

安全研究成果報告（案）

RREP-20XX-XXXX

安全研究成果報告(案)

S/NRA/R Research Report

軽水炉の重大事故における格納容器機能喪失及び確率論的リスク評価に係る解析手法の整備

Development of Analysis Methodologies for the Containment Failure and Probabilistic Assessment of Risks Associated with Severe Accident of LWR

小城 烈、平等 雅巳、西村 健、新添 多聞、鈴木 ちひろ、
菊池 航、金子 順一、和田山 晃大、堀田 亮年

KOJO Retsu, TAIRA Masami, NISHIMURA Takeshi, NIISOE Tamon, SUZUKI Chihiro,
KIKUCHI Wataru, KANEKO Junichi, WADAYAMA Kodai and HOTTA Akitoshi

シビアアクシデント研究部門

Division of Research for Severe Accident

原子力規制庁

長官官房技術基盤グループ

Regulatory Standard and Research Department,

Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

令和 XX 年 XX 月

Month 20XX

本報告は、原子力規制庁長官官房技術基盤グループが行った安全研究プロジェクトの活動内容・成果をとりまとめたものです。

なお、本報告の内容を規制基準、評価ガイド等として審査や検査に活用する場合には、別途原子力規制委員会の判断が行われることとなります。

本報告の内容に関するご質問は、下記にお問い合わせください。

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ シビアアクシデント研究部門
〒106-8450 東京都港区六本木 1-9-9 六本木ファーストビル
電 話：03-5114-2224
ファックス：03-5114-2234

軽水炉の重大事故における格納容器機能喪失及び 確率論的リスク評価に係る解析手法の整備

原子力規制庁 長官官房技術基盤グループ
シビアアクシデント研究部門

小城 烈、平等 雅巳、西村 健、新添 多聞、鈴木 ちひろ、
菊池 航、金子 順一、和田山 晃大、堀田 亮年

要 旨

軽水炉の安全性を確認するために実施される格納容器破損防止等に係る解析では、重大事故時における多様な条件を考慮した幅広い事故シナリオに対して、格納容器機能喪失、ソースターム、環境への影響等の観点について、決定論及び確率論の両面から評価が実施されている。これらの評価手法はこれまでも国内外の研究活動を通じて整備されてきているが、継続的な安全性の向上のためには絶えず最新の知見を反映した評価手法を取り入れ続けることが重要である。また既存の評価手法に対する技術的な成熟度についても継続的に確認を行うことが必要である。

本安全研究プロジェクトは、平成 29 年度から令和 4 年度までの 6 箇年計画であり、格納容器機能喪失に至るような事故の進展、格納容器機能喪失に係る負荷の評価、確率論的リスク評価（以下「PRA」という。）、環境へのソースターム評価、環境影響評価及び被ばく影響評価について、既往の知見に加えて最新知見を取入れた手法を整備すること、また既存の解析コードを改良する等により評価手法の高度化を行った。本安全研究プロジェクトで実施する研究概要、研究により得られた成果の概要を以下にまとめる。

(1) 格納容器破損防止対策評価手法の整備

① 総合現象解析手法の整備

格納容器機能喪失に伴い環境に放出されるソースタームを評価するために、総合重大事故解析コード MELCOR を用いて、新規制基準で導入された設備、手順等を考慮したシナリオの解析を実施した。

また、使用済燃料プール（以下「SFP」という。）については、経済協力開発機構原子力機関原子力施設安全委員会（OECD/NEA/CSNI）が取りまとめた SFP の重要現象ランキングテーブル（以下「PIRT」という。）において SFP 特有の検証が必要な現象として挙げら

れた解析上の課題に対して、モデルの高度化を行い、実機の SFP における冷却材喪失事故を想定した解析を実施した。

② 個別現象解析コードによる評価手法の整備

水素燃焼、メルトスプレッド/熔融炉心-コンクリート相互作用の重畳現象及び静的・動的負荷に対する格納容器閉じ込め機能に関する詳細解析手法及び不確実さの低減のためのモデル整備を行った。代表プラントを対象に試解析を実施した。

また、個別現象に関する OECD/NEA/CSNI が主催するプロジェクトに参加し、実験データ等の取得を進めた。

(2) 確率論的リスク評価に関連する評価手法の整備

先行の安全研究に基づき、レベル 1PRA の情報を効率的にレベル 2PRA に引き継ぐための格納容器イベントツリーについて検討した。

また、レベル 3PRA 手法については、リスク指標の検討、レベル 1PRA からレベル 3PRA までの一貫した評価におけるインターフェイスに関する知見を整理した。

(3) 環境影響評価手法の整備

東京電力株式会社福島第一原子力発電所（以下「1F」という。）事故では、1号機から3号機までが炉心損傷し、大量の放射性物質が環境に放出され、大気中及び海洋に拡散した。これを評価するため、敷地境界近傍等の計測値及び数値解析を組み合わせた放射性物質の環境への放出量を解析評価する手法を整備した。

また、遮蔽解析手法について、点減衰核法、離散座標 Sn 法及びモンテカルロ法を用いて原子力発電所を対象とした遮蔽解析を行い、原子炉建屋等からの直接線及びスカイシャイン線による被ばく評価の妥当性確認に資する知見を蓄積した。

なお、個別現象解析コードによる評価手法のうちの重大事故時格納容器熱流動実験に関する実験解析及び環境影響評価手法の整備のうちの放射性物質の環境拡散評価手法の整備の一部は、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構（以下「JAEA」という。）に委託して実施した。

Development of Analysis Methods for the Containment Failure and Probabilistic Assessment of Risks Associated with the Sever Accidents of Light Water Reactor

KOJO Retsu, TAIRA Masami, NISHIMURA Takeshi, NIISOE Tamon, SUZUKI Chihiro,
KIKUCHI Wataru, KANEKO Junichi, WADAYAMA Kodai and HOTTA Akitoshi

Division of Research for Severe Accident,
Regulatory Standard and Research Department,
Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

Abstract

In the analyses of reviewing safety of light water reactors, both deterministic and probabilistic evaluations are performed for a wide range of accident scenarios that are affected by a wide variety of accident progression from the viewpoints of loss of containment function, source term, environmental effect, and so on. Although evaluation methods for these scenarios have been developed through domestic and international research activities, it is important to continue to incorporate evaluation methods that consider the latest findings for continuous improvement of the safety. It is also necessary to be carried out continuous check of the technical maturity of existing evaluation methods.

The objectives of this safety research project are to develop assessment methods incorporated the state-of-the-art knowledge in order to assess the accident progression leading to the containment failure, straightforward loads on the containment failure and its frequencies, source term and environmental impact as well as the radiation dose evaluations, and to upgrade analysis methodologies by improvement of existing analysis codes. The project was to be carried out with a six-year program from FY 2017 to FY 2022.

(1) Development of the assessment method for the prevention measure to containment failure

① Integrated phenomena analysis method

To evaluate the source term released to the environment due to loss of containment integrity, accident progression analyses were carried out using an integrated severe accident analysis code MELCOR, and various scenarios were analyzed considering equipment and procedures introduced in the new regulatory standards.

As for analyses of spent fuel pools, specific models of cladding oxidation under air-vapor mixtures and spray cooling have been upgraded, that had been listed as phenomena requiring specific

verification under SFP conditions in Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT) of SFPs in OECD/NEA/CSNI.

② Dedicated phenomena analysis method

Developments of detailed analytical methods and models for uncertainty reduction regarding hydrogen combustion, superposition of melt spread/molten core-concrete interactions, and containment integrity for static and dynamic loading were carried out. Tentative analyses were performed for representative plants.

In addition, S/NRA/R participated in projects organized by OECD/NEA/CSNI for those phenomena and obtained experimental data and other results.

(2) Development of methods regarding probabilistic risk assessment

Based on the results of safety research on Level 1 PRA conducted under the Safety Research Project "Research on Methodology Development and Application for Utilization of PRA for Regulations," formation of containment event trees were examined effective information transferring from Level 1 PRA to Level 2 PRA. The appropriateness of using surface concentration and effective dose of Cs-137 as risk indicators in Level 3 PRA was discussed. S/NRA/R also improved the probabilistic environmental impact assessment code to simulate the protective action model based on the operational intervention level defined by the air dose rate in the Nuclear Emergency Response Guidelines. In addition, we have summarized the knowledge on the interface in consistent assessments from Level 1 PRA to Level 3 PRA using developed Level 2 PRA and Level 3 PRA methods as described above.

(3) Development of the environmental effect assessment

In the accidents at Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant of Tokyo Electric Power Company, Unit 1 to Unit 3 were faced the core degradations, and a large amount of radioactive material was released to the environment and diffused into the atmosphere and the ocean. An evaluation method for analyzing the amount of radioactive material released into the environment by combining measured values and numerical analysis in the vicinity of the site boundary, etc. was in place.

In addition, shielding analyses on direct and skyshine radiation of nuclear facilities were performed and shielding methods such as point-kernel method, Sn method (discrete angle method) and Monte Carlo method were studied in order to accumulate knowledge that contribute to the validation of the dose evaluation in nuclear facilities.

In this research, Japan Atomic Energy Agency (JAEA) carried out part of the experimental analyses on containment vessel thermal hydraulics experiments during severe accidents within "Dedicated

phenomena analysis method” and the development of the evaluation method for environmental dispersion of radioactive materials within “Development of the environmental effect assessment”

目次

1.	序論	1
1.1	背景	1
1.2	目的	2
1.3	全体行程	4
2.	本論	2
2.1	格納容器破損防止対策評価手法の整備	2
2.1.1	総合現象解析コードによる評価手法の整備	2
2.1.2	個別現象解析コードによる評価手法の整備	79
2.2	確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備	156
2.2.1	レベル 2PRA 手法の整備	156
2.2.2	レベル 3PRA 手法の整備	170
2.3	環境影響評価手法の整備	190
2.3.1	放射性物質の環境拡散評価手法の整備	190
2.3.2	遮蔽解析に係る技術的知見の整備	223
3.	結論	228
3.1	成果の要点	228
3.1.1	格納容器破損防止対策評価手法の整備	228
3.1.2	確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備	229
3.1.3	環境影響評価手法の整備	230
3.2	目的の達成状況	231
3.2.1	格納容器破損防止対策評価手法の整備	231
3.2.2	確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備	231
3.2.3	環境影響評価手法の整備	231
3.3	成果の公表等	232
3.3.1	原子力規制庁の職員が著者に含まれる公表	232
3.3.2	委託先による公表	233
3.4	成果の活用等	233
3.5	今後の課題等	234
	参考文献一覧	236
	執筆者一覧	248

表 目 次

表 2.1.1 格納容器から環境への放出経路をモデル化するためのフローパス	12
表 2.1.2 代替格納容器スプレイ及び代替炉心注水の同時実施に係る設備例-一次系 LOCA 非発生時-	17
表 2.1.3 代替格納容器スプレイ及び代替炉心注水の同時実施に係る設備例 - 一次系 LOCA 発生時 -	17
表 2.1.4 事故進展における WIM モードの選定.....	18
表 2.1.5 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件表 (LBLOCA 及び MBLOCA)	24
表 2.1.6 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件表 (CCWS、IS-LOCA 及び SGTR)	25
表 2.1.7 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件表 (MSHT 及び CVIF)	26
表 2.1.8 解析条件の整理用 ID の対応表.....	27
表 2.1.9 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータの整理 (LBLOCA 及び MBLOCA)	30
表 2.1.10 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータの整理 (CCWS、IS-LOCA 及び SGTR)	31
表 2.1.11 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータの整理 (MSHT 及び CVIF)	32
表 2.1.12 部分格子 BWR 模擬燃料スプレイ冷却実験解析ケース.....	54
表 2.1.13 SFP LOCA 解析において装荷された使用済燃料燃焼履歴	66
表 2.1.14 SFP LOCA 解析における領域ごとの使用済燃料配分	66
表 2.1.15 MELCOR2 による BWR プラント SFP 全体モデルの LOCA 解析基本条件 ..	67
表 2.1.16 BWR プラント SFP 大破断 LOCA 解析の解析マトリクス	72
表 2.1.17 BWR プラント SFP 大破断 LOCA 解析において被覆管酸化膜が肉厚の 15 % に到達する時間.....	72
表 2.1.18 CIGMA 実験の初期条件及び境界条件	91
表 2.1.19 既往研究で適用された乱流モデル	91
表 2.1.20 CAV パッケージにおける SOARCA パラメータ	120
表 2.1.21 MELCOR CAV パッケージにおける感度パラメータ例	120
表 2.1.22 CCI2 実験概要	121
表 2.1.23 CCI2 解析条件表	121
表 2.1.24 熱源の格納容器の加熱プロセス	132
表 2.1.25 加熱プロセスごとの格納容器の局所性及び対策.....	133
表 2.1.26 圧力バウンダリ破損の特徴因子とその影響	134
表 2.1.27 解析シナリオの特徴分析	135

表 2.1.28 炉内解析の初期条件.....	136
表 2.1.29 炉内解析の解析条件.....	136
表 2.1.30 炉内解析のシナリオに関する解析条件.....	137
表 2.1.31 局所温度解析の解析条件.....	138
表 2.1.32 国際プロジェクトの概要と得られた主な知見.....	151
表 2.2.1 C-PDS の定義.....	161
表 2.2.2 C-PDS と P-CET の分岐確率の関係の定義.....	162
表 2.2.3 起因事象別の評価結果.....	163
表 2.2.4 主要事故シーケンスのシナリオ.....	164
表 2.2.5 放出カテゴリの分類.....	165
表 2.2.6 重要度評価の例.....	165
表 2.2.7 炉心におけると各リングの燃料集合体の体数.....	178
表 2.2.8 混合層高さの計算方法.....	179
表 2.2.9 代表プラントにおける季節及び時間帯別混合層高さ.....	179
表 2.3.1 大気拡散モデル WRF-Chem の主な仕様.....	200
表 2.3.2 ROMS の主な仕様.....	201
表 2.3.3 本研究で検討した入力データツール群による作成データ.....	202
表 2.3.4 流域の特性パラメータ.....	202
表 2.3.5 適用した最適手法により得られた河川流量のモデル値の RSE 値.....	203
表 2.3.6 重回帰式から推定したパラメータ a_n 及び b_n を用いた MERCURY による高瀬川における流量のモデル値の RSE 値.....	203

目 次

図 1.3.1 本研究プロジェクトの研究計画	1
図 2.1.1 代表 3 ループ PWR を模擬したノーディング図	5
図 2.1.2 本研究で割り振ったインベントリの考え方	8
図 2.1.3 格納容器から環境への漏洩経路	12
図 2.1.4 全漏洩ロジックモデルの機能確認	13
図 2.1.5 MBLOCA 時の臨界流推移の確認	13
図 2.1.6 WIM の A-0 及び A-1 のタイムライン	19
図 2.1.7 WIM の A-2 及び A-3 のタイムライン	20
図 2.1.8 WIM の B-1 及び B-2 のタイムライン	21
図 2.1.9 WIM の B-3 及び B-4 のタイムライン	22
図 2.1.10 クラスごとの環境への FP 放出割合 (CCWS)	36
図 2.1.11 環境へ放出した Cs-137 の放出量 (CCWS)	36
図 2.1.12 SG の二次側の水位 (CCWS)	36
図 2.1.13 SG 伝熱管の温度 (CCWS)	37
図 2.1.14 伝熱管に堆積した FP 質量 (CCWS)	37
図 2.1.15 原子炉圧力容器内外における Zr 反応相当の H ₂ 発生量 (MBLOCA)	38
図 2.1.16 炉心水位 (MBLOCA)	38
図 2.1.17 燃料棒被覆管温度 (MBLOCA)	38
図 2.1.18 キャビティ水位 (MBLOCA)	39
図 2.1.19 MCCI 侵食深さ (MBLOCA)	39
図 2.1.20 三元図による水素濃度評価 (MBLOCA)	39
図 2.1.21 SFP 全体大規模 LOCA 解析モデル構築のロジックフロー	42
図 2.1.22 Steinbrück 等が実施したジルカロイ被覆管酸化の要素実験装置及び MELCOR モデル	44
図 2.1.23 Steinbrück 等が実施したジルカロイ被覆管酸化の要素実験解析の結果	44
図 2.1.24 MELCOR2 におけるラック装荷燃料集合体体系の輻射パス	48
図 2.1.25 全長 BWR 模擬燃料単体燃焼実験及び解析結果	49
図 2.1.26 部分長 BWR 燃料 1x4 体系燃焼実験及び MELCOR2 ノード分割	50
図 2.1.27 部分長 BWR 模擬燃料 1x4 体系燃焼実験結果と解析結果の比較	50
図 2.1.28 部分格子 BWR 模擬燃料スプレイ冷却実験及び MELCOR2 ノード分割	55
図 2.1.29 部分格子 BWR 模擬燃料発熱ピン温度計測ロッド番号	55
図 2.1.30 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレイ熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケ ース 1	56

図 2.1.31 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 2	56
図 2.1.32 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 3	57
図 2.1.33 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 4	57
図 2.1.34 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 5	58
図 2.1.35 SFP 建屋全体メッシュ分割	61
図 2.1.36 SFP 建屋全体スプレー液滴落下解析 (液滴径=1.25mm / 換気なし)	62
図 2.1.37 液滴の空間分布及び温度 (液滴径=1.25mm / 換気なし)	63
図 2.1.38 スプレー液滴とラック到達割合の解析結果	63
図 2.1.39 SFP 大破断 LOCA 解析において仮定された SFP ラック内燃料装荷パターン	68
図 2.1.40 MELCOR の SFP 全体解析モデル	68
図 2.1.41 使用済燃料-ラック体系の横断面内輻射熱伝達ネットワーク	69
図 2.1.42 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 (ベースケース・スプレー到達率 60%)	73
図 2.1.43 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 100% (感度解析ケース 1)	73
図 2.1.44 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 150% (感度解析ケース 2)	74
図 2.1.45 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 60% / 40 日後 (感度解析ケース 3)	74
図 2.1.46 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 60% / 190 日後 (感度解析ケース 4)	75
図 2.1.47 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 0% / 漏洩口 BAF (感度解析ケース 5)	75
図 2.1.48 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 0% / 漏洩口 1/3× (TAF-BAF) (感度解析ケース 6)	76
図 2.1.49 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレー到達率 0% / 漏洩口 1/2× (TAF-BAF) (感度解析ケース 7)	76
図 2.1.50 温度を固定した Cathcart ジルカロイ 4 -H ₂ O 反応速度式に基づく被覆管酸化膜厚み到達ライン	77
図 2.1.51 事故進展解析結果に対するクラスタリング処理結果の例	83
図 2.1.52 DP モデルによる機器のモデル化方針	84

図 2.1.53 DP モデルによる 3 ループ PWR に対する解析結果例（水素濃度分布）	84
図 2.1.54 外面冷却範囲及び初期ヘリウム成層の範囲	92
図 2.1.55 ディクレ・ノイマン境界条件の概念図	92
図 2.1.56 CIGMA の計算格子体系	93
図 2.1.57 初期ヘリウム濃度の鉛直分布	94
図 2.1.58 圧力の時間変化（左：ケース 1（CC-PL-30）、右：ケース 2（CC-PL-34））	94
図 2.1.59 ケース 1（CC-PL-30）の気体温度鉛直分布の時間変化	95
図 2.1.60 ケース 2（CC-PL-34）の気体温度鉛直分布の時間変化	96
図 2.1.61 ケース 1（CC-PL-30）のヘリウム濃度鉛直分布の時間変化	97
図 2.1.62 各計測点でのヘリウム濃度時間変化（左：ケース 1、右：ケース 2）	98
図 2.1.63 ケース 1（CC-PL-30）での実験容器内気体流速分布の時間変化	98
図 2.1.64 ケース 2（CC-PL-34）での実験容器内気体流速分布の時間変化	99
図 2.1.65 OpenFOAM コードによる ENACCEF-2 火炎加速実験に対する解析結果	107
図 2.1.66 OECD/NEA-THAI3 での実験に対する解析結果（燃焼圧力）	108
図 2.1.67 OECD/NEA-THAI3 での実験に対する解析結果（火炎位置）	109
図 2.1.68 水素爆発によるシールドプラグの変位の解析結果	110
図 2.1.69 シールドプラグの脱落に関する解析結果例	110
図 2.1.70 水素爆発による構造物の飛散高さに関する解析結果例	111
図 2.1.71 4 号機原子炉建屋の解析モデル	112
図 2.1.72 水素濃度分布の解析結果の例	113
図 2.1.73 燃焼解析結果の例（4 階東側の区画で着火したケース）	114
図 2.1.74 デブリ表面積の比較	122
図 2.1.75 MCCI による侵食半径の比較	122
図 2.1.76 MCCI による侵食深さの比較	122
図 2.1.77 MCCI による反応ガス質量の比較	122
図 2.1.78 HTRSIDE 及び HTRBOT に着目した感度解析結果	123
図 2.1.79 上面冷却に着目した感度解析結果	124
図 2.1. 圧力バウンダリ構成要素の概要	139
図 2.1. 格納容器バウンダリ構成要素及び内部構造の概要	139
図 2.1. 原子炉圧力バウンダリの解析メッシュ	140
図 2.1. 原子炉圧力容器内構造物の解析モデル	140
図 2.1. 速度分布の解析結果	141
図 2.1. 気相温度の解析結果	141
図 2.1. 内壁面温度の解析結果	141
図 2.1. 逃がし安全弁吹き出し流量	141

図 2.1. MELCOR によるノーディング図.....	142
図 2.1. 主蒸気配管付近の解析結果.....	142
図 2.1. 圧力容器上部付近の解析結果.....	142
図 2.1. 解析モデルとメッシュ（格納容器）.....	143
図 2.1.解析モデルとメッシュ（原子炉圧力容器内構造物）.....	143
図 2.1. 漏洩に関する解析モデルの概観.....	144
図 2.1.全体解析の壁面温度の解析結果.....	144
図 2.1. 詳細解析モデルとメッシュ.....	145
図 2.1.マンホールのモデル化概要.....	145
図 2.1. 漏洩流量の条件.....	145
図 2.1.局所温度解析の温度分布の結果（トップヘッド全域）.....	146
図 2.1.局所温度解析の温度分布の結果（フランジ部）.....	146
図 2.1. 代表 BWR ペDESTAL部の AUTODYN によるモデル化.....	149
図 2.1.代表 BWR ペDESTAL部のペDESTAL 剪断応力解析例.....	149
図 2.2.1 S-CET（System-Containment Event Tree）の例.....	166
図 2.2.2 P-CET（Phenomenologic-Containment Event Tree）の例.....	167
図 2.2.3 格納容器破損モードの寄与割合.....	168
図 2.2.4 起因事象ごとの炉心損傷及び格納容器破損喪失に至るまでの寄与割合.....	168
図 2.2.5 地震動レベルごとの発生確率.....	169
図 2.2.6 PWR 3 ループ 17×17 燃料の炉心マップのイメージ.....	180
図 2.2.7 気象データの作成プロセス.....	181
図 2.2.8 代表プラントにおける時間あたりの大気安定度出現数.....	181
図 2.2.9 代表プラントにおける異常年検定の結果（風上風向）.....	182
図 2.2.10 代表プラントにおける異常年検定の結果（風速）.....	182
図 2.2.11 空間放射線量率の時間変化と空間放射線量率基準設定値の関係.....	183
図 2.2.12 原災指針で想定している判断との差異.....	183
図 2.2.13 従来の解析モデルと検討モデルの機能確認解析結果の比較.....	184
図 2.2.14 平均個人がん死亡リスクに対する事故シーケンスの寄与割合(従来解析).185	185
図 2.2.15 平均個人がん死亡リスクに対する事故シーケンスの寄与割合(SA 対策考慮)	186
図 2.2.16 距離別平均個人リスク（従来解析）.....	187
図 2.2.17 距離別平均個人リスク（SA 対策考慮）.....	188
図 2.2.18 Cs-137 地表面濃度が 555kBq/m ² を超える汚染面積.....	189
図 2.2.19 Cs-137 の放出量と地表面濃度の相関.....	189
図 2.3.1 WRF-Chem による大気拡散計算の概念図.....	204
図 2.3.2 試解析の計算領域（赤い×は 1F の位置を表す）.....	204

図 2.3.3 Cs-137 の大気中濃度 (Bq m^{-3}) 及び空間線量率 ($\mu\text{Sv h}^{-1}$) の観測値と計算値との比較	205
図 2.3.4 空間線量率($\mu\text{Sv h}^{-1}$)の分布の観測値 (左上) と計算値 (右上) との比較....	206
図 2.3.5 ROMS による海洋拡散計算の概念図	207
図 2.3.6 ROMS による試解析の計算領域	208
図 2.3.7 放出開始から 5 日後の海面における溶存態の濃度分布 (Bq m^{-3})	209
図 2.3.8 図 2.3.7 の黒点における溶存態海面濃度 (Bq m^{-3}) の時間変化	209
図 2.3.9 図 2.3.8 と同じ位置の水深約 50m における濃度 (Bq m^{-3}) の時間変化	210
図 2.3.10 大気拡散モデルと結合した海洋拡散モデルの概念図	210
図 2.3.11 WRF-Chem (青線) から ROMS (赤線) への座標変換の模式図	211
図 2.3.12 大気からの沈着由来のソース ($\text{Bq m}^{-2} \text{h}^{-1}$)	212
図 2.3.13 放出開始から 1 か月後の海面におけるトレーサ	213
図 2.3.14 4 月 11 日 0 時と 5 月 1 日 0 時の北緯 33 度における懸濁態濃度 (Bq m^{-3}) の鉛直断面	214
図 2.3.15 Domain1 及び Domain2 におけるトレーサの総放射能の推移 (Bq)	214
図 2.3.16 水文流出モデル MERCURY の模式図	215
図 2.3.17 福島県沿岸部の四つの河川、阿武隈川 (1)、請戸川 (2)、前田川 (3)、熊川 (4) の流域	216
図 2.3.18 ソースタームの逆推定手法	217
図 2.3.19 ソース 1 の時間変動	217
図 2.3.20 ソース 2 の時間変動	218
図 2.3.21 陸域動態モデルにより推定した、図 2.3.17 の 4 河川からの Cs-137 の流出量(Bq d^{-1})	219
図 2.3.22 直接放出 (ソース 1) 由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における月平均海水中濃度 (Bq L^{-1})	220
図 2.3.23 大気からの沈着 (ソース 2) 由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における月平均海水中濃度 (Bq L^{-1}) 要確認	221
図 2.3.24 図 2.3.17 の 4 河川 (ソース 3) 由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における月平均海水中濃度 (Bq L^{-1})	222
図 2.3.25 MCNP による敷地境界線量計算におけるヒストリー数に伴う線量評価値の推移	227
図 2.3.26 MCNP による敷地境界線量計算におけるヒストリー数に伴う線量評価値の統計誤差の推移	227

略 語 表

AICC	Adiabatic Isocholic Complete Combustion (断熱等積完全燃焼)
AM	Accident Management (アクシデントマネジメント)
ANL	Argonne National Laboratory (アルゴンヌ国立研究所)
BAF	Bottom of Active Fuel (有効燃料下端)
BWR	Boiling Water Reactor (沸騰水型軽水炉)
CAD	Computer Aided Design (コンピュータ支援設計)
CCWS	Component Cooling Water System (原子炉補機冷却系)
CET	Containment Event Tree (格納容器イベントツリー)
CFD	Computational Fluid Dynamics (数値流体力学)
CIGMA	Containment InteGral Measurement Apparatus (大型格納容器実験装置)
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations (原子力施設安全委員会)
ECCS	Emergency Core Cooling System (非常用炉心冷却装置)
EPRI	Electric Power Research Institute (電力研究所)
FEM	Finite Element Method (有限要素法)
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe (ドイツ カールスルーエ工学センター)
FP	Fission Products (核分裂生成物)
JAEA	Japan Atomic Energy Agency (国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構)
LES	Large Eddy Simulation (大渦シミュレーション)
LOCA	Loss-of-coolant Accident (冷却材喪失事故)
LTSBO	Long-Term Station Black Out (長期間の所内電源喪失)
MCCI	Molten Core Concrete Interaction (溶融炉心・コンクリート相互作用)
MCS	Minimal Cut Set (ミニマルカットセット)
MPI	Message Passing Interface (メッセージ パッシング インターフェイス)
NEA	Nuclear Energy Agency (原子力機関)
NRC	Nuclear Regulation Commission (米国原子力規制委員会)
NUPEC	Nuclear Power Engineering Corporation ((財) 原子力発電技術機構)
OECD	Organization for Economic Co-operation and Development (経済協力開発機構)
OIL	Operational Intervention Level (運用上の介入レベル)
PAR	Passive Autocatalytic Recombiner (静的触媒式再結合装置)
PAZ	Precautionary Action Zone (予防的防護措置準備区域)
PDS	Plant Damage Status (プラント損傷状態)
PIRT	Phenomena Identification Ranking Table (重要現象ランキングテーブル)
PIV	Particle Image Velocimetry (粒子画像流速測定法)
PWR	Pressurized Water Reactor (加圧水型軽水炉)

RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes 又は Reynolds Averaged Numerical Simulation (レイノルズ平均数値解析)
RC	Reinforced Concrete (鉄筋コンクリート製)
RCIC	Reactor Core Isolation Cooling system (原子炉隔離時冷却系)
RCV	Reactor Containment Vessel (原子炉格納容器)
RHR	Residual Heat Removal (残留熱除去系)
RSE	Relative Squared Error (相対二乗誤差)
SA	Severe Accident (シビアアクシデント)
SBO	Station Black Out (所内電源喪失)
SFP	Spent Fuel Pool (使用済燃料プール)
SG	Steam Generator (蒸気発生器)
SGTR	Steam Generator Tube Rupture (蒸気発生器伝熱管破損)
SNL	Sandia National Laboratory (サンディア国立研究所)
SOARCA	State-of-the-art Reactor Consequence Analysis (最新知見を反映した原子炉における環境影響評価)
SRV	Safety Relief Valve (逃し安全弁)
STSBO	Short-Term Station Black Out (短期間の所内電源喪失)
TAF	Top of Active Fuel (有効燃料上端)
UPZ	Urgent Protective action Planning Zone (緊急時防護対策を準備する区域)
VIMES	VIvisualization and MEasurement on Stratification behavior (小型密度成層挙動可視化実験装置)
WIM	Water Injection Management (注水マネジメント)

用語の定義

確率論的リスク評価	原子力施設等で発生するあらゆる事故を対象として、その発生頻度と発生時の影響を定量評価し、その積であるリスクがどれほど小さいかで安全性の度合いを表現する方法であり、PRA と略される。起因事象から炉心損傷までの範囲を対象としたものをレベル 1PRA、炉心損傷から格納容器機能喪失までの範囲を対象としたものをレベル 1.5PRA、炉心損傷からソースタームの放出までの範囲を対象としたものをレベル 2PRA、ソースタームの放出から公衆被ばくまでの範囲を対象としたものをレベル 3PRA という。
一貫解析	PRA のうち、レベル 1PRA からレベル 3PRA までの評価を実施したもの。レベル 1PRA とレベル 2PRA では、頂上事象に至る最小限の組み合わせであるミニマルカットセットのレベルで情報の受け渡しが行われ、レベル 2PRA の頻度及びソースタームの結果がレベル 3PRA に引き渡される。
プラント損傷状態	レベル 1PRA で考慮された膨大な量のシーケンスのうち炉心損傷に至ったものをプラントの損傷状態によって分類したもの又はその分類を指す。プラント損傷状態は、レベル 1PRA とレベル 2PRA のインターフェイスとして扱われる。
ソースターム	重大事故時に格納容器から放出される放射性物質自体又はその放射性物質の放出の特徴を指す。放射性物質の放出の特徴としては、核種ごとの放射性物質の量、放射能、放出時期、放出速度等がある。
放出カテゴリ	レベル 1.5PRA 又はレベル 2PRA で考慮された膨大な量のシーケンスをソースタームの放出の特徴によって分類したもの又はその分類を指す。放出カテゴリは、レベル 1.5PRA 又はレベル 2PRA とレベル 3PRA のインターフェイスとして扱われる。
MELCOR	米国 NRC 及び米国サンディア国立研究所によって開発された重大事故を評価するための解析コードであり、軽水炉にお

いては、燃料の露出前から環境への放射性物質の放出までの重大事故の評価を行うことができる。本報告書では、使用済燃料プールにおける事故進展の評価にも使用されている。

SAPHIRE

米国 NRC 及び米国アイダホ国立研究所によって開発された PRA コードであり、軽水炉においては、起因事象の発生から炉心損傷、格納容器機能喪失に至るまでの機器の喪失、人的過誤、シビアアクシデント現象等の発生の組合せによる事故の発生頻度の評価を行うことができる。

MACCS

米国 NRC 及び米国サンディア国立研究所によって開発されたレベル 3PRA コードであり、軽水炉においては、プラントから放出された放射性物質による公衆の被ばくリスクを評価するために使用されている。なお、MACCS には、原子力規制庁が原子力災害対策指針において示される段階的な避難を考慮した計算を行うこと等を勘案し、一部改良を加えた「MACCS2 - NRA」がある。

1. 序論

1.1 背景

軽水炉の安全性を確認するために実施される格納容器破損防止等に係る解析では、重大事故時における多様な条件を考慮した幅広い事故シナリオに対して、格納容器機能喪失、ソースターム、環境への影響等の観点について、決定論及び確率論の両面から評価が実施されている。これらに対する評価手法はこれまでも国内外の研究活動を通じて整備されてきているが、継続的な安全性の向上のためには絶えず最新の知見を反映した評価手法を取り入れることが重要である。

炉心損傷後の重大事故の進展及び種々の物理化学現象の発生と格納容器機能喪失に関する知見は、PRAのうち格納容器機能喪失に関するレベル2PRAのこれまでの検討により、国内においては新規制基準の評価において考慮が必要な項目についてはおおむね理解が進んだ。他方、これらの事象の詳細なメカニズムや事象間での相互作用については、その影響も含めて不確かさが大きく残る分野であり、国内外を問わず多方面で研究が進められている。そのような事象として、原子炉容器外でのデブリの挙動による格納容器ベースマットへの静的負荷や熱源の移動に伴う格納容器構造に対しての動的負荷の発生、水素等の可燃性気体の燃焼・爆発による格納容器への負荷の発生などが挙げられる。2011年の1Fの事故の教訓を踏まえ、新規制基準の施行によって重大事故対策が取り入れられたことから、これらのような事象に対する対策は拡充され、新規制基準適合前のプラント状態と比べれば、相対的にこれら事象の発生確率は低下していると考えるのが合理的である。

他方で、そのような重大事故対策として取り入れられた対策には注水や電源供給の手段のバックアップがあるが、炉心損傷前にも供用するものも含めて、有効とされる手段の組合せが多岐にわたっている。このことは、PRA的な視点での成功基準が複雑になるだけでなく、物理化学的に系内に供給される冷却水の質量増減やエネルギーの空間配置に対して大きな影響を及ぼすものであり、より一層重大事故の進展の不確かさが増し、事故シーケンスが極めて大きな多様性をもつ。このようなシナリオの多様性を考慮し、先に述べたような個別の物理化学現象の発生のような事象に対する理解を促進することが求められる。そのためには、個々の詳細なメカニズムを深掘りすることだけでなく、マクロな視点でのプラント全体規模の熱流体挙動や放射性物質の挙動も考慮する必要があり、シビアアクシデント、環境影響評価等の分野そのものに対する技術開発の重要度が増している。

また、新規制基準における重大事故等対処設備による対策のとられた原子力発電所は、旧来の発電所と比較して、格納容器機能喪失に至る事故の形態も変化していると言える。放射性物質が環境に放出された場合には、その影響は緊急事態の対応、公衆の防護等にも影響が及ぶ。現在、安全性向上評価においては敷地付近における被ばく線量の評価が実施されている¹が、リスク、緊急時対応、被ばく評価等のより広い範囲の分野での放射性物質による影響評価を行うことで公衆、従業員等の被ばくの効果についても議論を拡大することが期待される。

具体的に、リスク評価の分野では、重大事故等対処設備が整備されたことにより、上述されたとおり格納容器機能喪失頻度の低下が挙げられるほか、起因事象の発生から格納容器破損までの時間が長期化、ソースタームの放出量が低減する等の効果によって、公衆へのリスクが低減することが期待される。緊急時対応の分野では、重大事故等対処設備等を考慮した、より合理的な緊急時活動レベル（以下「EAL」という。）の見直しが進められている^{2,3}。また、発電所従業員の被ばくについても空間線量の上昇による被ばくに加えて、直接線及びスカイシャインの効果を考慮した評価が必要となる。これらの公衆、従業員に対する放射性物質によるリスク評価、被ばく評価等を行うための技術的知見の整備が求められている。

これらに加えて、実際に格納容器が損傷して大量の放射性物質が環境に放出され、大気中及び海洋に拡散した 1F 事故を受けて、ソースターム評価の精度向上のために、環境中の放射能計測値及び数値解析を組み合わせて放射性物質の環境への放出量を推定する評価手法の整備が求められている⁴。

1.2 目的

本安全研究プロジェクトは、格納容器機能喪失に至るような重大事故の進展、格納容器への負荷となる直接的な要因及びそれらが発生する頻度とともに、環境へのソースターム及び環境影響並びに原子力発電所内の作業従事者及び周辺公衆の被ばく影響を評価するための最新知見を取入れた手法を整備すること、また既存の解析コードを改良する等により評価手法の高度化を目指すことを研究の対象範囲と位置付けた。

上述のように、この対象範囲で扱う事象や現象が本質的に有する種々の不確かさのために単一の解析手法のみによる最適評価は極めて困難である。このため、決定論的手法及び確率論的手法の両面から解析する手法を整備するアプローチが必要であると考えた。また、有益な知識の集約のためには国際社会と協力することで当該分野の最新の知見を適時に取り入れた解析手法の整備が必要と判断した。このような取り組みを継続することにより、以降に示す決定論的及び確率論的な解析に関する研究を通じて、総体的なプラントのソースターム及びその後の環境影響の評価に向けた個別の解析手法を整備することを目指した。

以下、各項目の研究概要を述べ、次章より各研究成果と今後の研究課題についてまとめた。

(1) 格納容器破損防止対策評価手法の整備

軽水炉の重大事故に関する解析評価では、プラント全体を考慮し、幅広いスケールに及ぶ多数の物理化学現象の相互作用を扱う総合現象解析コード (Integral Code) を用いるアプローチにより、炉心損傷後の事故進展及びその結果としてのソースタームの放出量を評価する。また、格納容器破損につながる負荷の要因となる特定の複雑な物理化学現象については、空間及び時間的に高い解像度を有する個別現象解析コード (Dedicated Code) を用い

るアプローチにより評価する。そこで、重大事故解析を実施するために、上記2種類のアプローチを併用した解析手法の整備を行った。

また、これらに関連する国際協力実験等への参加を通じて、国際的にコンセンサスの得られた実験データ並びに解析コード及びその用法に関する最新の知見を取得した。具体的には以下の安全研究を実施した。

① 総合現象解析コードによる評価手法の整備

米国サンディア国立研究所（以下「SNL」という。）が開発を行っている総合現象解析コード MELCOR により国内の加圧水型原子炉（以下「PWR」という。）を対象とした事故進展解析を実施し、ソースタームの類型化を行う手法を整備した。また、先行の国際プロジェクト等において議論された SFP の重大事故時に想定される特有の現象や事故進展に着目した MELCOR による事故進展解析手法を整備した。

② 個別現象解析コードによる評価手法の整備

格納容器等の水素分布に影響する広範な事故シナリオを包絡する解析評価を実施するために、シナリオクラスタリングを活用した代表事故シーケンスの抽出手法、GOTHIC 分布定数モデル⁴⁸を活用した実機解析モデルの作成手法等を整備した。さらに、水素混合評価手法の整備として JAEA に委託し、重大事故時格納容器熱流動実験に関する実験解析を実施した^{5,6,7,8,9}。また、火炎加速現象に着目した解析を通じて、解析手法に関する技術的知見を得た。

安全研究プロジェクト「軽水炉の重大事故時における不確実さの大きな物理化学現象に係る解析コードの開発（平成 29 年度～令和 4 年度）」¹⁰で開発中の解析コードを活用して既往の溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）に関する実験解析を行い、MELCOR で動作している MCCI の解析モジュールのモデルパラメータの設定を最適化するための知見を取得した。

格納容器雰囲気及び構造の温度分布を考慮した負荷評価を実施するため、数値流体力学による温度分布評価手法を整備した。

沸騰水型軽水炉（以下「BWR」という。）ペDESTALでの溶融物接触に伴う構造物変形に関する評価手法を検討した。

また、経済協力開発機構原子力機関原子力施設安全委員会（以下「OECD/NEA/CSNI」という。）が主催する軽水炉の重大事故に係る個別現象の実験等に参加し、実験データ等の技術的知見を取得した。

(2) PRA に関連する評価手法の整備

平成 25 年に改正された「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」¹¹により、事業者に対する「安全性の向上のための評価」の実施が規定され、個別プラントの

リスクプロファイルを明確化するために、レベル2までのPRAが実施されている。将来的な安全性向上評価等のガイド¹の改定等による安全性に係る評価の高度化、新検査制度的確な運用等に資するため、レベル2PRAに関連する評価手法を整備した。本報告書では国内の3ループPWRを対象に内的事象PRAを中心とした手法の開発を実施した。

また、1F事故後の国際的な動向を踏まえて、確率論に立脚した評価手法の整備が求められている。今後のPRAの成熟状況に応じて、将来的な実用発電用原子炉施設での立地特性を踏まえたサイト外のリスク評価を実施するために、レベル3PRA手法を活用したリスク評価に向けた検討を実施した。

(3) 環境影響評価手法の整備

① 放射性物質の環境拡散評価手法の整備

1F事故では、1号機から3号機までが炉心損傷し、大量の放射性物質が環境に放出され、大気中及び海洋に拡散した。このため、敷地境界近傍等の計測値及び数値解析を組み合わせた放射性物質の環境への放出量評価を目的として、大気拡散モデルWRF-Chem及び海洋拡散モデルROMS並びに陸域動態モデルから成る統合的評価手法を検討した。なお、このうちの陸域動態モデルの整備はJAEAに委託し、実施したものである¹²。

② 遮蔽解析に係る技術的知見の整備

原子力発電所内における緊急時対策所等の居住性に係る被ばく評価の精度向上のため、直接線及びスカイシャイン線による被ばく評価の不確かさ等について知見を得る。そのために、モンテカルロ法計算コードMCNPを用いて、PWRの格納容器等を線源とするスカイシャイン計算について、分散低減法で用いられるパラメータの感度解析を行った。

また、統計的手法であるモンテカルロ法による解析結果の妥当性を判断するため、計算経過における解析結果及びその相対誤差等の統計指標の変化について検討した。

1.3 全体行程

本研究は平成29年度から令和4年度かけて実施したものであり、得られた成果を本報告書にまとめる。全体行程を図1.3.1に示す。

	平成29年度	平成30年度	令和元年度	令和2年度	令和3年度	令和4年度	
(1) 格納容器破損防止対策評価手法の整備	1) 総合現象解析コードによる評価手法の整備						
	○MELCORによる実機規模解析技術の整備 国内プラントの事故進展解析						
				SFPの事故進展解析			
	2) 個別現象解析コードによる評価手法の整備						
	○格納容器破損モード（水素燃焼）評価手法の整備 水素混合解析手法の整備			重大事故時格納容器熱流動実験の解析（JAEA委託）			
				水素燃焼解析手法の整備			
	○格納容器破損モード（溶融炉心・コンクリート相互作用）総合評価手法の整備			炉外デブリの冷却性			
	○格納容器破損モード（雰囲気圧力・温度による静的負荷）評価手法の整備 格納容器等の静的・動的負荷に対する構造応答						
	○OECD/NEA/CSNI主催の実験、解析及び調査プロジェクトからの情報収集			（関連するプロジェクトに適時参加）			
	(2) 確率的リスク評価に関連する評価技術の整備	1) レベル2PRA手法の整備					
格納容器イベントソリ定量化工具の機能改良							
			外部事象の緩和策への影響評価				
			レベル2-3PRAのインターフェイスの検討				
			レベル2PRAの試解析の実施				
2) レベル3PRA手法の整備							
リスク指標の検討			代表プラントにおけるリスク評価				
リスク評価手法の整備			レベル3PRAの試解析の実施				
(3) 環境影響評価手法の整備		1) 放射性物質の環境拡散評価手法の整備					
		大気拡散モデル及び海洋拡散モデルの整備					
				陸上動態モデルの整備（JAEA委託）			
				モデル統合化及び解析			
	2) 遮蔽解析に係る技術的知見の整備						
	モンテカルロ法を用いた遮蔽解析に係る技術的知見の整備						
				点減衰法及びS _N 法を用いた遮蔽解析に係る技術的知見の整備			

注) 図中の (■■■■■) は JAEA による委託作業を示す。

図 1.3.1 本研究プロジェクトの研究計画

Fig. 1.3.1 Time Schedule of Present Research Project

2. 本論

2.1 格納容器破損防止対策評価手法の整備

2.1.1 総合現象解析コードによる評価手法の整備

(1) 事故進展解析とソースターム評価手法の高度化

① 研究概要

米国 NRC (Nuclear Regulatory Commission: 米国原子力規制委員会) は、SOARCA (State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses: 最新知見を反映した原子炉における環境影響評価) プロジェクトにおいて、米国 BWR 及び PWR の二つのパイロットプラントを対象にした重大事故時の放射線による健康への影響評価を進めている^{13,14}。従来の決定論的な評価モデルに基づき、複数の不確かさパラメータについてランダムサンプリングを行うとともにソースターム解析を実施して、回帰分析手法により重要な不確かさパラメータのランク付けを行っている。SOARCA では、このような評価を進めるための対象シーケンスとして STSBO (Short-Term Station BlackOut: 短期間の所内電源喪失) 及び LTSBO (Long-Term Station BlackOut: 長期間の所内電源喪失) が選定されている。これは、1F 事故で SBO (Station BlackOut: 所内電源喪失) が注目されたこと、他シーケンスと比べて起因事象発生頻度が大きいこと等の観点から決定された。

本安全研究プロジェクトにおいては、新規規制基準施行後に強化された重大事故（以下「SA」という。）対策を反映した国内軽水炉に関するソースターム評価を進めており、これに対応する最新知見を取り入れた MELCOR を用いた評価モデルを整備した。評価を実施する対象シーケンスは、SOARCA プロジェクトのように SBO のみに限定せず、過去に国内で実施された予防的防護措置範囲検討のための解析（以下「PAZ 解析」という。）で対象としたアクシデントマネジメント（以下「AM」という。）策の有無を含めた複数シーケンス^{15,16}を選定した。PAZ 解析はバージョン 1.8.5 の MELCOR を用いて実施されていたが、現在の MELCOR のバージョンは 2 までアップデートされており、特にソースターム評価に係るモデルが改良されている。それに伴い、米国 NRC 及び米国 SNL では、SOARCA プロジェクトにおいて実験解析に基づく妥当性確認や PWR 及び BWR の代表プラントに関する実機プラント解析が実施され、モデルオプションやモデルパラメータに係るベストプラクティスがまとめられた¹⁷。

このような背景に基づき、本研究では PAZ 解析のモデルに基づき、その後取得した最新知見と MELCOR のベストプラクティスを反映した国内軽水炉に対するソースターム評価モデルを整備するため、以下の観点での検討を実施した。

- PRA から得られた事故進展シーケンスでは、炉心損傷及び格納容器破損のみに注目している。このため、ソースターム評価の観点から情報を拡張する必要がある。SOARCA プロジェクト及びその他の最新知見も参考に、物理モデルのパラメータや事故シーク

ンスに起因する解析結果の不確かさを考慮し、解析手法を検討した。

- MCCI、水素燃焼、放射性物質インベントリ、放射性物質プラント内移行等について、文献調査、国際プロジェクトへの参加等を通じて得られた最新の知見を検討し、MELCOR のモデルパラメータの設定において考慮した。
- 新規制基準への適合性が確認された国内プラントでは、原子炉圧力容器注水や格納容器スプレイの手段が多様化されたことにより、対応手順が複雑になっている。このような手順の成否が水素発生量や格納容器過圧破損に対して影響が大きいいため、その影響度について評価した。
- BWR プラントは、特に格納容器上部フランジを含む区画の容積が小さいことから、原子炉圧力容器からの高温蒸気漏洩箇所が格納容器上部フランジに近い場合に、局所の温度上昇に対する格納容器閉じ込め機能の喪失の可能性が相対的に高まると考えられる。そのため、原子炉圧力容器への注水と格納容器スプレイが共に作動しない厳しい条件下において上部フランジシールの温度を評価するための解析を実施した。

以上を踏まえ、本項では MELCOR 解析に係るモデル改良手順やソースターム評価に係る手法を確立させるため、国内 3 ループ PWR の代表プラントを対象に、以下のとおりモデル改良や注水手段について検討し、MELCOR 解析を実施してソースターム評価を行った。なお、BWR プラントについては、2.1.2(3)において解析を実施した。

② 実施内容

a. 3 ループ PWR モデルの改良及び MELCOR2 を用いた解析

(a) MELCOR モデルの改良

ア. 基本的な考え方

MELCOR では、原子炉冷却系、格納容器、原子炉建屋、環境への漏洩等をノードに対応するコントロールボリューム（以下「CV」という。）及び CV 間を結ぶジャンクションに対応するフローパス（以下「FL」という。）を組み合わせたネットワークとしてモデル化し、更にヒートシンク及び放射性物質の沈着場として熱構造体（以下「HS」という。）を合わせた 3 要素により事故時の熱流動及びソースタームを扱う。

3 ループ PWR の PAZ 解析で使用された MELCOR のバージョンは、現在リリースされているバージョン 2.2 よりも古いバージョン 1.8.5 である^{18,19}。さらに、PAZ 検討時に使用したモデルは、1F 事故以降の新規制基準に適合し新たに設置された機器に対応していなかった。このため、新規制基準に適合した安全系を考慮した多数のシナリオに対して、適切なソースタームを評価できるように、3 ループ PWR モデルの改良を実施した。

以下に、事故進展に係るソースターム評価を実施するために行ったモデル改良を項目ごとにまとめる。

イ. MELCOR を用いた評価モデルの基本構成変更

3 ループ PWR モデルは、破断ループ（以下「A 系」と定義する。）1 系統及び健全ループ（以下「B 系」と定義する。）を統合した 2 系統を対称に配置しており、CV や FL 等から構成される。今回実施した 3 ループ PWR モデルの基本構成の変更は主に次のとおりである。

- ・ MELCOR 入力データにおける CV、FL 等のパラメータの見直し
- ・ 初期インベントリの配分
- ・ インターフェイスシステム LOCA における残留熱除去系（以下「RHR」という。）配管系統等の環境漏洩経路の追加及びモデル詳細化
- ・ 環境漏洩経路の設定
- ・ 粒子状放射性物質のプラント内除去メカニズムの改良
- ・ キャビティ床 MCCI モデルの見直し
- ・ 新規規制基準以降の SA 対策設備を考慮した制御関数ロジックの変更

以上の変更を行い設定した 3 ループ PWR モデルのノード図を新たにモデル化した RHR 配管と共に、図 2.1.1 に示す。

このうち、「MELCOR 入力データにおける CV、FL 等パラメータの見直し」については、最新の MELCOR 妥当性確認結果や SOARCA を参考に、規制庁が整理した知見に基づき CV、FL、HS、モデルオプション及びモデルパラメータの見直しを実施した。

また「キャビティ床 MCCI モデルの見直し」については、次章 2.1.2 (2) にて説明するとおり、最新のプロトタイプ実験によるモデルの見直しを行った。

これ以外の変更内容について、次項にて説明する。

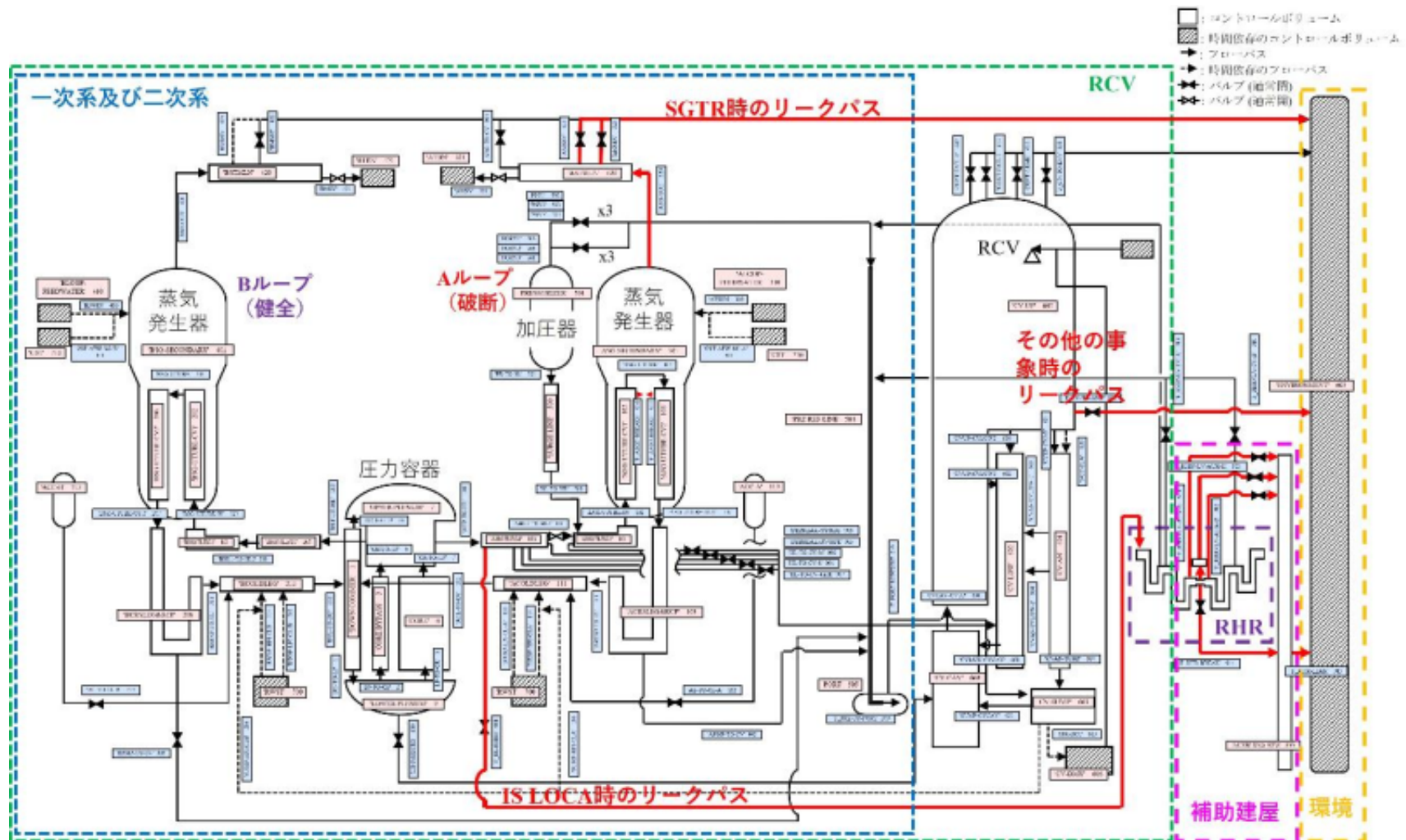


図 2.1.1 代表 3 ループ PWR を模擬したノーディング図
 Fig. 2.1.1 Nodding Diagram for Representative 3-loop PWR

(ア) 放射性物質インベントリ

i. MELCOR Best-practice、NUREG-1465 等における FP 核種の整理

代表的な核分裂生成物（以下「FP」という。）であるヨウ素やセシウムの初期インベントリは ORIGEN^{19,20}による燃焼解析を実施して求められる。その際、予め似た性質を持つ元素や同位体を FP クラスとしてグループ分けを行った。また、これらの FP は燃料から放出した後にプラントへ移行する過程において様々な化学形態へ変化する可能性があるが、本解析ではクラス同士の反応は起こらないと仮定した。

今回実施した 3 ループ PWR モデルの整備では、FP の初期インベントリに PAZ 解析¹⁵の値を採用したが、以下の観点で環境影響評価において重要なヨウ素、セシウム及びモリブデンについて、初期インベントリの配分を変更した。

- FP がペレットから放出する際に使用されるモデルとして、MELCOR1.8.6 以降では新たに CORSOR-BOOTH モデルが導入された^{18,19}。このモデルは FP の拡散挙動を考慮した機構論的なモデルである。モデルで使用される係数は、FP クラスごとに異なる。

運転中に燃料-被覆管ギャップ部に移動しやすい揮発性の FP は、事故発生時の環境早期放出において特に影響が大きいことから、NUREG-1465²¹及び下記の SOARCA における考え方にに基づき、FP ごとに異なる設定を行った。

- SOARCA プロジェクトでは PHEBUS FPT-1 実験結果との比較も行っており¹⁷、高温配管部への CsI の化学吸着が着目された。さらに、モリブデン酸セシウム（以下「 Cs_2MoO_4 」という。）が観測されたことに着目し、MELCOR2 では新たに CSM クラスが新設された。

ii. 3 ループ PWR モデルにおけるヨウ素及びセシウムの配分

ヨウ素、セシウム及びモリブデンの初期インベントリについては、NUREG-1465 の知見をベースに、MELCOR Best-practice の Appendix A¹⁷を参考に以下のように設定し、図 2.1.2 に図示した。

- I の質量は I2 クラスにて表される。I2 クラスの最初のインベントリのうち 5 %を燃料-被覆管ギャップに存在する量として I2 クラスに割り当て、インベントリとした。残りは全量 CsI になると仮定し、残り全ての質量を CsI クラスに割り当てた。
- CSI クラスは、CsI のみを割り当てたクラスである。CSI クラスの初期インベントリは上記のヨウ素の質量（95 %）と、それに対応する量のセシウムを CS クラスより割り当てる。
- Cs の質量は CS クラスにて表される。まず、Cs クラスの最初のインベントリのうち 5 %を燃料-被覆管ギャップに存在する分として割り当てた。次に残りの 95 %から、「CSI クラスに移動した分」を差し引き、残った質量のうち半分が Cs_2MoO_4 になる

と仮定し「CSM クラス」へ移動させた。したがって、最初の 5 %と余った分が CS クラスのインベントリとなる。

- CSM クラスは Cs_2MoO_4 のみを割り当てたクラスだが、MELCOR のシステム上酸素の質量は考慮されていない事に留意する。上述とおり CS クラスから割り当て、更に化学量論比に応じた Mo の質量を算出し、MO クラスから移動させた。
- Mo の質量は MO クラスにて表される。Mo のインベントリから CSM クラスへ割り当てた残りを、MO クラスのインベントリとした。

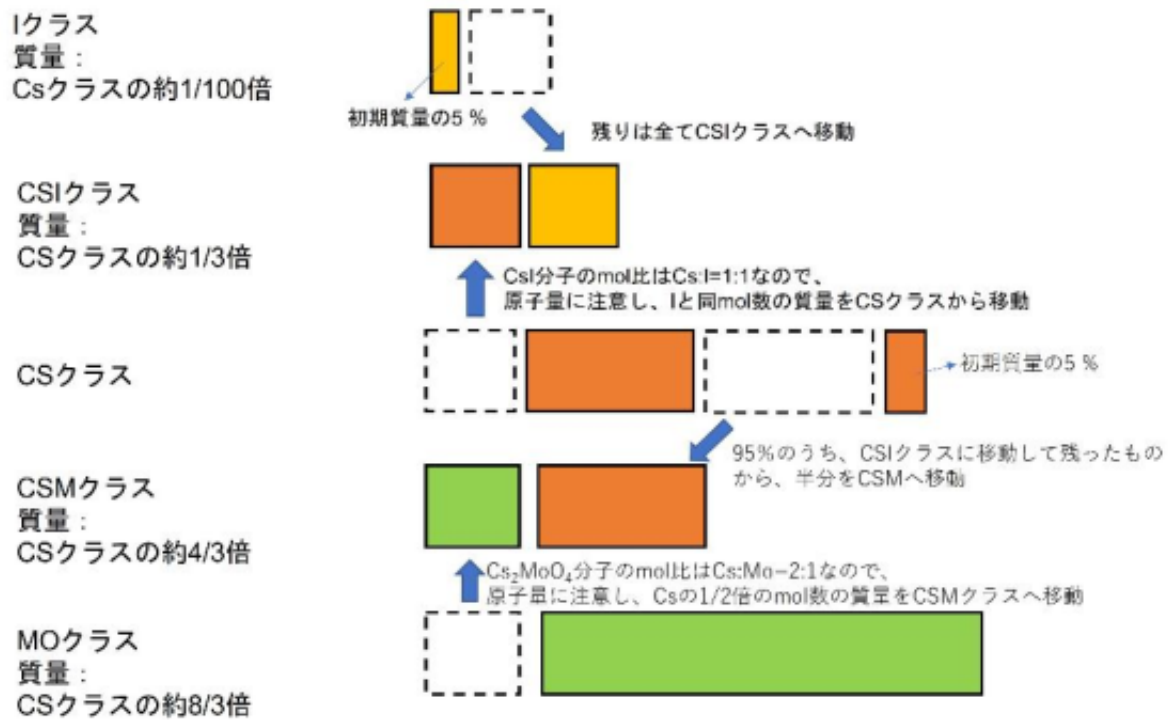


図 2.1.2 本研究で割り振ったインベントリの考え方
 Fig. 2.1.2 Concept of Allocated Inventories in This Research

(イ) 環境漏洩経路の設定

FP を含む雰囲気環境へ放出される経路は、起因事象ごとに異なる。本項では、3 ループ PWR モデルにおいて設定した漏洩経路について説明する。

i. 漏洩経路の定義（設計漏洩及び格納容器過圧・過温破損による漏洩）

(i). フローパスの設定

環境への漏洩経路及び漏洩量を定義するため、表 2.1.1 及び図 2.1.3 に示すようにフローパスを 2 箇所設けた。これらは、設計漏洩又は SA 進展による格納容器破損に応じて使い分ける。

－ 格納容器頂部からの漏洩

－ 機器ハッチからの漏洩

- ・機器搬入口フランジからアニュラス建屋を経て環境へ漏洩（アニュラス浄化系負圧達成前）
- ・機器搬入口フランジからアニュラス建屋を経て、浄化系合流部及びスタックを經由し環境へ漏洩（アニュラス浄化系負圧達成後）

なお、機器搬入口フランジからの漏洩口については、設計漏洩口と格納容器破損口のフローパスを単一のフローパスで表している。

(ii). 設計漏洩量

格納容器自由体積を 100 % とすると格納容器圧力が過圧破損に対して十分に余裕がある場合（設計圧力（以下「Pd」という。）の 0.9 倍以下）、格納容器に対する設計漏洩量は 0.1 %/day の漏洩量とし、0.9 Pd から 2 Pd までの間の設計漏洩量は 0.16 %/day と仮定した^{22,23}。

(iii). 設計漏洩面積

設計漏洩で考える漏洩は内外圧力差に依存しないことから、格納容器頂部及び機器搬入口フランジからの合計漏洩流量率は格納容器圧力によらずほぼ一定になると仮定した。また 2 か所の漏洩口からの漏洩流量の割合が予め決められた比 3 : 97 となるように各面積を設定した。

(iv). 格納容器機能喪失時の破損口面積

過圧破損等による格納容器破損後に崩壊熱により発生する蒸気は、臨界流を考慮すれば直ちに外部へ放出すると考えられる。そのため機器搬入口フランジに相当する FL に対してこの条件を満たすように、全漏洩面積を制御するロジックを組み込んだ。

臨界流モデルとして、MELCOR の平衡状態臨界流モデルである Henry-Fauske モデルの

単相流に用いられる式²⁴を適用した場合、臨界質量流束 G_c は式(2.1.1)で表される。

$$G_c^2 = \left(\frac{\gamma P_0}{v_0} \right) \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}} \quad (2.1.1)$$

ここで、 P_0 は格納容器圧力であり、ポリトロープ指数 γ は水蒸気の値として1.35を与えた。飽和蒸気比容積 v_0 は文献の多項式²⁵に基づき導出した。この式では等価な破損口面積における瞬時の蒸気発生量を崩壊熱と蒸発潜熱から求めている。

また、臨界質量流束 G_c は、臨界流相当破損口面積 A_c と単位時間あたりに発生する蒸気量 M_d でも表される。

$$A_c = \frac{M_d}{G_c} \quad (2.1.2)$$

$$M_d = \frac{Q_d}{h_{fg}} \quad (2.1.3)$$

ここで、 h_{fg} は水の蒸発潜熱、 Q_d は全ての核種の総崩壊熱である。

破損口実効面積をこの臨界流相当破損口面積として制御するロジックモデルを組み込み、ロジックモデルにより評価された破損口実効面積の格納容器圧力への依存性を図2.1.4に示す。この図では格納容器破損圧力が低く破損時刻が早いほど破損口実効面積が大きくなったことから、組み込んだロジックモデルが目的どおりに機能することを確認した。

ii. LOCAの破断口における臨界流モデルの妥当性確認

一次系ホットレグが破損する大・中破断LOCA発生では、冷却材は一次系の高圧状態で低圧の格納容器に流出する。この際、冷却材は流出初期から臨界流となり、時間経過とともに水だけでなく水蒸気を含んだ二相流となる。

この挙動を MELCOR 計算でロジックモデルにより模擬できることを確認するため、中破断LOCA（以下「MBLOCA」という。）を仮定した面積の破断口から漏洩する冷却材の流量を計算した結果を図2.1.5に示す。実線は MELCOR によって計算された質量流束であり、プロットは次の既往のモデルを用いて計算した。

- ・単相流のモデル：式2.1.1で説明した Henry-Fauske の単相流モデル
- ・HEM（均一平衡モデル）：連続体の中で液相と蒸気の色度に差がなく、両相は同じ温度と圧力で存在する均質流と仮定したモデル²⁴
- ・Moody モデル：HEM と異なり、均質流を仮定しない代わりに水蒸気は飽和状態とみなし、スリップ比を調整パラメータとしたモデル²⁶

MELCOR の計算では、破線で示した約 160 秒前後で单相流から二相流への相変化が起きている。MELCOR の計算結果と既往のモデルによる評価結果を比較すると、MELCOR は 160 秒未満においては Henry-Fauske モデルに良く一致するが、それ以降の期間では HEM 及び Moody モデルによく一致することが確認できる。

この結果から、作成したロジックモデルは MBLOCA 時の单相流領域及び二相流領域における破断口から冷却材漏洩挙動を再現できることを確認した。

iii. 加圧器逃がしタンク

加圧器逃がしタンクはラプチャディスクを備えた円筒型の容器とし、その最高使用圧力はラプチャディスクの破損圧力と仮定してモデル化した。圧力が破損圧力に到達しラプチャディスクが解放されるまでは、液相への蓄熱と FP のスクラビングが加圧器逃がしタンクモデルで考慮されている。

iv. 蒸気発生器伝熱管破損

蒸気発生器伝熱管破損（以下「SGTR」という。）では、3 基ある蒸気発生器（以下「SG」という。）のうち 1 基において、伝熱管のうち 1 本が頂部でギロチン破断し、主蒸気逃がし弁及び安全弁が開固着すると想定した。そのため、SGTR 時の漏洩流は 1 次系から SG に向かい、SG 内の伝熱管から二次系側の SG に蒸気として放出され、主蒸気逃がし弁／安全弁のパスを経由して環境へ通るとした。

v. インターフェイスシステム LOCA

インターフェイスシステム LOCA（以下「IS-LOCA」という。）の漏洩経路は、一次系ホットレグから RHR 配管を経由し補助建屋に放出されることを想定した。ただし補助建屋は換気をしているものとして、補助建屋と環境を結ぶ FL は漏洩面積等を考慮していない。そのため、RHR 配管は図 2.1.1 のように、A ループのホットレグから余熱除去冷却器、そして補助建屋を経由し環境へと至るようにモデル化した。

vi. 格納容器隔離失敗

水蒸気による過圧破損に至らない程度の格納容器漏洩が起こる場合を格納容器隔離失敗と定義し、NUREG/CR-4220²⁷を参考にして 6 インチ相当の漏洩を考慮した。機器ハッチの直径は 6 m であることから、6 インチ相当の漏洩面積に相当するギャップ寸法は約 1 mm となり、有機材料のシール不良による漏洩としては妥当な値と考えられる。NUREG/CR-4220 を参考にし、隔離失敗時の格納容器からの漏洩流は等エントロピー流れと仮定した場合、格納容器圧力が 2 Pd の時では漏洩流量が 470 vol%/day となるため、この流量に合うように圧損係数を調整した。

表 2.1.1 格納容器から環境への放出経路をモデル化するためのフローパス

Table 2.1.1 Flow Paths for Modeling Release Paths from RCV to the Environment

経路名	高さ	経路	吹き出し速度
格納容器漏洩口 1	格納容器頂部	格納容器-環境	無視
格納容器漏洩口 2	機器ハッチ	アニュラス-環境 (浄化系負圧達成前)	無視
格納容器漏洩口 2	機器ハッチ	空気浄化系-スタック-環境 (浄化系負圧達成前後)	有り

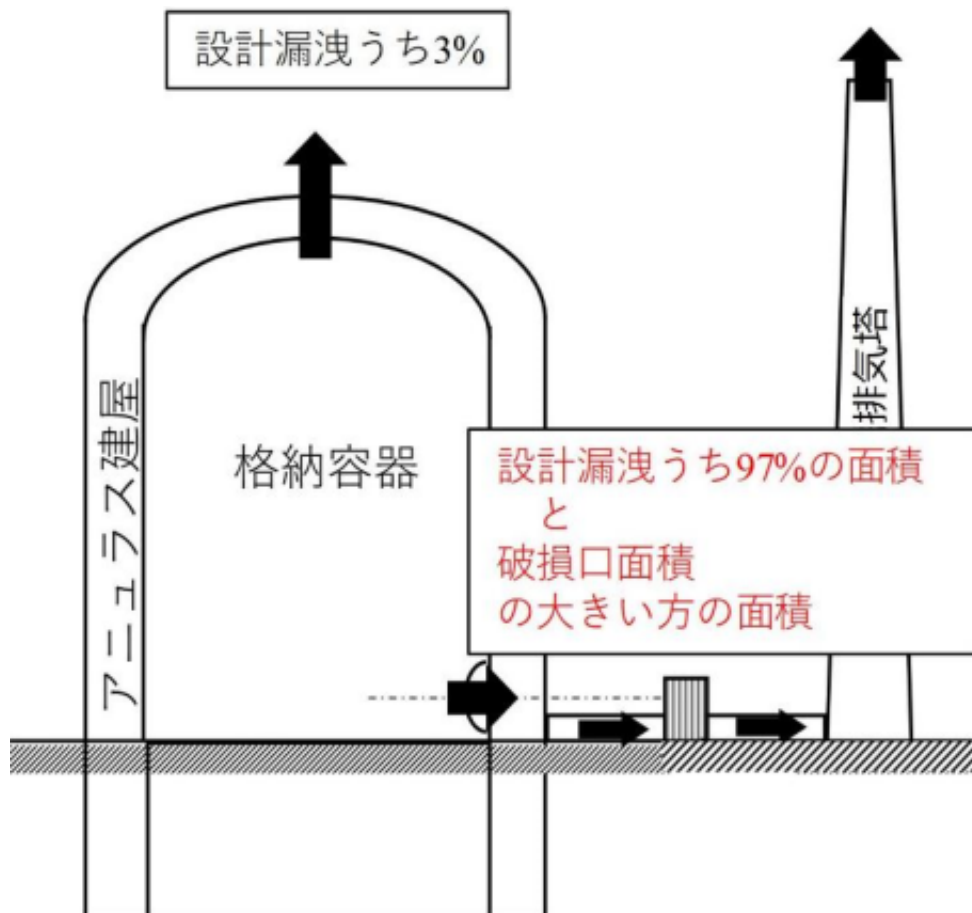


図 2.1.3 格納容器から環境への漏洩経路

Fig. 2.1.3 Leakage Paths from RCV to the Environment

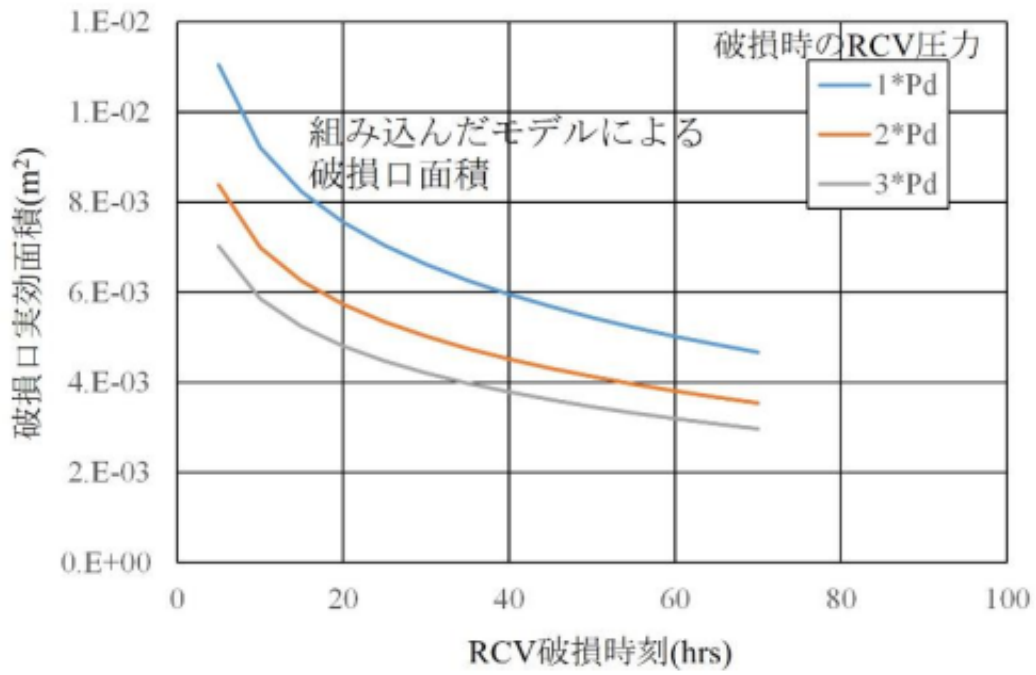


図 2.1.4 漏洩ロジックモデルの機能確認

Fig. 2.1.4 Functional Confirmation of Logic models for Leakage

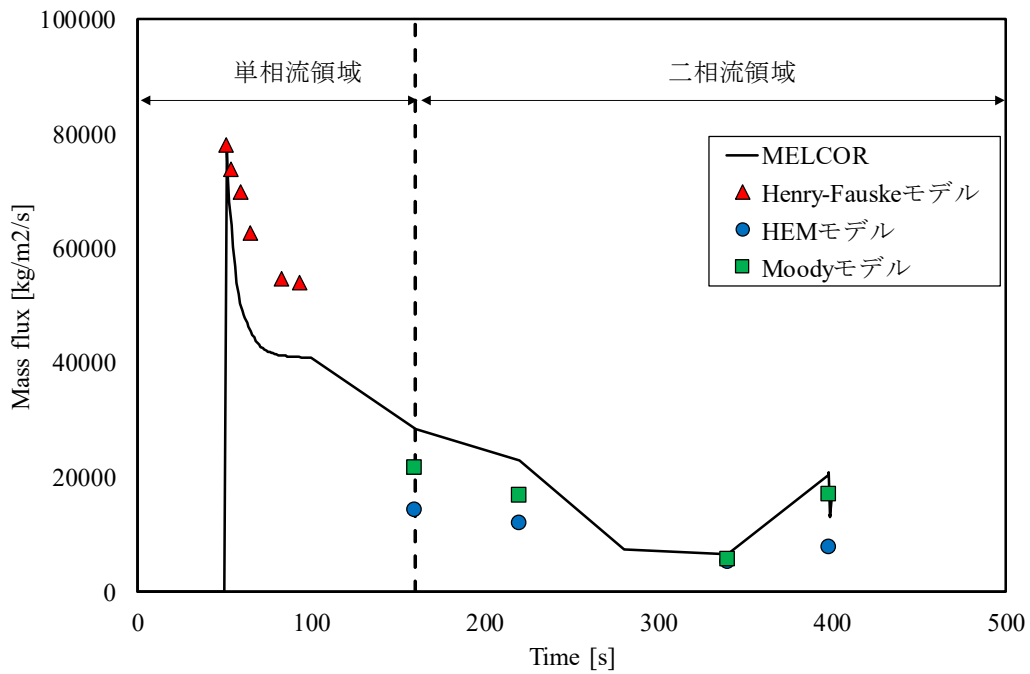


図 2.1.5 MBLOCA 時の臨界流推移の確認

Fig. 2.1.5 Confirmation of Transition of Critical Flow during MBLOCA

(ウ) 粒子状放射性物質のプラント内除去メカニズム

燃料から放出した FP は、環境に放出されるまでに原子力圧力容器、配管、熱交換器及び格納容器の配管を通過するが、希ガスやヨウ素ガスのような揮発性の FP 以外はやがてエアロゾル状の粒子状 FP となり、構造物や配管の表面に沈着することが考えられる。また、蒸気が水中を経由する際は、可溶性の FP は水中に保持され、蒸気中の粒子状 FP はプールスクラビング効果によって水中に保持される。さらに、前述の SOARCA で言及された化学吸着のような FP 元素と構造材との反応により、化学的に構造材表面等へ吸着され除去される効果も考えられる。

本項では、沈着挙動及びプールスクラビングについて整理する。

i. 粒子状 FP の沈着挙動

(i) 静的な沈降沈着挙動

粒子状 FP は静的な物理現象により炉内に保持される。これらの現象については、MELCOR に組み込まれた MAEROS コード^{19,28}において、粒子状 FP の粒径分布を考慮した沈降沈着挙動（重力沈降、熱泳動、ブラウン運動、拡散泳動等）や粒子状 FP の凝集が計算される。

(ii) 乱流沈着

乱流沈着モデルは MELCOR2.1 の最終バージョンから導入された比較的新しいモデルである。このモデルは、流入する粒子状 FP の粒径に依存した慣性力を考慮し、配管のベント部（曲がり部）等に衝突して構造材に沈着する現象を計算する。また、粒子状 FP が気流により再浮遊することも考慮される。

炉心領域、制御棒駆動領域等、原子炉圧力容器内には自由体積に対する構造物の表面積が大きく、乱流沈着の影響が無視できない領域がある。しかし、乱流沈着とその他の静的な沈降沈着は重畳する現象であり、そのモデルに関する妥当性確認は必ずしも十分ではない。そこで、多くの起因事象については乱流沈着を無視している。一方で IS-LOCA では、内外圧力差が大きい期間において大量の粒子状 FP が RHR 配管系統内に集中して流れるため、ここでの乱流沈着を考慮した。なお、MELCOR で選択可能な乱流沈着モデルは複数あり、以下のように設定した。

- IS-LOCA
 - ・直管部：WOODS モデル（配管内壁は粗い面）
 - ・ベント部：INL モデル
 - ・乱流沈着の計算開始時間：解析開始時から行う

- SGTR

蒸気発生器の伝熱管が十分に細いことや SGTR をテーマにした ARTIST²⁹等の実験結果から、SGTR 時は SG 伝熱管内・管外にて乱流沈着を考慮した。なお、SGTR 時に選択した乱流沈着モデルは上述の IS-LOCA と同じモデルとした。

ii. プールスクラビング

ここで考慮するプールスクラビングは、圧力逃しタンクや SG 伝熱管におけるものとする。

● 圧力逃しタンク

加圧器の蒸気逃し弁等から流出する蒸気は、圧力逃しタンクに放出される。この圧力逃しタンクには、プール水が溜まっていることや配管に微細な孔があることから、圧力逃しタンクに放出される蒸気にスクラビングを考慮した。

● SG 伝熱管：一次系側から二次系側への蒸気流出

上述の ARTIST²⁹等の実験から伝熱管破損部が露出した場合、スクラビングによる除去効果は大きくないという報告がある。そのため、本モデルではスクラビングを考慮しない。

(b) 注水マネジメント

前項にて言及したとおり、新規規制基準に対応した原子炉の重大事故対策として、炉心注水や格納容器スプレイ等の注水設備、複数の淡水源に加えて海水等を用いるための設備増設が行われている。これに伴い注水手段を有効に活用するための手順も整備された。これによって想定される多数の注水方法を MELCOR 解析においてモデルとして実装することは困難であるが、ソースタームへの影響を定量的に評価する観点から、解析において選択可能な注水手順を定型化することが合理的と考えられる。

以下では、事故シーケンスに応じて設定すべき注水手順を注水マネジメントとして類型化した考え方についてまとめる。

ア. 注水マネジメント及び注水モード

事故時の注水として、高圧／低圧注水ポンプ等による原子炉圧力容器内への注水（以下「炉心注水」という。）及び格納容器スプレイを介した格納容器への注水（以下「RCV スプレイ」という。）があり、これらの成否は炉心溶融や格納容器破損、またプラント内に保持された放射性物質の除去や水素発生量等に大きな影響を及ぼす。

炉心損傷が予測される場合においても、炉心注入を維持することにより炉心損傷や原子炉圧力容器破損までの時間を遅らせることが可能であり、溶融炉心の放出前にペDESTAL 水張り（キャビティ注水）を実施することで MCCI の防止及び緩和が期待できる。さらに、下部ヘッド破損後の RCV スプレイにより、雰囲気中の放射性物質の水中への移行を促進することが期待できる。

これらの注水手段を実行するための淡水源は複数用意されているが、その量は有限であり、淡水源が追加されずに淡水から海水への切替に失敗すれば、やがて水源は枯渇する。一方で、格納容器内への注入量には、自然対流冷却のための再循環ユニット入口水没を防ぐために上限が存在する。これらの観点から、手順化された事故時の注水量の管理を適切に反映した制御ロジックを MELCOR に組み込む必要がある。

この水源や注水量等の管理に着目した手順を、本研究では注水マネジメントー **Water Injection Management** (以下「WIM」という。) と呼び、特にソースタームへの影響の観点から以下の事項を考慮して、解析対象とする事故シーケンスにおいて可能性のある注水シーケンスを WIM モードとして類型化した。

イ. 注水手段とその優先順位

交流動力電源及び補機冷却水系が健全な場合と、これらが機能を喪失している場合では、炉内への注水は異なる。

また、LOCA が発生している場合と発生していない場合における緩和手段の上位優先手段を検討した結果、使用される可能性が高いと思われる対応設備を表 2.1.2 及び表 2.1.3 に整理した。

これらの表から想定される注水手段を絞り込むことができるが、更に 200 時間の間に環境へ放出するソースターム量の幅を評価する観点から WIM モードを決定した。

その結果として、炉心注水に成功する WIM を A モード、失敗する WIM を B モードに大別し、それぞれ表 2.1.4 にまとめた。また図 2.1.6 から図 2.1.9 に各モードのタイムラインを炉心注水、RCV スプレー及び自然対流冷却の状態に分けて表示した。なお、A モードの炉心注水には炉心損傷後の炉心注水を含み、後述の A-0 は起因事象が大破断 LOCA (以下「LBLOCA」という。) の場合のみで想定したモードである。

本研究では、WIM モードによるソースターム量の上限值を抑える目的で、A-0 及び B-0 のモードも定義した。これらのシーケンスは、格納容器注水手段が全て失敗する現実的には発生頻度がかなり低い事象であることに留意する。

表 2.1.2 代替格納容器スプレイ及び代替炉心注水の同時実施に係る設備例-一次系
LOCA 非発生時-

Table 2.1.2 Equipment Example for Simultaneous Implementation of Alternative Containment
Vessel Spray and Alternative Core Water Injection - Cases of Non-LOCA scenarios -

交流動力電源及び原子炉補機冷却系 (CCWS) が健全な場合	交流動力電源又は CCWS が喪失している場合
格納容器スプレイポンプ	大容量ポンプを用いた 2 系統の再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却
格納容器内自然対流冷却	代替格納容器スプレイ
代替格納容器スプレイ	恒設代替低圧注水ポンプ
恒設代替低圧注水ポンプ	ディーゼル消火ポンプ
電動消火ポンプ又はディーゼル消火ポンプ	A 系統格納容器スプレイポンプ (自己冷却)
可搬式代替低圧注水ポンプ	可搬式代替低圧注水ポンプ

表 2.1.3 代替格納容器スプレイ及び代替炉心注水の同時実施に係る設備例 - 一次系
LOCA 発生時 -

Table 2.1.3 Equipment Example for Simultaneous Implementation of Alternative Containment
Vessel Spray and Alternative Core Water Injection - Cases of LOCA scenarios -

交流動力電源及び CCWS が健全な場合	交流動力電源又は CCWS が喪失している場合
A 系格納容器スプレイポンプ (ディーゼル発電)	恒設代替低圧注水ポンプ
恒設代替低圧注水ポンプ	充てん/高圧注入ポンプ (自己冷却)

表 2.1.4 事故進展における WIM モードの選定

Table 2.1.4 Selection of WIN Modes in Accident Progressions

WIM モード		A モード				B モード				
		A-0	A-1	A-2	A-3	B-0	B-1	B-2	B-3	B-4
炉心	ECCS 又は再循環	低圧 ECCS 成功	一部成功もしくは全部失敗 (シーケンスに依存)			一部成功もしくは全部失敗 (シーケンスに依存)				
	代替注水手段	—	充てん/高圧注入ポンプ (自己冷却) →成功			なし				
格納容器	RCV スプレイ (中央制御室)	失敗				失敗		成功	失敗	
	恒設代替低圧注入ポンプ	失敗	成功	失敗		失敗	成功	失敗		
	自然対流冷却 (CCWS)	失敗				失敗				
	A 系 RCV スプレイポンプ (自己冷却)	失敗	不使用		失敗	失敗		成功		
	可搬式代替低圧注水ポンプによる水源切替※	失敗		成功		失敗	成功	失敗	成功	
	自然対流冷却 (海水通水)	不使用		失敗		失敗		不使用	成功	

※水源切替に成功すると、可搬式代替低圧注水ポンプによる注水は全て成功すると仮定

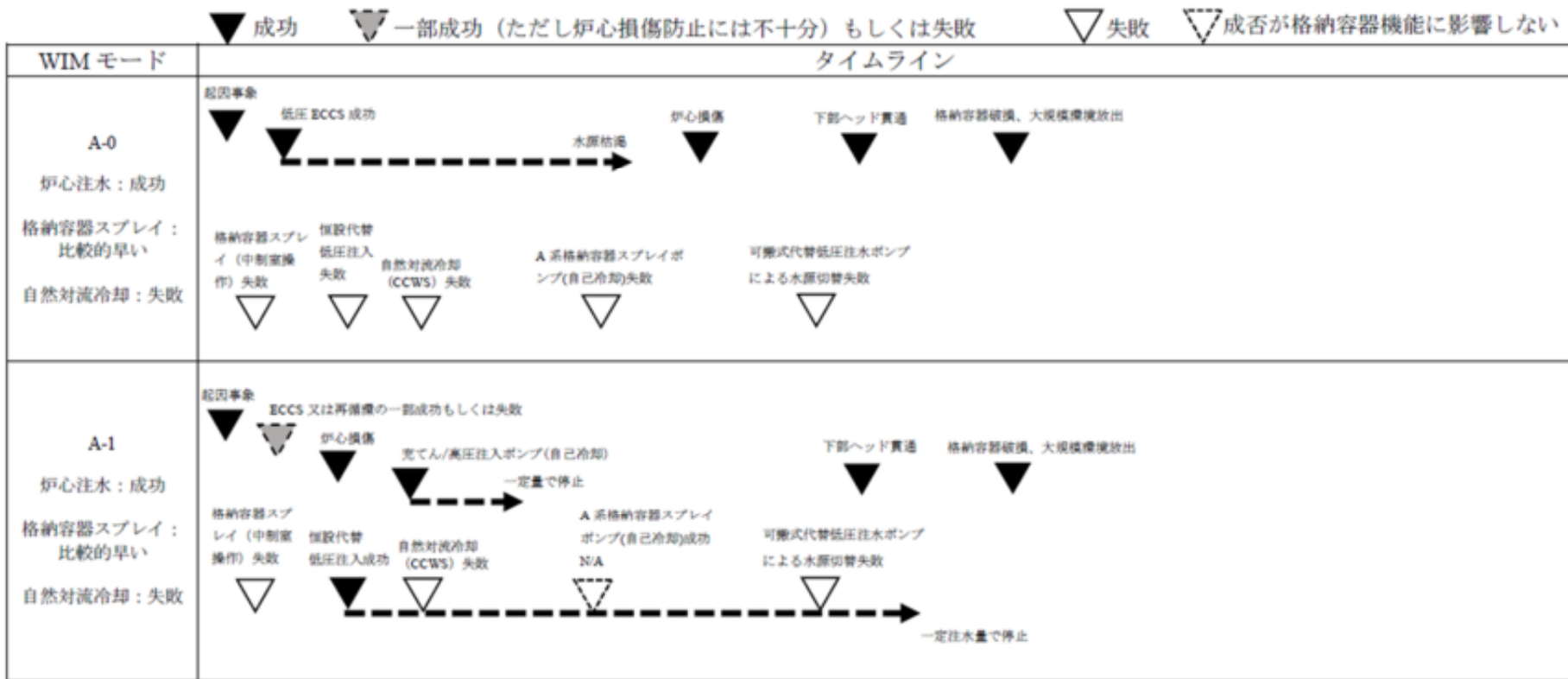


図 2.1.6 WIM の A-0 及び A-1 のタイムライン
 Fig. 2.1.6 Timelines of WIN for A-0 and A-1 Scenarios

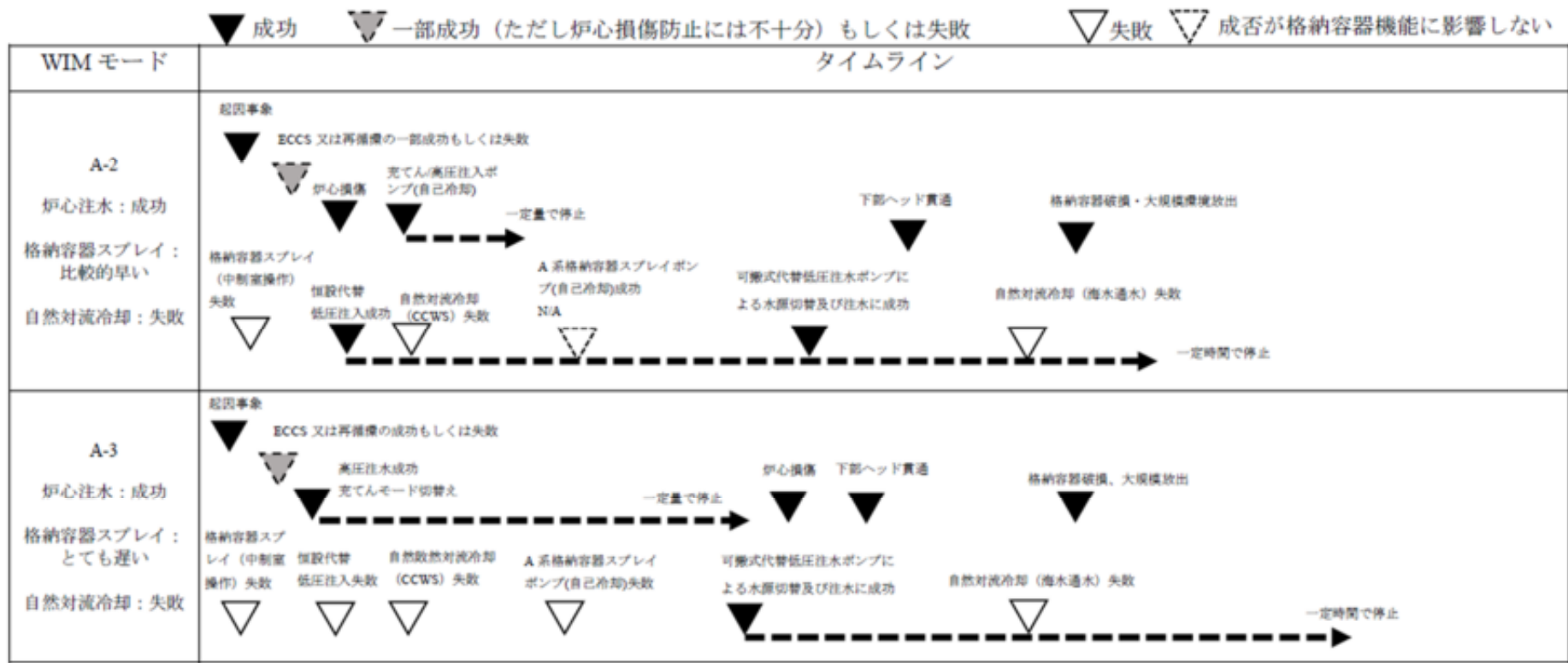


図 2.1.7 WIM の A-2 及び A-3 のタイムライン
 Fig. 2.1.7 Timelines of WIN for A-2 and A-3 Scenarios

