

# 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

に関する報告書

国立研究開発法人  
日本原子力研究開発機構  
令和 3 年 3 月

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

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

# 目次

1. 緒言 .....	1
2. 全体計画 .....	2
2.1. 大型格納容器実験 .....	2
2.1.1 格納容器トップヘッドフランジ部耐熱実験 (①②に対応) .....	2
2.1.2 熱及び物質移行に関する基礎実験 (①②に対応) .....	2
2.1.3 外面冷却自然循環実験 (①②に対応) .....	3
2.1.4 格納容器ベント実験 (③に対応) .....	4
2.1.5 格納容器スプレイ実験 (④に対応) .....	4
2.2. エアロゾル関連実験 .....	5
2.2.1 プールスクラビング .....	5
2.2.2 スプレイスクラビング .....	6
2.3. 全体計画のまとめ .....	6
3. 令和2年度実施内容 .....	7
3.1. 格納容器実験 .....	9
3.1.1 外面冷却実験 .....	10
3.1.2 格納容器ベント実験 .....	19
3.1.2.1. 実験条件の検討 .....	19
3.1.2.2. VT-LV-13 の結果 .....	22
3.1.2.3. VT-LV-14 の結果 .....	27
3.1.3 スプレイ実験 .....	31
3.1.4 物質移行に関する基礎的実験 .....	34
3.1.4.1. 外面冷却により生じる自然対流と物質移行の相互作用実験 .....	34
3.1.4.2. 空気-ヘリウムガスの高温噴流実験 .....	43
3.1.5 CIGMA 装置の追設及び増設 .....	50
3.1.5.1. トップヘッドフランジへの蒸気注入予備実験 .....	52
3.2. プールスクラビング中規模実験 .....	55
3.2.1 DF に対する水温効果再実験：水と注入ガスが同温度条件 .....	57
3.2.2 プール水温と注入ガス温度が異なる条件での実験 .....	62
3.2.3 プールスクラビング実験のまとめ .....	63
3.3. 数値解析手法の検討 .....	63
3.3.1 CIGMA ベント実験の数値解析 .....	63
3.3.1.1. 目的 .....	63
3.3.1.2. 解析対象 .....	64
3.3.1.3. 相変化なし：VT-LV-06 の解析 .....	64

3.3.1.4.	相変化あり：VT-LV-08 の気液二相流モデルによる解析 .....	69
3.3.1.5.	相変化あり：VT-LV-08 の気相単相モデルによる解析 .....	74
3.3.1.6.	結論.....	79
3.3.1.7.	【Appendix】減圧沸騰モデル.....	79
3.3.2	スプレーによるエアロゾル除去の数値解析.....	84
3.3.2.1.	背景と目的.....	84
3.3.2.2.	エアロゾル除去モデル .....	86
3.3.2.3.	計算対象 .....	88
3.3.2.4.	解析結果とまとめ.....	93
4.	結言 .....	104
5.	本事業に関連する外部発表.....	106
6.	本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信 .....	107
	参考文献 .....	109



## 1. 緒言

本事業は、東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、福島第一事故と呼ぶ）の教訓を踏まえて改正された新規制基準に基づく安全規制を支援することを主たる目的とし、事故時の格納容器内で生じる熱水力現象に着目し、実験及び解析による研究を実施する。本事業は平成 24 年度以降「原子力施設等防災対策等委託費事業」として継続的に実施され、事業計画の初期は主として研究計画に基づく詳細な実験計画の立案のための検討、実験装置の設計及び製作を実施し、後半は完成した実験装置の試運転を含む装置の検証や代表的な実験の実施、実験条件拡張のための装置拡張を実施してきた（以下では、平成 31 年度までの事業を前期事業と呼ぶ）。本年度から、これまでの事業で得られた成果及び知見に基づき、前期事業で整備・拡張した装置を用いて実験を主体とした研究を実施することとし、実機において想定される高温の過熱蒸気により格納容器が曝されている条件を想定した場合での格納容器上部フランジの冷却や関連する格納容器内部の熱流動挙動の詳細について、実験で測定したデータや、そこから得られる技術的知見等を拡充することを、本事業の目的とする。

本報告書は、第 2 章で前期事業踏まえた事業の全体計画について概説し、第 3 章で本年度の実施内容について述べた後、第 4 章で結論をまとめる。第 5, 6 章では本事業に関連する外部発表および国内外出張による情報収集・発信結果についてまとめる。

## 2. 全体計画

本節では、前期事業で得られた知見に基づき、大型格納容器実験及びエアロゾル実験に関する全体計画を概説する。以下では計画の具体性を持たせるために比較的詳細な実験条件を示す。実験手順やパラメータは今後の研究の進捗を踏まえ再検討されるべきであるため、今後得られる成果をフィードバックすることで実験内容を含めて改善策を検討し、適宜改定される予定である。

### 2.1. 大型格納容器実験

本事業における格納容器熱水力に関わる一連の実験は以下の4項目に分類できる。

- ① 格納容器外面冷却時の容器内雰囲気の流れを含む多次元的な格納容器フランジ部の伝熱挙動
- ② 多成分気体で構成される格納容器雰囲気の流れ挙動の観測
- ③ 格納容器ベントによる減圧と雰囲気挙動の観測
- ④ 格納容器スプレイの冷却効果の観測

4項目は互いに明確に区別するものではなく一つの実験で重複した目的を持つものもある。本節では、これまでに得られた研究成果及び最近の既往研究のレビューに基づき、上記の各項目に対して今後検討すべき実験項目を概説する。

#### 2.1.1 格納容器トップヘッドフランジ部耐熱実験（①②に対応）

電気事業者（以下、事業者）においてトップヘッドを含む格納容器貫通部や隔離弁のシール材に改良 EPDM 材の使用が検討されており、格納容器バウンダリにおいて 200°C、2Pd の耐熱・耐圧基準に対する閉じ込め機能の評価がなされている。シビアアクシデント時には、溶融炉心から放出される蒸気・非凝縮ガスは数百度から千度以上になることが予想され、このような高温のプルームは大きな浮力を維持することから周囲流体との混合が進まずに容器トップヘッドフランジ部に到達する可能性がある。CIGMA 装置は最高 700°C までの気体供給が可能であり、これまでの実験においても 400°C 程度の高温蒸気ジェットを用いた実験を行ってきた[1]。本実験では、特に格納容器トップヘッドフランジ部の温度分布に焦点を当て、支配パラメータを変更したときの貫通部の温度分布を計測し、構造材の熱伝導解析に資するデータベースを構築する。

（実験パラメータ及び得られる成果）

- 衝突蒸気：温度、流量、向き（壁に垂直）、衝突位置
- フランジ：隙間、シール材材質、外部冷却効果
- 成果：衝突噴流熱伝達の適用性

#### 2.1.2 熱及び物質移行に関する基礎実験（①②に対応）

トップヘッドフランジの健全性や冷却性を評価する上で、トップヘッドに到達する高温・

低密度の大きな浮力を有する気体の挙動を把握しておくことが必要となる。また、トップヘッドフランジの外表面冷却によって低密度気体が伝熱面に蓄積することも予想され（成層化）、このような成層の形成やそれが解消されるメカニズムを把握する上では、密度成層形成・混合の基礎的な物理特性を理解する必要がある。格納容器のような閉空間の上部における非凝縮ガスの蓄積、成層化、局在化に関する既往知見としては、注入口よりも上部では低密度気体（水素や実験で用いる水素模擬体であるヘリウム）濃度は均質になる傾向があり、すなわち、上向き放出条件では成層界面位置は  $Fr$  数や流れの形態に依存せず、注入高さ位置及び注入ノズル直径で決まる結果が得られている[2,3]。THAI 実験ではヘリウムや水素の放出高さ付近で成層界面が形成され、放出位置より上方では濃度が均質化する結果が示されている[2]。SETH-2 プロジェクトにおける MISTRA-INITIALA 実験及び PANDA-IBE3 実験の結果も同様である[3]。また、蒸気放出においても同様である。

一方で、既往実験のほとんどは注入するヘリウム温度が周囲流体温度と同程度かわずかに高い条件であり、実機で想定されるような高温気体（ヘリウム）を注入した実験は少ない。温度を  $100^{\circ}\text{C}$ → $500^{\circ}\text{C}$  としても密度減少は  $1/2$  程度で、ヘリウムの熱拡散は分子拡散と同様に温度と共に上昇するため  $Pr$  数の温度依存性は少ないが（ $0.6$  程度で水蒸気と同オーダー）、前節で示した CIGMA による高温蒸気注入実験では温度成層が見られる。また、高温プリュームの水素成層への混合を評価する際には、プリューム周囲流体を巻き込みながら進行する軌跡を正確に追跡する必要も指摘されている[4]。CIGMA では高温蒸気生成が可能であり、検証も比較的容易であるため、高温ヘリウムプリュームによる成層現象の特性を本実験により確認する。

（実験パラメータ及び得られる成果）

- ヘリウム：濃度 100%，温度  $100\sim 700^{\circ}\text{C}$ ，流量は  $Fr$  数を考慮。
- 容器内雰囲気：室温
- 成果：高温プリュームの混合挙動及びスケーリング則の検討

### 2.1.3 外表面冷却自然循環実験（①②に対応）

CIGMA による外表面冷却熱伝達実験では、容器内の非凝縮ガス分圧と非凝縮ガスに含まれるヘリウムガス分圧をパラメータとして、主に注入の無い閉じた体系を対象に壁が外部から冷却される条件での容器内の密度成層挙動の影響を調査してきた。外表面冷却を格納容器冷却手段として考える場合、非凝縮ガスの影響を定量的に把握しておくことは重要である。非凝縮ガスは蒸気凝縮を妨げる効果があるが、自然循環からの視点では空気の混入は循環を促進し熱伝達上昇効果となり、ヘリウムの混入は伝熱面での滞留による熱伝達低下効果となる。これらを系統的に調査した例は過去に存在しないため、次のパラメータ実験により熱伝達と自然循環挙動を定量評価する。

（実験パラメータ及び得られる成果）

- 境界条件（容器外部）：上部プールによる容器上面冷却

- 境界条件（容器内部）：容器内のガス組成。非凝縮ガス（ヘリウム）を連続注入する状況を想定。
- バルクヘッド（容器上下領域の隔壁）を用いた形状効果を確認。
- 成果：外面冷却による容器内部の自然循環挙動に起因する熱伝達挙動の把握

#### 2.1.4 格納容器ベント実験（③に対応）

CIGMA を用いてベント時の容器内ヘリウム密度成層の挙動を観察する実験を行い、格納容器体積で規格化した実機定格ベント流量では容器内平均流速が数 cm/s と小さいことから、ベントによって引き起こされる流れは弱く、ヘリウム成層の膨張が 1 次元になるという結果が得られた[5]。また、容器内に障害物を設置した場合においても、Fr 数が小さいため、一次元的なふるまいという点では同様の結果であった。TOSQAN 実験では容器減圧時のサンプル水の影響を調査しており、減圧速度によって減圧沸騰による蒸気供給や容器内の気体分布を検討している[6]。この論文では気相の温度にのみ注目しているが、実験結果では減圧速度によって蒸気による空気置換に顕著な違いがあることが示されており、蒸気（不活性ガス）による空気の置換は重要な視点である。

ベント時の水素リスクの評価に対し、Fernandez-Cosials らは、格納容器内での燃焼形態とその形態が持続する時間、水素質量の 3 つの変数で定義される  $\tau$  パラメータを用いる手法を開発し、SBO シナリオにおいてスプレイとベントのタイミングを変えた時の水素リスクを評価し、最適な AM 設計に資する情報を提供している[7]。本事業では以上の背景から、文献[7]の数値評価手法を参照し、系内の水素濃度変化を評価視点の一つとしてベント実施時の格納容器熱流動に関わる実験を行う。

（実験パラメータ）

- スプレイ：開始時刻と継続時間。流量は固定。
- ベント：開始時刻と継続時間。流量は固定。
- サンプル水：有無。飽和温度／未飽和温度
- 評価対象：水素リスクの観点から系内のヘリウム挙動及び蒸気による置換等の評価

#### 2.1.5 格納容器スプレイ実験（④に対応）

格納容器スプレイの効果は、格納容器の冷却・減圧に加え、シビアアクシデント時に生じる水素の攪拌・希釈やエアロゾル除去等の効果も有する。格納容器内の水素に関して、蒸気凝縮による濃縮効果と局在化した水素を攪拌する効果による希釈効果があり、過去の TOSQAN や SETH-2 における実験では後者が卓越し、十分な攪拌効果によりヘリウムが容器内で均質化する結果が得られている。これまでの CIGMA の実験でも同様の結果が示されており、格納容器体積に対するスプレイ流量を実機定格の 10 分の 1 と極端に小さくした場合においても、減圧には長時間かかるものの、ヘリウム密度成層は数 10 分程度で速やかに均質化する結果が得られた。

一方実機においては、スプレーはリングヘッドに設置されたスプレーノズルから格納容器内に噴射され、定格流量条件では格納容器の自由体積の大部分をカバーすると予想されるが（例えば[8]）、事故時には利用設備が限定されることからスプレーの影響領域を自由空間体積の 6%程度という保守的な仮定で評価する例もある[9]。最近の数値解析においても空気-ヘリウム体系で実施した TOSQAN スプレー実験に対し、スプレーノズルより上部空間に取り残されるヘリウム成層の希釈を議論している[10]。熱流動の観点からも、スプレー影響領域が小さい場合には同空間内の熱的非平衡を特徴とした応答も予想され、例えば、格納容器内が過熱状態にある場合にはスプレー液滴の蒸発によって容器が加圧されたり、減圧過程においても容器内のサンプル水や壁面液膜が蒸発（フラッシング）が引き起こされることで減圧阻害になる可能性もある。このような状況を CIGMA 装置にて模擬し、スプレーの影響領域が限定される条件において、ヘリウムの拡散や容器減圧の特性を把握する実験を行う。

## 2.2. エアロゾル関連実験

前期事業において、測定手法に関する不確かさの低減や信頼性の向上を目的の一つに置き、異なる計測原理を持つ複数の計測手法での相互比較による計測妥当性の確認、エアロゾル生成部分の高効率化、試験部からサンプリングに至るまでのエアロゾル移行経路において有意な粒子ロスが存在しないこと等、実験装置（PONTUS 及び ARES）で得られるデータが装置依存ではない一般性を有することの確認を行った上で、二相流計測及びエアロゾル除去係数（DF）等のデータを取得してきた。以下では、開発された計測手法とこれまでに実験から得られた知見に基づき、プールスクラビング及びスプレースクラビングについて実験計画を述べる。

### 2.2.1 プールスクラビング

プールスクラビングにおける粒子除去機構は、エアロゾルの気体注入領域とプール水中の気泡上昇領域に分けてモデルが提案されている。本事業の実験においても、プール領域全体での DF 計測と、気体注入領域に限定した DF 計測を分けて行い、データを取得してきた。例えば、エアロゾルの粒子濃度に対する DF 依存性は、既往研究ではほとんど検討されていない現象であり本事業で見いだされた知見である[11-12]。また、規制庁東芝装置実験[13]や既往実験[14]では DF に対する水温依存性が調査されており、水温の上昇によって DF が向上する結果が得られているが、そのメカニズムについては明らかではない。シビアアクシデント時には SC のプール水は早期に高温になるため水温による DF の変化を明らかにすることは重要である。両現象共に水深が深いほどパラメータの依存性が顕著に現れていることから、気泡上昇領域における粒子除去メカニズムが現象に効いていることを示唆している。

本事業ではこれらの考察のために、水温効果を主たるパラメータとして、搬送ガス温度や両者の差をパラメータとした実験を実施すると共に、関連するエアロゾル物理現象の理解

を深め、モデルの高度化を行う。

- 対称領域：プール全体（主）、気体注入領域
- パラメータ：プール水温度・水深、搬送ガス温度・流量
- 計測対象：DF、二相流パラメータ

### 2.2.2 スプレイスクラビング

前期事業において、次の 2 種類の実験においてスプレイスクラビングモデルの高度化に必要な除染係数と液滴特性のデータベースを構築した。

- (1) （格納容器スプレイを念頭においた）閉止空間内エアロゾル除去実験
- (2) （放水砲を念頭においた）開空間クロスフローエアロゾル除去実験

本事業では、主として(2)の放水砲を念頭においたエアロゾル除去現象を対象とし、DF とその支配因子である液滴特性のデータベースを構築すると共に、放水砲においても高い DF が得られるための条件を検討する。この際、CFD 解析と実験を組み合わせた考察も検討する。想定される実験パラメータは以下である。

- 気体流量と液滴流量
- スプレイ特性（液滴径、スプレイ形状）
- スプレイ領域に対するエアロゾル注入・排出口の位置関係

### 2.3. 全体計画のまとめ

以上に掲げた各実験項目に対して、必要な準備と期間、重要性、結果を出すタイミングを考慮して優先順位を検討し、実験パラメータの詳細及び実験手順を検討し、具体的な実験実施計画を構築する。

### 3. 令和2年度実施内容

令和2年度は、大型格納容器実験装置 CIGMA による実験と実験装置の整備、エアロゾル挙動に関する個別効果実験と実験装置の整備、更に格納容器スプレイ実験のためのスプレイ特性計測実験を実施した。また、昨年度までに得られた実験及び今後の実験計画のための数値解析による検討及び解析環境整備を実施した。

CIGMA 実験装置試験部と系統の概略図を図 3-1 に示す。CIGMA 実験では、2章で示した全体計画に従い、各実験において計画されたパラメータを網羅的に調査した。3.1.1 節の外表面冷却実験では、図 3-1 に示す上部プールを冷却源として、これまでに実施した閉じた系での実験を拡張し、系内に蒸気及びヘリウムが注入される条件での冷却過程の成立性を調査した。3.1.2 節の格納容器ベント実験では、スプレイとベントのタイミングをパラメータとした実験を行った。3.1.3 節では、スプレイ実験に用いるスプレイノズル特性の計測を行った。3.1.4 節では熱及び物質移行に関わる基礎実験として、自然循環冷却による密度成層の浸食挙動と、CIGMA が備える大容量過熱ノズルを用いて高温横向き噴流の軌跡挙動を観察する実験を実施した。また、次年度以降の格納容器トップフランジ部耐熱実験のために注入ノズルや計測用熱電対の増設を含む装置機能増強を実施した (3.1.5 節)。

3.2 節では、プール水及びエアロゾル搬送気体の温度をパラメータとして粒子除染係数を計測したプールスクラビング実験の結果をまとめる。

3.3 節では、数値解析として、昨年度実施した CIGMA 装置によるベント実験の CFD 解析と、来年度以降計画するスプレイスクラビングの実験検討のためのスプレイ対向流によるエアロゾル除去に関する CFD 解析を実施した結果をまとめる。

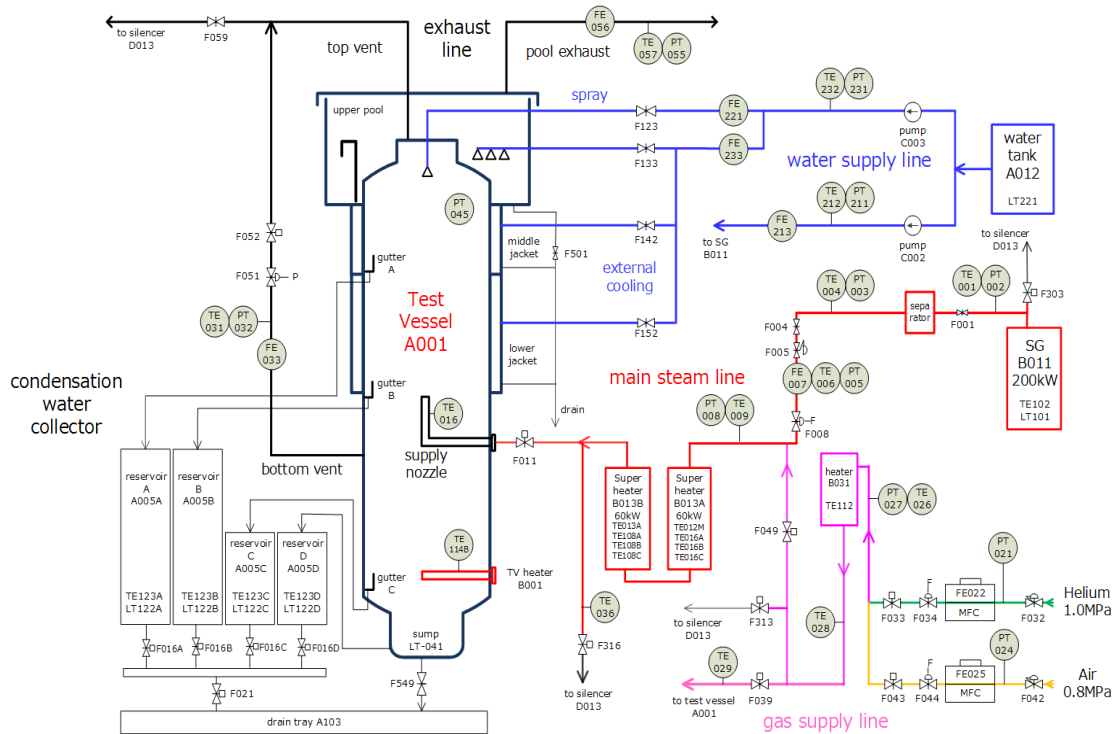
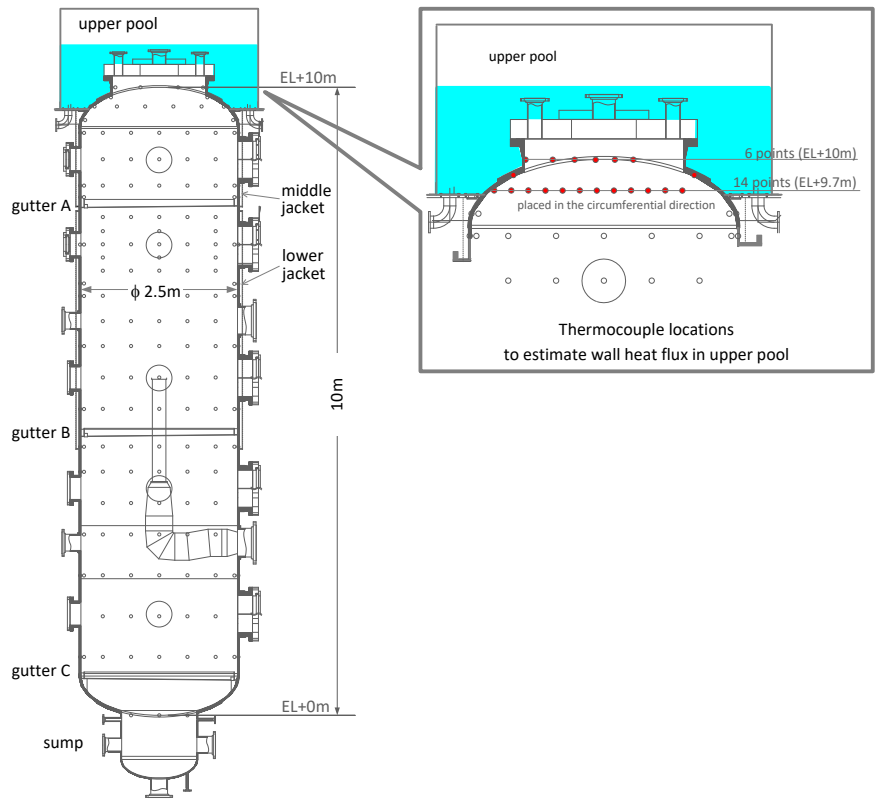


図 3-1 CIGMA 試験部と系統図



### 3.1. 格納容器実験

大型格納容器実験装置 CIGMA を用いて、本年度は、シビアアクシデント時に格納容器で生じる安全上重要な熱流動を模擬する実験として以下を実施した。

#### (1) 外面冷却実験 (3.1.1 節)

これまでに容器を閉じた高圧体系において、容器内のガス種組成を実験パラメータとして、上部プールを使用した外面冷却の実験を実施してきた。本年度からは、より実機の原子炉ウェル注水による冷却に近い体系として、容器内へ蒸気やヘリウムを注入する条件での容器内の加圧及び冷却挙動を計測し、原子炉ウェル外面冷却の成立性に関わる調査を行う。

#### (2) アクシデントマネジメント関連実験 (3.1.2 節及び 3.1.3 節)

格納容器ベントとスプレイ冷却に関する実験を行う。前者では、障害物の無い単純体系において水素発生、スプレイ作動、ベント作動のタイミングをパラメータとして、容器内の水素濃度やその残存量の違いを観察する (3.1.2 節)。スプレイ冷却に関しては、今後実施するスプレイ実験で使用するノズルの性能を把握するために、液滴径計測を行った結果をまとめる (3.1.3 節)。

#### (3) 物質移行に関する基礎実験 (3.1.4 節)

本節では主として相変化のないガス種を採用し、気体の熱及び物質移行に関する基礎的な実験を行い、格納容器熱流動評価に重要な乱流混合や自然循環のモデル高度化に資するデータベースを構築する。本年度は、外面冷却によって生じる自然循環挙動と、CIGMA の大容量過熱ノズルを使用した高温のヘリウムの横向きプリュームの特性を調査した結果をまとめる。

上記の実験に対し、実験番号 (run number) を次の規則で命名した。計画されている実験で、本年度の実験内容に含まれない記号も示す。

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの 2 文字：実験の種類
  - PR：PReSSurization；加圧試験
  - CC：Containment Cooling；格納容器冷却試験
  - ME：MEasurement；計測器有効性評価試験
  - SE：Stratified layer Erosion；成層浸食実験
  - SB：Stratified layer Buildup；成層形成実験
  - JT：JeT 実験
  - HT：Heat Transfer；熱伝達実験
  - VT：Venting；ベント実験
  - PG：Purge；ページ実験
- 第二ブロックの 2 文字：実験パラメータ

- SJ : Steam Jet ; 蒸気噴流
- AJ : Air Jet ; 空気噴流
- NJ : No Jet ; 噴流無し
- SP : SPray ; 内部スプレイ
- PL : Pool ; 上部プール
- QMS : Quadrupole Mass Spectrometry ; 四重極質量分析計
- BG : Back Ground ; バックグラウンド
- LV : Lower Venting line ; 下部ベントライン
- 第三ブロックの 2 文字 : 補足実験パラメータ (必要ならば)
  - 記号の意味は第二ブロックと同じ
- 第四ブロックの 2 文字 : 実験通し番号

最後の実験通し番号は平成 27 年度以降の実験からの続き番号を用いたものもある。

### 3.1.1 外面冷却実験

BWR の原子炉ウェル注水による格納容器冷却の成立性を検証するために、格納容器内で蒸気や非凝縮ガスの発生が継続することによって過圧される場合を想定して、冷却面への非凝縮ガスの蓄積挙動をヘリウムで模擬し、熱伝達に関わる重要現象の特徴的な挙動の抽出やモデル評価上の課題の抽出を目的とした実験を行う。

実験条件の設計にあたっては、実機条件とのスケーリングを考慮した。表 3.1.1-1 に実機と CIGMA のスケーリングをまとめる。崩壊熱は Wigner-Way 簡易評価式[1]による見積もり、被覆管 Zr 量は公開文献[例えば 2]からの見積もり値である。これらを参考に、今年度は、容器内初期雰囲気「蒸気のみ」と「蒸気+空気」、注入条件に「蒸気のみ」と「蒸気+ヘリウム」の組み合わせで実験を実施した。実験条件を表 3.1.1-2 にまとめる。今年度の実験パラメータの範囲を見定めるために、想定される実験条件を極端に変化させ、境界値を採用した 4 条件を実施した。基本条件が蒸気単体加圧の容器に蒸気のみを注入した CC-PL-36 であり、実機の事故条件及び過去の類似実験を参照して以下のように決定した。

- 初期圧力 : BWR の DW が蒸気で充満されている状況を想定して蒸気 150kPa の過圧とした。また、空気を混入した条件では、実験パラメータの最大レンジを見定めるために空気分圧を 135kPa と高く設定した。
- 注入蒸気 : 流量を 35g/s とする。BWR4/Mark-I 型の格納容器の DW もしくは格納容器気相部体積と CIGMA 試験部体積のスケーリング換算において、原子炉スクラム後 24 時間での熱出力が 70~125kW (蒸気発生量換算で 25~44g/s) を基準とした。
- 注入ヘリウム : 流量及び注入時間を 2g/s × 1000s=2kg とする。注入総量は BWR4/Mark-I の DW 体積換算で全被覆管の 20%が酸化したときの水素発生量に相当する。注入時間は過去実験を想定して決定した。

- 冷却条件：原子炉ウエルを想定し上部プールのみを冷却源とする。実験開始と共に冷却水をプールに注入する。過度に冷却されないように初期温度を 96℃と高く設定した。

初期状態及び実験初期において冷却面以外で有意な凝縮が生じないように、冷却面以外の容器壁は 155℃程度に高く設定した。試験容器内への気体注入と上部プールへの冷却材の注入は時刻ゼロで同時に開始した。実験の状況を表す試験部断面図を図 3.1.1-1 に示す。同図には気体の注入ノズル位置も示す。

表 3.1.1-1 実機と CIGMA のスケーリング

		1F1	1F3	PWR	CIGMA(BWR)	CIGMA(PWR)
自由空間体積 (DW のみ)	m3	3410	4240	73700	50	50
定格出力	W	1.380E+09	2.381E+09	3.423E+09	200000	200000
運転時間	day	365	365	365		
崩壊熱 (24 時間後)	W	6.124E+06	1.057E+07	1.519E+07	1.00E+05	1.00E+04
体積当たりの発熱量	W/m3	1.796E+03	2.492E+03	2.061E+02	2.00E+03	2.00E+02
Zr 量 (被覆管全量)	mol	1.808E+05	2.477E+05	2.236E+05		
Zr 反応時の水素発生量	kg	723	991	894	10	0.6
体積当たりの水素量	kg/m3	0.212	0.234	0.012	0.2	0.012

\*見積もり値

表 3.1.1-2 外面冷却実験条件

	CC-PL-36	CC-PL-38	CC-PL-37	CC-PL-39
初期雰囲気	蒸気: 150kPa, 空気: 無し		蒸気: 15kPa, 空気: 135kPa	
注入蒸気	流量: 35g/s, 時刻ゼロから実験終了まで連続注入			
注入ヘリウム	無し	流量: 2g/s 時刻 0~1000 s 注入	無し	流量: 2g/s 時刻 0~1000 s 注
冷却水	<ul style="list-style-type: none"> <li>● 時刻ゼロで上部プールへ注水を開始。流水温度: 96℃。</li> <li>● 時刻 140 s で注水を開始し、水位 1m になるところで注水終了 (約 950 秒)。</li> </ul>			

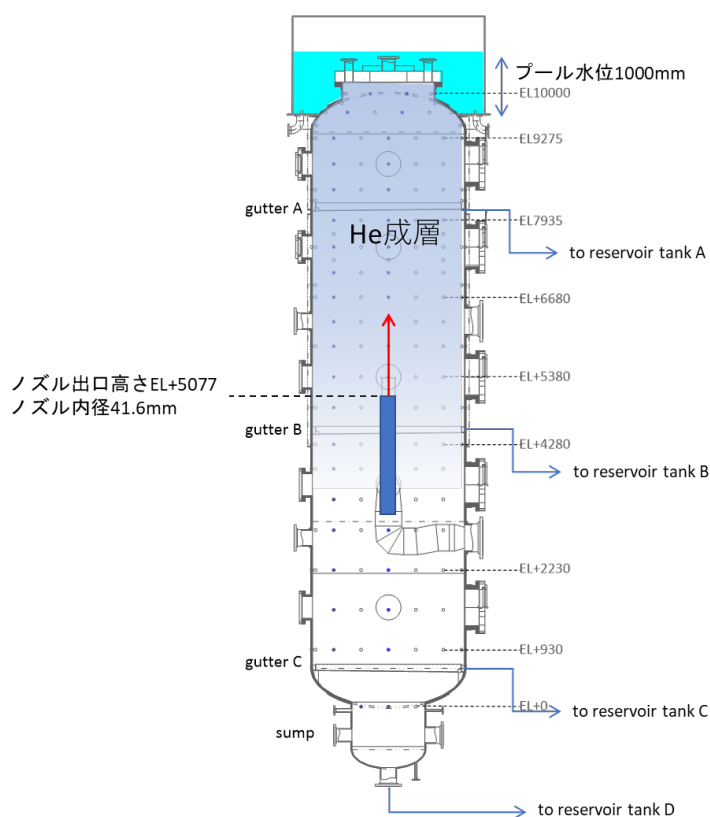


図 3.1.1-1 実験時の CIGMA 断面図

以下、実験結果を解説する。実験結果の解釈においては CIGMA 装置を用いて実施した過去の実験の結果も参照する。過去実験では、上部プールによる冷却は本実験と同じだが、加圧した CIGMA 試験部を閉じた体系（注入無し）で冷却したところが主たる相違点である。

図 3.1.1-2 に試験容器の圧力変化を示す。いずれの実験でも初期状態から加圧され、冷却材注水が完了する 950 秒後も加圧は継続し、それぞれ冷却と加圧がバランスするところで系圧力が一定となる挙動を示した。図 3.1.1-3 に冷却面における壁面熱流束の時間変化、図 3.1.1-4 には容器内の代表的な流体温度の変化、図 3.1.1-5 には容器内の凝縮水の流量を示す。容器内の凝縮水は図 3.1.1-1 に示すガター A～C 及びサンプルで捕集され、それぞれリザーバタンク A～D に接続され、リザーバタンクの水位変化により凝縮水の流量を見積もることができる。図 3.1.1-5 では各実験ごとに、それぞれのリザーバタンクごとの流量変化を分けて示した。

図 3.1.1-3 の熱流束は EL9.7 における円筒容器円周方向で測定された熱流束を平均化した値であり、値のマイナスは容器外への熱ロスを意味する。本実験の主たる加圧要因は容器に注入される蒸気で、その流量は全実験で同一であるため、一定圧に達する時点での熱流束もほぼ同じ値に収束した。収束した時点での流体温度は、図 3.1.1-4 に示される通り、少なくとも容器上部においては一定温度を示す。図 3.1.1-3 に示した熱流束は  $q'' = \text{熱伝達係数} \times$

温度差で与えられる。高圧ほど容器内気体温度は高くなる傾向にあるため、定常状態に達する圧力が高いほど壁面と容器内の温度差が大きく、熱伝達係数が小さくなることを示唆する。非凝縮ガス割合が大きい（蒸気割合が小さい）ほど定常に達する圧力は高く、熱伝達係数が小さい結果となった。

図 3.1.1-5 の凝縮水流量データではいずれの実験も初期 1500～2000 s までは凝縮水量がゼロであり、途中にステップ状の流量増加が示されている。容器内壁面の温度時間変化を図 3.1.1-6 に示す。ここでは一例として CC-PL-36（蒸気中に蒸気を注入した実験）の結果を示す。図 3.1.1-5(a)がガターA より上の領域、(b)がガターA と C に挟まれた領域、(c)がガターC より下の領域の壁面温度である。初期 1000 s 頃までは容器上部の壁面温度が逐次低下しており、この期間は主として壁面の顕熱除去に冷却が費やされ、優位な凝縮が生じずに圧力上昇も大きい。これは図 3.1.1-2 と圧力変化及び図 3.1.1-5 の凝縮水量変化の図の結果とも整合する。ガターB 及び C では実験中常に壁面温度が飽和温度よりも高く、有意な凝縮は生じておらず、冷却面を上部プールに限定するという当初意図した境界条件が達成できていることがわかる。sump 部の温度は徐々に低下し、2700s 付近で飽和温度となる。これは天井面で凝縮した水が sump 部に落下することで壁面が冷却されている結果であり sump 部で凝縮が生じているわけではない。図 3.1.1-5 に示されるように、実験途中での流量のステップ状の変化はこの sump 部に落下した凝縮水がリザーバタンク D へと導かれたものである。この時刻で図 3.1.1-2 圧力履歴は減少に転じており両データは整合する。ここでは示していない他の実験においても、壁面温度及び凝縮の過程は定性的には同様の説明が当てはまる。

CIGMA を用いた過去実験では今回の結果と異なる傾向であった。系を閉じた条件で気体注入が無い場合、減圧速度（熱伝達）が一番高いのは蒸気単体系、一番低いのは蒸気+ヘリウム 2 成分系であり、蒸気-空気-ヘリウムの 3 成分系はその中間の値を示し[3,4]、これは伝熱面（凝縮面）への高濃度ヘリウム成層の蓄積で説明できた。すなわち、壁面での凝縮によって蒸気が消費されるとそこに非凝縮ガスが取り残され、これが伝熱を阻害する低温成層として伝熱面に蓄積し、非凝縮ガスの密度が小さいほど強固な冷温成層となって長時間滞在する結果であった。低温成層の密度は、それを構成するヘリウムと空気の混合比により決まり、蒸気-ヘリウムの 2 成分体系の場合は非凝縮ガスがヘリウムのみとなるため、低温成層の密度がヘリウム密度に代表される。閉じた体系では、容器天井部の成層形成領域では対流も生じず、実験期間中に成層が排除されることはなかった。一方で、非凝縮ガスに空気が混入する場合には、ヘリウム・空気の混合ガス密度が低温成層の代表密度となり、これが周囲気体より重くなるときに対流が生じ、伝熱面への低温成層の蓄積が解消された。

一方、本年度の気体注入がある条件では、蒸気-ヘリウムの 2 成分系においてもヘリウム成層の有意な蓄積は確認できず、空気が混入した条件よりも高い熱伝達が達成された。図 3.1.1-7 に容器内垂直方向のガス濃度分布の時間変化を各ガス種（蒸気、ヘリウム、空気）ごとに示す。ベース条件の CC-PL-36 は蒸気単体系実験であるため示していない。ヘリウム

を注入した実験は CC-PL38 と 39 であり、両者の挙動は類似しており、伝熱面 (EL10m 付近) でヘリウムの有意な蓄積は見られない。注入の無い閉じた系での過去実験においては初期条件のヘリウム濃度が 16% と低い値であっても、冷却が開始されると伝熱面での蒸気凝縮によって 80% 程度の極めて高い濃度でのヘリウム蓄積が生じていた。今回そのような傾向が表れなかった理由は特定できないが、96°C の高温の冷却水を用いたことで除熱量が少ないことや蒸気を連続注入したことで冷却面にヘリウム成層を排除する局所的な流れが生じたことなど複数の理由が考えられる。例えば後者においては、凝縮による Stefan 効果で凝縮面に向かうヘリウムの流速が対流によって壁から排除される量に打ち勝つ条件が必要となる。ヘリウムが蓄積するほど凝縮量が減り Stefan 効果は望めなくなるため、蓄積に従って排除効果も高まるというトレードオフの関係になる可能性もある。いずれにしても蒸気-ヘリウム 2 成分系ならば必ずヘリウム蓄積が生じるとは限らず、有意な熱伝達が期待できることが示された。今後ヘリウム蓄積による熱抵抗の成立条件を伝熱面局所の流れの影響も考慮して詳細に検討する予定である。

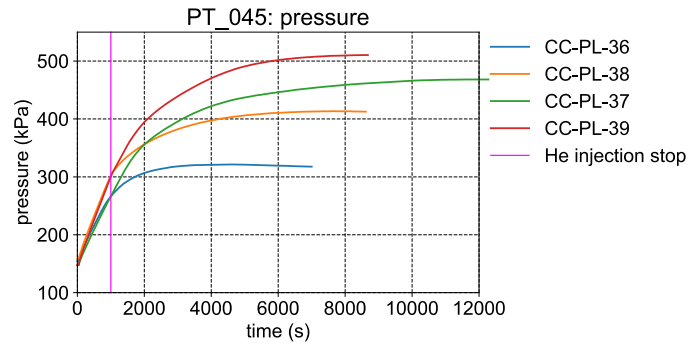


図 3.1.1-2 試験容器圧力変化

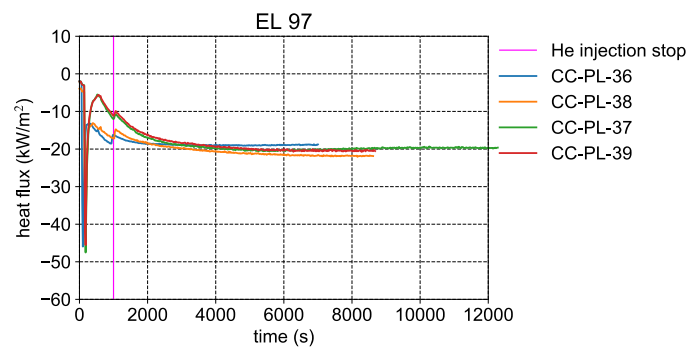


図 3.1.1-3 冷却面 (EL9.7) における円筒容器円周方向で平均した壁面熱流束時間変化

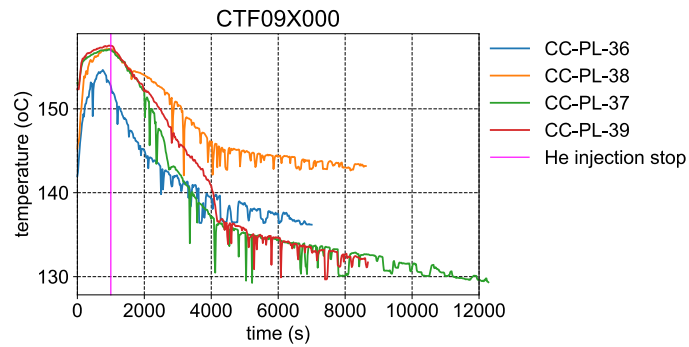
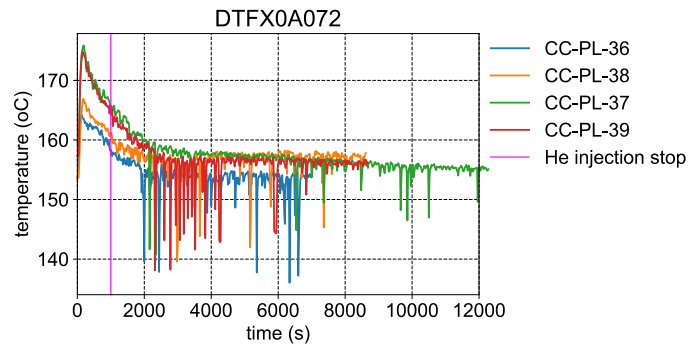


図 3.1.1-4 容器内気体代表温度の温度履歴 (上: EL10m、下: EL0.9m)

