

令和3年度原子力規制庁委託成果報告書

原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時 格納容器熱流動調査) 事業 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4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 |
| 2.2. 壁面凝縮個別効果実験 | 2 |
| 2.3. エアロゾル関連実験 | 3 |
| 2.3.1 プールスクラビング | 3 |
| 2.3.2 スプレースクラビング | 3 |
| 3. 令和3年度実施内容 | 4 |
| 3.1. 大型格納容器実験 | 6 |
| 3.1.1 トップヘッドフランジ高温噴流実験 | 7 |
| 3.1.1.1. トップヘッドフランジ高温噴流衝突実験の条件 | 7 |
| 3.1.1.2. 実験結果 | 10 |
| 3.1.1.3. 本節のまとめ | 12 |
| 3.1.2 スpray水の蒸発に関する基礎実験 | 18 |
| 3.1.2.1. Spray基礎実験の条件 | 19 |
| 3.1.2.2. 実験結果 | 21 |
| 3.1.2.3. 本節のまとめ | 23 |
| 3.1.3 低熱伝達自然対流実験 | 27 |
| 3.1.3.1. 低熱伝達自然対流実験条件 | 27 |
| 3.1.3.2. 実験結果 | 28 |
| 3.1.3.3. 本節のまとめ | 30 |
| 3.1.4 蒸気注入を伴う外面冷却実験 | 34 |
| 3.1.4.1. 蒸気注入を伴う外面冷却実験条件 | 34 |
| 3.1.4.2. 実験結果 | 35 |
| 3.1.4.3. 本節のまとめ | 38 |
| 3.1.5 CIGMA装置の追設 | 44 |
| 3.2. 壁凝縮に関する個別効果実験 | 46 |
| 3.2.1 目的 | 46 |
| 3.2.2 実験装置概要 | 46 |
| 3.2.3 凝縮実験条件 | 48 |
| 3.2.4 実験結果 | 50 |
| 3.2.5 まとめ | 54 |
| 3.3. エアロゾル関連実験 | 55 |
| 3.3.1 プールスクラビング | 55 |

| | | |
|----------|---------------------------------------|-----|
| 3.3.1.1. | 水温効果実験..... | 58 |
| 3.3.1.2. | ガスジェット実験..... | 60 |
| 3.3.1.3. | プールスクラビング実験のまとめ..... | 63 |
| 3.3.2 | スプレイスクラビング..... | 63 |
| 3.3.2.1. | 対向流体系実験(ARES)装置..... | 65 |
| 3.3.2.2. | 対向流体系実験：異なるガス注入速度..... | 66 |
| 3.3.2.3. | 対向流体系実験：異なるスプレイノズル高さ..... | 68 |
| 3.3.2.4. | 対向流体系スプレイスクラビングのまとめ..... | 69 |
| 3.4. | 数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握..... | 71 |
| 3.4.1 | CIGMA 外面冷却実験の数値解析..... | 72 |
| 3.4.1.1. | 目的..... | 72 |
| 3.4.1.2. | 解析対象..... | 72 |
| 3.4.1.3. | 解析条件..... | 73 |
| 3.4.1.4. | 解析結果..... | 73 |
| 3.4.1.5. | 本節のまとめ..... | 75 |
| 3.4.2 | スプレイ冷却に関する数値解析の整備..... | 80 |
| 3.4.2.1. | 目的..... | 80 |
| 3.4.2.2. | 解析条件..... | 80 |
| 3.4.2.3. | 解析結果..... | 81 |
| 3.4.2.4. | 本節のまとめ..... | 84 |
| 3.4.3 | 流出部がない体系への高温高浮力流体吹き込みに関する CFD 解析..... | 96 |
| 3.4.3.1. | 改造内容..... | 96 |
| 3.4.3.2. | 試し計算..... | 97 |
| 4. | 結言..... | 100 |
| 5. | 本事業に関連する外部発表..... | 102 |
| 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..... | 103 |
| | 参考文献..... | 105 |

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、福島第一原発事故と呼ぶ）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）。昨年度（令和 2 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、高温過熱蒸気へ格納容器がさら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。

本報告書は令和 3 年度の事業成果をまとめるものであり、第 2 章で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

本事業の全体計画については、令和 2 年度の事業成果報告書[1]の第 2 章において解説した。そこでは、計画の具体性を把握するために、比較的詳細な実験条件と共に目的と得られる成果を示した。そこで示された、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、適宜改定する予定である。以下では、これらの概要について簡単に述べる。

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 項目に分類される[2]。

- 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 格納容器スプレイの冷却効果の観測
- ④ 格納容器ベントによる減圧と雰囲気挙動の観測

それぞれの項目に対する具体的な実施内容は文献[2]示したとおりであり、基本的な考え方について変更は無いが、以下について補足する。

[2]記載した通り、上記 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。特に④の格納容器ベントは、格納容器外面冷却やスプレイ等の他の AM 策と組み合わせて行われるものであるため、ベント操作が格納容器冷却実験のパラメータの一つとして位置づけられる。本年度の実験においてはトップヘッドフランジ過熱に対する冷却効果の一手段としてベントの効果を実験的に調査した。今後の実験においても、特に水素移行との関連について、外面冷却時の水素蓄積とベントの重畳効果や、サンプル水のベント時減圧沸騰による水度排出との競合など、容器内の 3 次元的な振る舞いに注目した実験を計画している。

また②の自然対流挙動では、自然循環冷却と水素移行挙動に関する実験及び解析的研究を行うことに加えて、今年度は冷却領域が極狭い条件で内部の自然循環がどのように成立するかということにも注目した実験も行う。これは、BWR における原子炉ウエル冷却の AM 策の有用性を検証する一環として実施するものである。

2.2. 壁面凝縮個別効果実験

原子力機構が保有する、壁面での蒸気凝縮を伴う風洞試験装置 WINCS (WInd tunnel for Condensation of Steam and air mixture)を用いて、凝縮壁面における境界層の計測を行う。壁面凝縮の評価には、熱伝達係数を与える巨視的モデルから壁面の蒸気拡散を直接

解析する詳細モデルまで様々に存在するが、これらの検証するための詳細な実験データは少なく、特に凝縮量を支配する壁面近傍の境界層内の流速、温度、濃度に関するデータはほとんどない。唯一の先行研究として、独 Juelich 研究所の SETCOM 装置による実験があり、そこでは、層流から乱流に至る幅広い条件での凝縮壁面境界層内の速度分布を 2 次元 PIV を用いて計測している。本事業においても、これらの実験を参考としつつ、速度場だけでなく温度勾配の計測も実施し、また計測技術としてはまだ確立していないが、水蒸気濃度場の測定にも挑戦する。

気体の移流拡散方程式に基づく詳細モデルでは壁面近傍を $y^+ \sim 1$ 程度に細かく計算格子を設置する必要があるが、格納容器のような大きな空間を解像する場合には、壁隣接セルを大きくとって勾配量を縮約して表現する壁関数のような簡易評価モデルは、実機解析において有力な手法と考えられている。本実験で得られるデータは詳細モデルの検証に有用なだけでなく、そのような壁関数などの簡易評価モデルの開発にも有用である。本年度は、浮力条件下における滴状凝縮条件および膜状凝縮条件での速度・温度分布計測を実施し、更に、蒸気濃度分布評価や壁面熱流束評価も行った。

2.3. エアロゾル関連実験

2.3.1 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。本事業ではこれらのうち、プール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。

また、SPARC-90 等の既存の代表的スクラビング評価コードでカバーしてないジェット注入条件での除染効果を調査するための実験も実施する。ジェットスクラビングの評価モデルは現在の国際的にも開発が進められているところであり、本事業で得られた実験データを用いてこれらのモデルを検証する。

2.3.2 スプレイスクラビング

本事業の初年度（昨年度）において、スプレイスクラビングの除去効率（単位時間当たりの除去率）を高めるために、液滴とエアロゾル粒子が対向する流れ条件での実験を計画し、CFD による事前解析を実施した。本年度は、昨年度の検討結果に基づいて実験装置 ARES を対向流条件に改造すると共に、改造後の体系を用いて実験を行い、昨年度の CFD 解析の結果と比較する。また、過年度に実施したクロスフロー体系での実験を含め、本事業で実施した一連のスプレイスクラビング実験に対して、これまでの実験例が多くない開空間体系におけるスプレイスクラビングの模擬性を検討する上での留意点を抽出する。

3. 令和3年度実施内容

本年度は、大型模擬格納容器装置 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、壁凝縮に関する個別効果実験を実施した。また、過年度および今年度までに得られた実験結果の現象的理解を数値流体力学解析による検討と共に進め、更に今後の実験計画のための数値流体解析ツールの整備を実施した。

CIGMA 実験装置試験部とシステムの概略図を図 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 節のトップヘッドフランジ高温噴流実験では、昨年度整備したフランジ加熱用ノズルを用いて高温蒸気噴流をトップヘッドフランジに衝突させ、フランジ部の温度上昇を確認した。また、トップヘッドフランジの温度上昇を抑制しうるアクシデントマネジメント策の検討も併せて実施した。3.1.2 節のスプレイ水の蒸発に関する基礎実験では、CIGMA の特徴の一つである高温での実験実施能力を活かし、スプレイ水の蒸発による加圧およびガス混合能力に関する実験を実施した。3.1.3 節の低熱伝達自然対流実験では、外面での冷却水と試験容器内部の温度差が小さい条件での弱い対流での、ガス混合挙動について調査した。3.1.4 節の蒸気注入を伴う外面冷却実験では、原子炉からの蒸気の噴出が継続している状況での外面冷却を想定した実験を実施し、圧力変化や非凝縮ガスの滞留に着目した。

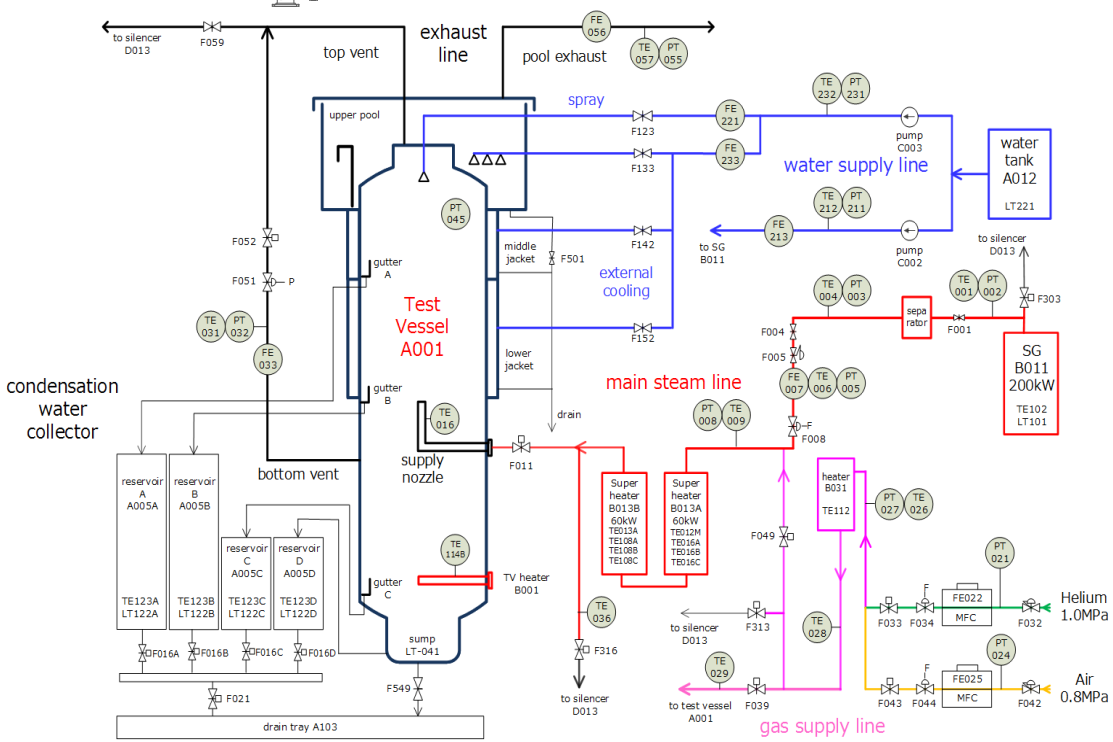
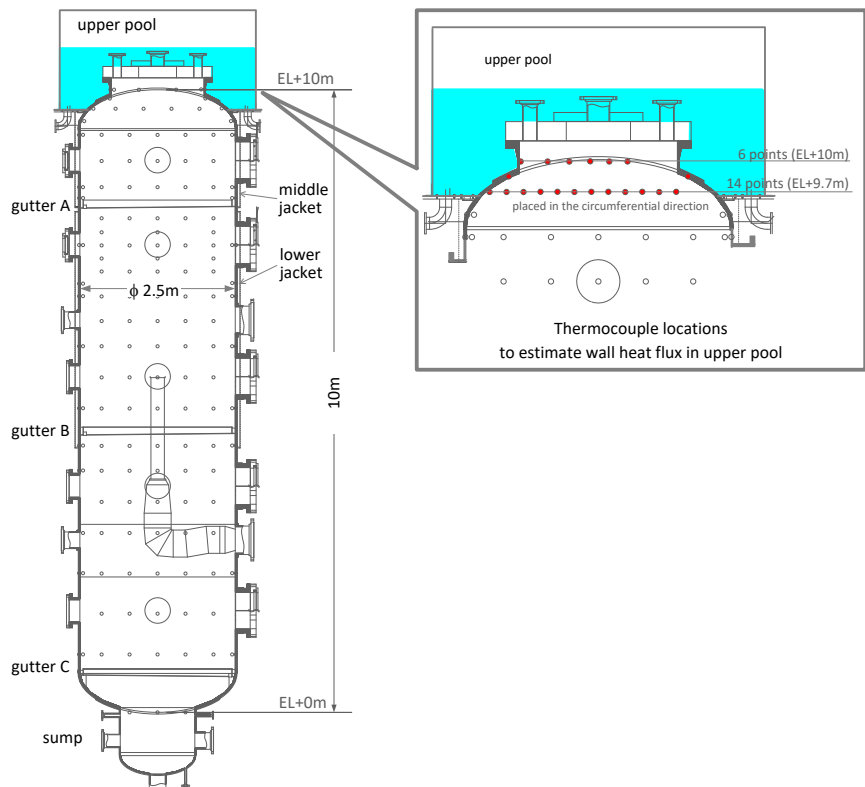


図 3-1 CIGMA 試験部と系統図

3.1. 大型格納容器実験

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水力現象の調査に資する実験を実施した。

(1) トップヘッドフランジ高温噴流実験 (3.1.1 節)

原子炉一次系から格納容器内に噴出した高温蒸気によって、トップヘッドフランジが過温され、破損する恐れがある。昨年度整備したトップヘッドフランジに近接した蒸気注入ノズルを用いて、本年度は高温噴流によるトップヘッドフランジ過温実験を実施した。

(2) スpray水の蒸発に関する基礎実験 (3.1.2 節)

格納容器スプレイ冷却に関する実験を実施した。特に、スプレイ開始時に格納容器雰囲気および構造体が高温のために、冷却効果はあるが昇圧する条件での実験を実施した。

(3) 低熱伝達自然対流実験 (3.1.3 節)

昨年度実施した非凝縮体系 (空気-He) での外面冷却によって誘起される熱・物質移行実験を踏まえて、今年度はより対流が生じ難い条件 (冷却面は狭く、外面冷却水と試験容器内部の温度差は小さい) でのガス混合実験を実施した。

(4) 蒸気注入を伴う外面冷却実験 (3.1.4 節)

既往の実験よりも、より実際の事故時に近い体系として、試験容器内への蒸気およびヘリウムガスの注入が継続するなかでの外面冷却実験を実施した。とくに、実際の事故条件を試験容器体積等でスケーリングし、外面冷却部でのヘリウムガスの滞留が生じやすい条件を選定した。

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 トップヘッドフランジ高温噴流実験

シビアアクシデント時に原子炉一次系から格納容器に噴出した蒸気により、格納容器壁が直接加熱されることで、原子炉格納容器の閉じ込め機能が喪失する可能性を検討する必要がある。とくに、格納容器トップヘッドフランジに高温蒸気が直接衝突し、その温度が急激に上昇することで、ガasketの脆化が懸念される。そこで、最大 700 °C の高温の蒸気を試験容器内に噴入させることができる CIGMA 装置を利用して、トップヘッドフランジの高温噴流による直接加熱実験を実施した。

実験は、初期雰囲気は大気圧下での空気雰囲気として、下部排気ライン (底部バルブ) を開放し容器内を大気圧に維持したケース、および下部排気ラインを閉じて加圧条件になるケースを実施した。また、本実験シリーズではアクシデントマネージメント (AM) 策の中で、トップヘッドフランジの温度上昇を抑制できる可能性がある、1. 格納容器ベント、2. 外面冷却、3. 格納容器スプレイの 3 つに関して、それぞれ 1 ケースずつ実験を実施し、その有効性を定性的に確認した。今後は、本年度実験をベースケースとして、パラメータ実験を実施することで、定量的な有効性確認に資するデータセットを確立させる。

3.1.1.1. トップヘッドフランジ高温噴流衝突実験の条件

表 3.1.1-1 に実施したトップヘッドフランジ高温噴流実験の主要条件を示す。図 3.1.1-1 に高温蒸気噴流ノズルの位置を示す。ノズル出口は試験容器頂部から 1m 下方の EL9.2 m、容器中心から 0.65 m に設置した。ノズル出口の直径は 0.0412 m であり、注入蒸気流量はすべてのケースで 70 g/s、ノズル出口付近での蒸気温度はおよそ 570 °C になるように、加

熱ノズルヒータ、放熱補償ヒータを制御した。これは、CIGMA 装置の仕様で可能な最大流量であり、実機と CIGMA の体積比で換算すると原子炉スクラムからオーダーとして 10^2 - 10^3 秒後程度である。図 3.1.1-2 に噴流ノズル出口での流入蒸気温度の時間変化を示す。実験間の流量および流入蒸気温度の標準偏差は $3\text{ }^\circ\text{C}$ 程度であり、CIGMA 装置のガス注入に関する良好な再現性を示している。噴流出口のレイノルズ数 ($Re_j = \rho_{inj} U_{inj} D / \mu$ 、ここで ρ_{inj} は噴流出口での流体密度、 U_{inj} は流速、 D はノズル径、 μ は粘性係数) は 70000 程度となった。以上より、本実験条件は十分に発達した乱流噴流状態であるといえる。

JT-SJ-10 と JT-SJ-11 は同条件で、両者の比較により再現性を確認した。JT-SJ-12 は、底部フランジを閉じることで加圧条件とした。更に JT-SJ-12 をベースケースとして AM 策の有効性を定性的に調査した実験を 3 ケース実施した。JT-SJ-13 では試験容器底部からのベントの影響を調べた。ベントバルブの作動条件に関して、設置許可基準規則では「原子炉格納容器バウンダリにかかる温度・圧力が限界温度・限界圧力 (2Pd) を下回ること」を要求している。例えば女川 2 号炉の限界温度・限界圧力はそれぞれ、 $200\text{ }^\circ\text{C}$ および 0.854 MPa とされている。福島第一原子力発電所事故時の 3 号機のベント履歴を参照すると、ベントバルブ「開」は $0.43\sim 0.63\text{ MPa}$ 、ベントバルブ「閉」は $0.15\sim 0.26\text{ MPa}$ である。これらを参照して、本年度は圧力を基準として、試験容器内圧力がおよそ 0.6 MPa 到達時にベントバルブを開き、 0.3 MPa を下回った際にベントバルブを閉じるように操作した。JT-SJ-14 では、原子炉ウェルを模した上部プールに蓄水することで外面からの冷却のトップヘッドフランジ温度上昇への影響を調べた。注水開始のタイミングに関して、女川 2 号炉では「原子炉格納容器頂部注水系の着手基準」の格納容器温度を $171\text{ }^\circ\text{C}$ としている。これを踏まえ、本ケースでは、トップヘッドフランジの温度測定箇所の一つが $180\text{ }^\circ\text{C}$ を超えた時に注水を開始する。注水流量は 6.9 kg/s でトップヘッドが冠水するまでおよそ 2000 秒注水した。JT-SJ-15 では格納容器スプレーを実施した。スプレー流量は平成 31 年度に実施した CC-SP-11 を参考に 0.19 kg/s とした。これは、試験容器の体積で割った値は $0.004\text{ kg/m}^3\text{s}$ となり、実機の定格流量時のそれと比較すると 4 %程度と、比較的小さい値となる。本実験では、現象の過渡を計測器で十分に追うことに主眼を置いて、この値とした。スプレー開始のタイミングは、JT-SJ-14 での外部注水のそれと同様とした。スプレーヘッドは、広がり角は 15° になるようにした。

表 3.1.1-1 トップヘッドフランジ高温噴流実験シリーズ

| | JT-SJ-10 | JT-SJ-11 | JT-SJ-12 | JT-SJ-13 | JT-SJ-14 | JT-SJ-15 |
|--------|------------------|--------------------|----------|---|--|--|
| 初期条件 | 大気圧、室温 | | | | | |
| 蒸気流量 | 70 g/s (誤差を示すこと) | | | | | |
| 蒸気温度 | 570 deg-C | | | | | |
| 底部バルブ | 開 | 開 | 閉 | 閉 | 閉 | 閉 |
| フランジ冷却 | - | - | - | ベント 「開」圧力： 0.6 MPa 「閉」圧力： 0.3 MPa | 上部プール蓄水 トップヘッドフ ランジ熱電対が 180°C到達時に 注水開始 | スプレー冷却 (0.19 kg/s) トップヘッドフ ランジ熱電対が 180°C到達時に 注水開始 |
| 実験時間 | 14,000 秒 | 14,000 秒 | 14,000 秒 | 15,000 秒 | 14,000 秒 | 10,000 秒 |
| 備考 | | JT-SJ-10の再 現性確認 | ベースケース | - | - | 下部サンプルがス プレー水により 満水になった時 に実験終了 |

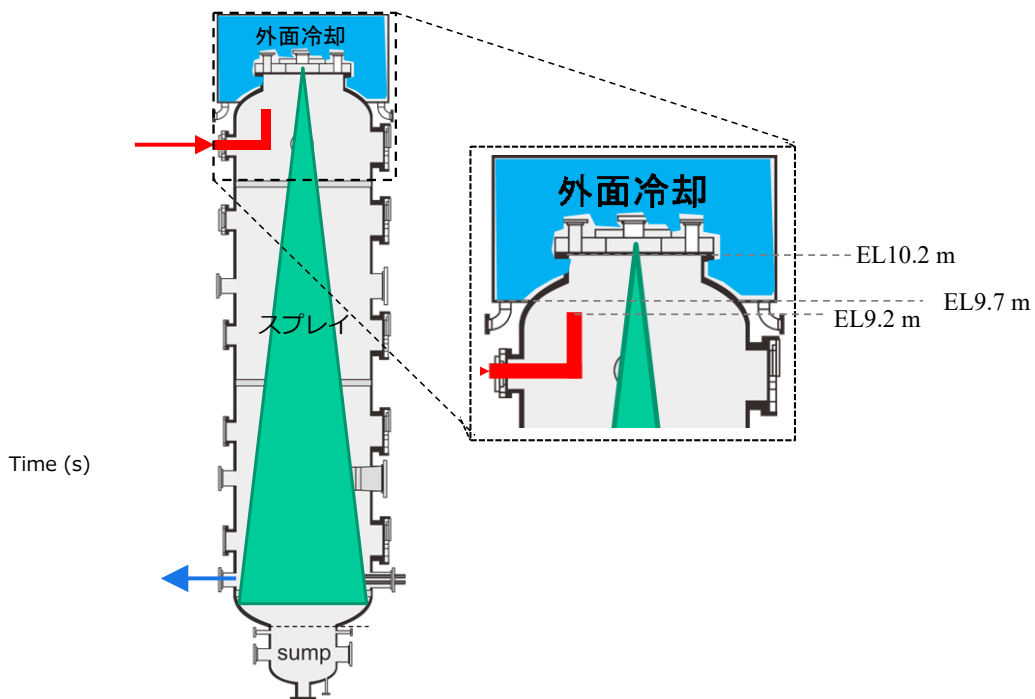


図 3.1.1-1 トップヘッドフランジ高温噴流実験の概略図

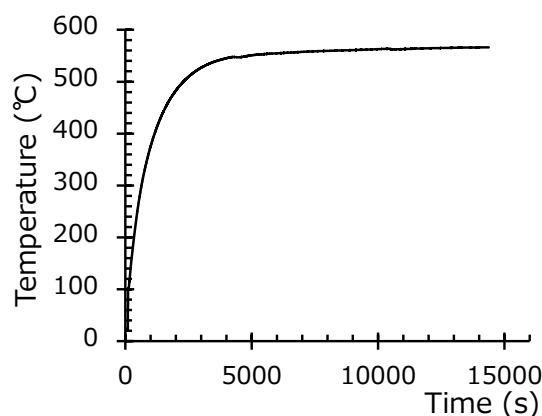


図 3.1.1-2 噴流ノズル出口での流入蒸気温度の時間変化

3.1.1.2. 実験結果

実験の再現性

図 3.1.1-3 に格納容器頂部の内壁温度の時間変化を示す。頂部フランジの内壁温度上昇の全体概要を把握できるように、本図の示している点は、噴流ノズルに比較的近い計測点、中程度の位置、遠い位置を選択している。同条件である JT-SJ-10 と JT-SJ-11 を比較すると、わずかな違いはあるものの、噴流開始直後に、壁面温度が急激に温度上昇すること、4000 秒から 11000 秒の間に各計測点で容器内大気圧飽和温度に到達したことは一致している。また、最高温度を示した TC 1 に関して、飽和温度到達後に 140°C程度まで急上昇し、その後は線形に上昇し、14000 秒では 200°Cに到達したことも両実験で一致している。以上の比較結果は、CIGMA 装置の良好な再現性を示している。

図 3.1.1-4 に加圧条件の JT-SJ-12 とその後に冷却操作（AM 策）を施した JT-SJ-13~15 の圧力変化を示す。また、図 3.1.1-5 および 3.1.1-6 では、全実験における試験容器上壁（フランジ部）の噴流中心軸に近い DTWX2R035、DTWX2R053 の時間変化を比較する。この時系列変化においても JT-SJ-10 と JT-SJ-11 を比較することにより、本装置の良い再現性が確認できる。さらに、格納容器の閉じ込め機能を保持するために重要なガスケット部の内側（DTWX2Q075）および外側（DTWX2Q081）の温度変化を図 3.1.1-7 と図 3.1.1-8 にそれぞれ示す。加えて、図 3.1.1-9 に試験容器内の流体温度の空間分布を示す。以下では、大気圧条件（底部バルブを開けた条件）と加圧条件を比較について述べ、その後にはベント、外面冷却、スプレイのフランジ冷却への影響を述べる。

大気圧条件と加圧条件の比較

JT-SJ-12 の圧力の時間変化に関して、徐々に傾きが急峻になっている。これは、実験初期は構造材の熱容量により注入蒸気が冷やされ凝縮したが、時間経過とともに容器全体が加熱されたことで凝縮量が低下したことを示している。実験終了時には、800 kPa に到達

した。トップヘッドフランジの内壁温度およびガスケット内側の温度に関して、試験容器底部のバルブを開き大気圧を維持した JT-SJ-11 と蒸気注入により試験容器を加圧した JT-SJ-12 を比較すると、飽和温度に到達するまではほぼ同様の温度上昇だが、それ以降は明らかに加圧条件の JT-SJ-12 は温度上昇率が大きい。ガスケット外側の温度は、実験を通して単調な上昇が見られ、加圧条件の差は実験終了時点でおおよそ 24℃である。容器内全体の流体温度（図 3.1.1-9）に着目すると、容器上部が高温になり温度成層が形成されたことは、両ケースで同様である。大気圧条件の場合は、おおよそ EL>5 m において 200℃以上の高温領域が形成され、その下方は緩やかな温度勾配が形成されたのに対して、加圧条件では 200℃以上の領域は EL>8m で狭く、EL=1~8 m の広い領域で 170℃程度だったことが確認できる。以下では、JT-SJ-12 をベースケースとして、各冷却操作のトップヘッドフランジ温度上昇への効果を比較検討する。

ベントの効果

JT-SJ-13 で得られた容器内圧力変化に着目するとベント開始前の 600 kPa までは JT-SJ-12 と同様の圧力上昇を示している。1100 秒付近でベントしたことで圧力は 260 kPa まで低下した。ベント後の圧力過渡（再加圧）はベント前よりも急峻な変化となった。これは、図 3.1.1-9 で示したベント前後における容器全体の流体温度分布の変化から分かるように、高温蒸気噴流によって容器内に上部に蓄積された高温蒸気塊が容器底部からのベントに下部へ輸送されたことで、試験容器壁が加熱されたため、蒸気凝縮が生じにくくなったことが原因と考えられる。各高さでの容器内流体温度の時間変化に注目すると、ベント前は試験容器下部(EL 2 m 以下)ではベント前は低温（100℃以下）だったが、ベントにより高温流体が輸送されたため、上昇したことが分かる。一方、トップヘッドフランジ内壁温度（図 3.1.1-6）は、ベントを実施直後（時刻約 11000 秒）に温度が一時的にわずかに低下したことが確認できる。

以上より、格納容器ベントによる、格納容器の上部の温度上昇抑制効果は顕著ではないと結論づけられる。

上部プール注水の効果

JT-SJ-14 ではトップヘッドフランジ内壁温度（DTWX2R053）が 180℃に到達した時刻（おおよそ 3200 秒）に上部プールへの注水を開始した。図 3.1.1-4 から圧力上昇が抑制されたことが分かる。実験終了時においても 0.3 MPa に到達せず JT-SJ-12 での圧力上昇の 1/3 程度だった。トップヘッドフランジの内壁温度も大幅に温度上昇が抑制され、ガスケットの温度は実験終了時には 130℃、フランジ温度は 210℃程度にとどまった。ガスケット部の内側および外側の温度上昇も抑制された。容器内全体の流体温度に関して、本ケースでは上部プールのみを用いて EL>9.7 m を冷却しているにもかかわらず、冷却の影響は

容器全体に及んだ。JT-SJ-12 で確認された $EL > 8 \text{ m}$ での $200 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上の高温領域は容器中央部のみに縮小され、 $EL=1\sim 8 \text{ m}$ でみられた $170 \text{ }^\circ\text{C}$ 程度の温度領域は消失した。

以上より、トップヘッドフランジを外面からの冷却は、容器壁および容器内全体の冷却に大きく寄与することに加え、格納容器の閉じ込め機能維持のために最も重要なガスケット部の温度上昇抑制にはきわめて効果的であることが定性的に示された。但し、容器全体の冷却・減圧効果に関しては実機とのスケーリング（冷却面積／体積比）を考慮した考察が必要である。

スプレイの効果

JT-SJ-15 ではトップヘッドフランジ内壁温度（DTWX2R053）が $180 \text{ }^\circ\text{C}$ に到達した時刻（およそ 3200 秒）にスプレイを開始した。圧力の上昇に関しては、実験を終了した 10000 秒にはおよそ 0.29 MPa で、外面冷却を実施した JT-SJ-14 よりはずかには大きい。試験容器頂部の内壁温度は、JT-SJ-12 での 10000 秒時点と比べるとそれぞれおよそ $30 \text{ }^\circ\text{C}$ の温度上昇が抑制された。ガスケットの内側および外側の温度に関しても同様に、JT-SJ-12 と比較すると温度上昇が抑制されたが、外面冷却ほどの大きな効果ではない。容器内全体の流体温度に関して、本ケースではスプレイヘッドを $EL=10 \text{ m}$ に設置したため、 $EL > 8 \text{ m}$ で錐状に冷却効果が表れ、さらに下方では一様に冷却された。結果として、実験終盤の 10100 秒では、 $200 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上の高温領域はトップヘッドフランジ付近の一部に限定された。

以上より、今回のスプレイ条件においては、過温破損防止に外面冷却ほどではないが有効である、容器全体の冷却効果の効果も期待できると結論づけられる。

3.1.1.3. 本節のまとめ

高温蒸気噴流によるトップヘッドフランジ過温度実験を実施した。試験容器下部のバルブを開いて、大気圧を維持した条件では、CIGMA 装置の良好な再現性が確認された。また、バルブを閉じて加圧条件とした場合には、容器上部に高温領域が形成されトップヘッドフランジが顕著に上昇することが確認された。今後は、注入する蒸気噴流の温度および流量をパラメータとして、実験データベースを構築する予定である。また、JT-SJ-12 をベースケースとして、加圧状態における容器下部からのベント、上部プールへの注水、および容器内スプレイのトップヘッドフランジの温度上昇への影響を調査した。ベントによるフランジ温度の上昇抑制効果はわずかなものにとどまったが、上部プールへの注水（外面冷却）およびスプレイはトップヘッドフランジ冷却に大きく有効であることが示唆された。特に、格納容器の閉じ込め機能を維持する上でもっとも重要なガスケット部の冷却には、外面冷却が極めて有効であることが示唆された。また、容器全体の流体温度低下効果に関して、容器内の対流を活性化させる外面冷却およびスプレイは有効であることが示された。

今後は、外面冷却およびスプレイの有効性を検証するために、パラメータ実験を実施する必要がある。外面冷却に関しては、冷却開始のタイミングや上部プールに溜める量をパラメータとして、トップヘッドフランジおよび容器内温度分布に与える影響を調査する。スプレイ冷却に関しては、開始のタイミングおよびスプレイの流量および噴出角度の影響を調査する。

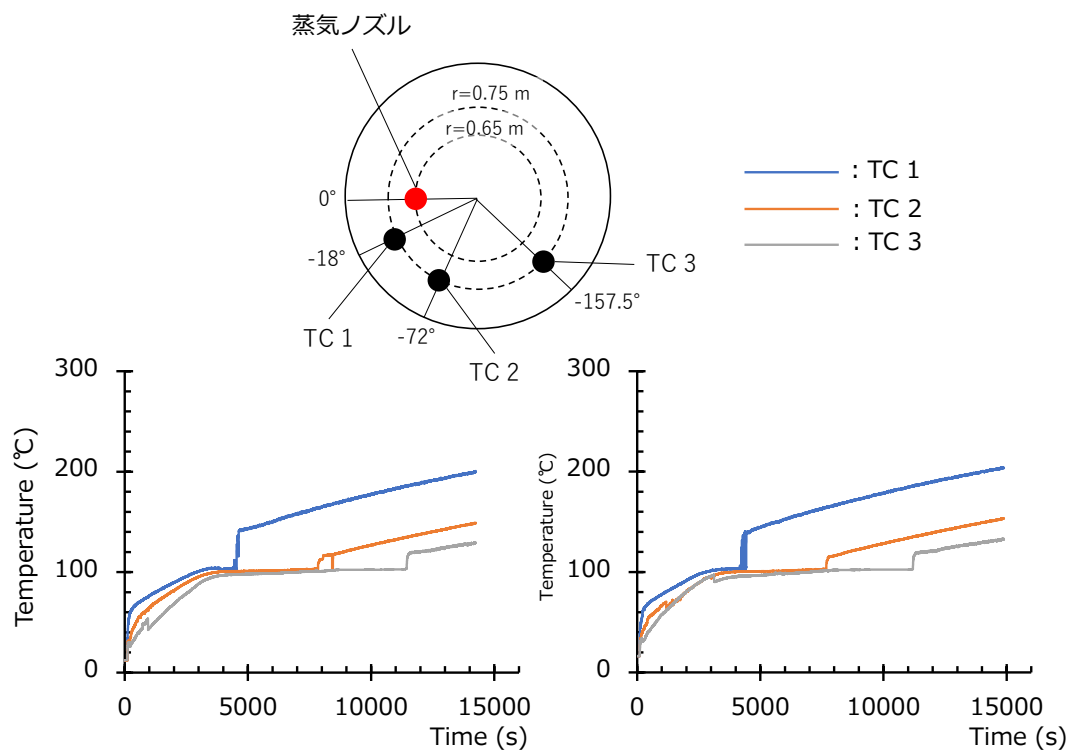


図 3.1.1-3 左図 JT-SJ-10 と右図 JT-SJ-11 の比較による再現性の確認

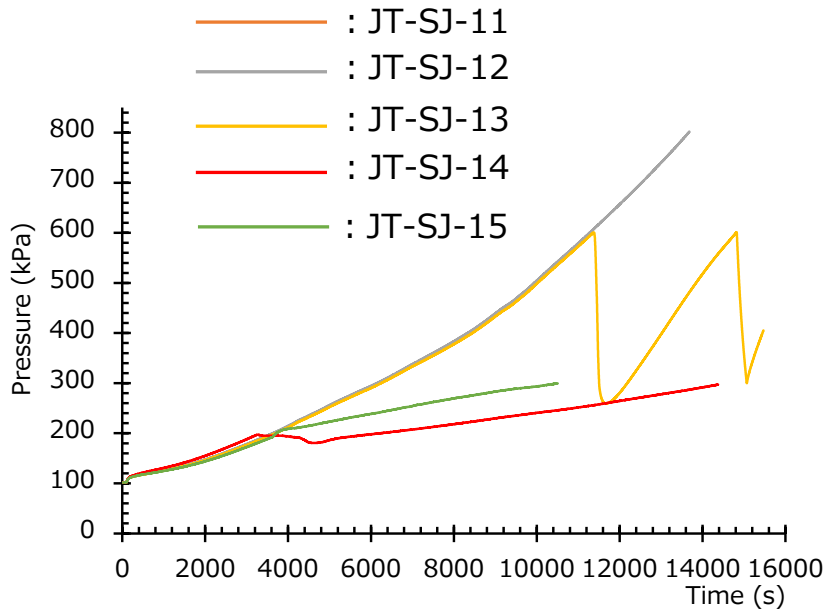


図 3.1.1-4 試験容器内圧力の時間変化

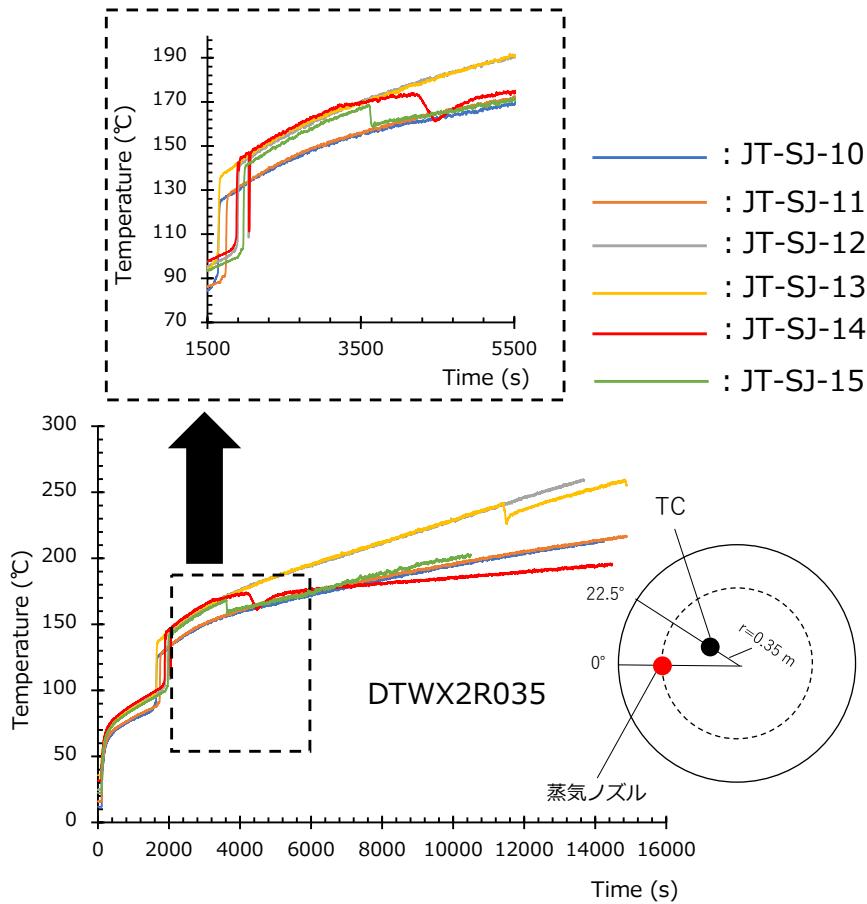


図 3.1.1-5 試験容器頂部 (DTWX2R035) 壁の時間変化

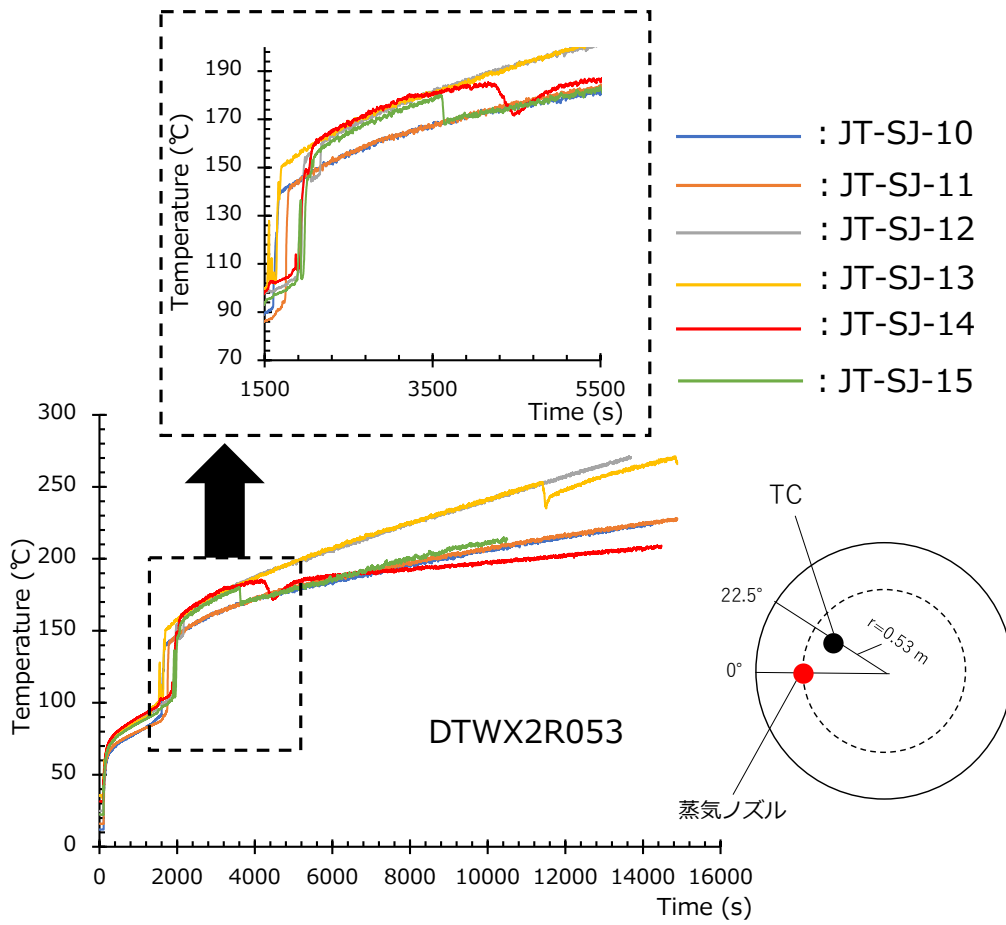


図 3.1.1-6 試験容器頂部 (DTWX2R053) 壁の時間変化

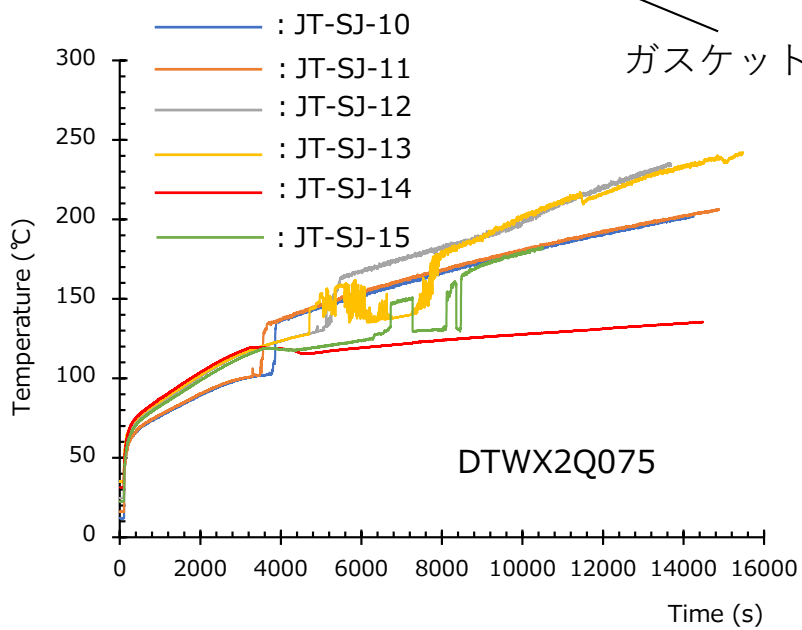
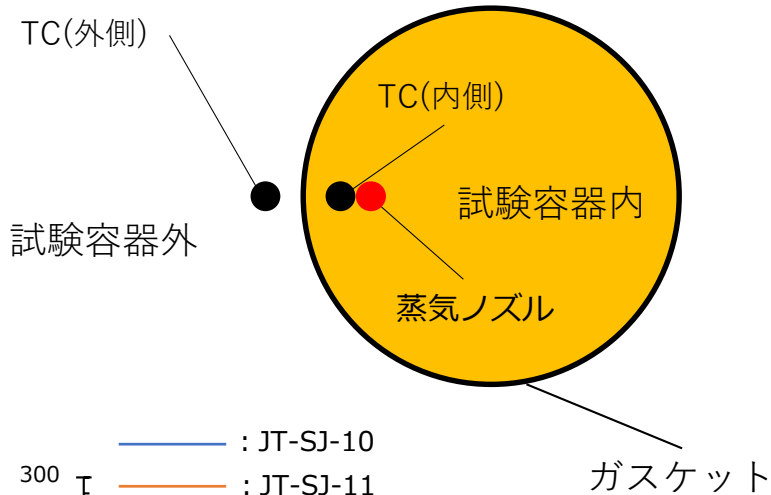


