

平成31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2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. 研究方法	2
2.2. 研究内容	2
3. 前年度（平成 30 年度）までの実施内容	5
3.1. 大型格納容器実験	5
3.2. エアロゾル挙動実験	7
4. 平成 31 年度実施内容	9
4.1. 大型格納容器実験	11
4.1.1 横向き高温噴流と物質移行の相互作用実験	12
4.1.2 格納容器ベント実験	15
4.1.2.1. ベント時の障害物の影響	15
4.1.2.2. ベント時のサンプル水蒸発の影響	20
4.1.2.3. 低流量ベント	27
4.1.3 スpray冷却実験	32
4.1.3.1. 極低流量スprayによる冷却	32
4.1.3.2. スpray冷却に対する障害物の影響	38
4.1.4 外面冷却により生じる自然対流と物質移行の相互作用実験	45
4.1.5 CIGMA 装置の追設及び増設	51
4.2. プールスクラビング実験	52
4.2.1 水温度及びエアロゾルガス温度の DF 効果確認実験	53
4.2.2 蒸気凝縮による DF 効果確認実験	55
4.2.3 粒子表面特性の違いによる DF 効果確認実験	59
4.2.4 1.0m 内径試験部を用いたスケーリング効果確認実験	60
4.2.5 下向き注入部を用いた注入空気温度の変化調査実験	62
4.2.6 プールスクラビング実験のまとめ	65
4.3. スprayスクラビング実験	66
4.3.1 スprayを横切るエアロゾルの DF 計測試験（クロスフロー試験）	67
4.3.1.1 小液滴スpray・クロスフロー試験	67
4.3.1.2 大液滴スpray・クロスフロー試験	70
4.3.2 スpray水液滴分布計測	73
4.3.3 閉止空間エアロゾル除去試験	74
4.3.4 スprayスクラビング実験のまとめ	78
4.4. 個別効果試験	79

4.4.1	壁凝縮熱流動計測実験	79
4.4.1.1.	目的.....	79
4.4.1.2.	実験装置概要.....	79
4.4.1.3.	実験内容.....	80
4.4.1.4.	実験結果.....	82
4.4.1.5.	実験装置整備内容	90
4.4.1.6.	まとめ	91
4.4.2	小型密度成層浸食実験	92
4.4.2.1.	VIMES 装置概要.....	92
4.4.2.2.	実験内容及び結果	93
4.4.2.3.	実機形状模型実験	94
4.4.2.4.	上部横向きノズルの追設.....	96
4.4.2.5.	まとめ	96
4.5.	数値解析	104
4.5.1	CIGMA のスプレイ冷却実験の数値解析	104
4.5.1.1.	目的.....	104
4.5.1.2.	Euler-Euler モデルソルバの改良	104
4.5.1.3.	解析メッシュ.....	109
4.5.1.4.	解析条件.....	110
4.5.1.5.	解析結果.....	112
4.5.1.6.	まとめと課題.....	122
4.5.2	CIGMA 試験部の熱伝導解析	122
4.5.3	スプレイスクラビングによるエアロゾル除去の数値解析.....	126
4.5.3.1.	目的.....	126
4.5.3.2.	Euler モデルへのエアロゾル除去モデルの実装.....	127
4.5.3.3.	スプレイ実験解析	130
4.5.3.4.	実験結果との比較	138
4.6.	実験装置の補修	140
4.6.1	経緯.....	140
4.6.2	検討方法.....	140
4.6.3	検討結果.....	140
4.6.4	再製作	143
5.	今後の計画.....	144
5.1.	大型格納容器実験.....	144
5.1.1	格納容器貫通部耐熱実験	144
5.1.2	ヘリウム熱成層化実験	145

5.1.3	低熱伝達率での自然循環実験.....	146
5.1.4	外面冷却自然循環実験.....	146
5.1.5	格納容器ベント実験.....	147
5.1.6	格納容器スプレイ実験.....	149
5.2.	エアロゾル関連実験.....	150
5.2.1	プールスクラビング.....	150
5.2.2	スプレースクラビング.....	152
5.3.	今後の計画のまとめ.....	153
6.	結言.....	154
7.	本事業に関連する外部発表.....	156
8.	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.....	157
	参考文献.....	160
	用語の解説.....	164

1. 緒言

本事業は、東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、福島第一事故と呼ぶ）の教訓を踏まえて改正された新規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、熱水力安全分野に着目し、大規模実験、個別効果実験、解析等を実施するものである。研究の対象は、シビアアクシデント時の格納容器の過温破損、水素リスク、放射性物資の移行挙動に強く関連する熱水力挙動とし、事故進展挙動の予測や安全対策の有効性評価に係る工学的知見、実験データベース、評価手法の整備を行う。以下ではこれらを対象とする本事業の背景と、それを踏まえた事業目的を説明する。

福島第一原子力発電所の事故では、津波により全電源が喪失したことにより運転中であった三つの原子炉の冷却機能が喪失し炉心燃料が溶融する重大事故へと至った。事故時に生じた重要な現象として、格納容器閉じ込め機能の喪失、大量に発生した水素の爆発、環境中への放射物質の放出等が挙げられる。格納容器閉じ込め機能の喪失に関しては格納容器内での高圧・高温状態のガスの充満による、いわゆる格納容器過温破損等が原因として推定されている。炉心溶融時に多量に発生した水素ガスの爆発は原子炉建屋を損傷させ、事故の収束を大幅に困難なものとした。また、格納容器減圧のために意図的に格納容器中のガスを大気へ放出するベントの際に、圧力抑制室プールの液相を通過するプールスクラビング現象により、多くの放射性物質が除去されたと考えられている。

平成 25 年に改正された新規規制基準は、福島第一原発事故後に取りまとめられた多くの教訓を踏まえシビアアクシデント対策に係る要求が追加されたことや、継続的安全性向上に係る要求がなされたことが最大の特徴である。これに対応し、熱水力安全研究では、従来の主に設計基準事故に対する評価手法だけでなく、シビアアクシデントの事故進展や影響緩和のためのアクシデントマネジメント（AM）策の有効性についての評価手法の高度化がこれまで以上に重要視されることになった。

本事業では、これら福島第一原子力発電所の事故を踏まえた新規規制基準の策定、安全評価手法の整備や高度化に係る国内外の研究開発動向等を背景とし、主たる研究対象を炉心損傷後の格納容器等での熱水力現象とし、実験を主体とする研究を実施する。研究により、事故時の格納容器等での熱水力挙動に関する現象理解を向上させ、実験データベースを構築するとともに解析モデルを整備する。これにより、規制判断の際の技術的根拠の整備、事故解析の評価手法整備、事業者が実施する自主的安全性向上活動の評価等に役立つ成果を得ることを、本事業の目的とする。本報告書では、第 2 章で全体計画について、第 3 章で前年度までの実施内容について、第 4 章で本年度の実施内容について述べた後、第 5 章で今後の計画について述べ、第 6 章で結論をまとめる。第 7、8 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

2.1. 研究方法

本事業では、炉心損傷後の格納容器における熱水力現象を対象に、主に実験的な研究を行うとともに、実験で得られた知見やデータを用いた解析研究を実施する。対象とする熱水力現象は格納容器の健全性に大きな影響を与えるものとして、水素移行や過温破損に係る現象に注目する。前者は、現在ヨーロッパの研究機関でも精力的に実施されており、原子炉の安全性に深く関わる現象と位置付けられている。後者は、福島第一事故で格納容器破損の原因の一つとされており、この点に着目した研究例が少ないことから、温度挙動に焦点を当てた研究を行う。さらに、福島第一事故での周辺環境の土壌汚染の原因となった放射性物質の移行挙動に関して、熱流動に強く影響を受けるエアロゾルの移行挙動も研究対象とする。

これらの研究課題の解明のためには、実験において、熱水力現象を支配する流体の圧力、温度、濃度、流速場の詳細な計測が重要となる。特に、格納容器内外の気体は大空間を3次元的に振る舞うことが特徴であり、大空間場における気体濃度や温度、流速場の高い空間分解能での計測が要求される。また、格納容器内の熱流動現象では、凝縮や乱流混合等の局所的な現象が、自然対流や減圧等の格納容器内の全域的な挙動と密接かつ相互に関連することから、注目するスケールに応じて現象を考察する必要がある。また、支配的な現象についてはその素過程からモデル化することが評価手法の高度化のために重要である。これは、近年発展の目覚ましい数値流体力学（Computational Fluid Dynamics; CFD）コードによる解析を利用する際にも必要なことである。最近の研究では、関連する重要な素過程すべてを解析的に考慮することにより実機での現象を評価することも行われつつある。高い空間分解能での解析を主体とする CFD の利用は、格納容器のような大規模三次元流動場の解析には特に有用で、AM 策の有効性等を詳細に検討するためにも重要と考えられており、現象の特徴や計算費用・時間を考慮して、従来の集中定数系の計算コード（Lumped Parameter; LP コード）との併用が推奨されている。

本事業では以上のことに留意し、シビアアクシデント時の熱水力挙動に着目し、詳細な計測が行える実験を実施する。実験では、大規模な格納容器熱流動を把握するための大型実験装置を用いた実験と、現象を支配する個別物理モデルを構築するための個別効果試験を組み合わせる。これらの実験では、例えば、液滴等含む二相流やガス濃度分布、エアロゾル挙動等の把握のための特殊な計測も必要であるため、計測技術の整備も同時に行う。実験で得られたデータベースを活用し、解析モデルの整備を実施する。

2.2. 研究内容

前節を踏まえ、より具体的な評価対象として、シビアアクシデント時の格納容器で生じる熱流動及びエアロゾル等の FP 挙動に関する実験を実施する。

格納容器熱水力実験では、OECD/NEA 等での検討で課題となっている水素移行に関する基礎的な熱流動現象（噴流、密度成層、自然循環、凝縮等）や、それらに対する幾何形状の

影響、並びに、AM 策の有効性等に関する実験とともに、過温破損に関連して、従来研究よりも高温条件に着目した実験を実施する。AM 策に関する実験では、格納容器の外面冷却、スプレー水による冷却、ベントによる排気効果、窒素ガス注入による置換効果等に関する実験を実施する。実験装置としては、上記効果に係る総合的な効果を研究するため本事業でこれまで整備してきた大型格納容器実験装置（CIGMA）を用いる。水素移行に関する大型装置を用いた実験はヨーロッパでいくつか検討例があるが、高温・高圧実験が可能な CIGMA の特徴を利用し、既存データベースの拡張を図る。最先端の CFD 手法においても多くの現象論的なモデルが使用されている現状を踏まえると、手法の検証のためのデータベースを拡張することは重要である。また、格納容器外面等の冷却による過温破損の防止に関する AM 策については、従来知見がほとんどない熱水力条件での実験を実施する。一般に、冷却により格納容器の損傷が避けられるならば、環境への放射性物質の放出を伴う格納容器ベントの操作の必要性をなくすることができることから、冷却の有効性と限界を把握することは、極めて重要である。さらに、壁凝縮や密度成層浸食等、個別物理モデル構築のための小型個別効果実験装置による実験を行う。

FP 移行に関連した実験としては、エアロゾルに関して、プールスクラビングやスプレースクラビングによる除染効果、大空間での重力沈降、壁への付着、それらに対する自然循環の影響に着目した実験等を実施する。実験装置としては、プールスクラビング及びスプレースクラビングを対象とした小型装置を用い、エアロゾルと二相流計測をカップリングした計測を行い、除染係数の評価を行う。

詳細かつ精度の高いデータを取得するために、速度分布計測に光学的な計測手法である粒子画像流速計（Particle Image Velocimetry; PIV）やレーザードップラー流速計（Laser Doppler Velocimetry; LDV）等を用いる。混合ガスの成分分析のためには、細径配管によるガス吸引と質量分析計を組み合わせたシステムを採用する。エアロゾル計測に関しては研究及び市販の計測器として様々な手法が提案されているが、計測の不確かさは一般に大きく、計測条件や対象によってふさわしい手法も異なる。本事業では、光学系利用や粒子慣性利用など、計測原理の異なる複数の計測手法を用いて相互検証を行うなど、計測対象によって最適な計測手法を採用し、定量性の向上を図る。

整備された実験データベースと工学的知見は CFD コード用と LP コード用の解析モデルの高度化に活用される。特に CFD コードは、最新の技術に基づく詳細解析のためのコードで、商用の汎用コード（FLUENT 等）や各国の規制当局が開発したコードがいくつか存在として近年広く活用されている。本事業者では、当面、CFD コードによる解析を主体として実施し、CFD に最適な乱流や凝縮に関するモデル開発や計算手法の検証を行う。

全体計画の概要を表 2.2-1 に示す。格納容器熱水力実験に関して、これまで平成 25 年度から平成 26 年度にかけ大型格納容器実験装置（CIGMA）を整備し、平成 27 年度より同装置を用いた実験を開始し、以降装置整備を継続しながら種々の実験を実施してきた。壁凝縮や密度成層浸食に関する個別効果実験装置の整備は平成 28 年度から開始した。エアロゾル

挙動実験に関しては、平成 28 年度までに基礎となる装置の整備を行い、28 年度からプールスクラビングとスプレイスクラビングに関する実験を開始した。計測手法整備はこれらと平行して実施し、熱水力実験の計測に反映させる。得られた実験研究の成果を活用し、解析研究を実施する。

表 2.2-1 軽水炉のシビアアクシデント時事故時熱流動の調査

FY	H25-26	H27	H28	H29	H30	H31
格納容器 熱水力実験 CIGMA WINCS VIMES	CIGMA 設計 製作	CIGMA 及び個別効果実験装置整備				
		CIGMA 整備 QMS 新規整備 (CIGMA 整備内 容) ループ追設 QMS 設置	CIGMA 整備 WINCS 整備 (CIGMA 整備内 容) 計測器・弁追加 邪魔板 環境整備 メインノズル	CIGMA 整備 WINCS 整備 VIMES 整備 計測機器 その他 (CIGMA 整備内 容) 流量計測充実 配管組み換え 放熱補償ヒータ 熱電対・弁追加 架台製作	CIGMA 整備 WINCS 整備 VIMES 整備 (CIGMA 整備内 容) 冷却系をループ化 (熱交換器, 予熱 器等)	CIGMA 整備 WINCS 整備 VIMES 整備 (CIGMA 整備内 容) 実験条件拡張(配 管敷設等) 計測系追加(温 度、流量測定等)
エアロゾル 挙動実験 PONTUS (pool scrubbing) ARES (spray scrubbing)			装置製作 基礎実験装置 液滴計測機器 エアロゾル関連機 器	プールのスクラビ ング垂直円管装置 整備 スプレイスクラビ ング装置整備 計測機器	装置整備 プールのスクラビ ング装置追加整備 スプレイスクラビ ング装置追加整備 計測機器	プールのスクラビ ング装置追加 スプレイスクラビ ング装置追加(入り 口部改善)

3. 前年度（平成 30 年度）までの実施内容

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）事業は、平成 30 年度以前に実施された関連する事業の成果を用いて実施している。過去の関連事業は、以下の通りである。

- 平成 24 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）事業
- 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）事業
- 平成 26 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）事業
- 平成 27 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業
- 平成 28 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業
- 平成 29 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業
- 平成 30 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業

このうち、本年度の事業に関連した主要な実施内容を本章にまとめる。

3.1. 大型格納容器実験

大型格納容器実験装置は平成 25 年度から整備を開始し、平成 26 年度（平成 27 年 3 月）に、装置本体とそれまでに整備した電源系や計測系を統合して完成した。本装置を CIGMA（Containment InteGral effect Measurement Apparatus）と名付け、平成 27 年度から実験を開始している。CIGMA は大きく分けて以下で構成される。

- (i) 試験部圧力容器
- (ii) 試験部へのガス供給系及び排気系
- (iii) 試験部の内部スプレイ冷却及び外面冷却系

(i)~(iii)に関する主要な仕様を以下にまとめる。

表 3.1-1 CIGMA の主要な仕様

圧力 (MPa)	0.5(high temp.), 1.5(max)
温度 (K)	573(容器壁), 973(注入ノズル)
蒸気発生器 (kW)	200
<hr/>	
試験容器サイズ	
高さ (m)	11
直径 (m)	2.5
容積 (m ³)	51
<hr/>	
ノズル	
可視化(Laser)	5
可視化(Camera)	10

蒸気注入	4
マンホール	3
その他計装等	38
<hr/>	
冷却システム	
外部冷却	上部プール, 中段/下段ジャケット
内部冷却	スプレイノズル
<hr/>	
計装	
温度	熱電対: ~650
ガス濃度分布	QMS: ~100
流速分布	PIV/LDV
<hr/>	

平成 27 年度は実験を開始した最初の年として、装置の特性や計測系の有効性を確認するための次の実験を行った。平成 28~30 年度にかけて、次の 4 つの代表的なトピックについて実験を実施した。

- (1) 格納容器外面冷却実験 (実験 ID が CC で始まる)
- (2) 格納容器噴流実験 (JT)
- (3) 格納容器スプレイ実験 (SP)
- (4) 格納容器ベント実験 (VT)

いずれの実験にも水素を模擬したヘリウムの挙動が実験パラメータとして関わる。それぞれの実験における条件は、単純な境界条件から複雑な境界条件へと段階的に変更し、条件範囲も、低圧から高圧、低温から高温条件へと変化させて実施した。これらは実験結果を検討しながら、現象を支配する重要なパラメータを絞り込んで段階的に実施してきた。

一例として、外面冷却実験においては、初期状態として試験容器を加圧状態にし、容器を閉じた状態で容器外面に冷却水を注水することで冷却を開始し、減圧挙動と容器内のガス組成の影響を調査し、冷却の過程で水素模擬体であるヘリウムの局在化や局在化したヘリウムが解消される条件などを調査した。並行して容器内への蒸気注入と外面冷却で平衡状態を保つことで凝縮量を計測する基礎実験も実施した。これらの結果は格納容器冷却を検討する際のベースケースとして CFD 解析の検証に活用されると共に、今後の気体注入非定常条件における実験への境界条件設定の根拠となる。

数値解析

数値解析手法の整備および高度化を目的として、CFD コード OpenFOAM による解析を中心として検討を実施してきた。これまで行ってきた主な検討・実施内容を以下に示す。

- モデル整備および今後の拡張性の検討のための既存コード (OpenFOAM) の調査
- OpenFOAM の LP コード用解析モデルの検討ツールとして使用する可能性を検討

するための均質二相流モデルの組み込み

- メッシュ形状が計算結果へ及ぼす影響の調査
- CIGMA の CFD 解析用メッシュの整備
- スカラー乱流輸送モデルの実装および試験解析
- CIGMA における外面冷却実験（蒸気・空気 2 成分系）の CFD 解析
- 二流体モデルへの凝縮モデルの実装と解析
- スpray 挙動の CFD 解析
- CIGMA における外面冷却実験（蒸気・空気・ヘリウム 3 成分系）の CFD 解析
- 境界埋め込み法による複雑境界を有する流動解析のための調査・検討
- 鉛直噴流による密度成層浸食・崩壊挙動に関する CFD 解析

以上に示したように、OpenFOAM の検証および改良を実験と並行して実施しており、CIGMA および小型密度成層可視化実験装置（VIMES）による実験解析の検討を実施してきた。

3.2. エアロゾル挙動実験

本事業で実施しているエアロゾル挙動実験は、プールスクラビング実験とスプレースクラビング実験からなり、いずれも平成 28 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業から開始している。

これまでに、エアロゾル計測手法に関して、圧力や結露等の計測精度に影響する計測環境の調査と改善及び最適化を実施し、計測原理の異なる手法によりエアロゾル濃度の同時計測を行うことで結果の定量性を確認するなど、従来のエアロゾル計測で問題とされていた計測精度の向上に対して、不確かさの低減と定量化に留意した計測手法の整備を行い、これを基盤とした高い精度を有する除染係数の計測を行ってきた。昨年度までに得られた主な実験データは以下である。

(1) プールスクラビング

- 4 センサー光プローブを用いて、ボイド率、界面積濃度、気泡数頻度や気泡径の分布の詳細計測を実施し、気液二相流挙動を把握した。
- エアロゾル計測で主に用いているエアロゾルスペクトロメータ（WELAS, PALAS 社製）に対して、異なる計測手法である凝縮式粒子カウンター（CPC, TSI 社製）で同時にエアロゾル計測を行い、大気圧条件下における WELAS 計測結果の信頼性を確認した。
- 注入ガス流量や水位等の境界条件を同一にし、入口粒子数濃度のみを変化させて各濃度における DF を計測した結果、粒子数濃度の減少に伴って DF が増加する結果を取得した。この傾向は水深が増加するほど顕著であり、このような DF の粒子濃度依存性を

報告した例はほとんどなく、DF 評価する粒子濃度を見極める上でも重要な現象である。

- 気体注入領域において、We 数=2E4~5E5 の条件（注入気体がノズルから緩やかに膨らむ globule から jet の形態を含む条件）で DF を計測し、粒子径が大きいほど We 数の影響を顕著に受ける結果を得た。
- 異なる大きさの試験部を用いて、装置スケーリングに対する DF への影響を調査した。
- 注入エアロゾルによるプール水汚染が気液二相流挙動に与える影響を 4 センサー光プローブで実測し、現象に対する水質の影響がないことを確認した。

(2) スプレイスクラビング

- 位相ドップラー式粒子分析計 (PDI) を用いて、スプレイの液滴径、速度分布の予備計測を実施し。
- スプレイによる密閉空間内エアロゾル除去実験を行い、エアロゾル濃度減衰率を計測した。
- 放水砲や降雨によるエアロゾル除去効果を対象として、スプレイにエアロゾルキャリアガスが交差するクロスフロー条件での DF を計測し、基礎的なデータベースを構築した。

4. 平成 31 年度実施内容

平成 31 年度は、大型格納容器実験装置 CIGMA による実験と実験装置整備、エアロゾル挙動に関する個別効果実験の装置整備と実験、更に壁凝縮や水素密度成層浸食に関する個別効果実験、これらの実験で得られた知見に基づく数値解析による検討及び解析環境整備を実施した。

CGMA 実験では、昨年度までの実験結果を踏まえて、装置特性検証を兼ねた高温ガス挙動の調査、アクシデントマネジメント関連実験として格納容器ベントとスプレー関連の実験、及び、水素移行に関連した自然循環で誘起される密度成層浸食実験を実施した。(4.1 節)。実験結果の説明に先立ち、CIGMA 実験装置試験部と系統の概略図 4-1 を用いて実験装置の特徴を説明する。CIGMA 試験容器は、頂部に上部プール、円筒の側壁部に中断ジャケットと下段ジャケットという外面冷却設備を備える。これにより減圧特性や内部循環挙動と壁面凝縮との関連性、水素や高温ガスの局在化等の特徴的な問題を調査することができる。このほかの冷却系統として、容器内に直接冷却水を供給する格納容器内部スプレーやベントによる容器減圧ラインも備える。また、気体供給系としては、最高温度 700℃まで気体を昇温できる過熱器を備える。本年度は、装置特性を調査する実験として高温気体による横向きジェット関連実験、AM 関連実験として昨年度に引き続き格納容器ベント実験とスプレー冷却実験、水素移行関連実験として自然循環と密度成層浸食の相互作用実験を実施した(4.1 節)。

個別効果実験として、エアロゾル挙動に関してプールスクラビング実験とスプレースクラビング実験、格納容器熱水力に関して壁凝縮熱流動計測実験と小型密度成層実験を実施した。プールスクラビング実験においては、ガス注入領域に限定した DF 計測データベースを構築するとともに、試験部のスケーリング効果を調査した(4.2 節)。スプレースクラビングに関しては、ARES 装置を用い、スプレーを横切るエアロゾルの除染係数 (DF) 計測試験を実施した(4.3 節)。壁凝縮熱流動計測実験では、矩形断面風洞を有する WINCS 装置を使用して、滴状及び膜状凝縮条件における流速分布に関するデータを取得した(4.4.1 節)。密度成層実験では、VIMES 装置を用いて、浮力噴流に関する密度成層浸食実験及びコンパートメント型構造物がヘリウム移行に及ぼす影響に関する実験を実施した(4.4.2 節)。

数値解析として、CIGMA 実験を対象としたスプレー冷却に関する CFD 解析(4.5.1.節)および ARES 装置を対象としてスプレーによるエアロゾル除去に関する CFD 解析(4.5.2 節)を実施した。

4.6 節では、本年度補修した過熱ノズルヒーターの故障の原因調査と対応策についてまとめた。

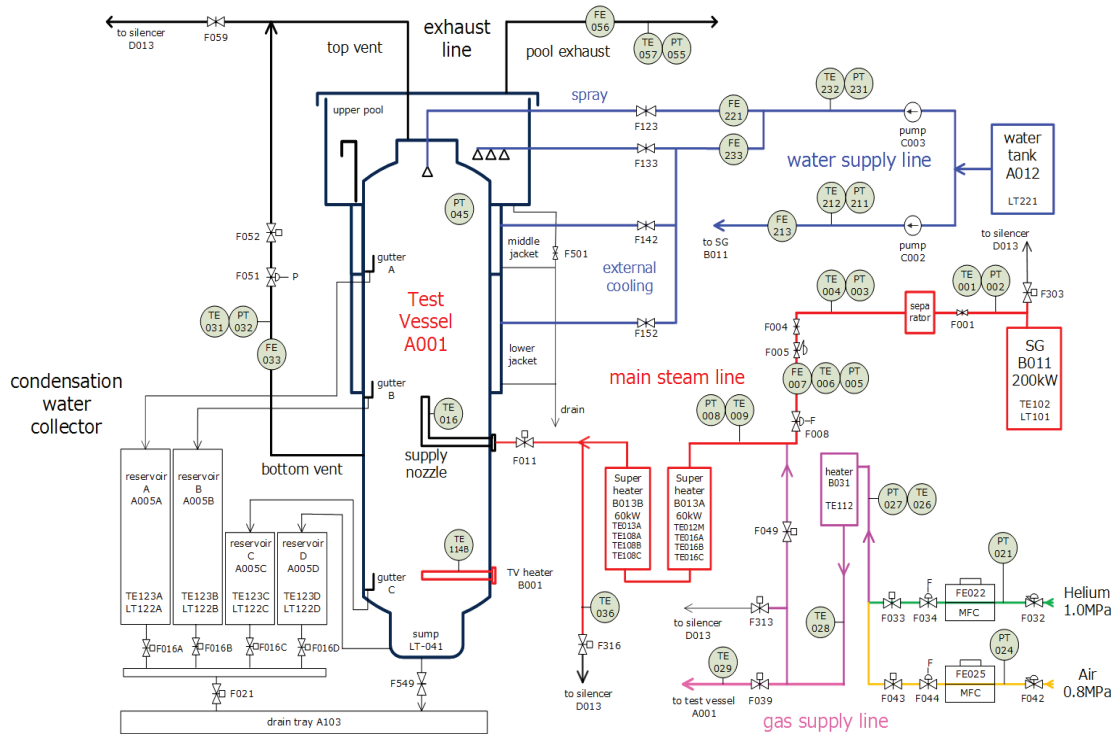
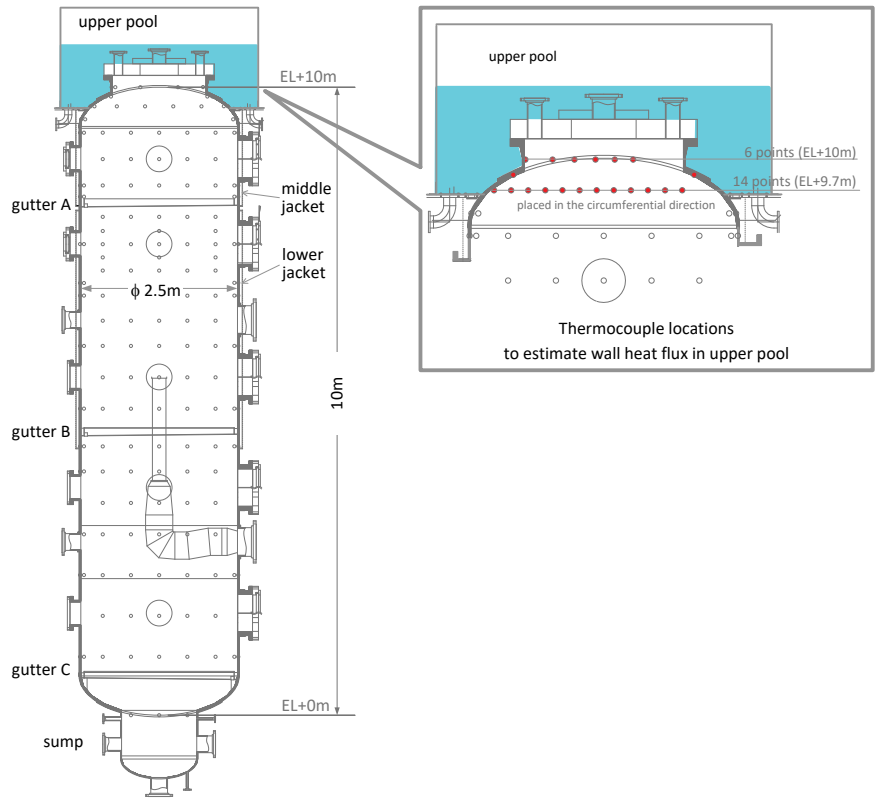


図 4-1 CIGMA 試験部と系統図

4.1. 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、重大事故時に格納容器で生じる安全上重要な熱流動を模擬する実験として以下を実施した。

(1) 装置特性実験 (4.1.1 節)

CIGMA 装置の特徴の一つである大容量過熱器を利用して、約 400°C の高温気体による強い浮力を持った横向きジェットの特性を調査するための実験。横向きジェットによるヘリウム密度成層の浸食に関する調査も実施した。

(2) アクシデントマネジメント関連実験 (4.1.2 節及び 4.1.3 節)

格納容器ベントとスプレイ冷却に関する実験。前者に関して昨年は障害物の無い単純体系で実験を行い、容器内気体の現象が一次的にふるまうことを確認した。本年度は、容器内を上下に仕切る障害物を設置した効果と容器内に水が存在することによる減圧沸騰と効果の影響を調査する (4.1.2 節)。スプレイ冷却に関しては、昨年度実施した条件よりも更に低流量の条件および障害物に影響を調査する (4.1.3 節)。

(3) 外面冷却密度成層浸実験 (4.1.4 節)

CIGMA の外面冷却機能を利用して容器内に自然循環を生成し、容器上部に設けたヘリウム密度成層の浸食挙動を観察する実験。昨年度に引き続き、冷却領域と密度成層位置をパラメータ拡充したデータベースを構築する。

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

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの 2 文字：実験の種類
 - PR：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；
 - VT：Venting；ベント実験
 - PG：Purge；ページ実験
- 第二ブロックの 2 文字：実験パラメータ
 - SJ：Steam Jet；蒸気噴流
 - AJ：Air Jet；空気噴流
 - NJ：No Jet；噴流無し

- SP : SPray ; 内部スプレイ
- PL : Pool ; 上部プール
- QMS : Quadrupole Mass Spectrometry ; 四重極質量分析計
- BG : Back Ground ;
- 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。

4.1.1 横向き高温噴流と物質移行の相互作用実験

物質および熱の輸送現象は、シビアアクシデントの格納容器内熱流動挙動を把握する上で重要である。水素のような軽い気体は容器の上部に成層化して蓄積されることが報告されており、密度成層を対象に様々な研究がなされている。本事業では、昨年度までに CIGMA を用いて鉛直噴流による密度成層浸食・崩壊実験を実施してきた。一方、事故時に原子炉から噴出する高温ガスは必ずしも鉛直方向だけではなく、様々な噴出条件が考えられ、また水平方向噴流はその軌跡が浮力の影響を強く受けることも予想される。既往研究においても、横向きジェットを障害物に衝突させる実験や解析が実施されている[1, 2]。そこで、本年度は、CIGMA 装置の特徴である高温ガス (最大 700℃) を試験容器内に噴入できる能力を活かし、高温横向き噴流と物質移行の相互作用実験を実施した。

実験条件 (SB-AJ-15)

作動流体は空気とヘリウムの 2 成分とした。水素を含む混合ガスは浮力の影響を強く受け、その代表的現象として密度成層化することと、横向き噴流の軌跡及び浮力プリームの衝突による成層の浸食が挙げられる。本実験では、これまでの実験を参考に、高温噴流の成層への衝突で誘起される乱流混合による密度成層内のヘリウム (水素の代替気体) 濃度の変化に注目する実験を実施した。

本実験では、試験容器の上部にヘリウム密度成層を形成し、容器の側面から高温気体噴流を注入し、浮力で上昇するプリームによる成層部での混合・浸食挙動を気体温度・濃度計測および PIV による可視化計測による観察する。図 4.1.1-1 に示すように EL=7 m より上部に初期成層を形成し、成層内のヘリウム濃度の最大値は試験容器上端でおよそ 42% とした。容器内初期雰囲気は室温とした。高温空気噴流は EL=6.28 m に設置した直径 0.083 m の横向きノズルから容器内に噴入させた。噴流流量は 10 g/s に設定し、ガス温度は 375 °C である。この時のレイノルズ数はおよそ 48000、噴流フルード数は約 5 となった。本実験の特

徴として、高温噴流の密度は初期成層内の混合ガス密度よりも小さいことである（成層上部の密度 0.73 kg/m^3 、噴流密度 0.54 kg/m^3 ）。これは、既往の実験条件では実施されてこなかった条件である。実機での事故では、原子炉から噴出した水素を含む混合ガスは格納容器上部に到達、滞留する間に冷却されるため、その後原子炉から噴出し続ける蒸気よりも低密度であることは十分に考えられる。

図 4.1.1-2 に EL=10、7.5、6.3 m でのヘリウム濃度の時間変化を示す。強い浮力効果により高温噴流が深く成層内に貫入したために、激しい乱流混合が誘起されたことで、EL=7.1 m では実験開始直後に急激にヘリウム濃度が低下している。それに伴い、初期成層より下端の EL=6.3 m ではヘリウム濃度は急激に上昇し、約 200 秒で EL=7.5 m のヘリウム濃度と同程度となった。一方、試験容器上部の EL=10 m では、およそ 800 秒まで初期濃度を維持していることが分かる。これは、図 4.1.1-1 に示すように、本実験の初期成層が分厚いことによる。その後、EL=10 m に噴流が到達したことで、ヘリウム濃度は急激に低下し、約 870 秒で濃度は下方の濃度と同程度となった。

図 4.1.1-2 に粒子画像流速測定法（Particle Image Velocimetry、以下 PIV）で取得した、初期成層下部での平均流速を示す。本計測結果は、横向き噴流が浮力の影響により、大きく上方向に流れを変え、成層に貫入していることを示している。また、時間経過とともに可視化領域内の流速は大きくなり、上方向への曲がりも急峻なものになっている。これは、成層内のヘリウム濃度が低下したことで、噴流と周囲流体との密度差が大きくなったためである。

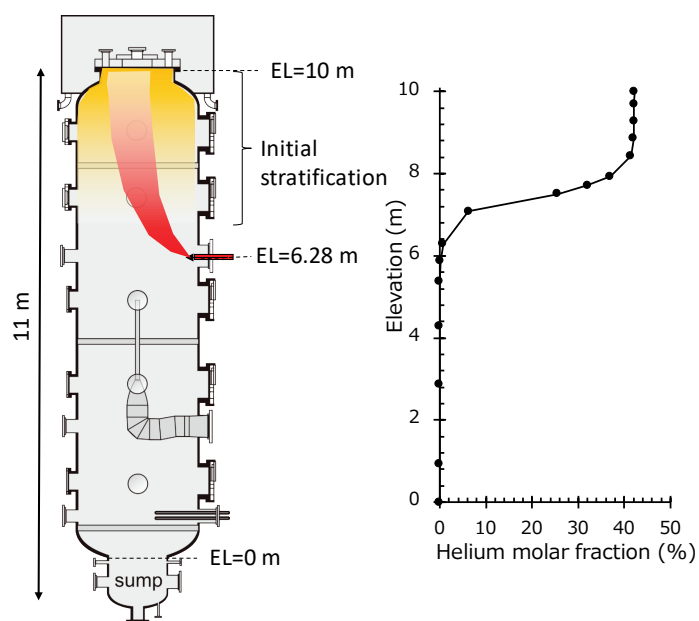


図 4.1.1-1 初期ヘリウム濃度

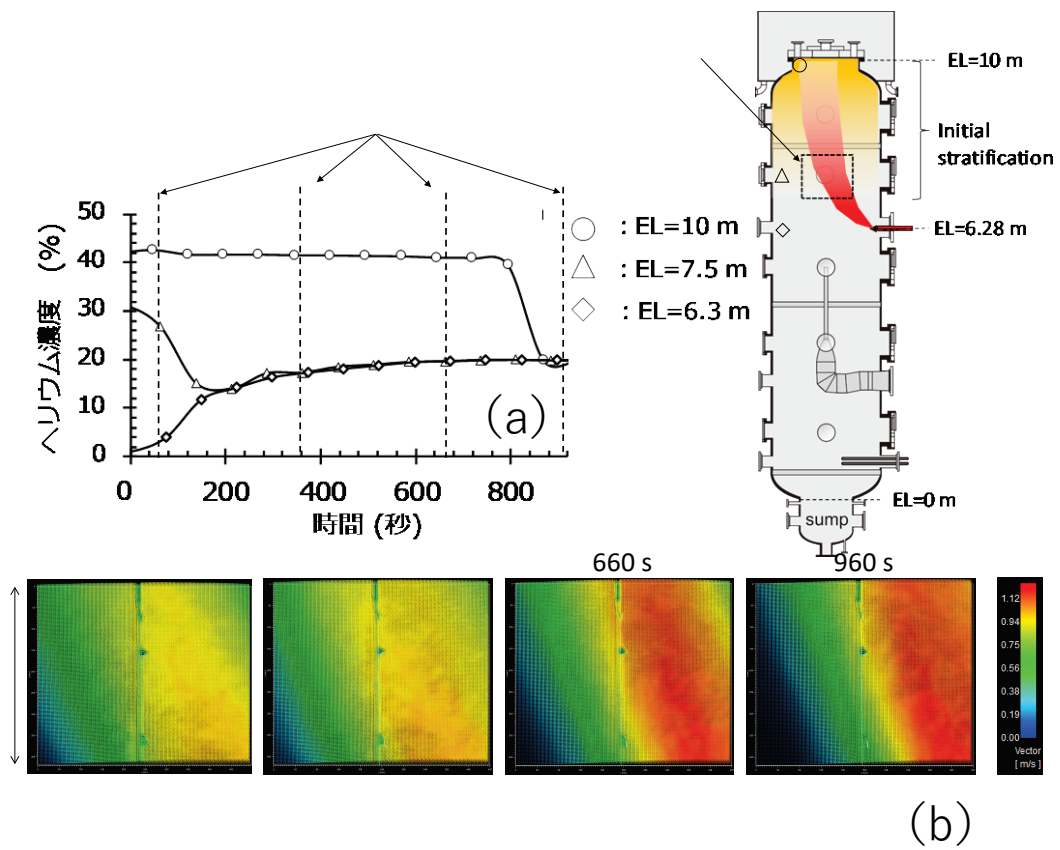


図 4.1.1-2 (a) ヘリウム濃度の時間変化と(b) 初期成層下部での速度コンター

4.1.2 格納容器ベント実験

昨年度、格納容器ベント実験の基本ケースとして、容器内に障害物がなく、相変化が生じない条件下におけるベント時のガス挙動計測を行った。今年度は昨年度の結果をもとにして、ベント時における容器内障害物の影響、相変化（容器内水の沸騰）の影響および低流量条件でのベントの影響について検討を行った。

4.1.2.1. ベント時の障害物の影響

ベント時における容器内障害物の影響を検討するため、容器を上下に分割するバルクヘッドを障害物として設置し、容器下部配管からのベントを行った。

実験条件

障害物であるバルクヘッドは CIGMA 試験容器の内径にほぼ等しい直径 2460mm の円盤形状の板であり、試験部を上下空間に分割して仕切ることができる。バルクヘッドを容器中央付近の高さ EL4.6m に設置した。円盤中央には直径 250mm の開口部があり、容器内の気体を注入するための垂直メインノズルがその開口部を貫通し、ノズル配管の周囲には 83.5mm の円環状のギャップができ、この隙間で容器上下空間が接続される。容器下部からのベント時には、円環状の隙間を流体が流れることになる。隙間の開口率（開口部面積/容器断面積の比）は約 0.9% である。バルクヘッドの模式図を図 4.1.2-1 に示す。

実験における初期ガス組成は昨年度の報告書[1]で示した条件と同一とし、代表的 PWR 格納容器体積 (50000m³) および OECD/NEA/CSNI-BSAF プロジェクト等で議論された事故時における水素発生量を考慮して決定した。本実験ではヘリウム分圧を 34kPa, 空気分圧を 100kPa, 蒸気分圧を 266kPa とし、格納容器内温度は 140°C とした。ベント流量は、[1]で示したベント流量/格納容器体積の比（時間の逆数の次元を持つ。以下、この比を特性比とする）を実機 BWR の代表値を参考にして決定した。BWR での代表的な特性比は 6.9e-4 (1/s) である。CIGMA 格納容器体積は 50m³ であり、CIGMA 装置で BWR 条件と同程度の特性比とするためのベント流量は 124m³/h となる。以上をふまえ、本実験 (VT-LV-06) の条件を表 4.1.2-1 に示す。比較のため、昨年度実施した障害物がない条件での実験 VT-LV-01 の条件も併記している。ベント位置の高さを図 4.1.2-2 に示した。CIGMA では異なる高さからベントが可能である。VT-LV-06 実験では容器下部の EL0.93m の配管からベントを行った。

主な実験手順を示す。

1. 試験部を蒸気により予熱。
2. 予熱完了後、試験部内を減圧。
3. 最初に蒸気のみで試験部内を 266Pa とし、その後空気およびヘリウムを容器上部に成層となるように 400kPa まで注入する。これをベント前の初期状態とする。
4. ベントを実施。ベント開始時に流量を設定した後、バルブ開度を保持する。

表 4.1.2-1 実験条件 (VT-LV-01, 06)

RunID	VT-LV-06	VT-LV-01
初期条件		
圧力 (kPa)	400	400
温度 (°C)	~140	~140
ヘリウム分圧 (kPa)	34	34
空気分圧 (kPa)	100	100
蒸気分圧 (kPa)	266	266
初期混合	蒸気・空気予混合	蒸気・空気予混合
ベント条件		
ベント位置	下部 (EL0.93m)	下部 (EL0.93m)
流量 (m ³ /h)	124	80
使用流量計	FE-033	FE-033
障害物	あり	なし

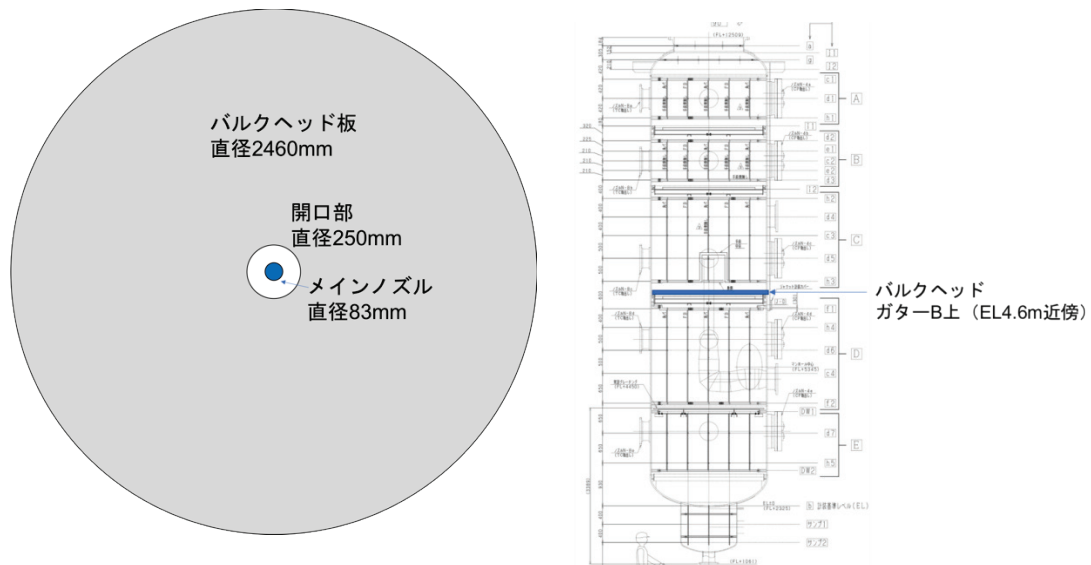


図 4.1.2-1 障害物 (バルクヘッド) の模式図および設置位置

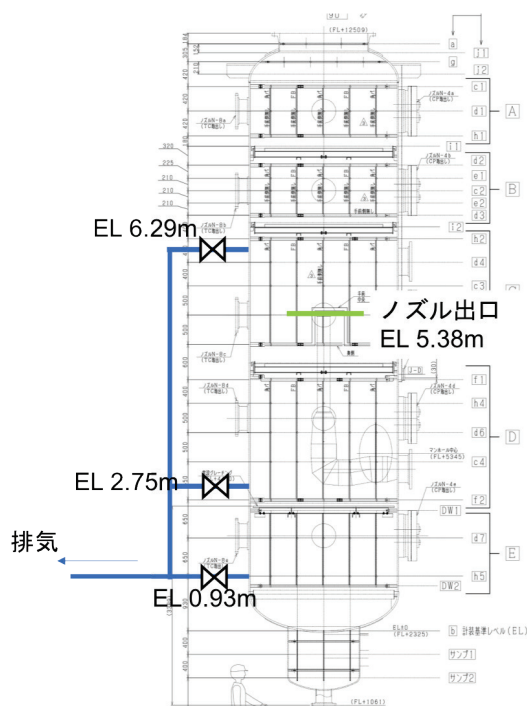


図 4.1.2-2 ベント位置

実験結果 (VT-LV-06)

初期ガス濃度分布 (VT-LV-06, 01) を図 4.1.2-3 に示す。いずれも容器全体に蒸気・空気が分布しており、ヘリウムは上部に局在している。空気および蒸気の分布に若干の差が見られるが、ほぼ同様の初期分布となっている。図 4.1.2-4 に圧力履歴を示す。時刻 0 秒にベントを開始している (ベント実験に関しては以下同様)。VT-LV-06 のベント流量が VT-LV-01 よりも大きいため、減圧速度も大きい。図 4.1.2-5~7 にヘリウム、空気、蒸気濃度 (体積分率) の鉛直方向分布を示す。中心軸から半径方向に 0.9m の位置での分布である。上部の高濃度ヘリウム層中の濃度はほぼ変化せず、ヘリウム層が上方から下方へと 1 次元的に拡大していき、ベント開始から 1500 秒程度でほぼ均一の濃度分布となる。このガス濃度の挙動はバルクヘッドを設置していない VT-LV-01 での挙動と同様であり、ガス挙動に対して障害物の影響はほぼ見られなかった。開口部を通過する際の気体流速は 0.8m/s 程度に達するが、フルード数は 1 程度であり、開口部を通過する下降流は直ちに半径方向へと拡散し、ヘリウムの水平方向の分布は生じない。このため、障害物の影響なく、上部のガスが下方へと移流したことが示唆される。図 4.1.2-8 にヘリウム濃度の各 EL における異なる半径方向位置 (y 方向の位置) での時間履歴を示す。図 4.1.2-8 から半径方向には有意な濃度差は見られず、ヘリウムが水平方向に即座に拡散していると考えられる。図 4.1.2-9 はベント配管中におけるヘリウム濃度の時間履歴を示している。Port 70, 71, 72, 73 はガスサンプリング位置を表しており、この順にベントライン上流側 (試験部側) からベントライン下流側となっている。高濃度ヘリウム層が容器のベントライン排出口位置に到達する約 1000 秒にヘリウ

ムの排気が始まることで配管内のヘリウム濃度が上昇し、体積分率約 20%をベント終了まで維持した。この濃度はヘリウム成層中でのヘリウム濃度とほぼ一致している。ベントライン中のガス濃度挙動も VT-LV-01 とほぼ同様であり、流れによる希釈効果で下流に向けて数%ヘリウム濃度は低下する。

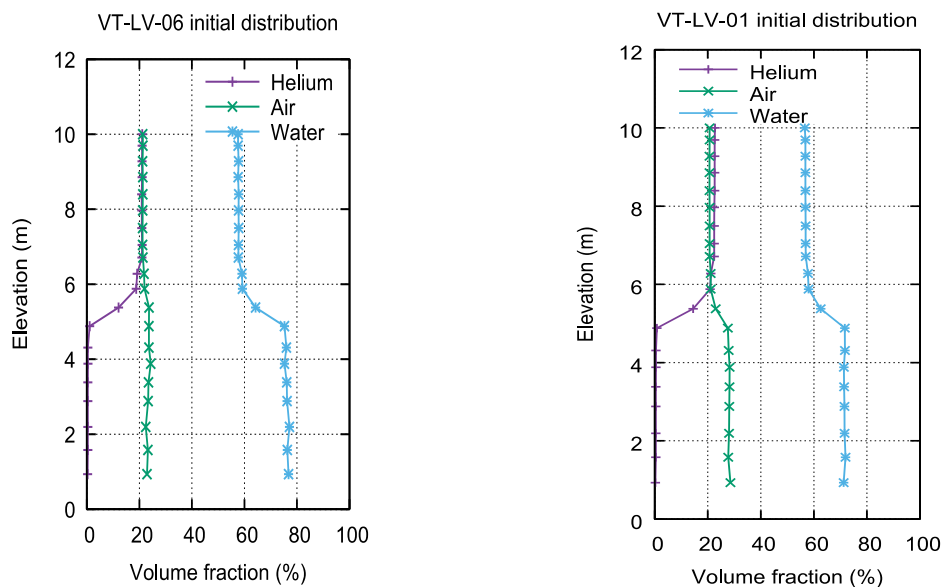


図 4.1.2-3 初期ガス濃度分布 (左 VT-LV-06, 右 VT-LV-01)

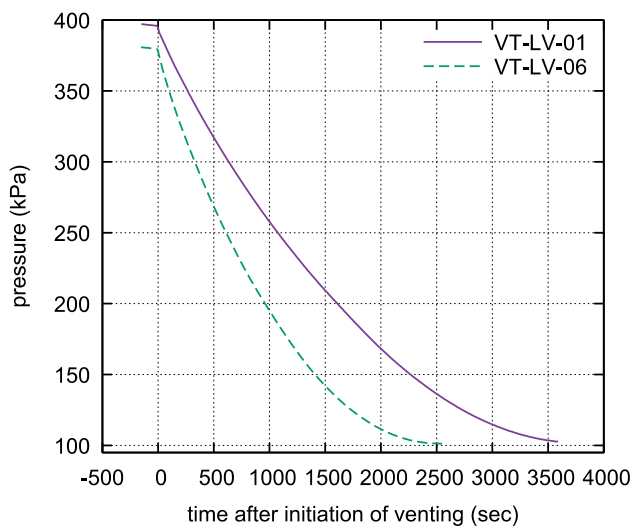


図 4.1.2-4 圧力履歴 VT-LV-01, 06

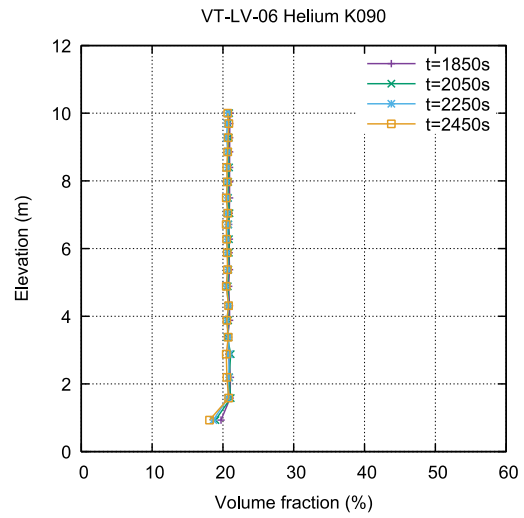
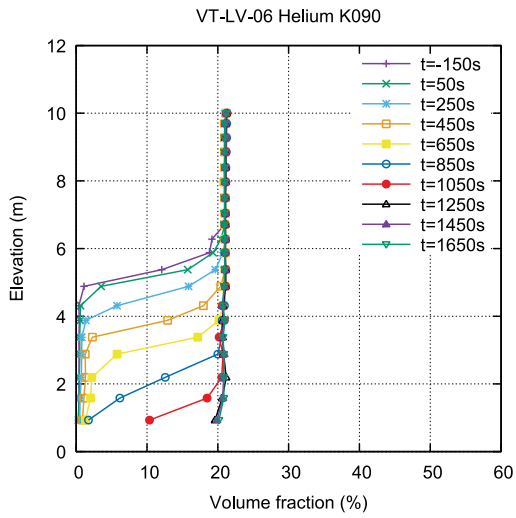


図 4.1.2-5 VT-LV-06 のヘリウム濃度分布

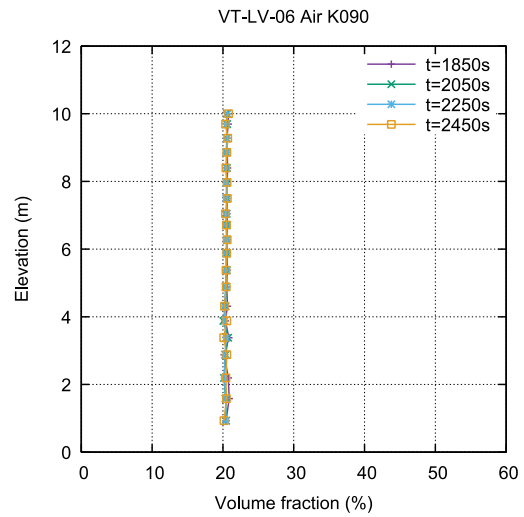
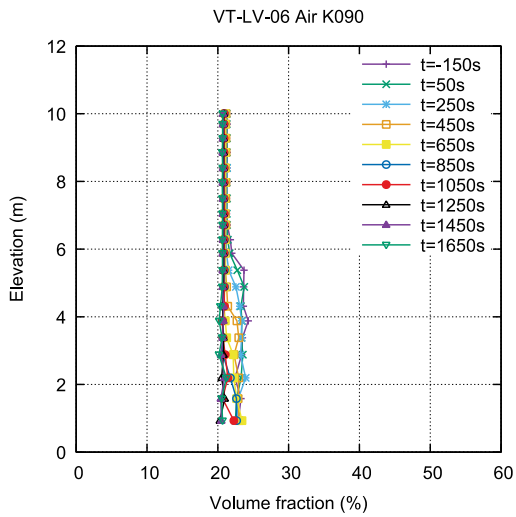


図 4.1.2-6 VT-LV-06 の空気濃度分布

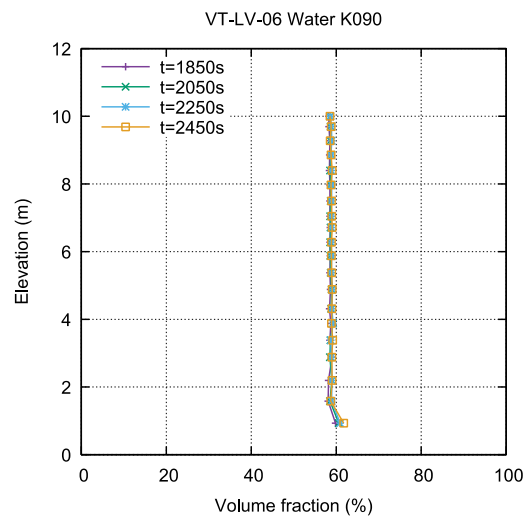
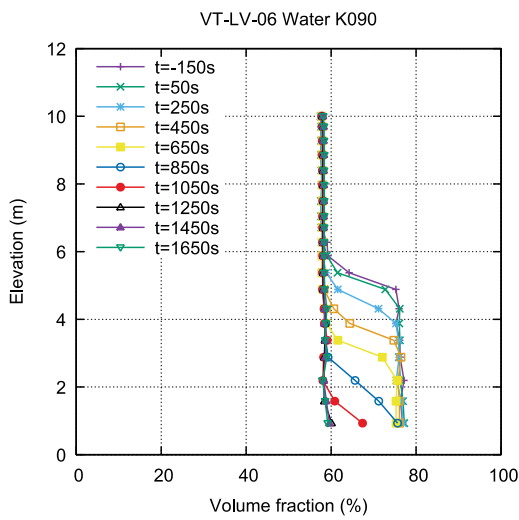


図 4.1.2-7 VT-LV-06 の蒸気濃度分布

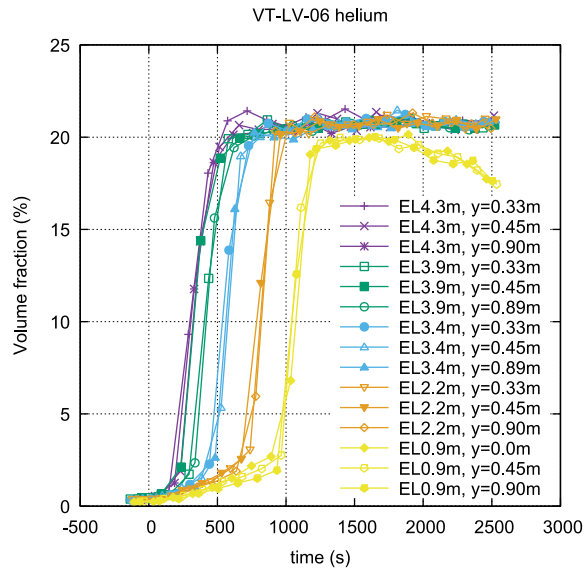


図 4.1.2-8 VT-LV-06 のヘリウム濃度の時間履歴

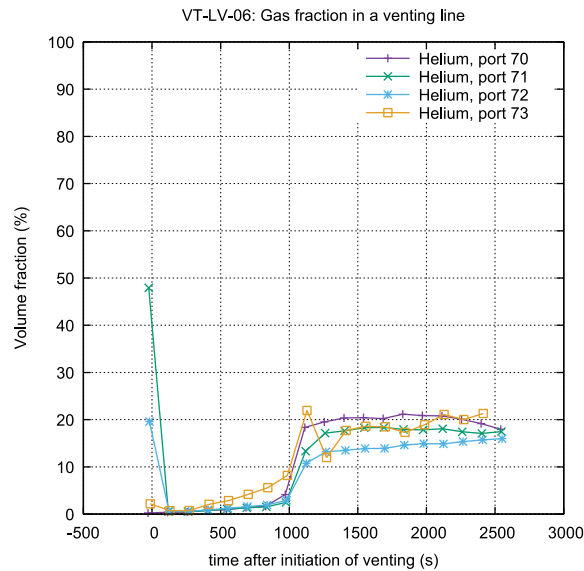


図 4.1.2-9 ベントライン中のヘリウム濃度 VT-LV-06

4.1.2.2. ベント時のサンプル水蒸発の影響

格納容器内に水が存在する条件では、ベントを実施した際に容器内の水の温度に応じて減圧沸騰が生じ、これにより容器内のガス濃度分布が変化し、水素の排出などに影響を与える可能性がある。CIGMA 試験部底部のサンプルに初期圧力における飽和水を貯水した状態でのベント実験を行い、サンプル水の減圧沸騰の影響を検討した。

実験条件

ベント開始時における初期ガス組成およびベント流量は前節で示した VT-LV-06 と同様とした。本実験 (VT-LV-08) の条件を表 4.1.2-2 に示す。本実験ではベントラインへのサンプル水の混入を懸念し、下部ベントライン (EL0.93m) よりもやや上方に位置する中部ベントライン (EL2.75m) を使用した。ヘリウム成層の界面は VT-LV-06 と同様の EL 約 6m に位置しており、ヘリウム成層界面の下方からベントを行うところは同じである。サンプルには今年度整備した注水ラインを用いて注水を行い、EL-0.1m の高さまで水を張った。サンプル水の体積は約 1m³ とした。また、サンプル内に蒸気注入を行うことで約 143°C (393kPa の飽和温度程度) まで昇温した。

主な実験手順を示す。

1. 試験部全体を蒸気により予熱。
2. 予熱完了後、試験部内を蒸気により 450kPa 程度まで加圧。
3. サンプルへ注水。サンプル水へ蒸気を注入し 127°C 程度 (266kPa の飽和温度から 2°C サブクール) まで予熱。
4. 試験部内を 266kPa 程度まで減圧。
5. 蒸気単体で加圧状態の試験部内に空気およびヘリウムを容器上部に成層化するように注入し、400kPa まで昇圧。
6. 再度サンプル水に蒸気を注入。サンプル水を 143°C まで昇温。初期状態の設定を終了。
7. ベントを実施。ベント開始時に流量を設定した後、バルブ開度を保持する。

表 4.1.2-2 実験条件 (VT-LV-08)

RunID	VT-LV-08
初期条件	
圧力 (kPa)	400
温度 (°C)	~140
ヘリウム分圧 (kPa)	34
空気分圧 (kPa)	100
蒸気分圧 (kPa)	266
初期混合	蒸気・空気予混合
ベント条件	
ベント位置	中部 (EL2.75m)
流量 (m ³ /h)	124
使用流量計	FE-033
障害物	なし
サンプル水	
初期水位	約 0.93m (水面の高さ EL-0.1m)
初期体積	約 1m ³
初期温度	約 143°C (393kPa の飽和温度相当)

実験結果 (VT-LV-08)

