

令和 6 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熱流動試験）事業

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
令和 7 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. 全体計画と今年度の実施内容	2
2.1. 重大事故時熱流動試験の実施内容	2
2.1.1. 大型格納容器実験	2
2.1.2. 数値解析による検討	3
2.2. 炉心出口温度に関する熱流動試験	3
2.2.1. LSTF 実験	3
2.2.2. 数値解析による検討	3
3. 重大事故時熱流動試験の実施内容	5
3.1. 大型格納容器実験	7
3.1.1. トップヘッドフランジ加熱実験	8
3.1.1.1. 実験条件	9
3.1.1.2. 実験結果	11
3.1.1.3. 障害物効果に関する予備試験の条件	21
3.1.1.4. 障害物効果に関する予備試験の結果	23
3.1.1.5. 本節のまとめ	23
3.1.2. 低熱伝達率自然対流実験	27
3.1.2.1. 低熱伝達率自然対流実験の条件	28
3.1.2.2. 実験結果	30
3.1.2.3. 本節のまとめ	31
3.1.3. 原子炉ウェル冷却実験	38
3.1.3.1. 原子炉ウェル冷却実験の条件	39
3.1.3.2. 実験結果	42
3.1.3.3. 本節のまとめ	52
3.1.4. 蒸気凝縮駆動水素移行実験	53
3.1.4.1. 実験条件	53
3.1.4.2. 実験結果	57
3.1.4.3. 本節のまとめ	68
3.2. 数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握	70
3.2.1. トップヘッドフランジ加熱実験に関する熱連成解析検証	72
3.2.1.1. 目的	72
3.2.1.2. 熱連成解析ソルバ chtMultiRegionFoam の流体・構造体熱連成に関するソースコード調査	72
3.2.1.3. 解析概要	87

3.2.1.4. 解析結果	100
3.2.1.5. 本節のまとめ	108
4. 炉心出口温度に関する熱流動試験の実施内容	109
4.1. CET と燃料被覆管温度の関係に着目した総合実験	109
4.1.1. 低温側配管小破断 LOCA 実験	120
4.1.2. 高温側配管小破断 LOCA 実験	147
4.2. ECCS 注水機能喪失実験	173
4.3. 炉心出口温度に関する数値解析	191
4.3.1. 炉心熱流動解析	191
4.3.2. 炉心出口温度に関する熱流動解析 (CFD 解析)	202
4.3.2.1. 目的	202
4.3.2.2. 計算メッシュ作成	202
4.3.2.3. 試計算	214
4.3.2.4. 本節のまとめ	231
5. 結言	260
5.1. 重大事故時熱流動試験	260
5.2. 炉心出口温度に関する熱流動試験	261
6. 本事業に関連する外部発表	264
7. 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	265
参考文献	270

1. 緒言

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。

本事業は、規制庁の定める今後推進すべき安全研究の分野及びその実施方針[1]の D) シビアアクシデント（レベル2PRAを含む）の短期的課題 D-5 の対応として設定される「重大事故における重要物理化学現象の不確実さ低減に係る実験（R2-R7）」と「重大事故進展を踏まえた水素挙動等に関する研究（R5-R8）」の一部に相当する。前者が第3章に記載する大型格納容器実験とその数値解析、後者が4章に記載する炉心出口温度に関する LSTF を用いた実験と数値解析に相当する。第2章で事業の全体計画について文献[2]との関係を説明し、第3章及び第4章で本年度の実施内容について述べた後、第5章で結論をまとめる。第6,7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. 全体計画と今年度の実施内容

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。本章では文献[2]の「令和 6 年度安全研究計画」で記載される内容と本事業との関係を含めて、今年度の実施内容の概要を説明する。

2.1. 重大事故時熱流動試験の実施内容

2.1.1. 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文献[2]の「8.重大事故における重要物理化学現象の不確かさ低減に係る実験」に関連する。そこでは全部で 5 つの実験研究が計画されており、本事業は（3）重大事故時格納容器熱流動実験【分類②及び③】に相当し、大型格納容器実験装置（CIGMA）を用いた実験研究として以下の 4 つに分類した実験を展開中である。

- ① 格納容器外面冷却時の容器内雰囲気の流れを含む多次元的な格納容器フランジ部の伝熱挙動
- ② 多成分気体で構成される格納容器雰囲気の流れ挙動の観測
- ③ 格納容器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[1][2]に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。

[1]に記載されている通り、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、今年度も昨年度に引き続き容器冷却に自然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昨年度から実施しており、今年度もパラメータ実験を継続する。

昨年度までの事業で③と④の実験が終了しており、今年度は①と②に関する実験のデータ拡張を行った。3.1 節に示すように全部で 4 種の実験を実施しており、3.1.1 節のトップヘッドフランジ加熱実験は上記の①に相当し、3.1.2 節の低熱伝達自然対流実験、3.1.3 節

の原子炉ウェル冷却実験、3.1.4 節の蒸気凝縮駆動水素移行実験は主に②に相当するものである。

2.1.2. 数値解析による検討

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、R5 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。

2.2. 炉心出口温度に関する熱流動試験

2.2.1. LSTF 実験

本事業における LSTF 装置を用いた炉心出口温度 (CET) に関する一連の実験は文献[2]の「7.重大事故進展を踏まえた水素等に関する研究」に関連する。そこでは全部で 4 つの安全研究が計画されており、本事業は (4) 炉心損傷の判断基準に関する事故進展解析【分類①②】に相当し、大型非定常装置 (LSTF) を用いた実験と関連する数値解析を実施する。

現行の PWR では炉心内の温度を測定していないため、被覆管温度の過熱は炉心の上部に設置された炉心出口温度 (Core Exit Temperature, CET) で判断される。一方で、炉心出口には炉心を支持するための機構や制御棒案内管など設置され、複雑な流路となるため、流れの 3 次元性から燃料被覆管温度と CET には線形関係にならない懸念があり、両者の乖離や時間遅れは事故シナリオにも影響される。本事業では、代表的かつ炉心上部プレナムで構造物や流れの 3 次元性の影響が出やすいと予想される 4 つの破断条件での実験を計画している。昨年度は圧力容器頂部破断と圧力容器底部破断の実験を実施した。今年度は、コールドレグ破断とホットレグ破断の実験を行う (4.1.1 節及び 4.1.2 節)。また、ECCS 注水機能喪失を仮定した実験も行い、結果を 4.2 節にまとめる。日本以外においても、炉心出口温度は炉心損傷開始の判断指標として利用されており、しかしその位置付けにおいては様々な解釈がある。これらの詳細については背景を含めて 4 章で説明する。

2.2.2. 数値解析による検討

CET の挙動に関して、前章の LSTF 実験を検証データとして、最適評価 (BE) コード RELAP5/MOD3.3 を用い数値解析と数値流体力学 (CFD) コード OpenFOAM を用いた数値解析を行う。前者においては、基本的に 1 次元流れを扱う BE コードにおいて、炉心部及び炉心出口のプレナム部にクロスフロー等の横流れを考慮したノーディングを適用し、実験データの再現性や 1 次元コードの限界を把握する。後者においては、炉心出口プレナム領域を切り取り、炉心から来る流れを入口として炉心出力から計算される蒸気流れを流

速境界と圧力勾配として指定し、上部出口は自由流出として指定し、領域内の流れ及び温度分布を構造と共に解析する。

3. 重大事故時熱流動試験の実施内容

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、3.2 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。

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。3.1.3 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。今年度は無次元数の定義がやりやすい上向き噴流条件を適用した。3.1.4 節の蒸気凝縮駆動水素移行実験は昨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。今年度は昨年度実施した CC-SJ-01 をベースケースとし、注入条件や冷却条件をパラメータとした実験を行った。

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。今年度は実験体系を模擬することよりも、一般的に広く用いられている実験相関式が対象とする簡易的な体系における熱連成解析の妥当性検証を行った。

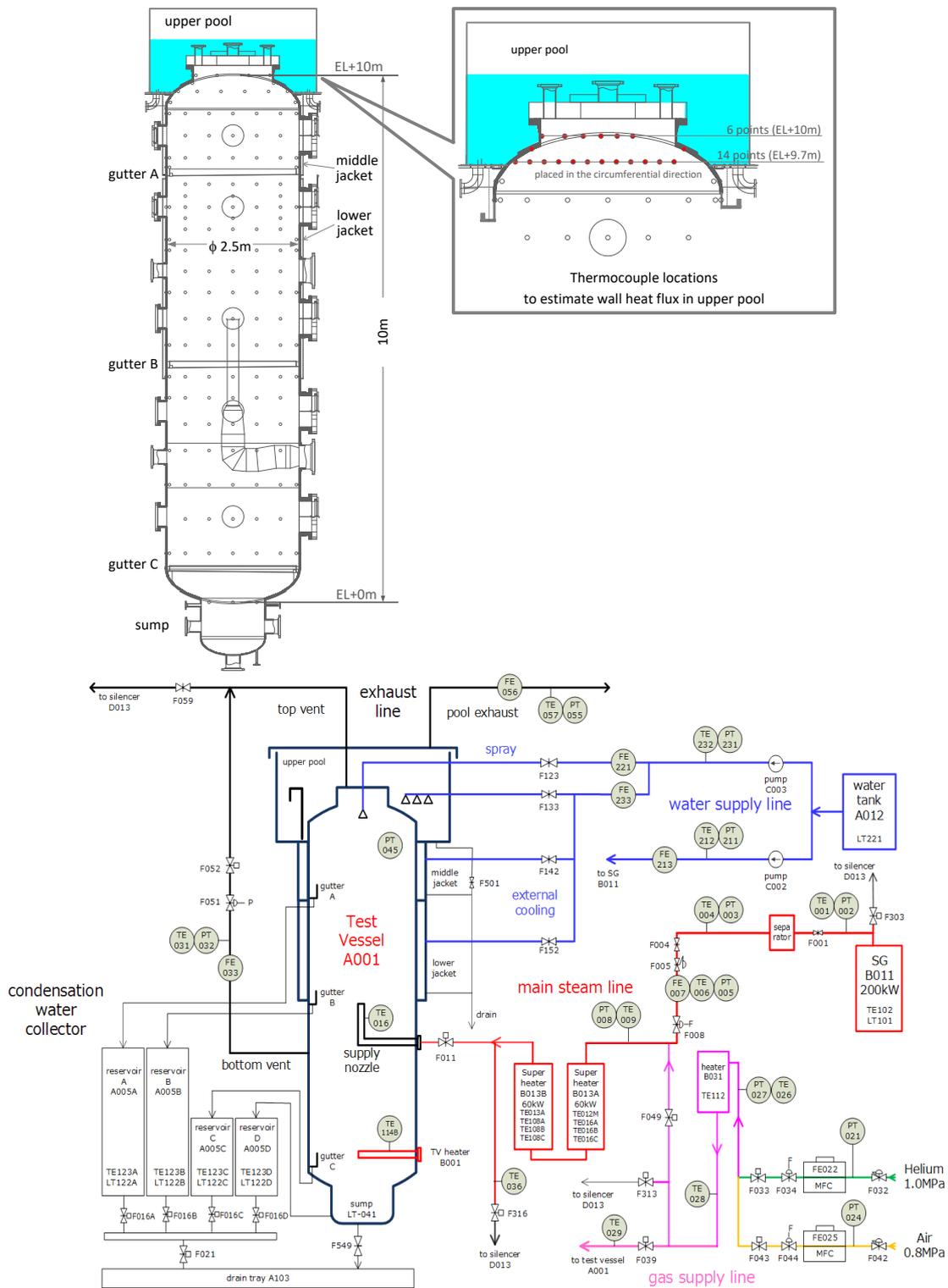


図 3-1 CIGMA 試験部と系統図

3.1. 大型格納容器実験

大型格納容器実験装置 CIGMA を用いて、本年度はシビアアクシデント時に格納容器で生じる安全上重要な熱水力現象の調査に資する実験を実施した。

- (1) トップヘッドフランジ加熱実験 (3.1.1 節)
- (2) 低熱伝達自然対流実験 (3.1.2 節)
- (3) ウェル冷却実験 (3.1.3 節)
- (4) 蒸気凝縮駆動水素移行実験 (3.1.4 節)

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

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの 2 文字：実験の種類
 - PR：PReSSurization；加圧試験
 - CC：Containment Cooling；格納容器冷却試験
 - ME：MEasurement；計測器有効性評価試験
 - SE：Stratified layer Erosion；成層浸食実験
 - SB：Stratified layer Buildup；成層形成実験
 - JT：JeT 実験
 - HT：Heat Transfer；熱伝達実験
 - VT：Venting；ベント実験
 - PG：Purge；ページ実験
- 第二ブロックの 2 文字：実験パラメータ
 - SJ：Steam Jet；蒸気噴流
 - AJ：Air Jet；空気噴流
 - NJ：No Jet；噴流無し
 - SP：SPray；内部スプレー
 - 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るため、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、ガスケット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 年度の実験では、「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する条件を採用したが、実際の事故時には状況に応じてこれよりも早く注水する場合や遅れて注水する場合も考えられる。また、注水水位にも不確かさが存在する。これらを踏まえ、注水タイミングや注水量をパラメータとした実験を令和 4~5 年度に実施した[3-4]。その結果、注水タイミングは最終的なガスケット温度に大きな影響を及ぼさない一方、注水量が少ないと冷却不足によりガスケットが過熱状態となることが分かった。

以上の実験では、高温の蒸気噴流が壁面近傍から噴出し、比較的高速の噴流が壁面に衝突する際の熱伝達データを取得してきた。しかし、BWR の圧力容器上部ヘッドはミラーインシュレータと呼ばれる構造物で囲われている[5]ことから、破断位置によっては壁面に衝突する流速が緩やかになることが想定される。また、事故時に格納容器が高温高圧となり、格納容器のトップヘッドがリフトアップや熱伸びした場合、トップヘッドフランジシール部の隙間に高温蒸気が貫入する効果も考えられる[5]。既存研究では、シール部からの漏洩が無い場合は、隙間部への気体の流入はほぼ存在しないため、熱伝導でシール材が昇温されることが解析的に示されている[5]が、比較的大型の装置かつ高温蒸気を用いた実験による検証は有用な知見となる。更に、蒸気漏洩部や熔融炉心等の熱源がバルクヘッド下部にある場合、バルクヘッドのマンホールを通じて格納容器トップヘッドフランジに高温蒸気移行することになり、その際の障害物効果も様々な事故状況に対応する上で重要な知見である。

以上を踏まえ、本年度は比較的緩やかな衝突噴流条件下において、トップヘッドフランジ温度等の熱伝達データを取得し、それらデータを用いてガスケット隙間部への気体貫入の効果を評価した（3.1.1.1～3.1.1.2）。また、障害物効果に関する予備試験として、CIGMA 容器内に障害物を設置し、障害物の下部より蒸気噴流をトップヘッドフランジに向けて噴出した際の構造材温度等のデータを取得し、障害物がない場合との比較を行った（3.1.1.3～3.1.1.4）。

3.1.1.1. 実験条件

本年度実施した実験と比較するために、過年度の実験 JT-SJ-19 の実験条件を表 3.1.1-1 に示す。JT-SJ-19 では、試験容器頂部から 1.1 m 下方にあるノズルから（図 3.1.1-1 参照）、CIGMA 装置で設定し得る最大流量の 70 g/s の水蒸気を上向きに注入した。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水蒸気発生量である。ノズルに対するトップヘッドフランジ内壁、及びガスケット隙間部の熱電対の位置関係を図 3.1.1-2 に示す。これに対し、本年度の実験 JT-SJ-22 では、流量は同じく 70 g/s とする一方、注入位置を壁から下方へ離し、容器中部に設置されているメインノズルからの注入とした。試験容器頂部からノズル出口までの距離は 4.8 m である。ノズル出口温度が JT-SJ-19 よりもやや低い値となるのは、試験容器内のメインノズルを流れる際の放熱によるものである。壁面衝突速度は、以下の自由噴流の速度減衰の式[6]を用いて評価した。

$$u = \frac{12ru_0}{x} \quad (3.1.1-1)$$

r , u_0 , x は、それぞれノズル半径、ノズル出口流速、ノズル出口～壁面間距離である。これによると、JT-SJ-22 の衝突流速は JT-SJ-19 の約 1/4 倍である。また、熱伝達の定量的な違いを評価する指標として、トップヘッドフランジに衝突する際のよどみ点から、内壁温度測定位置まで境界層が発達する際の境界層厚みも評価した。ここでは、平板上の境界層発達を仮定し、温度が線形的に急激に増加する壁面隣接領域の粘性低層厚みを評価した。JT-SJ-22 の粘性低層厚さは JT-SJ-19 の 4 倍である。これらに対し、JT-SJ-24 ではノズル位置は上面壁に近い上部に保つ一方流量 15g/s とし、衝突噴流速度や粘性低層厚みが JT-SJ-22 と同程度になるようにした。更に、JT-SJ-23 ではメインノズル注入（底部注入）・蒸気流量 15 g/s とし、最も流量が低く、熱伝達が低い条件とした。初期容器温度に関しては、過年度では室温を初期条件とした実験もあるが、初期熱容量による蒸気凝縮をなるべく排除し議論を簡便にするため、JT-SJ-19 と同様の 120 °C とした。以上のように上部フランジに衝突する噴流の速度を小さくしたのは数値解析による熱伝達や境界層厚さの評価を可能するという狙いもある。過年度の数値解析では、衝突噴流速度が大きく（衝突速度基準の Re 数～15000）、衝突開始直後の壁面の境界層が 1mm 以下と極めて薄くなるため、

数値解析において十分な空間解像度を確保することが難しかった。これは冒頭で述べたとおり実機のフランジを周りの幾何形状を想定せずに過大な流速を設定していたことにもより、今年度はこれらを是正して現実的な条件設定を採用した。

以上の条件では全排気バルブは閉じているため、大気圧からの加圧体系である。一方、実機事故状況では、S/Cでの蒸気凝縮やベント等のAM策により、格納容器圧力は低い値で推移し得る。これを考慮し、最も圧力が低くなる連続排気条件、すなわち大気圧条件での実験JT-SJ-25, JT-SJ-26も実施した。注入条件はそれぞれJT-SJ-22, JT-SJ-24と同様である。実験は、650 kPa 到達もしくは約10000秒経過で終了とした。

表 3.1.1-1 実験条件

	JT-SJ-19	JT-SJ-22	JT-SJ-24	JT-SJ-23	JT-SJ-25	JT-SJ-26
実施年度	R4	R6	R6	R6	R6	R6
初期条件	120°C空気 / 大気圧				120°C空気 / 大気圧	
排気バルブ	閉				閉	
蒸気流量 (g/s)	70	70	15	15	70	15
ノズル出口温度 (最大値、°C)	~630	~570	~520	~420	~600	~530
ノズル内径 (mm)	41.2	41.6	41.2	41.6	41.6	41.2
ノズル出口～フランジ壁面距離 (m)	1.1	4.8	1.1	4.8	4.8	1.1
ノズル出口Re数	70000	70000	15000	15000	70000	15000
実験開始直後ノズル出口流速 (m/s)	150	150	32	32	150	32
壁面への衝突速度 (m/s)	33.7	7.8	7.2	1.7	7.8	7.2
粘性底層厚さ (mm)	~1	~4	~4	~13	~4	~4

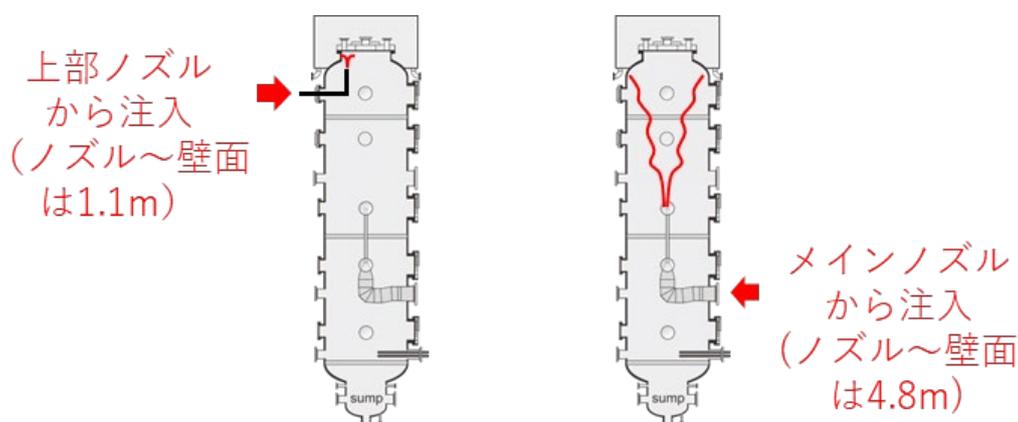


図 3.1.1-1 トップヘッドフランジ加熱実験の概念図 (左：JT-SJ-19,24,26 右：JT-SJ-22,23,25)

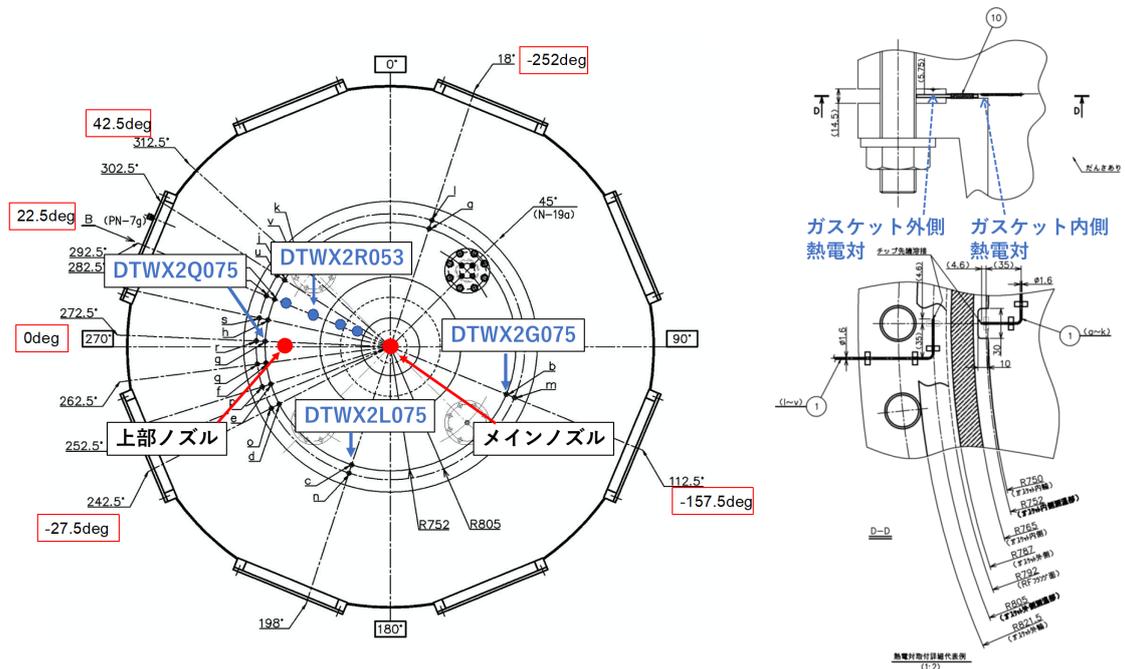


図 3.1.1-2 (左) トップヘッドフランジを上から見た図
 (右上) ガスケット部の断面図
 (右下) ガスケット部を上から見た図。左図中の黒丸はガスケット内外の熱電対、青丸が壁面に設置した熱電対、赤丸は過熱蒸気のノズル位置。

3.1.1.2. 実験結果

図 3.1.1-3 に圧力履歴を示す。初期の雰囲気及び壁温度を 120 °C とし、壁での有意な蒸気凝縮がないため、実験開始後速やかに圧力上昇する。圧力上昇の速さは蒸気流量の大きさと対応しており、ノズル位置の影響に関してはメインノズル使用の方が若干高くなるものの、差はわずかであった。図 3.1.1-4～図 3.1.1-9 に各実験における容器内の温度コンタ図を示す。JT-SJ-19 では容器頂部で約 240 °C の温度成層が形成されたのに対し、メインノズルから同じ蒸気流量で注入した JT-SJ-22 では、EL2m 以上の幅広い領域に亘って 180 °C 程度の高温領域が形成された。これは、容器壁面に衝突する間にガス混合が生じる上、蒸気が駆動する対流によって容器下部まで攪拌されることによるものと考えられる。これらに対し、流量を 15 g/s に低下させた JT-SJ-24, 23 は定性的に同様な傾向となり、JT-SJ-24 では頂部で 180 °C の温度成層が形成され、JT-SJ-23 では EL2m 以上で 140 °C 一定となった。連続排気条件とした JT-SJ-25 は、同じ注入条件の JT-SJ-22 と比べ、注入口付近の高温領域が広く、容器上部のガス温度も若干高い。これは、連続排気条件では圧力が低くなり、同じ質量流量であっても体積流量が高い、すなわち流速が高くなるためであると考え

られる。一方、JT-SJ-26では壁面に衝突するまでの距離が短いため、この効果は顕著ではないが、同じ注入条件のJT-SJ-24と比べて容器中部の温度が低くなる様子が見られた。これは、加圧体系のJT-SJ-24では注入した蒸気エンタルピーの下方伝播が抑えられるのに対し、JT-SJ-26では連続的な排気によって熱が下方に輸送されやすいためと思われる。図 3.1.1-10 に鉛直方向の蒸気濃度分布を示す。JT-SJ-22では、メインノズルからの注入によりEL2m以上でほぼ100%の蒸気濃度成層が形成された。流量を15 g/sに低下させたJT-SJ-24, 23では、注入ノズル位置により異なる傾向が見られ、JT-SJ-24ではEL5m以上で蒸気濃度が100%の成層が形成されたのに対し、JT-SJ-23ではEL2m以上で蒸気濃度が80%の成層が形成された。これは先述したメインノズル使用の場合の攪拌効果によるものと思われる。連続排気条件では、蒸気流量に応じた速さで容器上部から蒸気に置換される結果が見られ、JT-ST-25では時刻1000sまでの時間で容器全域が蒸気に置換された。

図 3.1.1-11 にフランジ内壁とガスケット容器内側隙間部の温度を示す。測定位置の位置関係は図 3.1.1-2 に示す通りである。JT-SJ-19が最も温度上昇が早く、次いでJT-SJ-22, 24が中程度、JT-SJ-23が最も温度上昇が低くなり、10000秒に対して10℃程度の増加となった。なお、JT-SJ-22, 23ではフランジ内壁温度とガスケット隙間部温度が一致しており、原因として、噴流熱伝達によるフランジ加熱という局所的な効果よりも、噴流の経路が長く雰囲気直接向熱する効果が勝り、加圧による露点温度の増加と相まって、壁表面全域に渡って水蒸気凝縮が生じたためと考えられる。これはすなわち、水蒸気凝縮に伴う高い潜熱輸送が生じていることを意味し、フランジ周辺部に位置するガスケットは噴流熱伝達による顕熱輸送のみ(JT-SJ-25)の場合と比べて凝縮による潜熱放出が加わる条件(JT-SJ-22)の方がより加熱される。一方、連続排気条件では露点は最大100℃となるため、構造材への伝熱は噴流熱伝達による顕熱輸送のみとなる。JT-SJ-25, 26のフランジ内壁温度の比較では、JT-SJ-25の方が若干高いものの、同程度の温度上昇の速さとなった。また、JT-SJ-24と26の比較では、圧力の変化が噴流熱伝達に及ぼす影響は極めて少ないことが確認された。これは、熱伝達率に影響を及ぼすRe数とPr数が両条件で差が小さいことから妥当な結果と言える。5000秒までのフランジ内壁温度の上昇幅をJT-SJ-19, 25, 26で比較すると、JT-SJ-19は150℃、JT-SJ-25, 26は30~40℃となっており、壁面衝突流速の割合と一致する結果となった。

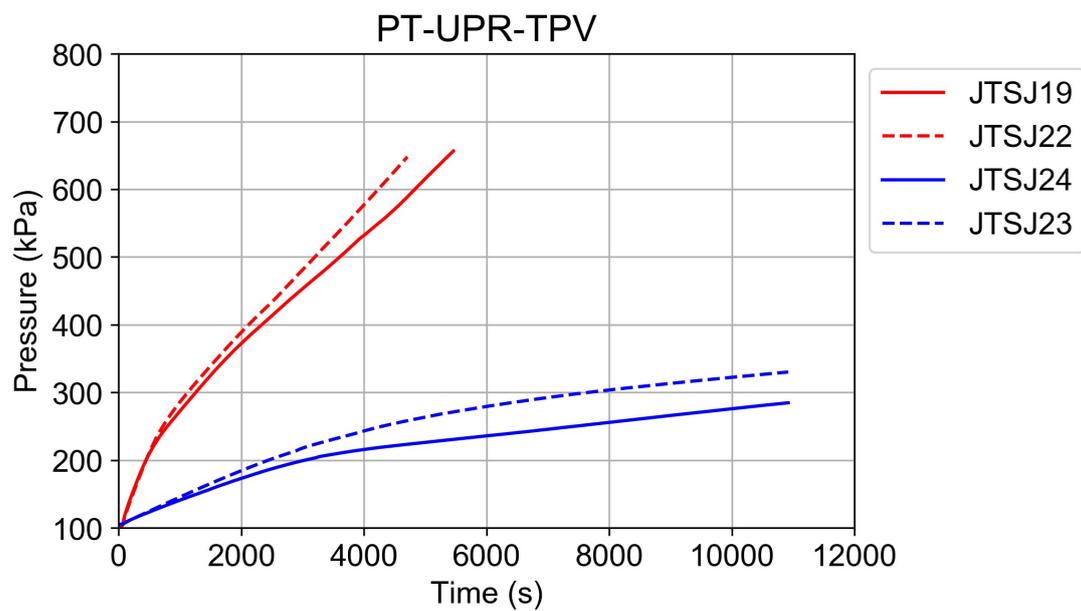


图 3.1.1-3 压力履歴

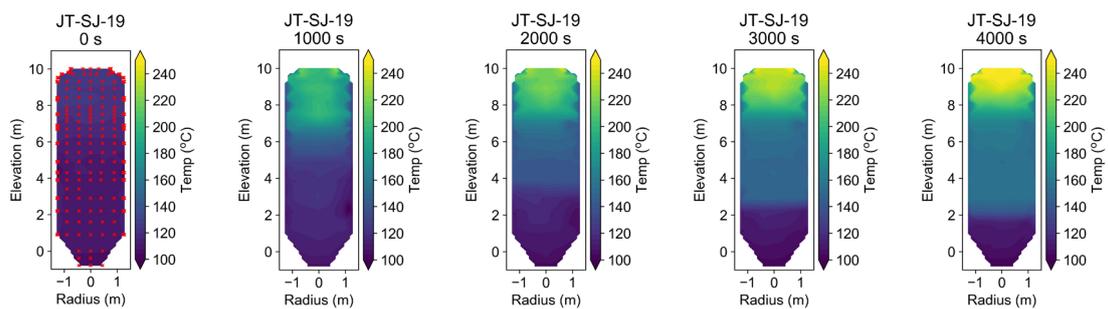


図 3.1.1-4 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-19)

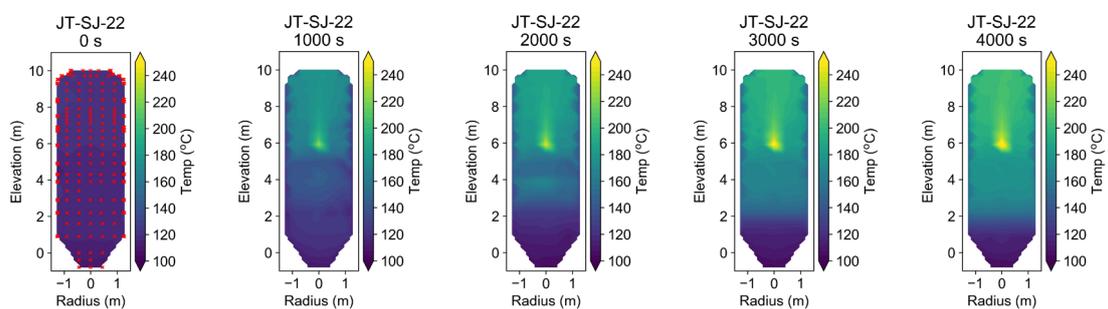


図 3.1.1-5 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-22)

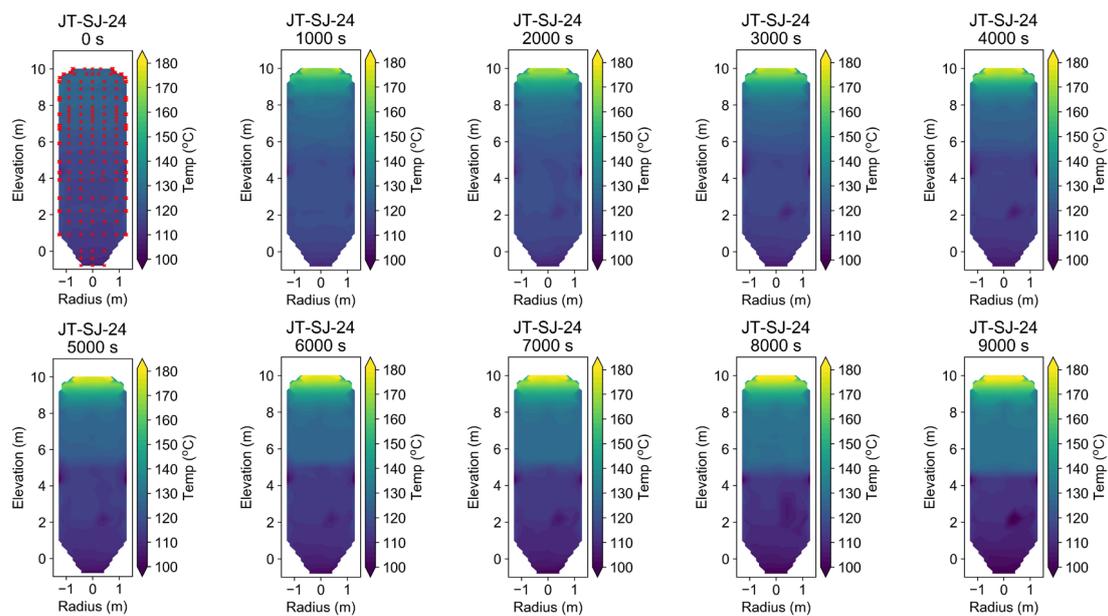


図 3.1.1-6 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-24)

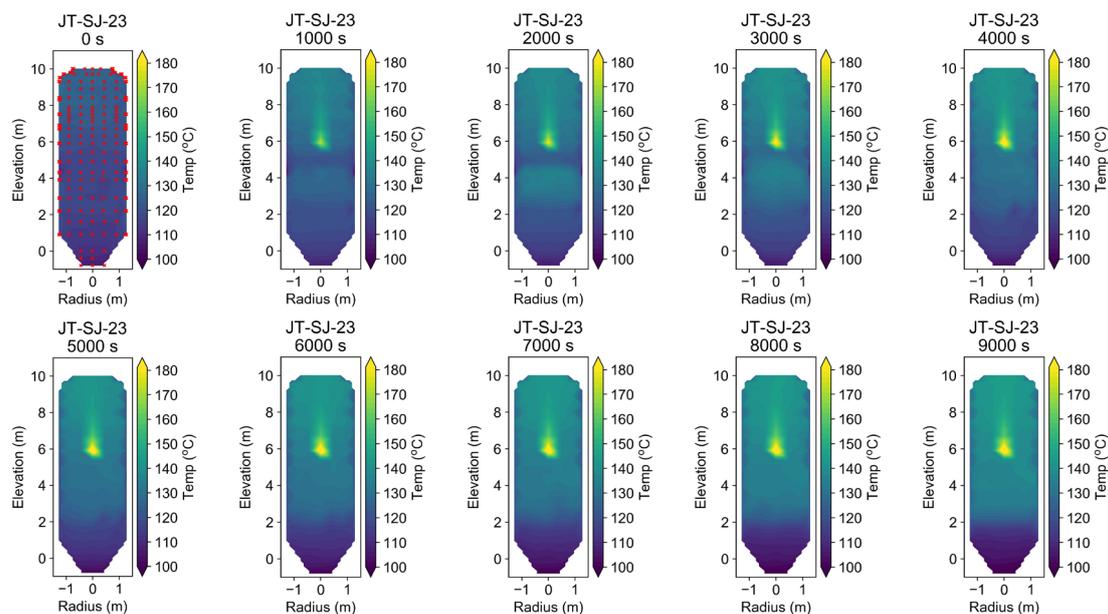


図 3.1.1-7 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-23)

