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 1cm）

Nz=1cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.88204397	0.89321111	1.0270917	1.1680730	1.2622698
1/2 波長 Nx	1	0.88223587	0.89312455	1.0194459	1.1531941	1.2431421
[cm]	2	0.88188988	0.89199250	1.0088320	1.1327065	1.2165224
	4	0.88127076	0.88966851	0.98455198	1.0834436	1.1503942
	10	0.88048730	0.88636822	0.94342834	0.99408999	1.0242414
	20	0.88025548	0.88553772	0.93980492	1.0001200	1.0447286
	40	0.88020133	0.88549692	0.95504567	1.0618923	1.1504414
	100	0.88032925	0.88682915	0.99531723	1.1443347	1.2557862

表 8-21　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 2cm）

Nz=2cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸	0.1	0.88166063	0.89191821	1.0162608	1.1476160	1.2360448
1/2 波長 Nx	1	0.88188988	0.89199250	1.0088320	1.1327065	1.2165224
[cm]	2	0.88150609	0.89082016	0.99796666	1.1114269	1.1886244
	4	0.88086196	0.88854046	0.97510435	1.0643597	1.1246029
	10	0.88007827	0.88538759	0.93712204	0.98151093	1.0065230
	20	0.87984413	0.88453815	0.93302504	0.98503764	1.0226321
	40	0.87977595	0.88446421	0.94580792	1.0400113	1.1203513
	100	0.87987115	0.88553348	0.98232572	1.1185685	1.2226307

表 8-22　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 4cm）

Nz=4cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.88097396	0.88946729	0.98995687	1.0948189	1.1656894
	1	0.88127076	0.88966851	0.98455198	1.0834436	1.1503942
	2	0.88086196	0.88854046	0.97510435	1.0643597	1.1246029
	4	0.88016948	0.88627730	0.95509349	1.0227879	1.0667288
	10	0.87935069	0.88322511	0.92241044	0.95181647	0.96371532
	20	0.87907968	0.88231419	0.91712008	0.94942064	0.96854302
	40	0.87899462	0.88209707	0.92436581	0.98644238	1.0419213
	100	0.87902156	0.88265407	0.95081293	1.0519231	1.1327045

表 8-23　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 10cm）

Nz=10cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.88029901	0.88622003	0.94650246	1.0006220	1.0334191
	1	0.88048730	0.88636822	0.94342834	0.99408999	1.0242414
	2	0.88007827	0.88538759	0.93712204	0.98151093	1.0065230
	4	0.87935069	0.88322511	0.92241044	0.95181647	0.96371532
	10	0.87843144	0.88004033	0.89548242	0.89632760	0.88143436
	20	0.87804534	0.87896170	0.88754991	0.88286286	0.86330703
	40	0.87782135	0.87844485	0.88648686	0.88586820	0.87391751
	100	0.87792341	0.87849819	0.89250474	0.90687796	0.91246326

表 8-24　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 20cm）

Nz=20cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.88007443	0.88538066	0.94321809	1.0084130	1.0569390
	1	0.88025548	0.88553772	0.93980492	1.0001200	1.0447286
	2	0.87984413	0.88453815	0.93302504	0.98503764	1.0226321
	4	0.87907968	0.88231419	0.91712008	0.94942064	0.96854302
	10	0.87804534	0.87896170	0.88754991	0.88286286	0.86330703
	20	0.87776803	0.87780220	0.87834626	0.86500347	0.83646964
	40	0.87763560	0.87731270	0.87565781	0.86193761	0.83426594
	100	0.87754175	0.87713212	0.87680781	0.86858749	0.85006851