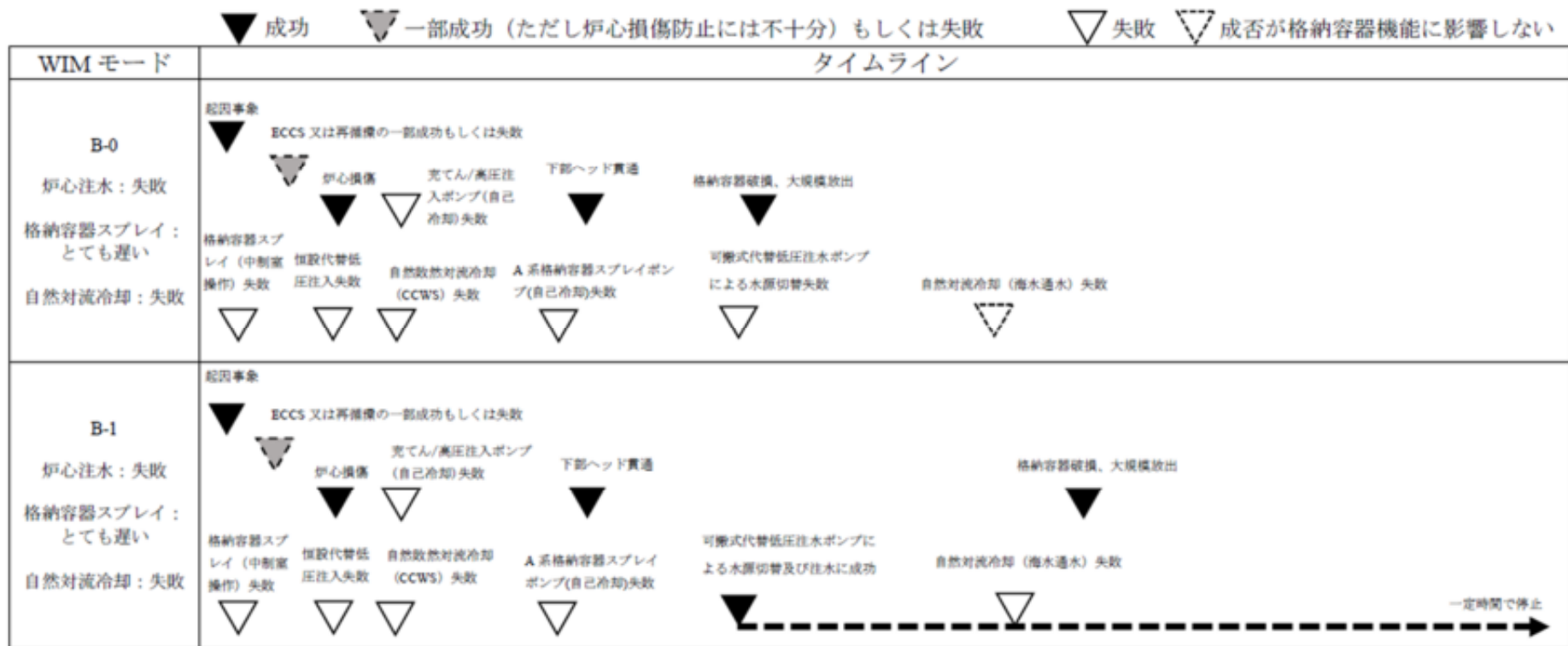


図 2.1.8 WIM の B-1 及び B-2 のタイムライン

Fig. 2.1.8 Timelines of WIN for B-1 and B-2 Scenarios

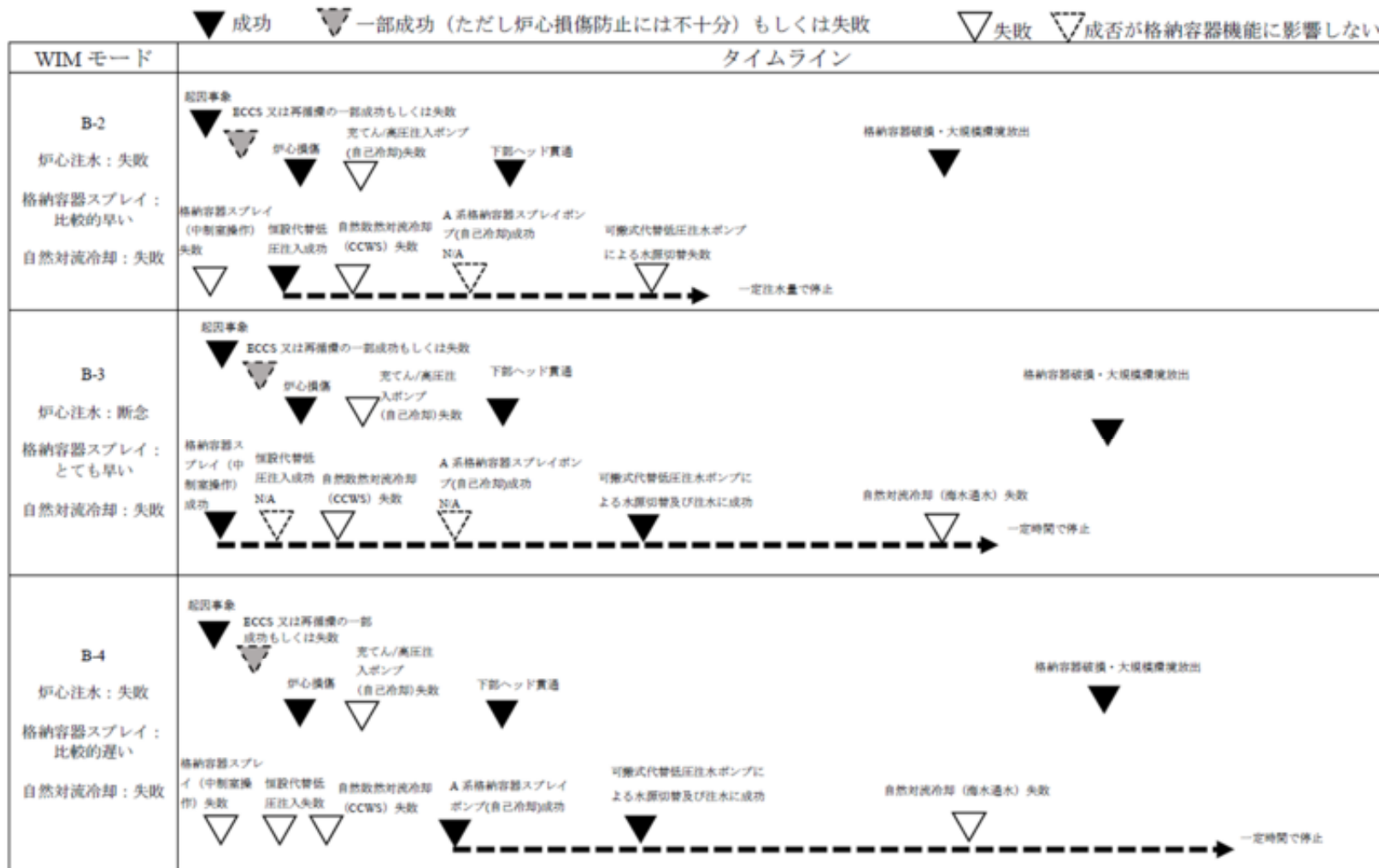


図 2.1.9 WIM の B-3 及び B-4 のタイムライン
 Fig. 2.1.9 Timelines of WIN for B-3 and B-4 Scenarios

(c) 解析対象シーケンス及び解析結果

ア. 解析対象シーケンス

前項で整理した WIM モードを踏まえて、MELCOR 解析を実施するための解析条件を決定した。ここでは PWR の PRA において典型的に考慮される以下の起因事象を対象とした。

- ・ LBLOCA
- ・ MBLOCA
- ・ CCWS 部分機能喪失
- ・ IS-LOCA (乱流沈着を有効及び無効のケースで考慮)
- ・ SGTR (乱流沈着を有効及び無効のケースで考慮)
- ・ LBLOCA 及び CCWS のシーケンスにおける格納容器隔離失敗 (以下「CVIF」という。)
- ・ 手動停止 (以下「MSTD」という。)

これら起因事象に対して、これまで述べてきた WIM モードに対応するように炉心注水、炉心冷却及び格納容器スプレイ、格納容器冷却に係る操作の成否を選択し、事故進展に係るシステム等のタイムラインから成る事故シーケンスを整理した。さらに、一般社団法人日本原子力学会が発行した確率論的リスク評価に関する実施基準 (レベル 2PRA 編)³⁰ (以下「学会標準」という。) にて定義されたプラント損傷状態 (以下「PDS」という。) をまとめた。また、2.2.1 章の表 2.2.1 で評価した 6 文字の PDS を参考に、本シーケンスに対応した解析条件の整理用 ID を整理し、これらを表 2.1.5 から表 2.1.7 にまとめた。なお、これらのシーケンスでは、全てアニュラス空気浄化設備の起動に成功すると仮定した。

前述の解析条件の整理用 ID については、表 2.1.8 の条件を参考に設定した。起因事象が SGTR の整理用 ID は「GYGYGY」、IS-LOCA は「VYYVYY」、CVIF は 4～6 文字目が「BYY」になるよう整理した。また、それ以外の起因事象における整理用 ID の 5 文字目は、格納容器への注水・冷却状態を表すため、表 2.1.5 から表 2.1.7 にまとめた操作の成否に対応させるよう特に注意して分類した。

さらに、今回解析したケースは、後述する水素－空気－水蒸気三元図を用いた H₂ 濃度の評価にて全ケースで爆轟領域に達しなかったことから、全て水素対策の操作に成功すると仮定して 6 文字目は 0 とする。

表 2.1.5 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件 (LBLOCA 及び MBLOCA)

Table 2.1.5 Conditions for Sequences for MELCOR Analyses (LBLOCA and MBLOCA)

		LBLOCA Seq-1	LBLOCA Seq-2	LBLOCA Seq-3	LBLOCA Seq-4	LBLOCA Seq-5	LBLOCA Seq-6	MBLOCA Seq-1	MBLOCA Seq-2	MBLOCA Seq-3
WIM モード		B-1	B-2	A-1	B-4	B-0	A-0	B-1	B-2	A-1
炉心注水・冷却に係る操作	補助給水	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
	高圧注水	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	蓄圧注水	成功	成功	成功	成功	成功	成功	失敗	成功	成功
	低圧注水	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	成功	失敗	失敗	成功
	高圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	低圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	充てん/高圧注入ポンプ (自己冷却)による代替炉心注水	失敗	失敗	成功	断念	失敗	失敗	失敗	失敗	成功
格納容器注水・冷却に係る操作	格納容器スプレィ (中央制御室)	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	恒設代替低圧注水ポンプによる代替格納容器スプレィ	失敗	成功	成功	失敗	失敗	失敗	失敗	成功	成功
	A系格納容器スプレィポンプ (自己冷却) による代替格納容器スプレィ	失敗	N/A	N/A	成功	失敗	失敗	失敗	N/A	N/A
	可搬式代替低圧注水ポンプによる代替格納容器注水 (淡水→海水切り替え)	成功	失敗	失敗	成功	失敗	失敗	成功	失敗	失敗
	復水源利用 (CST→RWST)	N/A	成功	成功	N/A	失敗	成功	成功	成功	成功
	自然対流冷却 (CCWS)	N/A	失敗	失敗	N/A	失敗	失敗	N/A	N/A	N/A
	自然対流冷却 (海水)	失敗	N/A	N/A	失敗	失敗	失敗	失敗	N/A	N/A
学会標準における PDS	AED	AEW	AEW	AEW	AED	AEW	AED	AED	AEW	
解析条件の整理用 ID	AENID0	AEDIW0	ALDIW0	AEDID0	AENID0	ALNID0	AENID0	AEDIW0	AEDIW0	

表 2.1.6 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件 (CCWS、IS-LOCA 及び SGTR)

Table 2.1.6 Conditions for Sequences for MELCOR Analyses (CCWS, IS-LOCA and SGTR)

		CCWS Seq-1	CCWS Seq-2	CCWS Seq-3	CCWS Seq-4	CCWS Seq-5	CCWS Seq-6	IS-LOCA Seq-1		IS-LOCA Seq-2		SGTR	
WIM モード		A-1	B-2	B-3	B-1	A-2	B-0	B-1		A-3		B-1	
乱流沈着		-						有効	無効	有効	無効	有効	無効
炉心 注 水・ 冷却 に係 る操 作	補助給水	成功	成功	成功	成功	成功	成功	未実施		失敗		成功	
	破損ループ隔離	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A		N/A		失敗	
	1次系-2次系均圧化	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A		N/A		未実施	
	高圧注水	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗		成功		失敗	
	蓄圧注水	成功	失敗	失敗	失敗	成功	成功	失敗		失敗		成功	
	低圧注水	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗		失敗		失敗	
	高圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗		失敗		失敗	
	低圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗		失敗		失敗	
	充てん/高圧注入ポンプ (自己冷却)による代替炉心注水	成功	失敗	失敗	失敗	成功	失敗	失敗		未実施		未実施	
充てん注入モードへの移行	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	未実施		成功		未実施		
格納 容器 注 水・ 冷却 に係 る操 作	格納容器スプレイ (中央制御室)	失敗	失敗	成功	失敗	失敗	失敗	未実施		未実施		未実施	
	恒設代替低圧注水ポンプ による代替格納容器スプレイ	成功	成功	N/A	失敗	成功	失敗	未実施		未実施		未実施	
	A系格納容器スプレイポンプ (自己冷 却) による代替格納容器スプレイ	N/A	N/A	N/A	失敗	N/A	N/A	未実施		未実施		未実施	
	可搬式代替低圧注水ポンプによる代替 格納容器注水 (淡水→海水切り替え)	失敗	失敗	成功	成功	成功	失敗	成功		成功		成功	
	格納容器水位上昇による高圧注水停止	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	未実施		成功		未実施	
	自然対流冷却 (CCWS)	失敗	失敗	N/A	N/A	N/A	N/A	失敗		失敗		失敗	
	自然対流冷却 (海水)	N/A	N/A	失敗	失敗	失敗	失敗	N/A		N/A		N/A	
	消防ポンプによる SG2 次側冠水	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A		N/A		失敗	
学会標準における PDS	SED	SEW	SED	SED	SED	SED	V		V		G		
解析条件の整理用 ID	SEDHW0	SEDHW0	SEDHW0	SENHD0	SEDHW0	SENHD0	VYYVYY		VYYVYY		GYYGY		

表 2.1.7 MELCOR 解析を実施したシーケンスの条件 (MSHT 及び CVIF)

Table 2.1.7 Conditions for Sequences for MELCOR Analyses (MSHT and CVIF)

		MSHT Seq-1	MSHT Seq-2	MSHT Seq-3	MSHT Seq-4	CVIF LBLOCA Seq-1	CVIF LBLOCA Seq-3	CVIF CCWS Seq-1	CVIF CCWS Seq-2
WIM モード		B-2	B-3	A-3	A-1	B-1	A-1	A-1	B-2
炉心 注 水・ 冷却 に係 る操 作	補助給水	失敗	失敗	失敗	失敗	N/A	N/A	成功	成功
	1次系強制減圧	成功	成功	成功	成功	N/A	N/A	N/A	N/A
	2次系強制減圧	未実施	未実施	未実施	未実施	N/A	N/A	N/A	N/A
	高圧注水	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	蓄圧注水	成功	成功	成功	成功	成功	成功	成功	失敗
	低圧注水	失敗	失敗	成功	成功	失敗	失敗	失敗	失敗
	高圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	低圧再循環	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗	失敗
	充てん/高圧注入ポンプ (自己冷却)による代替炉心注水	失敗	失敗	成功	成功	失敗	成功	成功	失敗
	充てん注入モードへの移行	未実施	未実施	成功	成功	N/A	N/A	N/A	N/A
格納 容器 注 水・ 冷却 に係 る操 作	格納容器スプレイ (中央制御室)	失敗	成功	失敗	成功	失敗	失敗	失敗	失敗
	恒設代替低圧注水ポンプ による代替格納容器スプレイ	成功	N/A	失敗	失敗	失敗	成功	成功	成功
	A系格納容器スプレイポンプ (自己冷 却) による代替格納容器スプレイ	N/A	N/A	失敗	N/A	失敗	N/A	N/A	N/A
	可搬式代替低圧注水ポンプによる代替 格納容器注水 (淡水→海水切り替え)	失敗	成功	成功	成功	成功	失敗	失敗	成功
	復水源利用 (CST→RWST)	N/A	N/A	N/A	N/A	成功	成功	N/A	N/A
	自然対流冷却 (CCWS)	失敗	失敗	失敗	失敗	N/A	N/A	失敗	失敗
	自然対流冷却 (海水)	N/A	N/A	失敗	N/A	成功	N/A	N/A	N/A
学会標準における PDS	SED	SEW	SED	SED	AED	AEW	SED	SEW	
解析条件の整理用 ID	TEDHW0	TEDHW0	TLDHD0	TLDHW0	AENBY	ALDBY	SEDBY	SEDBY	

表 2.1.8 解析条件の整理用 ID の対応

Table 2.1.8 Correspondence of Arrangement ID for Analysis Conditions

文字	項目	記号	内容
1 文字目	起因事象	A	LBLOCA 及び MBLOCA
		S	CCWS
		T	MSHT
		V	IS-LOCA
		G	SGTR
2 文字目	ECCS の状態	E	早期炉心損傷 (注入モード機能喪失)
		L	後期炉心損傷 (再循環モード機能喪失)
3 文字目	RCV スプレイ系作動状態	C	RCV スプレイ注入成功+RCV スプレイ再循環成功
		D	RCV スプレイ注入成功+RCV スプレイ再循環失敗
		N	RCV スプレイ注入失敗
4 文字目	一次系圧力	H	高圧シーケンス
	炉心損傷+RCV 隔離失敗	I	低圧シーケンス
		B	CVIF&IS-LOCA&SGTR
5 文字目	格納容器熱流動	C	キャビティ注水成功※1+自然対流冷却成功(CCWS)
		D	キャビティ注水失敗※1+自然対流冷却失敗(CCWS) (キャビティ注水失敗のため RCV 液相蓄熱は不可能※2)
		F	キャビティ注水成功※1+自然対流冷却失敗(CCWS) +RCV 液相蓄熱成功+自然対流冷却失敗(海水通水)
		N	キャビティ注水失敗※1+自然対流冷却成功(CCWS) +(キャビティ注水失敗のため RCV 液相蓄熱は不可能※2)
		R	RCV 再循環成功
		W	キャビティ注水成功※1+自然対流冷却失敗(CCWS) +RCV 液相蓄熱失敗+自然対流冷却失敗(海水通水)
		Z	キャビティ注水成功※1+自然対流冷却失敗(CCWS) +RCV 液相蓄熱成功+自然対流冷却成功(海水通水)
6 文字目	水素制御系	0	健全
		1	早期機能喪失
		2	後期機能喪失

※1 「キャビティ注水」とは「RCV スプレイ (中央制御室) or 恒設代替低圧注水による代替格納容器スプレイ」、「格納容器液相蓄熱」とは「可搬式代替低圧注水ポンプによる代替格納容器注水」に該当する。

※2 PRA 上の仮定として「キャビティ注水」の失敗により自動的に「格納容器液相蓄熱」は失敗することとしている。

イ. WIM モードによるイベント発生傾向

表 2.1.5 から表 2.1.7 までの条件に沿って解析し、主要な事象が発生した時刻、炉心内の Zr が全て反応した場合の H₂ 発生割合、MCCI による炉心内全 Zr 換算の H₂ 発生割合、事象発生から 200 時間地点の Cs-137 の環境放出量、溶融デブリ放出によるペDESTAL床面との MCCI 侵食深さ等の解析結果を表 2.1.9 から表 2.1.11 までに記載する。ここで、炉心内全 Zr 換算の H₂ 発生割合は、炉心内の Zr が全て水と反応し発生する H₂ 発生量を 100 %とする（つまり、炉外で発生する H₂ も含めて換算した割合を示しており、MCCI 等から発生する H₂ が多い場合、100 %を超えることがある）。本節ではこの H₂ 発生割合を「H₂ 発生量」と表現する。

この結果に基づき、イベント発生に係る WIM モードの特徴を以下に述べる。

(ア) 原子炉圧力容器破損に係るイベント

燃料損傷時刻に WIM モードの違いによる差はほとんどなく、主に起因事象に依存する。しかし、原子炉圧力容器下部ヘッド破損時刻については、炉心注水を行っている A モードの方が B モードに比べ遅い結果となった。

(イ) 格納容器破損に係るイベント

WIM モードの違いは下部ヘッド破損時刻に大きく影響する。炉心注水を行う A モードでは、B モードに比べて下部ヘッド破損までの時間を 2 倍程度遅らせることが確認できる。

(ウ) 格納容器破損時刻

格納容器破損の原因はほとんどのケースで過圧破損であり、その発生時刻は炉心注水の有無に依存せず、RCV スプレイ操作を実施した期間に依存する。

(エ) Zr 反応相当 H₂ 発生量

注水をほとんど実施しない A-0 及び B-0 において MCCI 等により H₂ 発生量は 100%を超えるシーケンスが存在するが、MBLOCA の一部シーケンスを除きほとんどが 60%程度の発生量である。

(オ) 200 時間地点の Cs-137 の環境放出量

Cs-137 環境放出量は主に起因事象に依存する傾向であり、特に ISLOCA や SGTR 等のバイパス事象となるシーケンスで Cs-137 の環境放出量が多い。一方で、CCWS のように同じ起因事象でも WIM モードにより環境放出量に大きな差が出る。

これらに共通した要因として、原子炉圧力容器下部ヘッド破損後の RCV スプレイの成否が影響する。

(カ) ペDESTALでの MCCI 侵食深さ

キャビティへの事前注水の有無及びその水位により、MCCI の発生及びコンクリート侵食深さが変化する。また、LBLOCA Seq-6 や MBLOCA Seq-3 のように、RCV スプレイによるキャビティ事前注水が実施できなくても、A モードによる炉心注水が成功すると MCCI 発生を防止できた。これは下部ヘッド破損の際に、炉心注水で追加した原子炉压力容器内の水の落下が RCV スプレイによるキャビティ事前注水と同等の効果として機能したためと考えられる。

表 2.1.9 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータ (LBLOCA 及び MBLOCA)

Table 2.1.9 Major Event Timings and Parameters in MELCOR Analyses (LBLOCA and MBLOCA)

		LBLOCA Seq-1	LBLOCA Seq-2	LBLOCA Seq-3	LBLOCA Seq-4	LBLOCA Seq-5	LBLOCA Seq-6	MBLOCA Seq-1	MBLOCA Seq-2	MBLOCA Seq-3
WIM モード		B-1	B-2	A-1	B-4	B-0	A-0	B-1	B-2	A-1
原子 炉圧 力容 器破 損に 係る イベ ント	被覆管破損時刻[h]	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	2.5	0.2	0.6	3.2
	燃料損傷時刻[h]	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	2.6	0.3	0.7	3.4
	下部ヘッド破損時刻[h]	2.5	2.5	9.8	2.5	2.6	8.5	2.1	3.0	6.9
	格納容器スプレイ作動時刻[h]	-	-	-	1.9	-	-	-	-	-
	格納容器スプレイ停止時刻[h]	-	-	-	28.4	-	-	-	-	-
	キャビティ事前注水停止となる格納容器水位到達時刻[h]	-	-	5.8	-	-	-	-	-	1.9
	加圧器逃し弁作動時刻[h]	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	主蒸気逃し弁作動時刻[h]	3.1	3.6	6.9	3.6	3.3	9.4	< 0.1	< 0.1	< 0.1
1次系強制減圧時刻[h]	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
格納 容器 破損 に係 るイ ベン ト	格納容器破損時刻[h]	101.7	42.1	43.7	101.1	19.3	30.1	102.2	43.4	35.9
	格納容器破損要因	過圧破損				過温破損	過圧破損	過圧破損		
	代替格納容器スプレイ作動時刻[h]	8.2	1.0	1.0	28.4	-	-	8.2	1.3	10.3
	代替格納容器スプレイ 間欠運転作動時刻[h]	17.7	14.6	16.0	11.5	-	-	18.4	15.0	10.3
	RWST 枯渇時刻[h]	-	21.9	25.6	20.5	-	-	-	22.4	16.6
解析 によ り算 出さ れた パラ メー タ	Zr 反応相当 H ₂ 発生量[%] (MCCI 関係からの発生量)	54 (0)	59 (0)	50 (0)	53 (0)	159 (111)	65 (0)	82 (26)	54 (2)	76 (0)
	200 時間地点の Cs-137 の 環境放出量[TBq]	59.8	4.5	17.2	4.9	122.0	78.0	36.7	2.9	1.2
	デブリ落下時キャビティ水位[m]	0.8	1.2	3.1	1.8	0.8	4.2	0.7	0.8	3.4
	MCCI 浸食深さ(側面)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	441.3	< 0.1	0.4	< 0.1	< 0.1
	MCCI 浸食深さ(深度)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	223.7	< 0.1	29.6	2.0	< 0.1

表 2.1.10 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータ (CCWS、IS-LOCA 及び SGTR)

Table 2.1.10 Major Event Timings and Parameters in MELCOR Analyses (CCWS、IS-LOCA and SGTR)

		CCWS Seq-1	CCWS Seq-2	CCWS Seq-3	CCWS Seq-4	CCWS Seq-5	CCWS Seq-6	IS-LOCA Seq-1		IS-LOCA Seq-2		SGTR	
WIM モード		A-1	B-2	B-3	B-1	A-2	B-0	B-1		A-3		B-1	
乱流沈着		-						有効	無効	有効	無効	有効	無効
原子 炉圧 力容 器破 損に 係る イベ ント	被覆管破損時刻[h]	5.1	5.0	5.0	5.0	5.1	5.1	0.3		17.3	17.2	29.0	
	燃料損傷時刻[h]	5.3	5.2	5.2	5.2	5.3	5.3	0.4		17.6	17.5	29.3	
	下部ヘッド破損時刻[h]	18.0	9.5	8.9	9.5	18.0	11.1	2.6		22.4	22.5	33.3	39.9
	格納容器スプレイ作動時刻[h]	-	-	0.2	-	-	-	-		-		-	
	格納容器スプレイ停止時刻[h]	-	-	43.2	-	-	-	-		-		-	
	キャビティ事前注水停止 となる格納容器水位到達 時刻[h]	10.7	-	-	-	10.7	-	-		16.8		18.2	
	加圧器逃し弁作動時刻[h]	1.3	1.3	1.4	1.3	1.3	1.3	-		-		-	
	主蒸気逃し弁作動時刻[h]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1		< 0.1		0.1	
	1次系強制減圧時刻[h]	-	-	-	-	-	-	-		-		-	
格納 容器 破損 に係 るイ ベ ント	格納容器破損時刻[h]	70.6	60.4	16.2	150.7	184.5	56.1	189.0	193.9	277.9	271.3	-	
	格納容器破損要因	過圧破損						過圧破損				過圧破損	
	代替格納容器スプレイ作動時刻[h]	5.9	5.8	43.2	8.2	5.9	-	8.2		8.2		8.2	
	代替格納容器スプレイ 間欠運転作動時刻[h]	37.4	32.3	35.9	32.6	37.4	-	30.5	31.0	66.6	68.0	81.9	83.7
RWST 枯渇時刻[h]	48.0	42.5	43.2	-	48.0	-	-		14.1		-		
解析 によ り算 出さ れた パラ メー タ	Zr 反応相当 H ₂ 発生量[%] (MCCI 関係からの発生量)	57 (0)	51 (0)	55 (0)	51 (0)	55 (0)	114 (61)	39 (13)	40(10)	50 (0)	47(0)	47(0)	56 (0)
	200 時間地点の Cs-137 の 環境放出量[TBq]	10.4	< 0.1	0.1	< 0.1	0.3	15	2.1 x 10 ⁵	2.3 x 10 ⁵	1.8 x 10 ⁵	1.8 x 10 ⁵	1.3 x 10 ⁵	1.4 x 10 ⁵
	デブリ落下時キャビティ水位[m]	3.2	1.8	3.4	1.2	3.2	0.8	0.5	0.7	0.8		3.0	
	MCCI 浸食深さ(側面)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	376.0	4.0	1.5	< 0.1		< 0.1	
	MCCI 浸食深さ(深度)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	200.1	14.3	11.1	< 0.1		< 0.1	

表 2.1.11 MELCOR 解析における主要なイベント発生時刻及びパラメータ (MSHT 及び CVIF)

Table 2.1.11 Major Event timings and Parameters in MELCOR Analyses (MSHT and CVIF)

	MSHT Seq-1	MSHT Seq-2	MSHT Seq-3	MSHT Seq-4	CVIF LBLOCA Seq-1	CVIF LBLOCA Seq-3	CVIF CCWS Seq-1	CVIF CCWS Seq-2	
WIM モード	B-2	B-3	A-3	A-1	B-1	A-1	A-1	B-2	
原子炉圧力容器破損に係るイベント	被覆管破損時刻[h]	1.9	1.9	1.9	1.9	0.4	0.4	19.5	5.0
	燃料損傷時刻[h]	2.0	2.0	2.0	2.0	0.4	0.4	19.8	5.2
	下部ヘッド破損時刻[h]	9.3	8.9	21.0	36.7	2.9	10.3	24.5	9.7
	格納容器スプレイ作動時刻[h]	-	0.2	-	0.2	-	-	-	-
	格納容器スプレイ停止時刻[h]	-	35.1	-	30.1	-	-	-	-
	キャピティ事前注水停止となる格納容器水位到達時刻[h]	10.7	-	15.0	1.6	-	6.0	15.1	-
	加圧器逃し弁作動時刻[h]	1.2	1.2	1.2	1.2	-	-	1.4	1.4
	主蒸気逃し弁作動時刻[h]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	4.1	10.9	<0.1	<0.1
1次系強制減圧時刻[h]	1.2	1.2	1.2	1.2	-	-	-	-	
格納容器破損時刻[h]	51.3	114.0	115.4	118.8	152.5	151.9	-	-	
格納容器破損要因	過圧破損				過温破損		-		
格納容器破損に係るイベント	代替格納容器スプレイ作動時刻[h]	2.6	36.5	8.2	31.1	8.2	1.0	-	5.8
	代替格納容器スプレイ間欠運転作動時刻[h]	20.4	20.3	22.2	20.0	-	-	-	-
	RWST 枯渇時刻[h]	29.8	27.3	-	22.0	-	-	-	-
	Zr 反応相当 H ₂ 発生量[%] (MCCI 関係からの発生量)	59 (0)	61 (0)	58 (0)	63 (0)	188 (136)	129 (76)	106 (52.6)	134 (88)
解析により算出されたパラメータ	200 時間地点の Cs-137 の環境放出量[TBq]	4.1	1.2	2.6	3.7	3.3 x 10 ⁴	2.6 x 10 ⁴	85.1	67.9
	デブリ落下時キャピティ水位[m]	2.7	3.3	3.1	5.8	0.8	3.0	3.3	1.8
	MCCI 浸食深さ(側面)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	245.8	273.0	48.9	196.0
	MCCI 浸食深さ(深度)[cm]	< 0.1	< 0.1	< 0.1	< 0.1	133.3	131.2	71.0	117.6

ウ. 代表的シーケンスにおける分析

前節の説明の内、WIM モードによる Cs-137 放出量や H₂ 発生量への影響について考察した。今回解析を実施した起因事象や WIM モードが多いため、注目する変数として Cs-137 の環境放出量及び H₂ 発生量の 2 種類を取り上げ、それぞれ比較を行った。比較する対象は同一の起因事象、二つの WIM モードに絞って考察した。

ソースターム評価には解析条件によって Cs-137 の環境放出量の差が大きい CCWS の Seq-1 と Seq-4、H₂ 発生量の評価にはシーケンス間の MCCI の侵食深さの差が大きい MBLOCA の Seq-1 と Seq-2 を選定した。

(ア) CCWS におけるソースターム評価

● WIM モードによるイベントの発生時期

Seq-1 は、炉心注水として蓄圧注水及び充てん高圧注入による自己冷却及び格納容器注水として恒設代替低圧注水ポンプによる RCV スプレイ（淡水源使用）に成功するため、事故進展の初期に注水が行われる。その結果、Seq-4 に比べて原子炉圧力容器の破損は遅れる。

一方、Seq-4 では、これらの操作に失敗して可搬式代替低圧ポンプによる RCV スプレイ（海水使用）のみが成功するため、Seq-1 よりも早く原子炉圧力容器が破損するが、海水を用いた長期間の RCV スプレイにより、格納容器破損は Seq-1 に比べて遅い結果となる。

● ソースターム評価

CCWS Seq-1 及び CCWS Seq-4 における初期インベントリに対する環境への FP 放出割合を図 2.1.10 に、Cs-137 の環境放出量を図 2.1.11 に示す ((a) : Seq-1、(b) : Seq-4)。Seq-1 及び Seq-4 ともに、炉心損傷前の初期にアナユラス空気浄化系を起動することから、FP はフィルターにより除去される。しかし格納容器破損前であっても設計漏洩による環境への放出があることから、炉心損傷や格納容器破損といった事故進展に応じて、環境への FP 放出量は増加する。特に格納容器破損により、多量の FP が放出されることが確認できる。つまり、格納容器破損時間に影響を与える WIM は、FP の環境放出量や放出タイミングの情報であるソースタームに大きく影響を与える。

なお、Seq-1 では事象進展から約 150 時間後に FP 放出量の増加が確認できた。この理由を考察するため、SG 二次側の水位、SG 伝熱管温度及び SG 伝熱管に堆積した FP 質量を図 2.1.12、図 2.1.13 及び図 2.1.14 に示す。

Seq-1 では約 140 時間後に SG 伝熱管の温度が上昇し、約 150 時間後に SG 伝熱管に堆積した FP 質量が減少している。他方、Seq-4 では、これらの傾向は確認できない。Seq-1 では恒設代替低圧注水に淡水源を用いているため、事象開始から約 50 時間後に水源枯渇のため注水が終了し、SG 伝熱管に堆積した FP の崩壊熱を除熱できなくなり、FP の再蒸発が起きたと考えられる。

ただし、本ケースでは、二次側の給水等の対策を全く考慮していないという極めて厳し

い条件を想定していることに留意する。

(イ) MBLOCA による H₂ 発生量の評価

● WIM モードによるイベントの発生時期

Seq-1 では蓄圧注水及び恒設代替低圧注水ポンプによる RCV スプレーに失敗するが、可搬式代替低圧ポンプによる RCV スプレーは成功する。そのため、Seq-1 では炉心へ注水ができず、事故進展後期においてのみ注水が行われる。一方 Seq-2 では、量は少ないが蓄圧注水により炉心へ注水され、恒設代替低圧注水によって早期に格納容器への注水が行われる。

● H₂ 発生量の評価

MBLOCA Seq-1 及び MBLOCA Seq-2 における、原子炉圧力容器内及び原子炉圧力容器外で発生した炉心内全 Zr 換算の H₂ 発生量を、図 2.1.15 に示す ((a) : Seq-1、(b) : Seq-2)。原子炉圧力容器内では水-ジルコニウム反応を含む金属の酸化、原子炉圧力容器破損後は MCCI によって H₂ が発生すると考えられる。例えば Seq-1 の原子炉圧力容器内外にて発生した H₂ 発生量は 82 % であるが、原子炉圧力容器内外で H₂ 発生量が異なることが確認できる (原子炉圧力容器内で 56 %、原子炉圧力容器外で 26 %)。そのため、以下の領域ごとに要因を考察した。

・ 原子炉圧力容器内

図 2.1.16 及び図 2.1.17 に、炉心水位及び燃料棒被覆管温度を示す。Seq-1 では炉内に注水が行われなため炉心水位の低下が早く、燃料棒被覆管が早期に露出し、それに伴う燃料棒被覆管の温度上昇を確認できる。また、H₂ 発生量は炉心水位が燃料棒有効長上端 (以下「TAF」という。) を下回ると急激に発生し、燃料棒有効長下端 (以下「BAF」という。) を下回ると発生量が低下することも確認できる。

この結果から、炉心注水を行うことで Seq-2 では Seq-1 と比べ 2 % の H₂ 発生量を抑えられることが確認できた。

・ 原子炉圧力容器外

図 2.1.18 及び図 2.1.19 にキャビティ水位及び MCCI 侵食深さを示す。Seq-1 では事故進展後期においてのみ注水が行われるため、デブリ放出時には起因事象による LOCA 水のみがキャビティに存在し、キャビティ水位は低い。デブリ放出後、キャビティの冷却水は次第に沸騰し、事象進展から約 2.6 時間後に MCCI が発生する。その後、RCV スプレーが実施されると MCCI は停止する。

Seq-2 では、キャビティへの事前注水が成功しているため、Seq-1 よりキャビティ水位が高い状態でデブリが放出される。そのためデブリ放出時に僅かに MCCI は発生するものの MCCI 侵食深さは Seq-1 の約 1/10 と大幅に抑制できた。

したがって、デブリ放出前のキャビティ事前注水が H₂ 発生量に大きく影響を与えたことがわかる。

(ウ) 水素の燃焼領域の評価

図 2.1.20 に MBLOCA Seq-1 及び MBLOCA Seq-2 における可燃性ガス－空気－水蒸気の三元図を示す。この図は格納容器上部雰囲気、CO₂ を含む水素、空気及び水蒸気の体積比の推移を示しており、事象進展の時間帯ごとに区切って線の色を分けた。本図では格納容器内の水素燃焼挙動に着目した分析手法³¹にならい、水素濃度の領域を三つに分け評価した。

この図から、2 ケースとも下部ヘッド破損から MCCI 発生における時間帯において、上方燃焼が起きる濃度領域に接近することがわかる。しかし、どちらもガイドで記載された爆轟を予防する条件「水素濃度がドライ条件に換算して 13 vol%以下」¹に達していないことが確認できる。なお、今回解析した他の全シーケンスにおいても、爆轟領域に達するものはなかった。

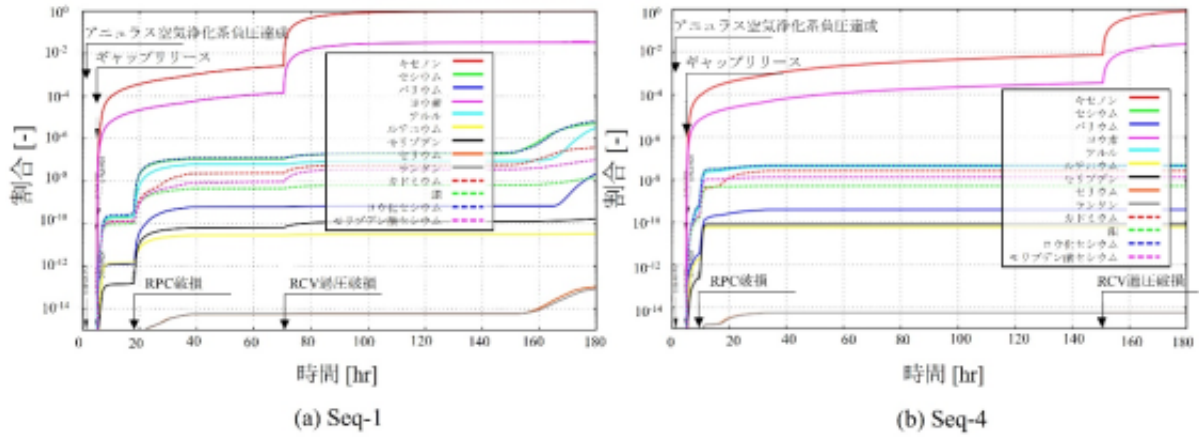


図 2.1.10 クラスごとの環境へのFP 放出割合 (CCWS)

Fig. 2.1.10 FP Released Rate to the Environment in Each Class (CCWS)

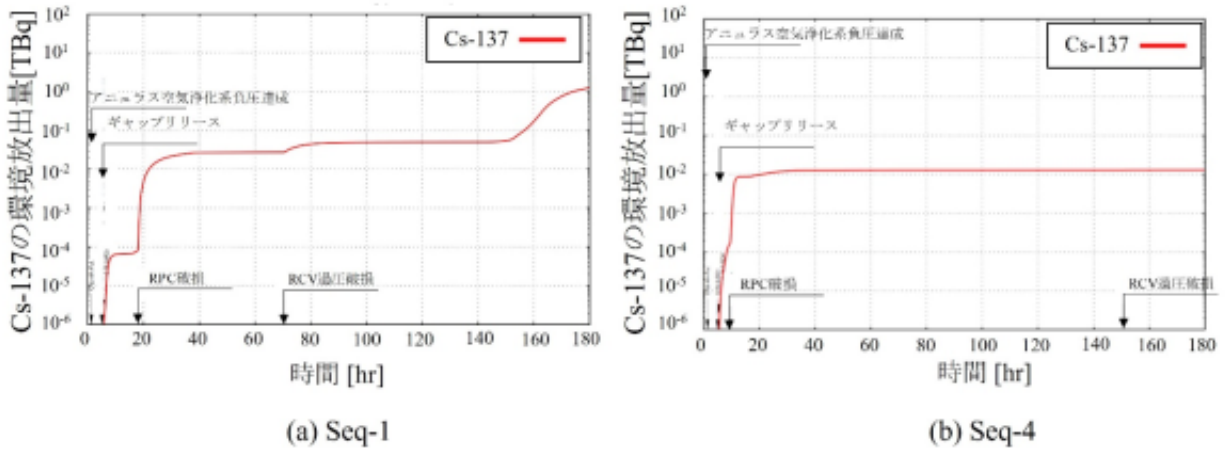


図 2.1.11 環境へ放出した Cs-137 の放出量 (CCWS)

Fig. 2.1.11 Amount of Cs-137 Released to the Environment (CCWS)

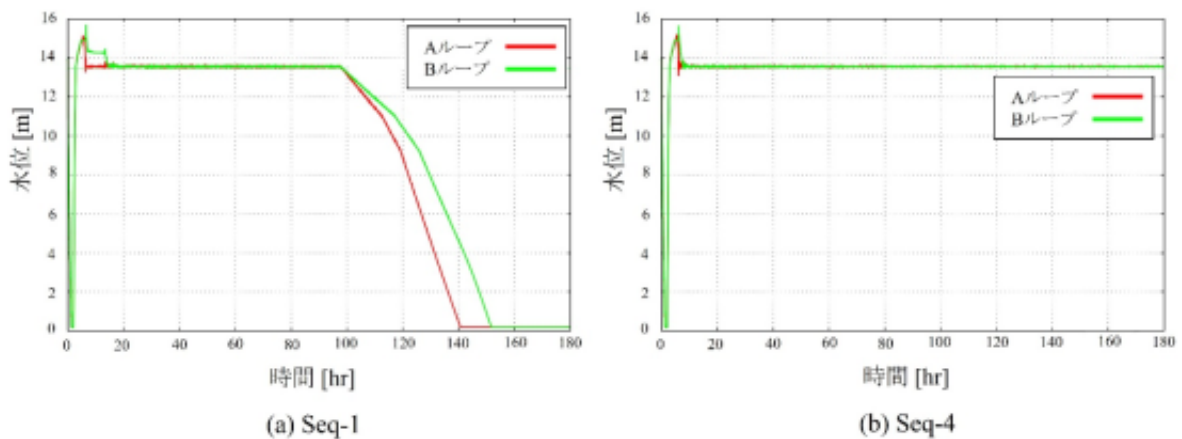
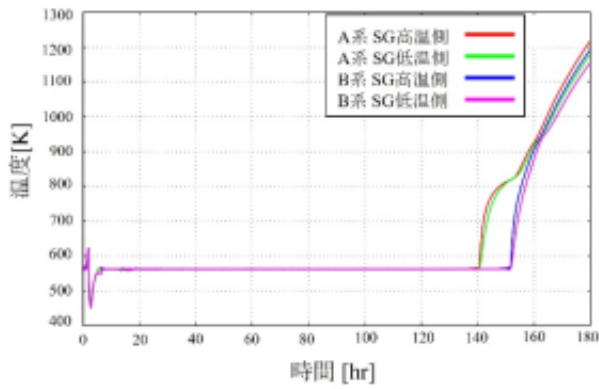
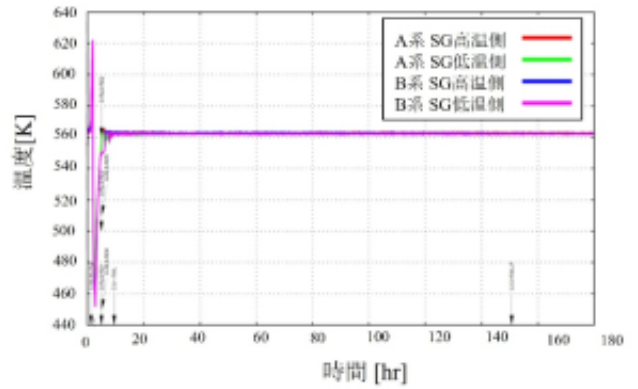


図 2.1.12 SG の二次側の水位 (CCWS)

Fig. 2.1.12 Water Level in Secondary Sides of SGs (CCWS)



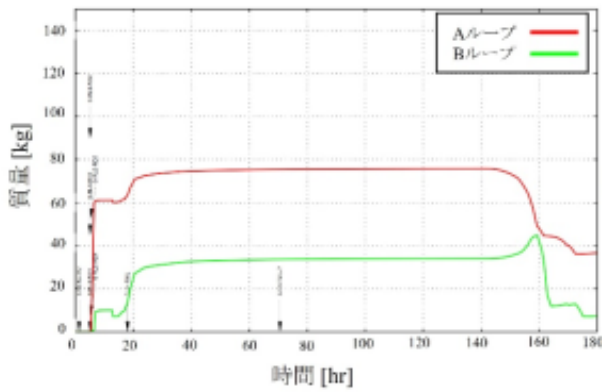
(a) Seq-1



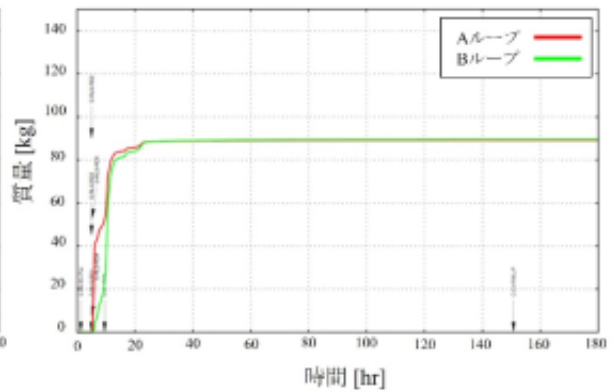
(b) Seq-4

図 2.1.13 SG 伝熱管の温度 (CCWS)

Fig. 2.1.13 Temperature of Heat Transfer Tubes of SGs (CCWS)



(a) Seq-1



(b) Seq-4

図 2.1.14 伝熱管に堆積した FP 質量 (CCWS)

Fig. 2.1.14 FP Mass Deposited on Heat Transfer tubes (CCWS)

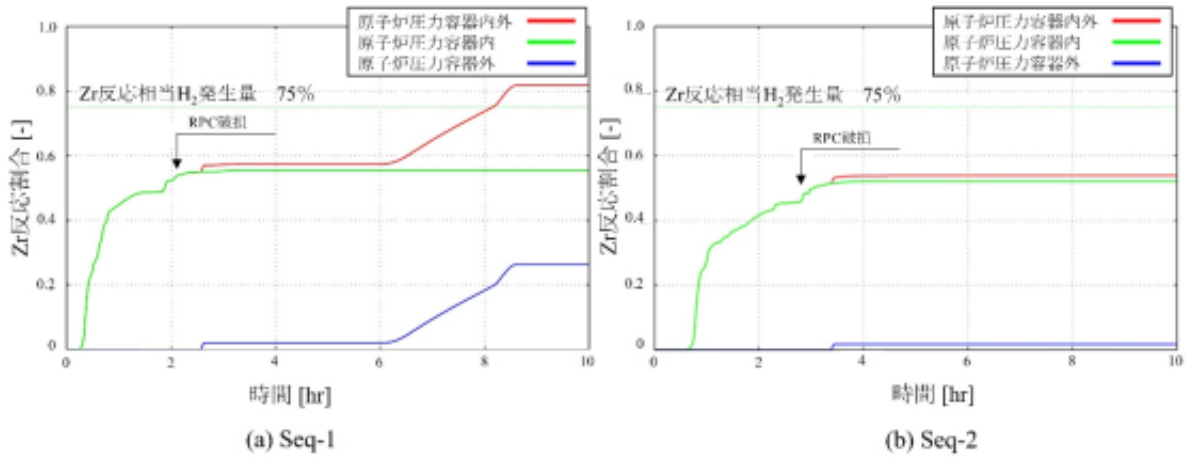


図 2.1.15 原子炉压力容器内外における Zr 反応相当の H₂ 発生量 (MBLOCA)

Fig. 2.1.15 H₂ Generation Equivalent to Zr Reaction inside and outside the Reactor Pressure Vessel (MBLOCA)

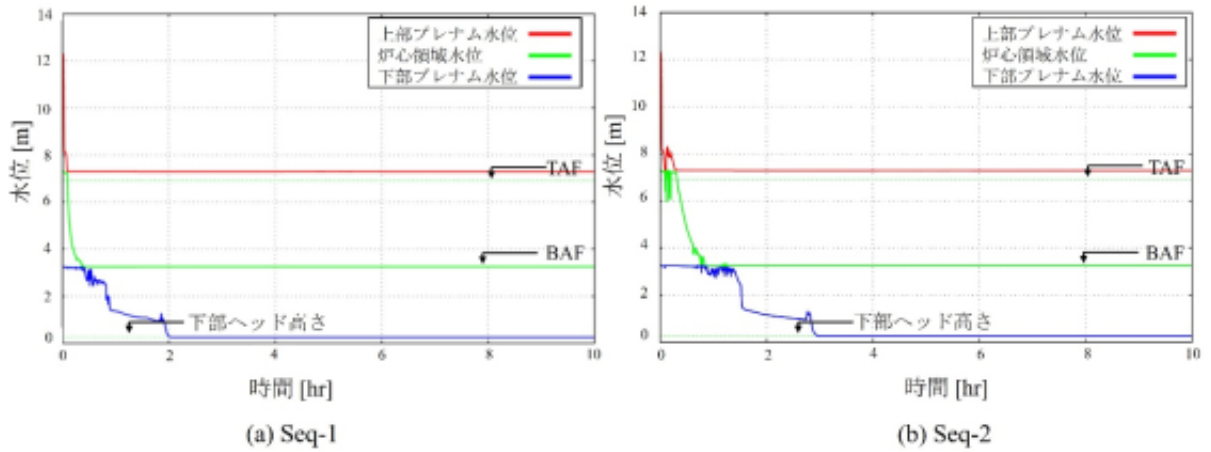


図 2.1.16 炉心水位 (MBLOCA)

Fig. 2.1.16 Reactor Water Level (MBLOCA)

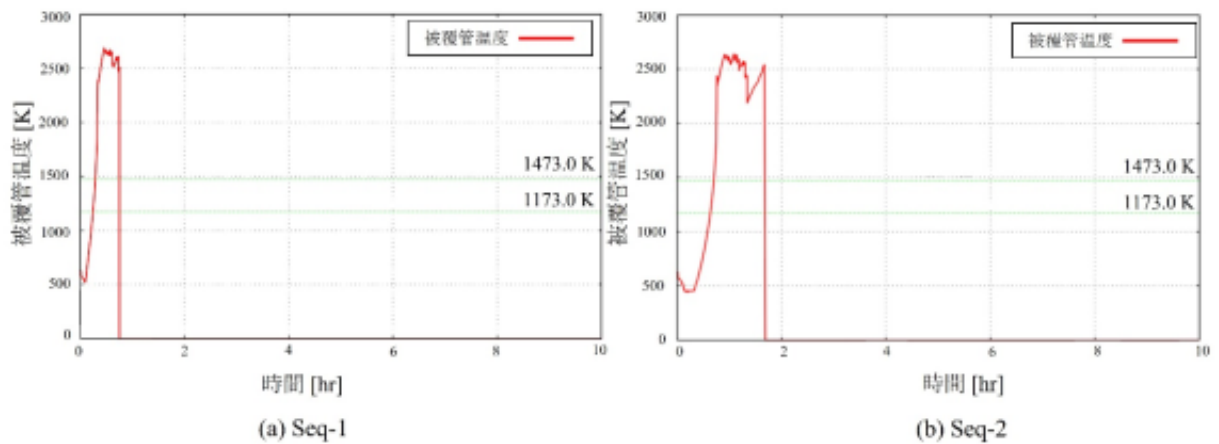


図 2.1.17 燃料棒被覆管温度 (MBLOCA)

Fig. 2.1.17 Cladding Temperature (MBLOCA)

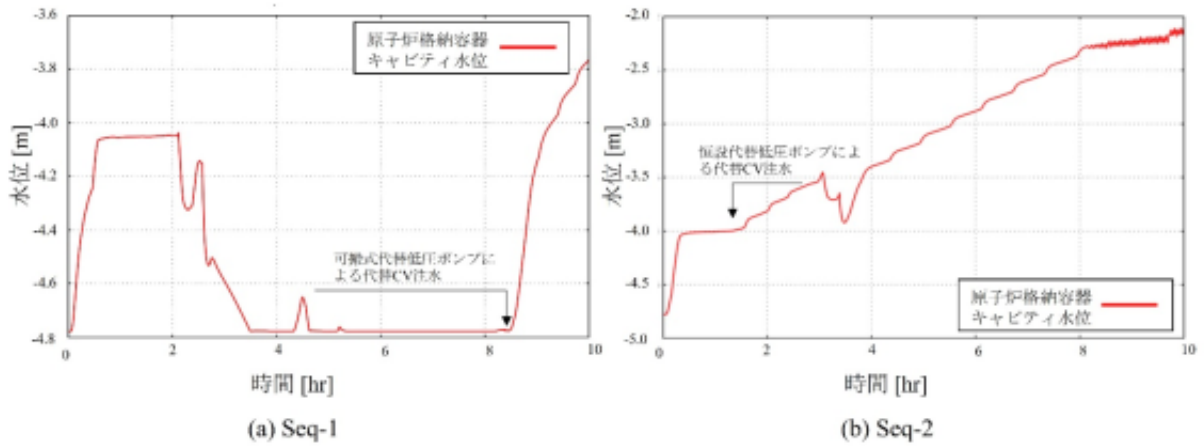


図 2.1.18 キャビティ水位 (MBLOCA)

Fig. 2.1.18 Water Level in the Cavity (MBLOCA)

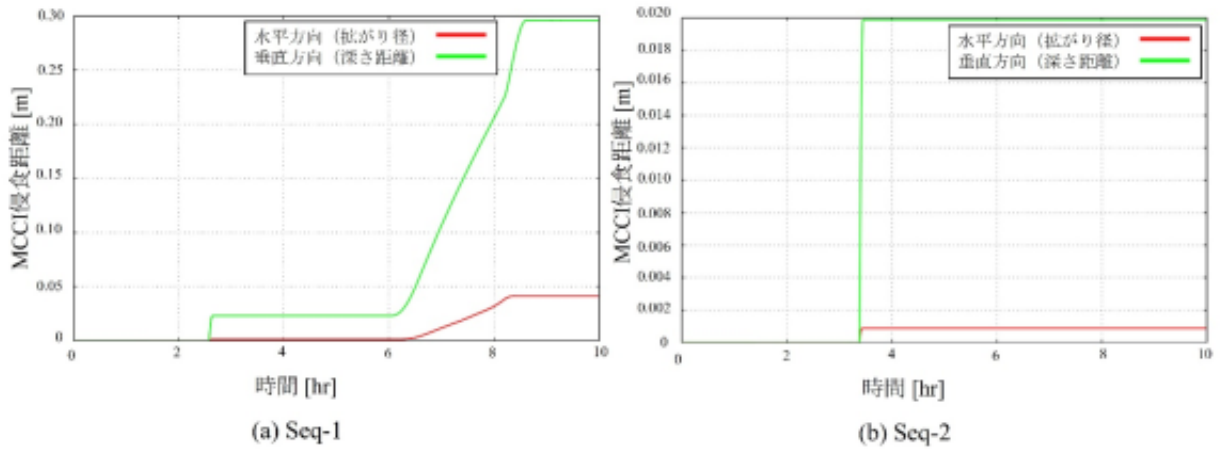


図 2.1.19 MCCI 侵食深さ (MBLOCA)

Fig. 2.1.19 Ablation Depth by MCCI (MBLOCA)

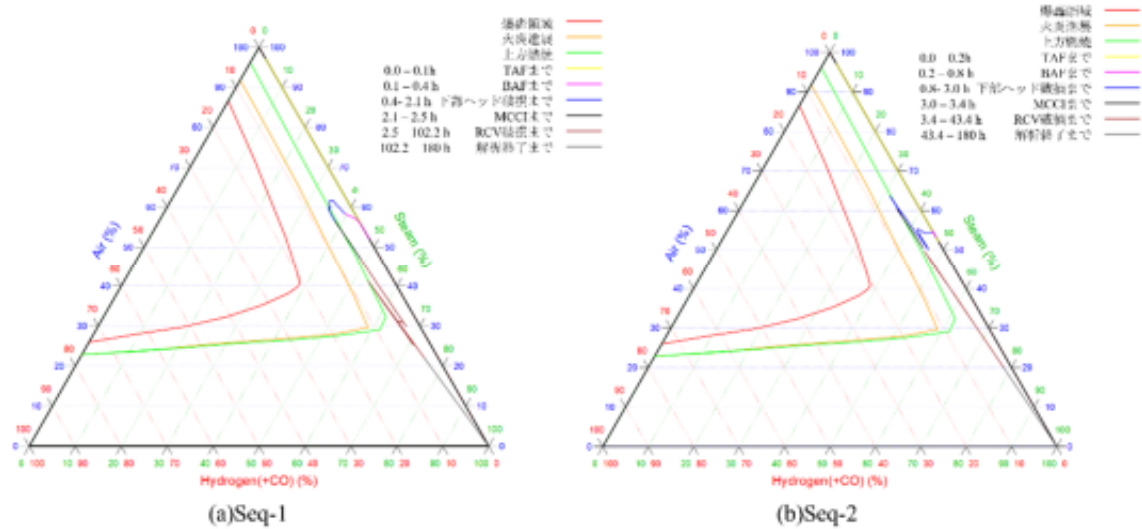


図 2.1.20 三元図による水素濃度評価 (MBLOCA)

Fig. 2.1.20 Hydrogen Concentration Assessment by Ternary Diagram (MBLOCA)

③ まとめ

本項では、MELCOR2 における国内 3 ループ PWR モデルの改良を実施し、注水手段として WIM モードを設定することで、起因事象ごとの解析を実施した。この結果、起因事象や WIM モードによるシナリオの違いによって、Cs-137 放出量や MCCI の発生、それに伴う H₂ 発生量が変化することが示された。

バイパス事象、格納容器隔離失敗及びエナジェティック事象以外の格納容器破損モード、すなわち解析条件の整理用 ID における 4 文字以降が「BYY」、「GY Y」及び「VYY」ではないシーケンスは、WIM モードの違いにより、特に Cs-137 放出量において差が大きくなる結果となった。

(2) 使用済燃料プールでの事故進展解析

① 研究概要

本研究では、BWR の SFP において想定される大破断 LOCA に対する MELCOR 解析モデルを構築し、燃料損傷に至るまでの SFP 全体事故進展解析手法を整備することを目的としている。具体的には、重要現象の同定及び3分野のタスクからなるモデル体系のロジックフロー等について検討し、これらに基づき研究を進めた。

② 実施内容

a. 重要現象の同定

SFP における大規模事故解析手法については、米国 NRC により先行研究（以下「US-NRC 先行研究」という。）が行われている³²。近年、我が国においても SFP における重大事故評価に関する研究が行われており、燃料被覆管酸化やスプレイ冷却に関する実験等^{33,34,35}が実施されている。また、OECD/NEA により招集された専門家によりまとめられた SFP 事故における知見ギャップ及び研究課題が2冊の報告書が発行されている。すなわち、2015年に発行された Status Report³⁶、及び2018年に発行された重要現象ランキングテーブル（Phenomena Identification and Ranking Table : PIRT、以下「PIRT」という）に関するレポート³⁷である。

SFP に関する PIRT においては、規制機関、規制技術支援組織のみならず、プラントベンダ、燃料ベンダに属する専門家により、SFP に十分な水量がある時点から燃料が露出し、燃料損傷が発生し放射性物質の放出に至る事故進展のフルスコープを評価することを念頭として、事故進展を燃料冠水、燃料露出及び燃料損傷の3段階に分け、重要現象に関する実験的知見とモデル化における知見のレベルを整理している。

こうした先行する検討に基づき、原子力規制庁では図 2.1.21 に示すような SFP 全体系に対する大破断 LOCA 解析モデル構築のロジックフローを設定した。タスク1として重要現象に対応する解析モデルの構築と妥当性確認、タスク2として数値流体解析によるスプレイ液滴分布評価、そしてタスク3としてこれらを総合した SFP 全体事故進展解析を実施した。以下に各タスクについて成果をまとめる。

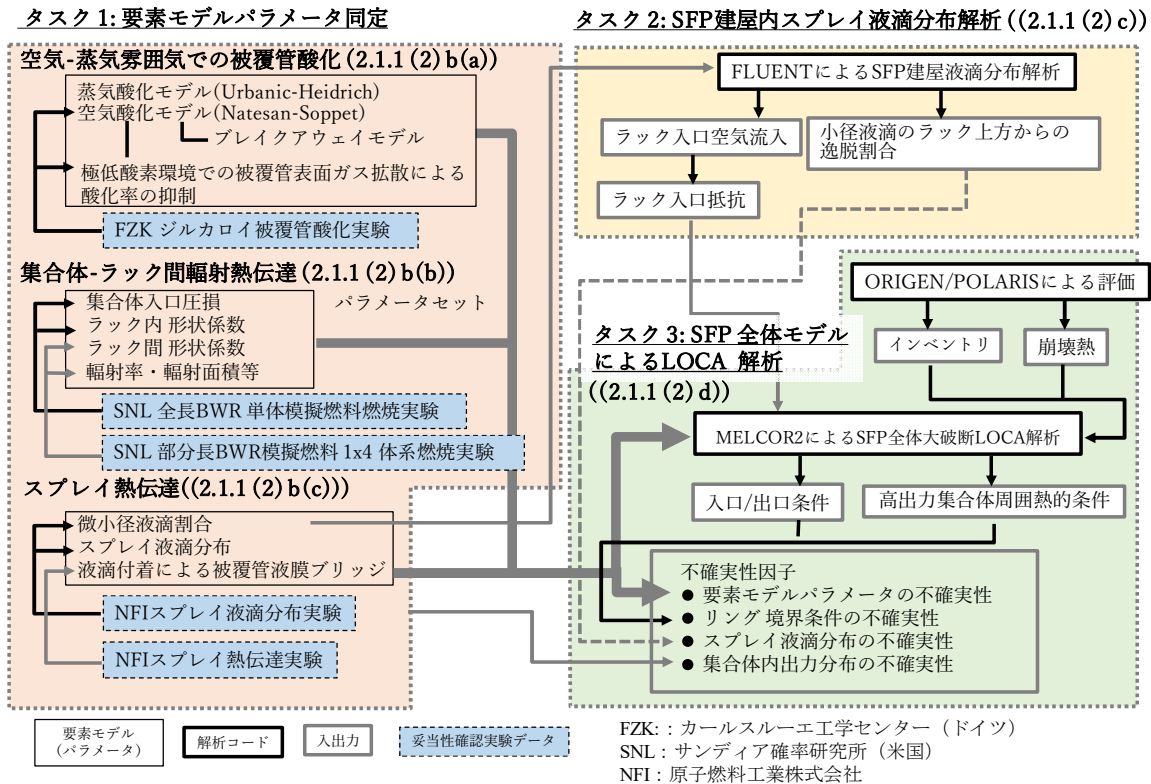


図 2.1.21 SFP 全体大規模 LOCA 解析モデル構築のロジックフロー

Fig. 2.1.21 Logic Flow of Building the Whole SFP Model for Large Break LOCA

b. 要素モデルパラメータ同定 (タスク 1)

(a) 空気-蒸気条件下の被覆管酸化実験解析

SFP における LOCA では、水位が燃料有効部にある限り、燃料棒からの熱による冷却水蒸発により水蒸気が供給されるが、水位が有効部下端よりも低下し、なおかつ燃料下部入口が水没した状態では一時的に酸素及び水蒸気が欠乏する雰囲気となり酸化反応が抑制される。さらに水位が低下し、燃料下部入口が露出すると共にスプレイによる注水が継続されると、空気-蒸気混合気の循環流による冷却が可能となる。こうした広範囲の雰囲気変化の中での被覆管酸化による発熱を解析対象とする必要がある。

水蒸気による酸化膜成長は、酸化膜が薄い段階では一般的には放物則により表されるように、膜厚が厚くなるにつれて成長速度が飽和することが知られている。さらに酸化膜スケールが成長し機械強度が低下することや、被覆管の温度上昇により基底ジルカロイが相転移することにより局所歪みが重畳すると酸化膜中に亀裂が発生することとなり、酸化膜に水蒸気及び酸素が浸透し反応速度が再び増加するブレイクアウェイと呼ばれる遷移が発生する。ジルコニウム-水反応により発生した水素が遷移金属であるジルコニウムの結晶構造と相互作用を起こして熱膨張係数が増加することが知られており³⁸、こうしたこともブレイクアウェイの発生には影響を与える可能性がある。また、空気との反応により生成される酸化物、窒化物は、混合割合、温度、窒化物による体積歪み等によりポーラス状とな

り、酸化膜に亀裂が発生し易く、ブレイクアウェイに対して影響があるという報告も存在する³⁹。

本研究における MELCOR 解析では、水蒸気によるジルカロイ酸化反応速度を Urbanic-Heidrich が提案した温度依存の放物則に基づき表している⁴⁰。空気が大量に混入する雰囲気でのジルカロイ酸化に対しては、米国アルゴンヌ国立研究所 (Argonne National Laboratory : ANL) が実施した酸化実験に基づき Natesan-Soppet が提案した相関式 (ANL モデル) を適用している⁴¹。また、ブレイクアウェイ発生のタイミングは、ブレイクアウェイ遷移に関する ANL における実験データに基づきフィッティングされたライフタイム式に基づき判定した。

ANL モデルの妥当性確認及びパラメータ調整は、初期酸化膜が与えられ、かつブレイクアウェイが発生する条件で酸素欠乏が発生している可能性のある条件で行われたドイツカールスルーエ工学センター (Forschungszentrum Karlsruhe : FZK) において実施されたジルカロイ被覆管の要素実験⁴²に基づき実施した。本実験では、図 2.1.22 (a)に示す箱型装置を用いた蒸気-空気-アルゴン混合雰囲気実験、並びに熱分析装置を用いた空気、酸素、及び窒素を独立に注入した速度論的実験の2種類の実験により構成され、被覆管試料の質量と併せて質量分析器による排気分析により酸化膜成長を測定している。

本研究では空気-蒸気混合気を用いた前者を解析対象とする。本実験では、アルゴン雰囲気で加熱炉を所定温度まで昇温し、その後熱的平衡状態を維持した後に混合気体を流した。初期酸化膜を与えるために試料を 1100 °Cの余熱部に1分間置き、本実験前に薄い酸化膜を与えてから試験実施位置に移動させた。図 2.1.22 (b)には、本実験に対する MELCOR による解析モデルを示す。図 2.1.23 には、MELCOR 解析結果を実験結果と比較している。解析では、初期酸化膜厚さ (15 μm) を与え、酸化反応の開始のための下限温度を 1050 K とし、酸素固体中拡散係数を調整パラメータとした。同図には、1473 K において1時間を掛けて成長した酸化膜厚さの空気体積率 (%) に対する依存性を示す。実験では、空気比率が 50 %までの範囲で酸化が急激に進みその後はほぼ一定レベルとなる。同じ実験で行われた窒素-水蒸気混合気実験においても同様の傾向が観察されている。解析結果では、酸素固体中拡散係数がデフォルト設定ではこの傾向を再現できず、これを増加することにより前半の増加と後半の飽和の傾向を再現ができることが分かる。

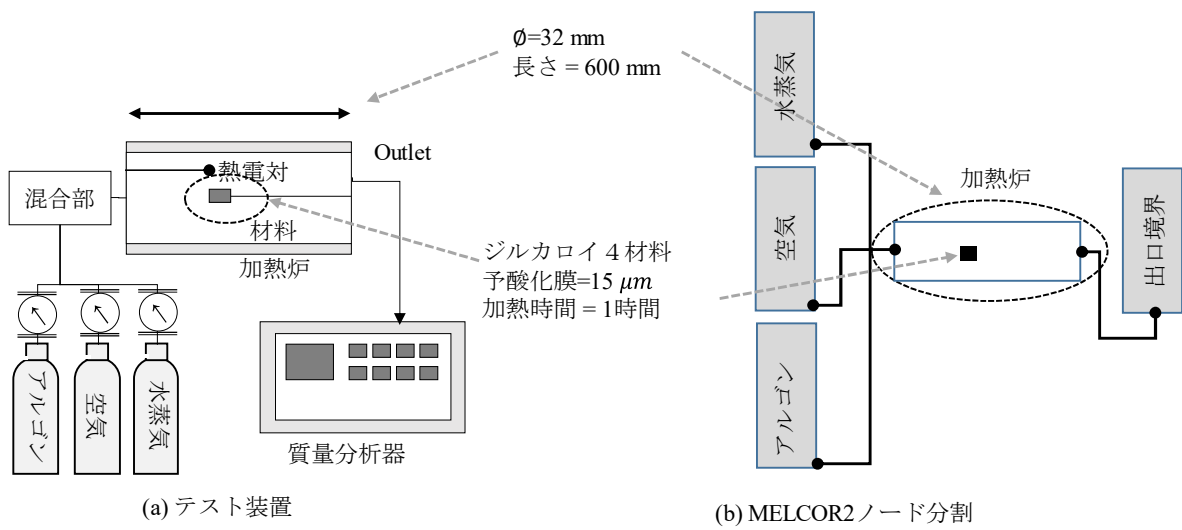


図 2.1.22 Steinbrück 等が実施したジルカロイ被覆管酸化の要素実験装置及び MELCOR モデル

Fig. 2.1.22 Test Facility and MELCOR Modeling of the Component Test of Zircaloy Cladding Oxidation by Steinbrück et al.

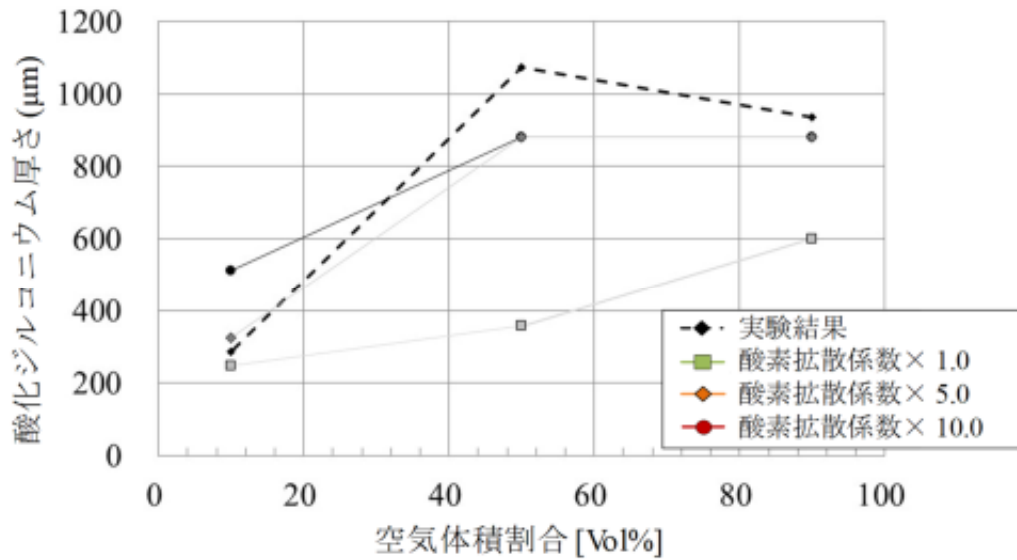


図 2.1.23 Steinbrück 等が実施したジルカロイ被覆管酸化の要素実験解析の結果

Fig. 2.1.23 Experimental Analysis Results of the Component Test of Zircaloy Cladding Oxidation by Steinbrück et al.

(b) 燃料集合体-ラック体系における輻射を考慮した被覆管燃焼実験解析及び妥当性確認

燃料の一部が水面上に露出し、蒸気対流伝熱による除熱量が崩壊熱を下回ると燃料被覆管温度が上昇し、燃料バンドル、チャンネルボックス及び制御ブレード間で温度勾配が大きくなるため輻射伝熱による除熱が重要となる。図 2.1.24 に示すように、MELCOR では、燃料装荷領域を円筒座標系で離散化した各リング内において、BWR においては、燃料バンドル内発熱要素（燃料ペレット、被覆管、チャンネルボックス、ラック等）間の輻射とともに、リング領域（燃料装荷ラック、空ラック、バイパス、SFP 壁面等）間において輻射伝熱を考慮できる。発熱構造体表面から周囲雰囲気への間の輻射伝熱に加えて、構造体表面 i 及び j 間の相互輻射伝熱による熱流束を輻射面積 A_i 、輻射形状係数 F_{ij} 、及び相互放射光 (radiosity) J_{ij} の積を含むモデルにより表現している^{18,19}。ラック内の輻射形状係数としては、燃料棒バンドル-チャンネルボックス F_{ij}^{cn-cl} 、及びチャンネルボックス-ラック間 F_{ij}^{ss-cn} が独立に設定される。さらに、ラック間に関しては F_{ij}^{cltr} を設定する。

米国 SNL では、ジルカロイ被覆管発熱棒を用いて製作され模擬燃料集合体を用い、輻射伝熱が顕著となる空気雰囲気中での被覆管燃焼実験を実施している。本研究では、全長 BWR 模擬燃料単体燃焼実験及び部分長 BWR 模擬燃料 1×4 体系燃焼実験⁴³の 2 実験を MELCOR による解析対象として取り上げ、実測されている被覆管温度応答及び空気酸化率を示すバンドル出口の酸素濃度変化に着目して、チャンネルボックス-ラック間輻射形状係数 F_{ij}^{cn-cl} の同定を行った。

(c) 全長 BWR 模擬燃料単体燃焼実験に基づく妥当性確認

本実験において用いた全長模擬燃料集合体は、部分長燃料棒及び水ロッドを含む 9×9 格子 BWR 燃料相当の形状を有し、ジルカロイ-2 被覆管内に一様出力分布を生成するヒーターを内蔵した発熱ピンから構成される。ロッドバンドルに隣接してチャンネルボックスを模したジルカロイ壁を設置し、壁面の外側領域との境界は断熱設計が行われている。入口からは空気がバンドル発熱量に応じて流入し、空気中において予加熱（1.8 から 3 kW に増加）及び本加熱（5 kW を維持）を実施した。バンドル入口では流入空気の流量を測定した。被覆管表面の温度応答は、バンドル断面に最大 11 点及び軸方向には最大 20 点、合計 97 点に設置した熱電対により測定した。テストセクション各部及びチャンネルボックスを模した壁面温度にも熱電対を設置し、さらに酸素濃度計によりバンドル出口の酸素濃度を測定している。

図 2.1.25 (a)及び(b)には実験体系と MELCOR のノード分割を示す。バンドル内流路を 9 個のコントロールボリューム (CV101-CV109) により、また、被覆管発熱部を 9 個の発熱セル (COR104-COR112) により表現している。入口流入量は計測値に基づいて入力した。ジルコニウムの酸素雰囲気中の酸化モデルとしては、前傾の b (a)において確認されたパラメータによる ANL モデルを適用した。酸素固体中拡散係数はデフォルト値のままとした。

図 2.1.25 (c)及び(d)には、 F_{ij}^{cn-cl} を 0.1、0.15 及び 0.25 の 3 ケースとし、同時に F_{ij}^{ss-cn} を 1.0 に固定した場合の、燃焼実験における高さ 2.78 m 及び 3.36 m における被覆管温度について実測値と MELCOR2 予測結果の比較を示す。計測値の喪失はジルカロイ燃焼開始を意味しており、これ等の事例では時刻が約 7.5 h において 1445 K に到達した時点で発生しており、 $F_{ij}^{cn-cl} = 0.10 - 0.25$ の感度解析では温度上昇挙動に変化はほとんど見られなかった。これらの図には酸素濃度の比較を示す。実測された酸素濃度は、約 6.5 h 近傍からランプ状の減少を示した後に急激な減少を示している。MELCOR2 による酸素濃度低下予測はバンドル出口に近いほど早期に始まり、被覆管温度急上昇が示す燃焼開始後の酸素消費が実測よりも急峻であることを示している。

(d) 部分長 BWR 模擬燃料 1×4 体系燃焼実験に基づく妥当性確認

本実験において用いた部分長模擬燃料集合体は、図 2.1.26 (a) 左に示すように短尺化(発熱長 48 in \doteq 1.21 m)され、部分長発熱棒を持たず、2 段の支持格子を含む 9×9 格子 BWR 燃料相当の幾何形状を有し、発熱ピンの設計は長さを除き基本的には全長模擬燃料集合体のそれと同じである。5 体の模擬燃料集合体を十字型配置の 1×4 体系(中心バンドル 1 体×周辺バンドル 4 体: East/West/South/North)にて装荷し、全長模擬燃料集合体と同様にチャンネルボックス及びラックを模した流路を形成し、各バンドル独立にヒーターで加熱した高温空気を注入している。本実験では、高出力燃料の周囲に、崩壊熱が減衰した低出力燃料を配置する装荷パターンを想定しており、中央バンドルのみを加熱し、周辺の 4 バンドルは非加熱とした。これによって温度勾配を大きくして輻射伝熱による除熱効果を促進し、実験解析に基づく輻射関連パラメータの同定精度を向上することができる。中央及び周辺バンドル各部及びチャンネルボックスを模した壁面温度を多数の熱電対により測定した。

図 2.1.26 (b)に MELCOR2 のノード分割を示す。ロッドバンドル内流路を 4 個のコントロールボリューム(CV101-CV104)により、また、発熱部を 8 個の発熱セル(COR103-COR110)により表現している。入口流入量は計測値に基づいて入力した。ここでは、中央模擬燃料集合体をリング 1、4 体ある周辺模擬燃料集合体をリング 2 で表し、両者の間のリング間輻射形状係数 F_{ij}^{celr} を 1.0 とした。ジルコニウムの酸素雰囲気中の酸化モデルは単体燃焼実験解析と同様である。本体系では、単体燃焼実験体系と同等の断熱設計が行われていることから、周辺と外周領域の輻射面積を 0.02 倍とした。また、各バンドルの入口空気流量と温度は測定値を境界条件として与えた。加熱条件としては、中央模擬燃料集合体のみを 4.87 kW (全長では 11.8 kW 相当)に加熱した。

図 2.1.27 (a)から(c)には、高さ 0.77 m、1.15 m 及び 1.53 m における被覆管温度について実測値と MELCOR2 解析結果の比較を示す。実験データより、加熱開始から約 4.83 h において中央バンドルで燃焼が発生し、その後下方に燃焼域が伝播していった。周辺バンドルは中央バンドルの燃焼に伴い昇温し、西側において約 6.72 h において燃焼が発生した。周

辺バンドルの外周燃料棒の温度は 1200 K から 1300 K まで上昇していくが、中央バンドルの燃焼フロントが通過すると多くの熱電対は温度低下を示すことが観測された。一方で、解析では、チャンネルボックスと被覆管の間の輻射形状係数 F_{ij}^{cn-cl} を 0.1、0.15 及び 0.25、ラックとチャンネルボックス間の輻射形状係数 F_{ij}^{ss-cn} を 1.0 に固定しており、いずれの組合せでも被覆管温度の履歴をほぼ再現できることが分かった。 $F_{ij}^{cn-cl} = 0.10$ の場合、周辺バンドルにおいて一部の模擬燃料棒位置において自発的燃焼が発生しているが、それ以前の温度上昇傾向については MELCOR2 による予測結果は熱電対応答値の幅の中に入っていることが分かる。MELCOR2 ではバンドル内流路を一次元的によりモデル化していることからこうしたバンドル断面内での非均一な燃焼の進行を扱えないが、燃焼を伴うジルカロイ被覆管の急激な上昇と、燃焼終了による温度低下を良い一致を持って予測できている。以上の全長 BWR 模擬燃料単体燃焼実験及び部分長 BWR 模擬燃料 1×4 体系燃焼実験に基づき、ラック内の輻射形状係数のベースケースとして $F_{ij}^{cn-cl} = 0.1$ 程度とすることが適切であると判断した。

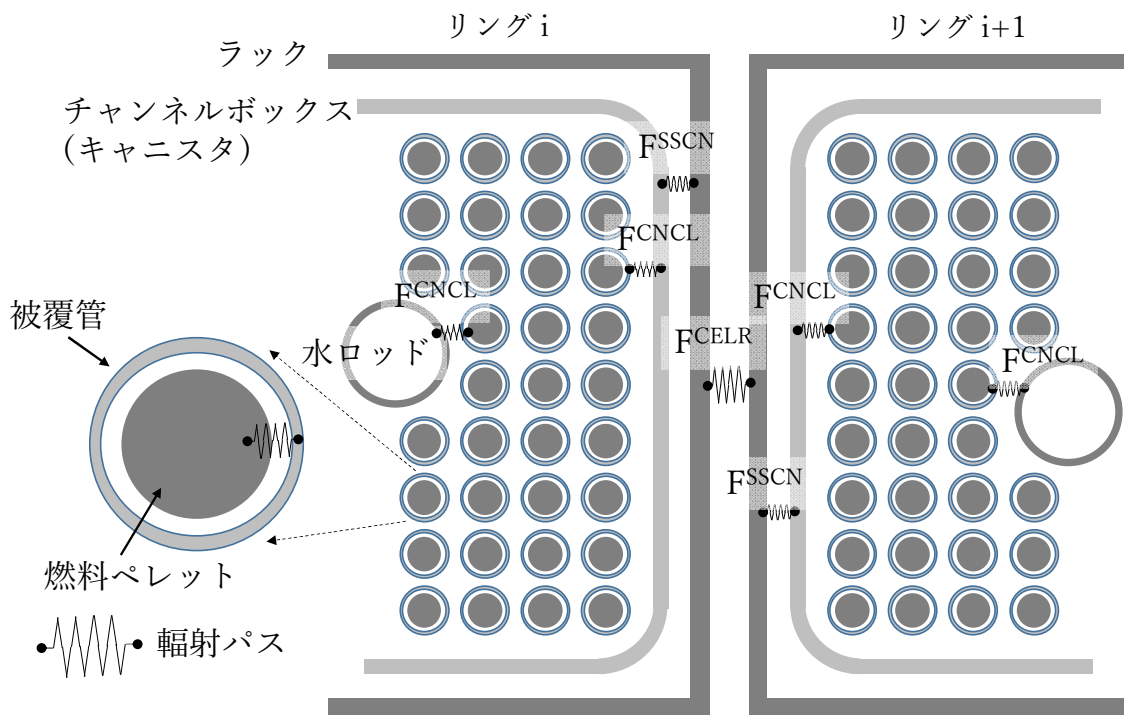


図 2.1.24 MELCOR2 におけるラック装荷燃料集合体体系の輻射パス
(BWR 燃料の場合)

Fig. 2.1.24 Radiation Path the Fuel Assemblies Loaded in Racks in MELCOR2 (in case of BWR fuel)

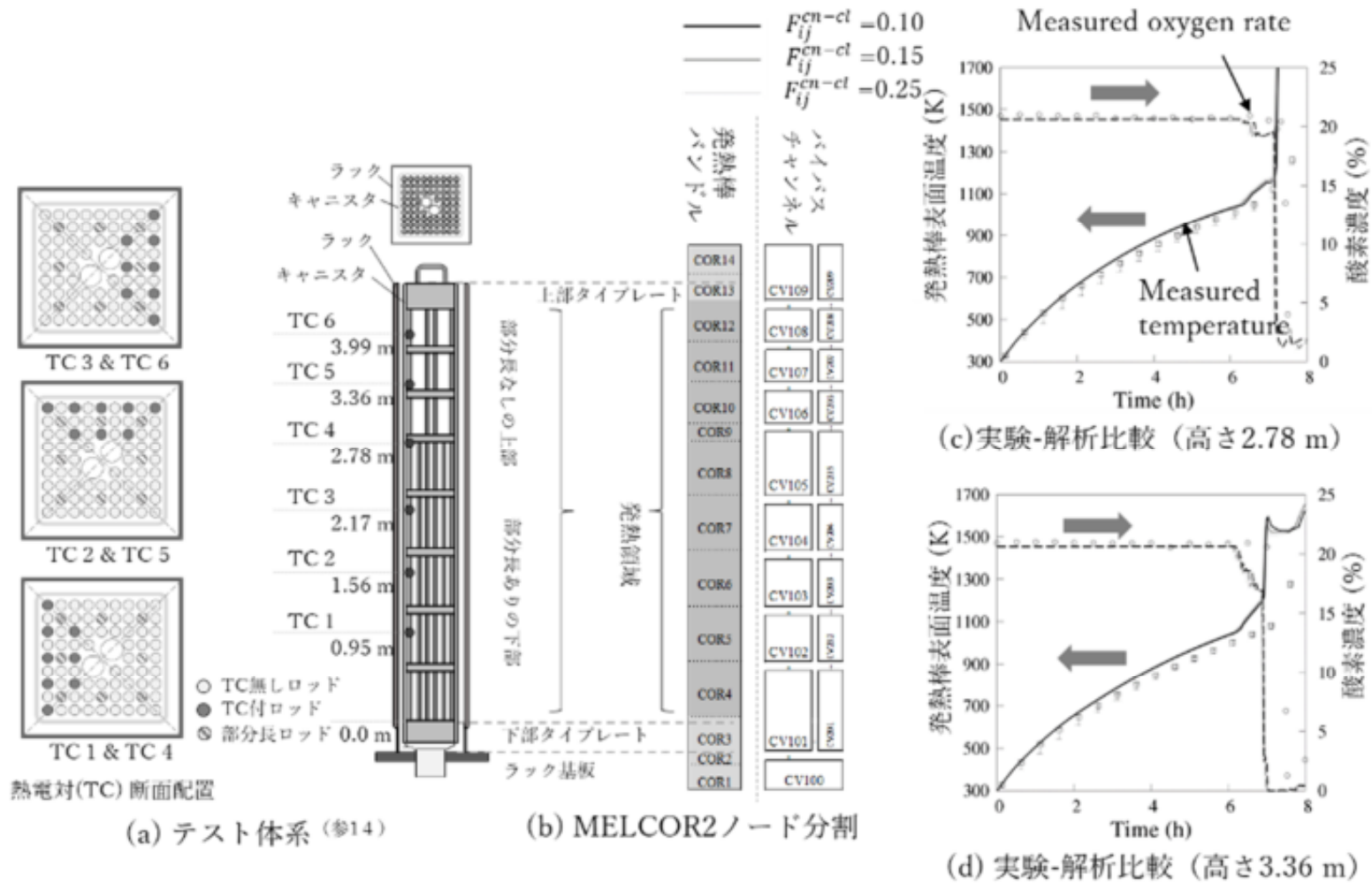


図 2.1.25 全長 BWR 模擬燃料単体燃焼実験及び解析結果

Fig. 2.1.25 Single Full-length BWR Mockup Fuel Ignition Test and Analyses Results

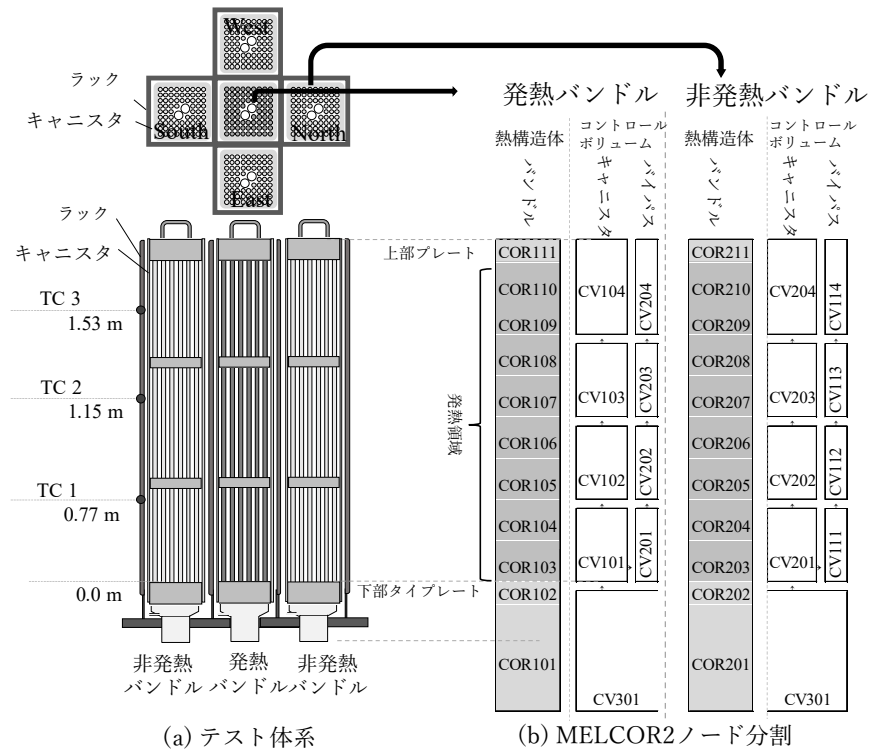


図 2.1.26 部分長 BWR 燃料 1x4 体系燃焼実験及び MELCOR2 ノード分割

Fig. 2.1.26 1x4 Arrayed Partial-length BWR Mockup Fuel Ignition Test and MELCOR2

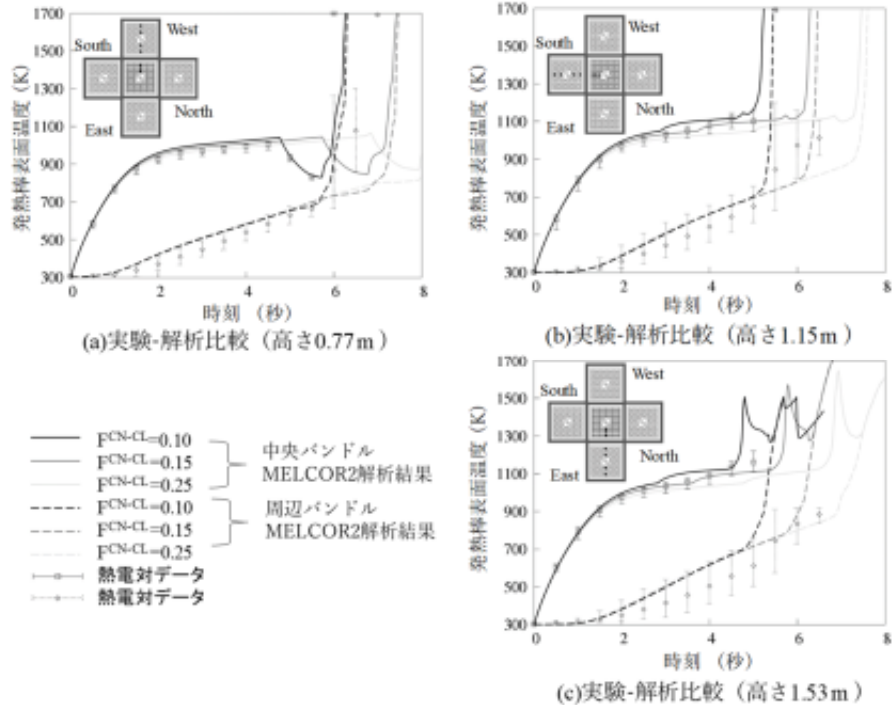


図 2.1.27 部分長 BWR 模擬燃料 1x4 体系燃焼実験結果と解析結果の比較

Fig. 2.1.27 Comparison of 1x4 Arrayed Partial-length BWR Mockup Fuel Ignition Test Data and Analytical Data

