



シビアアクシデント後の 再臨界評価手法の高度化に関する研究

(共同研究)

Study to Improve Recriticality Evaluation Methodology after Severe Accident

(Joint Research)

久語 輝彦 石川 眞 長家 康展 横山 賢治
深谷 裕司 丸山 博見 石井 佳彦 藤村 幸治
近藤 貴夫 湊 博一 土屋 暁之

Teruhiko KUGO, Makoto ISHIKAWA, Yasunobu NAGAYA, Kenji YOKOYAMA
Yuji FUKAYA, Hiromi MARUYAMA, Yoshihiko ISHII, Koji FUJIMURA
Takao KONDO, Hirokazu MINATO and Akiyuki TSUCHIYA

原子力基礎工学研究部門

Nuclear Science Engineering Directorate

March 2014

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

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

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

© Japan Atomic Energy Agency, 2014

シビアアクシデント後の
再臨界評価手法の高度化に関する研究
(共同研究)

日本原子力研究開発機構

原子力基礎工学研究部門

久語 輝彦、石川 眞、長家 康展、横山 賢治、深谷 裕司

丸山 博見*1、石井 佳彦*2、藤村 幸治*2、近藤 貴夫*1、湊 博一*1、土屋 暁之*1

(2013年11月12日 受理)

本報告書は、2011年3月に発生した東京電力福島第一原子力発電所事故の収束に貢献することを目的として、日本原子力研究開発機構と日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社が、2011～2012年度の2年間にわたって共同で実施した研究の成果をまとめたものである。福島第一原子力発電所においては、東北地方太平洋沖地震に伴う全電源喪失により冷却能力が失われ、炉心溶融が生じたと考えられている。しかし、溶融した燃料がどの場所に、どれくらい存在するかは分かっておらず、今後、何らかの誘因により再臨界が起きるか、また、仮に再臨界が起きたとしてどのくらいの規模のものになるかは、未確定のままである。本研究ではまず、現状の福島第一原子力発電所において再臨界に到るシナリオを検討した。引き続いて、そのシナリオに応じた投入反応度及び反応度フィードバックメカニズムをモデル化して、シビアアクシデント後の原子力発電所における再臨界事象を評価できる手法を開発し、汎用炉心解析システム MARBLE 上で稼働する臨界事故シミュレーションツール PORCAS として整備した。さらに、この PORCAS を用いて、福島第一原子力発電所における代表的な再臨界シナリオの挙動解析を行い、この結果を用いて被ばく線量を評価することにより、公衆への影響の程度を概算した。

本研究は日本原子力研究開発機構と日立 GE ニュークリア・エナジー(株)との共同研究に基づいて実施したものである。

原子力科学研究所(駐在)：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

*1 日立 GE ニュークリア・エナジー(株) 原子力計画部

*2 (株)日立製作所 日立研究所 原子力システム研究部

**Study to Improve Recriticality Evaluation Methodology after Severe Accident
(Joint Research)**

Teruhiko KUGO, Makoto ISHIKAWA, Yasunobu NAGAYA,
Kenji YOKOYAMA, Yuji FUKAYA

Hiromi MARUYAMA*¹, Yoshihiko ISHII*², Koji FUJIMURA*², Takao KONDO*¹,
Hirokazu MINATO*¹ and Akiyuki TSUCHIYA*¹

Nuclear Science Engineering Directorate, Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 12, 2013)

The present report summarizes the results of a 2-year cooperative study between JAEA and Hitachi-GE Nuclear Energy in order to contribute to the settlement of the Fukushima-Daiich nuclear power plants which suffered from the severe accident on March 2011. In the Fukushima-Daiich plants, it is considered that the nuclear fuel in the core was melted down by the loss of ultimate heat sink by the station black out after the 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake. The position and/or the mass of the melted fuel have not been known yet. Therefore, the possibility of recriticality events and the severity of the postulated recriticality are uncertain. In the present study, the possible scenarios to reach the recriticality events in Fukushima-Daiich were investigated first. Then, the analytical methodology to evaluate the time-dependent recriticality events has been developed by modelling the reactivity insertion rate and the possible feedback according to the recriticality scenarios identified in the first step. The methodology developed here has been equipped as a transient simulation tool, PORCAS, which is operated on a multi-purpose platform for reactor analysis, MARBLE. Finally, the radiation exposure rates by the postulated recriticality events in Fukushima-Daiich were approximately evaluated to estimate the impact to the public environment.

Keywords: Fukushima, Recriticality, Severe-Accident, Kinetics, Radiation-Exposure

This work was performed as a joint research between JAEA and Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd.

*¹ Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd.

*² Hitachi Ltd.

目次

1. はじめに	1
2. 再臨界シナリオの検討	2
2.1 格納容器内を対象とした臨界解析	2
2.1.1 燃料組成	2
2.1.2 燃料デブリの配置	4
2.1.3 1F-1の再臨界計算	5
2.2 再臨界シナリオ検討のための燃料デブリ性状パラメータの優先度	10
2.3 再臨界シナリオの選定	12
3. 再臨界解析手法の開発	18
3.1 溶液系臨界事故解析手法の整備	18
3.1.1 再臨界評価手法のための開発フレームワーク整備	18
3.1.2 MARBLE用一点近似動特性ソルバーの溶液系臨界事故への適用	19
3.1.3 プロジェクト及びバージョン管理用サーバーの構築	23
3.1.4 臨界事故シミュレーションツールPORCASの開発	27
3.1.5 PORCASによるTRACY過渡実験解析	29
3.2 格納容器内の反応度フィードバックモデルの開発	33
3.2.1 核モデル	33
3.2.2 熱伝達モデル	33
3.2.3 沸騰モデル	38
3.2.4 反応度フィードバックモデル	38
4. 再臨界規模評価及び被ばく評価	40
4.1 評価対象とした再臨界シナリオ	40
4.2 臨界時挙動評価条件及び解析方法	40
4.3 臨界時挙動評価結果	43
4.3.1 基準体系での評価結果	43
4.3.2 反応度投入量の影響評価	47
4.4 被ばく評価結果	49
5. まとめ	51
謝辞	51
参考文献	52

Contents

1. Introduction	1
2. Study of Recriticality Scenarios	2
2.1 Criticality Analysis in Containment Vessel	2
2.1.1 Fuel Composition	2
2.1.2 Position of Fuel Debris	4
2.1.3 Survey of Recriticality in 1F-1	5
2.2 Prioritization of Parameters in Fuel Debris Features for Recriticality Scenario Study	10
2.3 Identification of Recriticality Scenarios	12
3. Development of Recriticality Analytical Method	18
3.1 Preparation of Kinetic Analysis Tools for Solution System	18
3.1.1 Framework of Development for Recriticality Analysis Methodology	18
3.1.2 Application of Point-kinetics Solver in MARBLE to Recriticality Events in Solution System	19
3.1.3 Preparation of Server System for Project and Version Management	23
3.1.4 Development of Criticality Event Simulation Tool: PORCAS	27
3.1.5 Analysis of TRACY Transient Experiments with PORCAS	29
3.2 Development of Reactivity Feedback Model in Containment Vessel	33
3.2.1 Neutronics Model	33
3.2.2 Thermal Transition Model	33
3.2.3 Boiling Model	38
3.2.4 Reactivity Feedback Model	38
4. Recriticality Magnitude Analysis and Radiation Exposure Evaluation	40
4.1 Recriticality Scenario to be Evaluated	40
4.2 Conditions and Analytical Methods to Evaluate Transient Behavior	40
4.3 Results of Transient Behavior Evaluation	43
4.3.1 Results of Base Case	43
4.3.2 Effects of Reactivity Insertion Magnitude	47
4.4 Results of Radiation Exposure Evaluation	49
5. Concluding Remarks	51
Acknowledgements	51
References	52

表リスト

表 2.1-1	炉心解析条件	3
表 2.1-2	1F-1 炉心解析条件運転履歴	3
表 2.1-3	1F-1 炉心解析条件比出力 (MW/tHM)	3
表 2.1-4	解析結果の代表的な核種インベントリ	4
表 2.1-5	空隙を水球とした場合の非均質効果	6
表 2.1-6	空隙をボイド球とした場合の非均質効果	6
表 2.1-7	ステンレス鋼の効果	7
表 2.1-8	核分裂生成物 (FP) の効果	8
表 2.1-9	単純立方無限格子計算	9
表 2.3-1	福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の再臨界シナリオ	14
表 3.1-1	PORCAS 開発サーバーの主要ソフトウェア	24
表 3.1-2	base ディレクトリ内部のソース一覧	28
表 3.1-3	model ディレクトリ内部のソース一覧	28
表 3.1-4	utils ディレクトリ内部のソース一覧	29
表 3.1-5	jsmeutils ディレクトリ内部のコード一覧	29
表 3.1-6	PORCAS による TRACY 過渡実験解析で使用した主要なパラメータ	30
表 4.3-1	1F-1 再臨界挙動評価解析で使用した主要なパラメータ	44
表 4.3-2	ステップ反応度投入量と出力と核分裂総数の比較	47
表 4.4-1	想定ケースに対するガンマ線外部被ばく線量(Sv)	50

図リスト

図 2.1-1	RPV 底部に溜まった燃料デブリに対する MVP 計算体系	5
図 2.1-2	実効増倍率の空隙率(水で満たされていると仮定)に対する依存性	5
図 2.1-3	確率論的幾何形状モデルを用いた計算体系	6
図 2.1-4	ステンレス鋼を燃料デブリに混入した場合の実効増倍率の空隙率に対する依存性	7
図 2.1-5	FP を燃料デブリに混入した場合の実効増倍率の空隙率に対する依存性	8
図 2.1-6	単純立方格子セル計算体系	9
図 2.3-1	再臨界評価のフロー	13
図 3.1-1	熱伝達率への換算	20
図 3.1-2	TRACY ランプ給液運転 Run61 の解析結果	23
図 3.1-3	PORCAS 開発プロジェクトのトップページ	24
図 3.1-4	マイルストーンによる進捗管理	25
図 3.1-5	チケットによるタスク管理	25
図 3.1-6	チケット画面の詳細	26
図 3.1-7	ソースコードの管理	26
図 3.1-8	PORCAS の構成	27
図 3.1-9	TRACY 実験解析結果:Run61 の出力	31
図 3.1-10	TRACY 実験解析結果:Run71 の出力	31
図 3.1-11	TRACY 実験解析結果:Run76 の出力	32
図 3.1-12	TRACY 実験解析結果:Run98 の出力	32
図 3.2-1	燃料・冷却材領域における熱伝達の評価モデル	39
図 4.1-1	臨界時挙動評価用再臨界シナリオ(1F-1 再臨界挙動評価)	40
図 4.2-1	1F-1 臨界評価体系と臨界時挙動評価体系	41
図 4.2-2	燃料デブリの粒径及び体積占有率の実効増倍率への影響	41
図 4.2-3	燃料デブリ温度に対する反応度変化	42
図 4.2-4	相対冷却材密度に対する反応度変化	43
図 4.3-1	反応度投入後の出力変化(基準体系)	45
図 4.3-2	反応度投入後の反応度変化(基準体系)	45
図 4.3-3	反応度投入後の温度変化(基準体系)	46
図 4.3-4	反応度投入後の総核分裂数変化(基準体系)	46
図 4.3-5	反応度投入後の出力変化(投入反応度をパラメータ)	47
図 4.3-6	投入反応度と第 1 ピーク出力との関係	48
図 4.3-7	反応度投入後の総核分裂数変化(投入反応度をパラメータ)	48
図 4.3-8	投入反応度と総核分裂数の関係	49

1. はじめに

本報告書は、2011年3月に発生した東京電力福島第一原子力発電所事故の収束に貢献することを目的として、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）と日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社が、福島第一原子力発電所で懸念されている再臨界事象の研究を、2011～2012年度の2年間共同で実施した成果をまとめたものである。

福島第一原子力発電所においては、東北地方太平洋沖地震に伴う全電源喪失により炉心冷却能力が失われ、炉心溶融が生じたと考えられている。現在でも、溶融した燃料がどの場所に、どれくらい存在するかは分かっておらず、今後、何らかの誘因により再臨界が起きるか、また、仮に再臨界が起きたとしてそれがどのくらいの規模のものになるかは未確定のままである。

本研究では、まず現状の福島第一原子力発電所において再臨界に到るシナリオを検討した。引き続き、そのシナリオに応じた投入反応度及び反応度フィードバックメカニズムをモデル化し、シビアアクシデント後の原子力発電所における再臨界事象を評価できる手法を開発した。ここで開発した再臨界事象評価手法は、原子力機構が開発してきた汎用炉心解析プラットフォーム MARBLE¹⁾上で稼働する「一点炉動特性モデルに基づく臨界事故シミュレーションツール PORCAS」²⁾として整備した。さらに、この PORCAS を用いて、福島第一原子力発電所において想定される代表的な再臨界シナリオについて挙動解析を行い、この結果を用いて被ばく線量を評価することにより、公衆への放射線影響の程度を概算した。

以下に、本研究を実施した流れを示す。

① 再臨界シナリオの検討

福島第一原子力発電所の1号機（1F-1）の崩壊した格納容器内を対象として、静的な臨界解析を行い、燃料の組成や存在割合等を仮定して、再臨界に到るシナリオを検討した。

② 再臨界解析手法の開発

(1) 溶液系の臨界事故解析手法の整備

計算プラットフォーム MARBLE の上で作動する一点炉動特性解析ソルバー Pointkinetics²⁾を活用して、まず溶液系の臨界事故解析手法を整備した。この検証として、本解析手法により TRACY 過渡実験解析を実施し、既存の溶液系臨界挙動解析コード AGNES2 と同等の結果が得られることを確認した。

(2) 格納容器内の反応度フィードバックモデルの開発

福島第一原子力発電所における再臨界シナリオの検討を踏まえて、反応度フィードバックモデルを開発し、上記で検証された一点炉動特性解析ソルバーに組み込んで、MARBLE 上で稼働する臨界事故シミュレーションツール PORCAS として整備した。また福島第一原子力発電所におけるフィードバック反応度係数を評価し、再臨界解析の入力データを用意した。

③ 再臨界規模評価及び被ばく評価

開発した臨界事故シミュレーションツール PORCAS を用いて、代表的な再臨界シナリオに沿った解析を実施し、再臨界時の核分裂数や出力トレンドを評価した。さらに、被ばく線量の評価結果に基づき、福島第一原子力発電所周辺の公衆への影響を概算した。

2. 再臨界シナリオの検討

2.1 格納容器内を対象とした臨界解析

1F-1の溶融炉心に対する再臨界の可能性を調査するため、仮想的な燃料デブリの配置を仮定し、臨界計算のパラメトリックな検討を行う。

2.1.1 燃料組成

燃料組成の正確な情報がわからないため、原子力機構が事故直後の2011年3月当時、公開情報から点燃焼計算コードORIGEN2³⁾を用いて推定した組成を用いる。ここで用いた評価コードとライブラリは以下のとおりである。

- ・使用コード：ORIGEN 2.2-upj
- ・崩壊ライブラリ：JNDECAYJ33.LIB
- ・断面積ライブラリ：BS240J33 (BWR STEP-2, VR=40%, UO₂<50GWd/tHM)

得られた結果は複数あるが、ここでは事故から90日経過したときの組成を用いることとする。この時点のU-235重量比(U-235/U total)は、約1.6wt%となっている。

本検討で用いた炉内インベントリ解析のための炉心解析条件を表2.1-1に示す。

運転履歴については、下記文献から再現した。再現した運転履歴を表2.1-2に示す。

東京電力 プレス発表

原子力安全基盤機構 原子力運転施設運転管理年表

また、東京電力から2011年2月28日時点の全集合体の燃焼度が提供されたので、それを用いて比出力の設定を行った。設定した比出力を表2.1-3に示す。表2.1-4にインベントリ解析結果を示す。

表 2.1-1 炉心解析条件

項目	単位	1F-1	1F-2	1F-3	1F-4
炉心熱出力	MWt	1,380	2,381	←	←
U235 濃縮度	wt%	3.7	←	←	←
集合体数	本	400	548	←	←
炉内 U インベントリ	tHM	69	94	←	←
平均比出力	MW/tHM	20	25.33	←	←
炉内平均燃焼度(2/28)	GWd/tHM	25.6	22.8	21.5	-
炉内平均燃焼度(3/11)	GWd/tHM	25.8	23.1	21.8	
プール内集合体数	本	-	-	514	1331
プール内平均燃焼度	GWd/tHM	-	-	41.3	36.8

表 2.1-2 1F-1 炉心解析条件運転履歴

定検番号	発電終了 (解列)	発電開始 (並列)	炉停止日数	停止後の 運転日数	集合体取替 本数
26	2010/3/25	2010/9/27	186	165	64
25	2008/10/17	2009/4/18	183	341	64
24	2006/12/28	2007/11/3	310	349	80
T/B わき水	2005/8/12	2005/10/28	77	426	-
23	2002/10/26	2005/7/24	1002	19	84
22	2000/12/21	2001/11/14	328	346	72
21	1999/7/16	1999/11/4	111	413	36

表 2.1-3 1F-1 炉心解析条件比出力 (MW/tHM)

			集合体バッチ番号/集合体本数					
			1	2	3	4	5	6
			64	64	80	84	72	36
燃焼 ステ ップ/ 燃焼 日数	1	165	32.01	27.44	22.29	16.43	10.85	6.99
	2	341		31.47	26.69	20.65	15.03	10.35
	3	349			32.84	26.54	20.87	15.04
	4	445				33.31	27.58	20.43
	5	346					34.27	25.81
	6	413						30.97

表 2.1-4 解析結果の代表的な核種インベントリ

Actinide(g/core)

	0 Year	90 Days
U234	2.13×10^2	2.28×10^2
U235	1.10×10^6	1.10×10^6
U236	2.37×10^5	2.37×10^5
U237	2.71×10^2	2.83×10^{-2}
U238	6.54×10^7	6.54×10^7
Np237	2.11×10^4	2.14×10^4
Np238	2.54×10^1	1.49×10^{-5}
Np239	2.70×10^3	3.42×10^{-3}
Pu238	7.67×10^3	7.92×10^3
Pu239	2.63×10^5	2.66×10^5
Pu240	6.97×10^4	6.97×10^4
Pu241	6.61×10^4	6.54×10^4
Pu242	2.44×10^4	2.44×10^4

FP(g/core)

	0 Year	90 Days
Mo95	3.82×10^4	4.01×10^4
Tc99	4.29×10^4	4.30×10^4
Rh103	2.32×10^4	2.44×10^4
Cs133	6.24×10^4	6.29×10^4
Nd143	4.47×10^4	4.56×10^4
Nd145	3.77×10^4	3.78×10^4
Sm147	7.99×10^3	8.01×10^3
Sm149	1.15×10^2	1.55×10^2
Sm150	1.40×10^4	1.40×10^4
Sm152	6.15×10^3	6.15×10^3
Gd155	6.51×10^0	1.86×10^1
Eu153	5.78×10^3	5.81×10^3

2.1.2 燃料デブリの配置

炉心内の状態はよく分かっていないため、ここでは、すべての燃料棒とチャンネルボックスが溶融し、燃料デブリとなって原子炉圧力容器(RPV)の底に落下した状態を考える。さらに、以下の仮定を行う。

- ・ 燃焼後の組成は、1g 以下のものは無視し、アクチニドと Zr のみとする。
- ・ 核分裂生成物(FP)の存在は無視する (保守的仮定)。
- ・ 制御棒も溶け落ちていると思われるのが、ここでは存在を無視する (保守的仮定)。
- ・ 温度はすべて 20°C として計算する。溶融して RPV の底に溜まった燃料デブリも 20°C とする。
- ・ 燃料デブリの上部は水で満たされているとする。

図 2.1-1 に、連続エネルギーモンテカルロコード MVP に適用した崩壊炉心の計算体系を示す。

この体系では、燃料棒とチャンネルボックスのみが溜まっているとしているが、実際には、燃料デブリ間に空隙があり、そこに水が浸入していく状況があり得る。そこで、空隙率を 10%~50% まで変化させ、燃料デブリと水を均質な混合物として計算することとする。空隙率に応じて、混合物の体積は増加することになるが、空隙部分を除く燃料デブリの体積は変化しないものとして増加させる。それにより、燃料デブリの RPV 底からの高さも増加させる。

核データライブラリには、JENDL-4.0 を用いる。また、モンテカルロ計算条件は、バッチサイズ 10,000 ヒストリー、250 バッチ（このうち始めの 100 バッチをスキップ）とする。

2.1.3 1F-1 の再臨界計算

(1) 計算条件

公開されている情報から、1F-1 の燃料棒の総本数は、初期インベントリが 69tU、燃料集合体数約 400 体から、燃料棒が 22,489 本と推定し、その初期体積分がすべて RPV 下部に移動すると仮定する。また、被覆管体積分とチャンネルボックス 400 体がすべて熔融して RPV 下部に移動すると仮定する。RPV の底部は半球でできていると仮定し、内径は 4.8m とする。

