

令和4年度原子力規制庁委託成果報告書

原子力施設等防災対策等委託費

(軽水炉のシビアアクシデント時

格納容器熱流動調査) 事業

に関する報告書

国立研究開発法人
日本原子力研究開発機構
令和5年3月

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

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

目次

1. 緒言	1
2. 全体計画	2
2.1. 大型格納容器実験	2
2.2. プールスクラビング	2
2.3. 数値流体力学解析	3
3. 令和4年度実施内容	4
3.1. 大型格納容器実験	6
3.1.1 トップヘッドフランジ加熱実験	8
3.1.1.1 トップヘッドフランジ加熱実験の条件	8
3.1.1.2 実験結果	11
3.1.1.3 本節のまとめ	17
3.1.2 スプレー基礎実験	23
3.1.2.1 スプレー基礎実験の条件	24
3.1.2.2 実験結果	26
3.1.2.3 本節のまとめ	28
3.1.3 低熱伝達自然対流実験	32
3.1.3.1 低熱伝達自然対流実験の条件	32
3.1.3.2 実験結果	35
3.1.3.3 本節のまとめ	36
3.1.4 蒸気注入を伴う外面冷却実験	43
3.1.4.1 蒸気注入を伴う外面冷却実験の条件	43
3.1.4.2 実験結果	47
3.1.4.3 本節のまとめ	53
3.1.5 ベント実験	58
3.1.5.1 ベント実験の条件	58
3.1.5.2 実験結果	60
3.1.5.3 本節のまとめ	61
3.1.6 輻射伝熱実験	63
3.1.6.1 実験可能性に関する検討および実験条件	63
3.1.6.2 実験結果	67
3.1.6.3 本節のまとめ	67
3.1.7 CIGMA 装置の追設	71
3.2. 格納容器漏洩（文献調査）	72
3.2.1 NUPEC 試験	72

3.2.2	SOARCA プロジェクトによるピーチボトム原発の解析[14]	75
3.2.3	予備実験の検討	77
3.2.4	まとめ	77
3.3.	プールスクラビング	78
3.3.1	DF に対するプール水温効果	80
3.3.1.1.	疎水性粒子	80
3.3.1.2.	ガス注入領域	83
3.3.1.3.	除染効果に対するプール水温の影響の総括	85
3.3.2	ガスジェット可視化実験	98
3.3.3	プールスクラビング研究のまとめ	100
3.4.	数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握	102
3.4.1	スプレイ冷却に関する数値解析	104
3.4.1.1.	目的	104
3.4.1.2.	解析条件	104
3.4.1.3.	解析結果	105
3.4.1.4.	本節のまとめ	108
3.4.2	トップヘッドフランジ過熱実験に関する熱連成解析のための入力データ作成	141
3.4.2.1.	目的	141
3.4.2.2.	解析条件	141
3.4.2.3.	解析結果	142
3.4.2.4.	本節のまとめ	143
3.4.3	輻射伝熱解析	155
4.	結言	159
5.	本事業に関連する外部発表	161
6.	本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信	162
	参考文献	163

1. 緒言

本事業は、東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、福島第一原発事故と呼ぶ）の教訓を踏まえて改正された新規制基準に基づく安全規制を支援することを主たる目的とし、事故時の格納容器内で生じる熱水力現象に着目し、実験及び解析による研究を実施する。

本事業は平成 24 年度以降「原子力施設等防災対策等委託費事業」として継続的に実施され、事業計画の初期は主として研究計画に基づく詳細な実験計画の立案のための検討、実験装置の設計及び製作を実施し、後半は完成した実験装置の試運転を含む装置の検証や代表的な実験の実施、実験条件拡張のための装置拡張を実施してきた（以下では、平成 31 年度までの事業を前期事業と呼ぶ）。令和 2 年度から、これまでの事業で得られた成果及び知見に基づき、前期事業で整備・拡張した装置を用いて実験を主体とした研究を実施することとし、実機において想定される、高温過熱蒸気に格納容器が曝されている条件を想定した場合での格納容器上部フランジの冷却や関連する格納容器内部の熱流動挙動の詳細について、実験で測定したデータや、そこから得られる技術的知見等を拡充することを本事業の目的とする。

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

2. 全体計画

本事業の全体計画については、令和 2 年度の事業成果報告書[1]の第 2 章において解説した。そこでは、計画の具体性を把握するために、比較的詳細な実験条件と共に目的と得られる成果を示した。そこで示された、実験手順やパラメータは今後の研究の進捗を踏まえ再検討されるべきであるため、今後得られる成果をフィードバックすることで実験内容を含めて改善策を検討し、適宜改定する予定である。以下では、これらの概要について簡単に述べる。

2.1. 大型格納容器実験

本事業における格納容器熱水力に関わる一連の実験は以下の 4 項目に分類される[2]。

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

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

[2]に記載した通り、上記 4 項目は互いに明確に区別するものではなく一つの実験で重複した目的を持つものもある。例えば④の格納容器ベントは、格納容器外面冷却やスプレイ等の他の AM 策と組み合わせて行われるものもあり、ベント操作が格納容器冷却実験のパラメータの一つとしても位置づけられる。昨年度の実験においてはトップヘッドフランジ過熱に対する冷却効果の一手段としてベントの効果を実験的に調査した。今後の実験においても、特に水素移行との関連について、外面冷却時の水素蓄積とベントの重畳効果や、サンプル水のベント時減圧沸騰による水度排出との競合など、容器内の 3 次元的な振る舞いに注目した実験を予定しており、今年度はその予備実験を実施している。

また②の自然対流挙動では、自然循環冷却と水素移行挙動に関する実験及び解析的研究を行っており、今年度は容器冷却が放熱程度を想定した弱い自然循環と水素移行との関係に注目した実験を実施した。原子炉ウエル冷却に関する実験では水素が容器上部に大量に蓄積する状況を想定し、その条件での格納容器冷却の成立性を検証する実験を実施した。具体的な内容について 3.1 節でまとめる。

2.2. プールスクラビング

プールスクラビングにおける粒子除去機構は、エアロゾルの気体注入領域とプール水中の気泡上昇領域に分けてモデルが提案されている。本事業の実験においても、プール領域

全体での DF 計測と、気体注入領域に限定した DF 計測を分けて行い、データを取得してきた。本事業ではこれらのうち、プール水温効果を主たるパラメータとして、搬送ガス温度や両者の差をパラメータとした実験を実施してきた。今年度は、水温効果実験の残されたパラメータ実験として、粒子表面性状の効果と入口注入部での除染に着目した実験を行う。前者はエアロゾル粒子表面が濡れやすい親水性のものと濡れ難い疎水性のものを用いてプール水温をパラメータとして除染係数を計測し、結果を比較する。後者では、プール水深を浅くして、入口部だけでの除染効果を水温を変えて計測する。さらに過年度に取得した知見を集約して、文献調査や数値解析の結果と共に、プールスクラビングに対するプール水温効果を総括してまとめ、今後の課題を抽出する。

もう一つの実験テーマとして、SPARC-90 等の既存の代表的スクラビング評価コードでカバーしていないジェット注入条件での除染効果の調査がある。ジェットスクラビングの評価モデルは現在国際的にも開発が進められているところであり、本事業においても昨年度ジェット条件での除染係数の計測を実施し、既存モデルの検証を行い、既存モデルの予測性能は不十分であることを示した。今年度は、評価モデルを改良するための知見取得の一環として、ジェット領域の気泡の可視化観察を行い、得られた知見をまとめる。

2.3. 数値流体力学解析

本事業で実施する CIGMA 装置を用いた実験結果を対象に数値流体力学 (CFD) コードによる数値解析を実施する。過年度において、水素移行、浮力噴流、外面冷却、及びスプレー冷却に関する数値解析を実施してきた。本年度は、昨年度から開始したスプレー冷却に関する数値解析に加え、格納容器トップヘッドフランジ過熱と輻射熱伝達に関する数値解析を実施する。

3. 令和4年度実施内容

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

CIGMA 実験装置試験部と系統の概略図を図 3-1 に示す。CIGMA 実験では、2 章で示した全体計画に従い、各実験において計画されたパラメータを網羅的に調査した。3.1.1 節のトップヘッドフランジ加熱実験では、高温蒸気噴流をトップヘッドフランジに衝突させた際の構造材温度上昇に関する実験を実施した。3.1.2 節のスプレイ実験では、格納容器雰囲気に対するスプレイ水蒸発の効果に関する実験を実施した。3.1.3 節の低熱伝達自然対流実験では、自然放熱等による低い熱伝達率で格納容器が冷却される際に生じる水素移行に関する実験を実施した。3.1.4 節の蒸気注入を伴う外面冷却実験では、原子炉からの蒸気の噴出が継続している状況におけるウェル注水による格納容器冷却効果に関する実験を実施した。3.1.5 節のベント実験では、ベント時の格納容器雰囲気に対するサンプル水蒸発の効果に関する実験を実施した。3.1.6 節の輻射伝熱実験では、格納容器熱水力現象における輻射伝熱の寄与を定量化するための実験を実施した。

3.2 節では、格納容器リークに係る文献調査を実施した結果をまとめる。福島第一原子力発電所の事故では格納容器トップヘッドフランジから原子炉ウェルとシールドプラグを介して建屋 5 階のオペレーションフロアに気体が漏洩した可能性があることが指摘されており、3.1 節で行うトップヘッドフランジ加熱実験はその現象解明に関連して実施するものである。フランジ間隙部からの漏洩は過去においても国内外で調査されており、本節で調査結果の概要をまとめ、今後の予備実験の可能性を検討する。

3.3 節では、プールスクラビング実験の成果について、今年度が最終年度であるため、2 章で解説した方針に従い、3.3.1 節で除染係数に対する水温効果の今年度成果と過年度成果を含めたまとめを記載し、3.3.2 節で入口噴流条件での可視化実験結果について解説する。

3.4 節では、CFD による数値解析を実施した。3.4.1 節のスプレイ冷却に関する数値解析では、昨年度の数値解析を踏まえ、物理時間 1000 秒の計算を実施した。3.4.2 節のトップヘッドフランジ過熱実験に関する数値解析では、流体一構造体の熱連成解析のための入力データを作成し、3.1.1 節で行った実験を対象とした試計算を実施した。3.4.3 節の輻射伝熱解析では、3.1.6 節で行った実験を対象とした数値解析を実施した。

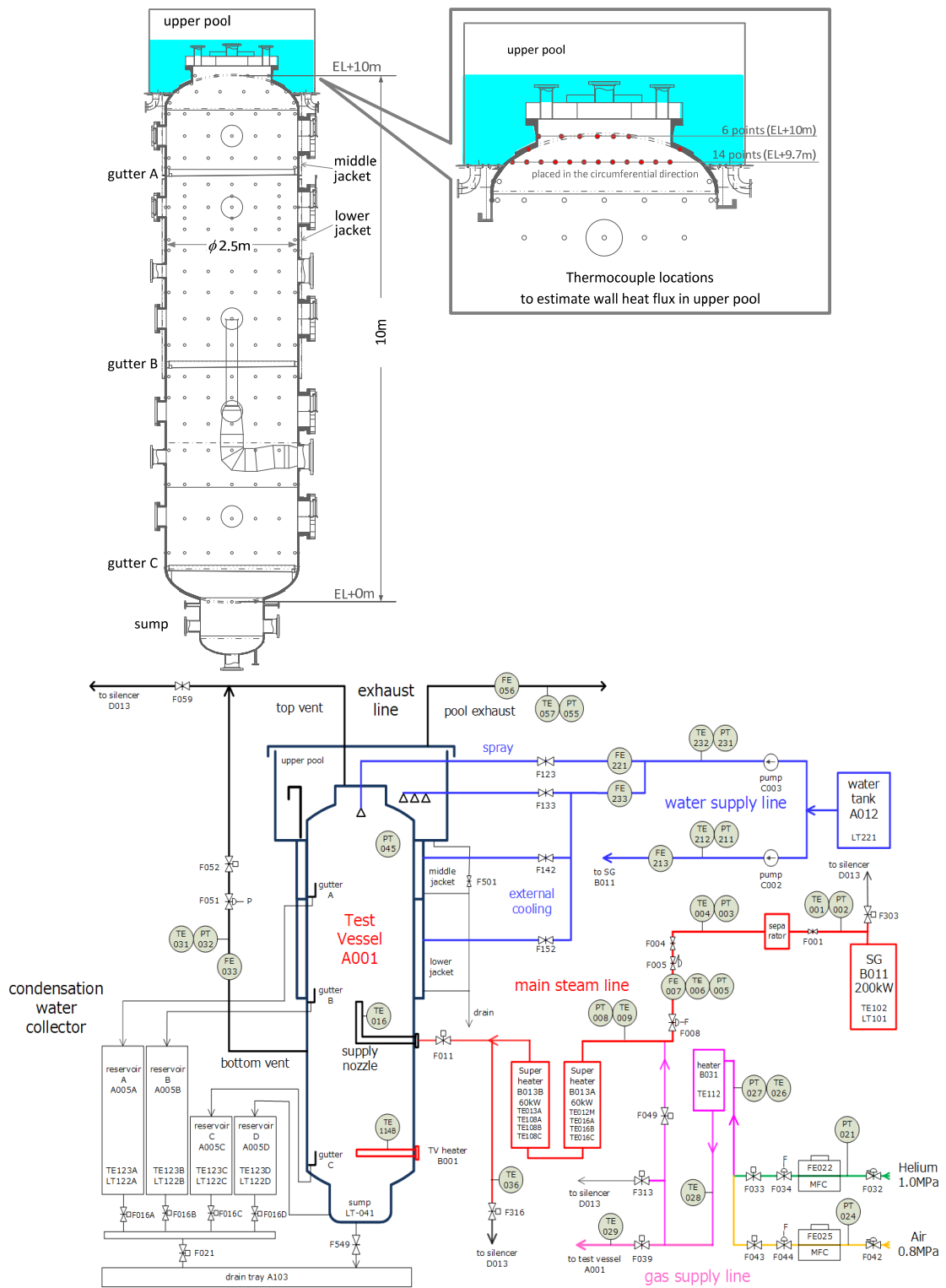


図 3-1 CIGMA 試験部と系統図

3.1. 大型格納容器実験

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

(1) トップヘッドフランジ加熱実験 (3.1.1 節)

高温蒸気によるトップヘッドフランジ伝熱挙動を調査するため、蒸気流量をパラメータとした実験、外面冷却の効果に着目した実験、初期に試験体を過熱し注入蒸気の凝縮を抑えた非凝縮条件での加熱実験を実施した。

(2) スpray 基礎実験 (3.1.2 節)

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

(3) 低熱伝達自然対流実験 (3.1.3 節)

自然循環の駆動力が低い流れにおける水素移行挙動を調査するため、ウェル注水等を行わず、断熱材を介した外気への自然放熱のみの低い熱伝達条件での自然対流実験を実施した。

(4) 蒸気注入を伴う外面冷却実験 (3.1.4 節)

ウェル注水による格納容器減圧・冷却効果に対し、高濃度ヘリウム蓄積の伝熱阻害の影響を明確にすることを目的とし、高いヘリウム注入量で上部プールを冠水させた条件での外面冷却実験を実施した。

(5) ベント実験 (3.1.5 節)

ベント時のサンプル水蒸発の影響を調査するため、サンプル水を飽和温度程度まで加熱した条件でのベント実験を実施した。

(6) 輻射伝熱実験 (3.1.6 節)

格納容器熱水力に対する輻射伝熱の影響度合いの把握やモデル妥当性に関する不確かさ低減を目的として、OECD/NEA HYMERES-2 で行われた輻射伝熱実験 H2P2 を模擬した実験の実施可能性について検討した。

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

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの 2 文字：実験の種類
 - PR：PReSURization；加圧試験

- CC : Containment Cooling ; 格納容器冷却試験
- ME : MEasurement ; 計測器有効性評価試験
- SE : Stratified layer Erosion ; 成層浸食実験
- SB : Stratified layer Buildup ; 成層形成実験
- JT : JeT 実験
- HT : Heat Transfer ; 熱伝達実験
- VT : Venting ; ベント実験
- PG : Purge ; パージ実験
- 第二ブロックの 2 文字 : 実験パラメータ
 - SJ : Steam Jet ; 蒸気噴流
 - AJ : Air Jet ; 空気噴流
 - NJ : No Jet ; 噴流無し
 - SP : SPray ; 内部スプレイ
 - PL : PooL ; 上部プール
 - QMS : Quadrupole Mass Spectrometry ; 四重極質量分析計
 - BG : Back Ground ; バックグラウンド
 - LV : Lower Venting line ; 下部ベントライン
- 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噴出した高温蒸気により、格納容器壁が直接加熱されることで、原子炉格納容器の閉じ込め機能が喪失する可能性がある。特に、格納容器トップヘッドフランジでは、高温水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。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。

昨年度は、初期雰囲気は大気圧室温空気とし、下部排気ラインを閉じて加圧条件となる体系で、フランジが過熱された状態から AM 策（スプレー、外面冷却、ベント）を各々施した実験を主に実施し、外面冷却が過温破損の視点で有効性が高いことを示した[1]。本年度は、蒸気エンタルピーの影響を把握することを目的として、AM 策を施さない熱的に厳しい条件での蒸気流量パラメータ実験を実施した。また、AM 策に関する実験として、昨年度に有効性が高いと示された外面冷却に着目した実験を実施した。昨年度は、「格納容器内の温度が 171°C を超えるおそれのある場合」という実機でのウェル注水判断基準[2]を踏まえ、保守的にトップヘッドフランジ温度が 180 °C を超えた時点でウェル注水を実施したが、実際には AM 策としての注水タイミングは明確に定められておらず、注水タイミングを変えたときの知見は重要である。これを踏まえ、本年度は、RPV からの蒸気放出により格納容器が過熱される前に事前にウェル水張りがなされたことを想定した条件、すなわち熱的に安全側の条件で実験を実施した。これらの実験では室温を初期温度としており、初期熱容量による水蒸気の凝縮を伴う条件であるが、CFD 解析と組み合わせた議論を行う上では単相流条件における比較が簡便である。そこで、CFD 解析用データとして利用することを目的として、初期に試験体を過熱し、外面冷却も行わない非凝縮条件における実験も実施した。取得データに関して、フランジ構造体や試験容器内温度に加え、新たに蒸気濃度分布に関するデータも取得した。

3.1.1.1. トップヘッドフランジ加熱実験の条件

図 3.1.1-1 に高温蒸気噴流ノズルの位置を示す。ノズル出口は試験容器頂部から 1m 下方、容器中心から 0.65 m 離れた位置に設置されていて、出口直径は 0.0412 m である。図 3.1.1-2 にトップヘッドフランジの図を示す。令和 2 年度に報告した通り、トップヘッドフランジガスケット内外には熱電対が設置してある[3]。ガスケットの種類はボルテックスガスケットである。表 3.1.1-1 に実験条件を示す。全ての条件で底部バルブを閉として、大気圧からの加圧体系を設定した。初期気体成分は空気単体である。JT-SJ-12c は昨年度と同条件のベースケース、JT-SJ-16 および JT-SJ-17 は蒸気流量パラメータ実験、JT-SJ-18 は外面冷却効果実験である。JT-SJ-19 は CFD 解析の検証用実験として行った実験で、蒸気

注入過渡変化中に蒸気の凝縮が生じないように事前に試験容器を 120 °C に過熱して行った。注入蒸気は加熱ノズルヒータおよび放熱補償ヒーターを用い、図 3.1.1-3 に示す通り、ノズル出口付近でおよそ 600 °C 程度になるように過熱した。蒸気流量パラメータ実験として、蒸気流量を 70, 45, 20 g/s と変えた実験を実施した。これらの蒸気流量は、BWR 格納容器体積比でスクラム後、0.5~2 時間、3~10 時間、50~150 時間頃の崩壊熱に対応する流量である。先述したように本実験は昨年度も実施しており、フランジへの加熱の緩和策としてウェル水張りによる外面冷却、ベントによる減圧冷却、スプレイの効果等を定性的に調査した。昨年度の外面冷却効果実験 (JT-SJ-14) では、トップヘッドフランジの温度が 180 °C を超えた時点で注水を開始しフランジ冠水としていたところを、本年度はフランジを加熱する前に事前にフランジを冠水させた実験を実施した。非凝縮条件における実験としては、試験体を 120 °C まで過熱した初期条件で実験を実施した。

表 3.1.1-1 実験条件

	JT-SJ-12c	JT-SJ-16	JT-SJ-17	JT-SJ-18	JT-SJ-19
初期条件	大気圧 室温空気	大気圧 室温空気		大気圧 室温空気	大気圧 120°C加熱空気
蒸気流量 (g/s)	70	20	45	70	70
注入ガス温度 (3600秒時点、°C)	600	530	580	610	620
底部バルブ	閉				
AM策	無	無		上部プール蓄水 トップヘッドフ ランジ冠水後、 実験開始	無
備考	ベースケース	蒸気流量パラメータ		ウェル冷却条件	非凝縮条件

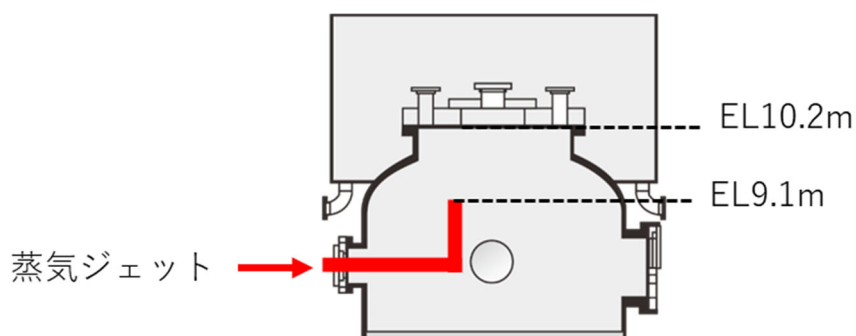


図 3.1.1-1 トップヘッドフランジ高温噴流実験の概略図

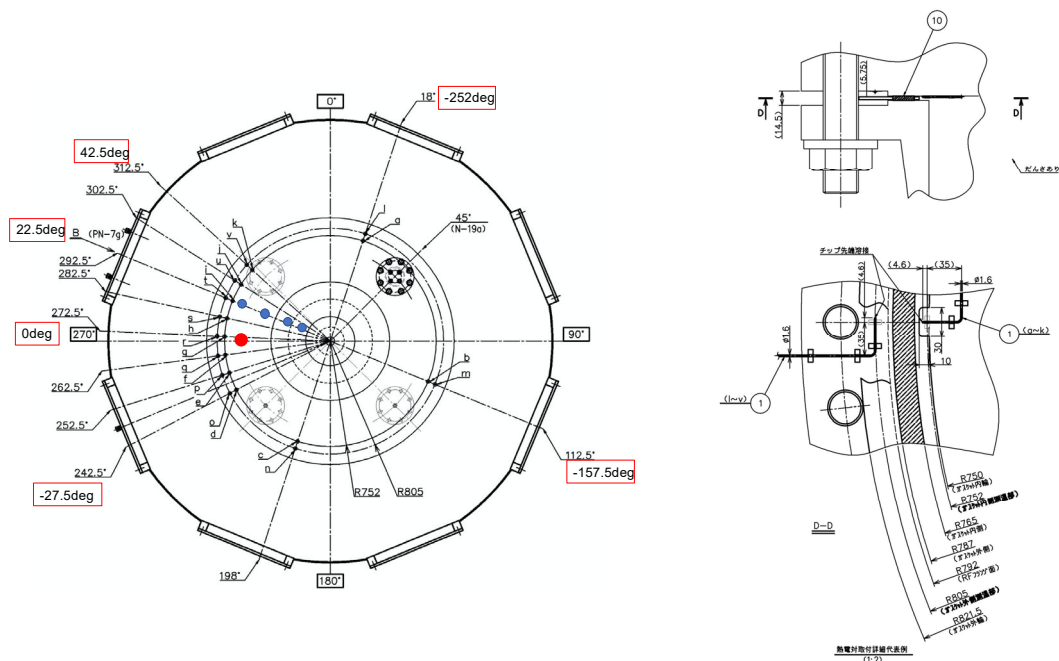


図 3.1.1-2 (左) トップヘッドフランジを上から見た図 (右上) ガasket部の断面図
 (右下) ガasket部を上から見た図。左図中の a~v までの黒丸はガasket内外の熱電対、青丸が壁面に設置した熱電対、赤丸は過熱蒸気のノズル位置。

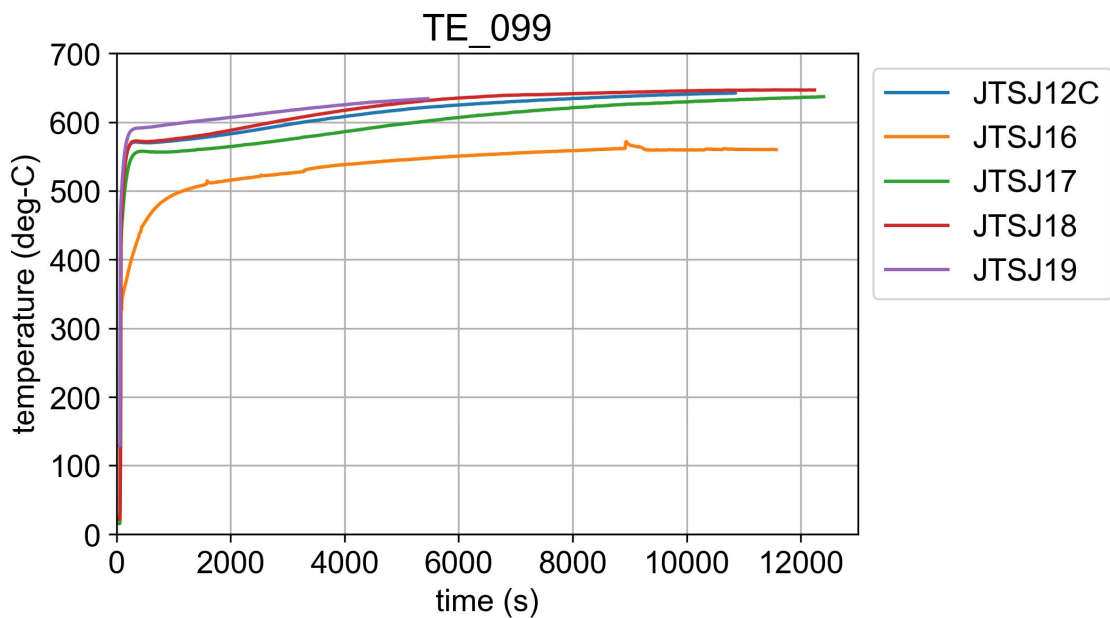


図 3.1.1-3 噴流ノズル出口での流入蒸気温度の時間変化

3.1.1.2. 実験結果

ベースケース JT-SJ-12c の結果

図 3.1.1-4 に、本実験シリーズのベースケースである JT-SJ-12c の圧力時間変化を示す。蒸気注入に伴い系内圧力は増加し、10000 秒時点で 570 kPa に達した。図から、圧力変化の傾きが経時的に急峻になる様子が確認される。これは、実験初期では構造材の熱容量により注入蒸気が冷やされ凝縮するが、時間経過とともに容器が加熱され壁面での凝縮量が低下したことを示している。トップヘッドフランジ内壁およびガスケット内外の温度に関して、図 3.1.1-5 および図 3.1.1-6 に時間変化を示す。それぞれの図にはノズルと当該熱電対の位置が分かる上面図を添えている。フランジ内壁およびガスケット内側の温度は、蒸気の飽和温度を超える過熱により凝縮が抑制され、約 300 秒および約 5000 秒で急激に上昇し、その後は単調に上昇した。フランジ内壁、ガスケット内側、ガスケット外側温度は 10000 秒時点でそれぞれ 270 °C、230 °C、170°C 程度まで上昇した。すなわち構造体が過熱される時間は位置によって異なり、蒸気噴流がフランジに衝突するよどみ点に近いほど早期に過熱状態になり、時間経過と共にフランジの蒸気凝縮範囲が減少し、圧力上昇速度が加速されたことが推定される。図 3.1.1-7 に容器内流体温度を示す。高温蒸気注入により容器上部に温度成層が形成されたことが確認できる。実験終盤において、EL>8m で 200°C 以上となり、EL=2~8 m の広い領域で 160 °C 程度であった。試験容器内蒸気濃度分布を図 3.1.1-8 に示す。上部から蒸気濃度が増加し始め、約 5000 秒で EL>4m の領域が蒸気 100 % となった。5000 秒以降は蒸気濃度分布に変化は見られなかった。

蒸気流量パラメータ実験

図 3.1.1-4 に示す圧力の時間変化から、蒸気流量の低下により圧力過渡が緩やかになる様子が確認できる。流量を 45 g/s に設定した JT-SJ-17 では 10000 秒時点でおおよそ 300 kPa、流量を 20 g/s に設定した JT-SJ-16 では 10000 秒時点でおおよそ 120 kPa であった。図 3.1.1-5 および図 3.1.1-6 に示すフランジ内壁およびガスケット内外の温度上昇でも、蒸気流量の低下により過渡が緩やかになる結果となった。JT-SJ-17 の結果では、フランジ内壁で 1100 秒、ガスケット内側では 7800 秒でベースケース同様の急激な温度上昇が見られる。一方、JT-SJ-16 ではこのような変化は見られず、極めて緩やかな温度上昇となった。これは注入される蒸気エンタルピが低いため、トップヘッドフランジの加熱が飽和温度を超えるには至っていないことを示す。図 3.1.1-7 に示す流体温度の時間変化に関しては、JT-SJ-17 で EL>8m で 200 °C 以上の領域が形成されたことはベースケースの JT-SJ-12c と同様である。一方 JT-SJ-16 では、実験終盤に噴流ノズルより上の試験容器上部に 100°C 程度のわずかな温度上昇が見られるが、容器全体の温度上昇には至らなかった。図 3.1.1-8 に示す蒸気濃度分布に関しても過渡が緩やかになる様子が確認され、JT-SJ-17 では約 8000 秒で EL>4m の領域が蒸気 100 % となった。一方 JT-SJ-16 では、蒸気濃度は時間的にも空間的にも数%で一定であり、注入した蒸気はほぼ全て構造材熱容量により凝縮したと推測され

る。

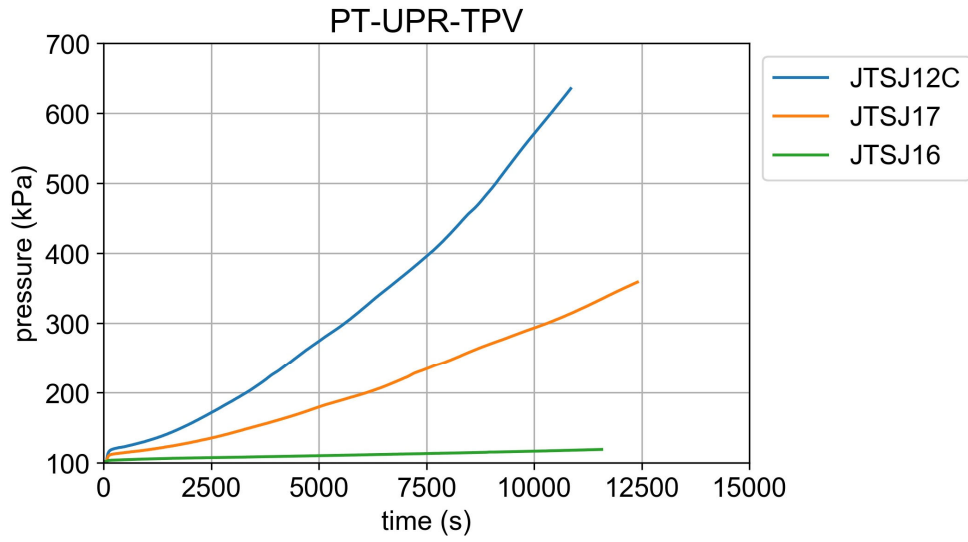


図 3.1.1-4 圧力変化 (蒸気流量パラメータ実験)

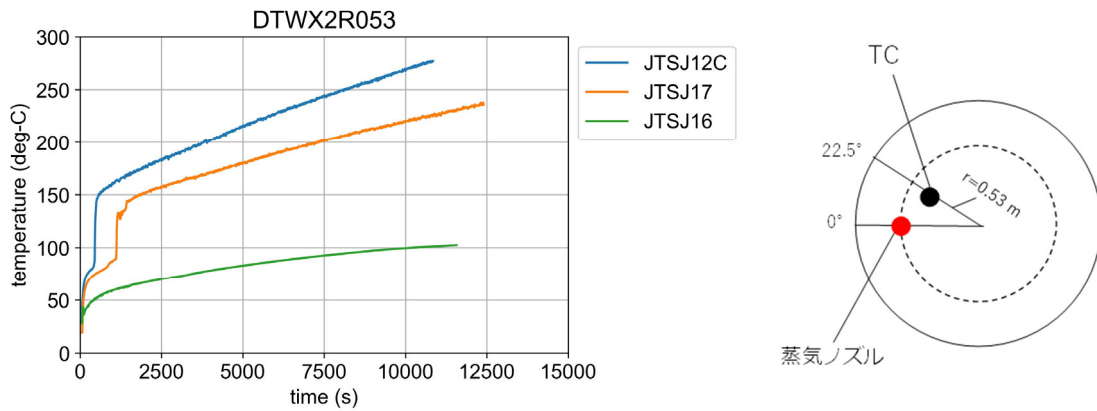


図 3.1.1-5 試験容器頂部内壁の温度 DTWX2R053 時間変化 (蒸気流量パラメータ実験)

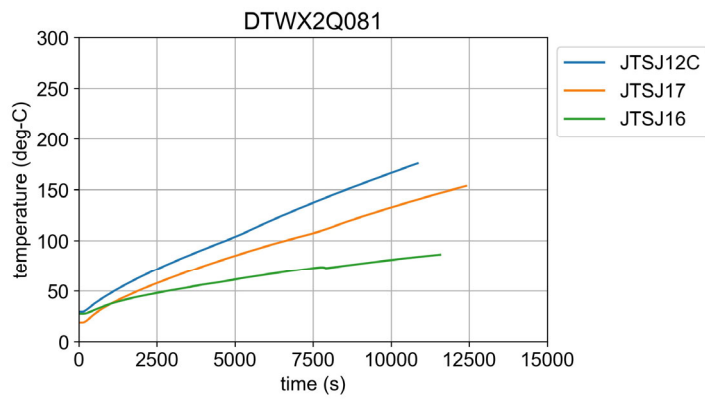
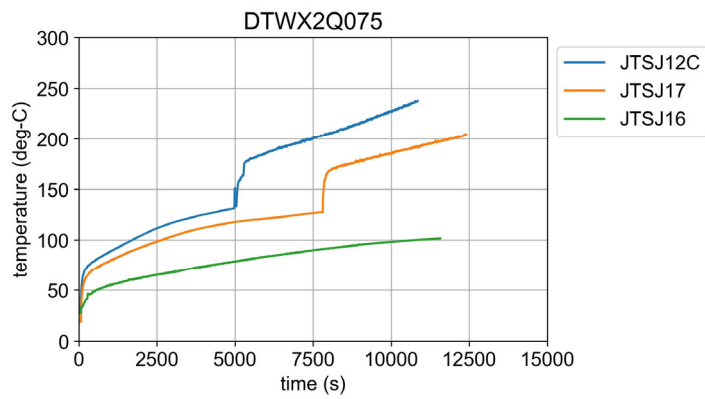


図 3.1.1-6 ガスケット内側温度 DTWX2Q075 と外側温度 DTWX2Q081 時間変化 (蒸気流量パラメータ実験)

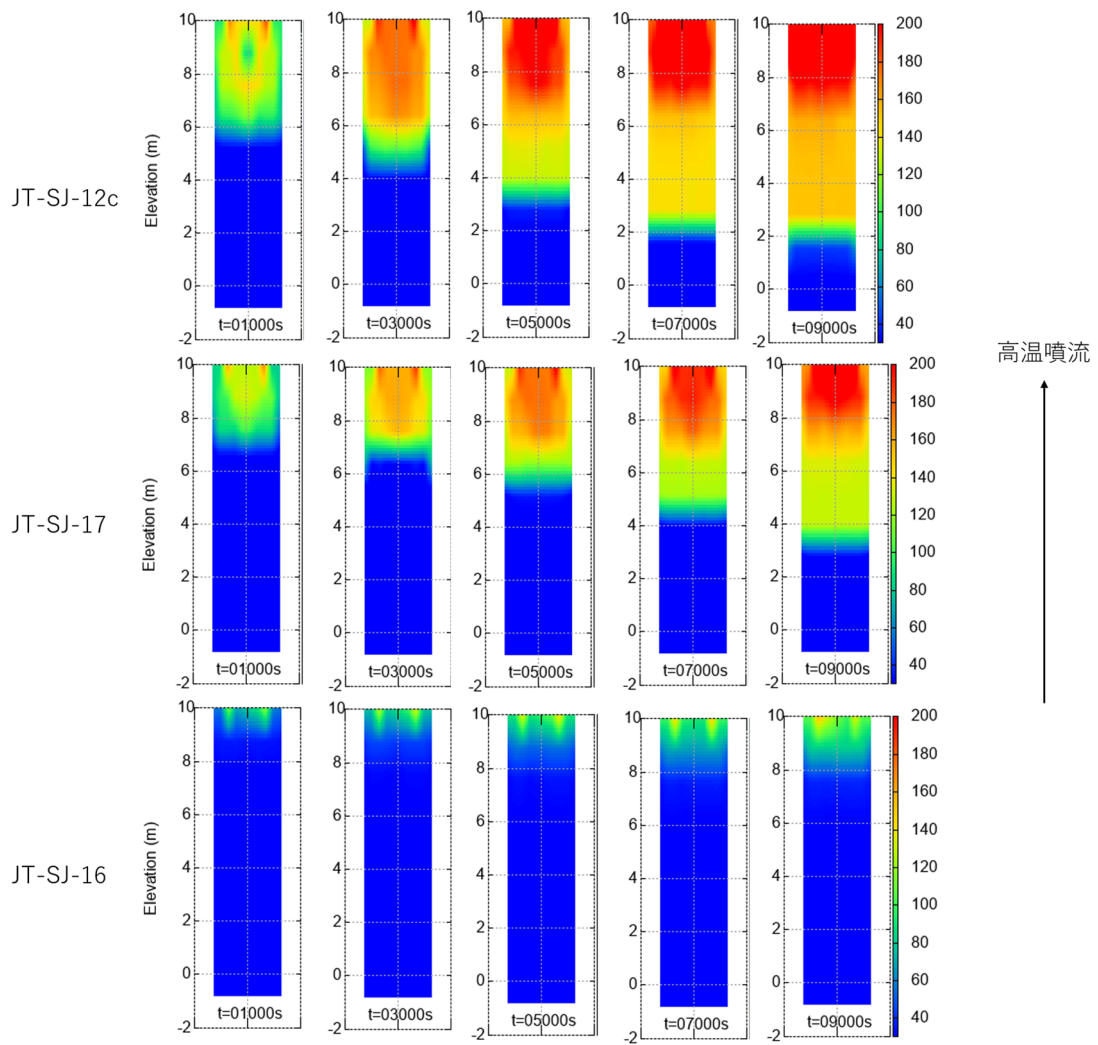


図 3.1.1-7 温度コンター図 (蒸気流量パラメータ実験)

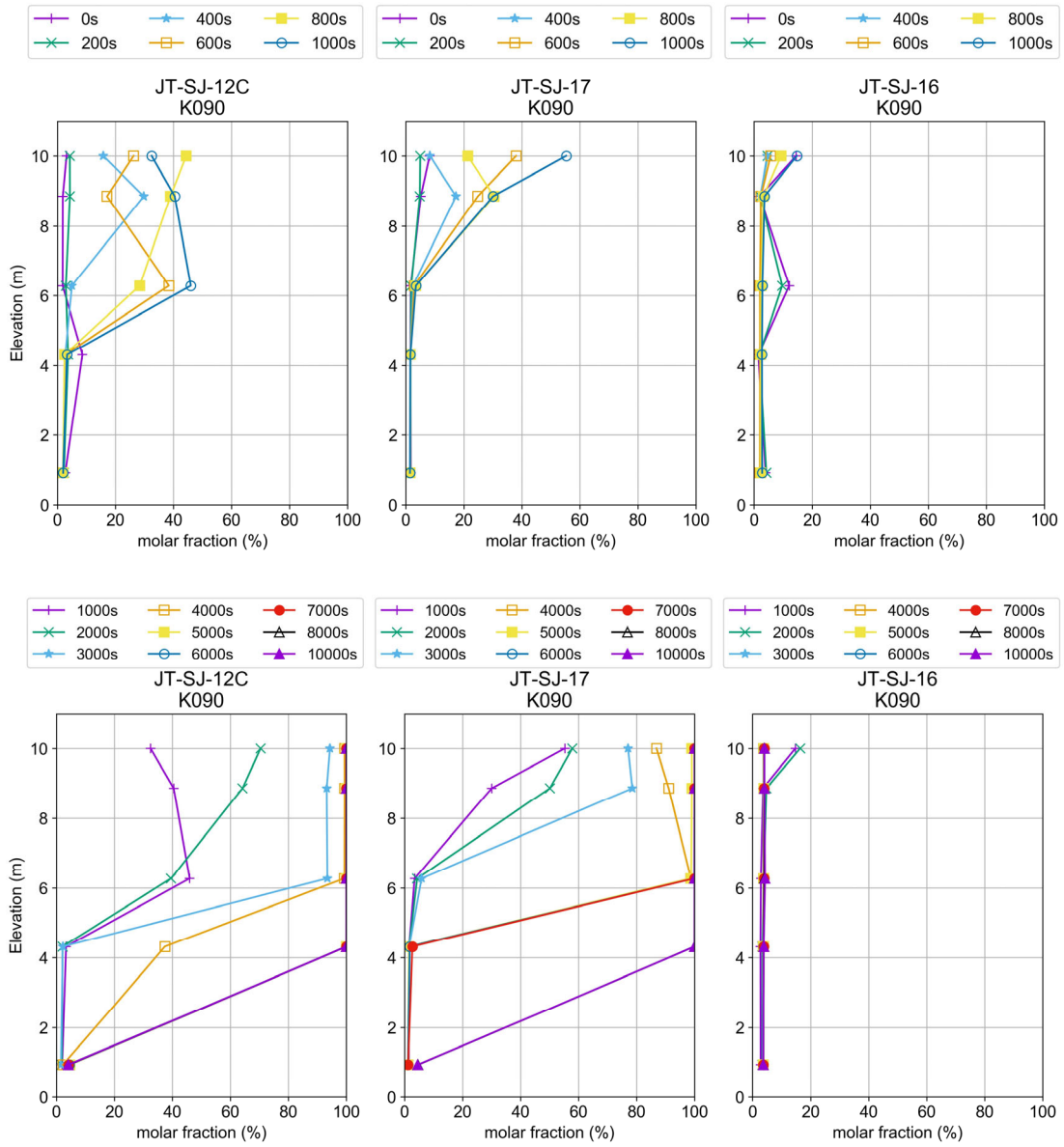


図 3.1.1-8 蒸気濃度分布図 (蒸気流量パラメータ実験)

フランジ加熱に対する外面冷却の効果

本年度実施の JT-SJ-18 を、昨年度の実験 JT-SJ-14 の結果と併せて示す。前述の通り昨年度の JT-SJ-14 ではトップヘッドフランジが 180℃を超えた時点（実験開始からおよそ 3200 秒後）でウェルへの注水を実施している。このときの注入蒸気温度は 570℃であり、昨年度追設した放熱補償ヒーター敷設前の実験であるため、本年度の JT-SJ-18 の注入蒸気温度（610℃）と比べて温度が若干低い。初期圧力や初期温度、蒸気注入流量は JT-SJ-18 と同じである。図 3.1.1-9 に圧力時間変化を示す。本年度の結果 JT-SJ-18 とベースケース JT-SJ-12c を比較すると、外面冷却による水蒸気凝縮により圧力上昇が抑制される様子が明確に確認できる。10000 秒時点の圧力は約 250 kPa で、初期圧力からの上昇幅はベースケースの半分以下であった。昨年度の実験 JT-SJ-14 では、破線で示した注水開始後一時的に緩やかな下降に転じるが、プール水による冷却効果よりも注入蒸気による加熱が上回り、構造材の過熱に伴い凝縮量が低下し、再び圧力上昇する。この時の圧力上昇速度と JT-SJ-18 の圧力上昇速度はほぼ同程度であり、注水タイミングによる差はほぼ無い結果となった。トップヘッドフランジ内壁およびガスケット内外の温度を図 3.1.1-10 および図 3.1.1-11 に示す。JT-SJ-18 とベースケース JT-SJ-12c を比較すると、外面冷却による昇温抑制効果が明確に見られる。フランジ内壁ではベースケース同様 300 秒程度で急激な温度上昇が見られた後、緩やかな温度上昇が続き、10000 秒時点でベースケースと比べて 50℃程度低い値となった。一方、ガスケット内側温度では温度上昇はするものの、飽和温度を超えた過熱による急激な温度上昇は見られず、10000 秒時点でベースケースと比べて 100℃程度低い値となった。ガスケット外側温度に関してもベースケースと比べて 80℃程度低い値となり、外面冷却がガスケット内外温度の低下に有効に働くことが示された。昨年度の実験 JT-SJ-14 と比べると、破線で示した注水後一旦温度が低下しその後再び上昇に転じるが、この時の温度上昇速度と JT-SJ-18 での温度上昇速度は同程度であった。特にガスケット内外温度はほぼ同じ温度となった。JT-SJ-18 の容器内流体温度と水蒸気濃度分布をそれぞれ図 3.1.1-12 と図 3.1.1-13 に示す。ウェル注水によりトップヘッドフランジおよびその近傍の流体が 100℃程度で維持され、温度成層の容器下部への進展も抑制される様子が確認された。蒸気濃度分布からも、ウェル注水による冷却効果でトップヘッドフランジにおける水蒸気凝縮が顕著となり、下部への蒸気移行が抑制される様子が確認できる。

非凝縮条件実験

JT-SJ-19 は容器初期温度を 120℃に設定して注入蒸気の凝縮を生じない条件での実験である。図 3.1.1-14 に圧力時間変化を示す。初期容器温度が室温で構造材による凝縮効果が顕著であるベースケース（JT-SJ-12C）と比べて圧力上昇速度が大きく、ベースケースの約半分の時間で 600 kPa に達した。トップヘッドフランジ内壁およびガスケット内外の温度データを、図 3.1.1-15 および図 3.1.1-16 に示す。これらのデータにおいて、過熱蒸気注入途中で階段状に温度が上昇する様子は見られず、またフランジ内壁およびガスケット内

外の温度上昇速度は、ベースケースにおける凝縮水蒸発後の上昇速度とほぼ一致した。容器内全体の流体温度図 3.1.1-17 に着目すると、ベースケースのおよそ半分の時間で EL > 2m で温度成層が形成された様子が確認される。また、図 3.1.1-13 に示す蒸気濃度分布に関しても、EL > 4m の領域が蒸気 100 %となるのは概ねベースケースの半分の時間であった。以上の結果から、フランジ部での蒸気凝縮が抑えられ、低温から開始した実験でフランジが過熱状態になった以降の過渡変化と似た傾向が得られたことが確認でき、CFD 解析との比較として有用なデータが取得できた。

3.1.1.3. 本節のまとめ

高温蒸気噴流によるトップヘッドフランジ加熱実験として、蒸気流量をパラメータとした実験、外面冷却効果に着目した実験、初期に容器を過熱し注入蒸気の凝縮を抑えた非凝縮条件での実験を実施し、データの拡充を図った。注入蒸気エンタルピの影響を把握することを目的とした蒸気流量パラメータ実験では、蒸気流量の低下に伴い圧力や温度過渡が緩やかになり、最も流量が低い条件ではほぼ全ての注入蒸気が構造材で凝縮する結果となった。外面冷却効果に着目した実験では、昨年度は保守的にトップヘッドフランジ温度が 180 °Cを超えた時点での注水としていたところを、初期に水張りがなされた安全側の条件で実験を実施した。その結果、注水後の圧力やガスケット温度に顕著な差はなく、注水タイミングの影響は確認されなかった。容器を事前に飽和温度以上に過熱した非凝縮条件での実験では、フランジ部への蒸気凝縮が抑制され、単相流 CFD 解析の検証用データが得られた。今後の課題として、昨年度および今年度の実験により有効性が示唆されているウェル注水に関し、トップヘッドフランジ冷却効果に関する知見を拡充するため、注水量を下げる、注水タイミングを更に遅らせる等の保守的な条件での実験が挙げられる。

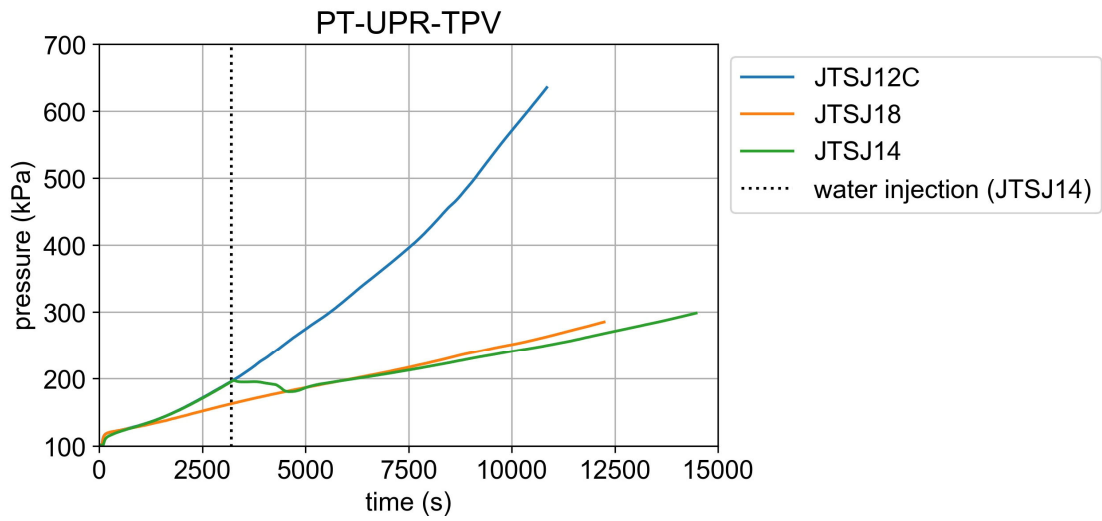


図 3.1.1-9 圧力変化 (外面冷却効果実験)

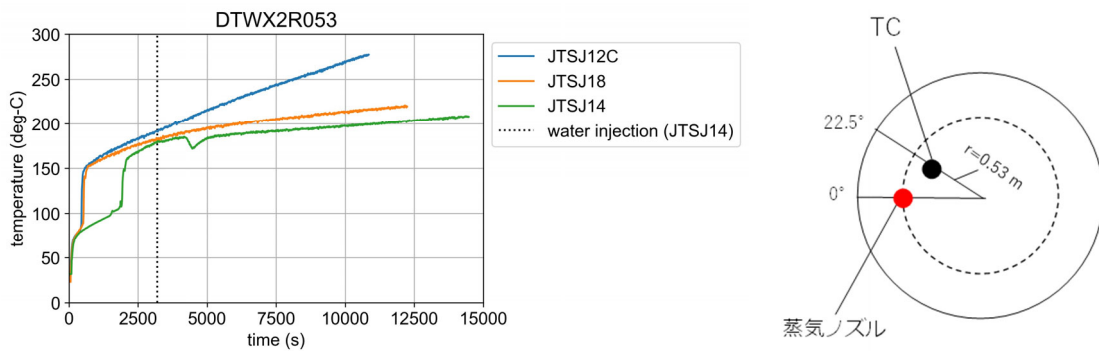


図 3.1.1-10 試験容器頂部壁の温度 DTWX2R053 時間変化 (外面冷却効果実験)

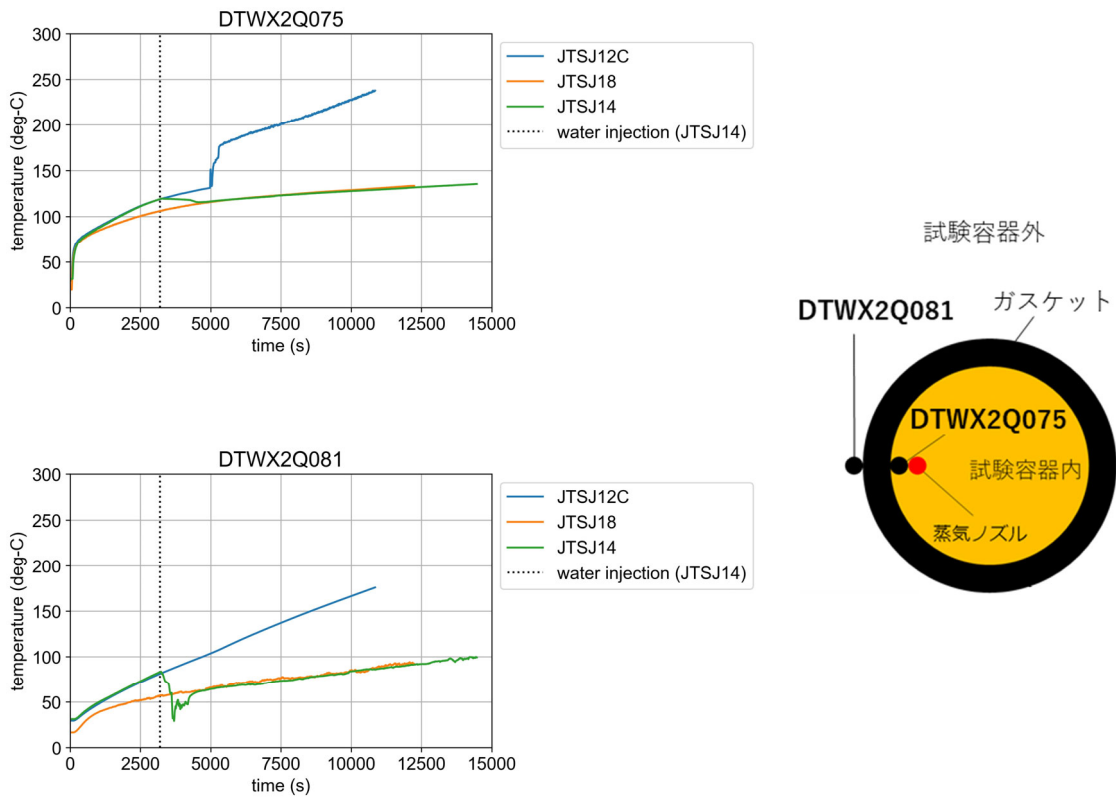


図 3.1.1-11 ガスケット内側温度 DTWX2Q075 と外側温度 DTWX2Q081 時間変化 (外面冷却効果実験)

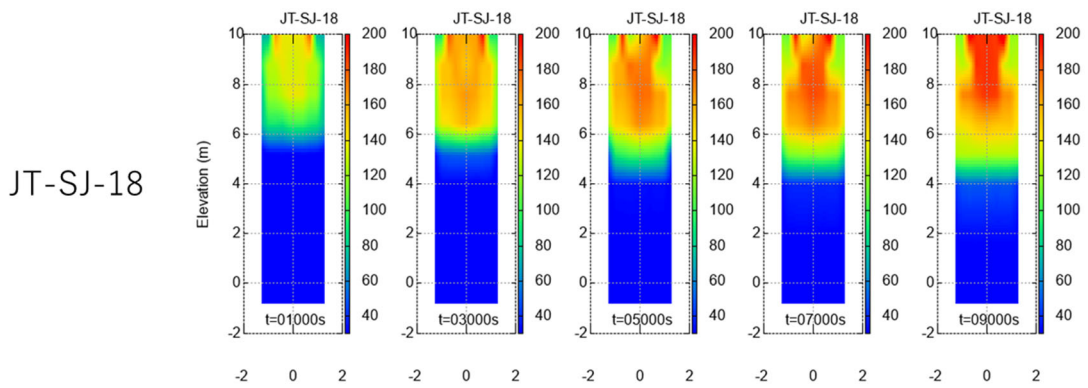


図 3.1.1-12 温度コンター図 (外面冷却効果実験)

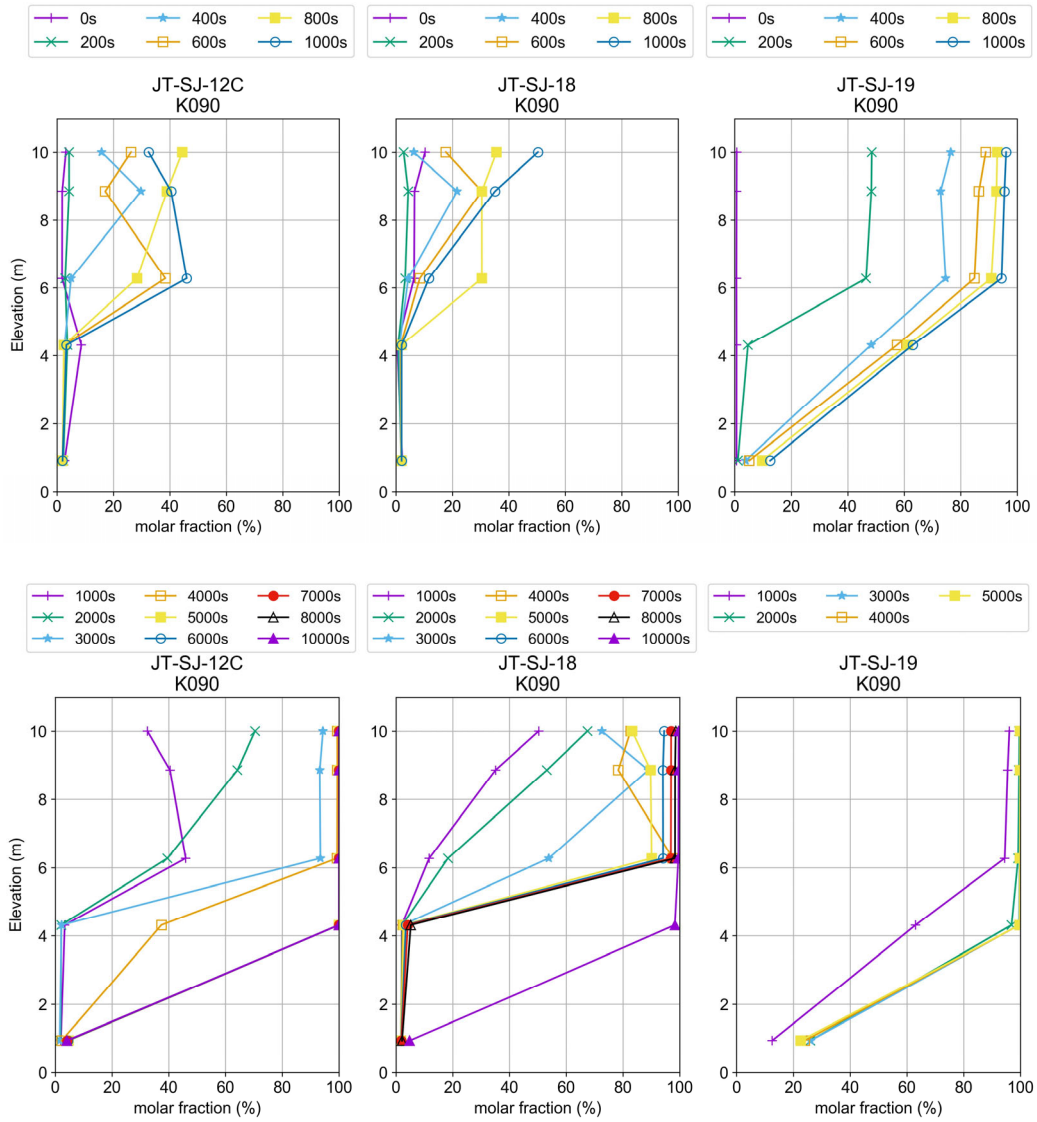


图 3.1.1-13 蒸氣濃度分布圖 (外面冷却効果実験、非凝縮条件実験)

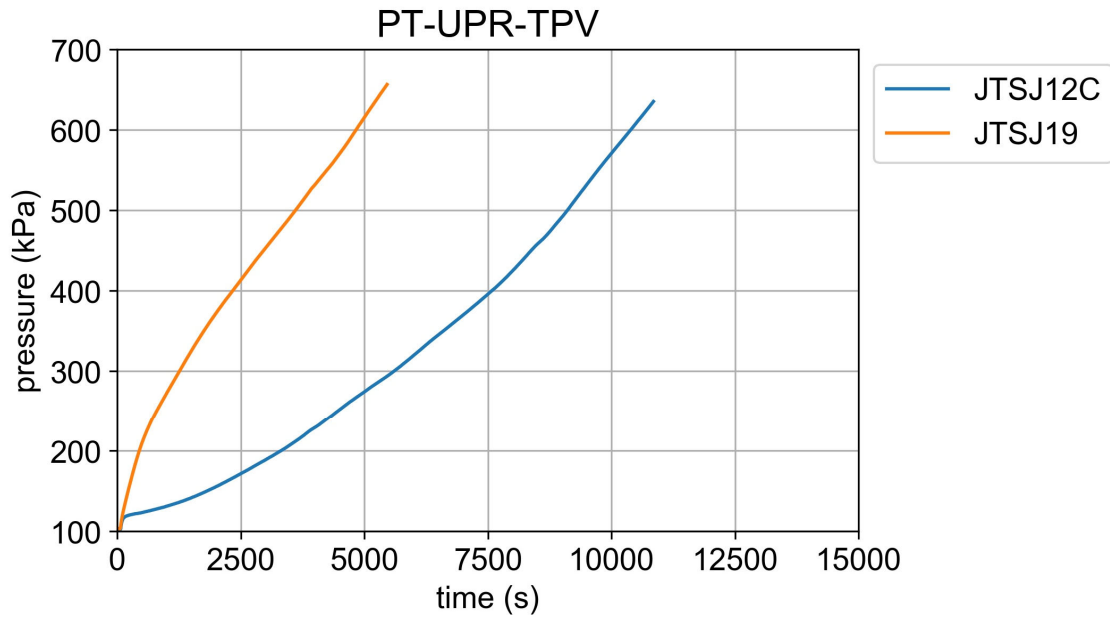


図 3.1.1-14 圧力変化 (非凝縮条件実験)

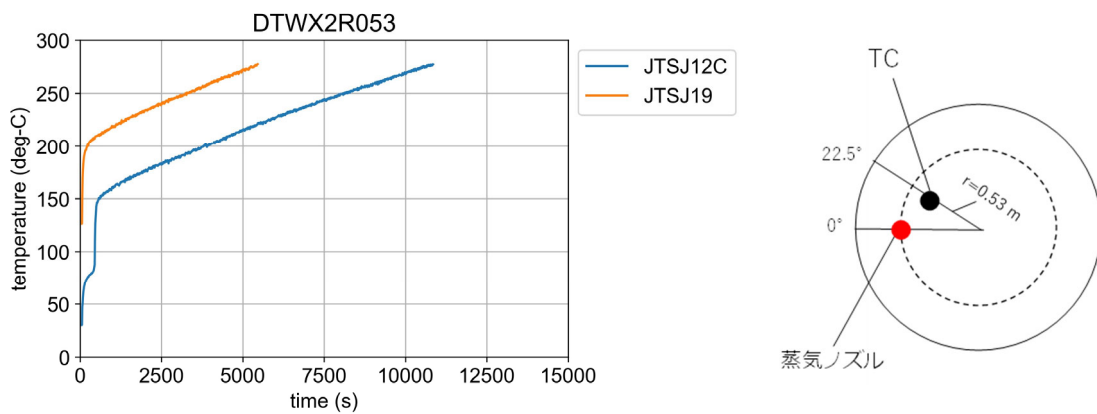


図 3.1.1-15 試験容器頂部壁の温度 DTWX2R053 時間変化 (非凝縮条件実験)

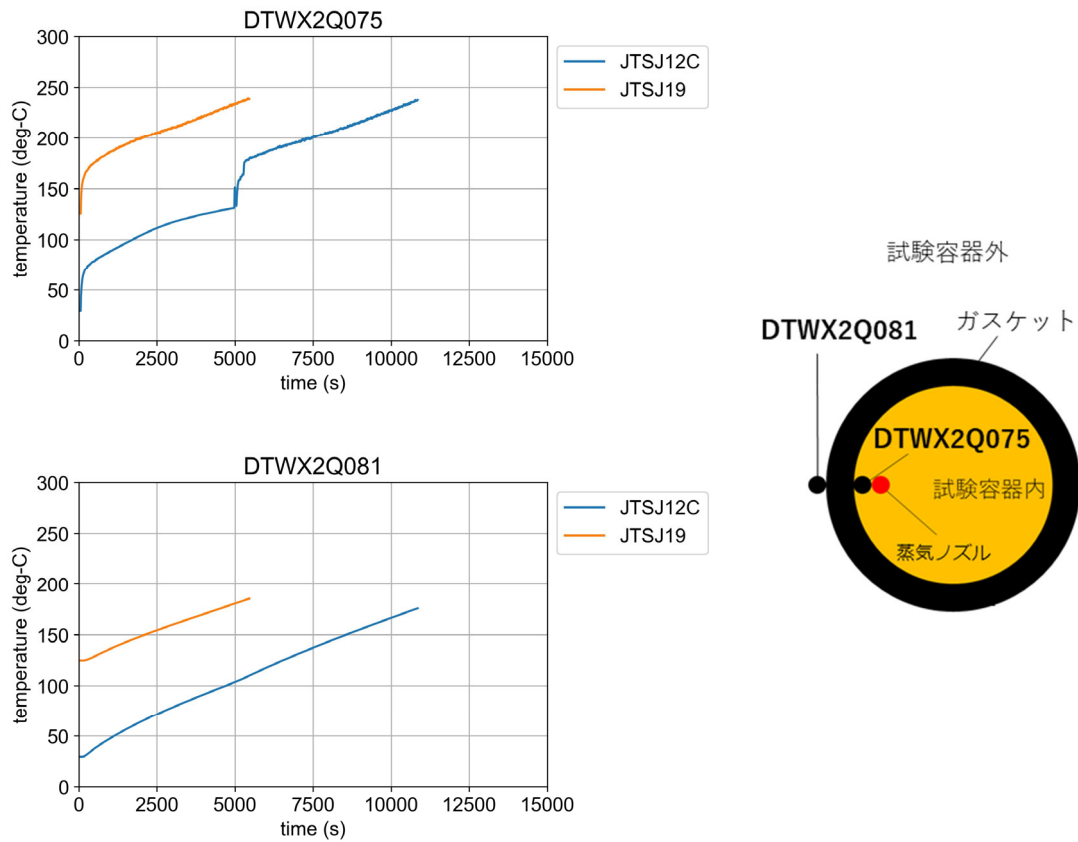


図 3.1.1-16 ガスケット内側温度 DTWX2Q075 と外側温度 DTWX2Q081 時間変化 (非凝縮条件実験)