図 4.1.2-10 に初期ガス濃度分布を示す。VT-LV-01 とほぼ同様の初期ガス濃度分布である。圧力履歴を図 4.1.2-11 に示す。比較のため、VT-LV-06 の結果を併せて示している。VT-LV-08 では、減圧沸騰によりサンプル水から蒸気が供給されるため、減圧速度が小さくなる。100kPa 程度に減圧するまでに要する時間は VT-LV-06 の 2 倍以上となった。図 4.1.2-12～14 にヘリウム、空気、蒸気濃度、図 4.1.2-15 に密度の鉛直方向分布を示す。計測点での各気体の濃度と温度、圧力から密度を評価し、その合計として算出した。見通しよくするため、時刻に応じて図を分割して表示した。上部の高濃度ヘリウム層の下方への拡大および下部からのサンプル水蒸発による蒸気供給が拮抗し、複雑なガス濃度挙動を示した。ベント開始から 1560 秒程度までは上部のヘリウム層が下方へと拡大し、ベントライン高さ（グラフ内点線で図示）まで上部の密度成層が拡大する様子が観測された。しかし、2060 秒～3060 秒では減圧沸騰による蒸気供給がベントライン高さを超えて容器の上方まで伝播し、EL 約 5.5m まで成層界面が押し上げられ、その位置での蒸気濃度の上昇と空気およびヘリウム濃度の低下が生じる。この時点（時刻 2000 秒の時点）における混合ガスの密度は容器内でほぼ均一化している。それ以降、EL5.5m 以上でも蒸気濃度の上昇・空気およびヘリウム濃度の低下が生じ、ヘリウム成層界面が EL 約 6m まで押し上げられる。すなわちヘリウム密度成層がその形状を保持した状態で密度分布は鉛直方向に一様平衡となり、排気が進む。図 4.1.2-16 は流体温度分布のコンターを示している。赤シンボルは熱電対の設置位置を示しており、各点での温度データの補間によりコンターを示している。気相部の温度はほぼ一様な分布となっており、温度変化は小さい。一方、約 0.1m 以下にある液相部は減圧沸騰により一様に温度低下していく様子が見られた。図 4.1.2-17, 18 にベント配管ライン中のヘリウムおよび蒸気濃度の時間履歴を示す。VT-LV-06 ではベントライン中のヘリウム濃度は 20%程度であったのに対し、VT-LV-08 では 10%程度となっている。サンプル部からの蒸気供給により排気ガスに蒸気が大量に混入し、容器内のヘリウムは図 4.1.2-12 に示したように容器の上部に取り残される形となり、ベントライン中のヘリウム濃度が低下したと考えられる。ヘリウム濃度が 10%程度であるのに対し、蒸気濃度は 80%程度となった。

本実験では、サンプル水をほぼ飽和温度となるように初期条件を設定したため、ベント開始直後から減圧沸騰が開始した。サンプル水の初期温度を変化させた場合、減圧沸騰開始の時刻が変化し、その時点でのガス種の容器内濃度分布によって排気ガスの成分や排気速度が影響する可能性がある。今後はサンプル水の初期温度をパラメータとして、データベースを拡張する必要がある。

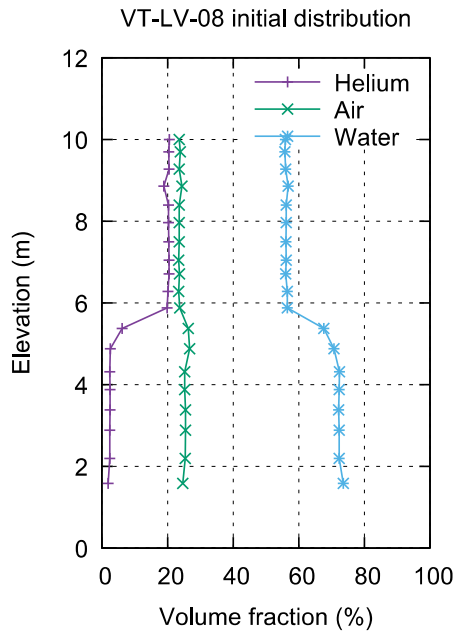


図 4.1.2-10 初期ガス濃度分布

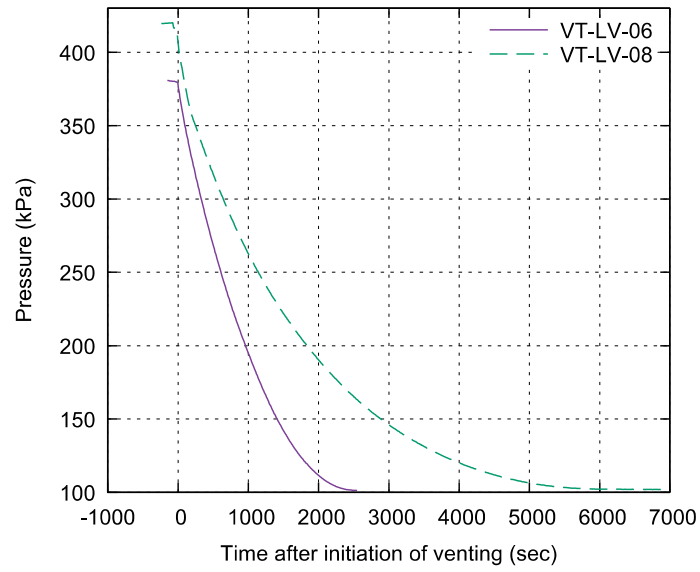


図 4.1.2-11 圧力履歴 VT-LV-08

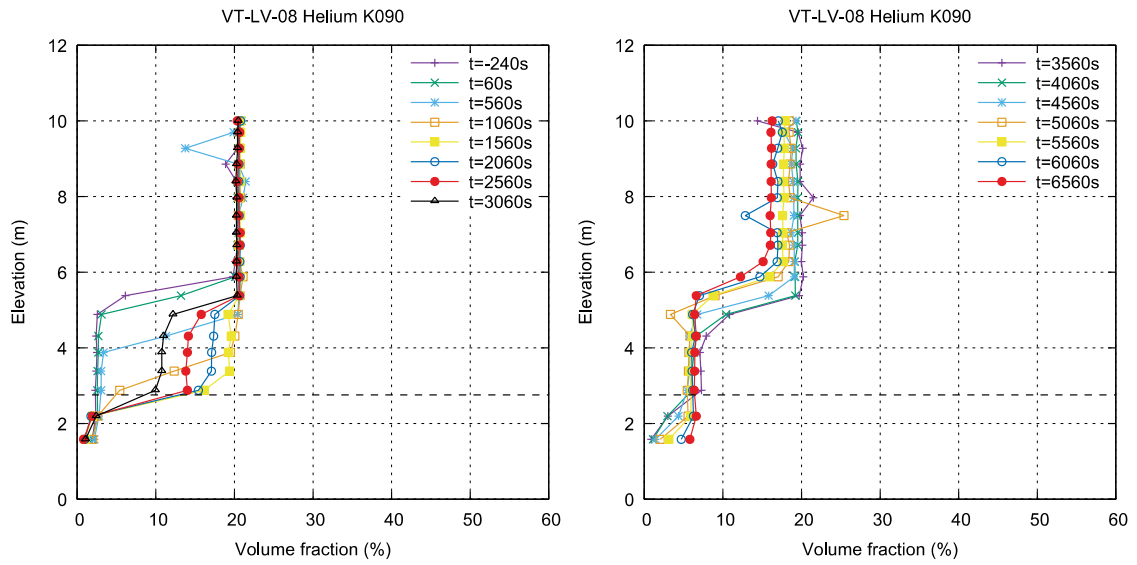


図 4.1.2-12 VT-LV-08 のヘリウム濃度分布 黒破線：ベント位置

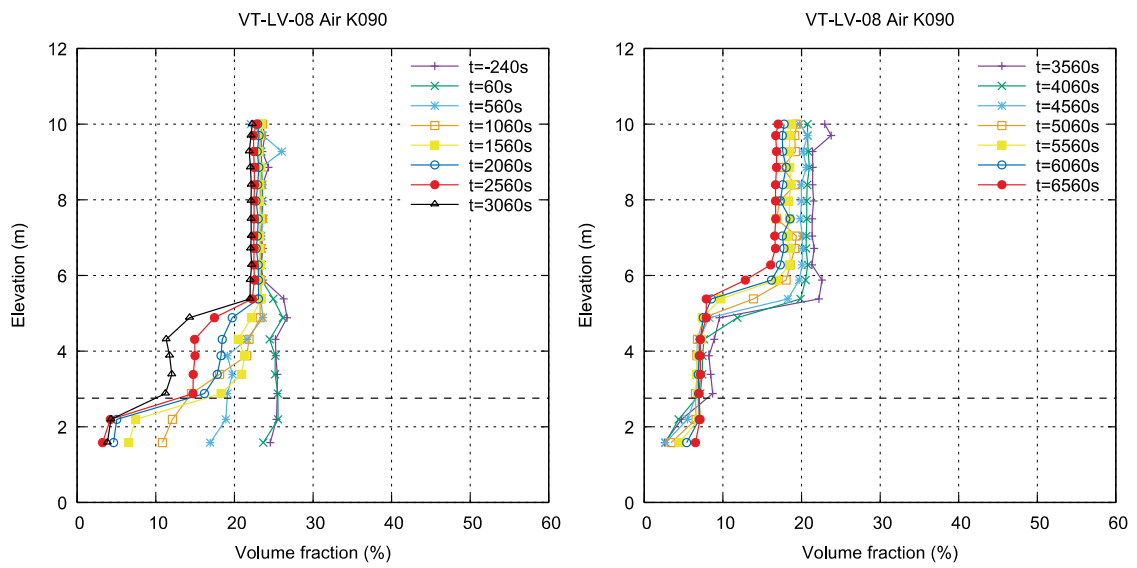


図 4.1.2-13 VT-LV-08 の空気濃度分布 黒破線：ベント位置

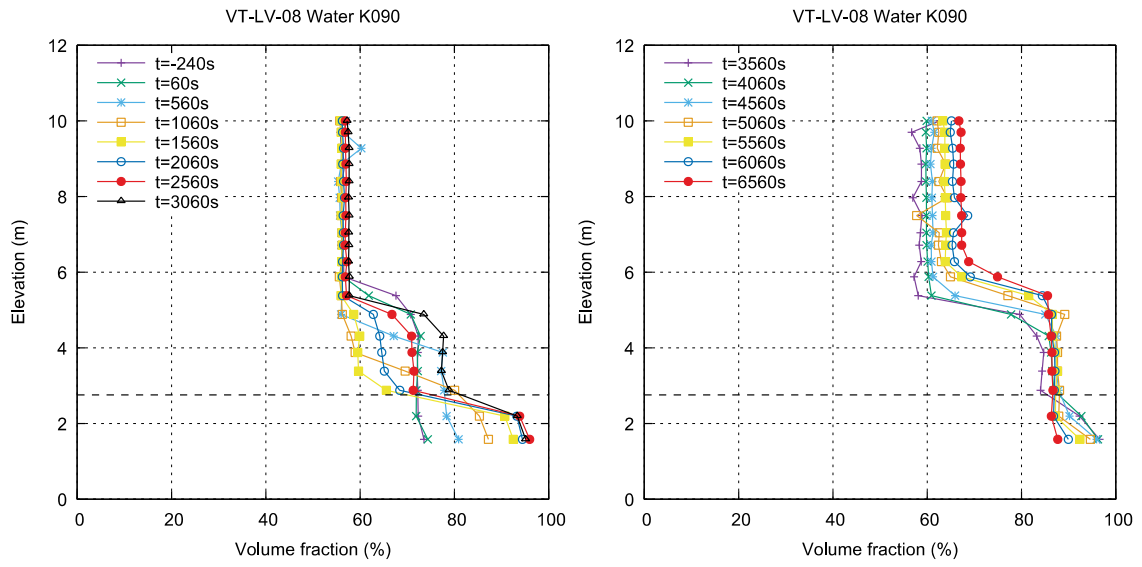


図 4.1.2-14 VT-LV-08 の蒸気濃度分布 黒破線：ベント位置

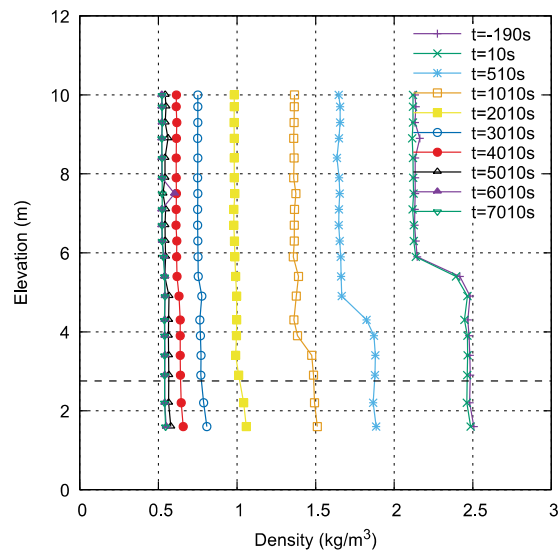


図 4.1.2-15 VT-LV-08 の密度分布 黒破線：ベント位置

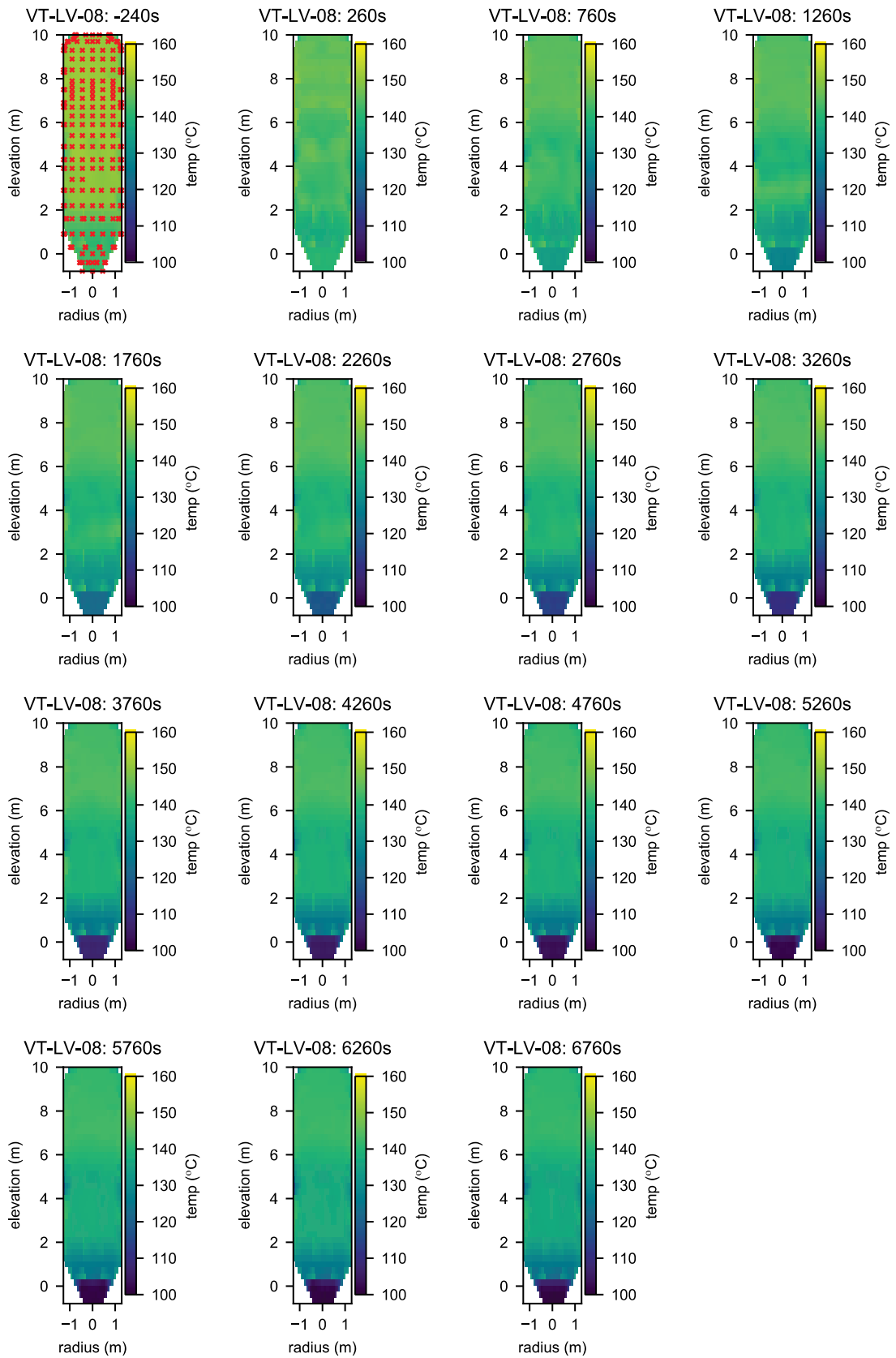


図 4.1.2-16 VT-LV-08 の温度分布 赤のシンボルは熱電対の位置を示す。

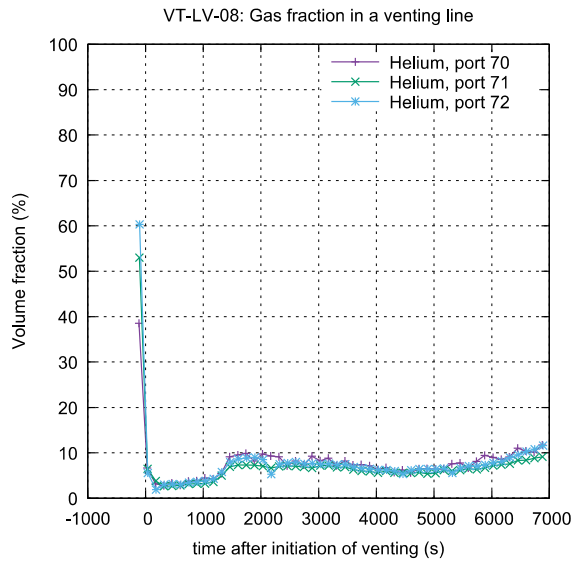


図 4.1.2-17 ベントライン中のヘリウム濃度 VT-LV-08

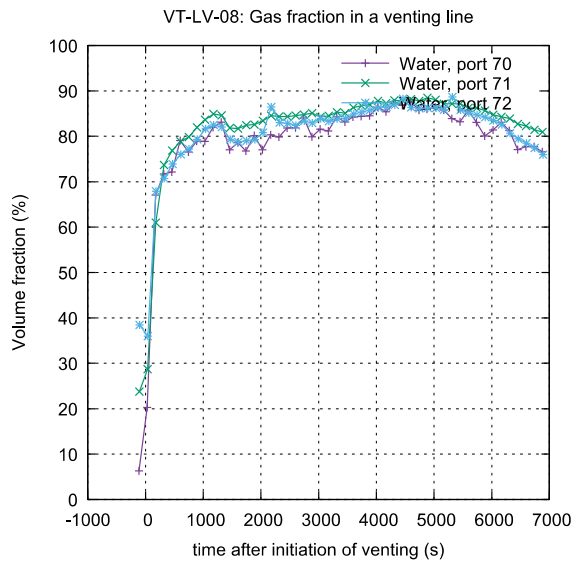


図 4.1.2-18 ベントライン中の水蒸気濃度 VT-LV-08

4.1.2.3. 低流量ベント

実験条件

実機 PWR の特性比 $1.8e-5$ 1/s となる条件でのベント流量の影響について検討を行う。この特性に対する CIGMA 試験容器のベント流量は $3m^3/h$ に相当し、前節までの BWR を対象とした VT-LV-06, 08 でのベント流量の約 $1/40$ という低流量に相当する。初期ガス濃度分布に関する条件は前節で述べたベント実験の条件と同様とした。表 4.1.2-3 に本実験 VT-

UV-01 の条件を示す。ベント位置は容器中央部よりやや上の EL6.29m とした。

表 4.1.2-3 実験条件 (VT-UV-01)

RunID	VT-UV-01
初期条件	
圧力 (kPa)	400
温度 (°C)	~140
ヘリウム分圧 (kPa)	34
空気分圧 (kPa)	100
蒸気分圧 (kPa)	266
初期混合	蒸気・空気予混合
ベント条件	
ベント位置	上部 (EL6.29m)
流量 (m ³ /h)	3
使用流量計	FE-273
障害物	なし

実験結果

初期ガス濃度分布を図 4.1.2-19 に示す。VT-LV-06, 08 とほぼ同様の初期濃度分布である。圧力履歴を図 4.1.2-20 に示す。ベント流量が小さいため、減圧速度は極めて遅く、ベント開始から 12000 秒程度で 100kPa 程度の減圧までに留まる。図 4.1.2-21~23 にヘリウム、空気、蒸気濃度の鉛直分布を示す。図中の黒破線はベントラインの高さを示している。密度成層の境界面高さよりやや上にベントサクションが位置する。このため、成層界面がサクション高さに向かって 1m 程度上部へ移行する挙動が観察された。ベント開始から約 2300 秒でガス濃度分布挙動はほぼ定常となり、濃度分布に変化が見られなくなった。図 4.1.2-24, 25 にベント配管ライン中のヘリウム濃度および蒸気濃度の時間履歴を示す。密度成層の内部からベントを行うことによりベント開始直後からヘリウムが排出され、配管内のヘリウム濃度の上昇が見られる。ベント開始から 2000 秒以降、ベント配管中のヘリウム濃度は、最も試験部側に近い上流の port 70 では約 30%、下流の port 71~73 では約 40%で推移し、容器内ヘリウム成層中のヘリウム濃度 20%よりも高い値を示している。これはベントの掃気流量が低い（配管内の気体の滞在時間が長い）ため、流体温度が管壁温度近くまで低下して蒸気凝縮が生じ、ヘリウム濃度が上昇したと考えられる。ベントライン中の蒸気濃度が port 71~73 で 10%以下となっていることから、顕著な蒸気凝縮が生じていることが示唆される。掃気流量が小さいと濃度や温度が不均一になる可能性もある。本実験では、格納容器体積とベント流量の比を指標にしてベント流量を決定した。一方、ベント配管内での蒸気凝縮によるヘリウム濃度の上昇は、ベント配管からの放熱量とベント流量（ベントされた気体による熱輸送）とのバランスにより決定されるため、本実験の流量設定が実機条件と相似性を有しているかどうかは明らかではない。このため、ベントライン中での蒸気凝縮によるヘリウム濃度上昇に関し、より詳細に実機との相似性について検討した上で、実験を行う

必要がある。

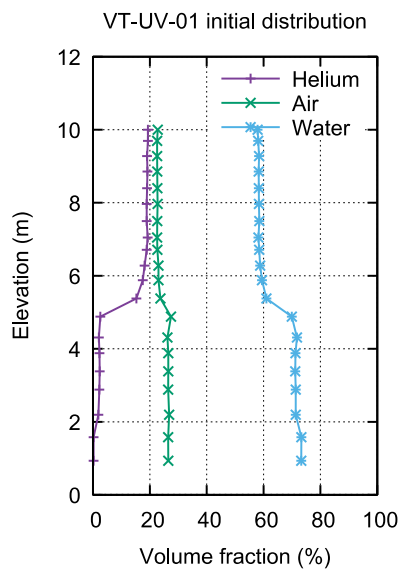


図 4.1.2-19 初期ガス濃度分布 VT-UV-01

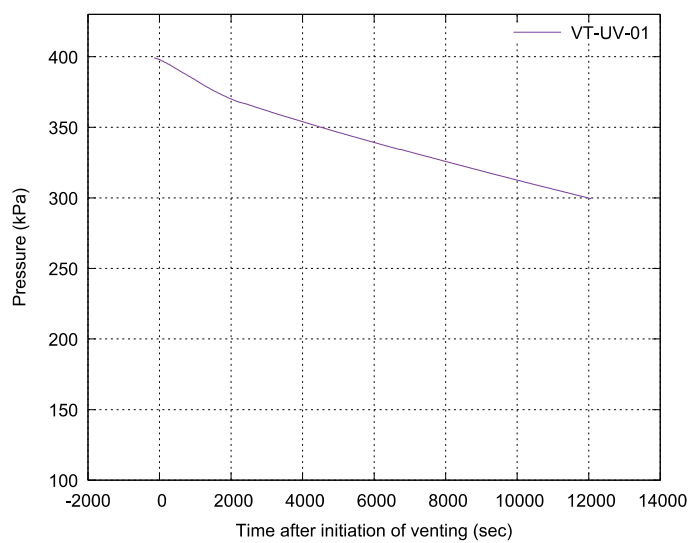


図 4.1.2-20 圧力履歴 VT-UV-01

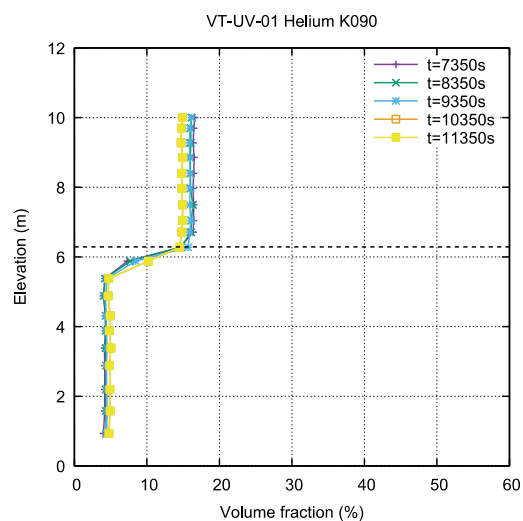
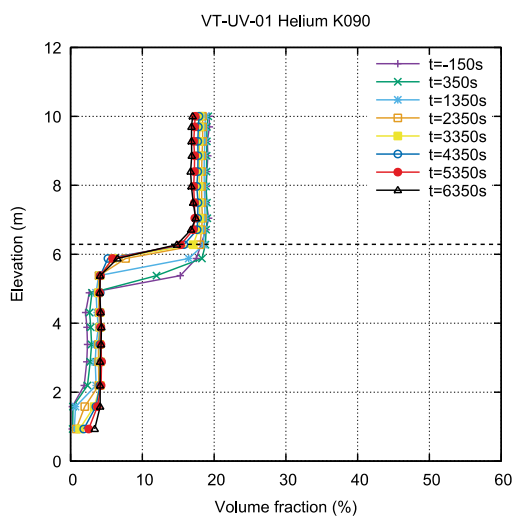


図 4.1.2-21 VT-UV-01 のヘリウム濃度分布 黒破線：ベント位置

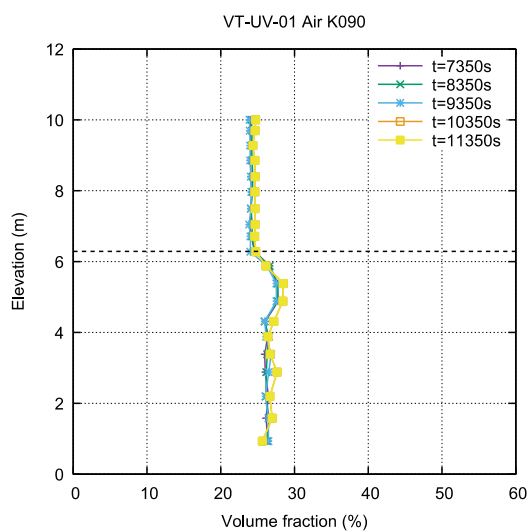
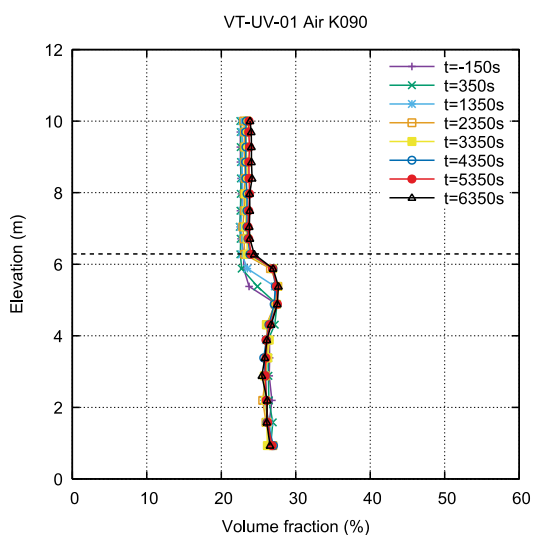


図 4.1.2-22 VT-UV-01 のヘリウム濃度分布 黒破線：ベント位置

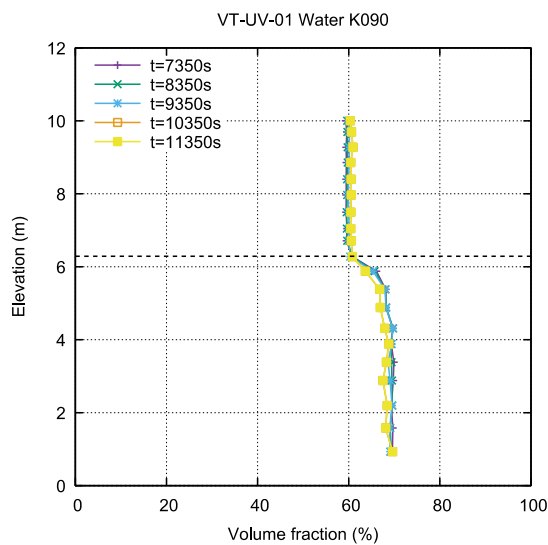
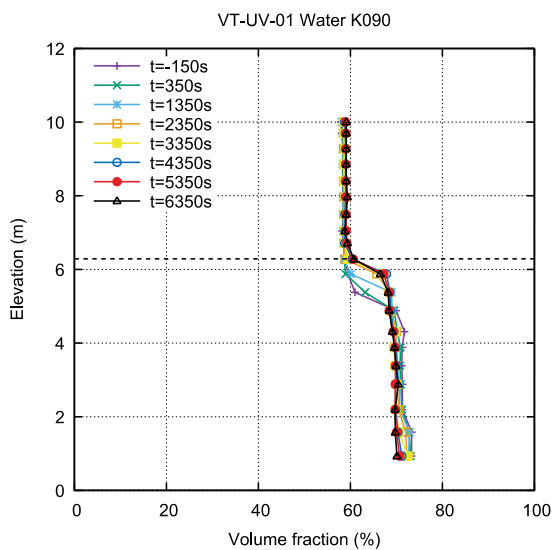


図 4.1.2-23 VT-UV-01 のヘリウム濃度分布 黒破線：ベント位置

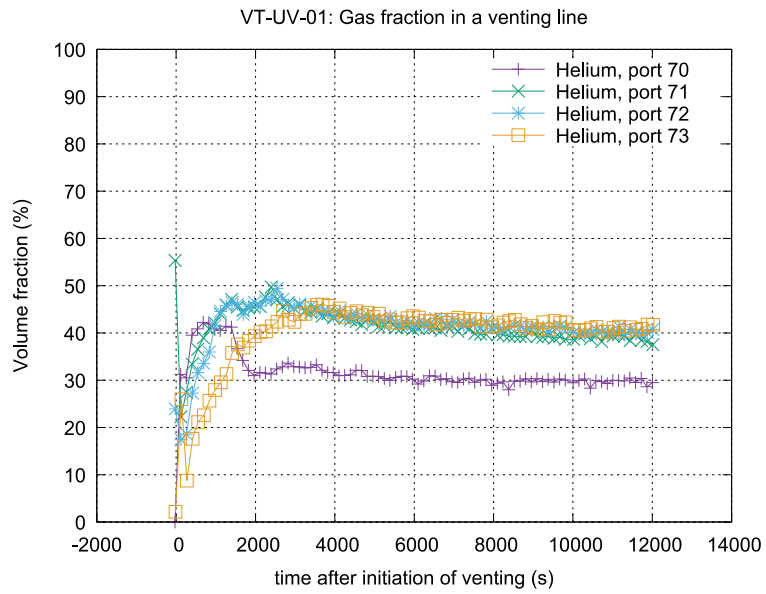


図 4.1.2-24 ベントライン中のヘリウム濃度 VT-UV-01

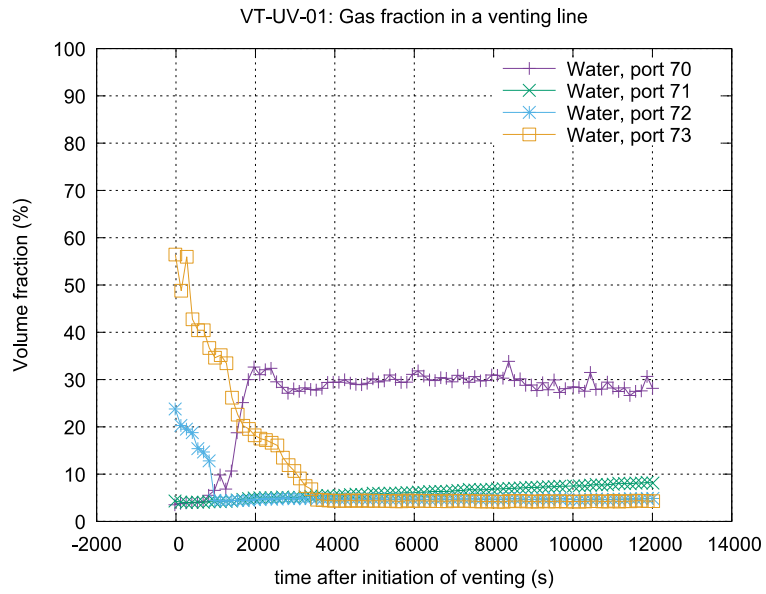


図 4.1.2-25 ベントライン中の水蒸気濃度 VT-UV-01

4.1.3 スpray冷却実験

一般にスプレイによる容器内気体の攪拌効果は非常に大きいとされているが、定格流量よりも小流量のスプレイを注入した際にも十分な攪拌効果が得られるかどうかは十分に明らかになっておらず、その検証は重要である。それを踏まえ、低流量のスプレイ実験を実施した。スプレイ流量 (kg/s) と格納容器体積 (m³) の比は炉型に依存し、実機 BWR の定格流量で 0.1~0.4 kg/m³s、実機 PWR の定格流量で 0.006~0.01kg/m³s である。これまでスプレイ流量を 0.5, 0.19kg/s (スプレイ流量/格納容器体積比でそれぞれ 0.01、0.004 であり、実機 PWR の定格流量およびその下端値に相当) として CIGMA における冷却実験を実施してきた。これらの流量ではスプレイ注入後からまもなく容器内のガスが均質化する結果が得られた。そこで今年度は更に低いスプレイ流量 0.015kg/s (体積比 3e-4、PWR 実機定格流量の 1/10 以下相当) で冷却実験を実施し、攪拌等の影響について検討した。また、容器内にバルクヘッドを障害物として設置した際のスプレイによる冷却過程についても実験を行い、スプレイ冷却に障害物が与える影響について検討した。

4.1.3.1. 極低流量スプレイによる冷却

実験条件

スプレイ流量を 0.015kg/s とした実験 (CC-SP-13B, 14) の実験条件を表 4.1.3-1 に示す。比較のため、スプレイ流量を 0.19kg/s とした実験 (CC-SP-11, 12) の実験条件も併せて示している。両者はスプレイの流量のみをパラメータとして変更し、初期の容器内の気体濃度の組成や分布を同一にして実験した。すなわち、CC-SP-13B, 11 は蒸気・空気を用いた実験で、CC-SP-14, 12 は蒸気・空気・ヘリウムの 3 成分を用いた実験である。図 4.1.3-1 に鉛直方向の初期ガス濃度分布を示す。CC-SP-11, 13B では上部に蒸気成層が存在することが確認できる。また、CC-SP-12, 14B では蒸気及び空気が容器全体に分布しており、上部にヘリウム成層が存在する。

流量 0.015kg/s の条件で使用したスプレイノズルの広がり角は 15 度である。図 4.1.3-2 にスプレイの広がり角の模式図を示す。広がり角 15 度では、液滴は試験部の円筒部壁面に触れずに底面に到達する。一方、過去に実施した流量 0.19kg/s 条件で使用したスプレイノズルが大流量用のものであり、定格公称値の広がり角は 15 度であるが、この広がり角を維持可能な最低流量は 0.5kg/s であった。このため、0.19kg/s 条件ではスプレイは十分広がらずに落下したと考えられる。

表.4.1.3-1 スpray冷却実験の実験条件

Run ID	CC-SP-11	CC-SP-13B	CC-SP-12	CC-SP-14	
比較目的	蒸気・空気系での スpray流量の影響を検討		蒸気・空気・ヘリウム系での スpray流量の影響を検討		
使用ガス	蒸気・空気		蒸気・空気・ヘリウム		
初期条件					
容器内圧力	kPa		450		
容器内温度	°C		150		
He 分圧	kPa	-	20	20	
空気分圧	kPa	100	80	80	
蒸気分圧	kPa	350	350	350	
空気蒸気初期分布	成層	成層	予混合	予混合	
冷却条件					
方法	格納容器内部スpray				
温度	°C	20			
流量	kg/s	0.19	0.015	0.19	0.015

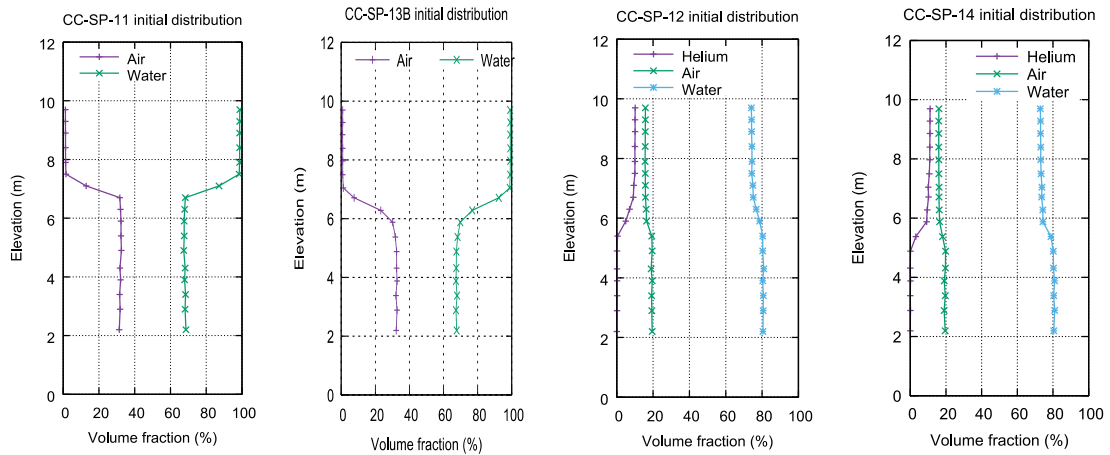


図 4.1.3-1 Spray冷却実験の初期ガス濃度分布。左から CC-SP-11, 13B, 12, 14

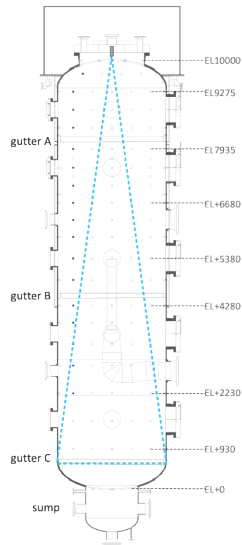


図 4.1.3-2 広がり角 15 度でのスプレィ噴霧

実験結果

図 4.1.3-3 に圧力履歴を示す。時刻 0 秒にデータ収録を開始し、時刻約 80 秒でスプレィ注入を開始した。スプレィ流量の小さい CC-SP-13B, 14 は減圧速度が低く、減圧速度に対する初期ガス濃度の影響はほぼ見られなかった。図 4.1.3-4～6 に CC-SP-13B, 14 の蒸気、空気、ヘリウム濃度の鉛直分布をそれぞれ示す。どちらのケースも冷却開始から 1600 秒程度で濃度分布は均質化する。定格流量以下の低流量スプレィ条件では、容器内の減圧（冷却）効果は低下する一方、容器内攪拌効果の低下は顕著ではなく、高い攪拌効果が保たれた。次に図 4.1.3-7, 8 に CC-SP-13B, 14 の流体温度コンターを示す。0 秒から 5000 秒までの結果を示している。低流量ながらスプレィが容器全体に広がり、時間経過とともに容器上部の壁面近傍まで温度が低下していく様子が見られる。

PWR 実機定格流量の 5% 程度の非常に低い流量においても、スプレィによるガスの攪拌効果は顕著であり、早期にガス濃度が均質化する結果が得られた。

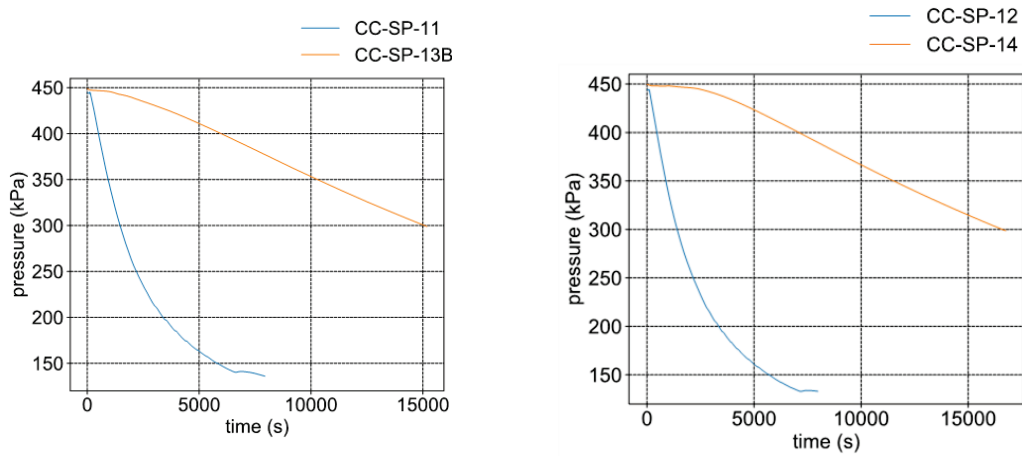


図 4.1.3-3 圧力履歴 左図 CC-SP-11, 13B 右図 CC-SP-12, 14
 (時刻 0 秒に計測、約 80 秒でスプレイ注入を開始)

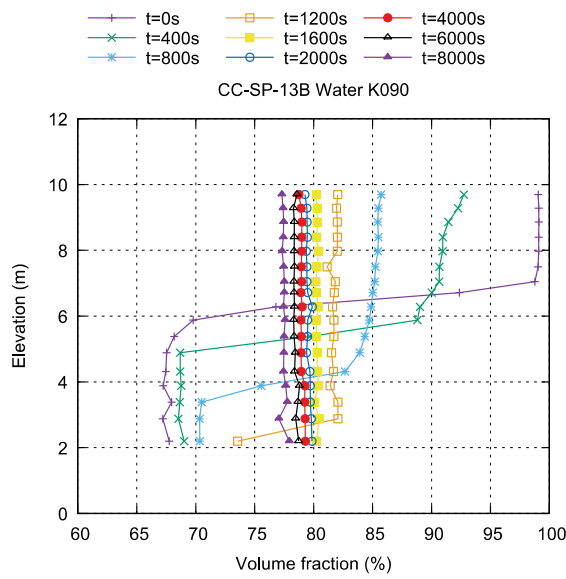


図 4.1.3-4 CC-SP-13B の蒸気濃度分布

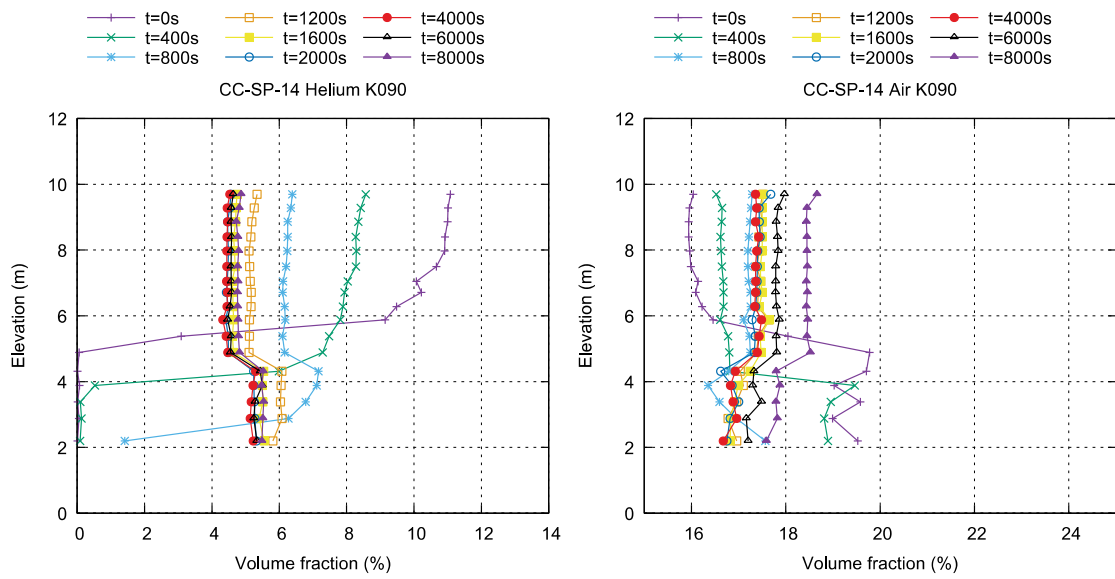


図 4.1.3-5 CC-SP-14 のヘリウム濃度分布および空気濃度分布

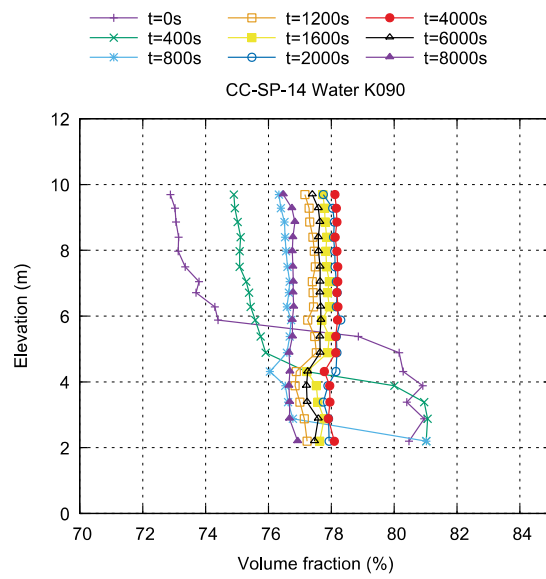


図 4.1.3-6 CC-SP-14 の蒸気濃度分布

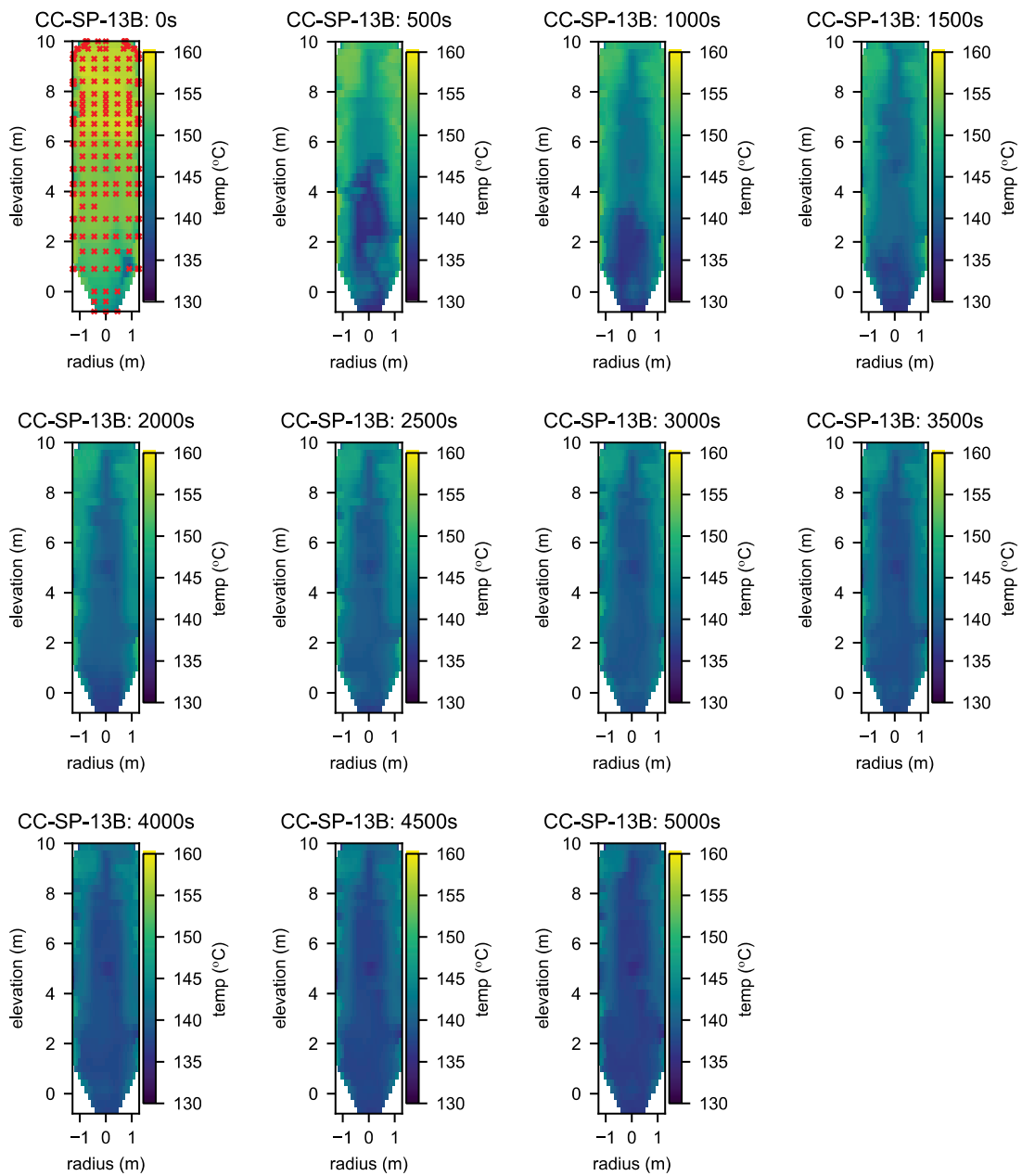


図 4.1.3-7 CC-SP-13B の温度分布 赤のシンボルは熱電対の位置を示す。

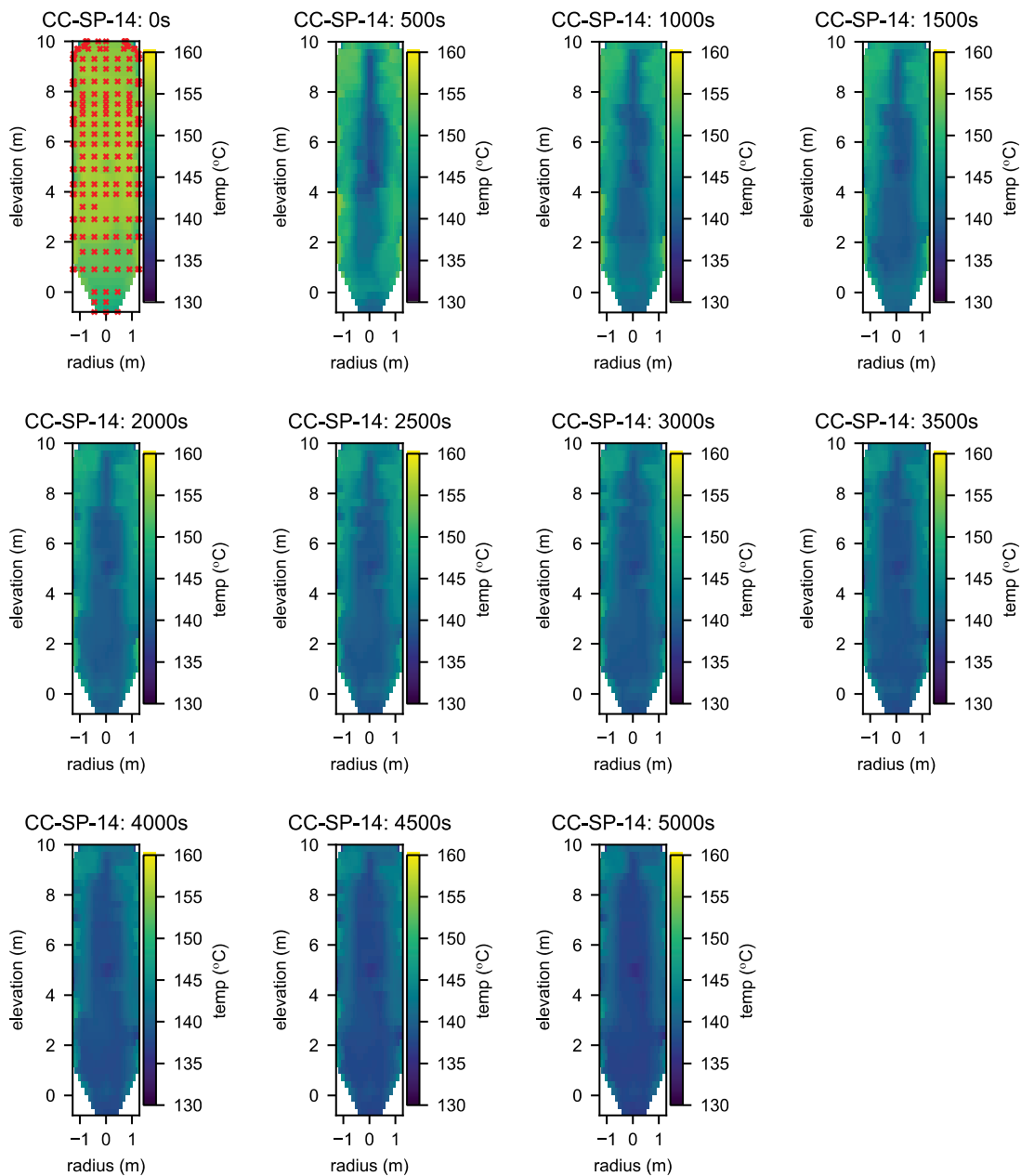


図 4.1.3-8 CC-SP-14 の温度分布 赤のシンボルは熱電対の位置を示す。

4.1.3.2. スpray冷却に対する障害物の影響

容器内に容器の上下空間を分割する障害物（バルクヘッド）を設置した条件でのスプレイ冷却実験を行った。

実験条件

容器内の障害物としてバルクヘッドを設置した。バルクヘッドの形状および設置位置については 4.1.2.1 節で述べたベント実験と同様である。本実験 CC-SP-15, 16 の条件を表 4.1.3-2 にまとめた。どちらも蒸気・空気・ヘリウム の 3 成分を用い、スプレイ流量は先ほどと同

様、極低流量の 0.015kg/s とした。図 4.1.3-9 に CC-SP-15, 16 の初期ガス濃度分布を示す。CC-SP-15 では、空気濃度は容器内ではほぼ均一である。CC-SP-16 では、上部の空気濃度が下部に対して低く、上下の密度差が大きい条件となっている。

表 4.1.3-2 スpray冷却実験の実験条件

Run ID	CC-SP-15	CC-SP-16
比較目的	容器内障害物及び初期ガス濃度分布の影響を検討	
使用ガス	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He
初期条件		
容器内圧力	kPa	450
容器内温度	℃	150
He 分圧	kPa	20
空気分圧	kPa	80
蒸気分圧	kPa	350
空気・蒸気 の分布	予混合	成層
冷却条件		
冷却方法	格納容器内部スプレイ	
温度	℃	20
流量	kg/s	0.015
障害物	有	

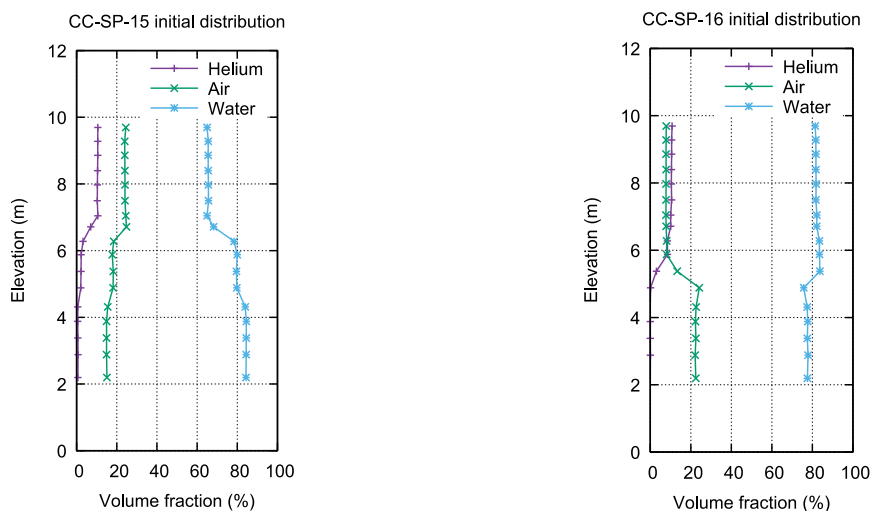


図 4.1.3-9 Spray冷却実験の初期ガス濃度分布。CC-SP-15, 16

実験結果

図 4.1.3-10 に CC-SP-15, 16 の圧力履歴を示す。比較のため、障害物を設置しない場合の CC-SP-14 の結果も併せて示した。時刻 0 秒でデータ収録を開始し、約 80 秒で冷却を

開始した。冷却開始から約 2500 秒程度まで、減圧速度に若干の差が見られるが、それ以降はほぼ同程度の減圧速度となった。本実験ではバルクヘッドで上下空間を仕切っているためスプレーによる対流には影響があるものの、0.9%の開口部を通して上下空間は繋がっており、またバルクヘッドの熱容量も容器熱容量に比べて小さいことから、障害物の影響はほとんど現れなかった。容器が蒸気によって加圧されており、減圧の主要因が容器内の対流による冷却促進ではなく蒸気凝縮であることも、障害物の影響がみられない原因と考えられる。図 4.1.3-11~14 に CC-SP-15, 16 のヘリウム、空気、蒸気濃度および密度の鉛直分布を示す。図中の破線がバルクヘッドの位置を表している。バルクヘッドよりも上方のガスの攪拌は直ちに進行し、冷却開始から 400 秒程度でガス濃度は均質化した。バルクヘッドの開口率が約 0.9%と小さいため、バルクヘッド下部のガス攪拌は上部の攪拌よりはるかに遅く、ガス濃度が均質化するまでに 8000 秒程度を要した。また冷却開始からガス濃度が均質化するまでに要する時間に関して、CC-SP-15, 16 の間で大きな差はなかったことから、初期ガス濃度分布がスプレーによる攪拌に与える影響も小さいと考えられる。図 4.1.3-15 に各 EL での異なる半径方向位置におけるヘリウム濃度の時間履歴を示す。EL4.3m がバルクヘッドの直下部高さに相当する。スプレーの噴射が直接及ばないバルクヘッド下部において、上部空間でのスプレーの作用により容器中央部の開口部を通してヘリウムが容器下側に移行するものの、動径方向にヘリウム濃度の差は見られないことから、直ちに水平方向にヘリウムが広がり、成層化していることがわかる。すなわち、スプレーが容器全体に作用する場合はスプレー流量がかなりの低流量であっても容器全体にわたって均質な攪拌が速やかに進むが、このような隔壁で仕切られた場合にはヘリウムが低 Fr 数でコンパートメント内に徐々に侵入することで成層化が維持されることがわかる。図 4.1.3-16, 17 に流体温度のコンターを示す。EL4.6m 近傍に設置してあるバルクヘッドの直下では、時刻 3000 秒程度まで比較的温度の高い領域が見られるが、それ以降はほぼ容器内で一様な温度分布となっている。バルクヘッドにより中心軸近傍のみに開口部があるにも関わらず、容器下部では壁面近傍まで冷却されている。

PWR 実機定格流量の 5%程度の非常に低いスプレー流量でかつ、バルクヘッドを設置した場合において、最終的にはスプレーによりガスの攪拌は進行し、容器内のガス濃度は均質化する結果となった。その一方、バルクヘッドがない場合と比較して、均質化するまでに要する時間は長くなった。

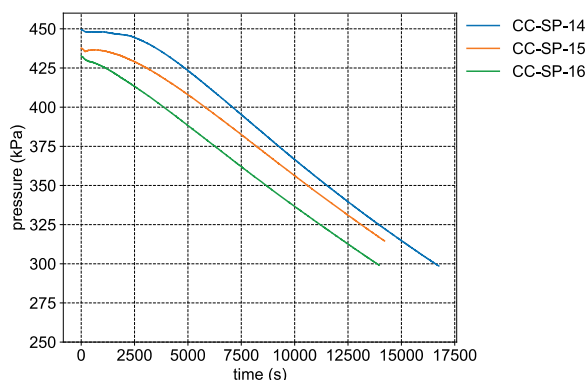


図 4.1.3-10 圧力履歴 CC-SP-14, 15, 16
(時刻 0 秒に計測、約 80 秒でスプレー注入を開始)

