JAEA-Research 2021-006 DOI:10.11484/jaea-research-2021-006



RPV 下部構造破損・炉内物質流出挙動の MPS 法による予測(委託研究)

Prediction of RPV Lower Structure Failure and Core Material Relocation Behavior with MPS Method (Contract Research)

> 吉川 信治 山路 哲史 Shinji YOSHIKAWA and Akifumi YAMAJI

福島研究開発部門 福島研究開発拠点 廃炉環境国際共同研究センター 炉内状況把握ディビジョン

Accident Progression Evaluation Division Collaborative Laboratories for Advanced Decommissioning Science Fukushima Research Institute Sector of Fukushima Research and Development

K PS

日本原子力研究開発機構

September 2021

Japan Atomic Energy Agency

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際 ライセンスの下に提供されています。 本レポートの成果(データを含む)に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の 条件で利用してください。(<u>https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja</u>) なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト(<u>https://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課 〒 319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 2 番地 4 電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency. This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en).

Even if the results of this report (include data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Intellectual Resources Section,

Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,

Japan Atomic Energy Agency.

2-4 Shirakata, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan

Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2021

RPV 下部構造破損・炉内物質流出挙動の MPS 法による予測 (委託研究)

日本原子力研究開発機構

福島研究開発部門 福島研究開発拠点 廃炉環境国際共同研究センター 炉内状況把握ディビジョン

吉川 信治、山路 哲史*

(2021年6月14日受理)

福島第一原子力発電所2号機、3号機では、原子炉圧力容器(RPV)が破損し、炉心物質の一部 (制御棒駆動機構(CRD)配管部品や燃料集合体上部タイプレート等)がペデスタル領域へと移 行していることが確認されているが、沸騰水型軽水炉(BWR)ではRPV下部ヘッド及びその上下 に複雑な炉心支持構造やCRDが設置されており、炉心物質のペデスタルへの移行挙動もまた複雑 なものになっているものと推定される。BWRの複雑なRPV下部構造における炉心物質の移行挙 動の概略特性把握には複雑な界面変化と移行を機構論的に解くことのできる MPS 法の適用が有 効である。

本研究では、MPS 法による福島第一原子力発電所2号機、3号機の RPV アブレーション解析の ために、令和元年度は剛体モデル、並列化、計算タイムステップ効率化手法を開発し、令和2年 度は MPS 法の圧力壁境界条件の改良、剛体計算の安定化、デブリベッドの溶融過程の解析コスト 低減のための計算アルゴリズムの改良を行った。これらの改良により、RPV 下部プレナムに堆積 した固体デブリが溶融しながらリロケーション再配置する過程を様々なケースについて実用的な 計算コストで感度解析できるようになった。また、2号機及び3号機の解析の結果、下部プレナム で冷え固まったデブリの性状(粒子状/塊状)や堆積分布(成層化の程度)は、その後のデブリ ベッド再昇温及び部分溶融に要する時間と溶融プール形成に大きく影響し、RPV 下部ヘッドの破 損挙動や燃料デブリの流出挙動に影響することが明らかになった。

本報告書は、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構による委託業務として、学校法人早稲 田大学が実施した平成31年度(令和元年度)及び令和2年度「RPV下部構造破損・炉内物質流出 挙動のMPS法による予測」の成果を取りまとめたものです。 大洗研究所:〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002 *早稲田大学

JAEA-Research 2021-006

Prediction of RPV Lower Structure Failure and Core Material Relocation Behavior with MPS Method (Contract Research)

Shinji YOSHIKAWA and Akifumi YAMAJI*

Accident Progression Evaluation Division Collaborative Laboratories for Advanced Decommissioning Science Fukushima Research Institute, Sector of Fukushima Research and Development Japan Atomic Energy Agency Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received June 14, 2021)

In Fukushima Daiichi Nuclear Power Station (referred to as 'FDNPS' hereafter) unit2 and unit3, failure of the reactor pressure vessel (RPV) and relocation of some core materials (CRD piping elements and upper tie plate, etc.) to the pedestal region have been confirmed. In boiling water reactors (BWRs), complicated core support structures and control rod drive mechanisms are installed in the RPV lower head and its upper and lower regions, so that the relocation behavior of core materials to pedestal region is expected to be also complicated. The Moving Particle Semi-implicit (MPS) method is expected to be effective in overviewing the relocation behavior of core materials in complicated RPV lower structure of BWRs, because of its Lagrangian nature in tracking complex interfaces.

In this study, for the purpose of RPV ablation analysis of FDNPS unit2 and unit3, rigid body model, parallelization method and improved calculation time step control method were developed in FY 2019 and improvement of pressure boundary condition treatment, stabilization of rigid body model, and calculation cost reduction of debris bed melting simulation were achieved in FY2020. These improvements enabled sensitivity analyses of melting, relocation and re-distribution behavior of deposited solid debris in RPV lower head on various cases, within practical calculation cost. As a result of the analyses of FDNPS unit2 and unit3, it was revealed that aspect(particles/ingots) and distribution(degree of stratification) of solidified debris in lower plenum have a great impact on the elapsed time of the following debris reheat and partial melting and on molten pool formation process, further influencing RPV lower head failure behavior and fuel debris discharging behavior.

Keywords: Core Material Relocation, Moving Particle Semi-implicit(MPS) Method

This report describes a research product of Waseda University as a contract research with JAEA in FY2019 and FY2020 entitled "Prediction of RPV lower structure failure and core material relocation behavior".

* Waseda University

目次

1 はじめに	1
2 令和元年度の成果	1
2.1 概要	1
2.2 RPV アブレーション解析手法の開発	1
2.2.1 剛体モデルの導入と試解析	2
2.2.2 MPS 法解析コードの並列化	3
2.2.3 計算タイムステップの効率化	4
2.3 計算タイムステップの効率化を適用した試解析結果:固体デブリの大きさの影響	5
2.4 福島第一原子力発電所 2 号機及び 3 号機の RPV アブレーション解析	7
2.4.1 福島第一原子力発電所 2 号機の RPV アブレーション解析 (Phase-1:金属デブリ	I
の溶け始めまで)	7
2.4.2 福島第一原子力発電所 2 号機の RPV アブレーション解析 (Phase-2:金属デブリ	I
溶融後 RPV アブレーション破損まで)	8
2.4.3 福島第一原子力発電所 3 号機の RPV アブレーション試解析 (Phase-2:金属デブリ落	ž
融後 RPV アブレーション破損まで)10	0
 2.5 令和元年度に得られた知見1 	1
3 令和 2 年度の成果12	2
3.1 背景12	2
3.2 燃料デブリ再溶融及び RPV 下部ヘッド破損時のデブリ挙動解析手法の開発1	3
3.2.1 MPS 法の離散化モデル12	3
3.2.2 圧力壁境界条件の改良14	4
3.2.3 剛体計算の安定化14	4
3.2.4 並列計算と計算コストの低減1	6
3.3 福島第一原子力発電所 2・3 号機 RPV 下部プレナム燃料デブリ相互作用解析1	7
3.3.1 解析体系と条件1	7
3.3.2 解析結果(基準ケース)と適用範囲の検討1	8
3.3.3 感度解析結果と溶融物の流出を伴うデブリベッドの溶融過程の解析結果1	8
3.4令和 2 年度に得られた知見20	0
4. まとめ2	1
参考文献	2

Contents

1. Introduction1
2. Outcome of FY20191
2.1 Overview1
2.2 Development of RPV ablation simulation method1
2.2.1 Implementation of rigid body model and test analysis2
2.2.2 Parallelization of the developed MPS method analysis code
2.2.3 Improvement of calculation time step control4
2.3 Test analysis with the improved time step control: influence of solid debris size5
2.4 RPV ablation analysis of FDNPS unit2 and unit37
2.4.1 RPV ablation analysis of FDNPS unit2(Phase-1: until onset of metal debris melting)7
2.4.2 RPV ablation analysis of FDNPS unit2(Phase-2: from metal debris melting to RPV
ablation failure)
2.4.3 RPV ablation analysis of FDNPS unit3(Phase-2: from metal debris melting to RPV
ablation failure)10
2.5 Findings in FY201911
3 Outcome of FY2020
3.1 Background12
3.2 Development of debris behavior analysis method for fuel debris remelting and RPV lower head
failure
3.2.1 Discretized model of MPS method
3.2.2 Improvement of pressure wall boundary condition
3.2.3 Stabilization of rigid body calculation
3.2.4 Parallelization and cost reduction of calculation
3.3 Analysis of RPV lower head and fuel debris interaction in FDNPS unit2 and unit317
3.3.1 Analysis configuration and condition17
3.3.2 Analysis results (base case) and discussions on the applicable conditions18
3.3.3 Analysis results of sensitivity analysis cases and the case involving melt discharge from
the RPV18
3.4 Findings in FY2020
4. Conclusions
References

図表リスト

表 2-3-1: 試解析条件	28
表 2-4.1-1:2 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-1)	33
表 2-4.2-1:2 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-1)	36
表 2-4.2-2:2 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-2)	37
表 2-4.3-1:3 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-1)	42
表 2-4.3-2:3 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-2)	43
表 3-2.4-1:アルゴリズム効率化のための計算フェーズ分割	45
表 3-3.1-1:2 号機の炉心を構成する物質の質量(単位:kg)	46
表 3-3.1-2:解析に用いた物性値	46
図 2-1-1:2 号機と3 号機の事故進展の違いが RPV 破損モードに及ぼす影響	25
図 2-2.1-1: 剛体モデルを導入した MPS 法試解析結果(剛体の再配置の様子)	25
図 2-2.1-2: 剛体モデルを導入した MPS 法試解析結果(再配置後の圧力分布)	26
図 2-2.2-1: HDDM-EMPS 法による計算領域分割の概念	26
図 2-2.3-1:下部プレナムにおけるデブリ溶融移行プロセス	27
図 2-3-1: 試解析の初期粒子配置と条件	28
図 2-3-2: 相状態及び温度分布の推移 (剛体サイズ小: 直径 75mm)	29
図 2-3-3:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ中:直径 151mm)	30
図 2-3-4:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ大:直径 211mm)	31
図 2-3-5:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ大:直径 211mm、初期配置変更)	32
図 2-4.1-1:初期デブリ配置と温度測定点(A~E)(2 号機 Phase-1)	34
図 2-4.1-2:各温度測定点における温度履歴(2号機 Phase-1)	34
図 2-4.1-3:2 号機 Phase-1 終了時の相状態及び温度分布	35
図 2-4.2-1:2 号機 Phase-2 初期デブリ分布と温度分布	38
図 2-4.2-2:2 号機 Phase-2 デブリ層状態・温度分布・速度ベクトルの推移(Case-1)	39
図 2-4.2-3:2 号機 Phase-2 デブリ層状態・温度分布・速度ベクトルの推移(Case-2)	40
図 2-4.2-4:2 号機 Phase-2 各デブリ層の平均運動エネルギーの推移	41
図 2-4.2-5:2 号機 Phase-2 各層の平均温度推移	41
図 2-4.2-6:2 号機 Phase-2 の RPV 壁内部の各温度測定点の温度推移	41
図 2-4.3-1:3 号機 Phase-2 の試解析結果(例)	43
図 3-2.2-1: 元々の MPS 法の壁境界モデルと等温解析結果	44
図 3-2.2-2: 改良壁境界モデルと等温解析結果 (本研究)	44
図 3-2.3-1: 固体粒子同士の重なりと局所的な圧力上昇の例	44
図 3-2.4-1:各計算 phase の切り替え条件	45
図 3-3.1-1:福島第一原子力発電所 2・3 号機炉内事故進展の概要と MPS 法による解析	対象
	45
図 3-3.1-2: RPV 下部プレナム堆積溶融物深さの二次元体系への換算	47

図 3-3.1-3: MPS 法による解析体系の概略図(二次元/1/2 対称体系)	
図 3-3.2-1: 基準ケースの解析結果 (デブリ分布と温度分布)	
図 3-3.2-2:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較	(溶融進展の様子)…49
図 3-3.2-3:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較	(流体粒子数)49
図 3-3.2-4:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較	(解析時間)49
図 3-3.3-1:感度解析結果(デブリ径のデブリベッド溶融進展挙動への	の影響)50
図 3-3.3-2:感度解析結果(デブリの初期分布)	51
図 3-3.3-3:解析体系(溶融物流出を伴う場合)	51
図 3-3.3-4:解析結果(溶融物流出を伴う場合)	

1. はじめに

福島第一原子力発電所2号機と3号機の事故進展には図2-1-1に示すような違いが考えられている。2号機ではRPVの減圧に伴う冷却材の減圧沸騰により炉心部から水位が失われた後に、主な炉心損傷が進展したと考えられている¹⁾。このため、比較的に低温で溶融金属のキャンドリングや未溶融の酸化物デブリ等を主体とする炉心物質のRPV下部プレナムへの移行が生じ、下部プレナムではそれらは急速に冷却され、比較的に小さな粒子状デブリが堆積したと考えられる。その後、RPVから水が失われると、崩壊熱で金属を主体とする溶融プールを形成しながら RPV下部ヘッド破損に至ったと考えられる。一方、3号機では RPV の減圧前の炉心部に水位がある状態で主な炉心損傷が進展したと考えられている²⁾。その結果、燃料デブリは水位近傍に形成されるクラストに支えられ、高温の溶融プールを形成し、RPV下部プレナムに崩落した際には溶融酸化物等を内包する比較的に大きなクラストの塊を形成して堆積したと考えられる。その後、RPV から水が失われると、崩壊熱で金属を主体とする溶融プールを形成しながら RPV 下部ヘッド破損に至ったと考えられる。