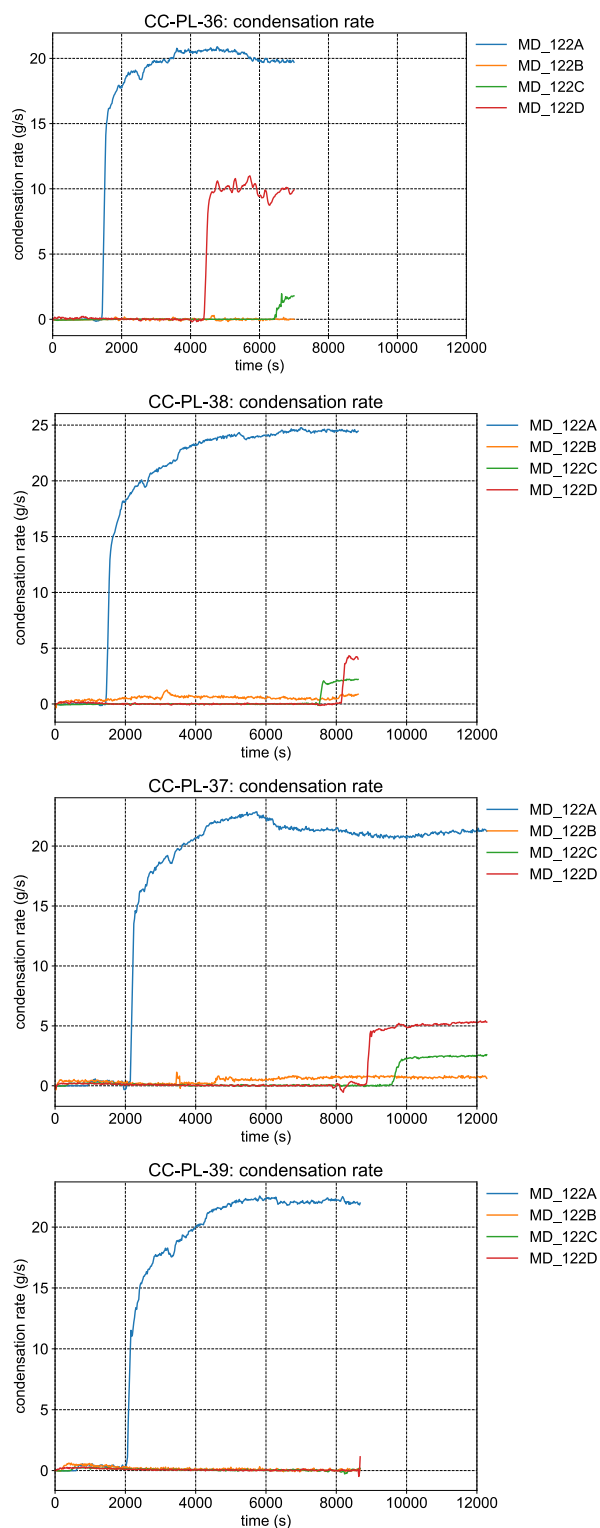
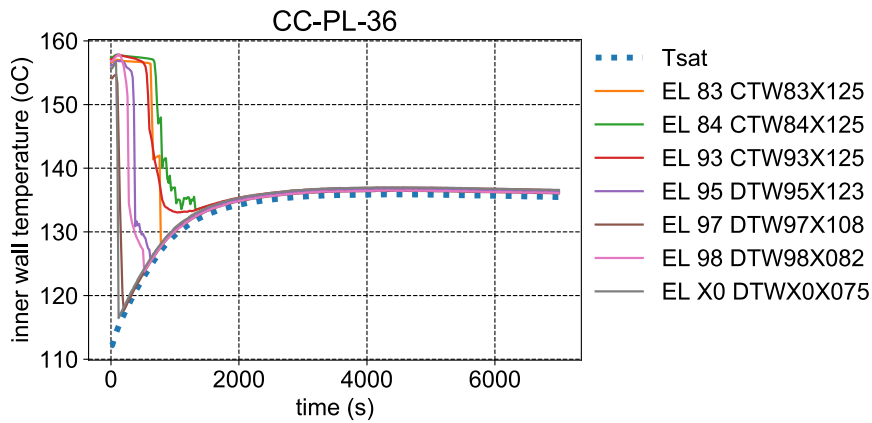
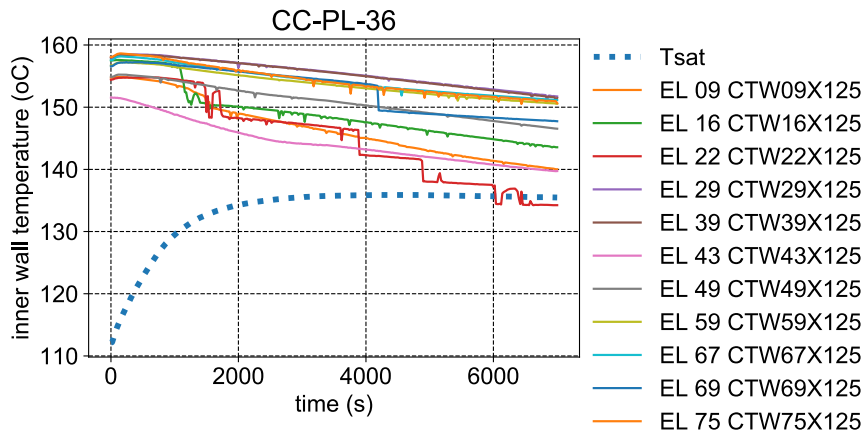


図 3.1.1-5 リザーバタンクの水位変化から算出した凝縮水の流量

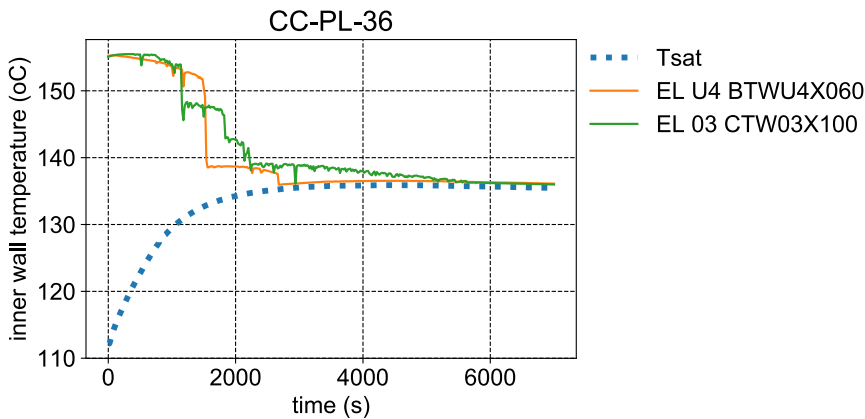




(a) EL10～8.3m (ガターA より上) の容器内壁面温度

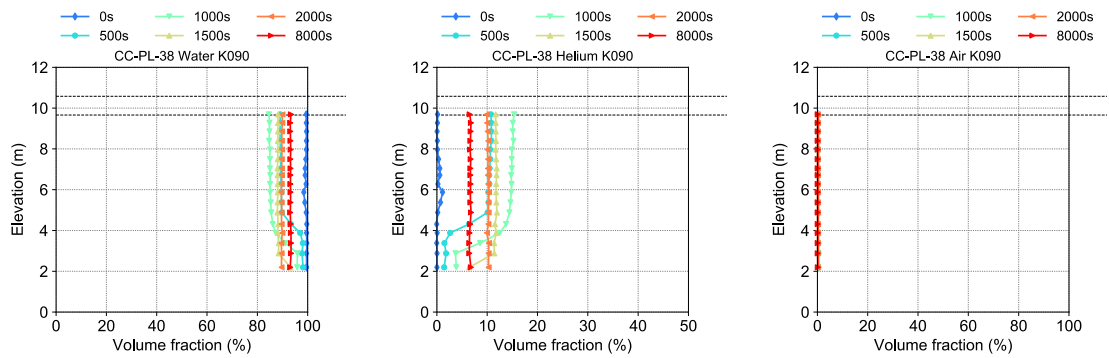


(b) EL7.5m～2.9m (ガターA～Cの間) の容器内壁温度

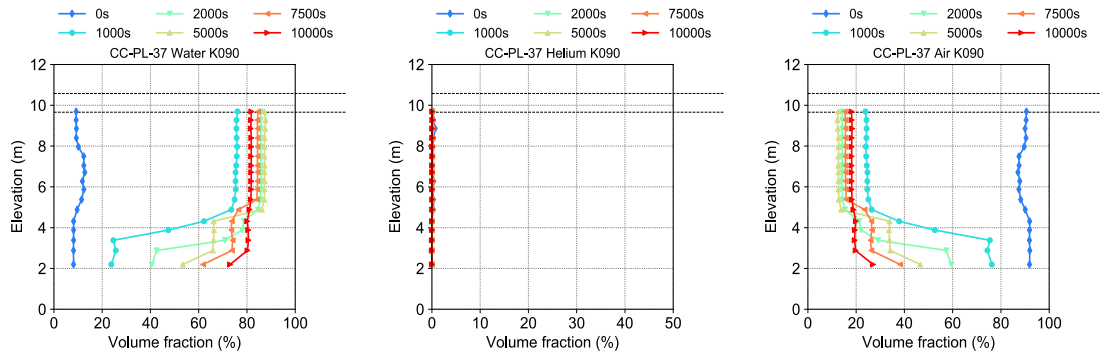


(c) EL2.2m～-0.4m (ガターC より下) 容器内側壁面温度

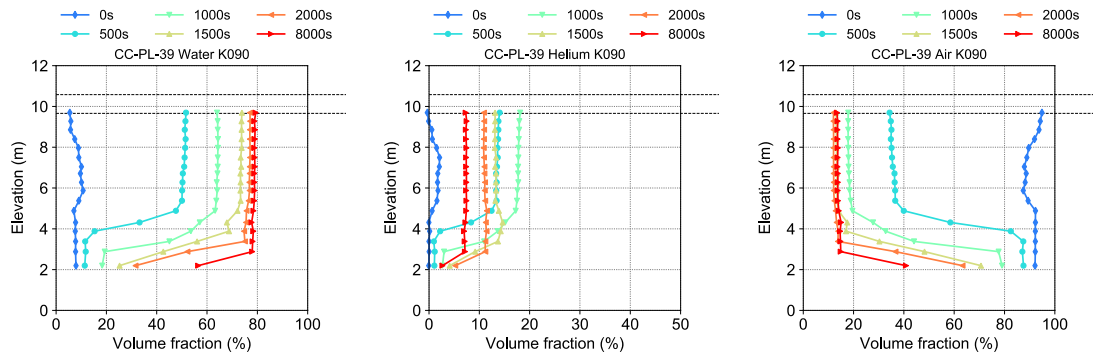
図 3.1.1-6 試験容器壁の温度変化 (CC-PL-36)。同一高さレベルの内表面温度を平均した時間変化を示し、破線は容器内圧力から求めた飽和温度を示す。



CC-PL-38 (蒸気単体に蒸気+ヘリウム注入)



CC-PL-37 (蒸気+空気中に蒸気注入)



CC-PL-39 (蒸気+空気中に蒸気+ヘリウム注入)

図 3.1.1-7 容器内垂直方向のガス濃度の時間変化 (左: 蒸気, 中央:ヘリウム, 右: 空気)

### 3.1.2 格納容器ベント実験

格納容器ベント実施時の格納容器熱流動に関する知見を取得するために、CIGMA 装置を用いて、操作手順や実験条件をパラメータとした実験を行う。特に、格納容器内に水素が存在する状況において、容器内での水素の混合や系外への排出に注目した実験を行い、評価手法の高度化や運用の最適化に資するデータを取得する。

ベントにおいては考慮すべき様々なパラメータがあり、その中で起動タイミングの最適化が最も重要となる。また、ベントを起動する前に行われるスプレイに関して格納容器の圧力減少や放射性物質の放出低減に有用であるとされている[1]。スプレイは容器内の水蒸気を凝縮させることによって圧力を低減できると同時に水素の濃度を向上させる効果もあり、一方でその強い攪拌効果によって水素濃度を均質化し濃度を低減する効果もある。この点に注目し、本年度は、容器内に障害物やプール水が無く、蒸気及び非凝縮ガスで加圧された体系において、ヘリウム発生タイミングに対するスプレイとベントの開始時刻を実験パラメータとして変更し、容器内の水素濃度の変化を観察する実験を行った。

#### 3.1.2.1. 実験条件の検討

実験の設計にあたっては、実機条件や過去の事故解析研究例を参考にして、実験装置試験部体積とのスケーリングを考慮して決定した。例えばベント流量は定格出力の1～数%の熱除去もしくは当該時間の崩壊熱を放出できる流量とされており[1]、設計の一例が文献[2]にスプレイの設計流量と共に掲載されている。表 3.1.2-1 に実機と CIGMA のスケーリングの概要を示す。崩壊熱及び Zr 量の見積もりは前節と同様である。ベント及びスプレイの特性値は定格流量を格納容器体積で規格化した値であり、実機定格値は文献[2]から類型炉の代表値を採用した。本実験では PWR を対象とし、境界条件は Fernando-Cosial の解析条件[3]も参考にして決定した。以下に概要をまとめる。

- 境界条件（流入及び流出条件）
  - 蒸気発生量：スクラム 24 時間後の PWR 体積換算で 10kW（蒸気発生量 3.5g/s）に相当するが、CIGMA の蒸気流量計（FE007）の計測下限値は 4g/s であるため、余裕を見て 5g/s に設定する。
  - ヘリウム発生量：表 3.1.2-1 から求める水素発生量対し、密度換算で約 2 倍の 1.2 kg を発生総量とし、3 g/s×400s で注入する。注入によるヘリウム分圧上昇で容器圧力は 14kPa 程度上昇する。
  - スプレイ流量：攪拌効果が高いため体積規格した実機定格の 1/10（0.015kg/s、CIGMA の流量計測下限値に相当）とする。特性値が  $3E-7(1/s)$  に相当し Fernandez らの解析[3]と同等の値である。注入時間は過去の CIGMA 実験[4]においてヘリウム成層が均質になりきらない 800s とした。これは Fernandez らの解析 1/2 程度の注入量に相当する。

- ▶ ベント流量：文献値[1,2]では PWR 定格ベント流量が質量流量で与えられており、ベントを開始する格納容器圧力での飽和蒸気密度を用いて体積流量を換算すると、格納容器体積の特性値は  $2E-5 \sim 4E-5(1/s)$  の範囲となる。このような低い流量では系変化が準定常となることが昨年度の調査によって示された[4]。本実験では特性値を約 10 倍の  $4E-4(1/s)$  とする。これは BWR 体系での特性値に近く、文献[3]における解析値にも近い。実際の実験では大気圧飽和蒸気質量換算で  $12.5g/s$  (体積流量  $0.021m^3/s$ ) に流量を設定した。容器内の圧力が高く臨界条件を満たす場合はこの体積流量は維持される。このときの実際の質量流量は容器内系内の圧力及び排出される気体組成に依存する。飽和蒸気圧換算ではベントが開始される約  $350kPa$  では  $40g/s$  になり、本実験の蒸気注入量の 8 倍の大きさで格納容器の減圧と共に排出流量も徐々に低下していくことになる。
- 初期条件：PWR 格納容器の設計圧が  $3.5 \sim 5.5bar-abs$  であるため初期圧力を  $300 \sim 350kPa-abs$  とする。このうち空気分圧を  $100kPa$  で設定とし、不足分を蒸気で加圧する。

以上のようにして設計した実験条件を改めて表 3.1.2-2 にまとめて示す。設計の際に参照した文献[3]での設定値も併せて示した。これを共通の実験条件として、本年度は、スプレイのタイミングをパラメータとした 2 つの実験を実施した。実験手順を以下に記述する。

- 試験容器を所定の圧力まで上昇させる。蒸気で  $250kPa$  まで加圧したところに加熱した空気をメインノズルから注入し、 $350kPa$  とする。
- 時刻ゼロでヘリウムと蒸気の注入を開始する。ヘリウムは  $400s$  で注入終了し、蒸気は実験の間注入を継続する。
- ヘリウム注入終了後、約  $130 \sim 140$  秒でスプレイ注入を開始し、 $800$  秒間継続する。
- スプレイ終了後、即座 (約  $70$  秒後) にベント開始 (VT-LV-13) と  $2400$  秒後にベント開始 (VT-LV-14) を行う。
- 系圧力が大気圧付近まで下がったところで実験終了とする。

CIGMA 装置ではベントのサクシオン位置の高さを変更できる。本年度は容器底部の  $EL0.93m$  に設定した。図 3.1.2-1 にベント位置と気体注入ノズルの位置を示す。

表 3.1.2-1 実機と CIGMA のスケーリング

		BWR3・MarkI	BWR4/MarkI	PWR	CIGMA(BWR)	CIGMA(PWR)
自由空間体積(DW)	m3	3410	4240	73700	50	50
定格出力	W	1.380E+09	2.381E+09	3.423E+09	200000	200000
運転時間	day	365	365	365		
崩壊熱(24 時間後)*	W	6.124E+06	1.057E+07	1.519E+07	1.00E+05	1.00E+04
体積当たりの発熱量	W/m3	1.796E+03	2.492E+03	2.061E+02	2.00E+03	2.00E+02
Zr 量:	mol	1.808E+05	2.477E+05	2.236E+05		
Zr 反応時の水素発生量	kg	723	991	894	10	0.6
体積当たりの水素量	kg/m3	0.212	0.234	0.012	0.2	0.012
スプレイ特性*	1/s	5.77E-05	9.56E-06	3.85E-06	3.00E-06	3.00E-07
スプレイ流量	kg/s				1.50E-01	1.50E-02
ベント特性*	1/s		2.93E-04	1.80E-05	2.00E-04	4.00E-05
ベント流量	m3/s				1.00E-02	2.00E-03

表 3.1.2-2 ベント実験の実験パラメータ

			Fernandez-Cosials	CIGMA
格納容器体積		m3	61100	50
蒸気生成 (崩壊熱)	流量	kg/s	6	0.005
	体積当たり	kg/m3/s	9.820E-05	1.000E-04
水素	発生量	kg	550	1.2
	体積当たり	kg/m3	0.009	0.024
	流量	g/s		3
	注入時間	s		400
スプレイ	流量	kg/s	15	0.015
	体積当たり流量	1/s	2.45E-07	3.00E-07
	注入時間	s	2000	800
	体積当たり注入量	kg/m3	0.49	0.24
ベント	流量	kg/s	70	0.0125
	蒸気密度	kg/m3	0.75	0.5977
	空気密度	kg/m3	1.38	
	流量	m3/s	50.6	0.02091
	体積当たり	1/s	8.29E-04	4.18E-04
	時間	s	1000-3600	

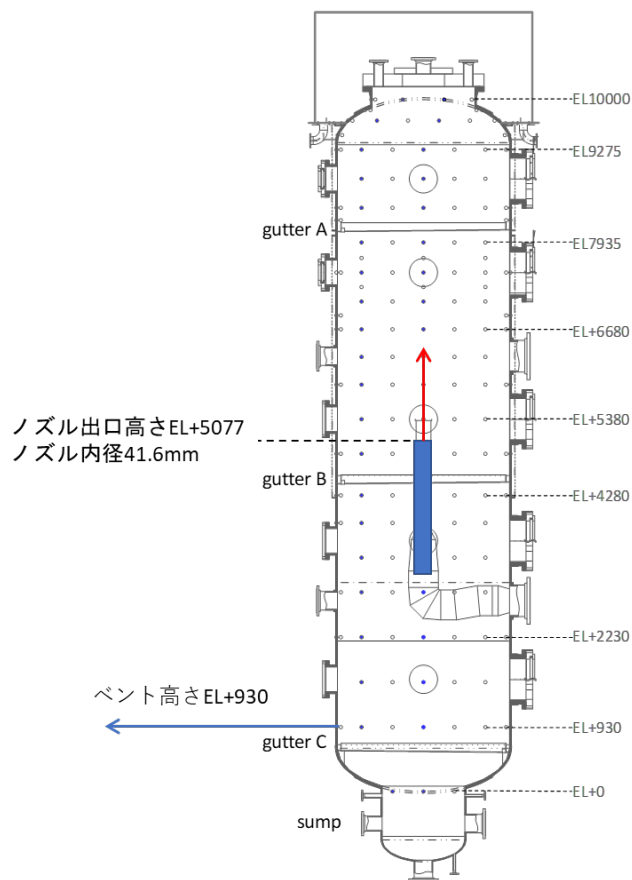


図 3.1.2-1 気体注入とベントの位置

### 3.1.2.2. VT-LV-13 の結果

図 3.1.2-2 に圧力履歴を示す。図内のカラーで示した垂直線は試験容器へアクセスする動作の時間を表す。蒸気は、図 3.1.2-3 に示すように実験開始後から継続して注入される。時刻 0~400s のヘリウム注入により圧力が 20kPa 程度上昇し、さらにスプレー注入によっても圧力上昇する。試験容器内の温度コンターの履歴を図 3.1.2-4 に示す。初期温度が約 165°C でほぼ均質分布しており、初期水蒸気 350kPa の飽和温度が約 139°C であるため、過熱状態にあることと、スプレー冷却水の温度は室温（約 24°C）で流量を絞っていることから、注入後にスプレー水が蒸発したことで加圧されたことが推測される。ここで蒸気だけの熱収支のオーダー比較をすると、簡単のため容器内に分布の無い一点集中系で考えた場合、容器内初期の過熱蒸気の過熱度エンタルピーが約 4800kJ（容積 50m<sup>3</sup>分）であるのに対し、スプレー水を 800s 間注入した水量の過冷度が約 3200kJ であり、初期過熱蒸気は注入されたスプレー水全量を蒸発させる以上の過熱度を有する。実際は、さらに空気や容器・内部構造物の熱容量や注入蒸気エンタルピーも加わり、低流量スプレーではその初期段階において

注入による加圧が考えられる。

スプレー注入後の時刻約 1500s でベントが開始され、系圧力は低下する。ベント時の排出される気体の体積流量を図 3.1.2-5 に示す。実験では初期に設定体積流量（約  $0.021 \text{ m}^3/\text{s} \approx 76 \text{ m}^3/\text{h}$ ）に流量調節弁の開度設定した後は弁開度を固定した。時刻約 3000 s 付近までは臨界状態を保つため流量が設定値のままほぼ一定で推移し、その後系内外の差圧の減少と共にベント流量は低下する。図 3.1.2-6 に容器内の各ガス種の濃度時間変化を示す。ヘリウム注入後には EL9m 以上に薄い He 成層が形成されるが、その後のスプレー注入により系内は強く攪拌され、スプレー注入が終了する 800 s 付近ではほぼ均質な気体分布となる。水蒸気の濃度はヘリウムの注入時に上層部でいったん大きく下がるが、スプレー注水とその蒸発によって回復し、容器全体の濃度はスプレー前後でほとんど差が無い。ベント後は減圧と共に気体は空間的に均質のまま排気される。一方で蒸気は注入し続けるため、排気に従って、ヘリウムと空気の濃度が徐々に低下し、水蒸気濃度が徐々に増加する結果となる。注入される蒸気は、系内の混合気体よりも密度が軽いため、ノズルから上向きに注入された蒸気と下部からのベントにより、系内が蒸気により徐々に置換される結果となる。図 3.1.2-6 からもこれが確認でき、ベント開始後は容器内気体がほぼ均質に推移するが、時刻 3500 s 頃から容器上部の蒸気密度が下部よりも徐々に高くなり、逆に空気とヘリウムの濃度は上部領域で徐々に低下する。このような気体の置換は、気体が注入されるノズル位置、注入方向、注入速度、容器内の気体と注入気体の相対的な密度差等に強く影響を受けることが推察される。本実験条件では容器の中央部に蒸気注入ノズルが上向きに位置するため、この高さを境界として、容器の上部領域から蒸気による気体置換が徐々に進行したと結論付けられる。

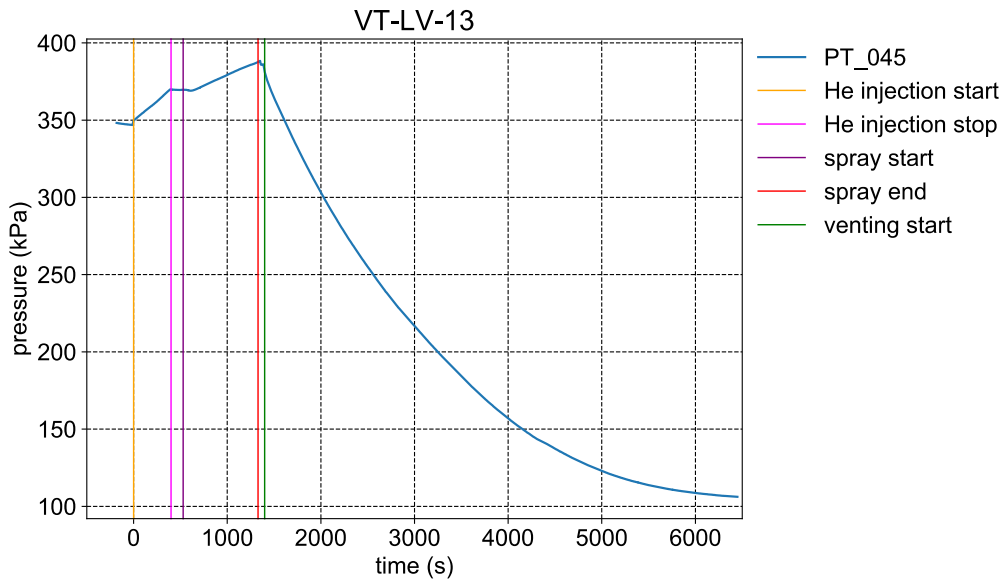


图 3.1.2-2 压力履歷

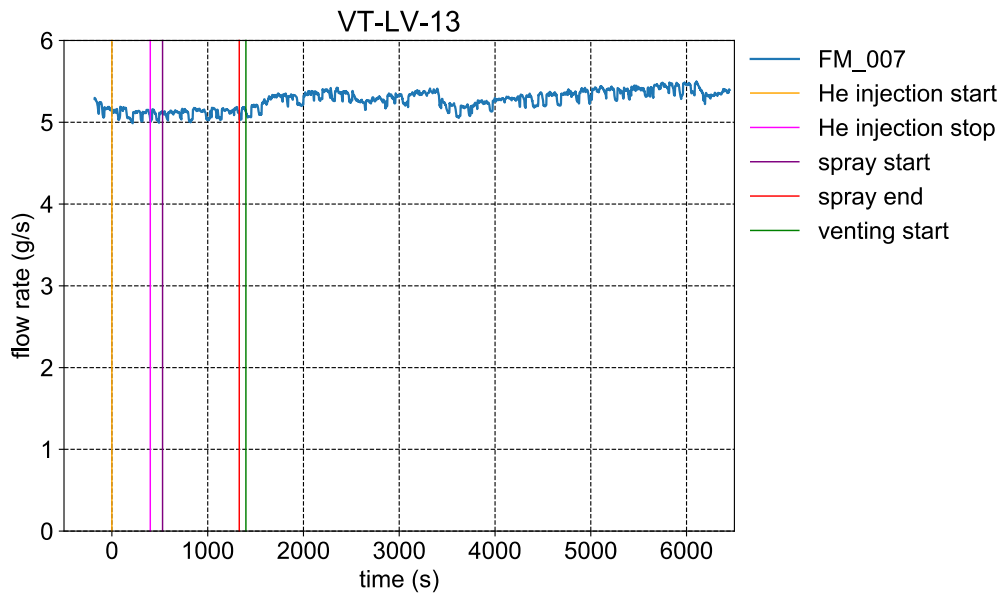


图 3.1.2-3 注入蒸氣流量



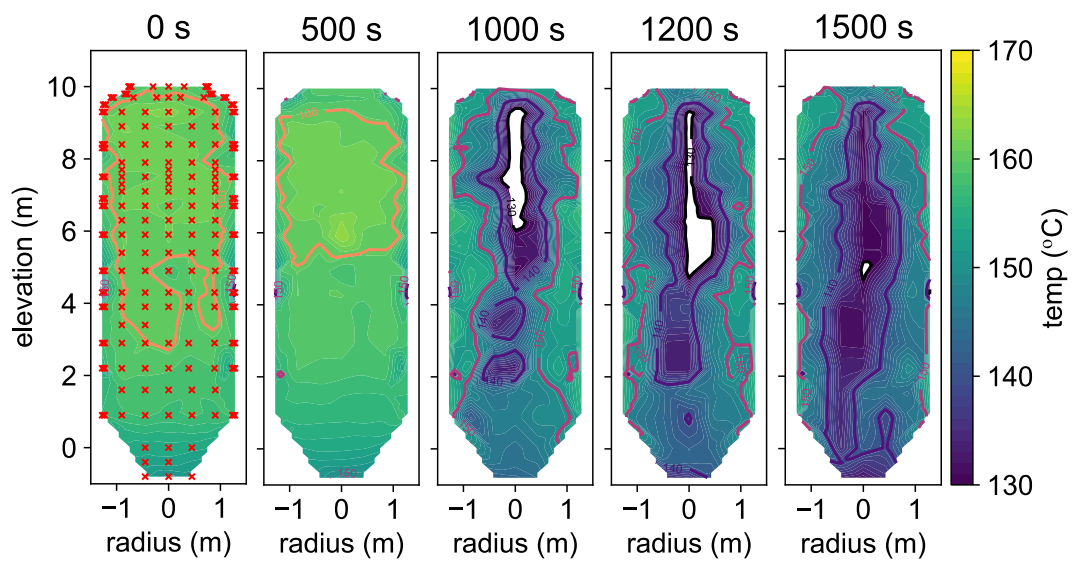


図 3.1.2-4 試験容器内の温度コンター履歴 (赤×が TC の位置)

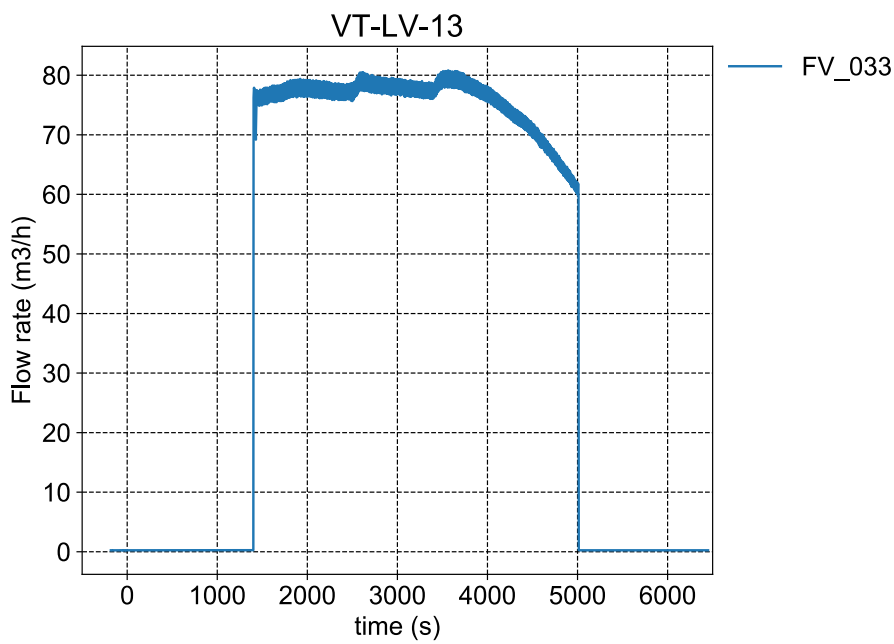


図 3.1.2-5 ベント流量

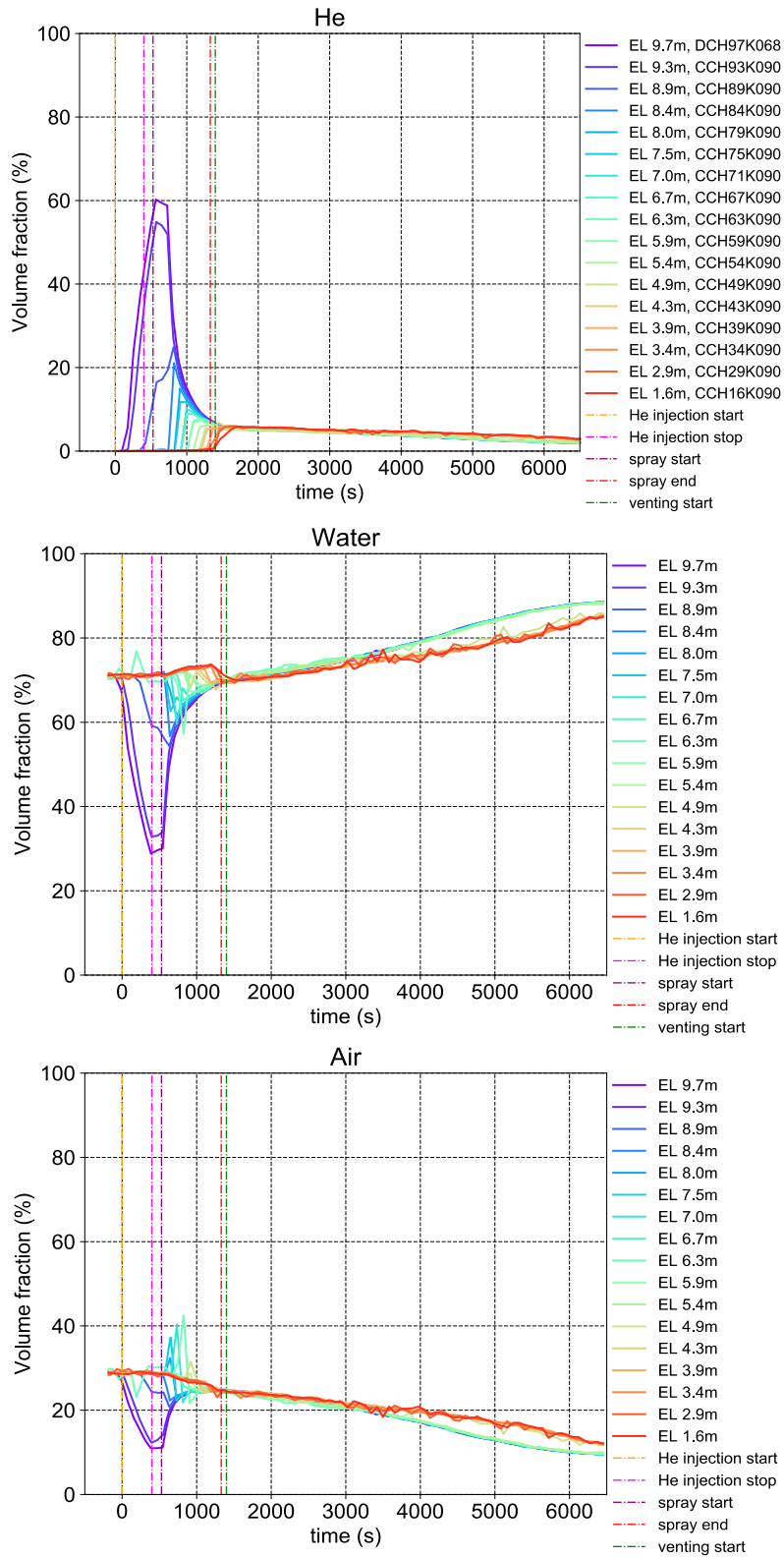


図 3.1.2-6 容器内の各ガス種の濃度時間変化 (VT-LV-13)

### 3.1.2.3. VT-LV-14 の結果

本節の VT-LV-14 実験は、前節の VT-LV-13 とベント開始のタイミングだけが異なり、その他の初期・境界条件は同一に設定した実験である。VT-LV-13 ではスプレイ注入終了後 70s でベントを開始したが、VT-LV-14 では 2400 秒と時間をおいてからベント弁を開いた。前節と同様に、図 3.1.2-7 に圧力履歴、図 3.1.2-8 に注入蒸気流量、図 3.1.2-9 に系内温度分布コンター図の時間変化、図 3.1.2-10 にベント流量、図 3.1.2-11 に各ガス種の濃度時間変化を表す。

スプレイ終了までの挙動は両者ではほぼ同じであり、系内の圧力はスプレイ注入終了後も高圧のまま推移し、ベント開始時の圧力は 400kPa 弱ではほぼ同じであった。境界条件である蒸気注入流量も設定値を維持し、スプレイ後の容器内温度分布やベンチ流量も両実験ではほとんど差が無い。ベント前のスプレイによる系内気体の攪拌は十分になされ、容器下部 EL2m 以下を除いてはほぼ均質分布である。スプレイ後容器下部はヘリウムがいきわたらず蒸気濃度が高いが、ベントによる系変化に大きな影響を及ぼすものではない。蒸気注入が継続されることで、ベント前までにヘリウムと空気の濃度は全体的に低下していくが、これも大きな影響を及ぼすものではない。ベント開始後は VT-LV-13 と同様に推移し、蒸気注入による上下二層の気体濃度の分離も同様に観察された。

以上の比較実験から、ヘリウム（水素）が発生した後のベントでは、スプレイ注入後においては系内の気体の攪拌混合が十分に達成され、ベントの開始時刻に 2400 秒の遅れがあったとしてもヘリウムの分布や系内に残存する濃度にはほとんど差が表れない。文献[3]によれば、水素が発生した後数千秒がスプレイとの時間差によらず水素の排出が一番効率的であるとされており、本実験結果と整合する。但し、水素発生からベント開始までが 5000 秒以上遅れると、蒸気による水素希釈が進行することと、水素が系内に滞在する時間が長引くことにより、水素リスクを示すパラメータが上昇する結果となる。これは、特に時間の影響が大きいため、今後このような解析も参考にしつつ実験パラメータの選定を注意深く行う予定である。

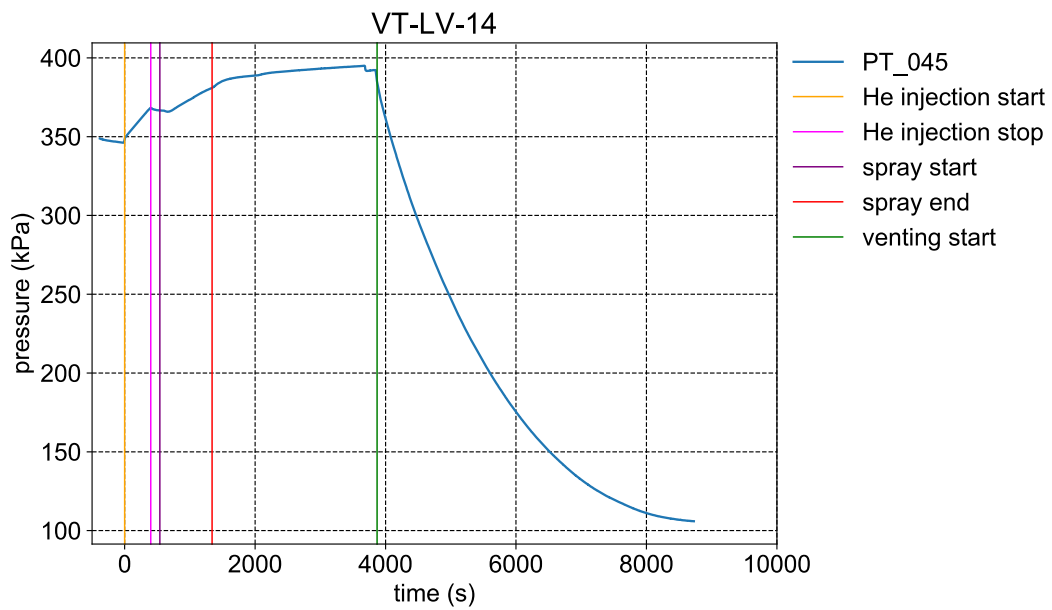


图 3.1.2-7 压力履歷

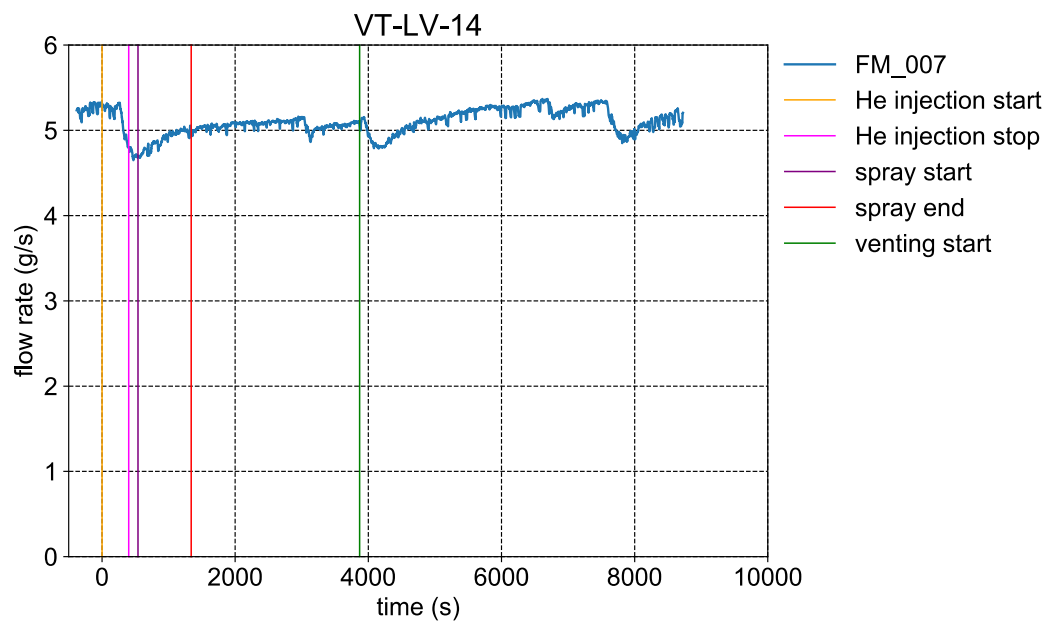


图 3.1.2-8 注入蒸氣流量

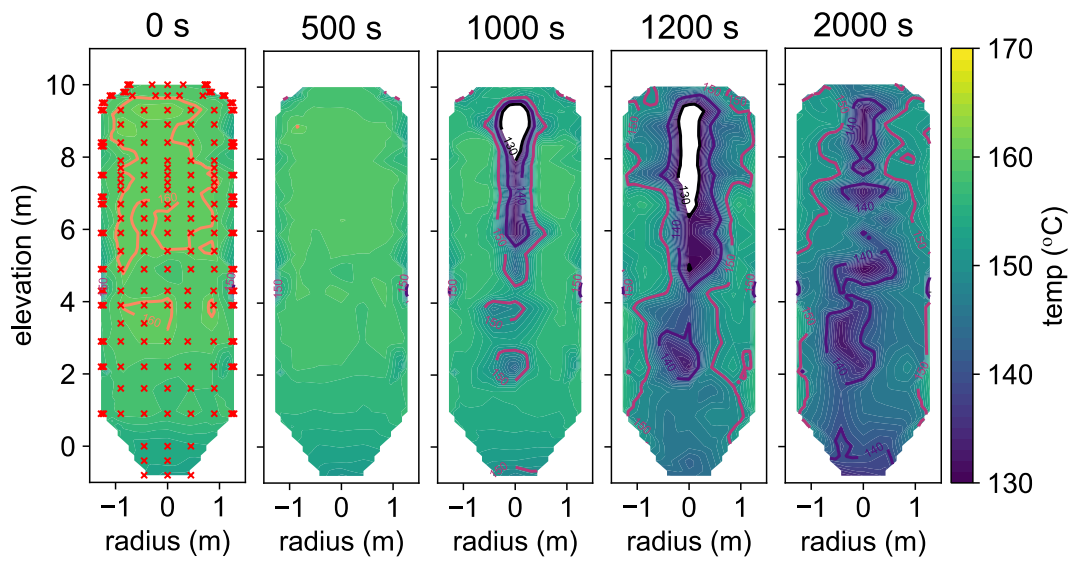


図 3.1.2-9 試験容器内の温度コンター履歴 (赤×が TC の位置)