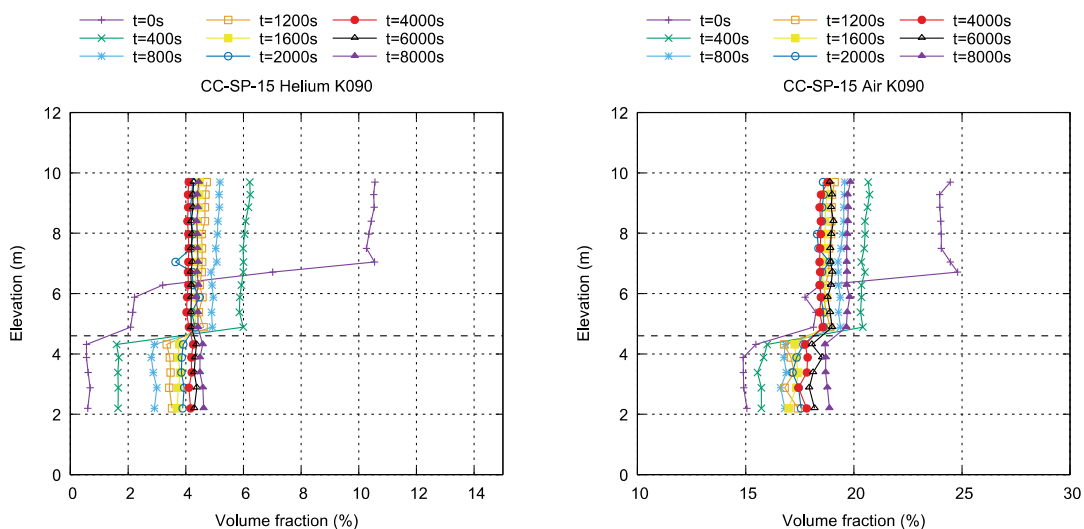


図 4.1.3-11 CC-SP-15 のヘリウム濃度および空気濃度分布 破線：バルクヘッド位置

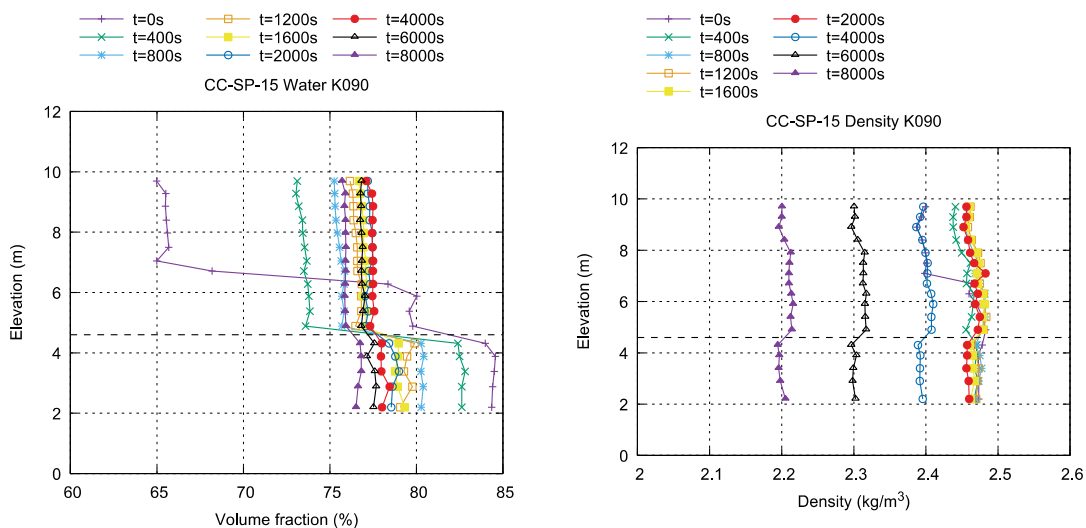


図 4.1.3-12 CC-SP-15 の蒸気濃度および密度分布 破線：バルクヘッド位置

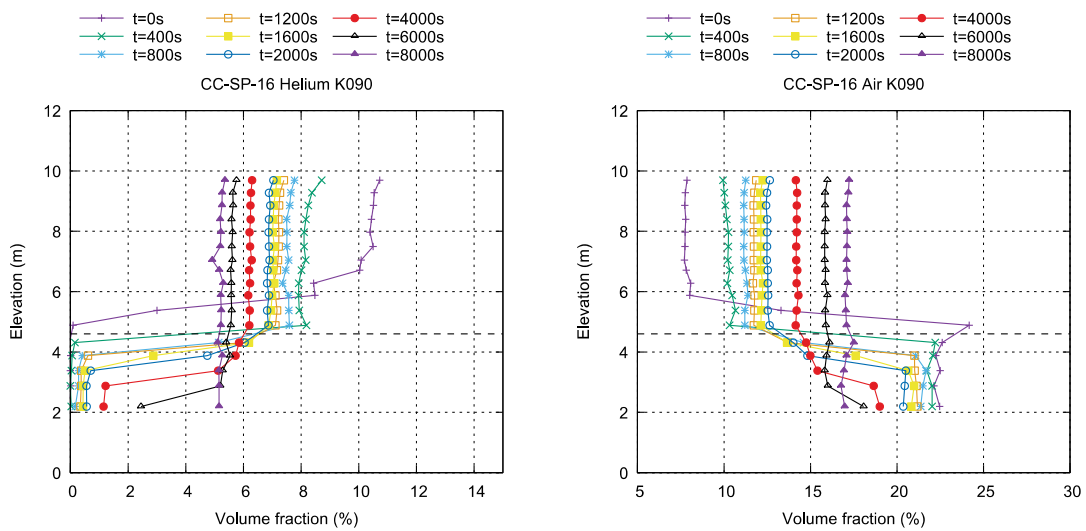


図 4.1.3-13 CC-SP-16 のヘリウム濃度および空気濃度分布 破線：バルクヘッド位置

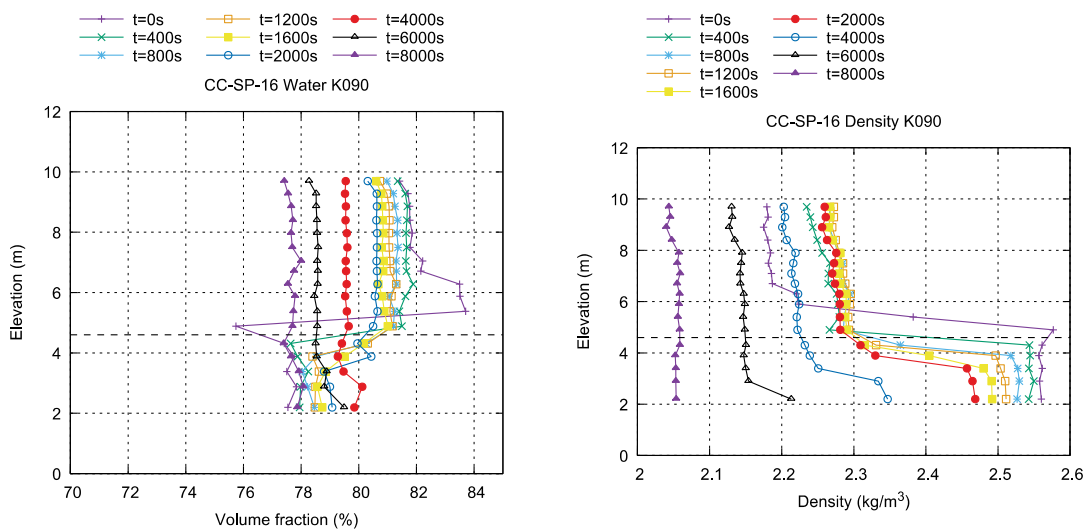


図 4.1.3-14 CC-SP-16 の蒸気濃度および密度分布 破線：バルクヘッド位置

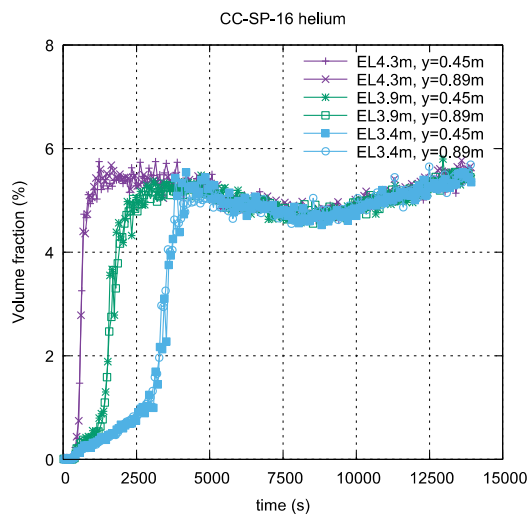


図 4.1.3-15 CC-SP-16 のヘリウム濃度の時間履歴

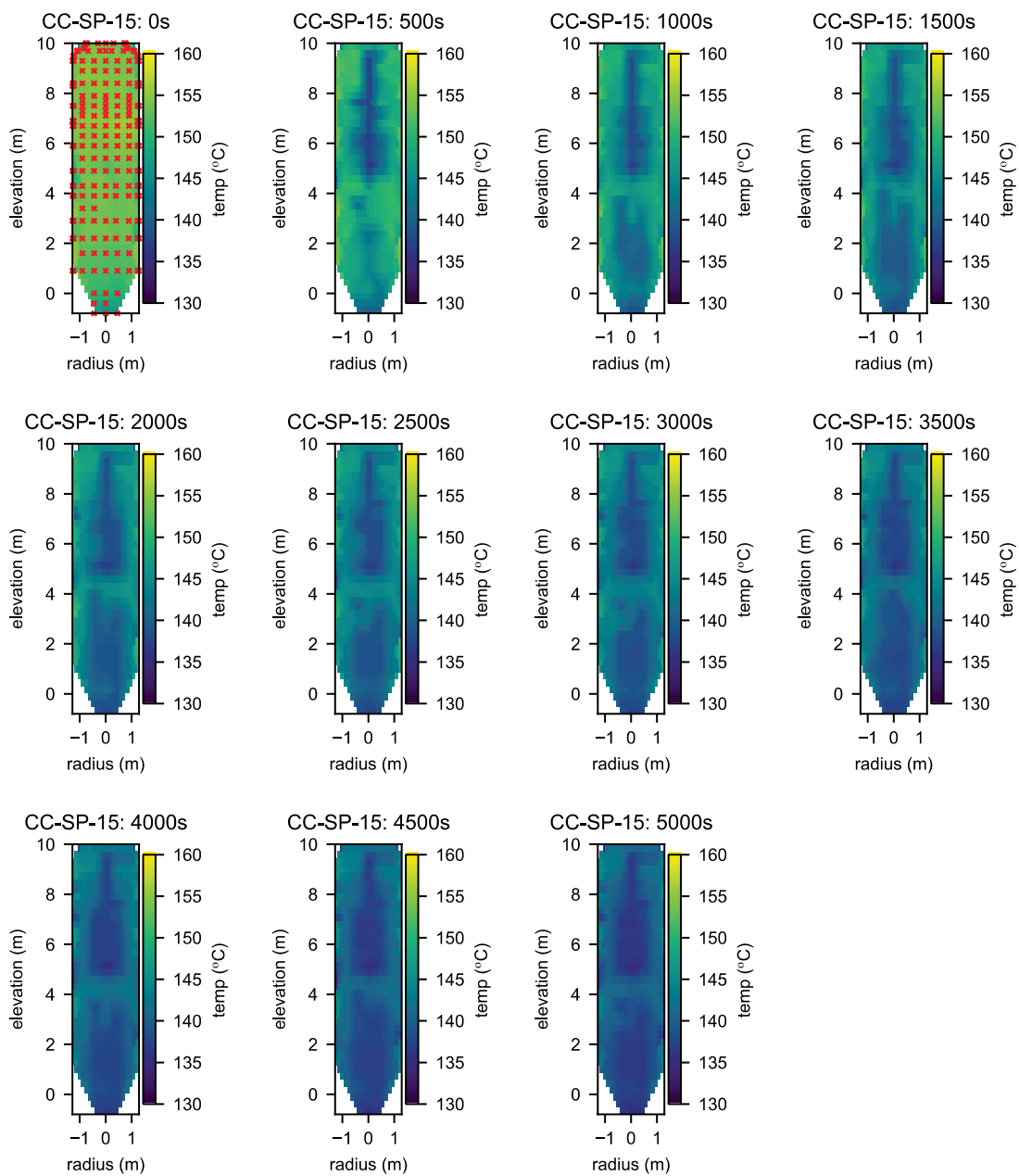


図 4.1.3-16 CC-SP-15 の温度分布 赤のシンボルは熱電対の位置を示す。

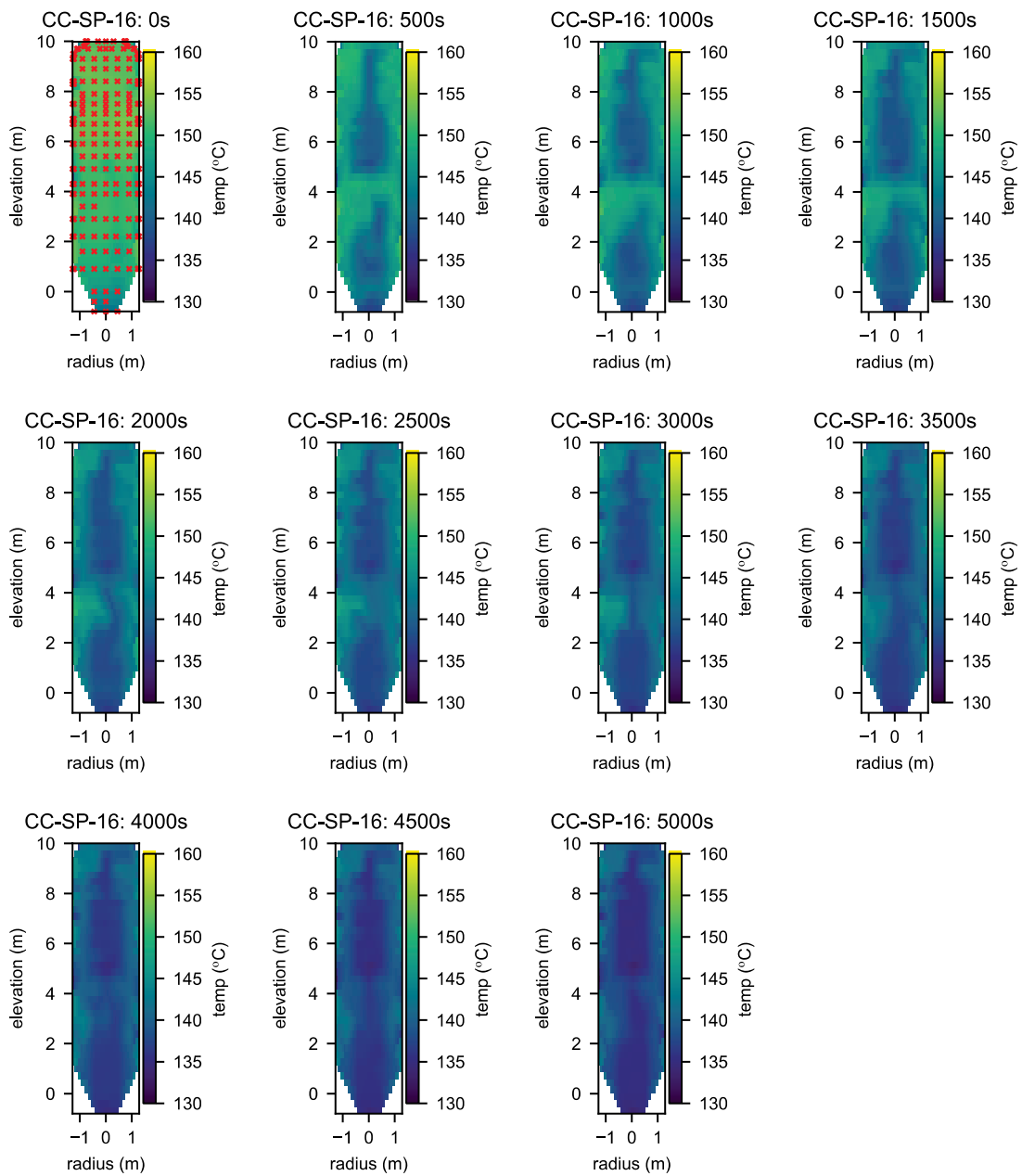


図 4.1.3-17 CC-SP-16 の温度分布 赤のシンボルは熱電対の位置を示す。

4.1.4 外面冷却により生じる自然対流と物質移行の相互作用実験

物質および熱の輸送現象は、シビアアクシデントの格納容器内熱流動挙動を把握する上で重要である。特に、高温の蒸気および水素を含む混合ガスは、浮力の影響を強く受けるため、その挙動は複雑になる。浮力が関連する代表的な流体力学現象は密度成層と自然対流が挙げられる。CIGMA 装置の特徴の一つとして、アクシデントマネジメントの一つである外面からの冷却の有効性を評価するための機能が装備されている。本節では、外面冷却によって生じる自然対流とそれによる物質移行挙動に関する実験について述べる。

これまで本事業で多く実施されてきた外面冷却実験 (CC-PL シリーズ) では、蒸気・空気-ヘリウムの混合気体を作動流体として取り扱い、容器冷却に伴う蒸気凝縮によるヘリウムの空間分布の変化に注目してきた。この一連の実験では、冷却に伴う圧力低下、壁面での蒸気凝縮、それに伴うサクシオン効果による上部領域でのヘリウムガスの局所化など様々な要素が重畳し、複雑な過渡変化が確認された。前年度まで報告書の通り、これに関連する CFD 解析は、CIGMA 実験で得られた圧力変化や各計測点におけるヘリウム濃度変化を精度よく再現できなかったことから、外面冷却に関する解析には多くの課題が残されているといえる。以上を踏まえ、昨年度から簡素化した実験を行うことで、現象の理解向上および CFD 解析精度向上に資する実験を行ってきた。その実験の一つとして、相変化の無い空気-ヘリウム体系における外面冷却による自然対流現象による成層浸食・崩壊実験を行った。その実験結果を踏まえ、本年度は冷却位置と初期成層位置との関係に注目して実験を実施した。

実験条件

表 4.1.4-1 に CC-PL-26B、27B、28、29 実験の初期条件を示す。CIGMA 試験容器、および容器内部の流体は約 170℃と約 185 kPa に加温・加圧した。実験時は試験容器にアクセスする全ての配管のバルブを閉め、外面冷却による自然対流に注目できるようにした。密度成層は CIGMA 上部のノズルから空気 12.5 g/s、ヘリウム 2.1 g/s の混合ガス (体積分率換算で 50 %) を注入して形成した。図 4.1.4-1 に示すように、約 EL=7 m から上部で成層が形成され、容器頂部でのヘリウム密度はおおよそ 50 %となった。また、外面冷却は、ヘリウム-空気の混合ガス注入終了の 5 分後から、CIGMA 試験装置の上部プールおよび上段冷却ジャケットに、冷却水を 5 kg/s で注入することで行った。冷却位置は CC-PL-26B、27B では EL=8.1 m より上部 (上部プールと中断ジャケットを使用)、CC-PL-29、28 では EL=4.1 m より上部 (上部プールと中断ジャケットと下段ジャケットを使用) で冷却を行った。表 4.1.4-1 には冷却位置と初期成層位置の相互関係をイラストで示した。

結果

試験容器全体の挙動を把握するために、図 4.1.4-2 に初期圧力で正規化した圧力の時間変化

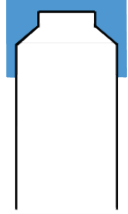
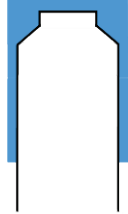


を示す。すべての実験条件で徐々に圧力が低下することが示されている。CC-PL-28 および 29 は冷却領域が他の 2 実験よりも広いために、減圧率は大きい結果となった。減圧率は冷却面積で支配され、初期の密度成層の有無にはほとんど影響を受けないことがわかる。密度成層の有無による圧力過渡の変化に関して、外面冷却開始から 1000 秒程度まで明確な違いは見られないが、CC-PL-27B では約 1500 秒、CC-PL-28 では約 1200 秒でわずかに圧力が増加している。これは後述する容器内の自然循環に起因することが予想されるが、減圧挙動に対する効果としては小さい。

図 4.1.4-3 に、容器内に多数設置した熱電対のデータから作成した容器内のガス温度の空間分布を示す。初期成層がない CC-PL-26B と 29 に関して、容器上部に冷却領域が形成されていることが分かる。この領域では、壁近くでは下向き流れ、容器中央では上向きの流れの自然対流になっていることが推察できる。また、その冷却領域の下端（CC-PL-26B では EL=8.1 m、CC-PL-29 では EL=4.1 m）付近の中央部では、低温流体の一部が下降している。そのため、外面冷却を行っていない領域（以下では非外面冷却領域）の内壁温度は中央部のガス温度よりも高くなっている。したがって、非外面冷却領域では、壁の近くでは上向き流れ、中央部では下向き流れの自然対流となる。密度成層が存在する CC-PL-27B と 28 に関して、冷却領域が初期成層よりも狭い CC-PL-27B では、成層内の温度が大幅に低下し、下部の非冷却領域と温度差が鮮明になっていることが分かる。1000 秒程度この状態が維持され、その後冷却領域は下方に広がる。成層が維持される間、密度成層より下方の非冷却領域においても鮮明な温度成層が確認できる。冷却領域が初期成層よりも広い CC-PL-28 では、初期成層内では、冷却されたガスは壁近くで下向き流れ、中央部で上向き流れの自然対流状態になっている。さらに、その下部の成層下端（EL=7m）から冷却位置下端（EL=4.1 m）の間においても、同様の自然対流挙動になっていることが分かる。

図 4.1.4-4 に CC-PL-27B と 28 のヘリウム濃度の時間変化を示す。対流挙動の違いがヘリウムの混合挙動の違いとして鮮明に現れた。冷却領域の狭い CC-PL-27B では、試験容器上部ではヘリウム濃度が連続的に低下するが、自然対流によって密度成層が下部から単純に浸食されるのではなく、冷却位置と成層位置の差が生み出す複雑な対流挙動が観察された。EL=7.5 m では、外面冷却開始直後から 300 秒程度は初期値の 40%を維持し、その後上部の計測点のヘリウム濃度と同じ値にまで上昇する。さらに、下端の EL=7.1 m では、ヘリウム濃度は冷却開始から 500 秒間は直線的に減少し、その後上部の値にまで急激に上昇する。既往研究と比較すると、CC-PL-27B の条件で得られた現象は SETH-2 プロジェクトにおいてフランス CEA が所有する模擬格納容器 MISTRA で実施された NATHCO テスト[1]の結果と類似している。CC-PL-28 の結果では、CC-PL-27 で見られる急激なヘリウム濃度の増加がみられない。試験容器の上部では、ヘリウム濃度は約 1000 秒程度まで緩やかに減少し、その後急激に低下する。EL=7.5 m の時間変化もそれと同様であるが、緩やかな濃度低下の

時間は短く、約 400 秒程度となっている。つまり、CC-PL-28 では成層下部からヘリウム濃度の低下が進む。既往の研究と比較すると、CC-PL-28 で得られた結果は、ドイツの Becker Technology が所有する THAI 装置で実施された TH-22 テスト[2]の結果と類似している。

表 4.1.4-1 実験条件

	成層なし		成層あり	
	CC-PL-26B	CC-PL-29	CC-PL-27B	CC-PL-28
				
作動流体	Air	Air	Air-He	Air-He
成層	-	-	6 m~ He: 50 % N=1.635	6 m~ He: 50 % N=1.635
外面冷却位置	EL=8.1 m~	EL=4.2 m~	EL=8.1 m~	EL=4.2 m~
初期圧力	182.4 kPa	182.7 kPa	185.2 kPa	184.9 kPa
計測	TC	TC	TC, QMS	TC, QMS

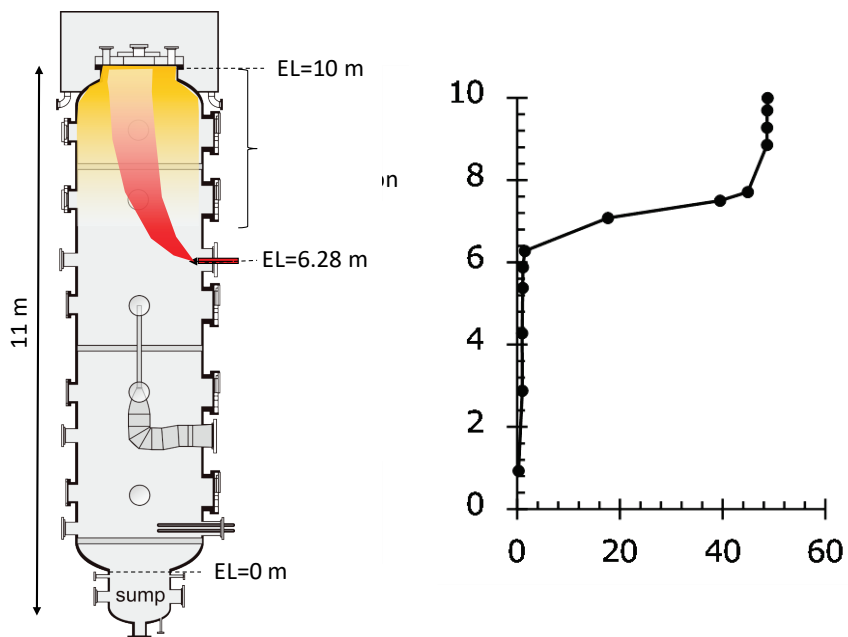


図 4.1.4-1 CC-PL-27B および 28 における初期成層

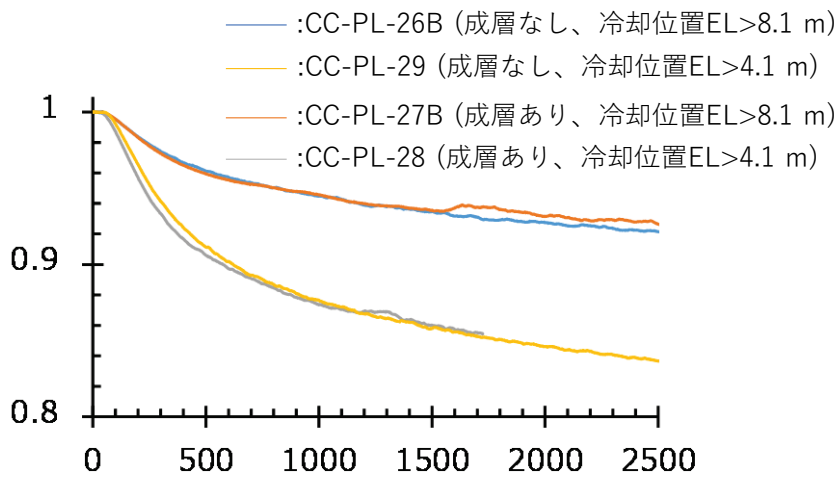


図 4.1.4-2 圧力の時間変化

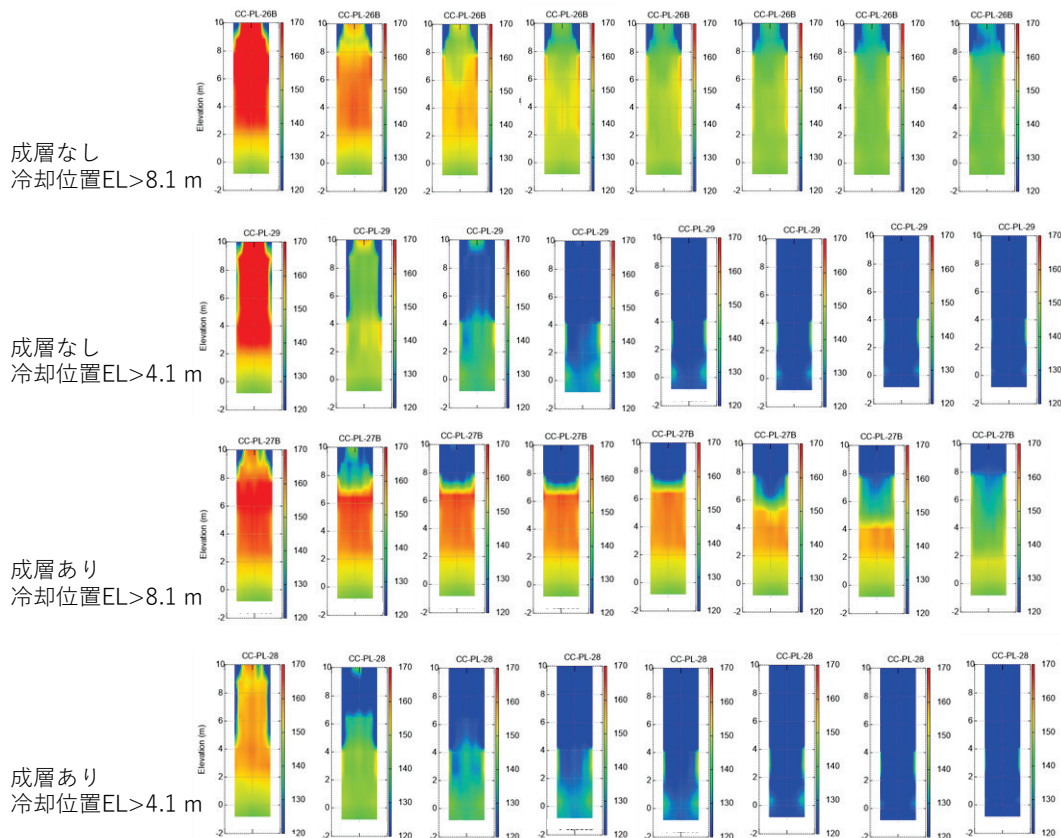


図 4.1.4-3 流体温度の時間変化 上段：CC-PL-26B、中上段：CC-PL-27B、中下段：CC-PL-28、下段：CC-PL-29

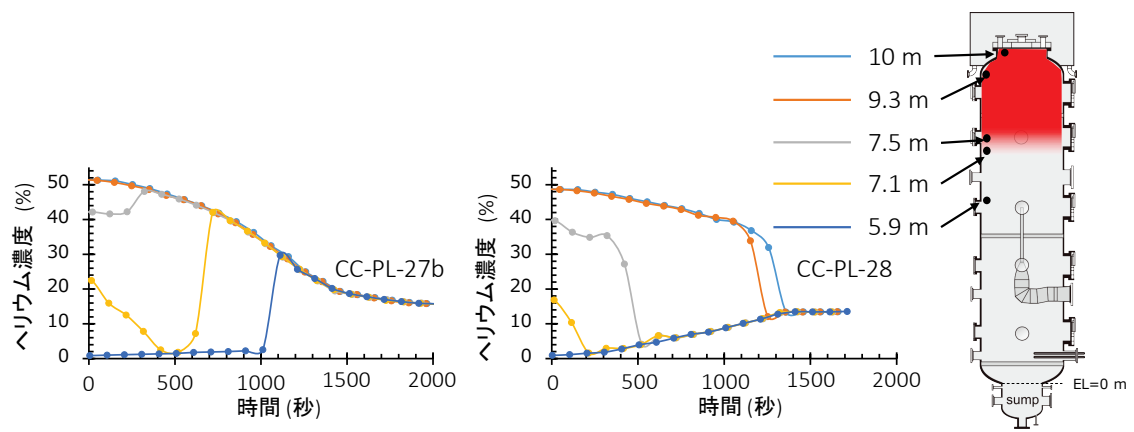


図 4.1.4-4 ヘリウム濃度の時間変化

4.1.5 CIGMA 装置の追設及び増設

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

1. 短尺入口ノズルの製作：ガス注入のためのノズルとして図 4.1.5-1 に示す短尺ノズルを製作した。ノズルは長さ方向に分割でき、ガス排出高さを変更可能とした。
2. ベント位置を可変とするための配管の製作：容器上部、中部、下部（EL6.29m, 2.75m, 0.93m）にベント排出口配管を設置し、容器下部のベント流量計測部に接続した。
3. サンプ部注水ラインおよび蒸気注入ライン：CIGMA 容器下部のサンプ部へ注水配管を設置し、主蒸気ラインから配管分岐して切替弁と共にサンプ部へ接続した。
4. 既設下部ベントラインへの極低流量計測ラインの設置：PWR の定格格納容器ベント流量を実験で模擬するために、極低流量計測ラインを下部ベントラインに設置した。
5. トップフランジへの熱電対増設：トップフランジでの温度及び熱流束の計測点増設のために熱電対を追加設置した。
6. 蒸気流量計測箇所への測温抵抗体の設置および蒸気発生器下流配管へのヒーター設置：蒸気流量の計測精度評価のため、流量計配管に計測精度の高い測温抵抗体を設置した。また、蒸気発生器下流での配管内凝縮を防止するため、配管外部にヒーターを設置した。
7. 容器下部ドレンラインへの流調弁設置実験時の装置運転の簡便性向上のため、遠隔操作可能な弁を下流ドレンラインに設置した。

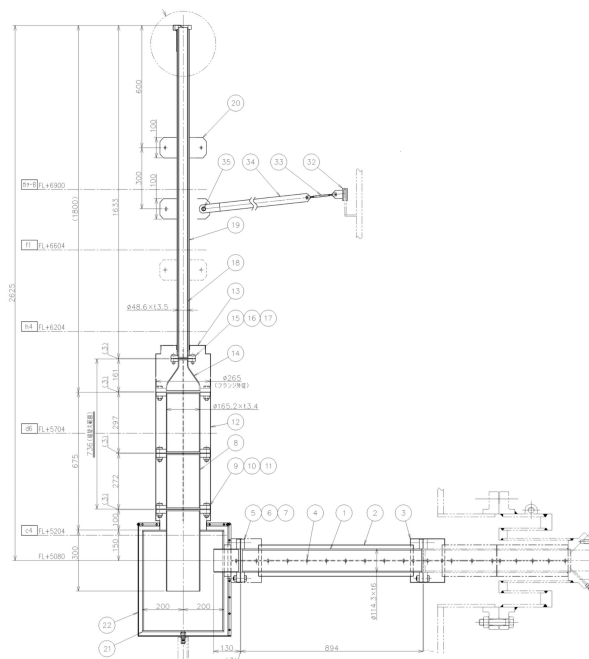


図 4.1.5-1 短尺ノズル模式図

4.2. プールスクラビング実験

重大事故時に、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環境中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、エアロゾルを気液界面に付着させることでエアロゾルを除去する湿式エアロゾルフィルタの一種である。プールスクラビングは高いエアロゾル除去能力を有するだけでなく、乾式エアロゾルフィルタと違って、フィルタが詰まることによる格納容器等の過圧破損が避けられる。プールスクラビング現象は、BWRにおけるサプレッションチェンバーへのベント時だけでなく、PWRの蒸気発生器伝熱管破損時でも現れる可能性がある。また、福島第一発電所の事故後、一部の原子力発電所で設置が検討されているフィルタードベントでは、プールスクラビングがエアロゾル除去機構の一つとして採用され、その重要性が高まっている。

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

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

重大事故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、重大事故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が原子力規制庁(NRA)主導で発足した[5]。本プロジェクトでは、着目するスクラビング現象のスケールに合わせて大、中、小3つの規模の実験に分けられ、日本原子力研究開発機構は中規模実験を受託し、平成28年度からプールスクラビング実験を実施している[6]。本受託事業において、IPRESCAで提起された上記の研究課題を念頭に置きつつ、大規模実験と比べてより詳細な計測ができる特徴を生かして、DFに対するプール水温や粒子特性の影響等の大規模実験で得られた結果のメカニズム検討に資する実験を行う。実験装置には本受託事業で整備したPONTUS装置を用いる。

昨年度(平成30年度)の主な実験内容とその結果の概要を以下にまとめる[7]。

- 1) 実機現象を念頭においたより広い粒子径やガス流量範囲に対するプールスクラビング実験を実施する目的で平成29年度に製作したエアロゾル混合輸送システムの性能評価試験を実施した。
- 2) 平成29年度に実施した0.3mの浅い水深でのプールスクラビング実験ではガス注入領域と気泡上昇領域両方を含んでいたことを踏まえ、昨年度はガス注入領域に限定したプールスクラビング実験を実施した。
- 3) プールスクラビング現象のスケーリング効果を調査するために、内径0.2mと0.5mのサイズ異なる試験部を用いて、DFの計測結果を比較した。

昨年度の研究成果を踏まえ、今年度は主に以下の実験を行った。

- 1) プール水温及びエアロゾルガス温度のDF効果確認実験
- 2) エアロゾルガス注入領域での蒸気凝縮によるDF影響確認実験
- 3) エアロゾル粒子の表面特性の違いによるDF効果確認実験
- 4) 内径1.0m試験部を用いたスケーリング効果確認実験
- 5) 下向き注入部を用いた注入空気温度の熱伝達実験

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

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

4.2.1 水温度及びエアロゾルガス温度のDF効果確認実験

本実験の目的はプール水温及び注入ガス温度の変化がDFに与える影響を確認することにある。本実験に使用した実験装置の模式図を図4.2.1-1に示す。試験部内は貯水され、試験部底部中心に設置した直径10mmの注入ノズルからエアロゾルを伴うガスが注入される。プール水位は注入ノズル出口から0.8mまたは1.6mの2種類を設定した。試験容器はSUS製の円筒形状であり、内径0.5m×長さ1.0mをひとつの試験部としてフランジ結合することで高さを変更できる。水深0.8mの試験では1段設置、水深1.6mの試験では2段接続とした。試験部内のプール水温度と注入エアロゾルガス温度は等しくなるように設定し、実験条件を約25℃、50℃、75℃の3条件とした。搬送ガスとプール水の温度を等しくすることで、プール水温のみをパラメータ変化させた影響を見ることができる。

エアロゾルは粒子径が0.5μmの単分散SiO₂粒子を用いた。粒子材料をエアロゾル発生器(PALAS社製RBG1000またはRBG2000)の粒子保存容器に装填し、ピストンで連続的

に押し出すことでブラシとガス流によって分散されエアロゾルとなる。発生するエアロゾルの濃度（数密度）はピストンの押し出し速度によって制御される。生成されたエアロゾルは中和器において粒子を含まないクリーンな空気と混合し、実験条件としての流量になるよう調整される。空気源はコンプレッサ（日立産機システム；型式 OSPE-55VARN/55M5ARN）を用いた。本実験ではコンプレッサ出口での空気流体条件を計測していないが、コンプレッサ標準仕様において吐出圧 0.85MPa、温度 25℃、59%であることから、少なくとも蒸気圧 2.0kPa 以下の乾燥空気が供給されると判断できる。ガス流量は試験部注入ノズル出口において流速 17m/s（流量 80L/min）とした。入口 We 数は約 3.9×10^4 となり、注入ガスがノズル出口で緩やかに膨らむ globule 領域に相当する。これまでの実験結果から、入口粒子数濃度が 2×10^5 個/cc を下回る場合に DF が顕著に増加することがわかっており、この影響を排除するために、計測時は常時入口側粒子個数濃度が 2×10^5 個/cc 以上となるよう発生器ピストンの押し出し速度を調整した。エアロゾルガスは輸送配管に設置したヒーターによりプール水と同じ温度まで昇温され試験部に供給される。試験部を通過したエアロゾルガスは大気に排出される。

エアロゾル計測はエアロゾルスpektロメータ（WELAS）を用いて実施し、入口におけるエアロゾル濃度が高く計測レンジを超える場合は希釈器を利用した。入口と出口での計測は同時に行い、各計測時間は 200 秒間とし、同条件での計測回数は 4 回以上とした。実験に先立って、プール水を張らない状態の空容器での DF も計測し、その値が 0.9~1.1 の範囲に収まることを実験ごとに確認した。空容器 DF は 3 回以上計測し、その平均値を実測した DF の補正に使用する。

本水温効果実験の結果を図 4.2.1-2 に示す。縦軸は計測値から補正計算された DF であり、横軸は計測期間中の試験部内の水温である。計測から直接得られる DF 値を先述の空容器 DF で除した値を評価値とした。図には 4 回以上実施した計測結果のすべてを示している。結果から、試験部内水温及び注入エアロゾルガス温度が高くなるほど DF は大きくなる傾向が確認でき、この傾向は水深が深いほうが顕著であることがわかる。これは、ガス注入領域よりも下流の気泡分散・上昇領域において水温の影響が顕著に表れることを示唆しており、水温の差によって引き起こされる気泡内の水蒸気過飽和度や気泡形状などの違いがエアロゾル除去機構に強く影響することを示唆するものである。

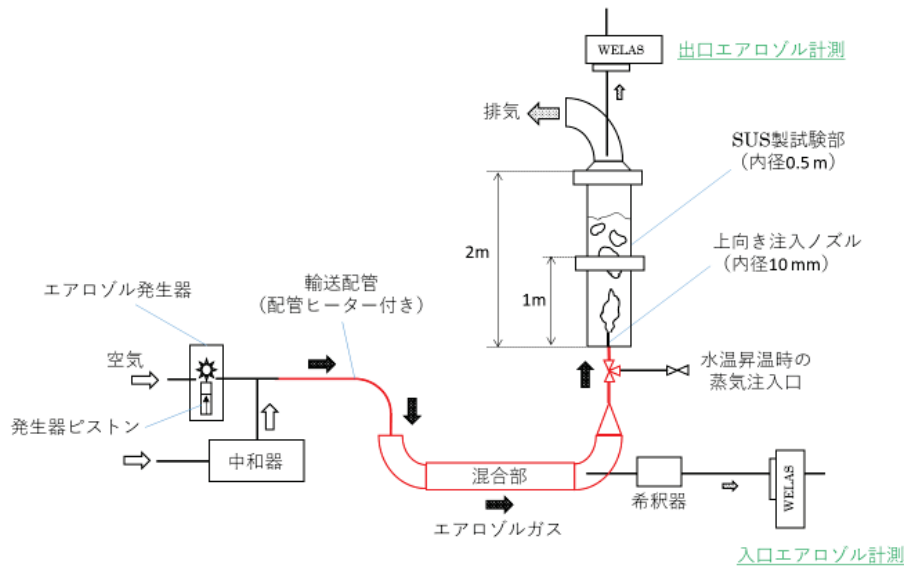


図 4.2.1-1 水温及びエアロゾルガス温度の DF 効果確認実験装置模式図

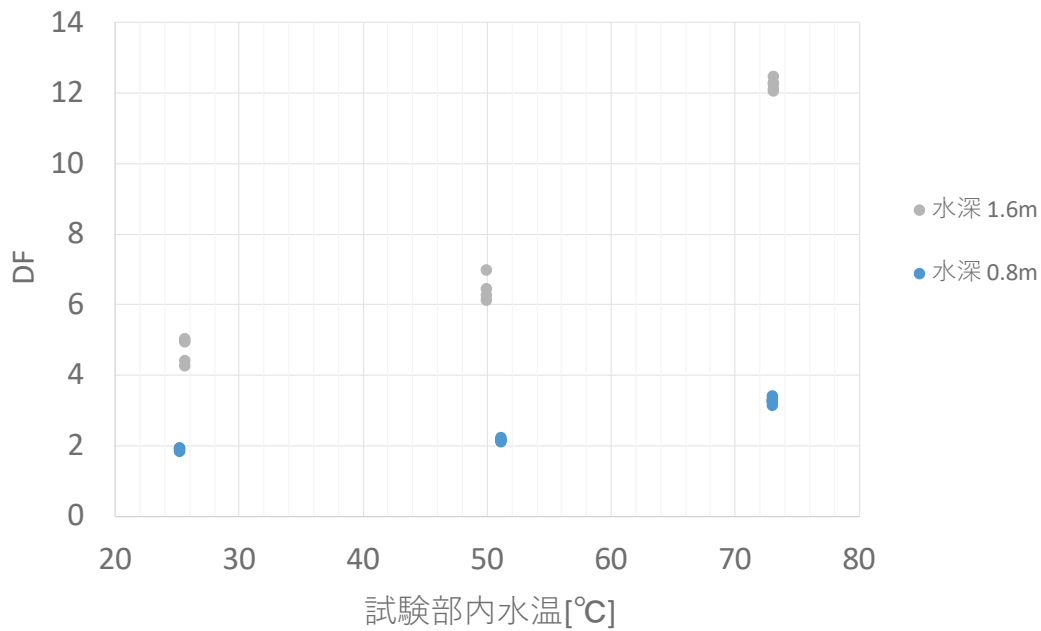


図 4.2.1-2 水温及びエアロゾルガス温度の DF 効果確認実験結果

4.2.2 蒸気凝縮による DF 効果確認実験

本実験では、エアロゾルガスの蒸気分圧を実験パラメータとして上昇させたときの DF への影響を調査する。水温 80°C (蒸気飽和圧力が約 47kPa に相当) のプール水に蒸気分圧を乾燥空気から 80kPa まで変化させた場合の DF を計測する。

使用した実験装置の模式図を図 4.2.2-1 に示す。空気源は前節と同様のコンプレッサ、蒸気源はボイラーであり、各系統において体積流量を制御することで蒸気分圧が既知のエア

ノズル搬送ガスを生成した。実験時に設定した各系統の温度及び圧力の概略分布を図内に示した。供給エアロゾル搬送ガスはノズル入口部において、圧力 115kPa、温度 110°C、体積流量約 740L/min に設定した。ノズル出口圧力はプール側で計測した。ノズル入口での気体速度は約 150m/s、We 数は 3×10^6 となり、ジェット領域に該当する。続いて蒸気分圧を 0, 50, 80kPa と設定するために総圧 115kPa に対する蒸気分圧比 (0, 0.43, 0.70) を求め、総流量約 740L/min に対する空気と蒸気の体積流量比が分圧比整合するように各系統の流量調節を行った。この時、空気はコンプレッサから直接供給される系統とエアロゾルを混合させる系統の和となることを考慮した。ボイラーから供給される蒸気は圧力 400kPa、温度約 160~180°C の過熱蒸気であり (過熱度 16~36°C)、これが温度 180°C の乾燥空気と混合する。混合ガスの温度は 180°C 以上を保ったまま、混合による蒸気分圧の低下で蒸気過熱度は更に高い状態となり、これがエアロゾル供給ガスと混合されて温度 110°C に低下するように調節される。本実験条件で最も蒸気分圧の高い 80kPa においても飽和温度は約 93.5°C であるため、系統のいかなる場所においても蒸気凝縮は生じない。凝縮が無いことは実験後に系統のドレンを開けて凝縮水の蓄積がないことから確認できた。蒸気分圧ゼロ条件は、ボイラーからの蒸気供給を使用しないことを意味し、厳密にはコンプレッサ出口に含まれる水蒸気分圧が存在するが、コンプレッサの仕様から蒸気分圧は多くとも 2kPa 以下として扱うことができる。基準とする実験条件の概略を表 4.2.2-1 にまとめた。尚、表中の注入蒸気流量(F_1)及び注入空気流量($F_2 + F_3$)は注入ノズル部における温度及び圧力から計算した体積流量である。

試験容器及びエアロゾル粒子は前節と基本的に同じであり、容器は内径 0.5m の試験部を 2 段接続した全高 2.0m とし、水位はガス注入ノズル出口から 1.6m、水温は 80°C とした。試験粒子は粒子径が 0.5 μ m の単分散 SiO₂ 粒子を用いた。試験部を通過した後のエアロゾルガスは大気に排出される。

エアロゾル計測は前節と同じエアロゾルスペクトロメータ (WELAS) を用いた。計測サンプリングガスに蒸気が混入することによる不具合 (望まない蒸気凝縮など) を避けるため、サンプリング箇所を混合部より上流とした (図 4.2.2-1)。このため、エアロゾル濃度が大幅に計測レンジを超えるので希釈器を 2 台利用した。入口と出口での計測は同時に行い、各計測は 200 秒間とし、同条件での計測回数は 3 回以上実施した。尚、本試験では、試験結果の信頼性を高めるために別日に再試験 (同条件で 3 回) を実施した。計測結果に基づいて、1 回目の実験条件を表 4.2.2-2 に、2 回目の実験条件を表 4.2.2-3 にまとめた。

図 4.2.2-2 に、実験で取得した DF 値をエアロゾル搬送ガスの蒸気分圧に対してプロットした。蒸気分圧は先述した設定方法に従って、蒸気体積流量比と注入ノズル出口の総圧力から見積もる。1 回目と 2 回目は実験日を変えてデータ取得したことを意味する。別日に行ったデータを比較すると、特に高蒸気圧条件で偏差が 20% 程度に達している。この原因の詳細は不明だが、実験条件の微妙な差が影響したことも原因のひとつと考えられるものの、この差は DF 値が高いところでの DF 値そのものの差であり、エアロゾル除去効率 (入口エア

ロゾルに対する除去されたエアロゾルの割合、除去効率 = $(1-1/DF)$ で算出) に換算するとエアロゾル計測値の 0.5%以下の差に収まり、データの再現性は高いと見なせる。

結果から、入口流量が前節の実験と比較して 10 倍程度大きいことにより、全体として DF も大きい結果となり、更に蒸気分圧が上昇するほど DF が大きく上昇することがわかる。プール水温が 80℃の時の水蒸気飽和圧力は 47kPa であり、搬送ガスにこれ以上の分圧を有する蒸気が含まれる場合は余剰分が蒸気凝縮することが考えられる。実験条件の蒸気分圧 50kPa はプール水温で決まる飽和蒸気圧に近く、顕著な蒸気凝縮が始まる境界付近の条件と考えられる。実際プール水温は実験の経過時間によって 77~82℃程度を示すため、飽和蒸気圧の 42~51kPa 程度に変化する。蒸気分圧 80kPa では明らかに顕著な蒸気凝縮が生じるため、凝縮しない条件と比較して DF が約 3~4 倍に上昇する。

SPARC では気泡内の蒸気凝縮による DF は、気泡に含まれる非凝縮ガスのモル分圧比のプール出入口での比によって蒸気凝縮による DF を評価する[2]。

$$DF_{ec} = X_o / X_i$$

ここで、 X_i が入口ガスの非凝縮ガスモル分率、 X_o が出口での非凝縮ガスのモル分率を表す。 $X_o < X_i$ だと蒸気凝縮は起きず $DF_{ec}=1$ と判定される。出口での蒸気圧がプール水温で決まる飽和蒸気圧に平衡と仮定すると、本実験の入口蒸気分圧 80kPa の場合、 $X_i=(115-80)/115=0.3$ 、 $X_o=(115-47)/115=0.59$ となり、 $DF_{ec} \sim 2$ と計算される。実験結果はこの値を上回るものであり、SPARC モデルの結果と整合し、凝縮による気泡収縮に加えた効果が重畳していることを示唆する。

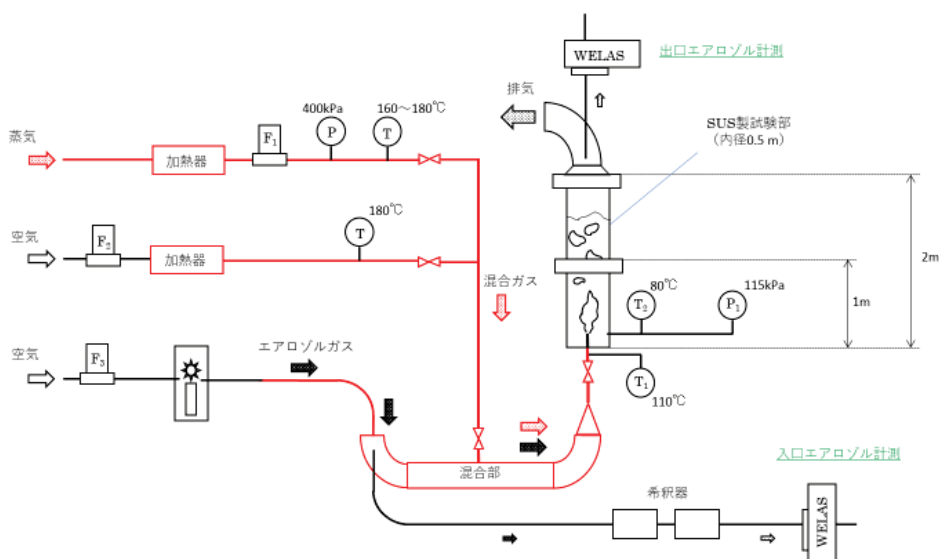


図 4.2.2-1 蒸気凝縮による DF 効果確認実験装置模式図

表 4.2.2-1 基準とする蒸気凝縮実験の各条件

注入ガスの総量 [LPM]	741		
注入蒸気流量 : F_1 [LPM]	0	322	515
注入空気流量 : $F_2 + F_3$ [LPM]	741	419	226
注入ガス温度 : T_1 [°C]	110		
試験部内水温 : T_2 [°C]	80		
注入ノズル出口圧力 : P_1 [kPa]	115		
注入ガスの蒸気分圧 [kPa]	0	50	80

表 4.2.2-2 1回目蒸気凝縮実験時の各条件

注入ガスの総量 [LPM]	741	750	743
注入蒸気流量 : F_1 [LPM]	0	331	517
注入空気流量 : $F_2 + F_3$ [LPM]	741	419	226
注入ガス温度 : T_1 [°C]	109	106	109
試験部内水温 : T_2 [°C]	78	77	82
注入ノズル出口圧力 : P_1 [kPa]	115		
注入ガスの蒸気分圧 [kPa]	0	51	80

表 4.2.2-3 2回目蒸気凝縮実験時の各条件

注入ガスの総量 [LPM]	741	741	743
注入蒸気流量 : F_1 [LPM]	0	322	517
注入空気流量 : $F_2 + F_3$ [LPM]	741	419	226
注入ガス温度 : T_1 [°C]	109	106	110
試験部内水温 : T_2 [°C]	78	79	80
注入ノズル出口圧力 : P_1 [kPa]	115		
注入ガスの蒸気分圧 [kPa]	0	50	80

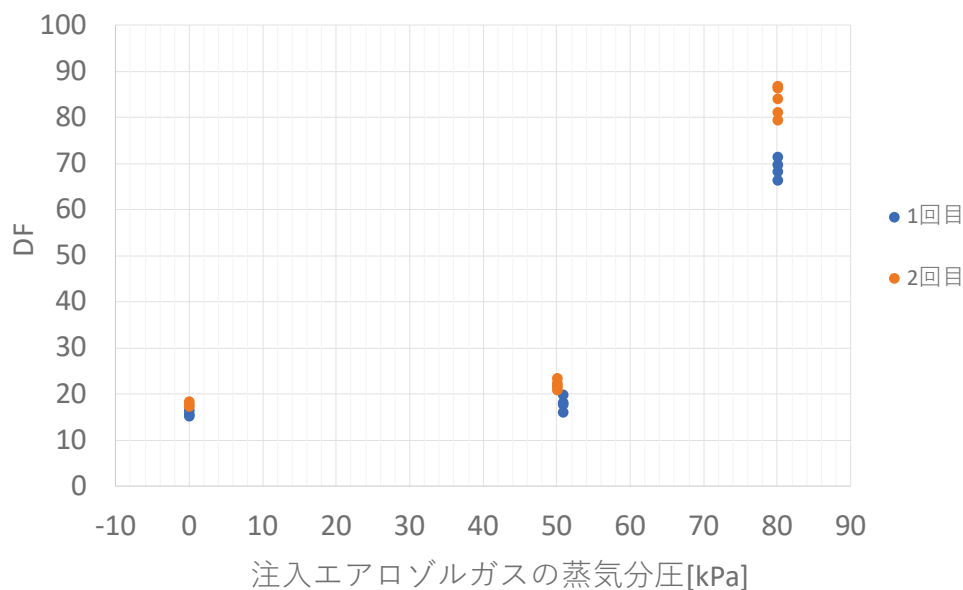


図 4.2.2-2 蒸気凝縮による DF 効果確認実験結果

4.2.3 粒子表面特性の違いによる DF 効果確認実験

本実験は、表面特性の異なる粒子を使用して、前節と同様のプール水温をパラメータとして変更した実験を行い、粒子表面特性が DF に及ぼす影響を調査する。

システムを含む試験装置及びエアロゾル発生機構は前節と同様で、試験粒子は粒子径が $0.5\mu\text{m}$ の単分散テクポリマー粒子を用いた。SiO₂ 粒子は親水性の表面特性を持つのに対し、テクポリマー粒子は疎水性の表面特性を有する。

入口と出口での計測は同時に行い、各計測は 200 秒間とし、同条件での計測回数は 3 回以上実施した。また、試験結果の信頼性を高めるために別日に再試験を実施した。本実験の DF の計測結果と SiO₂ 粒子を用いた結果を図 4.2.3-1 に示す。本実験でも空容器による DF 値での補正を行った。横軸は計測期間中の試験部内平均水温である。図 4.2.3-1 より、水深 1.6m・試験部内水温 50°C 付近時の DF において最大で 27% 程度の差異があるものの、全体としては親水性粒子の DF と疎水性粒子の DF に顕著な差異は見られない結果となった。

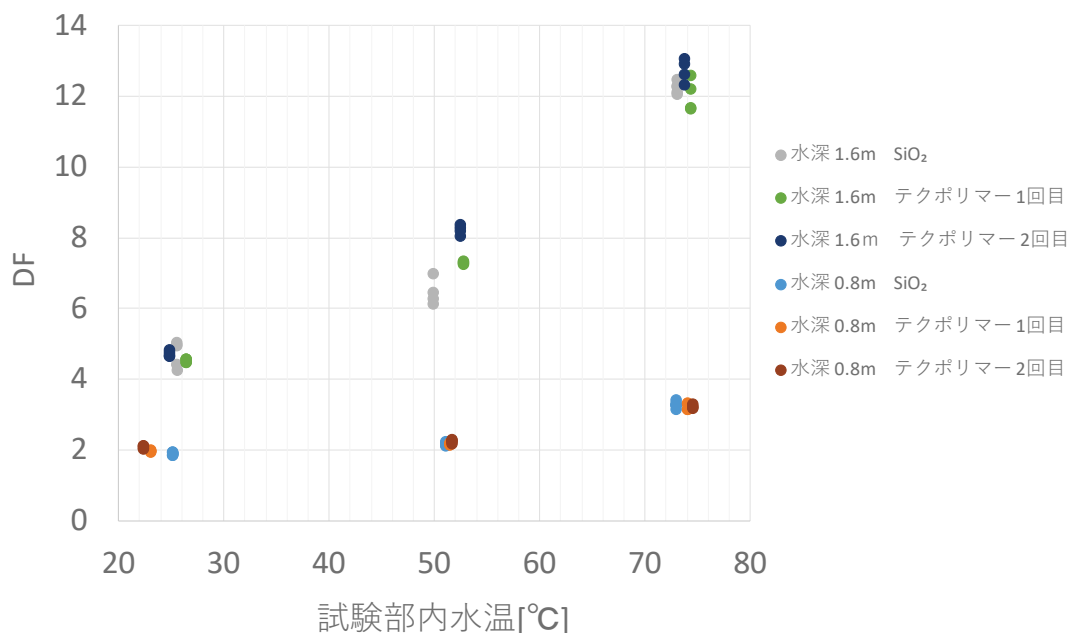


図 4.2.3-1 粒子表面特性の違いによる DF 効果確認実験結果

4.2.4 1.0m 内径試験部を用いたスケーリング効果確認実験

本実験の目的は異なる内径の試験部を用いることによる DF への影響を確認することである。昨年度までに内径 0.2m と 0.5m の試験部を用いた実験を行い、DF の結果に顕著な差が表れないことを確認した。ここではさらに内径 1m の試験部を用いたスケール効果を検証する。

本実験に使用した実験装置の模式図を図 4.2.4-1 に示す。試験部内は貯水され試験部底部のガス注入ノズルからエアロゾルガスが注入される。注入ガス流量、温度、プール水深等の条件は昨年度の実験と同様とし、流量 80L/min (ノズル出口での流速 17m/s)、搬送ガス温度とプール水温が常温の 20°C、水深はガス注入ノズル出口から 1.6m または 2.4m とした。試験部は内径 1.0m の SUS 製であり、長さ 1.0m の試験部を 3 段接続し全高 3.0m とした。試験粒子は、粒子径が 0.5 μ m の単分散 SiO₂ 粒子を用いた。

本実験の結果と昨年度までに実施した試験部内径 0.2m 及び 0.5m での実験結果を図 4.2.4-2 に示す。図 4.2.4-2(a)は水位 1.6m、図 4.2.4-2(b)は水位 2.4m の結果である。水深以外の流動条件は同様としたが、内径 0.2m の実験はプール水温が 7°C であり (平成 28~29 年度に実施)、20°C で実施した他の実験よりも若干温度が低い。図に示された結果から、試験部内径に対して DF には大きな依存性は見られず、エアロゾル濃度の減少に伴う DF の増加傾向が観測され、DF の計測値もよく一致した。

試験部のスケーリング効果として、容器サイズによるプール慣性の差は試験部内の対流に影響を及ぼすことが考えられる。本実験のような単一ノズルでは、低 kg (~ 0.04 m/s) でも非一様な液相再循環を伴うことが報告されており [8]、特別の配慮を施さない限り空気注

入による再循環の生成は避けられない。本実験ではプール慣性が最小の場合で $j_g = 0.05 \sim 0.06 \text{ m/s}$ を有する。液相再循環は *swarm* 領域における気泡上昇速度に影響することが考えられるが、SPARC に採用された *swarm* 領域の気泡上昇速度は注入ガスの体積流量と水深の関数で表され、プール径は陽に含まれていない[2]。本実験結果によれば内径 0.2m 以上ではプール慣性の影響は大きく表れない結果となった。但し、入口粒子濃度が低い領域では試験部の大きさによって DF に若干のばらつきが見られ、これらの差の原因には更なる調査が必要かもしれないが、少なくとも粒子数濃度 $2 \times 10^5 (/cc)$ の高粒子数濃度条件では DF 値は同等で推移しており、プール慣性の影響は見られないと判断される。