(e) 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレイ熱伝達実験解析及び妥当性確認

LOCA 時のスプレイ冷却によるバンドル冷却効果を評価するため、原子燃料工業 (NFI) に委託し、図 2.1.28(a)に示す 1 体の発熱バンドルを用いたスプレイ熱伝達実験を実施した^{33,34,35}。ここで用いた模擬燃料集合体は、9×9 格子 BWR 燃料相当の外径及び発熱長さを有する SUS304 製の発熱棒を 7×7 格子にて配置したものであり、上部タイプレートを模擬した多孔板、丸セルスペーサ 7 段及びチャンネルボックス (キャニスタ) から構成される。スプレイ熱伝達実験に用いたバンドルは 46 本の発熱棒と 3 本の非発熱棒から構成される。発熱棒の軸方向出力分布は一樣であり、径方向出力分布を図 2.1.29 に示す。高出力棒のピーキング係数は 1.3、低出力棒のそれは 0.7 であり、実機の BWR 燃料集合体核設計を参考として設定されている。発熱棒表面の温度測定は、図 2.1.28(a)に示す軸方向位置 10 か所 (TC1-TC10) において実施した。バンドル断面では、図 2.1.29 に示す 16 か所 (rod1-rod16) を測定対象としているが、これらを軸方向の連続する 2 か所 (例、TC1+TC2/TC3+TC4 等) に分散した。

本模擬燃料集合体をチャンネルボックスとともにラック壁面を模擬するテストセクションに装荷され、チャンネルボックスとラックのギャップはバイパス流路となる。テストセクションが小さいために、インチャンネル流路やバイパス流路を流下するスプレイ水による水位変動を抑えるため、面積が約 4 倍の補助容器をテストセクションと底部において連通し、途中の弁を実験中に開いた。液滴径分布はシャドウグラフ法³⁵によりスプレイノズル直下の複数高さにおいて測定した。

図 2.1.28(b)には、MELCOR2 により実験体系をモデル化したノーディング図を示す。モデル化範囲は、実験結果との比較に必要な発熱棒、バイパス、入口、出口、そして水位変動抑制のための付設タンクとなっている。SNL 燃焼実験に用いた全長 BWR 模擬燃料のモデルと同じく、バンドル内流路を 9 個のコントロールボリューム (CV101-CV109) により、また、被覆管発熱部を 9 個の発熱セル (COR104-COR112) により表現している。MELCOR2 におけるスプレイモデルでは、スプレイ位置、流量、落下方向、液滴径等をユーザが与える。液滴を球形とし、液滴径と抵抗係数を考慮した終端速度にて落下すると仮定し、落下中の格納容器雰囲気との熱及び質量の交換を考慮している。

本実験では、初期水位、及び空気流入量を 0 kg/h から 30 kg/h までの範囲で調整した。実機において SFP に装荷される使用済燃料の崩壊熱を十分に包絡する 1.5 kW から 29.2 kW (定格の 0.1%から 1%) の設定値まで全バンドル出力を上昇してから試験開始とし、計測された最高発熱棒表面温度が一定レベル (約 300°C) に到達した時点でスプレイを開始した。また、スプレイノズルは高さ 5 m (一部 3 m)、下向き一様噴霧、流量を最大 1.0 m³/h、水温を約 30 °Cとした。

解析対象を、崩壊熱レベル、水位及びスプレイ流量をパラメータとし、表 2.1.12 に示す 5 ケースとした。水位が BAF よりも下方、かつラック入口より上方の場合 (ケース 1/2/3) には下部からの蒸気・空気の供給がなくなるが、水位がラック入口より下方に低下し、下

部からの空気流入が可能とした場合（ケース 4/5）では、ラック入口が水面上に露出し下部からの蒸気・空気の供給がある。そこで、ケース 4 及び 5 では、空気循環を模擬するためにコンプレッサーによりラック入口から空気を注入した。これらの実験条件を解析において考慮することにより、広範囲の崩壊熱、水蒸気-空気混合雰囲気に対するスプレー熱伝達挙動に対する予測モデルを確立することを期待できる。

MELCOR2 解析条件を以下にまとめる。

- ・ スプレー開始時刻：実験において実際にスプレーが開始された時刻において開始した。
- ・ 燃料棒バンドル-チャンネルボックス間の輻射形状係数：(b)において検討した SNL が実施した 1×4 部分長 BWR 模擬燃料の被覆管燃焼実験に基づき同定された燃料棒バンドル-チャンネルボックス輻射形状係数 $F_{ij}^{cn-cl} = 0.1$ に固定した。
- ・ 発熱棒被覆管の輻射率：図 2.1.29 に示す模擬燃料断面内の各熱電対位置において観察された温度遷移の傾向から、以下にまとめるように、発熱棒のバンドル内位置により温度応答の傾向がある程度分類でき、それを被覆管の輻射率を調整することにより考慮した。
 - 平均的温度推移を示すのは発熱棒-14/15/16 等である。これらの位置はバンドルの中心から若干外れており、かつ周辺でもなく、平均的な温度勾配の位置であることから輻射の影響を平均的に受けると考えられる。
 - 上限温度推移を示すのは発熱棒-8 近傍である。これらは高い出力であると同時にバンドルの中心に位置するので周辺発熱棒の温度も高く、温度勾配が低くなることから輻射の影響を受けにくいと考えられる。
 - 下限温度推移を示すのは発熱棒-9/13 等である。これらは平均出力であると同時にバンドルの周辺にあり、温度勾配の大きな位置にあることから輻射の影響を最も大きく受けると考えられる。

発熱棒表面温度応答データより、温度レベルは発熱棒位置によりおおむね決まっており、平均（バンドル内部発熱棒）、上限（高出力発熱棒）及び下限（周辺及びコーナー発熱棒）という 3 レンジの分類が可能であることが分かった。このことから、上述の輻射率の調整により平均予測、上限予測、そして下限予測の 3 種類のモデルを作成した。また、平均予測については、更に出力に対する依存性を考慮する必要があることが分かった。

バンドル内にスプレー液滴が流入すると、その直後にバンド出口近傍ではクエンチが発生する。MELCOR2 では、このクエンチ挙動に伴う温度遷移をノード間の液膜ブリッジモ

デル^(注1)によりモデル化している。感度解析の結果、液膜ブリッジには出力依存性を考える必要があるものの、平均/上限/下限予測について共通のパラメータを設定することができることが分かった。

実験との比較では、バンドル出口に近くクエンチ挙動が明確に見える熱電対 TC3 及び TC4 位置の信号を対象とした。これらは比較プロットにおいて rod 1-rod 16 と記している。これに対応する MELCOR の発熱棒相当の熱構造体は、図 2.1.28 における発熱セル COR10 及び COR11 に対応している。これらは比較プロットにおいて COR111 及び COR110 と記している。図 2.1.30 から図 2.1.34 には、各ケースの平均、上限及び下限予測モデルと熱電対対応答との比較を示している。平均予測モデルは熱電対 rod-14/15/16 を比較対象とし、上限及び下限予測モデルは全ての熱電対を比較対象としている。

被覆管の熱伝導時間に対して十分に長い時間をかけて出力を上昇しているため、被覆管表面温度は出力上昇に対して準静的に追従しており、全ケースについて解析結果と予測結果の一致はよい。平均予測モデルは、各ケースの 3 点の熱電対モデルの応答幅が極めて狭い範囲にあるにも関わらずこれらとほぼ一致している。また、上限及び下限予測モデルについては、各ケースの全熱電対対応答を十分に包絡している。一方で、高出力ケース（ケース 2/3/5）では、非加熱棒、及び一部ケースではコーナー発熱棒の温度が他の発熱棒の温度に対して相当低いレベルで推移しており、下限予測モデルはこれらを予測できていない。MELCOR2 モデルはバンドルを単一ロッドにより代表しており、本模擬燃料集合体の非発熱棒は比較対象としていない。

上述した平均、上限及び下限予測モデルにおける調整パラメータは、模擬燃料集合体内の出力分布や発熱棒位置に関する物理的考察に基づき選定されたものであり、また、バンドル内発熱棒出力分布は実機燃料集合体を考慮して設定されているため、これらのパラメータによる解析結果を適切に参照することにより、燃料集合体単位のみならず燃料棒単位での破損についてある程度の見通しを得ることが期待できる。

(注1) 液膜ブリッジモデルは、注目するノードのプール占有率が大きく、この直上に隣接するノードにもプールが形成されている場合、二つのパラメータにより両ノードに液膜ブリッジが形成されるか否かを判定する簡易的な液膜形成モデルである。

表 2.1.12 部分格子 BWR 模擬燃料スプレイ冷却実験解析ケース

Table 2.1.12 Experimental Analysis Cases of Spray on Partial BWR Mock up Bundles

ケース	水位(%)	出力(%)*	空気注入	スプレイ流量 (m ³ /h)
1	BAF 下方	0.1	無し	0.1
2	BAF 下方	0.5	無し	0.2
3	BAF 下方	0.5	無し	0.1
4	下部入口より下方	0.1	3 kg/h	0.2
5	下部入口より下方	0.5	6 kg/h	0.2

* 定格に対する出力比

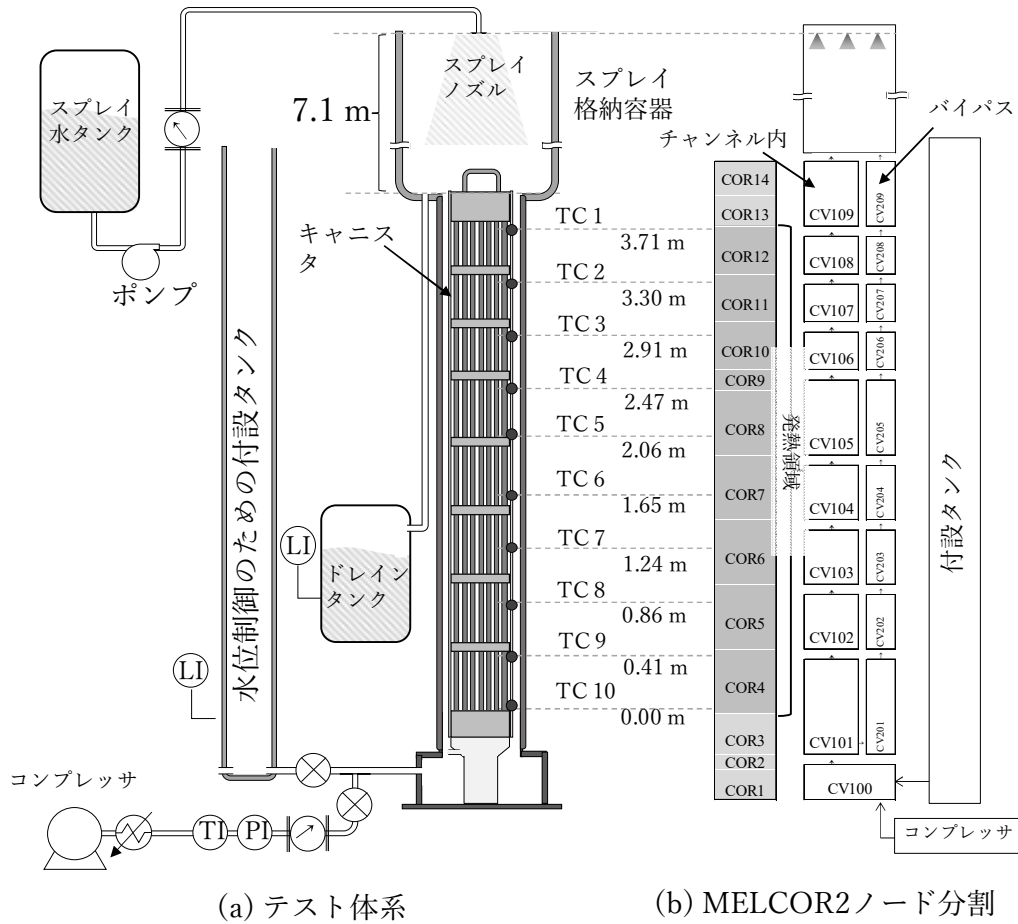


図 2.1.28 部分格子 BWR 模擬燃料スプレー冷却実験及び MELCOR2 ノード分割

Fig. 2.1.28 Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test and MELCOR2

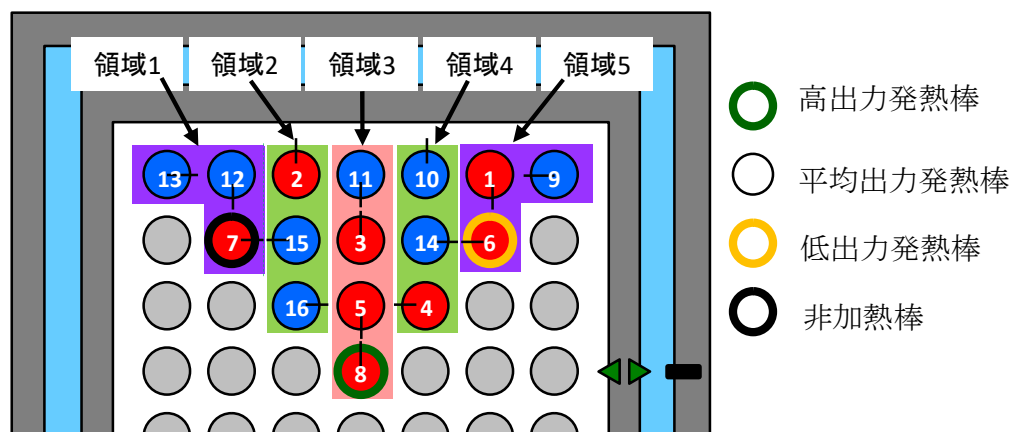


図 2.1.29 部分格子 BWR 模擬燃料発熱ピン温度計測ロッド番号

Fig. 2.1.29 Temperature Measured Heater Pin IDs of Partial-lattice BWR Mockup Fuel

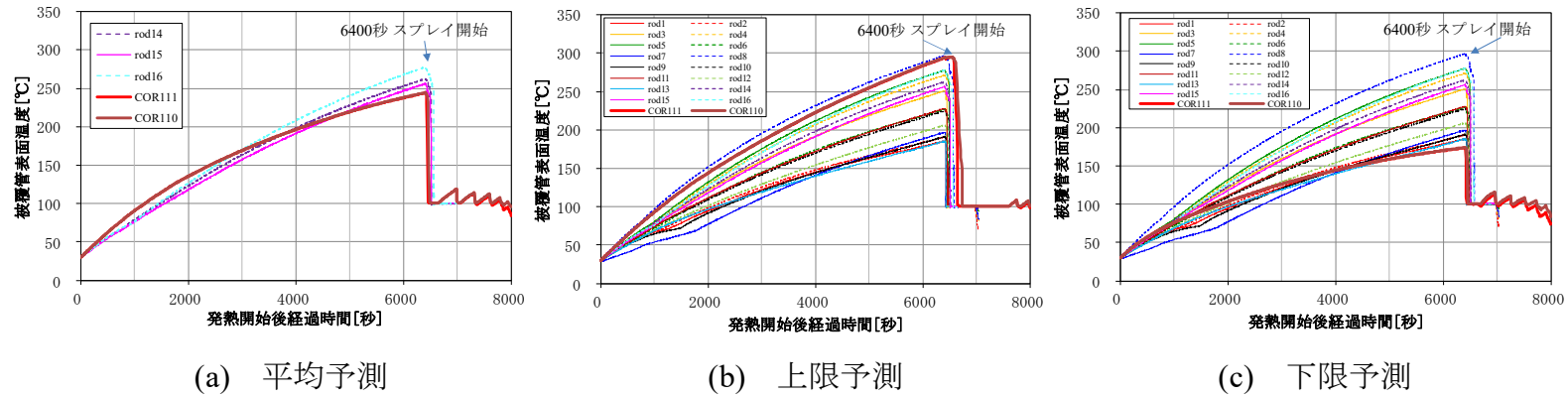


図 2.1.30 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 1

Fig. 2.1.30 MELCOR2 Analytical Results of Full-length Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test Case 1

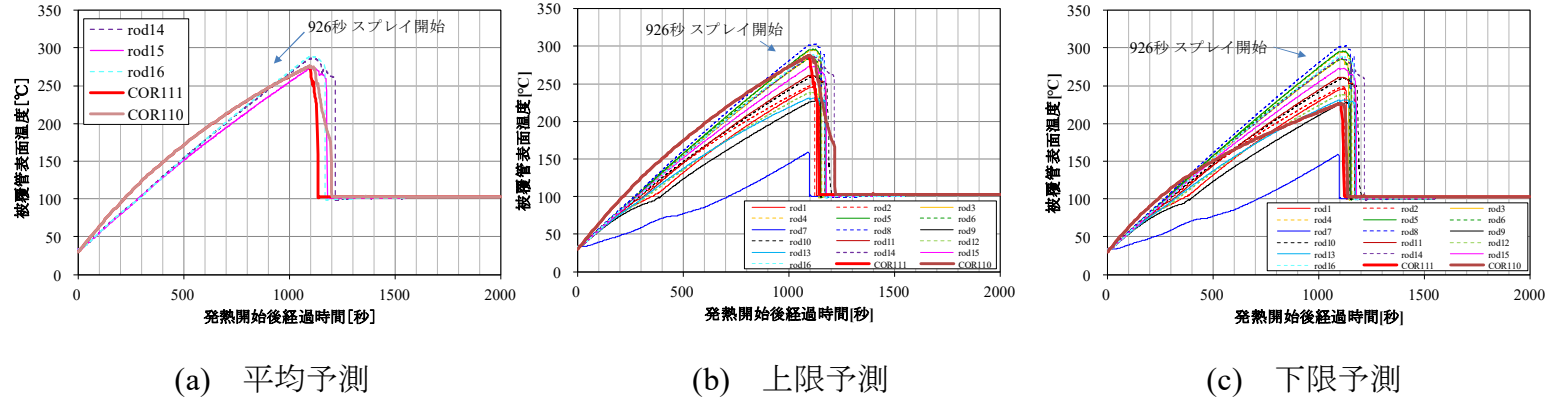
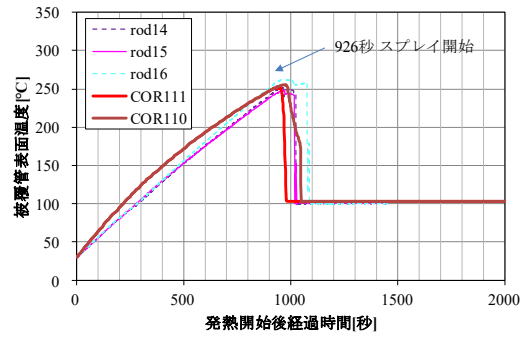
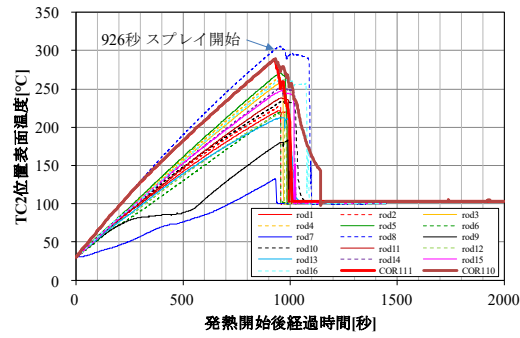


図 2.1.31 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 2

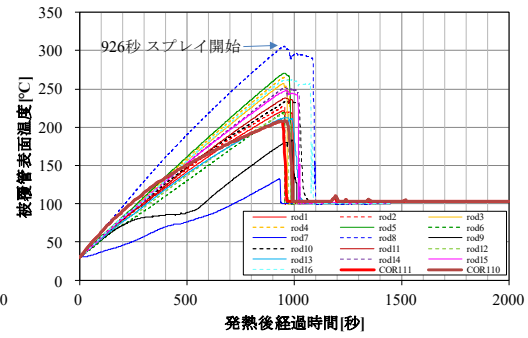
Fig. 2.1.31 MELCOR2 Analytical Results of Full-length Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test Case 2



(a) 平均予測



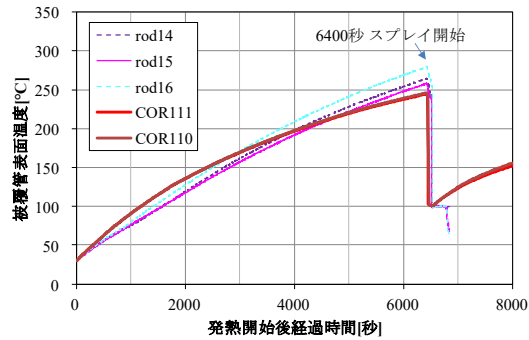
(b) 上限予測



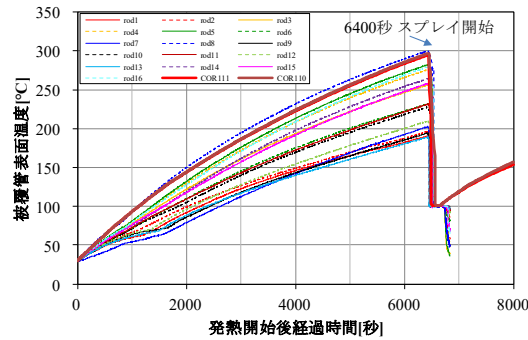
(c) 下限予測

図 2.1.32 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレィ熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 3

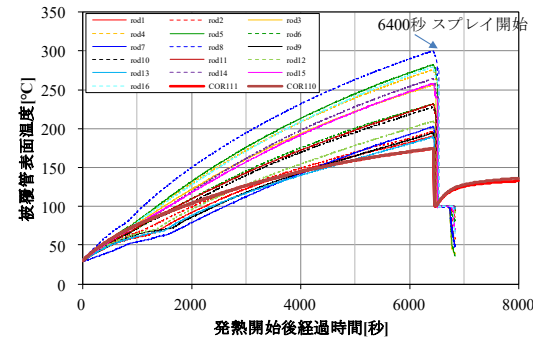
Fig. 2.1.32 MELCOR2 Analytical Results of Full-length Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test Case3



(a) 平均予測



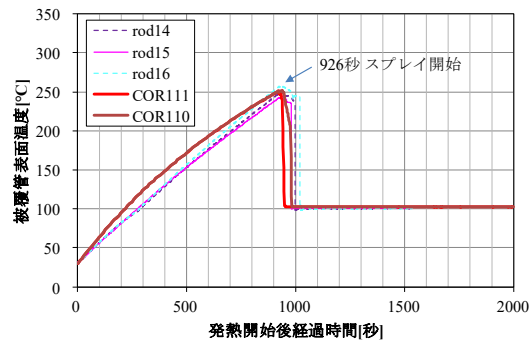
(b) 上限予測



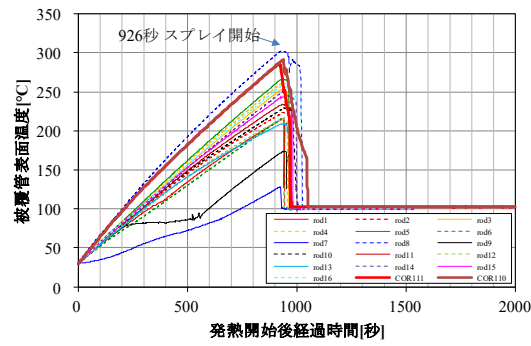
(c) 下限予測

図 2.1.33 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレィ熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 4

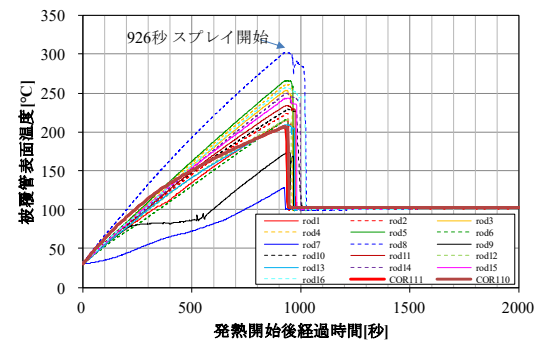
Fig. 2.1.33 MELCOR2 Analytical Results of Full-length Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test Case4



(a) 平均予測



(b) 上限予測



(c) 下限予測

図 2.1.34 全長部分格子 BWR 模擬燃料スプレー熱伝達実験 MELCOR2 解析結果 ケース 5

Fig. 2.1.34 MELCOR2 Analytical Results of Full-length Partial-lattice BWR Mockup Fuel Spray Cooling Test Case5

c. SFP 建屋内スプレイ液滴分布解析 (タスク 2)

SFP における大破断 LOCA の緩和策としてスプレイが設置され、スプレイから放出された冷却水は燃料ラック入口に到達するまでに液滴となる。ラックに装荷された燃料が発生する崩壊熱によりラック領域からは空気-蒸気混合気の上昇流が発生しており、液滴に作用する抗力のためサイズが小さい液滴はラック入口に到達しないことが考えられる。MELCOR2 のスプレイモデルでは、こうしたスプレイ液滴の落下軌跡を厳密に扱うことができないため境界条件として考慮する必要がある。

ここでは、汎用数値流体解析コード FLUENT によりこの効果を評価するため、図 2.1.35 に示す SFP 建屋内全体系のメッシュを作成し、ラック内に装荷された燃料による流路形状、抵抗、及び発熱分布を考慮した。ラック内の使用済燃料装荷パターンとしては、次節の d において述べる SFP 全体モデルを用いた大破断 LOCA 解析において仮定された高出力バンドルと低出力バンドルチェッカーボード状に装荷する高密度 (1×4) パターン³²を仮定し、崩壊熱は定期点検 (以下「定検」という。) による使用済燃料の移動直後、さらに冷却水が全て流出したドライ条件を仮定した。

FLUENT では、SFP 建屋内部空間を約 88 万メッシュに分割し、各燃料ラックの断面を 1 メッシュとし、軸方向を 1 メッシュ 150 mm から 200 mm までとして分割した。乱流モデルとして SST $k-\omega$ を適用し、空気、蒸気、液滴の 2 成分を考慮し、スプレイ液滴 373.15 K にて蒸発して水蒸気に相変化することを考慮し、スプレイノズルからの流出温度を 300 K、拡がり角度は 30 度とした。燃料が装荷されたラック領域では横流れを無視し、軸方向の抵抗は燃料集合体の摩擦及び形状損失を考慮して設定した。図 2.1.35 において矢印にて示すオペレーションフロアのプール際の 12 か所にスプレイノズル位置を設定し、1 か所当たりの散布流量を 12 m³/h と仮定した。また、建屋換気の影響を評価するため、相対する壁面上の 2 か所に流入及び流出の境界を設け、換気流量は 2000 m³/h と仮定した。

スプレイ液滴径としては、(c) のスプレイ熱伝達実験では、ノズル口径が 3 mm であるが、ノズルから 3 m から 5 m までの距離で計測すると、液滴径が 1 mm から 5 mm までの範囲に分布し、液滴数のピークは 1 mm から 1.5 mm までであるという観察結果が得られている。US-NRC 先行研究による検討では液滴径の代表値を 1.25 mm としている³²。そこで、本解析では液滴径を 0.1 mm から 1.25 mm までの範囲で変動させ、流れ場が十分に定常状態に到達するまで解析を実施した。

図 2.1.36 (a) 及び (b) には、液滴径が 1.25 mm かつ換気なしを仮定した場合の燃料発熱部上方の X-Y 平面内温度分布、及び Z-Y 平面内の空気速度場の解析結果を示す。発熱部上方においては高出力燃料装荷領域のうち、液滴の到達量が少ない領域の温度が高い傾向となっていることが分かる。空気速度場においては、高出力燃料の情報には、速度が 3 m/s を超えるような上昇流が発生しており、抗力が重力を上回る小さな液滴がラック内に流入することが妨げられている。図 2.1.37 には、典型的な液滴の空間分布と温度分布を鳥観図として示している。液滴温度はラック内部において急速に上昇し、やがて蒸発する様子が可

視化されている。図 2.1.38 には、液滴径が 0.1 mm から 1.25 mm までの場合に、ラック内に到達する液滴の割合を求めた結果をまとめている。液滴径が 1.25 mm の場合には換気の有無に対する感度を評価し、それ以外の液滴径については換気を見做している。液滴落下時の空気上昇流の影響は重力と上昇流による抗力のつり合いにより決まり、この解析例では液滴径 1.25 mm 以上ではスプレーにより注入した 60 %以上の液滴が燃料領域に到達することが分かる。また、換気の有無については有意な影響を及ぼしていないこともわかる。さらに、解析結果の分析により、高出力燃料を一か所に集中配置するとその部分の上昇流が強くなるため、そこには液滴が到達しにくくなることも明らかとなった。ただし、ここでは比較的崩壊熱の高い条件での解析を実施しており、この傾向は崩壊熱が低下するほど軽減されることが予想される。

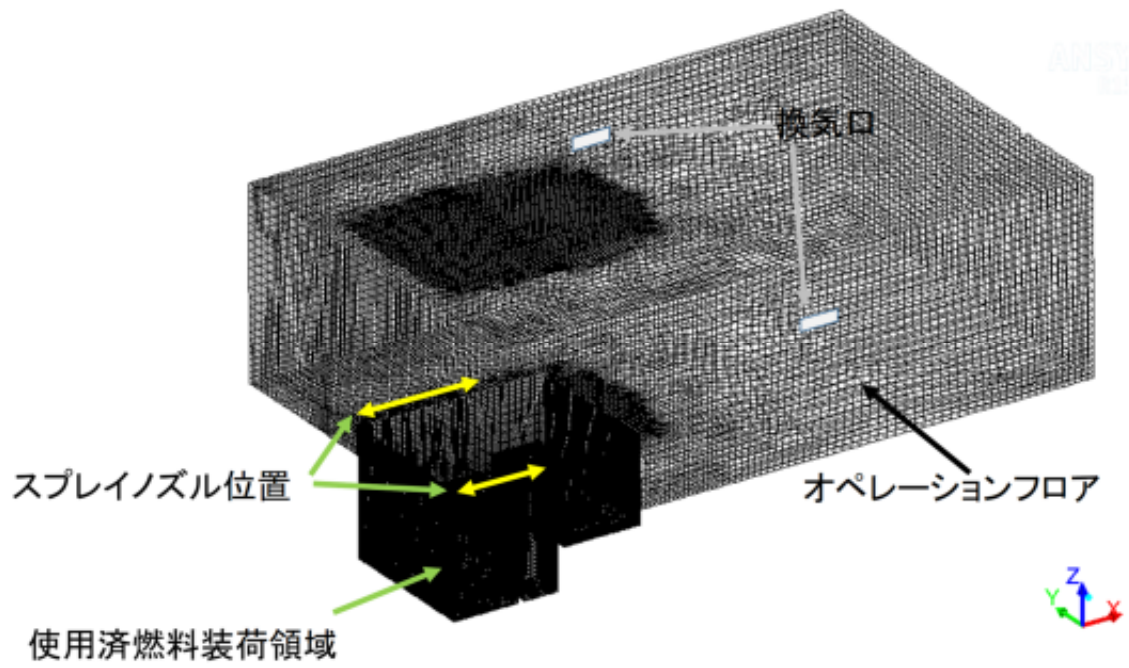
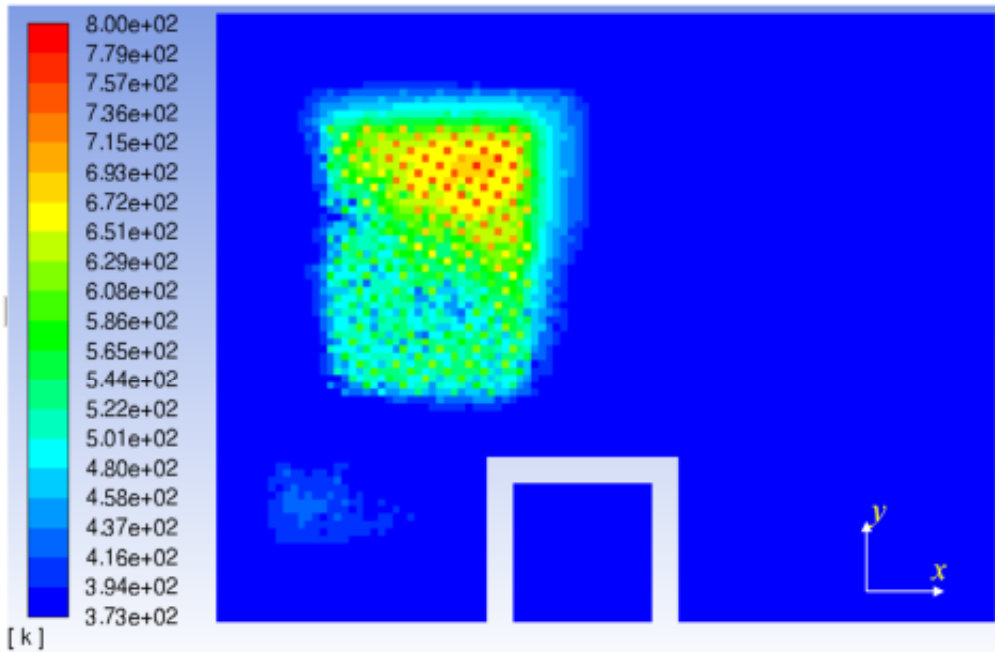
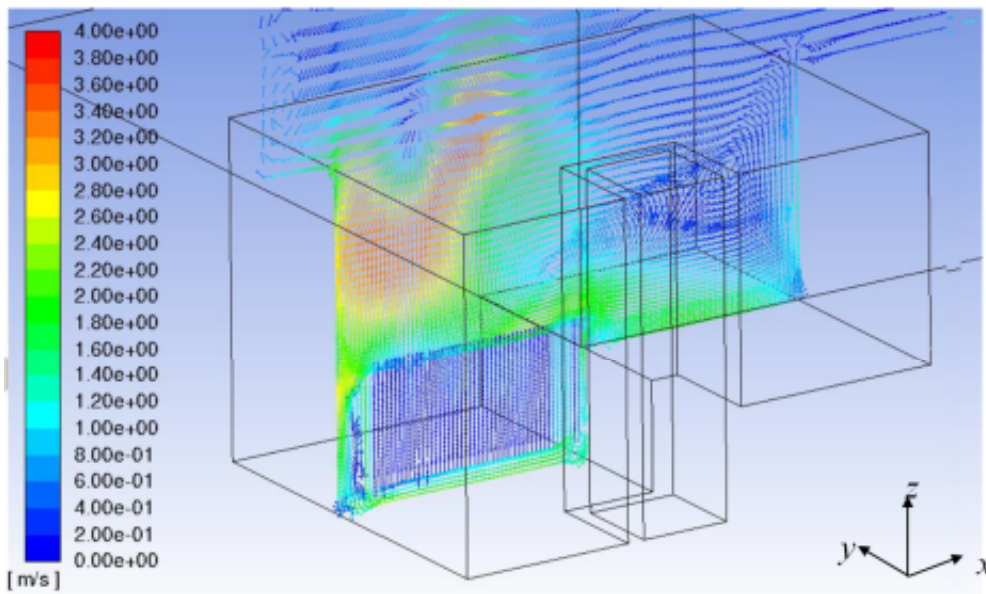


図 2.1.35 SFP 建屋全体メッシュ分割
Fig. 2.1.35 Mesh System of Entire SFP Building



(a) 発熱部上端の温度分布 (X-Y 平面)

Temperature distribution at the top of heated zone (X-Y plane)



(b) 空気の速度ベクトル (Y-Z 平面)

Velocity vector of the air field (Y-Z plane)

図 2.1.36 SFP 建屋全体スプレィ液滴落下解析 (液滴径=1.25mm / 換気なし)

Fig. 2.1.36 Results of Spray Droplet Settlement Analysis (Droplet Size = 1.25 mm / No Ventilation)

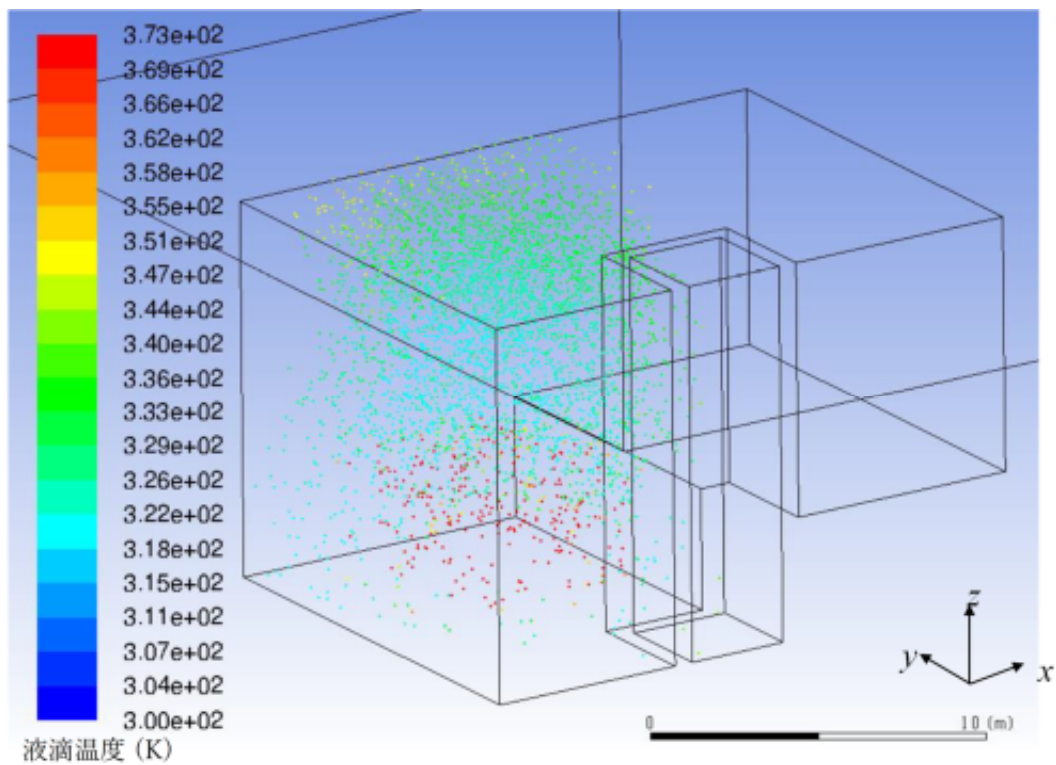


図 2.1.37 液滴の空間分布及び温度 (液滴径=1.25mm / 換気なし)

Fig. 2.1.37 Space and Temperature Distributions of Droplets (Droplet Size = 1.25 mm / No Ventilation)

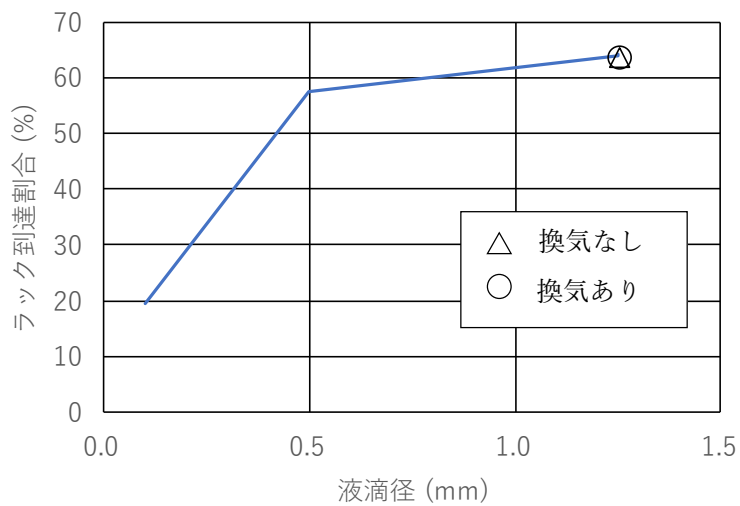


図 2.1.38 スpray液滴とラック到達割合の解析結果

Fig. 2.1.38 Analysis Results of Spray Droplets Diameter and Percentages that Reaches on Rack Inlets

d. MELCOR2 による BWR プラント SFP 大破断 LOCA 解析 (タスク 3)

(a) 解析モデルの基本条件

ア. SFP における LOCA 事故シナリオ

ここでは、国内の BWR プラントにおける SFP の事故シナリオの解析を実施した。解析対象とした SFP は 2,538 体の 9×9 格子の使用済 BWR 燃料集合体が装荷されると仮定した。

装荷される燃料の設計、運転サイクル及び冷却サイクルを考慮した放射性物質インベントリ及び崩壊熱を核種生成・崩壊評価コード ORIGEN-ARP¹⁸ を用いて評価した。運転サイクルは 14 ヶ月、バッチ数を 5、サイクル間の冷却期間を 70 日、原子炉停止から燃料取り出しまで期間を 10 日とした。運転中の比出力、取出平均燃焼度、出力分布、ボイド割合分布等、核種の燃焼解析に必要な諸条件は BWR プラント設計を考慮して設定した。また、燃料集合体の構造組成については ORIGEN 開発組織のレポートを参考とした⁴⁴。これにより得られた核種インベントリは、MELCOR2 の FP クラスに応じて再配分され、被覆管発熱部を表す 9 個の発熱セルに対して分配された。こうして生成された 10 グループの使用済燃料燃焼履歴と一体当たりの崩壊熱を表 2.1.13 にまとめた。また、これらの使用済燃料を SFP に装荷したパターン、及び後述する MELCOR2 リング領域への配分を表 2.1.14 にまとめる。

MELCOR2 ではラック領域を直交座標ではなく円筒座標系にて扱うため、以上の 9 グループの使用済燃料をリング領域に振り分けなければならない。後述するように、今回の MELCOR2 モデルではラック領域を円筒座標系にて 7 リングにより表す。表 2.1.14 の最左カラムには振り分けられたリング ID を示している。解析において想定した各燃焼燃料ラック内の装荷パターンは図 2.1.39 に示す分散型とした。同図において各セル内の整数はリング番号であり、装荷燃料は表 2.1.14 によって対応づけられる。この装荷パターンは、US-NRC 先行研究において高密度 (1×4) モデルと呼ばれているパターンを参考に考えられ、ラック中心領域には高出力燃料と低出力燃料をチェッカーボード状に配置することにより隣接燃料間の輻射熱伝達を促進しており、それを取り囲む中間領域には最も出力が低い使用済燃料を装荷し、全体として外側への熱の流れを生成させると共に、最外周に空ラックを配し、外周領域における下降流がラック中心領域入口から流入する循環流を確保し、かつ外周領域への輻射熱伝達を促進することを考えている。

US-NRC 先行研究では、厳しく想定された地震動に基づく構造動的応答解析により、SFP 底部に漏洩が発生する可能性は低いことを確認しているが、保守的に SFP 底部における漏洩面積を $1.021 \times 10^{-2} \text{ m}^2$ (開口直径 0.11 m 相当) と仮定しており³²、ここでもその条件を採用した。これに対する緩和策であるスプレーは燃料発熱部が冠水している状態で開始されるが、この解析では保守的に水位が BAF に到達した時点で流量 200 gpm ($0.0126 \text{ m}^3/\text{s}$) にて開始した。水面が燃料発熱部の上端及び下端にある場合の水頭圧を考慮した漏洩流量は各々約 1500 gpm 及び約 550 gpm と見積もられ、上記スプレーだけでこの漏洩量を補うことはできないので、徐々に水位が低下して燃料下端まで露出し、ラック底部より空気と

蒸気の混合気が流入することとなる。

イ. MELCOR2 モデル

MELCOR2 におけるノード分割を図 2.1.40 に示す。このモデルでは、使用済燃料+ラック領域、バイパス、ラック上部空間、制御棒関連構造物の仮置き領域、そしてオペレーティングフロア領域に対してコントロールボリュームを割り当てた。前述のように使用済燃料には7リングを設け、ラック底部入口部には各々単一コントロールボリュームを設けた。ラック上部領域は、高出力領域（リング1及び3）、低出力領域（リング2、4、5及び6）、ラック外周（リング7）に3分割した。また、外周空間にコントロールボリュームを割り当て、ラック上部及びラック底部入口部と接続し循環流を考慮した。また、ラック内は、タスク1で行った全長模擬燃料のモデル化と同様に、集合体インチャンネル流路9個のコントロールボリュームで表し、燃料からの発熱を9個の発熱セルにより表した。さらに、バイパス流路を9個のコントロールボリュームで表した。スプレー水はラック上部の上面位置から下向きに注水した。

使用済燃料とラック領域における横断面輻射熱伝達ネットワークを図 2.1.41 に示す。本図により、高出力のリング1はリング2と、またリング3はリング2及びリング4と隣接する関係となっている。図 2.1.41 により、リング3はほとんどがリング4燃料と隣接しており、ごく一部がリング2に隣接している。この隣接比率は輻射伝熱面積として考慮される。

表 2.1.15 には、主な解析条件をまとめている。「II: 要素パラメータ」の設定は、タスク1及びタスク2の結果に基づいてベースケースの解析条件を設定している。また、今回の解析では、緩和策としてのスプレー注水を無条件に仮定している。また、ベースケースを中心として、使用済燃料発熱量、スプレー流量（スプレーなしの不緩和を含む）、及び漏洩口高さに関する感度解析を実施する。リングごとの崩壊熱は、表 2.1.13 の燃焼履歴ごとの崩壊熱と、表 2.1.14 のリング配分に基づき設定した。解析の実時間が20時間に及ぶので、その間の崩壊熱減衰を考慮している

表 2.1.13 SFP LOCA 解析において装荷された使用済燃料燃焼履歴

Table 2.1.13 Burnup History of Spent Fuels Loaded in the SFP LOCA Analysis

ID	燃焼サイクル	内容	冷却期間(日)	崩壊熱(kW/体)
B1-C10	1	定期点検時取出燃料	10	9.3-11.9
B2-C10	2	定期点検時取出燃料	10	
B2-C10	3	定期点検時取出燃料	10	
B4-C10	4	定期点検時取出燃料	10	
B5-C10	5	定期点検時取出燃料	10	
B5-C500	5	1 サイクル冷却	500	1.5
B5-C990	5	2 サイクル冷却	990	0.79
B5-C1480	5	3 サイクル冷却	1480	0.54
B5-C1970	5	4 サイクル冷却	1970	0.42

表 2.1.14 SFP LOCA 解析における領域ごとの使用済燃料配分

Table 2.1.14 Spent Fuel Distribution in Each Region in SFP LOCA Analysis

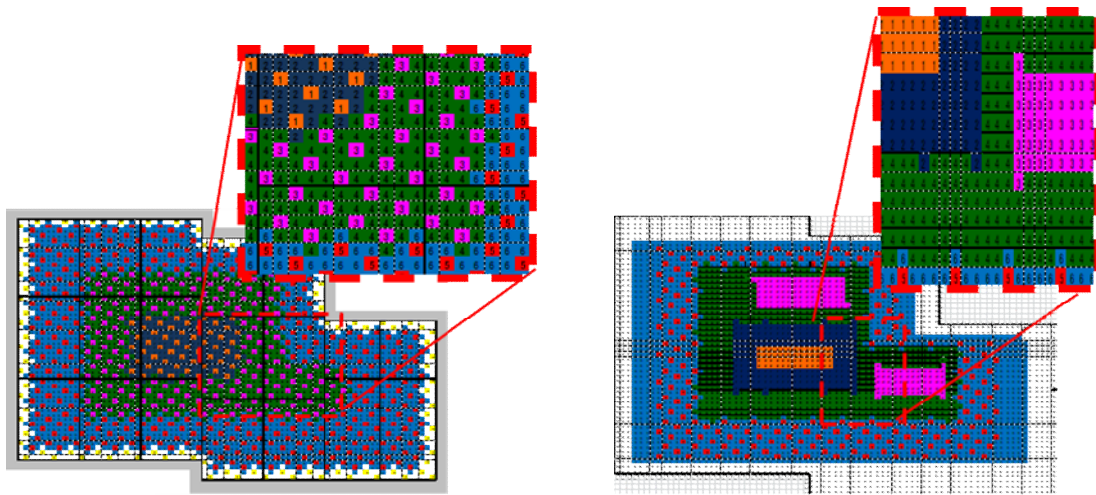
リング	燃焼回数 (サイクル)	SFP 冷却期間 (サイクル)	燃料 ID	装荷体数 (体)
1	1-5	定検取出	B1-C10 : B5-C10	52
2	5	2	B5-C990	208
3	1-5	定検取出	B1-C10 : B5-C10	156
4	5	3 4	B5-C1480 B5-C1970	624
5	5	1	B5-C500	208
6	5	4	B5-C1970	1290
合計	2538 (体)			

表 2.1.15 MELCOR2 による BWR プラント SFP 全体モデルの LOCA 解析基本条件
 Table 2.1.15 Basic Analytical Condition of LOCA for the Whole BWR Plant SFP Model by
 MELCOR2

項目	タスク	解析条件/参考とした実験及び解析
I : SFP 燃料装荷条件		
1). 燃料集合体数	-	2,538 体
2). 燃料燃焼サイクル数		表 2.1.13
3). 装荷パターン		図 2.1.39
4). 軸方向出力分布	-	典型的な出力分布を想定
5). 事故発生時崩壊熱	-	原子炉停止後 10 日、40 日、190 日時点 解析中の減衰も考慮 表 2.1.13/表 2.1.14
II : 要素モデルパラメータ		
6). 酸化モデル	タスク 1	被覆管酸化実験解析
7). 輻射形状係数	タスク 1	BWR 模擬燃料被覆管燃焼実験解析
8). 被覆管輻射率	タスク 1	BWR 模擬燃料スプレイ熱伝達実験解析 出力依存性を考慮
9). 液滴による被覆管表面 クエンチモデル	タスク 1	BWR 模擬燃料スプレイ熱伝達実験解析 出力依存性を考慮
10). スプレイ液滴径	タスク 1	BWR 模擬燃料スプレイ液滴分布実験 1.25 mm
11). スプレイ液滴ラック 上部入口到達率	タスク 2	BWR プラント SFP 建屋内 スプレイ液滴分布解析 0% (不緩和)/60%/100%
12). 漏洩口位置	-	底部 1/2×(TAF-BAF) 1/3×(TAF-BAF)

TAF : 燃料発熱部上端

BAF : 燃料発熱部下端



分散型：
 高出力使用済燃料が集中しないように、
 高出力使用済燃料の隣接セルに低出力使用
 済燃料をチェッカーボード状に配置す
 る。

集中型：
 高い出力使用済燃料同士の隣接を許し、
 高出力使用済燃料をある領域に偏在させ
 るように配置する。

図 2.1.39 SFP 大破断 LOCA 解析において仮定された SFP ラック内燃料装荷パターン

Fig. 2.1.39 Spent Fuel Loading Patterns Postulated in LB-LOCA Analysis in the SFP Rack Region

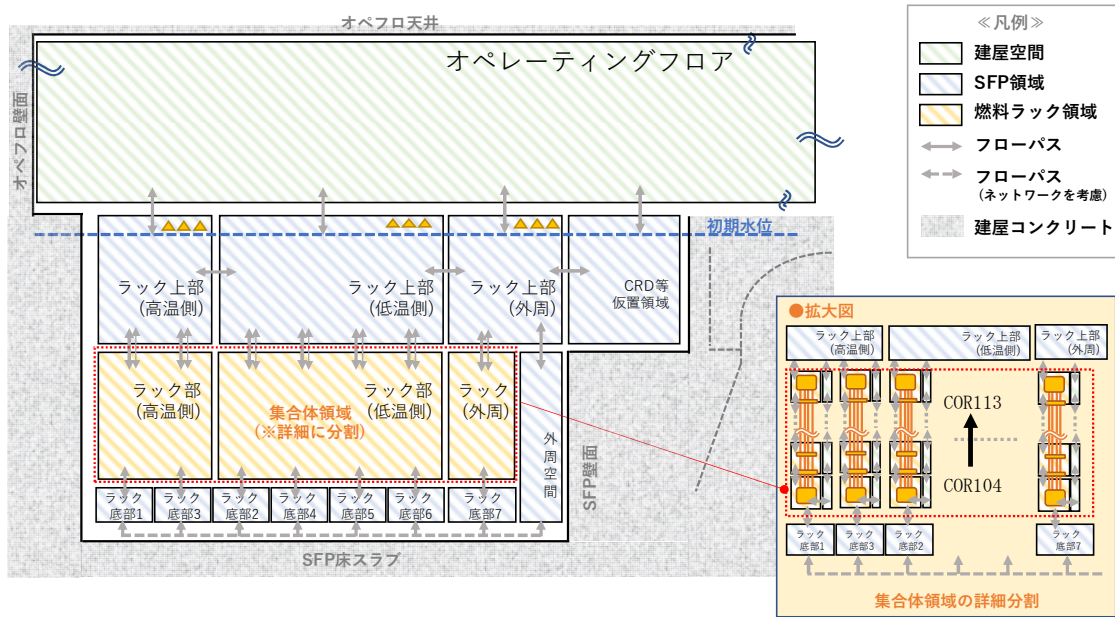


図 2.1.40 MELCOR の SFP 全体解析モデル

Fig. 2.1.40 Whole SFP Model by MELCOR2

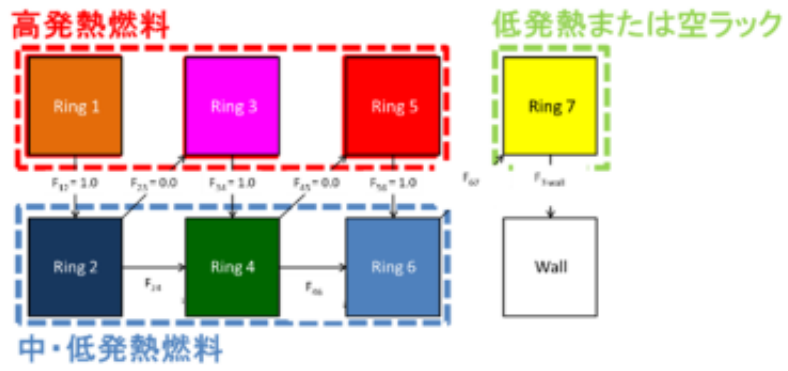


図 2.1.41 使用済燃料-ラック体系の横断面内輻射熱伝達ネットワーク
 Fig. 2.1.41 Planar Radiation Heat Transfer Network of Spent Fuels and Racks

(b) 解析結果

表 2.1.16 には、表 2.1.15 に示す条件に基づくベースケースを中心に、スプレー流量及び崩壊熱を感度パラメータとした合計 7 ケースの感度解析マトリクスを示す。全てのケースについて解析時間を 20 時間とする。

ベースケースは定検直後の崩壊熱、スプレー冷却水のうちで 60 % がラック入口に到達し、かつ底部から漏洩するとしている。崩壊熱 11.9 kW/体は定期点検時取出燃料の中で最高崩壊熱を有する 1 サイクル冷却燃料集合体の炉心スクラム後 10 日後の数値であり、リング 1 の平均としては 10.71 kW/体となっている。これに対して、感度解析ケース 1 からケース 4 まではスプレーによる緩和を考慮し崩壊熱とスプレー流量をパラメータとしている。感度解析ケース 5 からケース 7 ではスプレーによる緩和を考慮せず、漏洩口が発熱長の下端、発熱長の下方 1/3、及び発熱長の中央あることにより発生する水蒸気による冷却の期待を考慮している。

ベースケースのリング 1 被覆管温度を図 2.1.42、同様の感度解析の結果を図 2.1.43 から図 2.1.49 までに示す。これらの感度解析により以下の事項をまとめることができる。

- スプレー緩和の効果：ベースケースを含む全ての緩和ケースにおいて、燃料被覆管温度は高温へ逸走することなく、定検取出後のプールへの移送直後でもリング平均値にて 800 °C 以下の温度にて推移している。包絡×1.3 ラインでは、スプレー液滴到達率 60 % 及び 100 % のケースで 900 以上に達する可能性があることが示された。この仮想ラインは、仮に温度逸走があったとしても、それを予測することは含んでいないので結果の解釈には注意を要するが、十分なスプレー緩和がある場合には、900 °C 程度では温度逸走は発生しないものと考えられる。
- スプレー到達率の効果：ベースケースとケース 1 及びケース 2 の比較により、スプレー液滴のラック入口到達率（60 %、100 % 及び 150 %）の影響を見ることができる。到達率 150 % では、全時間帯に渡り被覆管表面温度の低下傾向が顕著であるが、100 % では、約 14 時間までは 60 % よりも若干低めであるが、それ以降は全長において 60 % とほぼ同レベルの温度に漸近している。また、温度遷移に微小な変動を伴うこともスプレー液滴率が多い場合の特徴である。燃料領域のコントロールボリュームにおける気相及び液相の流速等を調査した結果、100 % 時にはスプレー開始後（約 6 時間後）で液滴がより多くバンドル内に流入し、被覆管温度がより低く、ボイド率も低下する傾向を示すが、入口側の蒸気流速と蒸気生成の増加により、気液対向流による摩擦が増大すると流動変動が拡大し、最終的には 60 % と同程度の温度に上昇したものと考えられる。
- 冷却の効果：ベースケースとケース 3 及びケース 4 の比較により、燃料の冷却期間が

40 日であれば、スプレーによる緩和により被覆管表面温度が大幅に低下し、燃料破損の可能性が非常に低くなることが分かった。

- スプレー緩和がない場合：スプレー緩和がない場合には、20 時間において状態が安定することはない。ケース 5 の解析結果より、水位が発熱長下端の場合は、水位がその位置で停滞しており解析において水蒸気の発生がないことが分かる。また、下方からの循環流もないため、被覆管表面温度がリング平均値においても 20 時間以内に 1200℃を超えることが分かる。水位が発熱長の下方 1/3 の場合においては、水蒸気発生による冷却促進により、20 時間以内の被覆管表面温度がリング平均値において 800℃以下に抑制されるが、包絡×1.3 ラインにおいては 1000℃に迫る結果となる。また、継続的な水位の低下により水蒸気発生量が減少し、20 時間以降にはさらに温度が上昇するであろう。発熱長の中央の場合においては、水蒸気発生による冷却が十分に維持され、20 時間以内の被覆管表面温度がリング平均値及び包絡×1.3 ラインともにほぼ 200℃以下に抑制される。継続的な水位の低下はあるものの、被覆管表面温度は暫くは低い状態で推移する。

以上の解析結果は、定検移動直後の高出力使用済燃料集合体が装荷されていても、十分なスプレー緩和、又は漏洩位置が発熱部の中央以上であれば、短期間の温度上昇による酸化速度の増大により被覆管が破損することを防止することができる見通しを示すものである。一方で長期間被覆管温度が高温に維持されることによる被覆管の酸化膜成長や、内外圧差による変形により燃料の機械的強度が劣化することは、その後の事故の収束を阻害する要因として考慮すべきである。ここでは、シビアアクシデントにおいて被覆管酸化式²⁰を用いて、被覆管温度を変数した所定被覆管酸化膜厚み到達時間を評価した結果を図 2.1.50 に示す。各ラインは、9×9 格子 BWR 燃料被覆管の肉厚に対する割合をパラメータとしている。本図では、被覆管温度を固定しているが、実際には崩壊熱が急速に減衰するため、所定の酸化膜厚さまでの成長時間は本評価よりも更に長くなる。

本図の保守的な仮定に基づいて、「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価における審査ガイド」¹に記されている「著しい炉心損傷防止の著しい損傷が発生するおそれがなく、かつ、炉心を十分に冷却できる要件」の一部として、「被覆管の酸化量は、著しくなる前の被覆管厚さの 15 %以下であること」を参考にして、各感度解析におけるリング 1 の最高温度及び包絡上限温度に対する酸化膜 15%到達時間を計算した結果を表 2.1.17 にまとめる。これらの結果から、十分な容量スプレー緩和、又は水位を発熱長の中央以上に維持することにより短期間での燃料破損には至らない。

表 2.1.16 BWR プラント SFP 大破断 LOCA 解析の解析マトリクス

Table 2.1.16 Sensitivity Analysis Matrix for the LOCA in the Whole BWR Plant SFP

	スプレイ液滴 ラック入口到達率	崩壊熱	漏洩口高さ
ベースケース	60 %	定検移動直後	底部
感度解析ケース 1	100 %	定検移動直後	底部
感度解析ケース 2	150 %	定検移動直後	底部
感度解析ケース 3	60 %	40 日後	底部
感度解析ケース 4	60 %	190 日後	底部
感度解析ケース 5	0 %	定検移動直後	BAF
感度解析ケース 6	0 %	定検移動直後	1/3×(TAF-BAF)
感度解析ケース 7	0 %	定検移動直後	1/2×(TAF-BAF)

表 2.1.17 BWR プラント SFP 大破断 LOCA 解析において被覆管酸化膜が肉厚の 15 % に到達する時間

Table 2.1.17 Time for Cladding Oxide Film to Reach 15 % of Wall Thickness in the LOCA Analysis in the Whole BWR Plant SFP

	スプレイ液滴 ラック入口到達率	リング 1 到達時間 (時間)	リング 1 上限 到達時間 (時間)
ベースケース	60 %	約 194	約 9
感度解析ケース 1	100 %	約 209	約 10
感度解析ケース 2	150 %	約 800	約 34
感度解析ケース 3	60 %	>1.0E4	>1.0E4
感度解析ケース 4	60 %	>1.0E4	>1.0E4
感度解析ケース 5	0%	<1	<1
感度解析ケース 6	0%	約 44	約 2
感度解析ケース 7	0%	>1.0E4	>1.0E4

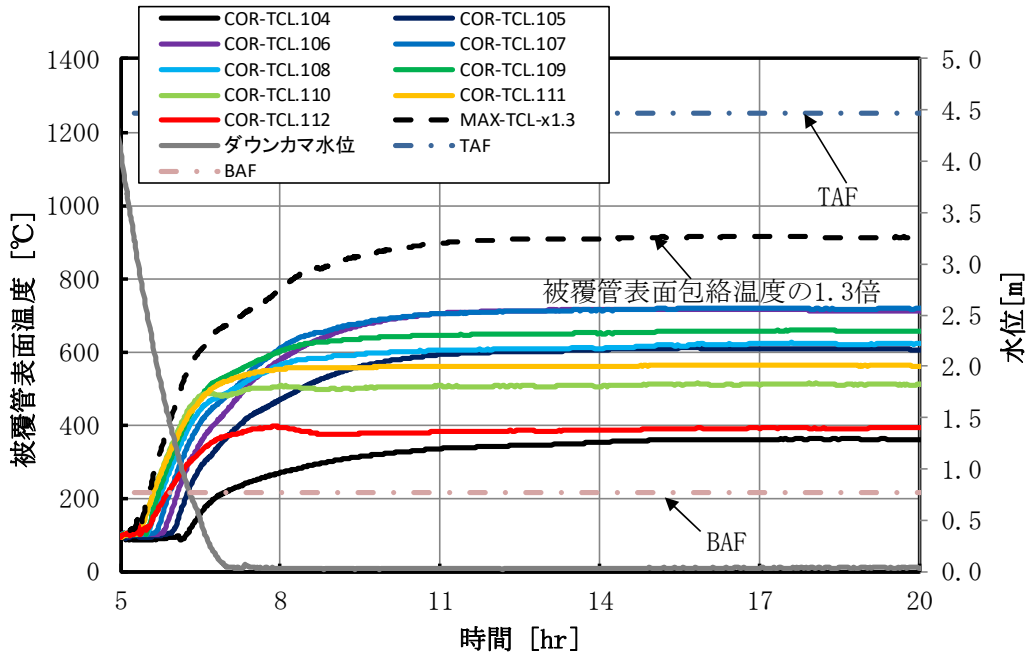


図 2.1.42 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 (ベースケース・スプレイ到達率 60%)

Fig. 2.1.42 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 (Base Case Spray Reaching rate 60%)

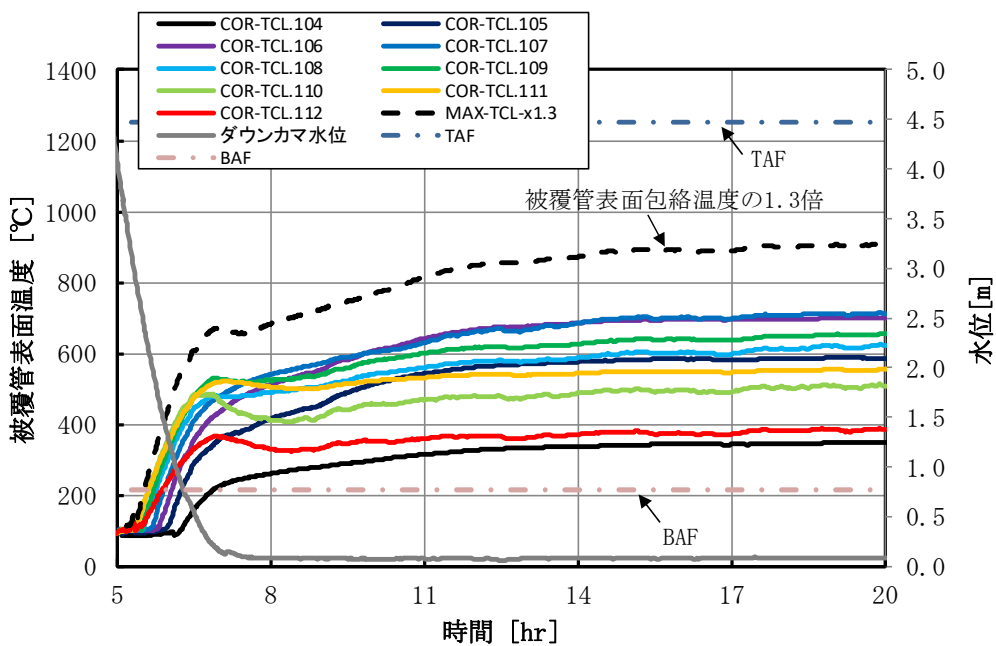


図 2.1.43 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スプレイ到達率 100% (感度解析ケース 1)

Fig. 2.1.43 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 100% (Sensitivity Case 1)

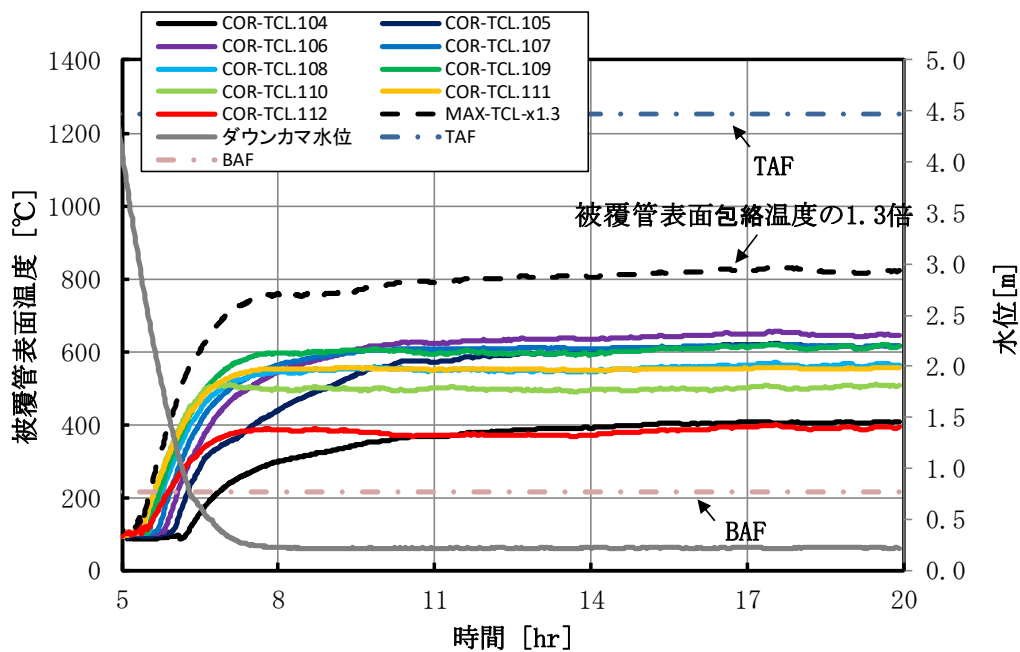


図 2.1.44 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 150 % (感度解析ケース 2)

Fig. 2.1.44 LOCA in the BWR plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 150 % (Sensitivity Case 2)

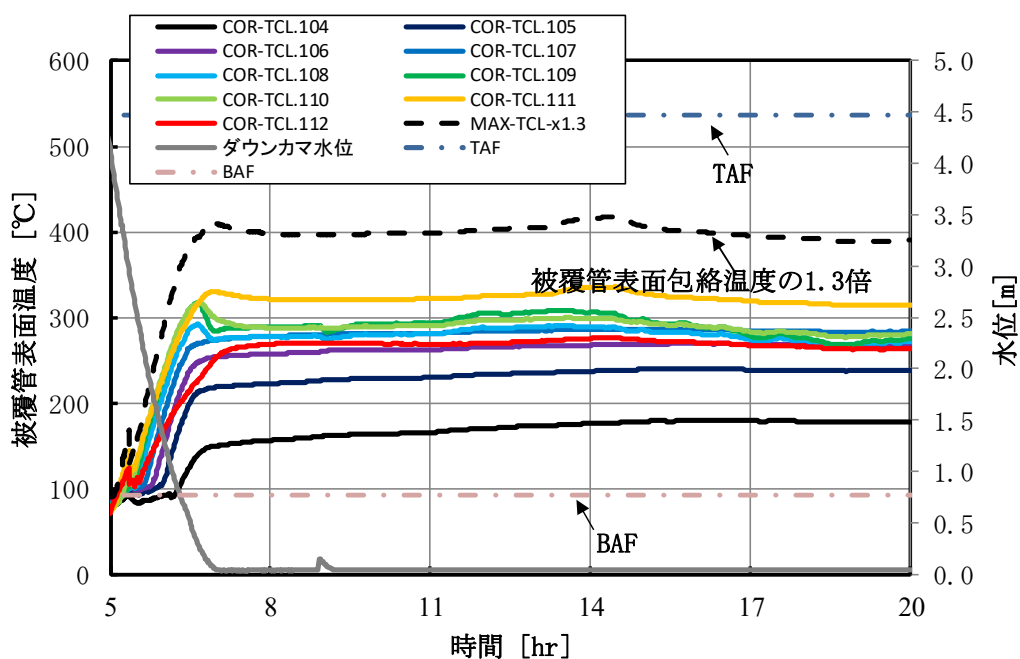


図 2.1.45 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 60 % / 40 日後 (感度解析ケース 3)

Fig. 2.1.45 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 60 % / 40 Days (Sensitivity Case 3)

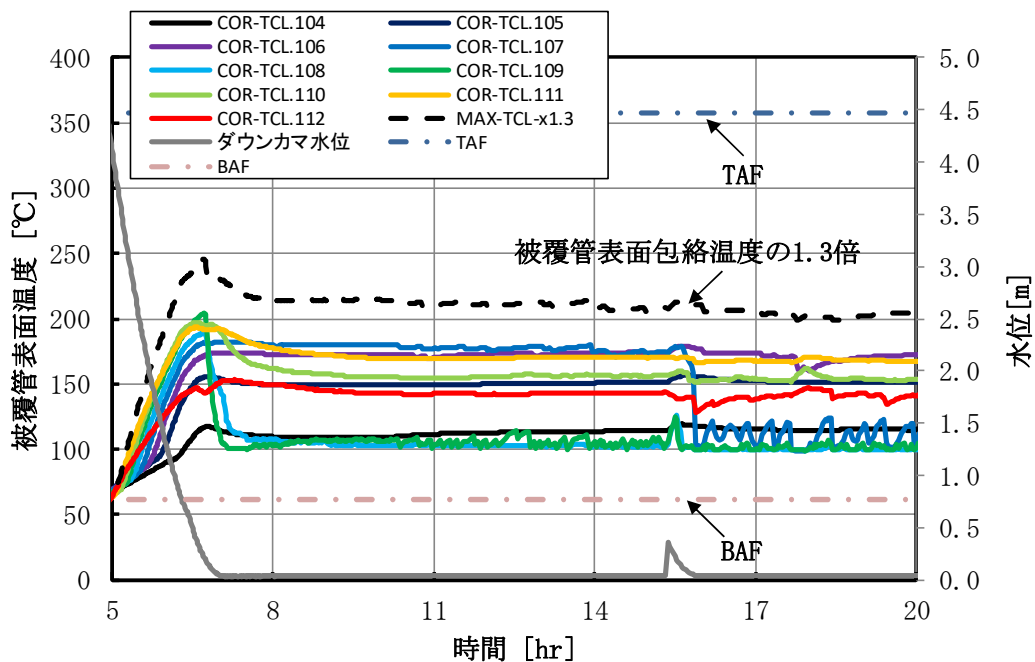


図 2.1.46 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 60 % / 190 日後 (感度解析ケース 4)

Fig. 2.1.46 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 60 % / 190 Days (Sensitivity Case 4)

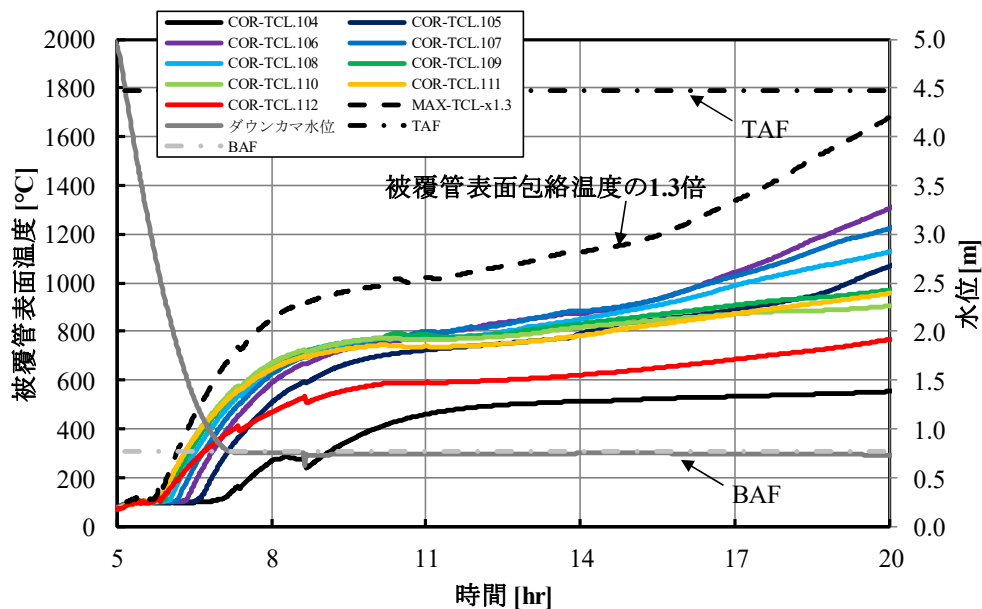


図 2.1.47 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 0 % / 漏洩口 BAF (感度解析ケース 5)

Fig. 2.1.47 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching rate 0 % / Leak Hole at BAF (Sensitivity Case 5)

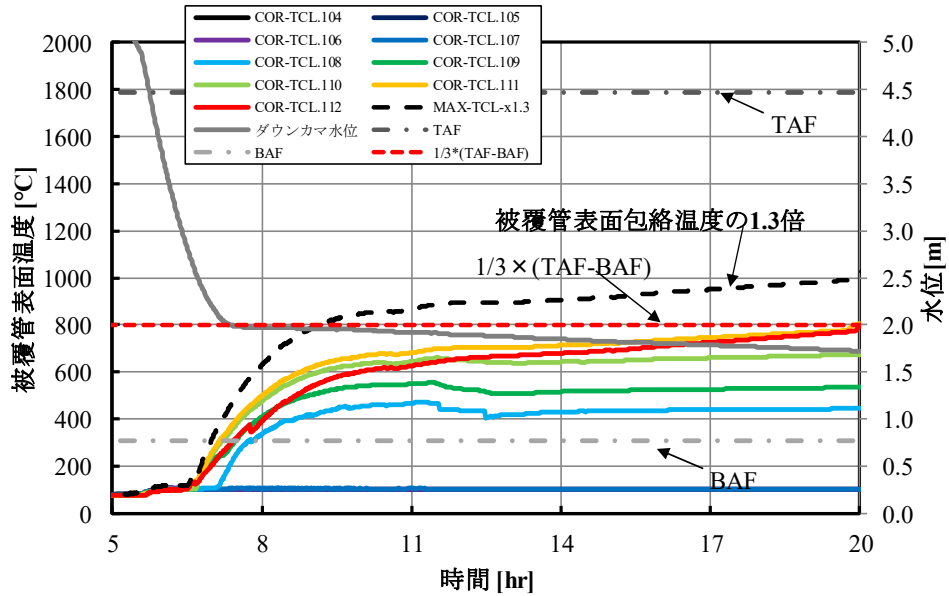


図 2.1.48 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 0 % / 漏洩口 $1/3 \times (TAF-BAF)$ (感度解析ケース 6)

Fig. 2.1.48 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 0 % / Leak Hole at $1/3 \times (TAF-BAF)$ (Sensitivity Case 6)

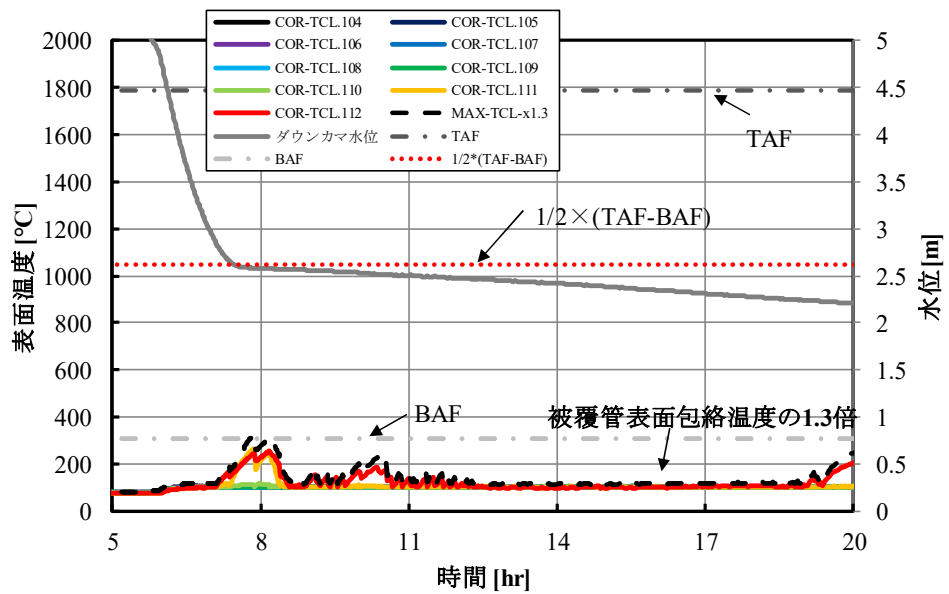


図 2.1.49 BWR プラント SFP 大破断 LOCA / 被覆管表面温度履歴 スpray到達率 0 % / 漏洩口 $1/2 \times (TAF-BAF)$ (感度解析ケース 7)

Fig. 2.1.49 LOCA in the BWR Plant SFP / Cladding Surface Temperature of RING-1 Spray Reaching Rate 0 % / Leak Hole at $1/2 \times (TAF-BAF)$ (Sensitivity Case 7)

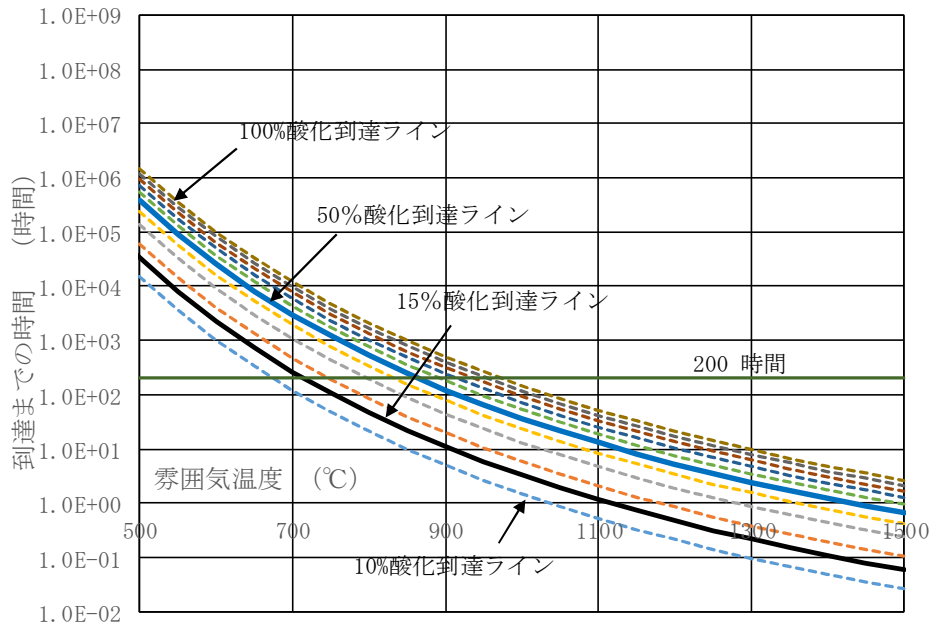


図 2.1.50 温度を固定した Cathcart ジルカロイ 4-H₂O 反応速度式に基づく被覆管酸化膜厚み到達ライン

Fig. 2.1.50 Cladding Oxide Film Thickness Reaching Time Assuming the Constant Temperature Based on the Cathcart-Pawel Zircaloy 4-H₂O Reaction Rate Model

③ まとめ

本研究では、SFP における大破断 LOCA の事故進展に関して、総合 SA 解析コード MELCOR2 を用いた燃料の露出後から燃料破損までの評価手法の整備を実施した。

- a. 既往研究の調査に基づき、重要現象に関する実験的知見とモデル化における知見のレベルを整理し、使用済燃料集合体露出後の冷却に大きな影響を及ぼすモデルとして、①燃料被覆管の空気-水蒸気雰囲気での酸化挙動、②スプレー等の緩和策のない条件の燃料被覆管の温度上昇と輻射熱伝達、③緩和策としてのスプレー注入による燃料集合体内への液滴流入による熱伝達、さらに④SFP 建屋内の気流場を考慮したスプレー液滴到達率に注目した。
- b. ①から③については、実機相当の試験体を用いた実験により実機 SFP の大破断解析において使用すべきモデルパラメータについて検討した。また、④については、数値流体解析を用いた液滴落下解析を実施した。
- c. 以上により求めたモデルパラメータを用い、US-NRC 先行研究において仮定された高密度 (1×4) 装荷パターンに基づき、複数のスプレー流量及び定検移動後の冷却期間について MELCOR2 による実機 BWR プラントの SFP の大破断解析を行った結果、燃料冷却期間によるスプレー緩和効果を評価できるモデルであることを確認できた。

今後の課題としては、ここで得られた評価手法を、さらに広範囲の SFP 状態に対して適用しモデルの改良と適用範囲を拡大すると共に、モデルパラメータの不確かさによる影響、スプレー以外の緩和対策との組み合わせによる効果等の検討を進めていくことが期待される。

2.1.2 個別現象解析コードによる評価手法の整備

(1) 格納容器破損モード（水素燃焼）

本研究で扱う格納容器破損モード（水素燃焼）に関する評価手法は大きく水素混合と水素燃焼の二つの分野から構成される。これらを本研究では前者を二つの解析手法、後者を一つの解析手法ととらえて三つの評価手法を検討した。

一つ目の評価手法は、事故シーケンスの特徴を踏まえて重大事故時の格納容器内に放出される水素量等の評価する「水素発生条件評価手法」とした。二つ目に、空間の局所性を考慮した水素濃度分布を評価する「水素混合評価手法」とした。最後に分布した水素濃度に対して着火した場合の火炎伝播及び構造への影響等々を評価する「水素燃焼評価手法」とした。このように扱う支配的な現象の違いにより適した評価手法を整備することを主要な研究分野として位置付けた⁴⁵。以下、それぞれの研究分野に関する検討結果を述べる。

① 水素混合解析手法の整備

a. 実機格納容器に対する水素濃度分布評価手法

(a) 研究概要

重大事故の際に、格納容器内に水素濃度がどのように分布するかは、炉心損傷に至る事故がどのように進展したかに影響を受けることを考慮することが重要である。これは、格納容器へ放出される水素の総量、単位時間あたりの放出割合、格納容器へ放出された後の混ざりやすさ、水素対策による濃度制御など、格納容器等での水素の滞留や分布に関する解析の境界条件となるものである。このため本研究では主に次の二つの柱を立てて、実機格納容器に対する水素濃度分布評価体系⁴⁶を構築した。

- 事故のシナリオを概ね包絡する代表事故シーケンスの合理的な選定手法（水素発生条件評価手法）
- 格納容器の内部構造の形状の影響を考慮した濃度分布評価手法（水素混合評価手法）

水素発生条件評価手法は、格納容器等へ水素が放出され分布するまでの包括的なプラントの挙動や炉心損傷の進展を考慮することが必要となる。このため、これらの評価には MELCOR 等による事故進展解析手法を適用することが合理的と考えられる。この際、決定論的な事故シーケンスの評価結果によって格納容器に水素が放出されるようなシビアアクシデント条件を包絡するため、扱う事故シーケンスの種類や数は可能な限り多くとる方がデータサンプルの十分性から必要と考えられる。このような研究は米国 EPRI（Electric Power Research Institute：電力研究所、以下「EPRI」という。）でも検討例⁴⁷がみられる。ここで、取得された膨大な数の事故進展解析結果から、どのように代表シーケンスを選定するかということについて課題がある。代表性の条件やシビアアクシデント全体に対する包絡性、保守性の考慮のような条件は、素材となる事故進展解析の結果が多くなるほど全

てを解析者が見極めて判断することが難しくなるため、一定の判断基準に従って自動的に整理を行う手法の実装が必要となる。そこで、本研究では機械学習の一種であるシナリオクラスタリング（以下「クラスタリング」という。）を適用することにより、得られた事故進展解析結果が内包するそれぞれの特徴を分析し、類似の結果を統合していくことで、扱う事故進展解析結果の総数を削減することを考える。

他方、このように総数を削減した事故進展解析の結果を類型化したデータは、格納容器熱流動解析コード GOTHIC⁴⁸（以下「GOTHIC」という。）による三次元詳細解析の境界条件として適用され、局所的な水素の滞留を考慮した解析が実施される。これまでの国内外の研究^{46,49,50,51}により、古典的な集中定数系手法で水素の分布を精度よく評価するには、特にノーディングと呼ばれる空間の分割に配慮が必要とされた。これは、場の平均化作用により局所の水素濃度の高まりのような影響が評価されないことが要因と考えられる。このため、CFD（Computational Fluid Dynamics：数値流体力学）に代表される詳細解析の適用が志向され、OECD/NEA HYMERES⁵²のような活動を通じて CFD の適用性や妥当性確認といった研究活動⁴⁹が盛んに実施されている。ここでは、過年度に終了した安全研究プロジェクト「軽水炉の重大事故に係る知見整備」（以下「前研究」という。）で整備した GOTHIC 分布定数モデルによる詳細解析手法に対して、CAD（Computer Aided Design：コンピュータ支援設計）データに基づき格納容器内構造物を GOTHIC 内で定義する手法を検討した。

(b) 実施内容

ア. 水素発生条件評価手法による代表事故シーケンスの選定

本研究では、MELCOR を用いた事故進展解析の結果から、水素発生量等の主要なパラメータの情報を得る。得られた事故進展解析結果は、シナリオクラスタリングを活用した類型化処理を施す。クラスタリングを持ち込む利点は、格納容器への水素放出等の任意のトレンドに対して、その類似性を解析して共通性のあるデータを関連付けることができる点にある。本研究では、代表的なクラスタリング手法の中から K-means 法を選択した。K-means 法を選ぶ利点は、クラスタリングの入力となる事故進展の時系列データに基づき、類似性のあるグループを母集団とした場合の 95%信頼区間の上限及び下限値、母集団の平均推定値等の統計的な処理が施された時系列データを出力することができる点にある。

図 2.1.51 に実際に MELCOR の事故進展解析で得られた炉心での水素発生量にクラスタリングを施した結果の例を示す。クラスタリング機能を確認するためのデータは、限定的な解析条件に対して MELCOR で計算した 100 ケース分のサンプルを用いた。クラスタリングした結果は、図 2.1.51 に示すように、横軸に示す時間及び縦軸に示す炉心の水素発生量の点において類似性の高いものが、それぞれ異なるクラスター（クラスタリングによって類型化されるグループ）として分類されることを確認した。このようにして準備される事故進展の情報に基づき、GOTHIC の DP モデル（Distributed Parameter Model：分布定数モデル、以下「DP モデル」という。）によって空間の局所性に配慮した水素濃度分布評価（以

下「GOTHIC 解析」という。) ⁵³を行う。なお、本検討では、抽出されたクラスターに含まれる 95%信頼区間の上限及び下限値、母集団の平均推定値等について、クラスターに対する代表性があることの確認までは実施できなかった。

イ. 水素混合評価手法による格納容器構造を踏まえた水素濃度分布評価

前研究 ⁵¹ で報告したように、格納容器等での水素濃度分布の評価には、空間濃度の分布を求めるという特性上から CFD 等の三次元詳細解析の適用が望まれる。実際に実機体系で CFD を適用する場合には、巨大かつ複雑な空間に対して解析メッシュを用意することの困難さ、CFD での相変化等に関連する物理モデルの不十分さ等の課題がある。こういったことから、前研究から DP モデルを適用した三次元熱流動解析の手法を検討 ⁵¹ しており、旧財団法人原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）が実施した水素混合挙動実験などに対する妥当性確認解析を実施してきた。本研究では、実機解析を行うための準備として、複雑な内部構造をモデル化する手段を検討した。

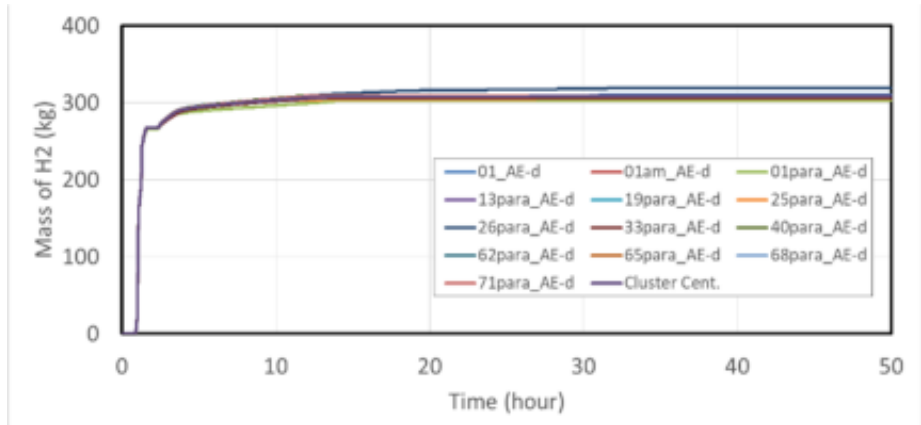
DP モデルは三次元直交座標系で離散化され、構造物は解析メッシュの空孔率や壁面透過率（以下「ブロッケージ」という。）を設定することにより表現される。ブロッケージは、矩形、円筒形、円環形等の単純化された形状を組合せることにより、内部構造物などを設定する。ここでは、PWR の区画化された格納容器内部構造を模擬することを考慮し、一般的な形式の CAD データを読み込んで DP モデルのブロッケージとして設定するためのコンバータツールを検討した。CAD で作成する形状データは、格納容器の外壁等を除く内部構造のみとして、直交座標系に沿うように適宜簡略化する必要があった。図 2.1.52 に主な形状を DP モデルでモデル化するための方針を示す。このようにして作成した形状データは、GOTHIC 解析で認識可能な矩形、円筒形、円環形等の形状毎に分解してブロッケージを設定するためのマクロファイルを出力する。

