

平成 30 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  
平成 31 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 .....	3
3. 前年度（平成 29 年度）までの実施内容 .....	6
3.1. 大型格納容器実験 .....	6
3.2. エアロゾル挙動実験 .....	8
4. 平成 30 年度実施内容 .....	10
4.1. 大型格納容器実験 .....	13
4.1.1 装置特性実験 .....	14
4.1.1.1. ガス濃度計測較正 .....	14
4.1.1.2. マス・エネルギーバランス実験 .....	16
4.1.1.3. 高温蒸気ジェットによる容器過温度実験 .....	27
4.1.2 外面冷却による格納容器冷却実験 .....	29
4.1.2.1. 定常外面冷却実験（壁面冷却と蒸気ジェットによる定常熱伝達実験）	29
4.1.2.2. 非定常外面冷却実験（壁面冷却による密閉容器内空気単相自然循環実験）	38
4.1.2.3. 準定常外面冷却実験（壁面冷却と高温空気ジェットによる定常熱伝達実験）	45
4.1.3 アクシデントマネジメント関連実験 .....	50
4.1.3.1. ベント実験 .....	50
4.1.3.2. 空気によるヘリウムパージ実験 .....	68
4.1.4 密度成層浸食関連実験 .....	82
4.1.4.1. 外面冷却による密度成層浸食実験 .....	82
4.1.4.2. ノズル出口流速分布測定実験 .....	89
4.1.5 CIGMA 装置に関係した追設及び増設 .....	92
4.2. プールスクラビング実験 .....	93
4.2.1 実験装置 .....	94
4.2.2 エアロゾル混合輸送系統性能評価試験 .....	97
4.2.2.1. 混合性能評価試験 .....	97
4.2.2.2. 粒子ロス評価試験 .....	98
4.2.2.3. 断面内エアロゾル濃度分布計測 .....	98
4.2.3 ガス注入領域スクラビング実験 .....	104
4.2.3.1. 初期気泡可視化 .....	104

4.2.3.2.	ガス注入領域 DF 計測 .....	105
4.2.4	試験部のスケーリング効果実験 .....	109
4.2.5	まとめ .....	110
4.3.	スプレイスクラビング実験 .....	110
4.3.1	実験装置 .....	111
4.3.2	液滴径計測 .....	112
4.3.3	DF 計測 .....	113
4.3.4	まとめ .....	117
4.4.	個別効果試験 .....	118
4.4.1	壁凝縮熱流動計測実験 .....	118
4.4.1.1.	研究目的 .....	118
4.4.1.2.	実験装置概要 .....	118
4.4.1.3.	実験内容 .....	119
4.4.1.4.	実験結果 .....	119
4.4.1.5.	今年度の実験装置整備内容 .....	120
4.4.1.6.	まとめと今後の計画 .....	121
4.4.2	小型密度成層浸食実験 .....	126
4.4.2.1.	VIMES 装置概要 .....	127
4.4.2.2.	横向き浮力ジェット .....	128
4.4.2.3.	ヒータノズルの検証 .....	131
4.4.2.4.	コンパートメント構造物の影響調査 .....	132
4.4.2.5.	グレーチング型構造物の影響調査に関する実験 .....	134
4.4.2.6.	平成 30 年度の装置整備内容 .....	136
4.4.2.7.	まとめと今後の計画 .....	137
4.5.	数値解析 .....	151
4.5.1	CIGMA 試験部内構造物の流動への影響の検討 .....	151
4.5.1.1.	目的 .....	151
4.5.1.2.	解析条件 .....	151
4.5.1.3.	解析メッシュ .....	155
4.5.1.4.	解析結果 .....	157
4.5.2	CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析 .....	164
4.5.2.1.	目的 .....	164
4.5.2.2.	解析対象の実験 .....	165
4.5.2.3.	解析条件・解析手法 .....	165
4.5.2.4.	解析結果 .....	168
4.6.	OECD/NEA-HYMERES2 計画に関する解析の実施 .....	180

4.7. 実験装置の補修 .....	180
5. 今後の計画.....	185
5.1. 大型格納容器実験.....	185
5.2. エアロゾル関連実験 .....	185
5.2.1 プールスクラビング .....	185
5.2.2 スプレースクラビング .....	186
5.3. 格納容器熱水力挙動に関連する個別効果試験.....	186
5.3.1 壁凝縮熱流動計測実験 .....	186
5.3.2 小型密度成層浸食実験 .....	186
6. 結言 .....	187
7. 本事業に関連する外部発表.....	190
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.....	191
参考文献 .....	193
用語の解説.....	197

## 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に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り、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、近年発展が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、LP コード及び CFD コードの高度化のための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、スプレイ水による冷却、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イ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イ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、除染係数の評価も行う。

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。また、エアロゾルと相互作用する二相流挙動に対しても、レーザータッチプローブを利用した計測を行う。本計測器の一部には、例えば 4 センサープローブなど、JAEA が独自に開発したセンサーも含まれる。



以上の計測手法は必ずしも確立したものではないことから、別途、詳細計測実験を実施し、手法を整備した上で試験装置に使用する。

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。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する。保存則を計算するための検査体積(コントロールボリューム; 計算メッシュ、セル、ノードなどとも呼ばれる)は小さく、システムを多くの検査体積に分割して計算するため、一般に長時間の計算時間を必要とするが、3 次元的な流動を詳細に解析する場合には CFD コードが必要となる。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する。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。

一方、LP コードは、安全研究で性能が検証され、安全評価において使用されてきたコードであり、RELAP5、TRACE、MELCOR、MAAP 等や、事業者が使用する多くの評価コードがある。CFD コードと比べて比較的大きな検査体積の中での質量・熱量等の保存則を計算することにより、事故の進展挙動等を解析する。LP コードには、保守的評価(EM)コードと最適評価(BE)コードの二種類があり、本研究では BE コードを直接の研究対象とする。これまでは生じる現象を簡素化して一次的に取り扱うことが多かったが、多次元解析機能の追加等により性能向上を図る。

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た。本年度以降も装置整備を継続しながら種々の実験を実施する予定である。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、本年度から完成した装置を用いて順次実験に着手した。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ー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。



### 3. 前年度（平成 29 年度）までの実施内容

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）事業は、平成 29 年度以前に実施された関連する事業の成果も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

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
試験容器サイズ	
高さ (m)	11
直径 (m)	2.5
容積 (m <sup>3</sup> )	51
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

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
計装	
温度	熱電対: ~650
ガス濃度分布	QMS: ~100
流速分布	PIV/LDV

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 年度は、次の 3 つの代表的なトピックについて実験を実施した。

- (1) 格納容器冷却実験：格納容器冷却による減圧
  - 外面冷却 (CC-PL)
  - 内部スプレイ冷却 (CC-SP)
  - 定常熱伝達実験 (CC-PL-SJ)
- (2) 密度成層浸食実験：高温ガスによる PIV 計測
  - 空気上昇ジェット (JT-AJ)
  - 蒸気上昇ジェット (JT-SJ)
- (3) 装置特性試験：過熱ノズルによる実質的な蒸気過熱温度の確認
  - 過熱ノズル性能試験 (PR-SJ, PR-SJ-PL)

これらの実験により、格納容器冷却や水素混合に関して装置設計時に意図した基本性能を確認した。平成 29 年度は、平成 28 年度に実施した各種実験に対し、実験条件を系統的に拡大したパラメータ実験を実施した。外面冷却実験に関し、初期状態のガス濃度や濃度分布の差によるヘリウム成層挙動等について検討した。また冷却位置の違いによる熱流動挙動についても検討した。さらに噴流による密度成層浸食・崩壊実験に関して、既往の大型実験の結果を含めた比較を行い、実験結果の妥当性を確認した。

### 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
- Spray によるエアロゾル除去解析モデルの検証

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。さらにエアロゾル除去挙動に関する解析モデルの検証を行った。

### 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イ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。年度ごとの主な実施内容を以下にまとめる。

#### 平成 28 年度の実施内容

##### (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pekt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。
- 0.5 と 1  $\mu\text{m}$  の単分散 SiO<sub>2</sub> 粒子や約 0.4  $\mu\text{m}$  にピークを持つ多分散 BaSO<sub>4</sub> 粒子に対して、注入ガス流量や水位等の境界条件を一定にし、試験パラメータとして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。このようなエアロゾル濃度に対する DF の依存性（以下、DF の粒子濃度依存性という）に関する既往研究の報告はほとんどなく、従来のプールスクラビングモデルでは予測できない結果である。そのため、いくつかの検証実験を行った。

##### (2) スプレイスクラビング

- 正方形断面の試験部を有するスプレイスクラビング装置を整備した。
- 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た。

#### 平成 29 年度の実施内容

##### (1) プールスクラビング

- DF の粒子濃度依存性を調査するために、異なる計測原理のエアロゾル計測手法を用いて DF の粒子濃度依存性を計測し、結果の信頼性を確認するとともに、水深を変えて DF の粒子濃度依存性を調査し、水深の増加とともに依存性が顕著に現れる結果を取得した。
- プールスクラビングモデルにおけるガス注入領域に着目し、0.3m 一定水深のプールスクラビング実験を実施し、気液二相流と DF のデータベースを構築した。
- 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

- 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。
- 同実験におけるスプレイ液滴径を計測した。
- エアロゾルと液滴径の計測結果を用いて、既存モデルの妥当性を検討した。

#### 4. 平成 30 年度実施内容

本年度は、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予備実験、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、装置特性実験、外面冷却実験、アクシデントマネジメント関連実験、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、実験装置試験部と系統の概略図 4-1 を用い実験装置の試験部や系統に関する特徴を説明する。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。容器の外部から冷却水を供給することで壁越しに格納容器を冷却するもので、これによる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。さらに、容器内に直接冷却水を供給する格納容器内部スプレイも備える。本年度は装置特性を調査する実験として、マス・エネルギーバランスに関する実験や高温蒸気ジェット実験を行った。外面冷却実験を行い、昨年度に引き続き外面冷却実験について特徴的な容器内挙動を示すデータを取得できた。また、アクシデントマネジメントに関連する実験として、格納容器ベント実験および空気によるヘリウムパージ実験を行い、ベント時におけるガス挙動に関するデータを取得した。さらに空気-ヘリウム体系における、外面冷却による成層浸食・崩壊に関する実験を行った。ここでは既往の実験結果を裏付ける結果が得られると共に、現象のスケーリングを整理する上で用いられるフルード数に関しての課題を検討した。一連の実験を終えた後、実験条件の拡大や境界条件の正確な設定、装置運転制御のしやすさのための装置の追設及び増設を実施した。更に CIGMA 装置に設置している過熱ノズルヒーターおよび下部ベントラインの流量計の補修を行った (4.7 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イスクラビング実験、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、それぞれについて実験装置整備を行った。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)。スプレイスクラビングに関しては、ARES 装置を用い、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 (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、液膜を供給し、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、横向き浮力噴流に関する PIV 計測を行い、流れ場の基礎データを取得するとともに、その CFD 解析を行い、妥当性評価を行った。また、コンパートメント型構造物が成層化現象に及ぼす影響に関する実験を実施した。さらに、昨年度から引き続きグレーチング型構

造物が噴流および密度成層浸食・崩壊挙動に及ぼす影響についてパラメータ実験を行った。  
(4.4.2 節)。

数値解析として、格納容器内熱水力挙動に関する CFD 解析として、CIGMA 内構造物の影響に関する CFD 解析(4.5.1.節)および本年度に実施した空気・ヘリウムを用いた CIGMA 装置外面冷却実験の CFD 解析 (4.5.2 節) を実施した。CFD 解析における格納容器内構造物の流動への影響および解析モデル (乱流モデル) の課題について検討を行った。

OECD/NEA HYMERES-2 計画に参加し、実験及び数値解析に関する活動も行った。実験においては、噴流に対する障害物の効果を VIMES 装置を用いて調査し、その結果をプロジェクトへ提出した (4.4.2.5 節)。数値解析については、格納容器内熱伝達に対する輻射の効果に関するベンチマーク計算に参加しており、その概要を 4.6 節に示す。



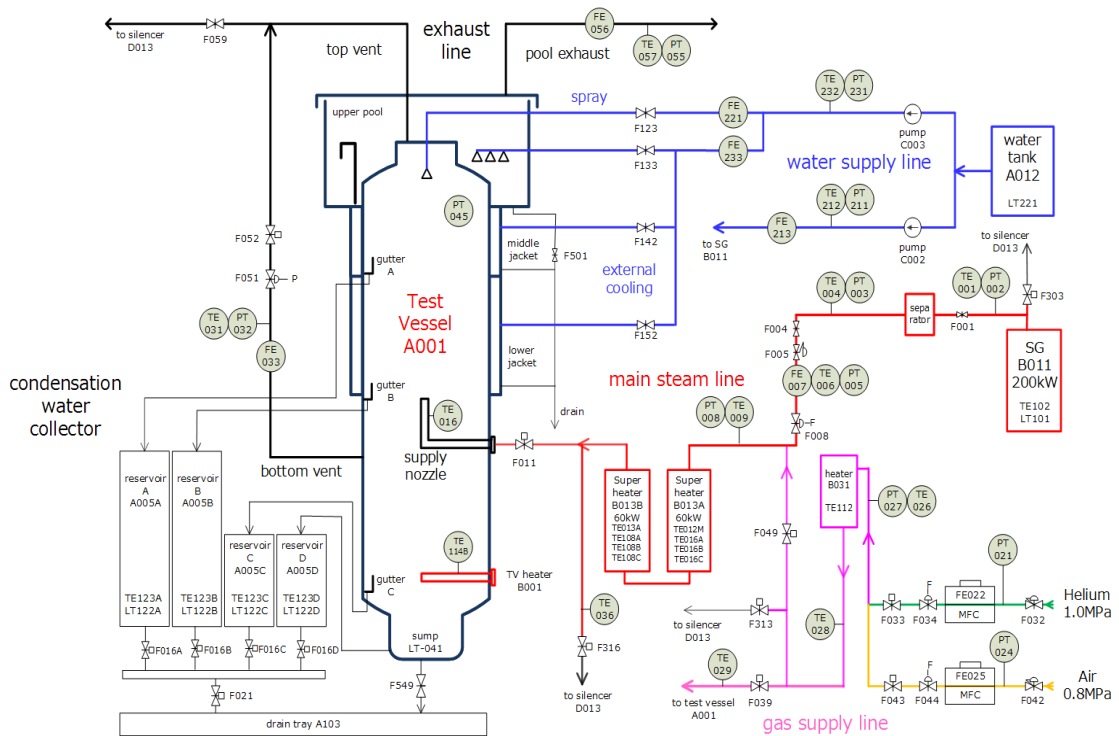
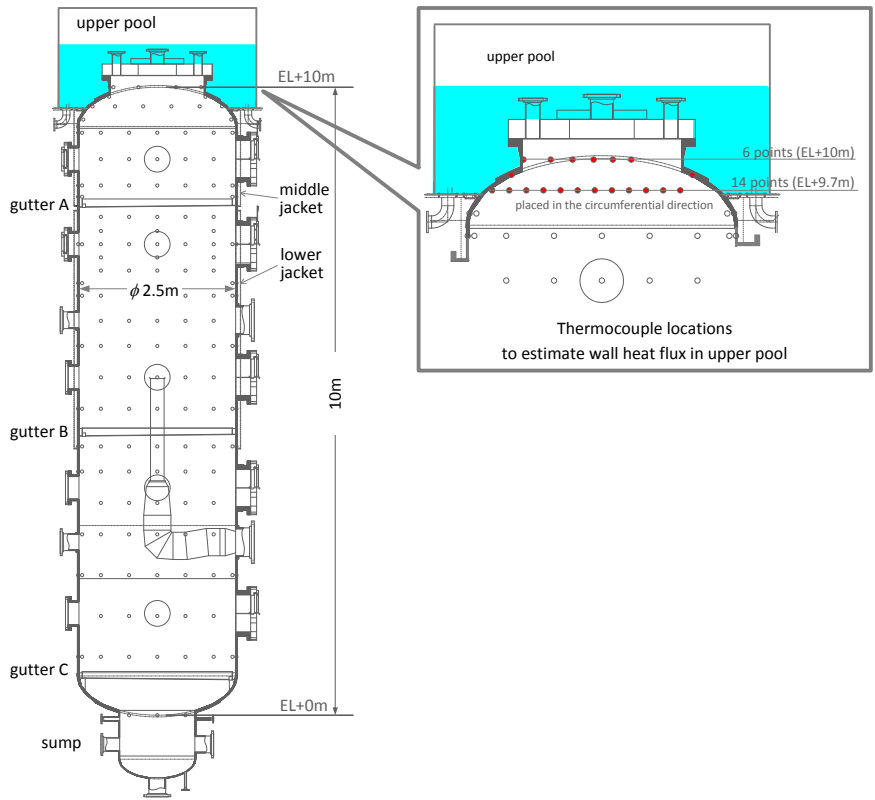


図 4-1 CIGMA 試験部と系統図

#### 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) 装置特性試験：装置熱損失や流量計等の計器校正を含む
  - ガス濃度計測校正実験
  - マス・エネルギーバランス実験
  - 高温蒸気ジェットによる容器過温実験
- (2) 格納容器冷却による格納容器冷却実験：定常・準定常状態における格納容器冷却
  - 定常外面冷却実験（壁面冷却と蒸気ジェットによる定常熱伝達実験）
  - 非定常外面冷却実験（壁面冷却による密閉容器内空気単相自然循環実験）
  - 準定常外面冷却実験（壁面冷却と高温空気ジェットによる定常熱伝達実験）
- (3) アクシデントマネジメント関連実験
  - ベント実験
  - 空気によるヘリウムページ実験
- (4) 密度成層浸食等実験
  - 外面冷却による密度成層浸食実験
  - ノズル出口流速分布測定実験

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

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの2文字：実験の種類
  - PR：PRe-surrization；加圧試験
  - CC：Containment Cooling；格納容器冷却試験
  - ME：MEasurement；計測器有効性評価試験
  - SE：Stratified layer Erosion；成層浸食実験
  - SB：Stratified layer Buildup；成層形成実験
  - JT：JeT 実験
  - HT：Heat Transfer；
  - 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 年度の実験からの続き番号を用いたものもある。

格納容器冷却実験では、第 2 章に述べたように、シビアアクシデント時の格納容器外面冷却や内部スプレイによる冷却、さらには、再循環ユニットのような機器を用いた冷却を行う場合の一般的な特性や AM 策としての有効性を把握することを目的とする。昨年度は、蒸気・空気・ヘリウム（水素の代替ガス）の 3 成分系での実験を行ない、密度成層崩壊の発生条件や凝縮挙動に対する初期のガス濃度分布の影響を検討した。今年度は、CFD 解析検証用データ取得を目的として、定常もしくは準定常となるような比較的過渡変化の緩やかな条件での 3 種の実験を実施した。

アクシデントマネジメント関連の実験として、格納容器ベント実験およびヘリウムパージ実験を実施した。ベント実験ではベント時のガス挙動の影響について検討し、ヘリウムパージ実験ではパージに使用したガス流量の影響について調査し、無次元数による整理を行った。

密度成層浸食実験は、水素模擬体であるヘリウムガスの密度成層の混合実験で、水素混合を調査する実験として広く行われている代表的な実験である。昨年度までに CIGMA を用いて同様の衝突ジェットによる実験を実施してきた。本年度は密度成層浸食挙動に関する新たな試みとして、CIGMA 装置の特徴である外面冷却機能を活かし、自然対流によって駆動される流れが密度成層浸食・崩壊にどのように寄与するかを調査する実験を行った。また、同種の実験で使用する上向きジェットの境界条件の把握のために、CIGMA 装置試験部に設置された注入ノズル出口における流速分布の計測を行った。

#### 4.1.1 装置特性実験

##### 4.1.1.1. ガス濃度計測較正

本研究ではガス濃度計測器として四重極質量分析計（QMS: Quadrupole Mass Spectrometer）およびガスサンプリング切替えバルブを組み合わせた分析装置(QIC Bio-Stream multi gas analysis system)を用いている[1]。QMS でのガス濃度計測では、は

じめに空気のみを流した際に質量分析計の圧力 G1 が 1.0e-6Torr となるように設定した状態で、濃度が既知である較正ガスを用いて較正データ（キャリブレーション・ファクター：CF およびバックグラウンド値）を取得する。得られた CF およびバックグラウンド値を用いて、以下の式からガス濃度を求める。

$$calibratedData = \frac{rawData - background}{calibrationFactor(CF)}$$

ここで、rawData は計測によって得られたガス濃度の生データ、calibrated Data が較正後のガス濃度である。ガス濃度計測の詳細については[1]を参照のこと。

試験容器が高圧になる場合に、そこから吸引されて QMS に送られるガスも高圧になり、QMS 内計測部の圧力が許容値以上に上昇する可能性がある。QMS の運用上は較正実験と同条件（大気圧条件）で計測に使用することが望ましいが、本研究では高圧容器内のガス濃度計測も行うため、測定器の昇圧に伴う誤差が生じる。QMS 内の圧力 G1（Penning Gauge で測定）は較正実験時に通常約 1E-6Torr（1.3E-4Pa）に設定するのに対し、試験部の加圧ガスをサンプリングした際に G1 が最大で 2.5e-6Torr 程度の値となる。昨年度の報告書[2]において本件を説明し、その対策として異なる G1 のそれぞれに対して較正曲線を用意することを考え、予め校正実験において G1 を数種類に変化させた実験を行い、各 G1 に対して精度良くガス濃度が計測できることを確認した。本年度は CIGMA 本実験のデータ解析に本手法を実装し、計測誤差の低減を図った。また G1 の値はサンプリングを行うガス種によっても変化する。具体的にはサンプリングガスの圧力が変化しない場合でも、ヘリウムをサンプリングした場合には G1 の値は大きく低下する。そのため加圧のみによる G1 の変化を考慮するには、CIGMA 試験部と同じ圧力で空気のみをサンプリングするラインを設ける必要がある。現時点では、このようなシステムを構築できていない。ここでは、高圧条件で実施する CIGMA 実験において、単に大気圧の空気を吸引するラインを別途設け、CIGMA 試験部から大気圧空気ラインへの切り替え時に、圧力の履歴が QMS 内に残存することを利用して、疑似的に高圧空気条件を生み出し、そのときの G1 計測値を用いて構成することを試みた。本条件は CIGMA 試験部内による加圧を正確に反映するものではないが、補正によって誤差の拡大が解消されることは確認済みである。正確な圧力補正に関しては今後の検討課題とする。

ガス濃度補正の具体的な手順を以下に示す。

- (1) 構成実験において圧力 G1 を 0.5e-6, 1.0e-6, 1.5e-6, 2.0e-6, 2.5e-6Torr に設定し、それぞれの G1 に対して CF の計測を行う。CIGMA 実験では、加圧条件においても G1 の値はほぼ 0.5e-6～2.5e-6Torr のレンジ内に収まるため、これらの G1 の値を代表値として選択した。バックグラウンド値については G1 に対する依存性がないため、統一の値を使用する。
- (2) ガス濃度計測を行う CIGMA 実験において、ガス濃度の較正ライン（大気圧）から空

気のみを吸引するポートを設定する。このポートに残存する CIGMA 圧力の履歴効果を使用して、ガス濃度計測を実施している間の G1 の値を取得する。

- (3) (2)で計測した G1 の値に応じて CF を割り当てる。CF 値は、(1) で取得した各 G1 に対する CF を線形補間することで算出する。例として、G1 の値が  $1.2e-6\text{Torr}$  だった場合、 $G1=1.0e-6\text{Torr}$ ,  $1.5e-6\text{Torr}$  での CF を線形補間することで、 $G1=1.2e-6\text{Torr}$  の際の CF を求める。
- (4) (3)で求めた CF を用いて、QMS で得られた生データを再度処理し、補正した calibrated Data を取得する。

以下の節では、CIGMA 容器内が加圧されており、G1 の変化が大きい実験(例えば 4.1.3.1. 節のベント実験) に対して以上で述べた動的補正を適用し、ガス濃度の補正を行った。G1 の変化が大きくない場合には、従来通りの単一の CF を用いてガス濃度を算出した。

上述したように、G1 の値を補正するために設けた空気サンプリングラインは CIGMA 試験部の加圧状態を正確に反映したものではなく、CIGMA 容器内の圧力と校正ライン中の圧力には差がある。時間変化する CIGMA 容器内の圧力と等圧の状態では空気のみをサンプリングするため、それに応じたガスサンプリングラインの変更が必須となる。本件に関するガス濃度計測の高精度化については今後も検討を行っていく。

#### 4.1.1.2. マス・エネルギーバランス実験

CIGMA 装置の基礎特性試験としてマス・エネルギーバランス実験を行った。実施したマス・エネルギーバランス実験を次に示す。

1. 試験容器内への空気の流入・流出流量の比較実験
2. 試験容器を空気で加圧した状態での漏洩実験
3. 試験容器内への蒸気の流入・流出流量の比較実験
4. 定常凝縮実験 (蒸気単相で加圧した試験部に流入する蒸気の全量凝縮実験)

以下、各実験の詳細および結果について示す。

##### 空気の流入・流出量比較実験

空気を一定流量で試験容器に供給し、容器圧力が一定となるように流出量を調整した際の流入量および流出量の比較を行った。空気供給ラインおよび下部ガスベントライン以外のバルブを全て閉止した。図 4-1 の系統図から、流入量は少流量空気供給ライン中の流量計 FE-025 (マスフローコントローラ ; MFC)、流出量は下部少流量ベントライン中の流量計 FE-033 (渦流量計) で計測した。各流量計の諸元を表 4.1.1-1 に示す。両流量計共に計測点における温度及び圧力による密度の補正を行う。流量比較を行った実験 ID は

2018071700 とし、試験部内の条件および時刻を表 4.1.1-2 に示す。設定流量は 30g/s とした。

流入・流出流量の比較結果および容器内圧力を図 4.1.1-1, 2 に示す。この図では流出量および流入量の質量流量比（流出量／流入量）を示している。流出・流入量の比は 0.99 から 0.98 程度に収まっており、流入量と流出量の相対誤差は約 1%程度である。原理の異なる流量計による計測器において、妥当な流量計測が行えていることが確認できた。また圧力がほぼ一定となっていることが図 4.1.1-2 より確認できる。

表 4.1.1-1 流量計諸元

Function ID	Location	variable	Method	type	accuracy
FE-025	gas supply line	air	mass flow	SLA5853	±1.0% of rate (20% - 100% FS) ±0.2% FS (below 20% FS) up to 1100 lpm.
FE-033	lower small vent line	mixture	vortex	DY050	±1% of Reading (Gas, Steam)

表 4.1.1-2 比較条件

	開始時	終了時
Time (s)	3000	4000
試験部圧力 (kPa) PT-045	115.5	115.5
試験部温度 (°C) TE-016	29.7	29.6

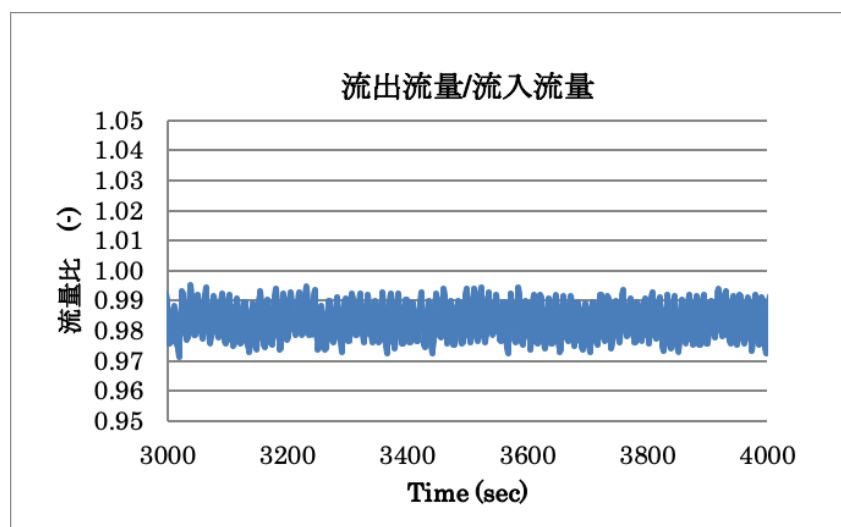


図 4.1.1-1 空気流量の比較

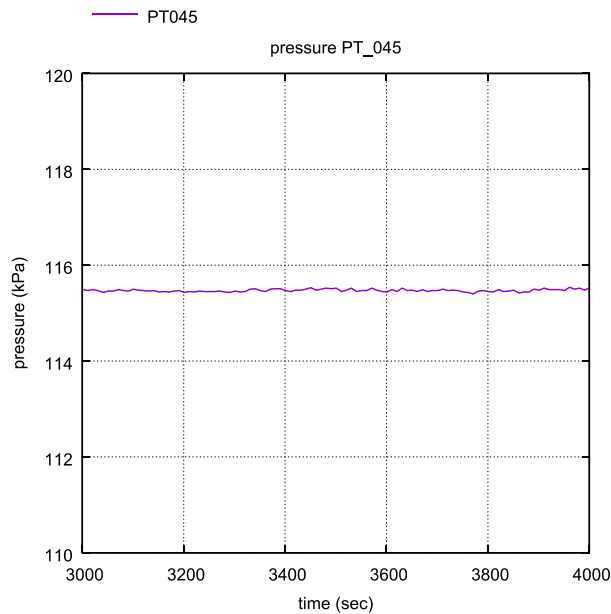


図 4.1.1-2 容器内圧力

#### 空気加圧状態での漏洩実験

試験部に空気を注入し加圧状態とした後、試験部に接続するラインのバルブを全て閉じ、試験部内圧力を計測した。試験部圧力は 301kPa とし、実験 ID は 2018100903 とした。図 4.1.1-2, 3 に試験部内圧力および試験部内流体温度の結果を示す。左図は実験時間の値、右図は初期の 0-3000 秒を拡大した。流体温度は壁近傍および中心軸上の値をそれぞれ示している。時刻 0 秒は昇圧のための空気供給を停止した時刻である。空気加圧終了直後から約 1000 秒までに圧力が 5kPa 程度低下する。このときの試験部内流体温度もそれぞれ 6℃程度低下しており、試験部内の流体温度は絶対温度で 2%程度低下したことになる。初期の圧力低下も 2%で、圧力と温度の時間減衰カーブと一致しており、空気供給停止直後の圧力低下は流体の温度低下に起因するものと考えられる。その後はほぼ一定の減圧率となった。5000 秒から 45000 秒間に 1.63kPa 減圧し、この間の減圧率は 0.15kPa/h=3.5kPa/day となる。初期圧力 300kPa であったから、減圧率  $\Delta P/P$  は約 1%/day となる。

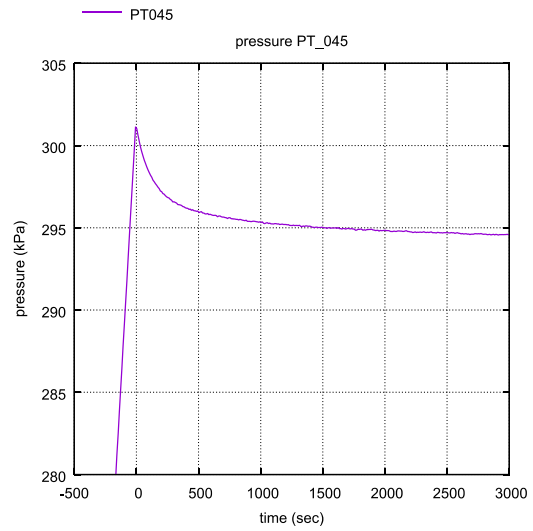
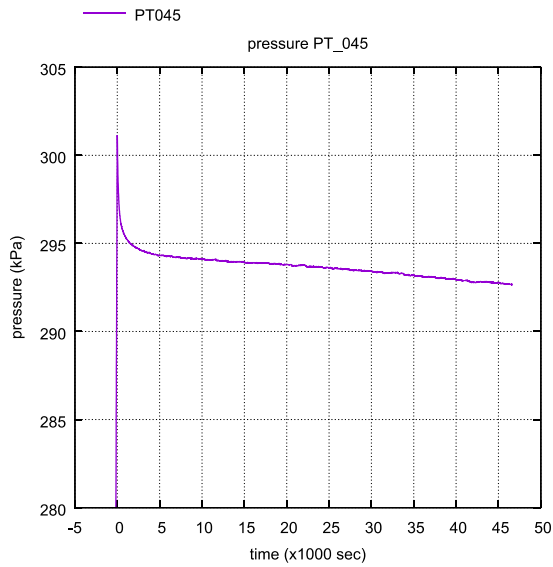


図 4.1.1-2 試験部内圧力

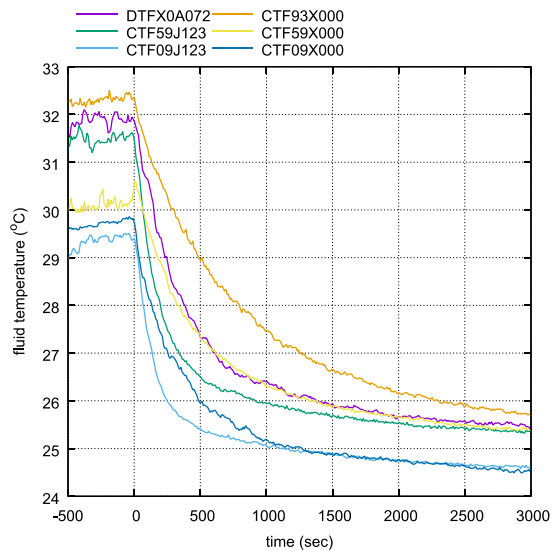
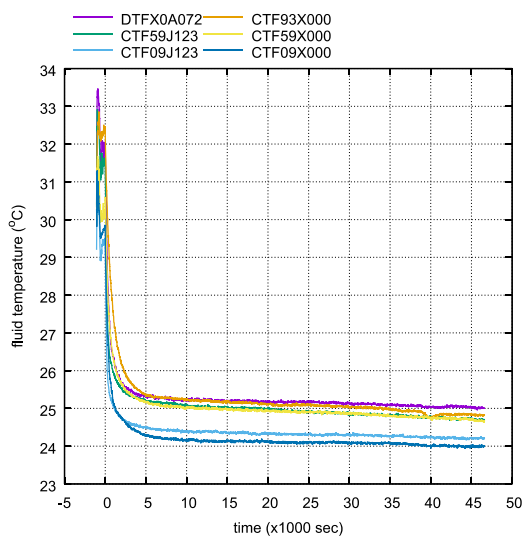


図 4.1.1-3 試験部内温度

### 蒸気の流入・流出量比較実験

空気における流入・流出量比較と同様にして、試験部内の圧力を一定に保った際の蒸気の流入・流出量の比較を行った。実験 ID は 2018042300 とした。試験部内は蒸気単体で 200kPa まで加圧した。試験部及び配管内での意図しない凝縮を避けるため、流量計測開始前に配管系統及び試験部容器壁を供給蒸気により十分予熱した。しかしながら、CIGMA 装置の蒸気供給ラインには、過熱ノズルヒーターおよびその下流の放熱補償ヒーターを除きヒーターが設置されておらず、蒸気発生器下流から過熱ノズルヒーターまでの配管内で凝



縮が多少なりとも発生することが考えられる。本実験ではマスバランスを見るために過熱ノズルヒーターと放熱補償ヒーターは使用していない。よって、蒸気発生器から試験部までの凝縮量を簡易計算により考慮して補正し、蒸気流入量を見積もった。凝縮量の見積もりは、はじめに配管径ごとに配管長を積算した。フランジやバルブ等は相当裸配管長に置き換えて、それぞれの配管径の配管として配管長を積算した。次に配管壁およびその周囲の断熱材間の熱流束を、内部流体（蒸気）の物性値、温度、圧力を考慮して算出した。この熱流束および配管径、配管長を用いて、放熱量を算出し、潜熱で除することで凝縮量を見積もった。ここでは断熱材からの熱伝達率を  $12\text{W/m}^2\text{K}$  とした。凝縮量の見積りを行う範囲は流量計 FE-007 下流から試験部まで（距離約 30m）とした。蒸気の流出側は試験部から流量計までの距離（約 2m）が短いため、流出側の配管内の凝縮量は考慮していない。試験部が一定圧力に維持されている時間の蒸気流入量（蒸気供給ラインの FE-007 の流量）から凝縮量を引いた量と、蒸気流出量（下部少流量ベントラインの FE-033）を比較した。各流量計の諸元を表 4.1.1-3 に示す。両流量計ともに、それぞれ PT-005, TE-006 および PT-032, TE-031 の圧力と温度を用いて密度の補正を行った。

蒸気の流入・流出量の比較、試験部内圧力および温度を図 4.1.1-4, 5, 6 に示す。流量の比較では流出量／流入量の比をプロットしている。青実線は流入量に蒸気凝縮量を見積もった結果、赤実線は凝縮を見積もらない結果である。流入・流出量の比は凝縮量を考慮した場合、より 1 に近い結果となっている。また、流入・流出量比はほぼ 0.95 から 1 の間に収まっており、5%程度の誤差があることが分かる。誤差の要因としては、図 4.1.1-5 に示すように試験容器が大きいいため容器内圧力が完全に定常を保つことが難しく、また、容器内の温度が均質ではない（図 4.1.1-6 参照）ことも原因として考えられる。配管内での凝縮は注入蒸気流量の約 1%程度と見積もられた。

表 4.1.1-3 流量計諸元

Function ID	Location	variable	Method	type	accuracy
FE-007	steam supply line	steam	vortex	DY015	±1% of Reading (Gas, Steam)
FE-033	lower small vent line	mixture	vortex	DY050	±1% of Reading (Gas, Steam)