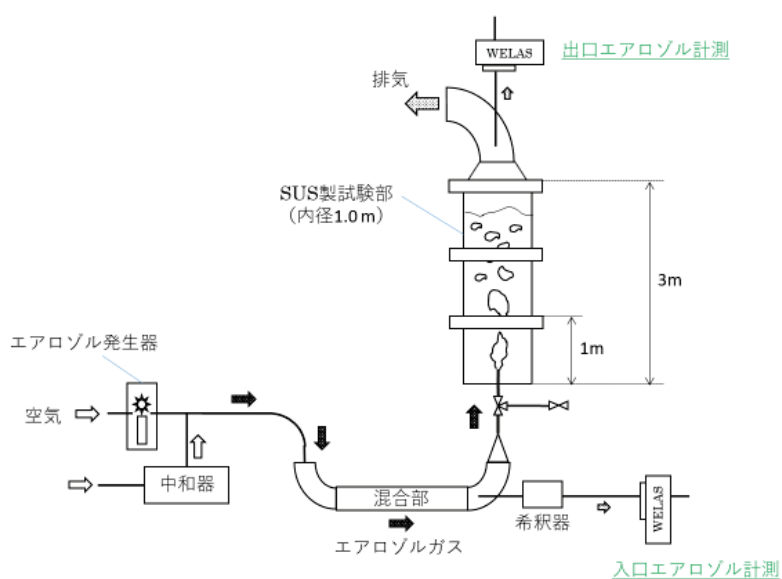


図 4.2.4-1 1.0m 内径試験部を用いたスケーリング効果確認実験装置模式図

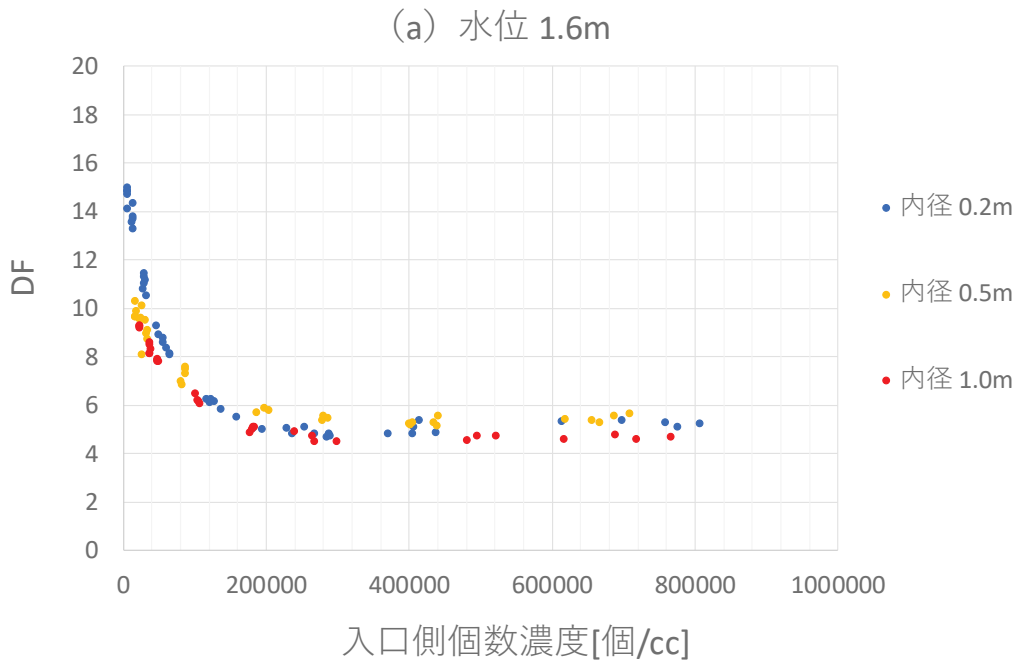


図 4.2.4-2(a) 内径 0.2m, 0.5m, 1.0m の試験部における DF : 水深 1.6m

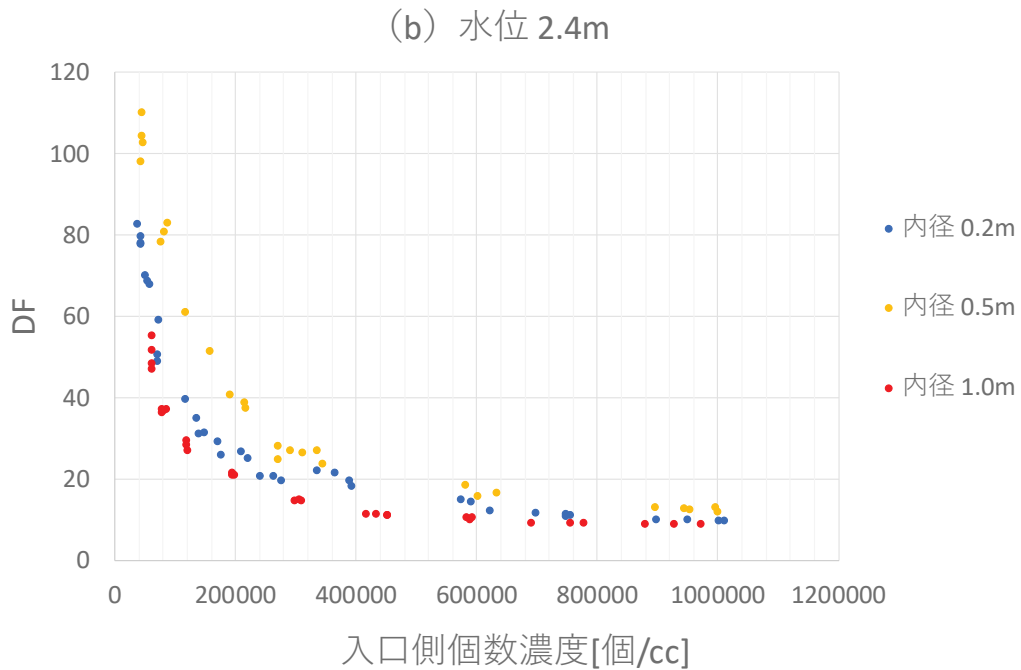


図 4.2.4-2(b) 内径 0.2m, 0.5m, 1.0m の試験部における DF : 水深 2.4m

4.2.5 下向き注入部を用いた注入空気温度の変化調査実験

本実験では、本年度新しく整備した下向きガス注入部を使用し、高温空気のプール水への熱伝達実験を行う。

「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」において事故進展プロセス解明のための調査が行われている。論点のひとつに、1,2号機で共用される主排気塔の下部において高い汚染（Sv オーダー）を示した事象がある。高濃度に汚染された気体がベントされた可能性として、1号機のSCプールスクラビングが有効に働かなかった点が指摘されており、DW-SCを接続する真空破壊弁の故障によるプール水バイパスや事故時熱水力条件によるDFの著しい低減などが理由として検討されている[9]。DFを低減させる熱水力条件には、エアロゾル搬送ガス温度、プール水低サブクール度、系内減圧等が考えられる。後者2例については過去のプールスクラビング実験で検討されており、例えばDFに対する減圧効果は小さいという結果がNRAによる大型装置実験で得られている[5]。本実験では、高温ガスが低温プールに放出された時の温度低下の効果を予備的調査するために、PONTUS装置を用いて、高温空気を常温水に注入した際の温度変化を測定した。

本実験に使用した実験装置の模式図を図4.2.5-1に示す。試験部内は貯水され、水位は0.5mである。試験部は内径1.0m×全高2.0mのSUS製容器であり、試験部内に貯水されるのは常温の水である。

注入空気の温度条件は100, 120, 140, 160, 180℃の5条件とした。注入ノズル部は二重管構造の断熱壁であり、プール水への熱伝達による気体の温度変化を抑制させる工夫を施した。注入空気の流量は400, 800, 1600L/minの3条件であり、注入ノズルでの流速はそれぞれ0.6, 1.3, 2.6m/sに相当する。設定した体積流量は温度変化による補正を考慮した。試験は、ひとつの流量条件を同一日に実施し、結果としてプール水の昇温はわずかであったため、実験中はプール水を交換せずに連続使用している。

本試験結果を図4.2.5-2に示す。横軸が入口側空気温度、縦軸が出口側空気温度または計測時の水温である。温度の測定位置は図4.2.5-1に図示した。大きいシンボルが出口側空気温度、小さいシンボルが計測時の試験部内水温を表す。色の違いは流量を表す。すべての条件において、注入温度によらず、注入空気はプール貫入後に速やかにプール水温まで温度低下し、試験部内水温と出口側空気温度の差は1℃以下に収まった。

このような気泡界面の良好な熱伝達は次のように説明される。SPARC90では、気泡内外面の熱・物質の評価にPenetration Theory (PT)を用いている[2]。PTは、流体界面上の熱・物質伝達を、界面に沿って移動する流体内の1次元非定常拡散として扱うもので、温度や濃度の異なる二つの流体が接触を開始した点から短距離での（フーリエ数Foが小さい領域での）熱・物質伝達を扱うことを想定している。Colombetらによる数値解では $Sh=6.58 \sim 17.9$ に分散する[10]。最低値は純拡散(Newman)、最高値はStokes解から数値的(Kronig-Brink)に求まる。

気泡内への蒸気供給（気泡界面での水蒸気蒸発）の時定数を考える。界面からの蒸発が拡散律速である場合、半径rbの気泡内の濃度の時間変化の時定数は、

$$\tau = (rb)^2 / D$$

と書ける。例えば、上記 Colombet 論文では、 D として分子拡散係数（または熱伝導率）を用い、無次元化時間 $(t/\tau) = \text{フーリエ数}$ により現象を議論している。

$$Fo = t * D / rB^2$$

また、Akbar[11]の式(12)では、 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。

シャーウッド数は、 $Sh = (k * rB) / D$ なので、対流支配のときの時定数は、蒸発速度が拡散係数 D から物質伝達係数 k で置き換えられると考えられ、 $D \rightarrow k * rB$ として、 $Sh = k * rB / D$ より (D の Sh 倍の速度で伝達)、

$$\tau' = rB^2 / (k * rB) = rB^2 / (Sh * D) = \tau / Sh$$

となる。気泡半径 0.005m 、水蒸気拡散係数 $D = 2.65\text{E-}5\text{m}^2/\text{s}$ 、 $Sh = 10$ とすると、 $\tau = 0.94\text{s}$ 、 $\tau' = 0.094\text{s}$ となる。本実験では水深が 0.5m 程度と比較的浅いため気泡の代表直径は 5mm より大きい可能性もあるが、このような粗い見積もりにおいては、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（熱伝達においてはプール水温）に達する。よって、プールスクラビングの気泡上昇領域においては、比較的浅い水深においても熱及び物質伝達が速やかに進み、気泡内の熱水力条件は短時間（短距離）でプール水と平衡な状態に達すると考えられる。

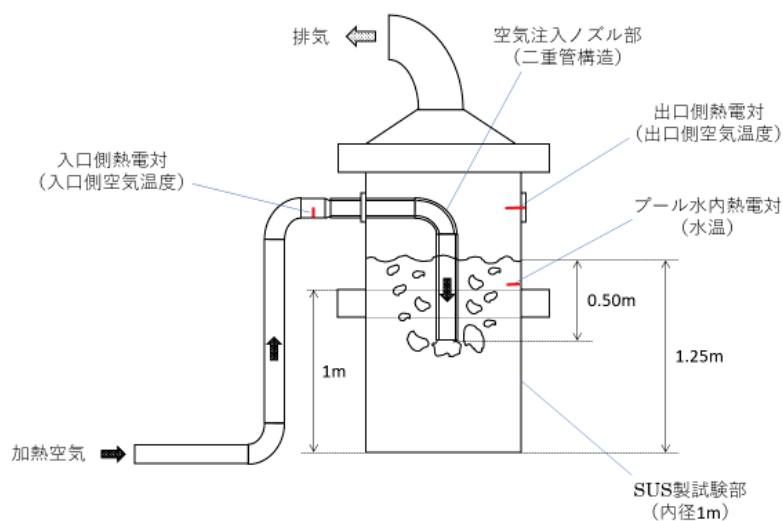


図 4.2.5-1 下向き注入部を用いた注入空気温度の変化調査実験装置模式図

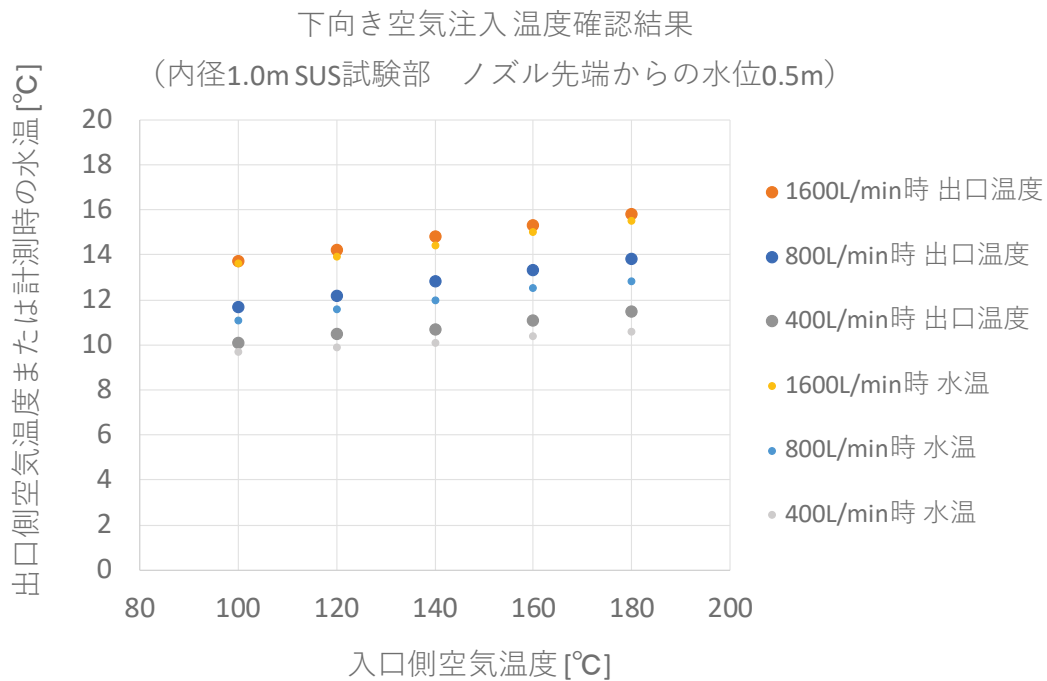


図 4.2.5-2 下向き注入部を用いた注入空気温度の変化調査実験結果

4.2.6 プールスクラビング実験のまとめ

今年度の実施内容と成果を以下にまとめる。

- 1) プール水温及び注入エアロゾルガス温度をパラメータとした DF 計測を実施した。プール水温及び注入エアロゾルガス温度が上昇するほど DF は高くなり、水深が深いほどその傾向は顕著にあらわれた。
- 2) 注入エアロゾルガス内の蒸気分圧をパラメータとした DF 計測を行った。蒸気割合が増えるほど DF が上昇し、注入エアロゾルガス内の蒸気分圧がプール水温で決まる飽和水蒸気圧を上回る場合に、凝縮効果が顕著に現れることを確認した。
- 3) 親水性粒子使用時の DF と疎水性粒子使用時の DF の計測を比較し、両者に顕著な差異はみられなかった。プール水温が室温から 80°C 程度の広い条件で、親水/疎水の粒子表面特性が DF に与える影響は顕著でないことが確認できた。
- 4) 内径の異なる試験部を用いた比較により、DF に対するプール慣性の影響を、粒子数濃度の依存性とともに見証した。いずれの計測結果も同一の傾向、且つ近傍の値を示すことから、少なくとも内径 0.2m 以上及び注入ノズル 10mm (jg~0.6m/s 以下) の条件では、試験部内径の違いが DF に与える影響は顕著ではないことを確認した。
- 5) 下向きノズルを用いて高温ガスを低温プール水に注入したときの熱伝達挙動を観察した。プール水へ下向きに注入された高温空気は水温とほぼ同程度の温度まで短時間で低下することが確認できた。

4.3. スプレイスクラビング実験

液滴によるエアロゾルの除去は、重大事故時のソースタームに大きな影響を与える。例えば格納容器スプレイは過温や過圧による格納容器破損の防止のみならず、炉心損傷時に発生するエアロゾル状の放射性物質の除去にも有効である。また、原子炉建屋の漏洩箇所に対する放水砲による除染は、格納容器閉込機能の喪失時に環境への放射性物質の放出量低減の最終手段となるので、その有効性を評価することは今後重要になると考えられる。さらに、放出されたエアロゾルが自然降雨の水滴に取り込まれる効果も、地面への放射性物質降下量の評価に必要なことから、いわゆるレベル 3 PRA (Probabilistic Risk Assessment : 確率論的リスク評価) において重要である。これら以外においても福島第一原発の燃料デブリを気中工法で取り出す場合、粉じん飛散防止にもスプレイ水散布は効果があると考えられるなど、スプレイスクラビングの有効性を検討することは、様々な局面で重要視されている。

欧州を中心に行なわれてきたスプレイスクラビング実験の成果として構築されたモデルは、MELCOR や ASTEC 等の LP コードに組み込まれているが、単一落下液滴とエアロゾル粒子の相互作用を仮定したモデルであり、液滴群を想定したものでない[1, 2]。また、予測精度検証用に実施された実験は、密閉容器内に存在するエアロゾルにスプレイを施した場合のエアロゾル濃度時間減衰を計測したものが多く、原子炉建屋から漏洩するエアロゾルに対する放水砲のような、落下液滴群を横切るエアロゾル (クロスフロー条件) の除染効果を調査する実験はほとんど存在しない[3]。そこで、液滴によるエアロゾル除去モデルの高度化、特に落下液滴群を横切るエアロゾルの除染に対するモデルを構築するために、今年度は、スプレイを横切るエアロゾルの除染係数 (DF) 計測試験を実施し、以下その実験内容と結果を報告する。

昨年度 (平成 30 年度) の主な実験内容とその結果の概要を以下にまとめる[4]。

- 1) 小液滴スプレイノズルを用い、スプレイ水流量 0.3, 0.6, 0.9 L/min 条件における液滴径分布を PDI で計測した。
- 2) スプレイを横切るエアロゾルの除染係数 (DF) 計測試験を実施した (クロスフロー試験)。その結果、ガス流量の減少、スプレイ水流量の増加および粒子径の増加に伴って、DF が増加する傾向を得た。

昨年度の研究成果を踏まえ、今年度は主に以下の試験を行う。

- 1) 本年度新たに整備した SUS 製の試験部を用い、昨年度よりも試験条件を増やしてクロスフロー試験を実施する。
- 2) 大液滴スプレイノズル部を用い、スプレイ水流量 3.0, 6.0, 9.0L/min 条件における液滴径分布を、高速度ビデオカメラを用いたバックライト法で計測する。

3) SUS 製の試験部による閉止空間エアロゾル除去試験を実施する。

尚、スプレースクラビング実験における DF は下式のように定義され、試験部入口出口両方のエアロゾルを計測することによって求められる。

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

4.3.1 スプレイを横切るエアロゾルの DF 計測試験（クロスフロー試験）

本試験の目的はスプレイを横切るエアロゾルガスについて、エアロゾル粒子の大きさ、スプレイ水の流量、エアロゾルガスの流量をパラメータとした計測を行い、それぞれが DF に与える影響を確認することである。以下では、小液滴と大液滴の実験に分けて結果を説明する。

4.3.1.1 小液滴スプレイ・クロスフロー試験

本実験装置の模式図を図 4.3.1-1 に示す。昨年度も類似の実験を実施しているが、試験部がアクリル製であるため微粒子に強く影響する静電気効果が除去できていない懸念と、エアロゾル低流量条件ではスプレイ内にエアロゾルガスが十分に貫入していないという不確かさの要因があった[4]。今年度は、試験部を金属 (SUS) 製として静電気効果を排除し、エアロゾルガスの注入ノズル先端を試験部正方形断面中心の位置まで深く貫入させ (図 4.3.1-1 に図示)、注入されるエアロゾルガスが全量スプレイの範囲を通過する等の改良を施して実験を行った。試験部形状は 0.5m×0.5m×2.0m 正方形断面直方体である。試験部上部に拡がり角 15 度のフルコーンスプレイノズルを設置し、スプレイ水流量をコリオリ式流量計 (KEYENCE 社 FD-SS2A 及び FD-SS20A) で計測する。スプレイ水流量条件は 0 (スプレイ散水無し) , 0.6, 1.2, 2.4L/min の 4 条件とした。

エアロゾル生成に使用される発生器及び中和器はプールスクラビング実験で使用したものと同様である。エアロゾル粒子には平均粒子径 0.5, 0.7, 1.0 μm の単分散 SiO₂ 粒子を用いた。試験部へ注入されるエアロゾルガスの流量条件は 100, 400, 1600L/min の 3 条件である。DF を求めるために、試験部入口出口のエアロゾルを WELAS で同時計測した。WELAS の計測時間は 200 秒であり、3 回以上繰り返し計測して各条件の DF を求めた。

スプレイ散水無し時の計測より得られた DF の平均値を図 4.3.1-2 に示す。いずれの粒子径及び注入エアロゾルガス流量においても DF は 1.0±10%の範囲に収まっており、スプレイ散水が無い状態における試験部内での粒子ロスはほぼないとみることができる。以下のスプレイ実験の計測 DF は、このスプレイ無し条件の DF で除することで規格化を行った。

小液滴スプレイ散水時のクロスフロー試験結果を図 4.3.1-3 に示す。いずれの粒子径においても注入エアロゾルガス流量が少ないほど DF が高くなる傾向がみられた。これは注入

エアロゾルガス流量が少ないほどエアロゾルガスがスプレーに晒される時間が長くなり、スプレーと粒子が相互作用する確率は増すためと考えられる。スプレー流量に対する依存性については、スプレー流量が大きいほど DF が大きく、エアロゾル流量が小さい場合及び粒子径が大きい場合にその傾向は顕著となる。スプレー水流量が多いほど液滴と粒子が衝突する確率が上がるためであり、粒子径が大きくなることにおいても同様のことが考えられる。

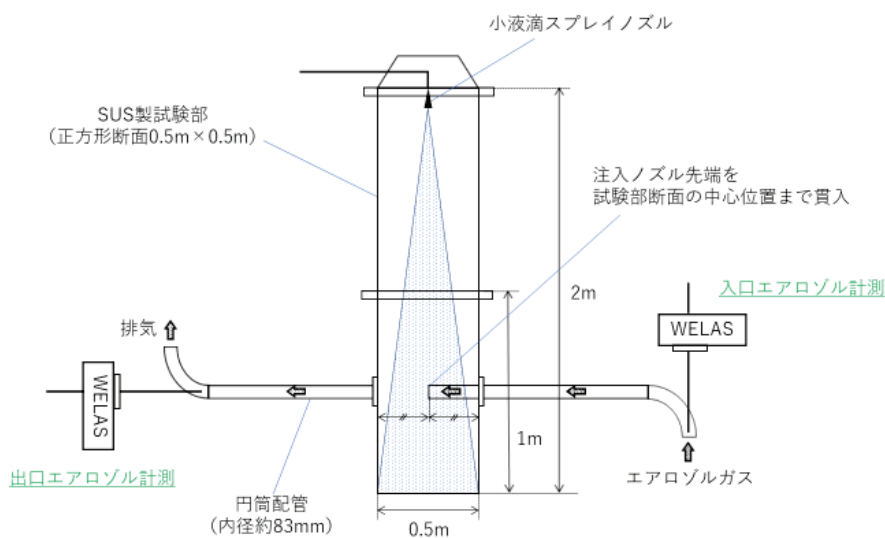


図 4.3.1-1 小液滴ノズル・クロスフロー試験装置模式図

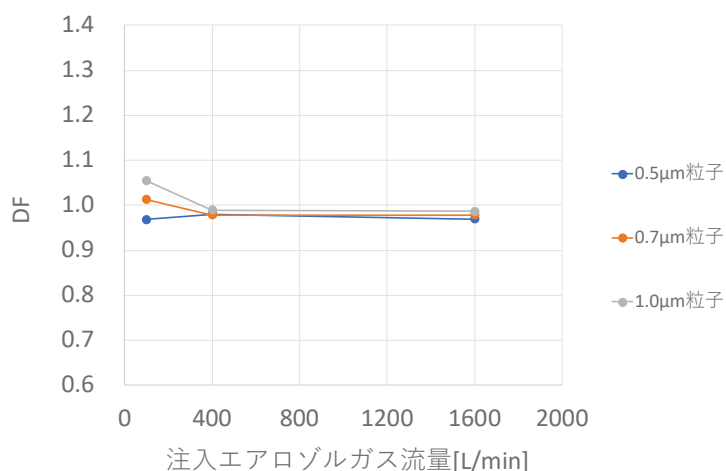


図 4.3.1-2 スプレー散水無し時の DF 計測結果

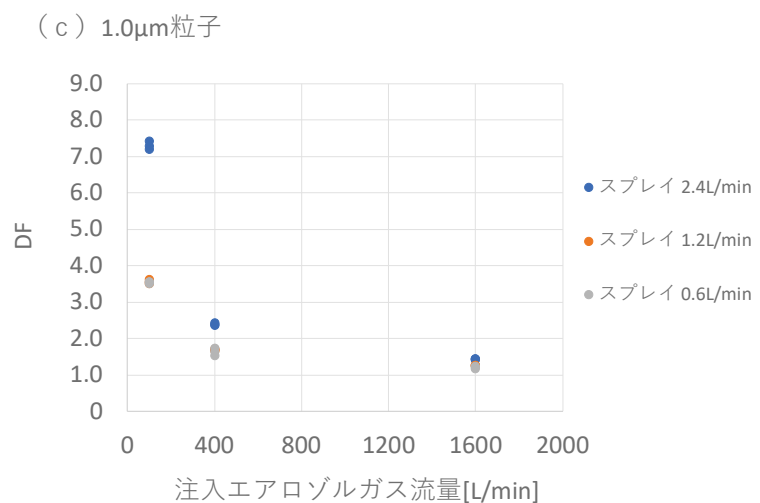
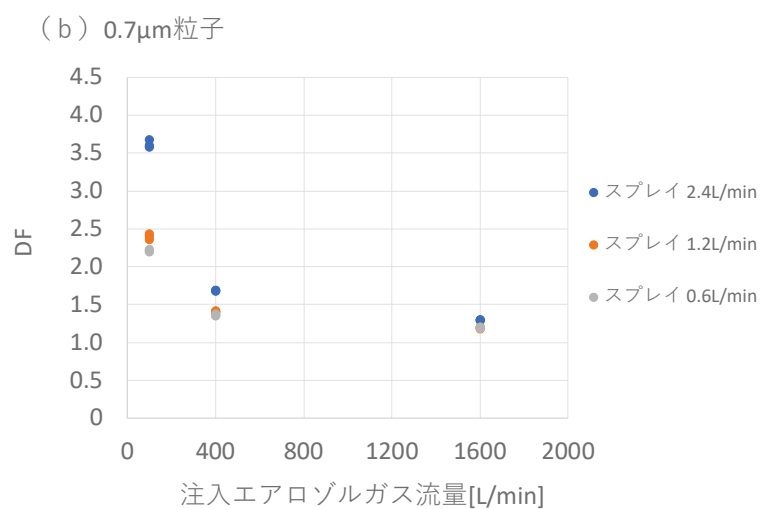
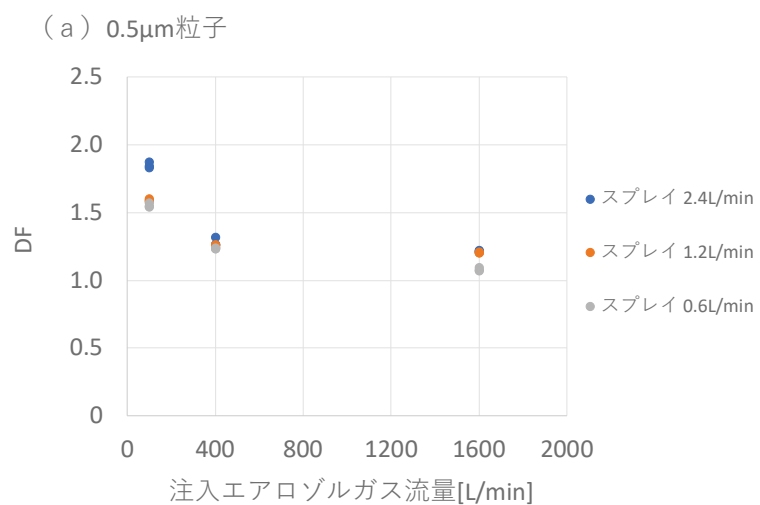


図 4.3.1-3 小液滴スプレー・クロスフロー試験結果 : (a)0.5 μ m, (b)0.7 μ m, (c)1.0 μ m

4.3.1.2 大液滴スプレー・クロスフロー試験

本試験装置の試験部模式図を図 4.3.1-4 に示す。本実験は、放水砲や降雨を対象として、比較的液滴径の大きい(0.1~1mm サイズ)スプレー除去効果を調査することを目的とする。本実験で用いた液滴の計測結果については次節で述べる。エアロゾル発生器や試験部を含む試験装置は前節の小液滴スプレー・クロスフロー試験と同じであり、大液滴スプレーとするためスプレーノズルを変更している。大液滴スプレー散水時の写真を図 4.3.1-5 に示す。0.3m×0.3m のアルミニウム板に 20mm 間隔で直径 0.5mm の丸穴をあけ、アルミ板の天井裏面に注水して液滴を生成・散水する構造である。スプレー水の実験条件は 0 (スプレー散水無し) , 3.0, 6.0, 9.0L/min の 4 条件である。

粒子は平均粒子径 0.5, 0.7, 1.0 μm の単分散 SiO_2 粒子を用いた。試験部へ注入されるエアロゾルガスの流量条件は 100, 400, 1600L/min の 3 条件である。試験部入口出口のエアロゾルは WELAS で同時計測した。計測時間は 200 秒であり、3 回繰り返し計測して各条件の DF を求めた。

スプレー散水無し時の計測により得られた DF の平均値を図 4.3.1-6 に示す。いずれの粒子径及び注入エアロゾルガス流量においても DF は $1.0 \pm 10\%$ の範囲に収まっており、スプレー散水が無い状態における試験部内での粒子ロスはほぼないとみることができる。先ほどと同様、この DF を大液滴スプレー実験で実測される DF の補正に用いた。

大液滴スプレー散水時のクロスフロー試験結果を図 4.3.1-7 に示す。いずれの粒子径においても注入エアロゾルガス流量が少ないほど DF が高くなる傾向がみられた。これは前節の小液滴スプレー時と同様の結果で、注入エアロゾルガス流量が少ないほどエアロゾルガスがスプレーに晒される時間が長くなり、スプレーの粒子が相互作用する確率が増したためと考えられる。DF の絶対値は小液滴条件と比べて非常に小さく、一番大きい粒子径の 1.0 μm においても DF が 2 に届かない。DF の値が小さいため、スプレー流量への依存性もほとんど現れないと推測される。

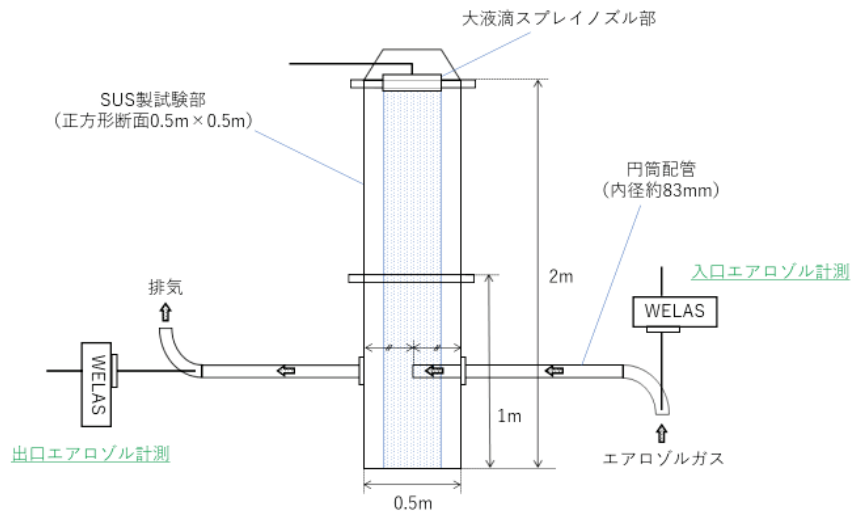


図 4.3.1-4 大液滴ノズル・クロスフロー試験装置模式図

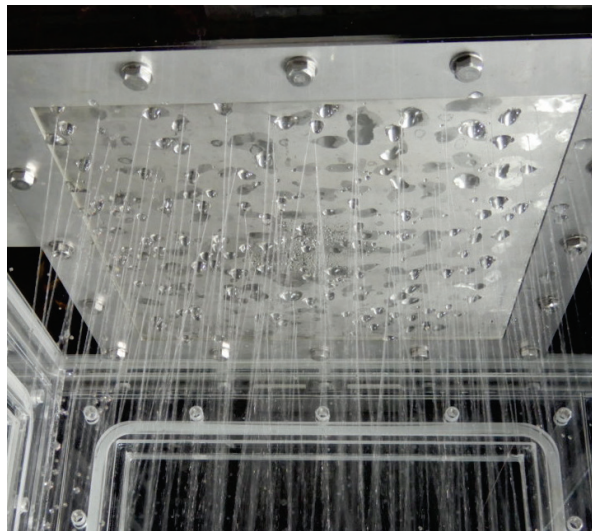


図 4.3.1-5 大液滴スプレー散水時の写真

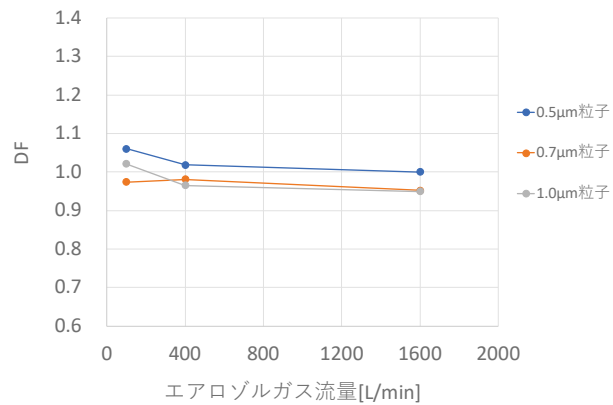


図 4.3.1-6 スプレー散水無し時の DF 計測結果

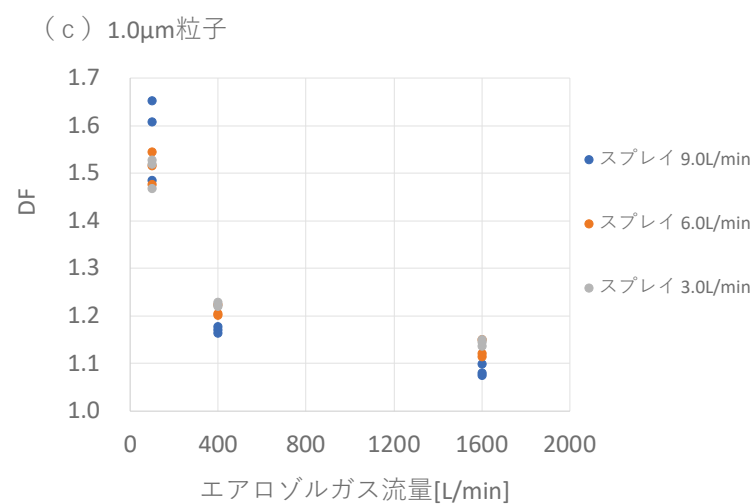
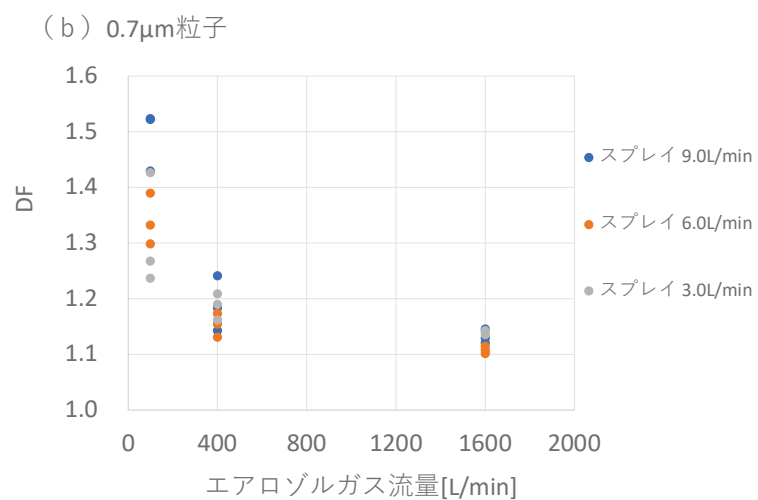
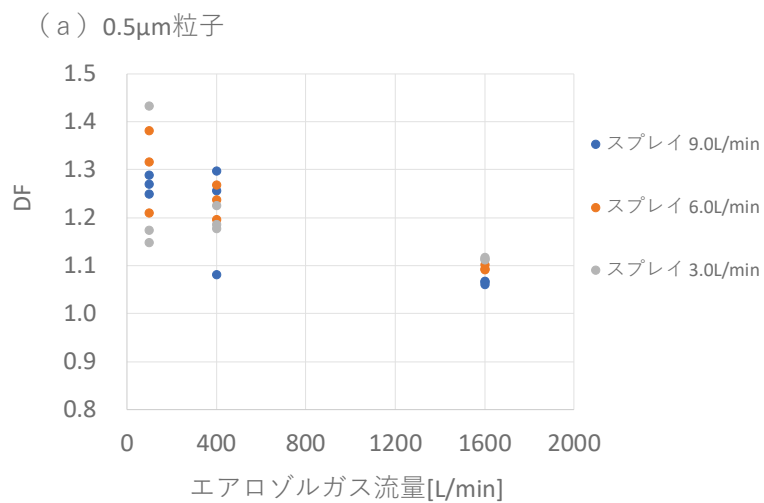


図 4.3.1-7 大液滴スプレー・クロスフロー試験結果 : (a)0.5 μm , (b)0.7 μm , (c)1.0 μm

4.3.2 スプレー水液滴分布計測

本試験の目的は前節の大液滴スプレー・クロスフロー試験におけるスプレー水の液滴径を把握することである。

本試験時の写真を図 4.3.2-1 に示す。試験部はクロスフロー試験の試験部と同形状の亚克力製試験部である。試験部を挟むように高速度ビデオカメラ (Fastcam SA-X2) と光源 (Photron HVC-UL) を設置し、計測位置にピントを合わせて撮影を行った。液滴計測位置は試験部上段の中央部 (スプレーアルミ板から約 0.47m 下方) であり、試験部正方形断面中心とした。撮影された画像から目的とする計測位置の液滴の影領域を抽出して液滴径を計測した。撮影された液滴の撮影領域抽出処理後の画像例を図 4.3.2-2 に示す。尚、スプレー水流量は前節で実験条件とした 3.0, 6.0, 9.0L/min の 3 条件とした。

本計測結果を図 4.3.2-3 に示す。各スプレー水流量条件で 2700 個以上の液滴を計測した結果である。図 4.3.2-3 より、スプレー水流量 3.0, 6.0, 9.0L/min の 3 条件において、スプレー水流量が増えるほど液滴径は小さくなる傾向がみられた。また前節の大液滴ノズル・クロスフロー試験におけるスプレー水の液滴径のピークは 0.8mm から 1.0mm 程度であることが確認できた。

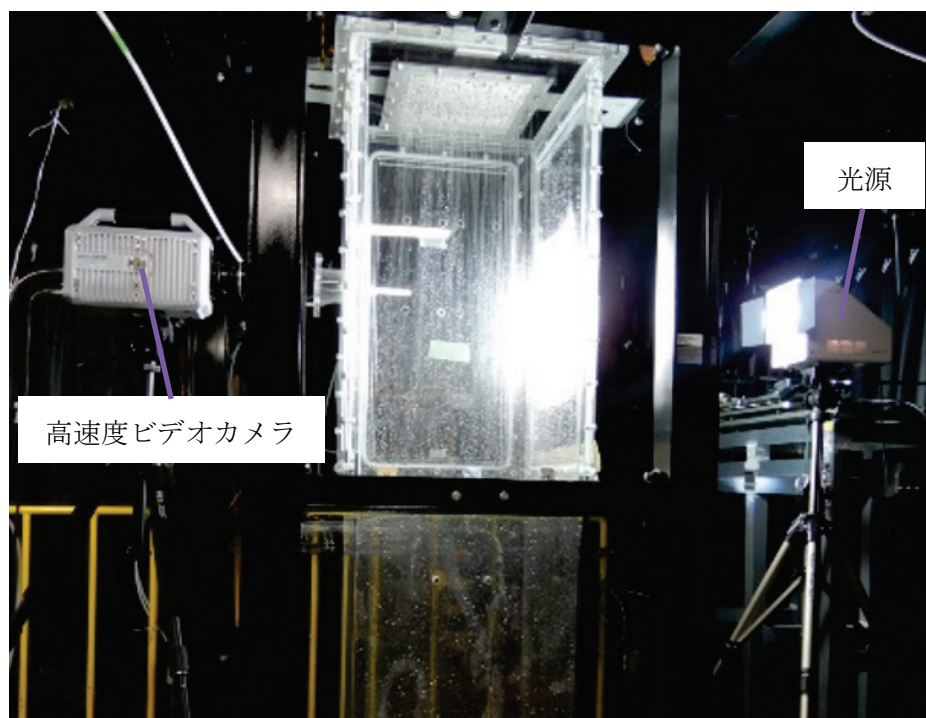


図 4.3.2-1 スプレー水液滴計測試験時の写真

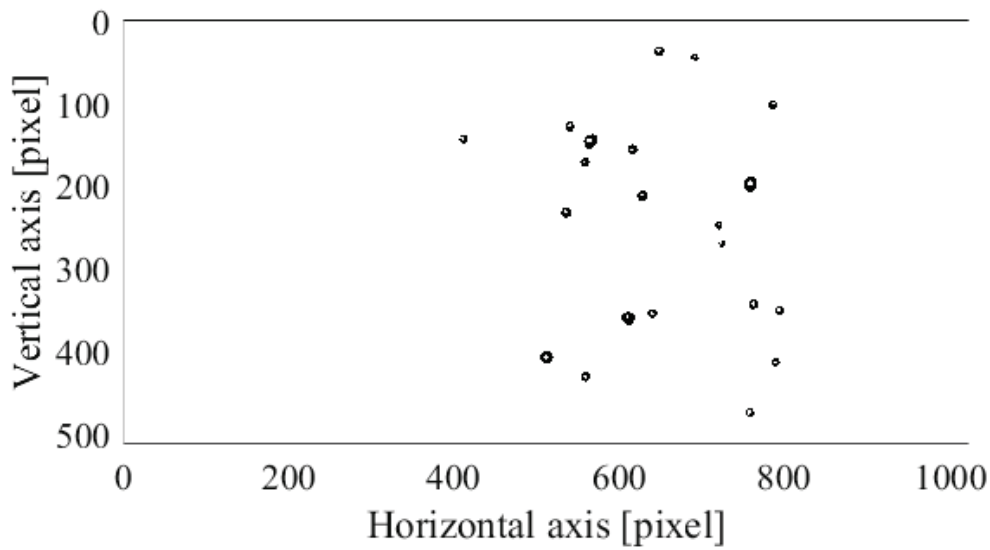


図 4.3.2-2 スプレー水液滴画像例

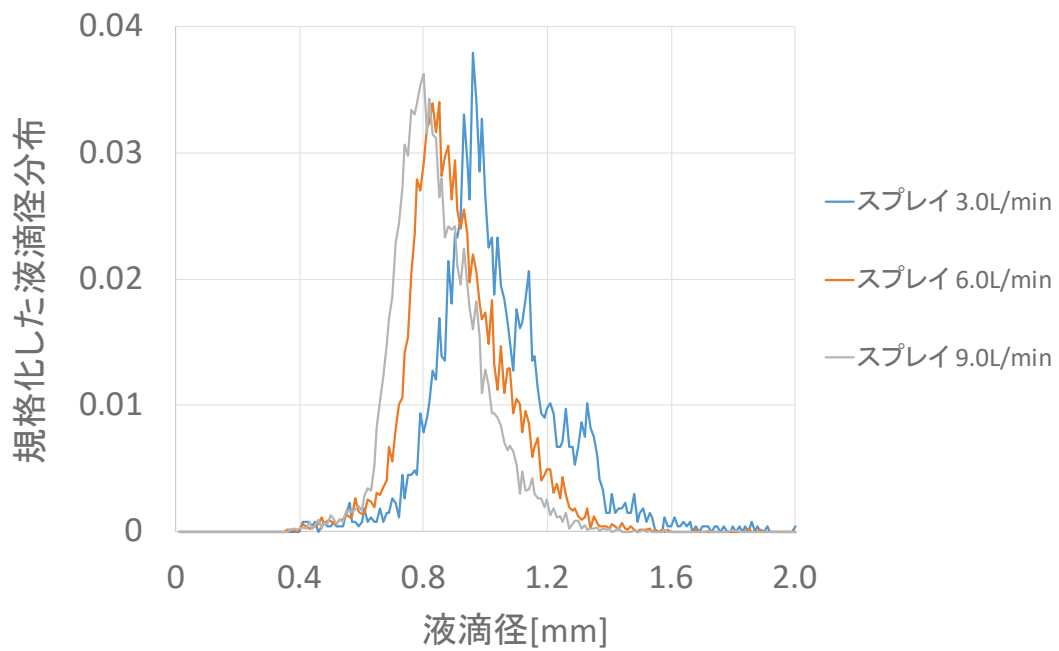


図 4.3.2-3 スプレー水液滴径計測結果

4.3.3 閉止空間エアロゾル除去試験

本試験の目的はエアロゾルが充填された閉止空間に対し、スプレーを散水した際のエアロゾル除去効果を確認することである。平成 29 年度に同様の試験を実施しているが[3]、本年度は試験部を樹脂製からステンレス金属製に変更して静電気の効果を排除し、また、スプレー流量を前回よりも大きくした条件で実施した。なお、本実験では除去率の補正は行って

いない。

本実験に使用した試験装置の模式図を図 4.3.3-1 に示す。試験部は断面が 0.5m×0.5m の正方形、高さ 2.0m の SUS 製試験部である。エアロゾルガスは試験部底部から注入され、試験部上部へ排気される構造であり、本実験では底部からエアロゾルを試験部内に充満させた後に、入口側と出口側のバルブを閉じた密閉空間にスプレイを噴射した際のエアロゾル濃度時間減衰を計測する。密閉空間にスプレイを噴射することで試験部が加圧されることを防ぐために、試験容器の底部には設定水位を超える蓄積水が容器外に排出される排水機構（エアレント機構が付いた水封トラップ）を備えている。（図 4.3.3-2 参照）

エアロゾル生成には粒子径 0.5 μ m、0.7 μ m、1.0 μ m の単分散 SiO₂ 粒子を使用した。エアロゾルは 4.2 節と同じエアロゾル発生器（PALAS 社製 RBG2000）を用いて発生させたものをクリーンエアと混合して、試験部底部に設けられた 4x4 に配置されたノズル（図 4.3.3-3 参照）より試験体内に注入した。エアロゾル計測器には 4.2 節と同じ WELAS（PALAS 社製）を使用した。エアロゾル濃度の計測は、図 4.3.3-1 に示した試験体の上下 2 か所で実施した。下面から 0.75m のサンプリング箇所を us（upstream）、上面から 0.25m のサンプリング箇所を ds（downstream）として名付ける。エアロゾルガスを WELAS での計測に必要な個数濃度に達するまで注入した後、注入側と出口側のバルブを閉めて試験部内を密封した。尚、WELAS での計測には 5L/min のサンプリングガスが必要であり、測定を行うことによって試験部内が減圧してしまう。このため次の対策を行った。まず、2 か所あるサンプリングラインの途中から、それぞれ希釈ガスを 4L/min 混入し、試験部からの吸引を WELAS 1 台あたり 1L/min に減じた（図 4.3.3-1）。続いて、試験部から吸引する合計 2L/min のサンプリングガスを補うべく、同流量の補充空気を試験部上部から加えた。

スプレイのエアロゾル除去効果を評価するため、エアロゾル個数濃度の時間変化を次の式で表す。

$$\frac{C(t)}{C(0)} = \exp(-\lambda t)$$

C(t)は時刻 t[秒]に於けるエアロゾル個数濃度、 λ は濃度減衰率である。この濃度減衰率 λ を求めるために上述の方法で密封した空間内エアロゾルガスにスプレイ水を作用させて、エアロゾル個数濃度の経時変化を測定した。スプレイ水の流量は 0.6L/min、1.2L/min、2.4L/min とした。それぞれの測定結果はスプレイ散水直前の初期個数濃度で規格化し、濃度減衰率 λ の算出は、スプレイ散水後に時間減衰するエアロゾルに対して、個数濃度が初期値の 10%程度となるまでの測定結果を上式の指数関数にフィッティングして求めた。

本試験の結果を図 4.3.3-4 に示す。粒子及びスプレイ流量条件が等しい場合には us と ds の結果において位置による差はほとんど見られない。濃度減衰率 λ はスプレイ水流量が多いほど高くなり、使用された粒子の粒子径が大きいほどその傾向が顕著であることがわかる。これはスプレイ水流量が多いほど液滴と粒子が衝突する確率が上がるためであり、粒子

径が大きくなることにおいても同様のことが考えられる。

尚、参考として本試験における最小スプレー水流量 $0.6\text{L}/\text{min}$ 時の最小粒子径 $0.5\ \mu\text{m}$ 及び最大粒子径 $1.0\ \mu\text{m}$ での us 位置計測結果、並びに最大スプレー水流量 $2.4\text{L}/\text{min}$ 時の最大粒子径 $1.0\ \mu\text{m}$ での us 位置計測結果を図 4.3.3-5 に示す。時間変化は $\exp(-\lambda t)$ の関数形に従って時間減衰する様子が示されており、スプレー水流量や使用された粒子の粒子径が、エアロゾル個数濃度の減少傾向に大きく影響を与えていることがわかる。

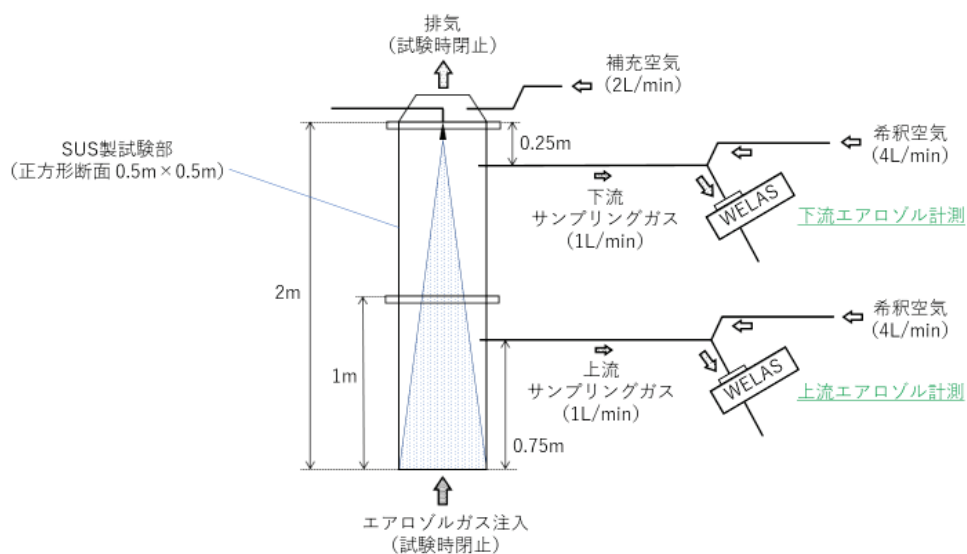


図 4.3.3-1 閉止空間エアロゾル除去試験装置模式図

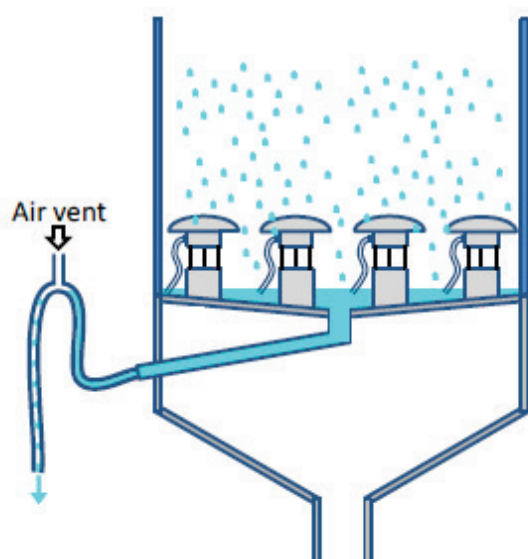


図 4.3.3-2 容器底部の排水機構の模式図



図 4.3.3-3 試験部底部に設けられたエアゾルガス注入部の写真

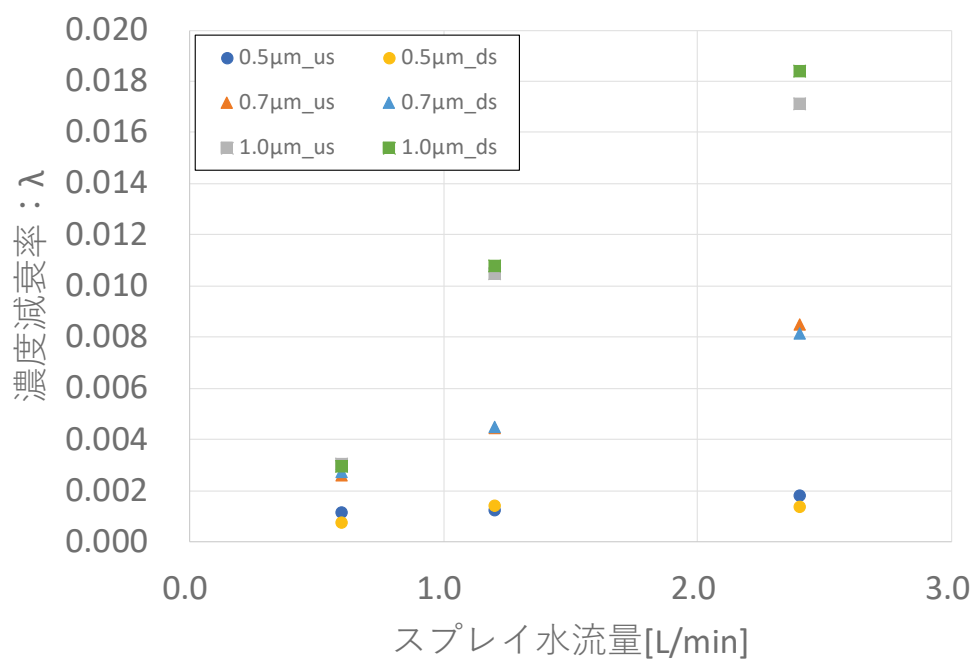


図 4.3.3-4 各粒子径及びスプレー水流量における濃度減衰率

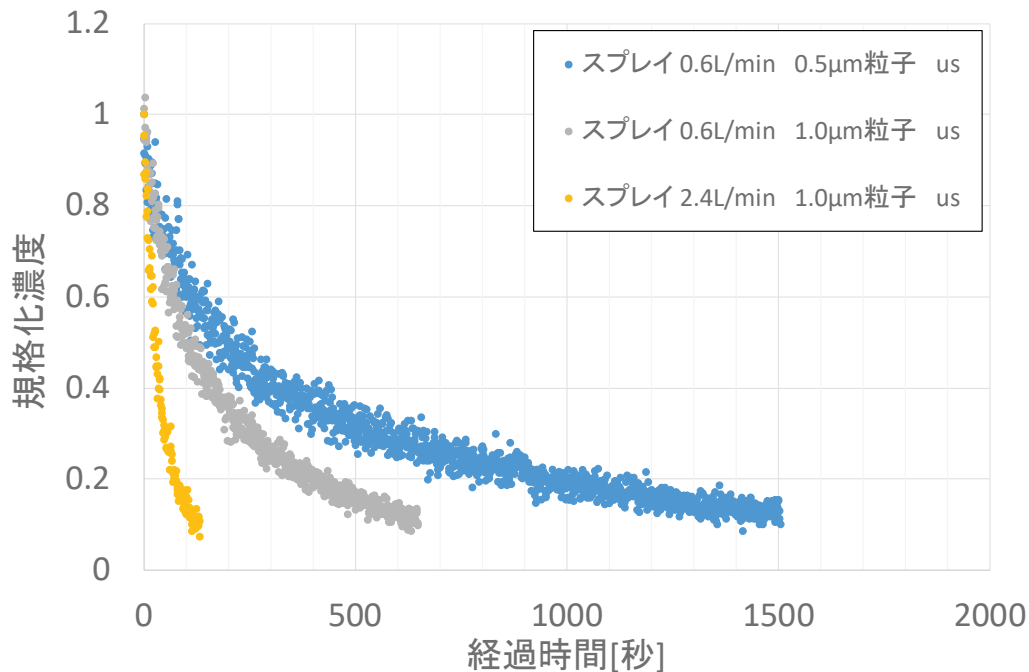


図 4.3.3-5 閉止空間エアロゾル除去実験結果 : us

4.3.4 スプレイスクラビング実験のまとめ

今年度の実施内容と成果を以下にまとめる。

- 1) SUS 試験部を用い、エアロゾルガスの注入口を改良した体系で小液滴スプレー・クロスフロー試験を行った。スプレー水流量が多いほど DF は大きくなり、また注入エアロゾルガス流量が少ない場合及び粒子径が大きい場合にその傾向が顕著となることを確認した。
- 2) 液滴径 1mm 前後の大液滴スプレーを用いて 1)と同様のクロスフロー試験を行った。いずれの粒子径においても注入エアロゾルガス流量が少ないほど DF が高くなる傾向がみられたが、DF の絶対値は小液滴条件と比べて非常に小さく、スプレー水流量への依存性も現れなかった。
- 3) 大液滴スプレー・クロスフロー試験に用いたスプレーノズル部を使用し、液滴径の計測を行った。試験条件としたスプレー水流量における液滴径分布のピークは 0.8mm から 1.0mm 程度であることが確認できた。
- 4) エアロゾルを伴うガスが充填された閉止空間に対し、小液滴スプレーを散水した際のエアロゾル除去効果確認試験を行った。スプレー水流量が多いほど除去効果は高くなり、また使用された粒子の粒子径が大きいほどその傾向が顕著であることが確認できた。

4.4. 個別効果試験

4.4.1 壁凝縮熱流動計測実験

4.4.1.1. 目的

シビアアクシデント時の格納容器内の熱水力挙動を評価する上で、壁面近傍での非凝縮ガスと水蒸気の混合流体の凝縮挙動の評価は非常に重要である。原子力機構では CFD コード OpenFOAM に対してガス種の移流方程式に基づく凝縮モデルを実装し、壁面上での非凝縮ガスを含む蒸気の凝縮挙動の解析を行っている。CFD 解析の結果を検証する上で、解析結果と、凝縮発生時における壁面近傍の熱流動挙動を詳細に計測した実験データとの比較は必要不可欠である。一方で、壁面凝縮の CFD 解析では、前記の気体移流方程式に基づくモデルを使用する場合は、壁面近傍で非常に細かいメッシュ解像度が要求される。実機の格納容器は非常に大きな体積を有することから、実機スケールの CFD 解析で壁面近傍に細かいメッシュを適用することは計算コストの点から現実的ではない。そのため、凝縮壁面に適用できる壁関数モデルの構築が検討されている[1]。凝縮壁面では熱と物質の伝達により温度とガス濃度の勾配を伴うため、等温場条件に基づく一般的な壁関数は適用できない。以上の点を踏まえ、本研究では CFD 解析結果検証のための実験データ取得と凝縮を伴う際の壁関数モデル構築に資するためのデータベース構築を目的として、壁凝縮熱流動計測実験を実施する。

今年度は、凝縮発生時の流速および温度分布を詳細に計測するための風洞試験装置 WINCS (WInd tunnel for Condensation of Steam and air mixture)を用い、滴状凝縮条件および流下液膜供給条件下での流速分布・温度分布の計測を行った。またそれらの計測結果および計測結果から得られた速度分布の普遍則について考察した。

4.4.1.2. 実験装置概要

WINCS の装置全体図の模式図を図 4.4.1-1 に示す。試験装置は上流から拡大部・整流部・縮流部・助走部・試験部・出口側拡大部で構成されている。助走部長さは 0.3m、試験部長さ 1.5m、試験部内高さは 0.07m、幅 0.35m である。試験部に流入した気体が計測対象である。試験部底面は厚さ 25mm のステンレス板で、その背面に冷却水を循環させることで底面壁を冷却し、凝縮壁とすることが可能である。試験装置本体は上流から下流に向かって下降するように傾斜を有しており、傾斜角は 5~90 度で変更可能である。蒸気および空気はそれぞれ流量制御し、両者を混合して試験部に供給される。凝縮は試験部入口で最初に滴状凝縮として発生し、下流に流れるに従って水滴が集合して液膜を形成する。入口部から安定な液膜境界条件を作るために、助走部の下面に液膜供給部を設置し、ここからシンターを通して水がしみだして強制的に下流の試験部底面を液膜で覆うことを可能な機構も設けた(図 4.4.1-2 参照)。

試験部内の流速をレーザードップラー流速計 (LDV) で計測し、温度は熱電対により計測する。レーザを導入するためのガラス製の光学窓を助走部に 1 ヶ所、試験部に 4 ヶ所設

けた。容器内の上面から底面まで速度分布を計測可能とするため、光学窓のガラス面は流路高さを含むように 7cm 角の大きさを確保した。蒸気凝縮に伴うガラス面の曇り防止のため、ガラス面を加熱空気により加熱する構造とした。

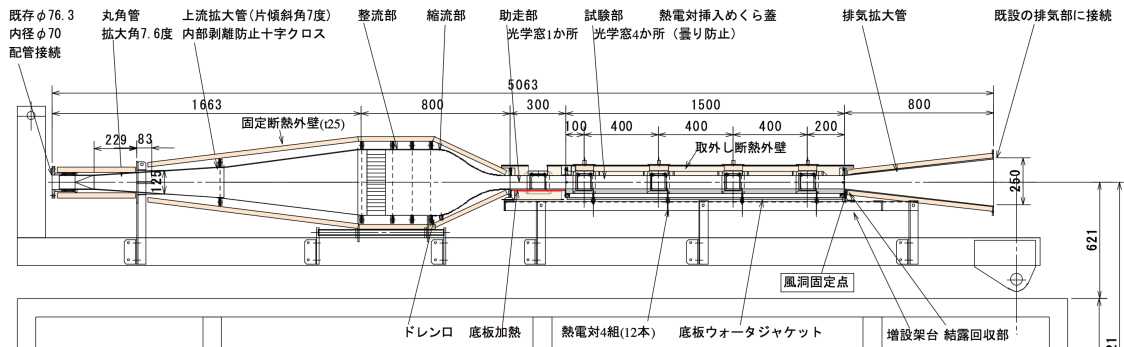


図 4.4.1-1 WINCS 全体図

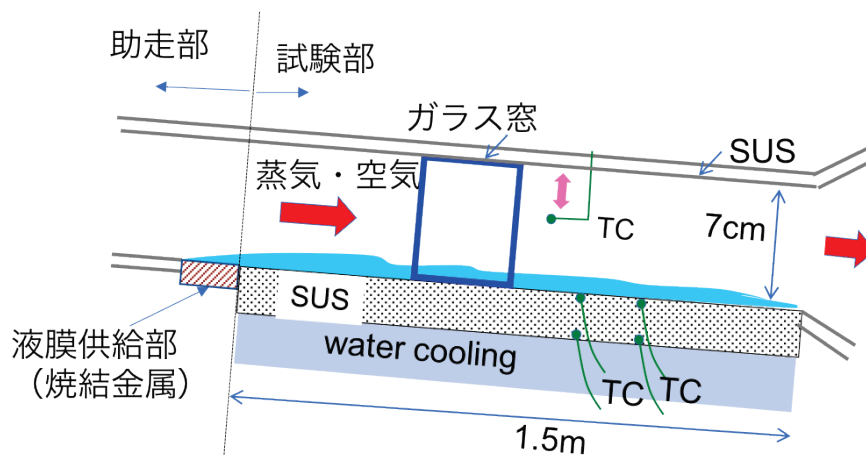


図 4.4.1-2 試験部断面模式図

4.4.1.3. 実験内容

蒸気・空気の混合気体を流入させた際の速度分布と温度分布を計測した。実験では蒸気のみを事前に流し、試験部の予熱を実施した。予熱完了後に蒸気および空気の混合気体を流入させ、試験部底部を冷却し凝縮を発生させた。試験部底部の 2 次側は温度 20°C の水で冷却する。液膜供給部から液膜を供給しない条件および供給する条件でそれぞれ実験を行った。また、試験部の傾斜は 5 度および 90 度とした。定常流れを計測するため、試験部内の固定点（縮流部出口からの距離 $x=1610\text{mm}$ の位置で、上面壁から 2~3mm 下方の位置）での温度がほぼ一定となっているのを熱電対により確認し、蒸気・空気の混合気体供給開始から 1 時間以上経過した後に計測を開始した。流速はレーザードップラー流速計 (LDV) を試験部側方 ($x=1600\text{mm}$) に設置し、計測した。試験部内の温度は $x=1610\text{mm}$ に設置した熱電対