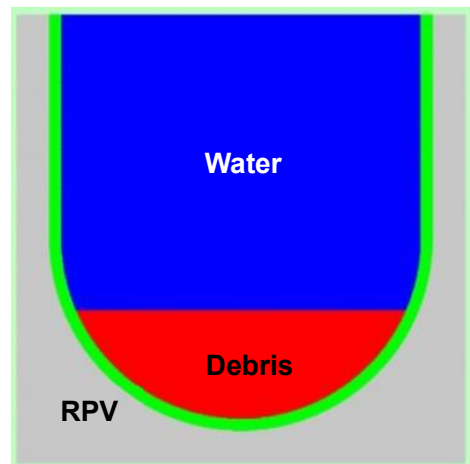


図 2.1-1 RPV 底部に溜まった燃料デブリに対する MVP 計算体系

(2) 均質体系に対する計算結果

実効増倍率の空隙率に対する計算結果を図 2.1-2 に示す。これより、空隙率（水で満たされていると仮定）が 35%を超えれば実効増倍率は 1 を超えることになるが、TMI-2 の燃料デブリの空隙率が約 18±11%と報告⁴⁾されていることもあり、実際には空隙率がそこまで大きくなる可能性は小さいであろう。また、ここで設定した計算条件は、ほとんどが保守的な仮定（FP なし、温度室温、すべての燃料が崩壊、海水ではなく真水等）であるので、この体系で再臨界が発生する可能性は少ない。なおここでは、燃料デブリを均質混合として扱ったが、燃料デブリと水の非均質効果は、実効増倍率を増加させる方向（非保守的な方向）に働くので、次に詳しく評価する。

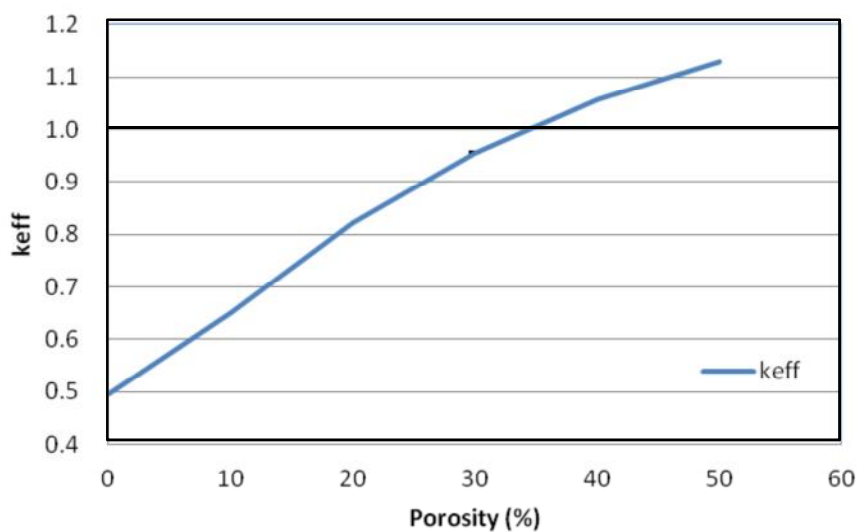


図 2.1-2 実効増倍率の空隙率（水で満たされていると仮定）に対する依存性

(3) 燃料デブリ・水の非均質効果

非均質効果を調べるため、空隙率を 18%($H/U=1.17$, $H/(U+Pu)=1.18$, TMI-2 の結果を参考とした)と固定し、MVP の確率論的幾何形状モデル (STGM) を用いて、ランダムに球形の水を燃料デブリ領域に配置し、実効増倍率を計算する。水球の直径は不明であるが、ここでは 1cm とした。図 2.1-3 に計算体系を示す。

表 2.1-5 に結果を示すが、非均質効果は、約+9%dk/kk' (約+6%dk) となった。

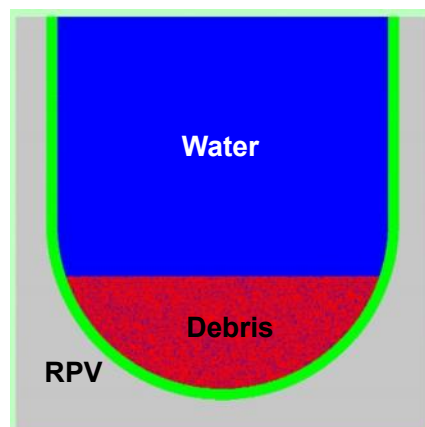


表 2.1-5 空隙を水球とした場合の非均質効果

	keff	1 σ(%)
均質	0.792308	0.0523
非均質 (STGM)	0.852556	0.0522

図 2.1-3 確率論的幾何形状モデルを用いた計算体系

上記では、燃料デブリ内の空隙を水として取り扱ったが、ボイドのまま冷えて固まる場合も想定される。そこで、ランダムに配置された水球をボイドとしてとりあつかった場合についても計算を行った。

表 2.1-6 に結果を示すが、ボイドの場合、均質の場合とあまり変化は見られなかった。

表 2.1-6 空隙をボイド球とした場合の非均質効果

	実効増倍率	1 σ(%)
均質	0.494829	0.0847
非均質 (STGM)	0.495579	0.0889

(4) ステンレス鋼の混入効果

東京電力の 2011 年 10 月 17 日の報告書⁵⁾では、燃料デブリの組成として、ステンレス鋼を考慮している。ここでは、炉心支持板や下部タイプレートなどが溶融して、燃料デブリに混入していると仮定している。ステンレス鋼の混入は、非保守側の条件であり、これを考慮しない場合、実効増倍率は大きくなる。ステンレス鋼を混入した場合、どれくらい反応度効果があるかを調べた。炉心支持板などの構造物がどの程度損傷しているかは全く分からないので、以下の条件で計算する。

- ・初期 U 装荷量(69t)に対して、5wt%, 10wt%のステンレス鋼が燃料デブリに混入することを仮定。

- ・ステンレス鋼は SUS304 を想定。
- ・燃料デブリに均一に混ざっているものと仮定。
- ・SUS304 密度は、7.93g/cm³ として、ステンレス混入割合に応じて、燃料デブリの体積を増加させる。

図 2.1-4 と表 2.1-7 に、ステンレス鋼を燃料デブリに混入した場合の、実効増倍率の空隙率に対する依存性を示す。大まかに見積もって、ステンレス鋼を 10wt% (6.9t) 燃料デブリに均質に混入した場合、約-4%dk/kk' (約-3%dk) の反応度効果があることが判明した。

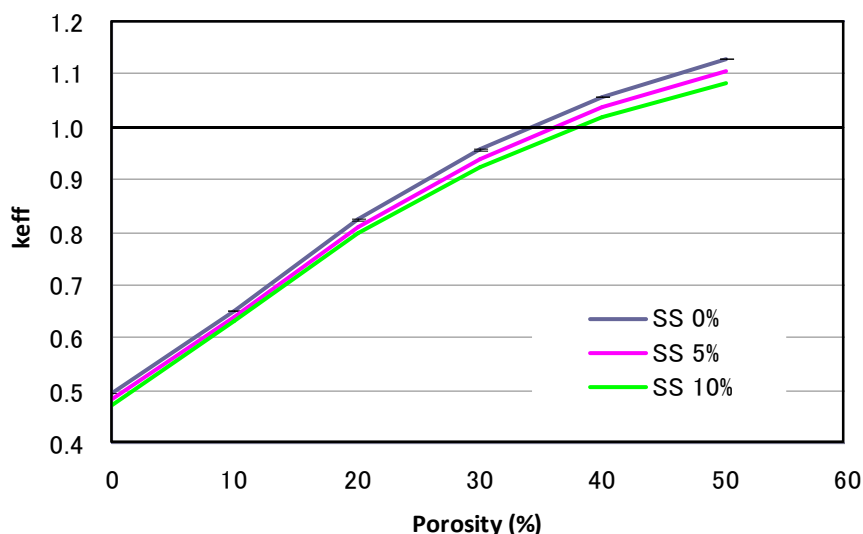


図 2.1-4 ステンレス鋼を燃料デブリに混入した場合の実効増倍率の空隙率に対する依存性

表 2.1-7 ステンレス鋼の効果

空隙率 (%)	SS 0%		SS 5%			SS 10%		
	実効増倍率	1σ (%)	実効増倍率	1σ (%)	Δρ (dk/kk')	実効増倍率	1σ (%)	Δρ (dk/kk')
0	0.49483	0.085	0.48357	0.076	-0.047	0.47262	0.087	-0.095
10	0.65136	0.054	0.64052	0.066	-0.026	0.63156	0.057	-0.048
20	0.82301	0.049	0.81081	0.050	-0.018	0.79735	0.051	-0.039
30	0.95584	0.044	0.94028	0.042	-0.017	0.92385	0.040	-0.036
40	1.05540	0.038	1.03635	0.042	-0.017	1.01700	0.038	-0.036
50	1.12929	0.031	1.10427	0.034	-0.020	1.08169	0.032	-0.039

(5) 核分裂生成物 (FP) の混入効果

東京電力の 2011 年 10 月 17 日の報告書⁵⁾では、JAERI-Tech 2001-055 「燃焼度クレジット導

入ガイド原案」に記載されている 12 核種の FP（全 FP 吸収量の約 7 割の寄与）が、燃料デブリに含まれているものとしている。考慮している核分裂生成物は、Sm-149, Rh-103, Nd-143, Cs-133, Tc-99, Sm-152, Gd-155, Nd-145, Sm-147, Mo-95, Eu-153, Sm-150 である。

図 2.1-5 と表 2.1-8 に FP を燃料デブリに混入した場合の実効増倍率の空隙率に対する依存性を計算した結果を示す。FP を考慮した場合の反応度効果は、約 -6 ~ -10%dk/kk' (約 -2 ~ -6%dk) あることが分かった。

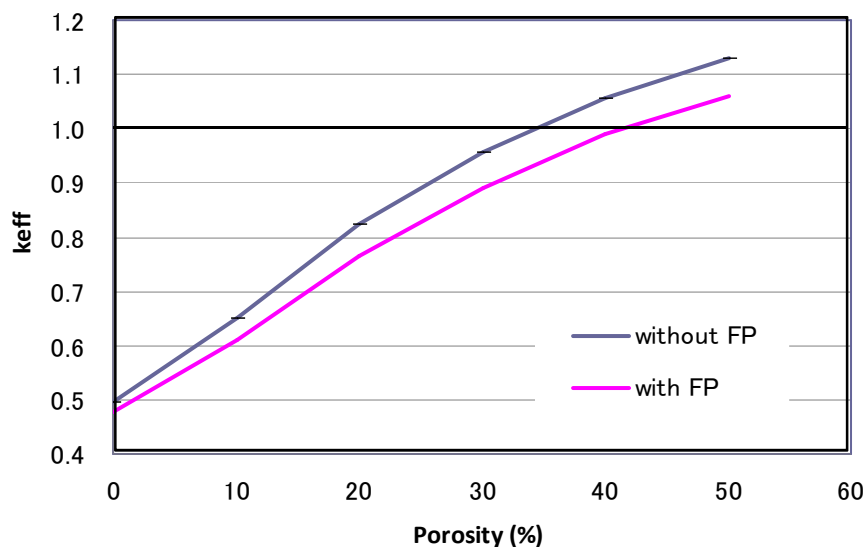


図 2.1-5 FP を燃料デブリに混入した場合の実効増倍率の空隙率に対する依存性

表 2.1-8 核分裂生成物 (FP) の効果

空隙率 (%)	FP なし		FP あり		$\Delta \rho$ (dk/kk')
	実効増倍率	1 σ (%)	実効増倍率	1 σ (%)	
0	0.49483	0.085	0.47837	0.078	-0.070
10	0.65136	0.054	0.60927	0.059	-0.106
20	0.82301	0.049	0.76446	0.052	-0.093
30	0.95584	0.044	0.89057	0.044	-0.077
40	1.05540	0.038	0.98865	0.042	-0.064
50	1.12929	0.031	1.06109	0.033	-0.057

(6) 無限セル計算

東京電力の2011年10月17日の報告書⁶⁾では、球状の燃料デブリを単純立方格子と体心立方格子の無限体系で計算している。これを検証するために単純立方格子で燃料デブリを無限に配置し計算する。図2.1-6に計算体系を示す。燃料デブリの半径は、報告書と同じ2cmとする。組成については、第2.1.3項で非均質効果を調べた組成と同じとする。このとき、H/U比は約4.6となる。

結果を表2.1-9に示した。FPなしでステンレス鋼を考慮しない場合(基準計算)、無限増倍率は1.23となった。

FPを考慮し、さらにステンレス鋼として初期U量の10%(6.9t)を考慮しても、無限増倍率は1.11程度にしか下がらなかった。(ただし、東京電力の解析では、新燃料の

残存Gd量として0.003wt%を想定しているのに対して、ここでの解析は残存Gdを無視していることに留意する必要がある。)

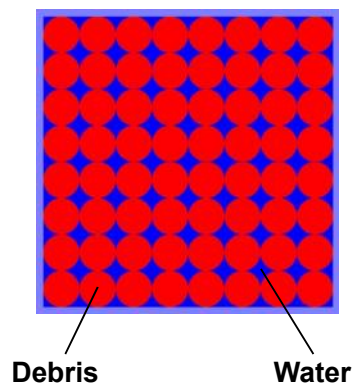


図 2.1-6 単純立方格子セル計算体系

表 2.1-9 単純立方無限格子計算

	無限増倍率	1 σ (%)
基準計算 (FPなし、SS鋼なし)	1.23367	0.0252
FPあり、SS鋼なし	1.16295	0.0301
FPあり、SS鋼5%	1.13674	0.0282
FPあり、SS鋼10%	1.11157	0.0304

2.2 再臨界シナリオ検討のための燃料デブリ性状パラメータの優先度

第 2.1 節の、1F-1 について再臨界の可能性をパラメータサーベイした解析結果を基に、さらに東京電力の 2011 年 10 月公開報告書⁵⁾、原子力安全基盤機構 (JNES) との情報交換⁶⁾、米国 TMI 事故報告書^{4, 7-9)}からの情報などを加えて、臨界管理の観点からのデブリ性状の情報ニーズ (デブリ物性研究チームから今後入手するもの) を整理する^{*1)}。

優先順位 1 B₄C の燃料デブリへの溶け込みの可能性

東京電力の報告書にあるように、もし、制御棒の一部でも燃料デブリに “均質”^{*2)}に溶け込んでいるとすれば、他の条件にかかわらず、炉心は未臨界であることを保証できる可能性が大きい。炉心崩壊過程の事象推移に依存すると思われるため、B₄C と燃料の融点・共晶温度、比重や親和性の観点から、均質混入の可能性を想定条件毎に確率的に知る必要がある。

優先順位 2 燃料デブリの連続相と粒状割合及びポロシティに関する情報

前節の図 2.1-2 にあるように、軽水炉では水と燃料の割合が臨界性に決定的な役割を果たす。圧力容器に残っている燃料デブリは、インゴット状の連続相部分と粒状デブリ部分が混在しているものと推定される。まず、連続相と粒状デブリの割合の推定確率が必要である。(東京電力の報告書⁵⁾は、全てのデブリが数 cm 径の粒状であるものとしている。) 連続相であれば、内部に空隙があった場合、将来のデブリ取り出し作業時にその空隙に水が侵入することにより、反応度が添加される可能性があるため、連続相内のポロシティに関する推定幅が必要である。粒状デブリの場合は、水/燃料比は粒間の隙間に水が入り込むことで支配されると考えられるので、粒内のポロシティ自体はそれほど重要ではなく、粒間の空隙割合が重要になる。デブリの生成過程 (溶融して再固化したのか、または固体ペレットのままくずれ落ちたのかなど) の想定条件毎に、粒間の空隙割合を確率的に推定する必要がある。

優先順位 3 ステンレス鋼の燃料デブリへの溶け込み量の推定

東京電力の報告書⁵⁾では、炉心内のステンレス鋼は全て燃料に均質に溶け込んでいると想定している。TMI-2 の報告(4)・Table 4.5)では、限られた数のデブリサンプルの分析結果ではあるが、ステンレス鋼の炉内インベントリにほぼ比例した割合で、燃料デブリにステンレス鋼が混入していたようである。一方、燃料とステンレス鋼の融点と比重はかなり違うので、クラストとなって分離

*1 デブリ性状の情報ニーズに関する検討について、将来は、炉容器内に残存しているデブリと、格納容器ペダスタルコンクリート上面に堆積しているデブリを分けて行う必要がある可能性がある。

*2 「均質」、「非均質」という用語が、金相学的な使い方とは少し違うかもしれないので、補足する。軽水炉の場合、数 cm 程度の距離でまだらに燃料と構造材等が混じり合っている核的には吸収効果がある (わずかな非均質効果はあるが、ここでは 2 次的) ので、ここでは「均質」とよぶ。たとえば、数 cm の燃料の塊の表面に構造材等がこびりついているケースである。一方、「非均質」というのは、TMI のように構造材がクラストとなって、燃料とは数 10cm オーダーで離れて存在している場合である。このケースでは、燃料部分だけで核的な反応度が決まるので、構造材の吸収効果は期待できない。

しているのではないかと意見もある。第 2.1.3 項にあるように、ステンレス鋼は B_4C ほどではないが中性子吸収材として働くので、均質に混入する量を確率的に推定する必要がある。

優先順位 4 ガドリニアの燃料デブリへの均質溶け込みの推定

東京電力の報告書⁵⁾では、燃料に残存していた可燃性毒物である Gd (燃焼第 1 サイクルの燃料中のみ) が燃料に均質に溶け込んでいるもの (0.003wt%) としている。量は少ないが、熱中性子の捕獲断面積が 22 万バーン^{*3}と桁違いに大きいため、ステンレス全量や FP 全量に近い負の反応度効果となる。燃料と Gd が分離するメカニズムがないのであれば、新燃料と旧燃料が混合する割合が重要になり、推定する必要がある。

優先順位 5 粒状燃料デブリの径分布の推定

東京電力の報告書⁵⁾では、粒状燃料デブリの半径として数 cm を想定し、パラメータとしているが、その反応度への影響は大きくはない。しかし実際には、mm 以下の粉末状からインゴットまで至る広いスペクトルをもつ分布になると考えられるので、反応度への影響を検討しておくことが望ましい。デブリ生成過程を想定条件として、径分布を推定したい。

優先順位 6 固体 FP の燃料デブリからの抜け出しの可能性

東京電力の報告書⁵⁾では、燃料に残存していた固体 FP は全て燃料デブリ中に残るものとしている。これは一般に受け入れられると思われるが、今回は通常の燃料では経験しない熔融状態を経由するため、万一、熔融によって燃料デブリから重要 FP が分離する可能性はないかを検討する。

<※留意事項>

基本的な取り組み方として、ある組成を一点だけピンポイントで予測して、臨界評価を行うのは今回の福島の状態では無理であると考ええる。TMI-2 の例から類推して、現実としても、いろいろな組成のデブリが、圧力容器下部、または格納容器コンクリート上面に混在していると推定される。ゆえに本検討では、組成と重量について、スペクトル的な推定を行い、「このような組成はありうるが、その確率または重量は小さいであろう。」というような判断で、臨界へのなりやすさを評価して、それがある判定レベルを超えれば、「念のために」、ボロン水を投入してからデブリ取り出し作業を行うことになると予測される。

例えば、「ボロンは先に溶け出して炉心から流出するので、臨界評価ではデブリへの混入を期待しない方がよい。」などという定性的判断があるとしても、保守的な想定だけを重ねていけば、現時点ですら未臨界である保証がなくなってしまうため、「ボロンの一部は Fe と結びついてデブリに混入している、ただし、その量はある範囲のパラメータとして考える。」など、何らかの臨界評価上での考慮が必要になるであろう。

^{*3} Gd-157 (天然存在比 16%) の値。参考として、B-10 は 3,800、Fe-56 は 2.6、Zr-90 は 0.01 バーン。

2.3 再臨界シナリオの選定

福島第一原子力発電所の廃止措置に向けたロードマップが、原子力委員会や東京電力から示されている。^{10,11)} この中には、燃料デブリ取出しに向けたステップが記載されている。参考文献 10) に示された作業ステップ（フェーズ）は、次の九つからなる。

- ① 原子炉建屋内の除染作業
- ② 原子炉建屋・原子炉格納容器（PCV）からの漏えい箇所調査／PCV 外部からの内部状況調査
- ③ 原子炉建屋漏えい箇所止水／PCV 下部補修
- ④ PCV 部分水張り
- ⑤ PCV 内部調査・サンプリング
- ⑥ PCV 上部補修
- ⑦ PCV／圧力容器（RPV）水張り →RPV 上蓋開放
- ⑧ 炉内調査・サンプリング
- ⑨ 燃料デブリ取出し技術の整備と取出し作業