図 3.1.1-7 ガスケット内側 (DTWX2Q075) 壁の時間変化

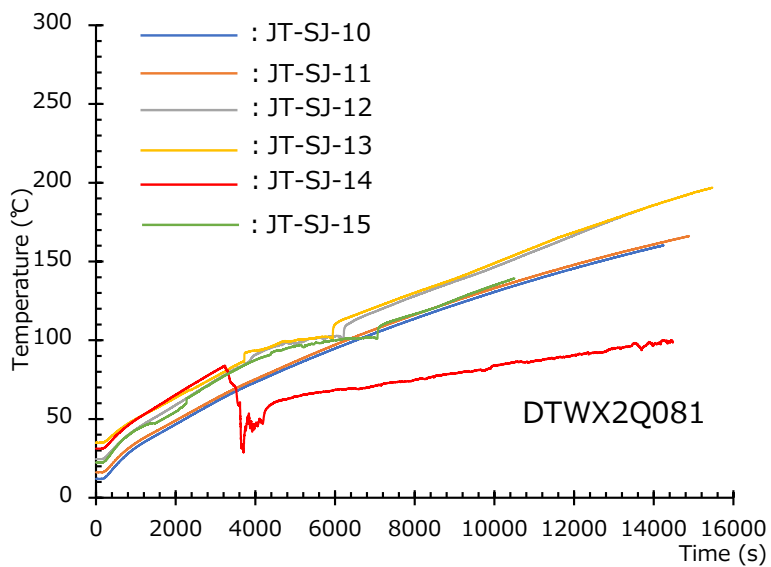


図 3.1.1-8 ガスケット外側 (DTWX2Q081) 壁の時間変化

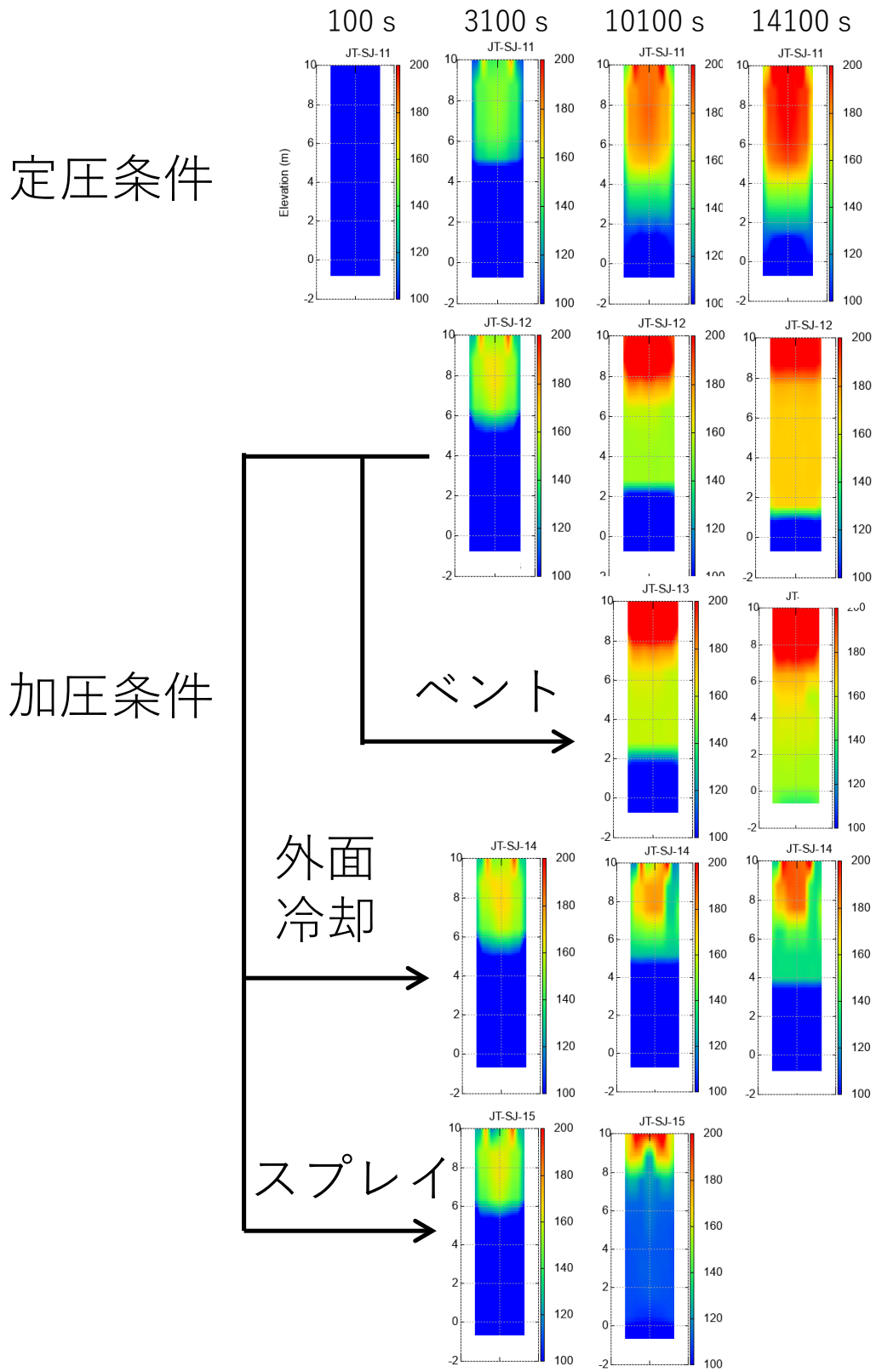


図 3.1.1-9 試験容器内ガス温度分布の時間変化

3.1.2 スプレイ水の蒸発に関する基礎実験

シビアアクシデント時に原子炉一次系から格納容器に噴出した蒸気により、原子炉格納容器は加圧・加熱される。格納容器スプレイには、格納容器の圧力の抑制、容器内雰囲気冷却が期待されている。また、シビアアクシデント時に生じる水素ガスを含む混合ガスの攪拌を促進させる効果も有する。本年度は CIGMA 装置を用いて、4 つの異なる温度初期条件でスプレイに関する基礎実験を実施した。特に、既往研究で実施されていない高温雰囲気においてスプレイ水の蒸発によって加圧される条件に着目した。

欧州のシビアアクシデント研究ネットワーク SARNET (Severe Accident Research NETwork) では CEA が所有する MISTRA、IRSN が所有する TOSQAN 装置を用いて、格納容器スプレイに関する実験データによるベンチマーク解析が実施されている。このフレームワークでは、スプレイによる減圧・冷却効果に着目した **Thermalhydraulic part** と、ガス混合促進効果に着目した **Dynamic part** の二本柱で構成された。**Thermalhydraulic part** に関して、MISTRA 装置により MASP 実験シリーズとして 3 実験が実施された (うち 1 ケースはスプレイ噴射しない **reference** 実験、条件の詳細は[3]を参照)。TOSQAN 装置では TOSQAN101 と称された実験が実施された。MASP 実験では、スプレイの冷却効果による顕著な圧力の低下が観察された。また、スプレイ水温の違いによる圧力低下過渡も確認された。TOSQAN 101 実験では、スプレイ開始直後にスプレイ水の蒸発による圧力上昇が見られたが、その後は MASP 実験と同様に圧力低下へと転じた。**Dynamic part** に関して、MISTRA では MARC2b、TOSQAN では 113 実験が実施された (実験条件の詳細は[3])。両実験とも、加圧・室温体系でヘリウム (水素の代替気体) と空気の混合気体で試験容器上部に成層を形成した後、スプレイ噴射を開始した。結果として、スプレイの強いガス混合効果が確認された。また、OECD/NEA の SETH-2 プロジェクトでは、PSI が所有する PANDA 装置、CEA の MISTRA 装置を用いて、スプレイ噴射によりコンパートメント間での熱・物質移動が促進されることが確認された (PANDA ST3-2、MISTRA INITIALS-SPRAY テストを参照された[4])。さらに、Kaltenbach らは、ベッカーテクノロジーが所有する THAI 装置で実施された実験に関する CFD 解析結果をまとめ、スプレイの効果領域を **Region1** : 直接的影響はなく、乱流混合は小さい領域 (スプレイ噴射位置より上方)、**Region2** : 直接的な影響はないが、スプレイにより励起される流体混合およびにより乱流混合効果は大きい領域 (スプレイが直接噴射される領域よりも外側)、**Region3** : スプレイの直接影響する領域 (スプレイ水が直接噴射される領域) の 3 つに分けて、考察している。

以上で紹介した既往研究では、スプレイによる冷却・減圧効果および乱流混合効果に着目した結果が多くみられる。また、現象を簡略化し、解析コードの検証を容易にするために、SARNET では冷却・減圧などの圧力と各温度変化に着目した熱水力現象とガス濃度

分布の時間変化に着目した流体混合現象とが分けられ、実験条件が決定された。しかしながら、スプレー水の減圧効果はスプレー開始時の格納容器内温度および蒸気濃度に大きく依存すること、また高温の構造体があるため一部は蒸発することも考えられる。さらに、実機での事故を想定した場合は、熱水力的現象と流体混合現象の相互作用により、複雑な振る舞いをすることも予想される。以上を踏まえ、本年度は、スプレー基礎実験と称して、スプレー水の蒸発をともなう物質・熱輸送現象に着目し、以下の4実験を実施した。

3.1.2.1. スプレー基礎実験の条件

図 3.1.2-1 にスプレー基礎実験の概念図、表 3.1.2-1 に実施したスプレー実験条件を示す。スプレー開始前の初期条件は、非凝縮ガスの空気とヘリウムの混合ガスで試験容器をおよそ 180 kPa まで加圧し、EL>6 m にヘリウムと空気の混合ガスで密度成層を形成した(図 3.1.2-2 参照)。容器内初期温度は 25 °C~170 °Cの範囲で制御した。スプレーは、フルコーン型の形状で、広がり角は 15 度で噴射し、スプレー液滴の平均粒径は 90 μm である。スプレーの液滴粒径分布を図 3.1.2-3 に示す。スプレー流量は 0.016 kg/s (PWR 格納容器体積比で定格流量の 10%以下、BWR での 1 %以下相当)とし、水温は室温(およそ 26 °C)とした。また、上述のスプレーの影響を理解するために重要な領域 (Region1-3) も図 3.1.2-1 に示す。本実験条件では、スプレーは試験容器の上端から噴射するため、Region1 は存在しない。

表 3.1.2-1 スプレー基礎実験シリーズ

| | CC-SP-18 | CC-SP-19 | CC-SP-20 | CC-SP-21 |
|--------|-------------------------|-----------|-----------|----------|
| 初期温度 | 26 deg-C | 172 deg-C | 104 deg-C | 70 deg-C |
| 初期圧力 | 168 kPa | 178 kPa | 175 kPa | 172 kPa |
| スプレー流量 | 0.016 kg/s | | | |
| スプレー温度 | 26 deg-C | | | |
| 成層 | EL6 mより上部に形成、Heモル濃度は50% | | | |
| 底部バルブ | 閉 | 閉 | 閉 | 閉 |
| 実験時間 | 5,800秒 | 4,300 秒 | 10,000 秒 | 6,800 秒 |

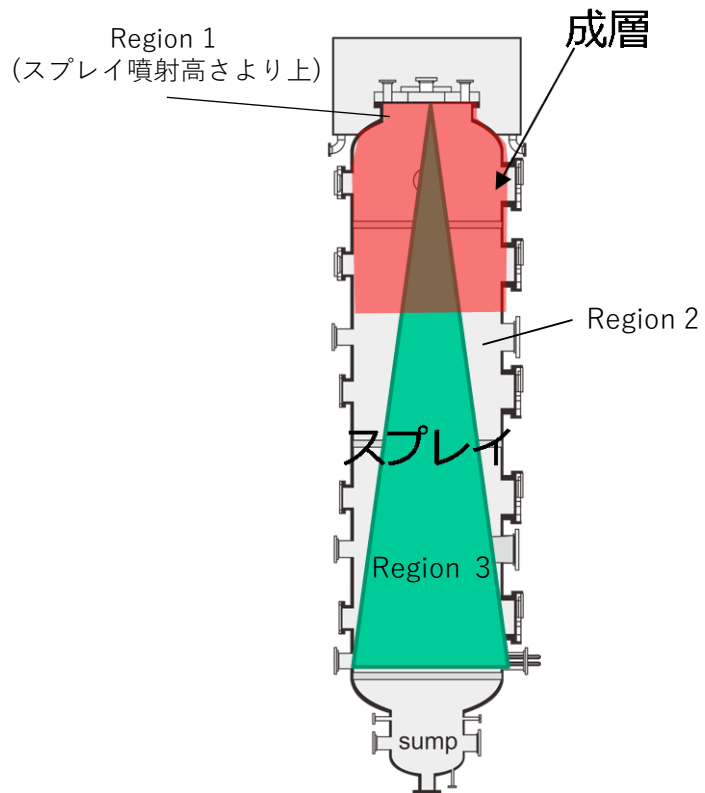


図 3.1.2-1 スプレー基礎実験の概念図

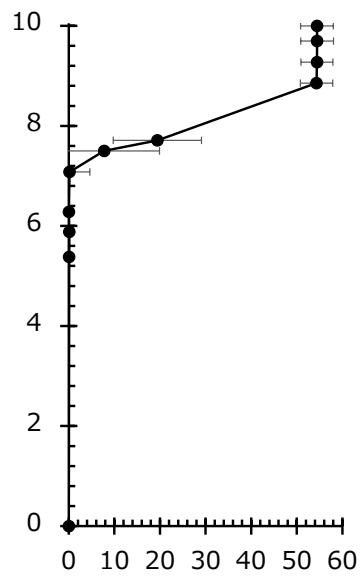


図 3.1.2-2 ヘリウム濃度の初期鉛直分布

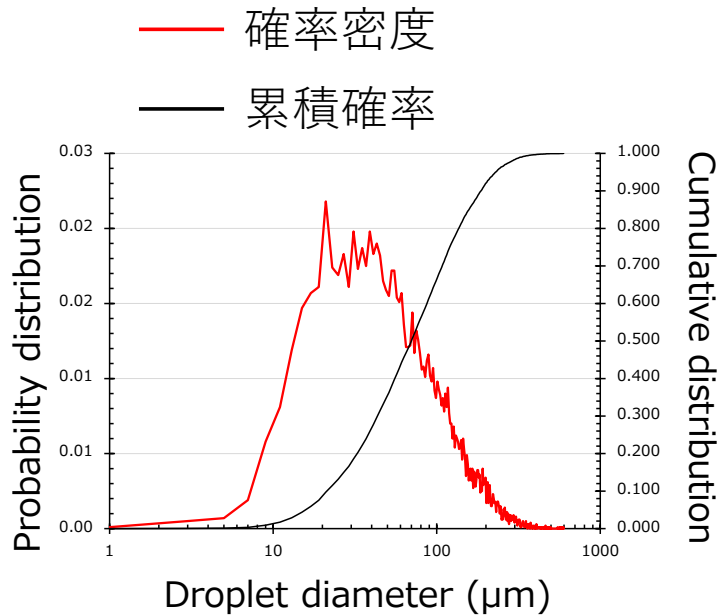


図 3.1.2-3 スプレイの液滴径密度分布

3.1.2.2. 実験結果

図 3.1.2-4 に容器内圧力の時間変化を示す。スプレイ開始直後では、容器内気体初期温度がスプレイ水温より高い CC-SP-19、CC-SP-20、CC-SP-21 では噴入されたスプレイ水が蒸発したことで、圧力が上昇していることが確認できる。最も初期温度が高い CC-SP-19 では、実験時間中圧力の上昇を続けたが、CC-SP-20 と CC-SP-21 では、それぞれおよそ 7100 秒で 216 kPa、4700 秒で 184 kPa に到達した後に下降に転じた。図 3.1.2-5 には、試験容器内すべてのガス温度計測点を用いて算出した、容器内平均温度を示す。初期温度が室温より高い 3 条件では、容器全体が徐々に冷却されたことが示されている。このような系内の圧力と温度はスプレイによる注水と系外への熱ロス及び系内の温度分布（熱的平衡／非平衡）などで決まる。気相と液相の熱平衡を仮定すると、格納容器雰囲気相が相対湿度 100%になるまで液相（スプレイ水）は蒸発し、この過程で気相温度は蒸発潜熱によって顕熱を奪われ温度低下し、液相温度は露点温度に向かって上昇し気相温度に近づこうとする。一方、スプレイ水の蒸発によって蒸気分圧は上昇し露点温度は気相温度に向かって上昇する。本実験は容器内初期気相に水蒸気が有意に含まれないドライ条件かつ高温度という極端な条件であり、このように相対湿度が低くスプレイ注水量も低いと圧力上昇は大きくなる傾向にある。実際の事故状況では水蒸気分圧が比較的高い過熱蒸気体系であることが予想され、そのような状況における熱的非平衡状態を含めて、今後の CFD および LP 解析コードの有効性評価において活用されうるデータである。次に、図 3.1.2-6 に試験容器内のガス温度分布のカラーコンターにより温度分布の時間変化を示す。すべての実験条

件において、スプレー開始時はスプレー噴射口付近でのみ低温領域が形成されたが、その後は鍾状の低温領域が容器全体に形成された。また、スプレーが直接当たっていない Region2 に該当する領域でもガス温度の低下がみられ、Kaltenbach と Laurien[6]が述べるような、スプレーによる周辺気体のエントレインメント効果により流体混合が盛んにおこなわれたことを示唆している。試験容器中心線上では、急激な温度低下後に上昇し、初期温度が低い CC-SP-21 でその傾向が顕著にみられる。以下では、数点の時系列データを用いて試験容器内ガス温度を定性的に論じる。

図 3.1.2-7 に、EL9.3 m と 6.7 m でのガス温度の時間変化を示す。図 3.1.2-6 のガス温度のカラーコンターでも確認できるように、スプレー開始直後にスプレーコーン内領域 (Region1) では急激な温度がみられ、その後中心部では徐々に上昇したことが示されている。EL9.3 m (スプレーノズルから下流 0.7 m) では、スプレーの影響を直接受ける容器中心で顕著な温度低下が見られ、その他の計測点 (中心軸からの距離 $r = 0.45, 0.90, 1.23$ m) ではスプレー開始直後にはわずかに温度差が見られるものの、その後は同一のガス温度となった。EL6.7 m では、試験容器中心線から $r = 0.45$ m 離れた位置でのガス温度に (図のオレンジ色の線) に注目すると、高温条件の CC-SP-19 ではより中心線からはなれた $r=0.9, 1.23$ m でガス温度と近い傾向を示しており、低温条件の CC-SP-21 では試験容器中心 ($r=0.0$ m) ガス温度に近く、CC-SP-20 では両者の中間的な振る舞いを示す。これは、上述のスプレー噴射によって形成される Region 3 と Region 2 の各領域が初期温度およびスプレー水温によって変化したことを示唆している。低温条件の CC-SP-21 では、 $r=0.45$ m ではそれより外側の温度条件に影響されず、中心部の温度と同条件のためスプレーの影響が直接作用する Region 3 と定義づけられるが、高温条件 CC-SP-19 では $r=0.45$ m のガス温度はスプレーの影響を直接的に強く受けずに、それより外側からの熱輸送の影響が大きいことから Region 2 の範囲内と考えられる。初期温度が中程度の CC-SP-20 では、中間的な振る舞いであるために、遷移領域内と考えられる。以上のようなスプレーの影響領域に関しては、CIGMA 装置のような大規模な実験装置によるパラメータ実験で実験データを蓄積することで、さらに詳細に議論が可能となる。一方で、計測点密度の限界もあるため、CFD 解析を併用することが現象理解につながると考えられる。

試験容器内の各種ガス濃度分布に関して、図 3.1.2-8 に EL10.0 m (試験容器頂部)、7.5 m (初期成層内)、5.4 m (初期成層より下方) でのヘリウムおよび蒸気ガス濃度の時間変化を示す。今回の 4 実験では、初期温度条件および蒸発挙動がガス混合に及ぼす影響は確認できず、すべての条件でスプレーの強い混合作用を示す結果が得られた。スプレーに随伴されることで上部のヘリウムを多く含む混合ガスが下降に輸送され、上方部のヘリウム濃度は下がり、下方部 (EL5.4 m) の濃度は上昇し、全体として一様化を表している。既往研究の TOSQAN 実験と比較すると定性的な挙動は一致しており、スプレー流量や両装

置の試験容器の体積の違いを考慮すると妥当な結果と考えられる。蒸気濃度に関して、初期気相温度が高い CC-SP-19 で顕著に上昇した。そのため、他の実験ケースよりもヘリウム濃度が相対的に下がっていることが分かる。これは、水素爆発防止の観点では、スプレイ水が蒸発する体系でのメリットとなる可能性がある。また、蒸気濃度は計測高さに依らず一様な分布をしている。

3.1.2.3. 本節のまとめ

格納容器スプレイの噴射とそれによって誘起されるガス混合効果に関する CIGMA 実験を実施した。圧力変化から、本実験シリーズの目的通りスプレイ水が蒸発し、加圧される実験データが得られた。ガス温度挙動からは、試験容器全体がスプレイによる冷却されることが示された。また、既往研究で定義づけられたスプレイの影響領域に関しては、初期条件（本年度の実験では初期温度条件）によって変化することが示唆された。これに着目して、今後は初期温度だけではなく初期ガス組成の影響を調べることで、格納容器スプレイの効果を検証する。さらに、CFD 解析を用いることでさらに現象の理解を進める。スプレイによるガス混合に関しては、初期条件に依らず強い効果があることが示された。本年度の実験をベースケースとして、スプレイの位置や初期ガス組成・分布をパラメータとした実験を進め、データベースの拡張を進める。

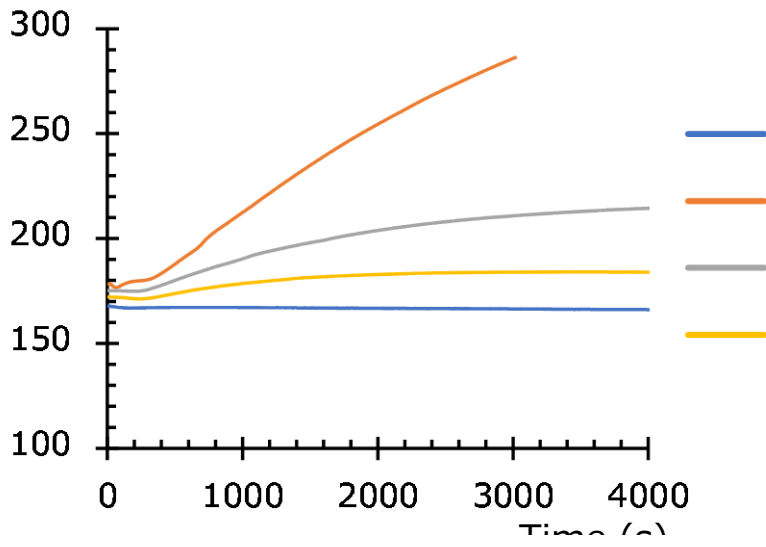


図 3.1.2-4 スpray噴入による圧力変化

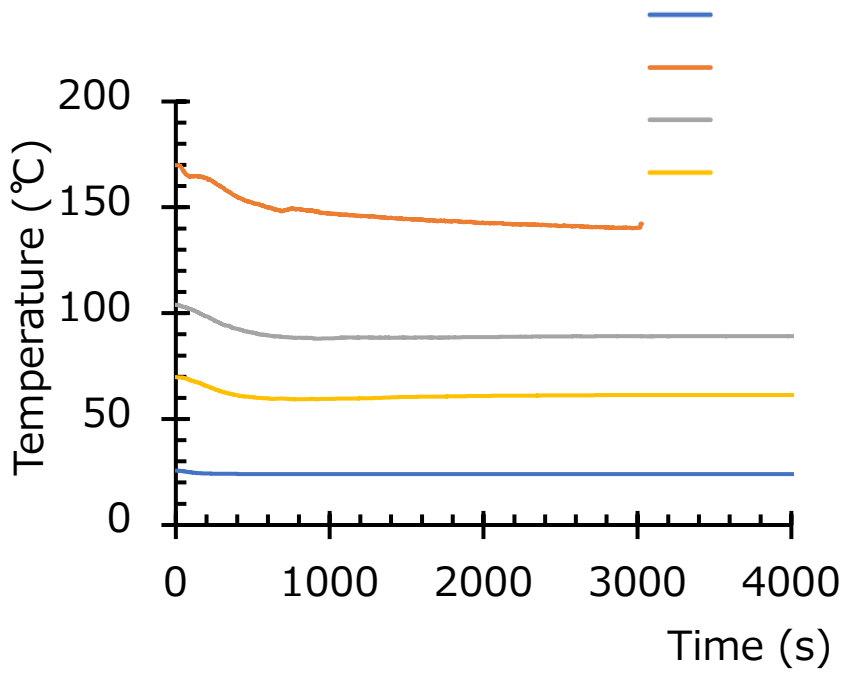


図 3.1.2-5 試験容器内平均温度の時間変化

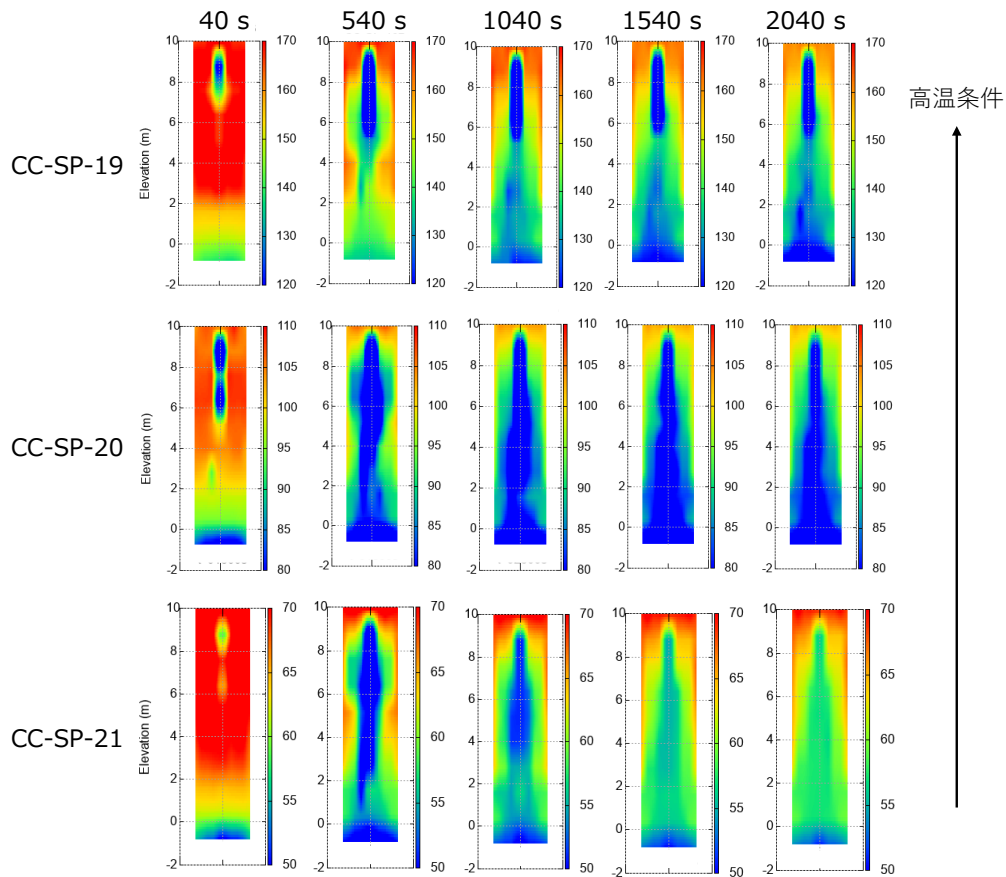


図 3.1.2-6 試験容器内温度分布の時間変化

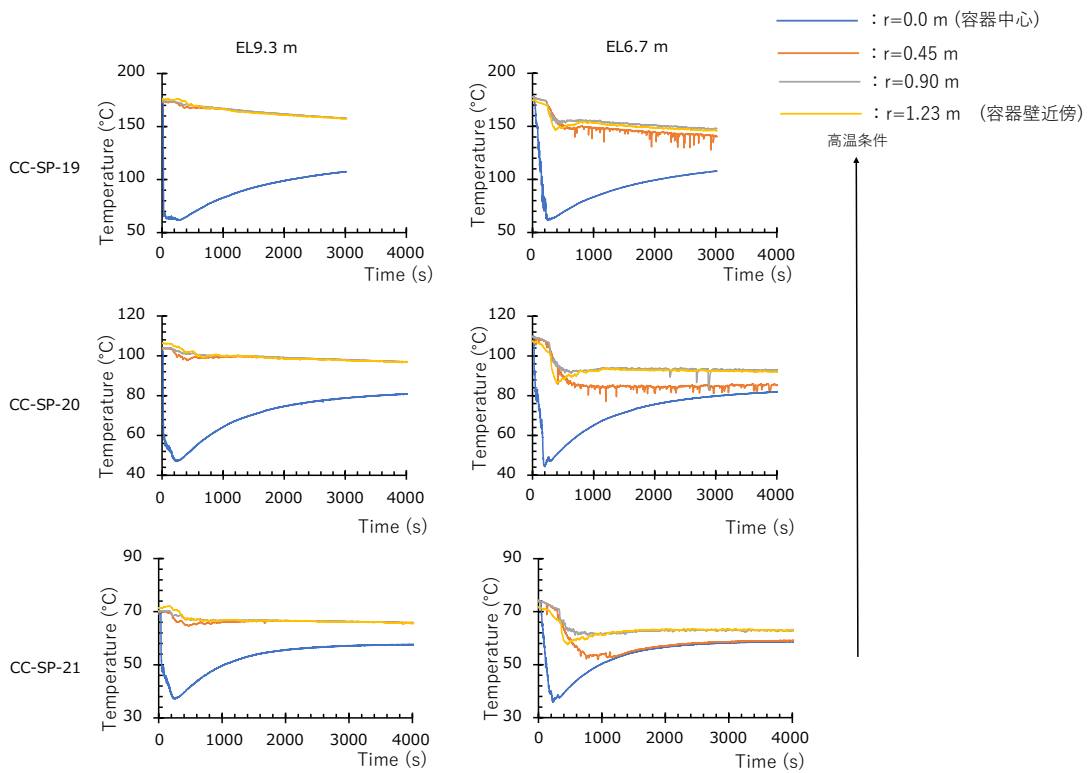


図 3.1.2-7 EL9.3 m および EL 6.7 m での温度の時間変化

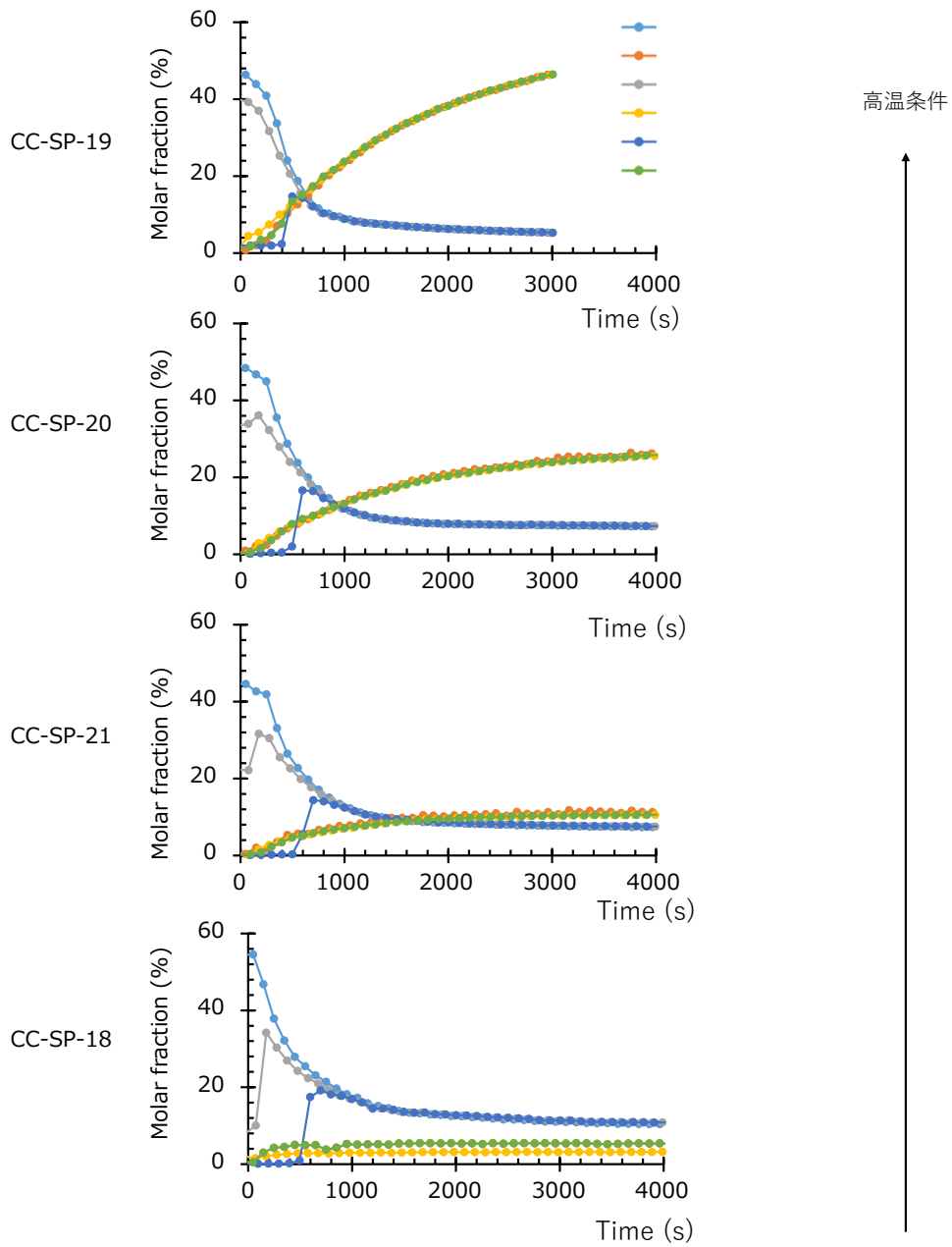


図 3.1.2-8 ヘリウムおよび蒸気濃度の時間変化

3.1.3 低熱伝達自然対流実験

熱と物質の相互作用を伴う移行現象は、シビアアクシデントの格納容器内熱流動現象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ため、その挙動は複雑になる。浮力が関連する代表的な流体力学的現象として、密度成層と自然対流が挙げられる。CIGMA 装置が持つ特徴的な機能の一つとして、外面冷却機能が整備されている。本節では、外面冷却によって生じる自然対流とそれによって誘起されるガス混合現象に着目した実験について述べる。

昨年度実施した CIGMA 装置を用いた外面冷却実験 (CC-PL シリーズ) では、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た。この実験シリーズでは、成層の強さ (有無含む) および初期温度をパラメータとして、8 回の実験を実施し、現象を整理した[8]。主な結果として、成層と冷却位置の関係により対流挙動が大きく変化し、冷却能力は 10% 程度変化することが分かった。PIV (Particle Image Velocimetry) で捉えた流れ場の可視化からは、外面冷却水と試験容器内初期温度との温度差が比較的小さい (40 °C 程度) 条件でも自然対流が生じていることが確認できた。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ガス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明らかになった。さらに、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抑制されることが確認された。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、過渡が大きく変化することを明らかにした (詳細は[8]を参考にされたし)。

以上の既往研究を踏まえ、本年度は低熱伝達自然対流実験と称して、上部プールのみを用いて、外面冷却領域を試験容器の上部 30 cm に制限することで、より自然対流が生じ難い条件でのガス混合実験を実施する。主な目的は、外面冷却によって格納容器内で自然対流が生じ、かつガス混合が促進される条件を探ることである。具体的には、上部プール部のみを用い、狭い範囲での冷却領域で自然対流を促す (図 3.1.3-1 に実験の概念図を示す)。また、冷却水と試験容器内初期温度差をパラメータとして、容器内ガス温度、ガス濃度を計測し、対流挙動を観察する。本報告では、冷却領域の影響を確認するために[8]に掲載されている CC-PL-27 と CC-PL-30 の結果との比較を行うために、その結果も適宜引用する。

3.1.3.1. 低熱伝達自然対流実験条件

表 3.1.3-1 に実施した低熱伝達自然対流実験条件を示す。高温蒸気の噴入による加圧と排気による攪拌を繰り返すことで試験容器の構造体を均質に加熱し温度上昇させた後、初期容器内を均一の温度の乾燥空気 (蒸気濃度が 1% 以下) に置き換えた。CC-PL-40 の初期圧力および温度は約 172 kPa、60 °C、CC-PL-42 は 182 kPa、167 °C に制御し、初期密

