

令和 5 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 6 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. 数値流体力学解析 | 2 |
| 2.3. 壁面凝縮を伴う境界層内の速度・温度・濃度分布計測 | 3 |
| 3. 令和5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加熱実験 | 8 |
| 3.1.1.1. トップヘッドフランジ加熱実験の条件 | 8 |
| 3.1.1.2. 実験結果 | 11 |
| 3.1.1.3. 本節のまとめ | 12 |
| 3.1.2. スプレー基礎実験 | 20 |
| 3.1.2.1. スプレー実験条件 | 21 |
| 3.1.2.2. スプレー実験結果 | 23 |
| 3.1.3. 低熱伝達自然対流実験 | 25 |
| 3.1.3.1. 低熱伝達自然対流実験の条件 | 25 |
| 3.1.3.2. 実験結果 | 28 |
| 3.1.3.3. 本節のまとめ | 32 |
| 3.1.4. 原子炉ウェル冷却実験 | 35 |
| 3.1.4.1. 原子炉ウェル冷却実験の条件 | 35 |
| 3.1.4.2. 実験結果 | 38 |
| 3.1.4.3. 本節のまとめ | 44 |
| 3.1.5. ベント実験 | 48 |
| 3.1.5.1. ベント実験の条件 | 48 |
| 3.1.5.2. 実験結果 | 51 |
| 3.1.5.3. 本節のまとめ | 57 |
| 3.1.6. 蒸気凝縮駆動水素移行実験 | 62 |
| 3.1.6.1. スケーリングの検討 | 63 |
| 3.1.6.2. 実験条件 | 64 |
| 3.1.6.3. 実験結果 | 68 |
| 3.1.6.4. 本節のまとめ | 73 |
| 3.1.7. CIGMA 装置の追設 | 74 |
| 3.2. 数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握 | 75 |
| 3.2.1. トップヘッドフランジ過熱実験に関する熱連成解析検証 | 77 |

| | |
|------------------------------------|-----|
| 3.2.1.1. 目的..... | 77 |
| 3.2.1.2. 熱連成解析ソルバの熱伝達境界条件調査..... | 77 |
| 3.2.1.3. 解析概要..... | 81 |
| 3.2.1.4. 解析検証..... | 90 |
| 3.2.1.5. 本解析..... | 102 |
| 3.2.1.6. 本節のまとめ..... | 113 |
| 3.3. 壁面凝縮を伴う境界層内の速度・温度・濃度分布計測..... | 114 |
| 3.3.1. 壁凝縮実験の目的..... | 114 |
| 3.3.2. 実験条件..... | 114 |
| 3.3.3. 実験結果..... | 120 |
| 3.3.4. 本節のまとめ..... | 121 |
| 4. 結言..... | 124 |
| 5. 本事業に関連する外部発表..... | 127 |
| 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..... | 128 |
| 参考文献..... | 130 |

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）。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、高温過熱蒸気に格納容器が曝されている条件を想定した場合での格納容器上部フランジの冷却や関連する格納容器内部の熱流動挙動の詳細について、実験で測定したデータや、そこから得られる技術的知見等を拡充することを本事業の目的とする。

本報告書は令和5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]に記載した通り、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。例えば①に対して、昨年度まで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ウェル冷却やベントの効果を実験的に調査しており、今年度も過年度の実験パラメータを拡充する形で条件を設定した。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っており、今年度も昨年度の引き続き容器冷却が放熱程度を想定した弱い自然循環と水素移行との関係に注目した実験を実施した。水素移行との関連については、原子炉ウェル注水による外面冷却時の水素蓄積や、ベント時のサンプル水の減圧沸騰による水蒸気排出との競合、スプレイによる密度成層の攪拌効果など、格納容器内の気体の 3 次元的な振る舞いに注目した実験を実施する。また、福島第一原子力発電所事故の調査で言及されている下層階での水素の蓄積に関して、蒸気凝縮駆動による水素移行実験を新たに実施する。

2.2. 数値流体力学解析

本事業で実施する CIGMA 装置を用いた実験結果を対象に数値流体力学 (CFD) コードによる数値解析を実施する。過年度において、水素移行、浮力噴流、外面冷却、及びスプレイ冷却に関する数値解析を実施してきた。今年度は、昨年度から開始した格納容器トップヘッドフランジの過熱に関する数値解析を実施した。また、3.1.6 節の蒸気凝縮駆動水素移行実験の実験条件を検討する際にも CFD コードを活用した。

2.3. 壁面凝縮を伴う境界層内の速度・温度・濃度分布計測

格納容器内の熱流動予測手法の開発のひとつとして、壁面凝縮の予測モデルの構築を目的とした個別効果試験を実施する。本実験は過年度に整備した WINCS 装置を使用し、底面が冷却されて水蒸気凝縮を伴う体系での壁面の速度、温度、及びガス濃度の境界層内の分布を計測する。本実験データに基づいて、壁面ではない空中での水蒸気凝縮が境界層分布に与える影響を考察した。これにより、数値流体力学手法で用いられるバルク凝縮モデルの検証データを得るとともに、熱伝達と物質伝達のアナロジーに基づく凝縮熱伝達モデルの妥当性を検証する。

3. 令和5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を実施すると共に、3.1.1 節で示すトップヘッドフランジ実験の数値流体力学解析を行った。また、3.1.6 節の実験条件を定めるための数値解析も実施した。

CIGMA 実験装置試験部と系統の概略図を図 3-1 に示す。CIGMA 実験では、2 章で示した全体計画に従い、各実験において計画されたパラメータを網羅的に調査した。3.1.1 節のトップヘッドフランジ加熱実験では、高温蒸気噴流をトップヘッドフランジに衝突させた際の構造材温度上昇に関する実験を実施した。3.1.2 節のスプレイ実験では、格納容器内に形成される密度成層のスプレイによる攪拌効果について、成層とスプレイ噴射の相対的な位置の効果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、自然放熱等による低い熱伝達率で格納容器が冷却される際に生じる水素移行に関する実験を実施した。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におけるウェル注水による格納容器冷却効果に関する実験を実施した。3.1.5 節のベント実験では、ベント時の格納容器雰囲気に対するサンプル水蒸発の効果に関する実験を実施し過年度の結果と共に考察した。3.1.6 節の蒸気凝縮駆動水素移行実験は今年度から新たに開始した実験テーマであり、福島第一原子力発電所の事故分析で検討される建屋内の水素移行に関連する実験である。

3.2 節では、3.1.1 節で実施するトップヘッドフランジ過熱実験に関する CFD を用いた数値解析を実施した。流体—構造体の熱連成解析のための入力データを作成し、壁面熱伝達に対して共役熱伝達に基づくモデルと熱伝達相関式を与えるケースを比較する。

3.3 節では、WINCS 装置を用いて、底面の壁面で水蒸気凝縮がある体系での壁目境界層内の速度、温度、ガス濃度の分布を計測した結果を紹介する。一連の実験結果から、空中で水蒸気が凝縮するバルク凝縮が境界層に与える効果を検証するとともに、HMTA（熱伝達と物質伝達のアナロジー）に基づく凝縮熱伝達モデルの妥当性を検証する。

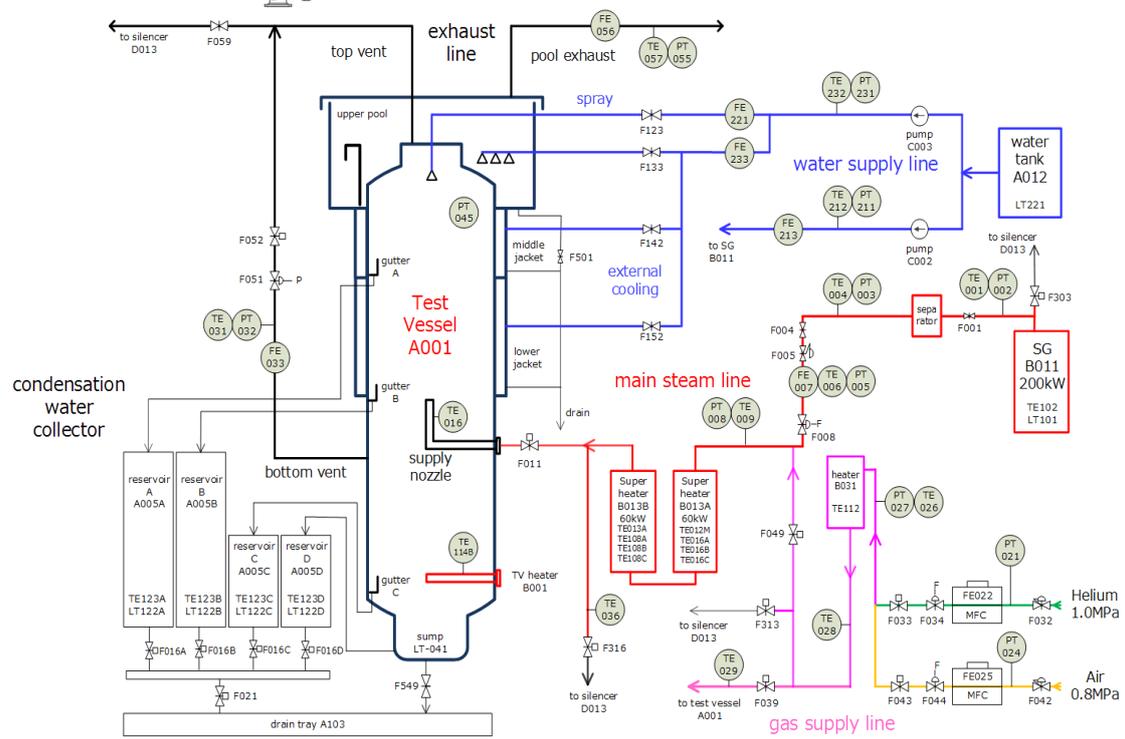
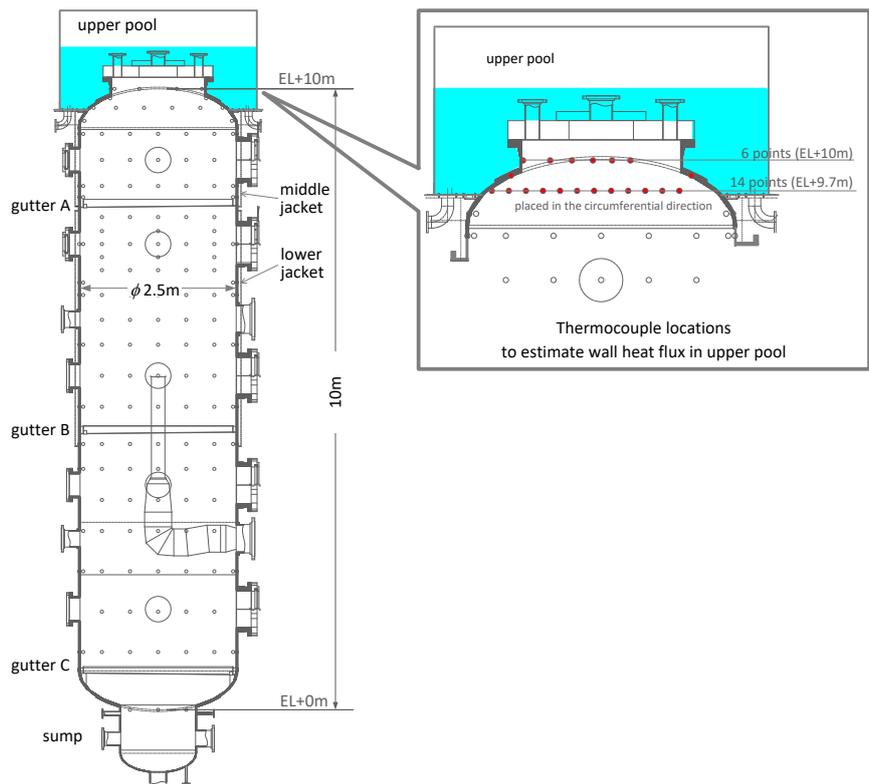


図 3-1 CIGMA 試験部と系統図

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加熱実験 (3.1.1 節)

高温蒸気によるトップヘッドフランジ加熱状況下でウェル注水を実施した際の AM 効果に関し、注水量や注水タイミングをパラメータとした実験を実施した。

(2) スプレイ基礎実験 (3.1.2 節)

試験部の上部にヘリウムによる密度成層を形成し、成層より下部でスプレイを噴射したときの成層の攪拌効果を検証する実験を実施した。

(3) 低熱伝達自然対流実験 (3.1.3 節)

低熱伝達率条件において水蒸気凝縮が生じる際の水素移行挙動に関する実験を実施した。

(4) ウェル冷却実験 (3.1.4 節)

昨年度の蒸気+ヘリウム 2 成分系に対し、初期条件として空気を混ぜた蒸気+空気+ヘリウム 3 成分系の濃度パラメータ実験を実施した。

(5) ベント実験 (3.1.5 節)

サンプル水の有無とベント流量をパラメータとし、サンプル水の減圧沸騰が水素移行に及ぼす影響に関する実験を実施した。

(6) 蒸気凝縮駆動水素移行実験 (3.1.6 節)

容器内に水蒸気とヘリウムの混合気を供給する条件で、容器中間部で壁面を冷却した際の水蒸気の凝縮及びヘリウムの移行と蓄積の挙動を検証する実験を行った。

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：PRe-surrization；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 ; パージ実験
- 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
 - UV : Upper Venting line ; 上部ベントライン
- 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加熱実験

シビアアクシデント時に原子炉一次系から高温蒸気が噴出し、噴出した蒸気が格納容器壁を直接加熱する場合、過温破損により原子炉格納容器閉じ込め機能が喪失する可能性がある。特に、格納容器トップヘッドフランジでは、高温蒸気によりシール材が劣化し、リークに至る可能性が懸念される。トップヘッドフランジにおける高温蒸気の熱流動挙動に関する知見は格納容器閉じ込め機能の評価において重要であり、最大 700 °C の高温蒸気が供給可能な CIGMA 装置を利用し、高温蒸気噴流によるトップヘッドフランジ加熱実験を実施する。

過年度の実験の一つとして、高温蒸気によるトップヘッドフランジ加熱に対し、AM 策による冷却効果を対象とする実験を令和 3 年度に実施している[1]。これは、室温大気圧雰囲気を初期条件とし、全排気ラインを閉じた加圧体系で高温蒸気をトップヘッドフランジに衝突させ、フランジが加熱された状態から AM 策（スプレー・外面冷却・ベント）を実施するという実験である。その結果、ガasketの冷却には外面冷却が有効であることが示された[1]。令和 3 年度では、「格納容器内の温度が 171 °C を超えるおそれのある場合」という実機での原子炉ウェル注水判断基準[2]を踏まえ、トップヘッドフランジ温度が 180 °C を超えた時点で外面冷却を開始した。令和 4 年度では、注水タイミングによる影響の把握を目的として、高温蒸気により格納容器が加熱される前に事前にウェル水張りを行う条件で実験を実施した[3]。その結果、注水タイミングが 180 °C の条件と事前に水張りを行う条件では、注水後のガasket温度に顕著な差が生じないことが確認された。

本年度は、原子炉ウェル注水によるトップヘッドフランジ冷却効果の知見拡充を目的として、過年度と比べて保守的な条件での実験を実施した。具体的には、フランジを冠水させた過年度の条件に対し水位を半分程度に低下させフランジの一部を水面上に露出させた条件、及びトップヘッドフランジ温度が約 260 °C となる時点まで注水を遅らせた条件について、実験を実施した。

3.1.1.1. トップヘッドフランジ加熱実験の条件

図 3.1.1-1 に実験の概念図を示す。ノズル出口は試験容器頂部から 1 m 下方にあり、容器中心から 0.65 m 離れている。ノズル出口の直径は 0.0412 m である。図 3.1.1-2 に示す通り、トップヘッドフランジ内壁、及びガasket内外には熱電対が設置してある。表 3.1.1-1 に、本年度実施した実験と比較する過年度の実験を示す。初期雰囲気は大気圧の室温空気である。全ての条件で試験容器の全排気配管のバルブを閉とし、大気圧からの加圧体系を設定した。蒸気流量は 70 g/s とした。この流量は、BWR 格納容器体積比でスクラム後 0.5~2 時間頃の崩壊熱に対応する流量である。注入蒸気は加熱ノズルヒータ及び放熱補償ヒータを用い、ノズル出口において 600 °C 以上で設定した。実験パラメータは、上部

プールへの注水タイミングと注水量である。JT-SJ-18とJT-SJ-12Cは昨年度実施した実験で、フランジ加熱（蒸気注入）前に注水する条件（JT-SJ-18）と実験時間内で注水を行わない条件（JT-SJ-12C）であることから、それぞれ最も熱的に安全側の条件と最も熱的に過酷な条件に対応する。本年度はその中間的な条件として、JT-SJ-14Cでは、実機でのウェル注水判断基準を踏まえ、トップヘッドフランジ内壁温度（DTWX2R053）が180℃となるタイミングで注水し、フランジを冠水させた。令和3年度実施のJT-SJ-14でもフランジ内壁温度180℃のタイミングで注水を行っているが、当時は蒸気ライン放熱補償ヒータ設置前の実験で注入蒸気温度が低く、注水タイミングが1000秒程度遅れる。JT-SJ-14Cに対しJT-SJ-21Bでは、同じタイミングで注水を開始するが、フランジ上部が露出する半分程度の水位で注水を停止し、フランジの一部が非冷却となる条件である。JT-SJ-14に加えて14Cを実施したのは、21Bによるプール水位の違いの影響を確認するためという意味もある。注水停止後の上部プール水位はガスケット位置より7cm程度上である。JT-SJ-20では、トップヘッドフランジ温度が約260℃となる時点まで注水を遅らせ、フランジを冠水させた。

表 3.1.1-1 実験条件

| | JT-SJ-18 | JT-SJ-14C | JT-SJ-21B | JT-SJ-20 | JT-SJ-12C |
|--------------------------|--------------|----------------|----------------|----------------|-----------|
| 実施年度 | R4 | R5 | R5 | R5 | R4 |
| 初期条件 | 室温空気 / 大気圧 | | | | |
| 底部バルブ | 閉 | | | | |
| 蒸気流量 (g/s) | 70 | | | | |
| 注入ガス温度 (10000秒時点、℃) | 640 | 610 | 610 | 640 | 640 |
| AM策 | 上部プール注水 | 上部プール注水 | 上部プール注水 | 上部プール注水 | 無し |
| 注水時刻 (s) | 実験開始前 | 2400 | 2200 | 9600 | - |
| 注水時トップヘッド フランジ温度 / 圧力 | 室温 / 100 kPa | 180℃ / 170 kPa | 180℃ / 170 kPa | 260℃ / 500 kPa | - |
| 水位 (mm) | 1000 | 1000 | 600 | 1000 | - |
| 備考 | - | JT-SJ-14再現実験 | - | - | - |

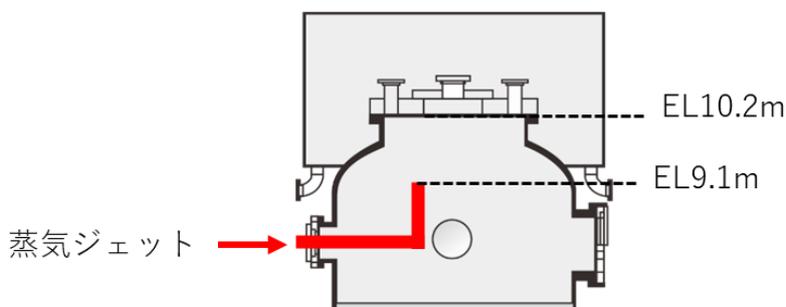


図 3.1.1-1 トップヘッドフランジ加熱実験の概念図

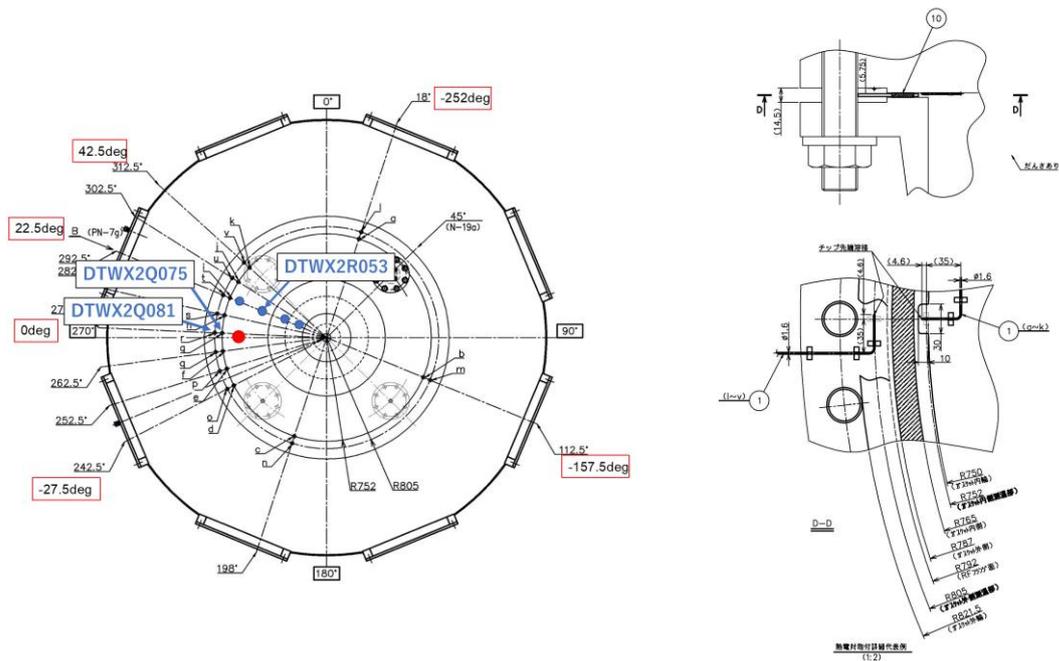


図 3.1.1-2 (左) トップヘッドフランジを上から見た図 (右上) ガasket部の断面図 (右下) ガasket部を上から見た図。左図中の黒丸はガasket内外の熱電対、青丸が壁面に設置した熱電対、赤丸は蒸気注入ノズル位置。

3.1.1.2. 実験結果

図 3.1.1-3 に圧力履歴を示す。本年度取得した実験データは、熱的に安全側の JT-SJ-18 と熱的に過酷な JT-SJ-12C の間に位置する。JT-SJ-14C では、2400 秒で上部プールへの注水を開始した後、トップヘッドフランジでの蒸気凝縮により圧力上昇が抑制された。注水後の圧力上昇は JT-SJ-18 と同程度であり、昨年度同様、180℃での注水と事前に水張りする注水タイミングの影響は微小であることが確認できた。JT-SJ-14C と同じ注水タイミングで水位を半分程度低下させた JT-SJ-21B では、圧力上昇の傾きが増加し、時間的に加速する結果が得られた。伝熱面積が小さいこと、冷却水量が少なく比較的速やかにプール水温上昇することにより、高温蒸気による加熱が冷却に対して優位となって、凝縮量が低下したと考えられる。注水タイミングを 9600 秒まで遅らせた JT-SJ-20 では、注水開始までは JT-SJ-12C と類似した圧力変化を示すが、注水後は急激に圧力低下が生じた。その後は傾きが時間的に緩やかになり、最終的にはほぼ一定となった。過渡変化が時間とともに緩やかになる原因としては、冷却水の水温上昇が考えられる。

図 3.1.1-4 にフランジ内壁温度を示す。定性的には圧力履歴と同様の傾向が確認された。JT-SJ-18 と JT-SJ-14C はほぼ同じ時間変化を示し、JT-SJ-21B はそれらよりもやや高温である。JT-SJ-20 は注水までは JT-SJ-12C とほぼ同じ時間変化を示すが、注水後に急激な温度低下が生じ、その後は時間的に過渡変化が緩やかになった。

図 3.1.1-5 上図にガスケット内側温度を示す。図 3.1.1-5 下図は、4000~14000 秒付近のガスケット内側温度と飽和温度を示したものである。飽和温度は容器圧力と容器頂部の水蒸気濃度から計算した。最も温度が低くなるのは事前に水張りを行う JT-SJ-18 である。次に温度が低い JT-SJ-14C では、2400 秒での注水後温度上昇が抑制され、JT-SJ-18 と同程度の温度上昇となる。ガスケット温度からも、JT-SJ-18 と JT-SJ-14C の注水タイミングの影響は微小であることが確認された。水位を低下させた JT-SJ-21B では、8000 秒付近までは JT-SJ-14C と同程度の時間変化であるが、その後飽和温度をわずかに上回り、過熱状態となった。原因としては前述の通り伝熱面積と冷却水熱容量が考えられ、高温蒸気による加熱が冷却に対して優位となったことを示している。JT-SJ-20、及び JT-SJ-12C では、高温蒸気により構造材が過熱状態となり、5000 秒付近で温度が階段状に上昇した。注水を行わない JT-SJ-12C ではそのまま単調に上昇し続けるが、9600 秒付近で注水を行う JT-SJ-20 では、注水に伴い、約 50℃の温度低下が生じた。図 3.1.1-5 下図から、注水前までは過熱状態だったガスケットが、注水に伴い飽和温度まで温度低下しており、水蒸気が凝縮し始めたことを示している。注水条件の実験を比較すると、実験終了時の圧力やガスケット内側温度は JT-SJ-21B が最も高い結果となった。図 3.1.1-6 にガスケット外側温度を示す。事前水張りを行った JT-SJ-18 は緩やかな過渡変化で、最終的に 100℃近くまで温度上昇が生じた。JT-SJ-14C、及び JT-SJ-21B は定性的には同様の傾向であるが、冷却水

の熱容量が小さい JT-SJ-21Bの方が比較的早期に飽和温度である 100℃に到達した。

図 3.1.1-7 に鉛直方向の蒸気濃度分布を示す。濃度が一様に低い初期状態から、高温蒸気の注入により容器上部に高濃度の蒸気成層が形成され、時間的に成層界面が下部へと移行する結果となった。各実験で比較すると、成層界面が下部へと移行する速さが異なる様子が見られ、EL4 m 付近の蒸気濃度の時間変化から判断すると、JT-SJ-18 が最も遅い。注水タイミングの遅れと低い冷却水量により、JT-SJ-18 > JT-SJ-14C > JT-SJ-21B の順番で、成層界面が EL4 m に到達する時間が短くなり、図 3.1.1-8～図 3.1.1-12 に示すウェル冷却による蒸気凝縮量の多さと整合する。注水時刻をフランジ温度が 260℃になるタイミングまで遅らせた JT-SJ-20 はそれらよりも更に短時間で、JT-SJ-12C（ウェル冷却無し）と同程度のタイミングで EL4 m 付近の蒸気濃度が増加した。このように、注水時点後も蒸気注入により成層の成長は継続するが、JT-SJ-20 では、9600 秒での注水時点で成層が EL4m より上部に形成されており、注水後は次に示すように温度変化は見られるものの蒸気濃度分布に顕著な変化は見られなかった。図 3.1.1-13 に容器内の温度コンタを示す。高温蒸気の注入に伴って容器上部の EL8 m 以上で高温領域が生じた。注水を行わない JT-SJ-12C では、この高温領域の温度は 250～300℃に達する。一方、注水条件の実験では、注水による冷却効果で、高温領域の温度が低くなり、領域の広がりも小さくなった。JT-SJ-18 と JT-SJ-14C は定量的に同程度の温度となり、水位が低い JT-SJ-21B ではそれらよりも僅かに温度が高い。JT-SJ-20 では、9600 秒の注水までは JT-SJ-12C と同様の時間変化となるが、注水後は冷却効果により低温化し、領域の広がりも小さくなった。

3.1.1.3. 本節のまとめ

トップヘッドフランジ加熱実験として、高温の蒸気噴流による加熱に対し、上部プールへの注水による格納容器冷却効果に着目した実験を実施した。注水タイミングと注水量を実験パラメータとし、過年度の条件に対して半分程度の水位や注水タイミングを大幅に遅らせるといった保守的な条件について、実験条件を拡充した。その結果、ガスケット温度の観点からは、注水タイミングを大幅に遅らせた場合でも注水後に急激な温度低下が生じ、飽和温度まで冷却された。注水量を低下させた場合は、実験終盤で飽和温度に対し過熱状態となり、注水条件では最もガスケット温度が高くなった。

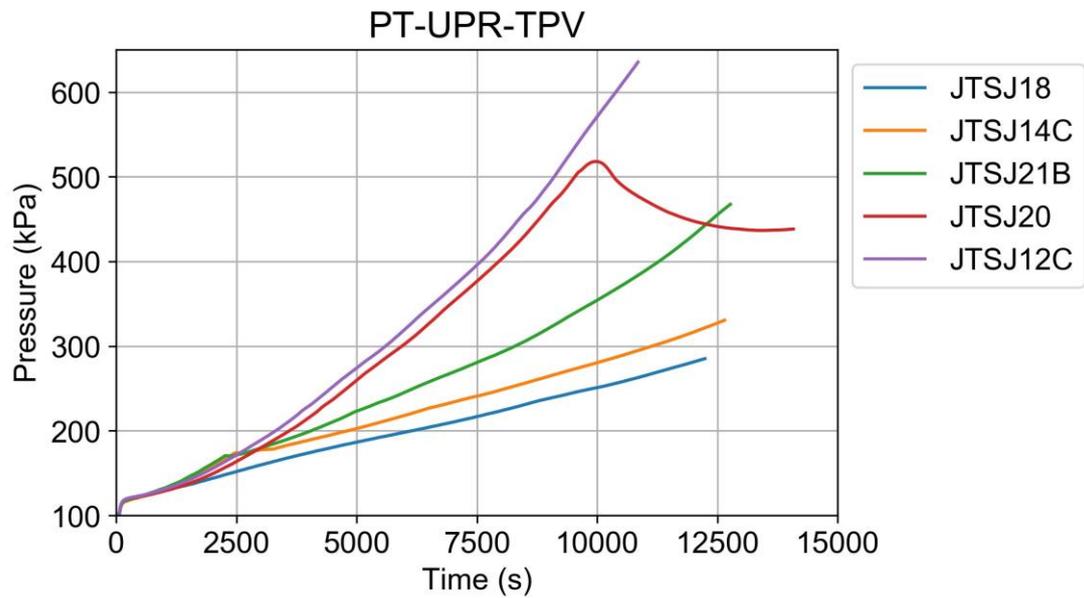


図 3.1.1-3 圧力履歴

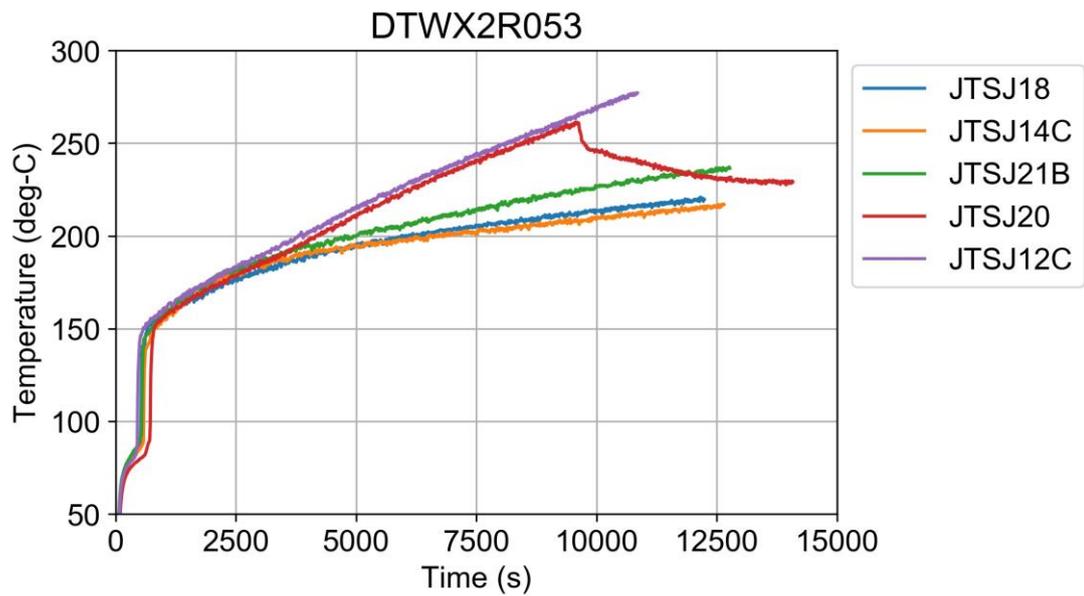


図 3.1.1-4 フランジ内壁温度

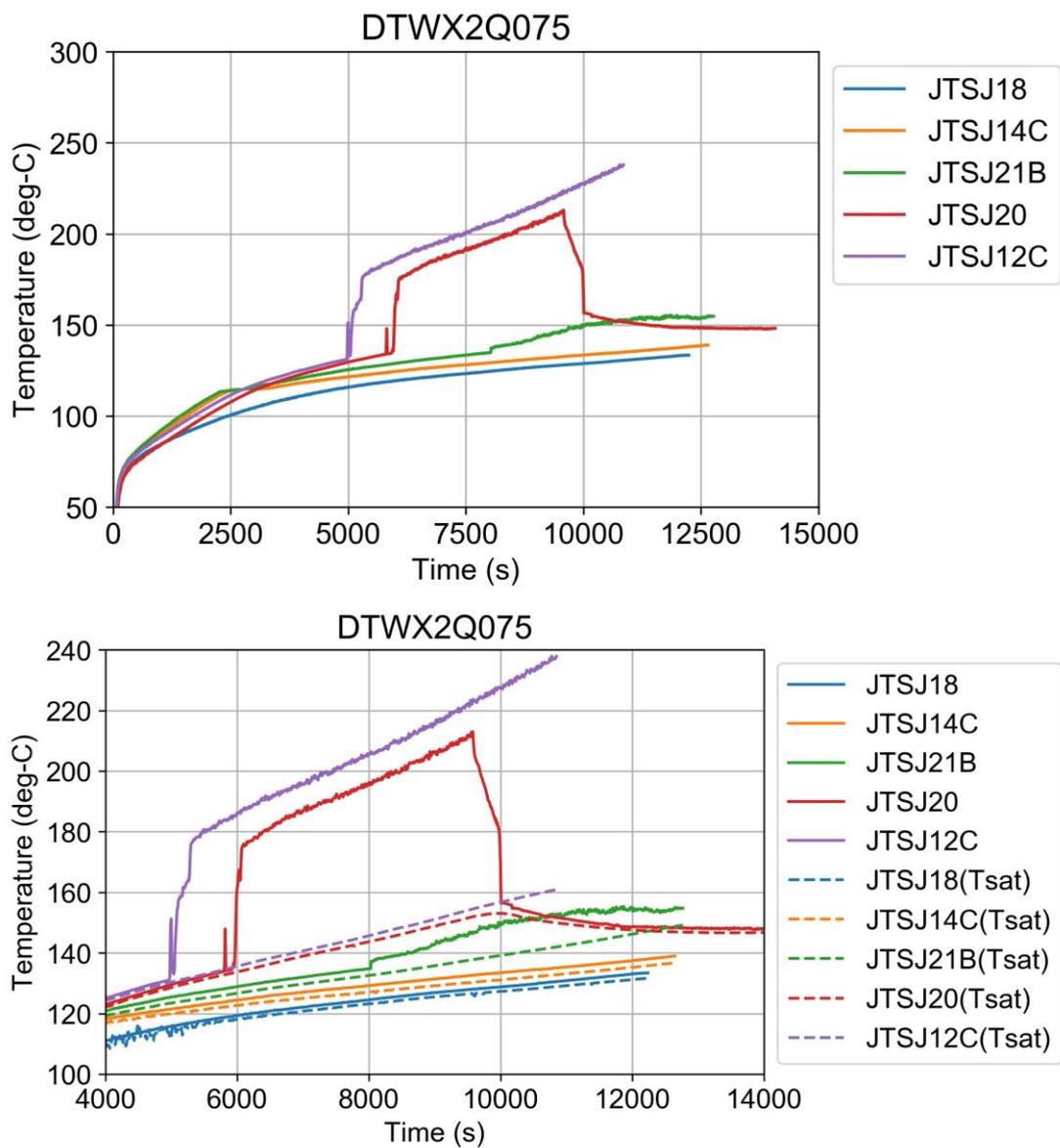


図 3.1.1-5 (上) ガasket内側温度 (下) 4000~14000 秒の拡大図、及び飽和温度

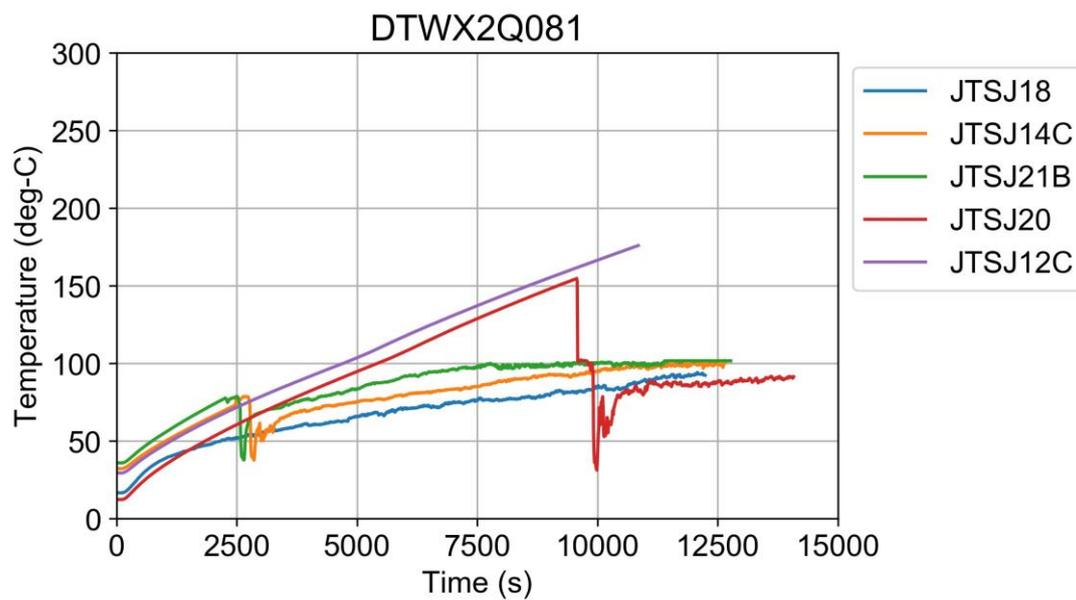


図 3.1.1-6 ガスケット外側温度

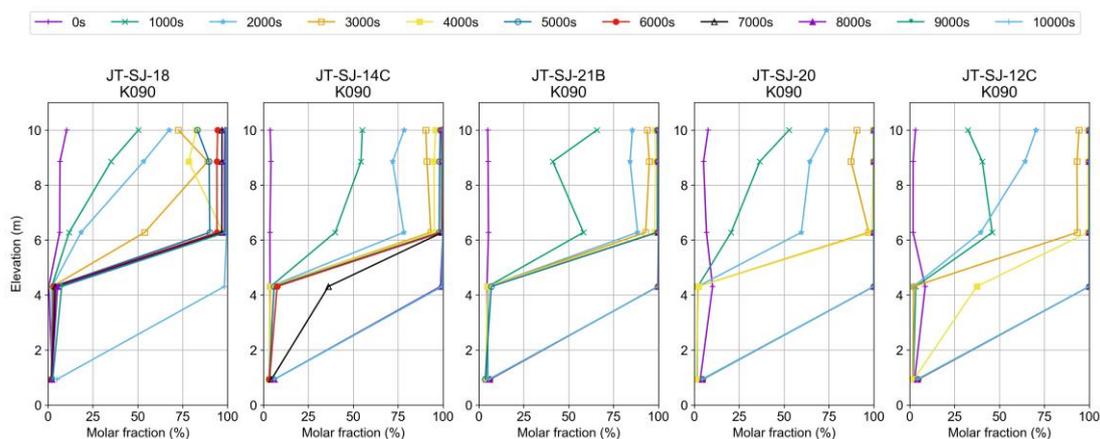


図 3.1.1-7 鉛直方向蒸気濃度分布

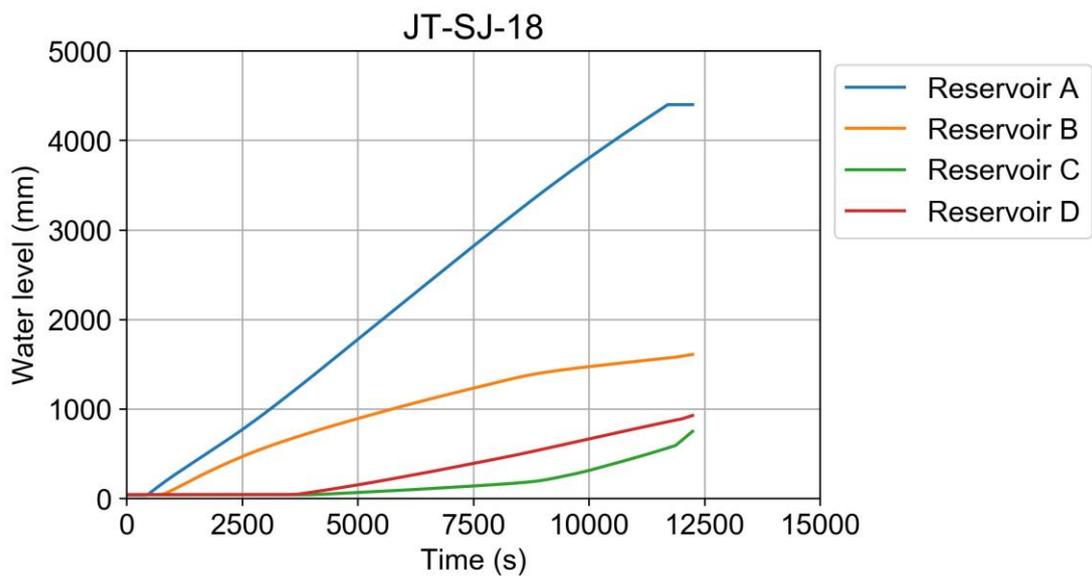


図 3.1.1-8 リザーバータンク内の水位 (JT-SJ-18)

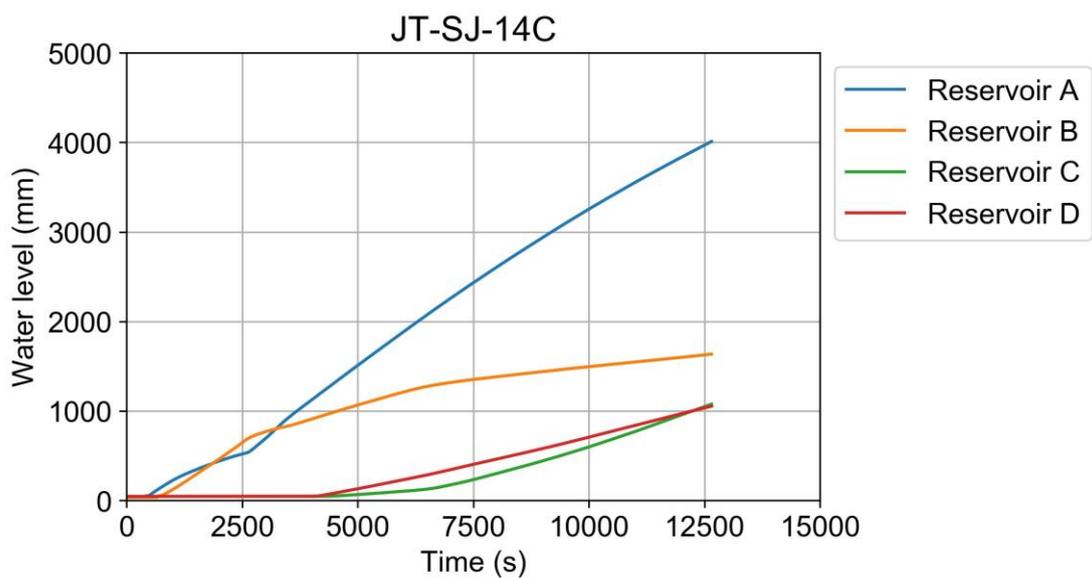


図 3.1.1-9 リザーバータンク内の水位 (JT-SJ-14C)

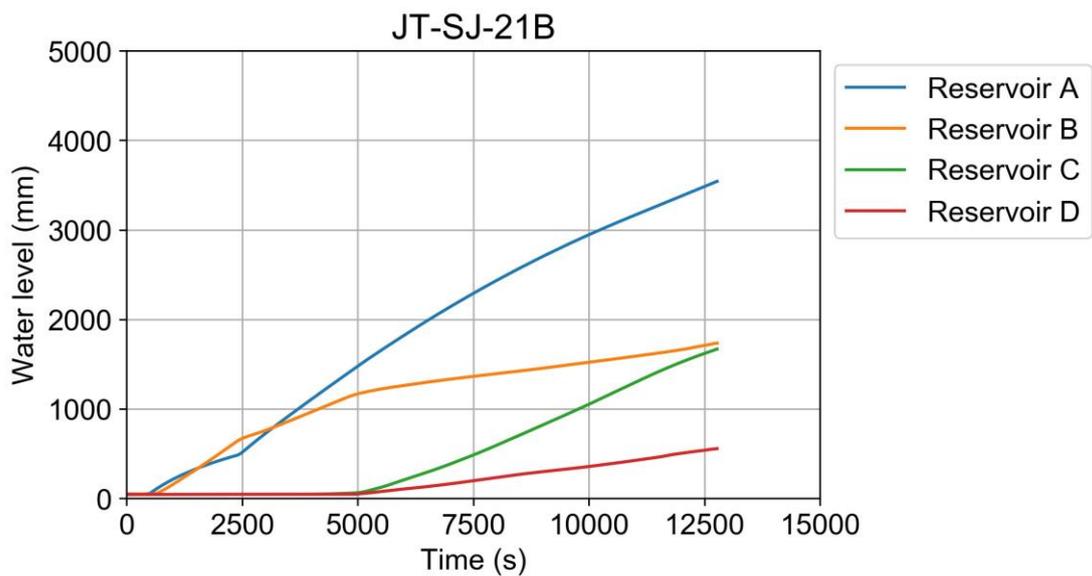


図 3.1.1-10 リザーバータンク内の水位 (JT-SJ-21B)

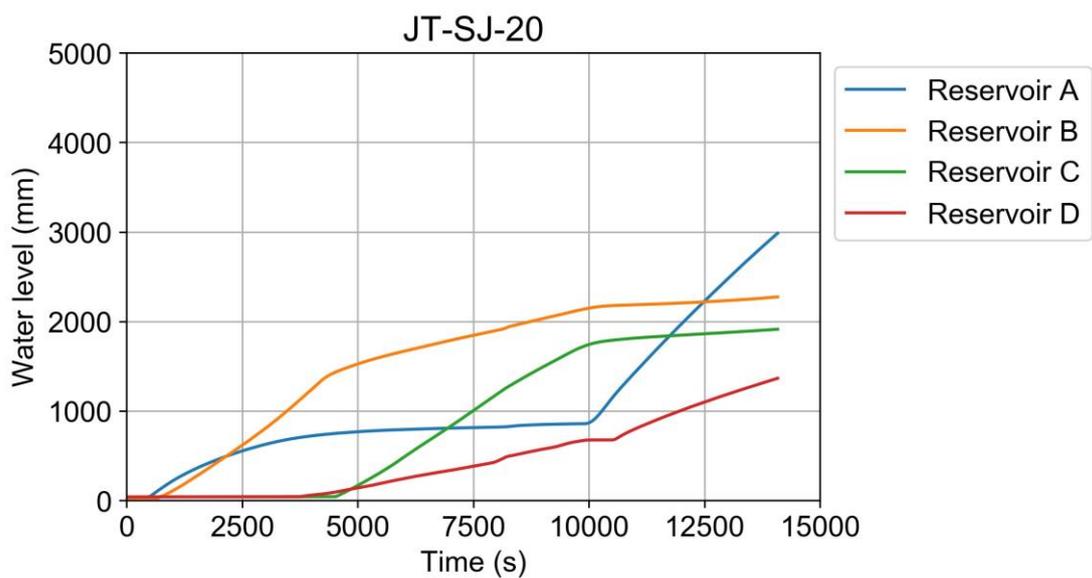


図 3.1.1-11 リザーバータンク内の水位 (JT-SJ-20)