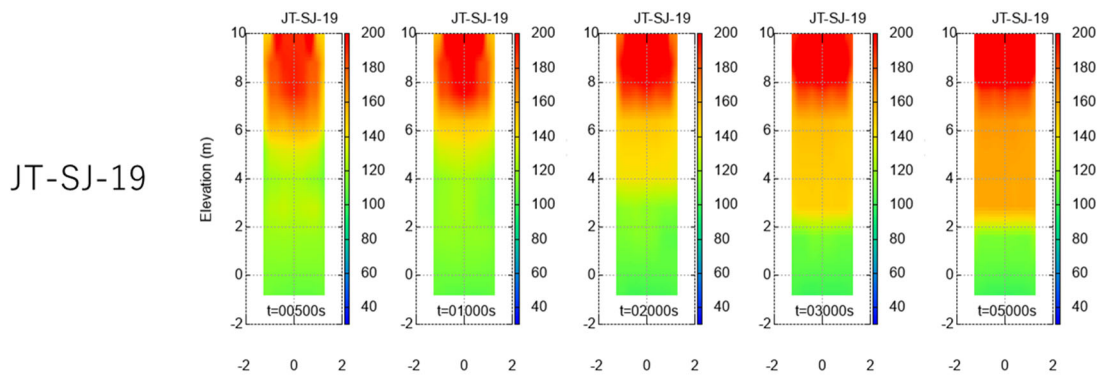


図 3.1.1-17 温度コンター図 (非凝縮条件実験)

3.1.2 スプレイ基礎実験

シビアアクシデント時に原子炉一次系から格納容器に噴出した蒸気により、原子炉格納容器は加圧・加熱される。格納容器スプレイには、格納容器の圧力の抑制、容器内雰囲気冷却が期待されている。また、シビアアクシデント時に生じる水素ガスを含む混合ガスの攪拌を促進させる効果も有する。昨年度は高温・高圧の空気とヘリウムガスのみで水蒸気が存在しないドライな初期条件にスプレイを噴射する実験を実施した。その結果、試験容器全体は冷却されるものの、スプレイ水が蒸発し加圧される基礎的な実験データが得られた。本結果はベースケースのデータであり、実際には事故時の格納容器内には大量の水蒸気が存在する。水蒸気が過熱した状態でスプレイしたときに、スプレイ水の蒸発によって本来のスプレイ注水では意図しない加圧が生じて格納容器の健全性が脅かされる懸念を想定し、この挙動を、想定しうるパラメータの範囲で調査することが本実験の目的である。特に、容器内で空間的に熱的な非平衡が生じて **Lumped parameter** コードでは予測することが難しいような現象が調査の対象となりうる。パラメータには、スプレイの位置や初期ガス組成・分布が考えられる。本年度は、初期ガス組成に蒸気を混ぜた条件で実験を実施した。

格納容器スプレイに関する既往研究の概略を以下にまとめる。欧州のシビアアクシデント研究ネットワーク **SARNET** (**Severe Accident Research NETwork**) では **CEA** が所有する **MISTRA**、**IRSN** が所有する **TOSQAN** 装置を用いて、格納容器スプレイに関する実験データによるベンチマーク解析が実施されている[1]。このフレームワークは、スプレイによる減圧・冷却効果に着目した **Thermalhydraulic part** と、ガス混合促進効果に着目した **Dynamic part** の二本柱で構成される。**Thermalhydraulic part** では、**MISTRA** 装置により **MASP** 実験シリーズとして 3 実験が実施された (うち 1 ケースはスプレイ噴射しない **reference** 実験 [2])。 **TOSQAN** 装置では **TOSQAN** の 101 実験と称された実験が実施された。**MASP** 実験では、スプレイの冷却効果による顕著な圧力の低下が観察され、スプレイ水温の違いによる圧力低下過渡も確認された。**TOSQAN** 101 実験では、スプレイ開始直後にスプレイ水の蒸発による圧力上昇が見られたが、その後は **MASP** 実験と同様に圧力低下へと転じた。**Dynamic part** では、**MISTRA** では **MARC2b**、**TOSQAN** では 113 実験が実施された。両実験とも、加圧・室温条件でヘリウム (水素の代替気体) と空気の混合気体により試験容器上部に成層を形成した後、スプレイ噴射した結果、スプレイの強いガス混合効果が確認された。また、**OECD/NEA** の **SETH-2** プロジェクトでは、**PSI** が所有する **PANDA** 装置、**CEA** の **MISTRA** 装置を用いて、スプレイ噴射によりコンパートメント間の熱・物質移動が促進されることが確認された (**PANDA ST3-2**、**MISTRA INITIALS-SPRAY** テスト [3,4])。さらに、**Kaltenbach** らは[5]、ベッカーテクノロジーが所有する **THAI** 装置で実施された実験に関する **CFD** 解析結果をまとめ、スプレイの効果領域を **Region1** : 直接的影響はなく、乱流混合は小さい領域 (スプレイ噴射位置より上方)、

Region2：直接的な影響はないが、スプレーにより励起される流体混合および乱流混合効果は大きい領域（スプレーが直接噴射される領域よりも外側）、**Region3**：スプレーの直接影響する領域（スプレー水が直接噴射される領域）の3つに分けて、考察している（図 3.1.2-1 参照）。

以上、紹介した既往研究では、スプレーによる冷却・減圧効果および乱流混合効果に着目した結果が多くみられる。また、現象を簡略化し、解析コードの検証を容易にするために、SARNETでは冷却・減圧などの圧力と各温度変化に着目した熱水力現象とガス濃度分布の時間変化に着目した流体混合現象とが分けられ、実験条件が決定された。しかしながら、スプレー水の減圧効果はスプレー開始時の格納容器内温度および蒸気濃度に大きく依存すること、また高温の構造体があるため一部は蒸発することも考えられる。さらに、実機での事故を想定した場合は、熱水力的現象と流体混合現象の相互作用により、複雑な振る舞いをすることも予想される。以上を踏まえ、本年度は、スプレー基礎実験と称して、スプレー水の蒸発をとまなう格納容器熱水力現象に着目し、実験を実施した。

3.1.2.1. スプレー基礎実験の条件

図 3.1.2-1 にスプレー基礎実験の概念図、表 3.1.2-1 に実施したスプレー実験条件を示す。実験パラメータは、容器内初期蒸気分圧及びスプレー流量である。容器内の初期空気分圧を 100kPa とし、蒸気分圧を 100 kPa（CC-SP-24 および CC-SP-25）及び 380 kPa（CC-SP-26）で加圧した。前者は蒸気濃度が 50%、後者は 80%に相当する。容器内初期温度はすべての実験ケースで 195 °Cとした。スプレーヘッドはフルコーン型の形状で、広がり角は 15 度、スプレー液滴の平均粒径は別途行った実験で 90 μm である。スプレーの液滴粒径分布を図 3.1.2-2 に示す。スプレー流量は 0.1 kg/s（CC-SP-24）および 0.05 kg/s(CC-SP-25 および CC-SP-26)とし、水温は室温とした。NEA レポート（NEA/CSNI/R(2014)8） [6]で得られる実機の格納容器スプレー流量と比較して、本実験条件（0.1 kg/s）は、実機 PWR 格納容器体積当たりの定格流量の約 2 分の 1 から 5 分の 1 の範囲に相当する。図 3.1.2-1 には、Kaltenbach により定義されたスプレーの領域（Region1-3）も示す。図には Region1 を図示したが、本来の Region1 はスプレーノズルより上部の空間と定義されており、本実験条件ではスプレーノズルが試験容器の上端に設置されているため厳密な意味では Region1 は存在しない。Region1 の効果はノズル位置を下げることで観察可能で、これは来年度以降に調査する予定である。

表 3.1.2-1 スプレー実験条件

	CC-SP-24	CC-SP-25	CC-SP-26
初期温度 (°C)	195		
初期圧力 (kPa)	200	200	480
スプレー流量 (kg/s)	0.1	0.05	0.05
スプレー温度 (°C)	室温		
初期蒸気モル濃度 (%)	50		80

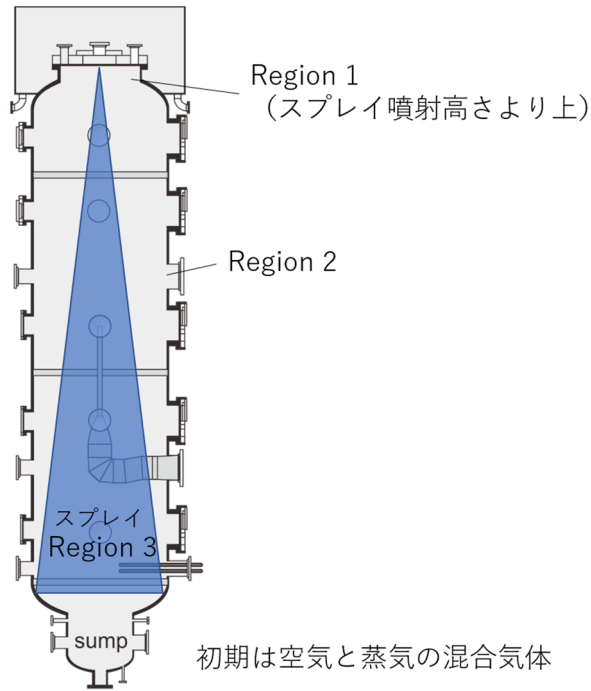


図 3.1.2-1 スプレー基礎実験の概念図

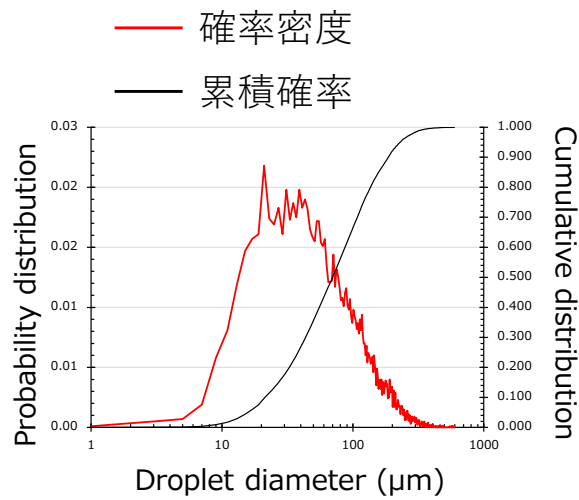


図 3.1.2-2 スプレーの液滴径個数密度分布

3.1.2.2. 実験結果

図 3.1.2-3 に容器内圧力の時間変化を示す。なお、スプレイの噴射開始時刻は 300 秒である。すべての実験ケースにおいて、スプレイ開始直後から圧力が上昇した。スプレイ注入時の圧力挙動は液滴と雰囲気体の相互作用で決まり、実験結果から以下のように説明できる。スプレイ液滴が格納容器雰囲気で蒸発／凝縮するかは、液滴表面温度 T_s で決まる水の飽和蒸気圧 $P_{v,sat}(T_s)$ と雰囲気蒸気分圧 $P_{v,b}$ の差で決まり、 $P_{v,sat}(T_s) < P_{v,b}$ で凝縮、 $P_{v,sat}(T_s) > P_{v,b}$ で蒸発となる。容器に注入された低温（室温）液滴は、落下中に容器内高温雰囲気（雰囲気温度 T_b ）からの伝熱によって注入直後から液滴表面温度が顕著に上昇し、 $P_{v,sat}(T_s) > P_{v,b}$ となって液滴が蒸発する。このような液滴と雰囲気体の相互作用以外に、液相としてサンプルや壁に蓄積された水温度も関係し、構造物からの伝熱による液相の加熱・蒸発も無視できない。このような液滴（液相）蒸発によって雰囲気蒸気分圧 $P_{v,b}$ （容器内圧力）は上昇するとともに、容器内雰囲気の顕熱、つまり温度 T_b が低下し、雰囲気蒸気分圧 $P_{v,b}$ は容器内雰囲気温度 T_b で決まる水の飽和蒸気圧 $P_{v,sat}(T_b)$ に近づく。 $P_{v,b} = P_{v,sat}(T_s)$ になると液滴蒸発は止まり、以降 $P_{v,b} > P_{v,sat}(T_s)$ となって雰囲気から液滴への蒸気凝縮に転じ、容器内雰囲気圧力は時間とともに低下する。

この液滴と雰囲気体の相互作用は、液滴とその周囲の雰囲気の局所的な関係で決まるが、スプレイ領域のカバー率や対流の影響による攪拌でスプレイ領域内の温度や圧力がほぼ均一に近い状態となり、集中定数系で表せる可能性もある。CC-SP-25 では、スプレイ開始からおよそ 4400 秒で 320 kPa 程度（同条件の最高値）まで容器内圧力が上昇し、その後圧力が低下した。CC-SP-25 と比べて初期の分圧は等しく、スプレイ流量が大きい CC-SP-24 では、スプレイ開始後（CC-SP-25 より短い）1900 秒ほどで（CC-SP-25 の最高圧より低い）290 kPa 程度（同条件の最高値）に達し、その後圧力が低下した。CC-SP-25 と比べてスプレイ流量は等しく、初期の蒸気分圧が高い CC-SP-26 では、スプレイ開始後に圧力はわずかに上昇し、（CC-SP-25 より短い）800 秒ほどで最高圧に達し、その後圧力が低下した。

図 3.1.2-4 には、試験容器内の雰囲気平均温度の時間変化を示す。すべての実験ケースでスプレイ開始直後に雰囲気温度は急激に低下し、その後の温度低下は鈍化する。急峻に温度低下するタイミングは圧力が上昇するタイミングと一致し、冒頭の考察を裏付ける結果である。すなわち、初期的に容器雰囲気温度が高く、低温液滴への熱伝達とそれによる液滴蒸発が顕著であり、急峻な温度低下となる。その後温度低下が鈍化するのには、液滴蒸発が鈍化して凝縮に転じ、凝縮潜熱の放出によって雰囲気を過熱する作用が働くためだと思われる。

本事象を集中定数系の熱水力解析コード HOTCB[7]を用いて計算した。計算条件を CC-

SP-24 とほぼ同じ条件にしたもの（解析ケース 1）と、同じ初期温度圧力条件でスプレイ流量を 0.015kg/s と極端に少なくした場合（解析ケース 2）で解析した。計算条件には CIGMA 装置の構造材の熱容量及び熱伝達による加熱も考慮に入れた。スプレイ注入後の圧力履歴を図 3.1.2-5 に示す。解析ケース 1 では、注入直後にわずかに圧力減少した後、緩やかに圧力上昇し、3000 秒付近で下降に転じる様子が示され、CC-SP-24 の圧力挙動を定性的に再現した。流量を 0.015kg/s と減じた解析ケース 2 では、解析ケース 1 と比べてより長いスプレイ時間をかけてより高い圧力まで上昇する結果となった。この解析の比較結果は、CC-SP-24 と CC-SP-25 の比較から得たスプレイ流量の効果である、流量の低下に伴う到達最高圧の上昇と到達までのスプレイ時間の増加を定性的に再現した。

図 3.1.2-6 に試験容器内のガス温度分布をカラーコンターで示す。すべての実験条件において、スプレイ開始時はスプレイ噴射口付近でのみ低温領域が形成されたが、その後は錘状の低温領域が容器全体に形成された。錘状の冷却領域が形成された後、スプレイが直接当たっていない Region2 に該当する領域でもガス温度の低下がみられ、その領域は下方から上方へと拡大していった。これは、Kaltenbach-Laurien[5]が述べるような、スプレイによる周辺気体のエントレインメント効果により流体混合が生じたことを示唆している。

図 3.1.2-7 に、EL9.3 m 及び 6.7m における局所の流体温度の時間変化を示す。center が容器中心、 $r=1.23\text{m}$ が容器壁付近を表す。いずれの実験でも容器の中心部の温度は注入直後に大きく低下し、CC-PL-24 と CC-PL-25 では 500~2000 秒にかけて温度上昇に転じ、CC-PL-26 では上昇に転じることなく単調に低下した。試験容器中心部とその他の計測点（中心軸からの距離 $r = 0.45, 0.90, 1.23\text{ m}$ ）では、スプレイ開始直後は大きな温度差となっていたが、時間経過とともにその差は小さくなり、攪拌による均質化の要素が見られる。EL6.7m、 $r = 0.45\text{ m}$ の流体温度は、CC-PL-24 では時間と共に中心部温度に近づくのに対して、CC-PL-25, 26 ではそれより外側の流体温度に近い。カラーコンターで示されているように、スプレイ流量によって冷却領域の拡大挙動に差が出る。

図 3.1.2-8 に EL9.3 m、6.3 m 蒸気ガス濃度の時間変化を示す。すべての実験でスプレイ噴射位置直下の EL9.3 m の容器中心では、スプレイ開始直後から蒸気濃度は 100 % に近くなった。初期圧力が低い CC-SP-24 と CC-SP-25 では、EL9.3 m の $r=0.90\text{ m}$ では、スプレイ噴射直後に 70 % 程度まで急激に上昇し、その後下降に転じ、初期圧力が高い CC-SP-26 では急激な上昇は見られず単調に減少した。スプレイ噴射位置から離れた EL6.3 m での蒸気濃度変化は、中心と $r=0.90\text{ m}$ でわずかな違いは見られるものの同様の過渡変化であった。

3.1.2.3. 本節のまとめ

格納容器内が過熱蒸気雰囲気であるところにスプレー噴射したときの容器内の加圧・減圧過程に関する CIGMA 実験を実施した。系内の圧力変化及び温度変化は、液滴表面温度で決まる飽和蒸気圧と雰囲気蒸気分圧の局所的な大小関係で決まることが予想され、実験結果はそれを指示する結果であった。また、集中定数系モデル (HOTCB) による解析結果は実験の圧力挙動を定性的に再現した。一方で、流体の温度分布はスプレー領域 (Region2) とその外側 (Region 3) で非平衡となり、過熱された構造物や容器壁からの加熱の影響も示唆され、集中定数系では再現できない局所的な効果も観察された。総じて、本実験で用いた CIGMA 装置の試験容器に対するスプレーカバー率では、圧力挙動に対する局所的な効果は大きくないことが解析との比較で示されたが、定量的には更なる分析が必要である。

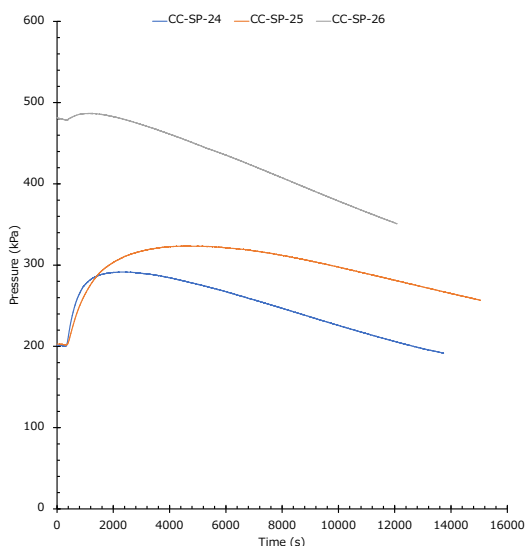


図 3.1.2-3 スプレー水注入後の圧力挙動 (300 秒に注水開始)

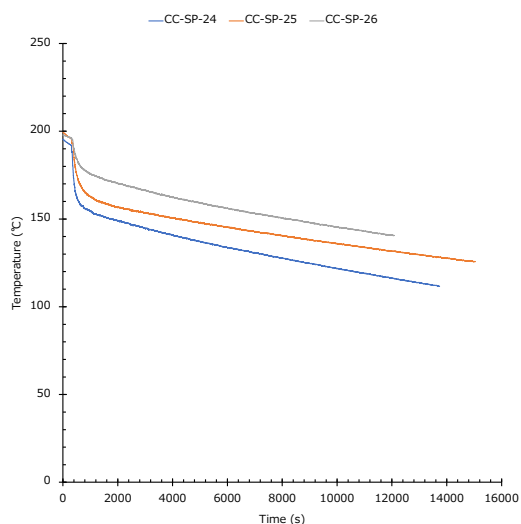


図 3.1.2-4 スプレー水注入後の雰囲気平均温度変化 (300 秒に注水開始)

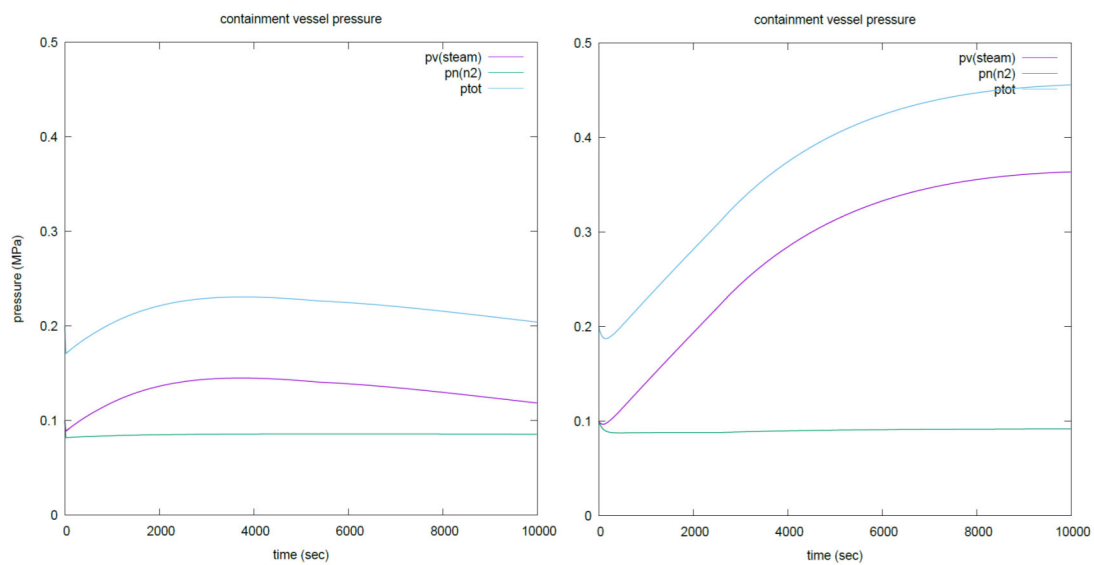


図 3.1.2-5 HOTCB による解析結果

初期圧力：空気 100k+蒸気 100kPa、初期温度：200°C

左（解析ケース 1）：スプレー流量 0.1kg/s、右（解析ケース 2）：0.015kg/s

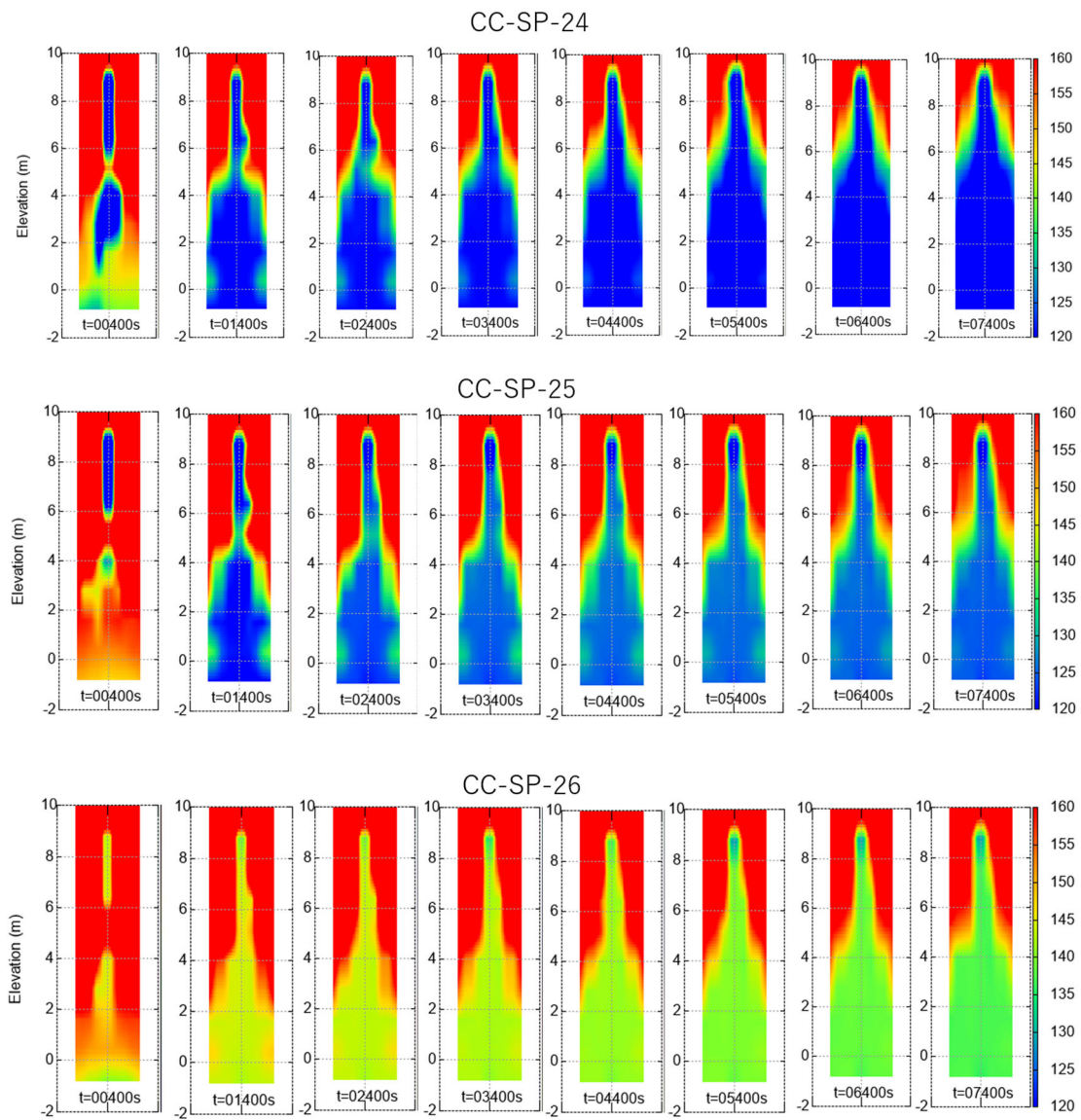


図 3.1.2-6 スpray実験における流体温度分布 (t=300 秒に注水開始)

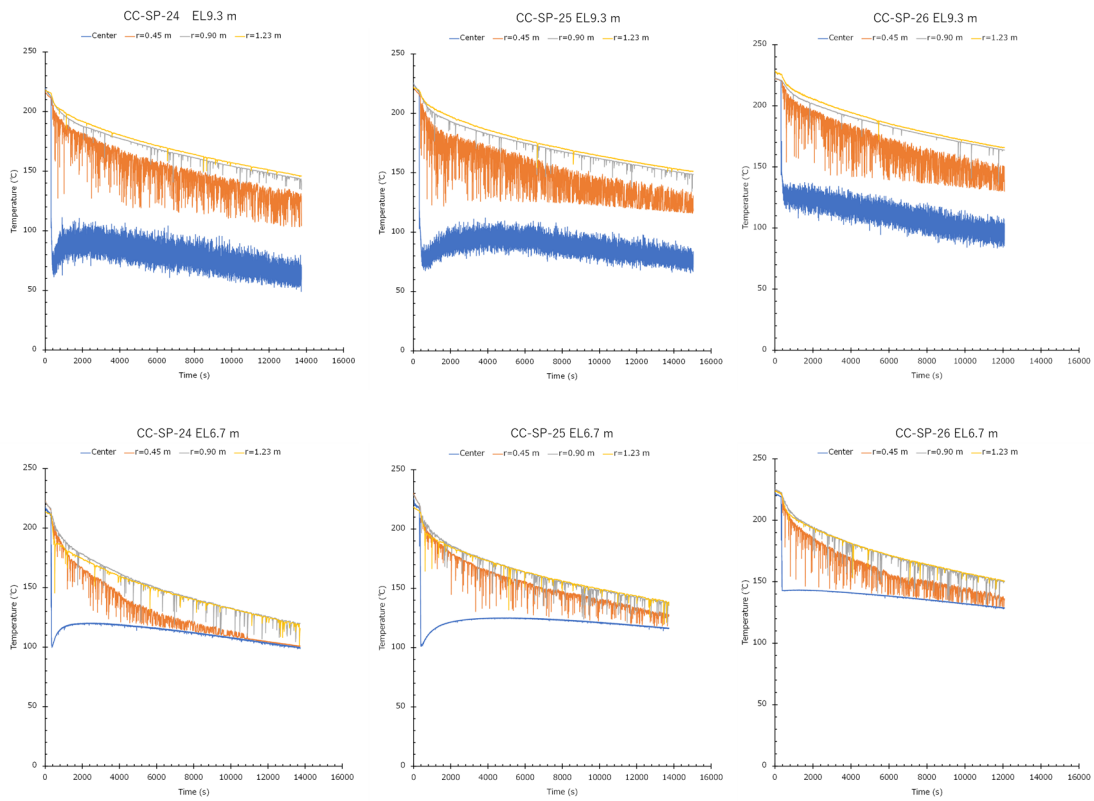


図 3.1.2-7 EL9.3 及び 6.7 における流体温度変化 (t=300 秒に注水開始)

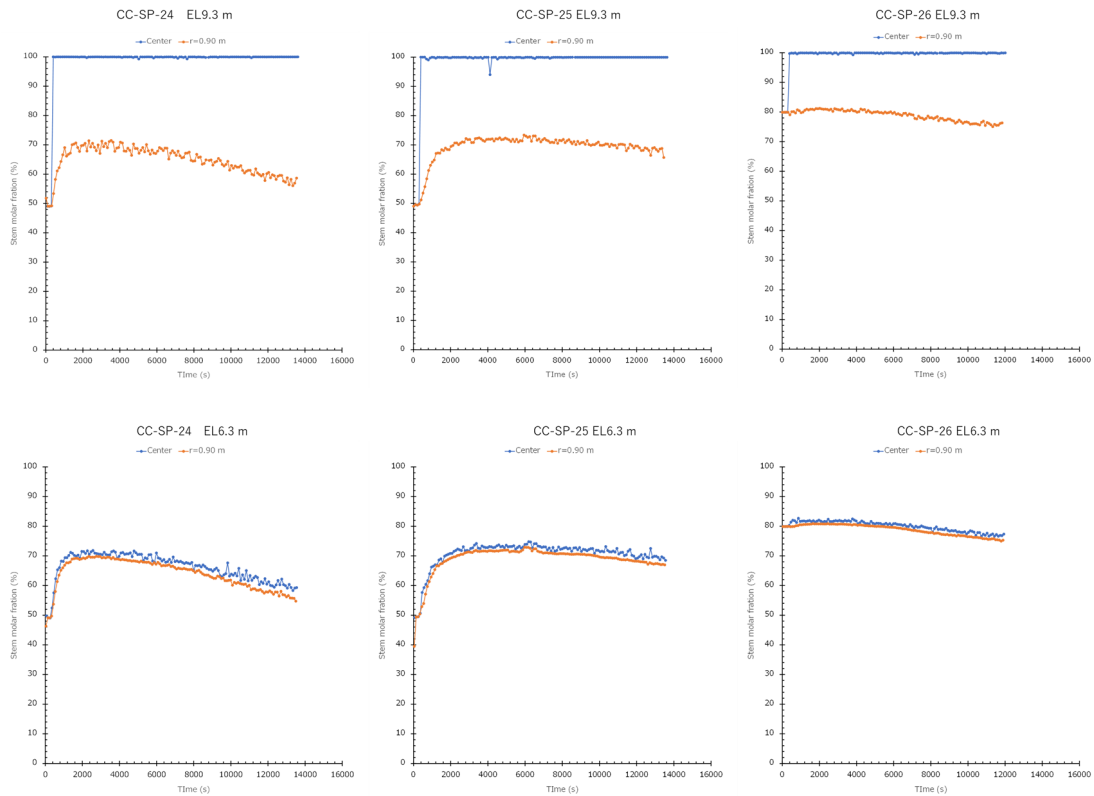


図 3.1.2-8 EL9.3 及び 6.3 における水蒸気濃度変化 (t=300 秒に注水開始)

3.1.3 低熱伝達自然対流実験

シビアアクシデント時の PWR 格納容器内水素混合挙動に関しては、代替スプレイや再循環ユニット等による自然循環で水素成層化は生じ難いとされている[1]。しかしながら、代替スプレイ等の機器は電源喪失時に十分な性能が発揮されない場合もあることから、動的機器が故障した場合の密度成層挙動について広い条件で検討しておくことは重要である。

これまでの CIGMA 装置を用いた実験としては、空気+ヘリウム体系の密度成層存在下での外面冷却による自然対流実験を実施している。この実験シリーズでは、成層の強さ（有無含む）および初期温度をパラメータとして、8 回の実験とその CFD 解析を実施し、現象を整理した[2-5]。主な結果として、成層と冷却位置の関係により対流挙動が大きく変化し、冷却能力は 10%程度変化することが分かった。PIV（Particle Image Velocimetry）で捉えた流れ場の可視化からは、外面冷却水と試験容器内初期温度との温度差が比較的小さい（40℃程度）条件でも自然対流が生じていることが確認できた。ガス温度に関する実験データから容器全体での流れの状況を把握することができ、特に冷却面下部では冷却領域で冷やされたガスと非外面冷却領域で試験容器壁によって加熱されたガスとの混合が明らかになった。さらに、成層が存在することでの冷却領域と非冷却領域間でのガスおよび熱の輸送が抑制されることが確認された。ヘリウム濃度の時間変化からは、成層と外面冷却領域の位置関係により、過渡が大きく変化することを明らかにした。

昨年度までの CIGMA 外面冷却実験では、ウェル注水等により、容器外面を数 kW～数 10kW/m²K の比較的高い熱伝達率で積極的に冷却した条件の調査を実施してきた。しかしながら、実際の PWR では積極的な冷却はなされず、自然循環の駆動力が低いことが予想される。前述の通り、事業者は自然循環により格納容器内で水素成層化は生じ難いとしているが、速度スケールが小さい流れでも格納容器内の水素混合が期待できるかどうかは明らかではない。そこで、自然循環の駆動力が低い流れにおける水素移行挙動を調査するため、実験装置 CIGMA を用いた低熱伝達率自然対流実験を実施する。本年度は、断熱材を介し外気への自然放熱のみで試験体を冷却する、低熱伝達条件での外面冷却実験を実施する。

3.1.3.1. 低熱伝達自然対流実験の条件

表 3.1.3-1 に本年度実施した低熱伝達自然対流実験（CC-PL-55 および CC-PL-56）と、比較のために昨年度実施した CC-PL-42 の条件を示す。図 3.1.3-1 には自然対流実験の概念図を示す。CC-PL-55 は空気のみで実施した実験、CC-PL-56 は初期に試験部上部にヘリウム成層を形成させた実験である。ヘリウム濃度やヘリウム分圧は昨年度の実験 CC-PL-42 と同程度とした。実験手順は以下である。

- 高温蒸気の噴入とベントを繰り返し、試験体を昇温
- 内部ガスを乾燥空気に置き換え、QMSにより蒸気濃度が1%以下であることを確認
- 試験体排気弁を閉じ、空気(CC-PL-55)もしくは空気とヘリウムの混合ガス(CC-PL-56)を所定の圧力まで注入
- そのまま約1日間データ収録を継続

空気+ヘリウム系のCC-PL-56とCC-PL-42では、EL > 6mの位置に約50%の濃度でヘリウム成層を形成した。図3.1.3-2に昇圧後の初期混合ガス鉛直方向濃度分布を示す。初期温度は160℃、初期圧力は180kPaとした。CC-PL-42ではEL > 9.7mの上部プールに冷却水を注水したが、本年度の実験では注水を行わず、上部プール蓋を閉めた状態とした。

表 3.1.3-1 低熱伝達自然対流実験の条件

	CC-PL-55	CC-PL-56	CC-PL-42
作動流体	Air	Air, He	Air, He
成層位置 (m)	—	EL > 6m	EL > 6m
成層内ヘリウム濃度 (%)		50	45
ヘリウムガス分圧 (%)	0	13	13
外面冷却位置	—	—	EL > 9.7m
初期温度 (°C)	~160		
初期圧力(kPa)	180		

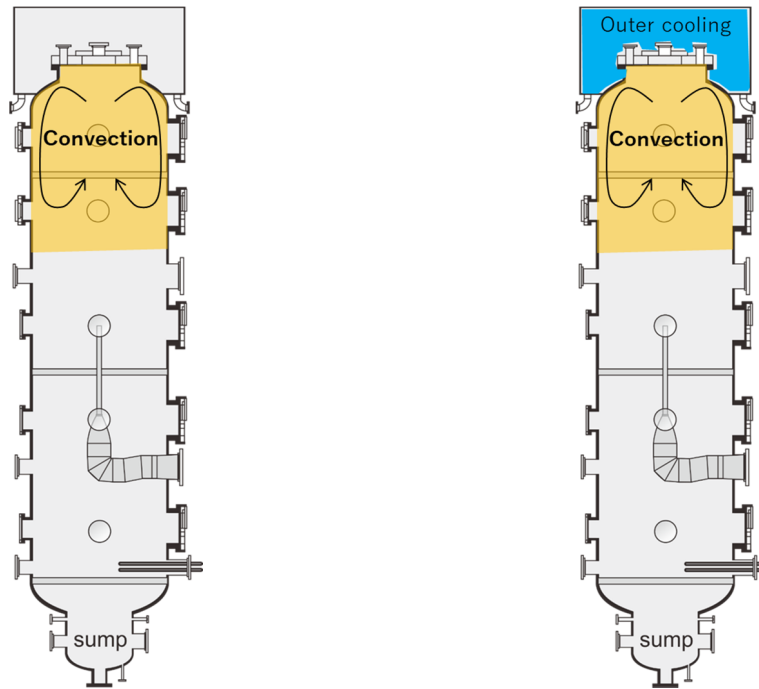


図 3.1.3-1 自然対流実験の概念図 (左：低熱伝達条件、右：CC-PL-42)

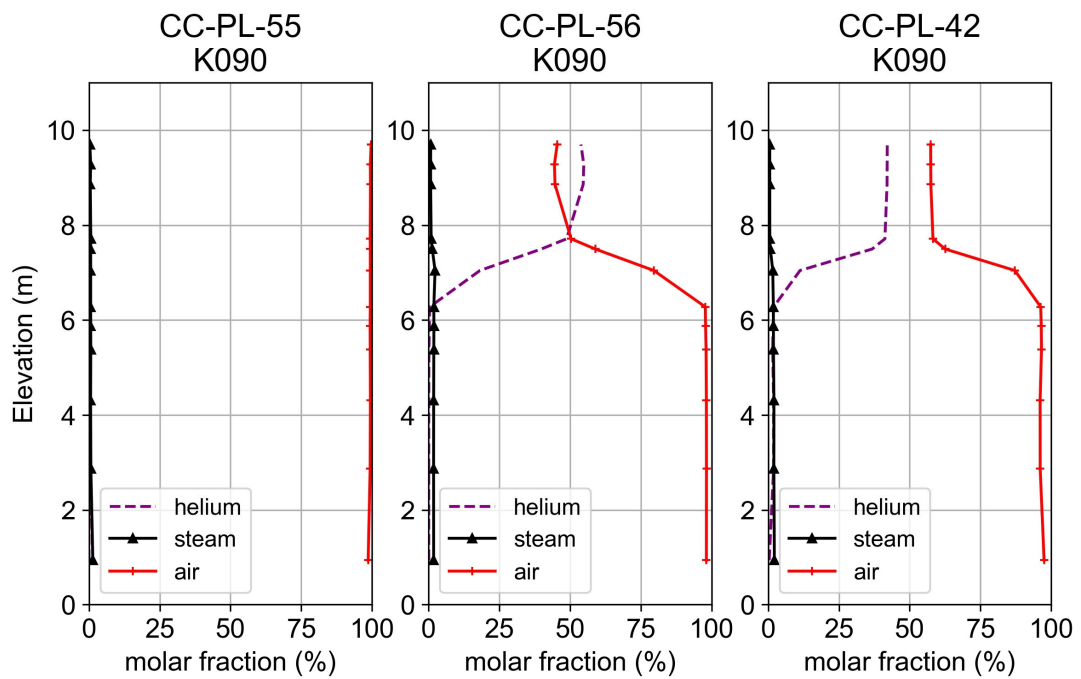


図 3.1.3-2 初期ヘリウム分布

3.1.3.2. 実験結果

図 3.1.3-3 に容器内圧力の時間変化を示す。全ての実験条件で圧力低下が確認できる。減圧率は積極的に冷却した CC-PL-42 で大きく、本年度実施した CC-PL-55 と CC-PL-56 は約半分の降圧速度であった。CC-PL-55 と CC-PL-56 には顕著な差は見られなかった。これは密度成層の有無が容器全体の冷却に影響しなかったことを示している。また、ここではデータの提示は割愛するが、過年度に実施した CC-PL-27 や CC-PL-30（上部冷却プールによる冷却実験）で確認された成層消失に伴う圧力の一時的な上昇が生じていないことから、放熱よってほぼ一様な低熱伝達率で冷却した条件では冷却に対する密度成層の影響は微小であると言える。

図 3.1.3-4 および図 3.1.3-5 に試験容器内の流体温度のカラーコンターを示す。CC-PL-42 では、冷却領域（EL>9.7 m）付近での流体温度の低下、および冷やされた流体が緩やかに下方に輸送される様子が確認できる。実験終盤には流体温度はほぼ一様化した。一方、本年度実施した CC-PL-55 および CC-PL-56 では、実験序盤にわずかな温度成層が試験容器上部で現れ、経時的に一様化する様子が見られた。両実験で明確な差異は確認できず、また CC-PL-42 のような対流による熱輸送を示す様子も確認されない。流体温度挙動を詳細に把握するために、図 3.1.3-6～図 3.1.3-8 に EL10 m、EL7.5 m、EL5.9 m での試験容器中心部でのガス温度の時間変化を示す。CC-PL-42 では、初期成層内 EL>6m で冷却開始直後に顕著な温度低下が見られる。一方、初期成層より下方の EL5.9 m では 10^3 オーダー秒の間は温度低下が小さく、その後急激に 150 °C 程度まで低下した。これは、外面冷却で駆動される自然対流により密度成層界面が下部へと移動し、それに伴い冷やされた流体が輸送されるためである。また、急激な温度低下後には、各計測点での温度時系列は激しく擾乱したが、これは自然対流により試験体内で激しい乱流混合が生じていることを意味する。これらの様子から、CC-PL-42 では外面冷却により対流が促進され、熱と物質の輸送が盛んに行われたことが分かる。一方、本年度実施した CC-PL-55 および CC-PL-56 の温度データでは上述した様子は確認されず、3 点すべての測定点で緩やかに温度低下し、大きな擾乱も見られなかった。この結果は、熱輸送が拡散もしくは速度スケールが小さい流れで輸送されたことを示している。

図 3.1.3-9 に、CC-PL-56 での上部プール領域内の温度（PTFX7S145, PTF99S145, PTFX7S025）及び試験体内流体温度（CTF93X000）を示す。各測定点の位置を図示した。上部プール内温度と試験体内流体温度の差は 50 ～10 °C 程度となった。本年度の実験では上部プールの蓋を閉めたため、上部プール内では図に示したような対流が生じていると考えられ、また、上部プール蓋を介した熱伝達は低いことから、上部プール内の温度は高い値で遷移した。

図 3.1.3-10～図 3.1.3-12 に CC-PL-42 および CC-PL-56 でのヘリウム濃度の時間変化を示す。横軸時間は約 10 倍の差がある。外面冷却を実施した CC-PL-42 では、試験容器上部ではヘリウム濃度は単調に低下するが、初期成層下部では、上部のヘリウム濃度と同程度の値まで急激に上昇し、その後下部へのヘリウム移行に従って単調に減少する様子が見られる。このヘリウム濃度が上昇するタイミングは、流体温度が下降し変動が始まるタイミングと一致する。一方、CC-PL-56 でも定性的に同様の傾向が見られるが、過渡は極めて緩やかである。容器内でヘリウム濃度が一様化する時間は、CC-PL-42 では 5000 秒程度であるのに対し、CC-PL-56 では 80000 秒程度であった。

CC-PL-56 における分子拡散の影響を把握するため、1 次元拡散方程式の数値解を求めた。解くべき方程式は以下である。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial C}{\partial x} \right) \quad (3.1.3-1)$$

C はヘリウム濃度 (%)、 D は空気に対するヘリウムの分子拡散係数である。分子拡散係数を評価式として Fuller の式[6]を用い CC-PL-56 の物性値を求めると、実験時間内においておおよそ $7 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ である。初期濃度は、図 3.1.3-12 の時刻ゼロのデータを以下の関数でフィッティングしたものとした。

$$C_0 = 25 * \{ \tanh(a(x - b)) + 1 \} \quad (3.1.3-2)$$

$a = 2.40$, $b = 7.17$ である。計算体系は 10 m を 100 分割したものとし、空間と時間の離散化スキームはそれぞれ中心差分、陽解法とした。両端の境界条件は勾配ゼロのノイマン条件を課した。結果を図 3.1.3-13 に示す。濃度最大値と最小値の中間の値を見ると、時刻ゼロから 80000 秒にかけて 2m 程度下降しており、拡散の長さスケールが $\sqrt{D \times 80000} = 2.4\text{m}$ なので妥当な結果であると言える。この結果と実験結果を比較すると、明らかに実験結果の方が速やかに一様化していることが分かる。このことは試験体内で拡散過程のみならず、速度スケールが小さい緩やかな対流による混合が生じていたことを示し、ヘリウムの一様化に寄与したと言える。

3.1.3.3. 本節のまとめ

低熱伝達自然対流実験として、断熱材を介した外気への自然放熱のみの熱伝達が低い条件におけるヘリウム移行挙動について調査した。その結果、積極的な冷却を行った場合と比べ、圧力や温度、ヘリウム濃度は極めて緩慢な時間推移を示した。1 次元拡散方程式の

数値解との比較から、試験体内で速度スケールが小さい緩やかな流れが生じ、ヘリウムの一様化に寄与したことが示された。今年度は凝縮を伴わない条件であったが、構造材上で凝縮が生じた場合、ヘリウムの高濃度化等により密度差に影響を与え得る。このような状況においてヘリウムがどの程度早く移行するかという視点は、様々な実機条件に対応するうえで重要であり、今後の課題である。

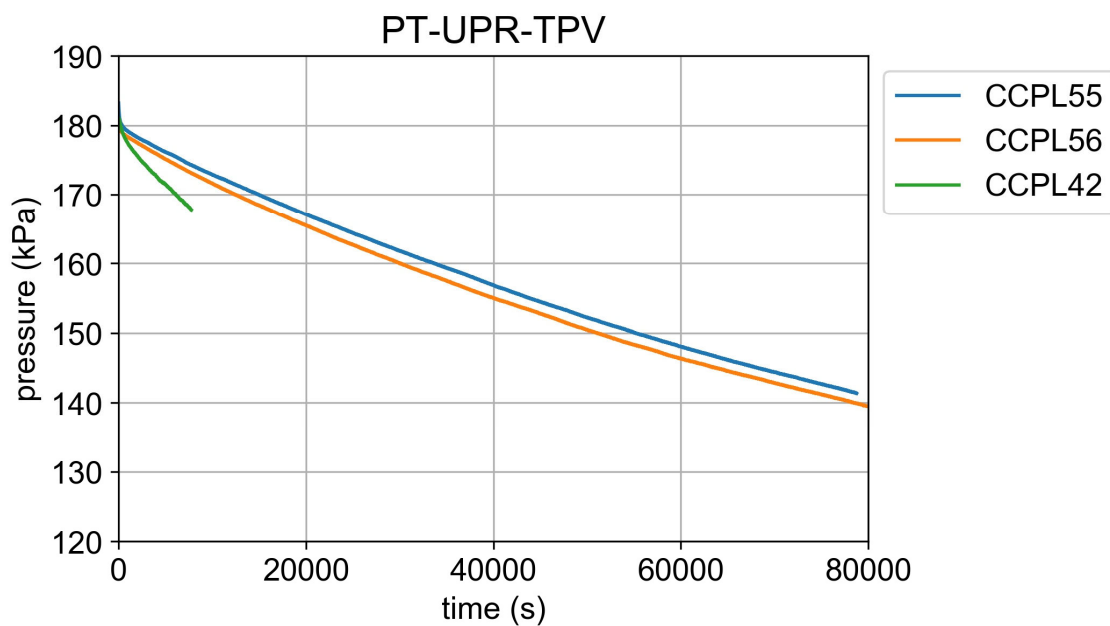


図 3.1.3-3 圧力変化

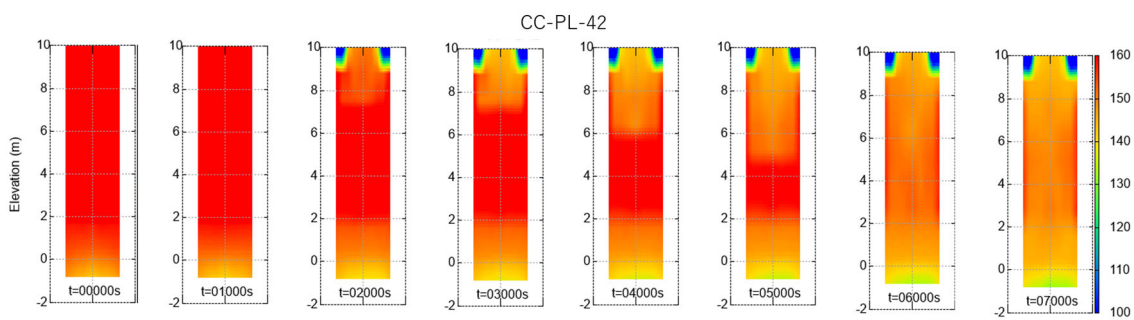


図 3.1.3-4 流体温度変化 (CC-PL-42) 1000 秒毎に表示

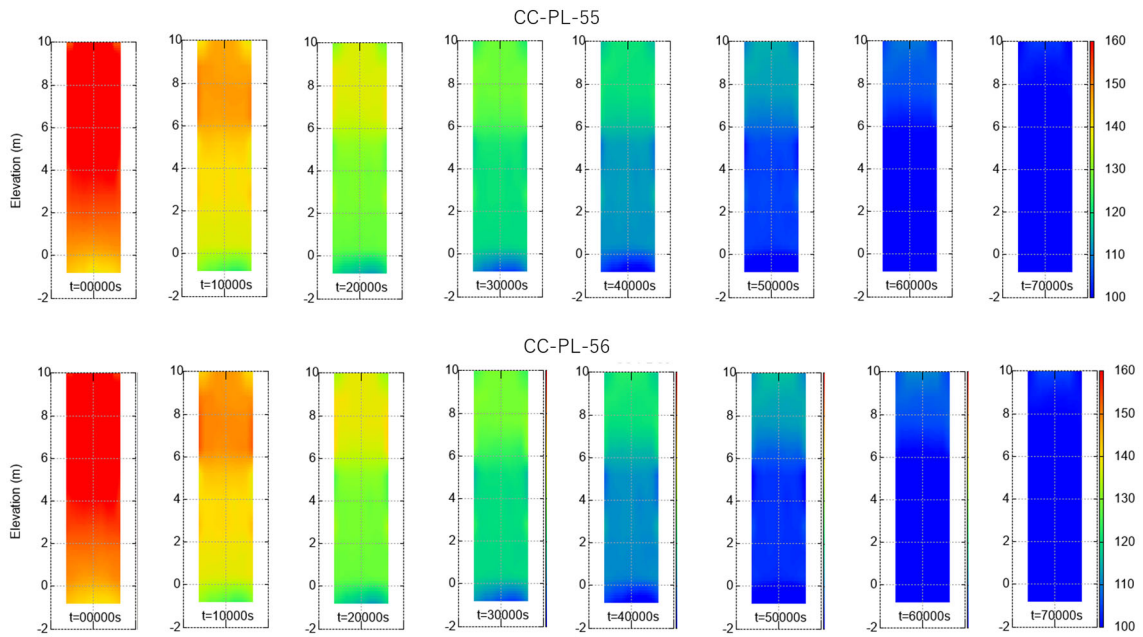


図 3.1.3-5 流体温度変化 (CC-PL-55 および CC-PL-56) 10000 秒毎に表示

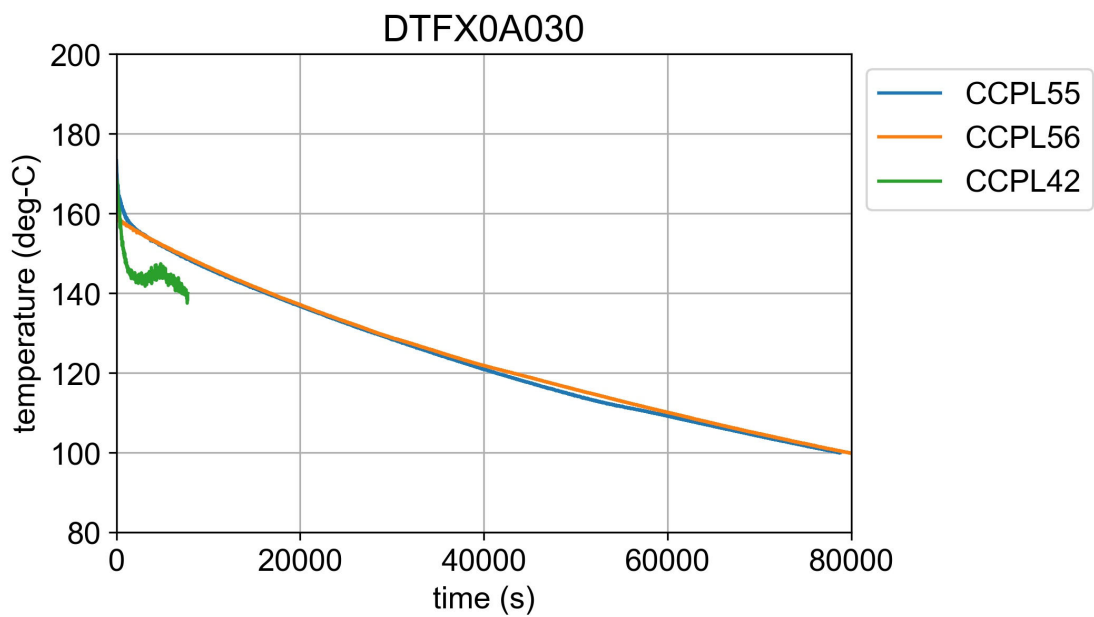


図 3.1.3-6 EL10m での流体温度

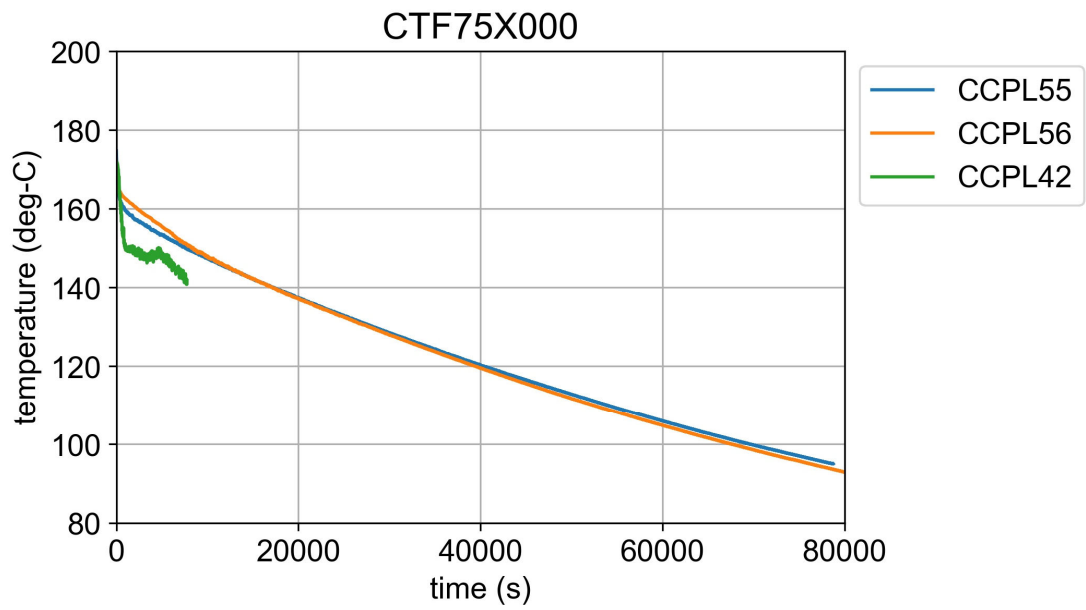


図 3.1.3-7 EL7.5m での流体温度

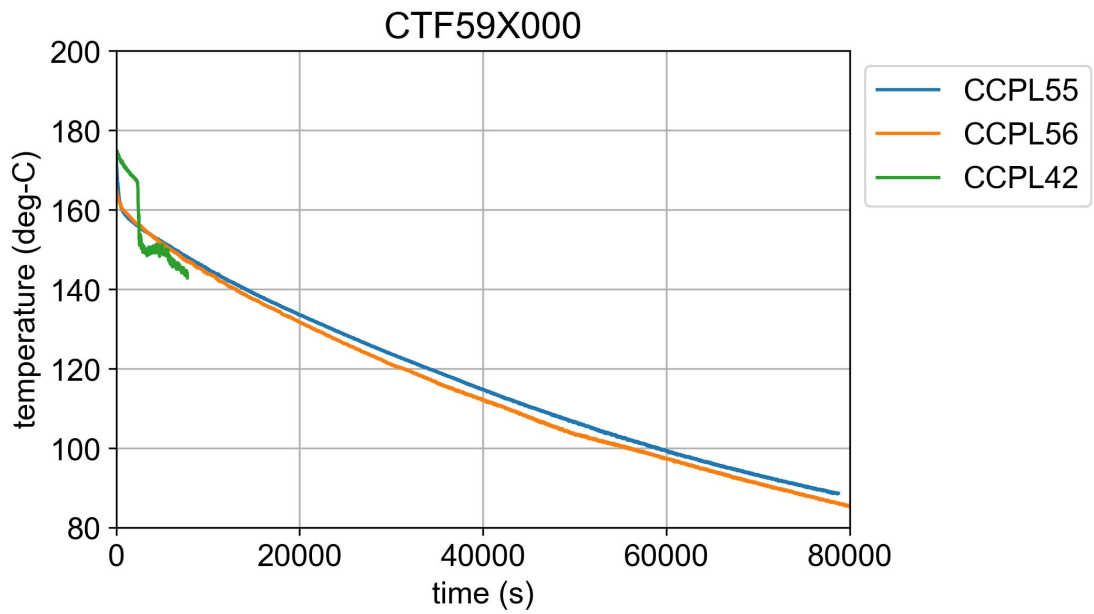


図 3.1.3-8 EL5.9m での流体温度

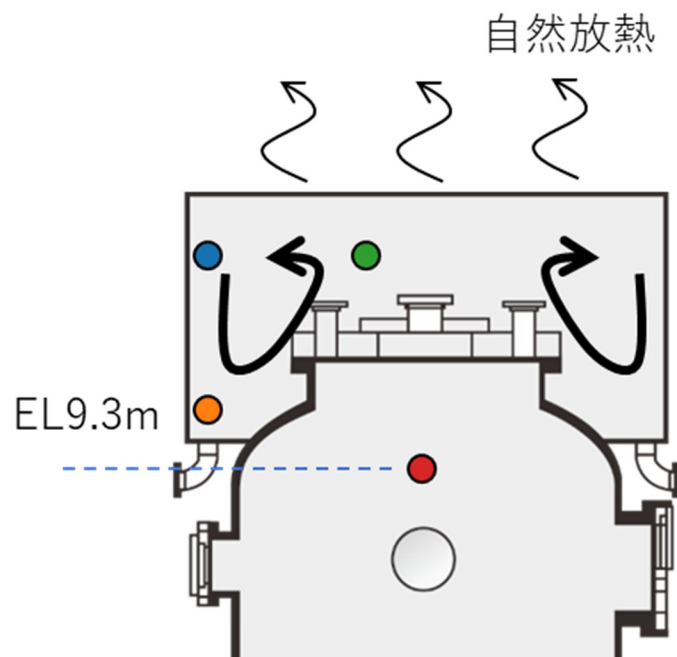
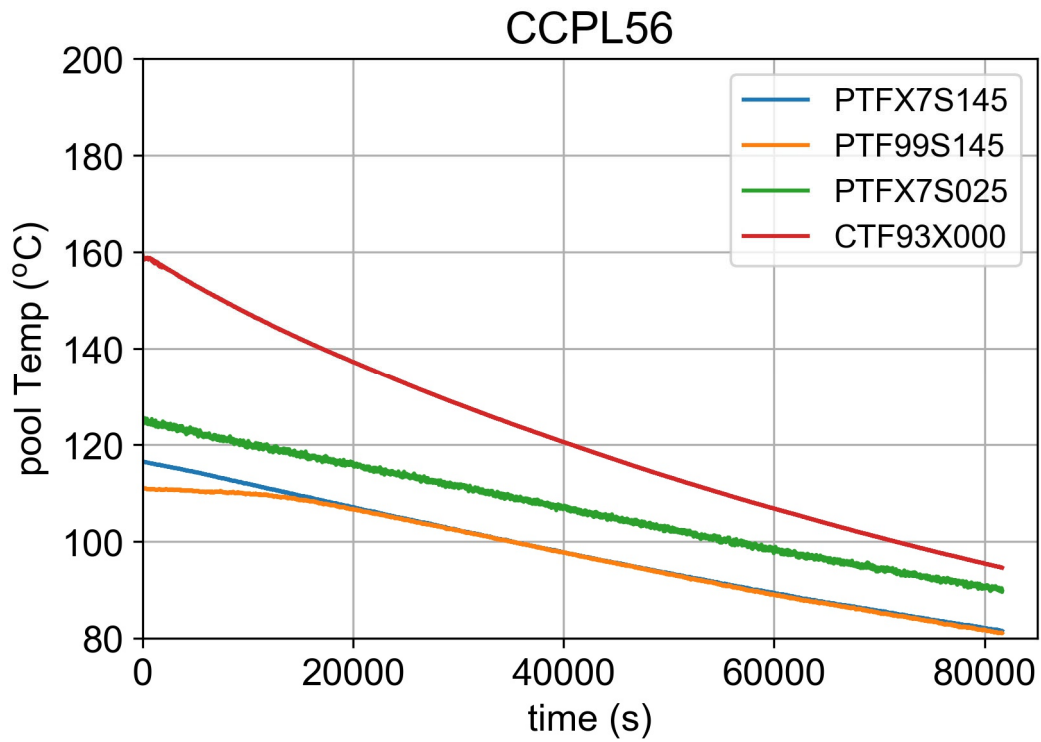


図 3.1.3-9 上部プール内の温度 (PTFX7S145, PTF99S145, PTFX7S025) 及び試験体内流体温度 (CTF93X000)

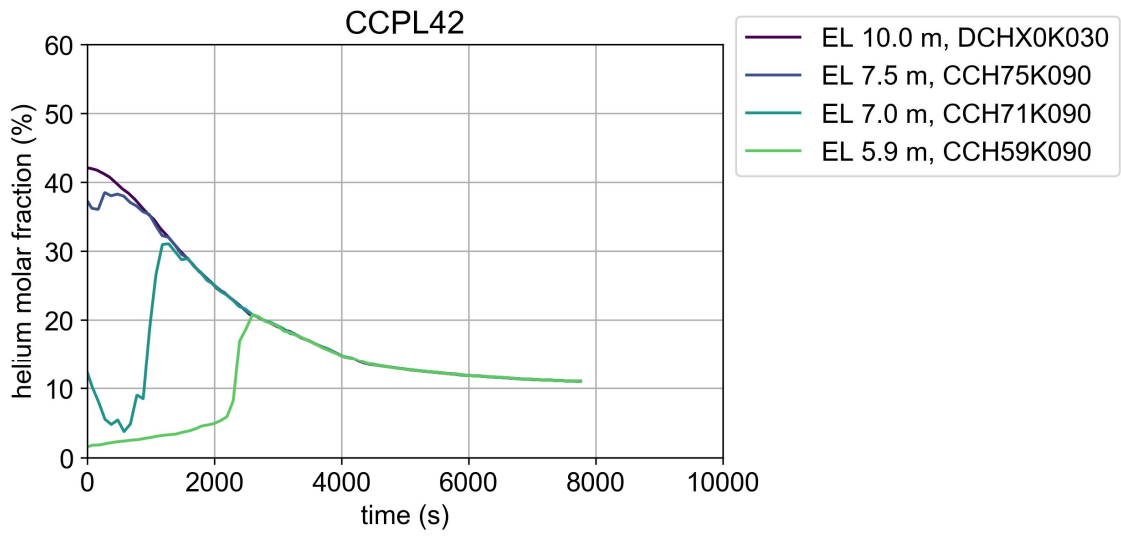


図 3.1.3-10 試験体内各高さにおけるヘリウム濃度 (CC-PL-42)