表 8-25　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 40cm）

Nz=40cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.88001637	0.88536978	0.95980948	1.0742246	1.1676494
	1	0.88020133	0.88549692	0.95504567	1.0618923	1.1504414
	2	0.87977595	0.88446421	0.94580792	1.0400113	1.1203513
	4	0.87899462	0.88209707	0.92436581	0.98644238	1.0419213
	10	0.87782135	0.87844485	0.88648686	0.88586820	0.87391751
	20	0.87763560	0.87731270	0.87565781	0.86193761	0.83426594
	40	0.87748593	0.87680650	0.87241850	0.85745813	0.82999317
	100	0.87741759	0.87659084	0.87247039	0.86183872	0.84409155

表 8-26　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D3, z 方向 1/2 波長 100cm）

Nz=100cm		デブリ凹凸振幅[cm]				
		0.5	1	4	8	12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	0.88005369	0.88652799	1.0017749	1.1588639	1.2748806
	1	0.88032925	0.88682915	0.99531723	1.1443347	1.2557862
	2	0.87987115	0.88553348	0.98232572	1.1185685	1.2226307
	4	0.87902156	0.88265407	0.95081293	1.0519231	1.1327045
	10	0.87792341	0.87849819	0.89250474	0.90687796	0.91246326
	20	0.87754175	0.87713212	0.87680781	0.86858749	0.85006851
	40	0.87741759	0.87659084	0.87247039	0.86183872	0.84409155
	100	0.87735500	0.87639938	0.87234708	0.86858749	0.86618519