図 2.1.53 に上記手順によりモデル化した実機体系に対する参考解析結果例を示す。図 2.1.53 は、得られた瞬時の結果を汎用ソフトウェアで可視化し、DP モデルのブロッケージ設定用のために作成した CAD データをコンター図に重ねて描画したものである。解析体系は、代表的な 3 ループ PWR の形状をモデル化した。解析条件には、前項においてクラスタリング処理して取得したホットレグでの大破断 LOCA が支配的なクラスターから取得した炉内での水素発生量の時系列データを与えた。なお、触媒式水素再結合装置や電気式水素燃焼装置などの水素緩和策は考慮していない。蒸気発生器室内のホットレグで放出された水素は、SG 室の区画構造に従ってプルーム状にドームへ分布する挙動が得られた。

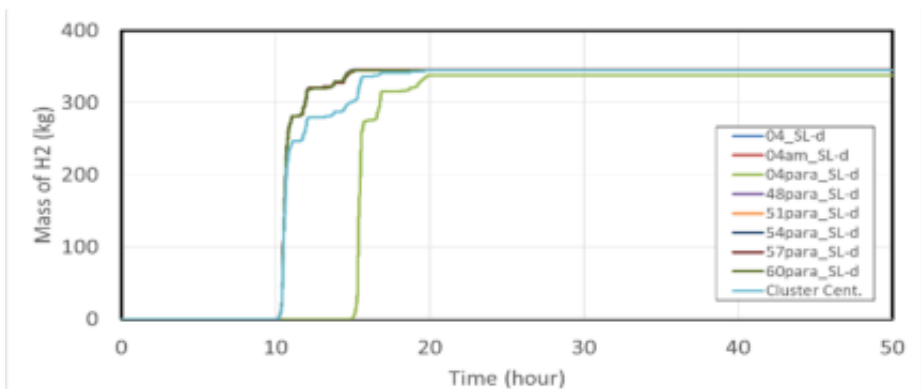
(c) まとめ

水素の局所分布を詳細に解析する手法を構成する基本的な考え方及び関連するツールを整備した。MELCOR の解析データベースに対してシナリオクラスタリングを適用することにより、解析データの集合から類似性のある水素発生量のデータを抽出することを可能

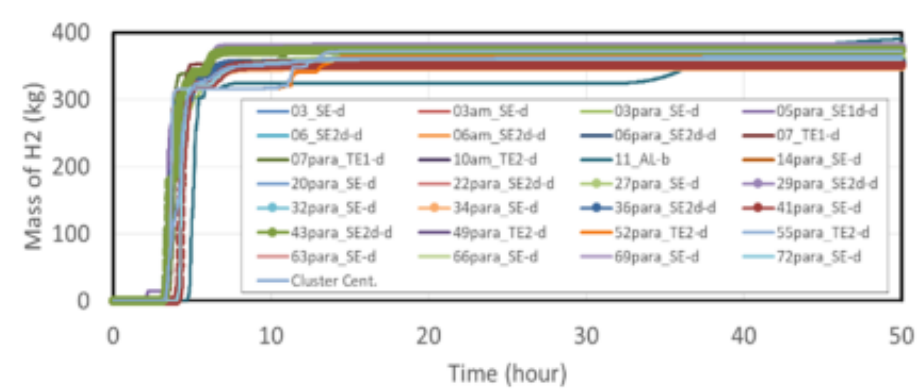
とした。抽出したデータの評価する事故シナリオに対する代表性に関しては、引き続きその妥当性を確認する検討を要する。また、水素混合評価部で実機相当の GOTHIC 解析モデルによる水素混合分布評価を可能とした。水素緩和策のモデル化は GOTHIC コードが具備するスプレイ、リコンバイナ、クーラ等のコンポーネントモデルを設定することでその機能は考慮することが可能である。



(a) 起因事象：大 LOCA



(b) 起因事象：小 LOCA






(c) 起因事象：過渡事象

出典) 西村健、堀田亮年、「GOTHIC 分布定数モデルとシナリオクラスタリングを活用した水素分布解析手法に関する研究」、日本原子力学会 2018 春の年会、大阪大学、3 月 26 日～3 月 28 日、3K08 (2018).⁴⁶

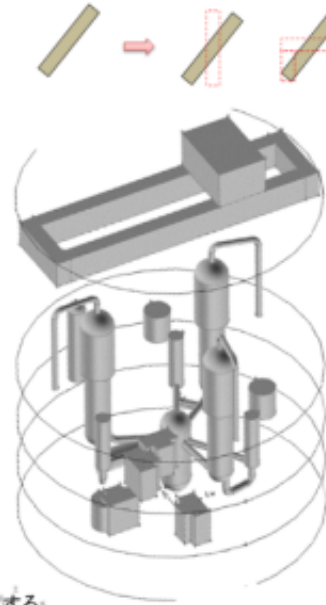
図 2.1.51 事故進展解析結果に対するクラスタリング処理結果の例
(図中の凡例は分類されたクラスターの識別子を表す)

Fig. 2.1.51 Sample Results of Clustering Process for Accident Progression Analyses Data
(Graph Indexes Show the Identifier of Each Classified Cluster)

- 壁のモデル化方針
BLOCK形状を使用する
座標軸に対して斜めの壁は座標軸に平行な直方体で近似、
または座標軸に平行な直方体を用いたクランク形状で模擬する
- 機器のモデル化方針

名称	使用する形状	モデル化イメージ
ポーラークレーン	BLOCK	
再循環ユニット		
原子炉容器	CAP, CYLINDER	
加圧器		
蒸気発生器		
加圧器逃がしタンク		
蓄圧タンク		
1次系配管	CYLINDER, TORUS	
主蒸気管		

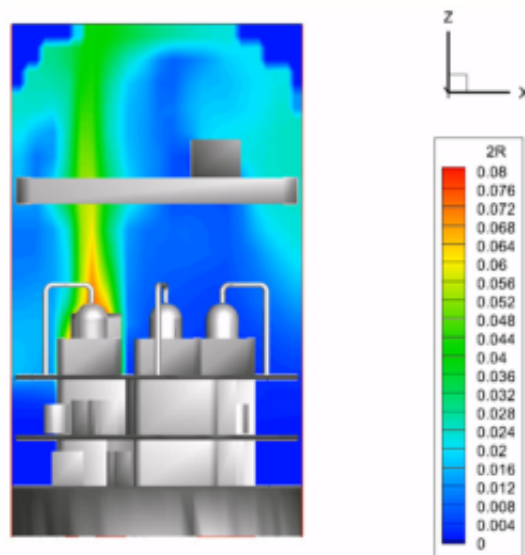
- その他
通路はGOTHICのFLOW PATHでモデル化する
原子炉キャビティの側面隙間は細長い直方体Volumeでモデル化する



出典) 西村健、堀田亮年、「GOTHIC 分布定数モデルとシナリオクラスタリングを活用した水素分布解析手法に関する研究」、日本原子力学会 2018 春の年会、大阪大学、3月26日～3月28日、3K08(2018).⁴⁶

図 2.1.52 DP モデルによる機器のモデル化方針

Fig. 2.1.52 Strategies for Geometrical Modeling of Equipment for DP model



出典) 西村健、堀田亮年、「GOTHIC 分布定数モデルとシナリオクラスタリングを活用した水素分布解析手法に関する研究」、日本原子力学会 2018 春の年会、大阪大学、3月26日～3月28日、3K08(2018).⁴⁶

図 2.1.53 DP モデルで解析した水素濃度分布のコンター図

Fig. 2.1.53 Contour of Hydrogen Concentration Calculated by DP Model

b. 重大事故時格納容器熱流動実験に関する実験解析

(a) 研究概要

安全研究プロジェクト「軽水炉の重大事故の重要物理化学現象に係る実験」では、JAEA に委託して、大型格納容器実験装置（以下「CIGMA」という。）を用いた重大事故時の格納容器熱流動に関する実験として、水素混合現象に関する物理メカニズムの解明に資する密度成層侵食実験を実施している。本研究では、CFD の水素混合解析等への適用性を検討して実機評価のための技術的知見を得ることを目的として、JAEA に委託して上記の CIGMA 実験を対象に解析を実施した^{5,6,7,8,9}。JAEA の委託事業^{54,55}では、これまでに鉛直上向き噴流による密度成層侵食挙動に関する CIGMA 実験を対象とした CFD 解析について、レイノルズ平均数値解析（以下「RANS」という。）を用いた解析における乱流拡散係数に浮力効果を動的に組み込んだモデル等を用いることで実験結果と良好に一致したことが報告された。ここでは、JAEA への委託事業により実施した外面冷却によって発生する自然循環流による密度成層侵食挙動に関する CIGMA 実験⁸の CFD 解析の概要⁹について述べる。

(b) 実施内容

本研究では、CIGMA を用いた外面冷却によって発生する自然循環流による密度成層侵食挙動実験を対象として CFD 解析が実施された。CIGMA では空間の数十点からなる濃度データや粒子画像流速測定法（Particle Image Velocimetry : PIV）等の計測手法を整備しており、CFD のベンチマーク解析に使用可能な詳細な実験データを取得できる。

ア. CIGMA 実験等の概要

CIGMA 実験の体系を図 2.1.54 に示す。CIGMA の実験容器は内径 2.5 m、下部のサンプルを除く高さが 10 m ある。ここでは、サンプル上面からの高さを ELoom として表す。JAEA が実施した本実験⁸では、円筒状の実験容器上部にヘリウムと空気の混合ガスにより成層を形成して容器内気体を約 70 °C まで加熱した状態を初期条件とし、そこで外面冷却により内部に自然対流を駆動させる。その後実験容器の上部の冷却プール、円筒部に同心円環状のギャップ 50 mm の冷却ジャケットに冷却水を注入することで外面冷却が実施された。

表 2.1.18 に本解析で対象とするケース 1 及びケース 2 の実験の実験条件を示す。ケース 1 (CC-PL-30) では、上部プールと中段ジャケットを用いて EL8.1 m 以上領域を冷却する。一方、ケース 2 (CC-PL-34) では下段ジャケットも用いて EL4.1 m 以上の上半分の領域を冷却する。初期ヘリウム成層は EL 約 7 m 以上に形成し、すなわち初期成層の厚さは CC-PL-30 の冷却領域よりは厚く CC-PL-34 の冷却領域より薄い。実験では、この差（初期成層と冷却領域の幾何的な関係）が内部の自然循環にそれぞれ特徴的な違いとなった⁹。

イ. OpenFOAM による CFD 解析

JAEA が実施した CFD 解析⁹では、オープンソースコードの一つである OpenFOAM が用いられた。OpenFOAM で用いられる基礎方程式は質量、運動量、エネルギー保存式で、これらに加えてガス種の輸送方程式を組み合わせられた。OpenFOAM はバージョンによって実装されているソルバー等が異なり、本研究では、乱流混合に対する浮力の影響を検討するため、OpenFOAM-6 及び OpenFOAM-9 の2つのバージョンを用いて解析が実施された。OpenFOAM-6 ではドイツの FZJ が整備を進める格納容器熱流動解析用ソルバー ContainmentFoam⁵⁶が用いられた。OpenFOAM-9 ではデフォルトとして実装されているソルバー chtMultiRegionFOAM にガス種輸送方程式と方程式を解くのに必要な分子拡散係数の相関式を実装して用いられた。両ソルバーでは支配方程式等については同一であるが、以下に示す乱流シュミット数に関する扱いと物性値（粘性係数、比熱、熱伝導率）の評価に違いがある。

本解析で対象とする気体の混合現象は乱流混合に起因するため、その予測性能は乱流モデルに依存する。ここでは汎用性及び現実的な計算時間を考慮して RANS モデルが採用された。RANS モデルを用いる解析では、乱流による物質の輸送現象は単純勾配拡散近似 (Simple Gradient Diffusion Hypothesis) と呼ばれる以下の式で表現される。

$$\langle \rho \rangle [u'_i Y'_k] = -D_t \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} = -\frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} \quad (2.1.4)$$

ここで、 ρ は混合ガスの密度、 u_i は*i*方向の速度成分、 Y_k は気体種*k*の分率を表し、 $\langle \rangle$ はレイノルズ平均、 $[\]$ は密度加重平均、 $'$ はアンサンブル平均からの変動量である乱流成分を表す。右辺の比例係数 D_t は乱流拡散係数であり、運動量拡散である乱流粘性係数 μ_t と別途定められる乱流シュミット数 Sc_t の比で導出される。標準*k-ε*モデルでは、乱流エネルギー*k*と乱流散逸率 ε を用いて μ_t が以下の様に表現される。

$$\mu_t = \langle \rho \rangle C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.1.5)$$

$$C_\mu = 0.09$$

本解析では、この*k-ε*モデルと*k-ω*モデル ($\omega = \varepsilon/k$) を慣性力と粘性力の比を示す無次元数であるレイノルズ数 *Re* によって組み合わせた*k-ω* SST モデルが採用された。ここで、OpenFOAM-6 と OpenFOAM-9 のオリジナルバージョンには、*k-ω* SST モデルにおける*k*と ω の輸送方程式の中に浮力による生成項 (production term) が組み込まれてないため⁵⁷、以下の浮力による乱れの生成項 (乱流運動エネルギー生成項と乱流散逸率生成項) がそれぞれの保存式に加えられた⁵⁸。

$$G_k = -g \frac{v_t}{Sc_t} \frac{\partial \langle \rho \rangle}{\partial x_i} \quad (2.1.6)$$

$$G_\omega = \frac{1}{\nu_t} [(\gamma_1 + 1)C_3 \cdot \max(G_k, 0) - G_k] \quad (2.1.7)$$

式中の γ, C はモデル定数として与えられる。このような浮力効果を補正した $k-\omega$ SST モデルは過去の研究において広く検証されている^{59,60}。

一方、浮力効果を考慮する手段として Sc_t の取り扱いがある。 Sc_t は乱流粘性係数と乱流拡散係数の比で表される無次元数であり、既往研究では1前後の固定値が用いられることが多い。しかし、本解析のような浮力が強く作用する場合は、その安定度によって乱れの大きさは影響をうけるため、 Sc_t は流体慣性と浮力によって変化する。このような密度成層中での物質輸送に対しては、 Sc_t を計算結果に従って局所的に時々刻々変化させる次式のモデルが提案されている。

$$Sc_t = Sc_{to} \exp\left(-\frac{Ri_g}{Sc_{to}C_1}\right) + \frac{Ri_g}{C_2} \quad (2.1.8)$$

$$C_1 = 1/3$$

$$C_2 = 1/4$$

Ri_g は密度比と流体慣性の比で表される勾配リチャードソン数である。式(2.1.8)は計算から求まる成層の安定度(乱れ難さ)に応じて Sc_t を動的に変化させるモデルであり、密度成層の安定度が増すにつれ乱流シュミット Sc_t を大きく(乱流拡散係数を小さく)見積もることになる。Abeらは、 k の輸送方程式に式(2.1.6)のソース項を採用した $k-\varepsilon$ モデルに動的 Sc_t モデルを採用することで、噴流衝突による成層侵食挙動の予測が大きく改善されることを示した⁵⁵。Hamdaniらは、ContainmentFOAM ソルバーと chtMultiRegionalFOAM ソルバーの両者に $k-\omega$ SST モデルを採用し、前者は Sc_t 一定値、後者は動的 Sc_t を実装した計算を行い、その違いを検証した⁶¹。密度成層侵食を扱ったこれらの既往研究における RANS モデル⁸を表 2.1.19 に示す。本解析では Hamdani らの解析を参考にして、前述のとおり ContainmentFOAM ソルバーと chtMultiRegionalFOAM ソルバーに $k-\omega$ SST モデルが採用され、前者に $Sc_t=1$ の固定値、後者に動的 Sc_t モデルが採用された。本計算体系は温度差による自然対流現象であるため熱輸送も含んでおり、乱流温度拡散についても同様の問題があることから、後者については乱流プラントル数に対しても同じ操作が行われた。

作動流体と構造壁の熱伝達には境界面に直接数値を与えるディクレ(Dirichlet)境界条件と変数の勾配を与えるノイマン(Neumann)境界条件が組み合わせて用いられた。この概念図を図 2.1.55 に示す。流体と固体壁の境界面での温度と熱流束の連続性を満たすように、流体と個体の接触面における流体の温度 T_f と構造体の温度 T_s と境界面温度 T_{int} を等しいとし($T_f = T_s = T_{int}$)、熱流束 q が以下を満たすように境界面温度が決定された。

$$q = \lambda_f \frac{T_{cf} - T_{int}}{\delta_f} = \lambda_s \frac{T_{cs} - T_{int}}{\delta_s} \quad (2.1.9)$$

ここで、 T_{cf} 及び T_{cs} はセル中心での流体温度及び構造体温度、 λ_f 及び λ_s は流体及び固体壁の熱伝導率を示す。また、 δ_f 及び δ_s は各領域のセル中心から境界面までの距離を示す。解析では、実験で測定された容器壁外表面温度が境界条件として与えられ、流体熱バランス計算と上記モデルの繰り返し計算により容器内面壁温度が求められた。これにより容器壁熱容量の効果が計算に取り込まれる。

図 2.1.56 に本解析に使用した計算格子体系を示す。図中の青色で塗られた部分は流体解析領域、灰色の部分は容器壁領域であり、総計算格子数は 136 万程度である。格子収束性については、図で示した計算格子よりも細分化した体系を用いて解析することで、ヘリウムガス濃度の時間変化に関して解析結果の差が 0.5 %以下となることが確認された。また、図 2.1.57 に解析の初期条件として設定したヘリウム濃度の初期鉛直分布を示す。初期ヘリウム成層の厚さや冷却条件は実験条件と整合する。

ウ. CFD 解析結果

JAEA で実施した CFD 解析結果⁹から、実験と数値解析で得られた圧力の時間変化を図 2.1.58 に示す。両ケースにおいて外面冷却開始（時刻 0 秒付近）と同時に圧力は単調に低下したが、冷却面積が広いケース 2（CC-PL-34）ではケース 1（CC-PL-30）よりも圧力低下速度が速かった。また、解析では実験よりも圧力低下の速度が速いが、特に外面冷却開始直後の圧力低下を著しく過大に予測した。解析において冷却材の注入速度等は壁の外表面温度を与えることから適切に模擬されていると考え、この差は容器内の内部構造物のモデル化に由来するものと考えられる。CIGMA の圧力容器内には熱電対やキャピラリを固定するためのサポート（細い丸棒や厚さ 4 mm 程度の板）があるが、本解析ではこれらを模擬していないため、この構造物の熱容量が影響したことも一因と考えられる。

図 2.1.59 にケース 1（CC-PL-30）の流体温度鉛直方向分布について実験結果と解析結果の比較を示す。解析は ContainmentFOAM ($Sc_t=1$) と chtMultiRegionalFoam (動的 Sc_t) の両者の結果を示す。外面冷却開始から 1000 秒までは冷却領域（EL>8.1 m）で顕著に温度が低下した。本実験において冷却領域は初期の密度成層より薄く、冷却により生じる自然対流はその成層内に限定されるため、成層の下方に存在する高温流体との混合は有意に進まない。1000 秒以降は下方領域との混合が開始され、冷却領域（EL>8.1 m）に形成された低温領域が下方に移動する。解析でもこの挙動を再現しており、定量的には時刻 1000 秒までは温度低下を過大に予測したものの、それ以降は温度分布について解析結果と実験結果は良好な一致を示した。冷却領域（EL>4.2 m）が広いケース 2（CC-PL-34）の流体温度鉛直方向分布について実験結果と解析結果の比較を図 2.1.60 に示す。実験において鉛直方向にステップ状の温度勾配が生じるのはケース 1 と同様だが、その差は 20 °C以内で大きくなく、容器全体として均質な温度を保ったまま温度低下していく結果となった。解析においてもそれを再現し、定量的に実験結果と良好に一致した。

ケース 1（CC-PL-30）の鉛直方向のヘリウムの濃度分布を図 2.1.61 に示す。ヘリウム濃

度の鉛直方向分布は図 2.1.59 及び図 2.1.60 で示した温度の分布とほぼ同じであり、図 2.1.59 及び図 2.1.60 と同様に、ContainmentFoam ($Sc_t=1$) と chtMultiRegionalFoam (動的 Sc_t) に大きな違いは見られなかった。後者の動的 Sc_t モデルでは、 Sc_t は密度成層界面での密度勾配に由来して最大で 10 のオーダーとなったことから前者の $Sc_t=1$ の解析よりも境界面での混合が抑制されると予想されたが、実際には図 8 に示すとおり両者に若干の違いがみられるものの差は顕著ではない。本解析では浮力と温度拡散率の比を示す無次元数であるレイリー数 Ra が 1×10^{12} のオーダーであるため流れ場は乱流域であり、今回 RANS モデルに採用した浮力補正項 (式(2.1.6)及び(2.1.7)) を導入した $k-\omega$ SST モデルはこのような浮力下の乱流混合挙動に十分な予測性能があることが過去研究でも示されており^{59,60,61}、さらに動的 Sc_t を適用することによる効果は大きく表れなかった⁶¹。一方で Abe らの研究においては、 $k-\varepsilon$ モデルと補正モデル (k の輸送方程式に式(2.1.6)を使用及び ε の輸送方程式に G_k に由来する補正) の間には、動的 Sc_t の効果が顕著に表れる結果となった^{54,55}。本解析の結果や既往研究から、RANS モデルの浮力補正や Sc_t 等の各パラメータの寄与が見てとれるものの、これらの定量的な関係や物理的な意義については更なる検討が必要である。

ケース 1 (CC-PL-30) 及びケース 2 (CC-PL-34) の各計測点におけるヘリウム濃度の時間変化を図 2.1.62 に示す。実験ではケース 1 とケース 2 における成層の解消挙動に大きな違いが生じるが、解析でもこれらを良好に再現した。冷却領域が初期成層より狭いケース 1 では、実験容器上部の EL9.3 m の濃度が単調に減少する中で、初期成層 (EL7 m 付近より上) と同じかそれより下部の EL7.5、7.1、6.3 m の計測点において成層の下部への高濃度ヘリウムの輸送により濃度が急上昇し、EL9.3 m における濃度に近づいた。初期密度成層が下方に拡大する現象は解析でも再現されるが、図 2.1.59 に示されるようにヘリウムは実験結果よりも早く混合した。一方、冷却領域が初期成層よりも広いケース 2 では、初期成層下部から順に濃度が低下した後に濃度分布が一様化している。これは、密度成層の下部に噴流やプルームが衝突して成層が削られながら侵食・崩壊していく過程と類似した挙動であり、解析でも定性的にこれを再現した。解析では、EL7.5 m (成層界面方により少し上) において実験結果よりもやや遅く侵食が進んだ。また、実験容器上部の EL9.3 m では、時刻 2000 秒以降の濃度低下が実験よりも大きい、変化は緩やかであった。以上のとおり、解析はヘリウム混合挙動についてケース 1 では過大評価する一方、ケース 2 では過小評価する結果となった。

図 2.1.63 及び図 2.1.64 にケース 1 (CC-PL-30) 及びケース 2 (CC-PL-34) における気体流速のベクトル図及びコンター図をそれぞれ示す。色コンターは鉛直速度方向の大きさを表し赤が上昇流、青が下降流である。図 2.1.63 (ケース 1) では外面が冷却されている実験容器の上部では壁面近傍では下降流 (青)、容器中心部では上昇流 (赤) の循環が生じており、時刻 2000 秒以降では冷却領域よりも下方の壁面近傍で上昇流、容器中心部で下降流の対流が生じているのがわかる。図 2.1.62 で示したヘリウム濃度の時間変化から分かるように、成層が下方に広がる過程の中で、成層内の循環が冷却条件に従って逆転した渦構

造を示し、成層の拡大挙動と相まって変化が進んだことがわかる。また、成層よりも下方では対流がほとんど生じていないことも分かる。一方、図 2.1.64 に示したケース 2 では、上半身全体が冷却されているにも関わらず、初期密度成層内でほとんど停滞し、成層より下方では強い自然対流が発生している。これは、成層下部からの噴流やプルーム衝突による混合発生と類似する現象であり、図 2.1.62 に示したヘリウム濃度変化の過渡変化が侵食・崩壊挙動と類似した原因であると考えられる。

(c) まとめ

CFD の水素混合解析等への適用性を検討して実機評価のための技術的知見を整備することを目的として、JAEA への委託事業^{5,6,7,8,9}により CIGMA を用いた外面冷却によって発生する自然循環流による密度成層侵食挙動実験の CFD 解析を実施した。解析では、実験容器壁との熱伝達を考慮することで自然対流に強く影響する構造物の熱容量の効果を取り入れられた。実験結果と解析結果の比較により、CFD 解析は定性的に熱及び物質の移行挙動を捉えることが確認され、その適用性が示された。また、レイリー数 Ra の小さい体系では乱流の効果は顕著に表れず、一方で容器内の大域的な対流の再現が重要となることが示された。ただし、各条件における成層内での流れの特徴やケース 2 において成層内で対流が生じない理由については依然不明な点もあり、実機規模の格納容器内熱流動への外挿も含めて今後検討する必要がある。

表 2.1.18 CIGMA 実験の初期条件及び境界条件

Table 2.1.18 Initial and Boundary Conditions of the CIGMA Experiments

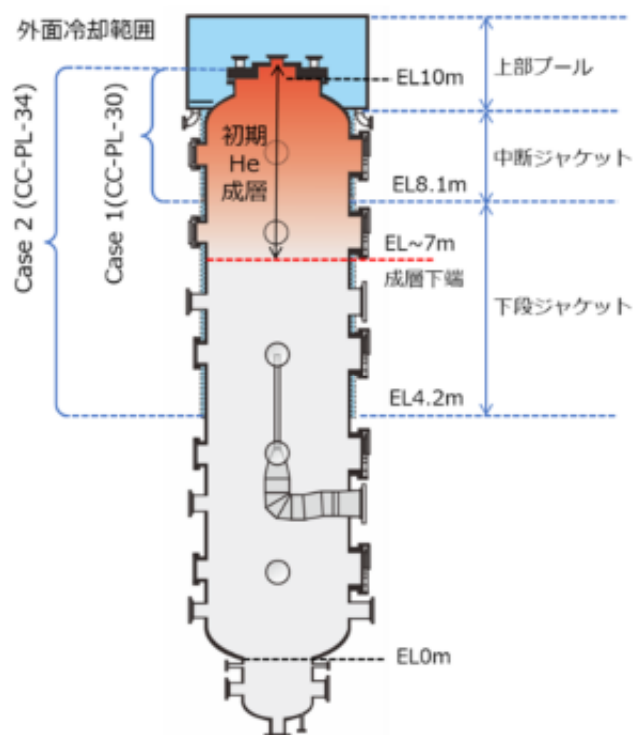
Experiment ID	CC-PL-30	CC-PL-34
Numerical Case	Case 1	Case 2
Working gas	Air, helium	Air, helium
The outer surface cooling region	EL > 8.1 m	EL > 4.2 m
Initial temperature	72 °C	74 °C
Initial pressure	175 kPa	174 kPa
Initial stratification	EL > 6 m	EL > 6 m
Helium fraction of the whole vessel	11 %	11%
Helium molar fraction on the top	48 %	48 %

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書」、2021.⁸

表 2.1.19 既往研究で適用された乱流モデル

Table 2.1.19 Turbulent Models Applied in Previous Studies

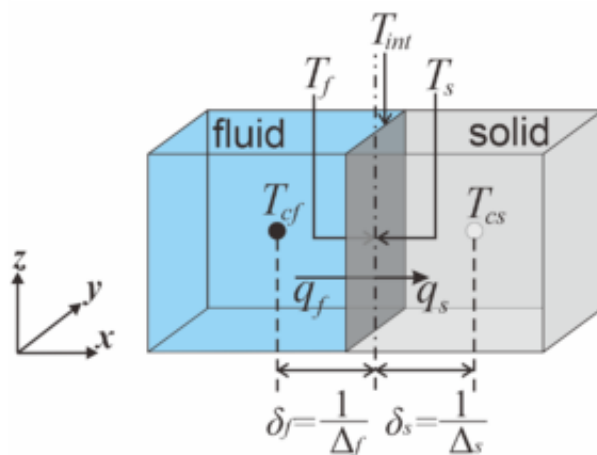
Author	CFD code	RANS	buoyancy correction	Sc_t
Abe et al., 2018 ⁵⁴ , 2020 ⁵⁵	OpenFOAM v2.3.1	$k-\varepsilon$	G_k and $C_{\varepsilon 3}G_k$	dynamic
Kelm, et al., 2019 ⁵⁹	CFX 17.2	$k-\omega$ SST	G_k and G_ω	constant
Kampili, et al., 2021 ⁶⁰	ContainmentFOAM	$k-\omega$ SST	G_k and G_ω	constant
Hamdani, et al., 2022 ⁶¹	OpenFOAM-9	$k-\omega$ SST	G_k and G_ω	dynamic
	ContainmentFOAM	$k-\omega$ SST	G_k and G_ω	constant



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和2年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書」、2021⁸

図 2.1.54 外面冷却範囲及び初期ヘリウム成層の範囲

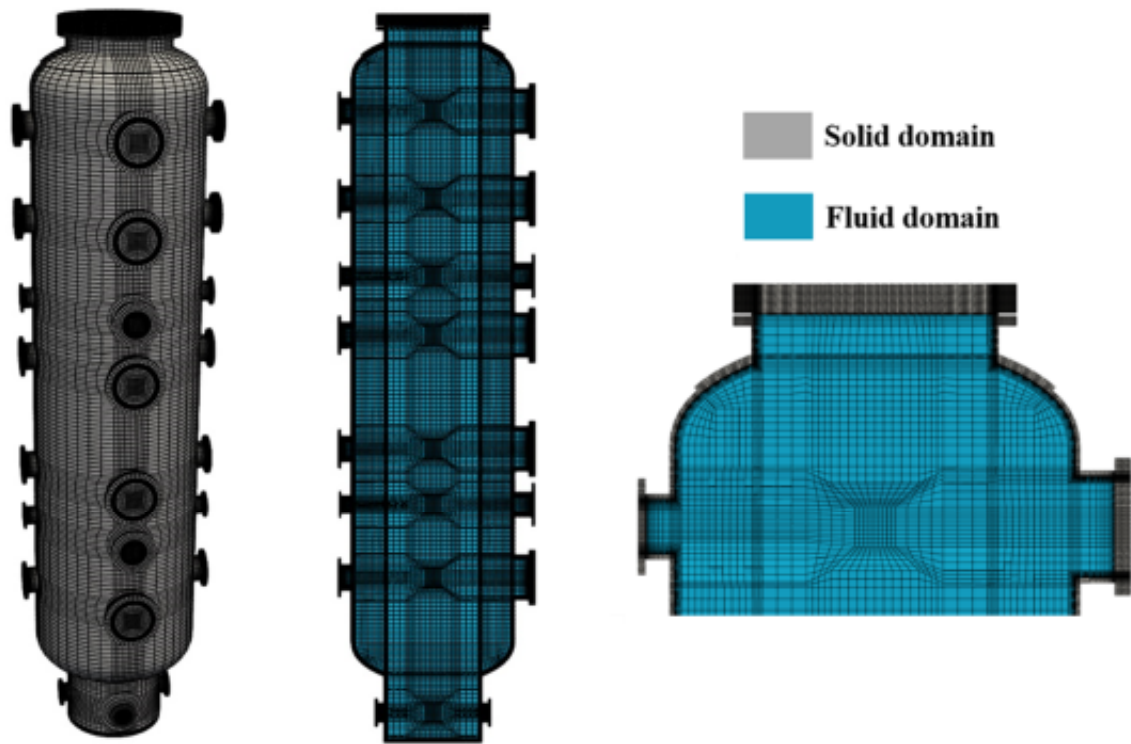
Fig. 2.1.54 Region of External Cooling and Initial Helium Stratification



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.55 ディクレ・ノイマン境界条件の概念図

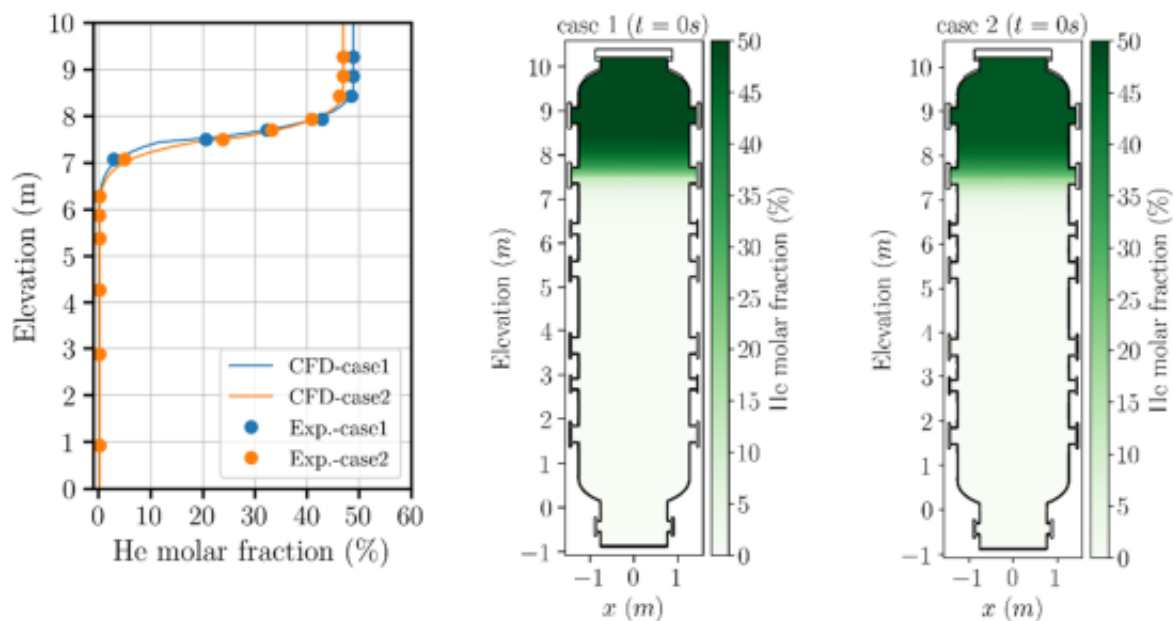
Fig. 2.1.55 Conceptual Diagram of Dirichlet-Neumann Boundary Condition



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.56 CIGMA の計算格子体系

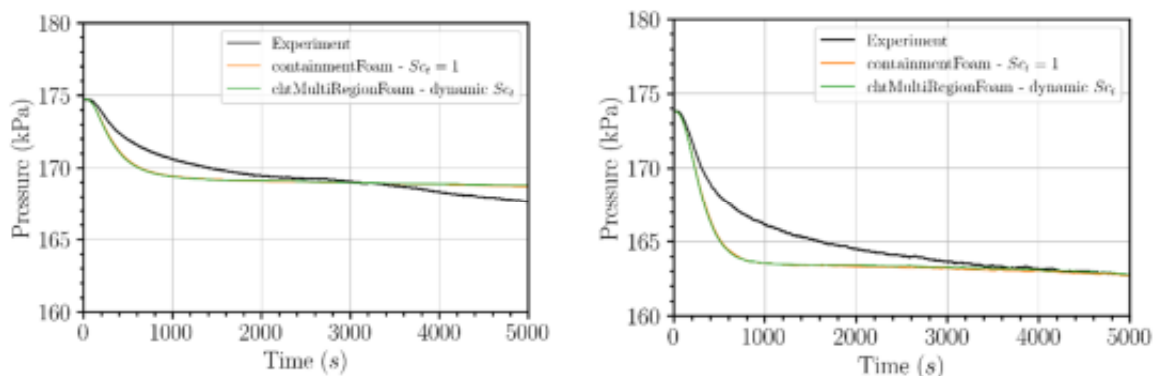
Fig. 2.1.56 Computational Grid System of CIGMA



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.57 初期ヘリウム濃度の鉛直分布

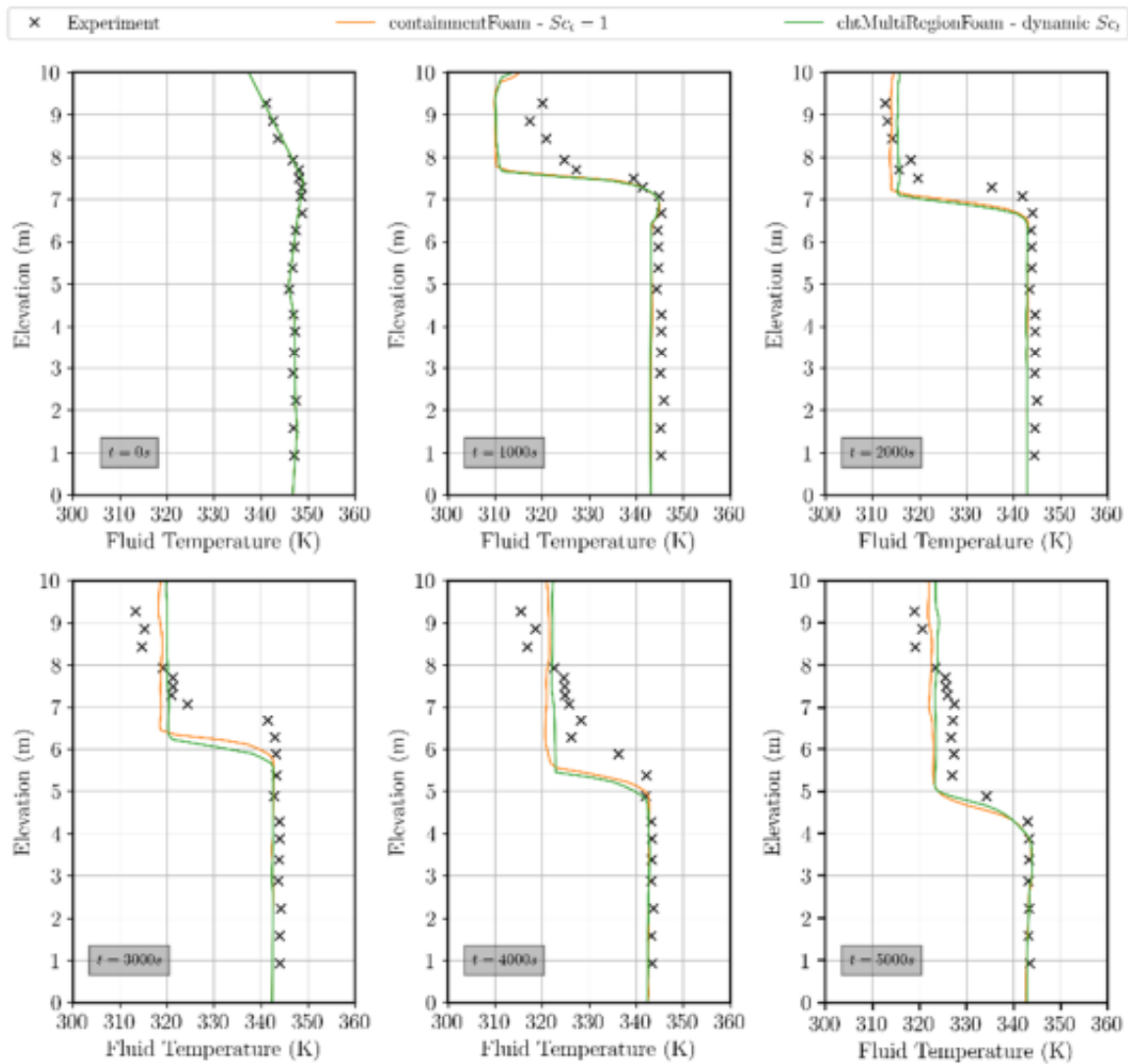
Fig. 2.1.57 Vertical Profiles of Initial Helium Concentration



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.58 圧力の時間変化（左：ケース 1 (CC-PL-30)、右：ケース 2 (CC-PL-34)）

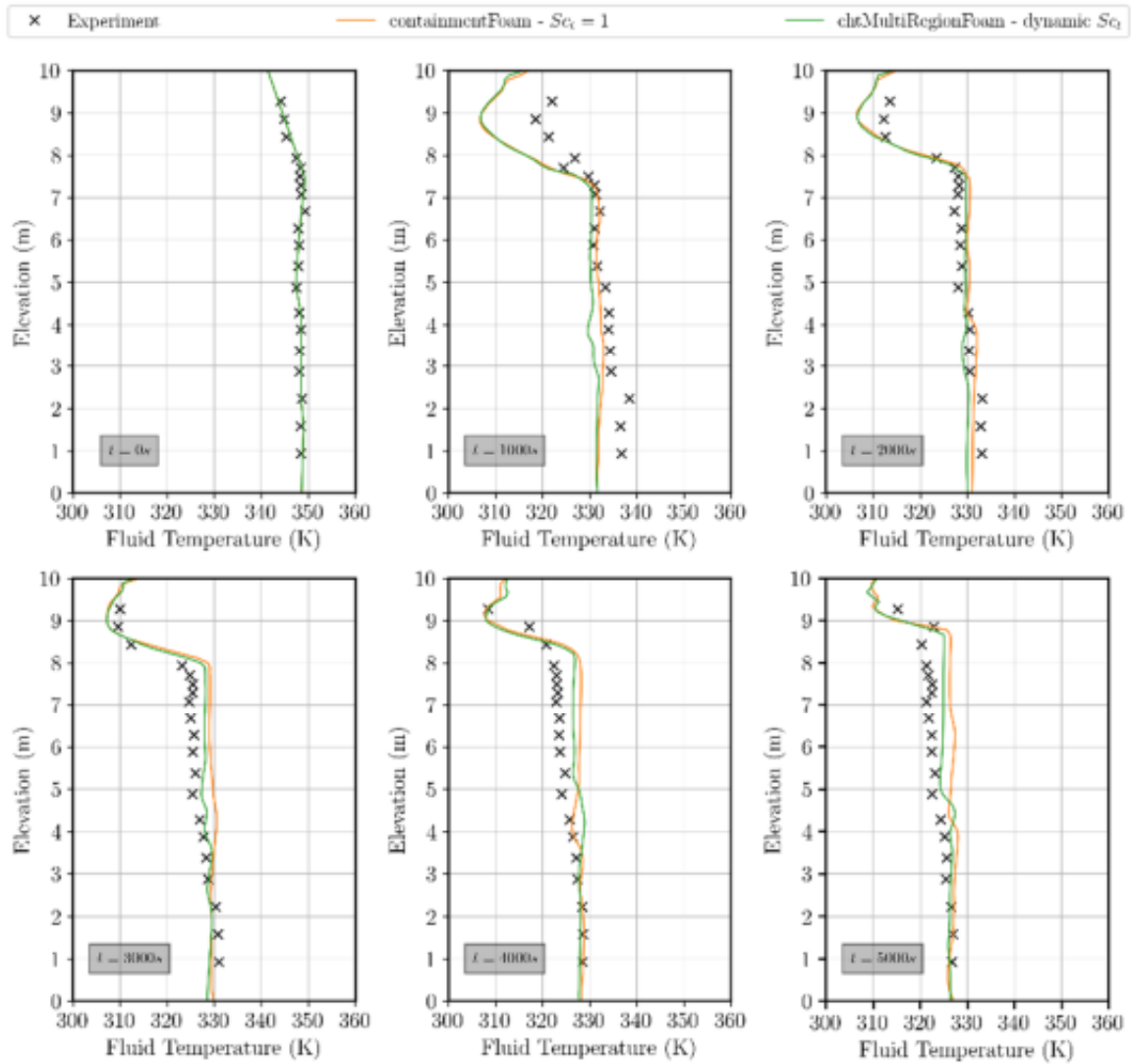
Fig. 2.1.58 Time Change of Pressure (Left: Case 1 (CC-PL-30), Right: Case2 (CC-PL-34))



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.59 ケース 1 (CC-PL-30) の気体温度鉛直分布の時間変化

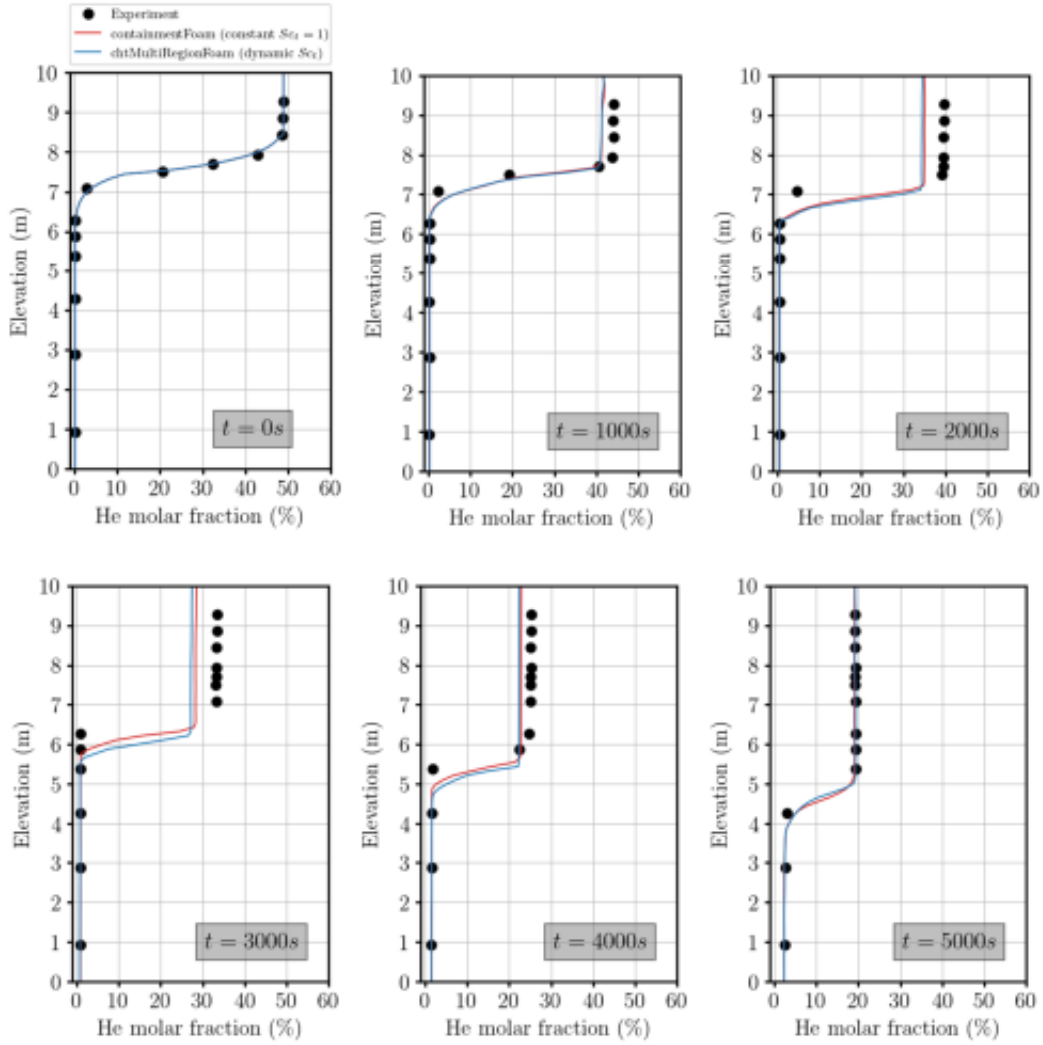
Fig. 2.1.59 Time Change of Vertical Distribution of Gas Temperature in Case 1 (CC-PL-30)



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.60 ケース2 (CC-PL-34) の気体温度鉛直分布の時間変化

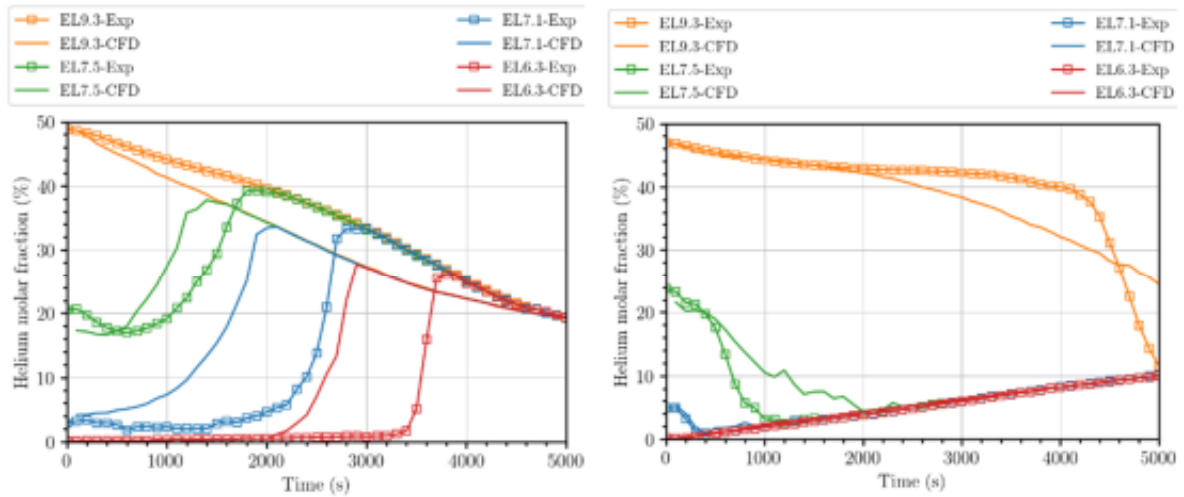
Fig. 2.1.60 Time Change of Vertical Distribution of Gas Temperature in Case 2 (CC-PL-34)



出典) A. Hamdani et al., CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, Progress Nucl. Energy, Vol.153, 2022.⁶¹

図 2.1.61 ケース 1 (CC-PL-30) のヘリウム濃度鉛直分布の時間変化

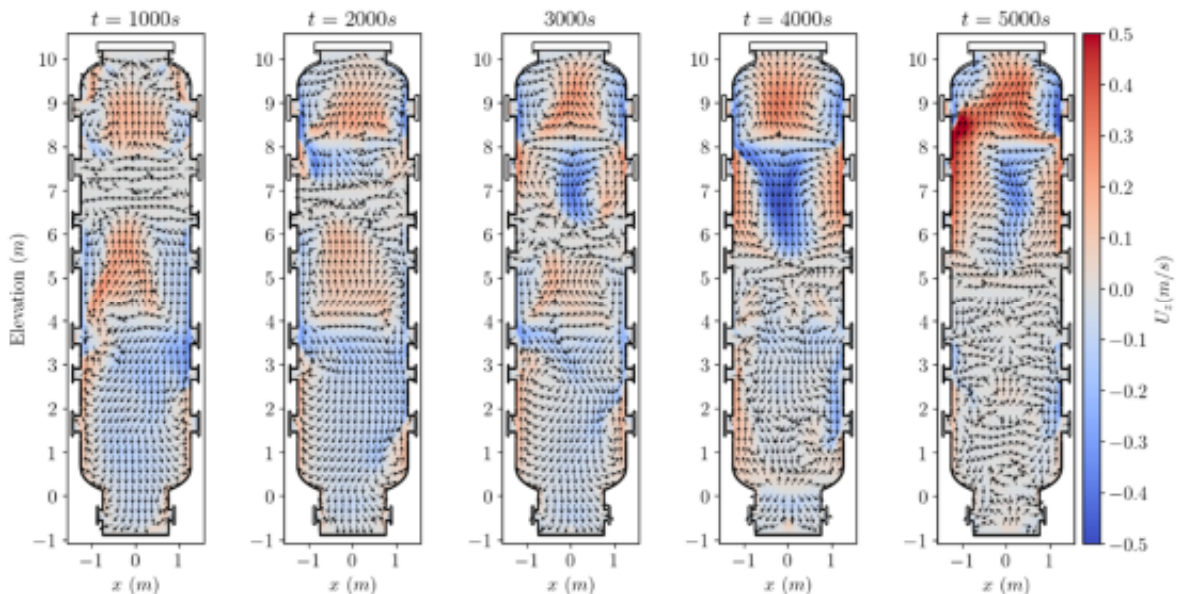
Fig. 2.1.61 Time Change of Vertical Distribution of Helium Concentration in Case 1 (CC-PL-30)



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.62 各計測点でのヘリウム濃度時間変化(左: ケース1、右: ケース2)

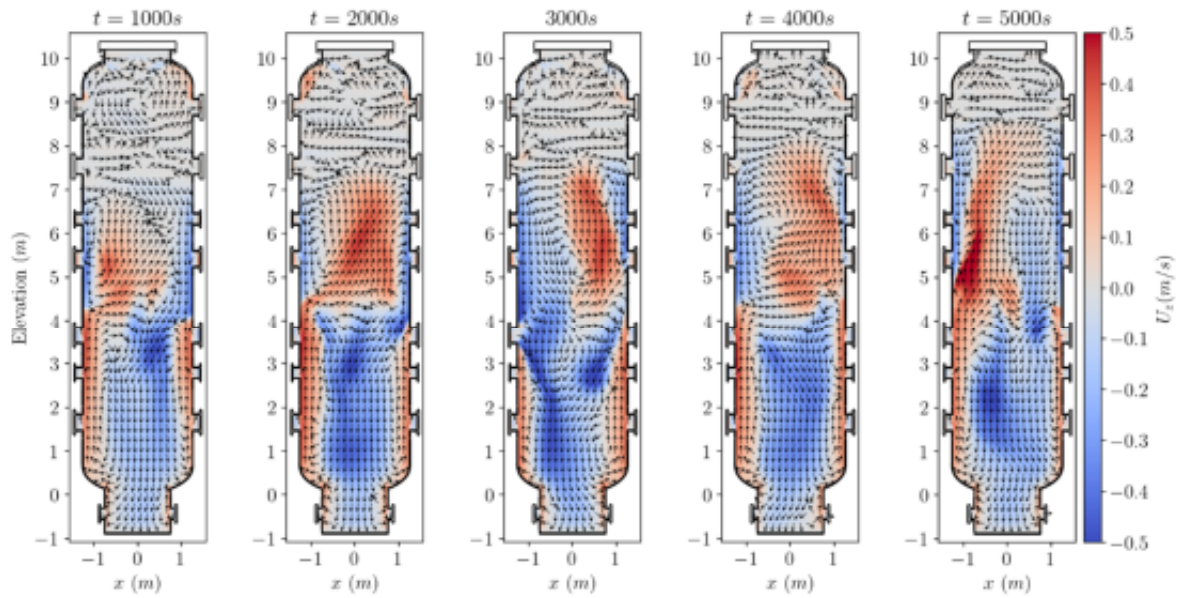
Fig. 2.1.62 Time Change of Helium Concentration in Each Measurement Point (Left: Case 1 (CC-PL-30), Right: Case2 (CCPL-34))



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.63 ケース1 (CC-PL-30) での実験容器内気体流速分布の時間変化

Fig. 2.1.63 Time Change of Gas Velocity Distribution inside the Test Vessel in Case 1 (CC-PL-30)



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和 3 年度原子力施設
等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)
事業 成果報告書」、2022.⁹

図 2.1.64 ケース 2 (CC-PL-34) での実験容器内気体流速分布の時間変化
Fig. 2.1.64 Time Change of Gas Velocity Distribution inside the Test Vessel in Case 2
(CC-PL-34)

② 水素燃焼解析手法の整備

a. 研究概要

格納容器及び原子炉建屋での水素燃焼の影響評価に際しては、可燃限界を超える水素濃度に依存していくつかの燃焼の形態が存在することを考慮し、それにより変化する支配的な負荷を適切に評価することが重要である。

燃焼形態が高速な火炎伝播を伴わない範囲では、簡易的に AICC (Adiabatic Isocholic Complete Combustion: 断熱等積完全燃焼、以下「AICC」という。) を仮定したエネルギー保存式を評価する手法が適用可能である。一方、AICC は一点近似により大局的な影響を評価するために、水素の局在化や火炎伝播が加速する場合の影響等を考慮することができない。このため、解析コードによる三次元解析手法を整備することにより、水素濃度の分布や局所的な構造影響、火炎の加速の影響等を考慮した評価を実施する手法を確立すること目的として研究を実施した。

b. 実施内容

(a) 火炎加速実験に関する感度解析

OECD/NEA/CSNI がとりまとめた報告書⁶²では、原子力発電所に関する水素燃焼のうち重要となる現象の分類は、爆轟だけでなくその前段の火炎加速を伴う爆燃（以下「Fast Deflagration」という。）も含まれるとされている。

そこで、本研究ではこのような Fast Deflagration に対する詳細解析手法について、適用する乱流モデルや燃焼モデルが解析結果に及ぼす影響を把握することを目的として、汎用 CFD コードである OpenFOAM⁶³にこれまでの国内外の研究を通じて提案されている解析モデルを組み込み、その感度を確認した。

解析は最新の火炎加速実験である ENACCEF-2 実験に関するベンチマーク解析⁶⁴を対象とし、火炎の伝播速度、火炎位置の時間変化に着目した解析結果の比較を行った。ENACCEF-2 は、装置下部に複数枚の円環を具備した円筒管であり、フランスの CNSR/ICARE 研究所が所有する装置である。本解析は OpenFOAM により三次元全体系で解析した。

図 2.1.65 に乱流モデルとして RANS 又はラージエディシミュレーション（以下「LES」という。）を適用した場合の解析結果の比較を示す。これまでに実施した解析において、RANS を適用した場合に火炎の伝播速度や圧力の上昇過程において、実験結果との乖離が顕著であることが課題であった。このような課題に対し、LES を適用することにより、有意に実験結果の再現性が向上することを確認した。その要因として、装置下部で着火した火炎の円環部での加速に、火炎の伝播に先行して発達した乱流の影響が関与しているものと考えられ、このわずかな乱れの再現性において RANS と LES では乱れの解像度が異なる。初期のわずかな乱れは、燃焼開始時点における体積膨張を駆動力として円環周りでの乱流の形成によるもので、この乱れの発達が燃焼速度モデルにおける局所の乱流燃焼速度の発達に影響し、RANS により時間平均されることでその成長が鈍化される傾向にある。

(b) OECD/NEA THAI3 に関する感度解析

OECD/NEA THAI プロジェクト⁶⁵では、独ベッカーテクノロジー社が所有する THAI 装置を使って、水素の爆燃実験が行われデータが取得されている。ここでは、前研究⁵¹において導入した爆発解析コード FLACS⁶⁶（以下「FLACS」という。）の適用性をさらに確認するために、OECD/NEA THAI プロジェクト⁶⁵の Phase3（以下「THAI3」という。）で取得された実験データに対して感度解析を実施した。

FLACS は、ノルウェーGEXCON 社が開発した解析コードであり、主に海底油田の爆発安全の評価のために開発された。このため、CFD と同様に圧縮性の Navier-Stokes 方程式を基礎式として駆動し、可燃性気体の漏えい、拡散、燃焼、爆発等を一貫通貫に評価することができる。また、計算負荷低減のため直交格子座標系と体積空孔率（Porosity）を駆使して巨大な建造物内の爆発挙動を評価できる点に利があるほか、GEXCON が自ら運営する爆発実験サイトで取得した爆発実験データを根拠として、燃焼モデルを実装及びチューニングを施している点で高精度な実用解析能力を提供する。このようなことから、原子炉格納容器や原子炉建屋のような大型の建築構造物に対して高い適用性を有すると考えて、FLACS を中心技術とした燃焼解析手法整備を進めた。

THAI3 の実験では、過去の OECD/NEA THAI プロジェクトの Phase2 までの爆燃実験とは異なり、従来の単一圧力容器として用いられていた THAI 装置に加えて、新たに並行に連結された容器（Parallel Added Dram : PAD、以下「PAD」という。）を増結することで多区画間の火炎伝播挙動を観測できるようになった。上述の火炎加速実験に関する感度解析でも述べたように、火炎伝播挙動には乱流の寄与が大きく働く。そこで、このような多区画構造をもつ THAI+PAD 体系を用いて、初期に人為的に循環流を与えた状態で着火をした場合の燃焼挙動についてデータ取得が進められた。本解析では、そのような条件下での FLACS の解析性能について確認を実施した。一例として、メッシュサイズの感度について着目した結果を記載する。

FLACS で駆動する燃焼モデルは、メッシュサイズと燃焼速度に依存するモデルパラメータをも含んでいるため、メッシュサイズの感度が大きいと考えられる。一般的には、CFD のように詳細なメッシュ分割を行うことで場の解像度が向上することにより、近似解はある解に収束することが知られている。他方、そのようにメッシュを詳細化することにより計算コストが激増することが、実用的な手法の障害となる。したがって、FLACS においてメッシュサイズの影響がどのように結果を変化させる可能性があるかを知ることは重要である。本解析では、THAI+PAD 体系の最小流路径に対するメッシュ分割数を基準として、5 cm から 15 cm の範囲で感度解析を実施した。

図 2.1.66 に系内の圧力挙動の比較を示す。メッシュサイズが小さくなることによって、圧力の上昇速度がわずかに早くなる傾向があった。次いで図 2.1.67 に火炎の伝播挙動の比較を示す。THAI と PAD は上下で連結管により接続されているため、任意の位置で着火した火炎はそれぞれ逆方向に伝播したのち、再び合流する。本図は、その火炎が合流する瞬

時を捉えて比較したものであるが、火炎の合流時刻はメッシュサイズ 5 cm の場合の $t=1.41$ 秒から、同 15cm の場合の $t=1.73$ 秒とメッシュサイズが大きくなるにつれて遅れを見せ、圧力の上昇傾向と同様にメッシュサイズが単位時間当たりの反応量に感度を与えることを確認した。

以上の感度については、従来 FLACS が適用されてきた油田のような巨大な構造物に対して、THAI+PAD 体系のスケールがメートル系において 1~2 桁程度小さいこと、また上昇した圧力の最大値がおおむね同程度の（すなわちエネルギー収支に大きな差がない）値を示していることから考えると、本解析で用いた解析体系のスケールで見られた感度は、原子炉建屋等の規模での解析に対しては、変動を吸収する空間が十分に大きいことから大きな影響を与えないものと考えられる。

(c) 1F 事故で発生した水素爆発の分析を踏まえた実機解析手法の整備

2011 年 3 月に発生した 1F 事故では、SA の進展とともに、運転中であった 1 号機及び 3 号機に加えて、定期事業者検査で停止中であった 4 号機でも、原子炉建屋で水素爆発を経験し、数名の負傷者を出すなど、事故の収束作業を極めて困難なものにした。ここでは、各号機の水素爆発の特徴を概略整理した上で、それぞれの事象が 1F 固有で発生したのではなく、典型的な設計の BWR においても、原子炉建屋で水素爆発が生じれば付随して起こり得るものとして、必要となる影響の評価手法を検討した。

ア. 解析モデル

本解析手法の整備のため、原子炉建屋の解析モデルを FLACS により構築した。解析モデルは、これまでに公開されている 1F の原子炉建屋の図⁶⁷などを参照し大まかな寸法を得て構成したほか、1F 事故分析検討チームが実施した事故現場の現地調査や公表した動画などを根拠⁶⁸として、大型の構造物や配管・電線ケーブルの配置などを、空孔率の調整によって概略モデル化した。なお、このようにモデル化した配管や電線ケーブルは、建物全体の配置図面などでは描写されていないが、実際には有意な空間占有率があることが分かり、空間の気相成分濃度が爆発の程度に大きく作用するという爆発現象の本質から考えて、このような配管や電線ケーブルの影響を効果的に取り入れた解析手法の構築が望まれる。

イ. 1 号機の爆発現象に関する解析手法

1 号機で特徴的な事象に、原子炉ウエルの遮蔽に供されているコンクリート製のプレート（以下「シールドプラグ」という。）が、所定の設置位置から浮き上がりずれていることが確認されている点がある。これまでに、東京電力ホールディングス株式会社などから水素爆発による影響でずれたとする見解が示されている⁶⁹が、9 枚の鉄筋コンクリート製のプレートからなる合計 600 トン程度のシールドプラグが浮き上がったとするには、俄かに信じ難い点もある。このようなことを研究動機として、FLACS により解析した爆発挙動に基

づき、シールドプラグの変位を評価するための解析手法を検討した。

FLACS では、計算セルのセル中心において圧力等を計算するコロケート型のメッシュを採用している。セル中心の計算データは外部ファイルに出力することができるため、本手法ではシールドプラグ直上の計算点に対してモニターポイントを設定し、圧力などの時刻歴データを陽解法動的応答コード LS-DYNA⁷⁰（以下「LS-DYNA」という。）へ一方向連成することで、シールドプラグの変位を解析する手法とした。LS-DYNA の解析メッシュは、FLACS で用いられるものと比べて詳細化してモデル化したため、FLACS で取得した時刻歴データの補間処理が必要となる。本解析手法では、評価点となる LS-DYNA のメッシュと FLACS のモニターポイントの座標位置を比較して、最近傍に位置する時刻歴データを LS-DYNA の境界条件にマッピングして与えることとした。これは、爆発によりシールドプラグ表面に圧力不連続の分布が生じる可能性があるものの、粗い FLACS の計算メッシュでは改造できないことが明らかであるため、その不確かさを考慮して精密に内挿をすることの優位性が得られないと考えたためである。

本解析手法を適用して評価した結果の例を図 2.1.68 に示す。シールドプラグは、爆発による衝撃を受けてわずかに下方にたわむ様子がわかり、爆発とその後の構造物の変位を連成評価することに成功している。シールドプラグの浮き上がりはずれについては、様々な境界条件を設定して感度解析を実施した結果、シールドプラグを構成する鉄筋比、ウェルにおけるシールドプラグの配置位置（円中心からの偏心の程度）及び下部から作用する力に感度がある傾向にあった。爆発位置の違いがシールドプラグそのものの挙動に与える感度はそれほど大きくはなかった。

このような解析結果に感度を与える要素のうち、シールドプラグの鉄筋比と原子炉ウェルにおける配置については実際の事故条件であることから、解析により推定するパラメータではない。また、シールドプラグ下部から作用する力は、一定の気密性を有すると仮定したシールドプラグに格納容器から噴出する雰囲気作用する想定したものであるが、一般にシールドプラグ自体には気密性能の要求がない。したがって、原子炉建屋での水素爆発に由来するシールドプラグ挙動の解析評価には、これらの解析条件となるデータの不確かさが大きく、予め揃えておくことが必要である。

以上の考察を踏まえて、あり得る要素を任意に考慮して実施した参考解析のうち、シールドプラグの浮上に成功したケースの結果を図 2.1.69 に示す。上面に作用する爆発による圧力、下面に作用する格納容器由来の圧力、シールドプラグがウェルに対して偏心配置する条件が重なった場合に、シールドプラグの浮上及びウェルからの脱落が見られた。なお、本解析の条件は物理的な確度が保証されるものではないため、あくまで本解析手法のデモンストレーションのための参考解析であることに注意を要する。

ウ. 3号機の爆発現象に関する解析手法

3号機での爆発において特徴的な事象は、数百メートルにも及び立ち上った黒煙である

う。先に経験した1号機の爆発と比べても、爆発により生じた噴煙の上昇挙動は全く異なる様子であったという点に疑いの余地はない。原子力規制庁の事故調査チームがまとめた報告書⁷¹では、種々の分析検討の結果から噴煙が上昇する際に燃え残っていた可燃性ガスが燃焼することで上昇気流を形成したという推定が述べられている。他方、鶴田は、記録された爆発時の映像を加工し噴煙の上昇挙動を画像分析⁷²している。その結果では、噴煙の上端位置の時間変化は、滑らかに連続的な放物線を描いていることが分かる。このようなことから、FLACSにより解析した爆発挙動を活用して屋根材などの構造物が空中を飛散する挙動を評価するための解析手法を検討した。

本解析手法では、単純な物体の運動方程式により定式化し、FLACSから得られる構造物に作用する圧力インパルス（作用圧力と作用時間の積）を与えることで物体の自由打ち上げ運動を簡易評価する手法を検討した。速度の時間微分項は、爆発による衝撃力が屋根材等に作用する時刻ゼロにおいてマクローリン展開して近似することで、圧力、初速度、屋根材厚さ及び力の作用する微小時間の4変数の近似式と等価になるように導くことができる。また、空間中を自由運動する物体の軌跡は、初速度、高さ位置及び時間からなる二次方程式で表すことができ、これら二式を連立することで、最終的に圧力インパルスによって運動する物体の軌跡を描くことができる。本解析手法では、FLACSで爆発により屋根材各面に隣接する計算セルに作用する圧力インパルスを評価し、抽出した結果を基に定式化した近似式により最大到達高さ等を評価可能とした。

本解析手法を適用して評価した結果の一例を図 2.1.70 に示す。横軸に解析ケースの識別インデックス、縦軸に本解析手法により評価した構造物の最大飛散高さを整理したものである。本図は屋根を構成する各部材に作用する流速によって生じた動的な圧力インパルスに基づき評価したものであり、閉空間の体積膨張による静的圧力による成分は含んでいない。ケースごとに複数のプロットがあるのは、屋根を構成する各パネルに対して作用する力積が爆心からの距離などの位置関係で異なるために生じるものを表している。解析条件の違いにより到達する高さは最大でも 40 m 程度のばらつきを有し、同ケースにおいても屋根材に作用する爆発圧力の作用の仕方が時空間的な要因により異なるため、その挙動には大きなばらつきを有する結果となった。また、本解析結果では、構造材に対する静的圧力の作用時間について制御が困難だったため、体積膨張による力積は考慮していないが、参考値としてはさらに 100 m 程度上昇させる力を与える可能性を示す解析結果を確認した。

エ. 4号機の爆発現象に関する解析手法

4号機での水素爆発については、これまでに実施された事故分析等の結果^{67,73}から、3号機で発生した水素が、格納容器ベントの際に排気筒スタックを越流して流入したとする共通理解が得られている。4号機の水素爆発に寄与した水素量については、原子力規制庁が行った推定⁷³では、4号機原子炉建屋の4階と5階のみに18.3%の水素濃度が均一に分布し爆轟が生じたことを想定した場合に約480kg程度の水素が必要と試算されている。

このように、4号機での爆発において最も特徴的な事象は、隣接号機から排気ダクトを通じて運転停止中であった炉の原子炉建屋に水素が供給され、爆発に至ったという点である。さらには、1号機及び3号機とは異なり、爆発発生時の状況を記録した映像が残されていないことが、事象そのものの理解を困難にしている。このようなことから、排気ダクトを通じて水素が供給されるような場合にどのようなことが起こりうるか評価可能とすることを研究動機として、FLACSの有する拡散・爆発挙動の一気通貫解析機能を活用した解析手法を整備することとした。

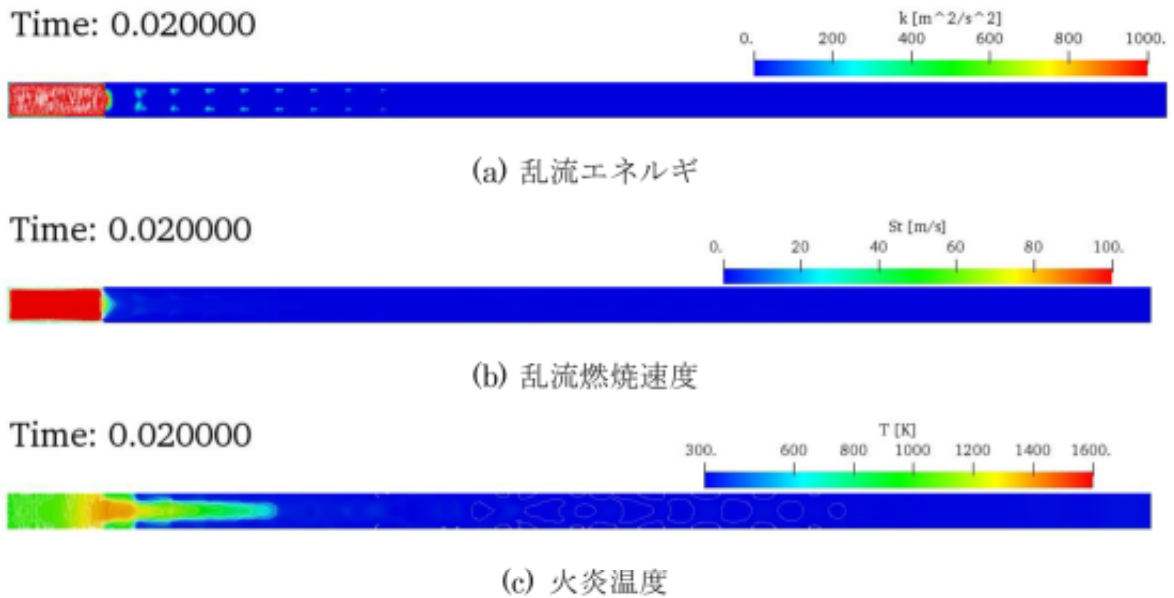
図 2.1.71 に本研究で用いた解析モデルを示す。解析モデルはこれまでに公表されている資料を参考として、大まかな機器形状や配置をモデル化した。また、水素が排気ダクトを通じて4号機原子炉建屋内に拡散したことを考慮するために、4号機原子炉建屋の3階以上に設置されていた排気ダクトをモデル化した。爆発解析に先立って排気ダクトを通じて水素が流入し4号機原子炉建屋内部に分布する挙動を解析した。解析には、既往の検討結果を参考として、500 kgの水素が排気ダクトを通じて4号機原子炉建屋内に流入するものと仮定した。なお、3号機から4号機への水素の越流は、これまでのところでは3号機で実施された格納容器ベントによる流れを駆動力としたと考えられるが、3号機での格納容器ベント実施から4号機での水素爆発までにおおよそ40時間程度の時間差があったのではないかと考えられる。この事実を解析上考慮するために、本研究では既定の水素全量が流入した直後の濃度分布ではなく、任意の時間が経過し場が静定に近づいた頃合いの濃度分布を確認することとした。図 2.1.72 に代表的な解析結果を示す。①の図のように排気ダクトを通じて4号機原子炉建屋に水素流入が継続している期間は、建屋内の複数局所で水素の濃度勾配が確認できたが、②の図に示すように水素が全量流入し終わった後500秒経過後には概ね12~14%程度の水素濃度で一様に分布する結果となった。また、流入に要する時間や流入させる混合気体の成分比を変えることで、単位時間あたりに流入する質量を変化させたところ、質量流量が大きいほど流入後の分布は平均化される傾向にあり、質量流量が小さくなると流れの慣性力より水素の軽さによる浮力が勝ることによって、排気ダクトを通じて建屋上部のオペレーティングフロアに選択的に流入するような傾向がみられた。

次いで、このようにして得られた水素濃度の分布に対して、任意の着火点を与えて火炎が伝播する挙動を解析した。図 2.1.73 に代表的な解析結果の例として4階東側の区画で着火した場合の結果を示す。4号機の原子炉建屋破壊の実態と本解析結果を比較すると、実態は5階壁の特に北側や屋根の梁の一部が残っているなど、本解析の方が厳しい破壊の程度を示す結果となった。この要因として考えられることは、解析上想定した水素量が多かったために爆発によって生じる体積膨張（エネルギー放出）が大きくなったということが考えられる。このため、水素量を400 kgまで減らした条件により一連の解析を実施したところ、分布する水素濃度は水素量の低減によって優位に低い水準となった。上述の解析モデル（ア．参照）でも述べたように、原子炉建屋内部は様々な機材や配管、電線ケーブルな

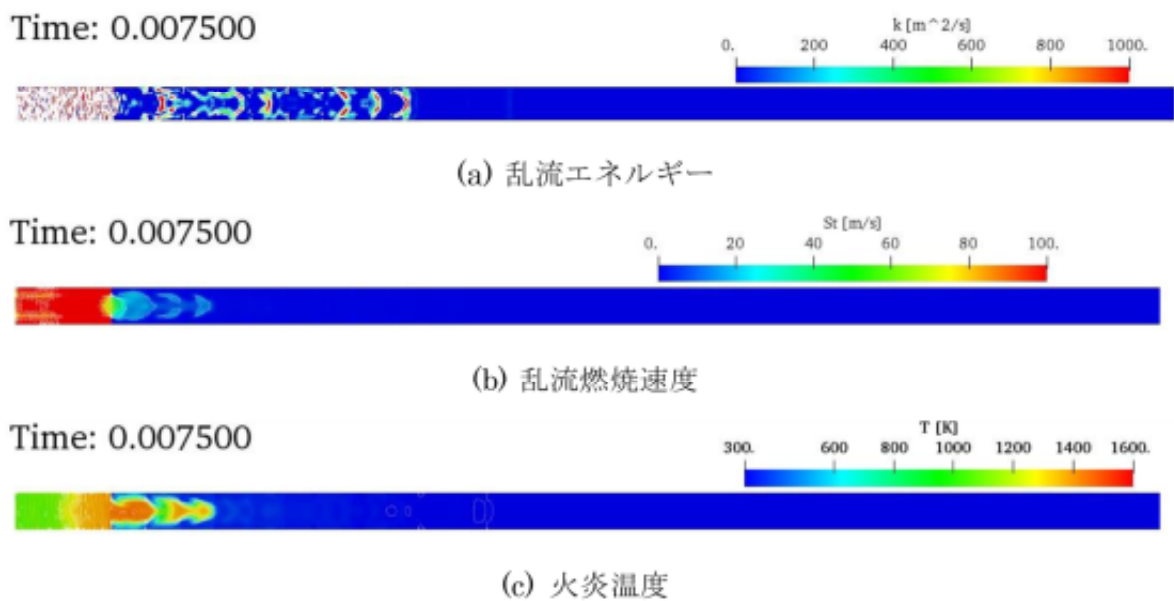
どが敷設されていることにより、実際の空間体積は図面等で描画されるものより小さい。このことは、水素濃度の分布には大きく影響する。このため、実際の原子炉建屋内を調査し、そのような図面等に描画されていない大まかな障害物を本研究で用いている解析モデルに追加した。特に、通路の天井付近には配管や電線ケーブルが多く敷設される傾向にあったことから、これらの箇所は空間ポロシティにより3割程度の体積が埋まっている状態を仮定した。このようにして改良したモデルでは400 kgの水素が流入する条件でも500kgの水素を流入させた場合と同様の傾向で水素が分布した。このように解析した結果に対して着火エネルギーを与えたところ、図 2.1.73 に示した爆発傾向に比べれば緩やかであるが、多くの外壁が破壊されるような結果が得られた。

c. まとめ

種々の解析コードによる三次元燃焼解析手法を検討し、実機での水素濃度の分布や局所的な構造影響、火炎の加速の影響等を考慮した評価を実施する手法を確立した。また、詳細な解析手法の検討を通じて、火炎加速のような乱流の影響が顕著に表れる乱流燃焼の解析評価では、適用する燃焼モデルだけでなく乱流モデルそのものが大きく解析の精度に影響することを確認した。



①RANS を適用した場合の解析結果



②LES を適用した場合の解析結果

図 2.1.65 OpenFOAM コードによる ENACCEF-2 火炎加速実験に対する解析結果

Fig. 2.1.65 Numerical Results on ENACCEF-2 Flame Acceleration Experiment Using the OpenFOAM Code

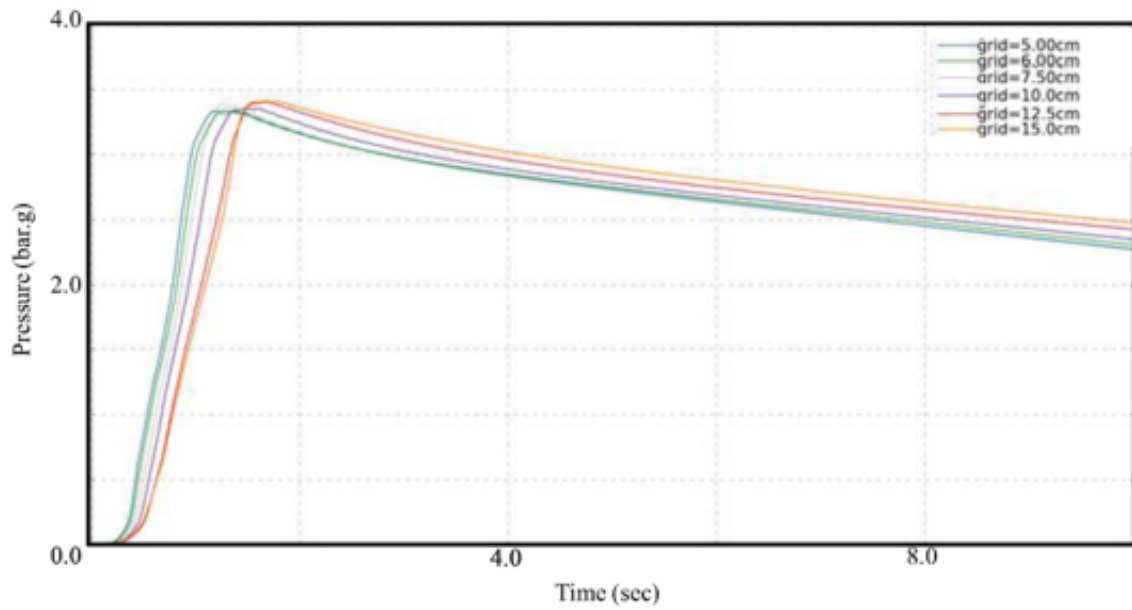


図 2.1.66 OECD/NEA-THAI3 での実験に対する解析結果（燃焼圧力）

Fig. 2.1.66 Numerical Results on an Experiment Performed in OECD/NEA-THAI3 (Combustion Pressure)

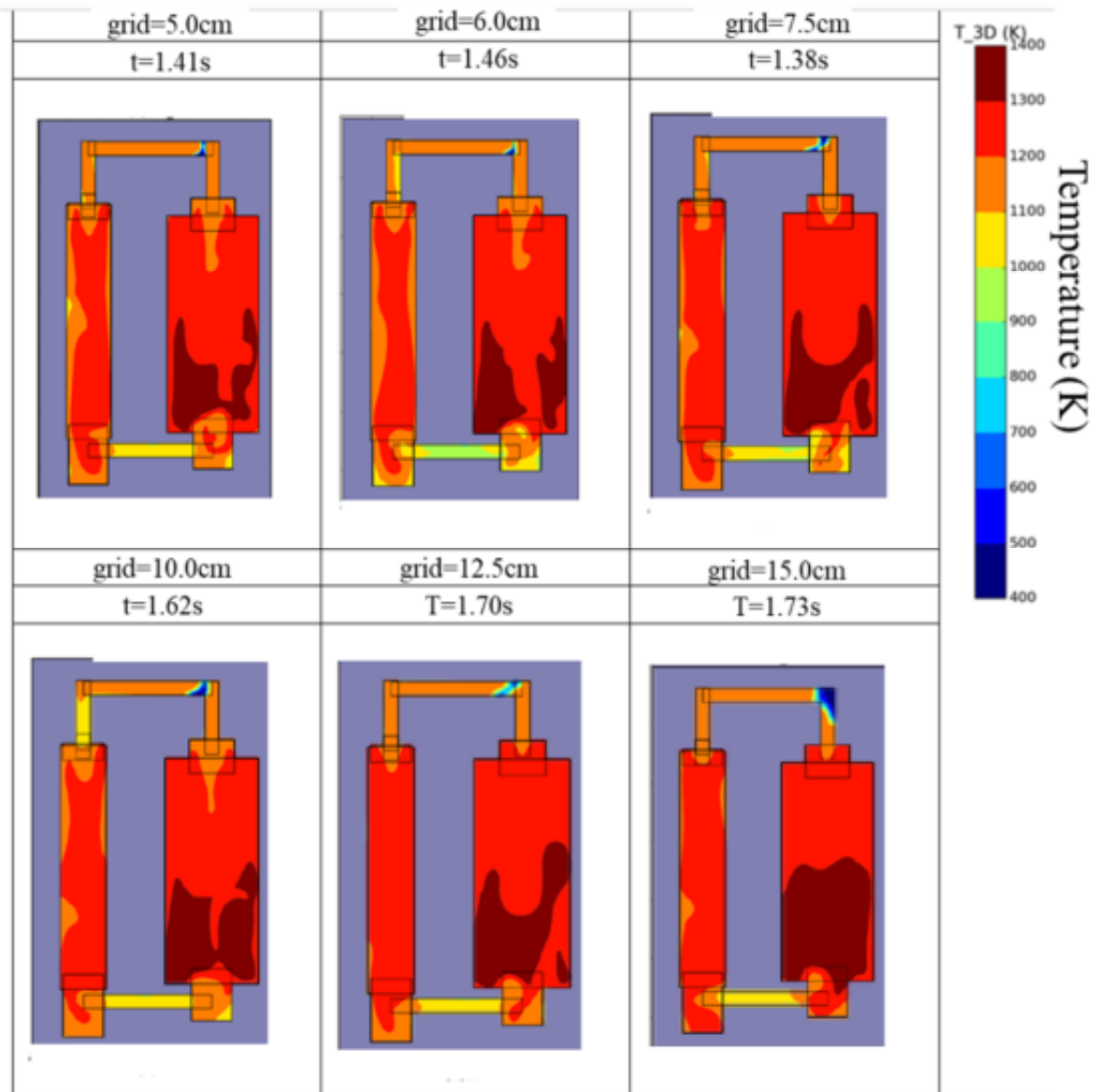


図 2.1.67 OECD/NEA-THAI3 での実験に対する解析結果 (火炎位置)

Fig. 2.1.67 Numerical Results on an Experiment Performed in OECD/NEA-THAI3 (Flame Location)

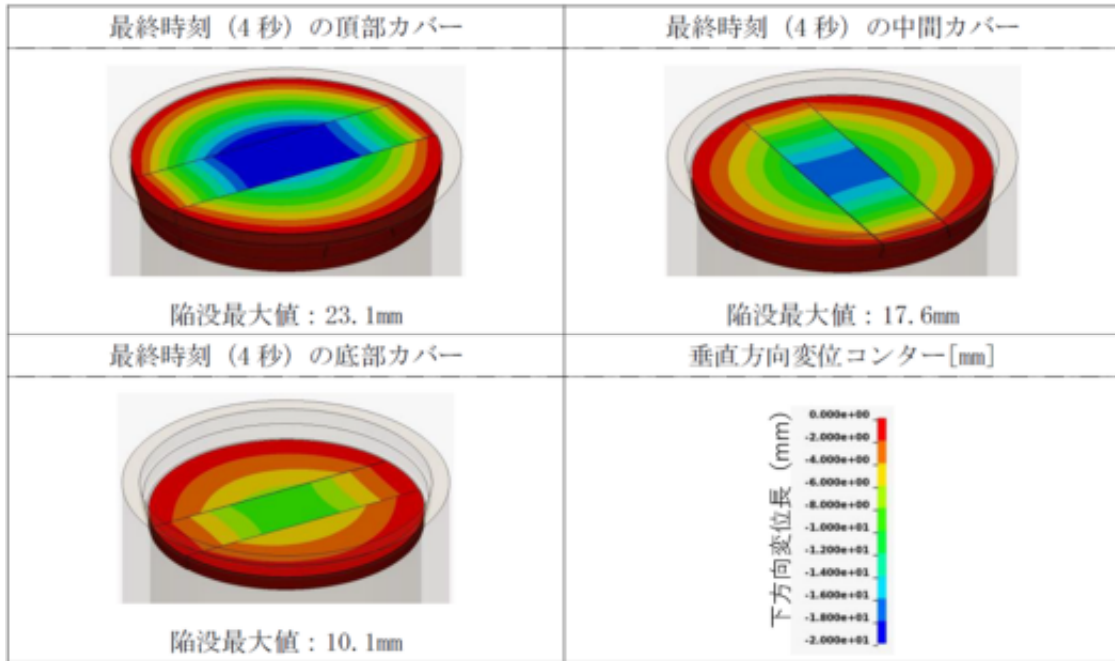


図 2.1.68 水素爆発によるシールドプラグの変位の解析結果

Fig. 2.1.68 Numerical Result on Displacement of Shield Plug due to Hydrogen Explosion

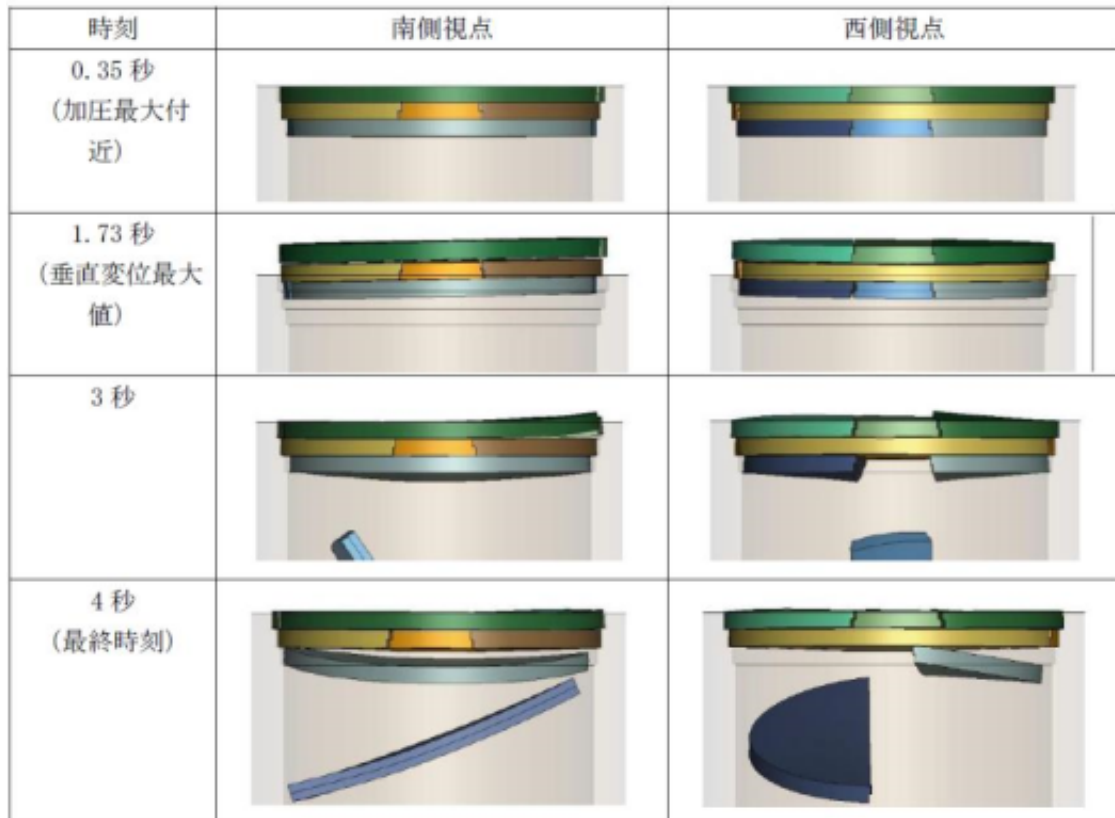


図 2.1.69 シールドプラグの脱落に関する解析結果例

Fig. 2.1.69 An Example of Numerical Results on Shield Plug Shedding

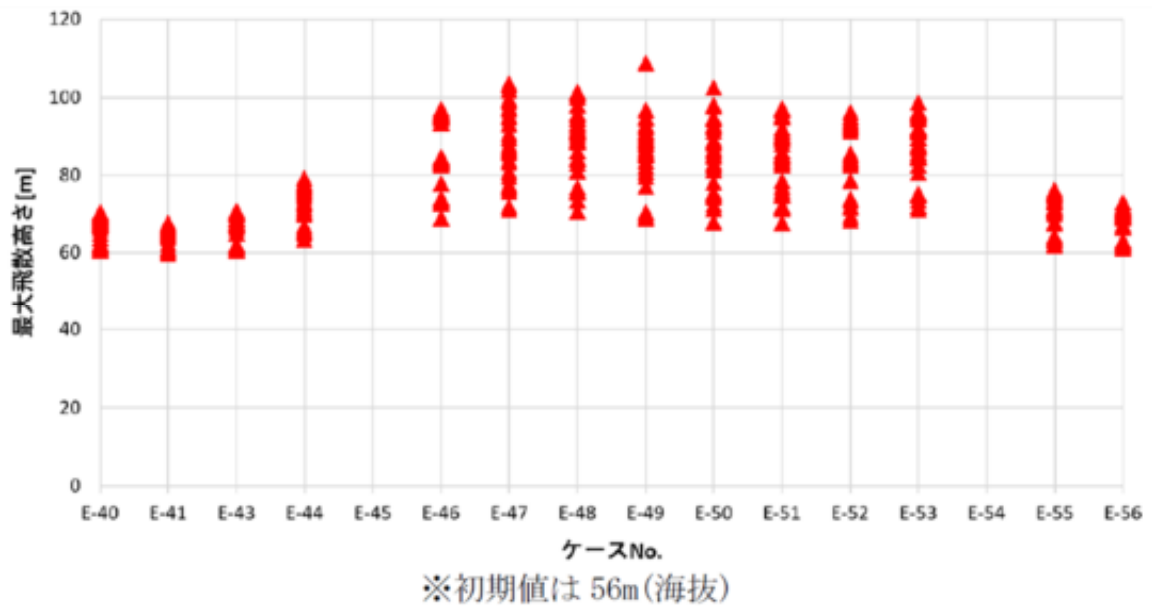
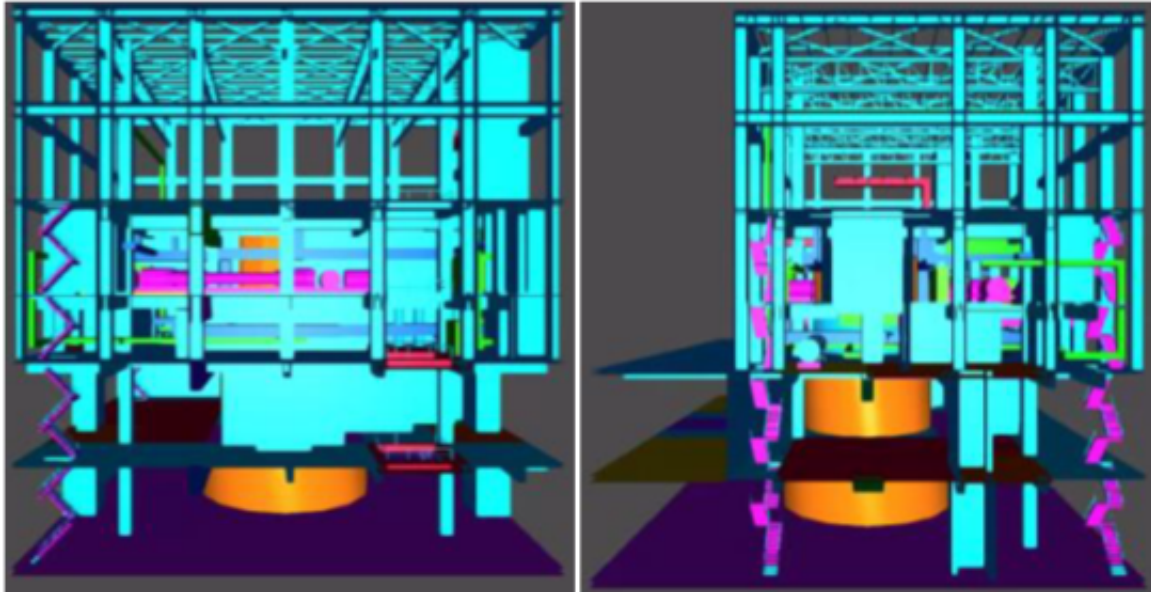