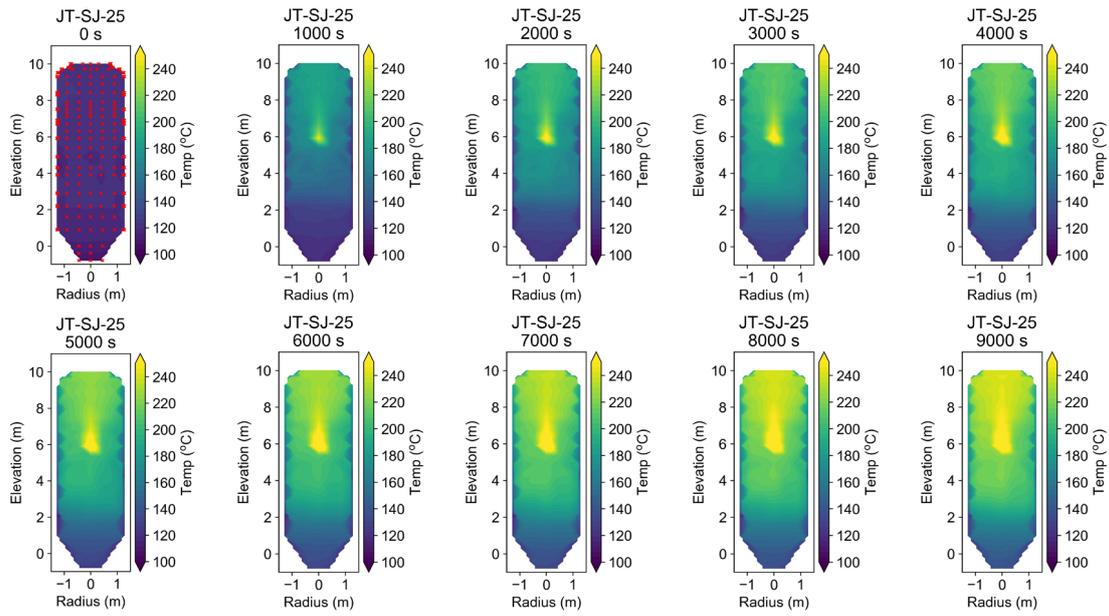


図 3.1.1-8 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-25)

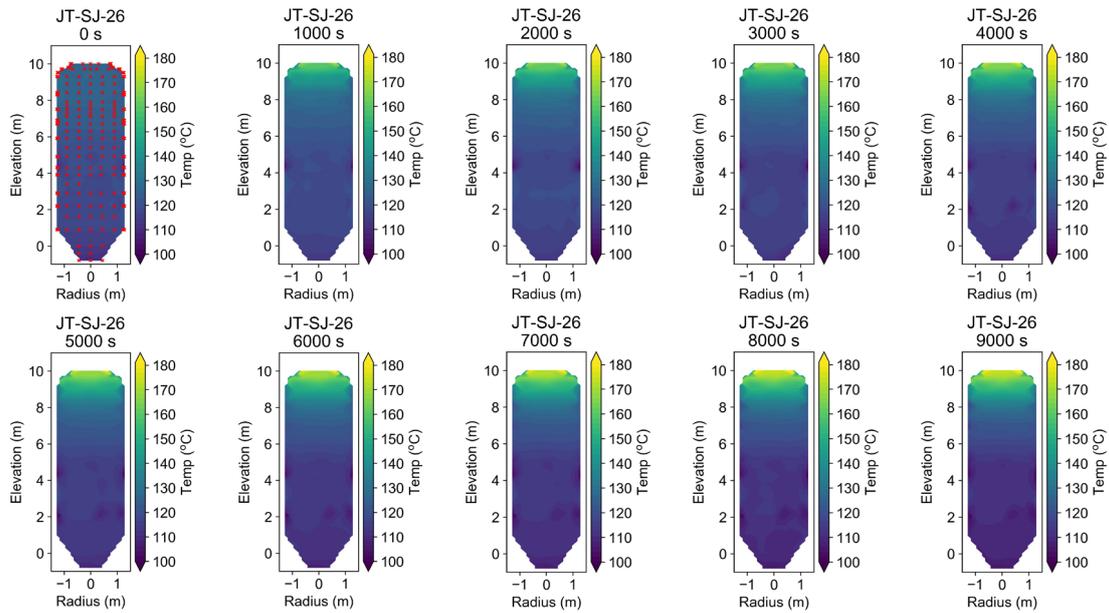


図 3.1.1-9 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-26)

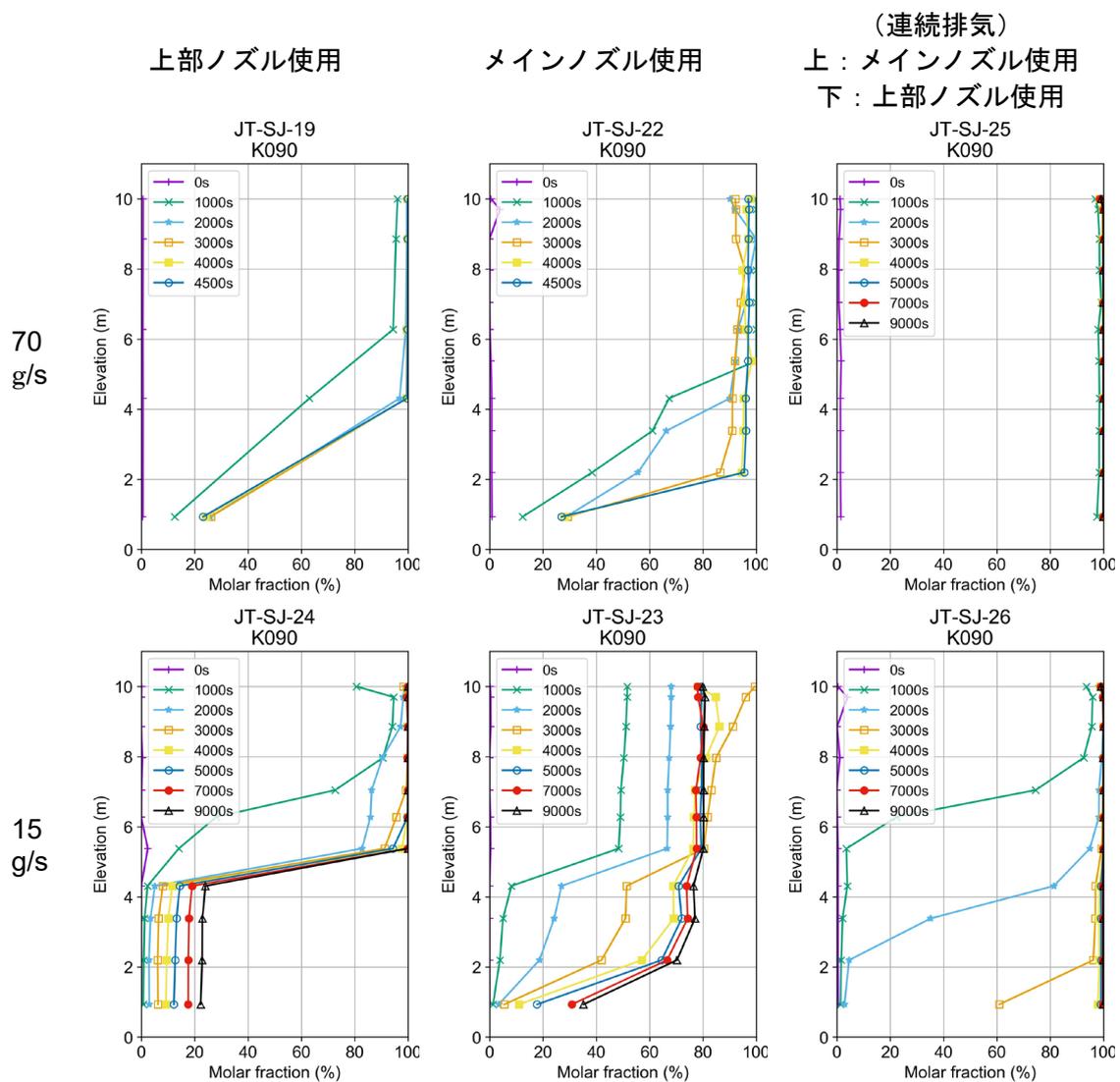


図 3.1.1-10 鉛直方向蒸気濃度分布

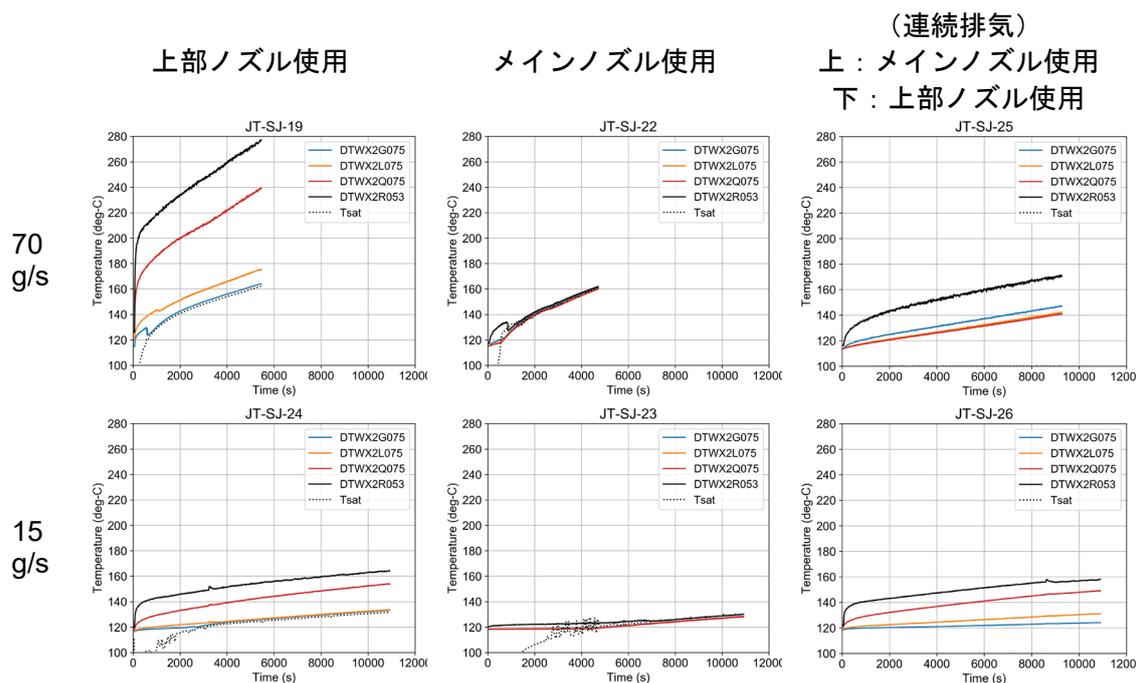


図 3.1.1-11 ガasket内側温度及びフランジ内壁温度

本年度の実験を対象として、既存の噴流熱伝達の相関式を用いたガスケット隙間部への気体貫入効果について検討した。衝突噴流熱伝達に用いる相関式は以下である[7]。

$$\overline{Nu} = 0.453Pr^{\frac{1}{3}}Re^{0.691}(z/d)^{-0.22}(r/d)^{-0.38} \quad (3.1.1-2)$$

\overline{Nu} は平均 Nusselt 数、 z はノズル出口から伝熱面までの距離、 d はノズル内径、 r は \overline{Nu} を求める領域の半径で、適用範囲は $2 \leq r/d \leq 30$, $6 \leq z/d \leq 58$, $3.4 \times 10^3 \leq Re < 4.1 \times 10^4$ である。JT-SJ-24 や JT-SJ-26 は $z/d = 27$, $Re = 1.5 \times 10^4$ であるため、適当な r をとれば熱伝達率やフランジへの伝熱量が評価でき、また非定常性を無視すれば、構造材熱容量等からフランジの昇温率が簡易的に評価できる。物性値やフランジ体積等の条件を表 3.1.1-2 に纏める。 \overline{Nu} の定義領域の半径 r は、昨年度の解析[4]を参考にして決定した。図 3.1.1-12 で示す通り、実際の伝熱領域はフランジの幾何形状によって歪むと思われるが、ここでは $r = 0.2m$, もしくは $r = 0.3m$ の円盤を仮想的に考え、円盤への伝熱量をトップヘッドフランジへの伝熱量と見做した。JT-SJ-26 を対象として簡易的に温度上昇率を評価した結果を図 3.1.1-13 に示す。 $r = 0.2m$ の場合 $0.003 \text{ }^\circ\text{C/s}$, $r = 0.3m$ の場合 $0.005 \text{ }^\circ\text{C/s}$ という結果となった。これを実験で得られた温度上昇率データと比較したものが図 3.1.1-14 で、オーダーは一致するという結果となった。この簡易評価にはガスケット隙間部への気体貫入効果が含

まれていないため、この結果は隙間部への気体貫入効果が小さいことを示唆しており、シール部からの漏洩が無い場合は熱伝導でシール材が昇温されるという先行研究を支持するものである[5]。但し、本評価は非定常性や幾何形状を無視した簡易的なものであるため、今後は CFD 等を用いてより現実に即した評価が必要である。

表 3.1.1-2 物性値及びトップヘッドフランジ体積

蒸気熱伝導率 (W/(mK))	0.0666
蒸気粘性率 (Pa s)	2.86×10^{-5}
蒸気 Pr 数 (-)	0.92
トップヘッドフランジ体積 (m ³)	0.488
トップヘッドフランジ密度 (kg/m ³)	7900
トップヘッドフランジ比熱 (J/(kg K))	500

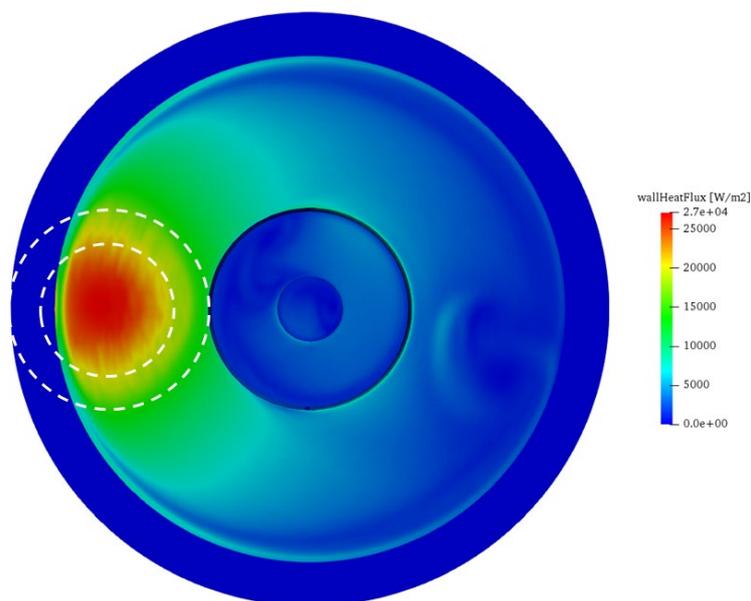


図 3.1.1-12 壁面熱流速コンター図[4]
(白線はよどみ点から半径 0.2m と 0.3m の円を示す)

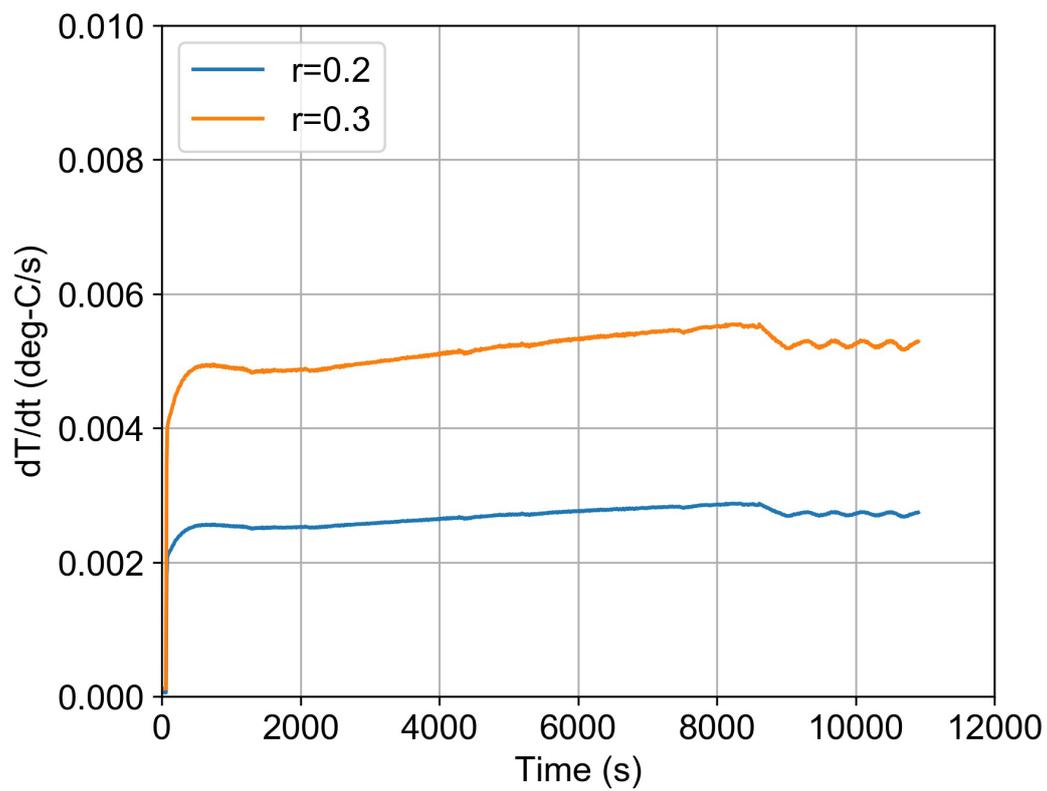


図 3.1.1-13 トップヘッドフランジの温度上昇率の簡易評価

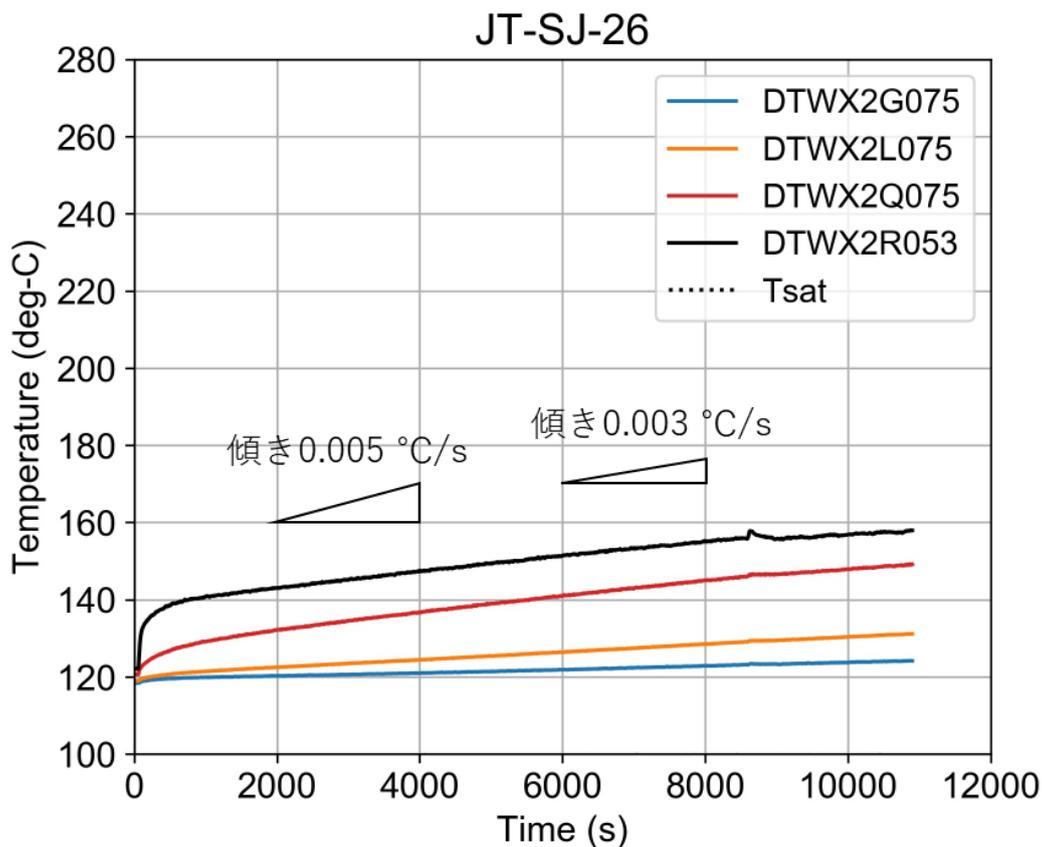


図 3.1.1-14 実験とトップヘッドフランジ温度上昇率簡易評価の比較

3.1.1.3. 障害物効果に関する予備試験の条件

表 3.1.1-3 に、障害物効果に関する予備試験の条件を示す。JT-SJ-27 では、初期条件・排気バルブ設定・注入条件を JT-SJ-22 と同様とした。異なるのは容器内の EL8.2m および EL4.6m のガター位置にバルクヘッドを設置する点である。図 3.1.1-15 に概念図を示す。上部バルクヘッドは中心から 0.58m 離れた位置の穴一か所のみを開とし、下部バルクヘッドは中心の穴のみ開とした。開口部の直径は 250 mm であるので、開口率は 1 % である。JT-SJ-27 では全排気バルブを閉としているため加圧条件となる。一方、実際の事故時に、蒸気が格納容器のバルクヘッド下部領域に放出されている状況で格納容器ベントが作動した場合、蒸気の排出によってバルクヘッド上部領域への移行量が減る等の影響も考えられる。そこで JT-SJ-28 では、容器内圧力が指定値に到達したタイミングで、EL6.29m の位置からベントを実施した。ベントタイミングやベント流量は令和 5 年度のベント実験を参考に、それぞれ 400 kPa と 124 m³/h とした。

表 3.1.1-3 障害物効果に関する予備試験の条件

	JT-SJ-27	JT-SJ-28
実施年度	R6	R6
初期条件	120°C空気 / 大気圧	
排気バルブ	閉	400kPaでベント
蒸気流量 (g/s)	70	70
ノズル出口温度 (最大値、°C)	~570	~570
ノズル内径 (mm)	41.6	41.6
ノズル出口Re数	70000	70000
実験開始直後ノズル出口流速 (m/s)	150	150
備考	JT-SJ-22をベースケースとしてバルクヘッド設置 (穴の数は1)	JT-SJ-27をベースに400kPaでベント

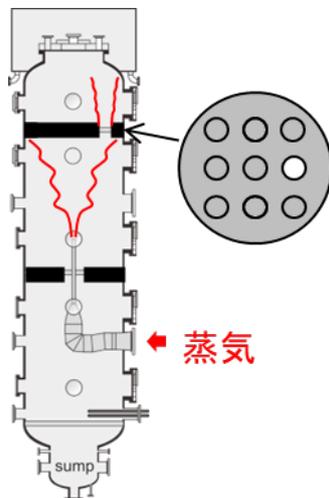


図 3.1.1-15 障害物効果に関する予備試験の概念図

3.1.1.4. 障害物効果に関する予備試験の結果

図 3.1.1-16 に、障害物効果に関する予備試験の圧力変化の結果を示す。初期条件や境界条件が同様である JT-SJ-22 と JT-SJ-27 は差が極めて小さいことが確認できる。JT-SJ-28 では、圧力は約 2300 秒のベント開始後に低下に転じたが、蒸気注入流量と排気流量がバランスすることにより、およそ 350 kPa で定常となった。図 3.1.1-17 に、JT-SJ-27 の容器内温度コンタ図を示す。蒸気注入開始後、EL8.2m に位置する上部バルクヘッドと EL4.6m に位置する下部バルクヘッドの間の温度が上昇し、その一方で上部バルクヘッドより上の空間では比較的低温となる様子が見られた。これはバルクヘッドによる流れの障害効果を示す結果である。その後はバルクヘッドの穴を介した蒸気の移行により、上部領域の温度が徐々に上昇したが、中間層と比較すると数十℃程度低く、この温度差は 5000 秒の時点でも解消されなかった。なお、上部バルクヘッドの穴は温度コンタ図上の Radium=0.58m, Elevation=8.2m の位置にあり、筋状にやや温度が高くなっている部分は、中間層から上部領域へと蒸気が移行する様子を捉えている。400 kPa でベントを行った JT-SJ-28 の温度コンタを図 3.1.1-18 に示す。ベントにより、下部領域の温度上昇がやや抑えられている様子が見られるが、中間層及び上部領域に関しては JT-SJ-27 と比べて顕著な差は生じなかった。図 3.1.1-19 に、鉛直方向の蒸気濃度分布を示す。中間層と上部領域の蒸気濃度の差は蒸気注入直後が最も高く、その後中間層から上部領域へ蒸気が移行することで両者の差は縮小し、およそ 3000 秒で中間層以上の領域が均一濃度となった。JT-SJ-27 と JT-SJ-28 を比較すると、ベントによって下部領域への蒸気移行が抑えられている様子が見られるが、中間層及び上部領域の時間的変化に差は見られなかった。

図 3.1.1-20 に、ガスケット内側隙間部の温度を示す。3.1.1.2 で示した通り、JT-SJ-22 では露点の上昇が高く、加圧途中で水蒸気凝縮が生じたため、噴流熱伝達による顕熱輸送のみの JT-SJ-25 よりも温度が高い。JT-SJ-22 とバルクヘッドを設置した JT-SJ-27 を比較すると、初期温度の差による影響は見られるものの、500 秒以降の凝縮熱伝達による温度上昇は同程度であった。JT-SJ-28 との比較から明らかな通り、凝縮が生じている際のガスケット温度は圧力により決まる。温度コンタ図や濃度分布の結果も考慮すると、バルクヘッドによって高温ジェットが壁面に直接衝突することは妨げられるが、開口率 1 %でも相当量の蒸気が移行するため、本年度のような凝縮熱伝達が主となる条件では、構造材によるガスケット隙間部温度への影響は見られないということの意味している。一方、噴流熱伝達による顕熱輸送のみの場合、壁面近傍の流速も熱伝達に影響するため、障害物の影響がより顕著に表れることが想定される。この点について、今後詳細な調査を行う必要があると思われる。

3.1.1.5. 本節のまとめ

本年度は、比較的緩やかな衝突噴流条件下における熱伝達データを取得し、それらデー

タを用いてガスケット隙間部への気体貫入の効果を評価した。既存の噴流熱伝達相関式を用いた簡易的な構造材温度上昇率と実験データを比較した結果、ガスケット隙間部の温度上昇率のオーダーは一致しており、ガスケット隙間部への気体貫入の影響は小さい可能性が示された。これはシール部からの漏洩が無い場合、熱伝導でシール材が昇温されるという先行研究を支持する結果である。また、障害物効果に関する予備試験として、CIGMA容器内に障害物を設置し、障害物の下部より蒸気噴流をトップヘッドフランジに向けて噴出した際の構造材温度等のデータを取得し、障害物がない場合との比較を行った。その結果、障害物によって高温ジェットが壁面に直接衝突することは妨げられるが、開口率 1 %でも相当量の蒸気が移行するため、本年度のような凝縮熱伝達が主となる条件では、構造材によるガスケット隙間部温度への影響は見られないという結果となった。

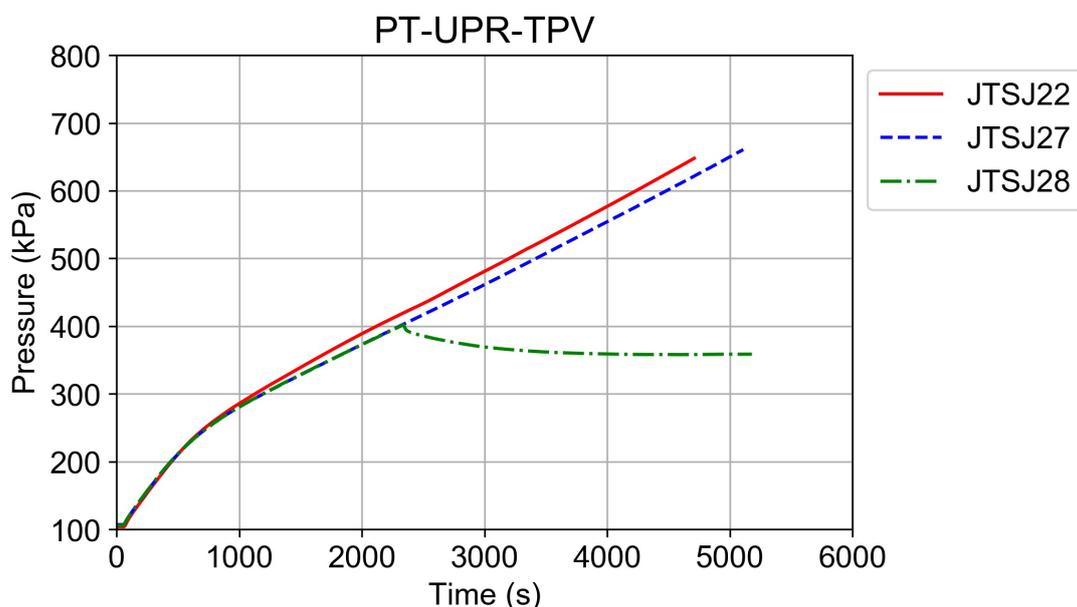


図 3.1.1-16 圧力履歴 (障害物効果に関する予備試験)

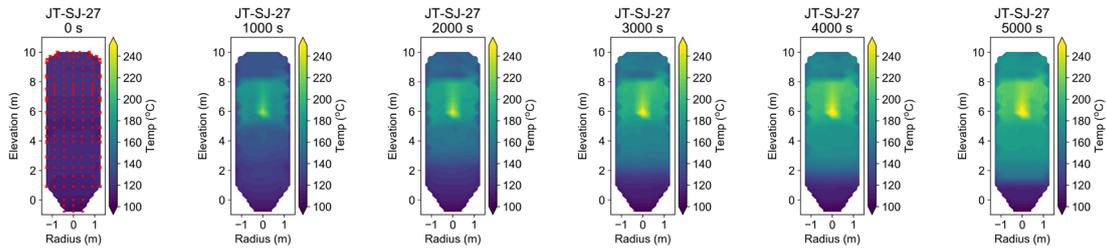


図 3.1.1-17 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-27)

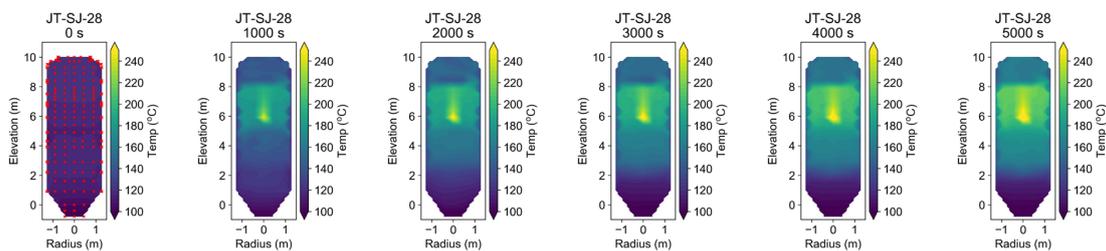


図 3.1.1-18 容器内温度コンタ図 (JT-SJ-28)

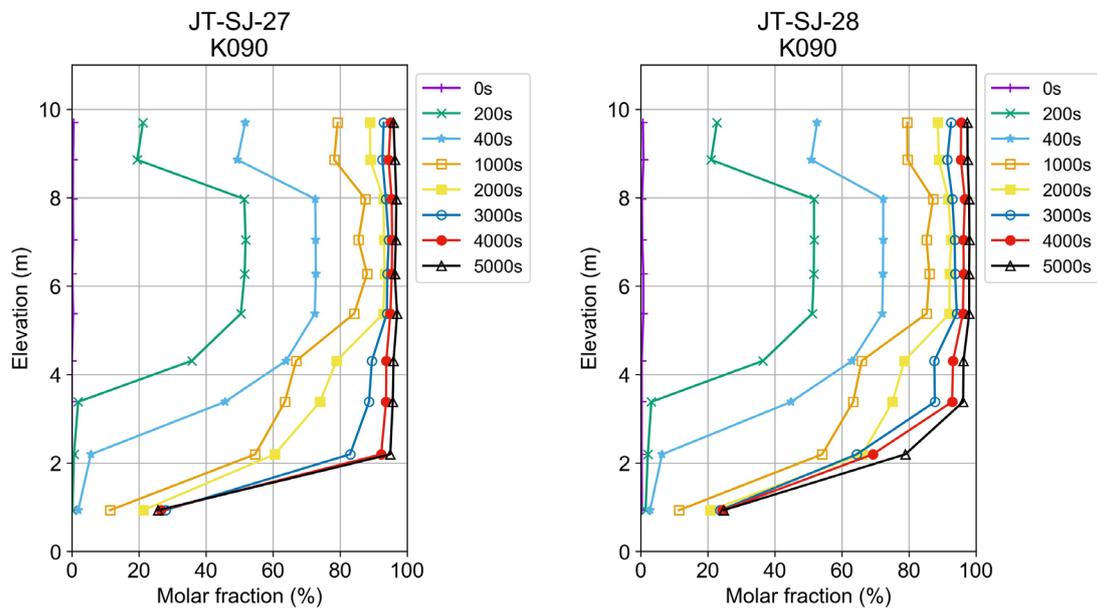


図 3.1.1-19 鉛直方向蒸気濃度分布 (障害物効果に関する予備試験)