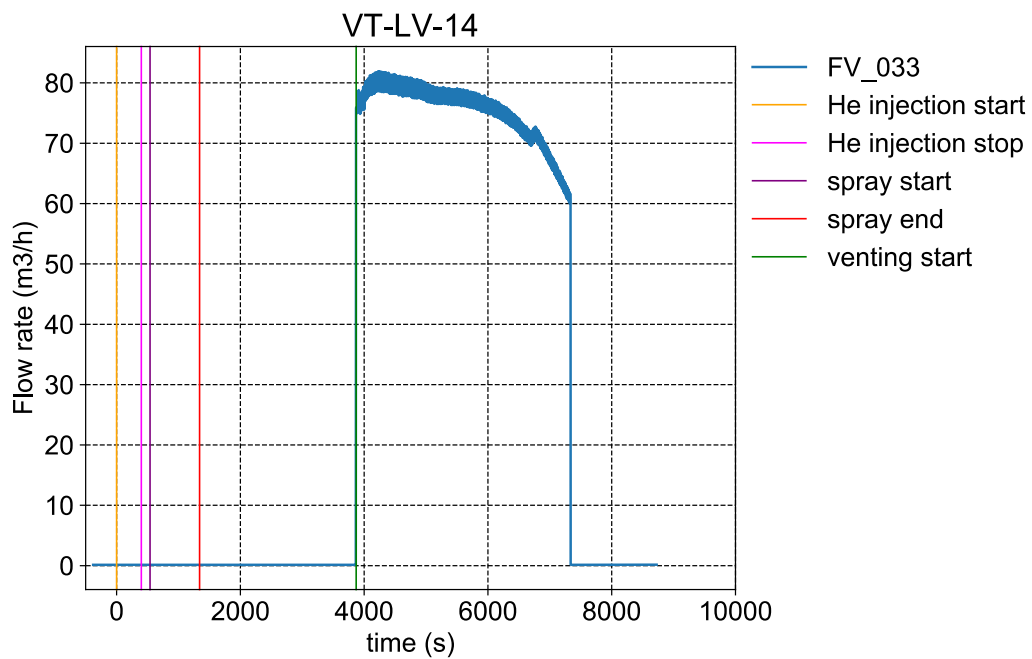


図 3.1.2-10 ベント流量

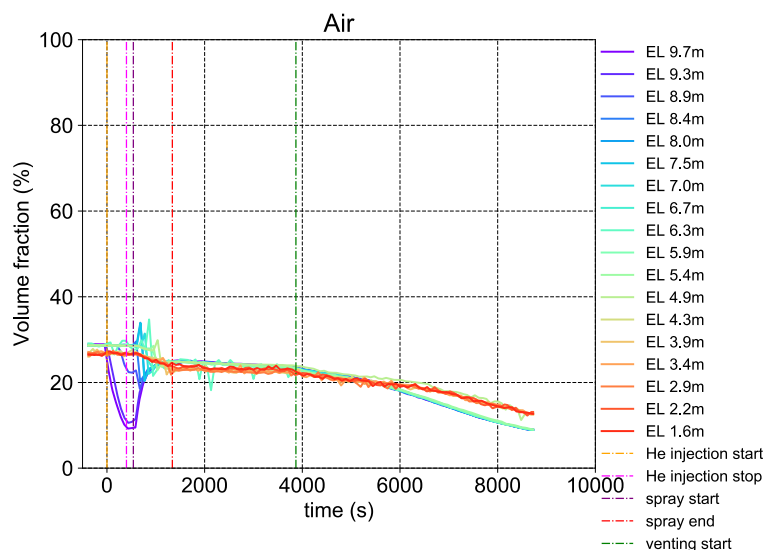
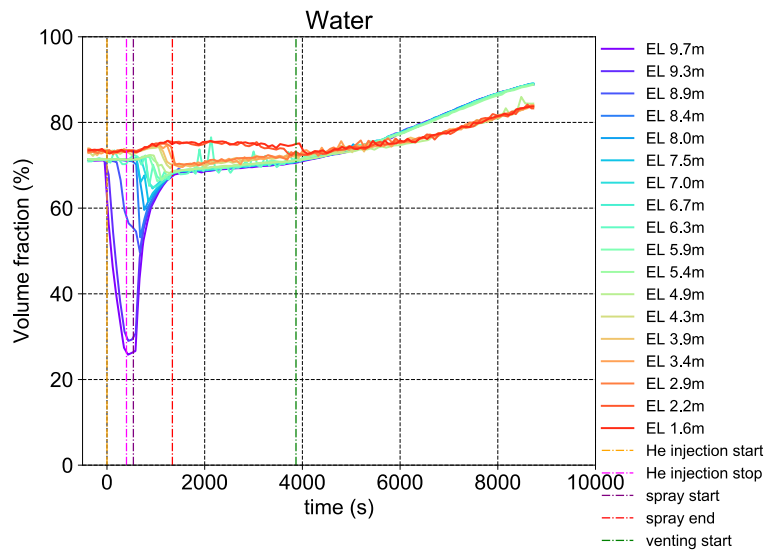
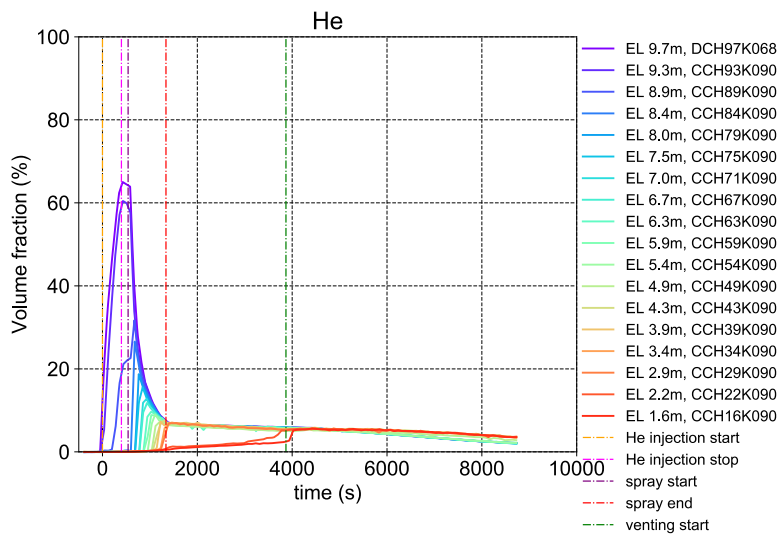


図 3.1.2-11 容器内の各ガス種の濃度時間変化 (VT-LV-14)

### 3.1.3 スpray実験

CIGMA 実験の Spray ノズル選定の一環として、Spray 特性計測実験を実施した。格納容器 Spray は、格納容器の冷却を主目的とすることに加え、Spray によるエアロゾルの除去や発生した水素の混合等の事故の影響を緩和する効果がある。これらの評価のためには、Spray の拡がりや液滴の特性などを把握しておく必要がある。ここでは、選定したノズル (HHSJ12007, SprayJet Corp.) による Spray の液滴径と液滴速度を計測した結果をまとめる。

液滴計測は ARES 装置で実施した。実験体系の模式図を図 3.1.3-1 に示す。全高 2m、1 辺 0.5m の正方形断面試験部において、試験部頂部中心に設置した Spray ノズル (HHSJ12007, SprayJet Corp.) より 1.5m 下部の試験部中心の液滴を PDI (位相ドップラー式分析計, Artium technologies inc.) で計測した。ノズルは Spray 角度 120 度のフルコーン Spray であり、定格流量は 2.6~16 L/min である。PDI は、単一液滴に同じ波長のレーザー光を 2 本照射し、液滴の曲率によって液滴内で屈折するレーザー光間の位相のずれを測定することで、液滴径を計測する機器である。また、ドップラー効果によって、液滴に照射した光の周波数がシフトし、周波数シフトを測定することで液滴速度も同時計測できる。

実験パラメータは Spray 水流量とし、コリオリ式流量計 (FD-SS2A, FD-SS20A, Keyence Corp.) を用いて流量計測し、1.8, 2.7, 3.6, 5.4, 6.6 L/min の 5 つの流量を設定した。Spray 水温は室温 (23°C) とした。PDI のトランスミッターとレシーバーにはともに 1000mm のレンズを装着し、レシーバーはトランスミッターから 150 度の方向に設置した。各流量に対して 2000 個程度の液滴を計測した。

液滴径分布、ザウター平均液滴径、平均落下速度の計測結果を図 3.1.3-2~4 にそれぞれ示す。液滴径分布は、10 $\mu$ m 近辺に顕著なピークを持つとともに、100~300 $\mu$ m にかけて緩やかなピークを持つ。1.8 L/min の分布において、例えば 150 $\mu$ m 付近の液滴が他の流量よりも多いなど、少し分布の違いがみられるのは、定格流量より小さいために Spray が十分に噴霧できていない可能性がある。ザウター平均液滴径は $\approx$ 250 $\mu$ m であり、流量の増加に伴って単調減少する。これは、流量の増加に伴って、ノズル噴出口近傍における速度増加、せん断力増加による液滴分裂のためだと考えられる。2.7 L/min 以上の Spray 流量において、液滴の落下速度も同様に流量の増加と共に減少する結果が得られた。Spray ノズルから 1.5m 離れた計測点では、Spray 噴射の慣性力の影響はほとんど失われ、液滴の落下速度は重力によって支配されるため、流量増加に伴う液滴径の減少によって、液滴落下速度も減少傾向を示したと考えられる。1.8 L/min の落下速度が 2.7 L/min より低いのは、定格流量より小さいために Spray が十分に噴霧できていない可能性がある。なお、本実験では Spray イコーンが容器壁に衝突し、液滴の運動は容器慣性の影響を受ける可能性はある。

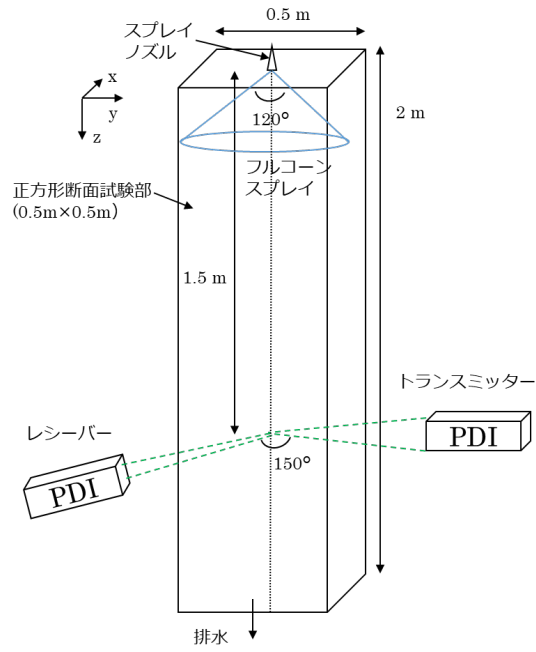


図 3.1.3-1 実験体系模式図

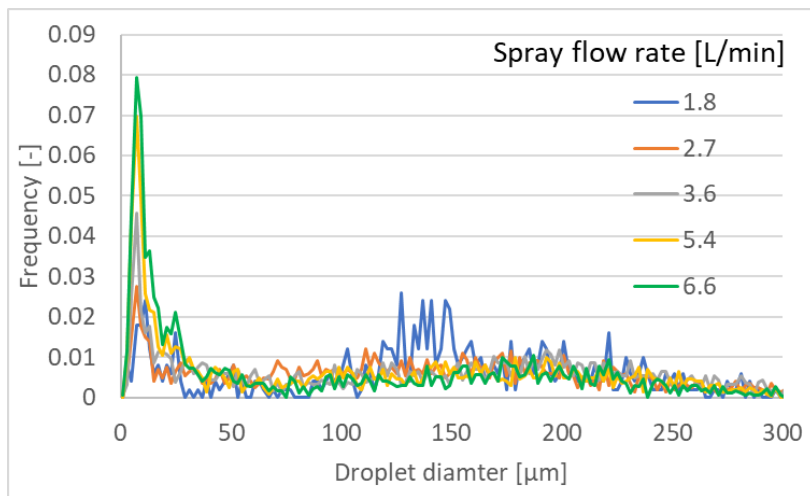


図 3.1.3-2 液滴径分布



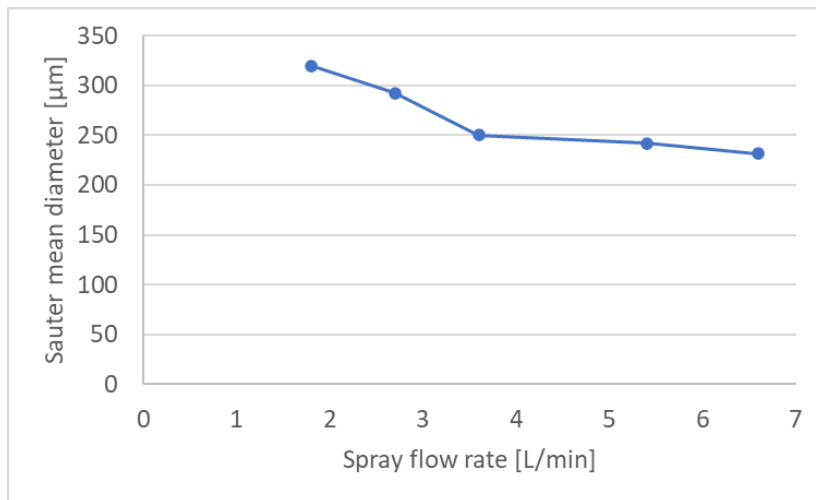


図 3.1.3-3 ザウター平均液滴径

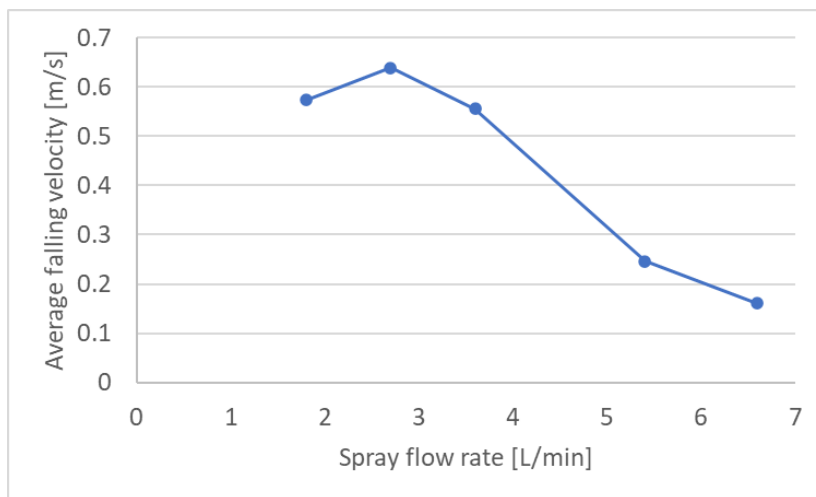


図 3.1.3-4 平均落下速度

### 3.1.4 物質移行に関する基礎的実験

#### 3.1.4.1. 外面冷却により生じる自然対流と物質移行の相互作用実験

熱と物質の相互作用を伴う乱流輸送現象は、シビアアクシデントの格納容器内熱流動挙動を把握する上で重要である。特に高温の蒸気および水素を含む混合ガスは浮力の影響を強く受ける。本事業では、2章に述べたように、浮力が関連する流体力学現象としてプリューム挙動や密度成層浸食、自然対流を扱う。3.1.1節では、外面冷却による格納容器冷却の成立性を検証する実験を実施している。本節では、物理現象のモデル化の観点から、外面冷却によって生じる自然対流とそれによるガス混合現象を基礎現象に立ち返って考察するために、数値計算の検証用データの取得を目的として、以下のように物理現象を分離して検討するための実験を行う。

これまで CIGMA 装置による外面冷却実験 (CC-PL シリーズ) では、蒸気-空気-ヘリウムの混合気体を作動流体として採用し、容器冷却に伴う蒸気凝縮によるヘリウムの空間分布の変化に注目してきた。この一連の実験では、冷却に伴う圧力低下、壁面での蒸気凝縮、それに伴うサクション効果による上部領域でのヘリウムガスの局所化など様々な現象が重畳し、複雑な過渡変化が観察された[1]。数値流体力学計算において各物理現象を個別に検証するためには体系を単純化した分離効果実験が有効であるため、昨年度から相変化の無い空気-ヘリウム体系の密度成層存在下での外面冷却による自然対流実験を実施してきた。昨年度は、CC-PL-26 および 29 実験では空気単体、CC-PL-27 および 28 では空気-He で形成された密度成層を伴う初期条件を設定した場合の外面冷却実験を実施した[2]。これらをベースケースとして、本年度は成層の強さ (成層の密度差) および初期温度をパラメータとした実験を複数回実施した。さらに、PIV による自然対流時の流れ場計測も行い、自然対流時の流速スケールを把握すると共に検証用データを拡充した。本節では、昨年度の 4 実験と本年度のパラメータ実験の結果を合わせて記載し、空気単体および空気-ヘリウム体系での試験容器内での物質輸送を伴う自然対流現象を詳細に説明する。

#### 実験条件

本報告では、初期温度、初期成層の有無および強さ (成層の密度差) をパラメータとして実験を実施した。実験条件を表 3.1.4-1 に示す。本年度実施した実験は CC-PL-30~34 であり、昨年度の 4 実験と併せて示す。初期に蒸気注入によって試験容器壁を加熱した後、容器内部気体を乾燥空気に置き換えた。四重極質量分析計 (QMS) による気体濃度計測で初期の蒸気濃度が 1% 以下であることを確認した。成層の無い空気単体実験である CC-PL-26 および 29 では、初期圧力と温度は約 180 kPa および約 175 °C、CC-PL-33 の初期温度は 92 °C とした。密度成層を形成するケースでは、蒸気からの空気置換後に空気とヘリウムガスの混合ガスで初期密度成層を作成した。図 3.1.4-1 にヘリウム濃度の初期鉛直分布を示す。初期成層の厚さは 3m 程度である。表 3.1.4-1 にはヘリウムガスの分圧も示した。冷却条件

に関して、CC-PL-26、27、32、33 では上部プールと中段ジャケットを使用することで  $EL \geq 8.1\text{m}$  で試験容器を冷却した。初期成層が存在する条件では、その下端高さは  $EL \sim 7\text{m}$  付近に位置するので (図 3.1.4-1)、冷却は初期成層厚さよりも狭い領域となる。他のケースでは下段ジャケットも使用し、冷却位置は  $EL \geq 4.2\text{m}$  とした。冷却水の流量はすべての実験条件で  $5\text{ kg/s}$ 、温度は室温とした。計測は、PIV による流れ場の可視化、熱電対 (TC) による流体および壁面の温度は熱電対、QMS によるガス種濃度の計測を実施した。TC および QMS に関しては、前述のように容器全体を網羅するように配置されている。PIV に関しては、図 3.1.4-1 に示すように水平方向に  $0.7\text{ m}$ 、鉛直方向に  $0.6\text{ m}$  の可視化領域を、 $EL=7.2\sim 7.8\text{m}$  の高さの容器中心部分に確保した。

### 実験結果

試験容器全体の挙動を把握するために、図 3.1.4-2 に初期圧力で規格化した圧力の時間変化を示す。すべての実験条件で圧力が単調に低下することが示されている。冷却開始直後の減圧率は冷却面積と初期温度に依存し、冷却面積が広く初期温度が高いほど減圧率が大きく、初期の密度成層の有無には影響を受けないことがわかる。密度成層を有する CC-PL-27 では約  $1500\text{ 秒}$ 、CC-PL-30 では約  $6300\text{ 秒}$  でわずかに圧力のステップ状の増加が観測された。これは、後述する自然対流による成層の消失・崩壊挙動に関連している。さらに興味深いこととして、ヘリウム濃度が小さく弱い成層の条件の CC-PL-32 では同条件でヘリウム濃度が高く成層密度の小さい CC-PL-27 と比較して圧力の時間変化率が小さいことが分かる。これも後述するように、成層密度の違いにより成層下端での気体の輸送現象の差で説明できる。

図 3.1.4-3 に成層の無い空気単体の CC-PL-26、29、および 33 の PIV で得られた流速分布可視化図を示す。本実験対象の自然対流は非定常であるため、ここでは平均場ではなく瞬間場を用いて説明する。高温条件 (CC-PL-26 および 29) の場合は、速度スケールは  $10^{-1}\text{ m/s}$  程度であることが分かる。CC-PL-26 は外面冷却面積が  $EL \Rightarrow 8.1\text{ m}$  より上の狭い条件であるため、可視化領域 ( $z=7.2\sim 7.8\text{ m}$ ) は冷却高さよりも下部に位置し、図 3.1.4-3 の CC-PL-26 の左図 (180s) では下向きの流れ、中央図 (260s) では大きく曲がった流れ、右図 (298s) では上向きの強い流れなど、冷却過程が進むに応じて多様な流れ場が形成されていることが分かる。CC-PL-29 では、冷却領域が  $EL \geq 4.2\text{ m}$  と広い条件であり可視化領域は冷却の中央部に位置している。そのため、観測された流れ場は時間依存せず安定な上向きの流れ場となっている。初期温度が低く冷却面積の狭い CC-PL-33 では、定性的な挙動は同じく冷却面積に狭い CC-PL-26 と同様であり、外部との温度差が小さい条件でも弱い自然対流が生じていることがわかる。

図 3.1.4-4 に、試験容器内の気体温度のカラーコンター図の時間変化を示す。CC-PL-26 と

33 では容器上部に、CC-PL-29 では容器上半分に冷却領域が形成されているのがわかる。密度成層がない高温条件（CC-PL-26 および CC-PL-29）では、壁近くでは下向き流れ、容器中央では上向きの流れの自然対流になっていることが推察できる。また、その冷却領域の下端（CC-PL-26 では EL=8.1 m、CC-PL-29 では EL=4.1 m）付近の中央部では、低温流体の一部が下降している。そのため、外面冷却を行っていない領域（以下では非外面冷却領域と呼ぶ）の内壁温度は容器中央部のガス温度よりも高くなっている。したがって、非外面冷却領域では、壁の近くでは上向き流れ、中央部では下向き流れの自然対流となる。低温条件の CC-PL-33 では、流れ場の可視化結果が示すように、対流挙動が弱いため、温度場の時間変化も緩やかになる。

図 3.1.4-5 に初期に密度成層が存在する高温条件の容器内気体温度コンター図の時間変化を示す。CC-PL-27（初期気体高温、冷却面積小、初期成層強）では、冷却領域（ $EL \geq 8.1$  m）でガス温度が大きく低下しており、それより下部では大きな温度低下が見られず長時間（約 1000 秒程度まで）初期の高温を保ったまま推移する。これは、容器上部と下部の間の質量と熱輸送が抑制されていることを示唆している。1000 秒以降は自然循環領域が容器の下部まで広がり、冷却された気体は急激に下部領域まで進行している。図 3.1.4-2 で示した圧力のわずかな上昇はこの時刻に相当する。CC-PL-28（初期気体高温、冷却面積大、初期成層強）では、冷却領域（ $EL \geq 4.2$  m）は初期成層領域よりも広いため、成層内（ $EL > 6$  m）、成層より下方から冷却面下部（ $6 \text{ m} < EL < 4.1$  m）、 $EL < 4.1$  m の 3 つで対流が形成されている。CC-PL-30（初期気体低温、冷却面積小、初期成層強）では、初期温度が小さいことにより冷却開始直後の成層内での温度低下は CC-PL-27 のそれより小さく、その後の成層内での気体温度の低下も緩やかになっている。一方、CC-PL-32（初期気体高温、冷却面積小、初期成層弱）では、冷却領域は同じで初期成層強度が強い上述の二つのケース（CC-PL-27 および 30）と違い、冷却開始直後にみられる冷却領域での急激な温度低下はなく、緩やかに低下し、その後の温度上昇も観測されなかった。密度差が小さいことから、成層内とその下方での物質および熱交換の抑制が緩和されていることが分かる。初期温度が小さく冷却面が初期成層より広い CC-PL-34 の時間変化は、CC-PL-28 と同様だった。

図 3.1.4-6 にヘリウム濃度の時間変化を示す。冷却領域の狭い CC-PL-27 では、試験容器上部ではヘリウム濃度が単調に低下するが、自然対流によって密度成層が下部から単純に浸食されるのではなく、冷却位置と成層位置の位置関係が生み出す複雑な対流挙動が観察された。EL=7.5 m（冷却領域より下に位置）では、外面冷却開始直後から 300 秒程度は初期値の 40%を維持し、その後上部の計測点のヘリウム濃度と同じ値にまで上昇する。さらに、成層下端の EL=7.1 m では、ヘリウム濃度は冷却開始から 500 秒間は直線的に減少し、その後上部の値にまで急激に上昇する。冷却開始から 2000 秒程度で、すべての計測点でヘリウム濃度は 13%程度になった。以上のように、初期密度成層が冷却位置よりも広い場合、

ある計測点の濃度はそれよりも上部の計測点の濃度と同じになる様な時系列変化となり、最終的には試験容器内でヘリウム濃度は一様化する。これは、既往研究でよく観察されていた密度成層の浸食・崩壊挙動とは異なり、初期の密度成層が濃度を低下させながら下部へ領域を拡大させていると解釈できる。一方、冷却領域の広い CC-PL-28 では、試験容器の上端では、ヘリウム濃度は約 1000 秒程度まで緩やかに減少し、その後急激に低下する。EL=7.5 m の時間変化もそれと同様であるが、緩やかな濃度低下の時間は短く、約 400 秒程度となる。これは、既往研究において初期密度成層の下部に噴流を衝突させて乱流混合を誘起させることで生じる密度成層の浸食・崩壊現象と同様の変化である。つまり初期成層はその下端から対流によって浸食されることで成層厚さが徐々に薄くなっていくと推測される。初期温度が小さく冷却面が初期成層より狭い CC-PL-30 では、CC-PL-27 と比較すると、時間変化は緩やかになり、成層が消失するまでにはおよそ 7000 s を要した。一方、成層が弱い（初期ヘリウム濃度が小さい）CC-PL-32 では時間変化は早く、約 1000 s で容器頂部の濃度は下方の濃度と同程度にまで低下した。また、CC-PL-27 と違い成層内でのヘリウム濃度は完全には一様化しないことが興味深い。低温条件である CC-PL-30 と 34 は時間スケールに違いはあるものの、それぞれ CC-PL-27 および 28 の時間変化を同様の傾向を示した。

#### 本節のまとめ

空気単体および空気-He 体系での外面冷却による自然対流、それによって誘起される成層の消失・崩壊現象に関するパラメータ実験を実施した。圧力変化から、本実験条件においては成層の有無は全体的な冷却能力に大きくは影響しないことが明らかになった。PIV による流れ場の可視化では低流速をとらえることに成功し、外部との温度差が比較的小さい条件でも自然対流が生じていることが明らかになった。ガス温度に関する実験データから容器全体での流れの状況を把握することができ、特に冷却面下部では冷却領域で冷やされた気体と非外面冷却領域で試験容器壁によって加熱されたガスとの混合が見られ、流れは不安定に時間変化した。さらに、初期に密度成層を有する場合、成層が存在することでの冷却領域と非冷却領域間でのガスおよび熱の輸送が異なる挙動が示された。ヘリウム濃度の時間変化からは、成層と外面冷却領域の位置関係により、成層下端から希釈されながら成層が広がる場合と、同じ下端から浸食されながら成層厚さは薄くなる場合に分けられることが示された。

本パラメータ実験により、空気単体および空気-He 体系での外面冷却時の自然対流挙動に関する実験データは蓄積できた。今後、現象のさらなる理解が必要であれば、CFD 解析を併用しながら、容器内流動や乱流諸量を調査することが望まれる。

表 3.1.4-1 実験条件

	CC-PL-26	CC-PL-29	CC-PL-33	CC-PL-27	CC-PL-28	CC-PL-30	CC-PL-32	CC-PL-34
作動流体	Air	Air	Air	Air, He	Air, He	Air, He	Air, He	Air, He
成層	-	-	-	6 m ~ He: 50 %	6 m ~ He: 50 %	6 m ~ He: 48 %	6 m ~ He:16 %	6 m ~ He: 48 %
外面冷却位置	8.1 m ~	4.2 m ~	8.1 m ~	8.1 m ~	4.2 m ~	8.1 m ~	8.1 m ~	4.2 m ~
初期ガス温度	176 °C	178 °C	92 °C	167 °C	168 °C	72 °C	163 °C	74 °C
初期圧力	180 kPa	180 kPa	180 kPa	185 kPa	185 kPa	175 kPa	180 kPa	174 kPa
ヘリウム分圧	-	-	-	13 %	13 %	11 %	6 %	11 %
計測	TC, PIV	TC, PIV	TC, PIV	TC, QMS	TC, QMS	TC, QMS	TC, QMS	TC, QMS

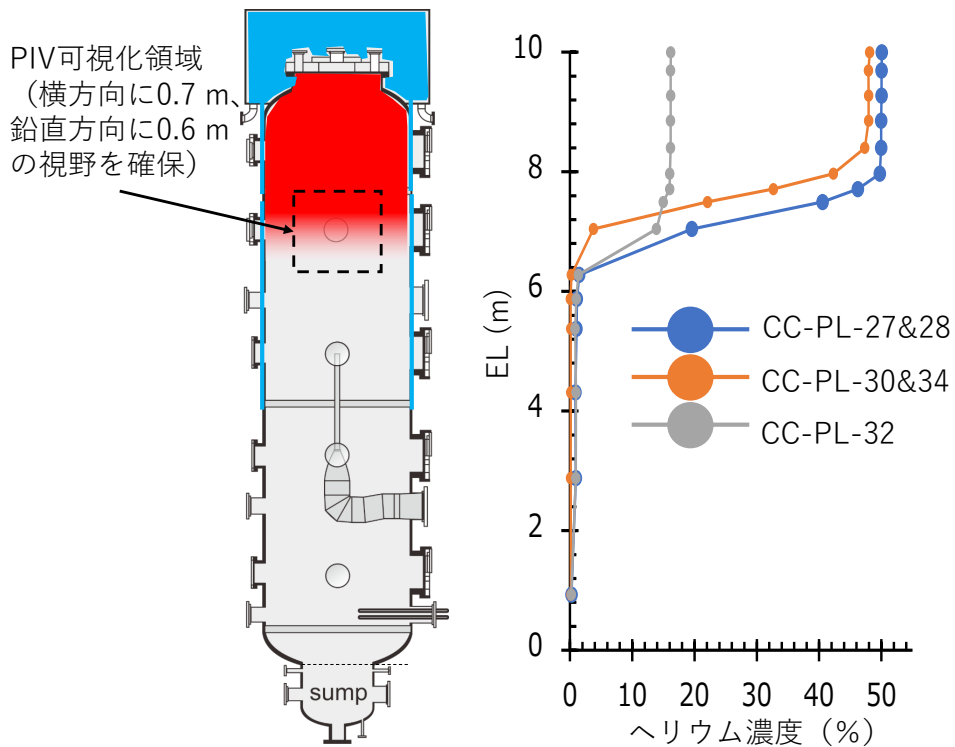
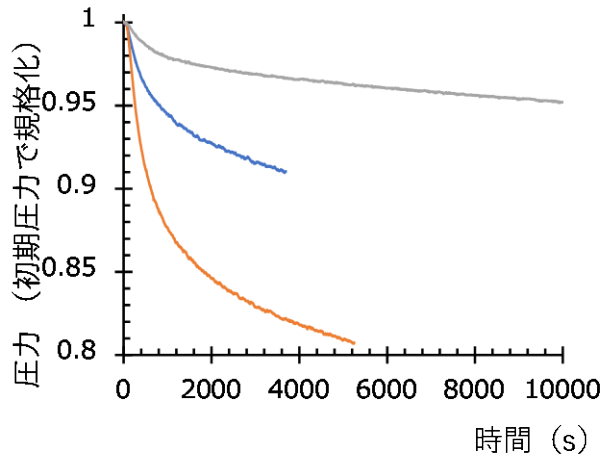


図 3.1.4-1 CC-PL-27、28、30、32、34 における初期ヘリウム密度成層

- CC-PL-26 (高温、冷却位置EL > 8.1 m)
- CC-PL-29 (高温、冷却位置EL > 4.2 m)
- CC-PL-33 (低温、冷却位置EL > 8.1 m)



- CC-PL-26 (高温、冷却位置EL > 8.1 m)
- CC-PL-29 (高温、冷却位置EL > 4.2 m)
- CC-PL-33 (低温、冷却位置EL > 8.1 m)

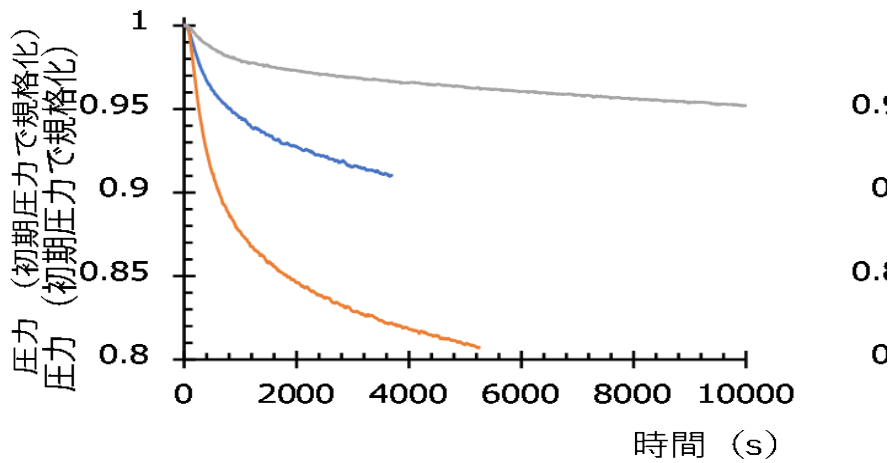
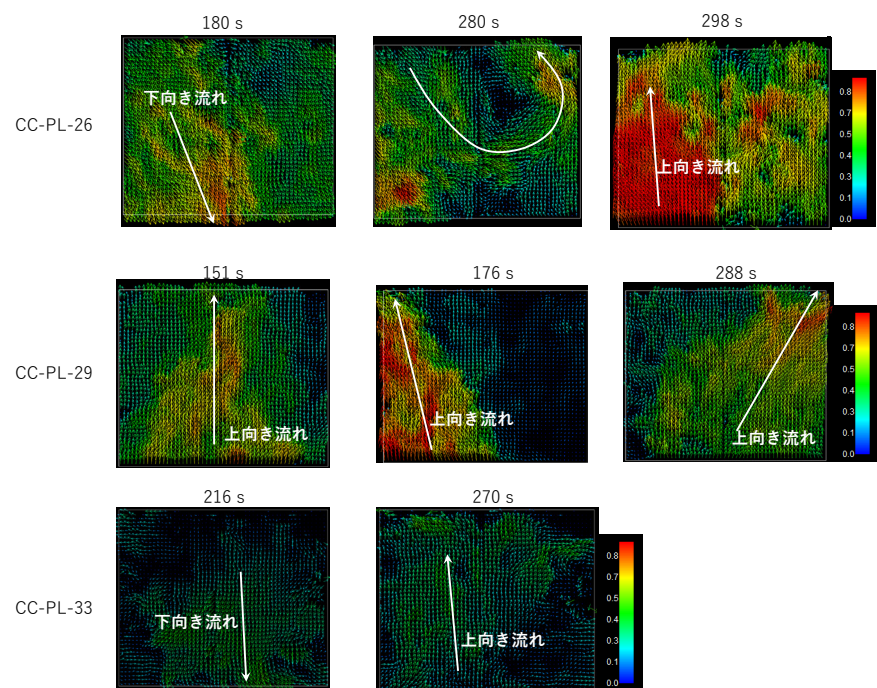


図 3.1.4-2 圧力の時間変化 上：成層なし、下：成層あり



PIV可視化領域  
 (横方向に0.7 m、  
 鉛直方向に0.6 m  
 の視野を確保)

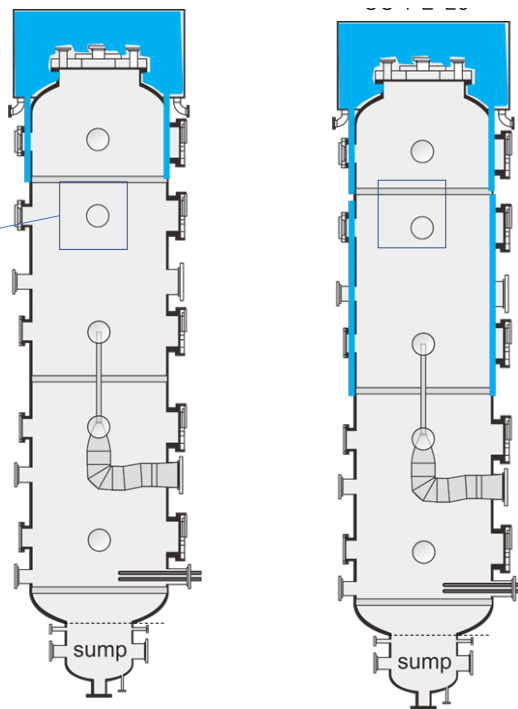


図 3.1.4-3 PIV による流れ場の可視化結果 上段：CC-PL-26、中段：CC-PL-29、下段：CC-PL-33



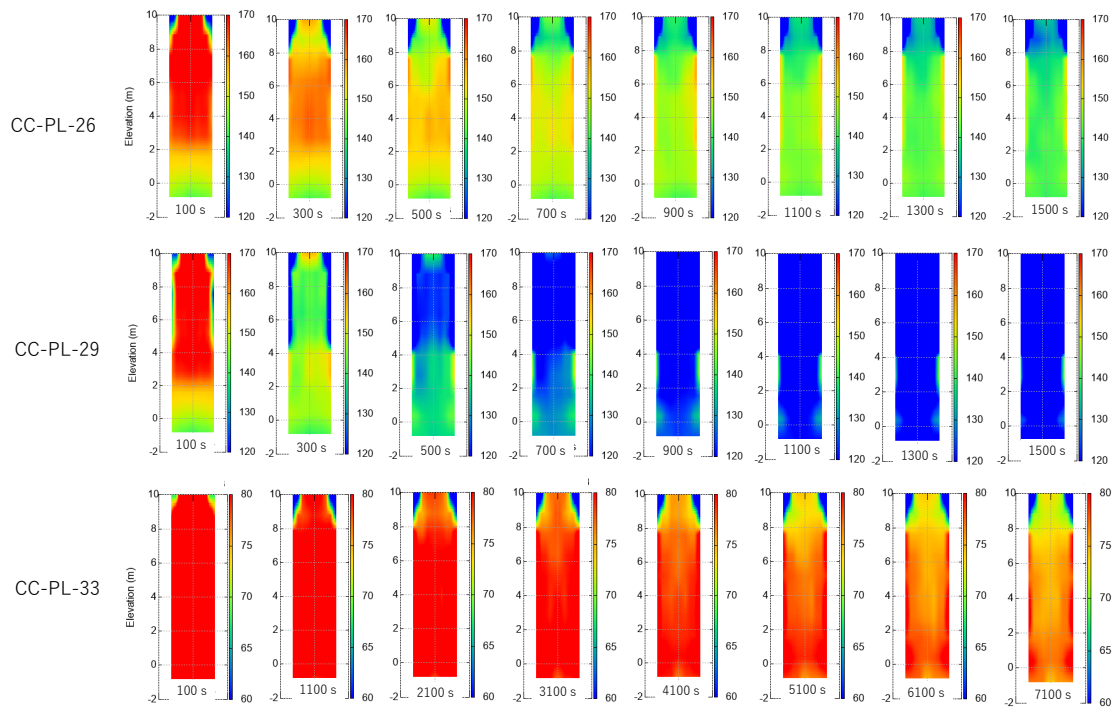


図 3.1.4-4 試験部内気体温度コンター図の時間変化  
(初期に成層が無い空気単体条件)

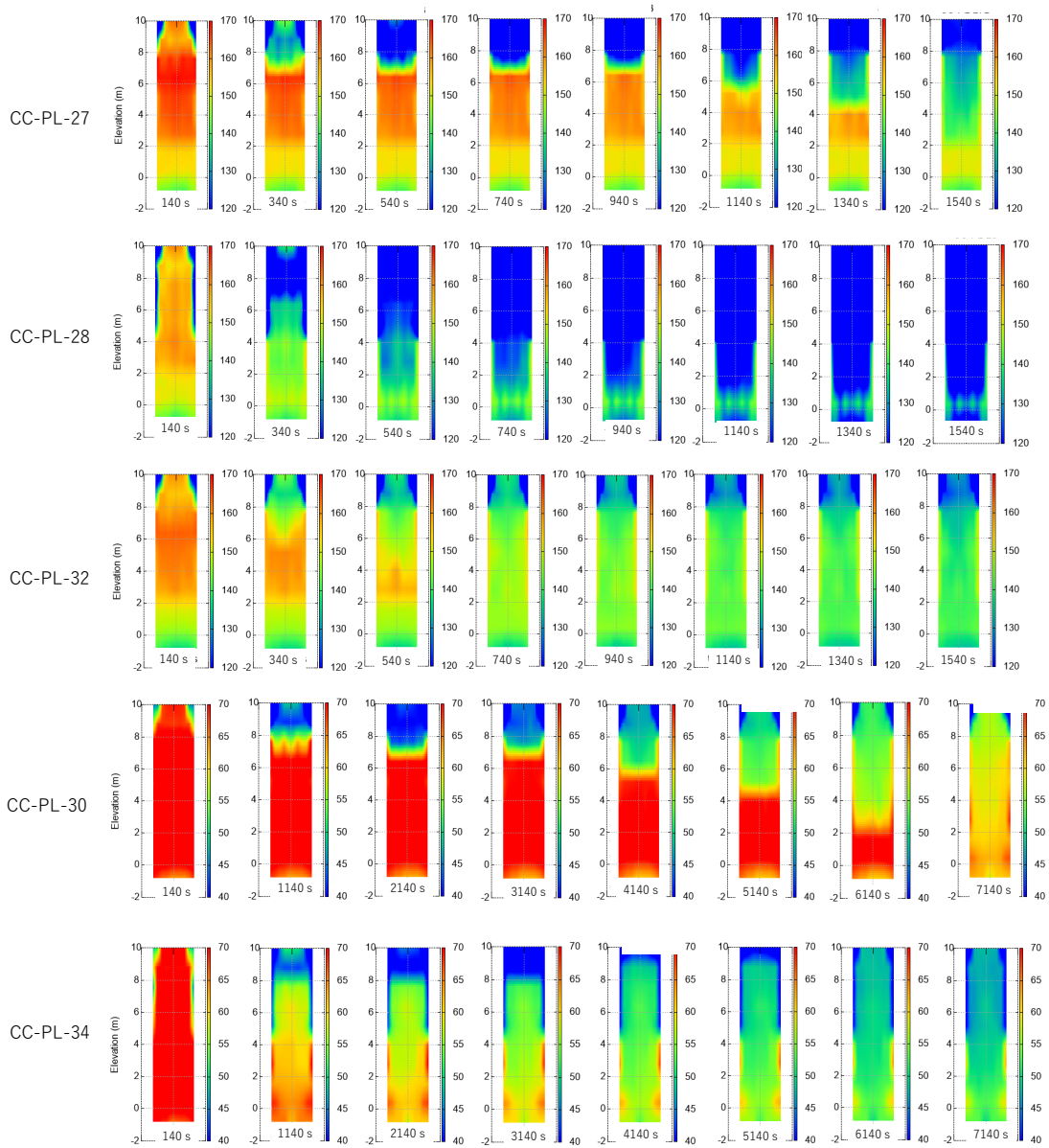


図 3.1.4-5 試験部内気体温度コンター図の時間変化  
(初期にヘリウム密度成層がある条件)