度成層は EL>6 m に He 濃度 45% で形成した。本実験シリーズは閉じた系で実施したため、このヘリウムガスの分圧を基準として、成層が消失し、ガス混合完了に要する時間を判断した。冷却条件差を比較するために過年度に実施した CC-PL-27 と 30 の結果も併せて示す。CC-PL-27 と CC-PL-30 では上部プールと中段ジャケットを使用し、EL>8.1 m で試験容器を冷却した。CC-PL-40 と CC-PL-42 では、上部プールのみを使用し、EL>9.7 m で試験容器を冷却した。冷却水量は、昨年度までの実績を鑑みて 5 kg/s とした。

表 3.1.3-1 低熱伝達自然対流実験シリーズ

| | CC-PL-40 | CC-PL-42 | CC-PL-27 | CC-PL-30 |
|--------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| | 本年度実施 | | 既年度実施 | |
| 作動流体 | Air, He | Air, He | Air, He | Air, He |
| 成層 | EL >6 m He: 45 % | EL >6 m He: 45 % | EL >6 m He: 50 % | EL >6 m He: 48 % |
| 容器全体におけるヘリウムガス分圧 | 11 % | 13 % | 13 % | 11 % |
| 外面冷却領域 | EL >9.7 m | EL >9.7 m | EL >8.1 m | EL >8.1 m |
| 初期温度 T_{init} | 61 °C | 167 °C | 167 °C | 72 °C |
| 初期圧力 P_{init} | 172 kPa | 182 kPa | 185 kPa | 175 kPa |

3.1.3.2. 実験結果

冷却挙動 (圧力変化)

外面冷却による試験容器全体の冷却能力を論じるために、図 3.1.3-2 に初期圧力 P_{init} で規格化した容器内圧力の時間変化を示す。すべての実験条件で徐々に圧力が低下した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、面積が大きく、容器内部が高温ほど熱伝達率×面積が大きく、減圧率も高い。過年度に実施した CC-PL-27 と CC-PL-30 に関して、外面冷却は上部プールと中段ジャケットを使用して行われたため、今年度実施した同程度の初期温度条件よりも圧力低下率が大きい。さらに、CC-PL-27 では約 1500 秒、CC-PL-30 では約 6300 秒でわずかに圧力の増加が確認できる。これは、ヘリウム成層の消失による対流挙動の変化と関係している (詳しくは[8]に記載)。一

方、冷却領域が狭い CC-PL-40 および CC-PL-42 には一時的な圧力上昇は確認できない。これは、容器内でのガス温度分布とガス濃度分布、およびそれにより決定される自然対流挙動が関連しており、以下で詳細を述べる。

ガス温度挙動

図 3.1.3-3 に、試験容器内のガス温度のカラーコンターによりガス温度分布の時間変化に関する全体概要を示す。冷却開始直後から、CC-PL-40 および CC-PL-42 とともに、冷却領域 (EL>9.7 m) 付近でのガス温度の低下が確認できる。しかしながら、過年度実施した CC-PL-27 及び CC-PL-30 の結果と比較すると、冷却領域とその直下の領域との温度差は小さかった。参考として、図 3.1.3-4 に冷却開始から 940 秒の CC-PL-27 の結果を示す。EL>8m 以上が冷却領域で、EL=7m 付近の大きな温度勾配が観察されるが、CC-PL-40 及び 42 にはこれがない。また、自然対流領域の下方への拡がりに関して、過年度の CC-PL-27 および CC-PL-30 では密度成層の消失とともに急激な拡大を見せたのに対し、CC-PL-40 および CC-PL-42 では緩やかに拡大した。この自然対流領域拡大時に、CC-PL-27 および CC-PL-30 では非冷却部の試験容器構造体で内部ガスが加熱されたことで、一時的に圧力が上昇した。一方で、CC-PL-40 および CC-PL-42 では、自然対流領域の拡大が緩やかだったことに加え、上部と下部の温度差が小さく、構造体からの入熱の影響が小さかったことで、一時的な圧力上昇は生じなかったと考えられる。初期温度が低い CC-PL-40 と高い CC-PL-42 を比較すると、CC-PL-42 では実験終盤には温度はほぼ一様化したが、CC-PL-40 では試験容器中間部に高温ガスが長時間滞留した。これは、密度成層の消失がなされなかったことを意味している (詳細は後述)。

ガス温度挙動の詳細を把握するために、図 3.1.3-5 に試験容器中心部でのガス温度の時間変化を示す。外面冷却開始直後に関して、この図からの冷却領域とその近辺 (EL10 m、EL9.7 m、および EL9.3 m) では、両ケース (CC-PL-40 と CC-PL-42) で、顕著な温度低下がみられる。冷却領域から離れた試験容器の下方では、冷却開始直後には顕著な温度低下は確認できることに加え、冷却領域近辺でみられた変動も確認できない。これは、自然対流が活性化されず、ガス混合が盛んではないことを意味する。非冷却領域の初期成層内ガス温度 (EL8.4 m、7.5 m、および 6.7 m を参照されたし) に関して、上述のように冷却開始直後は顕著な温度低下および変動は確認できないが、その後のそれらが確認できることから、自然対流の活性化領域が成層内全体に拡大したことを意味している。さらにその後、CC-PL-42 では自然対流活性化領域は初期密度成層よりも下方にまで広がっていることが分かる。一方、CC-PL-40 では、密度成層よりも下方では全計測時間を通して、時系列データに時間変動が見られないことから、自然対流が活性化しなかったと考えられる。

ガス濃度挙動

以上で示したガス温度のカラーコンターや各計測点での時系列データからみられる自然対流の時間変化は、密度成層の消失過程に密接に関連している。以下では、ガス濃度の時間変化を用いて詳しく説明する。図 3.1.3-6 に、ヘリウム濃度の時間変化を示す。基本的には、両ケースとも同様の挙動を示している。試験容器上部では、ヘリウム濃度は単調に低下するが、初期成層下部では、上部のヘリウム濃度と同程度の値まで急激に上昇した（成層内でのヘリウム濃度の一様化）。その後、初期成層より下方においても、ヘリウム濃度の上昇が見られる。これは、過年度に実施した CC-PL-27 や CC-PL-30 も定性的には同様である。ガス温度挙動との関連について、図 3.1.3-6 でみられる各計測点でヘリウム濃度が上昇するタイミングは、図 3.1.3-5 でみられる各ガス温度計測点でガス温度が下降し、変動が始まる時間（つまり自然対流が始まる時間）と一致している。

3.1.3.3. 本節のまとめ

低熱伝達自然対流実験と称して、CIGMA の外面冷却機能のうち上部プールのみを用いて、狭い外面冷却領域で駆動される自然対流、それによって誘起される成層挙動に関する実験を実施した。圧力変化およびガス温度挙動から、狭い外面冷却領域でも自然対流は駆動されることが確認できた。しかしながら、初期ガス温度が低い場合は、自然対流が弱いため、ガス混合挙動が小さいこと、成層内ガス温度の低下が小さいために密度成層の消失にまで至らなかった。

過年度および本年度実施した実験により、CIGMA で得られる非凝縮ガス体系（空気単体もしくは空気-He 体系）での外面冷却時尾自然対流挙動に関する基礎データは得られた。今後は、積極的な冷却を実施しない等より厳しい条件での実験も検討する。さらに、空気-He-蒸気体系での実験を実施し、凝縮を伴う体系での実験データの取得を実施する。さらに、CFD 解析も併用し、実験では得ることができない高次物理量を取得し、現象の詳細理解を進める。

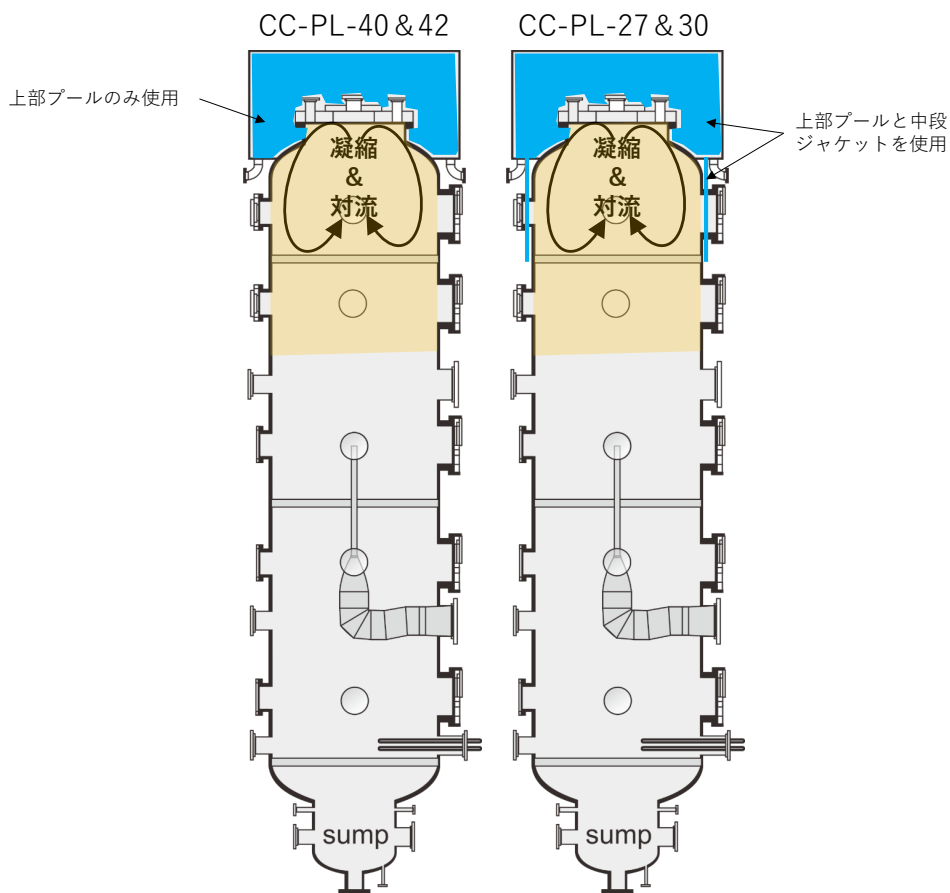


図 3.1.3-1 低熱伝達自然対流実験の概念図

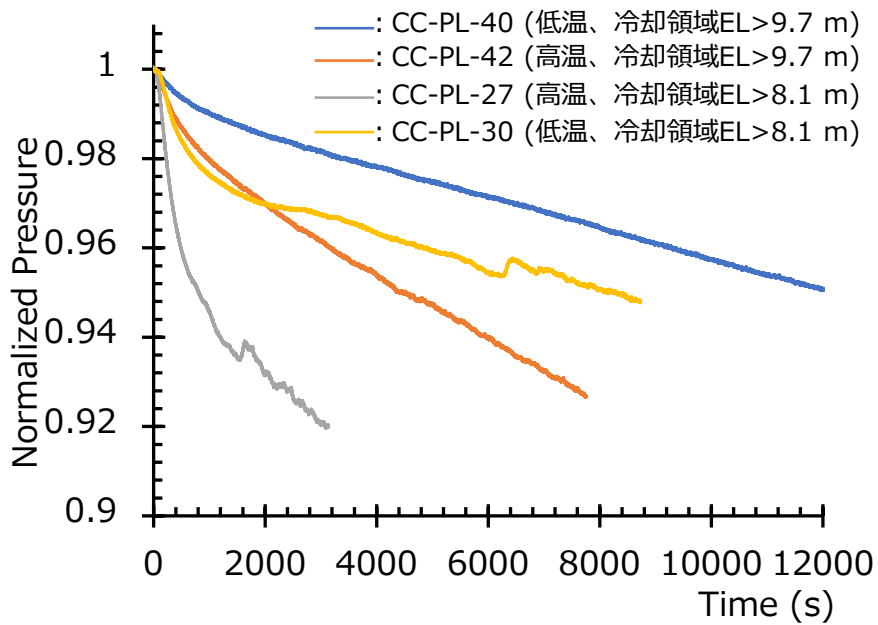


図 3.1.3-2 外面冷却による圧力低下挙動

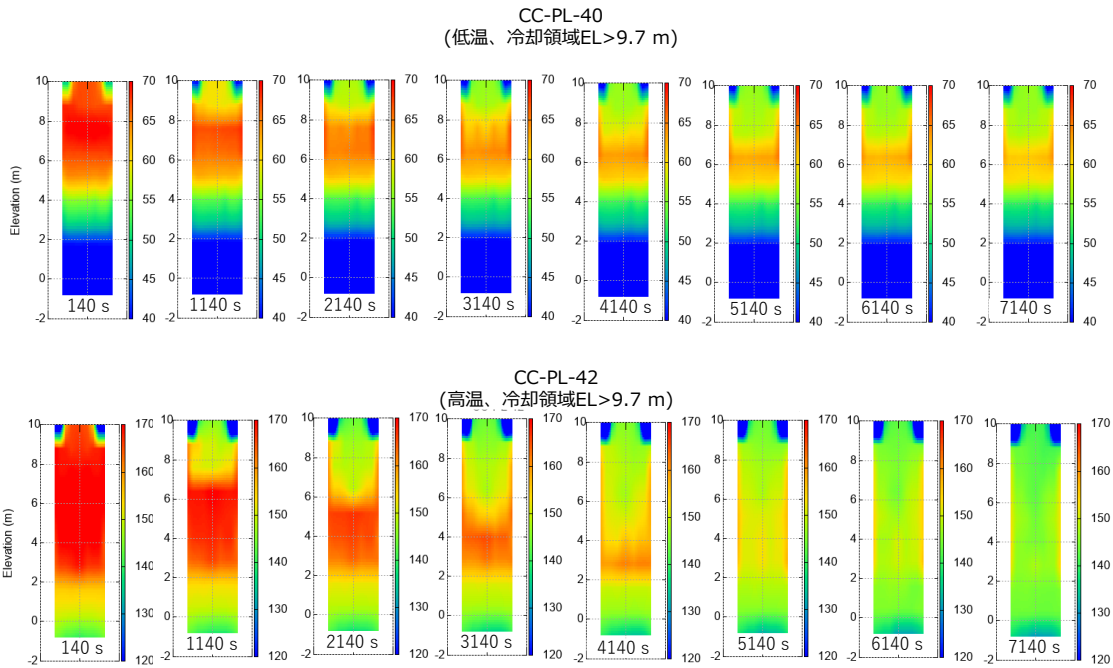


図 3.1.3-3 容器内温度分布の時間変化

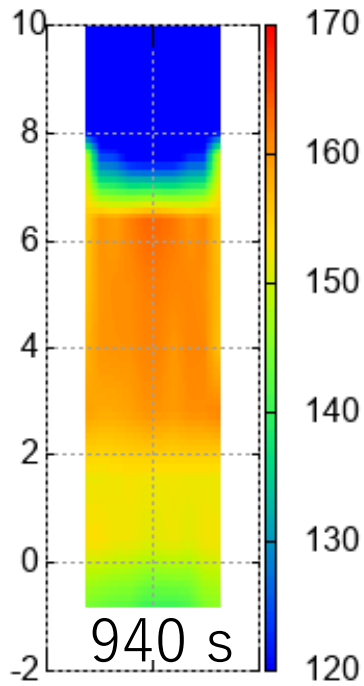


図 3.1.3-4 [参考] CC-PL-27 での 940 秒における容器内温度分布 [8]

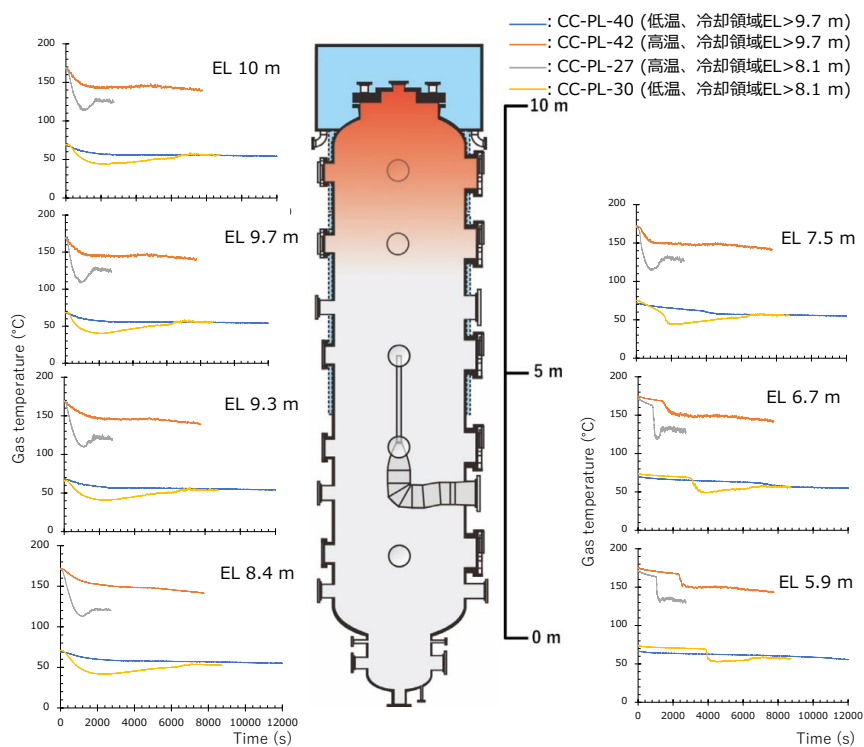


図 3.1.3-5 各計測点におけるガス温度の時間変化

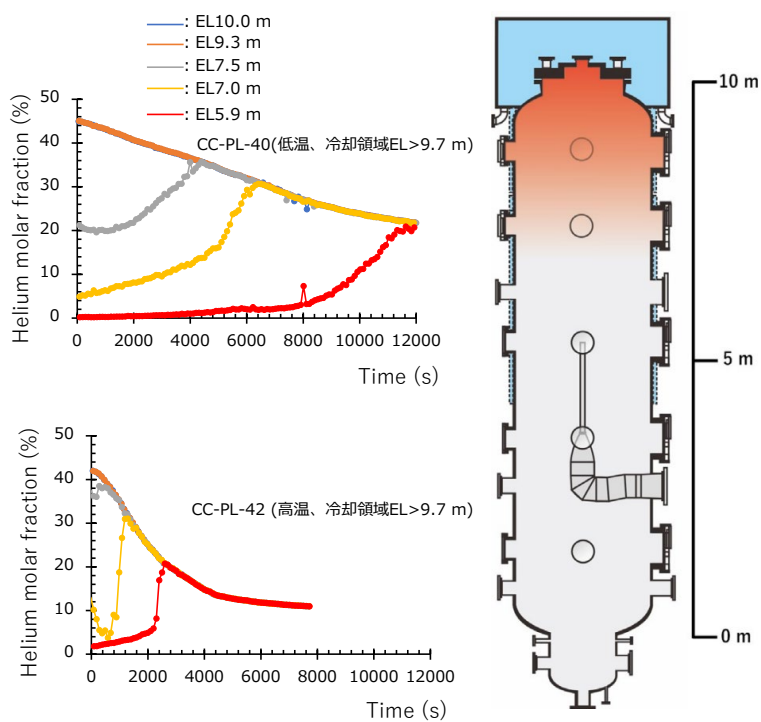


図 3.1.3-6 各計測点におけるヘリウム濃度の時間変化

3.1.4 蒸気注入を伴う外面冷却実験

過年度および前節では閉じた系での外面冷却に関する実験に関して述べた。実際の事故時には、一次系から高温蒸気の噴出が継続することが考えられる。昨年度実施した CC-PL-36～39 では、蒸気注入を伴う外面冷却実験を実施したが、冷却水の温度を 90 °C 以上に設定、かつ蒸気を鉛直ノズルから噴入し、直接密度成層に衝突させたため、外面冷却によるヘリウム成層局所化の影響はほぼなく、噴流衝突による乱流混合が卓越して成層が消失する結果となった。以上を踏まえ、本年度は外面冷却水の温度と内部流体の温度差を大きくすることで自然対流を強くし、かつ高温蒸気を横向きに噴入させることで、昨年度よりも弱く成層に衝突させることで、緩やかな乱流混合を生じさせた実験を実施した。また、実際のアクシデントマネジメントに資するように、外面冷却開始のタイミングが試験容器の圧力、温度、ガス分布に与える影響も調査した。

3.1.4.1. 蒸気注入を伴う外面冷却実験条件

図 3.1.4-1 に示すように、横向きに蒸気を試験容器内に噴入しつつ、上部プールを使用して、外面冷却を実施する。表 3.1.4-1 に外面冷却実験条件を示す。境界条件を整え、外面冷却部のみで有意に蒸気凝縮が生じるように、4.1.3 節で示した低熱伝達自然対流実験と同様に、高温蒸気の噴入加圧と排気混合を繰り返すことで、試験容器の構造体を上昇させた。全実験条件で、初期圧力および温度はそれぞれ 150 kPa、157 °C、注入ガス温度はおよそ 300 °C とした (図 3.1.4-2 参照)。外面冷却は、全実験条件において上部プールに冷却水を 5 kg/s で流し続けることで実施した。CC-PL-43～45 では初期容器内を蒸気単体として、外面冷却の開始タイミングの違いによる冷却・ガス混合挙動の変化を調査した。実験を通して系内が蒸気-He₂ 成分体系となり冷却面での蒸気凝縮による He 蓄積が生じやすい条件である。CC-PL-43 では、蒸気濃度 100%、150kPa まで加圧された後に、横向き噴流ノズルから蒸気 15 g/s、ヘリウムガス 2 g/s を 1000 秒間噴入した。その後、ヘリウムガスの供給を停止し、蒸気噴入のみに切り替えた。同時に上部プールに 5 kg/s で注水し、外面冷却を開始した。CC-PL-44 では、外面冷却開始のタイミングは CC-PL-43 より早く蒸気とヘリウムの混合気体噴入と同時 (実験開始と同時に) に開始した。一方、CC-PL-45 では、外面冷却のタイミングを遅くし、蒸気のみ注入が継続し、260 kPa になった際に、外面冷却を開始した。この CC-PL-45 での外面冷却開始のタイミングは、ベースとなる CC-PL-43 における最高圧力がおよそ 230kPa に到達し、蒸気-He 混混合ガス注入終了からおよそ 30 kPa 上昇 (詳しくは図 3.1.4-3 を参照されたし) したことから、現象的な違いを明確にすることに主眼を置いて設定した。今後は、実際の AM 策を参考にした実験も実施する予定である。CC-PL-46 では、CC-PL-43 と比べて注入蒸気流量を 2 倍に増やし 30 g/s に制御した。CC-PL-47～49 では、初期気体空気を加え、蒸気-空気-He の 3 成分体系で

の実験とする。初期気体組成が、CC-PL-47では空気 48 %+蒸気 52 %、CC-PL-48では空気 24 %+蒸気 76 %、CC-PL-49では空気 16 %+蒸気 84 %になるように制御した。

表 3.1.4-1 蒸気注入を伴う外面冷却実験シリーズ

| | CC-PL-43 | CC-PL-44 | CC-PL-45 | CC-PL-46 | CC-PL-47 | CC-PL-48 | CC-PL-49 |
|--------|---|-----------------------|--------------------------|--|---|------------------|------------------|
| 初期ガス組成 | 蒸気100% | | | | 蒸気52 % 空気48 % | 蒸気76 % 空気24 % | 蒸気84 % 空気16 % |
| 初期圧力 | 150 kPa | | | | | | |
| 初期温度 | 157 °C | | | | | | |
| 流入条件 | 0~1000 s : 蒸気15 g/s、ヘリウム2 g/s 1000 s~ : 蒸気15 g/s | | | 0~1000 s : 蒸気30 g/s ヘリウム2 g/s 1000 s~ 蒸気30 g/s | 0~1000 s : 蒸気15 g/s、ヘリウム2 g/s 1000 s~ : 蒸気15 g/s | | |
| 外面冷却位置 | 上部プール使用 (EL>9.7 m) | | | | | | |
| 外面冷却開始 | 1000 s | 0 s | 260 kPa到達時 およそ 5000 s | 1000 s | 1000 s | 1000 s | 1000 s |
| 備考 | ベースケース | 外面冷却開始タイミングの影響 を調査 | | 蒸気流量の影響 を調査 | 初期ガス組成の影響を調査 | | |

3.1.4.2. 実験結果

冷却挙動

図 3.1.4-3 に試験容器内の圧力の時間変化を示す。図の煩雑化を避けるために、蒸気-He2 成分体系において外面冷却開始のタイミングの影響を比較検証した CC-PL-43、CC-PL-44、および CC-PL-45 を図 3.1.4-3 の左側、同じく 2 成分体系で蒸気流量の影響を検証した CC-PL-43 と CC-PL-46 を中央 に、空気を混入して初期気体組成の影響を検証した CC-PL-43、CC-PL-47、CC-PL-48、および CC-PL-49 の結果を右側に示す。ベースとなる CC-PL-43 では、蒸気とヘリウムの混合ガスが噴入されている 0 秒から 1000 秒の間は、圧力は線形に上昇した。その後、ヘリウムガスの供給を停止し、外面冷却を 1000 秒に開始した後に圧力上昇は緩やかになり、3000 秒で最大圧力のおよそ 236 kPa に到達した後は下降に転じた。

外面冷却開始のタイミングが及ぼす影響について、時刻ゼロ秒で外面冷却を開始した CC-PL-44 とその他 2 ケース (43 及び 44) との間での圧力上昇挙動に有意な差は見られない。上部プールに冷却水が徐々に蓄積されることが影響して初期は除熱が顕著ではないことが原因と考えられる。気体注入を蒸気のみで切り替えた 1000 秒以降は、CC-PL-44 ではベースケースの CC-PL-43 よりも早く下降に転じた。CC-PL-43 と外面冷却開始が遅い CC-PL-45 を比較すると、1000 秒から 3000 秒までの間は、両ケース間で大きな違いは見られない。このことから、1000 秒時点で外面冷却を開始している CC-PL-43 では冷却面で蒸気凝縮は生じた (詳細はガス濃度分布を用いて後述) が、その下方の非冷却面において再蒸発したことで、正味の蒸気凝縮量はほぼなかったことが推察される。また、CC-PL-45 では 5000 秒に外面冷却を開始した後に約 500 秒と比較的早く圧力は下降に転じた。

噴入する蒸気流量の影響に関して（43 と 46 の比較）、定性的な傾向は両ケース間で違いが見られないが、圧力上昇は蒸気流量が大きい CC-PL-46 の方が早く、冷却開始後に減圧に転じたタイミングも 46 のほうが早い。また、ヘリウムガス供給停止（1000 秒）から外面冷却の効果で低下に転じるまでの CC-PL-46 の圧力上昇率（0.37 kPa/s）は、CC-PL-43 のそれ（0.18 kPa/s）の 2 倍程度となった。圧力が下降に転じた後の変化率は、両ケース間で大きな差はなかった。

初期ガス組成の影響に関して（43 と 47～19 の比較）、外面冷却開始から下降に転じるまでの圧力上昇率には、ケース間で大きな差はない。圧力が下降に転じるまでのタイミングは、非凝縮ガス（空気とヘリウム）の分率が大きい CC-PL-47 がもっとも早く、非凝縮ガスの割合が少ない CC-PL-43 で最も遅かった（CC-PL-48 と CC-PL-49 は二つの間にくる結果となっている）。圧力が下降に転じた後は、ベースケースの（初期ガス組成に空気を含まない）CC-PL-43 では線形に下降したのに対し、（初期ガス組成に空気を含む）他のケースでは圧力下降率が徐々に小さくなった。この挙動は非凝縮ガスの分率がもっとも大きい CC-PL-47 で顕著に表れている。これは、容器内のガス温度と濃度（特に外面冷却領域付近）によって説明される。以下に、詳細を述べる。

ガス温度挙動

図 3.1.4-4 から図 3.1.4-7 に、カラーコンターにより試験容器内ガス温度分布の時間変化の全体概要を示す。ベースケースの CC-PL-43 について、1000 秒に外面冷却を開始したことで、試験容器上部に低温領域が形成されたことが確認できる。この低温領域は冷却開始から 2100 秒（冷却開始から 1100 秒）から実験終盤まで崩れることなく、存在した。一方で、その下方（蒸気噴入位置（EL6.28 m の高温域以外）では、ガス温度は徐々に下降し、実験終盤には一様な温度分布を示している。蒸気注入流量を 2 倍にした CC-PL-46 でも定性的には同様の温度分布を示す。

外面冷却開始のタイミングの影響に関して、CC-PL-44 は試験開始から外面冷却を開始したために、蒸気-ヘリウムの混合ガス噴入完了時（1000 秒）時には、試験容器上部で低温領域が見られる。また、冷却領域下方では CC-PL-43 よりも速いガス温度の低下がみられるために、圧力の上昇が抑えられたと推察できる。外面冷却開始が遅い CC-PL-45 では、冷却開始直後から低温領域形成開始が見られると同時に、冷却領域より下方部でもガス温度の低下が見られる。

初期ガス組成の影響に関して、外面冷却領域において非凝縮ガス（空気とヘリウム）の分率が大きいほどガス温度が高温に維持されたことが確認できる。一方で、冷却領域より下方では、非凝縮ガスの分率が大きいほど低温になったことは興味深い。このガス温度挙動

に関しては、CIGMA を用いたパラメータ実験と CFD 解析による詳細調査が今後の課題として望まれる。

ガス濃度挙動

図 3.1.4-8 から図 3.1.4-14 に、EL10.0、9.7、9.3、5.4 m でのヘリウムガスおよび蒸気濃度の時間変化を示す（CC-PL-43~46 は蒸気—ヘリウム 2 成分体系なので、ヘリウムガス濃度のみ）。ベースケースの CC-PL-43 について、外面冷却が 1000 秒に開始されたことで、冷却面で蒸気が凝縮したため、ヘリウムガス濃度が 90 %程度まで急激に上昇した。また、冷却領域の直下（EL9.7 m）では、外面冷却開始直後は EL10.0 m の過渡を追随するように急激な上昇を示し、ピーク値としておよそ 70%まで到達するが、その後は減少傾向に転じ、最終的には 40 から 50%の間を変動するような時間変化となった。この高さに成層界面が存在し、高濃度 HE 成層厚さは 0.3m 程度で冷却領域よりも薄い（←チェックしてください）。蒸気-He 二成分体系では、蒸気を連続的に注入する条件でも、外面冷却によって非凝縮ガスが外面冷却領域に局在化することが示された。外面冷却開始のタイミングの影響に関して、CC-PL-44 と CC-PL-45 での蒸気凝縮により格納容器頂部 EL10.0 m のヘリウムガス濃度が 90%まで上昇した過渡は、CC-PL-43 のそれと同様だった。また、EL9.7 m でのヘリウムガス濃度に関して、外面冷却開始が早い CC-PL-44 では冷却開始直後に 60%程度まで上昇し、その後 40 から 50%の間で変動した。冷却開始が遅い CC-PL-45 では、外面冷却開始直後の急激な上昇は見られず、徐々に上昇する過渡が見られる。蒸気流量が多い CC-PL-46 でも、蒸気凝縮によりヘリウムガスが局在化し EL10.0 m では 90%程度となった。一方、冷却領域直下の EL9.7 m のヘリウム濃度は小さく、下方の濃度とはほぼ同様であった。これは注入された蒸気流量が大きいため、噴流が EL9.3 m まで到達していたと推察できる。すなわち、蒸気-ヘリウム 2 成分体系では外面冷却によって凝縮面に高濃度 He 成層が蓄積されるものの、同じヘリウムインベントリに対して冷却の開始時刻や蒸気注入による攪拌の効果でその厚さには多少差が出る結果となった。さらに成層の厚さはいずれにおいても冷却領域より薄いため、ヘリウム成層の覆われない冷却面での凝縮は有意に進み、圧力及び温度低下に寄与したと考えられる。

初期組成に空気を含む CC-PL-47~49 では、蒸気凝縮による高濃度のヘリウムガスの蓄積は表れず外面冷却開始直後に容器内のガスは即座に一様化した。但し、3 ケースの中で空気濃度が一番小さく、蒸気濃度が大きい CC-PL-49 では EL10.0 m で外面冷却開始直後は一時的にヘリウムガスの濃縮が見られ、濃度が 60%程度まで急上昇したが、その後急降下し 5000 秒には容器内のガス組成は一様化した。

3.1.4.3. 本節のまとめ

蒸気注入を伴う外面冷却実験と称して、外面冷却開始のタイミング、蒸気流量、初期ガス組成に着目して 7 実験を実施した。圧力挙動から、蒸気注入を伴う条件でも外面冷却領域での蒸気凝縮により圧力が低下することが確認できた。圧力が低下に転じるタイミングや、その後の時間変化は、条件によって大きく変化する。容器内のガス温度分布に関して、定性的には試験容器上部で冷却領域が形成されることはすべての実験ケースで同様だが、各パラメータにより冷却領域やその下方での温度に違いがあることが分かった。ガス濃度に関して、上記一ヘリウム体系では凝縮による試験容器上部でヘリウムガスの局在化がみられたが、空気—蒸気—ヘリウム体系でのガス挙動は、初期組成により大きく変化する事が明らかになった。ヘリウムの注入流量を大きくし、冷却面が完全に成層で覆われる条件を特定し、成層形成と凝縮及び自然循環冷却の特性を整理する予定である。