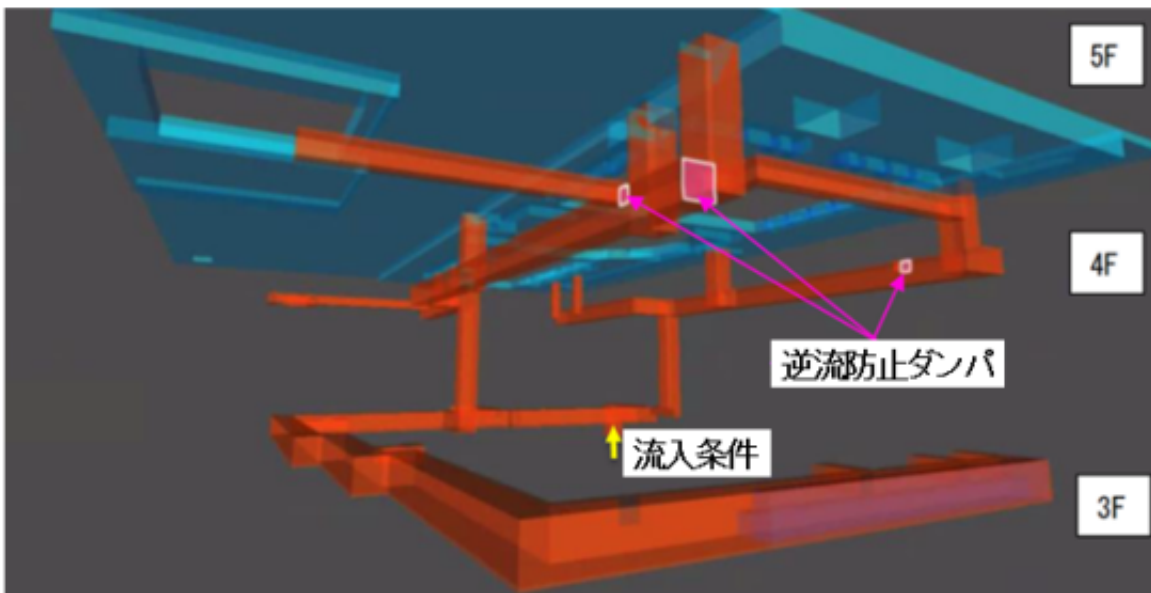
図 2.1.70 水素爆発による構造物の飛散高さに関する解析結果例

Fig. 2.1.70 An Example of Numerical Results on Altitude of Flying Structures due to Hydrogen Explosion



西側から見た図

南側から見た図

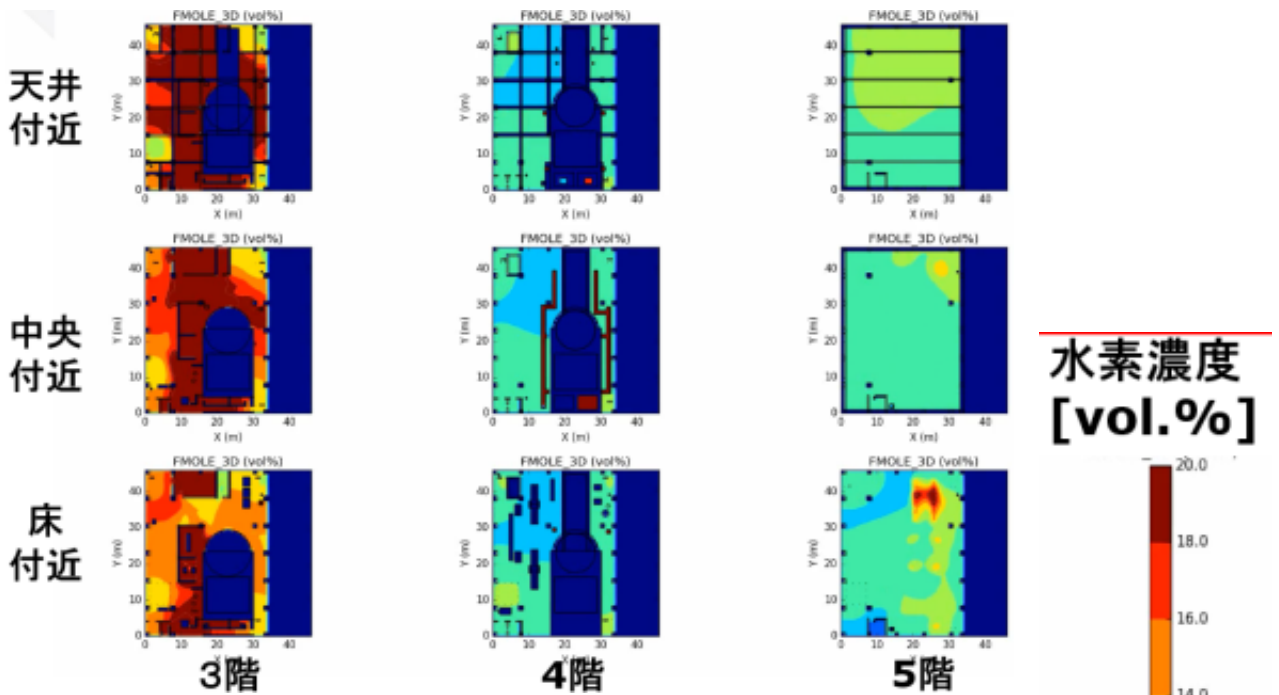


排気ダクトモデル

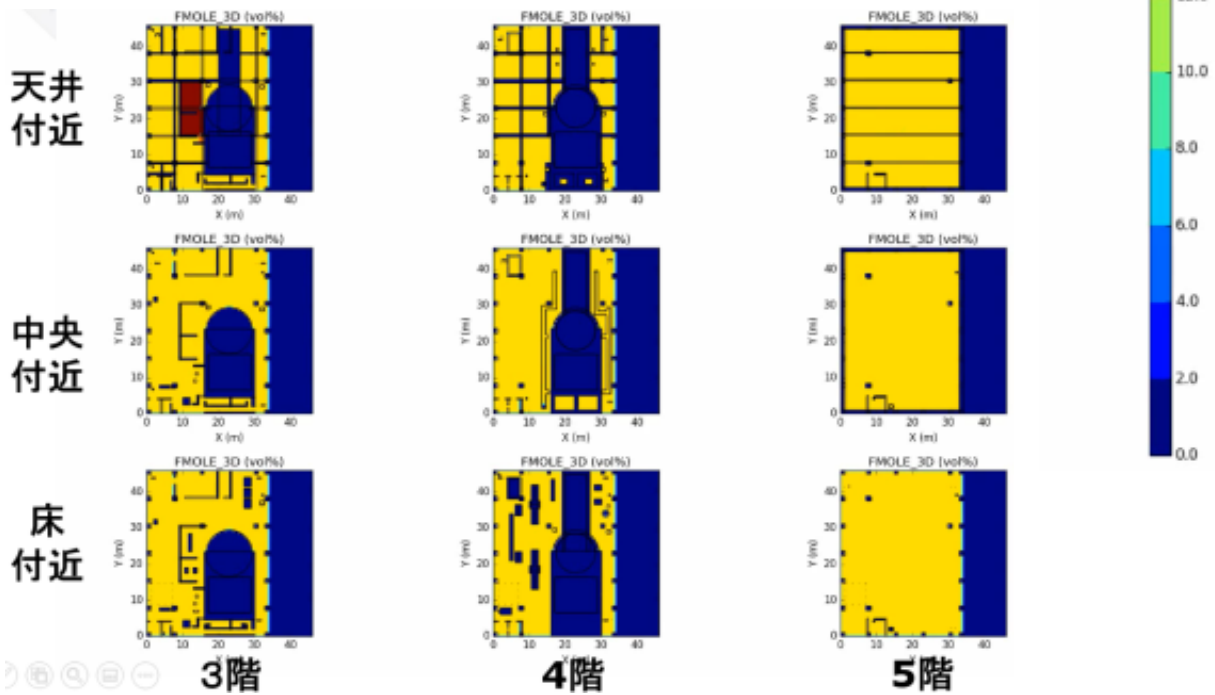
出典) 西村健、堀田亮年、「東京電力福島第一原子力発電所4号機における水素爆発の感度解析」、日本原子力学会 2019 春の年会、茨城大学、3月20日～3月22日、2105(2019) ⁷⁴

図 2.1.71 4号機原子炉建屋の解析モデル

Fig. 2.1.71 Analytical Model for Unit4 Reactor Building



① 水素流入開始から約 500 秒での水素濃度分布

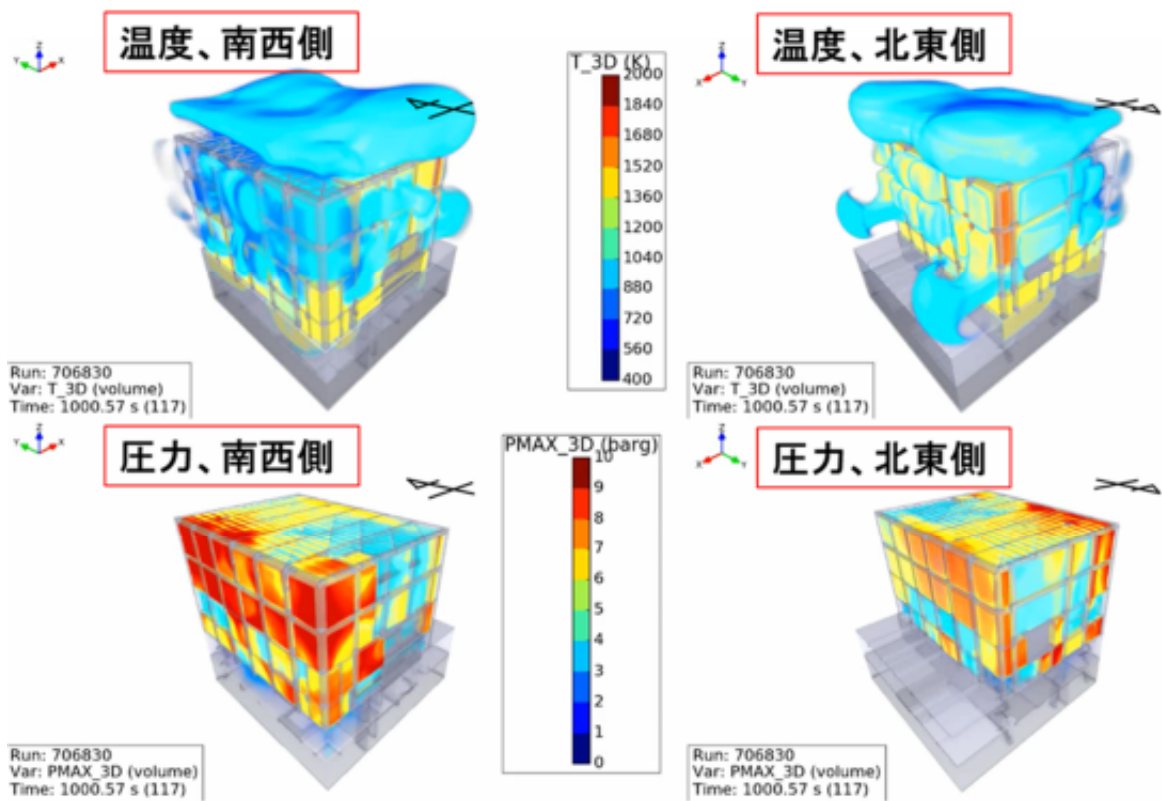


② 水素流入終了から約 500 秒での水素濃度分布

出典) 西村健、堀田亮年、「東京電力福島第一原子力発電所 4 号機における水素爆発の感度解析」、日本原子力学会 2019 春の年会、茨城大学、3 月 20 日～3 月 22 日、2I05(2019)⁷⁴

図 2.1.72 水素濃度分布の解析結果の例

Fig. 2.1.72 An Example of Numerical Results on Hydrogen Concentration Distributions



出典) 西村健、堀田亮年、「東京電力福島第一原子力発電所4号機における水素爆発の感度解析」、日本原子力学会2019春の年会、茨城大学、3月20日～3月22日、2I05(2019)⁷⁴

図 2.1.73 燃焼解析結果の例 (4階東側の区画で着火したケース)

Fig. 2.1.73 An Example of Combustion Analysis Results (Ignited in East Side on 4th Floor)

(2) 格納容器破損モード(メルトスプレッド/溶融炉心-コンクリート相互作用の重畳現象)

① 研究概要

コンクリート侵食や格納容器バウンダリ健全性の観点から、溶融デブリの拡がり挙動とコンクリート侵食挙動の重畳による不確実性要素について検討した。個別プラントのキャビティ形状を考慮できる詳細解析コードにより、特定事故シナリオに対し、広範囲のパラメータ空間での系統的解析を行った¹⁰。この結果に基づき MELCOR のキャビティパッケージの各ノードにおけるデブリ半径拡がり速度を整理し、これに基づき当該事故シナリオについてのみ適用可能な制御関数を組み立てるという手法を開発した。また、MELCOR による実機プラント侵食条件について、OECD/NEA-CCI-2 実験解析に基づいて、側面及び底面熱伝達係数、上面冷却に寄与する水侵入モデル及びクラスト熱伝導率等に関するモデルパラメータを検討した。

② 実施内容

a. MELCOR における溶融デブリ拡がりの考え方

溶融デブリの拡がり挙動は、溶融デブリの除熱や格納容器バウンダリ健全性に影響を与える。キャビティに落下した直後の粘性の低い高温溶融デブリの拡がり時定数は MCCI のそれと比べてかなり短いので、両者をタイトカップリングする必要性は高くなく、拡がりを準静的プロセスとみなしてもよいといえるが、OECD/NEA-CCI 実験⁷⁵の熱電対によって測定された侵食履歴データ等から、コンクリート侵食や格納容器バウンダリ健全性の観点から両現象の重畳により以下のような不確実性要素がもたらされると考えられる。

- デブリは温度、組成及び固相割合といった状態に依存し拡がり、コンクリートとの熱伝導にも一定の時間を要する。MELCOR では瞬時拡がりを仮定することによって熱的慣性を無視することになり、本来は伝熱面積が小さい拡がり途中にコンクリート分解温度以上に到達している条件においても、クラストが成長しコンクリート侵食が発生しないという非保守的な結果が得られる。
- 溶融デブリ落下が複数回発生する場合、クラストを挟んだ溶融デブリとコンクリートの熱伝達条件の変化によりクラスト厚さが変動し、コンクリート侵食がオンとオフを繰り返す複雑な挙動を適切に表すことができない。
- サンプ等の床面起伏、床面の熱抵抗等の特性が溶融物拡がり挙動に影響を及ぼし、局所的溶融デブリの除熱特性に大きな影響を及ぼす挙動を適切に表すことができない。
- 非等方的に拡がる溶融デブリの一部が溶融デブリペDESTAL側壁に近接する、又は一部の BWR Mark I プラントにおいて発生するようなペDESTALからスリットを通過してドライウェルへの溶融デブリが進行し格納容器壁面に近接する挙動を適切に表すことができない。

キャビティ床面上での溶融デブリ拡がり、原子炉压力容器下部ヘッ드의破損モード、溶融デブリ組成・温度、落下速度、落下位置、床面との衝突、溶融ジェット放出、プール有無、コンクリート形状・温度、キャビティ形状等に依存する。「軽水炉の重大故時における不確実さの大きな物理化学現象に係る解析コードの開発に関する研究¹⁰⁾」では、溶融ジェットの三次元落下挙動を解析するコード JBREAK 及び床面上の溶融デブリ二次元拡がりを解析するコード MSPREAD を開発中であり、個別プラントのキャビティ形状を詳細に考慮した様々な事故シナリオに対応し、以上の諸条件を直接考慮した溶融デブリ拡がりを解析することができる。

一方で、MELCOR ではキャビティ床面での MCCI は CAV パッケージにより扱われ、MCCI のオリジナルコードである CORCON-Mod3⁷⁶⁾では溶融デブリの厚みが一様と仮定し定式化がなされ、ノード内のデブリ形状が軸対称等方的ではあるものの、制御関数を設定することで、有限速度で拡がることを考慮することが可能である。また、MELCOR では、溶融デブリ温度を粘性指標とみなして拡がり速度を定義することができ、Ramacciotti 等⁷⁷⁾による固相率と粘性に対するモデルも組み込まれている。このような MELCOR の溶融デブリ拡がりモデル化の定義には、溶融デブリ物性、溶融デブリ落下速度、相変化、伝熱特性が拡がり挙動に及ぼす影響についての事前知識が必要であり、これを汎用的に制御関数で表現することは不可能である。また、 Samp 等のキャビティ起伏を表すためにノード数を増やし、それぞれの境界面に移動判定高さを定義することも考えられるが、そもそもノード・ジャンクションモデルによって多次元流動を近似することは特定の流動パターンを仮定することを意味し、その適用範囲が制限される。そこで、特定の事故シナリオについて JBREAK/MSPREAD^{78,79)}による広範囲のパラメータ空間での系統的解析を行い、これに基づき各ノードにおける“デブリ半径拡がり速度”を整理し、これに基づき当該事故シナリオについてのみ適用可能な制御関数を組み立てるという手法を開発した。

「軽水炉の重大故時における不確実さの大きな物理化学現象に係る解析コードの開発に関する研究¹⁰⁾」において実施した BWR Merk II の SBO シナリオにおけるデブリ拡がり速度を整理し、制御関数によって溶融ジェットが床面に衝突してからの拡がり速度を 2.1.1 に記載した 3 ループ PWR の LBCOCA に適用した。炉型及びシナリオの差があるため、ここでは JBREAK/MSPREAD に基づくデブリ半径拡がり速度に関する制御関数を組み立てる手法の機能について述べる。また、比較のために 2.1.1 に記載した 3 ループ PWR の LBCOCA とはとは異なりデブリ放出時にキャビティには冷却水が一切存在しないように設定した。MELCOR は、原子炉压力容器から放出されたデブリは瞬時にキャビティ床面全体に均一の高さで堆積する。一方、JBREAK/MSPREAD の解析結果に基づきデブリ半径拡がり速度を指定する方法では、有限の速度で拡がる。これらを比較する為に Case1 は MELCOR 標準モデルによって拡がりを計算し、Case2 では JBREAK/MSPREAD の解析結果に基づきデブリ半径拡がり速度を与えた。グラフは事象進展開始からの時間を横軸、各パラメータを縦軸に取る。図 2.1.74 に示すように Case1 では原子炉压力容器からデブリ放出された瞬間に

キャビティに拡がるため拡がったデブリの表面積はステップ状の増加を示す。一方、Case2では原子炉圧力容器から放出された後に有限の速度で拡がった後にキャビティ全体を覆うため、Case1に選べてデブリ表面積は緩やかに増加する。図 2.1.75にはMCCIによる侵食半径距離、図 2.1.76にはMCCIによる侵食深さ距離を示す。RPVからデブリが放出され、キャビティ床面に堆積後にデブリからコンクリートへ熱伝達が発生する。一定の時間が経過しコンクリートが侵食温度に達することで侵食が開始する。ケース1では瞬時に拡がるため、ケース2に比べて上面への冷却が大きく、キャビティ床面への熱流束も小さい。そのため、堆積直後はコンクリートへの熱伝達が少なく、MCCIの発生が遅れる。その後、キャビティ床面全体にデブリが覆ってからはケース1、ケース2は同様の侵食をする。図 2.1.77にはMCCIによる反応ガス質量を示す。ケース2ではMCCIの発生に伴って反応ガスが発生するものの微量であり、反応ガスの多くはデブリがキャビティ床面全体を覆ってからである。このことから、デブリ拡がりとは短期間に行われることから拡がり速度の影響は少なく、MCCIには2.1.1に記載したような注水マネジメントが支配的であるといえる。

b. MELCORにおけるMCCIモデルパラメータの検討

OECD/NEA-CCI実験⁷⁵では、一部の珪質岩系コンクリートにおいて側壁方向の侵食が底面方向のそれよりも顕著であるという異方性侵食挙動が観察された。同様に傾向はCEAが実施したVULCANO実験⁸⁰においても観察された。この発生メカニズムについては、側壁方向の耐熱性コンクリート骨材の流下による底面層熱抵抗の増加などのメカニズムが提案されているが、鉄筋コンクリート製キャビティを用いた実験では異方性侵食が発生しないという報告⁸¹も存在し、専門家のコンセンサスが得られたメカニズムに関する考え方は現時点では存在しない。

OECD/NEA-CCI実験のようなプロトタイプのコリウムを用いた実験であっても、その侵食継続時間はキャビティサイズの制約から2～3時間程度であり、実機プラントの解析において、長期間侵食が継続し、キャビティ形状が大きく変化しても異方性侵食が継続するかについては定かではない。実機プラントでは、キャビティに注水することにより熔融デブリは粒子化が促進され、熔融デブリを積極的に床面上に拡げる等の対策がなされるため、コンクリート侵食が発生した場合であっても、その程度はOECD/NEA-CCI実験において観察された数十センチ程度に納まることが期待される。

MELCOR1.8.6は、多次元的な冷却、クラストの割れ及び水侵入といった不確かさの多い現象が多いものの、一部については最新の知見を反映したモデル化が組み込まれていない。

そのため、SOARCA¹⁷プロジェクトにおいて表 2.1.20に示すようにデブリの熱伝達係数、熱伝導係数に一定の乗数をかけることでデブリの冷却性を向上させることを目指し、調整係数が導かれた。また、過去のMELCOR1.8.5によるMCCI解析においては、こういった不確かさの多い現象が多いもののモデル化が進んでおらず、MCCIの計算において収束解が得られないことがあった。

そのため、最新の MELCOR2 において、SOARCA¹⁷ プロジェクトにおいて得られた調整係数に加えて、上面クラストの冷却に関わる調整係数を見直すことで不確かさが少ない収束解を得ることを目的とし、デブリ-キャビティ床面の熱伝達率の乗数 (HTRBOT)、デブリ-側面の熱伝達率の乗数 (HTRSIDE)、MELCOR2 においてモデル化されたクラストの割れに伴う水侵入に着目し感度解析を実施した。なお、MELCOR2 ではメルトエラプションモデルに関する感度パラメータが完備されていないため感度解析から外した。MELCOR2 による MCCI における感度パラメータを表 2.1.21 に示す。感度解析においては、OECD/NEA-CCI 実験からケース 2 を適用した。上記の方針に則り具体的な実験条件を表 2.1.22 に示す。CCI2 実験に基づく感度解析条件を表 2.1.23 にまとめる。ここで、沸騰曲線の乗数 (BOILING)、酸化物熱伝導率の乗数 (COND.OX) 及び金属熱伝導率の乗数 COND.MET には最新知見の SOARCA の推奨値を採用した。

デブリ-キャビティ床面の HTRBOT 及び HTRSIDE に着目し解析を実施した結果を図 2.1.78 に示す。図 2.1.78 (a)、(b)及び(c)はそれぞれ水平方向、垂直方向への侵食距離、及び侵食体積でありここでマーカーと線で描画されるのが CCI2 実験で計測結果、線で描画されたのが解析結果である。感度解析の結果、HTRSIDE を増加させることによって水平方向への侵食が促進されるが、比例し垂直方向の侵食は低下する。また、HTRBOT においても同様の傾向が示される。今回の解析体系では侵食体積には HTRSIDE に比べ HTRBOT の影響が強い事が示された。最後に、上面への熱流束を図 2.1.78(d)に示す。解析の結果、HTRSIDE 及び HTRBOT の調整を行った場合であっても上面熱流束への影響は少なく実験結果を過小評価する事が示された。HTRSIDE 及び HTRBOT はデブリ-キャビティ床面への熱伝達係数の乗数で有り、片方を増加させた場合はもう一方は減少するため、本パラメータは侵食形状に影響を与えるものの熱バランスの観点から上辺へ移行する熱量に影響は与えない。そのため、HTRSIDE 及び HTRBOT の調整では上面の熱流束を過小に評価するため、実機にて想定される注水によるデブリベッド上面の冷却には不確かさが存在する。また、CCI2 実験において計測された上面クラストを観察すると凹凸が多く伝熱面積が大きいことが示された。これらのことを踏まえ、MELCOR2 において SOARCA プロジェクトでも調査されておらず不確かさが存在するクラストの割れに伴う水侵入及びクラストの熱伝導率に着目し感度解析を実施した。上面クラストの熱伝導率の感度解析の結果を図 2.1.79 に示す。水侵入モデルを有効にしたケース 6 では、約 18,000 s 後にクラストに注水すると同時に実験結果を過大評価する高い熱流束を示す。HTRSIDE、HTRBOT を調整した解析に比べ実験結果を再現することがきるが、水侵入モデルを有効にした解析は HTRBOT を約 100 以上に設定する必要がある。これは上面への除熱が大きすぎるためであると推測しているが解析モデルの不確かさが存在する。このため、ケース 6 では HTRBOT が大きいことから深さ方向に侵食が発生する。一方でクラストの熱伝導率を調整したケース 7、ケース 8、ケース 9 では侵食距離、体積には、クラストが生成されるのが注水後であるため、クラストの熱伝導率の影響はない。注水後に、クラスト熱伝導率を上昇させる事で上面熱流束が上が

り実験結果に近い傾向を示す。なお、実機解析ではキャビティ（BWR ではペDESTAL）に溶融物は均一に広がるため、アスペクト比は非常に小さい。それに対し CCI 実験は溶融物容器の直径（56.42 cm）に対する深さ（64.38 cm）であり、アスペクト比がおおよそ 1.0 程度である。このため、デブリ-コンクリートの伝熱面積が大きく横方向に侵食量が多いと推測できる。このことから、2.1.1 章に記載された MELCOR2 における実機 3 ループ PWR 解析においては、HTRSIDE 及び HTRBOT には default 値（乗数 1.0）を使用し、クラストの熱伝導率の乗数に 5.0 を適用することとした。

③ まとめ

JBREAK/MSPREAD で計算したデブリ拡がり速度を MELCOR に受け渡し、MCCI を計算する手法を確立した。また、OECD/NEA/CCI 実験に基づき MCCI において重要なパラメータを調査し、実験を良好に再現できることを確認した。

表 2.1.20 CAV パッケージにおける SOARCA パラメータ

Table 2.1.20 SOARCA Parameters in CAV Package

パラメータ	パラメータ概要	SOARCA 推奨値
BOILING	上面熱伝達のための沸騰曲線の増加機能	10.0
COND.OX	酸化物相の熱伝導率	5.0
COND.MET	金属相の熱伝導率	5.0

表 2.1.21 MELCOR CAV パッケージにおける感度パラメータ例

Table 2.1.21 Examples of Sensitivity Parameters in MELCOR CAV Package

パラメータ	概要
熱伝達率	
HTRBOT	デブリ-床面の熱伝達率の乗数 (default 値:1.0)
HTRSIDE	デブリ-側面の熱伝達率の乗数 (default 値:1.0)
熱伝導率	
COND.OX	酸化物の熱伝導率の乗数 (default 値:1.0)
COND.CRUST	クラストの熱伝導率の乗数 (default 値:1.0)
輻射率	
EMISS.OX	酸化物の輻射率 (default 値:0.9)
EMISS.MET	金属の輻射率 (default 値:0.9)
EMISS.SUR	周囲構造物の輻射率 (default 値:0.9)
水侵入モデル	
zone thickness	水侵入モデルもおける最小侵入厚さ (default 値:0.0) 0.0:最小値なし 1.0:クラスト全体
void fraction	デブリ内ボイド率 (default 値:0.3)

表 2.1.22 CCI2 実験概要

Table 2.1.22 CCI2 Experiment Summary

体系	床:コンクリート 2側壁:コンクリート 2側壁:MgO
コンクリート	石灰岩系
床面形状	500 mm × 500 mm(正方形)
溶融デブリ模擬物の初期重量	400 kg
溶融デブリ模擬物の初期組成 (UO ₂ :ZrO ₂ :コンクリート:Cr)	60.62 : 24.90 : 8.07 : 6.41
加熱量	約 120 kW
試験終了時刻	約 25500 s

表 2.1.23 CCI2 解析条件

Table 2.1.23 CCI2 Analysis Conditions

	HTRBOT	HTRSIDE	COND.CRUST	COND.MET	COND.OX	Water ingress
Case1	1.0	1.0	1.0	5.0	5.0	Off
Case2		10.0				
Case3		100.0				
Case4	10.0	1.0	2.0	5.0	5.0	On
Case5	100.0					
Case6	100.0					
Case7	1.0	1.0	2.0	5.0	5.0	Off
Case8			3.0			
Case9			5.0			

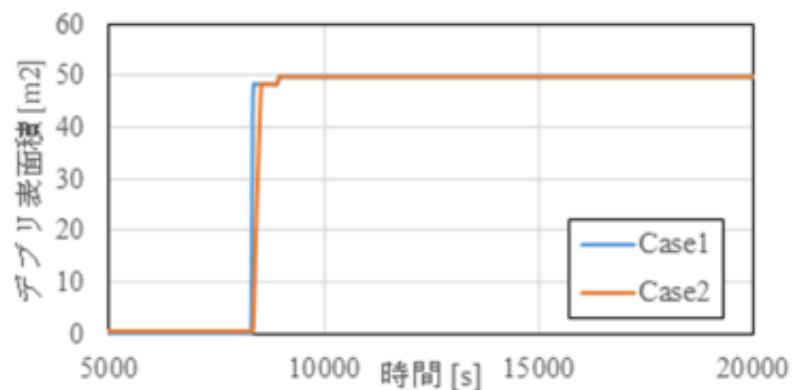


図 2.1.74 デブリ表面積の比較

Fig. 2.1.74 Comparison of Debris Surface Area

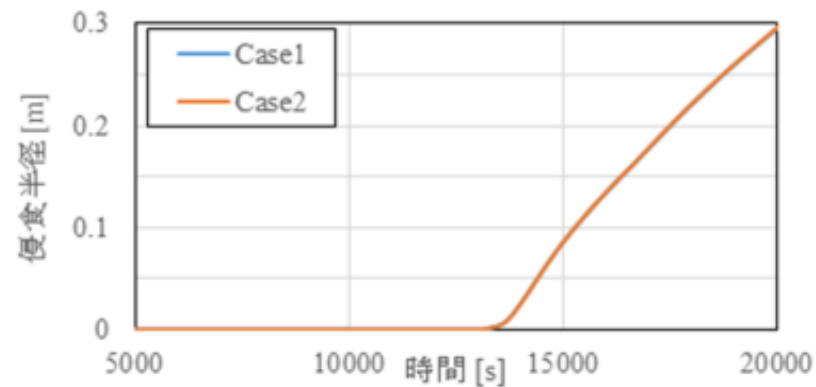


図 2.1.75 MCCIによる侵食半径の比較

Fig. 2.1.75 Comparison of Erosion Radius by MCCI

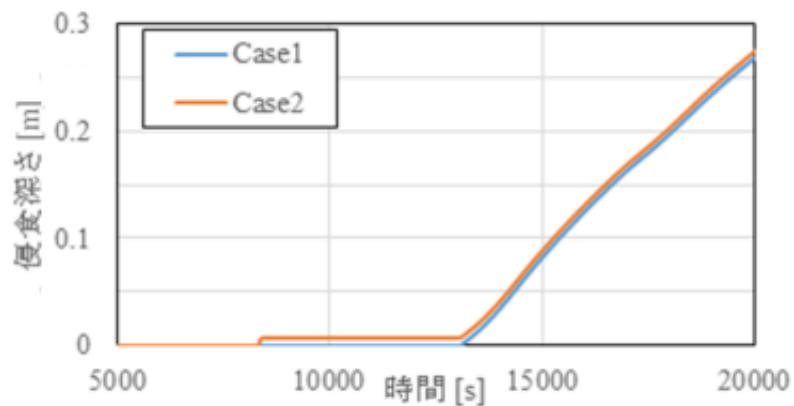


図 2.1.76 MCCIによる侵食深さの比較

Fig. 2.1.76 Comparison of Erosion Depth by MCCI

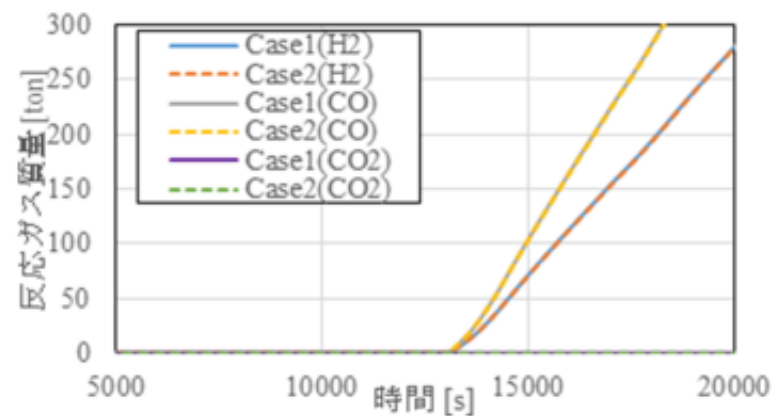
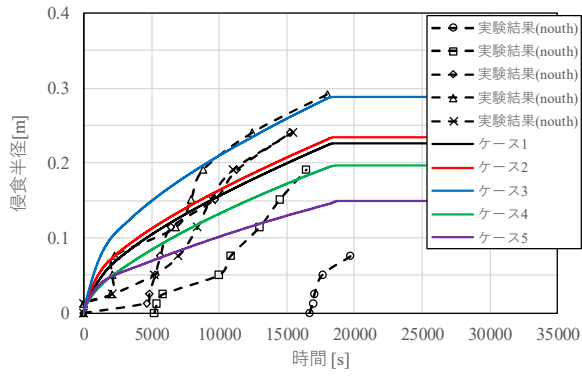
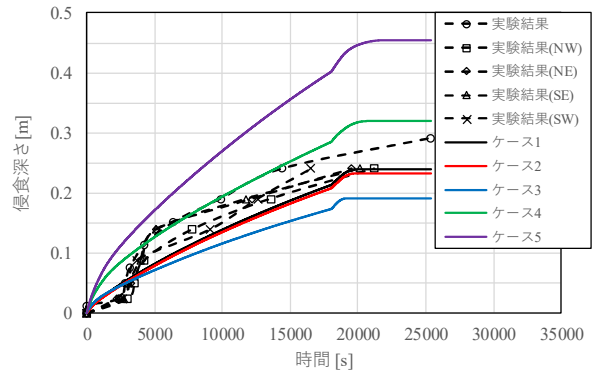


図 2.1.77 MCCIによる反応ガス質量の比較

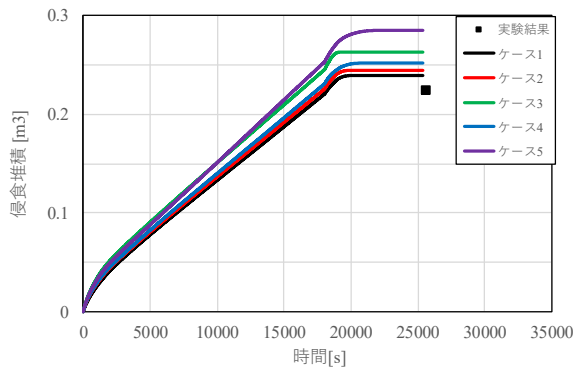
Fig. 2.1.77 Comparison of Reaction Gas Mass by MCCI



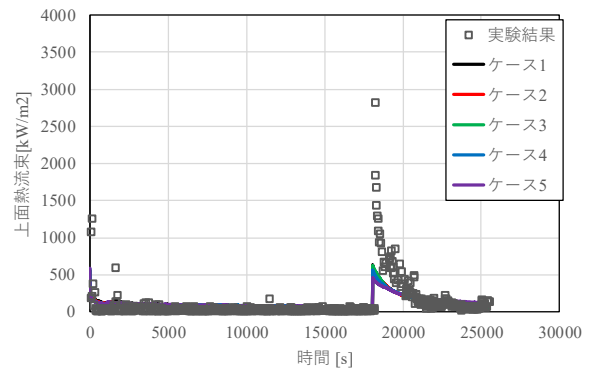
(a) 水平方向侵食距離



(b) 垂直方向侵食距離



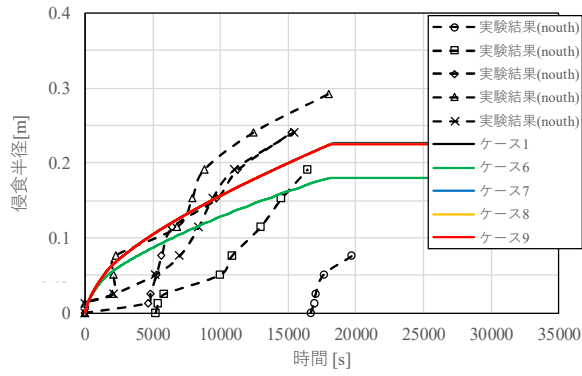
(c) 侵食体積



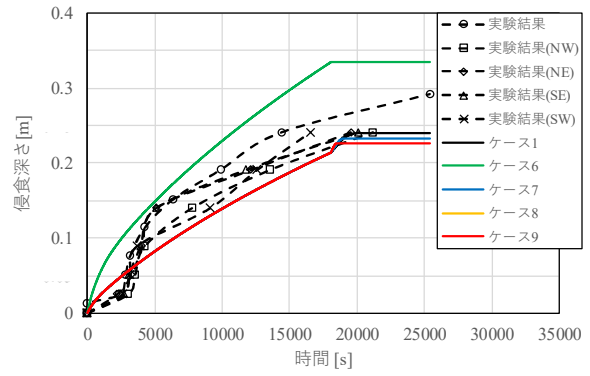
(d) 上面熱流束

図 2.1.78 HTRSIDE 及び HTRBOT に着目した感度解析結果

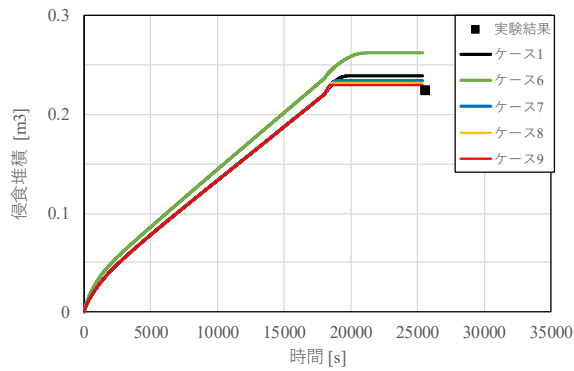
Fig. 2.1.78 Results of Sensitivity Analysis Focusing on HTRSIDE and HTRBOT



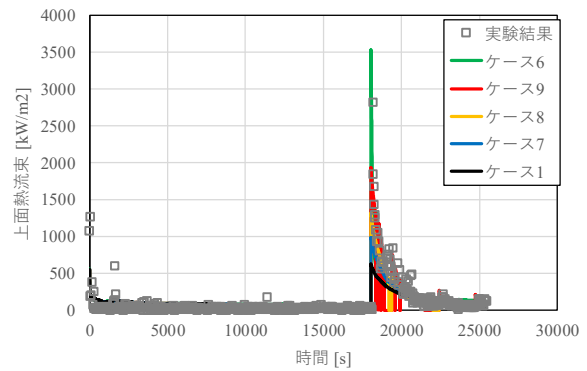
(e) 水平方向侵食距離



(f) 垂直方向侵食距離



(g) 侵食体積



(h) 上面熱流束

図 2.1.79 上面冷却に着目した感度解析結果

Fig. 2.1.79 Results of Sensitivity Analysis Focusing on Upper Surface Coolability

(3) 格納容器破損モード（静的・動的負荷）

① 静的荷重に対する評価手法

a. 研究概要

事故進展に伴う格納容器への静的荷重の評価には、シナリオの多様性や重大事故が進展している際に発生する可能性がある複数の物理化学現象を考慮する必要がある。これまでのところ、そのような評価には主に集中定数系の解析コードが用いられている。集中定数系の解析コードによる解析では、格納容器を一区画又は数区画の計算点としてモデル化して解析が行われており、重大事故時における格納容器の静的な荷重の要因を計算点で平均化された温度及び圧力により評価する。しかしながら、実際の重大事故時の場合には、熱源の位置や漏洩の状態によって、格納容器内に温度分布が形成される可能性があり、集中定数系の解析コードでは扱うことができない。

そこで、な格納容器内に温度分布が形成されるような状態を想定した局所の温度環境下の負荷を詳細に評価する手法を検討する。具体的には、原子炉压力容器と周辺配管によって構成される圧力バウンダリからの漏洩を仮定し、汎用 CFD 解析コード FLUENT®による格納容器内雰囲気及び格納容器バウンダリを形成する構造物それぞれの熱伝導と両者の熱伝達を考慮した解析を実施することにより、格納容器バウンダリの温度分布等を評価し影響を把握した。本作業は、安全研究プロジェクト「重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究」⁸²で実施した作業と併せて成果をとりまとめた。

b. 実施内容

(a) 格納容器の特徴分析

BWR プラントの格納容器は PWR の格納容器に比べて容積が小さく、過去の PRA の結果¹⁶等から BWR の方が過温破損に至る確率が大きいことが示されている。BWR の格納容器は主にドライウエルとウェットウエルに分けられており、更にいくつかの区画に分けられる。

ドライウエルと格納容器トップヘッドはバルクヘッドと呼ばれる隔壁板で物理的に分離されている。バルクヘッドは、燃料装荷時に格納容器トップヘッドを開放し、外側の原子炉ウエルに水張りを行って燃料の装荷作業を行う際、ドライウエル空間に水が流れ込まないようにドライウエルの上部に設置されている。バルクヘッドは出力運転時にも取り外しされず、バルクヘッドに設置されたマンホールで格納容器トップヘッド区画と上部ドライウエルが連結された状態となる。

このように空間的に分離された区画がある場合は、シビアアクシデント条件下では顕著な温度分布が発生する可能性がある。重大事故時に格納容器の温度が上昇する際の発熱源としては、压力容器壁面等の圧力バウンダリ表面からの放熱、圧力バウンダリの破損による蒸気等のガスによる加熱、熔融デブリの放出による加熱、原子炉隔離時冷却系（以下「RCIC」という。）や逃し安全弁（以下「SRV」という。）等の压力容器からの排気等によ

るサプレッションプールへの放熱等が挙げられる。このうち、圧力バウンダリの破損により放出された蒸気等のガスによる加熱及び溶融デブリの放出による加熱が、顕著な格納容器内の局所的な温度上昇を引き起こす要因である。

これらの熱源の格納容器の加熱プロセスの概要を表 2.1.24 に示す。これらの加熱プロセスによっては、それぞれ影響を及ぼす格納容器区画が異なり、格納容器バウンダリへの負荷が異なる。また、格納容器区画には対策が施されていることから、これらによる加熱の緩和が図られ、局所的な加熱も併せて解消される傾向にある。これらの加熱プロセスごとの格納容器の局所性及び対策との関係を表 2.1.25 に示す。このうち、「溶融デブリの放出による加熱」が最も直接的に格納容器内の雰囲気を加熱するポテンシャルが高いが、格納容器バウンダリで最も影響のある構造物はペDESTAL壁面であり、ペDESTAL開放部等からドライウェルに気相が流出することで、格納容器ドライウェルのバウンダリが加熱される。これは、「圧力バウンダリの破損による蒸気等のガスによる加熱」のプロセスと類似の現象となる。

以上のことから、ここでは格納容器の局所的な温度上昇が最も顕著となるシナリオとして、「圧力バウンダリの破損による蒸気等のガスによる加熱」に着目する。格納容器トップヘッド部区画には圧力容器上部ヘッドに接続する配管があり、ここからの漏洩が発生した場合には格納容器トップヘッドフランジに影響を及ぼす。格納容器ドライウェル区画には主蒸気配管、主蒸気 SRV 等の配管があり、ここからの漏洩が発生した場合には格納容器バウンダリの配管貫通部、機器搬入孔等の脆弱部が影響を受ける。なお、この区画にはその他の注水配管、給水配管、計装配管等も存在するが、シビアアクシデント発生時は SRV や ADS (Automatic Depressurization System : 自動減圧系) 等の作動が期待されることから、ここでは主蒸気配管とこの配管に設置される主蒸気 SRV を選定対象とした。

(b) 対象シナリオの選定

ア. 圧力容器バウンダリの破損に着目した事故シナリオの選定

格納容器への負荷は圧力容器バウンダリの破損の状態等のシビアアクシデントのシナリオによって大きく異なる。図 2.1.80 に圧力バウンダリの構成要素を示す。また、圧力バウンダリの破損において重要な因子を表 2.1.26 に整理する。代表的なシナリオは、PRA の結果¹⁶及び新規規制基準における有効性評価ガイド⁸³を参考に選定した。起因事象が LOCA 系のシナリオでは、起因事象発生と同時に圧力バウンダリからの漏洩が発生しており、炉心損傷後までには圧力容器内の冷却材が十分少なく、極小 LOCA を除き漏洩するエネルギーが低いことが予想される。他方、電源喪失系のシナリオでは炉心損傷までに圧力バウンダリからの漏洩はなく、炉心損傷後に長期間加温加圧される場合には、配管のクリープ破損、フランジカスケットからの漏洩等の温度誘因 LOCA が発生する可能性がある。起因事象が LOCA 系のシナリオの場合には、格納容器への負荷は大きいものの漏洩する蒸気はほぼ飽和状態での放出となり、格納容器内に放出

される冷却材の総量が多い。一方で、格納容器内での拡散によって局所的な温度上昇の緩和が期待される。過渡系のシナリオについては、過渡事象のうち主給水、高圧注水及び原子炉減圧に失敗するシナリオ（以下「TQUX シナリオ」という。）や過渡事象のうち所内電源喪失に失敗するが RCIC が使用可能なシナリオ（以下「TB シナリオ」という。）では、圧力容器が高温に保たれ炉内に過熱蒸気が発生するため、下部ヘッド破損に加えて温度誘因 LOCA が発生する可能性がある。過渡事象のうち主給水、高圧注水及び低圧収入に失敗するシナリオ（以下「TQUV シナリオ」という。）の場合には、原子炉圧力は低く温度誘因 LOCA の発生確率は低い。TB シナリオと TQUX シナリオを比較すると TB シナリオでは RCIC の停止までに時間を要することから、TQUX シナリオの場合は TB シナリオより崩壊熱が高い。

以上のことから、TQUX シナリオにおいて圧力バウンダリから小規模な漏洩が発生した場合に格納容器の局所温度が上昇しやすい傾向になると考えられる。

イ. 格納容器の区画に着目した事故シナリオの選定

格納容器はその区画によって、負荷への応答が異なることから、格納容器の条件及び対策について整理する。格納容器の特徴分析の結果から LOCA の漏洩によって格納容器が加熱される際に着目すべき区画は、格納容器ドライウエルと格納容器トップヘッド区画となる。概要図を図 2.1.81 に示す。格納容器ドライウエルへの漏洩が発生する可能性のある箇所としては主蒸気配管及び SRV ガスケットがあり、格納容器トップヘッドへの漏洩が発生する可能性のある箇所は圧力容器トップヘッド配管を想定することができる。格納容器ドライウエルと格納容器トップヘッド区画における格納容器破損の可能性のある箇所として格納容器本体構造体（金属）に加えて、格納容器ドライウエル区画では格納容器貫通部、格納容器トップヘッド区画では格納容器トップヘッドがある。これらの破損モードのメカニズムはそれぞれ異なる。格納容器貫通部の破損については、格納容器への配管や電気計装のペネトレーションが高温となって破損する。これまでの知見として、NEI 13-02 ではこの破損モードは主に温度の上昇に依存し、圧力の影響は限定的であるとされている⁸⁴。これはペネトレーションに使用される有機シール材の温度による損傷が主な原因であるためである。格納容器トップヘッドにおいては、格納容器のトップヘッドフランジのリフトアップが破損箇所として挙げられる。これらの破損への対策として格納容器ドライウエルには格納容器スプレイが設置されており、有効性を示すことが求められている。格納容器トップヘッドにおいては自主対策として原子炉ウエルへの注水が行われるプラントがある。

ウ. 事故進展解析シナリオの選定

格納容器の局所的な温度を評価するためには、格納容器の負荷を境界条件として与える必要がある。このため、事故進展解析を実施するために各シナリオの特徴分析を

行った（表 2.1.27）。これまでのシナリオ選定の結果から、基本的な事故進展は TQUX を選定した。また、TQUX の発生後、温度誘因 LOCA として原子炉压力容器上部ヘッド配管のガスケットからの漏洩や主蒸気ラインのクリープ破断及び SRV ガスケットからの漏洩を仮定する。すなわち以下の 3 種類のシナリオを対象として解析を行う。

- ・ TQUX シナリオ+原子炉压力容器上部ヘッド配管のガスケットからの漏洩
- ・ TQUX シナリオ+主蒸気ラインのクリープ破断
- ・ TQUX シナリオ+SRV ガスケット

これらのシナリオの発生頻度は低いものの、発生した場合には高温高压条件下での圧力バウンダリからの漏洩により、格納容器の局所的な温度の上昇が発生することが予想される。すなわち、発生した場合の格納容器への負荷が大きく、局所温度分布が発生しやすいシナリオを選定している。

エ. 炉内温度分布の解析

上述の三つのシナリオの発生の可能性を調査するため、TQUX シナリオにおける圧力バウンダリに係る荷重に着目した解析を行った。解析には商用熱流動解析コード FLUENT を用いた。解析対象の構造と解析メッシュを図 2.1.82 及び図 2.1.83 に示す。圧力バウンダリ及び压力容器内の構造物はシェルで再現し、圧力バウンダリには金属構造の厚みを考慮した。この解析では压力容器の上部ヘッド、主蒸気配管等の压力容器出口付近での温度変化に着目した解析を行う。簡素化のため個数の多いスタンドパイプ及びセパレータは周方向に六つに統合するようモデル化し、セパレータとドライヤ等の複雑な構造については、構造体の占有率を体積内のポロシティとして考慮した。初期条件、境界条件等は事前に実施した事故進展解析の結果を用いた。

初期条件を表 2.1.28 に示す。初期条件には、炉心損傷後に燃料溶融によって下部支持版が破損し、下部ヘッドがドライアウトする時点の各所の温度、圧力を用いた。つまり、初期状態では压力容器内の蒸気の過熱度が大きいと想定した。

境界条件について、ヒートソースは炉心領域からの発熱を模擬するため、燃料領域内側のセルに崩壊熱相当の熱量を与える。炉心で生じた上昇流は上部プレナムからセパレータ、ドライヤを経由して压力容器上部ヘッド側に移行する。圧力上部ヘッドに到達した流体は主蒸気配管に流入するものとダウンカマに移行するものがあり、ダウンカマに移行した流体はジェットポンプを経由して下部プレナムに再流入する。この炉内での循環流を再現するため、事故進展解析を参考に、ダウンカマの底部ジェットポンプ出口の高さから下部ヘッド方向に質量流量境界を与えた。なお、事故進展解析の結果からダウンカマの下端からジェットポンプ入口付近まで冷却材が存在することから、ダウンカマ下部から下部ヘッドへ移行する気体は飽和温度であると仮定した。詳細を表 2.1.29 に示す。

その他の条件について、ヒートシンクとして SRV による流体の除去をモデル化した。SRV は間欠的な運転となるように、圧力容器と格納容器の差圧が作動圧に到達した際に事故進展解析相当の流量となるユーザ関数を作成した。作動する SRV は 1 個とする。詳細を表 2.1.30 に示す。なお、圧力容器外壁面は断熱材、反射材等が巻かれていること及び保守性を考慮して断熱とした。ただし、壁面構造物は Shell Conduction とし、金属材料の厚みを設定した。

圧力容器内の三次元熱流動解析の解析結果を図 2.1.84 から図 2.1.86 に示す。事前解析により求められた新規制基準で求められた減圧操作の対策が成功するまでの時間を目安に 1,800 秒程度の解析を行った。まず、確認のため、この間の SRV からの漏洩流量を事故進展解析と比較した(図 2.1.87) 開始から約 1,800 秒までの解析結果では、初期に一部の漏洩量に差があるものの、SRV から放出される流量の傾きは概ね同等であり、放出される時間当たりの流量も同等である。また、初期を除きエネルギーの収支が概ね取られている。温度分布の結果に着目すると、燃料露出が生じた場合においては、圧力容器内気相部及びバウンダリ内表面温度が 1,200 K 付近まで到達する可能性がある。

オ. 解析条件の設定のための事故進展解析

炉心損傷時にはこれらの高温蒸気による加熱に加えて、放射性物質の沈着による発熱が予想されることから、定数集中系の事故進展解析コードである MELCOR での圧力バウンダリの評価を行った。また、解析にもちいたノード図を図 2.1.88 に示す。破損の可能性のあるボリュームにはクリープ破損の可能性を調査した。事故進展解析の結果を図 2.1.89 及び図 2.1.90 に示す。このケースでは圧力バウンダリの破損は下部ヘッド破損であった。

(c) 格納容器温度分布評価

格納容器の局所温度に関する研究結果については、「重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究」⁸² においてその解析結果をとりまとめた。本研究ではこれらの解析を行うためのモデル開発を行って評価手法を整備したことから、解析モデルの開発について記載する。

ア. 格納容器全体解析モデルの整備

これまでの検討によって、格納容器空間に高温の熱源が移動する特徴的なシナリオとして、炉心損傷によって発生する高温蒸気による主蒸気配管の温度誘因破断及び圧力容器トップヘッドの配管の破損に注目した。解析モデルを図 2.1.91 及び図 2.1.92 に示す。主蒸気配管破断箇所は図 2.1.93 に示すとおり、重大事故時に主蒸気配管の温度が高温である主蒸気配管ノズル付近及び主蒸気配管内の流体温度に加えて放射性物質

の沈着による加熱が想定される下部曲がり管とした。主要な解析条件を表 2.1.31 に示す。格納容器機内の温度分布に関する代表的な解析結果を図 2.1.94 に示す。両者の傾向を比較すると、圧力容器トップヘッドからの漏洩において温度上昇が顕著である。現実的には SRV からの漏洩では大規模に温度分布が形成されるのに対し、圧力容器トップヘッドからの漏洩では局所的な温度分布が形成される結果となった。圧力バウンダリからの漏洩については、放出されるエネルギーは事故進展やバウンダリの破損面積から大きな影響を受ける。漏洩の条件として前項(b)及び先行研究⁸²の条件を採用した。

イ. 格納容器詳細温度分布解析

格納容器の局所温度評価を行うため、詳細温度分布の解析を実施した。詳細温度分布を評価するための解析モデルを図 2.1.95 に示す。これは全体解析のモデルを参考に作成し、トップヘッドのリフトアップを考慮した計算を行うためのより詳細なモデルである。格納容器トップヘッドフランジの周方向での最大温度を評価するため軸対称の二次元の空間の解析メッシュを作成した。この解析では、リフトアップしたフランジガスケットの領域に流体が流れ込んだ場合について議論するため、より詳細な解析手法を提案する。格納容器トップヘッドフランジで生じたリフトアップの空間への設計漏洩を仮定し、フランジ構造物の温度上昇を評価する。圧力バウンダリから漏洩した蒸気等によってトップヘッド区画が加熱され、トップヘッドフランジ構造の温度上昇が生じる。なお、一部のエネルギーは格納容器壁面から外部に放出される他、格納容器トップヘッド区画から格納容器ドライウェル区画にも流入する。格納容器トップヘッド区画は格納容器ドライウェルとの間に設置されたバルクヘッドで区切られており、マンホールによってこれらの区画が接続していることは、既に記載したとおりである。この際、三次元的に配置されているバルクヘッドのマンホールをモデル化するために、等価の流量と圧損係数を再現できるように仮想のマンホールの領域を設定した。特に圧損については仮想の圧損係数をポーラスジャンプによって調整した。そのモデル化の考え方を図 2.1.96 に示す。ここで、実際の代表長さを d_{act} 、実際のマンホールの流路面積を A_{act} 、摩擦損失係数を λ 、流体の密度を ρ 、マンホール部分の厚さを l 、マンホールを通る質量流量を m とすると、マンホール部の圧力損失 ΔP は以下の式(2.1.10)で表すことができる。この実際の面積 A_{act} は二次元体系の A_{calc} では式(2.1.11)で表現できる。また、二次元体系のドーナツ状の穴形状の代表長さ d_{calc} は以下の式(2.1.12)で表される。これら条件から二次元体系での流量 m_{calc} は二次元体系でのマンホールにおける流速 u_{calc} を用いて以下の式(2.1.13)で表すことができる。

$$\Delta P = \frac{1}{d_{act} A_{act}^2} \lambda \frac{lm^2}{2\rho} \quad (2.1.10)$$

$$A_{act} = \frac{r^2}{R_2^2 - R_1^2} A_{calc} \quad (2.1.11)$$

$$d_{calc} = \frac{2(R_2^2 - R_1^2)}{R_1 + R_2} \quad (2.1.12)$$

$$m_{calc} = \rho A_{calc} u_{calc} \quad (2.1.13)$$

$$\Delta P = \left(\frac{\mu}{\alpha} v + C_2 \frac{1}{2} \rho v^2 \right) l \quad (2.1.14)$$

$$C_2 = \frac{(R_2^2 - R_1^2)^2}{r^5 (R_1 + R_2)} \frac{1}{d_{calc}} \quad (2.1.15)$$

先行の研究では、圧力バウンダリからの漏洩が継続する時間を事故進展解析で評価し余裕を持って3,600秒（1時間）での局所温度の評価としたが、この評価では更に長期の7,200秒の計算を追加した。また、事故進展解析の結果から定めた圧力バウンダリからの漏洩流量の条件を図2.1.97に示す。設計漏洩量は格納容器体積の0.5%/dayが代表的な値である。これに加えて、高圧条件下においては1.3%/dayがある。

さらに、圧力境界として全量が差圧によって放出されるケース及び原子炉ウェルでの冷却を行ったケースを解析した。リフトアップについては、先行研究⁸²から有限要素法を用いて評価した結果を参考に2mmとした。解析結果を図2.1.98及び図2.1.99に示す。0.5%/day及び1.3%/dayでは気相部の温度は顕著に上昇するものの、フランジ部の温度は473Kを上回ることは無かった。一方で圧力境界を設定した場合には、フランジ部の温度は有意に473Kを超える結果となった。このことから解析条件の設定においては、リフトアップ部から設計漏洩の漏洩量が全て流出するという保守的な条件でもトップヘッドフランジからの漏洩には至らないという結果となった。一方で、一部のシール材の破損が発生した場合においては、フランジが漏洩する温度に至ることが分かった。また、原子炉ウェルの注水を行った場合においては、気相部の温度も十分に低下する結果となった。今回の研究でこのような局所的な温度の評価を行うためのモデルが整備された。

なお、上述のとおりここではモデル開発と主な解析例を示すため、より詳細な分析結果については、「安全研究成果報告 重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究」を参考されたい⁸²。

c. まとめ

静的荷重に対する評価手法については、格納容器に負荷を与えるシナリオについて格納容器温度分布評価を実施し、温度分布を考慮すべき重要なシナリオの特定を行った。また、格納容器の脆弱部における温度及び圧力による荷重を評価するために格納容器フランジ部での詳細評価手法を整備した。

表 2.1.24 熱源の格納容器の加熱プロセス

Table 2.1.24 Heat-up Processes of Heat Sources for Containment Vessels

	格納容器の加温の原因となる熱源	格納容器の加熱プロセス	加熱の対象となる格納容器区画
1	圧力容器壁面等の圧力バウンダリ表面からの放熱	<ul style="list-style-type: none"> ✓ 圧力バウンダリ表面から格納容器のドライウエル等の空間部を熱伝達により加熱 ✓ 圧力バウンダリに近接する格納容器構造を輻射により加熱 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ 格納容器トップヘッド区画 ✓ ドライウエル区画 ✓ ペDESTAL区画 ✓ 生体遮蔽との狭隙部
2	圧力バウンダリの破損による蒸気等のガスによる加熱	<ul style="list-style-type: none"> ✓ 破損、漏洩等によってドライウエル等の空間部を加熱 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ 漏洩箇所による
3	溶融デブリの放出による加熱	<ul style="list-style-type: none"> ✓ ペDESTALに落下したデブリにより格納容器のペDESTAL空間部を加熱 ✓ ペDESTALに落下したデブリによりペDESTAL構造物を加熱 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ ペDESTAL区画
4	再循環運転等によるサブレーションプールへの加熱	<ul style="list-style-type: none"> ✓ RCICのタービン排気、SRVやADSの作動による蒸気によってサブレーションプールの液相部を加熱 ✓ 炉心注水、格納容器スプレイ再循環等によってサブレーションプールの液相部を加熱 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ サブレーションプール

表 2.1.25 加熱プロセスごとの格納容器の局所性及び対策

Table 2.1.25 Local Responses of Each Heat-up Process and Countermeasure of Containment Vessels

	格納容器の加熱の原因となる熱源	対象区画	格納容器バウンダリの局所温度分布	対策の例
1	圧力容器壁面等の圧力バウンダリ表面からの放熱	格納容器トップヘッド区画	断熱材等に囲われており、格納容器バウンダリの局所加熱は限定的	圧力バウンダリの断熱等による熱の閉じ込め (ドライウエル区画は格納容器スプレイ)
		ドライウエル区画		
		ペDESTAL区画		
		生体遮蔽との狭隙部	狭隙部の加熱による温度上昇により、格納容器トップヘッド下のバルクヘッドへの影響の可能性	
2	圧力バウンダリの破損による蒸気等のガスによる加熱	格納容器トップヘッド区画	漏洩が発生した場合には非常に顕著に加熱され、漏洩部近傍の局所加熱の可能性	原子炉ウエル注水
		ドライウエル区画		格納容器スプレイ
		ペDESTAL区画		(間接的ではあるが)キャビティ水張り、スプレイ等
3	溶融デブリの放出による加熱	ペDESTAL区画	ペDESTAL区画で非常に顕著な温度上昇があるが、格納容器バウンダリの加熱は限定的	キャビティ水張り
		ドライウエル区画	ペDESTAL開放部等から気相が流出し、ドライウエルが高温となる可能性	格納容器スプレイ
4	再循環運転等によるサブプレッションプールへの加熱	ウェットウエル	周方向や成層化などが指摘されているが、水温を顕著に上回る加熱はないことから、バウンダリへの影響は限定的	再循環運転システムの熱交換器による除熱・攪拌

表 2.1.26 圧力バウンダリ破損の特徴因子とその影響

Table 2.1.26 Characteristics of Factors and Their Effects for Pressure Boundary Failure

No.	圧力バウンダリ破損の特徴因子	各因子の構成要素と影響
1	漏洩の有無及び形態	起因事象としての LOCA、炉心損傷後には、下部ヘッド破損又は温度誘因 LOCA の発生が想定される。
2	漏洩の発生のタイミング	漏洩の発生タイミング (T_{BF}) が炉心損傷 (T_{CD}) の前の場合、漏洩は主に飽和蒸気であると想定される。
3	圧力容器内の圧力	圧力容器内の圧力が高圧の場合、高速のジェット、臨界流等での漏洩が想定され、格納容器への負荷が高まる可能性がある。
4	圧力容器内の温度	圧力容器内の温度が高温であれば、格納容器の負荷は大きい。
5	格納容器内の温度	格納容器内の漏洩開始時点での温度が高温であれば、格納容器の許容負荷は小さくなる。
6	燃料露出継続時間	燃料露出継続時間が長くなると、過熱度が高くなる。
7	漏洩発生時の崩壊熱	崩壊熱が高い方が、格納容器への負荷が大きい。
8	漏洩継続可能時間	漏洩継続時間が長いと格納容器への負荷が大きい。
9	漏洩のその他物理条件	漏洩先の格納容器空間の規模、漏洩箇所と格納容器バウンダリの物理的距離、漏洩流と格納容器バウンダリの衝突角度等の格納容器の条件 漏洩面積、漏洩発生条件及び発生確率等の漏洩条件

表 2.1.27 解析シナリオの特徴分析

Table 2.1.27 Characterization of Analysis Scenarios

シナリオ	漏洩の形態	漏洩発生 のタイミ ング	圧力容器の 状態		格納容器 の状態	燃料 露出 継続 時間	漏洩発 生時の 崩壊熱	漏洩 継続 可能 時間
			圧力	温度	温度			
大 LOCA	LOCA (起因事象)	$T_{CD} > T_{BF}$	低	低	低	なし	高	短
小 LOCA	LOCA (起因事象)	$T_{CD} > T_{BF}$	中低	中	低	なし	高	短中
TQUV	下部ヘッド 破損	$T_{CD} < T_{BF}$	低	高	中	中	中	短
TQUX (TBU)	下部ヘッド 破損 又は 温度誘因 LOCA	$T_{CD} < T_{BF}$	高	高	中	長	中	長
TB	下部ヘッド 破損 又は 温度誘因 LOCA	$T_{CD} < T_{BF}$	高	高	中	長	低	長
ByPass	IS-LOCA (起因事象)	$T_{CD} > T_{BF}$	中低	中	対象外	なし	高	短中

※代表的な状態の例を表す。高低及び短長の程度は、他シナリオとの比較を表す。

T_{BF} : 漏洩の発生タイミング

T_{CD} : 炉心損傷タイミング

表 2.1.28 炉内解析の初期条件

Table 2.1.28 Initial Conditions for In-Vessel Analyses

MELCOR 解析における時刻[hr]		スクラム後 3 時間
気相温度 [K]	上部プレナム 炉心	1315
	蒸気ドーム セパレータ ドライヤ スタンドパイプ	1117 ※MELCOR の各箇所の 平均温度を使用
	主蒸気管	1018
	ダウンコマ	1053
気相圧力 [MPaA]	圧力 (全域)	7.80

表 2.1.29 炉内解析の解析条件

Table 2.1.29 Analytical Conditions for In-Vessel Analyses

流体・伝熱モデル	乱流モデル	SST k- ω モデル
	輻射伝熱モデル	DO モデル
流体物性	作動流体	H ₂ 、H ₂ O の混合器
	密度 (ρ)	理想気体
	比熱 (Cp)	混合則
	熱伝導率 (λ)	質量加重平均混合則
	粘性係数 (μ)	質量加重平均混合則
	圧力-速度連成手法	Pressure-based
数値解法	圧力補間	PRESTO!
	移流項の離散化	全ての移流項 : First-order

表 2.1.30 炉内解析のシナリオに関する解析条件

Table 2.1.30 Analytical Conditions of Accident Scenarios for In-Vessel Analyses

設定項目	条件	根拠
参考圧力	圧力容器圧力と格納容器圧力の差圧	格納容器圧力は事故進展解析の結果を用いた。
SRV 作動圧	7.79 MPa	事故進展解析の結果を参照した。 なお、作動時流量は基準圧 7.52 MPa での流量とした。
SRV 作閉止圧	7.40 MPa	
作動時流量	130 kg/s	
(閉止時流量)	1.0×10^{-4} kg/s	無視できる極小流量とした。

表 2.1.31 局所温度解析の解析条件

Table 2.1.31 Analytical Conditions of Focusing on Local Temperatures

解析モデルに関する事項	
乱流モデル	SST k- ω
輻射モデル	Direct Ordinate
メッシュ数	120 × 10 ⁶
解析条件に関する事項	
漏えい時刻	200 sec
想定漏えい面積	0.01 m ²
漏洩流量	60 kg/s
漏洩温度	1000 K
初期条件	320 K, N ₂ : 100 %
放熱 (原子炉ウェル)	285 kPa
圧力境界 (低圧側)	ベント管
その他熱源 (圧力容器)	0.64 W/m ² /K

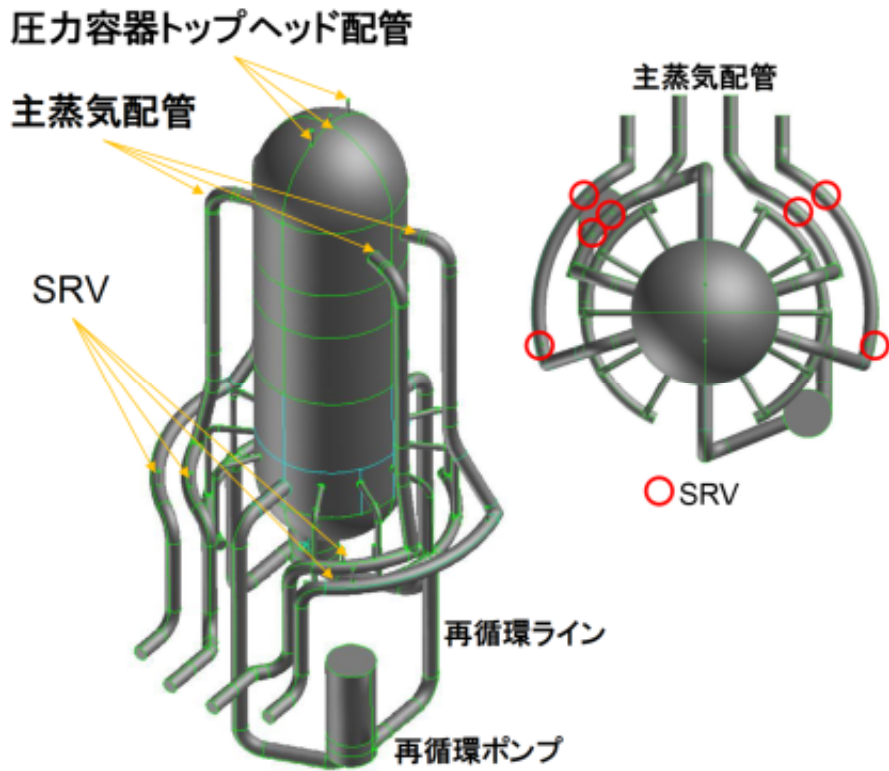


図 2.1.80 圧力バウンダリ構成要素の概要

Fig. 2.1.80 Overview of Pressure Boundary Components

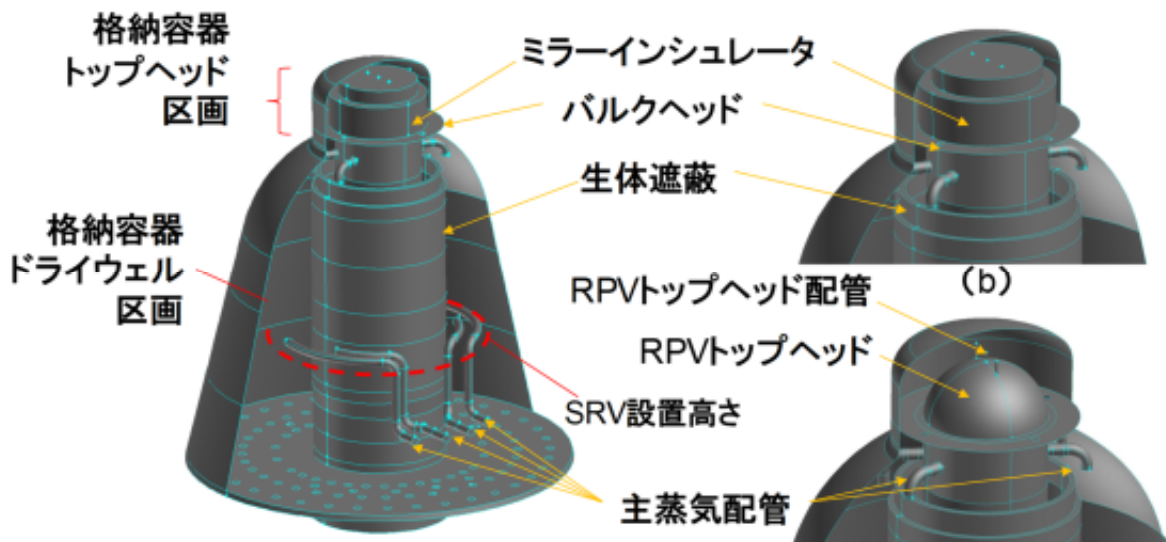


図 2.1.81 格納容器バウンダリ構成要素及び内部構造の概要

Fig. 2.1.81 Overview of Containment Vessel Boundary Components and Internal Structure

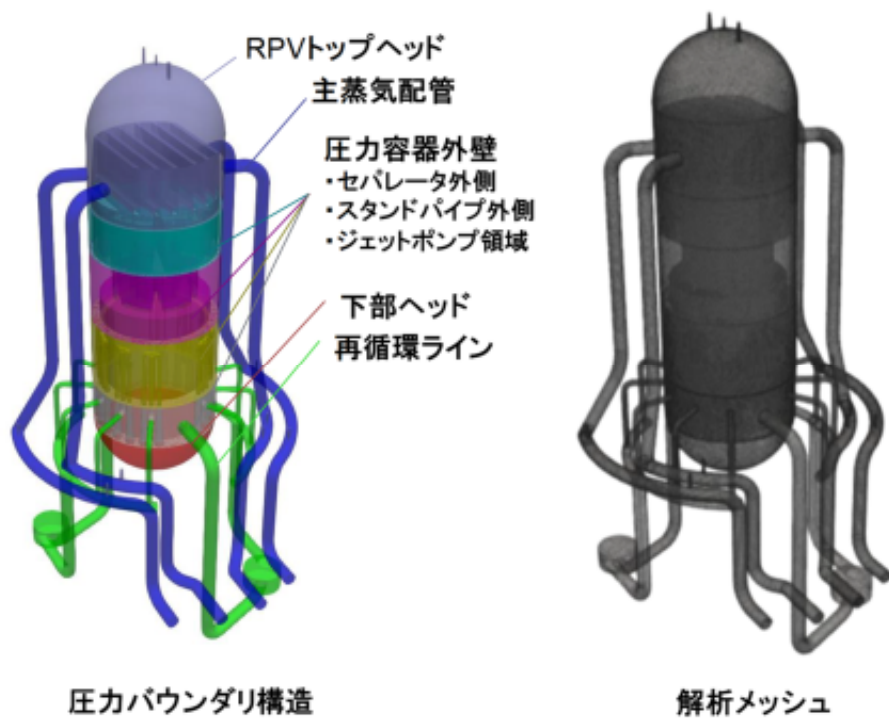


図 2.1.82 原子炉圧力バウンダリの解析メッシュ
 Fig. 2.1.82 Analytical Mesh for Reactor Pressure Boundary

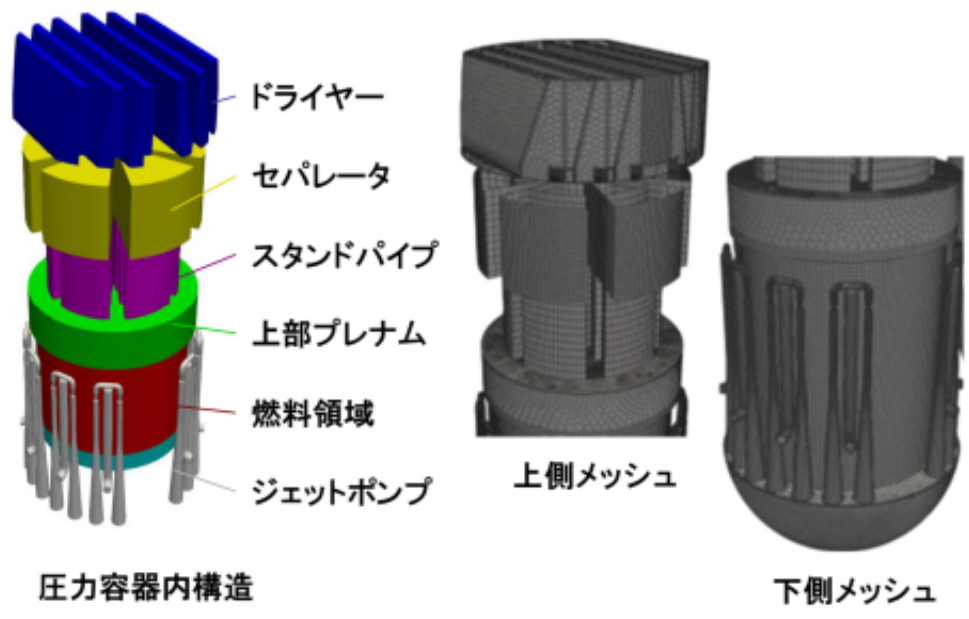


図 2.1.83 原子炉圧力容器内構造物の解析モデル
 Fig. 2.1.83 Analytical Model of the Reactor Pressure Vessel Inner Structure

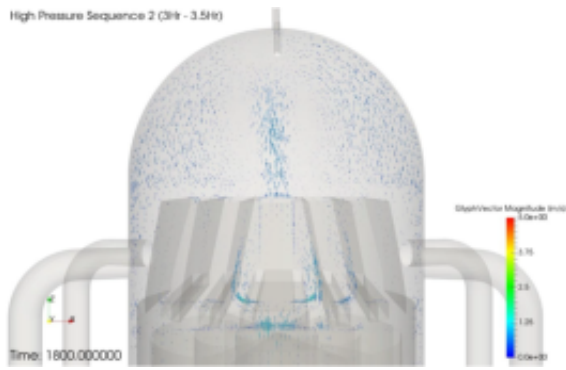


図 2.1.84 速度分布の解析結果
 Fig. 2.1.84 Analytical Results of Velocity
 Distribution

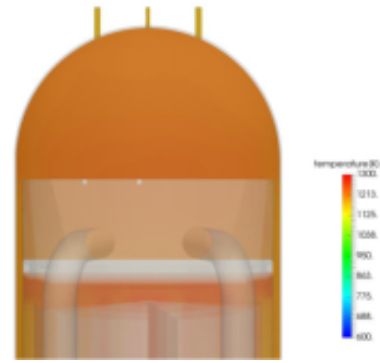


図 2.1.85 気相温度の解析結果
 Fig. 2.1.85 Analytical Results of Gas
 Temperature

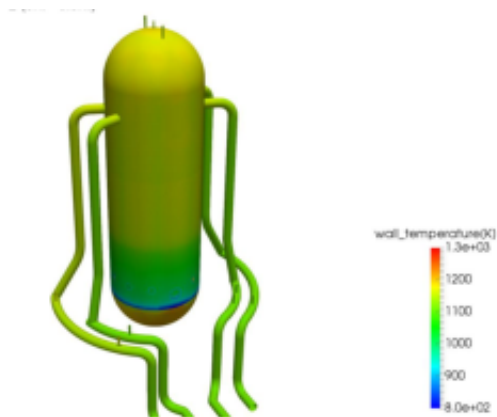


図 2.1.86 内壁面温度の解析結果
 Fig. 2.1.86 Analytical Results of Inner Wall
 Temperature

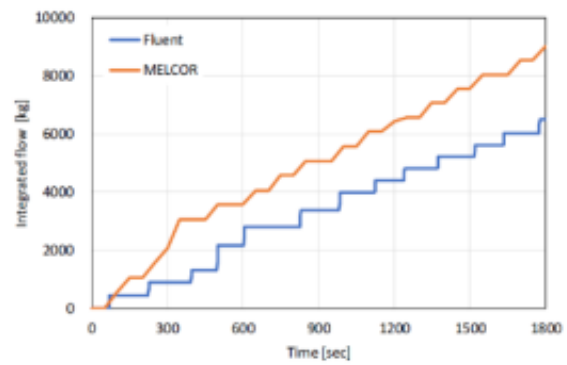


図 2.1.87 逃がし安全弁吹き出し流量
 Fig. 2.1.87 Flow Rate from SRVs

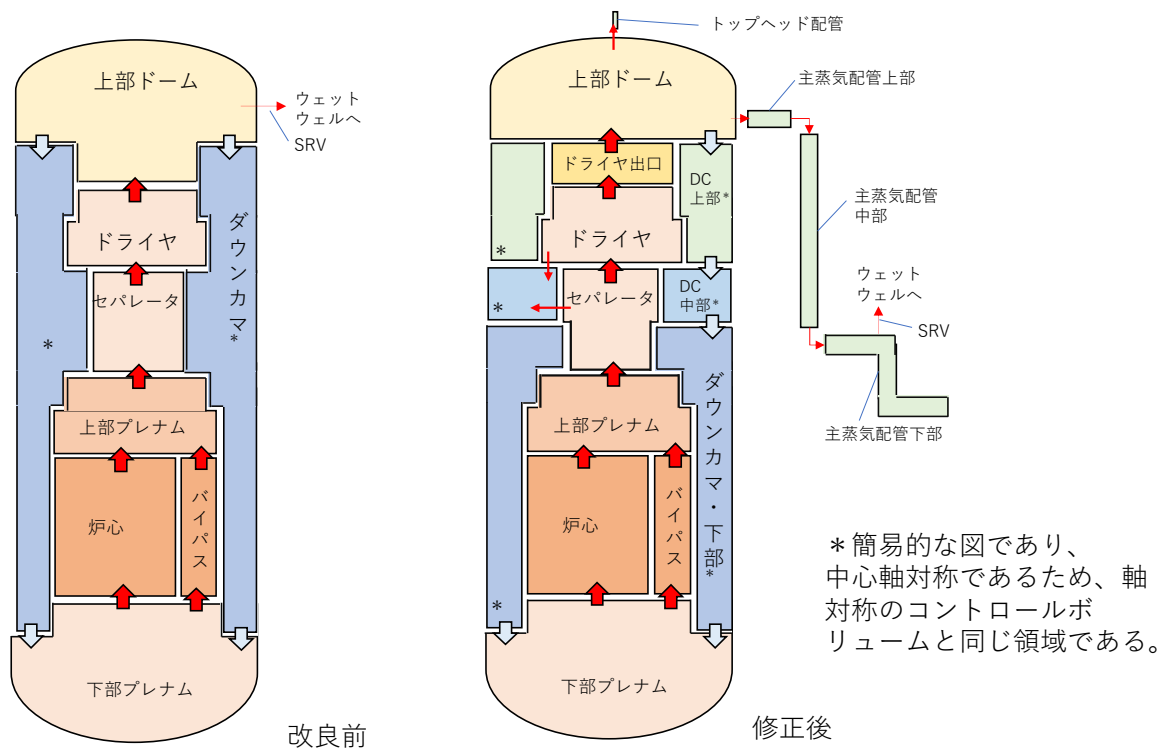


図 2.1.88 MELCOR 解析のノーディング図

Fig. 2.1.88 Noding Diagram of MELCOR Analysis

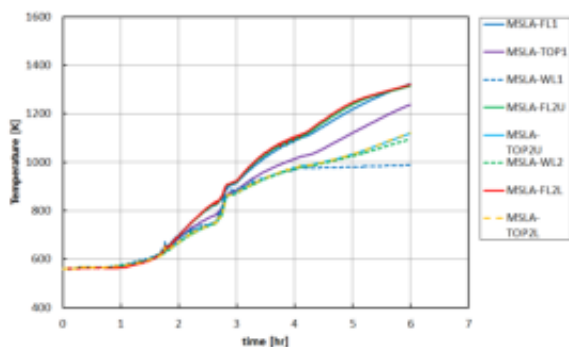


図 2.1.89 主蒸気配管付近の解析結果
Fig. 2.1.89 Analytical Results of Main Steam Lines

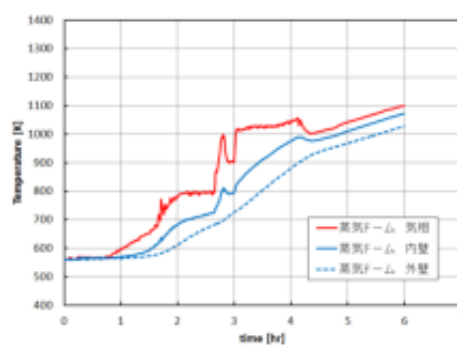
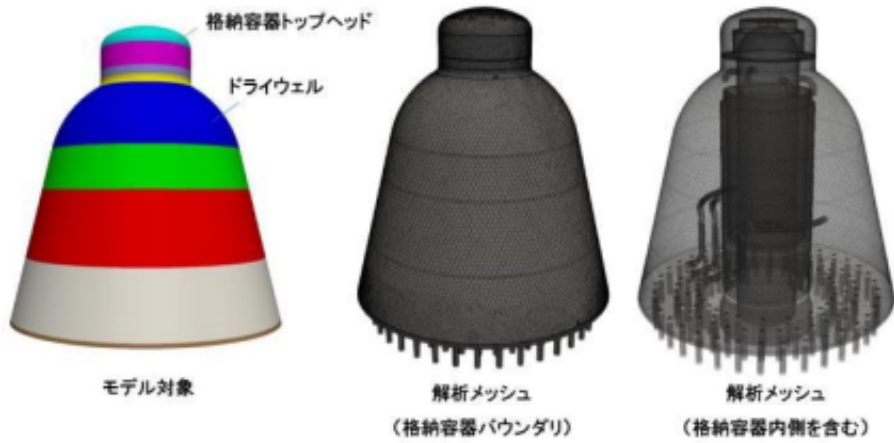


図 2.1.90 压力容器上部付近の解析結果
Fig. 2.1.90 Analytical Results Around Top of the Pressure Vessel



出典) Kojo, Hotta, SAMMI2020-1040⁸⁵

図 2.1.91 解析モデルとメッシュ (格納容器)

Fig. 2.1.91 Analytical Model and Mesh (Containment Vessel)

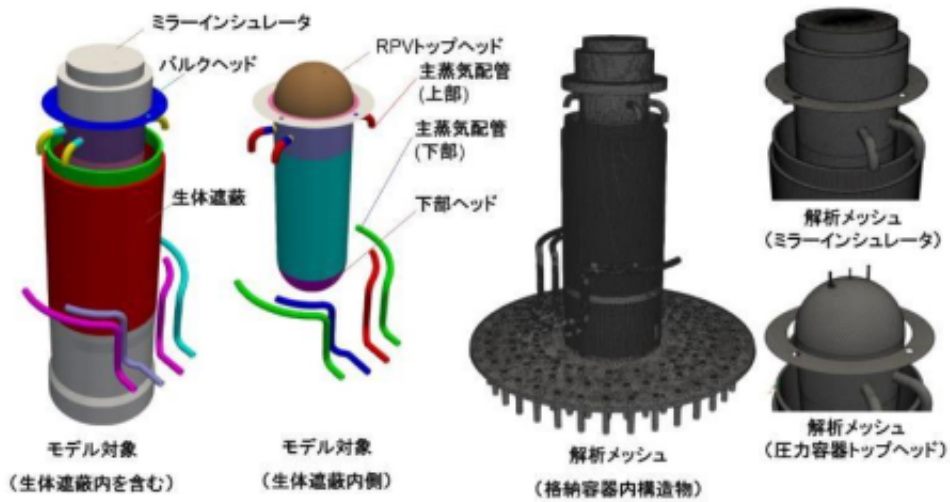
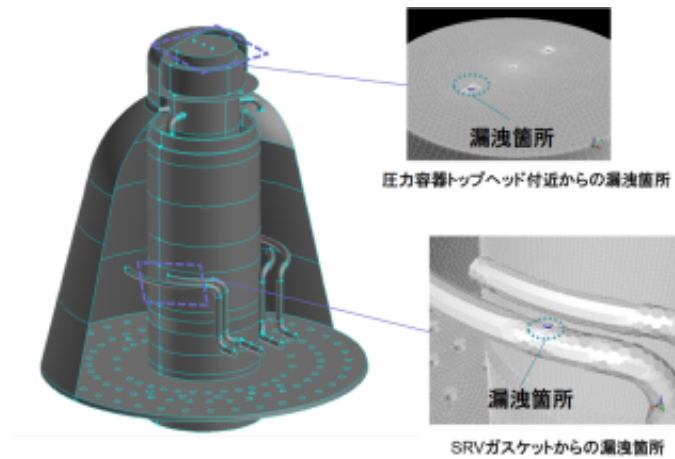


図 2.1.92 解析モデルとメッシュ (原子炉压力容器内構造物)