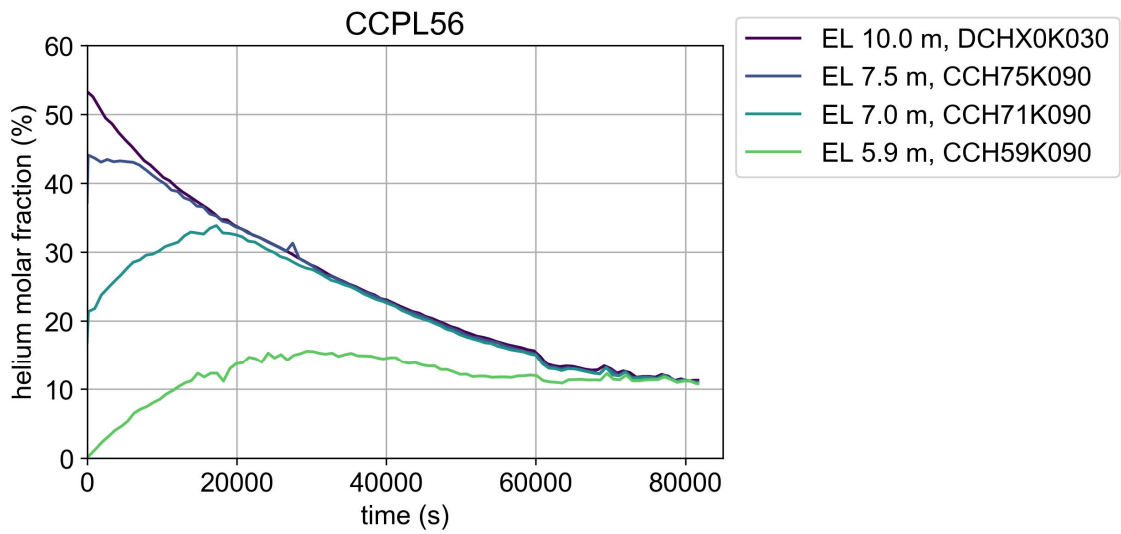


図 3.1.3-11 試験体内各高さにおけるヘリウム濃度 (CC-PL-56)

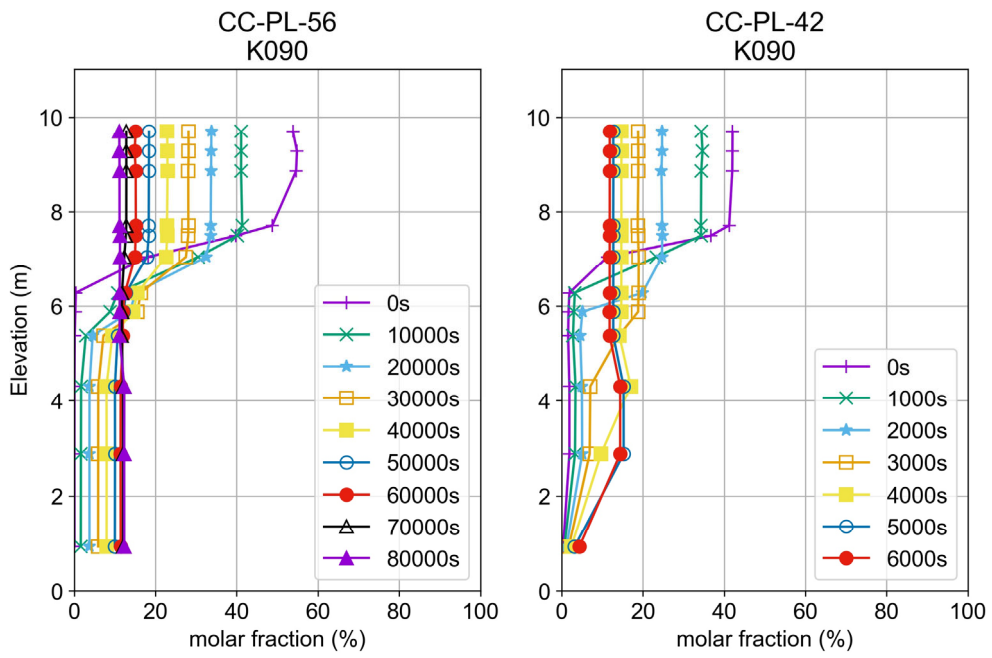


図 3.1.3-12 ヘリウム濃度分布の変化

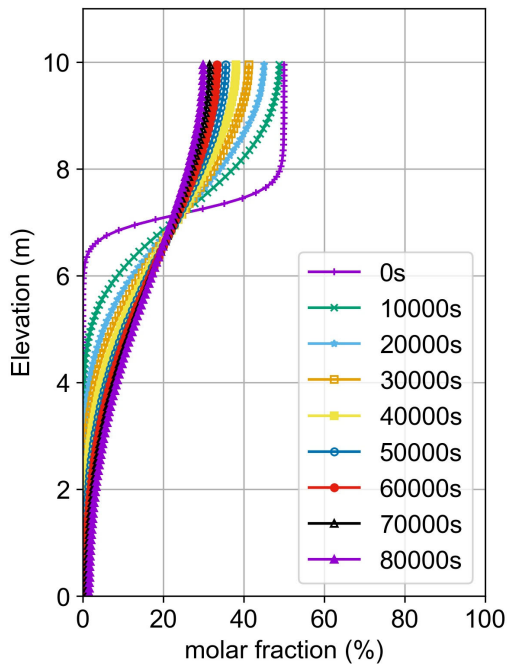


図 3.1.3-13 1次元拡散方程式の数値解

3.1.4 蒸気注入を伴う外面冷却実験

BWR 原子炉ウェルへの注水は、トップヘッドフランジにおけるガスケットの冷却による過温破損防止を本来の目的とした AM 策であるが、格納容器壁を直接冷却することから、格納容器内減圧および温度低下への寄与も期待することができる。この視点の元、格納容器減圧・冷却に対するウェル注水の有効性を検証するため、CIGMA を用いた外面冷却試験を実施してきた。平成 28 年度の実験では閉じた系における外面冷却実験を行った[1]。閉じた系での実験では、冷却面における蒸気凝縮の結果、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蓄積が長時間解消されない様子が確認された。系内圧力は高濃度のヘリウム蓄積により、減圧速度が低下する結果となった。令和 2 年度以降はより実現象に近い状況での外面冷却の有効性を調査するため、試験体へ継続的に蒸気が注入されている状態での外面冷却実験を実施している[2,3]。令和 2 年度では、垂直方向に蒸気を注入する実験を実施し、ジェットの高い攪拌効果により、蒸気+ヘリウム 2 成分系であっても伝熱面における高濃度のヘリウム蓄積は確認されないという結果が得られた。令和 3 年度では、横向きにガスを注入することで攪拌効果を低下させ、冷却タイミング・流入蒸気流量・気体組成に関するパラメータ試験を実施した。その結果、蒸気+ヘリウム 2 成分系のいずれの条件においても高濃度のヘリウム蓄積が確認された。しかしながら、高濃度のヘリウム蓄積が生じない場合と比べて圧力過渡に顕著な差は出ず、格納容器減圧の観点で甚大な影響を及ぼすものではなかった。原因としては、生じた高濃度ヘリウム層の厚みが薄いこと、上部プールを冠水しておらず伝熱面積が小さいことが挙げられる。

本年度は、格納容器減圧・冷却に対する高濃度ヘリウム蓄積の伝熱阻害効果を明確にすることを目的とした実験を実施した。具体的には、昨年度は全炉心 Zr の 10%程度の酸化に相当するヘリウム量を注入したが、本年度はヘリウム注入量を 3 倍に増やして厚い高濃度ヘリウム層を形成させ、かつ上部プールを冠水させることで冷却面積を増やし、高濃度ヘリウム層の有無による影響の明確化を意図した実験を実施した。実験は蒸気+ヘリウム 2 成分系での実験に加え、蒸気単体および蒸気+空気系の実験を実施した。

3.1.4.1. 蒸気注入を伴う外面冷却実験の条件

実験の概略図を図 3.1.4-1 に、実験条件を表 3.1.4-1 に示す。CC-PL-50b は蒸気+ヘリウム系、CC-PL-51b は蒸気単体、CC-PL-52b は蒸気+空気系の実験である。実験手順は以下である。

- 高温蒸気の噴入とベントを繰り返し、試験体を昇温
- 内部ガスを蒸気 100%とし試験体を隔離

- 高さ EL6.28m に位置する横向きノズルから蒸気単体 (CC-PL-51b) もしくは蒸気と非凝縮性ガスの混合ガス (CC-PL-50b、CC-PL-52b) を注入、注入温度は昨年度同様の 300°C とする
- 非凝縮性ガスを注入する場合 (CC-PL-50b、CC-PL-52b)、指定量の非凝縮性ガス注入が終了したタイミングで上部プールへ室温水を満水まで注水、非凝縮性ガス分圧は両ケースで同一とする
- 蒸気単体の場合 (CC-PL-51b)、系内圧力が CC-PL-50b や CC-PL-52b の注水時圧力に達したタイミングで上部プールへ満水まで注水

CC-PL-50b では、昨年度のベースケースである CC-PL-43 と比べ、ヘリウム流量を 2 g/s から 6 g/s に増やした。冷却開始時点でのヘリウム分圧および空気分圧は 1 気圧である。このヘリウムガス分圧は、雰囲気温度を室温と仮定すると、全炉心 Zr の約 30% が酸化し BWR 格納容器を加圧する水素量に相当する。蒸気流量 15 g/s は昨年度同様の流量とした。これは BWR 格納容器気相空間体積比でスクラム後 24 時間頃の蒸気流量 25~36 g/s よりもやや小さい値である。初期蒸気圧は凝縮によるヘリウム局在化が生じやすいように昨年度より 50 kPa 増やし 200 kPa とした。上部プールによる冷却面は EL > 9.7m の領域である。但し、昨年度の実験 CC-PL-43 では流下液膜での冷却でありフランジ上面は冷却水が当たらない (冷却していない) 条件であった。以下では、本年度の実験の結果を、昨年度のベースケース CC-PL-43、閉じた系での実験 CC-PL-08、CC-PL-09、CC-PL-11 と併せて示す。閉じた系での実験は本年度条件に近い濃度条件のデータを選択した。ガス注入タイミングおよび冷却水注入タイミングを図 3.1.4-2 に纏める。なお、以下では上部プールへの注水開始時点を起点としてデータ比較を行う。注水開始時の試験体内濃度分布を図 3.1.4-3 に示す。ヘリウム+蒸気系 (CC-PL-50b, CC-PL-43, CC-PL-09) の冷却開始時点のヘリウム成層厚さは CC-PL-50b が最も厚く、成層内のヘリウム濃度は CC-PL-50b > CC-PL-43 > CC-PL-09 の順で大きい。蒸気+空気系 (CC-PL-52b, CC-PL-08) はほぼ均一分布で、冷却開始時における濃度条件は両ケースで概ね同一である。

表 3.1.4-1 実験パラメータ

		CC-PL-50b	CC-PL-51b	CC-PL-52b	CC-PL-43	CC-PL-08	CC-PL-09	CCPL-11
実施年度		R4			R3	H28		
初期条件	圧力 kPa	200			150	450		
	温度 °C	~160			~160	~150		
	蒸気 %	100			100	78	84	100
	空気 %	0			0	22	0	0
	He %	0			0	0	16	0
注入条件	蒸気 g/s	15			15	0		
	蒸気注入時間	連続			連続	-		
	He注入量 g	6g/s × 1000s	0	0	2g/s × 1000s	0		
	空気注入量 g	0	0	43.4g/s × 1000s	0	0		
外面冷却	位置と状況	上部プール冠水			上部プール流下	上部プール冠水		
	注水温度	室温			室温	室温		
	注水流量 kg/s	7.9			5	7		
	注水時間 s	800			連続	1000		
	注水時圧力 kPa	320			200	450		
	備考		水平注入			水平注入	閉じた系	

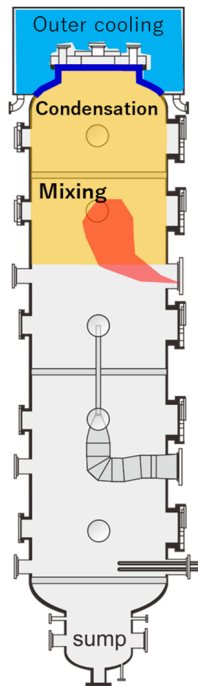


図 3.1.4-1 蒸気注入を伴う外面冷却実験の概念図

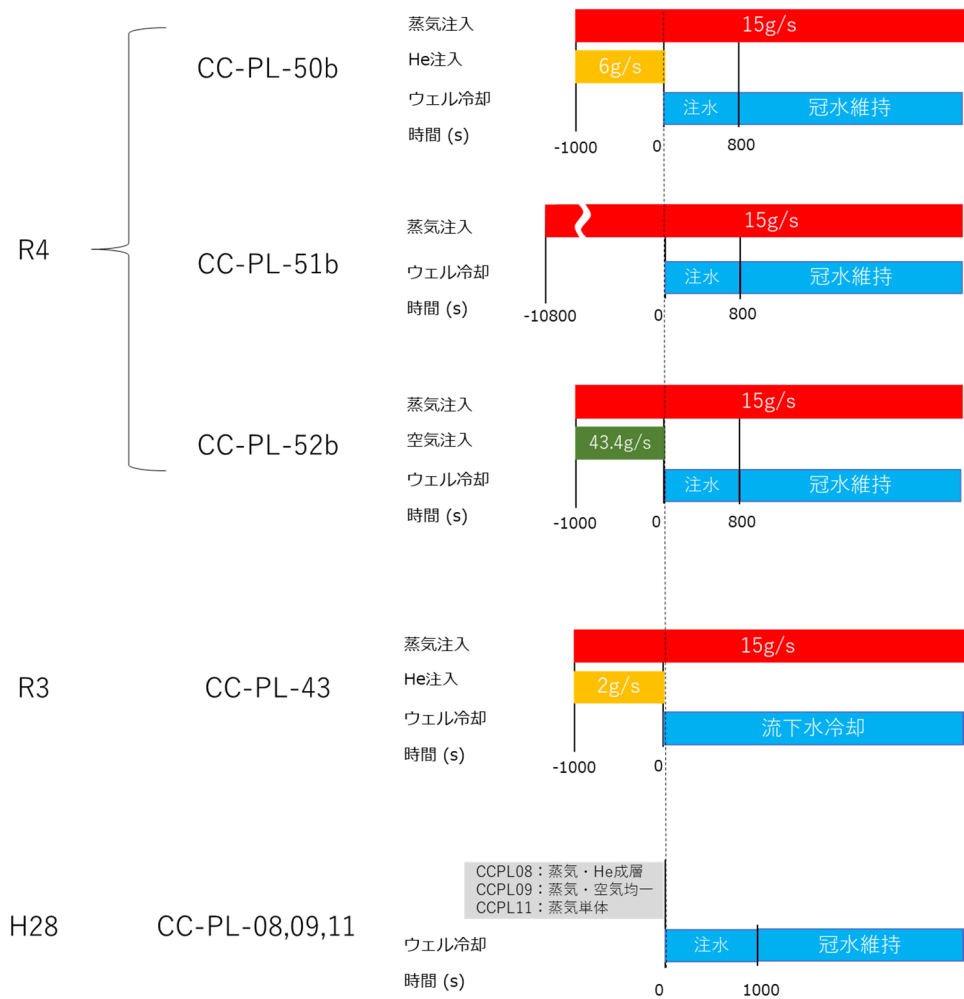


図 3.1.4-2 ガスおよび冷却水注入タイミング

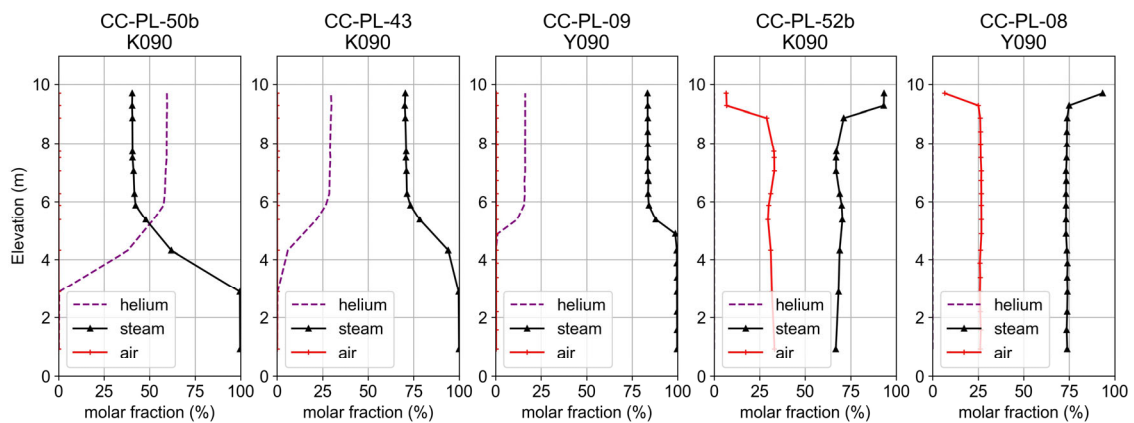


図 3.1.4-3 冷却開始時の濃度分布

3.1.4.2. 実験結果

CC-PL-43 との比較

本年度取得したデータを昨年度のベースケース CC-PL-43 と併せて示す。図 3.1.4-4 に各実験での圧力履歴を示す。比較しやすいように、時刻ゼロでの圧力をゼロとした相対変化履歴も示した。本年度実施した CC-PL-50b, CC-PL-51b, CC-PL-52b から、非凝縮性ガスによる凝縮阻害効果が確認できる。蒸気単体の CC-PL-51b ではおよそ 3000 秒で 100 kPa まで低下するのに対し、蒸気+空気系の CC-PL-52b では圧力変化は緩やかになり、10000 秒付近で蒸気注入量と凝縮量がバランスし平坦に近づく様子が確認された。昨年度はヘリウム蓄積の有無に関わらず CC-PL-43 と同程度の圧力上昇が生じていたが、本年度は上部プールを冠水させて伝熱面積を拡大させたため、冷却開始後速やかに圧力が低下し、圧力低下速度も増加する結果となった。線形フィッティングで求めた CC-PL-52b の冷却開始直後の圧力低下速度は -42 Pa/s である。蒸気+ヘリウム系の CC-PL-50b では冷却開始した後でも約 7500 秒をかけて圧力が 80kPa 程度上昇し、7500 秒付近で減少に転じた後は緩やかな圧力低下が続いた。この CC-PL-50b の圧力変化は、昨年度のベースケース CC-PL-43 と定性的に同様であるが、ヘリウム注入量の増加に伴い、圧力上昇幅および減少に転じる時刻が前年度と比べ大幅に増加した。圧力低下速度を線形フィッティングで求めると、各実験の終盤で CC-PL-43 では -9.0 Pa/s であるのに対し、CC-PL-50b では -7.1 Pa/s で、低下速度は鈍化した。非凝縮性ガス分圧が同じである CC-PL-52b の冷却開始直後の圧力低下速度と、CC-PL-50b の実験終盤の圧力低下速度を比べると、蒸気分圧は CC-PL-50b の方が高いにも関わらず、CC-PL-50b の方が圧力低下速度は明らかに低い。後述する通り CC-PL-50b では伝熱面で厚いヘリウム蓄積が生じており、実効的な伝熱面積の低下という伝熱阻害が確認できたと言える。

図 3.1.4-5 に CC-PL-50b および CC-PL-43 のヘリウム濃度分布と混合ガスの密度分布の経時変化を示す。外面冷却開始直後、冷却領域である $EL > 9.7\text{m}$ で水蒸気凝縮に伴う高濃度ヘリウム層の形成が確認できる。 $EL9.7\text{m}$ のヘリウム濃度を CC-PL-50b と CC-PL-43 で比べると、昨年度は約 50% であるのに対し、本年度では最大 90% 程度で極めて高い蓄積が生じた。後に示す通り、これは閉じた系での実験 CC-PL-09 と同程度に濃い成層である。実験時間内におけるヘリウム蓄積の解消は確認されなかった。 $EL9.7\text{m}$ より下部の領域に注目すると、CC-PL-43 では蒸気プルームによって比較的速やかに混合するのに対し、CC-PL-50b では初期ヘリウム成層が下部から徐々に侵食される様子が確認される。CC-PL-50b と CC-PL-43 では主として He の注入量 (6 g/s と 2 g/s) に差をつけており、密度成層と注入蒸気の密度差が大きいため、初期ヘリウム成層の侵食が緩慢になったと考えられる。密度分布の経時変化からも、CC-PL-43 では $EL9.7\text{m}$ より下部の領域で速やかに一様化しているのに対し、CC-PL-50b では密度成層の侵食が 7000~9000 秒まで継続している様子が見られる。図 3.1.4-6 に CC-PL-50b および CC-PL-43 の各高さにおけるヘリウム

濃度履歴を示す。最頂部の EL10m では両ケースで 90%と同程度であるが、EL9.7m で顕著な差が確認できる。CC-PL-50b では、冷却開始直後にヘリウム濃度の急上昇が生じ、蒸気プルームが EL9.7m に到達する 7500 秒付近までおよそ 90%で維持される。その後は、蒸気プルームの貫入で 70%まで濃度が低下し、一定となった。一方、CC-PL-43 では冷却開始後 1000 秒で 60%まで上昇した後緩やかな減少に転じ、40%付近で一定となった。このことから、本年度の実験では昨年度に比べ厚い高濃度ヘリウム蓄積が生じたと言える。

図 3.1.4-7～図 3.1.4-9 に CC-PL-50b～52b の温度コンターを示す。CC-PL-50b では、冷却開始直後、試験部上部の密度成層との密度差によって、蒸気ジェットが横方向へ流れる様子が確認できる。その後、密度差の低下に伴い上方へ向き、120℃～130℃のやや低温領域で示されるヘリウム成層を侵食し始める。一方、最頂部近傍では、高濃度のヘリウム層が伝熱阻害となり、壁温および周囲流体が低温のまま維持される様子が確認できる。図から、蒸気プルームは 7000 秒～8000 秒で EL9.7m に到達したと判断されるが、その後も最頂部近傍は低温で維持された。高濃度のヘリウム蓄積が生じない CC-PL-51b および CC-PL-52b では、冷却開始後比較的速やかに試験体内全体を冷却し、温度が一様化する結果となった。

図 3.1.4-10 は EL9.7m および EL10.0m での上部プールへの熱流束の履歴である。このデータは、試験体内外壁面に設置された 2 組のペアの熱電対データを用いて一次元熱伝導の式より各ペアの熱流束を評価し、各高さ EL で周平均したものである。マイナス値は容器内部から外部への熱流束の方向を示す。本年度のデータを比べると、概して CC-PL-51b > CC-PL-52b > CC-PL-50b の順で熱伝達が大きい様子が確認できる。CC-PL-50b では、7500 秒付近での高濃度ヘリウム層の侵食開始に伴い EL9.7m で熱伝達が増加し、およそ 20 kW/m²に達した。一方、EL10m ではほぼゼロで推移しており、顕著な熱伝達の阻害が観察された。この CC-PL-50b の傾向は CC-PL-43 と類似している。CC-PL-43 では冷却開始後およそ 1000 秒で EL9.7m の熱伝達が増加し始め、その後およそ 30kW/m²に達した。EL10m の熱伝達は CC-PL-50b 同様に極めて低い。

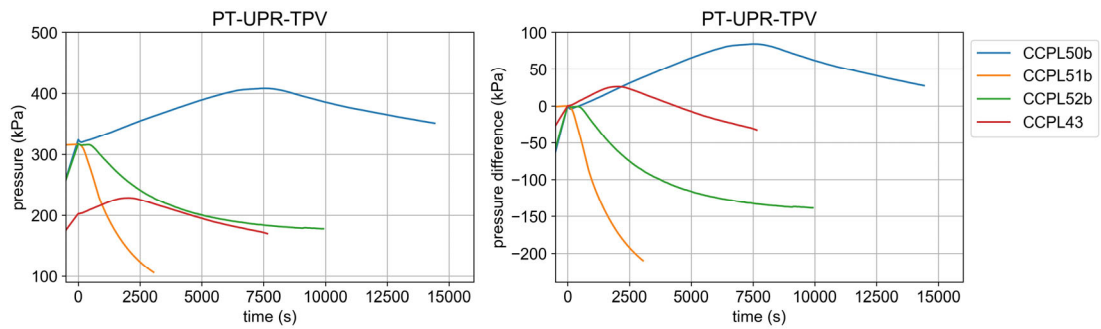


図 3.1.4-4 蒸気注入系での圧力履歴と相対変化履歴 (冷却開始時を始点とした相対時間)

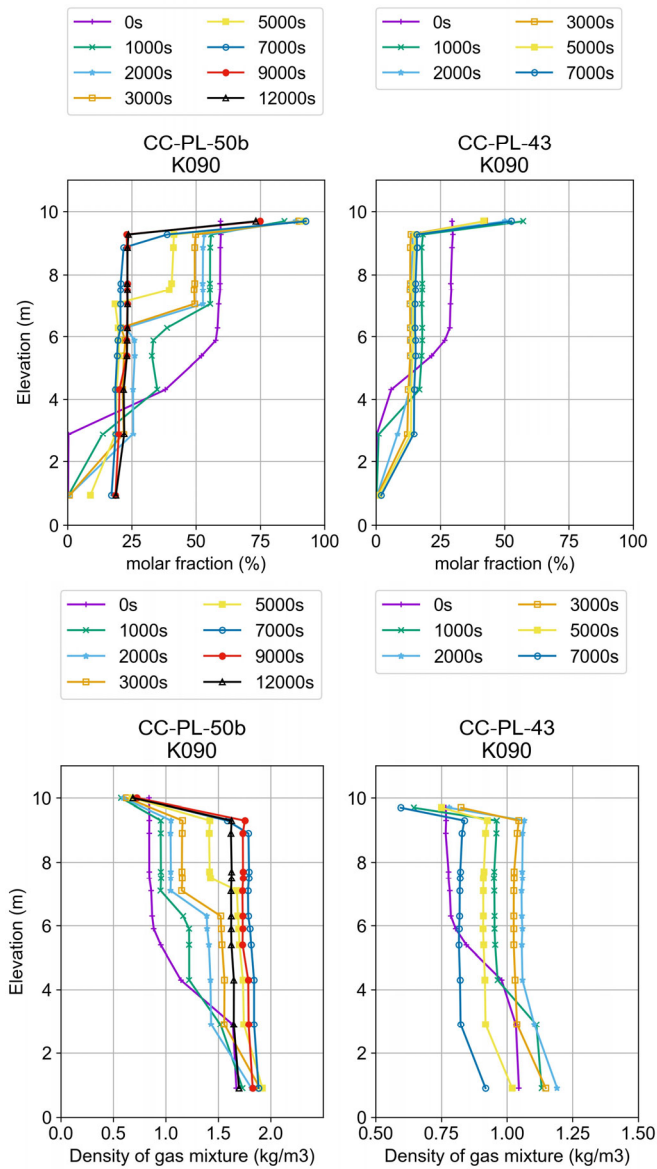


図 3.1.4-5 ヘリウム濃度分布と密度分布の履歴 (冷却開始時を始点とした相対時間)

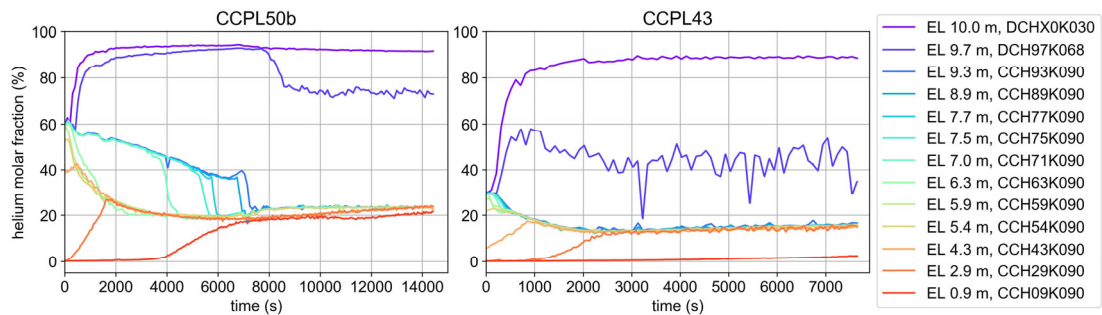


図 3.1.4-6 各高さへリウム濃度履歴 (冷却開始時を始点とした相対時間)

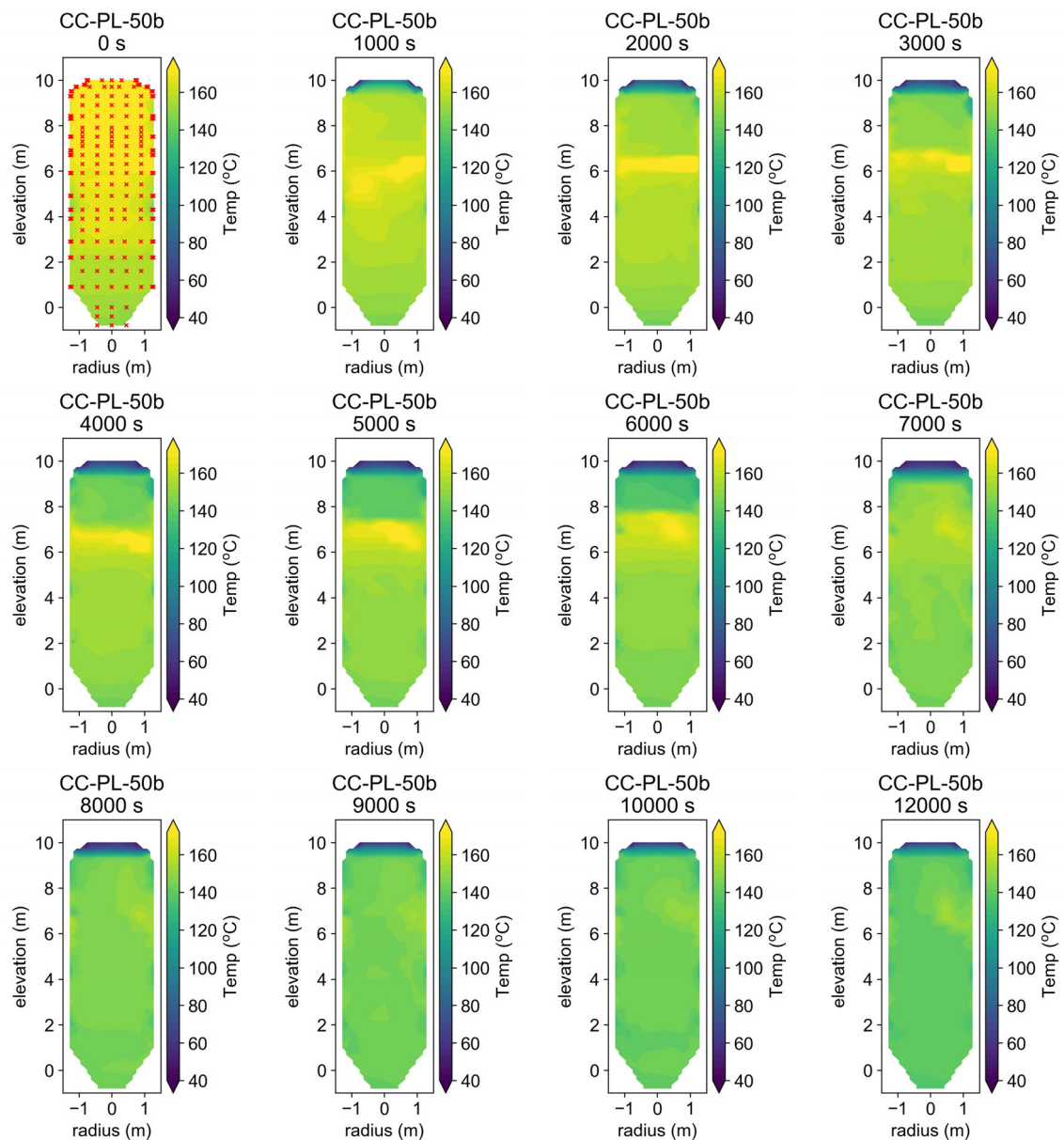


図 3.1.4-7 CC-PL-50b の温度コンター (赤点の位置が温度測定位置)

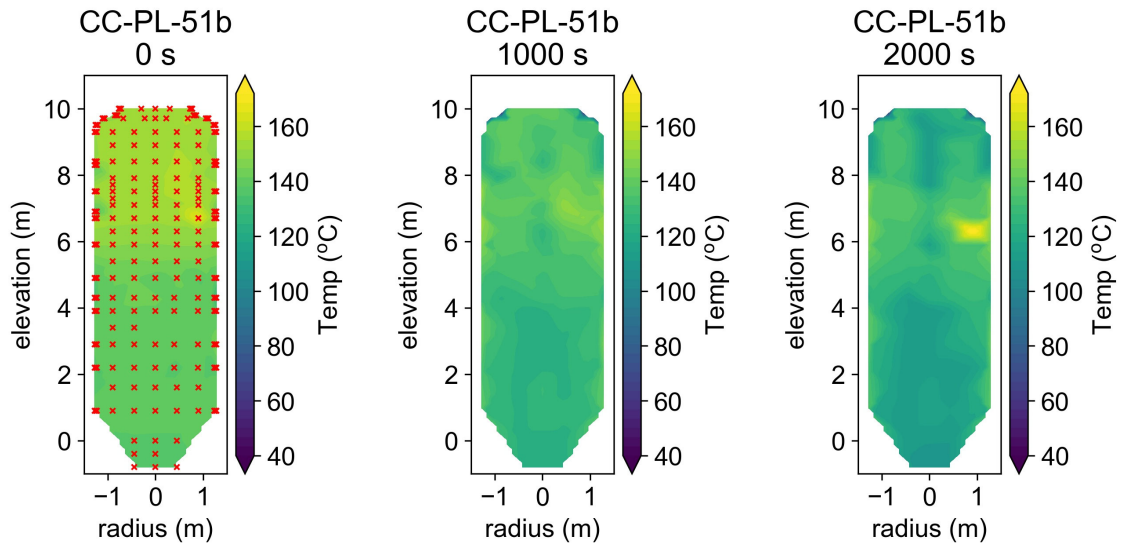


図 3.1.4-8 CC-PL-51b の温度コンター (赤点の位置が温度測定位置)

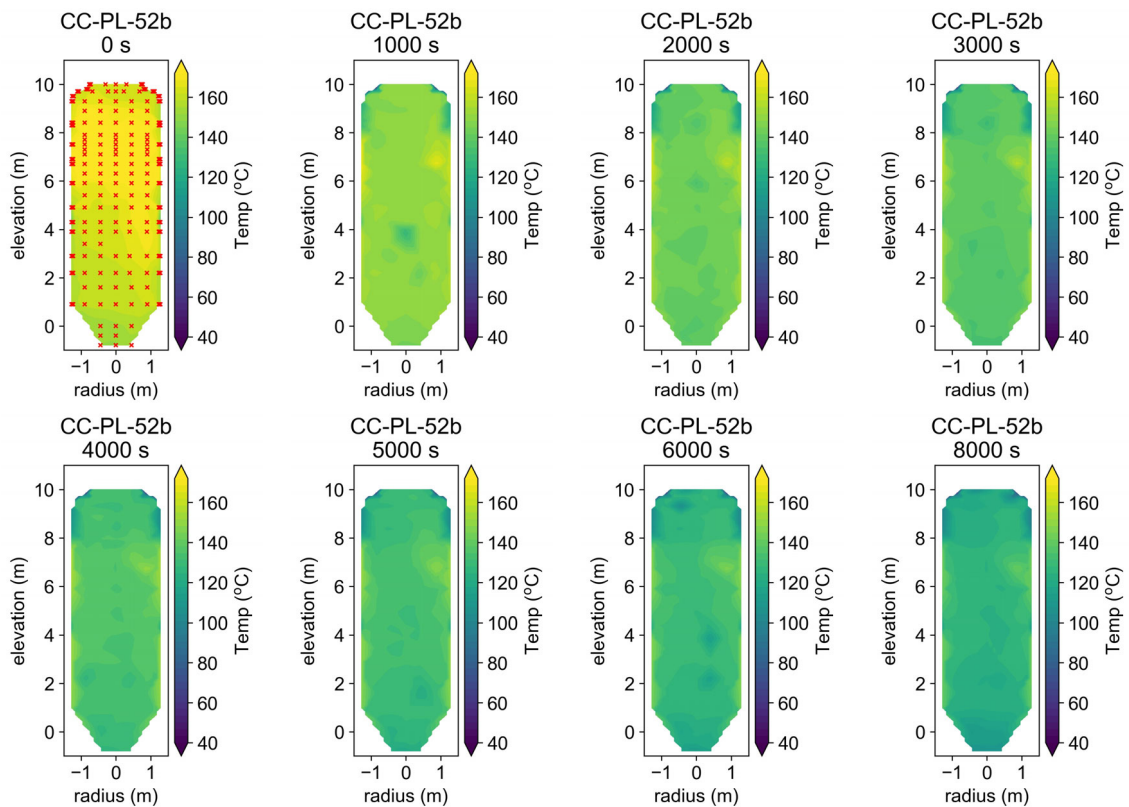


図 3.1.4-9 CC-PL-52b の温度コンター (赤点の位置が温度測定位置)

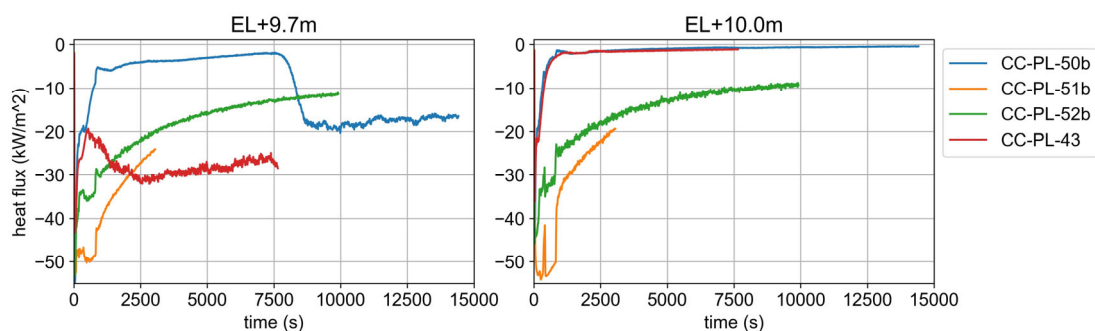


図 3.1.4-10 上部プールへの熱流束履歴、左図は EL9.7m、右図は EL10m における平均熱流束

閉じた系との比較

図 3.1.4-11 に蒸気注入系および閉じた系での圧力履歴を示す。蒸気単体条件の CC-PL-51b と CC-PL-11 を比較すると、注入系である CC-PL-51b の方が圧力低下速度は緩やかであった。蒸気+空気系の CC-PL-52b と CC-PL-08 の比較においても、蒸気注入系の CC-PL-52b の方が低下速度は緩やかである。蒸気+ヘリウム系の CC-PL-50b と CC-PL-09 では、初期密度成層の差（図 3.1.4-3 参照）と蒸気注入による加圧効果により、蒸気単体や蒸気+空気系と比べ、差が拡大した。CC-PL-50b と CC-PL-09 の圧力過渡には、それぞれ 7500 秒付近と 14000 秒付近に変曲点が存在する。後述するように、これは EL9.7m 以上に蓄積している高濃度ヘリウム層が侵食され始めたタイミングと一致する。

図 3.1.4-12 にヘリウム+蒸気系のヘリウム濃度分布と濃度分布を示す。両ケースでは外面冷却開始直後、EL9.7m 以上で同程度に濃度が高いヘリウム蓄積が生じる。一方、EL9.7m より下方では初期密度成層が下部から侵食される。CC-PL-50b では注入気体の慣性による混合である一方、CC-PL-09 では自然循環による混合であるという点で相違があるが、定性的な傾向は一致している。その後、14000~16000 秒で EL4m~9m が均一化した。図 3.1.4-13 に CC-PL-09 の各高さにおけるヘリウム濃度履歴を示す。EL9.7m では冷却開始直後に濃度が上昇、長時間維持された後、14000 秒付近で急低下する様子が確認される。これは、メカニズムは異なるが蒸気注入系 CC-PL-50b（図 3.1.4-6 参照）と定性的に同様の傾向である。但し、注入気体の慣性の方が自然循環に比べ混合効果が高いため、高濃度ヘリウム成層が侵食されるタイミングは CC-PL-50b の方が早い。

図 3.1.4-14 に EL9.7m および EL10m での上部プールへの熱流束履歴を示す。蒸気単体条件である CC-PL-51b と CC-PL-11 を比べると、冷却開始後 1000 秒程度において、初期圧力が 130 kPa 高い CC-PL-11 の方が、数 kW/m² 程度熱流束が高い傾向が見られる。この差は時間と共に凝縮が進み、圧力差が減少するにつれ縮小した。同じく、類似の初期濃度条件（図 3.1.4-3 参照）である蒸気+空気系 CC-PL-52b と CC-PL-08 では、初期圧力が 130

kPa 高い CC-PL-08 の方が、冷却直後の熱伝達が若干高い。しかし、冷却が進むにつれて CC-PL-08 の熱伝達は低下し、CC-PL-52b との乖離が見られた。閉じた系では、蒸気凝縮に伴い、非凝縮ガスである空気の濃度が経時的に顕著に増加するためであると考えられる。蒸気+ヘリウム系の CC-PL-50b と CC-PL-09 の熱流束データは定性的に類似しており、高濃度ヘリウム成層の侵食が開始されるタイミングで EL9.7m における熱伝達が急上昇し、その時間は蒸気連続注入による攪拌効果が望める CC-PL-50b の方が早く訪れる。この侵食が開始された後の EL9.7m のヘリウム濃度は CC-PL-50b > CC-PL-09 であるが、熱伝達は CC-PL-50b の方が若干大きい。高濃度ヘリウム蓄積の侵食が開始された後の圧力は、CC-PL-50b では～400kPa、CC-PL-09 では～150kPa で圧力差が顕著であり、圧力が高い CC-PL-50b で比較的高い凝縮熱伝達が生じたと考えられる。

最後に、上部プールへの熱伝達に関連し、熱バランスの妥当性について検討した。図 3.1.4-15 は上部プールへの熱流量履歴である。上段の 3 つは注入系の結果、下段の 3 つは閉じた系の結果である。左から蒸気+ヘリウム系、蒸気+空気系、蒸気単体で並べた。熱流量評価に必要な表面積は、基準寸法を用いて試験体の各セクションで評価された値を用いた。表 3.1.4-2 (System Description より抜粋[4]) は各セクションでの表面積と用いる熱流束データタグである。熱流量評価に必要な熱流束は各セクションでの平均値を用いた。図 3.1.4-16 は、上部プール内の温度データである。表 3.1.4-3 に、上部プールへの注水温度、図 3.1.4-15 の上部プールへの熱流量を冷却開始後で積分した値、熱バランスから予測される上部プールの温度上昇値を記載した。M はプール水の質量 (kg)、C_p はプール水の比熱 (4178 J/kg°C) とし、離散データの積分にはシンプソン則を用いた。図 3.1.4-16 の点で示す通り、注水温度に流量から計算される温度上昇値を足した最終的な水温は、実験終了時の上部プール温度に概ね整合し、熱バランスの合理性が確認される。

3.1.4.3. 本節のまとめ

ウェル注水による格納容器減圧・冷却効果に対し、高濃度ヘリウム蓄積の伝熱阻害の影響を明確にすることを目的とし、高いヘリウム注入量で上部プールを冠水させた条件での外面冷却実験を実施した。その結果、蒸気+ヘリウム系で厚い高濃度のヘリウム蓄積が生じ、同じ非凝縮性ガス分圧である蒸気+空気系と比べて顕著な熱伝達阻害が生じた。注入気体による慣性と自然循環というメカニズムの相違はあるものの、高濃度のヘリウム蓄積の侵食が開始するタイミングで伝熱挙動に変曲点が生じる点で定性的に一致した。今後の課題としては、様々な実機条件に対応するため、より高温の蒸気を用いた実験や、今年度のようなトップヘッドフランジを冠水させた状況における蒸気+空気+ヘリウム系の実験等が挙げられる。

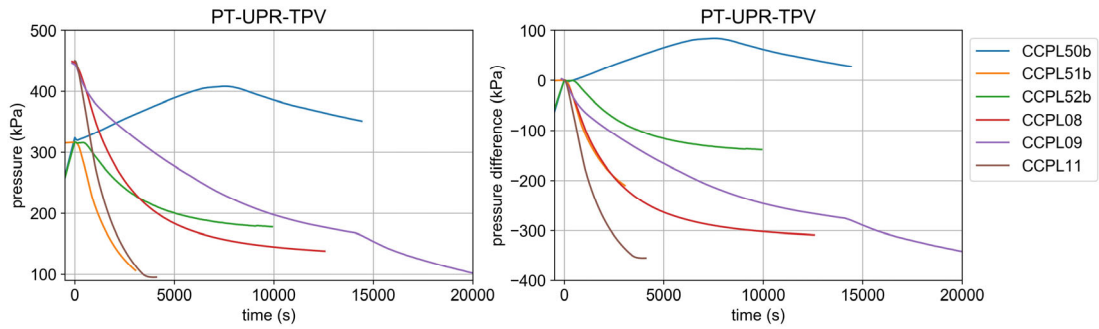


図 3.1.4-11 蒸気注入系と閉じた系での圧力履歴と相対変化履歴

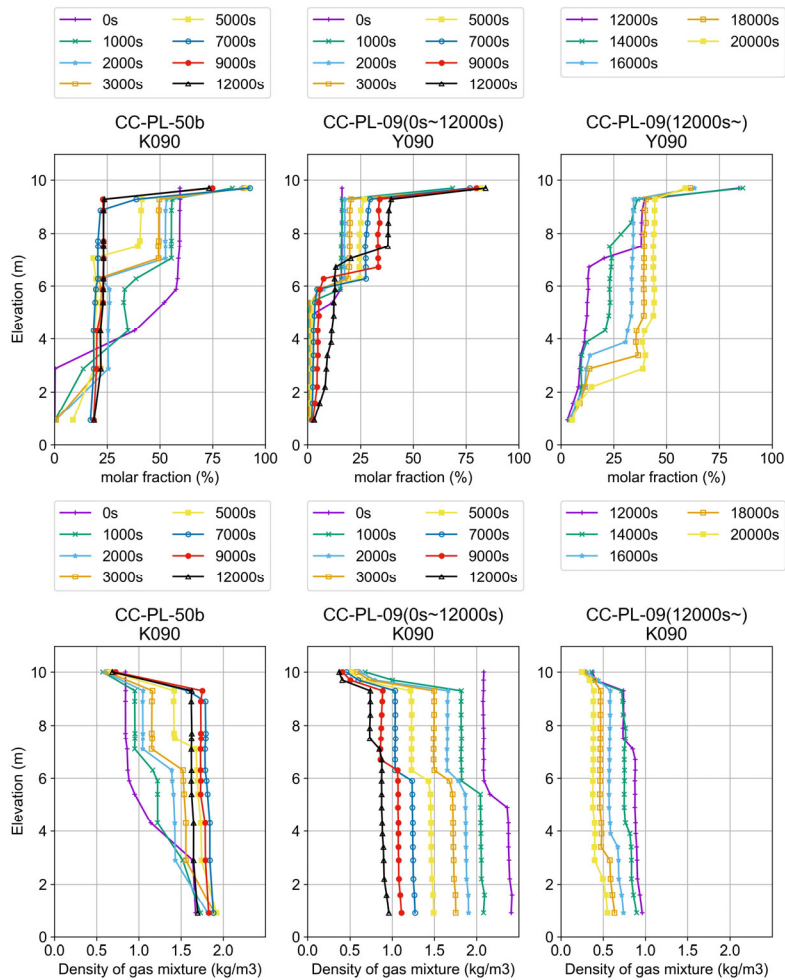


図 3.1.4-12 蒸気注入系と閉じた系でのヘリウム濃度分布と密度分布の履歴

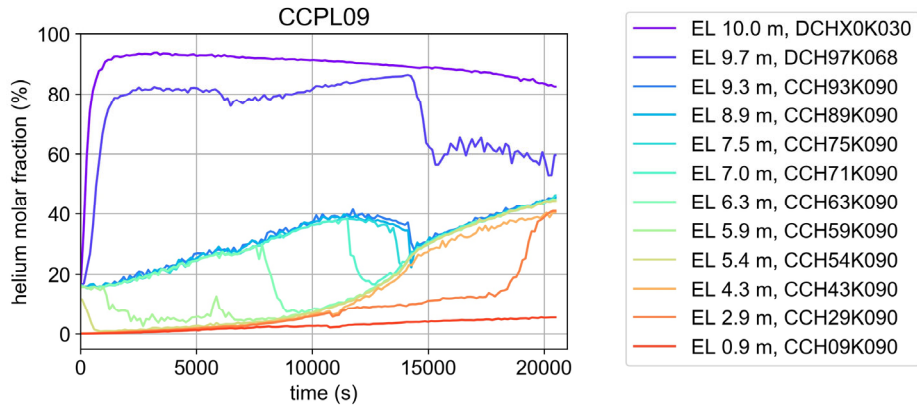


図 3.1.4-13 CC-PL-09 の各高さへリウム濃度履歴

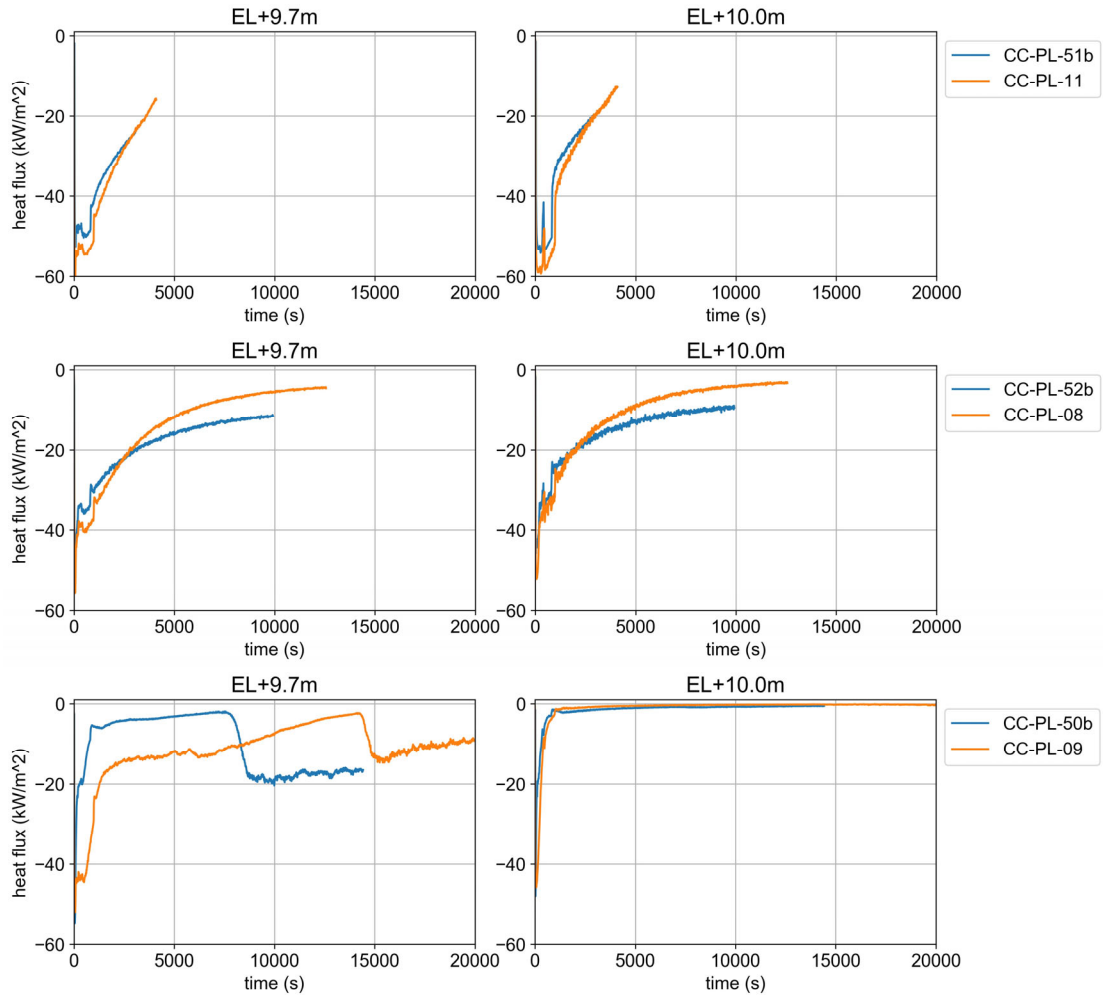


図 3.1.4-14 上部プールへの熱流束履歴、上から、蒸気単体、蒸気+空気系、蒸気+ヘリウム系の閉じた系との比較

表 3.1.4-2 熱流評価に用いる表面積と熱流束データ

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

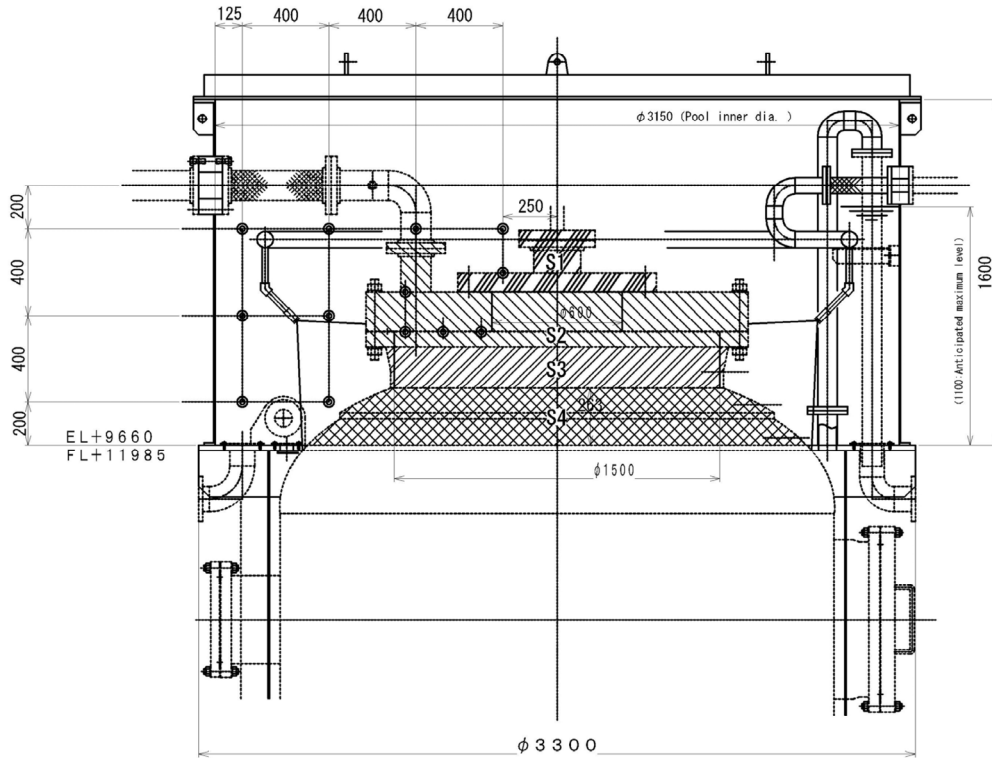


表 3.1.4-3 上部プールの熱バランス

	注水温度 (°C)	上部プールへの熱量 Q (kJ)	プール温度上昇幅計算値 $\Delta T = Q/(M \cdot C_p)$ (°C)
CC-PL-50b	23	5.56×10^5	21
CC-PL-51b	24	4.65×10^5	18
CC-PL-52b	24	8.43×10^5	32
CC-PL-08	22	7.98×10^5	27
CC-PL-09	23	7.78×10^5	27
CC-PL-11	22	6.10×10^5	21

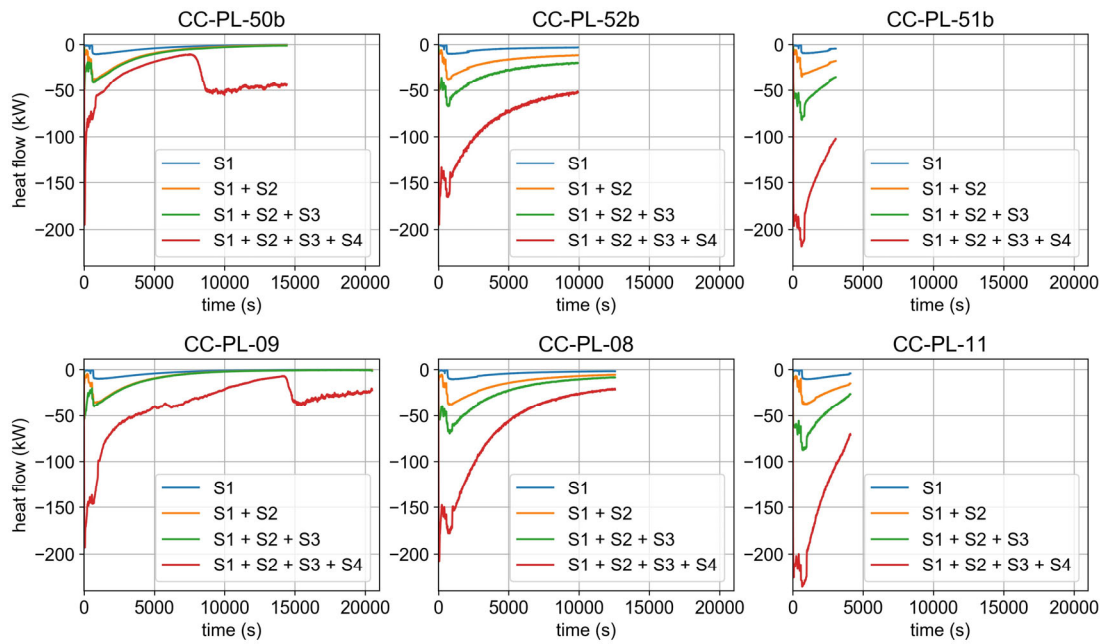


図 3.1.4-15 上部プールへの熱流履歴

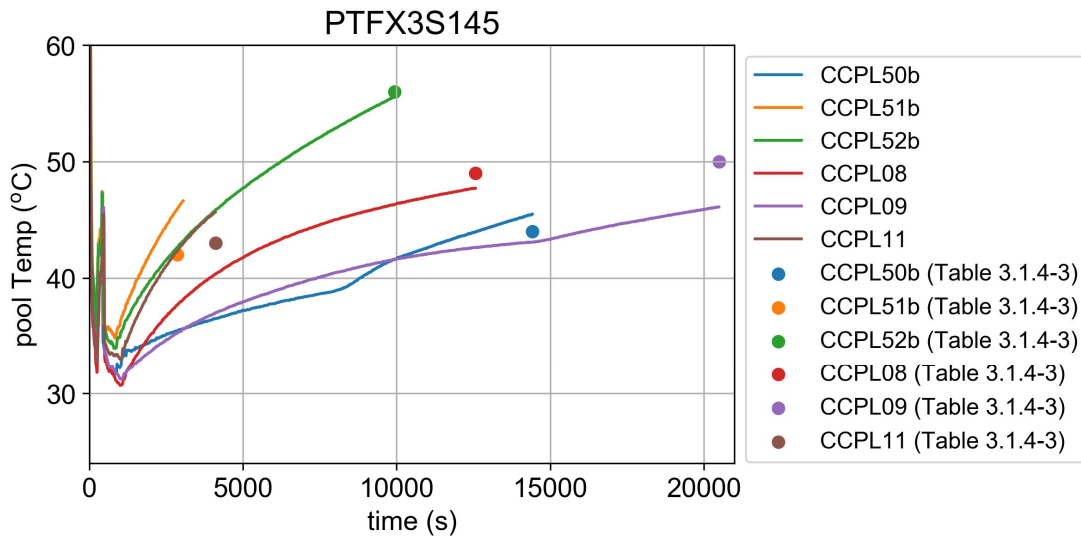


図 3.1.4-16 上部プールの温度履歴

図内の点は表 3.1.4-3 の熱バランス計算によるプール水温の推定値

3.1.5 ベント実験

格納容器ベントに関しては、起動タイミングや相変化との相互作用など、考慮すべき様々なパラメータが存在する。ベントに関するこれまでの CIGMA 実験では、ベント時の水素挙動に着目した実験を実施している。これらの実験では、ベントによって駆動される流速が低速であるため、障害物があったとしても、容器内の流れや気体濃度の拡散挙動は 1 次元的に振る舞うことが示されている[1, 2]。令和 2 年度には、格納容器スプレイ後のベント起動タイミングの影響に着目した実験を実施しており、スプレイによる強い攪拌効果によりベント後の系内に残存するヘリウム濃度に差が無いという結果が得られた[3]。これらの背景から、ベントで駆動される極めて流速が小さい流れを制限するような局所的な効果との相互作用が今後の注目点となる。関連する実験としては、平成 31 年度に、サンプル水の減圧沸騰の影響を把握するための CIGMA 実験を実施している[2]。この平成 31 年度の実験は、サンプル水を飽和温度程度まで昇温し、ベント流量を実機 BWR の特性値（ベント流量と格納容器体積の比）を参考値とした条件で実施しており、減圧沸騰により排出口より上部にヘリウムが取り残される結果が得られている。一方、サンプル蒸発とベントが重畳する場合、減圧速度によってサンプル水の沸騰の激しさが異なり、容器内の混合の激しさも異なることが TOSQAN 実験により示されている[4]。これはヘリウムの排出量が減圧速度に依存し得ることを示しており、水素リスクの観点から重要な視点と言える。本年度は、実機 PWR の特性比を参考値としたサンプル蒸発を伴うベント実験を実施した。ベントの作動条件の組み合わせとしてサンプル水の有無を考慮し、蒸気+空気系による予備試験を実施した。

3.1.5.1. ベント実験の条件

実験条件と実験の概念図をそれぞれ表 3.1.5-1 および図 3.1.5-1 に示す。参考として平成 31 年度に実施したサンプル水蒸発を伴うベント実験 VT-LV-08 も併記した。VT-MV-01 はサンプル水注水を実施しないケース、VT-MV-02 はサンプル水注水を実施するケースである。サンプル水を注水する VT-MV-02 の実験手順は以下である。

- 試験体を予熱後、蒸気を注入し加圧
- サンプルへ注水後、蒸気によりサンプル水を加熱
- 容器内圧力を 256 kPa まで減圧
- 空気を 100 kPa 注入
- 容器内圧力 366 kPa までサンプル水に蒸気を注入し加熱
- ベントを実施

初期蒸気分圧および空気分圧は VT-LV-08 と同程度とし、初期圧力は 366 kPa とした。これに合わせ、サンプル水を 366 kPa の飽和温度 140 °C 程度まで蒸気を用いて加熱した。ベン

ト流量は 9.6 m³/h とした。CIGMA 体積を用いた特性比にすると 5.3e-5 s⁻¹ であり、この値は実機 PWR の特性比 2e-5～4e-5 s⁻¹[3] と同程度の値である。

表 3.1.5-1 ベント実験の条件

		VT-LV-08	VT-MV-01	VT-MV-02
実施年度		H31	R4	R4
初期条件	圧力 (kPa)	400	366	366
	温度 (°C)	140	160	160
	He 分圧 (kPa)	34	0	0
	空気分圧 (kPa)	100	100	100
	蒸気分圧 (kPa)	266	266	266
	初期混合状態	蒸気・空気予混合 He 成層内濃度 20%	蒸気・空気予混合	蒸気・空気予混合
ベント	位置	EL2.75m	EL2.75m	EL2.75m
	流量計	FE-033	FE-273	FE-273
	流量 (m ³ /h)	124	9.6	9.6
	サンプル	水位 0.93m、 初期温度 143°C	無	水位 0.93m、 初期温度 140°C