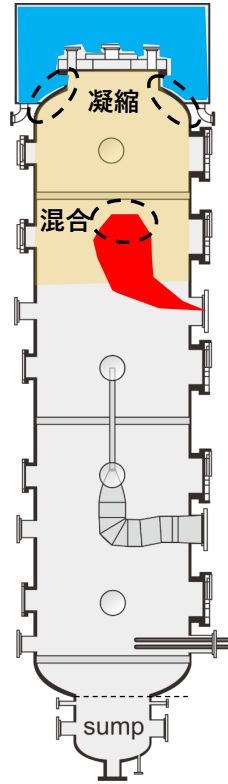


図 3.1.4-1 蒸気注入を伴う外面冷却実験の概念図

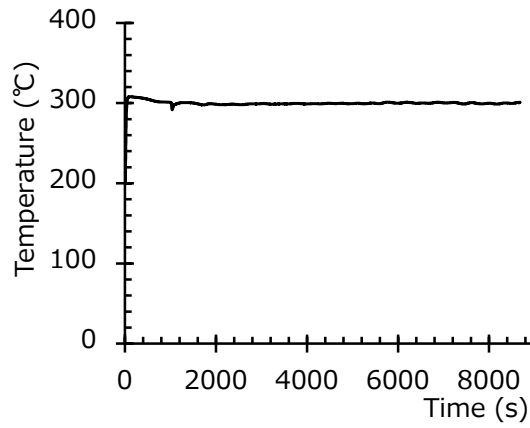


図 3.1.4-2 流入蒸気温度の時間変化

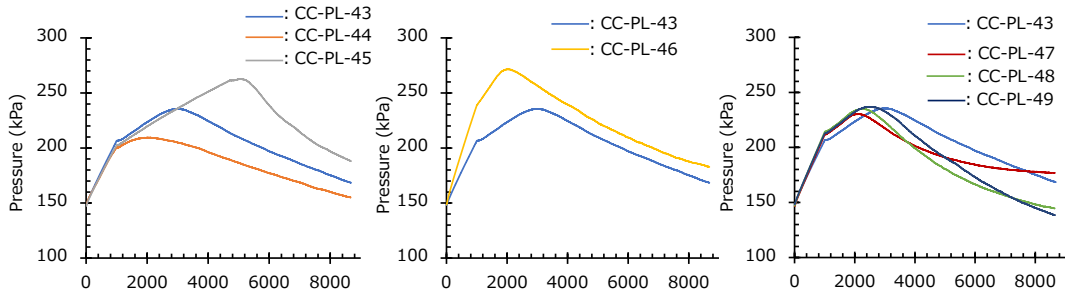


図 3.1.4-3 試験容器内圧力の時間変化

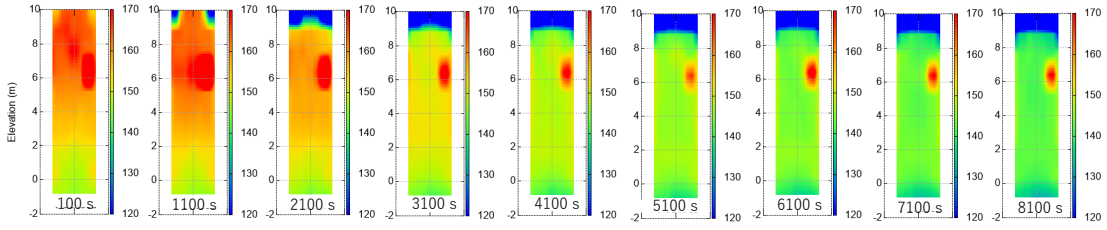


図 3.1.4-4 CC-PL-43 (ベースケース) の試験容器内温度分布の時間変化

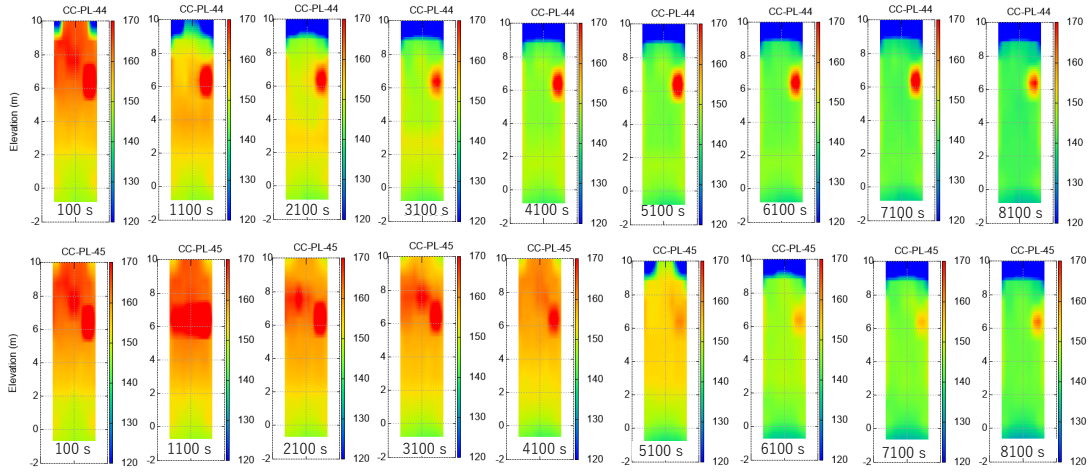


図 3.1.4-5 CC-PL-44 と CC-PL-45 の試験容器内温度分布の時間変化

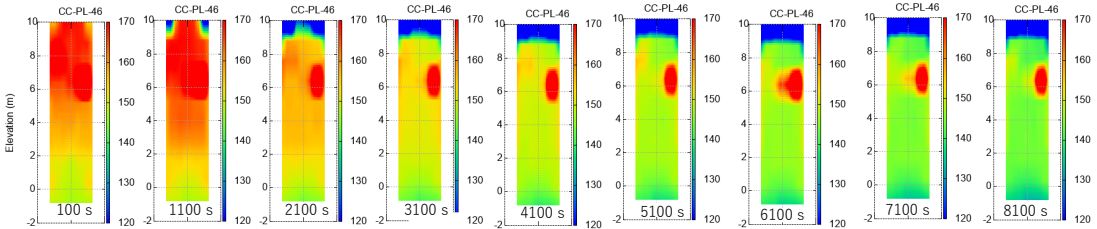


図 3.1.4-6 CC-PL-46 の試験容器内温度分布の時間変化

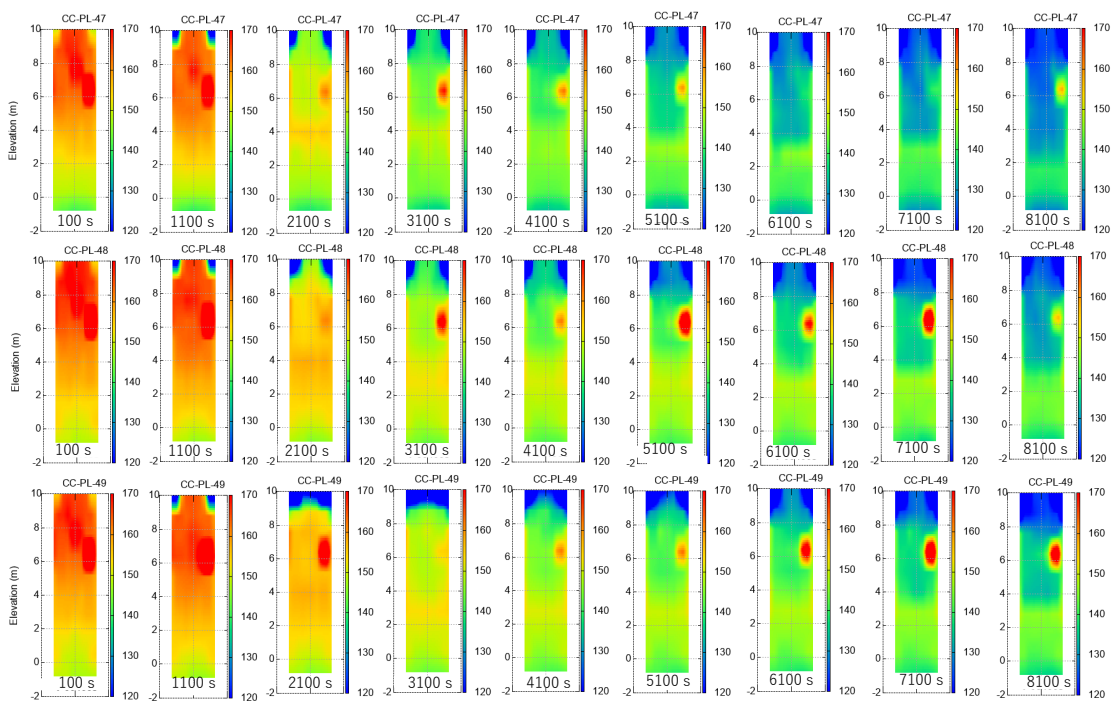


図 3.1.4-7 CC-PL-47、CC-PL-48、CC-PL-49+の試験容器内温度分布の時間変化

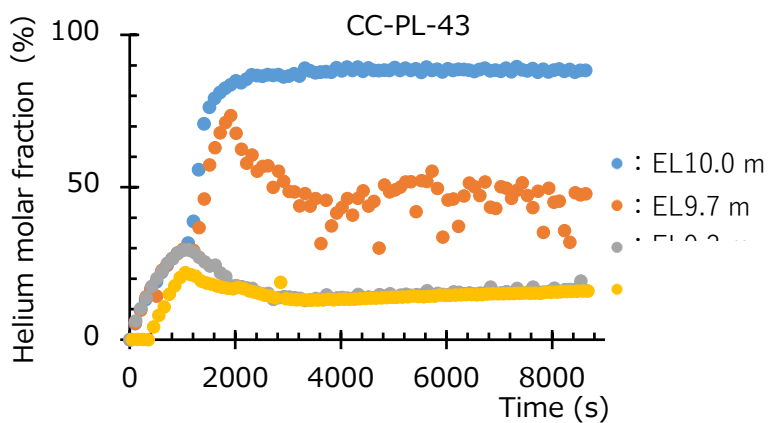


図 3.1.4-8 CC-PL-43 (ベースケース) の各計測点のヘリウム濃度時間変化

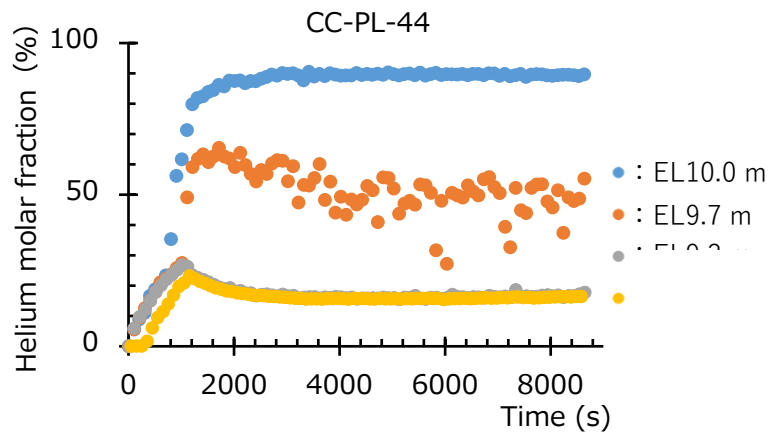


図 3.1.4-9 CC-PL-44 の各計測点のヘリウム濃度時間変化

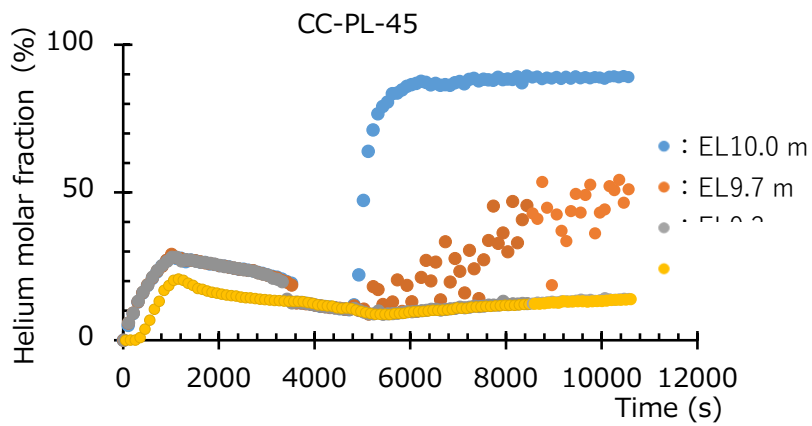


図 3.1.4-10 CC-PL-45 の各計測点のヘリウム濃度時間変化

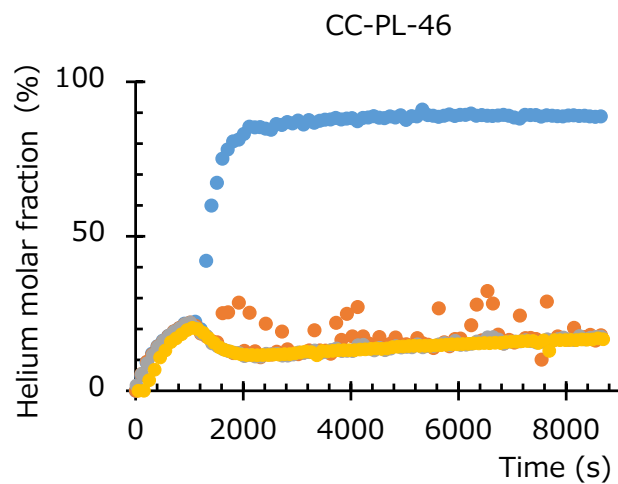


図 3.1.4-11 CC-PL-46 の各計測点のヘリウムおよび蒸気濃度時間変化

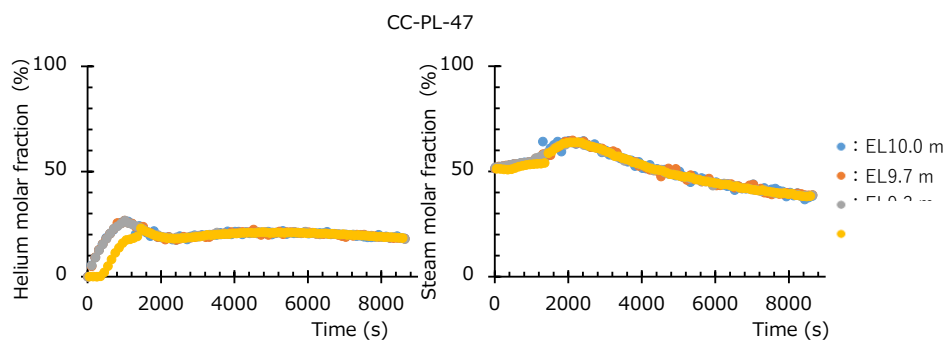


図 3.1.4-12 CC-PL-47 の各計測点のヘリウムおよび蒸気濃度時間変化

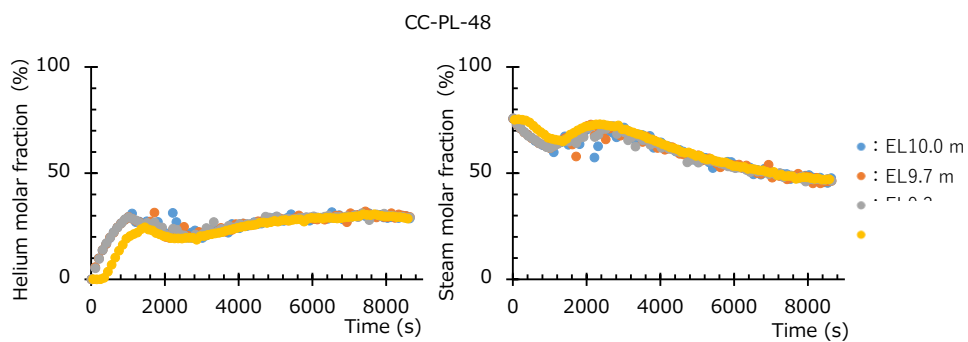


図 3.1.4-13 CC-PL-48 の各計測点のヘリウムおよび蒸気濃度時間変化

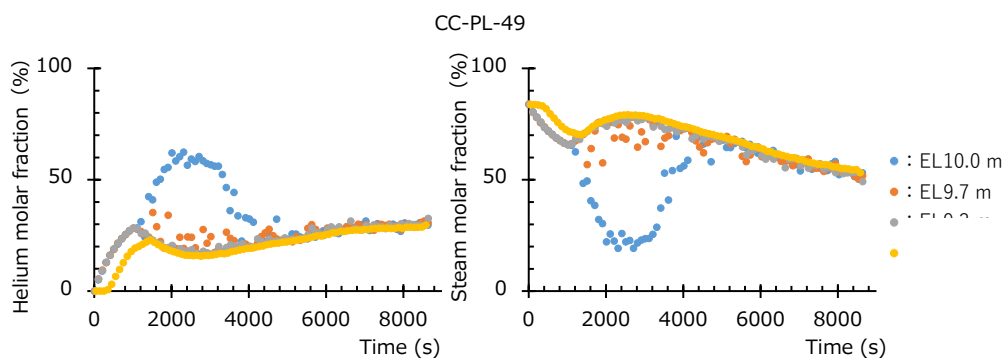


図 3.1.4-14 CC-PL-49 の各計測点のヘリウムおよび蒸気濃度時間変化

3.1.5 CIGMA 装置の追設

本年度は、令和2年度に整備し、本年度のトップヘッドフランジ高温噴流実験（3.1.1 節に掲載）で使用した容器上部への蒸気注入ラインに、放熱補償ヒータとその制御系の製作および設置を実施した。本追設は、試験容器内への噴流の温度上昇を急速にし、理想的な境界条件に漸近させることを目的としたものである。具体的な追設位置は図 3.1.5-1 に示すように、横向き噴流用ノズル（3.1.4 節等で使用）との分岐位置から下流で、試験容器内に挿入される直前までとした。設置した放熱補償ヒータの総容量は 11.3 kW で、二系統に分割することで、精緻に出力調整ができるように設計・製作した。

設置した放熱補償ヒータの効果を検証するために、3.1.1 節で示した JT-SJ-12 と同じ条件で試験容器内に蒸気を吹き込む実験を実施した。図 3.1.5-2 にノズル出口での蒸気温度の時間変化を示す。狙い通り、放熱補償ヒータ設置後は噴流開始直後に 500 °C以上まで即座に上昇した。

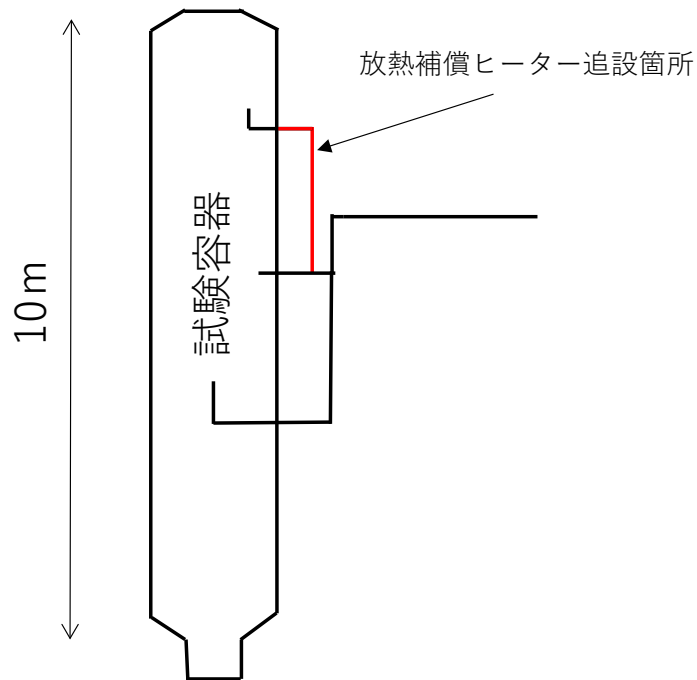


図 3.1.5-1 放熱補償ヒーター設置概要

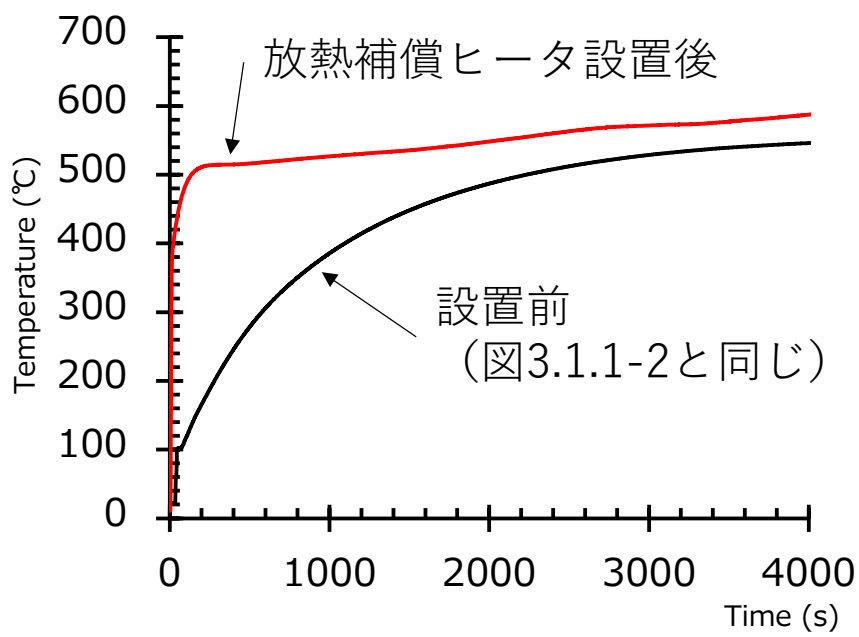


図 3.1.5-2 放熱補償ヒーター設置概要

3.2. 壁凝縮に関する個別効果実験

3.2.1 目的

格納容器内において壁凝縮を伴う 3 次元な流れを解析する場合には凝縮モデルを実装した CFD 解析が有効である。凝縮モデルの一つに境界層を $y^+ \sim 1$ 程度に計算格子で解像して移流拡散方程式を解くモデル (HMTD モデル) がある。Dehbi らの HMTD モデル[1] を OpenFOAM に実装し実験データとの比較を行った先行研究では、温度分布が実験データから著しく乖離する結果が報告されている[2]。モデル検証のためには詳細計測データとの比較を通じた検討を行う必要があるが、既往研究では凝縮壁面近傍における速度・温度・蒸気濃度境界層分布に関するデータは限られており、層流から乱流の幅広い流動条件でのデータベースの構築が必要である。一方、実機スケールの解析においては、壁近傍セルに粗い計算格子を用いても速度・温度・蒸気濃度分布を正確に予測できるような壁関数などの簡易評価モデルが有用である。しかしながら、一般的に使用される壁関数では誤差が生じ得る[3]等の課題が存在するため、凝縮流れに適用可能な簡易評価モデルを開発する必要があり、この観点からも境界層分布に関するデータは重要である。

以上の点を踏まえ、当機構では、境界層内の速度・温度・蒸気濃度分布の計測を目的として製作された風洞試験装置 WINCS (WInd tunnel for Condensation of Steam and air mixture)を用いた実験を実施してきた。本年度は、HMTD モデルの検証用データ取得を目的として、浮力流れにおける滴状凝縮条件および膜状凝縮条件での速度・温度分布計測を実施した。また、蒸気濃度評価や熱流束評価も実施した。

3.2.2 実験装置概要

WINCS の装置全体図の模式図を図 3.2.2-1(a)に示す。WINCS は全長 5m の風洞で、流れ方向に 1.5 m、スパン方向に 35 cm、高さ方向に 7 cm の矩形ダクト型試験部を有する。試験部壁面のうち一面 (底面) は冷却水により背面から冷却することが可能で、これにより冷却面上で水蒸気を凝縮させる機構となっている。風洞は冷却面を除いて断熱材で覆われており、試験部上部 (冷却面に相対する面) には補助ヒータが設置されている。作動流体である蒸気と空気は、それぞれボイラーとコンプレッサーによって流量制御したものを混合および加熱し、実験装置に供給する。本実験装置は装置の傾斜を変えることで浮力の影響を調査することが可能である。今年度は試験部を垂直に立てた状態で実験を行った。通常、冷却面上で生じる凝縮の形態は滴状凝縮であるが、試験部直前の助走部に搭載されている液膜供給系より液膜を試験部に供給することで、膜状凝縮を模擬することも可能である。液膜は温度および流量制御され、シンターを通じて供給される。

実験では、レーザードップラー流速計 (LDV) および熱電対を用いて試験部内の流速と温度分布を計測する。試験部には LDV のレーザ導入用の窓の取り付け位置が 4 箇所あ

り、同じ位置に熱電対導入用の上部窓を取り付けて測定する。図 3.2.2-1(b)に測定位置における断面図を示す。LDV および熱電対のプローブを、試験部のスパン中心において冷却面に対し垂直方向にトラバースさせ、分布を測定する。なお、LDV による速度計測のため、微量のオイルミストを蒸気・空気混合加熱器付近より流入させている。参考データとして、図 3.2-1(a)のように装置を立てた状態でチラーを稼働させずに、室温・乾燥空気を断面平均速度 3.48 m/s で流入させたときの速度分布を図 3.2.2-2 に示す。本稿では冷却面からの距離を y とする。LDV のレーザーを斜めに導入 (図 3.2.2-1(b)参照) しているため、上面 ($y=70$ mm) 付近のデータは欠損する。なお、上面まで測定した流速分布はこれまでの報告[4]で報告している。熱電対は図 3.2.2-1(c)で示す通り、先端が上流を向くように設置している。また、各測定点の冷却面には、深さ 5 mm および深さ 20 mm の位置に熱電対が埋め込まれている。これらは主に冷却面温度の評価に使用する。

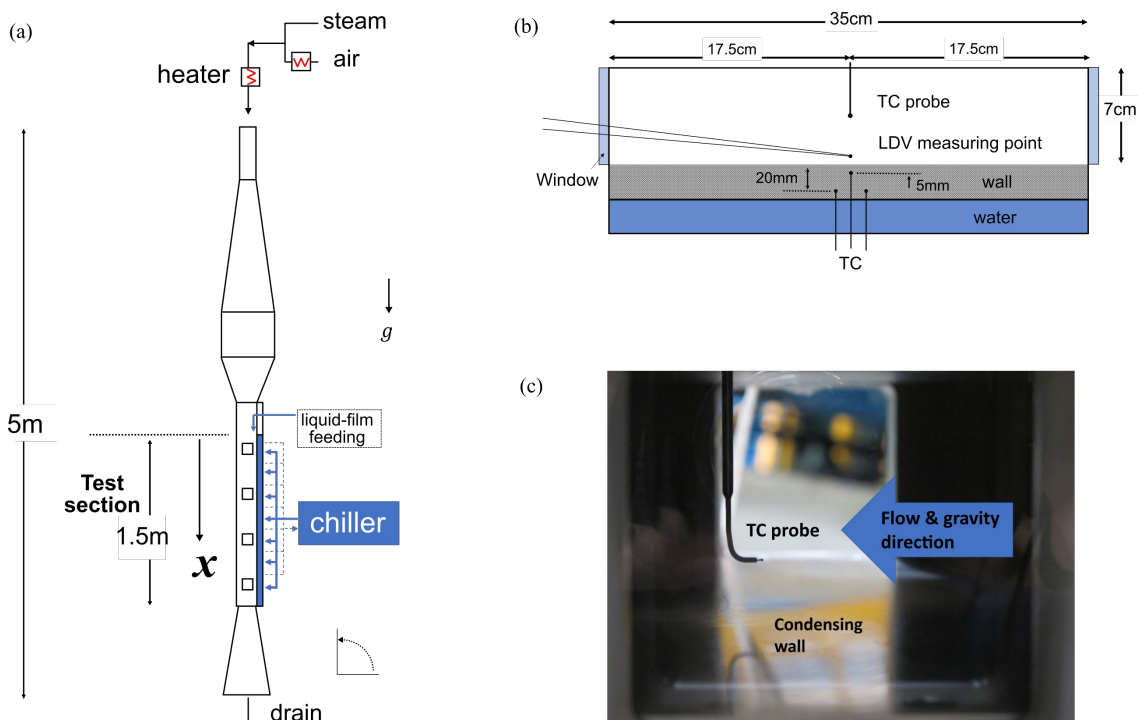


図 3.2.2-1 (a)実験装置の概念図 (b)測定位置における断面図 (c)窓からの撮影写真

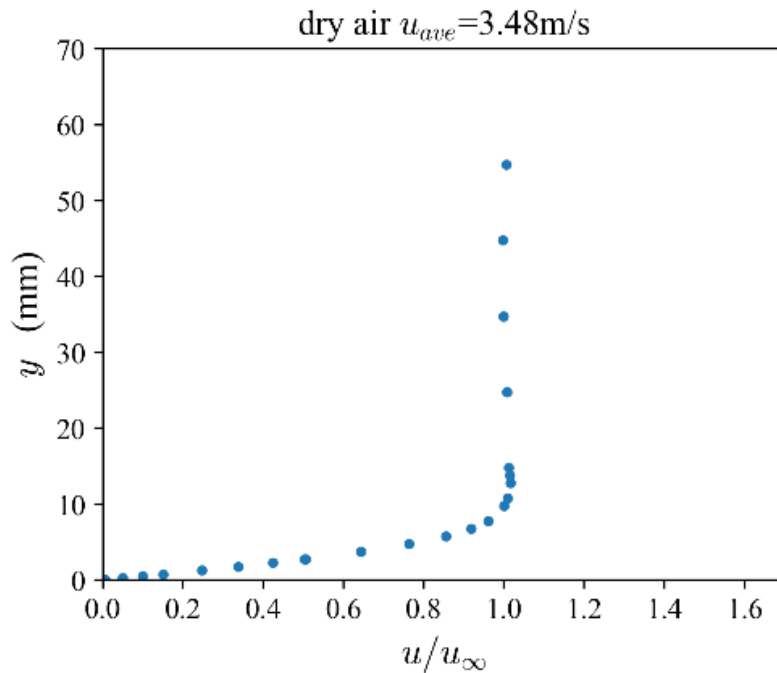


図 3.2.2-2 室温・乾燥空気条件における速度分布

3.2.3 凝縮実験条件

表 3.2.3-1 滴状凝縮条件の実験条件

| | 断面平均流速 u_{ave} (m/s) | 蒸気体積分率 (-) | バルク温度 (°C) | 測定位置 x (m) | リチャードソン数 Ri (-) |
|-------|---------------------------|---|---------------|-----------------|----------------------|
| Case1 | 2.306 | 0.350 ($T_{sat}=73^{\circ}\text{C}$) | 91 | 0.9 | 0.60 |
| Case2 | 0.993 | | 72 | 0.9 | 2.8 |
| Case3 | 0.993 | | 74 | 1.3 | 4.0 |

今年度実施した滴状凝縮条件の実験条件を表 3.2.3-1 に示す。流入条件である断面平均流速 u_{ave} と蒸気体積分率は蒸気ラインおよび空気ラインに設置されている流量計より計算した。体積分率は 35% (蒸気質量分率は 25%) である。混合ガスの気相バルク温度は測定位置における $y=35$ mm (高さ方向中心) 付近の測定値とする。蒸気体積分率から計算される飽和温度が 73°C であり、Case1 は未飽和過熱条件、Case2 と Case3 は飽和条件と見做せる。冷却水に用いるチラーの設定温度は 20°C で一定とした。 x は冷却開始点 (縮流部出口から 30 cm 下流の位置) から測定窓までの距離で、今回は上流から 3 つ目および 4 つ目の窓で測定を実施した。Case2 と Case3 は同じ流入条件であるが、測定位置のみ異なる。リチャードソン数 Ri の定義は以下である。

$$Ri = \frac{\rho_w - \rho_{inlet}}{\rho_{inlet}} \frac{gx}{u_{ave}^2} \quad (3.2.3-1)$$

なお、本実験条件は平成 31 年度の報告[5]の条件と同程度の流速条件およびリチャードソン数で実施した。過年度の実験では装置試験部の傾斜角が 5 度の場合は速度境界層データ

に対数則が見られ、傾斜角を 90 度（垂直）にすると対数則が見られなくなる結果が得られている。これは、傾斜角が緩い場合には冷却面が滴状凝縮となり壁面で乱れが誘起されたのに対し、垂直壁では凝縮水滴が流れ落ちて滑面に近い条件になったことが一因と推測される。本年度は、速度境界層データの再現性を確認すると同時に、流れ場が未発達層流である可能性があるため、層流境界層との比較を通じて浮力や凝縮の効果を確認した。また、過年度では精度に不安のあった温度境界層のデータを再取得し、壁面熱流束の評価を実施した。

表 3.2.3-2 膜状凝縮条件の実験条件

| | 断面平均 流速 u_{ave} (m/s) | 蒸気体積 分率 (-) | バルク 温度 ($^{\circ}\text{C}$) | 測定位置 x (m) | 液膜表面 速度 u_f (m/s) | 液膜表面 温度 T_f ($^{\circ}\text{C}$) |
|---------------------------|-------------------------------|---|-------------------------------------|-----------------|---------------------------|--|
| Case1 with liquid film | 2.306 | 0.350 ($T_{sat}=73^{\circ}\text{C}$) | 88 | 0.9 | 2.15 | 35 |
| Case2 with liquid film | 0.993 | | 72 | 0.9 | 1.88 | 35 |

膜状凝縮条件の実験条件を表 3.2.3-2 に示す。気相流入条件は滴状凝縮条件の Case1 および Case2 と同じである。シンターを通じて供給する液膜の温度および流量は 30°C 、 30 L/min とした。図 3.2.3-1 に膜状凝縮条件の測定結果の一例を示す。膜状凝縮条件において境界層分布を議論するためには基準位置を決める必要があり、ここでは液膜表面を基準とする。基準位置は熱電対データから評価した。図 3.2.3-1 に示されるように、温度計測値は液膜内においてほぼ一定値となるため、本実験では温度分布が一定値になる境界を基準位置とした。図に示されるように、液膜内にも気相部と連続した速度場を持つ。基準位置（液膜表面）における速度と温度を u_f および T_f とする。基準位置は表面波により時間変動する液膜表面の時間平均位置に対応する。壁面から基準位置までの距離は約 2 mm である。

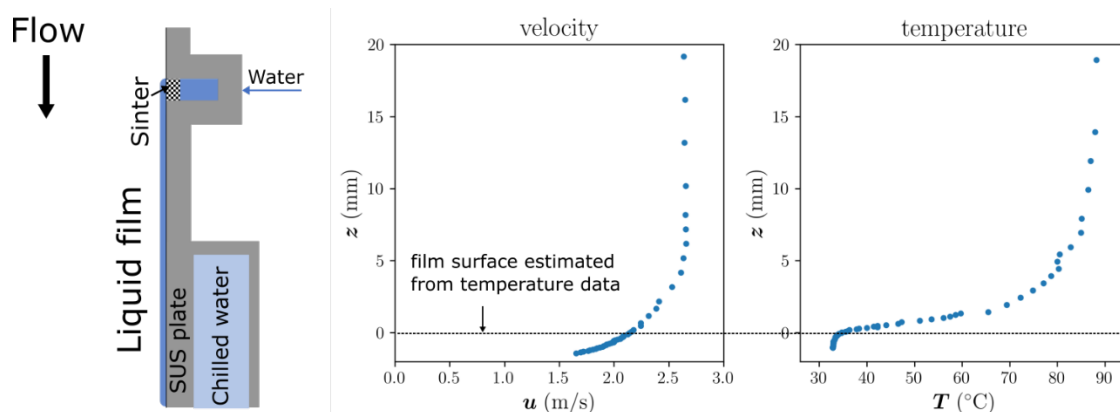


図 3.2.3-1 液膜流入による膜状凝縮実験の一例 (Case1 with liquid film)

3.2.4 実験結果

はじめに滴状凝縮条件の実験結果について述べる。本年度の境界層データの結果は乱流域まで発達してない条件であることから、強制対流条件における乾燥空気の層流境界層分布との比較を行った。この浮力無し・凝縮無しの分布として、層流の相似解もしくはブラジウス解と呼ばれるデータを用いる。これは、境界層内の運動方程式およびエネルギー方程式を以下の無次元空間座標 η や流れ関数を用いて変換し、得られた η に依存する常微分方程式を解くことで得られる[6]。無次元座標 η は次式で表される。

$$\eta = \frac{y}{x'} \sqrt{\frac{u_{\infty} x'}{\nu}} \quad (3.2.4-1)$$

y は壁面からの距離、 x' は境界層発達開始点からの距離、 u_{∞} はバルク速度、 ν は動粘性係数である。相似解は無次元空間座標 η に対する規格化分布なので、実験の測定位置及びバルク速度から有次元に変換する。具体的には、参考文献[7]で示される規格化された速度分布のプロット図から有次元参照値を求めた。図 3.2.2-2 の室温・乾燥空気条件のデータと参照値との比較を図 3.2.4-1 に示した。両者は概ね一致する結果となった。図 3.2.4-2 に、実験で得られた速度分布をドットでプロットし、参照値（実験測定値に対応する未発達領域での浮力無し・凝縮無しの層流速度分布）を破線で表した。浮力も凝縮も無い場合は、流速が大きく、入り口から測定位置が近い Case1、Case2、Case3 の順に境界層が厚くなる結果となるが、凝縮面を伴う本実験では境界層厚さがこの順番で薄くなる傾向が見られた。その要因としては、浮力による流れの加速と壁凝縮に伴う壁方向への引き込み（サクシオン効果）が挙げられ、本条件では蒸気濃度は 35%と高くないため浮力による効果が支配的となっていると考えられる。

図 3.2.4-3 に温度分布データを示した。速度分布と同様、Case1、Case2、Case3 の順に比較データよりも境界層が薄くなる傾向が見られた。温度境界層に関しては、境界層内バルク領域での凝縮に伴う潜熱放出により境界層厚さが薄くなるということが知られており[8]、特に飽和条件である Case2 および Case3 に関しては浮力とサクシオンに加えバルクでの凝縮潜熱放出の効果が表れている。図 3.2.4-4 に浮力やバルクでの凝縮、サクシオン効果が温度分布に与える影響の向きを示した。Case2 および Case3 はバルク領域で飽和条件であるため、局所熱平衡仮定を用いることで温度データから蒸気濃度データへの変換が可能である。図 3.2.4-5 および図 3.2.4-6 に温度分布と蒸気濃度（質量分率 Y ）分布を壁面（添え字 w ）及びバルク領域（添え字 ∞ ）で規格化して示した。エラーバーは熱電対とデータロガーの精度から誤差伝搬の式を用いて求めた。蒸気濃度データは温度データを変換したものであるため、境界層の厚さは温度境界層と同程度である。

図 3.2.4-7 に、各流入条件におけるスパン中心での流れ方向熱流束分布を示した。熱流

束は冷却壁面内の深さの異なる位置に埋め込まれた熱電対で計測される温度差から一次元熱伝導を仮定して評価した。数回の実験により得られた最大値を丸、最小値を三角として示している。試験部に供給される蒸気濃度（蒸気分圧）は全ての条件で同じであるが、Case1 の流入条件は速度が大きく、またバルク温度も高いため、Case2 と Case3 の流入条件と比べて熱流束が大きくなる結果となった。但し、熱電対の温度差は数℃で計測自体の不確かさは大きい。今後、計測方法等に関して検討する必要があると思われる。

図 3.2.4-8 に液膜流入による膜状凝縮実験で得られた速度、温度、濃度分布の結果を規格化して示す。添え字 f は液膜表面の値である。Case1 に液膜を流した場合（Case1 with liquid film）は温度未飽和条件であり、温度データから蒸気濃度を見積もれないため濃度分布を示していない。速度境界層に関してはこれまでの報告[5]と同様、速度差が小さいほど境界層が薄いという結果が得られた。一方、温度分布に関しては、両条件（Case1 with liquid film と Case2 with liquid film）に大きな相違は見られなかった。また、温度および濃度分布に関して、滴状凝縮実験（図 3.2.4-5 および図 3.2.4-6 の Case2）と比較しても、測定誤差を考慮すると大きな相違は見られないという結果となった。但し、液膜流入による実験の際、液膜が冷却面一面を濡らさずスパン中心に集まる様子が LDV 用の窓から観測されており、これが境界層分布に与える影響は不明である。

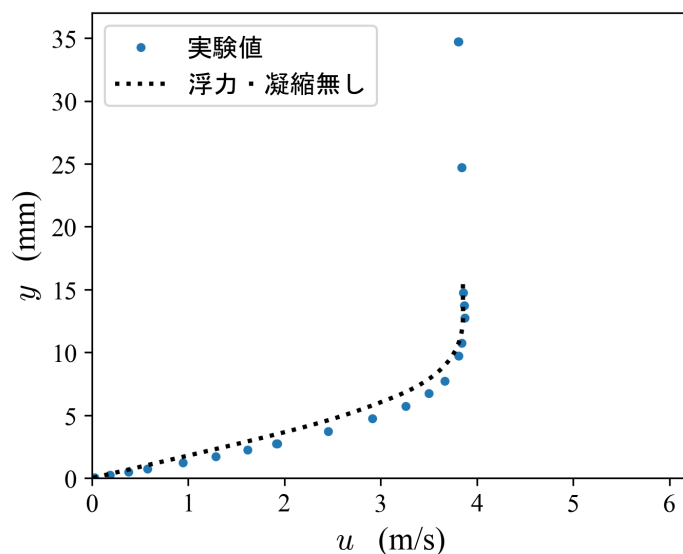


図 3.2.4-1 室温・乾燥空気条件における速度分布と相似則

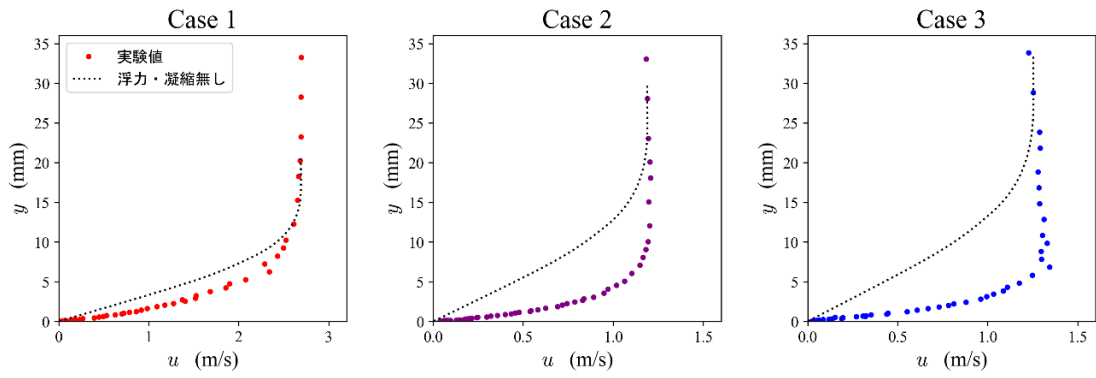


図 3.2.4-2 滴状凝縮条件の速度分布

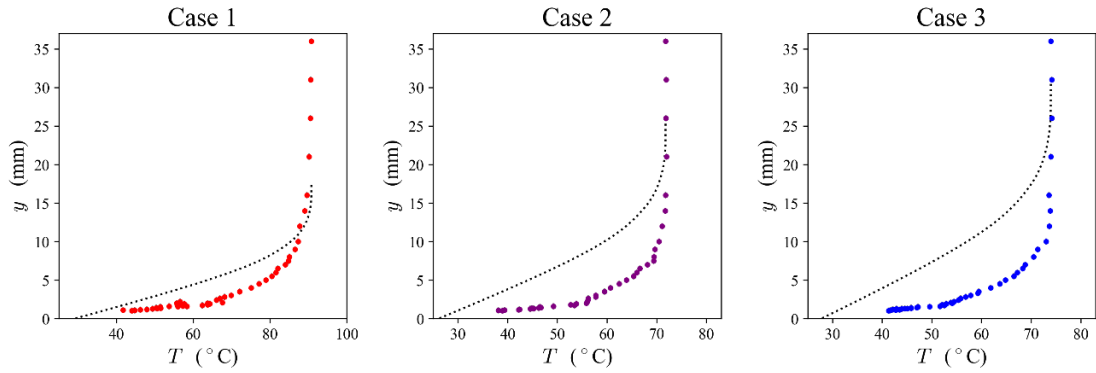


図 3.2.4-3 滴状凝縮条件の温度分布

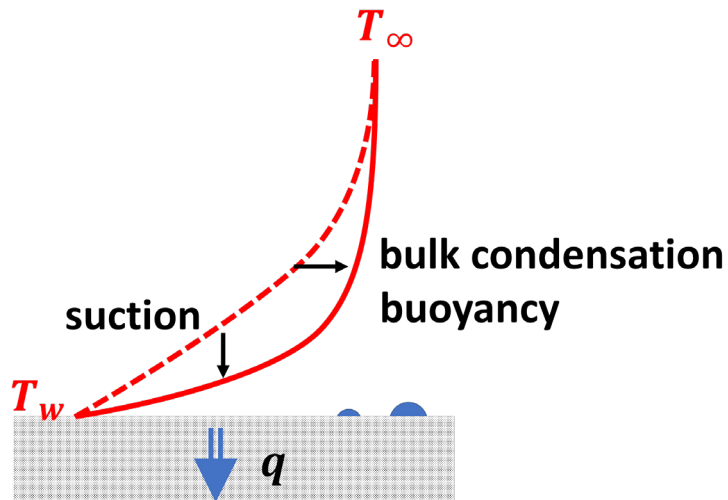


図 3.2.4-4 浮力や壁面およびバルク領域での凝縮が温度境界層に与える影響の向き

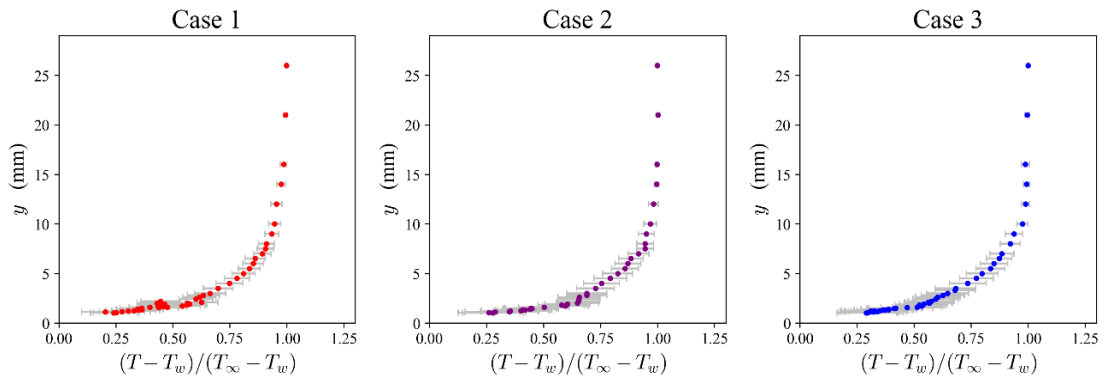


図 3.2.4-5 滴状凝縮条件の規格化温度分布

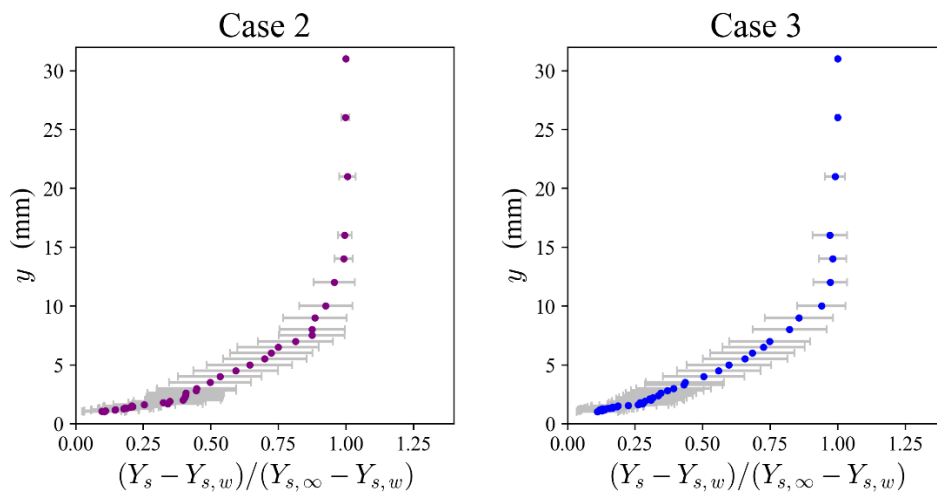


図 3.2.4-6 滴状凝縮条件の規格化蒸気濃度分布

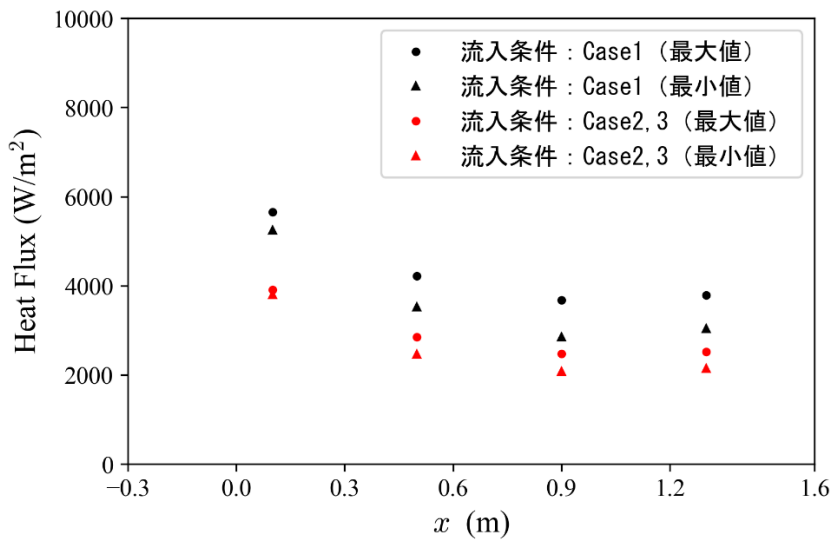


図 3.2.4-7 滴状凝縮条件の熱流束分布

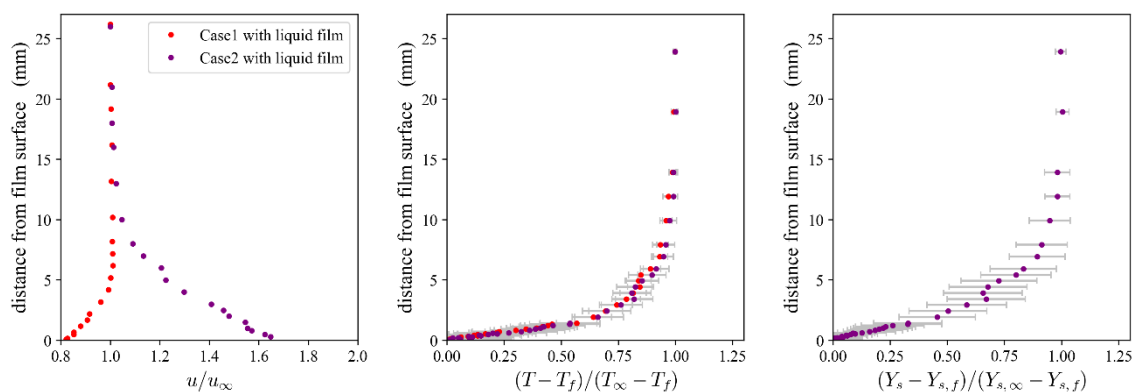


図 3.2.4-8 膜状凝縮条件の境界層分布

3.2.5 まとめ

HMTD モデルの検証用データ取得を目的として、風洞試験装置 WINCS を用い、浮力流れにおける滴状凝縮条件および膜状凝縮条件での速度・温度分布計測を実施した。滴状凝縮条件の実験結果に関しては、浮力の強さおよび未飽和・飽和条件の違いにより、強制対流条件における乾燥空気の層流境界層よりも薄くなる結果が得られた。膜状凝縮条件に関しては、非濡れ部分があり境界条件が理想的でないという課題はあるものの、速度境界層は液膜表面速度とバルク速度の差に依存するという傾向が見られた。また、本年度は蒸気濃度分布の評価や熱流束分布の評価も実施した。今後は、未飽和過熱条件でも蒸気濃度が評価できるように蒸気濃度の直接的な計測を検討している。また、本研究では幅広い条件での凝縮壁面での境界層モデルを構築する目的から、垂直面において発達した乱流境界層のデータ取得も視野に入れており、今後はその条件を実現するために、上流で乱れを誘起するトリッピングワイヤー等の使用を計画している。