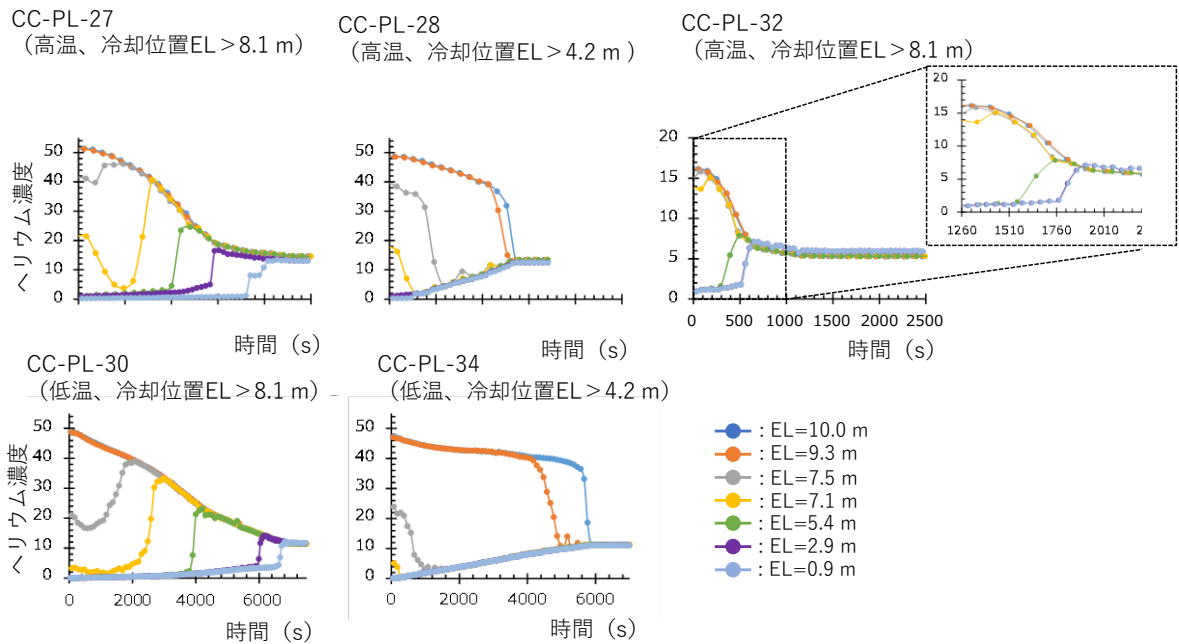


図 3.1.4-6 CIGMA 内ヘリウムガス濃度 上段：高温条件、下段：低温条件

### 3.1.4.2. 空気-ヘリウムガスの高温噴流実験

原子炉一次系から格納容器に噴出する気体は、高温かつ水素等の密度の小さい気体を含む多成分ガスであるため浮力の影響を強く受ける。前節でも述べたように、浮力が関連する代表的な流体現象の一つとして、浮力噴流やそれによって掲載される密度成層が挙げられる。OECD/NEA が主催した SETH および SETH-2 プロジェクトでは、PANDA および MISTRA を用いて、密度成層に関する実験が実施された[3, 4]。これらの実験では、噴流放出位置より上部では放出されたガス種（ヘリウムもしくは蒸気）の濃度は一様化するという結果が見られた。しかしながら、これらの実験では噴流温度を室温もしくは 100 °C 程度の低温気体を用いており、現在実施されている HYMERES-2 プロジェクトにおいても同様である。これは、これらの実験装置の設計温度が 200°C 程度であることに起因し、本節ではこれを超える条件として、CIGMA の高温ガス供給能力を活かして、最大 600°C 程度の空気-ヘリウムの混合ガス噴入し、試験容器内でのヘリウムの分布を調査した。

#### 実験条件

図 3.1.4-7 に示すように加熱した空気-ヘリウムの混合ガスを EL=6.28 m から内径 0.0831 m の横向きノズルから噴入した。実験は閉空間で行い、試験容器のすべてのバルブを閉止し、噴入により徐々に加圧されるようにした。噴流温度は図示するように、ノズル出口部から上流 0.7 m で計測した。表 3.1.4-2 に実験条件をまとめる。噴流温度は室温 (30 °C 程度)、

約 230 °C、約 600 °C の 3 ケースに設定した。図 3.1.7 の下図に計測点での流入ガス温度の時間変化を示す (0 秒が噴流開始時間)。CIGMA の過熱ノズルヒータおよび放熱補償ヒータが適切に機能したことで、噴流開始直後から安定して高温ガスを供給することに成功している。体積流量は一定として、ヘリウム濃度は ST-HJ-01 および ST-HJ-07 では 10% 程度、ST-HJ-05 および ST-HJ-06 では 30%、ST-HJ-02、ST-HJ-03 および ST-HJ-04 では 50% になるように、空気およびヘリウムのそれぞれの流量を調整した。表内に示した噴流入口のフルード数  $Fr_D$  は以下で定義される。

$$Fr_D = \frac{U_{inj}}{\sqrt{Dg \frac{\rho_a - \rho_{inj}}{\rho_a}}}$$

ここで、 $U_{inj}$  はノズル出口部での流速、 $D$  はノズル直径、 $g$  は重力加速度、 $\rho_a$  は周囲流体密度、 $\rho_{inj}$  は噴流密度である。 $U_{inj}$  から計算されるレイノルズ数は十分に大きく発達した乱流と考えられる。試験は容器内圧力が 180 kPa 以上になるまで続けた。計測は、ガス温度を熱電対、ガス種濃度を QMS、流速場を PIV を用いて行った。

### 実験結果

図 3.1.4-8 に容器内圧力の時間変化を示す。流入体積流量はほぼ同一としているが、室温の 2 ケース (ST-HJ-01 および 02) が最も圧力の上昇が速く、500°C 以上の 3 ケース (ST-HJ-03、06 および 07) では、圧力上昇が遅い。噴流のガス組成による影響は表れていない。図 3.1.4-9 に、PIV 計測で得られた、EL=7.2~7.8 m での流れ場を示す。噴流フルード数に対応して噴流の流れ場が大きく変化していることが分かる。噴流フルード数が 28.4 の ST-HJ-01 では浮力の影響が小さいため、可視化領域での噴流の通過は確認できなかった (噴流は可視化領域の下方を通過している)。ST-HJ-02 ( $Fr_D = 12.7$ ) では、可視化領域左側 (可視化領域のさらに右側に噴流出口が存在) に噴流の端が確認できる。噴流フルード数が 10 前後の場合で、噴流の軌跡が大きく変化していることがケース間の比較で分かる。ST-HJ-04 ( $Fr_D = 10.4$ ) と ST-HJ-07 ( $Fr_D = 10.8$ ) では、可視化領域中心部を噴流が通過していることが分かる。ST-HJ-06 ( $Fr_D = 10.1$ ) と ST-HJ-03 ( $Fr_D = 9.6$ ) では、浮力の影響が大きいため軌跡が大きく曲がり、可視化領域右側 (噴流ノズルに近い側) に流れが確認できる。図 3.1.4-10 に EL=7.5 m、容器中心部 (PIV 視野のほぼ中央位置) のガス温度を示す。流入温度 230°C (ST-HJ-04 および 05) の 2 ケースでは、PIV による可視化で示されているように、ST-HJ-04 は温度計測点を噴流中心が通過しているため、噴流開始直後の温度上昇が、ST-HJ-05 のそれよりも大きい。流入温度が 500°C 以上の 3 ケース (ST-HJ-03、ST-HJ-06 および ST-HJ-07) でも同様に、ガス温度計測点を噴流の中心が通過する ST-HJ-07 で顕著な温度上昇がみられる。およそ 400 秒程度で温度上昇は最大となり、その後緩やかに下降していることが分かる。定性的には ST-HJ-06 の時間変化は、ST-HJ-07 と同様である。これらは、実験中に噴流の軌跡が大きく変化していることを表している。これらの噴流の奇跡と時間変化は噴流の境界条件だけでなく、試験容器の大きさで律速される慣性にも影響さ

れることが考えられ、詳細は、数値流体力学 (CFD) を用いて調査することが望まれる。ST-HJ-03 では実験全体を通して、顕著な温度上昇は見られず、ほぼ一定の値を維持していることから噴流が計測点を通過していないことが推察できる。図 3.1.4-11 に 180kPa まで加圧した時のヘリウム濃度の鉛直分布を示す。放出位置  $EL=6.28\text{ m}$  より上部ではヘリウム濃度は一様になっていることが分かる。放出位置より下方およそ  $3\text{ m}$  はヘリウム濃度の勾配が存在し、 $EL=3\text{ m}$  でヘリウム濃度はほぼ 0 となっていることが分かる。これらの結果は SETH および SETH-2 プロジェクトでの実験結果と類似していることから、浮力噴流の混合拡散は高温の場合であっても強く、ヘリウム濃度の分布は放出位置に強く依存し、放出位置より上部では濃度が均質に拡散するという従来知見を裏付けた。

#### 本節のまとめ

最大  $600^{\circ}\text{C}$  程度の空気-ヘリウム混合ガス噴入実験を実施した。CIGMA の高出力過熱ノズルにより、安定して高温噴流を容器内に供給することに成功した。PIV 計測により  $Fr$  数による噴流の軌跡の変化をとらえることに成功した。さらに、ヘリウム濃度の鉛直分布からは、噴流が高温だとしても、従来知見と同様に放出位置より上部では濃度は一様化することが示された。

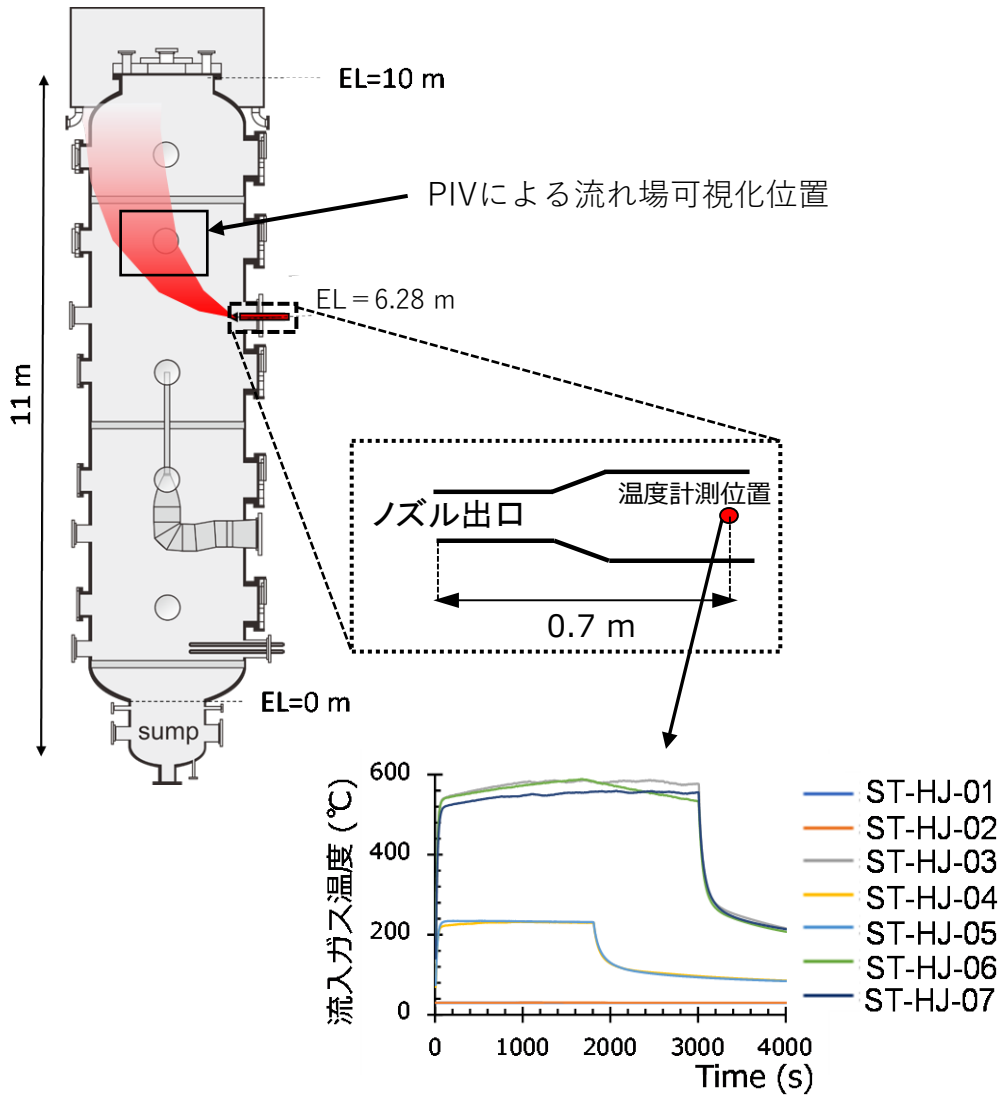


図 3.1.4-7 ST-HJ 実験シリーズの概略図

表 3.1.4-2 ST-HJ-シリーズの噴流および計測条件

	ST-HJ-01	ST-HJ-02	ST-HJ-04	ST-HJ-05	ST-HJ-03	ST-HJ-06	ST-HJ-07
噴流温度 °C	室温	室温	230	230	580	550	570
ノズル径 m	8.31E-02						
流量 m <sup>3</sup> /s	4.1 E-02	4.1E-02	4.5E-02	4.3E-02	4.3E-02	4.4E-02	4.5E-02
Heモル濃度 %	11	50 %	50 %	29 %	50 %	30 %	11 %
Fr数	28.4	12.7	10.4	11.5	9.6	10.1	10.8
計測	TC、QMS、PIV						

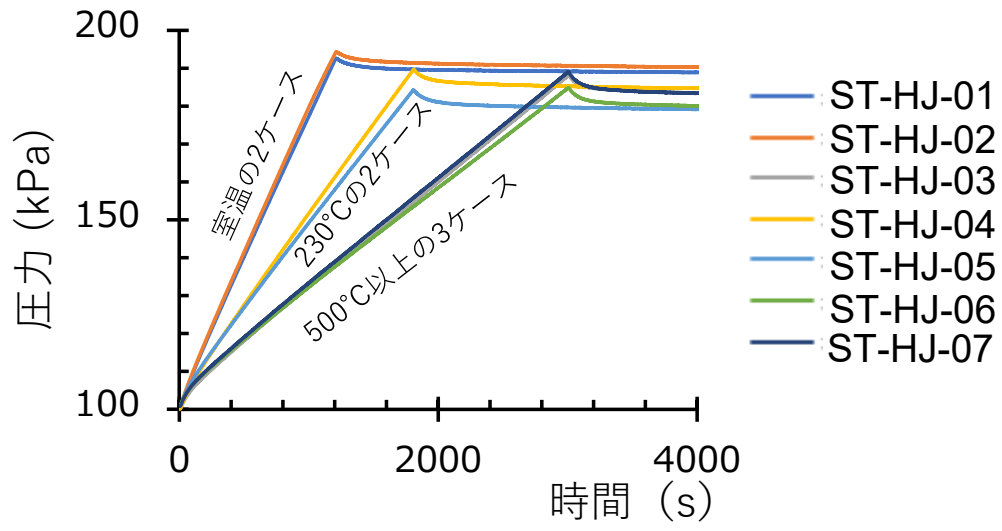


図 3.1.4-8 圧力の時間変化

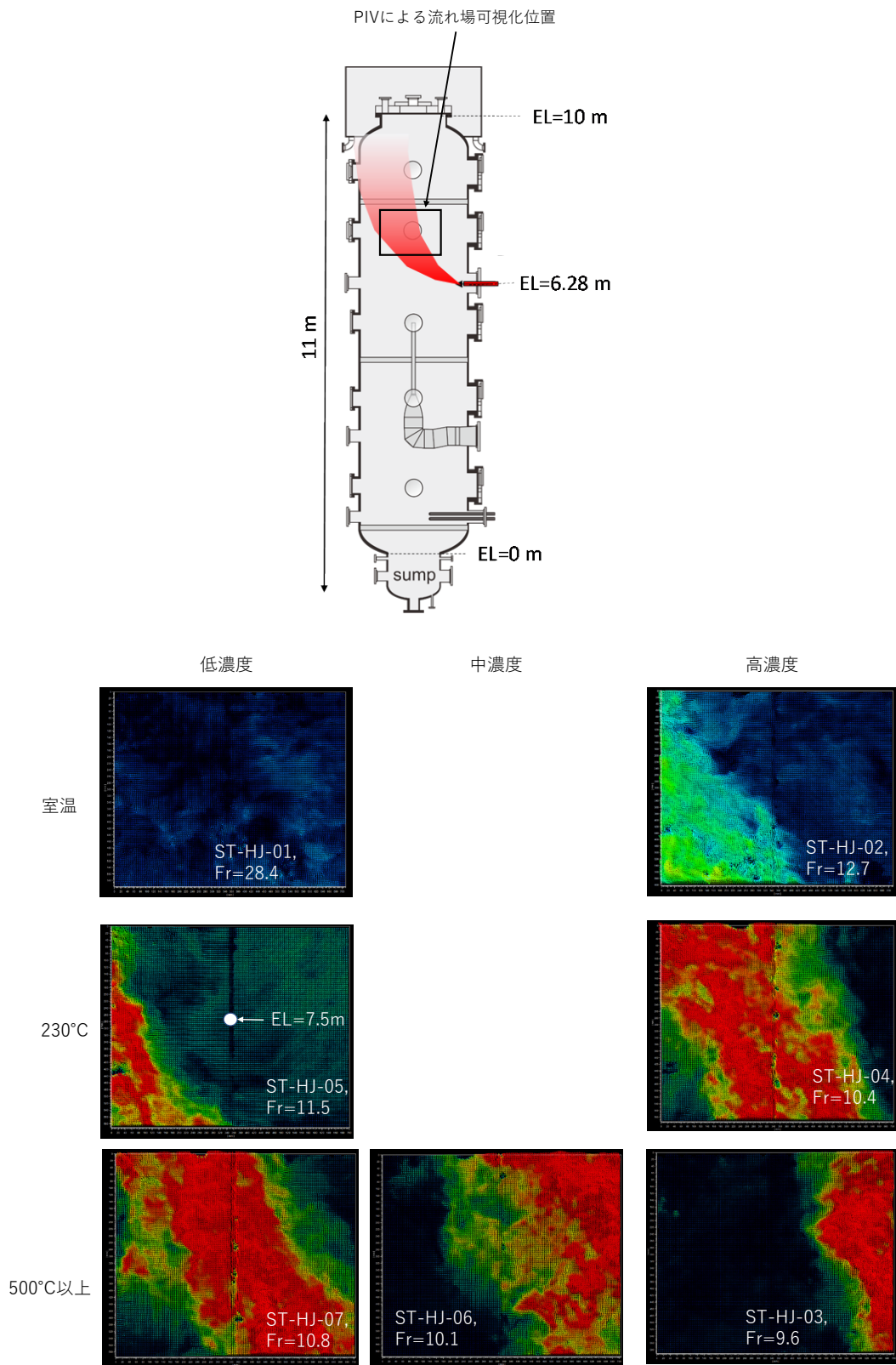


図 3.1.4-9 PIV 可視化図 (噴流開始からおよそ 250 秒後)



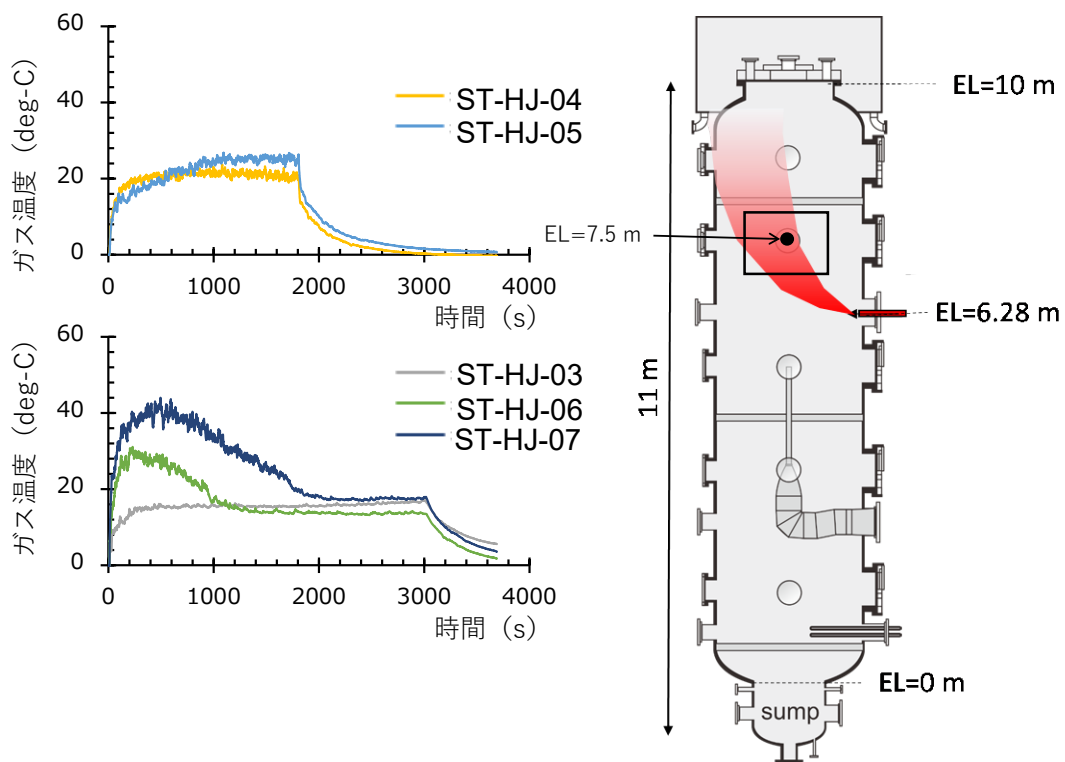


図 3.1.4-10 EL=7.5 m で容器内中心でのガス温度の時間変化

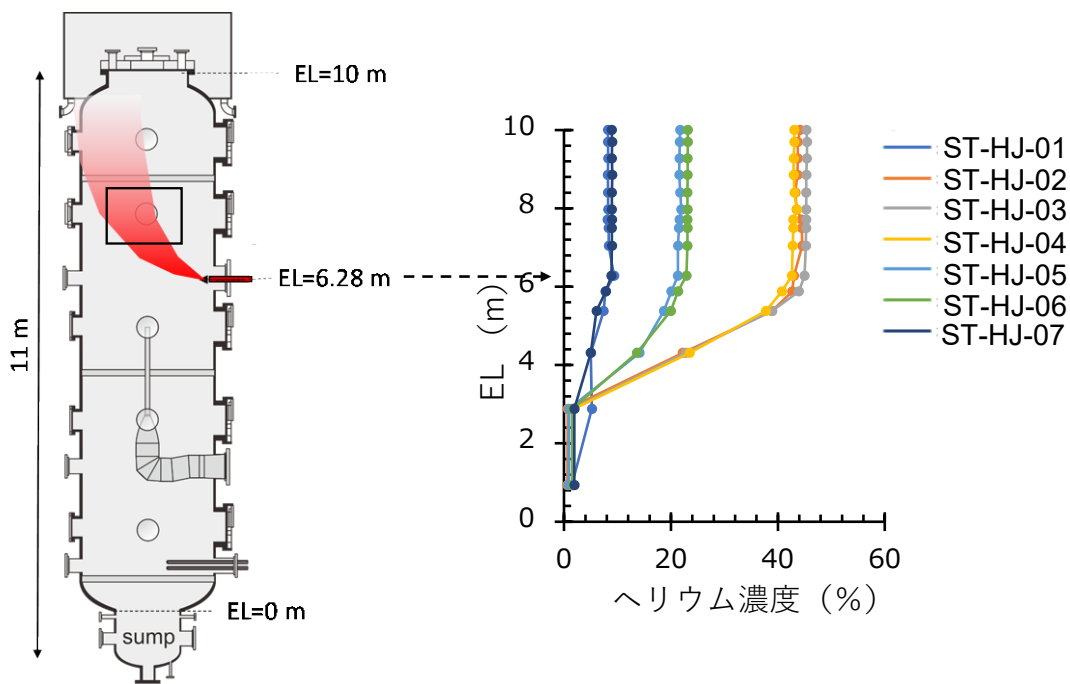


図 3.1.4-11 180 kPa 加圧時のヘリウム濃度鉛直分布

### 3.1.5 CIGMA 装置の追設及び増設

CIGMA 装置の実験条件の拡大および計測点増設のため、機器・計測系の追設及び増設を行った。主な内容を以下に示す。

1. 格納容器内部での高温ジェット衝突による容器上部貫通部の昇温及び格納容器外部からのフランジ冷却の効果を検証するために、CIGMA トップヘッドフランジへの注入蒸気ノズルを近接するための配管敷設とフランジ隙間部への熱電対の増設を実施した。
  - ▶ トップヘッドフランジ近傍の開口部（EL9.1m）から蒸気を注入可能とするため、注入ライン配管の延長を行った。（図 3.1.5-1 参照）
  - ▶ トップヘッドフランジガスケット内外の温度を計測するため、ガスケットを挟み込むように熱電対を周方向に複数箇所設置した。（図 3.1.5-2 参照）
2. スプレイノズルの高さ位置の変更。
  - ▶ 容器上方にスプレイが直接当たらない領域をつくり、下向きのスプレイ噴霧とするため、EL6.1m の位置にスプレイノズルを設置した。（図 3.1.5-3 参照）
3. 過熱ノズルヒーターの製作：2 基製作し、A1 と B1 ノズルとして交換し、既存のヒーターは予備品として保管する。
4. その他として、サンプル水昇温のためのサンプル部への蒸気注入ラインの設置、内部構造物の熱的影響の把握のためフラットバーの熱電対増設、耐熱バルブの修繕を実施した。

3 については、ヒーター設計に関する不具合及びそれを踏まえた再設計の詳細を平成 31 年度報告書で説明した。同様の設計のものを今年度は 2 基製作した。

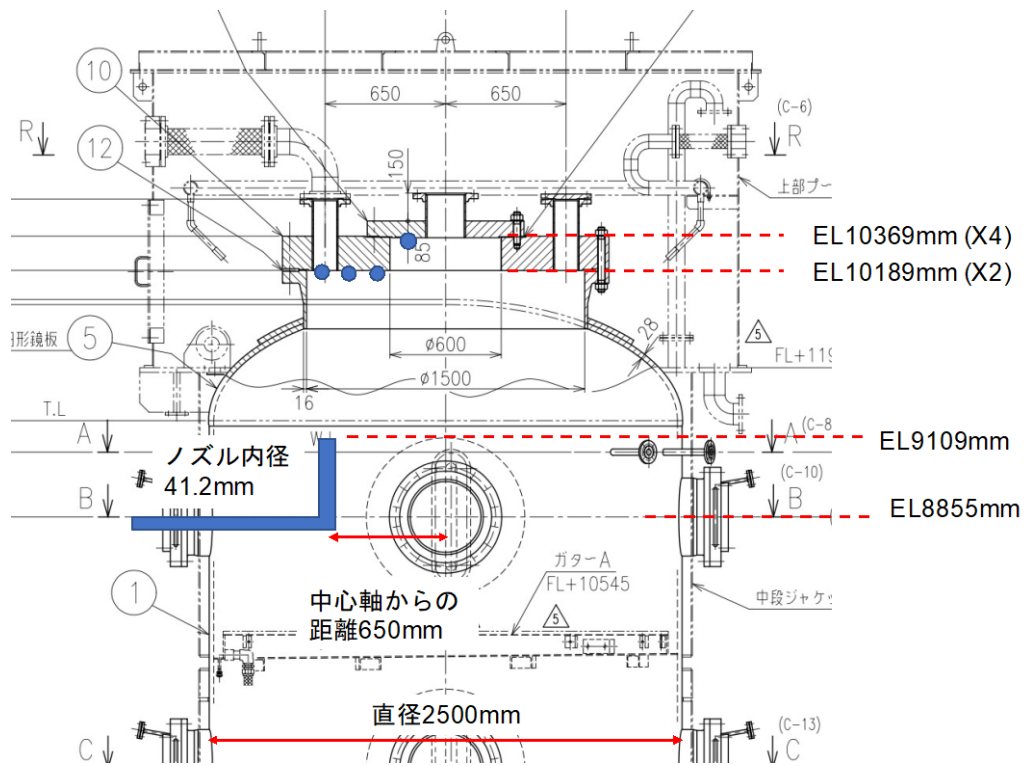


図 3.1.5-1 延長した注入ノズル（青丸：熱電対の位置を示す。）

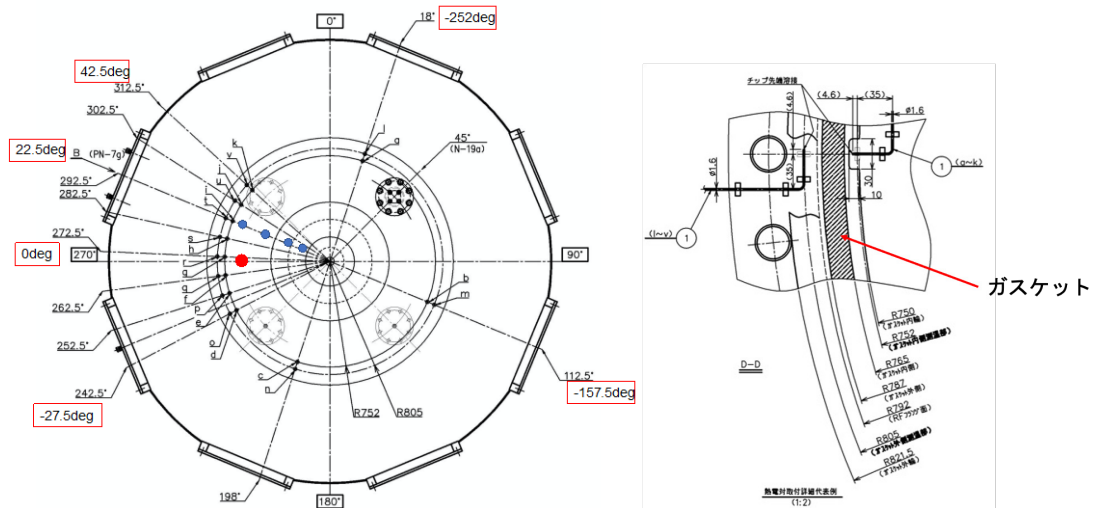


図 3.1.5-2 トップヘッドフランジガスケット部の熱電対。左図中の a~v までの黒丸がガスケット部内外の熱電対、青丸部分が壁面に設置した熱電対を表す。赤丸部分は過熱蒸気のノズル位置である。

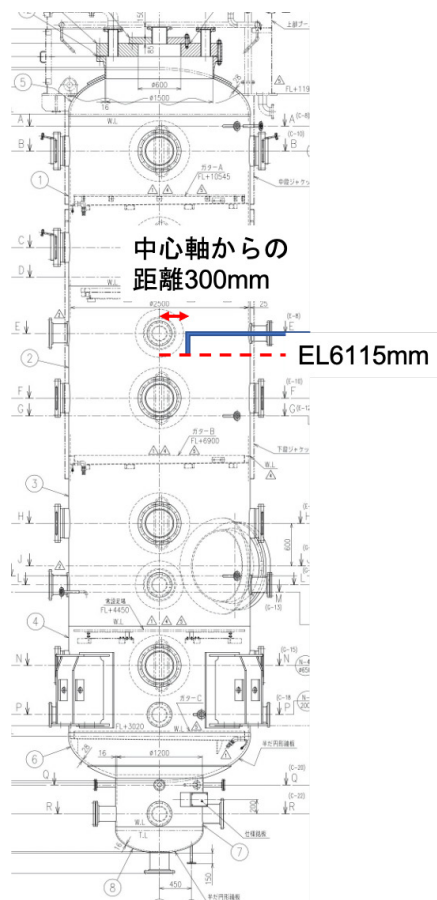


図 3.1.5-3 スpray 注入ノズルの高さ位置の変更

### 3.1.5.1. トップヘッドフランジへの蒸気注入予備実験

トップヘッドフランジへの蒸気注入の予備実験を行い、フランジガスケット内外の温度計測を実施した。

#### 実験手順

過熱ノズルヒーター出口での蒸気温度を 700°C まで過熱した後、室温大気圧の CIGMA 容器内に注入し、温度計測を行った。下部ベントラインを開放し、大気圧を維持した。

図 3.1.5-1 から、ノズル出口高さは EL9.1m である。トップフランジの高さが EL10.2m であるので、ノズル出口からフランジまでの距離は約 1.1m となる。図 3.1.5-2 に示したように、270 度方向の中心から半径 650mm の位置に蒸気注入ノズルがある。以下の図では熱電対の位置は 270 度を基準角度とし、基準角度からの角度差で表す (図 3.1.5-2 の赤四角囲みの角度)。

## 結果

- 時刻 0 秒を蒸気注入開始時刻とした。
- 図 3.1.5-4 から、ノズル出口温度は注入開始から約 4000 秒で 550°C程度まで上昇し、その後は 550°Cを実験終了まで維持した。過熱ノズルヒーター出口からノズル出口までの配管内で 150°C程度温度が低下した。
- ガasket内部温度はノズルから近い順に温度上昇が早かったことが分かる。また 8000 秒程度で 200°Cを超えた。22.5deg 方向以外の計測点において、フランジ部表面における蒸気凝縮により、100°C程度を数 100 秒～数 1000 秒程度維持した。その後、フランジ表面の温度が上昇し、蒸気凝縮が発生しなくなった時点で、温度がステップ状に上昇する挙動が観察された。また図 3.1.5-6 から、ガasket外部の温度も単調に増加したことが見て取れる。
- 図 3.1.5-7 から容器内流体温度も 14000 秒時点で、200°Cを超えることが分かる。
- 以上から、今年度増設した蒸気配管、熱電対により、トップヘッドフランジガasket部における詳細な温度挙動の計測が可能となった。

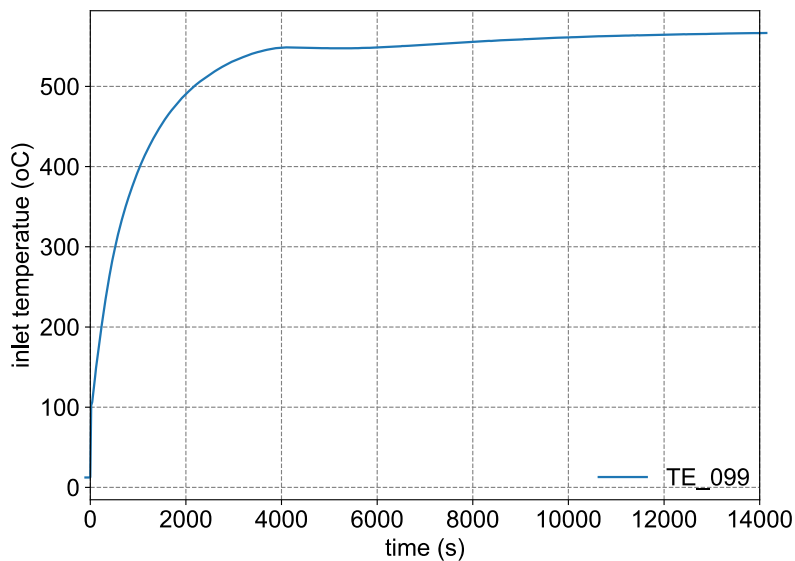


図 3.1.5-4 蒸気注入ライン出口温度

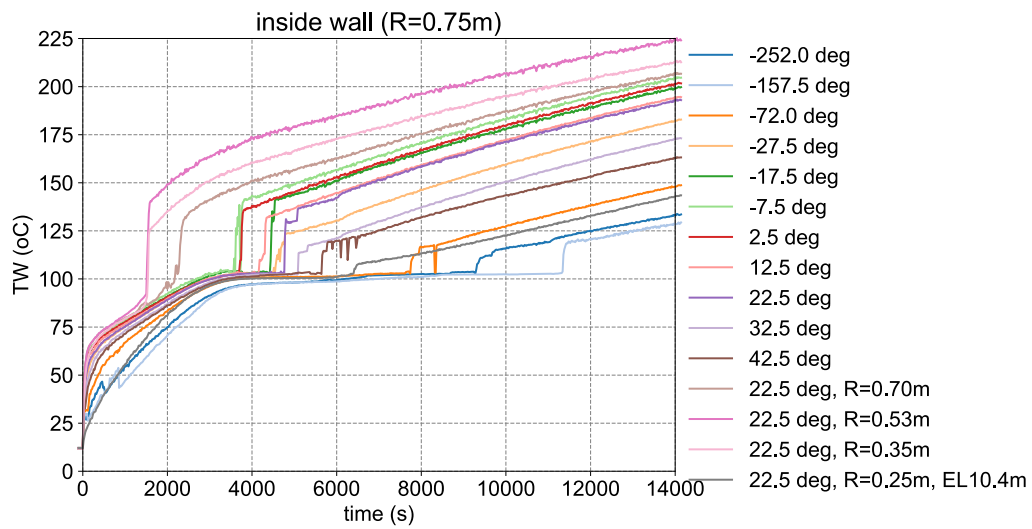


図 3.1.5-5 トップヘッドフランジガスケット内側温度。22.5 度方向の R=0.35, 0.53, 0.7m は図 3.1.5-2 の青丸部分の温度である。EL10.4m の内壁に設置した熱電対の温度も示す。

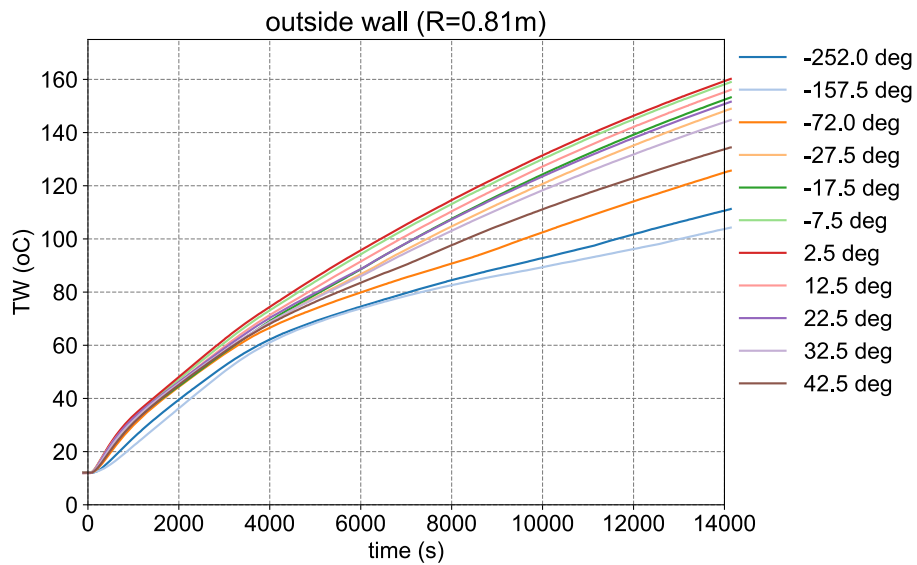


図 3.1.5-6 トップヘッドフランジガスケット外側温度

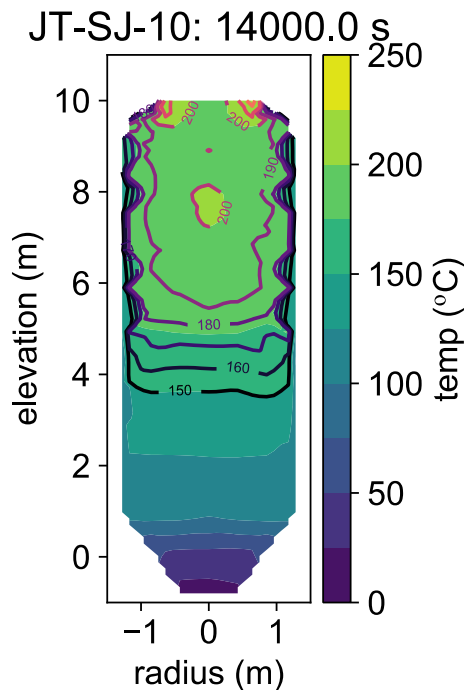


図 3.1.5-7 14000 秒での流体温度分布

### 3.2. プールスクラビング中規模実験

シビアアクシデント時に、破損した燃料棒から漏洩する放射性物質は、エアロゾルとなって系外に放出される可能性がある。環境への放射性物質の放出量を軽減する最も有効な対策の一つがプールスクラビングである。プールスクラビングは、プール水中にエアロゾルを吹きこみ、エアロゾル中の粒子を気液界面に付着させることで除去する湿式エアロゾルフィルタの一種である。プールスクラビングは高いエアロゾル除去能力を有するだけでなく、乾式エアロゾルフィルタと違って、フィルタが詰まることによる格納容器等の過圧破損が避けられる利点がある。プールスクラビング現象は、**BWR** におけるサプレッションチェンバーへのベント時だけでなく、**PWR** の蒸気発生器伝熱管破損時でも現れる可能性がある。また、福島第一事故後、一部の原子力発電所で設置が検討されているフィルタドベントでは、プールスクラビングがエアロゾル除去機構の一つとして採用され、その重要性が高まっている。