再臨界シナリオは、この各ステップに対応した再臨界の可能性を網羅的に検討し、再臨界が起こる場所、その場所での燃料デブリ等の状況、誘因等を検討する。また、燃料重量、デブリの体積占有率、デブリ性状（デブリ状態、ポロシティ割合、構造材含有量等）等のパラメータ範囲を推定する。これらのパラメータは、PCV／RPV 内の状態が分からない現状では TMI-2 などの情報を基に幅広く設定せざるを得ないが、サンプリング等で燃料デブリの状態が分かってくれば範囲を狭めて、シナリオの可能性を絞り込んでいくこととなる。

再臨界シナリオは、図 2.3-1 に示すように、臨界評価のケース設定に用い、臨界評価の結果や技術的判断から、再臨界発生の可能性が高いケースについては再臨界挙動解析を実施する。表 2.3-1 には、1F-1 の作業ステップ（フェーズ）に対応した再臨界シナリオの案を示した。

シビアアクシデント解析コード MAAP 等¹²⁾ によると、1F-1 では炉心にあったほとんどの燃料が溶け、PCV の下部にあるペDESTAL に落ちているとされている。しかし、再臨界シナリオでは、シビアアクシデント解析コードの結果だけに頼ることなく、原子炉内に燃料が残存している状態も考慮する。

各フェーズにおける主な再臨界の誘因は、次の通りである。

- (1) PCV 補修前（①～②）・・・減速材密度の変化による反応度投入
- (2) PCV 補修後（③～⑦）・・・露出燃料の冠水による反応度投入
- (3) デブリ取出し（⑧～⑨）・・・燃料の崩落やポロシティへの浸水による反応度投入

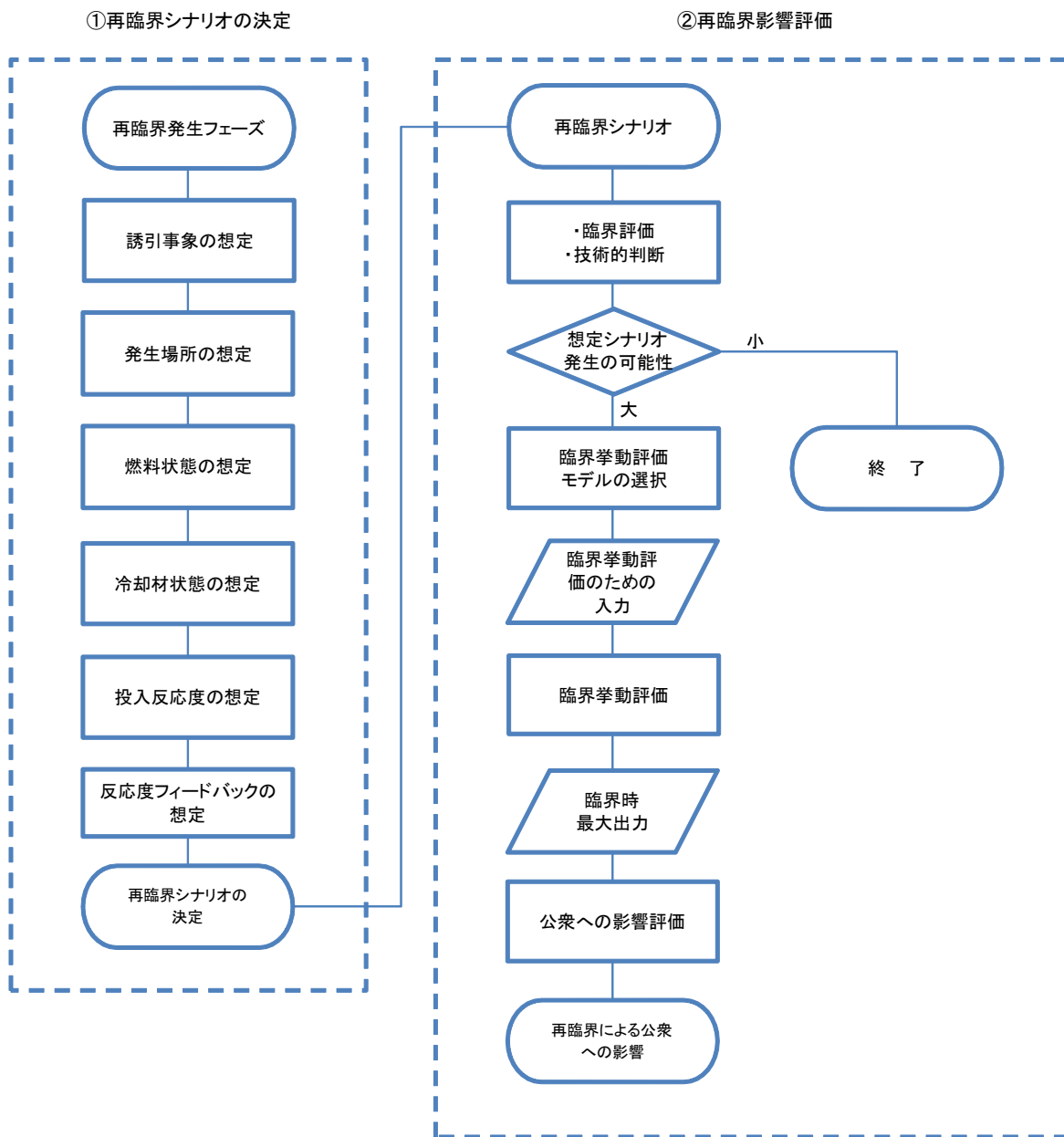


図 2.3-1 再臨界評価のフロー

表 2.3-1 福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の再臨界シナリオ (1/4)

フェーズ	原因	場所	燃料状態	冷却材状態	投入反応度	反応度フィードバック	燃焼度	燃料性状・量	デブリ密度・形状	デブリ密度占有率 (%)	デブリ体積割合 (%)	B4C含有量 (%)	Gd含有量 (%)	精進材含有量	初期温度	判断材料	
																	再臨界時運転条件(具体的状態は脚注で詳述す) ¹⁾
自然冷却	炉心部	炉心部	上部にデブリ状燃料 溶解燃料の周りはクラスタ状に固化した状態 溶解燃料内部に減速材が混入した状態	炉心部全体がデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	クラスタ <100%	5~10g/cm ³ —	~100	5.5~19	<0.2	<0.2	ZrO ₂ <30%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
			炉心部全体がデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
			炉心部全体がデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	プレナム下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	ベテスタル下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
	PCVベテスタル	PCVベテスタル	PCVベテスタル	ベテスタル下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	ベテスタル下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.2	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究
				ベテスタル下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
				ベテスタル下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
			下部プレナム部	プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
			下部プレナム部	プレナム下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
			下部プレナム部	ベテスタル下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
冷水の流入	冷水の流入	下部プレナム部	プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	プレナム下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究	
			プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
			プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	プレナム下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	プレナム下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	粗状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		
		下部プレナム部	ベテスタル下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	ランパ状の反応度印加 減速材密度層による反応度投入: 沸騰-非沸騰 燃料温度低下による反応度投入: 燃料温度 100°C-20°C	減速材密度、温度反応度 トップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	>100°C	温度測定データ ・SA解析結果 ・デブリ性状研究		



(PCV精修前、灌水あり)

表 2.3-1 福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の再臨界シナリオ (2/4)

フェーズ	経過	場所	再臨界前の状態(投入反応度が大きくなるように設定)	燃料状態	冷却材状態	投入反応度	反応度フードバック	燃焼度	燃料性状、重量	デブリ密度・形状	デブリ体積占有率 (%)	ポロシティ割合 (%)	Gd含有量 (%)	B4C含有量 (%)	構造材含有量	初期温度	判断材料
③原子炉建屋上水格納容器下部補修	S/Cの調整補修工事に伴うデブリ嵩上げ(デブリの水分燃料比変化)	トラス架	トラス架に燃料デブリ流入・蓄積 デブリ間隙に減速材が混入した状態	冠水状態	投入反応度	減速材密度、温度 ・ドップラー反応度 ・沈殿	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <5mm	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	トラス架サンプル結果 (デブリ性状、組成) ・デブリ流入評価	
		サブプレナムエバ	S/Cに燃料デブリ流入・蓄積 デブリ間隙に減速材が混入した状態	冠水状態	投入反応度	減速材密度、温度 ・ドップラー反応度 ・沈殿	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <5mm	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	S/Cサンプル結果 (デブリ性状、組成) ・デブリ流入評価	
④格納容器部分水張り		炉心部	上部にデブリ状態燃料 溶解燃料の層はガラス状に固化 溶解燃料内部に減速材が混入した状態	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	クラスト <100%	5~10g/cm ³ —	~100	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <30%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・炉内調査結果	
		下部プレナム部	炉心部全体がデブリ状態燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態 中心上部部はデブリ状態	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <30%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・炉内調査結果	
⑤格納容器内部調査・サンプリング	圧力容器/格納容器補修による燃料の浸水	下部プレナム部	プレナム部下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・炉内調査結果	
		下部プレナム部	プレナム部下部にデブリ状態燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・炉内調査結果
⑥格納容器上部補修 ⑦格納容器/圧力容器水張り		ベテスタル上部	ベテスタル上部のORR配管外側にデブリが付着した状態	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・炉内調査結果	
		PCVベテスタル	ベテスタル部下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・デブリサンプリング結果
		ベテスタル下部	ベテスタル部下部にデブリ状態燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態	一部露出	投入反応度	減速材密度、温度反応度 ・ドップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <20mm ^A	>50	5.5~19	<0.7	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<100°C	水位測定デブリ ・SA格納結果 ・デブリサンプリング結果	

表 2.3-1 福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の再臨界シナリオ (3/4)

フェーズ	誘因	場所	再臨界前の状態 (投入反応度が大きくなるように設定)		再臨界時シナリオ条件 (具体的数値はシナリオで置換)										
			燃料状態	冷却材状態	投入反応度	反応度フー・ドック	燃焼度	燃料性状・ 量	デブリ密度 ・粒径	デブリ体積 占有率 (%)	水ロシティ 割合 (%)	Gd 含有量 (%)	B4C 含有量 (%)	構造材 含有量	初期温度
⑧デブリ燃料調査/サンプリング	構造材(吸取材)の落下	炉心部	上部にデブリ状燃料 溶解燃料の層りはクラスト状に固化した状態	冠水状態	投入反応度 ・ステップ状の反応度印加 ・吸取材の落下による反応度投入	反応度フー・ドック ・減速材密度・温度反応度 ・ドップラー反応度	28 (4~42)	クラスト <100%	5~10g/cm ^{3A} —	~100	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			溶解燃料内部に減速材が混入した状態				28 (4~42)	粒状デブリ 炉心全量	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			炉心部全体がデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態				28 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			周辺燃料及び下部部分は形状保持 中心上部部はデブリ状態				28 (4~42)	クラスト <100%	5~10g/cm ^{3A} —	~100	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
⑨デブリ燃料取出	燃料の崩落/落下	炉心部	上部にデブリ状燃料 溶解燃料の層りはクラスト状に固化した状態	冠水状態	投入反応度 ・ステップ状の反応度印加 ・炉心燃料の崩落による反応度投入	反応度フー・ドック ・減速材密度・温度反応度 ・ドップラー反応度	28 (4~42)	粒状デブリ 炉心全量	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			溶解燃料内部に減速材が混入した状態				28 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			炉心部全体がデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態				28 (4~42)	クラスト <100%	5~10g/cm ^{3A} —	~100	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			周辺燃料及び下部部分は形状保持 中心上部部はデブリ状態				28 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <30%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
⑨デブリ燃料取出	燃料の崩落/落下	下部プレナム部	プレナム部下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	冠水状態	投入反応度 ・ステップ状の反応度印加 ・炉心部からの燃料落下による反応度投入	反応度フー・ドック ・減速材密度・温度反応度 ・ドップラー反応度	28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			プレナム部下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態				28 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			多数箇所にデブリが円筒状に蓄積				28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			平板状にデブリが薄く蓄積				28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
⑨デブリ燃料取出	燃料の崩落/落下	PCVベスタル	ベスタル下部に固化した溶解燃料 内部は少量の減速材混入	冠水状態	投入反応度 ・ステップ状の反応度印加 ・RPVからの燃料落下による反応度投入	反応度フー・ドック ・減速材密度・温度反応度 ・ドップラー反応度	28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			ベスタル下部にデブリ状燃料 デブリ間隙に減速材が混入した状態				28 (4~42)	粒状デブリ <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			多数箇所にデブリが円筒状に蓄積				28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ <~20mm ^A	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果
			平板状にデブリが薄く蓄積				28 (4~42)	凝固燃料 <100%	6~9g/cm ³ —	>80	5.5~19	<0.2	ZrO ₂ <23% SUS<35%	<50°C	・SA解析結果 ・炉内調査結果

表 2.3-1 福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の再臨界シナリオ (4/4)

フェーズ	誘因	場所	燃料状態	冷却材状態	投入反応度	反応度フィードバック	燃焼度	燃料性状・量	デブリ体積占有率 (%)	ポロシイ割合 (%)	Gd含有量 (%)	B4C含有量 (%)	構造材含有量	初期温度
循環注水冷却 (小循環)	形状非管理機器への燃料物質蓄積	熱交換器など	燃料物質の蓄積	層流減速状態	ランプ状の反応度印加	減速材密度、温度反応度 +トップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	0~9g/cm ³ <~5mm	5.5~19	<0.2	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<39%	<50℃
	隔壁機器への燃料物質蓄積	配管など	機器の冠水	層流減速状態	ステップ状の反応度印加	減速材密度、温度反応度 +トップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	0~9g/cm ³ <~5mm	5.5~19	<0.2	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<39%	<50℃
自然災害	地震・津波	PCV内部	燃料物質の崩落	層流減速状態	ランプ状の反応度印加	減速材密度、温度反応度 +トップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	0~9g/cm ³ <~5mm	5.5~19	<0.2	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<39%	<50℃
		PCV内部	燃料物質の崩落によるキャビティへの浸水	冠水状態	ステップ状の反応度印加	減速材密度、温度反応度 +トップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	0~9g/cm ³ <~20mm ^φ	5.5~19	<0.2	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<39%	<50℃
	水害	PCV内部	吸取物質の崩落	冠水状態	ステップ状の反応度印加	減速材密度、温度反応度 +トップラー反応度	26 (4~42)	粒状デブリ <100%	0~9g/cm ³ <~20mm ^φ	5.5~19	<0.2	<0.7	ZrO ₂ <23% SUS<39%	<50℃

用語	定義	備考
燃焼度	平均燃焼度 (MWd/t)	OD-127データに基づく
燃料性状・量	燃料の状態 ・健全燃料・溶解を免れた形状を保った燃料 ・切り株状燃料・部分的に溶解した燃料 ・クラスト・硬い皮状のデブリ ・溶岩状デブリ・大きな岩石状になったデブリ (径>20cm) ・粒状デブリ・粗子状に固化したデブリ (径1mm~20cm) ・微粒子状デブリ・細かな粒子状のデブリ (径<1mm) 燃料重量:炉内DUO ₂ 重量に対する比率の範囲	サイズは目安
燃料デブリ密度	燃料デブリ濃縮密度、ポロシイを除いたデブリ密度 (g/cm ³)	TM-2で測定されたのは濃縮密度
燃料デブリ粒径	燃料デブリ濃縮密度、ポロシイを含むデブリ密度 (g/cm ³)	
燃料デブリ体積占有率 (%)	ポロシイを含む燃料デブリの粒径	
デブリ体積占有率 (%)	燃料デブリが存在する空間体積に対して燃料デブリが占める体積比率 (%)	
ポロシイ割合 (%)	燃料デブリの体積に対する開・閉気孔の体積割合 (%)	TM-2では、閉気孔率は金相写真で求めた
Gd含有量 (%)	燃料デブリ中の燃料物質に対するGd-155-Gd-157の重量比 (%)、(新燃料のハドラル当りのGd含有量が最大)	
B4C含有量 (%)	燃料デブリ重量に対するB ₄ Cの重量比 (%)	
構造材含有量	燃料デブリ重量に対するSUS、Zr、コンクリート等の構造材重量比 (%)	
初期温度	再臨界前の体系温度 (℃)	

3. 再臨界解析手法の開発

3.1 溶液系臨界事故解析手法の整備

汎用炉心解析システム MARBLE¹⁾ 上で作動する一点炉動特性解析ソルバー pointkinetics²⁾ を活用し、再臨界解析手法開発のためのフレームワークとして利用できるように整備した。本節では開発フレームワークとしての MARBLE の概要と、pointkinetics を溶液燃料体系における臨界事故の評価に適用した例について説明する。

3.1.1 再臨界評価手法のための開発フレームワーク整備

既に公開されている MARBLE 第 1 版 (MARBLE 1.0) は、解析機能の観点からは主に高速炉の静的な核特性解析を対象としており、動特性解析の機能は持っていない。しかしながら、MARBLE は、今後のニーズに柔軟に対応し高度化し続けること、複数の開発者による共同開発に対応できること等が考慮され、開発フレームワークとして利用されることを想定して設計されている。実際、MARBLE 1.0 の公開後に、MARBLE を過渡解析に拡張することを目的として、一点炉動特性ソルバー pointkinetics が新たに開発されている。このような背景から、再臨界解析手法の開発フレームワークとして MARBLE を採用することにした。

本研究の関係者が開発フレームワークとして MARBLE を利用できるようにするために、一点炉動特性ソルバーを含む MARBLE 1.1 を新たに整備した。MARBLE の他の機能と同様に、開発者は一点炉動特性ソルバーを部品として再利用できるので、独自のモデル開発に集中することができる。具体的には、一点炉動特性ソルバーは MARBLE 1.1 の以下のパッケージに含まれており、他の MARBLE のパッケージと同様に MARBLE のスクリプト言語である Python から以下のモジュールを import^{*4)} することで利用可能となる。

```
marble.solvercore.pointkinetics
```

MARBLE 1.1 に含まれる pointkinetics モジュールには、陽解法、陰解法、 θ 法、ルンゲクッタ法、時間積分法、指数行列関数 (Padé 近似) 法に基づくソルバー (クラス) が含まれている。本パッケージに含まれるモジュールの詳細については、参考文献 2) を参照していただきたい。

なお、pointkinetics モジュールは Python からしか利用できないが、MARBLE には Fortran コードをカプセル化する機能や C/C++ との結合をサポートする機能が含まれている。これらの機能を使うことで、Fortran や C/C++ と容易に接続できるので、各開発者は独自のモデルを開発する際に必ずしも Python を使う必要はない。各自のコード資産や経験に応じて Fortran や C/C++ を採用することが可能である。

*4 Python ではプログラムを記述したファイルやディレクトリがモジュールに対応しており、モジュールを import することで、モジュールに含まれる機能 (クラスや関数等) を利用することができる。FORTRAN90/95 の use 文に相当する。

また、MARBLE1.1では参考文献2)で紹介されている以下の適用例をサンプル問題として整備した。

- (1) 溶液燃料体系における臨界事故評価への適用（参考文献2）の付録B）

marble/example/pointkinetics/lum

- (2) 原子炉リアルタイムシミュレーターへの適用（同、付録C）

marble/example/pointkinetics/simtracy

- (3) 実機用反応度計の試作（同、付録D）

marble/example/pointkinetidcs/reactmeter

上記のディレクトリには、各々、run_all.sh というシェルスクリプトが保存されており、このシェルスクリプトを起動することでサンプル問題を実行できるようになっている。

なお、本研究における再臨界解析手法の開発では、上記(1)のサンプル問題をひな形とすることになると考えられるため、開発者が利用しやすいように少し簡略化してある。オリジナルのサンプル問題ではGUIが組み込まれているが、開発者向けにはテキストベースのインターフェースの方が変更を加えやすいと考えられるため、MARBLE1.1のこのサンプル問題ではGUI部分を削除した。

3.1.2 MARBLE 用一点近似動特性ソルバーの溶液系臨界事故への適用

一点炉動特性解析ソルバーPointkineticsの検証として、溶液燃料体系における臨界事故の評価に適用した例を示す。溶液燃料体系における臨界事故としては、1999年に我が国で発生したJCOウラン加工工場の臨界事故が有名である。このような臨界事故の評価に対しては、一般的に一点炉動特性方程式を用いた過渡評価が行われている。

溶液燃料体系における臨界事故を評価するためのシステムを構築するにあたっては、溶液系臨界事故解析コードAGNES2¹³⁾のモデルを参考にした。なお、このような事故を研究するために原子力機構では、過渡臨界実験装置TRACYを用いて、即発超過臨界時の過渡運転が行われている。