3.3. エアロゾル関連実験

本節では、エアロゾル関連研究として、本年度実施したプールスクラビングとスプレースクラビングに関する実験結果を説明する。スクラビング効果とは、水プールやスプレイ液滴群の体系内にエアロゾルを流出入させたときに、エアロゾルに含まれる微粒子がプール水媒質に移行したりスプレイ液滴に捕獲されることで汚染原因である微粒子が除去される効果をいい、その除去効果は除染係数（Decontamination Factor; DF）という指標で表される。除染係数の定義は様々であるが、一般的には、汚染の原因になる放射性物質が除染処理（ここではスクラビング）によって除去される程度を示す指標として定義され、通常、除染処理前の放射能レベルを処理後のそれで除した値で表す[1]。プールスクラビングの場合、注目する汚染物質の核種を同定すると放射能レベル比は核種質量比に換算でき、さらに本実験（後述）のように、粒子数サイズを単一と規定すると粒子数濃度比に換算できる。本実験においても各除染効果を除染係数を用いて評価する。除染係数の詳細な定義については後続の各節に示す。

3.3.1 プールスクラビング

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 におけるサブ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ードベントでは、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 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。

- 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。
- 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。
- 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（以下、原子力機構）は中規模実験を受託し、平成 28 年度から平成 31 年度まで高い信頼性のエアロゾル計測手法の確立や実験装置（PONTUS）の整備を行いながらプールスクラビング実験を実施し、成果を報告書[6-9]に取りまとめた。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 1 つが大規模実験によって明らかになったプール水温による DF への影響（プール水温の上昇に伴う DF の増加）である。これは既往実験では明確化されていなかった現象であり、実験結果の検証や特性調査が求められる。中規模実験装置における高精度計測の優位性を考慮し、原子力機構は今期プロジェクトの初年度にあたる令和 2 年度（昨年度）に、DF に対するプール水温効果に着目した実験を実施し、主に以下の成果を得た（詳細は当年度報告書[10]を参照）。

- 大規模実験と同様な DF に対するプール水温効果（プール水温の上昇に伴う DF の増加）は改良前中規模実験装置（図 3.3.1-1 左）でも観測することができ、その原因は環境温度（常温）に対して水温が高い場合、試験部の加熱不足で、プール水面上ガスが温度低下・過冷却となり、表面結露によって粒子径成長した粒子は水面に沈降しやすく、上向き搬送ガスによって上部出口サンプリングに粒子が全て輸送されず、計測上 DF が増加した可能性がある。また、粒子搬送は搬送ガス速度にも関係し、断面積が広い試験部の水面上空間でガス速度が低下することも粒子搬送不足を助長する一因と考えられる。
- 加熱補強をしてプール水面上ガスを過熱状態にして表面結露による粒子径成長を防ぐとともに、流路を狭めることで搬送ガス速度を上げる目的に、水面上に高温傘構造ガス収集機構を導入した改良後中規模実験装置（図 3.3.1-1 右）では、より確からしくプールスクラビング効果による DF を計測でき、DF に対する有意なプール水温効果は観測されなかった。なお、プール水温と注入ガス温度が同じ条件に加え、それらが異

なる初期的に非平衡な温度条件でも実験を実施し、有意な水温効果がないことを確認した。

一方、プールスクラビングの重要な個別事象として、ガスジェット（高速ガス注入）スクラビングが挙げられる。初期注入気泡がグロービュール（低速ガス注入）からガスジェットへの遷移は We 数で規定され、常温常圧水—空気体系における遷移臨界 We 数は 300 程度である[11]。

$$We = \frac{\rho_g v_g^2 d_{nozzle}}{\sigma} \quad (3.3.1-1)$$

ここで、 ρ_g 、 v_g 、 d_{nozzle} 、 σ はそれぞれガス密度、注入ガス速度、注入ノズル径、表面張力である。初期蒸気凝縮を伴わない注入ガスジェット条件では、0.3 m 程度の低水深で 92%以上の粒子除去が報告され[11]、ジェット注入領域での除染はスクラビングの支配因子の1つといえる。上述した代表的なプールスクラビングの DF 評価コードは、グロービュールを対象に構築されており、ガスジェットに対するスクラビング解析が困難である。近年、主に初期蒸気凝縮を伴わない限定的な条件におけるガスジェットに対するスクラビングモデル[11, 12]がいくつか提案されているものの、予測精度の検証や適用条件の拡張等のモデル高度化は未だ最新の研究トピックである。モデル高度化に必要な実験データベースは、条件数や計測信頼性の観点から十分でなく、実験データベース拡充のために、国際研究プロジェクト THEMIS の1つのテーマとして、現在実験が進められている。

上述プールスクラビングの水温効果とガスジェットの現状を踏まえ、今年度は高温傘構造ガス収集機構を導入した改良後 PONTUS 装置を用いて以下を実施した。

- 有意な水温効果が得られそうな条件を検討・調査するために、水温効果に関わる追加実験を実施した。
- ガスジェット条件における DF を計測してスクラビング効果を把握するとともに、既存評価相関式[11]と比較し、予測精度を検証した。

なお、プールスクラビング実験では単分散エアロゾルを使用しており、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。

$$DF = \frac{\text{試験部入口側エアロゾル個数濃度}}{\text{試験部出口側エアロゾル個数濃度}} \quad (3.3.1-2)$$

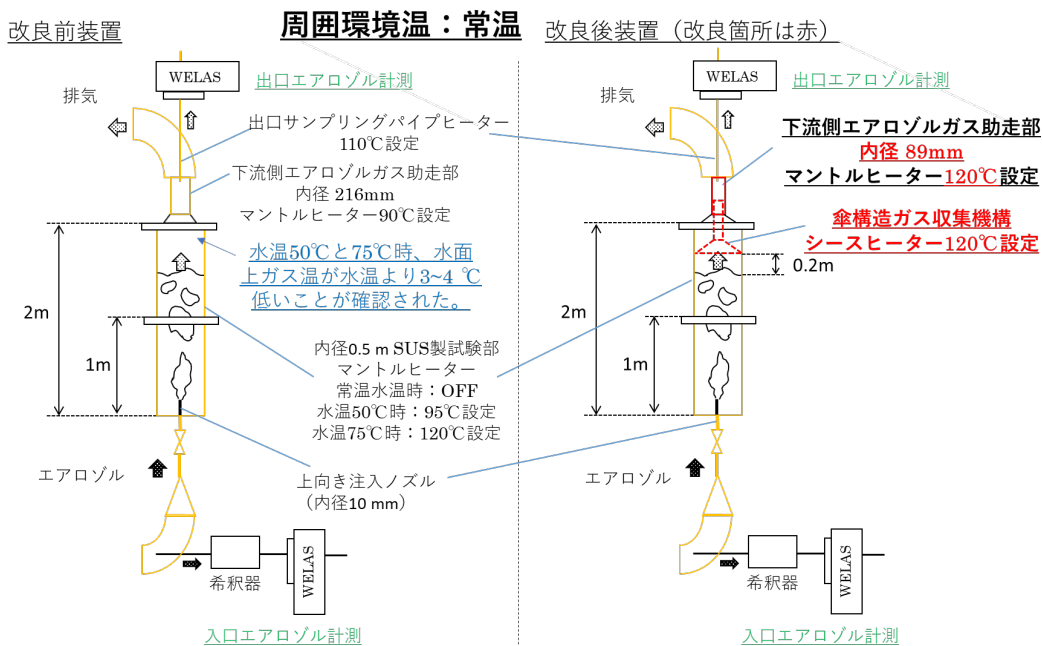


図 3.3.1-1 改良前後中規模実験装置模式図

3.3.1.1. 水温効果実験

プールスクラビングにおいて、(上向き) ガス注入流量とプール水温効果の影響を調査した。注入流量を変えることによって気泡上昇速度・気泡膨張仕事率が変化する場合には、それによって気泡内の温度低下、過飽和度や粒子結露成長挙動が変化し、DF に影響を与える可能性が考えられる。そこで、昨年度実施した注入ガス流量 80 L/min の水温効果実験をベースケースとし、図 3.3.1-2 に示す同じ試験装置や加熱設定のもと、異なる 2 種類の注入ガス流量 135 L/min と 270 L/min に対してそれぞれ同様な水温効果実験を実施した。

試験部は、内径 0.5 m×長さ 1.0 m の SUS 製パイプを 2 本直列にフランジ結合し、全長が 2.0 m である。試験粒子は、昨年度実施したベースケースと同様に 0.5 μm の単分散 SiO₂ 粒子を用いた (粒子径分布は同事業の過年度報告書[8]参照)。粒子はエアロゾル発生器 (PALAS 社製 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されて供給され、ブラシと空気流によって分散されることでエアロゾルとなる。発生するエアロゾル濃度は、ピストンの押し出し速度によって制御され、これまでの実験結果で入口粒子個数濃度が 2×10^5 個/cc を下回る場合に DF が顕著に増加する DF の粒子数濃度依存性が生じることから [13]、この影響を排除するために、本実験の入口粒子個数濃度は常に当該濃度を上回るようピストンの押し出し速度を調整した。発生したエアロゾルは、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て除電され、試験部底部中心に設置した内径 10 mm の注入ノズルからプール水へ上向きに注入される。プール水を通じたエアロゾルは、出口側試験部内に設置された傘構造ガス収集機構を通り、大気へ排出される。ガス収集機構の下端は水面から 0.2 m 上になるよう設置した。

水深は 1.6 m に設定され、注入ガス流量 135 L/min と 270 L/min のそれぞれに対して、常温 (26°C~28°C)、50°C、75°C の 3 つのプール水温における DF を計測した。注入ガスはプール水温と同じ温度に設定され、流量 80 L/min、135 L/min、270 L/min 時の注入ノズル出口断面における平均ガス流速はそれぞれ 17 m/s、29 m/s、57 m/s であり、式(3.3.1-1)から評価される We 数はそれぞれ約 54, 152, 610 である。遷移臨界 We 数 \approx 300 [11]から判断し、80 L/min と 135 L/min はグローブ注入条件であり、270 L/min はジェット注入条件である。

図 3.3.1-2 に示すように、注入ガスを昇温し、規定の温度に保つためにガス注入ノズルより上流の配管をヒータで加熱した。また、プール水面上から下流サンプリング部までの温度低下による粒子表面上の結露を防ぐために、傘構造ガス収集機構を含む上部試験部から排気までの配管系統をヒータで加熱した。上部試験部 (試験部の上半分) の壁をプール水温より高い温度とするために、水温 (常温、50°C、75°C) に応じてそれぞれ加熱停止、95 °C、120 °C に設定した。更に下流のガス収集機構、エアロゾルガス助走部、下流サンプリングパイプのヒータの設定温度はそれぞれ 120 °C、120 °C、110 °C に固定した。

エアロゾル計測は、入口と出口に設置したエアロゾルスpektロメータ (WELAS) で同時計測した。入口におけるエアロゾル濃度が高い条件では WELAS の計測レンジを超えるため、希釈器を使用した。各条件に対して、200 秒計測を 3 回以上繰り返した。なお、本プールスクラビング実験に先立って、試験部に水を張っていない状態での空容器の DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲に収まり、入口出口計測間の流路内で顕著な粒子ロスがないことを確認した。

注入ガス流量 80 L/min、135 L/min と 270 L/min に対する各プール水温における DF の計測結果を図 3.3.1-3 に示す。ただし、80 L/min は昨年度実施した結果[9]を引用した。同じプール水温において、注入ガス流量の増加に伴って DF は増加傾向であった。特に注入条件がグローブからガスジェットへの遷移に伴って、DF の増加が顕著であり、ガスジェット注入スクラビングは、重要な除去機構であることを確認できた。一方、全てのガス注入流量条件に関して、同じ注入流量条件におけるプール水温間の DF の差は 10%程度であり、除染係数が水温に大きく影響されない結果が示された。

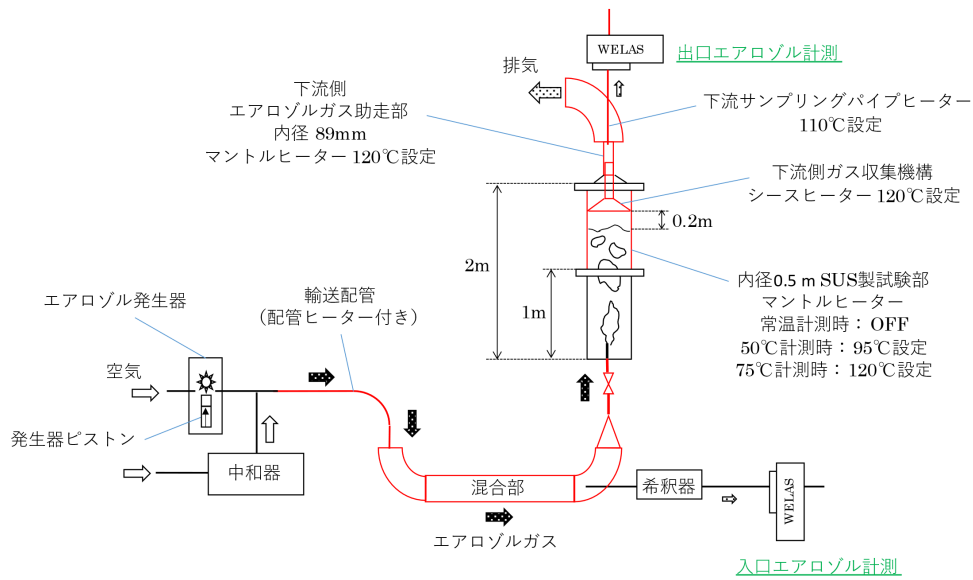


図 3.3.1-2 水温効果実験装置模式図

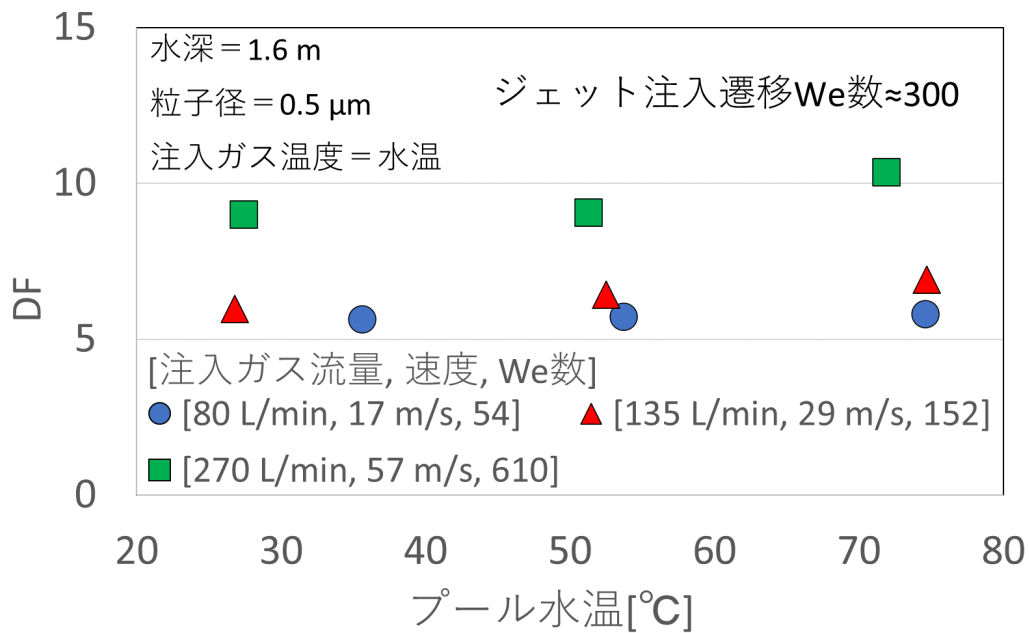


図 3.3.1-3 水温効果実験結果 (80 L/min の結果は[9]引用)

3.3.1.2. ガスジェット実験

ガスジェット注入時の除染効果は一般に高いことが知られており、支配因子の1つである[11]。現在も最新の研究トピックとして高い計測信頼性を有するジェット条件での除染係数の実験データベースの拡充が求められている。現状、現象の複雑さを考慮し、主に初期蒸気凝縮を伴わない比較的単純な条件に対するガスジェットのスクラビングモデル[11, 12]が考案されているものの、以下の課題が存在する。

- モデルの予測精度の検証が課題として指摘されている。例えば、[12]では、ガスジェットの二相流モデルの代わりに管内環状流の二相流モデルが用いられており、その妥当性・適用性が検討されていない。
- モデル構築に用いた DF 計測の信頼性が課題として考えられる。例えば、スクラビングの入口と出口計測部間のプール領域ではない配管でも粒子ロスが発生するなど装置固有の DF の不確かさ要因が存在するが、それらが必ずしも系統だてて評価されているとはいえない。また、 $1\ \mu\text{m}$ 以上の大粒子の方は慣性によって除去されやすく、出口において除去されずに残存する粒子径は小さくなる傾向にあるが、入口よりも出口の粒子径が大きい結果が[11]の実験で報告されている。

これらを受けて、今年度は、上述粒子ロスを評価することで有意な DF の計測誤差がないことを確認した上で、ガスジェットスクラビングの DF 計測実験を実施し、取得した DF のデータで[11]の予測精度の検証を行った。

実験装置の模式図を図 3.3.1-4 に示す。試験部は、内径が 1.0 m、長さが 0.5 m と 1.0 m の SUS 製パイプを直列にフランジ結合し、全長が 1.5 m である。前項水温効果実験と同様に、エアロゾル発生器で試験粒子を分散させ、エアロゾルを生成した。エアロゾルは、混合部において粒子を含まないクリーンな空気と混合し、試験部側面に設置した内径 10 mm の注入ノズルから、横向きにプール水に注入される。注入ノズルは、試験部底面から 0.75 m の高さであり、ノズル先端と試験部側面内壁の距離は約 0.1 m である。プール水を通過したエアロゾルは、試験部内に設置された傘構造ガス収集機構を通り、大気へ排出される。ガス収集機構の下端は、水面から 0.05 m 上になるよう設置した。前項のプール水温実験と同じ目的で、ガス収集機構、エアロゾルガス助走部、下流サンプリングパイプをヒータで加熱し、設定温度はそれぞれ $120\ ^\circ\text{C}$ 、 $120\ ^\circ\text{C}$ 、 $110\ ^\circ\text{C}$ とした。

実験は、常温 ($15\ ^\circ\text{C}$ ~ $25\ ^\circ\text{C}$) のプール水温で実施され、注入ガス (空気) 温度はプール水温とほぼ同じとした。初期ガスジェットから分裂した気泡が上昇する過程のスクラビング効果を極力排除するために、水深 (ガス注入ノズルから水面までの距離) を浅く、0.3 m に設定した。試験粒子は、 0.5 と $1.0\ \mu\text{m}$ の粒子径が異なる 2 種類の単分散 SiO_2 粒子を用いた (粒子径分布は同事業の過年度報告書[8]参照)。各試験粒子に対して、300, 450, 600, 750 L/min の 4 つの注入ガス流量における DF を計測した。ここで、注入ガス流量 300, 450, 600, 750 L/min 時の注入ノズル出口断面における平均ガス流速はそれぞれ 64, 96, 127, 159 m/s であり、式(3.3.1-1)から評価される We 数はそれぞれ約 6.5×10^2 , 1.5×10^3 , 2.6×10^3 , 4.1×10^3 である。遷移臨界 We 数 ≈ 300 [11]から判断し、全てがジェット注入条件である。

エアロゾル計測は、入口と出口に設置したエアロゾルスペクトロメータ (WELAS) で

同時計測し、入口には希釈器を使用した。各条件に対して、200 秒計測を 3 回以上繰り返した。なお、本プールスクラビング実験に先立って、試験部に水を張っていない状態での空容器の DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲に収まり、入口出口計測間の流路内で顕著な粒子ロスがなく、これによる有意なプールスクラビングの DF の計測誤差がないことを確認した。

We 数を横軸に、各試験粒子に対して計測した DF (中実マーク) を図 3.3.1-5 に示す。比較のため、[11]で提案されたガスジェット DF を評価するための以下の相関式 (式 (3.3.1-3)) に、各実験条件を代入して計算した DF の結果も中空マークとして同図に追記する。

$$DF = \left(1 - \frac{0.98}{1 + 1.0847 \exp(-1.0528 \times 10^8 Stk^{3.7885} - 0.7257S)} \right)^{-1} \quad (3.3.1-3)$$

ここで、 Stk と S はそれぞれ注入粒子のストークス数とプールに対する注入ガスの飽和度であり、本実験ではエアコンプレッサーからの乾燥空気を用いているため、 $S \approx 0$ (蒸気を含まない乾燥空気) である。実験結果から、各試験粒子に対して、We 数 (注入ガス速度) の増加に伴って DF は単調増加し、特に $1.0 \mu\text{m}$ 粒子の DF 増加が顕著で、最高で $DF > 100$ と高いスクラビング効果が観測された。DF の増加傾向の要因として、注入ガス速度の増加に伴う気液界面への粒子の慣性衝突確率の増加が考えられる。一方、相関式から計算した DF は、ほぼ全ての実験条件に対して相関式の DF 上限値 50 ($= (1 - 0.98)^{-1}$) に漸近し、実験結果と大きな乖離があった。特に $0.5 \mu\text{m}$ 粒子に対する予測精度が低く、 $1.0 \mu\text{m}$ 粒子を用いた実験結果で構築された相関式[11]の他の粒子径への適用性が課題として示された。

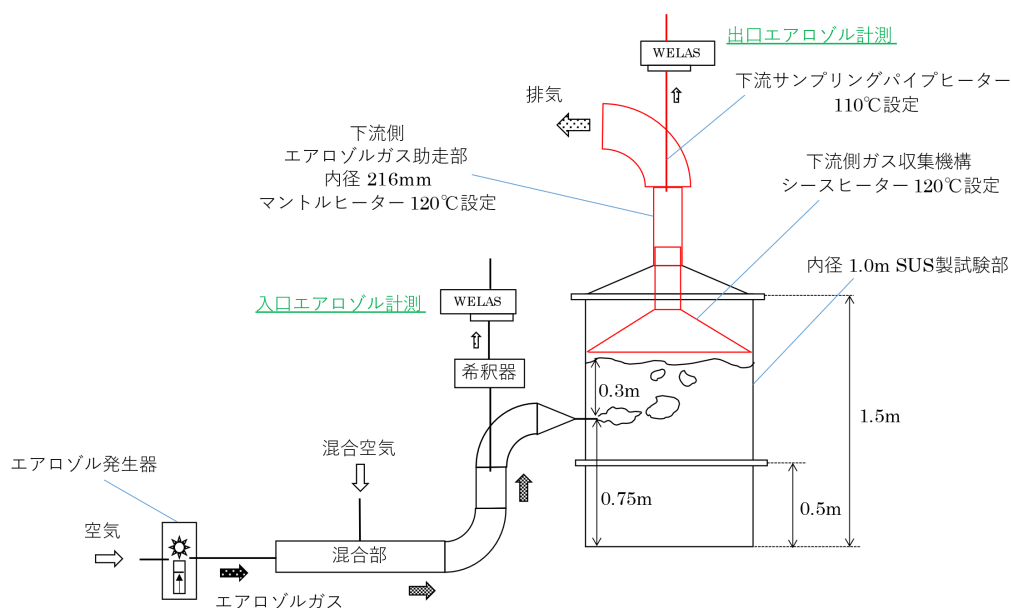


図 3.3.1-4 ガスジェット実験装置模式図

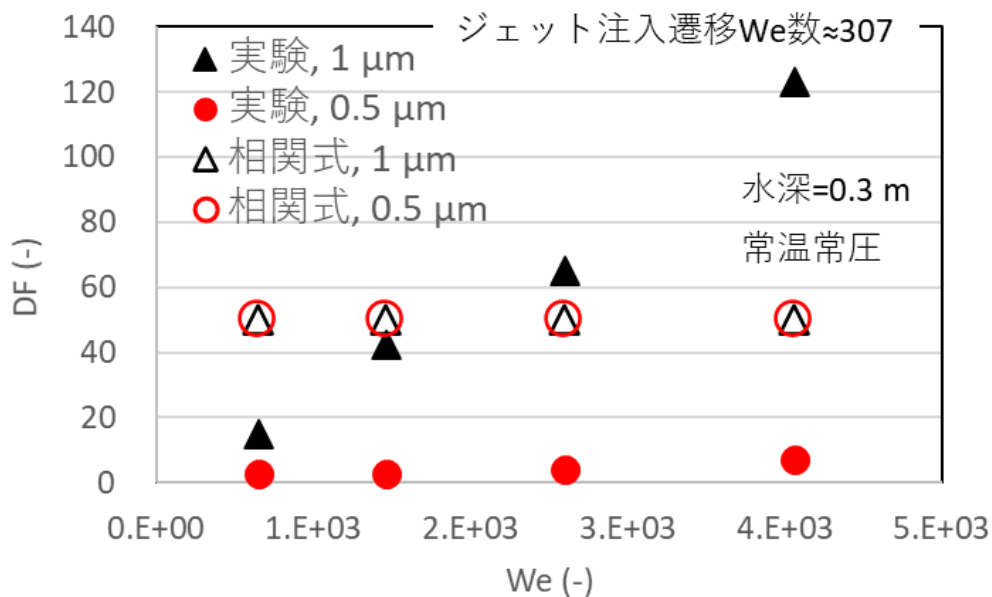


図 3.3.1-5 ガスジェット DF 計測結果

3.3.1.3. 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) 1.6 m 水深において、ガス注入流量を変えて DF に対する水温効果実験を実施し、流量増加、特にガスジェット注入条件への遷移に伴って DF の絶対値が上昇したが、全ての流量において顕著な水温効果が観測されなかった。
- 2) 浅い 0.3 m 水深において、粒子径と注入ガス速度を実験パラメータとする横向きガスジェット注入条件のスクラビング実験を実施し、粒子径と注入ガス速度の増加に伴う DF の上昇を取得し、既存 DF 評価相関式を検証した結果、予測精度不足と種々の粒子径への適用性の課題を明らかにした。

これらを踏まえ、来年度は以下のことを実施予定である。

- 1) DF に対する水温効果に関して、これまで未実施であった①初期ガス注入領域に着目した低水深 (0.3 m) 条件や②粒子表面特性に着目した疎水性粒子を用いた条件における実験を実施し、原子力機構が行った水温効果実験の結果に基づいて見解を取りまとめる。
- 2) ガスジェット注入条件のスクラビングに関して、ガスジェットを可視化し、二相流挙動を検討する。

3.3.2 スプレイスクラビング

液滴によるエアロゾル除去 (以下、スプレイスクラビング) は、シビアアクシデント

(SA) 時のソースターム評価に影響を与える因子である。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。これまでに、格納容器スプレイによるスクラビングを念頭に、大型試験容器の閉空間内におけるスプレイスクラビング実験が多数実施されてきた[1-4]。一方、既往研究において完全開空間条件でのスプレイスクラビングの実験例はほとんどない。

これらの背景を受けて、原子力機構は、閉空間に加え、開空間におけるスプレイスクラビングも念頭に、実験装置 ARES の整備をするとともに、閉空間及び部分開空間（後述）におけるスプレイスクラビングの実験を実施してきた[5-8]。部分開空間におけるスプレイスクラビング実験として、試験容器上部に設置したノズルから下向きにスプレイし、試験容器側壁からの配管を通してスプレイへエアロゾルを横向きに注入し、対面側壁から流出させる（クロスフロー）体系において、試験部出入口のエアロゾルを計測して DF を評価した。実験の結果は多くの条件において $DF < 2$ であった[8]。ここで、DF とは 3.3.1 節で定義した式 (3.3.1-2) と同義で、すなわち、スプレイ領域に流入出するエアロゾル粒子数濃度の比を表し、数値が大きいほど高い除去率となる。たとえば、 $DF = 1$ はスプレイ領域に流入した粒子が全く除去されない状態であり、 $DF = 2$ は除去されて半分に減じることを意味する。

完全開空間におけるスプレイスクラビング現象の最大の特徴はエアロゾル粒子と液滴の相互作用時間が短いことである。短い相互作用時間で高い DF を得るために、安全評価コード MELCOR 等で実装されているスプレイ除去モデル[9, 10]の物理機構を参考に、単位時間あたりの（単一液滴あたりの）粒子除去（捕集）率を増やす条件を検討した。MELCOR におけるスプレイ除去モデルにおける単一液滴あたりの粒子捕集率は、慣性衝突、遮り、ブラウン拡散、拡散泳動過程の捕集率を掛け合わせて求めている。本研究で対象とする粒子径レンジでは、慣性衝突、遮り過程の捕集率が支配的である。慣性衝突過程の捕集率は液滴と粒子の相対速度を代表速度とした Stk 数の相関式であり、液滴と粒子の相対速度の増加に伴って捕集率は増加する。なお、本実験で対象とする粒子（粒子径 $1.0 \mu\text{m}$ 、密度 $2,200 \text{ kg/m}^3$ ）の緩和時間は $8 \times 10^{-6} \text{ s}$ 程度と非常に短く、気体流れへ追随性が比較的に高いため、液滴と粒子の相対速度は液滴とガスの相対速度とほぼ同じとみなせる。一方、遮り過程の捕集率は、ポテンシャル流と粘性流それぞれの場合の遮り過程の捕集率を Re 数で重みづけ平均したものであり、液滴とガスの相対速度 (Re 数) の増加に伴って、捕集率が高いポテンシャル流の比重が大きくなり、全体として遮り過程の捕集率も相対速度の増加と共に増加する。つまり、液滴とガスの相対速度が大きい方が、慣性衝突と遮り過程のいずれの捕集率も高く、高い単一液滴あたりの粒子捕集率を得られる条件といえる。これを踏まえ、液滴とガスの相対速度を上げるために、スプレイ噴霧方向と反対方向から

対向したエアロゾルを流す体系（以下、対向流体系）におけるスプレイスクラビングの検討を行った。

昨年度、対向流体系におけるスプレイスクラビングの実験装置の概念設計を行うとともに、想定する実験装置体系・条件におけるスクラビングに対して CFD 解析を行った[10]。CFD 解析の結果、全ての条件における DF は 1.5 以下であった。今年度は、昨年度の装置設計に基づいて ARES 装置を改造し、①注入ガス速度と②エアロゾル注入口に対するスプレイノズル設置高さを実験パラメータとする対向流体系のスプレイスクラビング実験を実施した。

3.3.2.1. 対向流体系実験(ARES)装置

対向流体系のスプレイ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 0.5 m×0.5 m の正方形断面、全高約 2m の SUS 製ダクトである。スプレイノズル (Spraying systems 社 GG-1501.4) は試験部内任意の高さの断面中心に設置することができ、ノズルから下向きにスプレイ角度 15° のフルコーンスプレイが噴射される。スプレイ水流量はコリオリ式流量計 (KEYENCE 社 FD-SS2A) で計測した。プールスクラビングと同じ手法でエアロゾル発生器から発生したエアロゾルは、混合部において粒子を含まないクリーンな空気と混合し、上向きに試験部へ注入される。試験部を通過したエアロゾルは、試験部上部から大気に排出される。エアロゾル計測は、試験部の入口と出口にそれぞれ設置したエアロゾルスペクトロメータ (WELAS) を用いて行われる。試験粒子として、前節のプールスクラビングと同じ 1.0 μm の単分散 SiO₂ 粒子を用いた。DF は、試験部出入口の粒子数濃度の比として求めた。

試験部下部にあるエアロゾルガス導入部の詳細構造を図 3.3.2-2 に示す。下部から流入するエアロゾルは 4×4 バンドル体系の注入口を経由し、試験部底部断面中心にある直径 0.1 m の円形断面エアロゾルガス注入口から試験部へ注入される。上層にあるエアロゾルガス注入口断面と下層にある 4×4 バンドル体系の注入口断面が上下で被らない構造とし、鉛直方向に落下する液滴が 4×4 バンドル体系の注入口に落下することを防いだ。試験部底面には、エアロゾルガス注入口から外側に向かって勾配を設けており、スプレイ水は試験部底面にある 4 つの排水口から排出される。エアロゾルガス導入部外にある片側大気開放した水位設定機構によって、スプレイ排水は 4×4 バンドル体系の注入口より低い高さに水位保持され、水によってエアロゾルが漏れないよう導入部をシールする。

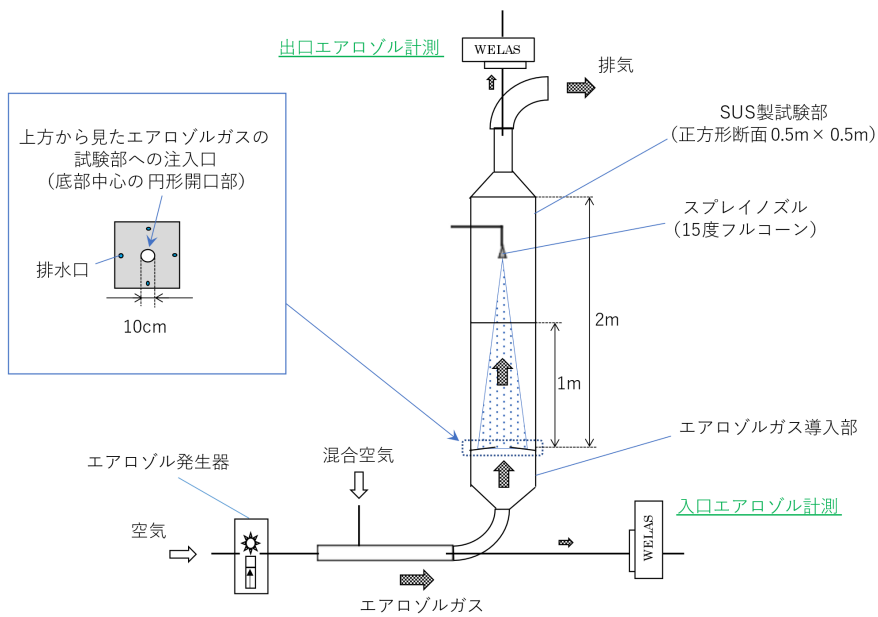


図 3.3.2-1 対向流体系実験装置の模式図

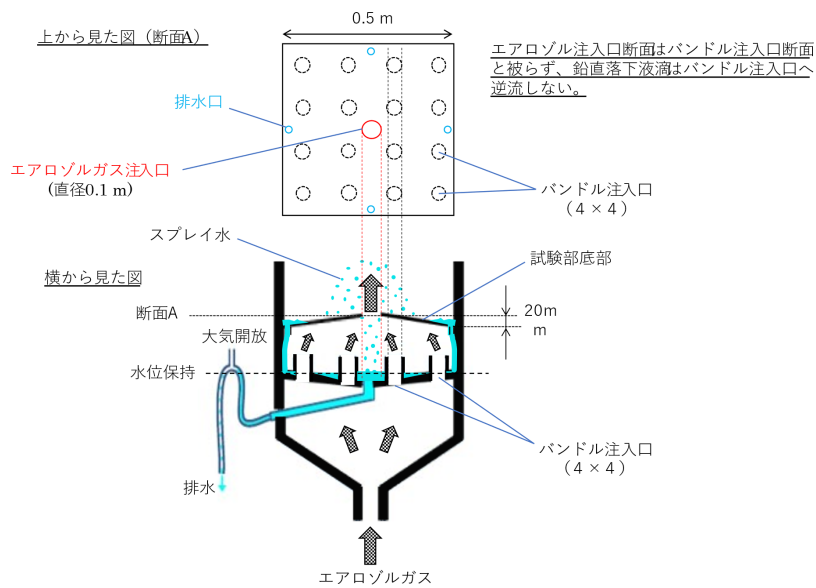


図 3.3.2-2 エアロゾルガス導入部の模式図

3.3.2.2. 対向流体系実験：異なるガス注入速度

液滴とガスの相対速度が DF に与える影響を調査する目的で、注入ガス速度を実験パラメータとする対向流体系実験を実施した。

試験粒子は、 $1.0\mu\text{m}$ の単分散 SiO_2 粒子を用いた。スプレイノズルは、試験部底面から 0.75m の高さに固定し、スプレイ水流量は 0.6L/min に設定した。なお、本スプレイ水流量を 0.7mm 口径（メーカー提供値）ノズル出口断面積で割ることによって計算したノズ

ル出口断面平均液流速は 26 m/s であった。また、平成 30 年度に、本設定流量に対してノズルより 46 cm 真下での液滴を位相ドップラー粒子分析計 PDI で計測した結果では、液滴径分布は 30 ~40 μm の間にピークを持ち、個数基準平均液滴径は約 80 μm 、重力方向平均液滴速度は 6.5 m/s であった[7]。エアロゾル注入口における注入ガス速度が 0.21, 0.85, 1.7, 3.4 m/s の 4 条件に対してそれぞれ流路出入口でのエアロゾル計測を行い、DF を評価した。エアロゾル計測は、各条件に対して 200 秒計測を 3 回繰り返した。なお、前節のプールスクラビング実験と同様に、本実験に先立って、スプレー散水しない（空容器）状態での各注入ガス速度に対する DF を計測し、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は確認済みである。

各注入ガス速度に対する DF の計測結果と、参考として、昨年度実施した同条件における CFD 解析の結果[10]を図 3.3.2-3 に示す。実験結果から、注入ガス速度によらず DF は 1.8~2.0 の範囲でほぼ同じであった。DF がほぼ同じである原因として、注入ガス速度の増加に伴って液滴とガスの相対速度及び単一液滴あたりの粒子捕集率が増加するものの、粒子除去に作用する時間は短くなる相反した効果が同程度に働いたことによって、相殺された可能性が考えられる。一方、実験結果と比較し、CFD 解析は DF を過小評価した。これに対する推測原因として、①CFD 解析では、試験部壁への粒子付着を考慮していないこと、②対象粒子径レンジにおける単一液滴あたりの粒子捕集率モデルの過小評価[3]等の可能性が考えられる。