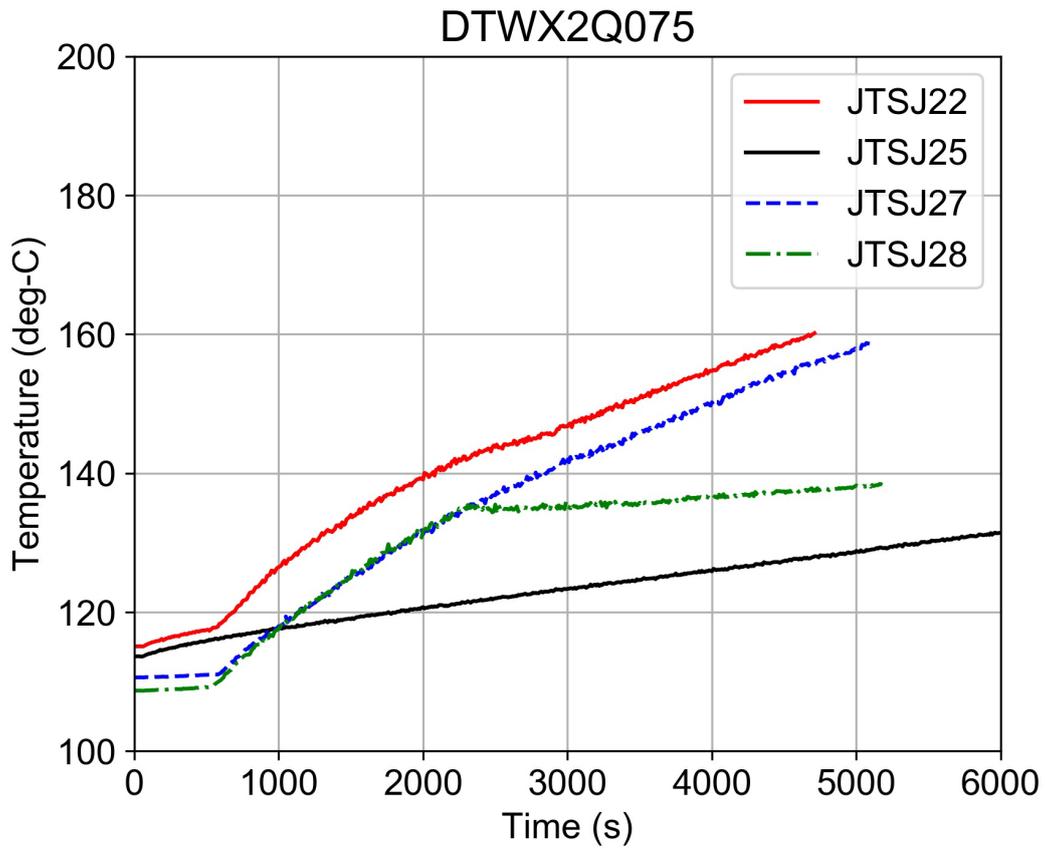


図 3.1.1-20 ガスケット内側温度の時間変化（障害物効果に関する予備試験）

3.1.2. 低熱伝達率自然対流実験

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格納容器内を攪拌することにより、水素成層化は生じ難いとされており[1]、このような動的機器が作動しない場合でも静的な境界条件による容器内の自然循環によって成層化は解消されることが期待されている。自然循環の駆動力は事故条件によって様々に考えられ、密度成層の強さにも依存するので、幅広い条件で検討することは重要である。このような背景から、主に密度成層存在下において外面冷却条件をパラメータとした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。令和3年度までの実験では上部プール等への注水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では放熱による熱除去しか期待できないため、格納容器内で生じる自然循環の駆動力は小さ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、低速な流れであって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密度成層が形成された状態を初期条件とした。その結果、ヘリウムは80000秒で一様化し、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年度の実験は非凝縮気体を作動流体として用いたが、実際の事故では雰囲気の水蒸気濃度は高く、構造材等で水蒸気凝縮が生じる場合には気体密度の変化等を通じて成層挙動に影響を与える可能性がある。そこで、令和5年度では、水蒸気を混合気体成分として加えた蒸気+空気+ヘリウム3成分系の低熱伝達率自然対流実験を実施した[3]。容器上部のヘリウムリッチな密度成層内で蒸気凝縮が生じたが、ヘリウムは顕著に濃縮されることはなく、成層内のヘリウム濃度は時間的に一定となった。一方、容器下部では時間的にヘリウム濃度が増加し、容器内でヘリウム濃度が均一になる方向に進んだ。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。但し、令和5年度の冷却条件は、上部プールの蓋を閉じていたため、プール内の空気層が断熱層となって容器上部での自然放熱が下部と比べて低く、密度成層内の水蒸気凝縮量が少ない、すなわちヘリウムの濃縮効果が小さい条件でもあった。

以上を踏まえて本年度は、密度成層内での水蒸気凝縮によるヘリウム濃縮効果を高めた

条件でも自然対流が優位となるかを確認するため、容器上部プールの蓋を開けて大気開放する等によって熱伝達を若干増加させた場合の自然対流実験を実施した。

3.1.2.1. 低熱伝達率自然対流実験の条件

図 3.1.2-1、表 3.1.2-1 に実験の概念図と実験条件を示す。ガス分圧等の初期条件は過年度の実験 CC-PL-59 と同様とした。水蒸気分圧は 200 kPa、空気分圧とヘリウムガス分圧はそれぞれ 100 kPa と 20 kPa とした。ヘリウムガス分圧 20 kPa 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の値である。BWR で換算した場合は、炉心 Zr の約 5 %が酸化し、格納容器自由空間を加圧する水素量に相当する。水蒸気分圧は事故時に想定されるモル濃度 60 %程度の高水蒸気雰囲気として決定した。図 3.1.2-2 に鉛直方向ガス濃度分布の初期条件を示す。容器上部にヘリウムリッチな密度成層が形成された状態を初期条件とした。蒸気濃度分布は 60 %程度でほぼ一様条件である。雰囲気の初期温度は蒸気の露点温度である 120 °Cとした（相対湿度 100%）。CC-PL-64 の冷却条件は、過年度同様に外気への自然放熱のみであるが、上部プールの蓋は開けた状態とし、容器上部の冷却を加速した。CC-PL-65 では上部プールに冷却水を注水し、トップヘッドフランジを冠水させた状態を冷却条件とした。冷却水温度は過年度の実験 CC-PL-59 の実験終了時のガス温度 70 °Cとした。実験時間は、自然放熱の場合は 80000 秒、70°C冷却水注水の場合は 10000 秒とした。

表 3.1.2-1 実験条件

		CC-PL-59	CC-PL-64	CC-PL-65
実施年度		R5	R6	R6
初期条件	圧力 (kPa)	320	320	
	温度 (°C)	~120	~120	
	蒸気分圧 (kPa)	200	200	
	空気分圧 (kPa)	100	100	
	He分圧 (kPa)	20	20	
	成層位置	EL > 5m	EL > 5m	
	成層内蒸気濃度 (%)	60	60	
成層内He濃度 (%)	12	18		
外面冷却	位置と状況	自然放熱 (上部プール蓋 は閉)	自然放熱 (上部プール蓋 は開)	上部プールに 70°C冷却水を注 水
時間シフト	(s)	0	0	300

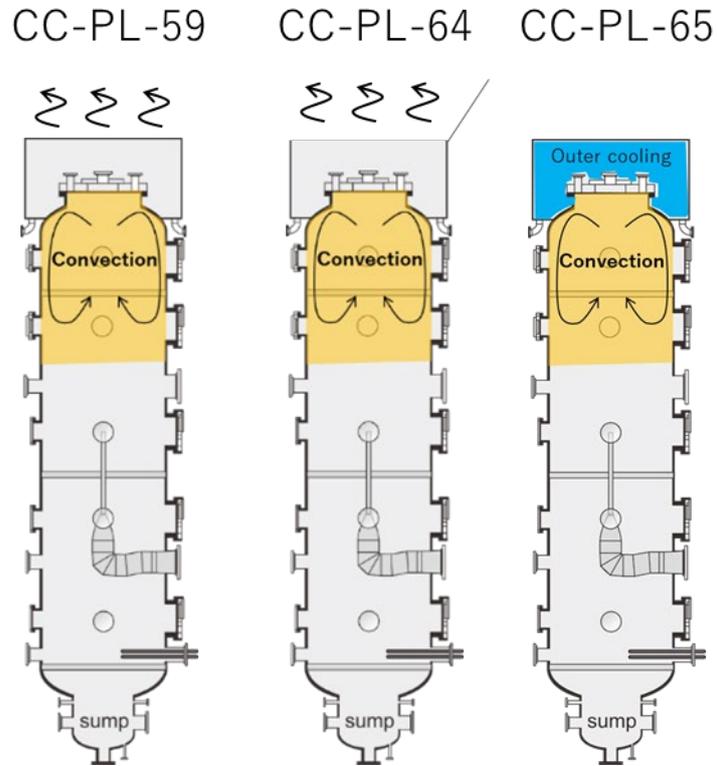


図 3.1.2-1 低熱伝達率自然対流実験の概念図

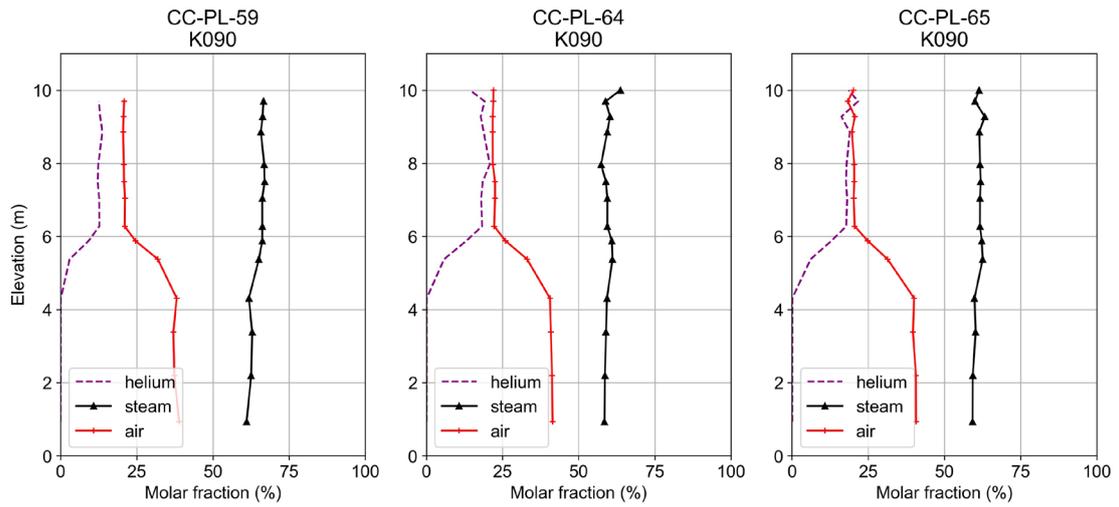


図 3.1.2-2 初期ガス濃度分布

3.1.2.2. 実験結果

図 3.1.2-3 に圧力履歴を示す。圧力低下の速さは CC-PL-59 が最も遅く、CC-PL-64 が中程度、CC-PL-65 が最も速い。外面冷却による熱伝達の大きさもこの順番で大きくなると思われる。図 3.1.2-4 に容器内の温度コンタを示す。上部プールの蓋を閉じた過年度の実験 CC-PL-59 では、容器の下部から低温化し、温度成層が形成された。下部から低温化する原因としては、上部プール蓋が閉じていたことに加え、容器下部には多くの配管が接続されており、それら配管からの漏熱が高いことが考えられる。一方、本年度の実験 CC-PL-64 や CC-PL-65 では、トップヘッドフランジ付近の温度が低くなっており、上部プールの蓋を開けたことや 70℃の冷却水を注水したことにより、ヘリウムリッチな密度成層内の水蒸気凝縮量が増加したことを示している。また、CC-PL-65 では、低温化した密度成層が下部に拡大していく過程も 0~6000 秒で見られた。これはトップヘッドフランジと非冷却壁の温度差を駆動力とした自然循環が成層内で生じ、成層界面以下の気体とのガス混合により、ヘリウムリッチのガスが下部へと移行したことを示している。図 3.1.2-5 にリザーバータンク A の水位を示す。これは容器上部の EL8.2m~EL10m で生じた凝縮水の量と対応するデータである。圧力データ及び温度データから推察される通り、密度成層内の水蒸気凝縮量は CC-PL-59 が最も少なく、CC-PL-64 が中程度、CC-PL-65 が最も大きい。図 3.1.2-6 に、リザーバータンク水位の時間変化から凝縮による潜熱を計算した結果を示す。この図から、CC-PL-65 の熱伝達は CC-PL-64 よりも 1 桁高いことが示される。なお、CC-PL-64 の 25000 秒付近と、CC-PL-65 の 6000 秒付近で、低下傾向にあった潜熱が一旦増加しピークが形成されていることが確認できる。圧力やリザーバータンク水位のデータにおいても、同じタイミングで変曲点が存在する。後述する通り、このピークは容器内のガス濃度が均一になるタイミングと一致しており、容器下部に存在していた蒸気リッチの気体が、自然循環によって上部の冷却面に持ち上げられたことにより、凝縮量が一時的に増加したものと推測される。

図 3.1.2-7 に、過年度の実験 CC-PL-59 の鉛直方向ガス濃度分布の時間変化を示す。水蒸気凝縮により蒸気濃度は低下し、非凝縮性ガスである空気濃度は増加する傾向が見られた。ヘリウム濃度分布に関しては、成層内で濃度が一定に保たれたまま、容器下部の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おり、ヘリウムの濃縮効果に対して、自然対流による混合効果が同程度に大きいことを示唆している。これに対して、自然放熱による冷却で上部プールの蓋を開けた CC-PL-64 のガス濃度分布を図 3.1.2-8 に示す。水蒸気凝縮により蒸気濃度は低下し、空気濃度は増加するという点では CC-PL-59 と類似しているが、CC-PL-64 では 25000 秒でガス濃度が一様化しており、比較的高い自然循環の駆動力により容器内が混合されたことが分かる。密度成層内のヘリウム濃度は、初期値から一様になるまで 5%程度低下しており、水蒸気凝縮によるヘリウム濃縮効果よりも混合が

優位であることを示している。一様化以降は水蒸気凝縮による非凝縮性ガスの濃度増加が進展した。また、高熱伝達で外面冷却を行うウェル冷却実験で特徴的な、凝縮面近傍の高濃度のヘリウムの成層化は見られなかった。これも、凝縮によるヘリウム濃縮効果に対して自然対流による混合が優位となっていることを意味する。

図 3.1.2-9 に、CC-PL-65 の鉛直方向ガス濃度分布の時間変化を示す。CC-PL-65 では、容器内のガス濃度が均一に至るまで 2 つのフェーズが存在する。実験開始～2000 秒では、容器上部の密度成層内で、水蒸気凝縮による蒸気濃度の低下と非凝縮性ガス濃度の増加が見られる。ヘリウム濃度はこの 2000 秒で約 5 % の増加となり、このフェーズでは自然対流による混合よりもヘリウム濃縮効果が優位であると言える。ヘリウムと同じく、空気濃度も増加するため、成層内外の密度差は低下する方向に進む。その後、2000 秒～8000 秒の間で、密度差に対して自然対流によるガス混合が卓越し、容器内のガス濃度は一様になった。なお、ガス濃度が一様化する 5000 秒～6000 秒の蒸気濃度分布を見ると、容器下部の蒸気濃度が低下する一方で、容器上部の蒸気濃度が若干増加する様子が見て取れる。これは下部に存在していた蒸気リッチのガスが、自然循環によって上部に移行したことを示す。この下部から上部への蒸気移行により、凝縮量が一時的に増加した結果、圧力やリザーバータンク水位のデータで変曲点が表れたと考えられる。また、CC-PL-64 同様、ウェル冷却実験で見られたような高濃度のヘリウム成層の形成は実験を通じて確認されなかった。

3.1.2.3. 本節のまとめ

過年度の条件と比べて密度成層内の蒸気凝縮量を高めた冷却条件で、蒸気+空気+ヘリウム 3 成分系での低熱伝達率自然対流実験を実施した。本年度の冷却条件は、上部プール蓋を開けた自然放熱条件と、上部プールへの 70℃冷却水の注水により熱伝達を 1 桁増加させた条件の 2 ケースとした。その結果、密度成層内の凝縮が高くなるにつれ、ガス混合による濃度一様化はより早期になる傾向が得られた。自然放熱条件では、蒸気凝縮に伴うヘリウムの濃縮効果よりもガス混合が優位となり、一様化するまで成層内でのヘリウム濃度の増加は見られなかった。一方、自然放熱条件よりも熱伝達が 1 桁程度高い場合は、ヘリウムの濃縮効果が優位となり、密度成層内で一時的にヘリウム濃度の増加が生じることが分かった。また、高熱伝達率の外面冷却実験で特徴的な、高濃度のヘリウム成層の形成は確認されなかった。

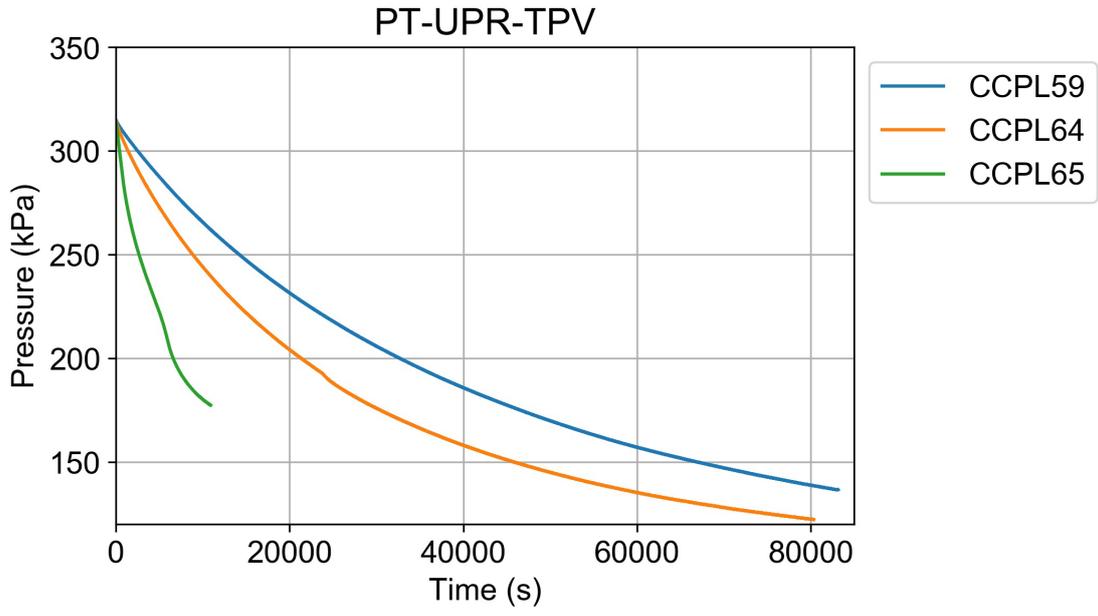


图 3.1.2-3 压力履歴

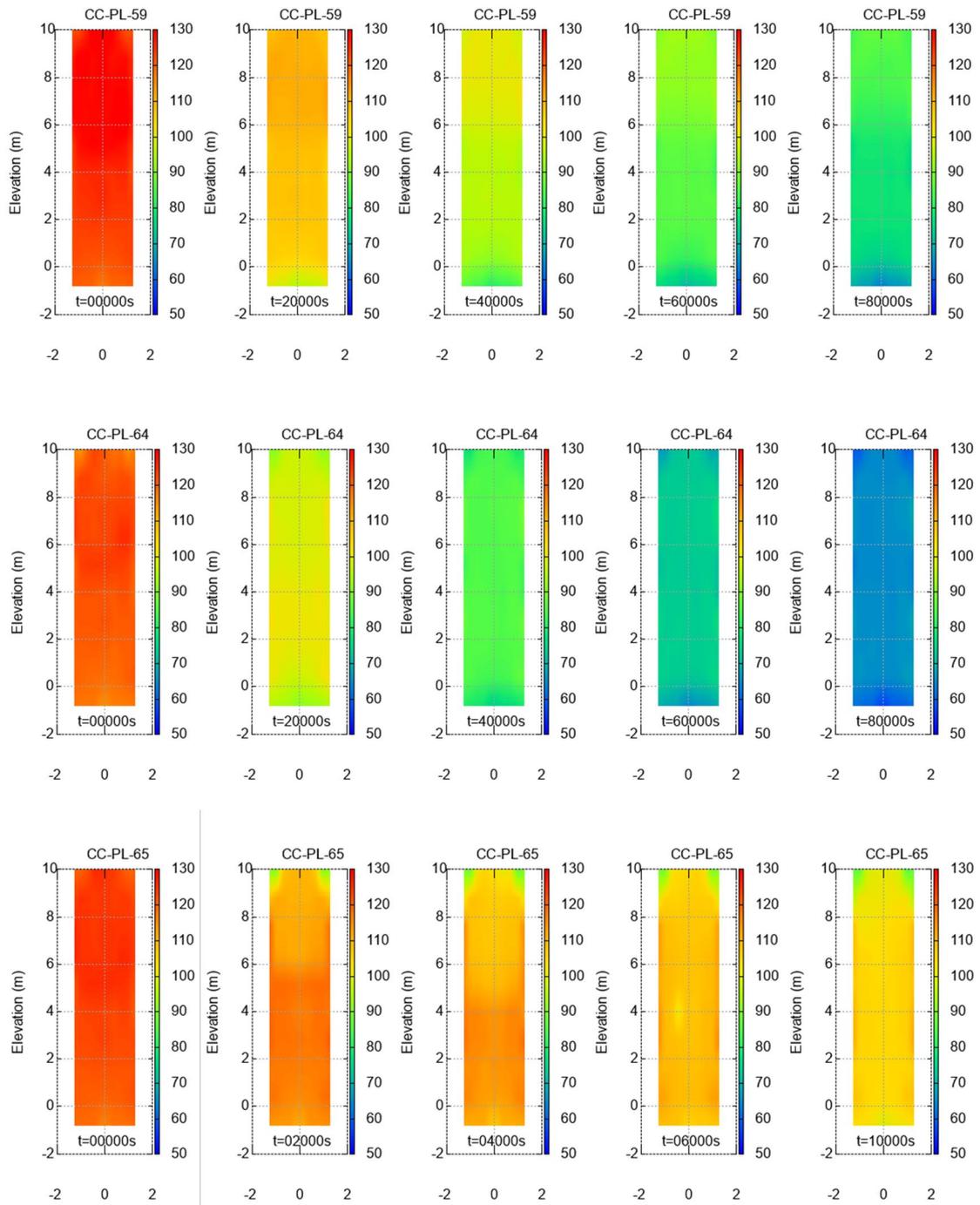


図 3.1.2-4 容器断面温度コンタ図

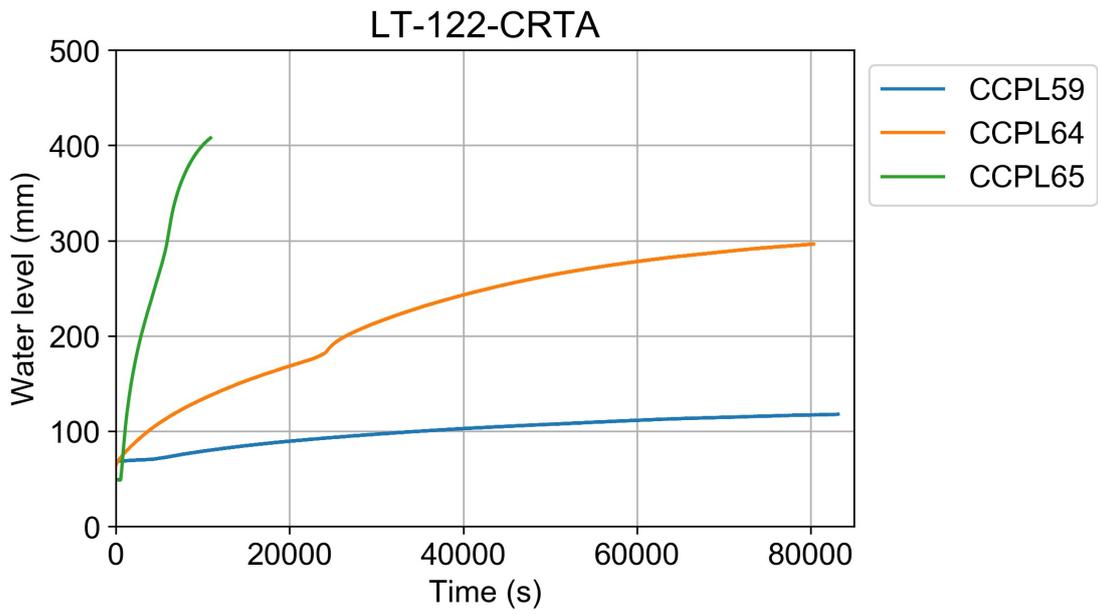


図 3.1.2-5 リザーバータンク A の水位

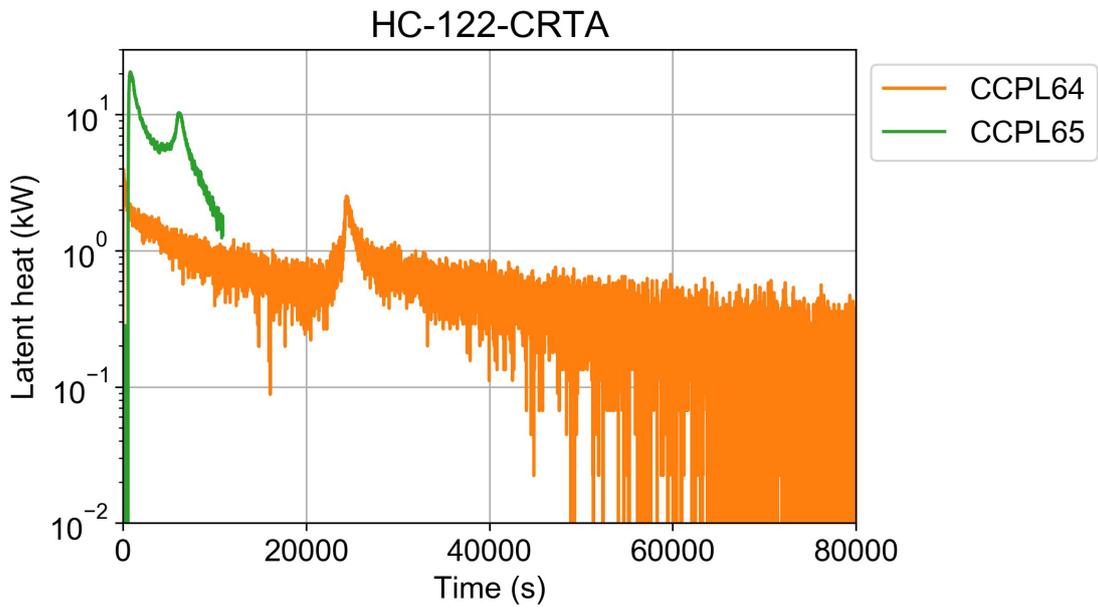


図 3.1.2-6 EL8.2m~EL10m で生じた水蒸気凝縮による潜熱

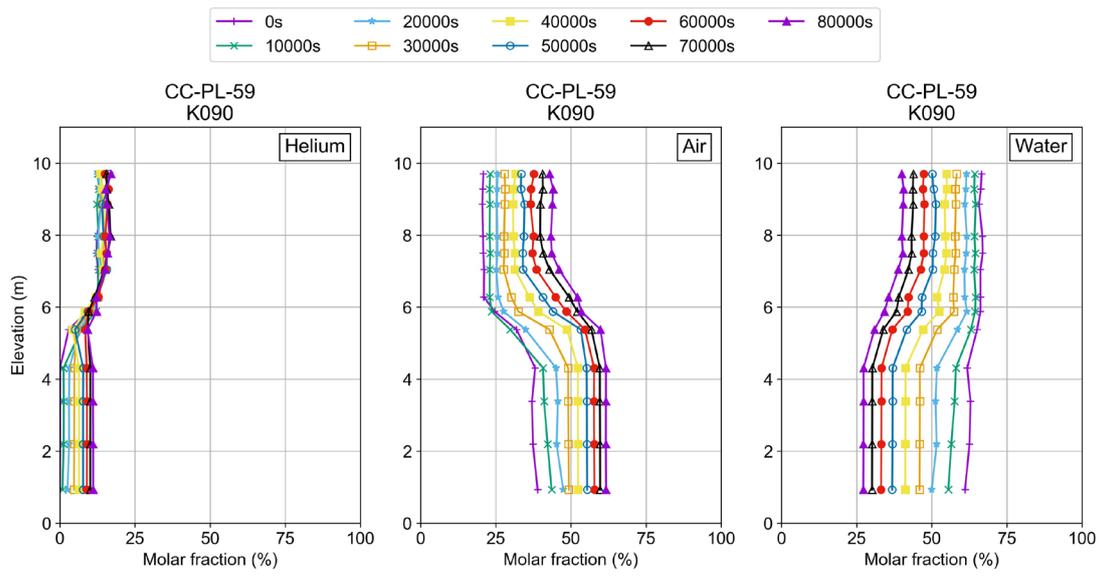


図 3.1.2-7 CC-PL-59 の容器内ガス濃度分布

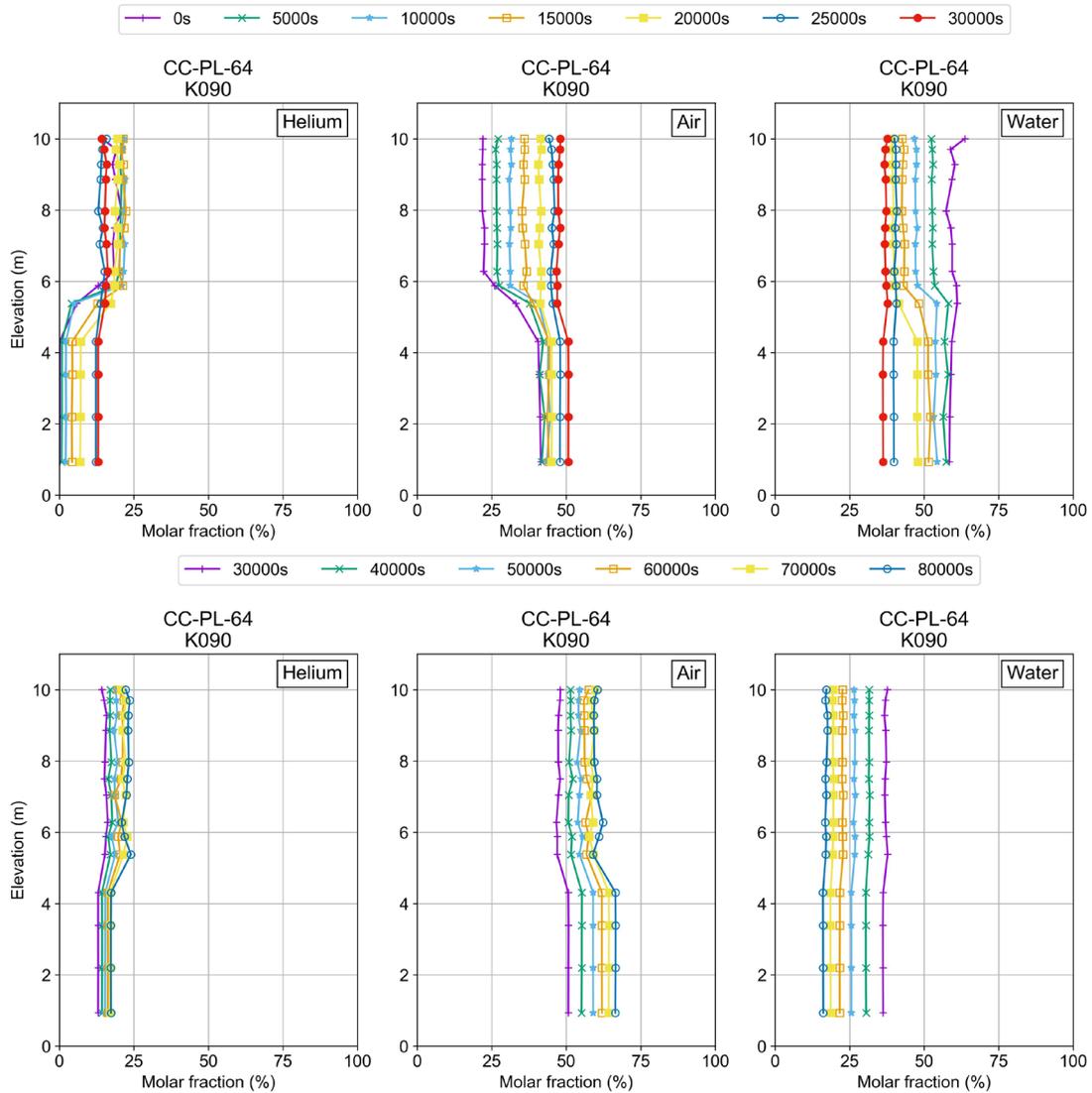


図 3.1.2-8 CC-PL-64 における 0~30000 秒と 30000~80000 秒の容器内ガス濃度分布

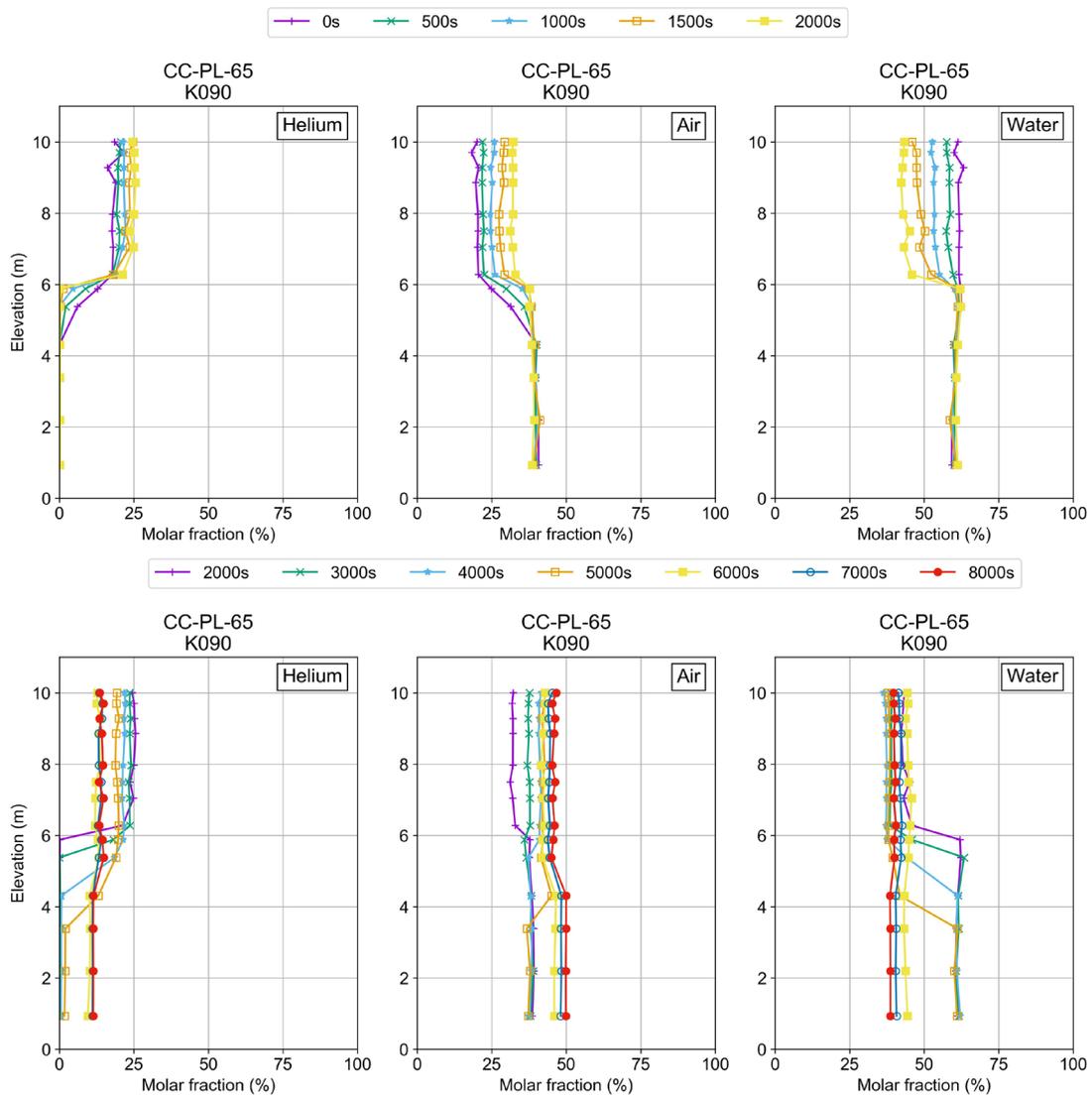


図 3.1.2-9 CC-PL-65 における 0~2000 秒と 2000~8000 秒の容器内ガス濃度分布

3.1.3. 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、減圧等の格納容器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成層が形成され、その成層が長時間滞在し解消されない様子が確認された。系内圧力はこの冷却面上のヘリウム成層が伝熱阻害となって、減圧速度が低下した。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、冷却凝縮面の周辺が流れて乱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、蒸気注入を下向き冷却面と対面する上向き流れとした実験を実施し、注入ジェットの高い攪拌効果によりヘリウムの蓄積は生じず、容器内が速やかに均一化する結果となった[2]。令和 3～5 年度では、このような外乱状況をパラメータとするため、蒸気流量を低くしたり横向き注入体系として攪拌効果を低下させ、気体組成・冷却タイミング・流入蒸気流量をパラメータとした実験を実施した[3-5]。主な結果としては、伝熱面付近に作用する流れが弱いほど高濃度のヘリウム成層が形成される傾向となり、それに伴う伝熱阻害により系内圧力は増加するが、注入蒸気がヘリウム成層を侵食し始めると凝縮量が増加し、減圧に転じることが確認された。また、ヘリウムや水蒸気より重い空気の濃度が増すと、成層とバルクの密度差の低下により高濃度のヘリウム成層の侵食が早まり、トップヘッドフランジを介した除熱量が増加する傾向が見られた。