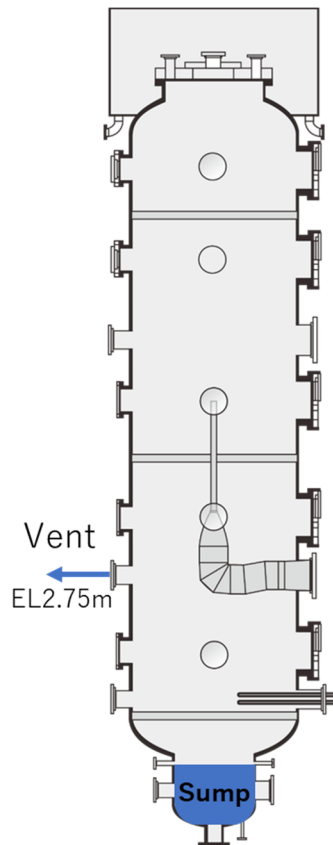


図 3.1.5-1 ベント実験の概念図

3.1.5.2. 実験結果

図 3.1.5-2 に圧力履歴を示す。本実験のような低流量の排気条件では、容器内の過渡変化は準定常となり、圧力は線形に低下する。サンプル水注水を実施しない VT-MV-01 では、10000 秒時点で 260 kPa であり、線形フィッティングから求めた圧力低下速度は -8.2 Pa/s であった。一方 VT-MV-02 では、10000 秒時点で 300 kPa であり、圧力低下速度は -7.0 Pa/s であった。この圧力低下の鈍化はサンプル水の減圧沸騰によるものと考えられる。沸騰の激しさに関しては、TOSQAN 実験による可視化[4]から、数ミリメートル程度の微小な気泡上昇で特徴付けられる、緩やかな相変化であると推定される。図 3.1.5-3 に VT-MV-02 の蒸気濃度分布を示す。容器内の蒸気濃度は空間的に一様で、サンプル水の緩やかな相変化により、時間とともに僅かに増加する様子が見られた。図 3.1.5-4 に容器中心部分での蒸気濃度履歴を示す。蒸気源が無い VT-MV-01 では蒸気濃度はほぼ一定であるが、サンプル水が蒸気源となる VT-MV-02 では蒸気濃度は単調に増加し、実験終了時でベント開始から 5% の増加となった。この蒸気濃度の上昇幅は BWR 条件[2]と比べ小さいが、ヘリウム成層が試験部上部に存在する場合は成層下部で蒸気濃度が増加し、蒸気濃度の上昇幅が増加すると思われる。

3.1.5.3. 本節のまとめ

実機 PWR の特性比を参考値としたサンプル蒸発を伴うベント実験として、サンプル水の有無をパラメータとした、蒸気+空気系による予備試験を実施した。その結果、低流量ベントで駆動する緩やかな減圧沸騰が生じ、圧力変化速度の低下と蒸気濃度の増加が確認された。本年度はヘリウム成層を形成しない条件であったが、ヘリウム成層が試験部上部に存在する場合、PWR を模擬した低流量であっても、サンプルからの蒸気上昇流により成層がベント位置に対して押し上げられる可能性がある。これはヘリウムの排出量の低下につながり、水素リスク上重要な知見と言えるため、来年度以降の実施を検討する。

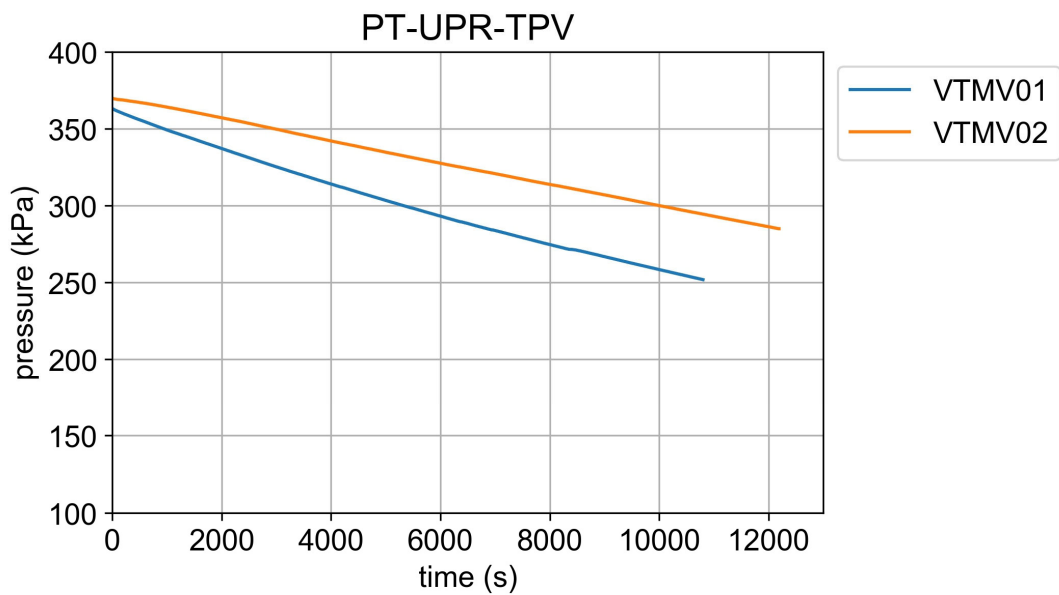


図 3.1.5-2 圧力変化

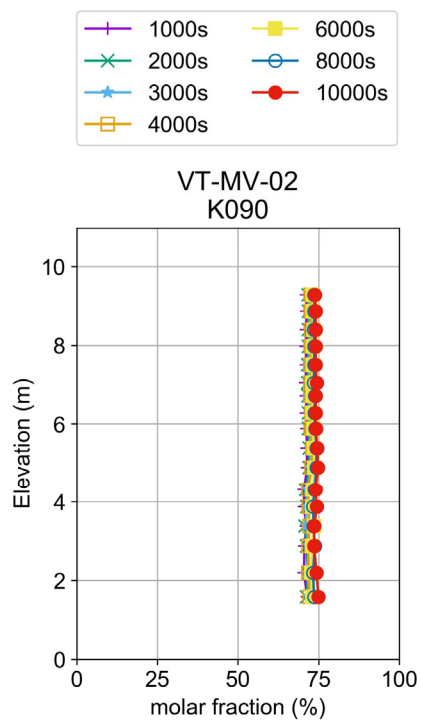


図 3.1.5-3 VT-MV-02 の蒸気濃度分布

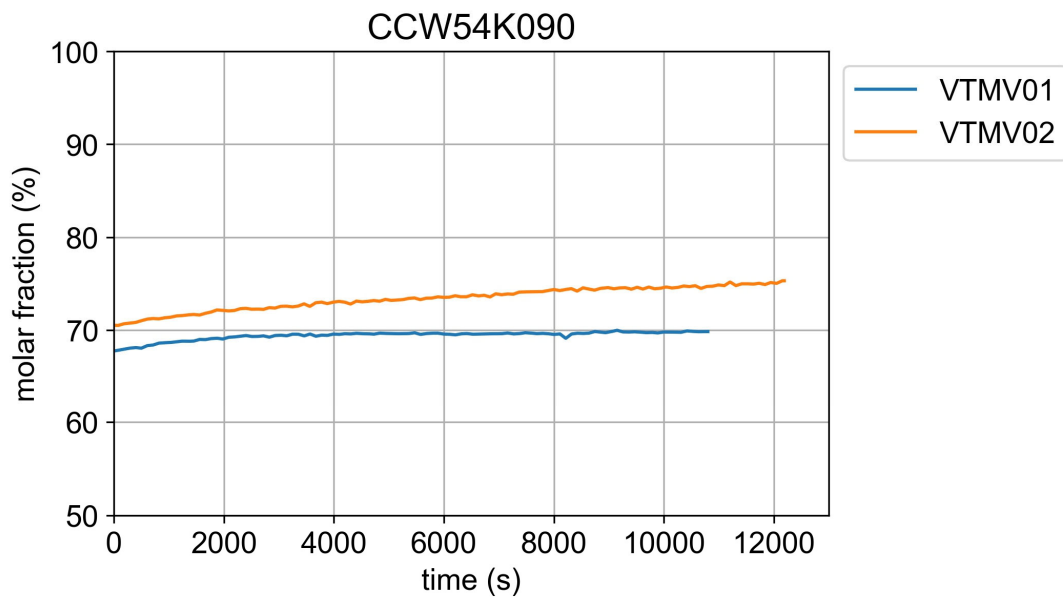


図 3.1.5-4 EL5.4m での蒸気濃度分布

3.1.6 輻射伝熱実験

格納容器熱水力現象を解析する上で、輻射伝熱に対する気体の輻射吸収効果は従来考慮されてこなかった。しかしながら、近年、格納容器熱水力挙動に対する輻射伝熱の影響に着目した研究が行われてきており、水素移行等に対する効果が明らかになってきた。例えば、LiuらはCFDコードcontainmentFOAM[1]を用い、OECD/NEA SETH-2で実施されたST1実験シリーズの解析を実施した[2]。この実験はヘリウム成層に対し下部から高温蒸気を衝突させる実験である。輻射伝熱を考慮しない場合、ヘリウム成層浸食が1000秒程度遅れる結果となる一方、輻射伝熱を考慮した場合には、成層浸食の速さや温度場の計算結果は改善した。これらの結果から、格納容器熱水力挙動において気体の輻射伝熱（輻射吸収効果）は無視できないと結論付けている。また、OECD/NEA HYMERES-2プロジェクトでは、PSIのPANDA試験装置を用いた輻射伝熱実験H2P2実験シリーズを実施している[3]。この実験では、初期に容器上部に形成したヘリウム成層を、上部から高濃度のヘリウムで加圧圧縮し、圧縮過程によって生じる温度上昇を計測する実験である。対流熱伝達を抑えつつ輻射熱伝達の効果を温度上昇で把握する実験であり、このとき圧縮過程によって生じる容器中心の高温領域はthermal bubbleと呼ばれる。特に水蒸気は赤外線を吸収・放射しやすい性質を持ち、thermal bubbleの温度上昇幅は水蒸気濃度に影響されるため、初期雰囲気の水蒸気濃度を0.1%程度まで低下させたドライ条件や高水蒸気濃度での実験を実施し、thermal bubbleの温度上昇について調査している。

格納容器熱水力に対する輻射伝熱効果の研究は近年世界的な注目を集めつつあるが、その影響度合いの把握やモデル妥当性に関しては不確かさが存在する。本年度は、OECD/NEA HYMERES-2で行われた輻射伝熱実験H2P2を模擬した実験の実施可能性について検討した。

3.1.6.1. 実験可能性に関する検討および実験条件

上述の通り水蒸気は赤外領域を吸収・放射しやすい性質を持つため、輻射伝熱の効果を温度差で明らかにするためには、吸収・放射効果のほとんどない乾燥空気での伝熱データを比較のためのベースデータとして整備する必要がある。このとき、乾燥空気には水蒸気濃度を0.1%オーダーまで低下させることが要求される。CIGMA装置に付帯する乾燥空気源としては、既設のコンプレッサー（OSP-15M5ARN、日立製）に水蒸気を除去するドライヤーが搭載されており、これを用いて0.1%程度の乾燥空気を供給することが可能である。また、試験部内水蒸気濃度計測に関しては、既設の濃度計測システムQMSでは低濃度において精度良く計測することができないという問題があった。そこで、低濃度において高精度に水蒸気濃度計測が可能な露点計（S8000 Remote、MICHELL Instruments製）を既設サンプリングノズルへ接続することで、低濃度水蒸気濃度計測が可能とした。これらの検討結果から、H2P2を模擬した輻射伝熱実験は実施可能であると判断し、輻射伝熱実

験 TR-HJ-02 を実施した。

実験条件、および対象とする H2P2 実験の条件を表 3.1.6-1 に示す。

- 乾燥空気を用いて、試験体内の初期条件を室温、大気圧、蒸気濃度 0.1% に設定
- ヘリウムと空気の混合ガスを注入し、試験体上部にヘリウム成層を形成
- 初期ヘリウム成層を形成した後、試験体排気弁を閉じ、露点計へのサンプリングバルブを閉じ、試験体上部に設置したノズルからヘリウムガスを 1200 秒間注入
(compression phase)
- その後 1 時間程度データ取得を継続 (decay phase)

Compression phase で用いるヘリウムガス流量は PANDA 装置から体積比でスケーリングした値とした。露点計に導入するガスサンプリング位置は注入ノズルと同程度の高さ EL9.3m とした。図 3.1.6-1 に注入ノズルとサンプリング高さを示す。混合ガス注入前の露点は -17℃ で、水蒸気濃度にするると 0.14% である。なお、図 3.1.6-3 に示す通り、初期ヘリウム成層形成時に露点計指示値が若干上昇する傾向が見られた。図から、混合ガス注入により -12℃ 程度まで上昇したことが分かる。この値は水蒸気濃度に変換すると 0.22% である。このような結果になった可能性として、配管内に水蒸気濃度がやや高い気体が残存していた可能性がある。定性的なトレンドを把握することを目的として、QMS による EL9.3m, EL5.4m, EL0.9m での水蒸気濃度データを、大まかな値を示す参考値として図 3.1.6-4 に示す。QMS のデータから、本実験中で顕著な増加は見られず、最大値は 0.25% 程度であった。これらのことから、加圧初期時の水蒸気濃度は 0.1 ~ 0.3% 程度であったと考えられる。

		TR-HJ-02	H2P2_1_2
Initial condition before compression	Pressure (atm)	1	1
	Temperature (°C)	30	20
	Steam (%)	~0.1	0.1
	He (%) (in helium layer)	55	50
Compression	He flow rate (g/s)	5.6	10
	Time (s)	1200	1200

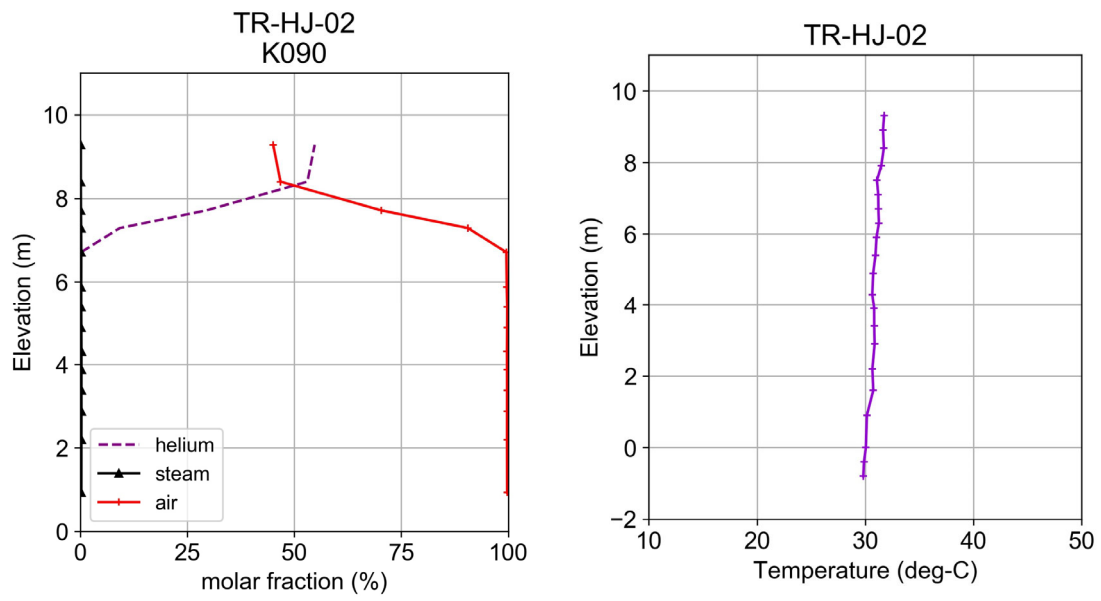


図 3.1.6-1 初期ヘリウム濃度分布と温度分布

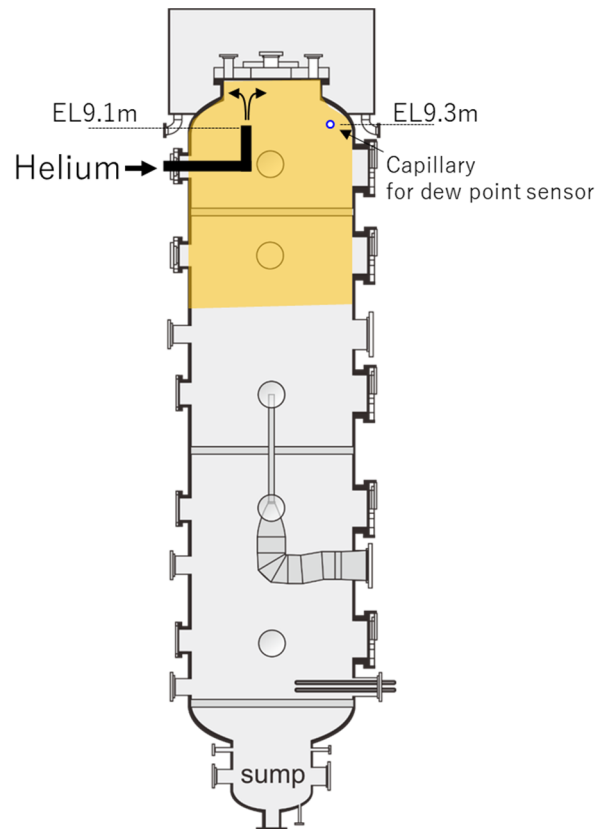


図 3.1.6-2 注入ノズルの位置

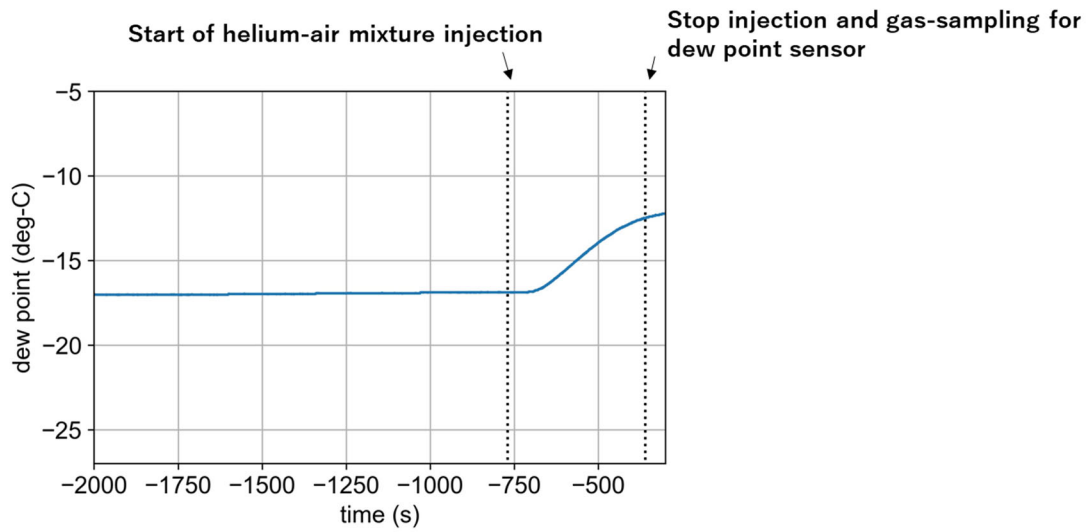


図 3.1.6-3 露点計指示値

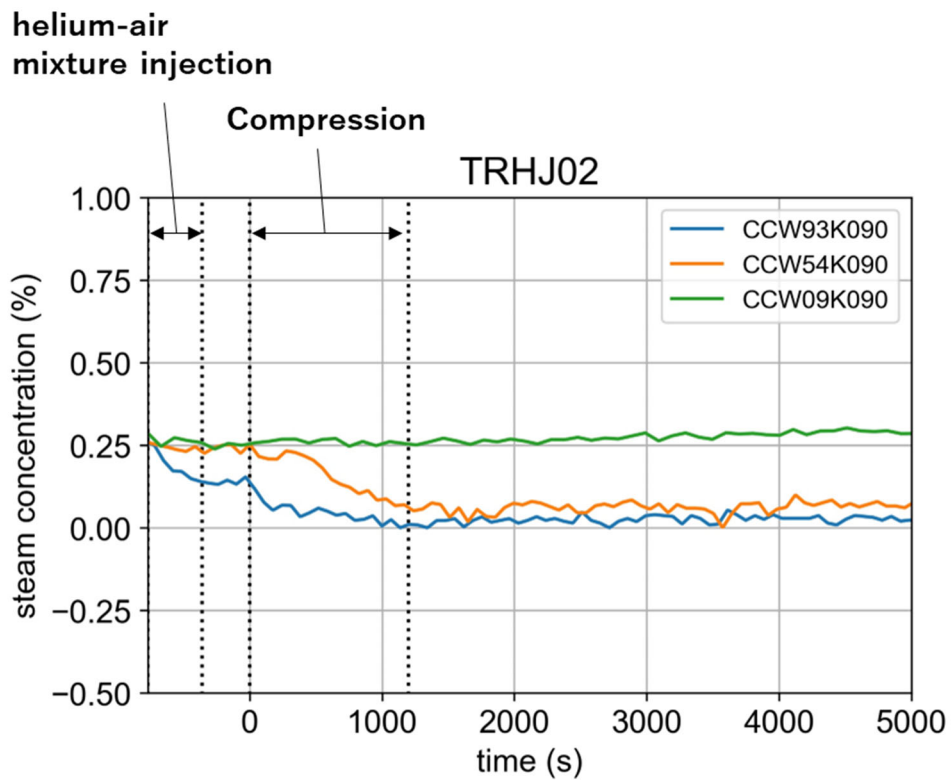


図 3.1.6-4 QMS で計測した EL9.3m (CCW93K090), EL5.4m (CCW54K090), EL0.9m (CCW09K090)での水蒸気濃度

3.1.6.2. 実験結果

圧力履歴を図 3.1.6-5 に示す。ヘリウム注入による容器加圧に伴い、圧力は 180 kPa まで増加した。圧縮後の圧力はほぼ一定値で、放熱による緩やかな減少が続いた。図 3.1.6-6 にヘリウム濃度分布を示す。左図が圧縮過程でのデータ、右図が静置した状態でのデータである。ヘリウムを上部から注入にすることにより成層界面が下方に移動し、最終的には試験部中心付近に位置した。圧縮後はヘリウム濃度分布に大きな変化は見られなかった。図 3.1.6-7～図 3.1.6-9 に容器内流体温度の温度コンターと温度分布を示す。ヘリウム注入による圧縮に伴い、容器中心で徐々に温度が高くなる様子が見られた。圧縮終了時において容器中心部の高温領域の温度は 45 °C に達した。圧縮後、高温領域の温度は低下したがその速さは緩慢で、初期温度より数度高い状態に至るまで 3000 秒を要した。また、図 3.1.6-8 および 3.1.6-9 に示す温度分布から、EL 4～5 m で流体温度がばらつく傾向が見られた。試験体内の EL 3m～EL 5 m にはメインノズルが位置しており、流体とメインノズル間の対流伝熱により、温度のばらつきが生じた可能性が考えられる。

3.1.6.3. 本節のまとめ

輻射伝熱に関する実験として、本年度は OECD/NEA HYMERES-2 で行われた輻射伝熱実験 H2P2 の模擬実験の実施可能性について検討した。試験体内の気体を加圧する際の温度過渡を計測する H2P2 実験では、乾燥空気を用いることが重要であるため、CIGMA 装置において乾燥空気供給源や低蒸気濃度計測に関して検討した結果、既設設備で対応できることが明らかになった。更に、輻射伝熱が有効に働かないと想定される低蒸気濃度条件で H2P2 模擬実験を実施し、温度履歴等のデータを取得した。本データは CFD で使用される輻射伝熱モデルの妥当性検証等に活用でき、今年度実施した予備的な解析を 3.4 章で解説する。

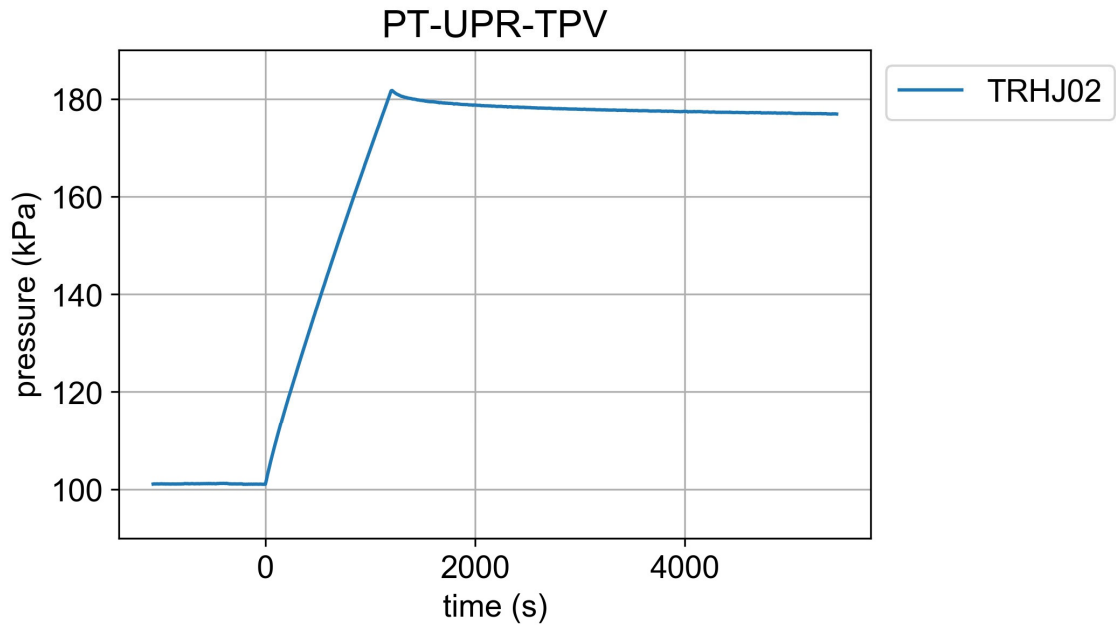


図 3.1.6-5 圧力履歴

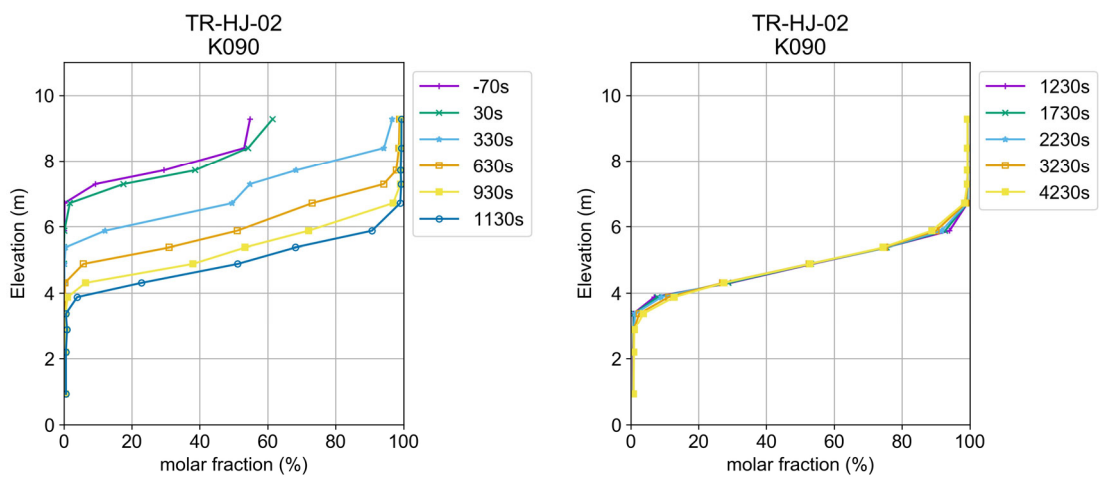


図 3.1.6-6 ヘリウム濃度分布 (左) compression phase (右) decay phase

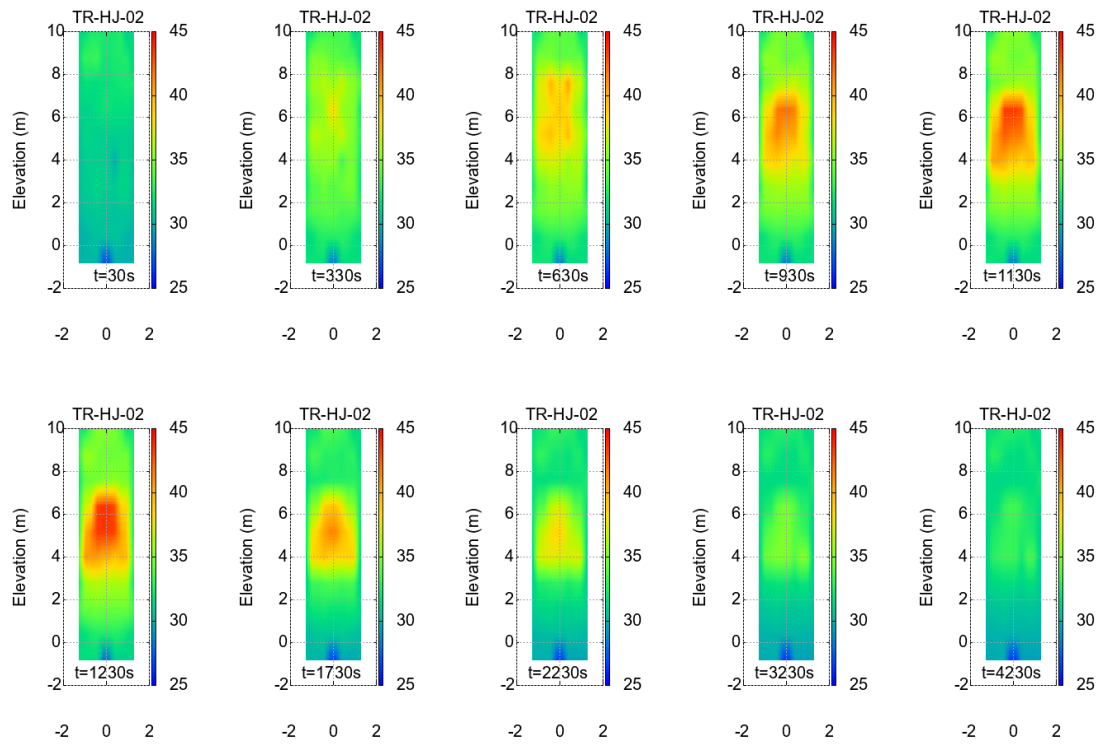


図 3.1.6-7 温度コンター図 (上) compression phase (下) decay phase

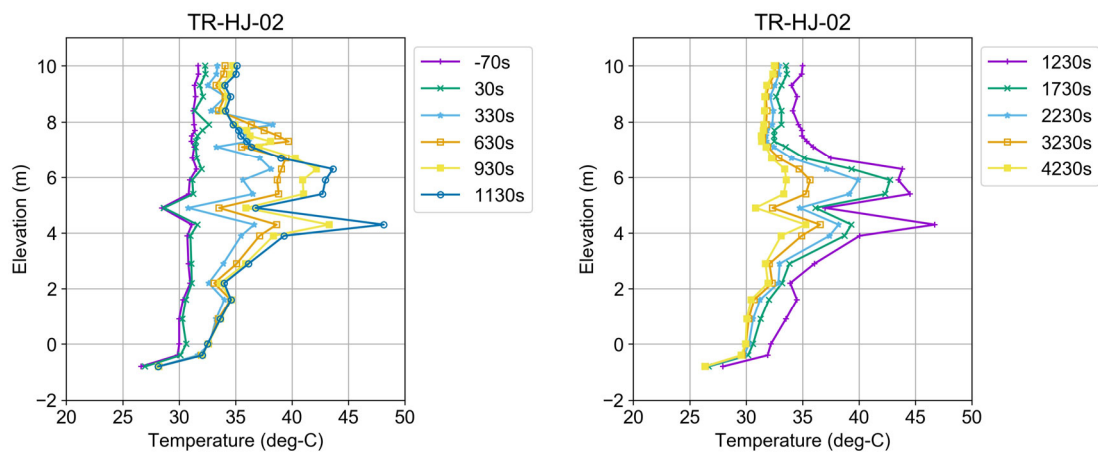


図 3.1.6-8 中心軸上の温度分布 (左) compression phase (右) decay phase

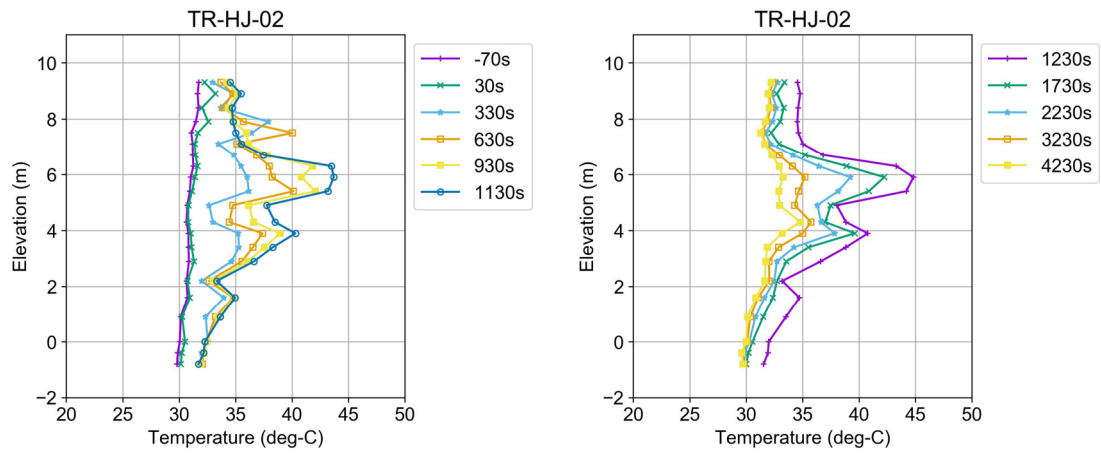


図 3.1.6-9 中心軸から 0.45m 離れた位置の温度分布 (左) compression phase (右) decay phase

3.1.7 CIGMA 装置の追設

本年度は以下の 2 項目に関して、CIGMA 装置の追設を実施した。

- 蒸気ラインへの空気操作弁設置

CIGMA 装置には、試験容器内に高温の蒸気および混合（蒸気-空気-ヘリウム）ガスを注入するための 3 つラインが配備されている。これまでは、実験条件に合わせ使用するラインを選択し、その他のラインには作動流体が流入しないように事前に閉止板を挿入する作業が必要であった。実験を効率的に実施することを目指し、本年度はこれまで整備してきた蒸気ラインに空気操作弁を設置し、制御室から遠隔で注入ラインを選択できるように追設を行った。図 3.1.7-1 に空気操作弁設置箇所を示す。

- 屋外冷却塔凍結防止対策設備小屋の設置

CIGMA 装置に付属している熱交換機の凍結防止作業の簡便性を向上させるため、不凍液貯蔵タンクやポンプを内蔵した設備小屋を設置した。

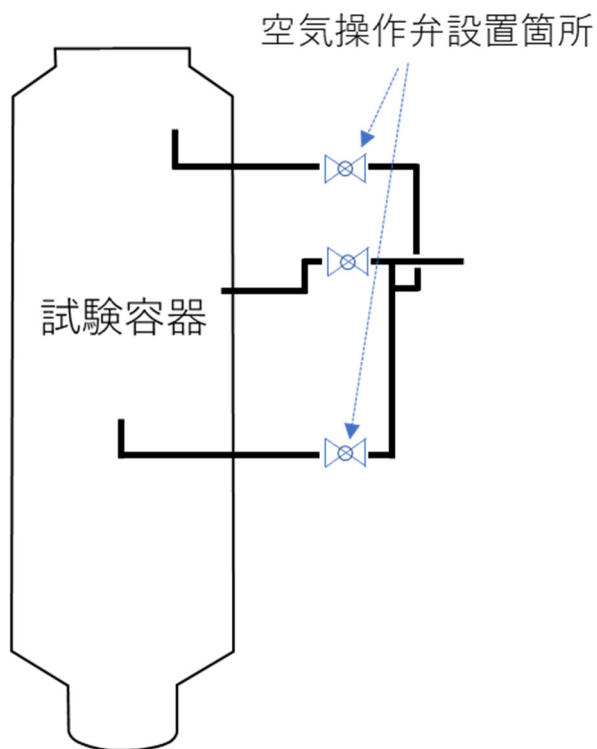


図 3.1.7-1 空気操作弁設置概要

3.2. 格納容器漏洩（文献調査）

本事業では 3.1 節で述べたように、BWR のトップヘッドフランジの過熱を実験的に調査しており、CIGMA 装置で扱える高温水蒸気による加熱や外面からの冷却の効果に関するデータを取得すると共に、3.1.1 節に説明するようにフランジの熱伝導解析も実施し、フランジ合わせ面の間隙部分の冷却効果等の調査を実施中である。本節では、過去に行われたフランジ間隙部分からの漏洩に関する実験や関連する格納容器漏洩に関する調査結果についての文献調査をまとめる。

格納容器が高温状態になる際の漏洩発生を調査する試験は、米国（NUREG/CP-0076 や NUREG/CR-5096）[1-2]や国内事業者（Hirano et al., NED, 1993）[3]、原研（Yamano et al., NED, 1993）[4]による電気ペネトレーション（Electrical Penetration Assembly, EPA）を対象とした試験や、ハッチを対象とした試験（Watanabe et al., 1998）[5]が 90 年代に精力的に実施されている。NUPEC では昭和 63 年～平成 5 年にかけて「原子炉格納容器信頼性実証試験放射性物質捕集特性試験」にて、低電圧／高電圧モジュールとフランジガスケットの模擬試験部を製作し、高温雰囲気条件下での漏洩実験を実施している[6-11]。これらの実験は主としてエアロゾル挙動を対象としており、狭い漏洩口を通してエアロゾルが通過する際の粒子の沈着挙動などの注目している。以下では NUPEC 試験と米国 SOARCA プロジェクトによる解析の概要についてまとめる。

3.2.1 NUPEC 試験

EPA 及びフランジガスケットの両者に対する漏洩に関する実験を実施しており、実験条件は SA 条件として、ベース条件を温度 423K（150℃）、圧力を格納容器設計圧の 2 倍（2Pd）とし、最も厳しい条件として最高温度が 673K（400℃）、最高圧力を 1MPa まで調査している。実験は、漏洩が疑われる部分の幾何形状を取り出して、それを実機相当に模擬した共試体を製作し、漏洩量やそのメカニズムを推定している。EPA およびフランジを模擬した試験部を加熱容器内にセットし、試験部全体をマントルヒーターで加熱しながら加熱蒸気と空気を試験部に供給する。実験装置の概要が以下である。

- EPA：配線が細い低電圧（低電流）ケーブルと太い高電圧（高電流）ケーブルのそれぞれを模擬した形状を「モジュール」と称して装置を設計している。低電圧モジュールは、断面積が 0.9, 0.2, 100 mm² で種類（熱電対や同軸ケーブル）の異なる 5 種を製作し、高電圧モジュールは断面積を 500mm² とした 1 種を製作した。
- フランジガスケット：格納容器が備える大型のフランジとして、格納容器 DW の底部にある作業員や機器搬入のためのハッチと格納容器上部の燃料交換のために使われる開口部であるドライウェルフランジがある（ハッチフランジとドライウェルフランジ）。それぞれについて、2 種のガスケット（甲丸タイプとグループ・タンクタイプ）

の漏れを調査する。後者はオーリングの溝がオスメスで噛みあわされるタイプのものである。ガスケットが放射線によって劣化する状況を考慮して予め 800kGy のガンマ線を照射を実施した条件での実験も行っている。

実験は目的を変えて次の 2 つの実験を行う。

- 健全性試験：ベース条件より超過する条件で漏れないことを確認する試験。
- リーク試験：漏れが発生するまで境界条件を厳しく設定する試験。試験装置の最高温度 673K でリークが発生しない場合は、昇温後に室温まで下げて再度昇温することを繰り返す。

実験パラメータは、温度（一定温度及び周期変化）、圧力、雰囲気ガス種（空気、水蒸気）、放射線エージングの有無である。温度と圧力は 1 次側を昇温昇圧し、背面は加圧も加熱もしない。

主な試験結果は以下のようにまとめられる。健全性試験（ベース条件での試験）では昇温後一定温度に保つ条件では全ての試験でリークは見られなかった。温度 503K まで昇温した条件において、24 時間高温を保持した後に室温まで冷却したとき低電圧モジュールとフランジガスケットで微小リークが見られ、これは SNL 試験[2]でも観察されている。一方、限界まで昇温して漏洩を生じさせるリーク試験では、典型的試験例として 473K で 20 時間熱エージング後に、10K/h の昇温スピードで加熱する条件において、低電圧モジュールでは約 540~600K、フランジガスケットでは 550~620K の間でリークが生じる結果が得られている。フランジガスケットに用いされているシリコンゴムは電気ケーブルのシール材であるエポキシより耐熱性に優れ、損傷が生じてもギャップは広がりにくいという結果である。高電圧モジュールでは、格納容器の 1 次側と 2 次側に空気層が 2m もあり、1 次側は損傷に至るが、2 次側は温度が上がらないためリークに至らないという結果であった。原子力学会がまとめた報告書[12]には、定電圧モジュール及びフランジガスケットのリーク開始温度（横軸）及び圧力（縦軸）を SNL 実験と比較してプロットしており、前者に対してはリーク発生温度に拮がりを持つが、後者のフランジガスケットでは広い圧力条件に対して温度が 300°C 付近を超えるとリークが生じる結果となっており、圧力よりもむしろ温度条件でリークが支配される様子が明確に示されている。他の文献でも同様の傾向が示されている（Hirano et al., 1993）[3]。甲丸よりグループタンクの方が耐熱温度が高い傾向があり、これは形状依存の効果で、突起によりガスケットに食い込む形で接触面積が大きくなるため漏洩が生じにくいとされている。ガス種と放射線エージングの効果に関しては、水蒸気雰囲気の方が空気雰囲気よりも漏洩発生温度が低くなる（厳しくなる）傾向が得られている。放射線照射の影響では、600K（227°C）までは試験片が硬化し圧縮強度が増すので耐熱温度が上がる一方で、それ以上の温度だと硬化による強度が急激に低下する

結果が得られている。

リークが生じた場合の等価面積は漏洩流量と差圧により評価される。1 次圧が高く漏洩流れが臨界流であることを考慮して下記の圧縮性流体の流量と圧力の関係式を用いて評価された。

$$A_e = \frac{m\sqrt{RT_1}}{P_1\sqrt{\left\{\frac{2\gamma}{\gamma-1}\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\gamma+1/\gamma}\right\}}}$$

ここで、 m は質量流量、 A_e は漏洩等価面積、 P_1 と P_2 は 1 次側と 2 次側の圧力、 T_1 は 1 次側温度、 γ と R は比熱比とガス定数である。上記は亜臨界条件の式で、臨界以上の条件では P_1/P_2 の圧力比に臨界圧力比を代入して計算する。 $\sqrt{\gamma RT}$ は音速を表す。実際の流れではチョーク部分の経路が長い場合ため摩擦による圧力損失の影響も受けるので、このモデルで評価される等価面積は過大評価になる（保守的）。1 次圧とリーク流量の関係から、上記評価でリーク面積を求めた結果、亜臨界条件ではリーク面積は 1 次圧と共に増加し、臨界以上の条件では一定に漸近する結果が得られている。このようにして得られた結果を総合的にまとめ、フランジガスケットでは周長 1m 当たり 13mm² のリーク等価面積という結果となり、これを実機格納容器のトップヘッドフランジに外挿すると 1000mm² となる。同様にして別途求まる EPA 部分で想定される漏洩面積と合わせて 2500mm² となる。これは、MELCOR によるシビアアクシデント解析で想定するリーク面積（2E4～1E5 mm²）の 1/10 以下の値である[12]。

レポートには、200℃以上での漏洩を経験したシール材（シリコンゴム）の写真が掲載されており、温度上昇による硬化で生じたヒビがシール材の内側から外側に向かって貫通していることが確認できるとされているが、写真からの判別は難しい。新規性基準以降はシリコンゴムに変えて改良 EPDM をドライウェルフランジやハッチのシール材に使用することが提案されており、解析で性能が評価される。NUPEC のフランジ・ガスケット模擬実験は、実機のフランジ部の内側から加圧されることによりフランジ合わせ面の開きを模擬し、ガスケットとフランジ部が僅かに接触した状態で試験を実施している。NUPEC 実験と実機との相違が以下の表のようにまとめられている。

表 4-3 NUPEC 試験及び実機フランジ模擬試験におけるフランジ断面形状

	NUPEC 試験 ^{※1}	実機フランジ模擬試験 ^{※2}
フランジ断面形状		
フランジ面の開きの模擬	フランジ面に勾配を設けることで開きを模擬。勾配は内側ガスケットと上部フランジが接触する程度として 1/25 を設定。	フランジ面間に調整シムを設置することで開きを模擬。ガスケットの押込み量は、リークが発生しない程度に設定。

※1 原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成6年3月）」

※2 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」

出典： <https://www2.nra.go.jp/data/000180460.pdf>

3.2.2 SOARCA プロジェクトによるピーチボトム原発の解析[14]

米国 SOARCA プロジェクトにおいて、ピーチボトム (PB) 原発の事故進展、ソースターム、オフサイトへの影響について、最新の緊急時対応策及びプラントの能力に関する利用可能な最善のモデルを用いることで解析を実施が実施され、結果が 2012 年のレポートにまとめられている。この中で、4.6 節の Containment Failure Model の節でトップヘッドフランジの破損が以下のように議論される。実機ドライウェルのトップヘッドフランジは燃料交換時に取り外せる構造であり ([13] の Figure 4-22)、フランジ面は 2-1/2 インチ直径の 68 本のボルトで連結され、以下の記載がある。

- フランジ面には幅 3/4 インチ、厚さ 1/2 インチの二つの EPDM (ethylene propylene diene methylene) ガスケットが挟みこまれる。
- 締め付けトルクは、2-1/2 ボルトで、817-887 foot-pounds (ft-lb) で、平均トルクが 850 ft-lb である。

この 68 本のボルトの締め付け及び漏洩発生メカニズムについて以下の記載がある。

- **pre-tension** という事前締め処理がされ、その際 EPDM も圧縮される。
- 事故時には格納容器内圧が加圧されることでフランジが広がる方向になるため、EPDM への荷重が減少する (**prestress** を打ち消す)。ある内圧になるとボルトのプレストレスがなくなり、EPDM ガasketは減圧され、さらに内圧が上昇するとフランジ接続部から漏れが発生する
- EPDM ガasketメーカーは、静的シールジョイントの最大 **squeeze** (圧縮) 率を 30 パーセント ($0.5 \text{ インチ} \times 0.3 = 0.15 \text{ インチ}$) とすることを推奨する。ガasketはフランジから圧縮荷重を取り除くと全厚みの約 15 パーセントが回復する。
- 一方で、事業者 (**licensee**) のエンジニアの話では、ドライウエルヘッドフランジのガasketは、設計圧力 **56 psig** (約 0.39 MPaG) で漏れないように、金属面と金属面が接触する 50 パーセントの圧縮率までスクイズされる。
- ガasketは一定温度と放射線に暴露され、これは早期劣化の原因になる。このため、ガasketは原子炉容器ヘッドの再組立のたびに交換される。これらの情報と実際の観察に基づき、事業者は漏洩が始まるガasket回復率を 0.03 インチと見積もることが推奨されている。すなわち、締め付け時の厚さから 0.03 インチ (約 0.8 mm) ほどギャップが広がったところから漏洩が始まる。

上記の検討に基づき、1 次圧によるボルトの熱伸びと上蓋の持ち上がり (**lift-up**) によるギャップ量 (漏洩面積) の増大を示す解析結果が **Figure 4-23** に示されている。ドライウエルヘッドフランジは、内部の事故圧力が 0.660 MPa (すなわち、 $P/PD = 1.35$ または 82 psig) まではリークせず、その後、1 次圧の増加と共に徐々に漏れ面積が拡大する。高温 ($755 \text{ K} = 480^\circ\text{C}$ 以上) 条件ではドライウエルの上方および半径方向の熱膨張により、大小の貫通部が生体シールド壁と結合し破損に至るとされている。また内圧の減少によりボルトの伸びが緩和され、リーク面積は減少する。

この説明の後に、**SBO** シナリオの解析の内容が解説される。ドライウエルトップヘッドのからのリークと同時期に、**DW** 下部では炉心による格納容器壁の熔融貫通も生じる。詳細は割愛するが、熔融炉心デブリが圧力容器から原子炉ペDESTAL床に放出されるまでの事故シナリオ解析の経緯が説明されており、ペDESTALに落下した熔融炉心は、ペDESTAL壁の人員アクセス開口部を通過してキャビティから横方向に流出し、**DW** 床全体に広がり、10 分以内に鋼鉄製のシェルに到達し、その 5 分後にシェルが貫通し、原子炉建屋の地下 (すなわちトラス室) への核分裂生成物の放出経路が開かれる。このように、**DW** トップヘッドフランジからの漏出とドライウエルシェルの破裂が相まって、格納容器は設計圧から約 25 psig まで急速に減圧される。この際、**DW** 内圧の低下によりトップヘッドフランジのリーク経路は再閉鎖されるという上記のモデルが採用される。**DW** シェルの溶断が起こる前に水素がトップヘッドフランジから漏れ、原子炉建屋 **refueling bay** に蓄積される。このリーク経路では、トップヘッドフランジから **DW** ヘッド enclosure (原子炉ウエル)

への中間的な輸送を含んでおり、ウェルから bay へのリークはコンクリート遮蔽ブロックの隙間から発生する。この複雑な漏えい経路を MELCOR モデルでは明示的に表現されており、福島事故で生じたとされる漏洩を定性的に再現している。

3.2.3 予備実験の検討

前節までの既往研究の調査を受けて、1F 事故時の格納容器トップヘッドフランジからのリーク状況の解明に資する調査とするためには、フランジのリフトアップ（シール材の押し付け圧力の低下）による状況を再現し、リフトアップによって生じるシール材周りの雰囲気環境や押し付け圧力の変化によって貫通孔がどのように生じるかを定量的に評価する実験が考えられる。背景には、ボルト熱伸びによりフランジがリフトアップし、それにより生じた隙間へ高温流体が貫入し、高温気体によるシール材の損傷、貫通孔の形成、というメカニズムを想定している。NUPEC 実験では締め付けトルクをメタルシールと呼ばれる突起を利用して調整しており、このあたりの経験は装置設計に有用であるため詳細を調査する必要がある。この突起は、隙間の制御だけでなく漏れ流体のシールとしても作用するように思われる。また、定格締め付けトルクであっても、NUPEC 実験は外側に傾斜する保守的な条件を課しており、これらの形状効果がリフトアップで更に損傷に繋がるか否かも注目点と思われる。

損傷が進みリークが生じるのはガスケット部に貫通孔が形成された時であり、気体漏洩の臨界条件ではリーク流量は一次圧と貫通孔の大きさに依存する。この際、貫通孔の形態のが、小孔か界面全体に渡る浸透漏れ的なものかも興味の対象となる。実験装置の規模は、NUPEC 試験結果を参考として、リーク面積と検出可能なリーク流量（He の漏れ量）との関係から装置サイズを設計することが考えられる。

3.2.4 まとめ

NUPEC 試験と SOARCA による解析結果の比較が文献[14]にまとめられており、横軸を圧力、縦軸をフランジの gap として比較されている。いずれも内圧による上蓋の持ち上がりというメカニズムを同じだが、両者の評価の違いはガスケットの復元力と劣化をどの程度まで保守的に評価するかという点にあり、SOARCA の解析の方が保守的である。ガスケットの復元力が落ちると隙間の増大による漏れが早期に生じ、復元力は経時的な硬化により劣化し、温度依存性も大きい。フランジ面の隙間増大により漏洩が生じると、間隙への高温蒸気の侵入によってその部分の温度が上昇し、復元力の劣化が急速に進展する正のフィードバックが生じるとされる。1F 事故時の格納容器トップヘッドフランジからのリーク状況を調査するためには、フランジのリフトアップ（シール材の押し付け圧力の低下）による状況を再現し、リフトアップによって生じるシール材周りの雰囲気環境や押し付け圧力の変化によって貫通孔がどのように生じるかを定量的に評価する解析や検討が必要である。

3.3. プールスクラビング

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

プールスクラビングの除去効果は除染係数（Decontamination Factor; DF）という指標で表される。除染係数の定義は様々であるが、一般的には、汚染の原因になる放射性物質が除染処理（ここではスクラビング）によって除去される程度を示す指標として定義され、通常、除染処理前の放射能レベルを処理後のそれで除した値で表す[1]。プールスクラビングの場合、注目する汚染物質の核種を同定すると放射能レベル比は核種質量比に換算でき、さらに本実験（後述）のように、粒子サイズを単一と規定すると粒子数濃度比に換算できる。

1990年代を中心に、プールスクラビングにおけるエアロゾルのDF計測や、プールスクラビングモデルが構築されてきた[2]。代表的なプールスクラビングによるDFの評価コードとして、SPARC-90[3]、SUPRA[4]やBUSCA[5]が挙げられる。しかし、これらの評価コードによるDFの予測結果と計測結果の間には依然として大きな乖離が存在することがプールスクラビング関連の国際研究プロジェクトIPRESCA（Integration of pool scrubbing research to enhance source-term calculations）で指摘されている。IPRESCAでは、（特にエアロゾル除去に係わる）モデル高度化のために、以下の研究課題が提起されている。

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

シビアアクシデント時におけるプールスクラビングの重要性と既存評価コードの評価精度が不十分であることを踏まえ、シビアアクシデント時の広範囲な条件において支配的な

スクラビングメカニズムの同定と、SPARC-90 をベースとしたスクラビングモデルの高度化を目的とする研究プロジェクト（以下、前プロジェクト）が原子力規制庁主導で発足した[6]。前プロジェクトにおいて、着目するスクラビング現象のスケールに合わせて大、中、小 3 つの規模の実験に分けられ、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）は中規模実験を受託し、平成 28 年度から平成 31 年度まで高い信頼性のエアロゾル計測手法の確立や実験装置（PONTUS）の整備を行いながらプールスクラビング実験を実施し、成果を報告書[7-10]に取りまとめた。これらの成果と、大小規模実験の成果を合わせ、前プロジェクトでは、プールスクラビング効果に関する不確かさの大きなパラメータをいくつか特定した。

その 1 つが大規模実験によって明らかになった DF に対するプール水温効果（プール水温の上昇に伴う DF の増加）である。プール水温は DF への依存性が明確化されていなかったパラメータであり、実験結果の検証や特性調査が求められる。中規模実験装置における高精度計測の優位性を考慮し、原子力機構は令和 2 年度から令和 3 年度にかけて DF に対するプール水温効果に着目した調査実験を実施し、主に以下の結果を得た（詳細は当年度報告書[11, 12]を参照）。

- 注入ガス温度とプール水温が同じ条件において、3 つの異なる注入ガス流量に対して、プール水温を実験パラメータとする実験を実施した結果、いずれの流量でも DF に対するプール水温の効果はなかった。
- 注入ガス温度とプール水温が異なる条件においても、プール水温を実験パラメータとする実験を実施した結果、DF に対するプール水温の効果はなかった。
- 但し、プール水面上で搬送ガスが温度低下する場合には見かけの DF が増加することがある。本現象はプールスクラビング（水中での除染）を示すものではないが、実験結果を考察する上で重要な現象であり、3.3.1.3 節で改めて説明する。

さらに、令和 3 年度には、プールスクラビングの重要な個別事象である入口部分（プールへのガス吹き込み部分）における除染に注目し、既往研究でモデル整備が不十分とされているガスジェット（高速ガス注入）条件のスクラビング実験を実施し、DF を計測した。初期注入気泡は吹き込み流体の慣性によってグローブユール（低速ガス注入）とジェット（高速ガス注入）に分けられ、両者の遷移は We 数で規定され、常温常圧水—空気体系における遷移臨界 We 数は 3×10^2 程度とされている[13]。

$$We = \frac{\rho_g v_g^2 d_{nozzle}}{\sigma} \quad (3.3-1)$$

ここで、 ρ_g 、 v_g 、 d_{nozzle} 、 σ はそれぞれガス密度、注入ガス速度、注入ノズル径、表面張力である。昨年度のガスジェット条件のスクラビング実験から主に以下の結果を得た（詳細は当年度報告書[12]を参照）。

- 0.5 μm の SiO_2 粒子と比べ、1 μm の SiO_2 粒子の DF は高く、注入ガス速度の増加に伴って顕著に増加した。
- ガスジェット条件のスクラビングに対する DF の評価相関式[13]には大きな乖離があった。

プールスクラビングの水温効果とガスジェット条件に関する上述した今期事業のこれまでの成果を踏まえ、今年度は、

- 疎水性粒子を用いた場合とガス注入領域に限定した場合の水温効果に関わる追加調査実験
 - 昨年度実施したガスジェット条件のスクラビング実験に対して、ガスジェットの二相流挙動に関する補完的情報を提供するために、ガスジェットの可視化実験
- を実施した。以下ではその結果についてまとめる。また水温効果については本事業で得た知見及び既往文献の調査に基づいた総合的な検討を行い、その結果を総括として 3.3.1.3 節にまとめた。

なお、本実験（後述）では全て単分散エアロゾルを使用しているため、DF は下式のように入数と出数の比で定義され、試験部入口出口両方のエアロゾルを同時計測することによって求めた。

$$DF = \frac{\text{試験部入口側エアロゾル個数濃度}}{\text{試験部出口側エアロゾル個数濃度}} \quad (3.3 -2)$$

3.3.1 DF に対するプール水温効果

3.3.1.1. 疎水性粒子

今期事業でこれまでに実施した全ての水温効果調査実験では、表面が親水性の SiO_2 粒子を試験粒子として用いられた。粒子表面の濡れ性によって、上昇気泡内の粒子表面での結露成長の挙動が変化し、粒子径が変わることで DF に影響を与える可能性があることを考慮し、今年度は、疎水性粒子を用いた水温効果実験を実施した。

本実験では、粒子表面が疎水性である単分散（粒子径 0.45 μm ）のテクポリマー粒子（積水化成工業製）を試験粒子として用いた。図 3.3.1-1 に実験装置の模式図を示す。試験粒子はエアロゾル発生器（PALAS 社製 RBG2000）の粒子保存容器に塊状に装填され、ピストンで連続的に押し出された塊をブラシと空気流によって分散させることでエアロゾ

ルとなる。発生するエアロゾル濃度はピストンの押し出し速度によって制御される。これまでの実験結果において入口粒子個数濃度が低い場合に DF が顕著に増加する DF の粒子数濃度依存性が存在することがわかっており[14]、この影響を排除するために、本実験の入口粒子個数濃度は 1.5×10^5 個/cc を上回るようピストンの押し出し速度を調整した。発生したエアロゾルは、電気的中和器において粒子を含まないクリーンな空気と混合して除電され、試験部底部中心に設置した内径 10 mm の注入ノズルからプール水へ上向きに注入される。プール水を通過したエアロゾルは、出口側試験部内に設置された傘構造ガス収集機構を通り、大気へ排出された。ガス収集機構の下端は水面から 0.2 m 上になるよう設置した。傘構造ガス収集器とは、後述するように、傘自体を加熱することで水面上での粒子成長を防ぎ、かつ、流路面積を狭めることで意図しない粒子の落下をも防ぐための機器である。

本実験では、試験粒子を除くすべての実験条件を、令和 2 年度に実施した水温効果調査実験 ([11]) に合わせた。試験部は、内径 0.5 m × 長さ 1.0 m の SUS 製パイプを 2 本直列にフランジ結合し、全長が 2.0 m である。水深を 1.6 m、注入ガス流量を 80 L/min にそれぞれ設定した。注入ノズル出口断面における平均ガス流速は 17 m/s であり、式(3.3-1)から評価される We 数は 5×10^1 程度である。遷移臨界 We 数 $\approx 3 \times 10^2$ [13] から判断し、本実験のガス注入はグローブール条件である。注入ガス温度はプール水温と同じ温度に設定され、25°C、50°C、75°C の 3 つのプール水温における DF を計測した。

図 3.3.1-1 に示すように、プール水面上から下流サンプリング部までの温度低下による粒子表面の結露を防ぐために、傘構造ガス収集機構を含む上部試験部から排気までの全配管システムをヒータで加熱した。上部試験部（試験部の上半分）の壁をプール水温より高い温度とするために、水温（常温、50°C、75°C）に応じてそれぞれ 70°C、95°C、120°C に設定した。更にガス収集機構、エアロゾルガス助走部、下流サンプリングパイプのヒータの設定温度はそれぞれ 120°C、120°C、110°C に固定した。

エアロゾル計測は、入口と出口に設置したエアロゾルスpektロメータ (WELAS) で同時計測した。図 3.2.1-2 に、計測したテクポリマー粒子の粒子径分布を示す。エアロゾル粒子濃度が高い条件では WELAS の計測レンジを超えるため希釈器を使用した。各条件に対して、200 秒間の計測を 3 回繰り返した。なお、本プールスクラビング実験に先立って、試験部に水を張っていない状態での空容器の DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲に収まり、入口出口計測の間の流路内で顕著な粒子ロスがないことを確認した。

疎水性テクポリマー粒子を用いた本実験の計測結果と、令和 2 年度に実施した親水性 SiO₂ 粒子 (0.5 μm 単分散粒子) を用いた実験の結果を図 3.3.1-3 に示す。テクポリマー粒

子の DF は、ほぼ同じ粒子径の SiO_2 粒子の DF と同程度であり、プール水温による違いは見られず、水温効果がない結果を示した。

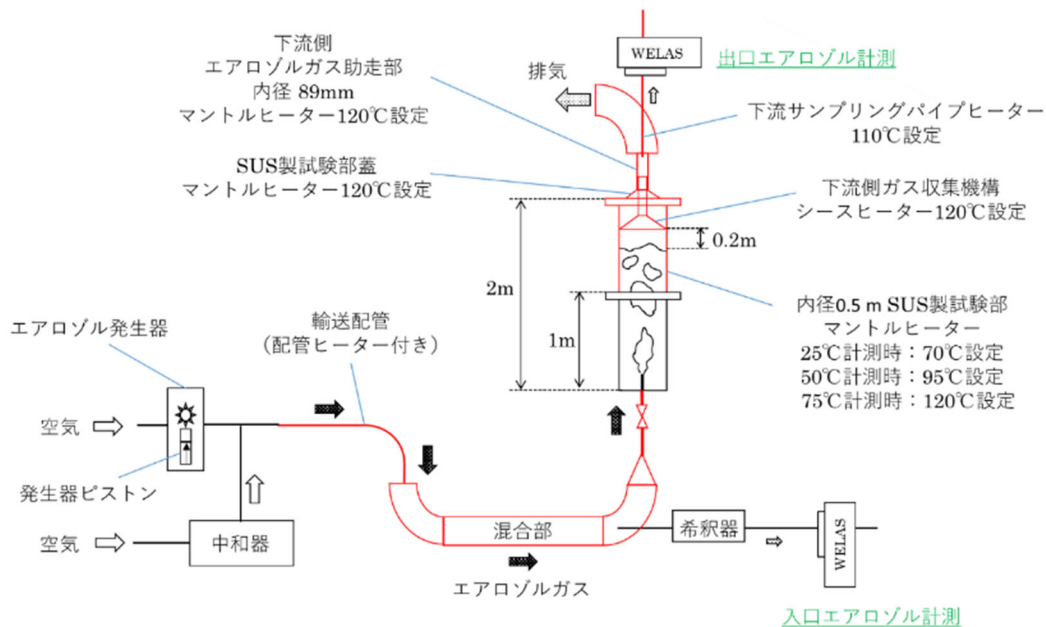


図 3.3.1-1 疎水性粒子を用いた水温効果実験の装置模式図

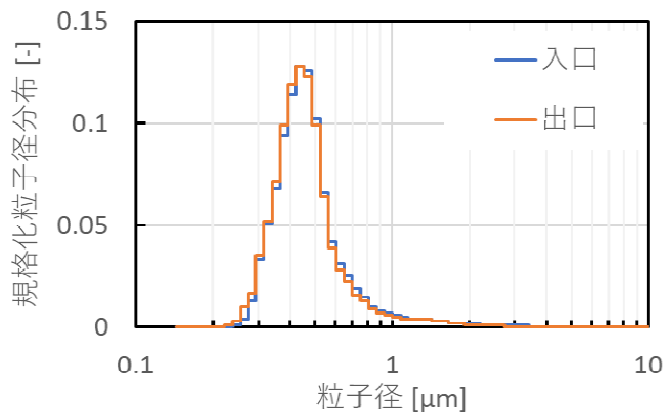


図 3.3.1-2 テクポリマー粒子の粒子径分布

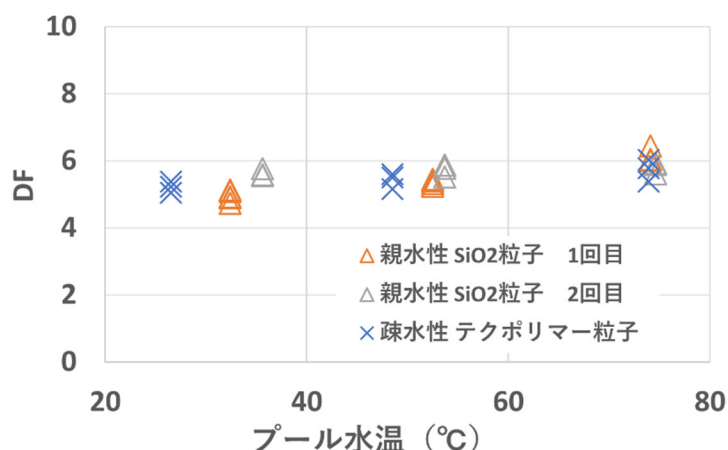


図 3.3.1-3 疎水性粒子を用いた水温効果実験の結果（親水性粒子の結果は[11]引用）

3.3.1.2. ガス注入領域

これまでに実施した水温効果調査実験の水深は全て 1.6 m であり、この水深には、ノズルから気泡が注入されるガス注入領域と初期気泡から分裂した気泡が上昇する気泡上昇領域の両方が含まれる。一般に注入領域と気泡上昇領域では粒子除去のメカニズムが違っているとされている。各領域における水温効果を切り分けて検討するため、今年度は、ガス注入領域に極力限定した浅い水深条件における水温効果実験を実施した。