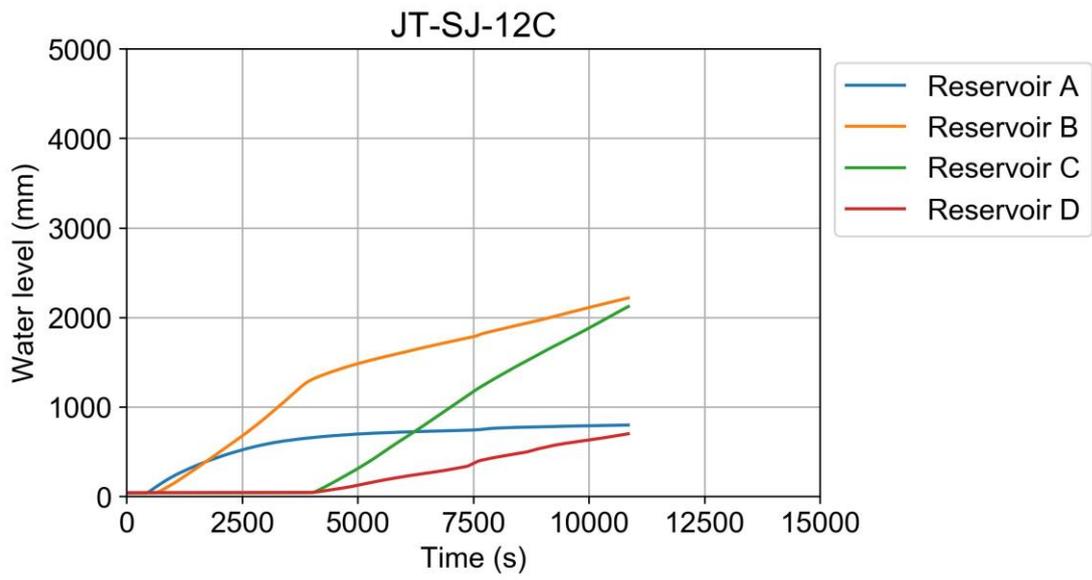


図 3.1.1-12 リザーバータンク内の水位 (JT-SJ-12C)

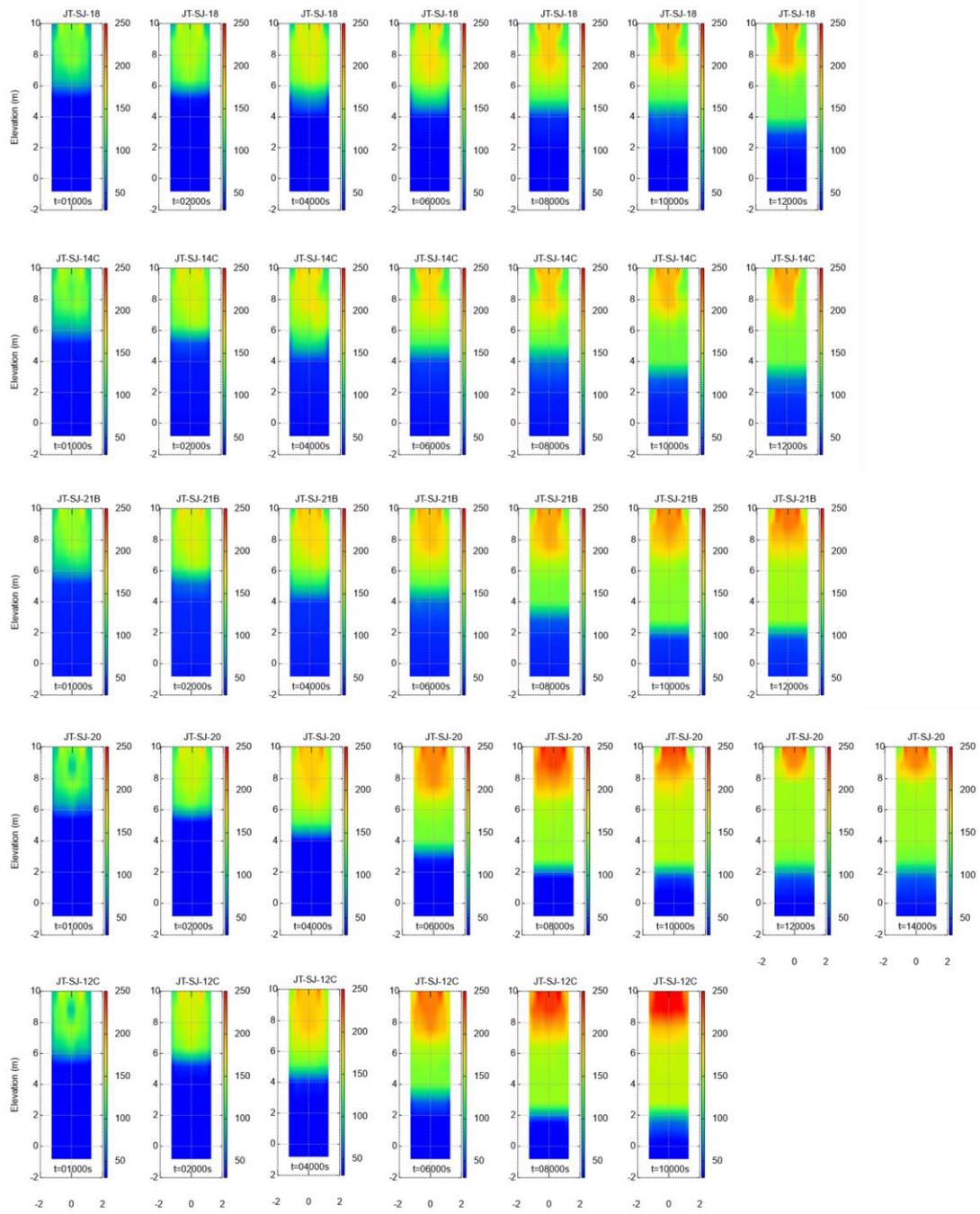


図 3.1.1-13 容器内温度コンタ

3.1.2. スプレイ基礎実験

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、格納容器の圧力抑制と容器内の雰囲気冷却効果が期待されている。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。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、スプレイによる減圧・冷却効果とガス混合促進効果をそれぞれ **Thermalhydraulic part** と **Dynamic part** に分類し、CEA が所有する MISTRA、IRSN が所有する TOSQAN 装置などを用いて、格納容器スプレイに関する実験を実施するとともに、実験データによるベンチマーク解析を実施してきた[1]。

本プロジェクトでも、令和3年度に **Thermalhydraulic part** に相当する実験を実施した。実験では、水蒸気が存在しない高温・高圧の空気とヘリウムガスのみ初期条件でスプレイを噴射した結果、試験容器内の雰囲気は冷却されるものの、スプレイ水が蒸発することで容器が加圧されることがわかった。これは、本来のスプレイ注水では意図しない加圧が生じ、格納容器の健全性が脅かされる可能性があることを意味する。事故条件として格納容器内に水蒸気が存在する可能性が高いことを考慮し、令和4年度に追加実験として、スプレイ水に対して過熱した水蒸気（と空気）が存在する初期条件におけるスプレイ噴射実験を実施した。その結果、試験容器内の雰囲気は冷却されて温度は低下するものの、スプレイ水の蒸発によって容器内蒸気分圧とそれに伴う全圧は初期的に上昇した。容器内蒸気分圧がスプレイ水温で決まる飽和蒸気圧より高くなると逆にスプレイ水への蒸気凝縮が支配的となり、容器内の蒸気分圧とそれに伴う全圧は低下した。これらの実験から、**Thermalhydraulic part** に関する現象を把握するとともに、CFD バリデーションに有用なデータを取得した。

一方 **Dynamic part** に関して、TOSQAN では試験容器上部に水素を模したヘリウムの密度成層を設け、スプレイ噴射によるガス混合実験 (113) が実施された[2]。その結果、スプレイ噴射後 300 秒程度でスプレイノズルより下の空間内のヘリウム濃度はほぼ均一となり、顕著なスプレイのガス攪拌効果が確認された。本プロジェクトでもこれまでに、試験容器頂部に設けたスプレイノズルから噴射したスプレイによるガス混合実験をいくつか実施し、スプレイ噴射後短時間 (数 100 秒) でヘリウム密度成層が崩壊する同様な結果が得られている。

PWR 実機の格納容器スプレイは、いくつかのリング状のスプレイヘッダーから噴射される。スプレイヘッダーの上から格納容器天井までには空間が存在し、スプレイ注水をしててもそのガス混合が十分に行われず、高濃度な水素が堆積してしまう懸念がある。例えば、可搬型設備による注水では水頭が足りずに格納容器の頂部リングヘッダーからスプレイされないことが想定され、これに関連して、エアロゾル除去効果の評価ではスプレイのカバー領域を保守的に 6% と厳しく設定した解析を行っており、スプレイ領域と非スプレイ領域の効果を検討している[3]。スプレイによる水素成層の混合も同様のことが考えられるが、

スプレイノズルより上の空間（非スプレイ領域）におけるガス混合は、TOSQAN 実験（113）や本プロジェクトのいずれでも計測されていない。そこで本年度は、令和3年度に実施した試験容器頂部のスプレイノズルからスプレイを噴射した実験（CC-SP-18）[4]をベースケースに、スプレイノズルをヘリウム密度成層よりも下に設置し、ガス混合、特にノズルより上の空間におけるヘリウム密度成層の崩壊過程を調査する実験（CC-SP-27, 28）を2回実施した。

3.1.2.1. スプレイ実験条件

本年度実施したスプレイ実験 CC-SP-27 及び CC-SP-28 と、比較対象として選定した令和3年度実施の CC-SP-18 の概念図を図 3.1.2-1 に示すとともに、これらの実験条件を表 3.1.2-1 に示す。実験では、初期条件として試験容器上部にヘリウムの密度成層を設け、定常流量のスプレイを噴射し、その間の容器内ガス濃度分布を計測し、スプレイ噴射がガス混合や密度成層の崩壊に与える影響を調査した。実験パラメータは、スプレイノズル設置高さ及びスプレイ流量である。全実験において、空気雰囲気試験容器内に、ヘリウムガスを容器上部から注入し、試験容器高さ Elevation (EL) 約 7m より上部に空気とヘリウムの密度成層を設けた。図 3.1.2-2 に示すように、初期の密度成層内における空気とヘリウムのモル濃度比は 50% : 50% である。試験容器頂部の密度成層内にスプレイを設置した CC-SP-18 に対して、CC-SP-27 と CC-SP-28 では、ノズルを密度成層下端高さより下の EL=6.1m に設けた。スプレイはフルコーン型の形状で、広がり角は 15 度である。CC-SP-28 のスプレイ流量は CC-SP-18 と同じ 0.016 kg/s とし、CC-SP-27 はその 3 倍程度の 0.05 kg/s とした。NEA レポート (NEA/CSNI/R(2014)8) [5] で得られる実機の格納容器スプレイ流量と比較し、CC-SP-27 (0.05 kg/s) と CC-SP-28 (0.016 kg/s) は実機 PWR 格納容器体積当たりの定格流量の約 4 分の 1~10 分の 1 と約 12 分の 1~30 分の 1 にそれぞれ相当する。容器内雰囲気温度とスプレイ水温は室温とした。容器は初期気体で 170kPa に加圧し、容器を閉じた体系とした。

表 3.1.2-1 スプレイ実験条件

| | CC-SP-27 | CC-SP-28 | CC-SP-18 |
|------------------|----------|----------|----------|
| スプレイノズル高さ EL (m) | 6.1 | | 10 |
| スプレイ流量 (kg/s) | 0.05 | 0.016 | |
| 初期温度 (°C) | 室温 | | |
| 初期圧力 (kPa) | 170 | | |
| スプレイ温度 (°C) | 室温 | | |
| 成層内初期ヘリウム濃度(%) | 50 | | |

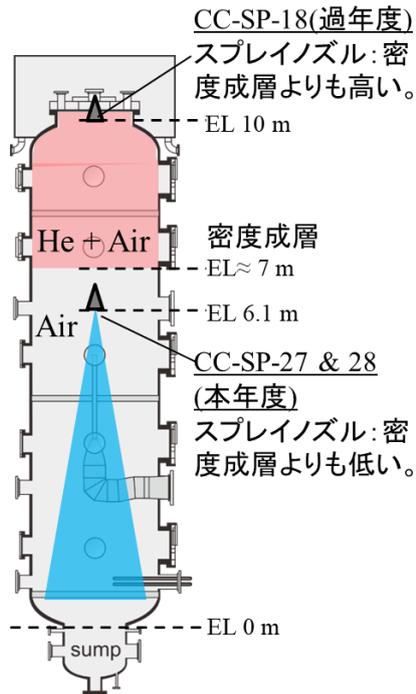


図 3.1.2-1 スpray実験の模式図

—x— CC-SP-18 —*— CC-SP-27 —□— CC-SP-28B

Fig. Gas Concentration at TV (Helium, K090)

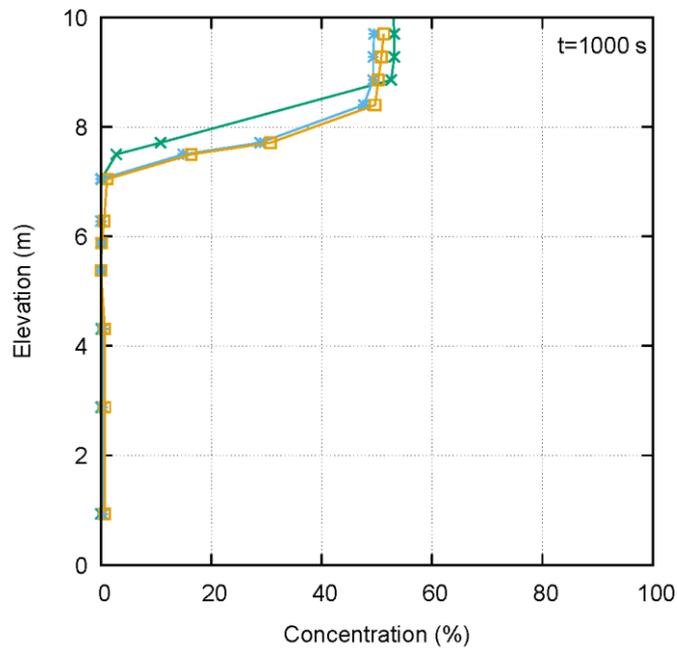


図 3.1.2-2 容器内初期ヘリウム濃度分布

3.1.2.2. スプレイ実験結果

CC-SP-27、CC-SP-28、CC-SP-18 実験で計測した容器内ヘリウム濃度分布の時間変化を図 3.1.2-3, 4, 5 にそれぞれ示す。ただし、いずれの実験もスプレイ注水開始時刻は $t=1,200$ 秒である。

スプレイ開始後 1,000 秒程度でヘリウムの密度成層が崩壊した CC-SP-18 と比べ、同じスプレイ流量の CC-SP-28 では、スプレイ開始後 10,000 秒が経過しても密度成層は初期の濃度分布形状を保ったまま崩壊せず、ノズルの設置高さ $EL=6.1m$ より下のヘリウム濃度にも変化はほぼなかった。スプレイ流量を 3 倍程度に増やした CC-SP-27 でも、CC-SP-28 と同様な結果が得られた。

この結果から、スプレイ噴射がスプレイノズルより上の空間内のガス混合に与える影響は非常に小さいことがわかった。Kaltenbach らは、スプレイノズルの位置がガス混合に与える影響を考慮し、容器内空間を 3 つの領域 Region に分けた[6]。スプレイノズルより上の空間は Region1 と提案され、スプレイの直接的影響がなく、乱流混合が小さいと考えられている。ノズルより下の空間はスプレイが直接噴射される領域とその外側の領域をそれぞれ Region2 と Region3 として提案された。CC-SP-27 と CC-SP-28 実験における密度成層が存在する空間は Region1 に該当し、スプレイ噴射によるガス混合効果は非常に弱いとする実験結果は Kaltenbach らの提案と一致している。本実験結果によって、Region1 における密度成層に対するスプレイ噴射の効果が小さいことを把握しただけでなく、今後 CFD バリデーションデータとしても活用されることが期待される。

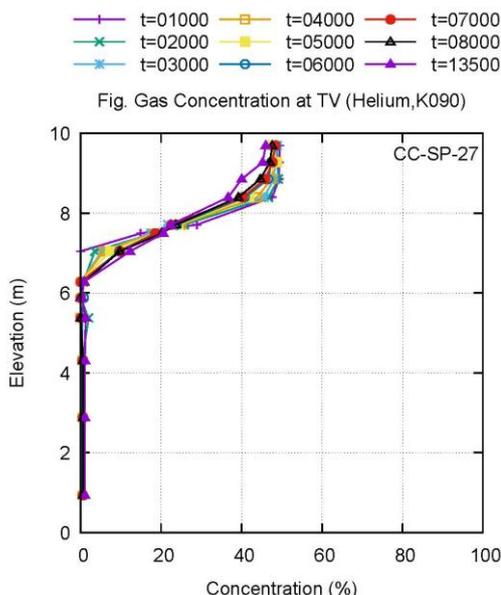


図 3.1.2-3 CC-SP-27 実験におけるヘリウム濃度分布の時間変化 ($t=1200$ 秒に注水開始)

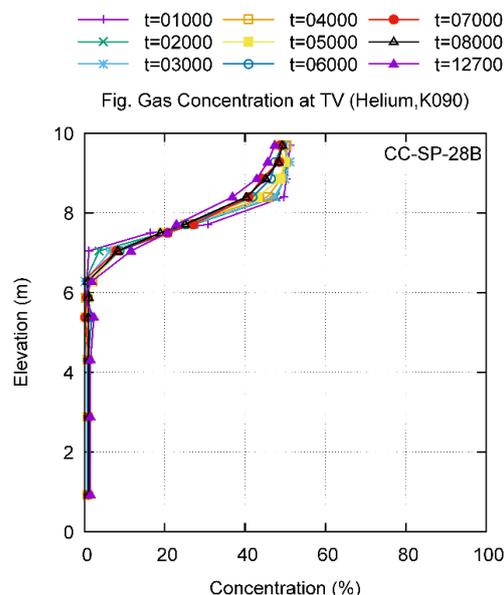


図 3.1.2-4 CC-SP-28 実験におけるヘリウム濃度分布の時間変化 ($t=1200$ 秒に注水開始)

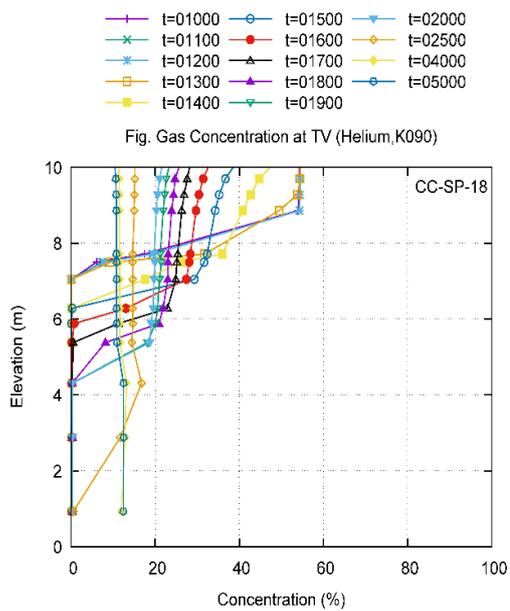


図 3.1.2-5 CC-SP-18 実験におけるヘリウム濃度分布の時間変化 (t=1200 秒に注水開始)

3.1.3. 低熱伝達自然対流実験

PWRの格納容器における水素挙動に関しては、代替スプレイや再循環ユニット等が整備されたことにより、これらの機器が格納容器内を攪拌することで水素成層化は生じ難いとされている[1]。しかしながら、代替スプレイ等の機器は事故時に十分な性能が発揮されない場合も想定されるため、事故時の密度成層挙動を幅広い条件で検討することは重要である。この背景から、主に密度成層存在下において外面冷却を行った際の対流挙動を把握するため、CIGMA自然対流実験を実施する。

令和3年度までの自然対流実験では、空気+ヘリウム系の密度成層に対し、温度や冷却位置等をパラメータとした実験を実施し、現象を整理した。これらの実験では上部プール注水等により容器外面を比較的高い熱伝達率で冷却した条件であった。しかしながら、PWRにおける実際の事故時に、上述の機器が十分な性能で作動しない場合、格納容器内で生じる自然循環の駆動力は低いことが想定される。前述の通り、事業者は自然循環により格納容器内で水素成層化は生じ難いとしているが、速度スケールが小さい流れでも格納容器内の水素混合が期待できるかどうかは明らかではない。そこで、令和4年度では、自然循環の駆動力が低い条件における水素挙動の調査を目的とした低熱伝達率自然対流実験を実施した[2]。令和4年度の実験では、加圧・過熱状態から自然放熱のみで実験装置を冷却させた際の成層挙動を計測した。空気+ヘリウム2成分系の容器上部にヘリウム成層が形成された状態を初期条件とした。ヘリウムは80000秒で一様化する結果となり、拡散方程式の数値解と比較すると短時間での一様化となることから、低速な流れであっても混合に寄与することが示された。

令和4年度は空気+ヘリウムの非凝縮ガスの条件で実験を行ったが、構造材等で水蒸気の凝縮が生じる場合には気体密度変化等を通じてヘリウムが濃縮されるなど成層挙動に影響を与える可能性が有る。そこで本年度は、低熱伝達率冷却条件において雰囲気ガスに水蒸気を使用し、水蒸気凝縮が生じる際のヘリウム挙動の把握を目的とした自然対流実験を実施した。

3.1.3.1. 低熱伝達自然対流実験の条件

図3.1.3-1、表3.1.3-1に実験の概念図と実験条件を示す。CC-PL-59は蒸気+空気+ヘリウム系での実験であり、空気分圧と水蒸気分圧はそれぞれ100kPaと200kPa、ヘリウムガス分圧は20kPaとした。ヘリウムガス分圧20kPaは、PWR炉心Zrの100%が酸化し、生じた水素が格納容器を加圧する圧力と同程度である。CC-PL-57は、比較のための実験としてヘリウムを空気に置き換えて空気+水蒸気体系での実験とした。水蒸気分圧はモル濃度60%程度の高水蒸気雰囲気想定して決定した。図3.1.3-2に気体の鉛直方向濃度分布の初期条件を示す。CC-PL-57では水蒸気濃度と空気濃度は一様に分布しており、

CC-PL-59 では上部にヘリウム成層が形成されている。初期温度は露点温度の 120 °C 付近で設定した。冷却条件は昨年度同様、外気への自然放熱のみで試験体を冷却する条件とした。実験時間も昨年度同様に 80000 秒である。

表 3.1.3-1 実験条件

| | CC-PL-57 | CC-PL-59 |
|----------------|----------|----------|
| 初期圧力 (kPa) | 320 | |
| 初期温度 (°C) | ~120 | |
| 空気分圧 (kPa) | 120 | 100 |
| 蒸気分圧 (kPa) | 200 | 200 |
| ヘリウムガス分圧 (kPa) | 0 | 20 |
| ヘリウム濃度 (%) | 0 | 12 |
| 時間シフト (s) | 1400 | 0 |

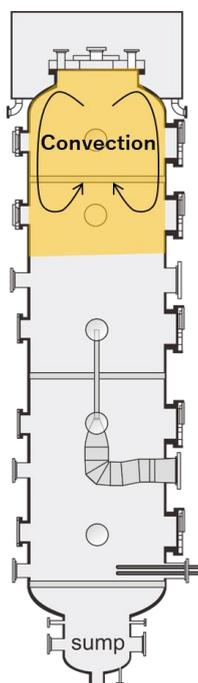


図 3.1.3-1 低熱伝達率自然対流実験の概念図

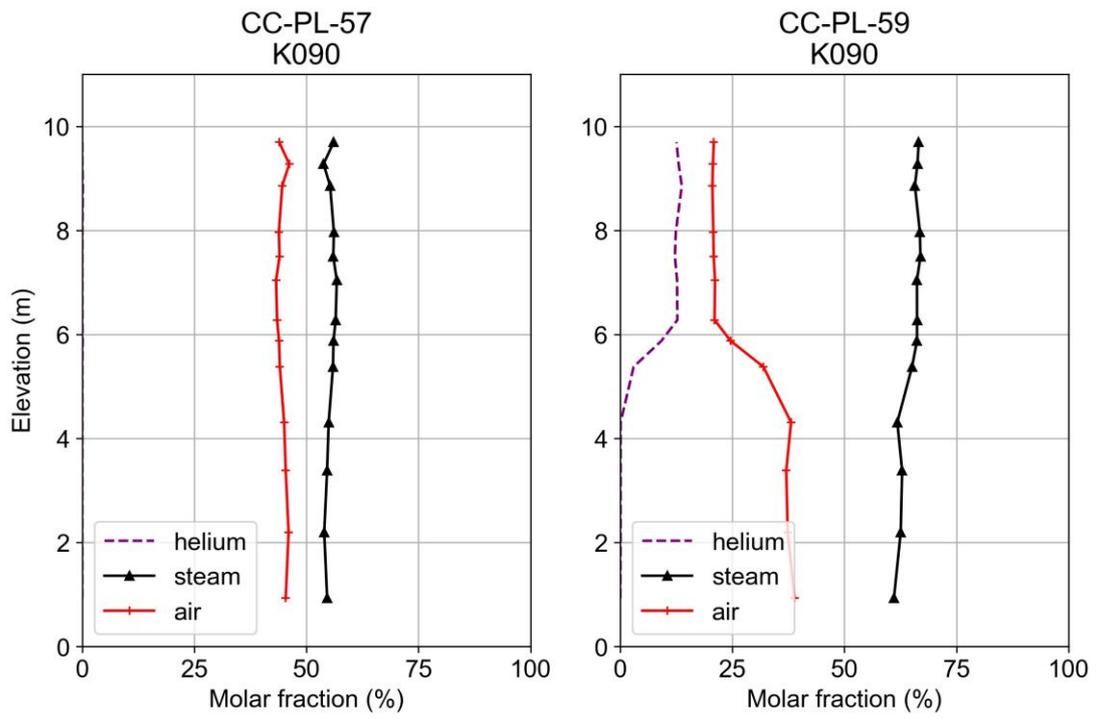


图 3.1.3-2 初期濃度分布

3.1.3.2. 実験結果

図 3.1.3-3 に圧力履歴を示す。初期圧力 320 kPa から 80000 秒時点の 140 kPa に至るまで 180 kPa 分の低下が生じた。空気+ヘリウム 2 成分系である昨年度の実験では、経過時間 80000 秒に対し初期圧力 180 kPa から 140 kPa まで 40 kPa の圧力低下であったことから、本年度では凝縮による蒸気分圧の低下が生じたことが分かる。また、図 3.1.3-3 から、圧力の時間変化において成層の有無による差が微小であることが確認された。これは、凝縮量が同程度であることを示す。図 3.1.3-4 に容器内の温度コンタを示す。容器内の温度は下部から緩やかに低下する傾向が見られた。これは昨年度と同様の傾向である。容器下部から低温化する原因としては、容器下部には多くの配管が接続されており、比較的漏熱が高いことが考えられる。

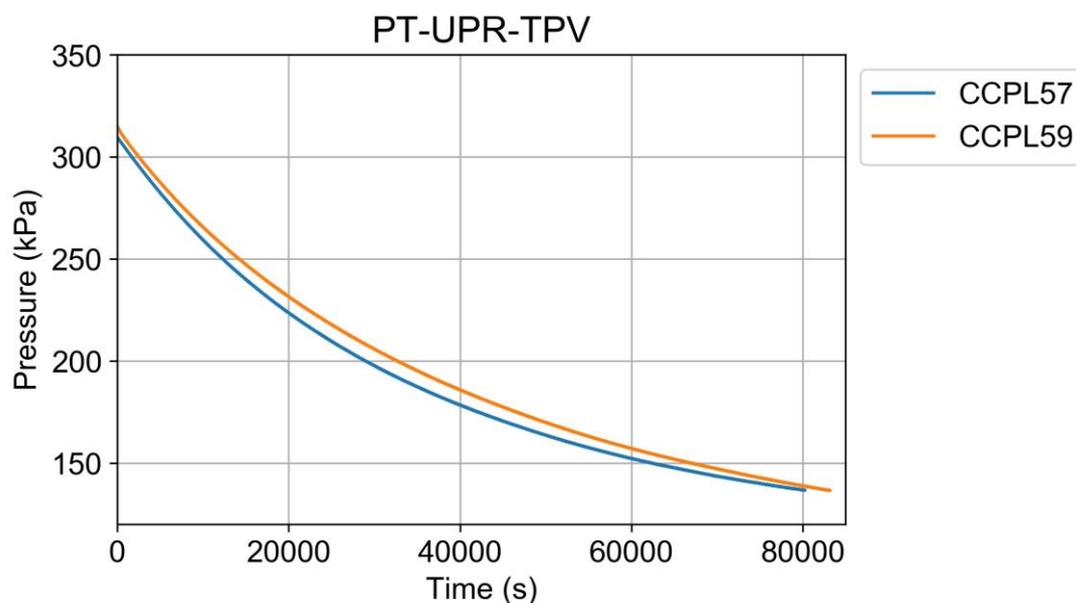


図 3.1.3-3 圧力履歴

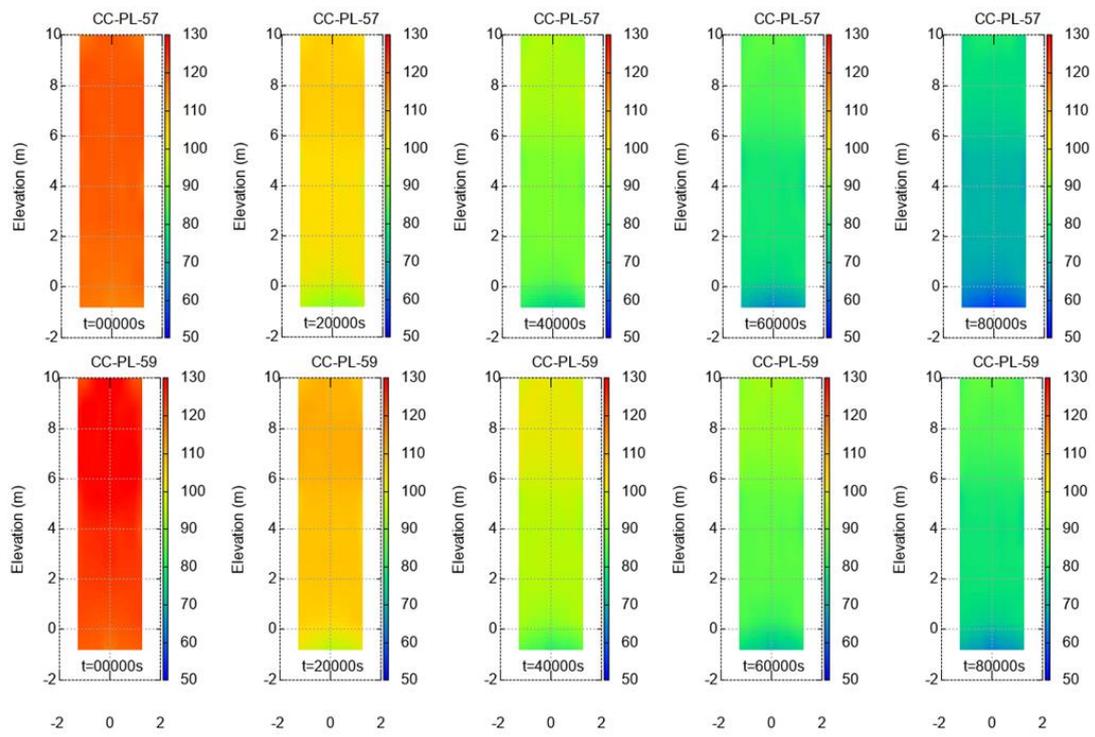


図 3.1.3-4 温度コンタ

蒸気+空気系 (CC-PL-57) の濃度分布と凝縮量

図 3.1.3-5 に蒸気+空気系 CC-PL-57 におけるリザーバータンク水位を示す。リザーバータンク (A,B,C) 水位は、容器内の 3 つの高さに設置された各ガター (A,B,C) で捕集された凝縮水量を示す。図で水位が 40 mm 程度から増加するのは計測下限値であるためである。最終的なリザーバータンク内の水位は、リザーバータンク C が最も高くなり、リザーバータンク A は計測下限値以下であった。これは凝縮が主として容器下部で生じたことを示す。図 3.1.3-4 に示す温度コンタからも、先行して低温となる容器下部で、凝縮量が比較的大きいことが示唆される。図 3.1.3-6 に濃度分布を示す。全体的な傾向としては、水蒸気濃度は低下し、空気濃度は増加した。局所的な傾向としては、空気濃度が容器下部で比較的高い値となっており、凝縮により重い気体である空気が蓄積していることを示している。一方容器上部でも、凝縮量が小さいにもかかわらず、蒸気濃度は低下し、空気濃度は増加する結果となった。これは、低速な自然循環流による混合が存在し、混合気体の均質化が進行していることを示している。図 3.1.3-7 に混合気体の密度分布を示す。圧力や温度の低下により密度は経時的に低下する。下部での空気蓄積に伴い、容器上下で若干の密度差が生じた。

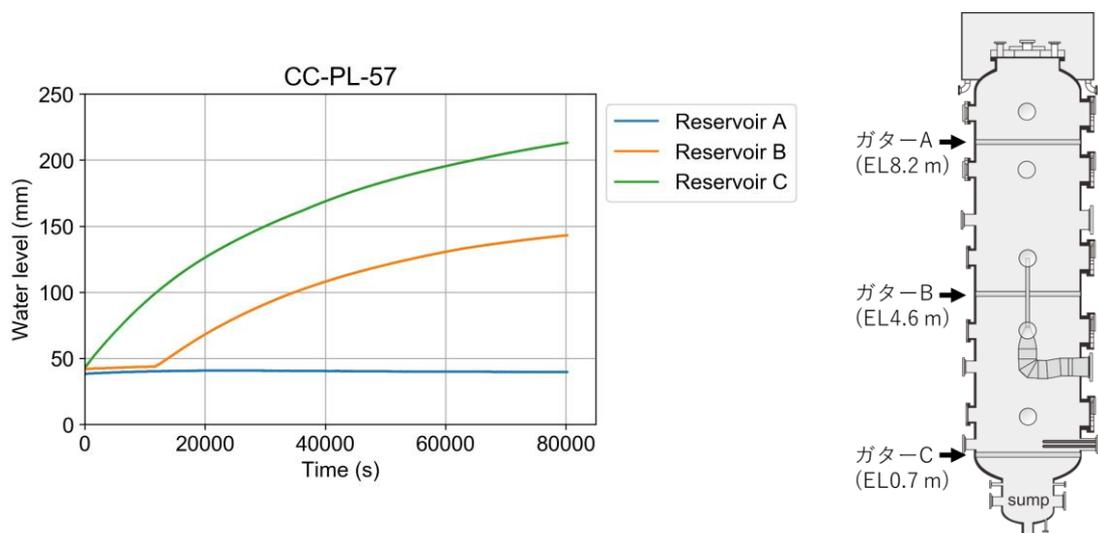


図 3.1.3-5 蒸気+空気系 CC-PL-57 におけるリザーバータンク水位

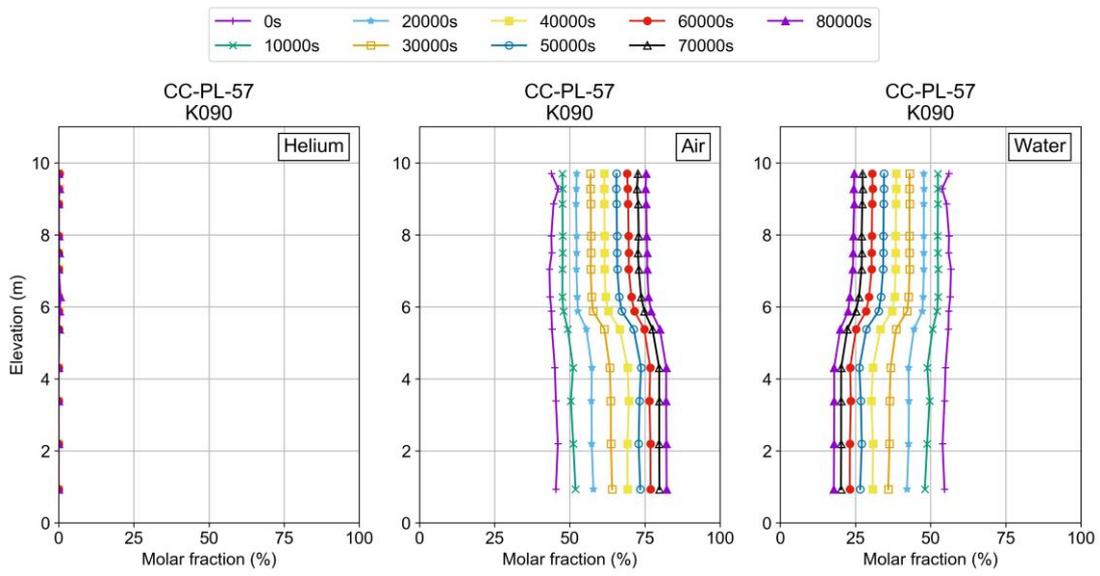


図 3.1.3-6 蒸気+空気系 CC-PL-57 における濃度分布

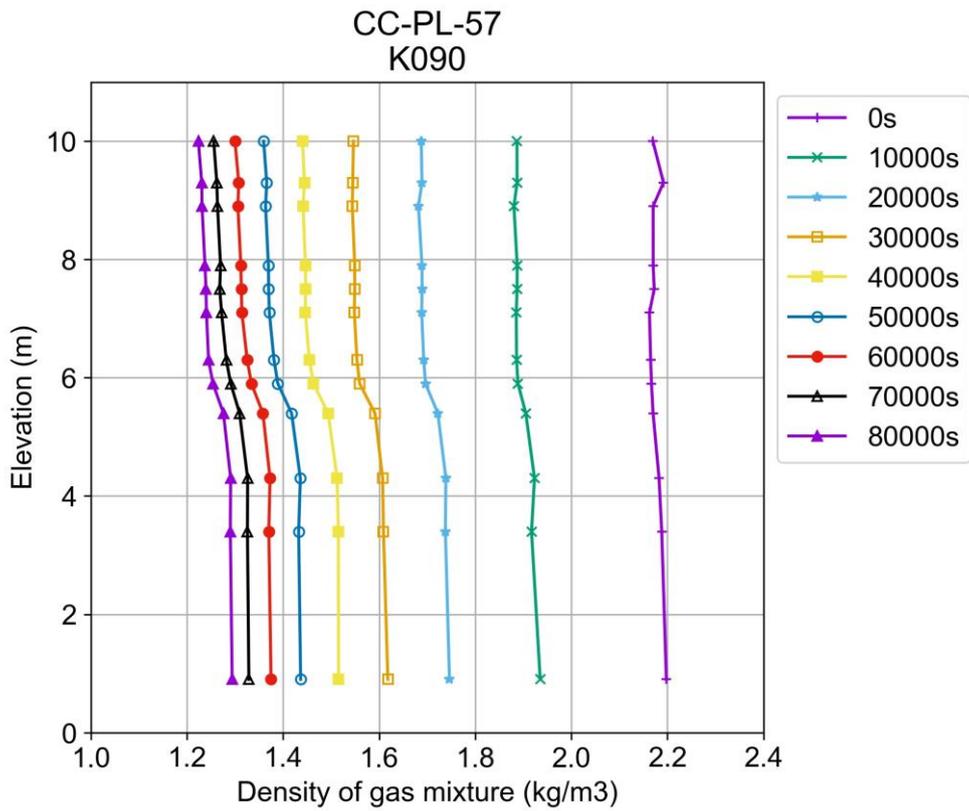


図 3.1.3-7 蒸気+空気系 CC-PL-57 における密度分布

蒸気+空気+ヘリウム系 (CC-PL-59) の凝縮量と濃度分布履歴

図 3.1.3-8 に蒸気+空気+ヘリウム系 CC-PL-59 におけるリザーバータンク水位を示す。リザーバータンク C とリザーバータンク B はほぼ同じタイミングで水位が上昇した。CC-PL-57 とはリザーバータンク B の水位に関して定量的にも定性的にも異なる結果であるが、これは実験開始時の初期水位が測定下限値以上であり、その分の水位によりデータがシフトしている可能性が有る。リザーバータンク A においても若干の水位増加が見られた。成層内の水蒸気の初期濃度は CC-PL-57 よりも 5~10 %程度高く、成層内でも凝縮が生じたと考えられる。図 3.1.3-9 に濃度分布を示す。CC-PL-57 と同様、水蒸気濃度は低下し、空気濃度は増加する傾向となった。ヘリウム濃度分布に関しては、成層内では濃度が保たれる一方、容器下部では濃度が時間的に増加する結果となった。これは、水蒸気凝縮によって濃縮されたヘリウムが、自然対流や拡散によって容器下部へ移行したことを示している。すなわち、本実験体系では、水蒸気凝縮によるヘリウムの濃縮効果に対し自然対流及び拡散によるヘリウムの混合希釈効果が同程度に大きいことが示唆される。最終的には、昨年度同様に 80000 秒でヘリウムがほぼ一様となった。なお、濃度データから評価した実験開始時と終了時のヘリウム分圧の差は 1 kPa 程度であり、閉じた系での実験であるため容器内のヘリウムのマスバランスは保たれ、濃度計測の計測誤差は小さいことが確かめられた。図 3.1.3-10 に CC-PL-59 の密度分布を示す。成層内のヘリウム濃度は保たれる一方で、容器下部ではヘリウム濃度が増加するため、成層上下の密度差は経時的に低下する結果となった。80000 秒時点では、CC-PL-57 と同程度の密度差 ($\sim 0.1 \text{ kg/m}^3$) となった。

3.1.3.3. 本節のまとめ

低熱伝達率冷却条件において、蒸気+空気+ヘリウム 3 成分系の自然対流実験を実施した。実験結果は成層内で蒸気凝縮が生じたことが示したが、成層内のヘリウム濃度は一定に保たれる一方、容器下部では時間的にヘリウム濃度が増加し、80000 秒でほぼ一様となった。これは、水蒸気凝縮によるヘリウムの濃縮効果と自然対流・拡散によるヘリウムの混合希釈効果が同程度であることを示す結果である。

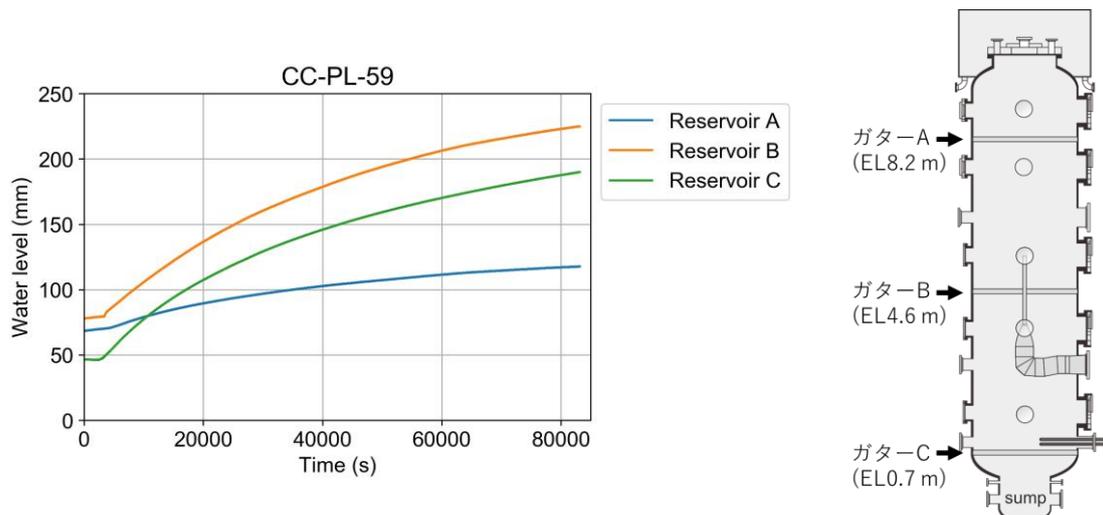


図 3.1.3-8 蒸気+空気+ヘリウム系 CC-PL-59 におけるリザーバータンク水位

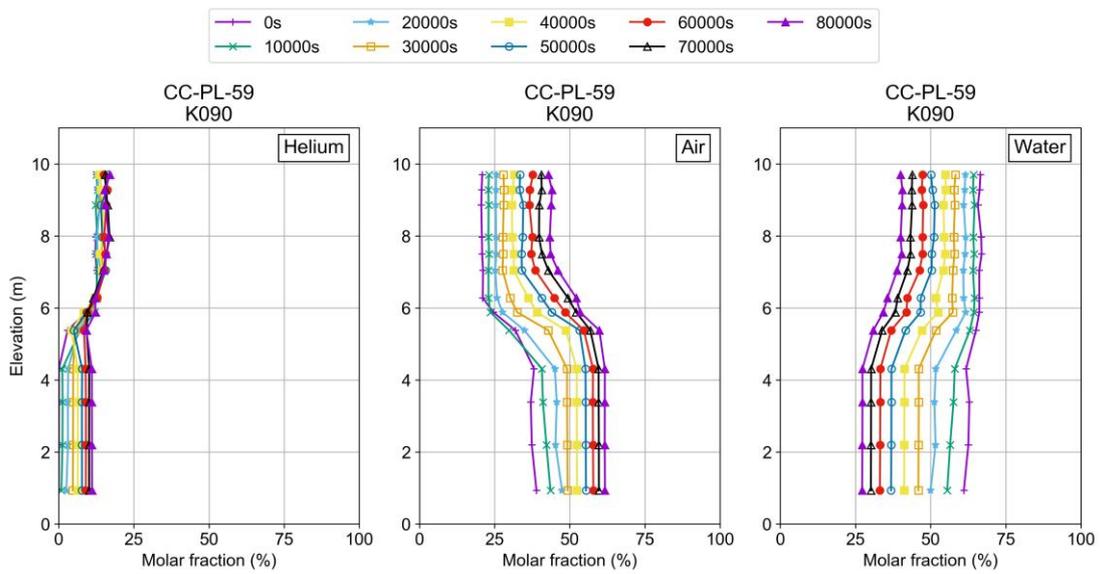


図 3.1.3-9 蒸気+空気+ヘリウム系 CC-PL-59 における濃度分布履歴

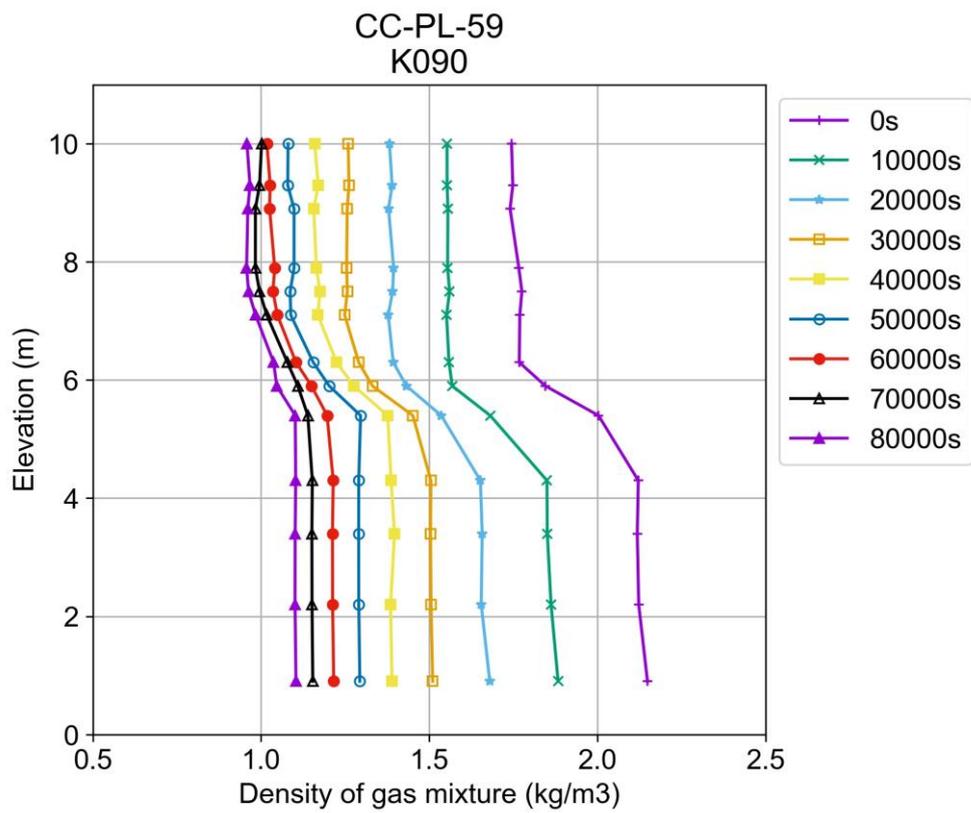


図 3.1.3-10 蒸気+空気+ヘリウム系 CC-PL-59 における密度分布

3.1.4. 原子炉ウェル冷却実験

BWR 原子炉ウェルへの注水は、トップヘッドフランジシール材の冷却を本来の目的とする AM 策であるが、格納容器壁面を直接冷却するため、格納容器内減圧等の冷却効果も期待できる。一方、水蒸気の壁凝縮に伴い、格納容器上部で水素が蓄積した場合、成層化した水素は伝熱阻害となり得る。格納容器冷却の観点から、水素が局在化する条件や局在化した場合の影響の把握は重要である。この視点の元、格納容器冷却に対するウェル注水の有効性を検証するため、CIGMA を用いた外面冷却実験を実施してきた。