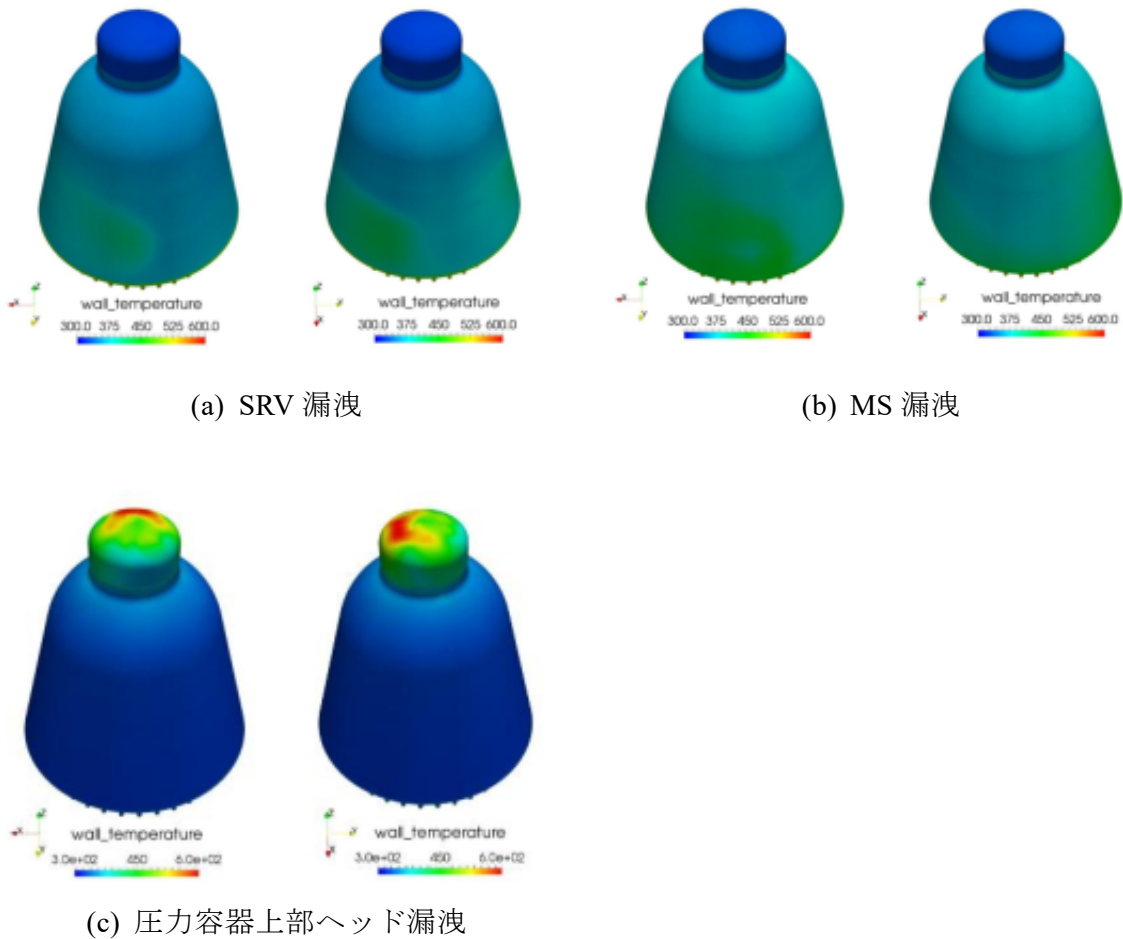
Fig. 2.1.92 Analytical Model and Mesh (Inner Components of the Containment Vessel)



出典) Kojo, Hotta, SAMMI2020-1040⁸⁵

図 2.1.93 漏洩に関する解析モデルの概観

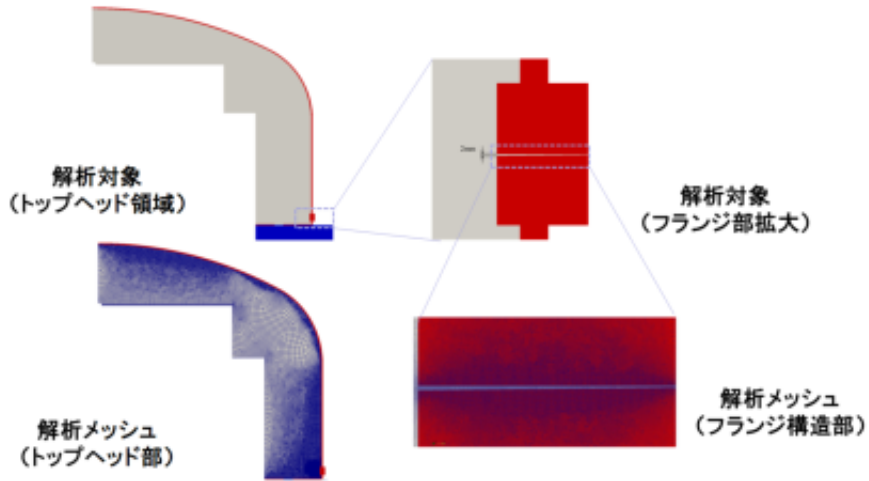
Fig. 2.1.93 Schematic View of Analytical Model for Leakages



出典) Kojo, Hotta, SAMMI2020-1040⁸⁵

図 2.1.94 全体解析の壁面温度の解析結果

Fig. 2.1.94 Analysis Results of Wall Surface Temperature for Whole PCV Analysis



出典) Kojo, Hotta, SAMMI2020-1040⁸⁵

図 2.1.95 詳細解析モデルとメッシュ

Fig. 2.1.95 Detailed Analysis Model and Mesh

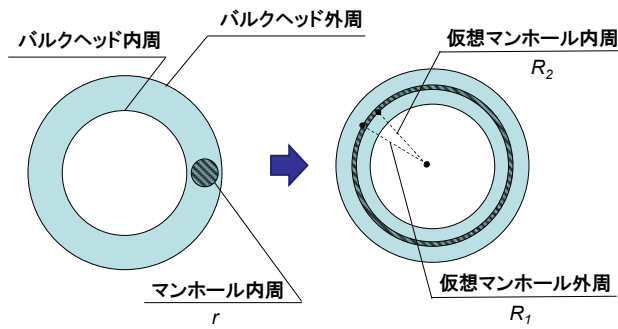


図 2.1.96 マンホールのモデル化概要

Fig. 2.1.96 Manhole Modeling

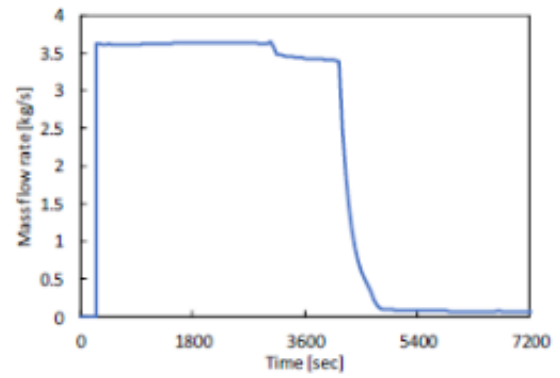


図 2.1.97 漏洩流量の条件

Fig. 2.1.97 Analysis Conditions for Leakage

Flow Rate

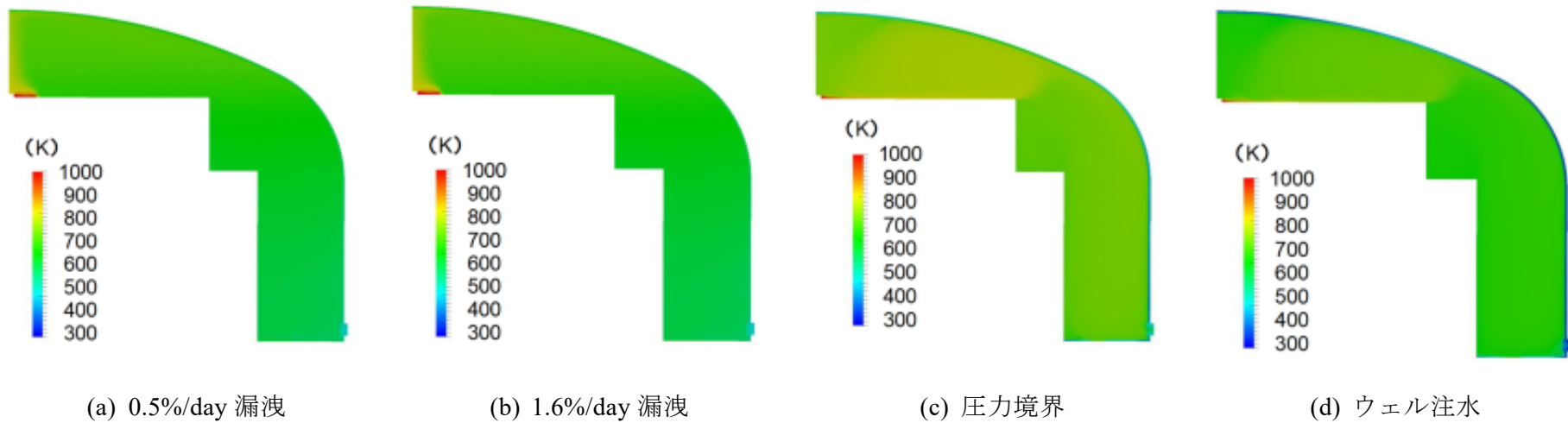


図 2.1.98 局所温度解析の温度分布の結果 (トップヘッド全域)

Fig. 2.1.98 Results of Temperature Distribution for Local Temperature Analysis (Whole Top Head)

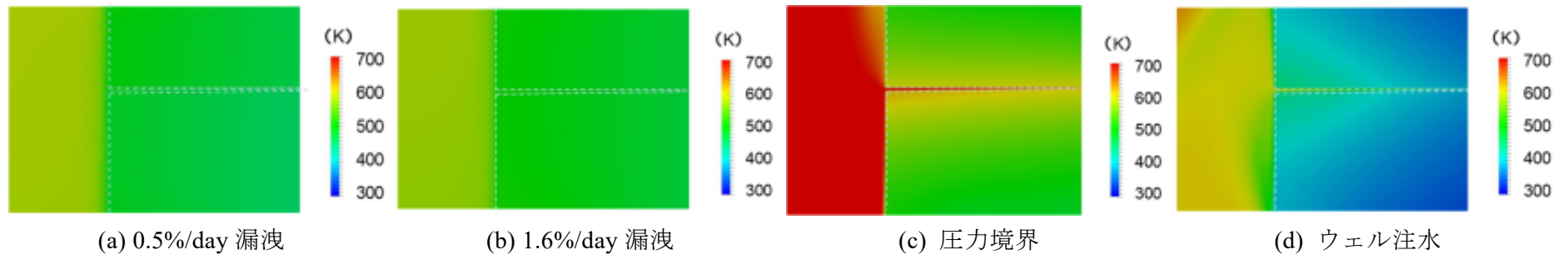


図 2.1.99 局所温度解析の温度分布の結果 (フランジ部)

Fig. 2.1.99 Results of Temperature Distribution for Local Temperature Analysis (Flange)

② 動的荷重に対する評価手法

a. 研究概要

代表的な BWR Mark II プラントの仕様に基づき、陽解法動的応答コードにより鉄筋コンクリート製ペDESTALに対する大変形挙動解析を実施した。同体系において、コンクリート構成則、水位、爆発源分布及び爆発力をパラメータとした感度解析を実施し、ペDESTALに発生する最大ひずみ等への影響を把握すると同時に、評価手法のロバスト性について検討した。

また、既往の国内外の動的負荷に対する格納容器閉じ込め機能の維持に関する実験結果及び解析結果⁸⁶に基づき、特に格納容器機能喪失に係る物理化学現象に伴って発生する動的荷重に対する格納容器機能の維持に関する評価手法を整備した。

b. 実施内容

重大事故において、原子炉キャビティ（又はペDESTAL）にプールが形成されている状況で圧力容器外に高温の溶融デブリが落下する場合、溶融燃料-冷却材相互作用による水蒸気爆発が発生するためには自発的なトリガーの発生とプール水の急激な相変化に伴う体積膨張により、衝撃波を伴うような圧力波伝播へ発展する必要がある。現在の実験的知見では、実機において自発的なトリガー発生から大規模な水蒸気爆発への発展に関する確率は低いと考えられる。仮に水蒸気爆発による動的荷重が発生した場合の格納容器の機能維持については、格納容器構造部材の強度モデル及び解析モデルの観点から評価の不確かさが比較的大きい。

近年、AUTODYN⁸⁷ や LS-DYNA⁷⁰ のような高速荷重による大変形を扱い得る陽解法動的応答コードのモデル化機能向上や、鉄筋コンクリート構造強度に関するモデルの開発^{88,89} によって、実機プラントの格納容器構造を詳細に模擬した実用的解析が可能となりつつある。本研究では、AUTODYNを用いて、代表的な形状を有する BWR-MARK II における鉄筋コンクリート製（以下「RC」という。）ペDESTALを対象として、予めプール水を有する条件にて、水蒸気爆発により発生した圧力源を設定し、コンクリート及び鉄筋が示す動的応答を評価した。解析モデルを図 2.1.100 に示す。

また、同体系において、コンクリート構成則、水位、爆発源分布及び爆発力をパラメータとした感度解析を実施し、ペDESTALに発生する最大ひずみ等への影響を把握するとともに、評価手法のロバスト性について検討し、以下の知見が得られた。代表的な解析結果を図 2.1.101 に示す。

- コンクリート構成則として、CAPROUS モデル⁸⁸ と RHT モデル⁸⁹ では概ね同等の傾向がみられたが、両モデルには多くのパラメータ設定が必要であり、水蒸気爆発に近い荷重形態のもので、モデルパラメータを適切に調整することにより、鉄筋コンクリート製ペDESTALの高速荷重の評価として健全性の判断に大きな差異を生じることはない見通しを得た。

- 爆発源分布については、爆発源高さ及びサイズによるペDESTAL変形モードの差異が見られ、これらの感度が鉄筋コンクリート製ペDESTALの高速荷重の評価において適切に考慮される見通しを得た。

水位については、深いほど、膨張波がプール内にとどまる時間が長くなるため、ペDESTALの変形が大きくなる傾向が見られた。

c. まとめ

BWR プラントの鉄筋コンクリート製のペDESTALに対する高速荷重の評価手法の検討を行った。結果として、陽解法動的応答コードを用いた実機体系におけるペDESTALの変異の評価手法を整理した。コンクリート構成則として使用する複数のモデルにおける特徴が明らかとなった。

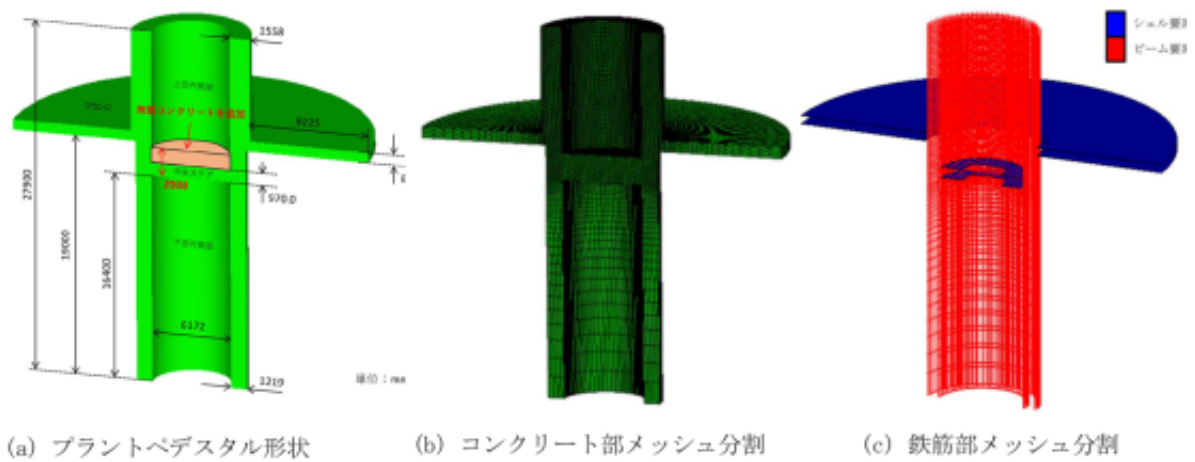


図 2.1.100 代表 BWR ペデスタル部の AUTODYN によるモデル化

Fig. 2.1.100 A modeling of pedestal in BWR using AUTODYN

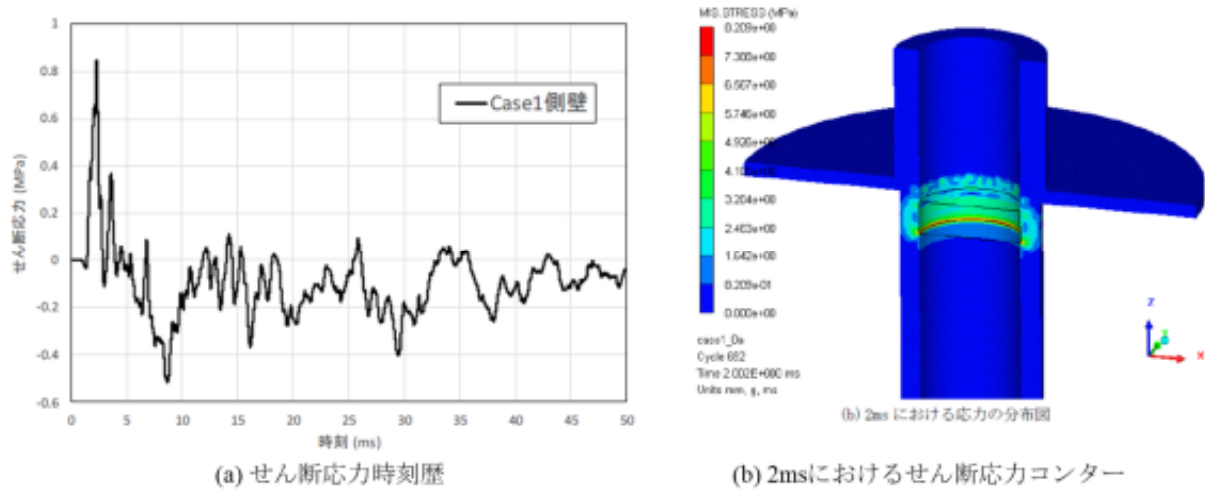


図 2.1.101 代表 BWR ペデスタル部のペデスタル剪断応力解析例

Fig. 2.1.101 Example of numerical results in shear stress on the pedestal

(4) OECD/NEA/CSNI 主催の実験、解析及び調査プロジェクトからの情報収集

重大事故時に発生が想定される物理化学現象に関する研究は、多くが国際プロジェクトで実施されている。本研究の一環として、これら国際プロジェクトへの参加により、最新の実験手法に基づくデータ等の実験的知見及び解析手法に関する最新知見の収集を進めている。以下の主要な国際プロジェクトについて、概要と得られた主な知見を表 2.1.32 まとめて示す。なお、ここでは各プロジェクトの概要を取りまとめているが、これらの成果は一定の機密保持のための期間を経た後、報告書が OECD/NEA のホームページ⁹⁰に公開される。

- HYMERES-2 計画 (Hydrogen Mitigation Experiments for Reactor Safety Project Phase 2)
- THAI-3 計画 (Thermal-hydraulics, Hydrogen, Aerosols and Iodine Project Phase 3)
- THEMIS 計画 (Experiments on Mitigation Measures, and Source Term Issues to Support Analysis and Further Improvement of Severe Accident Management Measures)
- ROSAU 計画 (Reduction of Severe Accident Uncertainties Project)
- BIP-3 計画 (Behaviour of Iodine Project Phase 3)
- STEM-2 計画 (Source Term Evaluation and Mitigation Project)
- ESTER 計画 (Experiments on Source Term for Delayed Releases Project)
- ARC-F 計画 (Analysis of Information from Reactor Buildings and Containment Vessels of Fukushima Daiichi Nuclear Power Station)
- PreADES 計画 (Preparatory Study on Analysis of Fuel Debris)

表 2.1.32 国際プロジェクトの概要と得られた主な知見 Table 2.1.32 Overview and Key Findings of International Projects

プロジェクト名	規制課題等の背景、先行計画との関係	概要・目的・着目点	得られた主な知見
HYMERES-2 計画 ⁵²	<p>本プロジェクトでは、格納容器熱流動の解析能力、解析の信頼性の向上等について検討が十分ではないことに加えて、空間での過熱蒸気放出時の輻射熱伝達の影響が解析上重要であることが示唆され、先行研究例が少ないことを鑑み新たに実験を行った。</p>	<p>原子炉施設の安全評価を実施する解析能力の向上のために、重大事故時の格納容器熱流動に係る現象論的理解を促進することを目的として、格納容器内水素成層化問題及び安全機器の作動を考慮した格納容器内の熱流動現象に着目した実験が進められている。</p>	<p>これまでに、噴流や浮力乱流による密度成層の混合挙動について、グレーティング型の構造物の影響や、過熱蒸気が存在する場合の輻射熱伝達の影響を考慮する場合の重要パラメータ等に関する知見を取得中である。国内での関連実験研究で得られている知見を紹介した。</p>
THAI-3 計画 ⁶⁵	<p>一連の THAI 計画で得られた成果は、PWR 事業者が第 1 期の成果を参照し、BWR 事業者が第 2 期の成果を参照して設置許可変更申請をしている。実機を模擬した大規模装置での水素挙動及び放射性物質挙動データは、重大事故時の緩和策の効果等を定量的に評価するモデルを整備するには不可欠である。</p>	<p>格納容器内の狭隘部における水素燃焼、対向流条件下における PAR の性能、水素燃焼に伴い構造表面等に付着した放射性物質の再放出、格納容器内温度上昇に伴う放射性物質の再放出等に着目した実験及び解析手法の検討を行う。</p>	<p>プール水に溶存する粒子状ヨウ素がスクラビング等の流動に伴って雰囲気中へ再放出される挙動や、壁面等に付着する各種ヨウ素、エアロゾルが水素燃焼に伴って再揮発等して雰囲気に放出される挙動に関する知見を取得した。本プロジェクトで実施している水素燃焼解析のベンチマーク結果を海外専門家と共有した。</p>

プロジェクト名	規制課題等の背景、先行計画との関係	概要・目的・着目点	得られた主な知見
THEMIS 計画 ⁹¹	<p>ANL/LWRS-17/02⁹²より、1F3 号炉の水素爆発には可燃性ガス CO が含まれていた事が示唆された。本プロジェクトでは H₂/CO 雰囲気による燃焼挙動等、また THAI 装置内でのソースタームに係る試験を実施する。</p> <p>本成果は ESTER プロジェクトの成果と併せて、相互的に課題を補完する計画である。</p> <p>本成果はソースターム評価に供するための実験データベース等に資するだけでなく、安全解析コードの改良・検証等にも活用され、重大事故時の緩和策の効果等を定量的に評価するモデルの整備に資する。</p>	<p>H₂/CO 混合雰囲気における燃焼や火炎伝播挙動並びに PAR 性能、ヨウ素酸化物 (IO_x) の安定性、高速噴流条件でのスクラビング、H₂/CO/IO_x 雰囲気における PAR 性能に係る実験を、実機格納容器相当の THAI 装置で行う。</p>	<p>これまでに実験を通し CO-H₂ 混合雰囲気における PAR 性能、高速噴流条件でのスクラビング、IO_x の安定性に関する知見を得た。これらの試験結果に対して今後詳細な分析を実施する。</p> <p>また残りのテーマに係る実験は、今後実施し知見を取得する予定である。</p>
ROSAU 計画 ⁹³	<p>本プロジェクトへの参加を通じて得られた最新知見は、格納容器内での溶融物挙動等解析技術及びモデルの向上、解析の妥当性確認のための実験データベース等に資する。また最新知見を反映した技術基盤の拡充は、重大事故等</p>	<p>軽水炉シビアアクシデント時におけるプール水中での溶融デブリ拡がり挙動及びデブリベッドの冷却性に関する不確かさを低減することを目的にメルトスプレッド実験とクラスト熱伝達及び強度実験を実施する。</p>	<p>デブリ冷却実験に関して、コンクリート含有率及びデブリ組成が異なる条件における溶融物の上部にクラスト、水がある際のドライアウト熱流束に関する知見を取得した。溶融物拡がり実験に関しては、ダムブレイク、ジェットリリース条件における</p>

プロジェクト名	規制課題等の背景、先行計画との関係	概要・目的・着目点	得られた主な知見
	<p>対処設備の有効性評価等に係る適合性審査等に資する。</p>		<p>実験を実施し知見を取得する予定である。</p>
<p>BIP-3 計画⁹⁴</p>	<p>有機ヨウ素は水に溶けにくいいため、プールスクラビング等での除去は期待できない。そのため有機ヨウ素の生成量は環境へのフィルターベント等の効果に対する不確かさの要因となる。また有機ヨウ素生成メカニズムには未解明な点が多い。本成果はソースターム評価に供するための実験データベース等に資する。</p>	<p>有機ヨウ素を含む放射性ヨウ素の化学的な形態変化及び移行挙動について実験を行う。</p>	<p>格納容器内表面での有機ヨウ素生成挙動及び格納容器表面へのヨウ素の吸脱着挙動に関する新知見を取得した。また有機ヨウ素の生成メカニズムには不明な点も多く、生成メカニズム解明のための課題も示された。これらの成果は OECD/NEA WGAMA においても議論された。</p>
<p>STEM-2 計画⁹⁵</p>	<p>ルテニウムは、酸化雰囲気中でガス状の酸化ルテニウム (RuO_x) として放出される。またガス状ヨウ素は炉内で放射線分解することで多成分のヨウ素化合物のエアロゾルを形成する可能性が懸念される。本成果はソースターム評価に供するための実験データベース等に資する。</p>	<p>重大事故時の酸化雰囲気におけるルテニウムの燃料からの放出・移行挙動及び放射線環境下でのガス状ヨウ素の安定性の確認を目的とした実験を行う。</p>	<p>Ru の質量輸送の実験を通じて、温度や水蒸気量等の雰囲気による RuO_2 と RuO_4 の移行挙動、また放射線環境下でのガス状ヨウ素の安定性に関する知見を得た。これらの成果は OECD/NEA WGAMA においても議論された。</p>

プロジェクト名	規制課題等の背景、先行計画との関係	概要・目的・着目点	得られた主な知見
ESTER 計画 ⁹⁶	<p>OECD/NEA WGAMA にて、過去プロジェクトの成果と課題について議論され、抽出された4つの課題のうち、1F事故時のFP遅延放出に関するFP再移行挙動、そして有機ヨウ素の生成プロセスの究明を目的とする。</p> <p>本成果はTHEMISプロジェクトの成果と併せて、相互的に課題を補完する計画である。本成果はソースターム評価に供するための実験データベース等に資する。</p>	<p>CsIにおける再移行挙動及びこの現象を補完するためのCsI等の物性確認、さらに有機ヨウ素生成メカニズムの確認を目的とした実験を行う。</p>	<p>これまでに一部の実験を通しCsI等の物性、配管に沈着させたCsI等の再移行挙動、有機ヨウ素生成に関する知見を得た。</p> <p>これらの試験結果に対して今後詳細な分析を実施する。</p> <p>まだ全ての実験が行われていないので、今後実施し知見を取得する予定である。</p>
ARC-F 計画 ⁹⁷	<p>ARC-Fプロジェクトは、1Fの廃炉計画と協調して実施する短期プロジェクトの一つである。本プロジェクトの目的は、調査によって得られる情報に基づき、事故進展、原子炉建屋、及び格納容器の現状に関する理解を深め、原子炉安全や廃炉に関する有益な情報を得て、国際的に取り組むべき原子炉安全に関する研究テーマの議論に資する提案をまとめることである。</p>	<p>本プロジェクトは、1Fの原子炉建屋及び格納容器内部のデータ及び情報を収集、管理するとともに、1F事故シナリオ及び放射性物質の移行及び拡散に関する解析の精緻化を行う。本プロジェクトへの参加により、1F事故に関する国際的にコンセンサスの得られた最新知見を取得する。</p>	<p>国内外の様々な解析コードを用いたベンチマーク解析と不確かさ解析の成果から、1Fの事故進展及びソースタームに係る解析コードの特性について理解を深め、今後のコード開発の方向性を知ることができた。また、1Fの建屋及び容器内部の情報と測定データをデータベース化して共有することができた。</p>

プロジェクト名	規制課題等の背景、先行計画との関係	概要・目的・着目点	得られた主な知見
PreADES 計画 ⁹⁸	プロジェクトによりデブリ取り出しに関する国際的にコンセンサスの得られた最新知見（廃炉工程を含む）を取得する。得られた知見は、規制庁による1F事故の詳細な分析・評価に活用する。	本プロジェクトでは燃料デブリの分析に関する予備的研究が行われる。1Fの廃炉に伴い将来の燃料デブリ取り出しのための準備として、燃料デブリの特性や今後の研究課題を検討する。	TEPCOの1F建屋内調査によりデブリの組成等の知見が得られた。また、重大事故解析により最終形態という観点から推定したデブリの状態と関連知見を得ることができ、今後のサンプリング及び分析についてのニーズを共有することができた。

2.2 確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備

2.2.1 レベル 2PRA 手法の整備

(1) 研究概要

本研究では、安全研究プロジェクト「規制への PRA の活用のための手法開発及び適用に関する研究」（以下「レベル 1PRA プロジェクト」という。）⁹⁹での検討に引き続き、レベル 1PRA により炉心損傷頻度等を評価した後のレベル 2PRA の格納容器機能喪失頻度等を評価するための手法について検討を進めている。

特に、レベル 1PRA で扱う炉心損傷までのイベントツリーとレベル 2PRA に適用する炉心損傷後の格納容器イベントツリー（以下「CET」という。）を連結するために、接続する CET の形態を検討するとともに、格納容器機能喪失に対する機器の重要度評価を行う場合の手段について検討を行った。また、これらの評価手法により CET 等を定量化するための評価ツールの整備を行い、代表 3 ループ PWR における内的事象 PRA 中心に評価を実施した。以下これら取り組みの概要を述べる。

(2) 実施内容

① レベル 2PRA で用いる CET の形態に関する検討

これまでに国内で実施されている格納容器機能喪失頻度評価で用いられる CET は、格納容器破損防止対策として設置されている各種緩和システムのシステム非信頼度を記述するためのヘディングと、重大事故の進展に伴って発生する可能性のある物理化学現象（以下「SA 現象」という。）の発生確率を記述するためのヘディングが混在して構成されている。この構成は、緩和システムと SA 現象の関係が見通しやすく、緩和システム機能の喪失が影響する SA 現象との従属性を考慮することが容易であることに利点があり、レベル 1PRA で用いるイベントツリーに直接接続する。

この場合の課題は、全ての事故シーケンスを起因事象から格納容器機能喪失まで展開することであり、その数は数百万シーケンスのオーダーとなる場合がある。これは、格納容器機能喪失頻度等を計算に要する時間が長くなるだけでなく、計算コードによってはデータ量のオーバーフロー等によって解析が破綻しやすくなる問題を引き起こす。このような問題を避けるために、本研究ではレベル 1PRA プロジェクトと連携してブリッジツリーの導入を検討することとした。

ブリッジツリーの導入に際して、本研究では従来使われている CET を、システム非信頼度を評価する CET（以下「S-CET」という。）と SA 現象の発生を評価する CET（以下「P-CET」という。）に分離することによって、S-CET をブリッジツリーと同等の役割を果たすようにした。これらの CET の分離は、頂上事象となるヘディングがフォルトツリーによって評価されるものか、ROAAM 法や事故進展解析の結果等から確率を評価するものかの違いに依って分離の判断を行う。図 2.2.1 及び図 2.2.2 に分離した S-CET と P-CET の例をそれぞれ示す。CET を S-CET と P-CET に分離することにより、緩和システムの作動成否と

SA 現象の関連の見通しが悪くなるが、その関係性を維持するために S-CET の終状態として格納容器破損を防止するための緩和システムの状態に対する PDS（以下「C-PDS」という。）を導入する。これまでの PDS は炉心損傷時点で定義されるものとして扱われてきたことから、本研究で定義する C-PDS はそれらとの差別化のために表 2.2.1 のように新たに分類要素を加えて 6 文字とした。構成要素は、炉心損傷時点の PDS として起因事象、炉心損傷前の ECCS 注水の作動状態及び格納容器スプレイの作動状態として、4 文字目以降に燃料取扱用水タンクの水の持込状態、格納容器除熱機能の状態及び水素対策の状態を加えた。このように定義した C-PDS は、格納容器破損防止対策の成否によって定まる“格納容器機能喪失の恐れのある状態”として考えることができる。事故の進展の仕方により格納容器が破損するかは、格納容器内の水蒸気蓄積、崩壊熱に伴う格納容器雰囲気温度の上昇、熔融デブリが冷却されないことによるベースマット熔融に加えて、水蒸気爆発や水素爆発のようなエナジェティック事象の発生有無によるため、格納容器破損防止対策の成否のみでは判断することができない。このため、そのような格納容器破損につながる要素の発生確率を P-CET の分岐で考慮することから、C-PDS の分類要素には後段の P-CET において分岐確率に変化を与える要素を抽出した。P-CET の分岐とこれら PDS の関係を表 2.2.2 に示す。

このようにして分離し、整理した CET の定量化には以下のような利点がある。S-CET はシステム非信頼度をフォルトツリーによって評価するヘディングのみで構成されるため、レベル 1PRA で用いるイベントツリーとの親和性が良い。炉心損傷防止と格納容器破損防止の両面で用いられる緩和システムの従属性などもブール代数処理によって容易に考慮することができ、S-CET までの事故シーケンスの数はそれほど増大しない。P-CET を構成するヘディングは基本的に唯一つの基事象で表現されるため、C-PDS ごとに展開される P-CET の終状態の確率を予め計算して係数行列化しておけば、S-CET までの計算結果にかけ合わせるだけで格納容器機能喪失頻度や放出カテゴリの評価が可能となり、大幅な計算時間の短縮につながると期待される。

② レベル 1.5PRA のための評価ツールの整備

これまでに述べた評価手法は、特に P-CET を係数行列化して掛け合わせるなどが必要となるため、既存の汎用 PRA コードでは取り扱うことができない。そのため、本研究ではこれまでに旧原子力安全基盤機構等で開発されてきた地震 PRA 解析コード（以下「S1 コード」という。）¹⁰⁰を改良して、新たにそれら評価手法を扱う機能を追加することとした^(注2)。

(注2) S1 コードは地震 PRA を評価するために NUPEC 及び JNES によって作成、改良されたコードであり、PRA における定量化に関する部位を主に担当するコードである。S1 コードは他のカットセットジェネレータを用いて作成する必要があるため、本評価ではカットセットの生成を旧来の PRA 評価コード WinNUPRA から SAPHIRE コードでの評価が実施可能なように改良されている。

これまでに、米国アイダホ国立研究所で開発された PRA 評価コード SAPHIRE¹⁰¹により作成した MCS データ^(注3)の入力機能、P-CET を係数行列として S-CET の評価結果に掛け合わせる機能、格納容器機能喪失に対する機器重要度等を評価する機能を実装済みであり、機能確認としてパイロット計算を進めている。

本評価ツールの利点は、PRA 評価コード WinNUPRA を用いて従来 S1 コードが地震 PRA のために開発されてきた経緯があることから、格納容器破損防止対策等の地震損傷に関する基事象を各種フォルトツリーにモデル化するだけで簡易的に地震レベル 2PRA の定量化ができることにある。

③ 参考解析の結果

上記のように整備した解析手法により、地震レベル 2PRA を定量化した結果の一例として、格納容器機能喪失モードごとの寄与割合、起因事象ごとの炉心損傷及び格納容器破損喪失に至るまでの寄与割合を整理した結果を図 2.2.3 及び図 2.2.4 に示し、その内訳を表 2.2.3 に示す。

評価結果から従来の PWR の評価結果同様、過圧破損による破損が最も重要な結果となることが分かる。また、起因事象発生条件下における格納容器機能喪失確率、炉心損傷発生条件下における格納容器機能喪失確率を評価できるようになった。特に、格納容器機能喪失に対して最も優位な寄与を持つ CCWS 機能喪失は、起因事象発生条件付きでの格納容器機能喪失確率が 10^{-5} オーダーと極めて小さいことに対して、炉心損傷条件付き確率は 0.79 と大きい結果となった。この結果が意味することは、CCWS 機能喪失は炉心損傷前に緩和することにより相当程度炉心損傷に至る確率が低減されているが、炉心損傷に至った場合には緩和手段が限定的であるということである。表 2.2.4 に示す具体的なシーケンスの分析結果からは、液相蓄熱失敗によって自然対流冷却による格納容器熱除去が成功しないことから、格納容器の過圧過温破損に至ることが分かる。このため、格納容器破損の総体的なリスク低減の達成のためには、格納容器熱除去機能の手段が多重化、多様化することが極めて重要であることが定量的に示唆される。このように各シーケンスの炉心損傷の緩和、格納容器機能喪失の緩和を定量的に比較し、重要な対策を具体的に抽出することが可能となった。これは、従来実施されていた手法である、レベル 1PRA の終状態をプラント損傷状態としてとりまとめ、レベル 2PRA の初期条件として各 PDS の発生頻度を用いてレベル 1.5PRA を実施した場合には、レベル 1PRA の終状態に至る要因を頻度として、まとめて扱ってしまっていたため、格納容器機能喪失に至るシナリオの分析の際に

(注3) SAPHIRE コードと WinNUPRA との違いとして、レベル 1PRA の終状態から、レベル 1.5PRA にシナリオを引き継ぐトランスファーの際、ブール代数演算処理を、トランスファー元とトランスファー先の一体のシナリオとして処理ができる。すなわち、レベル 1.5PRA を行うさい、レベル 1PRA のイベントツリーの失敗のみならず成功分岐の条件を引き継いだ MCS の生成が可能である。

は、レベル 1PRA の詳細なシナリオの分析ができなかった。一方で本評価方法では、格納容器機能喪失に至るシナリオの分析を行う際、レベル 1PRA での成功／失敗の条件も全て記述することができることが明らかとなった。

また、本解析手法では地震による損傷確率とハザードの発生頻度も統一的に扱うことができる利点を活かして、主要な構造物、設備及び機器に関して、地震による損傷確率を設定して、地震動レベルごとの事象の発生確率を評価した結果を図 2.2.5 に示す。本定量化では、特定の震源を想定した地震動ではなく、仮想的な地震動を考慮した。内部事象に対する定量化結果では、補機冷却系喪失による格納容器機能喪失の寄与割合が大きかったが、地震動を考慮した定量化結果では外部電源喪失による格納容器機能喪失の寄与割合が相対的に拡大する傾向にあった。これは、本定量化で用いた解析モデルにおいて、外部電源喪失の発生確率を評価した結果が他の起因事象と比較して卓越していることが要因と考えられ、その最大値は 1,000 gal において算出された。

このように定量化した結果は、ソースターム評価や後段のレベル 3PRA への情報の受け渡しのため、格納容器機能喪失に関する個別シーケンスの情報を、別途ソースターム放出カテゴリとして再分類して整理した。表 2.2.5 に放出カテゴリの分類を示す。放出カテゴリの設定には、レベル 3PRA において重要な意味を持つ事象開始時刻からのソースターム放出時期を明確化することを目的として、プラント損傷状態の情報から炉心損傷時期、格納容器除熱機能について特に着目して分類した。また、ソースタームの放出形態の違いの分類指標として、格納容器機能喪失モードの違いを放出カテゴリの分類要素に加えた。なお、特徴的な放出形態をとる放出カテゴリとして、格納容器バイパス事象及び格納容器隔離失敗事象のように早期に環境への大規模なソースターム放出が起こると考えられる事象、エナジェティック事象のように時期によらず発生すれば格納容器本体構造の健全性を脅かすと考えられる事象を独立して扱うこととした。格納容器の緩和操作に関する分類は、格納容器に水の持ち込みがなされる格納容器スプレイと熱交換器による冷却で水の持ち込みのない自然対流冷却の違いを考慮し分類を行った。

④ 格納容器機能喪失に関する機器の重要度評価

上述したように、レベル 1PRA のイベントツリー及び S-CET を評価することによって、起因事象から格納容器破損防止対策までに対応する機器の組合せのみによる事故シーケンスのミニマルカットセット（以下「MCS」という。）が生成できる。この手法を重要度評価に一貫解析を用いる利点は、炉心損傷に対する重要度と格納容器機能喪失に対する重要度を同時に扱うことができることである。従来の解析では、レベル 1PRA の結果である PDS ごとの頻度に格納容器機能喪失の条件付確率を乗ずることで、格納容器の機能喪失頻度を評価していたが、一貫解析では炉心損傷、格納容器機能喪失に対する MCS がそれぞれ生成されることで、両者の重要度が評価可能となる。一貫解析の重要度評価の代表例を表 2.2.6 に示す。起因事象に関する重要度に関しては、大 LOCA の起因事象は格納容器での対

策が有効になることから、重要度が低下している。一方で CCWS 機能喪失の起因事象は格納容器機能喪失の寄与割合が大きいことから FV 重要度が上昇していることが分かる。緩和機能に関しても、CCWS の電動ポンプの起動失敗に関しては、炉心損傷後における格納容器内での緩和において、重要な役割を果たすことから RAW が上昇するものの、他の緩和効果が期待されることから、FV 重要度は低下する。さらに、格納容器スプレイ機能のうち、液相蓄熱に関する継続運転の診断失敗は、格納容器での重要な緩和手段であり、代替手段がないことから、FV 重要度、RAW 重要度ともに上昇している。

(3)まとめ

これまでに、レベル 1PRA プロジェクトの成果を踏まえて、レベル 1PRA/レベル 2PRA 一貫解析で使用する CET 等の検討を進めてきた。3 ループ PWR を対象とした計算を通じて、レベル 1PRA/レベル 2PRA 一貫解析に適用する手法整備を行った。結果として、起因事象から格納容器機能喪失までの特徴分析を一貫したイベントツリーを用いて評価し、分析する手法を整備することができた。

表 2.2.1 C-PDS の定義
Table 2.2.1 Definition of C-PDS

	1文字目	2文字目	3文字目	4文字目	5文字目	6文字目
識別子	起因事象 ^{注)}	ECCS 状態	スプレイ系 作動状態	一次系圧力	格納容器 熱流動	水素 制御系
A	大/中 LOCA					
G	SGTR					
P	先行破損					
S	小 LOCA					
T	過渡事象					
V	ISLOCA					
E		ECCS 注入失敗				
L		ECCS 再循環失敗				
C			注入成功 + 再循環成功			
D			注入成功 + 再循環失敗			
N			注入失敗			
H				高圧		
I				低圧		
B				炉心損傷後格納 容器隔離失敗		
C					デブリ冷却成功 + 格納容器除熱成功	
D					デブリ冷却失敗 + 格納容器除熱失敗	
F					液相蓄熱成功	
N					デブリ冷却注水失敗 + 格納容器除熱成功	
W					デブリ冷却注水成功 + 格納容器除熱失敗	
0						健全
1						早期喪失
2						後期喪失

注) PDS は炉心損傷時点のプラントの状態を表す。特に起因事象を差す PDS の定義文字は、起因事象のみではなくレベル 1PRA の結果として、随伴する LOCA 事象が発生した場合には、その条件を勘案する点について注意が必要。
例えば、過渡事象が起因事象であっても、加圧器逃し弁の開固着が発生した場合には「A」、RCP シール LOCA が発生した場合には「S」に分類される。

表 2.2.2 C-PDS と P-CET の分岐確率の関係の定義

Table 2.2.2 Relationship between C-PDS and Branch Probabilities in P-CET

項目	設定方法	シーケンス等識別条件	設定の考え方
1 TILOCA TISGTR	MELCOR解析結果	***H**	TILOCA
			TISGTR
			なし
		***]**	
2 水素爆燃①	ROAAM法	*****0	水素濃度制御系健全
		*****1	水素濃度制御系早期喪失
3 炉内デブリ落下	工学的判断	全PDS	
4 炉内水蒸気爆発	ROAAM法	3が上分岐	
		3が上分岐	
5 DCH HPME	ROAAM法	***H**かつ1が「なし」に分岐	高圧シーケンス
		***]**	低圧シーケンス
6 水素爆燃②	ROAAM法	*****0	水素濃度制御系健全
		*****1	水素濃度制御系早期喪失
7 炉外デブリ落下 (集合落下)	工学的判断	***H**かつ1が「なし」に分岐 ***]**	
8 炉外水蒸気爆発	ROAAM法	***F*かつ7が下分岐	CV液相蓄熱成功
		***R*かつ7が下分岐	CV再循環成功
		***W*かつ7が下分岐	キャビティ注水成功+自然対流冷却失敗
		***C*かつ7が下分岐	キャビティ注水成功+自然対流冷却成功
		上記PDSかつ7が上分岐	7で分散落下する場合
		***D*	キャビティ注水失敗+自然対流冷却失敗
9 ベースマツト溶融	ROAAM法	***D*or***N*かつ7が上分岐	キャビティ注水失敗し、7で分散落下する場合
		D*orN*かつ7が下分岐	キャビティ注水失敗し、7で集合落下する場合
		F*orR*or***W*or* ***C*かつ7が上分岐	キャビティ注水成功し、7で分散落下する場合
		F*orR*or***W*or* ***C*かつ7が下分岐	キャビティ注水成功し、7で集合落下する場合
		*****0	水素濃度制御系健全
		*****2	水素濃度制御系後期喪失
11 過圧破損	工学的判断	***F*	CV液相蓄熱成功
		***D*	キャビティ注水失敗+自然対流冷却失敗
		***N*	キャビティ注水失敗+自然対流冷却成功
		***W*	キャビティ注水成功+自然対流冷却失敗
		***C*	キャビティ注水成功+自然対流冷却成功
12 過温破損	工学的判断	***F*	CV液相蓄熱成功
		***D*かつ7が上分岐	キャビティ注水失敗+自然対流冷却失敗かつ7で分散落下
		***D*かつ7が下分岐	キャビティ注水失敗+自然対流冷却失敗かつ7で集合落下
		***N*かつ7が上分岐	キャビティ注水失敗+自然対流冷却成功かつ7で分散落下
		***N*かつ7が下分岐	キャビティ注水失敗+自然対流冷却成功かつ7で集合落下
		***W*かつ7が上分岐	キャビティ注水成功+自然対流冷却失敗かつ7で分散落下
		***W*かつ7が下分岐	キャビティ注水成功+自然対流冷却失敗かつ7で集合落下
***C*	キャビティ注水成功+自然対流冷却成功		

表 2.2.3 起因事象別の評価結果

Table 2.2.3 Analysis Results for Each Initiation Event

順位	起因事象	起因事象発生 条件付き確率	炉心損傷条 件付き確率
1	CCWS 機能喪失 (配管破断)	1.2E-05	7.9E-01
2	ATWS	6.1E-04	7.8E-02
3	2 次系破断	3.7E-06	7.9E-02
4	外部電源喪失	2.6E-07	7.5E-01
5	CCWS 機能喪失 (機器故障)	6.2E-08	7.9E-01
6	ISLOCA (配管破断)	3.1E-01	1.0E+00
7	極小破断 LOCA	9.4E-07	8.0E-02
8	ISLOCA (機器漏洩)	1.2E-03	6.7E-01
9	SGTR	1.5E-08	1.0E+00

表 2.2.4 主要事故シーケンスのシナリオ

Table 2.2.4 Main Scenarios for Dominant Sequences

No	PDS	MODE	シーケンス構成
1	SLDIW0	DELTA	CCWS 機能喪失(配管破断)発生 → RPS 成功 → 加圧器逃し弁開固着発生なし → AFW 成功 → 短時間の CCWS 回復失敗 → RCP Seal LOCA 発生 → 代替補機冷却による RHR 炉心注入成功 → 長時間の CCWS 回復成功 → HPI 成功 → 2 次系減圧成功 → CSI 成功 → LPR 失敗 → CSR 失敗 → 格納容器隔離成功 → 1 次系強制減圧成功 → 水素対策成功 → 代替 RCV スプレー(恒設代替低圧注水ポンプ) 成功 → CNC 失敗 → 液相蓄熱失敗 → 水素対策成功
2	SLCIW0	DELTA	CCWS 機能喪失(配管破断)発生 → RPS 成功 → 加圧器逃し弁開固着発生なし → AFW 成功 → 短時間の CCWS 回復失敗 → RCP Seal LOCA 発生 → 代替補機冷却による RHR 炉心注入成功 → 長時間の CCWS 回復成功 → HPI 成功 → 2 次系減圧成功 → CSI 成功 → LPR 失敗 → CSR 成功 → 代替再循環失敗 → 格納容器隔離成功 → 1 次系強制減圧成功 → 水素対策成功 → 代替 RCV スプレー(恒設代替低圧注水ポンプ)成功 → CNC 失敗 → 液相蓄熱失敗 → 水素対策成功
3	SLDIW0	DELTA	CCWS 機能喪失(配管破断)発生 → RPS 成功 → 加圧器逃し弁開固着発生なし → AFW 成功 → 短時間の CCWS 回復失敗 → RCP Seal LOCA 発生 → 代替補機冷却による RHR 炉心注入成功 → 長時間の CCWS 回復成功 → HPI 成功 → 2 次系減圧成功 → CSI 成功 → LPR 失敗 → CSR 失敗 → 格納容器隔離成功 → 1 次系強制減圧成功 → 水素対策成功 → 代替 RCV スプレー(恒設代替低圧注水ポンプ)失敗 → 代替 RCV スプレー(FP ポンプ)成功 → CNC 失敗 → 液相蓄熱失敗 → 水素対策成功
4	SLDIW0	TAU	CCWS 機能喪失(配管破断)発生 → RPS 成功 → 加圧器逃し弁開固着発生なし → AFW 成功 → 短時間の CCWS 回復失敗 → RCP Seal LOCA 発生 → 代替補機冷却による RHR 炉心注入成功 → 長時間の CCWS 回復成功 → HPI 成功 → 2 次系減圧成功 → CSI 成功 → LPR 失敗 → CSR 失敗 → 格納容器隔離成功 → 1 次系強制減圧成功 → 水素対策成功 → 代替 RCV スプレー(恒設代替低圧注水ポンプ)成功 → CNC 失敗 → 液相蓄熱失敗 → 水素対策成功
5	SLDIF0	DELTA	CCWS 機能喪失(配管破断)発生 → RPS 成功 → 加圧器逃し弁開固着発生なし → AFW 成功 → 短時間の CCWS 回復失敗 → RCP Seal LOCA 発生 → 代替補機冷却による RHR 炉心注入成功 → 長時間の CCWS 回復成功 → HPI 成功 → 2 次系減圧成功 → CSI 成功 → LPR 失敗 → CSR 失敗 → 格納容器隔離成功 → 1 次系強制減圧成功 → 水素対策成功 → 代替 RCV スプレー(恒設代替低圧注水ポンプ)成功 → CNC 失敗 → 液相蓄熱成功 → CNC(海水通水)失敗 → 水素対策成功

表 2.2.5 放出カテゴリの分類

Table 2.2.5 Mapping of Release Categories

No.	原子炉格納容器の状態		ソースターム緩和策 (PDS5 文字目： D,W,N,C,F,Z)		放出カテゴリ 記号		
	原子炉格納容器の 状態	CV 破損モー ド	CV 除熱機能	記号			
1	格納 容器 機能 喪失	バイパス	[v]		-	RC-1A	
2		バイパス	[g]			RC-1B	
3		格納容器隔離 失敗	[β]	-	-	RC-2	
4		格納 容器 破 損	先行破損	[θ]	-	-	RC-3
5			エナジエ ティック	[η, σ, γ, α, μ]	-	-	RC-4
6			静的破損	[δ, τ, ε]	格納容器での緩和 なし	D,W	RC-5A
7		スプレー又は自然 対流冷却			F,Z,N	RC-5B	
8		スプレー及び自然 対流冷却			C	RC-5C	
9		健全（設計漏洩）	[φ]	-		RC-6	

表 2.2.6 重要度評価の例

Table 2.2.6 Examples of Importance Analysis Results

基事象の内容	炉心損傷		格納容器機能喪失	
	FV	RAW	FV	RAW
大破断 LOCA 起回事象	0.08	(4081.2)	0.08	(3702.7)
CCWS 起回事象	0.46	(125.5)	0.52	(141.6)
CWI 電動ポンプ 起動失敗	0.06	123.8	0.07	113.6
格納容器スプレー系継続(液相蓄熱) 診断 失敗	0.05	1.0	0.11	1.1

※起回事象に対する RAW は一般的ではないが、参考のため記載

PDS	一次系 圧力	TILOCA TISGTR	水素爆燃	炉内デブ リ落下	炉内水蒸 気爆発	DCH HPME	水素爆燃	デブリ落 下	炉外水蒸 気爆発	ベース マット溶融	水素爆燃	過圧破損	過温破損	破損モー ド
	低圧	なし	なし	分散	なし	なし	なし	分散	なし	なし	なし	なし	なし	
	高圧	TILOCA TISGTR	あり	集合	あり	あり	あり	集合	あり	あり	あり	あり	あり	
原子炉容器破損前				圧力容器破損時				原子炉容器破損後						
														ϕ
														τ
														δ
														γ''
														ε
														η
														γ'
														α
														γ
														σ
α														
γ														
g														

図 2.2.2 P-CET (Phenomenologic-Containment Event Tree) の例

Fig. 2.2.2 Example of P-CET (Phenomenologic-Containment Event Tree)

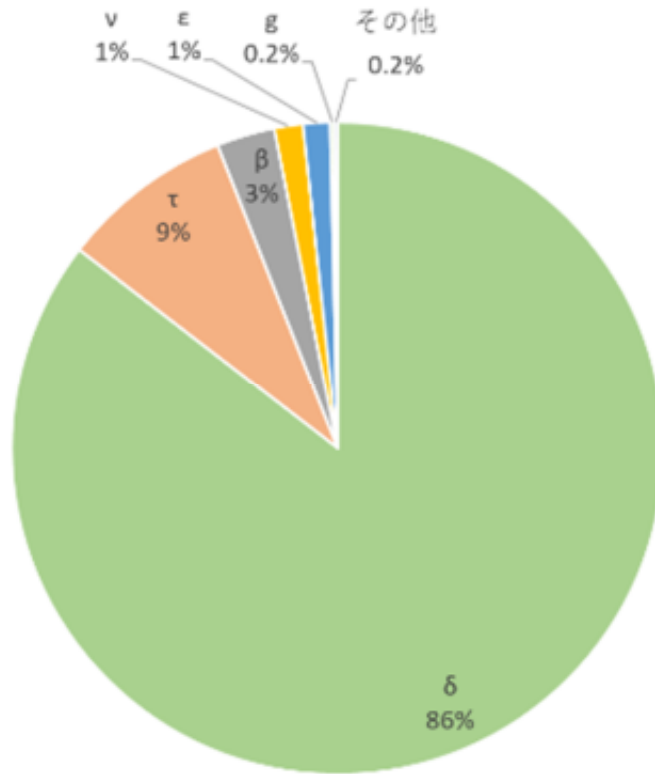


図 2.2.3 格納容器破損モードの寄与割合

Fig. 2.2.3 Contribution Rate of Containment Failure Modes

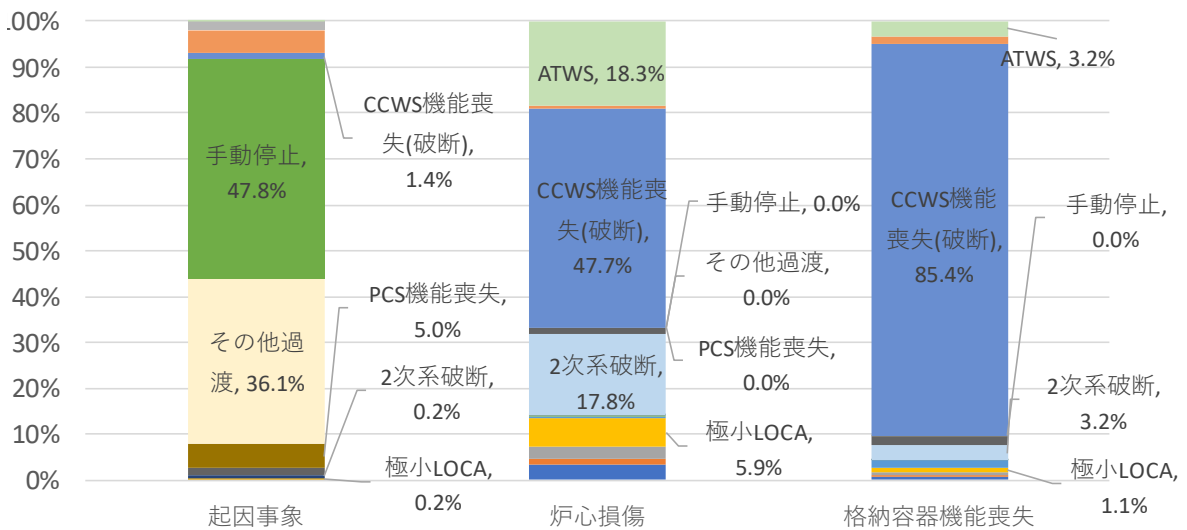


図 2.2.4 起因事象ごとの炉心損傷及び格納容器破損喪失に至るまでの寄与割合

Fig. 2.2.4 Contribution Rate of Core Damage and Containment Failure for Each Initiating Event

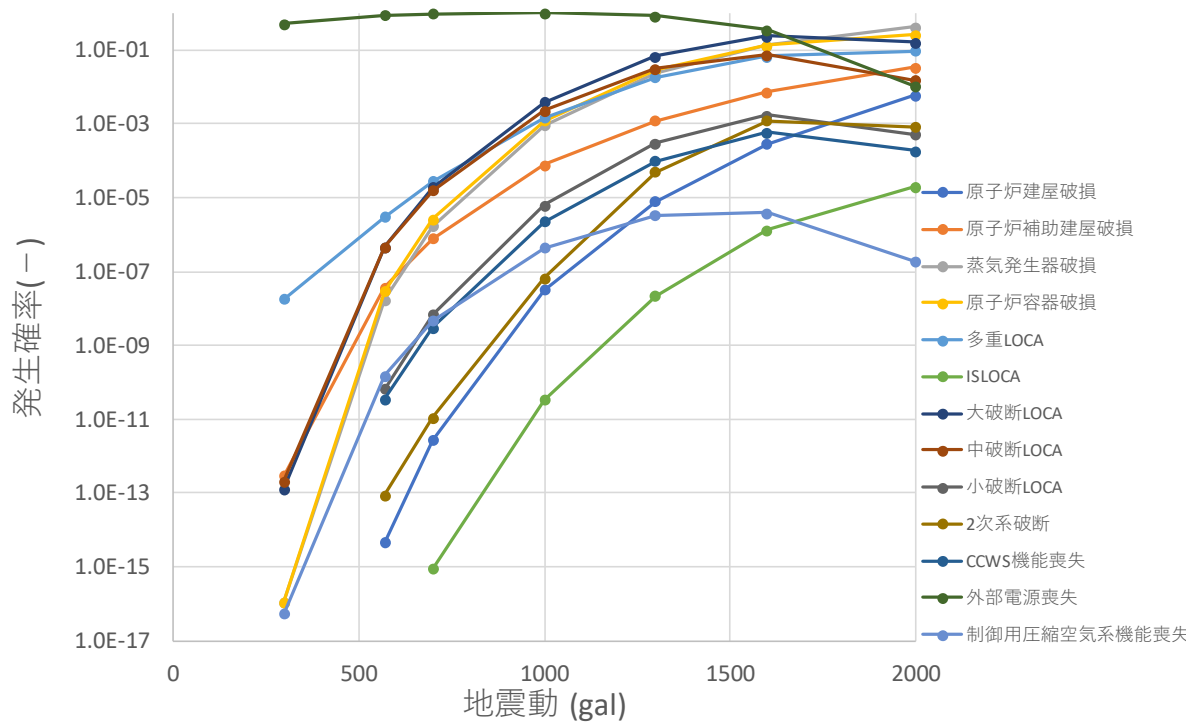


図 2.2.5 地震動レベルごとの発生確率

Fig. 2.2.5 Failure Occurrence Rate by Earthquake Ground Motion Level

2.2.2 レベル 3PRA 手法の整備

(1) 研究概要

IRRS (Integrated Regulatory Review Service : IAEA による総合規制評価サービス) を踏まえ改善すべきとされた課題として、“(R16) 原子力施設の設置者に対し、原子力施設のサイト外への潜在的影響評価のために必要となる十分な範囲のサイト特性の調査、それを踏まえた、サイト外に対するリスク評価の実施を要求するべきである。”ということが挙げられた。対応として原子力規制庁は、“将来的に「実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド」¹を改正し、原子炉施設の設置者に対して、レベル 3PRA (周辺公衆への影響) を求めることとしており、原子力規制委員会が、設置者から提出されるレベル 3PRA の結果の妥当性を判断できるよう、2016 年 11 月から実用発電用原子炉施設におけるレベル 1PRA (炉心損傷)、レベル 2PRA (格納容器破損及び大気中への放射性物質の放出) 及びレベル 3PRA (周辺公衆への影響) による一貫したリスク評価に係る安全研究を進めている。また、原子炉施設の設置者に対しても、レベル 3PRA の手法の整備を促していく。”としている¹⁰²。

本プロジェクトでは、原子力施設のサイト外への潜在的影響評価を行う手段としてのレベル 3PRA によるリスク評価を実施するため、解析モデルの整備及び解析パラメータの整備を行った。また、整備したモデル及びパラメータを適用した解析を実施した。

(2) 実施内容

確率論的環境影響評価コード MACCS^{103,104} (以下「MACCS」という。) を用いて重大事故等対処設備を考慮したレベル 1PRA からレベル 3 PRA までの結果からリスク指標を評価するためのレベル 3PRA 分析手法を検討した。また、代表プラントのリスク評価を行い、防護措置の効果等を分析した。

本研究においては、レベル 3PRA 手法の整備に向け、代表プラントから放出される放射性物質の量に対する燃料燃焼期間の影響を分析するための検討、代表プラントにおける放射性物質の拡散条件を決定するための気象データ整備、国内における防護措置の枠組みをモデル化した解析を実施するための解析モデル検討、防護措置の実施タイミングによるリスクへの影響を定量的に分析するための手法検討を行った。また、検討した手法を適用して、レベル 1PRA、レベル 2PRA 及びレベル 3PRA による一貫したリスク評価を、代表プラントを対象に実施した。

① 炉内インベントリデータの整備

米国 NRC が実施した SOARCA 不確かさ解析¹³ では、事故進展解析コード MELCOR 及び環境影響解析コード MACCS^{103,104} における様々な解析パラメータの健康影響リスクに対する重要度を回帰分析により整理した結果、重要な説明変数として燃料燃焼期間が示されている。燃料燃焼期間に応じて Cs-134 や Cs-137 等の長半減期核種が蓄積されることで被

ばく線量が増加することが、直接的な影響となる。事故進展の観点からも、炉内インベントリの増大は崩壊熱の増大に寄与するために、格納容器破損タイミングが早くなることで、FPの放出タイミングが早くなることの影響が示されている。

サイト特性に応じた燃料燃焼による環境影響評価結果への影響を確認するため、FP評価コードSCALE¹⁰⁵を用いてFPの質量、崩壊熱及び放射能の計算を実施し、事故進展解析及び環境影響解析に用いるための燃料集合体データを作成した。燃料燃焼解析を実施するため、代表的なPWR17×17高燃焼度燃料のモデルを基に、装荷パターン及び運転履歴に基づく燃料集合体ごとのFP生成量計算の入力データを作成した。解析条件は運転バッチ数及び運転サイクルを考慮した。運転のサイクル数は3サイクルとし、最終サイクルの燃料は周方向分布を考慮して中心側燃料と最外周燃料を設定した。

事故進展解析及び環境影響評価とのインターフェイスを勘案し、表2.2.7に示す炉心情報と各リングの燃料集合体の体数、図2.2.6に示すPWR3ループ17×17燃料の炉心マップ情報から、MELCOR用の燃料集合体データを作成した。このデータを用いて、環境影響解析を実施するため、MELCORとMACCSのインターフェースツールMeIMACCS^{106,107}(以下「MeIMACCS」という。)を用いて、MELCORの解析結果及び解析条件に対応するよう作成したMeIMACCS用のインベントリファイルを作成するための手法を整備した。

② 放射性物質の拡散計算に用いる気象データの整備

レベル3PRAでは、原子力発電所事故時に大気中へ放出された放射性物質による周辺住民及び領域への影響を評価する。放射性物質が拡散する方向や速度、地表面への沈着等に関する条件による、放射性物質の大気中での振る舞いを決定する基礎的な情報としてサイト特性を反映した適切な気象情報を収集し、解析用気象データを作成する必要がある。

気象条件は地域により異なるため、サイト特性に応じたレベル3PRAを実施するために、発電所立地場所に対応した気象データを作成することとした。さらに、“2年以上の気象資料が存在する場合には、これを有効に利用することが望ましい”とされている¹⁰⁸ことから、複数年の気象データを作成し、レベル3PRAに用いる気象データを分析することとした。

MACCSで用いる気象データでは、サイト位置単一点における1年間分の風向、風速、大気安定度及び降雨量を1時間ごとに整理する必要がある。そこで、気象庁が配信するメソ数値予報モデルGPVのアーカイブデータ^{109,110}を用いることとした。サイト位置そのものにあたる地点の気象データはないため、周辺領域のデータによる線形内挿を行った。また時間区分についても、1時間より長い間隔のデータについては、前後の時間のデータによる線形内挿を行った。気象データの抽出処理を図2.2.7に示す。1年あたり数百ギガバイトのデータを段階的に処理することで、MACCS用の気象データを作成した。

必要となる気象データのうち風向、風速及び降雨量はメソ数値予報モデルGPVに含まれる値を使用可能だが、大気安定度は含まれていないため、計算により設定する必要がある。大気安定度の判定手法としては、Turnerの方法¹¹¹(風速、太陽高度、雲量、混合層高

さ等から判定)、NRC 規制ガイド 1.23 の方法¹¹² (鉛直方向の温度勾配等から判定)、SRDT 手法¹¹¹ (日射量、風速、鉛直方向の気温差等から判定)、Pasquill 大気安定度分類の方法¹⁰⁸ (風速、日射量、雲量等から判定) 等がある。メソ数値予報モデル GPV から入手可能なデータを用いて統一的に気象データを処理するため、代表プラントの気象条件作成においては、Turner の方法¹¹¹により大気安定度を計算することとした。

MACCS の気象データにおいては、風向、風速、大気安定度及び降雨量の 1 時間ごとのデータの他に、季節 (春夏秋冬) 及び時間帯 (夜間の代表値を示す“朝”及び日中の代表値を示す“午後”) の 8 区分の組合せに対して、混合層高さを設定する必要がある。国内の混合層高さについて、気象観測の対象に含まれておらず、確立された計算方法もない。そこで、大気安定度を元に計算する方法¹¹³を用いることとした。大気安定度ごとの混合層高さについて表 2.2.8 に、代表プラントにおける計算結果を表 2.2.9 に示す。混合層高さを設定する際の参考として、MACCS モデルマニュアル¹⁰³で参照されている米国環境保護局が用いているデータ¹¹⁴ 等があるが、本結果は当該資料における沿岸部の値とおおよそ一致しており、実測値が得られない中での設定条件への適用に問題がないと判断した。

作成した気象データについて、代表プラントにおける時間あたりの大気安定度出現数を図 2.2.8 に示す。また、気象データを作成した年と異なる 10 年間分のデータを用いて、分散分析による不良標本の F 分布棄却検定法 (棄却域 5%) による異常年検定を行った。代表プラントにおける風上風向の出現頻度に対する結果を図 2.2.9 に、風速区分の出現頻度に対する結果を図 2.2.10 に示す。この結果から、作成した 2021 年のデータを使用して問題ないことを確認した。

③ 空間放射線量率基準に基づく防護措置モデルの検討

原子力災害対策指針¹¹⁵ (以下「原災指針」という。)において、緊急時防護対策を準備する区域 (Urgent Protective action Planning Zone: UPZ、以下「UPZ」という。)の防護措置について、原則として屋内退避を実施し、原子力施設の状況に応じて段階的に避難を行うことが示されている。また原子力施設の状況に応じた段階的な避難において、防護措置の実施を判断する基準として、空間放射線量率や環境試料中の放射性物質の濃度等の原則計測可能な値で表される運用上の介入レベル (Operational Intervention Level: OIL、以下「OIL」という。)が設定されている。

レベル 3PRA で用いている MACCS は米国 NRC が開発するコードであり、米国の防護措置の枠組みがモデル化されている。リスク分析において、防護措置のモデル化は事故の影響を低減する効果を分析するための重要な要素であるが、解析コードに計算機能が備わっていないため、モデル化の検討が必要となる。

MACCS の上位バージョンである MACCS2 (以下「MACCS2」という。)を改良して整備した規制庁版 MACCS (以下「MACCS2-NRA」という。)により、原災指針に示される段階的な避難を考慮した計算の実施を検討した。

米国 NRC が開発する MACCS2 は米国の防護措置体系に従ってモデル化されており、空間放射線量率を基準とした OIL の発令を起点とする避難（以下「空間放射線量率基準に基づく避難」という。）を模擬できなかつた。そのため本プロジェクトでは、リスク評価結果への空間放射線量率基準に基づく避難の効果を分析するため、OIL1（地上 1 m で計測した場合の空間放射線量率 500 $\mu\text{Sv/h}$ ）による緊急防護措置及び OIL2（同線量率 20 $\mu\text{Sv/h}$ ）による早期防護措置を模擬できるよう、MACCS2-NRA の避難モデルを改良した。

空間放射線量率の時間変化と空間放射線量率基準及び防護措置実施タイミングの関係を図 2.2.11 に示す。処理できるよう改良した空間放射線量率が空間放射線量率基準に到達する時刻について、放出位置からの同心円距離間隔毎に算出する。空間放射線量率基準に到達する時刻 (T_{OIL}) に、OIL 発令後の避難遅れ時間を加算して、避難開始時刻の設定に必要な屋内退避後の避難遅れ時間 ($DLTEVA$) を (2.2.1) 式で算出することとした。

$$DLTEVA = T_{OIL} + DLTOIL - (OALARM + DLTSHL) \quad \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (2.2.1)$$

ここで $DLTOIL$ は OIL 発令後の避難遅れ時間を表し、入力により設定する。例えば、原災指針では OIL1 の判断から 1 日以内の防護措置を目安としている。 $OALARM$ は警告時刻、すなわち原子炉スクラムから全面緊急事態発令までの時間を表し、事故進展解析の結果から入力する。また屋内退避遅れ時間 ($DLTSHL$) は全面緊急事態から屋内退避までに必要となる時間を表し、防護措置の実施までに必要な時間として設定する。 $DLTOIL$ 、 $OALARM$ 及び $DLTSHL$ は気象条件に関わらず一定の値を設定できるが、放射性物質の拡散は気象条件ごとに異なるため、 T_{OIL} は気象条件ごとに異なる。

レベル 3PRA では、大量の気象条件で解析を行い、結果の平均値や不確かさ幅等を指標として用いる。各気象条件での条件設定を個別に行うことが困難なため、コード内で動的に設定することで、空間放射線量率基準に基づく避難をモデル化し、リスクへの影響を分析できるようになった。

なお、OIL 超過の有無は、モニタリングポストの指示値が安定したことを確認した上で判断することとなっている。一方で、レベル 3PRA では多数の気象条件を用いるため、空間放射線量率の時系列推移を、全ての気象条件及び評価地点で取り扱う場合にはデータ量が膨大となる。そこで検討モデルでは簡易的に避難の実施を判断する方法として、基準値を超過してから一定時間経過後に避難を開始することとした。イメージを図 2.2.12 に示す。

改良した MACCS2-NRA を用いて試解析を実施し、空間放射線量率基準に基づく避難モデル導入前後の解析結果を比較した。改良したモデルの妥当性確認のため、防護措置に係る設定以外は同条件とした。図 2.2.13 に、大破断 LOCA 時の格納容器過圧破損¹⁵の環境影響解析結果を、従来の防護措置モデル、空間放射線量率基準に基づく避難モデル別に示す。予防的防護措置準備区域（以下「PAZ」という。）内においては、施設敷地緊急事態の発令を起点とした避難としているため、従来の防護措置モデル及び空間放射線量率基準に

基づく避難モデルの試解析結果間に差は無い。プラントから 5km 以上の距離の UPZ 内においては、従来の防護措置モデルと比較し、空間放射線量率基準に基づく避難モデルでは、実効線量が増加した。解析条件として、従来の防護措置モデルでは、プルーム放出終了の 5 時間後に避難を開始することとしていたが、空間放射線量率基準に基づく避難では、空間放射線量率基準超過の 5 時間後に避難を開始することとした。空間放射線量率の安定を確認する“避難実施の判断”をモデル化していなかったため、従来の解析モデル（放出終了の確認を前提とした避難）に比べて、実効線量が大きくなった。

④ 一貫解析

従来もレベル 3PRA 手法を用いた解析¹¹⁶は行われていたが、新規制基準に対応した SA 設備を考慮した解析は行われていない。したがって、代表プラントにおいて SA 設備を考慮した場合においてレベル 3PRA を用いてリスクを算出し、SA 設備を考慮することでどの程度のリスク低減が見込めるか把握することを目的とする。この際、リスク指標としてはがん死亡リスクの他、新たに検討した指標である Cs-137 の汚染面積も用いる。

a. リスク指標の検討

従来の日本のレベル 3PRA で用いられていた指標である個人の晩発性がん死亡リスクの他に、Cs-137 の汚染面積（Cs-137 の地表面濃度が 555kBq/m² 以上となる面積(km²)）を新たなリスク指標として導入した。

Cs-137 の地表面濃度 555kBq/m² に関してはチェルノブイリ原子力発電所事故後の 1986 年にソビエト連邦で放射線被ばくの低減及び社会的な措置（経済的な補償を含む）の実施に際し定められた基準であるほか、1991 年にロシア・ベラルーシ等で移転の基準として用いられた¹¹⁷。また、1F 事故直後に計画的避難区域等に指定された地域と Cs-137 の地表面濃度が 555 kBq/m² 以上となった地域はほぼ合致する¹¹⁸。

さらに、米国のレベル 3PRA 解析¹¹⁹においても汚染面積の指標として Cs-137 の地表面濃度 555kBq/m² が用いられており、中長期的に土地利用に対してある程度の制限を必要とする可能性があるということから選択されている。これらの理由より、Cs-137 の汚染面積 555 kBq/m² を指標として導入することとした。

b. レベル 1PRA からレベル 3 PRA までの一貫解析

(a) 手法

現在の MACCS はバージョン 4.1.0 までアップデートされており、一貫解析ではこれを用いた。個人のがん死亡リスク算出の流れとしては、まず MACCS を用いて放出カテゴリ別にソースタームを入力し放出カテゴリ別の条件付きがん死亡確率を算出した後、放出カテゴリ別の発生頻度（/炉年）を掛け合わせて算出する。

がん死亡リスクの算出は防護措置なしの場合と防護措置ありの場合のそれぞれで行う。

防護措置ありの場合については、PAZ 圏内は GE 発出後避難とし、UPZ 圏内は CV 破損後 1 日経過してから避難するとしてモデル化した。本来、原災指針に従えば UPZ の住民は OIL 発出により避難を行うが、今回計算に用いたバージョン 4.1.0 の MACCS では OIL のモデル化を現状行っていない^(注4)ので、このようなモデル化とした。UPZ 圏外は避難のモデル化を行っていない。

Cs-137 汚染リスクについてもがん死亡リスクと同様に、放出カテゴリ別に条件付き汚染面積を算出した後に、それに放出カテゴリ別の発生頻度 (/炉年) を掛け合わせて Cs-137 汚染リスクを算出する。

(b) がん死亡リスクの結果

事故シナリオごとのがん死亡リスク寄与割合:

図 2.2.14 に従来計算によるシナリオ別がん死亡リスク寄与割合、図 2.2.15 に SA 設備を考慮した今回の計算による寄与割合を示す。図 2.2.15 より、防護の考慮の有無にかかわらず、IS-LOCA のリスクに対する寄与が大きかった。これはこのシナリオの放出量そのものが大きく、かつ GE から環境放出までの時間が短いためである。次いで、隔離失敗や SGTR のシナリオの寄与が大きかった。なお、IS-LOCA, SGTR といった格納容器バイパスシナリオのがん死亡リスクへの寄与が大きい点について、図 2.2.14 に示す従来解析とほぼ同様の傾向であった。

このようにがん死亡リスクの指標で考えた場合にバイパス系シナリオの寄与が大きい理由は、バイパスシナリオが早期の放出であることに加えて放射性物質の放出割合が極めて高いためである。このことは、住民防護の観点では格納容器破損頻度に注目するだけでなく、放出が起こった場合の影響も考慮した上でレベル 3PRA の指標を用いた検討が重要であることを示している。

距離に対する個人平均がん死亡リスク :

図 2.2.16 に従来解析の距離別平均個人リスクを、図 2.2.17 に SA 設備を考慮した最新解析の距離別平均個人リスクを示す。

距離に応じたがん死亡リスクについては、概ね遠距離ほどリスクが小さくなった。防護を考慮した場合については、考慮していない場合と比較して最大 1 桁程度のリスク低減が見込めた。さらに、図 2.2.16 に示す従来解析と比較して、図 2.2.17 の SA 設備を考慮した今回の解析はおよそ 1 桁弱リスクが低減される結果となった。

これは、放出に至る頻度そのものが低減されたことに起因する。つまり、外部に大きな

(注4)一貫解析では OIL を考慮可能な規制庁版 MACCS(MACCS2-NRA)を使用せず、OIL を現状考慮できないバージョン 4.1.0 の MACCS を用いた。これは、MACCS2 をベースとした MACCS2-NRA と比較して、バージョン 4.1.0 の MACCS が OIL 以外の計算モデルについて最新知見を反映していること、大量のケースの解析を行う場合に優位性があることを踏まえたものである。

「影響」を与える放出は SA 設備を考慮したとしても起こりうるが、その頻度が減少したために「リスク」としては大幅に低減されたと解釈できる。

(c) Cs-137 による汚染面積

図 2.2.18 に 50km 圏内で Cs-137 の地表面濃度が 555 kBq/m^2 を超える土地面積 (km^2) をリスクとして気象条件に応じた累積分布関数で示す。

第一に、汚染が発生するリスクは $1.0\text{E-}9/\text{year}$ 未満と極めて小さい。これは SA 設備を考慮したことにより事故の発生頻度が大きく低下したことが影響している。第二に、シナリオ別に分析すると静的破損のシナリオと、それ以外のシナリオで大きく特徴が異なることが分かる。具体的には、今回対象とした静的破損のシナリオに関しては厳しい気象条件を考慮しても Cs-137 による汚染面積は小さい一方、IS-LOCA、SGTR 等のバイパスシナリオや、エナジェティック、隔離失敗のシナリオは、厳しい気象条件の場合に広範囲にわたり汚染を生じさせる。汚染面積について詳細に分析するために、Cs-137 の放出量 (TBq) と汚染面積 (km^2) の相関関係について図 2.2.19 に示す。図 2.2.19 では、全気象条件で解析した結果の中央値を放出カテゴリ別の汚染面積の代表点として与えている。

図 2.2.19 より、Cs-137 の放出量が増加するほど汚染面積も増加していることが分かる。Cs-137 の放出量が 100 TBq 程度 (静的破損_CV 除熱失敗)、又はそれを下回るシナリオ (静的破損_CV 液相蓄熱成功) では Cs-137 による地表面汚染面積は限定的であるのに対して、Cs-137 放出量が 100 TBq を大幅に上回るシナリオ (エナジェティック、SGTR、IS-LOCA、隔離失敗) では Cs-137 による地表面汚染面積は無視できない規模となっている。つまり、Cs-137 の放出が 100 TBq を大きく上回る事故シナリオに対する対策を講じた場合には、汚染面積を生じさせるリスクが抑制されることが示唆される。

(3) まとめ

- 炉内インベントリデータの整備や気象データの整備を行い、一貫解析を行うためのレベル 3PRA 手法を整備した。
- がん死亡リスクに対して寄与の大きい放出カテゴリはバイパスシナリオのような早期に大量放出が起こるタイプのものであった。
- SA 設備を考慮したことでがん死亡リスクも約 1 桁低減した。防護措置を考慮した場合、考慮しない場合と比較してさらに 1 桁弱のがん死亡リスク低減が見込まれる。
- Cs-137 による汚染面積をリスク指標として採用し、評価を行うための手法を整備した。SA 設備を考慮し、汚染面積が発生するリスクが極めて小さく抑えられることを確認した。解析結果から Cs-137 の放出が 100 TBq を大きく上回る事故シナリオの発生頻度を低減させることにより、汚染面積を生じさせるリスクが抑制されることが示唆される。

- MACCS2 を改良した MACCS2-NRA において OIL を考慮できるモデルを整備し、試解析を行ってモデルの課題を整理した。ただし、最新バージョンの MACCS では OIL による避難をモデル化できていないため、これを実装することが今後の課題である。

表 2.2.7 炉心における各リングの燃料集合体の体数

Table 2.2.7 Number of Fuel Assemblies in the Core in Each Ring

炉型	PWR
燃料要素配列	17×17燃料
ループ数	3
炉心燃料重量(MTU)	72
炉心熱出力(MWth)	2652
燃料集合体 体数	157
COR RING1 の燃料集合体 体数	5
COR RING2 の燃料集合体 体数	20
COR RING3 の燃料集合体 体数	32
COR RING4 の燃料集合体 体数	44
COR RING5 の燃料集合体 体数	56

表 2.2.8 混合層高さの計算方法
Table 2.2.8 Calculation of Mixing Height

大気安定度	混合層高さ [m]
A, B	1,500
C	1,000
D	$Min\left(0.2 \times \frac{U_*}{f}, 500\right)$
E, F	$0.4 \times \sqrt{\frac{U_* \times L}{f}}$

注) U_* : 摩擦速度 [m/s]、 f : コリオリパラメータ [1/s]、 L : Monin-Obkhov 長 [m]

表 2.2.9 代表プラントにおける季節及び時間帯別混合層高さ
Table 2.2.9 Mixing Layer Height at Representative Plants by Season and Time Zone

朝				午後			
冬	春	夏	秋	冬	春	夏	秋
400	300	300	300	700	1000	1000	800

単位) メートル

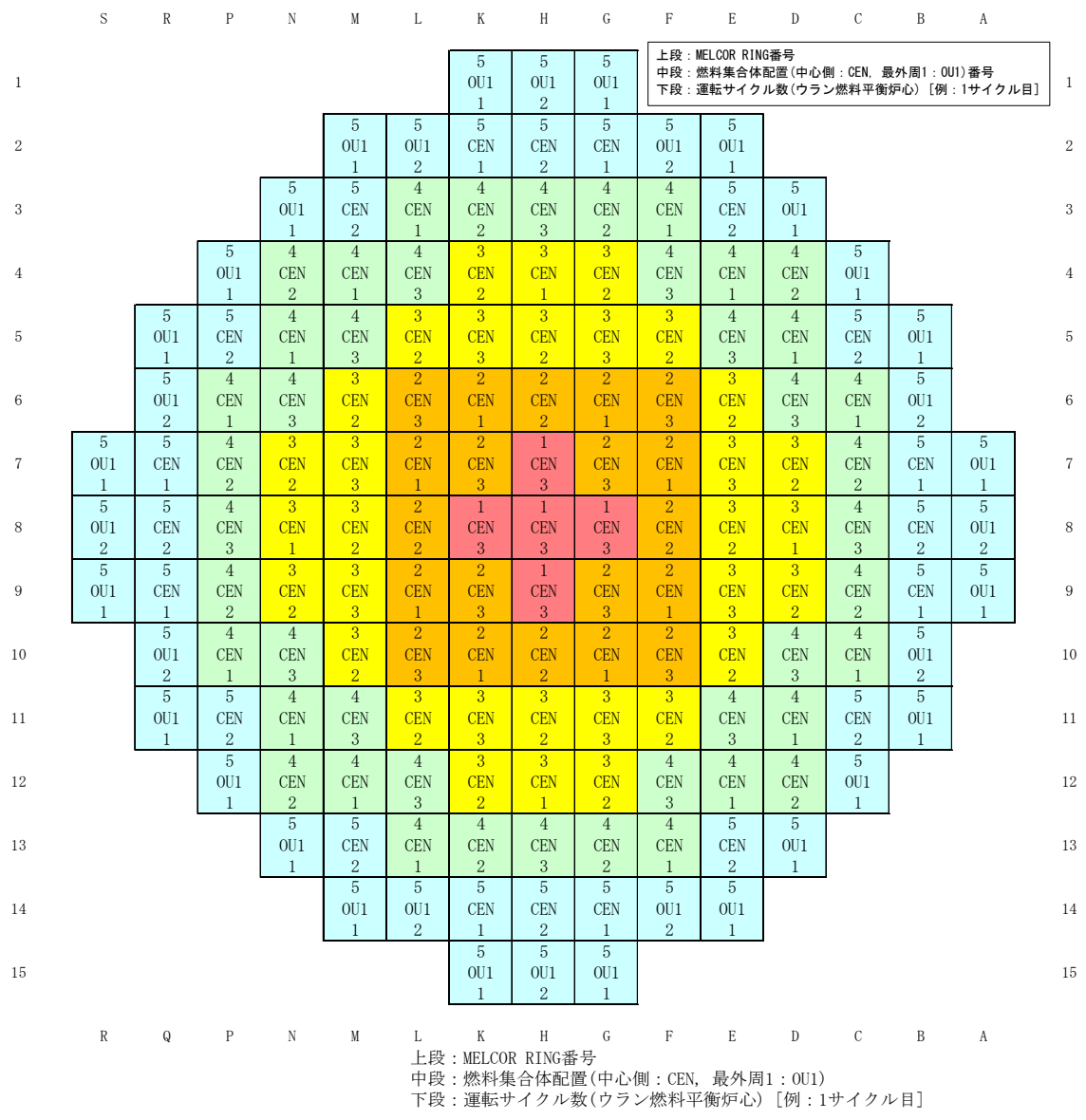


図 2.2.6 PWR 3 ループ 17×17 燃料の炉心マップのイメージ
 Fig. 2.2.6 Image of Core Mapping of PWR 3 loop 17×17 Fuel

メソ数値予報モデルGPV (MSM) データ	・全国 (数百ギガバイト)
テキスト化データ	・全国のプラント立地領域 (数十ギガバイト)
プラント位置内挿データ	・サイト別 (数メガバイト)
MACCS用データ	・サイト別/大気安定度計算方法別 (数百キロバイト)

図 2.2.7 気象データの作成プロセス

Fig. 2.2.7 Setup Processing of Meteorological Data

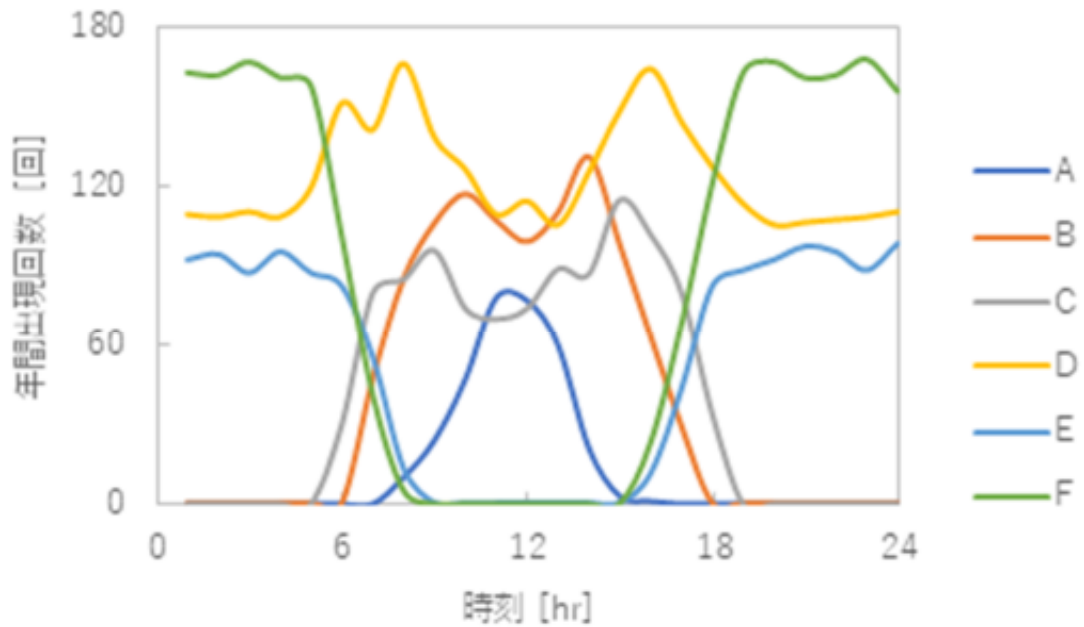


図 2.2.8 代表プラントにおける時間あたりの大気安定度出現数

Fig. 2.2.8 Number of Occurrences of Atmospheric Stability per Time of Day at Representative Plants

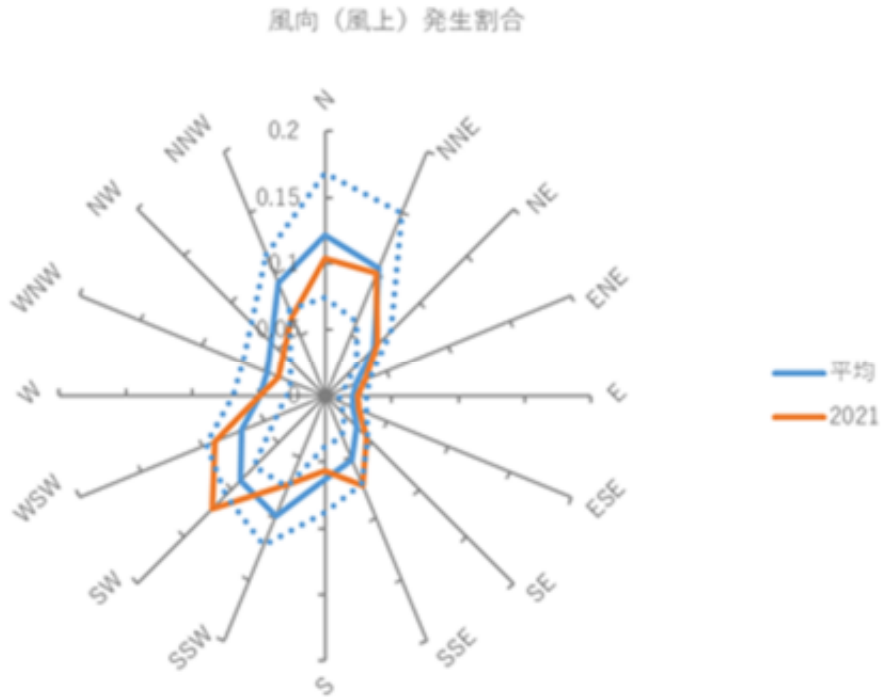
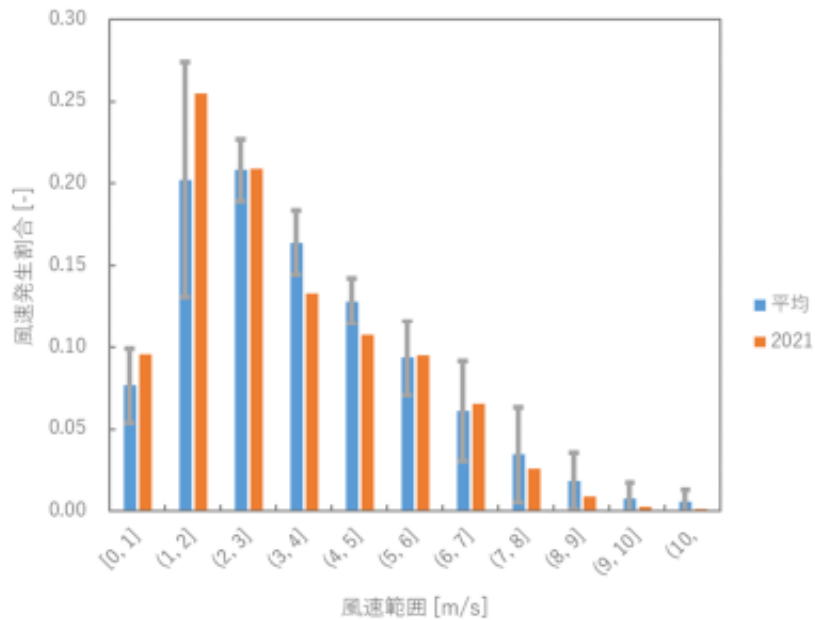


図 2.2.9 代表プラントにおける異常年検定の結果（風上風向）

Fig. 2.2.9 Results of Anomalous Year Test at Representative Plants (Windward Wind Direction)



注：誤差範囲は棄却域を表す

図 2.2.10 代表プラントにおける異常年検定の結果（風速）

Fig. 2.2.10 Results of Anomalous Year Test at Representative Plants (Wind Speed)