により計測した。流入させた蒸気流量、空気流量等の条件を以下に示す。

傾斜角 5 度の流入条件

表 4.4.1-1 に今年度実施した実験での流入条件を示す。混合気体の飽和蒸気温度を 73℃ となるように流量比を決定した。液膜供給を行う条件・行わない条件（滴状凝縮条件）でそれぞれ実験を実施した。また実験結果の比較のため、昨年度実施した実験条件を表 4.4.1-2 に示す。昨年度実験は今年度より蒸気モル分率が低く、凝縮が生じにくい条件である。またいずれの条件も Reynolds 数（代表速度を平均速度、代表長さをダクト断面高さとした）は約 10000 である。

表 4.4.1-1 傾斜角 5 度での流入条件

条件	蒸気流量 kg/h	空気流 量 L/min	蒸気モル 分率	混合気体の 飽和温度℃	混合気体入 口温度℃	液膜供給流 量 L/min	液膜入口 温度℃
1	35.6	1500	0.35	73	85	20	20
2	35.6	1500	0.35	73	85	なし	

表 4.4.1-2 傾斜角 5 度での流入条件（昨年度実施）

条件	蒸気流 量 kg/h	空気流 量 L/min	蒸気モル分 率	混合気体の 飽和温度℃	混合気体入口 温度℃	液膜供給流 量 L/min	液膜入口 温度℃
3	14.6	3000	0.10	46	60	30	10

傾斜角 90 度の流入条件

滴状凝縮条件の実験条件を表 4.4.1-3 に示す。傾斜角を 90 度とした場合、垂直流路は片側冷却壁・片側断熱壁の境界となり、浮力の影響による自然対流が流路チャンネルに加わる。この効果は浮力と流体慣性の比である Richardson 数により評価できる[2]。

$$Ri = \frac{\rho_w - \rho_b}{\rho_b} \frac{Lg}{u_b^2} \quad (4.4.1-1)$$

$\rho_w, \rho_b, L, g, u_b$ はそれぞれ壁面での気体密度、バルク密度（ここでは入口密度とする）、冷却面長さ（ここでは冷却面先端から速度計測位置までの距離である 1.2m とした）、重力加速度、バルク速度（ここでは測定位置での高さ方向の最大速度とした）である。CIGMA のような数 m 高さの大型流路では Ri 数がおおよそ 3 程度と見積もられ、本実験でも Ri=3 程度を中心に条件を設定した。壁面温度を冷却板内の温度から推定し、壁面上では蒸気が温度で決まる飽和状態であるとして壁面での密度を算出した。供給蒸気のモル分率を 0.35 とし、バルク速度を変化させて Richardson 数を 0.65, 3.3, 9.6 に設定した。また、入口供給蒸気

のモル分率を 0.55¹⁾に増加した条件で Richardson 数を 3.5 とし、蒸気モル分率が異なる場合の相似性について検討した。

表 4.4.1-3 傾斜角 90 度での流入条件（滴状凝縮条件）

条件	蒸気流量 kg/h	空気流量 L/min	蒸気モル分率	混合気体の飽和温度℃	混合気体入口温度℃	バルク速度 m/s	Richardson 数
1	35.6	1500	0.35	73	85	2.7	0.65
2	19.3	825	0.35	73	85	1.2	3.3
3	6.5	275	0.35	73	85	0.7	9.6
4	33	627	0.55	84	85	1.3	3.5

液膜供給条件の実験条件を表 4.4.1-4 に示す。液膜温度を 40 度程度まで昇温した際の速度分布計測を実施した。液膜温度の昇温のため、今年度整備したループを使用した。循環用の冷却水温度は本実験のみ 15℃とした。本条件では Richardson 数は 0.55 であった。

表 4.4.1-4 傾斜角 90 度での流入条件（液膜供給条件）

条件	蒸気流量 kg/h	空気流量 L/min	蒸気モル分率	混合気体の飽和温度℃	混合気体入口温度℃	バルク速度 m/s	液膜供給流量 L/min	液膜入口温度℃
5	35.6	1500	0.35	73	85	2.6	20	40

4.4.1.4. 実験結果

傾斜角 5 度の測定結果

図 4.1.4-3, 4 に液膜供給条件および滴状凝縮条件での壁面垂直方向速度分布を示す。これらの図で縦軸は試験部内の床面からの高さ z を表している ($Z=0\text{mm}$ が冷却面)。速度の最大値はほぼ一致しているが、液膜供給条件では、冷却面近傍の速度が大きくなり、境界層が薄くなる。後ほど、これらの速度の測定結果を無次元化した結果について示す。

¹⁾ 蒸気モル分率 0.55、バルク速度 1.3m/s、 $Ri=3.5$ の条件は昨年度実施した CIGMA 実験 CC-PL-SJ-06D を参考にして決定した。この実験では、蒸気・空気混合気体中に蒸気ジェットを注入し、定常的に外面冷却を実施した実験である。この実験のジェットに関する CFD 解析により壁近傍の速度は 1.2m/s 程度であった。また、バルク中の蒸気のモル分率は 0.55 程度であった。

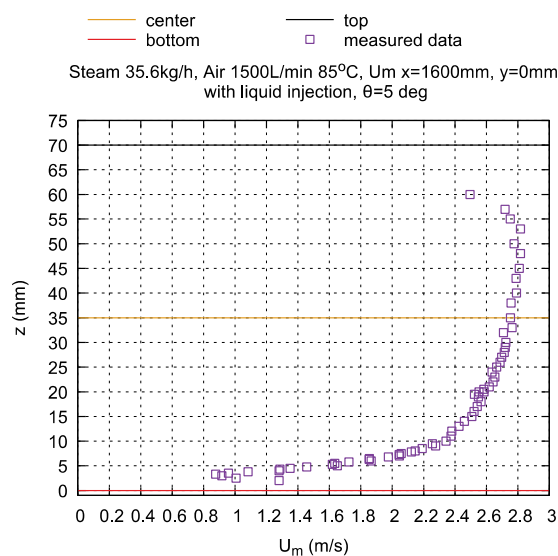


図 4.4.1-3 液膜供給条件の速度分布 (条件 1)

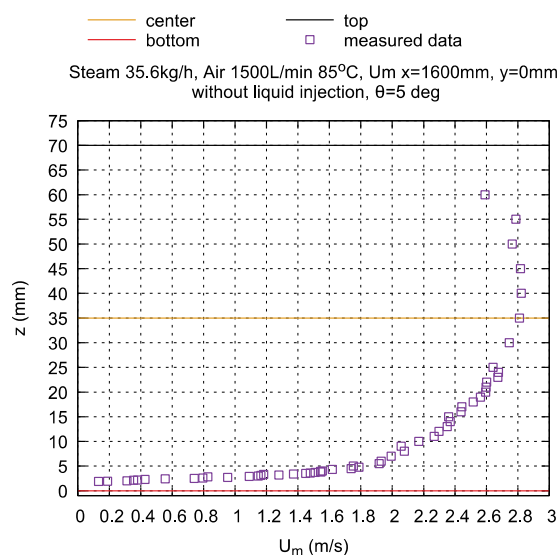


図 4.4.1-4 液膜供給なし (滴状凝縮) 条件の速度分布 (条件 2)

傾斜角 90 度の測定結果

滴状凝縮条件での速度分布と温度分布を図 4.4.1-5～8 に示す。冷却面で凝縮が進行し、密度が高くなった流体は重力により主流方向に加速される。これによりバルク速度が減少する対流効果を生み出し、浮力の影響が強い (Ri 数が大きい) 場合に冷却面側にシャープな速度の極大値が現れるのがわかる。今回計測を行った条件では冷却面側の速度境界層の厚さは 10～15mm 程度となった。温度境界層の厚さは速度境界層のそれと比較して大きく、15～17mm 程度であった。バルク温度は蒸気流量に応じて変化し、蒸気流量が小さいとバルク温度も低下した。

液膜供給条件での速度分布を図 4.4.1-9 に示す。流入量を同様とした滴状凝縮条件（条件 1）の速度分布と比較して数 mm 境界層が薄くなる程度であり、液滴による粗面の効果は大きく現れなかった。液膜の供給温度を 40°C 程度とし、滴状凝縮条件での壁温度約 27 度と比較して高温であるが、速度分布は類似の結果となった。

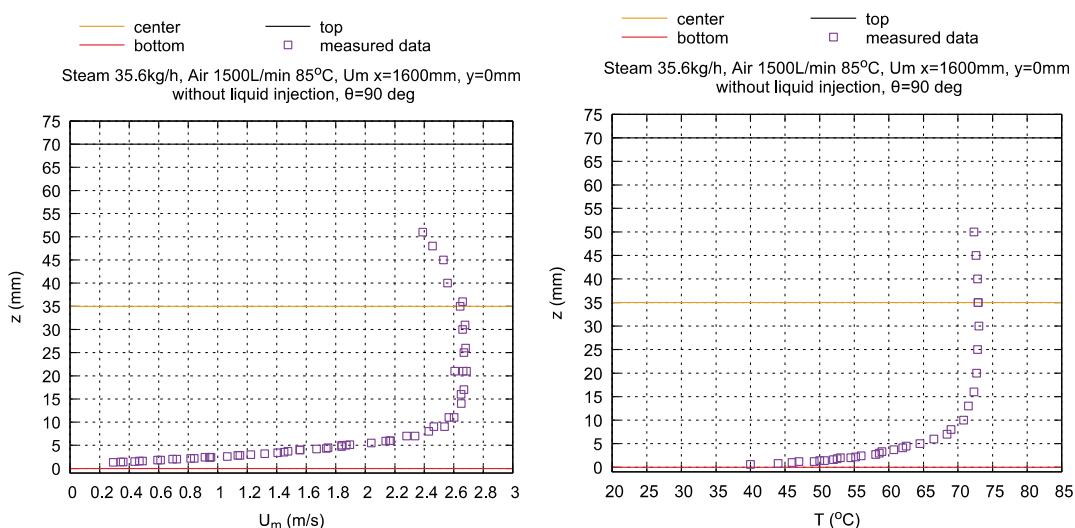


図 4.4.1-5 滴状凝縮条件の速度と温度分布（条件 1；蒸気モル分率 0.35, $Ri=0.65$ ）

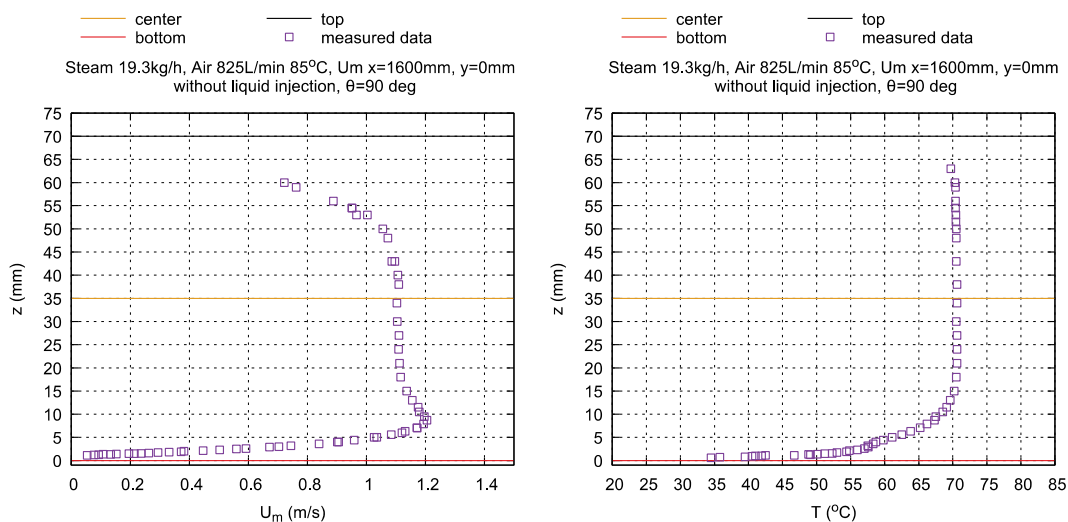


図 4.4.1-6 滴状凝縮条件の速度と温度分布（条件 2；蒸気モル分率 0.35, $Ri=3.3$ ）

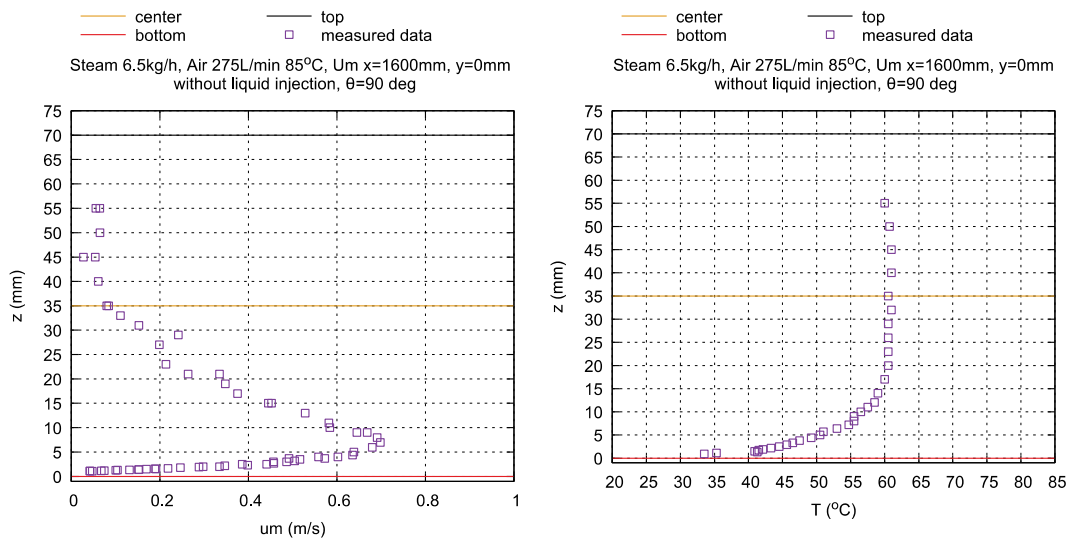
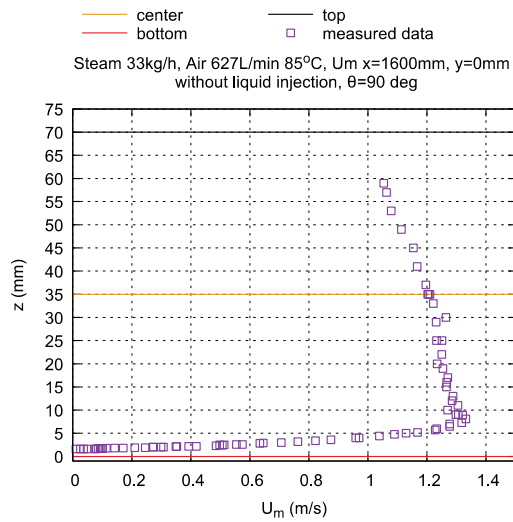


図 4.4.1-7 滴状凝縮条件の速度と温度分布 (条件 3 ; 蒸気モル分率 0.35, $Ri=9.6$)



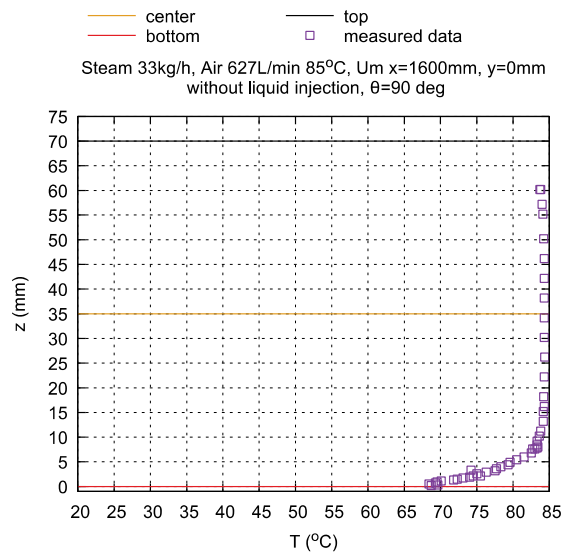


図 4.4.1-8 滴状凝縮条件の速度と温度分布（条件 4；蒸気モル分率 0.55, Ri=3.5）

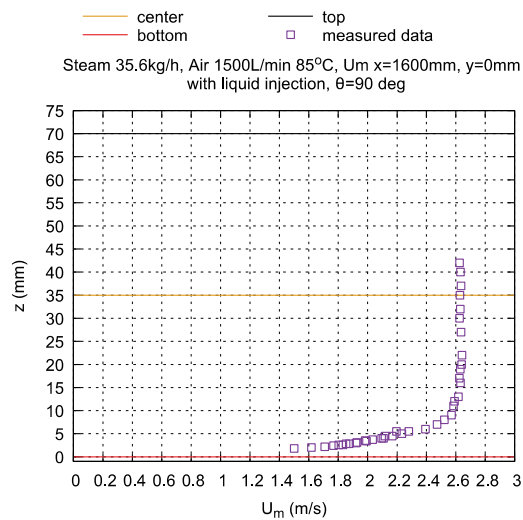


図 4.4.1-9 液膜供給条件の速度分布（条件 5；蒸気モル分率 3.5, Ri=0.55）

無次元速度分布

以上の計測により得られた速度データを用いて摩擦速度を算出し、速度分布の相似則の検討を行う。摩擦速度の算出には次に示す Clauser-chart 法[3]を用いた。一般に乱流中において、次式で示す対数則により速度分布が表される対数則領域が存在する。log は自然対数である。

$$\frac{U(y)}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \log \frac{yu_\tau}{\nu} + B \quad (4.4.1-2)$$

U は速度、 u_τ は摩擦速度、 y は壁からの距離、 ν は動粘性係数、 κ および B は流れの条件で決まる定数である。式(4.4.1-2)に u_τ/U_{inf} (U_{inf} はバルク速度) を乗じると

$$\frac{U(y)}{U_{inf}} = \frac{1}{\kappa} \frac{u_\tau}{U_{inf}} \log \frac{yU_{inf}}{\nu} + \frac{1}{\kappa} \frac{u_\tau}{U_{inf}} \log \frac{u_\tau}{U_{inf}} + B \frac{u_\tau}{U_{inf}} \quad (4.4.1-3)$$

ここで $C_f = 2 \left(\frac{u_\tau}{U_{inf}} \right)^2$ とすると

$$\frac{U(y)}{U_{inf}} = \frac{1}{\kappa} \sqrt{C_f/2} \log \frac{yU_{inf}}{\nu} + \frac{1}{\kappa} \sqrt{C_f/2} \log \sqrt{C_f/2} + B \sqrt{C_f/2} \quad (4.4.1-4)$$

U および U_{inf} は計測結果より得られる。 κ および B は定数として与えるため、計測結果とのフィッティングにより C_f を求めることで、壁面摩擦速度 u_τ が求められる。また、対数則領域が見られず、線形則領域(粘性底層)のみ見られた場合には、式(4.4.1-5)を用いて、壁面摩擦速度を算出できる。

$$\frac{U(y)}{U_{inf}} = \frac{y}{\nu} \left(\frac{u_\tau}{U_{inf}} \right)^2 U_{inf} = \frac{y C_f}{\nu 2} U_{inf} \quad (4.4.1-5)$$

本解析では κ および B は過去の文献値から多く用いられている 0.384, 4.1 とした。

本実験では壁面に凝縮による液滴もしくは流下液膜が存在するので、相似則を検討するためには液滴もしくは液膜分の壁面位置をオフセットする必要がある。しかしながら、大きさの異なる凝縮液滴や表面位置が変動する液膜に対してオフセットを定量的に評価することは難しく、それを普遍的に評価する手法も見当たらない。ここでは、第一段階の近似として、計測結果や目視観察及び粗い計測から普遍則分布が得られるような y を検討し、いくつかのオフセット値を仮に定めて評価することとする。また、滴状凝縮条件では壁面での速度をゼロとできる一方、液膜供給条件では液膜界面はすべりゼロではない有限の速度を持つ。この補正として、計測により得られた速度から液膜の速度を差し引いた相対速度を $U(y)$ として上式に適用し壁面摩擦速度を算出した。液膜表面の速度は実験において計測していないので、液膜の供給流量と試験部形状、液膜厚さの粗い見積りからの概算値を適用した。速度および距離の無次元化は以下とした。

$$U^+ = \frac{U}{u_\tau}, \quad y^+ = \frac{u_\tau}{\nu} y \quad (4.4.1-6)$$

傾斜角 5 度の結果

傾斜角 5 度とした場合の結果について述べる。昨年度実施した液膜供給条件(条件 3: 蒸気モル分率 0.1、 $Re=10000$)での無次元速度を図 4.4.1-10 に示す。目視により液膜厚さは 2~3mm 程度であったことから、液膜厚さを 2.5mm, 3mm と仮定して y をオフセットし無次元化した。液膜速度は液膜厚さおよび液膜の幅、供給量から概算値として与えた。この図から対数則はよく成立することが確認できる。一方、粘性底層中の速度分布は線形則に一致しない結果となったが、これは y のオフセットの定義にもよる。条件 1(蒸気モル分率 0.35、

Re=10000) および条件 3 (蒸気モル分率 0.1、Re=10000) の無次元速度分布を図 4.4.1-11 に重ねて示す。実線は粘性底層での線形速度分布、破線が対数則分布を表している。どちらの条件でも対数則がよく成立していることが確認できる。また、無次元速度分布は蒸気濃度によらず、ほぼ一致した。

次に滴状凝縮条件 (条件 2: 蒸気モル分率 0.35、Re=10000) での無次元速度を図 4.4.1-12 に示す。液膜供給条件と異なり、対数則および線形則の双方がよく成立し、一般の乱流と同様の普遍則が成立することが確認できた。本条件では凝縮が生む壁方向への蒸気流の影響は大きくないことが示唆される。さらに、凝縮量を増加させた場合等、条件を広げて検証を進める必要がある。

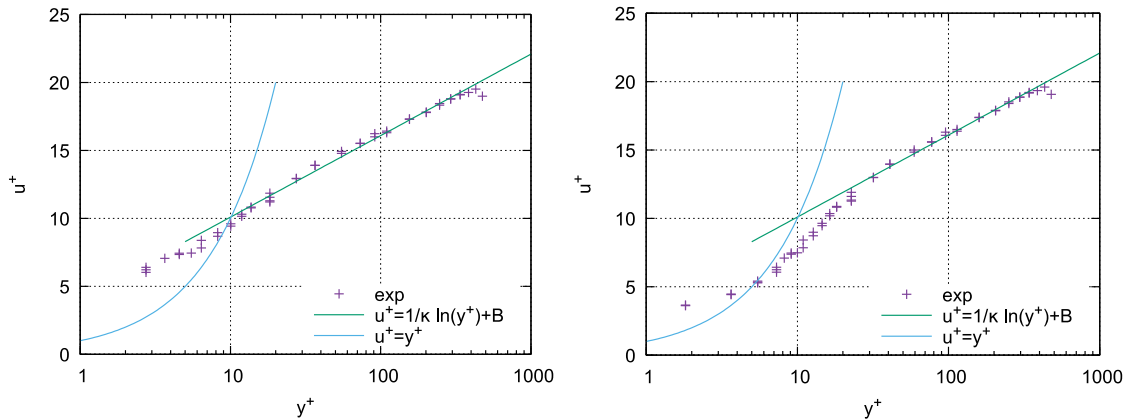


図 4.4.1-10 液膜供給条件の無次元速度 (条件 3; モル分率 0.1、Re=10000) 左図: 液膜厚さ 2.5mm を仮定。右図: 液膜厚さ 3mm を仮定。

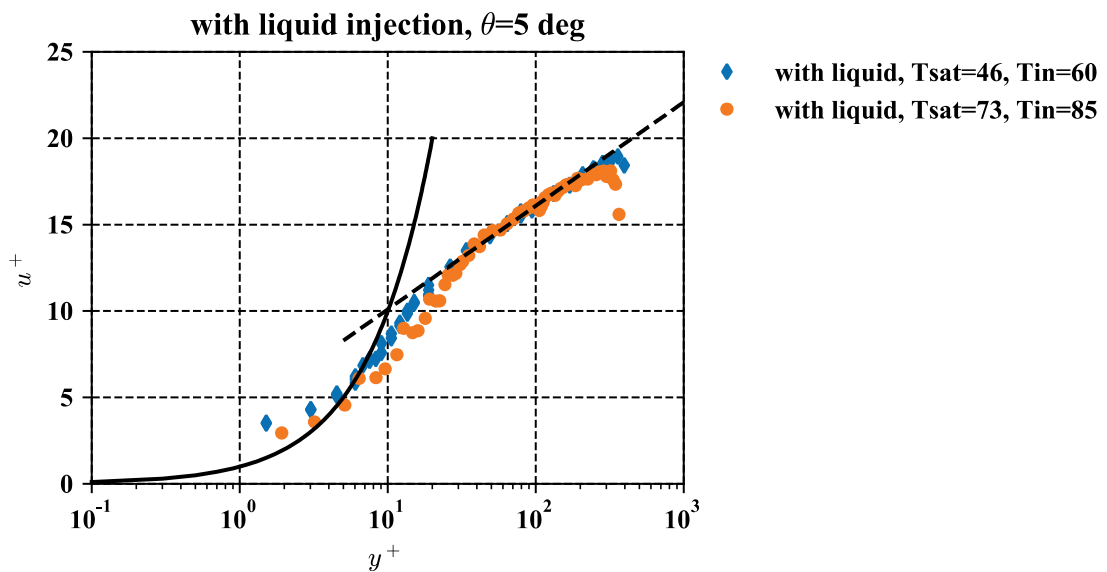


図 4.4.1-11 液膜供給条件の無次元速度 (条件 1, 3)

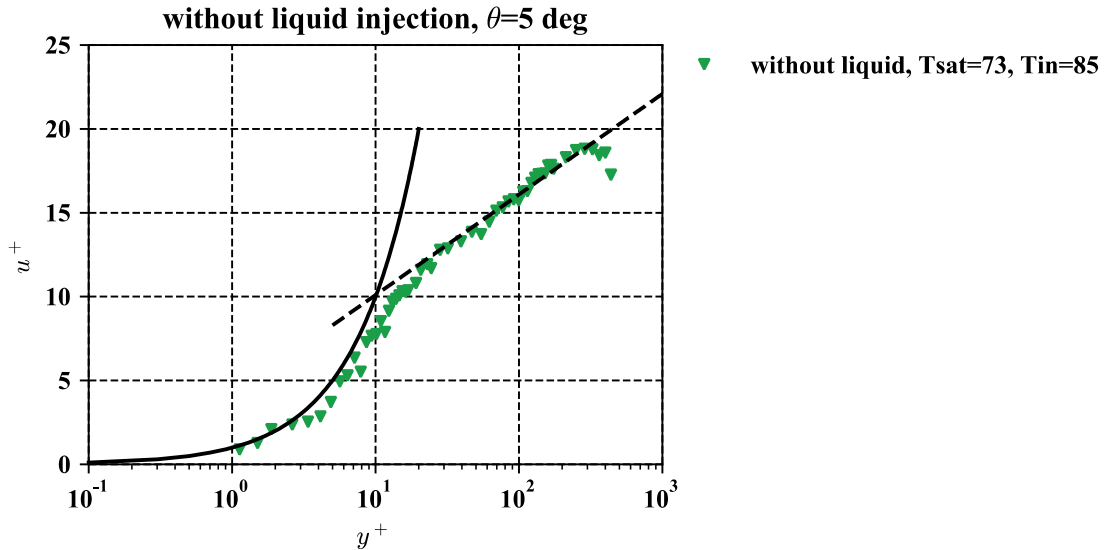


図 4.4.1-12 滴状凝縮条件の無次元速度 (条件 2 ; 蒸気モル分率 0.35、 $Re=10000$)

傾斜角 90 度の結果

傾斜角を 90 度の場合の結果について述べる。滴状凝縮条件 (条件 1~4) の無次元速度を図 4.4.1-13 に示す。傾斜角 90 度の場合、傾斜角 5 度の場合と異なり、いずれの場合においても対数則領域は見られなかった。一方、線形則はいずれの場合もよく成立していた。 $y^+ > 10$ 以上の領域では Richardson 数に応じて、速度分布に差が見られた。Richardson 数が大きい場合 (浮力が慣性に対して支配的な場合) 冷却面近傍の速度が大きいため、主流側が低速となる。一方、Richardson 数が小さい場合 (慣性が浮力に対して支配的な場合)、主流側が高速となるが、対数則とは一致しない分布となった。Ri 数が 3 程度と等しく、飽和温度 73°C (蒸気モル分率 0.35、条件 2) と飽和温度 84°C (蒸気モル分率 0.55、条件 4) として蒸気濃度を変化させた場合を比較すると、速度分布は重なり、差は見られない。速度分布に対しては凝縮速度よりも浮力が生む対流効果が支配的となることが示唆され、これらの結果は Kelm ら[2]の結果と同様である。

90 度かつ液膜供給条件 (条件 5 : $Ri=0.55$) での無次元速度を図 4.4.1-14 に示す。滴状凝縮条件と同様にして、対数則領域は見られないが、線形則は成立することが確認できる。

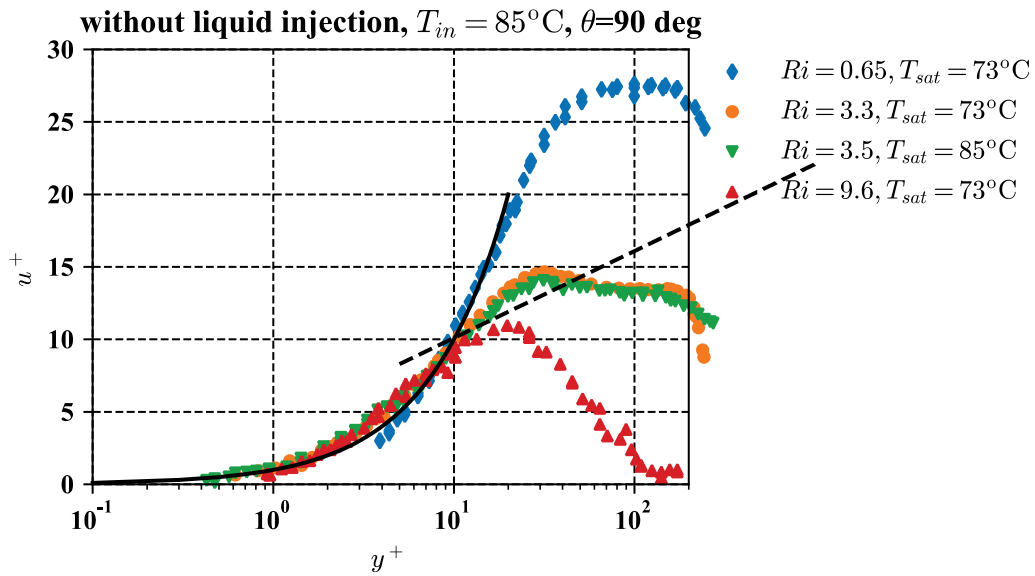


図 4.4.1-13 滴状凝縮条件での無次元速度 (条件 1~4)

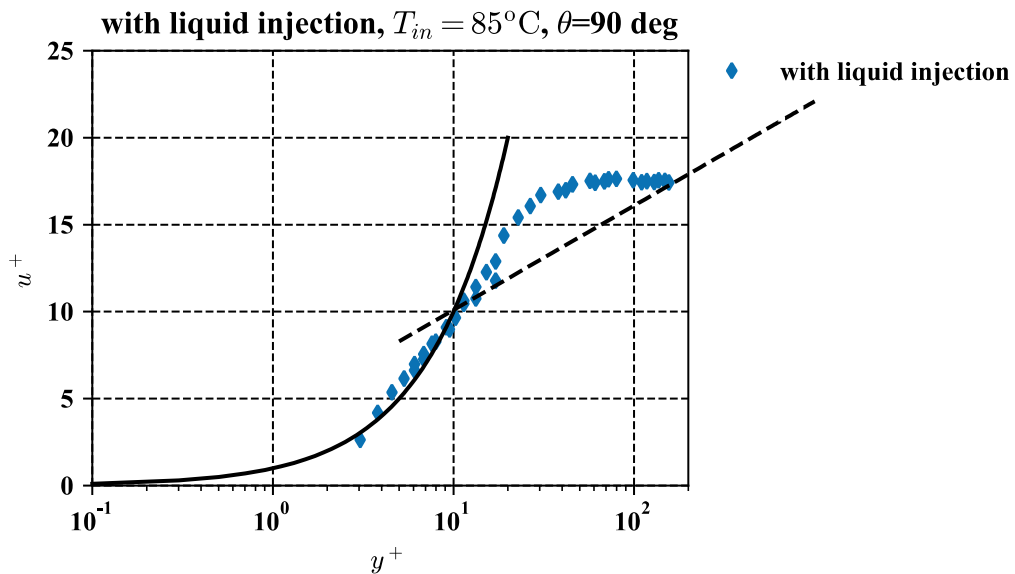


図 4.4.1-14 液膜供給条件の無次元速度 (条件 5)

4.4.1.5. 実験装置整備内容

実験条件の拡充および安定化等を目的として、主に液膜供給系のループを設置した。これにより、冷却液膜を長時間に渡り試験部に供給することが可能となった。また、ループ部にヒーターを設置し供給液膜の加熱も可能となった。

4.4.1.6. まとめ

WINCS 装置を用いて、傾斜角 5 度および 90 度での凝縮を伴う際の速度分布・温度分布を計測した。また無次元速度を評価し、一般的に乱流中に見られる普遍則（対数則および線形則）との比較を行った。

傾斜角を 5 度とした場合は浮力の影響はほぼ見られず、凝縮が生みだす壁向きの流れの効果も小さく、対数則および線形則が成立することが確認できた。また、液膜供給した場合も粘性底層で速度分布がほぼ線形則と一致することが確認できた。

実際の格納容器で最も大きな面積を有すると予測される鉛直壁条件を模擬した傾斜角を 90 度とした場合、速度分布に浮力の影響が大きく現れ、バルク速度に応じて速度分布が変化することが示された。しかし、粘性底層では線形則がよく成立することが確認できた。

4.4.2 小型密度成層浸食実験

シビアアクシデント時の格納容器内の熱水力挙動を評価する上で、事故過程で発生した水素の挙動および分布を把握することは、水素爆発による格納容器破損を評価する上で非常に重要である。前節の CIGMA 実験のように、格納容器内密度成層現象に関する実験はこれまで多くの OECD プロジェクトなどで大型実験装置を用いて行われている。一方で、模擬格納容器を用いた大型実験では、計測や実験コストで大きな制約があり、多様な実験条件での詳細なデータの取得が容易にできない等の短所がある。本事業では、これらの問題点を補完し、詳細に現象を理解するために、可視化および詳細計測に特化した小型実験装置 VIMES (Visualization and MEasurement system on Stratification behavior) を製作し、実験を行ってきた。本年度は、浮力噴流による物質移行挙動に着目して VIMES 実験を進めた。また、昨年度に製作した実機形状模型を用いて、複雑な構造物存在下でのヘリウムガス移行挙動に関する実験を実施した。

4.4.2.1. VIMES 装置概要

図 4.4.2-1 に VIMES 装置の概要および装置の外観を示す。試験容器は、1.5(W)×1.5(L)×1.8(H)≒4 m³の直方体容器で、噴流注入のために底面に上向きノズル、側面に 2 つの横向きノズルを有する(ノズル径は全て 0.03 m)。本装置サイズは、容器内に 2 人の人員を入れてリファレンススケールの設置や内部構造物の設置などができること、内部構造物の加重に容器本体が耐えうることなど、実験の効率性、利便性を考慮して設計された。作動流体は、空気、ヘリウムおよびそれらの混合ガスであり、最大 300 slm までの流量計測が可能な二つのマスフローコントローラにより流量制御を行う。この流量は、上記の試験容器サイズをベースに、比較的緩やかな成層侵食から過渡が早い侵食現象まで包含でき、計測機器(とくに気体濃度を計測するための質量分析計)の時間解像度を考慮して決定した。また、均一にミキシングされた混合ガスを作成するために、配管途中にスタティックミキサーを設置している。本装置は、底面に 4 つの通気兼計装(熱電対、キャピラリー)の挿入孔を設けて、大気圧を維持している。

噴流ノズルに関して、VIMES は縦向きおよび横向き噴流を試験容器内に噴出できるように、図 4.4.2-2 に示すようなヒータ付きノズルが設置されている。本ノズルの特徴として、加熱空気を試験開始直後から定常的に噴出できるように、ノズル出口付近に二重壁のチャンバーを設けている。実験準備段階では、チャンバーのアニユラス状の流路を加熱空気が流れることでチャンバー構造体を加温でき、弁の切り替えにより設定した温度の噴流を試験容器内に入れることができるようにしている。ノズル出口の直管部長さ(L)は、管内で充分に流れが発達するように 300 mm(L/D=10)とした。この加熱ノズルのチャンバーは上向きと横向きに設置でき、様々な浮力噴流の再現を可能とした。

4.4.2.2. 実験内容及び結果

本年度は、浮力噴流による物質移行挙動の調査を目的に、高温条件で鉛直および水平方向の噴流と密度成層の相互作用に関する実験を実施した。

鉛直浮力噴流による物質移行挙動に関する実験

実験手順を以下に示す。

1. 試験装置上方（天井から 0.3 m）に設置されている横向きノズルからヘリウムと空気の混合ガスを噴入することで、図 4.4.2-3 に示される初期密度成層を作成した。
2. 試験容器底部に設置されている上向きノズルから流量 1.95 g/s（ノズル出口流速 3 m/s）、流入温度 70°C の浮力噴流を試験容器内に噴入し、成層下部に衝突させる。

実験結果

図 4.4.2-4 に 3 つの計測点でのヘリウム濃度の時間変化を示す。また、同図右側に、同流量（1.95 g/s）で流入温度が周囲流体と同じ、つまり浮力ゼロの自由噴流を成層に衝突させた実験で得られたヘリウム濃度の時間変化を参考データとして示す。試験容器上部のヘリウム濃度が下部のそれと同程度になるまでに要する時間を「成層崩壊時間」と定義すると、自由噴流の場合ではおよそ 7000 秒を要したのに対し、浮力噴流の場合は流れ方向に流速が加速し、噴流密度も小さいため成層内への貫入が深く、1800 秒程度と非常に短い時間で成層崩壊が完了する結果となった。

水平浮力噴流による物質移行挙動に関する実験

本年度、VIMES 下部に設置された横向きノズル出口にもヒーターを設置したことで、横向き浮力噴流を出すことができるようになった。

上記の鉛直浮力噴流による物質移行挙動に関する実験と同様に、図 4.4.2-3 に示すようにヘリウムと空気の混合ガスで形成された初期密度成層を作成したのち、横向きに高温噴流を容器内に噴入させた。噴流の流量は、1.95、2.9、3.9 g/s の 3 ケースとし、ノズル出口の流体温度は 75°C に制御した。以下に、それを利用した実験結果を示す。

実験結果

図 4.4.2-5 に 3 つの計測点でのヘリウム濃度の時間変化を示す。また、同図内に、高流量（5.85 g/s）で流入温度が周囲流体と同じ、つまり浮力ゼロの横向き自由噴流を試験容器内に噴入した実験で得られたヘリウム濃度の時間変化を参考データとして示す。横向き自由噴流の場合は、反対側の容器壁に衝突して、流れが大きく広がった（拡散噴流[1]）のち、その一部のみが成層浸食に寄与するため、高流量であってもヘリウム濃度の時間変化は緩やかとなり、成層崩壊時間はおおよそ 4000 秒を要した。一方、高温噴流の場合は浮力の影響で、

噴流が上方に曲がること、噴流の密度が小さく成層内への貫入が大きいことから、比較的低流量であっても、ヘリウム密度成層が希釈される時間変化は早くなり、参考データの自由噴流の流量の 1/3 の流量であっても成層崩壊時間はおよそ 4500 秒、1/2 の流量で約 3000 秒、2/3 の流量では約 1900 秒となった。

4.4.2.3. 実機形状模型実験

実機の原子炉格納容器内における、様々な幾何形状効果を調査できるように、VIMES 試験容器に設置できる 3 ループ型原子炉の模型を昨年度作成した[2]。本年度は、これを用いて基礎的な試験を実施した。

実機模型概要

図 4.4.2-6 に示すように、製作した模型には以下のモデルが含まれている。

- ・ 格納容器天井ドーム部
- ・ ポーラークレーン
- ・ 再循環ユニット
- ・ 原子炉容器
- ・ 加圧器
- ・ 加圧器逃しタンク
- ・ 一次冷却材ポンプ
- ・ 蓄圧タンク
- ・ 一次系配管
- ・ 格納容器フロアおよび内壁（コンパートメント）

気体放出源

事故時における原子炉からの流体放出を模擬できるように、図 4.4.2-8 に示すようなガス放出源を以下の 5 箇所に設置した。

- ・ 高温側配管
- ・ 低温側配管（SG 側）
- ・ 低温側配管（圧力容器側）
- ・ 加圧器頂部
- ・ 加圧器逃しタンク

放出孔はホースニップルとキャップで製作されており、キャップに任意の孔を開けることで、放出径を変えて実験ができるようにした。全ての放出孔は図 4.4.2-7 のようなヒータ付マニホールドを介して、既存のガスラインと接続できるようにした。

実験条件

本年度実施した実験では、上記のうち、加圧器頂部（底面からの高さ 818.4mm）、加圧器

逃しタンク（底面からの高さ 128.4mm）、低温側配管（SG 側上向き、底面からの高さ 315.1mm）を選定して（図 4.4.2-6 および 4.4.2-8 参照）、ガス放出実験を実施した。気体成分濃度計測のためのサンプリング配管は図 4.4.2-9 に示すように、ポーラークレーン下部と加圧器逃しタンクの上方に設置した。放出ガスに関しては、 $2.5E-03 \text{ m}^3/\text{s}$ の流量で、ヘリウム 100%とした。放出時間は 300 秒とし、トータルのヘリウム注入量は全実験で同一とした。ヘリウムガスの流量および流入継続時間は、実機でのシビアアクシデント時で生じる水素ガスが数百~一千 kg 程度であり、体積換算で格納容器の数%程度相当になることを基に、本 VIMES 実機模型試験ではヘリウムガスの流入積分量がおおよそ 2.5%になるように設定した。体積流量に関しては質量分析計の時間解像度がおおよそ 30 s^{-1} となることから、放出時間中に各計測点で 10 回程度計測できるように設定した。その後 300 秒は各計測点の時間変化を観察した。

実験結果

加圧器頂部からの放出：3 ケースでの実験で得られたヘリウム濃度の時間変化を図 4.4.2-10 に示す。加圧器頂部からのガス放出では、ドーム部に位置するポーラークレーン下部のヘリウム濃度がおおよそ 50%程度まで上昇した。他の 2 つの計測点では、ヘリウム濃度の大幅な上昇は見られず、SG 室内で 10%程度、逃しタンク付近ではほぼ 0%となった。これは、ガス放出源が高い位置にある場合は、格納容器上部にヘリウムが滞留し、明確な密度成層が形成されることを示している。

加圧器逃しタンクからの放出：加圧器逃しタンクが設置された空間は狭く、上部は天井が迫り、放出直後から直上の天井ではヘリウム濃度が 90%の高濃度を記録した。その他の計測点では、徐々に濃度が上昇し、放出終了までにおおよそ 30%程度まで上昇した。放出終了後、逃しタンク付近のヘリウム濃度は急激に低下し、他 2 点のヘリウム濃度よりも低くなった。これは、ヘリウム放出期間中は加圧器逃しタンクが設置された天井に沿って高濃度ヘリウムが通過しただけであり、ヘリウムの蓄積はないことが示唆されるが、今回の実験では計測点が 3 点と少なく、どのような流れで逃しタンク付近のヘリウムガスが移行したかは明らかではない。少なくとも放出源より上部に成層境界が位置すると思われる、今後さらに計測点を増やした詳細な移行挙動の調査が必要である。

低温側配管 SG 側からの放出：本ケースでは、ガス放出源に比較的近い SG 室内の計測位置でおおよそ 50%のヘリウム濃度を計測した。放出期間中は 3 つの計測点ともにヘリウム濃度が徐々に上昇し、計測位置が放出源よりも下に位置する加圧器逃しタンクの天井部でもヘリウムの濃度の上昇がみられる。ガス放出後は、ポーラークレーン下部のヘリウム濃度が SG 室内よりも高くなり、最下部の加圧器逃しタンク位置のヘリウム濃度はゼロに近づく。低温側配管という比較的低い位置からの放出でも SG 室などの狭い区画を通過して上部に

到達する場合、放出されたガスが高濃度を保ったまま上方に滞留する可能性があることを示している。

4.4.2.4. 上部横向きノズルの追設

様々な初期ガス分布と噴流の相互作用を観察できるように、VIMES 試験で初期成層を形成する際の上部横向きノズルに延伸部を追設した。

既往の PANDA、MISTRA、THAI 装置による実験結果をレビュー[3, 4, 5]すると、実験の初期条件として密度成層を形成する場合、少なくとも障害物の無い自由空間では密度成層のガス濃度および鉛直分布が注入ガスの放出位置によって支配される傾向にあることが分かる。VIMES の試験容器内で空気とヘリウムの混合ガスにより様々な成層状態を作成するために、図 4.4.2-11 に示すような上部水平ノズルに設置できる延伸ノズルを作成した。図示のように、直管部が $L=200, 300, 400$ mm の 3 種類を作成したことで、既存の VIMES 実験で作られていた成層よりも分厚く、高濃度の成層形成を可能とした。

製作したノズルのうち最も長い $L=400$ mm のノズルを上部水平ノズルに設置し、ヘリウム 70%、空気 30% のガスを流量 $1.75E-03$ m³/s で 420 秒間容器に噴入した時のヘリウム濃度の鉛直分布を図 4.4.2-12 に示す。延長ノズルを設置しない場合(図中黒線)と比較すると、容器上部の濃度は小さくなった一方で、分厚い密度成層が形成されていることが分かる。また、これまでの VIMES 試験の条件では見られなかったヘリウム濃度がほぼ一定となるリザーバーゾーンがおよそ 0.4 m 形成されていることが確認できる。

4.4.2.5. まとめ

昨年度までに行った実験よりも複雑な流れに対し、特に浮力噴流と密度成層の相互作用に焦点を当てて実験を進めた。その結果、自由噴流と比較すると浮力噴流を成層に衝突させた場合は、各計測点でのヘリウム濃度の時間変化が格段に速くなることが分かった。これは、浮力噴流が流れに沿って加速されることと噴流と成層の密度差が小さくなるために、成層への貫入が深くなることで混合が促進されるためと考えられる。

実機形状模型を用いた実験では、ヘリウムガス放出時は放出源近傍でヘリウム濃度が高くなり、その後は容器上部(ドーム部)で高濃度になることが示された。ヘリウムの移行挙動は障害物に強く影響されるため、計測点を増やした詳細な計測により調査を継続したい。

追設したノズルにより、実験の初期条件として、多様な初期密度成層を作ることが可能となった。

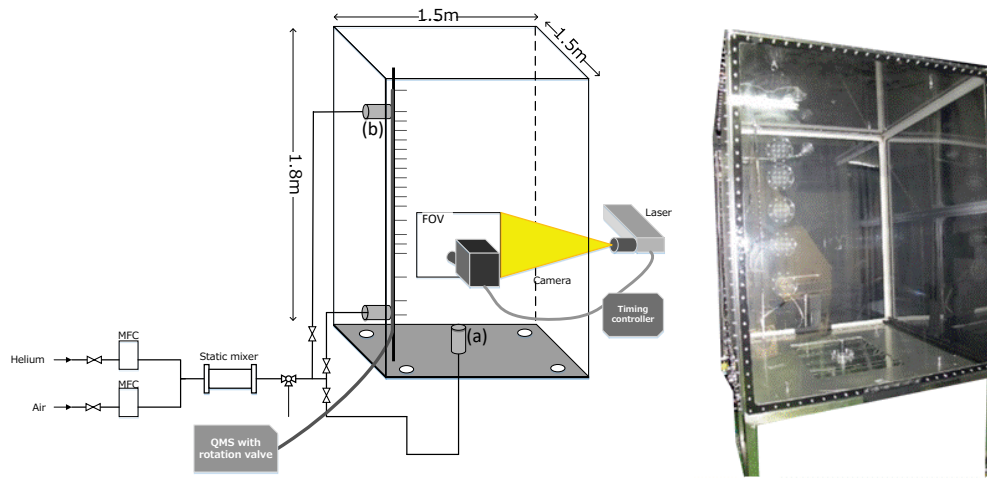


図 4.4.2-1 VIMES 装置概要と装置外観

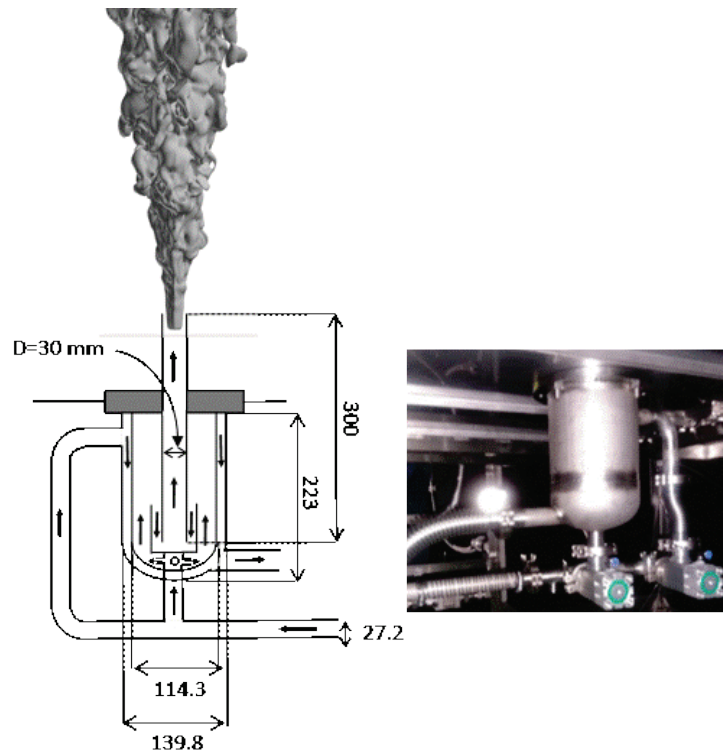


図 4.4.2-2 ヒータ付きノズル

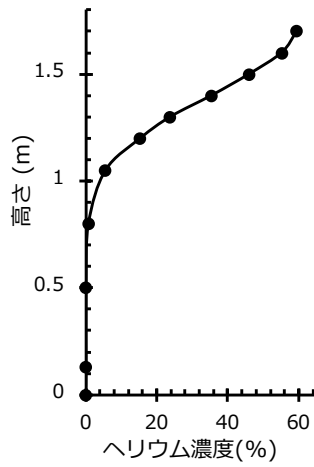


図 4.4.2-3 初期成層

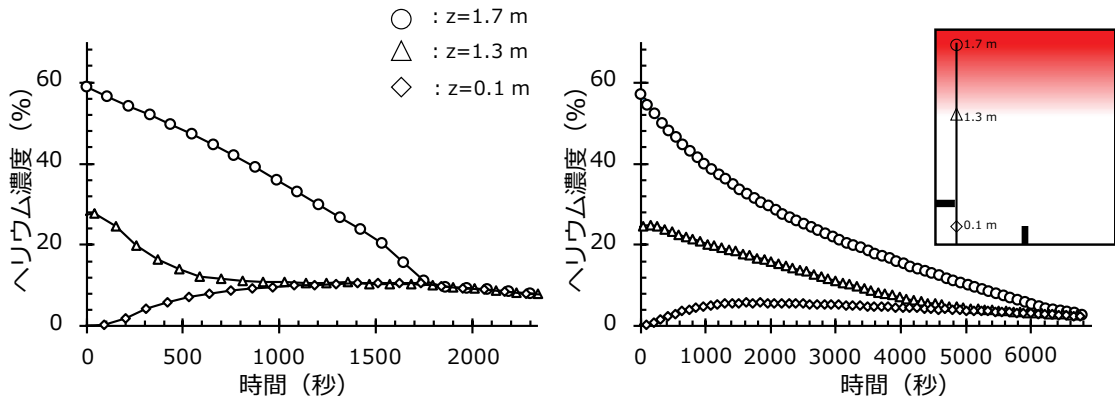


図 4.4.2-4 ヘリウム濃度の時間変化 左図：鉛直浮力噴流による成層浸食、右図：自由噴流による成層浸食

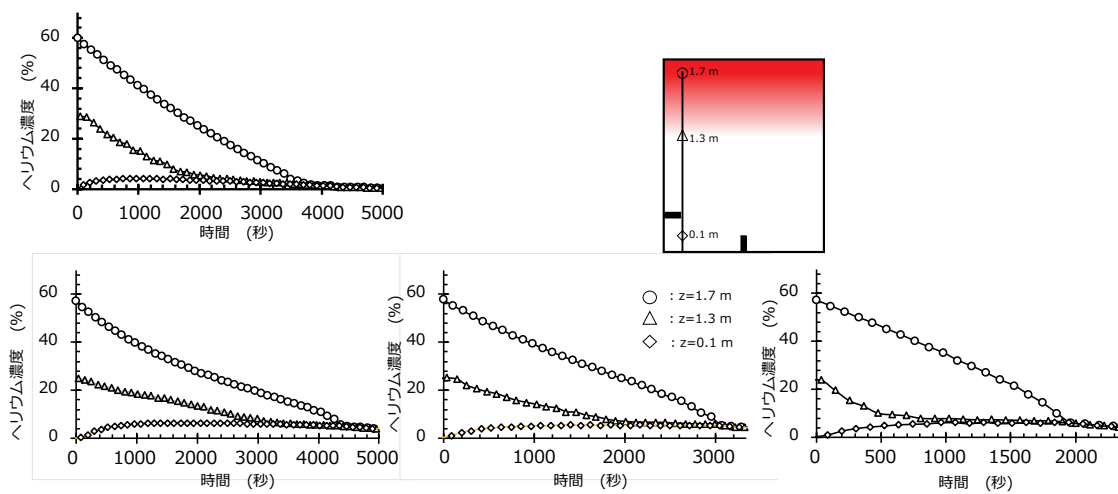


図 4.4.2-5 ヘリウム濃度の時間変化 上図：横向き自由噴流 5.85 g/s (参考データ)、
下左図：噴流流量 1.95 g/s、下中央図：噴流流量 2.9 g/s、下右図：噴流流量 3.9 g/s

ガスライン
 ・ホース(呼び15)及び市販配管機材で構成
 ・放出孔側をスチールブラケットにて支持
 ・本図の他に、ホース適量、5分岐マニホールド、フルポアバルブ、ホースニップル5個が付属

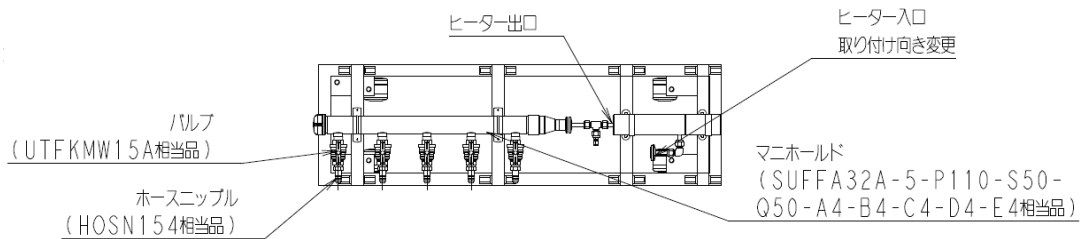
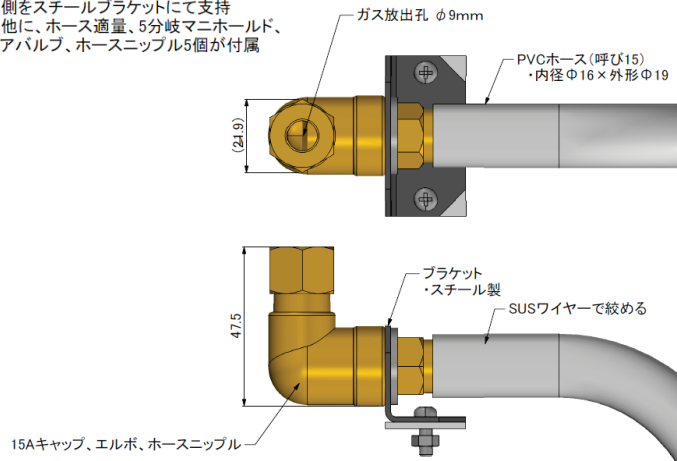


図 4.4.2-7 ガス放出システム (ヒータ付きマニホールドとガス放出孔)