平成 28 年度では、閉じた系で初期加圧条件から外面冷却を行う実験を実施した[1]。その結果、壁面凝縮により取り残される非凝縮性ガスの密度と周囲気体の密度の大小関係でヘリウムの蓄積が決まり、特に蒸気-ヘリウム 2 成分系では高濃度のヘリウム層が形成され、長時間解消されない様子が確認された。系内圧力は冷却面上のヘリウム層が伝熱阻害となって、減圧速度が低下することが確認された。令和 2 年度以降は、格納容器内に蒸気が継続的に放出される状況で外面冷却を行った場合の熱伝達挙動等を把握することを目的とした実験を実施している。令和 2 年度では、容器上面に（形成される密度成層に）垂直に蒸気を注入する実験を実施し、ジェットの高い攪拌効果によりヘリウムの蓄積は生じないことが確認された[2]。令和 3 年度では、横向きにガスを注入することで攪拌効果を低下させ、冷却タイミング・流入蒸気流量・気体組成に関するパラメータ試験を実施した[3]。蒸気+ヘリウム 2 成分系、および低空気濃度の 3 成分系で冷却面上に高濃度ヘリウム層が生じたが、圧力変化に顕著な差が出ないという結果であった。令和 4 年度は、ヘリウム層による影響を明確化することを目的として、ヘリウム注入量を大幅に増やし、フランジを冠水させて冷却によって形成される成層を強固にした条件での実験を実施した[4]。その結果、蒸気+ヘリウム系で厚い高濃度のヘリウム層が生じ、同じ非凝縮性ガス分圧である蒸気+空気系と比べて顕著な熱伝達阻害が生じることが確認された。

本年度は、昨年度の条件をベースとして雰囲気ガスに空気を混ぜ、混合ガスの濃度を実機事故状況に極力近づけた条件を採用し、過渡変化時の圧力や熱伝達挙動の変化を把握することを目的とした濃度パラメータ実験を実施した。

3.1.4.1. 原子炉ウェル冷却実験の条件

図 3.1.4-1~2 に、実験の概念図と注水タイミング等のトリガを示す。実験手順は以下である。

- 高温蒸気の注入とベントを繰り返し、試験体を昇温
- 圧力 200 kPa・蒸気 100 %に空気を 50 kPa (CC-PL-60, CC-PL-61) もしくは 100 kPa (CC-PL-62, CC-PL-63) 注入し混合する

- 高さ EL6.28 m に位置する横向きノズルから蒸気と非凝縮性ガスの混合ガスを 1000 秒間注入する
- 非凝縮性ガスのみ注入を停止し、同時に上部プールへ室温水を満水まで注水する
- 注入ガス温度は過年度同様 300 °C とする

表 3.1.4-1 に詳細な実験条件を示す。CC-PL-61 及び CC-PL-62 は、過年度の実験 CC-PL-50b に対し、それぞれ 50 kPa と 100 kPa 分の空気を蒸気注入前に添加した条件である。蒸気流量 15 g/s は過年度と同様の流量とした。これは BWR 格納容器気相空間体積比でスクラム後 24 時間頃の蒸気流量 25~36 g/s よりもやや小さい値である。ヘリウム流量 6 g/s も過年度と同様の値である。1000 秒間の注入によるヘリウム分圧は約 1 気圧で、全炉心 Zr の約 30 % が酸化し BWR 格納容器を加圧する水素量に相当する。蒸気+空気+ヘリウム系に対する比較データとして、注入するヘリウムを空気で置き換えた条件が CC-PL-60 及び CC-PL-63 である。CC-PL-61 及び CC-PL-62 では、1000 秒間の注入により、容器上部にヘリウム成層が形成される。非凝縮性ガスの注入を停止し、冷却を開始する際の濃度分布を図 3.1.4-3 に示す。なお、CC-PL-62 ではヘリウム注入終盤にヘリウム残量低下に伴うカードル圧力低下が生じ、ヘリウム流量に若干の低下が見られたが、1000 秒間に亘る全注入量は CC-PL-50b に対して 5 % 程度の相違であるため、結果には大きな影響を及ぼさないとと思われる。注水条件は上部プールへの室温水の注入とし、トップヘッドフランジを冠水させることで、EL9.7 m 以上の容器壁面を冷却面とした。

表 3.1.4-1 実験条件

| | | CC-PL-50b | CC-PL-61 | CC-PL-62 | CC-PL-52b | CC-PL60 | CC-PL-63 | |
|-------|-----------|------------|----------|----------|---------------|---------|----------|--|
| 実施年度 | | R4 | R5 | R5 | R4 | R5 | R5 | |
| 初期条件 | 圧力 kPa | 200 | 250 | 300 | 200 | 250 | 300 | |
| | 温度 °C | ~160 | | | | | | |
| | 蒸気分圧 kPa | 200 | | | | | | |
| | 空気分圧 kPa | 0 | 50 | 100 | 0 | 50 | 100 | |
| | He分圧 kPa | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | |
| 注入条件 | 温度 °C | 300 | | | | | | |
| | 蒸気 g/s | 15 | | | | | | |
| | 蒸気注入時間 | 連続 | | | | | | |
| | He注入量 g | 6g/s×1000s | | | 0 | | | |
| | 空気注入量 g | 0 | | | 43.4g/s×1000s | | | |
| 外面冷却 | 位置と状況 | 上部プール冠水 | | | | | | |
| | 注水温度 | 室温 | | | | | | |
| | 注水流量 kg/s | 7.9 | | | | | | |
| | 注水時間 s | 800 | | | | | | |
| | 注水時圧力 kPa | 320 | 400 | 440 | 320 | 380 | 440 | |
| 時間シフト | s | 1300 | | | | | | |
| 備考 | | 水平注入 | | | | | | |

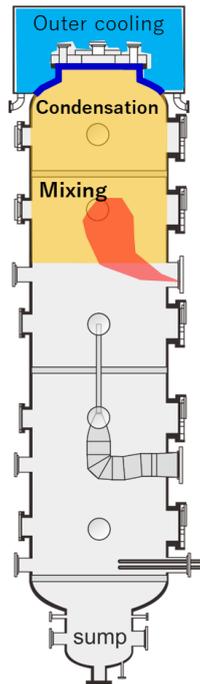


図 3.1.4-1 蒸気注入を伴う外面冷却実験の概念図

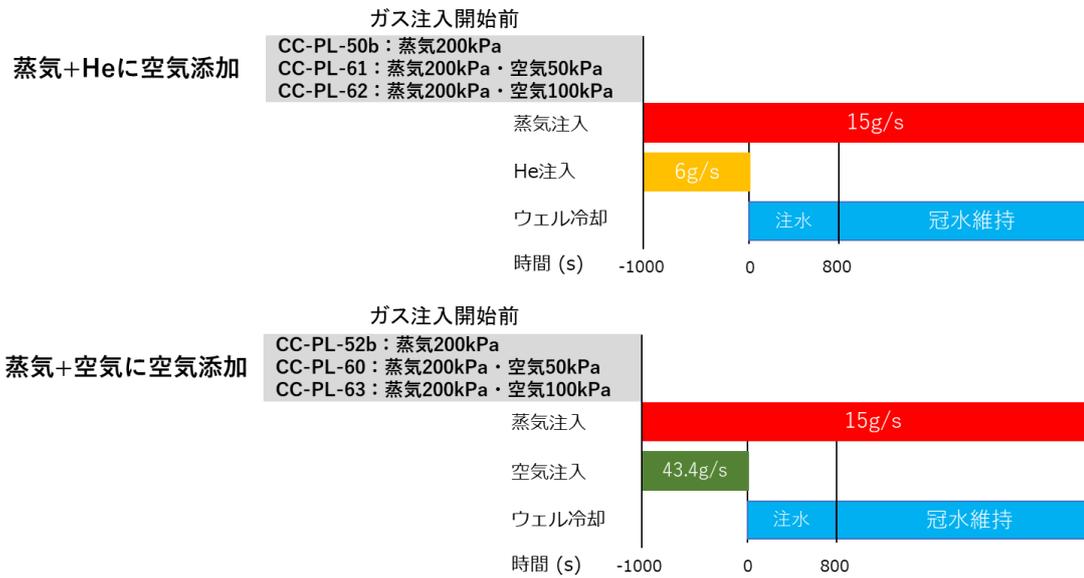


図 3.1.4-2 ガス及び冷却水の注入タイミング

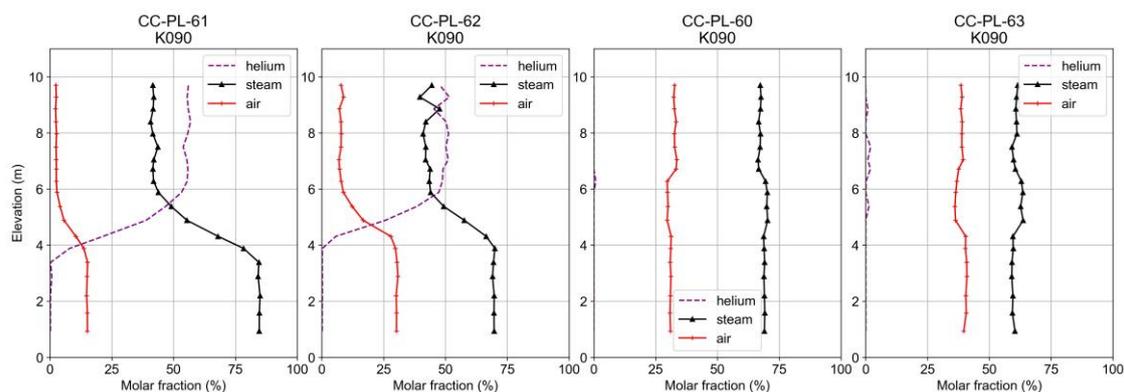


図 3.1.4-3 冷却開始時の鉛直方向ガス濃度分布

3.1.4.2. 実験結果

図 3.1.4-4 に圧力履歴を示す。図の右側のグラフは、冷却開始時を起点とした初期圧力からの圧力変化（初期圧力との差）を示す。相対変化図から、ヘリウム注入の無い蒸気+空気系(CC-PL-52b, CC-PL-60, CC-PL-63)では、空気分圧によらず冷却開始後の圧力変化がほぼ同じであることが分かる。非凝縮性ガス濃度の増加は凝縮熱伝達を低下させる一方で、圧力増加は凝縮熱伝達を増加させる方向に働くため、両者の影響が同程度に大きく凝縮量が変化しなかったと考えられる。また非凝縮ガスの凝縮熱伝達への影響も数%で飽和するため、本実験条件のように大きな空気分圧では差が出なかったことも考えられる。一方、蒸気+空気+ヘリウム系(CC-PL-50b, CC-PL-61, CC-PL-62)では、空気分圧によって大きく差が生じ、空気分圧の増加に伴い圧力が低下に転じる時刻が早まる結果となった。圧力が上昇から低下に転じるタイミングは、蒸気プルームによる成層浸食が冷却面下端の EL9.7 m に到達するタイミングと一致する[4]ことから、空気を加えることで密度成層内の密度が増加し、成層がより早く侵食されたことが原因と思われる。このことは、図 3.1.4-5~図 3.1.4-7 に示す容器内温度コンタ図からも確認できる。注入気体の温度は約 300 °C で周囲気体よりも高く、温度コンタ図では EL6.3 m 付近の黄色い帯状として確認できる。冷却開始直後におけるヘリウム成層は図 3.1.4-3 に示されるように蒸気注入ラインよりも下方間広がっており、注入蒸気はヘリウム成層との密度差により上部へ貫入せず、横方向、もしくは下方向へ流れる。その後、注入蒸気との混合が進んで成層と注入プルームの密度差の低下に伴いプルームは上方向へ向き、やや低温の領域で示されるヘリウム成層を侵食し始める。CC-PL-50b では 7000~8000 秒で蒸気プルームが冷却面付近に到達したのに対し、CC-PL-61 では 4000~5000 秒、CC-PL-62 では 2000~3000 秒で到達したことが示される。濃度分布の時間変化を図 3.1.4-8 に示す。濃度分布の観点からも、空気分圧の増加により浸食が早まる様子が確認でき、CC-PL-62 ではその他と比べて速やかに蒸気注入高さ EL6.3 m から EL9.7 m まで混合された。成層内に空気が存在するため成層密度は大き

く、蒸気の貫入が促進されたことが示唆される。一方で EL9.7 m 以上の冷却面近傍では、全ての蒸気+空気+ヘリウム系の条件でヘリウムの蓄積が生じた。このヘリウム層は、温度コンタにおける冷却面近傍の低温領域に対応する。空気分圧の増加により、このヘリウム層の濃度は低下し、厚みも薄くなる傾向が見られた。ヘリウム層の密度増加により、蒸気プルームによる浸食が進んだと考えられるが、CC-PL-62 においても 70 % 以上の高濃度ヘリウム成層は実験終了時まで存在した。

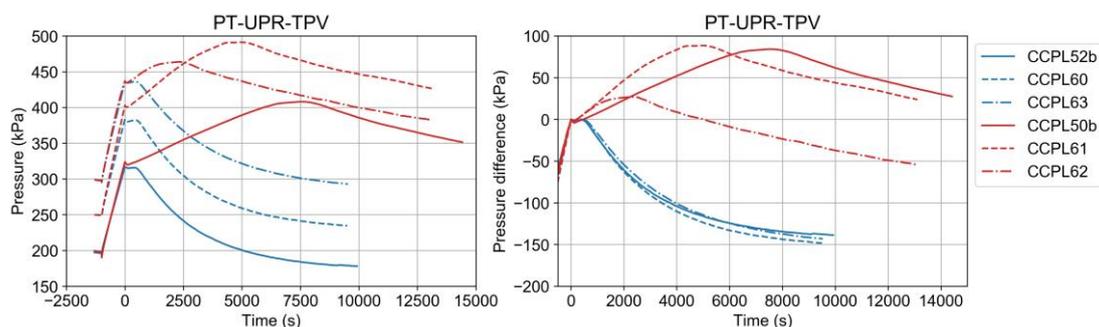


図 3.1.4-4 圧力履歴と冷却開始時を起点とした相対変化

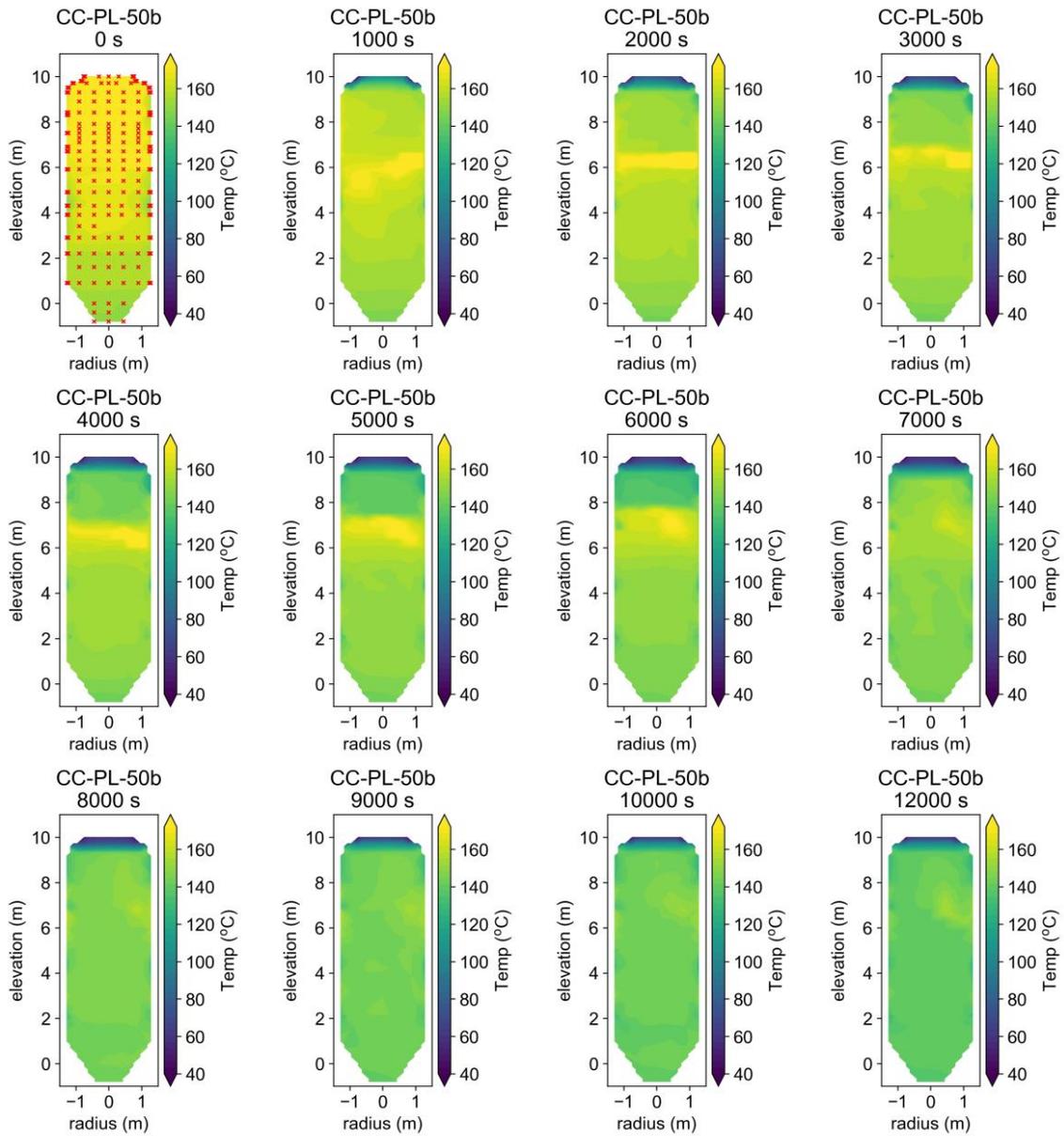


図 3.1.4-5 CC-PL-50b の温度コンタ (赤点の位置が温度測定位置)

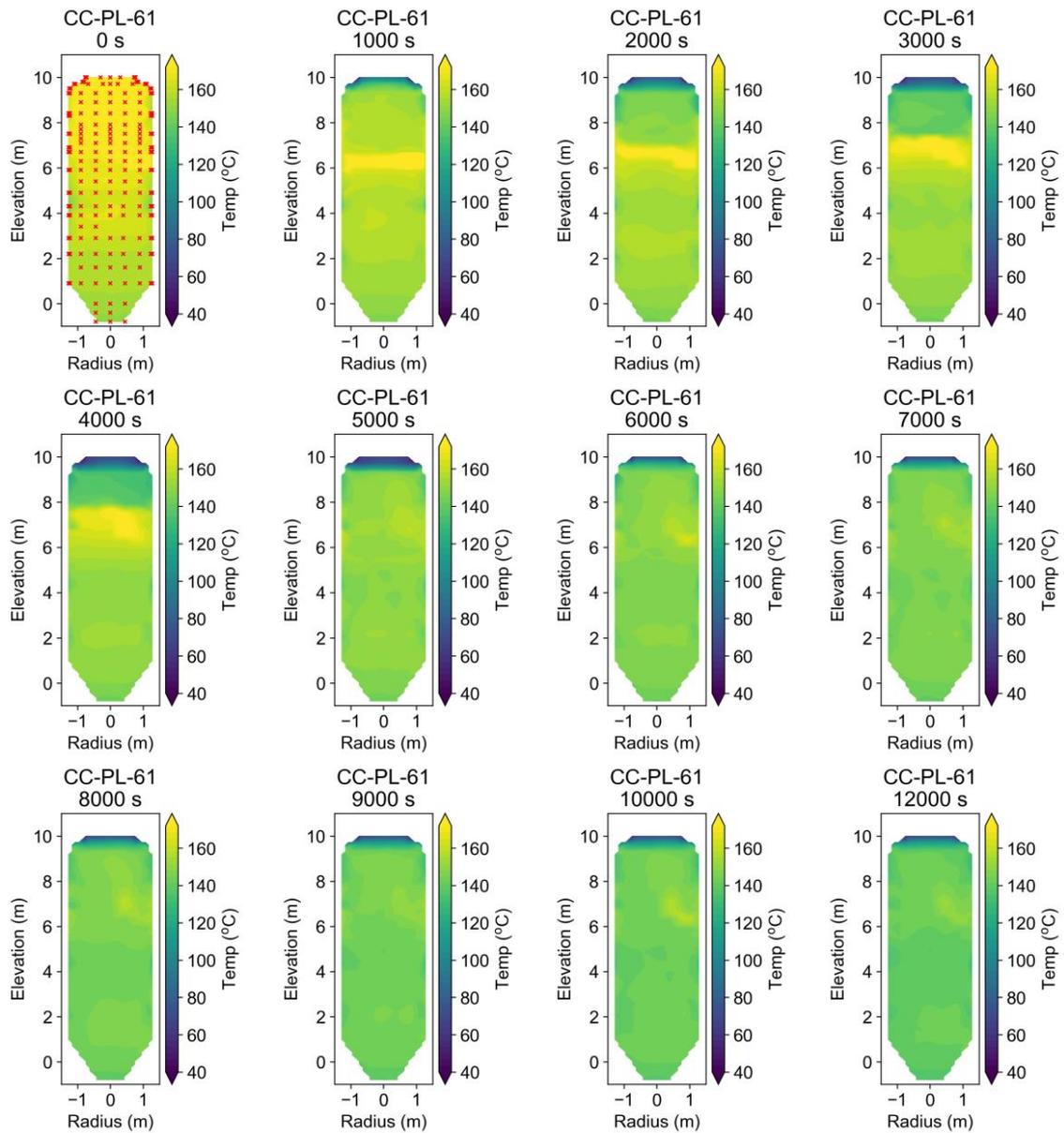


図 3.1.4-6 CC-PL-61 の温度コンタ

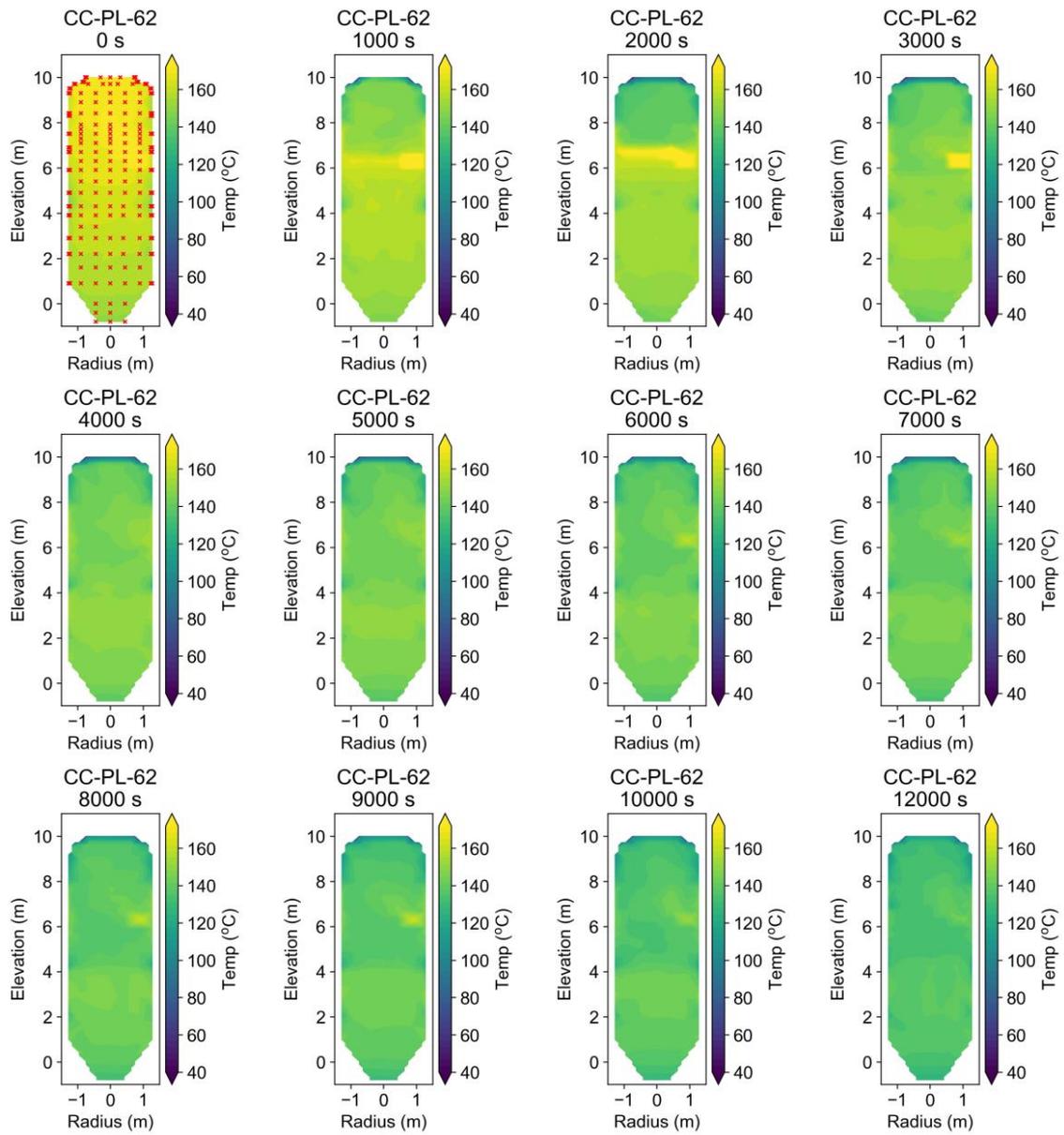


図 3.1.4-7 CC-PL-62 の温度コンタ

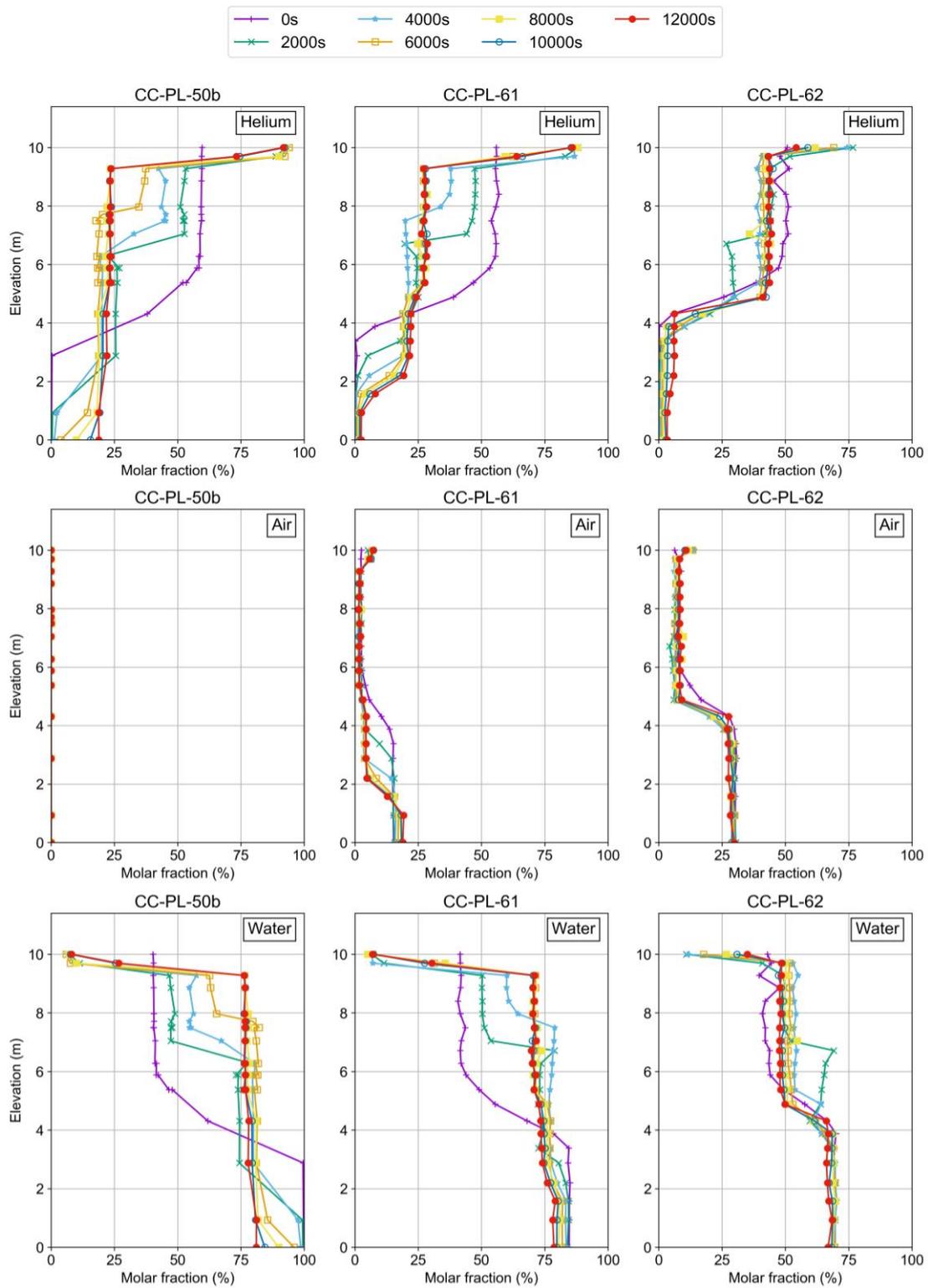


図 3.1.4-8 蒸気+空気+ヘリウム系の濃度分布

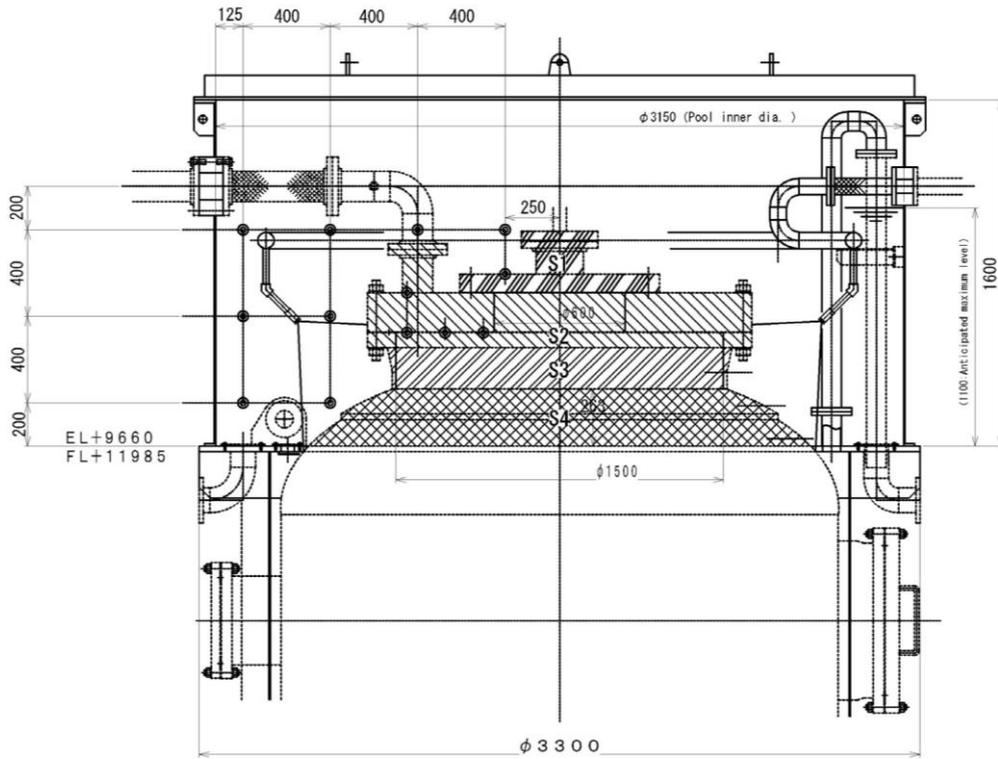
上部プールへの熱流量の評価も実施した。熱流量の計算に必要な表面積は、CIGMA 装置の System Description の値を用いた。表 3.1.4-2 (System Description より抜粋[5]) に、各セクションでの表面積と用いる熱流束データタグを示す。熱流量評価に必要な熱流束は各セクションでの平均値とした。図 3.1.4-9 に上部プールへの熱流量を示す。マイナス値は容器内部から外部への方向 (すなわち冷却) を示す。蒸気+空気系(CC-PL-52b, CC-PL-60, CC-PL-63)では、上部プールへの熱流量はほぼ同程度であることが確認できる。蒸気+空気+ヘリウム系(CC-PL-50b, CC-PL-61, CC-PL-62)では、空気分圧の増加に伴い密度成層の浸食が早まり、特に S4 での熱流量の時間変化がある時間でステップ状に増加し、蒸気+空気系の結果に近づいているのがわかる。一方、S1~S3 の熱流量は低い値が維持され、厚みが薄い高濃度ヘリウム層が容器上部に滞留し、S1~S3 領域の伝熱を阻害していることが示される。図 3.1.4-10 に上部プール温度を示す。昨年度の報告の通り、上部プール温度の時間変化は容器からの除熱量の大きさを示している。圧力変化や熱流量から推測される通り、蒸気+空気系の条件では、ほぼ同じ時間変化が見られる。一方、蒸気+空気+ヘリウム系では、空気分圧の増加に伴い温度上昇速度が増加し、蒸気+空気系の結果に近付いた。これは、プール温度履歴の変曲点で示される蒸気プリュームによる成層浸食タイミングが早まることが原因である。このことをより明確に見るために、S1~S4 の熱流量履歴を時間積分し、絶対値をとったものを図 3.1.4-11 に示す。EL9.7 m 以上の冷却面まで成層浸食が進み、熱伝達が増加するタイミングがより早期になることで、同じ時刻で見たときの除熱量が増加することが確認できる。

3.1.4.3. 本節のまとめ

本年度のウェル冷却実験として、昨年度の蒸気+ヘリウム 2 成分系に対し、初期濃度条件として空気を混ぜた 3 成分系の濃度パラメータ実験を実施した。その結果、空気濃度とともに成層内の密度が増加し、密度成層の浸食が早まることで、トップヘッドフランジを介した除熱量が増加する結果が得られた。

表 3.1.4-2 熱流評価に用いる表面積と熱流束データ

| | Part | EL(mm) | Surface Area (m ²) | Heat Flux used for Estimation |
|------------|------|--------|--------------------------------|-------------------------------|
| Upper Pool | S1 | - | 1.07 | DHF-X5R |
| | S2 | 10663 | 4.59 | DHF-X4R |
| | S3 | 10414 | 0.91 | DHF-X0[AJLNQS] |
| | S4 | 10224 | 2.92 | DHF-98[JT] |
| | | | | DHF-97[ADEGJKLMNPQRST] |



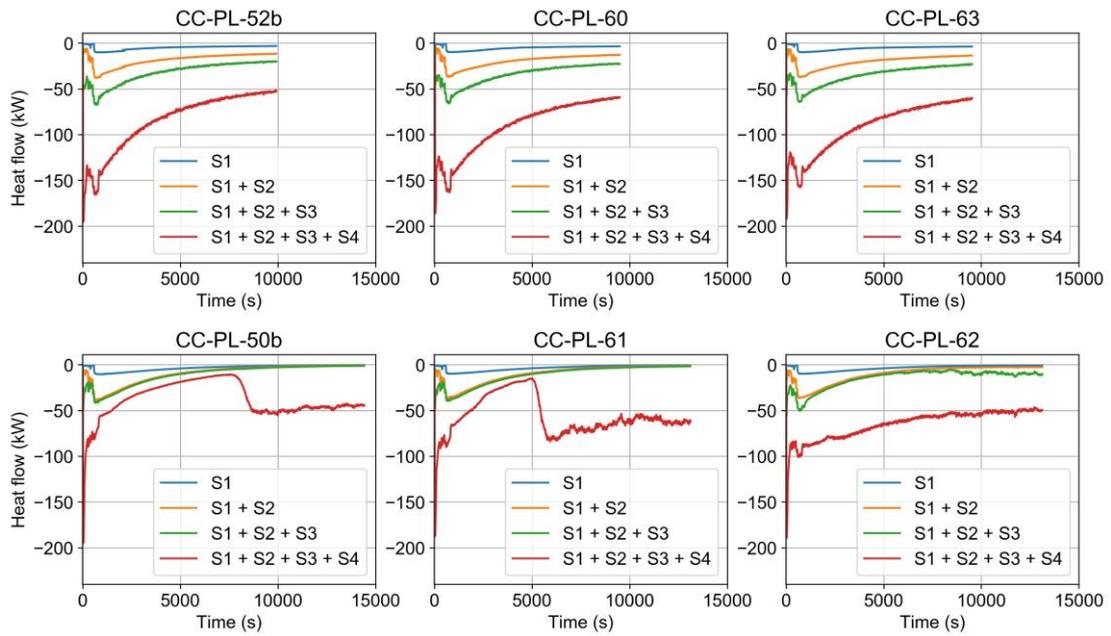


図 3.1.4-9 上部プールへの熱流量
 (上段：蒸気+ヘリウム 2 成分系、下段：蒸気+空気+ヘリウム 3 成分系)

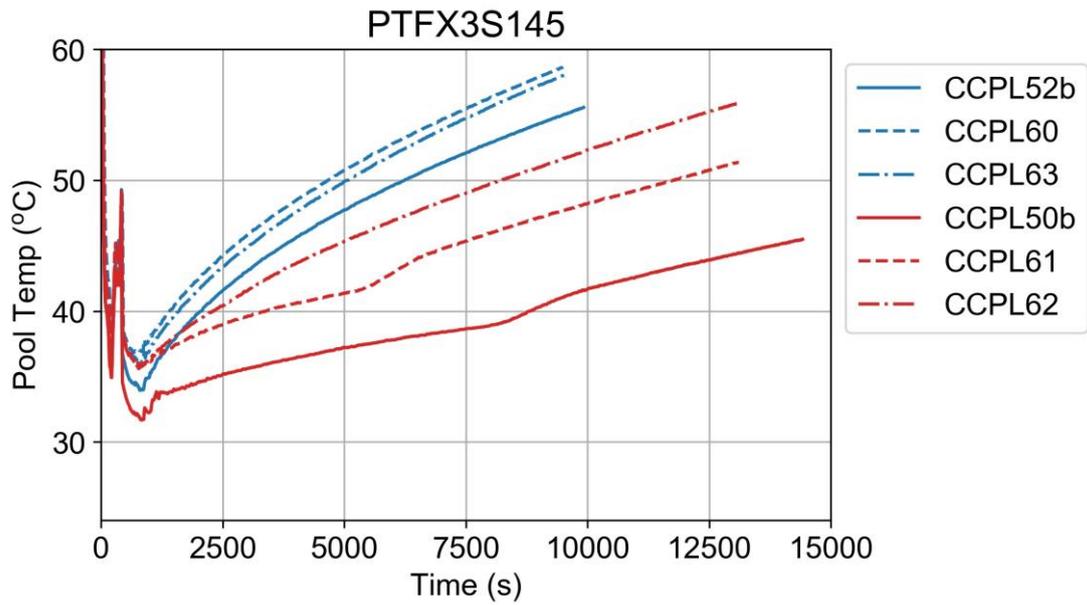


図 3.1.4-10 上部プール温度の履歴

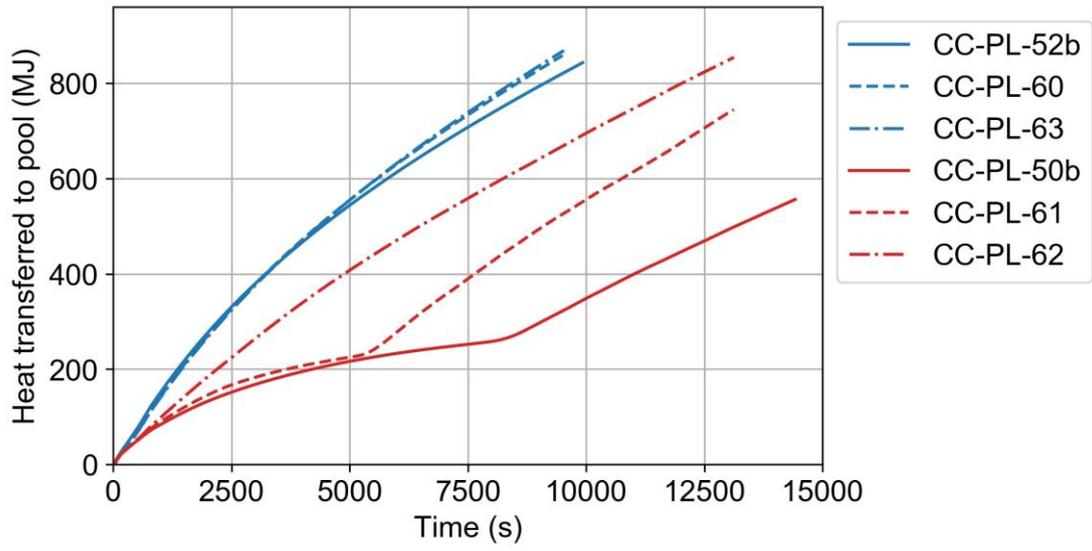


図 3.1.4-11 上部プールへの熱伝達量

3.1.5. ベント実験

格納容器ベントは、格納容器内の圧力や温度を低下させるとともに、水素リスクにも影響を与える。格納容器ベントに関するこれまでの CIGMA 実験では、主にベント時の水素挙動に着目した実験を実施してきた。

平成 30 年度では、加圧状態の容器上部にヘリウム成層を形成し、容器下部をベント位置とした実験を実施した。その結果、成層内の濃度を一定に保ちながら成層が下部ベント位置まで拡大し、容器内で一様な濃度分布となる結果となった[1]。平成 31 年度の実験では、容器内構造物としてバルクヘッドを設置した実験を実施し、ベントによって駆動される流速が低速であるため、障害物がある場合であっても成層は 1 次元的な振る舞いとなった[2]。同年度、サンプル水の減圧沸騰との重畳効果に関する実験も実施している。サンプル水を飽和温度程度まで昇温し、ベント流量を実機 BWR の特性値（ベント流量と格納容器体積の比）とした条件で実施した結果、ヘリウム成層は下部ベント位置まで一旦拡大した後、減圧沸騰で生じる蒸気流により成層が押し上げられる挙動が確認された。ベントとサンプル水の減圧沸騰が重畳する場合、減圧速度によってサンプル水の沸騰の激しさが異なり、容器内の混合の強さも異なることが TOSQAN 実験により示されている[3]。これは水素排出等の移行挙動が減圧速度に依存し得ることを示しており、水素リスクの観点から重要な視点と言える。

本年度は、サンプル水の減圧沸騰、及び排気の高さ位置が排出量等のヘリウム移行挙動に与える影響を把握することを目的として、ベントの作動条件の組み合わせとして、サンプル水の有無とベント流量を考慮し、容器の比較的上部の位置から排気するベント実験を実施した。ベント流量としては、BWR および PWR の設計ベント流量を体積スケールしたものとした。

3.1.5.1. ベント実験の条件

図 3.1.5-1 に実験の概念図を示す。加圧状態の容器上部にヘリウム成層を形成し、EL6.29 m にある上部ベントラインから減圧する。パラメータはサンプル水の有無とベント流量である。実験条件を表 3.1.5-1 に示す。ガス分圧条件は平成 31 年度の実験と同じ条件とした。初期ヘリウム成層内のヘリウム濃度は約 17 % である。ベントの高さ位置は、平成 31 年度の実験 (VT-LV-08) では EL2.75m の低い位置から排気したのに対し、本年度はサンプル水との距離をとって EL6.29m から排気することとした。この高さは初期ヘリウム成層界面より上に位置し、成層内部からの排気を意味する。図 3.1.5-2 に初期濃度分布を示す。点線はベントの高さ位置を示している。ベント流量は、極低流量排気ライン、又は小流量排気ラインを用いて設定した。VT-UV-03B 及び VT-UV-04B のベント流量は格納容器体積比に対して PWR 相当、VT-UV-05B 及び VT-UV-06 のベント流量は BWR 相当と設定した。PWR 相当流量の特性値 $5.3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ は実機 PWR の特性値 $2 \times 10^{-5} \sim 4 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ と同程度の

値[4]であり、BWR 相当流量の特性値 $6.9 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ は平成 31 年度に実施した BWR を対象とした CIGMA ベント実験と同じ値とした[2]。VT-UV-04B 及び VT-UV-06 では、ベント前にサンプル部に注水し、蒸気を用いて飽和温度程度まで加熱した。ベント時のサンプル水体積は約 1 m^3 、初期温度は $140 \text{ }^\circ\text{C}$ である。

表 3.1.5-1 実験条件

| | | VT-UV-03B | VT-UV-04B | VT-UV-05B | VT-UV-06 | VT-LV-08 |
|------|------------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| 実施年度 | | R5 | R5 | R5 | R5 | H31 |
| 初期条件 | 圧力 (kPa) | 400 | 400 | 400 | 400 | 400 |
| | 温度 ($^\circ\text{C}$) | 160 | 160 | 160 | 160 | 140 |
| | He分圧 (kPa) | 34 | 34 | 34 | 34 | 34 |
| | 空気分圧 (kPa) | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 |
| | 蒸気分圧 (kPa) | 266 | 266 | 266 | 266 | 266 |
| | 初期混合状態 | 蒸気・空気予混合 He成層内濃度 17% | 蒸気・空気予混合 He成層内濃度 17% | 蒸気・空気予混合 He成層内濃度 17% | 蒸気・空気予混合 He成層内濃度 17% | 蒸気・空気予混合 He成層内濃度 20% |
| ベント | 位置 | EL6.29m | EL6.29m | EL6.29m | EL6.29m | EL2.75m |
| | 排気ライン (流量計) | 極低流量排気ライン (FE-273) | 極低流量排気ライン (FE-273) | 小流量排気ライン (FE-033) | 小流量排気ライン (FE-033) | 小流量排気ライン (FE-033) |
| | 流量 (m^3/h) | 9.6 | 9.6 | 124 | 124 | 124 |
| | 特性値 (1/s) | 5.3.E-05 | 5.3.E-05 | 6.9.E-04 | 6.9.E-04 | 6.9.E-04 |
| | サンプル | 無 | 水位0.93m、飽和温度 | 無 | 水位0.93m、飽和温度 | 水位0.93m、飽和温度 |
| | 時間シフト (s) | 300 | 300 | 300 | 300 | 230 |