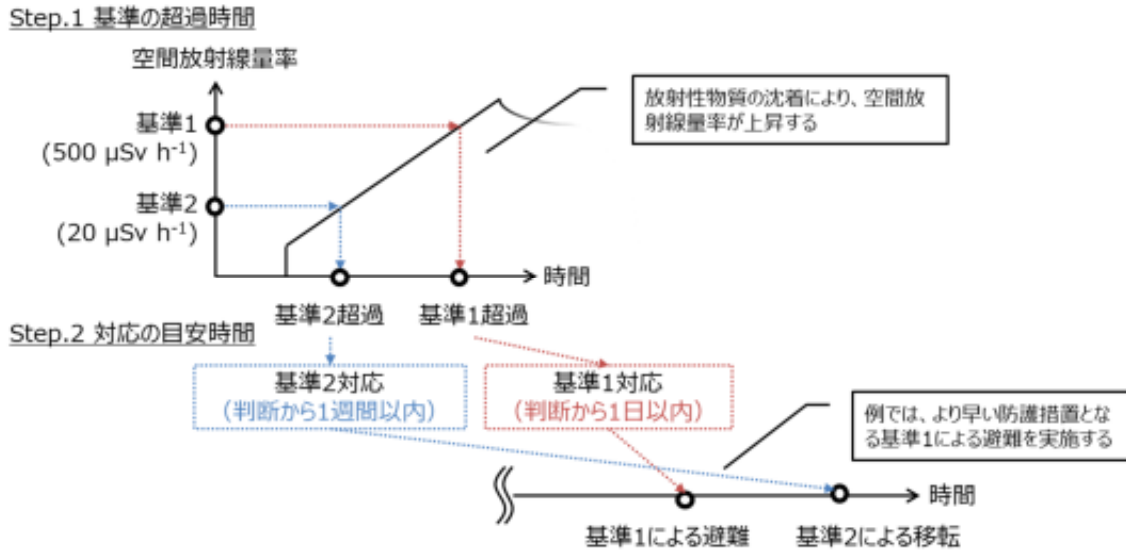


図 2.2.11 空間放射線量率の時間変化と空間放射線量率基準設定値の関係

Fig. 2.2.11 Relationship between Time Variation of Air Dose Rate and Reference Setpoint of Air Dose Rate

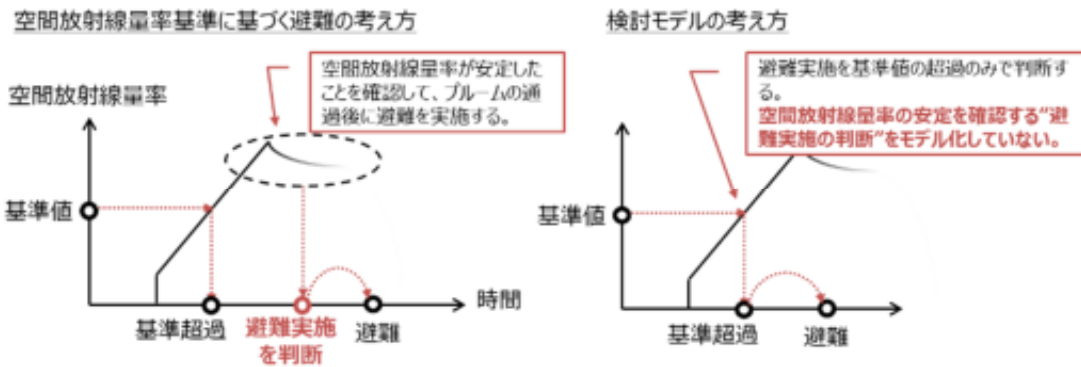


図 2.2.12 原災指針で想定している判断との差異

Fig. 2.2.12 Differences between the Decisions Assumed in the Guidelines for Nuclear Disasters and Those Assumed in New model

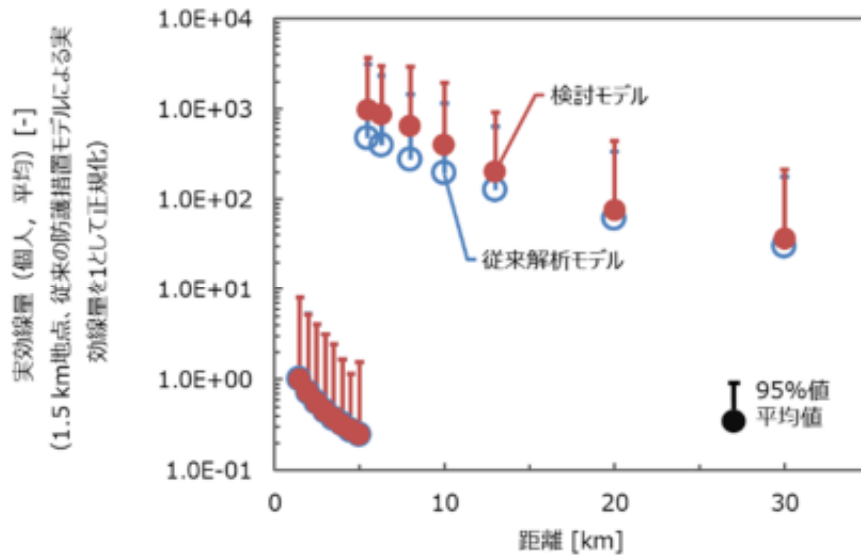
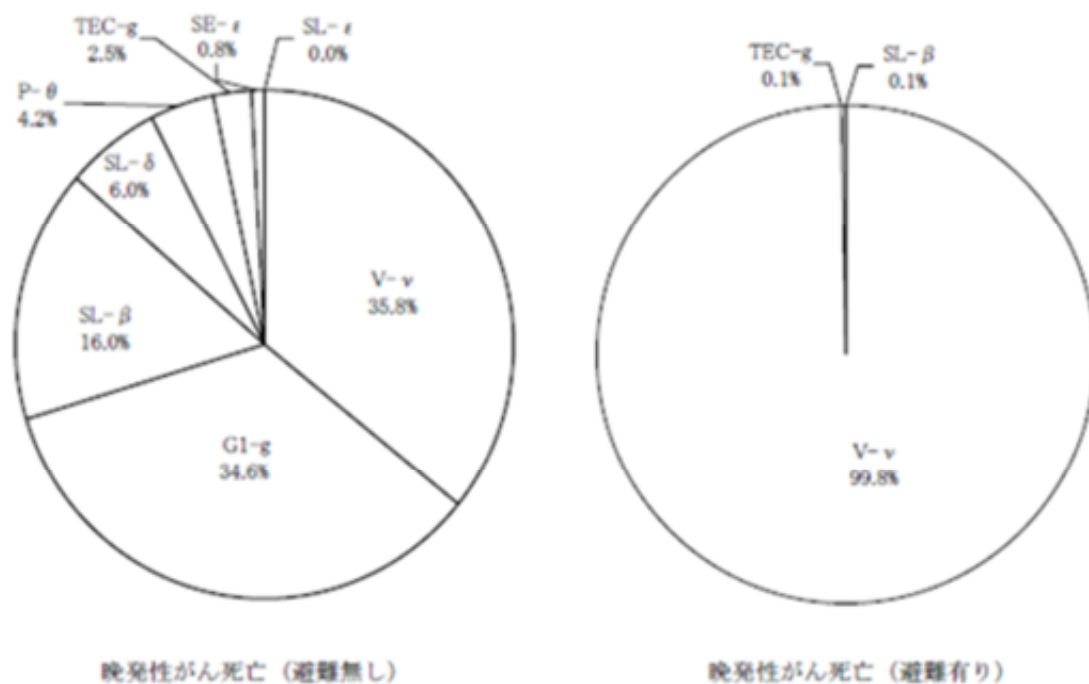


図 2.2.13 従来の解析モデルと検討モデルの機能確認解析結果の比較

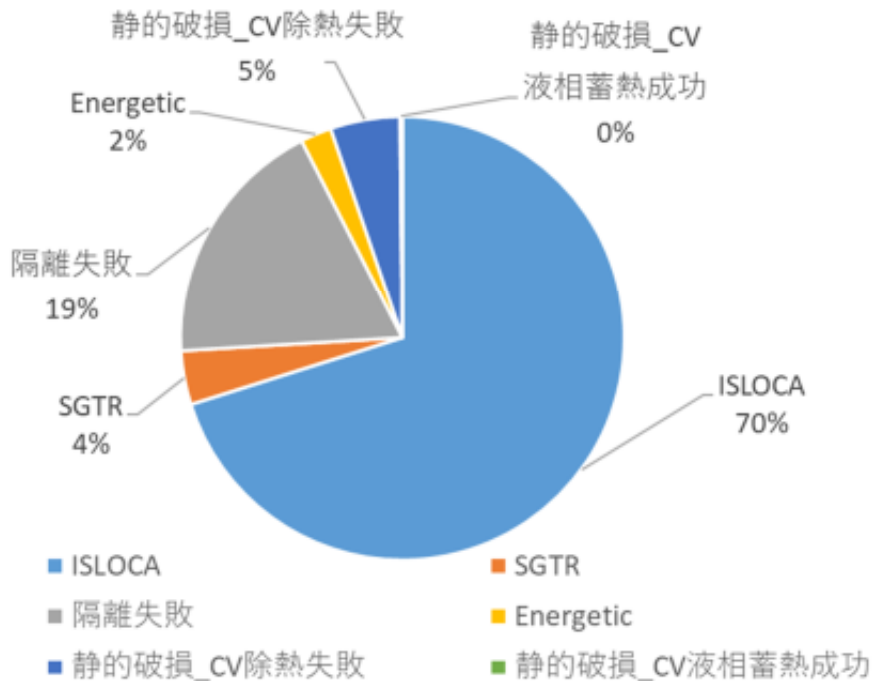
Fig. 2.2.13 Comparison of Result of Functional Verification Analysis between the Conventional Model and the New Model



出典) 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “内的事象レベル 3 PSA の検討 (PWR)”
 JNES/SAE05-008, JNES, (2005)¹¹⁶

図 2.2.14 平均個人がん死亡リスクに対する事故シーケンスの寄与割合(従来解析)
 Fig. 2.2.14 Contribution of Accident Sequence to Population-weighted Individual Latent Cancer Fatality Risk (Conventional Analysis)

30Km以内のがん死亡（防護なし）



30Km以内のがん死亡（防護あり）

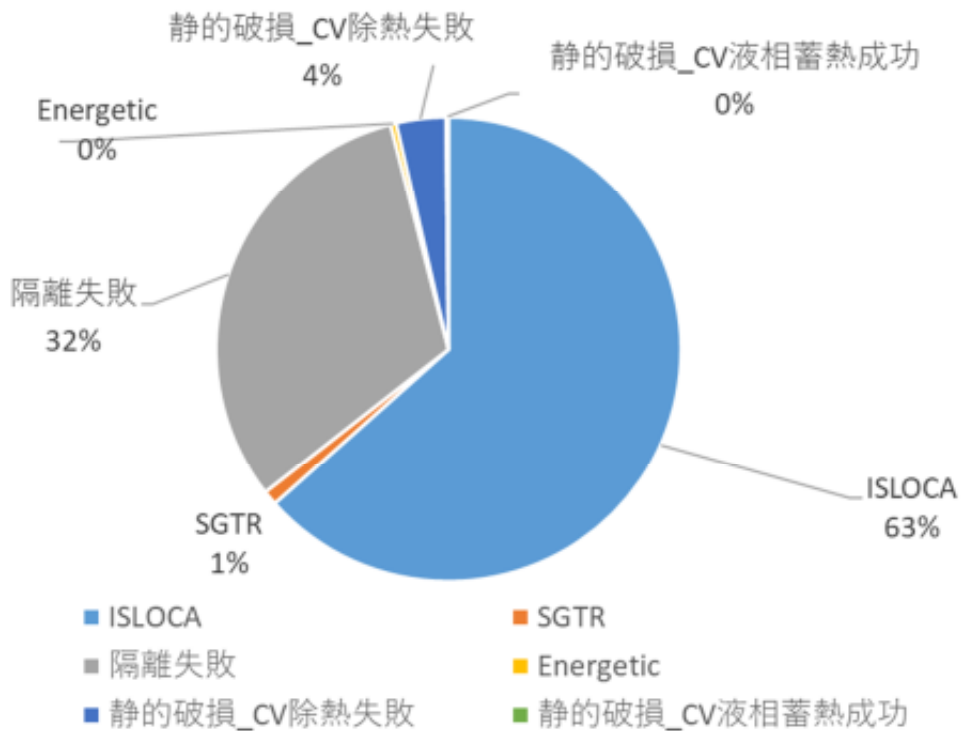
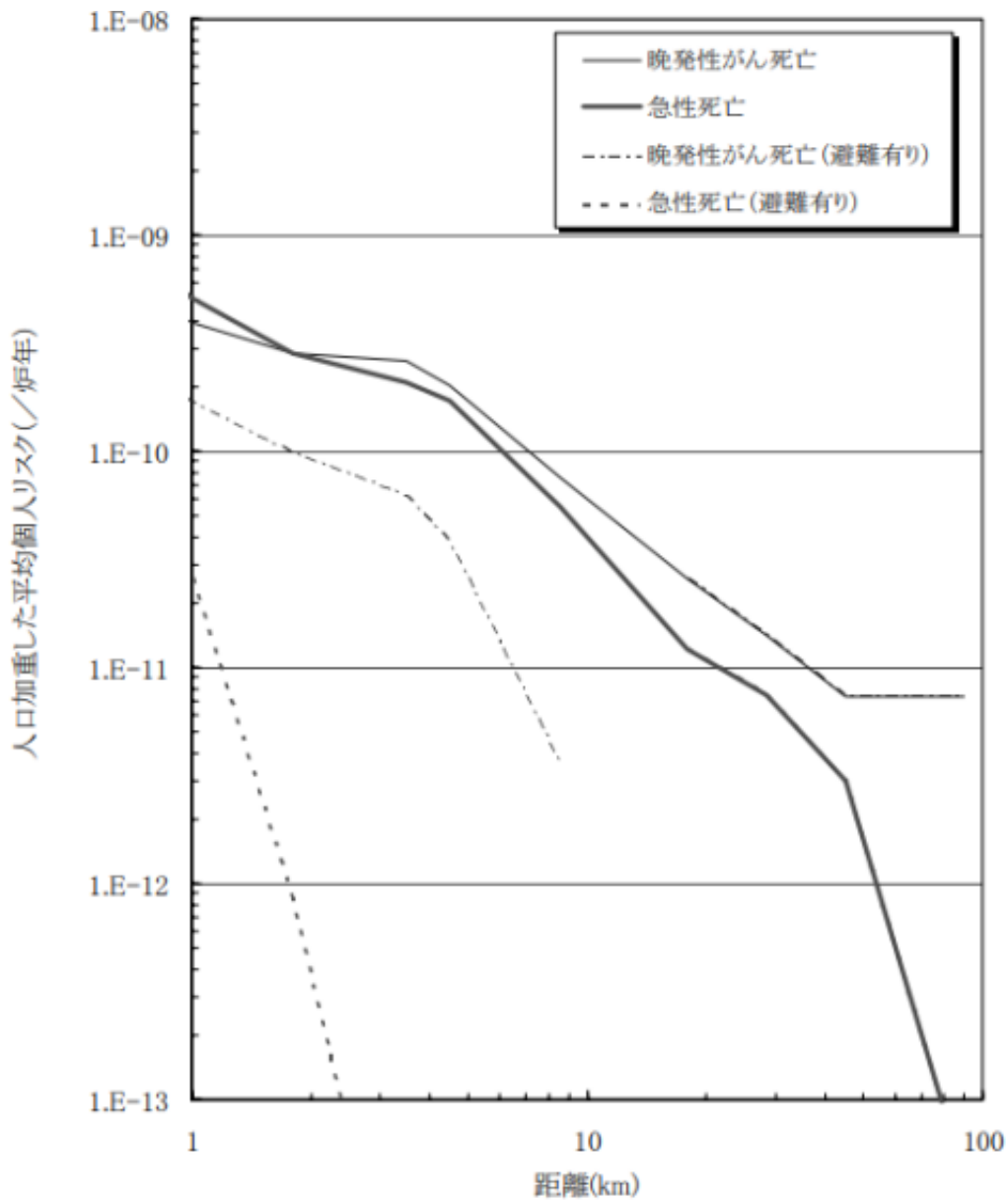


図 2.2.15 平均個人がん死亡リスクに対する事故シーケンスの寄与割合(SA 対策考慮)

Fig. 2.2.15 Contribution of Accident Sequence to Population-weighted Individual Latent Cancer Fatality Risk (Consideration of New Severe Accident Management)



注：急性死亡、晩発性ガン死亡とも 10km 以遠のリスクは同じ

出典) 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “内の事象レベル 3 PSA の検討 (PWR)”
 JNES/SAE05-008, JNES, (2005)¹¹⁶

図 2.2.16 距離別平均個人リスク (従来解析)

Fig. 2.2.16 Population-Weighted Individual Latent Cancer Fatality Risk by Distance
 (Conventional Analysis)

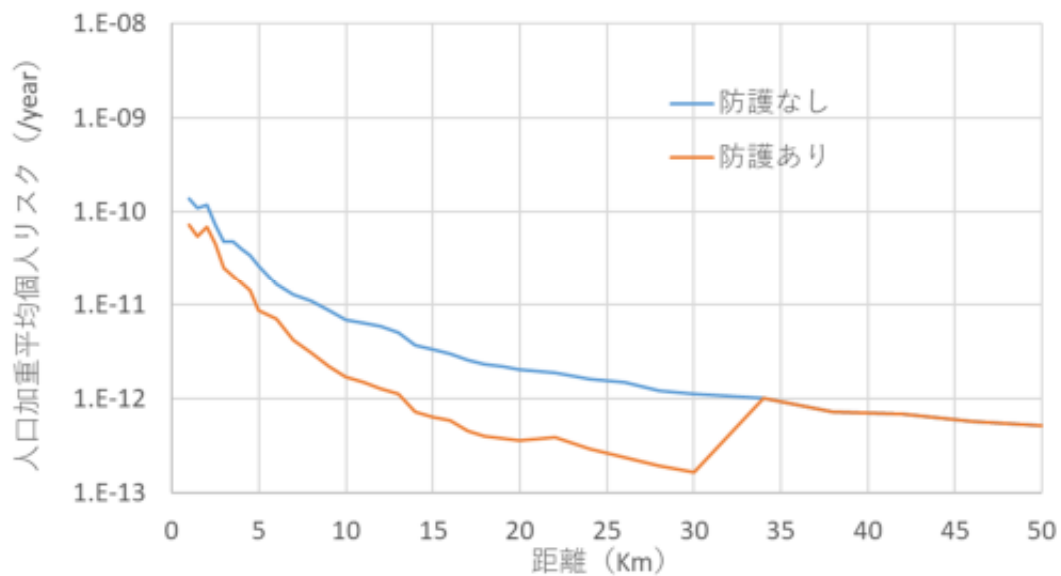


図 2.2.17 距離別平均個人リスク (SA 対策あり)

Fig. 2.2.17 Population-Weighted Individual Latent Cancer Fatality Risk by Distance (with Severe Accident Managements)

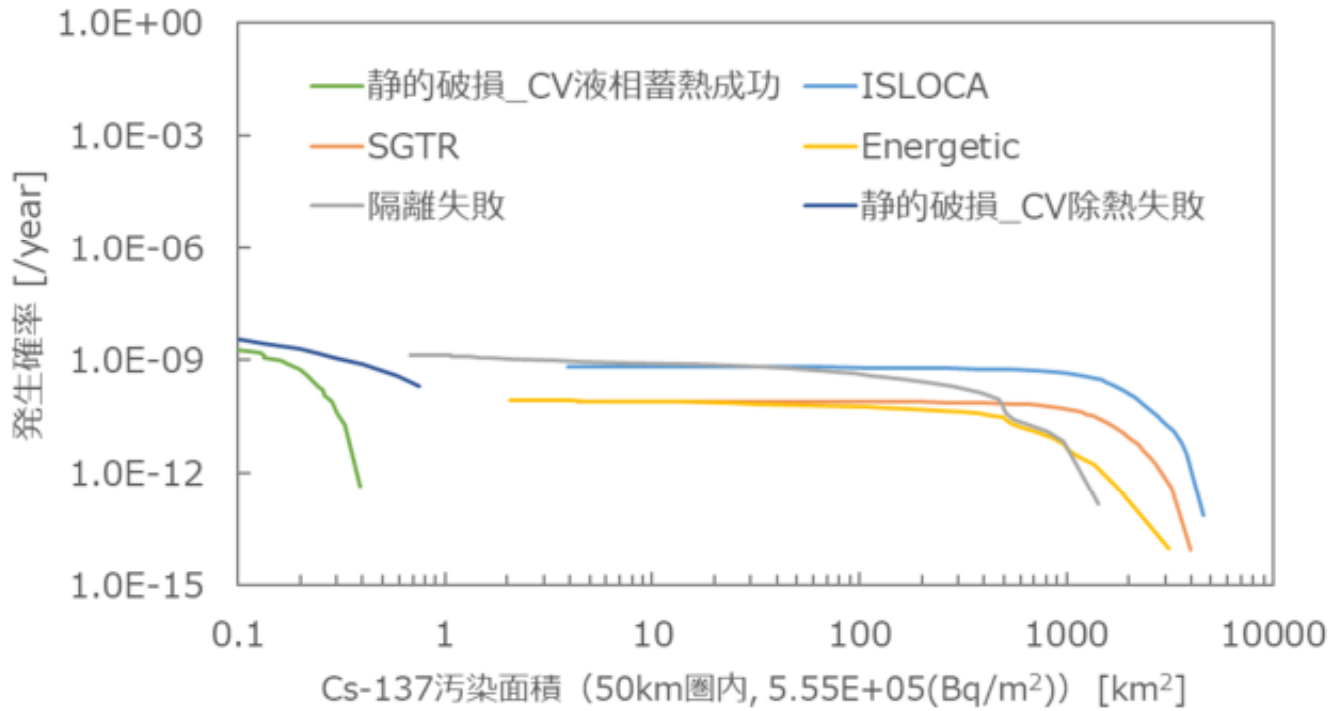


図 2.2.18 Cs-137 地表面濃度が 555kBq/m² を超える汚染面積
 Fig. 2.2.18 Land Areas Exceeding Cs-137 Concentration of 555 kBq/m²

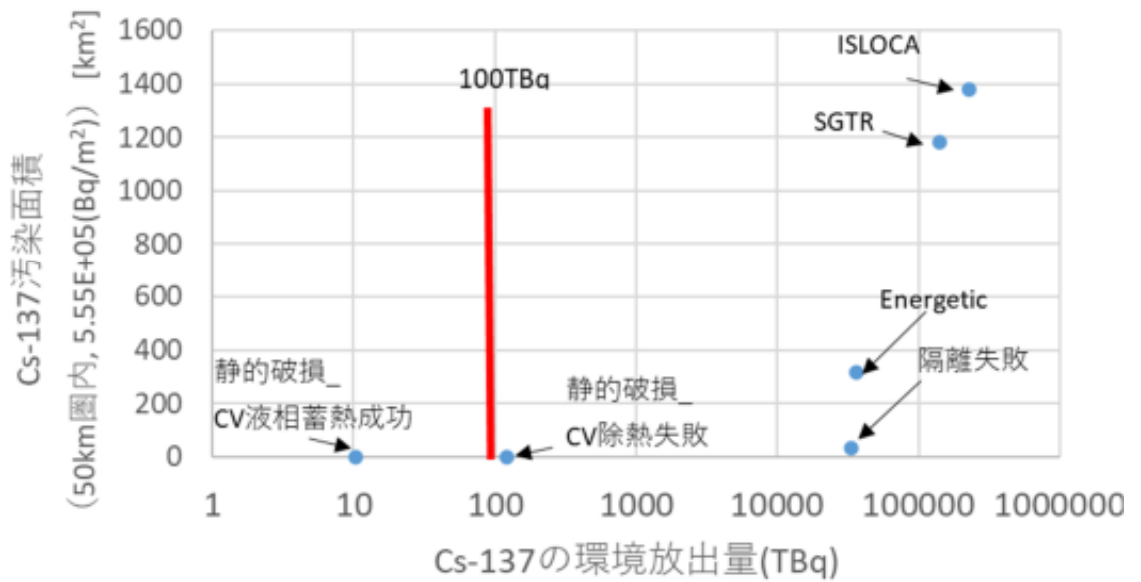


図 2.2.19 Cs-137 の放出量と地表面濃度の相関
 Fig. 2.2.19 Correlation between Cs-137 Release and Contaminated Land Areas

2.3 環境影響評価手法の整備

2.3.1 放射性物質の環境拡散評価手法の整備

(1) 研究概要

1F 事故では、1 号機から 3 号機までが炉心損傷し、大量の放射性物質が環境に放出され、大気中及び海洋に拡散した。ソースターム評価の精度向上のために、地形影響等を考慮した大気拡散モデル、海洋拡散モデル及び陸上動態モデルを統合した詳細な環境拡散評価手法を検討した。このうち、陸上動態モデルの整備については JAEA に委託して実施した。

(2) 実施内容

① 大気拡散モデル

a. モデルの整備

本研究では、現実の気象場における三次元大気拡散過程を再現できるモデルとして、公開モデル WRF-Chem (Weather Research and Forecasting/Chemistry Ver. 3.8)¹²⁰を基にモデルの検討を行った。

WRF-Chem は、米国の大気研究センターや国立気象局を中心に開発された非静力学メソスケール気象モデル WRF¹²¹に、米国海洋大気庁が中心となってオイラー形式のトレーサ輸送モデルを組み込んだ大気拡散モデルである。開発当初からソースコードが公開され、問題点の修正や機能拡張を行いながら毎年アップデートが行われており、気象学を中心に利用者が多い。図 2.3.1 は WRF-Chem による大気拡散計算の概念図である。現実の地形データと、気象データから作成した気象場の初期値及び境界値、さらにトレーサの放出強度を入力する。WRF-Chem は計算領域の各グリッドにおける気象変数をタイムステップごとに計算し、計算された気象場の情報をそのまま拡散計算に利用する。

従来のように気象計算と大気拡散計算で別々のモデルを用いる場合 (RAMS/HYPACT 等)、気象モデルで計算した気象データをストレージに記録しておき、それを読み込んで拡散モデルを駆動する。このような場合、ストレージ容量の制約を受けるために、気象モデルで計算された全ての情報を利用することはできない。利用できるパラメータは制限され、また毎時データといったように時間的に間引く必要がある。さらに、通常は全く同一の座標を使用することはできないため、空間的に内挿することになる。これに対して、WRF-Chem では拡散計算と同一のモデルフレームで気象計算を行うため、全てのタイムステップ、全ての座標における、全てのパラメータを大気拡散計算に利用することができる。

本研究で検討した WRF-Chem の主な仕様を表 2.3.1 に示す。WRF-Chem では物理過程を表現するスキームとして複数のオプションの中から選択できるようになっているが、本研究では大気拡散モデルとしての性能を優先させた仕様とした (表中備考欄の*印)。トレーサとして、希ガス、水溶性ガス、粒子の性状を表現できるものとし、物理的半減期による消滅も考慮できるようにした。また、複数の計算領域をネスティングにより結合することができ、MPI (Message Passing Interface) のよる分散メモリ型並列計算に対応している。

b. 試解析によるモデルの確認

検討した大気拡散モデル WRF-Chem を用いた試解析として、1F 事故を対象として Cs-137 の拡散シミュレーションを行い、モデルの確認を行った。計算領域を図 2.3.2 に示す。東日本全体を覆う Domain1 及び 1F 周辺を対象とする Domain2 を設定し、2-way ネスティングにより結合した。即ち、Domain1 により Domain2 の境界値を作成し、Domain2 の計算結果から Domain1 に絶えずフィードバックを返す。Domain1 及び Domain2 の水平解像度はそれぞれ 9 km 及び 3 km である。鉛直構造として地表から 50 hPa までを 40 層に分解した。最下層の厚みはおよそ 70 m である。初期値及び Domain1 の境界値は気象庁の MSM 解析値を基に作成した。対象期間は日本標準時で 2011 年 3 月 11 日 16 時から 4 月 1 日 9 時までである。

1F から大気への Cs-137 放出強度は、2011 年 3 月に測定された大気中濃度の時間平均値¹²²及び空間線量率の第 5 次航空機観測結果¹²³と、それに対応するモデル値の組み合わせに対して、最適化手法¹²⁴を適用することにより推定した値¹²⁵を用いた。空間線量率のモデル値は、積算沈着量に変換係数 ($2.1 \times 10^{-6} \text{ Sv h}^{-1}/\text{Bq m}^{-2}$)¹²⁶を適用して算出した。

最適化した放出強度を用いたモデル値と観測値とを比較した結果を図 2.3.3 に示す。大気中濃度では使用したデータの 59.5%、空間線量率では 60.4%が factor2 の誤差（モデル値が観測値の 0.5 倍～2 倍の範囲）に収まった。また、相関係数はそれぞれ 0.91 及び 0.90 となり、モデル値は観測値を概ね良く再現できていると言える。図 2.3.4 は空間線量率の分布の比較である。1F から北西方向及び福島市と郡山市を結ぶ中通りの空間線量率が高いという、観測値に見られる特徴が再現されている。ただし、郡山市南西方向の山間部で概ね過小評価となっている。JAEA の解析でも同様の傾向が見られていたが¹²⁷、霧水の森林表面での沈着を考慮することで過小評価が改善されたことが報告されている¹²⁸。WRF-Chem でもこの沈着過程を考慮することで改善される可能性がある。

以上の結果から、本研究で検討した大気拡散モデル WRF-Chem は大気拡散解析コードとして概ね良好な性能を備えていると考えてよい。

② 海洋拡散モデル

a. モデルの整備

本研究では、現実の海洋流速場における三次元海洋拡散過程を再現できるモデルとして、公開モデル ROMS (Regional Ocean Modeling System)¹²⁹ Ver. 3.6 を基に検討した。ROMS は UCLA、コロラド州立大学、ラトガース大学等により開発が進められ、WRF-Chem 同様ソースコードが公開されており (<http://www.myroms.org>)、海洋の力学、地質学、生物学等に広く活用されている。

図 2.3.5 に ROMS による計算手法の概念図を示す。図 2.3.1 の WRF-Chem の場合と基本的に同様であるが、気象データの代わりに海洋データを基に作成した海象場の初期値及び

境界値を入力する。さらに、気象データから作成した海面における強制場（風応力、熱、放射）データを入力する。それによりタイムステップごとの海象場を計算して拡散計算に使用して、トレーサの海水中濃度と海底における沈着量を計算する。

表 2.3.2 に検討した ROMS の主な仕様を示す。複数のオプションから選択できるスキームについては、WRF-Chem 同様、拡散モデルとしての性能優先の仕様とした。ROMS は標準で溶存態及び懸濁態をトレーサとする拡散計算機能を備えているが、物理的半減期による消滅も考慮できるようにするとともに、海面を漂うフロートにも対応できるようにした。また、標準では粒子の沈着速度は定数を与えるようになっていたが、粒子の性状を反映できるようにした。さらに、WRF-Chem 同様、ネスティングによる複数の計算領域の結合が可能であり、MPI による並列計算にも対応している。

ROMS は WRF-Chem とは異なり、入力データ作成用のツールが用意されていないため、これを作成する必要がある。本研究では共通のインターフェイスにより、ROMS による拡散計算に必要な入力データ（表 2.3.3）を作成するツール群を開発した。作成された入力データは、ROMS 標準の形式に準拠している。

b. 試解析によるモデルの確認

検討した海洋拡散モデル ROMS を用いて、太平洋に面する 1 グリッドを放出点とした試解析を行い、モデルを確認した。太平洋沖黒潮流域を覆う Domain1 と沿岸部を覆う Domain2 の二つの計算領域を設定し、2-way ネストにより結合した（図 2.3.6）。Domain1 及び Domain2 の水平解像度はそれぞれ 21 km と 7 km である。鉛直構造として、海底から水面までを 30 層に分割した。海象場の初期値、境界値は HYCOM GOFS 3.0 Global analysisGLBu0.08 データセット (<https://www.hycom.org/dataserver/gofs-3pt0/analysis>) から作成し、海面における強制場は気象庁 55 年長期再解析 (<https://jra.kishou.go.jp/JRA-55/>) から作成した。計算期間は 2014 年 4 月 1 日 0 時から 4 月 6 日 0 時までである。放出強度は 1000 Bq s^{-1} で一定とした。

図 2.3.7 は放出開始 5 日後（4 月 6 日 0 時）の海面における溶存態の濃度である。太平洋岸で放出されたトレーサは黒潮外縁部の反流に乗って南西に流れている。さらに計算を進めれば黒潮本流に乗って東進するはずであるが、5 日間の時間積分ではそこまでは至らなかった。図 2.3.7 の黒点における海水面濃度の時間変化を、放射性減衰（半減期 8 日）のあり、なしで比較した（図 2.3.8）。海水の流速場の状況により濃度の減少も見られるが、トレーサの放出に伴って基本的には濃度は増加している。放射性減衰を考慮すると当然濃度は減衰する。両者の濃度差は設定した半減期と矛盾のないものとなった。次に、同じ位置の水深約 50 m において、溶存態と粒子の濃度の比較を行った（図 2.3.9）。濃度の時間変化は流速場の状況の変化によるものであるが、粒子の濃度は溶存態より大きくなっており、重力による沈降が働いていることがわかる。以上の結果から、本研究で検討した海洋拡散モデル ROMS はトレーサの性状及び物理的半減期を反映できていると考えてよい。

③ 大気拡散モデルと海洋拡散モデルの結合

a. 大気からのソースデータ作成ツールの整備

海洋への放射性物質の流入経路には、放出源から海洋への直接放出のほかに、放出源から大気へ放出されて大気中を拡散した後、海面に沈着する経路がある。図 2.3.10 のように、本研究では WRF-Chem により計算した大気からの沈着量を ROMS のソースとして入力することにより、大気拡散モデルと海洋拡散モデルを結合して、大気からの沈着成分の海洋拡散を計算できるようにした。

ROMS では本来は大気を通じたトレーサの流入経路は考慮されていないが、海面に降り注ぐ降水が海水中塩分濃度の負のソースとなるように強制場を設定できるようになっている。このインターフェイスを利用すれば、ROMS 標準の強制場ファイルの形式で海面における面的なソースを与えることができる。WRF-Chem が出力する大気からのトレーサ沈着量データは、各モデルグリッドにおける 1 時間ごとの沈着量であり、そのファイルには時刻と座標の情報が含まれる。そこで、座標情報から適切な座標変換を行い、適切な時刻の強制場として ROMS に与えるように、ソースデータ作成ツールを作成した。

図 2.3.11 は WRF-Chem から ROMS への座標変換を表した図である。座標変換は可能な限り全体の放射能を保存するように行い、またネスティングを考慮して WRF-Chem の高解像度ネストの情報を優先する。

ROMS の格子 (I, J) に対し、その 4 頂点で構成される四辺形と、読み込んだ領域番号に対応する WRF-Chem の格子 (i_n, j_n) の重なり部分の面積 $S_{i_n, j_n, I, J}$ (m^2) を算出する。当該格子のトレーサのフラックスを ϕ_{i_n, j_n} ($\text{Bq m}^{-2} \text{h}^{-1}$) とすると、ROMS の格子 (I, J) が WRF-Chem の格子 (i_n, j_n) から受け取るべきフラックス $\phi_{I, J}$ ($\text{Bq m}^{-2} \text{h}^{-1}$) は

$$\phi_{I, J} = \frac{\sum_{(i_n, j_n) \in (I, J)} S_{i_n, j_n, I, J} \cdot \phi_{i_n, j_n}}{\sum_{(i_n, j_n) \in (I, J)} S_{i_n, j_n, I, J}} \quad (2.3.1)$$

となる。なお、上記の総和において、領域番号 n の格子 (i_n, j_n) がさらに下位のネストを持つならば、この総和からは除外する (図 2.3.11 の左上部分)。全ネストに対して処理が行われれば、最上位ネストの領域を重複なく全てカバーすることとなる。

b. 試解析によるモデルの確認

図 2.3.6 と同じ領域を対象に試解析を行い、統合したモデルを確認した。積分期間は 2014 年 4 月 1 日 0 時から 5 月 1 日 0 時である。ソースから大気への放出は一定とし、WRF-Chem で計算した 1 時間ごとの沈着量は最初の 10 日間のみ ROMS に与える。ただし、大気由来のトレーサの海洋拡散の様子を確認するために、ここでは放出源から海洋への直接放出は考慮しない。

WRF-Chem の計算領域は ROMS の計算領域とほぼ重なるように、低解像度広域ネスト (nest1) と高解像度狭域ネスト (nest2) を設定した。例として、4 月 5 日 0 時から 1 時ま

で ROMS に与える大気からの沈着由来のソースの分布を図 2.3.12 に示す。WRF-Chem の nest2 から変換した値を nest1 から変換した値にはめ込んで ROMS に与えるが、特に破綻することなく ROMS の座標に変換できていることがわかる。

トレーサとして、壊変を考慮する場合と考慮しない場合の溶存態、及び壊変を考慮しない懸濁態とフロートの4種について計算を行った。積分開始から1か月後の5月1日0時の海面におけるトレーサの濃度を図 2.3.13 に示す。特に数値不安定等生じることなく、計算を終了している。大気からの放出終了から20日経過しているため、重力沈降を受ける懸濁態は海水表面にとどまるフロートより濃度が大きく減少している。溶存態の濃度は懸濁態とフロートの間にあり、壊変による減衰の効果が表れている。図 2.3.14 は4月11日0時（大気由来のソースの放出終了時刻）及び5月1日0時の北緯33度における懸濁態濃度の鉛直断面である。大気からのトレーサの供給が止まってからの20日間、重力により沈降していく様子が見て取れる。

図 2.3.15 は計算領域内のトレーサの総放射能の推移である。大気からの沈着によるソースが与えられる10日間に総量が増加していくが、大気からの供給が止まった後の20日間は、壊変を考慮しない場合はほんのわずかにしか減少していない。海水の流速は風速より小さいため、計算領域外への流出量は大気拡散の場合よりもはるかに緩やかである。懸濁態の海底への沈着量は着実に増加していくが、全体の量から見れば、ごくわずかであることがわかる。

以上の結果から、大気拡散モデル WRF-Chem と海洋拡散モデル ROMS を結合することにより、大気からの沈着により海洋に流入するトレーサの海洋拡散を計算できていると考えてよい。

④ 陸域動態モデル

ここでは JAEA に委託して実施した内容について述べる。

a. モデルの整備

上記③では大気へ放出され拡散した後、海面に沈着する成分を海域のソースとして扱った。一方、陸域に沈着した成分は雨水による洗浄を受けるほか、土壌に吸着した成分も地表水による浸食を受けて移動し、やがて河川を通じて海に注ぐため、この成分も海域のソースとして定量化する必要がある。ただし、陸域に沈着したトレーサの洗浄・侵食、あるいは土壌粒子等の懸濁態と液相間の吸着・脱離といった動態を陽にモデル化するのは非常に困難である。そこで既往研究と同様に、まず降水分布から河口における河川流量を推定し、これに各河川における流量とトレーサ流出量の経験的關係式（L-Q 式）¹³⁰を適用することで海洋への流出量を推定する。

降水分布から河川流量を推定する水文流出モデルとして MERCURY（Mathematical and Empirical approach to predict radioCesium discharge by tank model）¹³¹を採用した。MERCURY は日本原子力研究開発機構が中心となって開発された集中定数型流出モデルで

ある。1つの流域全体を表層（タンク①）、中間層（同②）、基底層（同③）の3段のタンクで表現し、流域の降水量を入力してそれぞれのタンクからの流出量 Q_n と下段タンクへの浸透による移動量 i_n を計算する（図 2.3.16）。 Q_n と i_n は排水口の水深に比例するものとし、それぞれの比例定数としてパラメータ a_n 及び b_n を設定する必要がある。

まずモデルパラメータの最適化手法を整備した。流量の観測データが利用できる河川流域について、観測値とモデルによる計算値のペアに対して最適化手法を適用することでパラメータ a_n 及び b_n を決定する。最適化手法として、①ニュートン法¹³²、②PSO法¹³³、③SCE-UA法¹³⁴、④ベイズ最適化法¹³⁵の四つの手法を利用できるように整備した。

このように決定したパラメータは観測値とモデル値から機械的に算出したものであるが、その流域の地形、地質、土地利用等の特性が反映されているはずである。そこで

表 2.3.4 に示す流域特性を表す五つのパラメータを適切なカテゴリに分類し、流域におけるそれぞれの面積比率を説明変数とし、先に決定したパラメータ a_n 及び b_n を目的変数とする重回帰式を作成する。すなわち説明変数は計 74 個の面積比率である。ただし、タンク①では標高、傾斜度、土地利用の計 39 個の変数のみを、タンク②及び③では土壌、表層地質の計 35 個の変数のみを考慮する。そのうえで流量の観測データが利用できない河川流域については、その流域の 74 個の説明変数を重回帰式に入力することでパラメータ a_n 及び b_n を推定することにした。重回帰分析としては、説明変数間に強い相関があった場合でも安定に回帰係数を計算できるリッジ回帰¹³⁶を採用した。

MERCURY により算出された流量に対して L-Q 式を適用してトレーサの流失量を算出する。本研究では溶存態及び懸濁態の Cs-137 を対象とし、福島県の河川における観測値に基づいて決定された L-Q 式¹³¹を採用した。この式によれば河川水中濃度は事故後のおよそ半年で 1 桁減少する。

b. 試解析によるモデルの確認

福島県沿岸部を流れる河川のうち流量の観測データが利用できる 4 河川、阿武隈川、熊川、前田川、請戸川の流域（図 2.3.17）を対象に最適化手法を用いてパラメータ a_n 及び b_n を決定する。河川流量は国土交通省の水質水文データベース（<http://www1.river.go.jp>）から入手した。モデルによる流量の精度については相対二乗誤差（Relative Squared Error, RSE）により評価した。

$$RSE = \frac{\sum(Q_m^t - Q_o^t)^2}{\sum(Q_o^t - \overline{Q_o})^2} \quad (2.3.2)$$

ここで、 Q_o^t と Q_m^t は流量の観測値とモデル値、 $\overline{Q_o}$ は Q_o^t の平均である。RSE が小さいほど精度が高く、水文モデルでは 0.3 以下であれば十分な精度が得られていると判断することが多い。各河川において四つの最適化手法で得られた RSE 値を表 2.3.5 に示す。最も低い RSE 値が得られる（精度が高い）最適化手法は河川により異なるが、概ね PSO 法とベイズ最適化法の精度が高い。

ここで得られた4河川におけるパラメータ a_n 及び b_n について上記74個の説明変数による重回帰分析を行った。請戸川支流の高瀬川では流量の観測データが利用できるため、高瀬川流域における74個の説明変数を重回帰式に入力して得られたパラメータ a_n 及び b_n の推定値を用いたMERCURYによる流量のモデル値と高瀬川の流量の観測値との比較を行った。リッジ回帰ではハイパーパラメータ(チューニングパラメータ) λ を設定する必要があるが、本研究では0.01~100の5ケースについて評価した(表2.3.6)。 λ の値が0.1~10の範囲では比較的高い精度が得られた。ただし、この範囲を外れた場合は極端に精度が悪化することがわかる。

⑤ 大気、海洋、陸域統合拡散評価

環境中に大量の放射性物質が放出される事故が発生した場合、周辺の環境において観測される放射能データにはその事故によるソースタームが反映されている。そこで拡散シミュレーションと環境中放射能の測定データの組み合わせによるソースタームの推定が試みられている。この手法は環境中放射能という結果からソースタームという原因を推定するため「逆推定」と呼ばれる(図2.3.18)。逆推定手法では最適化を採用するか否かで大別できるが¹³⁷、ここでは最適化手法を採用する。

ソースタームの逆推定では、大気中濃度や空間線量率のように観測値が比較的豊富に利用できる陸域のデータと大気拡散シミュレーションとの組み合わせがまず考えられるが、大気へ放出された放射性物質が海上へ流出する期間のソースタームについては推定することができない。IF事故ではそのような期間が多かったことが知られており¹²⁵、その場合は海域のデータと海洋拡散シミュレーションを組み合わせる必要がある。

海洋を環境中に放出された放射性物質のシンクと考えた場合、ソースには海洋への直接放出(ソース1)、大気へ放出された成分の海面への沈着(ソース2)、大気へ放出され陸域に沈着した成分の河川からの流入(ソース3)の3つがある。このうちソース3については④で述べたように、推定した河川流量にL-Q式を適用することによる流出量の推定が可能であるので、海洋拡散シミュレーションのソースとして考慮はするが逆推定は行わない。

a. 計算手法

海洋拡散シミュレーションにおいて、通常はあらかじめ設定したソースタームを与えるため、ソースタームを変更するためにはその都度拡散計算をやり直す必要がある。そこで拡散計算をやり直すことなく、ソースタームの変更をトレーサの海水中濃度及び沈着量の計算結果に反映させることができるようにした。

ソース1については単位放出を一定の時間間隔で分割し、それぞれの成分を別種のトレーサとして拡散計算を実施し、計算結果を記録しておく(図2.3.19)。ソース2についてはあらかじめ大気への放出を時間について分割し、WRF-Chemを用いてそれぞれを別種のトレーサとして計算しておいた海面への沈着フラックスを、ソース2由来の別種の成分として拡散計算を行い、計算結果を記録しておく(図2.3.20)。すなわち、拡散計算を行うべき

トレーサは $(M + N)$ 種である。拡散計算後、各トレーサの計算結果に対して、拡散計算においてモデルに与えた放出強度から任意のソースタームへの変換倍率となるスケールファクタを適用して線形に結合する。評価時刻 t におけるソース 1 由来成分 m の濃度を c_m^o 、スケールファクタを S_m^o 、ソース 2 由来成分 n の濃度を c_n^a 、スケールファクタを S_n^a とすると、濃度 C は

$$C = \sum_{m=1}^M c_m^o \times S_m^o + \sum_{n=1}^N c_n^a \times S_n^a \quad (2.3.3)$$

として計算される。この手法により、スケールファクタ S_m^o 及び S_n^a を適切に設定することで拡散計算後にソースタームの変更を海水中濃度の計算値に反映できる。また、沈着量も同様に計算できる。

b. 1F 事故により放出された Cs-137

1F 事故により放出された Cs-137 の海洋拡散シミュレーションを行った。対象領域として福島県沖を広く覆う Domain1 と沿岸部を覆う Domain2 を設定し、2-way ネットで接続する。空間解像度はそれぞれ 15 km 及び 5 km である。海象場の初期値・境界値及び大気からの強制場は②b.の試解析と同様に作成した。比較すべき海水中濃度の測定データは JAEA の放射性物質モニタリングデータの情報公開サイト (<https://emdb.jaea.go.jp/emdb>) から入手した。事故後 1 ヶ月以上経過したサンプルが多いため、計算期間は 2011 年 3 月 11 日 16 時から 7 月 1 日 9 時までとした。懸濁態は短期間で沈着してしまうため、既往研究同様に溶存態の Cs-137 のみを扱う。また、海底での吸着・脱離も考慮しない。

ソース 1 及びソース 2 については⑤a.で述べたとおり放出期間を分割したうえで別種のトレーサとして拡散計算を行い、その後①b.の大気拡散シミュレーションと陸域データで用いた最適化手法¹²⁵を適用してスケールファクタを決定した。分割する幅はソース 1 の直接放出が 5 日間、ソース 2 の元となる大気への放出は 1 日である。ただし、大気への放出については①b.の陸域データから既に最適化できている期間についてはここでの最適化の対象から除外する。

④の陸域動態モデルにより推定した、ソース 3 としての 4 河川（阿武隈川、請戸川、前田川、熊川）からの流出量の推移を図 2.3.21 に示す。推定した河川流量に L-Q 式¹³¹を適用して算出したが、3 月中の推移については①b.の大気拡散シミュレーションでの各流域（図 2.3.17）における積算沈着量に基づく補正係数（ ≤ 1 ）を適用した。流域内の積算沈着量の増加に伴って補正係数が上昇することになるが、3 月 16 日の日中にはほぼ 1 に達する。流出量としては対象期間全体を通してほぼ流域面積の大きさを反映する結果となった。採用した L-Q 式¹³¹によると河川水中濃度は時間とともに減少していくのに対して流出量に若干の増加傾向が見られるのは降水量が夏に向けて増加していくからである。

海水中 Cs-137 濃度のモデル値については、観測値が得られた場所に相当するモデルグリッドにおいて、そのサンプルが採取された日の計算値の日平均を使用した。最適化したソ

ース1及びソース2と、上記ソース3を用いた海洋拡散シミュレーションによる2011年6月の最上層における月平均濃度を成分ごとに図2.3.22～図2.3.24に示す。福島県沖は暖流の黒潮前線と寒流の親潮前線に挟まれる混合域に位置し、海水の動きが複雑であることで知られているが¹³⁸、1Fからの直接放出（ソース1）由来成分は茨城県北部沖から仙台湾まで南北に広がっている（図2.3.22）。大気からの沈着（ソース2）由来成分は仙台湾とその周辺では全体の3割程度を占めており、沿岸部においても寄与が小さくない領域が見られる。また、北緯36度以南東経146度以西の領域では卓越しており、大気拡散により広範囲に沈着している様子が見て取れる（図2.3.23）。その一方、海水は大気より流れが遅いため、事故から2ヶ月以上経過しても大部分がDomain1の領域内に留まっている。河川からの流出（ソース3）由来成分は流出量が最大の阿武隈川河口が位置する仙台湾内の濃度が大きい（図2.3.24）。ただし、仙台湾内における濃度はソース1由来成分より2桁以上小さく、この時点での寄与は無視できると考えて良い。

観測値とモデル値を比較したところ、factor2及びfactor4以下の誤差で再現されたのはそれぞれ全体の47.9%と70.0%で、相関係数は0.50であった。大気拡散シミュレーションの結果ほどではないが、海洋拡散シミュレーションとしては概ね悪くない結果であるといえる。ソース1とソース2において最適化の対象としたのはそれぞれ21区間と16区間であるが、このうち適切に最適化されたのはそれぞれ10区間と3区間であった。最適化された区間における放出強度は、ソース1では10 TBq h⁻¹程度であり、既往研究の結果¹³⁹と同程度となった。ソース2では100 TBq h⁻¹程度となり、強度と放出時期ともに陸域データのみから最適化したソースターム¹²⁵を矛盾なく補完する結果となった。

(3)まとめ

環境中に放出された放射性物質の拡散評価を目的として、大気拡散モデルWRF-Chem及び海洋拡散モデルROMSから成る統合的評価手法の検討を行った。WRF-Chem、ROMSともに最新知見を盛り込んだオープンソースのシミュレーションモデルであり、三次元気象場/海洋場とそれによるトレーサの拡散を同時に計算する。これにより、空間的内挿等を行うことなく、計算により得られる物理量の全てを拡散計算に使用できる。

WRF-Chemの試解析として、1F事故後のCs-137の大気中濃度と積算沈着量による空間線量率をWRF-Chemにより計算した。計算結果を観測データと比較したところ、データの半数以上で観測データとの誤差がfactor2以下であり、0.9を超える相関係数が得られており、再現性は概ね良好であった。

海洋への直接放出と大気から海面への沈着という2つの流入経路の内、後者をWRF-Chemにより計算することにより、WRF-ChemとROMSとを結合した。ROMSによる計算結果によると、これら2つの経路からのトレーサの挙動は概ね良好であった。

降水分布から河川流量を推定する水文流出モデルとしてタンクモデルMERCURYを採用して、モデルパラメータを最適化する手法を整備した。最適化したパラメータを用いて

河川流量を推定したところ良好な結果を得た。また、重回帰分析により流量データを利用できない河川についてモデルパラメータを推定する手法も整備した。

ROMS にソースを与えるインターフェイスを改良してソースターム評価に適したものに変更した。そのうえで WRF-Chem と結合するとともに MERCURY による出力を用いて 1 F 事故により放出された Cs-137 の拡散シミュレーションを行い、海水中濃度の観測値との比較から概ね良い結果が得られることが確認できた。

表 2.3.1 大気拡散モデル WRF-Chem の主な仕様

Table 2.3.1 Basic Specification of the Atmospheric Dispersion Model WRF-Chem

	仕様	備考
基礎方程式	非静力学圧縮系	
水平座標	直角格子座標系	
鉛直座標	σ 座標系	
空間離散化	Arakawa C グリッド	
時間積分法	時間分割 3 次 Runge-Kutta 法	
移流項解法	モノトニック移流法 (水平 5 次精度、鉛直 3 次精度)	*
水平混合過程	Smagorinsky 1 次クロージャーモデル	*
大気境界層及び地表モデル	Mellor-Yamada-Janjic 法	*
雲微物理過程	Purdue-Lin 法	*
放射過程	RRTMG モデル	*
陸面過程	Noah モデル	*
積雲パラメタリゼーション	Grell 3D 法	*
トレーサ	オイラー形式 ・ 希ガス ・ 水溶性ガス ・ 粒子	

備考欄の (*) は複数のオプションの中から選択したことを表す。

表 2.3.2 ROMS の主な仕様
Table 2.3.2 Basic Specification of ROMS

	仕様	備考
基礎方程式	プリミティブ方程式系 (静水圧近似、ブジネスク近似、運動方程式は、Reynolds-averaged Navier-Stokes 方程式)	
水平座標	境界適合直交曲線座標系	
鉛直座標	σ 座標系 (鉛直ストレッチ地形追従座標)	
空間離散化	Arakawa C グリッド	
時間積分法	順圧-傾圧モード分離解法 (Split-explicit 法)	
粘性項、拡散項 解法 (鉛直成分)	Semi-implicit Crank-Nicholson 法	
移流項解法	UTOPIA 法	*
水平混合過程	Smagorinsky モデル	*
鉛直混合過程	乱流クロージャーモデル (K-profile parametrization method)	*
大気-海面境界	風応力 (バルク式) 熱フラックス交換、放射フラックス交換	*
海底剪断応力	Drag-coefficient method	*
トレーサ	オイラー形式 ・溶存態 ・懸濁態 ・フロート	

備考欄の (*) は複数のオプションの中から選択したことを表す。

表 2.3.3 本研究で検討した入力データツール群による作成データ

Table 2.3.3 Input to ROMS Produced using a Set of Tools Developed in this Study

作成データ	元データ
計算グリッド、ネスト情報	海底地形データ
海象場の初期値・境界値	海洋データ
海面における強制場（風応力、熱、放射）	気象データ
海洋への放出強度	放出点の座標（放出強度は任意に設定）

表 2.3.4 流域の特性パラメータ

Table 2.3.4 Parameters Characterizing Each Catchment

パラメータ	カテゴリ数	適用するタンク
標高	21	①
傾斜度	7	①
土地利用	11	①
土壌	14	②③
表層地質	21	②③

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和3年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（放射性物質の河川による動態評価手法の整備）事業」¹²、令和4年3月より改変

表 2.3.5 適用した最適手法により得られた河川流量のモデル値の RSE 値
(赤字は四つの手法の中で最も誤差が小さいことを表す)

Table 2.3.5 RSE Values of the Modeled River Flow Rates using Each Optimization Approach
(The Red Characters Indicate Best Scores Among the Four Approaches)

河川	データ期間	RSE 値			
		ニュートン法	PSO 法	SCE-UA 法	ベイズ最適化法
阿武隈川	2014/5/1 ~ 2014/12/31	0.31	0.42	0.31	0.29
熊川	2014/5/13 ~ 2015/11/13	0.41	0.40	0.39	0.38
前田川	2014/5/19 ~ 2015/8/19	1.55	0.36	0.18	0.30
請戸川	2014/5/8 ~ 2015/8/26	1.2	0.56	0.28	0.42

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和 3 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (放射性物質の河川による動態評価手法の整備) 事業」¹²、令和 4 年 3 月より改変

表 2.3.6 重回帰式から推定したパラメータ a_n 及び b_n を用いた MERCURY による高瀬川における流量のモデル値の RSE 値
(λ はリッジ回帰におけるハイパーパラメータ)

Table 2.3.6 RSE Values of the Flow Rates in Takase River Derived by MERCURY with Values of a_n and b_n Estimated by Regression Analysis
(where λ is the Ridge Parameter)

Case	①	②	③	④	⑤
λ	0.01	0.1	1	10	100
RSE 値	15.4	0.804	0.463	0.440	0.927

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「令和 3 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (放射性物質の河川による動態評価手法の整備) 事業」¹²、令和 4 年 3 月より改変

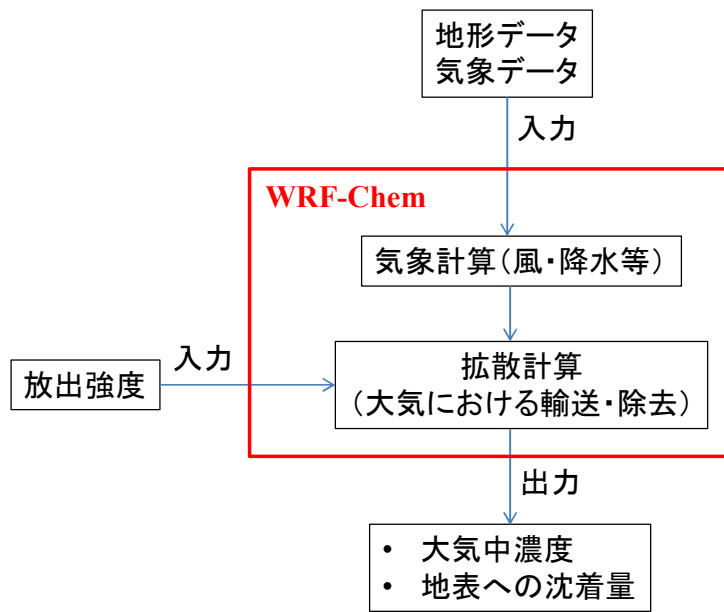


図 2.3.1 WRF-Chem による大気拡散計算の概念図

Fig. 2.3.1 A Schematic Representation of Calculation of Atmospheric Dispersion using WRF-Chem

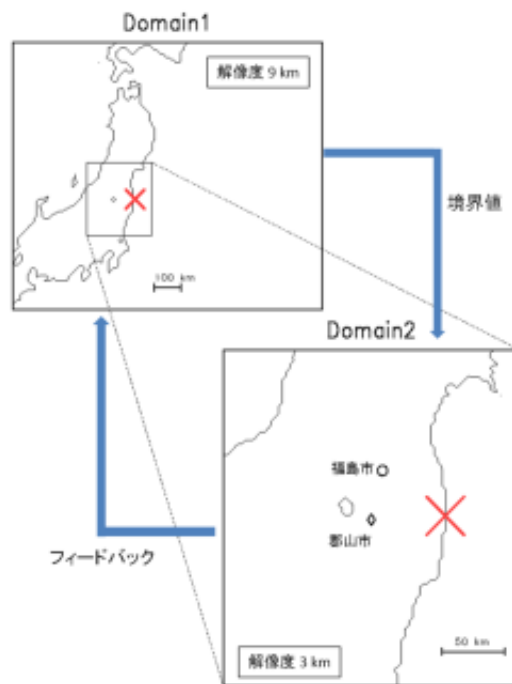
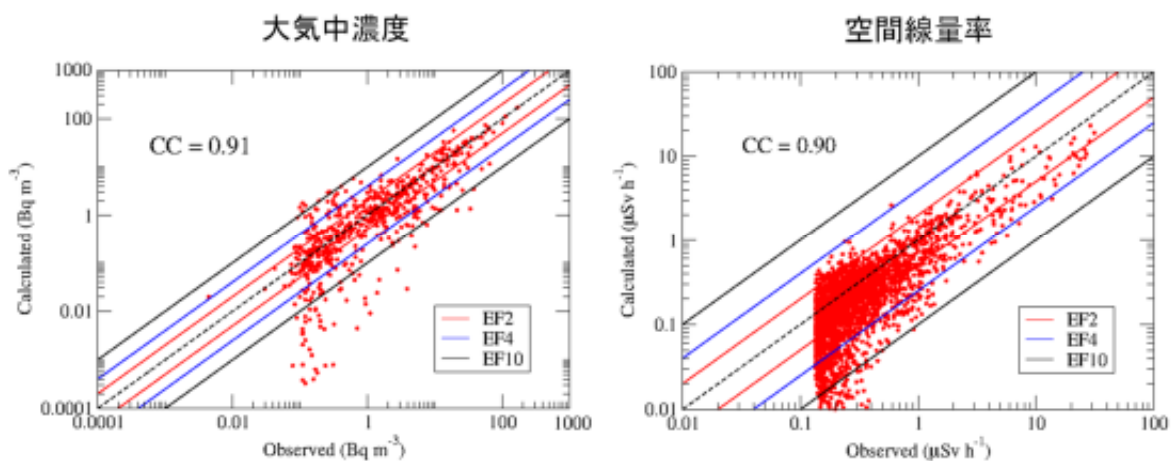


図 2.3.2 試解析の計算領域
(赤い×は 1F の位置を表す)

Fig. 2.3.2 The Target Domains of Trial Analysis
(The Red Cross Indicates the Location of 1F)

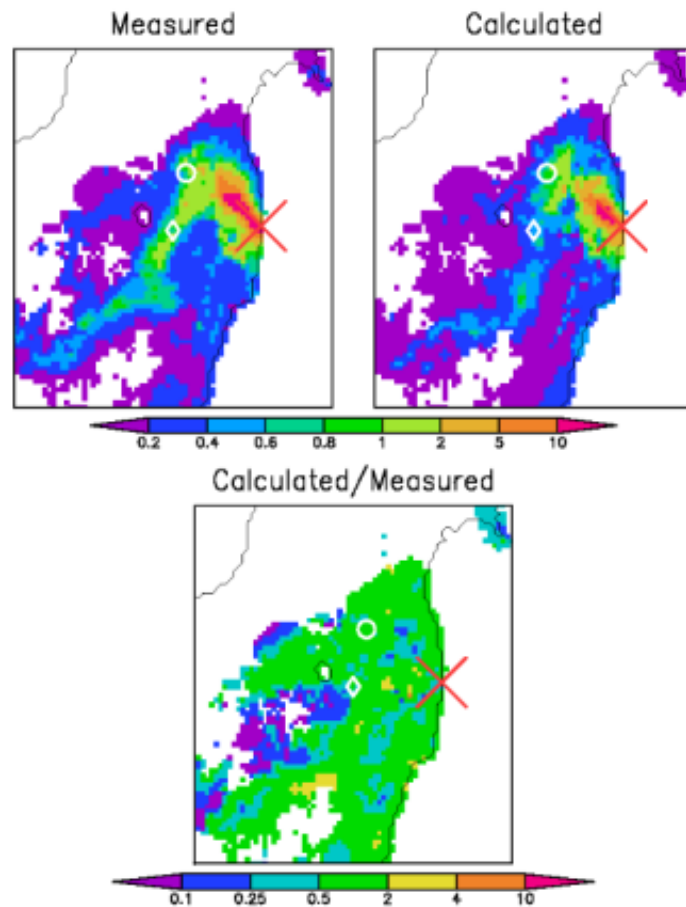


出典) T. Niiso, An iterative application of the Green's function approach to estimate the time variation in ¹³⁷Cs release to the atmosphere from the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station, Atmospheric Environment, Vol. 254, 118380, 2021.¹²⁵

図 2.3.3 Cs-137 の大気中濃度 (Bq m^{-3}) 及び空間線量率 ($\mu\text{Sv h}^{-1}$) の観測値と計算値との比較

(相関係数 (CC) の値を図中に示す。赤、青、黒の実線はそれぞれ factor2、4、10 の誤差 (EF2、EF4、EF10) を表す。)

Fig. 2.3.3 Comparison between observations and calculations of atmospheric concentration of cesium137 (Bq m^{-3}) and air dose rate ($\mu\text{Sv h}^{-1}$). The correlation coefficient (CC) values are shown in the figure. The red, blue, and black lines represent error factor (EF) 2, 4, and 10, respectively.



出典) T. Niisoe, An iterative application of the Green's function approach to estimate the time variation in ^{137}Cs release to the atmosphere from the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station, *Atmospheric Environment*, Vol. 254, 118380, 2021.¹²⁵

図 2.3.4 空間線量率(iSv h^{-1})の分布の観測値 (左上) と計算値 (右上) との比較 (計算値/観測値の比が $0.5 \sim 2$ なら誤差が factor2 以下となる (下図の緑色部分)。○及び◇はそれぞれ福島市と郡山市の位置を表す。)

Fig. 2.3.4 Comparison between observations and calculations of distribution of air dose rate. Calculated value/observed values between 0.5 and 2 (green area in the lower figure) represent EF less than 2. ○ and ◇ indicate the geographical location of Fukushima city and Koriyama city, respectively.

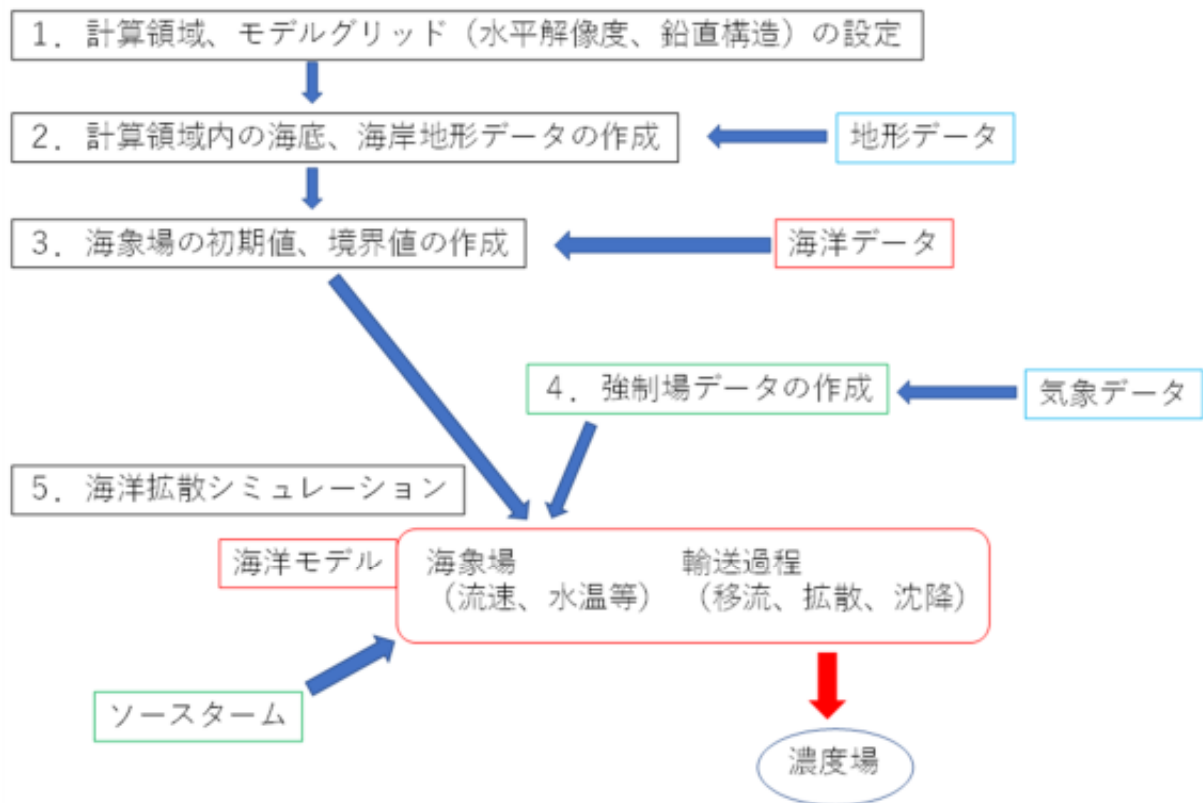


図 2.3.5 ROMS による海洋拡散計算の概念図

Fig. 2.3.5 A schematic representation of calculation of oceanic dispersion using ROMS

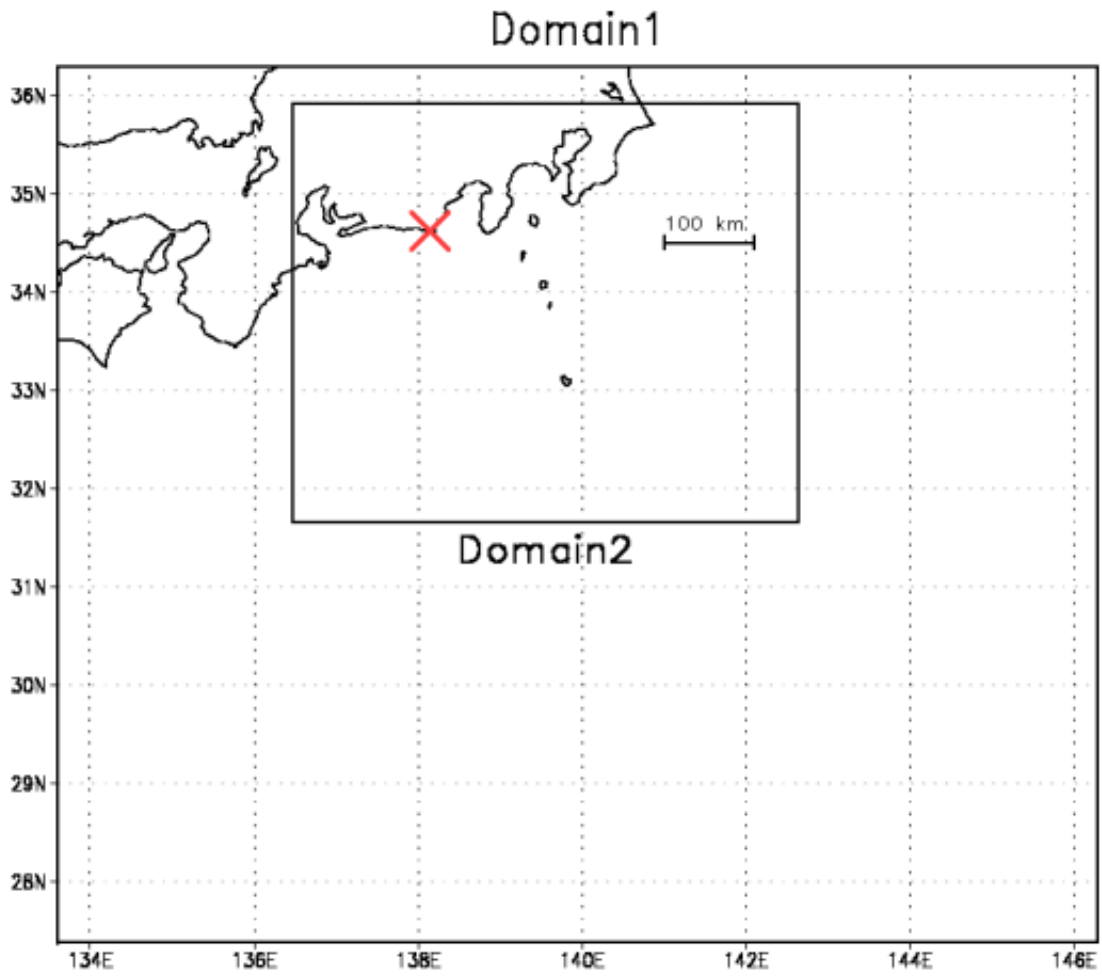


図 2.3.6 ROMS による試解析の計算領域

(赤い×は放出点を表す)

Fig. 2.3.6 The target domain of trial analysis using ROMS

(The red cross indicates the location of the source)

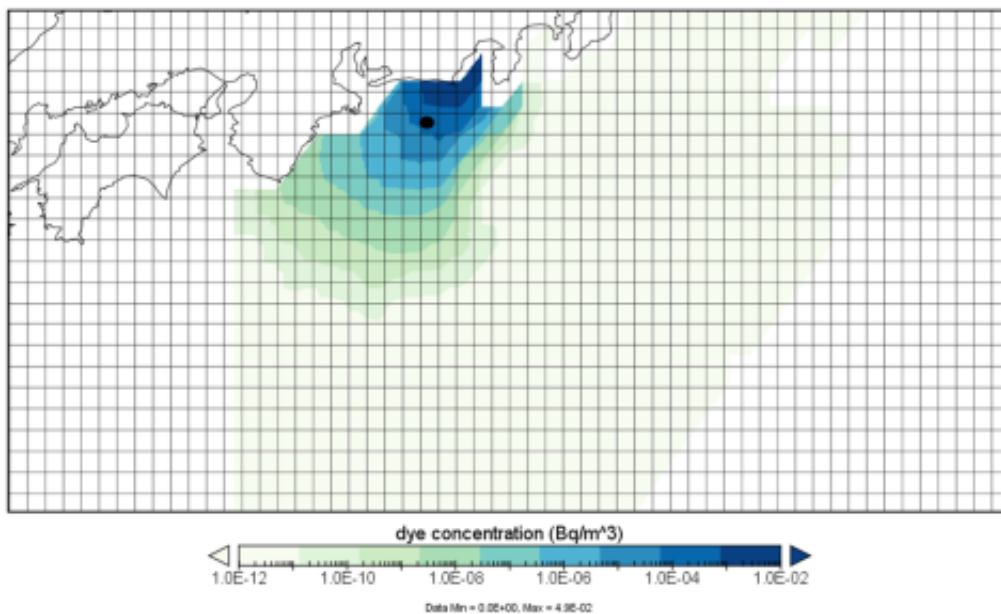


図 2.3.7 放出開始から 5 日後の海面における溶存態の濃度分布 (Bq m⁻³)

Fig. 2.3.7 Concentration of dissolved tracer (Bq m⁻³) in the surface layer 5 days after the release started

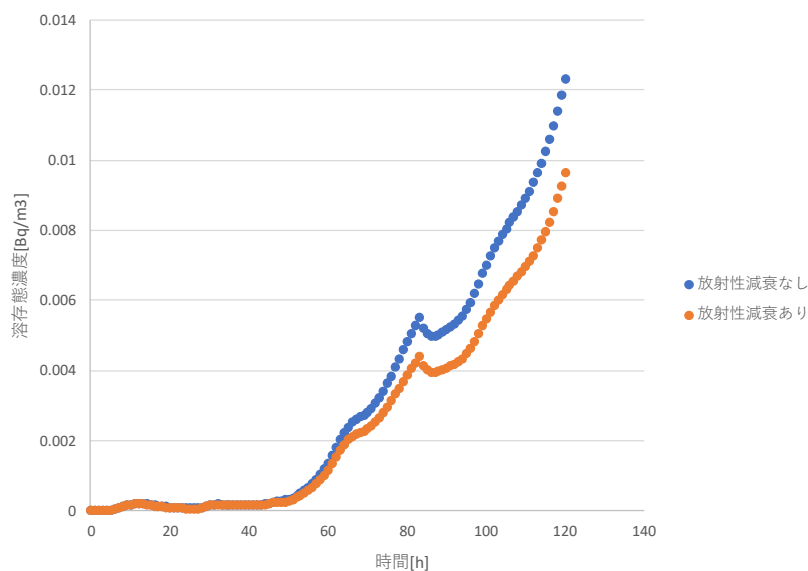


図 2.3.8 図 2.3.7 の黒点における溶存態海面濃度 (Bq m⁻³) の時間変化 (放射性減衰のあり、なしで比較した)

Fig. 2.3.8 Time series of surface concentration of dissolved tracer (Bq m⁻³) at a location indicated by the black dot in Fig.2.3.7, which are compared considering radioactive decay or not.

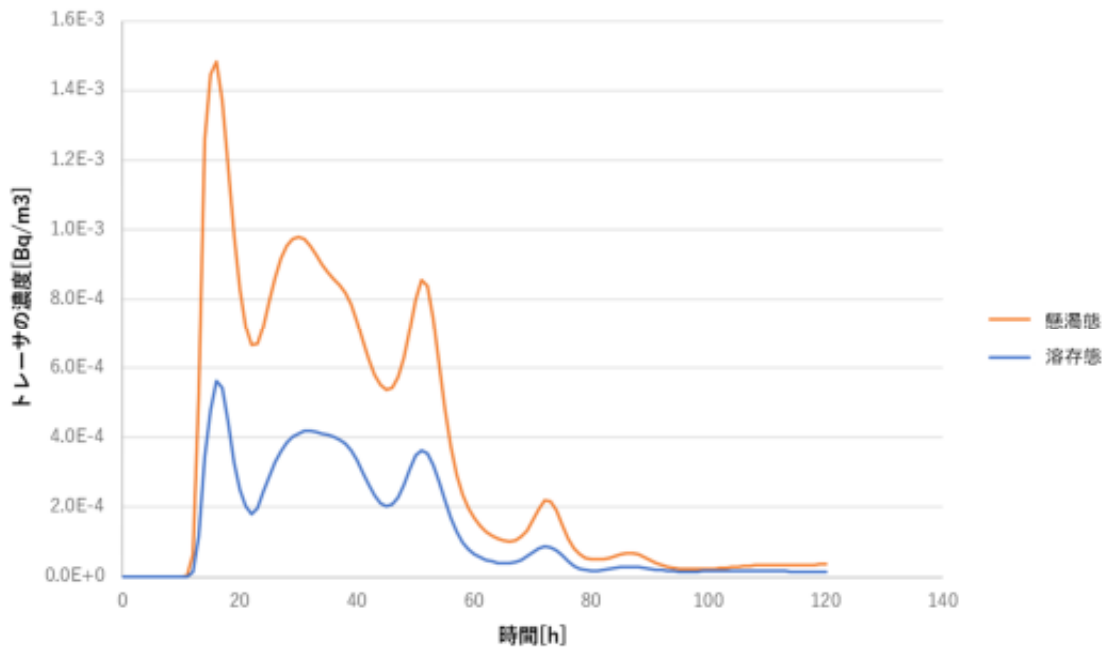


図 2.3.9 図 2.3.8 と同じ位置の水深約 50m における濃度 (Bq m^{-3}) の時間変化 (溶存態と懸濁態で比較した。)

Fig. 2.3.9 Time series of concentration (Bq m^{-3}) at a depth of about 50m at the same location as Fig. 2.3.8, which are compared between dissolved tracer and particle.

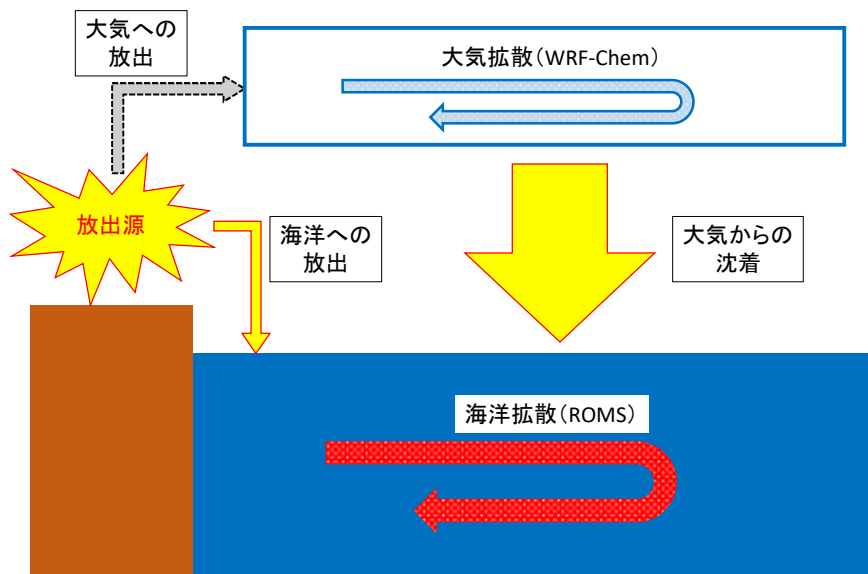


図 2.3.10 大気拡散モデルと結合した海洋拡散モデルの概念図

Fig. 2.3.10 A schematic representation of an ocean dispersion model in conjunction with an atmospheric dispersion model

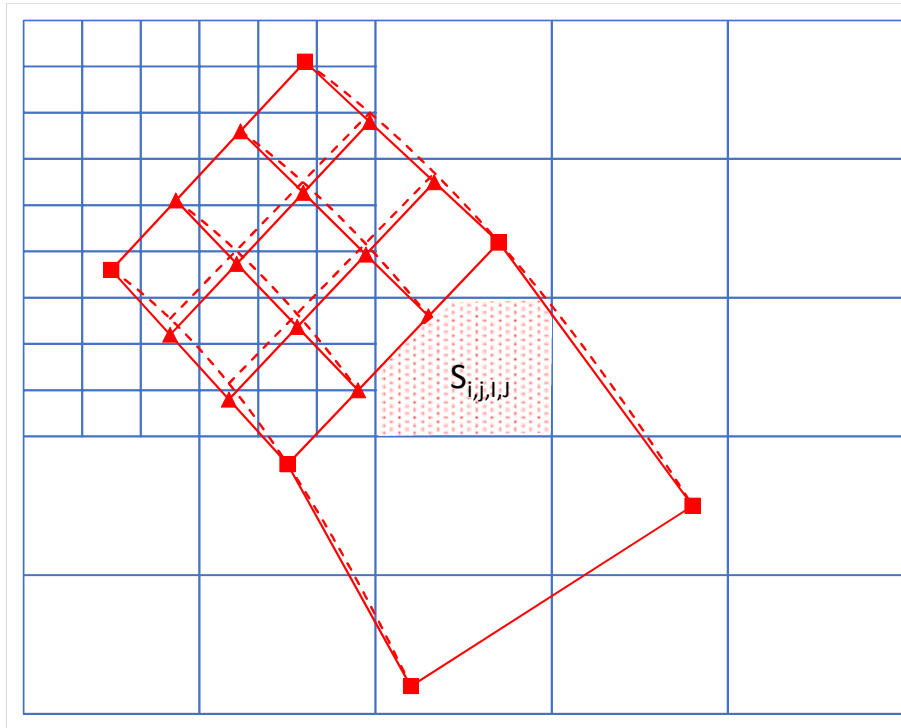


図 2.3.11 WRF-Chem (青線) から ROMS (赤線) への座標変換の模式図
 Fig. 2.3.11 A schematic representation of coordinate transformation from WRF-Chem (blue lines) to ROMS (red lines)

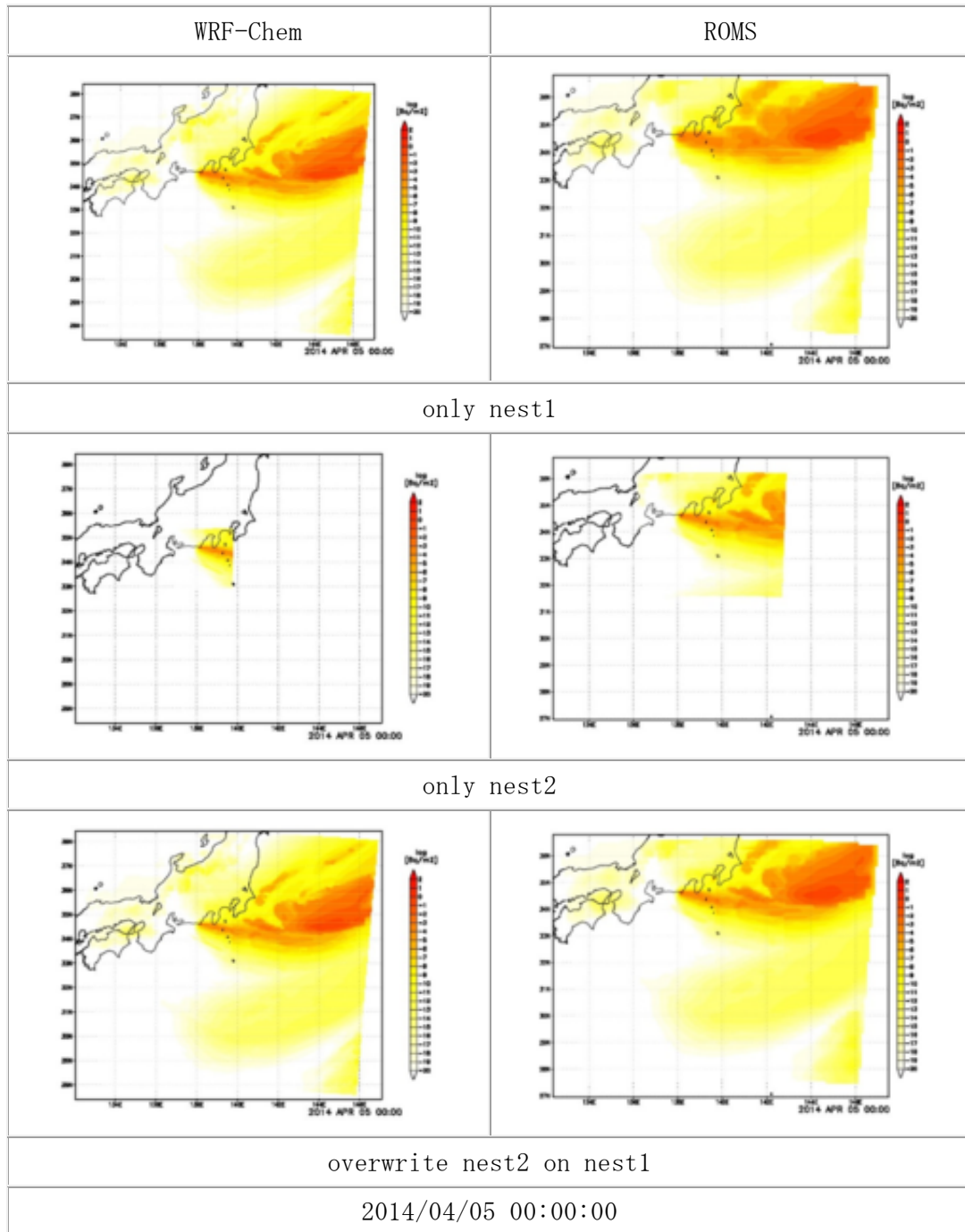


図 2.3.12 大気からの沈着由来のソース ($\text{Bq m}^{-2} \text{h}^{-1}$)

(WRF-Chem による元の分布 (左) と座標変換後の ROMS に与える分布 (右)。WRF-Chem の低解像度広域ネスト (nest1、上図) と高解像度狭域ネスト (nest2、中図) による沈着量それぞれに対して座標変換を行い、重ね合わせて ROMS に与える (下図)。

Fig. 2.3.12 Distributions of sources deposited from the Atmosphere ($\text{Bq m}^{-2} \text{h}^{-1}$). Input fluxes to ROMS (right figures) were derived from output fluxes of WRF-Chem (left figures). The fluxes derived from the nest2, which has high-resolved limited area, were laid over those derived from the nest1, which has low-resolved extensive area.

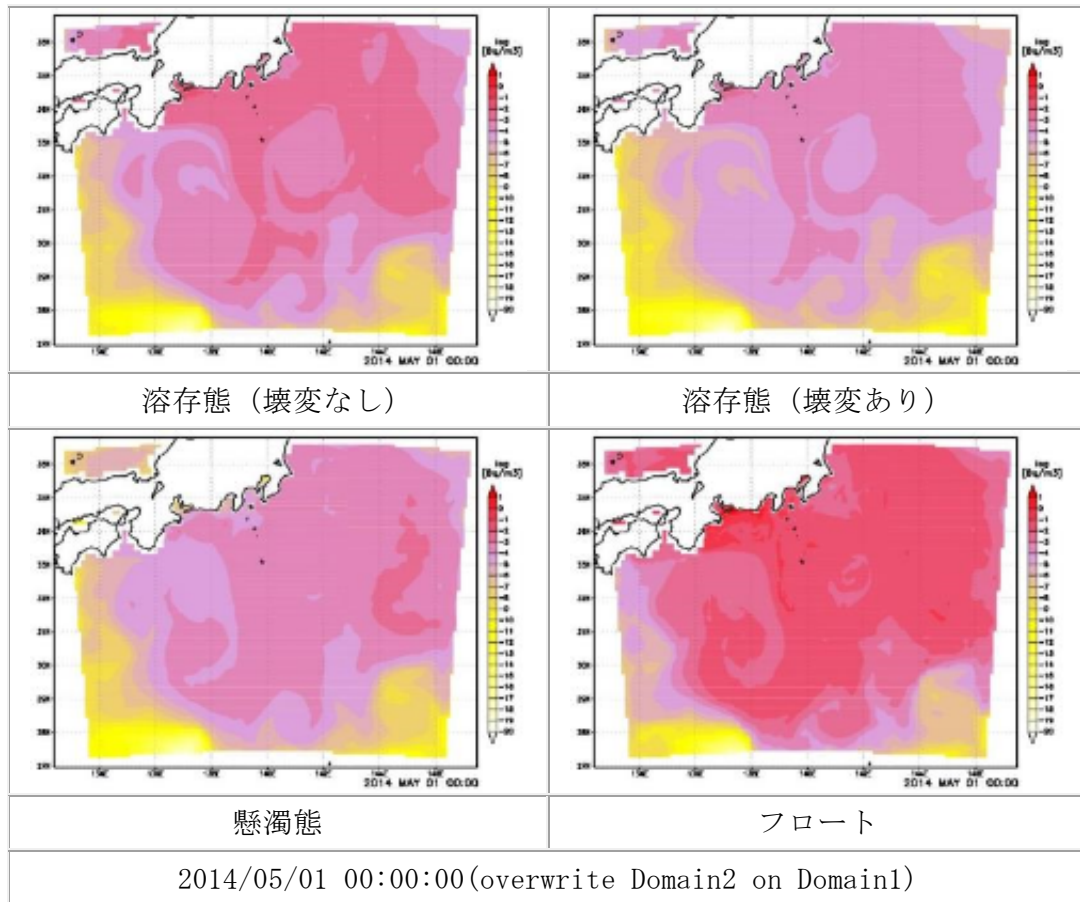


図 2.3.13 放出開始から1か月後の海面におけるトレーサ
 (溶存態 (壊変なし、上段左)、溶存態 (壊変あり、上段右)、懸濁態 (下段左)、
 フロート (下段右)) の大気からの沈着由来成分の濃度(Bq m^{-3})
 Fig. 2.3.13 Concentrations (Bq m^{-3}) of four types of tracer deposited from the Atmosphere
 (upper left; dissolved with decay, upper right; dissolved without decay, lower left; particle,
 lower right; float) at the surface layer 1 month after the release started.

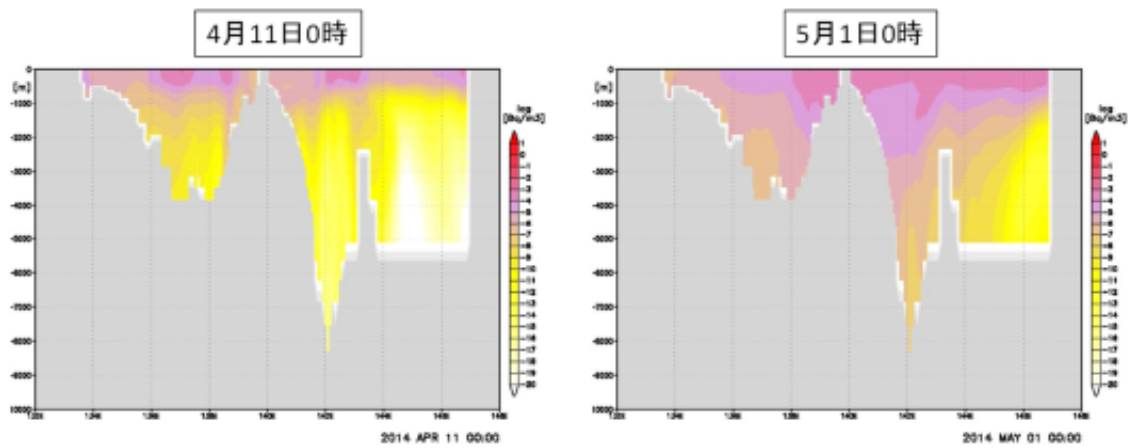


図 2.3.14 4月11日0時と5月1日0時の北緯33度における懸濁態濃度 (Bq m^{-3}) の鉛直断面

Fig. 2.3.14 Cross sections of particle concentration (Bq m^{-3}) at 33°N on April 11 and May 1.