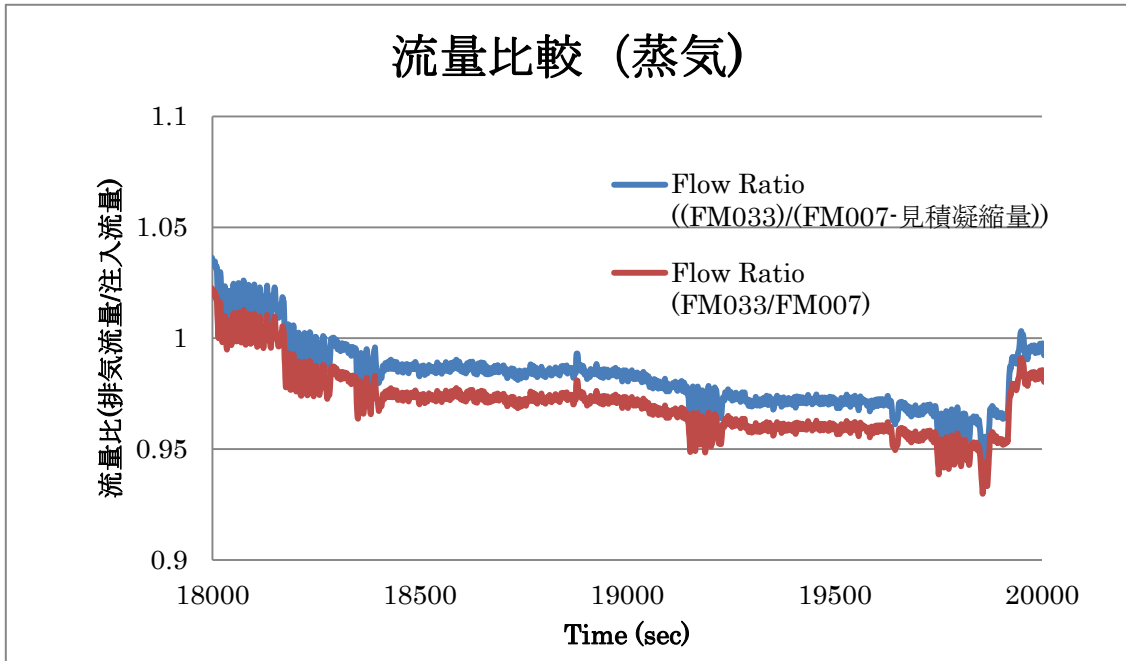


図 4.1.1-4 蒸気流量の比較

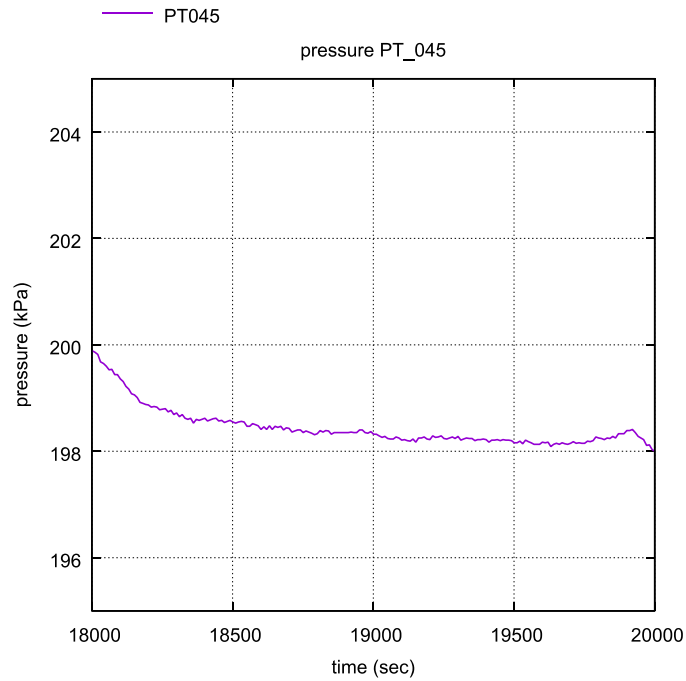


図 4.1.1-5 試験部内圧力

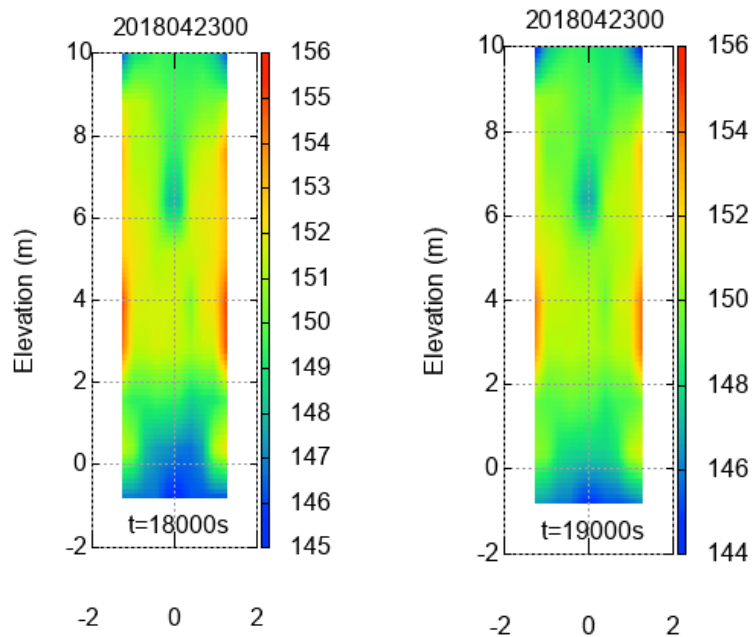


図 4.1.1-6 試験部内温度分布（18000 秒および 19000 秒）

#### 定常凝縮実験（流入蒸気の全量凝縮実験）

蒸気の注入量と凝縮量の比較を行うことで系統のマス・エネルギーバランスを検討する。平成 28 年度に実施した CC-PL-SJ-03B 実験のデータを用いた。この実験では、試験部内を蒸気単体で 200kPa まで加圧し、蒸気単体を注入し、上部プールに冷却水を注水して外面冷却を行い、試験部内の圧力が一定となるように蒸気注入量を全量凝縮させ、定常状態を保つ。定常状態を維持するために注入蒸気の注入流量と外部プールへ注水する冷却水の流量を相互に調節した。外部から冷却を行っている上部プールの位置以外での意図しない凝縮を避けるため、実験開始前に容器壁の予熱を行った。表 4.1.1-4 に実験条件を示す。本実験では以下の 4 つの蒸気流量を検討・比較した。

1. 蒸気発生器の熱出力から計算される蒸気発生量（熱損失は無視）
2. 蒸気発生器への給水量：熱損失を無視し、定常過程では蒸気発生量に等しい
3. 供給蒸気流量計と試験部までの配管内での凝縮量を考慮した蒸気流入流量
4. 供給蒸気が容器内で凝縮した際の、凝縮水を全量補修したリザーバタンク内総量（全蒸気凝縮量に相当）

である。

図 4.1.1-7, 8 に試験部内圧力および上記の手法で見積もった各蒸気量の積算値の比較、表 4.1.1-5 にタグ名の詳細を示す。圧力は可能な限り一定となるように実験を行っているが、実験開始直後を除き（500 秒以降、）200kPa から 202kPa 程度で変動する結果となった。

蒸気発生器への給水量（図内のタグ MI\_FM213）、蒸気発生器損失を無視した熱出力から計算される蒸気発生量（MI\_MDOT）、蒸気注入量（MI\_007#）、容器内凝縮量（MC\_TOTAL\_OFFSET）の順に見積もった積算質量が小さくなる。MI\_007#（上記の3）に対して前節と同様に入口配管内の蒸気凝縮を考慮した補正をしているが、容器内の凝縮量（MI\_TOTAL\_OFFSET）に対して供給する蒸気量が大きくなっている。これは入口配管内の凝縮見積もりに不確かさがあることが原因の1つとして考えられるが、さらなる分析が必要である。この各種積算質量の差の詳細をみるため、積算質量を時間微分することで流量を算出した。各見積もりによる流量（蒸気流入量 FM\_007#, 熱出力から計算される蒸気発生量 FM\_MDOT, ボイラー給水流量 FM\_213, 凝縮流量 FM\_MC）を図 4.1.1-9、蒸気流入量（FM\_007#）と凝縮流量（FM\_MC）の比を図 4.1.1-10 に示す。また、試験部内の温度の時間変化を図 4.1.1-11 に示す。温度は試験容器の中心軸上の熱電対を高さ 0.9m から 10m を選択し、示した。見積もり流量に関し、時間微分値であるため変動誤差が大きいものの、それぞれの見積もり値はほぼ同じ値を示し、FM\_007#および FM\_MC の比（つまり凝縮水流量/蒸気注入流量）は 0.8 から 1.2 程度に収まった。±20%の相対誤差はあり、容器内が完全に定常圧力を保っていないことや試験部内温度に分布があることに加えて、入口配管内での凝縮見積もり値に不確かさが含まれることが原因と考えられるが、蒸気注入量に対しは妥当な凝縮量の計測結果が得られた。

表 4.1.1-4 実験条件

Run ID	CC-PL-SJ-03
Description	steam
Initial Condition	
Pressure(kPa)	200
Temperature(C)	120
Gas fraction (%)	
Air(%)	0
Steam(%)	100
Helium(%)	0
Distribution	-
Cooling Condition	
Flow Rate (kg/s)	0.5-4.0
Temperature (C)	20
Location	pool

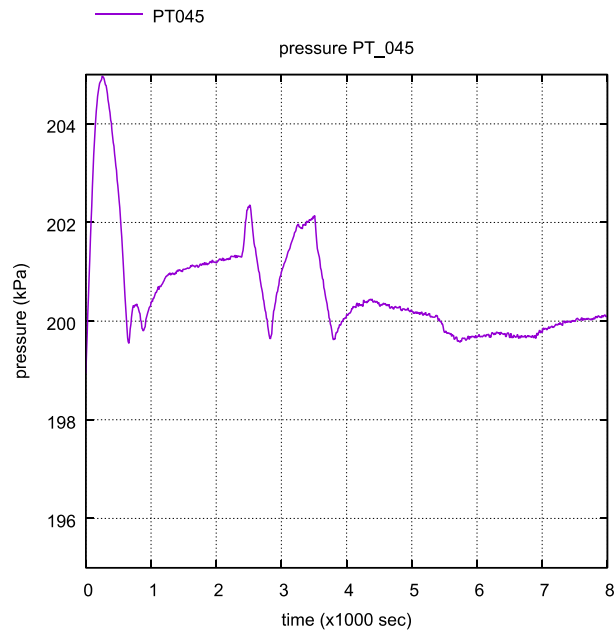


図 4.1.1-7 試験部内圧力

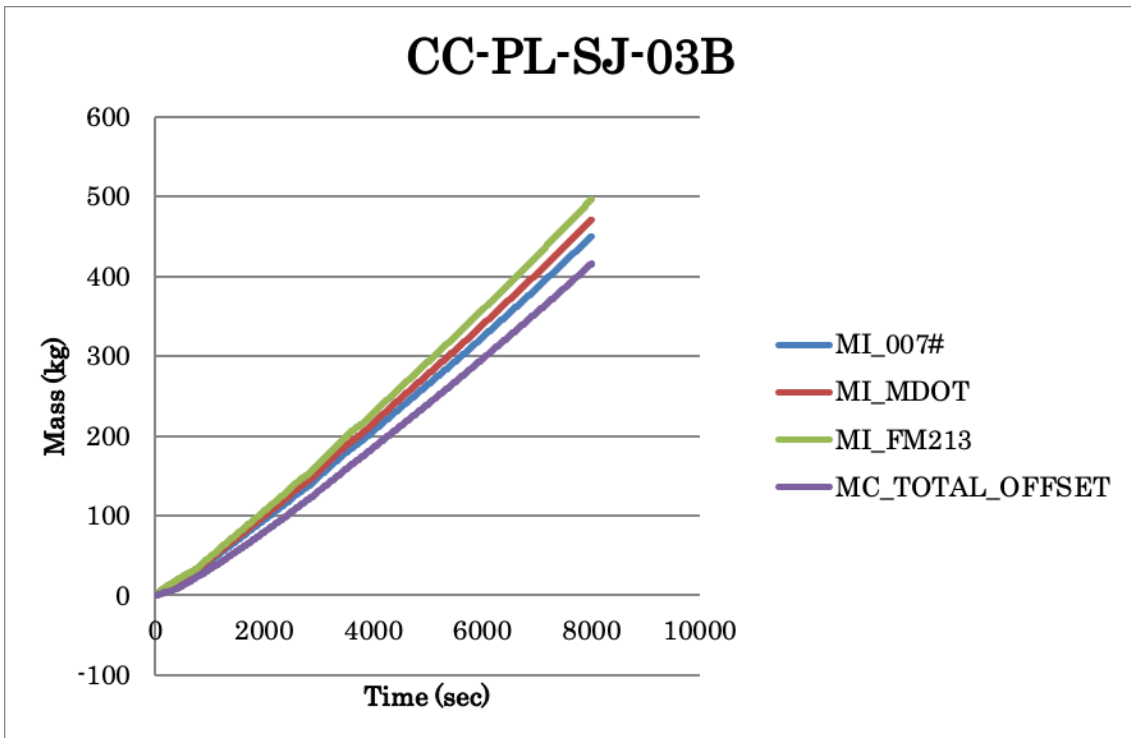


図 4.1.1-8 各流量の積算

表 4.1.1-5 タグ内容

タグ	内容
MI_007#	蒸気ライン流入量 (注入配管凝縮見積あり)
MI_MDOT	ボイラー熱出力からの蒸気量見積もり値
MI_FM213	ボイラー給水量
MC_TOTAL_OFSET	リザーバタンク総量 (蒸気凝縮量)

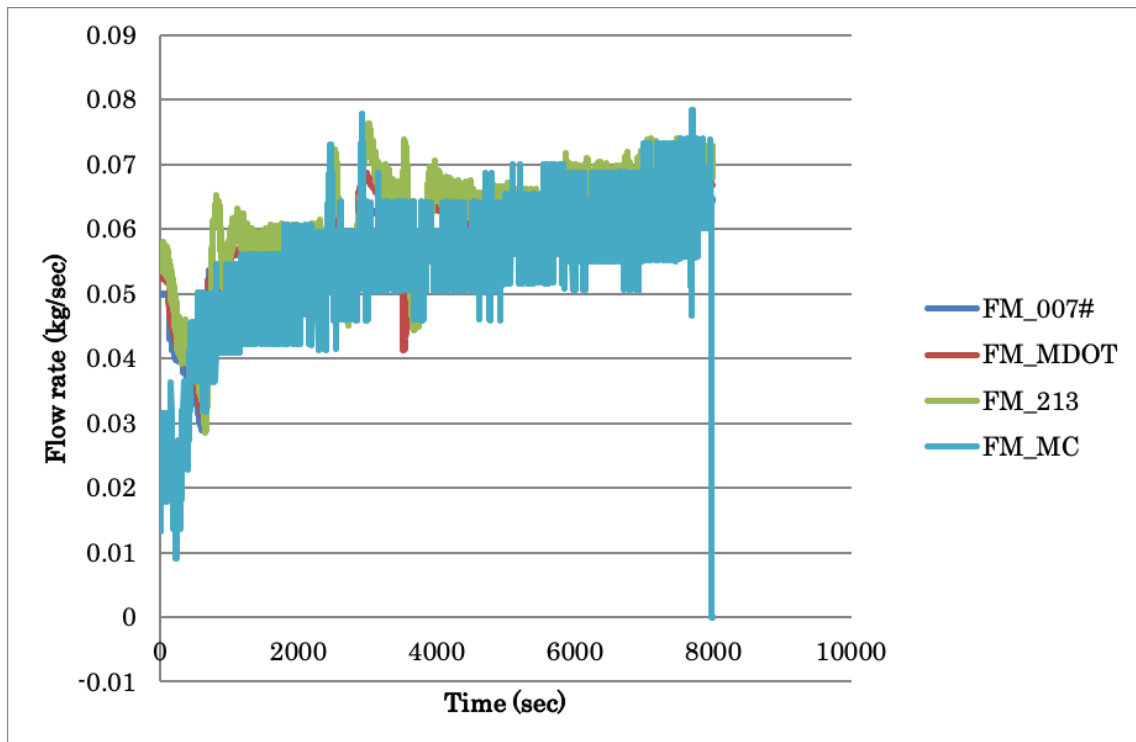


図 4.1.1-9 流量の比較

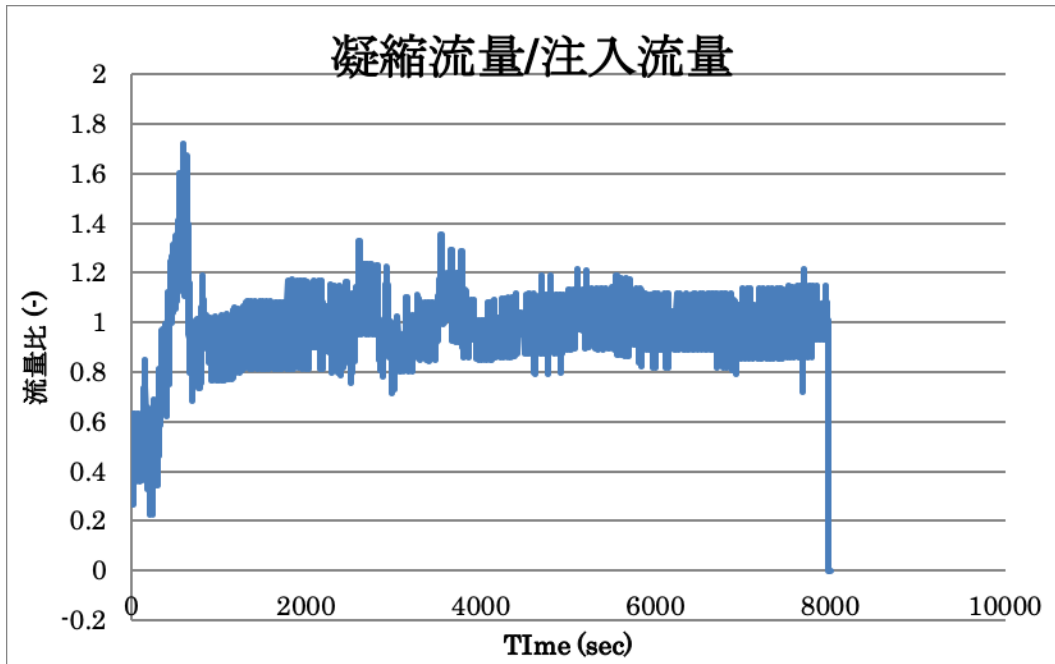


図 4.1.1-10 蒸気流量および凝縮量の比較

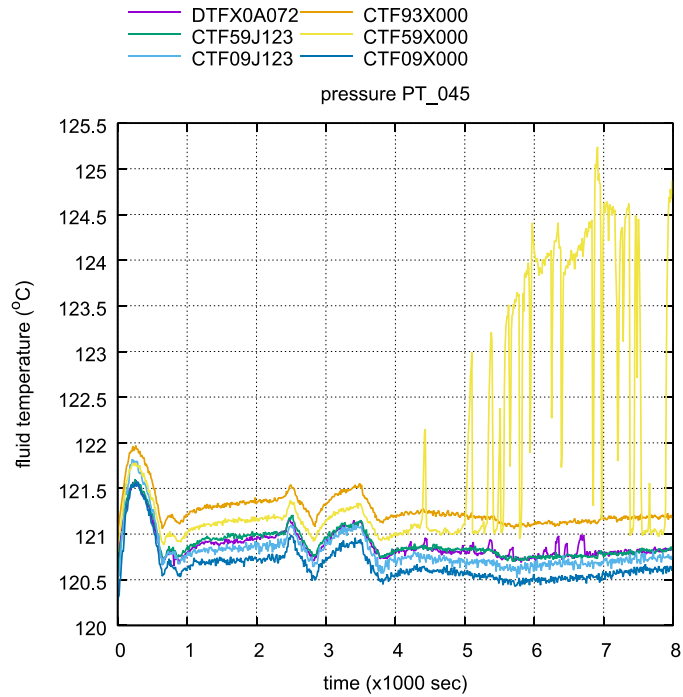


図 4.1.1-11 試験部内温度

#### 4.1.1.3. 高温蒸気ジェットによる容器過温度実験

シビアアクシデント時には、原子炉一次系から大量の蒸気が噴出し、過熱された蒸気が原子炉格納容器の外壁および構造物に衝突することで、それらが高温となり破損する恐れがある（過温破損）。表 3.1-1 で示したように、CIGMA 装置は最大 700 °C の蒸気を試験容器内に供給することができ、試験容器壁面に関しても最高使用温度 300 °C という高い耐熱性を有する。これは、欧州にある既存の実験装置をはるかに上回る性能で、CIGMA 装置の利点といえる。本年度は、それを活かし、格納容器過温破損に関する基礎的な実験として、高温蒸気の吹き込み実験を行った。以下にその結果を示す。

**実験条件：**初期温度は、蒸気の凝縮を避けるために、実験前に容器全体を加熱し、壁面温度を 120(±5)°C、100%蒸気の状態を作成した。蒸気噴流は図 4-1 に示すメインノズル（出口直径は 0.0831 m、噴出口高さ EL5.4m）から CIGMA 容器内に噴入させた。表 4.1.1-6 に本年度行った高温蒸気ジェット吹き込み実験（JT-SJ シリーズ）の条件を示す。JT-SJ-07 では、流入温度を 430 °C、流量 50 g/s とした。これをベースケースとして、JT-SJ-08 では流量を 70 g/s とした。さらに、JT-SJ-09 では流入温度を他の 2 ケースよりも低い 350 °C とした。

**結果と考察：**図 4.1.1-12 に蒸気吹き込み開始から 10000 秒後の容器縦断面の空間温度分布を示す。全ての実験条件において、蒸気噴流を上向きに吹き込ませたために、ノズル出口高さ付近の 5.4 m より上部の試験容器中心部において高い温度を示している。特に、上部に注目すると、容器頂部の鏡板付近（およそ EL9 m よりも上方）では、CIGMA 容器内全体の流体温度が下方に比べると高くなっており、温度成層化していることが確認できる。噴流が上向きに噴出されたことで、高温を維持したまま容器の上部に到達したためと考えられる。特に、その様子は噴流温度及び流量が最も高い JT-SJ-08 で顕著に見られ、鏡板部分全体で 200 °C 以上の蒸気が滞留していることが確認できる。一方、JT-SJ-07 と 09 を比較すると、蒸気噴出近傍では違いが見られるものの、それ以外では明らかな違いは確認できない。

過温破損を考慮する場合にもっとも重要な壁面温度について、図 4.1.1-13 に試験容器上部の壁面温度分布を示す。本実験では容器外側の冷却プール及び冷却ジャケットに冷却水は注入しておらず、容器はプール及びジャケットの空間領域を隔てて断熱材で覆われる。温度上昇が JT-AJ-08 のケースがもっとも速く、他の 2 ケースは同程度の変化となった。

本年度の結果を踏まえ、蒸気噴出口から壁まで距離と温度上昇の関連性を詳細に把握するために、今後は横向き噴流による高温蒸気噴入実験やノズルを鉛直壁近くに設置した実験を行う予定である。



表 4.1.1-6 高温蒸気ジェットによる容器加熱実験シリーズ

	流量 (g/s)	温度 (°C)
JT-SJ-07	50	430 °C
JT-SJ-08	70	440 °C
JT-SJ-09	70	350 °C

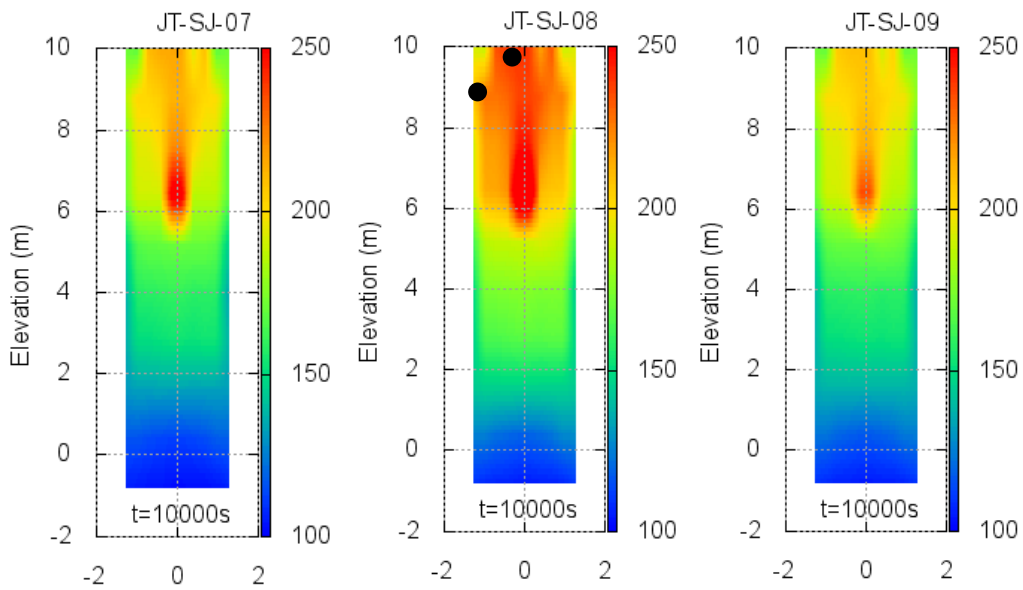


図 4.1.1-12 CIGMA 容器内流体温度

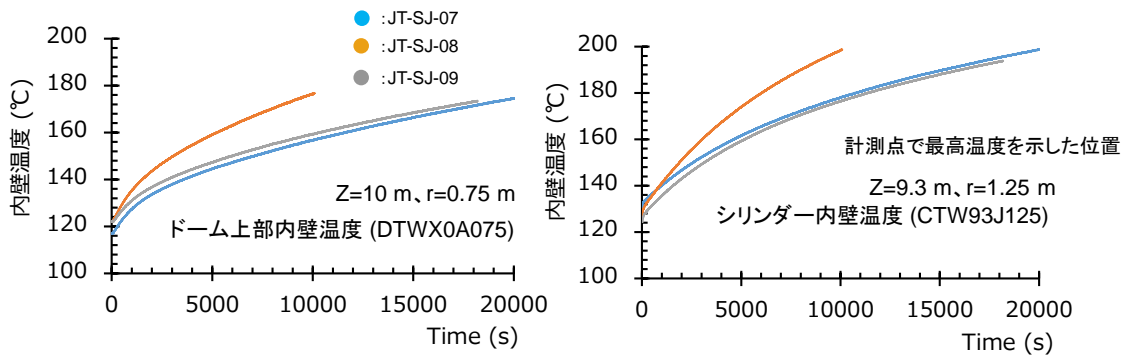


図 4.1.1-13 壁面温度分布 (図中の CTWxxxxxx は計測点の ID)

#### 4.1.2 外面冷却による格納容器冷却実験

昨年度まで、蒸気・空気および蒸気・空気・ヘリウムを初期に試験部内に封入した条件での外面冷却実験を実施し、壁面凝縮によるヘリウム成層の形成と、冷却で駆動される自然循環による成層の浸食作用を観察してきた。軽いガスの成層化は前述した水素リスク評価の不確定要素の一つとして認識されており[1]、また事故時においてもシナリオによって発生すると考えられており、国際的にも特に欧州の共同実験プロジェクト等で近年精力的に研究が進められている。ここでは、成層に衝突する垂直上向きのジェットによる成層との混合効果が議論され、このような単純な条件においては混合に寄与する乱流モデルの適切な選択により試験結果と良い一致を得ているが、成層に衝突するプルームの経路や障害物等の複雑な境界条件の影響は、現在においても研究が進行している検討課題である。実機において期待される格納容器内の自然循環流と成層浸食の関係は 90 年代に AP-600 型炉の PCCS 性能評価と関連した研究があるが、バルク物理量を用いた評価に留まっており[4]、機構論的な予測モデルは確立されておらず、現在でも本効果に注目した実験は少ない。このような背景のもと、CIGMA 実験ではその特徴を活かして、容器壁の凝縮壁とした場合のヘリウムの成層化及び成層浸食と自然循環流との相互作用を調査してきた。これまでの実験では、圧力・温度・ガス組成ともに非定常な挙動を示し、一部の実験ではジェットによる浸食とは異なる一様ではない複雑な密度成層挙動が観測された。また、実験と並行して、機構論的モデル開発を目的としてこれらの非定常外面冷却実験の CFD による非定常解析を実施してきた。その際、ガス対流挙動そのものが密度差で駆動されるために複雑となり、CFD 解析結果の実験結果との差異は大きく、多くの課題を残すものであった。そこで本年度は、CFD 解析の検証をより円滑に行うためのデータベース構築のために、現象をより単純化した条件（ここでは定常の外面冷却実験）での自然循環実験を実施した。

##### 4.1.2.1. 定常外面冷却実験（壁面冷却と蒸気ジェットによる定常熱伝達実験）

本節では、作動流体に蒸気と空気を用いて、蒸気供給と外面冷却の両方で駆動される容器内循環の様子を観察した外面冷却試験（CC-PL-SJ-06D）について述べる。

##### 実験手順

定常の外面冷却として、上部プール・中段ジャケットに冷却水を注水することで冷却を行い、試験部内の圧力が一定となるよう蒸気を供給する実験を行った。蒸気ジェットの注入開始前に試験部内に蒸気および空気を封入し、蒸気・空気体系とした。試験部は初期に空気及び蒸気により 210kPa まで加圧し、この圧力を維持するように蒸気注入量と冷却材流量の調整を行った。4.1.1.3 節での実験との相違は試験部内の空気が存在することであり、本実験においては容器内のガス濃度も計測も実施した。定常状態を維持することで、注入した蒸気は全量凝縮したものとみなせる。表 4.1.2.1-1 に主な実験条件を示す。外面冷却用の冷却水流量は 0.5, 1.0, 1.5kg/s の 3 段階で変化させた。上部プール底部と中段ジャケット

を連結し、上部プールに注入した冷却水を中段ジャケット下部から排水した。実験手順は以下である。

1. 試験部を蒸気注入により予熱し、試験部壁を 140℃以上に加熱する。
2. 予熱終了後、試験部内を 105kPa まで減圧する。
3. 蒸気のみで置換した試験部内に空気を試験部上部から注入し、210kPa まで昇圧した状態を初期状態とする。容器内雰囲気温度は 150℃程度に設定した。
4. 上部プールへの冷却水を注水し、壁越しに容器を冷却する。
5. 試験部内圧力が 210kPa となるように試験部内への蒸気注入量を調整し、定常状態を維持。注入蒸気は過熱ノズルヒーターを用いて 150℃程度を保つ。
6. 冷却水流量をステップ状に変化 (1.0kg/s->1.5kg/s->0.5kg/s->1.0kg/s) させて、計測を続行 (図 4.1.2-1)。

### 実験結果

はじめに実験全体での挙動について説明する。図 4.1.2-2, 3 に試験部内の圧力および蒸気注入量の時間履歴を示す。実験開始から約 2000 秒は、圧力を一定に保つために蒸気流量を調整した期間で、その後は流量の切り替え時を除けばほぼ定常を保つことができた。圧力がほぼ定常となる、冷却水量 1.0kg/s である時刻 6500~7500 秒の間を条件 A、冷却水量 1.5kg/s である 10200~11200 秒の間を条件 B と名付ける。図 4.1.2-4 は蒸気注入量および試験部内の凝縮水量の時間変化を示す。CIGMA 装置では試験部内での凝縮水をリザーバタンクで捕集しており、捕集凝縮水の蓄積体積を時間微分することで凝縮水量を求めることができる。紫色の実線が流量計で計測した供給蒸気流量、緑色の実線がリザーバタンクの捕集水から計測した凝縮水量である。蒸気流量が凝縮水量よりも 10%程度多くなっている。ここで示した蒸気流量は流量計で計測された値そのものであり、蒸気配管中での凝縮を考慮した補正を行っていない。4.1.1.2 節の検討では供給配管での熱ロスによる蒸気凝縮が 1%程度あり、また容器の顕熱ロスも考えられ、これらの重畳により差が生じたと考えられる。

次に壁面での熱流束を考察する。図 4.1.2-5 に示す EL10m, 9.8m, 9.7m, 9.5m, 9.3m, 8.4m, 8.3m に設置した熱電対を用いて熱流束を算出した。本実験では上部プール内に設置されているスプレイノズルから試験部上部の外壁面鏡板部 (EL9.7m~9.8m) に向かって冷却水を放出し、冷却水はプールを経由した中段ジャケットへ流入し、EL8.3m より下方にある中段ジャケット底部から排出された。図 4.1.2-6 に各高さにおける壁面熱流束を示す。CIGMA 装置では同一の高さに複数の熱電対を円周方向に設置しており、図 4.1.2-6 に示す熱流束は円周方向に平均化した値である。熱流束は試験部内から試験部外への方向を負とした。熱流束は容器内外壁表面の温度差から算出しているため値が細かく振動しているが、その平均値は概ね一定を示す。冷却水流量に応じて熱流束の絶対値が変化し、おおよそ EL9.5m~9.7m の位置 (上部プール内で冷却材スプレイが直接当たる位置) で熱流束が最大となる。

先程までは実験全体での挙動について検討した。ここでは冷却水量 1.0kg/s とした時刻 6500～7500 秒間（条件 A）および冷却水量 1.5kg/s とした時刻 10200～11200 秒間（条件 B）のデータについて検討する。図 4.1.2-7, 8 に条件 A, B における圧力および蒸気流量・凝縮水量を示した。圧力、蒸気流量ともにほぼ一定となっていることが確認できる。同様に図 4.1.2-9 に条件 A, B における壁面熱流束を示す。圧力と同様、その平均値は各高さではほぼ一定となる。図 4.1.2-10, 11 に条件 A, B での蒸気濃度の鉛直分布を示す。紫のシンボル（+）は中心軸（X000）上、緑のシンボル（×）は中心から 45cm 離れた軸（K045）上、青のシンボル（\*）は中心から 90cm 離れた軸（K090）上の分布である。また蒸気濃度の値は 6500～7500 秒、10200～11200 秒の期間でそれぞれ時間平均した値である。中心軸上ではメインノズルから蒸気を注入しているため、蒸気濃度が高く、試験部上部で冷却したため蒸気濃度は上部（EL8m 以上）でやや低くなる。EL8m 以下ではほぼ一様な蒸気濃度分布である。また蒸気注入量の多い条件 B では条件 A での蒸気濃度よりも高い値を示した。図 4.1.2-12 に条件 A, B における流体温度分布を示す。メインノズル直上は注入した蒸気により温度が高く、試験部頂部近傍では外面冷却により流体温度が低下し、それより下方ではほぼ一様な温度となる。以上から CFD 解析検証用の定常外面冷却実験のデータを取得することができた。

表 4.1.2-1 実験条件（CC-PL-SJ-06D）

RunID	CC-PL-SJ-06D
初期条件	
圧力 (kPa)	210
温度 (°C)	～150
空気分圧 (kPa)	105
蒸気分圧 (kPa)	105
初期混合	蒸気・空気予混合
外面冷却条件	
冷却水流量 (kg/s)	0.5, 1.0, 1.5 (3段階)
温度 (°C)	18
冷却位置	上部プール・中段ジャケット
蒸気注入	
流量 (g/s)	35～70
温度 (°C)	～150

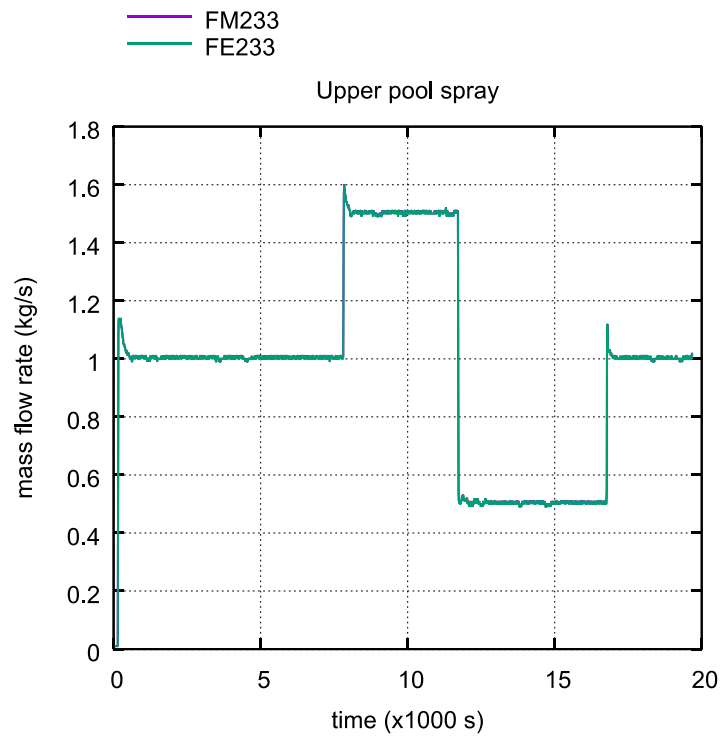


図 4.1.2-1 冷却水流量

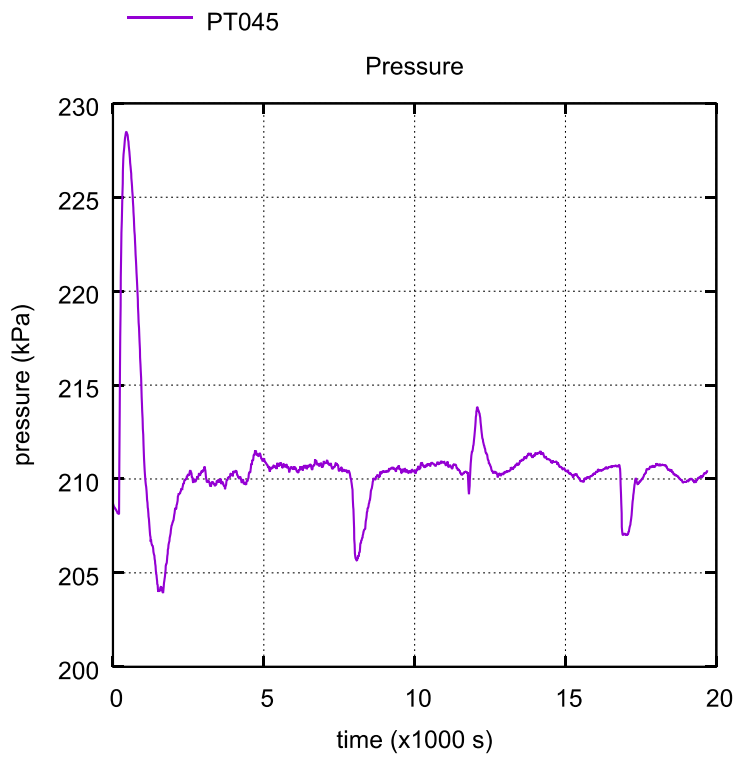


図 4.1.2-2 試験部内圧力

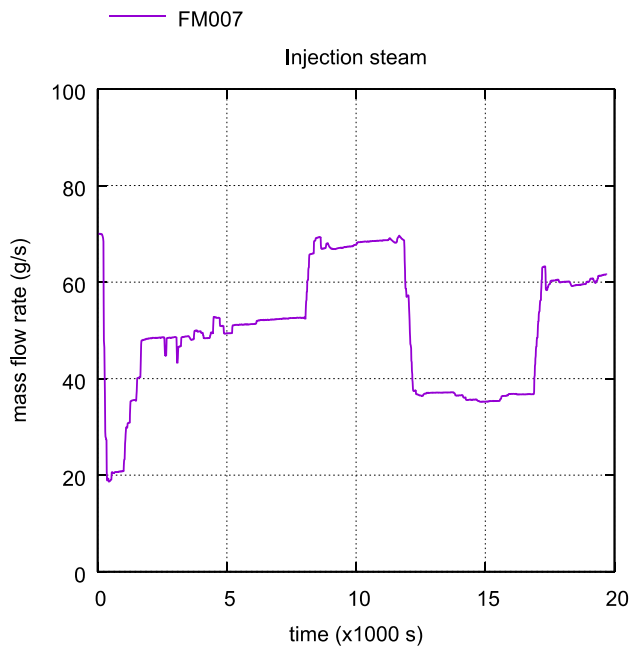


図 4.1.2-3 蒸気注入量

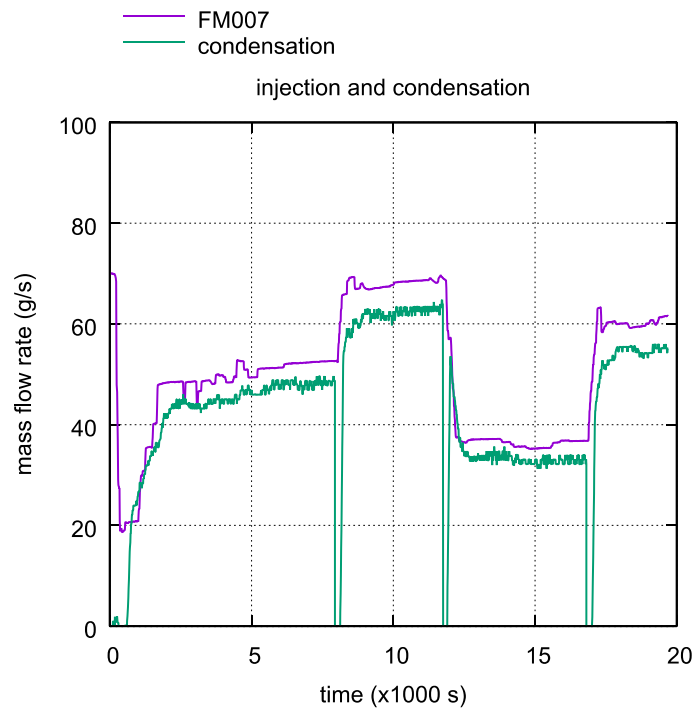


図 4.1.2-4 蒸気注入量および凝縮水量

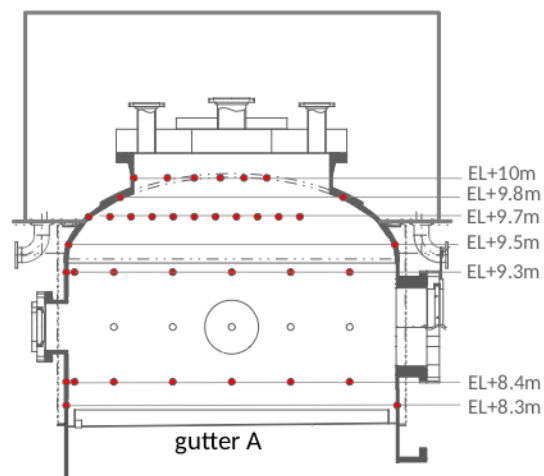


図 4.1.2-5 壁面熱電対の高さ

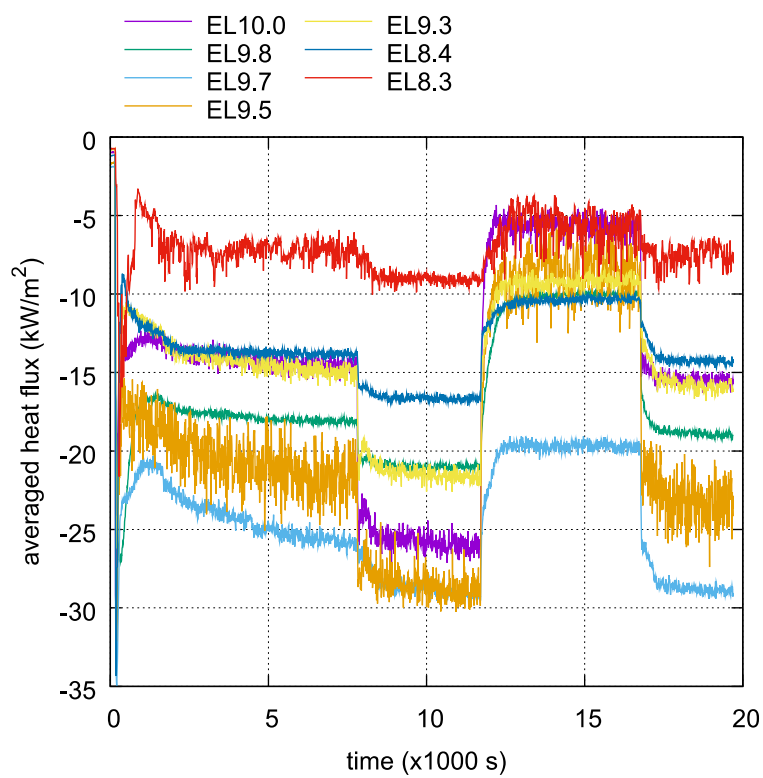


図 4.1.2-6 各高さにおける壁面熱流束

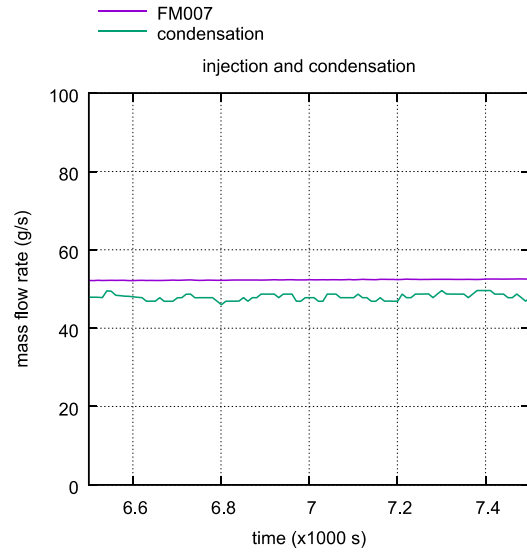
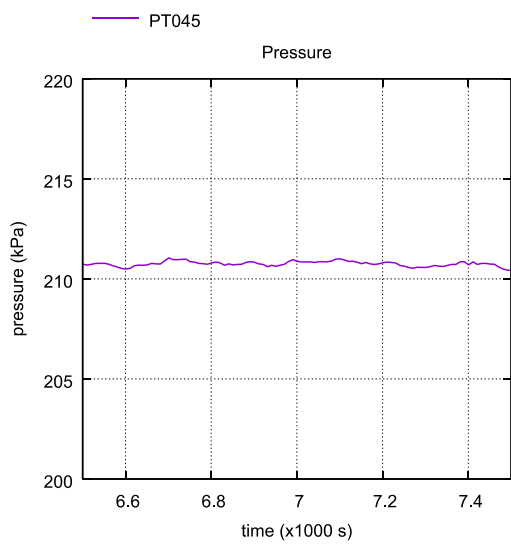