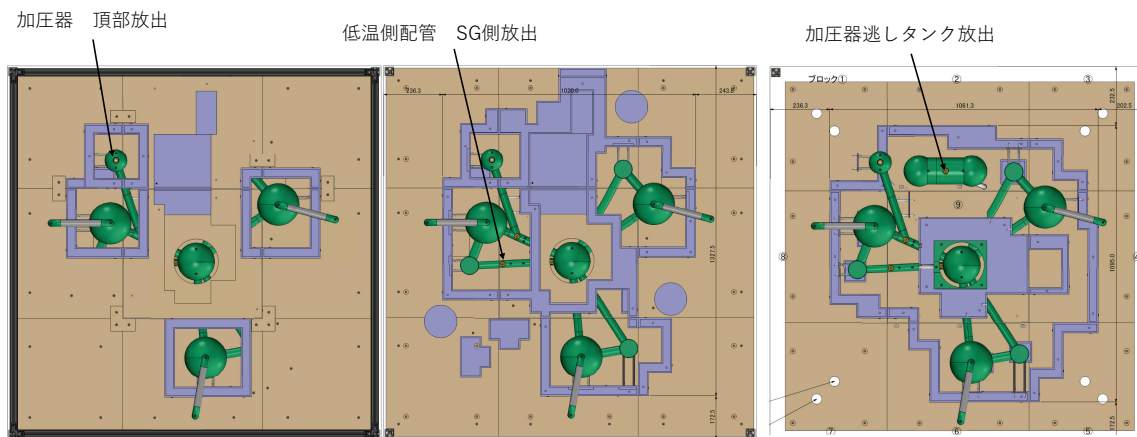


図 4.4.2-8 ガス放出位置 左図：加圧器頂部、中央図：低温側配管 SG 室側、右図：加圧器逃しタンク

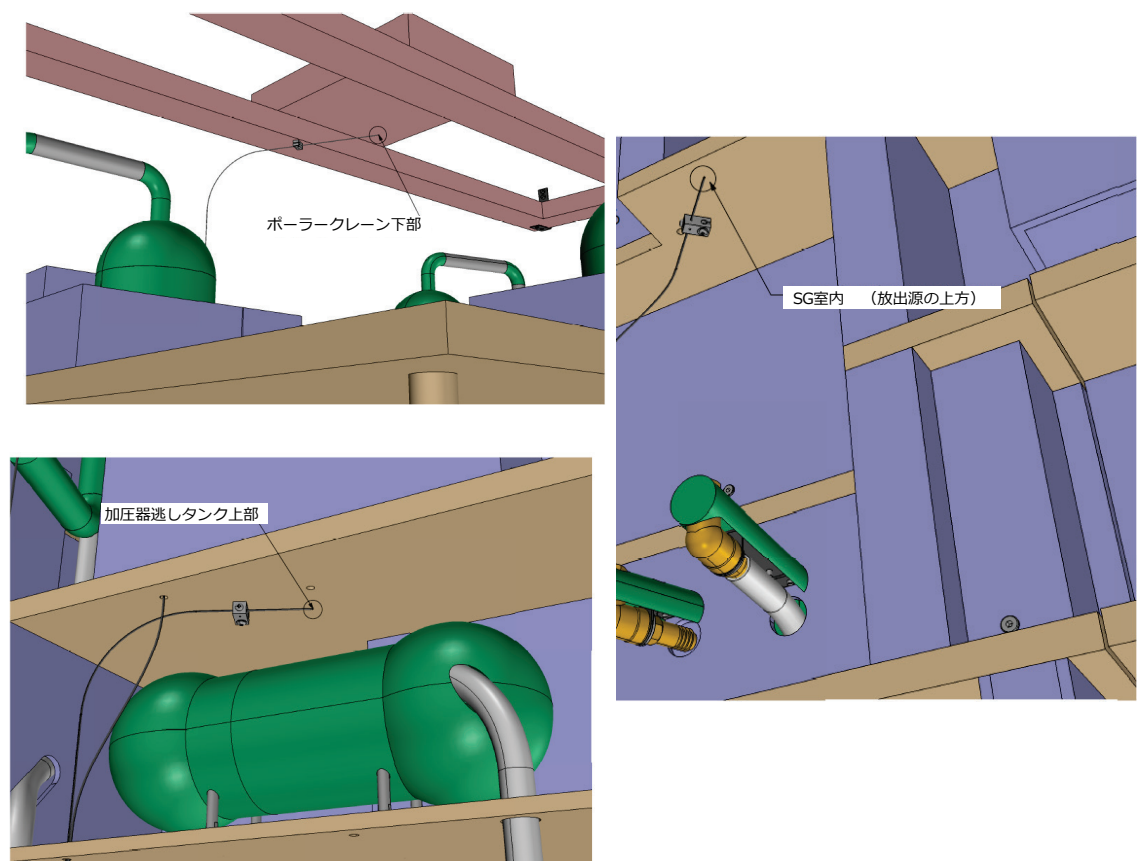


図 4.4.2-9 ガス計測位置 左上図：ポークレーン下部、左下図：加圧器逃しタンク上部、右図：SG 室内

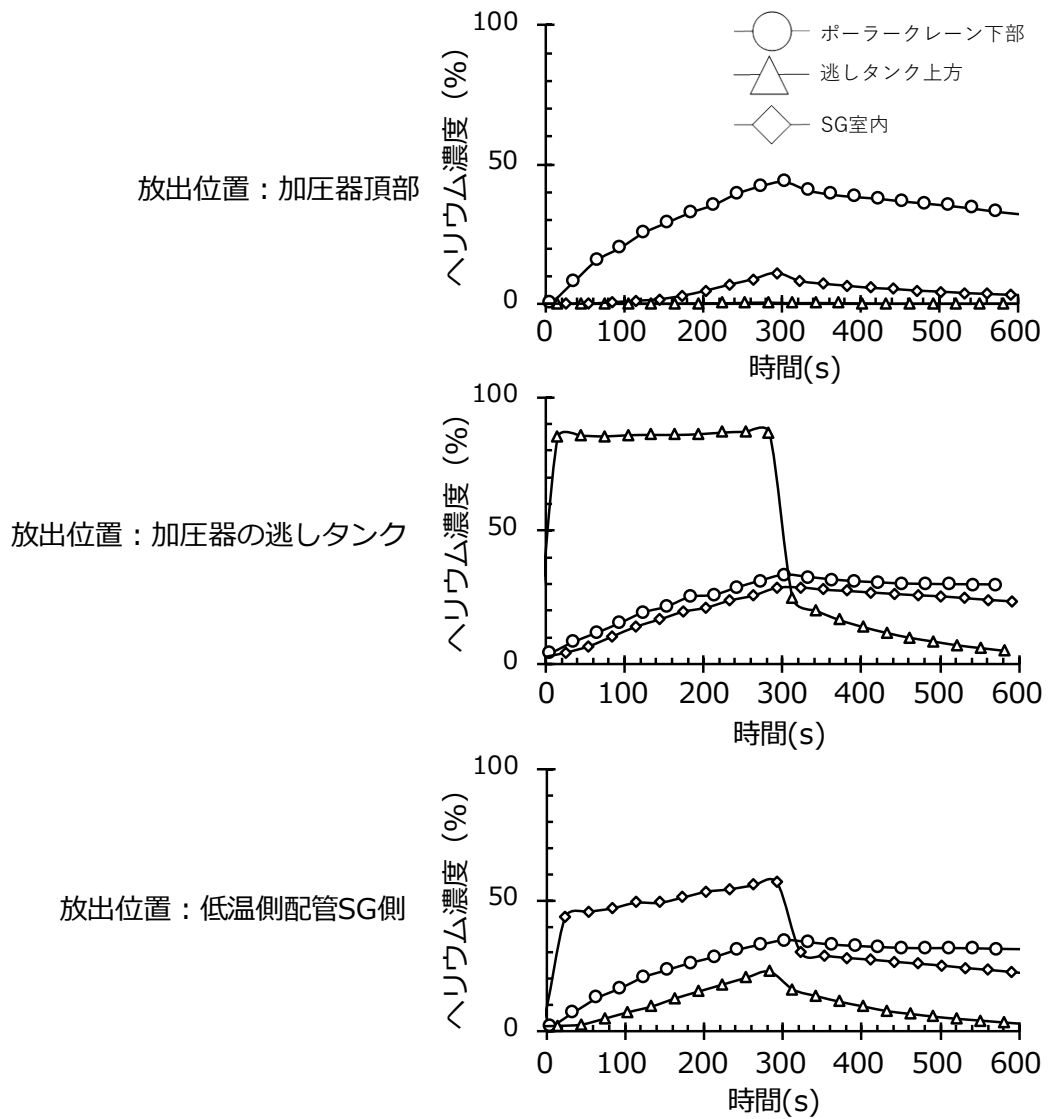


図 4.4.2-10 各計測点でのヘリウム濃度の時間変化

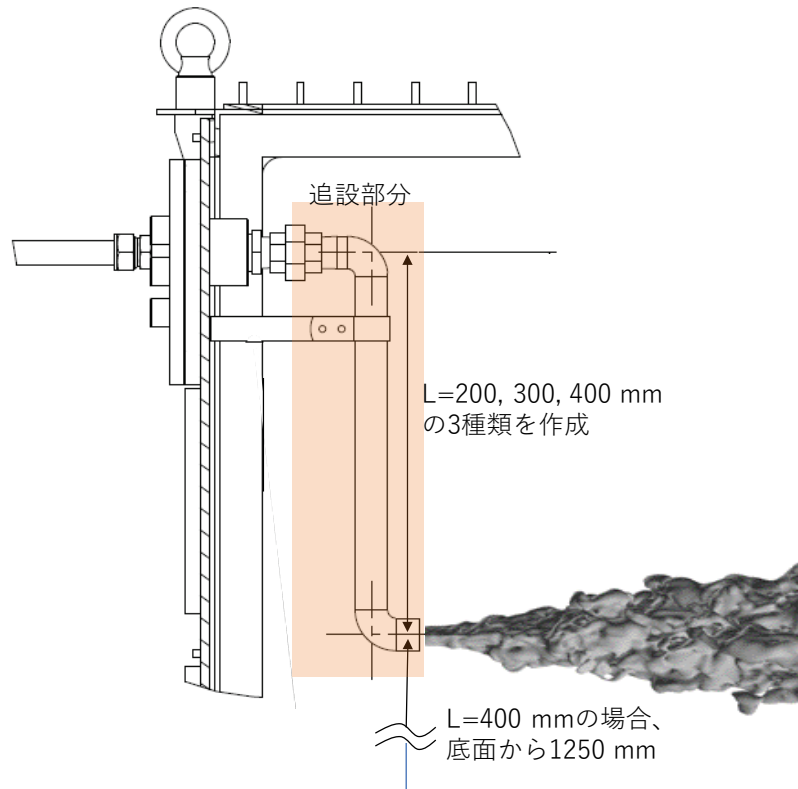


図 4.4.2-11 上部横向きノズルの延伸

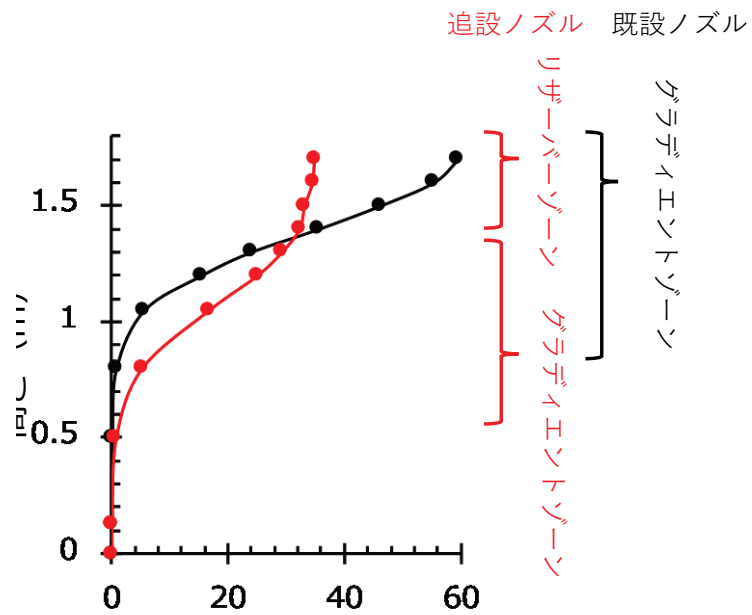


図 4.4.2-12 ヘリウム濃度鉛直分布 黒線：追設ノズルなし、赤線：追設ノズル設置 (L=400 mm)

4.5. 数値解析

これまで原子力機構ではオープンソース CFD コード OpenFOAM を用いて CFD 解析を実施し、モデルの開発や課題の検討を行ってきた。今年度は、CIGMA のスプレー冷却実験解析および CIGMA 試験容器の熱伝導解析を実施した。また、NRA で検討の進んでいるスプレーによるエアロゾル除去モデルを用いて、スプレースクラビングによるエアロゾル除去の数値解析を実施した。解析には ANSYS FLUENT を使用し、DF 値に関する実験結果と解析結果の比較を行った。

4.5.1 CIGMA のスプレー冷却実験の数値解析

4.5.1.1. 目的

今年度を含め、CIGMA 装置を用いた一連のスプレー冷却実験により、スプレーによる容器内のガス攪拌効果は非常に大きいことがわかる。スプレーによるガス攪拌および冷却の数値解析による評価手法構築を目的として、OpenFOAM の既存ソルバ (Euler-Euler モデルの混相流解析ソルバ) に対してモデルの改良を実施し、試解析を実施した。

4.5.1.2. Euler-Euler モデルソルバの改良

本解析では、分散相を液滴として Euler-Euler モデルのソルバを用いる。気相には複数のガス種 (蒸気・空気・ヘリウム) が含まれるため気相中のガス種の拡散を考慮し、スプレーによる蒸気凝縮のモデルも必要となる。OpenFOAM では、ver3.0 から Euler-Euler モデルと気相の複数のガス種の拡散が考慮可能なソルバとして reactingTwoPhaseEulerFoam が実装されている。そこで、OpenFOAMv1806 を用いて reactingTwoPhaseEulerFoam の本解析への適用性を調査した。

以下に本解析で用いる支配方程式を示す。

[質量保存式]

$$\frac{\partial \rho_\phi \alpha_\phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi u_\phi) = \Gamma_\phi \quad (4.5.1-1)$$

右辺は相変化による質量輸送を表す。

[運動量保存式]

$$\frac{\partial \rho_\phi \alpha_\phi u_\phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi u_\phi u_\phi) + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi R_\phi^{eff}) = -\alpha_\phi \nabla p + \alpha_\phi \rho_\phi g_\phi + M_\phi \quad (4.5.1-2)$$

左辺第 3 項は粘性項 (乱流粘性を含む)、右辺第 3 項は相間の運動量輸送 (相変化による輸送を含む) を表す。

[エネルギー保存式]

$$\frac{\partial \rho_\phi \alpha_\phi h_\phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi h_\phi u_\phi) = \nabla \cdot (\alpha_\phi q) + q_\phi + \Gamma_\phi h_\phi \quad (4.5.1-3)$$

右辺第 2 項は相間のエネルギー輸送、右辺第 3 項は相変化に伴うエネルギー輸送を表す。

[化学種保存式]

$$\frac{\partial \rho_\phi \alpha_\phi Y_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi u_\phi Y_i) = \nabla \cdot (\alpha_\phi \rho_\phi D_i \nabla Y_i) + \frac{dm_i}{dt} \quad (4.5.1-4)$$

複数のガス種を移流方程式により扱う。右辺第 2 項は相変化に伴う質量輸送を表す。

本解析で考慮する相変化は蒸気の凝縮と蒸発のため、右辺第 2 項は以下の式とした。

$$\frac{dm_i}{dt} = \rho_\phi k_{i\phi} a (Y_{i,sat} - Y_i) \quad (4.5.1-5)$$

ここで、 $k_{i\phi}$ は物質輸送係数、 a は気液界面の表面積を表す。

また、飽和濃度 $Y_{i,sat}$ は以下の関係式より算出される。

$$p_{sat} = Y_{i,sat} \cdot \bar{p}$$

ここで、 \bar{p} は周囲圧力である。

飽和蒸気圧 p_{sat} に関して、OpenFOAM では、以下のモデルが実装されている。

- Antoine's equation
- Extended Antoine's equation
- Arden Buck equation

本解析では、計算が安定した Arden Buck equation を用いた。以下にモデル式を示す。

$$p_{sat} = 6.1121 \exp\left(\left(18.678 - \frac{T}{234.5}\right)\left(\frac{T}{257.14 + T}\right)\right) \quad (4.5.1-6)$$

本計算に先立ち、reactingTwoPhaseEulerFoam の本解析への適用性を確認するための予備解析を実施した。予備解析は CIGMA 容器を対象とし図 4.5.1-1 に示すメッシュ体系 (42 万セル) を用いた。予備解析の容器内の初期状態を図 4.5.1-2 に示す。容器内ガス種の分布を表しており、試験容器の下半分を空気と蒸気の混合気 (質量分率 0.8:0.2)、上半分を空気・蒸気・ヘリウムの混合気 (質量分率 0.72:0.18:0.1) とした。スプレー水は容器上部 (図 4.5.1-11 に図示; 天井面から 0.5m ほど下) に湧き出し部を設けて容器内に噴出させた (詳細は本解析の節で詳述)。容器内初期総圧力は 1e6[Pa]、温度は 400[K]、スプレー水温は 288[K] とした。

試計算結果を図 4.5.1-3~6 に示す。スプレー液相が時間とともに落下すると共に、液温

が高いため落下途中に蒸発し気相中の蒸気濃度が増加する。それに伴い空気の質量分率の低下が見られるがヘリウム濃度には変化が無い。約 1 秒後に液相は成層界面に到達し、その後上層気体が下層気体に巻き込まれる大規模な攪拌が生じる。

試解析により `reactingTwoPhaseEulerFoam` は本解析で必要となる気液二相解析と複数ガス種の拡散混合、および気液間の相変化を取り扱うことが可能であることを確認できたが、相変化によって蒸気の質量分率が変化した際にヘリウムの質量分率が変化しない不自然な症状が見られた。これについて `reactingTwoPhaseEulerFoam` のソースコードを確認したところ、気相の化学種成分の質量保存式の扱いに問題があることが判明した。`OpenFOAM` では、気相に複数のガス種を扱うソルバでは `inertGas` を設定する必要がある。`inertGas` は保存式を解かず、`inertGas` 以外のガス種の保存式から質量分率の総和が 1 となるように算出するものである。今回の計算では空気を `inertGas` として定義しているが、相変化によって生じる蒸気とヘリウム間での相互作用が適切に計算されていない設定となっていた。そこで、化学種の移流方程式ではすべてのガス種の保存式を独立に計算し、算出された各成分の質量分率の総和が 1 になるように規格化することとし、`inertGas` は計算で考慮せず初期濃度として 0 を与えることとした。4.5.1.5 節の本計算ではこの改良ソルバを用いる。

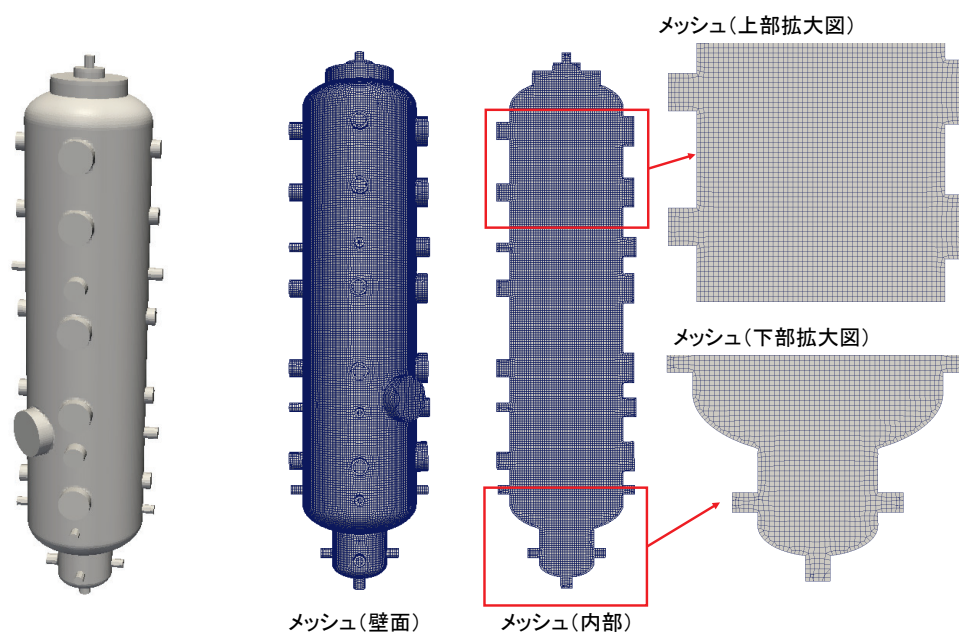


図 4.5.1-1 `reactingTwoPhaseEulerFoam` 動作確認計算用のメッシュ

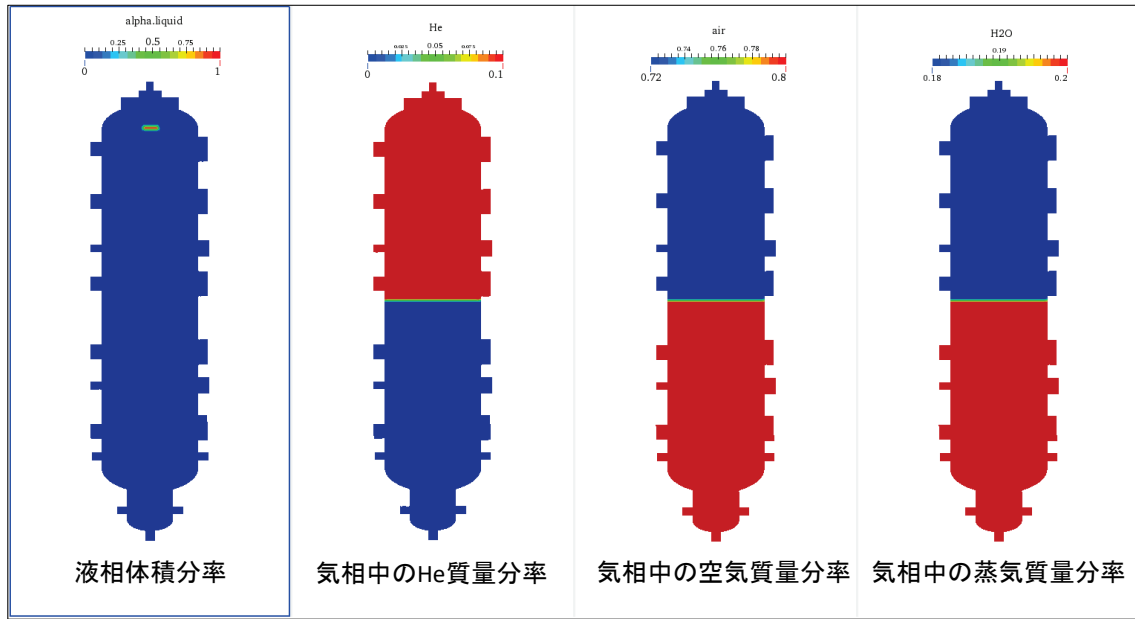


図 4.5.1-2 初期濃度分布

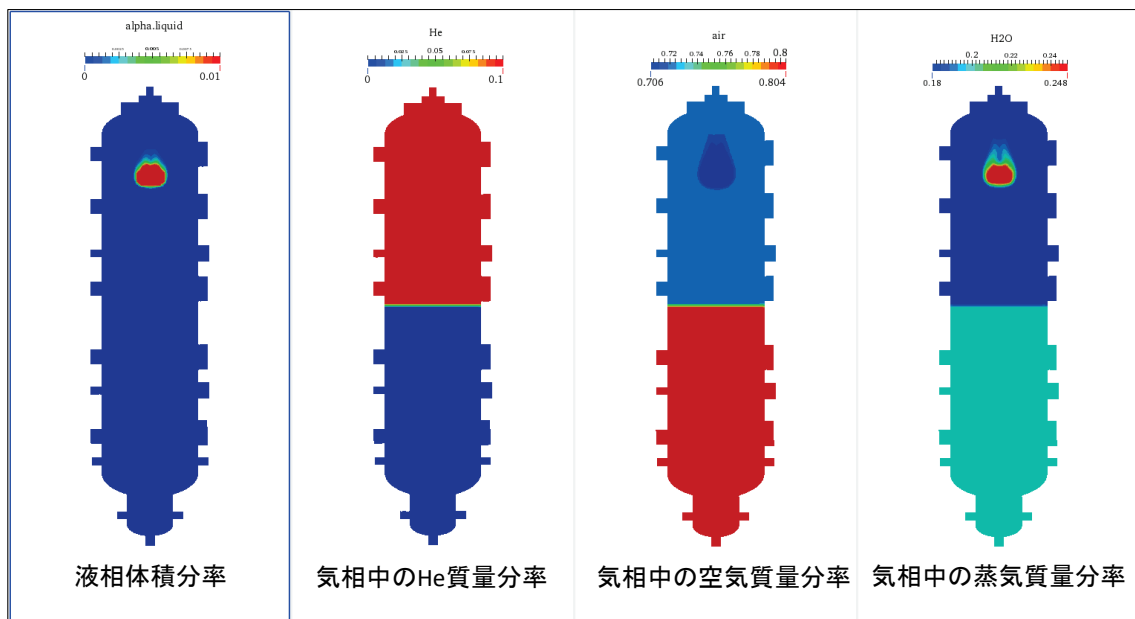


図 4.5.1-3 計算結果 0.5s

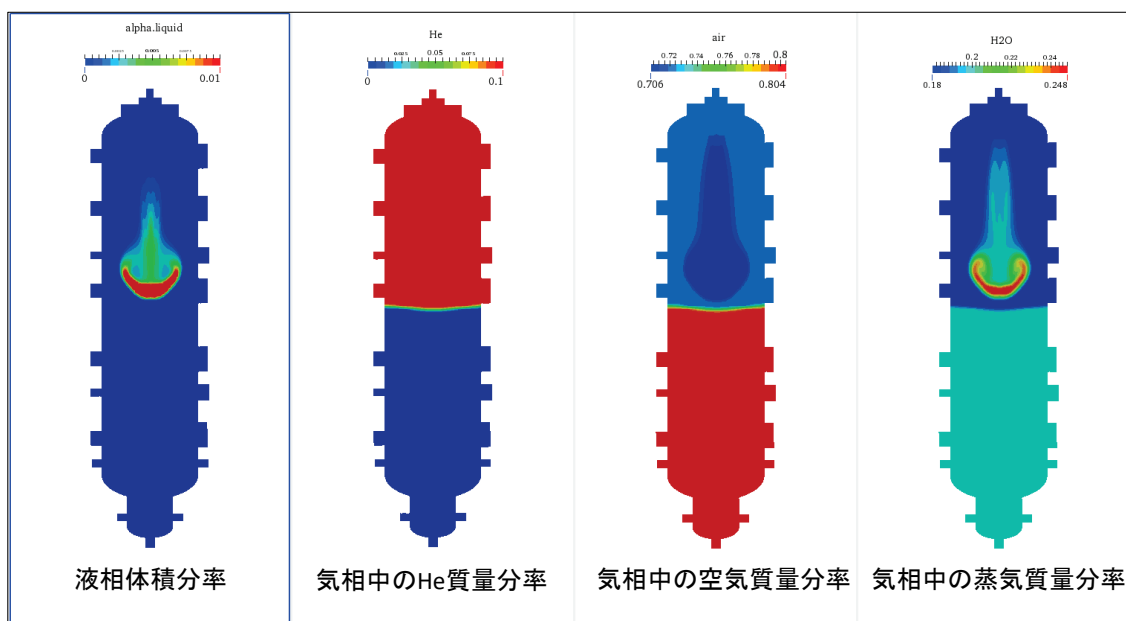


図 4.5.1-4 計算結果 1s

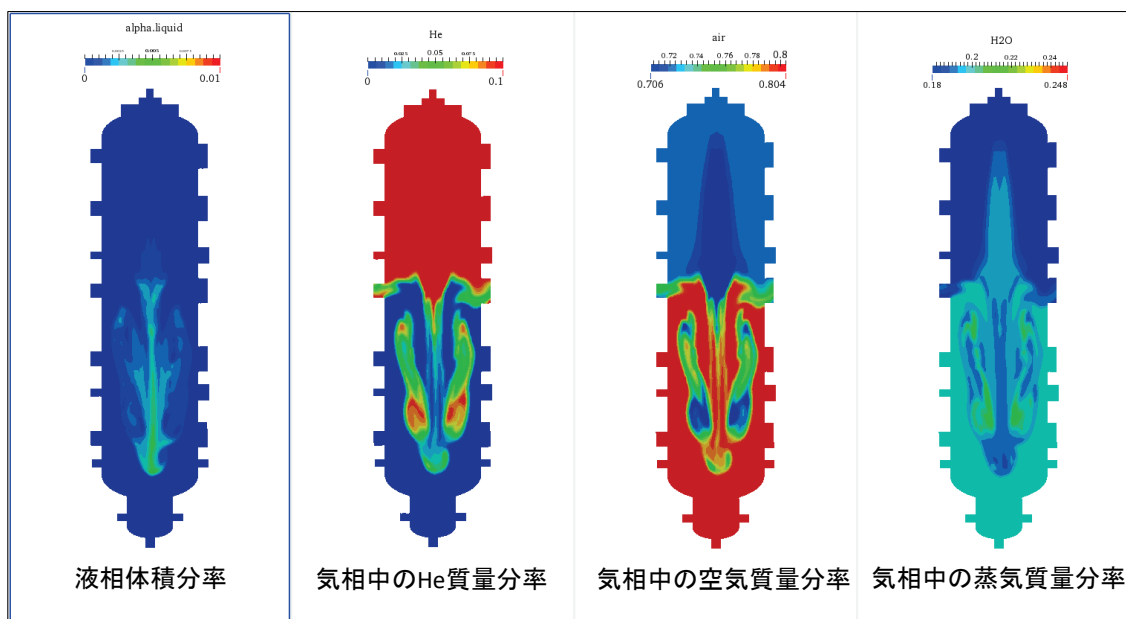


図 4.5.1-5 計算結果 2s

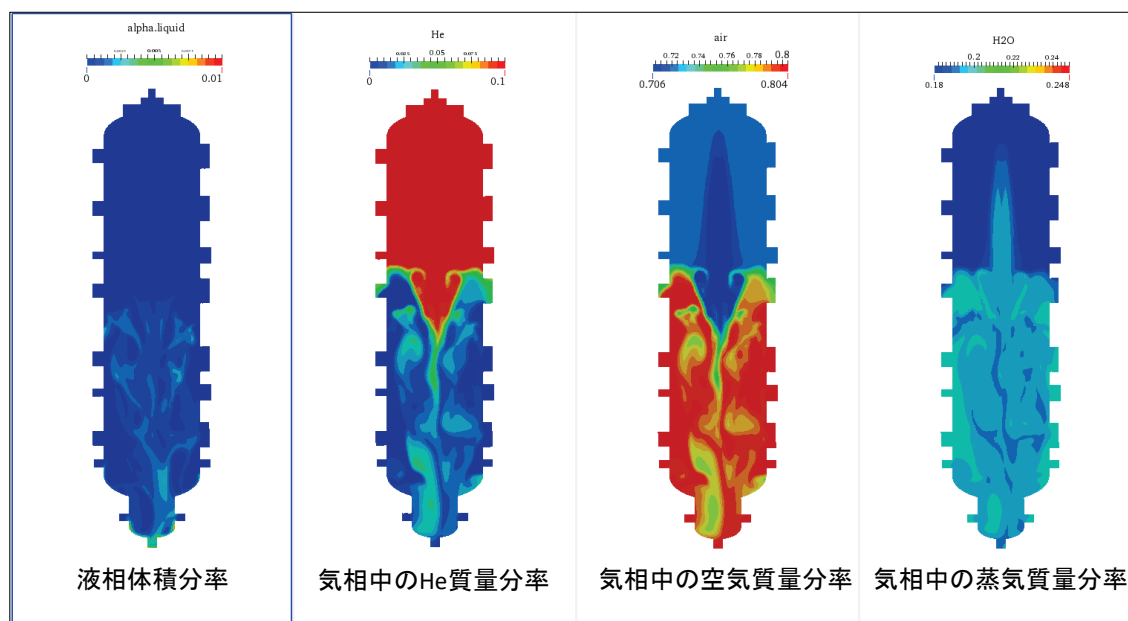


図 4.5.1-6 計算結果 3s

4.5.1.3. 解析メッシュ

CIGMA 容器の解析モデルを図 4.5.1-7 に示す。前節の試計算で使用したモデルが円筒容器側面のノズルフランジをすべて模擬したものであるが、スプレー挙動に対してノズルの効果はほとんどないため、本解析ではこれを簡略化し、容器側面に設けたノズルは削除した。また、容器内に板状の障害物（バルクヘッド。バルクヘッドの詳細については 4.1.2 節を参照）を設置した計算メッシュも構築した。バルクヘッド有りと無しでの解析メッシュを図 4.5.1-8、図 4.5.1-9 に示す。障害物は板厚が容器の寸法に対して小さいため、解析では厚みの無い板として取り扱った。メッシュは 25[mm] を基本的なメッシュ幅とし、メッシュ作成には cfMesh を使用した。障害物なしのモデルはメッシュ数が 3,899,795、障害物ありのモデルでは 3,194,807 である。

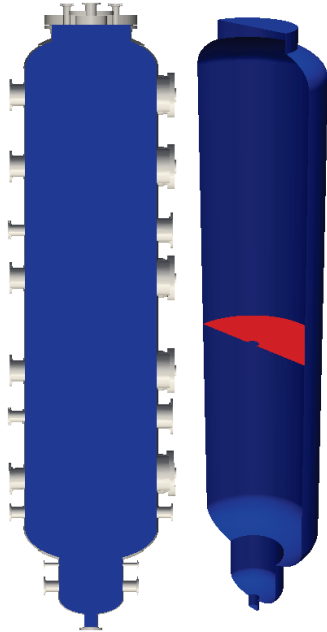


図 4.5.1-7 解析モデル（左図：障害物なし、右図：障害物あり）

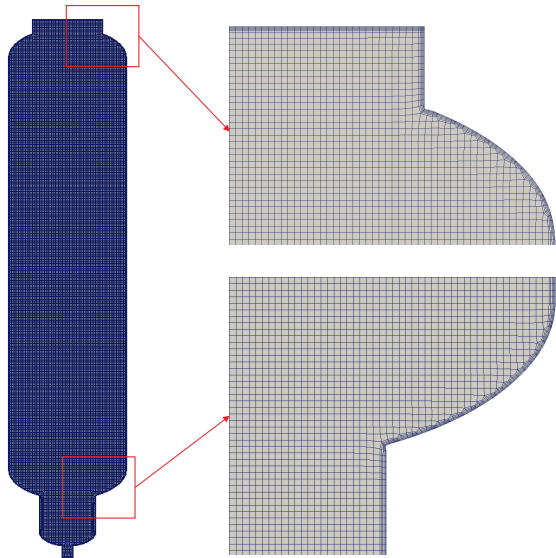


図 4.5.1-8 解析メッシュ（障害物なし）

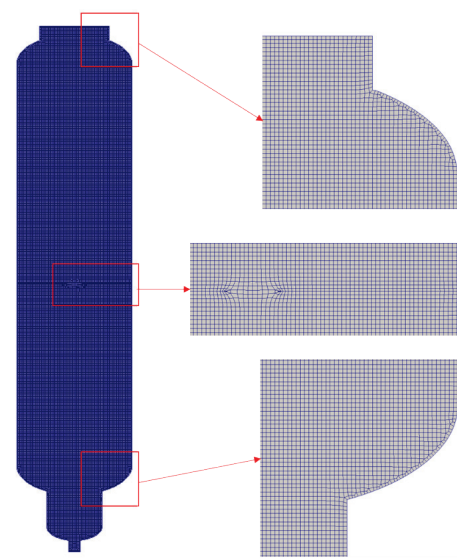


図 4.5.1-9 解析メッシュ（障害物あり）

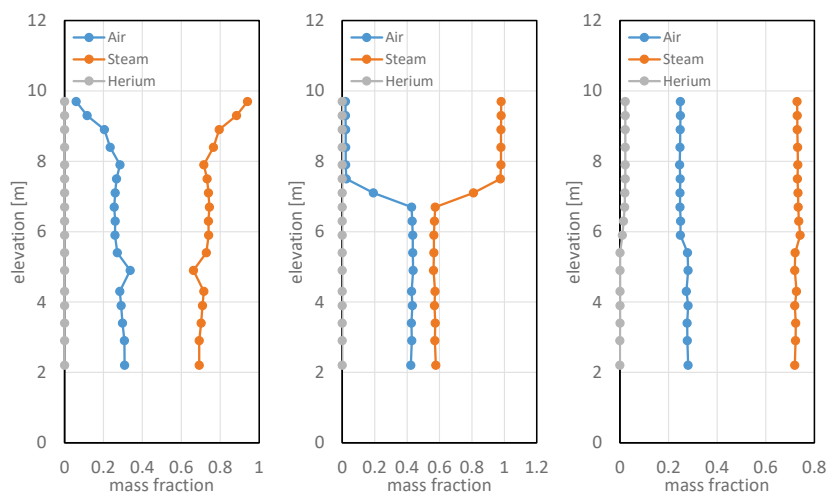
4.5.1.4. 解析条件

CIGMA 装置による 5 つのスプレイ実験に対して解析を実施した。解析条件を表 4.5.1-1 に示す。容器内初期圧力及び温度、スプレイの水温度及び広がり角、壁面温度はすべての計算で同一とし、ガス組成とスプレイ流量を変えた。case1～4 は障害物なし、case5 は障害物ありである。図 4.5.1-10 に初期条件としての気体鉛直方向濃度分布を示す。

スプレイの噴孔をメッシュで解像することは困難なため、噴孔から 150[mm]下流の位置を想定し、図 4.5.1-11 の赤で示した部分に解析条件の流量、広がり角を模擬するためのソースを質量、運動量及びエネルギーの保存式に与えた。なお、運動量のソースである流速は流量とオリフィス断面積から算出した。液滴径は 30[μm]で一定とした。計算時間はスプレイ注入開始から 40 秒程度とした。

表 4.5.1-1 解析条件

		case1	case2	case3	case4	case5	
Run ID		CC-SP-06	CC-SP-11	CC-SP-12	CC-SP-14	CC-SP-15	
ガス	圧力[kPa]	450	450	450	450	450	
	温度[°C]	150	150	150	150	150	
	平均濃度 (モル分率)	Air	0.17	0.222	0.178	0.178	0.178
		Steam	0.83	0.778	0.778	0.778	0.778
		Helium	0	0	0.044	0.044	0.044
濃度分布	A	B	C	C	D		
スプレイ	流量[kg/s]	0.5	0.19	0.19	0.015	0.015	
	温度[°C]	20	20	20	20	20	
	広がり角[度]	15	15	15	15	15	
壁面温度[°C]		150	150	150	150	150	



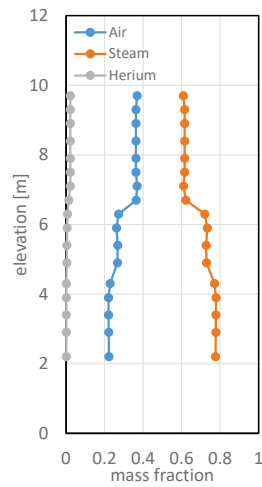


図 4.5.1-10 初期気体濃度分布（左から濃度分布 A, B, C, D : 記号は表 4.5.1-1 に記載）

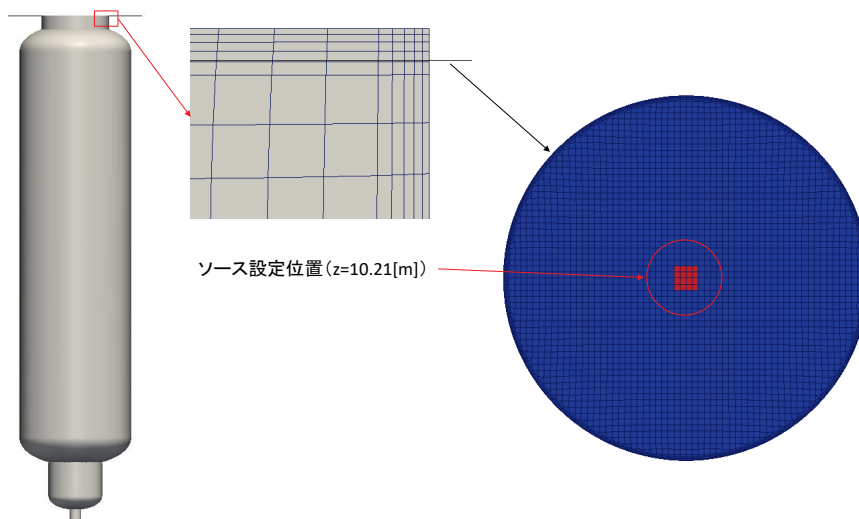


図 4.5.1-11 スpray 投入位置

4.5.1.5. 解析結果

Case 1 : CC-SP-06 の解析 (蒸気-空気体系、初期均質混合、スプレィ流量大)

液相体積分率、蒸気質量分率、ガス温度を図 4.5.1-12~14 に示す。噴射したスプレィはガスとの相互作用により揺らぎながら降下し、容器上部にわずかに残っている高濃度蒸気がスプレィの流れに伴い容器の下部にエンタレインされる様子が見られた。液滴の移動によってガス温度が低下する。

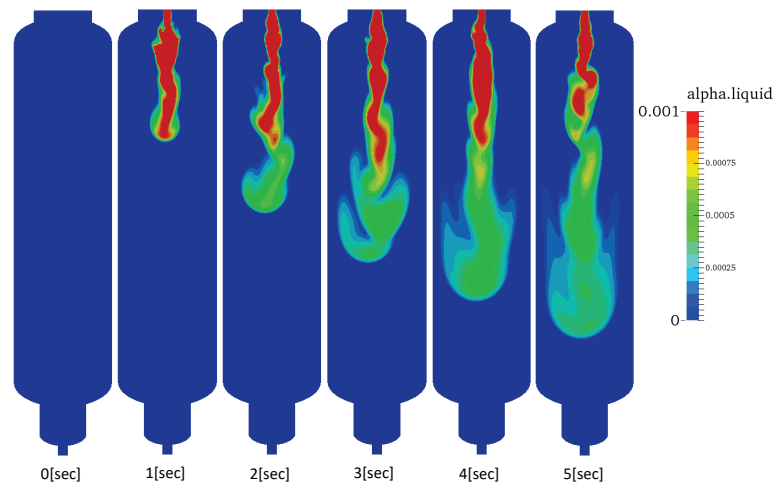


図 4.5.1-12 液相体積分率分布 (case1 : CC-SP-06)

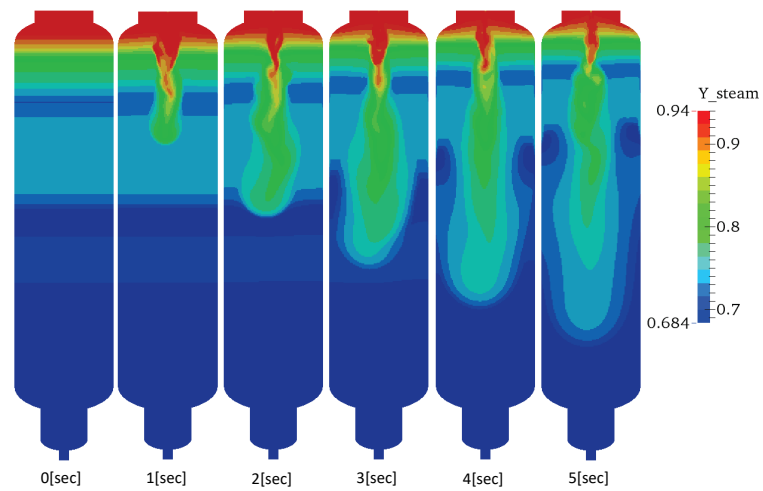


図 4.5.1-13 蒸気質量分率分布 (case1 : CC-SP-06)

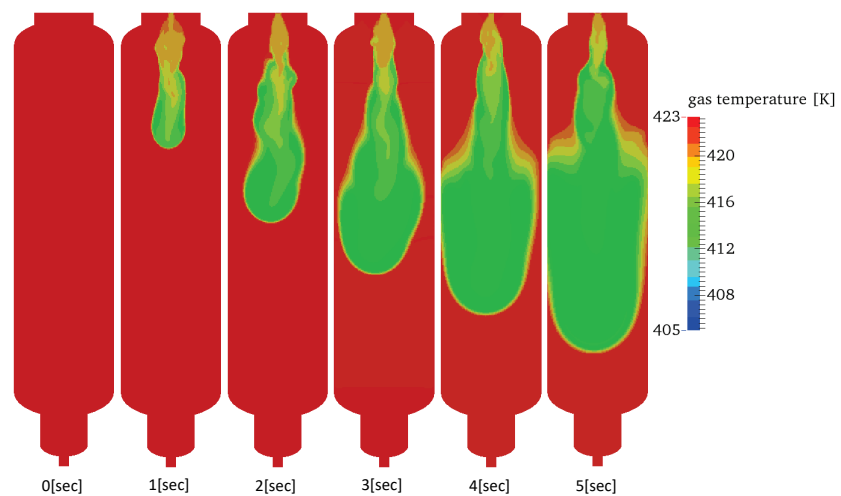


図 4.5.1-14 ガス温度分布 (case1 : CC-SP-06)

Case 2 : CC-SP-11 の解析 (蒸気-空気体系 ; 初期蒸気成層化、スプレー流量小)

液相体積分率、蒸気質量分率、ガス温度を図 4.5.1-15~17 に示す。case1 に比べてスプレー流量が小さいがスプレー噴射に伴う気体攪拌には同様の傾向が見られる。スプレー水の通過による気体の温度低下も見られ、2 秒付近からスプレー先端より前方での温度低下が顕著となり、時間経過とともに温度低下領域が広がる。スプレー先端部で液滴の蒸発が発生したことで潜熱分の温度低下が生じたものと考えられる。

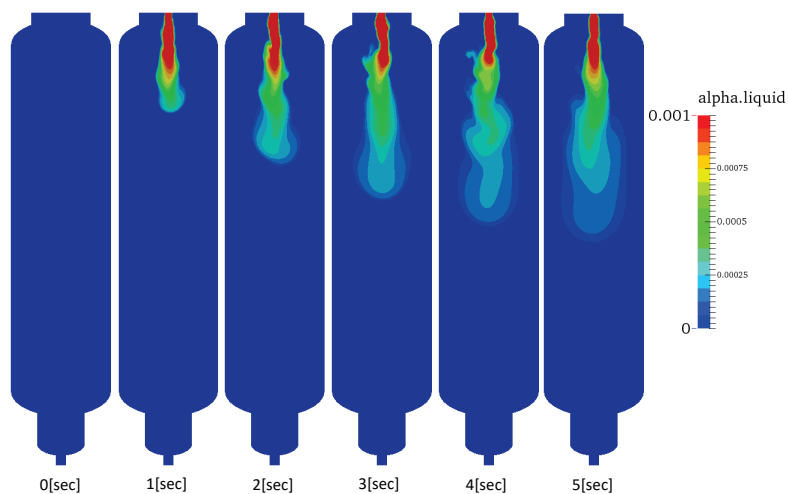


図 4.5.1-15 液相体積分率分布 (case2 : CC-SP-11)

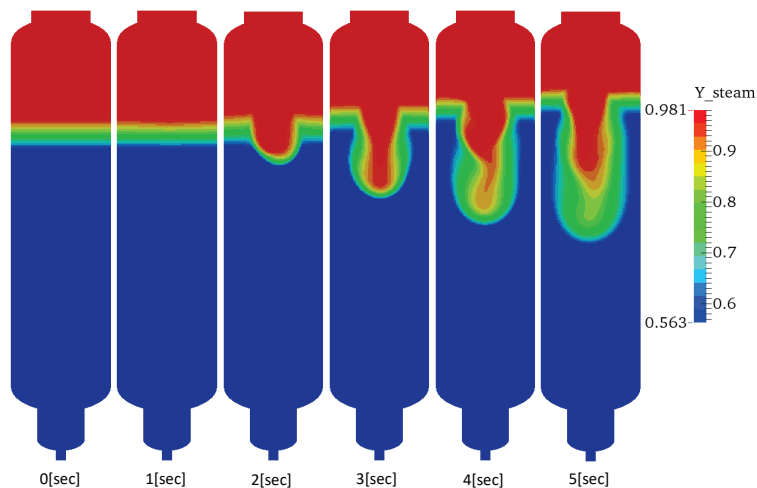


図 4.5.1-16 蒸気質量分率分布 (case2 : CC-SP-11)

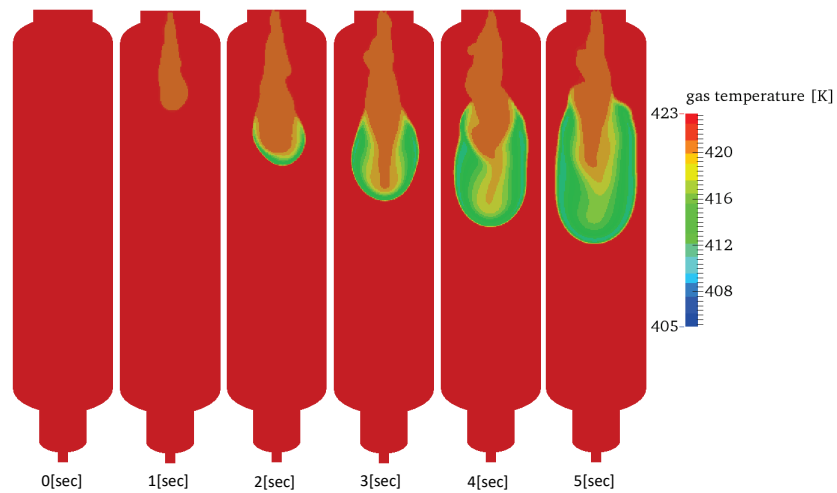


図 4.5.1-17 ガス温度分布 (case2 : CC-SP-11)

Case 3 : CC-SP-12 の解析 (蒸気-空気-ヘリウム体系、初期ヘリウム成層、スプレー流量小)
 液相体積分率、蒸気質量分率、空気質量分率、ヘリウム質量分率、ガス温度を図 4.5.1-18～22 に示す。各ガスの濃度分布を見ると、スプレーの中心付近では蒸気濃度が低下し、空気及びヘリウム濃度が増加しているが、スプレーの外側では逆の傾向が見られる。これは、スプレー中心付近は蒸気の凝縮が生じ、スプレー外縁部では液滴の蒸発が生じることによるものと考えられる。

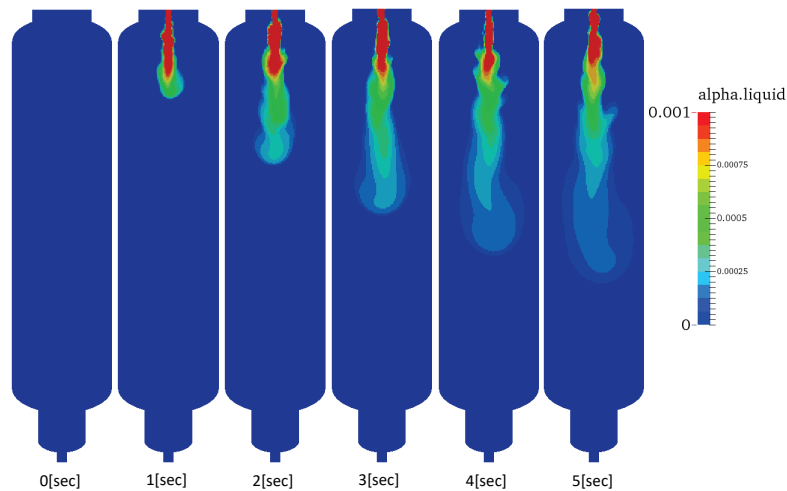


図 4.5.1-18 液相体積分率分布 (case3 : CC-SP-12)

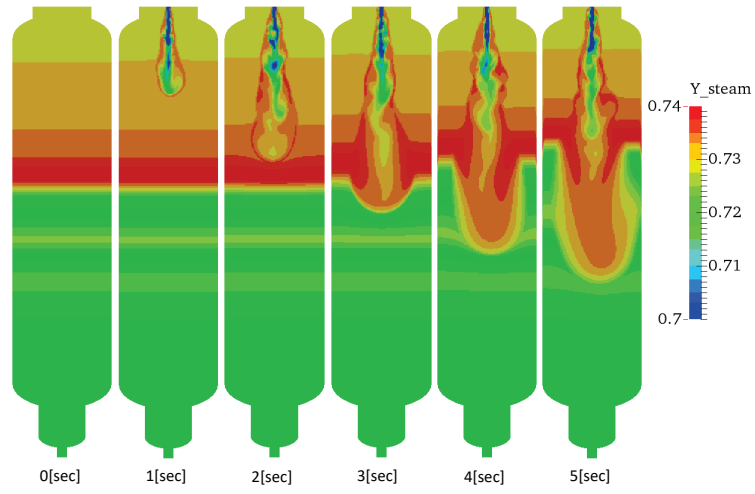


圖 4.5.1-19 蒸氣質量分率分布 (case3 : CC-SP-12)

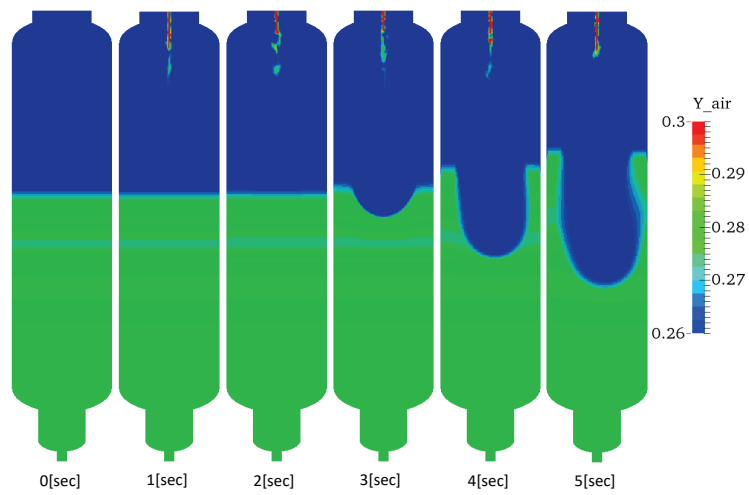


圖 4.5.1-20 空氣質量分率分布 (case3 : CC-SP-12)

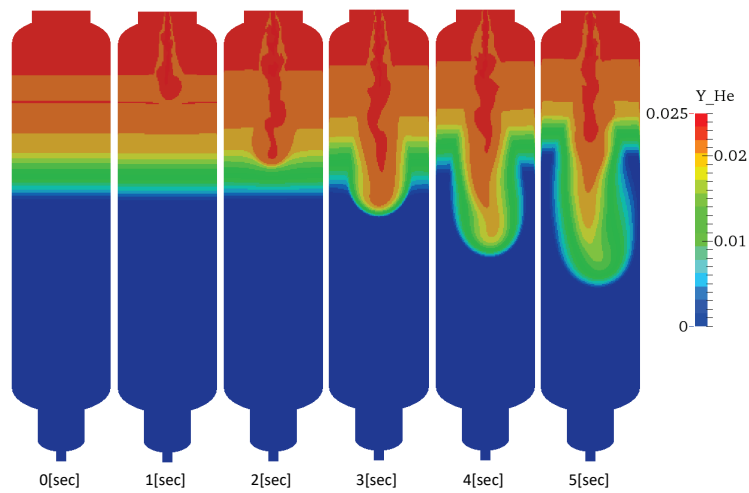


図 4.5.1-21 ヘリウム質量分率分布 (case3 : CC-SP-12)

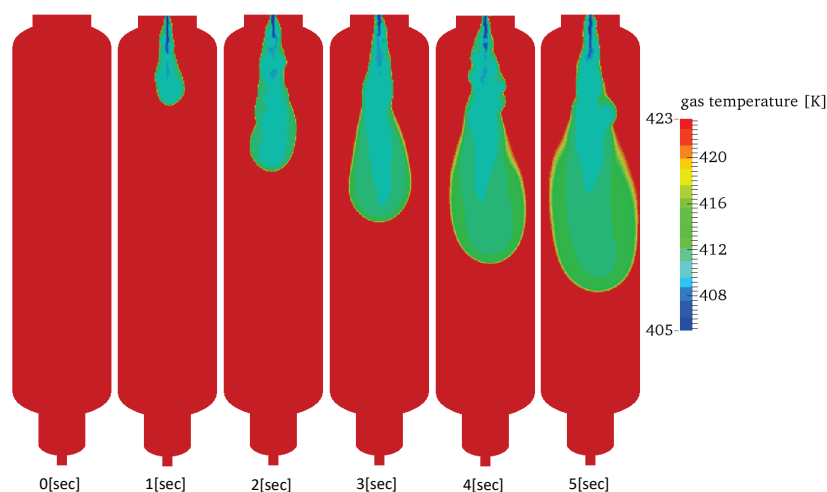


図 4.5.1-22 ガス温度分布 (case3 : CC-SP-12)

Case 4 : CC-SP-14 の解析 (蒸気-空気-ヘリウム体系, 初期ヘリウム成層, スpray 流量極小)

液相体積分率、蒸気質量分率、空気質量分率、ヘリウム質量分率、ガス温度、を図 4.5.1-23 ~27 に示す。case4 は case3 に対して Spray 流量が 1/10 以下と少なく、ガスからの抗力によって Spray の揺らぎが大きくなる。また、case3 と同様に Spray 中心付近で凝縮、外縁側で蒸発が生じる傾向が見られる。図 4.5.1-28 に 40 秒時点での液相体積分率およびヘリウムの質量分率分布を示す。この時点で、液相が容器下部に到達する。ヘリウムの成層界面が揺らいでいることが見て取れるが、容器上部にヘリウム成層が依然存在する。

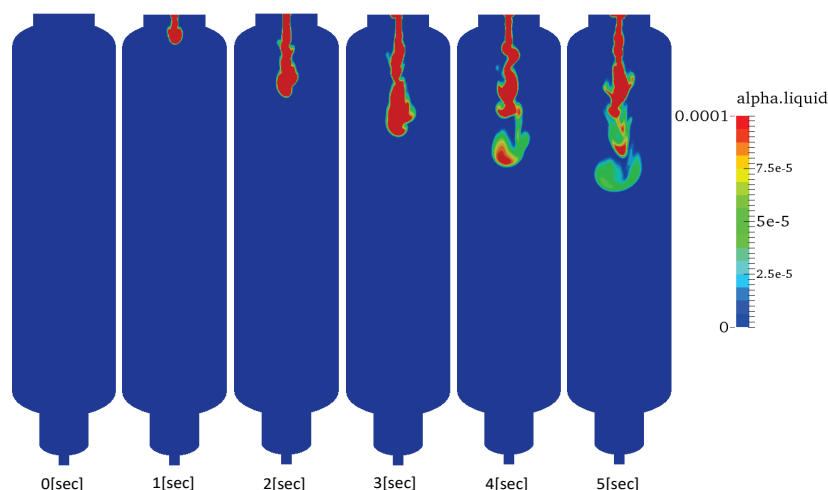


図 4.5.1-23 液相体積分率分布 (case4 : CC-SP-14)

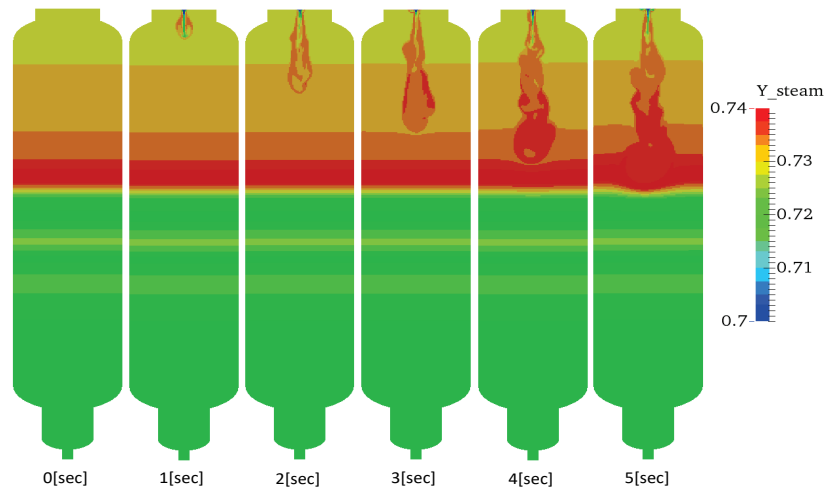


圖 4.5.1-24 蒸氣質量分率分布 (case4 : CC-SP-14)

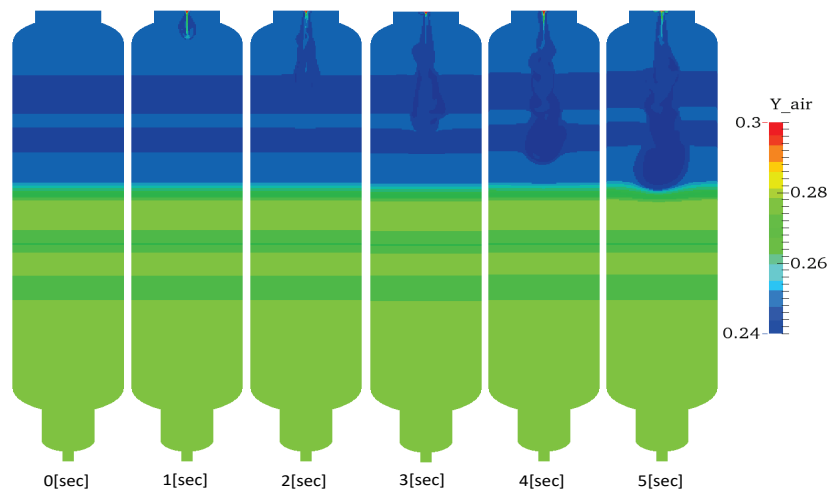


圖 4.5.1-25 空氣質量分率分布 (case4 : CC-SP-14)

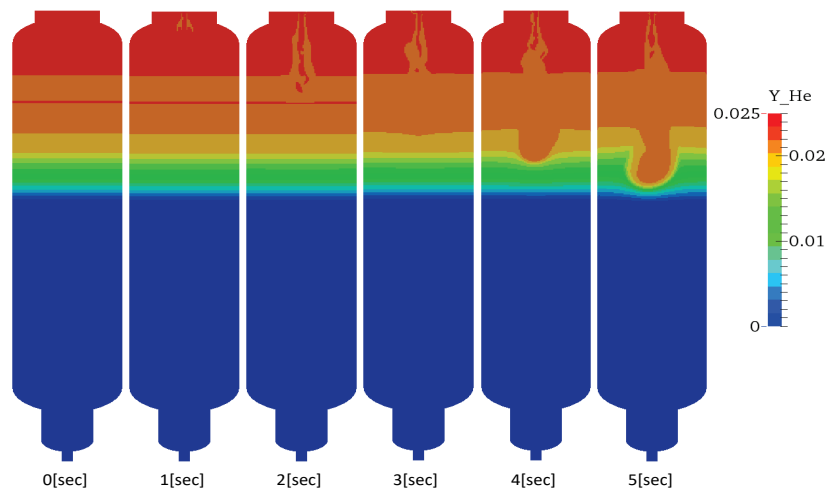


図 4.5.1-26 ヘリウム質量分率分布 (case4 : CC-SP-14)

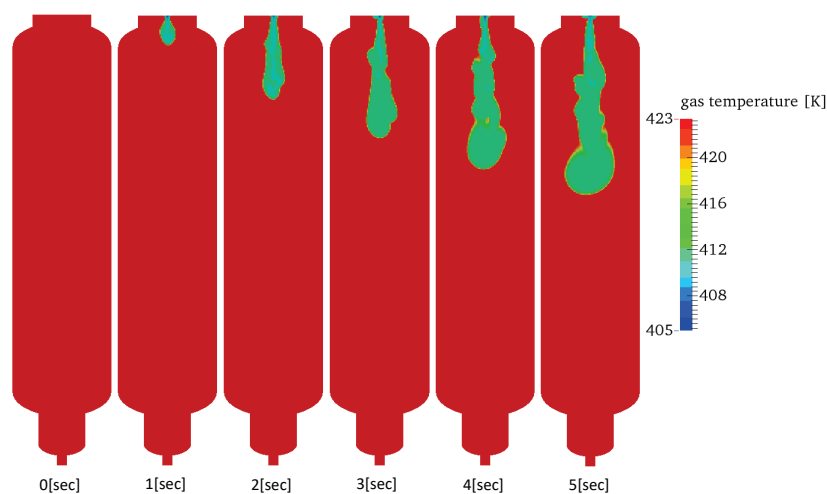


図 4.5.1-27 ガス温度分布 (case4 : CC-SP-14)

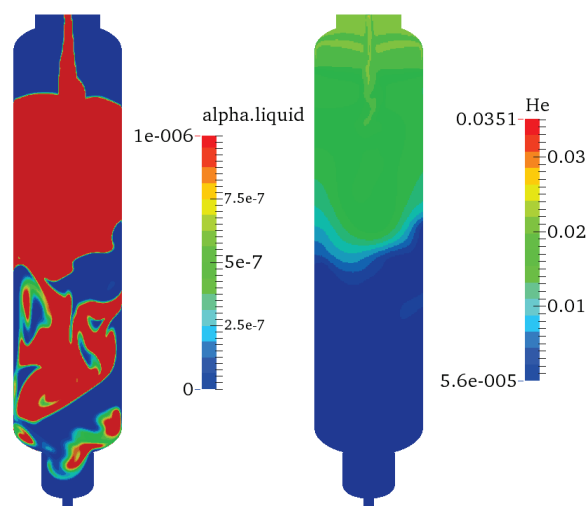


図 4.5.1-28 40s における液相体積率 (左) およびヘリウム質量分率 (右)
case4 : CC-SP-14

Case 5 : CC-SP-15 の解析 (蒸気-空気-ヘリウム体系,初期ヘリウム及び空気成層,スプレー流量極小、バルクヘッド有り)