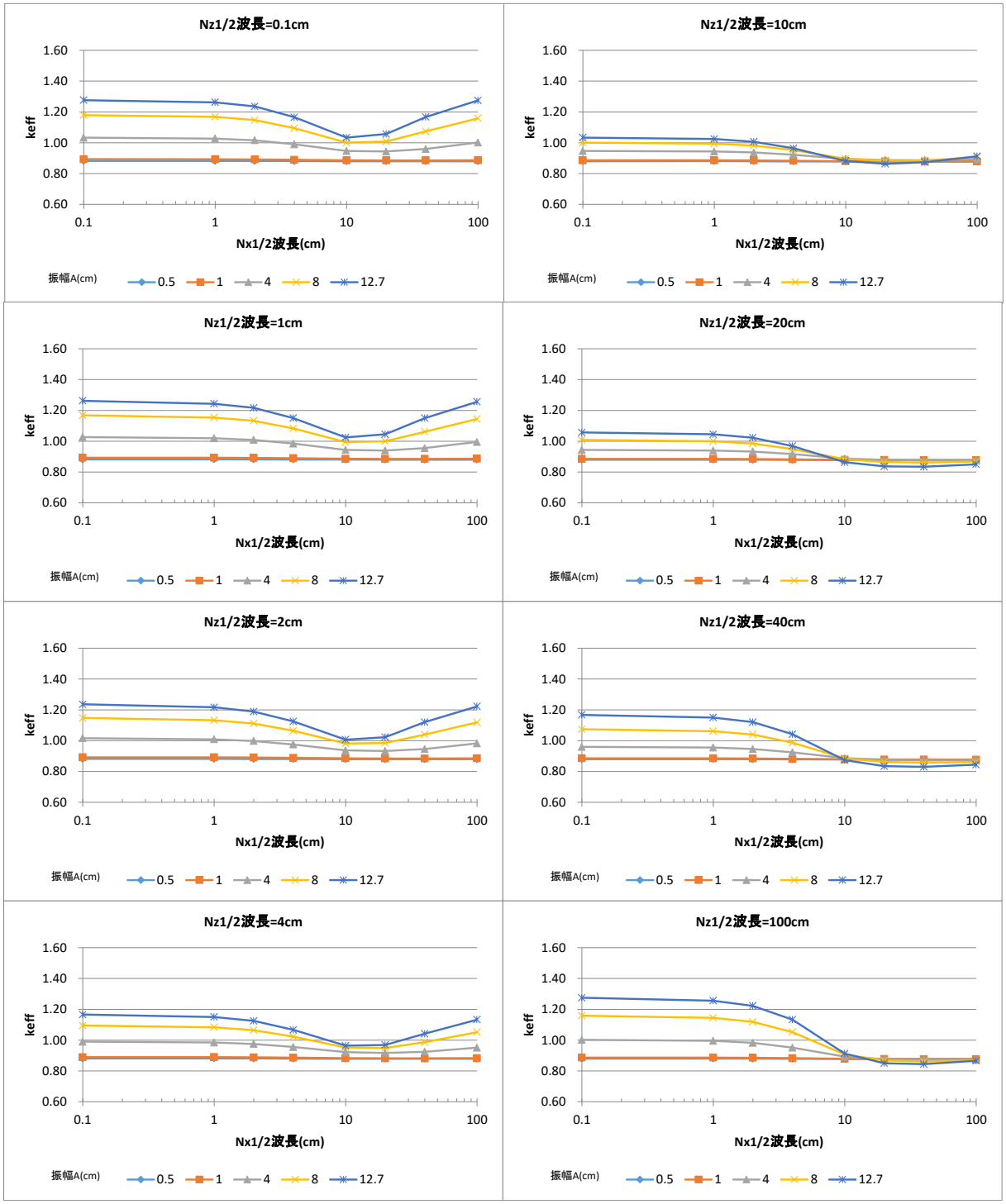


図 8-5　THREEDANT 解析結果、デブリ凹凸 1/2 波長に対する keff 変化(燃料条件 D3)

(注 1)Nx、Nz 転置の値は他図にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。
(注 2)振幅 0.5cm と 1cm の結果はほぼ同じであるので、両者のプロットは重なっている。

4) 燃料条件 D1 ケース凹凸互い違いモデル

THREEDANT を用いて解析した keff 値を表 8-27～表 8-34、図 8-6 に示す。D3 燃料条件の解析結果として以下が得られた。

振幅 12.7cm のみ、z 方向 1/2 波長 0.1, 1, 2, 4, 10, 20, 40, 100cm の各ケースで、x 方向 1/2 波長の変化に対して（図 8-6）：

z 方向 1/2 波長 0.1cm では、x 方向 1/2 波長の変化に対して、keff 値は、1.15 程度でほぼ一定で推移している。オリジナルの D1 ケース(図 8-2 左上)では、振幅 12.7cm で x 方向 1/2 波長 0.1cm では keff 値は、ほぼ 1 であり、本ケースが 1.15 とより大きな値となっている。これは凹凸互い違い形状としたため、デブリの体積が増えたことによる形状効果と言える。

z 方向 1/2 波長 1cm～100cm では、z 方向 1/2 波長が大きくなるにつれて x 方向 1/2 波長の大きい側で keff 値が減少していく傾向が見られる。

z 方向 1/2 波長 40、100cm では、x 方向 1/2 波長 20cm で keff 最小値を示す。その後の上昇は x 方向 1/2 波長 0.1cm の keff 値には至らない。

z 方向 1/2 波長が大きくなるほど、x 方向 1/2 波長に沿った変化傾向が大きい。ただし、z 方向 1/2 波長 20, 40, 100cm では最大-最小の変化量は同程度である。

オリジナルの D1 ケースと D1 凹凸互い違いケースの結果を比較すると以下の違いがあり形状の効果であると言える。

z 方向 1/2 波長 0.1cm で x 方向 1/2 波長が 0.1 から 100cm まで変化した場合、オリジナルは、x 方向 1/2 波長 0.1cm で keff＝1.0、x 方向 1/2 波長 10cm で最小の keff=0.93、100cm で最大の keff=1.11 いう増減を示す。一方、凹凸互い違いでは、keff=1.15 程度でほぼ一定であり、オリジナルの keff 変動より常に高かった。

keff 最小値は、オリジナルで z 方向 1/2 波長 20cm、x 方向 1/2 波長 10cm の keff=0.85 に対し、凹凸互い違いでは、z 方向 1/2 波長 20cm、x 方向 1/2 波長 100cm の keff=0.92 であり、凹凸互い違いは、オリジナルほど keff が低下しなかった。