14)

このような溶液系臨界事故時の挙動を支配する要因としては、温度フィードバックと放射性ガスによる発生ボイドによるフィードバックがある。これらの現象を再現し、反応度としてフィードバックさせる必要がある。

はじめに、温度評価モデルについて説明する。体系としては、円筒形の容器に入れられた溶液燃料を想定する。無限円筒体系を考慮し径方向一次元熱伝達モデルを解く。領域は溶液燃料、燃料容器、2領域とし、それぞれの領域をメッシュ分割する。第1領域、第2領域については、以下の関係式で表すことが出来る。ただし、各領域はさらにメッシュ分割される。

$$V_i(\rho C_p)_N \frac{dT_i}{dt} = \gamma_i P V_i + (hA)_{i-1}(T_{i-1} - T_i) - (hA)_i(T_i - T_{i+1}) \quad (3.1.1)$$

ここで、

- V_i : 領域体積(m³)
- ρ : 密度(kg/m³)
- C_p : 熱容量(J/kg・K)
- P : 炉出力(W)
- i : 空間メッシュ番号
- N : 領域番号
- T_i : メッシュ i の温度(K)
- γ_i : メッシュ i の出力割合 (-)
- $(hA)_i$: メッシュ i における熱伝達係数と伝熱面積の積(W/K)
- t : 時間 (s)

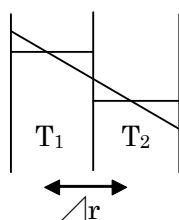


図 3.1-1 熱伝達率への換算

ここで、炉内の径方向出力分布はベッセル関数であらわすものとする。ただし、同一媒体間の伝熱は本来熱伝導によるものであるため、熱伝導度から熱伝達係数の換算を行う必要がある。この換算については、以下のような換算を行う。

図 3.1-1 のように無限平板の 2 領域に同一の勾配で分布する温度場を仮定し、それぞれの領域での平均温度を算出する。この平均温度を用いた際の熱伝導による熱流束と境界面における熱伝達を考慮した際の熱流束を一致させるためには以下の関係が必要になることが分かる。

$$h = \frac{k}{\Delta r} \tag{3.1.2}$$

ここで、

- k : 熱伝導率(W/m・K)
- Δr : メッシュ長(m)

本解析では、この近似を用いる。

なお、第 2 領域である燃料容器のバランス式の境界条件として外気温度を与えている。容器と外気間の熱伝達に関しては、円筒体系における自然対流熱伝達を考慮する。

熱伝達率の定義は一般的に以下のように示すことが出来る。

$$h = \frac{kNu}{L} \tag{3.1.3}$$

ここで、

- Nu :ヌッセルト数 (-)
- L :代表長さ (m)

この場合の代表長さは鉛直方向の高さが用いられるが、燃料液位の中点を用いるのが妥当であると思われる。鉛直に伝熱面を持つ場合の自然対流熱伝達に関するヌッセルト数は以下のように与えられる。¹⁵⁾

$$Nu_{cylinder} = Nu_{plane} \left(1 + 0.428 \left(\frac{L/r}{Nu_{plane}} \right)^{5/6} \right) \quad (3.1.4)$$

$$Nu_{plane} = \left(\frac{Pr}{2.4 + 4.9\sqrt{Pr} + 5Pr} \right)^{1/4} (Gr \cdot Pr)^{1/4} \quad (3.1.5)$$

$$Pr = \frac{\eta C_p}{k} \quad (3.1.6)$$

$$Gr = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)L^3}{\nu^2} \quad (3.1.7)$$

- Nu_{plane} : 平板体系のヌッセルト数(-)
- $Nu_{cylinder}$: 円筒体系のヌッセルト数(-)
- Pr : プラントル数(-)
- Gr : 円筒周りのグラスフォフ数(-)
- η : 粘性係数(Pa・s)
- ν : 動粘性係数(m²/s)
- g : 重力加速度(m/s²)
- β : 体膨張係数(-)
- r : 燃料容器の半径(m)
- T_w : 伝熱面の温度(K)
- T_∞ : 室温(K)

また、空気の物性値を参照する際の代表温度として以下の温度を用いるとよいとされる。

$$T_r = T_w \cdot (T_w - T_\infty) \quad (3.1.8)$$

なお、軸方向に分布する値が必要な場合は、余弦関数の形に分布させるものとする。

次に、放射線分解ガスの評価法について示す。ここでは、AGNES2 コードで採用された修正エネルギーモデル¹³⁾を用いるものとする。このモデルでは、放射線分解ガスの濃度が飽和濃度を上回った場合、反応度効果を持つガスボイドが形成されるものとする。このモデルでは、以下の事柄を仮定する。

- ・出力に比例して放射線分解ガスが生成される。
- ・この分解ガス濃度が飽和濃度を超えると、ボイドとして存在するようになる。
- ・ボイド体積の増加率は、出力と（飽和濃度を超えた）分解ガス濃度の積に比例する。
- ・ボイドは体系内を上昇し、系外へ消失する。径方向へのボイドの移動は考えない。

本解析では、燃料領域を二次元 R-Z 体系にメッシュ分割を行い、ボイド評価を行う。特定のメッシュ(i, j)におけるボイド率 F_{ij} のバランス式は以下のようなになる。

$$\frac{\partial F_{i,j}}{\partial t} = v\gamma_{i,j}P \cdot (C_{i,j} - C_0) \cdot \theta(C_{i,j} - C_0) - v_{i,j} \frac{\partial F_{i,j}}{\partial z} \quad (3.1.9)$$

ここで、

$F_{i,j}$: ボイド率 (-)

$C_{i,j}$: 分解ガスのモル濃度(mol/m³)

P : 出力密度(W/m³)

$\gamma_{i,j}$: 出力割合 (-)

$v_{i,j}$: ボイド上昇速度(m/s)

v : 変換定数(m⁶/J・mol) $v = a_0 + a_1F_{i,j} + a_2F_{i,j}^2$ で与える。

C_0 : 分解ガスの飽和モル濃度 (mol/m³)

$$\theta(x) = \begin{cases} 1, & x > 0 \\ 0, & x \leq 0 \end{cases}$$

とする。分解ガスのモル濃度のバランス方程式は以下のようになる。

$$\frac{\partial C_{i,j}}{\partial t} = G\gamma_{i,j}P - \frac{C_{i,j}}{F_{i,j}} \cdot v_{i,j} \frac{\partial F_{i,j}}{\partial z} - \frac{\partial C_{i,j}}{\partial \tau} \quad (3.1.10)$$

ここで、

G : 分解ガス生成率(mol/J)

τ : 分解ガスの消滅時定数(s)

式(3.1-10)の第 1 項は生成項であり、第 2 項はボイドへの移動による分解ガスの消滅項、第 3 項は分解ガスの再結合等による消滅項である。

ボイドの上昇速度に関しては、ボイドの浮力と抗力のつり合いにより導出される以下の式を用いる。¹⁶⁾

$$v_{i,j} = \left(\frac{8r_{i,j}g}{3C_D} \right)^{0.5} \quad (3.1.11)$$

$$r_{i,j} = \frac{2\sigma F_{i,j}}{C_{i,j}RT_{i,j}} \quad (3.1.12)$$

ここで、

$r_{i,j}$: 平均ボイド半径(m)

σ : 溶液の表面張力(N/m)

g : 重力加速度(m/s²)

C_D : 抗力係数、 $C_D = b_0 + b_2 \cdot F_{i,j}^2 + b_4 \cdot F_{i,j}^4$ で与える

R : 気体定数(J/mol・K)

$T_{i,j}$: 温度(K)

とする。解法の手順としては、

- ・ 式(3.1.1)の伝熱方程式による温度の評価
- ・ 式(3.1.10)による分解ガス濃度の評価 (各計算点において解析的に評価)
- ・ 式(3.1.9)によるボイド率の評価
- ・ 温度・ボイド反応度フィードバックを考慮した 1 点炉動特性方程式による出力の評価

の順に行われる。

1点炉動特性方程式の解法としては、即発超過臨界時の非常に出力変化率が速い過酷な計算条件にも対応出来る Padé 法を利用した。その他、AGNES2 コードでは微分方程式の数値解法にクランク・ニコルソン法を用いているため、本解析においても同様の θ 法を用いて微分方程式の数値解を求めることとした。また、ボイド評価に用いる空間差分スキームは風上差分とした。TRACY 実験のランプ給液運転 Run 61¹⁷⁾における過渡出力の解析結果の出力例を図 3.1-2 に示す。

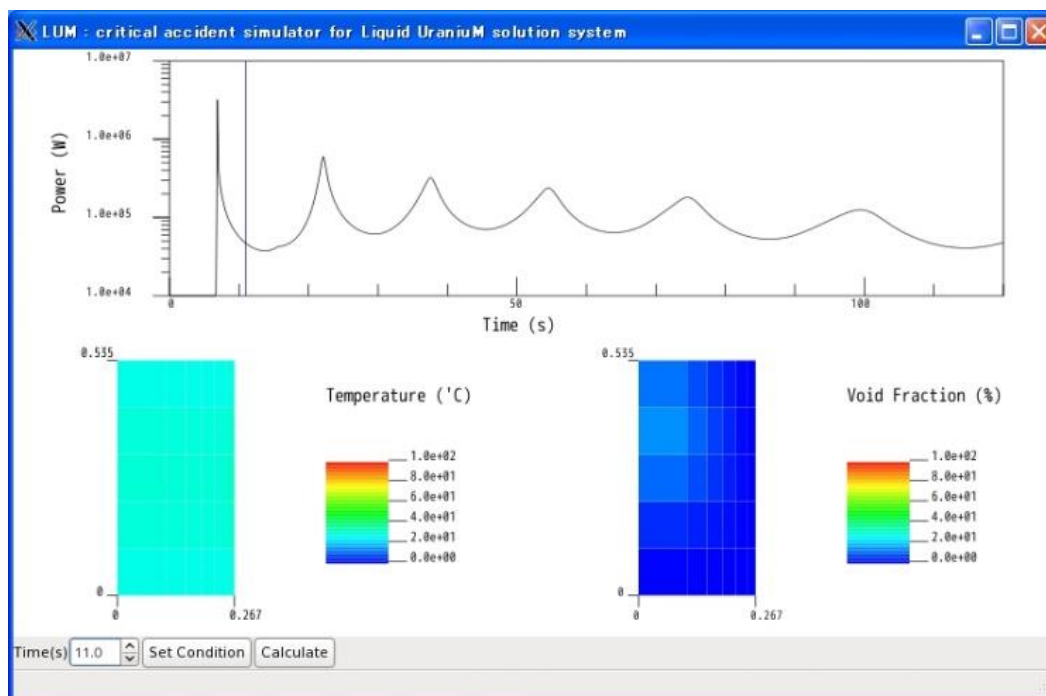


図 3.1-2 TRACY ランプ給液運転 Run61 の解析結果

3.1.3 プロジェクト及びバージョン管理用サーバーの構築

冷温停止後のデブリの状態変化による再臨界時の影響評価に資することを目的として、前項で整備した溶液燃料体系における臨界事故評価モデルと、MARBLE 上の一点炉動特性解析ソルバー pointkinetics を基に、シビアアクシデント後の原子力発電所における再臨界事象を評価できる臨界事故シミュレーションツール(PORCAS)を新たに開発した。PORCAS は、“**toolkit for POint-Reactor based Criticality Accident Simulator**”の略称である。

本研究で開発した PORCAS を将来、関係諸機関が共同でさらに発展させることを想定して、PORCAS 開発サーバーを原子力機構内に設置した。PORCAS 開発者は、ネットワーク経由でこのサーバーにアクセスし、プロジェクト管理やソースコードのバージョン管理を行う。また、PORCAS 利用者もこのサーバーから PORCAS のソースコードをダウンロードすることにより、最新版を利用できる。

PORCAS 開発サーバーにインストールした主要ソフトウェアは、表 3.1-1 の通りである。Debian は Linux ディストリビューションであり、Apache は Web サーバーソフトウェアである。

Trac は、ソフトウェア開発プロジェクトを管理するツールである。Subversion はソースコードのバージョン管理ツールである。なお、これらはいずれもフリーソフトウェアである。以降、PORCAS 開発サーバーにインストールした Trac と Subversion について解説する。

表 3.1-1 PORCAS 開発サーバーの主要ソフトウェア

名称	用途
Debian	Linux OS
Apache	Web サーバー
Trac	プロジェクト管理
Subversion	バージョン管理

(a) プロジェクト管理ツール (Trac)

PORCAS では、ソフトウェア開発プロジェクトを管理するために、汎用のツール Trac を使用している。ユーザーは Web ブラウザからプロジェクト管理ページへアクセスすることができる (図 3.1-3)。Trac の主な機能としては、マイルストーンによるプロジェクト進捗管理 (図 3.1-4)、チケットによるタスク管理 (図 3.1-5~6)、後述する Subversion との連携によるソースコードのバージョン管理 (図 3.1-7) 等がある。

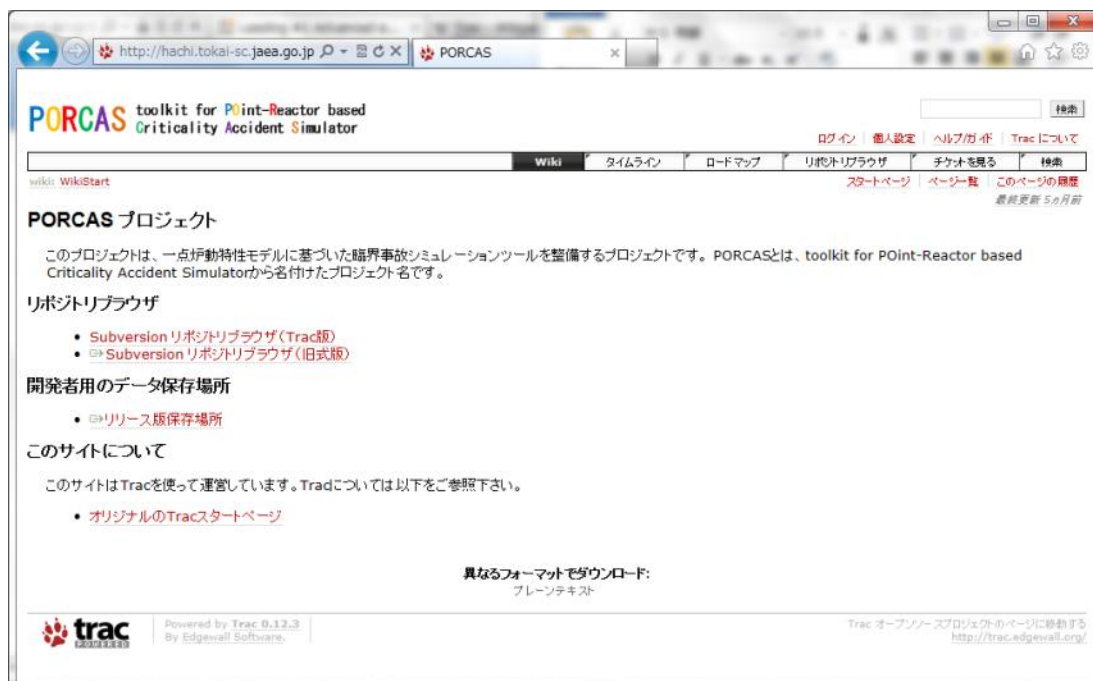


図 3.1-3 PORCAS 開発プロジェクトのトップページ



図 3.1-4 マイルストーンによる進捗管理

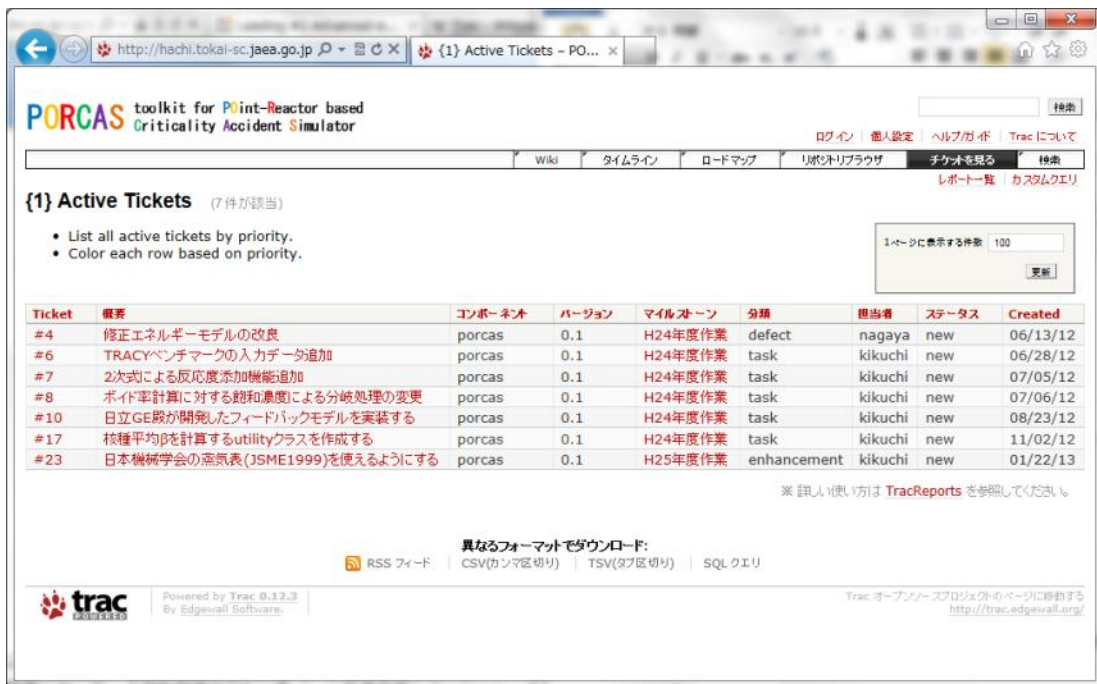


図 3.1-5 チケットによるタスク管理



図 3.1-6 チケット画面の詳細

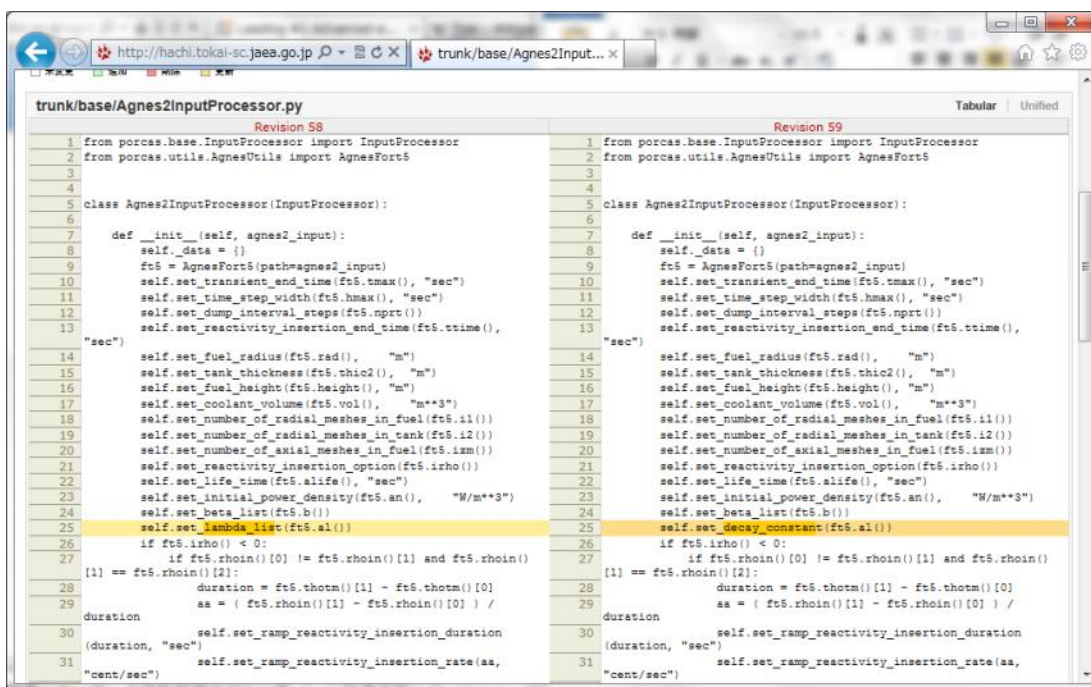


図 3.1-7 ソースコードの管理

(b) バージョン管理ツール(Subversion)