実機への適用を考えた場合、上記の知見を一般的化するためには無次元数を用いて結果を整理する必要がある。密度差による成層形成と注入蒸気の慣性力による成層侵食が現象を支配するパラメータであるため、これらの比であるリチャードソン (Ri) 数が無次元数の候補として挙げられる。過年度に取得した横向きの浮力ジェット体系では、浮力によりジェットの軌道が横向きから上向きに変わり、その際の軌道や流速の変化は、ジェットの軸に沿った保存則である微分方程式群[6]で評価される。但し、この評価モデルは自由空間を対象としており、CIGMA のような容器内に適用する際には、壁面への衝突や雰囲気中の多次元的な流れの影響等も考慮する必要がある。一方、上向き注入体系の場合は、相関式[7]によって衝突流速を簡便に評価できる。また、ジェットが成層に衝突した後の流れは容器壁面に沿った下向き流れとなるため、ジェットの慣性力に与える影響も少ないと考え

られる。そこで、本年度は上向き注入体系で、高濃度ヘリウム成層の形成とジェットによる浸食のデータを取得し、 Ri 数での整理を実施した。

3.1.3.1. 原子炉ウェル冷却実験の条件

図 3.1.3-1~図 3.1.3-2 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 %の状態に、高さ EL6.28 m に位置する横向きノズルから蒸気とヘリウムガスの混合ガスを 1000 秒間注入する (図 3.1.3-2 の①)
- ヘリウムガスの注入を停止し、同時に上部プールへの室温水注水とメインノズルからの上向き蒸気注入を開始 (図 3.1.3-2 の②)
- トップヘッドフランジを冠水させた状態で蒸気注入を維持する

表 3.1.3-1 に詳細な実験条件を示す。初期条件や注入条件は過年度の実験 CC-PL-50b を参照した。蒸気流量 15 g/s 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。注入温度は 300 °C一定とした。CC-PL-68 では、ヘリウムを流量 6 g/s で 1000 秒間注入した。この注入による加圧は約 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。CC-PL-67 では、ヘリウム流量を 2 g/s として成層の密度差を変え、慣性力に対する浮力を相対的に小さく設定した。これらのヘリウム注入により、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 3.1.3-3~3.1.3-4 に示す。He の蓄積の影響の明確化のため、注入するヘリウムを同じ体積流量の空気置き換えた条件 CC-PL-52b と CC-PL-66 とも比較した。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、EL 9.7 m 以上の容器壁面を冷却面とした。

表 3.1.3-1 実験条件

		CC-PL-50b	CC-PL-68	CC-PL-67	CC-PL-52b	CC-PL-66
実施年度		R4	R6	R6	R4	R6
初期条件	圧力 (kPa)	200				
	温度 (°C)	~160				
	蒸気分圧 (kPa)	200				
	空気分圧 (kPa)	0				
	He分圧 (kPa)	0				
注入条件	温度 (°C)	300				
	蒸気流量 (g/s)	15				
	蒸気注入時間	連続				
	He注入量 (g)	6g/s×1000s	6g/s×1000s	2g/s×1000s	0	0
	空気注入量 (g)	0	0	0	43.4g/s×1000s	14.5g/s×1000s
外面冷却	位置と状況	上部プール冠水				
	注水温度	室温				
	注水量 (kg)	7.9kg/s×800s				
	注水時圧力 (kPa)	320	350	280	320	280
時間シフト (s)	1300					
備考		水平注入	垂直注入	垂直注入	水平注入	垂直注入

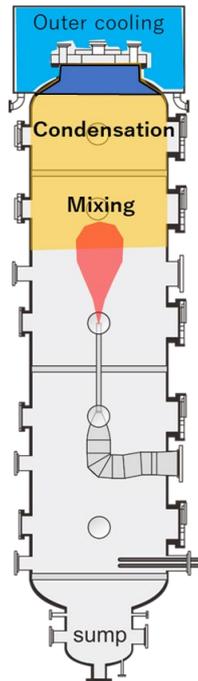


図 3.1.3-1 蒸気注入を伴う外面冷却実験の概念図

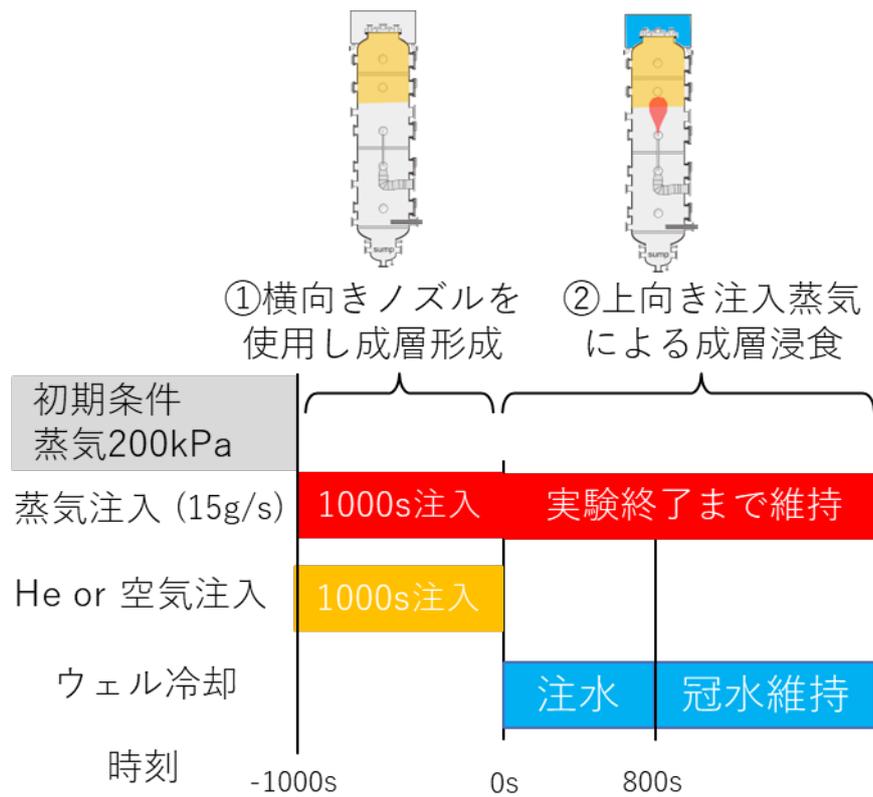


図 3.1.3-2 ガス及び冷却水の注入タイミング

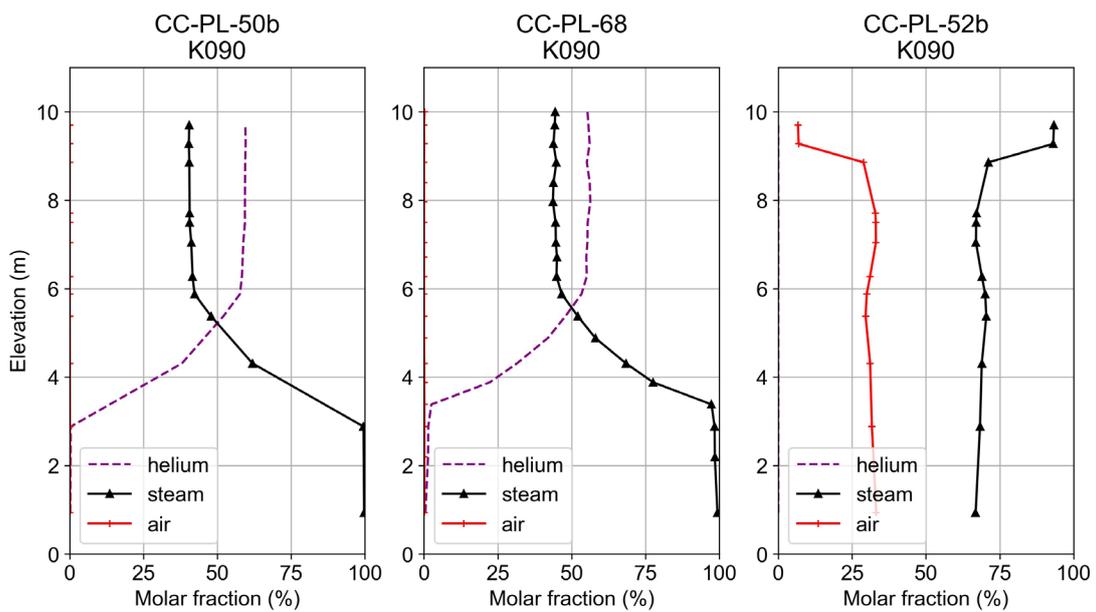


図 3.1.3-3 冷却開始時の鉛直方向ガス濃度分布 (CC-PL-50b, 68, 52b)

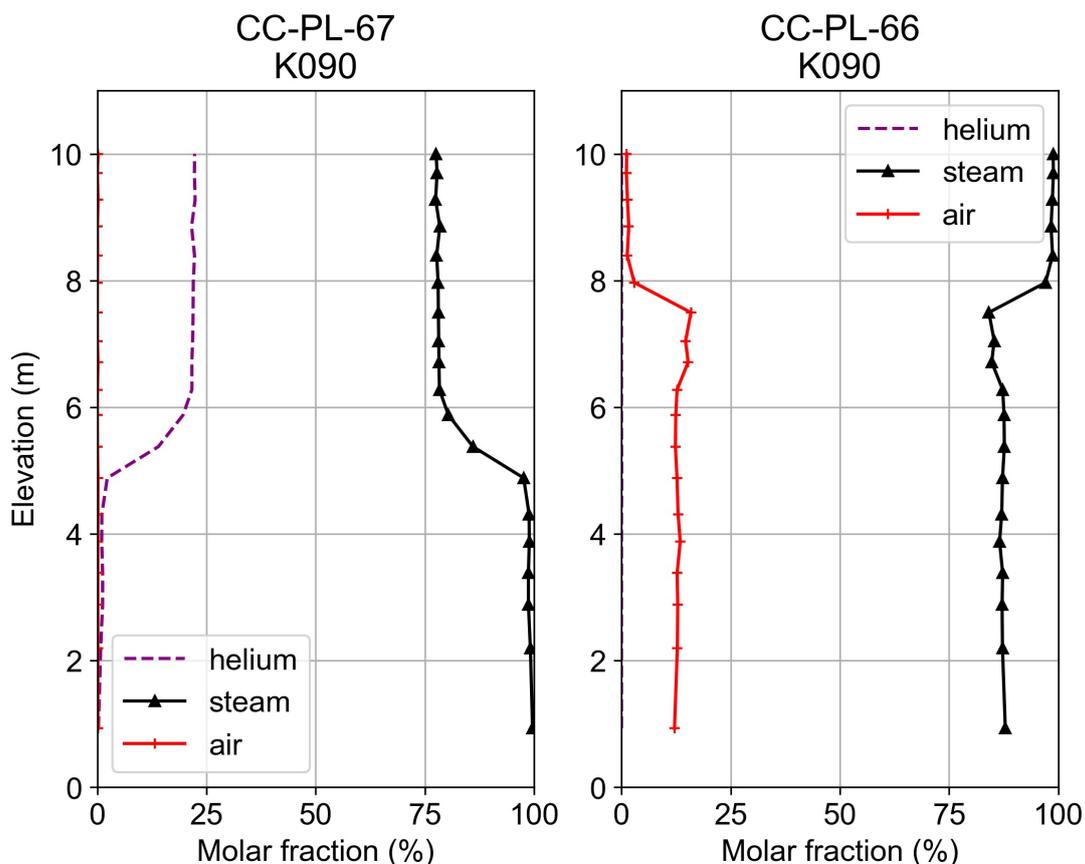


図 3.1.3-4 冷却開始時の鉛直方向ガス濃度分布 (CC-PL-67, 66)

3.1.3.2. 実験結果

ヘリウム流量を 6 g/s と設定した CC-PL-50b 及び CC-PL-68 の結果を示す。過年度の実験 CC-PL-50b の鉛直方向ガス濃度分布、温度コンタを図 3.1.3-5~図 3.1.3-6 に示す。CC-PL-50b では、高さ EL6.3m の位置より横向きに蒸気が注入され、EL3m 以上に形成されていた密度成層が侵食される。図 3.1.3-6 の温度コンタ図より、冷却開始から 1000 秒程度までは蒸気が下向きに流れる様子が見られるが、これは注入蒸気の密度が密度成層の密度より高い (重い) ためである。その後 2000 秒まで進むと、成層侵食に伴うガス混合により成層内のヘリウム濃度が低下し、密度成層と注入蒸気の密度差が低下するため、注入蒸気は水平方向に流れる。さらに侵食が進展すると、注入蒸気の密度の方が低くなり、蒸気ジェットは浮力によって上向きへ流れるようになる。一方、壁面が冷却される範囲である EL9.7m 以上では水蒸気凝縮によってヘリウムの蓄積が生じ、ヘリウム濃度が 100 % 近い密度成層が形成される様子が図 3.1.3-5 から確認できる。蒸気プルームは約 8000 秒でこの密度成層に到達し、成層侵食し始めるが、成層の密度に対して蒸気プルームの慣性が低いため、EL9.7m 以上の安定成層は実験終了まで維持された。冷却面上での成層化は伝熱を阻害する熱抵抗層となるため、冷却壁およびその周囲流体が低温となることが温度コ

ンタから確認できる。圧力変化を図 3.1.3-8 に示す。冷却面上での成層化により、冷却面へ向かう熱物質輸送が阻害されるため、圧力は注入蒸気によって上昇する。その後、蒸気ブリュームが EL9.7m 以上の密度成層を侵食し始めると凝縮量が上昇し、減圧に転じるが、依然として成層は存在し続けるため、ヘリウムを空気に置き換えた同じ非凝縮性ガス分圧条件の CC-PL-52b と比べて圧力低下は緩慢である。

同じヘリウム流量で上向き注入体系とした本年度の実験 CC-PL-68 の結果を図 3.1.3-5, 図 3.1.3-7～図 3.1.3-8 に示す。CC-PL-68 では、ノズル出口位置が EL5.4m のメインノズルを使用した。CC-PL-68 のガス濃度分布の時間変化は、CC-PL-50b と定性的に同様の傾向を示しており、0 秒の時点で形成されていた密度成層が注入蒸気ジェットにより浸食されていく一方、冷却面では高ヘリウム濃度の密度成層が形成され、ジェットがこの高ヘリウム濃度の密度成層を侵食する様子が 3000 秒以降で見られる。図 3.1.3-7 の温度コンタからも、高温蒸気が 3000 秒で EL9.7m に到達することが確認できる。なお、高ヘリウム濃度の密度成層に到達する時刻が CC-PL-50b の 8000 秒よりも早い、これはメインノズルのノズル径 (41.6mm) が横向きノズルのノズル径 (83.1mm) の半分、注入蒸気の慣性力 (流速) が高いためである。図 3.1.3-8 に示した圧力変化の図から、早期に高ヘリウム密度成層に到達することにより、減圧に転じる時刻が早まり、CC-PL-52b (水平注入で、成層に空気が混入する条件) に近づく結果となった。この傾向は、注入蒸気の慣性に対して、初期密度成層と注入蒸気の密度差が小さいほど、同じ時刻で見たときの除熱量が増加するという昨年度の結果と一致しており、密度成層の形成や維持がリチャードソン数で整理可能であることを示唆する[5]。

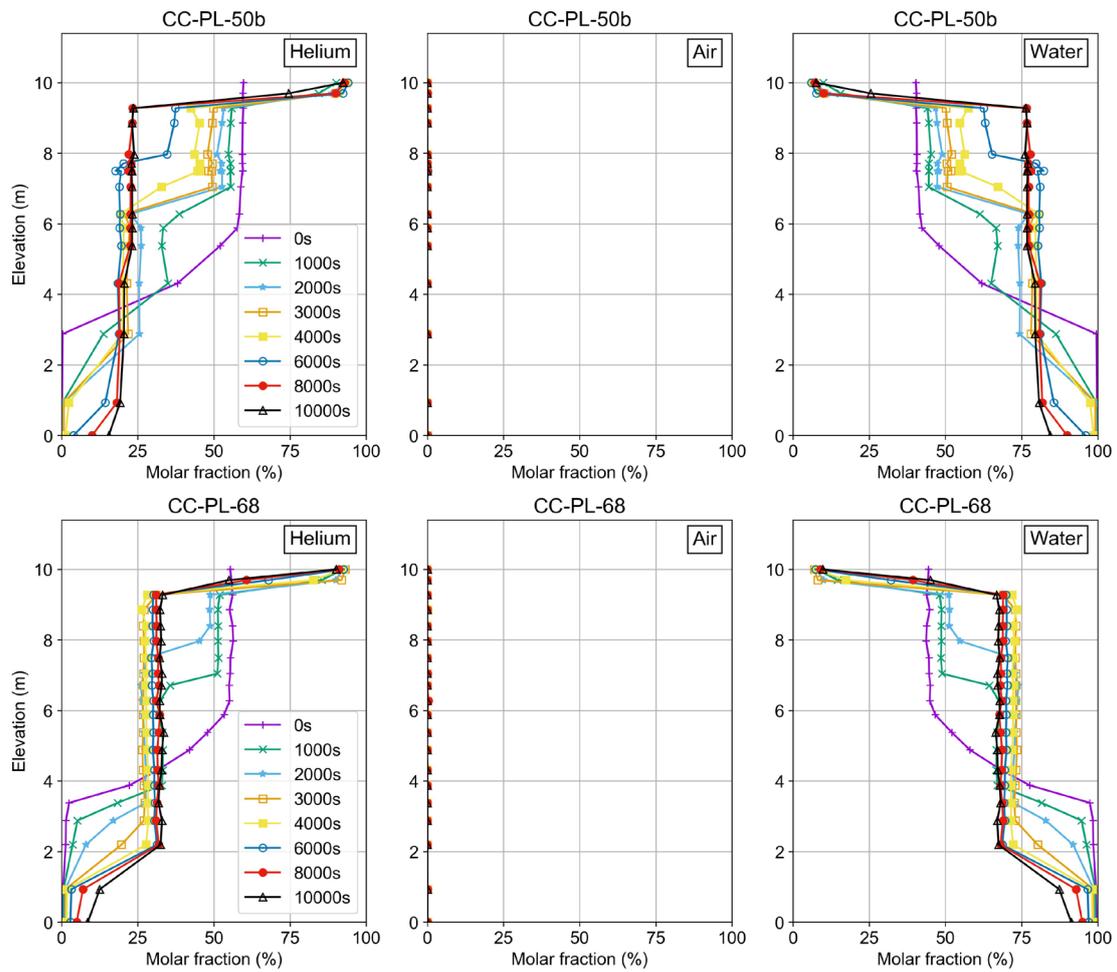


図 3.1.3-5 CC-PL-50b と CC-PL-68 の鉛直方向ガス濃度分布の時間変化

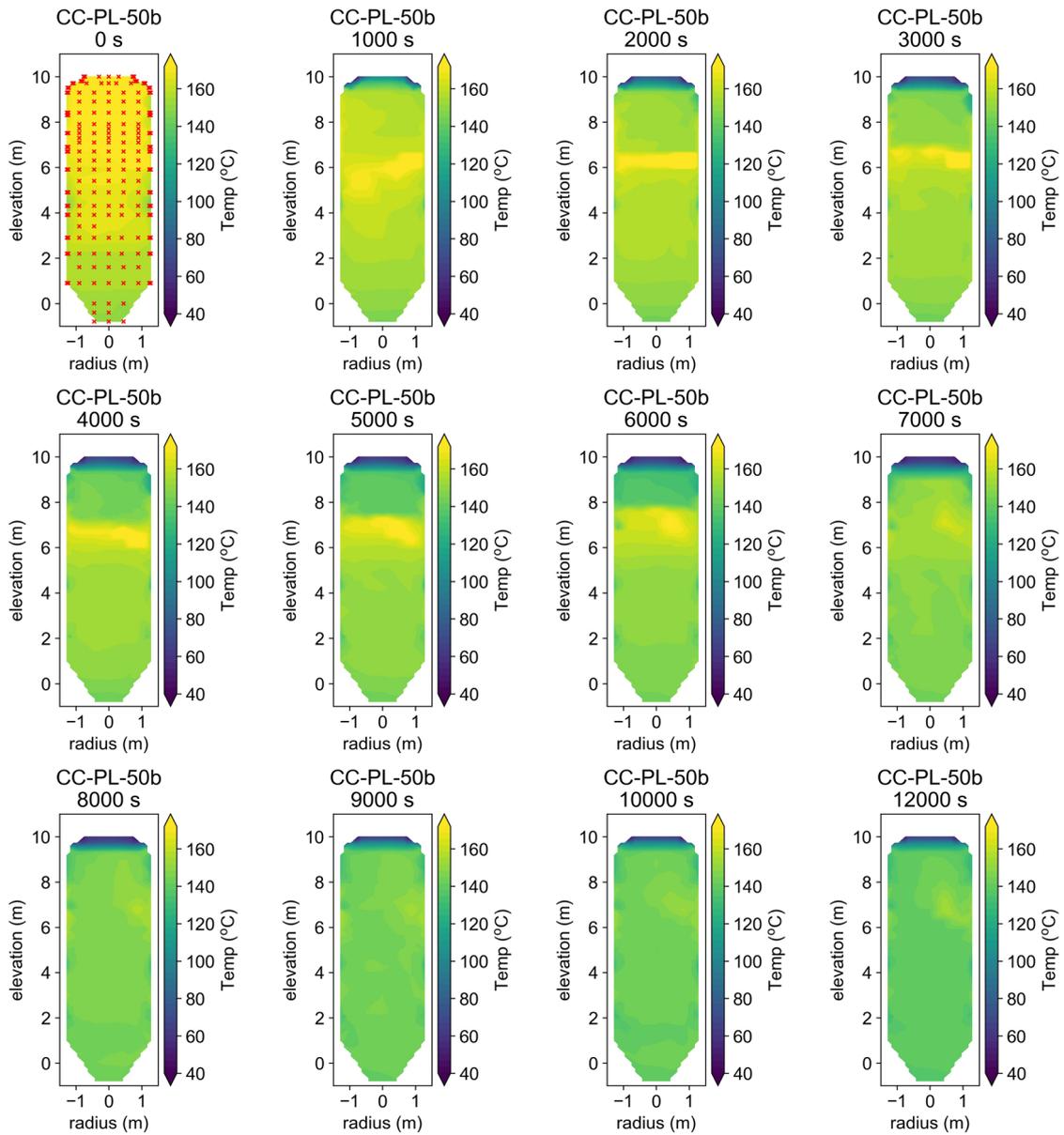


図 3.1.3-6 CC-PL-50b の温度コンタ (赤点の位置が温度測定位置)

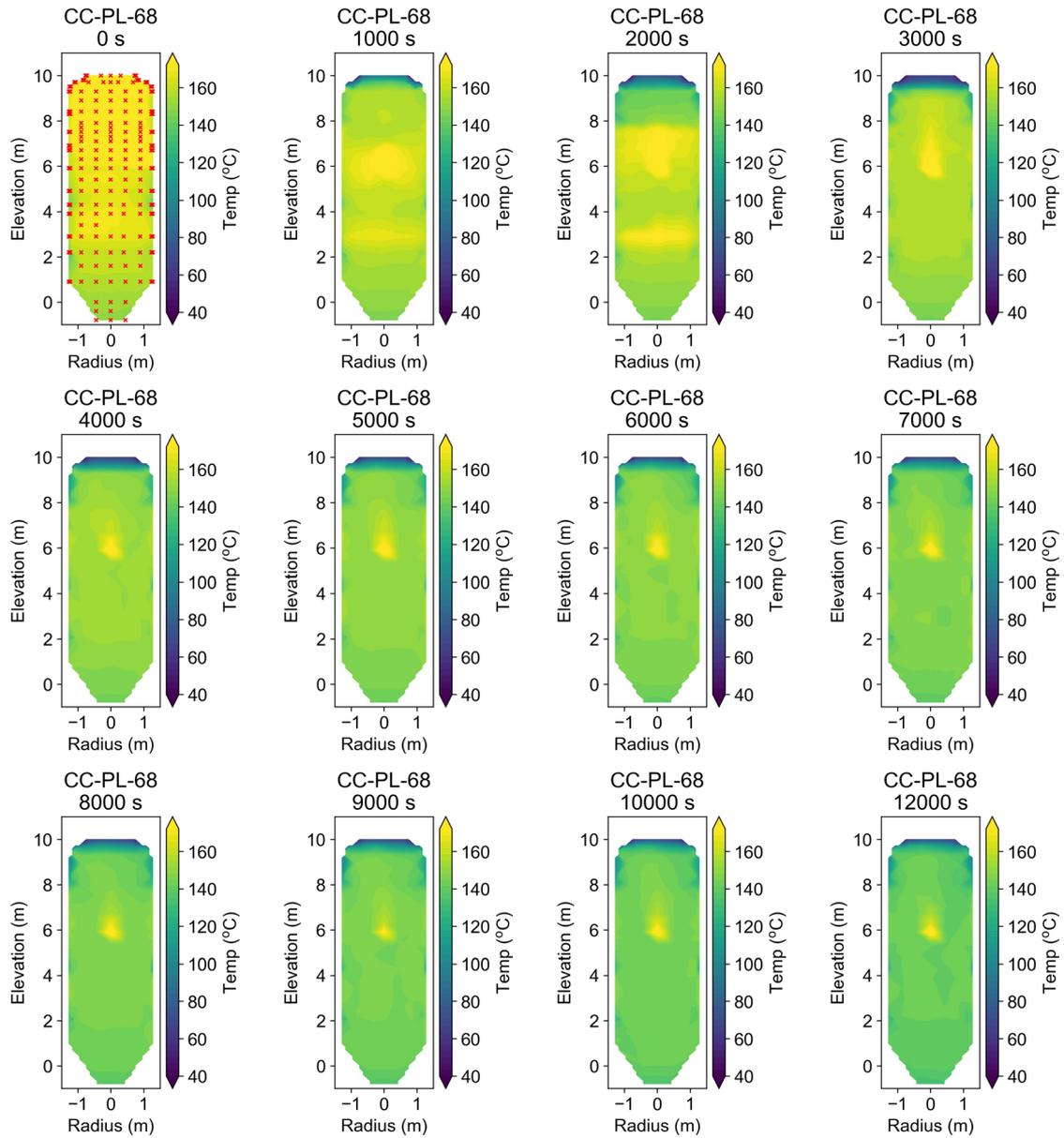


図 3.1.3-7 CC-PL-68 の温度コンタ

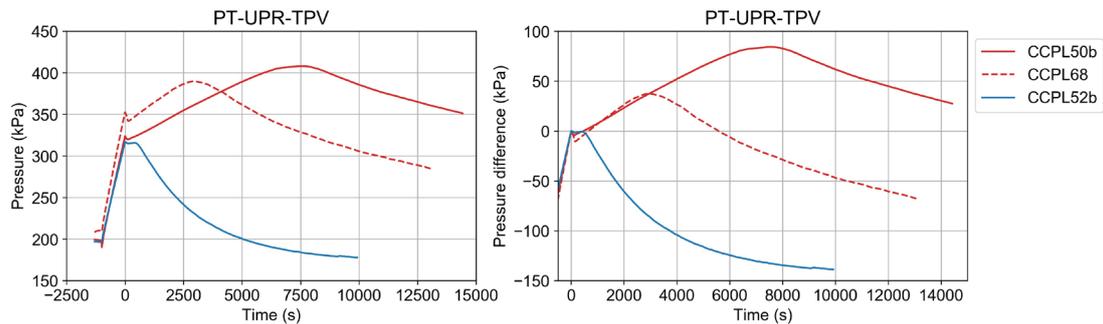


図 3.1.3-8 圧力履歴と冷却開始時を起点とした相対変化 (CC-PL-50b,68,52b)

次に、ヘリウム流量を 2 g/s と少なく設定した CC-PL-67 と、ヘリウムを同じ体積流量の空気で置き換えた CC-PL-66 の結果を示す。図 3.1.3-9 に、CC-PL-67 の 0~1600 秒と 2000~10000 秒のガス濃度分布を示す。0~1600 秒では、EL9.7m 以上で高ヘリウム濃度の密度成層の形成が見られ、EL10m におけるヘリウム濃度は CC-PL-50b や CC-PL-68 と同程度であった。但し、密度成層の厚みは比較的薄くなっており、冷却開始前の EL5m 以上の初期密度成層内のヘリウム濃度が 20 % と低いことと、それによって注入蒸気の浮力も相対的に大きくなりジェットが冷却面に到達しやすいことが理由として考えられる。2000 秒以降では、EL9.7m 以上の密度成層の浸食が進展し、3000 秒で密度成層は解消された。EL10m におけるヘリウム濃度が CC-PL-50b や CC-PL-68 と同程度であるにも関わらず、早期に密度成層が解消されたことは、密度成層の持つ浮力に対して蒸気ジェットの慣性力（周囲流体に対する浮力による加速）が高いことを示している。一方、図 3.1.3-10 に示した蒸気+空気系条件の CC-PL-66 では、攪拌によって速やかに容器内の濃度が均一化した後、水蒸気凝縮によって空気濃度が徐々に増加する様子が見られた。図 3.1.3-11~図 3.1.3-12 に、CC-PL-67 及び CC-PL-66 の温度コンタを示す。CC-PL-67 では、容器頂部において厚みが薄い低温領域が 2500 秒までの間に表れており、熱抵抗となる密度成層が形成されていることが確認できる。その後、この低温領域は 3000 秒で消失しており、ガス濃度分布の時間変化と整合する結果となった。図 3.1.3-12 に示す CC-PL-66 では、熱抵抗層が形成されないことにより、特に 1000 秒から 4000 秒にかけて、CC-PL-67 と比べて低温となった。図 3.1.3-13 に圧力変化を示す。冷却面での成層化により、CC-PL-67 は約 1000 秒まで圧力上昇し、その後減圧に転じる。更に 3000 秒まで進むと、成層が解消されることにより僅かに圧力低下が早まり、蒸気+空気系である CC-PL-66 との圧力差は縮まった。