表 8-27　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 0.1cm）

Nz=0.1cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1510678
	1	1.1518450
	2	1.1520163
	4	1.1520265
	10	1.1521296
	20	1.1521310
	40	1.1519642
	100	1.1521341

(注)Nx、Nz 転置の値は他表にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

表 8-28　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 1cm）

Nz=1cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1518450
	1	1.1447701
	2	1.1421960
	4	1.1399526
	10	1.1390962
	20	1.1387670
	40	1.1385972
	100	1.1384948

表 8-29　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 2cm）

Nz=2cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1520163
	1	1.1421960
	2	1.1335851
	4	1.1259641
	10	1.1204268
	20	1.1186950
	40	1.1178187
	100	1.1172920

表 8-30　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 4cm）

Nz=4cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1520265
	1	1.1399526
	2	1.1259641
	4	1.1033127
	10	1.07989700
	20	1.07172450
	40	1.0676722
	100	1.0652412

表 8-31　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 10cm）

Nz=10cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1521296
	1	1.1390962
	2	1.1204268
	4	1.07989700
	10	1.00383680
	20	0.97285072
	40	0.95822337
	100	0.94952411

表 8-32　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 20cm）

Nz=20cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1521310
	1	1.1387670
	2	1.1186950
	4	1.07172450
	10	0.97285072
	20	0.93912958
	40	0.92811468
	100	0.92185048

表 8-33　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 40cm）

Nz=40cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1519642
	1	1.1385972
	2	1.1178187
	4	1.0676722
	10	0.95822337
	20	0.92811468
	40	0.93029187
	100	0.93908225

表 8-34　THREEDANT　keff 解析結果（燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル, z 方向 1/2 波長 100cm）

Nz=100cm		デブリ凹凸振幅[cm]
		12.7
デブリ凹凸 1/2 波長 Nx [cm]	0.1	1.1521341
	1	1.1384948
	2	1.1172920
	4	1.0652412
	10	0.94952411
	20	0.92185048
	40	0.93908225
	100	0.98968804