上記のような状況の解析は、固体熱伝導、剛体運動、固液熱伝達・相変化を伴う複雑な伝熱流 動問題の解析となる。空間を離散化するオイラー法を用いる場合、解析体系中の固体、液体溶融 物、気体の3者の相互作用を同時に解く必要がある。例えば Volume Of Fluid (VOF)法³⁾を用いて 固-液-気界面変化を追跡し、Immersed Boundary Method (IBM)法⁴⁾を用いて剛体間の相互作用を 解析する等の複雑な手法が必要となる。一方、流体を計算点(粒子)で離散化するラグランジュ 法の MPS 法を用いる場合、固液のみが解析対象となり、固液界面の変化を明示的に解く必要もな いため、簡便に解析できる。剛体同士の相互作用の解析にも、例えば Passively Moving Solid (PMS) モデル⁵が利用できる。本研究ではこのような観点から MPS 法⁶を用いた。

2. 令和元年度の成果

2.1 概要

解析には溶融物挙動及び固液相互作用の解析が可能な早稲田大学の MPS 法 ⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾を用いた。 但し、従来の早稲田大学の MPS 法には剛体モデルがなく、本研究で目標とするような解析は計算 コストの観点から困難であった。そこで、本研究では、新たに早稲田大学の MPS 法による RPV アブレーション解析コードに PMS モデルを実装し、解析体系の分割による並列化と解析アルゴリ ズムの改良による解析時間の短縮を図った。この改良 MPS 法を用いて、先ず、RPV 底部に堆積す る固体デブリの粒径が溶融プール形成に及ぼす影響を試解析にて評価した。次に、2 号機と 3 号 機の事故進展の特徴の差が RPV 破損に及ぼす影響を評価した。最後に、これらの結果から得られ た知見をまとめた。

2.2 RPV アブレーション解析手法の開発

早稲田大学の MPS 法は、従来の MPS 法⁶の問題であった圧力計算及び速度計算に伴う数値的 な不安定性や計算精度を改善し、伝熱・固液相変化を伴う自由界面流動問題を正確に解くことが できる^{11) 12) 13) 14)}。本研究ではさらに以下の改良を加えることで RPV アブレーション問題を解く ことのできる MPS 法解析コードを開発した。

2.2.1 剛体モデルの導入と試解析

本研究では2号機、3号機のRPV下部プレナムに移行したデブリが冷却され、冷却水が沸騰蒸 発して消失した時点を初期条件として、それ以降のRPV下部プレナム及び構造の状態変化を解 く。従って、解析では支持体の溶融等に伴う剛体の移行と剛体同士の衝突、剛体と周囲の溶融物 (主に金属)の相互作用を解く必要がある。しかし、従来の早稲田大学のMPS法では固体を超高 粘性の流体粒子で近似していたため、剛体同士の衝突や剛体の回転を解くことができなかった(固 体粒子同士が接触するとそのまま互いにくっついてしまう)。そこで、本研究ではPMSモデル⁵⁾ を導入した。PMSモデルでは以下のように剛体を扱うことで、圧力勾配と粘性を考慮して剛体の 平行移動と回転を計算する:

- (1) 全ての剛体を流体粒子でモデル化する
- (2) 剛体を含む全ての流体粒子について伝熱、圧力勾配、粘性を計算する
- (3) 各剛体について剛体の質量と外力から剛体の平行移動加速度を計算する
- (4) 各剛体について剛体のモーメントとトルクを計算し、回転の加速度を計算する
- (5) 各剛体について剛体の平行移動加速度と回転加速度から剛体の平行移動速度、回転速度、座標 を計算する

また、本研究ではさらに圧力のポアソン方程式を以下のように修正することで、剛体同士の接触点の圧力を高く保ち、剛体同士が重なり合うのを防いだ。すなわち、粒子間距離が平均粒子間距離(*l*₀)に比べて小さいとき、追加の圧力項を加え以下のように圧力のポアソン方程式を修正した:

$$\frac{1}{\rho} \langle \nabla^2 P \rangle_i^{k+1} = \frac{(1-\gamma)}{\Delta t} \nabla \cdot \mathbf{u}^* - \gamma \frac{1}{\Delta t} \left(\frac{n^* - n_0}{n_0} \right) + S_C \tag{1}$$

ここで、 ρ は密度、Pは圧力、 γ は圧力項の混合係数である¹⁵⁾。また、 \mathbf{u}^* は速度の暫定値; Δt は計 算タイムステップ、 n^* は粒子数密度の暫定値、 n_0 は初期粒子数密度、 S_C は剛体の衝突に伴う圧 力項である。 S_C は次のように求めた:

$$S_c = \frac{1}{\Delta t} \frac{1}{n_0} \sum_{j \neq i} \frac{A_{ij}}{r_{ij}} w_{ij}$$
⁽²⁾

ここで、 r_{ii} は粒子 i と j の距離、 w_{ii} は粒子間距離による重み関数であり、 A_{ii} は次のように求めた:

$$A_{ij} = \begin{cases} \frac{c(r_{ij}-l_0)}{\Delta t}, \ \text{粒子i} \ge j \text{ が共に剛体粒子であり且d} r_{ij} < l_0 \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases}$$
(3)

ここで *l* は平均粒子間距離であり、*c* は剛性を表す係数である(この係数を大きくするほど、剛体同士が重なり合う可能性は低くなるが、衝突時に剛体が跳ね返りやすくなる)。本研究では、いくつかの試解析の結果、数値安定性の観点から、下部プレナムの固体デブリの一部が溶け始めるフェーズ(Phase-1)では*c*=0.35とし、下部プレナムに溶融プールが形成された以降の RPV アブレーションが顕著となるフェーズ(Phase-2)では*c*=0.01とした。

上記のような剛体モデルを導入した試解析結果を図 2-2.1-1 に示す。ここで、金属剛体、酸化物 剛体はそれぞれ多数の金属粒子、酸化物粒子から構成され、酸化物粒子は崩壊熱により発熱して いる。上述の剛体モデルにより、互いに衝突しながら重力により移行、再配置する様子が分かる。 また、一部の酸化物剛体やそれに接触している金属剛体は酸化物粒子の崩壊熱により溶融してい る様子が分かる。このように移行、再配置した粒子の最終堆積分布図 2-2.1-1 (d)に相当する圧力分 布を図 2-2.1-2 に示す。剛体同士の接触点で圧力が高く、剛体粒子同士の数値的な重なり合いを防 いでいる様子が分かる。

2.2.2 MPS 法解析コードの並列化

本研究では対象とする解析体系(RPV下部プレナム)が大きく、RPV下部ヘッドのアブレーションに伴う時間も長いため、計算コストが大きくなる。そこで、複数のワークステーションのCPUコアを活用するために、解析体系を複数の領域に分割し、Message Passing Interface(MPI)モデルを用いて MPS 法解析コードを並列化した。解析体系を複数の領域に分割し、各領域はワークステーションの1つのプロセスにより計算した。各領域間の通信には MPI モデルを用いた。

並列化の課題はいかにして分割した領域間の境界を小さくし、領域間の通信量を減らすかにある。本研究では階層型領域分割法(HDDM)¹⁶と ParMetis ライブラリ¹⁷⁾¹⁸⁾を用いて計算領域の分割と通信を行う HDDM-EMPS 法¹⁶⁾を用いた。ParMetis ライブラリには、計算領域をほぼ同一の面積や体積のサブ領域に分割する様々な方法が格納されている。尚、HDDM¹⁹⁾と ParMetis ライブラリ¹⁷⁾のソースコードはそれぞれインターネット上で公開されている。

HDDM-EMPS 法はこれまでに陽的な解析手法である EMPS 法にのみ用いられてきたが、本研究 では温度計算、圧力計算、速度計算に陰解法を用いる MPS 法に適用する。このため、従来と異な る線型方程式のソルバーが必要になった。そこで、本研究では並列化処理が比較的に用意である ことと、密度・粘性・熱伝導率等が大きく異なる多層流問題に適用しやすいという点から、プレ コンディションを行ったヤコビ行列と BiCGStab ソルバーを用いた。

HDDM-EMPS法¹⁰による計算領域分割の概念図を図 2-2.2-1 に示す。先ず、計算領域を ParMetis に基づきいくつかの partition element に分割する。各 partition element はそれぞれ 1 つのワークス テーション(計算ノード)に割り振られる。次に各ワークステーション(計算ノード)では partition element を複数の計算領域(subdomain)に分割し、Open Multi-Processing (OpenMP)により各ワー クステーションのマルチ CPU コアを用いて計算する(但し、CPU コア数が計算領域数の上限)。 計算領域分割を細かくするほど隣り合う計算領域同士の通信量を低減することができるが、全体 の計算領域に均等に計算負荷を分配することが困難になる。HDDM-EMPS 法では、各計算領域の 計算粒子数の数が概ね等しくなるように動的に計算領域が分割され、並列化効率を高めるように なっている。但し、本研究のように異なる種類の粒子が解析体系中に混在する場合は、必ずしも この方法が最も効果的であるとはいえない。すなわち、粒子タイプにより、計算コストが異なる ため、各計算領域の粒子数が等しかったとしても、必ずしも各計算領域の計算負荷が等しいとは いえない。異なる計算粒子タイプが混在する解析の効率的な並列化手法の開発は今後の課題と考 えられる。 2.2.3 計算タイムステップの効率化

前節で示した並列計算は解析体系の拡大や解析解像度の増大に伴い、計算粒子数が増えた場合 に計算コストを多数の計算ノードに分配し、1 計算タイムステップに要する計算時間を低減する のに適した方法である。しかし、解析対象の事象が要する時間が長くなる場合は解析体系を分割 して並列計算を実行しても解析時間の低減にはつながらない。本研究で対象とする RPV アブレー ション問題は、RPV 下部プレナムの固体デブリの一部が溶け始めるフェーズ1と下部プレナムに 溶融プールが形成された以降の RPV アブレーションが顕著となるフェーズ2に分けられる。この うち、フェーズ1 では固体熱伝導が支配的であり、その間、固体デブリはほとんど動かない。そ こで本研究では、フェーズ1の解析に要する計算時間を短縮するために、フェーズ1の解析では 陰的に温度場を計算し、計算タイムステップを大きくすることを検討した。

RPV下部プレナムに溶融プールが形成されるまでのデブリ溶融移行プロセスを、試解析結果を 例に図 2-2.3-1 に示す。初期条件として固体金属、固体酸化物が一様に分布している状態(a)を考え る。これらの固体デブリを剛体モデルで近似すると、これらの剛体は、重力と隣り合う剛体との 接触に伴う圧力勾配によって移動を繰り返し、すぐに定常状態(b)に達する。このとき、隣り合う 剛体の接触面積(接触粒子数)によりデブリ間の熱伝導が決まるが、その間、固体デブリは動か ない。そこで、この間の剛体粒子は座標を固定し、伝熱計算のみを行ったとしても現実との乖離 は小さい。このとき、陰的に熱伝導計算を行えば、計算タイムステップを大きくできる。これが 本研究に用いる計算タイムステップの効率化の基本的な考え方である。

座標を固定した剛体粒子間の伝熱計算の結果、しばらくすると剛体粒子を構成する金属粒子や、 制御棒案内管等を模擬したスチール粒子の一部が溶融する(c)。そこで、ある程度の粒子が溶融し た時点で、粒子の座標固定を解除すると、液体粒子は流下し、剛体を支える力のバランスが変化 するため、剛体は再び移動を繰り返し、次の定常状態に落ち着く(d)。このように、一定程度の液 体粒子が増える間、全ての粒子の座標を空間に固定し、陰的に熱伝導を解くことで、その間の計 算タイムステップを大きくし、計算時間を大幅に短縮することが可能となった。尚、粒子の座標 を固定している間は液体の対流熱伝達を考慮できないが、液体が体系に占める割合が少ない場合 や、体系全体に及ぶような大きな対流が生じ難い場合は、固体熱伝導が支配的な伝熱モードであ ると考えられ、本アプローチの適用による現実からの乖離は小さいと期待できる。

以下のように計算タイムステップを効率化した:

- (1) 剛体の移動が完了するのに十分な時間(例:5秒間)、通常のタイムステップΔt_fを用いて伝熱、
 剛体の移行、流体の流れを解く。
- (2) 全ての粒子を空間に座標固定し、陰的に伝熱を解き、計算タイムステップを大きくする(例: $\Delta t_h = 1000\Delta t_f$)。
- (3) 解析体系中の流体粒子の数がある閾値を超えたら(例:固体粒子数の5%)、剛体の再配置を計 算するために、計算タイムステップを通常のタイムステップに戻し、(1)に戻る。