図 4.1.2-7 6500～7500 秒における圧力および蒸気流量・凝縮量

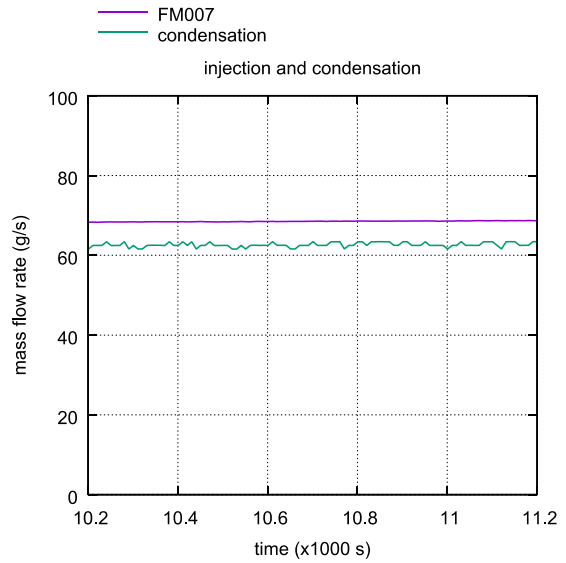
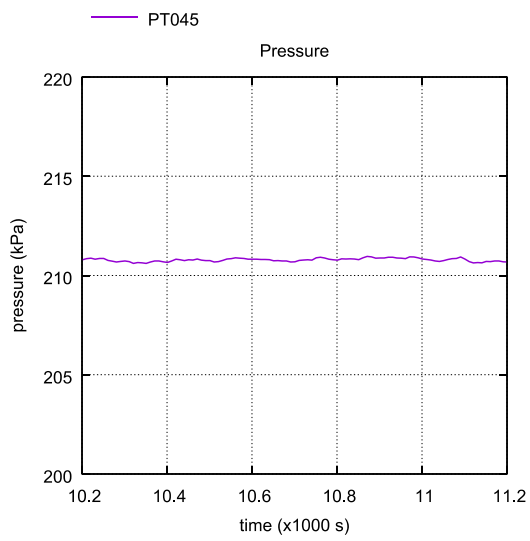


図 4.1.2-8 10200～11200 秒における圧力および蒸気流量・凝縮量



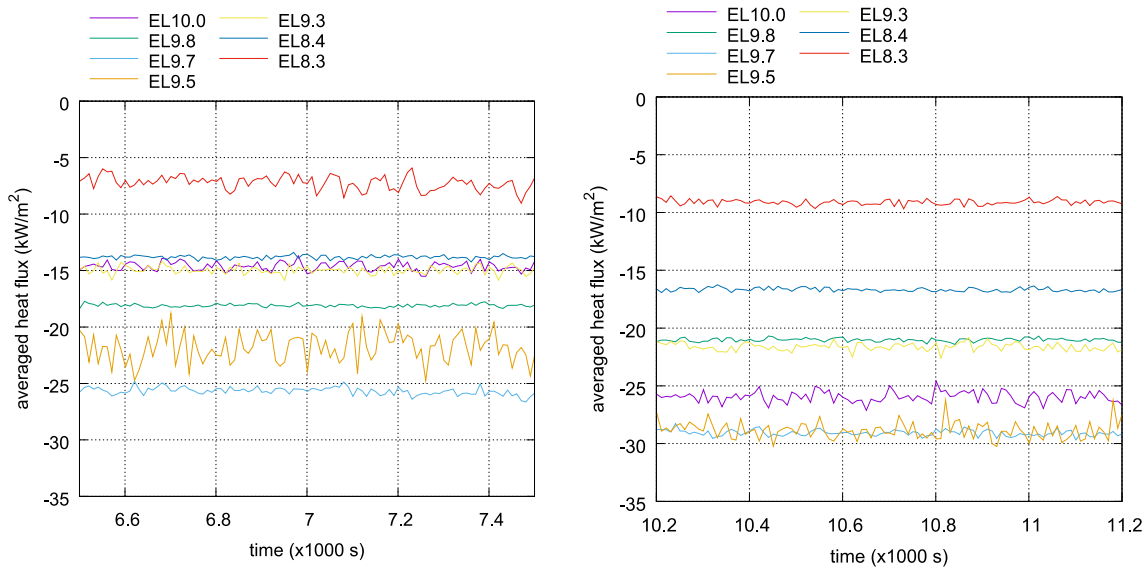


図 4.1.2-9 6500～7500 秒、10200～11200 秒での壁面熱流束

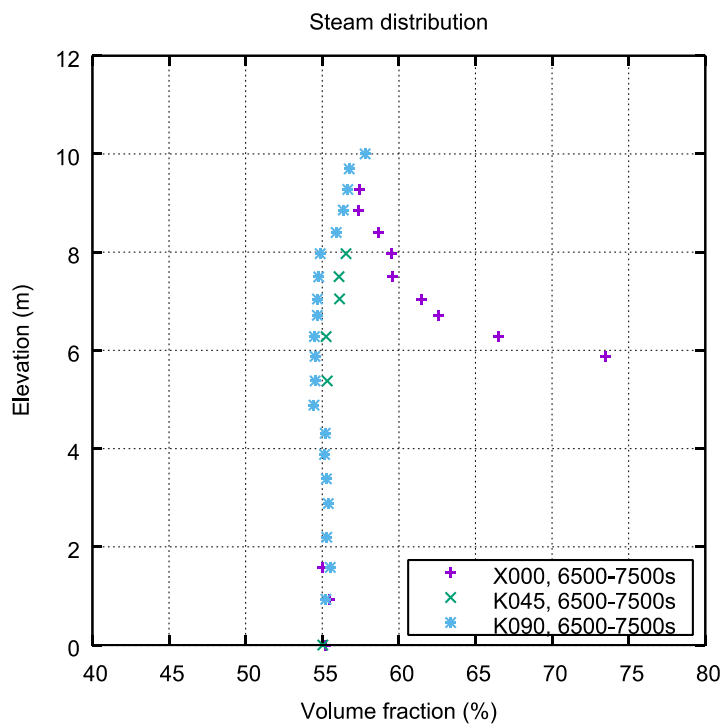


図 4.1.2-10 6500～7500 秒間における蒸気濃度の時間平均値分布

(X000 : 容器中心軸、X045 : 容器中心軸から 45cm 離れた軸、X090 容器中心軸から 90cm 離れた軸)

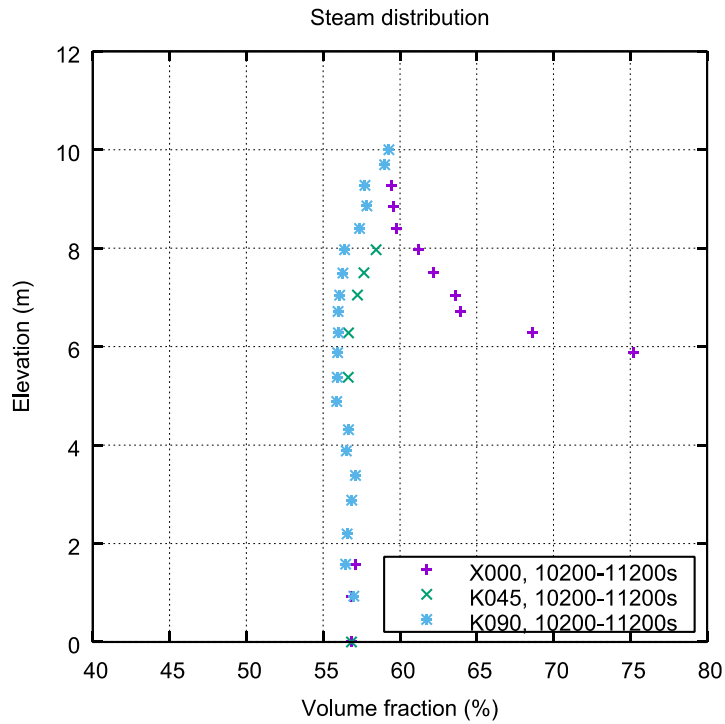


図 4.1.2-11 10200～11200 秒間における蒸気濃度の時間平均値分布  
 (X000 : 容器中心軸、X045 : 容器中心軸から 45cm 離れた軸、X090 容器中心軸から 90cm 離れた軸)

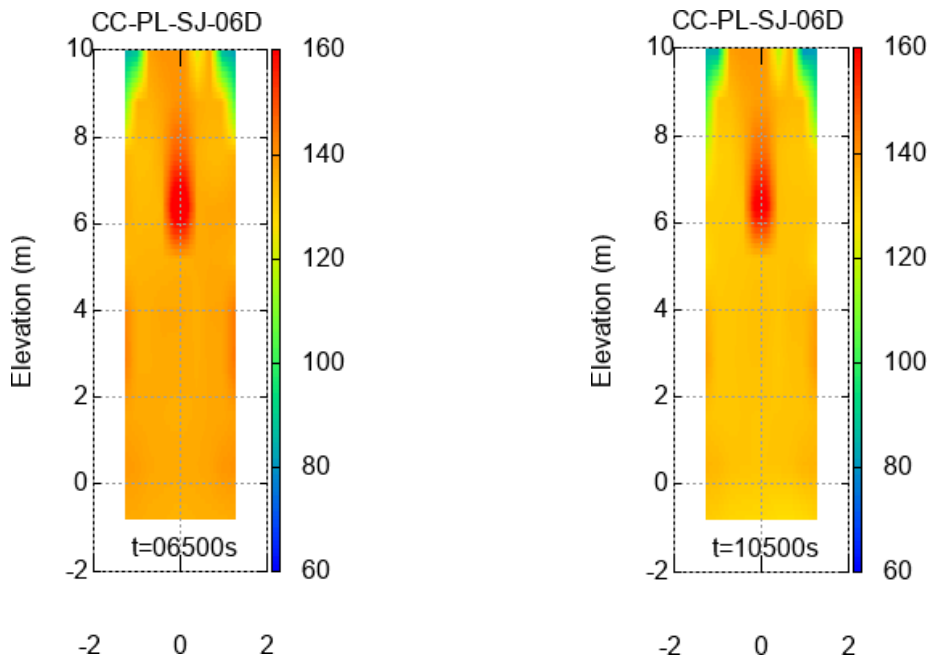


図 4.1.2-12 6500 秒、10500 秒での試験部内流体温度分布

#### 4.1.2.2. 非定常外面冷却実験（壁面冷却による密閉容器内空気単相自然循環実験）

本節では、作動流体に非凝縮ガスの空気を用いて、外面冷却で駆動される容器内自然循環の様子を観察した外面冷却試験（CC-PL-26）について述べる。

**実験条件：** CIGMA 試験容器および容器内部の流体は、初期状態としておよそ 170 °C、157 kPa に加温・加圧した。実験時は試験容器にアクセスする配管の全てのバルブは閉めて容器内を閉空間とし、容器冷却のみによる圧力低下に注目できるようにした。容器の外面冷却は、CIGMA 試験装置の上部プールおよび中段冷却ジャケットに、冷却水を 5 kg/s で注入し、EL=8.1 m より上部で冷却を行った。

**結果と考察：** 図 4.1.2-13 に試験容器の圧力の時間変化を示す。外面冷却により容器全体の温度が低下したことで、時間経過とともに圧力低下している。次に、CIGMA 外壁および内壁の各計測高さにおける温度時間変化を示す(図 4.1.2-14~16)。冷却部 (EL>8.1 m 以上) では、実験開始からおよそ 500 秒程度で外壁温度はおよそ 20 °C、内壁温度はおよそ 40 °C まで急激に低下し、それよりも下方(EL<8.1 m)では、緩やかに低下する。CIGMA 容器内自然循環挙動を理解するために、図 4.1.2-17 に各時間での容器内縦断面の温度コンター図を示す。冷却部の壁面近傍では温度が低下し、それより下方では壁面近傍が高い温度を示していることが確認できる。また、温度分布の時間変化に着目すると、流体温度は局所的ではなく全体的に緩やかに低下している様子が観察できる。これは、冷却位置よりも下方の深い位置まで対流が生じていることを示唆している。さらに、壁面の熱容量のため、冷却部より下方では容器中心の流体温度は壁面近傍よりも低い。これら温度分布から、平均的には図 4.1.2-17 内の矢印で示したような流れ分布になっていることが推察できる。上部冷却面で冷やされた流体は、壁面に沿って矢印①の様に下降し、一方で、下方の容器壁面は流体よりも高温のため壁面近傍の流体は矢印⑤の様に上昇流となり、①と⑤が対向関係となって、冷却面下端で流れは大きく曲がり矢印②のように中心部まで進行し、その後容器軸中心に沿って容器底部まで下降する(矢印③)流れと、上昇する流れに分かれる(矢印④)。

さらに詳しく温度挙動を見るために、図 4.1.2-18 ~ 22 に各計測点における流体温度の時間変化を示す。図内の  $r$  は円筒容器内の半径位置を示し、 $r=0\text{m}$  が軸中心、 $r=1.25\text{m}$  が円筒部の壁面である。容器頂部 (EL>9.5 m) は楕円形状をしているため、壁面位置を示す  $r$  は高さによって変化する。図 4.1.2-17 で示した温度空間分布でも確認できるように、外面冷却される EL=8.1 m 以上では、壁面近傍の流体温度よりも容器中央部の温度のほうが高く、一方で容器下部では壁面近傍の流体温度のほうが内部よりも高いことを示している。また、全ての計測点において、流体温度は大きく変動していることが挙げられる。これは、激しい対流混合が容器全体で生じていることを示している。特に注目すべきこととして、EL=8.4 m

の流体温度の時間変動幅は他の計測点のそれらよりも大きいことが確認できる。この高さは、外面冷却を行っている位置の下部付近であるため、図 4.1.2-17 で示した流れ挙動の矢印①と⑤が衝突する高さに相当する。また、図 4.1.2-17 で示した流体温度の空間温度分布では、EL8m 付近において高さ方向に大きな温度勾配が存在していることが見て取れる。これらの観測結果から、下向き流れと(矢印①)と上向き流れ(矢印⑤)の衝突位置では、大きく上下に変動するような流れが生じていることが推察できる。

本実験で得られたデータは、非凝縮ガスを用いた壁面冷却で駆動される自然対流現象であり、相変化の無い最も単純な挙動として数値解析の妥当性検証に有用である。現在の CIGMA 実験に関する解析では、壁面の温度条件は実験で得られた温度データを用いてディレクレ境界条件を適用しており、流体と構造物との連成は考慮していない[5]。しかし、実際の事故時の加温破損を考慮する場合は、その考慮は必要不可欠といえる。今後は、本実験データを流体と構造物との熱連成解析の検証用データとして活用していく予定である。

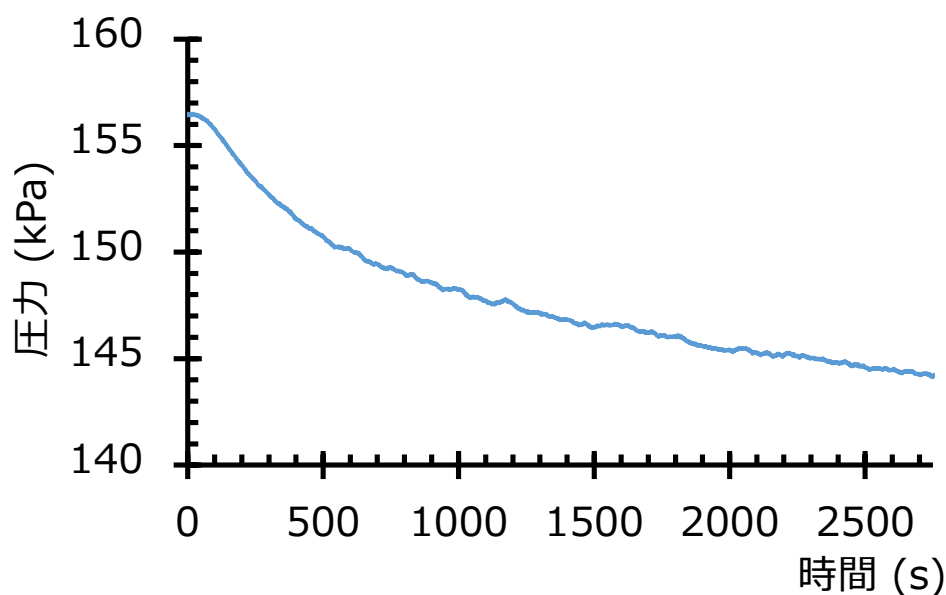


図 4.1.2-13 圧力の時間変化

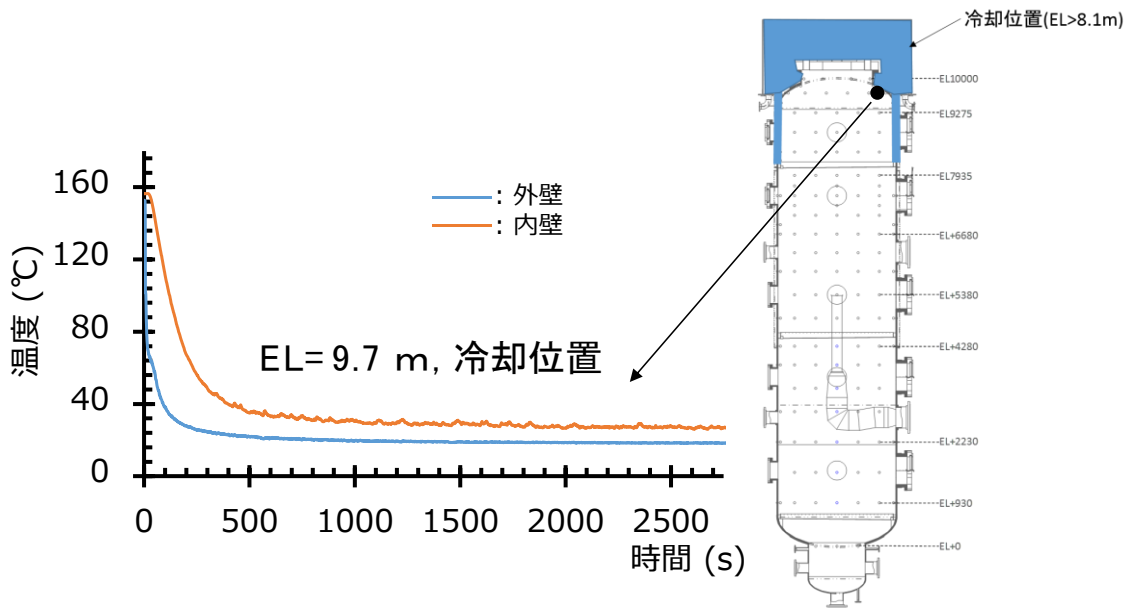


図 4.1.2-14 CIGMA 壁面温度分布 (EL=9.7m、外面冷却位置)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

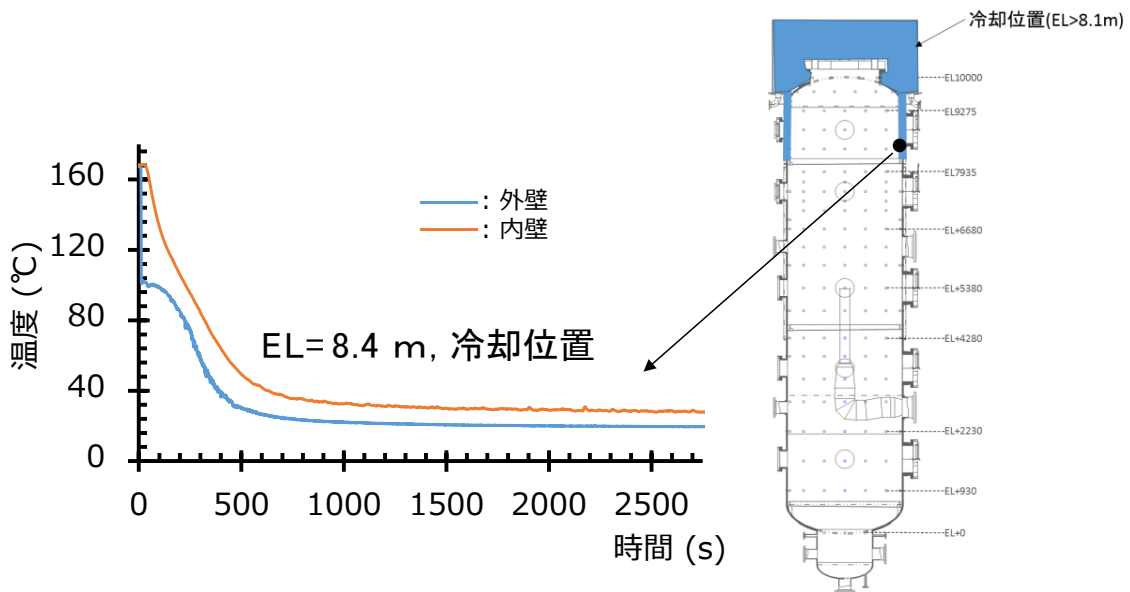


図 4.1.2-15 CIGMA 壁面温度分布 (EL=8.4m、外面冷却位置)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

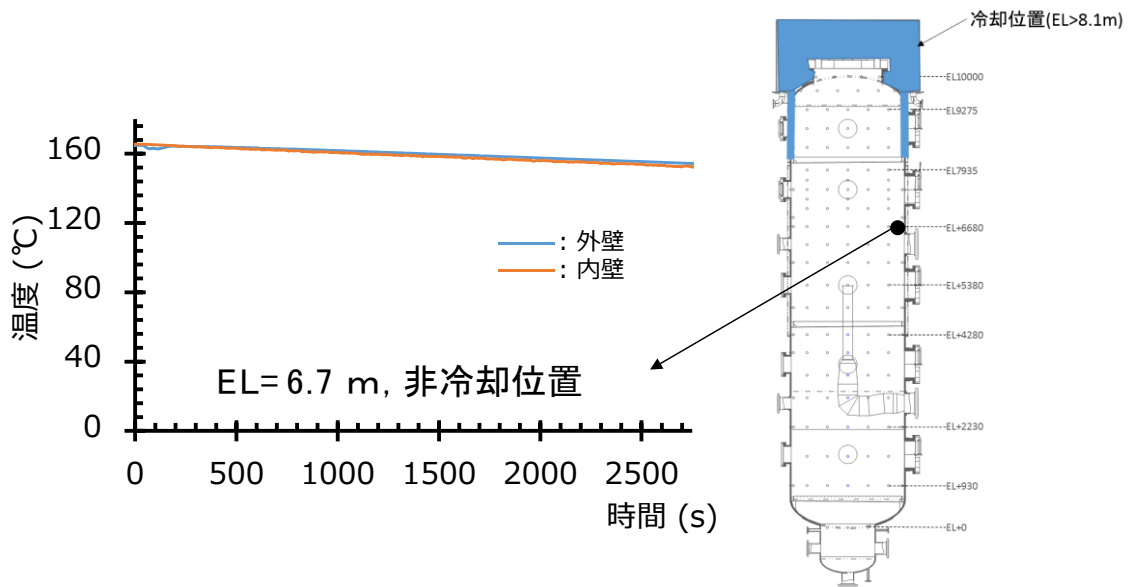


図 4.1.2-16 CIGMA 壁面温度分布 (EL=6.7 m、外面非冷却位置)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

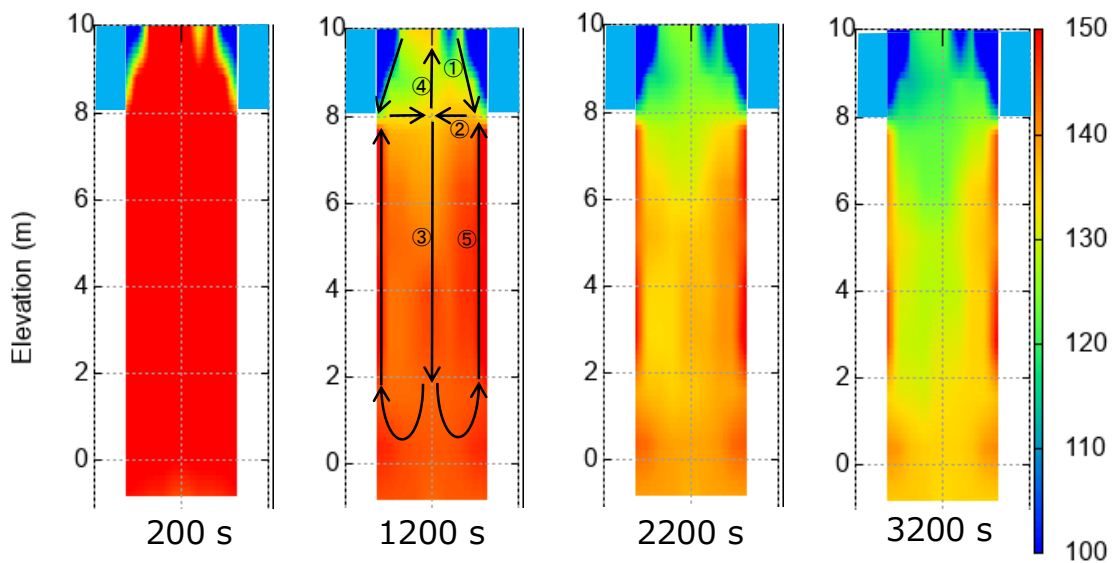


図 4.1.2-17 CIGMA 内流体温度分布と流れ場の予測 (冷却面は EL>8.1 m、図中に水色で示している)

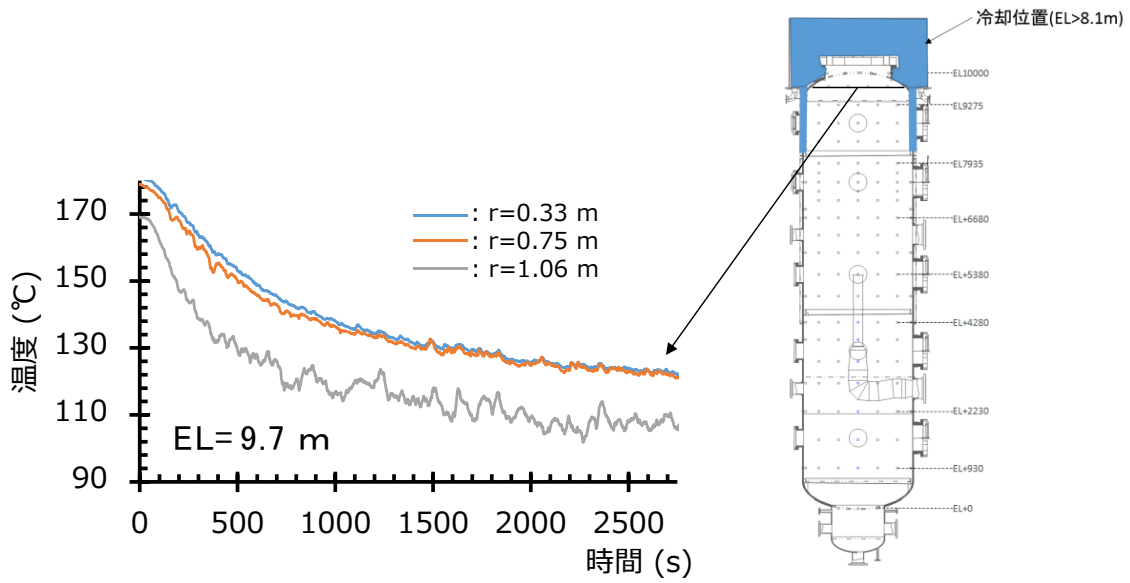


図 4.1.2-18 流体温度の時間変化 (EL=9.7 m、r は容器中心からの距離)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

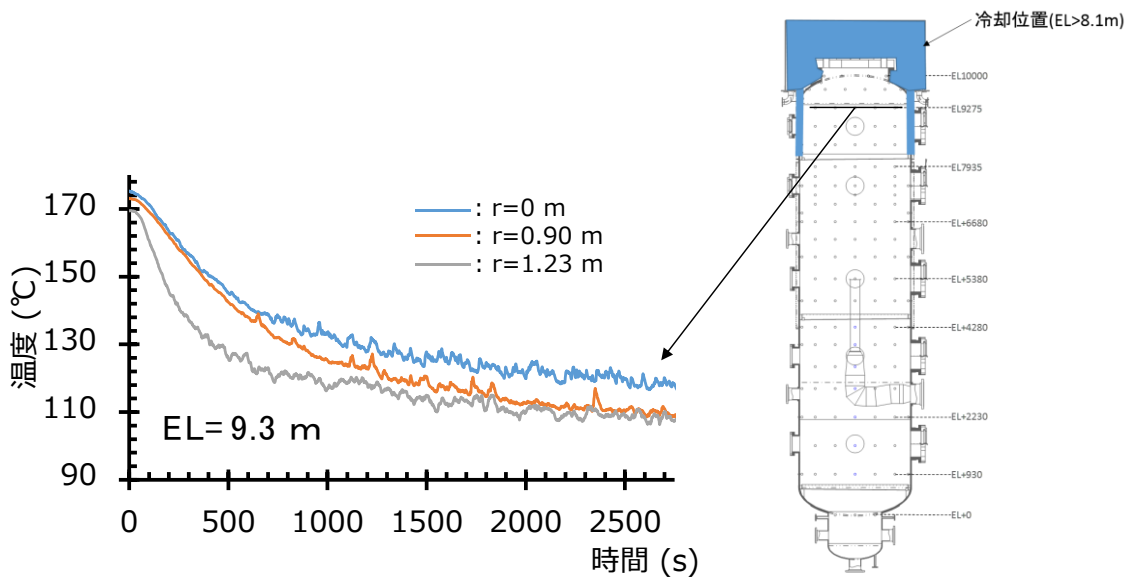


図 4.1.2-19 流体温度の時間変化 (EL=9.3 m、r は容器中心からの距離)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

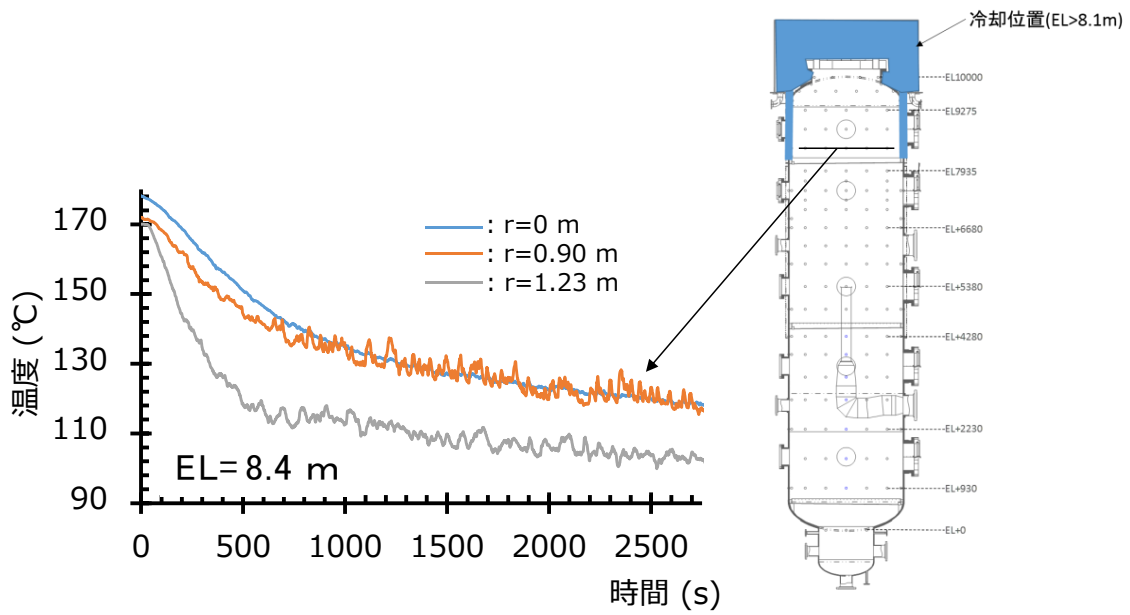


図 4.1.2-20 流体温度の時間変化 (EL=8.4 m、r は容器中心からの距離)  
 CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

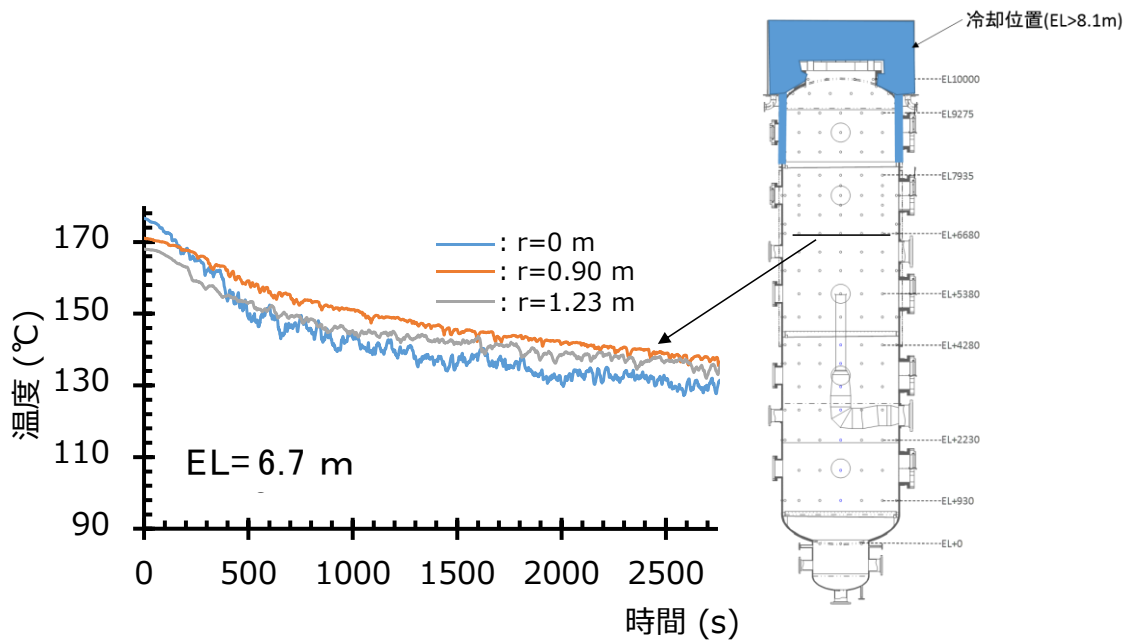


図 4.1.2-21 流体温度の時間変化 (EL=6.7 m、r は容器中心からの距離)  
 CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部