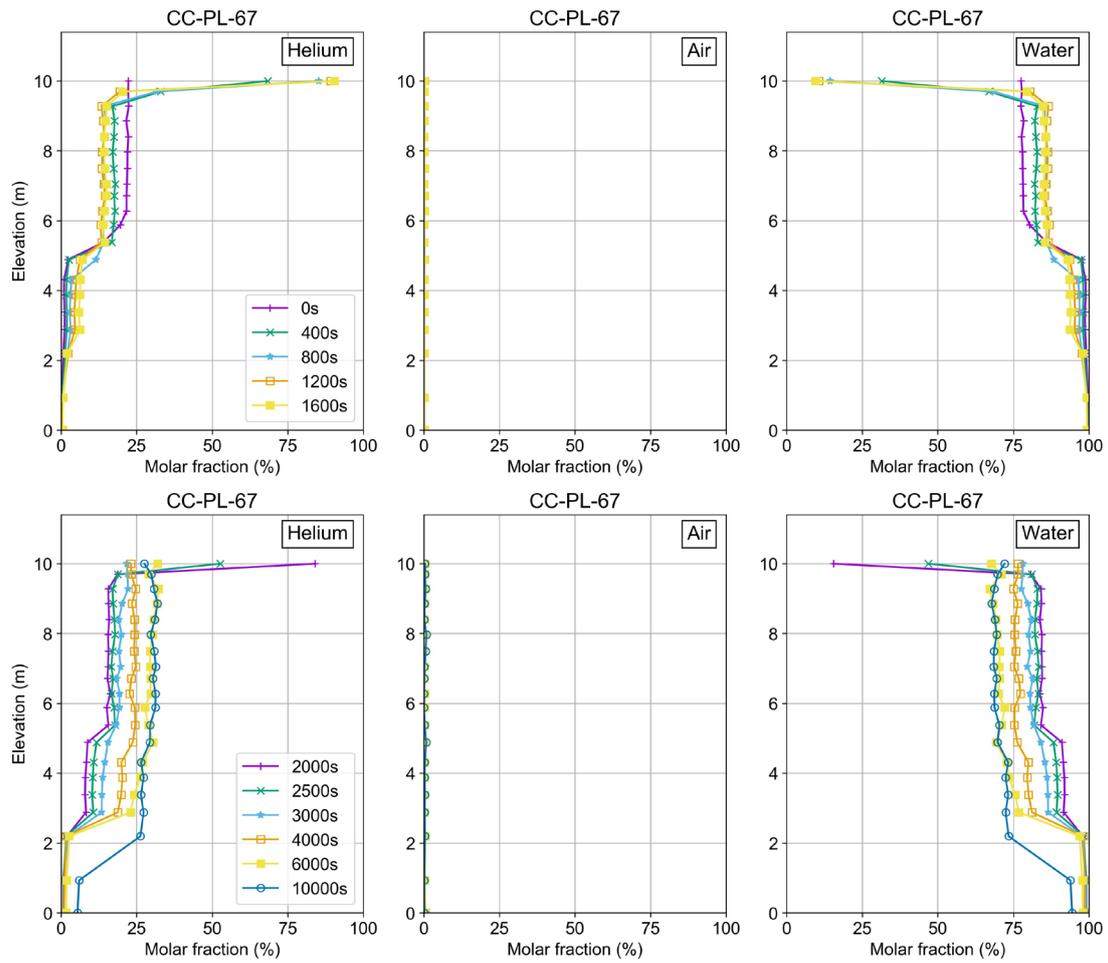


図 3.1.3-9 CC-PL-67 の鉛直方向ガス濃度分布の時間変化

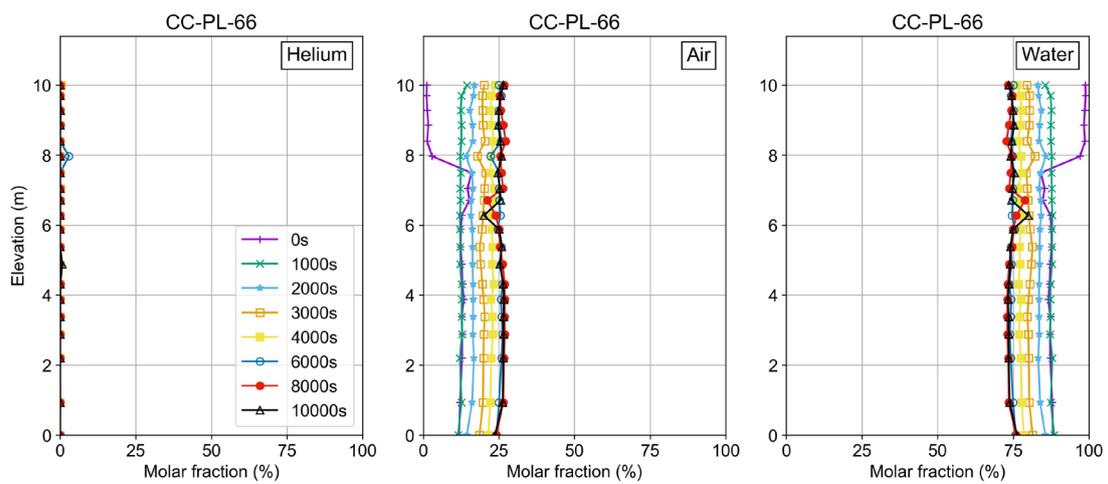


図 3.1.3-10 CC-PL-66 の鉛直方向ガス濃度分布の時間変化

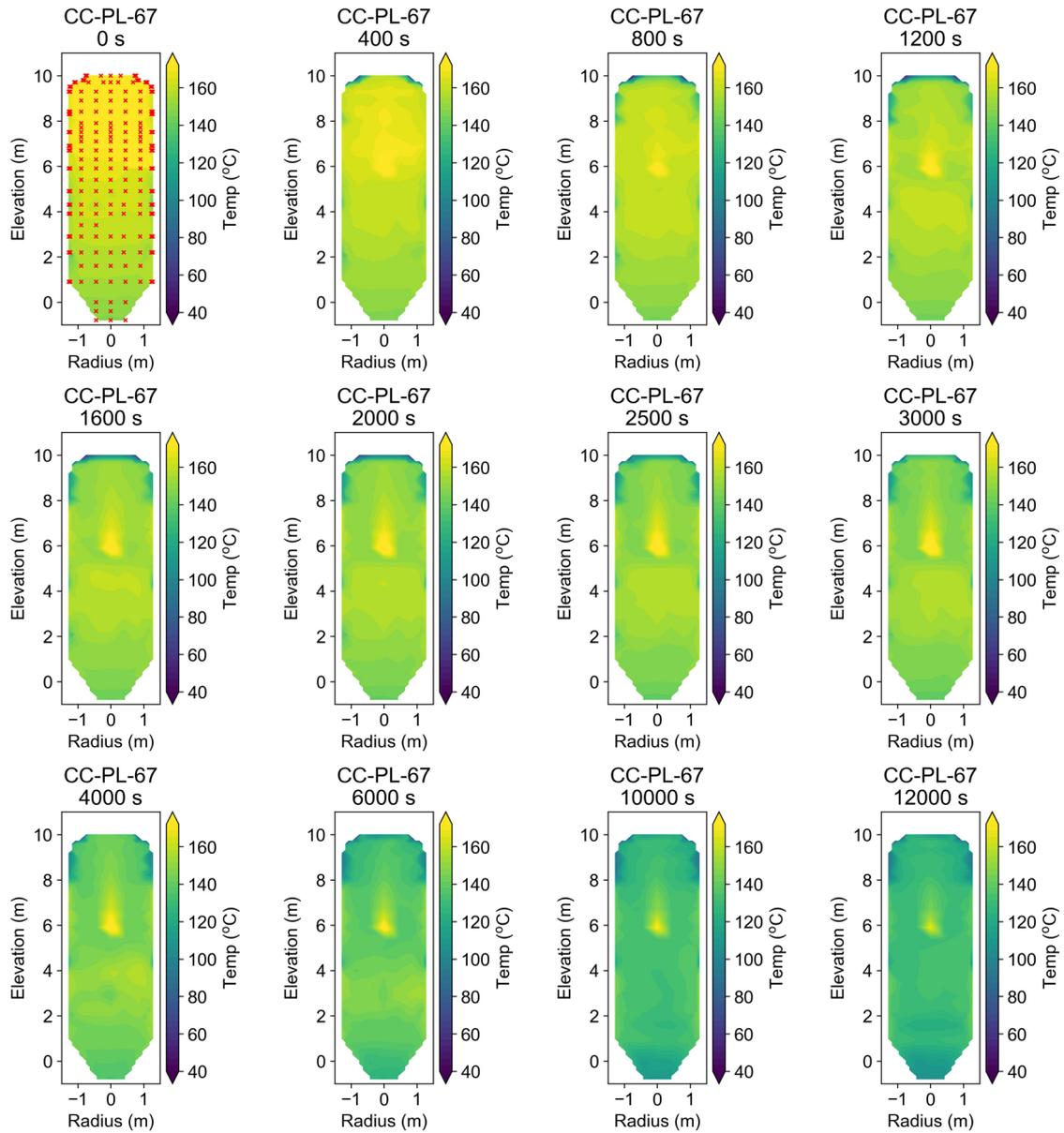


図 3.1.3-11 CC-PL-67 の温度コンタ

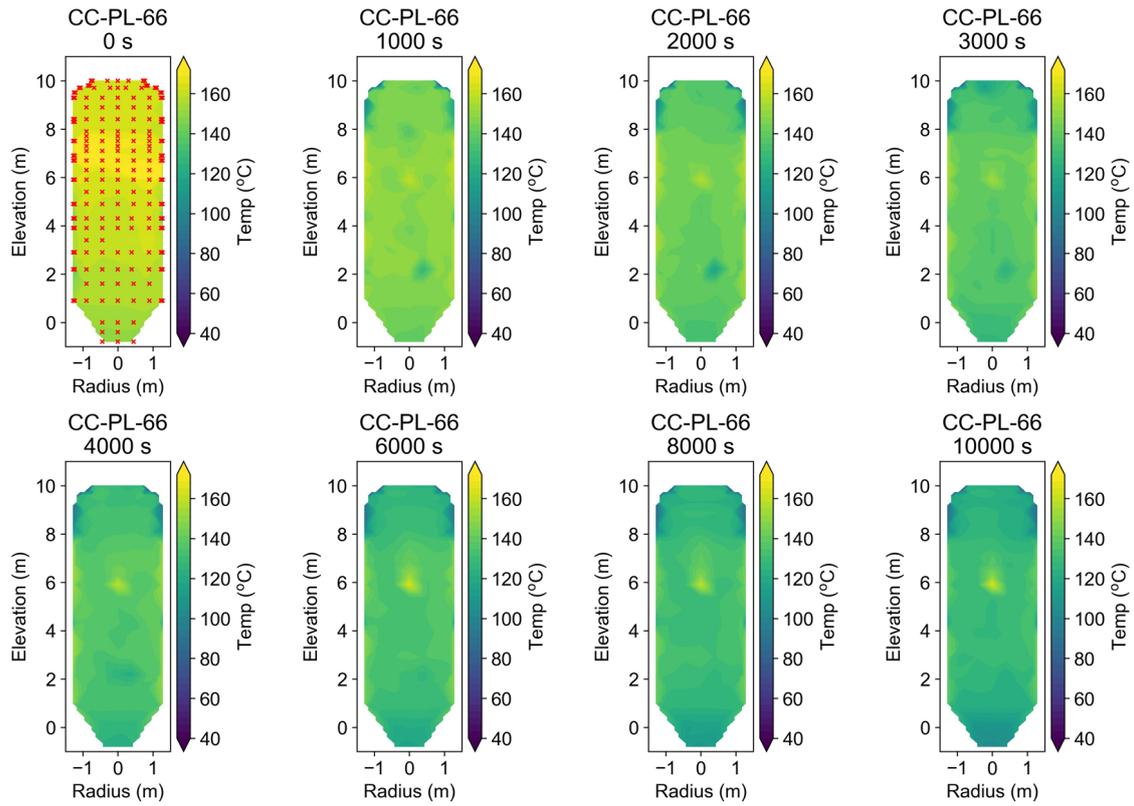


図 3.1.3-12 CC-PL-66 の温度コンタ

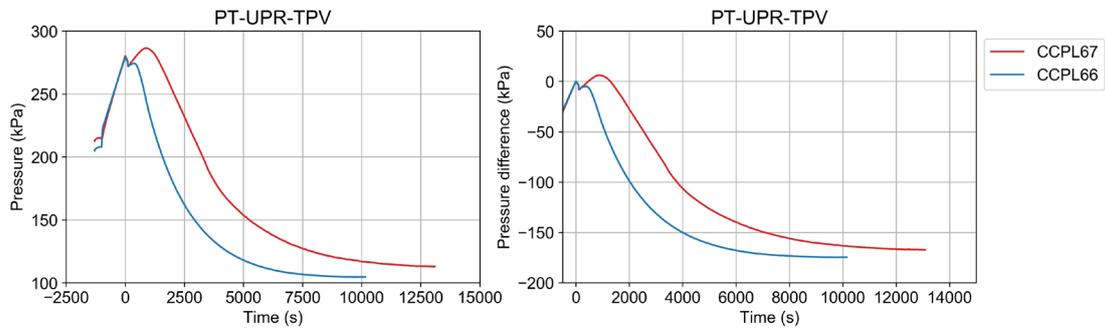


図 3.1.3-13 圧力履歴と冷却開始時を起点とした相対変化 (CC-PL-67,66)

本年度取得した実験データを用いて、 Ri 数の評価を行った。 Ri 数の定義は以下である。

$$Ri = \frac{\Delta\rho gL}{\rho u^2} \quad (3.1.3-1)$$

図 3.1.3-14 に概念図を示す。 $\Delta\rho$ は、水蒸気凝縮により形成された密度成層内外の密度差であり、ここではEL9.3m(成層外)とEL9.7m(成層内)の密度差とした。 L は密度成層の直径、すなわちEL9.7mの高さにおけるCIGMA容器直径($L=2.16\text{ m}$)とした。代表長さ L に何を定義するかは議論のあるところで、成層の厚さや幅のほか、成層の容量に関連付けて体積の1/3乗としたり、噴流の直径と成層体積の比の形で表す等が考えられるが、ここでは最も簡単のために固定値である成層直径を採用した。 u は、メインノズルから上向きに噴出されるジェットが密度成層に衝突する際の流速とする。ここでは、上向き浮力ジェットの軸中心流速を記述する相関式[7]を用い、実験の境界条件やノズル出口～EL9.7mの距離等から評価した。図 3.1.3-15 に本年度の実験のRi数を評価した結果を示す。黒点線は、蒸気ジェットがEL9.7mに到達した時刻であり、各ELにおける濃度の時間変化から評価した。CC-PL-68では、ジェットが成層に衝突した直後、成層が浸食されることによりRi数が急激に低下する様子が見られた。その後も成層浸食の継続とともに、Ri数はゼロに向かって緩やかに低下する。CC-PL-67でもEL9.7m以上において密度成層が形成されるが、成層の浮力と比べて蒸気ジェットの慣性力が高いため、蒸気が成層に衝突する際のRi数は低い値となり、速やかにゼロとなった。

実機におけるRi数は状況に応じて様々であるが、圧力・温度・濃度・注水温度を本年度の実験と同様とし、実機幾何形状等を用いることで、参考値を計算できる。ここでは、CC-PL-68の注水開始時の圧力・温度・濃度条件を起点として、注水に伴う壁凝縮によって初期成層の上部にヘリウムリッチな密度成層が形成されると仮定する。更に、PCV上部における、RPV外側壁面とPCV内側壁面の間の水平断面の面積を用いて、成層に衝突する蒸気の見かけの流速を定義する。蒸気流量は実機との体積比を考慮して 2 kg/s とする。これらを用いて評価した実機Ri数は約 10^4 となった。但し、局所的な現象である成層浸食を見かけの流速で記述しているため、過大な値であることに留意されたい。例えば、成層に衝突する蒸気ジェットの断面積が、RPV外側壁面とPCV内側壁面の間の水平断面積の10%と仮定すると、Ri数はおよそ100である。

なお、同じ上向き注入体系で流速が大きい条件で実施した令和2年度の実験では、凝縮によるヘリウムの成層化は生じなかった。これは、ヘリウム注入量は同じである一方、蒸気流量が約2倍高く、冷却水温度も 95°C と高いためである。凝縮によるヘリウムの成層化現象は、初期濃度条件や注水温度、蒸気流量等で決まると考えられ、今後は過年度の実験データも含め無次元数を用いて、成層の形成条件や、成層形成後の混合浸食との相関などの検討を進めて行く予定である。

3.1.3.3. 本節のまとめ

本年度のウェル冷却実験として、無次元数によるデータ整理を行うため、上向き注入体系による高濃度のヘリウム局在化とジェットによる浸食のデータを取得した。ヘリウム注入量が多い条件と、ヘリウム注入量が少ない条件の2ケースのデータを取得した。前者では、凝縮面で形成される密度成層の浮力が高いため、浮力と慣性力の比である Ri 数は高い値となり、成層侵食が進むスピードは緩慢であった。一方、後者では Ri 数は低い値で推移し、ジェットが成層に衝突した後速やかにゼロとなり、浸食が進んだ。今後は過年度の実験データも含めた整理を行う予定である。

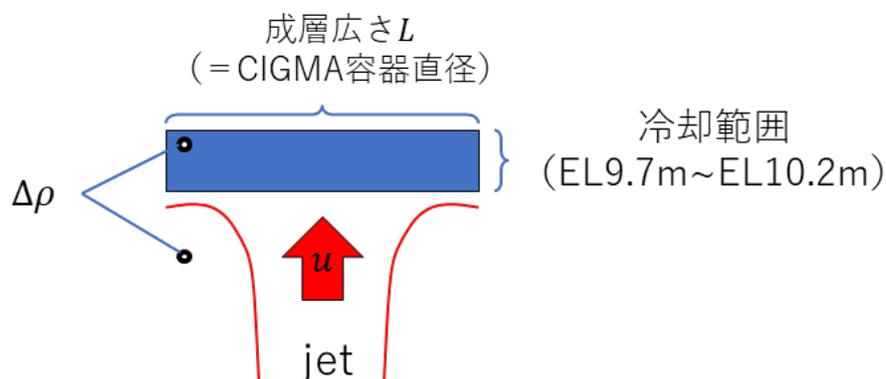


図 3.1.3-14 上向き浮力ジェットが EL9.7m 以上の密度成層に衝突する概念図

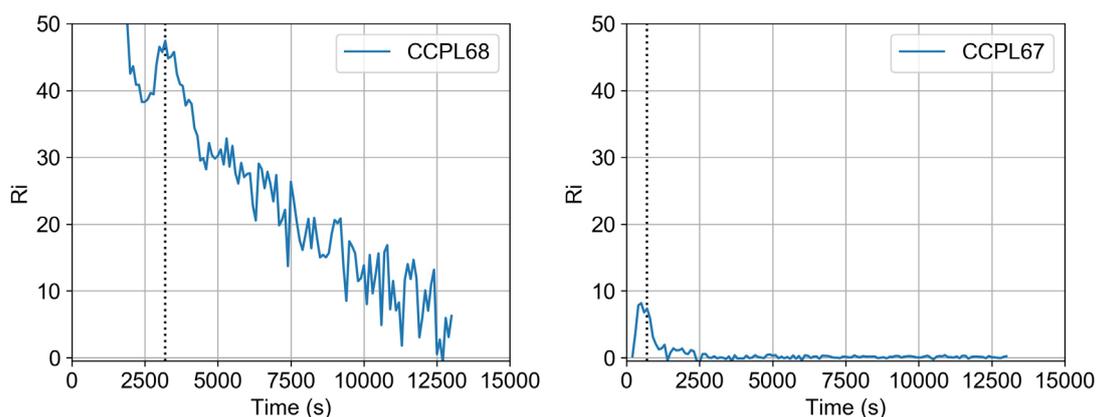


図 3.1.3-15 CC-PL-68 と CC-PL-67 の Ri 数時間変化 (成層内濃度を EL9.7 m の濃度としたケース)

3.1.4. 蒸気凝縮駆動水素移行実験

シビアアクシデント時に炉心の酸化反応によって発生する水素が原子炉建屋（RB）内へ移行し、爆発することが、福島第一原発の事故によって明らかとなり、その後の調査・検討によって、RB のような多区画構造内での水素の輸送・蓄積・分布を理解することの重要性が指摘された[1]。特に、RB 内のような大空間内では流体慣性が小さく、水素に随伴する水蒸気の凝縮が水素の移行・分布に大きく影響することがわかっている。水蒸気凝縮により局所的な水素の蓄積は可燃性の気体組成を形成する可能性があり、これらの輸送メカニズムを理解することは、水素爆発のリスクを評価し対策を講じる上で重要である。

蒸気凝縮による水素輸送をより深く理解するため、本受託研究において R5 年度から一連のパラメータ実験を実施してきた。R5 年度は、1F3 の原子炉建屋における水素輸送条件を再現するため、同事故を解析した TEPSYS による数値解析[2]の境界条件を参照した実験を行い、蒸気とヘリウムの混合ガスを注入する上層階よりもその下の中層階領域にヘリウムが多く蓄積し、TEPSYS の数値解析を裏付ける結果が得られた。これは、系内に供給される混合気体のエンタルピと壁面での冷却によるマスとエンタルピの空間的なバランスによって混合気体の空間分布が決まった結果である。これらの知見から、マス・熱バランスに影響する主要因を評価するためのさらなるパラメトリックスタディの必要性が示された。

実際の原子炉建屋における水素分布は、建屋の構造、蒸気と水素の質量比、蒸気の凝縮プロセスなどに影響を受ける。例えば、階段やエレベーターシャフトなどの区画間の接続性を示す「流路比」はガスの輸送経路を決定する重要な要素である。また、蒸気と水素の質量比は、蒸気の凝縮によって水素の相対濃度が変化するため、非凝縮性ガスの蓄積に影響を与える。さらに、壁面の冷却条件によって水蒸気凝縮速度と循環の駆動力が決まり、ガスの輸送と成層化を左右する重要な因子となる。

このような考察の元、今年度は、流路比、蒸気とヘリウム（水素の代替）の質量比、壁面熱伝達の 3 つをパラメータとした実験を行い、ガスの輸送および蓄積に与える影響を検討した。実験の境界条件は 1F3 の事故条件を参考とするものの、実際の原子炉建屋の幾何形状や環境を完全に再現することは不可能であるため、R5 年度と同様に縮尺モデルを用いた実験的アプローチとした。具体的には、昨年度実施した CC-SJ-01 を基準ケースとし、そこからの変化量として条件を設定した。

3.1.4.1. 実験条件

本実験は、福島第一原子力発電所 3 号機（1F3）の原子炉建屋内で観測された水素輸送現象を縮尺条件下で再現することを目的として設計された。基準ケースとなる CC-SJ-01

は、先述したように TEPSYS が実施した GOTHIC[2]解析に基づく境界条件を適用し、過去の解析研究との整合性を確保した。図 3.1.4-1 に示すように、GOTHIC 解析では、原子炉建屋 5 階（約 26,000 m³）をモデル化し、その壁の比較的薄い構造に伴う熱損失を考慮した。一方で、4 階およびそれ以下の階は厚い壁で構成され、断熱性が高いと仮定され、熱損失は最小限とされた。初期条件として、建屋内の温度は 20° C、外気温度は 5° C に設定され、事故当時の環境条件を再現した。また、格納容器（PCV）からの漏えいガスはシールドプラグを通じて 5 階へ流入し、壁面で蒸気凝縮が発生すると仮定された。2 階に配置されたスタンバイガス処理システム（SGTS）は、ガス排気のための出口として機能するものとした。

この条件を CIGMA 実験施設内で再現する。水素の代替気体であるヘリウムと蒸気を CIGMA 容器の上部へ連続的に注入し、原子炉建屋 5 階へのリークを模擬した。容器内には、原子炉建屋の階層構造を再現するためにステンレス製の仕切り板を設置した。仕切り板には直径 250 mm の 9 つの開口部があり、開閉の調整が可能である。基準ケースである CC-SJ-01 では中央の 1 つの穴のみが開放され、床面に対する開口面積比は 1:100 となり、1F3 原子炉建屋の開口比（階段）1:130 と同オーダーである。後述するようにこの開口比をパラメータとして変更する。容器底部は大気開放され、注入ガスがここから放出される。

容器の上部は、原子炉建屋の 5 階および 4 階を模擬し、上部プール、中部ジャケット、および下部ジャケットを用いた外部冷却システムによって冷却された。この冷却システムにより、容器壁面で蒸気が凝縮し、GOTHIC 解析で示された熱放散プロセスを再現できる。容器の下部は原子炉建屋の下層階を模擬しており、断熱処理は施されているものの、自然放熱による熱損失が発生する設定である。

福島第一原発 3 号機（1F3）の原子炉建屋内で観測されたガス挙動を効果的に再現するため、本実験では、TEPSYS 解析で採用した境界条件を体積スケールリングして実験条件を決定した。すなわち、1F3 原子炉建屋 5 階（約 26,000 m³）と CIGMA 容器の上部区画（約 12.3 m³）の体積比から、スケール比 1:1 の注水量を再現することは実験装置の仕様上不可能であったため、流量計の利用可能な下限値からスケール比 1:30 を採用した。すなわち対体積比で 30 倍の注入量とする加速実験となる。この比率に基づき、蒸気およびヘリウムの注入流量を調整し、TEPSYS 解析と同等の質量分率を維持した。一方、注入気体のエンタルピーを実条件に近づけるために GOTHIC 解析で使用された 475° C の注入温度よりも下げ、CIGMA 実験では 120° C とした。これによりエンタルピースケールリング比 1:6.3 となる。これが昨年度実施した CC-SJ-01 の条件であり、基準ケールである。

今年度は、CC-SJ-01 の基準ケースから、流路比、蒸気とヘリウムの質量比、および壁

面熱伝達を変更した、4つの追加実験を実施した。すべての実験で、表 3.1.4-1 に示すように、作動ガス、入口ガス温度、圧力の主要なパラメータを同一に保ち、各試験では基準ケールから一つの変数のみを変更することで、変更したパラメータの影響を直接参照可能とした。CC-SJ-03 では、流路比の影響を調査するため、開口率を増加させた。仕切り板には設けた 9 つの穴すべてを開放し、流路比は 0.01 から 0.09 へと増加し、上部と中部の領域間でのガス交換が促進される。

CC-SJ-05は、注入する蒸気とヘリウムの比を 100:1 から 75:1 とし、蒸気流量を減じた。これにより注入ガスの浮力効果が増すことが予想される。CC-SJ-06 および CC-SJ-09 は、異なる初期および境界壁温条件下での凝縮挙動を調査するために設計された。基準ケースでは、初期および境界壁温が 50°C に設定され、壁面を冷やすために冷却ジャケットへの冷却水は連続的に注入して壁温度を一定に保ったのに対し、CC-SJ-06 では冷却水を注水せずに停滞水とした。これによって冷却ジャケットの水温は時間共に上昇し、壁の冷却効果は失われていく。注入される蒸気:ヘリウム比は CC-SJ-05 と同様に 75:1 である。一方、CC-SJ-09 では、注入比を 100:1 に戻し、冷却水に停滞させると共に、初期雰囲気及び壁温を 20°C と低く設定した。その結果、CC-SJ-09 では、注入直後の蒸気と壁の温度差が大きいため、初期の凝縮率が高くなることが予想される。さらに、外面冷却機能を使用しない条件での実験も、CC-SJ-08 及び CC-SJ-08b として実施したが、本報告では上記のように、流路比、蒸気とヘリウムの質量比、壁面熱伝達の 3 つをパラメータに注目して、実験結果を整理・考察したため、以下では境界温度条件を積極的に制御した CC-SJ-01、CC-SJ-03、CC-SJ-05、CC-SJ-06、及び CC-SJ-09 の実験結果を用いて論じる。

データ収集の一貫性と比較分析の精度を確保するため、以下に示す実験に関しては最低 10,000 秒間実施され、一部の試験では長期的な輸送および蓄積挙動を観測するために最大 20,000 秒まで行った。各実験は再現性を確保するため同条件を最低 2 回実施した。実験手順は、まず上部および中部領域を循環水で予熱し、壁面温度を安定させることから始まる。壁温度が安定することで初期雰囲気温度も同じ温度に落ち着く。その後、蒸気とヘリウムを上部領域に連続的に注入する。実験中は、温度およびガス濃度を熱電対および四重極質量分析計 (QMS) で継続的に測定した。さらに、容器内の異なる高さに設置されたガターシステムにより、凝縮水の質量を測定することで各部位での蒸気凝縮量を見積もった。

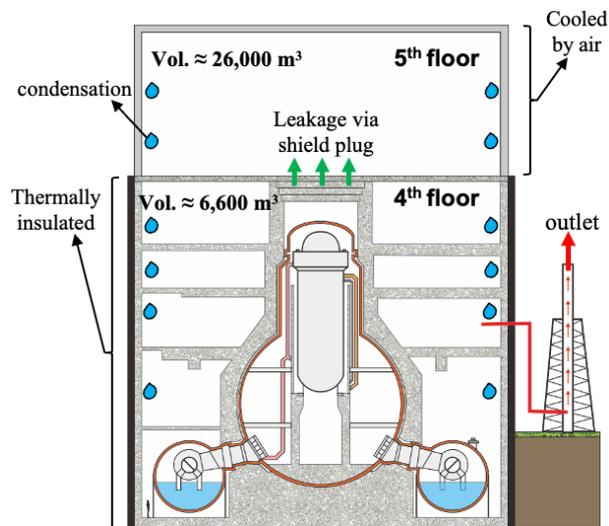


図 3.1.4-1 福島第一原発 3 号機 (1F3) 原子炉建屋におけるシールドプラグからのガス漏えいに関する GOTHIC 解析の境界条件

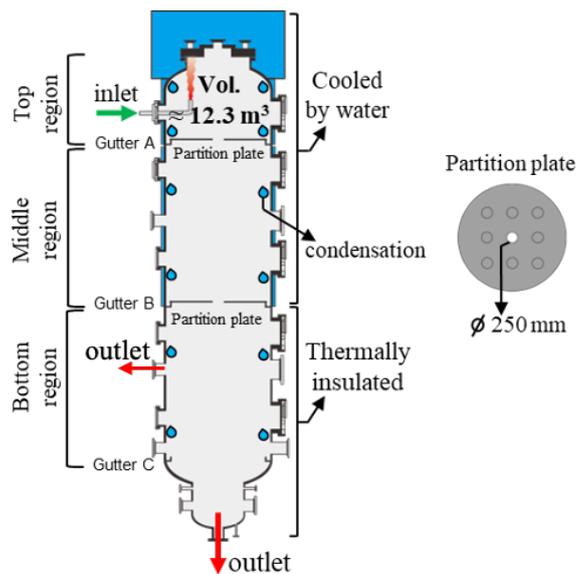


図 3.1.4-2 福島第一原発 3 号機 (1F3) 原子炉建屋のシールドプラグからのガス漏えいを模擬した CIGMA 実験の境界条件

表 3.1.4-1 実験条件

Experiment ID		CC-SJ-01	CC-SJ-03	CC-SJ-05	CC-SJ-06	CC-SJ-08	CC-SJ-08b	CC-SJ-09
Experiment year		R5	R6	R6	R6	R6	R6	R6
Working gas		Air, Steam, Helium						
Initial temperature	°C	50	50	50	50	10	30	20
Initial pressure	MPa	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
Injected gas		Stam, Helium						
Injected gas temperature	°C	120	120	120	120	120	120	120
Steam mass flow rate	g/s	34.55	34.55	15	15	34.55	34.55	34.55
Helium mass flow rate	g/s	0.3	0.3	0.2	0.2	0.3	0.3	0.3
Mass ratio (Steam: Helium)		100:1	100:1	100:1	100:1	100:1	100:1	100:1
Injection time	s	10,000	10,000	10,000	10,000	7,000	10,000	10,000
Aperture hole number		1	9	1	1	1	1	1
Flow path ratio		0.01	0.09	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
Elevation of venting line (outlet)	m	-1	-1	2.75	2.75	-1	-1	-1
Upper pool temperature (water circulation)	°C	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	-	-	20 (continuous)
Middle pool temperature (water circulation)	°C	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	-	-	20 (continuous)
Lower pool temperature (water circulation)	°C	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	50 (continuous)	-	-	20 (continuous)

3.1.4.2. 実験結果

すべての実験で、時間ゼロ（0 秒）を蒸気とヘリウムの注入開始時点として定義し、水蒸気の凝縮挙動やそれに伴う非凝縮性ガスの分布の時間変化を計測し、各階層（上部・中部・下部）におけるガス組成を Shapiro 三成分図で評価した。この分析により、流路構成、ガス組成、凝縮特性の違いが可燃性や爆発性に与える影響を詳細に把握することができた。

3.1.4.2.1. 流路比の影響

上下階を行き来する流路面積の比を変更した CC-SJ-03 の結果を基準実験の CC-SJ-01 と比較する。まず、各階層の蒸気凝縮量を比較するために、各階の壁面に設けたガターで回収した凝縮水量を図 3.1.4-3 に示し、10,000 秒後の総凝縮水量を表 3.1.4-2 にまとめる。

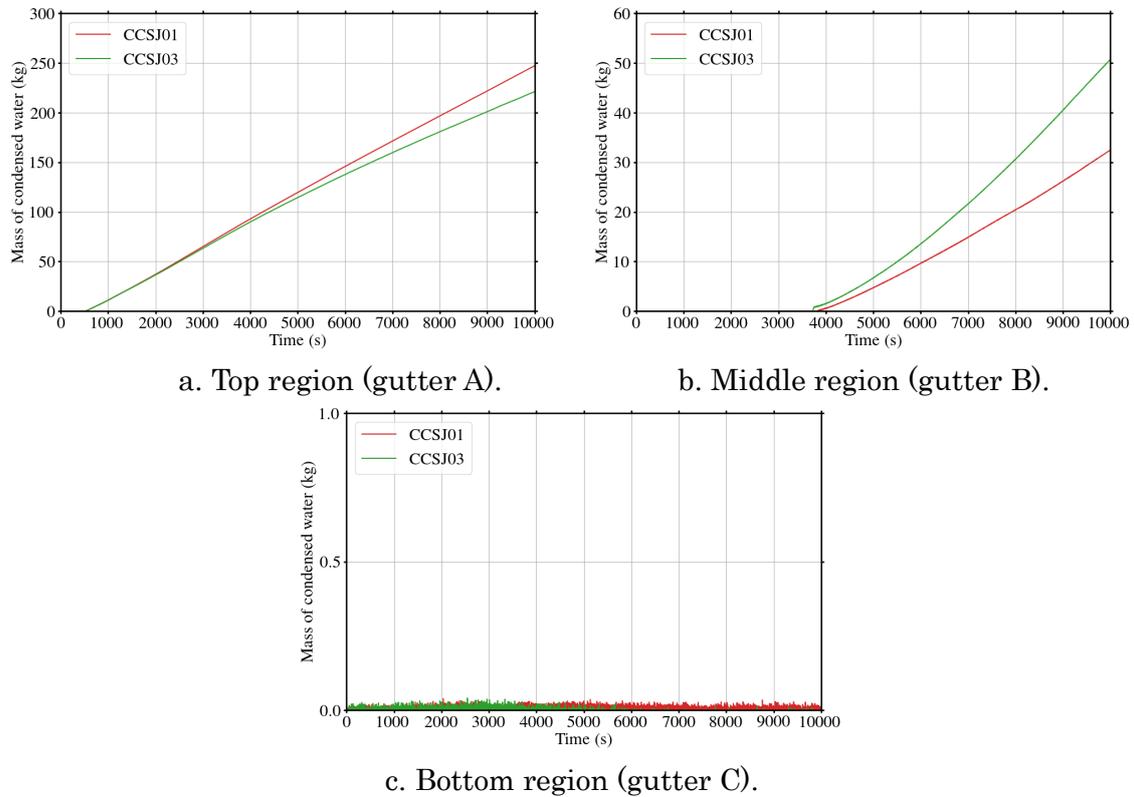


図 3.1.4-3 Transition of condensed water in all regions.

表 3.1.4-2 Summary of total condensed water for each region in case CCSJ01 and CCSJ03.

Exp. ID	Total injected steam (kg)	Mass of condensed water at different region			
		Top region (kg)	Middle region (kg)	Bottom region (kg)	Total (kg)
CCSJ01	345.5	247.3	32.5	0	279.7
CCSJ03	345.5	221.2	50.8	0	271.9

図 3.1.4-3a は上部領域での累積凝縮水量を示しており、両ケースとも時間とともにほぼ線形的に凝縮量が増加し、蒸気が主にこの領域で凝縮していることを示唆している。また両副スピードも両実験でほぼ一致しており、流路比の変化が上部領域の全体的な凝縮量には大きな影響を及ぼさないことを示している。しかし、表 3.1.4-2 に示すように、CC-SJ-03 の総凝縮水量は CC-SJ-01 よりわずかに少なく、この差は、開口比の増加により多くの蒸気が下部へ輸送されたものと考えられる。この傾向は、図 3.1.4-3b の中部領域での累積凝縮水量に現れており、CC-SJ-03 の凝縮率が CC-SJ-01 よりも高くなっている。図 3.1.4-3c は下部領域での累積凝縮水量で、両条件ともに顕著な凝縮は発生せず、表 3.1.4-2

でも同様の傾向が確認された。これは、ほとんどの蒸気が上部領域の凝縮によって除去され、下部まで輸送されなかったことを示している。

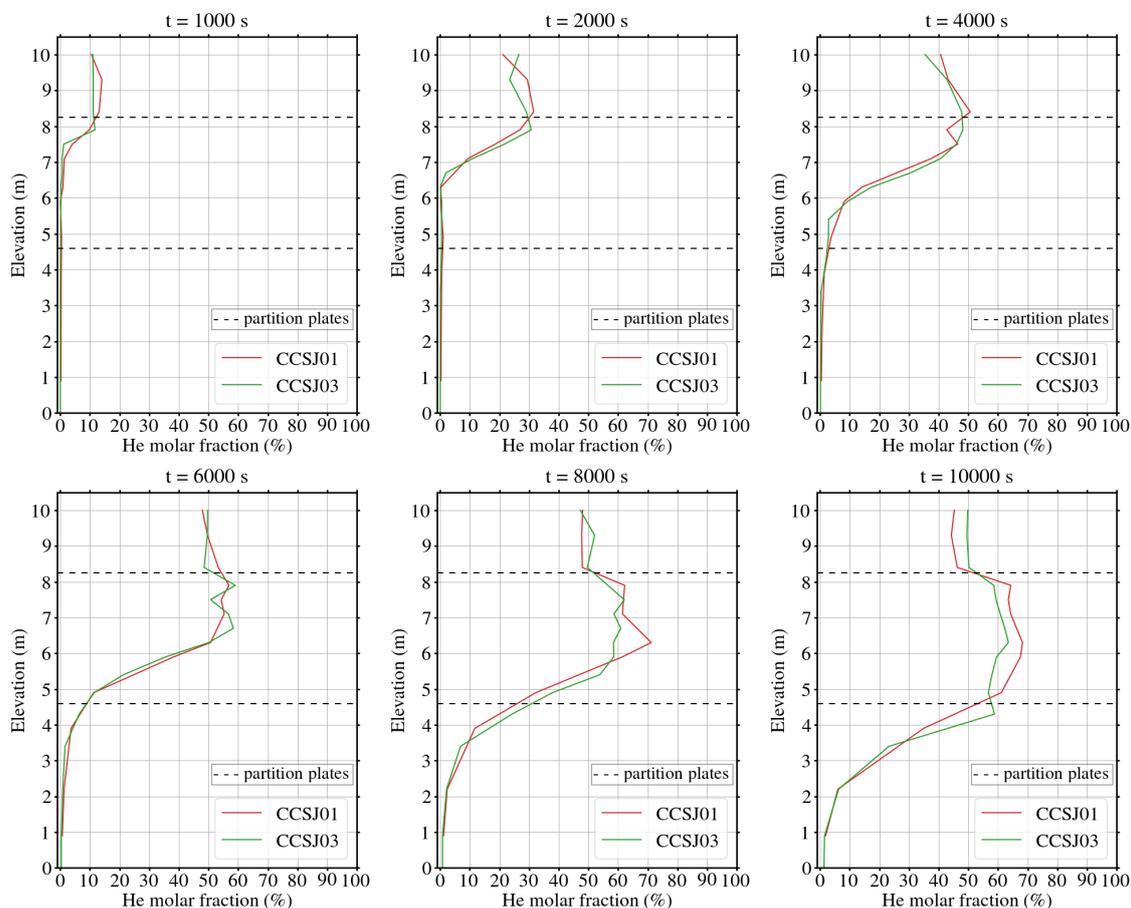


図 3.1.4-4 Vertical distributions of helium molar fraction.

図 3.1.4-4 は、CC-SJ-01 および CC-SJ-03 のヘリウム濃度の鉛直分布を時間経過とともに示している。実験が進行するにつれて、上部領域でのヘリウムの蓄積が進むと共に、蒸気を含む混合気体は下部へも輸送され、両実験のガス組成分布位は類似した傾向を示した。下部へ運ばれた蒸気は中部領域で凝縮し続けることで、中間層でのヘリウムの濃縮が顕著に進むことが確認された。開口比の影響がほとんど見られないが、CC-SJ-03 の方が上部と中部の He 濃度差が少なく平坦化しており、隔壁の影響が取り払われて上層全体で平坦化するという合理的な結果が得られた。

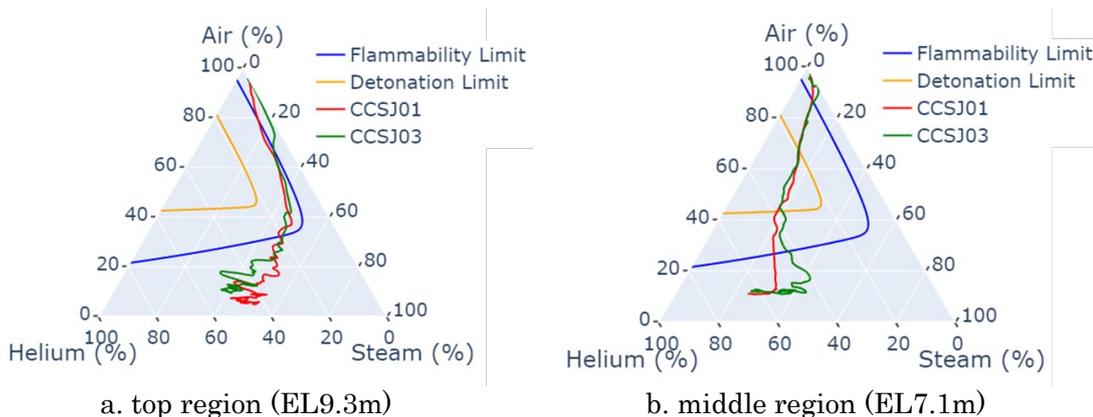
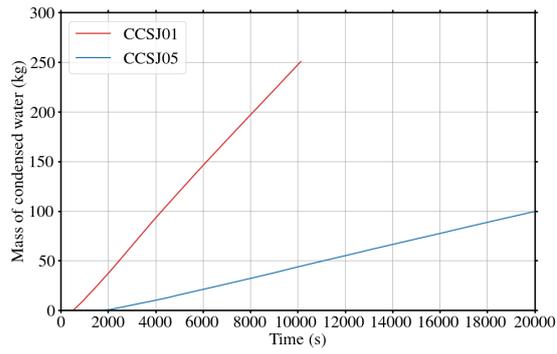


図 3.1.4-5 Ternary Shapiro diagram of mixture gas at different elevations.