このような計算タイムステップの効率化を用いると、例えば10分間の実現象を通常の計算タイムステップで解析するには48時間以上を要するケースについて、228分間の実現象の解析に要する計算時間を7時間にまで低減することができた。但し、体系中に占める溶融物の割合が多くなると、大規模な対流伝熱が生じることが予想されるため、本手法をそのような状況にまで拡大適

用することは不適切と考えられる。

2.3 計算タイムステップの効率化を適用した試解析結果:固体デブリの大きさの影響

前述の 2.2.1 項と 2.2.3 項に示した剛体モデル及び計算タイムステップ効率化は 2 号機について は RPV 下部プレナムに溶融プールが形成されるまでの間の挙動解析に適用できると考えられる。 一方、3 号機については実機に形成された溶融プールによる対流伝熱が局所的であった場合、RPV 破損モードについて有用な知見を得られる可能性がある。ここで、2 号機と 3 号機の初期デブリ 配置の大きな特徴の差はデブリの大きさである(2 号機は比較的に小さく、3 号機は大きいと考え られる)。そこで、初期条件として仮定する RPV 下部プレナムに堆積するデブリの大きさが RPV 破損モードに及ぼす影響を評価した。

解析条件を表 2-3-1 にまとめる。RPV 壁、制御棒案内管、金属デブリの物性はステンレス鋼(ス チール)の物性で代表させた。酸化物デブリの物性は FARO L26s 実験に用いられた溶融酸化物の 物性²⁰⁾で代表させた。固体熱伝導が支配的なフェーズでは液体の粘性は伝熱に影響しない。そこ で、液体の粘度は仮想的に高くして剛体のリロケーションを安定化した。輻射熱及び空気の対流 熱伝達は無視した。液体粒子の固相率が閾値(0.50)を超え、且つその速度が十分に小さくなった 時点で、液体粒子は固体粒子に変換し、座標を固定し、粘性計算をスキップすることで計算コス トを低減した。

試解析の初期粒子配置と条件を、剛体デブリの直径が 75mm のケースを例に図 2-3-1 に示す。 粒子径は 5mm とし、3 種類の大きさの剛体(小:直径 75mm、中:直径 151mm、大:直径 211mm) を用いたケースについて解析した。初期に金属及び酸化物剛体(デブリ)は均一に一定の間隔で 配置した。但し、制御棒案内管の粒子を配置した部分については除いた(粒子同士の重なり合い が生じないようにした)。解析体系中に金属粒子が占める割合は約 40%とした。

剛体(デブリ)サイズが小さい(直径 75mm)のケースの解析から得られた相状態及び温度分布 の推移を図 2-3-2 に示す。このケースでは固体デブリ(酸化物と金属)間の接触面積が広く、金属 が溶融すると剛体間の隙間をすぐに埋めるため、温度分布は一様になった(図 2-3-2(d))。その後、 溶融金属が RPV 壁に到達するとその近傍の温度に比べ壁から離れた場所の温度はやや高くなっ たが全体的に見れば温度分布はほぼ一様となった。尚、これ以降は溶融物の対流熱伝達が支配的 な伝熱モードとなるため、計算タイムステップの効率化を図った本試解析をこれ以降に適用する ことは適切ではない。

剛体(デブリ)サイズが中程度(直径 151mm)のケースの解析から得られた相状態及び温度分 布の推移を図 2-3-3 に示す。このケースでは溶融プールが形成されたとき、局所的に温度の高いホ ットスポットが 2 箇所表れた(図 2-3-3(d))。また、RPV 底部と溶融プールの自由界面よりやや低 い位置で RPV 壁の顕著なアブレーションが生じ、同時に一部の酸化物剛体が溶融する様子が見ら れる(図 2-3-3(e))。最終的には溶融酸化物プールに近い、RPV 底部の壁がアブレーション破損に 至ったが、その他にも局所的に RPV 壁のアブレーションが進んだ部分があった。

剛体(デブリ)サイズが大きい(直径 211mm)のケースの解析から得られた相状態及び温度分 布の推移を図 2-3-4 に示す。このケースでは溶融プール形成時のホットスポットの出現がさらに 顕著になった(図 2-3-4(d))。また、酸化物剛体の溶融もさらに顕著になった(図 2-3-4(e))。その 結果、酸化物剛体が RPV 中央底部に集中するようにリロケーションし、その近傍で下部ヘッド壁 が溶融破損に至った。

酸化物デブリの初期配置が RPV 破損位置に及ぼす影響を検討するため、初期のデブリ配置を図 2-3-5(a)に示すように変更し、酸化物デブリが相対的にやや高い位置に堆積したケース(デブリ直 径 256.5mm)の試解析を実施した。このケースでは溶融プールが形成され、デブリがリロケーシ ョンする過程で酸化物デブリがやや高い位置に集まる傾向が見られた。その結果、ホットスポッ トの生じる位置や RPV 壁のアブレーション破損位置も相対的に高い位置になった。一方、RPV 底 部には比較的に温度の低い金属デブリ(固体と液体)が集中する傾向が見られ、RPV 底部にはほ とんどアブレーションが生じなかった。これらの解析結果は初期デブリサイズが大きくなるほど 局所的に温度の高くなるホットスポットが形成されやすいことを示しており、ホットスポットが RPV 壁近傍に生じた場合には、その近傍で RPV がアブレーション破損に至る可能性が高いこと を示している。また、酸化物デブリの初期配置が RPV 下部ヘッド破損位置に影響することを示し ている。

まとめ

本節の解析結果は以下を示している:

・初期酸化物デブリの大きさが小さいほど、固体デブリ間の伝熱により、堆積デブリの温度分布 は一様になる。

初期酸化物デブリの大きさが大きいほど、溶融プール形成時にホットスポットが生じやすくなり、酸化物デブリ間の伝熱が悪いため、融点の高い酸化物も溶融しやすくなる。

・初期酸化物デブリの配置やその後のリロケーションがホットスポットの生じる場所に大きく影響し、ホットスポット近傍の RPV 壁が破損に至る可能性が高い。

但し、以下の点についても留意が必要である:

- (1) これらは全て二次元解析の結果であるため、溶融金属が固体の酸化物デブリの間に閉じ込め られやすく、実際に比べて RPV 壁近傍への金属溶融物のリロケーションが妨げられる傾向に ある。
- (2) これらの解析では計算コストを低減するために、計算タイムステップを大きくしている間、全ての粒子の座標を固定しており、対流熱伝達の効果を過小評価している。溶融プールが形成される前や、溶融金属が酸化物デブリに内包されるようなケースに比べ、溶融プールによる大きな対流伝熱モードが生じるようなケースほど、現実からの乖離が大きくなる。

従って、特に上記留意点(2)を踏まえ、ある程度、溶融プールが形成された移行のフェーズについては、従来の計算タイムステップを用いた解析が必要になる。2 号機及び 3 号機についてこれらの影響を 2.4 節で検討する。

2.4 福島第一原子力発電所2号機及び3号機のRPV アブレーション解析

2.3 節までの検討結果を踏まえ、本研究では解析対象を以下の2フェーズに分割した:

- (1) 下部プレナムの水が失われた以降の固体デブリの一部が溶け始めるまでのフェーズ (Phase-1)
- (2) 下部プレナムに溶融プールが形成された以降、RPV がアブレーション破損するまでのフェーズ (Phase-2)

Phase-1の解析には、2.2.3 項に示したように計算タイムステップを効率化し、それにより得られた結果を初期条件として Phase-2 の解析を通常の計算タイムステップを用いて行った。

2.4.1 福島第一原子力発電所 2 号機の RPV アブレーション解析 (Phase-1:金属デブリの溶け始め まで)

MELCOR-2.2 による 2 号機事故進展解析 ¹⁾では RPV 下部プレナムに堆積するデブリの高さは RPV 底部からおよそ 1.2m 程度と見積もられている。本研究では RPV 体系を二次元でモデル化し ているため、燃料デブリの体積と表面積の比を保つように初期デブリの堆積高さを 0.83m とした。 また、燃料デブリを構成する物質と RPV 下部プレナム構造 (CRD 案内管)の体積比を酸化物(燃 料):金属:CRD=29:29:4.2 とした。酸化物デブリの崩壊熱は 0.7×10⁶ W/m³ とした。初期温度 は燃料デブリ、RPV 下部構造物等全て 500K とした。

解析に用いた核種物性一覧を表 2-4.1-1 にまとめる。これらの物性値はステンレス鋼、ジルコニウム(Zr)、二酸化ウラン(UO₂)の物性値²¹⁾²²⁾を参考に定めた。RPV 壁の物性はステンレス鋼の物性 を仮定した。金属デブリはステンレス鋼とジルコニウムが 1:1 の割合で混合したものと仮定し、 その物性値には両者の物性値の平均を用いた。また、初期のデブリ配置と温度測定点(A~E)を 図 2-4.1-1 に示す。

Phase-1の解析では体系内の物質移動(液体の対流)の影響が無視できることを前提に、計算タ イムステップを通常に比べて大幅に大きくして効率化を図っているため、金属デブリの温度がZr と鉄(Fe)の共晶点である 1,500K 近傍に達し、これらの溶融が顕著になる前までを解析対象とした。 各温度測定点における温度履歴を図 2-4.1-2 に示す。RPV 壁に近い測定点は比較的に温度が低く、 時間に対して単調に温度が上昇している。RPV 壁より離れた点(A, B, E)では温度上昇速度が速 く、約 1,500K の金属デブリ融点近傍で温度上昇が一時的に停滞した後、さらに温度上昇速度が速 る。但し、この解析では 2.3 節に示したように、液体の粘度は仮想的に高くして(5Pa×s)剛体の リロケーションを安定化している。実際には、液体溶融物の粘度は非常に低い(0.005 Pa×s) た め、金属デブリの溶融が顕著になると、金属溶融物の対流により、温度分布が均一化され、特定 のホットスポットの温度上昇は妨げられることが予想される。本研究では、これらの結果より、 Phase-1の解析は時刻 11,185s までとした。Phase-1 終了時の相状態及び温度分布を図 2-4.1-3 に示 す。この時点では未溶融の金属デブリも多く存在するが、溶融プールの温度は約 1,300K から 1,700K の範囲に分布している。この温度分布を次の Phase-2 解析の初期条件とした。 2.4.2 福島第一原子力発電所 2 号機の RPV アブレーション解析 (Phase-2:金属デブリ溶融後 RPV アブレーション破損まで)

解析ケースと条件

Phase-2 では、主に固体酸化物デブリの間の隙間を溶融金属が満たし、弱い自然循環を形成しな がら固体酸化物デブリの崩壊熱により全体が昇温し、酸化物デブリの溶融と固体酸化物デブリの リロケーション再配置を伴いながら、同時に RPV 壁のアブレーションが進行すると考えられる。 このような現象を直接解析するには、固体酸化物デブリ間のわずかな隙間を流れる金属溶融物の 流動を三次元で十分に解像する必要があり、解析コストが膨大になる(本研究の二次元解析体系 では溶融金属は固体酸化物デブリ間の隙間に閉じ込められて流動できない。粒子径も 5mm では大 きすぎる。)。

そこで、本研究では Phase-2 の初期条件として、図 2-4.2-1 に示す 2 ケースを検討した。

- ・Case-1:金属溶融プールが他の溶融プールと分離して成層化
- ・Case-2:一様な擬溶融プールが形成される

Case-1 では図 2-4.2-1 に示すように、厚さ 0.175m の金属溶融プール層が他のデブリ層から成層 化して上部に形成されると仮定した。残りのデブリは金属と酸化物が一様に混合した一様擬溶融 デブリ層(liquid uniform phase)を形成したと仮定した。一様擬溶融デブリ層は固体酸化物デブリ と溶融金属の混合デブリを表す。固体酸化物デブリによる金属溶融物への流動抵抗を模擬するた めに、暫定的に混合デブリの粘度を金属溶融物の粘度の 20 倍の 0.1 Pa × s とした。一方、その 他の混合デブリの物性はそれを構成する酸化物と金属のそれぞれの物性値の体積平均とした。 Case-1 の解析に用いた物性一覧を表 2-4.2-1 にまとめる。また、Phase-1 解析結果を参考に、金属 溶融プール層及び一様擬溶融デブリ層それぞれと RPV 壁の間には厚さ 0.1m の温度境界層を仮定 した。これらの境界層は温度が低いため、それぞれ固体の金属デブリ層、一様擬溶融デブリ層を 初期条件に仮定した。