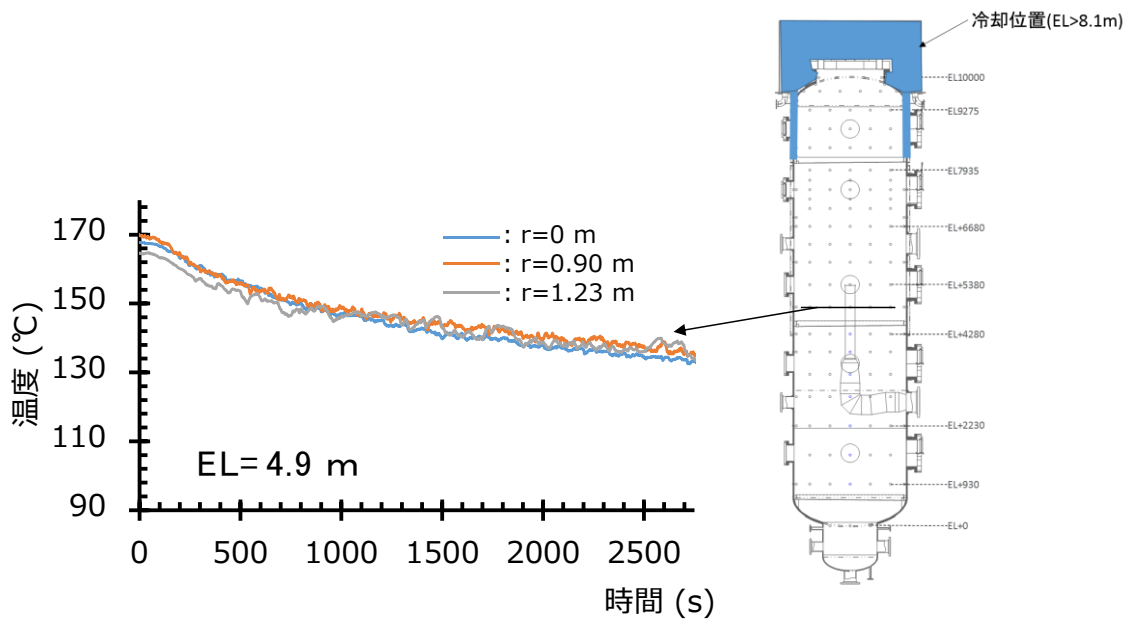


図 4.1.2-22 流体温度の時間変化 (EL=4.9 m、r は容器中心からの距離)  
CIGMA 容器上部の水色部分が外面冷却部

#### 4.1.2.3. 準定常外面冷却実験（壁面冷却と高温空気ジェットによる定常熱伝達実験）

4.1.1.3 節では高温空気ジェットによる壁温度の上昇効果を観察した。本節では、CIGMA 装置の外面冷却機能を利用して高温空気ジェットの流入時の定常の温度場を形成し、併せて CFD による評価手法の検証を行った。定常実験としたのは、CFD 計算を容易にすることで個々のモデル検証を分離して評価するためである。また、実験においても PIV を用いた速度場データも取得し、CFD 計算の検証に用いた。

**実験条件：**本節では 2 ケースの実験について示す。表 4.1.2.-2 に、各実験(JT-AJ-10 および JT-AJ-12)の境界条件および初期条件を示す。噴流の条件に関して、流量は両ケースともに 50 g/s とし、流入温度はそれぞれ、143 °C、335 °Cとした。ノズル出口での断面平均流速はそれぞれ 10.8 m/s および 15.8 m/s となる。CIGMA 容器下部を開放し、大気圧を維持した。さらに、噴流内部と壁面近傍での温度差を可能な限り定常にして、安定した対流を生み出すために CIGMA の上部プール、上段ジャケット、中段ジャケットを冷却水で満たした。結果として、CIGMA 容器の内壁温度は、両実験中においておよそ 25 度前後に維持された。

**計測手法：**空気噴流の流れ場に関しては、図 4.1.2-23 に示すように、噴流ノズル出口からおよそ 2 m 上方に設置された可視窓およびレーザ挿入窓を利用して、粒子画像流速測定法 (Particle Image Velocimetry 以下 PIV 計測)により行った。可視化領域は、およそ 700×600 (mm<sup>2</sup>)となった。流速の平均場および変動成分(r.m.s.)は、250 枚の瞬間場から算出した。流体温度および壁面温度に関しては熱電対により計測した。

**解析条件：**噴流と外面冷却による循環流は、CIGMA 試験容器全体に渡る大規模な流れ場になると予想される。上記の PIV 計測の可視化領域だけでは不十分であるため、試験容器内の流れの全容を把握するために、CFD 解析を活用した。本解析は、オープンソースコードである OpenFOAM により、浮力流れを考慮できる buoyantPimpleFoam を用いて実施した。乱流モデルは、レイノルズ平均モデルの標準 k-ε モデルを適用した。図 4.1.2 -24 に本解析のための、計算メッシュを示す。総メッシュ数はおおよそ 76.1 万となった。噴流ノズル出口近傍で大きな速度勾配が生じることが予想されるために、そこでのメッシュを細かくし、解析精度の向上を図った。

**実験及び解析結果：**図 4.1.2-25、26 に JT-AJ-10 および JT-AJ-12 でのノズル出口から 1.9 m 上方での主流方向の平均流速および乱流強度を示す。中心部の流速は、流入温度が高い JT-AJ-12 のほうが大きくなっている。実験と解析を比較すると、平均流速に関しては、噴流の広がりにはわずかな違いは見られるが、両ケースとも概ね一致しているといえる。一方、乱流強度に関しては、流入温度が低く、浮力効果が小さい JT-AJ-10 は良好な一致を示して

いるが、浮力効果が大きい JT-AJ-12 では CFD 解析において変動が小さくなった。

次に温度場に関して、CIGMA 容器全体の流体温度のコンター図の実験と解析の比較を示す(図 4.1.2-27、28)。またノズル下流における高さ方向の流体温度の分布を図 4.1.2-29 に示す。両実験共に、噴流中心、特にノズル出口近傍で高温領域を形成している。噴流出口ノズル上部における流体温度の減衰過程は、図 4.1.2-29 に示すように、CFD 解析で得られた結果はよく一致した。CIGMA 容器全体の流体温度分布に着目すると、試験容器上部で温度が高く、温度成層状態を形成している。この結果は、既往の研究で得られた閉空間内での高温噴流による温度成層形成に関する研究成果と合致する[3]。ただし、噴流入り口ノズルよりも下部での温度低下に関しては、実験と解析で乖離がみられる。

以上のように、高温空気噴流と外面冷却に関して、CFD 解析は実験結果を比較的よく再現しているといえる。これらの結果を踏まえ、図 4.1.2-30 に CFD 解析で得られた流線を用いて循環流を表す。図示されているように、循環流は噴流ノズル上部で容器全体にわたって形成されている。容器中心部では、噴流が存在するため上向きの流れとなり、壁面近傍では下降流が形成されている。循環流れの中心部はおよそ 9 m で形成されている。

今後は噴流の流速および外面冷却位置に関してパラメータ実験および解析を行い、循環流の形成に関する知見の集約および CFD 解析の予測精度の検証を行う。

表 4.1.2-2 高温蒸気ジェットによる容器加熱実験シリーズ

Parameter		Run ID	
		JT-AJ-10	JT-AJ-12
空気噴流温度	T (°C)	143	335
流量	$m_0$ (g/s)	50	50
試験容器圧力	P (kPa)	101	101
噴流の流速	$U_0$ (m/s)	10.82	15.75
レイノルズ数	$Re_0$ (-)	32,226	24,647
フルード数	$F_0$	22.6	24.5
冷却位置	-	upper pool, upper jacket, and lower jackets	upper pool, upper jacket, and lower jackets

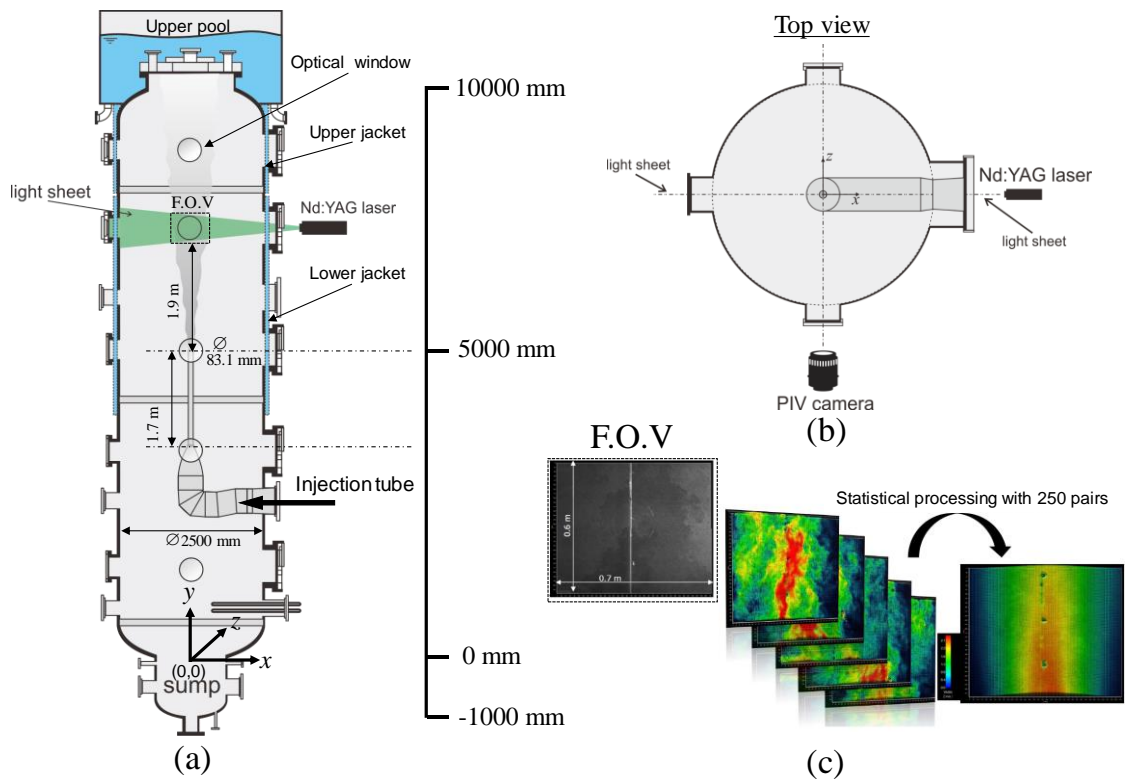


図 4.1.2-23 PIV 測定の概要

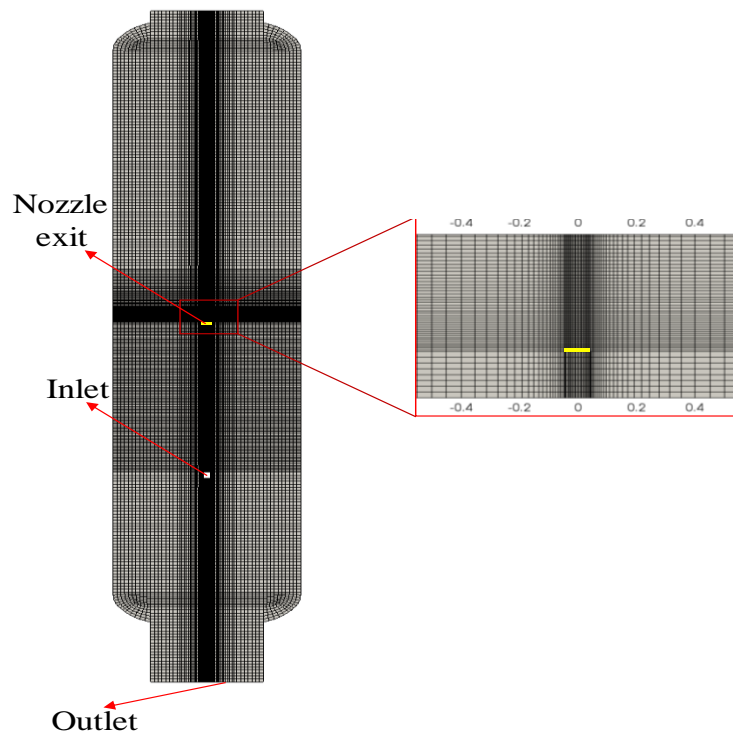


図 4.1.2-24 CFD 解析メッシュ

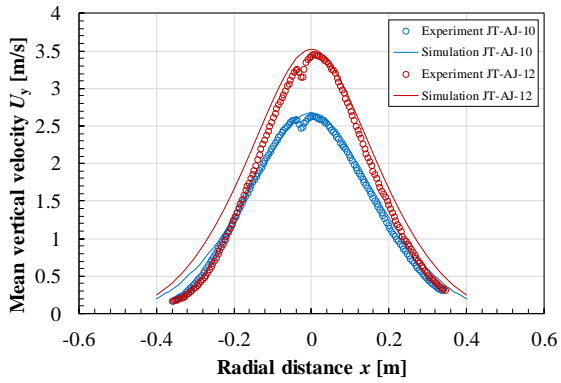


図 4.1.2-25 主流方向平均速度の径方向分布

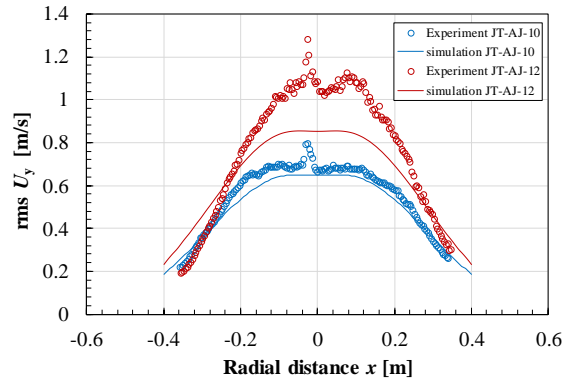


図 4.1.2-26 主流方向乱流強度の径方向分布

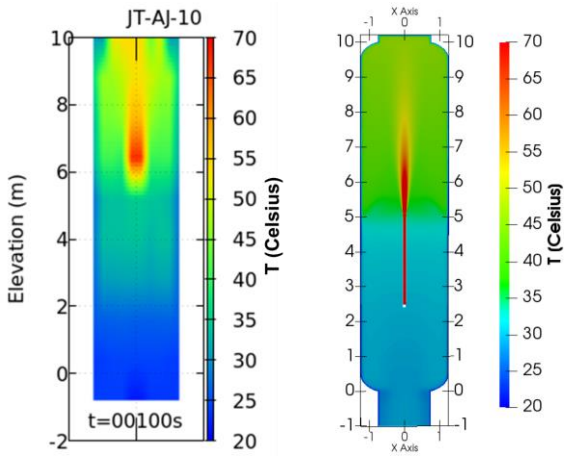


図 4.1.2-27 流体温度の比較 JT-SJ-10  
(左図：CIGMA 実験，右図 CFD 解析)

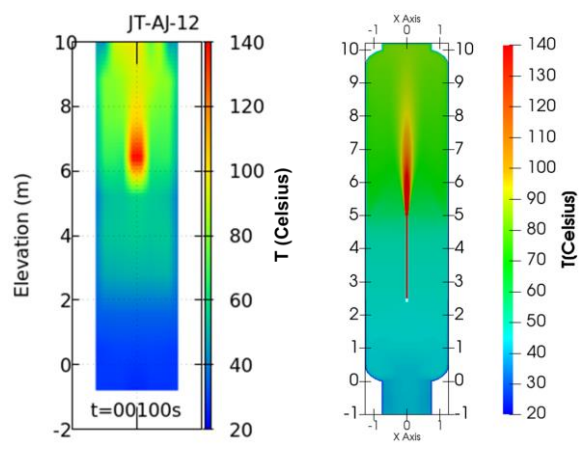


図 4.1.2-28 流体温度の比較 JT-SJ-12  
(左図：CIGMA 実験，右図 CFD 解析)

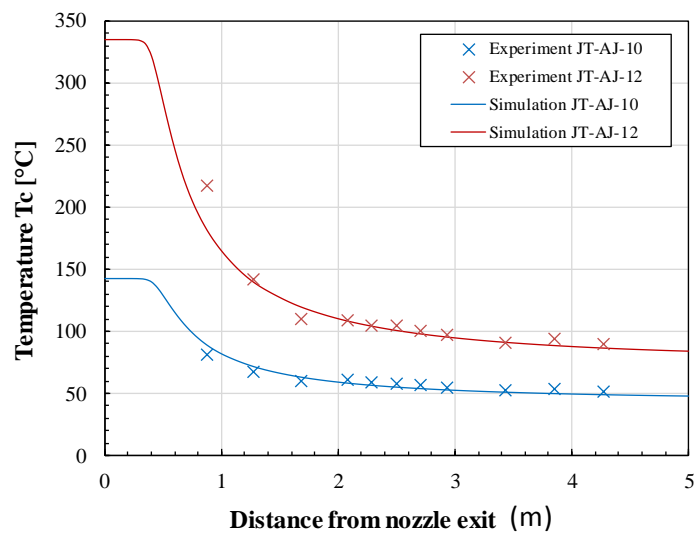


図 4.1.2-29 噴流中心における流体温度変化

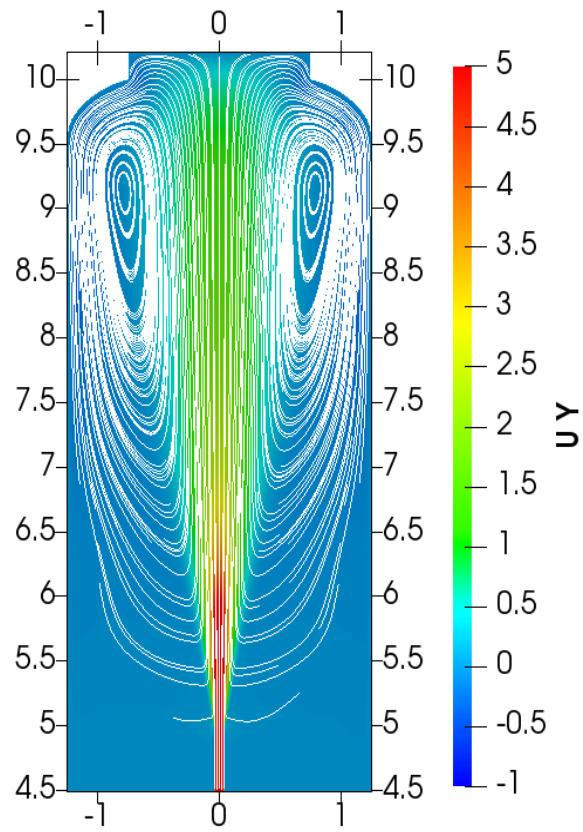


図 4.1.2-30 CIGMA 容器における循環流の形成 (JT-AJ-10)

### 4.1.3 アクシデントマネジメント関連実験

シビアアクシデント時において、格納容器ベントは格納容器の過圧・過温を抑制する手段のひとつとして位置づけられ、大気を最終ヒートシンクとして格納容器内の熱を輸送する機能を有する。ベントの運用については特にベントのタイミングが最も重要な意志決定の一つとされており、国際的にも様々に検討されている[1]。水素リスクの観点でのベントタイミングの基本的理解として、早期ベントは水素と酸素のマスは低減効果が大きいいため燃焼エネルギーは本質的に減るが、容器内及び配管内の流れ等によりその後の水素濃度を上昇させる可能性があり、水素燃焼形態（Slow deflagration から DDT）の移行を伴うことが懸念される。また、スプレイ等の他の緩和設備との相互作用にも注意が払われることが必要である。これらを統合して複雑なベント運用を、水素燃焼形態、それが持続する時間、水素のマスを独立変数とした一つのパラメータ（Tau）で最適化する試みもある[2]。本実験ではこのような背景のもと、ベント時における水素を含むガスの移行挙動に焦点を当てた実験を行う。格納容器および配管内のガス濃度・温度の詳細な分布・混合挙動や容器内構造物のガス移行挙動への影響、格納容器スプレイなど他のアクシデントマネジメント（AM）策との相互作用等を実験的に調査した例は少ない。今年度は最初の段階として、CIGMA 容器内に障害物等がない条件でのベント実験を行い、容器内ガス濃度分布の計測を行った。さらに、容器内にヘリウムが蓄積した状態に空気を注入することによるヘリウムパーズの実験も合わせて実施し、ヘリウム・空気・蒸気の混合気体中への空気ジェットの挙動について検討を行った。

#### 4.1.3.1. ベント実験

今年度はベント実験に関する基本ケースとして、容器内に障害物がない条件下におけるベント時のガス挙動計測を行った。ベント開始前にヘリウム・蒸気・空気により、ヘリウム成層を形成した状態で、容器下部配管からベントを行った。

##### 初期条件・境界条件

ベント実験に関する初期条件を決定するため、事故時の水素発生量を参考にして、水素濃度を決定した。ここでは BSAF プロジェクト等における福島第一原子力発電所事故で推定される水素発生量[3]を参考にした。2号機において被覆管中のジルコニウムが全量酸化した場合の水素発生量は 900kg 程度と推定されている。この水素発生量を代表値として、格納容器内の水素濃度を算出する。代表的な PWR および BWR の格納容器（各体積を 50000m<sup>3</sup>, 8500m<sup>3</sup> とした）内にこの量の水素が放出されたと仮定する。格納容器内温度を 140℃ とすると、水素分圧はそれぞれ

- PWR 30kPa
- BWR 180kPa

となる。容器内全圧力を 400kPa とすると、平均水素濃度は PWR, BWR それぞれで約 8%,

45%となる。以下、PWR 条件でのガス濃度を用いる。水素は格納容器内の上部領域に蓄積すると仮定し、水素濃度を 15%と設定する。空気分圧を 100kPa とし、上部の水素成層中の空気濃度および蒸気濃度はそれぞれ 25%, 60%と仮定する。つまり上部成層中のガス濃度を以下のように仮定する。

- 水素 15%
- 空気 25%
- 蒸気 60%

各ガス種の分圧はそれぞれ、水素分圧 30kPa、空気分圧 100kPa、蒸気分圧 270kPa である。

本実験では水素をヘリウムで模擬する。ヘリウム成層の密度を水素成層の場合と同一にするためのヘリウム濃度を考える。求める成層中のヘリウムのモル分率を  $X_{He}$  とする。成層中の空気濃度は変化しないとし、成層中の 1 モルあたりの質量は以下の式で与えられる。

$$M_{H_2}X_{H_2} + M_{air}X_{air} + M_{water}X_{water} = M_{He}X_{He} + M_{air}X_{air} + M_{water}(1 - X_{air} - X_{He})$$

$$X_{He} = \frac{M_{water}(1 - X_{air} - X_{water}) - M_{H_2}X_{H_2}}{M_{water} - M_{He}} = \frac{M_{water}X_{H_2} - M_{H_2}X_{H_2}}{M_{water} - M_{He}} = \frac{(M_{water} - M_{H_2})X_{H_2}}{M_{water} - M_{He}}$$

ここで  $M_{H_2}$ ,  $M_{air}$ ,  $M_{water}$ ,  $M_{He}$  は水素、空気、蒸気、ヘリウムの分子量、 $X_{H_2}$ ,  $X_{air}$ ,  $X_{water}$  は水素成層中の水素、空気、蒸気のモル分率である。ここから

$$X_{He} = 0.17$$

と求められる。ヘリウム成層中のガス濃度を以下とした。

- ヘリウム 17%
- 空気 25%
- 蒸気 58%

各ガス種の分圧はそれぞれ、ヘリウム分圧  $30\text{kPa} \cdot 17\%/15\% = 34\text{kPa}$ 、空気分圧 100kPa、蒸気分圧  $400\text{kPa} - 34\text{kPa} - 100\text{kPa} = 266\text{kPa}$  とした。

ベント流量は、BWR、PWR でのベント流量/格納容器体積の比、(今後、この比を特性比と記す)を考慮し決定した。表 4.1.3-1 に代表的な BWR、PWR でのベント流量、格納容器体積、そこから得られる特性比を示す (NEA/CSNI/R(2014)7 [1]; 柏崎刈羽審査会合資料 [4])。BWR、PWR で代表的な特性比はそれぞれ  $6.9 \times 10^{-4}$  1/s、 $1.8 \times 10^{-5}$  1/s である。CIGMA 装置で同程度の特性比とするためのベント流量を表 4.1.3-1 に示した。CIGMA におけるベント流量は、BWR 条件では水蒸気換算で  $124\text{m}^3/\text{h}$ 、PWR 条件では  $3\text{m}^3/\text{h}$  に相当する。今年度は BWR に近い条件での流量を想定して、ベント流量を設定し、これをベースケースとした。ベントは試験部の底部に位置する下部ベントラインから行った。下部ベントラインの高さはサンプ境界から EL+0.93m である。

主な実験手順を示す。

1. 試験部を蒸気のみにより予熱し、試験部壁を  $140^\circ\text{C}$  以上に加熱する。



2. 予熱終了後、試験部内を減圧する。
3. 蒸気のみ試験部内に空気およびヘリウムを注入し、容器上半分にヘリウム成層を形成し、400kPa まで昇圧した時点で初期状態の設定を完了する。
4. 下部ベントラインからベントを実施。ベント開始時に流量を設定したのち、バルブ開度を保持する。
5. 容器内圧力が大気圧程度となった時点で計測を終了。

表 4.1.3-1 ベント流量比

	PWR 900			
	ABWR (KK-67)	MWe (Sand-bed filter)	CIGMA (ABWR)	CIGMA (PWR)
Containment pressure (kPa)	720	500	400	400
Containment Temperature (°C)	200	140	150	150
Gas composition (vol%)	H <sub>2</sub> O (100)	Air (33), H <sub>2</sub> O (29), CO <sub>2</sub> (33), CO (5)	H <sub>2</sub> O (100)	H <sub>2</sub> O (100)
Gas density (kg/m <sup>3</sup> )	3.43	4	2.12	2.12
Design vent flow rate (kg/s)	31.6	3.5	0.073	0.002
Design vent flow rate (m <sup>3</sup> /s)	9.21	0.875	0.03437	0.00094
Design vent flow rate (m <sup>3</sup> /h)	33139	3150	124	3
Containment volume (m <sup>3</sup> )	13400	50000	50	50
Vent characteristic (s <sup>-1</sup> )	6.9E-04	1.8E-05	6.9E-04	1.9E-05

#### 実験結果（ベント流量の影響）

ベント流量を変化させた際の影響について検討した。BWR 条件を想定したベースケース VT-LV-01 およびベント流量を増加させた VT-LV-03 の比較を行う。ベント流量は前節で評価した ABWR 定格条件の 124m<sup>3</sup>/h を境界として、VT-LV-01, 03 のベント開始時の流量はそれぞれ約 80m<sup>3</sup>/h、500m<sup>3</sup>/h とした。各実験における実験条件を表 4.1.3-2 に示す。初期ガス濃度分布を図 4.1.3-1 に示す。VT-LV-01, 03 とともに、蒸気・空気が容器内全体に分布し、上部にヘリウム成層が形成される。図 4.1.3-2 に圧力履歴を示す。ここではベント開始時刻を 0 秒としている。ベースケースである VT-LV-01 では 1 時間程度で大気圧になる。ベント流量の体積流量を図 4.1.3-3 に示す。ベント開始後、容器内圧力と外部との圧力差により臨界流となるため体積流量はほぼ一定となるが、VT-LV-01 では約 1500 秒、VT-LV-03 では約 250 秒で体積流量が増加する。この体積流量が増加開始するタイミングとほぼ同じタイミングでヘリウムガスの排出が開始した（図 4.1.3-4 参照、詳細は後述）。このため、排気され

るガス中の音速が増加し、臨界流量が増加した可能性がある。この点についてはさらなる検討が必要である。次に容器内圧力が約 200kPa 以下になると (VT-LV-01 では約 1600 秒、VT-LV-03 では約 250 秒)、臨界条件から外れ、体積流量が減少した。図 4.1.3.1-3 では流量が、計測可能下限値 (VT-LV-01 では約 60m<sup>3</sup>/h、VT-LV-03 では約 220m<sup>3</sup>/h) を下回った時点で流量計が 0 を指示した。図 4.1.3-4 は、流量計とその直上流に設けたガス濃度分析結果から、各ガス種 (ヘリウム、蒸気、空気) の質量流量を算出した結果およびこれらの総和の質量流量を示す。ベント開始直後では体積流量は一定であるが、容器内の減圧と共にガス密度が減少するため、質量流量は単調減少している。初期に容器内下部には蒸気および空気のみ存在するため、ベント開始直後には蒸気・空気のみ排出され、ヘリウムは VT-LV-01 では約 1500 秒、VT-LV-03 では約 200 秒以降に排出される。VT-LV-03 では図 4.1.3-3 で示したベント体積流量の増加開始前にヘリウムの排出が開始した。ガス濃度は切り替えバルブを用いて逐次計測を行っているため各点は同時計測ではなく、同一の計測点におけるガス濃度は約 100 秒間隔の遅れがある。このため、先述したタイミングのずれが生じた可能性があると考えられる。

次に容器内のガス挙動について考察する。図 4.1.3-5~7 に VT-LV-01 のガス濃度分布を示した。プロットを見やすくするため、ベント開始からの経過時間に応じて図を分割した。これらの図では先程と同様、時刻 0 秒はベント開始時刻となっている。初期状態として形成したヘリウム成層のガス濃度は終始変化せず、ほぼ一定を保つ。一方、EL6m 以下の領域では、上部から下部に向かってヘリウム成層が 1 次元的に拡大し、容器内で一様な濃度分布へと変化していく様子が観測された。すなわち、高濃度ヘリウムの存在領域が拡大する挙動を示した。密度成層条件下で下部からベントするため、初期は蒸気・空気の混合気体のみが排気され、ヘリウムインベントリが減少しない。試験部上部の軽いガスは下方へと引き込まれ、試験部上部では凝縮も発生しない (試験部壁を実験開始前に予熱しているため) ため、試験部上部でのガス濃度の相対値は変化せず、減圧と共にその領域が拡大する。本流量条件では容器内のガス挙動はほぼ一次的な振る舞いとなり、試験部断面平均の流量が約 5mm/s 程度と極めて小さく、容器直径を代表長さとした Reynolds 数は初期条件で 1700 程度であり、排気による有意な乱れや混合は引き起こされない。VT-LV-01 よりベント流量を 6 倍とした VT-LV-03 の容器内ガス濃度分布の変化を図 4.1.3-8~10 に示す。VT-LV-01 と同様の傾向を示した。VT-LV-03 のベント流量が VT-LV-01 よりも多いものの断面平均流速は 28mm/s に留まるため、時刻 300~400 秒にかけて密度界面の乱れが見られるものの、ベントによる試験部内の有意な混合促進は観察されなかった。

続いてベント配管内のガス濃度について示す。図 4.1.3-11 はベント配管に設置したガスサンプリングポートの配置を示している。ポート 70、71、72、73 の順に試験部から下流への配置で、ポート 71-72 間の距離は 4.8m、ポート 72-73 間の距離は 8.3m である。(ポー

ト 70 はベント配管の止め弁よりも上流側に設置されている。ベント配管の止め弁からポート 71 間の距離は使用する流量計に応じて異なり、FE-033 を用いた VT-LV-01 では約 5.7m、FE-037 を用いた VT-LV-03 では約 3.7m である。) VT-LV-01, 03 のベント配管中のガス濃度履歴を図 4.1.3-12~14 に示す。時刻 0 秒はベント開始時刻を表している。ベント配管中での蒸気凝縮によるヘリウム濃度の顕著な上昇は見られず、ヘリウムの放出が開始された後、その濃度はほぼ一定で推移した。ベント開始とともに蒸気および空気の混合気体が排出されるが、この混合気体により配管壁が加熱され、配管内での凝縮量が小さくなったためと考えられる。またベント開始前に配管内(VT-LV-01 では Port 73、VT-LV-03 では Port 71-73) で数 10% 程度の濃度のヘリウムが計測された。CIGMA 装置のヘリウム供給ラインとベント配管は最終的に合流し、建屋外へと接続している。実験ではヘリウム供給ラインから試験部へのヘリウム供給を終了する際、バルブ操作により建屋外へとヘリウムを放出する。この際に建屋外へと放出したヘリウムの一部がベント配管へと流れ込んだ可能性が考えられるが、詳細についてはさらなる検討が必要である。

表 4.1.3-2 実験条件 (VT-LV-01, 03)

RunID	VT-LV-01	VT-LV-03
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 <sup>3</sup> /h)	80	500
使用流量計	FE-033	FE-037

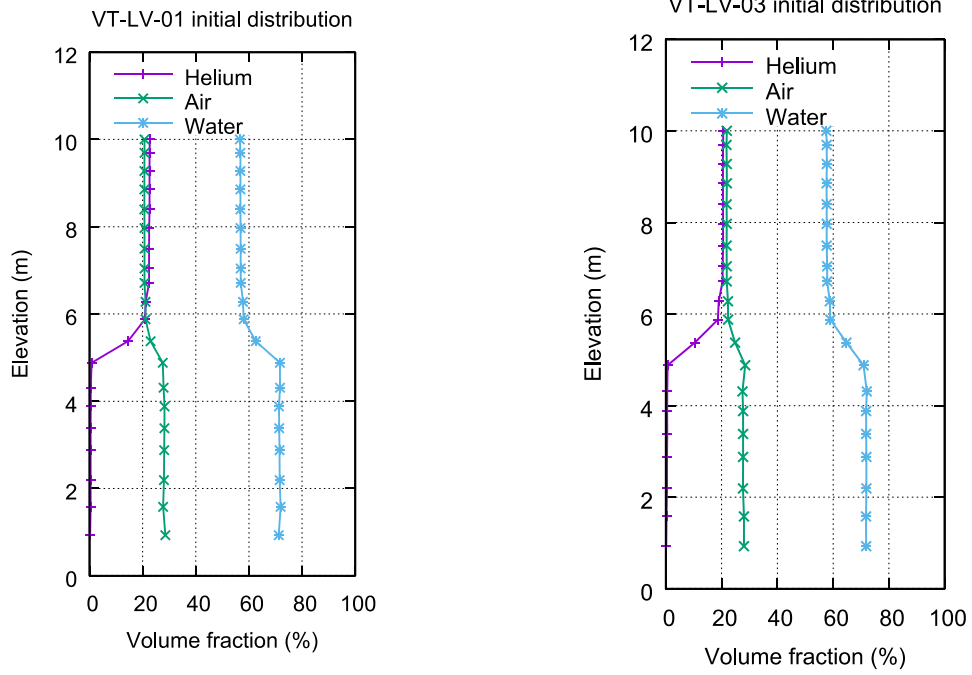


図 4.1.3-1 初期ガス濃度分布 (左 VT-LV-01, 右 VT-LV-03)

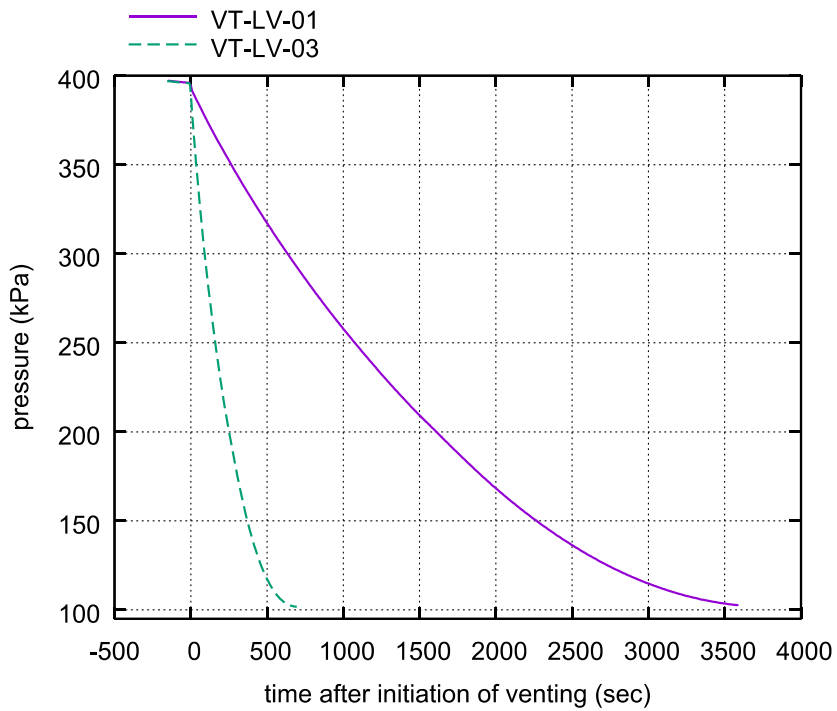


図 4.1.3-2 圧力履歴 VT-LV-01, VT-LV-03

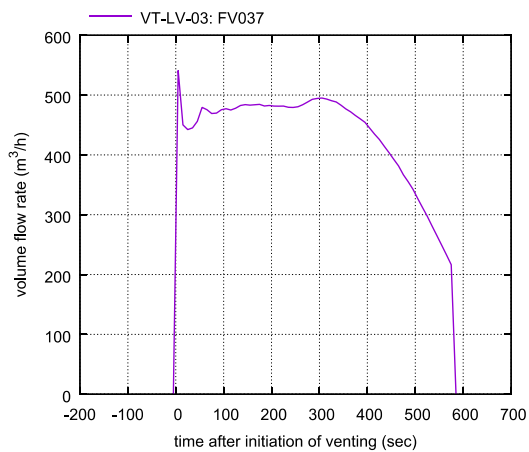
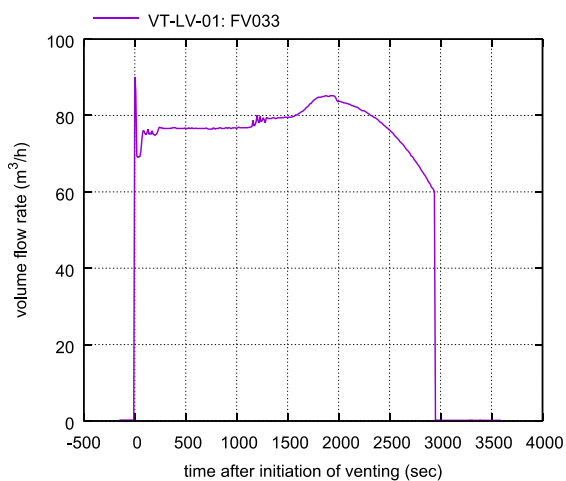


図 4.1.3-3 ベント流量 (体積流量 左 VT-LV-01, 右 VT-LV-03)

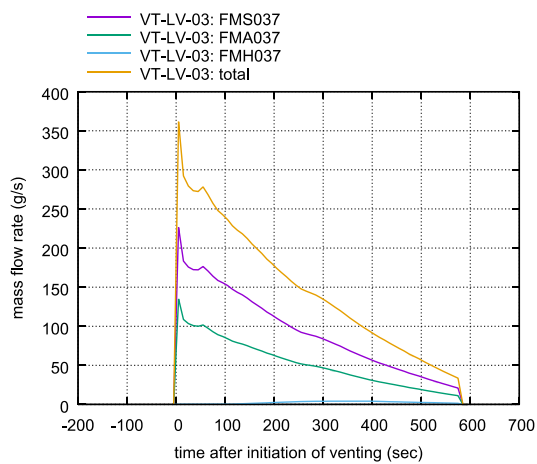
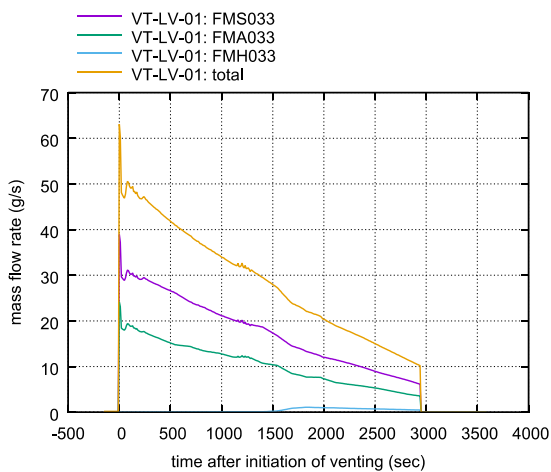


図 4.1.3-4 ベント流量 (質量流量。紫：蒸気、緑：空気、青：ヘリウム、橙：ガス3種類合計 左 VT-LV-01, 右 VT-LV-03)