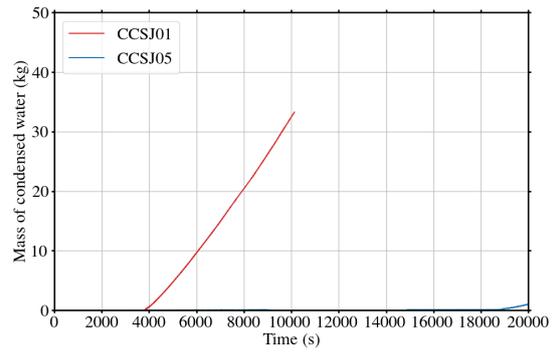
図 3.1.4-5 は、各階層でのシャピロ三相図の実験間の比較を示しており、それぞれ上部領域 (EL 9.3 m) および中部領域 (EL 7.1 m) のガス組成の時間変化である。底部領域の図は、10,000 秒の実験期間中にガス組成の変化がほとんど見られなかったため、省略している。流路比を増加させても全体的なガス挙動には大きな影響はなく、両ケースは類似した傾向を示している。図 3.1.4-5a に示す上部領域ではガス混合物が可燃限界をわずかに超える程度だが、図 3.1.4-5b に示す中部領域では、ガス混合物が可燃限界および爆轟限界の両方を有意に超えており、爆発リスクがより高いことを示している。これらの結果から、本実験範囲においては流路比の増加に関わらず、中部領域は水素の蓄積が特に重要なエリアであることが示唆される。いずれにしても、蒸気の凝縮が容器内のガス分布に強く影響を与える様子が示された。

3.1.4.2.2. 蒸気とヘリウムの質量比の影響

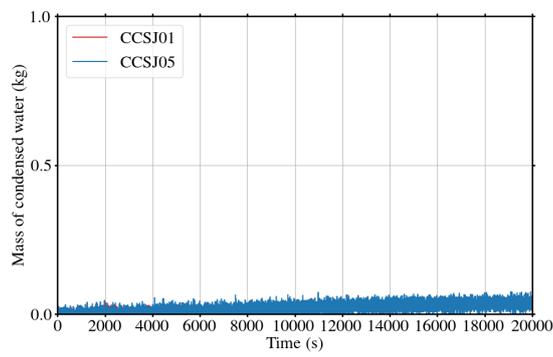
注入する気体の蒸気とヘリウムの組成を変更した CC-SJ-01 と CC-SJ-05 の比較について説明する。図 3.1.4-6a は上部領域での累積凝縮水量の時間変化で、CC-SJ-05 の蒸気凝縮量が大きく減少した結果が示されている。CC-SJ-01 から CC-SJ-05 への変更は、主に水蒸気の質量流量を減じることで蒸気対ヘリウムの質量比を変えており、凝縮量の違いは蒸気の割合が減少したことよりも、凝縮可能な注入蒸気の総量が制限されたことが原因と考えられる。その証拠に図 3.1.4-6b で示した中部領域における累積凝縮水量を見ると、CCSJ05 では測定可能な凝縮は発生しておらず、供給された水蒸気の全量が最上階で凝縮した結果となった。表 3.1.4-3 にも、CCSJ05 では凝縮水量が 0 kg であり、この領域に蒸気が到達しなかったことを示した。図 3.1.4-6c の下部領域における累積凝縮水量では、両実験ともに蒸気がこの領域に到達してないことを示している。



a. Top region (gutter A).



b. Middle region (gutter B).



c. Bottom region (gutter C).

☒ 3.1.4-6 Transition of condensed water in all regions.

表 3.1.4-3 Summary of total condensed water for each region in case CCSJ01 and CCSJ05.

Exp. ID	Total injected steam (kg)	Mass of condensed water at different region			
		Top region (kg)	Middle region (kg)	Bottom region (kg)	Total (kg)
CCSJ01	345.5	247.3	32.5	0	279.7
CCSJ05	300	99.5	1.0	0.05	100.6

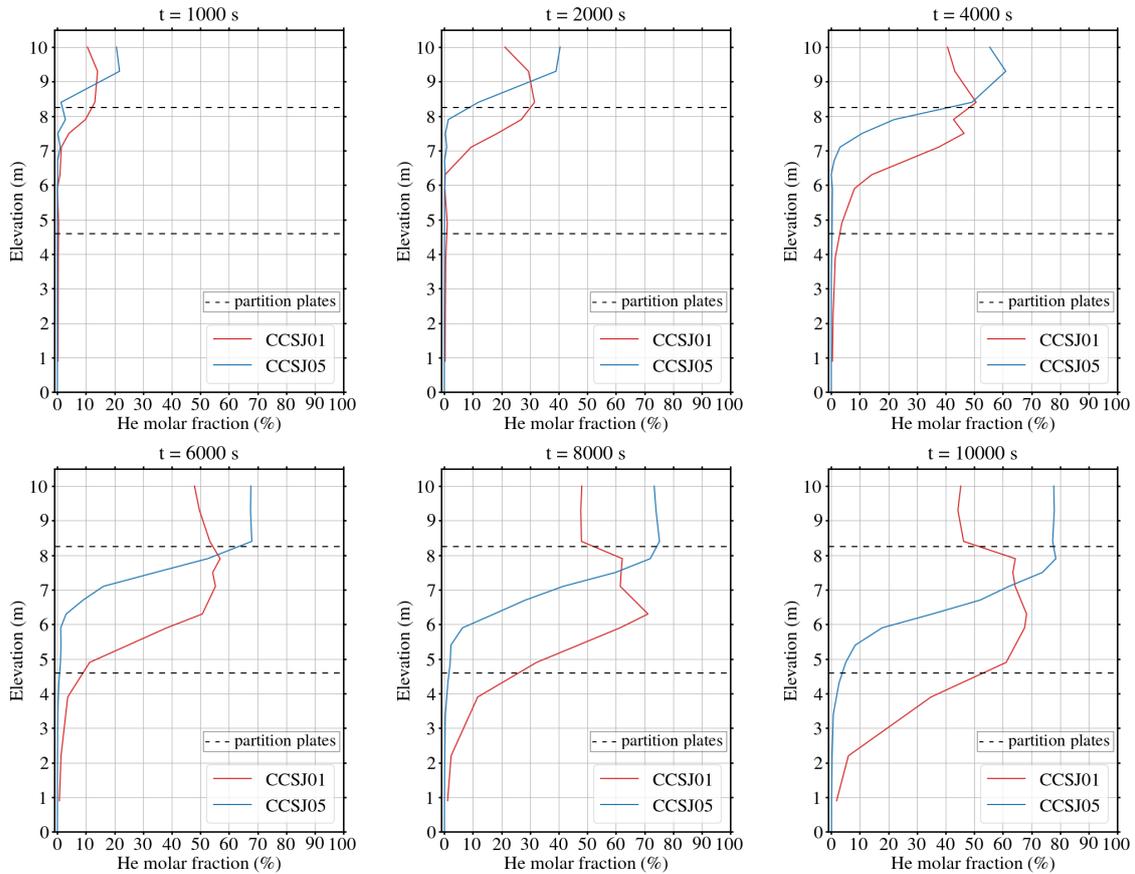


図 3.1.4-7 Vertical distributions of helium molar fraction.

図 3.1.4-7 に、CC-SJ-01 および CC-SJ-05 のヘリウム濃度の鉛直方向分布を時間の経過とともに示した。1000 秒時点で、CCSJ05 では上部領域におけるヘリウム濃度は約 20% で基準ケースである CC-SJ-01 の約 10% の 2 倍あり、実験が進むにつれヘリウムの上部領域の蓄積はより顕著になり、その分布形状を保ったままヘリウムが徐々に下方に広がっていく。先述したように CC-SJ-05 は蒸気の注入流量が小さく、上部領域で全量凝縮するため、ヘリウムの下部への輸送は主に慣性と拡散によって運ばれ、蒸気の凝縮による輸送の影響はほとんどない。慣性は蒸気+ヘリウムの混合気体によるものだが、蒸気の慣性は時

間の経過とともに凝縮によって減少していくので、その影響は次第に弱まり、中部領域でのヘリウムの蓄積は時間と共に弱まることも示された。

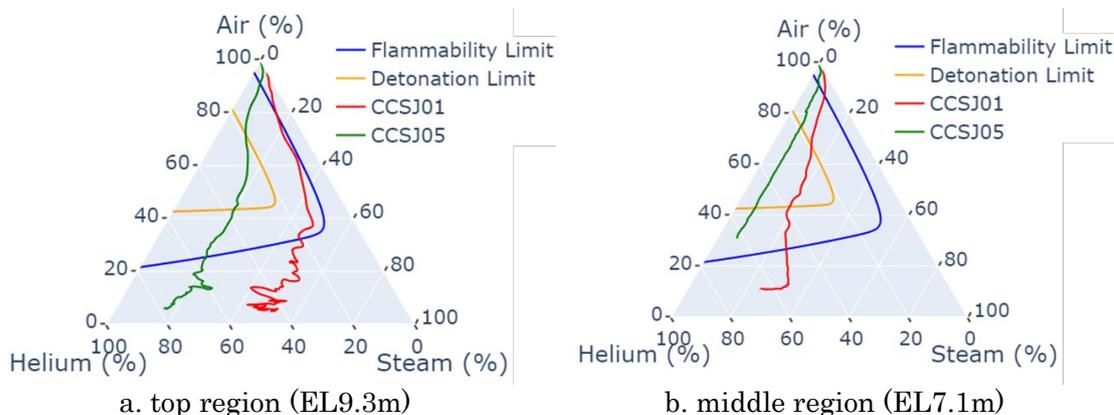


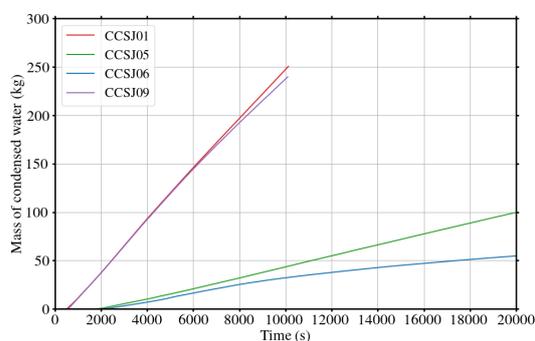
図 3.1.4-8 Ternary Shapiro diagram of mixture gas at different elevations.

図 3.1.4-8 は、CC-SJ-01 および CC-SJ-05 のシャピロ三角図で、上部領域 (EL 9.3 m) および中部領域 (EL 7.1 m) のガス組成の時間変化を表している。下部領域については、両実験共にガス組成の顕著な変化が見られなかったため省略した。CC-SJ-05 では、蒸気の凝縮によって上部領域 (EL 9.3 m) で高濃度のヘリウムが地区節され、可燃限界および爆轟限界の両方を超えた。蒸気供給量の低減は上部領域における水素リスクを増大させることに繋がり、時間的にも早い段階でヘリウム濃度が高くなり、さらにこの拡散によって下部領域にもリスクが拡大する可能性があることを示している。

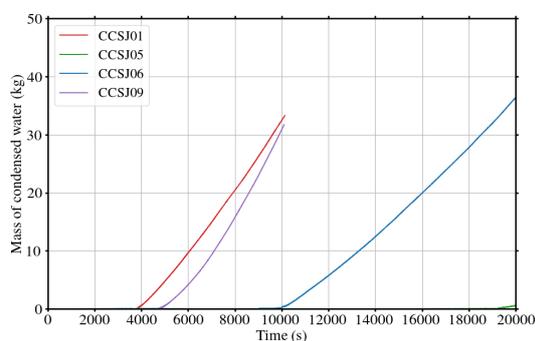
3.1.4.2.3. 凝縮率（壁面熱伝達率）の影響

本節では、CC-SJ-01 と CC-SJ-09 の対比（蒸気注入量が大きく、注入気体の蒸気対ヘリウムの質量割合が 100:1 で等しく、壁面熱伝達を変更した場合）と、CC-SJ-05 と CC-SJ-06 の対比（蒸気注入量が基準ケースの約半分、注入気体の蒸気対ヘリウムの質量割合が 75:1 で等しく、壁面熱伝達を変更した場合）の結果を説明する。図 3.1.4-9 は上部および中部の凝縮水の累積質量を示している。CC-SJ-09 では、初期および壁面の境界温度が基準ケース CC-SJ-01 の 50℃から 20℃に低下され、冷却水の給水も行わずに停滞水冷却が採用された。つまり、初期温度は基準ケースより低いのでより強い冷却と多くの蒸気凝縮が期待できるが、停滞水のためにその効果は持続せずに時間と共に徐々に冷却効果が失われる可能性があるというものである。同様に、CC-SJ-06 では、上部と中部領域の冷却が連続注水冷却ではなく初期温度 50℃の停滞水冷却とし、CC-SJ-05（温度 50℃の連続給水冷却）との対比実験と位置付けた。図 3.1.4-9a に示されるように、上部領域の凝縮水量はすべてのケースでほぼ線形的に増加している。CC-SJ-01 と CC-SJ-09 の凝縮率は当初は重なっているが、6000 秒以降に違いが現れ、CC-SJ-09 では停滞水が徐々に加熱され冷却効果

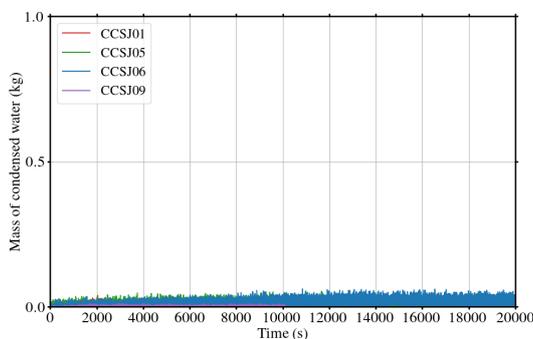
が低下したため、凝縮率が減少し始めたように見える。同様の傾向が CC-SJ-06 でも観察されており、CC-SJ-05 と比較して凝縮量が時間とともに拡大している。図 3.1.4-9b は、中部領域の累積凝縮水量を示している。CC-SJ-01 と CC-SJ-09 では全体的な傾向は似ているが、CC-SJ-01 では蒸気の凝縮が約 4000 秒で始まるのに対し、CC-SJ-09 では 5000 秒頃に遅れて凝縮が始まった。これは、CC-SJ-09 では初期壁温が低いため蒸気が主に上部領域で凝縮し、その後、凝縮率が低下してから中部領域へ輸送されることを示唆している。しかし、壁面ガターで回収される上部領域での凝縮量は CC-SJ-01 と 09 で差が無いため、いわゆるバルク凝縮と言われる空間領域での凝縮や容器天井での凝縮が生じた影響が表れているの可能性がある。天井や空間での凝縮水はガターで回収できない。中部領域での凝縮量の違いは CC-SJ-05 の 06 の比較でより顕著に表れている。CC-SJ-05 では冷却水の連続供給による強い冷却が適用されたため、蒸気は最上階で全量凝縮し中部領域での凝縮は観測されなかったが（表 3.1.4-4 参照）、CC-SJ-06 では停滞水冷却が使用され、時間の経過とともに壁温が徐々に上昇して上部領域での凝縮量も徐々に減少し、その結果、凝縮しきれない蒸気が下部へ輸送されたため、10000 秒以降に中部領域での凝縮が始まる結果となった。図 3.1.4-9c は、下部領域の累積凝縮水量を示しており、表 3.1.4-4 にも示されるように、どのケースでも測定可能な凝縮は確認されなかった。



a. Top region (gutter A).



b. Middle region (gutter B).



c. Bottom region (gutter C).

図 3.1.4-9 Transition of condensed water in all regions.

表 3.1.4-4 Summary of total condensed water for each region in case CCSJ01, CCSJ05, CCSJ06 and CCSJ09.

Exp. ID	Total injected steam (kg)	Mass of condensed steam at different region			
		Top region (kg)	Middle region (kg)	Bottom region (kg)	Total (kg)
CCSJ01	345.5	247.3	32.5	0	279.8
CCSJ05	300	99.5	1.0	0.05	100.6
CCSJ06	300	54.7	36.4	0.04	91.1
CCSJ09	300	237.4	30.9	0.01	268.3

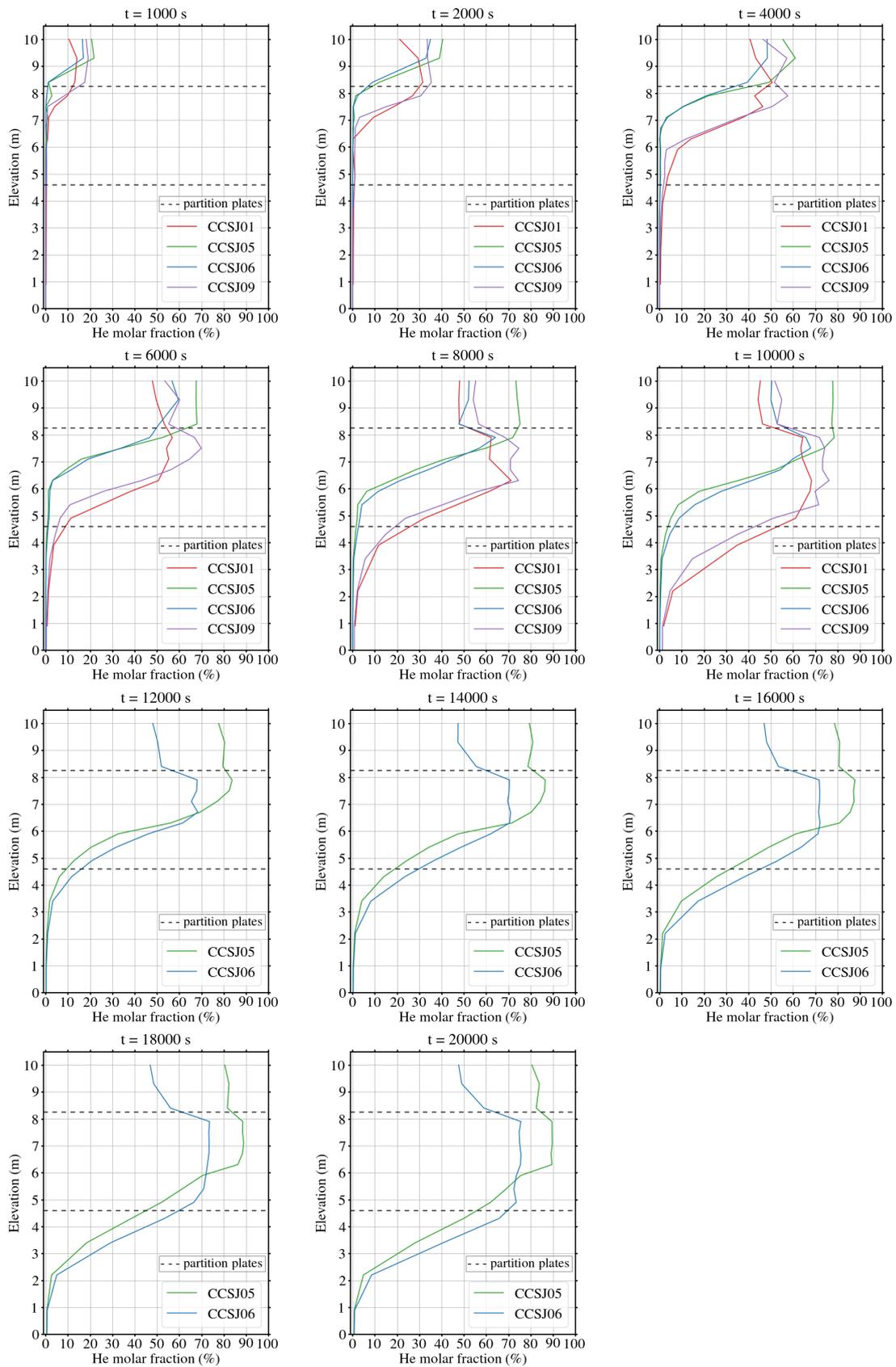


图 3.1.4-10 垂直分布的氦摩尔分数.

図 3.1.4-10 は、CC-SJ-01 と CC-SJ-09 及び CC-SJ-05 と CC-SJ-06 のヘリウム濃度の鉛直分布を時間の経過とともに示している。t = 1000 s の時点で、CC-SJ-09 の上部領域のヘリウム濃度は約 20% に達し、基準ケース (CCSJ01) の約 10% よりも高く、これは、初期および壁面境界温度が 20° C と低く設定され蒸気凝縮量が多かったためである。実験が進行すると、上部領域でヘリウムが蓄積し、一部の蒸気を含むガス混合物が下部へ輸送され、CC-SJ-01 と 09 の挙動は定性的に類似している。蒸気供給量の多い CC-SJ-01 と 09 及び上部領域での冷却が弱い CC-SJ-06 では、最上階で凝縮しきれなかった蒸気が中部領域まで輸送され、そこで凝縮が進行することで中層部でのヘリウム濃度が増加することが t = 10,000 s の時点で確認できる。一方、先述したように、CC-SJ-05 では冷却水の連続供給が適用されたため最上階のヘリウム濃度が最も高く、t = 10,000 s の時点で、CC-SJ-05 の上部領域のヘリウム濃度は 80% に達した。t = 20,000 s の時点では、CC-SJ-05 と CC-SJ-06 の両方で中部領域のヘリウム濃度が上部領域よりも高くなった。この結果は、CC-SJ-05 においても長時間の蒸気供給によって凝縮しきれない蒸気が下層へ輸送されていることを示しており、これは Fig.3.1.4-6(b) にも表れており、18000 秒から壁面凝縮が開始しているのが見られる。また、下層への輸送は下層での蒸気凝縮によっているとしても、そもそも凝縮前に下層へ蒸気が移行しなければ凝縮も起きえないので、すなわち、上層階のヘリウムの蓄積による安定成層化 (浮力) の影響も移行量の支配因子の一つであると思われる。

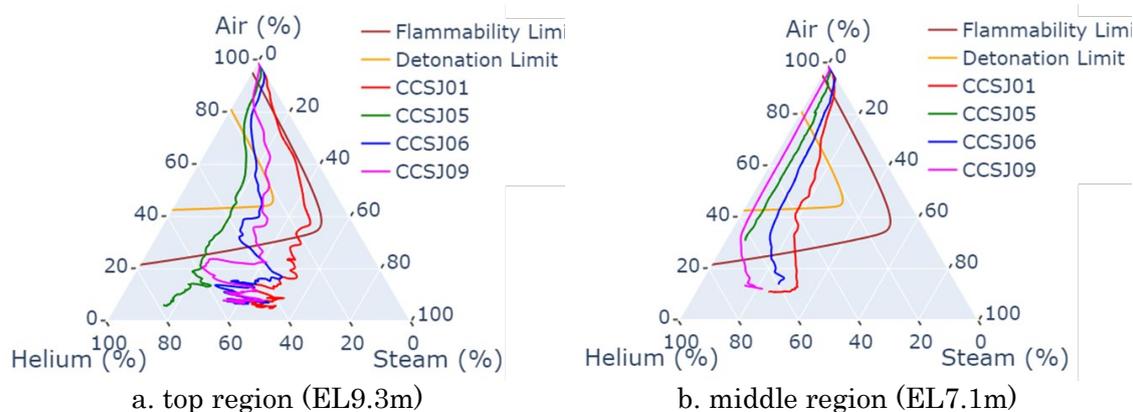


図 3.1.4-11 Ternary Shapiro diagram of mixture gas at different elevations.

図 3.1.4-11 は、CC-SJ-01 と CC-SJ-09 及び CCSJ05 と CCSJ06 におけるシャピロ三分図を示しており、軌跡は、上部および中部領域のガス混合物の組成の時間変化を表している。今一度確認すると、CC-SJ-09 では、初期および境界壁温度が 20° C に設定され、冷却方法として停滞水冷却が採用され、基準ケースよりも最初強く冷却されるが徐々に冷却効果が落ちるといった条件であった。この条件では、最上階では基準ケースよりも蒸気割合が増えずヘリウム濃度が高くなり爆轟領域に近づくが、全体的な組成の傾向は類似しており両実験共に可燃領域に留まった。一方その下の中間階では、両実験共に爆轟領域の突

入するが、CC-SJ-09 では蒸気はほとんど増えずにヘリウムの濃度が増し、爆轟領域の内側に深く入り込んで推移する。これは上部中部とも蒸気凝縮量が多いことを示唆しているが、図 3.1.4-9 で示された壁での凝縮量には大きな差が無いと推測される。蒸気流量を減じた、CC-SJ-05 および CC-SJ-06 の比較でも中部領域のガス混合物が爆発限界に達しているが、その持続時間や濃度レベルにはケースごとの差異が見られた。CC-SJ-05 では、継続的な冷却水供給が適用されたため、上部領域での蒸気の凝縮による除去が進み、中部領域の蒸気濃度の増加はほとんど見られない。一方、CC-SJ-06 では停滞水冷却が採用されたため、冷却効果が低下し、より多くの蒸気が中部領域へ到達し、凝縮することで、ガス混合物のプロファイルに影響を与えた。これらの結果から、以下が示唆される。

- 上層階から下層階への蒸気及びヘリウムの移行は、気体エンタルピーの供給量と上層階での冷却効果のバランスで決まる。
- 上層階で冷却凝縮されなかった蒸気が下層階に移行するので、供給量基の流量や温度が高いほど、また、上層階の冷却効果が低いほど、下層階への移行量は大きい。
- 下層階への移行量は浮力の影響も受けるため、上層階での蒸気凝縮後の混合気体の密度及び周囲との密度差にも依存する可能性がある。
- 下層階で移行してきた蒸気の凝縮量が多いほど、ヘリウム濃度は上がる。

よって、上下階での壁面冷却効果が同程度という条件の下では、下層階でのヘリウムの蓄積に対する冷却効果は相反する二つの性質を持つように思われる。すなわち、冷却効果が大きく蒸気がたくさん凝縮するほど下層階への移行が減って上層階でのヘリウム蓄積が顕著になるが、上層階で蒸気が凝縮しきれずに下層に漏れ出るほどの蒸気供給がある場合には、冷却効果が大きいほど中間層での蒸気凝縮とヘリウム濃縮が生じる。このような傾向が、蒸気の供給量と壁面熱伝達を変更した実験の比較から推察され、本知見を一般化するには、浮力の効果を含めたより定量的な評価が必要である。

3.1.4.3. 本節のまとめ

前年度の研究では、福島第一原子力発電所 3 号機 (1F3) における GOTHIC シミュレーション (TEPSYS による解析) で観測されたガス輸送現象を再現し、蒸気の凝縮による不凝縮性ガスの蓄積メカニズムを調査した。実機の原子炉建屋で生じた熱流動条件を 1:1 スケールで再現することは困難であるため、CIGMA 施設を用いて体積比換算で加速試験が成立するようなスケール則を適用し、主要な輸送メカニズムを模擬した。前年度に実施された CC-SJ-01 実験を基準ケース (ベースケース) とし、以下の 3 つの要素に焦点を当てた実験を行った。結果は以下のようにまとめられる。

- 流路比の影響

CC-SJ-01 と CC-SJ-03 を行い、流路比を 0.01 から 0.09 に増加させた場合の影響

を検討した。その結果、この変更による全体的なガス分布への影響は限定的であることが確認され、開口比を増やすことでより多くの蒸気が中間領域へ輸送されるため、蒸気濃度は増加したが、ヘリウムの分布はベースケースと類似しており、Shapiro 線図解析の結果も、中間領域のガス組成は流路比の違いに大きな影響を受けず水素爆轟条件下にあることが確認されました。

- 蒸気とヘリウムの質量比の影響

CC-SJ-05 では、蒸気の供給流量を減じることで、蒸気とヘリウムの質量比を 100:1 (CC-SJ-01) から 75:1 に減少させた場合の影響を調査した。その結果、供給されるほとんど蒸気が最上階で凝縮し、下層階への移動が制限されたことにより、ヘリウムが上部領域により多く蓄積することとなった。下層への蒸気の輸送が制限されたため、ガスの輸送は主に流入気体の慣性および拡散によって進行し、蒸気凝縮による駆動力は寄与してないことが予想される。Shapiro 線図の解析では、CC-SJ-05 では上部領域と中間領域の両方でガス混合物が爆轟限界を超えることが確認され、水素リスクが上部領域だけでなく、時間と共に中間領域にも拡大することが示された。

- 凝縮率の影響

CC-SJ-06 および CC-SJ-09 では、初期および壁面境界温度と冷却方法を変更することで凝縮率の影響を調査した。CC-SJ-09 では、蒸気の供給流量が大きい条件で初期および境界温度を 20° C に設定し冷却方式として停滞水冷却を採用しました。これは CC-SJ-01 実験よりも強い冷却条件であり、結果として上部及び中部領域でより多くの蒸気が凝縮し、中間領域でヘリウムの蓄積が増加した。一方、CC-SJ-06 では、蒸気の供給流量が小さい条件で初期壁温を 50° C に設定し停滞水冷却を適用した。これは CC-SJ-05 と比較して冷却条件を弱めて条件であり、この結果、05 では上層階で全量凝縮したのに対し、弱い冷却条件によって凝縮しきれなかった蒸気が中間領域に輸送された、その後に凝縮することで中間層での有意なヘリウム蓄積を促した。このように、壁面の冷却効果は、供給される蒸気のエンタルピとの関係と相まって、中間・下層階での水素の蓄積という観点では相反する効果を持つことが示唆された。

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、先述の大型模擬格納容器 CIGMA や複数の個別効果実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、実験計測では捕らえられ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の理解も進めてきた。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 解析及び 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加熱が挙げられる。トップヘッドフランジ加熱に関しては、一昨年度、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。さらに、正確な現象を明らかにするため、CFD 解析コードの不確かさの検証も進めてきた。昨年度は、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。しかし、格納容器内部に流体側から構造体側に十分に熱が伝わらず、さらに、実験で使用した熱電対は構造体温度だけでなく流体温度も計測している可能性が明らかとなった。

以上より、本年度は、解析精度一般的に広く用いられている経験式が対象とする簡易的な体系における熱連成解析の妥当性検証を行った。

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
ガスミキシング 水素移行成 層浸食	○	○	—	—	○	○
浮力噴流	○	○	—	—	○	○
外面冷却	○	○	△ 実験での 内壁温度 を使えば、流体 挙動把握 可能	○ 壁及びそ の近傍で の凝縮	○	○
トップヘッド フランジ加熱	—	— 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加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、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、一昨年度、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加熱させる実験 (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 120 °Cから 600 °Cまで徐々に温度上昇させた蒸気を噴出する。このとき、壁面は自然放熱で冷却され、非凝縮の单相流条件となる。従って、実験条件の中で最も CFD 解析との比較は容易であるため、解析対象として選択した。昨年度は、解析の不確かさを明らかにするために、流体-構造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一昨年度作成した入力データを元に解析検証を実施した。その結果、格納容器内部に流体側から構造体側に十分に熱が伝わらず、さらに実験で使用した熱電対は構造体温度だけでなく、流体温度も計測している可能性が明らかとなった。本年度は、流体-構造体熱連成解析で用いられている chtMultiRegionFoam ソルバの調査及び一般的に広く用いられている経験式が対象とする簡易体系における衝突噴流解析を実施し、ソルバの不確かさの原因を究明した。

3.2.1.2. 熱連成解析ソルバ chtMultiRegionFoam の流体-構造体熱連成に関するソースコード調査

OpenFOAM に実装されている流体-構造体連成解析用ソルバである chtMultiRegionFoam の流体-構造体間の伝熱計算についてソースコードを調査し、処理内容を確認した。

3.2.1.2.1. chtMultiRegionFoam の計算手順

図 3.2.1-1 に示す chtMultiRegionFoam のメインプログラムである chtMultiRegionFoam.C の時間進行の流れは、

1. 時間刻みの設定
2. 時間の更新
3. 時間内の反復計算の開始
4. 構造体領域の計算
5. 流体領域の計算
6. 反復計算の終了判定の確認
7. 次の時刻へ進む

である。構造体領域及び流体領域の計算はそれぞれ Region 単位で行い、“setRegion**Fields.H” (**は solid または fluid) で計算対象となる Region に関するフィ

ールド関数の設定（境界条件の設定を含む）を行い、“solve**.H” (**は solid または fluid) で各保存式の計算を行う。このような計算の流れから、フィールドの値は Region 単位で次ステップの値に更新され、それ以降の Region では、更新された値を用いて境界条件の設定を行う。つまり、2 つの Region 間での物理量の移行を計算する場合、先の Region ではいずれの Region に対しても前の時刻のデータを用いて境界条件を計算しているが、後の Region の計算では、先の Region のデータは更新されたデータとなり、境界条件で与えられる移行量は完全には一致しない。従って、時間刻みの影響は大きく、移行量の差が無視できない程大きくなる場合は、Region 全体において nEcorrector で指定する反復回数の増加が必要となる。

3.2.1.2.2. chtMultiRegionFoam の流体-構造体間の伝熱計算

流体-構造体間の伝熱を扱うための境界条件として、OpenFOAM では

“compressible::turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed”

“compressible::turbulentTemperatureRadCoupledMixed”

が実装されている。前者は流体-構造体間の壁面熱伝達のみを考慮し、後者はふく射伝熱の効果も含まれている。これらの境界条件に関するソースコードは/OpenFOAM-10/src/ThermophysicalTransportModels/derivedFvPatchFields 以下のディレクトリである

“turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed”

“turbulentTemperatureRadCoupledMixed”

に格納されている。本解析では、ふく射の影響は考慮しないため、“turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed” の概要について述べる。図 3.2.1-2 にソースコードに記述された境界条件に関する説明を示す。“Mixed boundary condition” は勾配及び値の同時設定を意味している。Baffle 境界における熱伝達に関する境界条件で、オプションとして、熱抵抗の層も考慮可能である。熱抵抗となる層は厚み及び熱伝導率を設定値とし、複数の層の設定にも対応している。また、境界面には、流体-構造体間に発生する熱伝達に加え、ソース項としての熱源の設定もできる。境界条件の設定方法を図 3.2.1-3 に示す。設定パラメータは、

Tnbr : 参照する変数名 (デフォルトは温度に関する変数 “T”)

thicknessLayers : 熱抵抗として考慮する層の厚さ [m]

kappaLayers : 熱抵抗として考慮する層の熱伝導率 [W/(m K)]

qs : 熱流束のソース項 [W/m²]

Qs : 熱のソース項 [W]

thicknessLayers、kappaLayers、qs 及び Qs は記述した場合のみ反映されるパラメータで考慮する必要がない場合は記述しない。qs 及び Qs はいずれかで設定し、併用はできない。

境界条件の値は、図 3.2.1-4 で示すメンバ関数の updateCoeffs で設定している。

updateCoeffs の内容を以下に示す。ソースコードで patch()は境界条件を指定した面を指し、my**で定義された変数は、指定した面に関する値、nbr**で定義された変数は、baffle 境界で対になる面に関する値を格納している。境界条件の値を算出する際に用いられる物理量は以下の通りである。

Tp : 境界面の温度 [K]

IntFld : 境界面に隣接するセルの温度 [K]

KDelta : 境界面に隣接するセルの熱伝達係数 [W/(m² K)] (=kappa*deltaCoeffs)

kappa : 境界面に隣接するセルの熱伝導率に相当する値 [W/(m K)],

deltaCoeffs : 距離の逆数 [1/m]

kappa : 構造体領域については、構造体の物性値で定義した熱伝導率が与えられ、流体領域については、実効的な熱伝導率（分子熱伝導率+乱流熱伝導率）が与えられる。

contactRes_ : 境界面に設定した熱抵抗に関する熱通過率 [W/(m² K)]で、境界条件で thicknessLayers 及び kappaLayers を設定した際に以下の式で算出される

$$contactRes_ = \frac{1}{\sum(thicknessLayers_i/kappaLayers_i)} \quad (3.2.1-1)$$

thicknessLayers 及び kappaLayers の “_i” は i 番目の層を表す。

境界条件は、これらの値を用いて壁面温度 T_w 及び温度勾配 ΔT を算出する。壁面温度は壁面に接する流体側セル及び構造体側セルの熱流束の一致により

$$T_w = \frac{myKDelta * T + nbrKDelta * T_{nbr}}{myKDelta + nbrKDelta} \quad (3.2.1-2)$$

となり、温度勾配は以下の式で算出される。

$$\frac{dT}{dx} = (T_w - T) * deltaCoeffs \quad (3.2.1-3)$$

流体側の実効的な熱伝導率の算出には、乱流熱伝導率が必要となる。これは、乱流熱（温度）拡散係数（率） α_t から算出される。乱流熱拡散係数 α_t については、流体-構造体間の境界面では壁関数が適用される。ここでは、OpenFOAM に実装されている壁関数のうち、粘性底層及び対数領域に対応する `alphatJayatillekeWallFunction` についての確認を行う。`alphatJayatillekeWallFunction` に関するソースコードは/OpenFOAM-10/src/ThermophysicalTransportModels/derivedFvPatchFields/alphatWallFunction内のサブディレクトリ `alphatJayatillekeWallFunction` に格納されている。`alphaJayatillekeWallFunction` は、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、

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

ここで、 T^+ は対流及び伝熱部分の無次元温度、 Pr は分子 Prandtl 数である。対数領域 ($y^+ > y_T^+$) 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、粘性底層及び対数領域が交差する速度を制御し、粘性底層の式及び対数領域の式の交点で使用する式を切り替える。項 P は以下の式で与える。

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

商用コードの ANSYS Fluent 及び Siemens STAR-CCM+でも上記の熱伝達係数が用いられている。

乱流熱拡散係数は、メンバ関数の `updateCoeffs` で設定している。`updateCoeffs` の内容を図 3.2.1-5 に示す。上記の項 P の算出及び第一格子点が粘性底層にあるか対数領域にあるかの判定に関する式は、図 3.2.1-6 の `Psmooth` のソースコード及び図 3.2.1-7 の `yPlusTherm` のソースコードに記述されている。

```

while (pimples.run(runTime))
{
    #include "readTimeControls.H"
    #include "readSolidTimeControls.H"

    #include "compressibleMultiRegionCourantNo.H"
    #include "solidRegionDiffusionNo.H"
    #include "setMultiRegionDeltaT.H"

    runTime++; 時間の更新

    Info<< "Time = " << runTime.userTimeName() << nl << endl;

    // Optional number of energy correctors
    const int nEcorr = pimples.dict().lookupOrDefault<int>
    (
        "nEcorrectors",
        1
    );

    // --- PIMPLE loop
    while (pimples.loop())
    {
        List<tmp<fvVectorMatrix>> UEqns(fluidRegions.size());

```

時刻刻みの設定

エネルギーの補正に関する反復回数の設定

図 3.2.1-1 chtMultiRegionFoam のソースコード (時間進行に関する部分)

```

for(int Ecorr=0; Ecorr<nEcorr; Ecorr++)
{
    forAll(solidRegions, i)
    {
        Info<< "\nSolving for solid region "
            << solidRegions[i].name() << endl;
        #include "setRegionSolidFields.H"
        #include "solveSolid.H"
    }
    forAll(fluidRegions, i)
    {
        Info<< "\nSolving for fluid region "
            << fluidRegions[i].name() << endl;
        #include "setRegionFluidFields.H"
        #include "solveFluid.H"
    }
}
}

runTime.write();

Info<< "ExecutionTime = " << runTime.elapsedCpuTime() << " s"
    << " ClockTime = " << runTime.elapsedClockTime() << " s"
    << nl << endl;
}

Info<< "End\n" << endl;

return 0;
}

```

構造体領域の計算
計算は **Region** 単位で行う

流体領域の計算
計算は **Region** 単位で行う

図 3.2.1-1 続き

```

Description
Mixed boundary condition for temperature, to be used for heat-transfer
on back-to-back baffles. Optional thin thermal layer resistances can be
specified through thicknessLayers and kappaLayers entries.

Specifies gradient and temperature such that the equations are the same
on both sides:
- refGradient = qs_/kappa
- refValue = neighbour value
- mixFraction = nbrKDelta/(nbrKDelta + myKDelta())

where KDelta is heat-transfer coefficient K*deltaCoeffs
and qs is the optional source heat flux.

The thermal conductivity %c kappa can either be retrieved from various
possible sources, as detailed in the class temperatureCoupledBase.