液相体積分率、蒸気質量分率、空気質量分率、ヘリウム質量分率、ガス温度を図 4.5.1-29～33 に示す。流動条件は CC-CP-14 とほぼ同じでバルクヘッドが存在し、容器空間が容器中央の断面開口比 0.9%を通じて上下に仕切られている。これまでの計算と比較してスプレーの揺らぎは小さくなる傾向が見られる。スプレーの拡がりも小さく、スプレー内部での温度低下が大きい。スプレー内部では全体的に蒸気濃度が低下し、空気及びヘリウム濃度が増加していることから、主に凝縮が起こっているものと考えられる。図 4.5.1-34 に 40 秒時点

での液相体積率およびヘリウムの質量分率分布を示す。バルクヘッドにより中央のみが開
口となっているため、容器下部では中心軸近傍のみに液相が存在する。この時点では上部の
ヘリウムのバルクヘッド下部への移行はほぼ見られない。

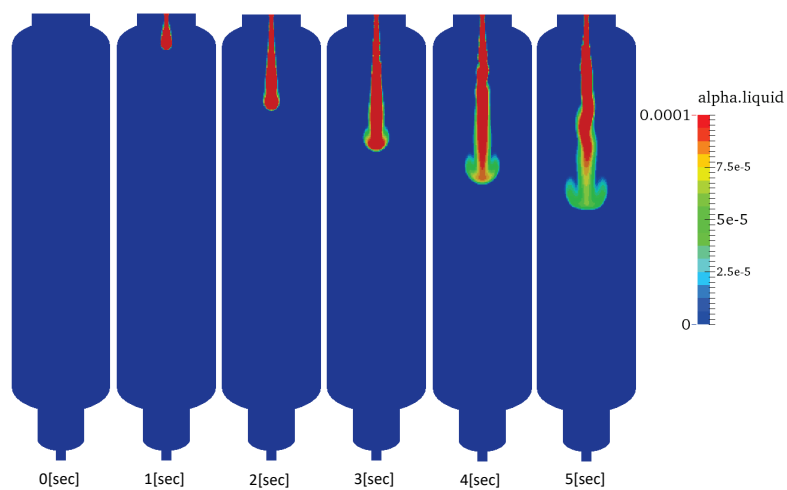


図 4.5.1-29 液相体積分率分布 (case5 : CC-SP-15)

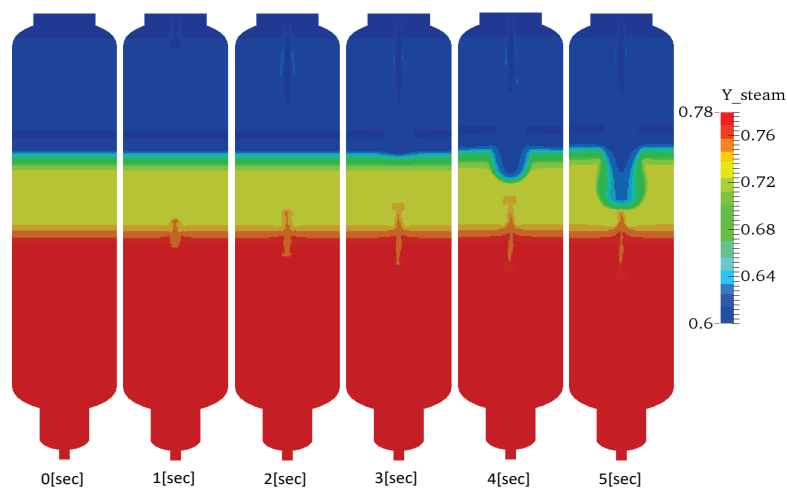


図 4.5.1-30 蒸気質量分率分布 (case5 : CC-SP-15)

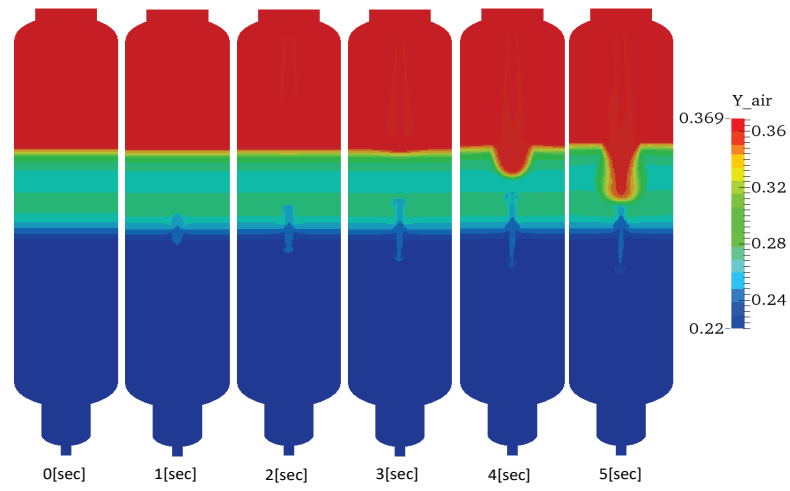


図 4.5.1-31 空気質量分率分布 (case5 : CC-SP-15)

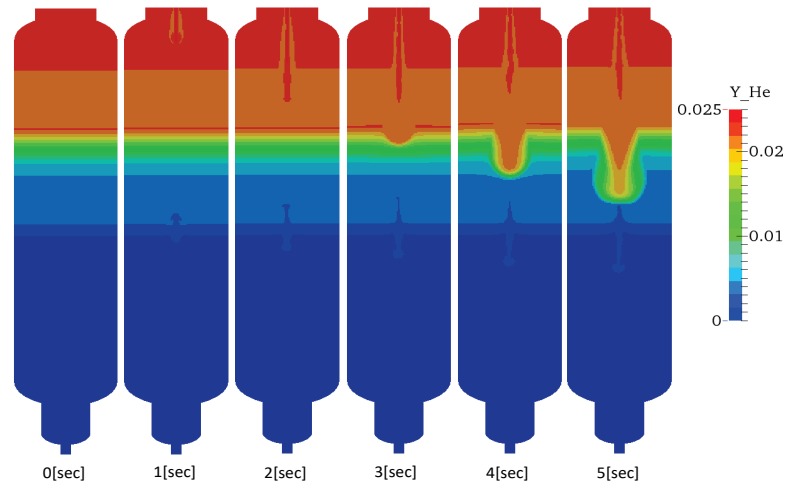


図 4.5.1-32 ヘリウム質量分率分布 (case5 : CC-SP-15)

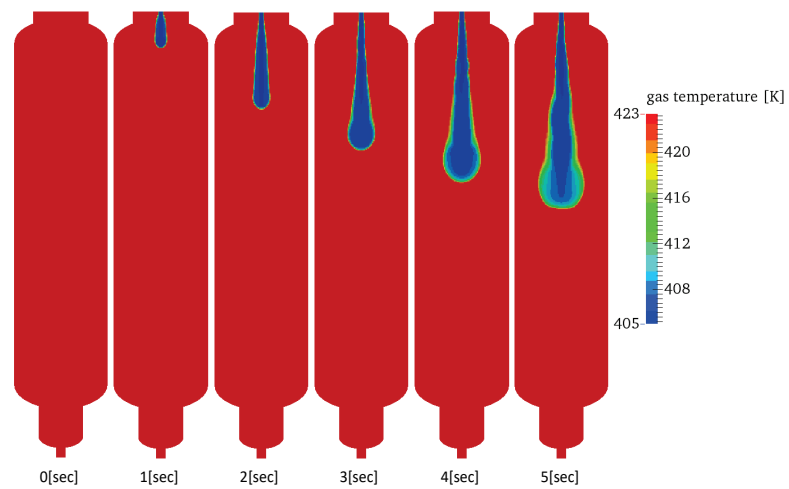


図 4.5.1-33 ガス温度分布 (case5 : CC-SP-15)

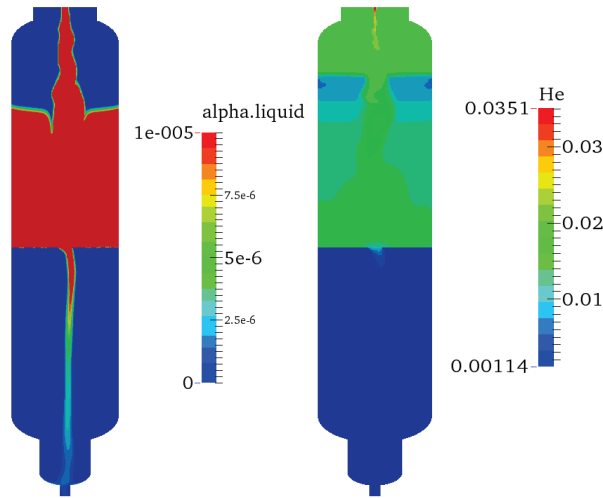


図 4.5.1-34 40s における液相体積率（左図）およびヘリウム質量分率（右図）

4.5.1.6. まとめと課題

Euler-Euler ソルバに相変化モデルを実装し、CIGMA スプレー冷却実験の試験解析を行った。本解析で改良したソルバではスプレーによる凝縮および蒸発の挙動を模擬することができた。しかし、本解析の計算には長時間を要し、40 秒程度の解析を行うに留まった。今後はさらに解析時間を延長し、実験結果との比較を進めていく必要がある。

4.5.2 CIGMA 試験部の熱伝導解析

CIGMA 装置の側壁部には大小多数のノズルが設置されている。格納容器冷却実験においてはこれらノズル部の熱容量が容器内熱バランスに与える影響は無視できないが、ノズル形状は複雑であり、その効果を実験により正確に評価することは容易ではない。そこで実験解析における境界条件の不確かさを軽減するため、CIGMA における自然放熱実験のデータを用いて熱伝導解析を行い、ノズル部の温度を数値解析により評価した。

CIGMA 容器内に蒸気を注入しつつ、大気への自然放熱により蒸気を全量凝縮させて圧力を維持する熱バランス実験を行った。実験では、容器内圧力と蒸気ボイラーのヒーターパワーを測定し、実験開始後 10,000 秒から 12,000 秒の間で、ヒーターパワー 48kW で圧力がほぼ一定の定常状態になることを確認した。同時に容器壁の温度もほぼ定常となった。この定常状態のヒーターパワーと測定された温度データを用いて以下の手順で解析を実施した。また解析には、OpenFOAM2.3.1 を用いた。解析手順を以下に示す。

1. 容器 CAD データからの容器壁の解析メッシュの作成
2. 定常状態の温度データから初期条件の作成
3. 容器内側の入熱を 48kW として、内表面積で除した値を平均の熱流束として与える。

外側は自然放熱のみとして熱伝達係数を $5\sim 10\text{W/m}^2\text{K}$ 程度にして設定し、伝熱解析を実施

4. ノズル部分の温度変化等のデータを取得

メッシュ作成

図 4.5.2-1 に解析に用いたメッシュを示す。容器壁の厚さは大部分が 25mm であり、5 層程度のメッシュで改造し、が作成できるようにし、その他フランジ部などで厚さが薄くなっている箇所はそれ以下のメッシュ幅となるようにした。

初期条件の作成

容器壁およびノズル外表面上の温度計測値を解析点において固定温度として与える。それ以外の境界面は断熱として `laplacianFoam` で温度場を計算することで初期条件を作成した。

熱伝導解析

先述した温度データを初期場として熱伝導解析を行った。熱境界条件として、容器内側の入熱を 48kW として内表面積で除した値を平均の熱流束として与え、外側は自然放熱として熱伝達係数を $10\text{W/m}^2\text{K}$ にして設定した。ソルバには熱流束境界のノイマン条件を扱える `chtMultiRegionFoam` を用い、計算対象は固体容器壁（内部の気体は計算しない）という設定で熱伝導解析を実施した。計算の詳細は以下である。

境界条件は以下の表のように与えた。

部位	境界条件
容器内壁	熱流速 $481.5187[\text{W/m}^2]$ (48kW を内壁の面積 $99.6846[\text{m}^2]$ で除した値)
容器外壁	熱伝達 $10[\text{W/m}^2\text{K}]$

容器壁の材質 SUS304 の物性を以下の表のように与えた。

物性	値
密度 $\rho[\text{g/cm}^3]$	7.93
比熱 $C[\text{J/g} \cdot \text{K}]$	0.59
熱伝導率 $\kappa [\text{W/m} \cdot \text{K}]$	16.7

30 秒時点での外壁および内壁温度を図 4.5.2-2 及び 4.5.2-3 に示す。直径の大きいノズル（例えば 1000A のマンホール）は熱容量も大きく初期温度を維持して周囲壁よりも温度が低い。1000A のマンホールの次に大きい 650A のレーザー入射用のノズルでは内壁と外壁

の温度差は 1~2K 程度であった。これから、外面冷却実験の CFD 解析等におけるノズル内側温度の境界条件は、ノズル外面に設置した熱電対による測定データで代用可能であることが示された。

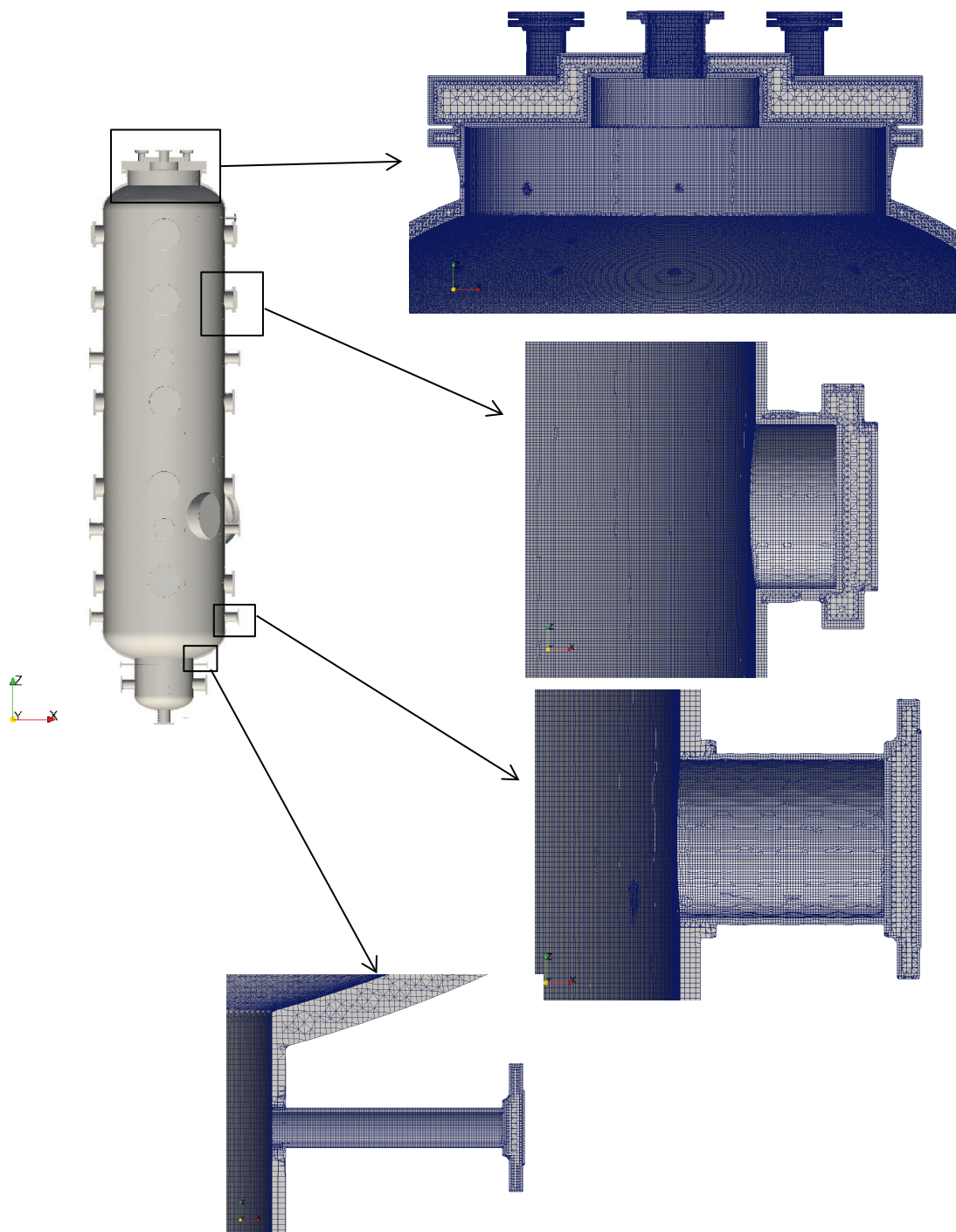


図 4.5.2-1 メッシュ模式図

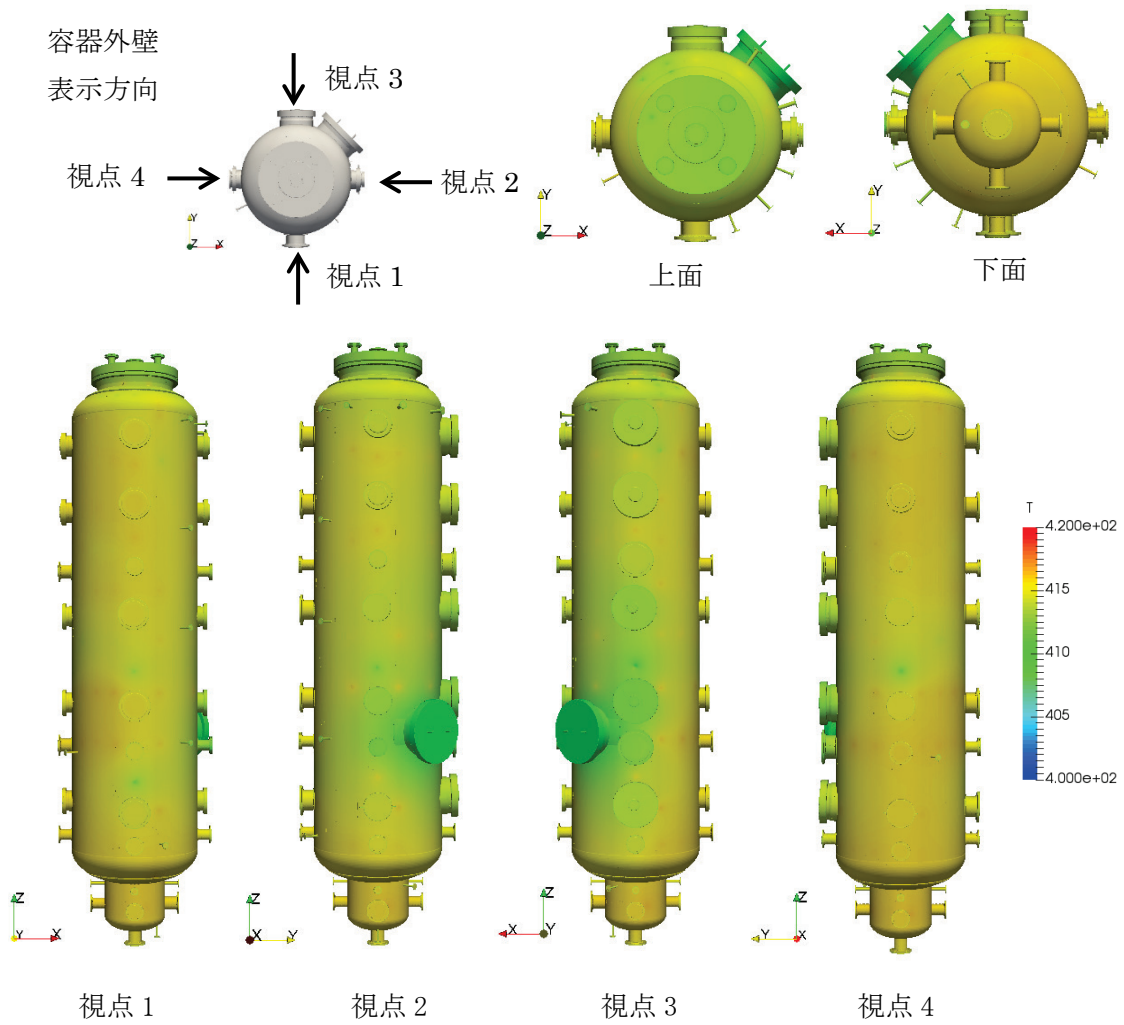


図 4.5.2-2 30s での容器外壁温度 (単位は K)

コンター表示時の断面位置と内壁表示方向

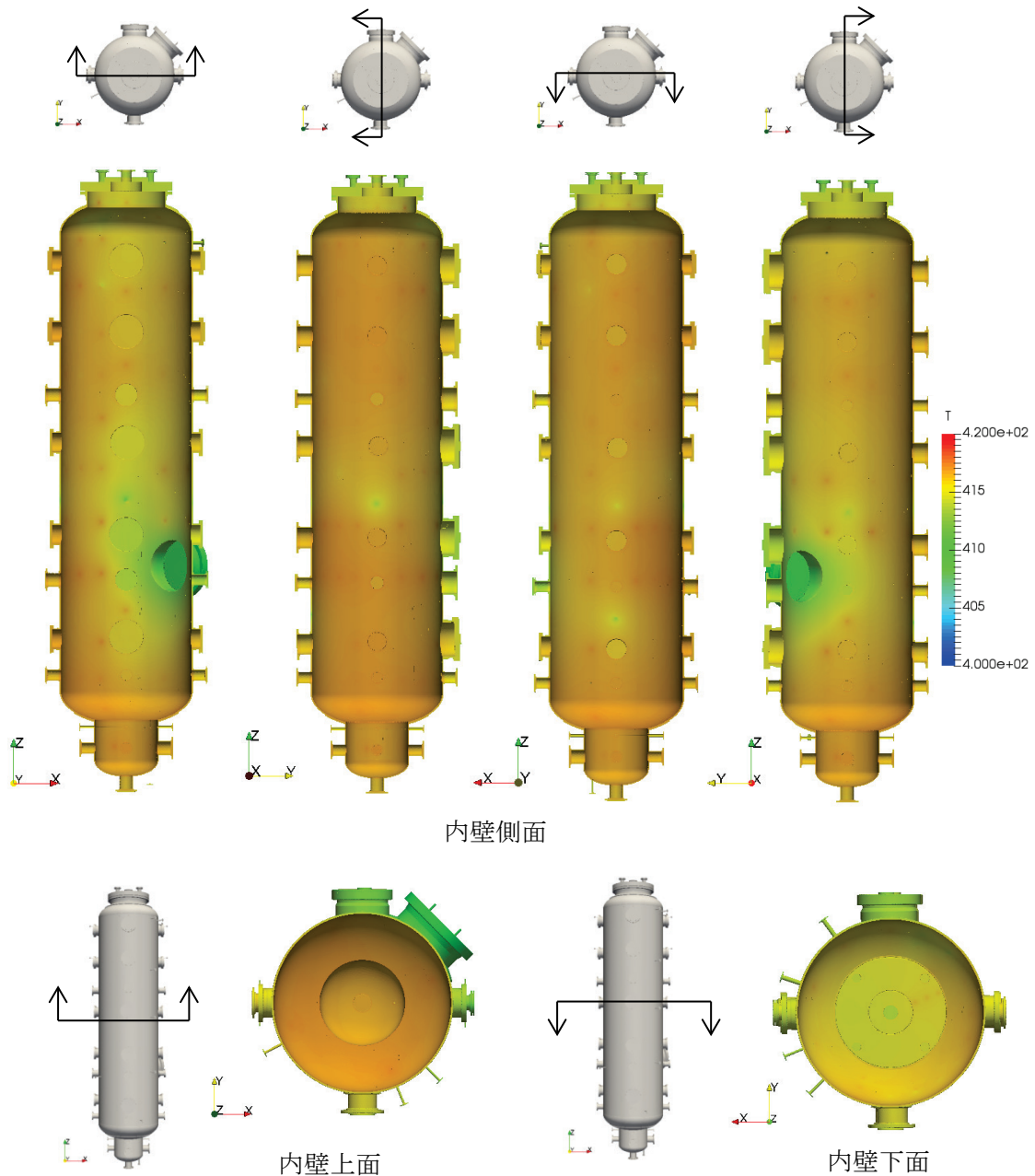


図 4.5.2-3 30s での容器内壁温度 (単位は K)

4.5.3 スプレイスクラビングによるエアロゾル除去の数値解析

4.5.3.1 目的

本節では NRA で検討の進んでいるスプレーによるエアロゾル除去モデルの検証を目的とした数値解析を行う。本受託で整備したスプレイスクラビング実験装置 ARES による実

験を対象とした解析を行い、数値解析結果と実験結果との比較によりモデルの課題等について検討する。

4.5.3.2. Euler モデルへのエアロゾル除去モデルの実装

CFDコードFluentに実装されている混相流モデルの1つであるEulerモデルを用いて、スプレー実験の解析を行う。本解析では、エアロゾル（一般に微粒子と気体の混合成分と定義される）を気相中の気体成分として取り扱う。すなわち、気相を空気とエアロゾルから成る2成分気体とした。気相中での化学種の輸送方程式を解くことにより空気及びエアロゾルの拡散を計算することでエアロゾルの移行を評価する。空気及びエアロゾル間の化学反応は無いものとする。また液相は水（液滴）とする。

液滴によるエアロゾル除去は以下に示すエアロゾル除去率 λ を用いた。

$$\lambda = \frac{3(1-\alpha)}{2\alpha} |\mathbf{u}_d - \mathbf{u}_g| \frac{E}{D} \quad (4.5.3-1)$$

α はボイド率、 \mathbf{u}_d は液滴速度ベクトル、 \mathbf{u}_g は気相速度ベクトル、 E はスプレー除去係数、 D は液滴径である。解析では E/D を外部パラメータとして与える。エアロゾル除去率 λ を用いて、質量及び運動量に対する消失項を以下の式で定義する。

$$\begin{aligned} S_{mass,g} &= -\lambda \rho Y_{aerosol} \alpha \\ S_{velocity,g} &= -\lambda \rho Y_{aerosol} \alpha \mathbf{u}_g \end{aligned} \quad (4.5.3-2)$$

上記の消失項を気相の質量保存式及び運動量保存式にユーザー定義関数（UDF）の機能を用いて組み込む。本作業では、 E/D の値を以下のように与えた。

$$\frac{E}{D} = 10 \quad (4.5.3-3)$$

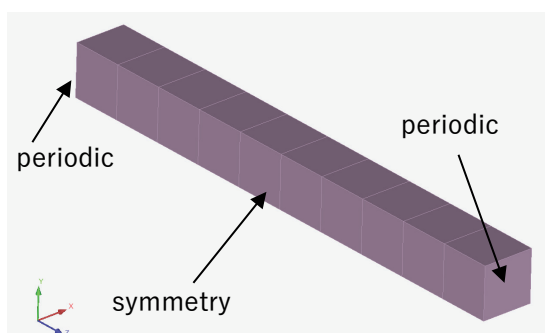
エアロゾル除去モデルの予備解析

エアロゾル除去モデルのコードの妥当性の検証として、解析解と比較可能とすべく、一次元空間で静止しているエアロゾルを含んだ気相中に液相が一定に移流する状況を模擬する数値解析を行った。単位時間当たりのエアロゾルの減少量とエアロゾル除去率 λ を求めることで解析解との比較を行った。

【解析条件】

検証モデルの形状モデルは、図4.5.3-1に示すように、一辺1[m]の立方体のセルを10個Z軸方向に連ねたものである。この検証モデルではスプレー実験解析の解析条件と同じくEuler法による2相流とし、気相には空気とエアロゾルの2種類のガスが混合しているものとした。入口と出口の影響を失くすため、一様な物理量を初期値として与え、流入/流出面は周期的境界条件とした。それ以外の外部境界面は滑り壁条件とした。尚、Fluentでの

設定上、それぞれの境界条件は **periodic**、**symmetry** とする。気相の速度の初期値は一律に $0[\text{m/s}]$ とし、液相には **Z** 軸の負の方向へ $1[\text{m/s}]$ を与えた。液相による気相へのドラッグが起こらないように相間相互作用は無効にした。気相のエアロゾル濃度は本解析条件と同様の 1% とした。ボイド率は 0.9 、 0.99 、 0.999 の3ケースを実施し、解析解との比較を行った。上記の解析条件の下、各ボイド率に対するエアロゾル除去率 λ を以下の表 4.5.3-1 にまとめた。



時間依存性	非定常		
乱流モデル	無		
物性値	気相	空気	
		エアロゾル※1	
	液相	水	
相間相互作用	無		
初期条件	温度	30°C	
	圧力	1気圧(101325 [Pa])	
	速度	気相	静止
		液相	-1[m/s]
	質量分率	エアロゾル	0.001
ボイド率	0.9, 0.99, 0.999 ※2		
※1: エアロゾル物性は空気と同じとする。			
※2: 3パターンでのボイド率で検証した。			

図 4.5.3-1 エアロゾル除去モデルの検証用モデル

表 4.5.3-1 ボイド率とエアロゾル除去率 λ の対応

ボイド率	λ [1/s]
0.9	0.6667
0.99	0.1515
0.999	0.0150

【解析解】

本検証モデルのエアロゾル濃度に関する微分方程式は以下通りである。

$$\frac{dY}{dt} = -\lambda Y \quad (4.5.3-4)$$

ここで、 Y はエアロゾルの体積分率、 t は時間、 λ はエアロゾル除去率である。解析解は以下で与えられる。

$$\frac{Y}{Y_0} = e^{-\lambda t} \quad (4.5.3-5)$$

ここで、 Y_0 は $t=0$ における Y の値であり、本検証モデルでは $Y_0 = 0.001$ である。

一方、上式を λ について解くと、

$$\lambda = \frac{d}{dt} \ln \frac{Y}{Y_0} \quad (4.5.3-6)$$

となることから、数値計算との λ 値の比較の際、以下の様に λ の数値解を求めた。

$$\lambda_i = \frac{\ln \frac{Y_{i+1}}{Y_0} - \ln \frac{Y_i}{Y_0}}{\Delta t} \quad (4.5.3-7)$$

i は時間ステップを表しており、 Δt は離散化した時間間隔である。 λ_i は任意の時間ステップ i に対し、 $\lambda_i = \lambda$ が成立するべきものである。本検証では時間刻み Δt は $\Delta t = 0.01$ [s]とした。

【検証結果】

エアロゾル除去モデルコードを実装した検証モデルを3パターンのボイド率で数値解析し、 Y/Y_0 と λ の時間変化を解析解と比較したものを図 4.5.3-2 に示した。各ボイド率に対する Y/Y_0 時間変化率は解析解とほぼ一致しており、エアロゾル除去率 λ の誤差も全ての時間で1%以内に収まっている。以上より、エアロゾル除去モデルは適切に実装されていることが確認できた。

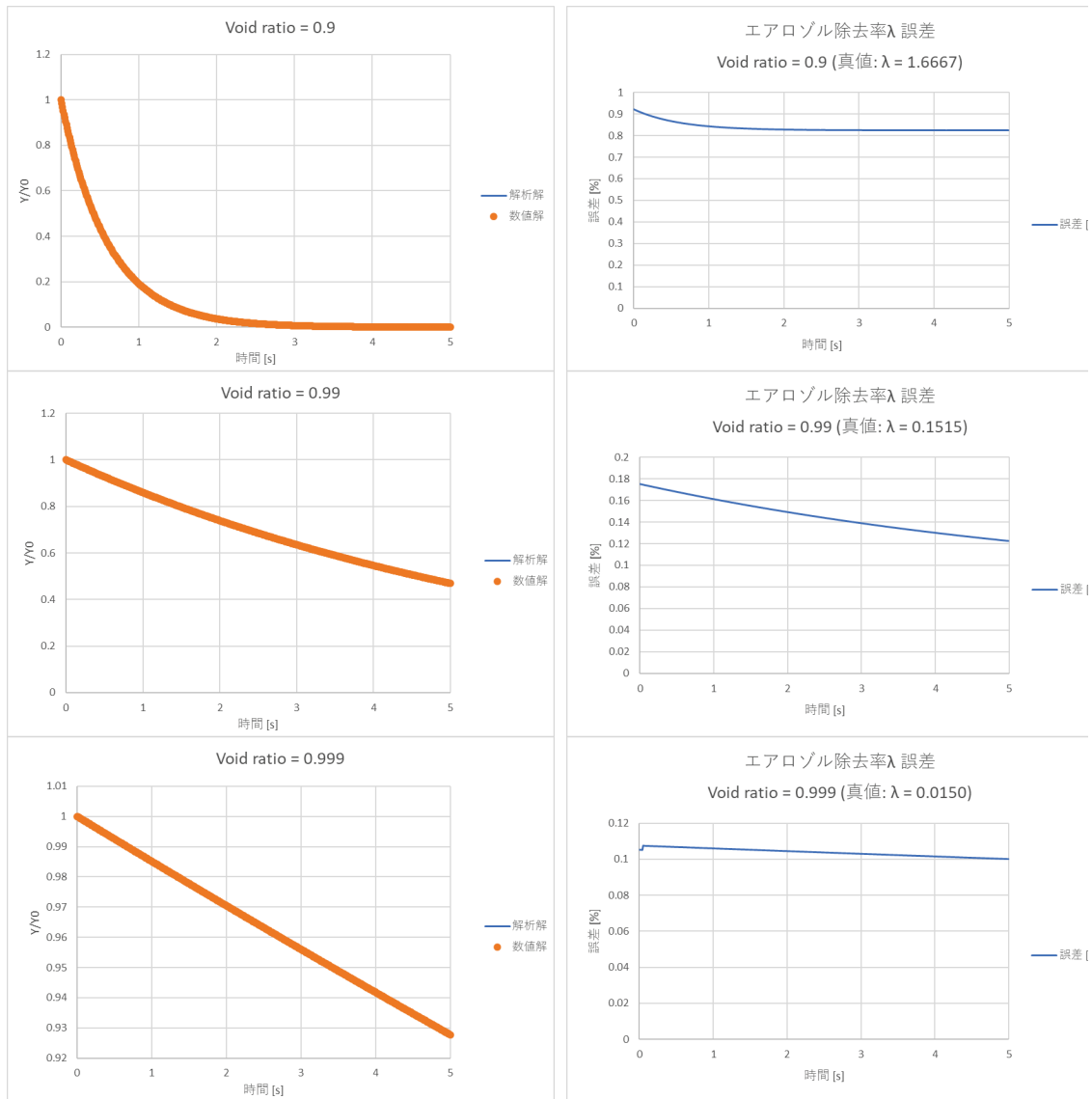


図 4.5.3-2 検証モデルの数値解析結果 (左図: Y/Y_0 対時間、右図: λ の誤差対時間)

4.5.3.3. スプレイ実験解析

上記で示したエアロゾル除去モデルを **Fluent** の **UDF** として組み込んだソルバを用いてスプレイ実験解析を実施した。本節ではスプレイ実験解析の条件及びその結果を示す。

形状モデル

ARES 装置の試験部を解析対象とする。解析モデルを図 4.5.3-3 に示す。底面が 0.5[m] 四方、高さ 2[m] の直方体の上面に 0.15[m] 四方、高さ約 0.49[m] の四角錐体が接続した形状である。実験ではエアロゾルが円管パイプを通じて試験部に供給されるが、本解析ではメッシュ作成を容易にするため、気相の流入管断面形状は 0.08[m] 四方の四角形にした。気体流入管出口は実験装置と同様容器中央に位置する。流出管断面も 0.08[m] 四方の四角形とした。

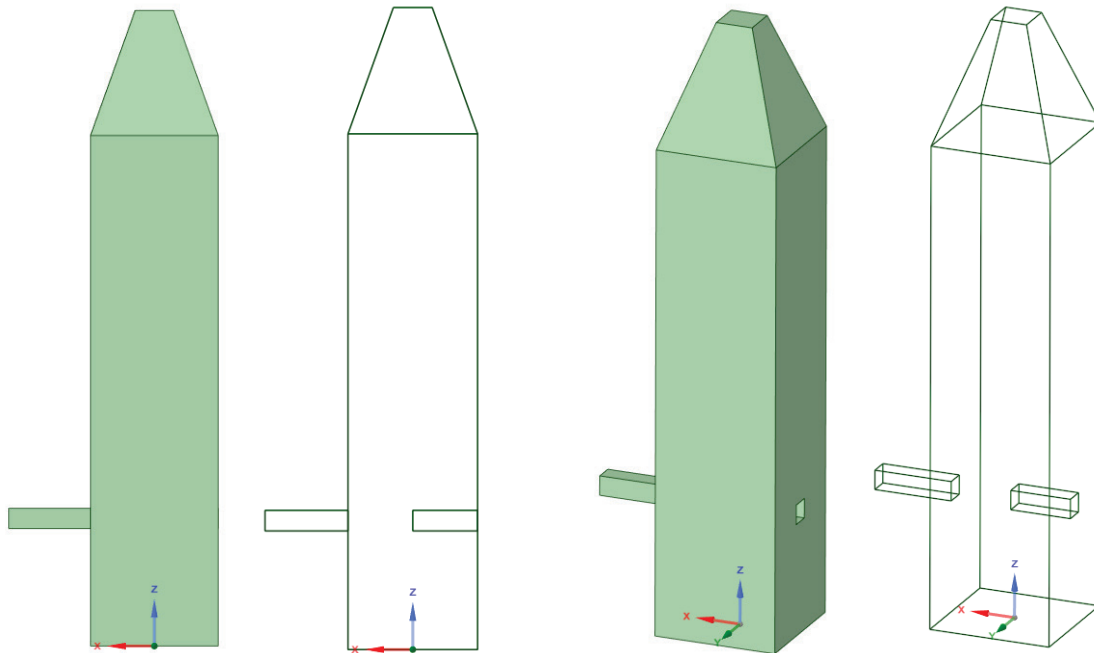


図 4.5.3-3 スpray実験装置の形状モデル

メッシュ

メッシュタイプは6面体とし、基本メッシュ幅を0.01[m]、容器上部の四角錐体は形状に沿ってメッシュ幅を小さくした。総メッシュ数は547,948である。Spray水の噴出は、実際の噴口位置より0.155[m]下流の位置において、Sprayの広がり考慮した運動量を与えることで模擬した。実験に用いた広がり角の15[deg]のSprayノズルを考慮すると、当該位置では半径約0.02[m]の広がりとなり、0.02[m]四方の範囲内にある16個のセルに対しSpray噴霧のモデル化を行った。

解析条件

本Spray実験解析の解析条件を表4.5.3-2に示す。本解析はEulerモデルによる二相流非定常解析であり、乱流モデルには標準k-epsilonを適用した。対象実験は室温での水・空気系である。解析においては系内の温度は一定として相変化は考慮しない。計算パラメータとしてSpray噴霧量と気相の流入量を変化させて解析を行った。各ケースで変更するパラメータを表4.5.3-3にまとめた。

表 4.5.3-2 解析条件

時間依存性	非定常	
乱流モデル	標準k-εモデル	
混相流モデル	Eulerモデル	
物性値	気相	空気 エアロゾル※
	液相	水
相間相互作用	仮想質量係数	0.5
	抗力	Schiller Naumann
	乱流拡散	Lopez de Bertodano
スプレー噴霧条件	噴霧角	15度
	流量	2水準(0.6[L/min]、2.4[L/min])
	液滴径	2水準(40[μm]、30[μm])
気相流入条件	気相流入量	2水準(100[L/min]、1600[L/min])
	エアロゾル濃度	0.001
重力	あり	
初期条件	温度	300K
	圧力	1気圧(101325 [Pa])
	速度	静止

※ エアロゾルの物性値は空気と同じものとする。

表 4.5.3-3 解析パラメータ

Case	気相	液相 (スプレー)			
	流入量 [L/min]	噴霧量[L/min]	呼び径[mm]	液滴径[μm]	噴霧速度 [m/s]
1	100	0.6	1.4	40	6.4961201
2	1600	0.6	1.4	40	6.4961201
3	100	2.4	7	30	1.039379
4	1600	2.4	7	30	1.039379

解析結果

各ケースに対し、DF の時刻歴及び、液相の体積分率、エアロゾル濃度のコンター図を図 4.5.3-4～15 に示す。各コンター図は流入管と流出管の中心を通る ZX 断面上とし、-Y 方向に平行投影したものである。本解析における DF を以下に定義する。

$$DF = \frac{\text{エアロゾルの流出質量流量}}{\text{エアロゾルの流入質量流量}}$$

実験によって得られる DF ではスプレーを作動しない条件での DF で除することで規格化しており、本解析上の DF の定義と異なることに注意する。

Case 1, 3 は流入ガス流量が case 2,4 に対して小さいため、DF が定常に至るまでの時間が長くなっている。エアロゾルを含んだガスはスプレイ内部に直接注入されるため、エアロゾルが下方へと移流する様子が見られる。またガス流量の大きい case 2,4 では試験部下方にエアロゾルが停滞していく挙動が観察された。

【ケース 1】

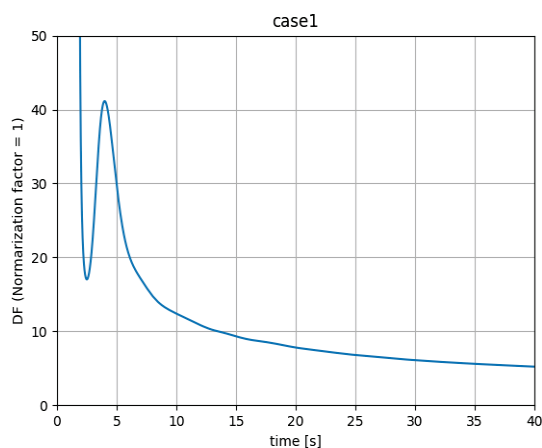


図 4.5.3-4 DF の時刻歴 case 1

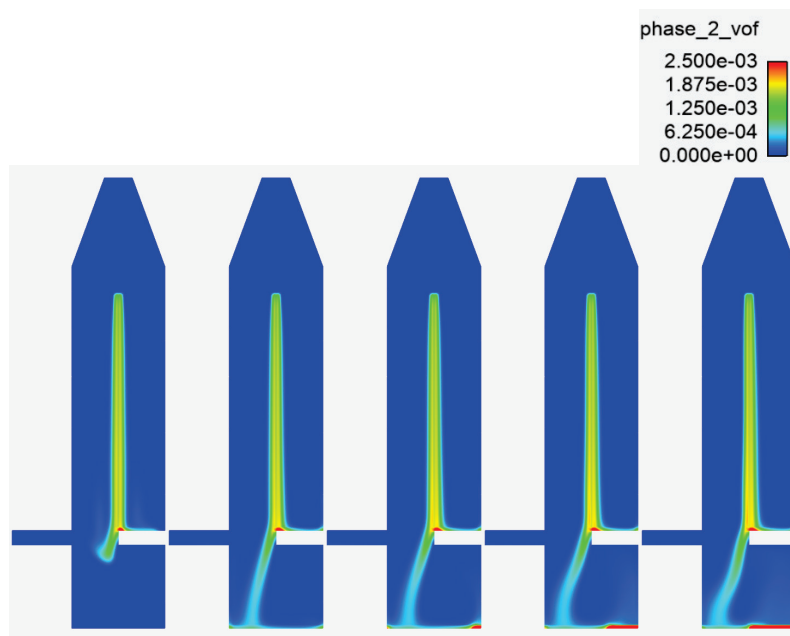


図 4.5.3-5 液相分布 case 1 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

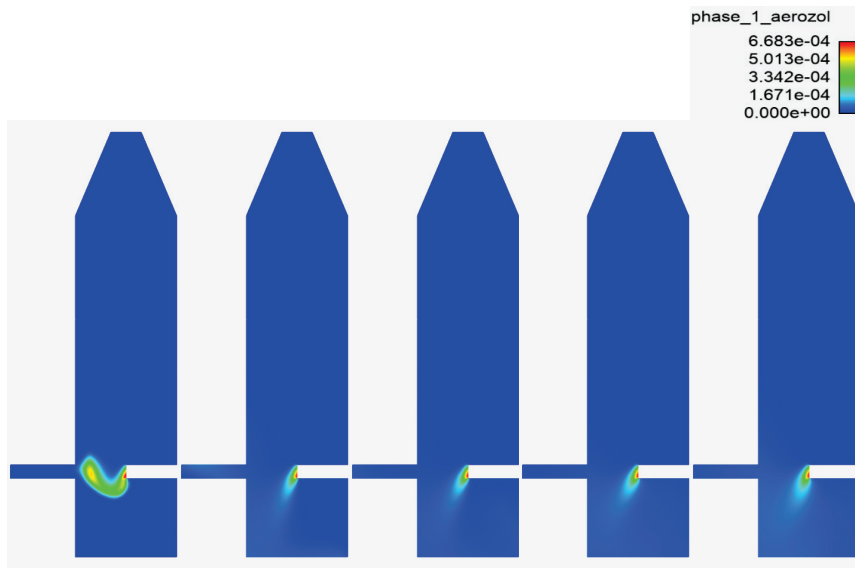


図 4.5.3-6 エアロゾル分布 case 1 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

【ケース 2】

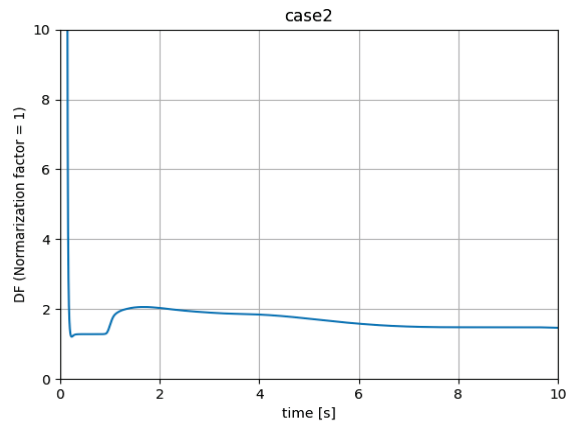


図 4.5.3-7 DF の時刻歴 case 2

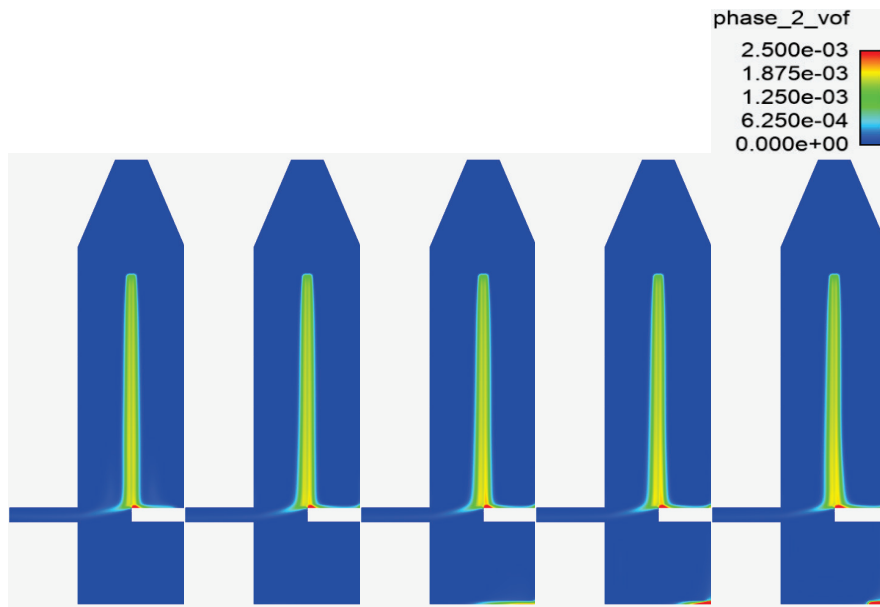


図 4.5.3-8 液相分布 case 2 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

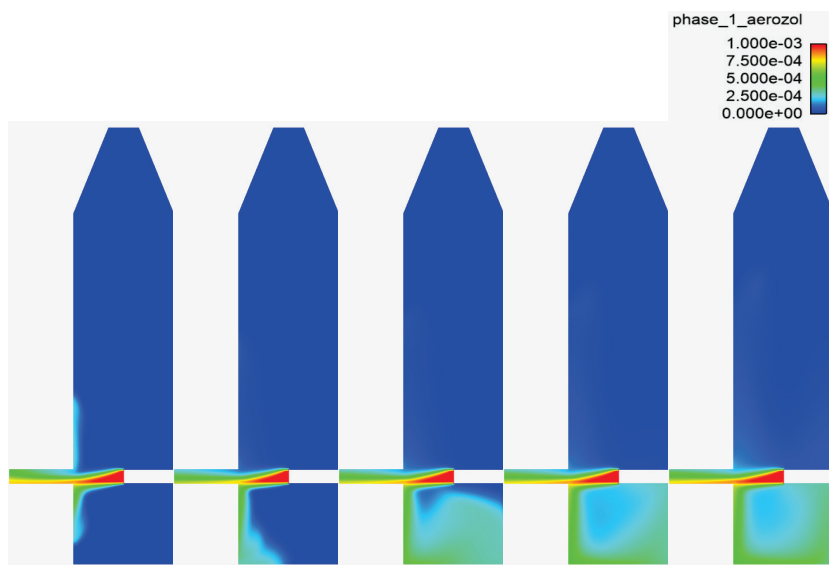


図 4.5.3-9 エアロゾル分布 case 2 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

【ケース 3】

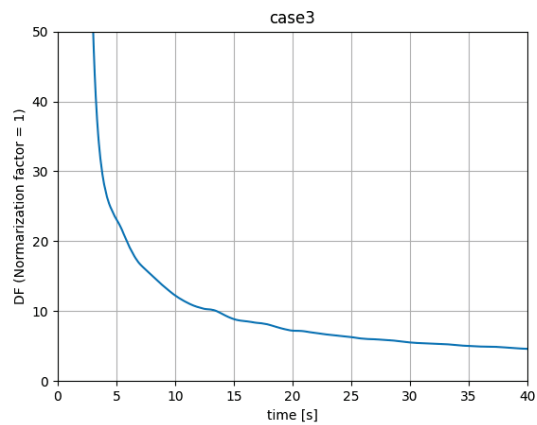


図 4.5.3-10 DF の時刻歴 case 3

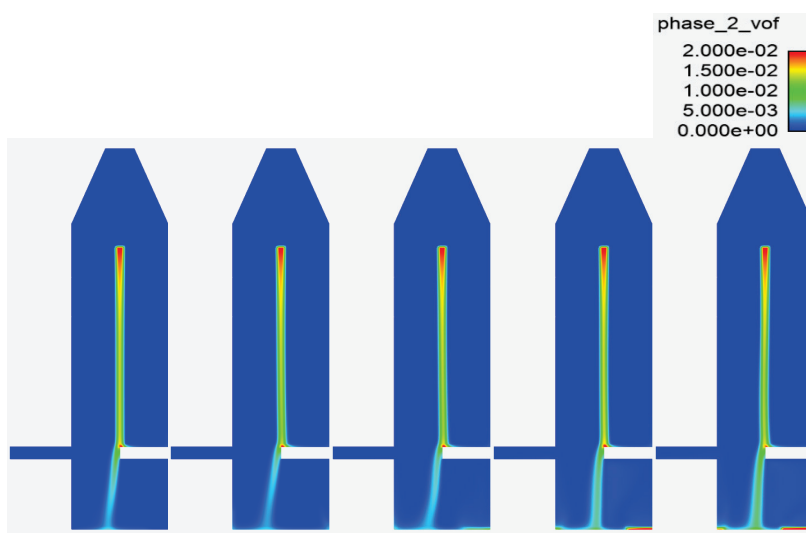


図 4.5.3-11 液相分布 case 3 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

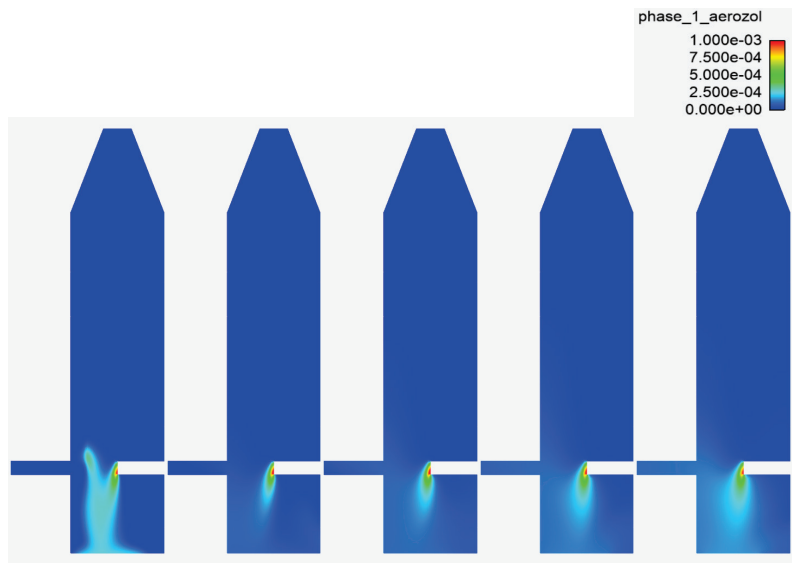


図 4.5.3-12 エアロゾル分布 case 3 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

【ケース 4】

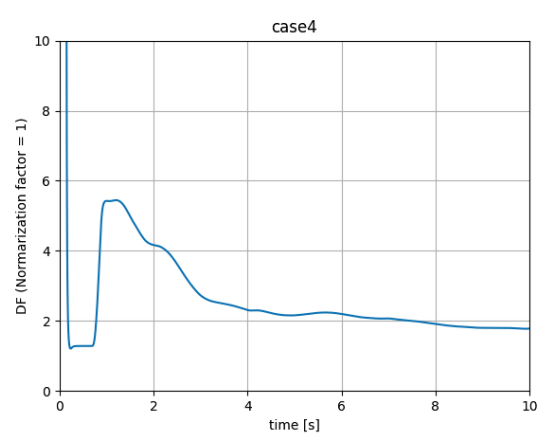


図 4.5.3-13 DF の時刻歴 case 4

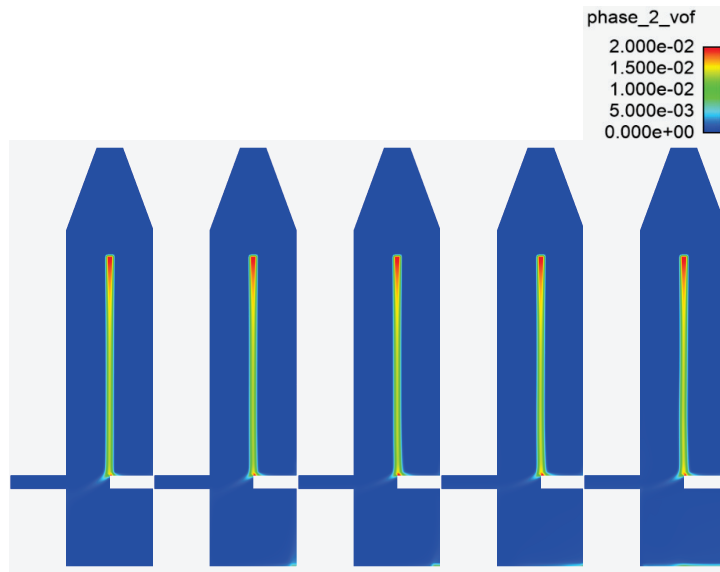


図 4.5.3-14 液相分布 case 4 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

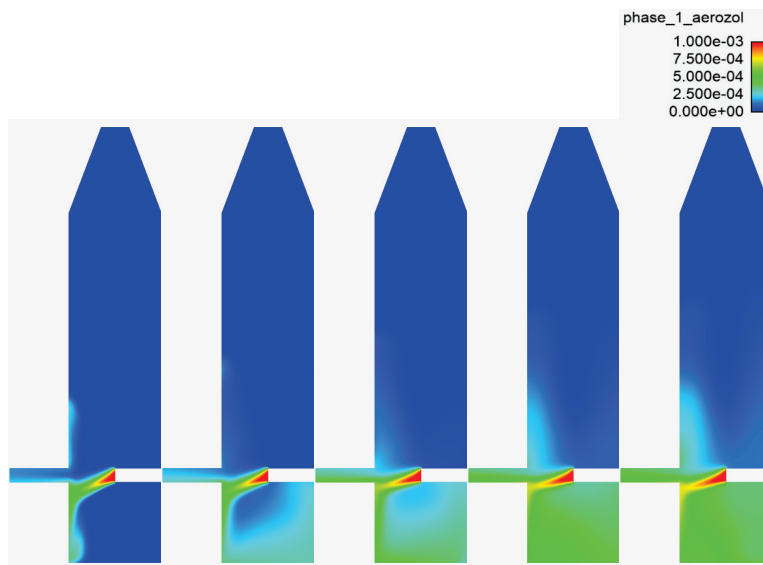


図 4.5.3-15 エアロゾル分布 case 4 (左から順に時刻 1, 2, 3, 4, 5s)

4.5.3.4. 実験結果との比較

各解析ケースでほぼ定常となった DF 値を表 4.5.3-4 にまとめた。解析結果と実験による DF 値の比較を図 4.5.3-16 に示す。丸印は解析による結果を示している。本解析で用いたエアロゾル除去モデルではエアロゾルの粒子径を考慮していないため直接の比較は難しいが、ガス流量 100LPM での DF の実験結果が 2~7.3 程度であり、case 1, 3 の DF はいずれもこの範囲内となった。一方、ガス流量 1600LPM では実験における DF の値とほぼ

一致している。以上のことから、本解析で用いたエアロゾル除去モデルは有効なモデルであると考えられる。本解析ではエアロゾル除去率 λ に含まれるパラメータである E/D を 10 に固定して計算を行った。今後はエアロゾル除去モデル中の E/D の影響について検討する必要がある。

表 4.5.3-4 解析による DF 一覧

Case	評価時間[s]	流入ガス流量 [LPM]	spray [LPM]	DF
1	40	100	0.6	5.211908
2	10	1600	0.6	1.466671
3	40	100	2.4	4.607001
4	10	1600	2.4	1.782224

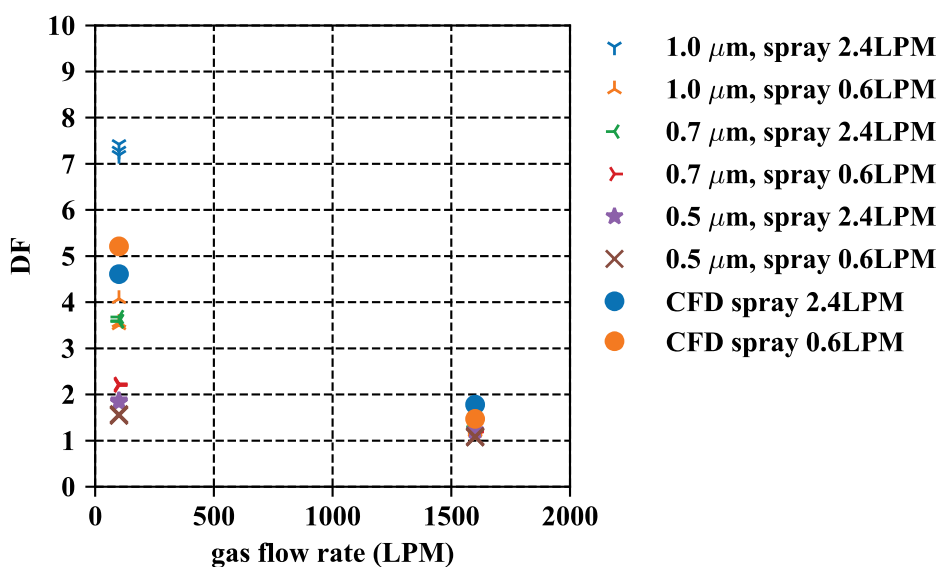


図 4.5.3-16 DF の比較

4.6. 実験装置の補修

4.6.1 経緯

平成 27 年（2015 年）2 月納入した過熱ノズルヒーター（A1, A2, B1, B2 の 4 基のヒーターで構成される）のうちの 1 基（A2）が平成 30 年（2018 年）5 月の実験中に断線し、同年度に規制庁から追加の予算手当を実施して修理を行い、平成 31 年（2019 年）3 月に修理品がメーカーより納品された。同年 4 月の実験中に再度同じヒーターの断線が生じた。このため、原因究明及び対策の検討を行った。

4.6.2 検討方法

次の検討を実施した。

- (1) 断線した 2 つのヒーターの分析：目視、断線箇所の X 線写真、実験条件等の分析。
- (2) 断線したヒーターを組み合わせてモックアップ試験装置を製作し、予備実験を実施。
- (3) CAE による予備解析を実施。

4.6.3 検討結果

(1) X 線監察結果

X 線の結果から図 4.6.3-1 に示されるように、切断したヒーター素線以外のところでも素線の減損が観察された。減損箇所はヒーターが断熱材の中に埋めこまれている場所に一致し、切断に至らないまでも、ヒーター素線の表面が荒れており、肉厚の減損がみられる。