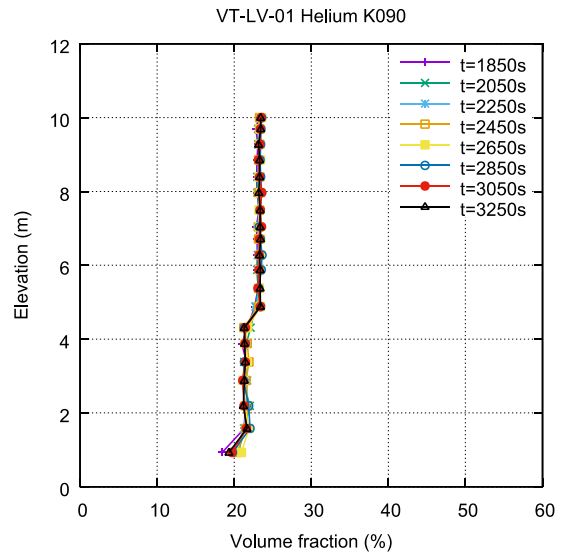
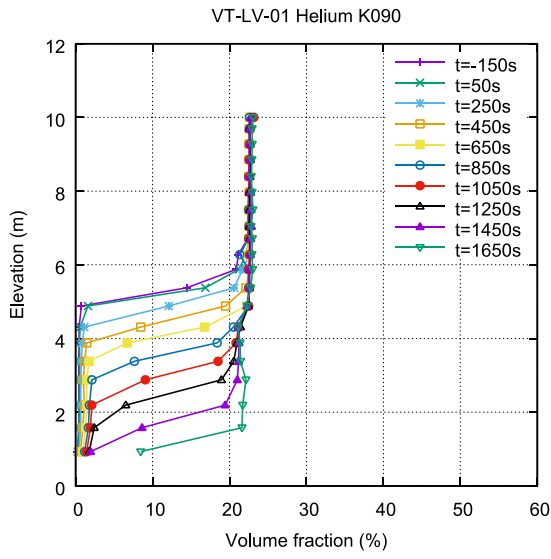


図 4.1.3-5 VT-LV-01 のヘリウム濃度分布

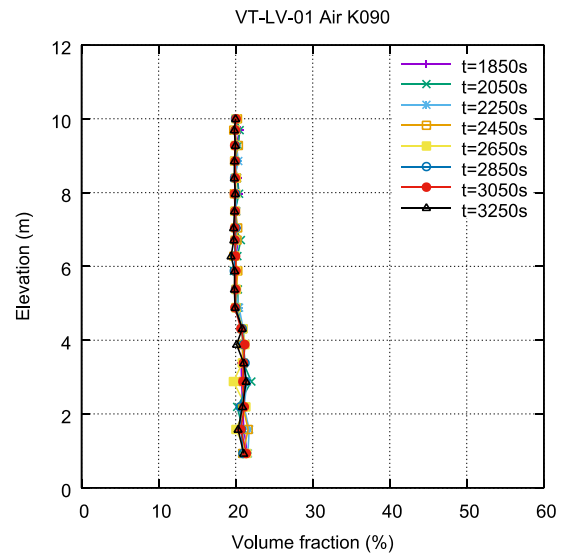
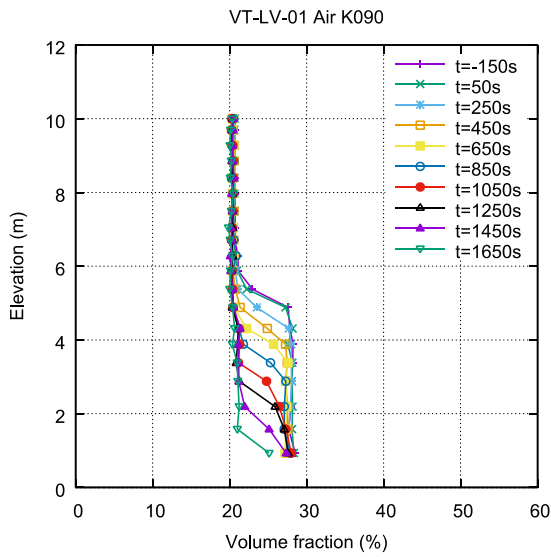


図 4.1.3-6 VT-LV-01 の空気濃度分布

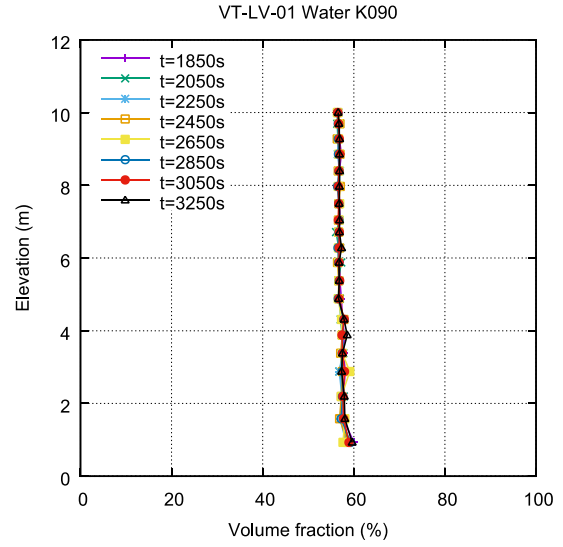
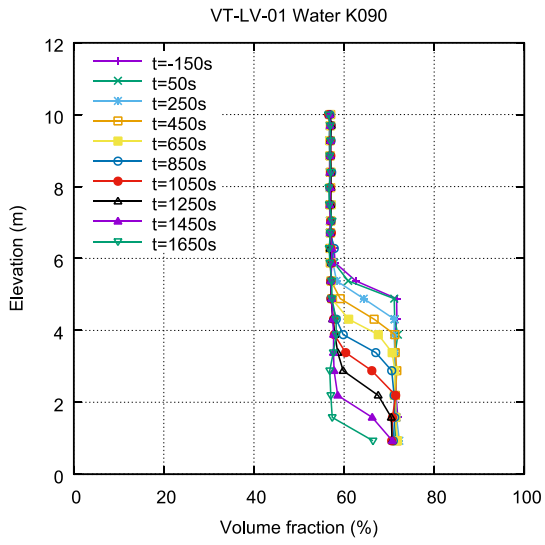


図 4.1.3-7 VT-LV-01 の蒸気濃度分布

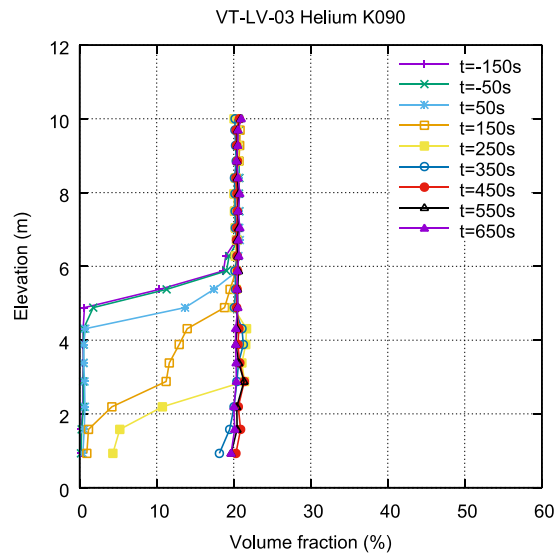


図 4.1.3-8 VT-LV-03 のヘリウム濃度分布

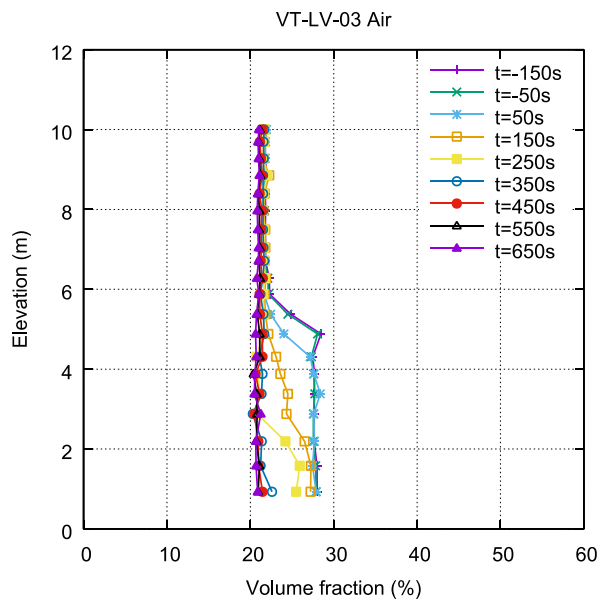


図 4.1.3-9 VT-LV-03 の空気濃度分布

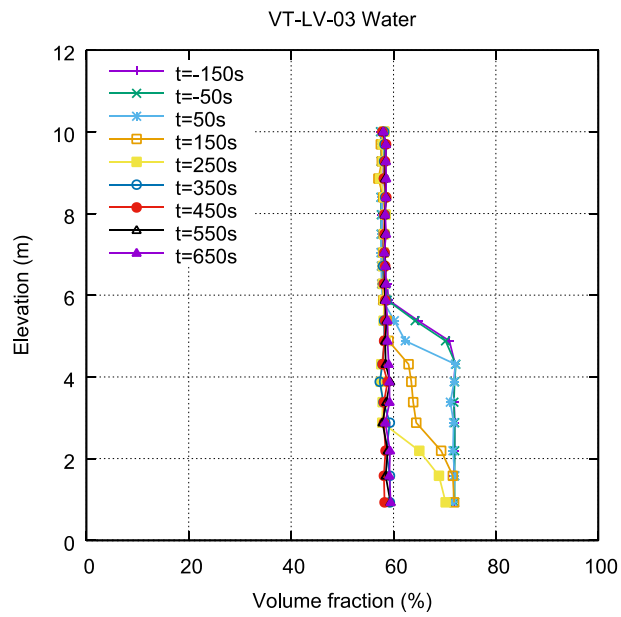


図 4.1.3-10 VT-LV-03 の蒸気濃度分布



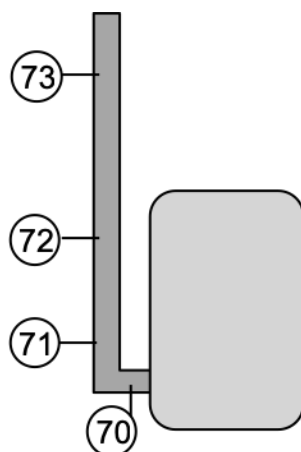


図 4.1.3-11 ベント配管中のサンプリングポート配置の模式図

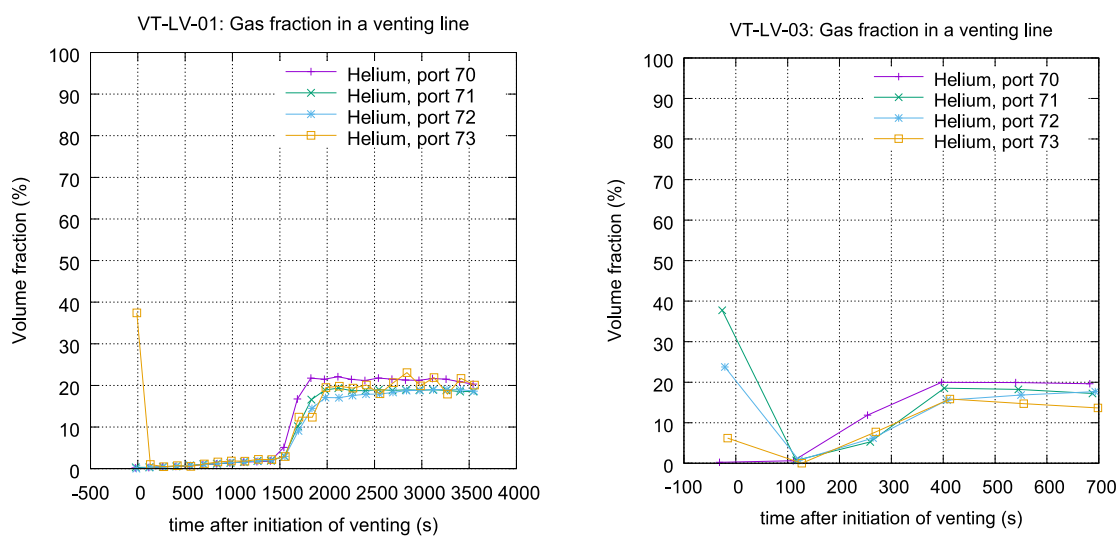


図 4.1.3-12 ベント配管内のヘリウム濃度 (左 : VT-LV-01、右 : VT-LV-03)

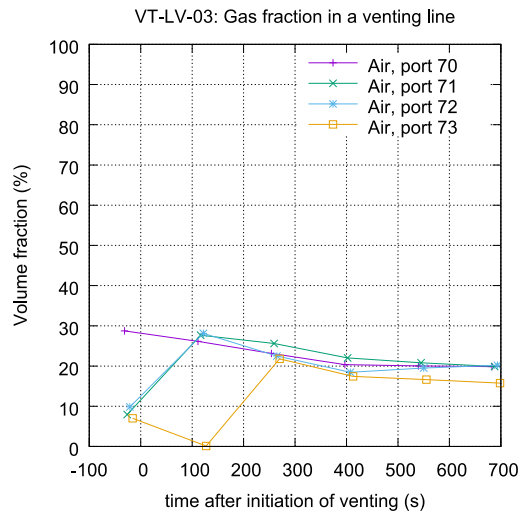
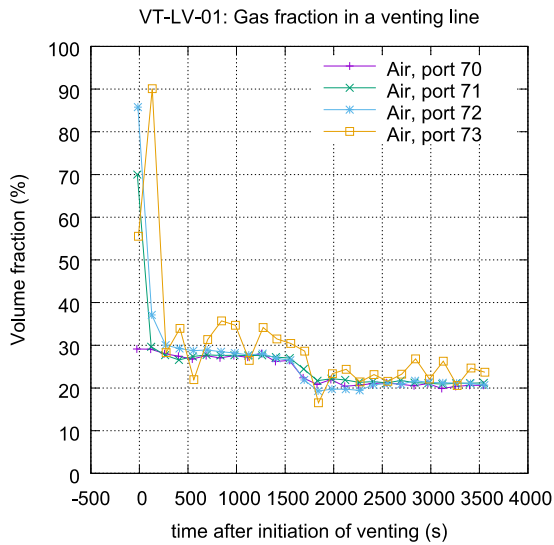


図 4.1.3-13 ベント配管内の空気濃度 (左 : VT-LV-01、右 : VT-LV-03)

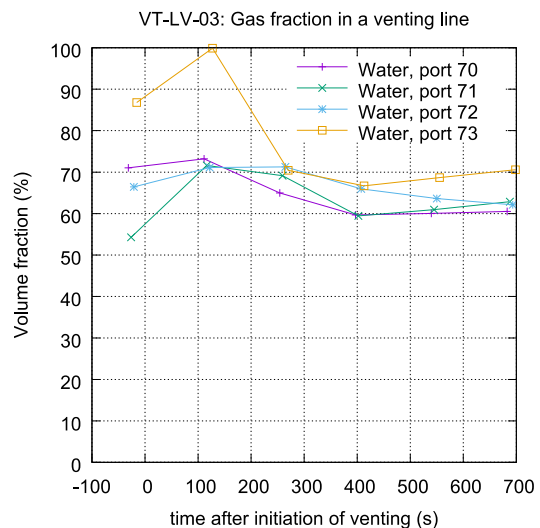
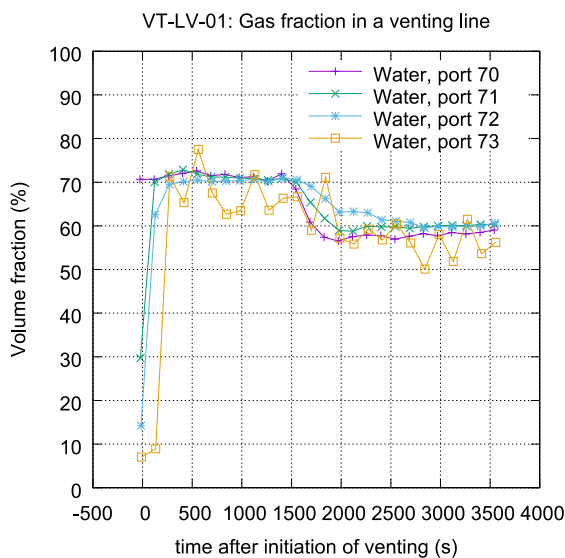


図 4.1.3-14 ベント配管内の蒸気濃度 (左 : VT-LV-01、右 : VT-LV-03)

### 実験結果 (初期ガス濃度分布の影響)

ここでは初期ガス濃度分布がベント時の挙動に与える影響について検討する。ベースケース VT-LV-01 の初期空気濃度は容器上部で 20%、容器下部で 25%であった (図 4.1.3-1)。VT-LV-02 では、ベント開始前の成層を形成する際の空気注入位置を下方に変更し、初期空気濃度が容器上部で 10%、容器下部で 35%に設定した (図 4.1.3-15)。すなわち、同一条件で密度の大きい空気を下部に多めに蓄積することで、上部と下部の密度差を大きくした。この条件の下、ベント流量を VT-LV-01 と同等の値に設定した際のガス挙動について計測を行った。VT-LV-01, 02 の実験条件を表 4.1.3-3 に示す。

圧力履歴を図 4.1.3-16 に示す。VT-LV-02 の結果と合わせて VT-LV-01 の圧力履歴も示しているが、圧力履歴は非常によく一致した。体積流量、質量流量の履歴を図 4.1.3-17 に示す。体積流量の履歴は VT-LV-01 とほぼ同様の挙動となっている。一方、約 1450 秒以降、成層界面がベントラインの高さまで下降し、試験部内のガス濃度分布に応じて、各ガス種の質量流量が変化している。成層界面上部では、下部よりも蒸気濃度：高、ヘリウム濃度：高、空気濃度：低であり、約 1500～1800 秒で体積流量が増加するため、蒸気流量およびヘリウム流量が増加し、空気流量が低下している。約 1800 秒以降は体積流量が減少に転じるため、各ガス種の質量流量も単調減少した。図 4.1.3-18～20 にガス濃度分布を示す。VT-LV-01 及び 03 と同様に、上部のヘリウム濃度は変化しないままヘリウムの存在領域が下方へと拡大し、一様な濃度分布になる挙動が見られた。ベント配管中のガス濃度履歴を図 4.1.3-21～23 に示す。VT-LV-02 においても、配管中での顕著なヘリウム濃度の上昇は見られなかった。

ベント挙動に関するベースケース VT-LV-01 に対して、ベント流量を変化させた場合および初期濃度分布を変えた場合の比較を行ったが、定性的な挙動はいずれの場合も同様で、上部のヘリウム濃度は変化しないまま、ヘリウムの存在領域が下方へと拡大し、一様な濃度分布になる挙動となった。これらの実験では試験部内での蒸発および凝縮の発生が期待できず、ヘリウム成層よりも下方からのベントであった。今後はベント位置の影響および試験部内での相変化を含む際のベント挙動等について検討を行う必要がある。

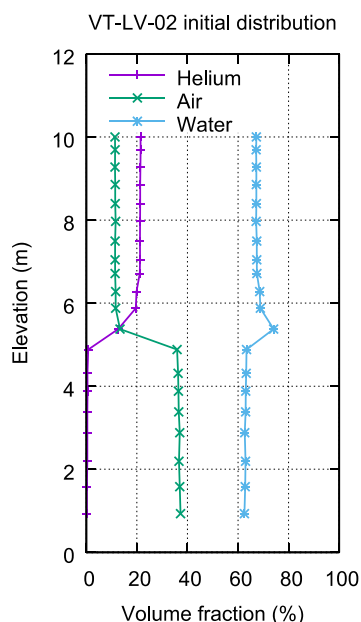


図 4.1.3-15 VT-LV-02 の初期ガス濃度分布

表 4.1.3-3 実験条件 (VT-LV-01, 02)

RunID	VT-LV-01	VT-LV-02
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
初期混合状態	蒸気・空気予混合	蒸気・空気成層あり
ベント条件		
初期流量 (m <sup>3</sup> /h)	80	80
ベント位置	下部 (EL0.93m)	下部 (EL0.93m)

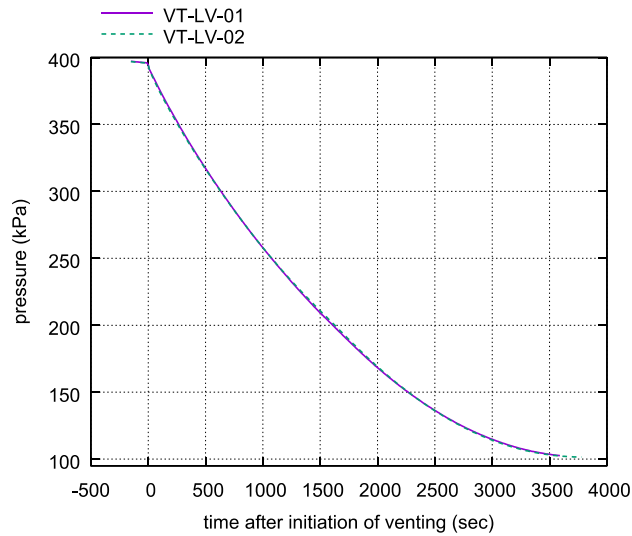


図 4.1.3-16 圧力履歴 VT-LV-01, 02

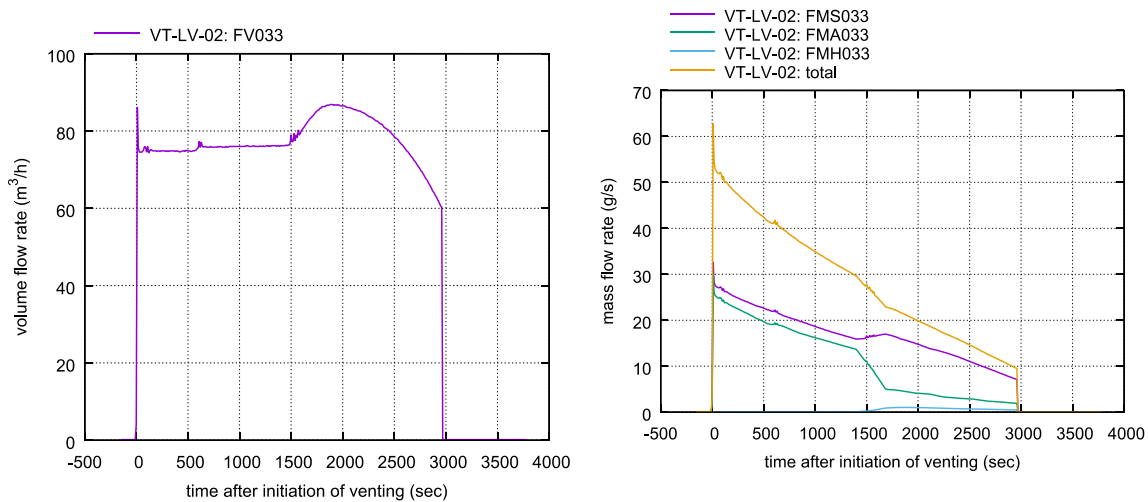


図 4.1.3-17 VT-LV-02 のベント流量 (左図：体積流量、右図：質量流量、紫：蒸気、緑：空気、青：ヘリウム、橙：ガス 3 種類合計)

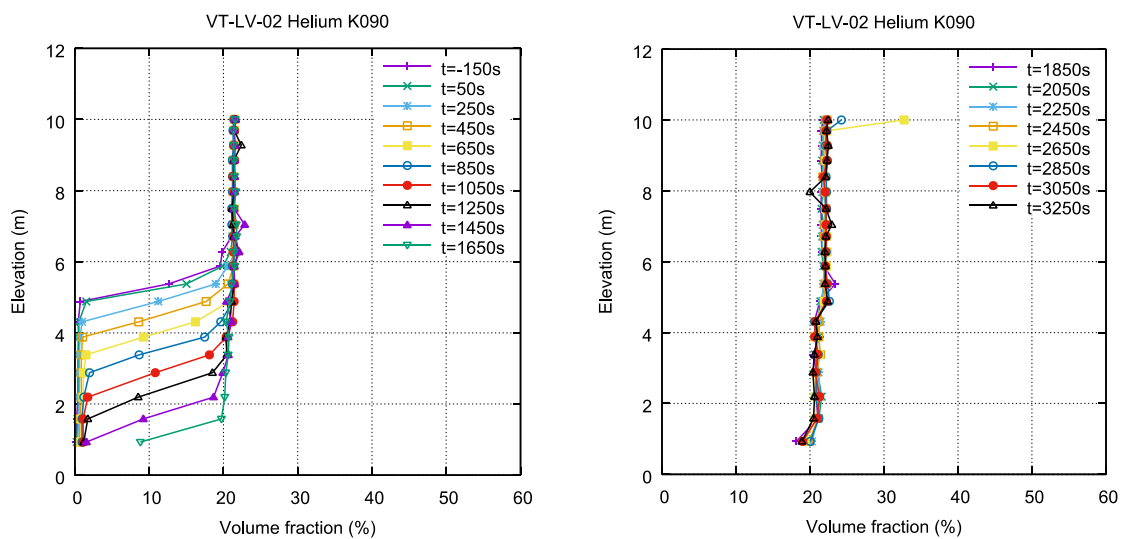


図 4.1.3-18 VT-LV-02 のヘリウム濃度分布

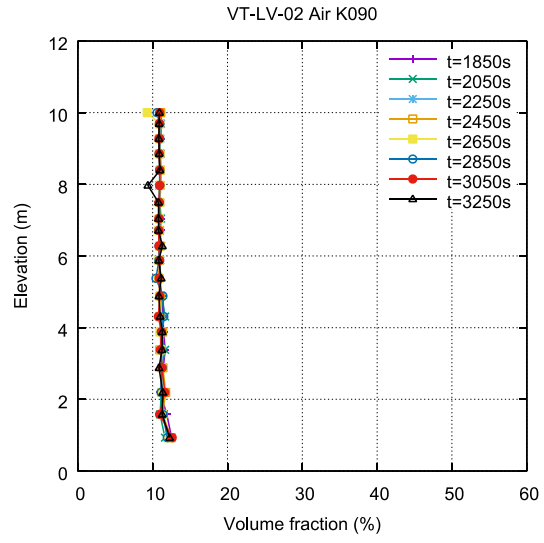
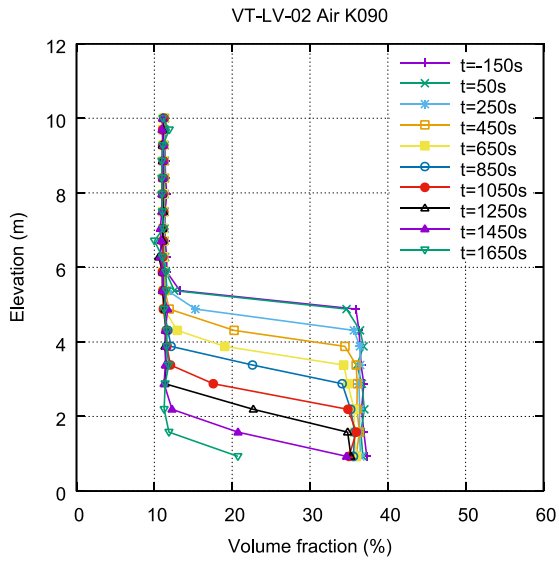


図 4.1.3-19 VT-LV-02 の空気濃度分布

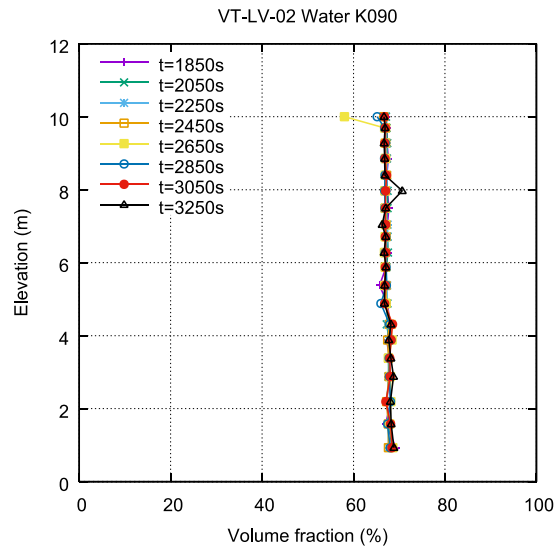
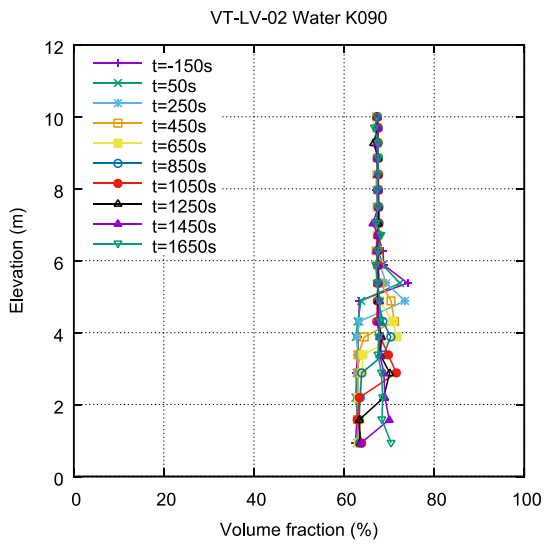


図 4.1.3-20 VT-LV-02 の蒸気濃度分布

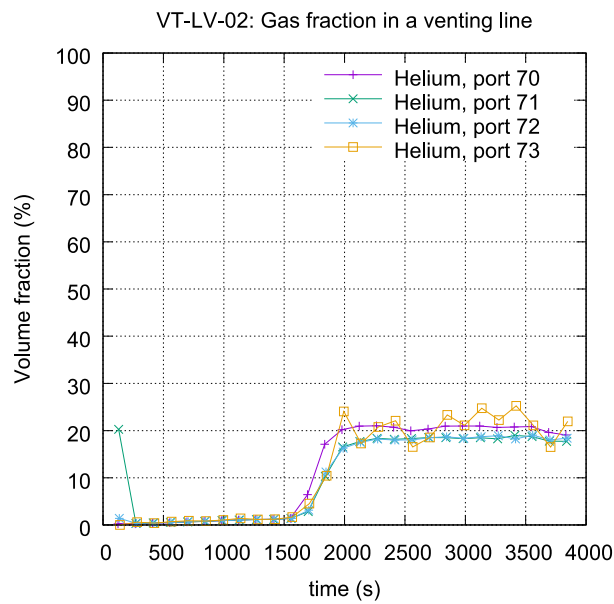


図 4.1.3-21 ベント配管中のヘリウム濃度 (VT-LV-02)

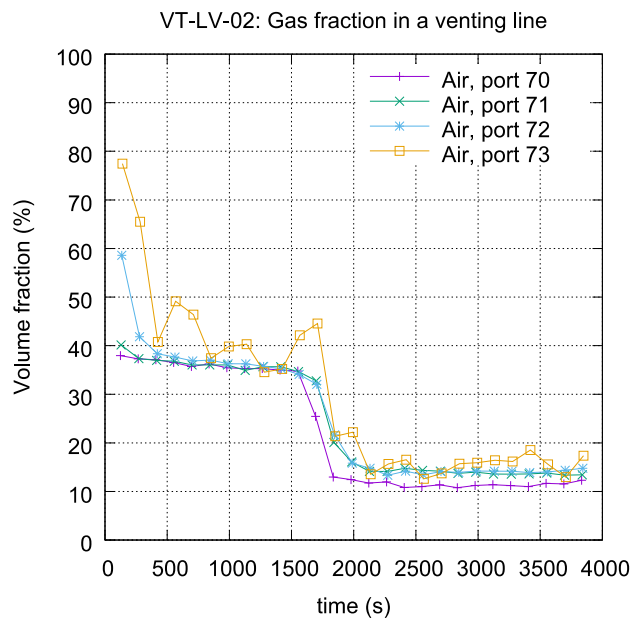


図 4.1.3-22 ベント配管中の空気濃度 (VT-LV-02)

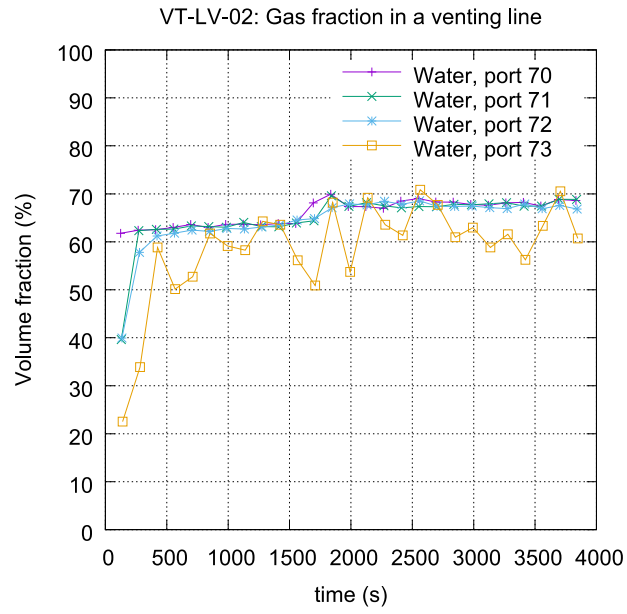


図 4.1.3-23 ベント配管中の蒸気濃度 (VT-LV-02)



#### 4.1.3.2. 空気によるヘリウムパーージ実験

試験容器内のヘリウムを残留させた状態から、空気によるヘリウムパーージ実験を実施した。本実験では、ヘリウム・蒸気・空気の混合気体中に空気ジェットを注入し、試験部内ガスが空気に置換されるまでの過渡を計測した。

##### 実験条件

主な実験条件を表 4.1.3-4 に示す。初期条件には前節で述べたベント実験の最終状態を利用し、試験部内で空気・蒸気・ヘリウムの混合ガス濃度がほぼ一様となった状態を用いた。そのため、容器内初期圧力はほぼ大気圧である。初期ガス濃度分布を図 4.1.3-24 に示す。ヘリウムおよび空気の体積分率は 21%、蒸气体積分率 58%となっている。試験部内ガス温度は約 140°Cであった。出口境界は下部の低流量ベントライン中のバルブを全開とした。空気の注入は容器中央部のメインノズルから行い、鉛直上向きにジェット状に注入する

空気ジェットの流量は以下の検討により決定した。本実験ではヘリウムガスを含む低密度ガス雰囲気中への密度の高い空気ジェットを貫入させる。浮力とジェットの慣性力の比を評価するため、以下の Froude 数（以下 Fr 数）を考察した。

$$Fr = \frac{U^2}{\sqrt{gRH}}, \quad R = \frac{\Delta\rho}{\rho} = \frac{\rho_j - \rho_m}{\rho_j}$$

ここで、 $g, H, U, \Delta\rho, \rho_j, \rho_m$  はそれぞれ、重力加速度、代表長さ、ジェットの平均流速、ジェットと雰囲気ガスの密度差、ジェット密度、試験部内雰囲気ガス密度である。注入する空気ジェットが容器内高さに到達するかは Fr 数により評価できる。例えば、代表速度にジェット流速、代表長さにジェット径を採用して Fr 数を計算し、これが到達高さ（媒質内のジェット貫入深さ）と相関を持つことを利用した相関式が提案されている。

ここでは Fr 数が貫入深さと直接関連付けることを考えた。この場合、ジェットの浮力と慣性の釣り合いを考え、代表長さ  $H$  に貫入深さ、代表速度に貫入長さ領域の平均ジェット流速  $\bar{U}$  を採用することで、両者が釣り合い、Fr 数が 1 となる臨界状態が得られると推測される。ジェット平均速度  $\bar{U}$  は流れ方向に速度が変化することを考慮し、以下で定義した。

$$\bar{U} = \frac{1}{H} \int_0^H u(x) dx$$

$x$  はジェット中心軸を通るノズル出口からの距離である。 $u(x)$  は  $x$  におけるジェット速度であり、いくつかの定義が考えられるが、ここではジェット軸中心の最高速度がジェット慣

性を代表すると考えた。以下で与えられる [5]。

$$u(x) = 6u_0 \frac{d_0}{x} \quad (x > 5d_0)$$

$d_0$ はノズル直径（初期ジェット径）である。ノズル出口からの距離に応じてジェットは半径方向に広がるため、中心軸の流速は距離に反比例して減速する。 $x < 5d_0$ のノズル出口近傍は初期領域と呼ばれ、軸中心の速度が減衰しないとされている。ここでは簡単のため、初期領域の速度を $u_0$ 、それより下流を上式で近似し、流れ方向に積分することでジェットの軸中心平均流速 $\bar{U}$ を求め、これを Fr 数の代表速度とする。

注入する空気ジェットの温度は雰囲気ガス温度と同じ 140°Cとし、雰囲気ガス密度  $\rho_m$  およびジェット密度  $\rho_j$  は各ガスの濃度、圧力および温度からそれぞれ、 $\rho_m = 0.51\text{kg/m}^3$ ,  $\rho_j = 0.85\text{kg/m}^3$  と計算される。ノズルの直径は $d_0 = 83\text{mm}$  であり、ノズルは高さ $H_0 = 5.38\text{m}$  (EL+5.38) に位置する。ジェットが天井 (EL+10) まで届くためには、貫入深さ  $H = 10 - 5.38 = 6.42\text{m}$  を代表長さとして  $\text{Fr} = 1$  の条件を計算するとジェット、初期流速  $u_0 = 12\text{m/s}$  (140°C大気圧下での空気質量流量=56g/s) が必要となる。実際の実験は、空気流量を 31, 15.5, 7.8g/s の 3 条件で実施した。代表長さにジェット径、代表速度にジェット初期速度を採用したときの初期 Fr 数 (Fr0) は 3~12 程度の範囲となる。

表 4.1.3-4 実験条件 (PG-AJ-01, 02, 03)

RunID	PG-AJ-01	PG-AJ-02	PG-AJ-03
初期条件			
圧力 (kPa)	~101	~101	~101
温度 (°C)	~140	~140	~140
初期混合状態	蒸気・空気・ヘリウム混合	蒸気・空気・ヘリウム混合	蒸気・空気・ヘリウム混合
空気ジェット条件			
流量 (g/s)	31	15.5	7.8
温度 (°C)	~140	~140	~140
初期ジェット流速 $u_0$ (m/s)	6.74	3.37	1.70
初期 Fr 数 代表長さ $d_0$ , 代表速度 $u_0$	11.8	5.91	2.97
出口境界	低流量ベントラインバルブ全開	低流量ベントラインバルブ全開	低流量ベントラインバルブ全開

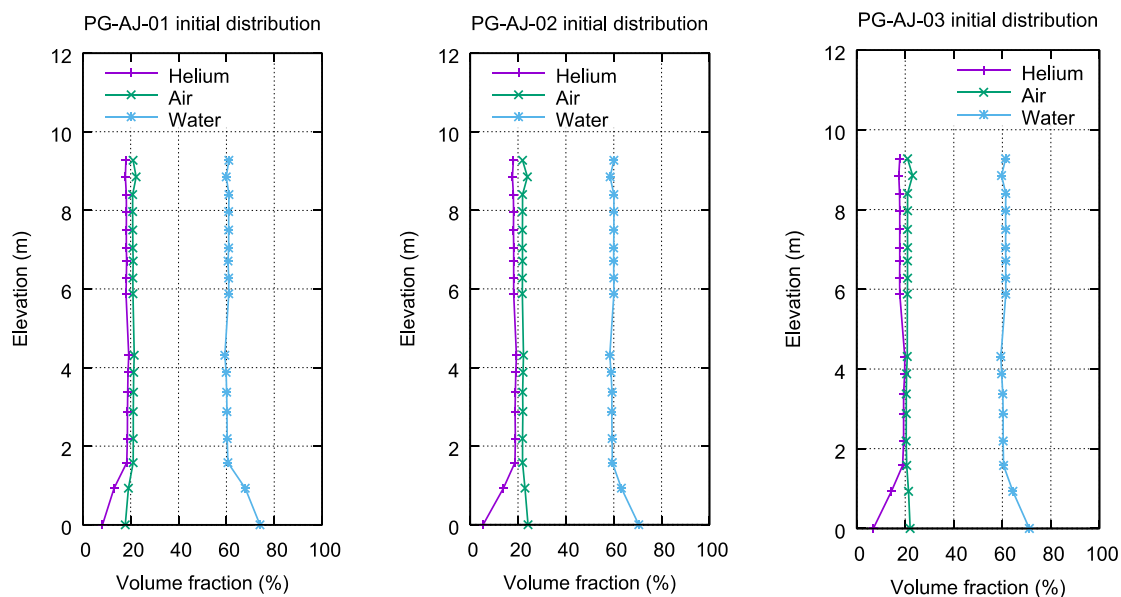


図 4.1.3-24 初期ガス濃度分布

### 実験結果

ジェット注入開始時点を時刻 0 秒としたときの試験部内圧力の過渡を図 4.1.3-25 に示す。排出口径が小さいことから、各ケースとも試験部内の圧力が上昇する結果となった。