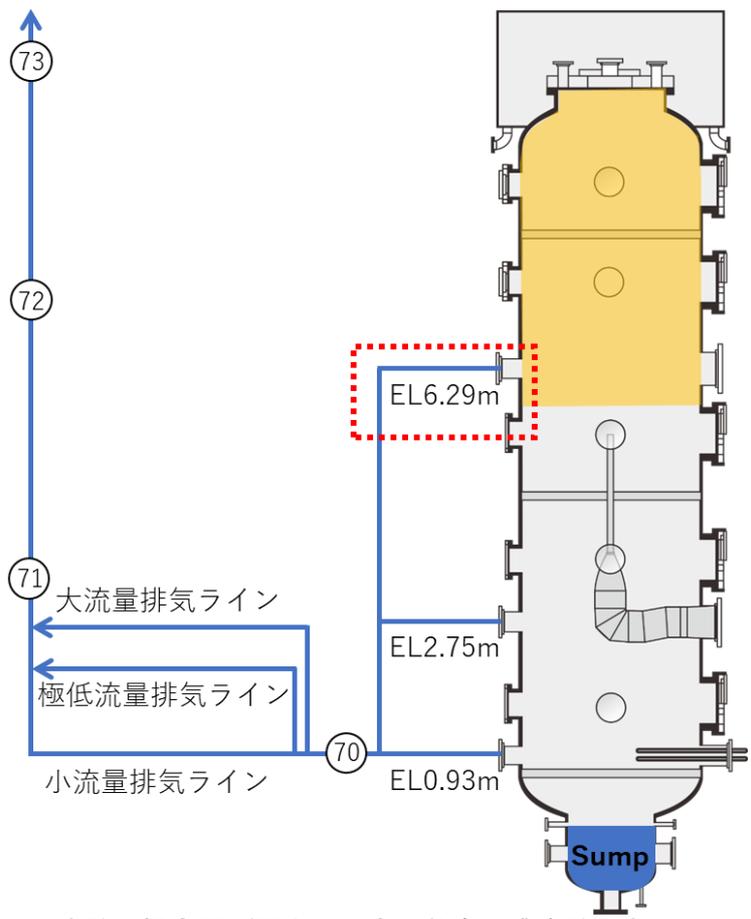


図 3.1.5-1 ベント実験の概念図 (図中の○内の数字は濃度計測点であるサンプリングポートを示す)

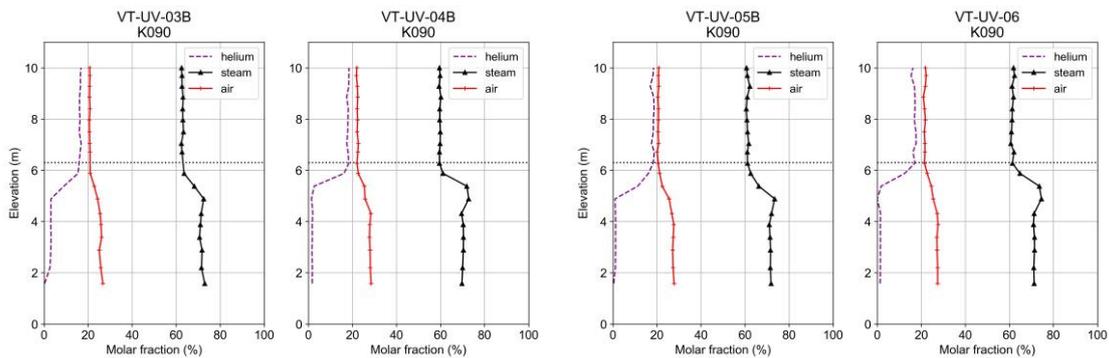


図 3.1.5-2 鉛直方向初期濃度条件

3.1.5.2. 実験結果

BWR 相当流量の実験

図 3.1.5-3 に圧力履歴を示す。サンプル水が無い条件 VT-UV-05B では、初期圧力 400 kPa から減圧し、およそ 2500 秒後に大気圧まで低下した。サンプル水が有る条件 VT-UV-06 では、サンプル水の減圧沸騰により蒸気が発生するため圧力低下が緩慢となり、1 気圧まで低下する時間は 2 倍程度増加した。図 3.1.5-4 に容器内の温度コンタを示す。サンプル水無しの場合、ベントによる顕著な温度変化は見られない。サンプル水有りの場合は、圧力低下に伴うサンプル水の温度低下 (=飽和温度の低下) が見られ、最終的には 100 °C 程度まで低下した。

図 3.1.5-5 に鉛直方向の気体濃度分布を示す。本年度の実験とともに、平成 31 年度に実施した条件 VT-LV-08 (サンプル水有り・ベント高さ EL2.75 m) も示した。本年度の実験では、排出高さより下に位置したヘリウム成層界面が、ベント開始直後にベント高さまで上昇しており、ベント高さ付近のヘリウムが排出されたことが分かる。サンプル水が無い条件 VT-UV-05B では、その後の分布に顕著な経時的変化は見られず、成層内の濃度を維持しながらヘリウムの排出が継続する結果となった。つまり気体の分布を維持したまま均等な成分比で排出が進んだ。一方 VT-UV-06 では、サンプル水の減圧沸騰に伴い容器全高さに亘って水蒸気濃度が顕著に増加し、ヘリウムや空気の濃度は低下した。これは、減圧沸騰により蒸気が継続的に供給されることにより、その他のガス種が水蒸気へ置換されたことを意味する。容器内が大気圧時点での成層内ヘリウム濃度を比較すると、VT-UV-06 の方が低くなっており、ヘリウム排出量が増えたことを示している。図 3.1.5-5 下図に示す通り、平成 31 年度の実験 VT-LV-08 では、成層界面位置が下部ベント高さまで低下した後、再び容器上部へと移動する様子が確認され、ヘリウムの排出が抑制されたが、本年度の実験 VT-UV-06 では成層が押し上げられる様子は見られなかった。平成 31 年度の実験ではベント位置がサンプルに近いと、蒸気流が成層を押し上げる効果が顕著に出たと思われる。

次に、ベントによるヘリウムの排出量について検討する。図 3.1.5-6 はベント配管に取り付けられた渦流量計の指示値である。ベント流量は試験体内圧力の低下に伴い流量が低下する。VT-UV-05B の 2200 秒付近、及び VT-UV-06 の 5000 秒付近において階段状に 0 まで低下するのは容器内圧力が大気圧に近づき、排出流量が低下して渦流量計の検出下限値を下回ったためである。この時の容器内圧力は 110 kPa であった。図 3.1.5-7 はベントライン配管内で計測した気体の濃度である。図 3.1.5-1 に示す通り、ベントラインには流れ方向に 4 箇所サンプルポートがあり、Port70, Port71, Port72, Port73 の順で容器から離れる。Port70 は EL6.29 m の容器出口から下流約 12 m の位置である。Port70 から Port71 の距離は排気流量レンジに応じて若干異なり、極低流量排気ライン (VT-UV-03B, VT-UV-04B) の場合は約 7 m である。小流量排気ライン (VT-UV-05B, VT-UV-06) の場

合はこれよりも数 m 長い。Port71 から Port72 の距離は 6 m、Port72 から Port73 の距離も 6 m である。VT-UV-06 の Port73 はサンプリングガス流量が振動しており、濃度値も顕著に振動したため図から除いた。サンプル水が無い場合 (VT-UV-05B)、ベント開始後 500 秒で定常になり、それ以降の顕著な経時的変化は無かった。一方サンプル水が有る場合 (VT-UV-06) では、容器内の水蒸気濃度増加に伴い、排気ガスの水蒸気濃度にも経時的な増加が見られた。排気ガス中のヘリウム濃度は、サンプル水無しの条件と比べて数%程度の若干の低下が見られた。図 3.1.5-8 はベントラインの流量と濃度から計算したヘリウム排出流量である。ベント開始後 1000 秒まではサンプル水が無い場合の方が若干高くなり、その後ほぼ同じ値となる。サンプル水が無い VT-UV-05B は 2500 秒程度で 1 気圧になるため、この時間でヘリウムの排出が停止するが、VT-UV-06 では、サンプル水からの蒸気供給により減圧速度が低下するため、ヘリウムの排出が長時間化する結果となった。ヘリウム排出流量を時間積分した結果得られる累積排出量を図 3.1.5-9 に示す。同じ時刻で比べた場合、サンプル水が無い VT-UV-05B の方が排出量は多いが、1 気圧になったタイミングで比較するとサンプル水が有る方が多いという結果になった。つまり、サンプル水の減圧沸騰により、より多くの水蒸気が排気ガスに入り込むことでヘリウムの排出流量は若干少なくなるが、ベント時間が長くなることで総排出量としては増加するということが示された。

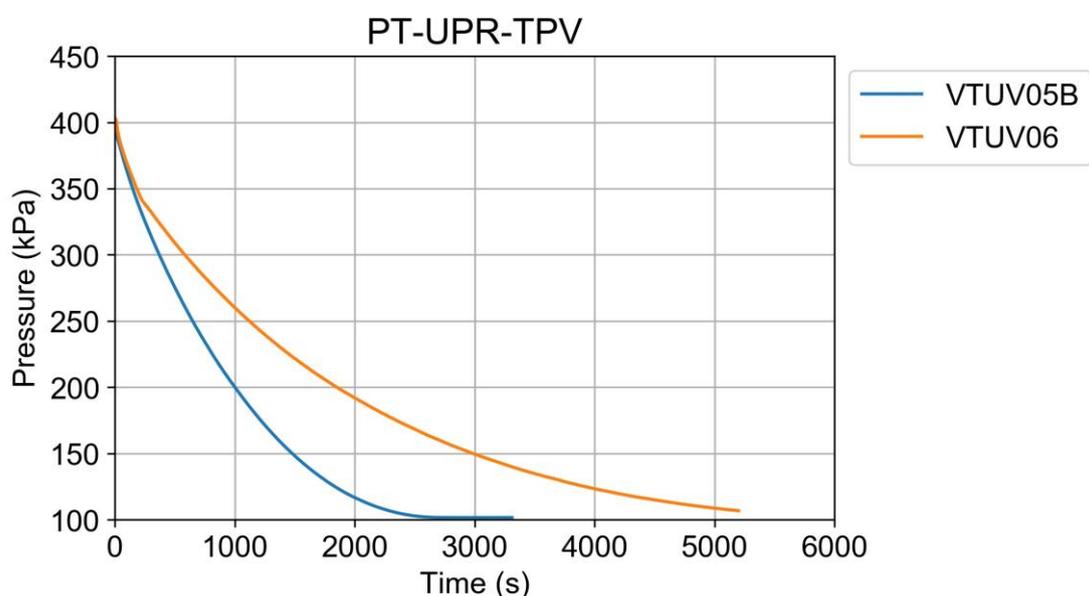


図 3.1.5-3 BWR 相当流量の圧力履歴

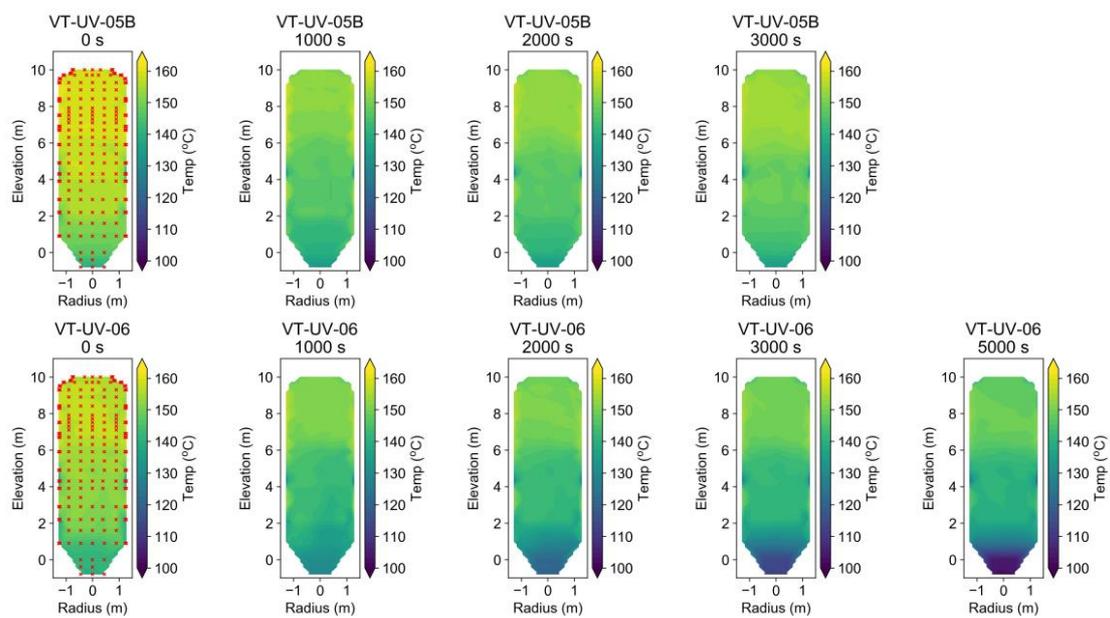


図 3.1.5-4 BWR 相当流量の温度コンタ (上：サンプル水無し、下：サンプル水有り、赤点は測定点位置)

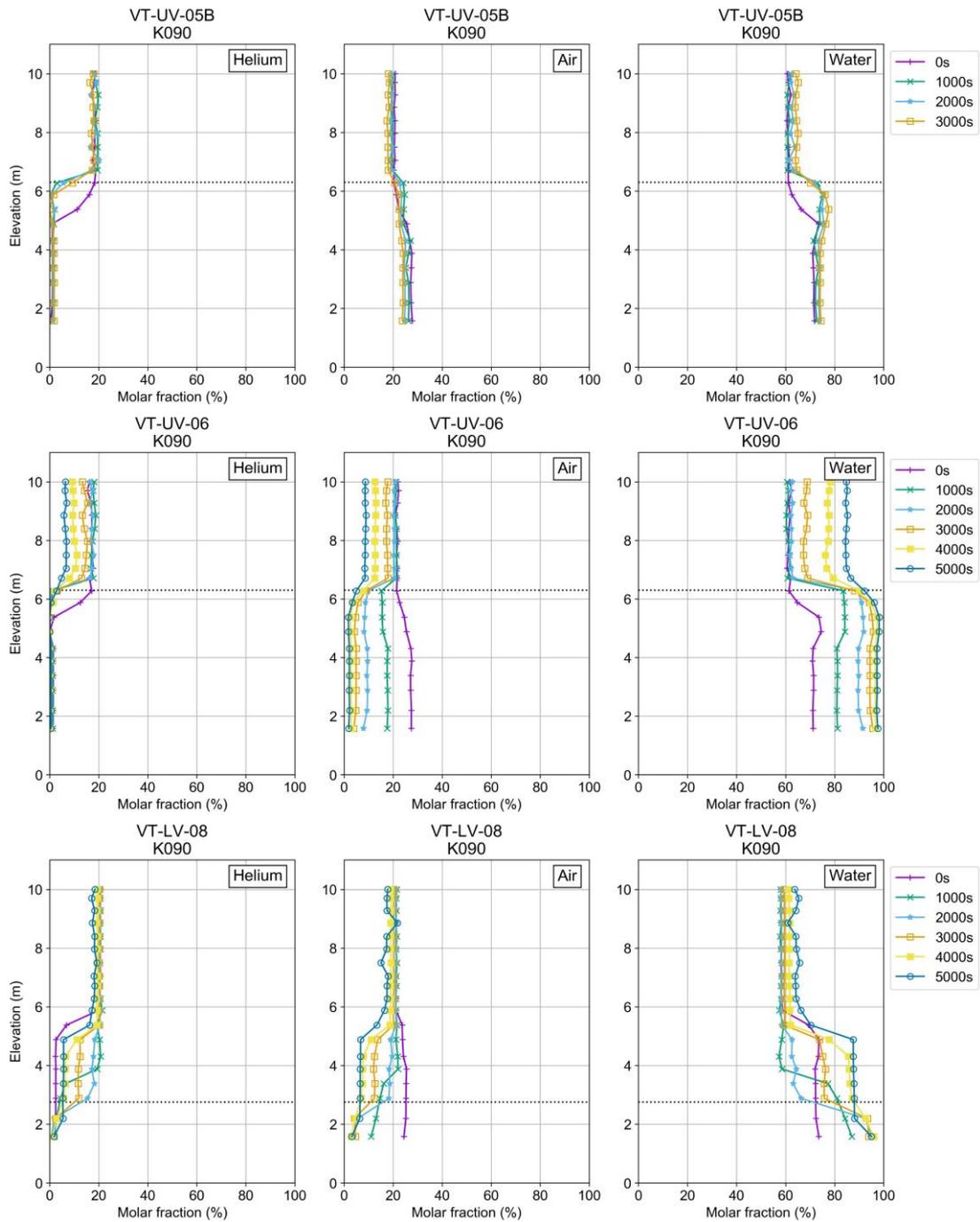


図 3.1.5-5 BWR 相当流量の気体鉛直方向濃度分布 (上：サンプル水無し、中：サンプル水有り、下：サンプル水有り・下部ベント[2])

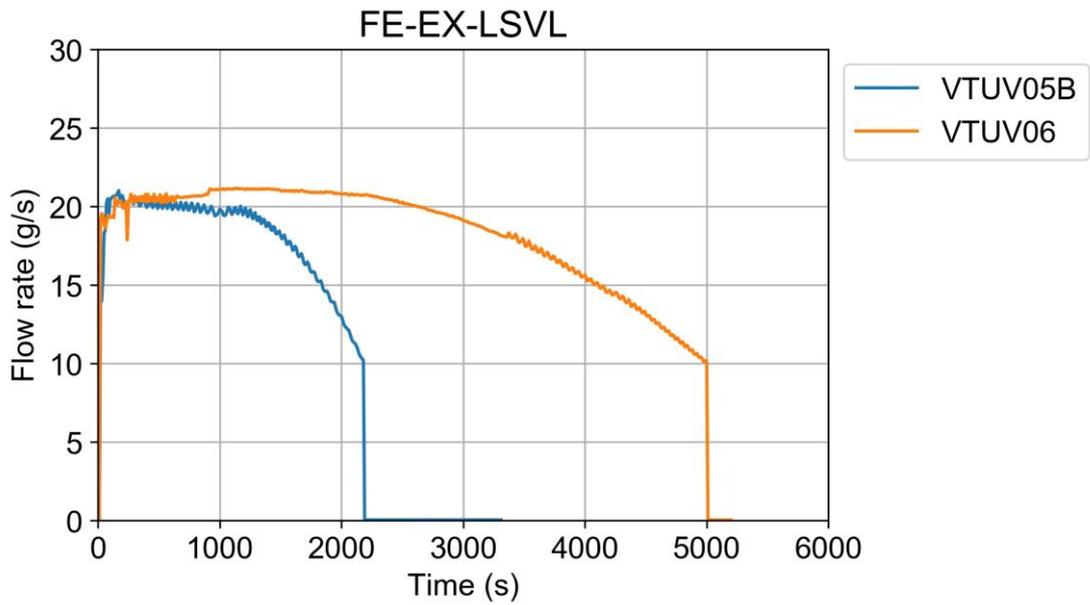


図 3.1.5-6 BWR 相当流量のベント流量

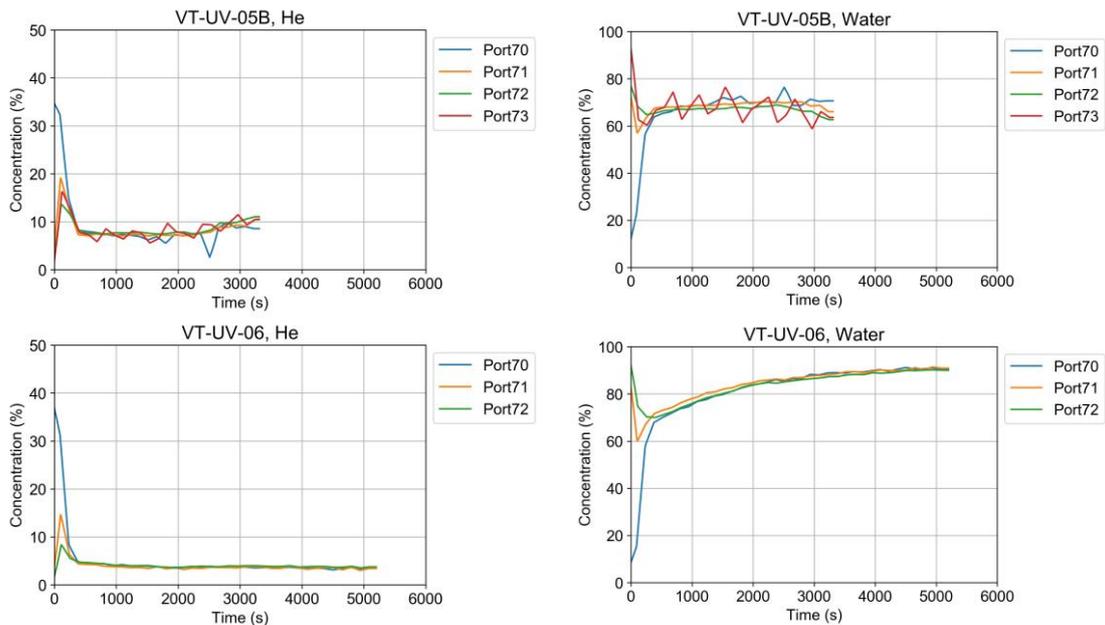


図 3.1.5-7 BWR 相当流量のベントライン He・水蒸気濃度履歴 (上：サンプル水無し、下：サンプル水有り)

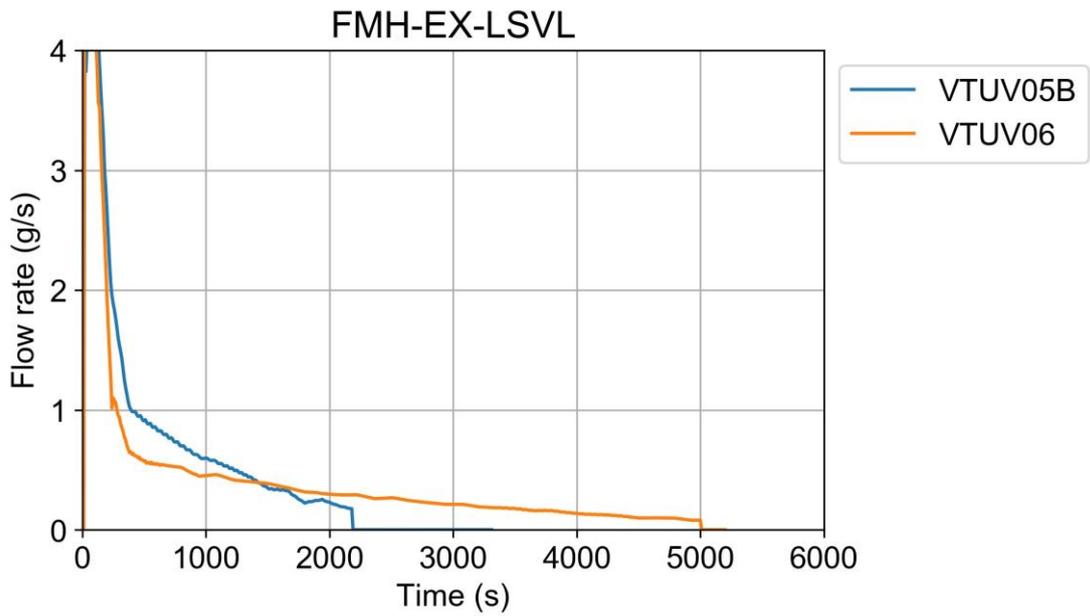


図 3.1.5-8 BWR 相当流量のベントライン He 排出流量

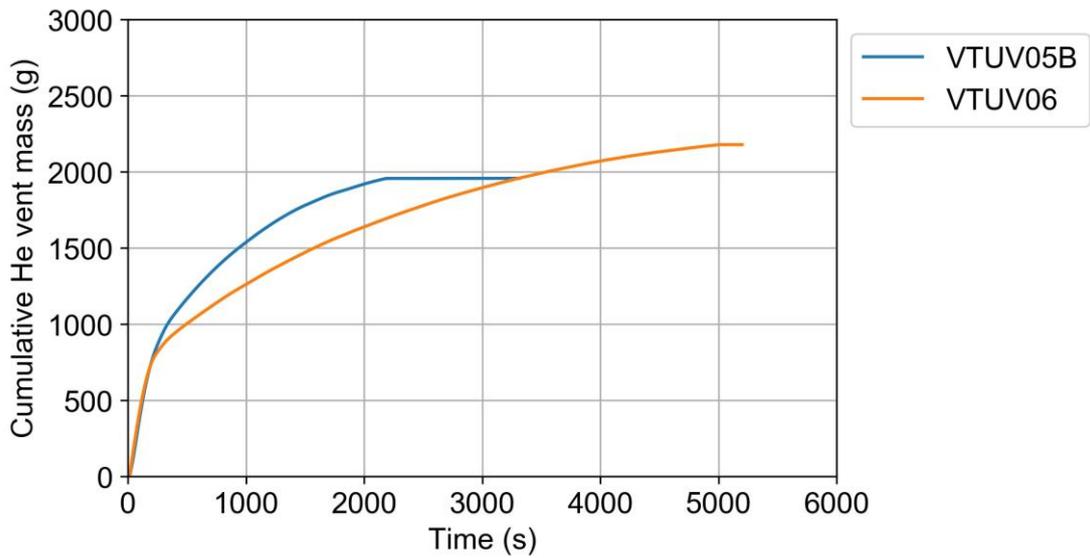


図 3.1.5-9 BWR 相当流量の累積 He 排出量

PWR 相当流量の実験

図 3.1.5-10 に圧力履歴を示す。BWR 相当流量の実験と比べ、ベント流量は 1 桁小さいため、極めて緩やかな過渡変化となった。定性的には BWR 相当流量と同じく、サンプル水の減圧沸騰により圧力低下速度が低下した。緩やかな過渡変化であることは図 3.1.5-11 に示す温度コンタからも確認でき、サンプル水の有無で顕著な差は見られなかった。鉛直方向の気体濃度分布を図 3.1.5-12 に示す。定性的な傾向は BWR 相当流量と同様であり、サンプル水が有る場合、水蒸気濃度は増加する一方、非凝縮性ガス濃度は低下した。減圧沸騰による蒸気生成速度が小さいため、蒸気の供給はあるものの、混合させる駆動力は弱く、濃度分布はサンプル水の無い場合と同様にその形状を大きく変えることは無く推移した。特に、空気濃度分布では、容器上部での濃度の変化幅が小さく、BWR 相当流量と比べて容器内の混合が弱いことが示唆された。

図 3.1.5-13～図 3.1.5-16 に、ベント流量、配管内気体濃度、ヘリウム排出流量、累積ヘリウム排出量を示す。定性的には BWR 相当流量と定性的に類似した結果であるが、配管内の濃度に関しては、BWR 相当流量の結果に対してヘリウム濃度は増加し、水蒸気濃度は低下した。また、下流に向かって水蒸気濃度は低下し、ヘリウム濃度は増加する傾向が見られた。これは、低排気流量により配管内の凝縮効果が顕著に出たことによるものと考えられる。累積ヘリウム排出量に関しては、8000 秒時点でサンプル水が無い場合の方が高い値となった。流量計の検出限界により、実験終了時（250 kPa～300 kPa）における比較は不可能であるが、BWR 相当流量の結果から類推すると、1 気圧までベントが行われた場合は、サンプル有りの方がヘリウムの排出量は多くなると思われる。

3.1.5.3. 本節のまとめ

サンプル水の減圧沸騰がヘリウム移行挙動に与える影響を把握することを目的として、ベント高さ位置が比較的高い条件において、サンプル水の有無とベント流量をパラメータとしたベント実験を実施した。ベント高さ位置はヘリウム成層の内部に位置する。その結果、サンプル水の減圧沸騰により、容器内雰囲気の水蒸気に置換される様子が見られた。ベントガス内も高水蒸気濃度となるため、ヘリウム排出流量はサンプル水が無い場合と比べ一時低下したが、排気時間が長時間となるため、ヘリウムの総排出量はサンプル水が有る場合の方が大きいことが示された。また、減圧沸騰による蒸気流が成層を押し上げる効果は、サンプル水とベント配管の位置関係に影響されることが示された。流量を低下させた場合は、過渡変化が緩やかになり、容器内の混合が弱くなることが示唆された。

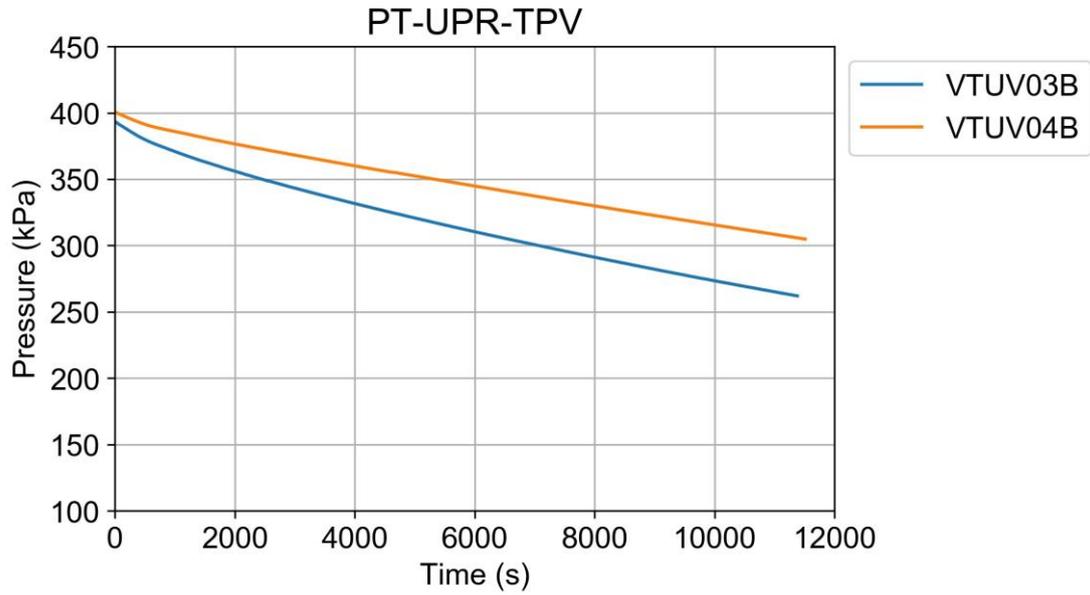


図 3.1.5-10 PWR 相当流量の圧力履歴

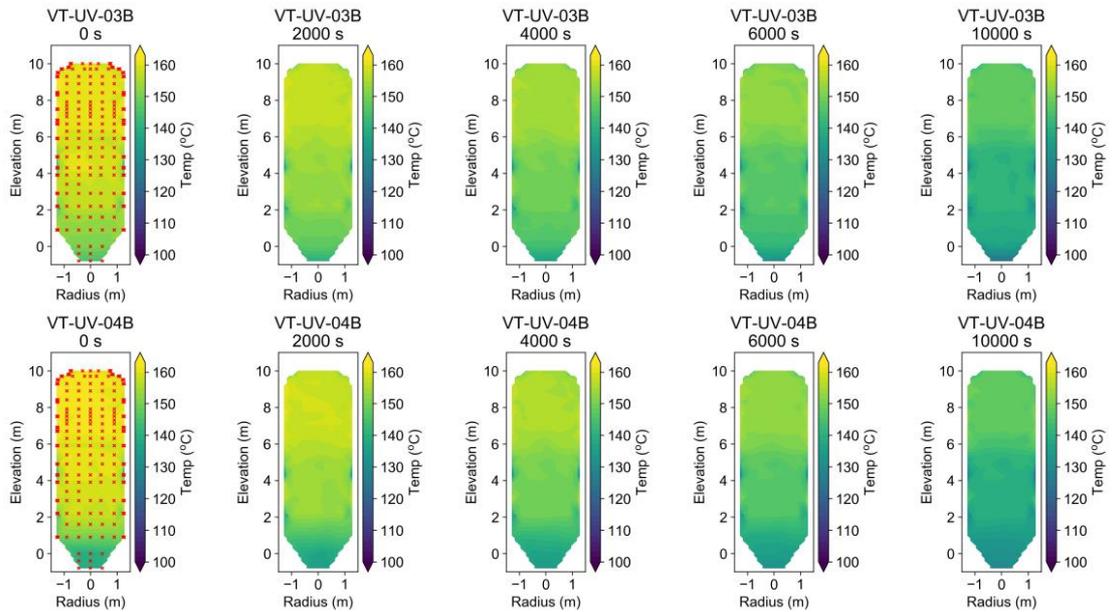


図 3.1.5-11 PWR 相当流量の温度コンタ（上：サンプル水無し、下：サンプル水有り、赤点は測定点位置）

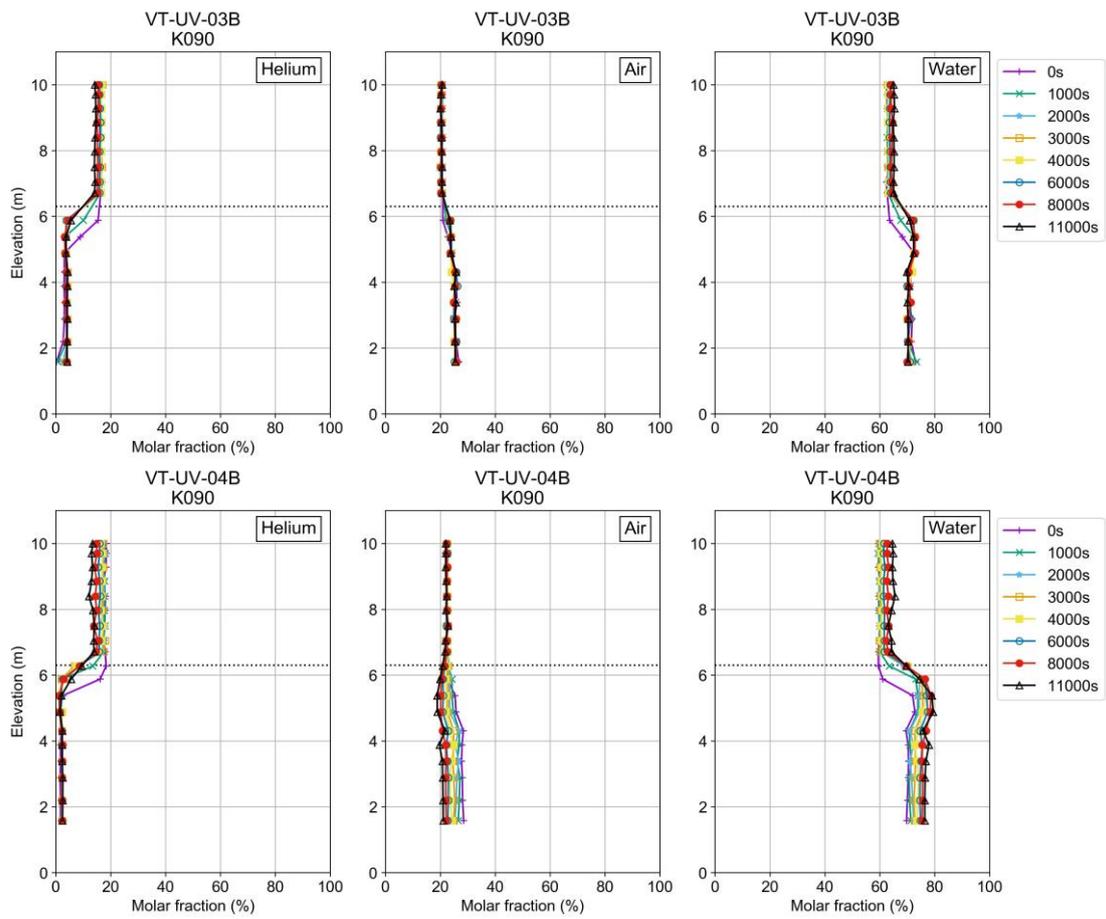


図 3.1.5-12 PWR 相当流量の濃度分布 (上：サンプル水無し、下：サンプル水有り)

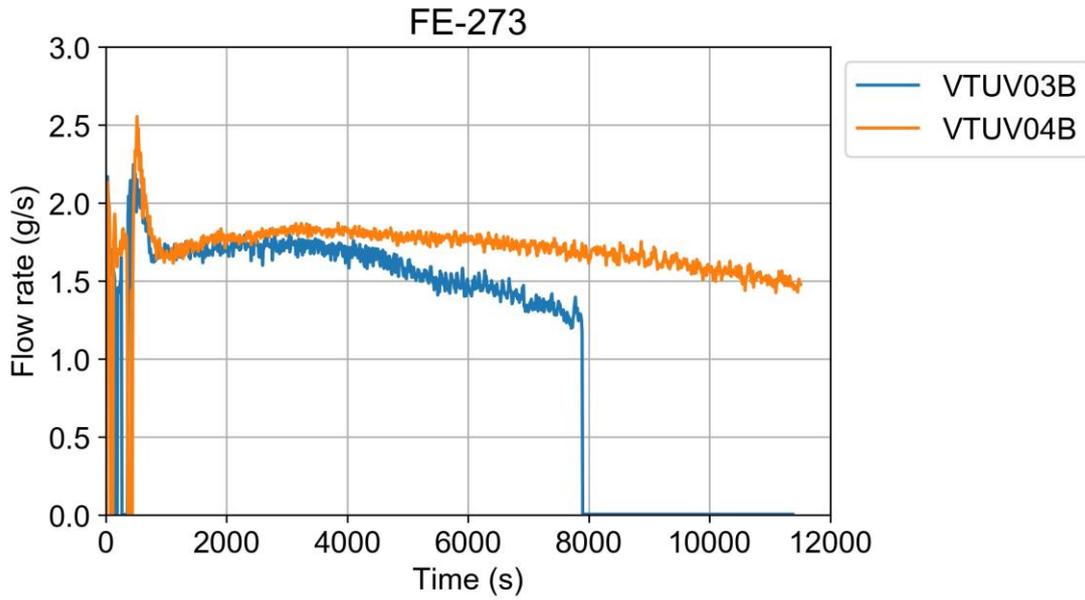


図 3.1.5-13 PWR 相当流量のベント流量

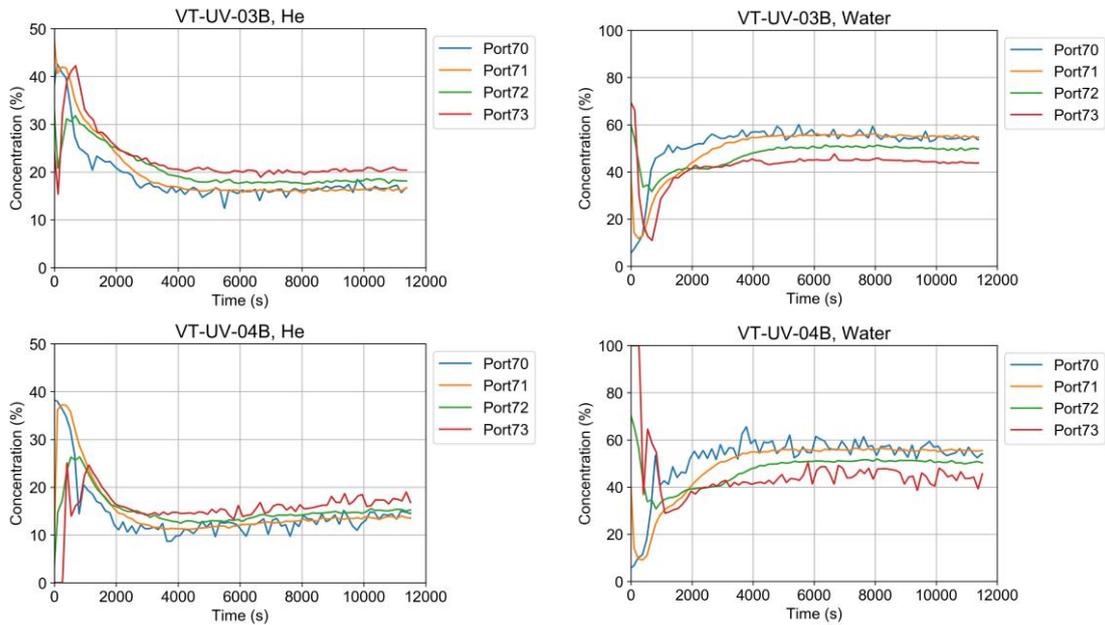


図 3.1.5-14 PWR 相当流量のベントライン He・水蒸気濃度履歴 (上：サンプル水無し、下：サンプル水有り)

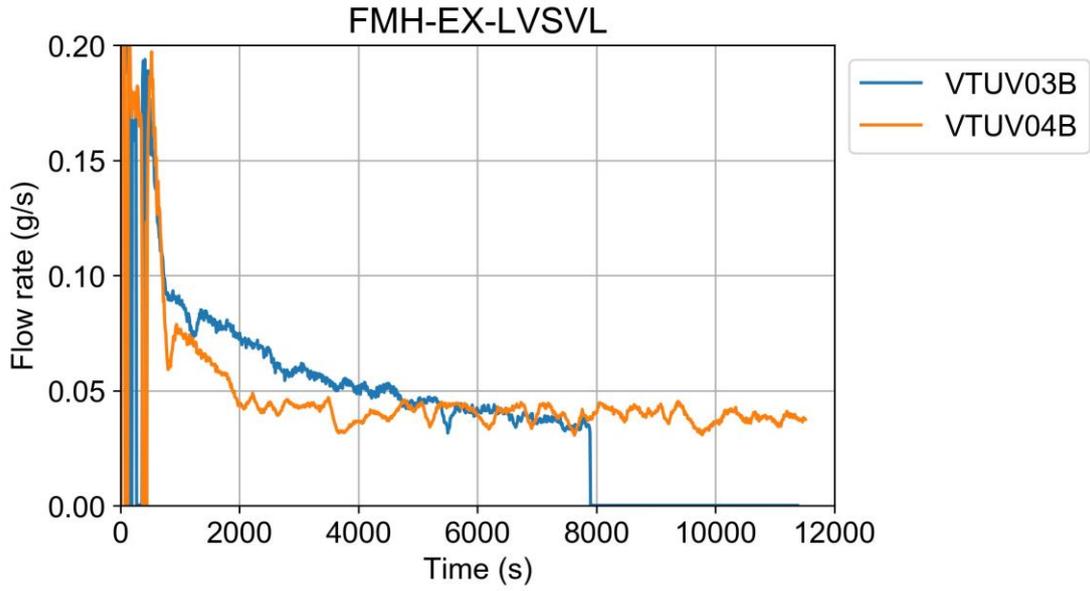


図 3.1.5-15 PWR 相当流量のベントライン He 流量

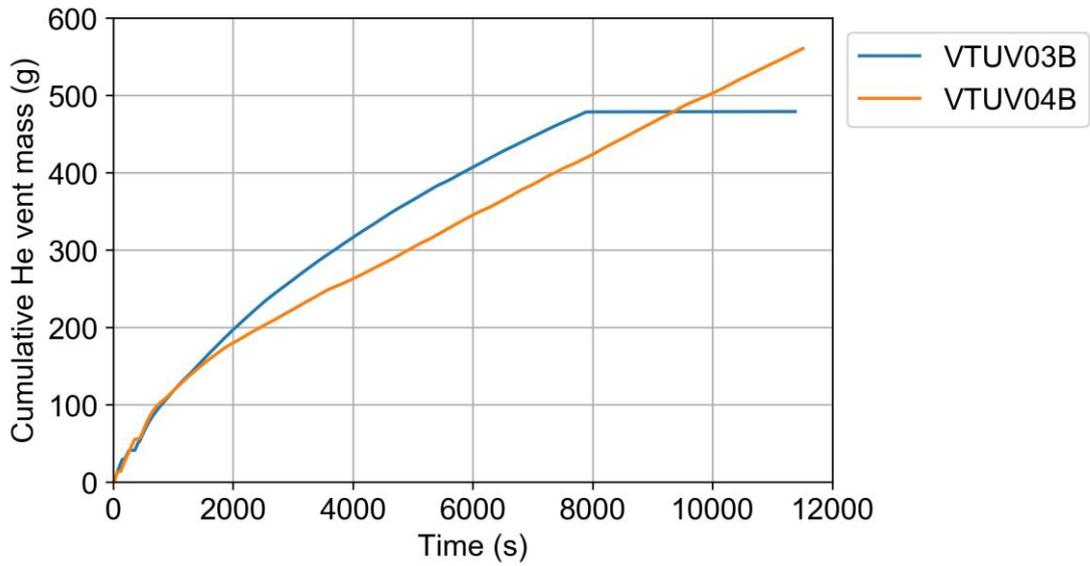


図 3.1.5-16 PWR 相当流量の累積 He 排出量

3.1.6. 蒸気凝縮駆動水素移行実験

近年、原子力発電所の安全性評価において、格納容器内の水素分布とその挙動解析は重要な研究領域として注目され、福島第一原発 3 号機における二段階の水素爆発の可能性が専門家グループによって議論されて以来[1]、事故時の水素ガスの局所的な蓄積や成層化を正確に評価することの重要性が増している。TEPSYS による GOTHIC コードを用いた解析では、格納容器上部のシールドプラグを介して水素がオペフロに漏洩し、その後 4 階に水素が移行・蓄積した可能性が指摘されている[2]。GOTHIC の結果（図 3.1.6-1a に再掲）によると、4 階で水蒸気が凝縮したことより水素濃度が上昇し、4 階における混合ガスは Saphiro 線図の可燃領域に位置していることが示されている[2]。一方で、5 階では空気（酸素）が不足しており、燃焼が起こり得ない状態が示されている。

本節では、TEPSYS による GOTHIC 解析を実験的に再現することを試みる。図 3.1.6-2 に試験の概要を示す。試験容器をバルクヘッドと称する隔壁で上下 3 か所に仕切り、これを原子炉建屋の階層とみなし、最上部（最上階）に気体（水蒸気+ヘリウム）を注入しながら、容器外側からの外面冷却により容器壁表面で水蒸気を凝縮させる。試験部容器の幾何学的形状は実際の原子炉建屋と大きく異なり、スケーリング則も部分的にしか適用されないため、本実験において厳密な事故の再現は不可能だが、ここでは、水凝縮駆動による水素移行と蓄積の現象に焦点を当て、支配的な要因（凝縮量や移流拡散）と垂直方向の気体濃度分布との関係を理解することを目的とする。実験のベースケースは TEPSYS の GOTHIC 解析の条件を参考とするが、現象理解という目的に即して、拡散から移流までの幅広い条件を考慮する予定である。図 3.1.6-1b の Saphiro 線図に示されるように 4 階の水素濃度は 5 階よりも高く、凝縮による局所的な水素の濃縮が示されており、このように、水素（ヘリウム）が供給された位置より離れたところで蓄積が生じる現象やその条件について検討する。

本実験に先立って、CFD（Computational Fluid Dynamics）を活用した予備的な解析も実施した。この数値解析では、CIGMA 装置体系を対象に、凝縮によってヘリウムがどれほど蓄積するかを評価し、実験の境界条件の設計等の検討や現象理解に役立てられる。