PORCAS では、ソースコードのバージョンを管理するために、汎用のツール Subversion を用いている。Subversion の主な機能として、ソースコードのバージョン管理、バージョン間の差分、複数人でソースを変更した際のマージ機能等があげられる。ソースコードの情報は PORCAS 開発サーバーに保存され、PORCAS 開発者がソースコードを変更する際は、まず PORCAS 開発サーバーにアクセスしてソースコードのコピーを取得する。ソースコードの修正が完了したら、PORCAS 開発サーバーにアクセスして、ソースコードの変更を反映する。

3.1.4 臨界事故シミュレーションツール PORCAS の開発

PORCAS の開発では、前項で構築した PORCAS 開発サーバーを利用して、プロジェクト管理、ソフトウェア管理を行った。PORCAS の構成は図 3.1-8 に示す通りである。PORCAS は最上位に PORCAS ディレクトリがあり、その下に base、data、example、model、test、utils というディレクトリがある。個々のディレクトリ内には PORCAS のソースコードやデータ等が格納されている。

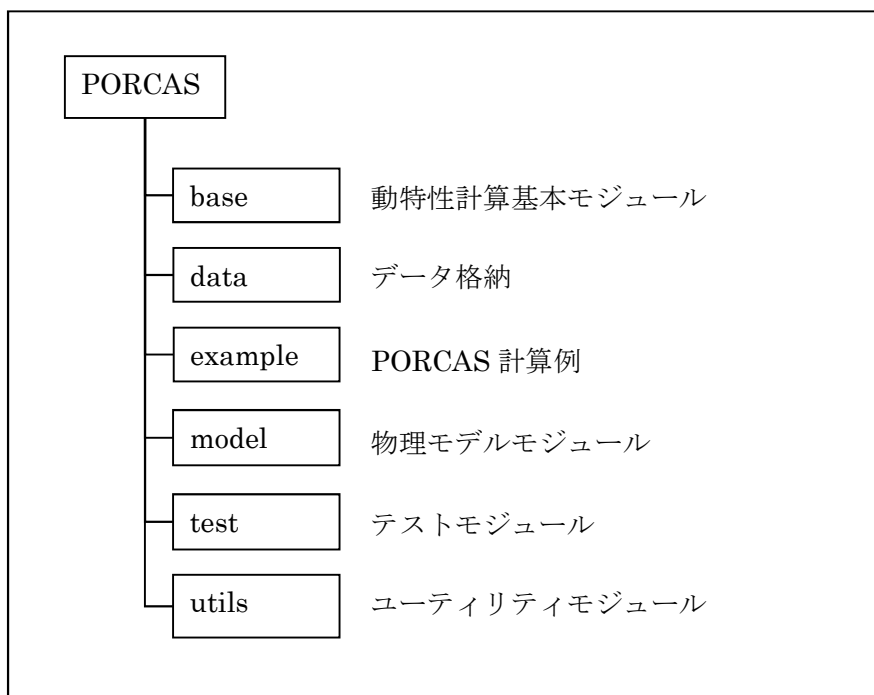


図 3.1-8 PORCAS の構成

(a) 動特性計算基本モジュール (base ディレクトリ)

base ディレクトリは動特性基本計算モジュールを格納するディレクトリである。内部には表 3.1-2 に示すソースが格納されている。

表 3.1-2 base ディレクトリ内部のソース一覧

ファイル名	役割
AbstractCalculator.py	Calculator クラスの抽象クラス
Calculator.py	計算の制御
InputProcessor.py	入力データ読込・格納
Agnes2InputProcessor.py	AGNES2 形式の入力データ読込・格納
ScientificConstants.py	科学定数格納

(b) データ格納 (data ディレクトリ)

data ディレクトリは PORCAS の計算データを格納するディレクトリであるが、現在は AGNES2 の入力、出力及び実験値を格納する agnes ディレクトリがあるのみである。

(c) PORCAS 計算例 (example ディレクトリ)

example ディレクトリは PORCAS の計算例を格納するディレクトリである。

(d) 物理モデルモジュール (model ディレクトリ)

model ディレクトリは PORCAS の物理モデルを格納するディレクトリである。内部には表 3.1-3 に示すソースが格納されている。

表 3.1-3 model ディレクトリ内部のソース一覧

ファイル名	役割
AbstractReactivityModel.py	ReactivityModel の抽象クラス
ReactivityModel.py	反応度フィードバックモデル
InfiniteCylinder3RegionModel.py	無限円柱熱伝達モデル
PowerFraction.py	出力分布重み設定
VoidModel.py	ModifiedEnergyModel の抽象クラス
ModifiedEnergyModel.py	修正エネルギーモデル

(e) テストモジュール (test ディレクトリ)

test ディレクトリは PORCAS のテストコードを格納するディレクトリである。内部はさらに base、example、model、utils ディレクトリで構成されており、それぞれのディレクトリ内にテストコードが格納されている。

(f) ユーティリティモジュール (utils ディレクトリ)

utils ディレクトリは PORCAS で AGNES2 形式ファイルの読書きや外部ルーチンを利用するためのユーティリティディレクトリである。内部には表 3.1-4 に記載のソースと jsmeutils ディレクトリが格納されている。jsmeutils ディレクトリには、日本機械学会(JSME)の 1999 年版蒸気表¹⁸⁾ から得られる熱物性値を出力する Fortran ソースを利用するためのユーティリティが格納されている(表 3.1-5)。なお、1999 年版の蒸気表についての Fortran ソースは、ライセンスが個人利用に限られているため、PORCAS には含まれていない。

表 3.1-4 utils ディレクトリ内部のソース一覧

ファイル名	役割
AgnesUtils.py	AGNES2 形式ファイルの読書き
KineticsParameterUtils.py	動特性パラメータの平均化

表 3.1-5 jsmeutils ディレクトリ内部のコード一覧

ファイル名	役割
JsmUtils.f90	JSME1999 蒸気表のインターフェース
makefile_jsme	JsmUtils.f90 と JSME1999 蒸気表の makefile
makefile_jssl	JSSL 蒸気表の makefile

3.1.5 PORCAS による TRACY 過渡実験解析

本研究で整備した PORCAS を検証するため、TRACY 過渡実験について PORCAS による解析を行い実験結果と比較した。また、既存の溶液燃料体系の臨界事故解析コード AGNES2¹³⁾による計算結果との比較も実施した。以下に、PORCAS による TRACY 過渡実験の計算及び結果について説明する。

(a) 計算のパラメータ設定

解析で使用した主要なパラメータを表 3.1-6 に示す。PORCAS による TRACY 過渡実験の解析は、Run61、Run71、Run76、Run98 を対象とした。これは、参考文献 12)の pp.34-35 に記載されている TRACY 実験解析と同じケースである。また、解析で使用したパラメータについても参考文献 12)の表 4.1-1 と同じ値にした。ただし、変換定数、抗力係数、抗力係数(2 次)、ボイドモデル濃度の減衰消滅の時定数については AGNES2 コードの解析結果に近くなるように調節した。

表 3.1-6 PORCAS による TRACY 過渡実験解析で使用した主要なパラメータ

	Run61	Run71	Run76	Run98
最終液位(mm)	535.3	603.0	589.5	559.5
反応度添加量(\$)	2.64	2.75	2.69	1.81
反応度添加率(cent/s)	16.96 *	9.8	5.0	16.0
溶液密度(g/cm ³)	1.589	1.548	1.553	1.547
溶液比熱(J/g/K)	2.535	2.641	2.632	2.65
即発中性子寿命(s)	4.462E-05	4.744E-05	4.705E-05	4.744E-05
実効遅発中性子割合：1群(-)	2.617E-04	2.599E-04	2.601E-04	2.599E-04
実効遅発中性子割合：2群(-)	1.649E-03	1.638E-03	1.639E-03	1.683E-03
実効遅発中性子割合：3群(-)	1.502E-03	1.492E-03	1.493E-03	1.492E-03
実効遅発中性子割合：4群(-)	2.980E-03	2.960E-03	2.962E-03	2.960E-03
実効遅発中性子割合：5群(-)	8.897E-04	8.837E-04	8.844E-04	8.837E-04
実効遅発中性子割合：6群(-)	3.248E-04	3.227E-04	3.229E-04	3.227E-04
実効遅発中性子割合：合計(-)	7.607E-03	7.556E-03	7.561E-03	7.601E-03
温度反応度係数(1次)(cent/K)	-4.053E+00			
温度反応度係数(2次)(cent/K ²)	-2.492E-02			
ボイド反応度係数(1次)(cent/%)	-4.337E+01			
ボイド反応度係数(2次)(cent/% ²)	-9.083E-01			
温度係数の重み**	1.500E+00			
ボイド係数の重み**	1.500E+00			
分解ガスの飽和濃度(mol/m ³)	15.0			
分解ガスの G 値(mol/J)	5.616E-07			
変換定数(m ⁶ /J/mol)	1.044E-09			
抗力係数(-)	2.942E-02			
抗力係数(2次)(-)	6.408E-02			
ボイドモル濃度の減衰消滅の時定数(-)	1000.0			

*:Run61の添加率は、参考文献13)の表4.1-1においては18 cent/sとなっている。しかし、ここでは、同文献のpp. 31-32にあるRun61サンプルデータにおける16.96 cent/sの値を採用した。

**：温度係数重み及び、ボイド係数重みは、参考文献13)の表4.1-2において初期値と最終値が設定され、時定数によって時間変化させている。しかし、PORCASでは重みの時間変化機能がないため、初期値のみを設定した。

(b) 結果の比較

TRACY 過渡実験 (Run61, Run71, Run76, Run98) における PORCAS と AGNES2 解析値及び実験値の比較を、図 3.1-9~12 に各々示す。ここで、AGNES2 の計算値は参考文献 12) のグラフから数値を取得してプロットした。また、実験値は参考文献 17) のグラフから数値を取得してプロットした。

いずれのケースについても第一の出力ピークは実験値を良く再現し、AGNES2 と比べてもよく一致した。また、第一ピーク以降、PORCAS のピークは AGNES2 に比べてやや低い傾向を示したものの、出力ピークの周期はほぼ同じ傾向を示した。これにより、PORCAS は溶液系の臨界事

故に対して既存の AGNES2 コード相当の解析機能を持つことを確認した。

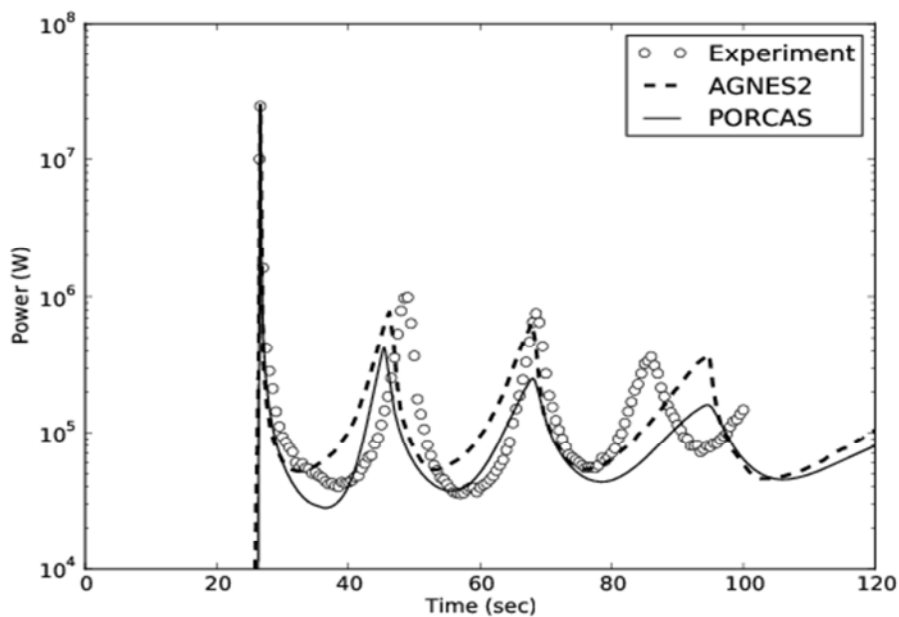


図 3.1-9 TRACY 実験解析結果 : Run61 の出力

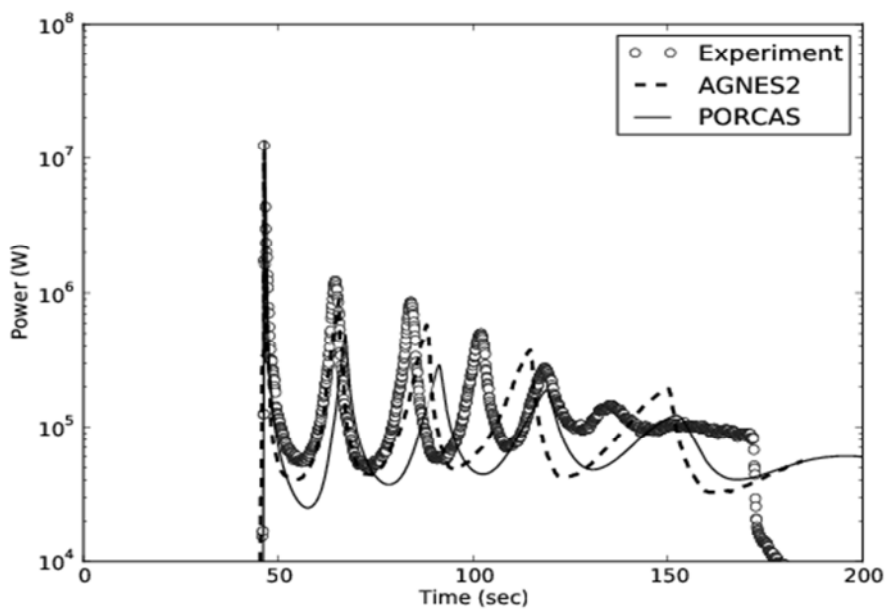


図 3.1-10 TRACY 実験解析結果 : Run71 の出力

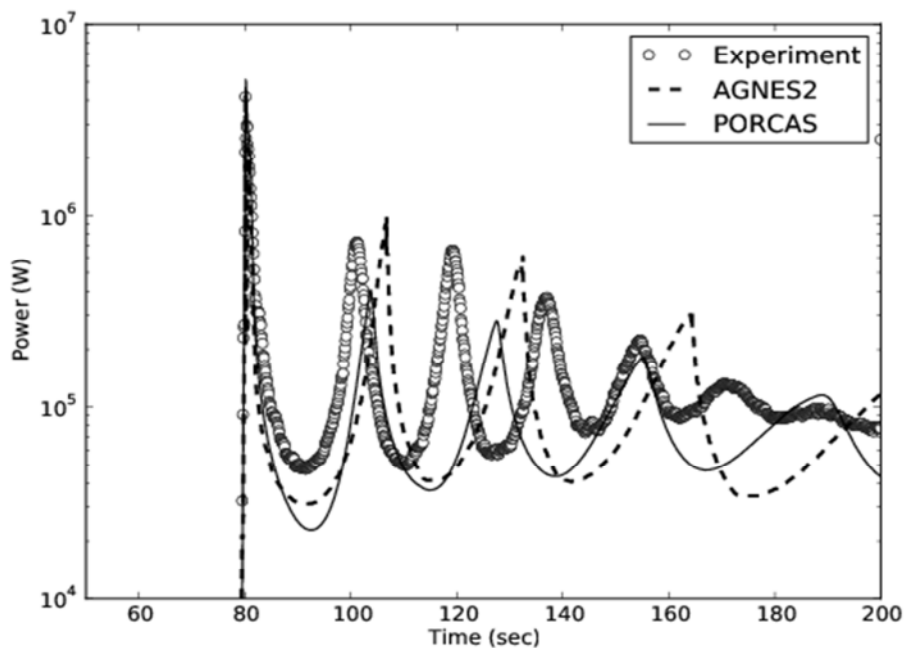


図 3.1-11 TRACY 実験解析結果 : Run76 の出力

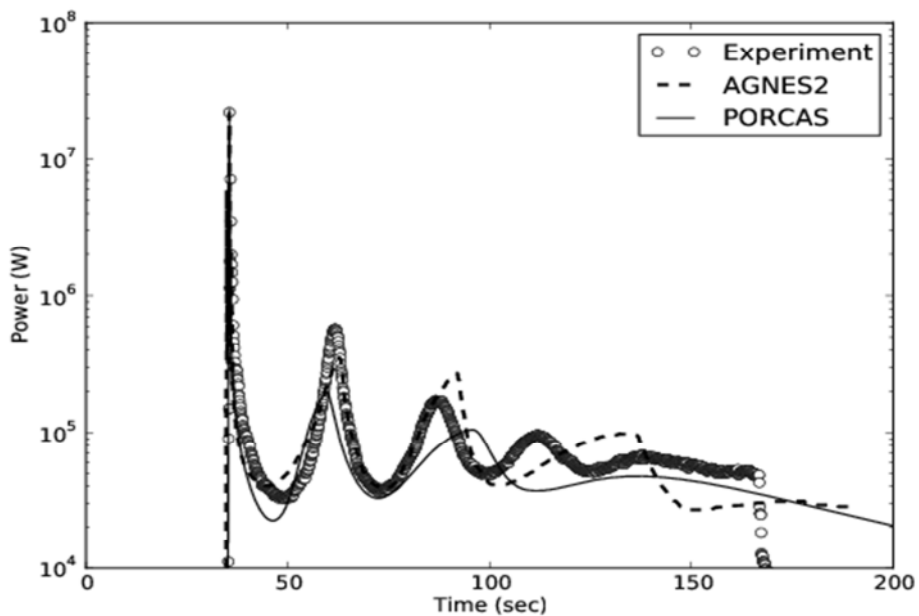


図 3.1-12 TRACY 実験解析結果 : Run98 の出力

3.2 格納容器内の反応度フィードバックモデルの開発

シビアアクシデント後の原子力発電所における再臨界事象を評価可能とするために、燃料デブリに対応した機能として、燃料デブリ熱伝達モデルと燃料デブリ反応度フィードバックモデルをPORCASに追加した。以下に、PORCAS上で整備したモデルについて述べる。

3.2.1 核モデル

一点炉動特性方程式は、次式で記述される。

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\Lambda} P + \sum_m \lambda_m C_m + S \quad (3.2.1)$$

$$\frac{dC_m}{dt} = \frac{\beta_m}{\Lambda} P - \lambda_m C_m \quad (3.2.2)$$

ここで、

- t : 時間
- P : 出力密度 (W/m³)
- C_m : 第 m 群先行核密度
- λ_m : 第 m 群先行核崩壊定数
- β_m : 第 m 群先行核遅発中性子割合
- β : 実効遅発中性子割合 $\beta = \sum_m \beta^m$
- Λ : 中性子生成時間
- S : 外部中性子源

である。上記方程式は、前節で述べた MARBLE に組み込まれた一点炉動特性ソルバー pointkinetics で計算する。MARBLE では、一点炉動特性ソルバーとして、行列指数関数を用いた解法、陽解法、陰解法、 θ 法、ルンゲ-クッタ法など、種々の解法が用意されており、これらを選択できる。

3.2.2 熱伝達モデル

球状燃料デブリ熱伝達モデルの評価モデル図を、図 3.2-1 に示す。ここでのモデル化にあたっては、燃料領域を分割し、各ノードのエネルギーバランス式を解くこととした。冷却材部分については、流量一定として熱伝達係数を用いたエネルギーバランスを解く。

三次元の熱伝導方程式は以下の式で表される。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + P \quad (3.2.3)$$

ここで、

- ρ : 密度 (kg/m³)
- c : 比熱 (J/kg・K)

λ : 熱伝導率 (W/m・K)

P : 出力密度 (W/m³)

である。

式(3.2.3)を、コントロールボリューム内では密度が一定として、コントロールボリューム体積 V で積分する^{*5}と、以下となる。

$$\int dV \cdot \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \int (\nabla \cdot (\lambda \nabla T) + P) dV \quad (3.2.4)$$

$$\rho c V \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla T + PV$$

なお数値解法にあたっては、式(3.2.4)の左辺非定常項については、動特性方程式の解法には時間刻みが十分小さな値を用いると考えると前進差分で、右辺拡散項については中心差分で近似した。

(1) 燃料領域内における熱伝達モデル

図 3.2-1(a)の燃料領域内において、第 i ノードへの流入・流出する熱量は、以下の式で表される。

$$q_{i+\frac{1}{2}} = \frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_i - T_{i+1}) \cdot 4\pi r_i^2 \quad (3.2.5)$$

$$q_{i-\frac{1}{2}} = \frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_{i-1} - T_i) \cdot 4\pi r_{i-1}^2 \quad (3.2.6)$$

第 i ノード内で発生する熱量は、以下の式で表される。

$$q_{DH} = PV_i \quad (3.2.7)$$

ここで、

q : 熱量 (W)

T : 温度 (K)

λ_f : 燃料の熱伝導率 (W/m・K)

Δr : コントロールボリュームの径方向長さ (m)

P : 出力密度 (W/m³)