次に、先述した  $Fr$  数を用いて空気ジェット注入開始直後のジェットの貫入深さについて検討する。試験部内圧力の上昇は見られたが、空気ジェット注入開始直後での圧力上昇は小さく、ジェットの貫入深さへの影響は小さいものとして検討を行う。計測開始(時刻-150 秒) から 350 秒までの試験部中心軸上におけるガス濃度の分布を図 4.1.3-26~34 に示す。空気は先述したようにメインノズル(ノズル出口端高さ  $EL=5.38m$ ) から鉛直上向き ( $EL$  が増える方向) に注入する。空気注入によりノズル出口直上で空気濃度が直ちに上昇し、時間経過とともにさらに空気濃度が増加していく様子が観察された。ヘリウム濃度および蒸気濃度は低下した。図で示された位置でのガス濃度変化から、注入ジェットの初期貫入深さを見積もった結果を図 4.1.3-35 に示す。これらを代表長さとして、先述した方法によって代表速度を算出し、 $Fr$  数を計算した結果を表 4.1.3-5 に示す。貫入深さは  $Fr$  数が 1 となる条件で整理できることが示された。実際の過渡変化では空気注入とヘリウムの排出によって雰囲気密度が変化するため、貫入深さも時間変化する。今回は障害物の無い単純体系での 3 実験での検証であった。今後は、ジェットの特性(層流/乱流)や障害物の影響、熱伝達や相変化の影響等の複数のパラメータの影響を今後検証する必要がある。

ガス濃度変化を詳細に観察すると、例えば流量の最も小さい PG-AJ-03 で、ノズル直上のヘリウム濃度が 50 秒~150 秒で上昇する挙動が観察された(図 4.1.3-31)。その要因として、

ジェットの慣性が小さいために、注入ノズル配管内に残存したヘリウムガスの影響や周囲からの巻き込み等、局所的な対流が作用したと考えられ、詳細についてはさらに検証が必要である。

350 秒以降の長期のガス濃度分布の過渡を図 4.1.3-36～44 に示す。空気注入開始から試験部内ヘリウム濃度が約 3%以下となるまでの時間は PG-AJ-01 で約 3350 秒、PG-AJ-02 で約 6750 秒であり、PG-AJ-02 は PG-AJ-01 のほぼ 2 倍の時間でヘリウム濃度が低下し、注入流量と比例する結果となった。一方 PG-AJ-03 では 14000 秒まで計測を行った<sup>1</sup>が、この時点で容器頂部には高濃度のヘリウムの領域が残存しており、PG-AJ-02 の 2 倍の時間が経過してもヘリウム濃度が十分には低下しない。PG-AJ-03 で空気流量は PG-AJ-01 の 1/4 倍だが、試験部内のヘリウム濃度を十分低下させるまでに要する時間は空気流量に単純に比例して増加しない。これらの評価には、先述の考察から大局的には Fr 数による整理が有効であると考えられ、加えて、局所混合を評価するための CFD 解析等による詳細解析も必要となることが考えられる。今後は初期のガス組成およびジェット速度をさらに変化させた場合のデータを拡充する。

表 4.1.3-5 実験結果から計算される Fr 数

RunID	PG-AJ-01	PG-AJ-02	PG-AJ-03
貫入高さ (m)	8.2	6.5	6.1
ノズル出口高さ (m)	5.38	5.38	5.38
貫入深さ (m)	2.82	1.22	0.72
ジェット初期流速 $u_0$ (m/s)	6.74	3.37	1.70
ジェット平均速度 $\bar{U}$ (m/s)	3.3	2.7	1.6
無次元密度差 R (-)	0.4	0.4	0.4
Fr 数	0.98	1.30	0.97

<sup>1</sup> この時間以上のガス濃度計測を行った場合、ガス濃度計測に用いているコンピュータの処理に不具合が生じるため、計測を停止した。

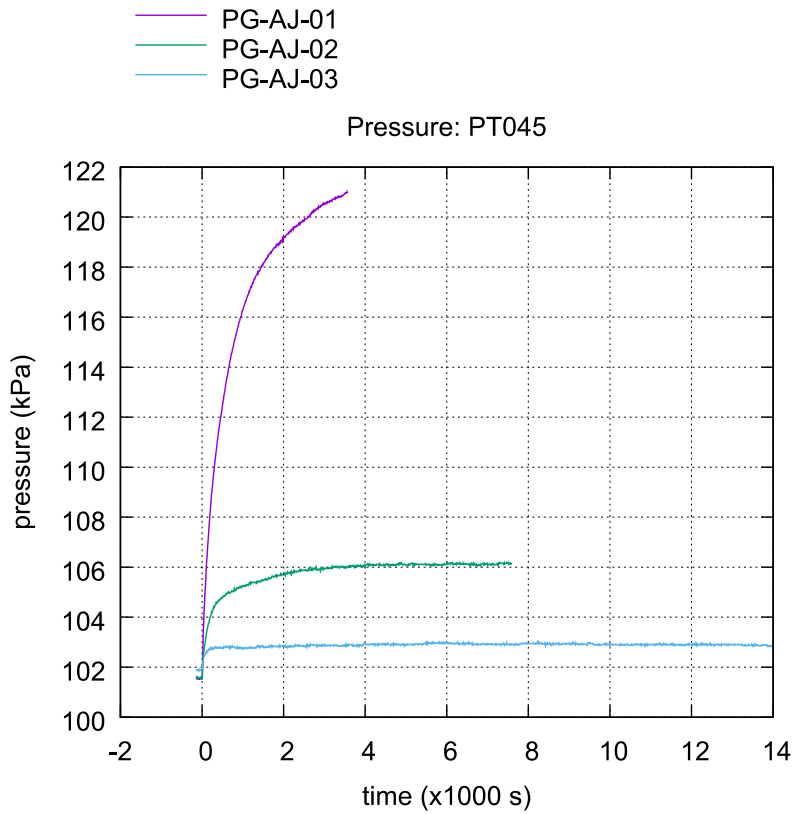


図 4.1.3-25 圧力履歴

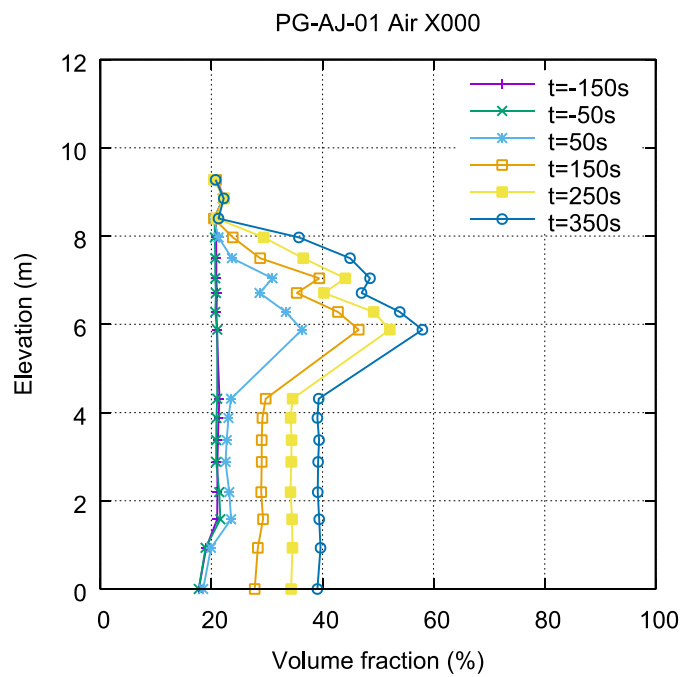


図 4.1.3-26 空気注入開始直後の空気濃度 (PG-AJ-01)

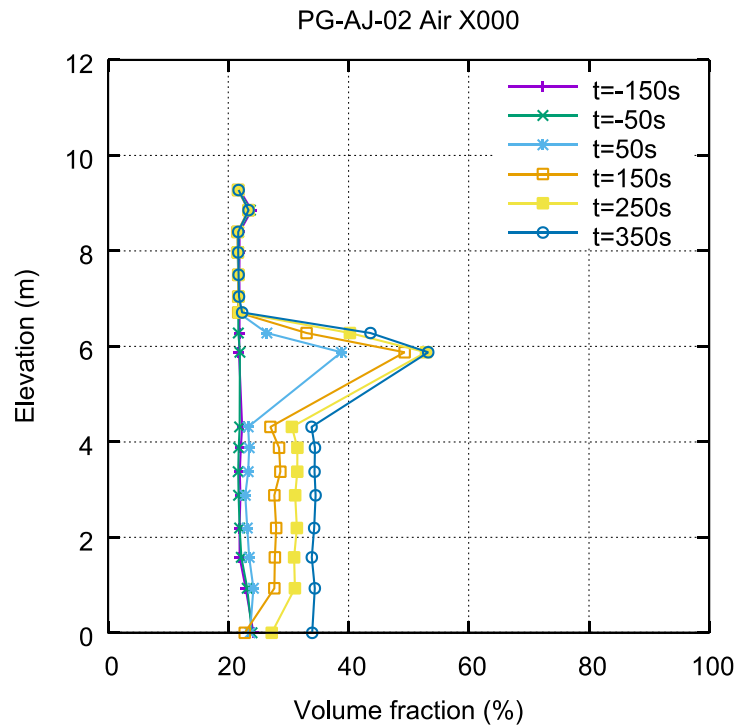


図 4.1.3-27 空気注入開始直後の空気濃度 (PG-AJ-02)

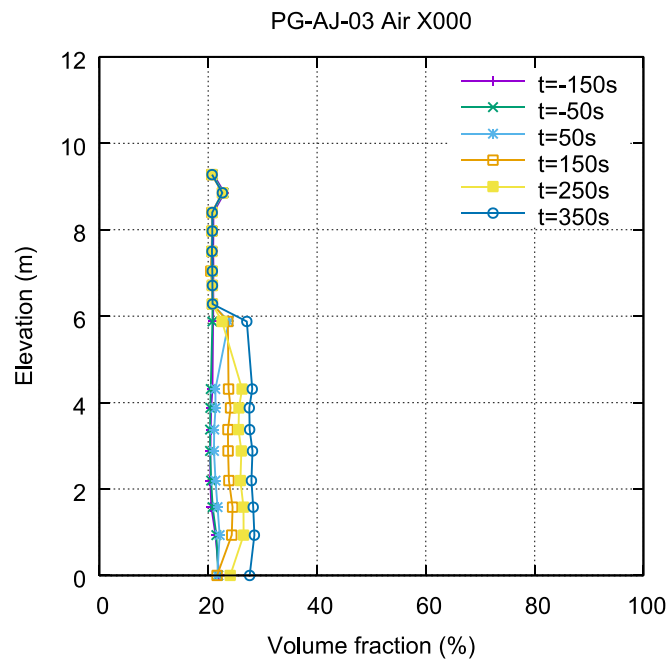


図 4.1.3-28 空気注入開始直後の空気濃度 (PG-AJ-03)

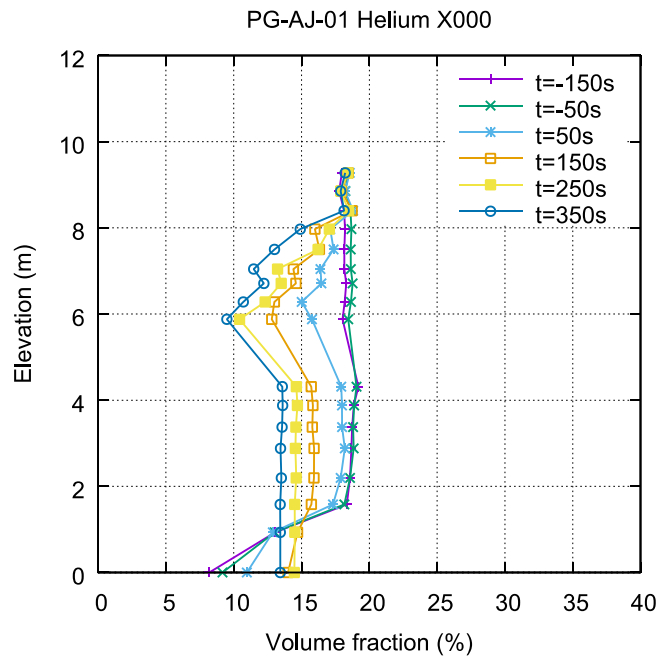


図 4.1.3-29 空気注入開始直後のヘリウム濃度 (PG-AJ-01)

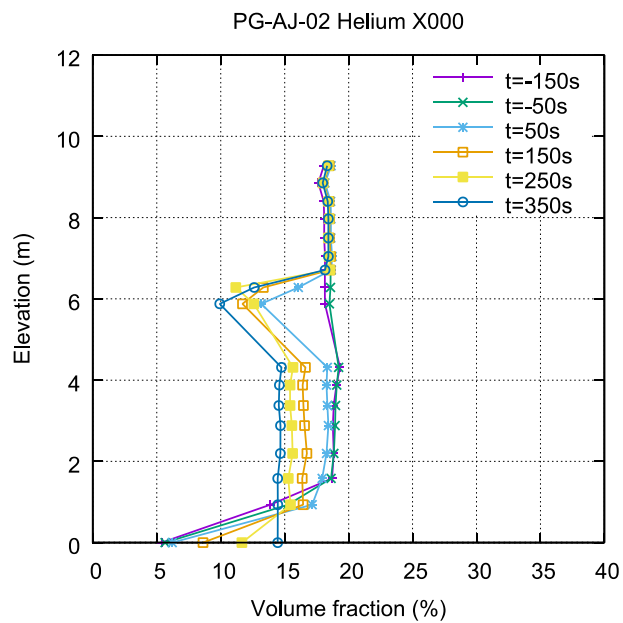


図 4.1.3-30 空気注入開始直後のヘリウム濃度 (PG-AJ-02)

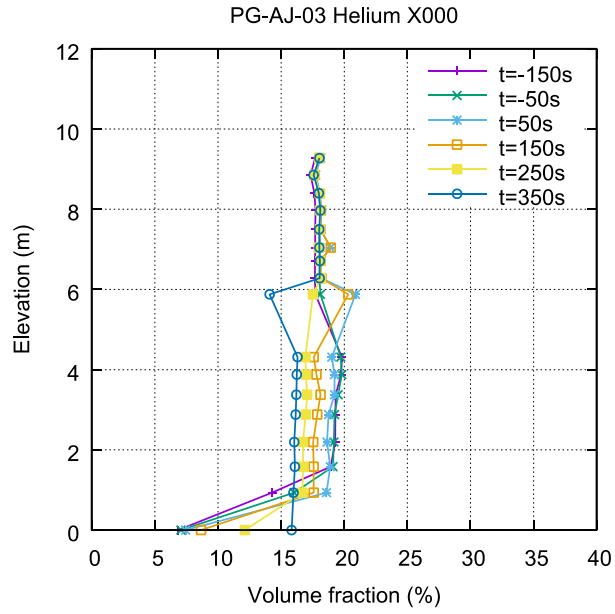


図 4.1.3-31 空気注入開始直後のヘリウム濃度 (PG-AJ-03)

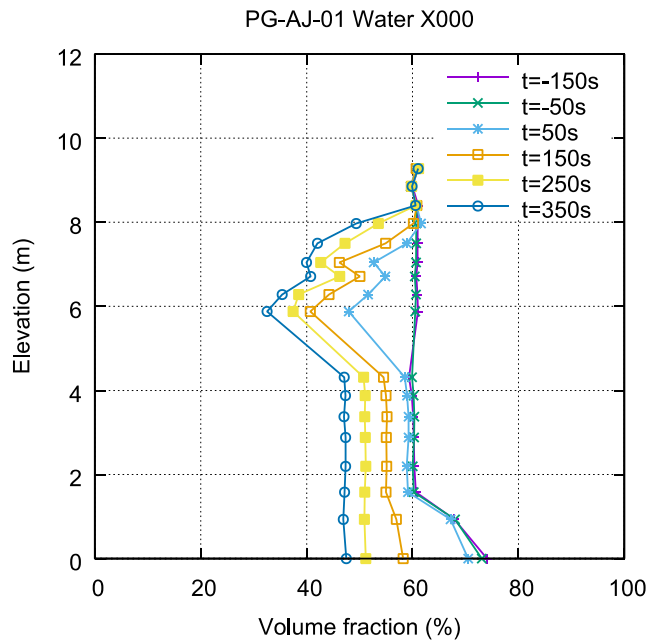


図 4.1.3-32 空気注入開始直後の蒸気濃度 (PG-AJ-01)



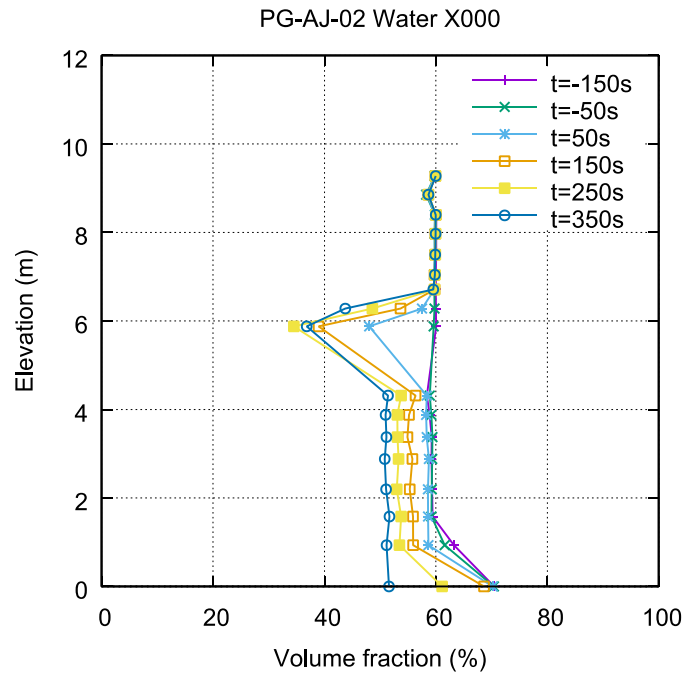


図 4.1.3-33 空気注入開始直後の蒸気濃度 (PG-AJ-02)

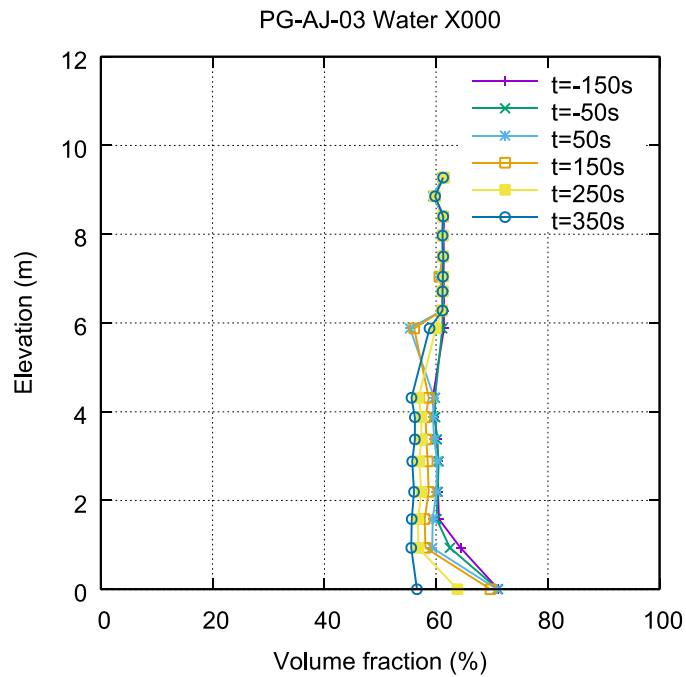


図 4.1.3-34 空気注入開始直後の蒸気濃度 (PG-AJ-03)

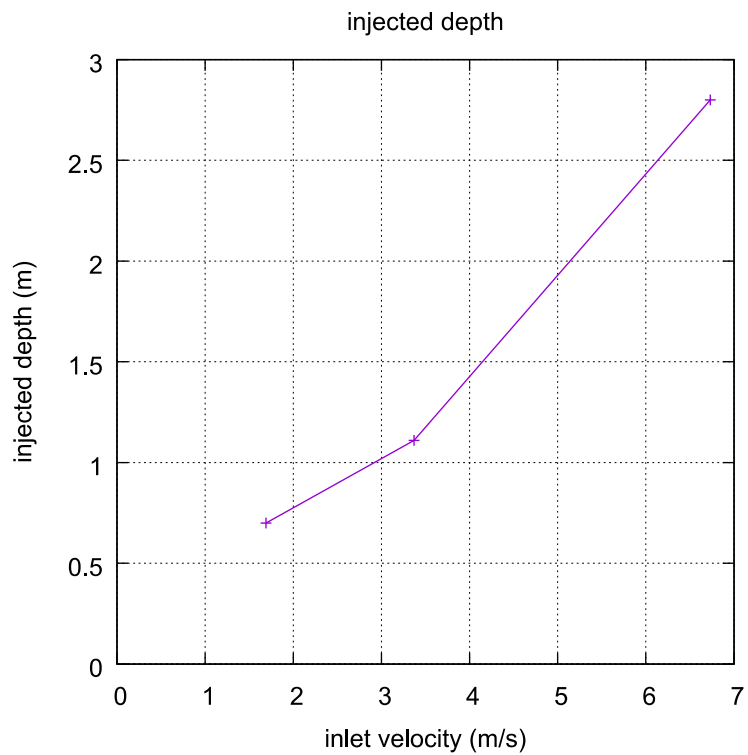


図 4.1.3-35 初期空気ジェット貫入高さ

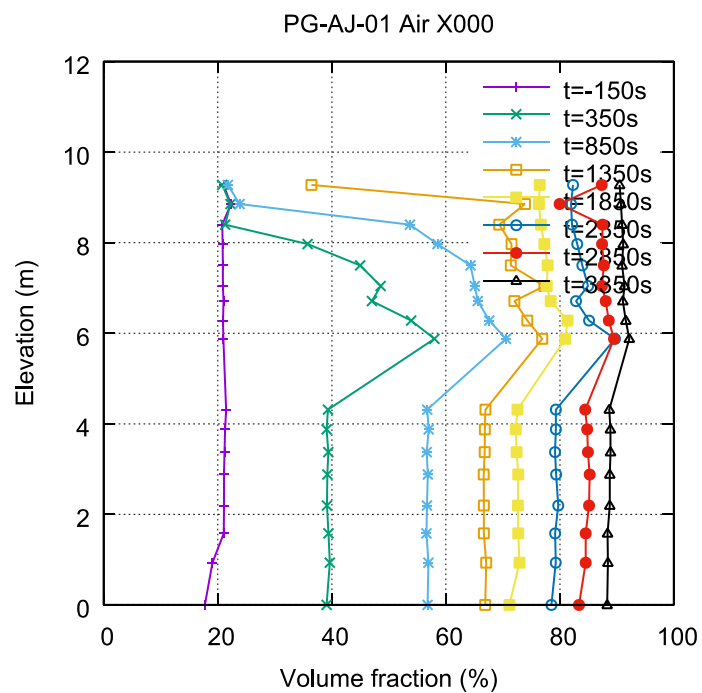


図 4.1.3-36 空気濃度分布の過渡 (PG-AJ-01)

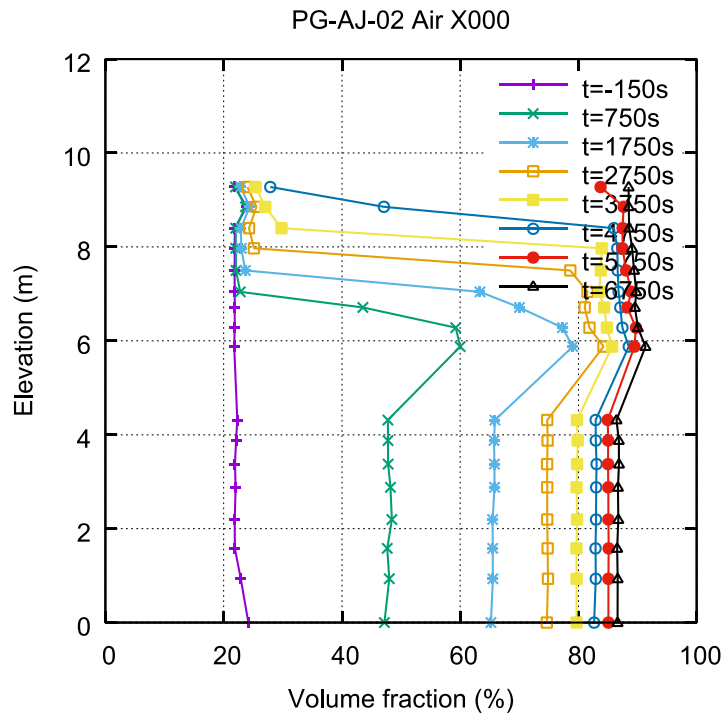


図 4.1.3-37 空気濃度分布の過渡 (PG-AJ-02)

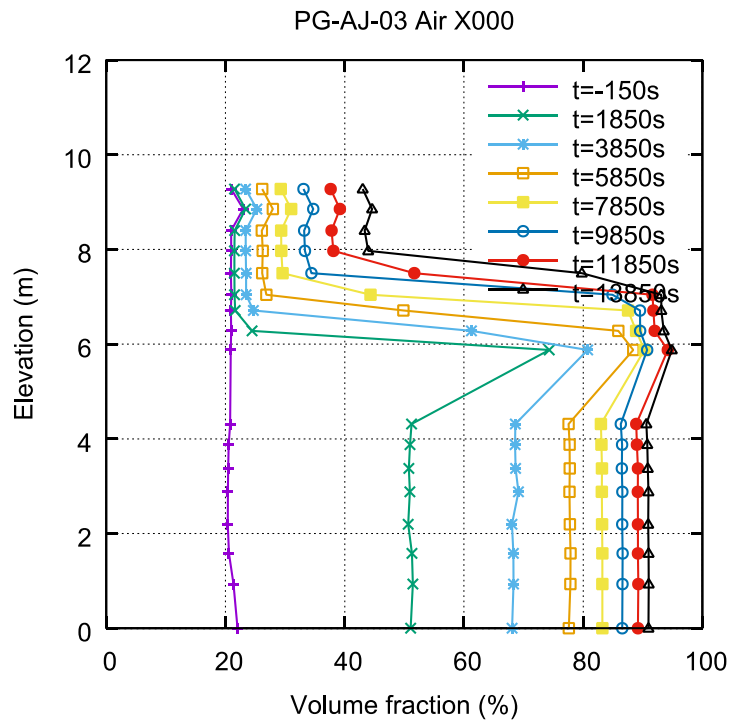


図 4.1.3-38 空気濃度分布の過渡 (PG-AJ-03)

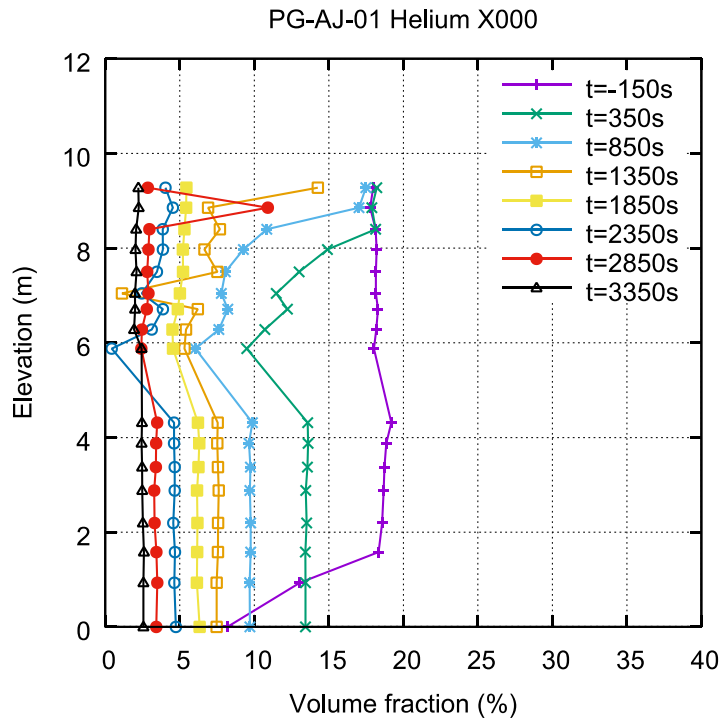


図 4.1.3-39 ヘリウム濃度分布の過渡 (PG-AJ-01)

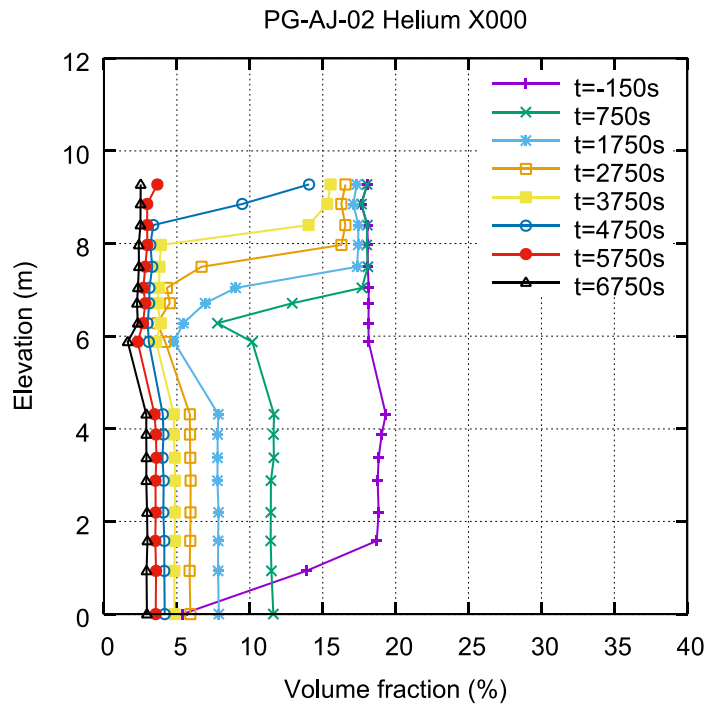


図 4.1.3-40 ヘリウム濃度分布の過渡 (PG-AJ-02)

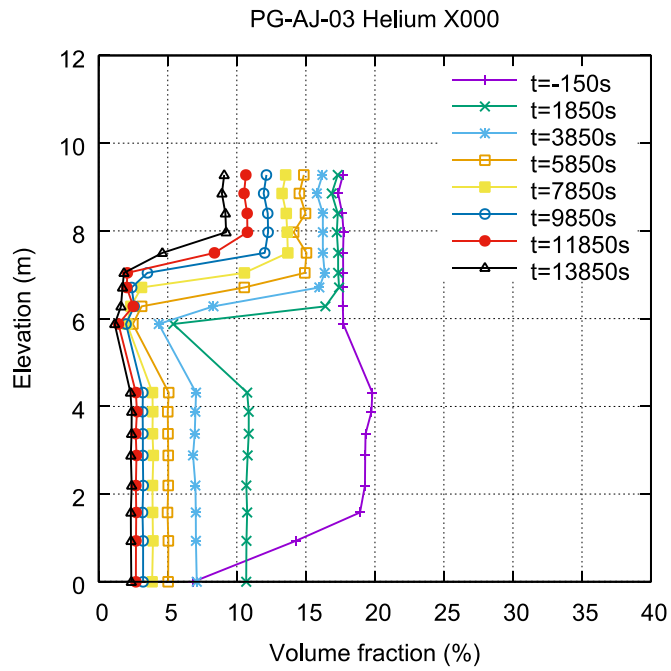


図 4.1.3-41 ヘリウム濃度分布の過渡 (PG-AJ-03)

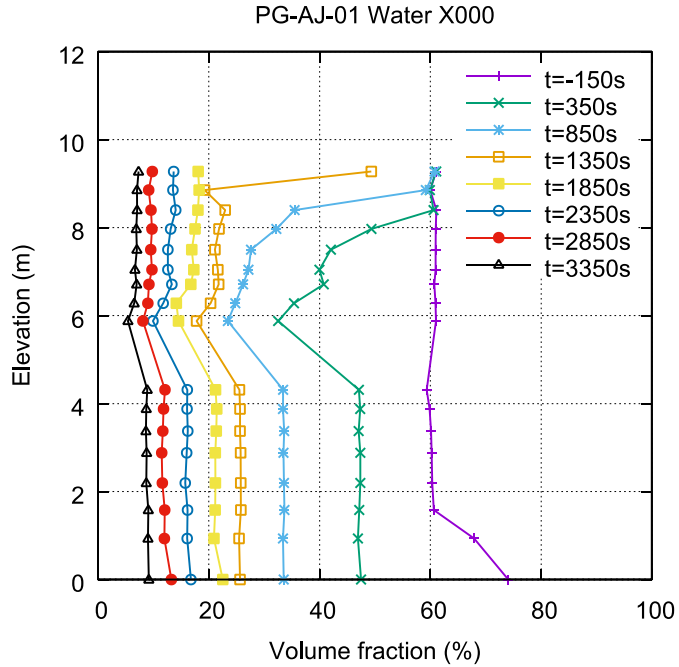


図 4.1.3-42 蒸気濃度分布の過渡 (PG-AJ-01)

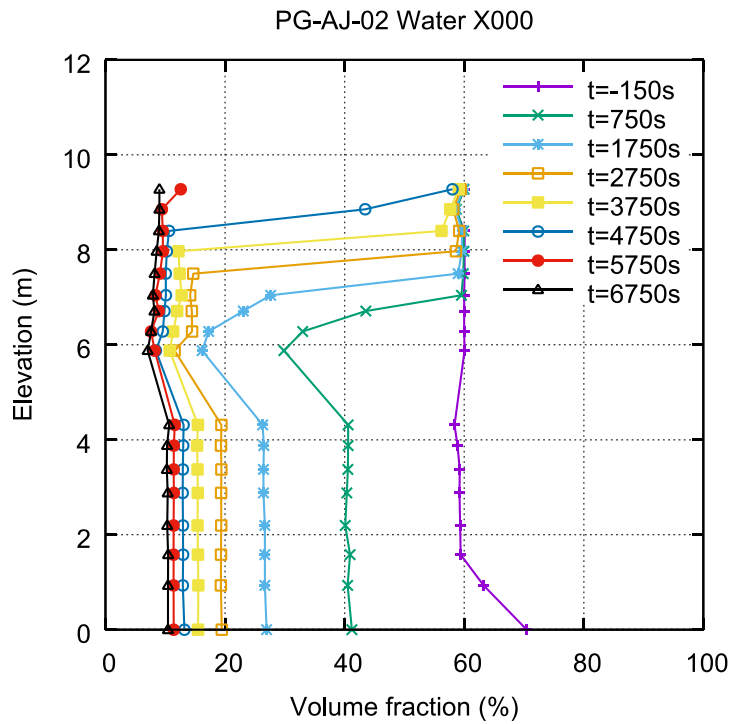


図 4.1.3-43 蒸気濃度分布の過渡 (PG-AJ-02)

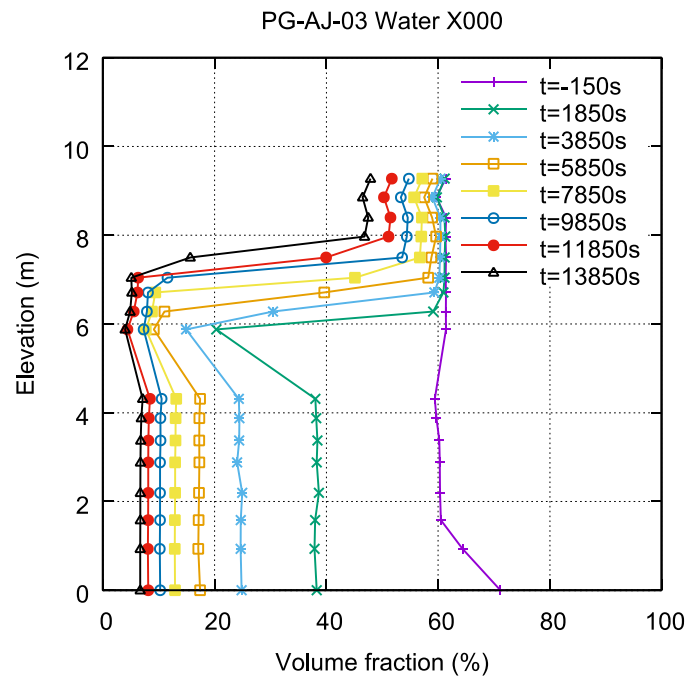


図 4.1.3-44 蒸気濃度分布の過渡 (PG-AJ-03)

#### 4.1.4 密度成層浸食関連実験

4.1.2 節でも述べたように、密度成層浸食挙動は、実機の事故過程で現れる現象のひとつとして、認識されており、かつ、浮力効果の強い水素の混合挙動の評価手法を調査する上で代表的なベンチマーク実験と位置付けられ、国際的にも幅広く調査が進められている。

水素移行に関する主な既往研究として、ジェットやプルームによる密度成層浸食実験が挙げられる。OECD/SETH-2 プロジェクト[1]では、PSI が所有する PANDA、CEA が所有する MISTRA を用いて様々な実験が行われた。PANDA 実験では、ST シリーズとして鉛直ジェットによる成層侵食・崩壊に関して 10 実験行っており、初期成層内のヘリウム濃度を 25%、40% の二種類、成層崩壊を促進させるための鉛直噴流のガス種を空気と蒸気の二種類、噴流の質量流量を 7 種類、噴流温度を 2 種類、噴流放出位置を試験容器の中央と壁面側の 2 種類と多種多様な実験を行っている。MISTRA 実験では、LOWMA シリーズとして、鉛直空気噴流の流量を変えた 4 種類の実験を行っている。

本事業でも、昨年度までに CIGMA を用いて同様の鉛直噴流による成層浸食・崩壊実験を行い、既往の PANDA、MISTRA で得られた実験結果と比較した。また、後述の小型密度成層挙動可視化実験装置 (VIMES) を用いて、鉛直噴流による密度成層浸食崩壊挙動を捉えること成功した。これら、CIGMA および VIMES で得られたデータは数値流体解析の検証用データにも使用され、特に強い浮力条件下での乱流混合モデルの精度向上に貢献した。

成層浸食において、成層内混合挙動の評価だけでなく、その前提条件となる成層に衝突する流体の慣性 ( $Fr$  数) の評価も重要とされている[2]。単純な垂直上向きジェット体系ではジェット性状が精度よく特定できることから、成層内の乱流混合挙動の部分にのみ注目した検討が可能となり、RANS モデルに対する浮力効果を考慮した定式化や経験則、及び、JAEA が提案した動的  $Sc_t$  の適用により、乱流モデルの最適化についての見通しが得られている状況にある。一方、成層に衝突する流体の慣性が弱いプルームやジェットの軌跡予測が簡単ではない障害物や横向き浮力ジェットの効果は現在においても検討課題である。本研究ではこの点に着目し、密度差で駆動される準定常な自然対流と成層浸食との相互作用について検討する。事故時に容器内で生じる自然対流は成層浸食を含む水素の希釈効果として期待されているが[3]、これらを素過程から検討した例は少ない。そこで本年度は、CIGMA 装置の特徴である外面冷却機能を活かし、これまで実施してきた同種の実験よりも単純な条件での自然循環による密度成層浸食・崩壊実験を行った。以下にその実験条件および結果を示す。