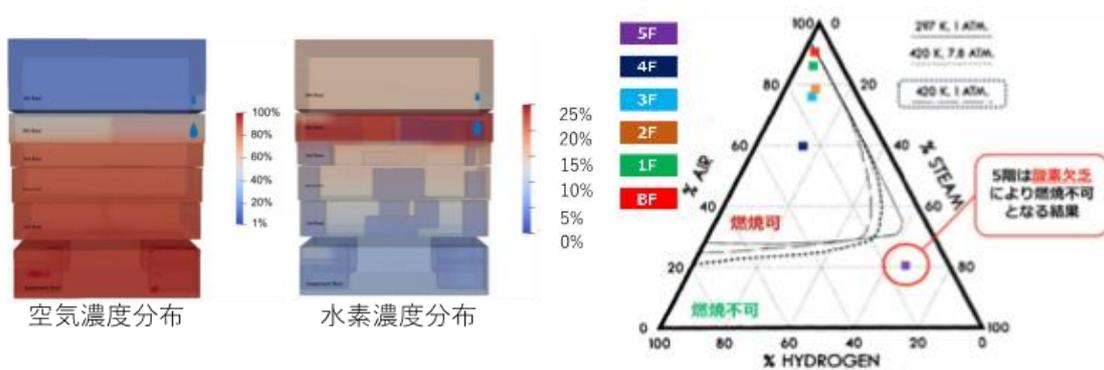


図 3.1.6-1 GOTHIC による解析結果

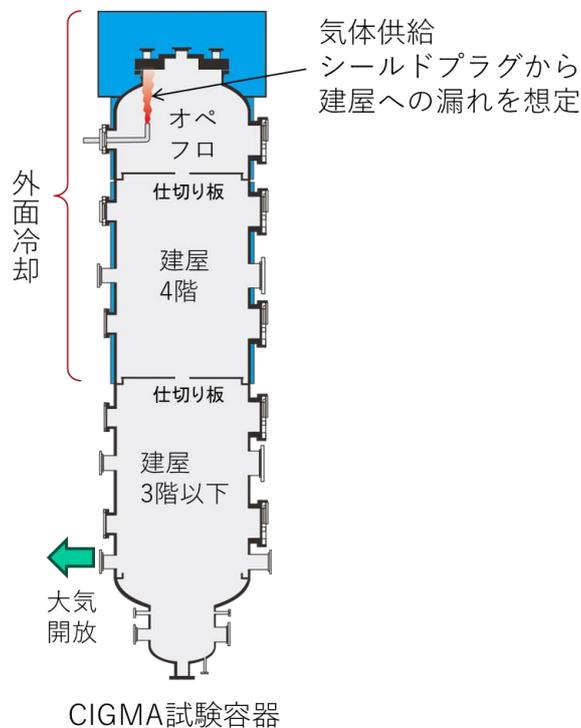


図 3.1.6-2 CIGMA による蒸気凝縮駆動ヘリウム移行実験の概要

3.1.6.1. スケーリングの検討

文献[2]によると、福島第一原発 3 号機（以下 1F3）における事故進展は約 19 時間に及び、格納容器（PCV）から建屋への気体供給流量は非常に小さい。実験では、スケーリングとして、建屋空間体積に対する供給気体の質量流量を実機解析の値に合わせることを試みたが、CIGMA 装置の流量計測に制約があり（計測可能最低流量は水蒸気=4g/s、ヘリウム=0.2g/s）、実機相当の数倍から数十倍の設定が限界であった。文献[2]で示された解析の境界条件を時間平均して単純化し、その値と比較する形で、本実験の条件を表 3.1.6-1 に示す。ここでは、シールドプラグからリークする水蒸気と水素の流量比を文献[2]の解析と

同じ約 99:1 に設定し、この条件下で CIGMA 装置の流量計の最小計測レンジで可能となる流量を設定した。その結果、実機解析の体積スケーリングの約 30 倍の流量となった。ここで体積には気体が供給される空間（実機は 5 階オペフロ空間、CIGMA 装置は最上階空間）を使用した。このような体積スケーリングは、実際の事故進展を加速した実験と位置付けることができると考えられる。一方、気体の供給エンタルピー換算では、温度を実機解析より低く設定することで約 1:6 程度に設定した。

表 3.6.1-1 体積スケーリングの検討

| 質量流量のスケーリング | | | | Vol. Scaling |
|---|--------------------|------------------------|------------------------|--------------|
| Parameter | dim. | 1F3 TEPSYS | CIGMA | |
| Volume | m ³ | 25982.2 (5th floor) | 12.3 (upper region) | |
| Steam mass flowrate | g/s | 2230 | 35 | |
| Hydrogen mass flowrate | g/s | 19.4 | 0.3 | |
| Steam mass flowrate per unit volume | g/s/m ³ | 0.086 | 2.8 | 1:30 |
| Hydrogen mass flow rate per unit volume | g/s/m ³ | 0.0008 | 0.024 | 1:30 |
| エンタルピーのスケーリング | | | | Vol. Scaling |
| Parameter | dim. | 1F3 TEPSYS | CIGMA | |
| Inlet temperature | °C | 475 | 120 | |
| Steam specific enthalpy | kJ/kg | 3436 | 2717 | |
| Steam inlet enthalpy per unit volume | kW/m ³ | 0.3 | 1.9 | 1:6.3 |

3.1.6.2. 実験条件

図 3.1.6-3 と表 3.1.6-2 に実験条件を示す。試験容器を 3 層に分割する 2 つのバルクヘッドにはそれぞれに 9 つの孔があり、中央の孔を開口部として利用する。直径は 250mm である。試験容器の内径は 2.5m であり、断面積開口部比は 1:100 である。文献[2]の 1F3 を対象とした実機解析ではこの開口比が不明だが、荷揚げハッチが開いていた場合は約 1:30、閉まっていた場合で開口部を 3 つの階段だけとした場合は約 1:165 と計算される。図 3.1.6-3 に示すように、バルクヘッド B より上方はプール及び冷却ジャケットを用いて壁面の温度境界条件を制御した。一方、バルクヘッド B の下方に位置する壁面には冷却ジャケットは存在せず、厚さ約 100mm の断熱材で覆われているため断熱境界と見なせるが、大気への放熱はある。

実験は 2 つのケース、CC-SJ-01 (ケース 1) と CC-SJ-02 (ケース 2) で構成されている。容器内の初期条件は大気圧の空気とし、注入気体は前節で検討した条件とした。注入される水蒸気とヘリウムの質量分率は約 99:1 である。ケース 1 とケース 2 の違いは、壁面温度を制御するための冷却水温度である。実機及び実機解析での建屋各階での冷却は、建屋の壁や内部構造物の持つ熱容量と外気への放熱が考えられるが、定量的な値は不明である。文献[2]の解析条件から、壁と構造材のヒートシンクを粗く見積もることは可能だが、構造材の情報は開示されておらず定量的な熱伝達量は不明であった。そこで、本実験では壁面の熱伝達量を実験パラメータと見なし、本実験の大気圧条件では比較的水蒸気凝縮が生じにくい高温の 90°C (サブクール 10°C) と低温の 50°C に冷却水温度を設定した。実際の事故状況では構造材の温度は蒸気による加熱と共に温度上昇することが考えられる。この境界壁の温度設定は気体を注入する前の初期条件として設定した。図 3.1.6-4 に試験容器内の温度初期条件を境界壁温度共に示す。冷却ジャケットでの加熱により、試験容器上部の大気圧空気は約 90°C と 50°C の均一温度に温められ、試験部下部は室温に漸近し、容器中央部のバルクヘッド位置には温度境界が形成される。

以上で設定した実験の境界条件と初期条件の効果を検証するために事前に CFD 解析を行った。序論で触れたように、CFD は GOTHIC 解析において見られた現象を CIGMA 装置で再現できるかどうかを検証するために実施し、具体的には、原子炉建屋の 4 階 (CIGMA 装置の中間階) でヘリウムが蓄積する現象を捉えることができるかを検討する。CFD 解析には OpenFOAM コードを用い、ソルバーに containmentFoam と乱流モデルとして URANS モデルを採用した。冷却領域の壁面境界条件は、固定温度 (50°C または 90°C) とした。試験容器下部の非冷却領域の境界条件は断熱条件である。凝縮モデルには、単相の 'diffusion-layer' アプローチを採用し、乱流モデルには $k-\omega$ SST を用いた。総メッシュ数は 100 万セルで、最大セルサイズは 50mm である。Case1 と Case2 の 1000 秒、2000 秒、および 3000 秒におけるヘリウム濃度の解析結果を図 3.1.6-5 に、[2]の実機解析との比較を図 3.1.6-6 に示す。Case1 及び Case2 共に最上階より下層でヘリウムの蓄積が観察された。図 3.1.6-6 では、Case1 の結果が TEPSYS 解析を定性的に再現していることを確認できる。

表 3.1.6-2 実験条件

| | CC-SJ-01 (Case 1) | CC-SJ-02 (Case 2) | 1F3 TEPSYS |
|-----------------|----------------------|----------------------|---------------|
| 初期圧力 (MPa) | 0.1 | | 0.1 |
| バルクヘッドの開口率 | 1:100 | | 1:30 |
| 射出温度 (°C) | 120 | | ~475 |
| 入口流量比 (蒸気 : H2) | 99:1 | | 99:1 |
| 蒸気質量流量 (g/s) | 35 | | ~2230 |
| ヘリウム質量流量 (g/s) | 0.3 | | ~19 |
| 注入時間 (s) | 10,000 | | 66,000 |
| プール上限温度 (°C) | 50 | 90 | unknown |
| ジャケット中間温度(°C) | 50 | 90 | unknown |
| ジャケット温度を下げる(°C) | 50 | 90 | unknown |

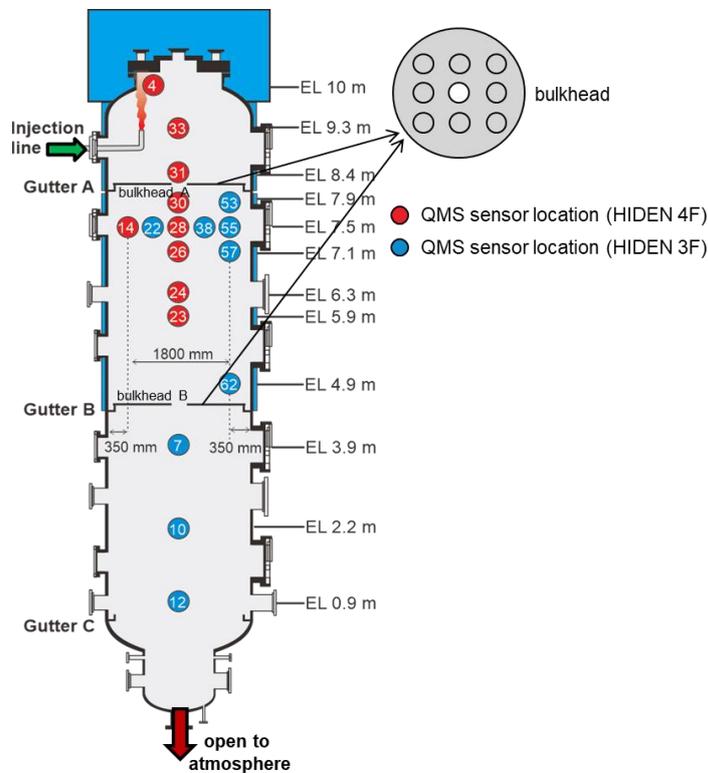
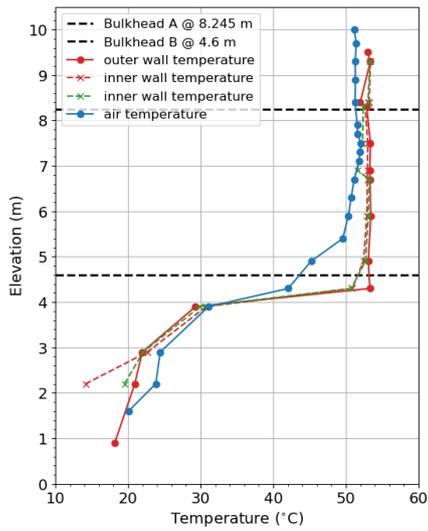
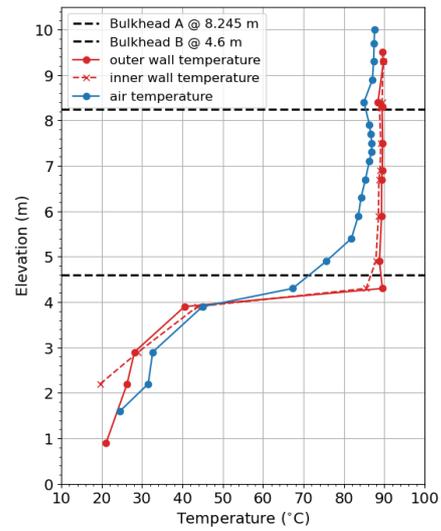


図 3.1.6-3 CIGMA 装置体系での凝縮による水素局所化に関する実験の概念図



(a) case 1



(b) case 2

図 3.1.6-4 実験開始時の壁温度およびガス温度条件

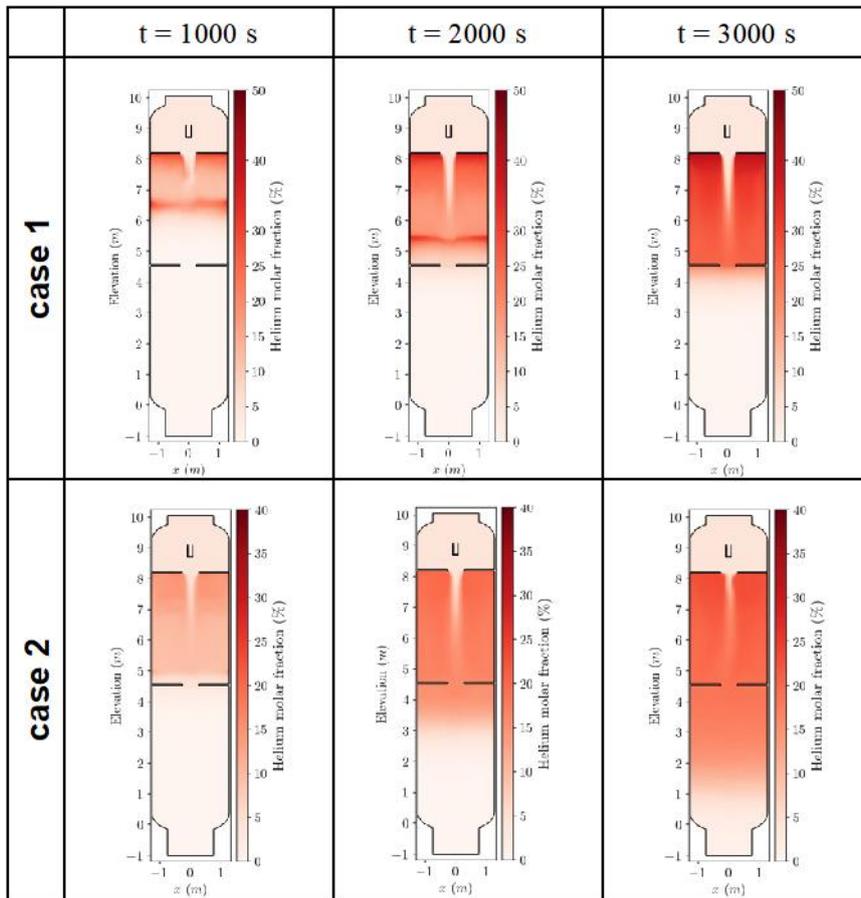


図 3.1.6-5 ケース 1 およびケース 2 における時間別ヘリウム濃度分布

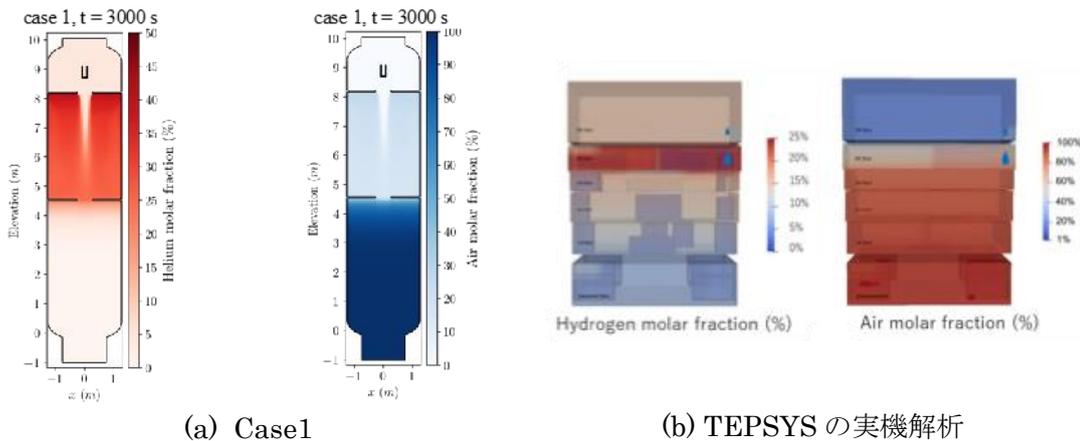


図 3.1.6-6 本 CFD 解析と GOTHIC による解析結果[2]との比較

3.1.6.3. 実験結果

最初に壁面での凝縮量について評価した。CIGMA 装置は図 3.1.6-3 で示される位置にガターと呼ばれる樋が壁面の周方向に沿って設置されており（設置位置はバルクヘッドの位置と整合する）、壁面で凝縮した水はガター A、B、C で収集され、別途設けた容器に移送され、その水位変化で凝縮量を計測できる。図 3.1.6-7 は Case1 および Case2 における凝縮水量の変化を示し、図 3.1.6-8 は凝縮水量から求めた潜熱を示している。Case 1（水温 50℃）ではほぼ全ての蒸気が容器の上半部で凝縮し、Case2（水温 90℃）では上半部での凝縮は少なく、蒸気とヘリウムの混合気体は容器の底部にまで移行する結果となった。最下部では、初期室温の構造材の熱容量と自然放熱により凝縮が進行する。図 3.1.6-8 に示すように、凝縮による除熱量（潜熱）の時間変化は小さくほぼ一定であった。

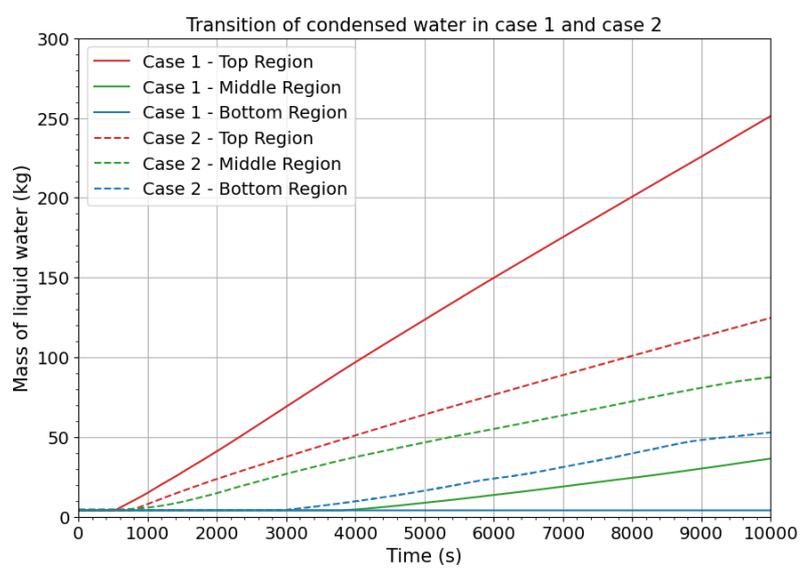


図 3.1.6-7 ケース 1 とケース 2 における凝縮水量

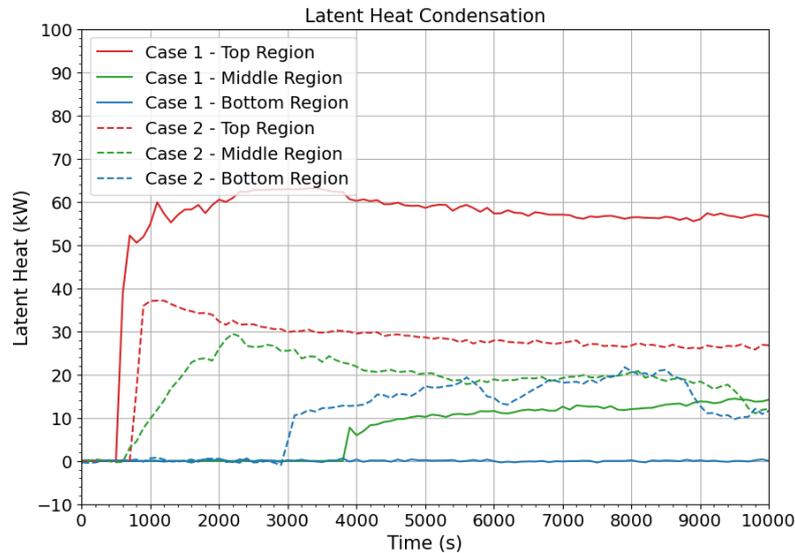


図 3.1.6-8 ケース 1 とケース 2 の潜熱による除熱評価

図 3.1.6-9 と図 3.1.6-10 に実験期間中のヘリウム濃度と空気濃度の鉛直方向分布の 2000 秒ごとの時間変化を示す。いずれのケースにおいても、供給されたヘリウムが大気開放されている容器の底部に向かって移動する様子が観察される。Case1 においては、中間階までに顕著な凝縮が生じ、その上部でヘリウムが蓄積し明確な成層が形成される。これに対し Case2 では、ヘリウムがより下層にまで達しており、凝縮が少ない条件下で蒸気と共にヘリウムが下層へと運ばれることが示される。図 3.1.6-9 では、ヘリウムが時間の経過とともにどのように分布を変えていくかを視覚的に追跡できる。初期ヘリウム濃度は 0%均質状態から始まり、実験が進行するにつれて、冷却され水蒸気凝縮が発生している部分でヘリウム濃度が増加する様子が見られる。一方、図 3.1.6-10 の空気の挙動は、初期に 100% から始まり、空気より軽い蒸気とヘリウムの混合気体が容器上部に供給されることで密度の重い空気は供給ガスと有意に混合することなく下部に掃気され、容器上部の空気は 10% 以下に低下していく。この挙動は、実験条件や環境因子がヘリウム及び空気の分布に及ぼす影響を明確に示している。

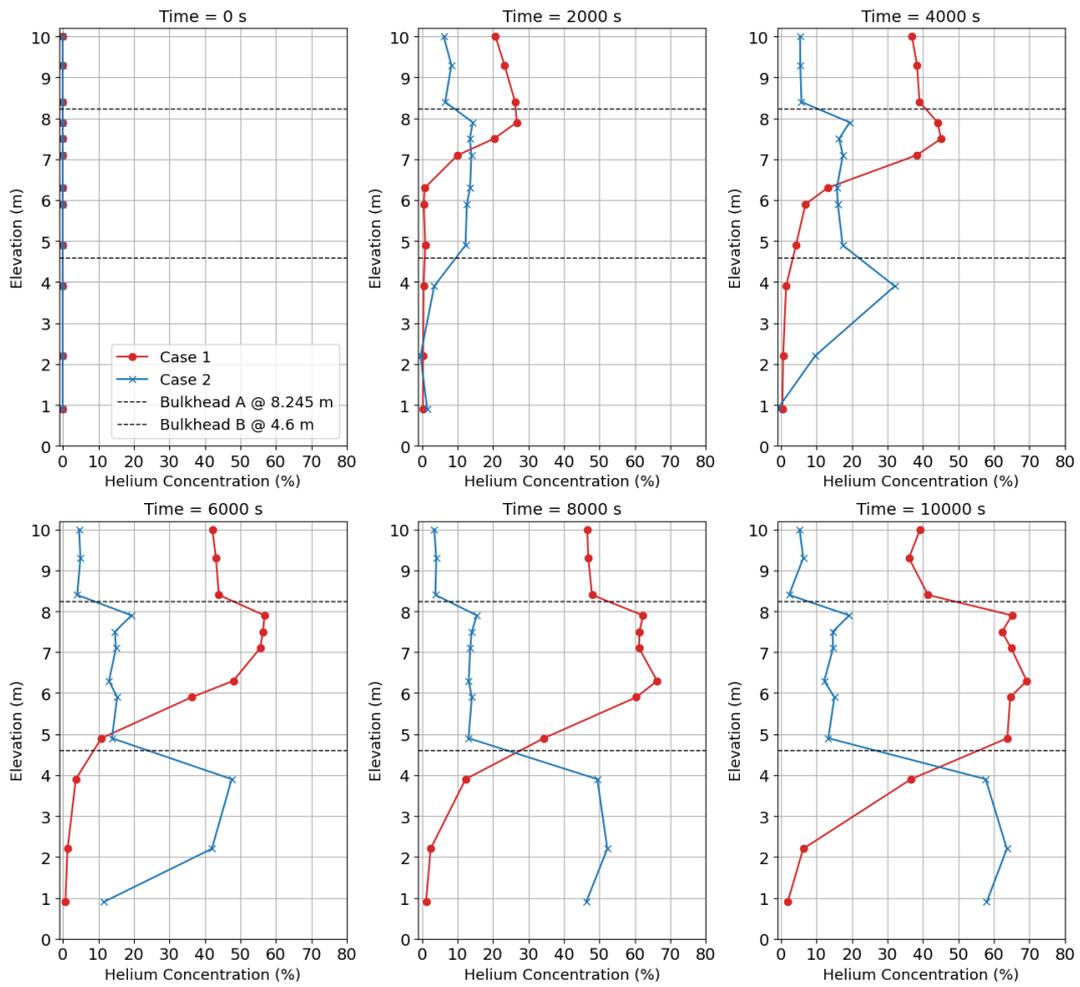


図 3.1.6-9 ヘリウム濃度の鉛直方向分布の時間変化

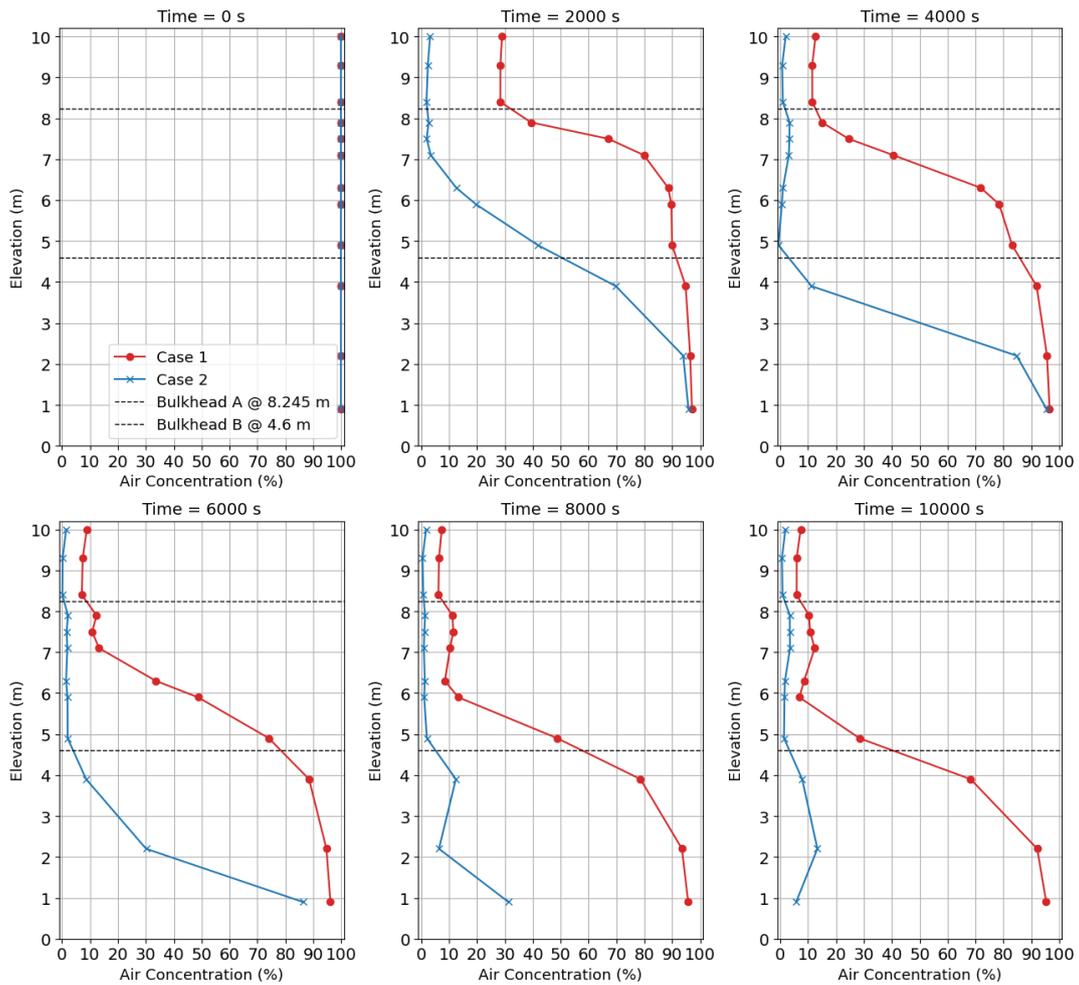


図 3.1.6-10 空気濃度の鉛直方向分布の時間変化

図 3.1.6-11 に、高さ 9.3m、7.1m、0.9m における 100 秒ごとの混合ガス濃度を Shapiro 三元図上に示した。ヘリウムの濃度は換算せずにそのままの濃度を載せた。ヘリウムは可燃性ガスではなく、水素と密度も違うため、この結果をもって燃焼の可能性を論じることができないが、参考情報として提示する。本結果において、仮にヘリウムを水素だと見なせば、Case1 の高さ 7.1m（中間領域）では、2000 秒と 4000 秒の時点で混合物の濃度が可燃領域内に位置していることになる。一方、Case2 では、上部および中間領域で可燃領域の外に位置しており、 $t = 2000$ 秒で、底部領域においてガス混合物は可燃領域内に入る。

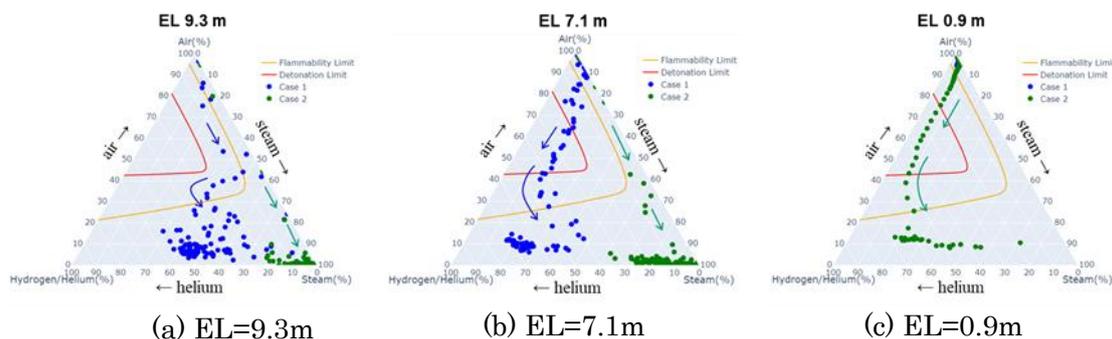


図 3.1.6-11 異なる高さにおける混合ガス濃度変化と可燃領域の位置

図 3.1.6-12 は、実験終了の 10,000 秒までの 2000 秒ごとの温度コンター図を示す。実験条件に記載したように、初期状態 ($t = 0$ s) ではバルクヘッド B の上部の流体 (空気) は壁温度にほぼ等しく、Case1 では 50°C 、Case2 では 90°C に設定されている。蒸気注入により上部領域の温度が上昇し、その後、下部領域においても温度の上昇が伝播する。Case1 では、温度上昇が上部と中間領域にのみで観察され、下部領域では温度上昇が見られない。これは、蒸気が主に上部と中間領域で凝縮されるため、下部領域に蒸気が運ばれないことを示唆している。Case2 では、上部および中間領域での凝縮が少なく、下部領域においても温度上昇が観察される。つまり、Case2 では、注入ガスと境界壁の温度差が Case1 ほど大きくない場合に、容器全体で凝縮が発生していることが確認できる。

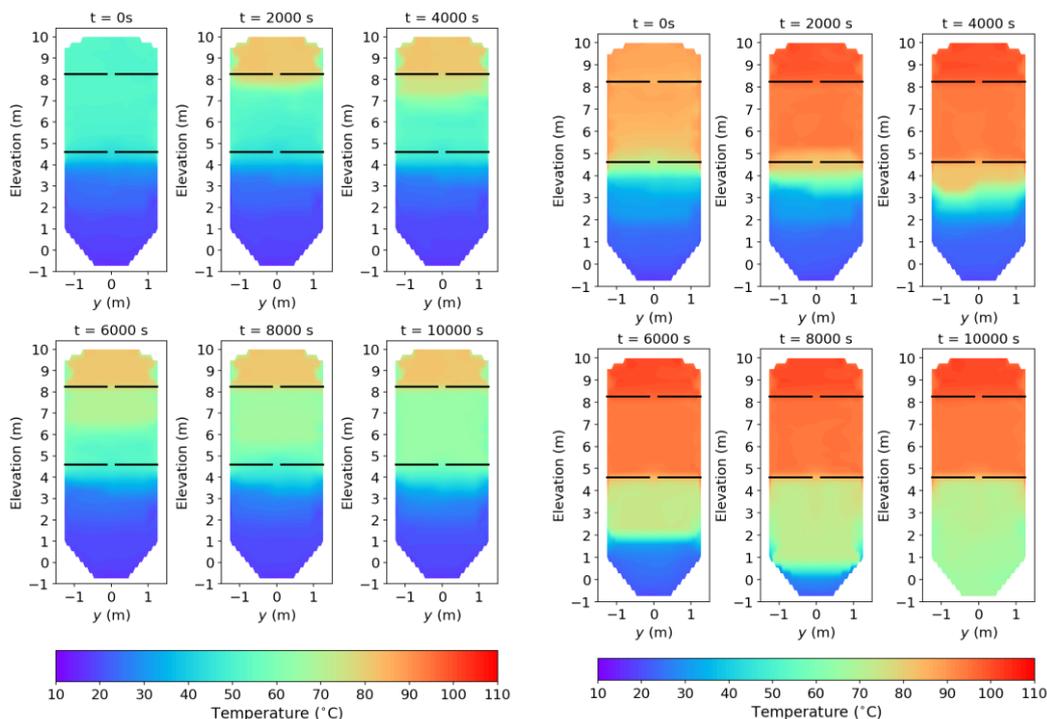


図 3.1.6-12 温度コンター図の時間変化

3.1.6.4. 本節のまとめ

CIGMA 装置における蒸気の供給と凝縮によるヘリウムの輸送と蓄積についての実験を実施した。実験の境界条件は、文献[2]の TEPSYS による実機解析の条件を参考に、装置の制約のもと体積スケーリングにより決定した。実験条件の有用性を確認するために実験に先立って CFD 解析も実施した。その結果、注入気体は容器体積比で、実機解析の約 30 倍、エンタルピー換算で 6 倍の条件設定とした。一方、壁面冷却の境界条件は温度 90℃と 50℃を採用し、CC-SJ-01 (Case1) と CC-SJ-02 (Case2) として実施した。壁の冷却条件によってヘリウムの蓄積に差異が生じ、強い冷却条件下では上層および中層でのヘリウムの蓄積が顕著になり、弱い冷却条件下では、ヘリウムは容器の最下層まで達することが観察された。ヘリウムの蓄積は、供給される蒸気・ヘリウムの量、拡散の効果、そして冷却のバランスによって決定されると考えられる。実験結果は、蒸気・ヘリウムが供給される空間から離れた領域で、ヘリウムや空気の蓄積が生じる可能性があることを定性的に示した。これらの観察は、格納容器内の事故時挙動の理解を深め、将来的な安全対策に向けた評価に寄与する重要な知見を提供するものである。

3.1.7. CIGMA 装置の追設

本年度は以下の 2 項目に関して、CIGMA 装置の追設を実施した。

- 電源及び制御モニタの更新・熱交換器電源盤の塩害対策

CIGMA 装置のモニタに常時表示されていた異常警報について、原因究明と対策を実施した。また、CIGMA 装置に付属している外部熱交換機の電源盤について塩害防止対策を実施した。

- バルクヘッドの製作

3.1.6 章に示した実験を実施するため、バルクヘッドの追加製作を実施した。

3.2. 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、CFD 解析を用いて、モデルの改良及び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 解析で得られた結果の可視化や統計量から、現象を理解することも進めてきた。表 3.2-1 に、本事業に関連する CFD 解析を用いた研究項目を現象ベースで整理する。表中の塗りつぶされていない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、灰色で塗りつぶされた箇所は、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、及び外面冷却に関連する現象に関して、本事業において一定の成果を創出してきた。一方、現時点で不十分な CFD 解析評価として、トップヘッドフランジ過熱が挙げられる。トップヘッドフランジ過熱に関しては、昨年度、流体-構造体熱連成解析のための入力データ作成、試計算を行ったが、特に固体壁温度が実験結果と定量的に一致せず、熱が試験容器内部に滞留していたことが課題となった。

以上より、本年度は、トップヘッドフランジ過熱に関しては、昨年度作成した入力データを元に熱連成解析ソルバの熱伝達境界条件調査及び解析検証を行った。

表 3.2-1 本事業における CFD 解析の実績と現状

| | 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 | ○ 壁及びそ 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 | — スプレイ 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 | | |

白色 ○：重要、△：場合によっては重要、—：あまり重要ではない、☆：特別
 灰色 ○：実績多い、△：実施中もしくは実績少ない、×：実績なし

3.2.1. トップヘッドフランジ過熱実験に関する熱連成解析検証

3.2.1.1. 目的

シビアアクシデント時に原子炉一次系から噴出した高温蒸気により、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がある。特に、格納容器トップヘッドフランジでは、高温蒸気によりガスケットが脆化し、過温破損に至る可能性が懸念される。現象の詳細を理解するため、昨年度、高温に加熱された蒸気注入により、CIGMA 試験容器のトップヘッドフランジを過熱させる実験 (JT-SJ-19) 及び CFD 解析の入力データ作成を実施した。JT-SJ-19 は、120 °C に加熱した試験容器中に温度 120 °C 以上の高温蒸気を噴入し、壁面も自然放熱での冷却のため、壁面では非凝縮の単相流条件である。実験条件の中で最も CFD 解析との比較は容易であるため、これを解析対象として選択した。本年度は、流体-固体熱連成解析で用いられている熱伝達境界条件の調査及び昨年度作成した入力データを元に解析検証を実施した。

3.2.1.2. 熱連成解析ソルバの熱伝達境界条件調査

OpenFOAM に実装されている乱流モデル Shear Stress Transport (SST) $k-\omega$ モデルに関する熱伝達境界条件について、ソースコードの調査を行い、用いられているモデル式等について整理した。また、熱伝達境界条件について文献や他の商用 CFD ソフトウェア (ANSYS Fluent 及び Siemens STAR-CCM+) についても調査を行い、モデルの比較を行った。

3.2.1.2.1. OpenFOAM の熱伝達境界条件

流体-固体熱連成解析において重要となる自動算出した熱伝達係数を用いて壁面熱流束を算出する境界条件を対象として調査を行った。OpenFOAM の流体-固体熱連成解析に対応したソルバ `chtMultiRegionFoam` では、流体-固体間の熱伝達境界条件として以下のものが実装されている。

`compressible::turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed`

`compressible::turbulentTemperatureRadCoupledMixed`

前者はふく射を考慮しない場合、後者はふく射を考慮する場合に用いる。熱伝達係数は変数 `alphat` によって定義され、これを解析結果及び導入仮定から自動算出するものとして以下が実装されている。

`compressible::alphatWallFunction`

`compressible::alphatJayatillekeWallFunction`

`alphatWallFunction`: 境界条件での入力パラメータとして乱流 Prandtl 数 Pr_t を設定し、壁面に隣接するセルの物理量 (渦粘性係数 ν_t 、比熱 C_p) を用いて熱拡散率 α_t を算出し、これを基に壁面での熱流束 q を算出する。すなわち、

$$\alpha_t = \frac{v_t}{Pr_t} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \quad (3.2.1-1)$$

$$q = -\rho C_p \alpha_t \frac{dT}{dy} \quad (3.2.1-2)$$

ここで、 λ は熱伝導率、 ρ は密度、 dT/dy は温度勾配である。従って、熱伝達係数 h は、

$$h = \frac{q}{dT} \quad (3.2.1-3)$$

alphaJayatillekeWallFunction: 壁関数を基に熱伝達係数を算出し、熱流束を算出する。使用する壁関数は標準壁関数であり、粘性底層 ($y^+ < y_T^+$, y^+ : 摩擦速度で規格化した壁からの無次元距離、 y_T^+ : 熱伝導底層の厚さ) に対しては、分子熱伝導のみを考慮して、

$$T^+ = Pr y^+ \quad (3.2.1-4)$$

ここで、 T^+ は対流および伝熱部分の無次元温度、 Pr は分子 Prandtl 数である。対数則領域 ($y^+ > y_T^+$) では、

$$T^+ = Pr_t \left[\frac{1}{\kappa} \ln(E y^+) + P \right] \quad (3.2.1-5)$$

ここで、 Pr_t は乱流 Prandtl 数、 κ は von Karman constant (= 0.41)、 E は実験定数 (= 9.8)、 P は Jayatilleke[5]によって与えられた次式により、粘性底層と対数領域が交差する速度を制御し、粘性底層の式と対数領域の式の交点で使用する式を切り替える。

$$P = 9.24 \left[\left(\frac{Pr}{Pr_t} \right)^{3/4} - 1 \right] \left(1 + 0.28 e^{-0.007 Pr / Pr_t} \right) \quad (3.2.1-6)$$

3.2.1.2.2. 商用 CFD ソフトウェアの熱伝達境界条件

前節の OpenFOAM に加え、代表的な商用 CFD ソフトウェアである ANSYS Fluent 及び Siemens STAR-CCM+の熱伝達境界条件の調査も実施した。調査の結果、2つのソフトウェアでは同じ熱伝達境界条件が使用されていることが確認できた。使用されている熱伝達境界条件は OpenFOAM と同じ標準壁関数及び以下の Kader[6]による壁関数である。Kader[6]の壁関数は、壁法則を一般化し、壁近傍領域全体 (粘性底層、遷移領域、及び対数領域) に適用可能な単一の壁法則として定式化したものである。

$$T^+ = e^\Gamma Pr y^+ + e^{1/\Gamma} Pr_t \left[\frac{1}{\kappa} \ln(E y^+) + P \right] \quad (3.2.1-7)$$

ここで、内挿関数 Γ は、

$$\Gamma = - \frac{0.01c(Pr y^+)^4}{1 + \frac{5}{c} Pr^3 y^+} \quad (3.2.1-8)$$

$$c = e^{f-1} \quad (3.2.1-9)$$

ここで、 f は壁面粗さを表すラフネス関数である。Fluent では、壁面粗さを考慮しないため、 $f=1$ である。式 3.2.1-7 の右辺第一項、第二項は、それぞれ標準壁関数の粘性底層及び

対数領域の式である。図 3.2.1-1 に示すように、標準壁関数では、粘性底層の式と対数領域の式の交点で使用する式を切り替えるのに対し、Kader[6]の壁関数では粘性底層から対数領域に遷移する緩和層を滑らかに内挿している。緩和層は粘性底層から対数領域に遷移する領域であり、その両方の特性が混在した状態になると考えられるため、Kader[6]の壁関数の方が適切であるといえる。一方、粘性底層の $3 < y^+ < 5$ の範囲で 2 つの壁関数に差異が生じており、標準壁関数の方が適切である。以上から、壁面境界において第一格子点が緩和層に入ることがある場合には、Kader[6]の壁関数、粘性底層内にある場合には標準壁関数を用いるのが適切であると考えられる。

SST $k-\omega$ モデルは低 Reynolds 数型の乱流モデルであり、計算格子については、第一格子点は粘性底層内に入ることが重要となる。以上から、SST $k-\omega$ モデルに対する熱伝達境界条件は標準壁関数を使用した。

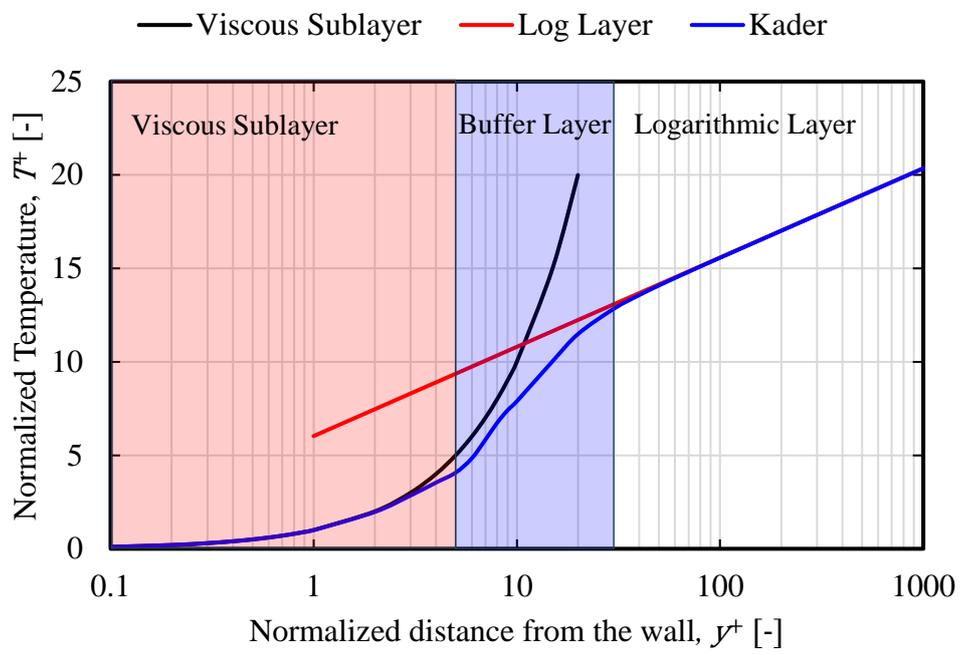


図 3.2.1-1 壁近傍領域における温度場壁関数

3.2.1.3. 解析概要

3.2.1.3.1. 解析体系

図 3.2.1-2 にトップヘッドフランジ高温噴流実験の概略図、図 3.2.1-3 に解析で着目した熱電対位置及び蒸気ノズル位置を示す。熱電対のシース径は 1.6 mm であり、図 3.2.1-3 に示した位置のトップヘッドフランジ固体壁表面に先端 3 mm が溶接されている。図 3.2.1-4 は実験体系模擬した解析体系である。CIGMA 試験容器体系の上部にトップヘッドフランジに相当する固体領域を追加した。灰色で示す部分は流体領域であり、赤色で示す部分は固体領域である。つまり、赤色で示す上部の蓋部分熱伝達の解析対象とすると共に壁内の熱伝導計算も行うが、それ以外の容器壁は後述するように熱伝達相関式を与えてヒートシンクとして見なし、壁内熱伝導計算は行わない。実際のトップヘッドフランジには、上部に 5 つの小フランジが設置されているが、再現するには非常に小さいため、形状影響は受けにくいと判断し、これらを模擬しなかった。また、試験容器内に設置された蒸気ノズルは、その形状を再現せず、図 3.2.1-5 に示すように、蒸気ノズル位置に孔径 41.2 mm と等しい面積になる流入境界を内部境界面で作成した。

3.2.1.3.2. 解析ソルバ

解析では、OpenFOAM-8 に既実装されている流体-固体熱連成解析用ソルバである chtMultiRegionFoam を用いて、共役熱伝達解析 (Conjugate Heat Transfer, CHT) を実施した。密閉容器内の空気に蒸気噴流を噴入することから、流体-固体の熱連成解析機能に加え、圧縮性流体、多成分ガスを扱うが、解析体系内の質量が変化する現象を計算する際には、圧力波の伝播を考慮することになるため、計算が不安定になる。そのため、圧力波の伝播は考慮しないようにソルバの修正を行った。離散化スキームは、速度、エネルギーは線形風上差分 (二次精度風上差分)、化学種は線形補間 (Total Variation Diminishing (TVD) 制限) とした。

試験容器内の初期条件は、大気圧、120 °C の空気とした。容器に噴入する流体は蒸気、質量流量は 0.07 kg/s の一定値とし、図 3.2.1-6 に示すように噴入する蒸気温度は実験値を基に時系列データで設定した。流体 (蒸気、空気) の物性値は、蒸気噴入による温度変化が生じるため、温度依存性を考慮した値を用いる。図 3.2.1-7 及び 3.2.1-8 のように比熱を JANAF 熱物性値で与え、粘性係数を Sutherland の式で設定した。

図 3.2.1-4 の赤色で示した蓋部分以外の容器壁面には、外気温度 25 °C、水平上向き加熱円板に対する以下の相関式[7]より算出される熱伝達係数 8.6 W/(m² K)から熱流束を算出する境界条件を用いた。

$$Nu_m = \frac{h_m D}{\lambda} = 0.16 Ra_D^{1/3} \quad (4 \times 10^7 < Ra_D < 3 \times 10^{10}) \quad (3.2.1-10)$$