本実験の装置模式図を図 3.3.1-4 に示す。試験部は、内径 1.0m、長さ 0.5m と 1.0m の SUS 製パイプを 2 本直列にフランジ結合し、全長が 1.5m である。本実験では、過年度実験に合わせて、0.5 μm の単分散の親水性 SiO₂ 粒子を試験粒子として用いた。前項の水温効果実験と同様に、エアロゾル発生器で試験粒子を分散させてエアロゾルを発生した。発生したエアロゾルは、電気的中和器において粒子を含まないクリーンな空気と混合して除電され、試験部側面に設置された内径 10 mm の注入ノズルから横向きにプールに注入された。プール水を通じたエアロゾルは、出口側試験部内に設置された傘構造ガス収集機構を通り、大気へ排出される。ガス収集機構の下端は水面から 0.05 m 上になるよう設置した。

本実験では、注入ガス挙動を注入領域に可能な限り限定するために、水深を 0.3 m に設定した。注入ガス流量を 80 L/min と 600 L/min の 2 種類に設定し、式(3.3-1)から評価される We 数はそれぞれ 5×10^1 と 2.6×10^3 程度であり、遷移臨界 We 数 $\approx 3 \times 10^2$ [13] から判断して前者がグロービュール条件、後者がガスジェット条件である。注入ガス温度はプール水温と同じ温度に設定され、25°C、50°C、75°C の 3 つのプール水温における DF を計測した。図 3.3.1-4 に示すように、プール水面上から下流サンプリング部までの温度低下による粒子表面の結露を防ぐために、前項の水温効果実験同様に装置システムをヒーターで加熱した。

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

本実験の結果を図3.3.1-5に示す。ジェット条件のDFはグローブール条件のDFより高いが、いずれの注入条件においても、プール水温の差によるDFの差はほとんどなく、水温効果がないことが示された。

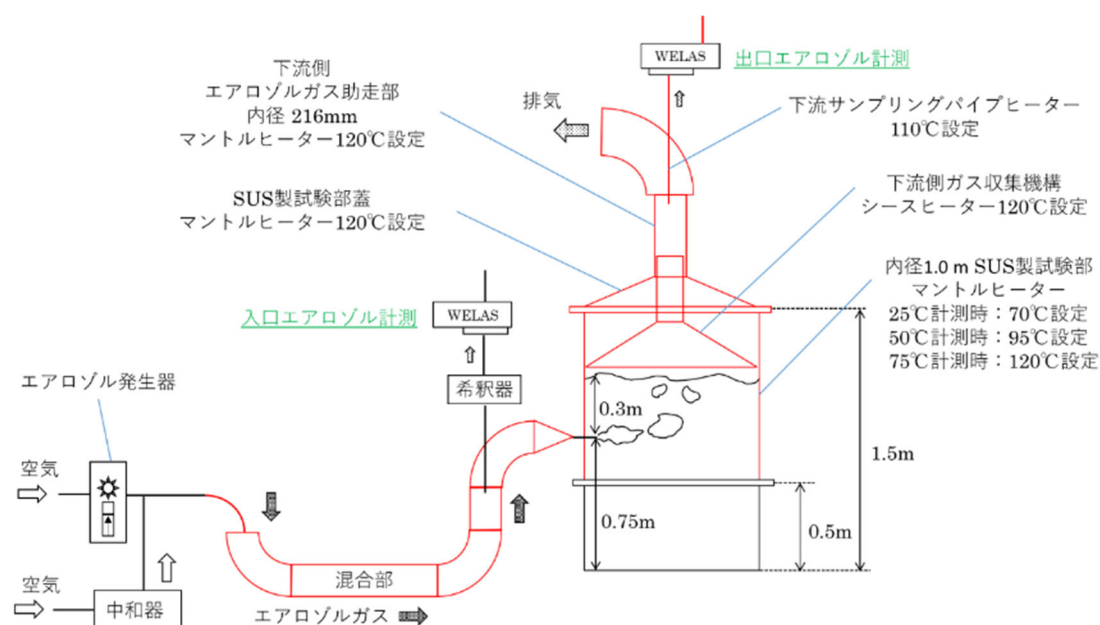


図 3.3.1-4 ガス注入領域における水温効果実験の装置模式図

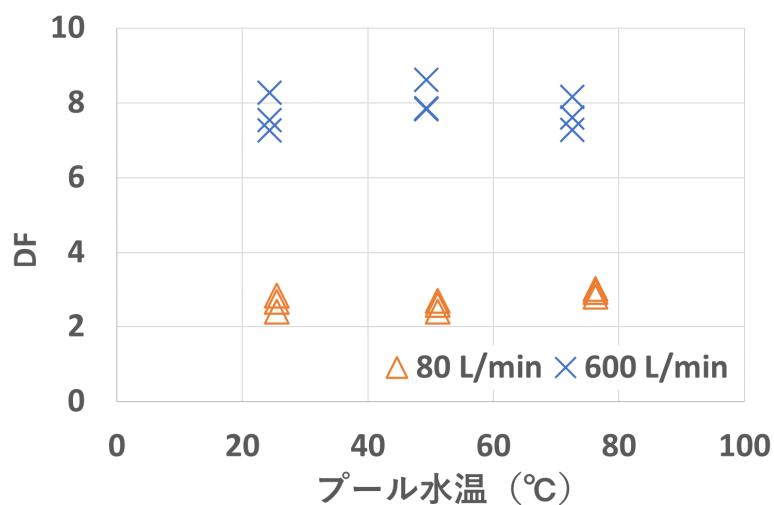


図 3.3.1-5 ガス注入領域における水温効果実験の結果

3.3.1.3. 除染効果に対するプール水温の影響の総括

1F 事故の調査で指摘された事項において、事故時に SC プールへの気体の質量流量が小さい場合、早い時期に温度成層が発生し、水中に溶け込む核分裂生成物の除去効果を示す除染係数 (DF) を劣化させた可能性があることが指摘されている[15]。原子力規制庁を中心とした東京電力福島第一原子力発電所における事故の分析に係る検討会がまとめた「東京電力福島第一原子力発電所事故の調査・分析に係る中間とりまとめ、2021年3月5日」では、十分なプール水位により、減圧沸騰を含む水温の影響は大きくないと結論付けている[16]。原子力機構では、本事業において、プールスクラビング除染係数に対するプール水温の影響を調査した一連の実験を行い、同効果の可能性を継続的に調査してきた。ここでは、本事業で得られた成果を、数値解析による検討や過去文献の調査を含めてまとめると共に、今後調査すべき更なる課題を抽出する。

水温により影響されると予想されるエアロゾル挙動を図 3.3.1-6 に示すように領域ごとに分けて考察する。領域分類は、(1)エアロゾルのプール水中への注入領域、(2)気泡上昇領域、(3)プール水面上の 3 つであり、エアロゾル除去の評価モデルの分け方と同様である。実験に用いた装置は PONTUS であり、プール水温だけでなく、注入エアロゾル気体の温度、流量、粒子等もパラメータとして実験を行った。

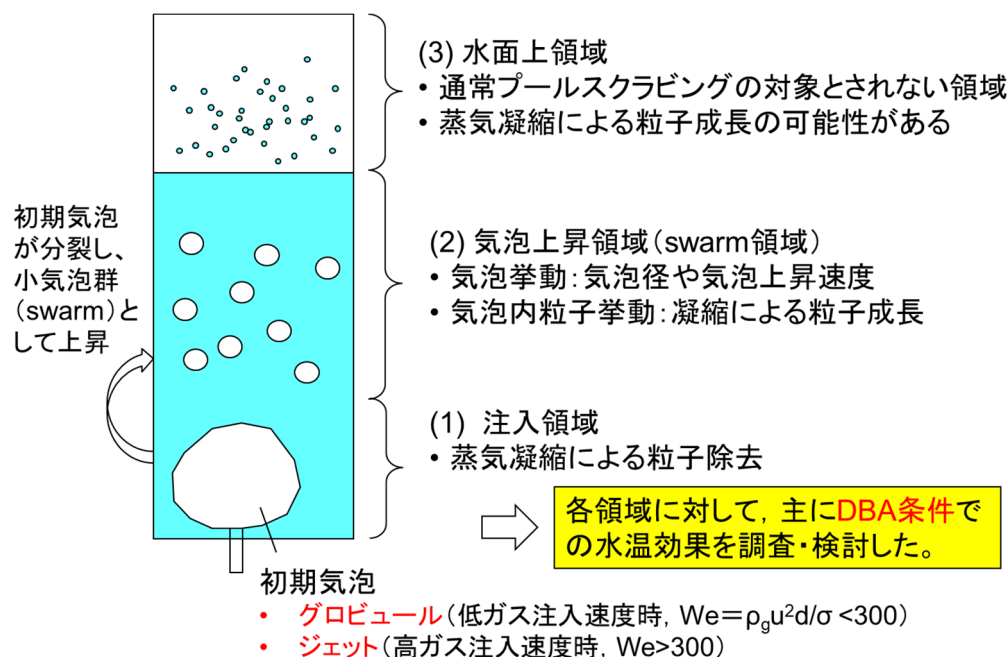


図 3.3.1-6 水温により影響されると予想されるエアロゾル移行挙動

気体注入領域における DF に対するプール水温の影響

気体注入領域では主として搬送気体に含まれる蒸気の凝縮による除染効果が大きく、過去の実験研究でもその視点での整理が中心であり、多くの研究例がある。但し、気体の注入

条件は、式(3.3-1)で評価される We が臨界 We 数 300 以下のグロービュール条件が多数を占め、 $We>300$ のジェット条件での実験は多くない。SPARC-90 モデルでは、グロービュール条件において、水温で決まる飽和蒸気圧まで搬送気体の蒸気はプール水へ注入後に瞬時に凝縮すると仮定する。搬送気体に蒸気が含まれない（もしくは蒸気凝縮後）の粒子除去機構は、初期慣性衝突、気泡内循環による慣性（遠心力）、拡散、重力沈降が考えられ、SPARC-90 でもこれらの機構を考慮する。これらのメカニズムに対する水温効果としては、水温の差がこのような機械的な除去機構に与える影響を検討することになるため、ここではまず SPARC-90 に組み込まれるモデルの概要を説明し、その後、入口部に蒸気凝縮の効果を過去文献に基づいて整理し、さらに、凝縮の無い条件での挙動を本年度の実験結果を用いて振り返る。

MELCOR に導入された SPARC-90 の入口注入領域の除染効果は、[3]にある説明に従って図 3.3.1-7 にイラストで示した。図 3.3.1-7 はノズル径が比較的大きい体系での除染を説明したもので、SC ベント管（下向きダウンカマ）を想定したものであり、蒸気凝縮による除去効果と粒子慣性衝突による除去効果が組み込まれる。前者は水蒸気分圧 P_{steam} とプール水温で決まる飽和水蒸気圧 P_{sat} で定義される飽和度、

$$S = \frac{P_{steam}}{P_{sat}(T_{pool})} \quad (3.3-3)$$

が 1 を超えるとき、 $S>1$ に相当する蒸気が瞬時に凝縮し、その体積に含まれる粒子（均質分布を仮定）が除去されると考える。注入領域の気体は極短時間でプール水温と平衡状態になることが知られており、この仮定は妥当である。凝縮して飽和（相対湿度 100%）になった気体では、慣性の大きい粒子は気泡前方に衝突し除去される（図 3.3.1-7 の右図）。これは、粒子の緩和時間と気体が障害物を通過する時間の比である Stk 数、

$$Stk = C_m \frac{\rho_p d_p^2 u}{18 \mu d_c} \quad (3.3-4)$$

で評価される。ここで、 C_m は滑り係数、 μ は気体の粘性係数、 ρ_p は粒子密度、 d_p は粒子径、 u は気体流速、 d_c は気体流れる（障害物を回避する）軌道半径の代表値（この場合気泡径で代表される）である。

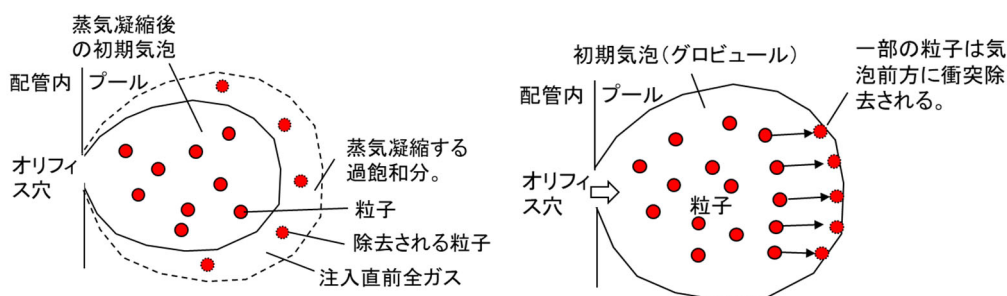


図 3.3.1-7 MELCOR (SPARC-90) の注入領域における粒子除染モデル（ベント管）

図 3.3.1-8 のモデルは小口径の多孔噴流に適用されるもので、図に示すように、ノズルと繋がるグローブールとその後の離脱気泡に分けられて、粒子運動に対して重力沈降、慣性衝突、ブラウン拡散のメカニズムが適用される。

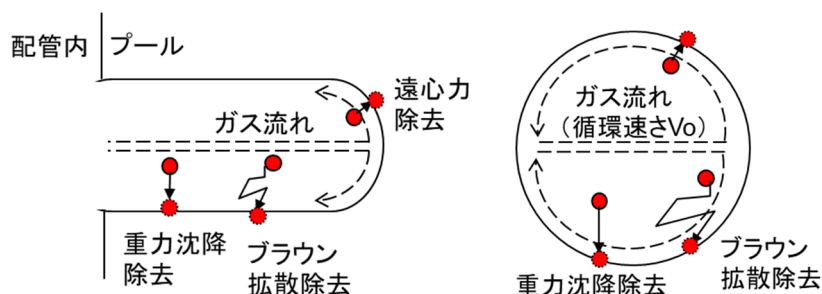


図 3.3.1-8 MELCOR (SPARC-90) の注入領域における粒子除染モデル (小口径多孔ノズル)

まず、入口部における搬送気体の蒸気凝縮の効果について、原子力機構で行った実験結果を実験条件と共に図 3.3.1-9 に示す。We 数が約 4×10^3 、プール水温を 80°C に固定し、注入搬送気体の蒸気割合を変えて飽和度 S を変化させた結果である。これは水温効果を直接見た実験ではないが、蒸気凝縮の観点では、注入気体の蒸気飽和度を変えることは、搬送気体の蒸気濃度を固定してプール水温を変化させることと等価である。飽和度 $S > 1$ で注入気体の蒸気分圧がプール水温に対して過飽和であることを意味し、つまり注入直後に凝縮が直ちに生じ、DF が顕著に増大する結果が得られている。一方 S が 1 未満の条件では注入気体内蒸気の凝縮は生じないため凝縮による除染効果はなく、DF は沈降・慣性・拡散のメカニズムによって除去されるため大きな変化は生じない。

なお、プール内に注入された直後の気泡とプール水の熱・物質伝達の時定数は非常に短く、ほぼ瞬時に平衡状態となるとみなせることを典型的な条件を用いた簡単な見積もりで確認しておく。界面からの蒸発が拡散律速 (拡散係数 D) である場合、半径 r_b の気泡内の濃度の時間変化の時定数は、

$$\tau = \frac{r_b^2}{D} \quad (3.3-5)$$

で表される。例えば、Colombet ら (2013) [17] では、 D に分子拡散係数 (または温度拡散係数) を用いて、無次元化時間 $(t/\tau) =$ フーリエ数

$$Fo = \frac{tD}{r_b^2} \quad (3.3-6)$$

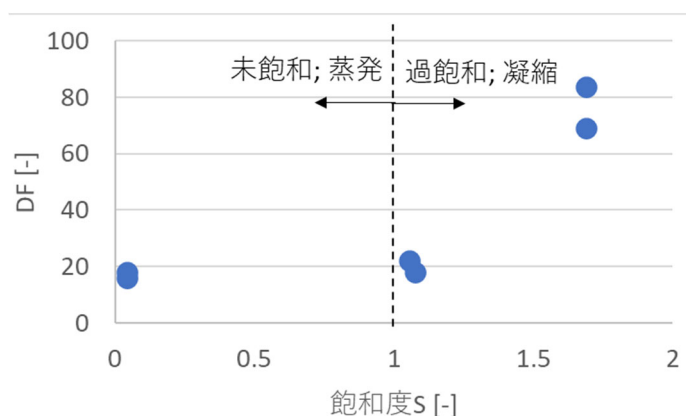
により現象を整理している。Akbar ら [18] は、 D として粒子のブラウン拡散係数を用い、式形としては同様である。本件の場合注入気体は有意な速度を持って注入されるため物質伝達は拡散ではなく対流で支配される。界面での物質伝達 (水の蒸発など) を表すシャーウッド数は、

$$Sh = \frac{kr_b}{D} \quad (3.3-7)$$

なので、物質移行が対流支配のときの時定数は蒸発速度が拡散係数 D から伝達係数 k で置き換えられると考えると、時定数が、

$$\tau' = \frac{r_b^2}{kr_b} = \frac{r_b^2}{ShD} = \frac{\tau}{Sh} \quad (3.3-8)$$

となる。気泡半径 0.01m 、水蒸気拡散係数 $D = 2.65\text{E-}5 \text{ m}^2/\text{s}$ 、 $Sh = 10$ （対流支配）とすると、 $\tau = 3.8 \text{ s}$ 、 $\tau' = 0.38 \text{ s}$ となる。注入直後のグローブやジェットの大きさはノズル径や流速にも依存するが本実験条件では概ね 0.01m のオーダーとみなせ、対流支配 ($18 > Sh > 7$) では 0.1 秒のオーダーで速やかに飽和蒸気圧に達することがわかる。上記は物質伝達に関する考察であるが、熱と物質伝達のアナロジーを適用し、 $Sh \approx Nu$ 数とすれば熱伝達についても同じ議論となる。すなわち、プールスクラビングの気体注入領域では（同様に気泡上昇領域においても）、プール水に対して熱及び物質伝達が速やかに進み、比較的浅い水深で温度及び湿度が平衡状態に達すると考えられる。また気相の持つ熱容量はプール水相のそれにくらべて一般に小さいため、気泡に対して水相を無限大とみなすことで、気泡界面でのディリクレ値（温度）を固定と仮定することも妥当である場合が多い。



実験条件
 プール水 水深：1.6 m, 直径：0.5 m, 水温：80 °C, $P_{\text{sat}}(T_{\text{pool}}) = 47 \text{ kPa}$
 注入搬送気体 10 mm ノズルから上向き注入
 注入速度：160 m/s, We 数 $\approx 4 \times 10^3$, 注入気体温度：
 110 °C
 エアロゾル粒子 非溶解性 SiO_2 , 粒子径: $0.5 \mu\text{m}$

図 3.3.1-9 注入領域における気体内蒸気凝縮の影響

図 3.3.1-9 の実験と同様、水温の変化によって注入部での蒸気凝縮量が変化し DF は大きく変化した実験結果は多数報告されており、代表的な結果を以下に紹介する。Uchida ら (2016) [19]は、搬送気体の蒸気体積割合 X が 80%以上と高い条件での大気圧水温効果実験を行っており、水温 80°C 以上で蒸気が凝縮できずに carry-over される条件で DF が著しく減少する結果が報告されている。本実験の入口 We 数は明記されていないが、与条件から見積もって $We < 300$ のグローブ条件と推測される。Dehbi ら(2001) [20]は、

POSEIDON および POSEIDON-II の大型施設を用いたスクラビング実験を行っている。粒子径が約 $0.3\mu\text{m}$ で、プール水温 80°C に対して、注入搬送気体の温度が 250°C 以上と高く、蒸気体積割合 X も 70% 以上と高く、プール水に対する飽和度 S は $1.7\sim 1.84$ (1 以上なので凝縮が生じる条件) であり、 We 数が臨界値を超えるジェット条件での実験である。実験は非定常で行われ、 DF の計測値の時間変化が示されている。結果として、高温の蒸気注入によってプール水温が上昇し、それと共に飽和度 S が低下することで蒸気凝縮量が減り、 DF が時間と共に低下していく結果が示されている。論文では、このほかに実施したパラメータ実験では水温効果は低いという記述もあり、データは非開示であるが、恐らく蒸気凝縮が顕著ではない実験と思われる。本実験は POSEIDON という大型実験装置を用いており、過去研究では最大規模のスケールで実験が展開されている。この実験の実機模擬性については今後の展開のところで改めて論じる。Herrantz ら (2018) [13] は、入口注入条件がジェット条件の除染モデル開発のための実験を実施し、その中で入口搬入気体の飽和度の影響が議論されている。実験条件は We 数 = $500\sim 2300$ のジェット条件、プール水温と注入気体温度を 35°C と 100°C に固定し、注入気体の蒸気割合 (相対湿度) を $3\sim 10\%$ の低湿度の範囲で変化させて蒸気凝縮割合を調節している。蒸気割合 X が 6% 以上で $S > 1$ となる条件での実験である。結果として、 X が 10% 以下と低いことから $S > 1$ の条件であっても飽和度の差 (蒸気凝縮の有無) で DF は大きく変化しないという結果である。これも蒸気凝縮の効果が DF に大きな影響を及ぼす結果を間接的に示している。

本事業においても、Herrantz らが行った実験のように、入口搬送気体に蒸気がほとんど含まれないドライな条件において入口領域における水温効果を調査する実験を今年度実施した。実験条件と結果は 3.3.1.2 節の図 3.3.1-5 に示した通りである。

以上、本事業における原子力機構での実験結果と考察及び既往文献の調査により入口注入領域での水温依存性は以下のようにまとめられる。

- 搬送気体の蒸気割合が大きい条件では、注入部での凝縮量によって DF が大きく変化する。プール水温が上昇して過飽和度が低下し、凝縮量が減ると DF は大きく減少する (原子力機構, Uchida, Dehbi)。
- 搬送気体の蒸気割合が低いドライ条件では、蒸気凝縮の効果はほとんど現れない (Herrantz)。今年度実施した原子力機構によるドライ条件の入口部での水温依存性も同様の結果であった。

なお、 We 数の大きいジェット条件 (BWR の SRV や ADS 下流, PWR の SGTR が相当) での実験研究例は少なく、最新の研究トピックとして現在モデル整備が進められている (THEMIS 等)。更に、プール水温が高く、過飽和度が小さい条件では蒸気凝縮が不安定

となる可能性があるが、知見は未整備である。

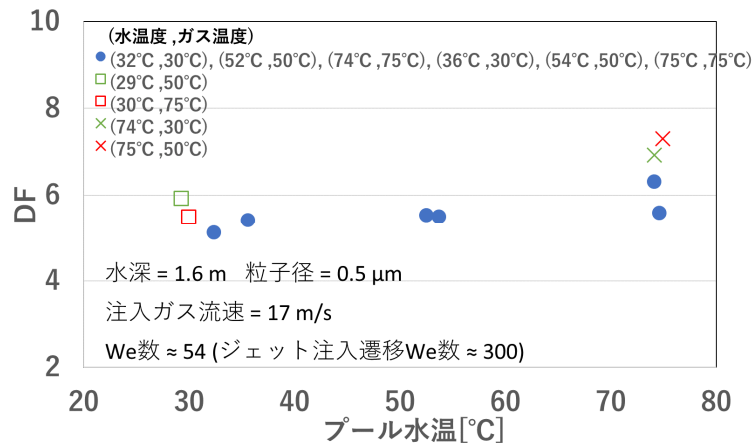
気泡上昇領域における DF に対するプール水温の影響

注入領域を経て気泡上昇領域に至る過程では先述したように気体はプール水と熱平衡状態になるため、気泡内はプール水温で決まる飽和条件で推移し、凝縮効果は無く、気泡内の粒子運動により除染効果が支配される。本事業において、気泡上昇領域の DF の水温依存性は PONTUS 装置を用いて様々なパラメータ実験を行ってきた。最初にそれらの結果を示し、その後、メカニズムについての考察を加える。水温が DF に影響するという観点では次の2つの視点に分けて考えることができる。

- 気泡挙動：気泡径と気泡上昇速度への影響。水温上昇による表面張力低下で気泡径は小さくなる傾向にあり、小気泡（約 1cm 以下）では上昇速度も小さくなる傾向にある。
- 粒子挙動：水温により気泡内の質量・熱バランスが影響を受け、粒子成長に影響する可能性がある。

気泡挙動に関する水温効果実験は本事業で未実施であるため文献調査の結果を紹介する。粒子挙動については気泡内での粒子周りの凝縮成長について解析的に検討した結果を示す。また、原子力機構の実験条件に合わせた SPARC-90 での解析も実施し、その結果も示す。

気泡上昇領域において、プール水温と注入気体温度をパラメータとして変化させて様々な組み合わせのもと DF を計測した。その結果を図 3.3.1-10 に実験条件と共に示す。気泡上昇領域に注目するために入口での除染を極力低減するため注入気体の We 数を低く抑えた。また蒸気凝縮の効果も排除するために搬送気体は湿度 1% 以下（コンプレッサ出口での除湿仕様）のドライ条件とした。プール水温と注入ガスの温度が同じ条件、または、注入気体温度よりもプール水温が高い／低い条件などすべての組み合わせにおいて、プール水温を変化させても DF の計測結果はほとんど影響を受けないという結果となった。気体と水温が異なる非平衡条件でも先述したように注入後に短時間で熱平衡状態となり、蒸気凝縮が無い場合は DF への影響がないことが示された。図 3.3.1-11 は、同じ温度条件で注入ガスの流量を We 数 54～610 の範囲で変化させた結果である。この条件においても DF に対するプール水温の依存性は見られない。注入ガス流量の増加により DF が上昇しており、これは、注入領域での慣性衝突が影響した結果と推測される。



実験条件

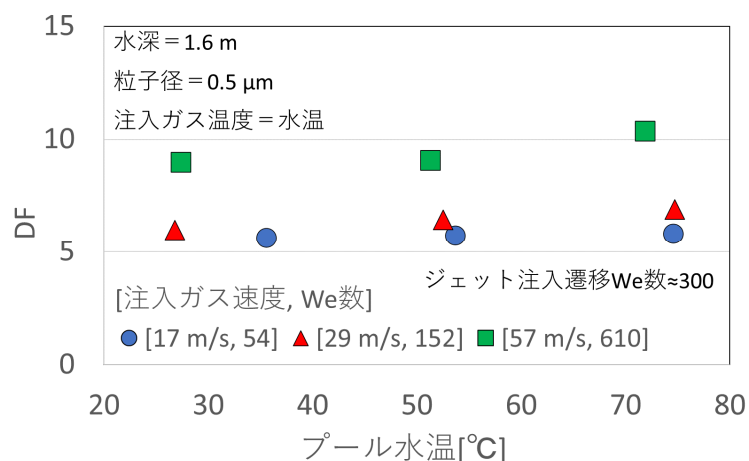
プール水 水深：1.6 m, 直径：0.5 m, 水温：30, 50, 75 °C

注入搬送気体 10 mm ノズルから上向き注入

We 数 ≈ 54, 注入気体温度：30, 50, 75 °C, ドライ

エアロゾル粒子 非溶解性 SiO₂, 粒子径: 0.5 μm

図 3.3.1-10 気泡上昇領域におけるプール水温と注入気体温度の影響



実験条件

プール水 水深：1.6 m, 直径：0.5 m, 水温：30, 50, 75 °C

注入搬送気体 10 mm ノズルから上向き注入

We 数 = 54~610, 注入気体温度：30, 50, 75 °C, ドライ

エアロゾル粒子 非溶解性 SiO₂, 粒子径: 0.5 μm

図 3.3.1-11 気泡上昇領域におけるプール水温と注入気体流量の影響

蒸気凝縮が有意に生じない条件でプール水温をパラメータとして DF を計測した過去の実験例は少ない。Kaneko ら (1993) [21]は、電共研の実験の一環として、プール水温を 20~110°C に変化させた条件で DF の計測を行っている。主な実験条件は、プール水深 2.7m, 注入気体条件は蒸気体積割合 0~80%, 温度 150°C, 粒子径 0.2~1.1 μm の多分散である。入口部ノズルは下向きでオリフィス, クエンチャ, ベント管などの形状を模擬している。搬送気体に水蒸気が含まれない又は入口蒸気凝縮が顕著ではない条件では DF に

対するプール水温の有意な効果は見られない結果が示されている。

エアロゾルの計測を行っていないがプール水温をパラメータとして気泡ダイナミクスを計測した例がある (Zablackaite et al., 2020) [22]。大気圧のもとプール水温を 37~92°C で変化させ、水深 0.6~1.5m, 直径 0.355m のプール内の温度分布を成層条件および均質条件とし、注入気体は $We=5\sim 50$, 水蒸気体積割合は 60~95%において、気泡サイズ (Sauter 平均径=SMD で評価) と上昇速度を計測している。ボイド率は示されていないが画像から気泡流条件であると推測される。水面付近で計測された SMD は 8~10mm 程度で水温の上昇に伴って若干小さくなる傾向が示されているが、水蒸気含有割合が低い条件ではそのわずかな依存性も小さくなり、水温による気泡サイズの違いは見られない。プール水温の温度分布 (温度成層) の影響も見られない。気泡の上昇速度に関してはプール水温の上昇と共に気泡上昇速度が低下する結果が示されている。実験条件は、気泡径 0.8cm, 温度 280~360K では Eo 数=800~1000 であり、Spherical Cap 形状の領域である (Clift, 1978) [23]。この領域では気泡はジグザグ運動で上昇し、同一気泡径に対して温度と共に上昇速度がわずかに低下することが知られている (後述)。

気泡サイズに対して既存の相関式を用いた評価を行った。相関式には Hibiki-Ishii のモデル[24]を採用した。このモデルは、小口径管から大口径管まで (水力等価直径 0.009~5.5m) の当時の既往のデータベースを網羅的にとりあげて作成した発達流れに対す SMD の半理論式で、気泡の分裂が液相の粘性による乱れによるものとして、乱れの生成と散逸がバランスし、かつ、乱れの散逸が粘性による圧力損失に比例するという近似を導入する。SMD は以下の式で表される。

$$\widehat{D}_{sm} = 1.99\widehat{Lo}^{-0.335}\varepsilon^{-0.0796} \quad (3.3-9)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \widehat{Lo} &= Lo/D_h, \quad \varepsilon = Lo^4(\varepsilon/v_f^3) \\ \varepsilon &\sim gj_g \exp(-ARe_f) + \frac{j}{\rho_m} \left(-\frac{dP}{dz} \right)_F [1 - \exp(-ARe_f)] \end{aligned} \quad (3.3-10)$$

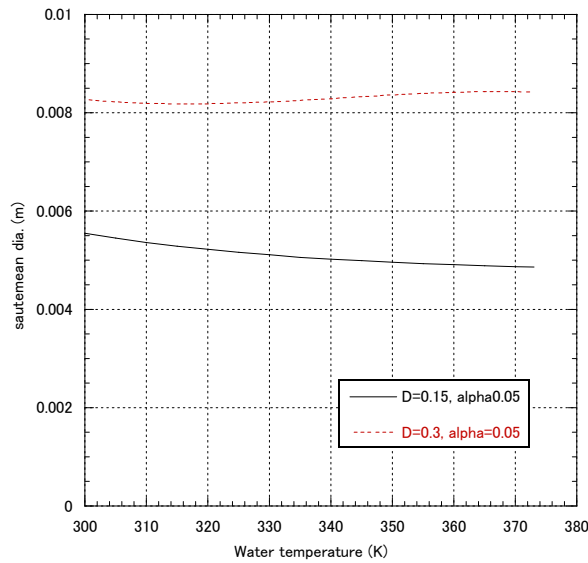
である。 $(dP/dz)_F$ は流れ方向の二相圧損 (乱れの散逸を代表する値) で、Lockhart-Martinelli 相関式の使用が推奨される。 D_h は水力等価直径、 v_f は動粘性係数、 g は重力加速度、 j_g, j_l, j はそれぞれ気相、液相、二相の見かけ速度、 ρ_m は二相の密度、 A は与えられる定数、 Re_f はプールレイノルズ数 $j_l D_h / v_f$, Lo はラプラス長さ $\sqrt{\sigma/g\Delta\rho}$ である。本相関式開発においては特にプール水温に注目したものではないため論文内で水温は明示されていないが、相関式の中には粘性係数や表面張力 (ラプラス長さ) 等の水温に依存する物性値が含まれている。Hibiki-Ishii の式の物理的な意味は、ラプラス長さで正規化した無次元気泡径は、無次元ラプラス長さ、気泡レイノルズ数の関数で表されるというものである。

文献[22]の実験条件の気相の見かけ速度 $j_g=0.05\text{m/s}$ 、液相の見かけ速度 $j_l=0.01\text{m/s}$ 、水力等価直径 $D_h=0.15\text{m}$ と 0.3m 、ボイド率 0.05 の水空気の条件で水温を変えた場合の計算結果を図 3.3.1-12 に示す。本相関式による SMD の温度依存性はほとんど見られず、管径 0.3m の計算結果は Zablackaite の実験結果（管径 0.355m ）の実験結果とほぼ等しい値となり、モデル上も気泡径の温度依存性はほとんど無視できることが示された。本相関式は水力直径 0.3m 以上では気泡径は管径に依存しなくなるとして、水力等価直径が 0.3m 以上の場合には固定値 0.3m を用いることとされているため、解析ではそれに従った。

次に気泡の上昇速度について検討した。単一気泡の上昇速度を、直径 1mm 以上の粘性支配流（Rastello, 2011 [25]）と、それより大きいジグザグ軌跡上昇域（Clift, 1987 [23]）の相関式を用いて水温を変えてプロットした結果を図 3.3.1-13 に示す。実線が Rastello/Clift による単一気泡上昇速度の解析結果で、破線が SPARC-90 で用いられている気泡群に対する評価結果である。気泡群ではボイド率と共に上昇速度が低下することが知られており（Riboux, 2010 [26]）、ボイド率 0.1 付近では単一気泡の 70% 程度になる。いずれにしても、プールスクラビングで主に対象となる気泡径約 1mm 以上では水温の依存性はほとんどないことが示された。

以上、原子力機構での実験結果と考察及び既往文献の調査及び相関式による検討の結果、気泡上昇領域における DF の水温依存性は以下のようにまとめられる。

- 本事業での実験結果では、プール水温と注入ガス（温度・流速）のいずれの組み合わせにおいても DF に対するプール水温効果は見られない。既往実験研究結果もこれを支持する結果である。
- 気泡挙動に関する既往実験及び既往相関式による解析結果においても、気泡サイズ及び気泡上昇速度に対して水温効果は顕著には表れない。水温によって物性値が変化するため、気泡挙動（気泡サイズや上昇速度）は若干の変化を生じるが、DF に大きな影響を与えるものではない。



解析条件 $j_g=0.05\text{m/s}$, $j_l=0.01\text{m/s}$, ボイド率 0.05, 水空気
 図 3.3.1-12 Hibiki-Ishii (2002)による平均気泡径の評価

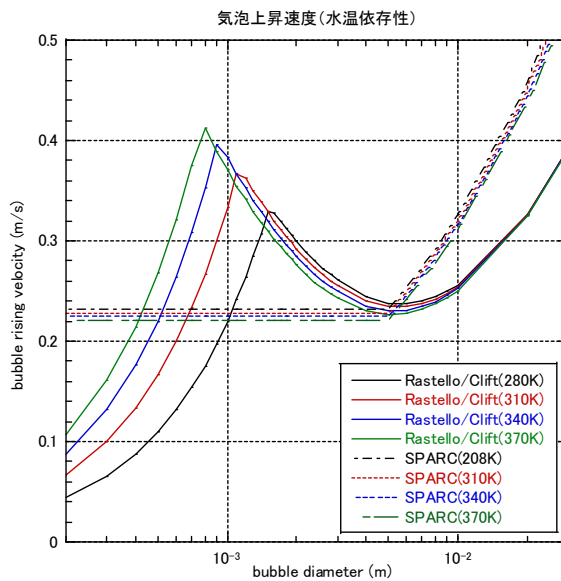


図 3.3.1-13 単一気泡の上昇速度の解析結果

プール水面上部空間における DF に対するプール水温の影響

気泡流のプール水面上部空間は、条件によって気泡が水面に現れる際に生じるプールエントレインメントにより液滴が発生し、多くの場合飽和蒸気雰囲気となる。プール水温が高い場合は、熱損失によって水面から離れるに従って温度低下が生じ、それによって雰囲気の水蒸気が試験装置の壁面だけでなく粒子にも凝縮し、粒子成長する可能性がある。体系が大きいBWRのSCにおいても同様の効果が表れることは推測される。Sunら (2021) [27]の検討によれば $0.5\mu\text{m}$ サイズの粒子のケルビン障壁は温度換算で 1K 以下であり、わずかな温度低下が有意な粒子成長を促す可能性がある。水面より上の空間の断面積が大きい

場合は、気体及びそれに随伴する粒子の速度も遅くなる。粒子成長による沈降速度が気体の上昇速度を上回ると粒子がプール水へ落下し、このメカニズムによって粒子が除去される可能性がある。このことを検証するために、プール上部空間で意図的に温度を低下させるなどの条件で実験を行った。

PONTUS装置にはプール水面上に円錐型の傘のような形状をした構造物（傘構造）が挿入されている。これは傘構造にヒータを設置して温度低下を抑制すると共に、流路断面積を狭めて流速を上げることで、水面上に現れた粒子を落下させることなく全て回収するための構造物である。この傘構造を撤去した条件で実験を行ってみた（図 3.3.1-14）。これによって上部空間で温度低下する効果と気体流速が低下する効果の二つがある。DF を計測した結果を図 3.3.1-15 に示す。ここでは流れ方向の温度分布を示していないが、傘構造を取り除いて有意に加熱しない場合、プール水温が 50℃以上では装置の熱損失により水面上の気体温度は水温より 3~4℃低下する結果となった。この温度低下は後述するように粒子が凝縮によって成長するのに十分な過冷却であり、粒子計測においても 50℃以上の高温水条件で顕著な DF の上昇が観察された。

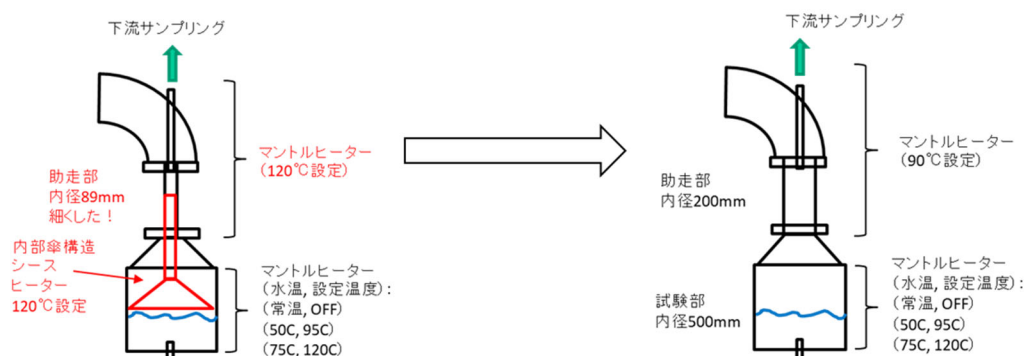


図 3.3.1-14 プール上部傘構造撤去前（左）と撤去後（右）の模式図

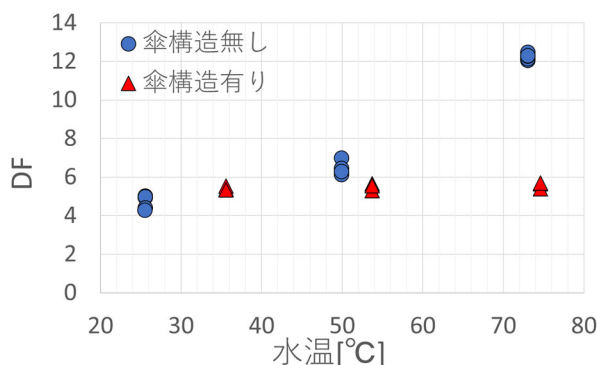


図 3.3.1-15 水面上部空間の温度低下がある場合のプール水温の影響

この結果を理解するために図 3.3.1-16 に示すような体系を想定した簡単な解析を行った。メカニズムとして、試験装置の周囲環境への放熱によってプール水面上の気体温度がプー

ル水温より低くなり、固体粒子表面で結露し粒子径が成長することを考える。Stokes 近似が成立する小径粒子では粒子の重力による終端速度（沈降速度） u_t は粒子径の 2 乗に比例し、粒子成長に伴って増加する。粒子を球形近似すると以下で表される。

$$u_t = \frac{d_p^2 g (\rho_p - \rho_g)}{18\mu} \quad (3.3-11)$$

添え字 p が粒子を表す。ここで、 d_p は粒子径、 g は重力加速度、 ρ_p は粒子密度、 ρ_g は気体密度、 μ は気体粘性係数である。この沈降速度がプール水面上での気体の上昇速度（入口の搬送気体の流束に水蒸気蒸発による流束を足し合わせた流束）と等しくなる粒子径を求めると、水温 50°C に対して $13\ \mu\text{m}$ 、水温 75°C に対して $16\ \mu\text{m}$ となる。実験条件で決まる気体の上昇速度は 1cm/s 程度と低く、図 3.3.1-16 で示した水面上の空間（高さ 0.35m ）を気体が通過するのに $30\sim 40$ 秒かかるので、粒子の通過時間はさらにそれより遅い。次に粒子周りの蒸気凝縮を Miason の式[28]で見積もる。

$$\frac{d(d_p/2)}{dt} = \frac{1}{d_p/2} \frac{S-1}{a+b} \quad (3.3-12)$$

a は周囲気体への熱伝導に関する定数、 b は液膜への蒸気拡散に関する定数である。初期粒子径を $0.5\ \mu\text{m}$ とし、水面上の蒸気密度を水温で決まる飽和蒸気密度、温度低下を 3°C として、粒子成長を計算すると図 3.3.1-17 のようになる。水温 50°C と 75°C に対する 3°C の温度低下は飽和度 S が 1.13 と 1.15 に相当し、上記で見積もった沈降速度に等しい粒子径まで成長する時間は 1.3 秒と 1.1 秒になる。これは、水面上を粒子が通過するであろう時間の 10 分の 1 のオーダーである。この結果から、プール水面上に出た後の短時間で粒子は沈降限界径以上に成長し、それ以上は上昇することができず、粒子計測のサンプリング部に到達しないため見た目の上で DF が向上したと推測される。

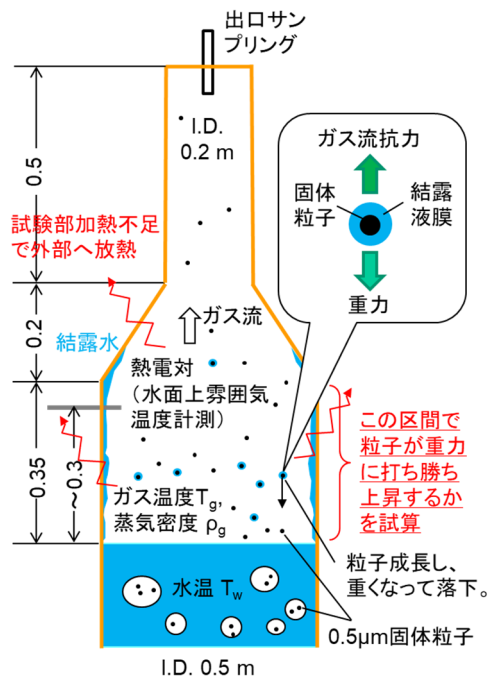


図 3.3.1-16 水面上の気体の上昇速度と粒子の沈降速度の見積もり

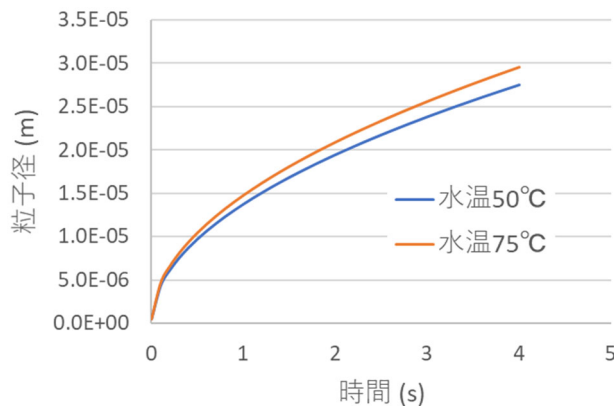


図 3.3.1-17 水面上空間の温度低下による粒子成長の見積もり

まとめ

プール水温が上昇したことで DF が著しく低下する可能性を、エアロゾル搬送気体の注入領域、気泡上昇領域、プール水面上に分けてそれぞれ考察した。以下のようにまとめられる。

- 注入領域：プール水温上昇による蒸気凝縮の低下で DF は著しく低下する可能性がある。但し、蒸気含有量が少ないドライ条件では水温効果は有意に表れない。
- 気泡上昇領域：水温効果が生じる可能性は低い。
- プール水面上：熱損失による温度低下による粒子周りの凝縮成長で DF が上昇する可能

性がある。

今後の展開

本節で検証した実験及び文献調査は We 数が数百までの条件が主である。実機 BWR の SRV や ADS の定格流量を想定するとプールへの注入流量は更に大きい条件が想定され、仮にそこにプール水温を比較的高温の条件を重畳させた場合の実験研究例は過去に行われていない。SRV/ADS 下流での高蒸気割合+ジェット注入+プール水温が高い（過飽和度が小さい）条件では、二相流の不安定性等に伴う粒子挙動への影響として以下が予測される。

- ✓ 低過飽和度による凝縮の不安定性の影響
- ✓ 水深が浅い場合では大きな蒸気塊の吹き抜けの可能性
- ✓ SRV 動作は間欠的であり、ジェットの形成、成長、凝縮を過渡現象として捉える必要性。

参考として、NUREG/CR-6153[29]で得られるデータを用いて SC プール内の質量流束等の条件を見積もる。SRV 容量（1基あたり）の T 型クエンチャ（12 インチ×2）のオリフィス出口状態を考察する。流量をオリフィス総面積でわった質量流束（約 800 kg/m²s）を飽和蒸気の臨界流束 G_c と考え、このときのオリフィス上流の状態を計算する。オリフィス上流での全圧（よどみ点圧）を p_0 、そこでの密度を ρ_0 とすると、理想気体近似による臨界流束は $G_c = \phi_c \sqrt{2p_0\rho_0}$ と表される。 ϕ_c は流量係数で断熱指数の関数となり飽和乾き蒸気では約 0.4494 である。これより $p_0\rho_0 = (1/2)(G_c/\phi_c)^2 = 1.66E6$ (kg²/m⁴s²) となり、これから、ノズル内の圧力が 0.56MPa、蒸気密度が 2.95kg/m³、温度 429K（155℃）となり、この温度圧力条件が実験装置設計の目安となる。また、SC のトーラス直径=30m、円環直径=9.5m として、全周を 16 分割した bay の断面積を考えると 50m² となり、定格流量 100kg/s に対して凝縮ゼロとしたときの大気圧における jg は 1m/s のオーダー（800/16/50=1）となる。これに対して、既往実験研究で最大規模と考えられる POSEIDON-II 実験（Dehbi, 2001）[20]の流動条件を与条件（インジェクタ直径 2cm、最大流量 150kg/h、プール直径 1m）で見積もると、質量流速～132 kg/m²s、プール内の気体見かけ流速 jg ～0.05m/s となり、いずれも実機の 1/10 オーダーであり、実機模擬性は疑わしい。また SRV が開閉する過渡の視点も重要であり、SRV が開く直後は大きな気泡ができて水面を持ち上げる効果なども起こりうる。今後は定格運転条件を模擬した実験の必要性の検討も必要と思われる。

3.3.2 ガスジェット可視化実験

昨年度実施したガスジェット条件のスクラビング実験に対して、ガスジェットの二相流挙動に関する補完的情報を提供するために、今年度は、同じ条件におけるガスジェットの可視化実験を実施した。

実験装置を上から見た可視化実験の模式図を図 3.3.2-1 に示す。内径 1 m の透明なポリカーボネイト製の試験部を使用し、試験部側壁から内径 10mm の注入ノズルを通して空気を横向きに注入した。ノズル出口と試験部内壁の距離は約 10 cm である（ノズルが壁から 10cm 飛び出している）。昨年度の実験条件に合わせ[12]、0.3 m 水深において、300, 450, 600, 750 L/min の 4 つの注入ガス流量におけるガスジェットと、比較のために 80 L/min の注入ガス流量におけるグロービュールを可視化した。ここで、注入ガス流量 80, 300, 450, 600, 750 L/min 時の注入ノズル出口断面における平均ガス流速はそれぞれ 17, 64, 96, 127, 159 m/s であり、式(3.3-1)から評価される We 数はそれぞれ約 5×10^2 , 6.5×10^2 , 1.5×10^3 , 2.6×10^3 , 4.1×10^3 である。なお、ジェットへの遷移臨界 We 数 $\approx 3 \times 10^2$ [11] である。

円筒形試験部の湾曲面を通過する光の屈折によって、高速ビデオで撮影される試験部内の気泡形状の光学的な歪みの影響を低減させるために、高速ビデオ側の試験部側面に水で満たした矩形の Water jacket を設けた。高速ビデオの撮影速度は 2,000 fps もしくは 3,000 fps とした。

300 L/min と 750 L/min のガスジェット条件と 80 L/min のグロービュール条件の初期気泡の挙動を撮影した連続写真を図 3.3.2-2 に示す。グロービュールと比べてガスジェットの気液界面の乱れが大きく、この写真ではわかりにくいですが、動画では、ジェット内では高速の気体流れによってエントレインメントされた液滴が断続的に発生することが観測された。注入ガス流量の増加に伴って、気液界面の乱れや液滴のエントレインメントはより顕著になり、エントレインメント液滴がエアロゾルと衝突してエアロゾル除去に作用することで、DF 増加に寄与する可能性が示唆された。

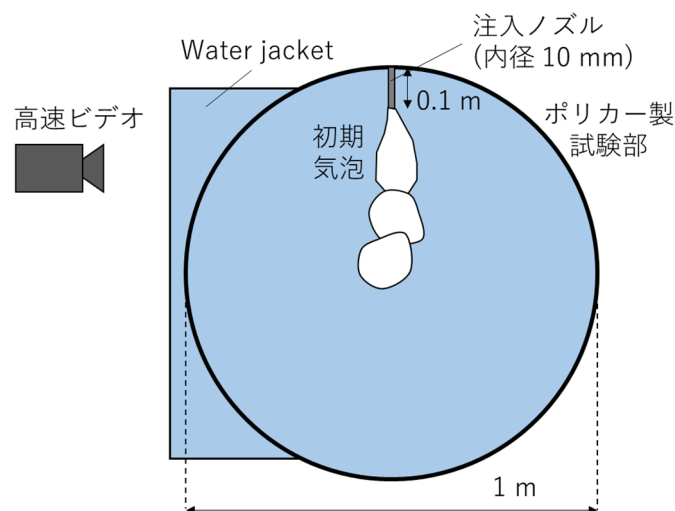


図 3.3.2-1 (上から見た) 可視化実験模式図

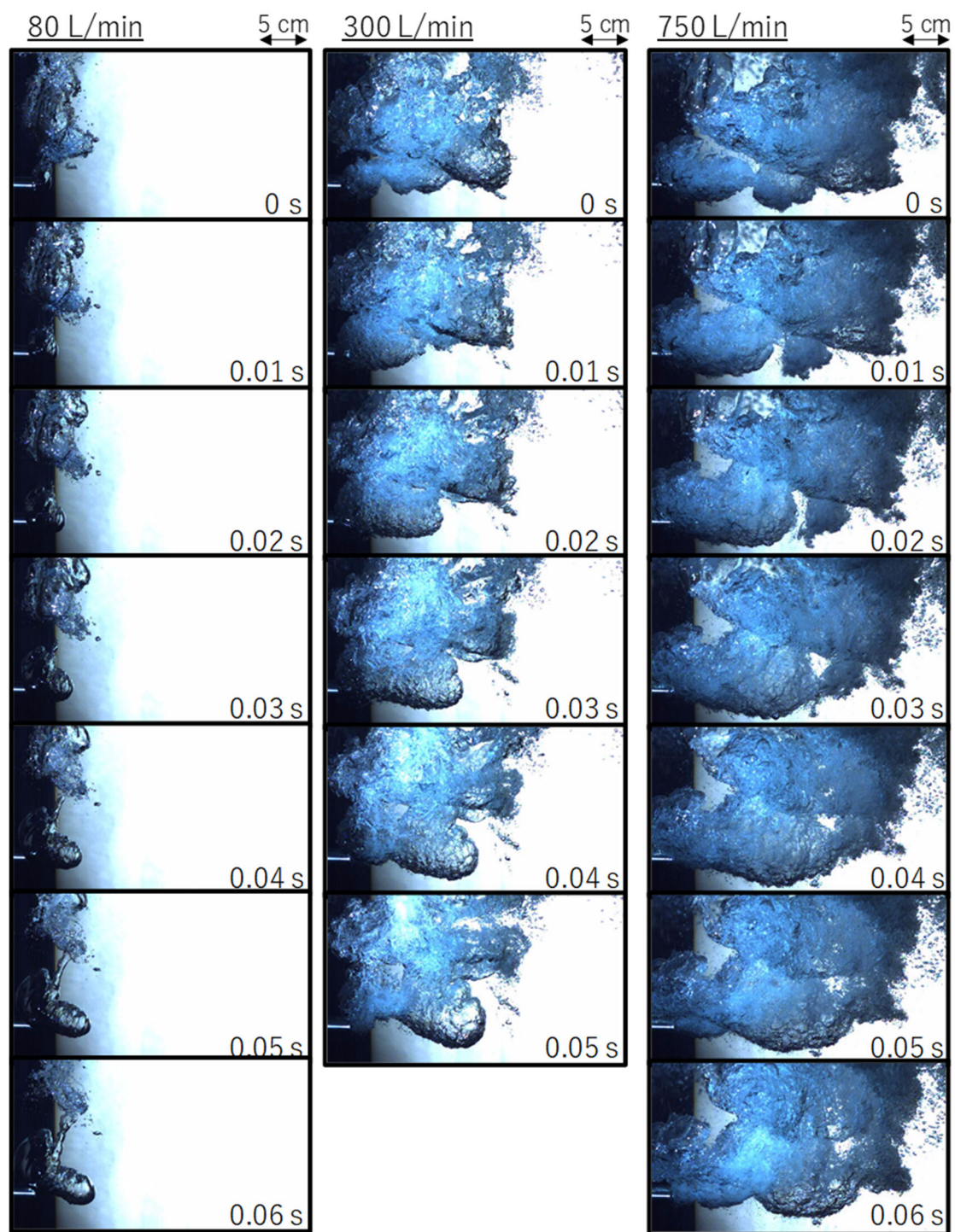


図 3.3.2-2 初期気泡挙動（グローブール：80 L/min; ガスジェット：300, 750 L/min）

3.3.3 プールスクラビング研究のまとめ

今年度の実施内容と成果を以下にまとめる。

- 1) 疎水性粒子を用いた場合とガス注入領域に限定した場合の水温効果に関わる追加調査実験を実施し、いずれも水温効果がほとんどない結果を得た。過年度に取得した水温

効果実験の結果、既往文献及び簡易解析の結果と合わせて議論し、蒸気含有量が少ないドライ条件における注入領域及び気泡上昇領域では、DF に対する水温の効果はほとんどないという結論を得た。

- 2) ガスジェット条件で昨年度実施したスクラビング実験に合わせ、ガスジェットの二相流挙動の可視化実験を実施して、DF と二相流挙動のデータベースを構築するとともに、ガスジェットの二相流挙動を把握した。ガスジェット内にはエントレインメントした液滴が観測され、エアロゾル除去への寄与の可能性が示唆された。

3.4. 数値解析による格納容器内熱流動挙動の現象把握

本事業では、上述の大型模擬格納容器 CIGMA や複数の個別効果試験装置による実験的研究[1-3]に加え、CFD解析を用いて、モデルの改良及び有効性評価を実施してきた[2,4]。また、実験計測ではとらえることができない熱流動挙動に関して、CFD解析で得られた結果の可視化や統計量から、現象を理解することも進めてきた。表 3.4-1 に、本事業に関連する CFD解析を用いた研究項目を現象ベースで整理する。表中の塗りつぶされていない箇所は重要物理現象と関連する評価モデルの関連を表し、灰色で塗りつぶされた箇所は、本事業での CFD解析と CIGMA 実験の実績を示している。この整理から、水素移行、浮力噴流、及び外面冷却に関連する現象に関して、本事業において一定の成果を創出してきた。一方、現時点で未着手又は不十分な CFD解析評価として、トップヘッドフランジ過熱及びスプレイ挙動が挙げられる。トップヘッドフランジ過熱に関しては、未着手であり、スプレイに関しては、昨年度、CIGMA 実験に関するスプレイ水の蒸発とガスの混合に関する CFD解析の入力データを整備し、試計算を実施したが、解析時間が 30 秒と短く、実験結果との比較には至らなかった。

以上より、本年度は、昨年度実施したスプレイ冷却に関する CFD解析を踏まえ、物理時間 1000 秒の計算を実施し、シミュレーションの妥当性評価及び現象的洞察を進めた。また、トップヘッドフランジ過熱に関しては、流体—構造体の熱連成解析のための CFD解析用入力データを作成し、3.1.1 節で行った実験を対象とした試計算を実施した。また本年度新たに開始した輻射伝熱解析では、3.1.6 節で行った実験を対象とした数値解析を実施した。

表 3.4-1 本事業における CFD 解析の実績と現状

	乱流混合	浮力乱流	構造との熱連成	相変化 (凝縮&蒸発)	解析実績 @JAEA	CIGMA データ
ガスキシング 水素移行成 層浸食	○	○	—	—	○	○
浮力噴流	○	○	—	—	○	○
外面冷却	○	○	△ 実験での 内壁温度 を使え ば、流体 挙動把握 可能	○ 壁及びそ の近傍で の凝縮	○	○
トップヘッド フランジ過熱	—	— 衝突噴流 の慣性が 大きいた め重要で はない	○	△ 外面冷却 を伴う場 合、壁凝 縮が重要	×	○
スプレイ	☆ 二相流状 態での混 合現象	— スプレイ の慣性が 大きいた め	△	○ 壁・バル ク凝縮、 蒸発	△	○
解析・検証@ JAEA	○	○	△	△ 凝縮 △ 蒸発		

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

3.4.1 スプレイ冷却に関する数値解析

3.4.1.1. 目的

昨年度 CIGMA 装置を用いて格納容器スプレイ水に関連する基礎実験として、スプレイ水の蒸発とガス混合に着目した実験（CC-SP-18 から CC-SP-21）を実施した[5]。本実験シリーズにおいて、スプレイ水の冷却による試験容器全体の温度低下、蒸発による圧力上昇を捉えることが出来た。また、空気とヘリウムの混合気体で形成した初期密度成層の崩壊挙動から、スプレイの強い混合作用を確認した。本節では、現象の詳細を理解するために CFD 解析を併用する。

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

以上を踏まえ、昨年度は、既往研究を参考に本事業で用いてきたオープンソースコードの一つである OpenFOAM を用いて、Euler-Euler 法をベースとした multiphaseEulerFoam の格納容器スプレイ解析の入力データを整備し、CC-SP-18（低温条件）、CC-SP-19（高温条件）、及び CC-SP-21（中低温条件）を対象とした試算を実施した[5]。本年度は、昨年度の格子依存性の調査結果を受け、適切に解像されていることが確認された Couse mesh を用いて、物理時間 1000 秒の解析を実施し、シミュレーションの妥当性評価及び現象的洞察を進めた。

3.4.1.2. 解析条件

本解析では、閉じた系において予熱された試験容器系内にスプレイを噴射し、空気とヘリウムで構成された内部流体を冷却及び混合させた実験を対象に CFD 解析を実施した。図 3.4.1-1 に解析対象を示す。左図は、CIGMA 装置概略図であり、右図は左図を模擬した解析体系である。本解析では、OpenFOAM-8 に既に実装されている圧縮性多相流体ソルバである multiphaseEulerFoam を用いて、気相の計算では空気とヘリウム、及び相変化により発生する蒸気、液相ではスプレイの液滴の計算を取り扱う。このソルバでは、乱流モデルとして、浮力による生成項を含む標準 $k-\epsilon$ モデルは使用できない。そのため、浮力による生成項を含む標準 $k-\epsilon$ モデルが使用できるように機能を追加した。計算格子は、図

3.4.1-2 に示すように、昨年度 OpenFOAM の計算格子生成ユーティリティである blockMesh により作成した 453,560 セルの Coarse mesh を用いた。

解析ケースは、CC-SP-18 及び CC-SP-19 を参考に 2 ケースの初期条件を設定した。本来ならば、試験容器の構造体と熱連成する条件を課すべきであるが、本年度も簡略化し、壁温度は初期温度 30 °C 一定とした。スプレー噴射条件としては、EL = 10 [m] から下向きに、流量 0.0155 kg/s (実験では 0.016 kg/s)、流入温度は 26 °C (CC-SP-18) 及び 170 °C (CC-SP-19) とした。また、広がり角は 15 度になるように鉛直方向及び半径方向の流速を設定した。解析上のスプレーの噴射方法については、実際の噴出口径は計算セルサイズよりも小さく忠実に解像することが困難であるため、OpenFOAM 内の fvOptions の機能を用いて、実際の噴出位置よりも 13 cm 下方 (EL = 9.87 [m]) で、スプレーが計算セルサイズよりも広がっていることを仮定して、スプレーの質量、運動量及びエネルギーに相当する量をソース項で与えることで模擬した。スプレーの液滴径分布に関して、Single case として 90 µm の単一径、及び Multiple case として 22、44、70、108、及び 186 µm の 5 種類の液滴径をそれぞれ個数割合 20% ずつとし、CC-SP-18 及び CC-SP-19 の解析ケースにそれぞれ適用した (合計 6 ケース)。初期条件は表 3.4.1-1 に初期温度分布、表 3.4.1-2 に初期ヘリウムガス濃度分布を示す。気液相間の作用については、すべての液滴径に対し、気相-液相間での熱伝達及び物質伝達の相互作用を Ranz-Marshall の式[7]により考慮し、液相-液相間の相互作用は考慮しない (液滴の合体や分裂は無い) とした。相変化については、以下に示す式 3.4.1-1 に示される Arden Buck equation[8] から算出される飽和蒸気圧 p_{sat} を用いて、蒸発・凝縮量を計算するモデルを用いた。

$$p_{sat} = 6.1121 \exp \left(\left(18.678 - \frac{T}{234.5} \right) \left(\frac{T}{257.14 + T} \right) \right) \quad (3.4.1-1)$$

ここで、 T は温度 (摂氏) である。また、昨年度は入力データを整備することを主目的としたため、物理時間は 30 秒であったが、本年度は実験と同様に 1000 秒 (時間刻み 0.002 秒、最大クーラン数 0.3 程度) とし、定量的な妥当性評価を行った。

3.4.1.3. 解析結果

低温条件の CFD 解析結果 (CC-SP-18)

試験容器内の初期温度が低い (試験容器内平均気体温度 26 °C) CC-SP-18 の解析結果を示す。図 3.4.1-3 に実験による試験容器内気相温度分布の時間変化 (600 秒以降のカラーバーの最大値に注意)、液滴径を単一分布とした Single case に関して、図 3.4.1-4 に容器内圧力の時間変化、図 3.4.1-5 に試験容器内平均温度の時間変化を示す。試験容器内圧力のデータ取得位置は、 $x = 0.45$ [m]、 $y = 0$ [m]、EL = 10 [m] である (全条件共通)。実験では、スプレー噴射を開始した 1260 秒以降に着目しており、図 3.4.1-3 から図 3.4.1-5 において、緩やかに変化が生じた。気相の初期温度、スプレー温度ともに 30 °C の条件であるが、スプ

レイ噴射後、試験容器内圧力は実験とほぼ同程度であるが、平均温度共に低下した後、徐々に増加し、実験結果を上回る傾向が見られた。スプレー噴射の初期では、スプレー噴射により、ガスの冷却による温度及び圧力低下につながり、その後、スプレーの蒸発により徐々に温度及び圧力が増加したものと考えられる。

図 3.4.1-6 から図 3.4.1-12 に 100 秒ごとの液相体積分率分布、蒸気濃度、ヘリウムガス濃度分布、液相及び気相流速分布、液相及び気相温度分布を示す。図 3.4.1-3 の実験結果と気相温度分布を比較すると、先に示した試験容器内気相温度分布の時間変化同様の傾向が見られた。スプレー噴出位置近くでは、設定どおりの 15 度の角度で液相が広がったことが確認できる。その下流では、密度成層により成層境界面の浮力でスプレー水の下降が阻害されたために、スプレーは半径方向に広がり、流速が低下し、試験容器中心部でスプレー水は下方に貫通した。スプレー噴射の影響により、水蒸気はスプレーを噴射した直後から発生しているが、これは、試験容器内の水蒸気の初期値が 0 であったことから、相変化モデルによって蒸発が発生したためと考えられる。また、水蒸気濃度と気相温度分布の傾向が類似していることから、蒸発に対する気相の温度上昇への影響は大きく、ヘリウムガス濃度も低下した。

次に、5 種類の液滴径分布の **Multiple case** に関する結果を示す。図 3.4.1-13 に試験容器内圧力の時間変化、図 3.4.1-14 に試験容器内平均温度の時間変化を示す。**Single case** の結果と同様に、圧力及び平均温度はスプレー噴射によって低下する傾向が見られたが、**Single case** に比べて温度低下は小さく、緩やかに低下した。実験条件との比較においても **Single case** と同様の傾向を示した。