```

図 3.2.1-2 turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed の概要

```

Usage
%table
Property      | Description                | Required | Default value
Tnbr          | name of the field         | no      | T
thicknessLayers | list of thicknesses per layer [m] | no |
kappaLayers   | list of thermal conductivities per layer [W/m/K] | no |
qs            | Optional source heat flux [W/m^2] | no | 0
Qs           | Optional heat source [W]      | no | 0
%endtable

Example of the boundary condition specification:
%verbatim
<patchName>
{
    type          compressible::turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed;
    Tnbr          T;
    thicknessLayers (0.1 0.2 0.3 0.4);
    kappaLayers   (1 2 3 4);
    qs            uniform 100; // Optional source heat flux [W/m^2]
    value         uniform 300;
}
%endverbatim

Needs to be on underlying mapped(Wall)FvPatch.

Note that in order to provide an optional heat source either qs or Qs
should be specified, not both.

```

図 3.2.1-3 turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed の設定方法

```

void turbulentTemperatureCoupledBaffleMixedFvPatchScalarField::updateCoeffs()
{
    if (updated())
    {
        return;
    }

    // Since we're inside initEvaluate/evaluate there might be processor
    // comms underway. Change the tag we use.
    int oldTag = UPstream::msgType();
    UPstream::msgType() = oldTag + 1;

    // Baffle 境界面に関する変数の定義
    // Get the coupling information from the mappedPatchBase
    const mappedPatchBase& mpp =
        refCast<const mappedPatchBase>(patch().patch());
    const polyMesh& nbrMesh = mpp.sampleMesh();
    const label samplePatchi = mpp.samplePolyPatch().index();
    const fvPatch& nbrPatch =
        refCast<const fvMesh>(nbrMesh).boundary()[samplePatchi];

    // Calculate the temperature by harmonic averaging
    // ~~~~~

    typedef turbulentTemperatureCoupledBaffleMixedFvPatchScalarField thisType;
    TnbrName で指定した名前の変数の対になる面に隣接するセルの値を nbrTp に格納
    const fvPatchScalarField& nbrTp =
        nbrPatch.lookupPatchField<volScalarField, scalar>(TnbrName_);

    << "currently of type " << nbrTp.type() << exit(FatalError);
}

```

図 3.2.1-4 turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed.C の
updateCoeffs のソースコード

```

if (!isA<thisType>(nbrTp))
{
    FatalErrorInFunction
        << "Patch field for " << internalField().name() << " on "
        << patch().name() << " is of type " << thisType::typeName
        << endl << "The neighbouring patch field " << TnbrName_ << " on "
        << nbrPatch.name() << " is required to be the same, but is "
        << "currently of type " << nbrTp.type() << exit(FatalError);
}

```

対になる面に隣接するセルの温度及び熱伝達係数を格納

```

const thisType& nbrField = refCast<const thisType>(nbrTp);

// Swap to obtain full local values of neighbour internal field
tmp<scalarField> nbrIntFld(new scalarField(nbrField.size(), 0.0));
tmp<scalarField> nbrKDelta(new scalarField(nbrField.size(), 0.0));

if (contactRes_ == 0.0)
{
    nbrIntFld.ref() = nbrField.patchInternalField();
    nbrKDelta.ref() = nbrField.kappa(nbrField)*nbrPatch.deltaCoeffs();
}
else
{
    nbrIntFld.ref() = nbrField;
    nbrKDelta.ref() = contactRes_;
}

```

```

mpp.distribute(nbrIntFld.ref());
mpp.distribute(nbrKDelta.ref());

```

境界面に隣接するセルの熱伝達係数を格納

```

tmp<scalarField> myKDelta = kappa(*this)*patch().deltaCoeffs();

```

図 3.2.1-4 続き

```

// Both sides agree on
// - temperature : (myKDelta*fld + nbrKDelta*nbrFld)/(myKDelta+nbrKDelta)
// - gradient   : (temperature-fld)*delta
// We've got a degree of freedom in how to implement this in a mixed bc.
// (what gradient, what fixedValue and mixing coefficient)
// Two reasonable choices:
// 1. specify above temperature on one side (preferentially the high side)
//    and above gradient on the other. So this will switch between pure
//    fixedvalue and pure fixedgradient
// 2. specify gradient and temperature such that the equations are the
//    same on both sides. This leads to the choice of
// - refGradient = qs_/kappa;
// - refValue = neighbour value
// - mixFraction = nbrKDelta / (nbrKDelta + myKDelta())

```

```

this->refValue() = nbrIntFld();
this->refGrad() = qs_/kappa(*this);
this->valueFraction() = nbrKDelta/(nbrKDelta() + myKDelta());

mixedFvPatchScalarField::updateCoeffs();

```

境界条件の値
を設定

図 3.2.1-4 続き

```

void alphasJayatillekeWallFunctionFvPatchScalarField::updateCoeffs()
{
    if (updated())
    {
        return;
    }

    const label patchi = patch().index();

    const thermophysicalTransportModel& ttm =
        db().lookupObject<thermophysicalTransportModel>
        (
            IOobject::groupName
            (
                thermophysicalTransportModel::typeName,
                internalField().group()
            )
        );

    const compressibleMomentumTransportModel& turbModel =
        ttm.momentumTransport();

    const nutWallFunctionFvPatchScalarField& nutw =
        nutWallFunctionFvPatchScalarField::nutw(turbModel, patchi);

    const scalar Cmu25 = pow025(nutw.Cmu());

    const scalarField& y = turbModel.y()[patchi];

    const tmp<scalarField> tnuw = turbModel.nu(patchi);
    const scalarField& nuw = tnuw();

```

図 3.2.1-5 alphasJayatillekeWallFunctionFvPatchScalarField.C の
updateCoeffs のソースコード

```

const tmp<scalarField> talphaw
(
    ttm.thermo().kappa().boundaryField()[patchi]
    /ttm.thermo().Cp().boundaryField()[patchi]
);
const scalarField& alphaw = talphaw();

scalarField& alphasw = *this;

const tmp<volScalarField> tk = turbModel.k();
const volScalarField& k = tk();

const fvPatchVectorField& Uw = turbModel.U().boundaryField()[patchi];
const scalarField magUp(mag(Uw.patchInternalField() - Uw));
const scalarField magGradUw(mag(Uw.snGrad()));

const scalarField& rhow = turbModel.rho().boundaryField()[patchi];
const fvPatchScalarField& hew = ttm.thermo().he().boundaryField()[patchi];
熱流束の計算

// Heat flux [W/m^2] - lagging alphasw
const scalarField qDot(ttm.thermo().alphaEff(alphasw, patchi)*hew.snGrad());



// Populate boundary values
forAll(alphasw, facei)
{
    label celli = patch().faceCells()[facei];

    scalar uTau = Cmu25*sqrt(k[celli]);

    scalar yPlus = uTau*y[facei]/nuw[facei];

// Molecular Prandtl number
    scalar Pr = rhow[facei]*nuw[facei]/alphaw[facei];

```

図 3.2.1-5 続き

```

// Molecular-to-turbulent Prandtl number ratio
scalar PrAt = Pr/Prt_;

// Thermal sublayer thickness
scalar P = Psmooth(Prat);
scalar yPlusTherm = this->yPlusTherm(nutw, P, Prat);

// Evaluate new effective thermal diffusivity
scalar alphaEff = 0.0;
if (yPlus < yPlusTherm) 粘性底層にある時の乱流熱拡散係数の計算
{
    const scalar A = qDot[facei]*rhow[facei]*uTau*y[facei];
    const scalar B = qDot[facei]*Pr*yPlus;
    const scalar C = Pr*0.5*rhow[facei]*uTau*sqr(magUp[facei]);

    alphaEff = A/(B + C + vSmall);
}
else 対数領域にある時の乱流熱拡散係数の計算
{
    const scalar A = qDot[facei]*rhow[facei]*uTau*y[facei];
    const scalar B =
        qDot[facei]*Prt_*(1.0/nutw.kappa()*log(nutw.E()*yPlus) + P);
    const scalar magUc =
        uTau/nutw.kappa()*log(nutw.E()*yPlusTherm) - mag(Uw[facei]);

    const scalar C =
        0.5*rhow[facei]*uTau
        *(Prt_*sqr(magUp[facei]) + (Pr - Prt_)*sqr(magUc));

    alphaEff = A/(B + C + vSmall);
}

// Update turbulent thermal diffusivity
alphatw[facei] = max(0.0, alphaEff - alphaw[facei]);

```

図 3.2.1-5 続き

```
scalar alphasJayatilekeWallFunctionFvPatchScalarField::Psmooth
(
    const scalar Prats
) const
{
    return 9.24*(pow(Prats, 0.75) - 1.0)*(1.0 + 0.28*exp(-0.007*Prats));
}
```

図 3.2.1-6 `alphasJayatilekeWallFunctionFvPatchScalarField.C` の
Psmooth のソースコード

```

scalar alphasJayatilekeWallFunctionFvPatchScalarField::yPlusTherm
(
    const nutWallFunctionFvPatchScalarField& nutw,
    const scalar P,
    const scalar Prats
) const
{
    scalar ypt = 11.0;

    for (int i=0; i<maxIters_; i++)
    {
        scalar f = ypt - (log(nutw.E()*ypt)/nutw.kappa() + P)/Prats;
        scalar df = 1.0 - 1.0/(ypt*nutw.kappa()*Prats);
        scalar yptNew = ypt - f/df;

        if (yptNew < vSmall)
        {
            return 0;
        }
        else if (mag(yptNew - ypt) < tolerance_)
        {
            return yptNew;
        }
        else
        {
            ypt = yptNew;
        }
    }

    return ypt;
}

```

図 3.2.1-7 alphasJayatilekeWallFunctionFvPatchScalarField.C の
yPlusTherm のソースコード

3.2.1.3. 解析概要

3.2.1.3.1. 既往研究

単一円形ノズルにおける衝突噴流熱伝達の経験式、実験及びCFD解析に関する既往研究については、Uddin ら[6]によってレビューされている。衝突噴流熱伝達に及ぼす影響因子は幅広く[7]、結果はそれらの影響因子による実験・解析条件に大きく依存する（例えば[8,9]）。Uddin ら[6]のレビューによると、昨年度実施した CIGMA 実験条件（ノズル径 $D = 41.2$ mm、ノズル・衝突面間距離 H 及び D の比 $H/D = 19.4$ 、ノズル出口平均流速 u_0 を代表速度、 D を代表長さとした Reynolds 数 $Re_D = 6.5 \times 10^4$ ）での実験や CFD 解析はこれまでに行われておらず、経験式も存在しない。経験式は、 H/D の範囲が狭く、最大 $H/D \leq 12$ で Martin [10]の経験式が該当した。また、空気による衝突噴流冷却に関して、Fluent による熱連成解析研究は報告されている[11,12]が、 H/D や Re_D は CIGMA 実験条件よりも小さい。chtMultiRegionFoam による単一円形ノズルの衝突噴流解析に関する先行研究は存在しなかった。

3.2.1.3.2. 解析体系

図 3.2.1-8 に解析体系の概略図を示す。本解析では、経験式によって得られる熱流束と比較するため、Martin の経験式[10]の適用範囲内となるように JT-SJ-19 実験に基づき、解析体系や解析条件を決定した。ノズル径 D は CIGMA 実験装置と同様に 41.2 mm とし、ノズル・衝突面間距離 H 及び解析体系の半径 R は、経験式の適用範囲である $2 < H/D < 12$ を満たすように $10D$ ($H = R = 412$ mm、 $H/D = 10$) とした。また、評価領域半径 r は 300 mm ($r/D = 7.3$) とした。これは、経験式の適用範囲である $2.5 \leq r/D \leq 7.5$ を満たす。また、JT-SJ-19 実験と同様に、室温 (300 K、27 °C)、大気圧下に噴流入口温度 $T_{jet} = 873$ K (600 °C) の蒸気 (密度 $\rho = 0.25$ kg/m³、粘性係数 $\mu = 3.26 \times 10^{-5}$ Pa s) を質量流量 0.07 kg/s 一定で噴出する。すなわち、 $u_0 = 2 \times 10^2$ m/s に相当し、 $Re_D = 6.5 \times 10^4$ となる。これは、経験式の適用範囲である $2 \times 10^3 \leq Re_D \leq 4 \times 10^5$ を満たす。噴流が衝突する構造体の初期温度は 300 K とした。

3.2.1.3.3. 解析ソルバ

解析では、OpenFOAM-10 に既に実装されている流体-構造体熱連成解析用ソルバである chtMultiRegionFoam を用いて、共役熱伝達 (Conjugate Heat Transfer, CHT) 解析を実施した。

エネルギー方程式である二成分気体による圧縮性流体でのスカラー量 θ (質量分率やエンタルピー) の輸送方程式は、次のように与えられる[13]。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\theta) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \theta) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \right) \quad (3.2.1-7)$$

ここで、 t は時間、 ρ は密度、 u_i 及び x_i は i 方向の速度及び距離、 α は拡散係数である。流れを考慮しない固体領域を解く際は、左辺第 2 項が省略される。本解析では、乱流モデルに Reynolds 平均モデル (Reynolds-Averaged Navier Stokes、RANS) の一つである SST k - ω モデルを使用する。RANS 解析を行う場合、上式に Favre 重み付け平均(\sim)を適用した以下に示す式が解析上の支配方程式となる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\bar{\theta}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\tilde{u}_i\bar{\theta}) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\alpha\frac{\partial\bar{\theta}}{\partial x_i} - \bar{\rho}\tilde{u}'_i\bar{\theta}'\right) \quad (3.2.1-8)$$

この式の左辺に見られる $\bar{\rho}\tilde{u}'_i\bar{\theta}'$ は RANS 解析では直接計算できない乱流スカラーフラックスであり、本解析では以下に示す SGDH (Simple Gradient Diffusion Hypothesis) を用いた。

$$\bar{\rho}\tilde{u}'_i\bar{\theta}' = -\alpha_t\frac{\partial\bar{\theta}}{\partial x_i} \quad (3.2.1-9)$$

ここで、 α_t は乱流熱拡散係数である。渦粘性係数 (μ_t) 及びエンタルピー輸送の方程式では乱流 Prandtl 数 (Pr_t)、質量分率の輸送では乱流 Schmidt 数 (Sc_t) を用いて以下のように導出される。

$$\alpha_t = \frac{\mu_t}{Pr_t} = \frac{\mu_t}{Sc_t} \quad (3.2.1-10)$$

物性値である Prandtl 数、Schmidt 数とは異なり、 Pr_t 及び Sc_t は流れ場の状況に大きく依存する。本解析では、 Pr_t は 0.85 とした。

また、chtMultiRegionFoam ソルバの構造体領域及び流体領域の境界面 (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、Dirichlet 境界条件は境界上の値を規定し、Dirichlet-Neumann カップリングは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及び構造体のセルを考える [14]。Dirichlet-Neumann カップリングでは、温度及び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 、構造体セルの界面温度 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 、構造体側からの熱流束 q_s の間に $q_f = q_s$ の関係が成り立つ。すなわち、

$$\lambda_f\frac{dT_f}{dn} = -\lambda_s\frac{T_s}{dn} \quad (3.2.1-11)$$

$$\lambda_f\Delta_f(T_{cf} - T_f) = -\lambda_s\Delta_s(T_{cs} - T_s) \quad (3.2.1-12)$$

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

ここで、 λ_f 、 λ_s は、それぞれ流体及び構造体の熱伝導率、 $\Delta_f = 1/\delta_f$ 、 $\Delta_s = 1/\delta_s$ であり、 δ_f 、 δ_s は、構造体領域及び流体領域それぞれのセル中心及び界面間の距離、 T_{cf} 、 T_{cs} は、それぞれ流体セル、構造体セルの中心温度である。OpenFOAM では、構造体壁温度は流体の Dirichlet 境界条件で、流体熱流束は構造体の Neumann 境界条件で決まる [15]。

本解析では、空気で満たされた密閉容器内に蒸気を噴出する。従って、流体-構造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。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、最大 Courant 数は、0.99 とした。

流体（蒸気、空気）の物性値は、蒸気噴流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。定圧比熱 c_p は JANAF 熱物性値[16]、粘性係数 μ は Sutherland の式により設定した。 c_p は、以下のように定義されている[16]。

$$c_p = R(((a_4 T + a_3)T + a_2)T a_1)T + a_0 \quad (3.2.1-14)$$

ここで、 R は理想気体の気体定数、 T は流体温度、 a_0 から a_4 は JANAF 熱物性値の温度係数 ($T_f \leq 1000$ K) である。蒸気は、 $a_0 = 4.19864$ 、 $a_1 = -0.00203643$ 、 $a_2 = 6.5204 \times 10^{-6}$ 、 $a_3 = -5.48797 \times 10^{-9}$ 、 $a_4 = 1.77198 \times 10^{-12}$ である。空気は、 $a_0 = 3.09589$ 、 $a_1 = 1.22835 \times 10^{-3}$ 、 $a_2 = -4.14267 \times 10^{-7}$ 、 $a_3 = 6.56910 \times 10^{-11}$ 、 $a_4 = -3.87021 \times 10^{-15}$ である。Sutherland の式は、OpenFOAM では、以下のように定義されている[17]。

$$\mu = \frac{A_S \sqrt{T}}{1 + T_S/T} \quad (3.2.1-15)$$

ここで、 A_S 、 T_S は物性によって決まる Sutherland の輸送係数であり、蒸気は、 $A_S = 1.72 \times 10^{-6}$ kg/(m s K^{1/2})、 $T_S = 650$ K、空気は、 $A_S = 1.67212 \times 10^{-6}$ kg/(m s K^{1/2})、 $T_S = 170.672$ K を用いた[18]。図 3.2.1-10 に蒸気、図 3.2.1-11 に空気の文献値（蒸気表[19]及び伝熱工学資料[20]）の値との比較を示す。差は小さく、誤差の範囲内である。

構造体（鉄、Fe）の物性値は、モル質量 $M = 55.8$ g/mol、 $k = 16$ W/(m K)、 $c_p = 499$ J/(kg K)、 $\rho = 7920$ kg/m³ とした。

3.2.1.3.4. 乱流モデル

SST $k-\omega$ モデルを用いた。壁関数は、低 Reynolds 数型（乱流エネルギー k : kLowReWallFunction、乱流動粘性係数 ν_t : nutLowReWallFunction）及び高 Reynolds 数型（ k : kqrWallFunction、 ν_t : nutUSpaldingWallFunction）の使用により、構造体表面温度及び圧力に差が見られなかったため、高 Reynolds 数型を使用した。

3.2.1.3.5. 計算格子

表 3.2.1-1 及び表 3.2.1-2 に検証に用いた Case 1 から 3 の計算メッシュを示す。流体側の構造体付近の計算メッシュは平均 $y^+ < 1$ とした（参考までに、昨年度行った CIGMA 体系

での解析検証で用いた計算メッシュは、高解像度の条件において、平均 $y^+ = 1.28$ 、流体・固体側の第一格子点高さは 0.2 mm 。計算メッシュは OpenFOAM のメッシュ生成ユーティリティである blockMesh を用いて作成した。

続いて Case 1 から 3 の計算メッシュによる試計算を実施し、表 3.2.1-3 によどみ点における流体から構造体への熱流束及び構造体表面温度を示す。熱伝導率 λ は以下の modified Eucken correlation[21]によって得られる。

$$\lambda = \mu c_v \left(1.32 + \frac{1.77R}{c_v} \right) \quad (3.2.1-16)$$

ここで、 μ は先述の Sutherland の式で得られ、 R は気体定数であり、蒸気の場合は、 $R = 462 \text{ J/(kg K)}$ となる。 c_v は単位質量あたりの定積比熱であり、 $c_v = 1.7 \text{ kJ/(kg K)}$ である。

壁面熱流束 q_w [W/m^2]は以下の式により得た。

$$q_w = \nabla h \frac{\lambda}{c_p} \quad (3.2.1-17)$$

ここで、 λ は熱伝導率[W/mK]、 ∇h はエンタルピー勾配[J/kg]である。

表 3.2.1-4 に Case 1 から 3 の計算メッシュにおける 1 タイムステップ間でのエネルギー変化量を示す。エネルギーバランスは、

- ①入口境界から流入するエネルギー
- ②出口境界から流出するエネルギー
- ③流体の内部エネルギーの変化
- ④構造体の内部エネルギーの変化

の 4 つに区分した。エネルギーバランスが保存されている場合、④=①-②-③となるため、左辺及び右辺の比較により、検証を行った。それぞれエネルギーの変化量は以下に示すように計算される。

$$\textcircled{1} \quad \Delta H_{\text{inlet}} = \dot{m} c_p T(t' - t) \quad (3.2.1-18)$$

$$\textcircled{2} \quad \Delta H_{\text{outlet}} = \dot{m} c_p T(t' - t) \quad (3.2.1-19)$$

$$\textcircled{3} \quad \Delta H_{\text{solid}} = c_p' T' \rho' V' - c_p T \rho V \quad (3.2.1-20)$$

$$\textcircled{4} \quad \Delta H_{\text{fluid}} = c T' \rho' V' - c_p T \rho V \quad (3.2.1-21)$$

ここで、 \dot{m} は質量流量[kg/s]、 t は時刻[s]、 V は体積[m^3]、' (ダッシュ) は次の時間ステップの物理量である。表 3.2.1-4 に Case 1 から 3 の計算メッシュにおける 1 時間ステップ間でのエネルギー変化量を示す。④及び①-②-③を比較すると Case 3 のみ両者が一致し、エネルギーバランスが保存される。また、エネルギーバランスが保存されていない Case 1 及

び Case 2 に関しては Case 3 と比べ構造体のエネルギーの変化量が大きい。これは構造体のセルサイズに起因するものと推測できる。従って、衝突面付近において構造体の第一格子点高さは流体側の第一格子点高さと同程度が適切であると考えられる。

また、全ての計算格子のケースにおいて、ノズルに近い噴流領域で図 3.2.1-12 に示すような速度及び圧力振動が現れ、図 3.2.1-13 に示すように、よどみ点での圧力及び構造体表面温度にも振動が見られた。噴流入口のメッシュサイズを変更するなどの対応も行ったが、効果は見られなかった。

以上より、Case 3 の計算メッシュを使用した解析の結果について 3.2.1.4 節で示す。Case 3 では、よどみ点での構造体の表面温度及び第 1 格子点の流体温度から得られる熱流束 $q_{f,0}$ は 190 kW/m²、よどみ点での構造体の表面温度及び第 1 格子点の構造体温度から得られる熱流束 $q_{s,0}$ は 200 kW/m²となり、表 3.2.1-3 に示すよどみ点での壁面熱流束 $q_{w,0}$ ともほぼ一致した ($q_{f,0}$ 及び $q_{s,0}$ は Point 値からの算出値、表 3.2.1-3 に示す値は Cell 値によるエンタルピー勾配などからの算出値)。また、図 3.2.1-9 に示したように、よどみ点における温度 $T_{f,0}$ 、 $T_{s,0}$ 及び $T_{int,0}$ は、すべて 304 K (よどみ点での Point 値) であった。従って、流体-構造体間の熱伝達は問題なく予測できているものと判断した。

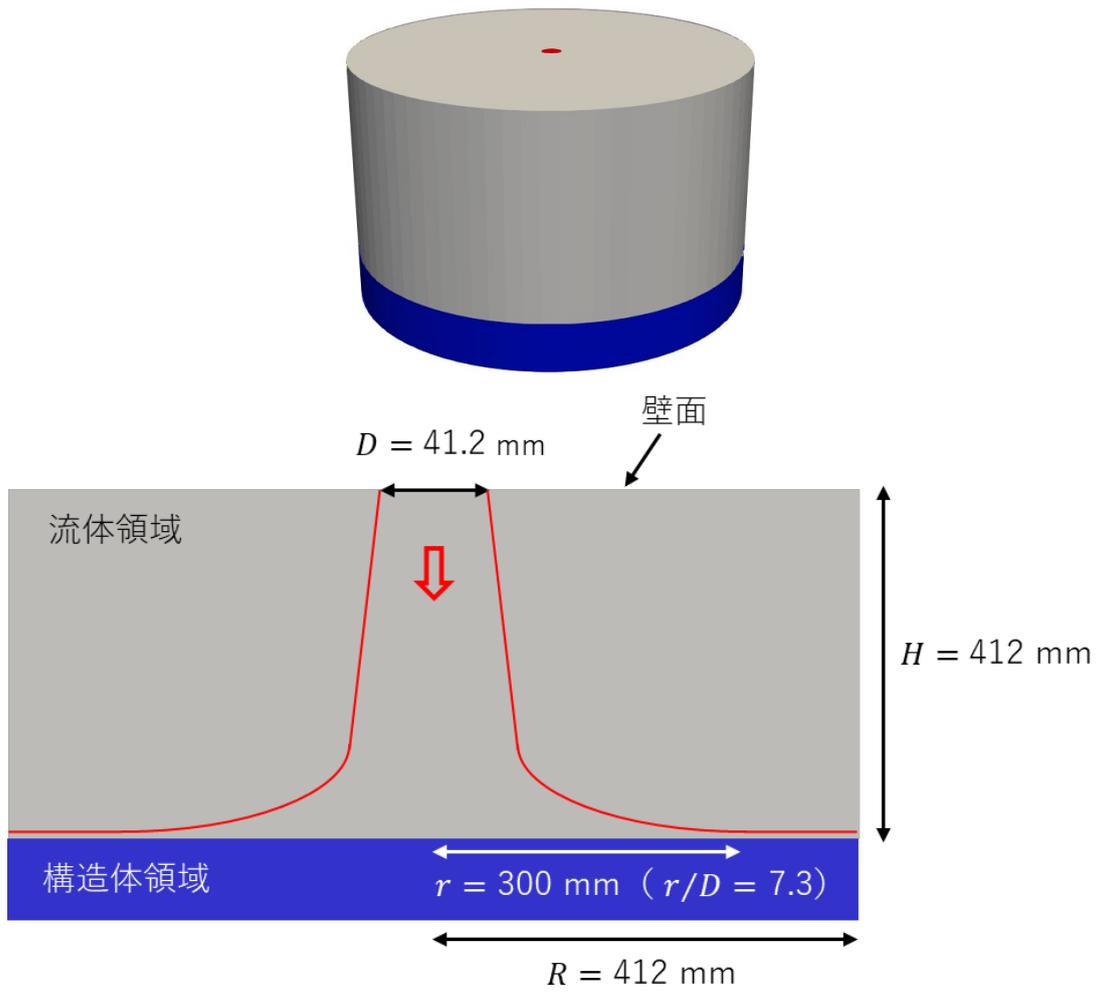


图 3.2.1-8 解析体系

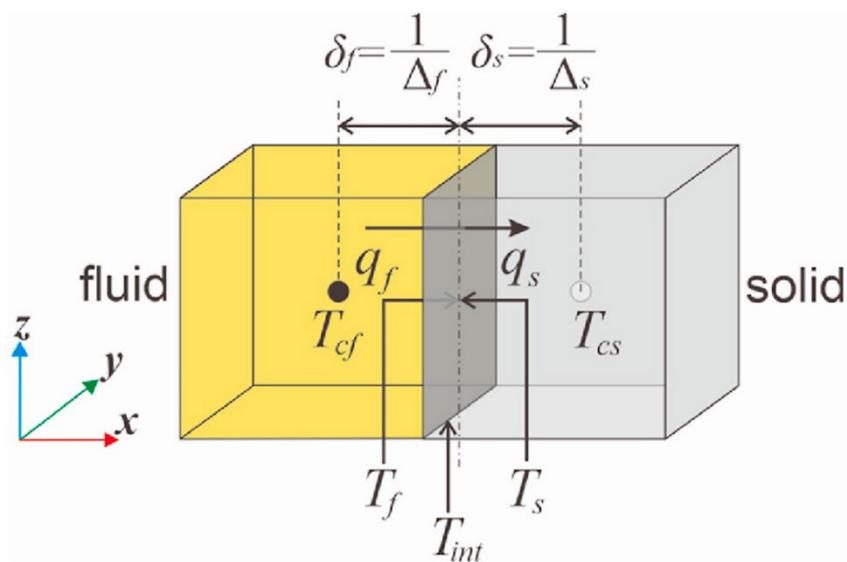
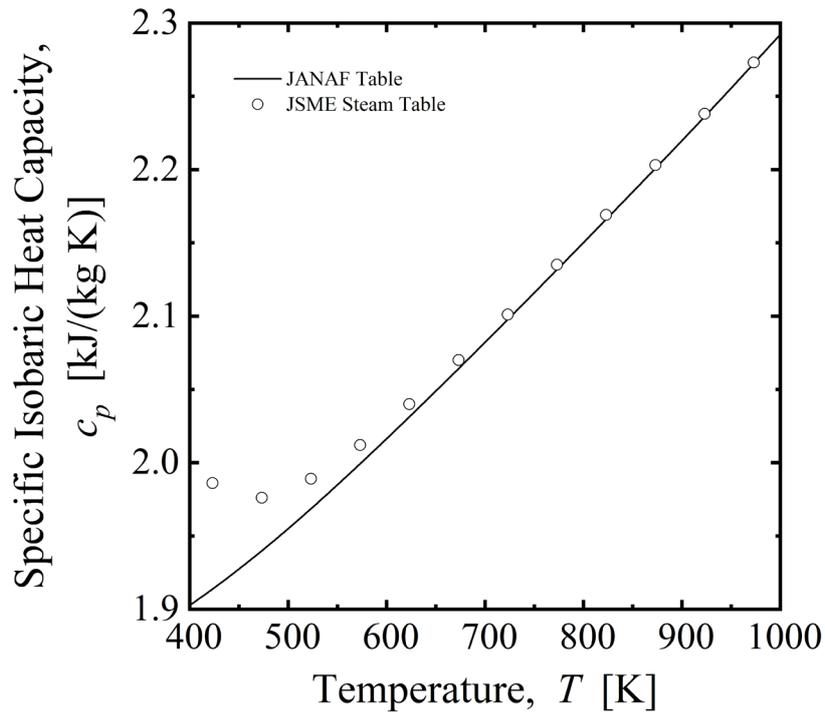
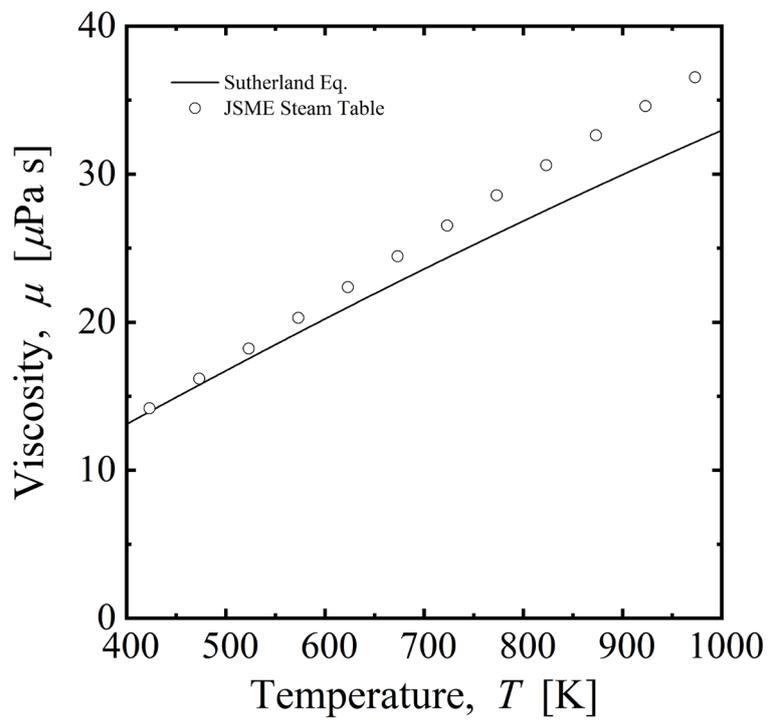