V_i : コントロールボリュームの体積 (m³)

である。また、第 i ノード内での熱バランスより、

^{*5} コントロールボリューム (control volume) とは、流体解析において、対象領域を有限個の要素に分割し、各要素に対して積分形の物理量の保存方程式を適用する手法 (有限体積法) で用いる各要素のことである。

$$\rho c V_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = -q_{i+\frac{1}{2}} + q_{i-\frac{1}{2}} + q_{DH} \quad (3.2.8)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \rho & : \text{密度 (kg/m}^3\text{)} \\ c & : \text{比熱 (J/kg} \cdot \text{K)} \end{aligned}$$

である。

(1)-1 燃料領域内における定常解

式(3.2.8)の非定常項を 0 とすれば、流出する熱量は、伝熱面内部で発生した熱量(q_{DH})の和に等しい。

$$0 = -q_{i+\frac{1}{2}} + \sum_j^i P V_j = -\frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_i - T_{i+1}) \cdot 4\pi r_i^2 + P \frac{4\pi r_i^3}{3} \quad (3.2.9)$$

$$\frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_i - T_{i+1}) \cdot 4\pi r_i^2 = P \frac{4\pi r_i^3}{3} \quad (3.2.10)$$

T_i について整理すると、以下となる。

$$T_i = T_{i+1} + \frac{P r_i \Delta r}{3 \lambda_f} \quad (3.2.11)$$

(1)-2 燃料領域内における非定常解

式(3.2.8)の非定常項を前進差分近似すると、以下となる。

$$\rho c V_i \frac{T'_i - T_i}{\Delta t} = -\frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_i - T_{i+1}) 4\pi r_i^2 + \frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_{i-1} - T_i) 4\pi r_{i-1}^2 + P V_i \quad (3.2.12)$$

ここで、 $T'_{i,j}$ は次タイムステップの第 i、j ノードの温度である。

両辺を整理すると、以下となる。

$$T'_i = T_i - \frac{4\pi \Delta t}{\rho c V_i} \left\{ \frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_i - T_{i+1}) r_i^2 - \frac{\lambda_f}{\Delta r} (T_{i-1} - T_i) r_{i-1}^2 - \frac{P V_i}{4\pi} \right\} \quad (3.2.13)$$

(2) 燃料領域と減速材領域の境界における熱伝達モデル

図 3.2-1(a)での燃料領域と減速材領域の境界における熱量は、以下の式で表される。

$$q_{i+\frac{1}{2}} = \kappa_{f \rightarrow m}(T_i - T_{i+1}) \cdot 4\pi r_i^2 \quad (3.2.14)$$

ここで、 $\kappa_{f \rightarrow m}$ は燃料から冷却材への熱伝達係数 (W/m²K) である。式(3.2.6)、(3.2.7)、(3.2.8)、(3.2.14)より、第*i*ノード内での熱バランスは以下となる。

$$\rho c V_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = -\kappa_{f \rightarrow m}(T_i - T_{i+1})4\pi r_i^2 + \frac{\lambda_f}{\Delta r}(T_{i-1} - T_i)4\pi r_{i-1}^2 + P V_i \quad (3.2.15)$$

(2)-1 燃料領域と減速材領域の境界における定常解

式(3.2.15)の非定常項を 0 とすれば、定常解が求まる。 T_i について整理すると、以下となる。

$$\kappa_{f \rightarrow m}(T_i - T_{i+1}) \cdot 4\pi r_i^2 = P \frac{4\pi r_i^3}{3} \quad (3.2.16)$$

$$T_i = T_{i+1} + \frac{P r_i}{3\kappa_{f \rightarrow m}} \quad (3.2.17)$$

(2)-2 燃料領域と減速材領域の境界における非定常解

式(3.2.15)の左辺の非定常項を前進差分近似すると、以下となる。

$$\rho c V_i \frac{T'_i - T_i}{\Delta t} = -\kappa_{f \rightarrow m}(T_i - T_{i+1})4\pi r_i^2 + \frac{\lambda_f}{\Delta r}(T_{i-1} - T_i)4\pi r_{i-1}^2 + P V_i \quad (3.2.18)$$

両辺を整理すると、以下となる。

$$T'_i = T_i - \frac{4\pi\Delta t}{\rho c V_i} \left\{ \kappa_{f \rightarrow m}(T_i - T_{i+1})r_i^2 - \frac{\lambda_f}{\Delta r}(T_{i-1} - T_i)r_{i-1}^2 - \frac{P V_i}{4\pi} \right\} \quad (3.2.19)$$

(3) 冷却材領域における熱伝達モデル

図 3.2-1(a)における冷却材領域における熱量は、以下の式で表される。

$$q_{i+\frac{1}{2}} = (h_i - h_{in})w_c \cdot 1000 \quad (3.2.20)$$

$$q_{i-\frac{1}{2}} = \kappa_{f \rightarrow m}(T_{i-1} - T_i) \cdot 4\pi r_{i-1}^2 \quad (3.2.21)$$

ここで、 h はエンタルピー (kJ/kg)、 w_c は冷却材流量 (kg/s) である。式(3.2.20)、(3.2.21)より、第*i*ノードでのエンタルピーバランスは以下の式で表される。

$$\rho V_i \frac{\partial h_i}{\partial t} = -(h_i - h_{in})w_c + \frac{\kappa_{f \rightarrow m}}{1000} (T_{i-1} - T_i) 4\pi r_{i-1}^2 \quad (3.2.22)$$

(3)-1 冷却材領域における定常解

式(3.2.22)の非定常項を 0 とすれば、流入する熱量は燃料内発熱量に等しい。 h_i について整理すると、以下となる。

$$h_i = h_{in} + \frac{P}{1000w_c} \cdot \frac{4\pi r_{i-1}^3}{3} \quad (3.2.23)$$

ここで、第 i ノードのエンタルピーが飽和液相エンタルピー以下の場合、蒸気表によって得られる流入冷却水および飽和水の温度とエンタルピーの関係式より、第 i ノードの冷却材温度を求めることができる。エンタルピーが飽和液相エンタルピー h_{lsat} を超えた場合、冷却材温度は飽和温度 T_{sat} とする。

$$T_i = T_{in} + \frac{T_{sat} - T_{in}}{h_{lsat} - h_{in}} (h_i - h_{in}) \quad (h_i \leq h_{lsat}) \quad (3.2.24)$$

$$T_i = T_{sat} \quad (h_i > h_{lsat}) \quad (3.2.25)$$

また、第 i ノードのクオリティは以下の式で表される。

$$x_{i,j} = \frac{h_i - h_{lsat}}{h_{gsat} - h_{lsat}} \quad (3.2.26)$$

(3)-2 冷却材領域における非定常項

式(3.2.22)の非定常項を前進差分近似すると、以下となる。

$$1.1. \rho V_i \frac{h'_i - h_i}{\Delta t} = -(h_i - h_{in})w_c + \frac{\kappa_{f \rightarrow m}}{1000} (T_{i-1} - T_i) 4\pi r_{i-1}^2 \quad (3.2.27)$$

ここで、 h'_i は次タイムステップでの第 i ノードのエンタルピーである。式(3.2.27)を h'_i について整理すると、以下となる。

$$h'_i = h_i - \frac{4\pi\Delta t}{\rho V_i} \left(\frac{(h_i - h_{in})w_c}{4\pi} - \frac{\kappa_{f \rightarrow m}}{1000} (T_{i-1} - T_i) r_{i-1}^2 \right) \quad (3.2.28)$$

ここで、第 i ノードのエンタルピーが飽和液相エンタルピー以下の場合 ($h_i \leq h_{lsat}$)、蒸気表によって得られる流入冷却水および飽和水の温度とエンタルピーの関係式より、第 i ノードの冷却材温度を求めることができる。また、第 i ノードのエンタルピーが飽和液相エンタルピーを超え

た場合、冷却材温度は飽和温度とする。第 i ノードのクオリティは式(3.2.26)で表される。

3.2.3 沸騰モデル

ボイド率の計算には Thom によるスリップ流モデル¹⁹⁾を用いて以下となる。

$$\alpha_i = \frac{\chi_i}{\chi_i + S \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right) \cdot (1 - \chi_i)} \quad (3.2.29)$$

$$S = 0.93 \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{0.11} + 0.07 \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{0.561}$$

ここで、 S はスリップ比で Winterton の近似¹⁶⁾を用いた。また ρ_l 、 ρ_g は液相、気相の密度 (kg/m^3) である。

3.2.4 反応度フィードバックモデル

反応度は実効増倍率を用いて次式で表せる。

$$\rho = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}} \quad (3.2.30)$$

パラメータ χ_i に対する反応度の変化量は、各パラメータが独立とした場合、

$$\delta\rho = \sum_i \delta\rho_i = \sum_l \frac{\partial\rho}{\partial\chi_i} \delta\chi_i \quad (3.2.31)$$

となる。すなわち、反応度の変化量は各パラメータに起因する反応度変化量の和で表せる。

反応度フィードバックとしては、燃料デブリ温度フィードバックおよび燃料デブリ周辺冷却材密度フィードバックを考慮する。

(1) 燃料デブリ温度フィードバックモデル

燃料平均温度は分割された各領域の体積重み平均とする。ここで、 $i=1 \sim nr-1$ である。

$$\bar{T}_i = \frac{\sum_i T_i \cdot V_i}{\sum_i V_i} \quad (3.2.32)$$

燃料デブリ温度の変化によるフィードバック反応度は、初期燃料デブリ温度 ($\bar{T}_f(0)[\text{K}]$) との 2 乗根の差分に比例するモデルとする。ここで C_{dop} は、燃料デブリ温度の 2 乗根に対する反応度変化を、一次式でフィッティングした係数である (図 4.2-3 を参照)。

$$\delta\rho_d(t) = C_{dop} \left(\sqrt{\bar{T}_f(t)} - \sqrt{\bar{T}_f(0)} \right) \quad (3.2.33)$$

(2) 燃料デブリ周辺冷却材密度フィードバックモデル

燃料デブリ周辺の冷却材密度の変化によるフィードバック反応度は、相対冷却材密度を定義し、

モデル化する。相対冷却材密度は、基準となる冷却材密度 ($\rho_{m,base}$) に対する瞬時冷却材密度 (ρ_m) の比である。

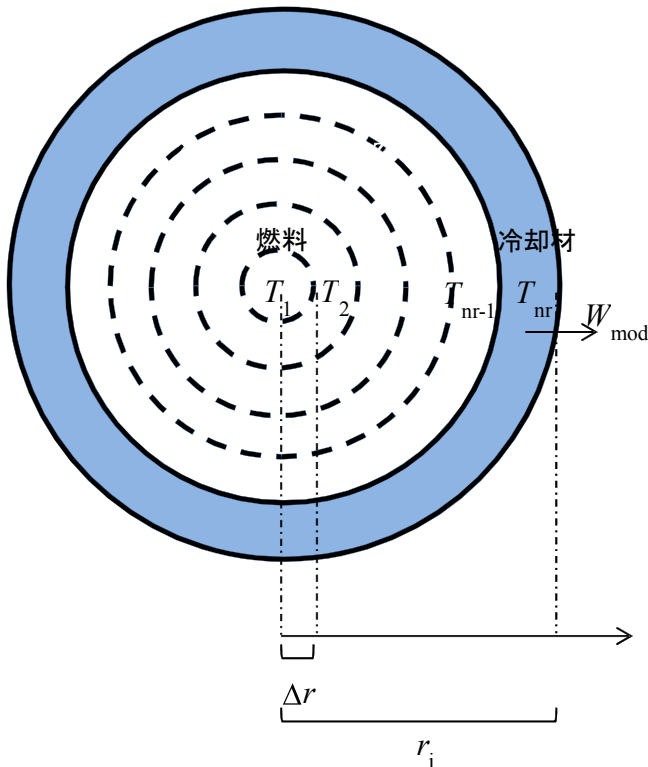
$$U_m = \frac{\rho_m}{\rho_{m,base}} = \frac{\alpha\rho_{m,g} + (1-\alpha)\rho_{m,l}}{\rho_{m,base}} \quad (3.2.34)$$

ここで、 α はボイド率(放射線分解ガスボイド含む)、 $\rho_{m,l}$ 、 $\rho_{m,g}$ はそれぞれ冷却材密度 (kg/m^3)、飽和蒸気密度 (kg/m^3) である。

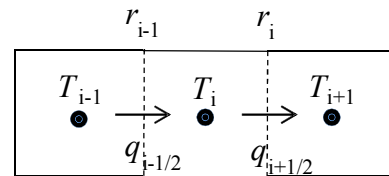
相対冷却材密度 ($U_m(t)$) および初期値 ($U_m(0)$) を用いて、フィードバック反応度を以下のモデルとする。ここで $C_{m,0}$ 、 $C_{m,i}$ ($i=1\sim 5$) は、相対冷却材密度に対する反応度変化を、五次式でフィッティングした係数である(図 4.2-4 を参照)。

$$\rho_U(U_m) = C_{m,0} + \sum_{i=1}^5 C_{m,i} U_m^i \quad (3.2.35)$$

$$\delta\rho_U(t) = \rho_U(U_m(t)) - \rho_U(U_m(0)) = \sum_{i=1}^5 C_{m,i}(U_m^i(t) - U_m^i(0)) \quad (3.2.36)$$



(a) 球モデル



(b) セル*i*での熱バランス

図 3.2-1 燃料・冷却材領域における熱伝達の評価モデル

4. 再臨界規模評価及び被ばく評価

4.1 評価対象とした再臨界シナリオ

シビアアクシデント解析コード MAAP による 1F-1 の RPV 内の状態に対する評価では、熔融燃料が RPV 下部に全て移動した後、RPV を損傷しながら、PCV に相当量滴下していったと推定¹²⁾されている。このため、1F-1 では、燃料デブリが、RPV 下部および PCV 下部に堆積している可能性があり、これらの堆積燃料デブリが、冠水等により臨界に至る可能性を考慮する必要がある。

2012 年 10 月に実施された PCV 内部調査では、PCV ドライウェル (D/W) 底部から約 2.8m の水位が確認されており、PCV 下部に堆積した燃料デブリは冠水していると推定²⁰⁾されている。1F-1 の温度計指示値が 40℃以内で安定していること、ガス管理システムによる Xe135 計測値が変動していないことを鑑みれば、PCV 下部のペDESTAL (P/D) に堆積した燃料デブリが臨界になっている可能性は低く、水張りによる更なる水位上昇で PCV 下部が臨界に至るといったシナリオの重要度は小さいと考える。

従って、図 4.1-1 に示すように、PCV 補修後の水張りにより、RPV 下部に堆積した燃料デブリが冠水し、臨界に至るシナリオを対象とした再臨界時挙動評価を実施した。

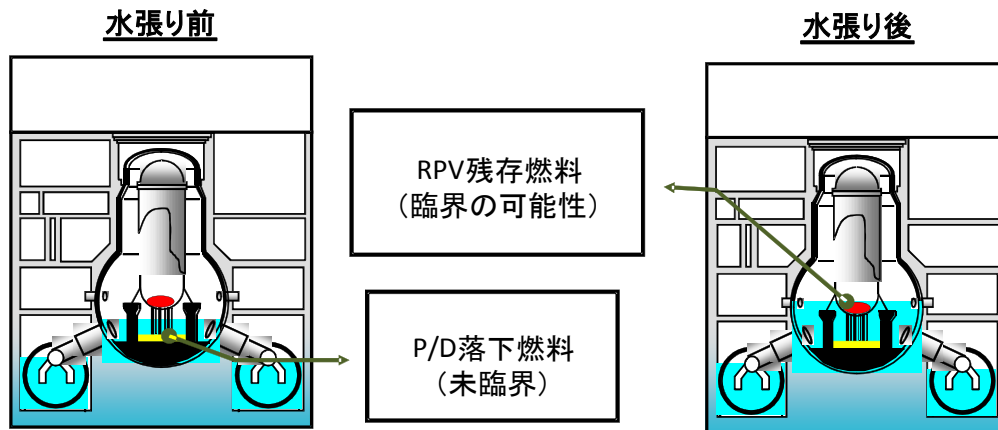


図 4.1-1 臨界時挙動評価用再臨界シナリオ (1F-1 再臨界挙動評価)

4.2 臨界時挙動評価条件及び解析方法

図 4.2-1 に臨界評価体系と臨界時挙動評価体系を示す。臨界時挙動評価では、RPV 下部に堆積した燃料デブリ粒を球体で模擬し、冷却材が燃料デブリを取り巻くモデルとした。

燃料デブリの粒径及び冷却材割合は、図 4.2-2 に示すように、燃料デブリ組成を構造材、核分裂生成物及びガドリニウムを含まず、重金属とジルコニウムのみとした臨界評価を行い、その結果から、実効増倍率が最大となる粒径と体積占有率の組合せを臨界時挙動評価の基準体系とした。

燃料デブリの崩壊熱は原子炉停止後 1000 日時点を仮定した。また、冷却材流量は、注水温度を 20℃、崩壊熱徐熱後の温度が 30℃となる流量とした。

遅発中性子割合、先行核崩壊定数は、ウラン 235、プルトニウム 239、241 の原子数密度を重みとした平均値とした。また中性子平均寿命は、ここでは 1F-1 設置許可申請書記載値とした。

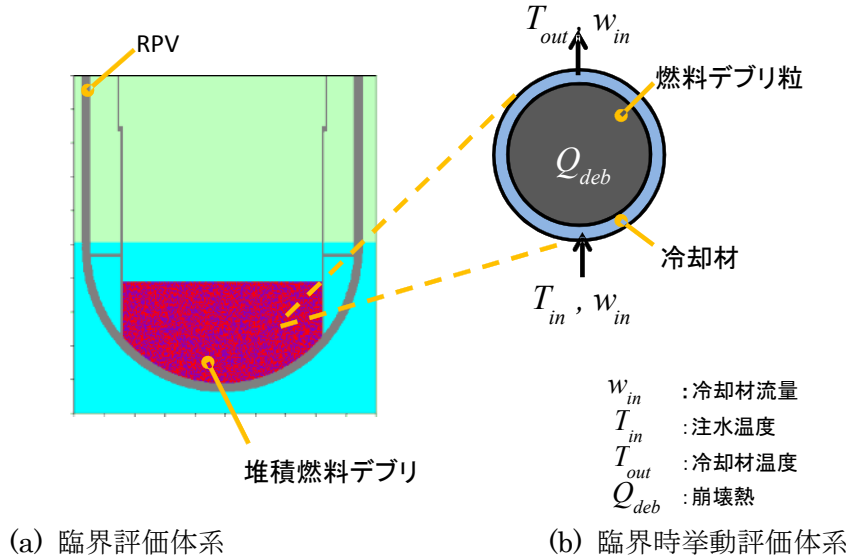


図 4.2-1 1F-1 臨界評価体系と臨界時挙動評価体系

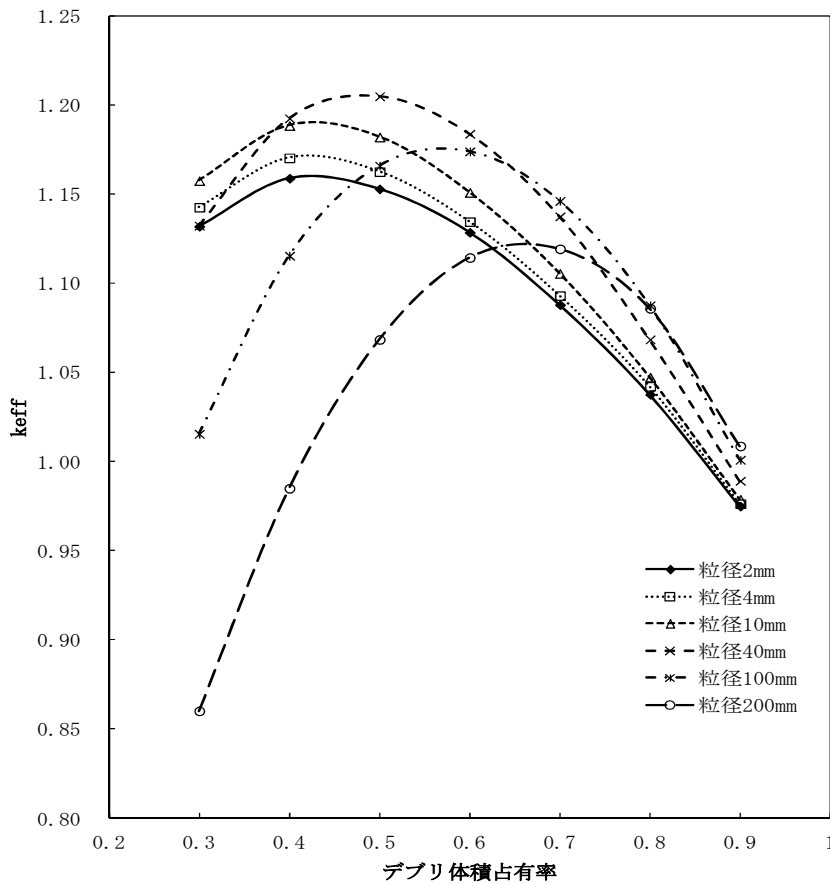


図 4.2-2 燃料デブリの粒径及び体積占有率の実効増倍率への影響 (ポロシティ 0.3)
 (燃料デブリ組成は構造材、核分裂生成物及びガドリニウムは含まず、重金属及びジルコニウムのみ。)