##### 4.1.4.1. 外面冷却による密度成層浸食実験

昨年度までに実施した外面冷却実験 (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（水素の代替気体）の空間分布の変化に主眼が置かれていた。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、きわめて複雑な現象が確認された。前年度の報告書記載の通り、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、外面冷却に関しては多くの課題が残されているといえる。

以上を踏まえ、本年度は関連現象を切り分け、簡素化した実験とその解析を行うことで、現象の理解向上に資する実験を行った。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。

**実験条件：**図 4.1.4-1 に CC-PL-27 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およそ 160°C、およそ 173 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、容器冷却でのみによる圧力低下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、容器頂部ではおよそ 45 %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、EL=8.1 m より上部で冷却を行った。

**結果と考察：**図 4.1.4-2 に圧力の時間変化を示す。外面冷却の効果により、時間経過とともに圧力が低下したことが示されている。冷却開始から約 1500 秒以降では、圧力の時間変化に変動が生じている。この変動がはじまる時間は、後述する温度およびヘリウム濃度の時間変化から推測できるように、試験容器全体を循環するような大きな対流が開始される時間帯と合致する。

図 4.1.4-3 に冷却開始から 240、740、1240、1740 秒の流体温度の空間分布を示す。冷却効果により、試験容器上部では、冷却効果により低温領域が形成されることが示されている。実験初期( $t=240$  s)では低温領域は、初期密度成層内に限定され、その下部層との積極的な混合は行われていないことが推察できる。時間経過とともに、低温領域はさらに冷却され、下部層との温度差は明瞭なものとなった( $t=740$  s)。実験中盤( $t=750$  s~1240 s)では、低温領域は下方へ大きく拡がり、初期成層よりも下方にまで至った。ここで注目すべきことは、容器上部 (EL=8m 付近) の容器中央部の流体温度が  $t=740$  秒時よりも、 $t=1240$  秒のほうが高い値を示していることである。これは、初期成層の下部までを巻き込んだ大きな対流が生み出されたことで、下方の高温流体が容器上部に輸送されたためと考えられる。



実験終盤( $t=1740$  s)では、さらに冷却が進み、容器全体を循環するような大きな対流が生じている。さらに詳しく理解するために、EL=10.0、7.7、7.5、7.1、5.9、1.6 mにおける流体温度の時間変化を図 4.1.4-4 に示す。まず、容器上部(EL=10.0 m)に注目すると、冷却開始からおよそ 700 秒までは単調に低下している。その後、約 1000 秒間、流体温度は上昇した。初期成層内の EL=7.7 m および 7.5 m の高さにおいても、同様の時間変化を示している。一方、高さにしてわずか 0.4 m の違いではあるが、成層底部付近の EL=7.1 m での時間変化は、上述の 3 つの計測点のそれとは異なるものとなった。実験開始から 500 s までの流体温度の低下は、冷却領域よりも下部であるため、比較的緩やかなものとなった。その後、わずか 100s 間に 30 °Cほどの急激な低下が見られた。その後の温度上昇は、上部の計測点で得られた結果のそれよりは小さい。初期成層よりも下方の EL=5.9 m では、緩やかな温度低下はおおよそ 1000 秒間維持され、その後急激に低下した。さらに、下方(EL=1.6 m)では、初期の緩やかな低下はおおよそ 1500 秒程度維持されている。注目すべきこととして、全ての計測点において、実験中盤から終盤では、大きな変動を伴った時間変化が生じていることが挙げられる。これは、冷却効果により上部流体が冷やされたことで、対流が生じ、激しく流体が混合していることを表している。つまり、この大きな変動が始まった時間が、その計測高さにおける対流混合の始まる時間といえる。

次に、ヘリウム濃度の時間変化に関して、図 4.1.4-4 に、高さを変えた 6 点における冷却開始からのヘリウム濃度の時系列データを示す。冷却開始から 500 秒程度までは、試験容器上部の濃度変化は小さく高濃度を維持していることが分かる。これは、上述の様に対流混合が容器上部の限定的な位置でしか生じていなかったためである。一方、成層底部(EL=7.1 m)では、おおよそ 500 秒間で急激な低下が見られる。これは、図 4.1.4-1 で示している初期濃度分布において、鉛直濃度勾配が大きいことに由来している。図 4.1.4-3 および図 4.1.4-4 に示しているように、この時間帯では激しい対流混合は生じていないが、上下のわずかな流体運動により流体が混合され急激な濃度低下が生じたと考えられる。また、興味深い点として、500 s以降に EL=7.1 m では急激なヘリウム濃度の上昇が確認できる。これは、冷却により生じた上部の対流が下方にまで広がったことで、上部の高濃度のヘリウムを含んだ気体が、下方の流体と混合したために生じたものである。その様子は、程度は小さくなるものの EL=5.9、1.6 m でも観測された。最終的に、容器内のヘリウム濃度はおおよそ 15 %で一様な分布となった。

**噴流による成層浸食・崩壊挙動との現象的違い：**これまで、多く研究プロジェクトで行われてきた、下方からの鉛直噴流の衝突による成層崩壊現象と比べると、どちらも乱流による混合促進による成層の崩壊過程を取り扱っていることは共通しているが、現象的にいくつかの違いが見られる。まず、乱流混合が始まる大きさと位置の違いが見られる。噴流衝突による成層浸食崩壊現象の場合は、噴流が成層内に突入した場所のみの、きわめて局所

的な位置で乱流混合が生じていた[4, 5]。一方、自然対流による成層浸食の場合は、対流が生じている領域全体で激しい乱流混合が生じていることが推定できる。さらに、その乱流混合は容器上面（つまり、成層の上部）によって生じるとともに、下部からの自然循環によっても混合される。特に上面では、冷却によって不安定な温度勾配が形成され、これが成層内への下向き貫入流れとなり、成層下端でのヘリウムの希釈混合に寄与することが予想される。このように、鉛直噴流の成層浸食の場合とは異なる素過程で成層浸食が進行している可能性がある。外面冷却による水素移行挙動を論じる上で、本実験で得られた知見は極めて重要なものである。本年度は、CC-PL-27 実験の結果を用いて CFD 解析も実施した。その結果は 4.5.2 節にまとめた。

以上のように、昨年度の実験および解析的研究を踏まえ、作動流体の相変化の効果を排除して、外面冷却による密度成層・浸食崩壊実験を行った。その結果、まず試験容器上部の局所的な対流が生じ、時間経過とともに対流の空間スケールは大きくなり最終的には、試験容器全体を覆う大きな流れ構造を形成することが確認できた。それによる成層の崩壊現象も特徴的なものとなった。

来年度は、温度、ヘリウム濃度などをパラメータとした解析を行い、系統的にデータを取得し、より一般的な現象の理解につなげる。

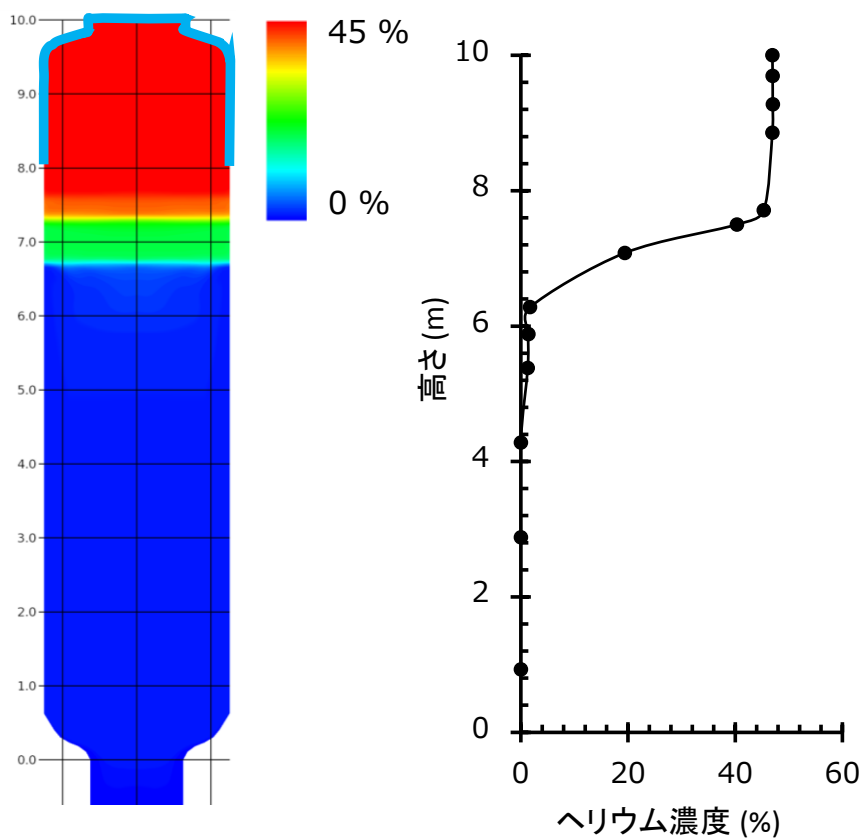


図 4.1.4-1 初期ヘリウム濃度と冷却位置の関係

左図：初期ヘリウム分布イメージと外面冷却位置(水色で表示)

右図：初期ヘリウムの鉛直分布

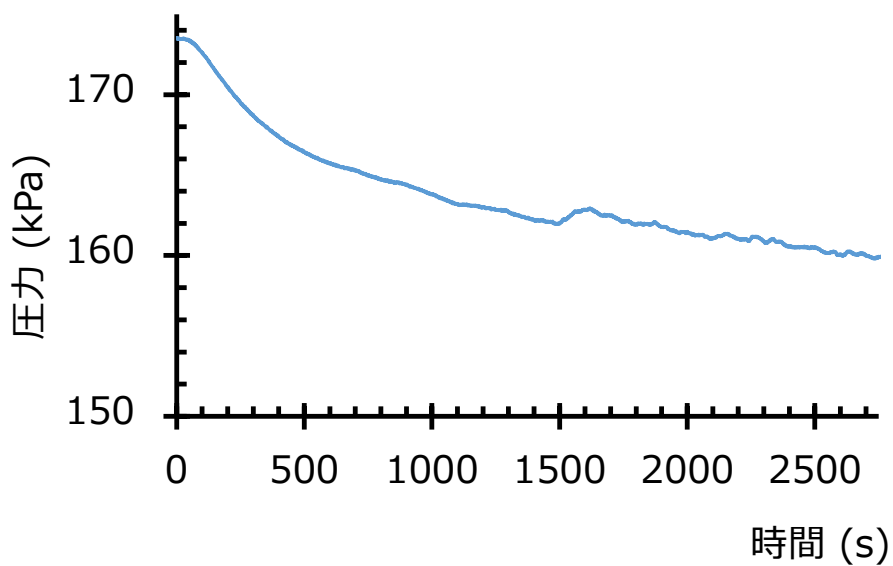


図 4.1.4-2 圧力の時間変化

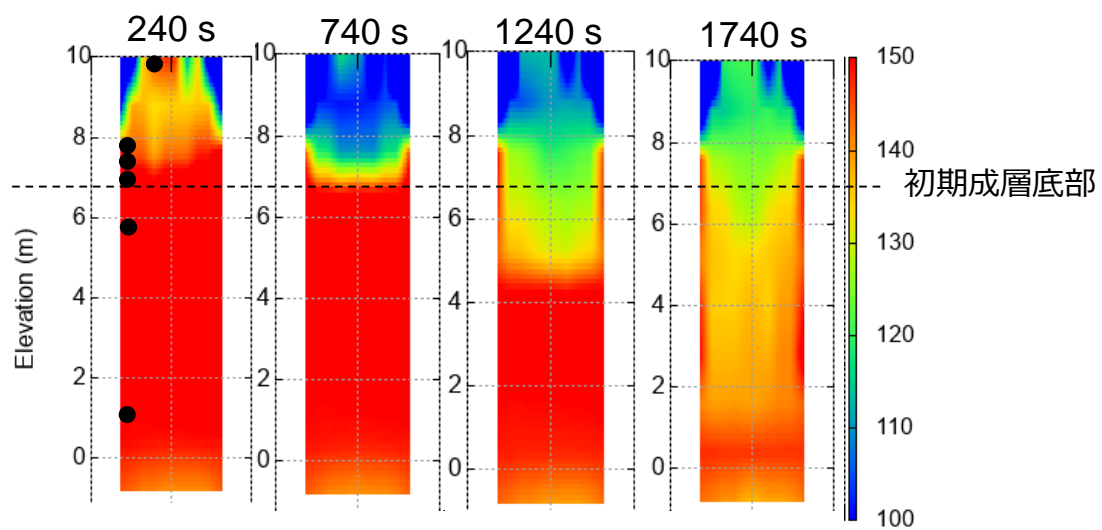


図 4.1.4-3 CIGMA 内流体温度分布

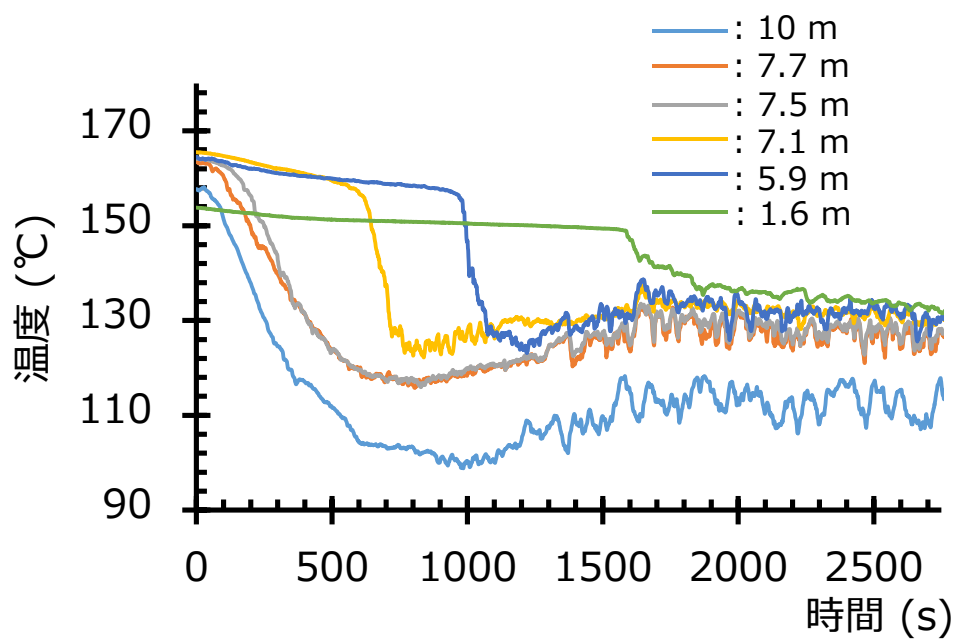


図 4.1.4-4 流体温度の時間変化

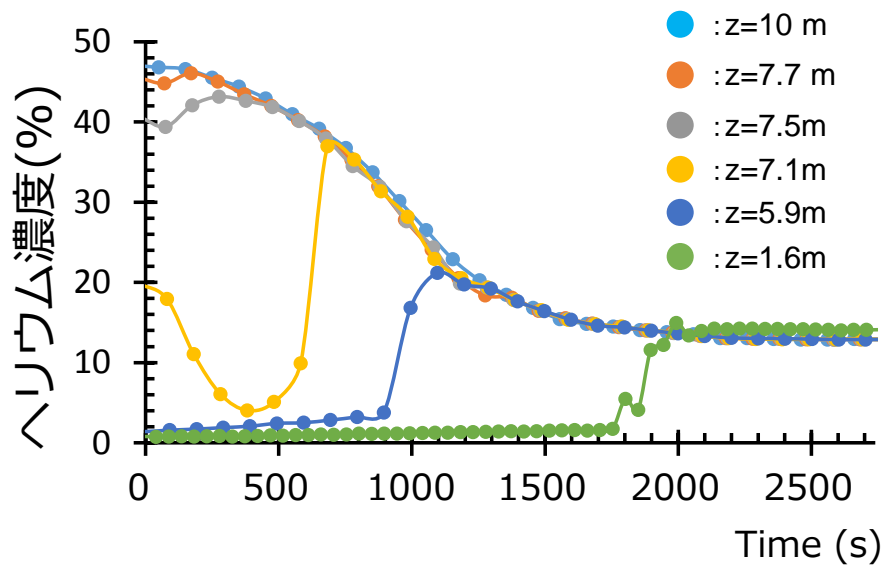


図 4.1.4-5 ヘリウム濃度の時間変化

#### 4.1.4.2. ノズル出口流速分布測定実験

CIGMA 試験装置に設置されている鉛直上向きノズルの性能を検証するために、ノズル出口近傍での PIV 測定を実施し、既往の実験結果との比較を行った。CIGMA に設置された注入ノズルは容器壁を貫入した後に 90 度曲がって上向きに設置しているため、曲り部分での偏流が生じないように配管内部に偏流板を設けるなどの工夫をしている。本実験はこれらの検証も含む。

実験は空気ジェットを対象として、合計 3 ケースで測定を行った（表 4.1.4-1 参照）。図 4.1.4-5 に 3 ケースでの主方向速度分布を示す。流れ場は、偏りのない対称的な分布を示しており、CIGMA に設置されているノズルが精度よく噴流を鉛直上向きに放出していることが示されている。

次に、既往の実験結果との比較に関して、図 4.1.4-6 に中心流速で規格化した平均流速の径方向分布を示す。本実験では測定位置がノズル上端から 17mm であり、ノズル出口からわずかに離れているため文献値よりも若干外側に広がる分布形状となっているが、 $x/D < 0.5$  では文献値とほぼ同様の形状を示している。さらに、図 4.1.4-7 に示している乱流強度に関しても、既往の文献値と同様の分布を示している。ノズル内流れでは、壁面近傍で速度勾配が大きくなることから、乱流強度もピーク値を示し、ノズル中心部に近づくにつれ、減衰する分布を示す。CIGMA の結果は、そのような一般的な傾向を示しており、ピーク値は平均流速の最大値の 15% で、定量的にも妥当な結果となっている。ピーク位置から中心部への減衰傾向も、既往の実験結果と同様で、中心部ではおよそ 5% 程度の値を示している。

以上で述べた結果は、CIGMA 装置に挿入されたノズルは一般的な流れ場を試験容器内に噴入できていることを示し、偏流板の適切な効果も確認できた。また、精緻に平均速度分布および乱流強度を測定できたこと、CIGMA 実験に関する数値流体解析を行う際の境界条件の設定に役立つデータとなった。特に RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes) 解析を行う場合、乱流エネルギーの値を設定する必要があるが、CIGMA 実験の解析を行う場合は 5-10 % 程度の値を設定することが妥当であることが、本実験結果からいえる。

表 4.1.4-1 ノズル出口流速測定の実験ケース

流量	
Case 30	30 g/s
Case 50	50 g/s
Case 70	70 g/s

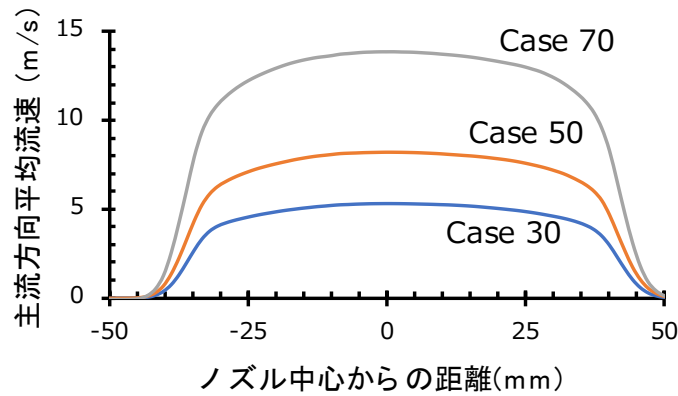


図 4.1.4-5 噴流ノズル近傍の主流方向流速分布

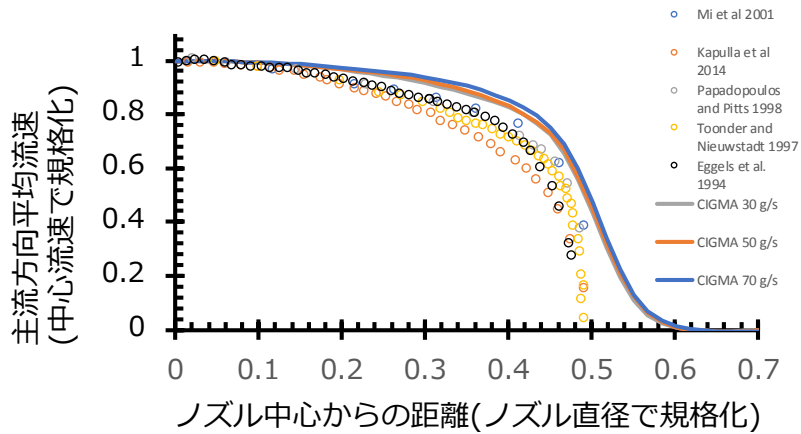


図 4.1.4-6 噴流ノズル近傍での中心流速で規格化した主流方向流速

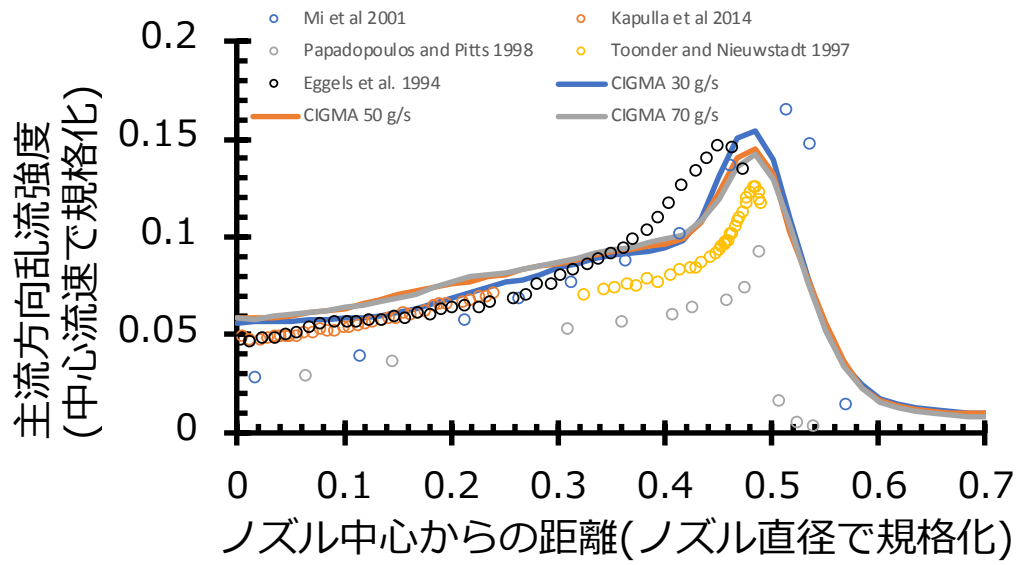


図 4.1.4-7 噴流ノズル近傍での中心流速で規格化した主流方向乱流強度



#### 4.1.5 CIGMA 装置に関する追設及び増設

CIGMA 装置は容器の外周に設けたプール及び冷却ジャケットに冷却水を供給し、容器の外部から壁越しに冷却する機能を有する。冷却系は容積の容器を水源としてポンプにより各部へ供給し、容器で暖められた水は排水するシステムである。このため実験時間が水源の容量（約 20m<sup>3</sup>）と供給流量によって制限され、長時間の定常実験は不可能であった。そこで本年度は、長時間安定した給水条件を可能とするために、冷却系をループ化するための増設を行った。系統図を図 4.1.5-1 に示す。冷却水を供給するための流量制御や計測部分は活かしつつ、循環流とするための配管、ポンプ、熱交換器、予熱器等を整備した。また、スプレー水低流量計測ラインの増設等を実施した。

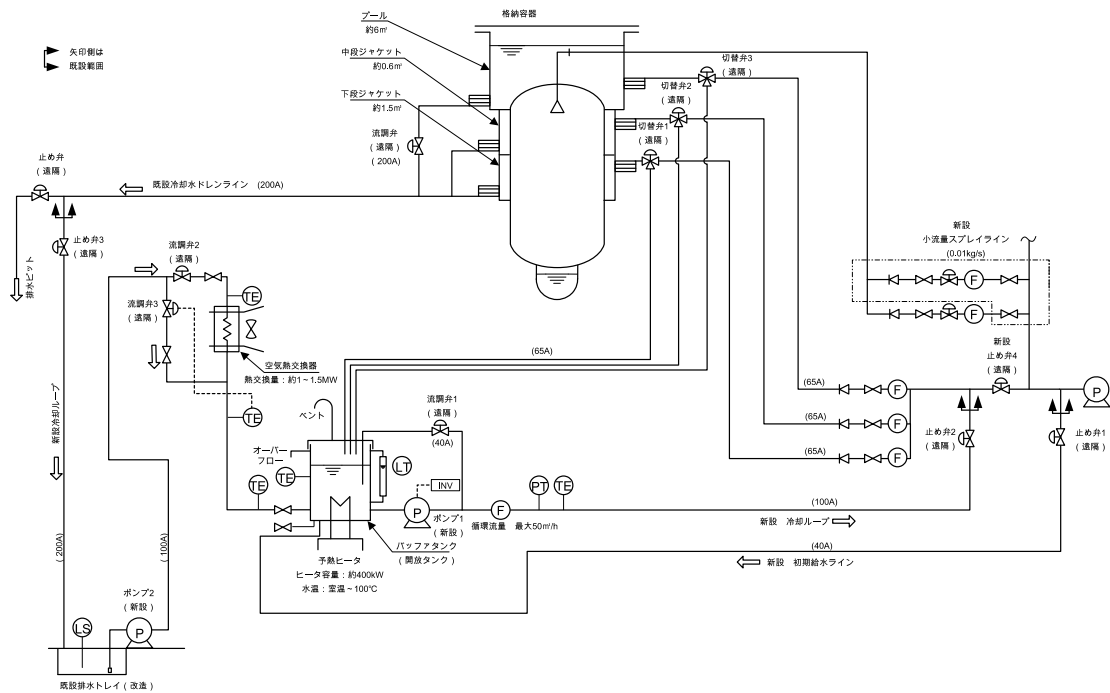


図 4.1.5-1 CIGMA 装置の外部冷却ループ

## 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系外に放出される可能性がある。環境への放射性物質の放出量を軽減する最も有効な対策の一つが、プールスクラビングである。プールスクラビングは、プール水中にエアロゾルを吹きこみ、エアロゾル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。

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主導で発足した。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[5]。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とともに、小規模実験より実機に近い条件におけるスクラビング実験を実施する予定である。また、本実験の特徴は、気液二相流と DF の関係に着目し、同じ実験体系・条件において詳細な気液二相流計測と高精度なエアロゾル (DF) 計測両方の実験データベースを構築するところにある。

平成 29 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[6]。

- 1) DF の粒子濃度依存性を調査するために、異なる計測原理のエアロゾル計測手法を用いて DF の粒子濃度依存性を計測し、結果の信頼性を確認するとともに、水深を変えて DF の粒子濃度依存性を調査し、水深の増加とともに依存性が顕著に現れる結果を取得した。
- 2) プールスクラビングモデルにおけるガス注入領域に着目し、0.3m 一定水深のプールスクラビング実験を実施し、気液二相流と DF のデータベースを構築した。
- 3) 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。

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) 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昨年度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) 昨年度実施した 0.3m 一定水深のプールスクラビング実験における二相流挙動観測の結果、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、今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、0.2 と 0.5m 内径試験部においてプールスクラビング実験を実施し、DF の計測結果を比較した。

#### 4.2.1 実験装置

本節では、プールスクラビング実験装置に関して記載するとともに、節末に今年度整備した主な内容をまとめる。実験装置等に関して、昨年度までに整備した部分を概説し、詳細は本事業の過去の報告書[5, 6]を参照のこと。

プールスクラビング実験装置の概略図を図 4.2.1-1 に示す。今年度は、常温常圧の水空気試験のみを実施した。現象のスケーリング効果を検討するために内径 0.2 と 0.5m の長さ 1m の試験部を 6 本ずつ有し、内 3 本は光学的な二相流計測用の透明ポリカーボネイト製であり、3 本はエアロゾル計測用の SUS 製である。試験内容に合わせて試験部を組み替え、同じ材質と内径の試験部同士を接続することによって、それぞれ全長 3m となる。試験粒子は、エアロゾル発生器の粒子保存容器に装填され、ピストンで連続的に押し出され、ブラシとガス流によって分散されて、エアロゾルとなる。発生エアロゾル濃度は、ピストンの押し出し速度によって制御される。本発生器からのエアロゾルは、中和器において粒子を含ま

ないクリーンなガスと混合し、実験の合計注入ガス流量になるよう必要に応じて混合部で他のクリーンなガスと混合し、内径 10 mm の注入ノズルから上向きに試験部へ注入される。各ガス流量はマスフローコントローラによって制御される。試験部を通過したエアロゾルは、大気に排出される。

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計測することによって求められる。

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

今年度のエアロゾル計測は主にエアロゾルスペクトロメータ (WELAS) を用いて実施されており、機器の詳細は[5]を参照のこと。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には、必要に応じて希釈器を利用した。

今年度整備した実験装置の主な内容と目的は以下に示す。

- 蒸気条件下におけるプールスクラビング実験を実施するために、蒸気システムを整備した。
- 試験部組み換え回数を減らすことで実験効率を上げるために、二相流計測用のポリカーボネイト試験部とエアロゾル計測用の SUS 試験部をそれぞれ独立に設置できる架台を整備した。
- より実機に近いスケールを模擬するために、内径 1m の試験部を製作した。

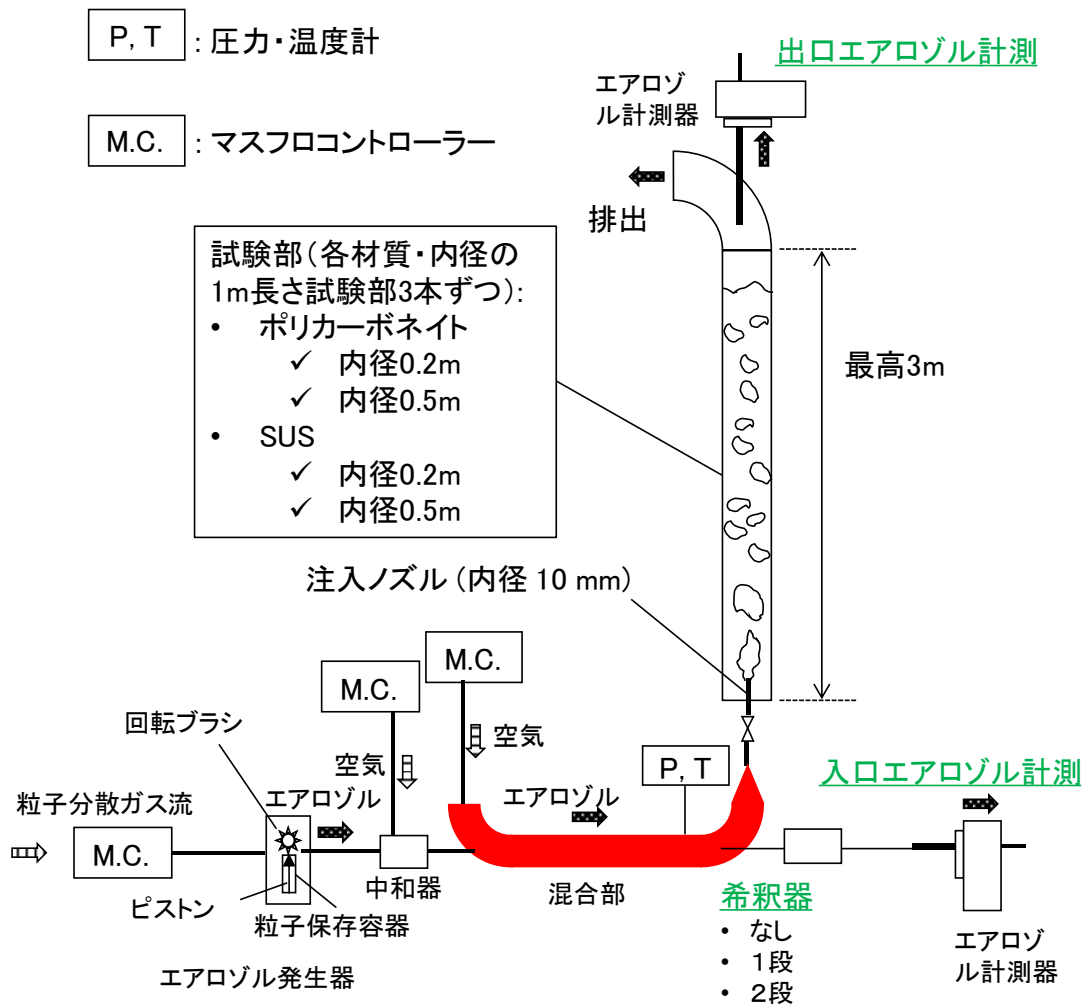


図 4.2.1-1 プールスクラビング実験装置模式図

## 4.2.2 エアロゾル混合輸送系統性能評価試験

プールスクラビング実験における DF 計測の誤差要因として、例えば実験の注入ガス流量条件を設定するためにエアロゾルにクリーンなガスを混合する混合過程やエアロゾルを輸送する過程における粒子ロスが挙げられる。図 4.2.1-1 の赤色部分で示す既存のエアロゾル混合輸送系統（以下混合輸送系統）は比較的小さい配管径のものであり、限定した注入ガス流量や粒子径条件においてのみ粒子ロスが少なく、高精度な DF 計測が可能であった。実験条件を拡張してより実機に近いガス流量や粒子径条件でのプールスクラビング実験を実施するために、平成 29 年度に混合輸送系統を新たに設計製作し、試験部上流への設置に先駆けて性能評価試験を実施し、その内容と結果をここに述べる。なお、本混合輸送系統は輸送ガス流量の大小に合わせて 2 種類製作しており、小流量と大流量はそれぞれ 60-600 L/min と 600-6000 L/min を想定し、基本配管内径はそれぞれ約 83 と 208mm である。

### 4.2.2.1. 混合性能評価試験

ここでは、上述した混合輸送系統の混合性能評価試験の内容と結果を説明する。本試験における混合輸送系統と計測部の模式図を図 4.2.2-1 に示す。本混合輸送系統は、エアロゾル発生器からのエアロゾルに、混合部の側面からエアロゾルを含まないクリーンなガスを混合してエアロゾルを希釈し、試験部にエアロゾルを注入できるものである。混合性能を評価するために、混合部の上流と下流の配管中心にエアロゾルサンプリングパイプを設け、混合部の上下流での単位体積当たりのエアロゾル濃度を比較することで、混合ガスによる希釈が設計通りに達成されているかを確認する。もし下流での計測結果が希釈ガス以上に濃度低下している場合は、粒子の有意なロスが生じていると判断できる。

試験粒子は、粒子径が 0.5, 1, 1.5  $\mu\text{m}$  の 3 種類の単分散  $\text{SiO}_2$  粒子を用いた。0.5, 1 $\mu\text{m}$  粒子を用いた実験の系統配置を図 4.2.2-1(a)に、1.5  $\mu\text{m}$  粒子を用いた実験の系統配置を図 4.2.2-1(b)にそれぞれ示す。上流計測部における各試験粒子の粒子径分布を図 4.2.2-2 に示す。表 4.2.2-1 には、粒子を伴うガス流量  $Q_a$  と混合ガス流量  $Q_g$  条件をまとめた。組み合わせたガス流量条件において、小流量と大流量混合輸送系統に対してそれぞれ以下の試験を実施した。各試験粒子、ガス流量条件に対して、混合部上流と下流のサンプリング計測部  $M_1$  と  $M_2$  からそれぞれサンプリングされたエアロゾルの単位体積における粒子数濃度を WELAS で同時計測した。各計測は 100 秒間行い、3 回繰り返し計測した結果の平均を用いて混合性能評価を行った。なお、WELAS のサンプリングガス流量  $Q_s$  は 5 L/min である。

WELAS で実測し混合部入口と出口部の粒子数濃度の比から希釈率  $D_m$  を求め、 $Q_a$  と  $Q_g$  の流量比から算出できる粒子数濃度の希釈率  $D_t$  と比較し、両者の比を  $R_d(=D_m/D_t)$  として、その結果を図 4.2.2-3~5 に示す。各希釈率の定義を以下に示す。

$$D_m = \left( \frac{C_1}{C_2} \right) / \left( \frac{C_1^0}{C_2^0} \right) \quad (4.2.2-1)$$

$$D_t = \frac{Q_a + Q_g - Q_s}{Q_a - Q_s} \quad (4.2.2-2)$$

式(4.2.2-1)における  $C_1$  と  $C_2$  はサンプリング計測部  $M_1$  と  $M_2$  において計測した粒子数濃度である。計測部  $M_1$  と  $M_2$  における WELAS の計測機差による誤差を排除するために、 $C_1$  と  $C_2$  に対して同じ粒子を伴うガス流量における混合ガスがない条件で計測した粒子数濃度  $C_1^0$  と  $C_2^0$  の比で規格化し、 $D_m$  を算出した。 $D_t$  においては、サンプリング流量  $Q_s$  による補正も考慮した。図 4.2.2-3~5 に示すように、全条件における  $R_d$  の結果はほぼ  $1 \pm 0.1$  に分布することから、本混合輸送システムの混合性能は非常に良好であることが確認できた。

#### 4.2.2.2. 粒子ロス評価試験

ここでは、上述の混合輸送システムの配管等における粒子ロス評価試験の内容と結果を説明する。粒子ロスの評価は、上述の混合性能評価試験において、混合ガスがない条件における計測部  $M_1$  と  $M_2$  で計測し、得られた粒子数濃度  $C_1^0$  と  $C_2^0$  の結果を用いた。

図 4.2.2-6,7 に示すように、全条件における実測した粒子ロス率  $R_l (= C_1^0 / C_2^0)$  は、粒子径の増大に伴って増加傾向であるものの、ほぼ  $1 \pm 0.1$  に分布していることから、本混合輸送システムにおける配管等への粒子ロスは限定的であることが確認できた。

#### 4.2.2.3. 断面内エアロゾル濃度分布計測

ここでは、上述の混合輸送システムの混合部下流の計測部  $M_2$  において、配管断面におけるエアロゾル濃度の分布を評価した。本試験における混合輸送システムと計測部の模式図を図 4.2.2-8 に示す。混合部上流のサンプリングパイプは配管中心に固定し、下流のサンプリングパイプを配管の径方向にトラバースし、重力方向を正として配管中心から距離  $r = -20, 0, 20, 35$  mm の 4 点にそれぞれ移動し、各点におけるエアロゾルを計測した。ここで、下流のサンプリング計測部  $M_2$  における配管半径  $R$  は 41.5 mm であり、上記 4 点の配管中心からの相対的な距離  $r/R = -0.48, 0, 0.48, 0.84$  である。0.5, 1  $\mu\text{m}$  の 2 種類の単分散  $\text{SiO}_2$  粒子を試験粒子として用いた。試験は小流量混合輸送システムのみで行われ、粒子を伴うガスと混合ガスの流量条件は表 4.2.2-1 に示す。各条件において、WELAS を用いて混合部の上流と下流サンプリング計測部からサンプリングされたエアロゾルを同時計測した。各計測は 100 秒間行い、3 回繰り返し計測した結果の平均を用いてエアロゾル濃度分布を算出した。

下流サンプリング計測部のサンプリングパイプが配管中心にある場合と距離  $r$  にある場合のエアロゾル濃度計測結果の比  $R_c$  を図 4.2.2-9~12 に示す。 $R_c$  は次式で定義される。

$$R_c = \left( \frac{C_1^r}{C_2^r} \right) / \left( \frac{C_1^c}{C_2^c} \right) \quad (4.2.2-3)$$

ここで、 $C_1^r$ と $C_2^r$ は下流サンプリングパイプが配管中心から距離  $r$  に配置された場合の上流と下流でそれぞれ計測された粒子数濃度であり、 $C_1^c$ と $C_2^c$ は上下流サンプリングパイプが配管中心に配置された場合の粒子数濃度である。各下流サンプリング計測部における粒子数濃度を同時計測した上流の粒子数濃度で規格化するのは、発生するエアロゾル濃度変動の影響を排除するためである。