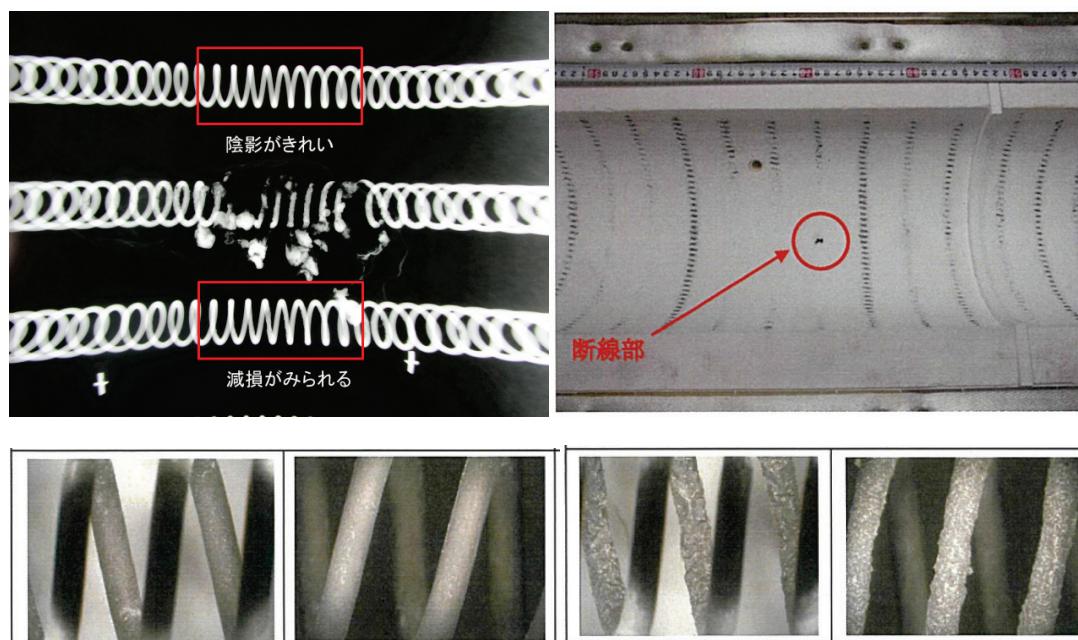


図 4.6.3-1 断線ヒーターの観察結果（左：露出部，右：埋設部）

(2) モックアップ試験結果

断線の生じたヒーターユニットを分解して部品を取り出し、これを再組立てしてモックアップ装置を製作し、原因調査のためのヒーター昇温実験を行った。この際、(1)の結果からヒーター断線の原因と推定される素線の過度な昇温を再現するために、ヒーター素線を断熱材に埋め込んだものと、溝加工をして露出させたものを製作し(図 4.6.3-2)、ヒーターの昇温の違いを測定する実験を行った。図 4.6.3-3 がヒーター出力を定格の 90%としたときのヒーター近傍を含む温度計測結果の分布である。「埋設部」はヒーター素線が断熱材に埋まっている箇所を意味し、「溝部」が素線を露出させた箇所に相当する。埋設部と溝部の対応箇所を比較した結果を表 4.6.3-1 に示す。ヒーター出力や境界条件によって差があるが、いずれも、溝加工をすることで約 150℃~250℃の温度低下となり、ヒーター過温の原因はヒーター素線が断熱材内に埋設されていることである可能性が濃厚であることが示された。

表 4.6.3-1 モックアップ試験の主な実験結果

試験条件	計測位置	埋設部		溝部		埋設溝部 温度差
		計測点	温度	計測点	温度	
600℃保持 11.8m ³ /min	ヒータ内表面	1	975	10	791	184
	熱熱部近傍 (浅い部分)	2	974	11	854	120
	熱熱部近傍 (深い部分)	3	998	12	793	205
85%出力保持 57.5m ³ /min	ヒータ内表面	1	1057	10	817	239
	熱熱部近傍 (浅い部分)	2	1069	11	910	159
	熱熱部近傍 (深い部分)	3	1114	12	858	257
90%出力保持 57.9m ³ /min	ヒータ内表面	1	1081	10	834	247
	熱熱部近傍 (浅い部分)	2	1096	11	930	165
	熱熱部近傍 (深い部分)	3	1147	12	881	266

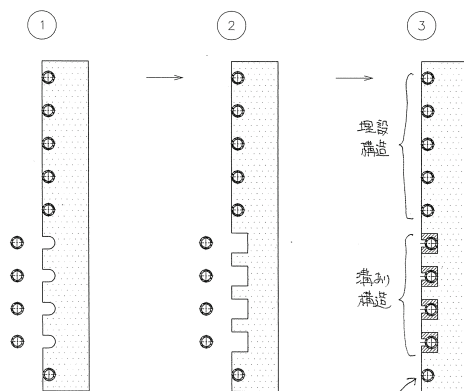


図 4.6.3-2 ヒーター素線を断熱際に埋め込む方法 (溝加工による露出構造化)

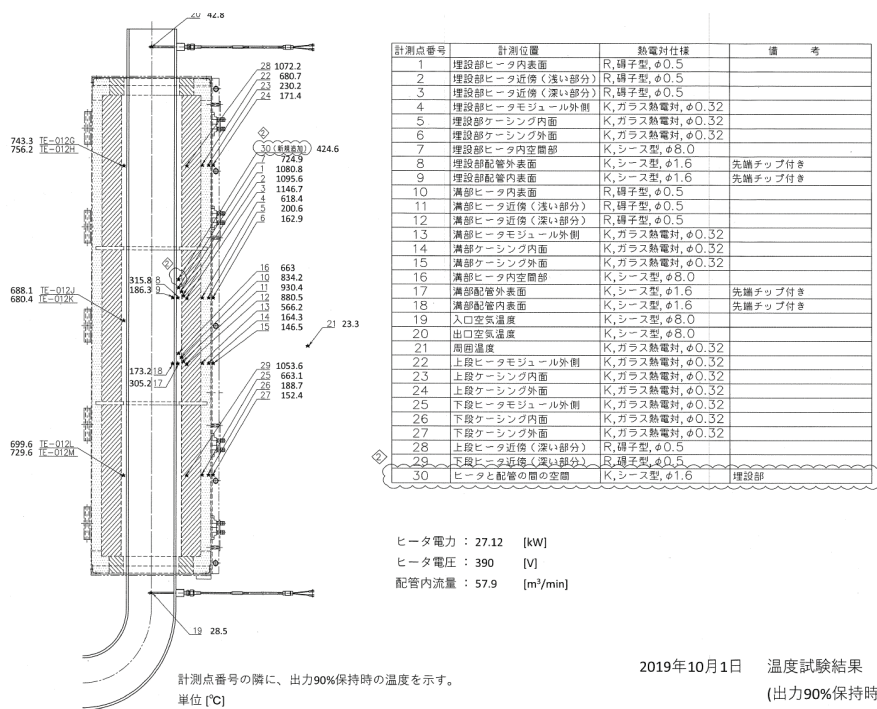


図 4.6.3-3 90%ヒーター出力時の温度分布

(3) CAE 数値解析結果

ヒーターを2段半割形状とした体系を対象に数値解析を行った。ヒーター内は実験に使用した断熱材などの物性値を与えた熱伝導解析とし、配管内の流体計算は行わず、流体は、境界部分で熱伝達係数と流体温度を境界条件として与えることで模擬した。CIGMAの過熱ノズルヒーターは配管の外側から配管ごと加熱する仕様であり、ヒーターと配管の間は輻射伝熱を考慮した解析を実施した。表 4.6.3-2 に計算結果とモックアップ試験結果の一例を示す。定量的には差がみられるが、定性的な傾向は示されており、ヒーター素線周囲を溝加工することによる温度低減効果をよく再現した。

表 4.6.3-2 計算結果とモックアップ試験の結果の比較

	発熱線温度 (°C)		炉内温度 (°C)		配管温度 (°C)	
	実験	解析	実験	解析	実験	解析
埋設型	1080-1146	1316	725	693	316	330
溝形	830-930	1061	663	596	305	343

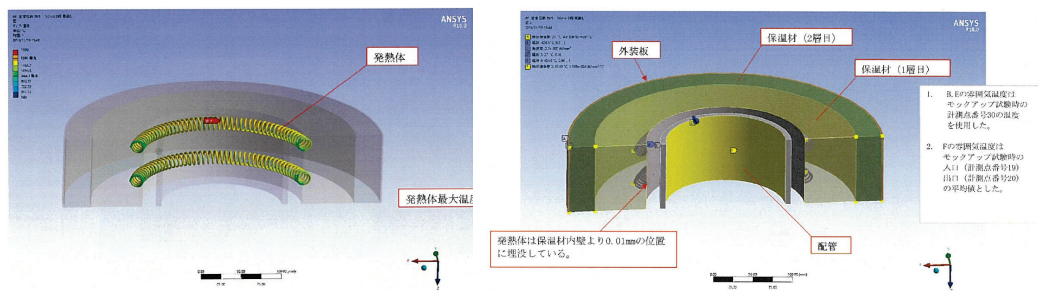


図 4.6.3-4 埋設型形状の計算体系と境界条件

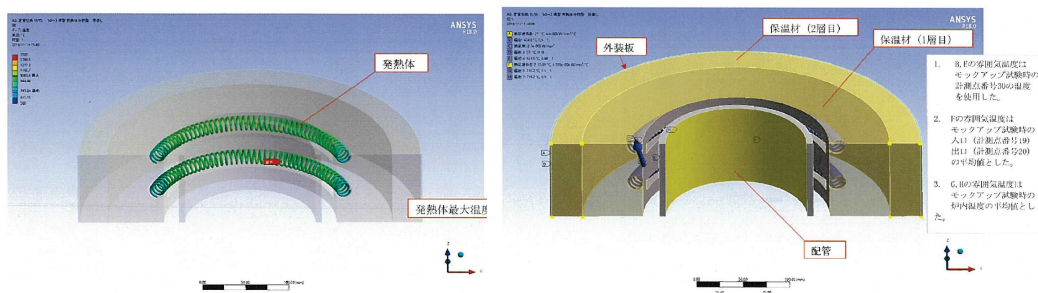


図 4.6.3-5 溝型形状の計算体系と境界条件

4.6.4 再製作

以上の検討踏まえ、以下の対策を施してヒーターを再製作した。

- ヒーター素線を太くし、出力密度を下げる。
- ヒーター素線の断熱材への埋め込みを開放型の溝加工とする。
- 監視用熱電対を増加する。

5. 今後の計画

本節では、本事業でこれまで実施してきた研究において、実験で得られた知見に基づき、大型格納容器実験及びエアロゾル実験に関して、今後実施すべき実験課題をまとめる。以下では計画の具体性を持たせるために比較的詳細な実験条件を示しているが、実験手順やパラメータは今後の研究の進捗を踏まえ再検討されるべきであるため、今後得られる成果をフィードバックすることで実験内容を含めて改善策を検討し、適宜改定される予定である。

5.1. 大型格納容器実験

本事業における格納容器熱水力に関わる一連の実験は以下の4項目に分類できる。

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

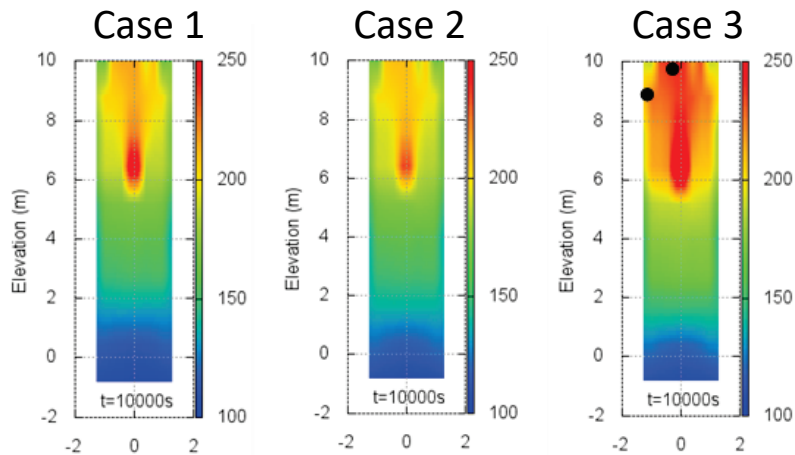
4項目は互いに明確に区別するものではなく一つの実験で重複した目的を持つものもある。本節では、これまでに得られた研究成果及び最近の既往研究のレビューに基づき、上記の各項目に対して今後検討すべき実験項目をまとめる。

5.1.1 格納容器貫通部耐熱実験

事業者においてトップヘッドを含む格納容器貫通部や隔離弁のシール材に改良 EPDM 材の使用が検討されており、格納容器バウンダリにおいて 200℃、2Pd の耐熱・耐圧基準に対する閉じ込め機能の評価がなされている。シビアアクシデント時には、熔融炉心から放出される蒸気・非凝縮ガスは数百度から千度以上になることが予想され、このような高温のプリュームは大きな浮力を維持することから周囲流体との混合が進まずに容器貫通部に到達する可能性がある。CIGMA 装置は最高 700℃までの気体供給が可能であり、これまでの実験では図 5.1.1-1 に示すように 400℃近い高温蒸気をジェット状に注入する実験を実施し、数時間で容器壁が 200℃に近くに到達する結果が得られている[1]。温度上昇は注入ジェット温度、エンタルピー、壁熱容量等に依存する結果となった。本実験では特に容器貫通部の温度分布に焦点を当て、支配パラメータを変更したときの貫通部の温度分布を計測し、構造材の熱伝導解析に資するデータベースを構築する。図 5.1.1-2 に実験の概要を示す。

(実験パラメータ及び得られる成果)

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



- Case 1: 質量流量 50g/s, 蒸気温度 430°C (注入エンタルピー 167kW)
- Case 2: 質量流量 70g/s, 蒸気温度 350°C (注入エンタルピー 222kW)
- Case 3: 質量流量 70g/s, 蒸気温度 440°C (注入エンタルピー 235kW)

図 5.1.1-1 CIGMA による過温実験の一例 (平成 30 年度実施)

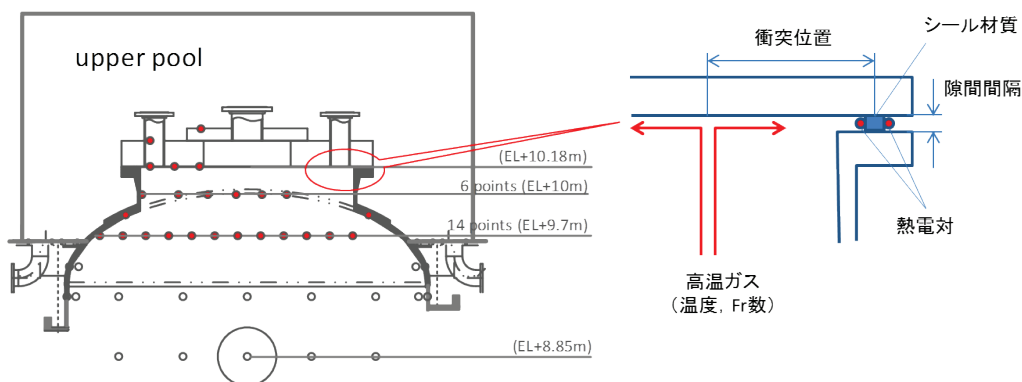


図 5.1.1-2 格納容器貫通部耐熱実験の概要

5.1.2 ヘリウム熱成層化実験

既往実験及び過去の CIGMA 実験ではヘリウムを下部から上向きに注入した場合、注入口よりも上部ではヘリウム濃度は均質になる傾向があり、すなわち、上向き放出条件では成層界面位置は Fr 数や流れの形態に依存せず、注入高さ位置及び注入ノズル直径で決まる結果が得られている[2,3]。THAI 実験ではヘリウムや水素の放出高さ付近の成層界面が形成され、放出位置より上方では濃度が均質化する結果が示されている[2]。SETH-2 プロジェクトにおける MISTRA-INITIALA 実験及び PANDA-IBE3 実験の結果も同様である[3]。また、蒸気放出においても同様である。

一方で、既往実験のほとんどは注入するヘリウム温度が周囲流体温度と同程度かわずかに高い条件であり、実機で想定されるような高温ヘリウムを注入した実験は少ない。温度

100℃→500℃としても密度減少は 1/2 程度で、ヘリウムの熱拡散は分子拡散と同様に温度と共に上昇するため Pr 数の温度依存性は少ないが (0.6 程度で水蒸気と同オーダー)、前節で示した CIGMA による高温蒸気注入実験では温度成層が見られる (図 5.1.1-1)。CIGMA では高温蒸気生成が可能であり、検証も比較的容易であるため、高温ヘリウムプルームによる成層現象の特性を本実験により確認する。

(実験パラメータ及び得られる成果)

- ヘリウム：濃度 100%，温度 100～700℃，流量は Fr 数を考慮。
- 容器内雰囲気：室温
- 成果：現状では成層、雰囲気、プルームの密度分布や浮力効果を扱えないモデルであり [4]、実験結果に基づき、これらを考慮できるスケーリング則を検討する。

5.1.3 低熱伝達率での自然循環実験

既往実験及び CIGMA の外面冷却実験では、容器外面を数 kW～数 10kW/m²K の高い熱伝達係数 (HTC) で冷却した条件で、内部の自然循環やガス濃度分布 (濃度成層化の形成や解消) 及び HTC の相関を調査してきた。

一方で、事業者による解析では [5]、格納容器内の壁や内部構造物が持つ初期熱容量や外気への熱伝達によって格納容器内の対流が生じ、かつ、代替スプレイや再循環ユニットを整備したこと等により、格納容器内の自然対流冷却が有意となって水素による密度成層は形成され難いとしている。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。大気への自然循環放熱のような低熱伝達条件での格納容器内部の循環挙動を調査した例はほとんどなく、低い熱伝達による凝縮の効果も調査例はない。また構造物が過熱された条件での自然循環の成立条件も重要な視点である。そこで、CIGMA の上部プールを使って低熱流束時の自然循環及びガス濃度分布の調査や、過熱壁面による自然循環挙動調査を行う。

(実験パラメータ及び得られる成果)

- 上部プールに高温水 + CIGMA 比較的低圧として、壁面内外温度差を小さいものとして、低熱流束冷却状態を作る。
- その状態でヘリウム成層が生成されるか、解消されるか (解消までの時間) を確認。
- 密度成層のヘリウム濃度をパラメータとする。

5.1.4 外面冷却自然循環実験

これまでの CIGMA による外面冷却熱伝達実験では、容器内の非凝縮ガス分圧と非凝縮ガスに含まれるヘリウムガス分圧をパラメータとして、密度成層挙動の影響を調査してきた。結果の一例を図 5.1.4-1 に示す [6]。容器天井の冷却面にヘリウム成層が存在する場合には、ヘリウムのドライ条件濃度によって滞留もしくは循環が決まる結果が得られている。

外面冷却を格納容器冷却手段として考える場合、非凝縮ガスの影響を定量的に把握しておくことは重要である。非凝縮ガスは蒸気凝縮を妨げる効果があるが、自然循環からの視点では空気の混入は循環を促進し熱伝達上昇効果となり、ヘリウムの混入は伝熱面での滞留による熱伝達低下効果となる。これらを系統的に調査した例は過去に存在しないため、次のパラメータ実験により熱伝達と自然循環挙動を定量評価する。

(実験パラメータ及び得られる成果)

- 境界条件 (容器外部) : 上部プールによる容器上面冷却
- 境界条件 (容器内部) : 蒸気・空気・ヘリウムの割合を変えて熱伝達量を測定。非凝縮ガス (ヘリウム) を連続注入する状況を想定。
- バルクヘッド (容器上下領域の隔壁) を用いた形状効果を確認。

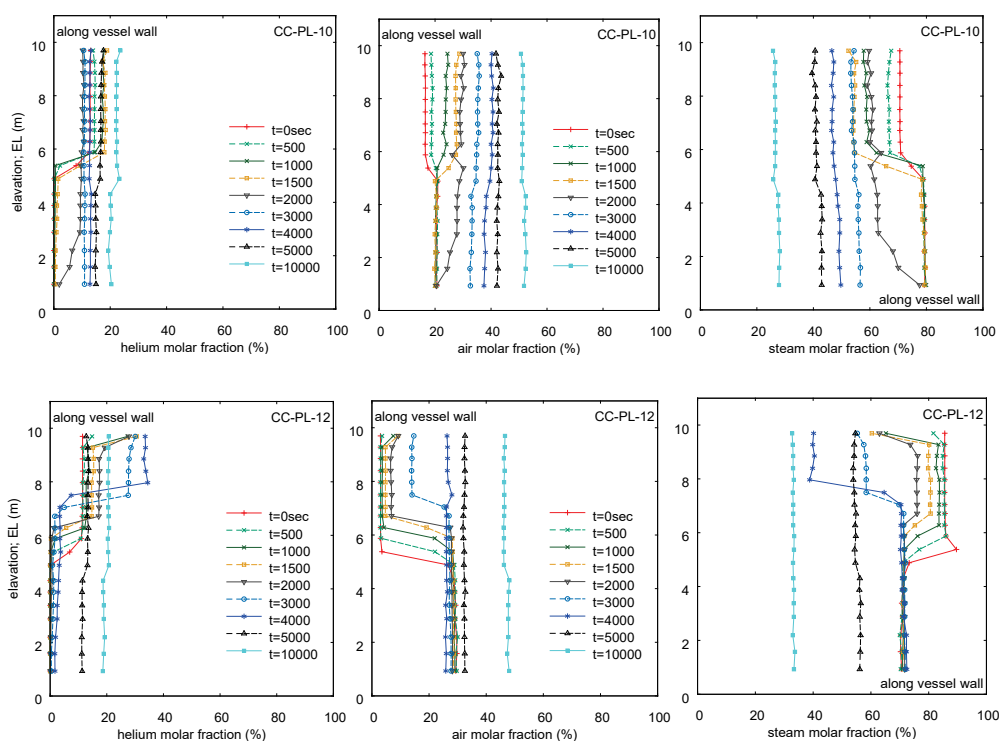


図 5.1.4-1 外面冷却時の各ガス種濃度の垂直方向分布：初期ガス濃度分布の違い
(上段：上部 He 成層+空気・蒸気は均質分布、下段：上部 He 成層+下部空気成層+蒸気)

(平成 28 年度実施)

5.1.5 格納容器ベント実験

CIGMA を用いてベント時の容器内ヘリウム密度成層の挙動を観察する実験を行い、格納容器体積で規格化した実機定格ベント流量では容器内平均流速が数 cm/s と小さいことから、ベントによって引き起こされる流れは弱く、ヘリウム成層の膨張が 1 次元的になるという

結果が得られた[7]。また、4.1.2 節で示したように、容器内に障害物を設置した場合においても、Fr 数が小さいため、容器の下部からベントする場合には障害物を回り込んだ背後でヘリウムは浮力によって横方向に均質に広がり、流れが一次的に振る舞う結果に違いは見られなかった（図 5.1.5-1 参照）。TOSQAN 実験では容器減圧時のサンプル水の影響を調査しており、減圧速度によって減圧沸騰による蒸気供給や容器内の気体分布を検討している[8]。この論文では気相の温度にのみ注目しているが、実験結果では減圧速度によって蒸気による空気置換に顕著な違いがあることが示されている。蒸気（不活性ガス）による空気の置換は重要な視点である。本事業においても格納容器ベント時のサンプル水の影響を今年度予備的に調査し（4.1.2 節）、減圧沸騰による蒸気がヘリウムの排出を抑制する影響が見いだされた。

ベント時の水素リスクの評価に対し、Fernandez-Cosials らは、格納容器内での燃焼形態とその形態が持続する時間、水素マスの 3 つの変数で定義される τ パラメータを用いる手法を開発し、SBO シナリオにおいてスプレイとベントのタイミングを変えた時の水素リスクを評価し、最適な AM 設計に資する情報を提供している[9]。CIGMA 実験ではこの評価手法を参照し、第一段階として容器内の障害物が無い体系において、水素（ヘリウム）発生のタイミングに対するスプレイとベントのタイミングを実験パラメータとして変更する実験を行う。この際、格納容器熱水力初期条件及び水素発生量等は実機 PWR を対象としたスケーリング則から決定し、固定パラメータとする。

（実験パラメータ）

- スプレイ：開始時刻と継続時間。流量は固定。
- ベント：開始時刻と継続時間。流量は固定。
- サンプル水：有無。飽和温度／未飽和温度
- 他に評価すべき実験パラメータ
- 障害物
- 評価対象：容器内局所での温度・圧力・ガス成分濃度から、その領域の水素燃焼が SD, FA, DDT のいずれのモードになるかを評価し、そこに水素マスと継続時間を乗じることで τ パラメータを算出する。水素濃度から燃焼形態への導出は、例えば Martin-Valdepenas[10,11]等の方法により簡易評価できる。

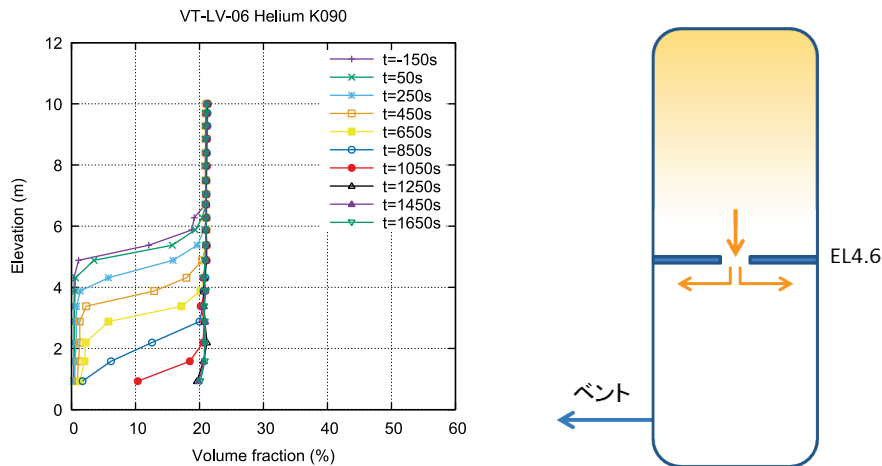


図 5.1.5-1 障害物（EL4.6 に設置）がある場合のベント時の垂直方向ヘリウム濃度分布（平成 31 年度実施）

5.1.6 格納容器スプレイ実験

格納容器スプレイは、格納容器内の水素に対し、蒸気凝縮による濃縮効果と局在化した水素を攪拌する効果による希釈効果があり、過去の TOSQAN や SETH-2 における実験では後者が卓越し、十分な攪拌効果によりヘリウムが容器内で均質化する結果が得られている。これまでの CIGMA の実験でも同様の結果であり、さらに今年度実施した、格納容器体積に対するスプレイ流量を実機定格の 10 分の 1 と極端に小さくした場合においても、減圧には長時間かかるもの、ヘリウム密度成層は数 10 分程度で速やかに均質化する結果が得られた（図 5.1.6-1、4.1.3 節参照）。

一方実機においては、スプレイはリングヘッドに設置されたスプレイノズルから格納容器内に噴射され、定格流量条件では格納容器の自由体積大部分をカバーすると予想されるが（例えば[12]）、事故時には利用設備が限定されることからスプレイの影響領域を自由空間体積の 6%程度という保守的な仮定で評価する例もある[13]。このような状況を CIGMA 装置にて模擬し、ヘリウムの拡散による希釈効果と凝縮による濃縮効果を観察する。

HYMERS-2 計画においてもスプレイ実験が計画されており、気体混合と減圧に加え、サンプル水や壁面液膜からの再蒸発が注目点として挙げられている。これはスプレイによる減圧が液面からの蒸発（フラッシング）を引き起こすことによる同空間内の非平衡状態を想定している。このような現象となるにはスプレイの影響領域が局所的である必要があり、本実験条件はそのような状況も再現しやすいと思われる。

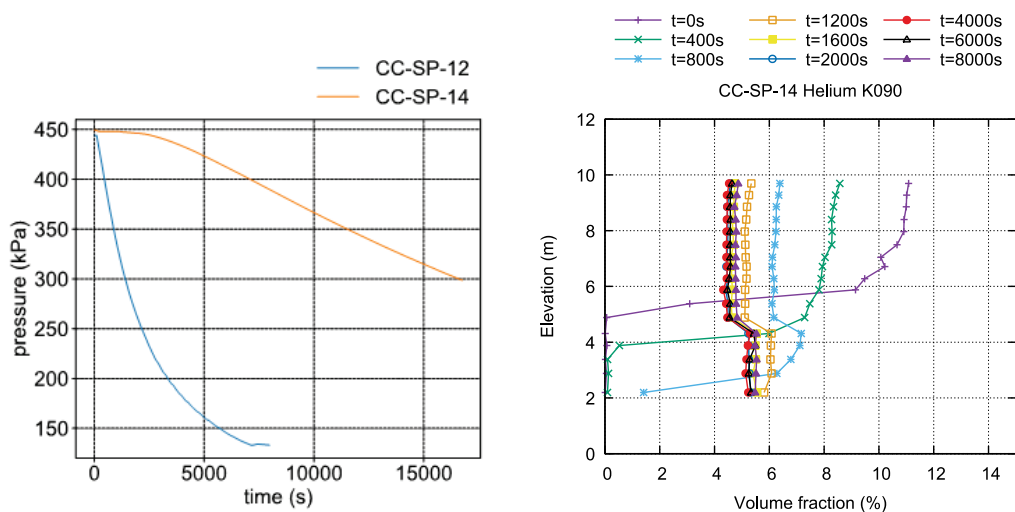


図 5.1.6-1 スプレイ流量を実機 PWR 定格の 10 分の 1 程度 (0.015kg/s) した実験 (CC-CP-14) の圧力変化 (左) と容器垂直方向のヘリウム濃度変化 (右) (平成 31 年度実施)

5.2. エアロゾル関連実験

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

5.2.1 プールスクラビング

プールスクラビングにおける粒子除去機構は、エアロゾルの気体注入領域とプール水中の気泡上昇領域に分けてモデルが提案されている。JAEA 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。得られた主要な結果の中から、プール領域全体におけるエアロゾルの粒子濃度とプール水温に対する DF の変化の一例を図 5.2.1-1 と図 5.2.1-2 にプロットする[14-15]。図 5.2.1-1 の粒子濃度依存性は既往研究ではほとんど検討されていない現象である。図 5.2.1-2 の水温依存性は今年度成果の一部として 4.2 節で紹介したものであり、規制庁東芝装置実験[16]や既往実験[17]でも同様の結果が得られている。いずれも結果を説明できるメカニズムは明らかではない。両現象共に水深が深いほどパラメータの依存性が顕著に現れていることから、気泡上昇領域における粒子除去メカニズムが現象に効いていることを示唆している。

JAEA ではこの結果をもとに、気泡内での蒸気凝縮による粒子成長が原因であるとの仮説に基づいて簡易評価手法による解析を行い、DF の粒子数濃度依存性を定性的に再現した [18]。しかしながら定量的には依然乖離がある。プール水温の効果は、凝縮量に作用する気泡内過飽和度だけでなく、気泡サイズや気泡上昇速度、界面積濃度などの二相流パラメータや気泡内の熱水力条件にも関係すると考えられる。例えば、気泡上昇速度に関して、PONTUS 実験はプール内の中心に直径 10mm の単一ノズルを使用しているため、気泡は管中心に集中して水の再循環が生じ、気泡上昇速度に影響することが予想される。再循環速度や気泡上昇速度は管径にも依存すると思われるが、SPARC-90[19]における気泡群 (swarm) 上昇速度 V_{sw} の式には管径 (プール慣性) は陽に現れていない。また、これらの速度については気泡塔 (bubble column) に関連して多数の文献があるが、本装置のような単一ノズルかつ L/D の大きな実験例は少数であり [20]、データの信頼度も定かではない。これらの考察のためにはよりパラメータを拡大した実験データの整備が不可欠である。そこで以下の実験を行う。

- 水温効果実験

- 対称領域：プール全体 (主)、気体注入領域
- パラメータ：プール水温度・水深、搬送ガス温度・流量
- 計測対象：DF、二相流パラメータ (気泡サイズ、気泡上昇速度や界面積濃度等)

また、プール水温に対して、搬送ガスに含まれる水蒸気含有量 (蒸気圧) も DF に対して大きな影響を及ぼす因子である。4.2.2 節で詳述したように、SPARC-90 では気泡内にエアロゾル粒子が均質に分散するという仮定のもと、プール水中での初期保有蒸気の凝縮量に比例して DF が上昇するというモデルが採用されている。本年度の実験においても、4.2.2 節に示したように、搬送ガスに含まれる蒸気分圧がプール水温で定まる飽和蒸気圧を超える条件で DF が大きく上昇する結果が得られている (図 5.2.1-3)。メカニズムとして蒸気凝縮による気泡収縮が支配的であることは間違いないが、収縮気泡の変形の効果等も影響すると思われる。そこで入口蒸気分圧とプール水温を変更した実験データの拡充を行うことで考察を深めることは有用である。一般的に蒸気条件下における DF 計測の不確かさは大きいいため、計測手法の整備・高度化および計測結果検証を並行して実施すべきである。

- 蒸気効果実験

- 対称領域：主に気体注入領域
- パラメータ：プール水温度、搬送ガス蒸気圧・流量
- 計測対象：DF、二相流パラメータ (凝縮による気泡形状変化等)

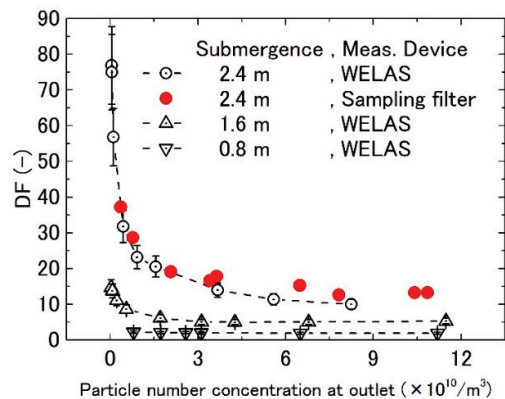


図 5.2.1-1 DF の粒子濃度依存性
(平成 29 年度実施)

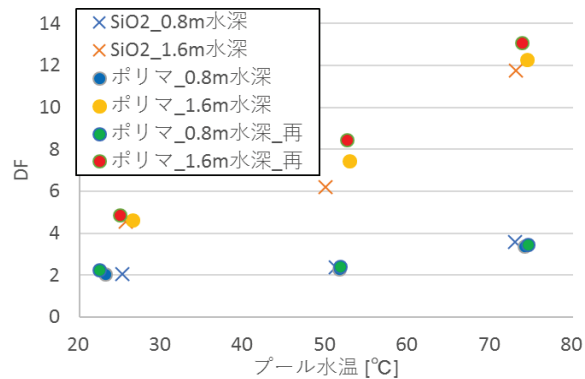


図 5.2.1-2 DF のプール水温依存性
(平成 31 年度実施)

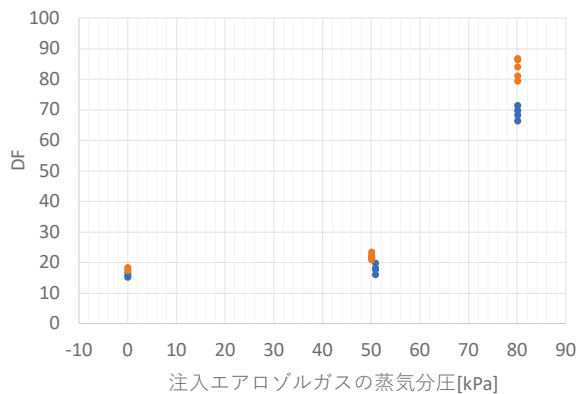


図 5.2.1-3 DF に対する搬送ガス蒸気分圧の効果 (平成 31 年度実施)

5.2.2 スプレイスクラビング

これまで本事業で実施した実験では、次の 2 種類の実験においてスプレイスクラビングモデルの高度化に必要な除染係数と液滴特性のデータベースを構築した。

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

一例として、(1)及び(2)の実験で取得した主な結果を図 5.2.2-1 及び図 5.2.2-2 に示す[14, 1]。過去の実験研究では(1)を主体とした例が多く(2)の検討例は限られていることから、今後は主として(2)の放水砲を念頭においたクロスフロー内エアロゾル除去現象を対象とし、DF とその支配因子である液滴特性のデータベースを構築する。この際、CFD 解析と実験を組み合わせ考察ことも検討する。想定される実験パラメータは以下である。

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

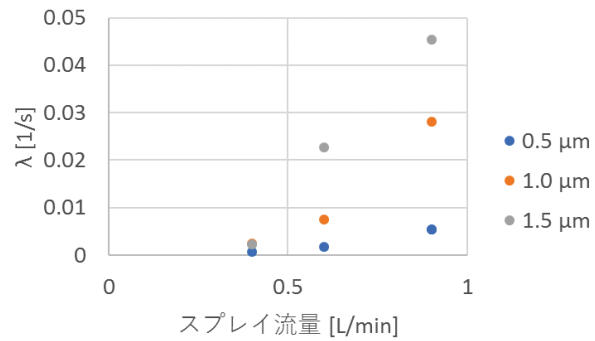


図 5.2.2-1 エアロゾル除去率（閉空間エアロゾルスプレイ除去実験）（平成 29 年度実施）

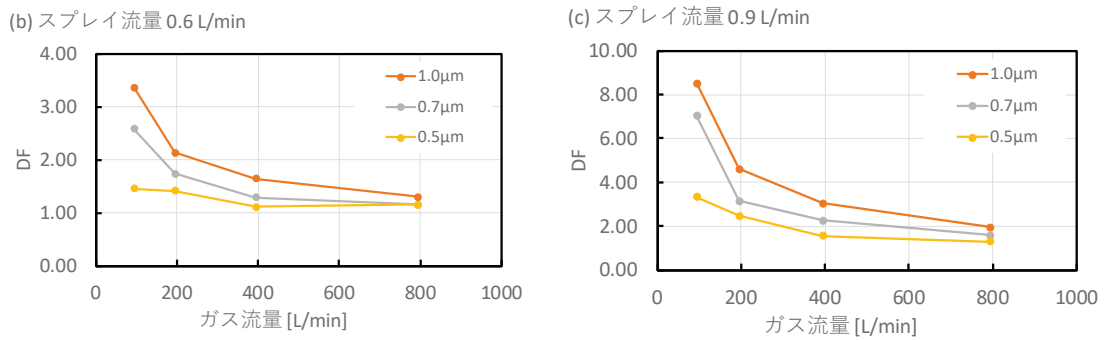


図 5.2.2-2 スプレイによる除染係数（開空間クロスフロー実験）（平成 30 年度実施）

5.3. 今後の計画のまとめ

以上掲げた各実験項目に対して、必要な準備と期間、重要性、結果を出すタイミングを考慮して優先順位を検討し、実験パラメータの詳細及び手順について考慮することで、具体的な実施計画を構築することとする。

6. 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、事業者が実施する自主的安全性向上活動の評価等に役立つ成果を得ることを目的とする。本年度は、本事業の中心となる大型格納容器実験装置（CIGMA）による実験を実施し、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、個別効果実験では、エアロゾル挙動実験としてプールスクラビングとスプレイスクラビングの実験、格納容器熱水力実験として壁凝縮や密度成層混合に関する実験を実施した。以下に主要な成果をまとめる。

高温横向きジェットと物質移行の相互作用実験、格納容器ベント実験、スプレー冷却実験、および外面冷却による成層浸食実験を実施した。高温横向きジェットと物質移行の相互作用実験では、CIGMA 装置の特徴である高温ガス噴入条件を活かし、これまで実施されてこなかった条件である、噴流密度が成層密度よりも小さい条件での実験を実施した。ベント実験では、容器内構造物としてバルクヘッドを設置した条件およびサンプルに飽和水を蓄えた条件等でのベント実験を行った。バルクヘッドを設置した条件では、ベントによる密度成層挙動に対してバルクヘッドの影響はほぼ観察されなかった。一方、サンプルに飽和水を蓄えた条件では、減圧沸騰による水の蒸発およびヘリウム成層の下部への拡大挙動が拮抗し、複雑なガス濃度挙動が見られた。スプレー冷却実験では極低流量（PWR 実機定格流量の 5% 程度）のスプレーによる冷却実験を実施した。極低流量のスプレー噴霧においても、スプレーによるガス攪拌効果は顕著であることを確認した。外面冷却による成層浸食実験では、CIGMA 装置の多様な外面冷却が実施できる機能を活かし、冷却位置と初期成層位置の関係性に着目しパラメータ実験を実施した。更に CIGMA 装置の過熱ノズルヒーターの修繕を実施した。

エアロゾル挙動の調査として、プールスクラビングとスプレイスクラビングの実験を行った。プールスクラビング実験では実機で生じる現象や条件を念頭に、プール水温度、エアロゾル搬送ガス蒸気割合、粒子表面性状をパラメータとした試験を行った。プール水温が上昇するほど DF が大きくなる結果が得られ、水深が大きいほどその傾向は顕著に表れた。これは、気泡上昇領域において DF を向上させるメカニズム（凝縮による粒子成長や気泡分裂等）が効くことを示唆するものであり、今後のエアロゾル挙動に関わるモデルの高度化において有用なデータが得られた。キャリアガスに含まれる蒸気の影響は、蒸気割合が水温で決まる飽和蒸気濃度を上回る条件で DF が急上昇し、従来知見と整合する結果が得られた。また、粒子表面性状について、親水性と疎水性の違いによる DF への影響は見られなかった。さらに、プールスクラビング現象に対する試験部直径のスケーリング効果を検討するために、昨年度までに実施した内径 0.2, 0.5 m 試験部に加え、内径 1.0m の試験部を用いての

DF 計測を行い、結果に差がないことを確認した。これにより、内径 10mm の単独ノズルで $1\text{g} \sim 0.6\text{m/s}$ オーダーである場合には少なくとも内径 0.2m 以上のプール慣性の影響は小さいと結論付けられる。最後に、今年度整備した下向きノズルを用いて、高温気体が低温プール水に注入された時の熱伝達挙動を計測し、高温気体は注入後短時間でプール水温と平衡になることが確認できた。

スプレイスクラビング実験では、原子炉建屋から漏洩するエアロゾルに対する放水砲の除染現象を念頭に、スプレイを横切るエアロゾルの除去実験を実施した。この際、昨年度と同等の小液滴スプレイ条件に加え、放水砲や降雨を考慮した 1mm 前後の大液滴スプレイ条件において DF を計測した。スプレイが大液滴になることで DF の著しい低下を確認した。

格納容器熱水力現象の個別効果試験として、壁凝縮熱流動計測実験装置 (WINCS) と小型密度成層浸食実験装置 (VIMES) を用いた実験を行った。WINCS 実験では、膜状凝縮条件における速度分布と温度分布計測を実施し、CFD 解析の検証に資する、凝縮面近傍における速度分布データおよび温度分布データを取得できた。今後は実験条件パラメータを拡大し、速度・温度データベースの拡張を進める。また、CIGMA 装置では計測が困難である壁面近傍の流動挙動の把握を視野に入れて、CIGMA 実験を想定した条件下における詳細データ取得も進める予定である。VIMES 実験では、横向き浮力噴流の基礎データおよび、実機にみられるような様々な内部構造物が流れ場に与える影響の調査を行った。本年度の結果を踏まえ、来年度はパラメータ実験を行うとともに、実機形状模型実験を進める。本装置で実施した高温横向き噴流と物質移行の相互作用実験と対応して、高温横向き噴流と密度成層の相互作用実験を実施した。その結果、噴流の浮力の影響は密度成層の浸食崩壊に大きく影響することが分かった。また、実機形状模型を VIMES 試験装置内に設置し、実機を模擬した複雑形状での物質移行実験を実施した。その結果、ヘリウムガスの移行挙動は障害物に強く影響されるため、計測点を増やした詳細な計測の必要性が示された。

解析モデルの検証では、CFD コードを用いて CIGMA でのスプレイ冷却実験の解析を実施した。またスプレイスクラビング実験 (ARES 実験) との比較を行うことで、エアロゾル除去モデルの妥当性の検証を行った。スプレイ冷却実験解析では、スプレイ噴霧による相変化モデルを考慮した。スプレイによるガス攪拌挙動を模擬することができたが、解析に長時間を要するため、今後も引き続き実験結果との比較を進めていく必要がある。エアロゾル除去モデルを用いた解析により得られた DF 値の結果と ARES 実験により得られた結果を比較したところ、ほぼ一致する結果となった。今後はエアロゾル除去モデル中のパラメータの影響について検討を行う必要がある。

7. 本事業に関連する外部発表

平成 31 年度で実施した本事業に関連する外部発表を以下にまとめる。

雑誌等掲載論文

- 1) H.M. Sun, Y. Sibamoto, Y. Okagaki, T. Yonomoto. Experimental Investigation of Decontamination Factor Dependence on Aerosol Concentration in Pool Scrubbing, Sci. Technol. Nucl. Install., Article ID 1743982, 2019.
- 2) S. Abe, E. Studer, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Density Stratification Breakup by a Vertical Jet: Investigation on the Effect of Dynamic Change for Turbulent Schmidt Number Sc_t in RANS Analysis, Nucl. Eng. Des., on submitting.

国際会議等報告

- 1) M. Ishigaki, S. Abe, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Experiment on Density Stratification Behavior by Containment Venting Using CIGMA Facility, Proc. of 18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-18), Paper No. 674-72804, 2019.
- 2) A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD Analysis of the CIGMA Experiments on the Heated Jet Injection into Containment Vessel with External Surface Cooling, Proc. of 18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-18), Paper No. 724-28130, 2019.

口頭発表

- 1) 安部諭ほか, CIGMA を用いたシビアアクシデント時の格納容器内熱水力現象に関する実験, (1)外面冷却による密度成層浸食崩壊実験, 日本原子力学会 2019 秋の大会, 富山大学, 3F12, 2019.
- 2) 渡辺大貴ほか, CIGMA を用いたシビアアクシデント時の格納容器内熱水力現象に関する実験, (2) ガス注入ノズルの性能検証, 日本原子力学会 2019 秋の大会, 富山大学, 3F13, 2019.
- 3) Ari Hamdan et al., Numerical Simulation of a Buoyant Heated Air Jet in Large Containment Vessel CIGMA with Outer Surface Cooling, 日本原子力学会 2019 秋の大会, 富山大学, 3F14, 2019.

8. 本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信

本事業において実施した国外出張と国内出張における情報収集と成果発表についての概要を以下にまとめる。

国外出張の概要

- **CSARP (R1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) に出席し、機構で進めているシビアアクシデント時の熱水力安全研究に関し、格納容器内熱水力に関する CIGMA 実験の主要な結果とプールスクラビングに関する実験結果を発表するとともに、欧米及びアジア諸国におけるシビアアクシデント研究に係わる最新情報を収集した。CIGMA 実験関連では、高温噴流や密度成層浸食に関する実験結果を CFD 解析結果と合わせて報告し、噴流及び成層化での乱流モデルの最適化に関する議論がなされた。NRC から、水素移行に対する形状効果について、沸騰水型原子炉 (BWR) の格納容器上部に存在するバルクヘッドを考慮した実験を実施することなどを薦められ、我々の計画においても類縁の実験を計画していることを伝えた。一方、エアロゾル関連では、ガス注入領域でのプールスクラビング及び開放系クロスフロー体系のスプレースクラビングに関する発表を行い、実験で注意すべき不確かさ要因についての議論がなされた。
- **IPRESCA (R1年6月)** : NUGENIA の枠組みで行われるプールスクラビングに関する国際研究協力であり、6月に開催された第二回会合に出席した。前回会議では LP コード及び CFD コードを用いたベンチマーク解析が実施されることが決定され、JAEA は LP 解析には MELCOR、CFD 解析には OpenFOAM を用いて両ベンチマークに参加した。会議ではベンチマークの結果について JAEA を含む各参加機関から発表されると共に、統合討論として各機関で実施された解析結果を比較検証し、解析の不確かさの要因や DF への影響が大きく改良・高度化すべき気泡力学に関するモデル (初期気泡、気泡径、気泡上昇速度) の選定などが話し合われた。会議後のメールでの審議において、ベンチマーク結果及びエアロゾル計測の検討を取りまとめて NUTHOS-13 ヘジョイント論文として投稿することが合意され、JAEA から3本の論文に共著者として加わることが計画されている。
- **HYMERES-2 (R1年5月、11月)** : 第4回会合では H2P1 シリーズ (内部構造物が存在するなかでの噴流による密度成層浸食崩壊の水素移行・混合に関する実験) に関連する議論が中心的に行われ、それについての意見交換を実施した。NRC の Boyd 氏から、PANDA 実験では水素模擬体として He ガスを用い、これまでの H2P1 シリーズでは蒸気-He 体系での実験を実施してきたが、噴流による密度成層浸食崩壊の流体力学的 (乱流的) 現象を精緻に把握するために、より単純に空気-He 体系での成層浸食に関する実験を H2P1_11~13 実験として実施し、それに関する極めて解像度の高い

Large-eddy simulation 解析(モデルを用いない直接数値解析 (DNS) に近い LES と表現)を実施することで、RANS 解析のモデルパラメータ(例えば乱流シュミット数や乱流散逸率の輸送方程式に含まれている $C_3\varepsilon$ など)の最適化を実施するという提案があった。この提案に関し、「DNS に近い LES」の定義やどのように RANS 解析の向上につなげるのかなどが議論となった。第 5 回会合では、引き続き H2P1 シリーズについての議論が行われた。また障害物の影響を受けた流れによる密度成層浸食実験のベンチマーク解析について議論があった。さらにこれまで実施されてきた輻射伝熱に関する解析についても多くの議論がなされた。

- IRSN 長期出張 (H31 年 4 月から R2 年 3 月) : 重大事故時の格納容器内熱水力挙動やソースターム評価手法に関する議論や情報交換を行うとともに、下記 2 テーマに関する実験的研究を実施した。
 - 重大事故時の水素爆発を防ぐために、格納容器内水素や酸素、水蒸気等のガス濃度を把握し、これらの情報に基づく事故対応が重要である。仏 CEA や IRSN では、ラマン分光の原理を用いたガス濃度計測システムを開発しており、現状、クリーンな空間におけるガス濃度計測の有効性は実証されているものの、重大事故時に想定されるエアロゾルを含む空間におけるガス濃度計測は検証されていない。そこで、そのような環境下における計測システムの特性把握と有効性評価をするために、実験装置を整備し、検証試験を実施する。本実験成果は CFD での検討結果と共に SAMMI-2020 にて発表予定である。
 - スpray によるエアロゾル除去は、ソースタームに多大な影響を与える。格納容器 Spray が定格で作動する際には格納容器の大部分が Spray 領域で覆われるにもかかわらず、従来の実験のほとんどは、試験容器内の Spray 領域と同程度の非 Spray 領域が存在する条件下で行われてきた。実機を念頭に、Spray 領域割合の増加に伴うガス循環流等の気液二相流挙動やエアロゾル除去効率への影響に着目し、実機相当の Spray 領域割合におけるエアロゾル除去実験を実施する。
- NURETH-18 (R1 年 8 月) : 本事業で実施している CIGMA を用いたベント実験および外面冷却実験の CFD 解析に関する結果について報告を行い、研究情報の収集および意見交換を行った。ベント実験に関する質疑応答ではベントラインの位置の設定根拠 (本実験では格納容器底部からベントを実施) に関する質問があった。実機では吸い込み口が格納容器の底部に設けられているものの、炉型によって異なり詳細な位置は開示されていない。今後の実験で吸い込み口の位置の影響に関しても検討すると回答した。CFD 解析に関しては、容器頂部における熱流束の実験との比較をすべきとのコメント等があった。格納容器内挙動の解析に関するセッションでは 7 件の発表がなされた。壁面上の凝縮液膜によるエアロゾル除去のモデル化、KAERI で開発が進められている CFD コード CUPID によるスイス PSI の大型格納容器装置 PANDA によ

る密度成層浸食実験のバリデーション、集中定数系 (LP) コード用のスプレイモデルの開発、CFD コード OpenFOAM を用いた格納容器内熱水力挙動解析用のソルバーの開発等に関する発表があった。格納容器内熱水力挙動解析用ソルバーの開発はドイツ FZJ の Kelm 氏による発表であった。Kelm 氏の研究グループではこれまで精力的に格納容器熱水力挙動に関する CFD 解析モデルについて様々な検討 (乱流モデルに対する浮力効果の検討、蒸気凝縮モデルのバリデーション、輻射伝熱モデルの検討、エアロゾル輸送挙動等) を行ってきており、それらのモデルを統合的に組み込んだソルバーを開発していると報告があった。

国内出張の概要

- 日本原子力学会 2019 年秋の大会 (R1 年 9 月) : 富山大学で開催された日本原子力学会秋の大会にて、CIGMA 実験に関する発表を 3 件のシリーズ発表を実施した。1 件目は CIGMA 実験装置の概要と外面冷却実験、2 件目は CIGMA 試験容器内に設置されている鉛直ノズル性能に関する検証実験、3 件目は CIGMA で実施した高温浮力噴流実験に関する CFD 解析について発表した。それぞれ、外面冷却実験の現象論的解釈、ノズル性能検証を精緻に行う必要性、CFD 解析における壁面の温度条件などに関して議論した。

参考文献

4.1.1 節

- [1] Paranjape S., Kapulla R., Mignot G., and Paladino D., " Parametric study on density stratification erosion caused by a horizontal steam jet interacting with a vertical plate obstruction" Nucl. Eng. Des., 312, 351-360 (2017).
- [2] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 30 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）に関する報告書

4.1.2 節

- [1] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 30 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）に関する報告書

4.1.4 節

- [1] OECD/NEA, "OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report", NEA/CSNI/R(2012)5, April 2012.
- [2] S. Gupta, "Experimental investigations relevant for hydrogen and fission product issues raised by the Fukushima accident", Nuclear Engineering and Technology, Vol. 47, 2015, 11-25

4.2 節

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

- [8] Vial, C., et al., A simple method for regime identification and flow characterisation in bubble columns and airlift reactors, *Chem. Eng. Processing*, 40, 135-151, 2001.
- [9] <https://www.nsr.go.jp/data/000292309.pdf> 「1,2 号機及び 3,4 号機ベント配管汚染に関する論点」, 2019 年 11 月 28 日.
- [10] 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.
- [11] 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.

4.3 節

- [1] State-of-the-art report on nuclear aerosols, NEA/CSNI/R(2009)5, 2009.
- [2] Radionuclide (RN) package reference manual, NUREG/CR-6119.
- [3] 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.
- [4] 原子力研究開発機構、平成 30 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、平成 31 年 3 月.

4.4.1 節

- [1] J. Lehmkuhl et al., “Improvement of wall condensation modelling with suction wall functions for containment application”, *Nucl. Eng. Des.*, 299, 105-111, (2016).
- [2] S. Kelm et al., “Development of a multi-dimensional wall-function approach for wall condensation”, *Nucl. Eng. Des.*, 353, 110239, (2019).
- [3] W. Wei et al., “Comment on the Clauser chart method for determining the friction velocity”, *Exp. In Fluids*, 38, 695-699, (2005)

4.4.2 節

- [1] Satoshi Abe, Etienne Studer, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Shibamoto and Taisuke Yonomoto, “Stratification breakup by a diffuse buoyant jet: The MISTRA HM1-1 and 1-1bis experiments and their CFD analysis” *Nuclear Engineering and Design*, 331, 162-172, (2018).
- [2] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、平成 30 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）に関する報告書
- [3] Peter Royl, John R. Travis, Wolfgang Breitung, Jongtae Kim and Sang Baik Kim “GASFLOW validation with PANDA tests from the OECD SETH benchmark covering steam/air and steam/helium/air mixtures”, *Science and Technology of*

Nuclear Installations Volume 2009, Article ID 759878, 13 pages.

- [4] OECD/NEA, “OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report”, NEA/CSNI/R(2012)5, April 2012.
- [5] D.C. Visser, N.B. Siccama, S.T. Jayaraju and E.M.J. Komen, “Application of a CFD based containment model to different large-scale hydrogen distribution experiments”. Nuclear Engineering and Design 278, 491-502, (2014)

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 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書，(2019).
- [2] D. C. Visser, et al., Application of a CFD based containment model to different large-scale hydrogen distribution experiments. NED 278, 491-502, (2014).
- [3] OECD/NEA/SETH-2 Project: PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report.
- [4] Studer, E., et al., Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues, Nucl. Eng. Des., 253, 406-412, (2014).
- [5] <http://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/10953979/www.nsr.go.jp/data/000035376.pdf>, 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.
- [6] 日本原子力研究開発機構安全研究センター，平成 28 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業に関する報告書，(2017).
- [7] Ishigaki, M., et al., Experiment on density stratification behavior by containment venting using CIGMA facility, Proc. of NURETH-18, 724-28130, (2019).
- [8] Porcheron, E., et al., Influence of sump on containment thermal hydraulics: synthesis of the TOSQAN Tests, J. Nucl. Eng. Rad. Sci., 041008-1, (2015).
- [9] Fernandez-Cosial, K., et al., Study on hydrogen risk in a PWR-W containment during a SBO scenario; Tau parameter definition and application on venting strategy analysis, Nucl. Eng. Des., 325, 164-177, (2017).
- [10] J.M. Martin-Veldepenas, et al., Improvement in a CFD code for analysis of hydrogen behavior within containments, Nucl. Eng. Des., 237, 627-647, (2007).
- [11] J.M. Martin-Veldepenas, et al., Corrigendum to "Improvement in a CFD code for analysis of hydrogen behavior within containments" [Nucl. Eng. Des 237 (2007) 627-647], Nucl. Eng. Des., 311, 224, (2017).
- [12] <https://www.nrc.gov/docs/ML1833/ML18337A279.pdf>, Shearon Harris UFSAR Rev 61, Chapter 6, ML18337A205.
- [13] <https://www.nsr.go.jp/data/000055929.pdf>, 川内原子力発電所 1, 2 号機に係る新規制基準の適合性審査において想定される重大事故時のソースタームに係る追加データにつ

いて.

- [14] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 29 年度原子力発電施設等防災対策等委託費 (軽水炉の事故時熱流動調査) 事業に関する報告書, (2018).
- [15] Sun, H., et al., Experimental investigation of decontamination factor dependence on aerosol concentration in pool scrubbing. *Sci. Technol. Nucl. Installation*, Article ID 1743982, (2019).
- [16] 秋葉, 堀田, 安部, 孫 : 粒子状放射性物質のプールスクラビングに関する実験的研究, 日本原子力学会和文誌, DOI:10.3327/taesj.J18.042, (2020).
- [17] Kaneko, I. et al. Experimental study on aerosol removal effect by pool scrubbing, *Proc. of the 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference*, pp. 24–27, (1992).
- [18] Sibamoto et al., The dependence of pool scrubbing decontamination factor on particle number density: modeling based on bubble mass and energy balance, ICONE28-16223, on submitting.
- [19] Owczarski, P.C., Burk, K.W., SPARC-90: A Code for Calculating Fission Product Capture in Suppression Pools, NUREG/CR-5765, (1991).
- [20] Vial, C., et al., A simple method for regime identification and flow characterisation in bubble columns and airlift reactors, *Chem. Eng. Procs.*, 40, 135-151, (2001).

用語の解説

BE コード	Best Estimate Code: 最適（最確）評価コード。Best Estimate とは実際に入手可能な情報に基づいて、安全マージンを取り除いたある特定の値に対する期待値の適切な評価方法として定義される。
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives : フランスの原子力・代替エネルギー庁。
CFD コード	Computational Fluid Dynamics : 数値流体力学コード。極めて小さな検査体積における保存則の計算に基づく詳細解析コード。
CPC	粒子表面に液体を凝縮させて粒子径を成長させて粒子数を計測する機器。
FLUENT	ANSYS 社が開発を行っている商用 CFD コード。
IRSN	放射線防護原子力安全研究所。フランスの原子力安全・放射線防護総局 DGSNR の支援組織。
LDV	Laser Doppler Velocimetry : レーザードップラー流速計。2本のレーザー光を交差させて干渉縞を作り、流体中の粒子が干渉縞を通過する際の散乱光を受光することで流体速度を計測する。
LES	Large Eddy Simulation : 計算格子より大きい渦をすべて計算し、格子以下の小さい渦をモデル化する乱流解析手法。
LP コード	Lumped Parameter : 集中定数系コード。比較的大きな体積における保存則の計算に基づく解析コード。安全解析に使用する RELAP5 や MELCOR 等の最適評価コードが該当する。
MELCOR	米国原子力規制委員会／サンディア国立研究所で開発されたシビアアクシデント解析コード。
MISTRA	フランス CEA が所有する格納容器実験装置。体積は 100m ³ 。
OECD/NEA	経済協力開発機構/原子力機関。
OpenFOAM	OpenFOAM Foundation により開発されている、オープンソースの CFD コード。
PANDA	PSI が所有する格納容器実験装置。体積は 460m ³ 。
PDI	Phase Doppler Interferometer : 位相ドップラー式粒子分析計。液滴に照射した光の位相やドップラー効果を利用し、液滴径や速度を計測する機器
PIV	Particle Image Velocimetry : 粒子画像流速計。流れに多数の粒子

	<p>マーカを注入し、粒子の運動が局所の流体運動と同一であることを仮定して流体速度を計測する手法。レーザーシート内で散乱体となる粒子が光を反射し、それをカメラで撮影して粒子の移動量を測定する。</p>
PRA	<p>Probabilistic Risk Assessment：原子力施設等で発生し得るあらゆる事故を対象として、その発生頻度と発生時の影響を定量評価することにより、施設の安全性のレベルを定量評価するとともに、相対的弱点を明確化する手法。レベル 1 では炉心損傷頻度を評価、レベル 2 ではレベル 1 に加えて格納容器破損頻度及びソースタームを評価、レベル 3 ではレベル 2 に加えて環境への影響を評価する。</p>
PSI	<p>Paul Scherrer Institute：スイスポールシェラー研究所。</p>
RANS	<p>Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation：ナビエ=ストークス方程式にレイノルズ平均（流れ場を表す物理量をアンサンブル平均値とそこからの変動分の和で表す処理）を適用して算出された方程式を数値的に解く手法。</p>
RELAP5	<p>NRC が開発した最適予測コード。</p>
TRACE	<p>NRC が開発した最適予測コード。</p>
ThAI	<p>ドイツの Becker Technologies GmbH が運転する格納容器実験装置。体積は 60m³。</p>
V&V	<p>Verification and validation：解析コードの妥当性評価のこと。通常、verification は、数値解析に係る数学的な妥当性を、validation は実験と比較し検討される妥当性をいう。その際、単に実験と解析の比較だけでなく、実験の実機模擬性（スケール効果）も考慮して妥当性を検討する。</p>
WELAS	<p>粒子に光を照射し、散乱光を測定することで粒子径を計測する機器。</p>
スケーリング(スケール) 実験	<p>実機と実験装置の大きさ（スケール）等の違いの影響を工学的に検討するための実験。</p>
二流体モデル	<p>流れ場を平均化し、巨視的に気液二相流を表現する二相流モデルの一つ。</p>