ここで、 Nu_m は円板の平均 Nusselt 数、 h_m は平均熱伝達率、 D は円板直径、 λ は熱伝導率、 Ra_D は円板直径にもとづく Rayleigh 数であり、

$$Ra_D = \frac{g\beta\Delta TD^3}{\nu} \quad (3.2.1-11)$$

と定義される。ここで、 g は重力加速度、 β は体膨張係数、 ΔT は物体表面温度と流体温度差、 a は熱拡散率、 ν は動粘性係数である。

このソルバの固体領域と流体領域の境界面（界面）には、Dirichlet–Neumann カップリングと呼ばれている最も一般的な手法が使用されている。すなわち、Neumann 境界条件は境界上の法線方向勾配を規定し、Dirichlet 境界条件は境界上の値を規定したものであり、その二つを組み合わせた境界条件である。図 3.2.1-9 に示すように接触する流体と固体のセルを考える。Dirichlet-Neumann カップリングでは、温度と熱流束の連続性を満たすように、流体セルの界面温度 T_f 、固体セルの界面温度 T_s 、界面の温度 T_{int} の間に $T_f = T_s = T_{int}$ の関係が成り立ち、流体側からの熱流束 q_f 、固体側からの熱流束 q_s の間に $q_f = q_s$ の関係が成り立つ。すなわち、

$$\lambda_f \frac{dT_f}{dn} = -\lambda_s \frac{T_s}{dn} \quad (3.2.1-12)$$

$$\lambda_f \Delta_f (T_{cf} - T_f) = -\lambda_s \Delta_s (T_{cs} - T_s) \quad (3.2.1-13)$$

$$\lambda_f \Delta_f (T_{cf} - T_{int}) = -\lambda_s \Delta_s (T_{cs} - T_{int}) \quad (3.2.1-14)$$

ここで、 λ_f 、 λ_s は、それぞれ流体と固体の熱伝導率、 $\Delta_f = 1/\delta_f$ 、 $\Delta_s = 1/\delta_s$ であり、 δ_f 、 δ_s は、固体領域と流体領域それぞれのセル中心と界面間の距離、 T_{cf} 、 T_{cs} は、それぞれ流体セル、固体セルの中心温度である。OpenFOAM では、固体壁温度は流体の Dirichlet 境界条件で決まり、流体熱流束は固体の Neumann 境界条件で決定される[8]。

固体（鉄、Fe）の物性値は、モル質量 55.8 g/mol、熱伝導率 16 W/(m K)、比熱 499 J/(kg K)、密度 7920 kg/m³とした。ガasket接触部、外壁面では、熱抵抗が十分大きいと考えられることから、断熱境界条件を適用した。

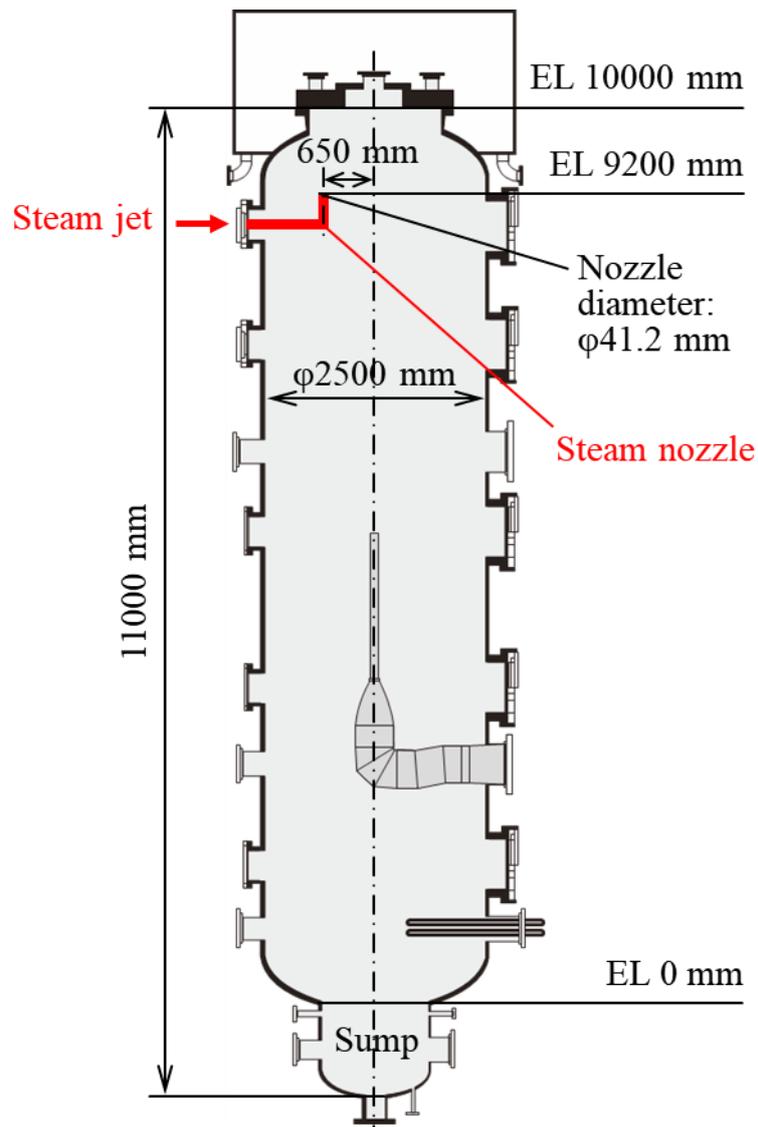


図 3.2.1-2 トップヘッドフランジ高温噴流実験の概略図

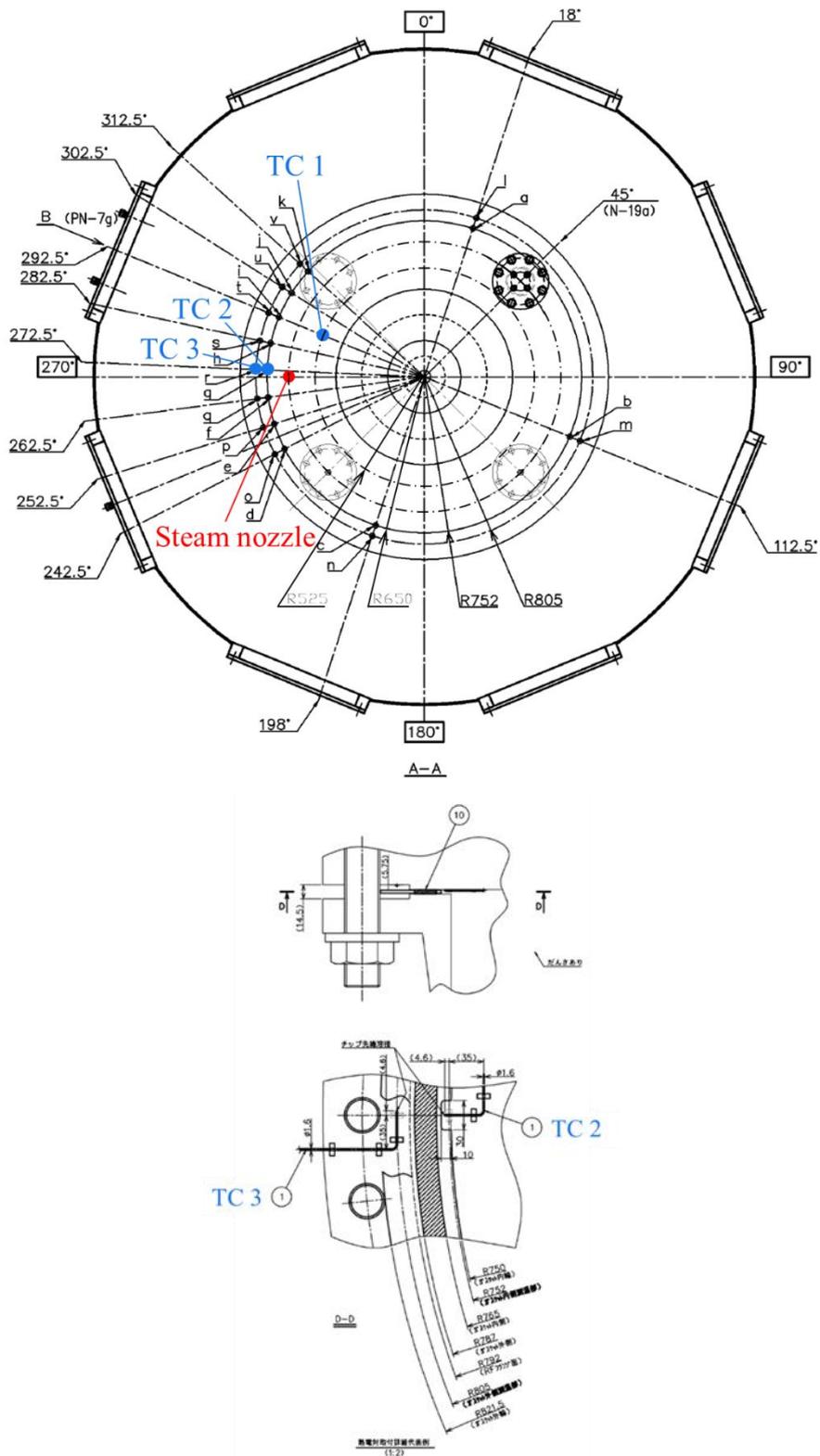


図 3.2.1-3 (上) トップヘッドフランジ平面図 (上部プール断面図) (中) ガスケット部断面図 (下) ガスケット部平面図 (青丸は今回着目した熱電対、赤丸は過熱蒸気のノズル位置)

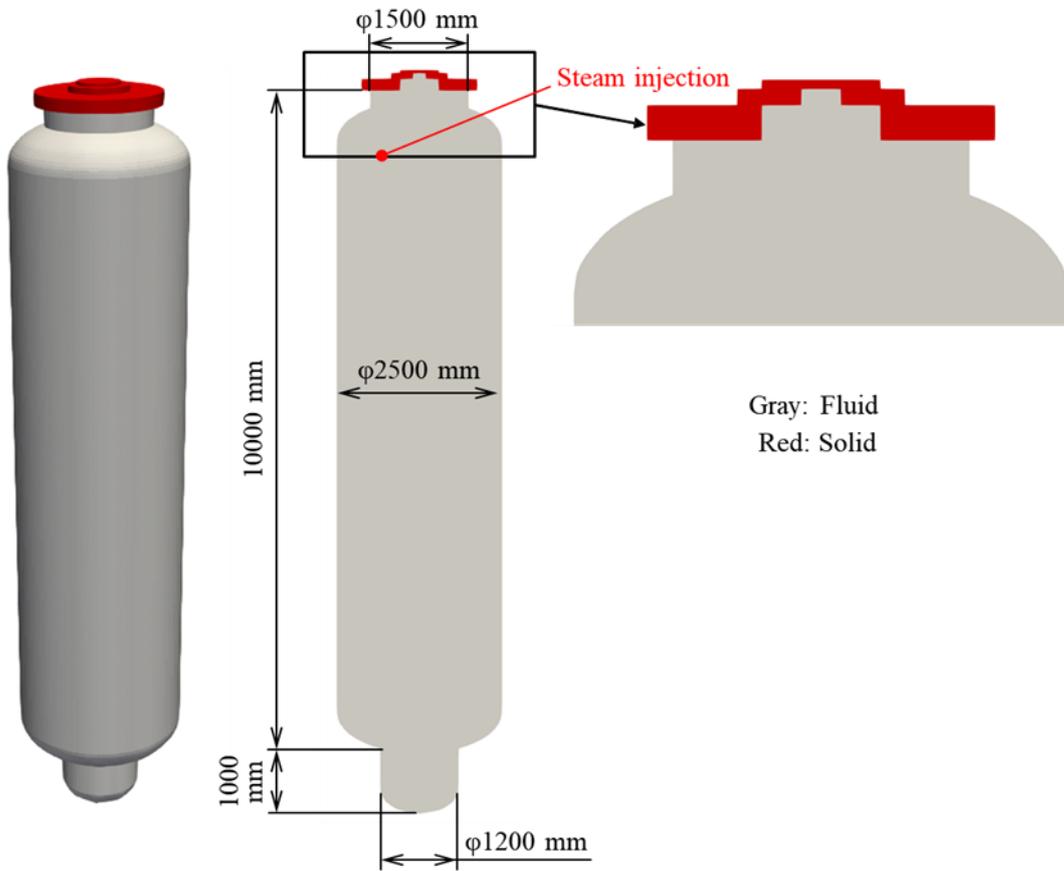


図 3.2.1-4 解析体系

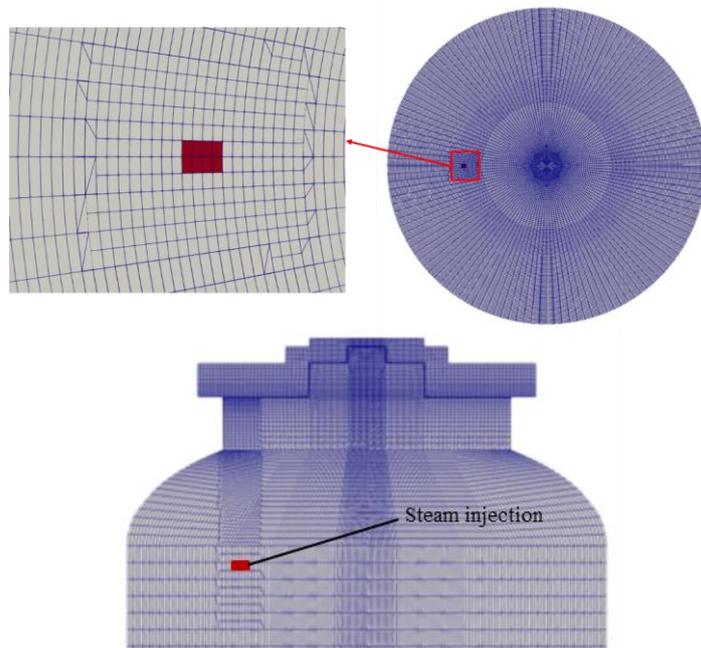


図 3.2.1-5 蒸気ノズルの模擬

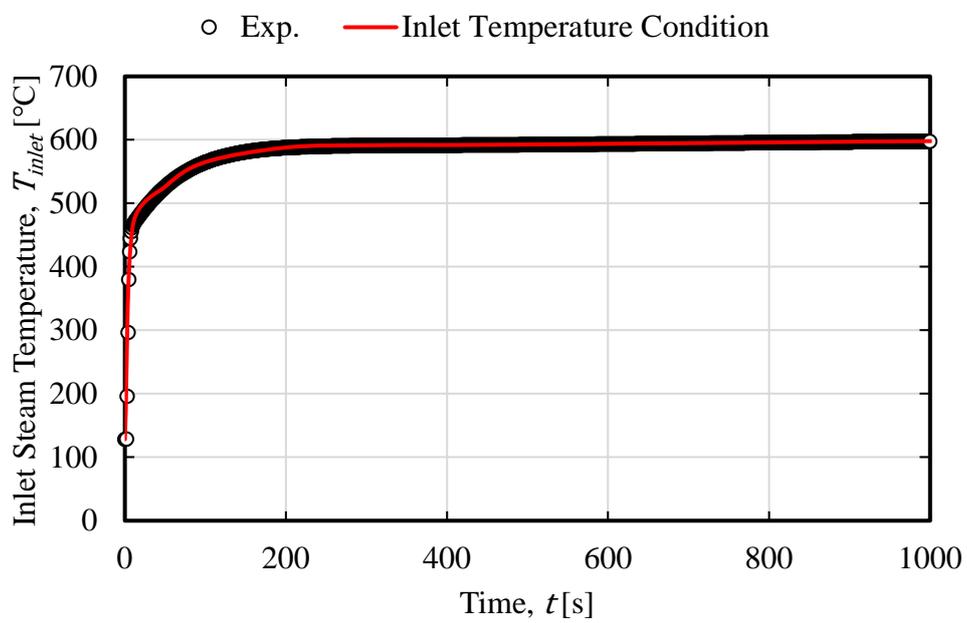
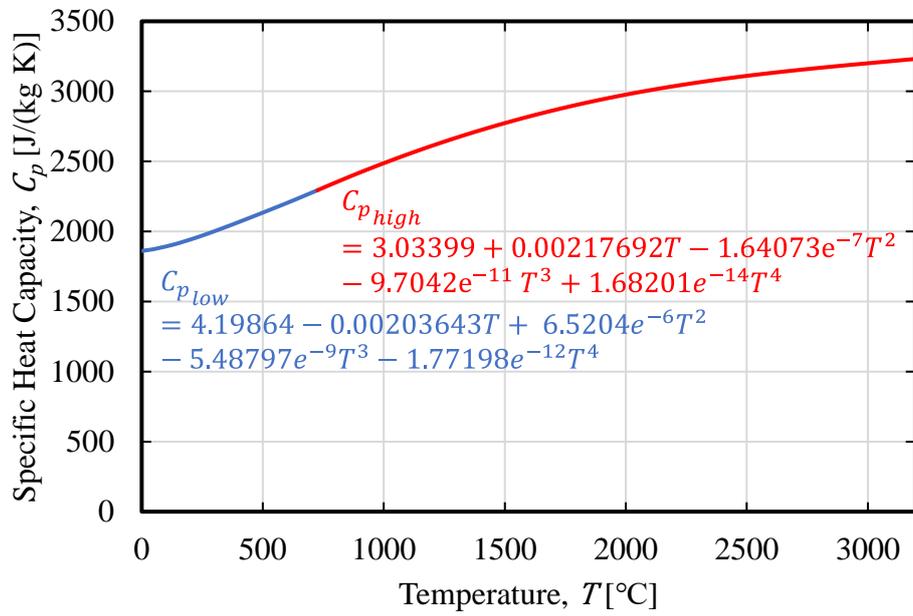
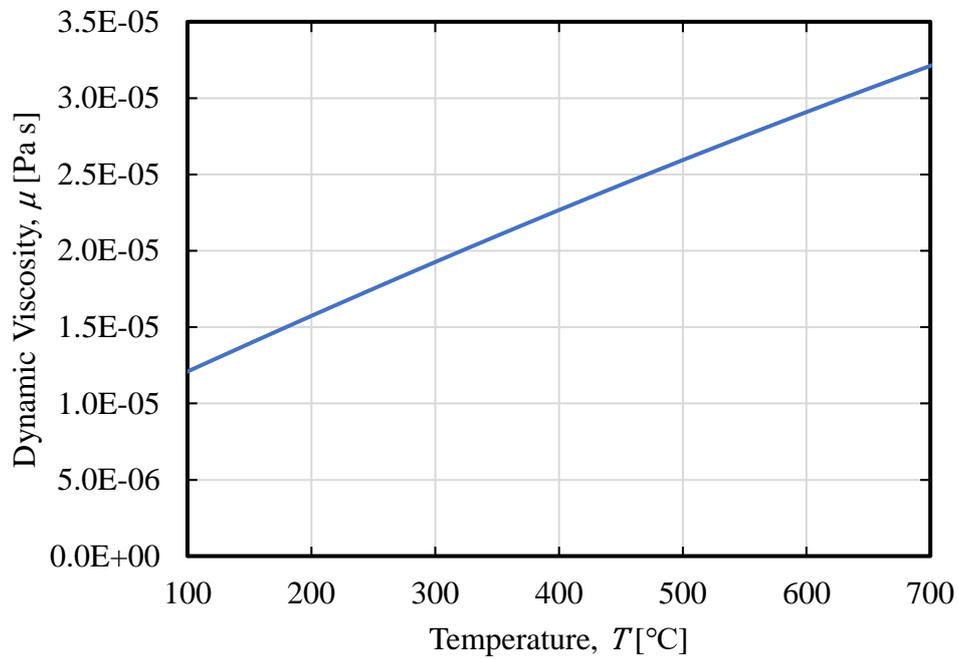


図 3.2.1-6 設定した入口蒸気温度

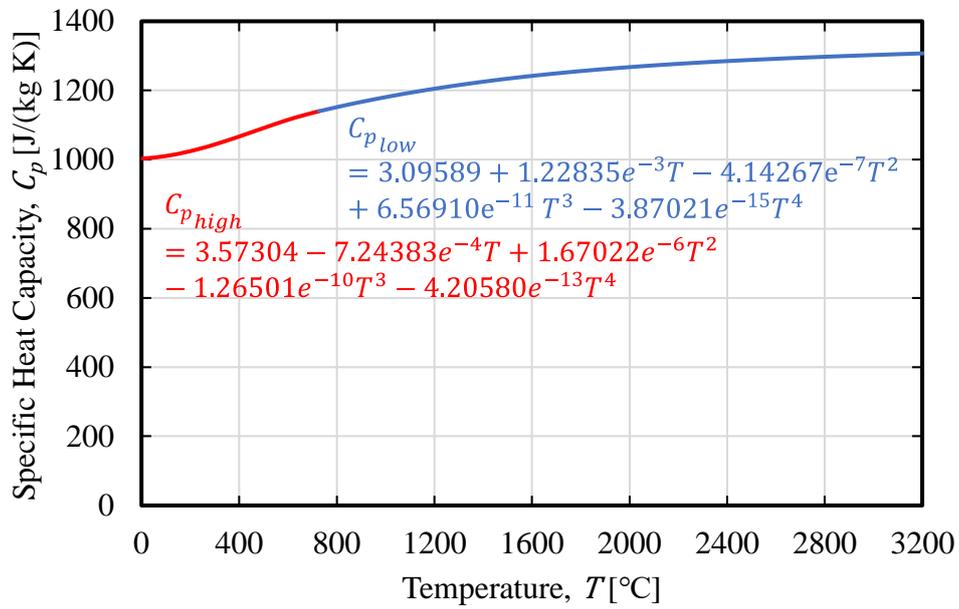


(a) 比熱

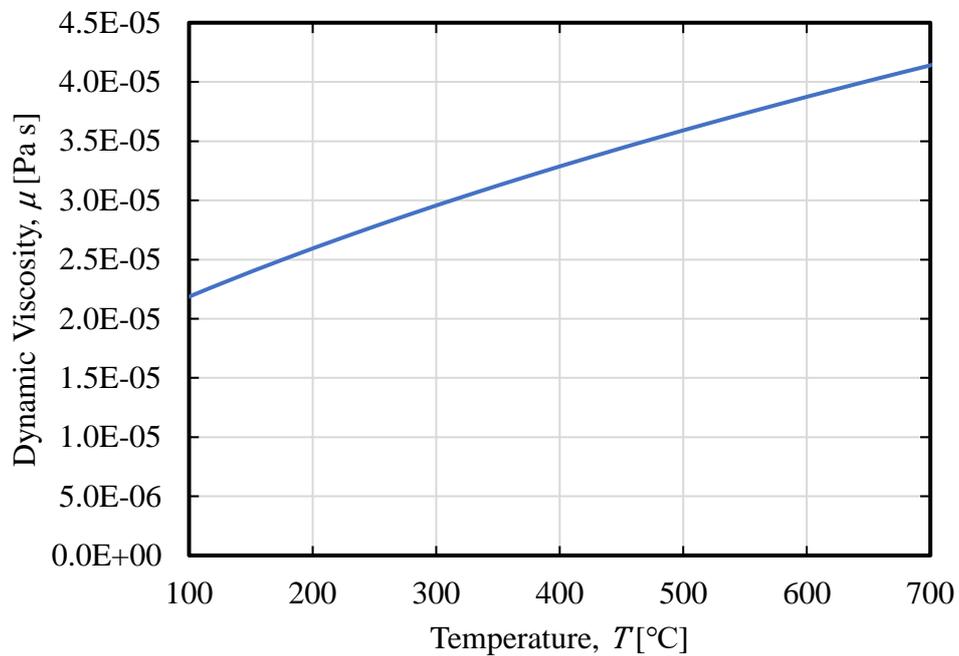


(b) 粘性係数

図 3.2.1-7 水の熱物性値



(a) 比熱



(b) 粘性係数

図 3.2.1-8 空気の熱物性値

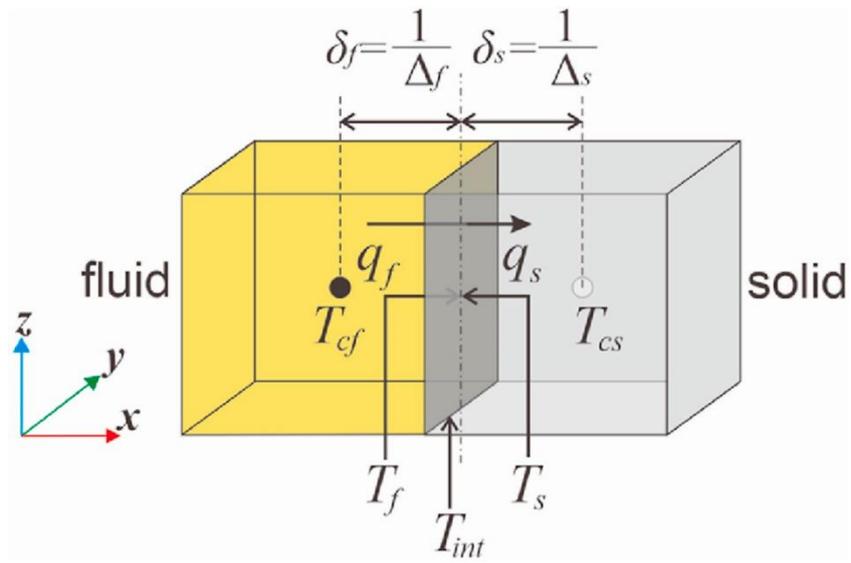


図 3.2.1-9 流体および固体セル間での共役熱伝達境界条件[9]

3.2.1.4. 解析検証

昨年度の解析では、実験結果に対し、固体壁の温度上昇は非常に小さく、計算初期の数秒程度から明確な差異が生じた。そこで、計算初期の固体壁温度変化に着目し、解析精度に影響を及ぼす可能性のある以下の点について、実験結果との比較により、検証した。

- (1) 計算格子
- (2) 最大 Courant 数
- (3) 計測位置
- (4) 乱流モデル

(1) 計算格子

表 3.2.1-1 に検討した計算格子を示す。乱流モデルは SST $k-\omega$ モデルを用い (R4 年度は標準 $k-\varepsilon$ モデル)、最大 Courant 数 $\max Co = 0.95$ として計算を行った。R4 年度は流体側が約 146 万セル、固体側が約 14 万セルであったのに対し、本年度は流体-固体壁界面及び蒸気噴入孔-固体壁間の解像度を高めた 3 種類の計算格子を作成した。Case 1 と Case 2 は総セル数が流体側約 220 万セル、固体側は約 30 万セルであり、Case 3 は半径方向の解像度を高め、流体側が約 295 万セル、固体側が約 40 万セルである。Case 1 と Case 2 は、界面の格子高さは 0.2 mm ($y^+ = 0.03$, Case 1)、0.5 mm ($y^+ = 0.12$, Case 2) と異なる。Case 1 の第一格子点は粘性底層領域にあるのに対し、Case 2 では、平均では粘性底層領域内にあるが、一部緩和層に含まれる。2.5 s における固体壁近傍の速度、温度、固体壁温度、及び蒸気濃度の解析結果を図 3.2.1-10 に示す。流体領域の速度、温度及び蒸気濃度については、2 つの計算格子でほとんど差は見られないが、固体壁温度については、Case 1 において、蒸気が衝突する付近でわずかに高温の分布が見られる。

図 3.2.1-11 に固体壁温度の時間変化を示す。赤色は TC1、青色は TC2、黒色は TC3 を示し、実線は Case1、破線は Case 2 を用いた結果、及び一点鎖線は R4 年度の結果を示す。実験の初期固体壁温度は 125 °C のため、実験結果はプロットしていない。局所的に解像度を高めた本年度の結果は、昨年度より大幅に向上し、Case 1 の固体壁温度が最も高くなった。温度計算の精度を改善するためには Case 1 の格子解像度が必要と考える。しかしながら、流入境界の面積が実際のノズル径に対する面積と 20%の誤差が生じていたため、Case 3 では、誤差が 4%程度になるように半径方向の格子解像度を修正した。Case 3 は、計算格子を乱流モデル検証用、本解析用として用いた。

(2) 最大 Courant 数

本解析では、自動時間刻みを使用しているため、時間刻み幅は、解析の安定性、そして解析精度や効率にも関わる最大 Courant 数によって自動決定される。 $\max Co = 0.95$

($\Delta t \approx 6.0e-5$ s) 及び 10 ($\Delta t \approx 6.3e-4$ s) における固体壁温度への影響に着目した。乱流モデルは SST $k-\omega$ モデル、計算格子は Case 2 を用いた。2.5 s における固体壁近傍の速度、温度、固体壁温度、及び蒸気濃度の解析結果を図 3.2.1-12 に示す。ほぼ $\max Co = 0.95$ 及び 10 に差は見られなかった。

図 3.2.1-13 に固体壁温度の時間変化を示す。赤色は TC1、青色は TC2、黒色は TC3 を示し、実線は $\max Co = 0.95$ 、破線は $\max Co = 10$ による結果を示す。図 3.2.1-11 と同様に、実験の初期固体壁温度は 125 °C のため、実験結果はプロットしていない。最も温度が高くなる TC1 では完全に一致しないが、全ての固体壁温度において $\max Co = 0.95$ 及び 10 にほぼ差異は見られない。また、1 日あたりの計算時間は、 $\max Co = 0.95$ では約 1 s、 $\max Co = 10$ では約 15 s となる。すなわち、計算時間 1,000 秒に対して $\max Co = 0.95$ では約 1000 日、 $\max Co = 10$ では約 70 日となる。従って、本解析、乱流モデル検証の SST $k-\omega$ モデルでは、 $\max Co = 10$ を使用した。

(3) 計測位置

図 3.2.1-14 に乱流モデルは SST $k-\omega$ モデル、 $\max Co = 10$ 、計算格子は Case 3 を用いて計算を行った際の固体壁温度及び固体壁近傍流体温度を示す。赤色実線は固体壁温度、赤色破線は R4 年度の固体壁温度の計算結果、青色破線は固体界面から 0.1 mm 流体側 (-0.1 mm) の流体温度、青色一点鎖線は固体界面から 0.8 mm 流体側 (-0.8 mm) の流体温度、白抜きの丸印は実験結果である。固体壁温度は昨年度に比べると数 °C 高くなっており、30 s の時点で TC1 では、3 °C 程度の改善が見られた。しかし、TC1 及び 2 の実験結果に見られる 10 s 以降の温度の立ち上がりを確認できなかった。TC3 では、実験と計算のいずれも初期温度からの変化はほぼなかった。これは、TC1 及び 2 の測定点はガスケット内側、TC3 はガスケット外側であるためである。温度の立ち上がりは対流の影響によることが想定されたため、測定点近くの流体領域の温度分布に着目した。図 3.2.1-15 に示すように、新たな測定点は、固体界面から -0.1 mm、-0.8 mm の 2 点とした。-0.1 mm は、界面から第一格子点までの距離 0.2 mm の中点であり、-0.8 mm は、トップヘッドフランジ表面に設置された熱電対プローブの厚みを考慮し、プローブ中心からの半径である。図 3.2.1-14 において、-0.1 mm では、実験結果と同等かやや低く、-0.8 mm では、実験より高い温度となった。また、温度は、固体領域では直線的に変化するのに対し、流体領域では実験結果に近い結果が得られた。実験で使用した熱電対は、固体壁に埋め込まれているわけではなく、シース先端が壁面に溶接されているため、計測している固体壁温度は流体温度の影響を受けている可能性があり、今後評価方法の検討が必要である。

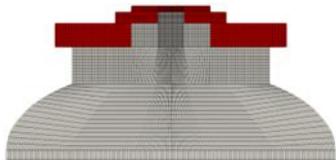
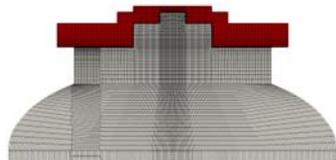
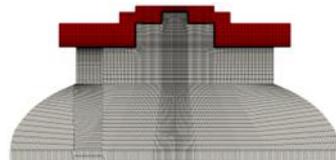
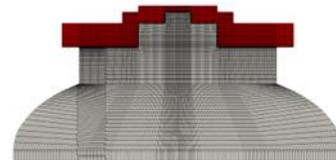
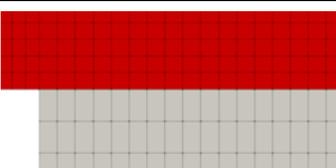
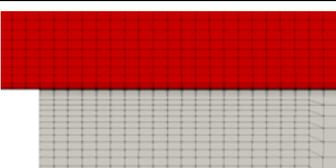
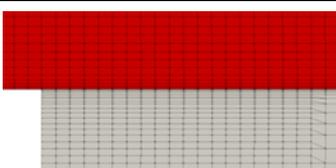
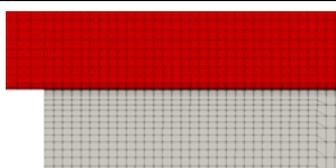
(4) 乱流モデル

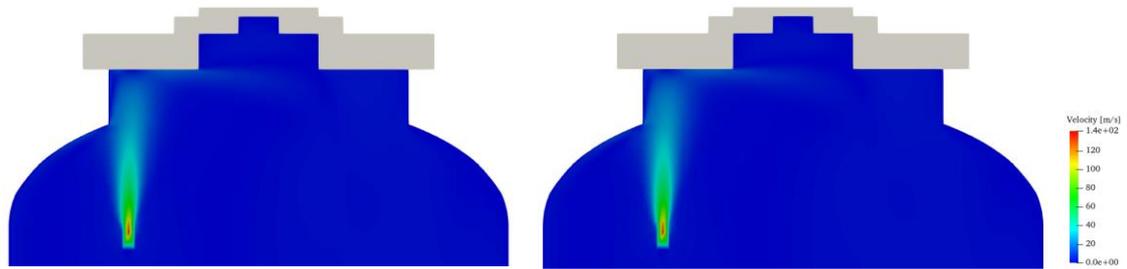
SST $k-\omega$ モデル及び Large Eddy Simulation (LES) による壁面近傍での衝突噴流の影

響を予測する上で重要な乱流モデルの影響に着目した。SST $k-\omega$ モデルによる解析は(3)と同様である。LES は、Wall-Adapting Local Eddy-viscosity (WALE) モデルを選定した。SST $k-\omega$ モデルでは、(2)に示した検証結果から、 $\max Co = 10$ としたが、LES では最大 Courant 数を大きくすることは適切ではないため、 $\max Co = 1$ として計算を実施した。計算格子は、SST $k-\omega$ モデル及び LES とともに Case 3 を用いた。図 3.2.1-16 に 2.5 s における速度、温度、固体壁温度、及び蒸気濃度の解析結果を示す。固体壁付近で、各物理量に揺らぎが生じており、平均的な分布となる SST $k-\omega$ モデルより非定常現象を再現していると考えられる。しかし、LES において、蒸気流入境界付近の計算格子解像度は十分ではなく、温度及び固体壁温度コンター図では、LES は SST $k-\omega$ モデルより噴流の温度分布が過大評価された。

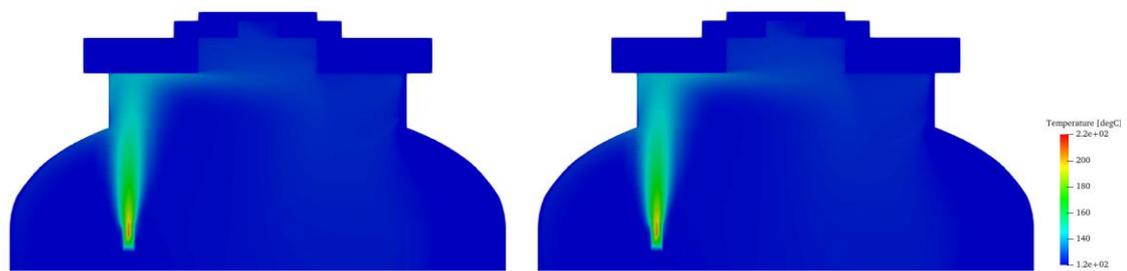
図 3.2.1-17 に固体及び固体壁近傍流体温度を示す。赤色は LES、青色は SST $k-\omega$ モデル、実線は固体壁温度、 -0.1 mm の流体温度、一点鎖線は -0.8 mm の流体温度、白抜きの丸印は実験結果である。界面付近の y^+ は 1 程度であるため、LES による流体温度は計測できたが、容器壁に隣接する TC2 では、容器壁において、LES で必要とされる計算格子解像度に達しておらず、SST $k-\omega$ モデルは壁関数により安定した結果が得られた一方、LES による流体温度は非常に不安定な結果となった。そのため、LES を本解析の解析対象から外した。また、10 日程度で温度が変化し始める時間に到達せず、計算時間の観点からも本解析では適切でないと判断した。

表 3.2.1-1 計算格子

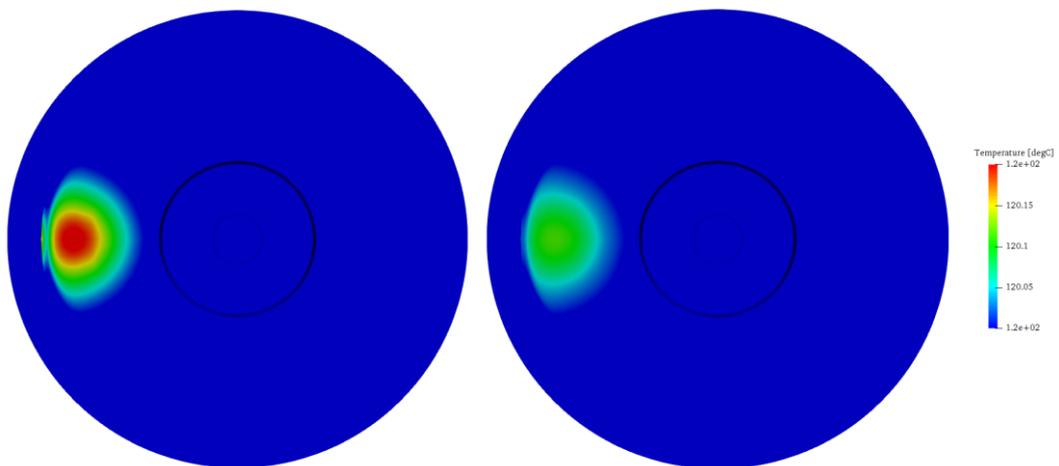
| | 昨年度 | Case 1 | Case 2 | Case 3 |
|-----------------------------------|---|--|---|---|
| 上部セル (図下部は 蒸気噴入位置高さ に相当) |  |  |  |  |
| 界面近傍セル |  |  |  |  |
| 総セル数 | 流体：約 146 万セル 固体：約 14 万セル | 流体：約 222 万セル 固体：約 30 万セル | | 流体：約 295 万セル 固体：約 40 万セル ※半径方向の解像度改善 |
| 界面からの 第一格子点高さ | 流体側：23 mm 固体側：11 mm | 流体・固体側：0.2 mm | 流体・固体側：0.5 mm | 流体・固体側：0.2 mm |
| y^+ | 最小 2.92、最大 386.46、 平均 86.98 | 最小 0.03、最大 5.48、 平均 1.28 | 最小 0.12、最大 12.73、 平均 3.22 | 最小 0.03、最大 5.48、 平均 1.28 |
| 使用した 検討項目・計算 | — | 計算格子 | MaxCo、計算格子 | 乱流モデル、計測位置、 本計算 |



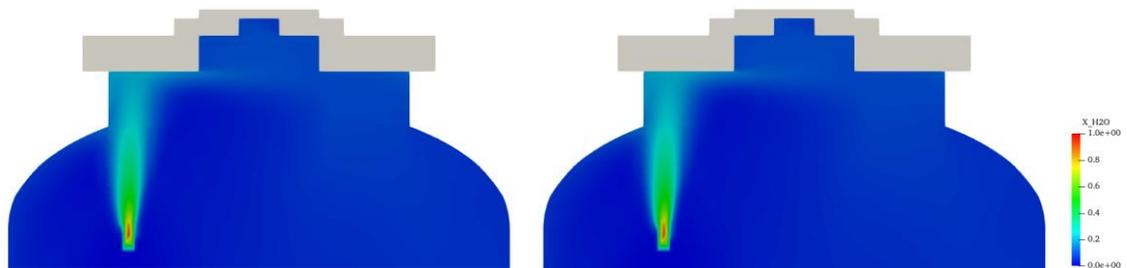
(a) 速度分布



(b) 温度分布



(c) 固体壁温度分布



(d) 蒸気濃度分布

図 3.2.1-10 2.5 s におけるコンター図 (左 : Case 1、右 : Case 2 ; 計算格子の影響)

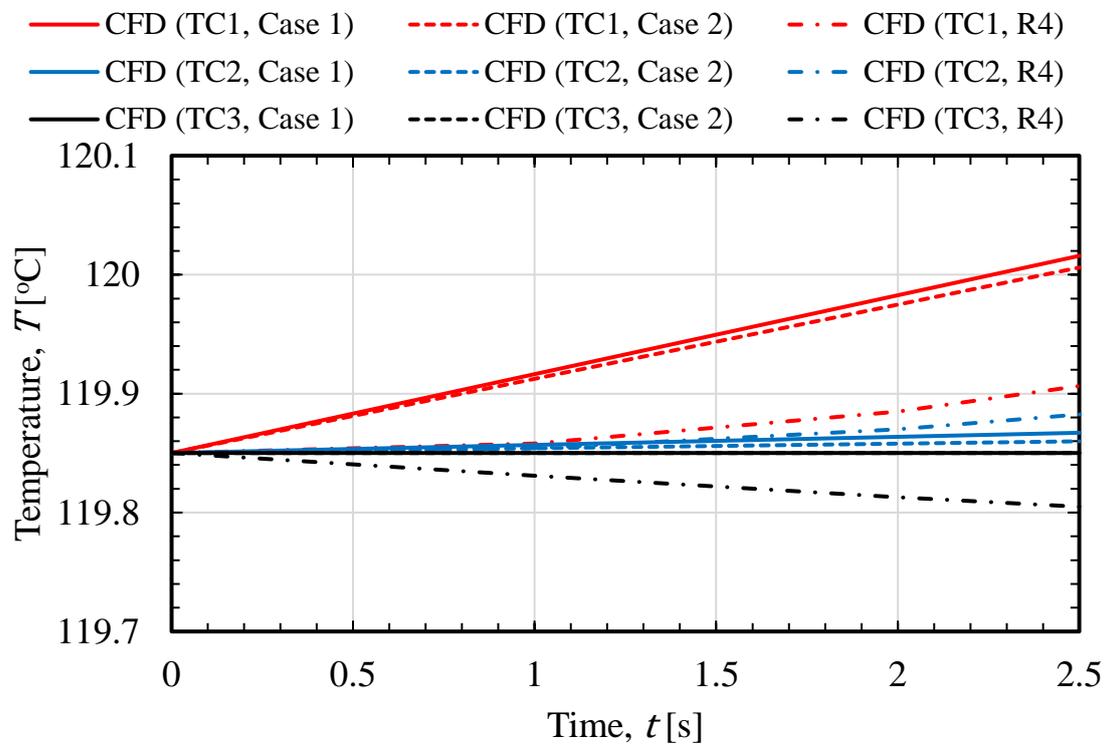
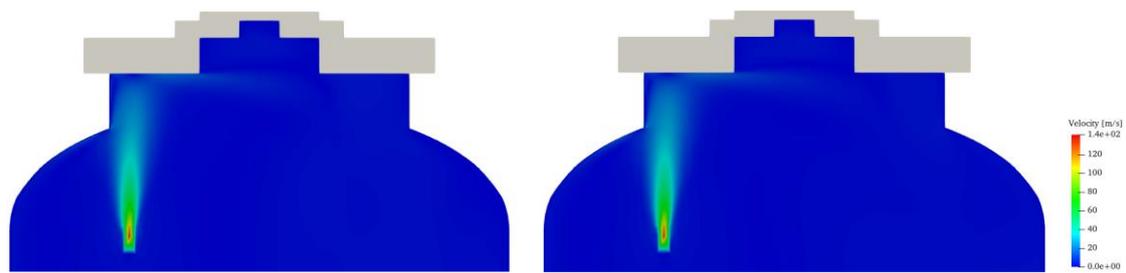
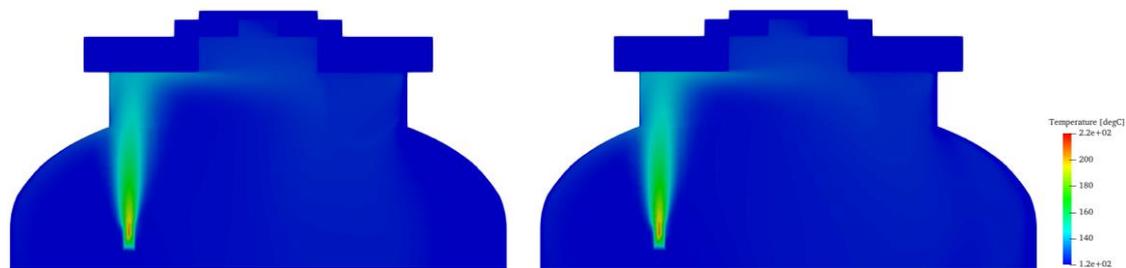


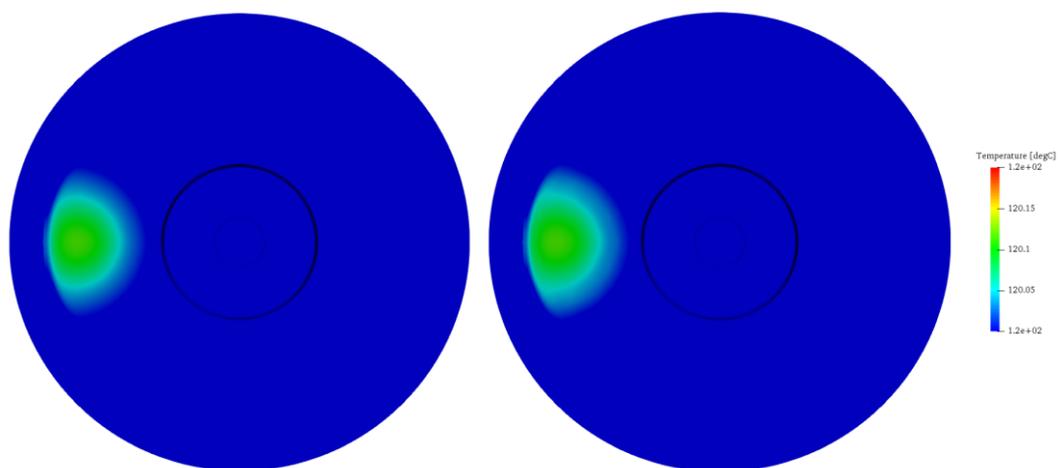
図 3.2.1-11 固体壁温度の時間変化 (計算格子の影響)



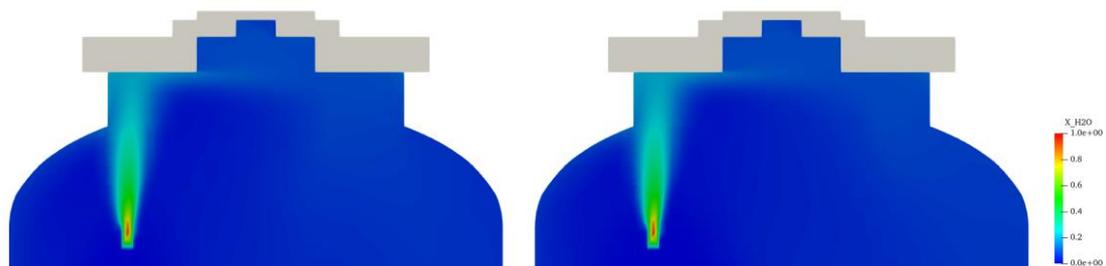
(a) 速度分布



(b) 温度分布



(c) 固体壁温度分布



(d) 蒸気濃度分布

図 3.2.1-12 2.5 s におけるコンター図
(左 : $\max Co = 0.95$ 、右 : $\max Co = 10$; $\max Co$ の影響)