(1) 燃料デブリ温度に対するサーベイ結果

燃料デブリ温度に対する反応度変化量を図 4.2-3 に示す。ここに示した反応度変化量を一次式でフィッティングした値を燃料温度反応度係数とした。

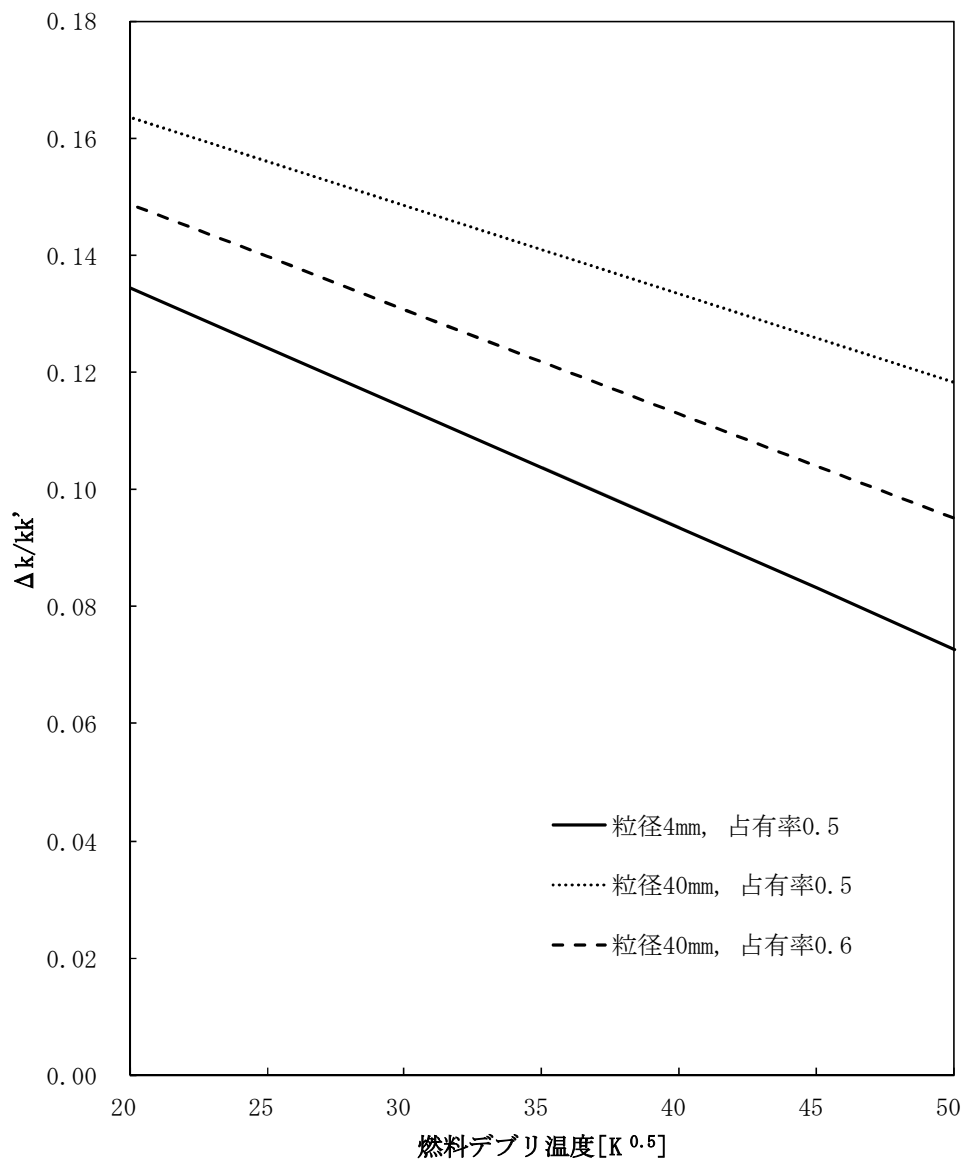


図 4.2-3 燃料デブリ温度に対する反応度変化

(2) 冷却材密度に対するサーベイ結果

相対冷却材密度に対する反応度変化量を図 4.2-4 に示す。ここに示した反応度変化量を五次式でフィッティングした値を相対冷却材密度反応度係数とした。

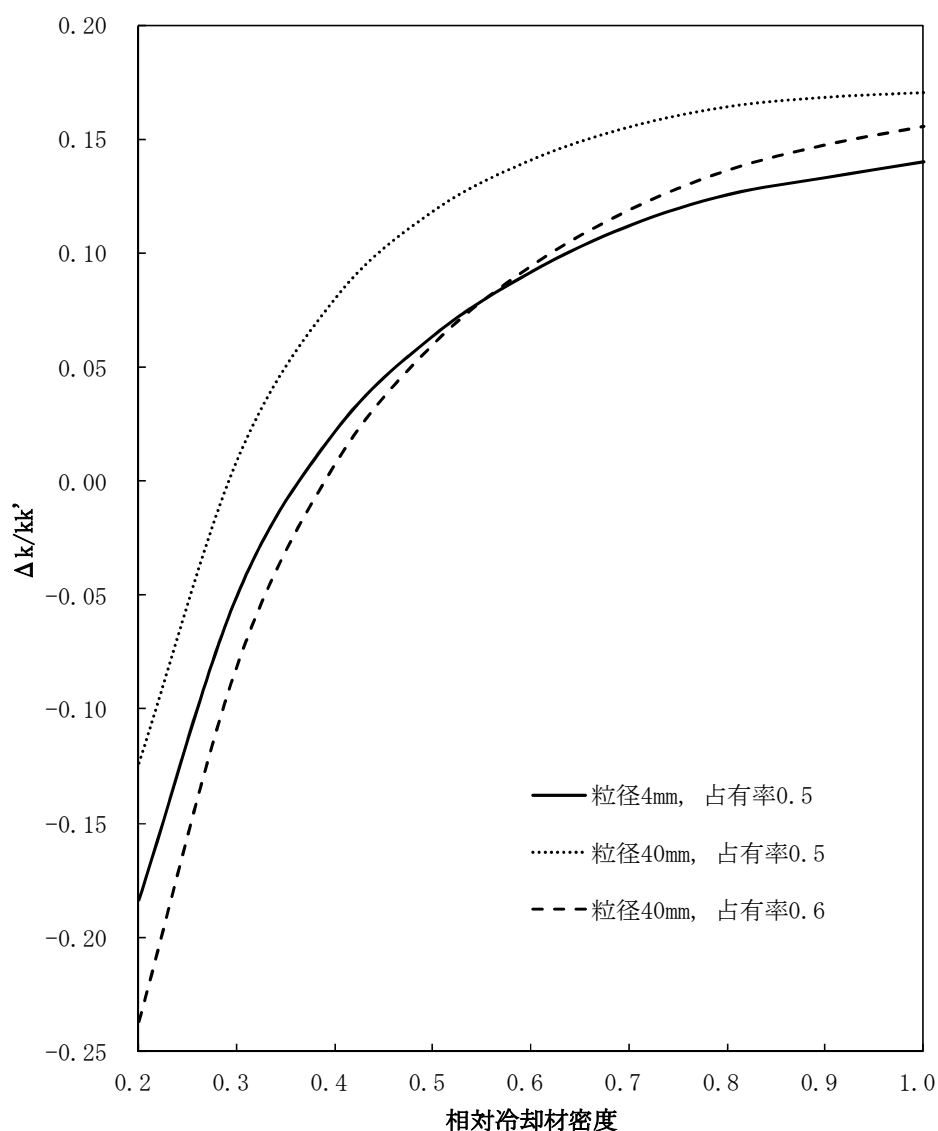


図 4.2-4 相対冷却材密度に対する反応度変化

4.3 臨界時挙動評価結果

4.3.1 基準体系での評価結果

図 4.2-2 に示した燃料デブリの臨界評価で、実効増倍率が最大となる粒径 40mm、体積占有率 0.5 の体系で臨界時挙動評価を行った。反応度投入はステップ状に 40¢ とした。表 4.3-1 に解析で使用した主要なパラメータを示す。

表 4.3-1 1F-1 再臨界挙動評価解析で使用した主要なパラメータ

パラメータ	単位	値
粒径	mm	40
占有率	—	0.5
燃料デブリ密度	kg/m ³	9.18×10 ³
燃料デブリ熱伝導率	W/m/K	8.20×10 ⁰
燃料デブリ比熱	J/kg/K	4.68×10 ²
燃料デブリから冷却材への熱伝達係数	W/m ² /K	1.00×10 ³
注水温度	°C	2.00×10 ¹
冷却材流量	kg/s	1.04×10 ⁻⁵
崩壊熱※1	MW	6.10×10 ⁻²
中性子寿命	s	4.30×10 ⁻⁵
実効遅発中性子割合：1群	—	2.09×10 ⁻⁴
実効遅発中性子割合：2群	—	1.23×10 ⁻³
実効遅発中性子割合：3群	—	1.07×10 ⁻³
実効遅発中性子割合：4群	—	2.26×10 ⁻³
実効遅発中性子割合：5群	—	7.23×10 ⁻⁴
実効遅発中性子割合：6群	—	1.49×10 ⁻⁴
実効遅発中性子割合：合計	—	5.65×10 ⁻³
先行核崩壊定数：1群	—	1.27×10 ⁻²
先行核崩壊定数：2群	—	3.15×10 ⁻²
先行核崩壊定数：3群	—	1.19×10 ⁻¹
先行核崩壊定数：4群	—	3.16×10 ⁻¹
先行核崩壊定数：5群	—	1.38×10 ⁰
先行核崩壊定数：6群	—	3.73×10 ⁰
燃料デブリ温度反応度係数	$\Delta k/kk' / \sqrt{K}$	-1.51×10 ⁻³
相対冷却材密度反応度係数（1次）	$\Delta k/kk' / U$	5.26×10 ⁰
相対冷却材密度反応度係数（2次）	$\Delta k/kk' / U^2$	-1.29×10 ¹
相対冷却材密度反応度係数（3次）	$\Delta k/kk' / U^3$	1.69×10 ¹
相対冷却材密度反応度係数（4次）	$\Delta k/kk' / U^4$	-1.12×10 ¹
相対冷却材密度反応度係数（5次）	$\Delta k/kk' / U^5$	3.01×10 ⁰

※1 全炉心燃料の40%、炉停止後1000日時点

図 4.3-1 に臨界後の出力変化を示す。0.5 時間経過時にステップ状に反応度を投入後、その約 200 秒後に最初の出力ピークが発生し、この出力ピーク値は約 25MW となった。出力は時間とともに上昇下降を繰り返しながら、一定値に収束している。

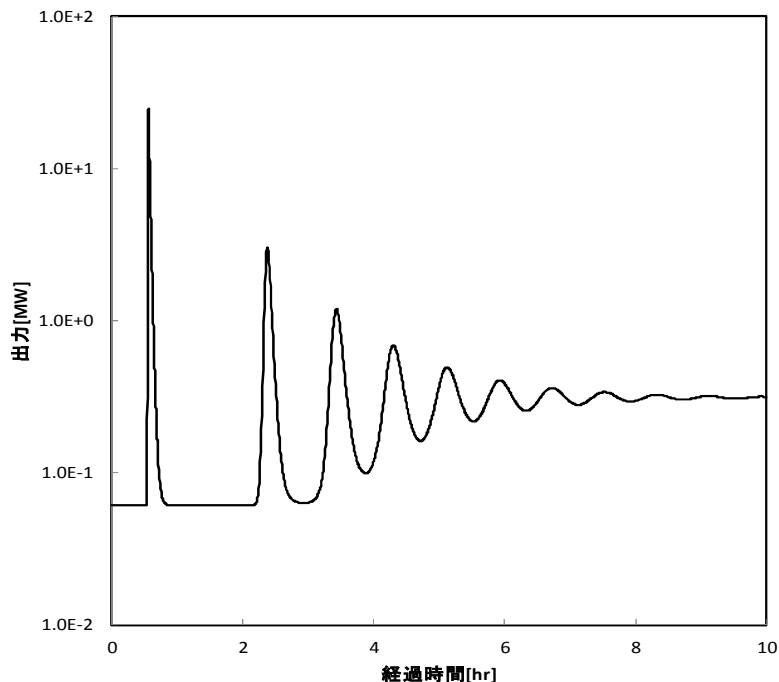


図 4.3-1 反応度投入後の出力変化（基準体系）

図 4.3-2 に反応度投入後の反応度変化を、図 4.3-3 に温度変化を示す。

出力上昇に伴い、燃料デブリ温度と冷却材温度が上昇するため、燃料デブリ温度フィードバック反応度と相対減速材密度フィードバック反応度の効果により、出力が下降している。出力の下降に伴い、燃料デブリ温度と冷却材温度が下降し、フィードバック反応度が小さくなり、反応度投入量がフィードバック反応度を上回るため、再びピークが発生したものと考えられる。

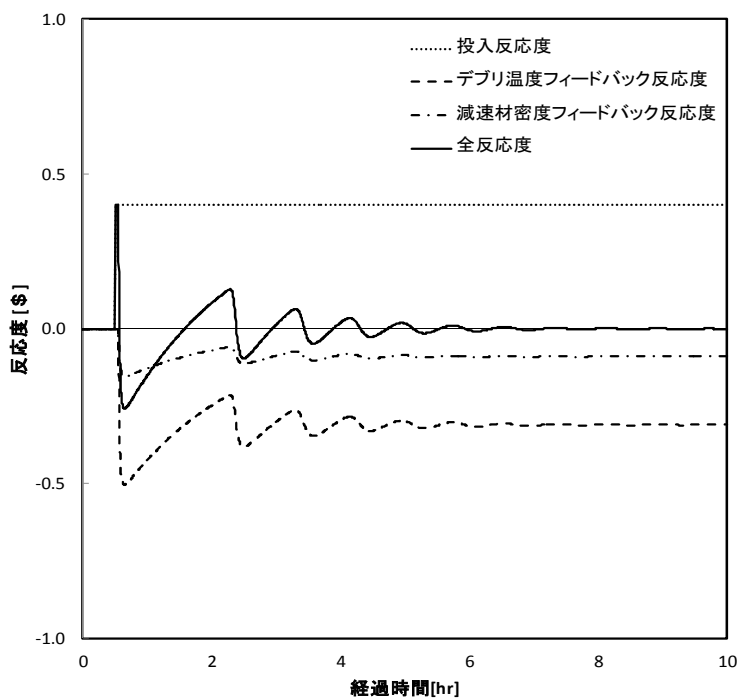


図 4.3-2 反応度投入後の反応度変化（基準体系）

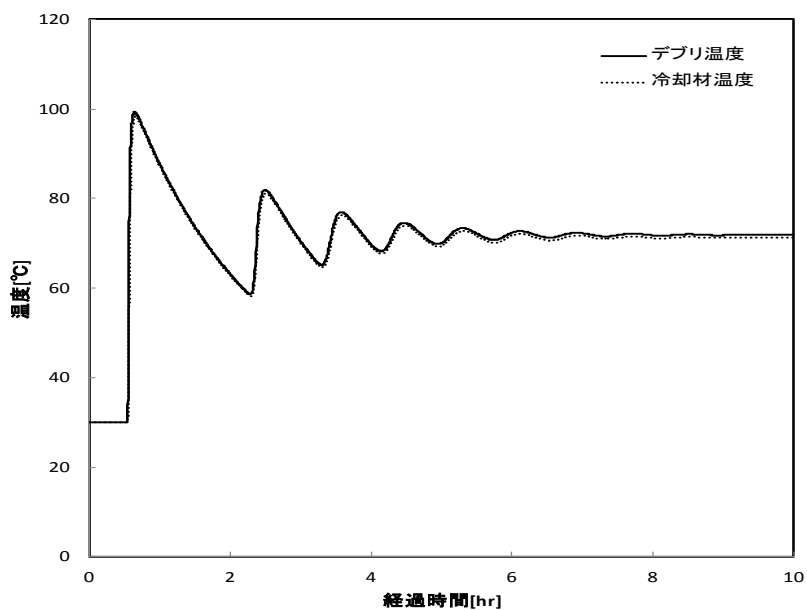


図 4.3-3 反応度投入後の温度変化（基準体系）

図 4.3-4 に臨界後の総核分裂数の変化を示す。

核分裂数は、1 核分裂あたり 200MeV として出力を換算した。総核分裂数は、反応度投入後 9 時間で約 3×10^{20} となった。

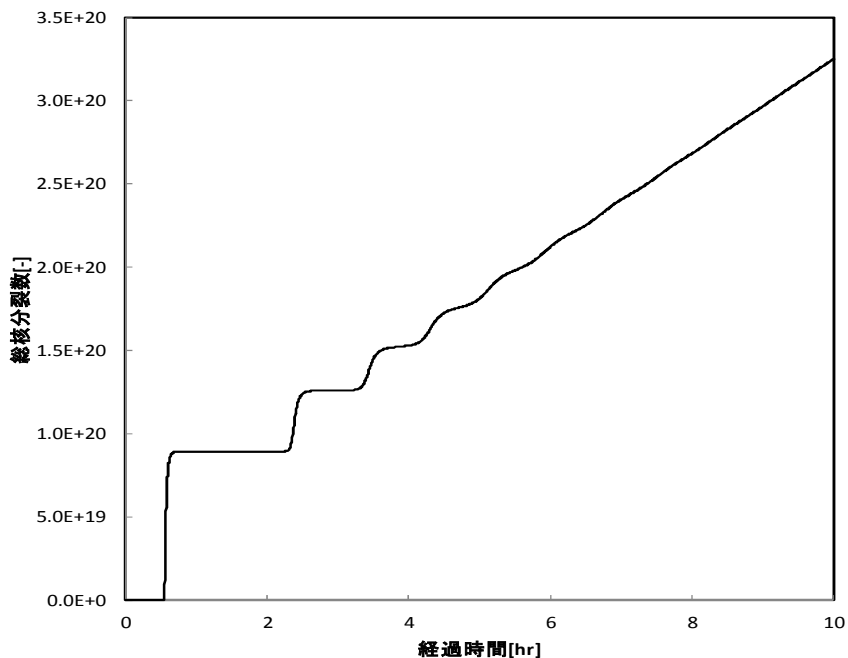


図 4.3-4 反応度投入後の総核分裂数変化（基準体系）

4.3.2 反応度投入量の影響評価

反応度を 20~60 ϕ の範囲で投入した場合の、ピーク出力と総核分裂数を表 4.3-2 および図 4.3-5 ~8 に示す。

第 1 ピークの出力は投入反応度の 3 次多項式でほぼ表すことができ、また 10 時間経過時の核分裂数は投入反応度に正比例する結果となった。第 1 ピークまでの核分裂総数は 1 時間経過した時点としたが、10 時間経過時の核分裂数に対する比は反応度投入量が大きいほど小さくなる傾向となった。

表 4.3-2 ステップ反応度投入量と出力と核分裂総数の比較

No.	投入反応度 [ϕ]	ピーク出力 [MW]	①総核分裂数 (第 1 ピーク)	②総核分裂数 (10 時間後)	①/②
1	0.20	5.954	4.827E+19	1.615E+20	0.2989
2	0.30	13.363	6.930E+19	2.434E+20	0.2847
3	0.40	24.663	8.933E+19	3.252E+20	0.2747
4	0.50	41.584	9.342E+19	4.037E+20	0.2314
5	0.60	66.623	9.964E+19	4.886E+20	0.2039