Case-2 では、金属溶融プールは成層化せず、全てのデブリが一様擬溶融デブリ層を形成したと 仮定した。Case-1 では一部の金属デブリが上部金属溶融プールを形成したと仮定したが、Case-2 では全ての金属デブリは一様擬溶融デブリ層に含まれる。そのため、Case-2 の一様擬溶融デブリ 層の組成(金属:酸化物=0.534:0.466)はCase-1のそれ(金属:酸化物=0.350:0.650)に比べ 金属の体積割合が高い。粘度を除く一様擬溶融デブリ層の物性はそれを構成する金属と酸化物の 体積割合に応じた平均値を用いている。そのため、Case-1とCase-2では一様擬溶融デブリ層の物 性が異なる。Case-1の解析に用いた物性一覧を表 2-4.2-2にまとめる。

尚、RPV 壁はアブレーションにより溶融すると、周囲の溶融デブリに融解すると考えられるが、 本研究に用いる MPS 法ではそのような融解をモデル化できていない。その結果、RPV 壁が溶融す ると、溶融 RPV 粒子と周囲のデブリ粒子間の密度差による自然対流が生じることになる。しかし、 実際には上述のように RPV は溶融すると周囲のデブリに融解するため、そのような自然循環は生 じないと考えられる。そこで、本研究では RPV 粒子の液体の粘度と密度は仮想的に一様擬溶融デ ブリのそれらと等しいとすることで、そのような自然対流を防止した。

解析結果

2 号機 Phase-2/Case-1 及び Case-2 のデブリ層状態・温度分布・速度ベクトルの推移を図 2-4.2-2 及び図 2-4.2-3 にそれぞれ示す。最初の 100 秒間で Case-1 の上部金属溶融プール層の自然循環の 渦は定常状態に達するが、いずれのケースも一様擬溶融デブリの渦は定常状態に達しておらず、 RPV 壁のアブレーションはほとんど見られない。

その後、温度境界層のデブリのアブレーションが進展し、Case-1 及び Case-2 でそれぞれ約 2800 秒頃及び 2300 秒頃にアブレーションの先端が RPV 壁内表面に達する。すなわち、Case-2 の方が Case-1 に比べて一様擬溶融デブリ層と境界層の熱伝達率が高いことを示している。これは、Case-2 の方が Case-1 に比べて一様擬溶融デブリ層の金属割合が高いため熱伝導率が高いことと、Case-2 の一様擬溶融デブリ層の領域が Case-1 のそれに比べて大きいために自然対流が強いことが原因 と考えられる。図 2-4.2-4 に 2 号機 Phase-2 各デブリ層の平均運動エネルギーの推移を示す。図 2-4.2-4 (a)から分かるように、一様擬溶融デブリの自然対流に伴う平均運動エネルギーは、Case-2 の 方が Case-1 に比べて大きい。図 2-4.2-4 (b)に示すように、金属溶融プール層の自然対流に伴う平 均運動エネルギーの方が一様擬溶融デブリ層のそれに比べて大きいが、金属溶融プール層では自 然循環に伴う伝熱が効果的であるため図 2-4.2-4(d)に示すように温度が低い。これらの結果、Case-2 の方が Case-1 に比べて早いタイミングで RPV 壁がアブレーション破損する。尚、ここで、平均 運動エネルギーは次式で定義した:

$$E_k = \frac{1}{N} \sum_i \frac{1}{2} (u_i^2 + v_i^2)$$
(4)

ここで、N は着目している層の粒子数、 u_i 及び v_i はそれぞれ速度のx-方向成分及びy-方向成分 を表す。

RPV 壁のアブレーション破損位置は、金属溶融プールの有無に関わらず、Case-1 と Case-2 のいずれについても一様擬溶融デブリ層の上部界面のやや下方で生じた。すなわち、比較的に低温の 金属溶融プール層ではなく、温度が高い一様擬溶融デブリ層の伝熱流動が RPV 壁アブレーション 破損に対して支配的となった。但し、Case-1 ではその上部の金属溶融プール層の影響により、ア ブレーション範囲が Case-2 に比べて広くなった。

以上の解析結果をさらに理解するために、金属溶融プール層(Case-1のみ)、一様擬溶融デブリ 層、RPV壁の平均温度の推移を図 2-4.2-5 に示す。金属溶融プール層や一様擬溶融デブリ層の平均 温度上昇量に比べ RPV壁の平均温度上昇量が大きく、Case-1、Case-2 のいずれについても燃料デ ブリの崩壊熱が自然対流伝熱により効果的に RPV壁に伝えられていることが分かる。さらに、図 2-4.2-6 に示すように RPV 壁内部の温度はアブレーションの先端が到達するまでは緩やかに上昇 し、その後は急激に上昇している。これは、デブリから RPV 壁への対流熱伝達に比べ RPV 壁内 部の熱伝導が小さいことを示している。

以上から、本研究で想定した解析条件では、燃料デブリ中の金属溶融物の溶融に伴う自然対流 がデブリの温度成層化をもたらし、燃料デブリの崩壊熱は対流熱伝達により RPV 壁に伝わり (デ ブリ間の固体熱伝導に比べ対流熱伝達が支配的であり)、これらの熱はデブリに接する RPV 壁表 面近傍の溶融をもたらしながら (RPV 内部の熱伝導の寄与は小さく) RPV 壁をアブレーション破 損に至らせていることが明らかになった。 2.4.3 福島第一原子力発電所 3 号機の RPV アブレーション試解析 (Phase-2:金属デブリ溶融後 RPV アブレーション破損まで)

2.3 節に示したように、RPV下部プレナム中の水が失われ、堆積したデブリ中の金属が溶融し始 める頃の温度分布は、デブリの初期堆積分布等に依存する。実機3号機のデブリがどのように RPV 下部プレナムに堆積していたのかを予測することは困難であるが、炉心での燃料溶融が進んでい た場合には、下部プレナムに移行したデブリは溶融後に再固化し、その径が大きくなっているこ とが考えられる。このようなデブリ径の効果は金属溶融段階での対流には大きな影響を与えるも のの、金属溶融に至る熱伝導支配の段階ではあまり影響はないと考えられる。このため、本研究 では3号機の Phase-1 に相当するフェーズは2号機と同一の条件を用いることとし、それ以降の Phase-2 について、3号機の特性を考慮した試解析を実施した。

試解析ケースと条件

図 2-1-1 に示したように、3 号機では酸化物のクラストに覆われた比較的に大きなデブリに多量 の金属溶融物も内包されている可能性が考えられる。2.4.2 項と同様なアプローチで、Phase-2 の初 期条件を模擬する場合、一様擬溶融デブリ層の物性を変更する必要がある。すなわち、一様擬溶 融デブリ層の物性は酸化物デブリで代表させる。以下のように 2 号機 Phase-2 の解析に用いた一 様擬溶融デブリ層の物性を変更した:

・粘度

- 1500K 未満: 無限(粒子の座標は固定し、熱伝導のみを考慮)

- 1500~2500K: 5.0(Pa×s)(固体酸化物デブリ間の金属溶融プールによるある程度の対 流熱伝達を考慮する)

- 2500K 以上: 0.005(Pa×s)(溶融燃料の対流熱伝達を考慮する)

・熱伝導率: UO2の熱伝導率で代表させる。

・融点: UO₂の融点(2500K)で代表させる。

・崩壊熱:2号機 Phase-2の1.2倍(UO₂含有割合が2号機に比べて高いことを想定する)
 以上の変更を反映させ、3号機の Phase-2/Case-1及び Case-2の試解析に用いた物性一覧を表2 4.3-1及び表2-4.3-2にそれぞれまとめる。尚、解析初期条件のデブリ配置や温度分布等は2号機のそれら(図2-4.2-1)と共通とした。

試解析結果

3 号機 Phase-2 の Case-1 及び Case-2 の試解析結果を図 2-4.3-1 に示す。固体熱伝導が支配的で あるため、境界層のアブレーションが一様に進展する傾向が見られる。なお、デブリ径が大きい 場合の特徴は2号機に対するパラメータ解析の結果に表れている。即ち、図 2-3-3~図 2-3-5 の比 較に見られるように、デブリの断熱的な昇温が起こりやすくなり、高温デブリの分布状況に依存 した位置での RPV 破損になると予想される。 2.5 令和元年度に得られた知見

MPS 法による福島第一原子力発電所2号機・3号機のRPV アブレーション解析のために、剛体 モデル、並列化、計算タイムステップ効率化手法を開発した。剛体モデルにより、RPV 下部プレ ナムに堆積した固体デブリが溶融しながらリロケーション再配置する過程を解析できるようにな った。解析タイムステップ効率化手法の導入により、固体熱伝導が支配的なフェーズの解析に要 する時間を従来に比べて大幅に低減することに成功した。

剛体モデルと解析タイムステップ効率化を導入した解析の結果、初期の RPV 下部プレナムに堆 積するデブリの大きさが大きいほど、崩壊熱に伴う局所的なホットスポットが生じやすいことが 明らかになった。解析条件によっては、そのような局所的なホットスポットに隣り合う RPV 壁が 他の領域に比べて早く溶融アブレーションし、破損に至りやすいことが示された。すなわち、RPV 下部プレナムに堆積するデブリの分布が RPV 破損位置に大きく影響する可能性が示された。

2号機の解析の結果、本研究で想定した解析条件では、燃料デブリ中の金属溶融物の溶融に伴う 自然対流がデブリの温度成層化をもたらし、燃料デブリの崩壊熱は対流熱伝達により RPV 壁に伝 わり(デブリ間の固体熱伝導に比べ対流熱伝達が支配的であり)、これらの熱はデブリに接する RPV 壁表面近傍の溶融をもたらしながら(RPV 内部の熱伝導の寄与は小さく) RPV 壁をアブレー ション破損に至らせていることが明らかになった。

3 号機の試解析の結果、下部プレナム移行デブリの径が大きく、金属が酸化物に内包される状況 では溶融金属の対流伝熱が抑制され、RPV 壁のアブレーションが開始する以前には固体熱伝導が 支配的で RPV 壁を一様に溶融アブレーションする傾向が見られ、デブリの温度分布に依存した RPV 破損位置となることが示された。

3. 令和2年度の成果

3.1 背景

これまでに早稲田大学で実施した事故進展解析研究からは炉心物質の炉心部から RPV 下部プレナムへの移行時の熱状態は福島第一原子力発電所 2 号機と 3 号機で異なっており、2 号機の移行炉心物質は比較的に低温で、3 号機のそれは比較的に高温であった可能性が示されている^{1) 2)}。 一方、日本原子力研究開発機構(JAEA)により実施された解析研究によれば、そのような 2 号機 と 3 号機の違いにもかかわらず、いずれにおいても RPV 下部プレナムに移行した炉心物質は、一 旦は冷えて、その後、燃料デブリの崩壊熱に伴って再昇温・部分溶融した可能性が示されている²⁴⁾。 これらのプラント内部調査結果や解析研究から、炉心物質の溶融、RPV 下部プレナムへの移行、 RPV ヘッドの破損と破損部からの炉心物質の放出までの過程は複雑であったことが推定できる。

原子炉過酷事故時の RPV からの炉心物質の放出挙動を対象とした従来の実験や解析研究は上 記のような複雑な過程を考慮していない。これらの研究では、RPV 下部プレナムの炉心物質は完 全に溶融した金属(又は金属と酸化物の混合)溶融プールで模擬され、容器の初期破損過程まで しか検討されていない。例えば MASCA 実験では溶融物の化学組成が成層化した溶融プールから 金属容器への熱流束に及ぼす影響が評価された²⁵⁾。FOREVER 実験では高温溶融プールと圧力に よる金属容器のクリープ破損が模擬された²⁶⁾。米国電力研究所(EPRI)による実験シリーズでは 貫通管の脱落や溶融物凝固による貫通管内流路の閉塞が研究対象とされた²⁷⁾。

そこで、従来の研究で検討されていたよりも複雑な炉心物質挙動(RPV 下部プレナムで一旦は 凝固した燃料デブリの再溶融)や RPV 下部ヘッドが初期破損した以降の炉心物質の流出挙動の理 解が必要である。そのためには、直接数値解析(DNS)が有用だが、従来の DNS を用いた解析研 究の適用範囲も成層化溶融プール問題のような実験と同様に比較的に単純な系にしか適用されて いない²⁸⁾²⁹⁾。解析対象の空間に固定された計算メッシュ等で分割するオイラー法に基づく従来の DNS は金属と酸化物のデブリ再溶融に伴う複雑な固液界面の追跡問題への適用が困難と考えられ る。

そこで本研究では、解析対象をラグランジュ的に計算点で離散化する非圧縮性流体の粒子法で ある Moving Particle Semi-implicit(MPS)法を用いる。早稲田大学ではこれまでの JAEA 委託研究 で酸化物デブリの崩壊熱により金属デブリが再溶融しながら、酸化物デブリが再配置するような 複雑な燃料デブリ挙動を解析するために必要な MPS 法の改良に取り組んできた。すなわち、 Corrective Matrix¹³、Particle Shifting^{12),31)}等の数値誤差低減法、数値安定性向上法を MPS 法による 溶融物挙動解析コードに実装することで低粘性流体の自然対流による金属容器のアブレーション 破損等の数値的に高精度・安定性が求められる問題の解析が可能になった³¹⁾。また、Passively Moving Solid(PMS)モデルを使えば簡便にデブリを剛体でモデル化できる³²⁾。しかし、現行の PMS モデルを用いると多数の剛体が積み重なった場合に、剛体同士の接触部近傍で数値的に不安 定になる。この問題を解決するために MPS 法と Discrete Element Method(DEM)法を用いたハイ ブリッド法が提案されているが、解析が複雑になる上に DEM 法に用いる計算時間幅が小さくな るため、解析コストが増大して実機のデブリ挙動の解析への適用が困難である³²⁾。