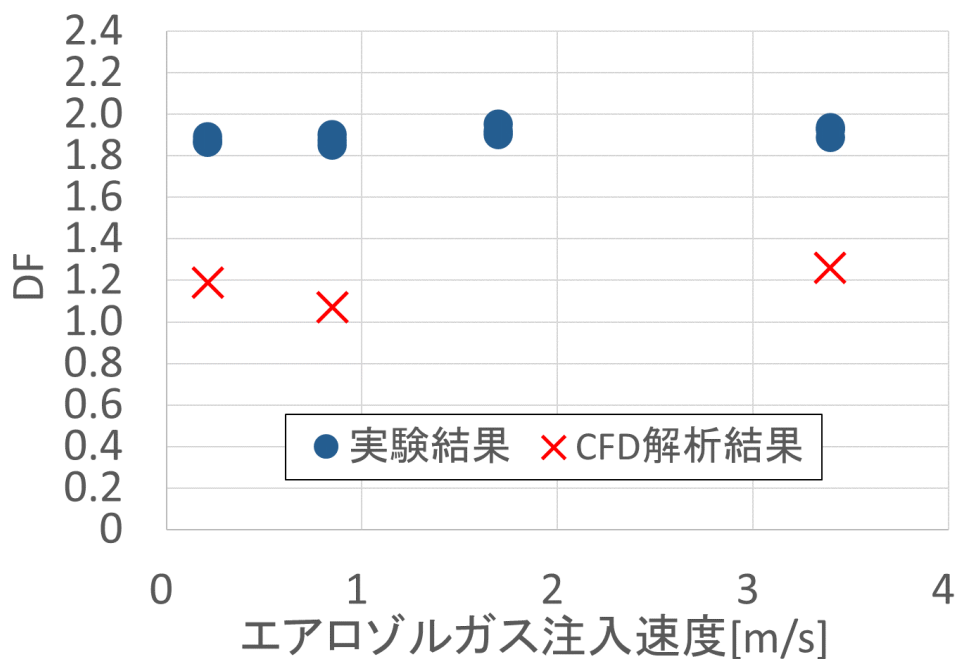


図 3.3.2-3 各注入ガス速度に対する DF の計測と CFD 解析[10]結果

3.3.2.3. 対向流体系実験：異なるスプレイノズル高さ

粒子除去が作用するスプレイ領域の大きさ（スプレイコーンの体積）が DF に与える影響を調査するために、図 3.3.2-4 に示すように、エアロゾル注入口に対するスプレイノズル設置高さを実験パラメータとし、0.2, 0.4, 0.75, 1.5 m の4つの高さ条件における対向流体系実験を実施した。図 3.3.2-4 の左側に、直径 0.1 m のエアロゾルガス注入口断面と試験部底部高さにおける各ノズル高さ条件に対するスプレイ断面（直径）を模式的に図示した。ノズル高さが低いほど試験部底部高さにおけるスプレイ断面が小さくなり、ノズル高さが 1.5 と 0.75 m の場合のスプレイ断面直径はそれぞれ 0.40 と 0.20 m、ノズル高さが 0.4 m の場合のスプレイ断面直径はエアロゾルガス注入口とほぼ同じ 0.11 m、ノズル高さが 0.2 m の場合のスプレイ断面直径はエアロゾルガス注入口の半分程度の 0.053 m となりスプレイがほぼ全量注入口内に落下する条件となる。このような幾何学的形状を踏まえ、本実験では、エアロゾルガス注入口断面がスプレイで完全にカバーされないことが DF に与える影響の調査も兼ねている。

試験粒子は、 $1.0\ \mu\text{m}$ の単分散 SiO_2 粒子を用いた。エアロゾル注入口における注入ガス速度は $0.85\ \text{m/s}$ に設定した。スプレイ水流量は $0.6\ \text{L/min}$ に固定し、当流量におけるスプレイ特性は前項の記載を参照されたい。エアロゾル計測は試験部入口出口で同時に行われ、各ノズル高さ条件に対して 200 秒計測を 3 回繰り返した。なお、前項同様、本実験に先立って、スプレイ散水しない（空容器）状態での DF を計測し、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は確認済みである。

各ノズル高さ条件に対する DF の計測結果と、参考として、昨年度実施した同条件における CFD 解析の結果[10]を図 3.3.2-5 に示す。実験結果から、エアロゾルガスの注入口が完全にスプレイでカバーされない 0.2 m のノズル高さ条件を含め、DF はノズル高さによらず 1.8~2.0 の範囲でほぼ同じであった。前項で述べたスプレイ特性から、ノズルから離れるとともに液滴速度は低下するため、ノズル設置高さの増加に伴って、同じガス注入速度に対するエアロゾルガスの注入口付近の液滴とガスの相対速度が低下し、単一液滴あたりの粒子捕集率が低くなる。一方で、ノズルの設置位置を高くすると図 3.3.2-4 の幾何形状の関係からスプレイ領域の体積は増加し相互作用領域は広がる。DF 計測結果にノズル設置高さの影響が現れなかったのは、これら 2 つの相反する効果によることも一因と推測される。一方、実験結果と比較し、CFD 解析は DF を過小評価した。これに対しても前項と同様な推測原因が考えられる。

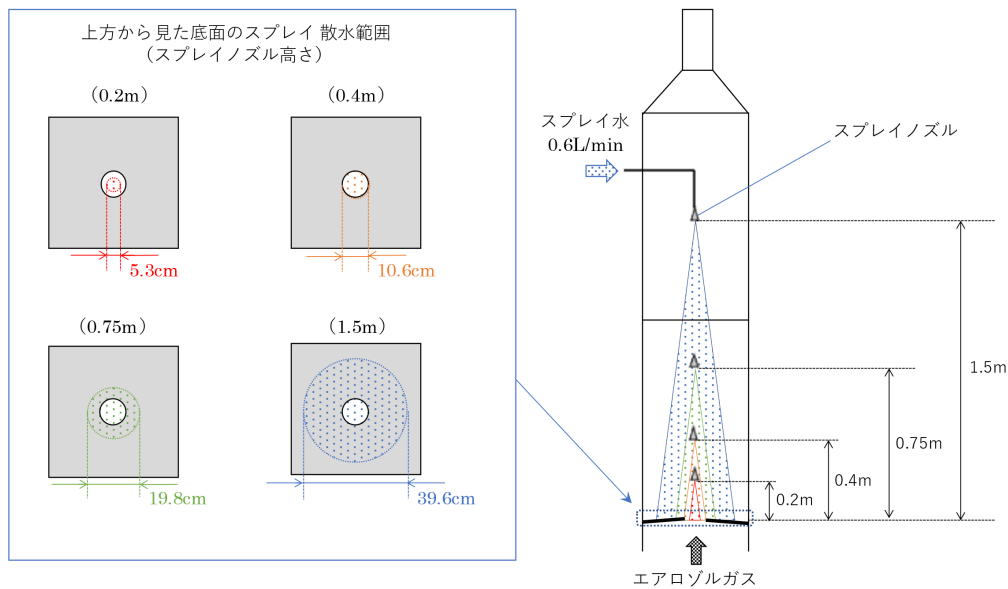


図 3.3.2-4 各スプレインズル高さにおける散水範囲の模式図

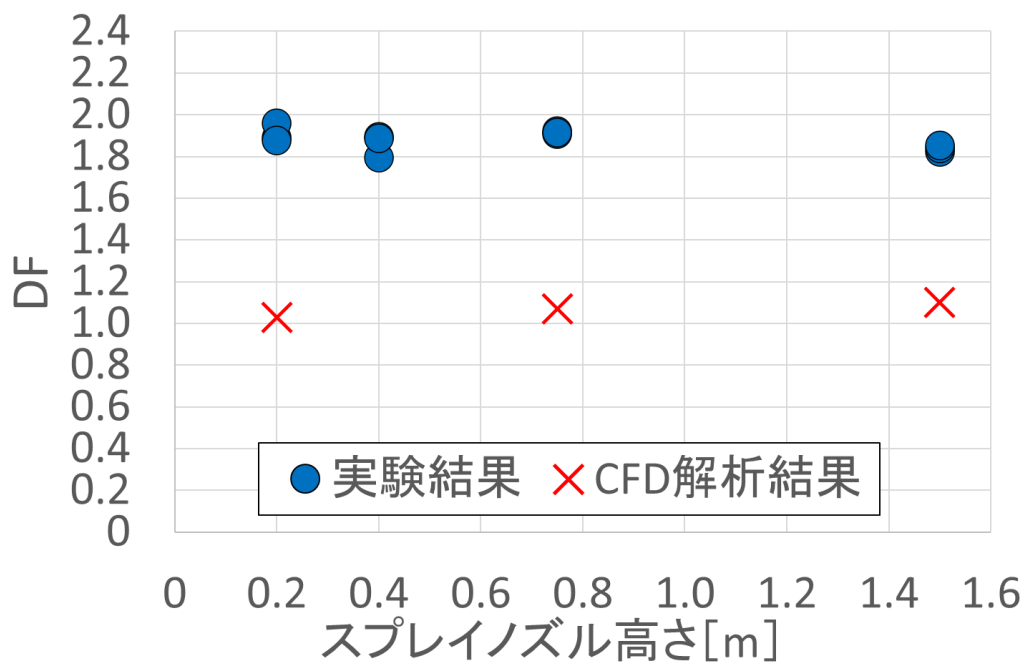


図 3.3.2-5 各スプレインズル高さに対する DF の計測と CFD 解析[10]結果

3.3.2.4. 対向流体系スプレイスクラビングのまとめ

今年度、対向流体系のスプレイスクラビング実験のために ARES 装置を改造し、①注入ガス速度と②エアロゾル注入口に対するスプレインズル設置高さを実験パラメータとする実験を実施した。検討した実験条件の範囲では、DF は注入ガス速度やノズル設置高さに依らず 1.8~2.0 の範囲でほぼ同じ結果であった。但し、本実験は壁面を有する有限な試験

部内で実施された部分開空間条件であることから、取得した DF 計測結果は装置形状の影響を少なからず受けることに注意する必要がある、完全開空間におけるスプレースクラビングの模擬性の観点で以下の不確かさを有すると考えられる。

- 部分開空間のスプレイ実験を用いて、開空間条件のスプレースクラビング効果を議論する際には、実験装置における壁面の存在に伴う不確かさに留意する必要がある。
- 完全開空間でのスプレースクラビングの特徴として、液滴と粒子の相互作用時間が短いことが挙げられる。相互作用時間は、対象領域内にエアロゾルが流入するベクトル、それに対するスプレイのベクトルと領域、雰囲気条件などに影響される。これらは、スプレイの液滴径や液滴数密度と異なり、実験条件として制御できないため定量化が困難である。
- 粒子除去が作用するスプレイ（液滴群）領域における熱水力境界条件により、粒子の液滴への吸着という通常のみか、粒子の凝縮成長による重力沈降等の他のメカニズムによる除去も考えられる。これらの検討のためには、液滴特性（液滴径分布や数密度）だけでなく、搬送気体の特性（温度、速度、蒸気クオリティ）を考慮した実験や解析の検討が必要である。

3.4. 数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握

本事業では、上述の大型模擬格納容器 CIGMA や複数の個別効果試験装置による実験的研究[1-3]に加えて、数値流体力学解析（以下、CFD）を用いてモデルの改良、有効性評価を実施してきた[2,4]。また、実験計測ではとらえることができない熱流動挙動に関して、CFD で得られた結果の可視化や統計量を駆使して、現象を理解することも進めてきた。表 3.4-1 に、本事業に関連する CFD を用いた研究項目を現象ベースで整理する。表中の緑系統で塗られた箇所は重要物理現象と関連する評価モデルの関連を表し、青系統で塗られた箇所は、本事業での CFD 解析と CIGMA 実験の実績を示している。この整理から、水素移行、浮力噴流、外面冷却に関連する現象の乱流混合および浮力乱流に関しては、本事業において一定の成果を創出してきた。一方、現時点で未着手又は不十分な CFD 解析評価として、外面冷却等の熱伝達を扱う際の構造体との連成、壁面凝縮、スプレイ挙動が挙げられる。構造体との連成については、熱容量の小さい容器内の熱伝達対流挙動を精度よく再現するには、熱容量大きい容器構造壁を精度よく解像するとうい実用的な問題があり。相変化に関しては、CFD 解析への応用も視野に入れて 3.2 節で述べた壁凝縮に関する個別効果試験及びモデル開発を進めている。スプレイに関しては、水素混合という視点での解析は一部実施しているが、3.1.2 節で述べた高温雰囲気下でのスプレイ水の蒸発に関する CFD 解析等、蒸発・凝縮伝熱を含む解析が未着手であった。構造体連成と壁凝縮の数値解析は、今年度から実験を開始したトップヘッドフランジの過熱にも関する。

以上より、本年度は試験容器の構造体との熱連成をテーマに、既に実験データを取得している非凝縮体系（空気-ヘリウム、以下では He と表記）での外面冷却実験に関する CFD 解析を実施した。また、これまで実績がなかったスプレイ水の蒸発に関しては、CFD 解析の入力データを整備し、試計算を実施した。

表 3.4-1 本事業における CFD 解析の実績と現状

緑ゾーン ○：重要、△：場合によっては重要、－：そこまで重要ではない、☆：特別
 青ゾーン ○：実績多い、△：実施中もしくは実績少ない、×：実績なし

| | 乱流混合 | 浮力乱流 | 構造との熱連成 | 相変化 (凝縮 & 蒸発) | 解析実績 @JAEA | CIGMAデータ |
|----------------------|------------------|--------------------------------|------------------------------|------------------------|---------------|----------|
| ガスミキシング 水素移行 成層浸食 | ○ | ○ | - | - | ○ | ○ |
| 浮力噴流 | ○ | ○ | - | - | ○ | ○ |
| 外面冷却 | ○ | ○ | △ (実験での内壁温度を使えば、流体挙動把握可能) | ○ (壁およびその近傍での凝縮) | △ | ○ |
| トップヘッドフラ ンジ過熱 | - | - (衝突噴流の慣性が大きい ため重要ではない) | ○ | △ (外面冷却を伴う場合壁凝縮が重要) | × | △ |
| スプレイ | ☆ 二相流状態での混合現象 | - (スプレートの慣性が大きい ため) | △ | ○ (壁・バルク凝縮、蒸発) | × | ○ |
| 解析・検証 @JAEA | ○ | ○ | △ | △ (凝縮) × (蒸発) | | |

3.4.1 CIGMA 外面冷却実験の数値解析

3.4.1.1. 目的

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時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、格納容器内のガスは高温かつ水素を含む混合ガスであるため浮力の影響を強く受ける。本事業では、浮力が関連する流体力学現象として、プルーム挙動、密度成層、自然対流に関して、CIGMA を用いて実験を実施している。特に、外面冷却により生じる自然対流、およびそれにより誘起される冷却・物質移行挙動に関しては、CC-PL シリーズとして CIGMA 実験を多く実施し、データベースを拡充している。一昨年度からは、自然対流と乱流による物質混合に主眼を置いて、相変化のない空気-He 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[1]。また、本年度は 3.1.3 節で述べたように、試験容器内ガス温度と外面冷却水の温度差が小さく冷却面が狭いために熱伝達が比較的小さくなる条件で、自然対流とそれによる混合が成立するかを調査した。以上を踏まえ、本節で示す CFD 解析を用いた調査では、昨年度の実施した初期温度が小さく、自然対流が弱く、混合過程が緩やかな CC-PL-30 と 34 に関する解析を実施し、CFD 解析の有効性評価を実施するとともに、実験では得ることが出来ない流れ場の特徴を数値解析結果の可視化および各種統計量によって把握する。

3.4.1.2. 解析対象

昨年度に実施した非凝縮体系（空気-He）での外面冷却実験 CC-PL-30 と 34 を対象に試験容器構造体との連成を含む熱連成解析を実施した。両実験とも、試験容器上部にヘリウムと空気の混合ガスにより初期成層を形成した。図 3.4.1-1 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 EL6 m 以上に形成された。冷却条件に関して、CC-PL-30 では上部プールと中段ジャケットを使用することで EL>8.1 m で外面冷却を実施した。この

条件では、冷却領域は初期成層厚さよりも狭い条件となる。一方で、CC-PL-34 では下段ジャケットも使用し、EL>4.2 m で試験容器を冷却した。つまり、冷却領域が初期成層よりも広い条件である。このように、実験条件の主要な差は初期成層厚さに対する冷却領域の広さであり、これによって容器内部の自然対流挙動に特徴的な差ができることが実験で確認されており[Abe, et al., 2022]、実験で見いだされた対流モードを CFD 解析により再現する。

3.4.1.3. 解析条件

CFD 解析はオープンソースコードの一つである OpenFOAM の OpenFOAM-6 と OpenFOAM-9 で実施した。両者とも、基礎方程式は質量保存式、運動量保存式、エンタルピーおよびガス種の輸送方程式で、乱流モデルは SST $k-\omega$ モデルを採用した。OpenFOAM-6 のケースでは、ドイツの FZJ が中心となって整備をすすめている格納容器熱流動挙動解析用ソルバーcontainmentFoam[5]を用いて解析を実施した。OpenFOAM-9 のケースでは、デフォルトで実装されているソルバーchtMultiRegionFOAM にガス種の輸送方程式とその式内で使用する拡散係数の相関式を実装した。また、本ケースでは乱流シュミット数と乱流プラントル数を流れ場に応じて、動的に変更させる dynamic Sct(Ptr) モデルも実装した。

作動流体（空気-He の混合ガス）と CIGMA 構造体の熱連成に関して、Dirichlet-Neumann coupling モデルの概念を図 3.4.1-2 に示す。本手法では、流体と構造の界面での温度とヒートフラックスの連続性を満たすように、流体と個体の接触面における流体の温度 T_f と構造体の温度 T_s と界面の温度 T_{int} はすべて同じ ($T_f = T_s = T_{int}$) とし、ヒートフラックス q は以下の式から導出する。

$$q = \lambda_f \Delta_f (T_{cf} - T_{int}) / \delta_f = \lambda_s (T_{cs} - T_{int}) / \delta_s \quad (3.4.1-1)$$

ここで、 T_{cf} および T_{cs} は解析中心での流体温度および構造体温度、 λ_f および λ_s は流体および構造体の熱伝導度をそれぞれ示す。また、 δ_f および δ_s は各領域のセル中心から界面までの距離を示している。

図 3.4.1-3 に使用した解析メッシュを示す。図中の水色で塗られた部分は流体解析領域、灰色の部分は CIGMA の構造体領域で、総メッシュ数は 136 万程度である。メッシュの収束性に関しては、図で示したメッシュよりも細分化した体系を用いて解析し、ヘリウムガス濃度の時間変化に関する解析結果の差が 0.5%以下となることを確認した。

3.4.1.4. 解析結果

図 3.4.1-4 に、実験と数値解析で得られた圧力の時間変化を示す。両ケース（CC-PL-30 と 34）共に外面冷却効果により圧力は単調に低下している。また、冷却面積が広い CC-

PL-34 の時間変化は、CC-PL-30 のそれより速いことが示されている。本 CFD 解析で得られた圧力過渡は、CC-PL-30 と 34 の両ケースともに、実験結果よりも速い。特に、冷却開始直後の圧力低下の過大予測が顕著となっている。これは、計装類を固定するために試験容器内に設置されているサポートを CFD 解析では模擬していないことも一因と考えられる。

流体温度の鉛直分布に着目する (図 3.4.1-5)。冷却領域が狭い (EL>8.1m) CC-PL-30 では、実験において、冷却開始から 1000 秒までは冷却領域 (EL>8.1 m) で顕著な温度低下を示している。これは、当該領域に密度成層が存在することで下方に存在する高温流体との混合が抑制されているためである。CFD 解析では、この挙動を定性的にはとらえることが出来ているが、特に時刻 1000s までは温度低下を過大に予測している。一方で、冷却開始から 1000 秒以降の実験結果では、冷却領域 (EL>8.1 m) での流体温度が時間と共に上昇し低温領域が下方に移動する。これは、流体移行や物質移行の解析結果で後述するように、密度成層の消失により下方に存在した高温流体との混合が開始したことに起因している。CFD 解析でもこの挙動をよく再現した。冷却領域が広い (EL>4.2m) CC-PL-34 では、実験では流体温度が低下している領域が初期にヘリウム成層が存在する EL>7 m に現れる。この温度低下は CC-PL-30 のそれと比較すると顕著なものではない。これは、初期密度成層の存在により下方の混合流体との混合は、抑制されているものの一部の高温流体は上部の低温領域に浸食していることを示している。CFD 解析結果は、定性的な分布は実験結果を追従し、冷却開始から 1000 秒程度の EL>7 m での温度低下は過大に評価するものの、それ以降の温度分布はよく一致した。また、containmentFoam(Scf=1.0)と dynamicScf モデルを適用したケース間では大きな違いは見られなかった。このことから、本解析体系では Scf の効果は小さいと思われる。

各計測点におけるヘリウム濃度の時間変化を図 3.4.1-6 に示す。冷却領域が初期成層より狭い CC-PL-30 の時間変化に関して、試験容器上部の EL9.3 m では単調に減少した一方で、初期成層下部 (EL7.5、7.1、6.3 m) ではヘリウム濃度は EL9.3 m における濃度に近づいた。これは、初期の密度成層が下方に拡大することを示す時間変化である[1]。CFD で得られた結果は定性的には密度成層消失過程を再現しているが、実験で得られてものよりも早い過渡となった。

冷却領域が初期成層よりも広い CC-PL-34 の時間変化は、初期成層下部から順に濃度が低下した後に、一様化している。これは、密度成層の下部に噴流やプルームが衝突して成層が浸食・崩壊していく過程と類似した挙動である[1]。CFD で得られた結果は定性的に密度成層の崩壊過程を示しているが、CFD で得られた EL7.5 m の過渡は実験結果よりも遅い。一方で、試験容器上部の EL9.3 m の CFD で得られた時間変化は、冷却開始から

2000 秒までは実験結果とよく一致し、それ以降は濃度低下率が実験よりも大幅に大きい。

以下では、CFD 解析で得られた可視図により流れ場の様子を考察する。図 3.4.1-7 に冷却領域が初期成層よりも狭い CC-PL-30 の流れ場の時間変化を示す。図 3.4.1-8 のカラーコンターは鉛直方向速度を示している。外面から冷却されている試験容器の上部では壁面近傍では下降流、容器中心部では上昇流の対流が生じている。一方、冷却開始から 2000 秒以降では、冷却領域よりも下方において壁面近傍で上昇流、容器中心部で下降流の対流が生じている。これは、ヘリウム濃度の時間変化から分かるように、成層が下方に広がっていることが原因である。これにより、容器上部で冷やされた流体の一部が容器中心部においては下降流、壁面で加熱され上昇流となっていると結論付けられる。また、成層よりも下方では強い対流が生じていない。一方、図 3.4.1-9 に示した、冷却領域が初期成層よりも広い CC-PL-34 では、初期成層内では強い対流が生じていないことが示されている。成層より下方では強い自然対流が発生している。また、成層が浸食されるにつれて、その対流が活性化された領域は上方に広がるのがわかる。

3.4.1.5. 本節のまとめ

CIGMA での外面冷却で誘起される熱および物質移行挙動に関する実験の CFD 解析を実施した。特に、CIGMA 試験容器構造体との熱連成解析を実施し、実験結果との比較により有効性を評価した。その結果、CFD 解析は定性的には熱および物質の移行挙動を捉えることを確認した。また、試験容器内で生じる対流に関して、冷却領域と初期成層の位置関係により、自然対流挙動が変化する特徴が確認できた。

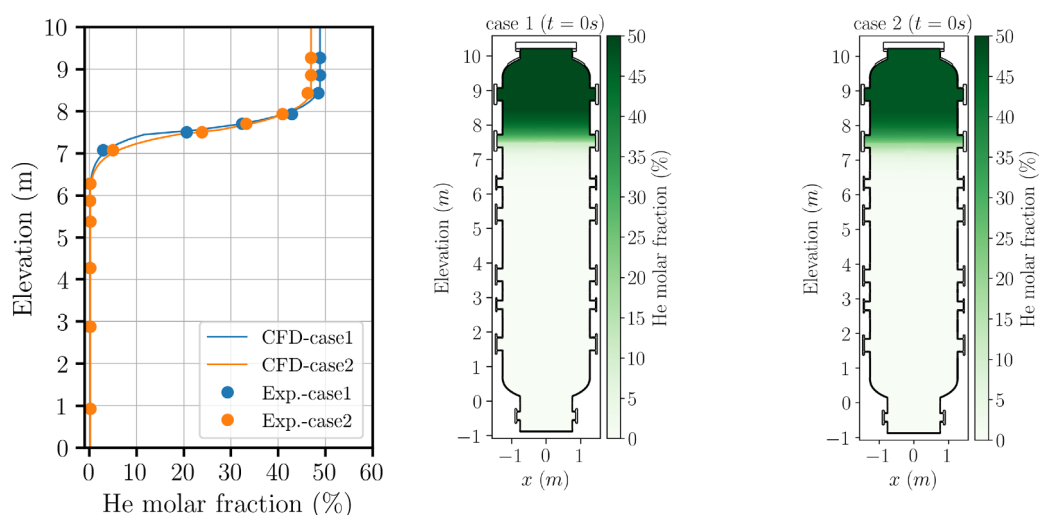


図 3.4.1-1 初期ヘリウム濃度の鉛直分布

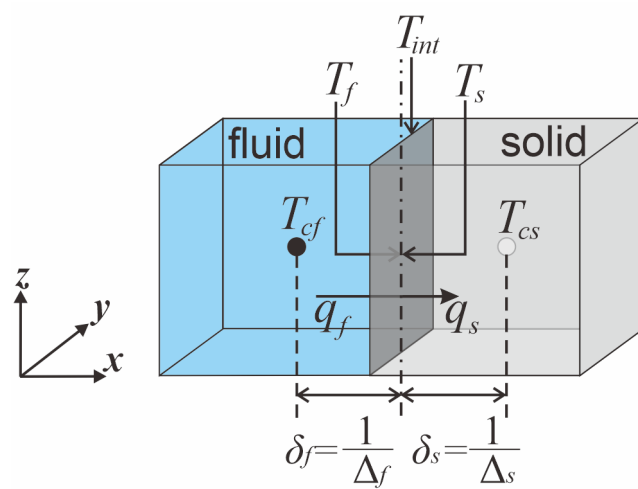


図 3.4.1-2 Dirichlet-Neumann coupling 概念図

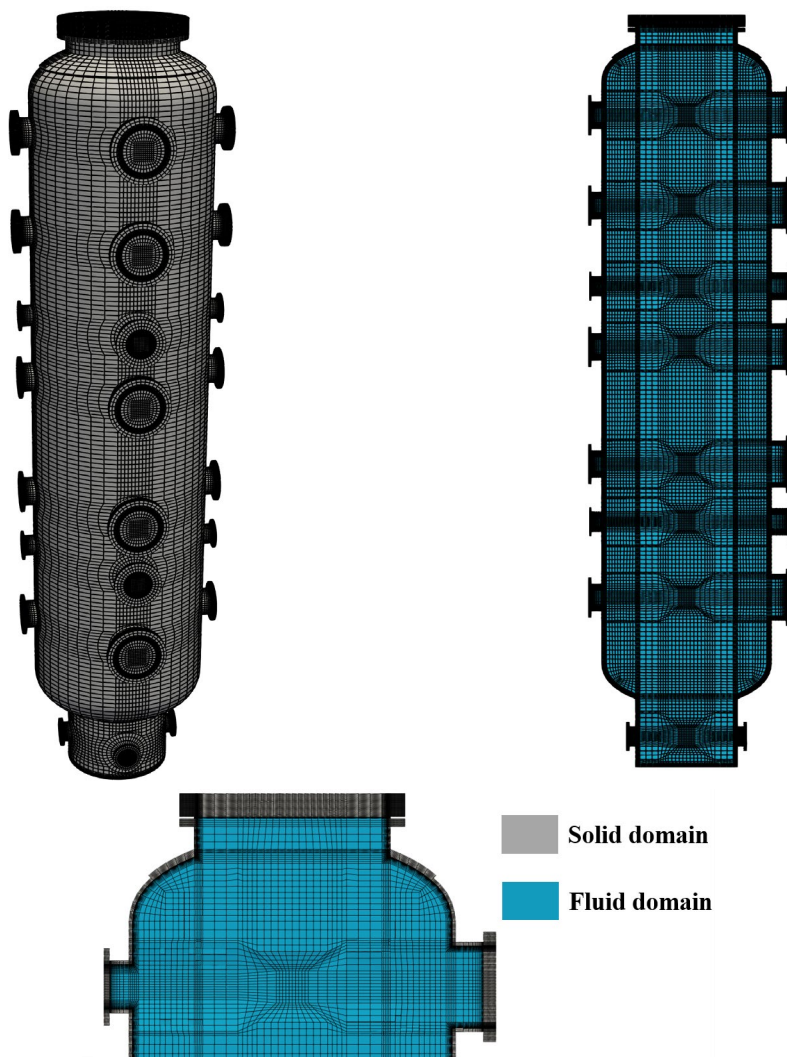


図 3.4.1-3 外面冷却実験に関する解析のための計算メッシュ

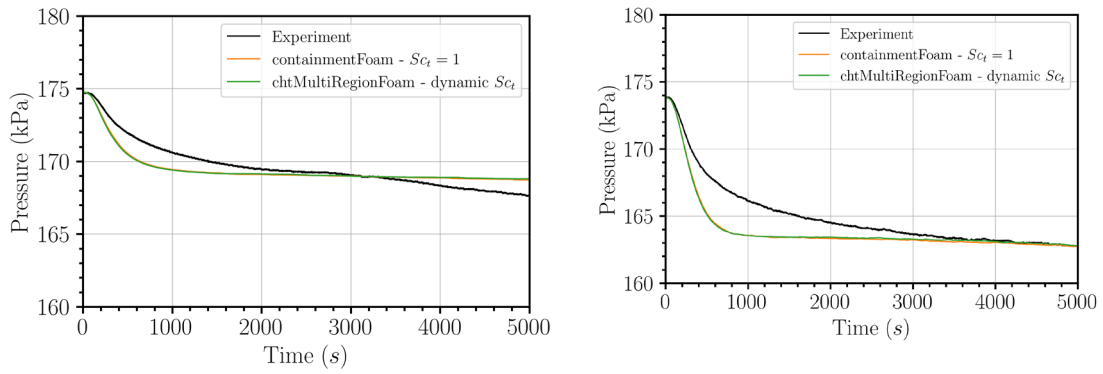


図 3.4.1-4 圧力の時間変化 (左 : CC-PL-30、右 : CC-PL-34)

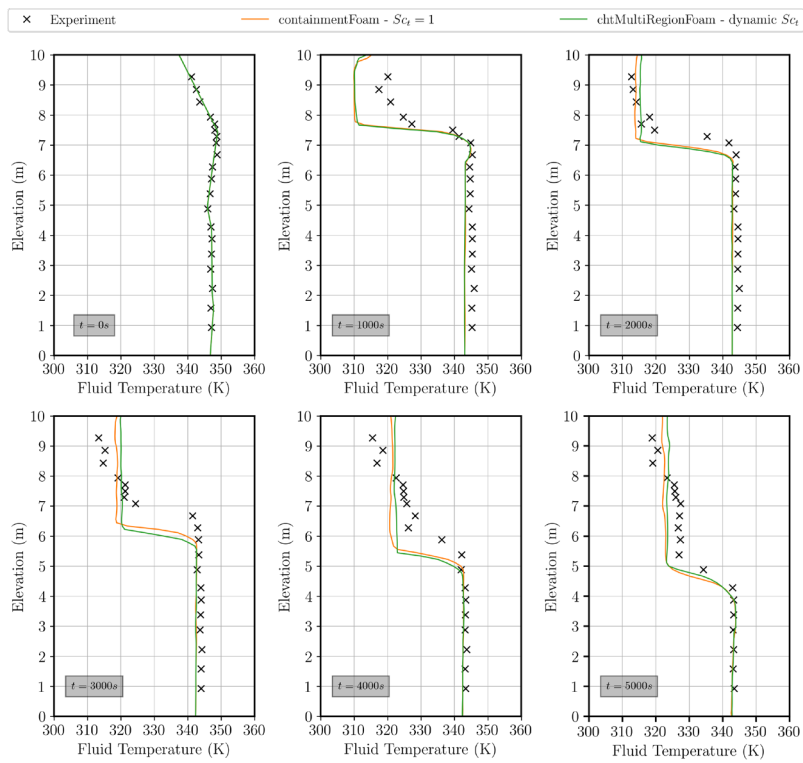


図 3.4.1-5 CC-PL-30 での容器内ガス温度の時間変化

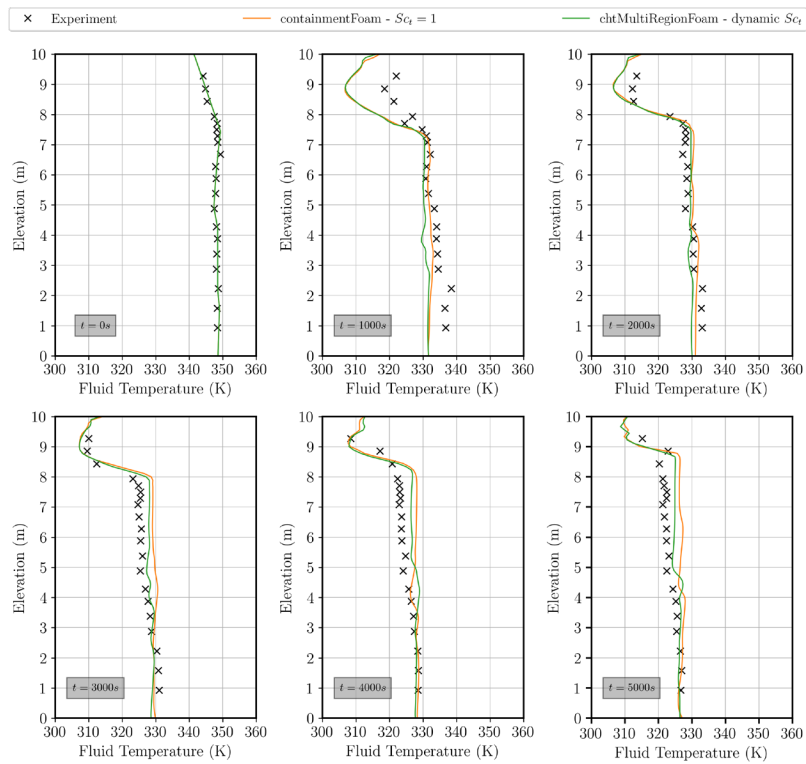


図 3.4.1-6 CC-PL-34 での容器内ガス温度の時間変化

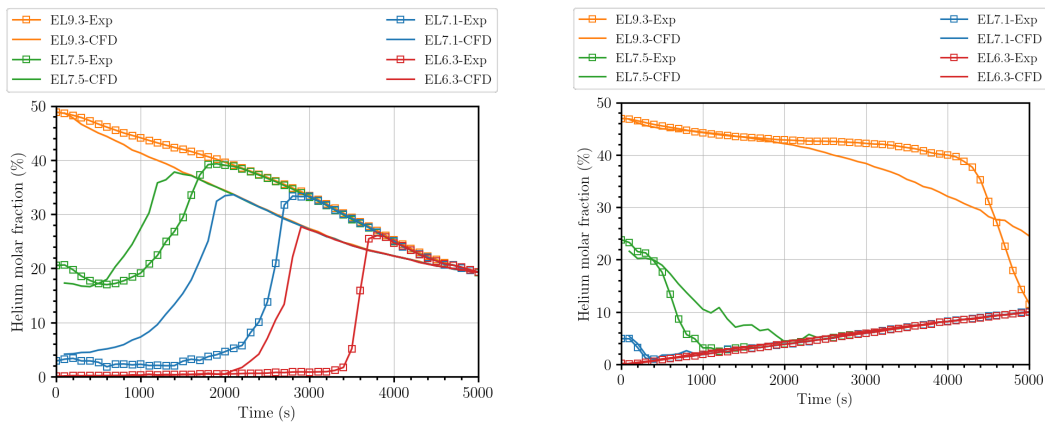


図 3.4.1-7 各計測点でのヘリウム濃度時間変化 (左 : CC-PL-30、右 : CC-PL-34)

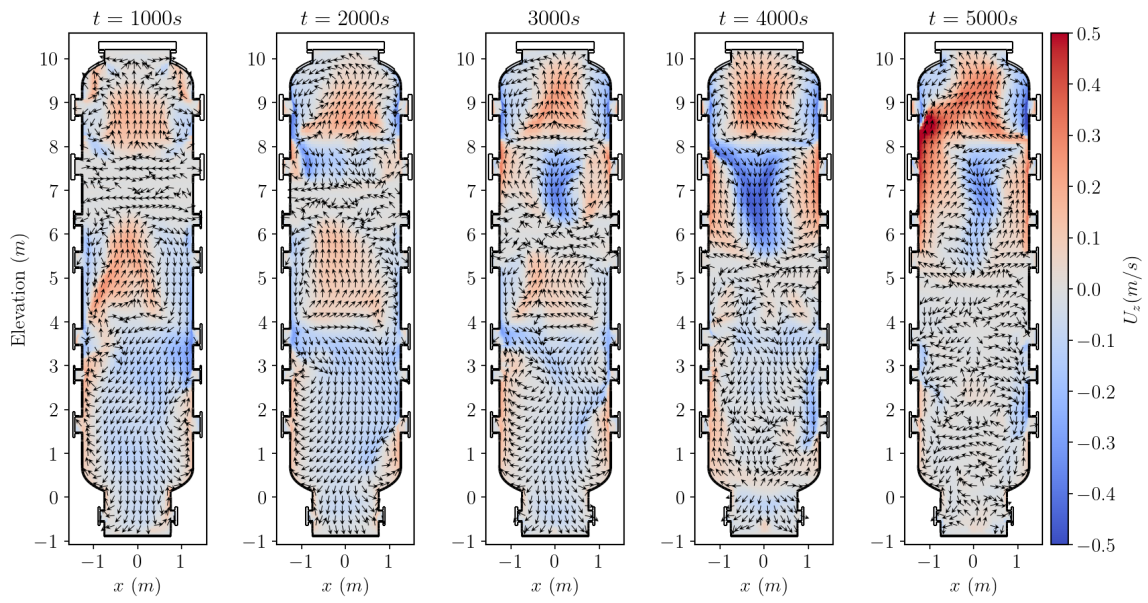


図 3.4.1-8 CC-PL-30 での試験容器内流れ場の時間変化

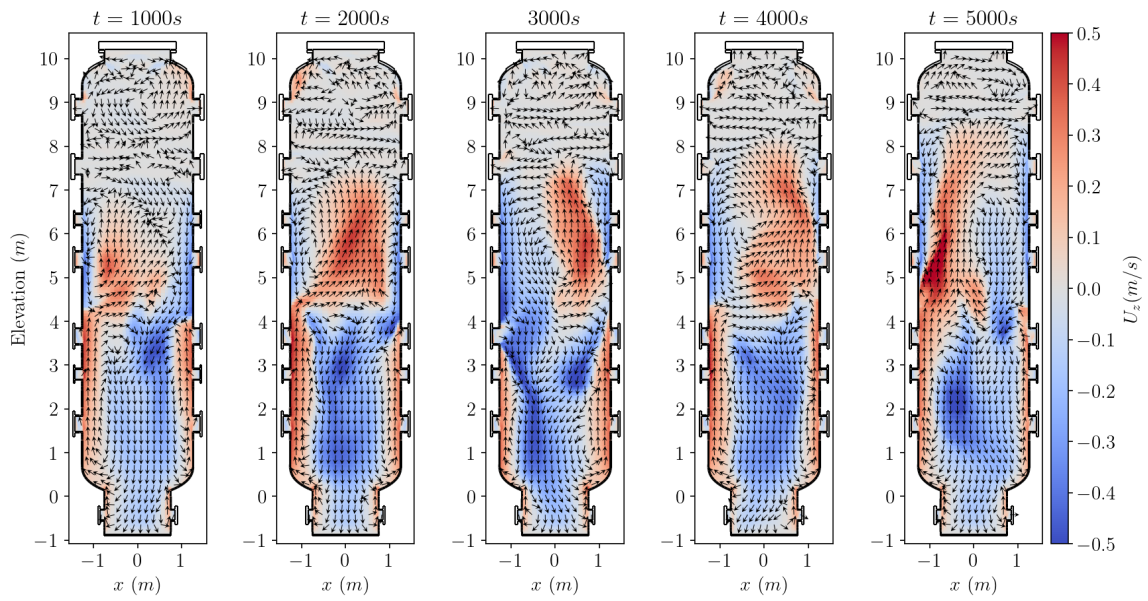


図 3.4.1-9 CC-PL-34 での試験容器内流れ場の時間変化

3.4.2 スpray冷却に関する数値解析の整備

3.4.2.1. 目的

3.1.2 節では、CIGMA 装置を用いて格納容器スプレイ水に関連する基礎実験として、スプレイ水の蒸発とガス混合に着目した実験を実施した。本実験シリーズにおいて、スプレイ水の冷却による容器全体の温度低下、蒸発による圧力上昇を捉えることが出来た。また、空気とヘリウムの混合気体で形成した初期密度成層の崩壊挙動から、スプレイの強い混合作用を確認した。本節では、現象の詳細を理解するために CFD 解析を併用する。