図 3.2.1-9 流体及び構造体セル間での共役熱伝達境界条件[14]

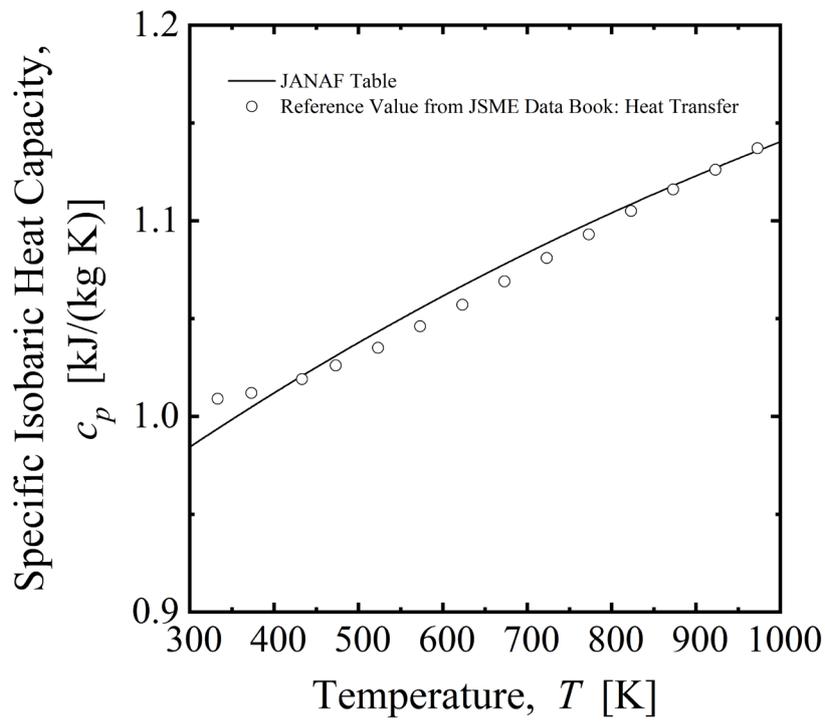


(a) 定圧比熱

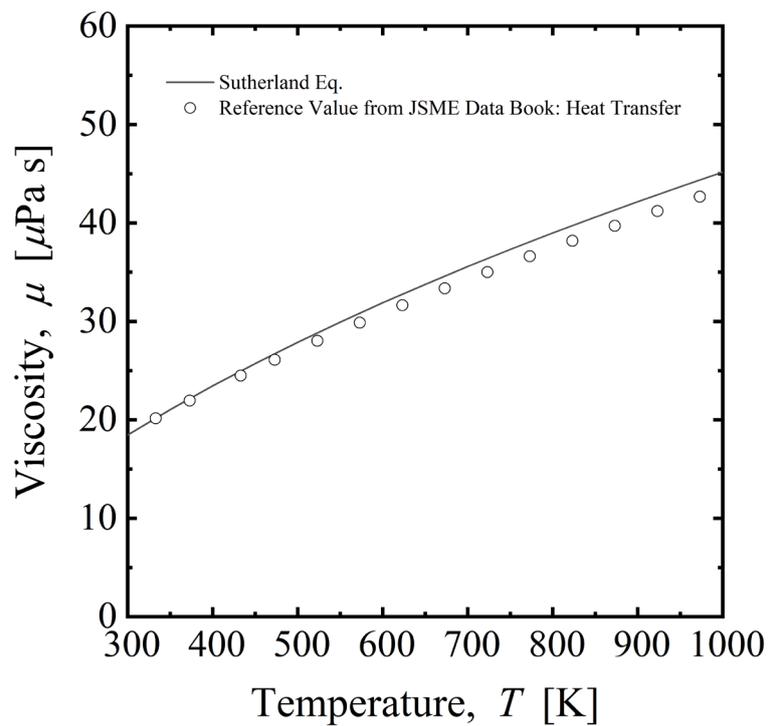


(b) 粘性係数

図 3.2.1-10 蒸気の物性値



(a) 定圧比熱



(b) 粘性係数

図 3.2.1-11 空気の物性値

表 3.2.1-1 計算格子

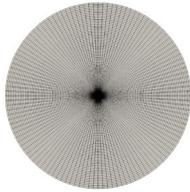
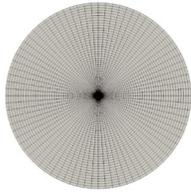
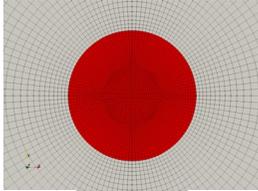
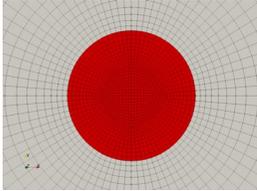
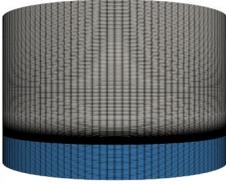
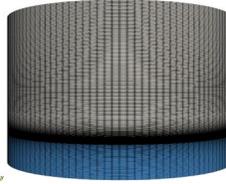
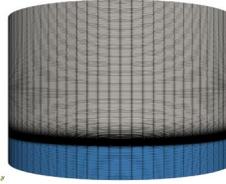
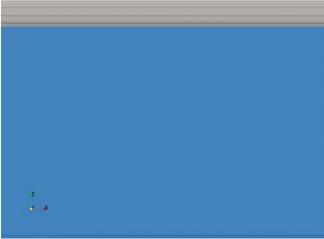
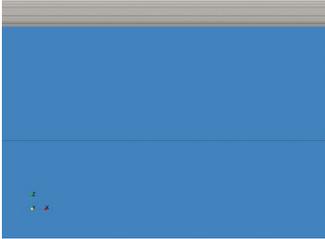
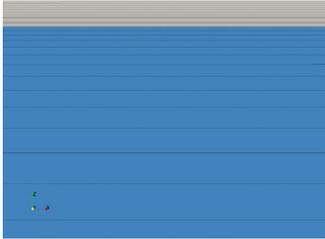
	Case 1	Case 2	Case 3
断面セル			
入口ノズル部			
側面セル			
界面近傍セル			

表 3.2.1-2 計算格子サイズ

	Case 1	Case 2	Case 3
メッシュ数 [セル]	全体：500 万 流体：444 万 構造体：56 万	全体：500 万 流体：444 万 構造体：56 万	全体：180 万 流体：154 万 構造体：26 万
構造体側第一格子点高さ [mm]	2.0	1.0	3.0×10^{-2}
流体側第一格子点高さ [mm]	6.7×10^{-3}	6.7×10^{-3}	1.1×10^{-2}
構造体近傍 y^+ [-]	最小：0.20 最大：0.29 平均：0.24	最小：0.20 最大：0.29 平均：0.24	最小：0.33 最大：0.48 平均：0.41

表 3.2.1-3 よどみ点における熱流束及び構造体表面温度の関係

パラメータ	Case 1	Case 2	Case 3
エンタルピー勾配 ∇h [MJ/(kg m)] ¹	9.5×10^3	9.8×10^3	8.6×10^3
熱伝導率 λ_0 [W/(m K)] ²	3.0×10^{-2}	2.9×10^{-2}	3.0×10^{-2}
比熱 $c_{p,0}$ [kJ/(kg K)] ³	1.4	1.4	1.3
壁面熱流束 $q_{w,0}$ [kW/m ²]	210	210	190
流体温度 $T_{f,0}$ [K] ¹	336	332	339
構造体温度 $T_{s,0}$ [K] ¹	313	308	303

¹ よどみ点に接する Cell 値の値

² 解析によって得られたよどみ点に接する Cell 値のモル分率、 T は $T_{f,0}$ を使用し、Sutherland の式 (式(3.2.1-15))、JANAF 熱物性値 (式(3.2.1-14))、modified Eucken correlation (式(3.2.1-16)) から算出

³ 解析によって得られた $T_{f,0}$ より、JANAF 熱物性値 (式(3.2.1-14)) から算出

表 3.2.1-4 エネルギー変化量

パラメータ	Case 1	Case 2	Case 3
$t' - t$ [s]	7.0×10^{-6}	2.1×10^{-6}	1.4×10^{-7}
① ΔH_{inlet} [J]	-0.90	-0.28	-0.02
② ΔH_{outlet} [J]	0.23	0.36	4.0×10^{-3}
③ ΔH_{solid} [J]	0.06	0.030	-3.0×10^{-7}
④ ΔH_{fluid} [J]	0.35	-0.12	0.02
①-②-③ [J]	0.55	-0.11	0.02

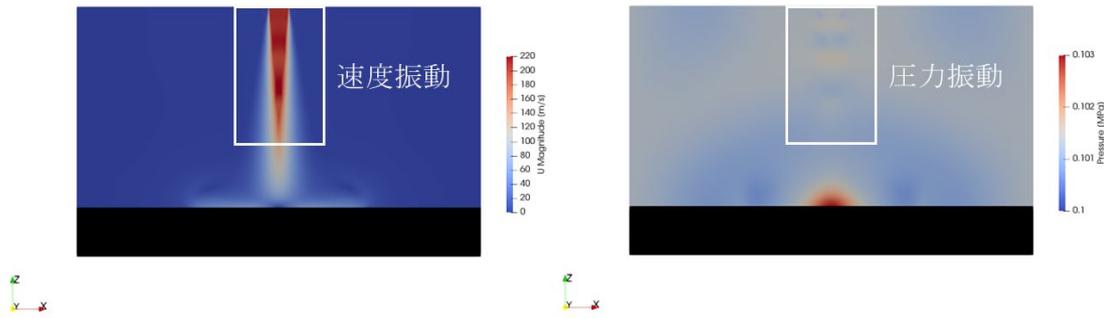
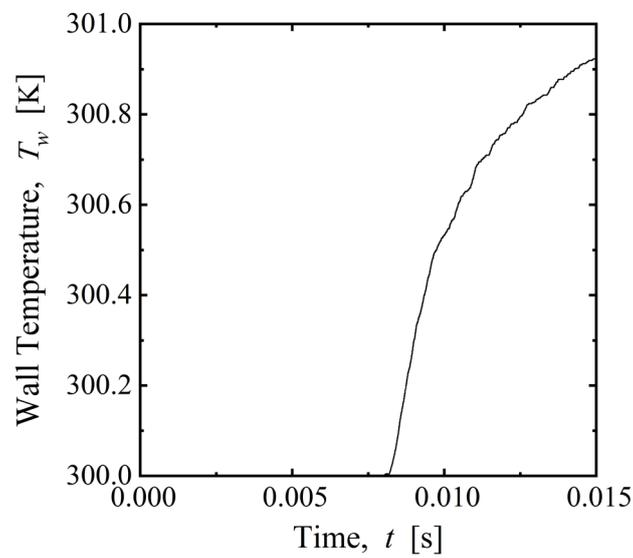
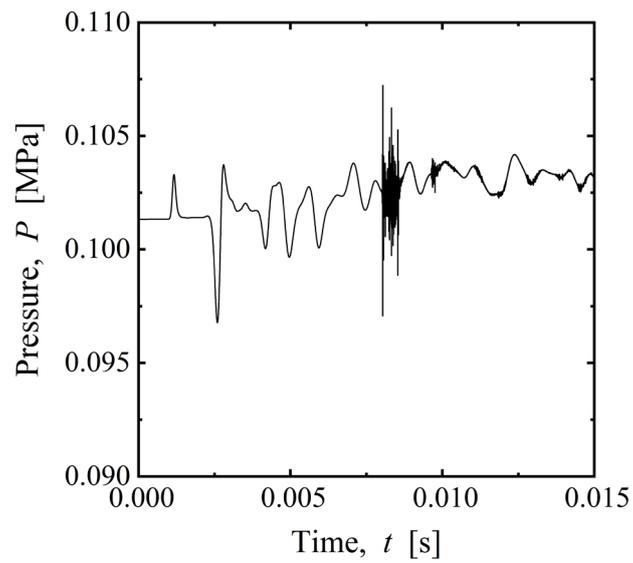


図 3.2.1-12 Case 1 で生じる速度及び圧力振動 (0.01 s)



(a) 構造体表面温度



(b) 圧力

図 3.2.1-13 Case 1 のよどみ点での構造体表面温度及び圧力の時間変化

3.2.1.4. 解析結果

3.2.1.4.1. 可視化図

図 3.2.1-14 によどみ点と構造体表面上の複数の任意点における壁面温度及び壁面熱流束の時間変化を示す。噴流衝突後、壁面温度が上昇し始め、 $t = 0.04$ s 付近から壁面温度及び壁面熱流束の上昇は緩やかとなる。図 3.2.1-15 及び図 3.2.1-16 に、構造体表面の温度コンター図及び評価領域の温度分布、図 3.2.1-17 及び図 3.2.1-18 に評価領域の壁面熱流束コンター図及びその壁面熱流束分布を示す。噴流は、よどみ点ほど温度が高く、構造体表面に沿って広がるにつれて温度は低下する。Jensen ら[9]は、壁面熱流束と比例関係にある Nusselt 数の分布は、 H/D が大きくなると単調に減少し、 H/D が小さくなると二次ピークを伴う非単調な減少になると述べており、Hofmann ら[8]は、Reynolds 数ごとに各 H/D の Nusselt 数分布を示している。本解析条件に近い $Re_D = 7.8 \times 10^4$ 、 $H/D = 10$ の Nusselt 数分布は、図 3.2.1-16 や 17 と定性的に同じ傾向を示す。

3.2.1.4.2. 経験式との比較

(1) 局所熱伝達

円形衝突噴流のよどみ点の局所 Nusselt 数に関する経験式[22]は、 $H/D \geq 10$ において、以下のように示される。

$$Nu_0 = 11.6Pr^{0.5}Re_D^{0.5}\left(\frac{H}{D}\right)^{-1} \quad (3.2.1-22)$$

ここで、 Nu_0 は局所 Nusselt 数、 D はノズル径、 H はノズル・衝突面間距離、 Re_D はノズル径 D を代表長さ、 u_0 を代表速度とした Reynolds 数である。本解析条件では、 $Nu_0 = 266$ となり、この値から壁面熱流束（壁面温度は $T_w = 304$ K）を求めると $q_w = 330$ kW/m²となる。表 3.2.1-3 に示す $q_w = 200$ kW/m²と比べると誤差は 39%となる。

適応範囲が若干外れる（ $H/D > 10$ ）ため、参考までに、Nakatogawa ら[23]による以下の経験式も示す。

$$Nu_0 = C'Pr^{0.4}Re_D^{0.5}\left(\frac{H}{D}\right)^{-1} \quad (3.2.1-23)$$

定数 C' は理論的には 5.97、実験では 7.46 から 8.96 とされており、 $C' = 7.46$ で $Nu_0 = 177$ 、 $q_w = 222$ kW/m²となる。本解結果の $q_w = 200$ kW/m²との誤差は 10%となり、解は定量的に妥当な範囲にあると推測される。

(2) 平均熱伝達

Martin によって提案された円形ノズルによる軸対称垂直衝突噴流に関する平均 Nusselt 数の経験式[10]は、 $2 \times 10^3 \leq Re_D \leq 4 \times 10^5$ 、 $2.5 \leq r/D \leq 7.5$ 、 $2 < H/D < 12$ において、以下のように示される。

$$\overline{Nu} = G \left(\frac{D}{r}, \frac{H}{D} \right) F(Re_D) Pr^{0.42} \quad (3.2.1-24)$$

ここで、

$$G = \frac{D}{r} \frac{1 - 1.1 \frac{D}{r}}{1 + 0.1 \left(\frac{H}{D} - 6 \right) \frac{D}{r}} \quad (3.2.1-25)$$

及び

$$F = 2Re_D^{0.5} \left(1 + \frac{Re_D^{0.55}}{200} \right)^{0.5} \quad (3.2.1-26)$$

となり、 \overline{Nu} は平均 Nusselt 数、 r は平均 Nusselt 数を求める領域の半径である。Martin は新たに改良した経験式[24]も提案しているが、結果は同じ値となるため、ここでは元の経験式[10]を使用した。

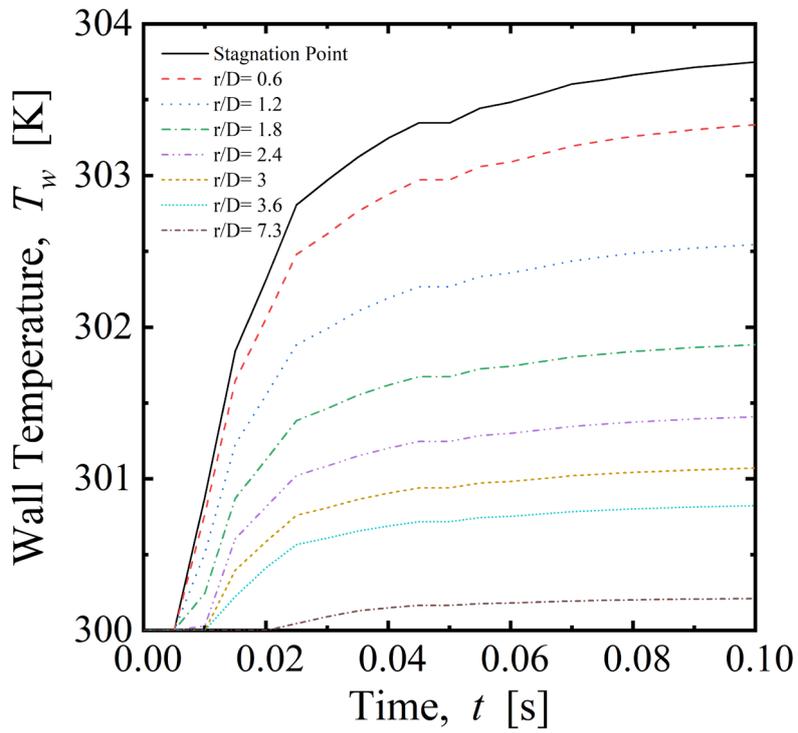
また、この Martin の経験式[10]では、物性値の温度 T は $T_{ave} = (T_{jet} + T_w)/2$ である。Zhou ら[25]によると、実験データ及び Martin の経験式[10]の差は温度差の増加とともに大きくなるため、温度差が大きい場合 ($\Delta T \geq 200$ K) は $T = T_{jet}$ を推奨している。本解析では $\Delta T = 572$ K であるため、 $T = T_{jet}$ を使用した。

表 3.2.1-5 に $t = 0.1$ s における計算結果の物理量、図 3.2.1-10 に Nusselt 数分布を示す。図 3.2.1-10 より、解析結果は、Martin の経験式[10]による結果に比べ、定性的に若干グラフの曲線の傾きがゆるやかであるものの、同様の結果となった。しかし、Zhou ら[25]によって推奨されているように物性値温度を $T = T_{jet}$ とした場合でも、経験式に比べて、定量的に 70-90%過小評価する。物性値温度を $T = T_{ave}$ とした場合は、計算結果との差がより広がるため、本解析条件で $T = T_{jet}$ の使用は適切であると言える。Uddin ら[6]は、Martin の経験式[10]は、Nusselt 数の半径方向分布の傾向を全体的に良く捕えるものの、Yan らの実験結果[26]に対し、値を過大予測する傾向があると述べている。この比較は、 $H/D = 2$ 、 $Re_D = 2.3 \times 10^4$ で行われており、Hofmann ら[8]によって示された H/D と Re_D の傾向を踏まえて本解析条件に当てはめると、Yan らの実験結果[26]は Martin の経験式[10]より過小評価するものの、本解析結果より過大となる結果が予測される。この定量的な差が生じる原因として、経験式が対象とするよどみ領域周辺の壁面噴流領域の壁面温度がかなり低く予測された可能性があり、不十分な計算時間が主な原因と考えられる。また、他の原因として、乱流モデルや壁の熱容量の影響なども考えられる。

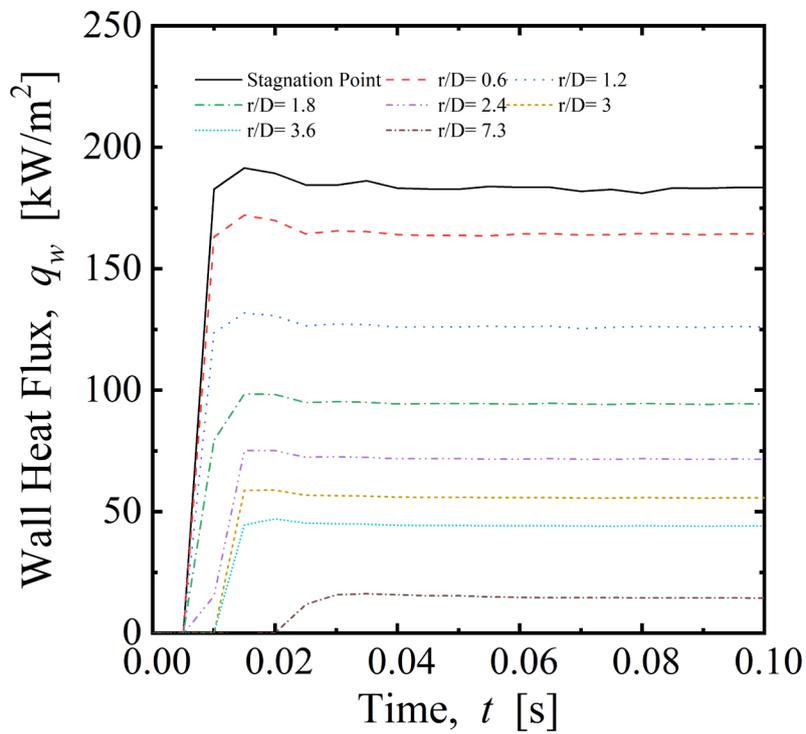
参考までに、Hofmann らによって行われた円形ノズルによる衝突噴流冷却実験から得られた平均 Nusselt 経験式[8]は、 $1.4 \times 10^4 \leq Re_D \leq 2.3 \times 10^5$ 、 $0 \leq r/D \leq 8$ 、 $0.5 < H/D < 10$ において、以下のように示される。

$$\overline{Nu} = Pr^{0.42} (Re^3 + 10Re^2)^{0.25} 0.055 \frac{1 - \exp(-0.025(r/D)^2)}{0.025(r/D)^2} \quad (3.2.1-27)$$

$r/D = 7.3$ で $\overline{Nu} = 120$ となり、先述の Martin の経験式[10]よりも過大評価する。

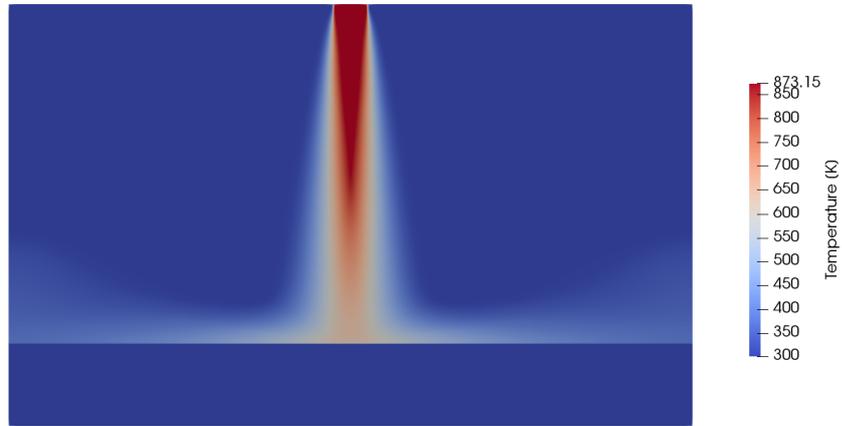


(a) 壁面温度

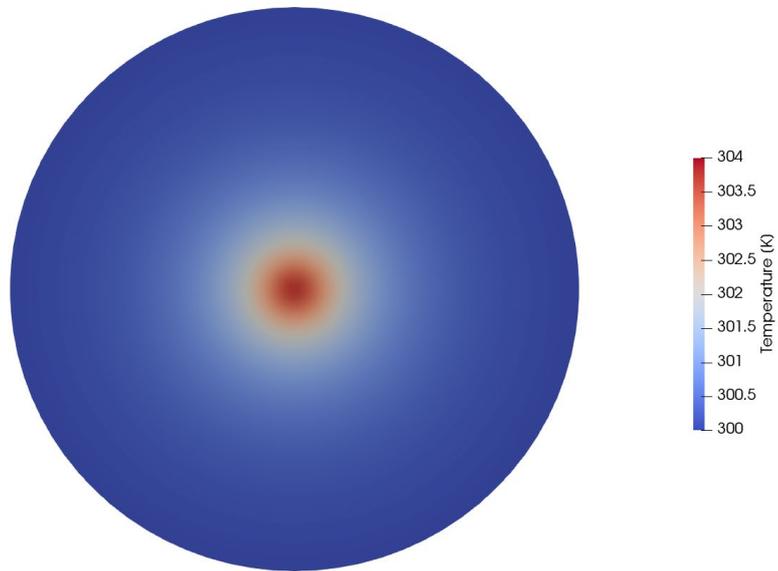


(b) 壁面熱流束

図 3.2.1-14 よどみ点及び構造体表面上の任意点における構造体表面温度及び壁面熱流束の時間変化



Time: 0.10 (s)



Time: 0.10 (s)



図 3.2.1-15 構造体表面温度コンター図 ($t = 0.1 \text{ s}$)

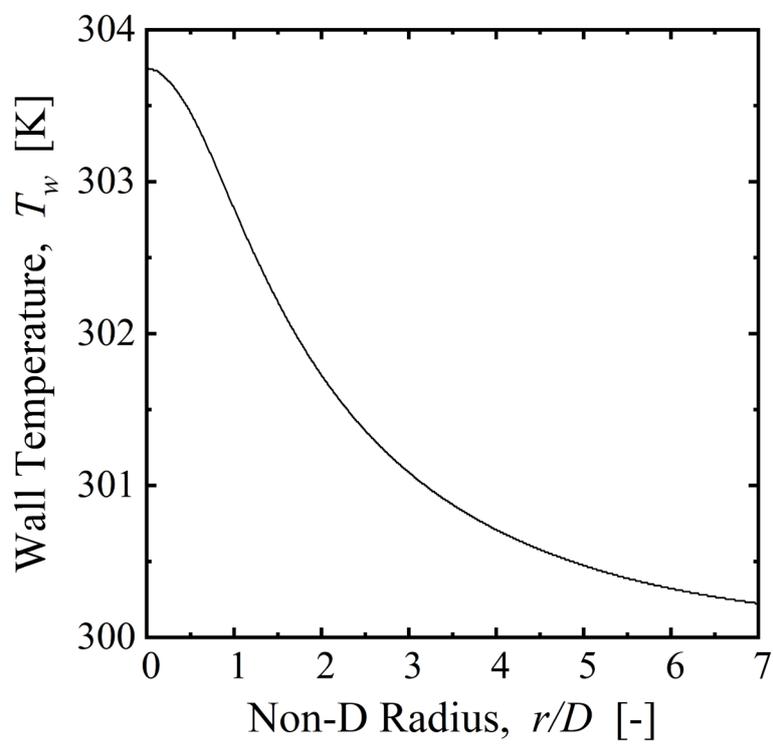


図 3.2.1-16 評価領域の構造体表面温度分布 (0.1 s)

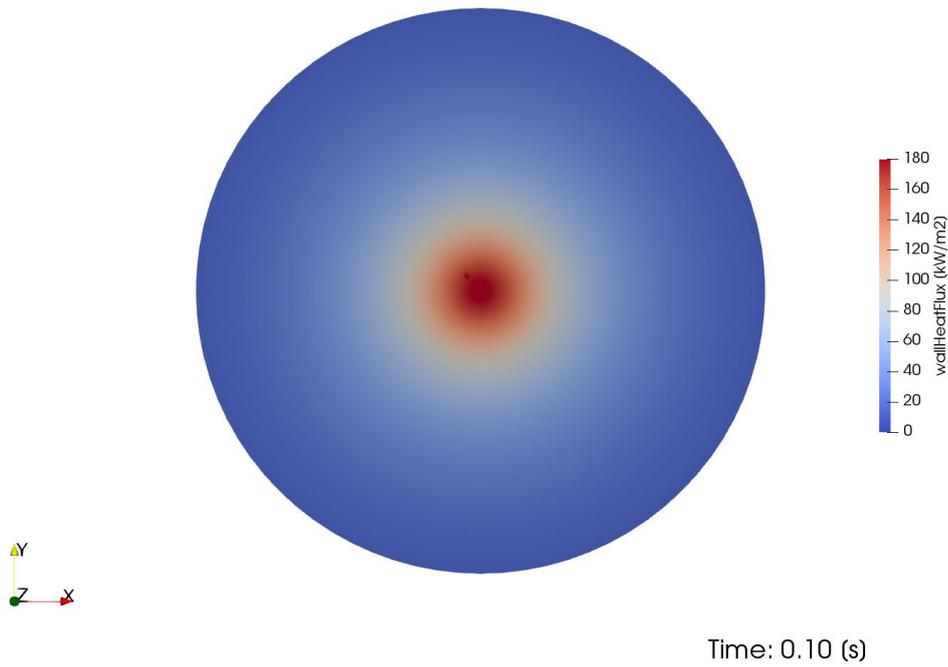


図 3.2.1-17 評価領域の壁面熱流束コンター図 ($t = 0.1 \text{ s}$)

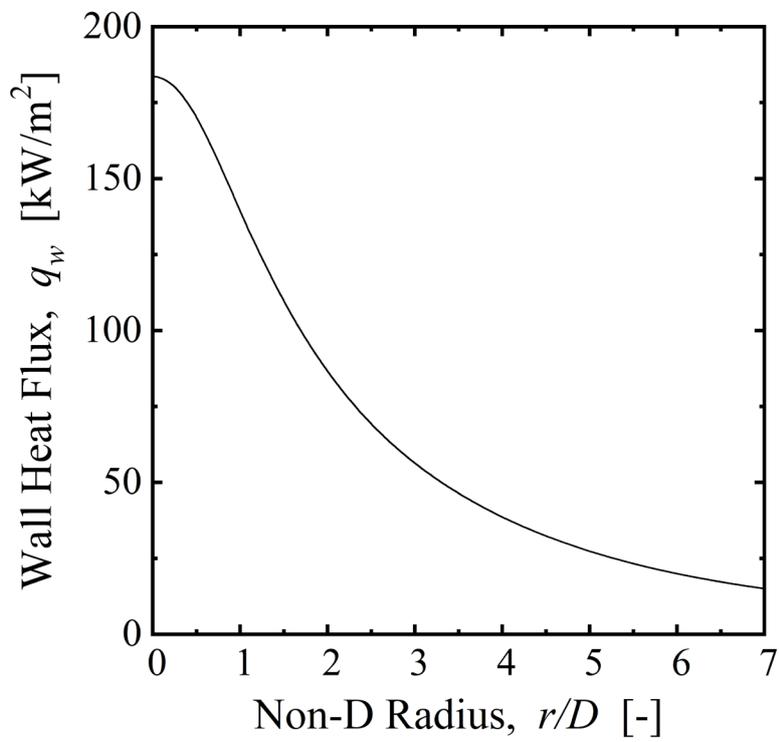


図 3.2.1-18 評価領域の壁面熱流束分布 ($t = 0.1 \text{ s}$)

表 3.2.1-5 $t = 0.1 \text{ s}$ における計算結果の物理量

パラメータ	
断面平均壁面熱流束 $\overline{q_w}$ [kW/m ²] ⁴	37
断面平均壁面温度 $\overline{T_w}$ [K] ⁴	301
断面平均 Nusselt 数 \overline{Nu} [-]	30
Prandtl 数 Pr [-] ⁵	0.71
Reynolds 数 Re_d [-] ⁵	7.4×10^4
熱伝導率 λ [W/(m K)]	0.09

⁴Martin の経験式[10]の評価領域である $r/D = 7.3$ における断面平均値

⁵算出に使用した μ は、Sutherland の式 (式(3.2.1-15)) により算出し、 T は噴流入口温度 ($T = T_{jet} = 873.15 \text{ K}$) を使用

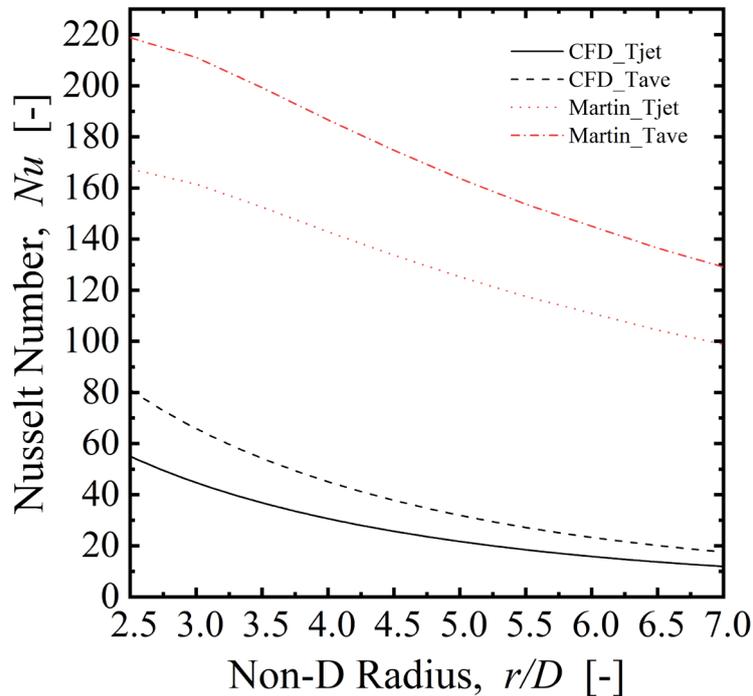


図 3.2.1-19 Nusselt 数分布 ($t = 0.1 \text{ s}$)

3.2.1.5. 本節のまとめ

流体-構造体熱連成解析で用いられている `chtMultiRegionFoam` ソルバの計算手順、流体-構造体間の伝熱境界条件についてソースコードの調査及び一般的に広く用いられている経験式が対象とする簡易的な体系における衝突噴流解析を実施し、以下の結論を得た。

- `chtMultiRegionFoam` では、**Region** 単位で各保存式の計算を行う。先に計算する **Region** については、計算後に値が更新されるため、2 つの **Region** の計算に使用される境界条件の値は一致しない。その差が大きい場合には、差が十分小さくなるように、**Region** 全体で反復計算を行う必要がある。
- 流体-構造体間の伝熱境界条件では、双方の熱流束の一致により、壁面温度を算出し、その値から熱流束を算出している。**Region** 単位で計算するため、時間刻みを適切に設定する必要がある。
- **OpenFOAM** に実装されている壁関数は、粘性底層及び対数領域に対応した、商用コードの **Fluent** や **STAR-CCM+** と同等の式が適用されている。
- 乱流熱伝導率の計算では、乱流エネルギーや渦粘性係数が必要となる。これらの物理量に対しては、高 **Reynolds** 数型の壁関数及び低 **Reynolds** 数型の壁関数が実装されており、壁面近傍の扱いによって、これらの壁関数を適切に選定する必要がある。
- 昨年度実施した **CIGMA** 衝突噴流解析に基づく簡易体系で解析を行い、解析の妥当性を確認した。妥当性を得るためには、計算メッシュを $y^+ < 1$ とし、構造体の計算メッシュの第一格子点高さを流体側と同程度にする必要を明らかにした。
- 解析結果に対し、複数の経験式との比較を行った。よどみ点での局所熱伝達は定量的に妥当な範囲となったが、平均熱伝達は過小評価する。経験式に比べ、解析結果の壁面温度が低く予測されるためである。

来年度は本年度の検証を元に、本年度実施した **CIGMA** トップヘッドフランジ加熱実験の解析を実施する。