そこで本研究では、福島2号機・3号機の RPV 下部プレナムの燃料デブリ再溶融過程に適用で

きるように MPS 法の現行の PMS 法を改良し、さらに解析コストを低減する。これらにより、RPV 下部プレナムにおける燃料デブリ再溶融過程や、RPV 下部プレナム破損孔からの金属溶融物の流 出を伴うデブリ挙動、RPV 下部ヘッドの二次破損等に影響を与える因子を明らかにする。

3.2 燃料デブリ再溶融及び RPV 下部ヘッド破損時のデブリ挙動解析手法の開発

以下では、早稲田大学の MPS 法の基本的な離散化モデル及び、本年度(令和2年度)に実施した改良等についてまとめる。3.2.1 項にまとめた MPS 法の離散化モデルは JAEA 委託研究(~令和元年度)までと同様である。本年度に実施した新たな MPS 法の改良等については 3.2.2 項以降に示す。

3.2.1 MPS 法の離散化モデル

MPS 法の支配方程式は以下の式(5)-(7)に示す質量保存則、運動量保存則、エネルギー保存則(伝熱)の式である。尚、本研究では式(6)の最後の項に Boussinesq 近似により浮力を考慮するための 外力項を追加した。早稲田大学の MPS 法では、式(6)に含まれる圧力項と粘性項は陰的に解き、外 力項は陽的に解くことで低粘性流体から高粘性流体を経て凝固するまで(あるいはその逆)の炉 心物質の挙動を解く^{11),33)}。

$$\frac{D\rho}{Dt} = 0 \tag{5}$$

$$\frac{D\boldsymbol{u}}{Dt} = -\frac{1}{\rho}\nabla p + \nu\nabla^2 \boldsymbol{u} + \boldsymbol{g} - \beta(T - T_0)\boldsymbol{g}$$
(6)

$$\frac{Dh}{Dt} = k\nabla^2 T + Q \tag{7}$$

ここで、 ρ は密度、u は速度ベクトル、p は圧力、 ν は動粘性係数、g は重力ベクトル、 β は流体の熱膨張率、T は絶対温度、 T_0 は浮力算出のための基準温度、h はエンタルピー、k は熱伝導率、Q は発熱項である。

これらの支配方程式の離散化に用いる粒子間相互作用モデルには、MPS 法に一般的に用いられる以下の粒子間の距離に応じた重み関数を用いた。

$$w_{ij} = w(r_{ij}) = \begin{cases} \left(1 - \frac{r_{ij}^2}{r_e^2}\right)^2 & (0 \le r_{ij} < r_e) \\ 0 & (r_e \le r_{ij}) \end{cases}$$
(8)

ここで r_{ij} は粒子 *i* と粒子 *j*、 r_e は隣接粒子間の距離を表す。また、離散化時の粒子配置の乱れ に伴う離散化誤差を低減する Corrective Matrix¹³⁾を用いた gradient、divergence、Laplacian モデルを 用いた:

$$\langle \nabla \phi \rangle_i = \frac{1}{n_0} \sum_{j \neq i} \left\{ w_{ij} \; \frac{\phi_j - \phi_i}{r_{ij}} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{C_1} \\ \mathbf{C_2} \end{bmatrix} \mathbf{P} \right) \right\} \tag{9}$$

$$\langle \nabla \boldsymbol{u} \rangle_{i} = \frac{1}{n_{0}} \sum_{j \neq i} \left\{ w_{ij} \; \frac{\boldsymbol{u}_{j} - \boldsymbol{u}_{i}}{r_{ij}} \cdot \left(\begin{bmatrix} \boldsymbol{C}_{1} \\ \boldsymbol{C}_{2} \end{bmatrix} \boldsymbol{P} \right) \right\}$$
(10)

$$\langle \nabla^2 \phi \rangle_i = \frac{2}{n_0} \sum_{j \neq i} \left\{ w_{ij} (\phi_j - \phi_i) \left(\frac{[\mathbf{C}_3 + \mathbf{C}_4] \mathbf{P}}{l_0 r_{ij}} \right) \right\}$$
(11)

ここで、 n_0 は初期粒子数密度、 C_k は Corrective Matrix の第 k 列、P は相対位置ベクトルである。 離散化誤差の要因となる粒子配置の乱れを回復するために、粒子の多い領域から少ない領域に粒 子の座標を微修正する Particle Shifting (PS)³⁴及び Optimized Particle Shifting (OPS)³⁵をそれぞれ 流体の内部の粒子と表面の粒子に適用している。

尚、エンタルピーに基づく固液相変化モデル³⁶⁾や、相変化領域の固相率を用いた固液混合物の 粘性評価¹¹⁾、ニュートンの冷却法則に基づく蒸気による自然対流冷却³⁷⁾には従来の早稲田大学の MPS 法と同じモデルを用いた。

3.2.2 圧力壁境界条件の改良

JAEA 委託研究(~令和元年度まで)に利用していた MPS 法は壁境界に元々の MPS 法と同じ 境界条件を用いている。これらの MPS 法では図 3-2.2-1(a)に示すように、流体粒子と壁粒子の間 にノイマン境界を定めるため、流体粒子*i* とその近傍壁粒子*j* の勾配(gradient)を求めると、両 者の圧力差 $\Delta P_{ij} = P_j - P_i$ は必ずゼロであった。しかしこの場合、容器中に液体が静止するはずの 等温解析の結果は図 3-2.2-1 (b)に示すように不自然な数値的な対流を生む。これは、流体-壁境界 間での圧力境界条件において、水頭圧が正しく考慮されていなかったことによって、下向きの力 が流体粒子に加わってしまったためである。

そこで、本研究では以下の式及び図 3-2.2-2(a)に示すように流体粒子の近傍壁粒子との圧力勾配 を一律にゼロにするのではなく、高低差Δhに応じて重力方向の座標の差に比例する圧力勾配ΔP_{ij} を用いて、上述の数値誤差を低減した。

$$\Delta P'_{ij} = \alpha \rho g \Delta h = \alpha \rho g \left(y_j - y_i \right) \tag{12}$$

ここで、*ρ*は密度、*g*は重力加速度、*α*は壁形状に応じて定まる定数(通常 1.0)である。このよう な改良壁境界を用いた結果、図 3-2.2-2(b)に示すように数値的な自然対流を取り除くことができた。

3.2.3 剛体計算の安定化

本年度は、令和元年度までの JAEA 委託研究における解析に比べ、剛体計算をさらに安定化した。従来の PMS 法 ³²⁾を用いた剛体計算では、本研究で扱う固体デブリの積み重なりを安定的に解くことができない。この主な原因は、固体が接触する界面付近で非圧縮性が厳密に保たれないことにより、極端に距離が近づいてしまう粒子が出現し、圧力が急上昇してしまうことにある。この時の圧力分布の一例を図 3-2.3-1 に示す。

本研究では、固体デブリの積み重なりに伴う数値的な不安定性を、複雑なハイブリッド法は用

いずに低減するために、剛体デブリの再配置を行う phase のみに対して以下のようにした。尚、この間は溶融物(流体)の自然対流を過小評価することになるが、剛体の再配置に要する時間は総計算時間の約1%であるため、体系中に溶融プールが発達する以前であればこのようなモデリングが解析結果(デブリの再溶融過程のデブリの溶融挙動や RPV 下部ヘッドへの伝熱)に及ぼす影響は無視できると考えられる。

(1)仮想的な粘性と重力加速度の変更

流体計算では、粘性が小さいほど粒子が急激に近づきやすくなるため、計算が不安定になりや すい。そのため、全流体粒子(剛体粒子も含む)の粘性を剛体の再配置計算のときに限定して仮 想的に高くした(例:50~500 Pa×s)。このとき、低粘性流体中を固体デブリが密度差により沈降 する挙動を適切に考慮するため、剛体粒子に対する重力加速度を通常の1.5~2 倍程度にした。

(2)計算時間幅の低減

剛体運動計算に PMS 法を用いると非圧縮性が崩れてしまうのは、各タイムステップで非圧縮性 を担保するための流動計算を行った後に、剛体粒子の座標を修正しているためである。すなわち、 剛体粒子の座標修正に対する比圧縮性の補正は次のタイムステップに遅れていることになる。従 って、計算時間幅を低減すれば、剛体粒子の座標修正に伴う非圧縮性の乱れの影響は低減するこ とができる。具体的には、剛体の運動を計算する phase に限定し、式(13)に示す計算時間幅Δtを決 定するためのクーラン条件に用いるクーラン数*C_i*を通常用いる値(0.1)に比べて小さくした(0.01-0.02)。

$$C_i = \frac{\Delta t \cdot u_{max}}{l_0} \tag{13}$$

ここで、 u_{max} は全粒子中の最大粒子速度、 l_0 は粒子径である。

(3) 圧力ポアソン方程式のソース項の変更

粒子が図 3-2.3-1 に示すように重なると、その近傍で粒子数密度が初期値n₀を大きく上回り、その結果、圧力が急上昇して異常な反発力が計算される。このような局所的な圧力の増大を低減するためには、(a) 粒子の急接近を防止(予防)する;(b) 接近してしまった時の圧力振動を緩和する;といった 2 種類のアプローチが考えられる。本研究で用いた圧力ポアソン方程式のソース項を以下に示す。

$$\frac{1}{\rho} \langle \nabla^2 P \rangle_i^{k+1} = \frac{(1-\gamma)}{\Delta t} \nabla \cdot \boldsymbol{u}^* - \gamma \frac{1}{\Delta t^2} \left(\frac{n^* - n_0}{n_0} \right) + S_C$$
(14)

ここで、γは第1・2項目の2種類の非圧縮性条件の混合係数、n*は粒子iの粒子数密度、Scは以下 で定義される追加のソース項である。

$$S_{c} = \begin{cases} \frac{1}{\Delta t^{2}} \frac{c}{n_{0}} \sum_{j \neq i} (r_{ij} - l_{0}), & (i, j \in rigid) \cap r_{ij} < l_{0} \\ 0, & otherwise \end{cases}$$
(15)

ここで、cは剛体衝突時の剛性に対応する係数である(cが大きいほど強い反発力が働き跳ね返り やすくなる)。上式に示すように、 S_c は2つの剛体粒子の距離が l_0 よりも接近した時に有効になり、 さらに距離が近づくほど絶対値が大きくなる。式(14)の第1・2項はそれぞれ速度の発散、粒子数 密度の初期値 n_0 からのずれを用いて流体の非圧縮性を維持するための補正効果がある。しかし、 2つの項にはそれぞれ長所短所が存在する。速度の発散(第1項)を用いると、圧力振動が緩和さ れ圧力分布が滑らかになる傾向がある一方で、粒子配置に伴う誤差・粗密が生まれやすく、結果 的に時間進行に伴って非圧縮性が崩れやすくなることがある。一方で、粒子数密度を用いた場合、 毎タイムステップで n_0 からのずれを基に明示的に粒子の分布を修正するため、非圧縮性はより厳 密に保たれるが、非物理的な圧力が発生してしまう。これらを基に、2つの条件の長所短所を上手 く組み合わせた混合型のソース項が開発され、推奨値として $\gamma = 0.001 \sim 0.01$ が提案されている¹⁵⁾。 本研究の解析対象では $c = 0.35 \sim 0.6$ 、 $\gamma = 0.005$ のときに最も安定した。

3.2.4 並列計算と計算コストの低減

並列計算手法には、令和元年度までの JAEA 委託研究において実装した手法と同じく、メモリ 分散型並列計算(MPI)とメモリ共有型並列計算(OpenMP)のハイブリッド並列計算手法を用い た^{11),38)}。

また、計算コスト低減の基本的な考え方も令和元年度までに実施した解析と同様とした。但し、 本年度は多数の感度解析を実施して、福島第一原子力発電所 2・3 号機等で考えられる RPV 下部 ヘッドの損傷個所や損傷の発生時間に影響を与える因子を検討する必要があったため、さらなる 計算コスト削減のためにアルゴリズムを見直した(アルゴリズム効率化を図った)。具体的には、 解析全体の計算 phase を表 3-2.4-1 のように A~C の 3 phases に分割し、図に示す各計算 phase の 切り替え条件の判定によりこれらを繰り返すようにした。以下に改良アルゴリズムに用いた各計 算 phase の概要をまとめる。

Phase-A: 剛体・流動・伝熱計算の全てを厳密に連成して計算する。この phase では、周囲の金属 デブリや構造物の溶融により積み重なった固体デブリの支えが少しずつ失われることに伴う固体 デブリの下部への移行のうち、固体デブリの移行 phase を解く。PMS 法による剛体計算を安定化 させるために、計算時間幅を通常の流動計算に用いるそれよりも小さくするため、計算コストは 非常に大きくなる。しかし、デブリ再溶融過程における固体デブリの再配置は、常に計算する必 要は低いと考え、本研究では、500 秒に1回(5秒間)(実解析時間の1%)のみを Phase-A により 計算することとした。