代表的な既往研究として、Kaltenbach と Laurien (2018) [6]はオイラー・オイラーの二流体モデルによる格納容器スプレイの解析が挙げられる。この解析では、上述のベッカーテクノロジー社が所有する THAI 装置で実施された HD-31-SE を対象として、高温過熱蒸気雰囲気内でのスプレイ水による凝縮挙動を CFD により解析している。初期条件は、試験容器内温度は 90 °C、蒸気濃度は 25% (空気 75%) に制御され、スプレイ水の流入条件は流量 1 kg/s、液滴温度 20 °C に設定された。実験では、容器内のガス温度は低下し、蒸気凝縮により圧力も低下を示した。CFD 解析では、液滴径を平均径の 830 μm とした単分散としたケースと、5 つ bin で液滴サイズの分布を考慮したケースを実施しており、後者の方が実験との整合性が良く、液滴径分布の考慮が重要であると結論付けている。本事業では 3.1.2 節で実施したスプレイ水が蒸発する条件についても視野に入れた開発を進める。

以上を踏まえ、既往研究を参考に本事業で用いてきた OpenFOAM を用いて、本年度はオイラー・オイラーの二流体モデルによる格納容器スプレイ解析の入力データを整備した。

3.4.2.2. 解析条件

本解析では、試験容器および空気とヘリウムで構成された内部流体が予熱された閉じた系内にスプレイを噴射し、冷却および混合させた実験を対象に CFD 解析を実施する。本解析では、OpenFOAM-8 にデフォルトで実装されている multiphaseEulerFoam を用いて、気相の計算では空気とヘリウム、および相変化により発生する蒸気、液相ではスプレイの液滴の計算を取り扱う。解析メッシュには、OpenFOAM のメッシュ生成アプリケーションである blockMesh により作成した。図 3.4.2-1 に示すように、143 万メッシュを base mesh とし、メッシュ収束性を、Base mesh に対して分割数を $\sqrt{2}$ 倍した Fine mesh と $1/\sqrt{2}$ 倍した Coarse mesh を用いた解析結果と比較することで確認した。

解析ケースは 3.1.2 節で示した CC-SP-18、CC-SP-19、CC-SP-21 (表 3.1.2-1 に実験条

件を明記した。主に初期の容器内蒸気温度（過熱度）が実験パラメータ。）を参考にして、3 ケースの初期条件を設定した。本来ならば、3.4.1 節で述べたような手法により CIGMA 容器の構造体と熱連成する条件を課すことが好ましいが、今年度は簡易化のために壁温度は初期温度で固定の条件とした。スプレー噴射条件としては、EL10 m から下向きに、流量 0.0155 kg/s（実験では 0.016kg/s）、流入温度は 30°Cとした。また、拡がり角は 15 度になるように鉛直方向および半径方向の流速を設定した。解析上のスプレーの噴射方法については、実際の噴出口径はメッシュサイズよりも小さく忠実に改造することが困難であるため、OpenFOAM 内の fvOptions の機能を用いて、実際の噴出位置よりも 13 cm 下方（EL9.87 m）で、スプレーがメッシュサイズよりも広がっていることを仮定して、スプレーの質量、運動量およびエネルギーに相当する量をソース項で与えることで模擬した。スプレーの粒径分布に関して、Single case として 90 μm の単一径としたもの、Multiple case として 22、44、70、108、186 μm の 5 種の粒径をそれぞれ 20%ずつとしたものをそれぞれの解析ケース（CC-SP-18、CC-SP-19、CC-SP-21）に適用した。結果として合計 6 ケースを実施した。気液相間の作用については、すべての液滴径について気相-液相間での熱伝達及び物質伝達の相互作用を Ranz-Marshall の式により考慮し、液相-液相間の相互作用は考慮しない（液滴の合体や分裂は無い）とした。相変化については、以下に示す式（3.4.2-1）に示される Arden Buck equation から算出される飽和蒸気圧を用いて、蒸発・凝縮量を計算するモデルを用いた。

$$p_{sat} = 6.1121 \exp \left(\left(18.678 - \frac{T}{234.5} \right) \left(\frac{T}{257.14 + T} \right) \right) \quad (3.4.2-1)$$

3.1.2 節で示される実験は 10³秒オーダーで計測が続けられたが、本年度は入力データを整備することを主目的としたため CFD 解析でシミュレートされる時間は 30 秒とした。そのため、以下では定性的な議論にとどめ、試験容器内の各種物理量のカラーコンター図を示すこととする。定量的な妥当性評価は、今後の課題とし来年度以降に長時間解析を実施した際に、実験データと比較することで実施する。

3.4.2.3. 解析結果

低温条件の CFD 解析結果（CC-SP-18）

初期温度が低い（容器内平均気体温度 = 26°C）CC-SP-18 の解析結果を示す。液滴径を単一分布とした Single case に関して、図 3.4.2-2 に液相の体積分率を示す。スプレー噴出位置近くでは、設定どおりの 15 度の角度で液相が広がっていることが確認できる。その下流では密度成層により成層境界面の浮力でスプレー水の下降が阻害されたために、密度成層内で液相濃度が半径方向に大きく広がった。その後、容器中心部でスプレー水は下方に貫通した。20 秒のカラーコンター図では容器中心部で半径方向に大きく広がった複雑な分布となっているが、これは一過性のもので 30 秒後のカラーコンター図ではそれは見ら

れず、容器下端で液相濃度が最も大きく半径方向に広がった。図 3.4.2-3 に示す蒸気濃度に着目すると、容器内は室温 26°C の乾燥空気とヘリウムで構成されるので、噴入されたスプレイの一部は蒸発し、水蒸気となることが確認できる。スプレイ開始から 10 秒では図 3.4.2-2 で示したようにスプレイ水が試験容器上部の密度成層内で大きく半径方向に広がることから成層内で水蒸気も多く生成されている。時間が経つにつれてスプレイ水は下方に進行し、水蒸気蒸発量も下層で多く発生し、30 秒の図では容器全体で水蒸気濃度が確認できる。図 3.4.2-4 にヘリウム濃度分布を示す。容器中心部ではスプレイに連行されることで高濃度のヘリウムを含む気相が下方にわずかに輸送されているが、解析した 30 秒間では成層崩壊に至らなかった。図 3.4.2-5 及び図 3.4.2-6 に液相と気相の速度分布を示す。スプレイ噴射を表す液相速度は容器中心部で強い下降流を示し、それに随伴されることで気相の流速も大きくなる。

また、CC-SP-18 の **Single case** を対象にメッシュ依存性の調査を行った。図 3.4.2-7 に、**base, coarse, fine mesh** に対する液相の体積分率、水蒸気およびヘリウムガス濃度、各相の流速のカラーコンター図をそれぞれ示す。各体積分率に関して、初期成層の直下における水蒸気濃度が低い箇所が **Coarse mesh** を用いた場合はわずかに高いことが確認できるが、それ以外で解析メッシュ間での差は見られない。各相の流速に関してもメッシュ間での差は確認できない。以上より、本解析結果はメッシュに起因する解析精度の変化（メッシュ依存性）では **coarse** メッシュによって適切に解像されていると結論づけられる。

次に、液滴径分布を 5 種類にした **Multiple case** に関して、図 3.4.2-8 に各初期液滴径ごとの体積分率を示す。過熱状態であるため液滴は蒸発して消失する方向に変化し、**area-to-volume ratio** が液滴径に反比例するため ($6/d$)、液滴が小さいものほど消失量（率）が高いことが示唆されている。液滴径が最も小さい 22 μm では初期密度成層を通過する前にすべて蒸発した。次に小さい液滴径 44 μm では 30 秒のカラーコンターでは、容器中心部において液滴が密度成層から下方に貫通したが示されている。しかし、蒸発の影響により半径方向の分布幅は下方に進むにつれて小さくなった。液滴径 70 μm でも密度成層より下方では、漸進的に半径方向の分布幅が小さくなった。一方で、液滴径が大きい 108 μm および 186 μm は蒸発量が小さいために、格納容器下方で大きく半径方向に広がる結果となった。全体として、**Single case** と比較すると、**Multiple case** での液相の拡がり小さくなった。次に、図 3.4.2-9 に示した蒸気分布に関して、**Single case**（図 3.4.2-3 及び 4）と比較すると、**Multiple case** では試験容器上方と下方で水蒸気濃度が大きく中央部では周方向への拡がり小さい傾向を示した。上方では小さい液滴径が成層内で蒸発したため、下方では大きい液滴径が容器底部の液面に到達後に蒸発したためと考えられる。同図のヘリウム濃度では、30 秒まででは試験容器の上部にとどまっており、密度成層が崩壊するに至っておらず、今回の解析時間内（30 秒）では **Single case** との大きな違いは確認できな

い。

以上のように、**Single case** と **Multiple case** では、スプレー開始から 30 秒の短時間ではあるが容器内気体の濃度及び温度に違いが表れた。現時点でどちらが実現象に即しているかは定かではないので、今後の 10^3 秒オーダーの長時間解析を実施することで確認する。また、今回は液滴径を 5 種類選定し、その分率は 20%ずつという暫定的な値としたが、実機を含めた原子炉格納容器の解析を実現するためには、計算負荷および解析精度を加味した最適な選択に資する検証を進めていく必要がある。

中低温条件の CFD 解析結果 (CC-SP-21)

Single case に関して、試験容器内の初期温度 75 °C 程度の CC-SP-21 の解析結果を図 3.4.2-10 から図 3.4.2-15 に示す。液相濃度に関しては、CC-SP-18 と比較すると大きな違いは見られず、15 度で噴射されたスプレーは、密度成層下端で一部は下降が阻害されたため半径方向に分布が広がった。また、密度成層を貫通したスプレー水は試験容器下端で容器直径全体に広がった。蒸気濃度に関しては、CC-SP-18 と比較すると初期温度が高いため、スプレー水がより多く蒸発していることが確認できる。ヘリウムガス濃度に関して、CC-SP-18 と同様に、容器中心部ではスプレーに随伴されることで高濃度のヘリウムを含む気相が下方に輸送された。流速分布に関しても CC-SP-18 と同様に、スプレー水の下降に連行されたことで、気相流速も中心部で大きくなった。次に、10、20、30 秒における気相の温度分布を図 3.4.2-12 に示す。スプレー開始から 10 秒の様子を示した図に着目すると、スプレー水が到達している試験容器中間部より上方で顕著な温度低下が見られる。初期密度成層の下端では、スプレー水が半径方向に大きく広がったことにより冷却された領域も大きく広がった。スプレー水の下方への進行とともに、冷却された領域は下方に広がったことが、20 秒および 30 秒の様子から確認できる。特に、スプレー注入開始後 30 秒では、試験容器下端にスプレー水が到達したため顕著な温度低下が見られる。一方で、Kaltenbach と Laurien (2018) [6] が定義した Region 3 に該当するスプレーが影響しない領域 (スプレー噴射位置より上部の試験容器上端) では、高温の状態が続いた。

次に、CC-SP-21 条件の **Multiple case** に関して、図 3.4.2-13 に各径の液滴分布を示す。CC-SP-18 と同様に、小さい液滴径ほど蒸発により、多くが消失した。また、全体として、**Single case** と比較すると、**Multiple case** での液相の拡がりも小さいことも CC-SP-18 と同様であった。図 3.4.2-14 に示した蒸気濃度では、**Single case** と同様に液滴が半径方向に拡がり、密度成層下端と試験容器下端で高蒸気濃度になった。その様子は、**Multiple case** の方が顕著で、空間分布が明瞭となった。ヘリウムガス濃度に関しては、わずかな違いは見られるが **Single case** とほぼ同様となった。図 3.4.2-15 に 10、20、30 秒における気相の温度分布を示す。全体的に、**Single case** と比較すると、スプレー水の冷却能力は小

さく、試験容器内の温度は高くなった。特に、試験容器上端の Region 3 での高温傾向は、Single case のそれよりも明瞭になった。

高温条件の CFD 解析結果 (CC-SP-19)

Single case に関して、試験容器内の初期温度 172 °C の CC-SP-19 の解析結果を図 3.4.2-16 から図 3.4.2-22 に示す。液相濃度に関しては、スプレー開始から 20 秒と 30 秒の空間分布を示す。低温条件 (CC-SP-18) と比較すると、蒸発により容器中心の液相部の拡がり小さくなり、スプレー開始から 20 秒では容器中心部付近でくびれている部分が確認できる。また、スプレー開始から 30 秒では、容器下端にスプレー水が到達した後の跳ね返りが見られず、蒸発していると思われる。気相雰囲気及び壁の全てで蒸発が多く、蒸気濃度は CC-SP-18 および CC-SP-21 と比較すると高くなり、空間的には一様化する方向で、30 秒という感じ間でも He 成層の崩壊も観察される (図 3.4.2-17)。ヘリウムガス濃度および各相の流速分布 (図 3.4.2-18) に関しては、今回の解析時間 (30 秒) 程度では、CC-SP-18 および CC-SP-21 のそれらと定性的には大きな違いが見られなかった。気相の温度分布 (図 3.4.2-19) に関しても、定性的には中低温条件の CC-SP-21 との大きな違いは確認できない。

次に、CC-SP-19 条件の Multiple case に関して、図 3.4.2-20 に各液滴径分布を示す。定性的には、これまで述べてきた CC-SP-18 と CC-SP-21 での Single case との差異と同様であるが、注目すべきは蒸気濃度と気相温度である。蒸気濃度に関しては、Single case と比較すると蒸発量が顕著に多いために、試験容器内の蒸気濃度が大きくなったことは同様であるが、その Single case との差が他のケースのそれらと比べて格段に大きい。これは、初期条件が高温で蒸発量が多いケースほど、液滴径の考慮が重要であることを示唆している。液相温度分布も、全体的に高温であることに加えて試験容器上部の Region 3 での高温状態が Single case のそれよりも明確に維持された結果が示されている。

3.4.2.4. 本節のまとめ

3.1.2 節で示した CIGMA でのスプレー水の蒸発に関する基礎実験に関する CFD 解析の入力データを作成した。本年度はスプレー開始から 30 秒程度のみを対象とした解析結果を示し、定性的には現象を再現していることが確認できた。また、メッシュ依存性の調査に関して、143 万程度のを Base mesh として解析を実施したが、Coarse mesh および Fine mesh でも同様の結果を得ることができた。

今年度の解析を踏まえ、今後は Coarse mesh を用いて長時間の解析を実施し、本シミュレーションの妥当性評価および現象的洞察を進める予定である。

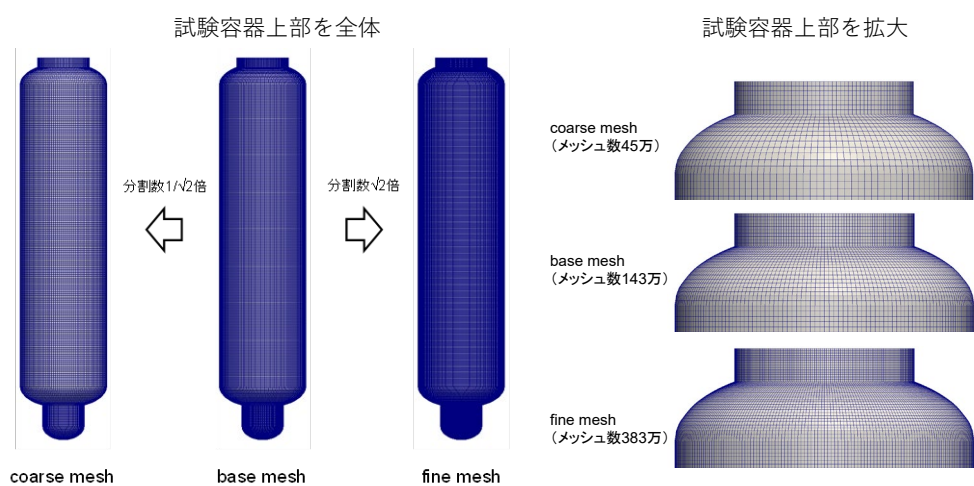


図 3.4.2-1 スプレー実験に関する解析のための計算メッシュ

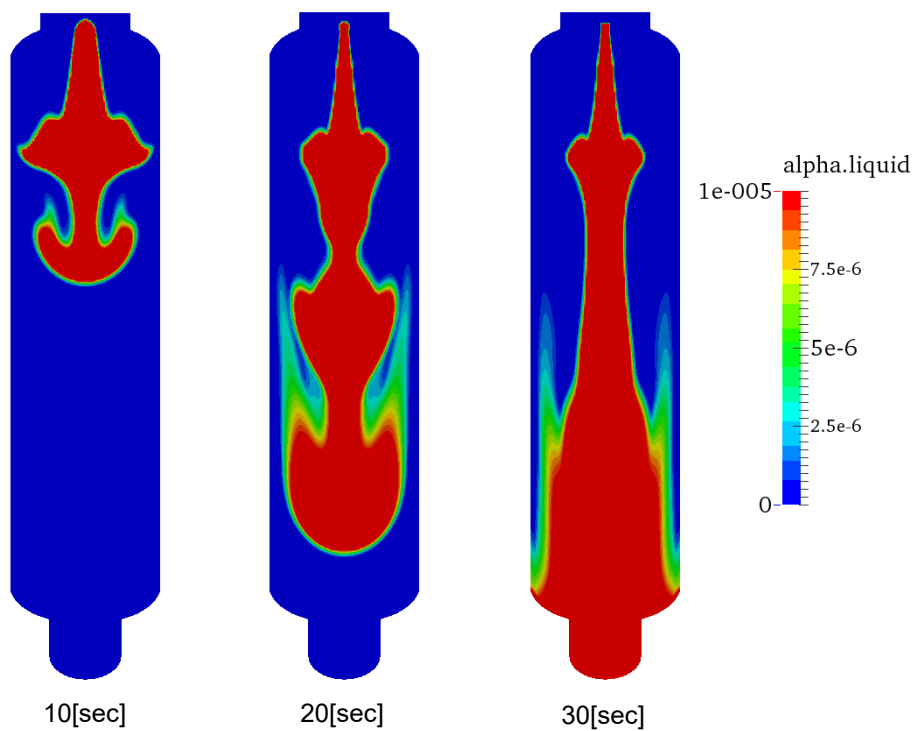


図 3.4.2-2 液相体積分率分布 (CC-SP-18、Single case)

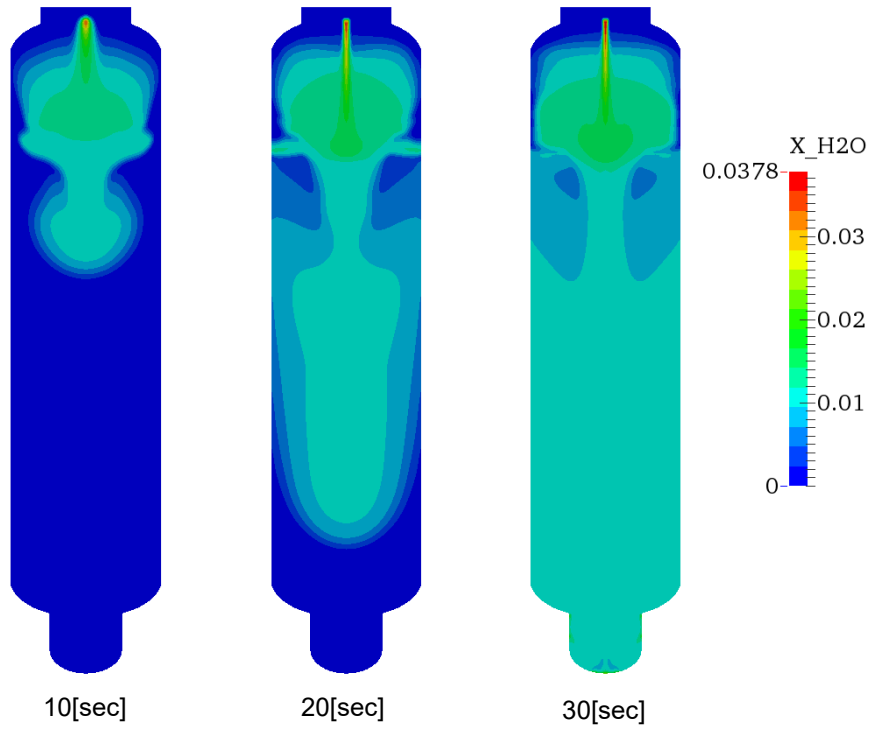


図 3.4.2-3 蒸気濃度 (Single case) (CC-SP-18、Single case)

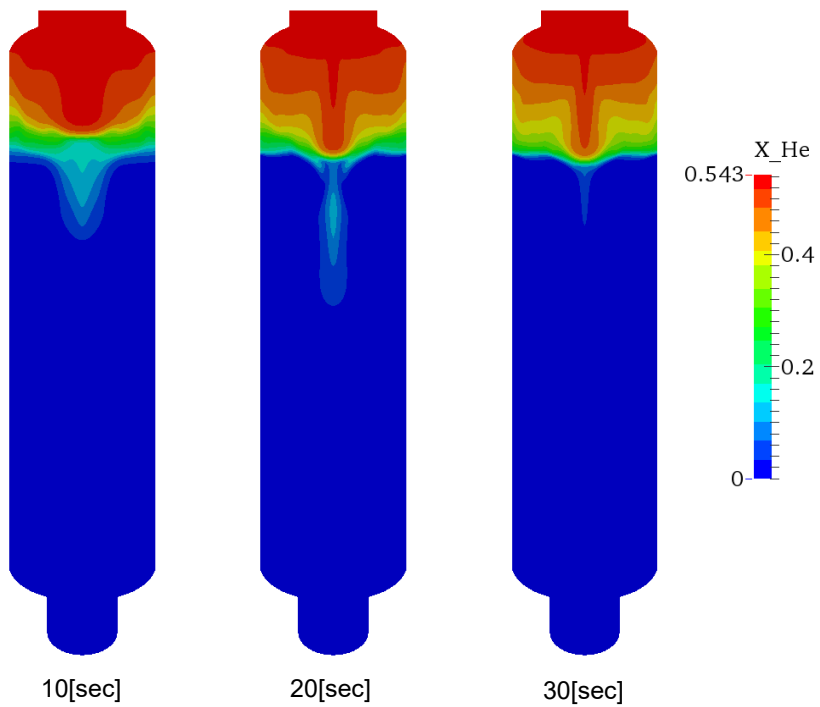


図 3.4.2-4 ヘリウムガス濃度 (Single case) (CC-SP-18、Single case)

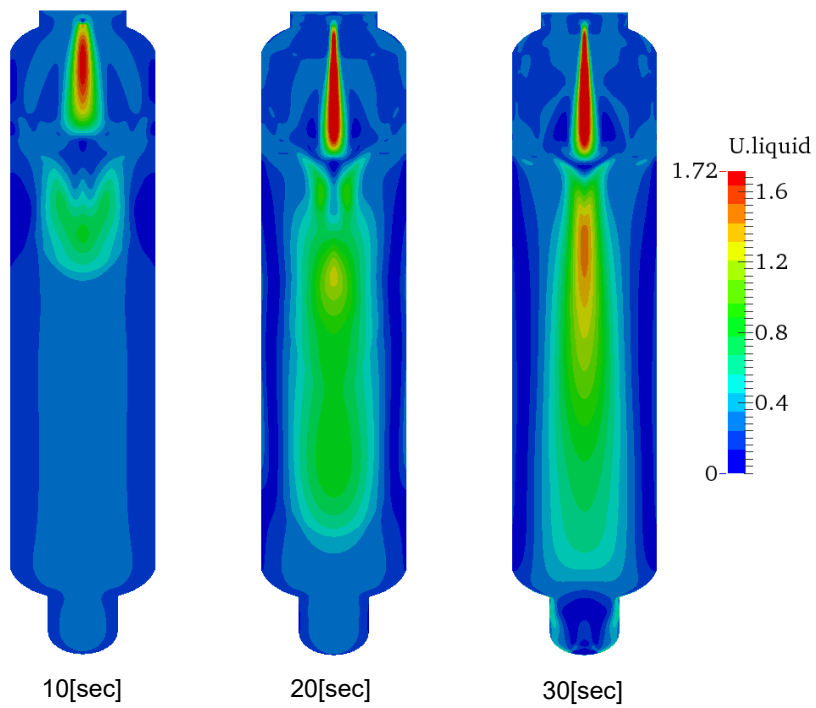


図 3.4.2-5 液相流速の絶対値 (Single case) (CC-SP-18、Single case)

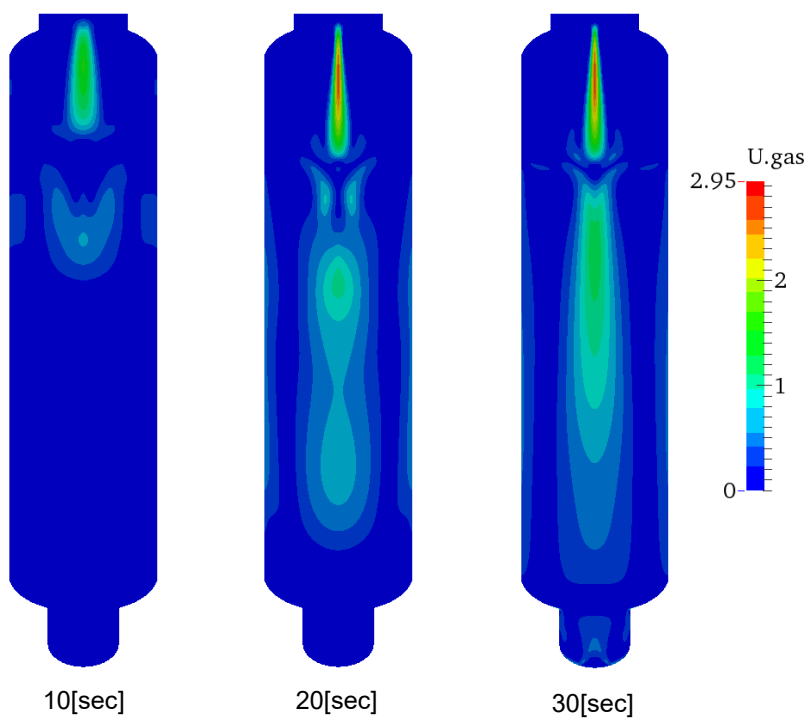


図 3.4.2-6 気相流速の絶対値 (Single case) (CC-SP-18、Single case)

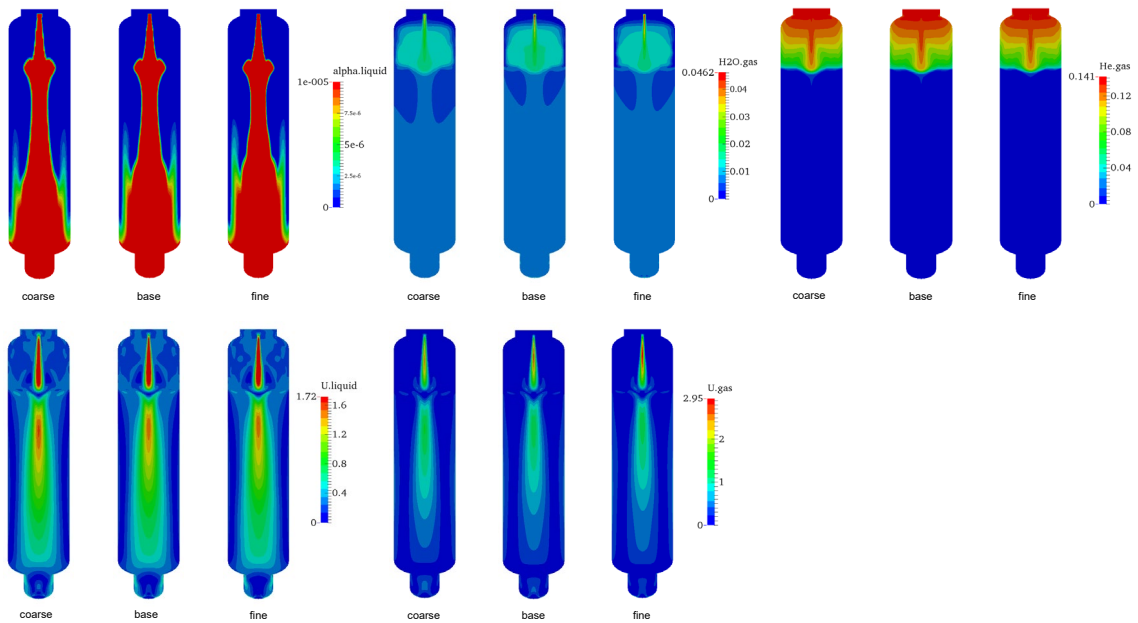


図 3.4.2-7 メッシュ依存性の調査 (CC-SP-18、Single case)
 左上：液滴体積分率、中央上：蒸気濃度、右上：ヘリウム濃度、
 左下：液相流速、右下：気相流速

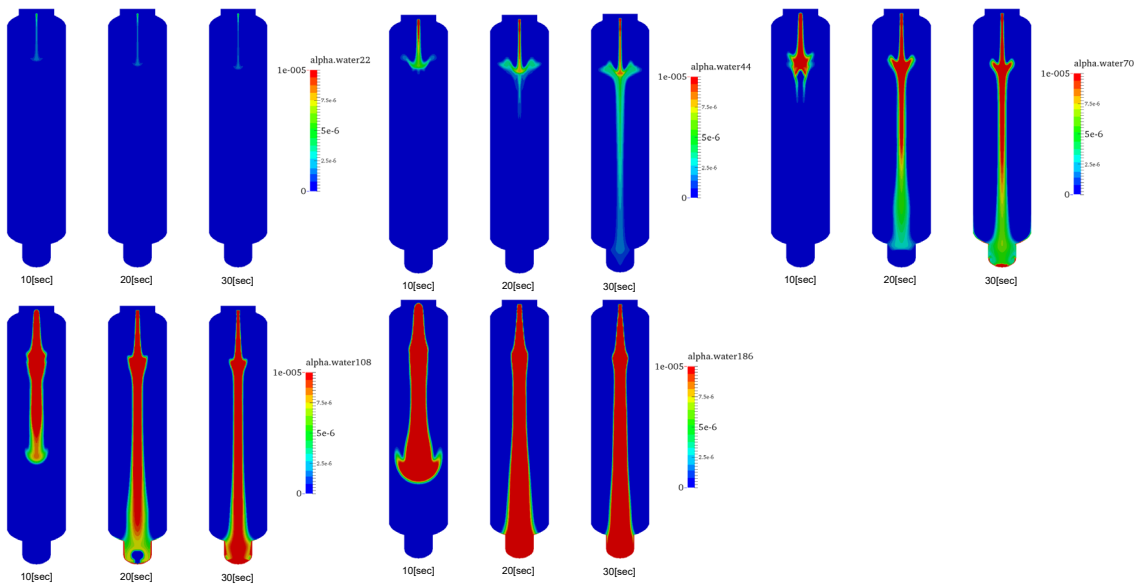


図 3.4.2-8 各液滴径の液相体積分率分布 (CC-SP-18、Multiple case)
 左上：22 μ m、中央上：44 μ m、右上：70 μ m、左下：108 μ m、中央下：186 μ m

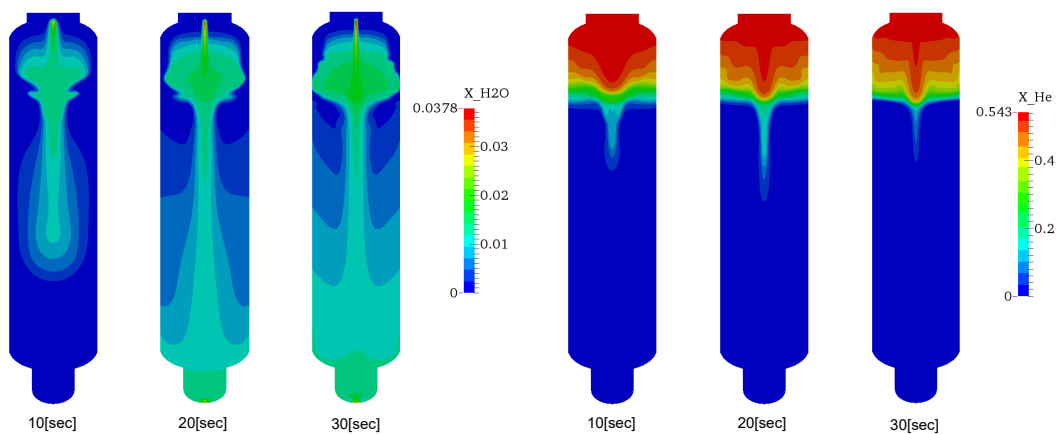


図 3.4.2-9 気相濃度分布
 左：蒸気濃度、右：ヘリウム濃度 (CC-SP-18、Multiple case)

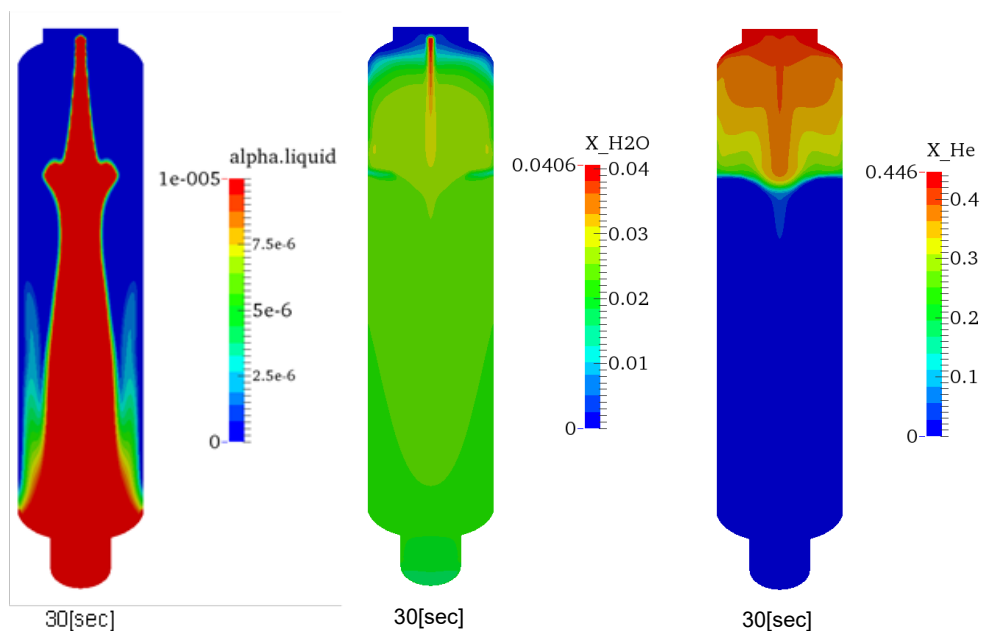


図 3.4.2-10 液滴体積分率およびガス濃度分布 (CC-SP-21、Single case)
 左：液相体積分率分布、中央：蒸気濃度、右：ヘリウム濃度

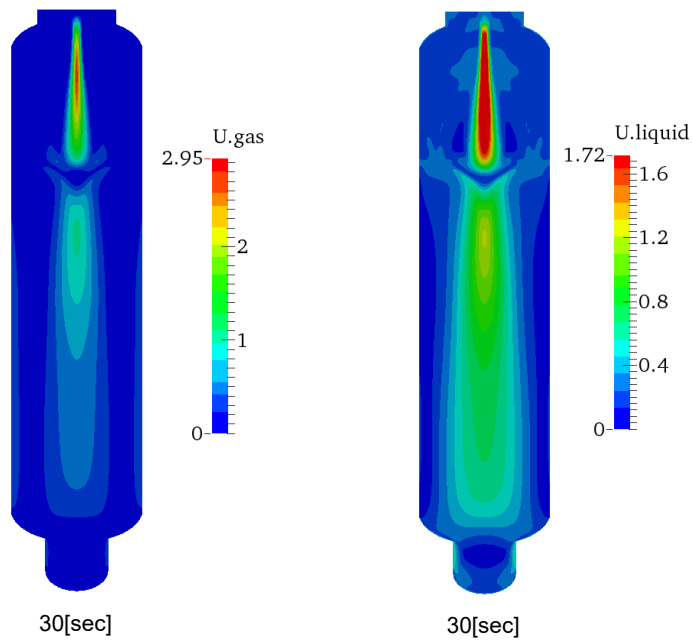


図 3.4.2-11 各相の流速分布 (CC-SP-21、Single case)
左：気相、右：液滴

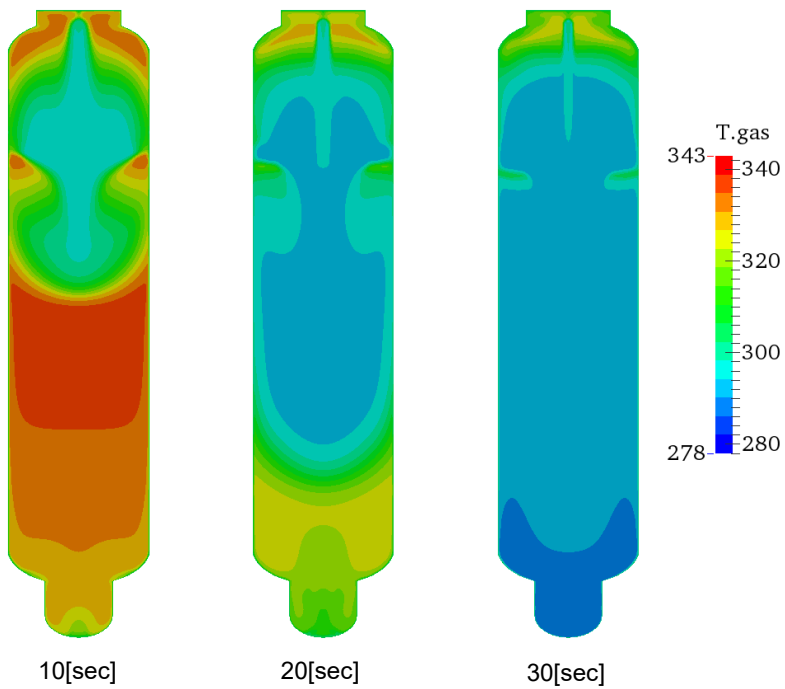


図 3.4.2-12 気相温度分布 (CC-SP-21、Single case)

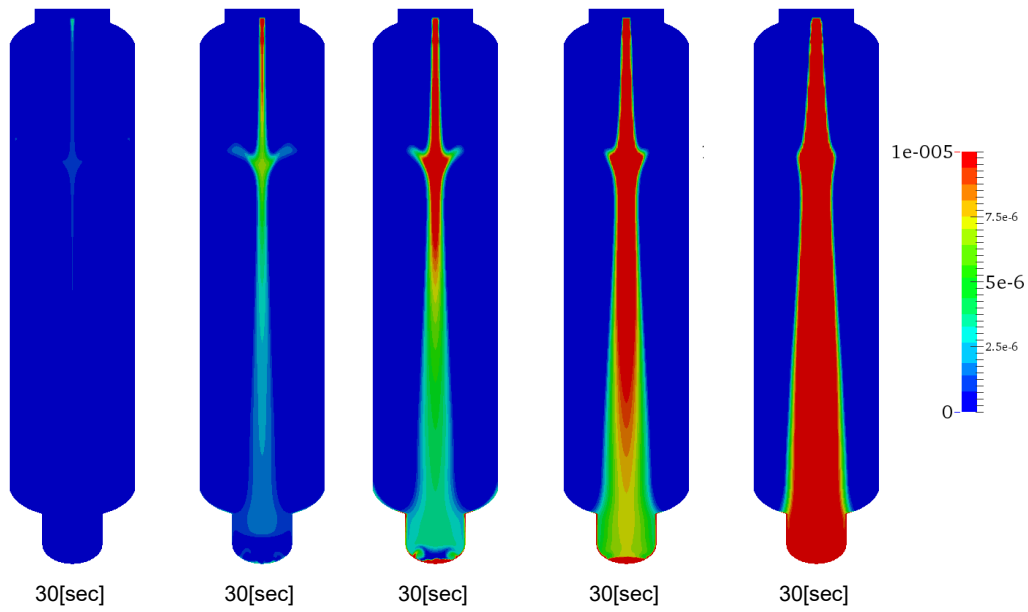


図 3.4.2-13 各液滴径の液相体積分率分布 (CC-SP-21、Multiple case)
左から 22、44、70、108、186 μm

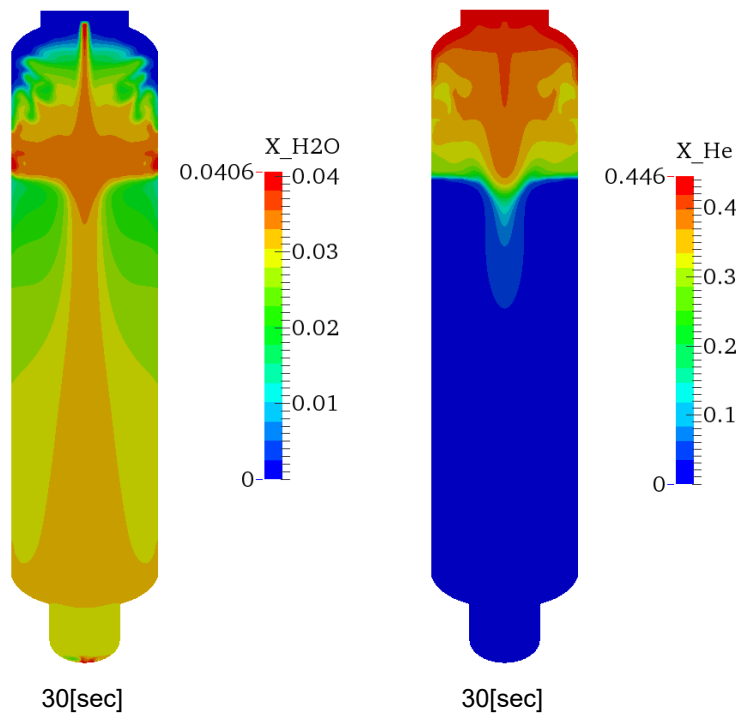


図 3.4.2-14 蒸気およびヘリウムガス濃度分布 (CC-SP-21、Multiple case)
左：蒸気、右：ヘリウムガス

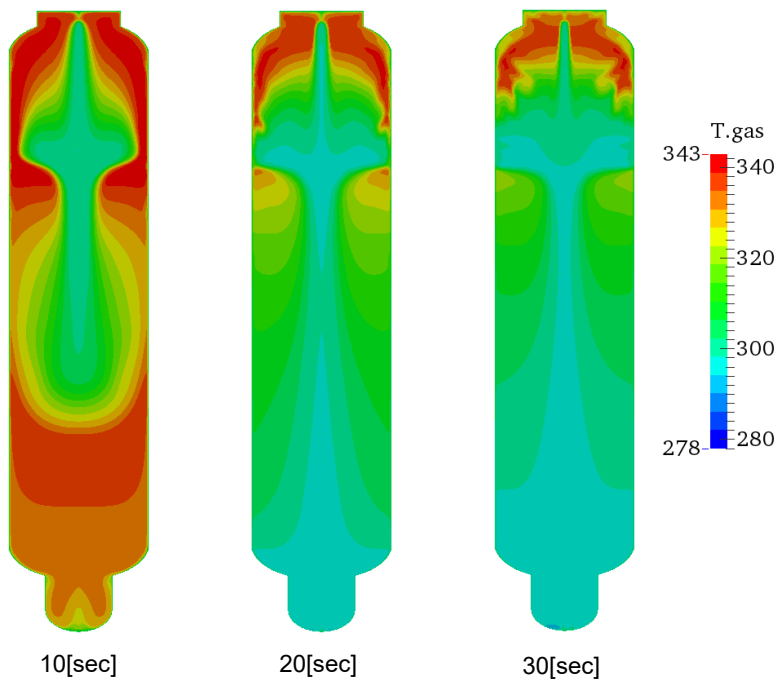


图 3.4.2-15 气相温度分布 (CC-SP-21、Multiple case)