図 3.4.1-15 から図 3.4.1-19 に各初期液滴径ごとの 100 秒ごとの液相体積分率分布、蒸気濃度、ヘリウムガス濃度分布、液相及び気相流速分布、液相及び気相温度分布を示す。図 3.4.1-3 の実験結果と気相温度分布を比較すると、**Single case** と **Multiple case** では、スプレー噴射初期において、分布が大きく異なった。**Multiple case** では、成層境界面の浮力でスプレー水の下降が阻害されたために、スプレーは径方向に広がった。過熱状態であるため液滴は蒸発して消失する方向に変化し、面積あたりの体積比は液滴径に反比例するため、液滴が小さいものほど消失量（率）は大きいことが示唆される。液滴径が増加するにつれてスプレーの広がりが大きくなる傾向が見られ、最大液滴径 186 μm では蒸発量が小さいために、他の液滴径に比べ貫通力は最も大きくなった。しかし、**Single case** より液滴径が大きいにもかかわらず、スプレーの広がり **Single case** より小さくなった。これは、**Multiple case** における液滴ごとの相の体積分率が **Single case** より小さいため、相の貫通力が小さく予測されたものと考えられる。スプレーの広がりが抑制されたことによって、ヘリウムも **Single case** に比べてスプレーの広がりが小さくなった。また、図 3.4.1-14 の

時間変化でも見られたように、**Single case** と比べ、温度分布の変化の違いは顕著であり、1000 秒での温度はわずかに低く、実験結果にやや近い結果となった。ヘリウムガス濃度は全体的に高く、700 秒以降で気相流速の速度変動も見られた。

以上のように、**Single case** と **Multiple case** では、試験容器内気体の濃度及び温度は定量的に実験と一致しなかった。また、今回は液滴径を 5 種類選定し、その分率は各 20% という暫定的な値としたが、実機を含めた原子炉格納容器の解析を実現するためには、計算負荷及び解析精度を加味した最適な選択に資する検証を進めていく必要がある。

高温条件の CFD 解析結果 (CC-SP-19)

試験容器内の初期温度が高い (172 °C) CC-SP-19 の解析結果を示す。図 3.4.1-20 に実験による試験容器内気相温度分布の時間変化を示す (カラーバーの最小値に注意)。わずかながら気相温度分布温度は低下傾向であった。**Single case** に関して、図 3.4.1-21 に試験容器内圧力の時間変化、図 3.4.1-22 に試験容器内平均温度の時間変化を示す。実験では、スプレー噴射を開始した 1260 秒以降に着目しており、スプレー噴射後、圧力及び温度が低下した。これは、初期温度が高温であったため、スプレーによる冷却と蒸発潜熱による温度低下の効果が大きいと考えられるが、温度低下が非常に急激であり、冷却効果を過剰に予測したと思われる。圧力は、上昇傾向の実験結果に比べ、定量的にも定性的にも一致しておらず、平均温度は、定量的には実験よりも大幅に過小評価した。低下が緩やかになる 40 秒以降は、温度低下が実験結果と類似しており、定性的に近いと考えられる。

図 3.4.1-23 から図 3.4.1-29 に 100 秒ごとの液相体積分率分布、蒸気濃度、ヘリウムガス濃度分布、液相及び気相流速分布、液相及び気相温度分布を示す。図 3.4.1-20 と気相温度分布を比較すると、図 3.4.1-22 の時間変化同様に試験容器内温度は実験結果よりも大幅に低下した。解析では、100 秒で試験容器上部に高温のガスが滞留するが、時間と共に消滅した。液相は低温条件 (CC-SP-18) より上流側での体積分率が低下しているが、これは蒸発量が多いことに起因すると考えられる。また、試験容器下部の空気相での揺らぎが CC-SP-18 より早く発生しているが、これも蒸発によって液相の量が低下し、気相から受ける抵抗が大きくなったことによるものと思われる。水蒸気は、100 秒時点で試験容器全体に広がっているが、液相の分布とは異なっており、蒸発した後の水蒸気であったことが予測できる。ヘリウムガス濃度に関しては、各観測点における変化の傾向は CC-SP-18 と類似しているが、変化が発生する時刻は全体的に早くなった。これは、初期温度が高く、スプレーの蒸発量が多くなったことによると考えられる。

次に、5 種類の液滴径分布の **Multiple case** に関する結果を示す。図 3.4.1-30 に試験容器内圧力の時間変化、図 3.4.1-31 に試験容器内平均温度の時間変化を示す。**Single case** の結

果に比べ、噴射直後の圧力と温度の低下が早くなっているが、同程度に収束した。実験条件との比較においては **Single case** と同様の傾向を示した。

図 3.4.1-32 から図 3.4.1-36 に各初期液滴径ごとの 100 秒ごとの液相体積分率分布、蒸気濃度、ヘリウムガス濃度分布、液相及び気相流速分布、液相及び気相温度分布を示す。**Single case** との差異については、**CC-SP-18** と同様の傾向が見られ、全体的に **Single case** に近い傾向が見られたが、温度については、**Single case** に比べ初期に大幅に温度低下し、その後の下がり方は緩やかになった。これは、蒸気濃度から小液滴径の液滴が早く蒸発することにより初期の温度低下が発生し、その後大液滴径の液滴がゆっくりと蒸発していることを示しており、**Multiple case** で液滴径分布を考慮した効果によるものと考えられる。

3.4.1.4. 本節のまとめ

過年度に実施したスプレー冷却に関する実験 **CC-SP-18** 及び **19** を対象とした CFD 解析に関し、本年度は物理時間 1000 秒の計算を実施した。その結果、**CC-SP-18** では、スプレーの蒸発による圧力上昇の効果よりガスが冷却されることによる圧力低下の効果が強く現れた。**CC-SP-19** では、スプレーによる冷却と蒸発潜熱による温度低下の効果が大きく、温度低下が非常に急激であり、冷却効果を過剰に予測した。いずれにおいても、実験と定量的に一致しなかった。来年度は、より詳細な検証を行い、実験と定量的に差異が生じた原因を明らかにする予定である。

表 3.4.1-1 初期温度分布

EL (m)	CC-SP-18	CC-SP-19
9.9999	25.9880	174.6964
9.7	26.1592	175.3700
9.3	25.9590	174.7766
8.4	27.1601	178.2671
7.5	28.5391	178.2057
6.7	27.0187	180.7205
5.9	26.3305	181.7171
4.9	24.7138	177.7514
3.9	25.8165	177.2278
2.9	25.7862	174.2048
0.9	24.9983	154.5462

表 3.4.1-2 初期ヘリウムガス濃度分布

EL (m)	CC-SP-18		CC-SP-19	
	モル分率	質量分率	モル分率	質量分率
9.9999	54.4176	0.1416	46.8594	0.1086
9.695	54.4556	0.1418	46.8402	0.1086
9.275	54.4192	0.1416	46.9003	0.1088
8.855	54.3240	0.1412	46.8682	0.1087
7.71	19.4190	0.0322	44.6397	0.1003
7.5	7.7435	0.0115	39.7081	0.0834
7.08	0.1626	0.0002	10.5984	0.0161
6.28	0.0198	0.0000	1.9707	0.0028
5.88	0.1227	0.0002	1.8518	0.0026
5.38	0.0663	0.0001	1.6042	0.0022
0	0	0	0	0

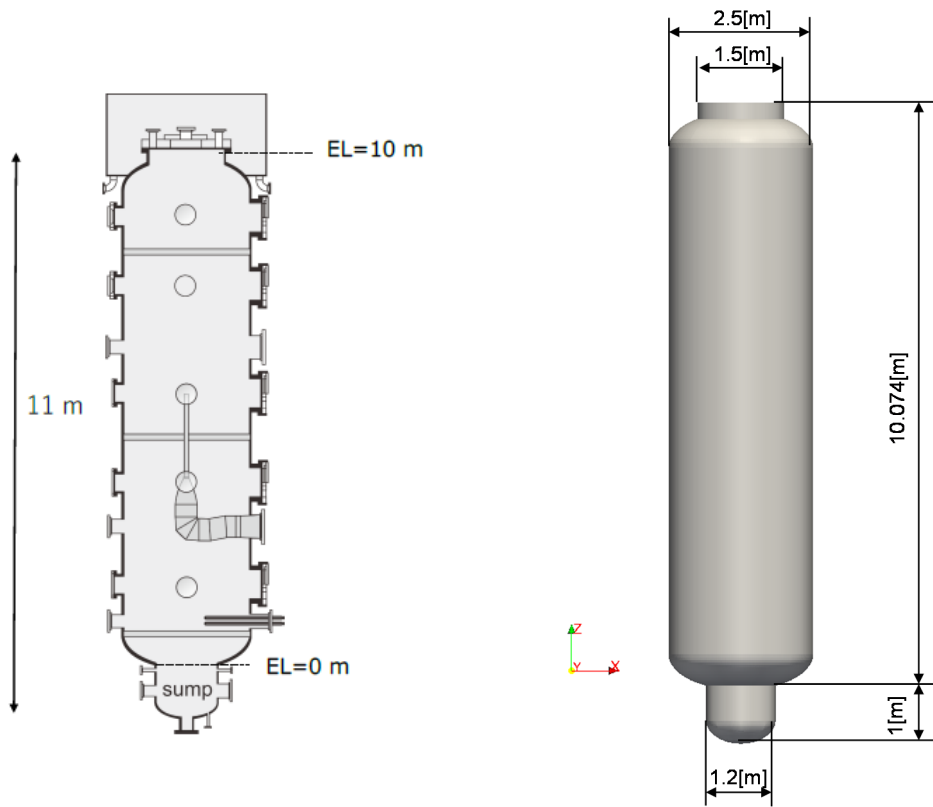


図 3.4.1-1 解析対象 (左：CIGMA 装置概略図、右：解析体系)

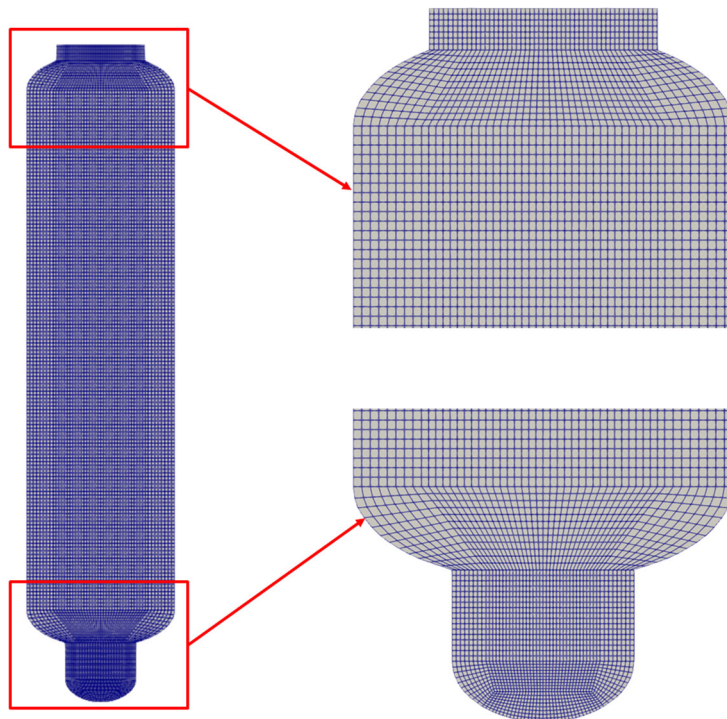


図 3.4.1-2 スプレー実験に関する数値解析のための計算格子

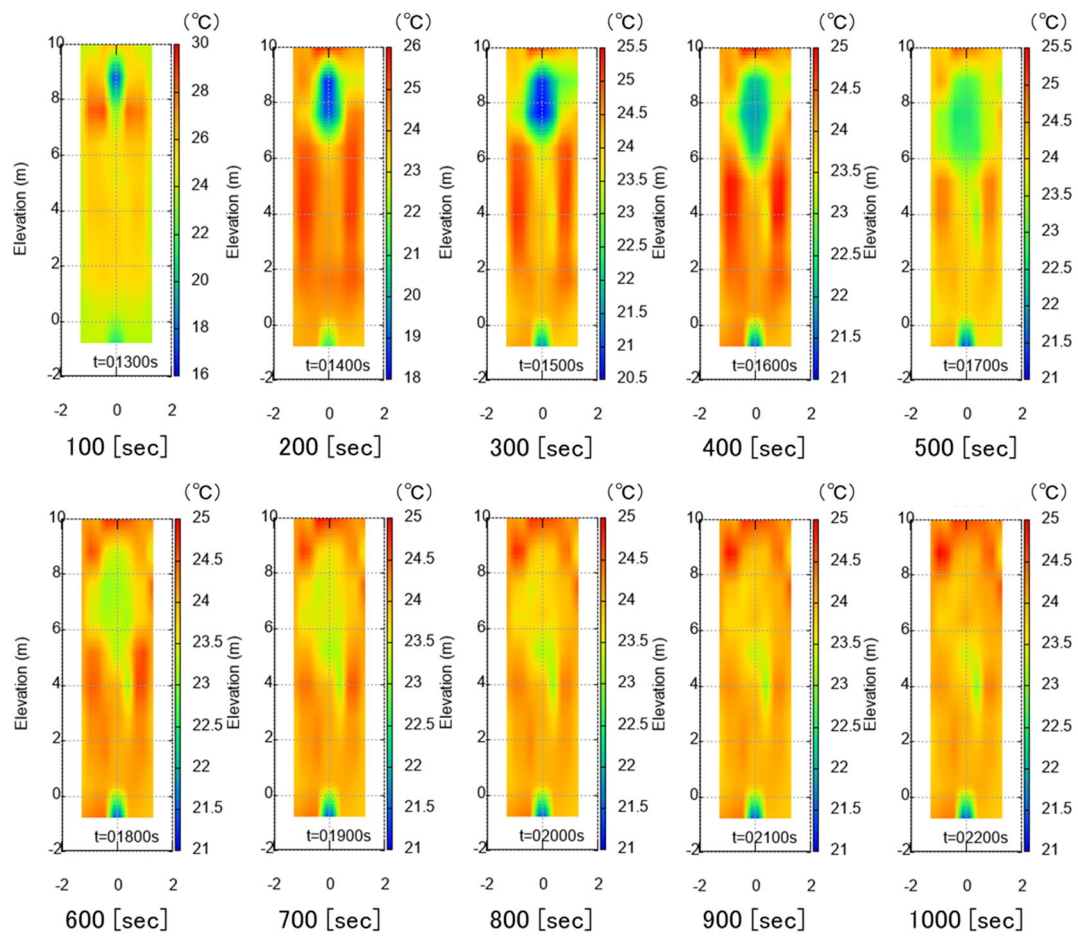


図3.4.1-3 実験による試験容器内気相温度分布の時間変化 (CC-SP-18)

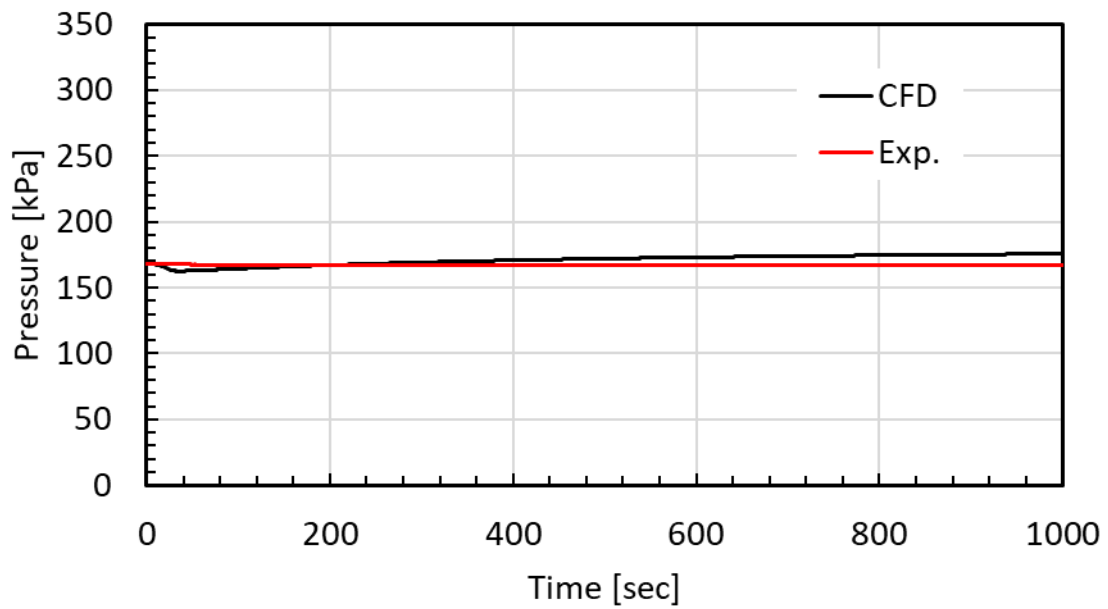


図 3.4.1-4 試験容器内圧力の時間変化 (CC-SP-18、Single case)

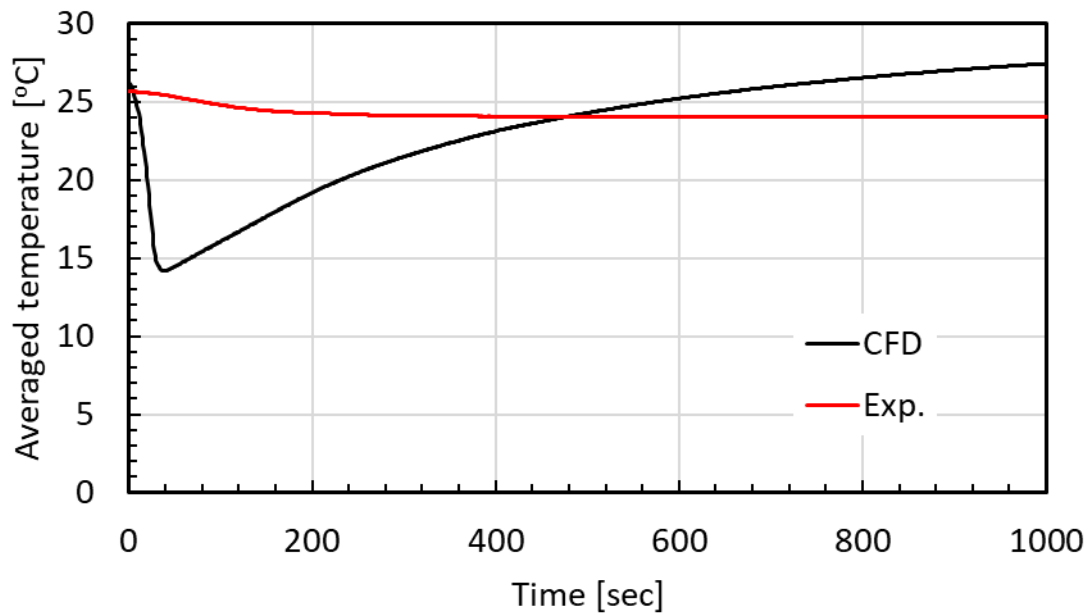


図 3.4.1-5 試験容器内平均温度の時間変化 (CC-SP-18、Single case)

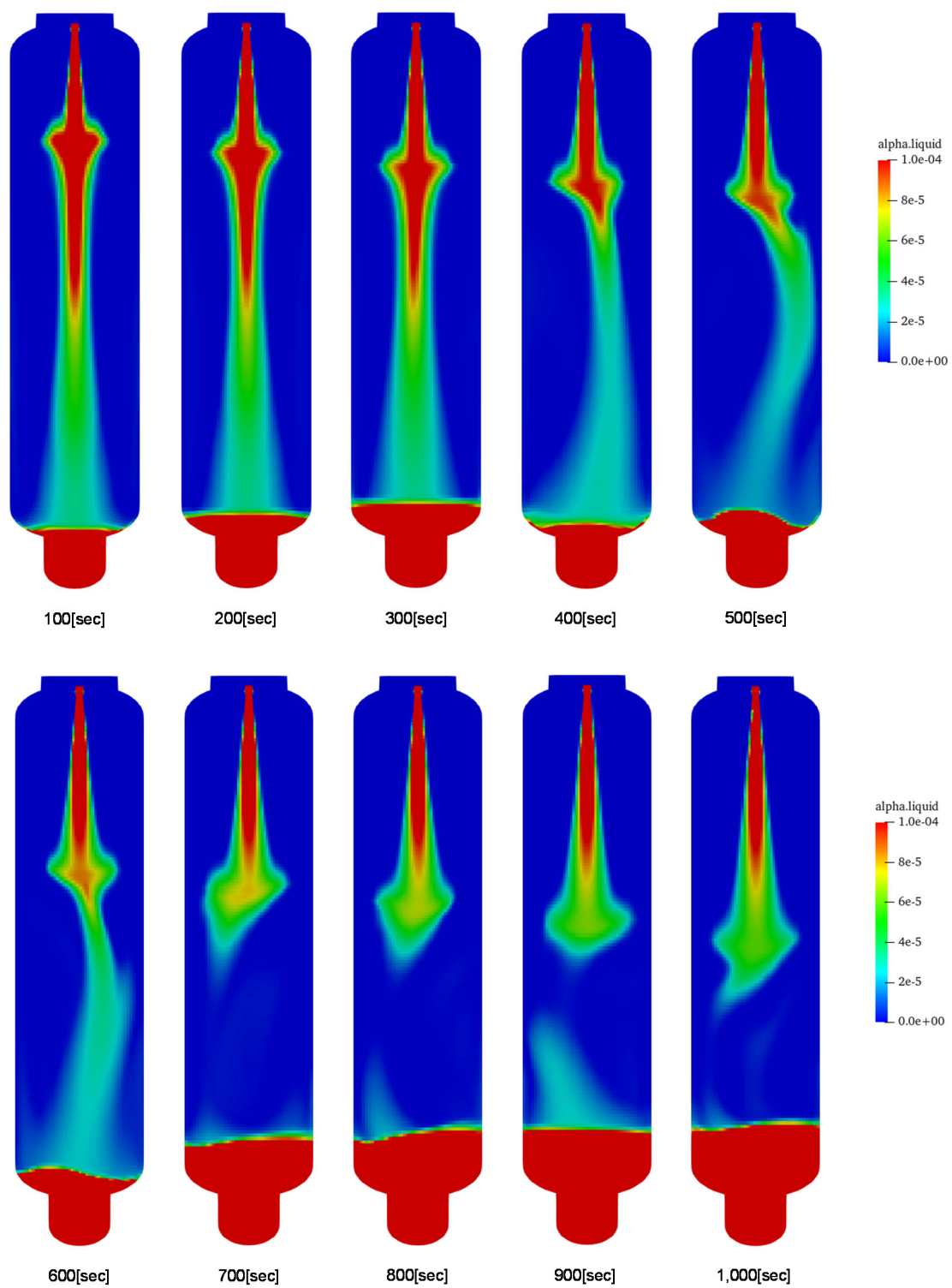


図 3.4.1-6 液相体積分率分布 (CC-SP-18、Single case)

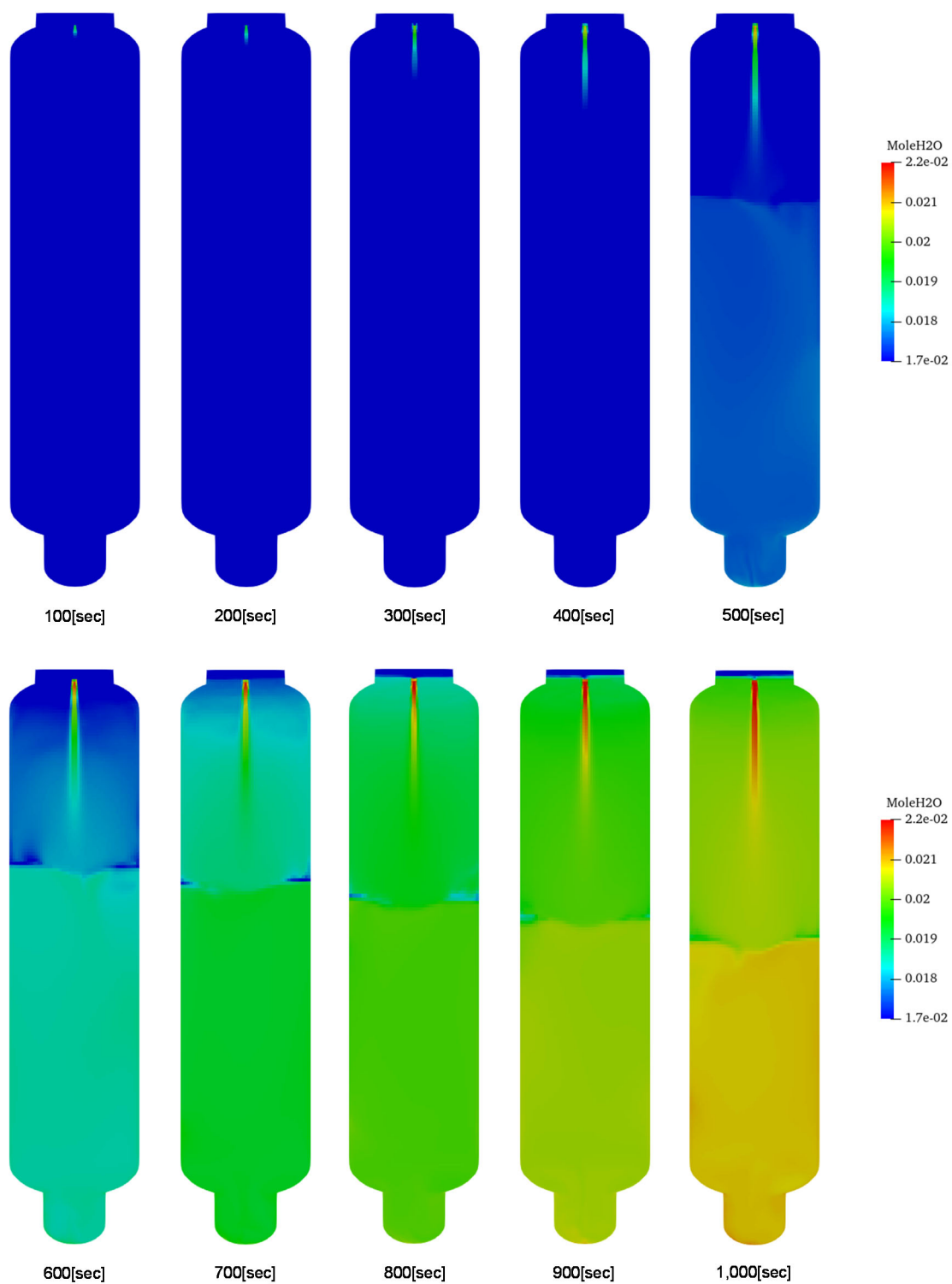


図 3.4.1-7 蒸気濃度 (CC-SP-18、Single case)

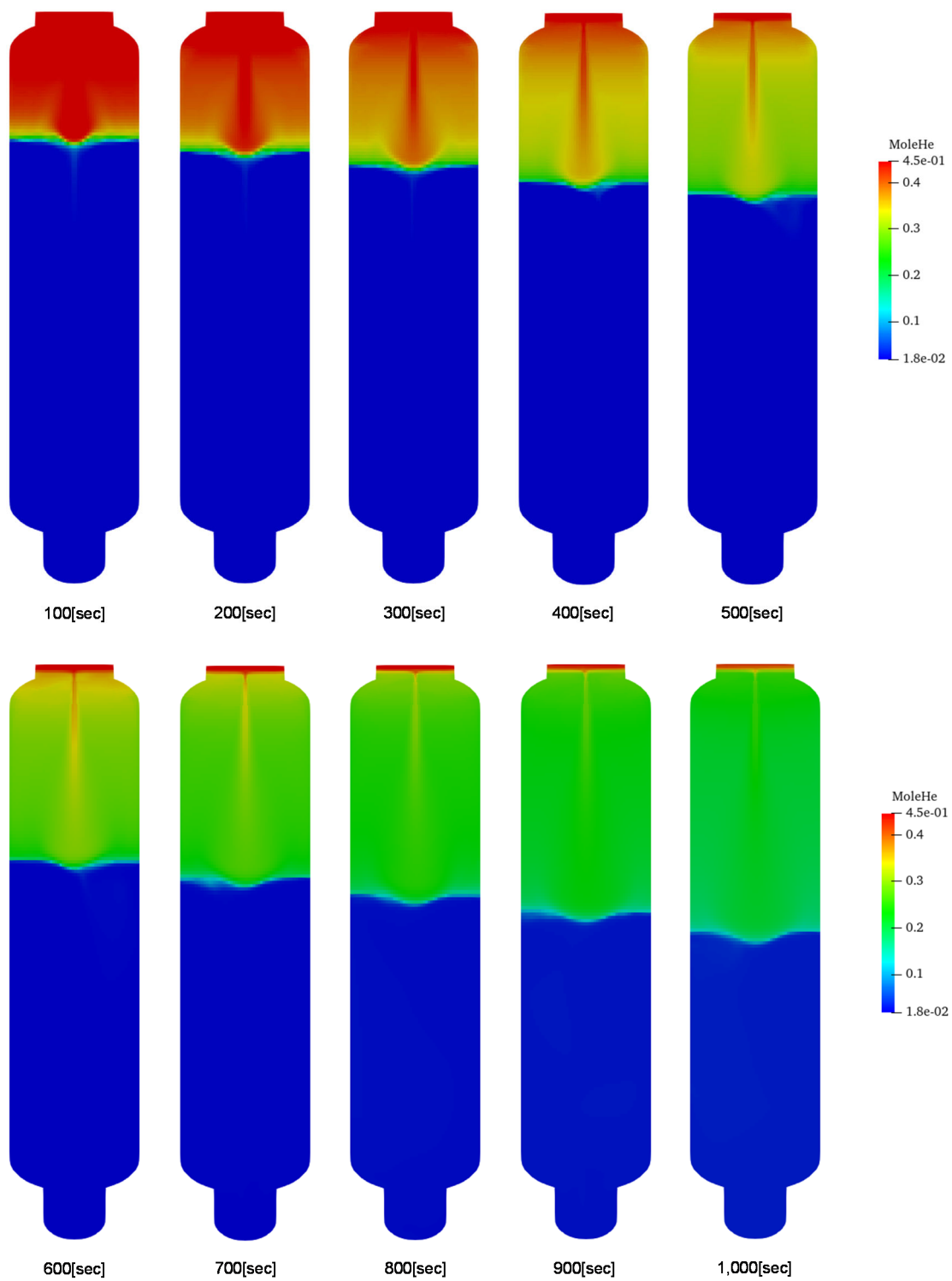


図 3.4.1-8 ヘリウムガス濃度 (CC-SP-18、Single case)

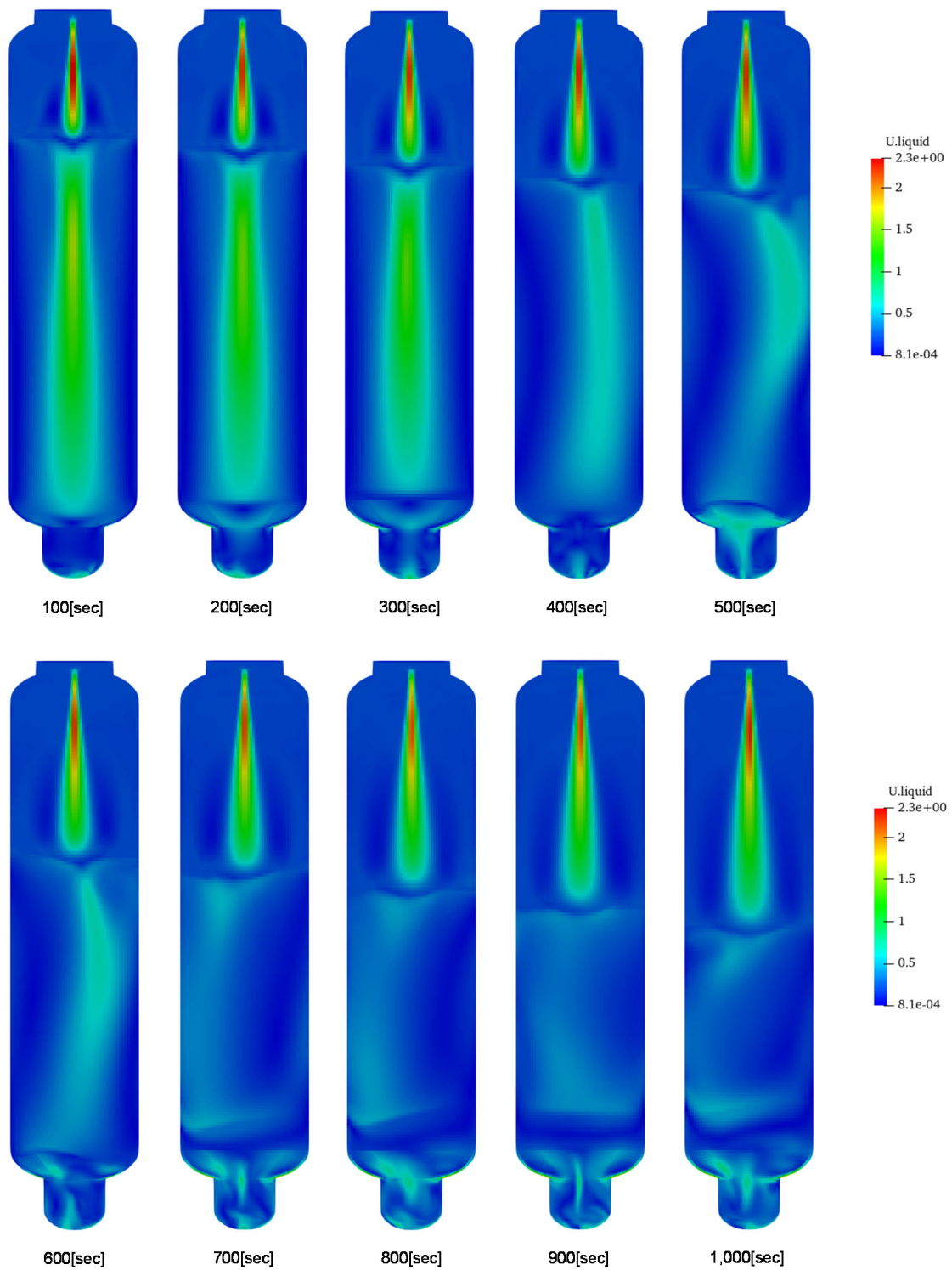


图 3.4.1-9 液相流速分布 (CC-SP-18、Single case)

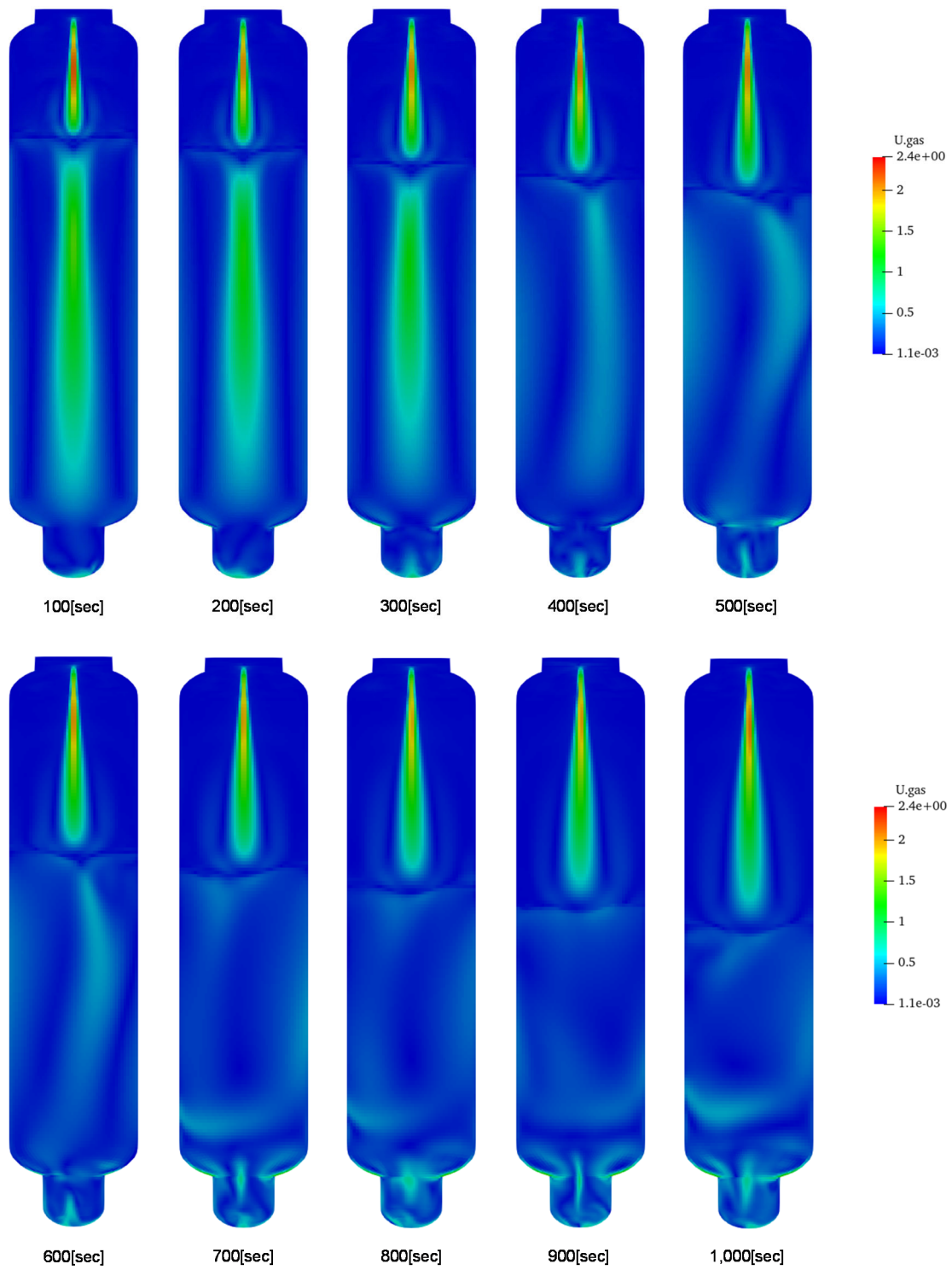


图 3.4.1-10 气相流速分布 (CC-SP-18、Single case)

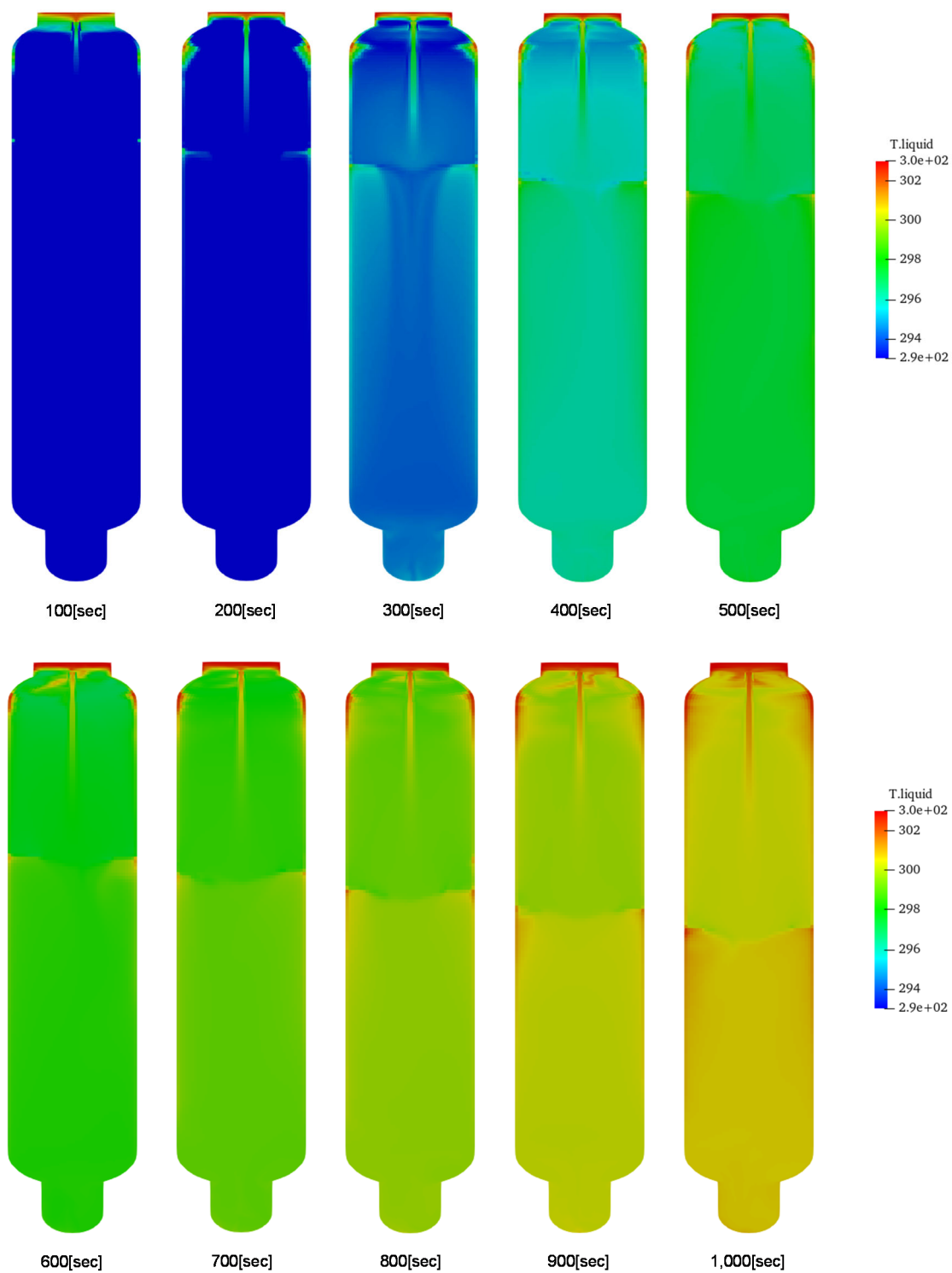


图 3.4.1-11 液相温度分布 (CC-SP-18、Single case)

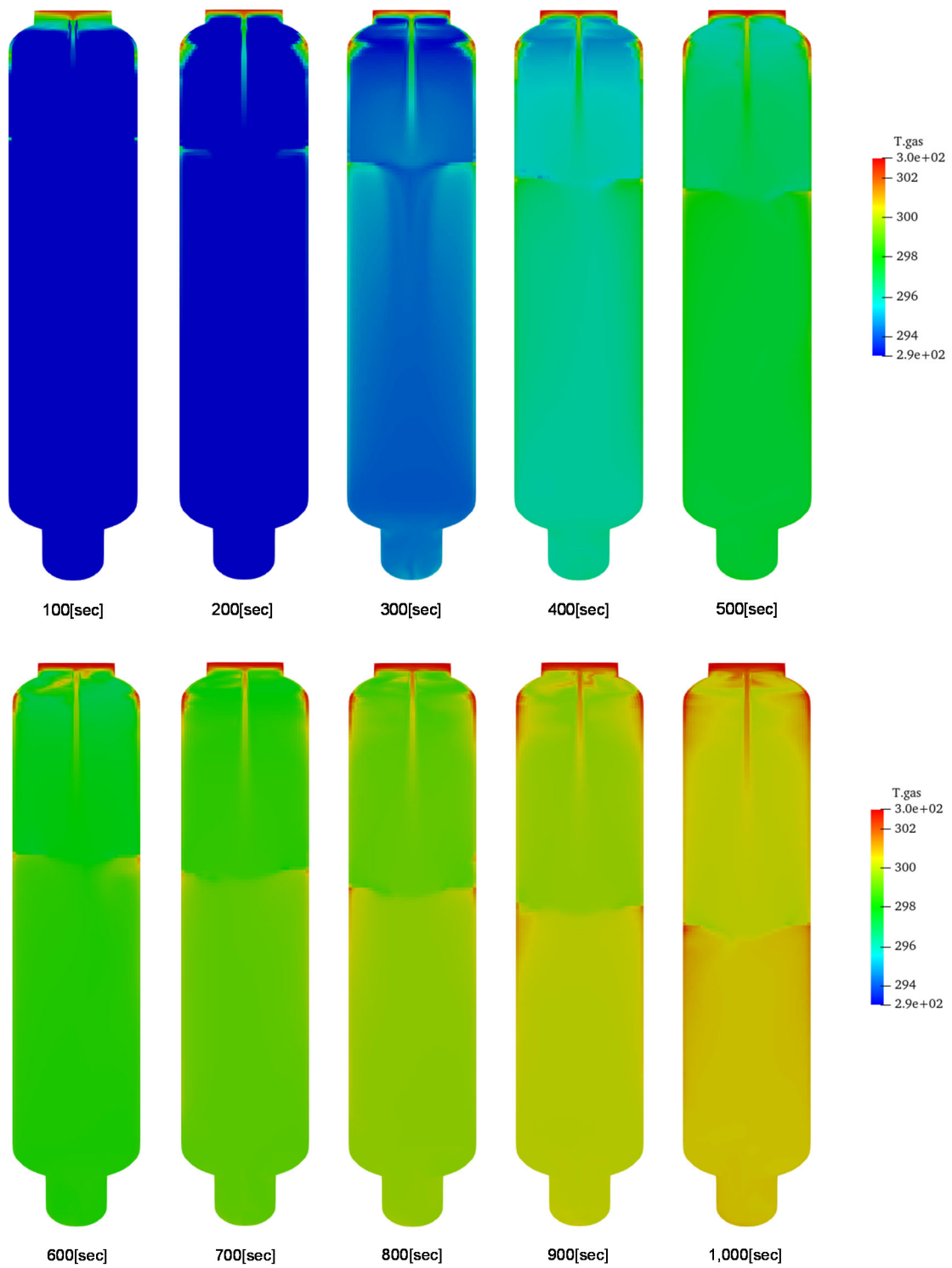


图 3.4.1-12 气相温度分布 (CC-SP-18、Single case)

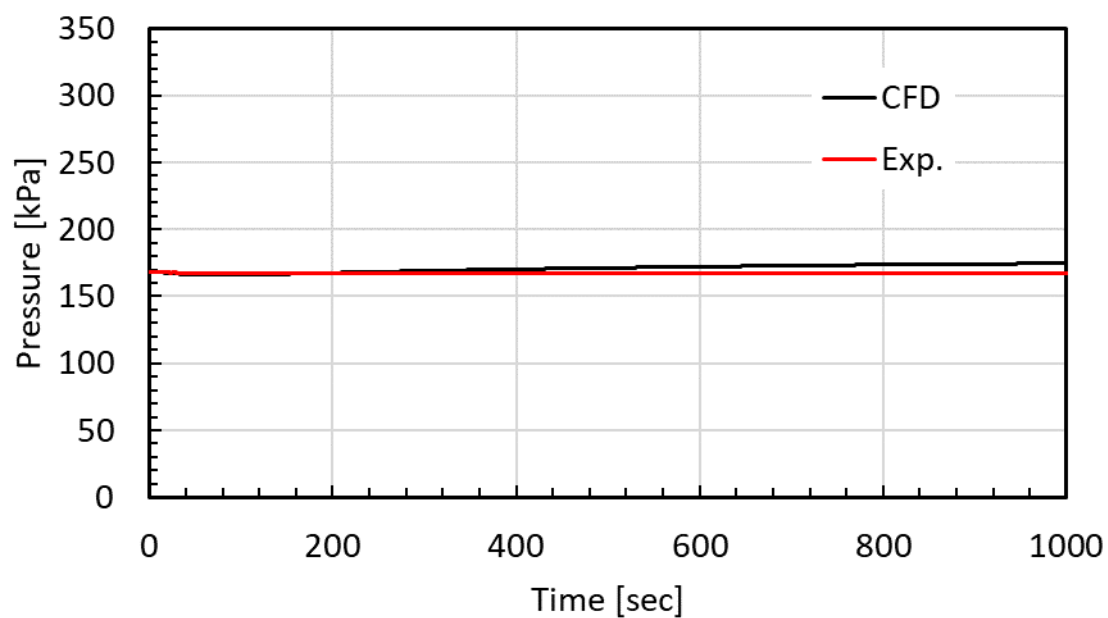


図 3.4.1-13 試験容器内圧力の時間変化 (CC-SP-18、Multiple case)

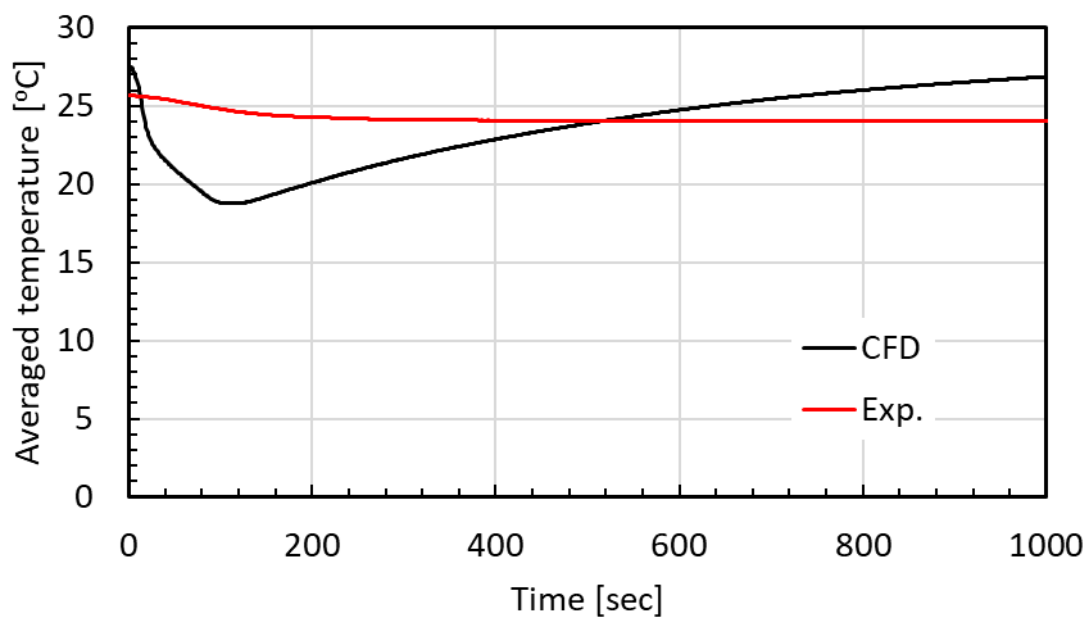


図 3.4.1-14 試験容器内平均温度の時間変化 (CC-SP-18、Multiple case)

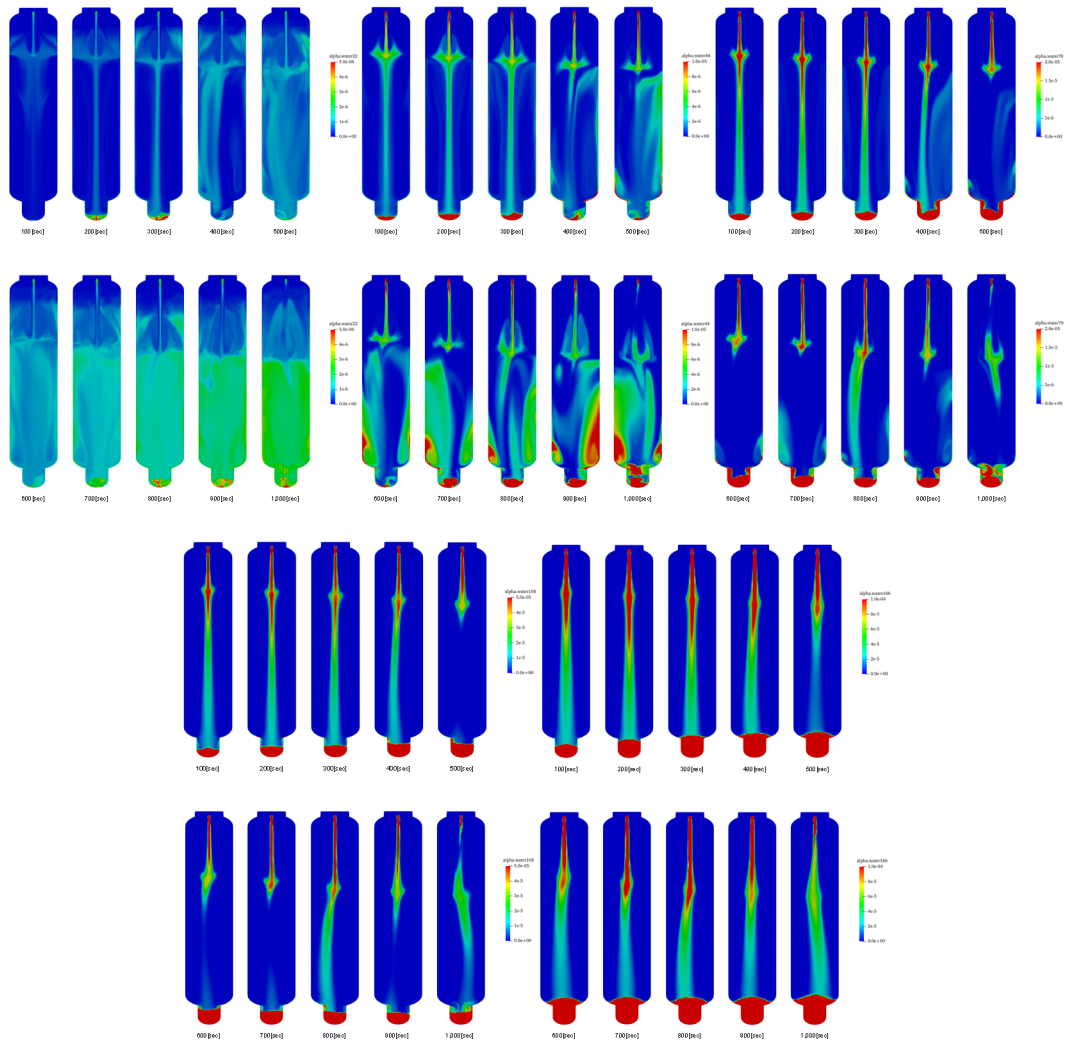


図 3.4.1-15 各液滴径の液相体積分率分布 (CC-SP-18、Multiple case)
 左上：22 μm、中央上：44 μm、右上：70 μm、左下：108 μm、右下：186 μm

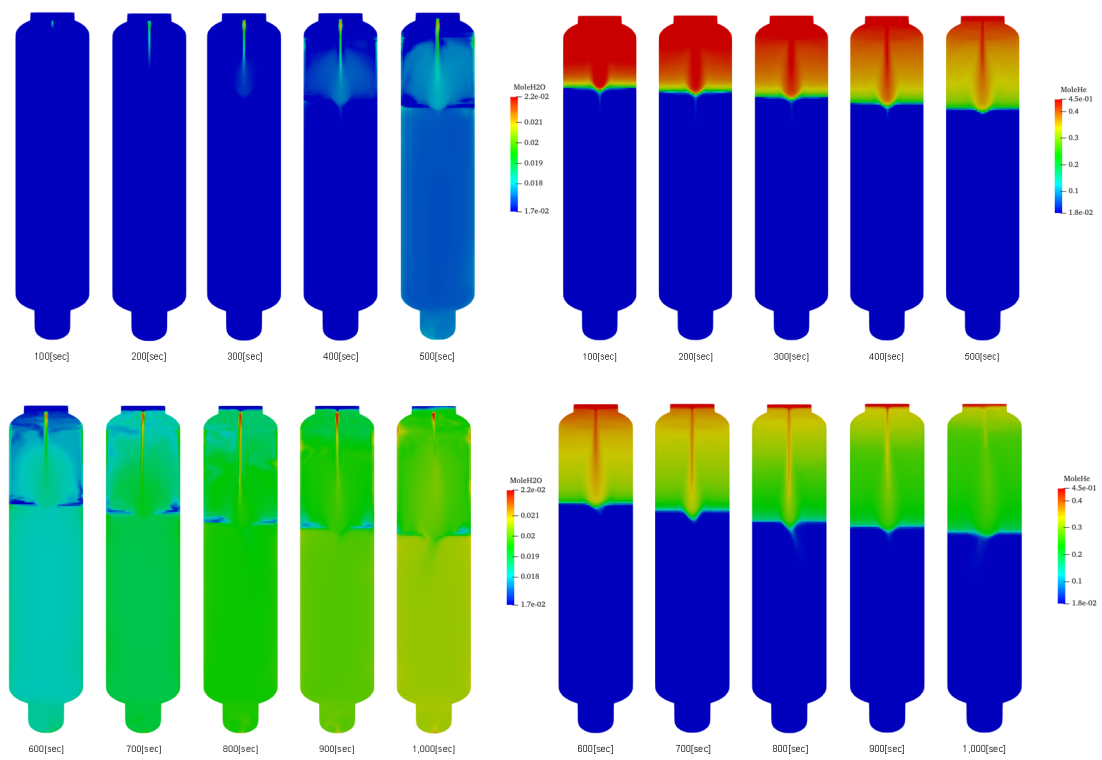


図 3.4.1-16 蒸気及びヘリウムガス濃度分布 (CC-SP-18、Multiple case)
 左：蒸気濃度、右：ヘリウムガス濃度

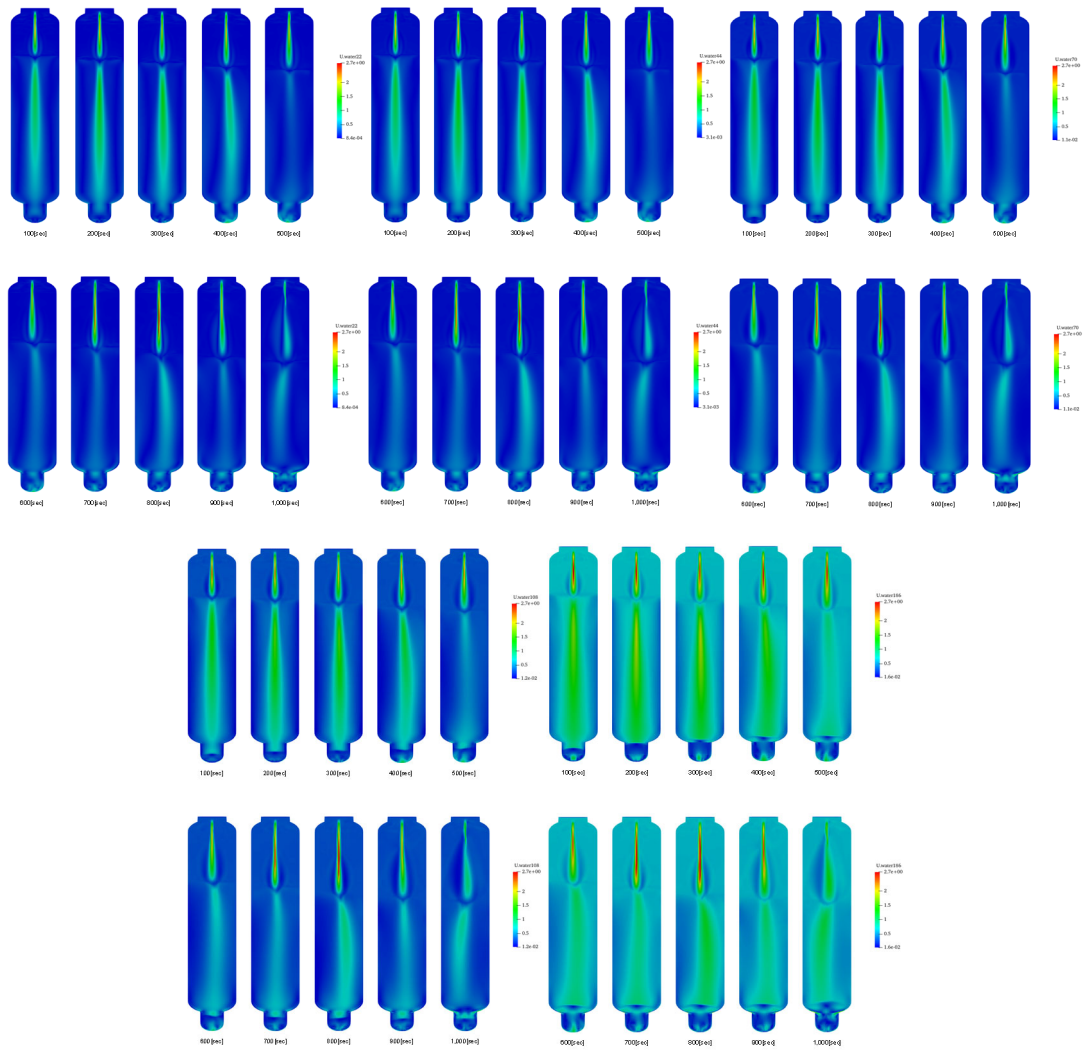


図 3.4.1-17 各液滴径の液相流速分布 (CC-SP-18、Multiple case)
 左上 : 22 μm 、中央上 : 44 μm 、右上 : 70 μm 、左下 : 108 μm 、右下 : 186 μm

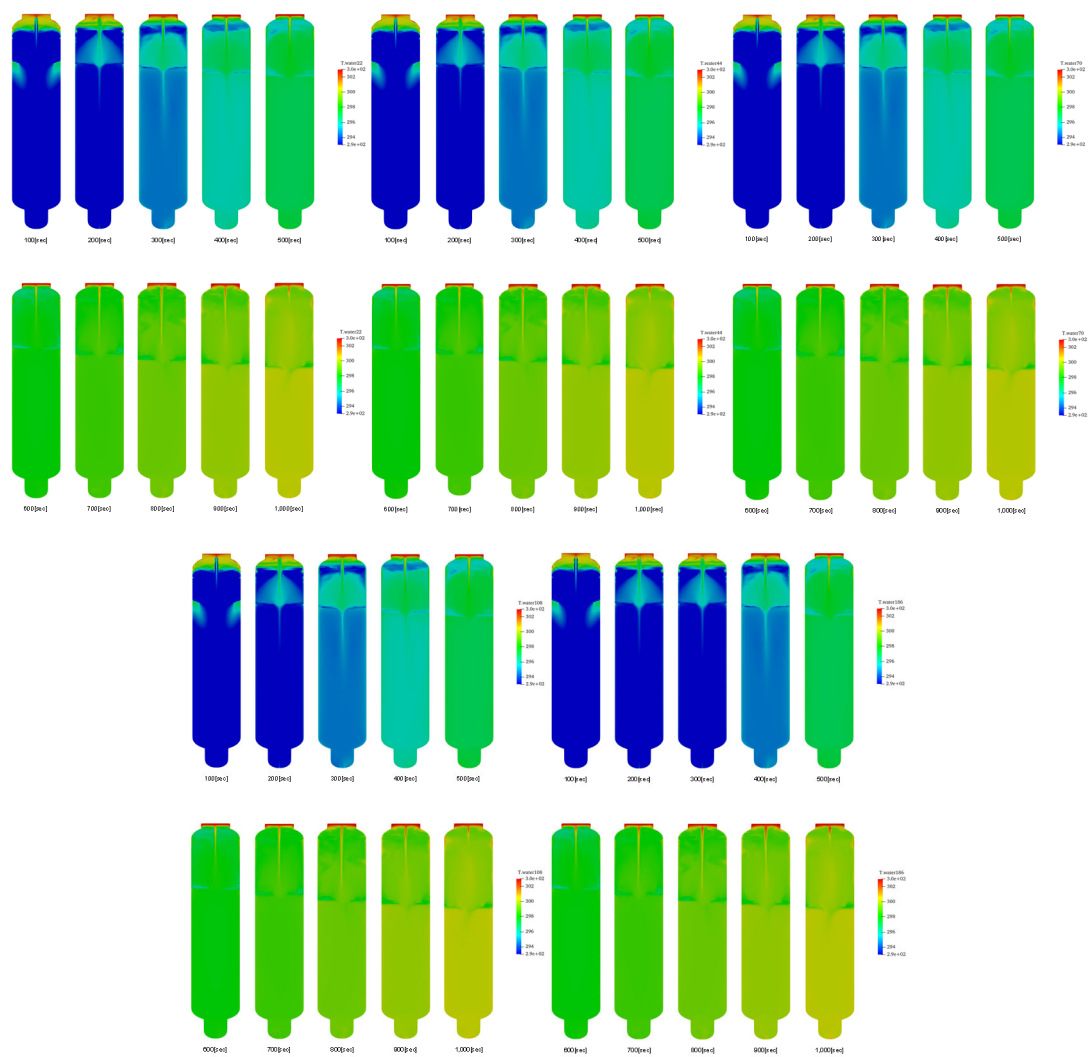


図 3.4.1-18 各液滴径の液相温度分布 (CC-SP-18、Multiple case)
 左上 : 22 μm 、中央上 : 44 μm 、右上 : 70 μm 、左下 : 108 μm 、右下 : 186 μm