Phase-B: 剛体粒子の座標は全て固定して通常の壁粒子としてみなし、伝熱計算及び溶けた溶融金 属の流動計算を行う。ここでは、少しずつ溶け出していく溶融金属が未溶融のデブリの隙間を埋 めていく流動を 3~10 秒ほど計算することにした。但し、本研究の解析は二次元解析のため、三 次元的に狭いデブリ間の隙間を細かく縫っていくような熱流動は十分に考慮できない。そのため、 本手法の適用範囲は溶融金属の対流伝熱の影響が限定的(デブリ間の固体熱伝導が支配的である) 場合に限られる。 Phase C: 全ての粒子の座標を固定して、固体熱伝導のみを計算する。この phase では流動計算を 行わず、陰解法で計算時間幅を大幅に大きくしても問題がないため、Phase-B 終了時の 1000 倍の 計算時間幅を用いて伝熱計算を行う。Phase-C 開始時に剛体粒子の数をカウントし、この総量の 1%の粒子が溶融した時に、粒子の固定を解除して Phase-B (もしくは Phase-A) へと移る。

3.3 福島第一原子力発電所 2・3 号機 RPV 下部プレナム燃料デブリ相互作用解析

3.3.1 解析体系と条件

福島第一原子力発電所2号機と3号機には事故進展の違いはあると考えられている(2号機で は炉心部から水位が失われた後に炉心損傷が顕著になったのに対して、3号機では炉心部に水位 がある状態で炉心損傷が進展したと考えられている)ものの、いずれにおいても RPV 下部プレナ ムに移行した炉心物質は、一旦は冷却水中で冷え固まり、その後、燃料デブリの崩壊熱で下部プ レナムから液相水が失われるのに伴い、燃料デブリは再昇温・部分溶融した可能性が示されてい る²⁴。本研究では、図 3-3.1-1 に示す「冷却材喪失」から「再溶融」までを MPS 法による解析対 象とした。

先行研究の2号機の事故進展解析に用いられた2号機の炉心構成物質の質量の一覧を表3-3.1-1 に示す³⁹⁾。本研究では、先行研究を参考に、炉心物質の総量のおよそ50%がRPV下部プレナムに 移行したと仮定した。すなわち、下部プレナムに移行した炉心物質の質量はUO₂:約53t、金属ジ ルコニウム(Zr):約24t、ステンレス鋼(SS):約13tとした。但し、RPV下部プレナムのデブ リは、UO₂で代表する酸化物デブリとZrとSSが1:1の割合で混合した金属デブリで構成される と仮定し、酸化物デブリの物性値はUO₂のそれらで代表し、金属デブリの物性値はZrとSSのそ れらの平均値で代表した。物性値には先行研究等で用いられていた値^{22),40)}を用いた。このように して定め、解析に用いた RPV構造物及び金属・酸化物デブリの物性値を表 3-3.1-2 にまとめる。 これらから、RPV下部プレナムに移行したデブリの質量は約90t、体積に換算すると10~11m³と なった。

上記のように概算した体積の溶融物が空隙率等を考慮せずに単純に半球形の RPV 下部プレナムを満たす場合、溶融プールの深さは RPV 底部から約 1.2 m となる。本研究では解析コストを実用的な範囲にするため二次元体系で解析を行う。そこで、図 3-3.1-2 に示すようにデブリの体積と RPV 下部ヘッド壁に接する伝熱面積の比を保存するように、デブリベッドの深さを定めた。

以上のようにして構築した MPS 法による二次元解析のために構築した解析体系の一例を図 3-3.1-3 に示す。解析は二次元の 1/2 対称体系で実施した。1/2 対象の境界には断熱壁境界を適用し た。二次元体系では実際の CRD 構造等、円柱状の構造物を模擬できない。そこで、本研究では図 3-3.1-3 に示すように簡易的に構造物を分散配置し、実機での CRD 構造物群間を移行・流動する デブリ・溶融物挙動を模擬した。CRD に代表される下部プレナム構造物の体積比は 4.2%、デブリ ベッドの空隙率はおよそ 40%と仮定し、各物質の体積比(粒子数比)がそれぞれ酸化物デブリ: 金属デブリ:構造物=29:29:4.2 となるように粒子を下部プレナム内に配置した。酸化物デブリ と金属デブリはそれぞれ直径約 40mm の剛体で模擬し、各剛体は直径 6 mm のおよそ 35 粒子で模 擬した。計算体系全体は約 50,000 粒子で模擬した。但し、初期配置では空隙率 40 vol%が保たれ るよう図 3-3.1-3 のように一定の間隔を空けて酸化物・金属デブリを配置したが、二次元体系では 40%空隙率の固体の積み重なりを再現することは難しく、解析開始とほぼ同時に固体デブリの再 配置により空隙率は減少した。

下部プレナムのデブリはプレナムの液相水が沸騰・蒸発により失われるまでは十分に冷やされ ていたと仮定し、初期温度はすべての物質に対して 500K とした。酸化物デブリの崩壊熱は、東京 電力ホールディングス株式会社が公開している ORIGEN-2 を用いた各号機の崩壊熱量計算結果⁴⁰⁾ も参考に、本解析で着目する期間中の変化は小さいと考え、1.0 MW(一定)とした。

3.3.2 解析結果(基準ケース)と適用範囲の検討

図 3-3.2-1 に基準ケースの解析結果(デブリ分布と温度分布)を代表的な時間について示す。初 期状態(体系中の全ての物質の温度が 500K)から約 9,000 秒までは全てのデブリが固体の状態で 昇温した。解析開始から 9,013 秒後に最初の金属デブリの溶融が確認された。その後、徐々に金属 デブリの溶融が進み、約 11,000 秒~11,500 秒ではデブリベッドの上部付近に部分的に溶融プール が形成された。また、金属溶融プールの形成に伴い、相対的に比重が大きい酸化物デブリ(固体) が下部プレナムの下方に沈降した。初期状態では金属デブリと酸化物デブリが互いに隣り合うよ うに分散配置したが、金属溶融プールが形成されるにつれて、崩壊熱を伴う酸化物デブリの再配 置により、デブリベッドの温度分布が非均一になり、酸化物デブリが集中したところで高温にな りやすい場所(ホットスポット)が生じた。

本研究では、デブリ溶融の初期過程のデブリベッド伝熱は接触する固体デブリ間の熱伝導が支 配的になるという仮定のもと、伝熱流動計算を3つのphasesに分割し、計算アルゴリズムを効率 化した。そこで、改良アルゴリズム(SpeedUp)の適用性を検討するため、初期状態から11,000~ 11,500秒の500秒間(固体デブリの10~20%程度が溶融した状態)について、通常アルゴリズム と改良アルゴリズムの解析結果を図3-3.2-2に比較する。両者にデブリベッドの溶融進展について 目立った違いは見られない。また、両者でこの間に解析体系中に存在した流体粒子の数(固相線 温度以上の粒子の数)は図3-3.2-3に示すように概ね同様に推移している。これらから、体系中に 占める溶融プールの割合が一定程度以下であれば、改良アルゴリズムを用いても、通常のアルゴ リズムを用いた場合と同等の解析結果が得られることが確認できた。

一方で、計算時間を比較すると、500秒間の解析に要した時間は、図 3-3.2-4 に示すように通常のアルゴリズムを用いた場合には約3日間であったのに対して、改良アルゴリズムを用いた場合は約4時間となり、約15分の1程度まで計算時間を低減することができた(解析に用いた CPUはいずれも Intel Xenon Gold 6238, 2.1 GHz, 44 cores)。

3.3.3 感度解析結果と溶解物の流出を伴うデブリベッドの溶解過程の解析結果

(1) デブリ径の影響

2 号機、3 号機について推定されている事故進展には不確かさがあり、RPV 下部プレナムに移行 した後に冷却された場合のデブリ性状(粒子状/塊状)も不確かである。そこで本研究ではデブ リが比較的に粒子状に近い状態で冷却・凝固した場合と塊状で冷却・凝固した場合をそれぞれ直 径 20 mm と 100 mm の剛体デブリで模擬し、その後の崩壊熱による溶融過程を解析した。

図 3-3.3-1 に初期デブリ径 20 mm と 100 mm の場合それぞれのデブリ再溶融過程の解析結果を

示す(3.3.2 項に示した基準ケースのデブリ径は40 mm)。デブリ径を小さくした場合の方が大き くした場合に比べ、酸化物デブリから金属デブリへの伝熱接触面積が大きいため、金属溶融プー ル形成が速く進展した。体系中の金属デブリの10%が溶融するのに要した時間はデブリ径が小さ い場合は約2.2時間だったが、デブリ径が大きい場合は約4.2時間であった。

但し、本研究で用いている改良アルゴリズムは対流伝熱に対して熱伝導が支配的なフェーズにし か適用できない。図 3-3.3-1(a) (デブリ径:20mm) に示した結果のうち、4時間以降は金属溶融プ ールが下部プレナム全体に大きく発達していることから、改良アルゴリズムを用いた解析結果は 信頼できない。解析結果は対流伝熱を大きく過小評価している可能性がある。また、デブリベッ ドが高温になるとデブリ間の輻射熱がデブリベッドの温度分布に及ぼす影響も大きくなると考え られるが本研究ではそれらの輻射伝熱は考慮していない。そのため、解析結果は現実に比べてデ ブリベッド中のホットスポットが生じやすいと考えられる。

(2) デブリ堆積分布の影響

2 号機、3 号機について推定されている事故進展には不確かさがあり、RPV下部プレナムへのデ ブリの移行履歴(金属と酸化物の流下・移行のタイミングや順序等)も不確かである。基準ケー スでは金属デブリと酸化物デブリを互いに均等に配置した状態を初期条件としたが、融点が比較 的に低い金属デブリが初期に下部プレナムに移行した後に酸化物デブリが下部プレナムに移行す るようなシナリオも考えられる。この場合は、酸化物デブリが金属デブリの上に成層化して堆積 する傾向が強くなる。そこで、本研究では基準ケースのような初期デブリ配置に加えて、酸化物 デブリが金属デブリの上に成層化して堆積したような初期デブリ配置も検討した。両者の違いを 明瞭にとらえるために、金属デブリと酸化物デブリが完全に成層化したような仮想的なケースに ついて解析した。得られた結果を図 3-3.3-2 に示す。

図 3-3.3-2(b)に示すように、酸化物デブリが金属デブリの上に成層化して堆積したケースでは、 そうでないケース(基準ケース)に比べて、酸化物デブリの崩壊熱が伝わる金属デブリの接触面 積が小さいため、金属溶融プールの形成が遅れた。また、酸化物デブリからの熱伝導により、初 期状態から約6時間後に下部ヘッド側部の壁の溶融が始まった。一般的には下部ヘッドは、熱伝 導率の高い金属の溶融プール形成に伴う対流熱伝達(heat flux focusing)により側部が破損するモ ードが知られているが、本解析結果は、そのような金属溶融プールが発達しない場合であっても 下部ヘッド側部が(底部に比べて)熱的に厳しくなる可能性を示している。

(3) 溶融物流出を伴うデブリベッド溶融進展挙動

2 号機、3 号機では溶融炉心物質が複数の RPV 下部ヘッドの局所的な破損部から流出した可能 性がある。そのような複数の局所的な破損部からの溶融物の流出を伴うデブリベッドの溶融進展 過程を解析するために、解析体系を図 3-3.3-3 に示すように変更した。ここで、CRD 等の貫通管の 接続溶接部の損傷等に伴って破損孔が生じることを模擬するために、仮想的な犠牲材粒子を模擬 構造物近傍に配置した。これらの仮想的犠牲材粒子の融点は周囲の構造材に比べて融点を低くし た(1,000 K)。また、破損孔が溶融物の凝固により閉塞しないように、破損孔部では溶融物が凝固 しないようにした。

図 3-3.3-4 に下部ヘッドが溶融破損するまでのデブリベッドの溶融進展の様子と温度分布を示

す。金属デブリの溶融に伴う溶融金属のプレナム下部への流下によって、下部ヘッド底部が加熱 され、初期状態から約 5.2 時間後に仮想犠牲材の溶融による最初の破損孔が生じた。その結果、下 部プレナム中の溶融金属は順次、破損孔から流出した。溶融金属の流出に伴い、破損孔の位置が 高いベッセル側部からの溶融物流出は次第に止まったが、ベッセル底部からの流出は継続した。 その間、酸化物デブリはプレナム下部に再配置を繰り返し、次第にプレナム底部に沈降していっ た。このような高温の溶融金属の継続的な流出と、崩壊熱源(酸化物デブリ)の下方への沈降に より、下部ヘッド底部が集中的に加熱され、最終的にベッセル壁が大きく溶融破損して酸化物デ ブリが放出された。