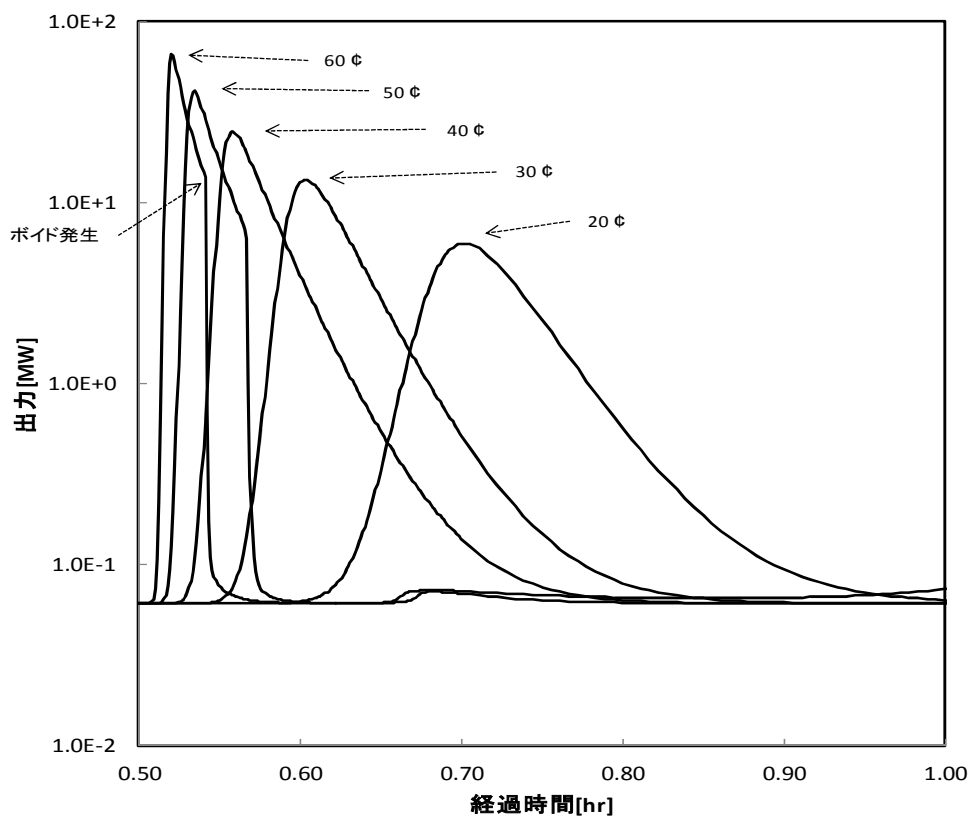


図 4.3-5 反応度投入後の出力変化 (投入反応度をパラメータ)

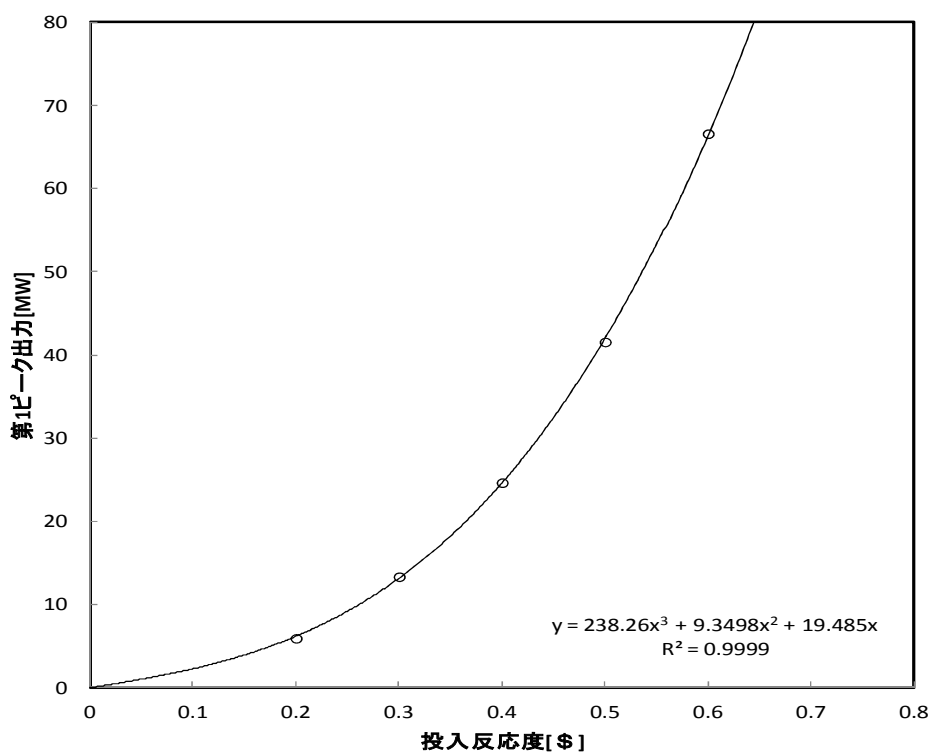


図 4.3-6 投入反応度と第 1 ピーク出力との関係

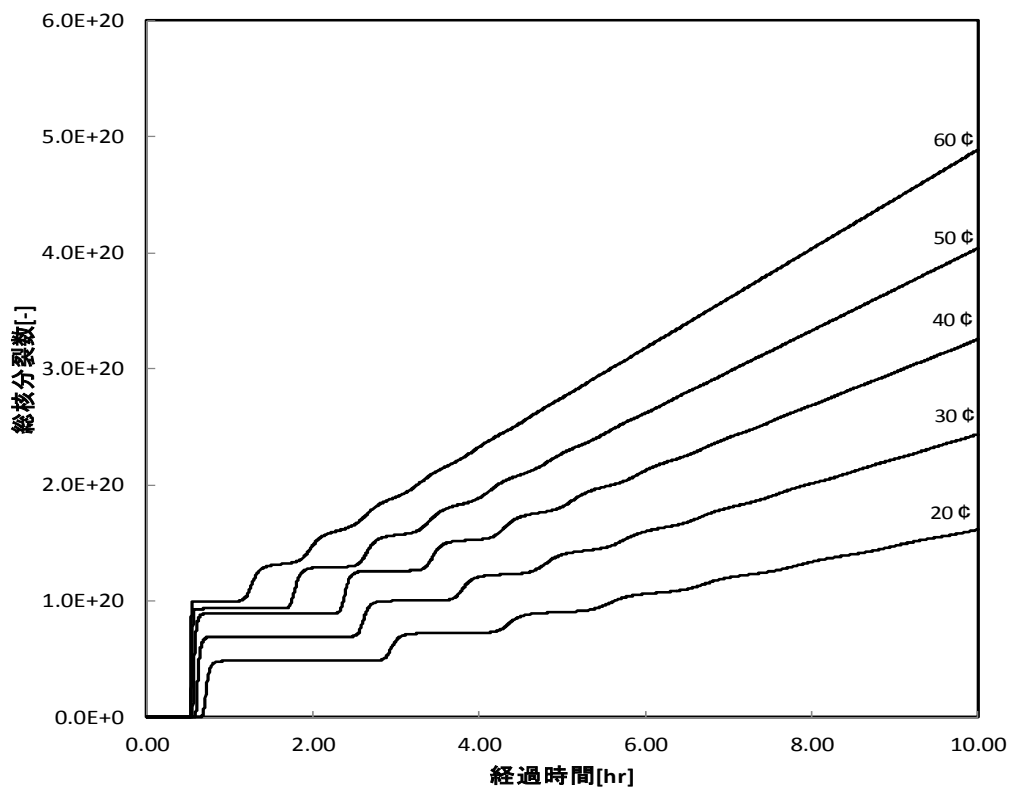


図 4.3-7 反応度投入後の総核分裂数変化（投入反応度をパラメータ）

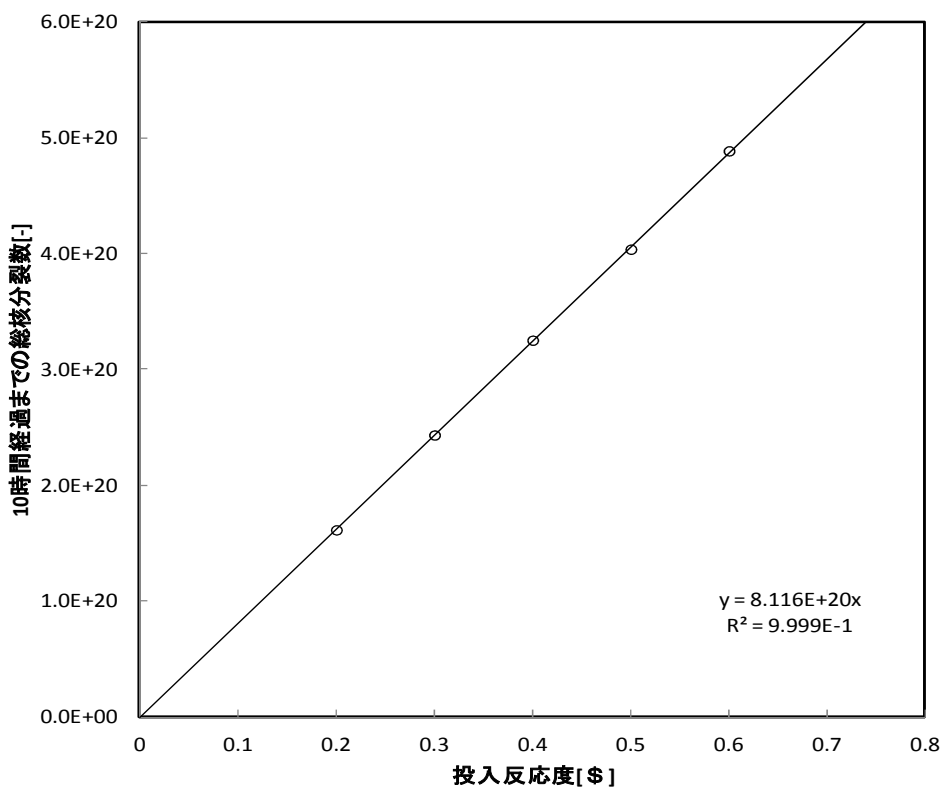


図 4.3-8 投入反応度と総核分裂数の関係

4.4 被ばく評価結果

前項までに検討した臨界発生時の核分裂によって発生する放射性物質(希ガス、よう素)が、環境に放出されたことによる被ばく線量を以下に示す。

想定される臨界シナリオに対応した総核分裂数から、核分裂生成核種の発生量を、原子力安全委員会による指針²¹⁾に示される核分裂収率を用いて計算する。

$$A_i = N \times Y_i \times \lambda_i \times \exp(-\lambda_i \times T_d) \quad (4.4.1)$$

$$D = \sum A_i \times D/Q \times H \quad (4.4.2)$$

A_i : 核種 i の核分裂生成量

(指針のガンマ線実効エネルギーによって 0.5MeV 換算値として整理)

N : 核分裂数(n)

Y_i : 核種 i の核分裂収率(-)

λ_i : 核種 i の崩壊定数(1/s)

T_d : 放出時間 15min

D : 外部被ばく線量(Sv)

D/Q : 相対線量(Gy/Bq) 1.8×10^{-19} Gy/Bq(国内 BWR サイトの最大の値)

H : 線量換算係数 1Sv/Gy

対象核種：希ガス(Kr-83m、Kr-85m、Kr-85、Kr-87、Kr-88、Kr-89、Kr-90、Xe-131m、Xe-133m、Xe-133、Xe-135m、Xe-135、Xe-137、Xe-138、Xe-139)
 よう素(I-131、I-132、I-133、I-134、I-134m、I-135)

想定事故シナリオに対する核分裂数は、表 4.3-2 に基づく。

ここで、おそらく炉心領域付近で発生する核分裂によって発生した希ガス、よう素は原子炉冷却系を経由して格納容器外、建物外へと放出され、大気中に放出された後は、自然風によって風下側へと拡散する。敷地境界までの距離としては 1,000m 前後を想定し、1m/s の風によって拡散すると考えて約 15 分の減衰時間を想定した。

想定ケースに対するガンマ線外部被ばく線量を表 4.4-1 に示す。想定シーケンスに対して、外部被ばく線量は敷地境界において、最大約 8mSv となり、重大事故時のめやす線量(暫定)である 20mSv を下回る結果となった。実際には、臨界により発生する希ガスやよう素の全量が環境に放出されることは考えにくく、実際の被曝量はこれよりもさらに小さくなると予想される。

表 4.4-1 想定ケースに対するガンマ線外部被ばく線量(Sv)

No.	1	2	3	4	5
Kr-83m	1.4E-08	2.1E-08	2.8E-08	3.5E-08	4.2E-08
Kr-85m	5.0E-06	7.5E-06	1.0E-05	1.2E-05	1.5E-05
Kr-85	7.6E-13	1.1E-12	1.5E-12	1.9E-12	2.3E-12
Kr-87	1.5E-04	2.3E-04	3.1E-04	3.9E-04	4.7E-04
Kr-88	2.6E-04	4.0E-04	5.3E-04	6.6E-04	7.9E-04
Kr-89	7.8E-04	1.2E-03	1.6E-03	1.9E-03	2.4E-03
Kr-90	3.2E-10	4.8E-10	6.5E-10	8.0E-10	9.7E-10
Xe-131m	5.2E-11	7.8E-11	1.0E-10	1.3E-10	1.6E-10
Xe-133m	9.4E-09	1.4E-08	1.9E-08	2.4E-08	2.9E-08
Xe-133	1.8E-07	2.7E-07	3.6E-07	4.5E-07	5.4E-07
Xe-135m	1.0E-04	1.5E-04	2.0E-04	2.5E-04	3.0E-04
Xe-135	2.0E-05	3.0E-05	4.0E-05	5.0E-05	6.0E-05
Xe-137	1.3E-04	1.9E-04	2.6E-04	3.2E-04	3.9E-04
Xe-138	1.7E-03	2.5E-03	3.4E-03	4.2E-03	5.1E-03
Xe-139	6.2E-09	9.3E-09	1.2E-08	1.5E-08	1.9E-08
I-129	1.6E-18	2.4E-18	3.2E-18	4.0E-18	4.9E-18
I-131	6.2E-07	9.4E-07	1.3E-06	1.6E-06	1.9E-06
I-132	4.3E-04	6.5E-04	8.7E-04	1.1E-03	1.3E-03
I-133	2.2E-05	3.3E-05	4.4E-05	5.4E-05	6.6E-05
I-134	2.2E-03	3.3E-03	4.4E-03	5.5E-03	6.6E-03
I-134m	1.1E-05	1.6E-05	2.1E-05	2.6E-05	3.2E-05
I-135	1.7E-04	2.6E-04	3.5E-04	4.3E-04	5.3E-04
希ガス合計	3.1E-03	4.7E-03	6.3E-03	7.8E-03	9.5E-03
よう素合計	2.8E-03	4.3E-03	5.7E-03	7.1E-03	8.6E-03

5. まとめ

(1) 再臨界シナリオの検討

福島第一原子力発電所における燃料デブリ取り出しまでの工程順序を考慮し、とくに水張り段階に重点をおいて、臨界に至る可能性のあるシナリオを策定した。燃料デブリ状態と臨界誘因事象を考慮したシナリオの重要度ランキングを作成し、上位の臨界シナリオについて臨界評価を実施して、臨界となる条件範囲を明確にした。

(2) 再臨界時挙動解析手法の開発

一点炉動特性モデルに基づいた臨界事故シミュレーションツールの開発に先立ち、インターネット経由でプロジェクト管理やソフトウェアの管理を行うことが可能となる開発サーバーを原子力機構に設置した。

この開発サーバーを利用して、まず、計算プラットフォーム MARBLE の上で動作する一点炉動特性モデルに基づいた溶液燃料体系の臨界事故解析手法を整備した。開発した手法を検証するため、TRACY 過渡臨界実験について解析を行い、既存の溶液系臨界事故解析コード AGNES2 による計算と比較した。その結果、ここで整備した溶液燃料体系の臨界事故解析手法は、AGNES2 相当の計算機能を持つことが分かった。

(3) 格納容器内の反応度フィードバックモデルの開発

福島第一原子力発電所における再臨界解析を行うため、AGNES2 相当の上記解析モジュールに、燃料デブリに対応した機能として、燃料デブリ形状を球形モデルとしたときの熱伝達モデルと反応度フィードバックモデルを追加して、シビアアクシデント後の原子力発電所における再臨界事象を評価できる臨界事故シミュレーションツール PORCAS を新たに開発した。

(4) 再臨界規模評価及び被ばく評価

PORCAS を用いて、福島第一原子力発電所 1 号機 (1F-1) の RPV 下部に堆積した燃料デブリが PCV 補修後の水張りにより冠水し、臨界に至るシナリオを対象とした再臨界時挙動評価を実施した。反応度投入量を変化させ、それぞれの影響を評価した。

また、再臨界挙動評価で得られた核分裂数を基に被ばく評価を行い、敷地境界における外部被ばく線量と重大事故時のめやす線量を比較した。

謝 辞

PORCAS 開発サーバーの構築および管理において、アイエックス・ナレッジ (株) の菊地丈夫氏には多大なるご尽力をいただきました。ここに深く感謝を申し上げます。

参考文献

- 1) 横山賢治、巽雅洋他:「次世代炉心解析システム MARBLE の開発」、JAEA-Data/Code 2010-030 (2011) .
- 2) 深谷裕司:「次世代炉心解析システム MARBLE 用一点炉動特性ソルバーPointkinetics の開発」、JAEA-Data/Code 2011-014 (2011) .
- 3) A.G.Croff : "ORIGEN2 - A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code", ORNL-5621 (1980).
- 4) D.W.Akers and B.K.Schuetz: "Physical and Radiochemical Examinations of Debris from the TMI-2 Lower Head", Special Section on TMI-2 Vessel Investigation Project, Nuclear Safety Vol.35, No.2, pp.288-300 (1994).
- 5) 東京電力(株):「福島第一原子力発電所第 1~4 号機に対する「中期的安全確保の考え方」に基づく施設運営計画に係る報告書 (その 1)、4. 原子炉圧力容器・格納容器ホウ酸水注入設備、添付資料-1 原子炉圧力容器・原子炉格納容器内における再臨界の検討」、(平成 23 年 10 月) .
- 6) 遠藤寛 : private communication (2011) .
- 7) W.B.Scott, et al.: "Recriticality in a BWR Following a Core Damage Event", NUREG/CR-5653, U.S. Nuclear Regulatory Commission (1990).
- 8) A.M.Rubin and E.Beckjord: "Three Mile Island - New Findings 15 Years After the Accident", Special Section on TMI-2 Vessel Investigation Project, Nuclear Safety Vol.35, No.2, pp.256-268 (1994).
- 9) 渡会偵祐、井上康、梶田藤夫:「TMI-2 号機の調査研究結果」、日本原子力学会誌、Vol.32、No.4、pp.338-350 (1990) .
- 10) 原子力委員会、東京電力(株)福島第一原子力発電所中長期措置検討専門部会:「東京電力(株)福島第一原子力発電所における中長期措置に関する検討結果」(平成 23 年 12 月) .
- 11) 原子力災害対策 政府・東京電力中長期対策会議:「東京電力(株)福島第一原子力発電所 1~4 号機の廃止措置等に向けた中長期ロードマップ」(平成 23 年 12 月 21 日) .
- 12) 東京電力(株):「MAAP コードによる炉心・格納容器の状態の推定」、(平成 24 年 3 月 12 日) .
- 13) 中島健、山根祐一、三好慶典:「溶液燃料体系の臨界事故解析コード: AGNES2」、JAERI-Data/Code 2002-004 (2002) .
- 14) 日本原子力研究所東海研究所: 原子炉設置許可変更申請書「STACY(定常臨界実験装置)施設及び TRACY(過渡臨界実験装置)施設の設置」(1987) .
- 15) 日本機械学会:「伝熱工学資料 改訂第 4 版」、日本機械学会、365p (1986) .
- 16) 日本機械学会:「気液二相流技術ハンドブック」、コロナ社、449p (1989) .
- 17) Nakajima, K., Yamane, Y., Ogawa, K. et al.: "Tracy Transient Experiment DataBook, 3) Ramp Feed Experiment", JAERI-Data/Code 2002-007 (2002).
- 18) 日本機械学会:「1999 日本機械学会蒸気表 (第 5 版)」(1999) .
- 19) 植田辰洋:「気液二相流 一流れと熱伝達」、養賢堂.

- 20) 東京電力（株）：「福島第一原子力発電所 1 号機原子炉格納容器内部調査結果について」、（平成 24 年 10 月 15 日）。
- 21) 原子力安全委員会：「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」、一部改訂（平成 13 年 3 月 29 日）。

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立法メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)	1
比透磁率 ^(b)	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m ² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光照射度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd
放射線量	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
酸素活性化	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV.2002.70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ = s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² = s ⁻²
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
体積エネルギー	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
電界の強さ	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電荷密度	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電表面積	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
誘電率	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
透磁率	ファラド毎メートル	F/m	m ³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
モルエネルギー	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
吸収線量率	ジュール毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
放射線強度	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射輝度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ = m ² kg s ⁻³
酵素活性濃度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)	m ² m ⁻² kg s ⁻³ = kg s ⁻³
	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ³ s ⁻¹ mol

表5. SI接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =(10 ¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²
フオト	ph	1 ph=1 cd sr cm ⁻² =10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe _e =(10 ³ /4π) A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「△」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858 J (「15°C」カロリ), 4.1868 J (「IT」カロリ), 4.184 J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