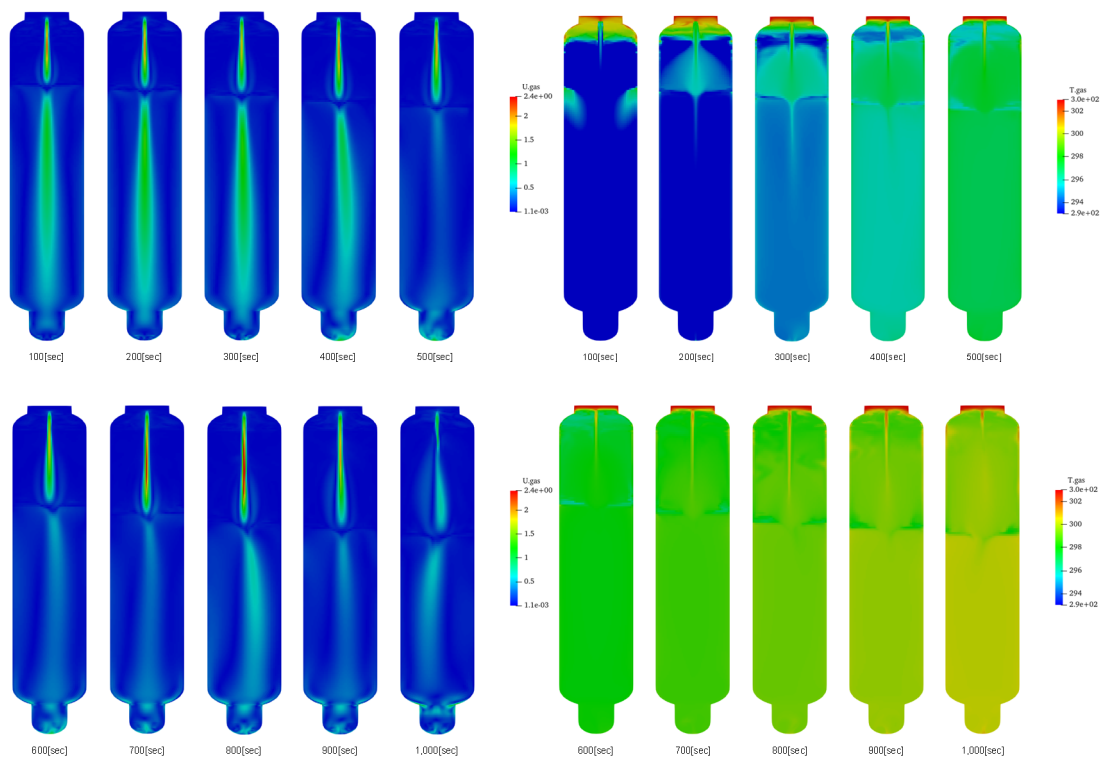


図 3.4.1-19 気相流速及び温度分布 (CC-SP-18、Multiple case)

左：気相流速分布、右：気相温度分布

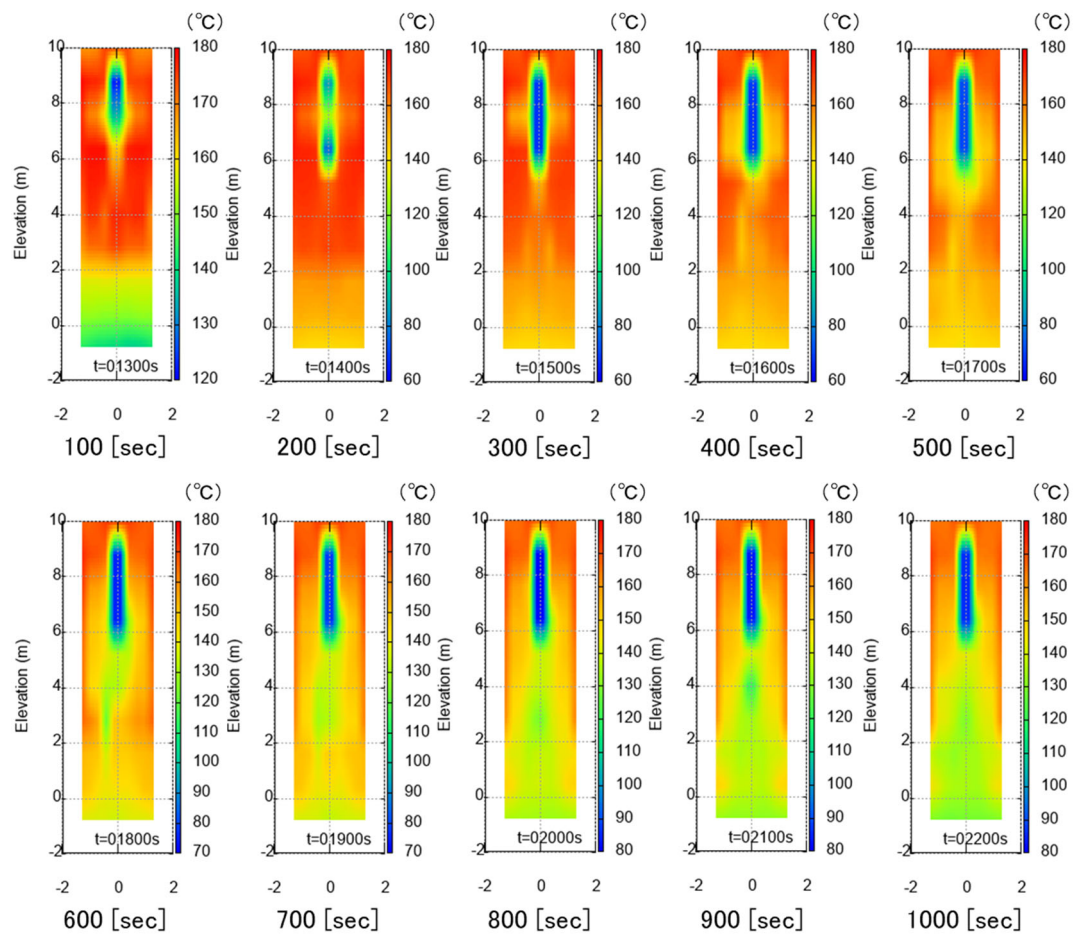


図3.4.1-20 実験による試験容器内気相温度分布の時間変化 (CC-SP-19)

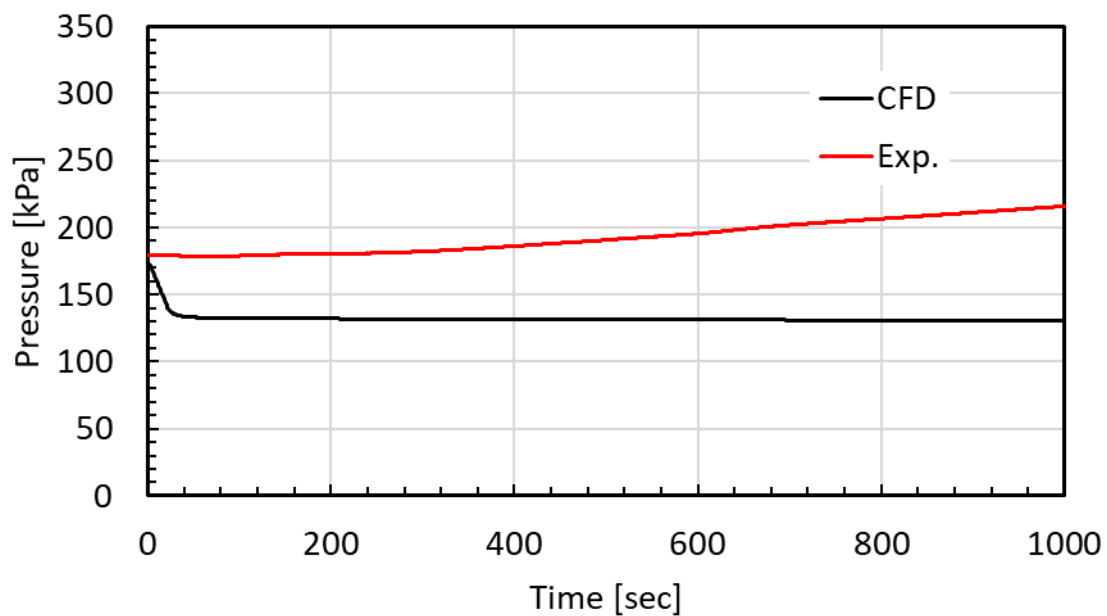


図 3.4.1-21 試験容器内圧力の時間変化 (CC-SP-19、Single case)

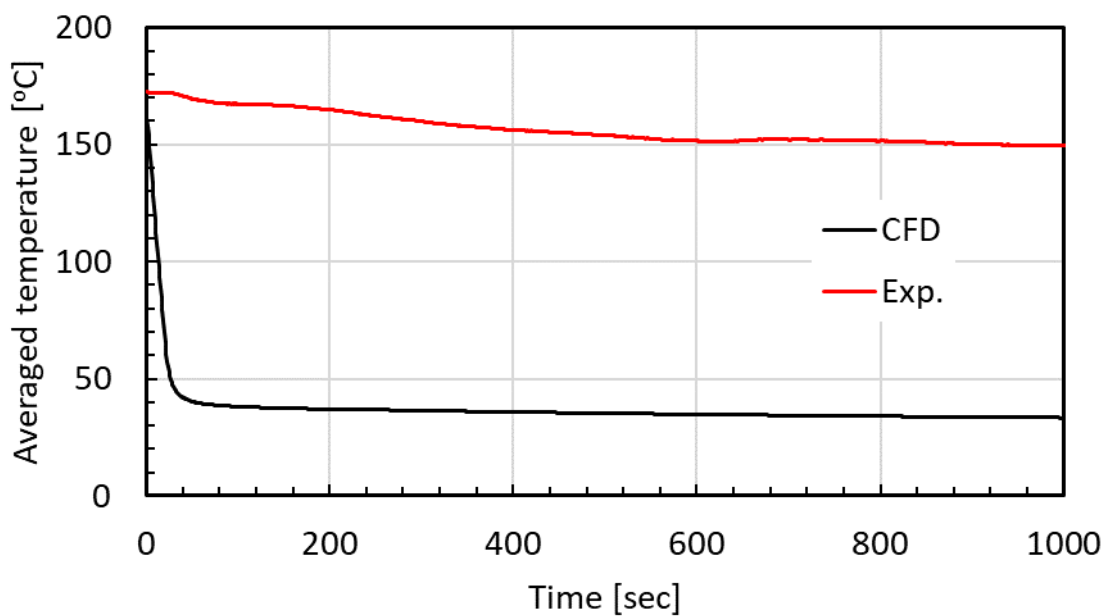


図 3.4.1-22 試験容器内平均温度の時間変化 (CC-SP-19、Single case)

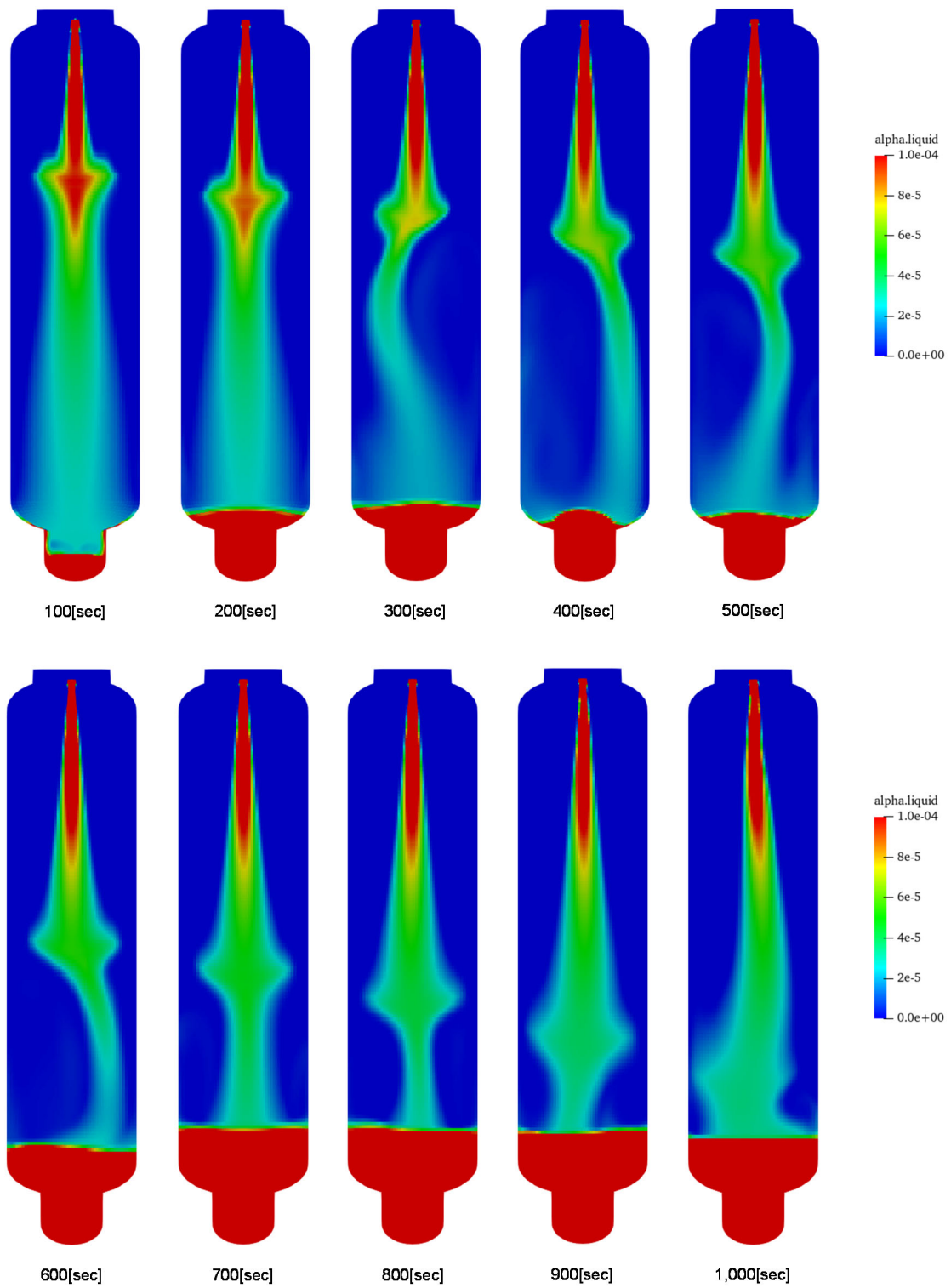


图 3.4.1-23 液相体积分数分布 (CC-SP-19、Single case)

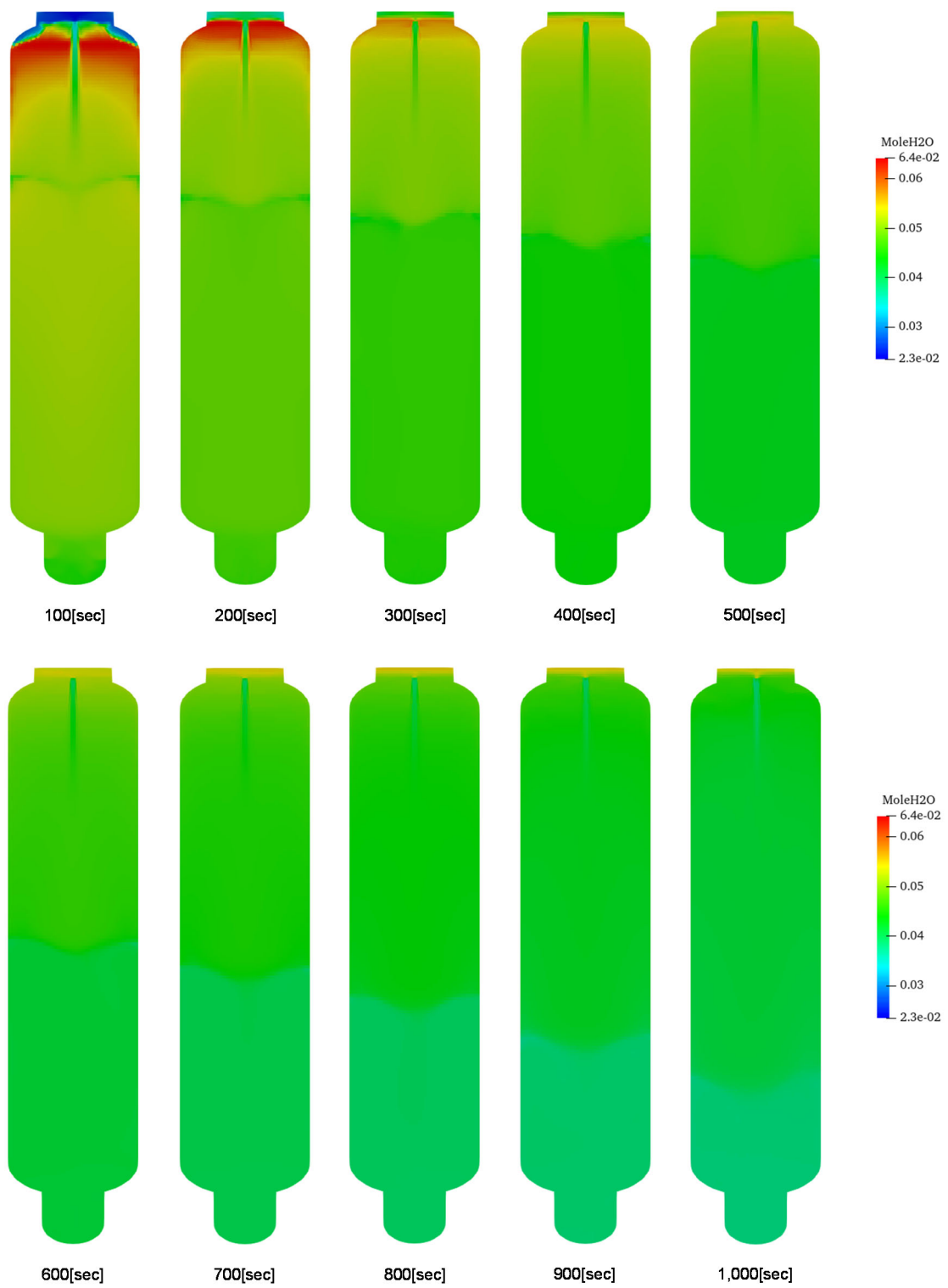


図 3.4.1-24 蒸気濃度 (CC-SP-19、Single case)

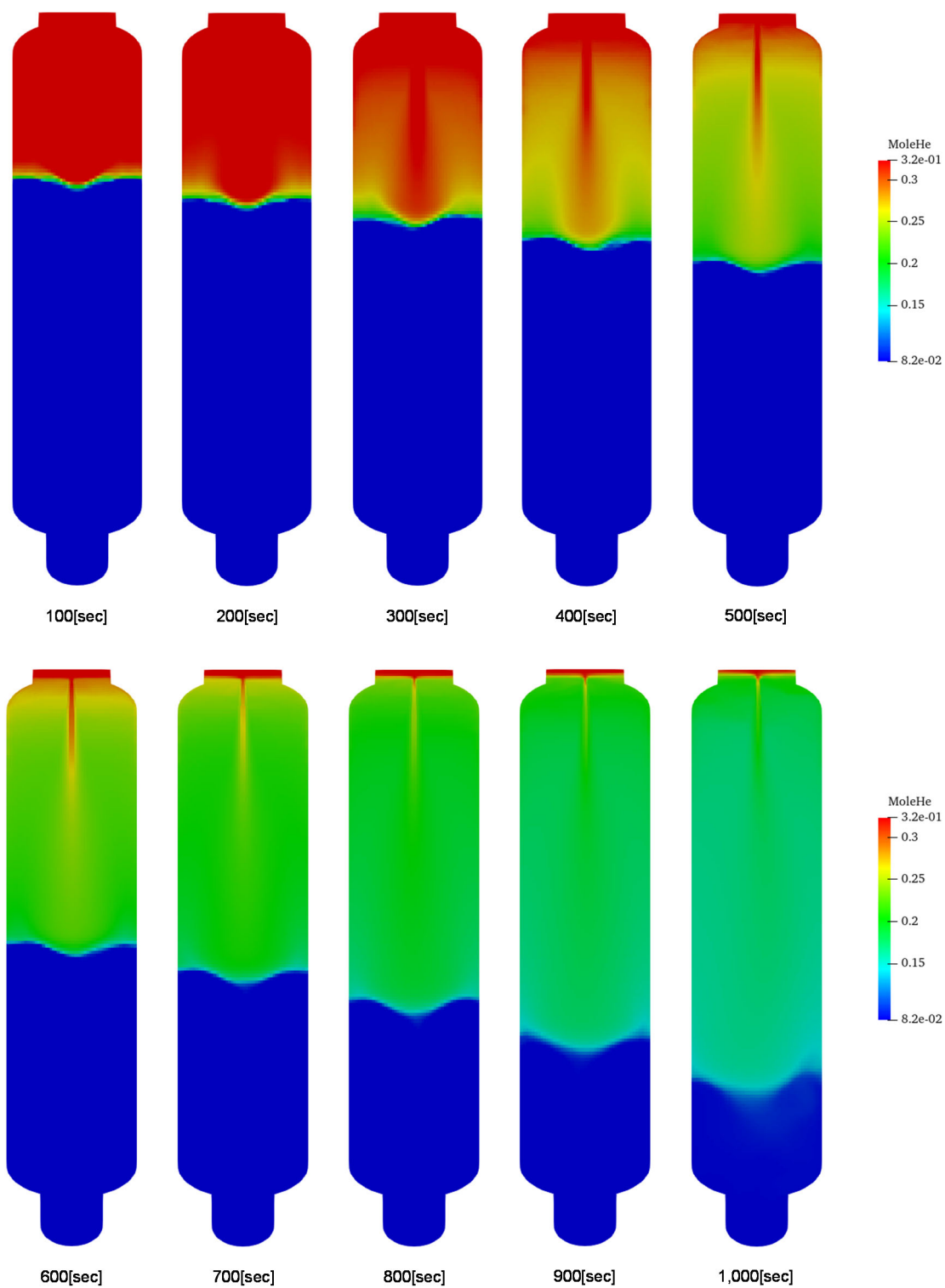


図 3.4.1-25 ヘリウムガス濃度 (CC-SP-19、Single case)

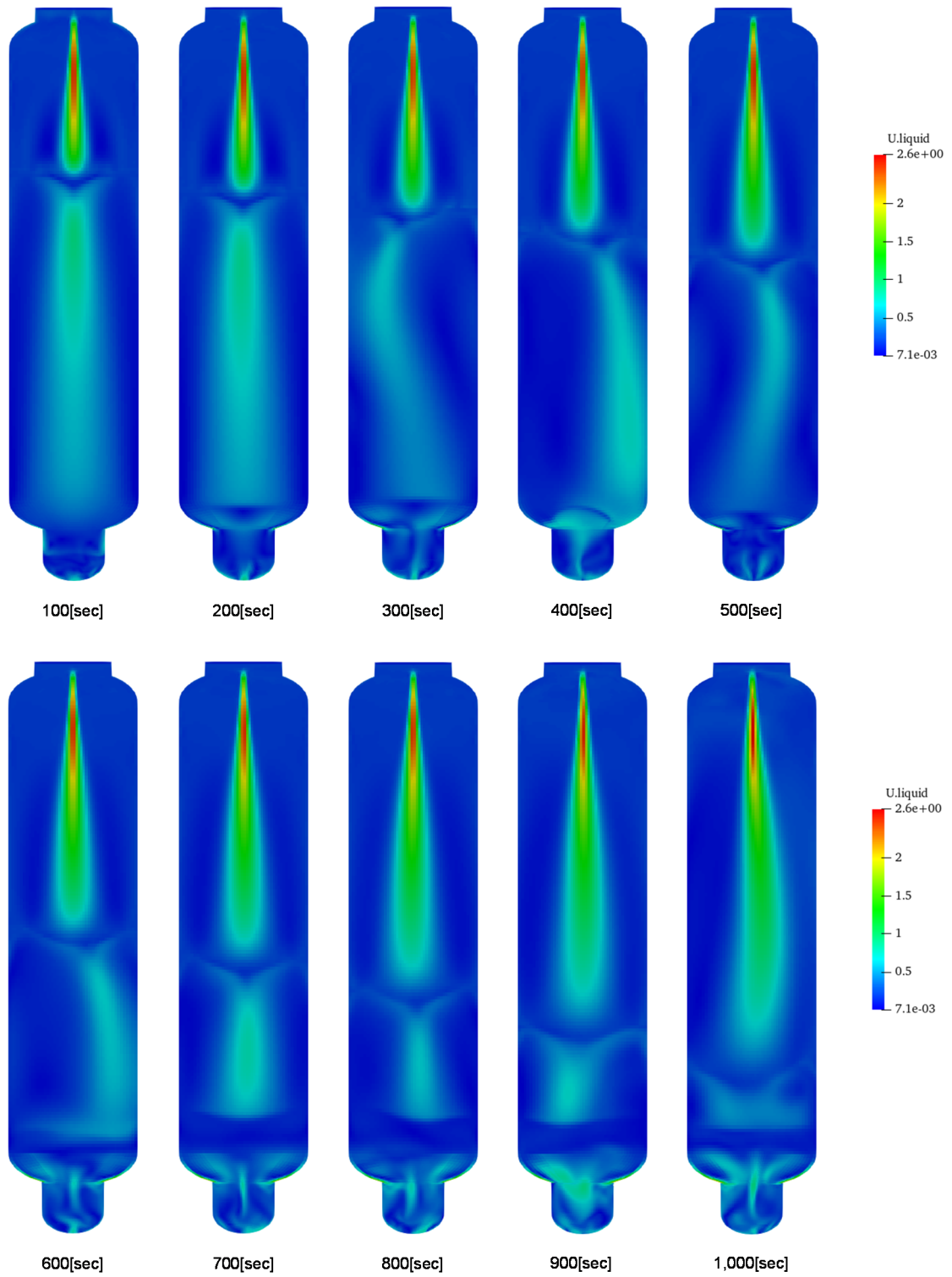


图 3.4.1-26 液相流速分布 (CC-SP-19、Single case)

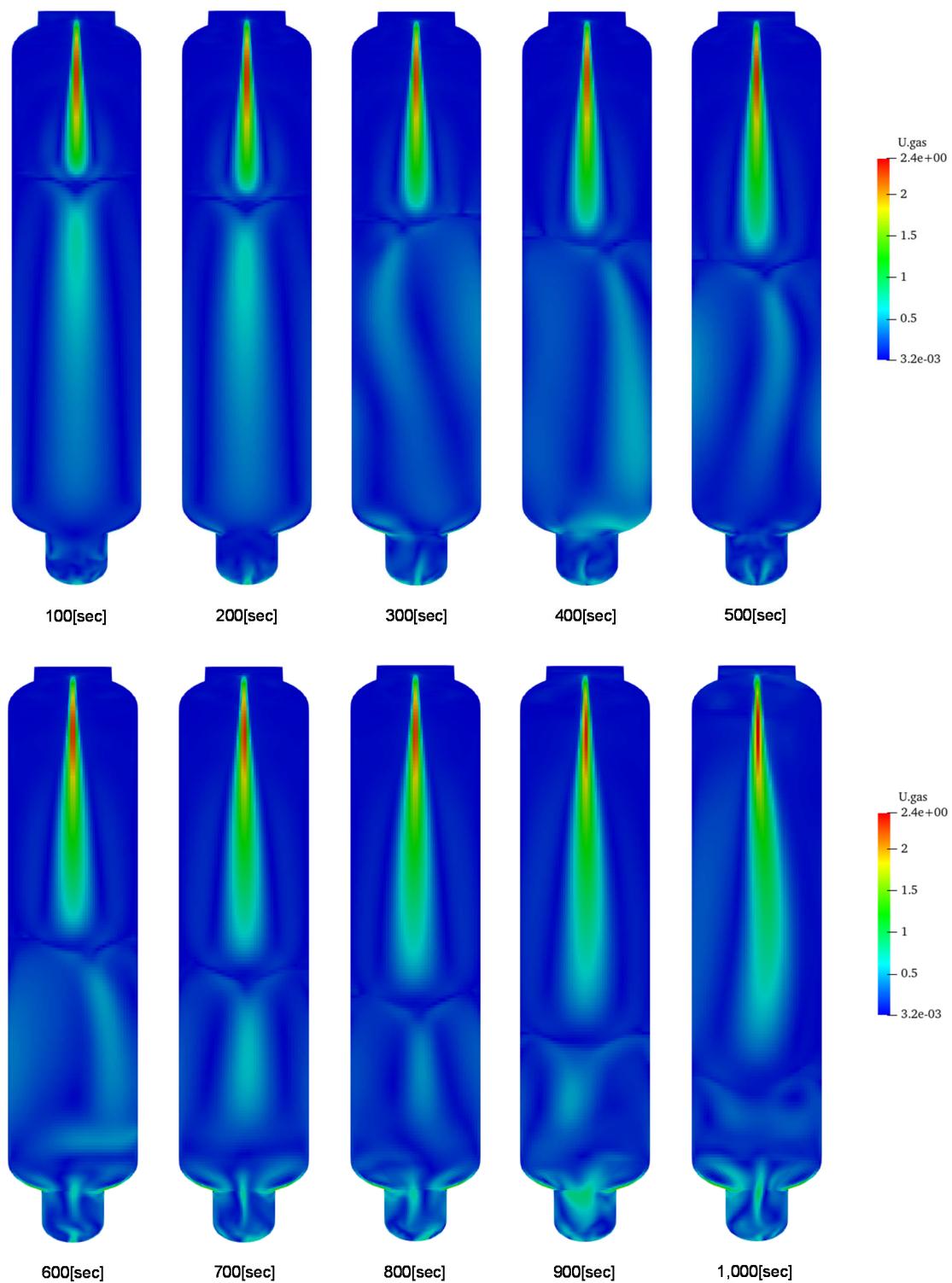


图 3.4.1-27 气相流速分布 (CC-SP-19、Single case)

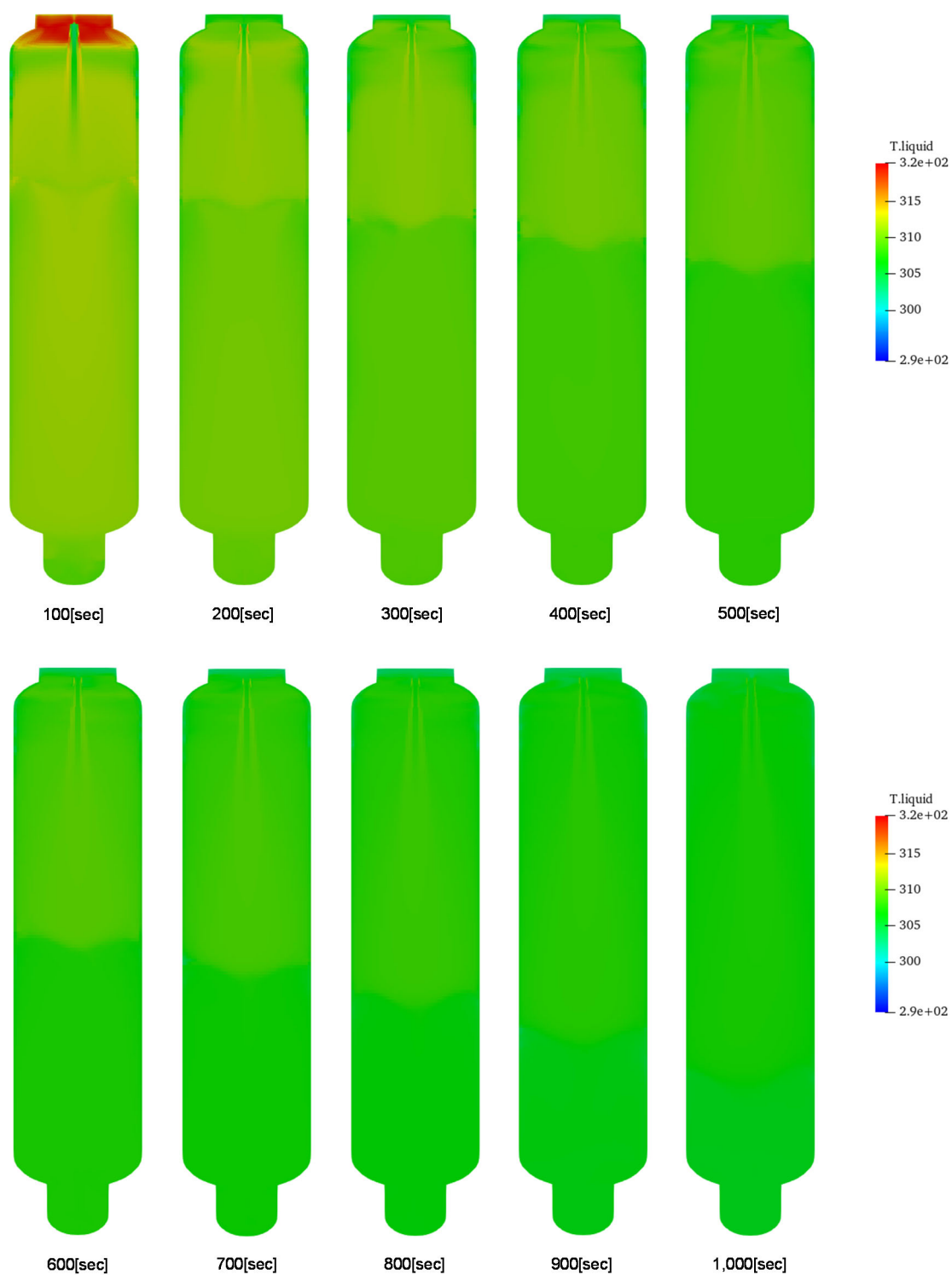


图 3.4.1-28 液相温度分布 (CC-SP-19、Single case)

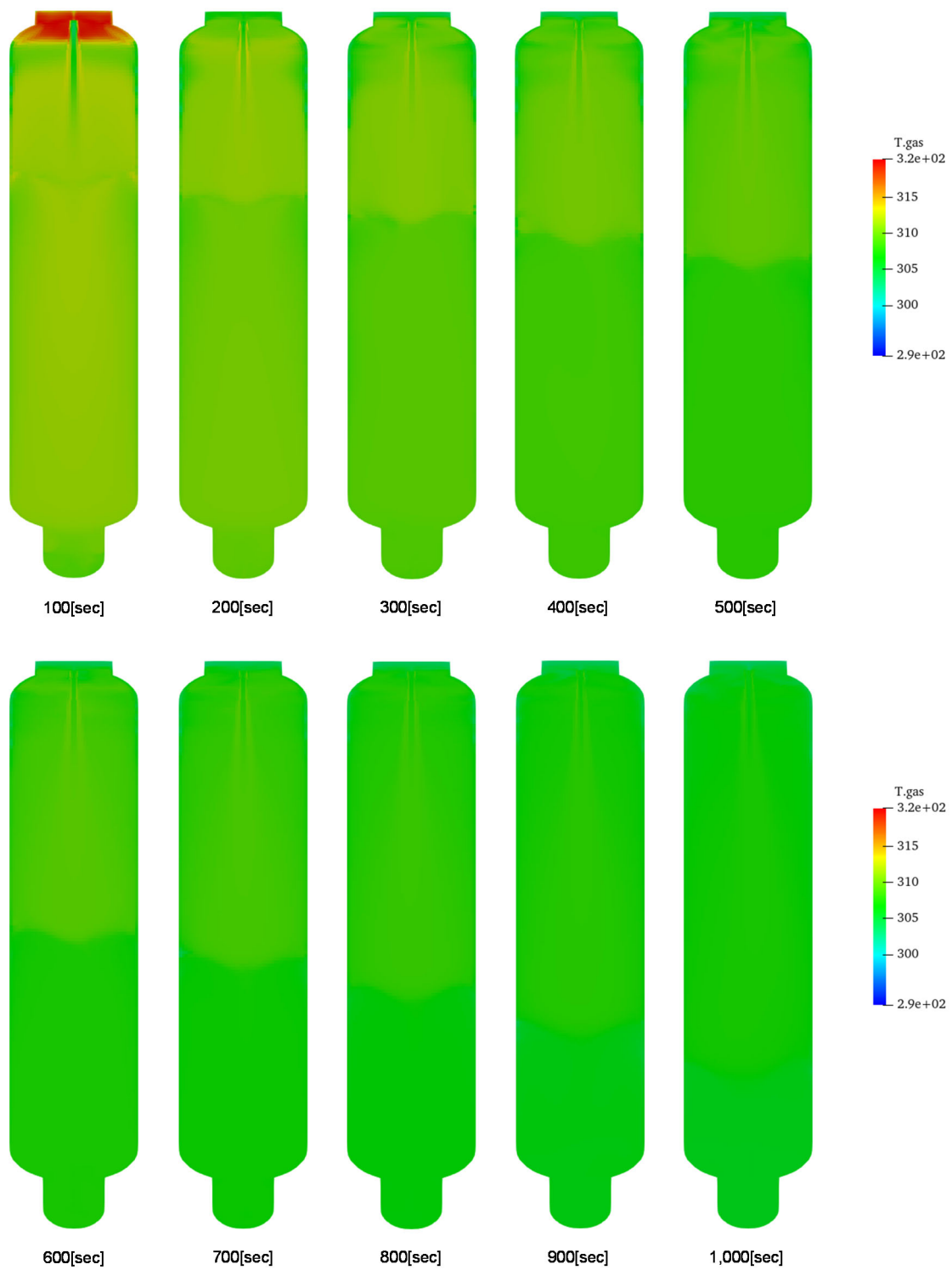


图 3.4.1-29 气相温度分布 (CC-SP-19、Single case)

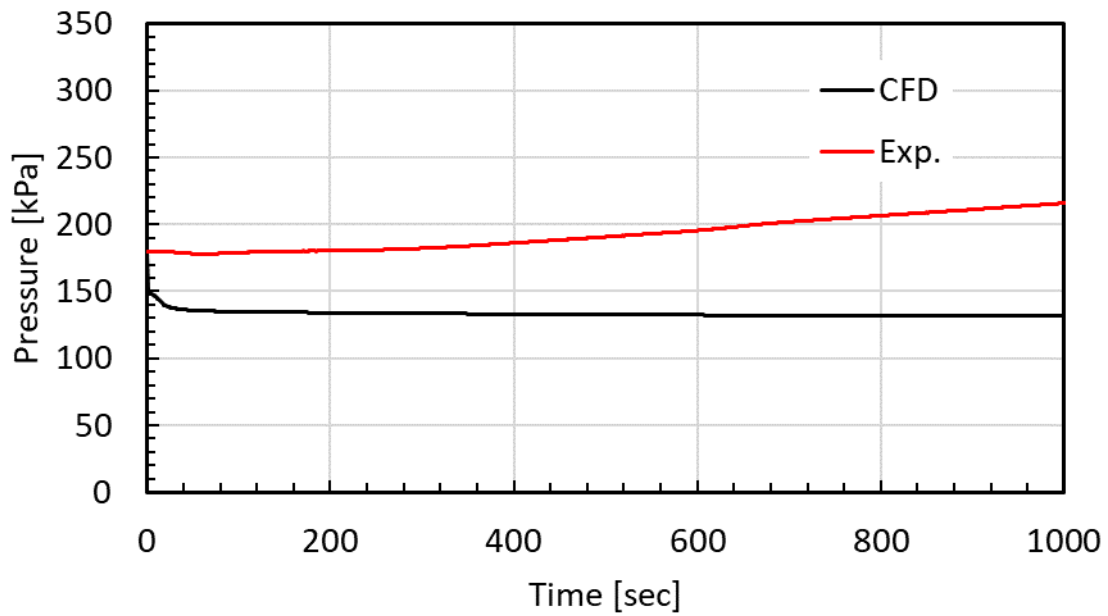


図 3.4.1-30 試験容器内圧力の時間変化 (CC-SP-19、Multiple case)

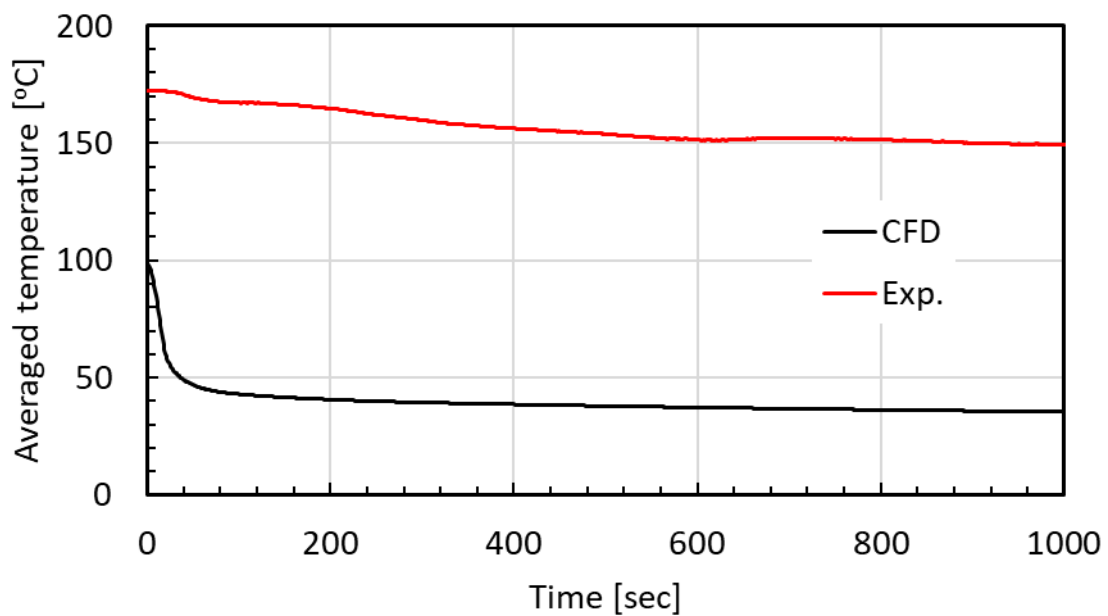


図 3.4.1-31 試験容器内平均温度の時間変化 (CC-SP-19、Multiple case)

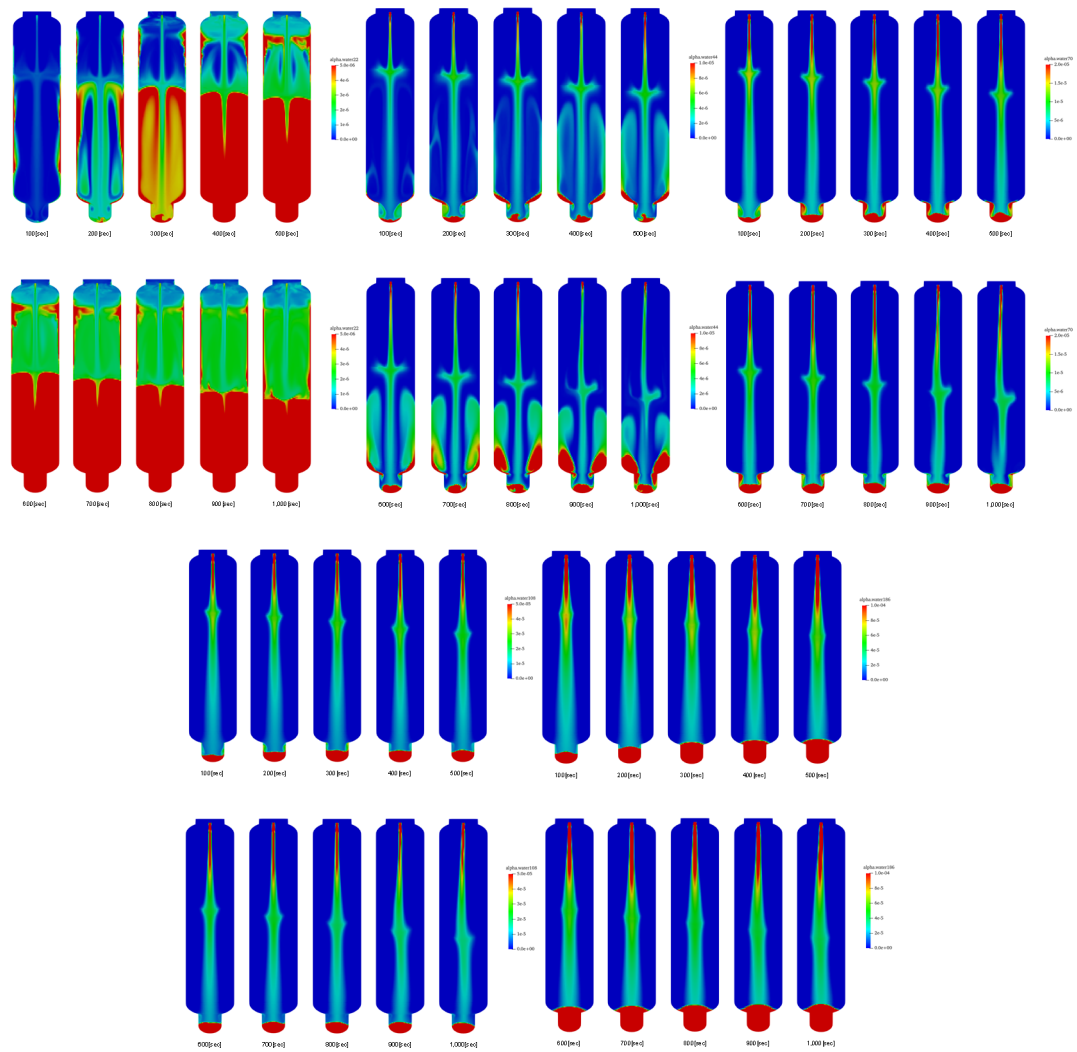


図 3.4.1-32 各液滴径の液相体積分率分布 (CC-SP-19、Multiple case)
 左上 : 22 μm 、中央上 : 44 μm 、右上 : 70 μm 、左下 : 108 μm 、右下 : 186 μm

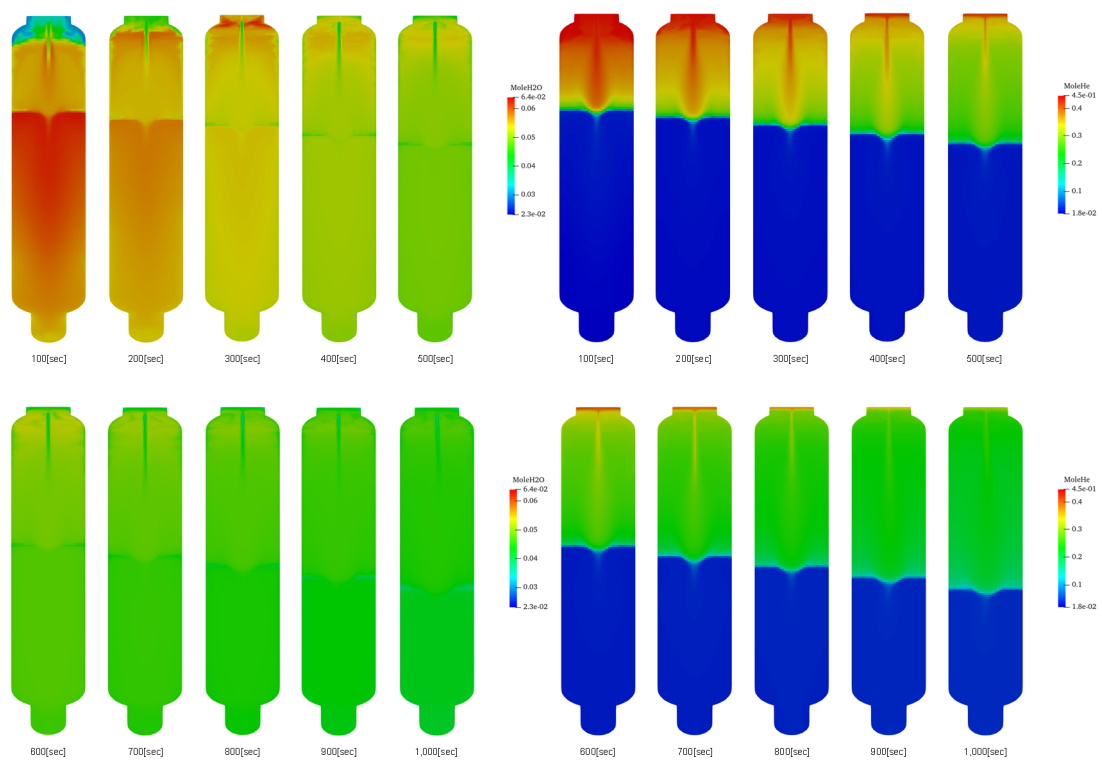


図 3.4.1-33 蒸気及びヘリウムガス濃度分布 (CC-SP-19、Multiple case)
 左：蒸気濃度、右：ヘリウムガス濃度

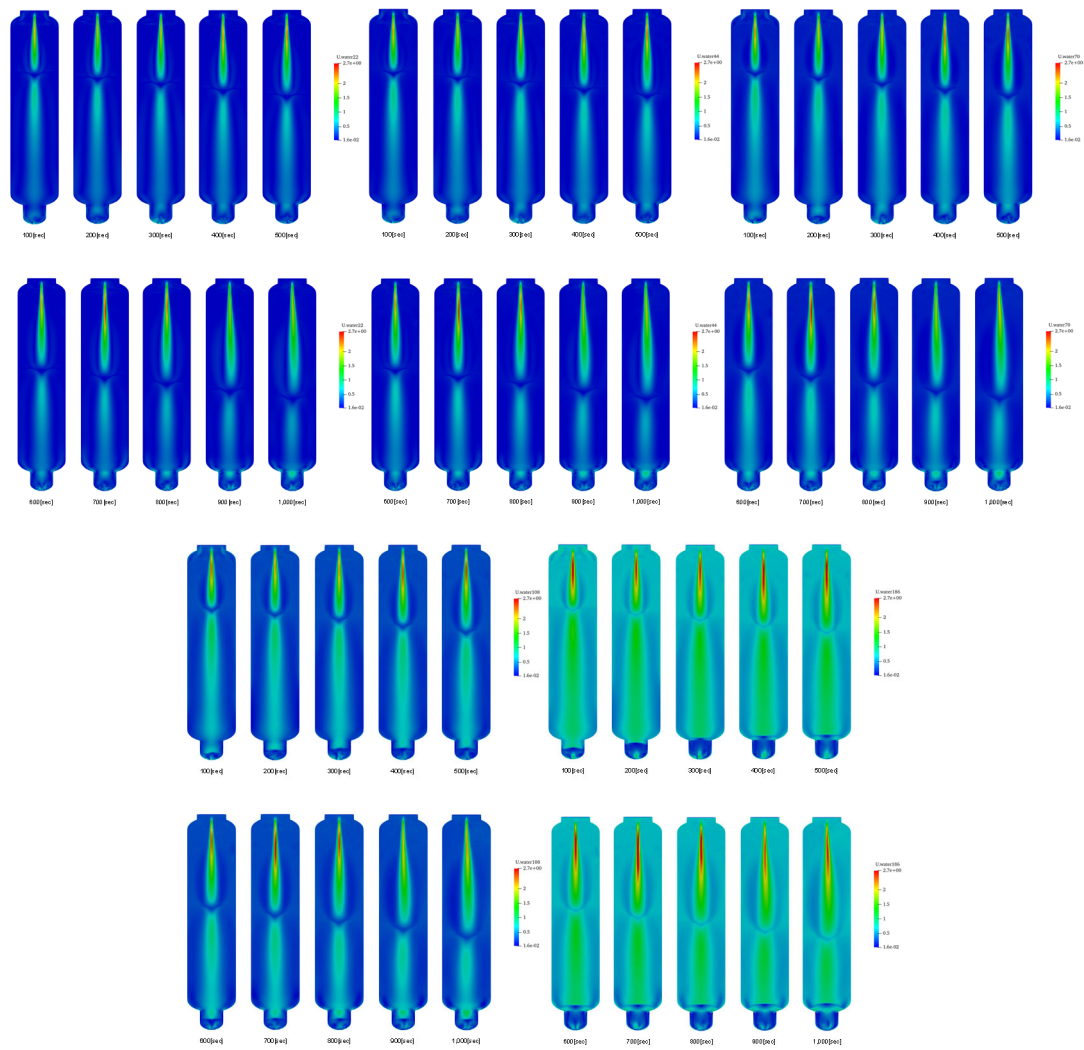


図 3.4.1-34 各液滴径の液相流速分布 (CC-SP-19、Multiple case)
 左上 : 22 μm 、中央上 : 44 μm 、右上 : 70 μm 、左下 : 108 μm 、右下 : 186 μm

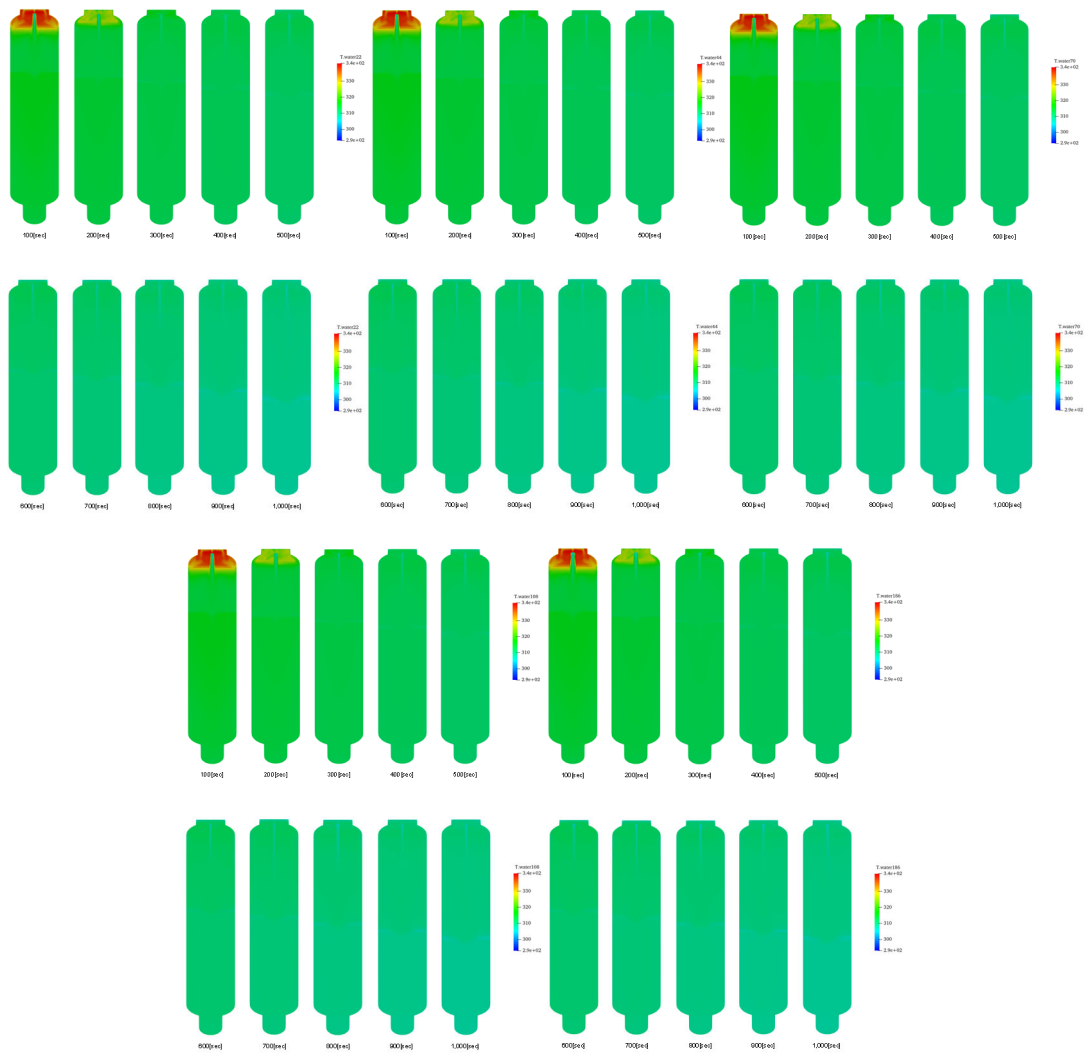


図 3.4.1-35 各液滴径の液相温度分布 (CC-SP-19、Multiple case)
 左上 : 22 μm 、中央上 : 44 μm 、右上 : 70 μm 、左下 : 108 μm 、右下 : 186 μm

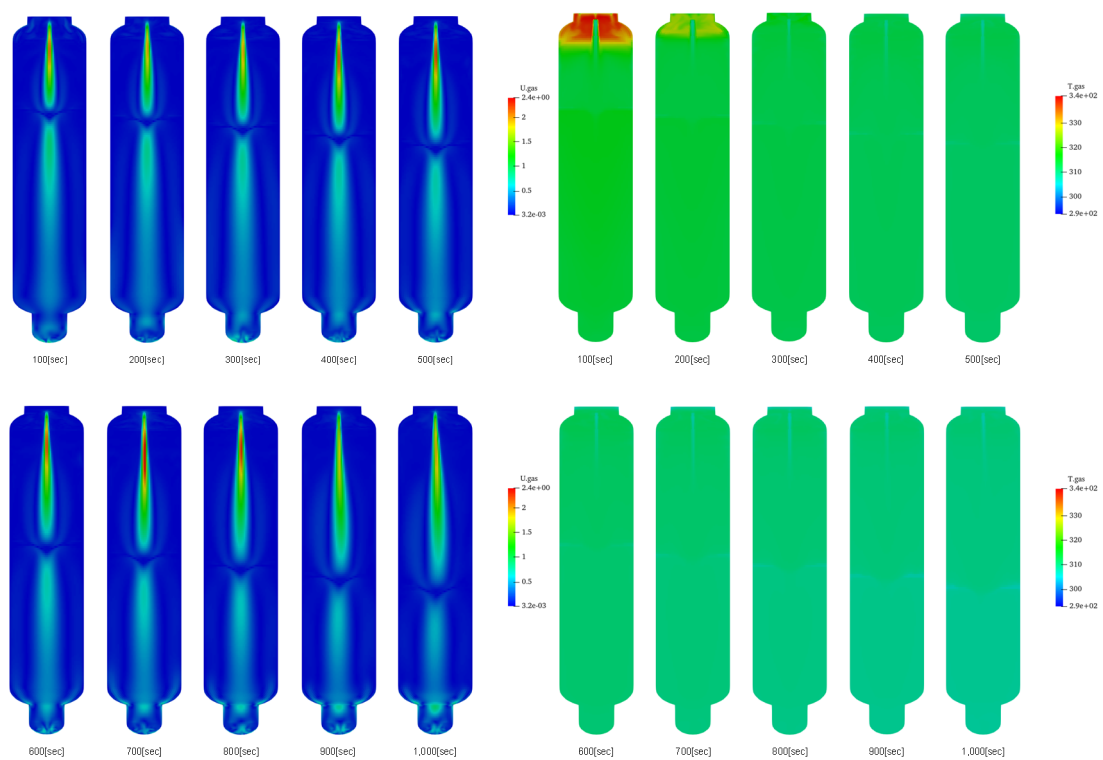


図 3.4.1-36 気相流速及び温度分布 (CC-SP-19、Multiple case)
 左：気相流速分布、右：気相温度分布

3.4.2 トップヘッドフランジ過熱実験に関する熱連成解析のための入力データ作成

3.4.2.1. 目的

3.1.1 節では、格納容器健全性のための評価として、CIGMA 装置を用いて高温に加熱された蒸気噴流を CIGMA 試験容器のトップヘッドフランジに当てることでフランジを過熱させる実験（凝縮なし、JT-SJ-19）を実施した。本節では、現象の詳細を理解するために CFD 解析を併用し、第一段階として、蒸気単相流におけるフランジの過熱を模擬した。

本年度は、OpenFOAM を用いて、解析の入力データを作成し、試計算を実施した。本解析は、格納容器境界での過温破損が重要な着目点のひとつであり、フランジ合わせ面に位置するガスケットが圧力境界となる。ただし、今回の解析では、第一段階であるため、合わせ面の隙間を模擬せず、試験容器内圧力及び温度分布、構造体の温度分布等の実験結果との比較により、簡易的な評価を行った。

3.4.2.2. 解析条件

図 3.4.2-1 に解析体系を示す。スプレイ噴射解析で使用した CIGMA 試験容器体系の上部に、トップヘッドフランジに相当する構造体を追加した。灰色で示す部分は流体領域であり、赤色で示す部分は構造体領域である。実際のトップヘッドフランジには、上部に 5 つの小フランジが設置されているが、再現するには非常に小さいため、形状影響は受けにくいと判断し、これらを模擬しなかった。

解析では、OpenFOAM-8 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 を用いた。密閉容器内の空気に蒸気噴流を噴射することから、流体-構造体の熱連成解析機能に加え、圧縮性流体、多成分ガスを扱うことが可能であるが、解析体系内の質量が変化する現象を計算する際には、圧力波の伝播を考慮することになるため、計算が不安定になる。そのため、解析を実施するにあたり、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。乱流モデルは浮力効果を考慮した標準 $k-\epsilon$ モデルを用いた。

図 3.4.2-2 に計算格子を示す。計算格子生成ユーティリティである blockMesh で 1/4 モデルを作成し、mirrorMesh コマンドによって全周モデルとした。また、試験容器内に設置された蒸気噴射用ノズルは、その形状を再現せず、図 3.4.2-3 に示すような蒸気噴射孔の位置（EL = 9.2 [m]、中心から 0.65 m）に、孔径 41.2 mm に相当する流入境界を内部境界面で作成した。計算格子数は、流体領域で 1,456,920 セル、構造体領域で 138,860 セルであった。

試験容器内の初期条件は、大気圧、120 °C の空気とした。試験容器に噴射する流体は水

蒸気、質量流量は 0.07 kg/s の一定値とし、噴射する蒸気の温度は実験値を基に時系列データで設定した。流体-構造体間の壁面境界では、壁関数を適用した。構造体表面では、外気温度 25 °C、水平上向き加熱円板に対する以下の相関式[9]より算出される熱伝達係数 8.6 W/(m²・K)から熱流束を算出した境界条件を用いた。

$$Nu_m = 0.16Ra_D^{1/3} \quad (4 \times 10^7 < Ra_D < 3 \times 10^{10}) \quad (3.4.2-1)$$

ここで、 Nu_m は円板の平均ヌセルト数、 Ra_D は円板直径にもとづくレイリー数であり、

$$Nu_m = \frac{h_m D}{\lambda} \quad (3.4.2-2)$$

$$Ra_D = \frac{g\beta\Delta TD^3}{\alpha\nu} \quad (3.4.2-3)$$

と定義される。ここで、 h_m は平均熱伝達率、 D は円板直径、 λ は熱伝導率、 g は重力加速度、 β は体膨張係数、 ΔT は物体表面温度と流体温度差、 α は熱拡散率、 ν は動粘性係数である。ガスケット接触部では、熱抵抗が十分大きいと考えられることから、断熱境界条件を適用した。また、物理時間は 1000 秒（最大時間刻み 0.005 秒、最大クーラン数 0.7）とした。

3.4.2.3. 解析結果

図 3.4.2-4 に実験結果と比較した試験容器内圧力の時間変化を示す。データ取得位置は $x = 0.45$ [m]、 $y = 0$ [m]、 $EL = 10$ [m] である。解析結果は徐々に実験結果を過大評価した。図 3.4.2-5 に実験による試験容器内気相温度分布の時間変化、図 3.4.2-6 から図 3.4.2-8 に解析による試験容器内蒸気濃度分布、試験容器内流速分布、試験容器内温度分布を示す。解析結果では、時間の経過と共に高い蒸気濃度が上部から下部へ広がっており、試験容器内温度でも同様の遷移が見られた。蒸気濃度及び試験容器内温度分布は左右非対称の分布となった。試験容器右側の蒸気濃度は大きく広がっているのに対し、同位置での温度分布は低下しており、図 3.4.2-5 の実験結果においても、800 秒、900 秒でその傾向が見られた。また、試験容器内部温度は、図 3.4.2-5 の実験結果に比べ、100°C 程度高く予測した。

図 3.4.2-9 に構造体内温度測定点の位置を示す。本解析では、試験容器頂部壁、ガスケット内側、外側壁での時系列データを取得した。その結果を図 3.4.2-10 から図 3.4.2-12 に示す。実験では、蒸気噴射を開始した 60 秒以降に着目した。ガスケット外側壁の時間変化は実験に近い結果となったが、試験容器頂部壁とガスケット内側では、実験において噴流注入時に急激に上昇する温度変化が CFD 解析では再現できておらず、緩やかな上昇傾向を示した。従って、試験容器内部で熱が滞留しているといえる。解析結果が過小となる原因として、流体-固体間の熱伝達係数（壁関数により算出）が実験より小さくなったことやフランジ上部の放熱条件（水平上向き円板の相関式から算出）が実験より大きくなったことなどが想定され、熱連成解析に問題があったと考えられる。

図 3.4.2-13 に構造体内温度分布を示す。蒸気が接触する付近の構造体内最高温度は時間と共に徐々に上昇しながら、その範囲を広げており、ガスケット内側近傍の温度も徐々に上昇した。

3.4.2.4. 本節のまとめ

トップヘッドフランジ過熱実験に関する熱連成解析を実施するための CFD 解析用入力データを作成し、JT-SJ-19 実験を対象とした試計算を実施した。その結果、流体温度は実験結果を過大評価し、ガスケット内側壁及び試験容器頂部壁での構造体温度は実験結果と一致せず過小評価した。熱が試験容器内部に滞留していることから、熱連成解析に課題があると思われる。来年度は、熱連成解析の検証を実施する予定である。