3.4 令和2年度に得られた知見

本年度(令和2年度)は令和元年度までのJAEA 委託研究において整備した早稲田大学のMPS 法の圧力壁境界条件の改良、剛体計算の安定化、デブリベッドの溶融過程の解析コスト低減のた めの計算アルゴリズムの改良に取り組んだ。剛体計算の安定化と計算コストを低減するアルゴリ ズムの改良により、RPV下部プレナムに堆積した固体デブリが溶融しながらリロケーション再配 置する過程を様々なケースについて実用的な計算コストで感度解析できるようになった。このよ うにして開発した改良 MPS 法を用いて2号機、3号機の RPV 下部プレナムで一旦は冷え固まっ た燃料デブリが再溶融した場合の再溶融過程と下部ヘッド破損を伴う溶融物・デブリ放出過程を 解析し、以下のような知見を得た:

・下部プレナムで冷え固まったデブリの性状(粒子状/塊状)や堆積分布(成層化の程度)は、 その後のデブリベッド再昇温・部分溶融に要する時間と溶融プール形成に大きく影響する:酸化 物デブリと金属デブリが粒子状に細かく均一に分布するほど金属溶融プールが発達しやすい。一 方で、塊状に大きなデブリが成層化して堆積する場合は金属溶融プールが発達し難く、酸化物デ ブリ近傍にホットスポットが生じやすい(但し、本研究に用いた解析は二次元解析であることや、 改良アルゴリズムの特性上、対流伝熱を過小評価しやすいこと、デブリ間の輻射熱を考慮してい ないこと等により、ホットスポットを実際よりも強調しやすいと考えられる)。

・溶融金属プールが十分に形成された場合には対流伝熱(heat flux focusing)により下部ヘッド側 部が熱的に厳しくなる。(令和元年度の報告)

・溶融金属プールが十分に形成されなかった場合にも、酸化物デブリの崩壊熱による熱伝導で下 部ヘッド側部が熱的に厳しくなる可能性がある。

・下部ヘッドに破損孔が生じて金属溶融物が流出しながらデブリベッドの溶融が進展する場合に は、下部ヘッド側部からの流出は溶融金属の液位の低下により比較的に早期に終息するが、下部 ヘッド底部からの流出は継続する。同時に、崩壊熱を伴う酸化物デブリが再配置により下部ヘッ ド底部に沈降するため、相対的に下部ヘッド中央底部が熱的に厳しくなり、最終的に酸化物デブ リ等が放出されるような大規模な破損に至る可能性がある。

4. まとめ

MPS 法による福島第一原子力発電所2号機、3号機の RPV アブレーション解析のために、令和 元年度は剛体モデル、並列化、計算タイムステップ効率化手法を開発し、令和2年度は MPS 法の 圧力壁境界条件の改良、剛体計算の安定化、デブリベッドの溶融過程の解析コスト低減のための 計算アルゴリズムの改良を行った。これらの改良により、RPV 下部プレナムに堆積した固体デブ リが溶融しながらリロケーション再配置する過程を様々なケースについて実用的な計算コストで 感度解析できるようになった。

また、改良した MPS 法による福島第一原子力発電所 2 号機、3 号機の解析を実施し、以下の知 見を得た。

(1) 初期の RPV 下部プレナムに堆積するデブリの大きさが大きいほど、崩壊熱に伴う局所的な ホットスポットが生じやすく、解析条件によっては、局所的なホットスポットに隣り合う RPV 壁が他の領域に比べて早く溶融アブレーションし、破損に至りやすいことが示された。すなわ ち、RPV 下部プレナムに堆積するデブリの分布が RPV 破損位置に大きく影響する可能性が示 された。

本研究で想定した解析条件では、2 号機においては燃料デブリ中の金属溶融物の溶融に伴う 自然対流がデブリの温度成層化をもたらし、燃料デブリの崩壊熱は対流熱伝達により RPV 壁 に伝わり、これらの熱はデブリに接する RPV 壁表面近傍の溶融をもたらしながら RPV 壁を アブレーション破損に至らせていること、3 号機においては、下部プレナム移行デブリの径が 大きく、金属が酸化物に内包される状況では溶融金属の対流伝熱が抑制され、RPV 壁のアブ レーションが開始する以前には固体熱伝導が支配的で RPV 壁を一様に溶融アブレーションす る傾向が見られ、デブリの温度分布に依存した RPV 破損位置となることが示された。

- (2) 下部プレナムで冷え固まったデブリの性状(粒子状/塊状)や堆積分布(成層化の程度)は、 その後のデブリベッド再昇温・部分溶融に要する時間と溶融プール形成に大きく影響する。酸 化物デブリと金属デブリが粒子状に細かく均一に分布するほど金属溶融プールが発達しやす く、塊状に大きなデブリが成層化して堆積する場合は金属溶融プールが発達し難く、酸化物デ ブリ近傍にホットスポットが生じやすい。但し、本研究に用いた解析は二次元解析であること や、改良アルゴリズムの特性上、対流伝熱を過小評価しやすいこと、デブリ間の輻射熱を考慮 していないこと等により、ホットスポットを実際よりも強調しやすいと考えられる。
- (3) 溶融金属プールが十分に形成された場合には対流伝熱により下部ヘッド側部が熱的に厳しくなる。また、溶融金属プールが十分に形成されなかった場合にも、酸化物デブリの崩壊熱による熱伝導で下部ヘッド側部が熱的に厳しくなる可能性がある。
- (4) 下部ヘッドに破損孔が生じて金属溶融物が流出しながらデブリベッドの溶融が進展する場合には、下部ヘッド側部からの流出は溶融金属の液位の低下により比較的に早期に終息するが、下部ヘッド底部からの流出は継続する。同時に、崩壊熱を伴う酸化物デブリが再配置により下部ヘッド底部に沈降するため、相対的に下部ヘッド中央底部が熱的に厳しくなり、最終的に酸化物デブリ等が放出されるような大規模な破損に至る可能性がある。

参考文献

- 1) K. Wadayama, A. Yamaji, Estimation of thermal status of the fuel debris at the time of core slumping of 1F2 with MELCOR-2.2, Proc. FDR2019, Fukushima, Japan, May 24-26, 2019.
- M. Regalado, A. Yamaji, Preliminary sensitivity analysis for estimating core thermal energy at the time of core slumping of Fukushima Daiichi unit3 with MELCOR-2.2, Proc. FDR2019, Fukushima, Japan, May 24-26, 2019.
- C. Hirt, B. Nichols, Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, J. Comput. Phys, 39, pp. 201-225, doi:10.1016/0021-9991(81)90145-5, 1981.
- 4) C. Peskin, The immersed boundary method, Acta Numer., 11, pp.479-517, 2002.
- S. Koshizuka, A. Nobe, Y. Oka, Numerical analysis of breaking waves using the moving particle semiimplicit method, Int. J. Numer. Methods Fluids., 26, pp.751-769, 1998.
- S. Koshizuka, Y. Oka, Moving-particle semi-implicit method for fragmentation of incompressible fluid, Nucl. Sci. Eng., 123, pp.421-434, 1996.
- G. Li, Y. Oka, M. Furuya, Experimental and numerical study of stratification and solidification/ melting behaviors, Nucl. Eng. Des., 272, pp.109-117, doi:10.1016/j.nucengdes.2014.02.023, 2014.
- X. Li, Y. Oka, Numerical simulation of the SURC-2 and SURC-4 MCCI experiments by MPS method, Ann. Nucl. Energy, 73, pp.46-52, doi:10.1016/j.anucene.2014.06.011, 2014.
- X. Li, A. Yamaji, A numerical study of isotropic and anisotropic ablation in MCCI by MPS method, Prog. Nucl. Energy, 90, pp.46-57, doi:10.1016/j.pnucene.2016.03.001, 2016.
- Y. Yasumura, A. Yamaji, M. Furuya, Y. Ohishi, G. Duan, Investigation on influence of crust formation on VULCANO VE-U7 corium spreading with MPS method, Ann. Nucl. Energy, 107, pp.119-127, doi:10.1016/j.anucene.2017.04.002, 2017.
- G. Duan, A. Yamaji, S. Koshizuka, An Novel Multiphase MPS Algorithm for Modeling Crust Formation by Highly Viscous Fluid for Simulating Corium Spreading, Nucl. Eng. Des., 343, pp.218-231, 2019.
- 12) G. Duan, A. Yamaji, S. Koshizuka, B. Chen, The Truncation and Stabilizing Error in Multiphase Moving Particle Semi-implicit Method Based on Corrective Matrix: Which is Dominant?, Comput. Fluids., 190, pp.254-273, 2019.
- 13) G. Duan, S. Koshizuka, A. Yamaji, B. Chen, X. Li, T. Tamai, An Accurate and Stable Multiphase Moving Particle Semi-implicit Method Based on Corrective Matrix for All Particle Interaction Models, Int. J. Numer. Methods. Eng. 115, pp.1287-1314, 2018.
- 14) G. Duan, B. Chen, S. Koshizuka, H. Xiang, Stable multiphase moving particle semi-implicit method for incompressible interfacial flow, Comput. Methods Appl. Mech. Eng., 318, pp.636-666, doi:10.1016/j.cma.2017.01.002, 2017.

- 15) M. Tanaka, T. Masunaga, Stabilization and smoothing of pressure in MPS method by Quasi-Compressibility, J. Comput. Phys., 229, pp.4279-4290, doi:10.1016/j.jcp.2010.02.011, 2010.
- 16) K. Murotani, S. Koshizuka, T. Tamai, K. Shibata, N. Mitsume, S. Yoshimura, S. Tanaka, K. Hasegawa, E. Nagai, T. Fujisawa, Development of Hierarchical Domain Decomposition Explicit MPS Method and Application to Large-scale Tsunami Analysis with Floating Objects, J. Adv. Simul. Sci. Eng., 1, pp.16-35, doi:10.15748/jasse.1.16, 2014.
- G. Karypis Lab, ParMETIS Parallel Graph Partitioning and Fill-reducing Matrix Ordering, 2013, http://glaros.dtc.umn.edu/gkhome/metis/parmetis/overview (accessed July 27, 2021).
- 18) K. Schloegel, G. Karypis, V. Kumar, Parallel multilevel algorithms for multi-constraint graph partitioning, Eur. Conf. Parallel Process., pp. 296-310, 2000.
- K. Murotani, LexADV_EMPS Explicit MPS (moving particle simulation) solver framework, 2014, https://adventure.sys.t.u-tokyo.ac.jp/lexadv/lexadv EMPS.html (accessed July 26, 2021).
- 20) W. Tromm, J. Foit, D. Magallon Dry and wet spreading experiments with prototypic material at the FARO facility and theoretical analysis, Wiss. Ber, FZKA 6475, pp.178-188, 2000.
- 21) IAEA, Thermophysical Properties of Materials for Water Cooled Reactors, IAEA-TECDOC-949, 280p., 1997.
- 22) P. Paradis , W.K. Rhim, Thermophysical properties of zirconium at high temperature, J. Mater. Res., 14, pp.3713–3719, doi:10.1557/JMR.1999.0501, 1999.
- 23) TEPCO, 3D Reconstruction Results based on Unit 3 Primary Containment Vessel Internal Investigation, https://photo.tepco.co.jp/en/date/2018-e/201804-e/180426-02e.html (accessed December 6, 2021).
- 24) I. Sato, Y. Arai, S. Yoshikawa, Evaluation of core material energy change during the in-vessel phase of Fukushima-Daiichi Unit 3 based on observed pressure data utilizing GOTHIC code analysis, J. Nucl. Sci. Technol., 58, pp.434-460, 2021.
- 25) V. Asmolov, D. Tsurikov, MASCA PROJECT: MAJOR ACTIVITIES AND RESULTS, OECD/NEA CSNI Workshop on MASCA Seminar, Aix-en-Provence, France, 10-11 June 2004.
- 26) B. R. Sehgal et al., Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), Nucl. Eng. Des., 221, pp.23-53, 2003.
- 27) R. Hammersley, R. Henry, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Vol.2, Part-1, EPRI Report, TR-103389-V2P1, 1994.
- A. Palagin et. al., Analysis and Interpretation of the LIVE-L6 Experiment, 5th ERMSAR-2012, Cologne, March 21-23, 2012.
- M. Peyvernes et al., Thermalhydraulic DNS of Thin Metalic Layer for the Evaluation of Nuclear Reactor Severe Accident Mitigation Strategy, Proc. of ERMSAR2019, Prague, Czech Republic, March 18-20, 2019.