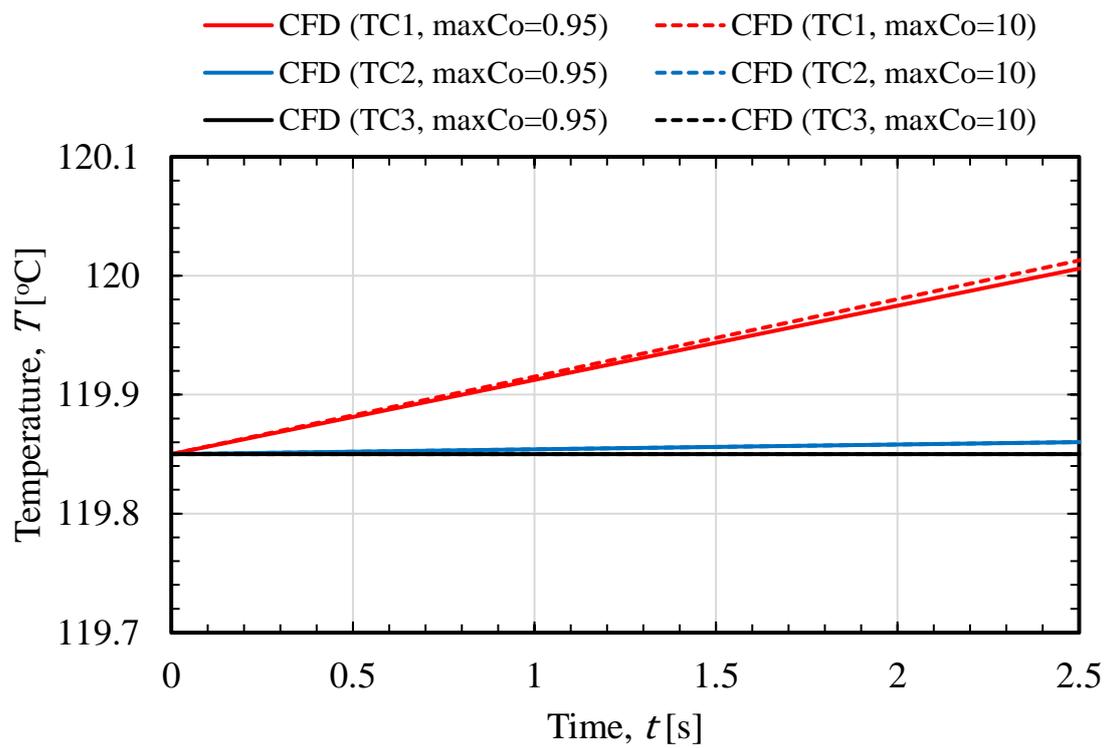
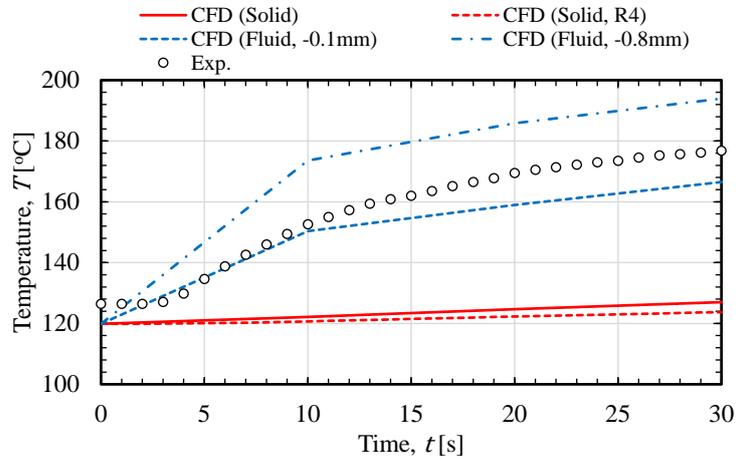
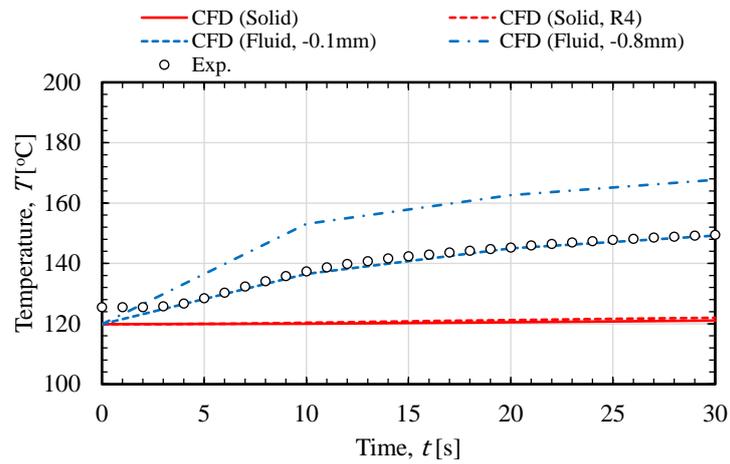


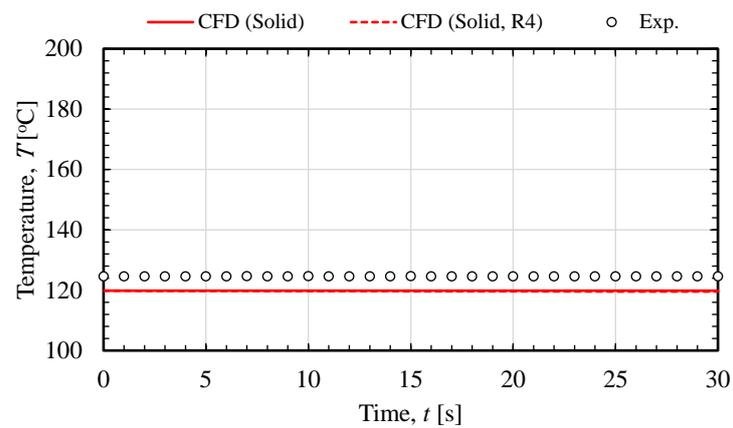
図 3.2.1-13 固体壁温度の時間変化 (maxCoの影響)



(a) TC1



(b) TC2



(c) TC3

図 3.2.1-14 固体壁温度及び固体壁近傍流体温度（計測位置の影響）

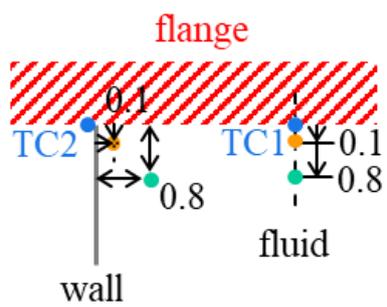
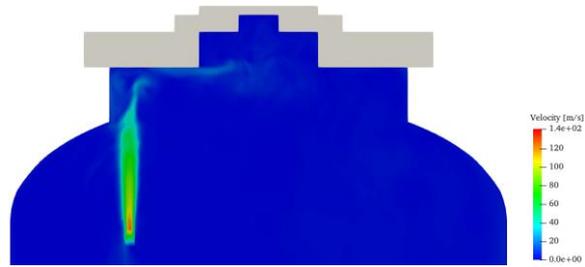


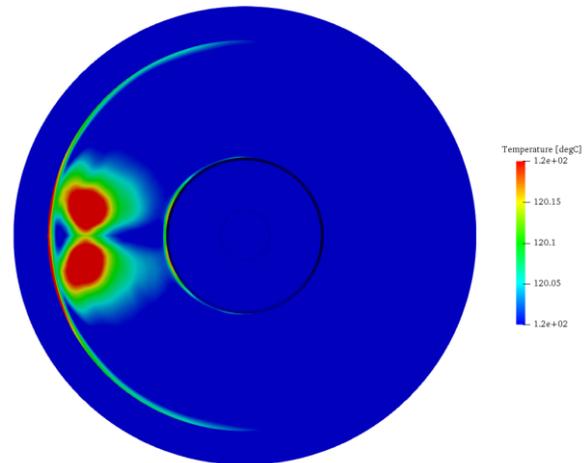
図 3.2.1-15 固体壁近傍流体温度の解析データサンプリング位置



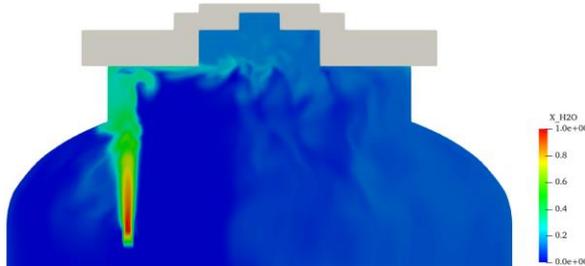
(a) 速度分布



(b) 温度分布

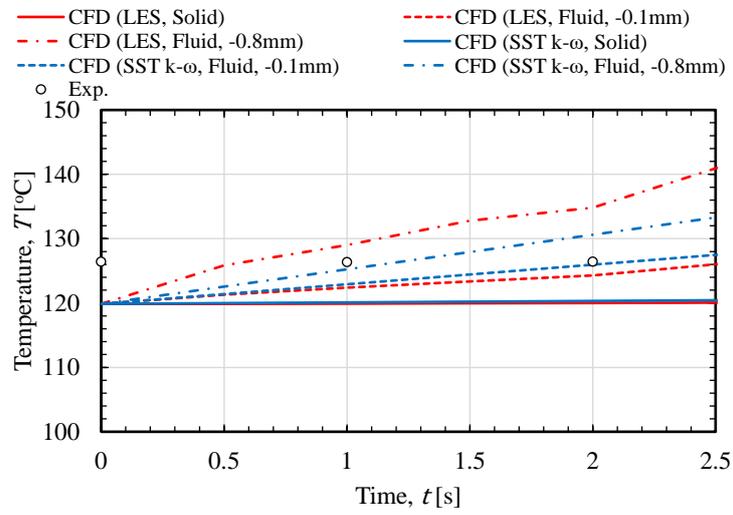


(c) 固体壁温度分布

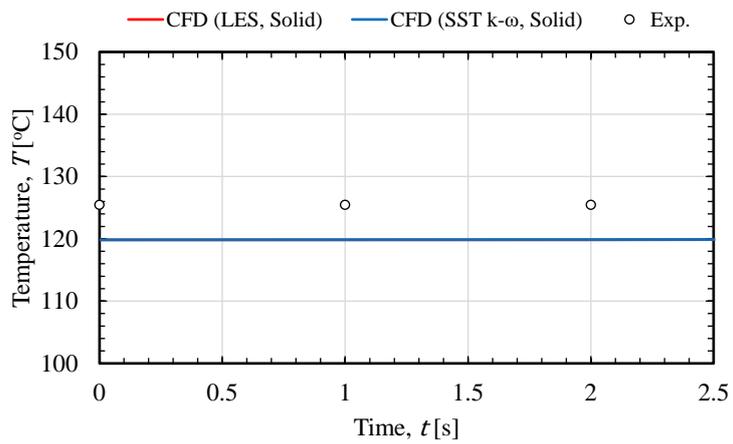


(d) 蒸気濃度分布

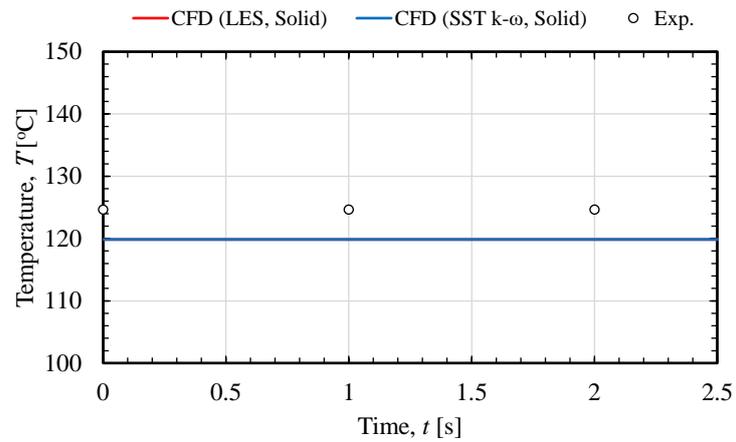
図 3.2.1-16 2.5 s におけるコンター図 (LES ; 乱流モデルの影響)



(a) TC1



(b) TC2



(c) TC3

図 3.2.1-17 固体壁温度の時間変化 (乱流モデルの影響)

3.2.1.5. 本解析

本解析では、乱流モデルは SST $k-\omega$ モデル、 $\max Co = 10$ 、計算格子は Case 3 を用いて（解析検証(3)と同様）、100 秒間の計算を行った。図 3.2.1-18 に容器内圧力の時間変化を示す。本年度の CFD 解析結果は赤色実線、R4 年度の CFD 解析結果は青色破線、実験結果は白抜きの丸印である。昨年度同様、実験結果と解析結果に大きな差は見られなかった。ただし、解析結果の方が温度変化の傾きが大きく、時間経過とともに圧力差が生じる可能性は示唆される。

図 3.2.1-19 に容器内温度の時間変化を示す。本年度の CFD 解析結果は赤色実線、R4 年度の CFD 解析結果は青色破線、実験結果は白抜きの丸印である。実験・CFD 解析値は、容器内で計測された温度を体積で重み付け平均した。従って、CFD 解析では積分値に実験では計測されない蒸気注入温度が含まれているが、その範囲は非常に狭く、300 °C 以上の高温部を除いても -0.5 °C 程度であり、ほぼ影響はなかった。100 s で実験との温度差は 30 °C であった。図 3.2.1-20 に実験、図 3.2.1-21 に解析の温度コンター図を示す。これらの結果からも、CFD 解析の方が容器内温度は高温となり、著しい温度変化が確認できる。原因として、CFD 解析では、トップヘッドフランジでの徐熱は考慮されているのに対し、試験容器の壁面は熱伝達率 $h = 8.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$ であるため、熱が滞留したと考えられる。今後、試験容器壁の熱伝導率を見直す必要がある。

図 3.2.1-22 から図 3.2.1-24、圧力、流速、蒸気濃度コンター図を示す。噴出された蒸気が固体壁に衝突した後、壁面を流れ、容器の下側に広がっていることが確認できる。蒸気濃度を見ると噴出後 20 s 後には EL 4000 mm 付近まで蒸気が広がっているが、その後、下方には広がらず、EL > 4000 mm の範囲で蒸気濃度が増加した。温度についても同様の分布となり、浮力の影響により、蒸気は試験容器の下方まで広がらない状態になっていると考えられる。容器内圧力は密閉容器内に蒸気を噴出しているため、時間とともに増加した。

図 3.2.1-25 に固体壁温度コンター図を示す。蒸気は固体壁に衝突後、温度が上昇し始め、時間とともに温度が上昇する領域が広がることが確認できる。

図 3.2.1-26 に固体壁温度及び固体壁近傍流体温度の時間変化を示す。固体壁温度の計測位置は図 3.2.1-3、固体壁近傍流体温度の位置関係は図 3.2.1-14 に示した通りである。赤色実線は固体壁温度、青色破線は固体界面から 0.1 mm 流体側 (-0.1 mm) の流体温度、青色一点鎖線は固体界面から 0.8 mm 流体側 (-0.8 mm) の流体温度、白抜きの丸印は実験結果である。TC1、TC2 において、実験では 5 秒付近から温度の立ち上がりが見られるが、解析による固体壁温度は直線的な温度変化であり、100 s において、TC1 では約 50 °C、TC2 では約 40 °C の温度差が生じた。一方、TC1 及び TC2 の実験結果は、-0.1 mm の流体温度

とよく一致した。固体壁温度は 100 s まで 20 °C ほど直線的に変化するのに対し、流体領域は温度が立ち上がり始めたところで大きく上昇し、その後温度上昇の傾きは小さくなった。このことから、実験の温度履歴は流体温度の影響を受けている可能性が高いと考えられる。今後、固体壁温度の計測方法の見直しや評価方法の検討が必要である。

図 3.2.1-27 に 100 s における壁面熱流束コンター図を示す。平均熱流束は最大で $\bar{q} = 2.7\text{e}+4 \text{ W/m}^2$ であった。実験相関式からの試算は、適用条件を満たす式が存在しなかったため、近い条件のもので、参考までの結果を示す。

- Martin[10,11]の式 ($2 \times 10^3 \leq Re_D < 4 \times 10^5$, $2.5 \leq r/D \leq 7.5$, $2 \leq H/D \leq 12$)

$$\bar{Nu} = \frac{D}{r} \left[\frac{1 - 1.1D/r}{1 + 0.1(H/D - 6)D/r} \right] F(Re_D) \quad (3.2.1-15)$$

$$F(Re_D) = 2Re^{1/2} \left(1 + \frac{Re_D^{0.55}}{200} \right)^{0.5} \quad (3.2.1-16)$$

ここで、 \bar{Nu} は平均 Nusselt 数、 D はノズル径、 r は平均 Nusselt 数を求める領域の半径、 H はノズル・衝突面間距離、 Re_D はノズル直径 D を代表長さ、ノズル出口速度 u_o を代表速度とした Reynolds 数である。蒸気温度 564 °C、圧力 0.135 MPa 下において、 $Re_D = 7.1 \times 10^4$ 、 $r/D = 2.4$ (解析結果から $r = 0.1 \text{ m}$ と仮定)、 $H/D = 19.4$ であり、Reynolds 数以外は適用範囲外である。 $\bar{Nu} = 1.41\text{e}+2$ となり、平均熱伝達率 $\bar{h} = 2.57\text{e}+2 \text{ W/(m}^2 \text{ K)}$ 、平均熱流束 $\bar{q} = 1.1\text{e}+5 \text{ W/m}^2$ であった。

- Tawfek[12]の式 ($3.4 \times 10^3 \leq Re_D < 4.1 \times 10^4$, $2 \leq r/D \leq 10$, $6 \leq H/D \leq 58$)

$$\bar{Nu} = 0.453Pr^{1/3}Re_D^{0.691}(H/d)^{-0.22}(r/D)^{-0.38} \quad (3.2.1-17)$$

Tawfek[12]の式は Martin[10,11]の式とは対照的に、Reynolds 数以外は適用範囲である。 $\bar{Nu} = 3.78\text{e}+2$ となり、平均熱伝達率 $\bar{h} = 6.89\text{e}+2 \text{ W/(m}^2 \text{ K)}$ 、平均熱流束 $\bar{q} = 2.96\text{e}+5 \text{ W/m}^2$ であった。

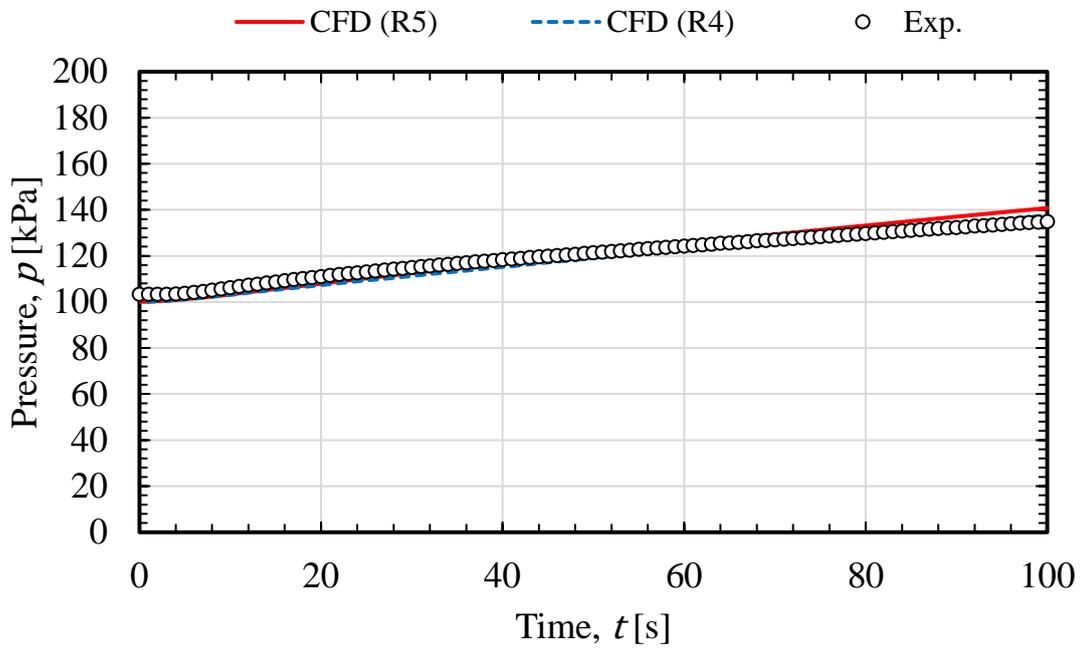


図 3.2.1-18 容器内圧力の時間変化

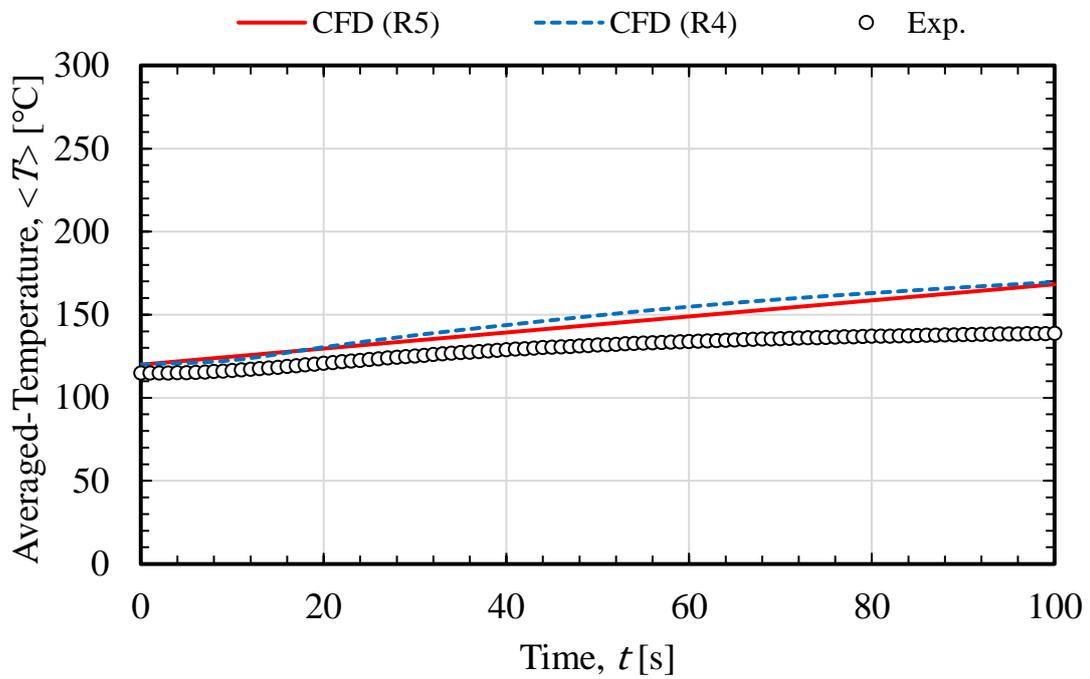


図 3.2.1-19 容器内温度（空間平均）の時間変化

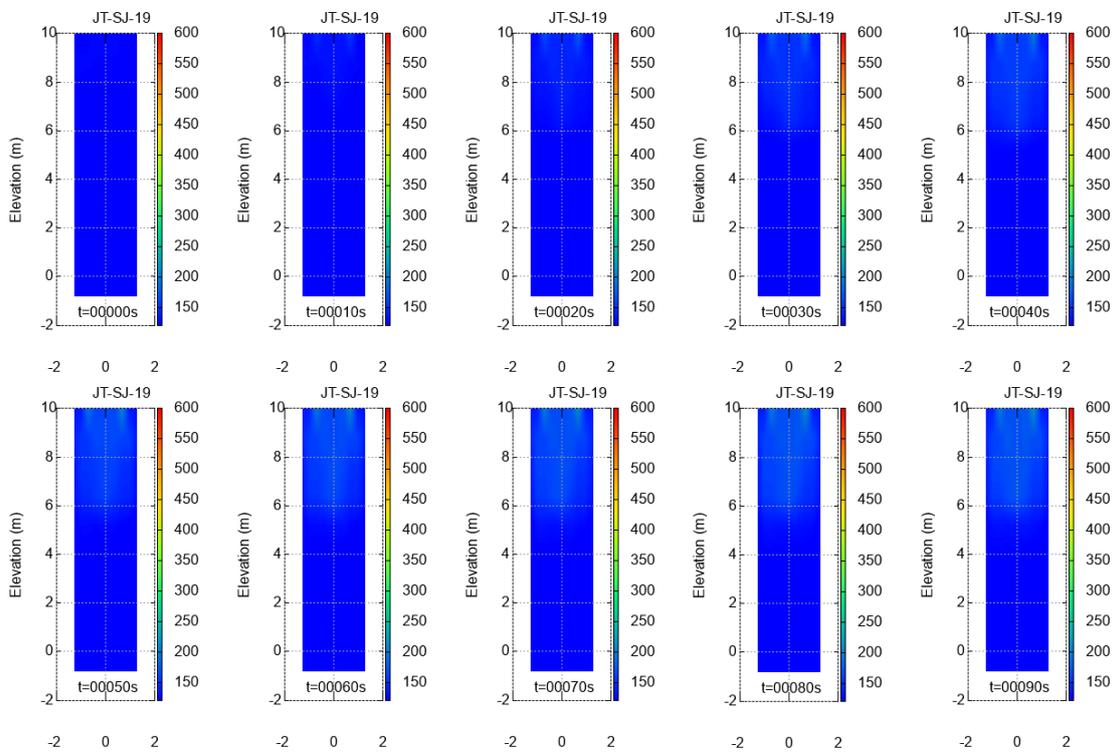


図 3.2.1-20 温度コンター図 (実験)

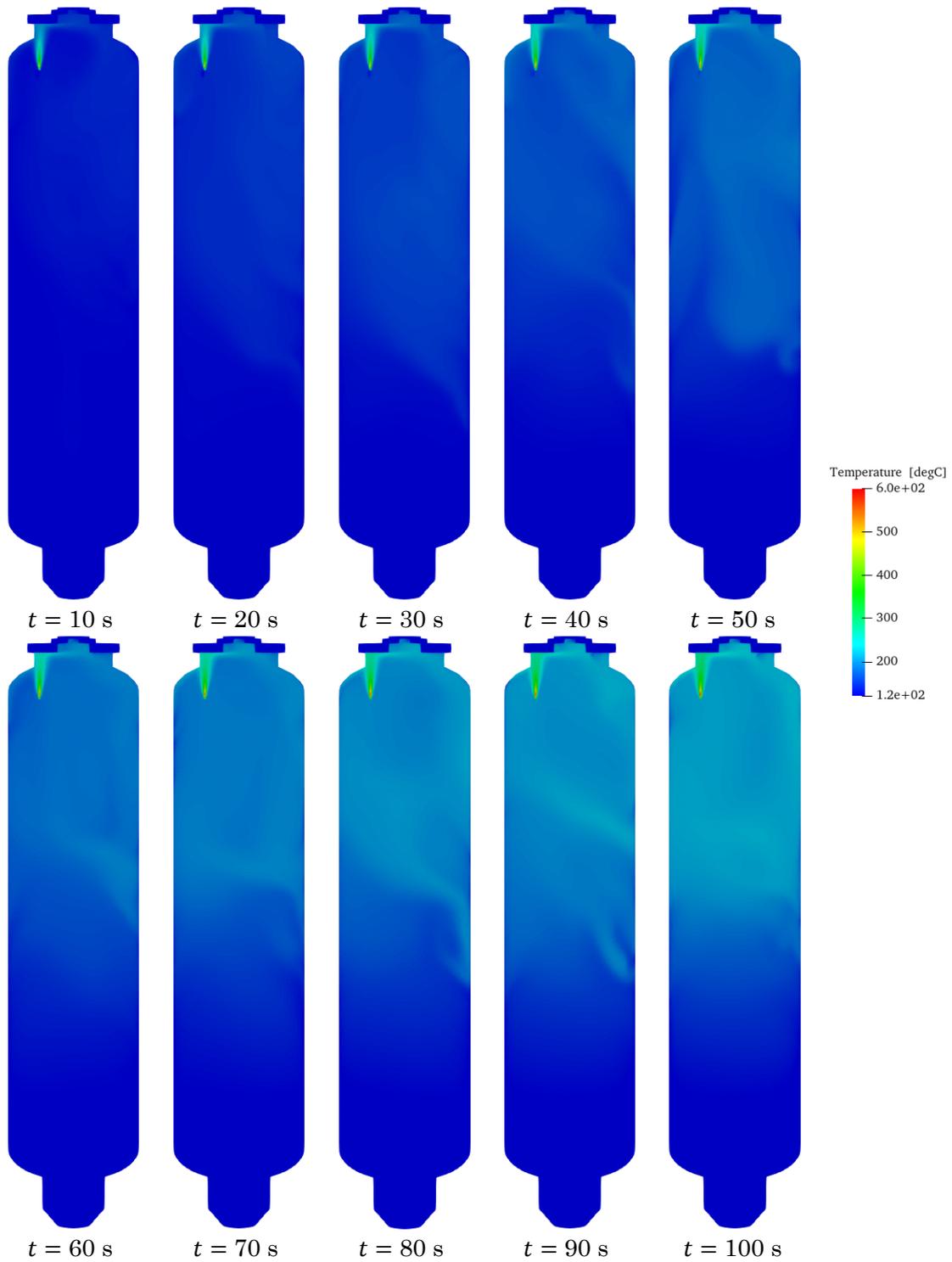


図 3.2.1-21 温度コンター図 (CFD)

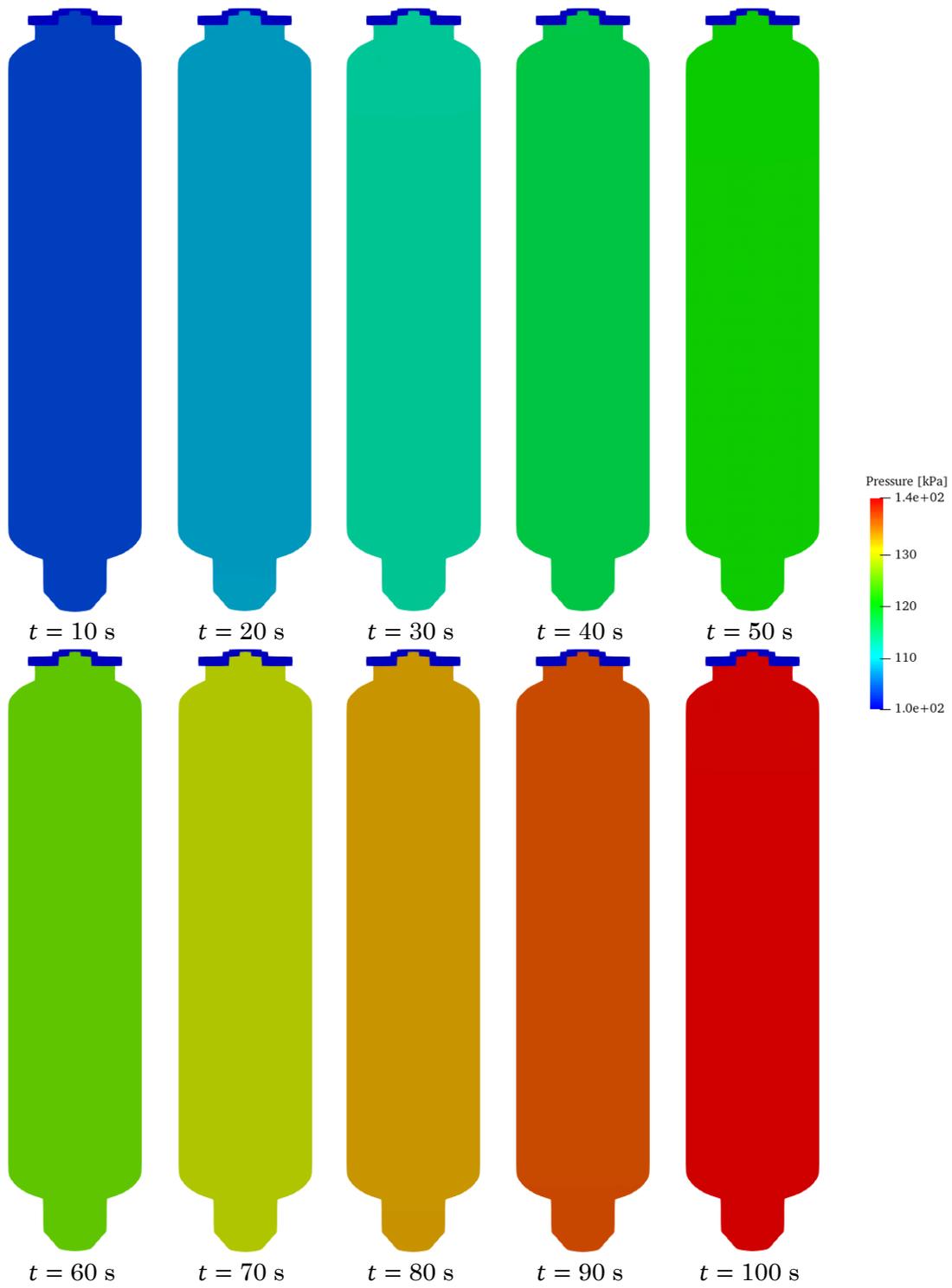


図 3.2.1-22 圧力コンター図

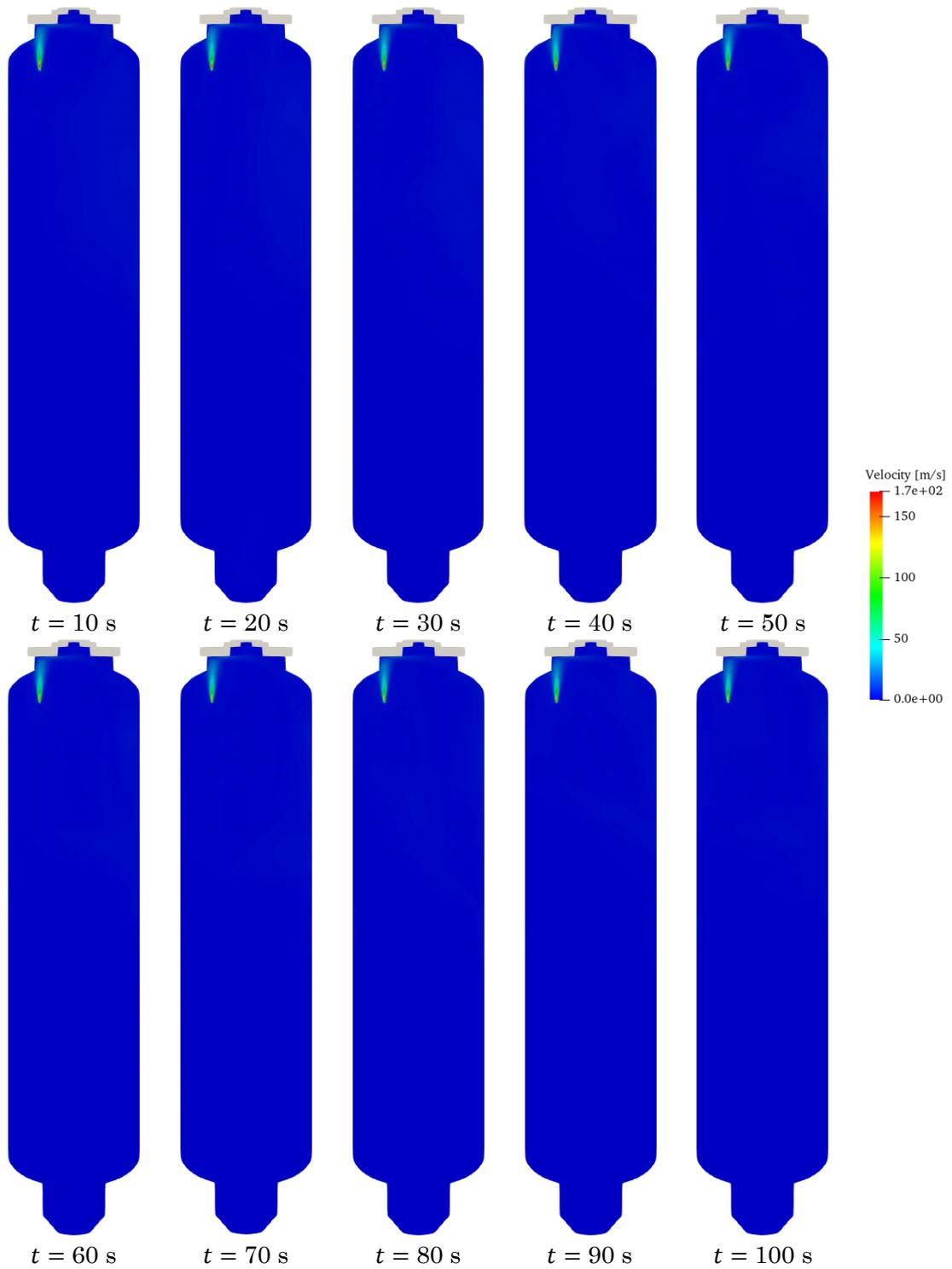


図 3.2.1-23 流速コンター図

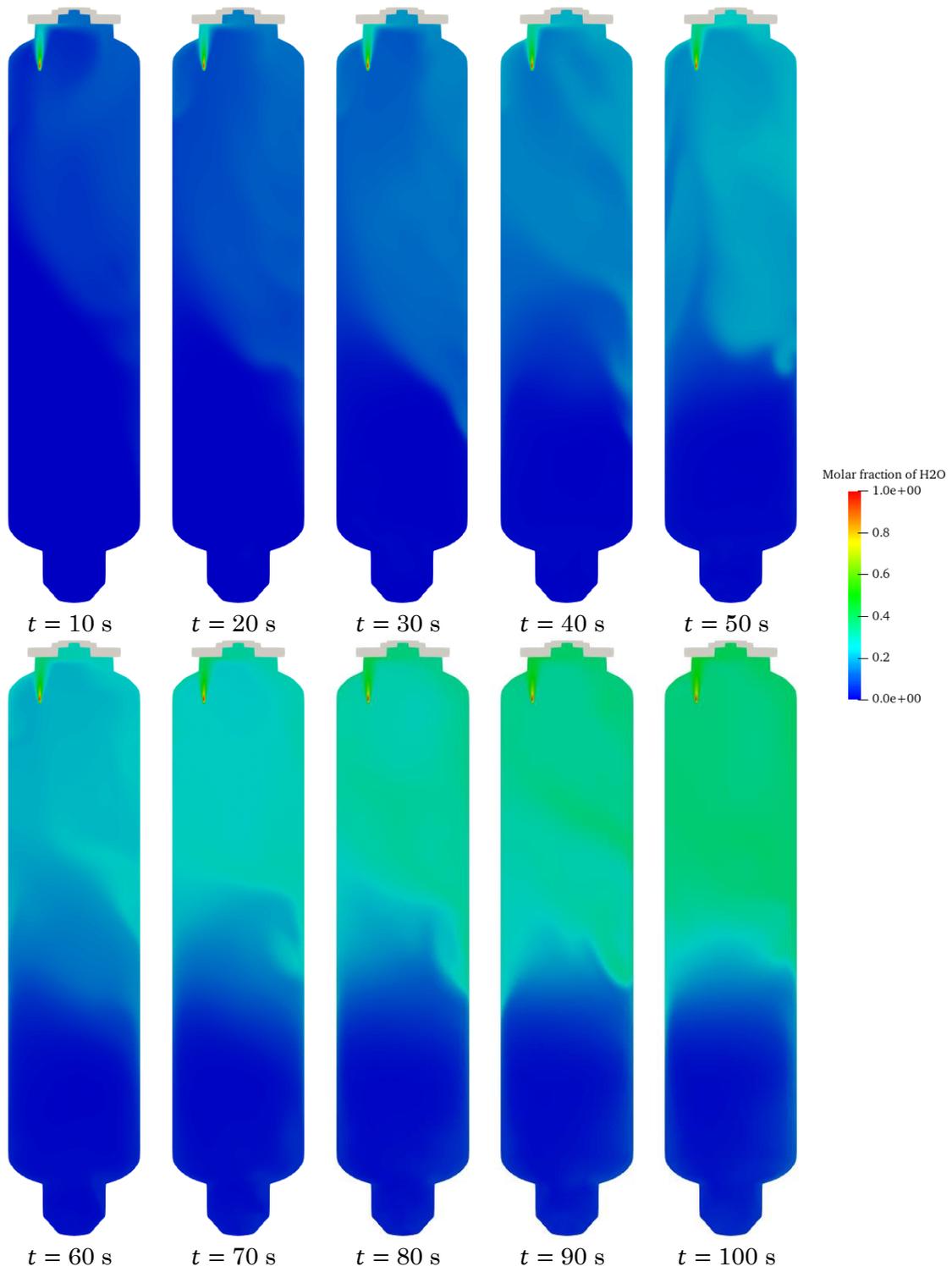


図 3.2.1-24 蒸気濃度コンター図

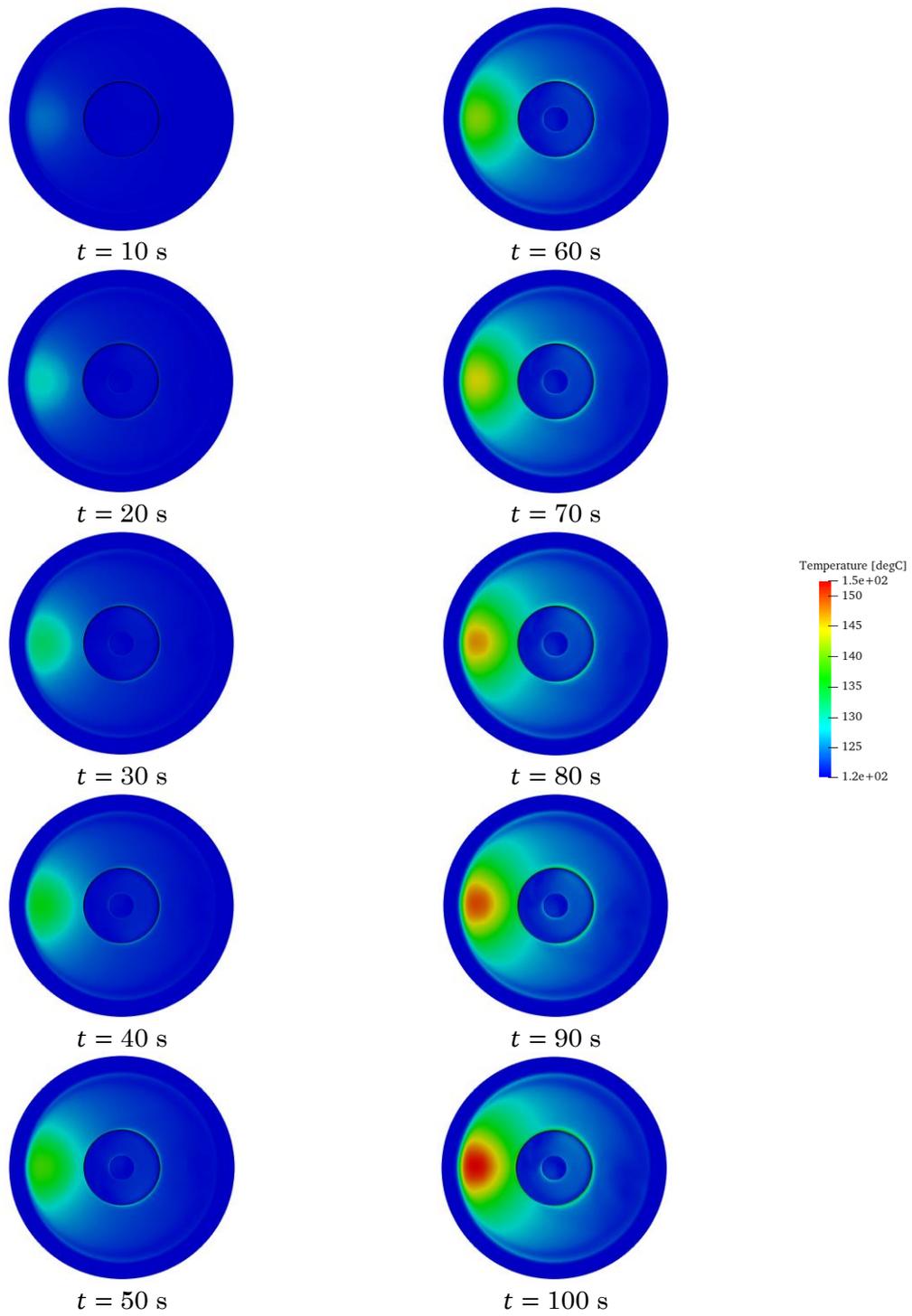
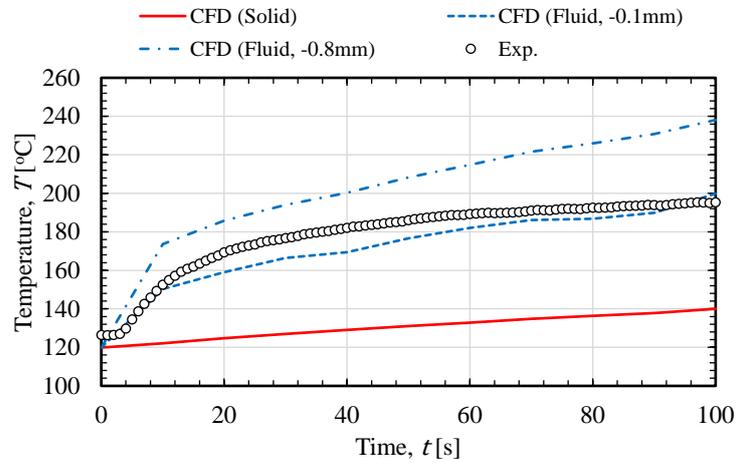
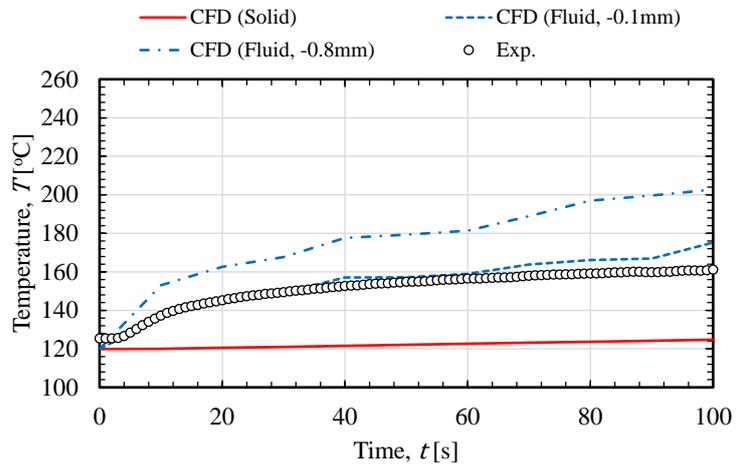