1990 年代を中心に、プールスクラビングにおけるエアロゾルの除染係数 (Decontamination factor, 以下 DF) 計測や、プールスクラビングモデルが構築されてきた[1]。代表的なプールスクラビングによる DF の評価コードとして、**SPARC-90**[2]、**SUPRA**[3]や**BUSCA**[4]が挙げられる。しかし、これらの評価コードによる DF の予測結果と計測結果の間には依然として大きな乖離が存在することがプールスクラビング関連の国際研究プロジェクト **IPRESCA** (Integration of pool scrubbing research to enhance source-

term calculations) で指摘されている。IPRESCA では、(特にエアロゾル除去に係わる) モデル高度化のために、以下の研究課題が提起されている。

- 1) モデル高度化に資する高度な実験データベースの構築・拡張。
- 2) プールスクラビングの個別事象に対するモデルの妥当性評価・高度化。
- 3) エアロゾル計測手法に対する定量的な妥当性評価。

シビアアクシデント時におけるプールスクラビングの重要性と既存評価コードの評価精度が不十分であることを踏まえ、シビアアクシデント時の広範囲な条件において支配的なスクラビングメカニズムの同定と、SPARC-90 をベースとしたスクラビングモデルの高度化を目的とする研究プロジェクト(以下、前プロジェクト)が原子力規制庁主導で発足した[5]。前プロジェクトにおいて、着目するスクラビング現象のスケールに合わせて大、中、小3つの規模の実験に分けられ、日本原子力研究開発機構は中規模実験を受託し、平成28年度から平成31年度までプールスクラビング実験を実施してきた[6-9]。その受託の中で得られた主な成果を以下に示す。

- 1) 異なる原理のエアロゾル計測機器による計測結果の相互検証とエアロゾル輸送・採取過程の粒子ロスを定量的に評価することによって、高い信頼性のエアロゾル計測手法を確立した。
- 2) 粒子数濃度の低下に伴ってDFが増加するDFの粒子数濃度依存性を観測し、データベースを構築した。
- 3) 可視化による初期グロービュール挙動とグロービュールに対するDFを把握した。
- 4) 異なる直径の試験部に対するDFを計測し、試験部のスケーリング効果がほぼないことを確認した。
- 5) 親水性と疎水性粒子に対するDFを計測し、粒子表面の濡れ性がDFに与える影響はほぼないことを確認した。
- 6) ガス注入領域における蒸気凝縮に伴ってDFが上昇することを観測した。
- 7) プール水温上昇に伴うDFの上昇を観測した。

これらの成果と、大小規模実験の成果を合わせ、前プロジェクトでは、プールスクラビング効果に関する不確かさの大きなパラメータをいくつか特定した。その中で、大規模実験によって明らかになったプール水温による影響は、既往実験では明確化されていなかった現象であり、計測結果の検証とメカニズムの解明が求められる。中規模実験装置における高精度かつ詳細計測の優位性を考慮し、今期プロジェクトでは、主にDFの水温依存性の検証とメカニズム検討のための実験を受託した。これに加え、前プロジェクトの成果と既存スクラビングモデルの課題を念頭に、様々な現象が重畳した複雑な条件でも不確かさを低減させ



られる機構論的評価モデルの高度化に資する実験を行う計画である。

今期プロジェクトの初年度として、今年度は DF に対するプール水温効果に着目し、以下の実験を行った。実験装置には前プロジェクトで整備した PONTUS 装置を用いる。

- 1) 前プロジェクトとして昨年度取得した DF に対する水温効果検証再実験
- 2) 水温効果が顕著となる条件調査

なお、プールスクラビング実験における DF は下式のように定義され、試験部入口出口両方のエアロゾルを同時計測することによって求めた。

$$DF = \frac{\text{試験部入口側エアロゾル個数}}{\text{試験部出口側エアロゾル個数}}$$

### 3.2.1 DF に対する水温効果再実験：水と注入ガスが同温度条件

昨年度実施した、プール水温と注入ガス温度が同じ条件における DF に対する水温効果実験において、水温上昇に伴い DF が上昇する結果が観測された[9]。昨年度の実験装置（以下、増設前装置）の模式図を図 3.2.1-1 に示す。本年度は前年度の結果が確実なものであるかを確認するための再現実験を行うが、この際、試験部内プール水面上部の空間でのガス温度低下による粒子表面結露（粒子径成長）やガス上昇（粒子輸送）速度の低下等に起因する粒子の重力沈降（粒子ロス）等、プール上部空間での望まない粒子除去の可能性が懸念されていた。計測結果の信頼性を向上させるために、昨年度の実験装置をベースに、図 3.2.1-2 に示す模式図のように、プール水面上空間を減らし、シースヒーターで加熱可能な円錐状のガス収集機構を増設した。今年度はまず、図 3.2.1-2 に示す増設後の本実験装置（以下、増設後装置）において、昨年度と同じ実験条件に対する水温効果再現性確認実験を実施した。

試験部は、内径 0.5 m×長さ 1 m SUS 製パイプを 2 本縦にフランジ結合することで全高さ 2m とした。試験部底部中心に設置した内径 10mm の注入ノズルから、粒子を含む空気が上向きにプール水に注入される。注入ガス流量は 80 L/min ( $We = 4 \times 10^4$ ) とし、水深は 1.6m とした。昨年度実験条件と同様に、注入ガス温度はプール水温と等しく設定し、常温（32°C～36°C）、50°C、75°C の 3 つの水温条件で実験を行った。ガス収集機構の加熱温度は 120°C に設定するとともに、その下端はプール水面から 0.2 m 上に設置した。

エアロゾル粒子には粒子径が 0.5 $\mu$ m の単分散 SiO<sub>2</sub> 粒子を用いた。粒子はエアロゾル発生器（PALAS 社製 RBG1000 または RBG2000）の粒子保存容器に装填され、ピストンで連続的に押し出すことでブラシと空気流によって分散されエアロゾルとなる。発生するエアロゾルの濃度（数密度）はピストンの押し出し速度によって制御される。生成されたエアロゾルは、中和器において粒子を含まないクリーンな空気と混合し、試験部に注入される。これまでの実験結果から、入口粒子個数濃度が  $2 \times 10^5$  個/cc を下回る場合に DF が顕著に増加

することから、この影響を排除するために、計測時は常に入口粒子個数濃度が  $2 \times 10^5$  個/cc 以上となるよう発生器ピストンの押し出し速度を調整した。試験部を通過した粒子を含むガスは大気に排出される。

エアロゾル計測はエアロゾルスpektロメータ (WELAS) を用いて実施し、入口におけるエアロゾル濃度が高く計測レンジを超える場合に希釈器を使用した。入口と出口でのエアロゾル計測は同時に行い、各計測時間は 200 秒間とし、同条件での計測回数は 3 回以上とした。実験に先立って、プール水を張らない状態の空容器での DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲に収まり、流路内で顕著な粒子ロスがないことを実験ごとに確認した。

本実験の結果を図 3.2.1-3 に示す。横軸はエアロゾル計測期間中の平均プール水温である。実験結果の再現性を確認するために、異なる日に再度同じ実験を実施し、その結果も図 3.2.1-3 に示す。増設後装置における今年度の実験結果は、昨年度増設前装置で観測されたような DF に対するプール水温効果はほぼ見られなかった。昨年度増設前装置で観測された水温上昇に伴う DF 上昇の計測結果の一因として、プール水面より下流の加熱不足でガス温度低下に伴う粒子表面結露、粒子径増加による重力沈降粒子ロスが考えられる。これを検証するために、増設前装置に戻し、再度 2 つの追試験を行い、DF 計測を行うとともに、水面より下流のガス温度計測を実施した。

2 つの追試験は増設前装置で実施され、増設前装置の水面から下流サンプリング部までの構造と加熱設定は図 3.2.1-4 に示すように、追試験 1 では昨年度実施実験と同様に 90℃にマントルヒーターを設定し、追試験 2 ではさらにガス温度を低下させて結露による粒子成長が顕著になるよう、ヒーターを OFF にした。水面上試験部内ガス温度は、水面より 30cm 上に設置した熱電対で計測された。昨年度の実験結果と合わせて、2 つの追試験の DF の計測結果を図 3.2.1-5 に示す。昨年度の結果と同様の傾向が示され、いずれの追試験でも水温上昇に伴う DF 上昇の結果が得られた。また、特に高い水温条件において、粒子結露の可能性がより高いと予想される追試験 2 の方が、DF が高くなった。増設前試験装置の温度低下の状況を把握するため、追試験の各水温における時間平均水温と時間平均試験部内ガス温度の差  $\Delta T$  を図 3.2.1-6 に示す。いずれの追試験においても、50 と 75℃水温条件時の試験部内ガス温度は水温 (飽和温度) より低い。その差は数度の範囲であるが、そのようなわずかな温度低下であっても、粒子表面で結露により有意な粒子成長が生じ、重力沈降等による粒子除去が顕著になる可能性が高いことが示唆される。

これらの実験結果から、水温上昇に伴う DF 上昇の計測結果は、水面上での加熱不足による粒子表面結露、重力沈降に伴う粒子ロスに起因する装置依存の計測誤差であり、増設後装置で今年度実施した再実験では、当実験条件 (水温と同じ注入ガス温条件、注入ガス流量条件) における DF に対する水温効果はほぼ見られない結果となった。

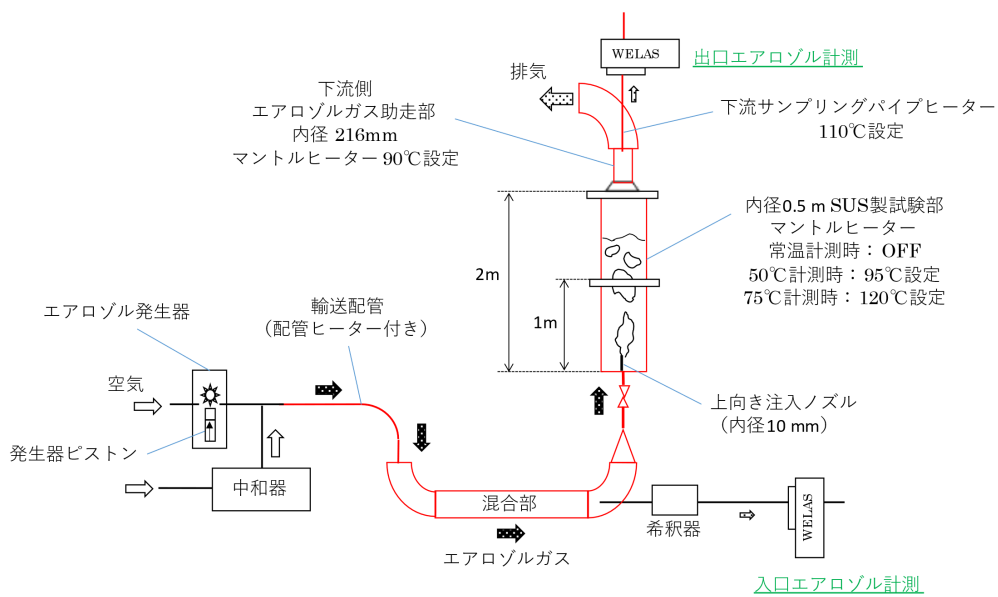


図 3.2.1-1 昨年度増設前実験装置模式図

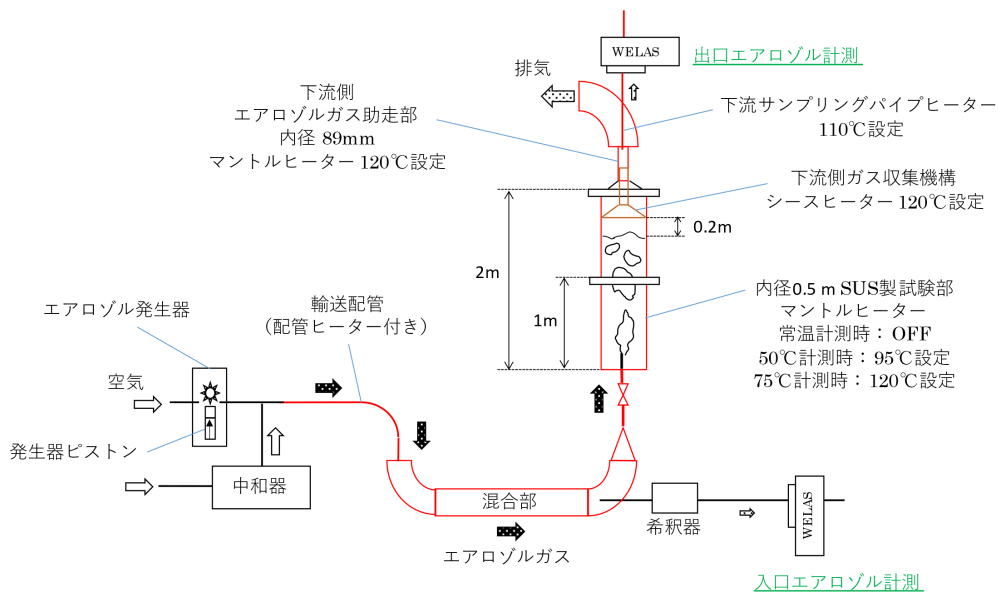


図 3.2.1-2 増設後実験装置模式図

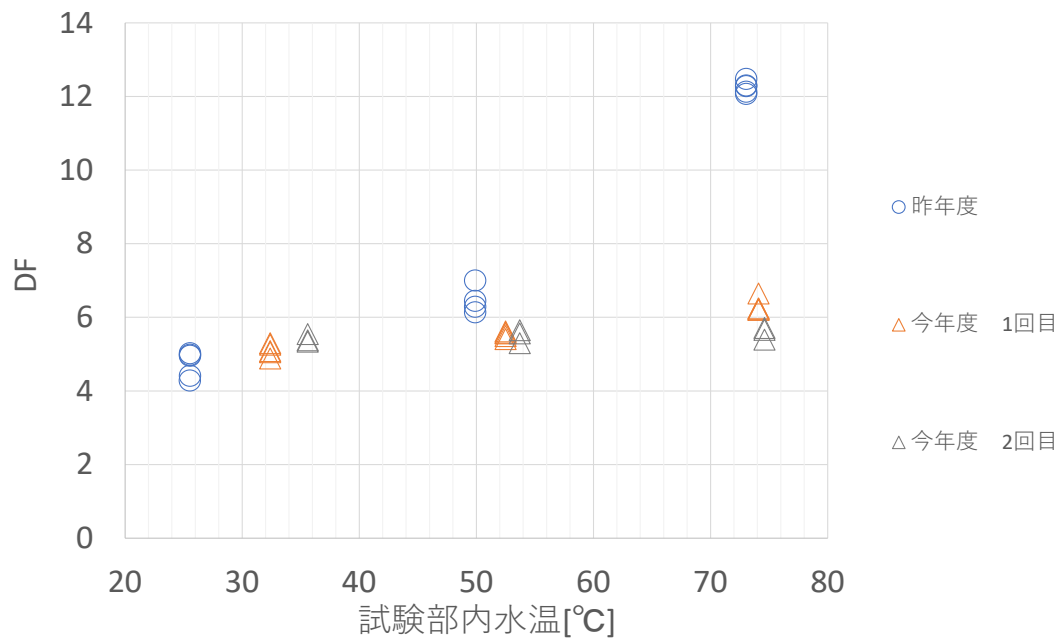


図 3.2.1-3 水温及びガス温の DF 効果再現性確認実験結果

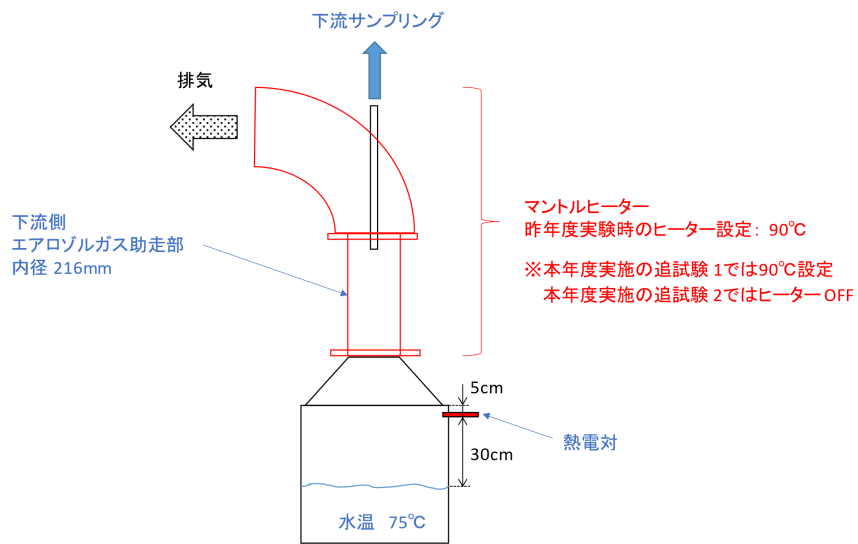


図 3.2.1-4 増設前実験装置下流側の模式図

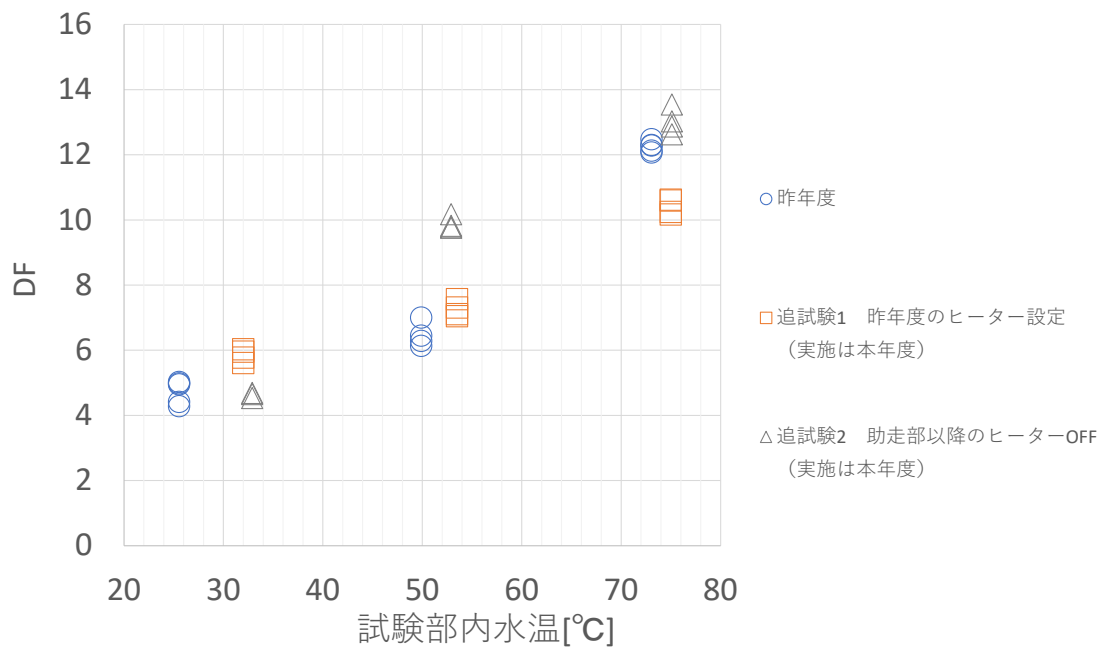


図 3.2.1-5 増設前実験装置における DF の水温依存性

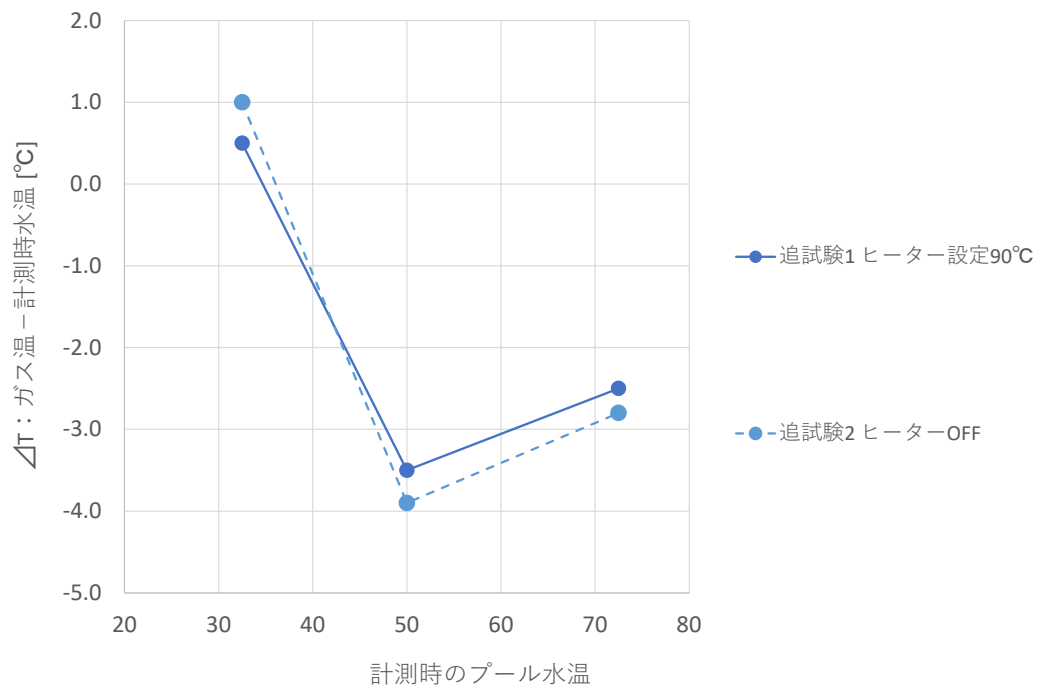


図 3.2.1-6 増設前装置における水温と試験部内ガス温の差

### 3.2.2 プール水温と注入ガス温度が異なる条件での実験

前節で述べたように、増設後装置では装置依存の計測誤差が排除でき、プール水温と同じ注入ガス温度条件における DF に対するプール水温効果はほぼなかった。本節では、DF に対する水温効果が顕著になる条件を調査する目的で、今年度実施した実験に関して述べる。水温効果の一因として、上昇中気泡内の熱・物質バランスの非平衡に伴う粒子表面結露、粒子径成長が考えられる。この観点から、水温効果が生じる可能性のある条件として、注入ガス温度をプール水温と異なるよう熱的非平衡条件を設定し、スクラビング実験を実施することを考えた。

プール水温 30℃に対する注入ガス温度 50℃と 75℃の 2 条件、水温 75℃に対する注入ガス温度 30℃と 50℃の 2 条件、計 4 条件に対して、増設後装置でスクラビング実験を実施した。試験粒子、水深、注入ガス流量等の他の条件は、前節のプール水とガス同温条件の実験と同じにした。入口と出口のエアロゾルは、エアロゾルスペクトロメータ (WELAS) を用いて同時計測され、各計測は 200 秒間とし、各条件で 3 回以上繰り返し実施した。実験に先立って、プール水を張らない状態の空容器での DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲であり、流路内で顕著な粒子ロスがないことを実験ごとに確認した。

本実験で計測した DF の結果を、前述プール水・ガス同温条件の実験における DF とともに図 3.2.2-1 に示す。横軸はエアロゾル計測期間中の平均プール水温である。各プール水温における注入ガス温度間の DF はほぼ同じであり、初期温度平衡に関係なく、DF に対する水温効果はほぼ見られなかった。

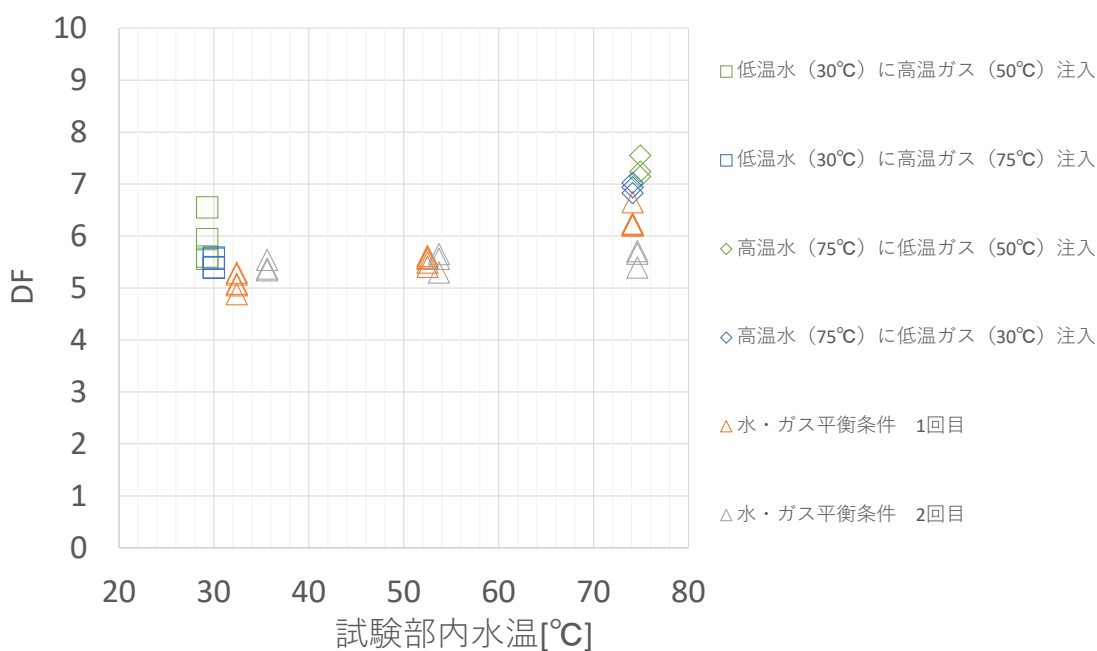


図 3.2.2-1 プール水・注入ガス初期温度非平衡条件に対する DF

### 3.2.3 プールスクラビング実験のまとめ

今年度の実施内容と成果を以下にまとめる。

- 1) プール水面近傍にガス収集機構を設けた増設後装置において、DF に対するプール水温効果を検証し、プール水温と注入ガス温度が同じ条件時の水温効果がほぼないことを確認した。
- 2) プール水温と注入ガス温度が異なる初期的に非平衡な温度条件でも、水温効果がほぼないことを確認した。
- 3) 信頼性が高い DF 計測のために、プール水面より下流のガス温度低下、粒子表面結露を避けることが重要であることがわかった。今年度の実験条件より高いプール水温や高いガス流量等に対する実験を行うために、水面より下流の試験部や助走部等のヒーター加熱能力増強が求められる。

来年度は、除染係数の水温効果に関わる実験パラメータの拡充を行い、効果が顕著となる条件を調査する。例えば、注入ガス流量を実験パラメータとして気泡上昇速度を変えることによって、異なる気泡膨張仕事、それに伴う異なる気泡内熱的非平衡状態における水温効果の調査実験が計画されている。

### 3.3. 数値解析手法の検討

これまで原子力機構ではオープンソース CFD コード OpenFOAM を用いて CFD 解析を実施し、モデルの開発や課題の検討を行ってきた。今年度は、CIGMA 試験容器の熱伝導解析と、NRA で検討の進んでいるスプレイによるエアロゾル除去モデルを用いた、スプレイスクラビングによるエアロゾル除去の数値解析を実施した。後者に関しては解析結果を反映した実験装置の設計についても説明する。

#### 3.3.1 CIGMA ベント実験の数値解析

##### 3.3.1.1. 目的

これまで、CIGMA 装置を用いてベント挙動実験を実施し、容器内に障害物がない条件や、障害物が存在してもベント流量が小さく容器内の代表速度が小さい場合には、密度成層挙動は一次元的であることを明らかにした。また、容器底部に飽和水を蓄えた条件下でのベント実験では、底部からの飽和水の蒸発により、容器内のヘリウムの排気が阻害される結果が得られた。これらのベント時のガス挙動に関して CFD 解析を実施し、実験再現性を評価し、解析における課題等の検討を行う。

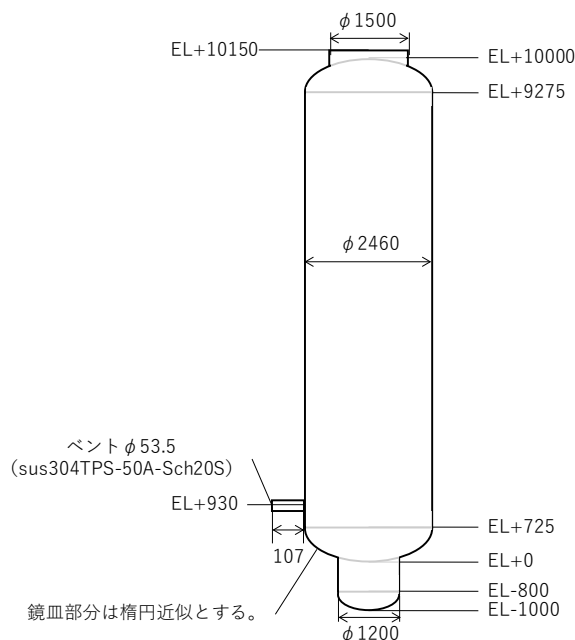
### 3.3.1.2. 解析対象

平成 31 年度報告書に実施した、容器内に障害物がない体系で容器下部からのベントを行った VT-LV-06 および、同じ幾何条件で容器下部のサンプルに飽和水が存在する VT-LV-08 を解析対象とする。それぞれ、初期にヘリウムが容器上部に成層化し、空気および蒸気が容器全体に分布している。VT-LV-06 は相変化を伴わないベント実験、VT-LV-08 は容器底部サンプル水から減圧沸騰が生じる実験である。各実験に対し、以下のように解析を行った。

- 相変化なしの解析 (対象実験 : VT-LV-06)
  - 単相多成分ガスが扱える OpenFOAM ソルバーを適用。
- 相変化ありの解析 (対象実験 : VT-LV-08)
  - 手法 1 : サンプル水の減圧沸騰を考慮できる沸騰モデルを調査・提案、多成分ガスが扱える OpenFOAM 気液二相流ソルバーに実装した上で解析を行う。
  - 手法 2 : サンプル水の減圧沸騰による蒸気流入 (減圧沸騰を模擬できる境界を設定) を考慮しながら、単相多成分ガスが扱える OpenFOAM ソルバーを用いて解析を行う。

### 3.3.1.3. 相変化なし : VT-LV-06 の解析

図 3.3.1-1 に、相変化なしを対象とする単相多成分ガス解析用の対象形状を示す。





OpenFOAM の `snappyHexMesh` 機能を利用し、ほぼ六面体で構成されるメッシュを作成する。本解析は長時間の非定常解析となるため、メッシュ数を可能な限り制約し、以下の方針でメッシュ作成を行った。

- 格納容器のメッシュサイズ：0.1 [m]
- サンプ部のメッシュサイズ：0.05 [m]
- ベント部のメッシュサイズ：0.005 [m]
- 壁面レイヤーメッシュは一層とし、各部のメッシュサイズ半分程度とする。

実際に作成したメッシュを下図に示す。総メッシュ数は約 8.8 万となる。

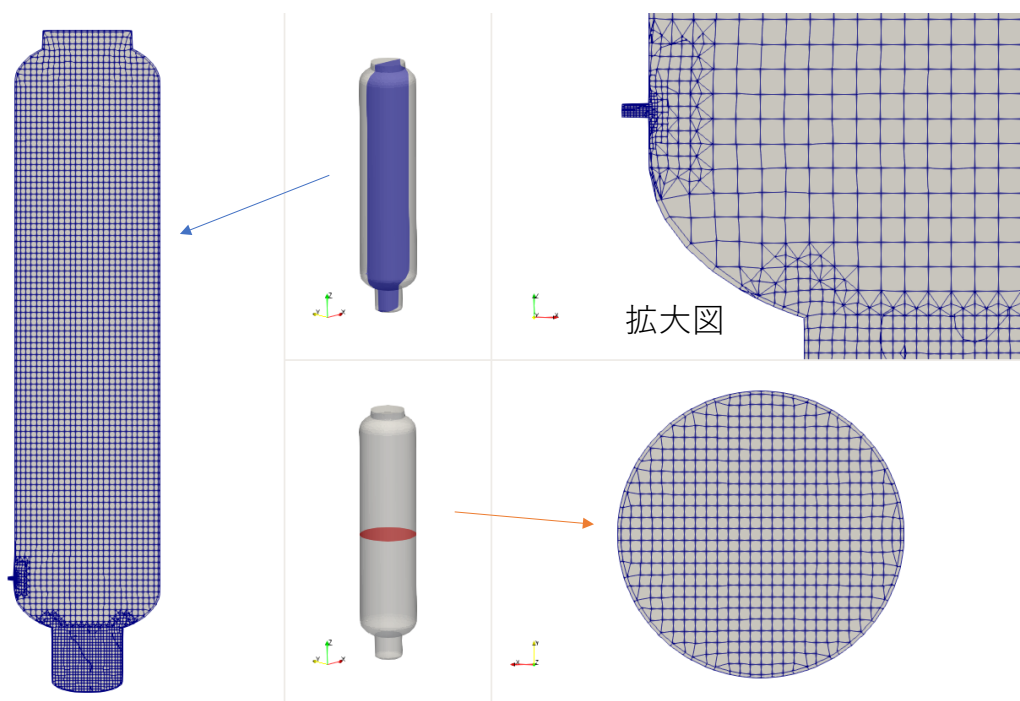


図 3.3.1-2 解析対象のメッシュ分割

基本的な解析手法は以下とした。

- 単相多成分ガスを考慮できる OpenFOAM ソルバー（OpenFOAM の `reactingFoam` をベースにして、乱流シュミット数をユーザーが変更できるようにカスタマイズしたもの）を適用する。
- ガスは理想気体とし、水蒸気・空気・ヘリウム の 3 成分から構成される。
- 密度成層を考慮できるように、重力加速度 (9.8 [m/s<sup>2</sup>]) を考慮する。
- `k-epsilon` 乱流モデルを用いる場合と用いない場合の 2 条件で解析を行う。

ガスは理想気体とし、各種ガス成分の物性値を下表に示す。密度は理想気体近似で計算し、他の物性値は実験温度 140℃における値を使用する。なお、粘性係数および分子拡散係数の比であるシュミット数  $Sc$  はガス種によらず一律 0.9 で与え、乱流プラントル数  $Pr_t$  と乱流シュミット数  $Sc_t$  はそれぞれ 0.85 と 0.9 とした。

表 3.3.1-1 各ガス成分の物性値

ガス名	密度 (分子量) [g/mol]	粘性 [Pa*s]	比熱 [J/kg/K]	Pr 数 [-]	Sc 数 [-]
水蒸気 (H2O)	理想気体 (18.0)	14.1e-6	2100	1.03	0.9
空気 (Air)	理想気体 (28.9)	24.1e-6	1020	0.71	0.9
ヘリウム (He)	理想気体 ( 4.0)	25.1e-6	5193	0.67	0.9

解析の初期条件は下表に示す実験と同じ条件で与える。

表 3.3.1-2 初期条件

項目	値
圧力	380 [kPaA]
温度	140 [degC]

初期ガス濃度分布については VT-LV-06 の実験データを用いて設定した。解析の境界条件を下表に示す。

表 3.3.1-3 境界条件

境界名	ベントライン出口(vent)	壁面 (wall)
流速 (U)	体積流量一定： 3.5e-2 [m³/s]	滑りなし
圧力 (p)	圧力一定：100 [kPaA] (従属条件、実際ゼロ勾配)	ゼロ勾配
成分 (Yi) *	ゼロ勾配	ゼロ勾配
乱流エネルギー (k)	ゼロ勾配	壁関数
乱流散逸率 (ε)	ゼロ勾配	壁関数
温度 (T)	ゼロ勾配	壁面温度を一定値に指定 (初期温度同様)

解析は乱流モデルの有無を考慮して以下2ケースを実施した。

表 3.3.1-4 解析ケース

番号	ケース名	乱流モデル
1	case1_1_Tconst_laminar	なし
2	case1_2_Tconst_kEpsilon	あり

実験での流体温度はほぼ一定であったため、温度は一定として解析を行った。

#### 解析結果

- 図 3.3.1-3,4 に圧力の時間変化を示す。乱流モデルの有無にかかわらず、両ケース共に実験とほぼ同じ傾向になり、解析は実験に比べ圧力降下がやや速かった。試験容器内圧力が 100 [kPaA]に達する経過時間は実験の約 2500[s]に対して、解析が 1800[s]程度となる。試験部内の流れの代表速度が 0.01m/s 程度と小さいことから、乱流モデル有無による筒内圧力の解析結果への影響はほぼない。
- 図 3.3.1-5,6 に高さ方向における各種ガス成分濃度分布の時間履歴を示す。初期段階において解析結果が実験と概ね一致するが、後半になると容器円筒下部（ベント位置付近）における解析結果の各成分濃度分布は実験に比べ遅れが生じ、実験より濃度分布の均一性が悪い。なお、乱流モデル有無による濃度分布の解析結果への影響がほぼない。

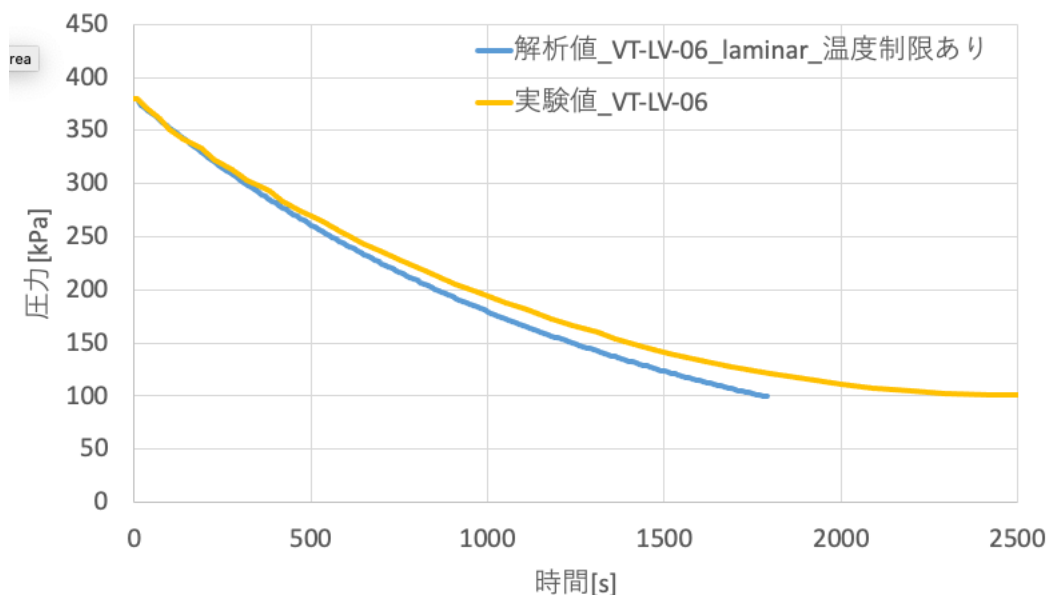


図 3.3.1-3 圧力変化（乱流モデルなし）

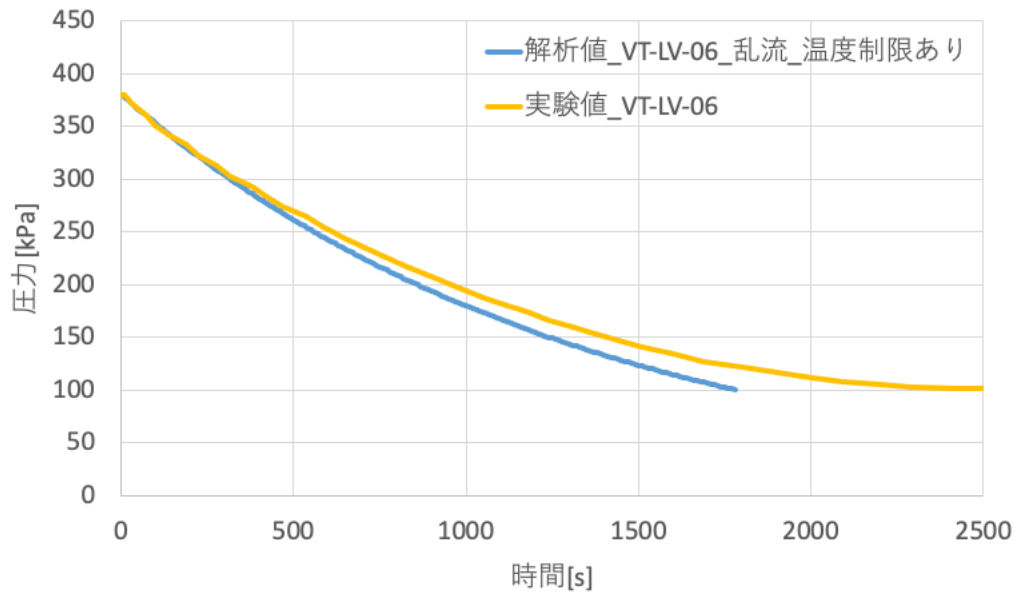


図 3.3.1-4 圧力変化（乱流モデルあり）

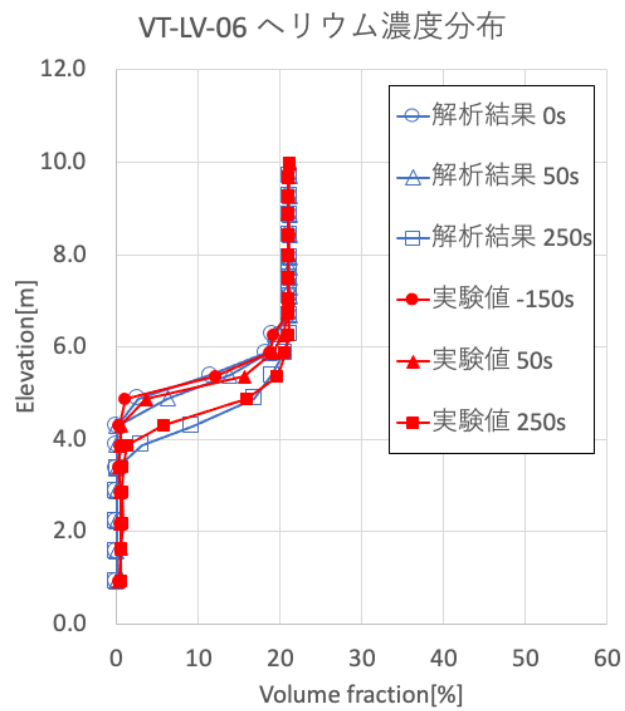


図 3.3.1-5 ヘリウム濃度分布（乱流モデルなし）

VT-LV-06 ヘリウム濃度分布

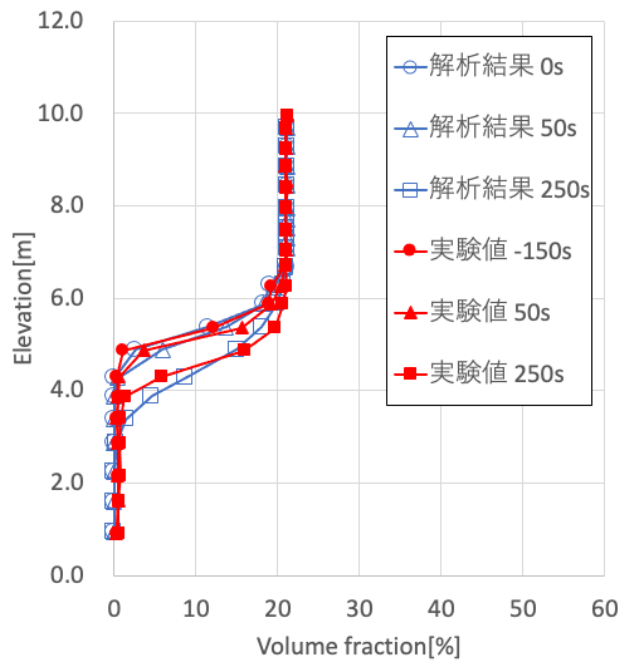


図 3.3.1-6 ヘリウム濃度分布（乱流モデルあり）

3.3.1.4. 相変化あり：VT-LV-08 の気液二相流モデルによる解析

メッシュ作成の方針は先程と同様であり、実際に作成したメッシュは下図に示す。総メッシュ数は約 7.8 万である。

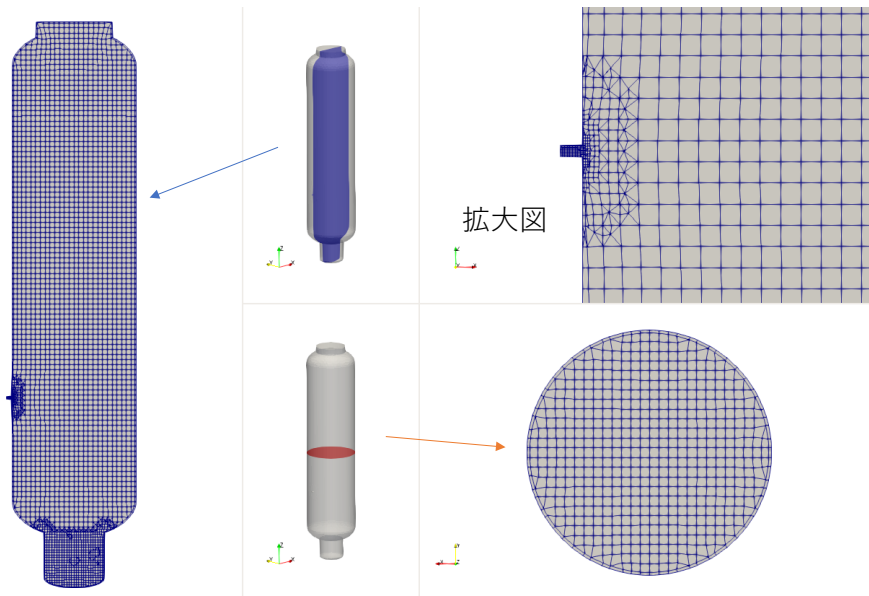


図 3.3.1-7 解析対象のメッシュ分割

解析手法は以下とした。

- 液相と多成分気相を考慮できる **OpenFOAM** オイラー気液二相流ソルバー (**reactingTwoPhaseEulerFoam**) を使用する。
- 液相は水のみを考慮する。
- ガスは水蒸気・空気・ヘリウムの3成分から構成される。
- エネルギー方程式を考慮する。
- 密度成層・密度差を考慮できるように、重力加速度 ( $9.8 \text{ [m/s}^2\text{]}$ ) を考慮する。
- サンプ内の水の減圧沸騰に関して、沸騰で生じる気泡の運動に対し、気相と液相間の相間相互作用では抗力のみを考慮し、抗力係数は **Schiller-Naumann** モデルを使用し、気泡径を一定値 ( $d_B = 3 \text{ [mm]}$ ) と仮定する。
- **k-epsilon** 乱流モデルを使用する場合と使用しない場合の2条件で解析を行う。
- 減圧沸騰のモデルには、**OpenFOAM** の既存の多成分混合ガス沸騰モデルを使用し、物質移動速度の評価に **Frossling** 式 (詳細は 3.3.1.7 節にて後述) を使用する。