- 30) R. Xu, P. Stansby, D. Laurence, Accuracy and stability in incompressible SPH (ISPH) based on the projection method and a new approach, J. Comput. Phys., 228 (18), pp. 6703-6725, 2009.
- 31) N. Takahashi et al., Analysis of Hemispherical Vessel Ablation Failure Involving Natural Convection by MPS Method with Corrective Matrix, JANDT, 1, pp.19-29, 2019.
- 32) Z. Wang et al., Numerical modeling of floating bodies transport for flooding analysis in nuclear reactor building, Nucl. Eng. Des., 341, pp.390-405, 2019.
- 33) G. Duan et al., A multiphase MPS solver for modeling multi-fluid interaction with free surface and its application in oil spill, Comput. Methods Appl. Mech. Eng., 320, pp.133-161, 2017.
- 34) R. Xu et al., Accuracy and stability in incompressible SPH (ISPH) based on the projection method and a new approach, J. Comput. Phys., 228 (18), pp. 6703-6725, 2009.
- 35) A. Khayyer et al., Comparative study on accuracy and conservation properties of two particle regularization schemes and proposal of an optimized particle shifting scheme in ISPH context, J. Comput. Phys., 332, pp. 236-256, 2017.
- 36) T. Kawahara, Y. Oka, Ex-vessel molten core solidification behavior by moving particle semi-implicit method, Nucl. Sci. Technol., 49 (12), pp.1156-1164, 2012.
- 37) T. Matsuura, Y. Oka, MPS Simulation of Spreading Behavior of Molten Materials, International Conference on Particle-based Methods-Fundamentals and Applications Particles, Stuttgart, Germany, 2013.
- 38) G. Duan et al., A multiphase MPS solver for modeling multi-fluid interaction with free surface and its application in oil spill, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., 320, pp.133-161, 2017.
- 40) TEPCO, Total decay heat trend based on ORIGEN-2 analysis, 2012, https://fdada.info/develop/docs/pdf/ES-Unit123-05.pdf, (accessed July 27, 2021).

JAEA-Research 2021-006



図 2-1-1:2 号機と3 号機の事故進展の違いが RPV 破損モードに及ぼす影響



図 2-2.1-1: 剛体モデルを導入した MPS 法試解析結果(剛体の再配置の様子)

Time = 2.0 s



図 2-2.1-2: 剛体モデルを導入した MPS 法試解析結果(再配置後の圧力分布)



図 2-2.2-1: HDDM-EMPS 法¹⁰による計算領域分割の概念



図 2-2.3-1:下部プレナムにおけるデブリ溶融移行プロセス

物性	RPV 壁	金属デブリ	酸化物デブリ
密度 (kg/m³)	8000	7800	8500
液体粘度(Pa×s)	5	5	5
熱伝導率(W/m/K)	16.0	16.0	16.0
比熱 (J/kg/K)	500	500	500
固相線温度 (K)	1673	1673	2860
液相線温度 (K)	1723	1723	2910
潜熱 (kJ/kg)	272.5	272.5	360.6
固着固相率	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0
崩壞熱 (W/m ³)	0.0	0.0	1.0×10^{6}
熱膨張率 (dV/V//K)	0.0	1.7×10 ⁻⁶	0.0

表 2-3-1: 試解析条件



図 2-3-1: 試解析の初期粒子配置と条件



図 2-3-2:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ小:直径 75mm)



図 2-3-3:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ中:直径 151mm)



図 2-3-4:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ大:直径 211mm)



図 2-3-5:相状態及び温度分布の推移(剛体サイズ大:直径 211mm、初期配置変更)

物性	RPV 壁	金属デブリ	酸化物デブリ
密度 (kg/m³)	7800	7150	10970
液体の粘度 (Pa×s)	5	5	5
熱伝導率(固体) (W/m/K)	25.0	24.5	4.0
熱伝導率(液体) (W/m/K)	30.0	33.0	4.0
比熱(固体) (J/kg/K)	500	420	300
比熱(液体) (J/kg/K)	500	465	500
固相線温度 (K)	1495	1495	3115
液相線温度 (K)	1505	1505	3125
潜熱 (kJ/kg)	280.0	232.5	270.0
固着固相率	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0
崩壊熱密度 (W/m³)	0.0	0.0	0.7×10^{6}
熱膨張率(dV/V//K)		3.95×10 ⁻⁵	

表 2-4.1-1:2 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-1)



図 2-4.1-1:初期デブリ配置と温度測定点(A~E)(2 号機 Phase-1)



図 2-4.1-2:各温度測定点における温度履歴(2号機 Phase-1)



図 2-4.1-3:2 号機 Phase-1 終了時の相状態及び温度分布

物性	RPV 壁	金属	酸化物	混合物
混合物中の構成割合 (vol%)	0.0	0.35	0.65	-
密度(固体) (kg/m ³)	7800	7150	10970	9633
密度(液体) (kg/m ³)	9633(*)	7150	10970	9633
粘度(液体) (Pa×s)	0.1(*)	0.005	0.005	0.1
熱伝導率(固体) (W/m/K)	25.0	24.5	4.0	11.175
熱伝導率(液体) (W/m/K)	25.0	33.0	4.0	14.15
比熱(固体) (J/kg/K)	500	420	300	342
比熱(液体) (J/kg/K)	404.8	465	500	487.75
固相線温度 (K)	1495	1495	3115	1495
液相線温度 (K)	1505	1505	3125	1505
潜熱 (kJ/kg)	222.7	232.5	270.0	256.875
固着固相率	0.5	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0	0.0
崩壊熱密度 (W/m³)	0.0	0.0	0.7×10^{6}	0.455×10^{6}
熱膨張率 (dV/V//K)		3.84 >	< 10 ⁻⁵	

表 2-4.2-1:2 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-1)

*混合デブリと同一と仮定した。

物性	RPV 壁	金属	酸化物	混合物
混合物中の構成割合 (vol%)	0.0	0.534	0.466	-
密度(固体) (kg/m ³)	7800	7150	10970	8930
密度(液体) (kg/m ³)	8930(*)	7150	10970	8930
粘度(液体) (Pa×s)	0.1(*)	0.005	0.005	0.1
熱伝導率(固体) (W/m/K)	25.0	24.5	4.0	14.947
熱伝導率(液体) (W/m/K)	25.0	33.0	4.0	19.486
比熱(固体) (J/kg/K)	500	420	300	364.08
比熱(液体) (J/kg/K)	436.7	465	500	481.31
固相線温度 (K)	1495	1495	3115	1495
液相線温度 (K)	1505	1505	3125	1505
潜熱 (kJ/kg)	244.6	232.5	270.0	249.975
固着固相率	0.5	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0	0.0
崩壊熱密度 (W/m³)	0.0	0.0	0.7×10^{6}	0.326×10^{6}
熱膨張率(dV/V//K)		3.84×	< 10 ⁻⁵	

表 2-4.2-2:2 号機の解析に用いた物性一覧(Phase-2/Case-2)

*混合デブリと同一と仮定した。





図 2-4.2-2:2 号機 Phase-2 デブリ層状態・温度分布・速度ベクトルの推移(Case-1)

JAEA-Research 2021-006



図 2-4.2-3:2 号機 Phase-2 デブリ層状態・温度分布・速度ベクトルの推移(Case-2)



(a)Case-1 の金属溶融プール層と一様擬溶融デブリ層 (b)一様擬溶融デブリ層の Case-1/-2 比較 図 2-4.2-4:2 号機 Phase-2 各デブリ層の平均運動エネルギーの推移



(a) Case-1

(b)Case-2





(温度測定点の位置は図 2-4.2-2 参照)

物性	RPV 壁	金属	酸化物	混合物
混合物中の構成割合 (vol%)	0.0	0.35	0.65	_
密度(固体) (kg/m ³)	7800	7150	10970	9633
密度(液体) (kg/m³)	9633	7150	10970	9633
粘度(液体) (Pa×s)	0.1	0.005	0.005	<u>0.005 ~ 5.0</u>
熱伝導率(固体) (W/m/K)	25.0	24.5	4.0	<u>4.0</u>
熱伝導率(液体) (W/m/K)	25.0	33.0	4.0	<u>4.0</u>
比熱(固体) (J/kg/K)	500	420	300	342
比熱(液体) (J/kg/K)	404.8	465	500	487.75
固相線温度 (K)	1495	1495	3115	<u>2495</u>
液相線温度 (K)	1505	1505	3125	<u>2505</u>
潜熱 (kJ/kg)	222.7	232.5	270.0	256.875
固着固相率	0.5	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0	0.0
崩壊熱密度 (W/m³)	0.0	0.0	0.7×10^{6}	0.546×10^{6}
熱膨張率(dV/V//K)		3.84>	< 10 ⁻⁵	

表 2-4.3-1:3 号機の解析に用いた物性一覧 (Phase-2/Case-1)

注:下線部は感度解析パラメータ又は暫定的に定めた物性値

物性	RPV 壁	金属	酸化物	混合物
混合物中の構成割合 (vol%)	0.0	0.534	0.466	- -
密度(固体) (kg/m ³)	7800	7150	10970	8930
密度(液体) (kg/m ³)	8930	7150	10970	8930
粘度(液体) (Pa×s)	0.1	0.005	0.005	$\underline{0.005}\sim5.0$
熱伝導率(固体) (W/m/K)	25.0	24.5	4.0	<u>4.0</u>
熱伝導率(液体) (W/m/K)	25.0	33.0	4.0	<u>4.0</u>
比熱(固体) (J/kg/K)	500	420	300	364.08
比熱(液体) (J/kg/K)	436.7	465	500	481.31
固相線温度 (K)	1495	1495	3115	<u>2495</u>
液相線温度 (K)	1505	1505	3125	<u>2505</u>
潜熱 (kJ/kg)	244.6	232.5	270.0	249.975
固着固相率	0.5	0.5	0.5	0.5
輻射率	0.0	0.0	0.0	0.0
空気対流熱伝達率 (W/m²/K)	0.0	0.0	0.0	0.0
崩壊熱密度 (W/m³)	0.0	0.0	0.7×10^{6}	0.391×10^{6}
熱膨張率(dV/V//K)		3.84×	10-5	

表 2-4.3-2:3 号機の解析に用いた物性一覧(Phase-2/Case-2)

注:下線部は感度解析パラメータ又は暫定的に定めた物性値



図 2-4.3-1:3 号機 Phase-2 の試解析結果(例)







図 3-2.2-2: 改良壁境界モデルと等温解析結果(本研究)



図 3-2.3-1: 固体粒子同士の重なりと局所的な圧力上昇の例

Phase	平均時間	剛休計質	流動計算	伝埶計質	適用時間・頻度	計質コスト
Thase	刻み幅 [s]	гээтг нт эт г		MMH #	运用时间 强度	ш эг • Учт
А	$10^{-5} \sim 10^{-4}$	ON	ON*	ON	500 秒毎に 5 秒	非常に大きい
В	10 ⁻³	OFF	ON	ON	3~10 秒	大きい
C	1	OFF	OFF	ON	固体粒子の1%が	4.50
С	1	OFF	OFF	ON	溶けるまで	小らい

表 3-2.4-1:アルゴリズム効率化のための計算フェーズ分割



図 3-2.4-1: 各計算 phase の切り替え条件



図 3-3.1-1:福島第一原子力発電所 2・3 号機炉内事故進展の概要と MPS 法による解析対象

構造物・物質	UO ₂	Zr	ステンレス鋼	B ₄ C	Total
Fuel	106,600				106,600
Cladding in active core		24,046	178		24,224
Cladding above active core		3,362	2,128		5,490
Canister in active core		17,714			17,714
Canister above active core		2,779			2,779
Supporting structure		500	12 553		13 062
in core plate		509	12,555		15,002
Non-supporting			9 903	959	10.862
structure in active core),)03)))	10,002
Non-supporting structure			480		480
above active core			100		-100
Total	106,600	48,410	25,242	959	181,211

表 3-3.1-1:2 号機の炉心を構成する物質の質量(単位:kg)⁴⁰⁾

表 3-3.1-2:解析に用いた物性値^{21),22)}

物性値	RPV 構造物(SS)	金属デブリ	酸化物デブリ
		(Zr:SS = 1:1)	(UO ₂)
密度 (kg/m³)	7800	7150	10970
粘性 (Pa×s)	0.005	0.005	-
熱伝導率 (W/m/K)	固体: 25.0	固体: 24.5	4.0
	液体: 33.0	液体: 33.0	
比熱 (J/kg/K)	固体: 500	420	300
	液体: 420		
固相線温度 (K)	1495	1495	3115
液相線温度 (K)	1505	1505	3125
潜熱 (kJ/kg)	280	232.5	270
熱膨張率 (1/K)	3.95×10^{-5}	3.95×10^{-5}	-



図 3-3.1-2: RPV 下部プレナム堆積溶融物深さの二次元体系への換算



図 3-3.1-3: MPS 法による解析体系の概略図(二次元/1/2 対称体系)



図 3-3.2-1:基準ケースの解析結果(デブリ分布と温度分布)



図 3-3.2-2:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較(溶融進展の様子)



図 3-3.2-3:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較(流体粒子数)



図 3-3.2-4:通常アルゴリズムと改良アルゴリズムの解析結果の比較(解析時間)



図 3-3.3-1:感度解析結果(デブリ径のデブリベッド溶融進展挙動への影響)



図 3-3.3-2: 感度解析結果 (デブリの初期分布)



図 3-3.3-3:解析体系(溶融物流出を伴う場合)



図 3-3.3-4:解析結果(溶融物流出を伴う場合)