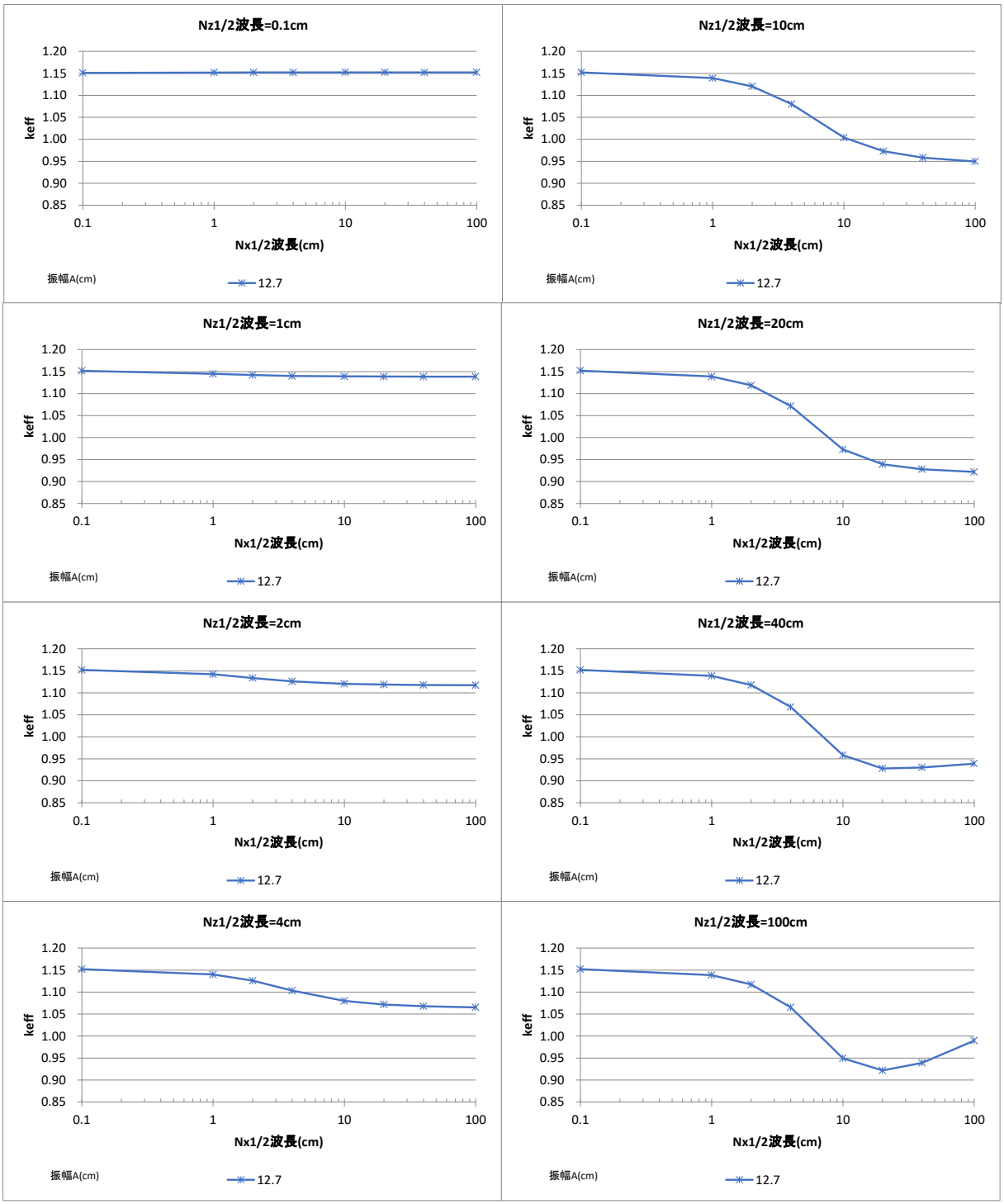


図 8-6　THREEDANT 解析結果、デブリ凹凸 1/2 波長に対する keff 変化(燃料条件 D1 凹凸互い違いモデル)

(注 1)Nx、Nz 転置の値は他図にも重複して示す。例：Nz=0.1, Nx=1cm の値は Nz=1, Nx=0.1cm の値としても示す。

8.3 まとめ

計算結果と課題を以下に示す。

(1) 計算結果
- THREEDANT コードを用いて、デブリ表面凹凸の振幅及び波長をパラメータとした三次元(立体)モデルの臨界計算を行い、^{235}U 濃縮度 4wt%,コンクリート体積割合 90%を基本ケースとする合計 3 ケースの燃料条件それぞれで、振幅、波長の変化に対する keff 計算結果を整理し、形状の効果を明らかにした。
- ほとんどの計算ケースで、1/2 波長が 1cm から 10cm へと変化するとき、keff が小さくなるような変化が見られた。このことは、サイズが 1cm 程度の凹凸を削り取ってサイズが 10cm 程度以下の凹凸を作ったとしても、keff が小さくなる可能性を示している。
- 凹凸の配置を互い違いにしたケースの解析を行ったところ、互い違いケースではオリジナルの凹凸配置のケースに比べ、keff の減少量が小さいことがわかった。
- 3 ケースの燃料条件による keff 計算結果を比較すると keff 最小値は、コンクリート体積割合が低くなるにつれ小さくなる等、組成の影響が見られた。

(2) 課題
- 凹凸の互い違いのケースについて、より多くの条件で計算する必要がある。
- ここでの計算で確認された、keff が小さくなることが期待できるような条件に相応するような、一つの凸などについての計算を、今後行うべきである。