気相の物性値は表 3.3.1-1 と同じである。液相の物性値を下表に示し、実験に使われる水温  $143^\circ\text{C}$  ( $393 \text{ [kPaA]}$  の飽和温度程度) での値を適用した。

表 3.3.1-5 液相の物性値\*

液体	密度 [kg/m <sup>3</sup> ]	粘性 [Pa*s]	比熱 [J/kg/K]	Pr 数 [-]	蒸発潜熱 [J/kg]
水 (H <sub>2</sub> O)	924	186e-6	4300	1.24	2.2e6 (100-140°Cの平均値)

初期条件は下表に示す実験と同じ条件で与える。

表 3.3.1-6 初期条件

項目	値
圧力	400 [kPaA]
温度	気相 : 140 [degC]、液相 : 143[degC]
初期水面位置	EL-0.1 [m]

初期ガス濃度は実験データにより決定した。境界条件は VT-LV-06 の解析と同様とした。解析は乱流モデルの有無を考慮して以下2ケースを実施した。

表 3.3.1-8 解析ケース

番号	ケース名	乱流モデル
1	case2_1_Tvariable_laminar	なし
2	case2_1_Tvariable_kEpsilon	あり

ここでは流体の温度変化を考慮した。

#### 解析結果

- 図 3.3.1-8, 9 から容器内平均圧力降下の時間履歴について、解析結果は実験と概ね一致する。但し、解析時間が不十分のため、時間が経つにつれて解析結果の圧力降下がやや緩やかになる傾向も見られる。
- 図 3.3.1-9, 10 からガス濃度の時間変化は実験よりも変化が遅くなっており、界面の下降および下部の蒸気濃度の増加を再現できていない。
- 図 3.3.1-11 に蒸気濃度のコンターを示す。サンプル部の水が沸騰し、発生した蒸気が上昇している。

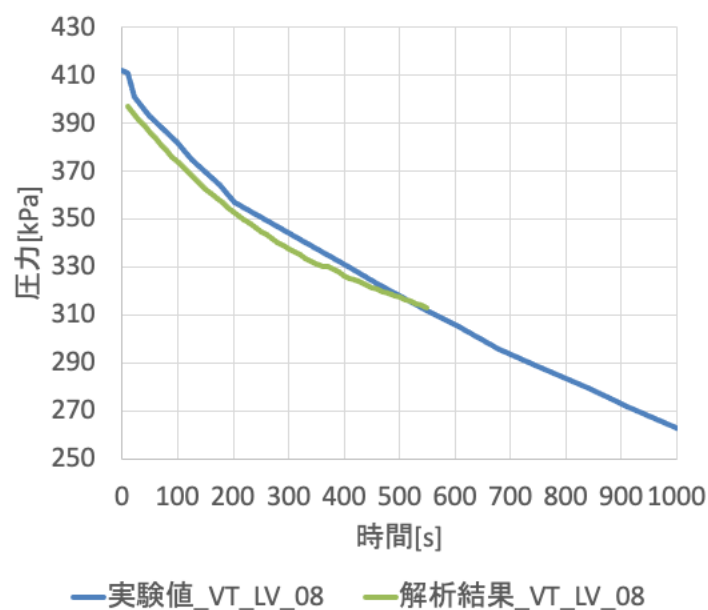


図 3.3.1-8 圧力変化（乱流モデルなし）

case2-乱流 VT-LV-08圧力履歴

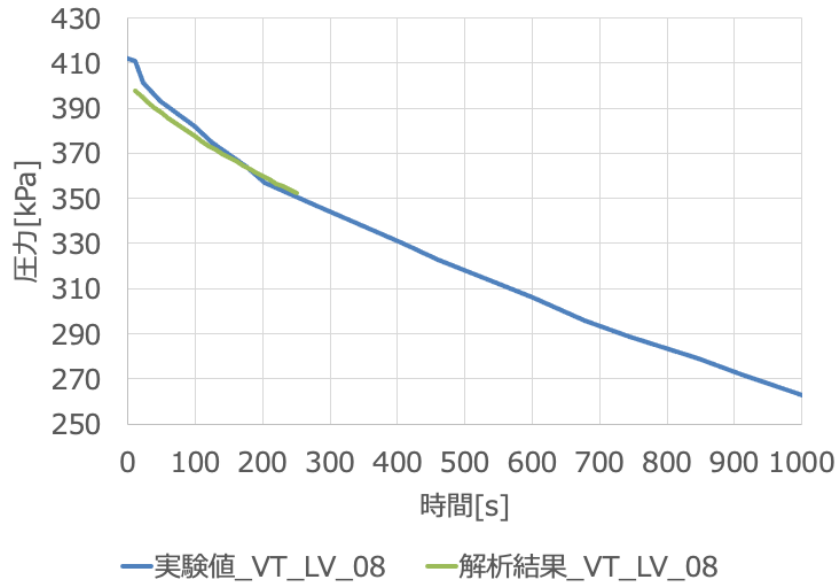


図 3.3.1-9 圧力変化 (乱流モデルあり)

VT-LV-08(case2) 蒸気濃度分布

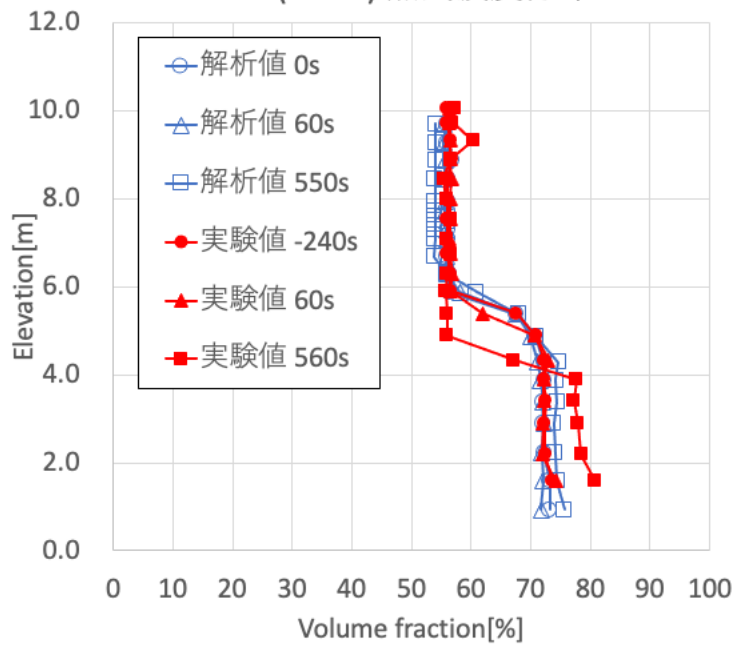


図 3.3.1-10 蒸気濃度分布 (乱流モデルなし)



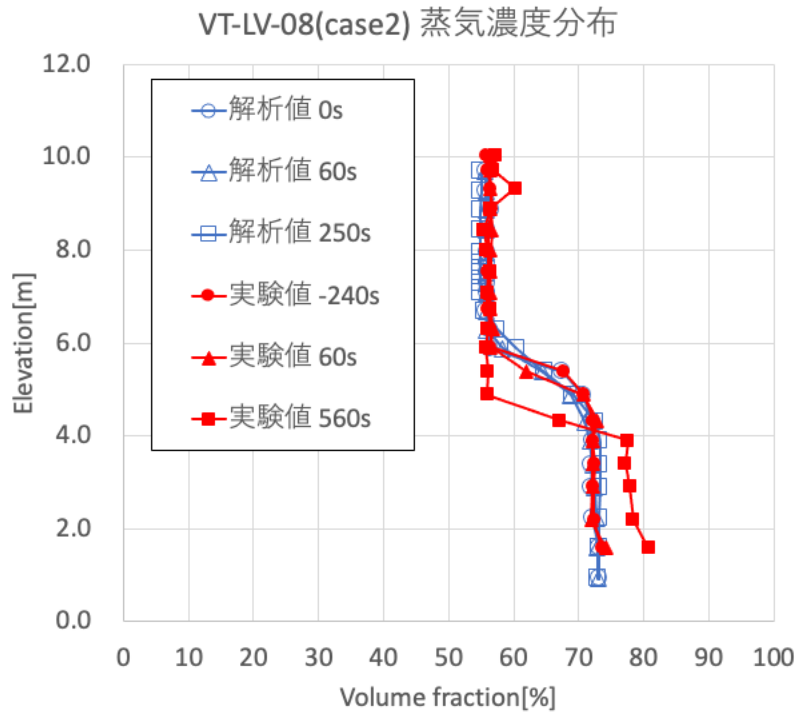


図 3.3.1-11 蒸気濃度分布 (乱流モデルあり)

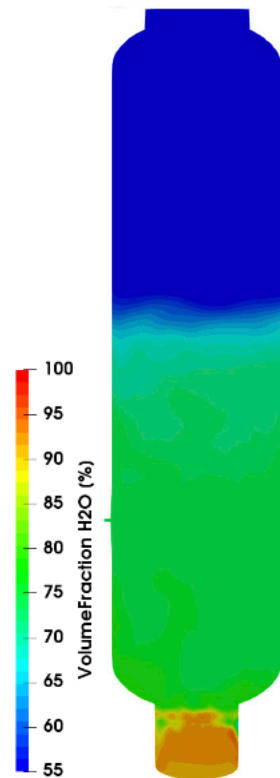


図 3.3.1-12 蒸気濃度コンター (乱流モデルなし、410 秒)

### 3.3.1.5. 相変化あり：VT-LV-08 の気相単相モデルによる解析

本解析で対象とする気相単相解析用の対象形状を示す。本解析では減圧沸騰を直接解析することをせず、減圧過程の沸騰で生成する蒸気量を別途見積もり、サンプルの上面高さ EL-100mm から流入蒸気として解析領域に供給することで、蒸発挙動を疑似的に模擬する。

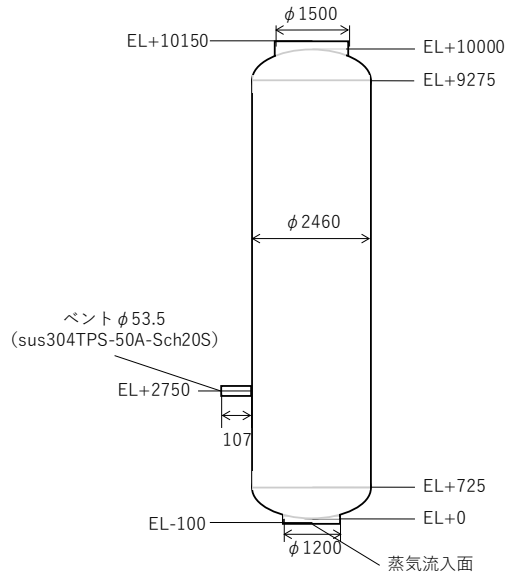


図 3.3.1-13 解析対象形状 (Unit: mm)

メッシュ作成の方針は先程と同様で、下図に示す。総メッシュ数は約 6.8 万となる。

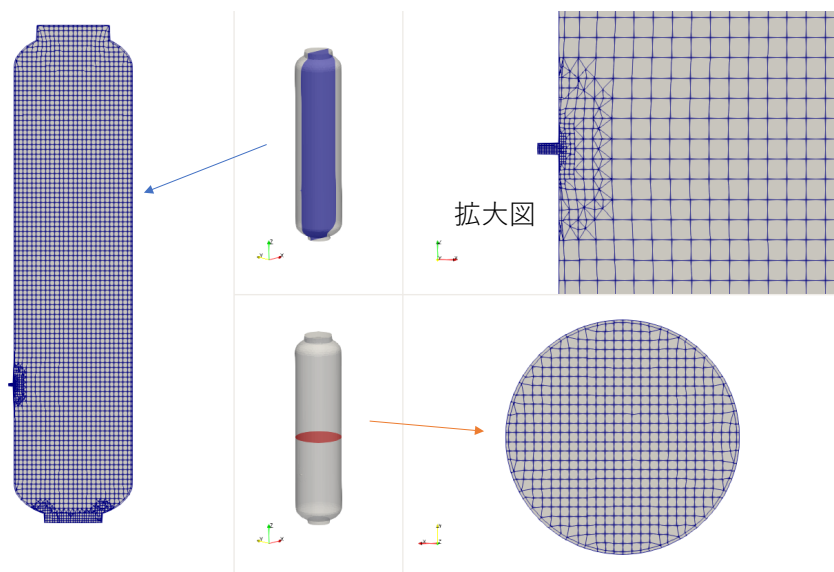


図 3.3.1-14 解析対象のメッシュ分割

解析手法は及び境界条件は基本的に表 3.3.1-3 で示した VT-LV-06 の解析と同様であるが、サンプル水の減圧沸騰による水蒸気流入（境界条件として与える）を考慮したところが異なり、表 3.3.1-9 で示す条件を追加する。

表 3.3.1-9 境界条件

境界名	水蒸気流入境界(in_H2O)
流速 (U)	下記の式 (1) より計算した蒸発速度で流入させる
圧力 (p)	ゼロ勾配
成分 (Yi) *	水蒸気 100%
乱流エネルギー (k)	ゼロ勾配
乱流散逸率 (ε)	ゼロ勾配
温度 (T)	式 (2) の温度を与える

表 3.3.1-10 解析ケース

番号	ケース名	温度制限	乱流モデル	蒸発緩和時間
1	case3_Tvariable_laminar_Theta0.1	なし	なし	0.1 [s]
2	case3_Tconst_laminar_Theta0.1	あり	なし	0.1 [s]
3	case3_Tconst_kEpsilon_Theta0.1	あり	あり	0.1 [s]
4	case3_Tconst_laminar_Theta1	あり	なし	1 [s]

ここでは、沸騰により発生した水蒸気を境界から流入できる境界条件を適用する。流入する水蒸気量および温度は以下のように計算される。ここでは HRM (Homogeneous Relaxation Model) 沸騰モデルを用いた。計算を安定化させるため、熱平衡状態に緩和時間（熱平衡に達するまでに要する時間）を与え、下式より水蒸気生成量を計算する。

$$S = \frac{\rho V C_p (T_{old} - T_{sat})}{L \theta}, \theta = \max(\theta_0, \Delta t) \quad (1)$$

ここで、 $S$ 、 $L$ 、 $\rho$ 、 $V$ 、 $C_p$ 、 $T$ 、 $\theta_0$ 、 $\Delta t$  はそれぞれ蒸発速度[kg/s]、蒸発潜熱[J/kg]、密度[kg/m<sup>3</sup>]、サンプル水体積[m<sup>3</sup>]、比熱[J/kg/K]、温度[K]、緩和時間[s]および時間刻み[s]となる。下添え字 *sat*、*old* は飽和状態、1 ステップ前の時刻を意味する。なお、飽和温度  $T_{sat} = f(p)$  は境界圧力より算出した。蒸発後の壁面（液体）温度はエネルギーバランスより、以下のように計算する。

$$T = \frac{T_{old}(\theta - \Delta t) + T_{sat}\Delta t}{\theta} \quad (2)$$

なお、本境界条件は蒸発のみ(凝縮無視)を考慮し、 $T_{old} > T_{sat}$ の場合のみ有効となる。HRMモデルの詳細は3.3.1.7節に別途記載した。解析は乱流モデルや蒸発緩和時間を考慮して表3.3.1-10で示す4ケースを実施した。case3\_Tvariable\_laminar\_Theta0.1では流体温度変化を考慮したが、それ以外の3ケースでは気相部流体温度を一定とする制限をかけた。

### 解析結果

- 図3.3.1-15～18に各解析結果の圧力の時間変化を示す。流体温度を制限しない解析では、実験より遥かに圧力降下が速いため、3.3.1.3節の相変化なし実験VT-LV-06の解析と同様に筒内温度を一定に制限することで解析結果はより実験結果に近づく。また、蒸発緩和時間(0.1と1[s])の違いによる解析結果の差はほとんど見られなかった。さらに乱流モデルによる影響もほとんど見られなかった。
- 蒸気濃度分布の時間履歴では、時間が経過とともに容器下部(ベント位置付近)における濃度分布の実験との差が大きくなる。なお、乱流モデルを用いる場合、濃度分布は均一になりやすい傾向がある。

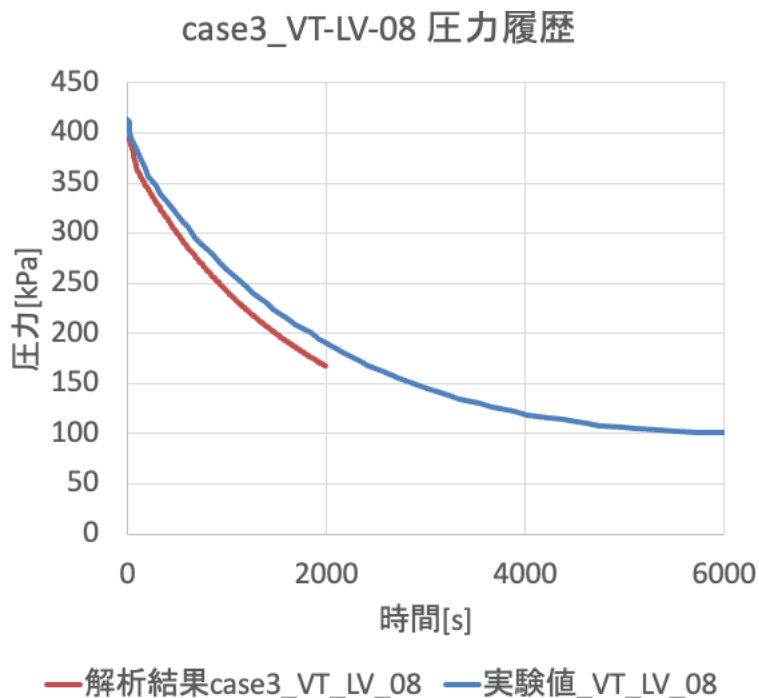


図3.3.1-15 圧力変化(温度制限なし、乱流モデルなし、緩和時間0.1s)

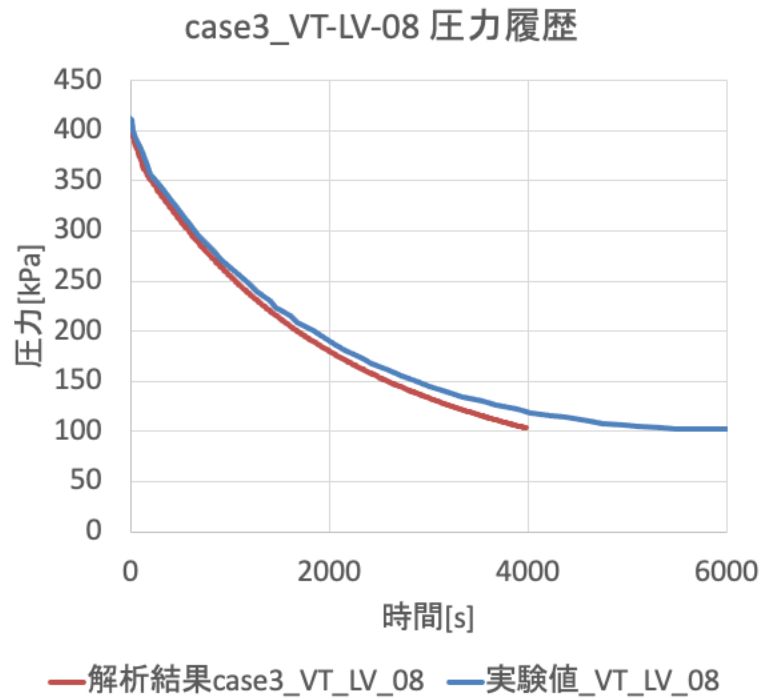


図 3.3.1-16 圧力変化（温度制限あり、乱流モデルなし、緩和時間 0.1s）

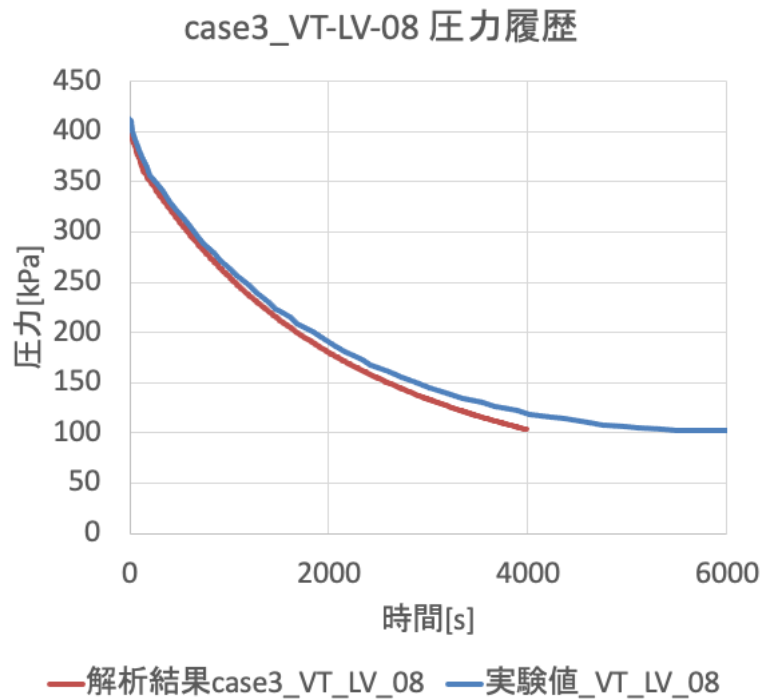


図 3.3.1-17 圧力変化（温度制限あり、乱流モデルあり、緩和時間 0.1s）

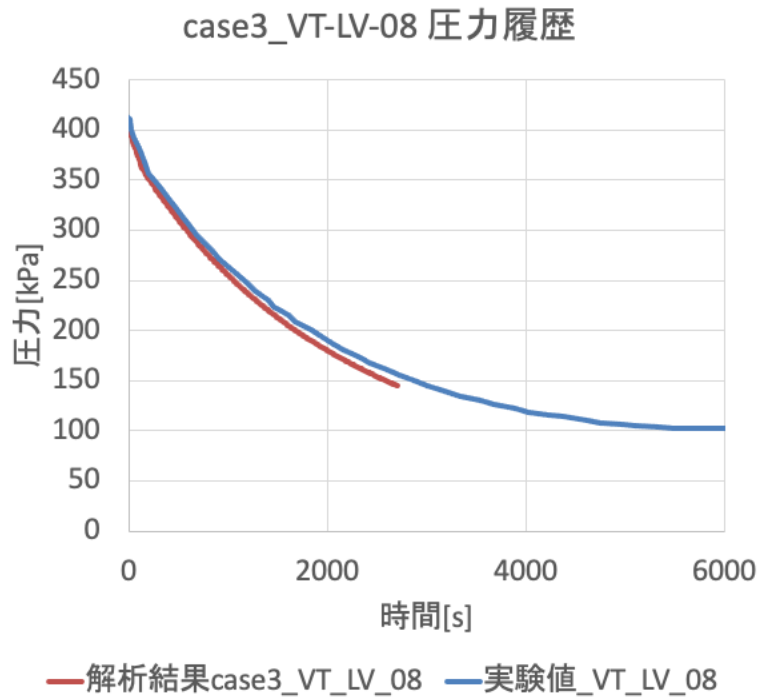


図 3.3.1-18 圧力変化（温度制限あり、乱流モデルなし、緩和時間 1s）

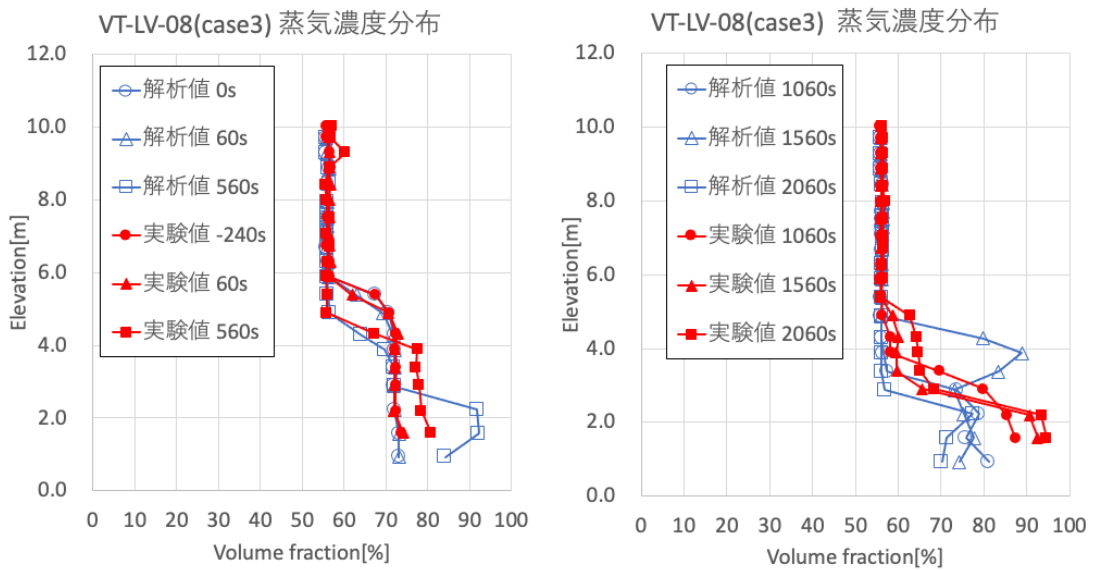


図 3.3.1-19 蒸気濃度分布（温度制限あり、乱流モデルなし、緩和時間 0.1s）

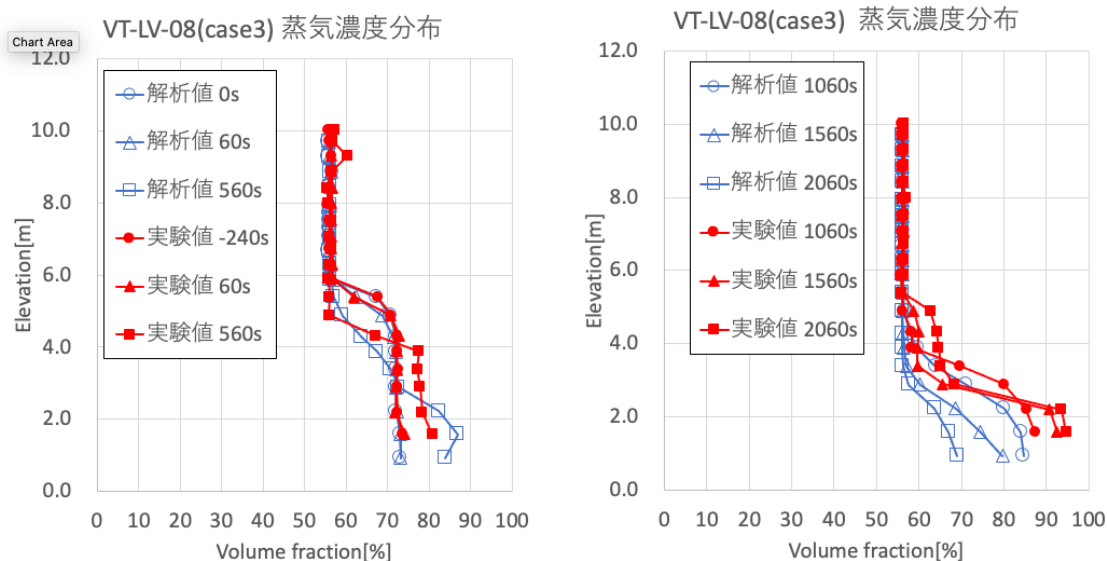


図 3.3.1-20 蒸気濃度分布（温度制限あり、乱流モデルあり、緩和時間 0.1s）

### 3.3.1.6. 結論

以上の解析から、相変化を伴わないベント時の挙動は概ね CFD 解析により再現することができた。一方、減圧沸騰を伴うベント実験の解析では、二相流モデル、単相流モデルのどちらの解析でもガス濃度分布の変化を再現できなかった。減圧沸騰による蒸気濃度の増加を解析では過小評価したためと考えられる。減圧沸騰挙動をより高度化する必要があると考えられる。

### 3.3.1.7. 【Appendix】減圧沸騰モデル

本節では、数値流体解析（CFD）に用いられる減圧沸騰モデルについて解説する。主に以下の 3 種類の方法があり [1]、それぞれのモデルの特徴を説明する。

- HRM モデル（Homogeneous Relaxation Model） [2]
- 界面交換モデル（Interfacial Exchange Model） [3]-[5], [11]
- 詳細（気泡成長）モデル（Bubble Growth Model） [6]-[10], [12]

#### 【HRM モデル】

HRM モデルは、HEM モデル（Homogeneous Equilibrium Model：気液が同一温度であり、かつ瞬時熱平衡と仮定するモデル）をベースに、実験より得られた緩和時間（熱平衡に達するに必要な時間）を加えたものである。以下の式より蒸発速度  $\Gamma_g$  を求める。

$$\Gamma_g = \frac{\partial \rho}{\partial x} \Big|_{p,h} \cdot \frac{\partial x}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial x} \Big|_{p,h} \cdot \left( \frac{\bar{x}-x}{\theta} \right), x = \frac{\alpha \rho_g}{\rho}, \alpha = \frac{\rho_l - \rho}{\rho_l - \rho_g} \quad (3)$$

運転圧力 10 [bar]以下の場合（本業務相当）、緩和時間  $\theta$  は以下のように与える。

$$\theta = \theta_0 \alpha^a \psi^b \quad (4)$$

ここで、各係数は実験[13]より求めた以下の値を用いる。

$$\begin{aligned} \theta_0 &= 6.51e - 4 \text{ [s]}, \\ a &= -0.257, \\ b &= -2.24, \\ \psi &= (p_{sat} - p)/p_{sat} \end{aligned}$$

#### 【界面交換モデル】

界面交換モデルは、相変化（蒸発）は気液界面における熱伝達より引き起こすものと仮定し、過熱度( $T_l - T_{sat}$ ) [K]を駆動力とし、熱伝達速度  $h_{tc}^l$  [W/m<sup>2</sup>/K]で気液（界面濃度） $A_i = \frac{6\alpha_g}{d_B}$  [m<sup>2</sup>/m<sup>3</sup>]を通過する熱量  $\dot{q}$  [W]が蒸発分の潜熱量  $L$  [J/kg]に相当すると考える。なお、ここでの  $T_{sat}$  は IF97 飽和蒸気テーブルなどより圧力から換算する。従って、蒸発速度は以下の式より蒸発速度を求める。

$$\Gamma_g = A_i \frac{\dot{q}}{L} = A_i \frac{h_{tc}^l}{L} (T_l - T_{sat}), \dot{q} = h_{tc}^l (T_l - T_{sat}) \quad (5)$$

過熱度一定の場合、本モデルの蒸発速度は熱伝達速度  $h_{tc}^l$  より決められる。熱伝達速度  $h_{tc}^l = \frac{\lambda}{d_B} Nu$  ( $Nu$ : ヌセルト数) の取り方は以下に示す方法が考えられる。

- $Nu$  一定値

$$h_{tc}^l = \frac{\lambda}{d_B} Nu, Nu = constant \quad (6)$$

- Ranz-Marshall 式

$$h_{tc}^l = \frac{\lambda}{d_B} Nu, Nu = 2 + 0.6 Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (7)$$



- その他<sup>(3)</sup>

$$h_{tc}^l = \frac{\alpha_l \rho_l \beta}{T_{sat}} \sqrt{\frac{M}{2\pi RT_{sat}}} L^2 \left( \frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right) \quad (8)$$

#### 【詳細（気泡成長）モデル】

このモデルは、バルク液のみではなく、壁面からの核生成、気泡の成長過程なども詳細に考慮するものである。かなり複雑なモデルであり、ここでは採用しないため、ここではその詳細を省略する。

#### OpenFOAM の既存減圧沸騰モデル

今回使用した OpenFOAM-v1912 オイラー二相流ソルバー (reactingTwoPhaseEulerFoam) では、既に 2 種類の沸騰モデルが実装されている。

- 単成分純物質を対象とする沸騰モデル
- 多成分混合物（ガス）を対象とする沸騰モデル

#### 【単成分純物質沸騰モデル】

OpenFOAM の単成分純物質を対象とする沸騰モデルは上記「界面交換モデル」と同じものである。

#### 【多成分混合ガス沸騰モデル】

前節調査した文献ではほぼ単成分純物質を対象とする。本 OpenFOAM の多成分混合ガス沸騰モデルは、沸騰により蒸発したガスが他のガスと混在する場合に利用できるものであり、本解析の解析対象に一致しており、利用可能と考える。

本モデルでは、ガス成分  $j$  の沸騰による蒸発速度  $\Gamma_{g,j}$  は以下のように評価する。

$$\Gamma_{g,j} = \rho_g K_{D,j} (Y_{g,j,sat} - Y_{g,j}) = \rho_g K_{D,j} \frac{M_{w,g,j}}{M_{w,g,mix}} \left( \frac{p_{sat} - p_{g,j}}{p} \right) \quad (9)$$

すなわち、ガス成分  $j$  の濃度  $Y_{g,j}$  と飽和濃度  $Y_{g,j,sat}$  との差（あるいは、飽和圧力  $p_{sat}$  とガス分圧  $p_{g,j}$  の差）を駆動力とし、ある物質移動速度  $K_{D,j}$  で気液界面を介して蒸発するモデルとなる。

ここで、 $\rho_g$ ,  $M_{w,g,j}$ ,  $M_{w,g,mix}$ ,  $p$  はそれぞれ混合ガス密度、ガス成分  $j$  の分子量、混合ガスの平均分子量、および圧力となる。また、物質移動速度  $K_{D,j} = A_i K_j = A_i \frac{D_{g,j}}{d_B} Sh_j$  [1/s] はシャーウッド数  $Sh_j$  の関数となり、シャーウッド数  $Sh_j$  は以下の方法で与える。

- 一定値

$$Sh_j = 10 \quad (10)$$

- Frossling 式

$$Sh_j = 2 + 0.552 Re^{\frac{1}{2}} Sc_j^{\frac{1}{3}}, \quad Sc_j = Le_j Pr \quad (11)$$

そして、以下の関係を用いれば、本モデルは上記「界面交換モデル」と同型の沸騰モデルであることが確認できる。

- ガス成分は一つとする、すなわち  $M_{wg,j} = M_{w,gmix}$ 、 $p_{g,j} = p$  となる。
- 以下の Clausius-Clapeyron 式を式 (7) に代入する。

$$p_{sat} - p = (T_l - T_{sat}) \frac{L}{T_{sat} \left( \frac{1}{\rho_{g,sat}} - \frac{1}{\rho_{l,sat}} \right)} \quad (12)$$

- $K_{D_j} = A_i \frac{D}{a_B} Sh_j$  を代入する。

$$\Gamma_g = A_i h (T_l - T_{sat}), \quad h = K_j \frac{\rho_g L}{p T_{sat} \left( \frac{1}{\rho_{g,sat}} - \frac{1}{\rho_{l,sat}} \right)} \quad (13)$$

#### 本解析で用いる減圧沸騰モデル

以上では、調査した減圧沸騰モデルと OpenFOAM に既に実装されている沸騰モデルについて説明した。以下に本解析に使用する減圧沸騰モデルについて述べる。

#### 基礎方程式

減圧沸騰による質量、運動量、エネルギーソース項を考慮した多成分気液二相流の基礎方程式が以下となる。

体積率（質量）保存式

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i) = \sum \Gamma_j \quad (14)$$

運動量保存式

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i \mathbf{u}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \boldsymbol{\tau}_i) + \rho_i \mathbf{g} + \mathbf{F}_i + \mathbf{M}_i \quad (15)$$

エネルギー保存式

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i h_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i h_i \mathbf{u}_i) = \nabla \cdot (\alpha_i \lambda_i \nabla T_i) + H_i + \dot{q}_i \quad (16)$$

化学種（成分）の保存式

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i Y_{ij})}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i Y_{ij} \mathbf{u}_i) = \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i D_{ij} \nabla Y_{ij}) + \Gamma_{ij} \quad (17)$$

ここでの記号の意味は以下に示す。

記号リスト

$\alpha$ : [-] 体積分率

$\rho$ : [kg/m<sup>3</sup>] 密度

$u$ : [m/s] 流速

$\Gamma$ : [kg/m<sup>3</sup>/s] 減圧沸騰による質量ソース項

$p$ : [Pa] 圧力

$\tau$ : [Pa] レイノルズ応力テンソル

$g$ : [m/s<sup>2</sup>] 重力加速度

$F$ : [N/m<sup>3</sup>] 相間相互作用力（抗力など）

$M$ : [N/m<sup>3</sup>] 減圧沸騰による運動量ソース項

$h$ : [J/kg] 比エンタルピー

$\lambda$ : [W/m/K] 有効熱伝導率

$H$ : [W/m<sup>3</sup>] 他の相間熱伝達ソース項

$\dot{q}$ : [W/m<sup>3</sup>] 減圧沸騰によるエネルギーソース項

$D$ : [m<sup>2</sup>/s] 有効物性拡散係数

下添え字

$i$  : 相

$j$  : 成分

上記基礎方程式を完結するため、相間相互作用力  $F$ 、相間熱伝達  $H$ 、および減圧沸騰による質量、運動量、エネルギーソース ( $\Gamma$ ,  $M$ ,  $\dot{q}$ ) を考慮する必要がある。

#### 相間相互作用力 $F$

ここでは、抗力のみを考慮し、球形仮定で気泡径一定の Schiller-Naumann 抗力モデルを使用する。

#### 相間熱伝達 $H$

ここでは、温度差より気液界面間の熱伝達は球形仮定で気泡径一定の Ranz-Marshall モデルを使用する。

#### 減圧沸騰による質量ソース ( $\Gamma$ )

減圧沸騰モデル自体を検討する目的ではなく、減圧沸騰の考慮によるベント時格納容器高さ方向のガス濃度分布への影響に着目するため、上記「多成分混合ガス沸騰モデル」に示

す OpenFOAM の既存多成分混合ガスを対象とする沸騰モデルを用いる。また、モデル内で使用する飽和圧力 $P_{sat}$ と温度の関係は IF97 テーブルデータで与え、物質移動に関するシャーウッド数  $Sh$  は Frossling モデルにより与える。そして、界面積濃度 $A_i$ は気泡径一定のものとする。但し、蒸発速度を調整できるように、上記式 (11) に調整パラメータ  $c$  を設けた。

$$\Gamma_g = cA_i h(T_l - T_{sat}), \quad (18)$$

#### 減圧沸騰による運動量ソース ( $M$ )

ここではゼロとする。理由として、使用するソルバー (reactingTwoPhaseEulerFoam) は圧縮性を考慮できるため、蒸発による体積膨張などの運動量変化について別途考慮する必要がない。