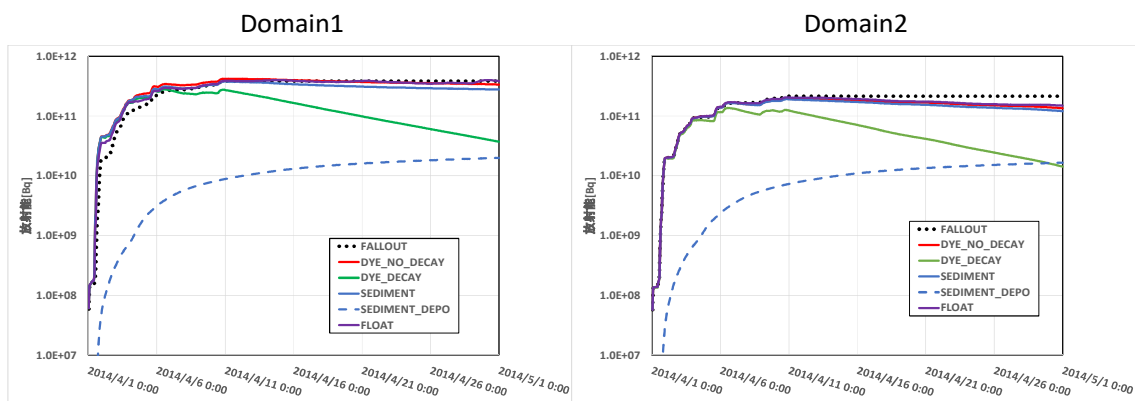
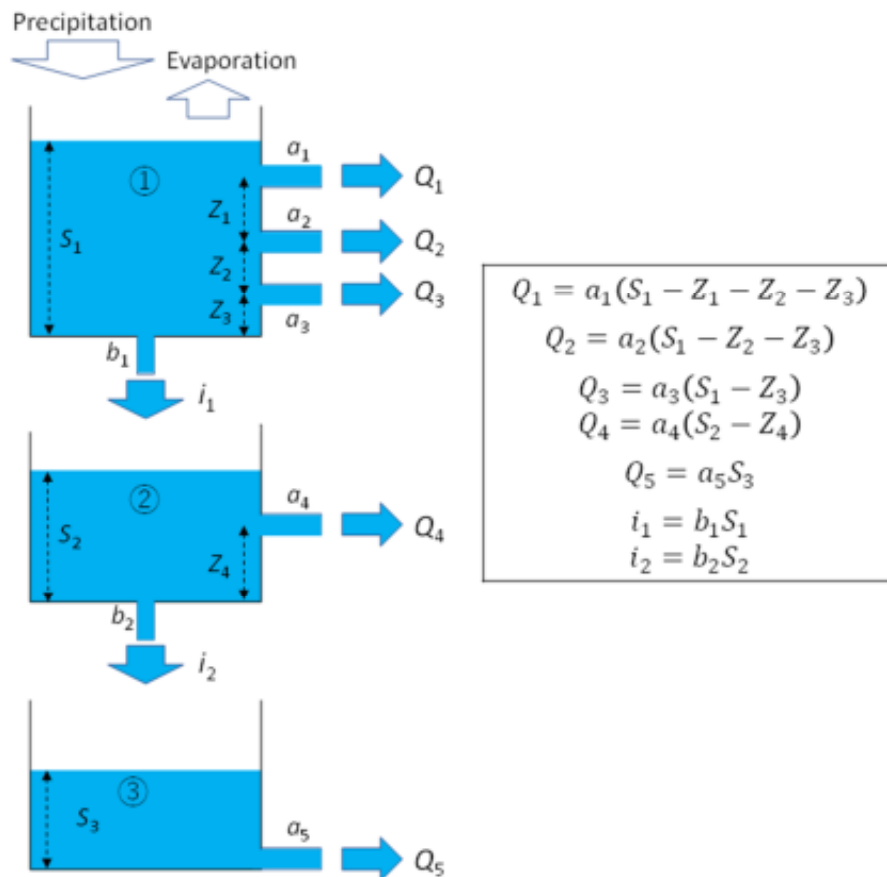


図 2.3.15 Domain1 及び Domain2 におけるトレーサの総放射能の推移 (Bq)
(破線は粒子の海底沈着量。緑線は壊変ありの溶存態。)

Fig. 2.3.15 Time series of total radioactivity (Bq) in Domain1 and Domain2. The dashed lines and green lines represent deposited particle on the bottom and dissolved tracer with radioactive decay.



出典) K. Sakuma et al., A modeling approach to estimate the ^{137}Cs discharge in rivers from immediately after the Fukushima accident until 2017, Journal of Environmental Radioactivity, Vol. 208-209, 106041, 2019¹³¹ より改変

図 2.3.16 水文流出モデル MERCURY の模式図

Fig. 2.3.16 A schematic diagram of the hydrological model of MERCURY

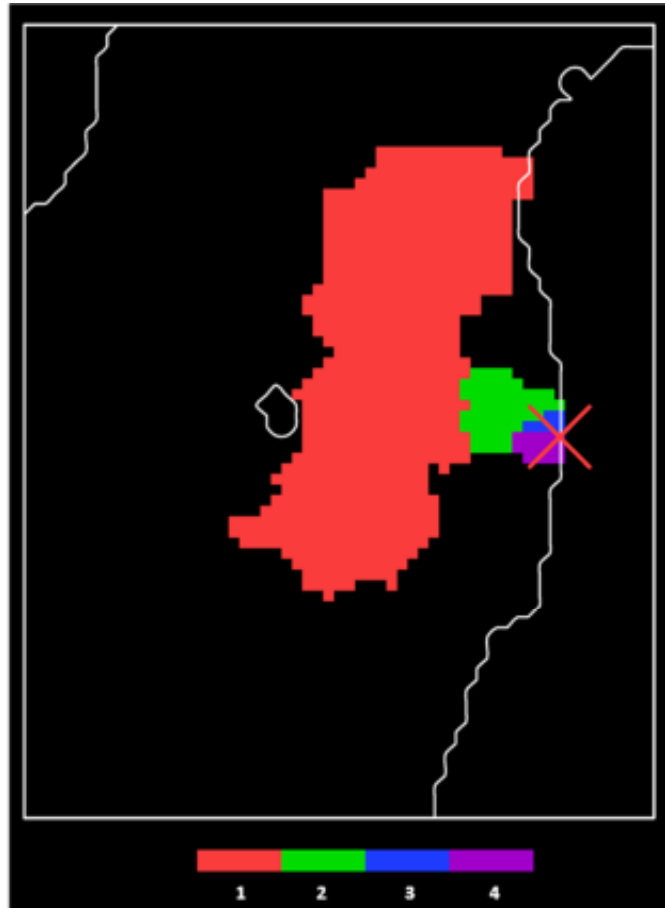


図 2.3.17 福島県沿岸部の四つの河川、阿武隈川 (1)、請戸川 (2)、前田川 (3)、熊川 (4) の流域

Fig. 2.3.17 Catchments of the four rivers, Abukuma (1), Ukedo (2), Maeda (3), and Kuma (4), located in the coastal area of Fukushima prefecture.

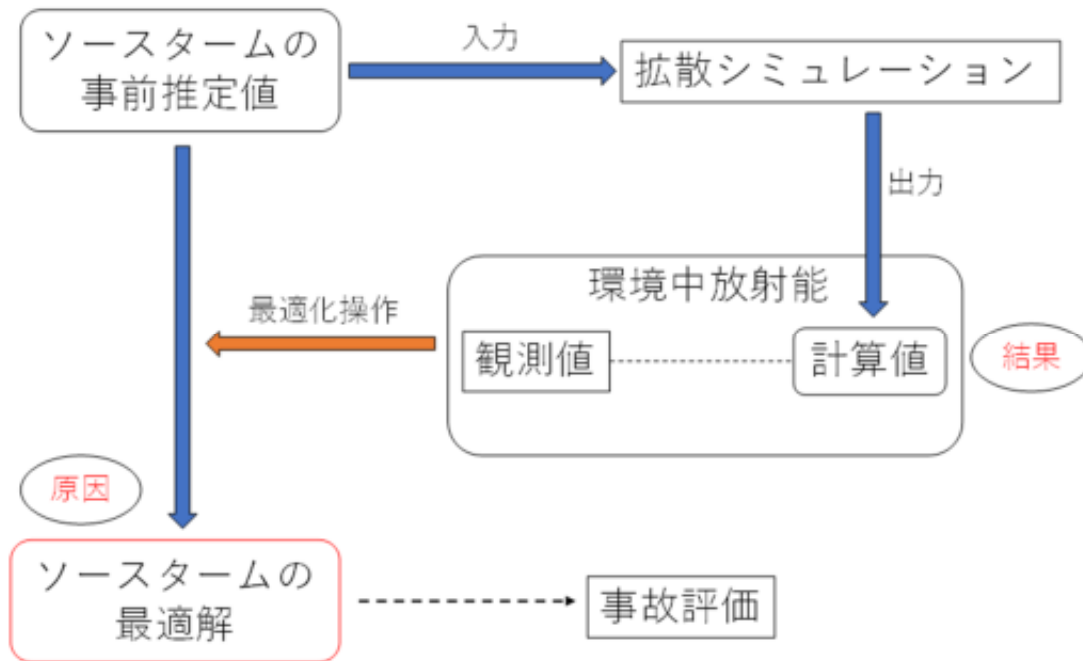


図 2.3.18 ソースタームの逆推定手法

Fig. 2.3.18 Inverse estimation of the source term

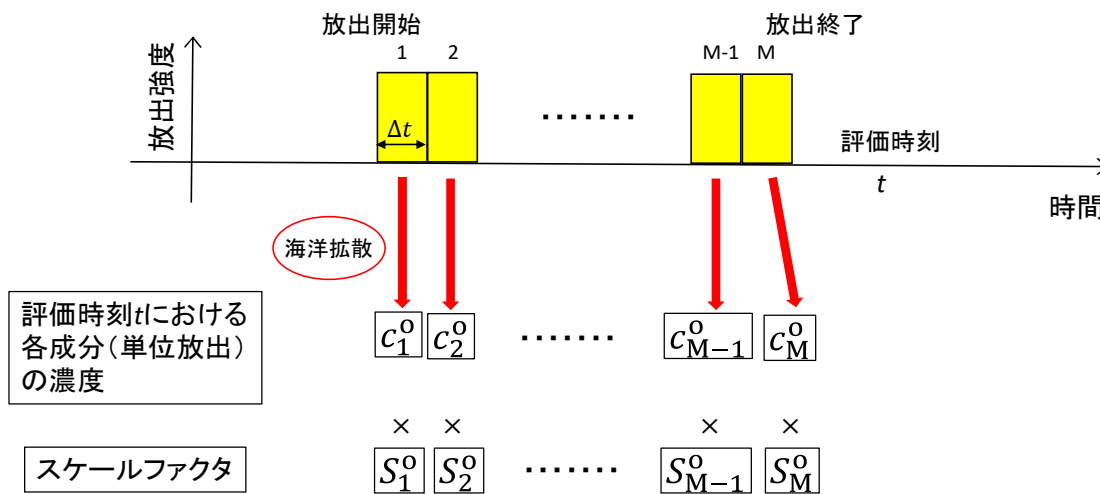


図 2.3.19 ソース 1 の時間変動

(単位放出としたソース 1 を一定の時間間隔 (Δt) で分割し、それぞれを別種のトレーサとして拡散計算を行う。評価時刻 t における各成分の濃度 c_m^o を記録しておき、それぞれにスケールファクタ S_m^o を適用する。)

Fig. 2.3.19 Schematic representation of a source-term modification method applying scale factors to dispersion model results.

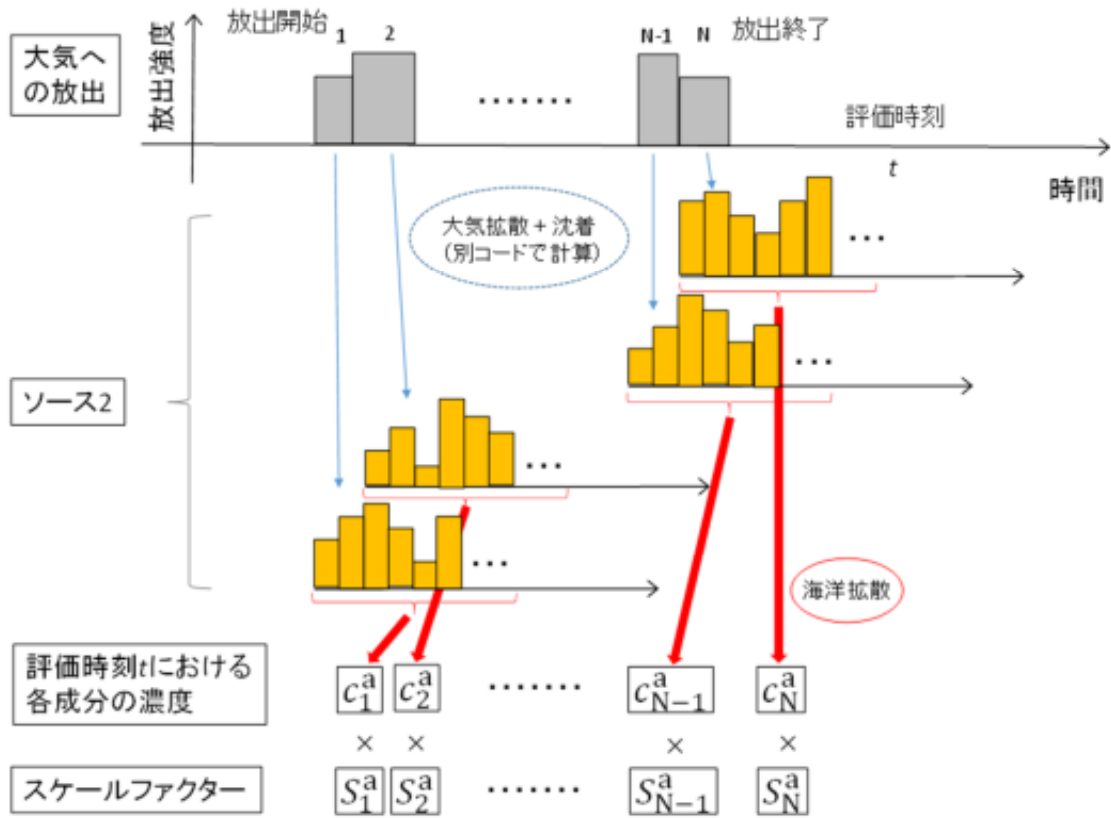


図 2.3.20 ソース 2 の時間変動

(大気への放出をあらかじめ時間により分割しておき、それぞれを別種のトレーサとして別コードで計算しておいた 1 時間ごとの海面への沈着フラックスをソース 2 として与え、拡散計算を行う。評価時刻 t における各成分の濃度 c_n^a を記録しておき、それぞれにスケールファクタ S_n^a を適用する。)

Fig. 2.3.20 Schematic representation of distributed runoff model

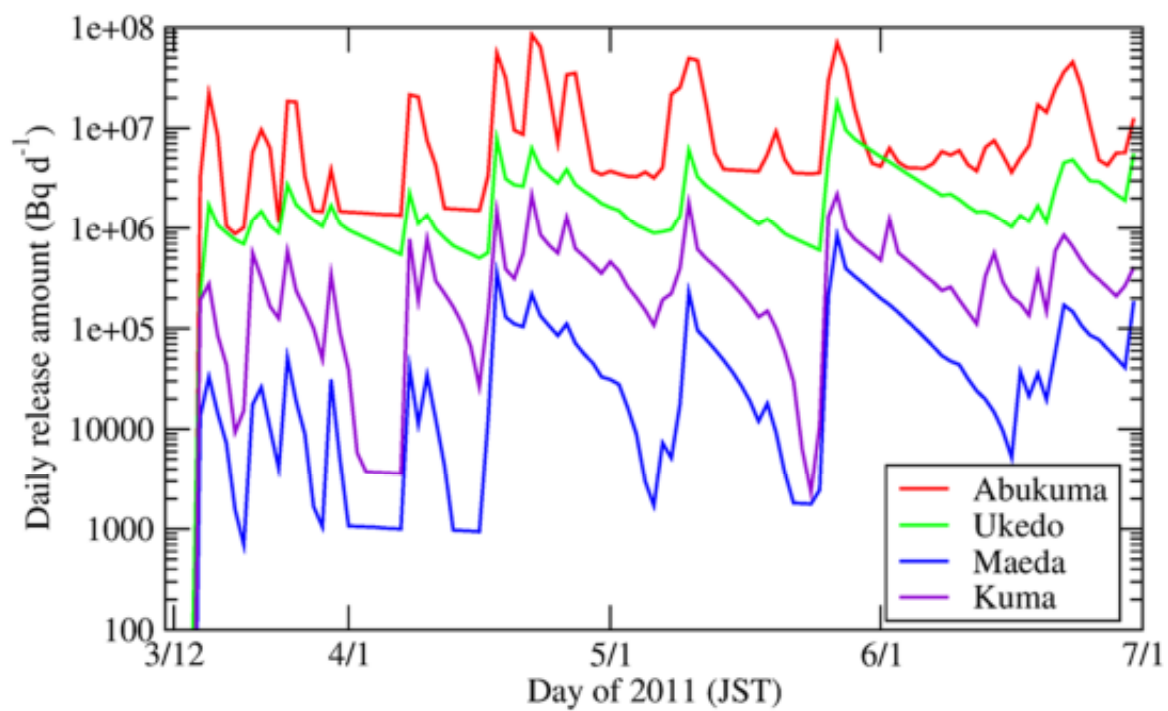


図 2.3.21 陸域動態モデルにより推定した、図 2.3.17 の 4 河川からの Cs-137 の流出量 (Bq d⁻¹)

Fig. 2.3.21 Time series of cesium137 release rates through four rivers shown in Fig. 2.3.17 estimated using a hydrological model (Bq d⁻¹)

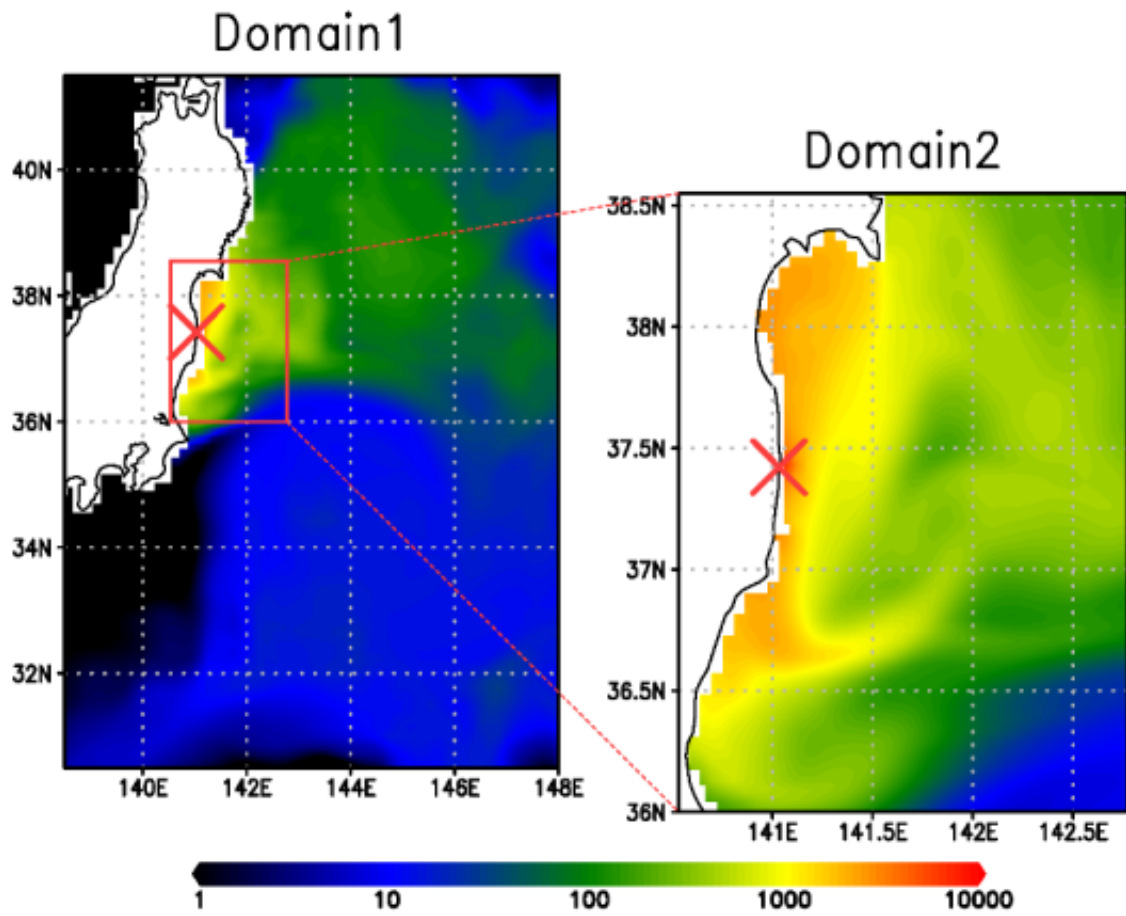


図 2.3.22 直接放出（ソース 1）由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における月平均海水中濃度 (Bq L⁻¹)

Fig. 2.3.22 Monthly averaged concentrations (Bq L⁻¹) of direct-released components (originated from the Source 1) of cesium137 in the model top layer in June 2011.

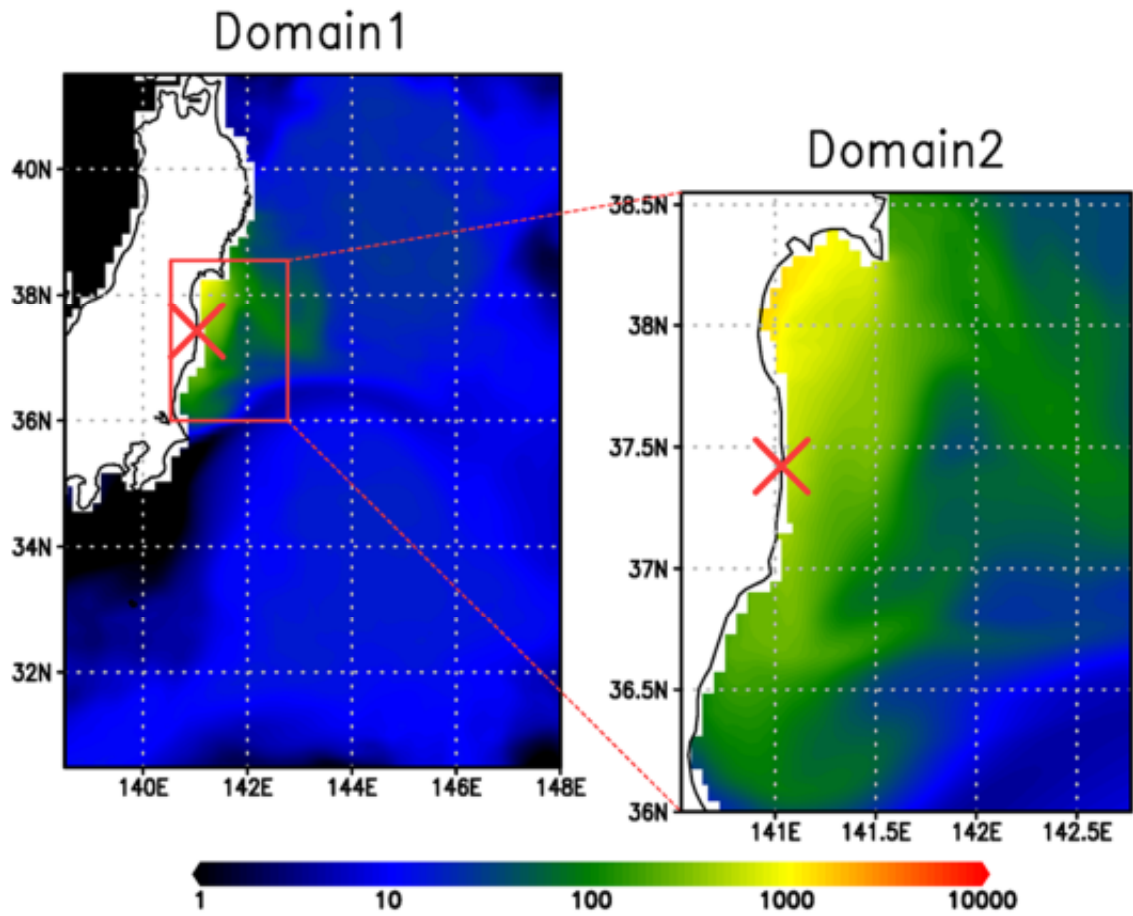


図 2.3.23 大気からの沈着（ソース 2）由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における月平均海水中濃度（ Bq L^{-1} ） Fig. 2.3.23 Monthly averaged concentrations (Bq L^{-1}) of components deposited from atmosphere (originated from the Source 2) of cesium137 in the model top layer in June 2011.

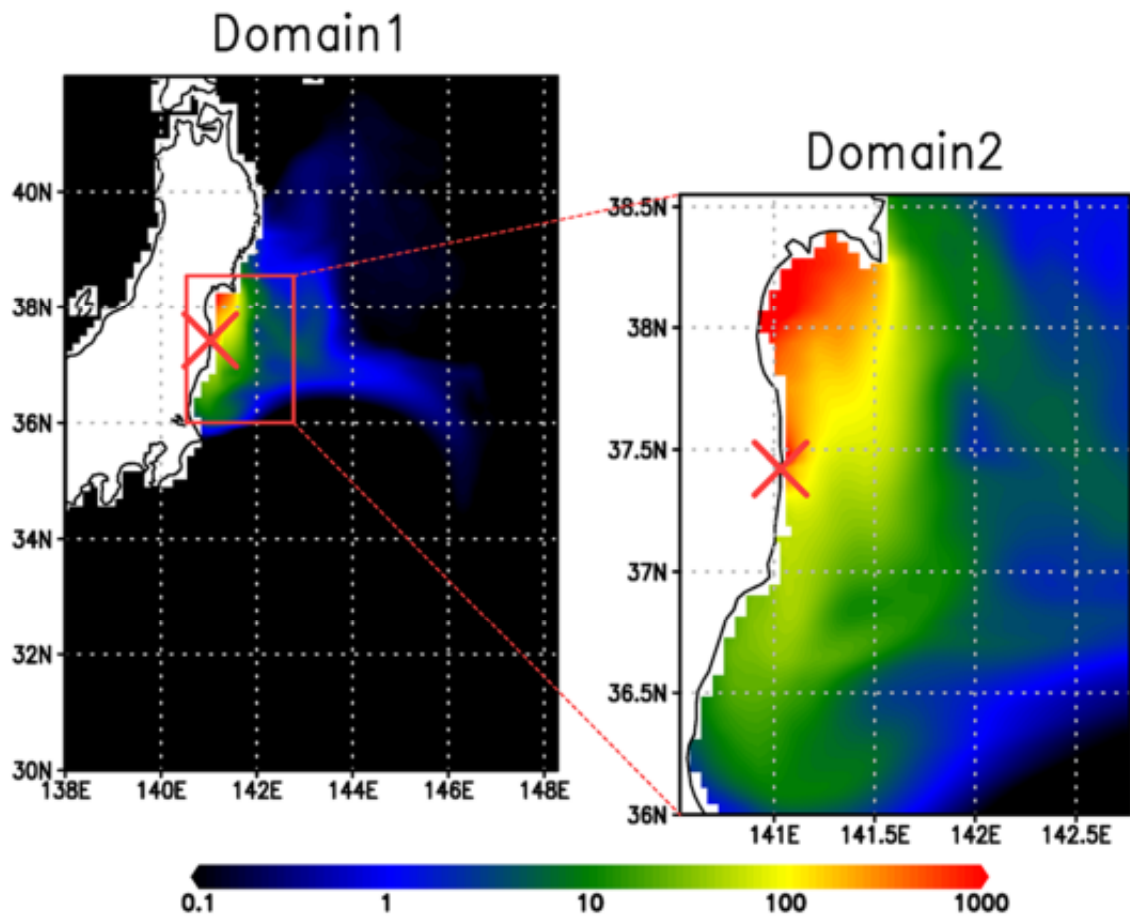


図 2.3.24 図 2.3.17 の 4 河川（ソース 3）由来 Cs-137 の 2011 年 6 月の最上層における
月平均海水中濃度（ Bq L^{-1} ）

Fig. 2.3.24 Monthly averaged concentrations (Bq L^{-1}) of components released from four rivers
(originated from the Source 3) of cesium137 in the model top layer in June 2011.

2.3.2 遮蔽解析に係る技術的知見の整備

(1) 研究概要

近年遮蔽解析によく用いられるモンテカルロ法では、統計精度の向上のため、種々の分散低減法が用いられる。しかしながら、分散低減法は、使用方法を誤ると正しい値とは異なる値に見かけ上収束する可能性がある。また、モンテカルロ法以外の計算手法についても、沈着した放射性核種から放出される放射線の遮蔽解析等、従前に比べ解析の対象が広がっている。そのため、ここでは点減衰核法、Sn法及びモンテカルロ法を用いて原子力発電所を対象とした解析を行い、原子炉建屋、放射性雲等からの直接線及びスカイシャイン線に対する建屋等による遮蔽評価の妥当性確認に資する技術的知見をとりまとめる。

(2) 実施内容

① モンテカルロ法における分散低減法の解析結果の妥当性の確認方法についての検討

本研究では、モンテカルロ法計算コードMCNP¹⁴⁰を用いて、ベンチマーク解析のためのスカイシャイン実験体系¹⁴¹（評価点：地上）並びにPWRの格納容器（評価点：緊急時対策所室内及び屋上）及び使用済燃料プール（評価点：地上）を対象に、分散低減法で用いられるパラメータの感度解析を行った。

考慮したパラメータは、セル・インポートランス法（セル（空間）ごとの重要度に応じて追跡する粒子の数をコントロールする分散低減法）におけるセル分割幅、ウェイトウィンドウ法（空間だけでなく粒子のエネルギーの重要度も考慮した分散低減法）におけるセル分割幅及びエネルギー分割数、ウェイトウィンドウ作成時のターゲット位置等である。感度解析における主な解析条件としては、セル幅の変更（線量率が1/2になる幅、1/4になる幅、1/10になる幅）、エネルギー分割数の変更（1群、3群、9群）及びウェイトウィンドウ作成時のターゲット位置の変更（評価点距離400mに対して400m及び200m）等である。感度解析の結果、評価点が屋外の地上に設置されているスカイシャイン実験体系及び使用済燃料プールの解析においては、それぞれのケースで計算効率に違いはあるものの、十分な統計精度を得れば解析結果は良く一致し、分散低減法やそのパラメータの違いが解析結果に与える影響は大きくないことを確認した。一方で、評価点が緊急時対策所内にあるPWR格納容器の解析においては、最大10%程度の差異が確認された。

また、解析値の評価方法が異なる、サーフェイクロッシングエスティメータ（F2タリー；指定した面を通過する粒子により面上の平均フラックスを求める評価法）、トラックレングスエスティメータ（F4タリー；指定した領域を通過する粒子の飛程長から領域内平均フラックスを求める評価法）及びネクストイベントエスティメータ（F5タリー；線源又は各衝突点から評価点へ放出又は散乱される期待値から評価点のフラックスを求める評価法）についても、評価点が屋外の地上に設置されているスカイシャイン実験体系及び使用済燃料プールの解析においては、統計精度が基準を満たすまでヒストリー数を増やせば、それぞれの分散低減法やパラメータにより計算効率は大きく変わる場合があるものの、それ

ぞれの計算結果は概ね一致することを確認した。一方で、評価点が緊急時対策所内にある PWR 格納容器の解析においては、統計精度が基準値を満たしていても、それぞれのエスティメータの計算結果に最大 20% 程度の差異が生じる場合があった。なお、計算上で設定した仮想的な検出器（エスティメータとも言う）を MCNP ではタリーと称している。

その上で、計算経過における解析結果及び相対誤差等の統計指標及びその変化について検討した。プール水がない状態の PWR の使用済燃料プールを線源とした敷地境界線量を MCNP で解析した場合の、ヒストリー数（追跡粒子数）の増加に伴う評価値及びその相対誤差の変化を、それぞれ図 2.3.25 及び図 2.3.26 に示す。線量は、F2 タリー、F4 タリー及び F5 タリーで評価した。図 2.3.25 に見られるように、ヒストリー数が増加するとともに、F2、F4 及び F5 タリーの計算結果がよく一致しているのが分かる。MCNP では計算結果の妥当性判断の目安が示されており、図 2.3.26 に破線及び一点鎖線で示したように、F2 及び F4 タリーについては相対誤差 10%、F5 タリーについては 5% である。図 2.3.26 に見られるように、約 3×10^7 ヒストリー以上で F2、F4 及び F5 タリーともに相対誤差の判断基準を満たしている。約 3×10^7 ヒストリーの際の F2、F4 及び F5 タリーの相対誤差は、それぞれ 8.9%、9.4% 及び 3.1% であり、図 2.3.25 に示した、約 3×10^7 ヒストリーにおける F2、F4 及び F5 タリーによる評価値は統計誤差の範囲内で一致しているが、やや差異が見られる。ヒストリー数が 1.5×10^8 以上になると F2、F4 及び F5 タリーによる評価値はより良く一致するようになる。

これらのことから、評価点が屋外の地上に設置されているような単純な計算体系においては、相対誤差が実際の収束状況を最も良く表しており、ヒストリー数が増加した計算の後半において、それ以降のヒストリー数の増加に伴っても相対誤差の基準値を満足し、かつ単調に減少していることを確認することが重要であると考えられる。一方で、評価点が緊急時対策所内にあるような複雑な計算体系の場合には、相対誤差が基準値を満足したからと言って必ずしも収束状況が良いとは限らず、粒子が体系内で衝突する毎に決定論的にその衝突点からの寄与する量を全て合算して求める F5 タリーと、粒子が評価領域に到達しないと評価されない F2 タリーや F4 タリーの評価値が同等の値になることを確認することにより、結果の信頼性を確認できると考えられる。

さらに、従来解析で使用されてきた二次元 Sn 法コードによる計算値との比較参考とするため、ベンチマーク解析のためのスカイシャイン実験体系及び使用済燃料プールに対しては、DORT（以下「DORT」という。）による解析も行った。MCNP と DORT の解析結果を比較した結果、空間的な分布や絶対値の比較でも、ほぼ一致する傾向を示した。本評価対象のような R-Z 体系で近似可能な場合には、MCNP も DORT も同程度の結果を算出することを確認した。

② 点減衰核法で用いるビルドアップ係数についての検討

点減衰核法^(注5)による遮蔽解析では、ビルドアップ係数^(注6)を用いて遮蔽体の散乱の影響を考慮する。通常、点減衰核法では単一の無限媒質中の点等方線源に対するビルドアップ係数が使用される。しかし実際には、線源から評価点までの間に遮蔽材は複数存在し、その厚さは有限であり、また入射条件も様々である。

本研究では、通常使用されているビルドアップ係数がもつ保守性の程度を確認するため、MCNPを用いて異なるガンマ線入射条件、有限厚さの遮蔽体、多重層遮蔽体に対する解析を行った。

ガンマ線の入射条件としては、①球体系（無限厚遮蔽^(注7)）に点線源を置いた場合（通常使用されているビルドアップ係数の体系を模擬したケース）、②平板体系（無限厚遮蔽）の手前に点線源を置いた場合、③平板体系（無限厚遮蔽）に平行ビーム線源が入射した場合の3種類について解析した。有限厚さの遮蔽体については、遮蔽体の厚さを変化させて解析を行い、無限厚の遮蔽体に対する解析結果と比較した。多重層遮蔽体については、2つの層からなる遮蔽体（第二層は無限厚）について、第一層の厚さを変えて解析を行い、単一層の遮蔽体（無限厚）に対する解析結果と比較した。遮蔽物質はコンクリート、鉄、水又は空気とし、評価点までの距離（遮蔽厚）及びガンマ線のエネルギーを変化させて解析を行った。

解析の結果、ガンマ線入射条件については、①球体系（点線源）の場合、②平板体系（点線源）又は③平板体系（平行ビーム線源）と比較して、結果の相対誤差が大きかったケースを除き、数%～20%程度大きくなることを確認した。また、無限厚の遮蔽体の解析結果は、有限厚さの遮蔽体に対する解析結果と比較して、結果の相対誤差が大きかったケースを除き、約1.0～1.5倍大きくなることを確認した。さらに、多重層遮蔽の場合、単一層の場合と比較して、ビルドアップ係数の増加傾向が小さくなることを確認した。

(3)まとめ

点減衰核法、Sn法及びモンテカルロ法を用いて原子力発電所を対象とした解析を行った。モンテカルロ法については、MCNPを用いて、ベンチマーク解析のためのスカイライン実験体系、PWR格納容器、使用済み燃料プールを対象とした分散低減法のパラメータに係る感度解析を行い、統計精度が判断基準を満たすまでヒストリー数を増やせば、主要な分散低減パラメータやタリーの選択がそれぞれの解析結果に与える影響は小さいこと

(注5) 点状線源から評価点までの非散乱線の距離による減衰、及び遮蔽体による減弱効果を計算し、ガンマ線ビルドアップ係数を使って散乱線の影響を補正することにより、評価点でのガンマ線線量を評価する手法（「放射線遮蔽ハンドブックー基礎編ー」（2015年3月、一般社団法人日本原子力学会）より）

(注6) 線源から評価点に達するガンマ線の内、散乱線を含めた全線量を非散乱線のみの線量で割った比率（「放射線遮蔽ハンドブックー基礎編ー」（2015年3月、一般社団法人日本原子力学会）より）

(注7) 計算上は実際には有限であるが、十分に大きい遮蔽体を設定した

を確認した。点減衰核法については、MCNP を用いて異なるガンマ線入射条件、有限厚さの遮蔽体、多重層遮蔽体に対する解析を行い、通常使用されるビルドアップ係数が持つ保守性の程度を確認した。

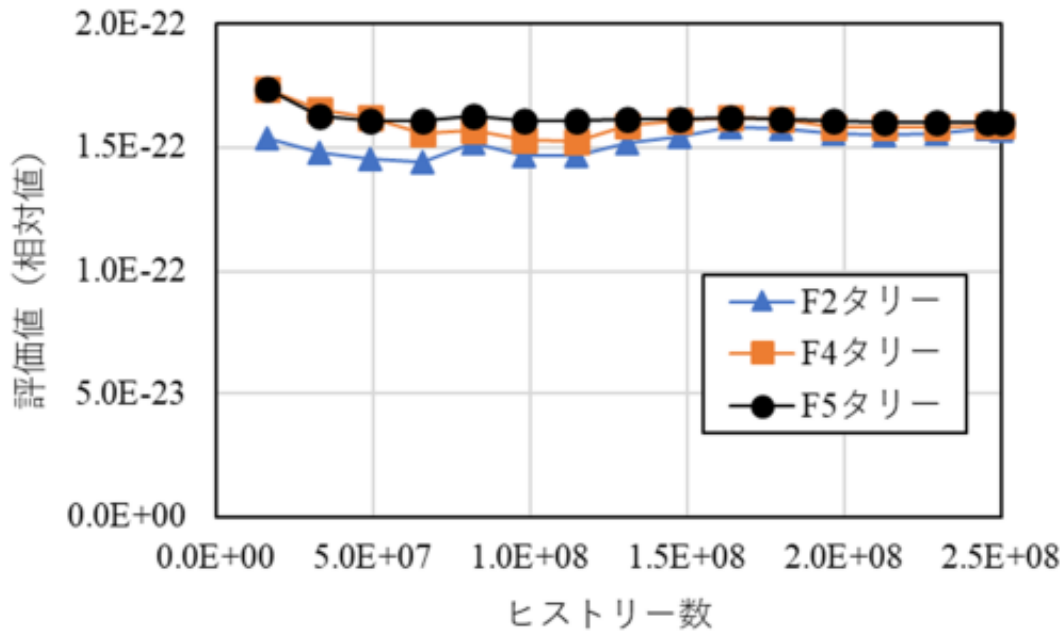


図 2.3.25 MCNP による敷地境界線量計算におけるヒストリー数に伴う線量評価値の推移

Fig. 2.3.25 Change of the evaluated dose with the number of particle histories in the site boundary dose calculation by MCNP

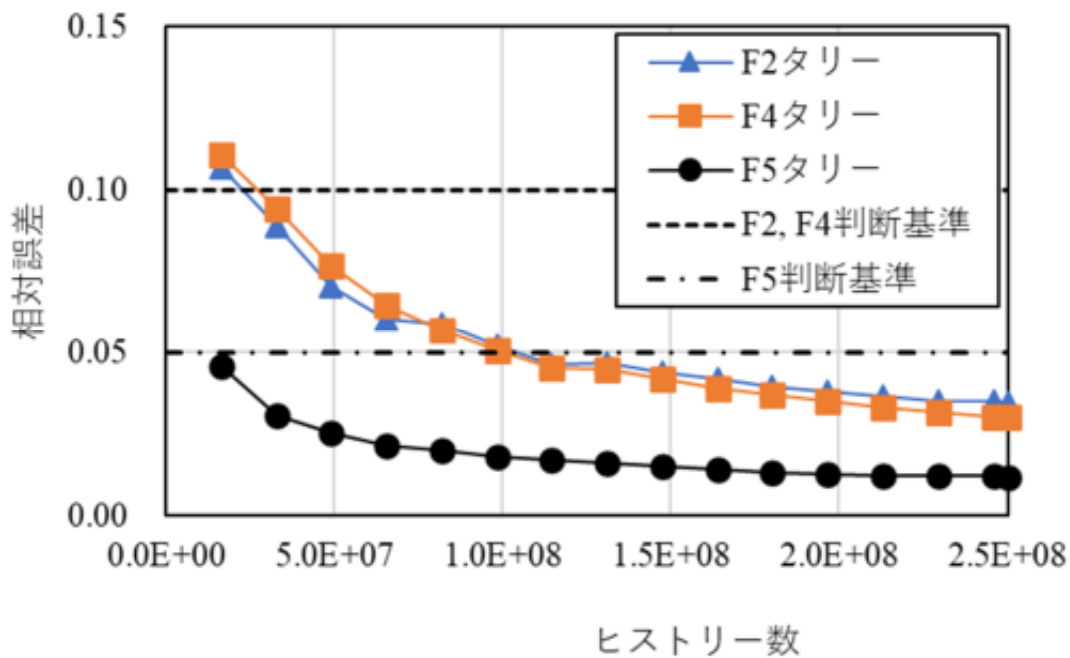


図 2.3.26 MCNP による敷地境界線量計算におけるヒストリー数に伴う線量評価値の統計誤差の推移

Fig. 2.3.26 Change of the statistical error in the evaluated dose with the number of particle histories in the site boundary dose calculation by MCNP

3. 結論

3.1 成果の要点

3.1.1 格納容器破損防止対策評価手法の整備

(1) 総合現象解析コードによる評価手法の整備

格納容器機能喪失に伴い環境に放出されるソースタームを評価するため、国内の代表 3 ループ PWR を対象とした事故進展解析を実施した。ソースタームの類型化を行うために、MELCOR の最新バージョンを用いて重大事故等対処設備を考慮したモデル整備を行った。この結果、バイパス事象、格納容器隔離失敗はシナリオによって Cs-137 放出量に差はあるが、同一の起因事象間では、放出量は桁レベルでは変わらない結果となった。一方、静的破損となる、LBLOCA や CCWS 等を起因事象とするシナリオは、WIM モードによって Cs-137 放出量に最大 2~3 桁の差があることがわかった。

また、SFP の重大事故時に想定される特有の現象として、OECD/NEA/CSNI の SFP-PIRT で示された、空気-蒸気混合雰囲気下での被覆管酸化反応、バンドル間の輻射、スプレー冷却に着目したモデルの検証のための実験解析を実施し、モデル中の解析パラメータの設定をおこなった。これらのモデルと設定した解析パラメータを用いて、実機 SFP を想定した事故進展解析により、プール水の漏えい位置の違いによる冷却挙動を確認するための手法を整備した。

(2) 個別現象解析コードによる評価手法の整備

水素燃焼について、格納容器内の水素分布に影響する広範な事故シナリオを概ね包絡する解析評価を実施するために、シナリオクラスタリングを活用した代表事故シーケンスの抽出、GOTHIC 分布定数モデルを活用した実機解析のためのモデル作成手法、詳細な CFD モデル等の整備を実施した。また、JAEA への委託により CIGMA を用いた外面冷却時の密度成層侵食挙動の実験結果について CFD を用いた詳細解析を実施し、CFD の水素混合現象への適用性を確認した。また、火炎加速現象に着目した解析手法の検討を実施し、現象の重要パラメータの確認を行った。

水素燃焼解析手法は、種々の解析コードによる三次元燃焼解析手法を検討し、実機での水素濃度の分布や局所的な構造影響、火炎の加速の影響等を考慮した評価を実施する手法を確立した。また、詳細な解析手法の検討を通じて、火炎加速のような乱流の影響が顕著に表れる乱流燃焼の解析評価では、適用する燃焼モデルだけでなく乱流モデルそのものが大きく解析の精度に影響することを確認した。

メルトスプレッド/溶融炉心-コンクリート相互作用については、MCCI を扱う MELCOR CAV パッケージにデブリ拡がり速度の反映させる手法の整備及び MCCI 時のパラメータ調査を行った。

標準の MELCOR モデルでは、原子炉圧力容器から放出されキャビティ床面に堆積したデブリは瞬時に均一の高さで拡がるとされている。そこで、別プロジェクトで開発中の解

析コード JBREAK/MSPREAD で計算したキャビティ床面におけるデブリ拡がり速度を MELCOR に受け渡し、MCCI を計算する手法を確立した。

また、実機解析において、本手法を適用することで標準の MELCOR モデルに比べて原子炉圧力容器からデブリ落下直後において短期間かつ微量ではあるものの MCCI による侵食が早く開始された。また、OECD/NEA/CCI 実験に基づき MCCI において重要な溶融デブリとコンクリートの熱伝達、上面クラストの割れモデル及び上面クラストの熱伝導等による MCCI への影響を調査した。その結果、クラスト間の熱伝導率を調整することで CCI2 実験において計測された注水時の上面熱流束を良好に再現できることを確認した。

静的・動的負荷に対する評価手法のうち、動的負荷に対する評価手法については、沸騰水型軽水炉において、水蒸気爆発及び圧カスパイクによる荷重に対するペDESTALでの動的応答評価手法を整備し、コンクリート構成則を考慮しコンクリート構造の健全性を把握した。この評価では実機体系への適応について検討を行い、モデルのロバスト性等の実機プラント適用における技術的課題について知見を得た。静的負荷に対する評価手法については、格納容器雰囲気及び構造の温度分布を考慮した負荷評価を実施するため、数値流体力学による温度分布評価を進めた。主蒸気管破断時に格納容器へ噴出する過熱蒸気によって格納容器バウンダリが加熱される挙動の傾向について評価するための手順及びモデルを整備した。特に格納容器トップヘッドフランジのリフトアップ及び設計漏洩を考慮した場合について評価を行い、格納容器バウンダリの健全性を確認した。

これら上述の個別現象等に関連して、OECD/NEA/CSNI が主催する実験等の国際共同研究プロジェクトに参加し、実験データ等成果の取得を進めた。水素燃焼、放射性物質挙動及び 1F 事故分析に関するプロジェクトに参加し、実験的知見及び解析的知見の両方の知見取得を進めた。

3.1.2 確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備

(1) レベル 2 確率論的リスク評価手法

レベル 1PRA に関する安全研究成果に基づき、レベル 1PRA とレベル 2PRA の一貫解析で使用する緩和系の信頼度と物理化学現象を分離した CET を検討し、格納容器イベントツリーの定量化の手法を整備した。結果として、レベル 1PRA のインプットである起因事象から格納容器機能喪失までのシナリオの分析を一貫して行うための手法を整備した。この手法を用いて代表的な 3 ループ PWR の内的事象 PRA の一貫解析を行った。評価結果として、レベル 1PRA で寄与の大きな CCWS 機能喪失が格納容器機能喪失頻度においても大きな寄与となることが明らかとなった。

(2) レベル 3 確率論的リスク評価手法

レベル 3PRA におけるリスク指標として、Cs-137 の地表面濃度及び実効線量を濃度及び線量の代表として用いることを検討した。また、原災指針における OIL に基づく防護措置

モデルを模擬できるように、確率論的環境影響評価コードを改良した。レベル 2PRA の放出カテゴリの分類を用いてレベル 3PRA 手法を用いた解析を実施し、IS-LOCA、SGTR、隔離失敗等のバイパスシナリオのがん死亡リスクへの寄与が非常に大きいことを確認した。レベル 2PRA の結果として、寄与割合が大きかった CCWS 機能喪失等は、バイパスシナリオに比べてがん死亡リスクに対する寄与が非常に小さい結果となった。

3.1.3 環境影響評価手法の整備

(1) 放射性物質の環境拡散評価手法の整備

環境中に放出された放射性物質の拡散評価を目的として、大気拡散モデル WRF-Chem 及び海洋拡散モデル ROMS から成る統合的評価手法の検討を行った。

WRF-Chem の試解析として、1F 事故後の Cs-137 の大気中濃度と積算沈着量による空間線量率を WRF-Chem により計算した。計算結果を観測データと比較したところ、データの半数以上で観測データとの誤差が factor2 以下であり、0.9 を超える相関係数が得られており、再現性は概ね良好であった。

降水分布から河川流量を推定する水文流出モデルとしてタンクモデル MERCURY を採用し、モデルパラメータを最適化する手法を整備した。最適化したパラメータを用いて河川流量を推定したところ良好な結果を得た。また、重回帰分析により流量データを利用できない河川についてモデルパラメータを推定する手法も整備した。

海洋への直接放出と大気から海面への沈着という二つの流入経路の内、後者を WRF-Chem により計算することにより、WRF-Chem と ROMS とを結合するとともに MERCURY による出力を用いて 1F 事故により放出された Cs-137 の拡散シミュレーションを行った。その結果、海水中濃度の観測値との比較から概ね良い結果が得られることが確認できた。

(2) 遮蔽解析に係る技術的知見の整備

モンテカルロ法計算コード MCNP を用いて、PWR の格納容器等を線源とするスカイシャイン計算について、分散低減法で用いられるパラメータの感度解析を行った。また、解析値の評価方法が異なるエスティメータについて比較した。さらに、統計的手法であるモンテカルロ法による解析結果の妥当性を判断するため、計算経過における解析結果及び相対誤差等の統計指標の変化について検討した。

その結果、モンテカルロ計算においては、単に評価値の統計誤差のみにより結果の妥当性を判断するよりも、ヒストリー数（追跡粒子数）の増加に伴う評価値及び統計指標の推移、並びに異なるエスティメータによる評価値の一致を確認することが、解析結果の妥当性を判断するために有効であることが確認できた。

3.2 目的の達成状況

3.2.1 格納容器破損防止対策評価手法の整備

(1) 総合現象解析コードによる評価手法の整備

格納容器機能喪失に伴い環境に放出されるソースタームを評価するために MELCOR により国内 PWR を対象とした事故進展解析を実施し、当初の目的を達成した。なお、BWR については、別プロジェクトでソースターム評価¹⁴²、重大事故等対処設備を考慮したモデル化¹⁴³についてまとめた。

SFP の重大事故時に想定される特有の現象として、空気-蒸気混合雰囲気下での被覆管酸化反応モデルに着目した検討等を進め、実機プラントでの評価を行った。当初の目的を達成した。

(2) 個別現象解析コードによる評価手法の整備

水素燃焼、メルトスプレッド/熔融炉心-コンクリート相互作用の重畳現象及び静的・動的負荷に対する評価手法について、数値流体力学による詳細評価手法の整備を進め、当初の目的を達成した。さらに水素混合評価手法の整備として、JAEA への委託により重大事故時格納容器熱流動実験に関する実験解析により知見を取得し、当初の目的を達成した。

また、これら個別現象等に関連して、OECD/NEA/CSNI が主催する実験等の国際共同研究プロジェクトに参加し実験データ等を取得し、当初の目的を達成した。

3.2.2 確率論的リスク評価に関連する評価技術の整備

(1) レベル 2 確率論的リスク評価手法

別プロジェクトとして進められてきたレベル 1PRA に関する安全研究成果に基づき、レベル 1PRA とレベル 2PRA の一貫解析で使用する格納容器イベントツリーの検討を行い、モデルプラントでの評価手法を計画どおり整備した。その試解析の結果から、一貫解析における特徴的な分析結果を示すことができた。

(2) レベル 3 確率論的リスク評価手法

レベル 3PRA におけるリスク指標として、Cs-137 の地表面濃度及び実効線量を濃度及び線量の代表として用いることの妥当性について検討した。また、一貫解析として、レベル 2PRA の結果を反映したレベル 3PRA 手法を用いた解析を実施した。以上のことから目標を計画どおり達成した。

3.2.3 環境影響評価手法の整備

(1) 放射性物質の環境拡散評価手法の整備

環境中放射能の観測データからソースタームを評価することを目的として、大気拡散モ

デル及び海洋拡散モデル並びに陸域動態モデルから成る統合的評価手法を整備した。このうち、陸域動態モデルについては JAEA に委託して実施した。これにより、目的に対して適用可能な拡散計算手法の整備が進み、計画どおりの成果が得られた。

(2) 遮蔽解析に係る技術的知見の整備

点減衰核法、S N法及びモンテカルロ法を用いて原子力発電所を対象とした解析を行い、原子炉建屋、放射性雲等からの直接線及びスカイシャイン線に対する建屋等による遮蔽評価の確認に資する技術的知見をとりまとめた。以上により、目標を計画どおり達成した。

3.3 成果の公表等

3.3.1 原子力規制庁の職員が著者に含まれる公表

(1) NRA 技術報告

なし

(2) 論文 (査読付)

- ① T. Niisoe, An iterative application of the Green's function approach to estimate the time variation in ^{137}Cs release to the atmosphere from the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station, *Atmospheric Environment*, Vol. 254, 118380, 2021.

(3) 国際会議のプロシーディング (査読付)

- ① KOJO Retsu, HOTTA Akitoshi, "Analytical Approach to Measurement of Local and Bulk Temperatures under High Temperature Accident Sequences of BWRs", SAMMI-2020-1040, OECD/NEA Specialist Workshop on Advanced Measurement Method and Instrumentation for enhancing Severe Accident Management in an NPP addressing Emergency, Stabilization and Long-term Recovery Phase, December 7-10, 2020
- ② A. Bentaib, A. Bleyer, E. Studer, S. Kudiriakov, T. Nishimura, K. Motegi, K. S. Dolganov, "OECD/NEA-ARC-F project: Unit1 and Unit3 hydrogen explosion analysis Lessons learned and perspectives", 20th International Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-20), 2023

(4) 表彰・受賞

- ① 西村健「東京電力福島第一原子力発電所 4 号機における水素爆発の感度解析」日本原子力学会 2019 年春の年会、第 53 回日本原子力学会熱流動部会優秀講演賞

3.3.2 委託先による公表

(1) 論文 (査読付)

- ① A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Unsteady Natural Convection in a Cylindrical Containment Vessel (CIGMA) With External Wall Cooling: Numerical CFD Simulation, *Energies*, 13 (2020) 3652.
- ② S. Abe, E. Studer, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Density Stratification Breakup by a Vertical Jet: Experimental and Numerical Investigation on the Effect of Dynamic Change of Turbulent Schmidt Number, *Nucl. Eng. Des.*, 368 (2022) 110785.
- ③ M. Ishigaki, S. Abe, A. Hamdani, Y. Hirose, Numerical analysis of natural convection behavior in density stratification induced by external cooling of a containment vessel, *Ann. Nucl. Energy*, 168 (2022) 108867.
- ④ A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, *Prog. Nucl. Energy*, 153 (2022) 104415.
- ⑤ S. Abe, Y. Sibamoto, Large-eddy simulation on gas mixing induced by the high-buoyancy flow in the CIGMA facility, *Nucl. Eng. Technol.*, on submitting.
- ⑥ Y. Hirose, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, Evaluation of the rectifying effect of a grating-type structure on a jet flow using immersed boundary methods, *Nucl. Eng. Des.*, on submitting.

(2) 国際会議のプロシーディング (査読付)

- ① A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD Analysis of the CIGMA Experiments on the Heated Jet Injection into Containment Vessel with External Surface Cooling, *Proc. of 18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-18)*, Paper No. 724-28130, 2019.
- ② Y. Hirose, M. Ishigaki, S. Abe, Y. Sibamoto, Application of immersed boundary method for jet flow in grating type structure, *Proc. of Advances in Thermal Hydraulics (ATH'20)*, 32837, 2020.
- ③ A. Hamdani, S. Soma, S. Abe, Y. Sibamoto, CFD Analysis of Thermal Radiation Effects on Large Containment CIGMA Vessel with Weighted Sum of Gray Gases (WSGG) Model, *Proc. of Int. Symp. on Zero-Carbon Energy System (IZES)*, Tokyo, Jan. 10-12, A13-5, (2023).

3.4 成果の活用等

本安全研究で得られた成果の主な活用先を以下に示す。

実用炉審査分野への活用としては、中央制御室や緊対所の居住性評価の審査において、遮蔽に関する審査に成果の一部を活用した¹⁴⁴。また、安全性向上の継続的な改善に向けた取組みの議論を進める際に、安全研究によって得られた知見に基づき実用発電用原子炉設

置事業者に対する事実確認が実施された。代表的な事例としては、実用発電用原子炉の安全性向上評価の継続的な改善に係る会合において、レベル 2PRA での格納容器破損モード（水素燃焼）に関する発生確率の不確かさの取り扱いについての議論に活用された¹⁴⁵。

実用炉検査分野への活用としては、原子力規制検査で実施する重要度評価プロセスにおいて、「原子力安全に係る重要度評価に関するガイド」のうち、附属書 1「出力運転時の検査指摘事項に対する重要度評価ガイド」¹⁴⁶、附属書 7「バリア健全性に関する重要度評価ガイド」¹⁴⁷の取りまとめにおいて、PRA の評価手法検討で蓄積した知見を反映した¹⁴⁸。また、重要度評価プロセス等で使用する事業者 PRA モデルの確認における確認項目をまとめた「原子力規制検査において使用する事業者 PRA モデルの適切性確認ガイド」¹⁴⁹において、レベル 1.5PRA において重要な評価手法、評価条件等について知見を整理し、レベル 1.5PRA 評価に関する事業者 PRA の確認に関する事項の執筆のために活用された¹⁴⁸。これらの知見を活用して、本プロジェクトの担当職員が伊方 3 号機のレベル 1.5PRA モデル確認作業に技術サポートとして参加した¹⁴⁸。

1F 事故対策分野への活用としては、多核種除去設備等処理水の処分に係る実施計画に関する審査において、海洋放出に係る放射線影響評価に関する審査に成果の一部を活用した。また、TEPCO による海洋拡散シミュレーション結果の確認について成果の一部を活用し、IAEA に報告した^{150,151,152}。

3.5 今後の課題等

本研究における手法整備の目的は概ね達成されプロジェクトを終了するため、本研究プロジェクトの目的の範囲内での今後の課題はない。なお、本プロジェクトで整備した解析手法について最新知見の反映を継続的に行う予定であり、一部の項目については、別プロジェクトにおいて新たな研究に取り組む予定である。具体的には、1F 事故に関する事項として、事故調査分析から得られた知見については規制への反映の要否を検討するための技術的知見が必要であることから、格納容器破損及び水素漏洩に関する知見の取得、水素挙動に関する知見の取得等について継続的な課題に取り組む。また、各解析の境界条件、シナリオ評価、PRA 等に活用される事故進展解析についても、シビアアクシデント時の MCCI による非凝縮性ガスの発生等や放射性物質の移行挙動（沈着等）を考慮可能な最新バージョンの MELCOR を用いて炉型ごとのソースターム情報を更新する。これらの課題は、安全研究プロジェクト「重大事故進展による放射性物質放出リスクの緩和策に関する研究」¹⁵³にて継続して研究を実施する。

環境影響評価に関する研究については、オンサイトにおける EAL のあるべき姿の検討、オンサイト及びオフサイト両面からの防護措置の検討が今後の課題として挙げられており、これらに資するための技術的知見の習得として、今後、重大事故等対処施設及び多様性拡張設備を考慮した EAL 判断に必要な技術的知見、確率論的環境影響評価手法の活用、防護措置実施を検討するための技術的知見等の整理について、安全研究プロジェクト「特定

重大事故等対処施設等を考慮した緊急時活動レベル（EAL）見直しに関する研究」¹⁴³において研究を継続する。

参考文献一覧

1. 原子力規制委員会 “実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド” 令和2年3月改定 原子力規制委員会 (2013).
2. 原子力規制庁 “EAL等に関する課題の整理” 第7回緊急時活動レベルの見直し等への対応に係る会合資料, 原子力規制庁緊急事案対策室 (2022)
3. 原子力規制庁 “EAL等に関する課題の整理, 別紙 中長期課題 No.2 について” 第7回緊急時活動レベルの見直し等への対応に係る会合資料, 原子力規制庁緊急事案対策室, (2020)
4. United Nations “UNSCEAR 2013 Report Volume I” United Nations Scientific Committee on the Effects of Atomic Radiation (2014)
5. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 “平成29年度原子力規制庁委託成果報告書原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2017)
6. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、“平成30年度原子力規制庁委託成果報告書原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2018)
7. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、“平成31年度原子力規制庁委託成果報告書原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2019)
8. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、“令和2年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2020)
9. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、“令和3年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2021)
10. 原子力規制庁 “軽水炉の重大事故時における不確かさの大きな物理化学現象に係る解析コードの開発（平成29年度～令和4年度）” [オンライン]
https://www.nra.go.jp/activity/anzen/bunya/keisuiro_ookina.html [アクセス日: 2023年1月4日]
11. “核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律”
12. 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 “令和3年度原子力規制庁委託成果報告書原子力施設等防災対策等委託費（放射性物質の河川による動態評価手法の整備）事業” 原子力規制庁委託成果報告書, JAEA (2022)
13. T. Ghosh “State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Project: Sequoyah Integrated Deterministic and Uncertainty Analyses” NUREG/CR-7245, Nuclear Regulatory Commission (2019)

14. T. S. Ghosh “State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Surry Uncertainty Analysis (UA)” U.S.NRC (2016) [オンライン]
<https://www.nrc.gov/docs/ML1716/ML17164A007.pdf> [アクセス日: 8 11 2022]
15. 独立行政法人原子力安全基盤機構 “予防的防護措置範囲検討のためのレベル 2PSA の解析 (PWR)” 10 原シ報-0011, JNES/NSAG10-0011, JNES (2012)
16. 独立行政法人原子力安全基盤機構 “予防的防護措置範囲検討のためのレベル 2PSA の解析 (BWR)” 10 原シ報-0010, JNES/NSAG10-0010, JNES (2014)
17. K. Ross, J. Phillips, R. O. Gauntt, K.C.Wagner and J. Barr, “MELCOR Best Practices as Applied in the State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses (SOARCA) Project” NUREG/CR-7008, U.S.NRC, Sandia National Laboratories, dycoda, LLC (2014).
18. L.L. Humphries, B.A. Beeny, F. Gelbard, D. Louie and J. Phillips “MELCOR Computer Code Manuals Vol.1: Primer and Users' Guide Version 2.2.9541” SAND2017-0455 O, U.S. Nuclear Regulatory Commission (2017)
19. L.L. Humphries, B.A. Beeny, F. Gelbard, D. Louie and J. Phillips “MELCOR Computer Code Manuals Vol.2: Reference Manual Version 2.2.9541 2017”, SAND2017-0876 O, U.S. NRC (2017)
20. D. E. Bennett “SANDIA-ORIGEN User' s Manual” NUREG/CR-0987, SAND79-0299, Sandia National Laboratories (1979)
21. L.Soffer, S. B. Burson, C. M. Ferrell,R. Y. Lee, J. N. Ridgely, “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants" NUREG-1465, February (1995).
22. 関西電力株式会社 “大飯 3 号炉及び 4 号炉重大事故等に対する対策の有効性評価の補足説明” 関西電力株式会社 平成 25 年 10 月 1 日 [オンライン]
<https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/10953979/www.nsr.go.jp/data/000034560.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 31 日]
23. 原子力規制庁 “PWR のアニュラスにおける水素爆発防止対策の有効性評価について” 原子力規制庁, 第 27 回技術情報検討会[オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000191985.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 31 日]
24. R.E.Henry and H.K.Fauske, “The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices, and Short Tubes” ASME Journal of Heat Transfer 93, 179-187 May (1971).
25. 佐藤和男 “飽和水および飽和蒸気の状態量の簡易表示式” 日本海水学会誌 28,182-190, (1974)
26. F. J. Moody “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture” ASME Journal of Heat Transfer 87, 134-141 (1965)
27. P. J. Pelto, K. R. Ames, R. H. Gallucci “Reliability Analysis of containment Isolation Systems” NUREG/CR- 4220, PNL-5432, U.S.NRC, Pacific Northwest Laboratory (1985)
28. F. Gelbard, “MAEROS User Manual” SAND80-0822, NUREG/CR-1391, Sandia National

Labs (1982)

29. S.Güntay, D.Suckow, A.Dehibi and R.Kapulla “ARTIST: Introduction and First Results”, Nuclear Engineering and Design 231, 109-120 (2004)
30. 日本原子力学会標準 “原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的リスク評価に関する実施基準（レベル2 PRA 編）：2021” AESJ-SC-P009:2021, AESJ, (2021)
31. J.Hoffrichter and M.K.Koch, “Simulation of hydrogen deflagrations with the lumped parameter code COCOSYS”, International Journal of Advanced Nuclear Reactor Design and Technology, vol3, 18-26(2021)
32. A.Barto, Y.J.Chang, K.Compton, H.Esmaili, D.Helton, A.Murphy, A.Nosek, J.Pires, F.Schofer, and B.Wagner “Consequence Study of a Beyond-design-basis Earthquake Affecting the Spent Fuel Pool for a U.S. Mark I Boiling Water Reactor” NUREG-2161, U.S.NRC (2014)
33. 原子燃料工業株式会社 “平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費（使用済み燃料プール冷却試験）事業 成果報告書” 原子力規制庁委託成果報告書, 原子燃料工業株式会社 (2016)
34. 原子燃料工業株式会社 “平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（使用済み燃料プール冷却試験）事業 成果報告書” 原子力規制庁委託成果報告書, 原子燃料工業株式会社 (2017)
35. 原子燃料工業株式会社 “平成 29 年度原子力規制庁委託成果報告書（使用済み燃料プール冷却試験）” 原子力規制庁委託成果報告書, 原子燃料工業株式会社 (2018)
36. OECD/NEA “Status Report on Spent Fuel Pools under Loss-of-Cooling and Loss-of-Coolant Accident Conditions: Final Report” NEA/CSNI/R(2015)2 (2015)
37. OECD/NEA “Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT) on Spent Fuel Pools under Loss-of-Cooling and Loss-of-Coolant Accident Conditions WGFS Report” NEA/CSNI/R(2017)18 (2017).
38. 太田豊, 内藤静雄, 端野朝康 “水素吸収に伴う金属ジルコニウムの膨張” 電気化学および工業物理化学, 49-12 pp772-776 (1981)
39. E.Beuzet, F.Haurais, C.Bals, O.Coindreau, L.Fernandez-Moguel, A.Vasiliev and S.Park “Cladding Oxidation during Air Ingress. Part II: Synthesis of Modeling Results, 7th European Review Meeting on Severe Accident Research” ERMSAR-2015, Paper No. 2015-038, Marseille, France (2015)
40. V. F. Urbanic and T. R. Heidrick “High-temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam” Journal of Nuclear Materials, volume 75, 251-261 (1978).
41. K. Natesan and W. K. Soppet “Air Oxidation Kinetics for Zr-based Alloys” NUREG/CR-6846, Argonne National Laboratories, (2004).
42. M. Steinbrück “Prototypical Experiments on Air Oxidation of Zircaloy-4 at High Temperatures” Journal of Nuclear Materials, volume 392, 531-544 (2009).

43. E. R. Lindgren and S. G. Durbin, “Characterization of Thermal-hydraulic and Ignition Phenomena in Prototypic, Full-length Boiling Water Reactor Spent Fuel Pool Assemblies after a Postulated Complete Loss-of-coolant Accident” NUREG/CR-7143, Sandia National Laboratories (2012)
44. A.G.Croff, M.A.Bjerke, G.W.Morisoon and L.M.Petrie “Revised Uranium-Plutonium Cycle PWR and BWR Models for the ORIGEN Computer Code” ORNL/TM-6051, Oak Ridge National Laboratory(1978)
45. T.Nishimura, H.Hoshi and A.Hotta, “Current Research and Development Activities on Fission Products and Hydrogen Risk after the Accident at Fukushima Daiichi Nuclear Power Station” Nuclear Engineering and Technology, volume 47, 1-10 (2015)
46. 西村健、堀田亮年 “GOTHIC 分布定数モデルとシナリオクラスタリングを活用した水素分布解析手法に関する研究” 日本原子力学会 2018 春の年会 3K08、大阪大学 (2018)
47. D.Luxat, “Technical Basis for Severe Accident Mitigating Strategies Volume 1” 2015 Technical Report (3002003301), EPRI (2015)
48. EPRI, “GOTHIC Thermal Hydraulics Analysis Package, Version 8.1(QA)” EPRI (2014)
49. OECD/NEA, “International Standard Problem ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics Final Report” NEA/CSNI/R(2007)10 (2007)
50. OECD/NEA, “Assessment of CFD Codes for Nuclear Reactor Safety Problems - Revision 2” NEA/CSNI/R(2014)12 (2015)
51. 西村健、小城烈 「安全研究成果報告 軽水炉の重大事故に係る知見の整備」 RREP-2018-2002、原子力規制庁長官官房技術基盤グループ (2018)
52. OECD/NEA, “Hydrogen Mitigation Experiments for Reactor Safety (HYMERES) Project” OECD/NEA/CSNI [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_24982/hydrogen-mitigation-experiments-for-reactor-safety-hymeres-project#toc_1_2 [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日].
53. 西村健、堀田亮年 “分布定数モデルに基づく GOTHIC による NUPEC M-7-1 試験解析” 日本原子力学会 2016 春の年会、1C14、東北大学、(2016).
54. S.Abe, E.Studer, M.Ishigaki, Y.Sibamoto and T.Yonomoto “Stratification Breakup by a Diffuse Buoyant Jet: The MISTRA HM1-1 and 1-1bis Experiments and Their CFD Analysis” Nuclear Engineering and Design, volume 331, 162–175 (2018)
55. S.Abe, E.Studer, M.Ishigaki, Y.Sibamoto and T.Yonomoto “Density Stratification Breakup by a Vertical Jet: Experimental and Numerical Investigation on the Effect of Dynamic Change of Turbulent Schmidt Number” Nuclear Engineering and Design, volume 368, 110785 (2020)
56. Kelm, S., Kampili, M., Liu, X., Allen, G., Schumacher, D., Druska, C., Stephan, S., et al, “The tailored CFD package ‘ContainmentFOAM’ for analysis of containment atmosphere mixing,

- H₂/CO mitigation and aerosol transport”, Fluid 6 (3), 100 (2021)
57. F.R.Menter “Review of the Shear-Stress Transport Turbulence Model Experience from an Industrial Perspective” International Journal of Computational Fluid Dynamics, volume 23 issue 4, 305–316 (2009)
 58. W. Chung, C. B. Devaud “Buoyancy-Corrected k-ε Models and Large Eddy Simulation Applied to a Large Axisymmetric Helium Plume” International Journal for Numerical Methods in Fluids, volume 58 (1), 57-89 (2008)
 59. S.Kelm, H.Juelich and H.J.Allelein “A Review of the CFD Modeling Progress Triggered by ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics” Nuclear Science and Engineering, volume 193 (1-2): 63–80 (2018).
 60. M.Kampili, G.V.Kumar, S.Kelm, K.A.Prakash and H.J.Allelein “CFD Simulations of Stratified Layer Erosion in MiniPanda Facility Using the Tailored CFD Solver ContainmentFOAM” International Journal of Heat and Mass Transfer, volume 178, 121568 (2021)
 61. A.Hamdani, S.Abe, M.Ishigaki, Y.Sibamoto and T.Yonomoto “CFD Analysis on Stratification Dissolution and Breakup of the Air-helium Gas Mixture by Natural Convection in a Large-scale Enclosed Vessel” Progress in Nuclear Energy, volume 153: 104415 (2022)
 62. OECD/NEA/CSNI “Flame Acceleration and Deflagration-to-Detonation Transition in Nuclear Safety” NEA/CSNI/R(2000)7, OECE/NEA/CSNI (2000)
 63. OpenFOAM [オンライン] <https://www.openfoam.com> [アクセス日: 2023年1月4日]
 64. A. Bentaib, et al., “ETOSON-MITHYGENE Benchmark on Simulations of Upward Flame Propagation Experiment in the ENACCEF2 Experimental Facility” Proceedings of 12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-12), Qingdao, China (2018)
 65. OECD/NEA “OECD/NEA THAI-3 Project Final Report” NEA/CSNI/R(2021)8, OECE/NEA/CSNI (2021)
 66. GEXCON FLACS [オンライン]<https://www.gexcon.com/products-services/FLACS-Software/22/en>, [アクセス日: 2023年1月4日]
 67. 東京電力福島第一原子力発電所における事故調査・検証委員会 “最終報告” (2012)
 68. 原子力規制委員会 “東京電力福島第一原子力発電所における事故の分析に係る検討会” [オンライン]
https://www.nra.go.jp/disclosure/committee/youshikisya/jiko_bunseki01/index.html [2023年1月4日アクセス]
 69. 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1号機ウェルプラグ調査について” 2019年6月27日[オンライン]
<https://www.meti.go.jp/earthquake/nuclear/decommissioning/committee/osensuitaisakuteam/2>

019/06/3-2-4.pdf [2023 年 1 月 5 日アクセス]

70. LS-DYNA R11 “LS-DYNA Keyword User’s Manual Volume I” Livermore Software Technology Corporation (2018).
71. 東京電力福島第一原子力原子力発電所における事故の分析に係る検討会 “東京電力福島第一原子力発電所事故の調査・分析に係る中間とりまとめ～2019 年 9 月から 2021 年 3 月までの検討～” (2021) [オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000345595.pdf> [2023 年 1 月 4 日アクセス]
72. T.Tsuruda “Nuclear Power Plant Explosions at FUKUSHIMA-DAIICHI” The 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology (2012)
73. 原子力規制委員会 “東京電力福島第一原子力発電所事故分析 中間報告書” NREP-0001 (2014)
74. 西村健、堀田亮年 “東京電力福島第一原子力発電所 4 号機における水素爆発の感度解析” 日本原子力学会 2019 春の年会 2I05、茨城大学、3 月 20 日～3 月 22 日 (2019)
75. M.T.Farmer, R.W.Aeschlimann, D.J.Kilsdonk and S.Lomperski “OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report” OECD/MCCI-2005-TR05 (2006).
76. D.R.Bradley, D.R.Gardner, J.E.Brockmann and R.O.Griffith “CORCON-MOD3: An Integrated Computer Model for Analysis of Molten Core-concrete Interactions” NUREG/CR-5843; SAND-92-0167, Sandia National Laboratory, U.S.NRC (1993)
77. M.Ramacciotti, C.Journeau, F.Sudreau, G.Cognet “Viscosity Models for Corium Melts” Nuclear Engineering and Design, volume 204, 377-389 (2001)
78. Hotta, A., et al., “Development of a horizontal two-dimensional melt spread analysis code, THERMOS-MSPREAD Part-1: Spreading models, numerical solution methods and verifications”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 386, 111523, (2022)
79. A.Hotta, H.Hadachi, W.Kikuchi and M.Shimizu “Development of a Horizontal Two-dimensional Melt Spread Analysis Code, THERMOS-MSPREAD / Part-2: Special Models and Validations Based on Dry Spreading Experiments using Molten Oxide Mixtures and Prototype Corium” Nuclear Engineering and Design, volume 387, 111598 (2022)
80. C.Journeau, J.Haquet, B.Spindler, C.Spengler and J.Foit, “The VULCANO VE-U7 Corium Spreading Benchmark” Progress in Nuclear Energy, volume 48(3) (2006)
81. C.Journeau, J.Haquet, P.Piluso and J.Bonnet “Differences between Silica and Limestone Concrete that may Affect their Interaction with Corium”, Proceedings of ICAPP08-8059 (2008).
82. 中村 均, 荒井 健作, 菊池 正明, 小城 烈, 堀田 亮年, 森谷 寛, 堀野 知志 “安全研究成果報告 重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究” RREP-2022-1001 原子力規制庁長官官房技術基盤グループ (2022)
83. 原子力規制委員会 “実用発電用原子炉に係る燃料損傷防止対策及び格納容器破損防

- 止対策の有効性評価に関する審査ガイド” 原子力規制委員会 (2013).
84. NEI, “Industry Guidance for Compliance with Order EA-13-109, BWR Mark I & II Reliable Hardened Containment Vents Capable of Operation Under Severe Accident Conditions” NEI 13-02 Rev. 0C3, Nuclear Energy Institute (2014)
 85. R.Kojo and A.Hotta “Analytical Approach to Measurement of Local and Bulk Temperatures under High Temperature Accident Sequences of BWRs” SAMMI-2020-1040, OECD/NEA Specialist Workshop on Advanced Measurement Method and Instrumentation for enhancing Severe Accident Management in an NPP addressing Emergency, Stabilization and Long-term Recovery Phase (2020)
 86. N.Orbovic, F.Tarallo, J.M.Rambach, G.Sagals and A.Blahoianu “IRIS_2012 OECD/NEA/CSNI Benchmark: Numerical Simulations of Structural Impact” Nuclear Engineering and Design, volume 295, 700-715 (2015)
 87. AUTODYN Documentation [オンライン]
https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/16.2.3/en-us/help/ai_sinfo/adyn_intro.html [アクセス日: 2019年7月30日]
 88. 伊東雅晴、別府万寿博、片山雅英「非線形動的コンクリート構成則 CAPROUS の開発と高速衝突解析への応用」、土木学会、第10回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集 (2010)
 89. W. Riedel “10 Years RHT: A Review of Concrete Modeling and Hydrocode Applications” Predictive Modeling of Dynamic Processes, 143–165 (2009)
 90. OECD/NEA “NEA/CSNI Documents” , [オンライン] <https://www.oecd-nea.org/nsd/docs/indexcsni.html> [アクセス日: 2023年1月4日]
 91. OECD/NEA “THAI Experiments on Mitigation measures, and source term issues to support analysis and further Improvement of Severe accident management measures (THEMIS) Project” [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_58863/thai-experiments-on-mitigation-measures-and-source-term-issues-to-support-analysis-and-further-improvement-of-severe-accident-management-measures-themis-project [アクセス日: 2023年1月4日]
 92. M.Farmer “Light Water Reactor Sustainability Program, U.S. Efforts in Support of Examinations at Fukushima Daiichi – 2017 Evaluations” ANL/LWRS-17/02, U.S. Department of Energy (2017)
 93. OECD/NEA “Reduction of Severe Accident Uncertainties (ROSAU) Project” [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_25254/reduction-of-severe-accident-uncertainties-rosau-project [アクセス日: 2023年1月4日]
 94. OECD/NEA “Behaviour of Iodine Project (BIP)” , [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_24819/behaviour-of-iodine-project-bip [アクセス日: 2023年1月4日]
 95. OECD/NEA “Source Term Evaluation and Mitigation (STEM) Project” [オンライン]

- https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_25255/source-term-evaluation-and-mitigation-stem-project
[アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
96. OECD/NEA “Experiments on Source Term for Delayed Releases (ESTER) Project” [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_58926/experiments-on-source-term-for-delayed-releases-ester-project [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
97. OECD/NEA “Analysis of Information from Reactor Building and Containment Vessel and Water Sampling in Fukushima Daiichi NPS (ARC-F) project” [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_52958/analysis-of-information-from-reactor-building-and-containment-vessel-and-water-sampling-in-fukushima-daiichi-nps-arc-f-project [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
98. OECD/NEA “Preparatory Study on Analysis of Fuel Debris (PreADES) Project” [オンライン] https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_25169/preparatory-study-on-analysis-of-fuel-debris-preades-project [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
99. 濱口 義兼, 出井 千善, 久保 光太郎, 上田 治明, 城島 洋紀, 川口 秀雄, 西小野 華乃子, 伊東 智道, 下崎 敬明 “安全研究成果報告 規制への PRA の活用のための手法開発及び適用に関する研究” RREP-2022-2002, 原子力規制庁長官官房技術基盤グループ (2022)
100. 独立行政法人原子力安全基盤機構 “地震に係る確率論的安全評価手法の改良=BWRの事故シーケンスの試解析=” JNES/SAE08-006, JNES (2008)
101. C.L.Smith, S.T.Wood “Systems Analysis Programs for Hands-on Integrated Reliability Evaluations (SAPHIRE) Version 8” NUREG/CR-7039, U.S.NRC, Idaho National Laboratory, (2011)
102. 原子力規制庁, “国際原子力機関(IAEA)の総合規制評価サービス(IRRS)フォローアップミッションに提出する事前参考資料(ARM)について” 令和元年 10 月 9 日第 34 回原子力規制委員会 (2019)
103. A.Nosek and N.Bixler "MACCS Theory Manual" SAND2021-11535, Sandia National Laboratories (2021)
104. J.E.Leute "4.1.0 Supplement to MACCS User's Guide and Reference Manual" Sandia National Laboratories (2021)
105. B.Rearden and M.Jessee, "SCALE Code System, ORNL/TM-2005/39," Oak Ridge National Laboratory (2016)
106. K.McFadden and N.Bixler, "MelMACCS Models Document (MELCOR to MACCS Interface Description)" Sandia National Laboratories (2016)
107. K. McFadden and N. E. Bixler, "MelMACCS Version 2.0.2 User's Guide" Sandia National Laboratories (2015)
108. 原子力安全委員会 “発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針 (平成 13 年 3 月

- 29 日一部改訂)” (1982)
109. K. Saito et al., “The Operational JMA Nonhydrostatic Mesoscale Model” *Monthly Weather Review*, volume 134(4), pp1266-1298 (2006)
110. 気象業務支援センター “メソ数値予報モデル GPV (MSM) [オンライン]
<http://www.jmbasc.or.jp/jp/online/file/f-online10200.html> [アクセス日: 2023 年 4 月 4 日]
111. D. Bailey “Meteorological Monitoring Guidance for Regulatory Modeling Applications” EPA-454/R-99-005, U.S. Environmental Protection Agency, Office of Air Quality Planning and Standards, NC 27711 (2000)
112. NRC, “Meteorological Monitoring Programs for Nuclear Power Plants” Regulatory Guide 1.23, Revision 1, Nuclear Regulatory Commission (2007)
113. TNO “Methods for the Calculation of Physical Effects, due to Releases of Hazardous Materials (liquids and gases) (Yellow Book)” CPR 14E, Netherlands Organisation for Applied Scientific Research, (2005)
114. G.C.Holzworth “Mixing Heights, Wind Speeds, And Potential For Urban Air Pollution Throughout The Contiguous United States” AP-101, Environmental Protection Agency, 1972
115. 原子力規制委員会 “原子力災害対策指針 (令和 4 年 4 月 6 日一部改正一部改正)” (2012)
116. 独立行政法人 原子力安全基盤機構 “内的事象レベル 3 PSA の検討 (PWR)” JNES/SAE05-008, JNES (2005)
117. 高原省五, 木村仁宜, 本間俊充 “原子力緊急事態時の長期被ばく状況における放射線防護の実施と課題” JAEA-Review 2010-022, 日本原子力研究開発機構 安全研究センター原子力エネルギー関連施設安全評価研究ユニット (2010).
118. 原子力規制委員会 “航空機モニタリングによる空間線量率の測定結果” [オンライン] <https://radioactivity.nsr.go.jp/ja/list/362/list-1.html>. [アクセス日: 2022 年 12 月 2 日].
119. U.S. NRC “U.S. NRC Level 3 Probabilistic Risk Assessment (PRA) Project Volume 3d: Reactor, At-Power, Level 3 PRA for Internal Events and Floods” U.S. NRC, (2022)
120. G.A.Grell, S.E.Peckham, R.Schmitz, S.A.McKeen, G.Frost, W.C.Skamarock and B.Eder “Fully Coupled “Online” Chemistry within the WRF Model” *Atmospheric Environment*, volume 39, Issue 37, pp.6957-6975 (2005)
121. Weather Research & Forecasting Model (WRF) [オンライン]
<https://www.mmm.ucar.edu/weather-research-and-forecasting-model> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
122. Y. Oura et al., “A Database of Hourly Atmospheric Concentrations of Radiocesium (¹³⁴Cs and ¹³⁷Cs) in Suspended Particulate Matter Collected in March 2011 at 99 Air Pollution Monitoring Stations in Eastern Japan” *Journal of Nuclear and Radiochemical Sciences*, volume 15, Issue 2, pp.1-12 (2015)

123. 原子力規制庁 “第5次航空機モニタリング及び福島第一原子力発電所から80km圏外の航空機モニタリング” (2012) [オンライン]
https://radioactivity.nsr.go.jp/ja/contents/7000/6289/24/203_0928.pdf [アクセス日: 2023年1月4日]
124. D.Menemenlis, I.Fukumori and T.Lee “Using Green’s Functions to Calibrate an Ocean General Circulation Model” *Monthly Weather Review*, volume 133, pp.1224-1240 (2005)
125. T. Niisoe “An Iterative Application of the Green’s Function Approach to Estimate the Time Variation in ^{137}Cs Release to the Atmosphere from the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station” *Atmospheric Environment*, volume 254, 118380 (2021)
126. IAEA “Generic Procedure for Assessment and Response during a Radiological Emergency”; IAEA-TECDOC-1162, International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria (2000)
127. H.Terada, G.Katata, M.Chino and H.Nagai “Atmospheric Discharge and Dispersion of Radionuclides during the Fukushima Dai-ichi Nuclear Power Plant accident. Part II: Verification of the Source Term and Analysis of Regional-scale Atmospheric Dispersion” *Journal of Environmental Radioactivity*, volume 112, pp.141-154 (2012)
128. G.Katata, M.Chino, T.Kobayashi, H.Terada, M.Ota, H.Nagai, M.Kajino, R.Draxler, M.C.Hort, A.Malo, T.Torii, and Y.Sanada “Detailed Source Term Estimation of the Atmospheric Release for the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station Accident by Coupling Simulations of an Atmospheric Dispersion Model with an Improved Deposition Scheme and Oceanic Dispersion Model” *Atmospheric Chemistry and Physics*, volume 15, pp.1029-1070 (2015)
129. A. F. Shchepetkin and J. C. McWilliams “The Regional Oceanic Model System (ROMS): a Split-explicit, Free-surface, Topography-following-coordinate Oceanic Model” *Ocean Modelling*, volume 9, pp.347-404 (2005)
130. 農業土木学会誌編集委員会 “L-Q式” *農業土木学会誌*, Vol.66 (9), p940, (1998)
131. K.Sakuma, T.Nakanishi, K.Yoshimura, H.Kurikami, K.Nanba and M.Zheleznyak “A Modeling Approach to Estimate the ^{137}Cs Discharge in Rivers from Immediately after the Fukushima Accident until 2017” *Journal of Environmental Radioactivity*, volume 208-209, 106041, (2019)
132. 園山裕士, 星清 “2段タンク型貯留関数モデルの同定手法の改良” *北海道開発土木研究所月報*, 589, 7-18 (2002)
133. 多田毅 “PSO アルゴリズムによる流出モデルパラメータの最適化” *水文・水資源学会誌*, volume 20(5), 450-461 (2007)
134. 杉原 成満, 福田 慎哉, 倉本 和正, 荒木 義則, 朝位 孝二, 古川 浩平 “SCE-UA 法を用いたタンクモデルの構築とそれを用いた土砂災害発生危険基準線の設定” *土木学会論文集 F6 (安全問題)*, volume 67(1), 1-13 (2011)
135. Y. Motoyama “Bayesian Optimization Package: PHYSBO, arXiv:2110.07900” [オンライン

- ン] <https://arxiv.org/abs/2110.07900>. [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
136. 持橋大地, 大羽成征, “ガウス過程と機械学習” 講談社 MLP 機械学習プロフェッショナルシリーズ (2019)
137. UNSCEAR “Sources, Effects and Risks of Ionizing Radiation; Report to the General, 1. Scientific annex A” United Nations, New York, (2013)
138. 気象庁 “海水温・海流の知識” [オンライン]
<https://www.data.jma.go.jp/kaiyou/data/db/kaikyo/knowledge/index.html> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
139. D. Tsumune et al., “Distribution of oceanic ¹³⁷Cs from Fukushima Dai-ichi Nuclear Power Plant simulated numerically by a regional ocean model”, Journal of Environmental Radioactivity, Vol. 111, pp.100-108, (2012)
140. X-5 Monte Carlo Team “MCNP - A General N-Particle Transport Code, Version 5. Volume I: Overview and Theory” LA-UR-03-1987, (2005)
141. 原子力安全研究協会 “スカイシャイン線量評価法確立のための調査研究報告書,” (1978)
142. 城島 洋紀, 小城 烈, 星野 光保, 濱口 義兼 “安全研究成果報告 重大事故の事故シナリオグループに係る事故進展解析” RREP-2020-2002, 原子力規制庁長官官房技術基盤グループ (2020)
143. 原子力規制庁 “特定重大事故等対処施設等を考慮した緊急時活動レベル (EAL) 見直しに関する研究 (令和 3 年度～令和 7 年度)” [オンライン]
https://www.nra.go.jp/activity/anzen/bunya/saigai_eal.html [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
144. 原子力規制庁 “原子力発電所の新規規制基準適合性に係る審査会合 第 483 回 議事録” 平成 29 年 11 月 20 日 [オンライン]
<https://warp.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/12315900/www2.nsr.go.jp/data/000200095.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
145. 原子力規制庁 “実用発電用原子炉の安全性向上評価の継続的な改善に係る会合 第 4 回 議事録” 平成 29 年 11 月 20 日 [オンライン]
<https://www2.nra.go.jp/data/000360572.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
146. 原子力規制庁 “原子力安全に係る重要度評価に関するガイド附属書 1 出力運転時の検査指摘事項に対する重要度評価ガイド” GI0007_附属書 1_r2, 原子力規制庁原子力規制部検査監督総括課 [オンライン] <https://www2.nra.go.jp/data/000360572.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]
147. 原子力規制庁 “原子力安全に係る重要度評価に関するガイド 附属書 7 バリア健全性に関する重要度評価ガイド” GI0007_附属書 7_r2, 原子力規制庁原子力規制部検査監督総括課 [オンライン] <https://www2.nra.go.jp/data/000360578.pdf> [アクセス日: 2023 年 1 月 4 日]

- 148.原子力規制庁 “第5回検査制度に関する意見交換会合 議事録” [オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000353236.pdf> [アクセス日: 2023年1月4日]
- 149.原子力規制庁 “原子力規制検査において使用する事業者 PRA モデルの適切性確認ガイド” GI0010_r1, 原子力規制庁原子力規制部検査監督総括課 [オンライン]
<https://www2.nra.go.jp/data/000360587.pdf> [アクセス日: 2023年1月4日]
- 150.原子力規制庁 “第6回東京電力福島第一原子力発電所 多核種除去設備等処理水の処分に係る実施計画に関する審査会合” 令和4年1月27日[オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000381141.pdf> [アクセス日: 2023年4月4日]
- 151.原子力規制庁 “第13回東京電力福島第一原子力発電所 多核種除去設備等処理水の処分に係る実施計画に関する審査会合” 令和4年3月18日[オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000386029.pdf> [アクセス日: 2023年4月4日]
152. IAEA “IAEA Review of Safety Related Aspects of Handling ALPS-Treated Water at TEPCO’s Fukushima Daiichi Nuclear Power Station. Report 2: Review Mission to the Nuclear Regulation Authority (2022)” [オンライン]
<https://www.iaea.org/sites/default/files/report-2-review-mission-to-nra.pdf> [アクセス日: 2023年4月4日]
- 153.原子力規制庁 “令和4年度安全研究計画” [オンライン]
<https://www.nra.go.jp/data/000398336.pdf> [アクセス日: 2023年1月4日]

執筆者一覧

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ シビアアクシデント研究部門

小城 烈 副主任技術研究調査官

平等 雅巳 技術研究調査官

西村 健 副主任技術研究調査官

新添 多聞 主任技術研究調査官

鈴木 ちひろ 副主任技術研究調査官

菊池 航 技術研究調査官

金子 順一 主任技術研究調査官

和田山 晃大 技術研究調査官

堀田 亮年 技術参与