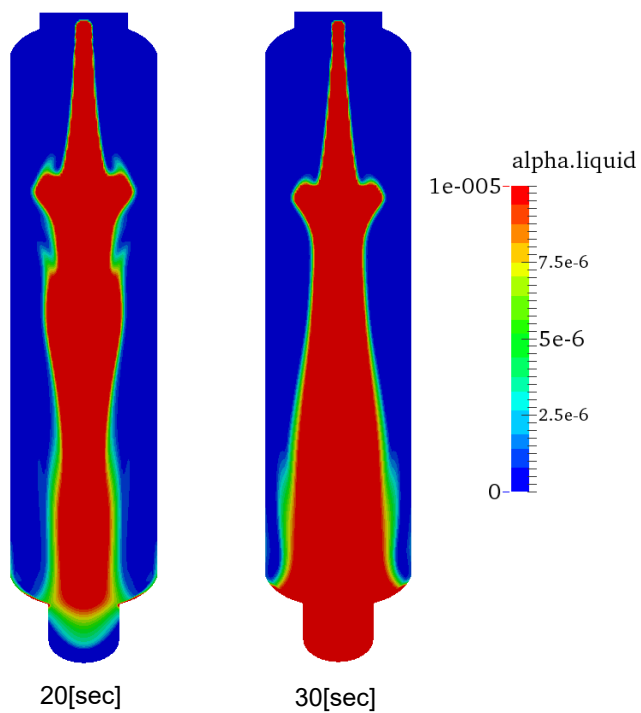


图 3.4.2-16 液滴体积分率 (CC-SP-19、Single case)
左：20 秒、右：30 秒

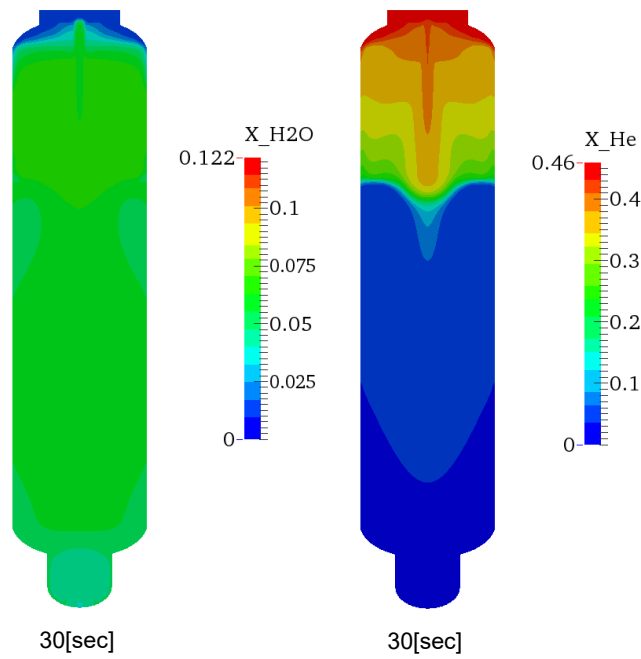


図 3.4.2-17 蒸気およびヘリウムガス濃度分布 (CC-SP-19、Single case)
左：蒸気濃度、右：ヘリウム濃度

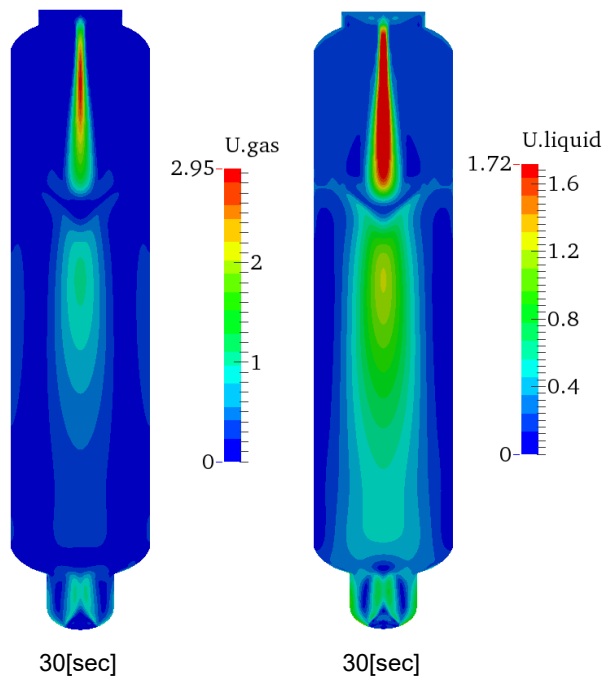


図 3.4.2-18 各相の流速分布 (CC-SP-19、Single case)
左：気相、右：液相

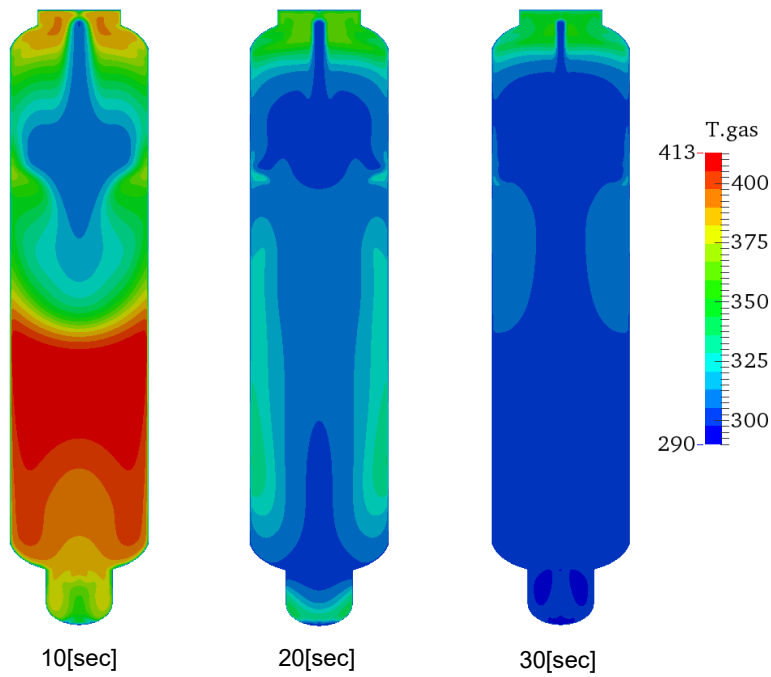


図 3.4.2-19 気相温度分布 (CC-SP-19、Single case)

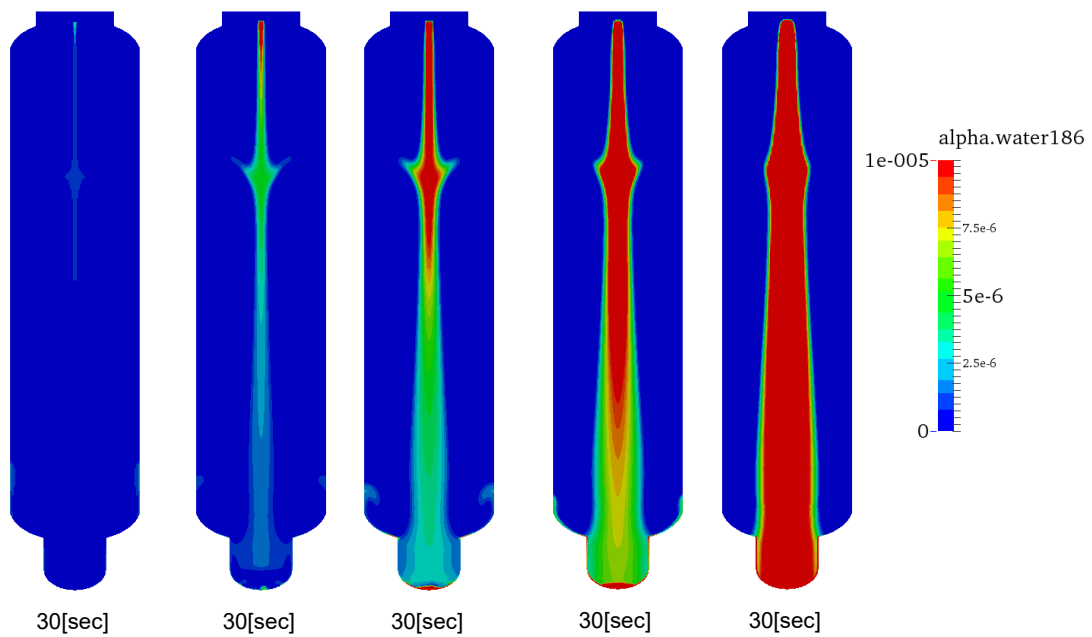


図 3.4.2-20 各液滴径の液相体積分率分布 (CC-SP-19、Multiple case)
左から 22、44、70、108、186 μm

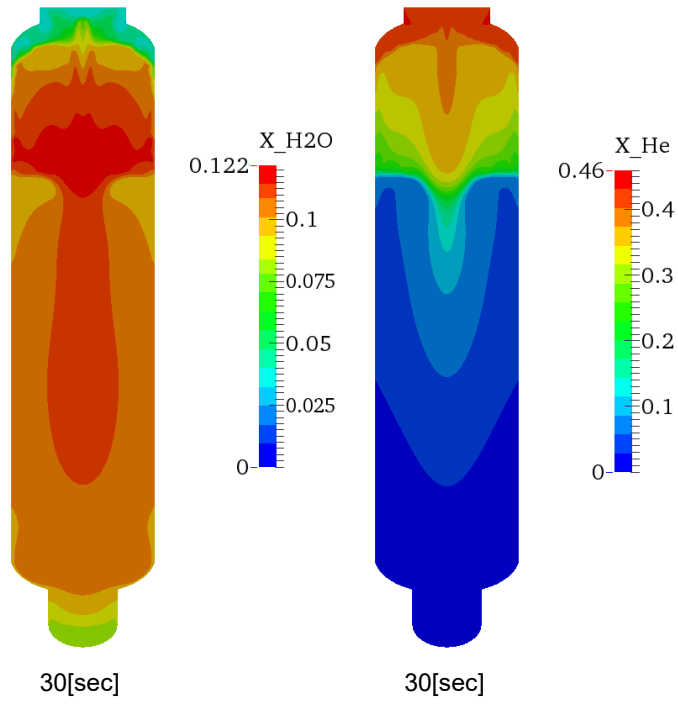


図 3.4.2-21 蒸気およびヘリウムガス濃度分布 (CC-SP-19、Multiple case)
左：蒸気、右：ヘリウムガス

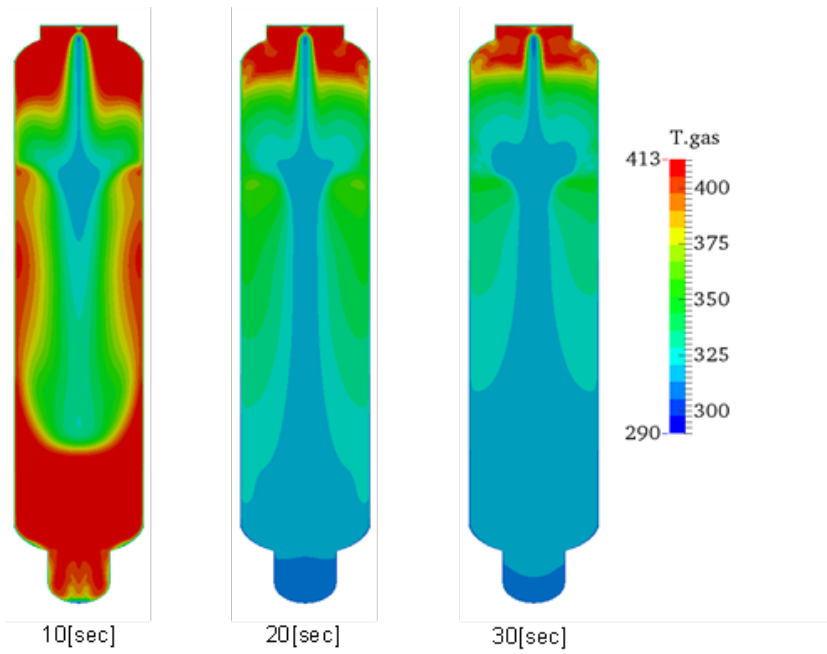


図 3.4.2-22 気相温度分布 (CC-SP-19、Multiple case)

3.4.3 流出部がない体系への高温高浮力流体吹き込みに関する CFD 解析

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低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。浮力が関連する代表的な流体现象の一つとして、浮力噴流やそれによって形成される密度成層が挙げられる。また、高温の浮力噴流が格納容器内に噴出された場合は、試験容器構造体と流体間で熱輸送が生じる。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、高温ガスおよび密度成層に関連する実験が実施された[7, 8]。昨年度本事業でも、「空気-ヘリウムガスの高温噴流実験」と称して、最大 580 °C 程度の空気-ヘリウムの混合ガスを容器内に噴入させ、試験容器の圧力、容器内の温度分布、ガス濃度分布の変遷を調査した[9]。また、本報告書の 3.1.1 節では横向き高温蒸気噴流によるフランジ過熱実験を実施している。また、外面冷却などの AM 策に関する現象的理解の向上、および有効性を評価するためには、格納容器構造体と内部ガスとの熱輸送が重要となる。

一方、本事業の CFD 解析でメインツールとして使用している OpenFOAM-8 において、特にガス種および熱の輸送を解析するためのソルバー rhoReactingbuoyantFoam 等のデフォルトバージョンでは、体系内にガスを流入させ、かつ、流出部がない加圧体系では、エラーが発生し計算が強制終了される仕様である（3.4.1 節のような流入部・流出部の両方がない閉じた系では計算可能であり、また、3.4.2 節のようなスプレイ注入解析に用いた multiPhaseEulerFoam でもエラーが発生しない）。そのため、3.1.1 節や 3.1.4 節で示した注入加圧体系での CFD 解析ができないという実用的な問題があった。

以上の不具合を解決するために、流出部がない加圧体系でもガス種の流入を解析できるように、rhoReactingbuoyantFoam を改造し、試し計算として昨年度実施した高温ガス吹き込みによる成層化実験に関する CFD 解析を実施した。

3.4.3.1. 改造内容

デフォルトで実装されている rhoReactingFoam でもケースファイルのオプションにより、圧力波が生じるような高速流体の計算ができ、計算領域内の全質量が変化できるような計算は可能ではあるが、計算の安定性は著しく低下する。格納容器熱水力を取り扱う際は圧力の影響は小さいことから、その伝播は考慮せずに密度変化のみを考慮したほうが計算安定性の観点で合理的であると考えられる。よって、以下のように、圧力方程式を計算する pEqn.H に簡易的な改良を行った。

28 行目

```
変更前 bool adjustMass = pimple.transonic() ? false : adjustPhi(phiHbyA, U, p_rgh);
```

```
変更後 bool adjustMass = true;
```

145 行

変更前 `if (adjustMass && !thermo.incompressible())`

変更後 `if (pimple.transonic() && !thermo.incompressible())`

3.4.3.2. 試し計算

対象とする実験

昨年度実施した空気-ヘリウムガスの高温噴流による成層化実験シリーズ[9]のうち ST-HJ-03 に関する CFD 解析を試し計算として実行した。本実験は、室温（30℃程度）の初期条件に空気とヘリウムの混合ガスを噴入させ、成層化および加圧させ、ヘリウム濃度分布および圧力の時間変化を観察することを目的としている。ガスは EL6.28 m に 0.0831 m の横向きノズルから試験容器内に噴入させる。その混合ガスは、空気とヘリウムの混合気体でそれぞれ 9.4 g/s、1.3 g/s に設定し、ガス温度はおよそ 580 °C になるようにノズルヒータを制御した。

図 3.4.3-1 に、本計算で使用した解析メッシュを示す。3.4.2 節のスプレイ解析と同様に、OpenFOAM に実装されているメッシュ生成アプリケーションの `blockMesh` により生成した。本解析では、EL6.28 m に設置された噴入ノズルからガスが流入するために、その近傍にメッシュを集中させた。メッシュ数はおよそ 165 万となった。

図 3.4.3-2 から図 3.4.3-4 に 0、120、240、360、480、600 秒における流速分布、圧力分布、温度分布およびヘリウム濃度分布を示す。水平方向に噴入された気体は浮力の影響により上昇し、試験容器中心部で容器の上端に到達している。圧力に関しては、流出部がない試験容器に気体が噴入されたことで漸進的に加圧されている様子が確認できる。温度分布について、噴流の軌跡部分は比較的高温となっているが、それより外側では顕著な温度上昇は見られないヘリウム濃度に関しては、時間経過とともに容器の上部からの上昇しており、成層化していることが確認できる。また、可視図では非物理的な空間変動等は見られず、安定的に計算できていることが分かる。以上より、本計算結果は定性的には妥当であると結論づけられる。

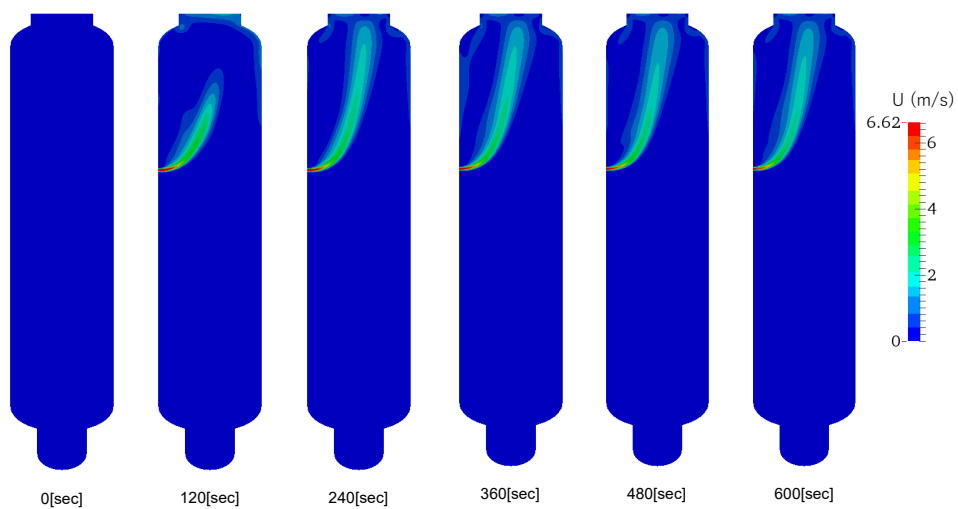


図 3.4.3-1 試験容器内ガス流速の時間変化

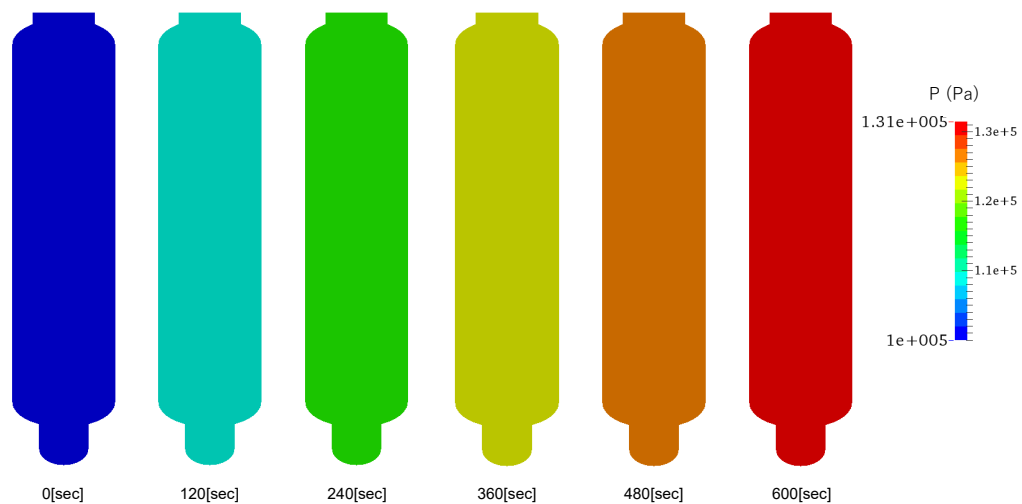


図 3.4.3-2 試験容器内圧力の時間変化

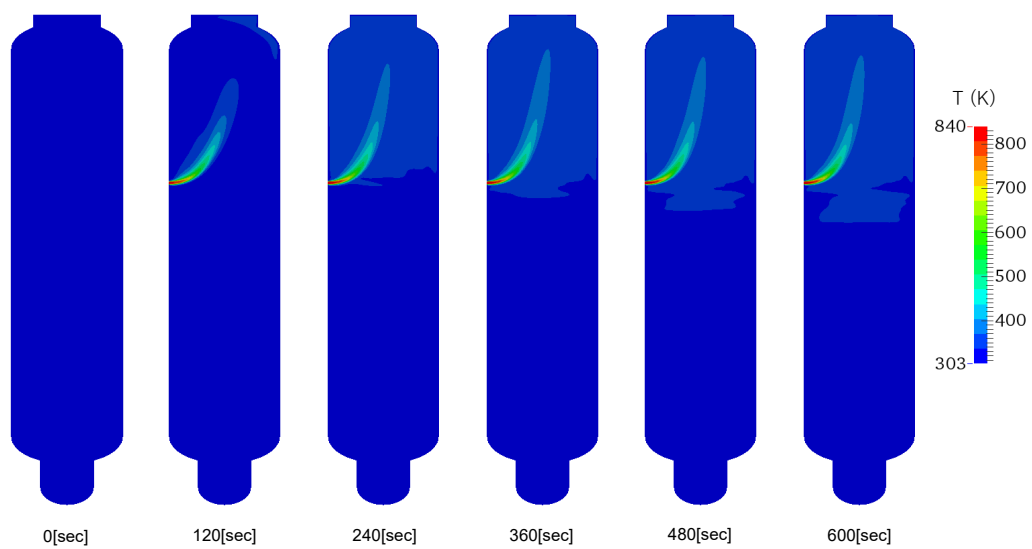


図 3.4.3-3 試験容器内ガス温度の時間変化

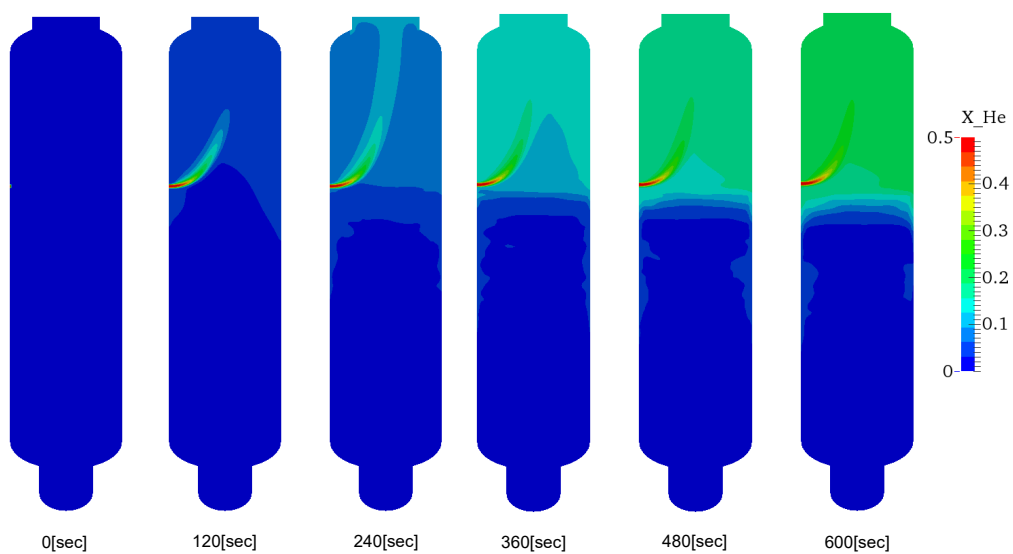


図 3.4.3-4 試験容器内ヘリウム濃度の時間変化

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。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、WINCSを用いて凝縮による熱・物質伝達を伴う体系での詳細計測実験を実施した。さらに、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、対向流体系でのスプレースクラビングに関する実験を行った。以下に主要な成果をまとめる。

CIGMA 装置を用いた格納容器熱水力に関する実験では、トップヘッドフランジ過熱のための高温蒸気噴流実験、スプレイ水の蒸発に関する基礎実験、低熱伝達自然対流実験、蒸気注入を伴う外面冷却実験を実施した。トップヘッドフランジ高温噴流実験では、試験容器上部に高温領域が形成されトップヘッドフランジおよびガスケットが顕著に上昇することを確認した。また、格納容器の閉じ込め機能を維持する上でもっとも重要なガスケット部の冷却には、外面冷却が極めて有効であることが示唆された。スプレイ水の蒸発に関する基礎実験では、これまでの研究では取り扱いが少なく実験データが乏しいスプレイ水の蒸発に伴い、加圧される体系での実験データを取得した。低熱伝達自然対流実験では、これまで CIGMA 装置で実施した条件よりも、外面冷却領域を小さくし自然対流が生じ難い条件での自然対流、それによって誘起される成層挙動に関する実験を実施した。本年度実施した条件では、狭い外面冷却領域でも自然対流は駆動されることを確認した。蒸気注入を伴う外面冷却実験では、過年度実施した実験の条件よりもさらに、ガス混合が生じ難く、外面冷却により非凝縮ガスが蓄積する条件での実験を実施した。実験結果から、蒸気注入を伴う条件でも外面冷却領域での蒸気凝縮により圧力が低下することが確認できた。6節で述べる HYMERES-2 プロジェクトでは格納容器内の熱伝達機構の調査研究のひとつとして輻射伝熱実験が行われた。そこでは、thermal bubble と称した実験を行っており、容器にヘリウムを注入することで加圧し、加圧によって生じる高温部（thermal bubble）が周囲気体への熱伝導及び輻射によって冷却される過程を、周囲気体が乾燥空気及び蒸気存在空気それぞれにおいて観察し、蒸気の輻射吸収効果を相対的に把握すると同時に、数値解析の検証データを得るというものである。CIGMA 装置実験においても、輻射実験実施の可能性を検討する予定である。

壁凝縮に関する個別効果試験として、風洞試験装置 WINCS を用いた実験を行った。CFD 解析で用いられる凝縮モデルの検証用データの取得を目的として、浮力流れにおける滴状凝縮条件および膜状凝縮条件での速度・温度分布計測を実施した。浮力の強さや飽和・未飽和条件の影響に関するデータ取得に加え、蒸気濃度分布評価や壁面熱流束評価も

実施した。今後は、層流から乱流まで幅広い流動条件におけるデータベースの拡張を進める。

エアロゾル関連では、プールスクラビング実験とスプレースクラビング実験を実施し、各実験条件において除染係数（DF）を計測した。DF は、試験部入口で計測されたエアロゾル粒子数濃度を試験部出口で計測されたエアロゾル粒子数濃度で除すことによって求められており、本実験体系ならびに実験条件において、エアロゾルが捕獲され $1/DF$ となることを示すものである。プールスクラビング実験では、ガス注入流量を変えて DF に対する水温効果を調査し、全ての流量において DF は水温に大きく影響されない結果が示された。また、高速ガスジェット注入条件に対する実験を実施し、粒子径と注入ガス速度の増加に伴う DF の上昇を示す結果を取得するとともに、それを用いて既存 DF 評価相関式の検証を行った。スプレースクラビングでは対向流体系の実験を実施し、エアロゾル注入ガス速度と粒子除去に作用するスプレイ領域体積が DF に与える影響をそれぞれ調査した。その結果、試験装置形状も含む実験条件範囲において、DF はそれらに依らず 1.8~2.0 の範囲でほぼ同じであった。

CFD 解析では、これまで本事業で実施した解析の整備状況を踏まえ、本年度は以下のような解析を実施した。

- (1) 過年度に実施した非凝縮体系での外面冷却に関する CFD 解析を実施した。ここでは、試験容器内の作動流体（空気—He）と試験容器壁との熱連成解析を実施し、実験結果との比較により有効性を確認した。
- (2) 本年度実施したスプレイ水の蒸発に関する実験の解析を実施するための、入力データを整備し、試し計算を実施した。その結果、定性的には妥当な結果を得ることができ、来年度以降に長時間の解析をする見通しをつけた。
- (3) 気体の流入はあるものの出口がない体系での解析が実施できるように OpenFOAM のソルバーを改良した。

5. 本事業に関連する外部発表

令和3年度の本事業に関する外部発表を以下にまとめる。

雑誌等掲載論文

- 1) Haomin Sun, Yasuteru Sibamoto, Yoshiyasu Hirose, Yutaka Kukita, The dependence of pool scrubbing decontamination factor on particle number density: modeling based on bubble mass and energy balances, Journal of Nuclear Science and Technology, Volume 58, 1048-1057, 2021.
- 2) Satoshi Abe, Ari Hamdani, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an air-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, Annals of Nuclear Energy, 166, 108791, 2022.
- 3) Haomin Sun, et al., Experimental and analytical investigations on aerosol washout in a large vessel with high spray coverage ratio simulating PWR containment spray, J. Nucl. Sci. Technol., accepted.
- 4) A. Hamdani, et al., CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, Progress in Nuclear Energy, on submitting.

技術報告書

- 1) Thermohydraulic Safety Research Group, Containment InteGral effect Measurement Apparatus (CIGMA) System Description for the First Construction (Contract Research), JAEA-Technology 2021-9001, 2021.

国際会議等報告

- 1) Shu Soma, Masahiro Ishigaki, Satoshi Abe, Yasuteru Sibamoto, Measurement of velocity and temperature profiles in boundary layer with steam condensation, Proc. of the 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-19), Brussels, Belgium, March 6 - 11, 2022.

口頭発表

- 1) 孫 昊旻, 茂木孝介, JAEAにおけるプールスクラビング研究の現状, 日本機械学会関西支部 第22回秋季技術交流フォーラム, 2021年10月15日

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

本年度も昨年度に引き続き、計画されていた国内及び国外出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 (R3 年 7 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、本事業の実験において DF が粒子数濃度に依存するという新たな実験的発見に対し、そのメカニズムを説明するために開発した簡易評価モデルの内容を報告し、聴衆から高い評価を得た。スプレイスクラビングについては、本事業におけるこれまでの実験結果を踏まえて、対向流体系での実験計画を発表した。
- HYMERES-2 (R3 年 6 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。前回会合 (R3 年 3 月) に引き続き、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ド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および解析について議論がなされた。また、2021 年为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、その中で輻射伝熱実験が継続テーマの一つとして提案された。
- NURETH-19 (R4 年 3 月) : 原子力熱流動現象に関する最も有名な国際会議のひとつであり、本事業成果からは、2.3 節で述べた WINCS 装置を用いた壁面凝縮条件下での境界層の速度及び温度計測の結果を発表した。本装置で得られた結果を国際的に周知する初めての会議であり、実機における凝縮形態に関する質問やサクシオン効果に関する質問があった。また、格納容器熱水力に関連する最新の研究動向を収集し、壁面凝縮に関するテーマについては、独 Juelich 研究所の SETCOM 装置で用いる LDV 計測手法の高度化や、凝縮モデルの高度化に関する発表があった。
- THEMIS (R3 年 10 月及び R4 年 3 月) : OECD/NEA プロジェクト (THEMIS : THAI Experiments on Mitigation measures, and source term issues to support analysis and further Improvement of Severe accident management measures) 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。雰囲気中に CO が存在する条件下における静的触媒式水素再結合器 (PAR) の挙動に関する実験結果について報告が

あった。また、ガスジェット注入条件におけるプールスクラビング実験に関して、注入ガス速度を試験パラメータとする実験がブラインドベンチマーク解析対象として決定され、注入ガスの過飽和度や水深を試験パラメータとする実験の結果についての報告があった。バックグラウンドエアロゾルとの相互作用や高温条件を含む雰囲気におけるヨウ素酸化物 IO_x の挙動に関する実験において、エアロゾルとして Ag 粒子を使用することと実験装置の昇温方法が決定された。

国内出張の概要

- 日本機械学会関西支部第 22 回秋季技術フォーラム (R3 年 10 月) : 標記フォーラムで企画された「気液二相流技術談話会」において、本事業で得られたプールスクラビングの実験結果や実験に基づくモデル開発の現状について報告した。開発したモデルでは DF に影響を与えるパラメータとして粒子の凝縮成長に焦点を当てており、質疑において、実際の事故条件における粒子表面性状と凝縮成長についての議論がなされた。同研究報告では筑波大学におけるプールスクラビング研究の報告もあり、気泡上昇領域を対象とした網羅的な実験研究とモデル開発の概要が報告された。

参考文献

2 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 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, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [2] <https://www.nsr.go.jp/data/000349564.pdf>
- [3] S. Kelm., et al., Development of a multi-dimensional wall-function approach for wall condensation, Nucl. Eng. Des., 353, 110239, 2019.

3.1. 節

- [1] 東北電力株式会社、女川原子力発電所 2 号炉原子炉格納容器の限界温度・限界圧力に関する評価結果 https://www.tohoku-epco.co.jp/electr/genshi/safety/topics/pdf/20180628_04.pdf
- [2] 女川原子力発電所 2 号炉審査資料、02-NP-0454, <https://www.nsr.go.jp/data/000290946.pdf>
- [3] J. Malet, L. Blumenfeld, S. Arndt, M. Babic, A. Bentaib, F. Dabbene, P. Kostka, S. Mimouni, M. Movahed, S. Paci, Z. Parduba, J. Travis, E. Urbonavicius, 2011, Sprays in containment: Final results of the SARNET spray benchmark, Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Issue 6, pp. 2162-2171.
- [4] A. Filippov, S. Grigoryev, N. Drobyshevsky, A. Kiselev, A. Shyukin, T. Yudina, 2016, CMFD simulation of ERCOSAM PANDA spray tests PE1 and PE2, Nuclear Engineering and Design, Volume 299, pp. 81-94.
- [5] OECD/SETH-2 project PANDA and MISTRA experiments Final Summary Report, NEA/SCNI/R(2012)5, April 2012
- [6] C. Kaltenbach, E. Laurien, 2018, CFD simulation of spray cooling in the model containment THAI, Nuclear Engineering and Design, Volume 328, pp. 359-371.
- [7] Mantas Povilatis, Egidijus Urbonavicius, 2008, Simulation of MASPn Experiments in MISTRA Test Facility with COCOSYS Code, Science and Technology of Nuclear Installations, Article ID 896409, 7 pages.
- [8] Satoshi Abe, Ari Hamdani, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, 2022, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an ai-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, Annals of Nuclear Energy, 166, 108791.
- [9] 令和二年度 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 (受託報告書) 原子力規制庁受託研究報告書、(2021)

3.2 節

- [1] A. Dehbi, F. Janasz, B. Bell, "Prediction of steam condensation in the presence of noncondensable gases using a CFD-based approach", Nucl. Eng. Des., 258, pp. 199–210, 2013.
- [2] M. Ishigaki, S. Abe, Y. Shibamoto, T. Yonomoto, "Numerical Simulation of Thermal Flow With Steam Condensation on Wall Using the Openfoam Code", Proceedings of CFD4NRS-5, 2014.
- [3] J. Lehmkuhl, S. Kelm, M. Bucci, H.J. Allelein, "Improvement of wall condensation modeling with suction wall functions for containment application", Nucl. Eng. Des., 299, pp. 105–111, 2016.
- [4] 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
- [5] 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
- [6] 相原利雄, 伝熱工学, 2019 年
- [7] K. Cao, J. Baker, "Slip effects on mixed convective flow and heat transfer from a vertical plate", Int. J. Heat Mass Transf., 52(15–16), pp. 3829–3841, 2009.
- [8] H.C. Kang, M.H. Kim, "Characteristics of film condensation of supersaturated steam-air mixture on a flat plate", Int. J. Multiph. Flow., 25(8), pp. 1601–1618, 1999.

3.3 節

- [1] 例えば, 原子力用語辞典, 原子力用語辞典編集委員会, コロナ社, 改訂第 4 版、1991 年.

3.3.1 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。
- [10] 原子力研究開発機構、令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、令和 3 年 3 月。
- [11] Herranz LE, Lopez C, Penalva J. Investigation on jet scrubbing in nuclear reactor accidents: From experimental data to an empirical correlation. *Prog Nucl Energy*. 2018;107:72–82.
- [12] Berna C, Escrivá A, Munõz-Cobo JL, Herranz LE. Enhancement of the SPARC90 code to pool scrubbing events under jet injection regime. *Nucl Eng Des*. 2016;300:563–577.
- [13] Sun H, Sibamoto Y, Okagaki Y, Yonomoto T. Experimental Investigation of Decontamination Factor Dependence on Aerosol Concentration in Pool Scrubbing. *Sci Technol Nucl Install*. 2019;1743982:1–15.

3.3.2 節

- [1] Hilliard RK, Postma AK, McCormack JD, Coleman LF. Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment. *Nucl Technol*. 1971;10:499–519.
- [2] Porcheron E, Lemaitre P, Marchand D, Plumecocq W, Nuboer A, Vendel J. Experimental and numerical approaches of aerosol removal in spray conditions for containment application. *Nucl Eng Des*. 2010;240:336–343.
- [3] Porcheron E, Lemaitre P, Marchand D, Nuboer A. Aerosol removal by emergency spray in PWR containment. *J Energy Power Eng*. 2011;5:600–611.

- [4] Freitag M, Gupta S, Beck S, Sonnenkalb M. Experimental and analytical investigations of aerosol processes—wash-out and wash-down. Nucl Sci Eng. 2019;193:198–210.
- [5] 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。
- [6] 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。
- [7] 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。
- [8] 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。
- [9] Gauntt RO, Cole R, Erickson CM, Gido R, Gasser RD, Rodriguez SB, Young MF. MELCOR computer code manuals. USA: U.S.NRC; NUREG/CR-6119; 2000.
- [10] 原子力研究開発機構、令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、令和 3 年 3 月。

3.4 節

- [1] Satoshi Abe, Ari Hamdani, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, 2022, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an air-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, Annals of Nuclear Energy, 166, 108791.
- [2] Satoshi Abe, Etienne Studer, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, Taisuke Yonomoto, 2020, Density stratification breakup by a vertical jet: Experimental and numerical investigation on the effect of dynamic change of turbulent schmidt number, Nuclear Engineering and Design, 368, 110785.
- [3] Shu Soma, Satoshi Abe, Yasuteru Sibamoto, Masahiro Ishigaki, 2022, Measurement of velocity and temperature profiles in boundary layer with steam condensation, Proceedings of the 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (Nureth-19), March 6-11, 2022, on line
- [4] Ari Hamdani, Satoshi Abe, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Sibamoto, Taisuke Yonomoto, 2020, Unsteady natural convection in a cylindrical containment vessel (CIGMA) with external wall cooling: Numerical CFD simulation, Energies, 13(14), 3652
- [5] Kelm Stephan, Manohar Kampili, Xionguo Liu, Allen Geroge, Daniel Schumacher, Claudia Druska, Stephan Struth, et al., 2021, The tailored CFD

package ‘ContainmentFoam’ for analysis of containment atmosphere mixing, H₂/CO mitigation and aerosol transport, *Fluids*, 6(3): 100.

- [6] C. Kaltenbach, E. Laurien, 2018, CFD simulation of spray cooling in the model containment THAI, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 328, pp. 359-371.
- [7] 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
- [8] OECD/NEA, “OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report”, NEA/CSNI/R(2012)5, April 2012.
- [9] 令和二年度 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（受託報告書）原子力規制庁受託研究報告書、(2021)