#### 減圧沸騰によるエネルギーソース ( $\dot{q}$ )

ここでは、ゼロとする。理由として、使用するソルバーはエネルギー方程式にエンタルピーを使っているため、減圧沸騰による物質移動に伴う潜熱分のエネルギー現象は気液相間のエンタルピー (標準生成エンタルピー) 差より計算されているため、別途考慮の必要がない。

### 3.3.2 スプレイによるエアロゾル除去の数値解析

#### 3.3.2.1. 背景と目的

液滴によるエアロゾルの除去 (以下、スプレイスクラビング) は、シビアアクシデント時のソースタームに大きな影響を与える。例えば格納容器スプレイは、過温や過圧による格納容器破損の防止のみならず、炉心損傷時に発生するエアロゾル状の放射性物質の除去、格納容器内への閉じ込めにも有効である。また、原子炉建屋の漏洩箇所に対する放水砲による除染は、格納容器閉じ込め機能の喪失時に環境への放射性物質の放出を低減するための最終手段となるので、その有効性が期待されている。

格納容器スプレイと放水砲それぞれを対象としたスプレイスクラビングの有効性評価と評価精度検証のために、平成 28 年度から平成 31 年度までスプレイスクラビング実験と CFD 解析を実施してきた [1-4]。それら前プロジェクトの中で、計測手法や実験装置 ARES の整備をするとともに、主に以下の成果を得た。

- 1) 格納容器スプレイを模擬した閉空間におけるスプレイスクラビング実験を実施し、実測した除染効率と二相流の相関を把握するとともに、数倍以内の精度で解析的に除染効率を予測可能であることを確認した。
- 2) 開空間体系での放水砲による除染を模擬するために、エアロゾル流れが落下液滴群を横切るクロスフロー体系の実験を実施した結果、クロスフロー体系では高い除染係数 (Decontamination Factor : DF) が期待できないことが実験的に示され、CFD 解析によつ

でも実験を定量的に再現できることを確認した。放水砲のような開空間におけるエアロゾル除去は、液滴と粒子の相互作用時間が短く、これが主原因で低いDFに留まることがわかった。

これらの成果を踏まえ、今期プロジェクトでは、開空間において相互作用時間が短いという制限の中においてもDFを向上させられるスプレー体系の検討を行う。例えば、エアロゾル流に対向したスプレーを噴霧し、液滴と粒子間の相対速度を大きくすることで相互作用頻度を上げる実験体系が考えられる。今年度は、この対向流スプレースクラビング実験の装置設計を行うとともに、先行的にCFD予備解析を実施した。今回の結果は、来年度以降の実験条件の選定に役立てられる。装置は来年度製作して実験を開始する予定である。

設計した対向流スプレースクラビング実験装置の模式図を図3.3.2-1に示す。試験部は0.5m×0.5mの正方形断面、全高約2mである。試験部底面中心の入口から上向きに粒子を含む空気を注入し、その直上からスプレーを下向きに噴射する。試験部出入口でのエアロゾル計測によりDFを評価するとともに、PDI（位相ドップラー式分析計）でスプレー液滴径、速度を詳細計測する。試験パラメータは、エアロゾル粒子径、空気流量とスプレー流量の組み合わせ、エアロゾル注入孔とスプレーノズル噴出孔の相対距離を予定している。エアロゾル注入孔とスプレーノズル噴出孔の相対距離は、注入孔と噴出孔の高さを変更することによって設定する。流量の組み合わせと注入孔-噴出孔間の相対距離の変化によって、液滴と粒子間の相対速度や作用距離が変わり、DFに対するこれらの効果を検討できる。

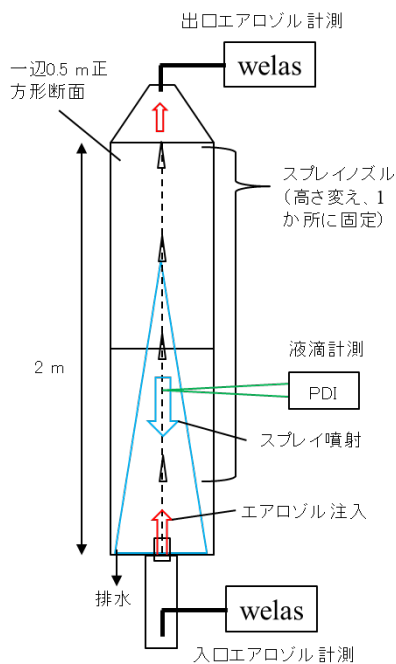


図 3.3.2-1 対向流スプレースクラビング実験装置模式図

### 3.3.2.2. エアロゾル除去モデル

液滴によるエアロゾル除去の程度を表現するためには、単位時間あたりに除去されるエアロゾルの個数を表すエアロゾル除去率 $\lambda$  [1/s]をモデル化する必要がある。前プロジェクトで行ったクロスフロー体系によるエアロゾル除去 CFD 解析では、 $\lambda$ を液滴速度 $\vec{u}_d$ とエアロゾル粒子速度 $\vec{u}_p$ との相対速度に比例する簡易的なモデルで表現した[4]：

$$\lambda = \frac{3(1-\alpha)}{2\alpha} |\vec{u}_d - \vec{u}_p| \frac{E}{D} \quad (3.3.2-1)$$

$\alpha$ は気相率、 $E$ はスプレー除去係数、 $D$ は液滴径である。比例係数 $E/D$ は、粒子と液滴の相互作用に関する物理モデルで決定されるパラメータであるが、前プロジェクトではこれを経験値としてよく用いられる 10 に固定して評価した。これに対し今プロジェクトの CFD 解析では、エアロゾル除去過程に対して、現実的な物理素過程を取り入れたエアロゾル-液滴相互作用モデルを導入する。物理素過程として、除去過程を支配すると考えられる、MELCOR コードに実装されている以下の 4 種類の相互作用による除去効果を考慮する [5]：

1. 衝突
2. 遮蔽
3. 拡散
4. 拡散泳動

各素過程 $k(1 \leq k \leq 4)$ による除去係数を $\varepsilon_k$ とすると、トータルエアロゾル除去率 $\lambda$ は、

$$\lambda = \frac{3Fh}{4Vr_d} \left( 1 - \prod_k (1 - \varepsilon_k) \right) \quad (3.3.2-2)$$

と表される。ただし、 $F$ は液滴の体積流量、 $h$ は液滴の落下距離、 $V$ は液滴が存在する空間の体積、 $r_d$ は液滴半径である。各素過程の $\varepsilon_k$ は、それぞれ以下の項目の通りに定式化される[6]。

#### ● 衝突による除去

衝突による除去係数 $\varepsilon_{In}$ は、ポテンシャル流と粘性流の二種類の流れに対する係数の重みづけ平均量として表される。ポテンシャル流に対する除去係数は、

$$\varepsilon_{In,pot} = (1+l)^2 - (1+l) \quad (3.3.2-3)$$

と表される。 $l = r_p/r_d$ は、エアロゾル粒子半径 $r_p$ と液滴半径との比である。粘性流に対する除去係数は、

$$\varepsilon_{In,vis} = (1+l)^2 \left[ 1 - \frac{3}{2(l+1)} + \frac{1}{2(1+l)^3} \right] \quad (3.3.2-4)$$

と表される。これら二つの重みづけ平均により、衝突による除去係数は、

$$\varepsilon_{In} = \frac{\varepsilon_{In,vis} + \varepsilon_{In,pot}(Re/60)}{1 + Re/60} \quad (3.3.2-5)$$

と表される。 $Re$ はレイノルズ数である。

- 遮蔽による除去

遮蔽による除去係数 $\varepsilon_{Im}$ も、ポテンシャル流と粘性流の二種類の流れに対する係数の重みづけ平均量として表される。ポテンシャル流に対する除去係数は、ストークス数 $Stk$ に応じて、

$$\varepsilon_{Im,Pot} = \begin{cases} \left[ \frac{Stk}{Stk + 0.5} \right]^2 & (Stk \geq 0.2) \\ 0 & (Stk \leq 0.0834) \end{cases} \quad (3.3.2-6)$$

と場合分けされる。 $0.0834 < Stk < 0.2$ の間は線形補間される。 $Stk$ は以下の式で定義される：

$$Stk = \frac{2 r_p^2 \rho_p |\vec{u}_d - \vec{u}_p|}{9 \mu r_d} \quad (3.3.2-7)$$

$\rho_p$ はエアロゾル粒子の質量密度、 $\mu$ は空気の粘性係数である。粘性流に対する除去係数も、ストークス数 $Stk$ に応じて、

$$\varepsilon_{Im,vis} = \begin{cases} \left[ 1 + \frac{0.75 \ln(2 Stk)}{Stk - 1.214} \right]^{-2} & (Stk > 1.214) \\ 0 & (otherwise) \end{cases} \quad (3.3.2-8)$$

と場合分けされる。これら二つの重みづけ平均により、遮蔽による除去係数は、

$$\varepsilon_{Im} = \frac{\varepsilon_{Im,vis} + \varepsilon_{Im,Pot}(Re/60)}{1 + Re/60} \quad (3.3.2-9)$$

と表される。

- 拡散による除去

拡散による除去係数 $\varepsilon_{diff}$ は、以下の式で表される：

$$\varepsilon_{diff} = 3.02 Re^{1/6} Pe^{-2/3} + 1.14 (Re/Pe)^{1/3} l + 0.57 Re^{1/3} l^2 \quad (3.3.2-10)$$

$Pe$ はペクレ数で、

$$Pe = \frac{2 r_d |\vec{u}_d - \vec{u}_p|}{D} \quad (3.3.2-11)$$

と表される。 $D$ はエアロゾル粒子の質量拡散係数である。拡散係数は

$$D = \frac{k T C}{6 \pi \mu r_p} \quad (3.3.2-12)$$

と表される。 $k$ はボルツマン係数、 $T$ は雰囲気温度である。 $C$ はカニンガムの補正パラメータと呼ばれる量で、

$$C = 1 + \frac{1.26 L}{r_p} \quad (3.3.2-13)$$

と書ける。 $L$ は気体分子運動論から求められる平均自由行程で、

$$L = \frac{1}{4\sqrt{2}n\pi r_p^2} \quad (3.3.2-14)$$

と表される。 $n$ は気体分子の数密度である。

- 拡散泳動による除去

拡散泳動による除去係数 $\varepsilon_{diffusio}$ は、以下の式で表される：

$$\varepsilon_{diffusio} = \frac{4rd}{3Fh} \left[ \frac{M_s^{1/2}}{X_s M_s^{1/2} + X_g M_g^{1/2}} \right] \frac{W_s}{cM_s} \quad (3.3.2-15)$$

$W_s$ は蒸気から液滴への凝縮率、 $M_s$ は蒸気のマッセル質量、 $M_g$ は空気のマッセル質量、 $X_s$ は蒸気のマッセル分率、 $X_g$ は空気のマッセル分率、 $c$ は空気のマッセル濃度である。ただし、今回の計算では $W_s$ は十分に小さいと考えられるため、 $W_s = 0$ に固定した。従って、実装はされているものの、今回の結果には拡散泳動による除去効果は入っていない。

### 3.3.2.3. 計算対象

計算対象領域は、対向流スプレイスクラビング実験装置試験部の全体とする。図 3.3.2-2 に、試験部を模擬した計算対象領域の側面中央断面および底面の模式図を示す。試験部は正方形の底面を持つ直方体容器である。底面中央の注入口からは、エアロゾル粒子を含む空気が上方に向かって注入される。注入口は実際には円形であるが、計算モデルの上では面積が等しい正方形で表現する。底面の四隅には、それぞれ注入口の 1/4 の面積を持つ正方形の排水口を設ける（ただし、排水口の配置は実装置とは異なる）。鉛直方向に任意の高さで水平面内中央部に取り付けたスプレイノズルからは、下方に向かって液滴が噴霧される。ただし、実物のスプレイノズル面は口径 1 mm 程度で、適正な計算メッシュサイズ（10mm 程度）に比べて小さいため、スプレイ形状を実際の位置にメッシュとして模擬することはせず、実際のスプレイ位置より低い高さでノズル面よりも大きな水平面を仮想的に配置し、その面から流量と噴霧角度が合うように調整した液滴を噴霧させる方法を採用する。このようにして対向して流れるエアロゾル粒子と液滴との相互作用によるエアロゾル粒子の除去の様子を解析した。



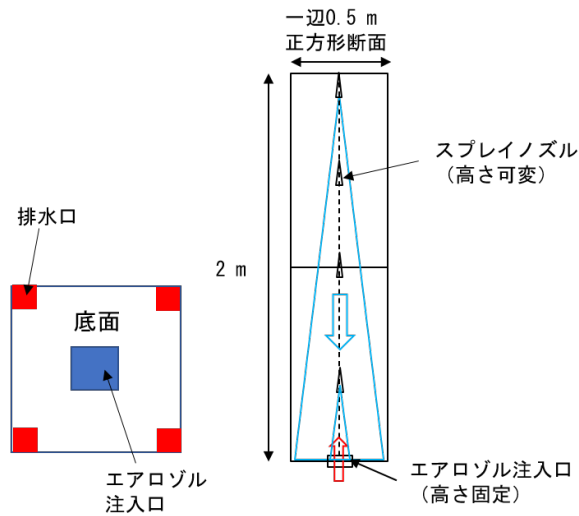


図 3.3.2-2 対向流によるエアロゾル除去計算体系模式図 (左：底面、右：側面断面)

計算は、オープンソース CFD コード OpenFOAM(v8)[6]に実装されている混相流モデルの1つである、Euler モデルソルバー(multiPhaseEulerFoam)を基にして行う。本計算では、エアロゾルは粒子としてではなく気相中の1成分として取り扱う。そのため、気相は空気およびエアロゾルから成る2成分気体とし、気相中での化学種の輸送方程式を同ソルバーに追加実装して解くことにより、各成分の移行過程を計算する。空気とエアロゾルとの間の化学反応は無いものとする。また、液滴も連続相(液相)として扱う。エアロゾル除去率 $\lambda$ を用いて、気相(エアロゾル)の質量および運動量に対する消失項をそれぞれ以下の式で定義する：

$$\begin{aligned} S_{mass,g} &= -\lambda\rho Y_{aerosol}\alpha \\ S_{velocity,g} &= -\lambda\rho Y_{aerosol}\vec{u}_g \end{aligned} \quad (3.3.2-16)$$

$\rho$ は気相の質量密度、 $Y_{aerosol}$ はエアロゾルの体積割合(濃度)、 $\vec{u}_g$ は気相の速度である。これらの消失項をそれぞれ、multiPhaseEulerFoam ソルバーに含まれる気相に対する質量保存式および運動量保存式に加えた。

ノズルからの液滴噴霧の与え方の概念図を図 3.3.2-3 に示す。同図左のように、実際のノズル面位置よりも $h$  m 下流側に赤線で示した仮想ノズル面を設定し、この面から15度の広がりを持った方向(緑矢印)に液滴を噴霧する。 $h$ は0.095 m に固定する。仮想ノズル面の面積は実際のノズル面面積と広がり角度および $h$ から算出し、それに合わせてメッシュが切られる。ただし、仮想ノズル面は面積が等しい正方形で表現する。同図の中央は仮想ノズル面を上方から見た図である。この図の格子は仮想ノズル面を構成する計算セルを表している。仮想ノズル面は $4 \times 4 = 16$ 個のセルで構成される。液滴は液相保存式に対するソース項として、これらのセルに与えられる。質量及びエネルギーは各セルに均等に、運動量は各セル

で広がり角度を考慮し、向きを算出したうえで与えられる。運動量の向きは、ノズル中心と各セルの中心を結ぶ線の $x$ 軸方向からの回転角度を $\phi$  (同図中央)、下方からのエレベーション角度を $\theta$  (同図右)とすると、 $x, y, z$ 各方向に対して $(\sin \theta \cos \phi, \sin \theta \sin \phi, \cos \theta)$ によって算出される。運動量の速度の大きさ $v$ としては、スプレー流入量を実際のノズル面積で割った値を用いる。質量流量と流速 $v$ および方向成分をセル体積で割った量を、運動量として各セルに分配する。

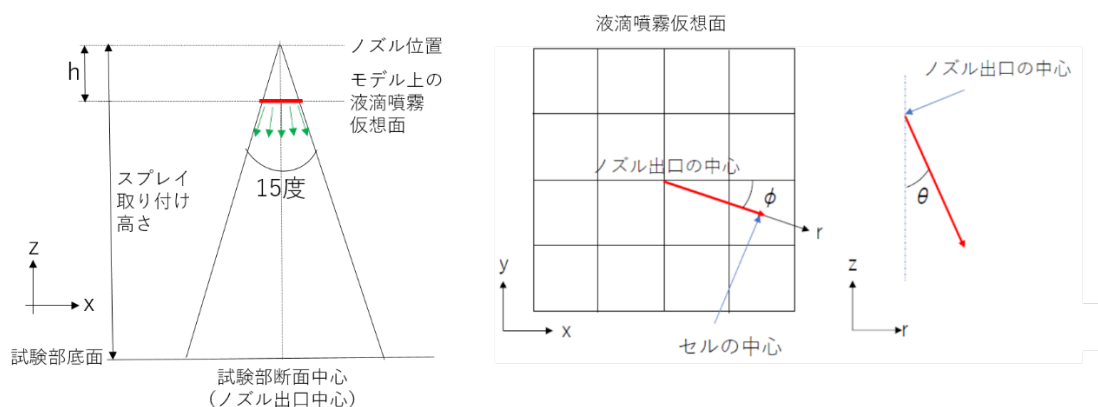


図 3.3.2-3 スプレー流量の与え方模式図

表 3.3.2-1 に全ケース共通の計算条件をまとめた。乱流モデルには標準標準  $k-\epsilon$  モデルを適用する。対象実験は室温での水・空気系とし、計算中は系内の温度を一定として、相変化は考慮しない。表 3.3.2-2 には、エアロゾル除去モデルで使用する計算パラメータの一覧表をまとめた。これらの表中の※は、可変パラメータの一部である。可変パラメータとして、スプレー取り付け高さ、スプレーの噴霧量 (液相流量)、エアロゾル流入量、エアロゾル粒子径を組み合わせ、表 3.3.2-3 の 9 ケースについての計算を行った。粒子径は、格納容器からの流出を想定して  $1\mu\text{m}$  以下の小さい値を設定した。各ケースの特徴を備考欄に記載した。

本計算の最終目的であるエアロゾルの除去効率は、 $DF$  として評価される。 $DF$  は定常状態達成後に、注入エアロゾル流入量を指定した高さの容器面内を通過するエアロゾル流出量で割った値として算出する。今回は、この高さを液相がほぼ存在しない  $z = 1\text{ m}$  とした (スプレー取り付け高さが高いケース 3, 8, 9 では  $z = 1.7\text{ m}$ )。実験では、エアロゾル流出量は図 3.3.2-1 のように試験部上部から吸入して評価しているのに対し、計算上は後で見ると逆流の影響があり、条件が正確に同じにはなっていない。また、実験で得られる  $DF$  は、スプレー噴霧を行わない場合の  $DF$  で規格化しており、この点でも解析上の  $DF$  の定義と異なることには注意が必要である。

表 3.3.2-1 対向流によるエアロゾル除去計算条件

時間依存性	非定常	
乱流モデル	標準k-εモデル	
乱流シュミット数	0.7	
混相流モデル	Eulerモデル	
物性値	気相	空気
		エアロゾル (空気と同じ)
	液相	水
相関相互作用	仮想質量係数	0.5
	抗力	Schiller Naumann
	乱流拡散	Lopez de Bertodano
スプレー噴霧条件	噴霧角度	15 度
	流量	※
	液滴径	30 μm
気相 (エアロゾル) 流入条件	気相流入量	※
	エアロゾル濃度	0.001
	エアロゾル粒子径	※
	エアロゾル密度	2200 kg/m <sup>3</sup>
重力	あり	
初期条件	温度	300 K
	圧力	1 気圧 (101325 Pa)
	速度	静止

表 3.3.2-2 エアロゾル除去モデルの計算パラメータ

項目	設定値
気相粘性係数 $\mu$	1.84e-5 kg/m/s
液相粘性係数	1.0e-3 kg/m/s
エアロゾル粒子径	※
スプレー液滴径 $2r_d$	3.0e-5 m
エアロゾル密度 $\rho_p$	2200 kg/m <sup>3</sup>
温度 $T$	300 K
ボルツマン係数 $k$	1.38e-23 J/K
スプレー高さ $h$	※
高さ方向格子幅	0.01 m
気体分子数密度 $n$	2.69e25 m <sup>-3</sup>
分子直径	2.68e-10 m
蒸気分子量 $M_s$	0.0180153 kg/mol
気相分子量 $M_g$	0.028966 kg/mol
凝縮率 $W_s$	0

表 3.3.2-3 対向流によるエアロゾル除去計算ケース

ケース番号	スプレー高さ[m]	スプレー流入量[LPM]	ガス流入量[LPM]	エアロゾル粒子径[ $\mu$ m]	エアロゾル注入口口径[m]	備考
1	0.75	0.6	400	1	0.1	基本ケース
2	0.2	0.6	400	1	0.1	スプレー断面 < 注入口断面
3	1.5	0.6	400	1	0.1	スプレー断面径大
4	0.75	0.6	400	0.5	0.1	粒子径小
5	0.75	0.6	100	1	0.1	ガス流量小
6	0.75	0.6	1600	1	0.1	ガス流量大
7	0.75	2.4	400	1	0.1	スプレー流量大
8	1.5	0.6	100	1	0.1	・スプレー断面径大 ・ガス流量小
9	1.5	0.6	1600	1	0.1	・スプレー断面径大 ・ガス流量大

計算に使用したメッシュを図 3.3.2-4 に示す。メッシュはすべてのケースで共通である。メッシュを構成するセルはすべて直方体形状をしている。各方向のセル数は(60, 60, 200)で、総セル数は 720,000 である。

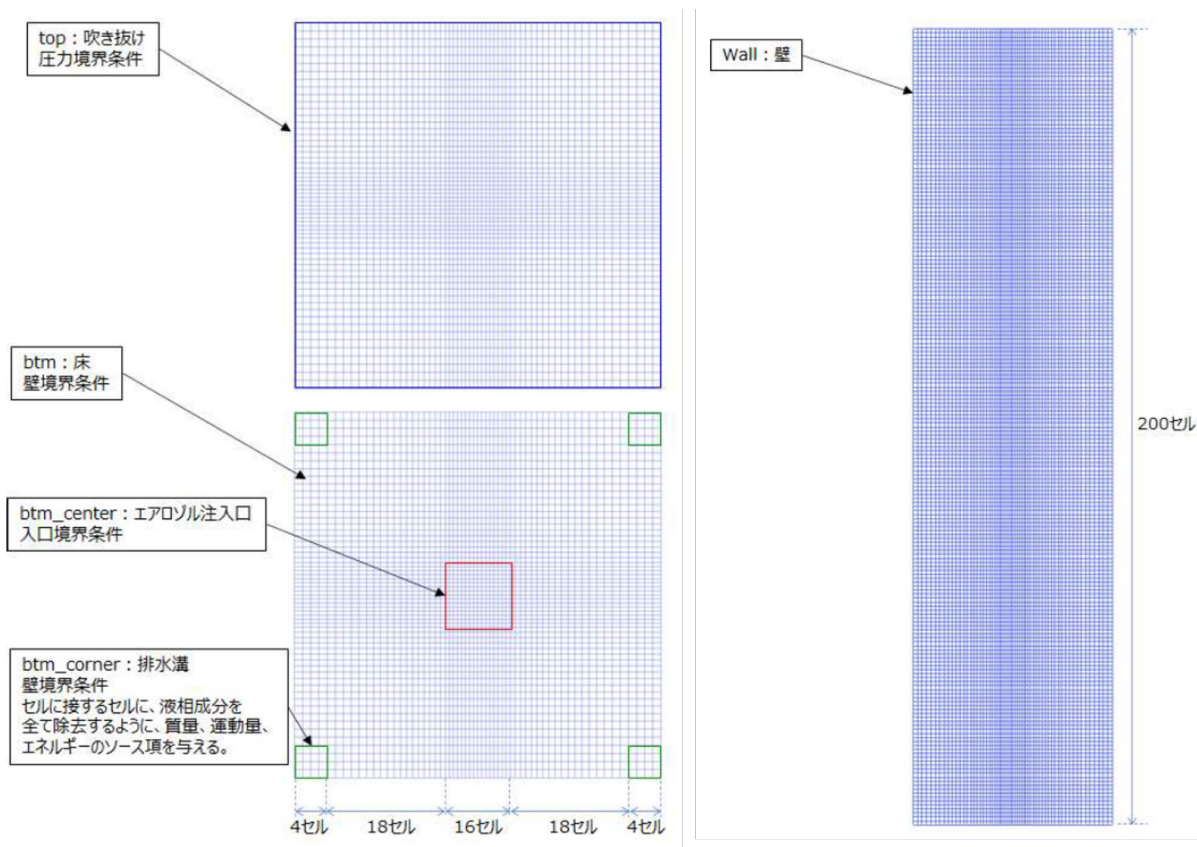


図 3.3.2-4 計算メッシュ (左上：上面、左下：底面、右：側方断面)

### 3.3.2.4. 解析結果とまとめ

図 3.3.2-5 から図 3.3.2-31 に、各ケースの DF の時刻歴、液相体積分率分布図およびエアロゾル質量分率分布図を掲載する。分布図は Y 方向中心 Z-X 面内で描画している。各ケースの計算時間は、DF がほぼ収束するまでとした。定義より、計算開始直後はエアロゾルの流出が無い場合 DF は非常に大きな値になるが、エアロゾルが DF 算出面に到達すると小さくなり、平衡値に向かう。ガス流入量が小さいケース 5,8 や DF 算出面の位置が高いケース 3 では収束までの時間が長くなっていることがわかる。また、ケース 6,9 では、ガス流入量が多く流れが不規則であるため、DF が傾向として収束した後も変動していることが見て取れる。ここでは、50-100 s の間の平均値を DF とみなすことにした。これらのケースでは、瞬間的に DF が 1 未満になることがある。これは、下流の気相が DF 算出面を超えて上流側

へ流れ込むためであり、流れの複雑さを反映した結果である。

得られた DF の一覧を表 3.3.2-4 にまとめる。ほとんどのケースで DF は 1.0 をわずかに超える程度にとどまっており、エアロゾル除染効果は限定的である。そのなかでも比較的除染効果が大きかったのは、ケース 8,5 である。これらのケースの特徴は、

- ・ ケース 8 : ガス流量が少なくスプレー取り付け位置が高い (有効断面積が大きい)
- ・ ケース 5 : ガス流量が少ない

ことであり、これは期待通りの傾向である。スプレー取り付け位置が高いケース 3 も標準ケース (ケース 1) より DF がわずかに大きい、ケース 5 ほどではなく、ガス流量が少ないことが DF の増大により寄与していることがわかる。このことは、前プロジェクトで得られたクロスフロー解析の結果の傾向とも一致する[4]。また、ケース 6 はケース 5 よりも DF が大きい、このケースではこれらとは反対にガス流量が大きいことが特徴であり、予想には反する。ケース 6,9 は、前述のような理由で DF の算出が難しいため、今回のケースの中ではやや信頼性が低く、今後慎重な検証が必要と考えられる。

今回得られた結果は、来年度以降に実施される実験の条件選定の参考および実験結果との比較検証に用いる予定である。

表 3.3.2-4 エアロゾル粒子除染係数 DF 一覧

ケース番号	DF	DF 算出面高さ [m]	備考
1	1.07	1.0	
2	1.03	1.0	
3	1.10	1.7	
4	1.07	1.0	
5	1.19	1.0	
6	1.26	1.0	50-100 sec の平均値
7	1.11	1.0	
8	1.45	1.7	
9	1.11	1.7	50-100 sec の平均値

【ケース 1】

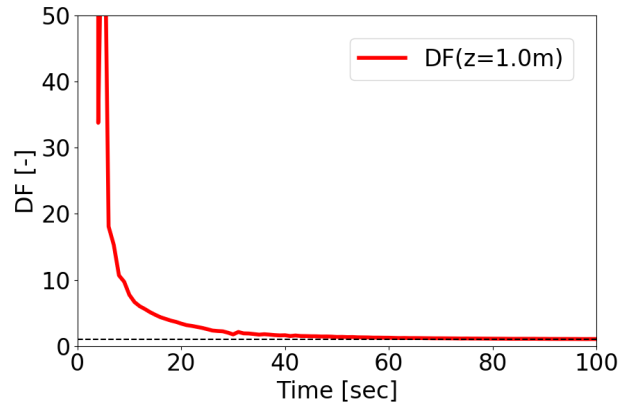


図 3.3.2-5 ケース 1 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

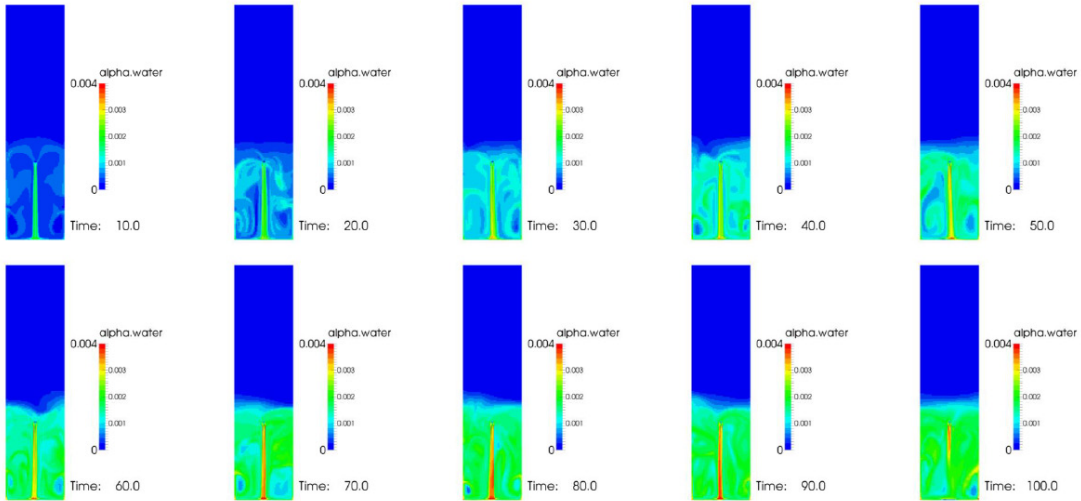


図 3.3.2-6 ケース 1 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

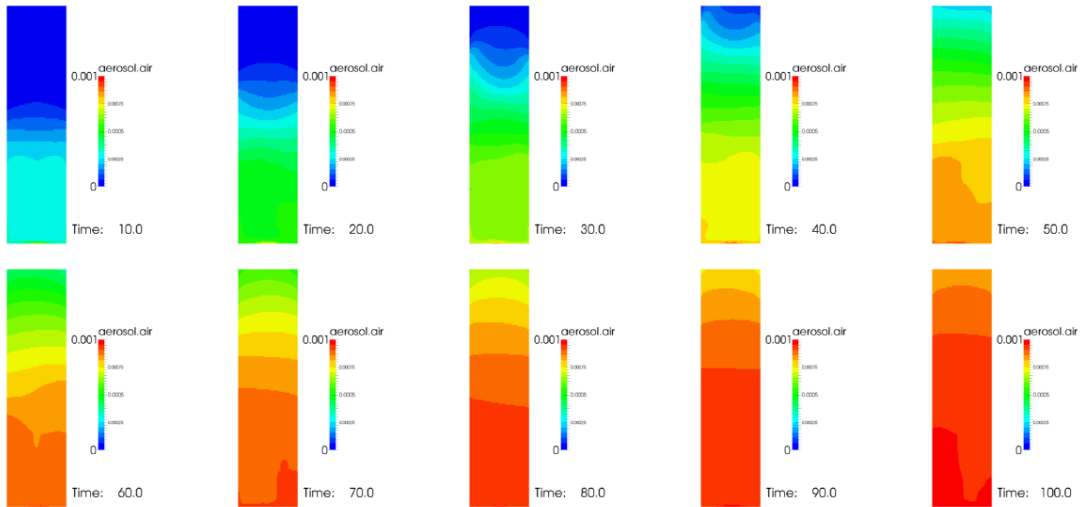


図 3.3.2-7 ケース 1 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

【ケース 2】

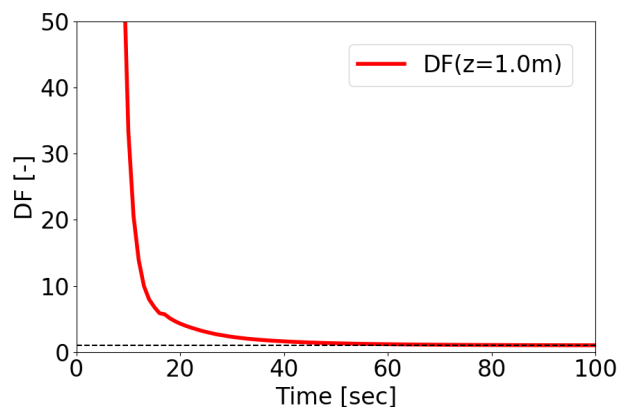


図 3.3.2-8 ケース 2 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

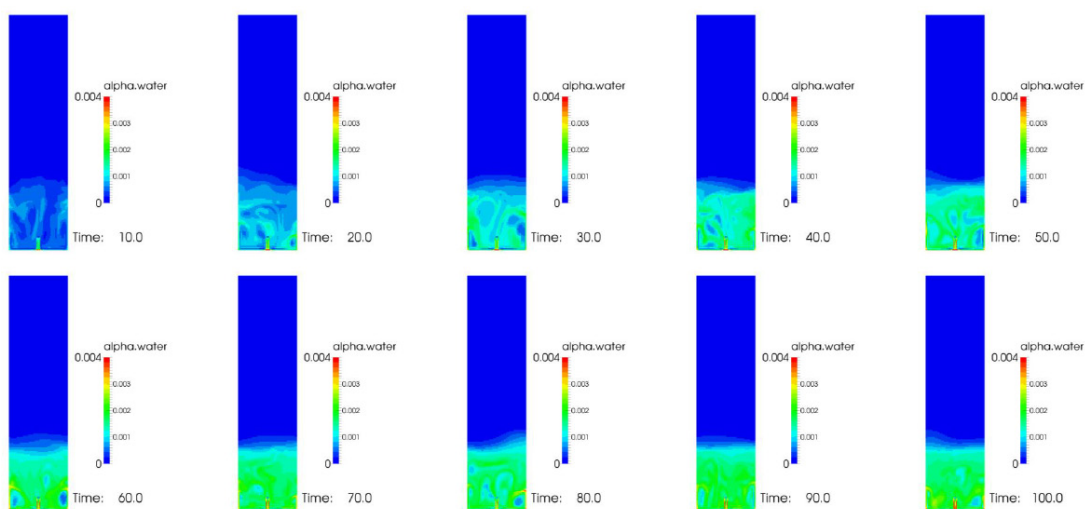


図 3.3.2-9 ケース 2 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

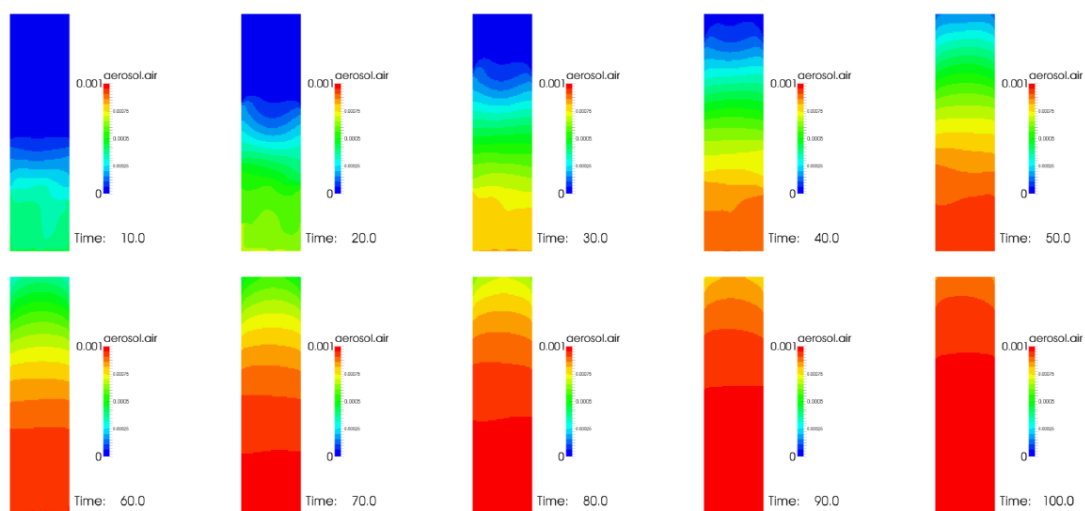


図 3.3.2-10 ケース 2 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)



【ケース 3】

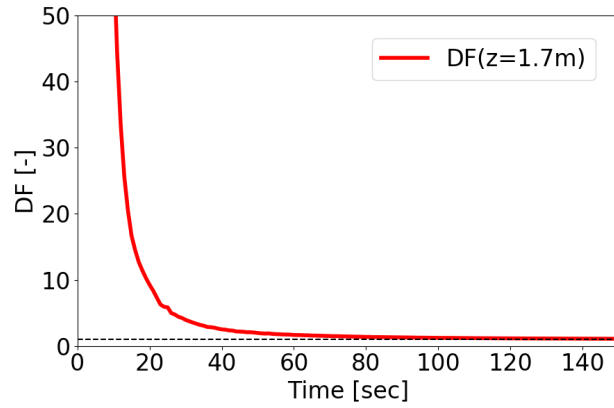


図 3.3.2-11 ケース 3 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

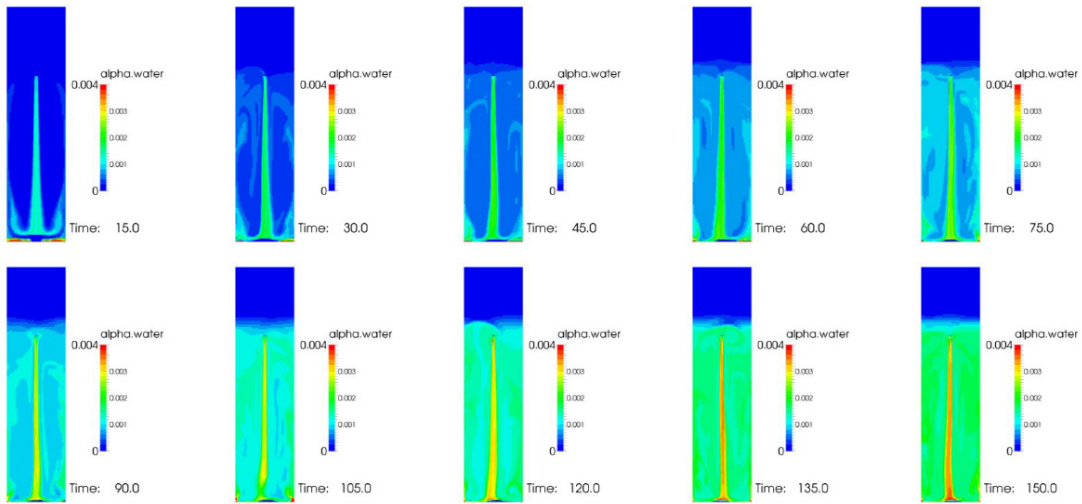


図 3.3.2-12 ケース 3 液相分布(左上から右下へ、15 s から 150 s まで 15 s 刻み)

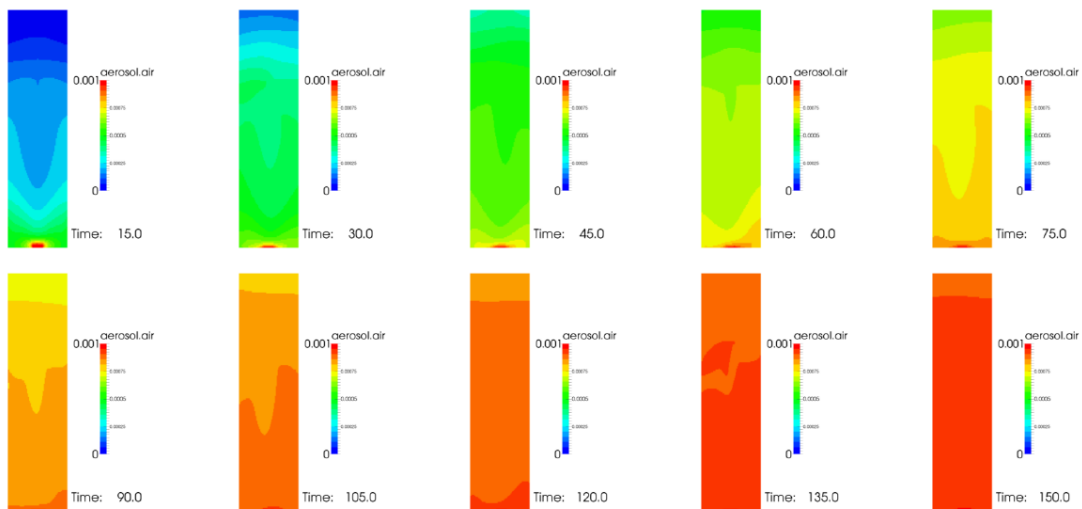


図 3.3.2-13 ケース 3 エアロゾル分布(左上から右下へ、15 s から 150 s まで 15 s 刻み)