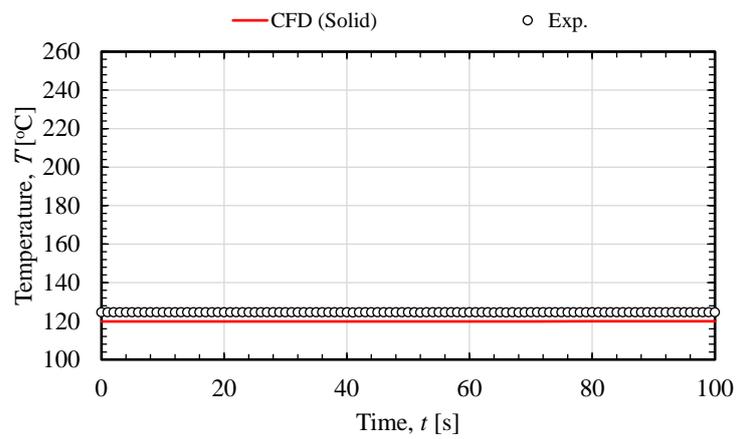
図 3.2.1-25 固体温度コンター図



(a) TC1



(b) TC2



(c) TC3

図 3.2.1-26 固体壁温度及び固体壁近傍流体温度の時間変化

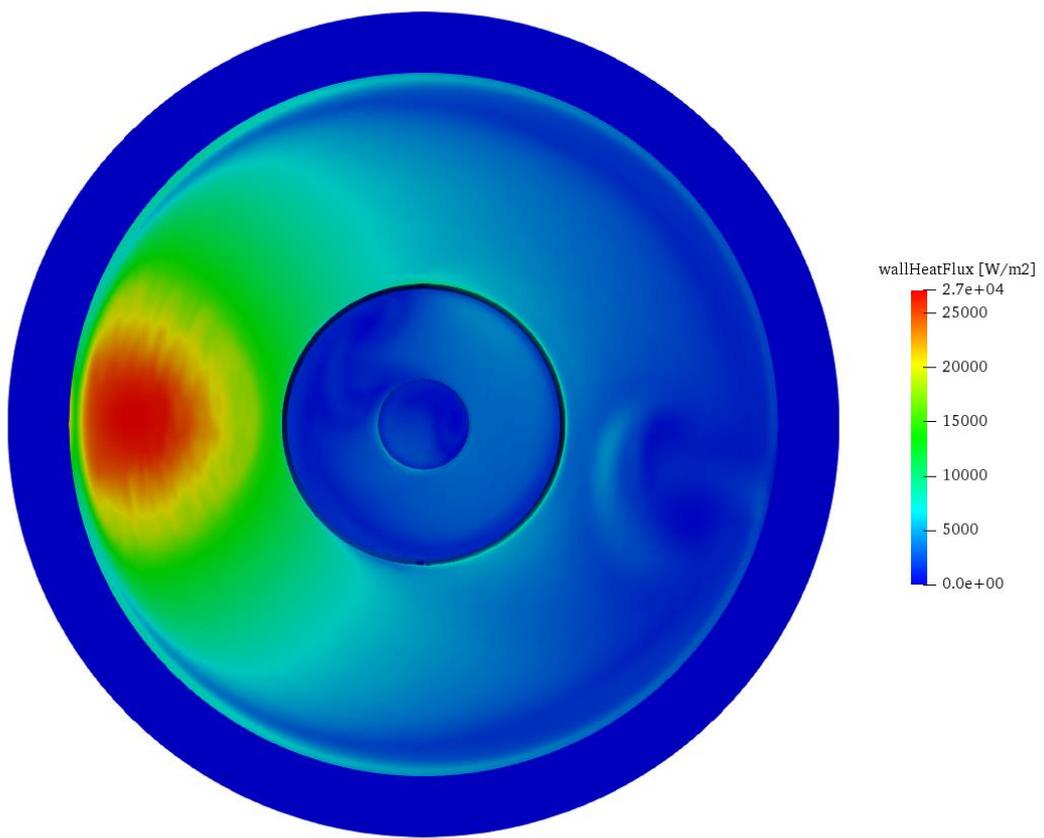


図 3.2.1-27 100 s における壁面熱流束コンター図

3.2.1.6. 本節のまとめ

昨年度作成したトップヘッドフランジ過熱実験に関する実験 (JT-SJ-19) の入力データを元に熱連成解析の調査・検証を行った。熱伝達境界条件の調査により、OpenFOAM では、標準壁関数を使用されており、粘性底層の式と対数領域の式の交点で使用する式を切り替える一方、商用ソフトウェアでは、標準壁関数に加え、それらの式の間を滑らかに内挿した壁関数も使用されていることが明らかになった。両者の差異から、壁面境界において第一格子点が緩和層に入ることがある場合には、Kader[6]の壁関数、粘性底層内にある場合には標準壁関数を用いるのが適切であると結論づけた。解析検証では、計算初期の温度変化に着目し、計算格子、最大 Courant 数、計測位置、及び乱流モデルについて、実験結果との比較による検証を実施した。その結果、流体-固体界面の第一格子点の影響が最も大きく、最大 Courant 数の影響はほとんど見られなかった。また、実験で使用した熱電対は、純粋な固体壁温度を計測しておらず、流体温度の影響を受けている可能性が明らかとなった。来年度は、試験容器の壁面条件、固体壁温度の計測方法の見直しや評価方法の検討を行いつつ、実験相関式との比較を念頭に、蒸気噴入ノズルをトップヘッドフランジに近づけ、より噴入流量を減少させた解析を実施する予定である。

3.3. 壁面凝縮を伴う境界層内の速度・温度・濃度分布計測

3.3.1. 壁凝縮実験の目的

格納容器内において水蒸気凝縮を伴う多次元的な流れを評価する場合、凝縮モデルを実装した CFD 解析が有効である。凝縮モデルの一つとして、壁面近傍の流体領域に極めて細かい計算格子を用いて混合ガスの移流拡散方程式を解き、壁面近傍の濃度勾配から凝縮フラックスを計算するモデルがある。このモデルは熱伝達率や物質伝達率などの実験相関式を用いることなく凝縮フラックスを精度良く評価することができるが、壁面での凝縮をモデル化するだけでは境界層内の温度分布が再現できないことが先行研究で報告されている [1]。原因としては、壁面と離れた空間における混合気体中の水蒸気の凝縮（バルク凝縮）が考えられる。これは局所的に過飽和状態になった場合に生じ得る現象で、水蒸気凝縮時の潜熱放出により境界層内の温度が上昇する。バルク凝縮モデルとしては、局所熱平衡仮定を用いるものや、凝縮水滴のエネルギー変化も考慮するものがあり、モデル検証のためには境界層分布の詳細計測が必要であるが、凝縮壁面における温度分布や濃度分布の計測は極めて不足している。また、バルク凝縮によって境界層内の温度や濃度が変化した場合でも、熱・物質移動のアナロジー（HMTA）が成立するかを確認することは重要である。そこで、凝縮を伴う冷却壁の境界層分布の詳細計測を可能とする風洞試験装置 WINCS を用い、これまで未実施であった蒸気濃度分布や凝縮量の計測を通じ、バルク凝縮モデルの検証データを得るとともに、HMTA に基づく凝縮熱伝達モデルの妥当性を検証した。

3.3.2. 実験条件

図 3.3-1 と図 3.3-2 に、装置概念図と試験部断面図を示す。試験部は流れ方向に 1.8 m、スパン方向に 35 cm、壁垂直方向に 7 cm の扁平矩形型流路である。壁面のうち一面は冷却水により壁越しに冷却することが可能であり、蒸気と空気の混合ガスは試験部に流入後、冷却面上で水蒸気凝縮する。5 度～90 度の範囲で調整可能な装置傾斜角は 90 度とした。境界層内の分布測定として、既存の LDV と熱電対によるデータに加え、露点計（DPS: Dew Point Sensor）による露点計測も新たに実施した。熱電対と露点計に接続されたキャピラリを一体とするプローブ（TC+DPS プローブ）を用い、キャピラリで吸引したガスを DPS に導いて露点計測を行い、露点に対応する蒸気分圧からモル濃度を評価するものである。プローブは試験部入口から 1.2 m の位置のスパン中心に位置し、壁面垂直方向にトラバースすることで分布計測を実施した。また、流路出口に設置したガターを用い、冷却面上で生じた凝縮水の量を計測することも新たに実施した。実験条件を表 3.3-1 に示す。入口断面平均流速 u_{inlet} と入口蒸気モル濃度 $X_{S,inlet}$ は供給ガス流量から計算した。 T_{∞} は境界層外側温度であり、Case 2 を除き飽和条件である。冷却壁表面温度の平均値 $\overline{T_w}$ は、図 3.3-2 に示す固体壁内に埋め込まれた熱電対群を用いて評価した。 Ri_L は浮力と慣性力の比であるリチャードソン数で、以下の式で定義した。

$$Ri_L = \frac{\rho_w - \rho_{inlet}}{\rho_{inlet}} \frac{gL}{u_{inlet}^2}. \quad (3.3-1)$$

ρ, g, L はそれぞれ気体密度、重力加速度、冷却面の主流方向長さであり、添え字 $w, inlet$ は冷却面と流路入口で評価することを示す。Case1~4 では $Ri_L=1.0\sim 23$ とし、Case1 とCase5 では Ri_L 一定としながら $X_{S_{inlet}} = 0.35\sim 0.57$ とした。表 3.3-1 の赤枠で示す範囲が、本年度実施した実験条件である。再現性に関しては、Case 1 について過年度のデータ[2]と合わせた比較も実施し、図 3.3-3 に示すように良好な再現性を確認している。なお、本条件における流れ方向の乱れは十分に低く、層流から乱流への遷移は生じていないことを確認している。計測した境界層データはバルク凝縮モデルを搭載したCFDによる層流解析と比較した。オープンソースコード OpenFOAM を用い、デフォルトのソルバ buoyantReactingFoam に凝縮モデルを実装した。バルク凝縮モデルは、局所熱平衡を仮定するモデルを用いる[3]。このモデルでは、計算セル内が過飽和状態となった場合、過飽和度から単位体積・単位時間当たりの凝縮量を評価し、支配方程式のソース項として用いる。

$$S_{fog} = \frac{\rho c_p (T_{sat} - T)}{h_{fg} \Delta t}. \quad (3.3-2)$$

$c_p, h_{fg}, \Delta t, T$ は比熱、水の蒸発潜熱、時間刻み、温度である。飽和温度 T_{sat} は局所水蒸気濃度から算出した水蒸気分圧と蒸気曲線を用いて評価する。バルク凝縮の結果失われた水蒸気質量をシンク項 $-S_{fog}$ として質量保存の式に加え、凝縮によって放出される潜熱をソース項 $S_{fog} h_{fg}$ としてエネルギー式に加える。壁凝縮モデルは、以下のステファン速度を壁面垂直成分として指定することで、拡散による凝縮フラックスをモデル化する[4]。壁面接線方向は滑りなし条件とする。

$$u_{Stefan} = - \frac{D_w}{1 - Y_{sw}} \frac{\partial Y_s}{\partial y}. \quad (3.3-3)$$

D, Y_s はそれぞれ拡散係数と蒸気質量分率である。図 3.3-4 に用いた計算メッシュを示す。

HMTA に基づく既存の熱伝達モデルと比較するため、計測した凝縮量はサクシオン係数[5]で補正したシャーウッド数に変換する。

$$\overline{Sh}_{L,0} = \frac{\overline{h_{m,0} L}}{\rho D}. \quad (3.3-4)$$

$$\overline{h_{m,0}} = \frac{\overline{\dot{m}''}}{\ln(1 + \overline{B_m})}, \quad (3.3-5)$$

$$\overline{B_m} = \frac{\overline{Y_{s_w}} - Y_{s_\infty}}{1 - \overline{Y_{s_w}}}. \quad (3.3-6)$$

$\overline{\dot{m}''}$ は冷却面上の平均凝縮フラックスであり、ガターで捕集した単位時間当たりの凝縮量を冷却面積で除すことで得られる。 $\overline{Y_{s_w}}$ は冷却面上の平均蒸気質量分率で、冷却壁面温度 $\overline{T_w}$ と熱平衡仮定を用いて評価した。この実験で得られる平均シャーウッド数 $\overline{Sh_{L,0}}$ を、局所シャーウッド数 $Sh_{x,0}$ に関する以下の4つのHMTAモデルと比較する。比較に当たっては、主流方向の長さ $x = 0 \sim L$ で求まる局所値を長さ方向で平均した値を用いた。 $x = 0$ は冷却開始点と定義する。

$$Sh_{x,0} = 0.332 Re_x^{\frac{1}{2}} Sc^{\frac{1}{3}}, \quad (3.3-7)$$

$$Sh_{x,0} = 0.502 \left(\frac{Sc}{Sc + Sc^{\frac{1}{2}} + 0.5} \right)^{\frac{1}{4}} Gr_x^{\frac{1}{4}} Sc^{\frac{1}{4}}, \quad (3.3-8)$$

$$Sh_{x,0} = 0.37 \frac{Re_x^{\frac{1}{2}} Sc^{\frac{1}{3}}}{\xi^{\frac{1}{8}}}, \quad \xi = (1 + Ri_x^2)^{-1}, \quad (3.3-9)$$

$$Sh_{x,0} = 2 Re_x^{\frac{1}{2}} Ri_x^{\frac{1}{2}} \left[-\frac{1}{3} \frac{\lambda_b}{\lambda_a} + \left\{ \left(\frac{1}{3} \frac{\lambda_b}{\lambda_a} \right)^2 + \frac{8}{3} \frac{Ri_x}{\lambda_a Sc} \right\}^{\frac{1}{2}} \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (3.3-10)$$

$$\lambda_a = \frac{1}{6\lambda^2} \left(\frac{1}{20\lambda} - \frac{1}{30\lambda^2} + \frac{1}{140\lambda^3} - \frac{1}{504\lambda^4} \right),$$

$$\lambda_b = \frac{1}{10} - \frac{1}{10\lambda} + \frac{1}{15\lambda^2} - \frac{1}{140\lambda^3} + \frac{1}{180\lambda^4},$$

$$\lambda = Sc^{-\frac{1}{3}}.$$

Re_x , Gr_x , Ri_x , Sc は長さスケールを冷却開始点からの距離 x とした局所レイノルズ数、局所グラスホフ数、局所リチャードソン数、シュミット数である。いずれも壁面温度一定条件を対象とする熱輸送の式を、HMTAに基づいて物質輸送の式に変換した。式(3.3-7)と式(3.3-8)は、それぞれ強制対流と自然対流の式である[6]。式(3.3-9)と式(3.3-10)は混合対流に関するモデル式であり、式(3.3-9)はRajuらが導出した式[7]、式(3.3-10)はKobusらが導出した式[8]である。図3.3-5に示す通り、両者とも $Ri_x \rightarrow 0$ （強制対流）から $Ri_x \rightarrow \infty$ （自然対流）まで、すべてのリチャードソン数で適用可能である。

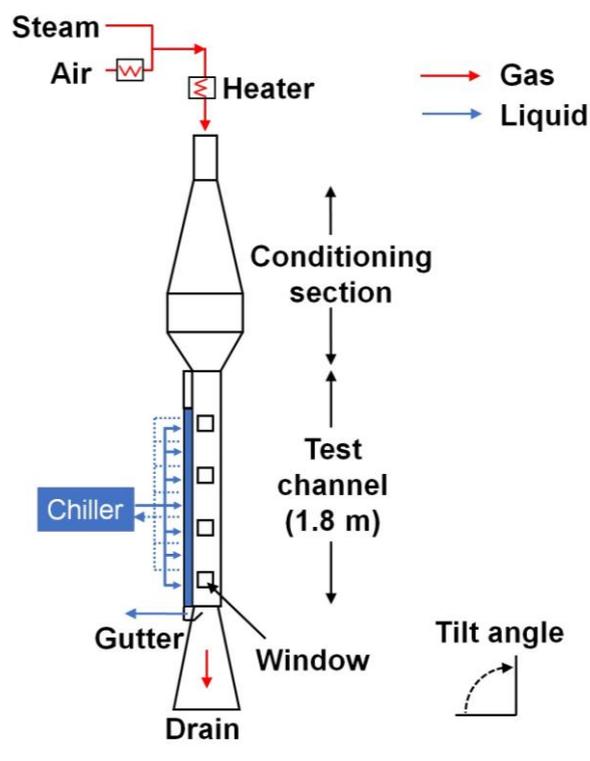


图 3.3-1 实验装置概念图

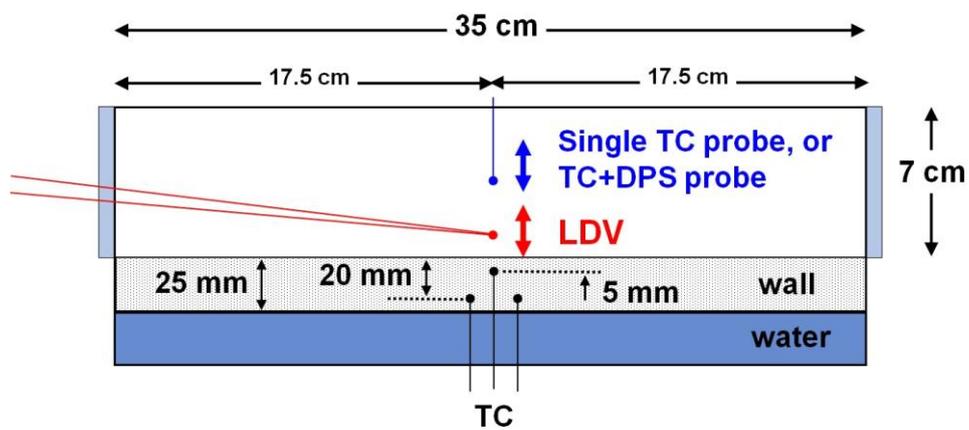


图 3.3-2 试验部断面图

表 3.3-1 実験条件

| | Case 1 | Case 2 | Case 3 | Case 4 | Case 5 |
|-------------------|------------------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| u_{inlet} (m/s) | 0.99 | 1.1 | 0.60 | 0.49 | 1.1 |
| X_{Sinlet} (-) | 0.35 | 0.12 | 0.35 | 0.36 | 0.57 |
| T_{∞} (°C) | 72 (飽和) | 55 (+5°C過熱) | 71 (飽和) | 71 (飽和) | 85 (飽和) |
| \bar{T}_w (°C) | 27 | 37 | 23 | 14 | 38 |
| Ri_L (-) | 4.6 | 1.0 | 13 | 23 | 4.9 |
| 境界則計測 | LDV, single TC, TC+DPS | LDV, TC+DPS | LDV, TC+DPS | LDV, TC+DPS | LDV, TC+DPS |
| 凝縮量計測 | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ |

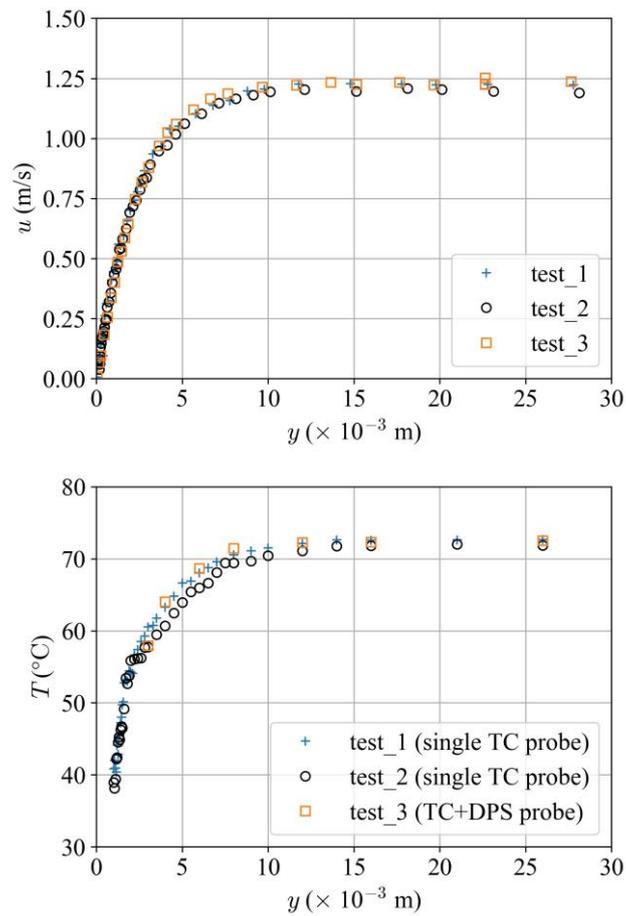


図 3.3-3 再現性確認試験 (上図：LDV データ、下図：温度データ)

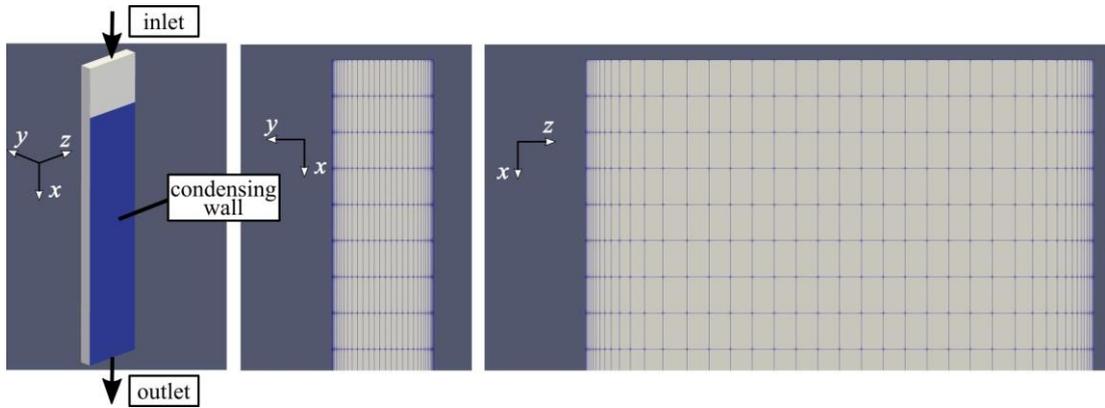


図 3.3-4 計算メッシュ

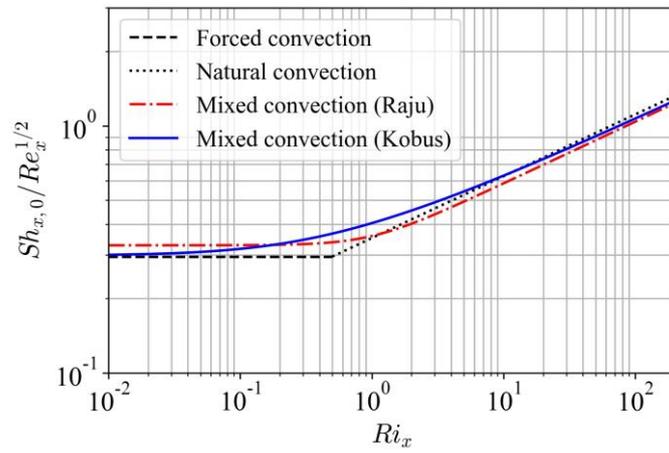


図 3.3-5 局所リチャードソン数に対する局所シャーウッド数

3.3.3. 実験結果

図 3.3-6 に境界層分布の測定値をプロットした。速度データの誤差棒は速度変動値の標準偏差、温度と濃度の誤差棒は計測器に示される計測不確かさを示す。温度データとして、熱電対で計測したガス温度と露点計で計測した露点をプロットし、濃度のグラフには局所熱平衡仮定を用いてそれぞれの温度データで決まる飽和蒸気濃度を載せた。飽和条件である Case 1, Case 3, Case 4, Case 5 ではガス温度と露点はほぼ同じ値（すなわち湿度 100%）となる一方、過熱条件である Case 2 では露点に対してガス温度が高い値となることが確認できる。図には CFD 解析結果もプロットしており、実線がバルク凝縮モデル(fog model)を用いた結果、破線がバルク凝縮モデルを使用しない場合の結果である。概して、バルク凝縮を考慮した解析の方が実験結果とよく一致した。両モデル解析における大きな相違は飽和条件の温度分布で、バルク凝縮を考慮した場合、境界層内の温度分布が 10℃程度増加し、実験との一致が見られた。一方、Case 2 では境界層内で過熱状態となるためバルク凝縮は生じず、バルク凝縮モデルの有無に依らず、温度分布の解析結果は熱電対測定値と一致し、濃度分布の解析結果は露点から評価した実験データと一致した。蒸気濃度分布や速度分布に対するバルク凝縮の影響は、温度分布に対する影響と比べて微小である。境界層内の蒸気濃度分布は、バルク凝縮により僅かに低下したが、温度分布に対する影響と比べると微小であった。これは水蒸気の高い潜熱に基づく結果と考えられる。速度分布に関しても、境界層内の温度が上昇することにより浮力による加速が緩和されるはずだが、その効果は微小であった。

図 3.3-7 に、実験と CFD 解析（バルク凝縮モデルを考慮）で得られたシャーウッド数を、HMTA に基づくモデルの予測値と比較した結果を示す。実験では、壁面上の液滴とともに、気相中で生じた微小な水滴もガターで捕集している可能性が有る。実際、CFD で予測されたバルク凝縮を示すソース項 S_{fog} は、主に壁面から 2 mm 程度の範囲に分布している。3 mm のガターによる気相中微小液滴の捕集を模擬するため、CFD 解析の結果では、壁面とバルクで生じた凝縮量を足し合わせ、その値を冷却面で除したものを平均凝縮フラックス \overline{m}'' とし、式(3.3-4~6)でシャーウッド数を計算した。図から、強制対流を対象とする HMTA モデルでは、 Ri_L 数が高いほど（つまり浮力の効果が大きいほど）乖離が大きくなり、自然対流を対象とする HMTA モデルでは逆に Ri_L 数が低いほど（つまり慣性の効果が大きいほど）乖離が大きくなる傾向が見られ、物理的知見と一致する結果である。一方、混合対流に関する HMTA モデルの式(3.3-9, 10)では、すべての条件に対して良好な予測結果となり、特に Kobus の式は良い線形性が見られた。実験結果から評価したシャーウッド数は CFD 予測値と比較してやや低いが、原因としては、バルクで生じた凝縮液滴の全てをガターで捕集しきれなかった可能性や、LDV 計測で用いた過熱窓により冷却面温度が局所的に高くなった可能性等が考えられる。

3.3.4. 本節のまとめ

水蒸気壁凝縮における境界層内の分布計測や水蒸気凝縮量計測を通じ、CFD で用いられるバルク凝縮モデルの検証データを得るとともに、HMTA に基づく凝縮熱伝達モデルの妥当性を検証した。実験条件として幅広いリチャードソン数と水蒸気濃度をパラメータとし、露点計による蒸気濃度分布計測や凝縮量からシャーウッド数を評価することを新たに実施した。その結果、局所熱平衡を仮定するバルク凝縮モデルの妥当性を確認でき、更に混合対流に関する熱伝達モデルの有効性も確認できた。

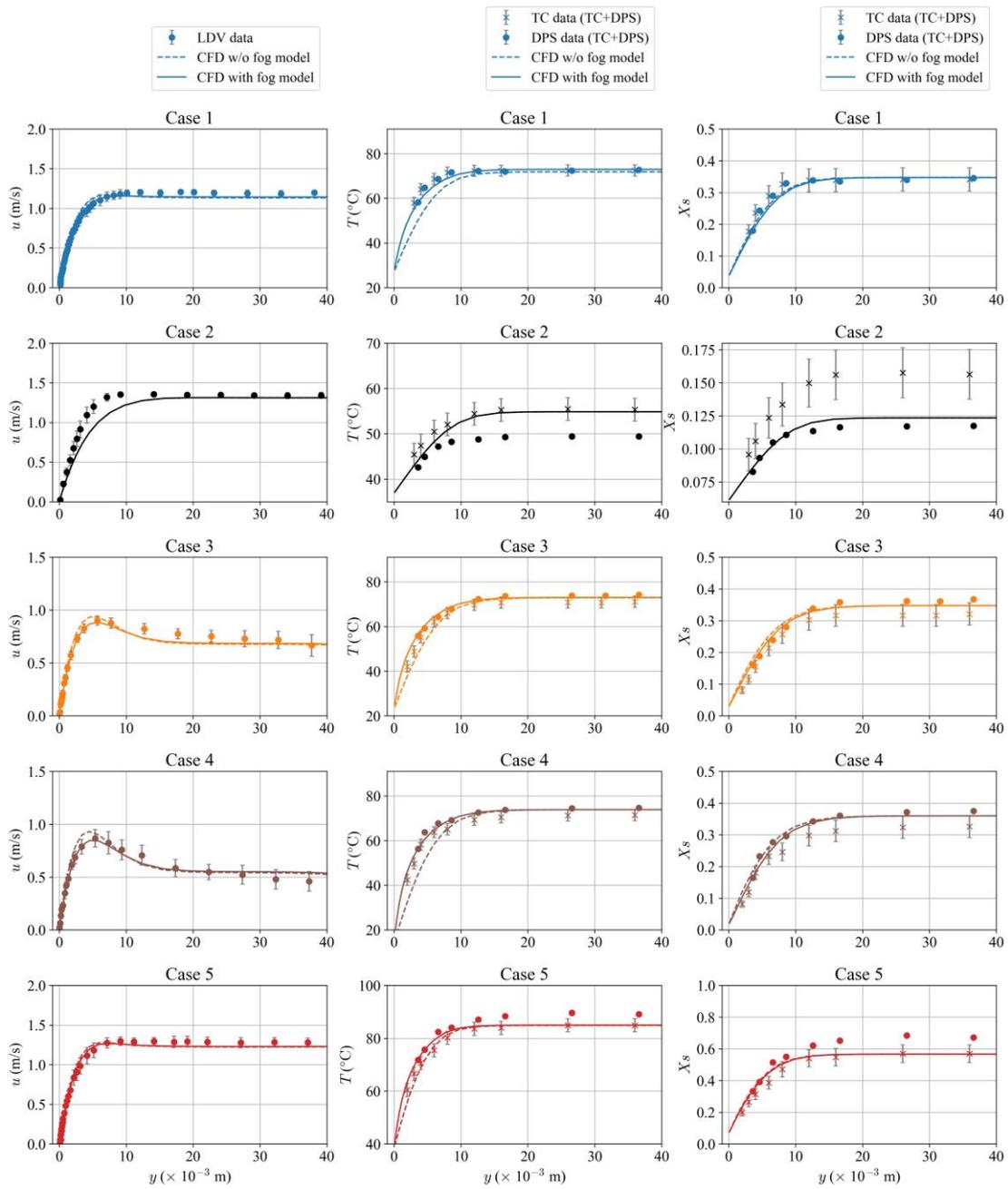


図 3.3-6 全実験ケースの境界層データ (左から速度、温度、蒸気濃度分布)

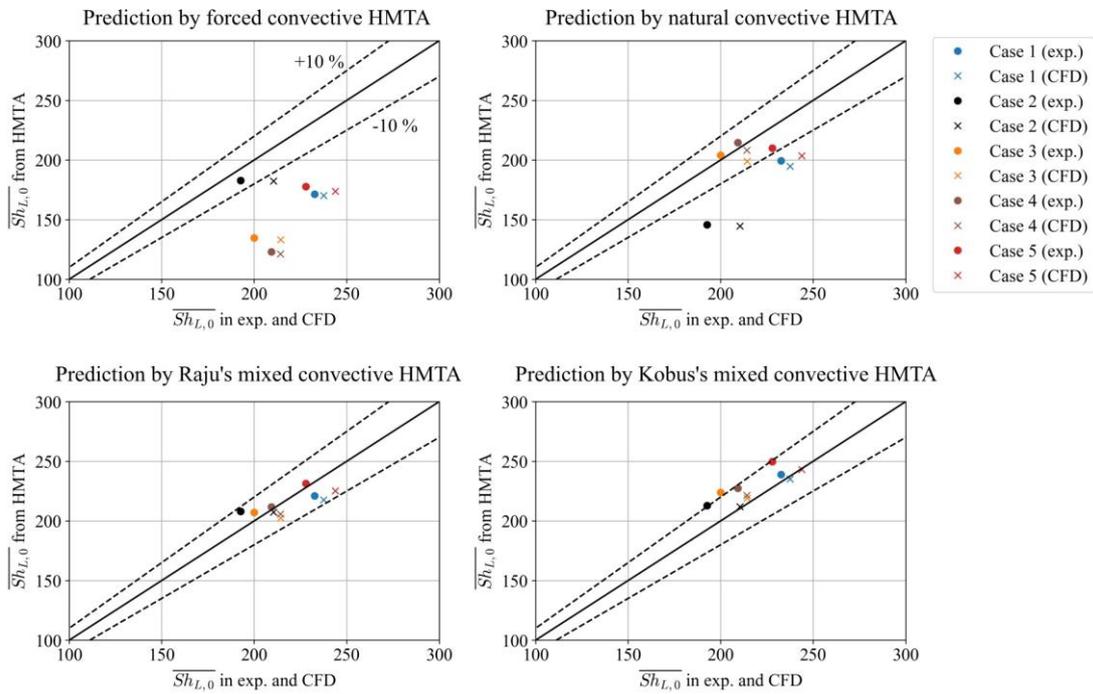


図 3.3-7 実験と CFD 解析で得られたシャーウッド数と HMTA モデル予測値との比較

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）コードの整備を実施した。また、解析手法開発の一環として、壁面凝縮を伴う風洞試験装置 WINCS を用いた実験を実施した。以下では結果についてまとめる。

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加熱実験、スプレイ実験、低熱伝達自然循環実験、蒸気注入を伴う外面冷却実験、ベント実験、及び、1F3 号機建屋の事故推移を検証するための壁面凝縮駆動による水素移行実験を実施した。

トップヘッドフランジ加熱実験では、高温の蒸気噴流による加熱に対し、上部プールへの注水による冷却効果に着目した実験を行った。その結果、注水タイミングを大幅に遅らせた場合でも注水後に急激な温度低下が生じたことで、ガスケットの最終的な温度に大きな差は認められなかった。一方、注水量を減らしてフランジが冠水しない条件では、実験終盤で飽和温度に対しガスケットは過熱状態となる。これらの実験により、トップヘッドフランジの温度に関し、過年度の結果と合わせて、蒸気流量やウェル水張りの影響が明らかになり、CFD 解析を行う上で有用なデータが取得できた。

スプレイ基礎実験では、スプレイ噴射される位置よりも上方にヘリウムの密度成層が存在する場合に、スプレイの攪拌効果によって成層が浸食・混合されるかを確認する実験を行った。これは、スプレイは格納容器内の攪拌効果が強いことで知られるが、実機の事故時において格納容器頂部からスプレイ噴射されない状況を考慮した実験である。その結果、容器体積に対してスプレイ流量を数分の 1 に保存したスケーリング実験においても、有意な成層の混合は見られず、スプレイの混合領域は噴射上部へ影響しないことが示された。本実験は空気-ヘリウム雰囲気で行われ、蒸気のある場合の凝縮効果も興味深いところである。

低熱伝達自然循環実験では、昨年度の空気+ヘリウムの非凝縮体系に加えて、蒸気+空気+ヘリウム 3 成分系の放熱による自然対流実験を実施した。実験結果は成層内で蒸気凝縮が生じたことが示したが、成層内のヘリウム濃度は一定に保たれる一方、容器下部では時間的にヘリウム濃度が増加し、80000 秒でほぼ一様となった。これは、水蒸気凝縮によるヘリウムの濃縮効果と自然対流・拡散によるヘリウムの混合希釈効果が同程度であることを示す結果である。

蒸気注入を伴う原子炉ウェル注水冷却実験では、ウェル注水による格納容器減圧・冷却効果に対し、高濃度ヘリウム蓄積の伝熱阻害の影響を明確にすることを目的とし、昨年度に実施した最もヘリウム蓄積が生じやすいと考えられる蒸気+ヘリウムの二成分系を加えて、初期に空気も混入させた 3 成分系の実験を実施した。その結果、空気成分により成層密度が増加して成層の浸食が早まることで、ヘリウムの蓄積が緩和され、トップヘッドフランジを介した除熱量が増加する結果が得られた。

ベント実験では、サンプル水の減圧沸騰がヘリウム移行挙動に与える影響を調査した。過年度においてベント高さ位置がサンプル水に近い条件で実験を行っていたが、今年度はベント取り出し口が比較的高い条件において、サンプル水の有無とベント流量をパラメータとした実験を実施した。その結果、サンプル水の減圧沸騰により、容器内雰囲気の水蒸気に置換され、ベントガス内も高水蒸気濃度となるため、ヘリウム排出流量はサンプル水が無い場合と比べ一時低下したが、排気時間が長時間となるため、ヘリウムの総排出量はサンプル水が有る場合の方が大きいことが示された。また、過年度実験で見られた減圧沸騰による蒸気流が成層を押し上げる効果は見られず、サンプル水とベント配管の位置関係が排気ガスの濃度に影響することが示された。流量を低下させた場合は、過渡変化が緩やかになり、容器内の混合が弱くなることが示唆された。

蒸気凝縮駆動における水素移行実験では、1F3 の事故解析の条件をスケーリング則によって設定した実験を行った。本実験においてはヘリウムの移行は、容器内への供給と拡散及び冷却のバランスによって決定されると考えられる。本実験においても、壁の冷却条件によってヘリウムの蓄積に差異が生じ、強い冷却条件下では上層および中層での層成が顕著になり、弱い冷却条件下では、ヘリウムは容器の最下層まで達することが観察された。この結果は、蒸気・ヘリウムが供給される空間から離れた領域で、ヘリウムや空気の蓄積が生じる可能性があることを定性的に示した。

CFD 解析では、昨年度作成したトップヘッドフランジ過熱実験に関する実験 (JT-SJ-19) の入力データを元に熱連成解析の調査・検証を行った。熱伝達境界条件の調査により、OpenFOAM では、標準壁関数が使用されており、粘性底層の式と対数領域の式の交点で使用する式を切り替える一方、商用ソフトウェアでは、標準壁関数に加え、それらの式の間を滑らかに内挿した壁関数も使用されていることが明らかになった。両者の差異から、壁面境界において第一格子点が緩和層に入ることがある場合には、Kader[6]の壁関数、粘性底層内にある場合には標準壁関数を用いるのが適切であると結論づけた。解析検証では、計算初期の温度変化に着目し、計算格子、最大 Courant 数、計測位置、及び乱流モデルについて、実験結果との比較による検証を実施した。その結果、流体-固体界面の第一格子点の影響が最も大きく、最大 Courant 数の影響はほとんど見られなかった。また、実験で使用した熱電対の測温点は計算格子よりも 10 倍程度大きく、計算結果の分解能を有していないが、おおよその温度推移を再現できた。来年度は、試験容器の壁面条件、固体壁温度の

計測方法の見直しや評価方法の検討を行いつつ、実験相関式との比較を念頭に、蒸気噴入ノズルをトップヘッドフランジに近づけ、より噴入流量を減少させた解析を実施する予定である。

蒸気凝縮を伴う風洞実験では、水蒸気壁凝縮における境界層内の分布計測や水蒸気凝縮量計測を通じ、CFD で用いられるバルク凝縮モデルの検証データを得るとともに、HMTA に基づく凝縮熱伝達モデルの妥当性を検証した。実験条件として幅広いリチャードソン数と水蒸気濃度をパラメータとし、露点計による蒸気濃度分布計測や凝縮量からシャーウッド数を評価することを新たに実施した。その結果、局所熱平衡を仮定するバルク凝縮モデルの妥当性を確認でき、更に混合対流に関する熱伝達モデルの有効性も確認できた。

5. 本事業に関連する外部発表

令和5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) Hirose, Y., et al., Simulation of a Jet Flow Rectified by a Grating-type Structure using Immersed Boundary Method, Progress in Nucl. Energy, 169 (2024) 105085.
- 2) Soma, S., et al., Boundary layer measurements for validating CFD condensation model and analysis based on heat and mass transfer analogy in laminar flow condition, Nucl. Eng. Technol., 2024, <https://doi.org/10.1016/j.net.2024.02.011>.
- 3) Abe, S., et al., The Behavior of a Jet Passing through a Grid-type Obstacle: An Experimental Investigation, Annals of Nucl. Energy, 202 (2024) 110461.

口頭発表

- 1) 石垣将宏他, 大型格納容器実験装置における自然対流による成層浸食挙動のデータ同化を用いた解析, 第37回数値流体力学シンポジウム, 2023年, 2509-12-02.
- 2) 相馬秀他, 実験装置 CIGMA を用いた格納容器外面冷却に関する実験的研究, 日本原子力学会 2024年春の年会, 近畿大学東大阪キャンパス, 2K19.

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

国外出張の概要

- CSARP (R5年6月) : 2023年6月4-6日にかけて、米国NRCが主催する共同シビアアクシデントプログラム (CSARP: Cooperative Sever Accident Research Program) に参加し、JAEAで進めている格納容器熱水力に関する実験及び数値解析に現状を報告すると共に、欧米及びアジア諸国のシビアアクシデント研究に係る最新情報を収集した。JAEAからは、CIGMA装置を用いた3つの実験(外面冷却によって駆動される容器内の自然対流、高温浮力プルームの混合現象、及び輻射伝熱)について物理現象の特徴を実験及びCFDコード解析の結果に基づいて説明し、CIGMA装置の特徴や詳細な乱流モデルと集中定数系コードとの関連についての議論がなされた。CFDを用いた類似研究としては、SSTCのVorobyov氏から"IVMR Heat Flux Estimations for VVER-1000 Reactor with MELCOR and ANSYS CFX Codes"と題する講演があり、彼らもCFDによるIVRの対流解析にLESモデルを採用し、集中定数系であるMELCORとのギャップを埋めるための検討がなされていた。CFDによる3次元解析は集中定数系コードの1次元解析では見落とされる可能性のある現象を補完する役目が期待され、両者の相補的な関係は、現象を再現するためのモデル開発のみならず、適用事例の確認や不確かさ解析等の検討が実用化において重要であることが会議の場で認識された。
- THEMIS (R5年7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) の会合が対面形式で開かれ、プロジェクトの進捗報告と議論が行われた。COや水蒸気等を含む雰囲気における水素燃焼に対して5実験(HD-47~HD-51)が実施され、ブラインドベンチマーク解析の対象であるHD-48を除いた4実験の結果が報告された。また、注入ガス速度(We数)を試験パラメータとするプールスクラビング実験において、入口注入がガスジェット条件のWH-33に対するブラインドベンチマーク解析の結果が報告された。H₂/CO雰囲気下にIO_xとエアロゾルが存在する場合の静的触媒式水素再結合器(PAR)の挙動に関して実施予定の総合実験の条件、手順や計測手法の詳細が報告された。
- IPRESKA (R5年7月) : 上記THEMIS会合に引き続き2023年7月5-6日にかけて、エアロゾルとガスに対するプールスクラビング現象に関する理解と評価手法の高度化を目的としてIPRESKAに参加した。JAEAからは、気泡上昇領域における慣性移行に利用できるスケーリング法則を提案し、関連する解析を報告した。発表を受けて、本スケーリング則の適用範囲やその正当性についての議論がなされ、気泡上昇領域で

は慣性移行が支配的になる理由と共に応用可能性についての補足説明を行った。また、本モデルでは単純な球形気泡を仮定しているが、実際の気泡ダイナミクスの影響についての質問もあり、気泡変形が DF に大きな影響を及ぼすことは自明だが、現行で広く使われる SPARC90 等の評価モデルでも気泡変形の効果は考慮されておらず、モデルの精緻化については最先端の検討課題である。会議の最後に、IPRESKA プロジェクト並びに講演のあったプールスクラビング研究全般について総合討論があり、実用性を見据えたものになっていないと批判が展開された。効率的な研究推進やプールスクラビングへの貢献を見据えた研究活動を行うためには、集中定数系コードの感度解析や不確かさ解析を事前に行い、モデルの優先度を検討する等の取り組みが必要であるという認識が共有された。

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 節

3.1.1 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [2] 新規制基準適合性審査に関する事業者ヒアリング (女川 2 号炉 (474)), 令和元年 11 月 07 日
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 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 5 年 3 月, (2023).

3.1.2 節

- [1] 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.
- [2] E. Porcheron, P. Lemaitre, A. Nuboer, V. Rochas and J. Vendel, Experimental study of heat, mass and momentum transfers in a spray in the TOSQAN facility, pp. 425-439.
- [3] <https://www.da.nra.go.jp/file/NR000005776/000055929.pdf>
- [4] 原子力研究開発機構、令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書、令和 4 年 3 月。
- [5] Status Report on Hydrogen Management and Related Computer Codes, NEA/CSNI/R(2014)8.
- [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.

3.1.3 節

- [1] 高浜 3 号炉及び 4 号炉の審査会合における指摘事項の回答, 平成 26 年 2 月 27 日

- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 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 5 年 3 月, (2023).

3.1.4 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 28 年度原子力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, (2017).
- [2] 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).
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 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 5 年 3 月, (2023).
- [5] Thermohydraulic Safety Research Group, Containment InteGral effect Measurement Apparatus (CIGMA) System Description for the First Construction (Contract Research), JAEA-Technology 2021-9001, 2021.

3.1.5 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 30 年度原子力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, (2019).
- [2] 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, 令和 2 年 3 月, (2020).
- [3] E. Porcheron, P. Lemaitre, A. Nuboer, Influence of sump on containment thermal hydraulics: synthesis of the TOSQAN tests, Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 1, (4), (2015).
- [4] Status Report on Hydrogen Management and Related Computer Codes, NEA/CSNI/R(2014)8.

3.1.6 節

- [1] 原子力規制委員会, 東京電力福島第一原子力発電所事故の調査・分析に係る中間取りまとめ—2019 年 9 月から 2021 年 3 月までの検討—, 2021 年 3 月.

- [2] 東京電力福島第一原子力発電所における事故分析に係る検討会第 34 回会合,資料 2.

3.2 節

- [1] S. Abe, A. Hamdani, M. Ishigaki, Y. 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).
- [2] S. Abe, E. Studer, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Density stratification breakup by a vertical jet: Experimental and numerical investigation on the effect of dynamic change of turbulent Schmidt number, *Nuclear Engineering and Design*, 368, 110785 (2020).
- [3] S. Soma, S. Abe, Y. Sibamoto, M. Ishigaki, Measurement of velocity and temperature profiles in boundary layer with steam condensation, in: *Proceedings of the 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-19)*, March 6-11, 2022, on line (2022).
- [4] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Unsteady natural convection in a cylindrical containment vessel (CIGMA) with external wall cooling: Numerical CFD simulation, *Energies*, 13(14), 3652 (2020).
- [5] C.L.V. Jayatilke, The influence of Prandtl number and surface roughness on the resistance of the laminar sublayer to momentum and heat transfer, *Progress in Heat and Mass Transfer*, 1, 193–321 (1969).
- [6] B.A. Kader, Temperature and concentration profiles in fully turbulent boundary layers, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 24, 1541–1544 (1981).
- [7] 北村健三, 木村文義, 水平上向き加熱円板まわりに生じる自然対流の流動と伝熱, *日本機械学会論文集 (B 編)*, 73(735), 2303-2310 (2007).
- [8] F. Meng, J.W. Banks, W.D. Henshaw, D.W. Schwendeman, A stable and accurate partitioned algorithm for conjugate heat transfer, *Journal of Computational Physics*, 344, 51–85 (2017).
- [9] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, *Progress in Nuclear Energy*, 153, 104415 (2022).
- [10] H. Martin, Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces, *Advanced in Heat Transfer*, 13, 1-60 (1977).
- [11] 日本機械学会, 伝熱工学資料 改訂第5版, 2009.

- [12] A.A. Tawfek, Heat transfer and pressure distributions of an impinging jet on a flat surface, *Heat and Mass Transfer*, 32, 49–54 (1996).

3.3 節

- [1] M. Ishigaki, S. Abe, Y. Shibamoto, T. Yonomoto, Numerical Simulation of Thermal Flow With Steam Condensation on Wall Using the Openfoam Code, in: *Proc. CFD4NRS-5*, 2014.
- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [3] A. George, S. Kelm, X. Cheng, H.J. Allelein, Efficient CFD modelling of bulk condensation, fog transport and re-evaporation for application to containment scale, *Nucl. Eng. Des.* 401 (2023).
- [4] G. Vijaya Kumar, L.M.F. Cammiade, S. Kelm, K. Arul Prakash, E.M. Groß, H.J. Allelein, R. Kneer, W. Rohlf, Implementation of a CFD model for wall condensation in the presence of non-condensable gas mixtures, *Appl. Therm. Eng.* 187 (2021) 116546.
- [5] M. Bucci, M. Sharabi, W. Ambrosini, N. Forgiione, F. Oriolo, S. He, Prediction of transpiration effects on heat and mass transfer by different turbulence models, *Nucl. Eng. Des.* 238 (2008) 958–974.
- [6] 相原 利雄, 機械工学選書 伝熱工学, 裳華房, 2019
- [7] M.S. Raju, X.Q. Liu, C.K. Law, A formulation of combined forced and free convection past horizontal and vertical surfaces, *Int. J. Heat Mass Transf.* 27 (1984) 2215–2224.
- [8] C.J. Kobus, G.L. Wedekind, Modeling the local and average heat transfer coefficient for an isothermal vertical flat plate with assisting and opposing combined forced and natural convection, *Int. J. Heat Mass Transf.* 39 (1996) 2723–2733.