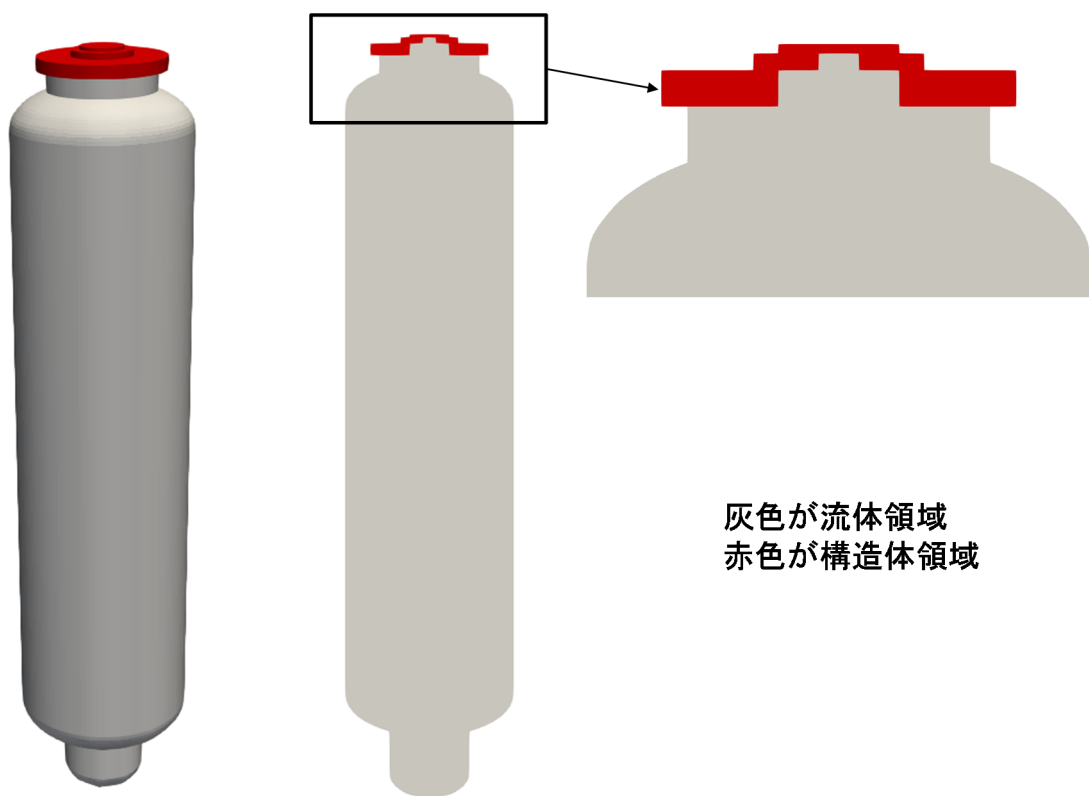


図 3.4.2-1 解析体系

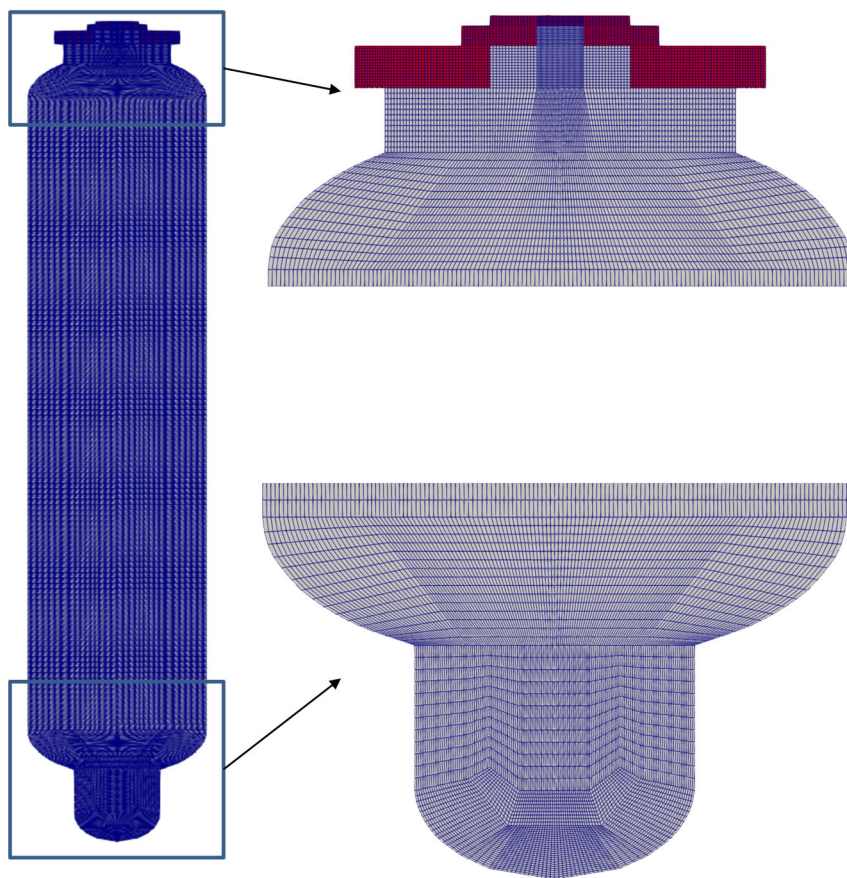
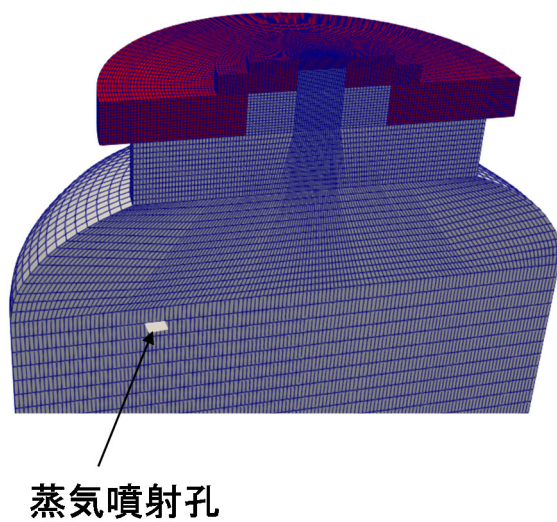


图 3.4.2-2 计算格子



蒸汽喷射孔

图 3.4.2-3 蒸汽喷射孔

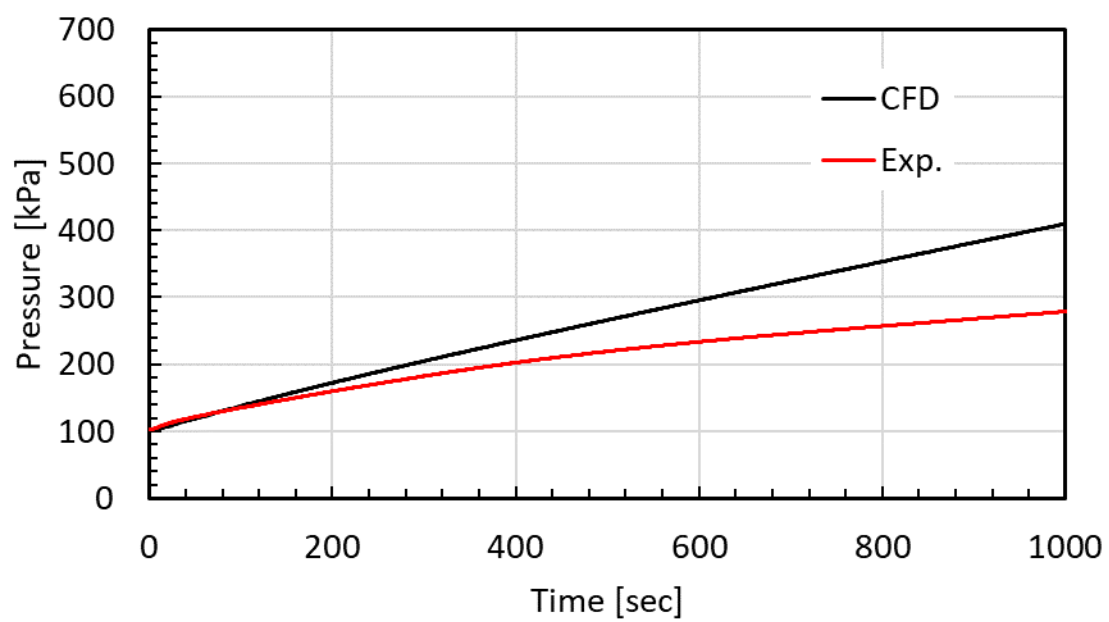


図 3.4.2-4 試験容器内圧力の時間変化

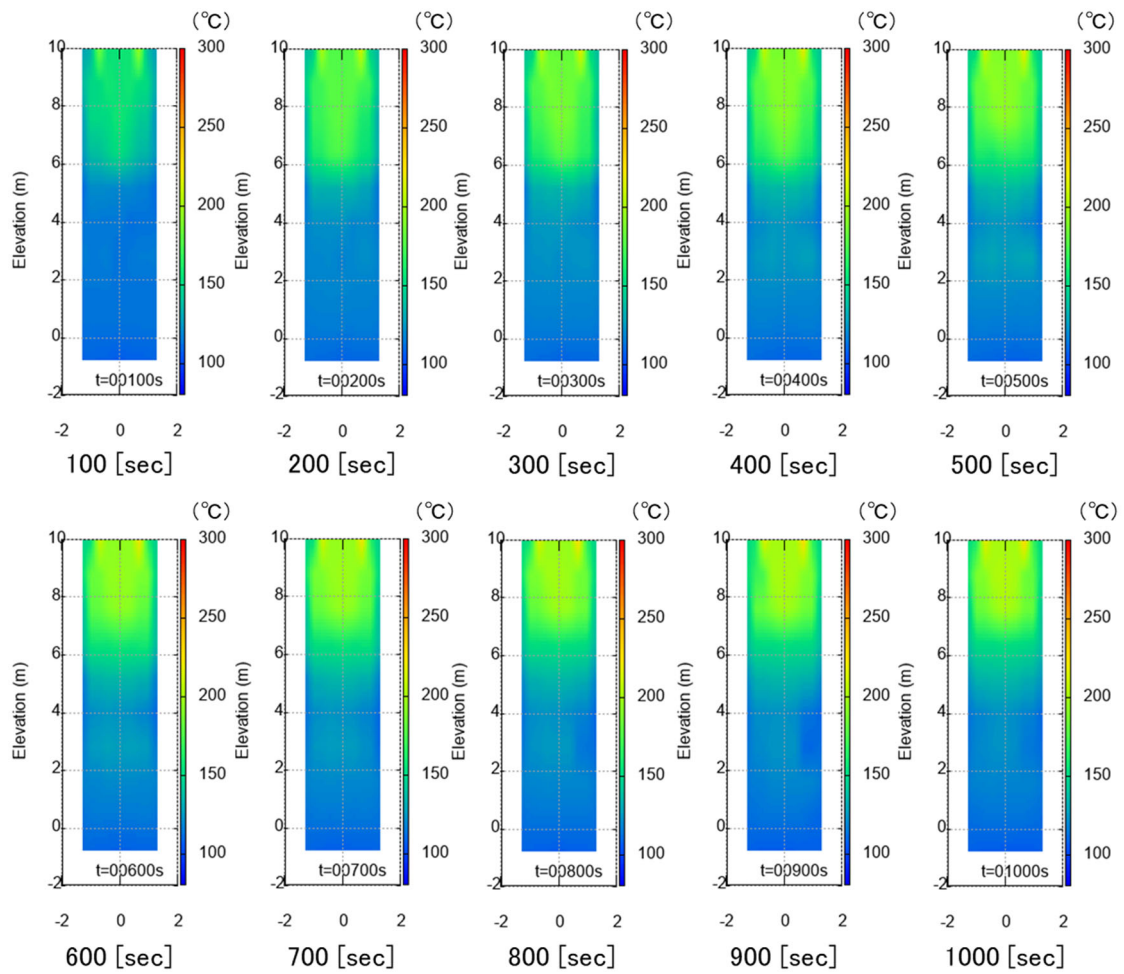


図 3.4.2-5 実験による試験容器内気相温度分布の時間変化

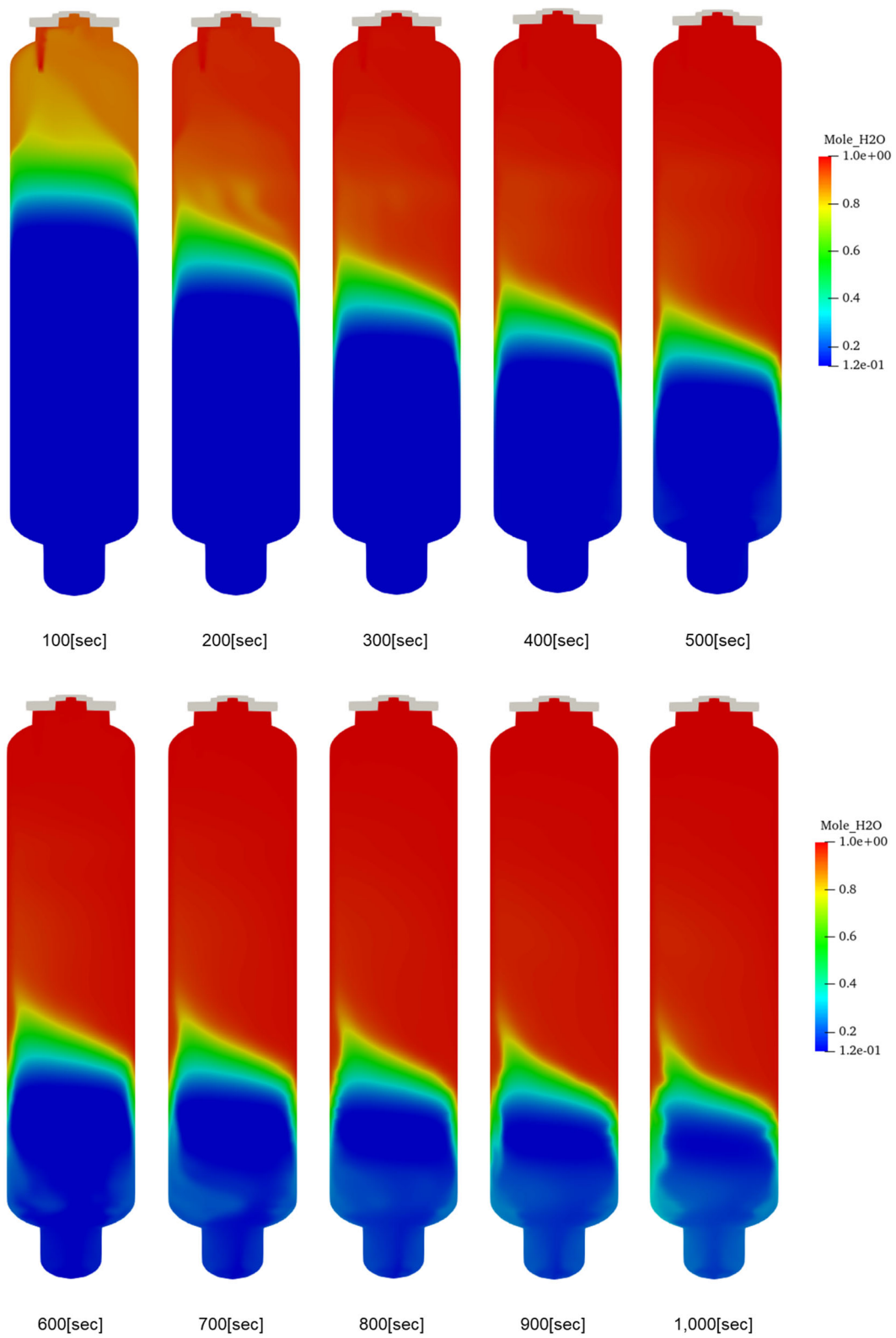


図 3.4.2-6 試験容器内蒸気濃度分布

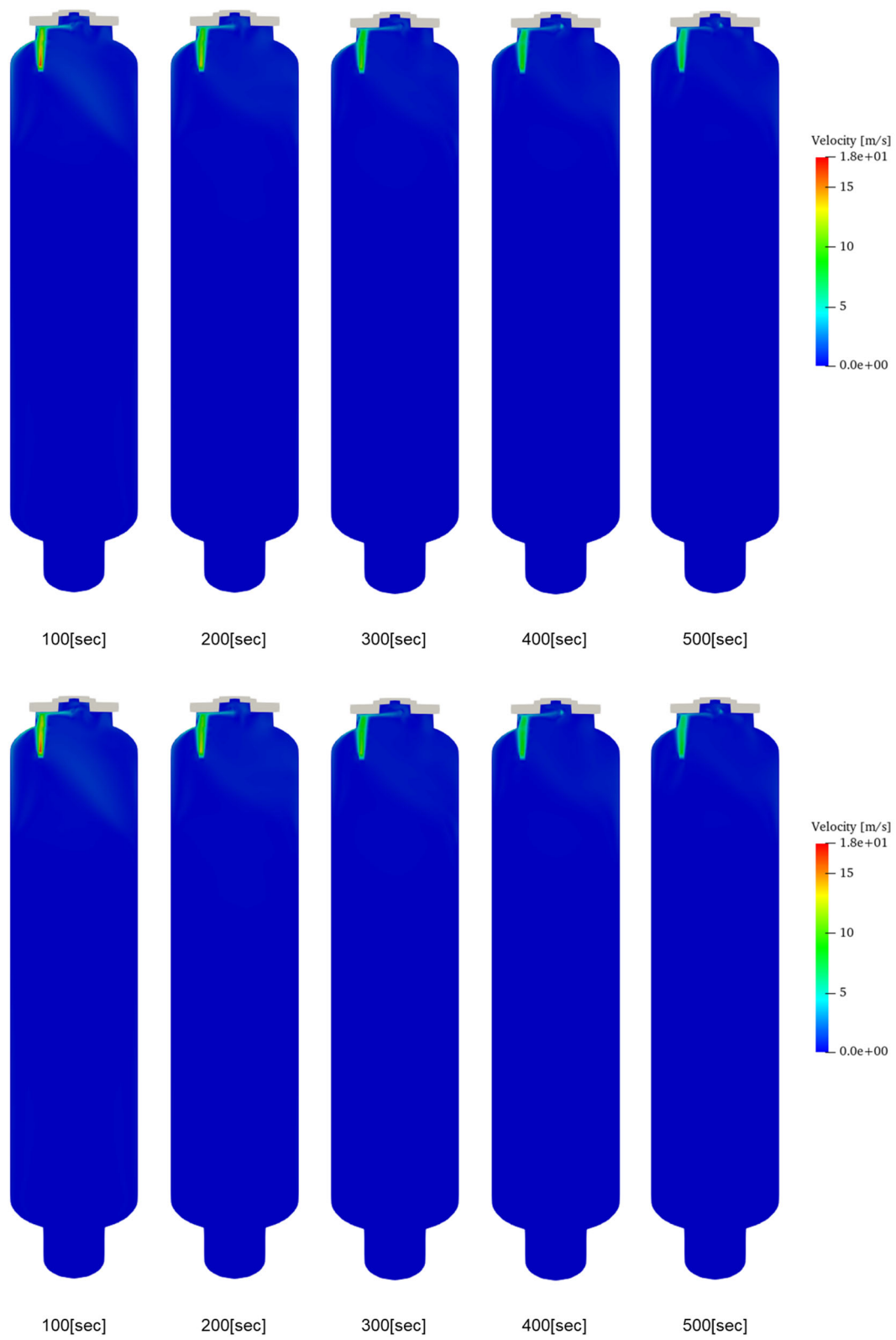


図 3.4.2-7 試験容器内流速分布

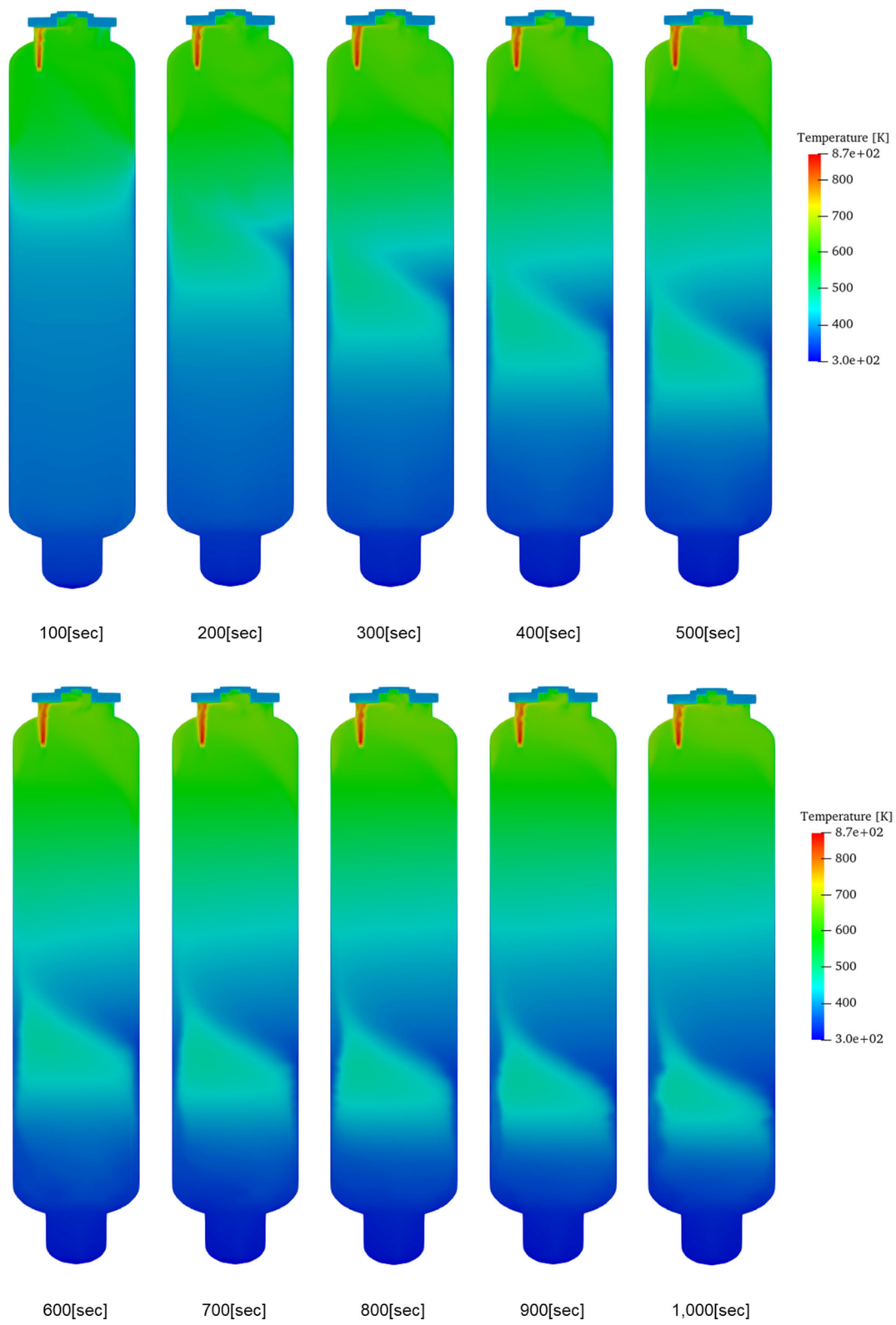
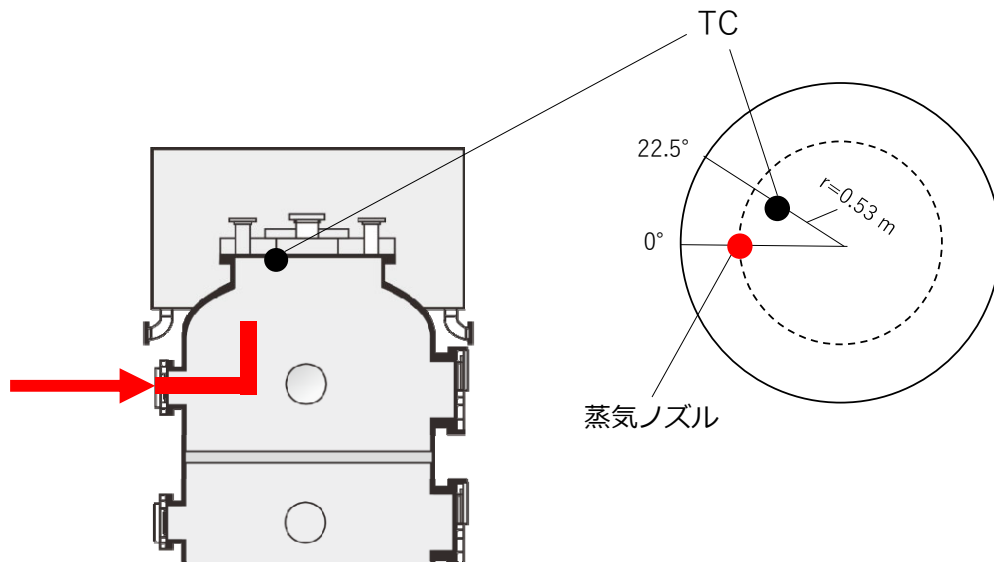
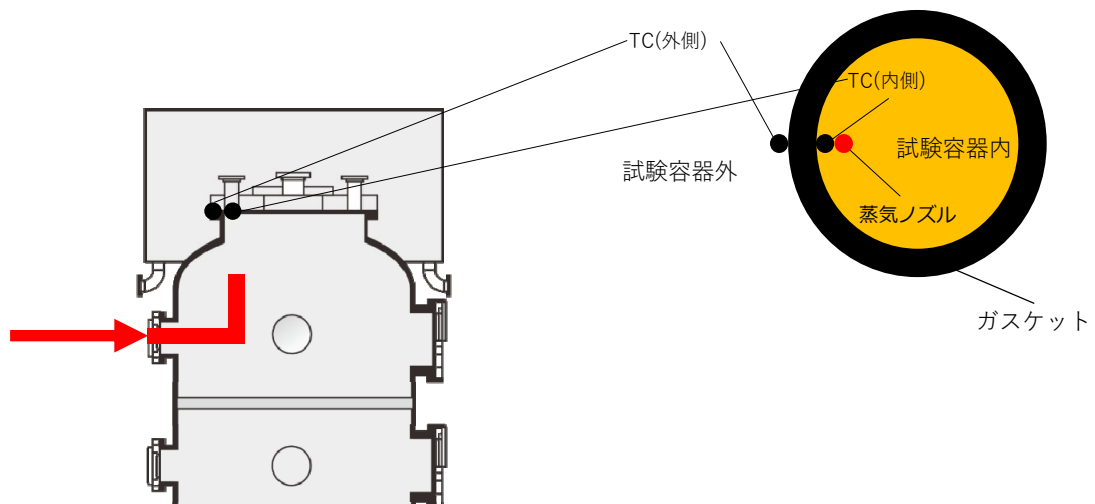


図 3.4.2-8 試験容器内温度分布



(a) 試験容器頂部壁



(b) ガスケット内側・外側壁

図 3.4.2-9 構造体内温度測定点

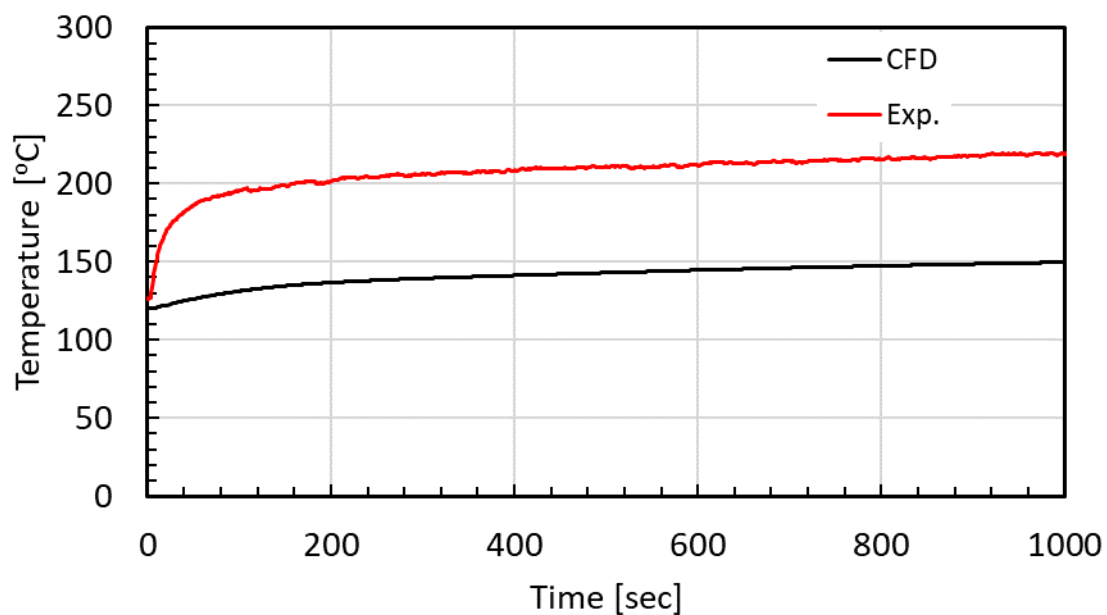


図 3.4.2-10 試験容器頂部壁の時間変化

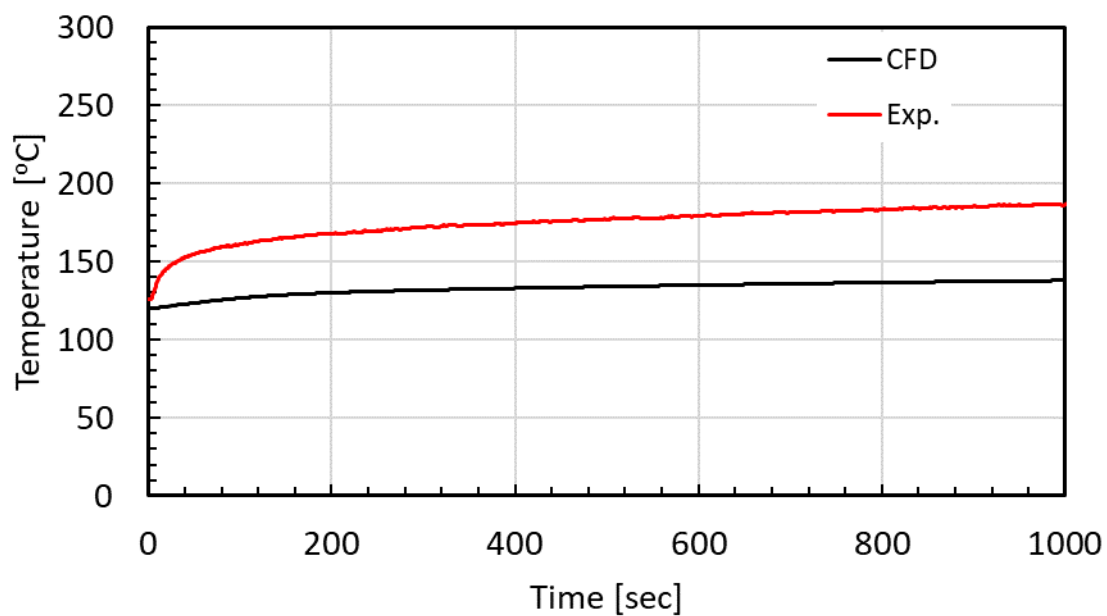


図 3.4.2-11 ガスケット内側壁温度の時間履歴

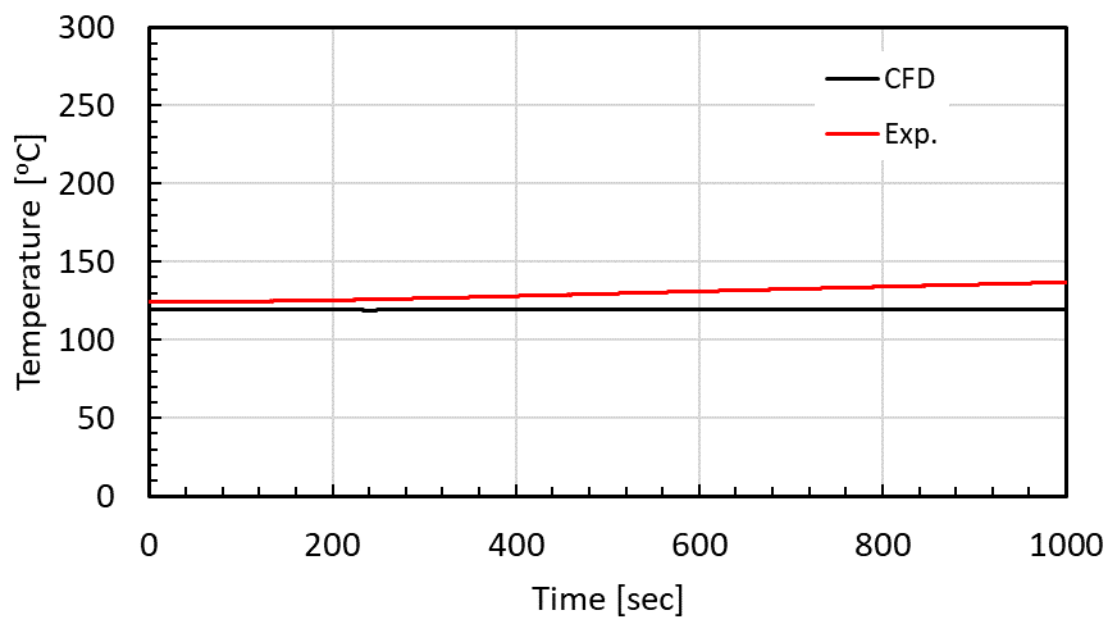


図3.4.2-12 ガスケット外側壁の時間変化

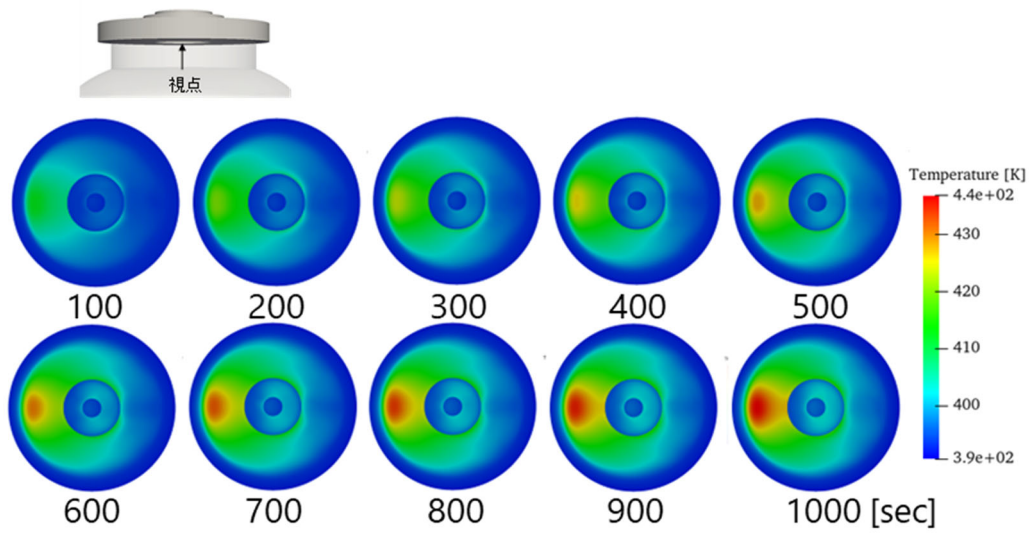


图 3.4.2-13 構造体内温度分布

3.4.3 輻射伝熱解析

格納容器熱水力に関する熱伝達評価において、シビアアクシデント時には高温の溶融燃料デブリの冷却等を評価する上では冷却水や気体による対流熱伝達だけでなく、輻射伝熱の寄与も考慮に入れる必要がある。この際、水蒸気は赤外領域において輻射吸収係数が大きく、格納容器内の温度分布に影響を与えうるが、従来の数値解析における評価では無視されてきた。水蒸気による輻射吸収効果の重要性は以前から指摘されてきたところであり、効果を定量化するために HYMERES-2 プロジェクトでは PANDA 装置を用いた独自の実験を行っている[10]。本事業においても CIGMA 装置を用いた類似の実験を今年度実施し、結果の一例を 3.1.6 節にまとめた。ここでは実験と並行して実施した数値解析についての成果をまとめる。

実験の手順やその意義については 3.1.6 節で説明しているため、数値解析の手順や用いたモデルについて解説する。数値解析コードは OpenFOAM を用いた。FM Global によって開発された fireFOAM ソルバーを用い、圧縮性流体の RANS 方程式を解き、乱れによる拡散は単純拡散勾配近似 (SGDH, Simple Gradient Diffusion Hypothesis) を用いて、乱流粘性係数には $k-\omega$ SST モデルを採用し、乱流拡散係数には乱流シュミット数を一定値として与え、温度拡散については物質拡散との相似則を適用した。差分スキームに関しては、勾配項は中央差分、発散項は TVD、時間項は陰的オイラー法を適用する。

気体の輻射伝熱では、気体の吸収係数が放射の帯域に強い依存性を持つため、帯域別に輻射伝熱計算を行う必要がある。吸収係数が異なれば放射の射出量がそれに比例して変化するだけでなく、経路長と等価率の関係も変化する。吸収係数の帯域依存性を考慮して輻射伝熱を解析する方法を非灰色 (non-gray) 解析とよび、本研究ではその中で WSGG (Weighted Sum of Gray Gases) モデルを採用した[11]。これは帯域が異なっても吸収係数が同じであれば経路長と等価率の関係は同じになるという考えのもと、吸収係数が近い帯域をひとつにまとめて階段状のスペクトルで近似するモデルである。ここでは Smith らによるスペクトルデータベースを採用した[12]。

水蒸気濃度が 0.1% のときの CFD 解析と実験の比較を図 3.4.3-1 に示す。実験は CIGMA による TR-HJ-02 の結果を使用し、数値検査も実験の境界条件に合わせて設定した。(a) がヘリウムによる加圧過程における圧力変化を表しており、実験値の方がやや低いトレンドであり、(b)(c) に示した温度コンター図も、温度上昇は実験値の方が低い結果となったが、ヘリウム注入による加圧、加圧による温度上昇、温度成層 (thermal bubble の形成) と密度成層形成など、数値計算は実験結果を定性的によく再現した。数値解析で温度上昇が高く見積もられた原因としては、実験では容器内に計装を保持するためのフラットバーが設置されているが計算ではこれらの模擬してないため、バーの持つ熱容量によって昇温昇圧過程に差が出たと思われる。図 3.4.3-2 には昇圧過程における鉛直方向のヘリウムガス濃度

分布を示す。実験と数値解析の結果はよく一致した。

以下では、数値計算による水蒸気濃度をパラメータとして解析結果について説明する。水蒸気の濃度を 0.1, 0.3, 0.5, 60%と変化させて、実験と同様の手順により容器の加圧と昇温及び温度低下の過程を観察する。図 3.4.3-3 に圧力変化と、加圧から 1200 秒後の鉛直方向ヘリウムガス濃度分布及び温度分布を示す。各水蒸気濃度で圧力変化やヘリウムガス濃度の分布には大きな違いが見られない一方で、温度分布には顕著な違いが現れ、水蒸気濃度が上昇するに従い、温度上昇は小さくなる。水蒸気濃度が 0.1~0.5%までのわずかな違いであっても温度分布に対する感度は極めて大きいことがわかる。図 3.4.3-4 には、輻射の影響を直接比較するため、水蒸気濃度 60%の条件に対して、輻射伝熱モデルを考慮した結果と考慮していない結果を示した。図から明らかなように輻射を考慮しない解析では高温の thermal bubble が形成されているのに対して、輻射を考慮した場合は温度上昇はほとんどない。水蒸気の輻射吸収効果により熱の移行速度が大きく向上し、温度が平坦化する様子が現れている。

本解析と実験結果との比較から以下のようにまとめられる。

- WSGG モデルを使用した熱放射に関する CFD の結果は、実験データと妥当な一致を示した。
- 輻射熱伝達は水蒸気のコル分率に高い感度を示し、気体温度の変化に大きく影響した。
- 数値モデルで放射熱伝達を無視するとガス温度が大幅に過大評価されることが確認された。

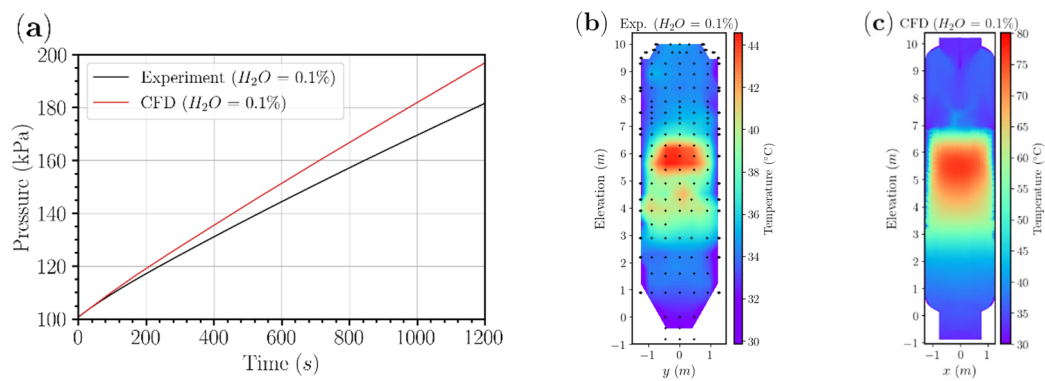


図 3.4.3-1 CFD と実験 (TR-HJ-02) の比較 : (a)圧力, (b)(c)温度コンター図

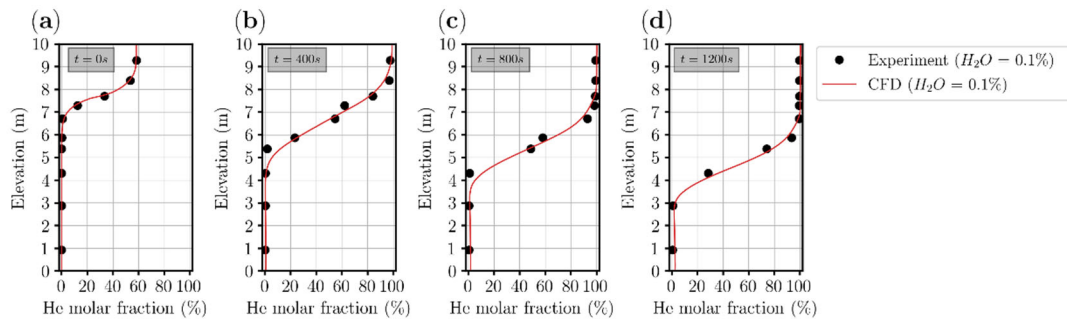


図 3.4.3-2 CFD と実験 (TR-HJ-02) の比較 : ヘリウムガス濃度分布

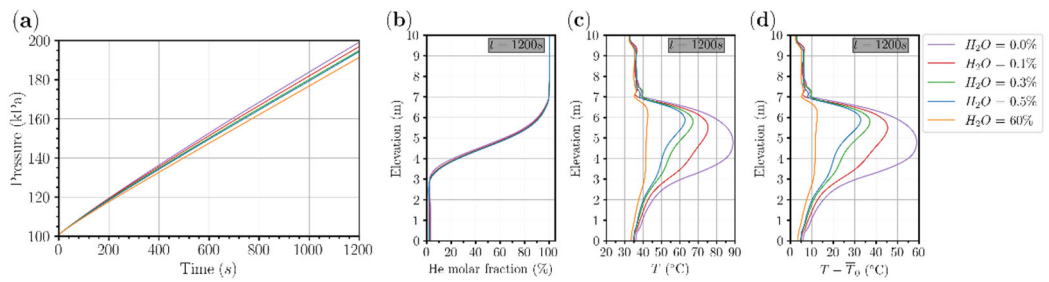


図 3.4.3-3 CFD 解析による水蒸気濃度の輻射への影響：(a)圧力，(b)He 濃度分布，(c)鉛直方向温度勾配，(d)同温度上昇幅

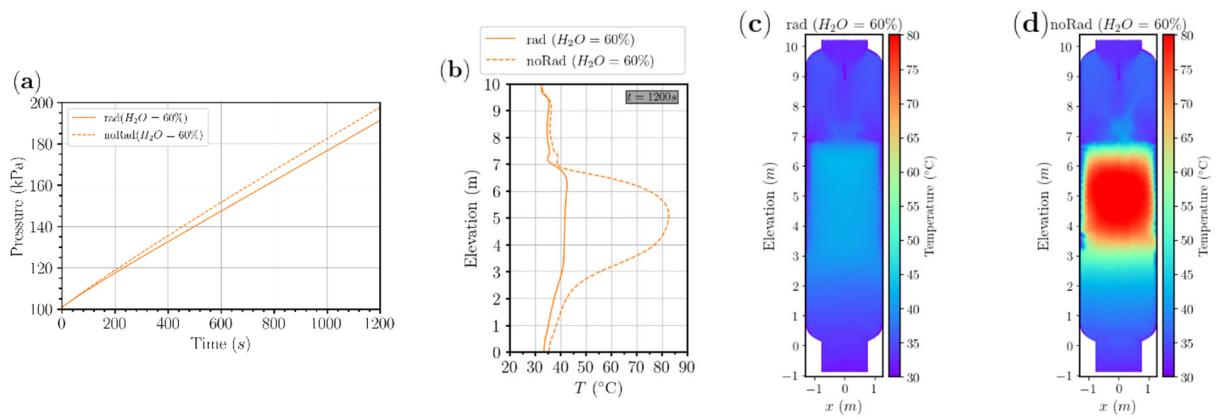


図 3.4.3-4 CFD 解析による輻射モデルの有無の比較：(a) 圧力過程，(b)1200 秒における鉛直方向温度分布，(c)(d)同コンター図

4. 結言

本事業は、炉心損傷後の格納容器等での熱水力現象に着目し、実験を主体とした研究を行うことにより、原子力規制庁による安全規制での判断等に役立つ技術的知見の整備、事故解析の評価手法整備等に役立つ成果を得ることを目的とする。2章で示した事業計画に従い、大型格納容器実験装置（CIGMA）による実験を網羅的に実施し、同実験結果に基づく数値流体力学（CFD）コードの整備を継続した。また、プールスクラビングに関して、プール水温効果に対する実験と解析を実施するとともに、ジェットスクラビングモデルの改良に資するジェット領域の気泡の可視化を実施した。

CIGMA 装置を用いた格納容器熱水力に関する実験では、トップヘッドフランジ加熱実験、スプレー実験、低熱伝達自然循環実験、蒸気注入を伴う外面冷却実験、ベント実験、輻射伝熱実験を実施した。トップヘッドフランジ加熱実験では、蒸気流量パラメータ実験、外面冷却の効果に着目した実験、初期に容器を過熱し注入蒸気の凝縮を抑えた非凝縮条件での実験を実施した。これらの実験により、トップヘッドフランジの温度に関し、蒸気流量の影響や初期にウェル水張りを実施した場合の影響が明らかになり、更に CFD 解析と組み合わせた議論を行う上で有用なデータが取得できた。スプレー基礎実験では、過熱蒸気雰囲気のスプレー水を注入した場合に格納容器が加圧される条件での実験を行い、集中定数系の熱バランス評価との比較を行うことで、容器内での局所的な非平衡の影響を調査した。これらの結果、スプレー流量並びに初期蒸気分圧が圧力増加の程度などに与える影響を明らかにするとともに、集中定数系モデルにより実験で計測した圧力挙動を定性的に再現できることを示した。低熱伝達自然循環実験では、断熱材を介し外気への自然放熱のみで試験体を冷却した際のヘリウム移行挙動について調査した。その結果、圧力や温度、ヘリウム濃度は極めて緩慢な時間推移を示したが、最終的にはヘリウムは一様化した。1次元拡散方程式の数値解との比較から、試験体内で速度スケールが小さい緩やかな流れが生じ、ヘリウムの一様化に寄与したことが示された。蒸気注入を伴う外面冷却実験では、ウェル注水による格納容器減圧・冷却効果に対し、高濃度ヘリウム蓄積の伝熱阻害の影響を明確にすることを目的とし、高いヘリウム注入量で上部プールを冠水させた条件での外面冷却実験を実施した。その結果、蒸気+ヘリウム系で厚い高濃度のヘリウム蓄積が生じ、同じ非凝縮性ガス分圧である蒸気+空気系と比べて顕著な熱伝達阻害が生じることが確認された。ベント実験では、PWRにおけるサンプル水の相変化による影響に関する予備試験を実施し、低流量ベントで駆動する緩やかな減圧沸騰により、圧力変化速度の低下と蒸気濃度の増加が確認された。輻射伝熱実験では、格納容器熱水力に対する輻射伝熱の影響度合いの把握やモデル妥当性に関する不確かさ低減を目的として、OECD/NEA HYMERES-2で行われた輻射伝熱実験 H2P2 を模擬した実験の実施可能性について検討した。その結果、CIGMA 装置の既設設備で対応できることが明らかになった。更に、輻射伝熱が有効に働かないと想定される低蒸気濃度条件で H2P2 模擬実験を実施し、CFD で使用される輻射伝

熱モデルの妥当性検証等に活用できるデータを取得した。

プールスクラビングでは、プール水温効果及びガスジェットスクラビングにおける気泡挙動に関する調査を実施した。水温効果に関して、疎水性粒子を用いた場合とガス注入領域に限定した場合の水温効果に関わる実験から、いずれの場合も水温効果がほとんどない結果を得た。過年度に取得した水温効果実験の結果、既往文献及び簡易解析の結果と合わせて検討した結果、蒸気含有量が少ないドライ条件における注入領域並びに気泡上昇領域では、DF に対する水温の効果はほとんどないという結論を得た。一方、ガスジェット条件の気泡挙動を可視化した結果、ガスジェット内にはエントレインメントされた液滴が多く存在し、昨年度に同条件で実施した DF 計測結果と合わせて検討した結果、液滴とエアロゾルの衝突がガスジェット条件下の除染係数の顕著な増加の一因であることを示唆した。

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

- (1) 過年度に実施したスプレイ水の蒸発に関する実験 (CC-SP-18 及び CC-SP-19) を対象とした解析に関し、本年度は物理時間 1000 秒の解析を実施した。実験結果との比較により、CC-SP-18 では、スプレイの蒸発による圧力上昇の効果よりガスが冷却されることによる圧力低下の効果が強く現れた。CC-SP-19 では、スプレイによる冷却と蒸発潜熱による温度低下の効果が大きく、冷却効果を過剰に予測した。いずれにおいても、実験と定量的に一致しなかった。
- (2) 本年度実施したトップヘッドフランジ過熱実験に関する実験 (JT-SJ-19) を対象とした解析を実施するための入力データを作成し、試計算を実施した。その結果、圧力、流体温度及び構造体内温度分布は、実験結果と定量的に一致しなかった。

5. 本事業に関連する外部発表

令和4年度の本事業に関する外部発表を以下にまとめる。

雑誌等掲載論文

- 1) A., Hamdani, S., Abe, M., Ishigaki, Y., Sibamoto, T., Yonomoto, CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, Prog. Nucl. Energy, 153 (2022) 104415.
- 2) S., Abe, Y., Sibamoto, Large-eddy simulation on gas mixing induced by the high-buoyancy flow in the CIGMA facility, Nucl. Eng. Technol., <https://doi.org/10.1016/j.net.2023.01.019>.

国際会議等報告

- 1) A., Hamidani, S., Soma, S., Abe, Y., CFD Analysis of Thermal Radiation Effects on Large Containment CIGMA Vessel with Weighted Sum of Gray Gases (WSGG) Model, Proc. of Int. Symp. on Zero-Carbon Energy System (IZES), Tokyo, Jan. 10-13rd, (2023).

6. 本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信

国外出張の概要

- CSARP (R4年6月) : 米国原子力規制委員会 (USNRC) が主催する共同シビアアクシデント研究プログラム (CSARP : Cooperative Severe Accident Research Program) のオンライン会議に参加し、JAEA で進めているプールスクラビングに関する研究成果を発表するとともに、欧米及びアジア諸国におけるシビアアクシデント研究に係わる最新情報を収集した。プールスクラビングに関しては、現行の評価手法として広く採用されている Fuchs モデルに対して、粒子の慣性除去機構に対するスケーリング則を開発し、その適用範囲と共に適用性を報告した。プールスクラビングのスケーリング則を整理した試みは過去の研究にも存在せず、聴衆から高い関心を得た。
- THEMIS (R4年11月) : OECD/NEA プロジェクト (THEMIS : THAI Experiments on Mitigation measures, and source term issues to support analysis and further Improvement of Severe accident management measures) の会合が対面形式で開かれ、プロジェクトの進捗報告と議論が行われた。ガスジェット注入条件において、注入ガス速度 (We 数) を試験パラメータとするプールスクラビング実験 WH-33 に対するブラインドベンチマーク解析の結果が GRS により報告され、より多くの機関に参加してもらうために、解析結果の提出期限が R5年3月に延長された。ヨウ素酸化物 IO_x の挙動に関して、バックグラウンドエアロゾル (Ag) が存在する条件で実施した実験 Iod-36 と、高温 ($140^\circ C$) 雰囲気の中で実施した実験 Iod-37 の結果についての報告があった。 H_2/CO 雰囲気下に IO_x とエアロゾルが存在する場合の静的触媒式水素再結合器(PAR)の挙動に関して実施予定の総合実験 HR-59 の条件等の提案と議論が行われた。

国内出張の概要

- IZES (R5年1月) : International Symposium on Zero-Carbon Energy System と題する国際シンポジウムが東京工業大学で開催され、原子力を含むゼロカーボンエネルギーの開発に関する技術や社会構築に関する各種の発表が行われた。原子力機構からは、本事業で実施した 3.1.6 節及び 3.4.3 節でまとめた輻射伝熱に関する CIGMA 実験及び数値解析による検討の成果を発表した。これまで重要視されてこなかった輻射伝熱の評価について、評価モデルの適切性や実験の工夫についての質問及び議論を行った。

参考文献

2 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力発電施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [2] <https://www.nsr.go.jp/data/000349564.pdf>

3 節

3.1.1 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [2] 新規制基準適合性審査に関する事業者ヒアリング (女川 2 号炉 (474)), 令和元年 11 月 07 日
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).

3.1.2 節

- [1] J. Malet, L. Blumenfeld, S. Arndt, M. Babic, A. Bentaib, F. Dabbene, P. Kostka, S. Mimouni, M. Movahed, S. Paci, Z. Parduba, J. Travis, E. Urbonavicius, 2011, Sprays in containment: Final results of the SARNET spray benchmark, Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Issue 6, pp. 2162-2171.
- [2] Mantas Povilatis, Egidijus Urbonavicius, 2008, Simulation of MASPn Experiments in MISTRA Test Facility with COCOSYS Code, Science and Technology of Nuclear Installations, Article ID 896409, 7 pages.
- [3] A. Filippov, S. Grigoryev, N. Drobyshvsky, A. Kiselev, A. Shyukin, T. Yudina, 2016, CMFD simulation of ERCOSAM PANDA spray tests PE1 and PE2, Nuclear Engineering and Design, Volume 299, pp. 81-94.
- [4] OECD/SETH-2 project PANDA and MISTRA experiments Final Summary Report, NEA/SCNI/R(2012)5, April 2012
- [5] C. Kaltenbach, E. Laurien, 2018, CFD simulation of spray cooling in the model containment THAI, Nuclear Engineering and Design, Volume 328, pp. 359-371.
- [6] Status Report on Hydrogen Management and Related Computer Codes, NEA/CSNI/R(2014)8.

- [7] Sibamoto, Y., et al., A simple mass and heat balance model for estimating plant conditions during the Fukushima Dai-ichi NPP accident, *J. Nucl. Sci. Technol.*, 49, (2012) 768-781.

3.1.3 節

- [1] 高浜 3 号炉及び 4 号炉の審査会合における指摘事項の回答, 平成 26 年 2 月 27 日.
- [2] S. Abe, A. Hamdani, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an air-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, *Annals of Nuclear Energy*, 166, 108791, (2022).
- [3] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, *Progress in Nuclear Energy*, 153, 104415, (2022).
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [5] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [6] R. C. Reid, J. M. Prausnitz, B. E. Poling, “The properties of Gases and Liquids”, McGraw-Hill Book Company

3.1.4 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 平成 29 年 3 月, (2017).
- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [4] Thermohydraulic Safety Research Group, Containment InteGral effect Measurement Apparatus (CIGMA) System Description for the First Construction (Contract Research), JAEA-Technology 2021-9001, 2021.

3.1.5 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター,平成30年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業に関する報告書,平成31年3月,(2019).
- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター,平成31年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業に関する報告書,令和2年3月,(2020).
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター,令和2年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)事業に関する報告書,令和3年3月,(2021).
- [4] E. Porcheron, P. Lemaitre, A. Nuboer, Influence of sump on containment thermal hydraulics: synthesis of the TOSQAN tests, *Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science*, 1, (4), (2015).

3.1.6 節

- [1] S. Kelm, M. Kampili, X. Liu, A. George, D. Schumacher, C. Druska, S. Struth, A. Kuhr, L. Ramacher, H.-J. Allelein, K.A. Prakash, G.V. Kumar, L.M.F. Cammiade, R. Ji, The Tailored CFD Package 'containmentFOAM' for Analysis of Containment Atmosphere Mixing, H₂/CO Mitigation and Aerosol Transport, *Fluids*, 6, (3), 100, (2021).
- [2] X. Liu, S. Kelm, M. Kampili, G.V. Kumar, H.J. Allelein, Monte Carlo method with SNBCK nongray gas model for thermal radiation in containment flows, *Nuclear Engineering and Design*, 390, 111689, (2022).
- [3] X. Liu, S. Kelm, M. Kampili, H. Allelein, R. Kapulla, D. Paladino, S. Paranjape, Validation of a Finite Volume Monte Carlo Solver for Nongray Gas Radiation in Containment Flows, *NURETH-19*,(2022).

3.2 節

- [1] J.D.Keck, F.V. Thome, Leakage Behavior Through EPAs under Severe Accident Condition, *NUREG/CP-0076* (1986).
- [2] D. A. Briason, G. H. Graves, Evaluation of Seals for Mechanical Penetrations of Containment Buildings, *NUREG/CR-5096* (1988).
- [3] K. Hirao, T. Zama, M. Goto et al., "High-temperature leak characteristics of PCV hatch flange gasket," *Nucl. Eng. Des.*, 145, 375-386 (1993).
- [4] N. Yamano, J. Sugimoto, Y. Maruyama et al., "Small-scale component experiments

of the penetration leak characterization test in the ALPHA program," Nucl. Eng. Des., 145, 365-374 (1993).

- [5] 渡部, 山田, 大崎, シビアアクシデント時の格納容器貫通部リークパスでの FP エアロゾル捕集効果(II)貫通部での除染係数と実機への適用, 日本原子力学会和文論文誌, 8, 4, 332-343 (2009).
- [6] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書昭和 63 年度, 東芝.
- [7] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書平成元年度, 東芝.
- [8] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書平成 2 年度, 東芝.
- [9] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書平成 3 年度, 東芝.
- [10] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書平成 4 年度, 東芝.
- [11] 原子炉格納容器信頼性実証試験 放射性物質捕集特性試験報告書平成 5 年度, 東芝.
- [12] シビアアクシデント熱流動現象評価, 日本原子力学会, 平成 13 年 3 月
- [13] SOARCA, State-Of-the-Art-Reactor Consequence Analyses Project, Volume 1, Peach Bottom Integrated Analysis, NUREG/CR-7110, Vol.1, (2012)
- [14] 原子力における水素安全対策高度化ハンドブック (第 1 版), JAEA-Review 2016-038.

3.3 節

- [1] 例えば, 原子力用語辞典, 原子力用語辞典編集委員会, コロナ社, 改訂第 4 版、1991 年.
- [2] 原子力研究開発機構、平成 25 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書、平成 26 年 3 月.
- [3] P.C. Owczarski, K.W. Burk, "SPARC-90: A Code for Calculating Fission Product Capture in Suppression Pools", NUREG/CR-5765, 1991.
- [4] A.T. Wassel, A.F. Mills and D.C. Bugby, "Analysis of radionuclide retention in water pool", Nuclear Engineering and Design, Vol. 90, 87-104, 1985.
- [5] M. Calvo, S. Guentay and S.A. Ramsdale, "Development and validation of BUSCA code: a model to assess the aerosol and fission product retention in a water pool," J. Aerosol Sci., Vol. 22, S765-S768, 1991.
- [6] 秋葉, 堀田, 安部, 孫 : 粒子状放射性物質のプールのスクラビングに関する実験的研究, 日本原子力学会和文誌, DOI:10.3327/taesj.J18.042, (2020)
- [7] 原子力研究開発機構、平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書、平成 29 年 3 月.
- [8] 原子力研究開発機構、平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書、平成 30 年 3 月.
- [9] 原子力研究開発機構、平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書、平成 31 年 3 月.

- [10] 原子力研究開発機構、平成 31 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、令和 2 年 3 月。
- [11] 原子力研究開発機構、令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、令和 3 年 3 月。
- [12] 原子力研究開発機構、令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、令和 4 年 3 月。
- [13] Herranz LE, Lopez C, Penalva J. Investigation on jet scrubbing in nuclear reactor accidents: From experimental data to an empirical correlation. *Prog Nucl Energy*. 2018;107:72–82.
- [14] Sun H, Sibamoto Y, Okagaki Y, Yonomoto T. Experimental Investigation of Decontamination Factor Dependence on Aerosol Concentration in Pool Scrubbing. *Sci Technol Nucl Install*. 2019;1743982:1–15.
- [15] 日本原子力学会, 福島第一原子力発電所事故:未解明事項の調査と評価, 2018 年 1 月。
- [16] 東京電力福島第一原子力発電所における事故の分析に係る検討会, 東京電力福島第一原子力発電所事故の調査・分析に係る中間取りまとめ～2019 年 9 月から 2021 年 3 月までの検討～, 2021 年 3 月。
- [17] Colombet, D., Legendre, D., and Cockx, A., Guiraud, P., 2013. Mass or heat transfer inside a spherical gas bubble at low to moderate Reynolds number. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 67, 1096-1105.
- [18] Akbar, M.K., Ghiaasiaan, S.M., 2006. Monte Carlo simulation of aerosol transport in rising gas bubbles undergoing shape deformation, *Aerosol Sci.*, 37, 735-749.
- [19] Uchida, S., et al., Temperature dependence fission product removal efficiency due to pool scrubbing, *NED*, 298, 201-207, 2016.
- [20] Dehbi A., et al., Aerosol retention in low-subcooling pools under realistic accident conditions, *NED*, 203, 229-241, 2001.
- [21] Kaneko, I., et al., Proc. of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference, 1993.
- [22] Zablackaite, G. et al., Experimental study on bubble parameters for pool scrubbing models under wetwell venting conditions, *JNST*, 57, 766-781, 2020.
- [23] Clift, R., Grace, J.R., Weber, M.E., *Bubbles, Drops, and Particles*, Dover Publications, 1978.
- [24] Hibiki, T., Ishii, M., Interfacial area concentration of bubbly flow systems, *Chem. Eng. Sci.*, 57, 3967-3977, 2002.
- [25] Rastello, M., Marie, J-L, Lance, M., Drag and lift forces on clean spherical and ellipsoidal bubbles in a solid-body rotating flow, *J. Fluid. Mech.*, 682, 434-459, 2011.
- [26] Riboux, G., Risso, F., Legendre, D., Experimental characterization of the agitation

generated by bubbles rising at high Reynolds number, *J. Fluid. Mech.*, 643, 509-539, 2010.

- [27] Sun, H. et al., The dependence of pool scrubbing decontamination factor on particle number density: modeling based on bubble mass and energy balances, *J. Nucl. Sci. Technol.*, doi:10.1080/00223131.2021.1907254, 2021
- [28] MELCOR Computer Code Manuals: RN Package Reference Manual, RN-RM-1, Rev 2, NUREG/CR-6119.
- [29] Powers, D.A., A Simplified Model of Decontamination by BWR Steam Suppression Pools, NUREG-6153, 1996.

3.4 節

- [1] S. Abe, A. Hamdani, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an air-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, *Annals of Nuclear Energy*, 166, 108791 (2022).
- [2] S. Abe, E. Studer, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Density stratification breakup by a vertical jet: Experimental and numerical investigation on the effect of dynamic change of turbulent schmidt number, *Nuclear Engineering and Design*, 368, 110785 (2020).
- [3] S. Soma, S. Abe, Y. Sibamoto, M. Ishigaki, Measurement of velocity and temperature profiles in boundary layer with steam condensation, in: *Proceedings of the 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-19)*, March 6-11, 2022, on line (2022).
- [4] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Unsteady natural convection in a cylindrical containment vessel (CIGMA) with external wall cooling: Numerical CFD simulation, *Energies*, 13(14), 3652 (2020).
- [5] 日本原子力研究開発機構, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査) 事業に関する報告書 (2022).
- [6] C. Kaltenbach and E. Laurien, CFD simulation of spray cooling in the model containment THAI, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 328, 359-371 (2018).
- [7] W.E. Ranz and W.R. Marshall, Jr., Evaporation from drops, Part I, Part II, *Chemical Engineering Progress*, 48, 141-146, 173-180 (1952).
- [8] Buck Research Instruments, LLC, Model CR-1A hygrometer with autofill operating manual (2012).
- [9] 北村健三, 木村文義, 水平上向き加熱円板まわりに生じる自然対流の流動と伝熱, *日本機械学会論文集 (B 編)*, 73(735), 2303-2310 (2007).

- [10] Paladino, Domenico, Ralf Kapulla, Sidharth Paranjape, Simon Suter, and Michele Andreani. 2022. PANDA Experiments within the OECD/NEA HYMERES-2 Project on Containment Hydrogen Distribution, Thermal Radiation and Suppression Pool Phenomena. *Nucl. Eng. Des.*, 392, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111777>.
- [11] 岡本, 燃烧における輻射伝熱の基礎, 日本燃烧学会誌, 45, 164-175, (2003).
- [12] Smith, T. F., Z F Shen, and J. N. Friedman. 1982. "Evaluation of Coefficients for the Weighted Sum of Gray Gases Model." *Journal of Heat Transfer* 104 (4): 602–8. <https://doi.org/10.1115/1.3245174>.