【ケース 4】

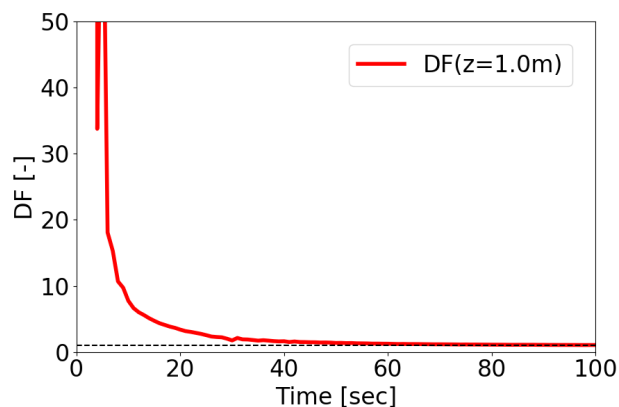


図 3.3.2-14 ケース 4 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

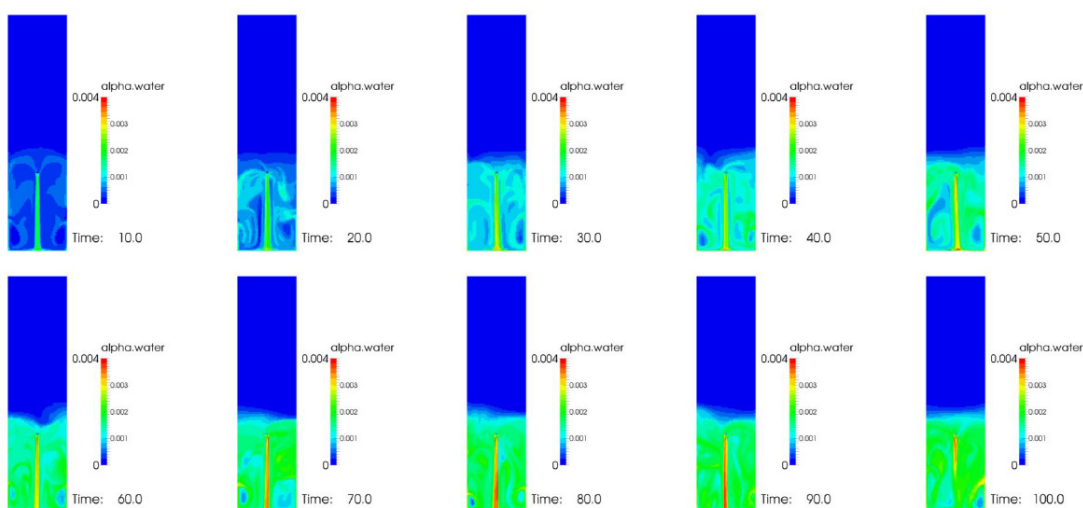


図 3.3.2-15 ケース 4 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

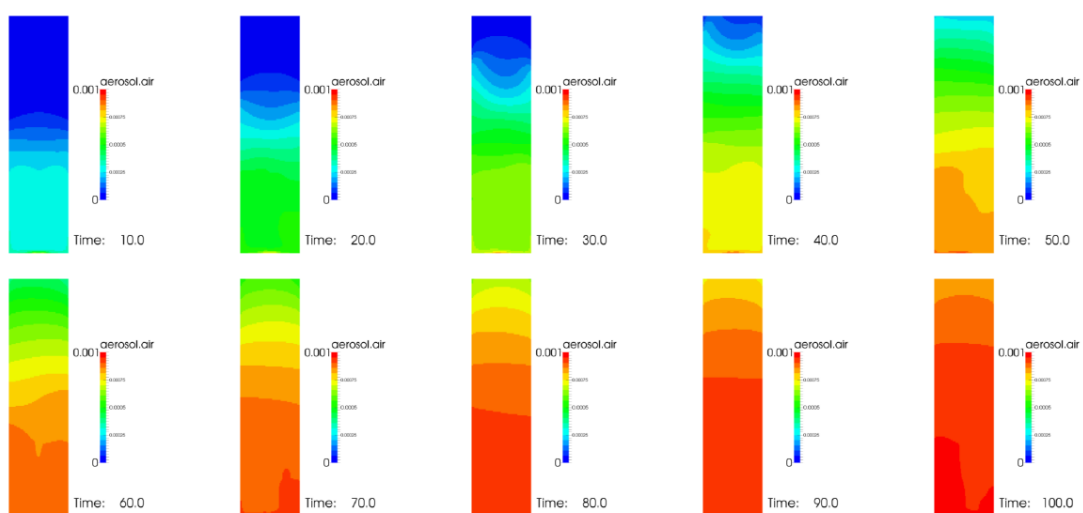


図 3.3.2-16 ケース 4 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

【ケース 5】

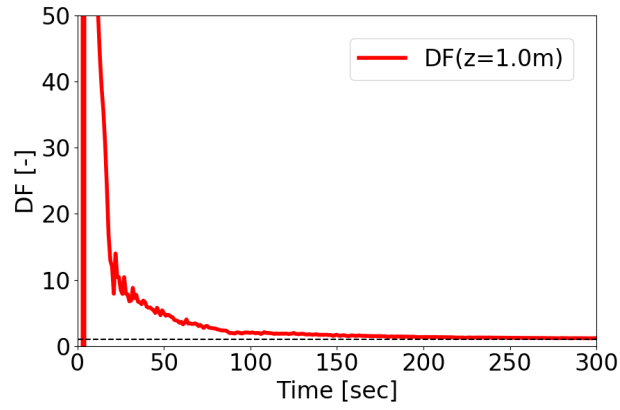


図 3.3.2-17 ケース 5 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

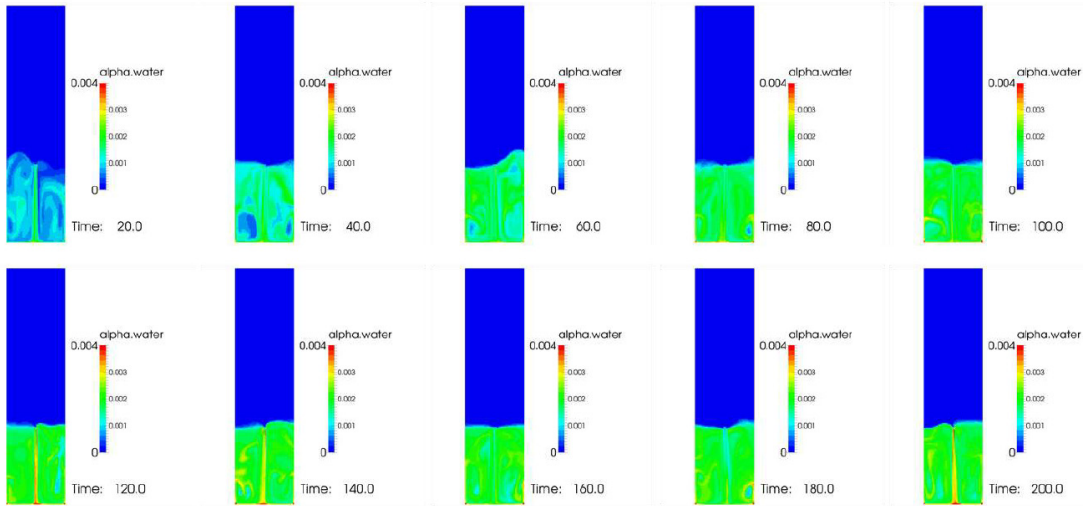


図 3.3.2-18 ケース 5 液相分布(左上から右下へ、20 s から 200 s まで 20 s 刻み)

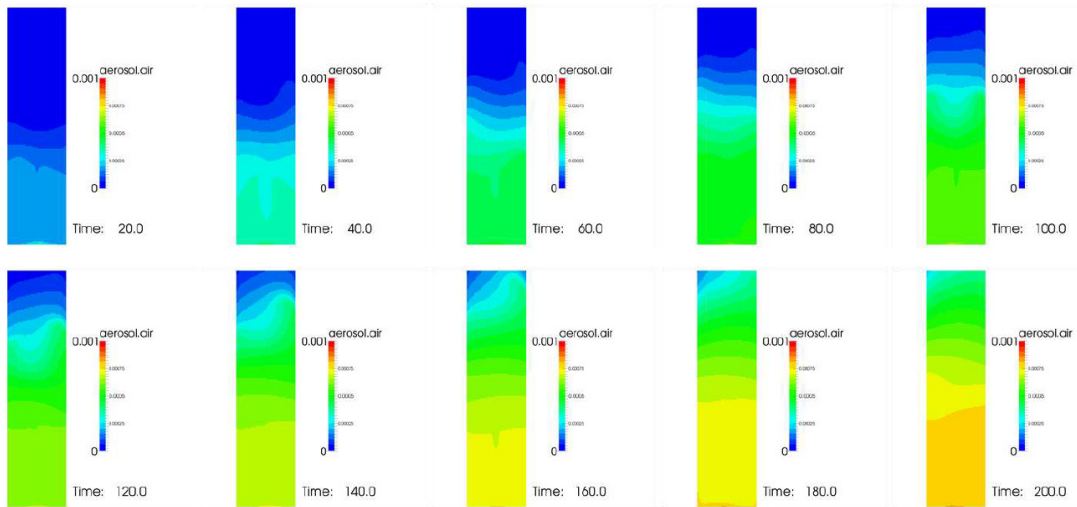


図 3.3.2-19 ケース 5 エアロゾル分布(左上から右下へ、20 s から 200 s まで 20 s 刻み)

【ケース 6】

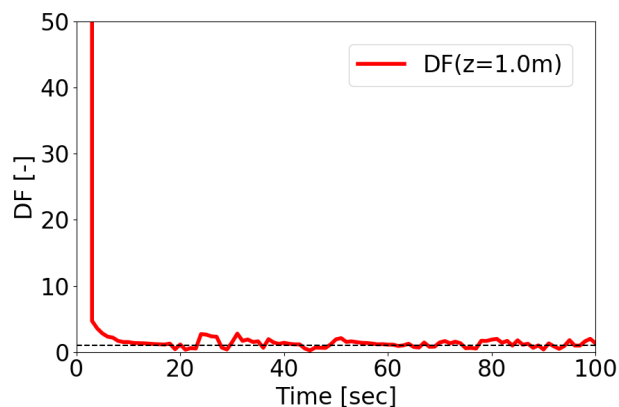


図 3.3.2-20 ケース 6 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

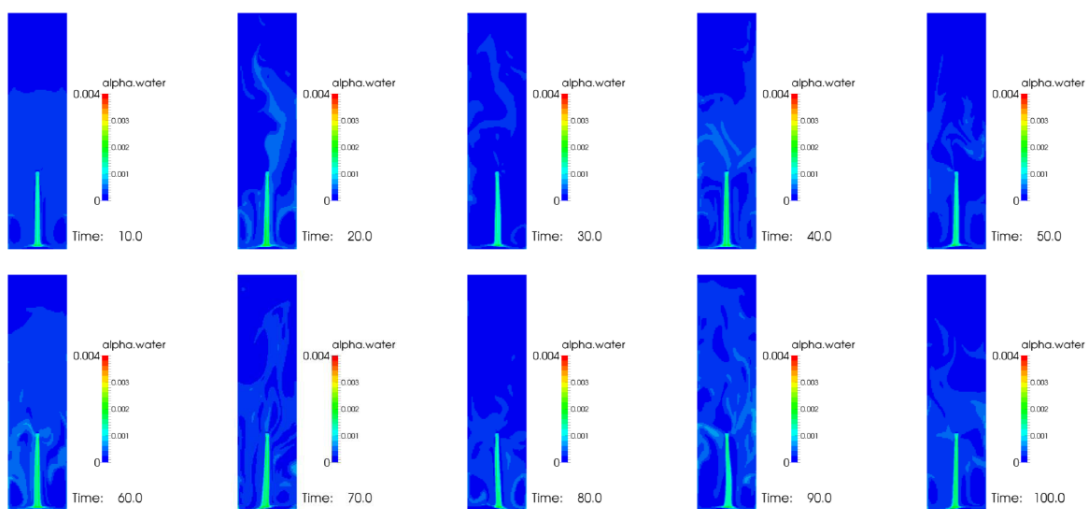


図 3.3.2-21 ケース 6 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

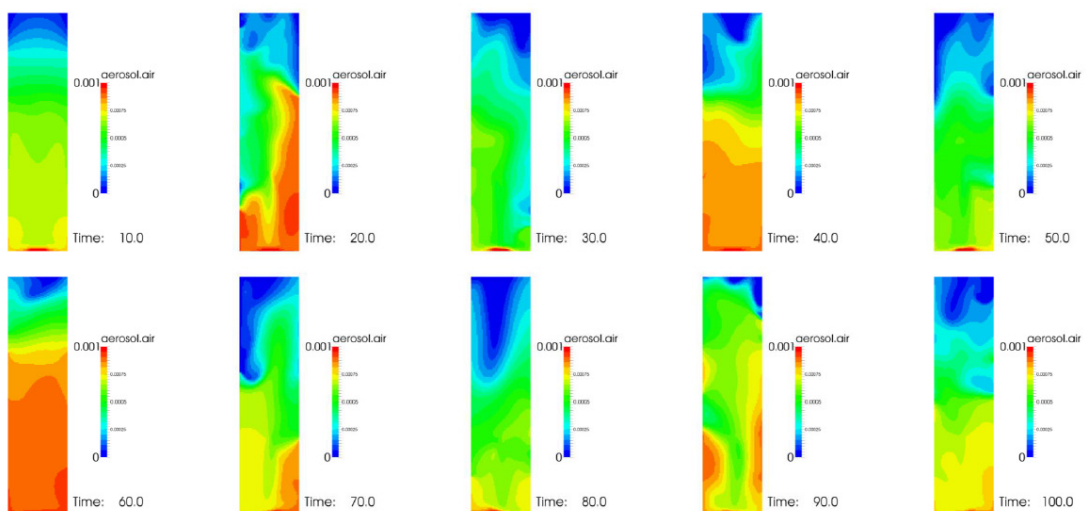


図 3.3.2-22 ケース 6 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

【ケース 7】

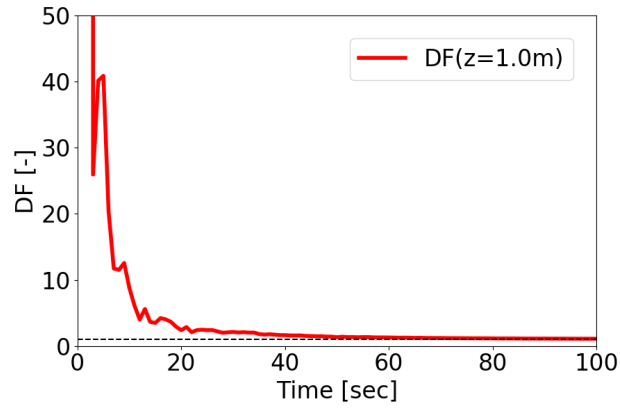


図 3.3.2-23 ケース 7 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

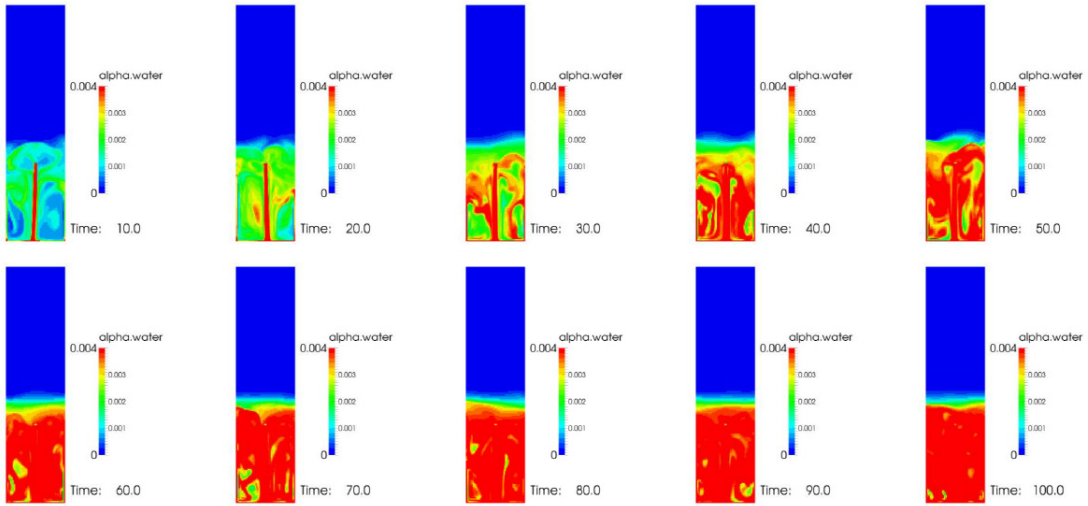


図 3.3.2-24 ケース 7 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

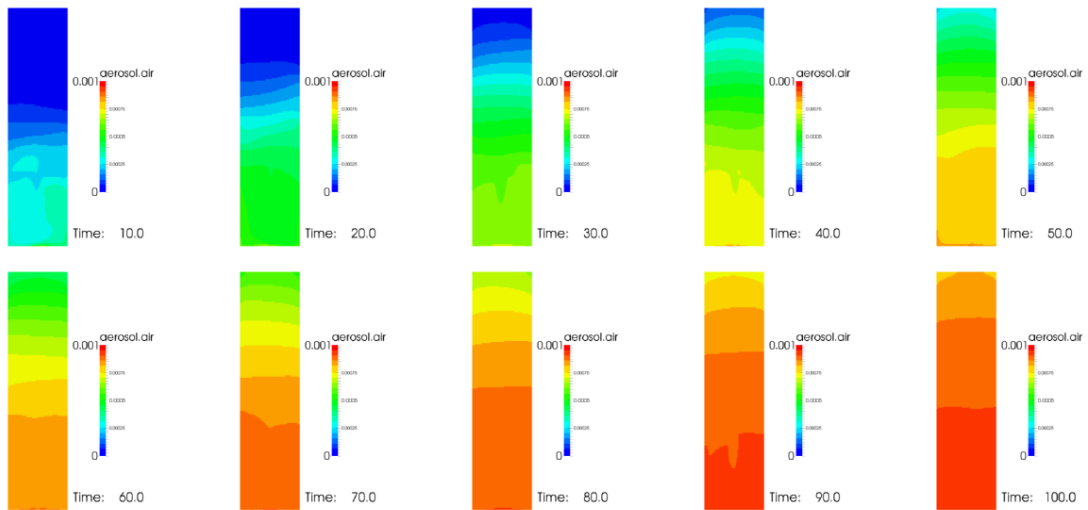


図 3.3.2-25 ケース 7 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

【ケース 8】

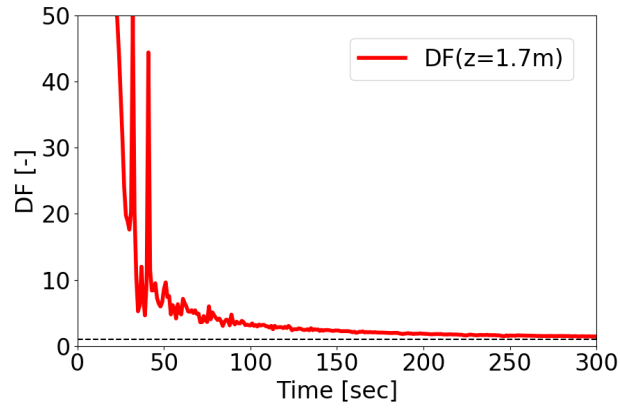


図 3.3.2-26 ケース 8 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

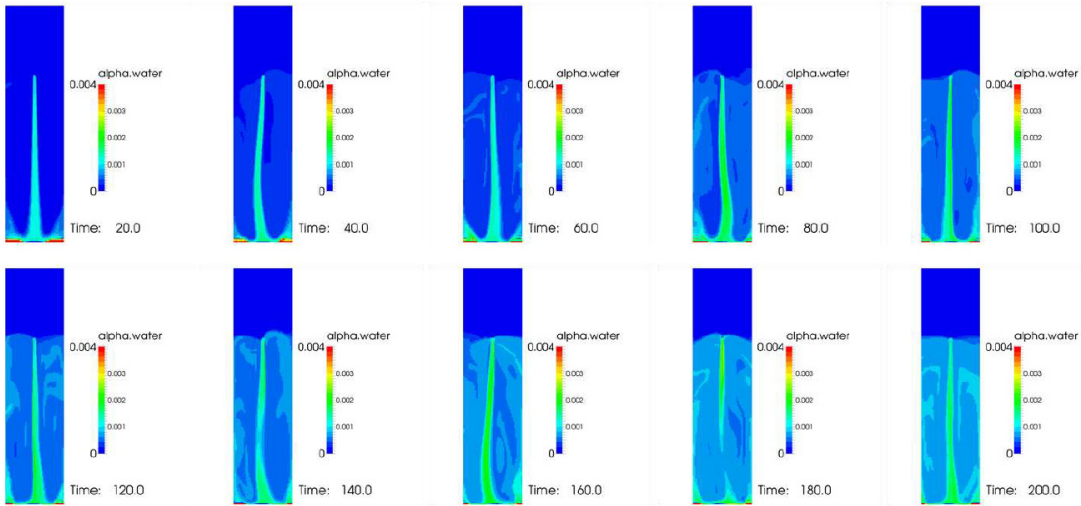


図 3.3.2-27 ケース 8 液相分布(左上から右下へ、20 s から 200 s まで 20 s 刻み)

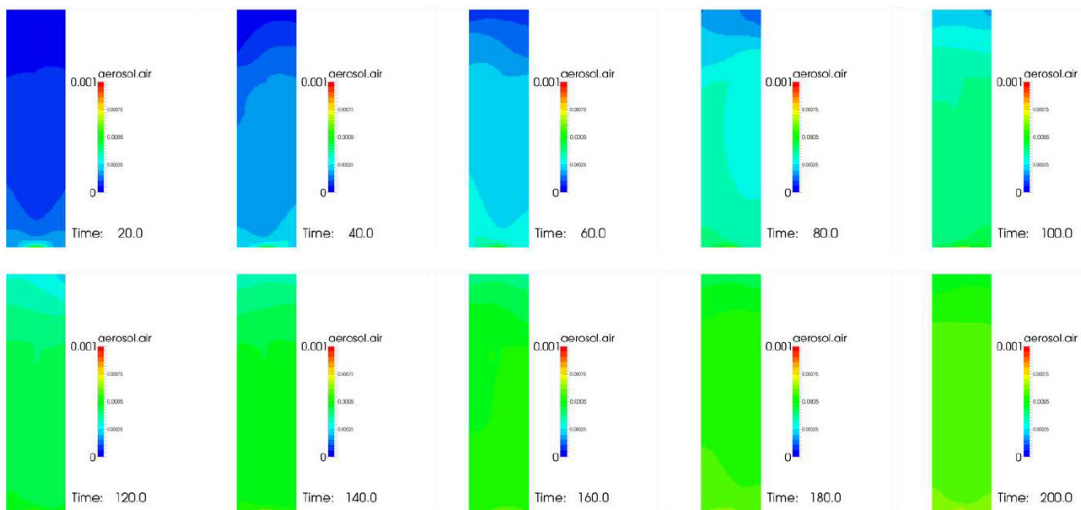


図 3.3.2-28 ケース 8 エアロゾル分布(左上から右下へ、20 s から 200 s まで 20 s 刻み)

【ケース 9】

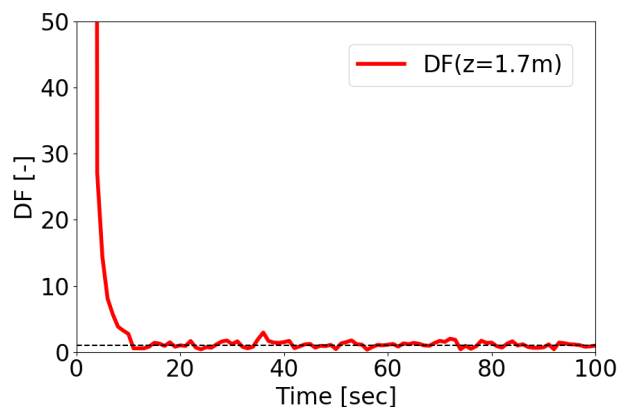


図 3.3.2-29 ケース 9 DF 時刻歴 (水平点線は DF=1)

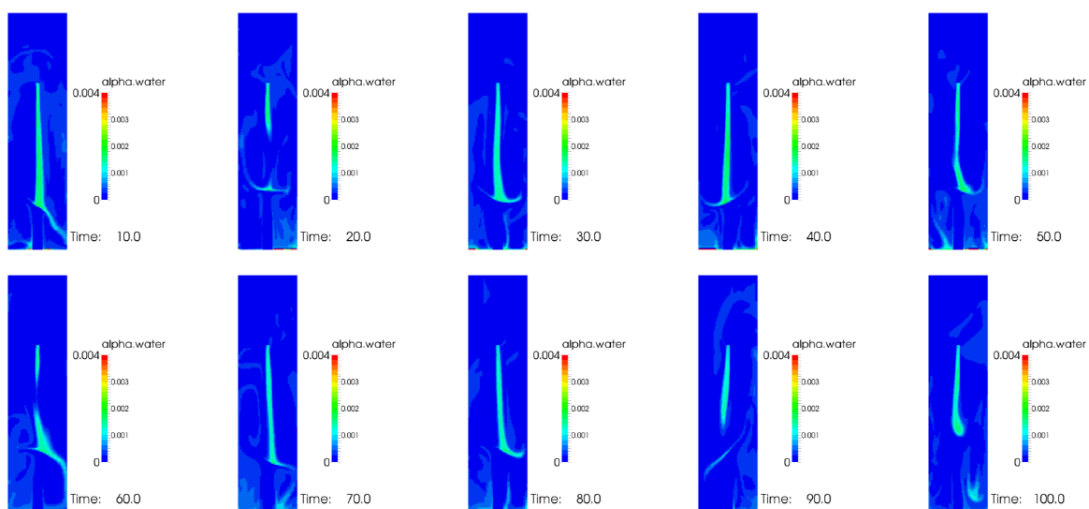


図 3.3.2-30 ケース 9 液相分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

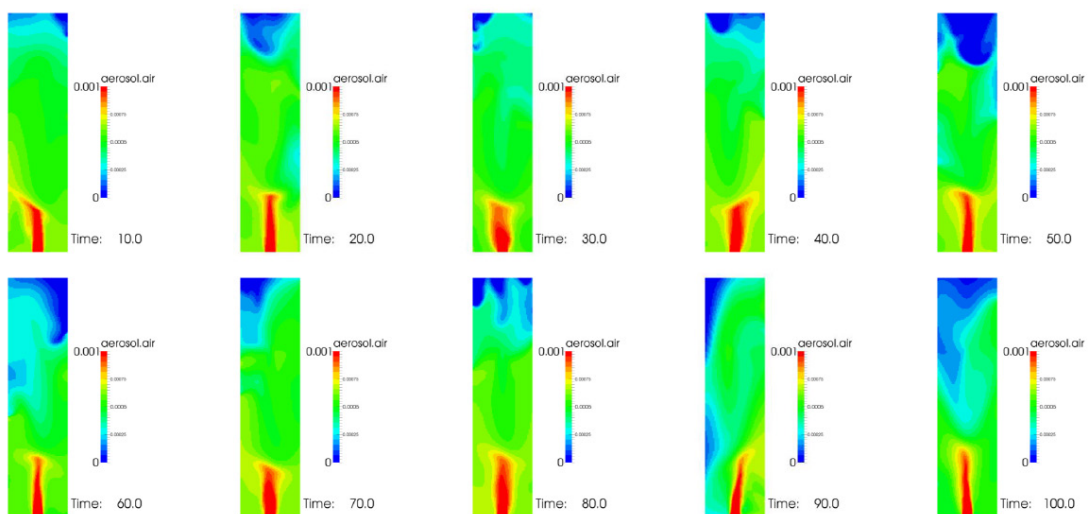


図 3.3.2-31 ケース 9 エアロゾル分布(左上から右下へ、10 s から 100 s まで 10 s 刻み)

#### 4. 結言

本事業は、炉心損傷後の格納容器等での熱水力現象に着目し、実験を主体とした研究を行うことにより、原子力規制庁による安全規制での判断等に役立つ技術的知見の整備、事故解析の評価手法整備等に役立つ成果を得ることを目的とする。本年度から 2 章で示した事業計画に従い、大型格納容器実験装置（CIGMA）によるパラメータ実験を網羅的に実施し、同実験結果に基づく数値流体力学（CFD）コードの整備を継続した。また、エアロゾル挙動実験ではプールスクラビングの水温効果に焦点を当てた実験を実施すると共に、放水砲を意図したスプレースクラビングの CFD 解析と新たな実験計画と立案及び実験装置の設計を行った。以下に主要な成果をまとめる。

CIGMA 装置を用いた実験では、気体が連続注入される条件における外面冷却実験、格納容器ベント実験、スプレー冷却実験、および、物質移行に関する基礎実験を実施した。外面冷却実験では、系内に蒸気及びヘリウムが注入される体系での容器頂部での凝縮熱伝達の成立性を検証した。閉空間体系では凝縮後に残される非凝縮ガスの密度が周囲気体より小さい場合に凝縮面に非凝縮ガス成層が残存する傾向が得られており、最も非凝縮ガス密度の低い蒸気-ヘリウム体系でその傾向が顕著であった。今年度実施した気体注入体系においては蒸気-ヘリウム体系でも高濃度ヘリウム成層は形成されなかった。これは、非凝縮ガスの蓄積が局所のガス組成だけでなく、伝熱面での凝縮量や伝熱面近傍の流れに影響を受けることを示唆している。格納容器ベント実験では、ベント前に実施される格納容器スプレーとベントとの作動時間差をパラメータとした実験を行った。スプレーの強い攪拌効果により容器内でヘリウムは均質化されるため、ヘリウム排出（水素排出）という観点からはスプレーからベント作動の時間遅れの影響は小さいことが示された。スプレー実験では、今後使用する格納容器スプレーに液滴径計測を行った。物質移行に関する基礎実験では、自然対流によるヘリウム密度成層の浸食挙動と高温プルームによる成層形成の 2 種類の実験を行った。前者においては、成層厚さ位置と容器冷却面位置の相互関係によって、成層が浸食されるメカニズムに違いがあることが実験的に示された。後者においては、プルームが高温であってもプルーム低温周囲流体への熱拡散は大きく、注入ノズル高さより上方でヘリウム濃度は均質化されるという従来知見を踏襲する結果が得られた。これらは今後 CFD 解析によって混合機構を詳細に検証する予定である。また、CIGMA 装置の追設・増設として、トップフランジの熱電対の増設、気体注入ノズルラインの敷設、スプレー注入ノズルに位置の変更など、来年度以降のパラメータ実験のための準備を実施した。

エアロゾル関連実験では、プールスクラビングの除染係数に対するプール水温及びエアロゾル搬送気体温度の影響をパラメータ調査した。いずれの組み合わせにおいても、水温及び気体温度により DF が大きく変化することはなかった。但し、水面より上の空間では、わず



かな温度低下でも粒子周りに凝縮が生じる可能性があり、これによって粒子が成長し慣性除去される可能性があることも示された。

数値解析では、過去に実施した CIGMA 装置によるベント実験を対象とした解析と、放水砲を意図したスプレーによるエアロゾル除去の解析を実施した。前者では相変化の無い条件では容器内の気体挙動を概ね再現できたが、サンプル水を備えた相変化有りの体系では実験挙動を再現できず、減圧沸騰モデル改良の必要性が示された。後者においては、短い相互作用時間でスプレーによる粒子除去の効率を上げるためにスプレーとエアロゾル流れが対向体系での除去を解析し、本計算条件の範囲では大きな DF は望めないことが示された。スプレースクラビングについては今後実験と共に調査を継続する。

## 5. 本事業に関連する外部発表

令和2年度の本事業に関連する外部発表を以下にまとめる。

### 雑誌等掲載論文

- 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, 3652, 2020.
- 2) M. Ishigaki, S. Abe, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Experimental investigation of density stratification behavior during outer surface cooling of a containment vessel with the CIGMA facility, *Nucl. Eng. Des.*, 367, 110790, 2020.
- 3) 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, 110785, 2020.

### 国際会議等報告

- 1) S. Abe, A. Hamdani, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, CIGMA experimental investigation on heat and mass transfer phenomena induced by natural convection with density stratification in the enclosure vessel, , *Proc. of Advances in Thermal Hydraulics (ATH'20)*, 2020 (仮)
- 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)*, 2020 (仮)

### 口頭発表

- 1) 石垣将宏他, 大型格納容器内における自然対流による密度成層浸食挙動の RANS 解析, 第34回数値流体力学シンポジウム, オンライン, E04-2, 2020.

## 6. 本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信

本年度は計画されていた国内及び国外主張の全てが中止となり、そのうちの一部がオンライン会議として縮小する形で開催された。本節では、これらの会議における情報収集と成果発表についての概要をまとめる。

### 国外出張の概要

- CSARP (R2年9月) : 米国原子力規制委員会 (USNRC) が主催する共同シビアアクシデント研究プログラム (CSARP : Cooperative Severe Accident Research Program) のオンライン会議に参加し、JAEA で進めているプールスクラビングとスプレイスクラビングに関する実験結果を発表するとともに、欧米及びアジア諸国におけるシビアアクシデント研究に係わる最新情報を収集した。プールスクラビングに関しては本事業の実験で得られた DF に対する各種パラメータ依存性を報告し、スプレイスクラビングに関して放水砲を模擬した実験の結果を報告した。前者について DF の水温依存性は従来知見では認められていないことが指摘され、後者については、過去 Sandia でも同様の実験が実施され、低 DF になる原因などの得られた知見に関する議論がなされた。
- HYMERES-2 (R2年11月及びR3年3月) : スイスの PSI がオペレーティングエージェントを務める OECD/NEA プロジェクト (HYMERES-2 : Hydrogen Mitigation Experiments for Reactor Safety-second phase) のオンライン会議に参加し、プロジェクトの進捗について議論した。格納容器スプレイに関する実験 (H2P5 シリーズ) では、実機形状に近いリングヘッダからのスプレイ放出に関する実験について報告があった。格納容器クーラーに関する実験 (H2P6 シリーズ) では、3つのクーラーを試験容器内に設置した実験条件の提案があり、クーラーの設置位置を変えた際の対流・冷却挙動の変化について議論がなされた。また、2021年が本プロジェクトの最終年のため、後継プロジェクトに関しても議論がなされた。
- ATH'20 (Advances in Thermal Hydraulics) : 原子力熱流動現象に関する国際会議であり、2020年10月にパリで開催される予定であったが、Covid-19の影響により会議は中止になり、論文集の発刊のみに縮小された。当研究グループからは、CIGMA装置を用いた密度成層形成下における自然対流による熱物質輸送実験の結果、およびグレーチング構造がジェットに与える影響について境界埋め込み法による CFD 解析と VIMES 実験とを比較検証した結果の二編を報告した。

### 国内出張の概要

- 第34回数値流体力学シンポジウム (R2年12月) : オンラインで開催された数値流体力学シンポジウムにおいて、空気・ヘリウムによる密度成層の外表面冷却による成層浸食実験 CC-PL-27B の RANS (Reynolds Average Navier-Stokes) 解析を行った結果

について発表を行った。内部構造物の温度境界条件が解析による温度分布に与える影響等を議論した。

## 参考文献

### 2 章

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 30 年度原子力発電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) 事業に関する報告書, (2019).
- [2] D. C. Visser, et al., Application of a CFD based containment model to different large-scale hydrogen distribution experiments. NED 278, 491-502, (2014).
- [3] OECD/NEA/SETH-2 Project: PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report.
- [4] Kelm, S., Muller, H., Allelein, H.J., A Review of the CFD Modeling Progress Triggered by the ISP-47 on Containment Thermal Hydraulics, NUEREH-17.
- [5] Ishigaki, M., et al., Experiment on density stratification behavior by containment venting using CIGMA facility, Proc. of NURETH-18, 724-28130, (2019).
- [6] Porcheron, E., et al., Influence of sump on containment thermal hydraulics: synthesis of the TOSQAN Tests, J. Nucl. Eng. Rad. Sci., 041008-1, (2015).
- [7] Fernandez-Cosial, K., et al., Study on hydrogen risk in a PWR-W containment during a SBO scenario; Tau parameter definition and application on venting strategy analysis, Nucl. Eng. Des., 325, 164-177, (2017).
- [8] <https://www.nrc.gov/docs/ML1833/ML18337A279.pdf>, Shearon Harris UFSAR Rev 61, Chapter 6, ML18337A205.
- [9] <https://www.nsr.go.jp/data/000055929.pdf>, 川内原子力発電所 1, 2 号機に係る新規規制基準の適合性審査において想定される重大事故時のソースタームに係る追加データについて.
- [10] Wang, S., Park, H.S., Kim, J., In-depth analysis of mixing characteristics of stratified gases during spray operation in the TOSQAN Test 113 using OpenFOAM, Nucl. Eng. Des., 373, 111012 (2021).
- [11] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 29 年度原子力発電施設等防災対策等委託費 (軽水炉の事故時熱流動調査) 事業に関する報告書, (2018).
- [12] Sun, H., et al., Experimental investigation of decontamination factor dependence on aerosol concentration in pool scrubbing. Sci. Technol. Nucl. Installation, Article ID 1743982, (2019).
- [13] 秋葉, 堀田, 安部, 孫: 粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究, 日本原子力学会和文誌, DOI:10.3327/taesj.J18.042, (2020).
- [14] Kaneko, I. et al. Experimental study on aerosol removal effect by pool scrubbing, Proc. of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference, pp. 24-27, (1992).

### 3.1 節

- [1] K. Way and E.P. Wigner, The rate of decay of fission products, Phys. Rev. 73 (1948), pp. 1318–1330.
- [2] 軽水炉発電所のあらまし, 原子力安全研究協会, 平成 20 年 9 月.
- [3] Sibamoto, Y., et al., Experimental Study on Outer Surface Cooling of Containment Vessel by using CIGMA. Proc. of NURETH-17, 2017.
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 28 年度原子力発電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) に関する報告書, 平成 29 年 3 月.

#### 3.1.2 節

- [1] Status Report on Filtered Containment Venting, NEA/CSNI/R(2014)7.
- [2] Status Report on Hydrogen Management and Related Computer Code, NEA/CSNI/R(2014)8.
- [3] Fernandez-Cosial, K., et al., 2017. Study on hydrogen risk in a PWR-W containment during a SBO scenario; Tau parameter definition and application on venting strategy analysis, Nucl. Eng. Des., 325, 164-177.
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 31 年度原子力発電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) に関する報告書, 令和 2 年 3 月.

#### 3.1.4 節

- [1] Masahiro Ishigaki, Satoshi Abe, Yasuteru Sibamoto, Taisuke Yonomoto, Experimental investigation of density stratification behavior during outer surface cooling of a containment vessel with the CIGMA facility, Nuclear Engineering and Design, Volume 367, 2020, 110790.
- [2] 原子力研究開発機構, 平成 31 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) 事業に関する報告書, 令和元年 3 月
- [3] Peter Royl, Travis, John R., Breitung, Wolfgang, Kim, Jongtae, Kim, Sang Baik, GASFLOW validation with PANDA tests from the OECD SETH benchmark covering steam/air and steam/helium/air mixtures, Science and Technology of Nuclear Installations Volume 2009, Article ID 759878, 13 pages
- [4] OECD/NEA, “OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report”, NEA/CSNI/R(2012)5, April 2012.

### 3.2 節

- [1] 原子力研究開発機構、平成 25 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費（原子力発電施設等安全調査）に関する報告書、平成 26 年 3 月。
- [2] P.C. Owczarski, K.W. Burk, “SPARC-90: A Code for Calculating Fission Product Capture in Suppression Pools”, NUREG/CR-5765, 1991.
- [3] A.T. Wassel, A.F. Mills and D.C. Bugby, “Analysis of radionuclide retention in water pool”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 90, 87-104, 1985.
- [4] M. Calvo, S. Guentay and S.A. Ramsdale, “Development and validation of BUSCA code: a model to assess the aerosol and fission product retention in a water pool,” J. Aerosol Sci., Vol. 22, S765-S768, 1991.
- [5] 秋葉, 堀田, 安部, 孫 : 粒子状放射性物質のプールのスクラビングに関する実験的研究, 日本原子力学会和文誌, DOI:10.3327/taesj.J18.042, (2020)
- [6] 原子力研究開発機構、平成 28 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）事業に関する報告書、平成 29 年 3 月。
- [7] 原子力研究開発機構、平成 29 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）事業に関する報告書、平成 30 年 3 月。
- [8] 原子力研究開発機構、平成 30 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）事業に関する報告書、平成 31 年 3 月。
- [9] 原子力研究開発機構、平成 31 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）事業に関する報告書、令和 2 年 3 月。

### 3.3.1 節

- [1] Y. Liao, D. Lucas, Computational modelling of flash boiling flows : A literature survey, International Journal of Heat and Mass Transfer 111 (2017) 246-265.
- [2] K. LYRAS, et.al, Numerical Simulation of Flash-Boiling through Sharp-Edged Orifices, Int. J. Comp. Meth. and Exp. Meas., Vol. 6, No. 1 (2018) 176–185.
- [3] Q. D. Le, et.al, Numerical Study of Saturation Steam/Water Mixture Flow and Flashing Initial Sub-Cooled Water Flow inside Throttling Devices, CERN – Geneva, September 21 - 23 2016, PPT.
- [4] T. Giese, E. Laurien, Experimental and numerical investigation of gravitydriven pipe flow with cavitation, Proceedings of 10th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE10), Arlington, Virginia, USA, April 14–18, 2002.
- [5] Th. Frank, Simulation of flashing and steam condensation in subcooled liquid using ANSYS CFX, 5th Joint FZR & ANSYS Workshop: Multiphase Flows : Simulation, Experiment and Application, Dresden, Germany, April 26–27, 2007.
- [6] Y. Liao, D. Lucas, E. Krepper, R. Rzehak, Flashing evaporation under different

pressure levels, Nucl. Eng. Des. 265 (2013) 801–813.

- [7] S. Maksic, D. Mewes, CFD-calculation of the flashing flow in pipes and nozzles, Proceedings of ASME FEDSM'02, Montreal, Quebec, Canada, 14–18 July 2002.
- [8] S. Mimouni, M. Boucker, J. Laviéville, A. Guelfi, D. Bestion, Modelling and computation of cavitation and boiling bubbly flows with the NEPTUNE\_CFD code, Nucl. Eng. Des. 238 (2008) 680–692.
- [9] J.P. Janet, Y. Liao, D. Lucas, Heterogeneous nucleation in CFD simulation of flashing flows in converging-diverging nozzles, Int. J. Multiph. Flow 74 (2015) 106–117.
- [10] C.A. Marsh, A.P. O'Mahony, Three-dimensional modelling of industrial flashing flows, Prog. Comput. Fluid Dyn. 9 (2009) 393–398.
- [11] C. Marsh, D. Withers, CFD modelling of direct contact steam injection, Fifth International Conference on CFD in the Process Industries, CSIRO, Melbourne, Australia, 13–15 December 2006.
- [12] Y. Liao, R. Rzehak, D. Lucas, E. Krepper, Baseline closure model for dispersed bubbly flow: bubble coalescence and breakup, Chem. Eng. Sci. 122 (2015) 336–349.
- [13] P. Downar-Zapolski, Z. Bilicki, L. Bolle, J. Franco, The non-equilibrium relaxation model for one-dimensional flashing liquid flow, Int. J. Multiph. Flow 22 (1996) 473–483.

### 3.3.2 節

- [1] 原子力研究開発機構、平成 28 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）事業に関する報告書、平成 29 年 3 月。
- [2] 原子力研究開発機構、平成 29 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）事業に関する報告書、平成 30 年 3 月。
- [3] 原子力研究開発機構、平成 30 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）事業に関する報告書、平成 31 年 3 月。
- [4] 原子力研究開発機構、平成 31 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）事業に関する報告書、令和 2 年 3 月。
- [5] MELCOR Computer Code Manuals Vol.2: Reference Manual Version 2.2.9541 2017
- [6] Available at: <https://openfoam.org/version/8/> (Accessed 1 March 2021)