図 4.2.2-9~12 から、全条件において、混合部下流のサンプリング計測部断面におけるエアロゾル濃度分布は、配管中心の濃度に対して±10%以内であった。このことから、本混合輸送システムの混合部下流サンプリング計測部断面において、半径方向に粒子濃度の有意な偏りは無く、断面平均エアロゾル濃度として配管中心1点での計測結果を用いることによる誤差が限定的であることを確認できた。

断面内エアロゾル濃度分布の結果に加え、4.2.2.1-4.2.2.2 節で説明した混合性能や粒子ロス評価の結果から、本混合輸送システムの性能を確認できた。次年度以降、本混合輸送システムを試験部の上流に設置し、運用する予定である。



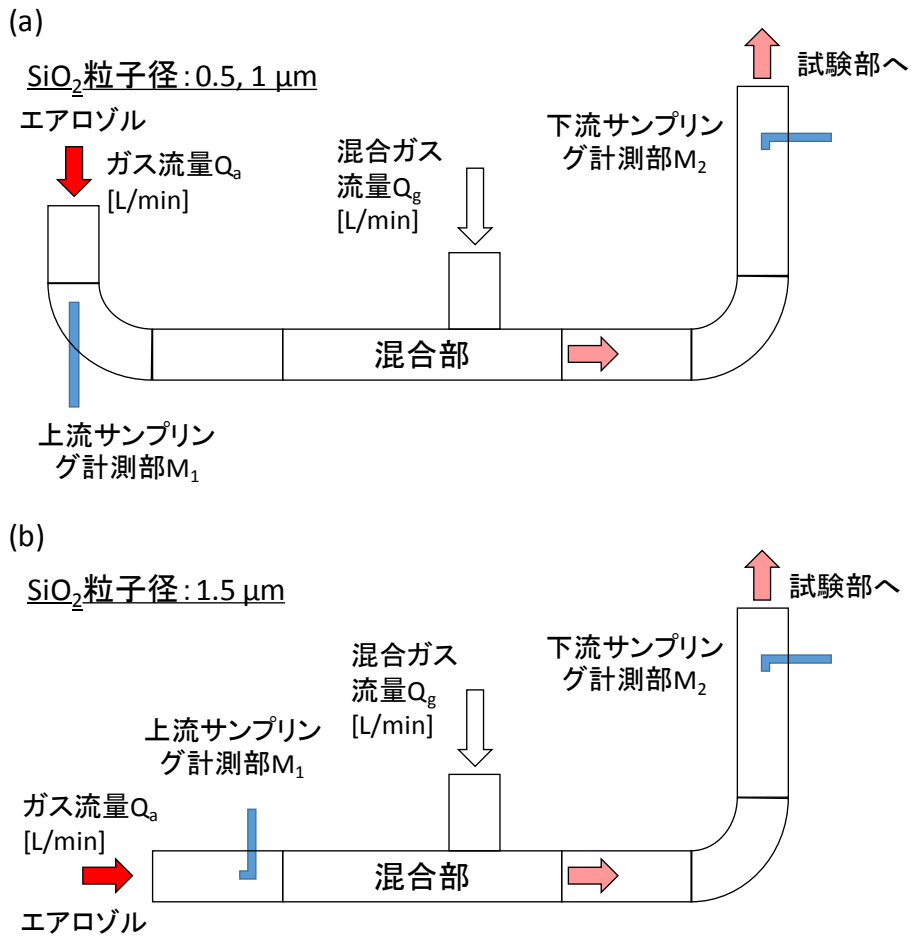


図 4.2.2-1 混合性能評価試験装置模式図

表 4.2.2-1 性能評価試験ガス流量条件

粒子を伴うガス流量 $Q_a$ [L/min]	混合ガス流量 $Q_g$ [L/min]	
	小流量系統	大流量系統
70	0	/
	100	
	200	
	400	
200	0	0
	100	400
	200	1000
	400	2500
		6000

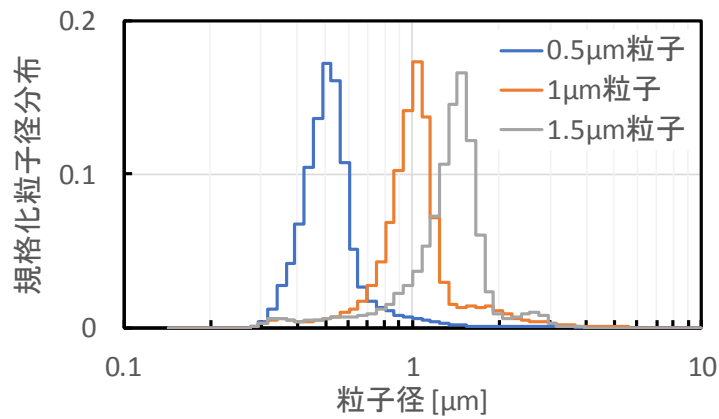


図 4.2.2-2 試験粒子の粒子径分布

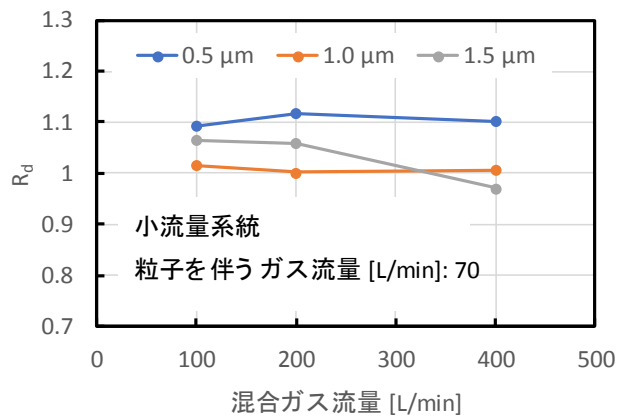


図 4.2.2-3 小流量系統における粒子を伴うガス流量 70L/min 時の混合性能結果

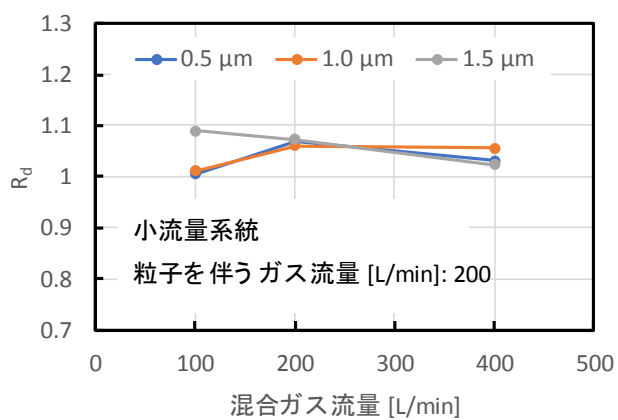


図 4.2.2-4 小流量系統における粒子を伴うガス流量 200L/min 時の混合性能結果

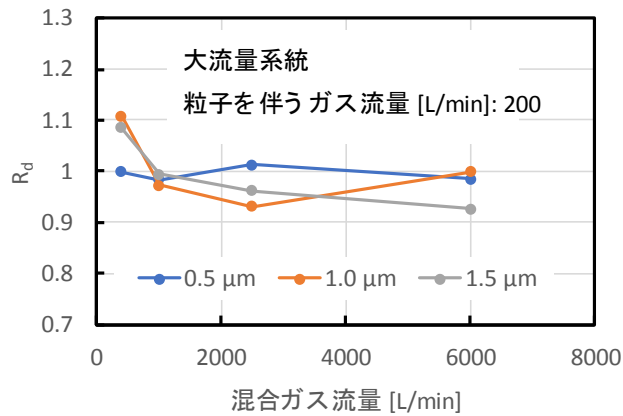


図 4.2.2-5 大流量システムにおける粒子を伴うガス流量 200L/min 時の混合性能結果

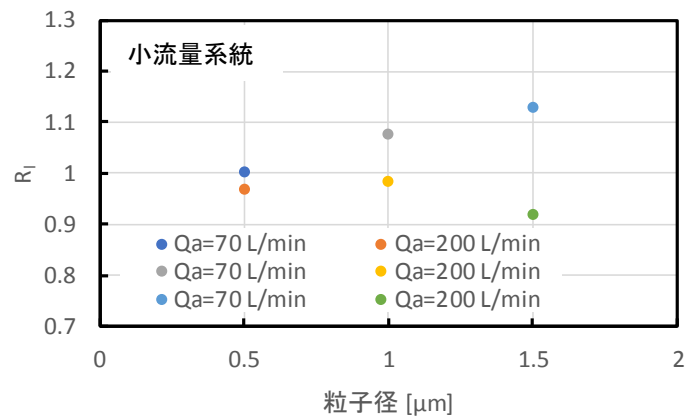


図 4.2.2-6 小流量システムにおける粒子ロス率

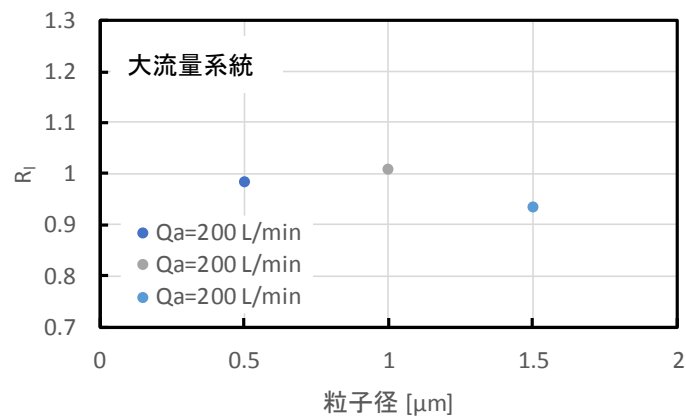


図 4.2.2-7 大流量システムにおける粒子ロス率

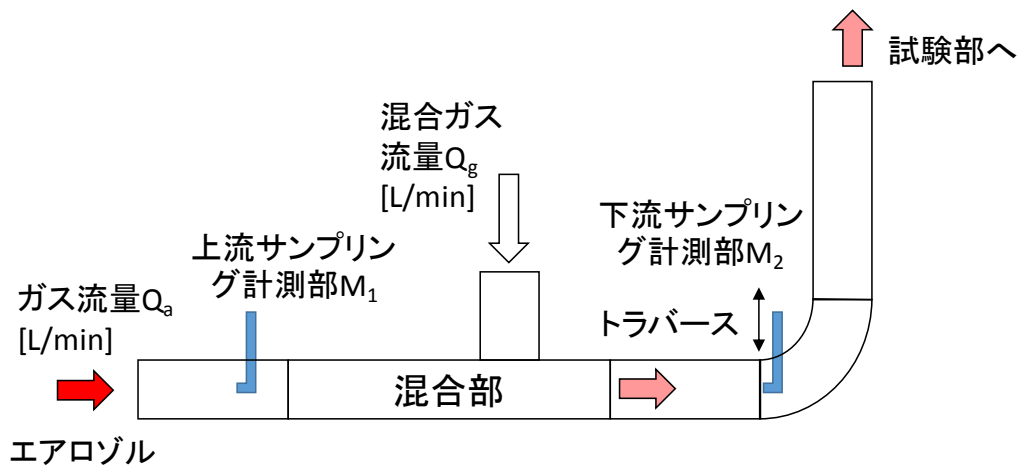


図 4.2.2-8 濃度分布計測試験装置模式図

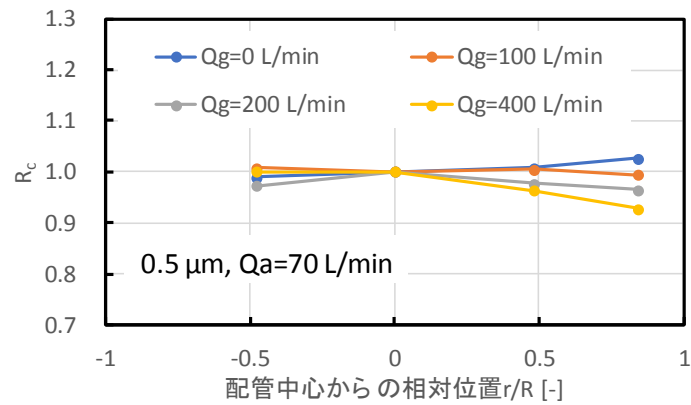


図 4.2.2-9 0.5 μ m 粒子を伴うガス流量 70L/min 時のエアロゾル濃度分布

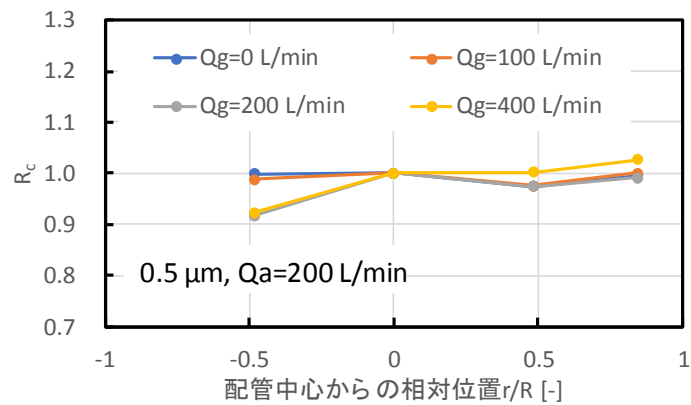


図 4.2.2-10 0.5 μ m 粒子を伴うガス流量 200L/min 時のエアロゾル濃度分布

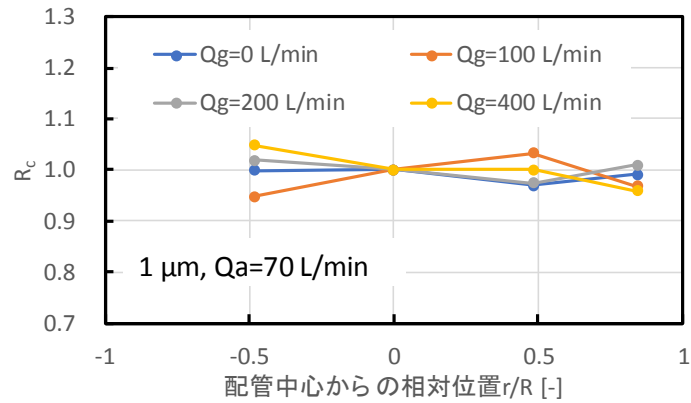


図 4.2.2-11 1 μ m 粒子を伴うガス流量 70L/min 時のエアロゾル濃度分布

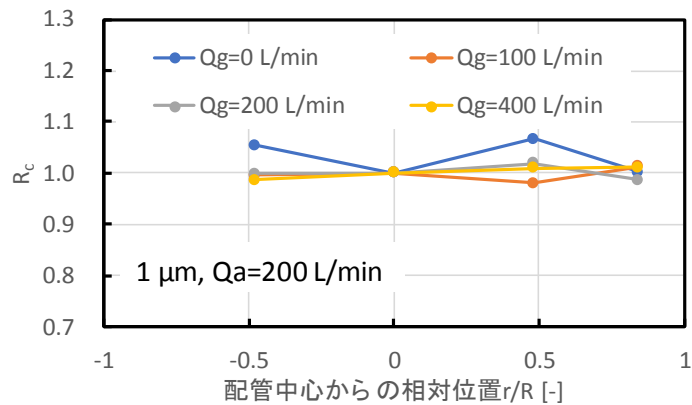


図 4.2.2-12 1 μ m 粒子を伴うガス流量 200L/min 時のエアロゾル濃度分布

#### 4.2.3 ガス注入領域スクラビング実験

プールスクラビングによる DF の評価モデルは、主として、ノズルから注入される初期気泡を含むガス注入領域と初期気泡が分裂して上昇する気泡上昇領域におけるモデルに分かれる。従来の実験研究では、両者を明確に分けた DF の計測・検討例がほとんど存在しない。この課題に対し、今年度は、ガス注入領域に着目し、当領域に限定した DF の計測に挑戦し、その実験内容と結果をここで説明する。

##### 4.2.3.1. 初期気泡可視化

ノズルから注入される初期気泡の長さや挙動を把握するために、高速ビデオで初期気泡を可視化した。実験装置の模式図を図 4.2.3-1 に示す。実験は、内径 0.5m のポリカーボネ

イト試験部で行われ、試験部を挟んで高速ビデオの反対側にライトを配置した。円形試験部の湾曲面を通過する光の屈折によって、高速ビデオで撮影される試験部内気泡形状の変形の影響を低減させるために、高速ビデオ側の試験部側面に水で満たした矩形の Water jacket を設けた。プール内の二相水深を約 0.6 m とし、試験部底面から内径 10mm の注入ノズルを通して空気を水中に注入し、ノズル出口の断面平均ガス速度 12, 18, 29, 38, 48, 58 m/s の 6 条件で可視化を実施した。初期気泡が緩やかに膨らむ Globule から気泡界面が激しく変形する Jet への遷移は、注入ガス速度に基づく  $We=10^5$  を境界に生じるとされており [7]、本実験においては  $We = 2 \times 10^4 - 5 \times 10^5$  であり、Globule と Jet の両方を含むものといえる。高速ビデオの撮影速度とシャッター速度はそれぞれ 1000 fps と 1/8000 s であった。

最大と最小注入ガス速度における初期気泡の写真を図 4.2.3-2 に示す。注入ガス速度の増加に伴って、気泡界面の乱れが大きくなり、より細長い形状となることが観察できる。初期気泡がノズル出口で切断 (pinch off) し、ノズルから離脱した瞬間のノズル先端から気泡上端までを初期気泡長さとし、各注入ガス速度条件に対する最大、最小および平均気泡長さを画像データから算出した。結果を図 4.2.3-3 に示す。なお、各注入ガス速度条件の気泡長さ計算に用いた気泡数は 50 個以上である。図 4.2.3-3 から、注入ガス速度の上昇に伴い、気泡長さが増加する結果となった。

#### 4.2.3.2. ガス注入領域 DF 計測

上記可視化実験から得られた各注入ガス速度に対する初期気泡長さに基づいてプール水深 (submergence) を決定し、DF を計測した。プールスクラビング実験は、同じ 0.5m 内径、1m 長さの SUS 試験部を用いて行われた。図 4.2.1-1 に示すように、試験部入口出口のエアロゾルをそれぞれ WELAS で同時計測し、DF を求めた。ただし、混合輸送部は、上記性能評価した平成 29 年度に新たに製作したものではなく、既存のものを用いた。試験粒子は 0.5, 0.7, 1  $\mu$  m の単分散 SiO<sub>2</sub> 粒子を使用し、WELAS で計測した各粒子の粒子径分布は図 4.2.3-4 に示す。本プールスクラビング実験は、上記可視化実験と同じ注入ガス速度の 6 条件で実施され、各注入条件に対して可視化で得られた最大、最小および平均初期気泡長さと同じ 3 つの水深をそれぞれ設定し、各水深における DF を計測した。WELAS 計測時間は 90 秒以上であり、3 回以上繰り返し計測して平均 DF を求めた。

各条件において取得した DF を図 4.2.3-5, 6 に示す。図中に各粒子や注入ガス速度条件の平均水深における DF に対して  $\pm 10\%$  のエラーバーをつけた。ただし、本エラーバーは、平均水深における DF の計測誤差を示すものではなく、最大および最小水深における DF と平均水深における DF の値の比較を容易にするために、平均水深における DF の  $\pm 10\%$  の値を示すものである。計測結果から、注入ガス流速や粒子径の増加に伴って DF は増加した。特に 1  $\mu$  m 粒子に対する DF の増加傾向が顕著であり、注入ガス速度の増加に伴って粒子の慣

性が増加し、気泡界面に衝突して保持される確率が増えたことが一因として考えられる。また、各粒子や注入ガス速度条件の最大および最小水深における DF は、同条件の平均水深における DF の±10%程度にほとんど納まっているため、平均水深における DF を各粒子や注入ガス速度条件におけるガス注入領域 DF の代表値と考え、今後上記可視化で得られた気泡挙動と合わせてガス注入領域のモデル高度化を検討する予定である。

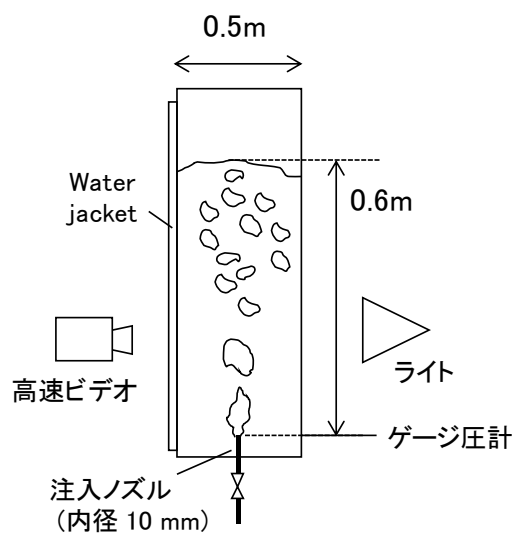


図 4.2.3-1 可視化試験模式図

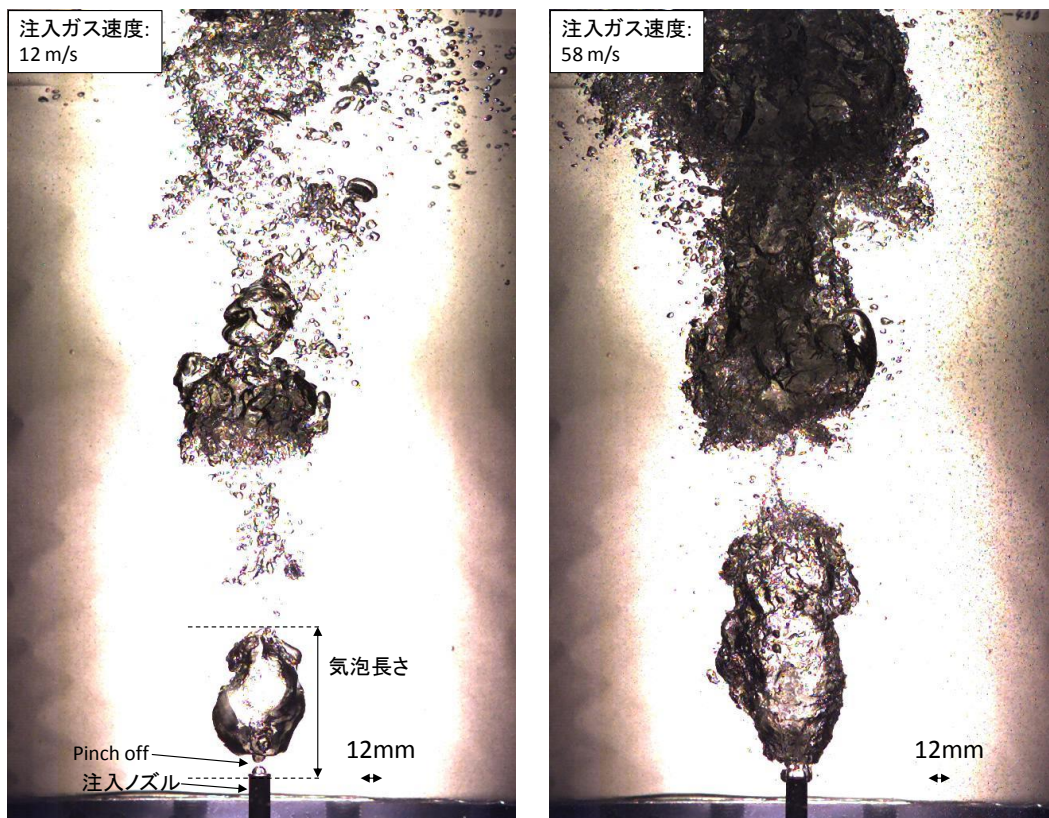


図 4.2.3-2 初期気泡写真

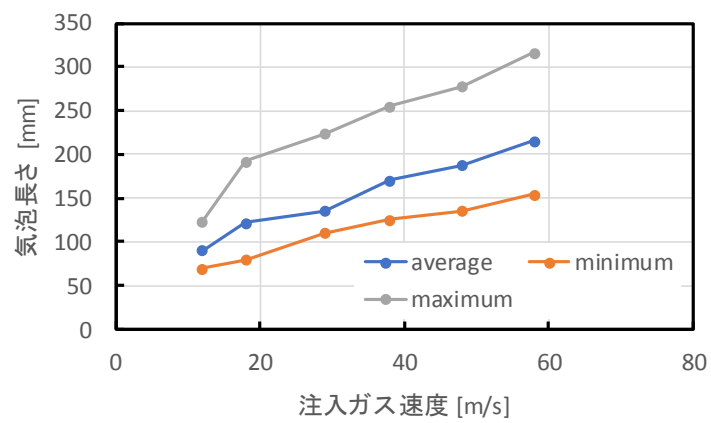


図 4.2.3-3 初期気泡長さ



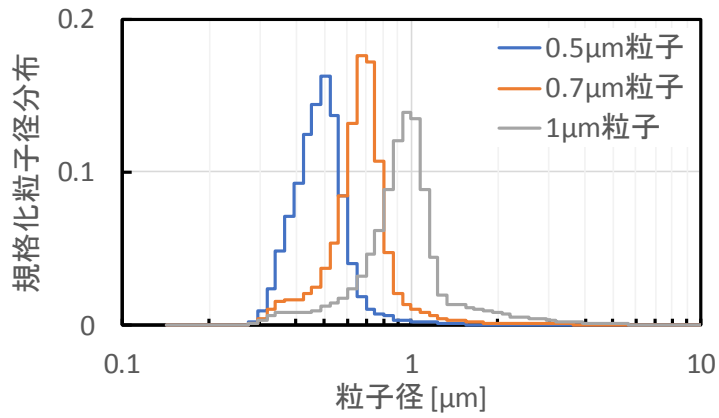


図 4.2.3-4 粒子径分布

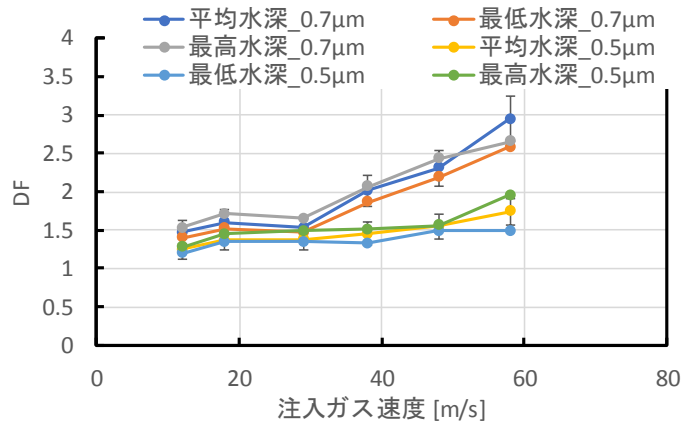


図 4.2.3-5 0.5, 0.7 μ m 粒子の DF

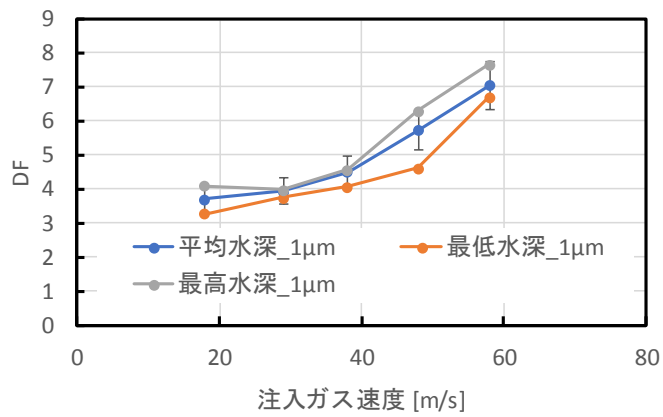


図 4.2.3-6 1 μ m 粒子の DF

#### 4.2.4 試験部のスケーリング効果実験

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、昨年度内径 0.2m 内径試験部において実施したスクラビング実験[6]と同じ条件に対して、内径 0.5m 試験部で今年度実施した実験の内容と DF 結果を説明する。試験部底面から内径 10mm の注入ノズルを通して上向きに空気が注入される。注入ガス流量は 100 L/min であり、1.6, 2.4m の 2 水深において実験を実施した。試験粒子は  $0.5 \mu\text{m}$  の  $\text{SiO}_2$  粒子である。各実験において、注入エアロゾル濃度を変化させ、各濃度における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 100 秒以上であり、3 回以上繰り返し計測して平均 DF を求めた。なお、混合輸送部は、昨年度実施した 0.2m 内径試験部での実験と同じ既存のものを使用した。

両試験部における DF の計測結果を図 4.2.4-1 に示す。試験部内径に依存せず、エアロゾル濃度の減少に伴う DF の増加傾向が観測され、特に高濃度側における DF の計測値もよく一致した。この結果は、0.2 と 0.5m 内径試験部内のスクラビング現象が同じスケールのものであることを示唆するものであり、今後は、より実機に近い 1m 内径試験部での DF 結果と比較したり、他の熱水力条件における DF 結果と比較したりすることによって、実験室規模の実験結果によって構築されたモデルの実機現象への適応性を検討する予定である。

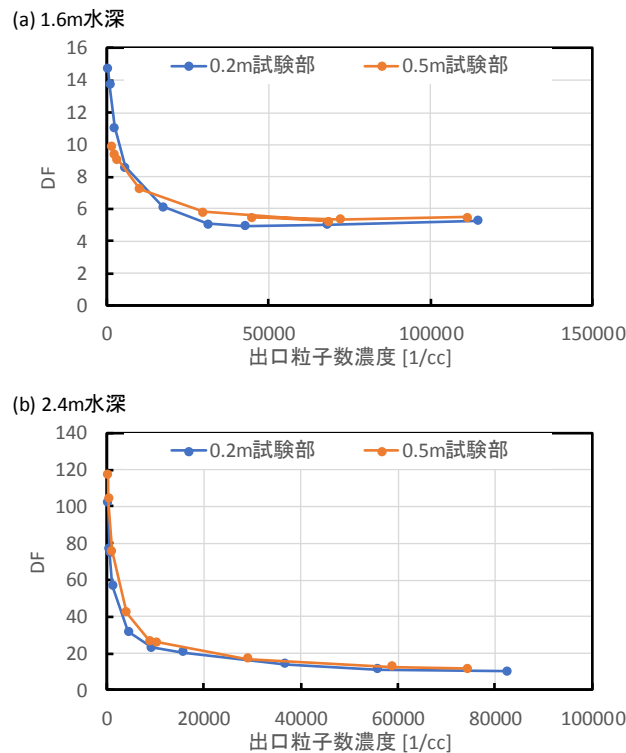


図 4.2.4-1 異なる直径の試験部における DF; (a)1.6m 水深, (b)2.4m 水深

#### 4.2.5 まとめ

プールスクラビングモデルの高度化のために、今年度の実施内容と成果を以下にまとめる。

- 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昨年度製作したエアロゾル混合輸送系統の性能評価試験を実施し、その有効性を確認した。
- 2) ガス注入領域のプールスクラビングモデルの高度化のために、当領域の DF と二相流データベースを構築した。
- 3) 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、0.2 と 0.5m 試験部で計測した DF を比較し、両試験部の現象は同じスケールのものであることを示唆する結果を取得した。

#### 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。

#### 4.3.1 実験装置

実験装置の模式図と写真を図 4.3.1-1 と図 4.3.1-2 にそれぞれ示す。試験部は、透明アクリル製であり、上部 1m 分は 0.5m×0.5m の正方形断面、下部 1m 分は 1.0m×0.5m の長方形断面となっている。試験部上部に拡がり角 15 度のフルコーンスprayノズルを設置し、spray水流量をコリオリ式流量計 (KEYENCE 社 FD-SS2A) で計測する。sprayの液滴径は、位相ドップラー式粒子分析計 (以降 PDI) を用いて計測する。PDI の原理等に関しては過去の報告書[4]を参照のこと。エアロゾル発生器から入口エアロゾル計測部までのエアロゾル導入系統は、プールスクラビング実験のものと同様であり、詳細は図 4.2.1-1 を参照のこと。エアロゾルは矩形管より試験部に導入され、試験部内のsprayを横切り、円形パイプから排気される。

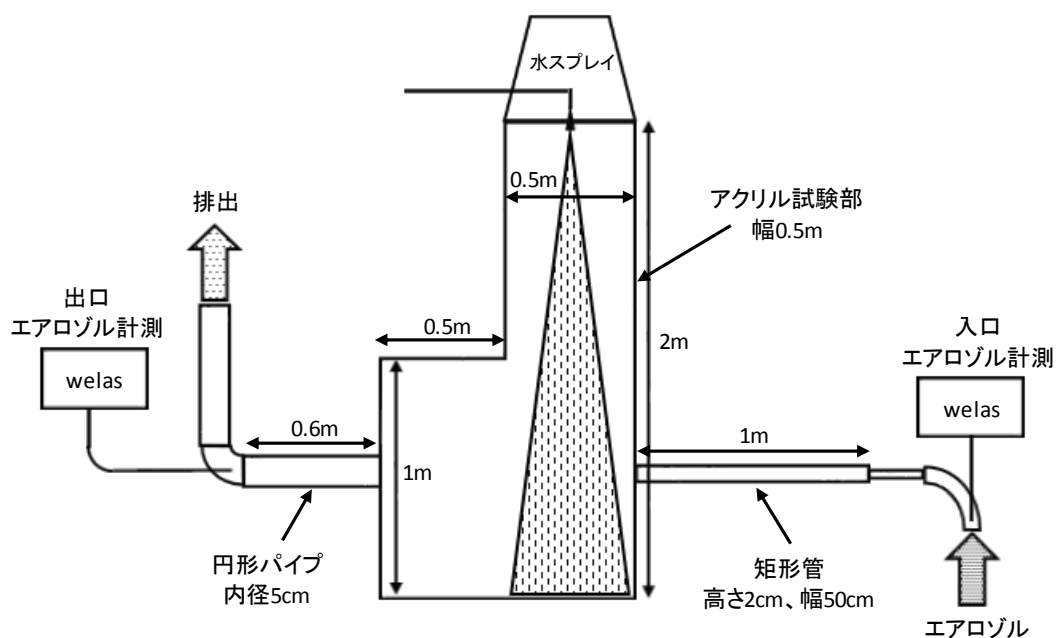


図 4.3.1-1 スプレイスクラビング実験装置模式図

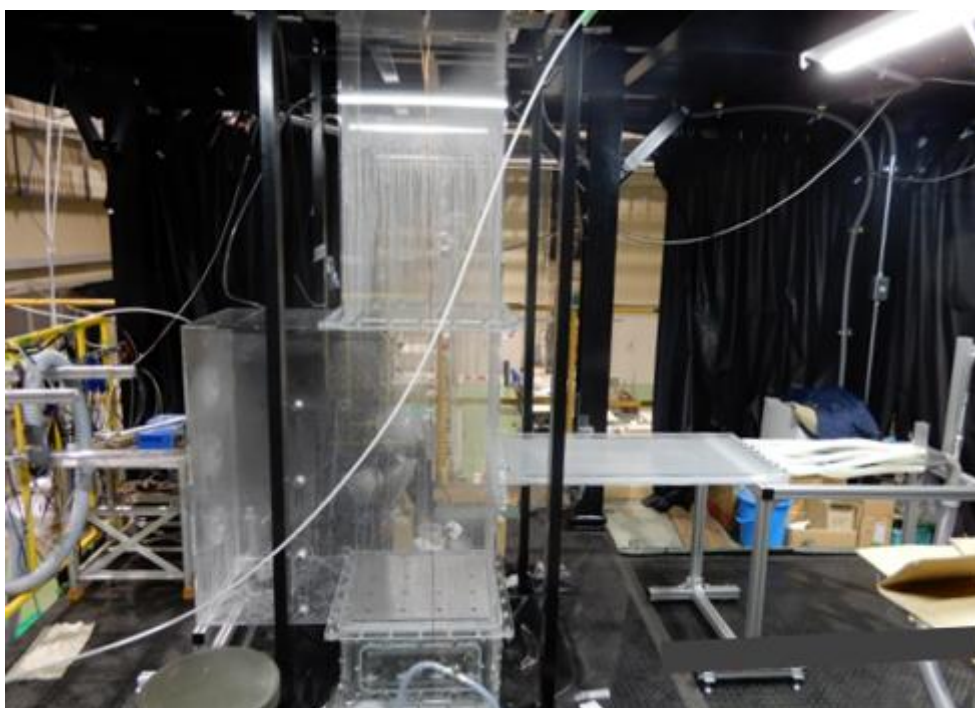


図 4.3.1-2 スプレイスクラビング実験装置写真

#### 4.3.2 液滴径計測

スプレー水流量 0.3, 0.6, 0.9 L/min 条件における液滴径を PDI で計測した。計測点はスプレーノズルより 46cm 下の試験部正方形断面中心である。計測液滴径分布の結果を図 4.3.2-1 に示す。スプレー水流量が 0.9 L/min から 0.6 L/min に下がるのに伴い、液滴径のピークは  $20\mu\text{m}$  から  $40\mu\text{m}$  に増加した。0.3 L/min 時、明確な液滴径のピークは現れなかった。

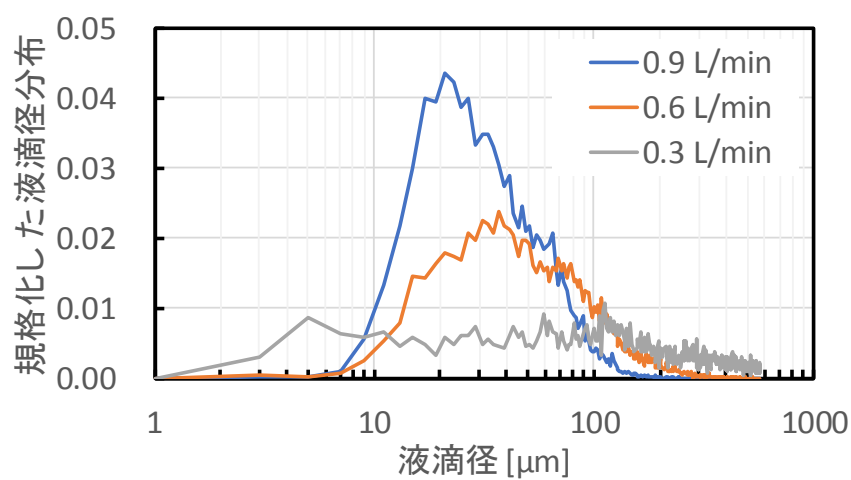


図 4.3.2-1 液滴径分布

### 4.3.3 DF 計測

スプレイを横切るエアロゾルの DF 計測を実施し、ここで実験内容と結果を説明する。実験は、表 4.3.3-1 に示す試験部に注入される粒子を伴うガス流量とスプレイ水流量を組み合わせた条件で実施した。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 100 秒以上であり、2 回以上繰り返し計測して各条件の平均 DF を求めた。試験部出口の WELAS に液滴が混入することによる計測誤差をなくすために、出口サンプリング配管を 120℃まで加熱し、条件を揃えるために試験部入口部のサンプリング配管も同じく 120℃まで加熱した。試験粒子は 4.3.3 節のプールスクラビング実験同様に、0.5, 0.7, 1.0  $\mu\text{m}$  の単分散  $\text{SiO}_2$  粒子を用いた。WELAS で計測した各試験粒子の粒子径分布は図 4.3.3-4 を参照のこと。

最初に、バックグラウンドとしてスプレイ水を散布しない場合の DF を計測した。結果を図 4.3.3-1 に示す。スプレイを作動しない条件でも DF は 1 より大きく、粒子径の増加とガス流量の減少に伴って DF が増加傾向であり、DF の最大値は 1.6 程度であった。計測した DF の傾向と注入ガス流量に対して試験部空間が大きく粒子の滞在時間が長いことを考慮し、DF が大きい原因は重力沈降で粒子の一部が試験部底面に堆積し、粒子ロスした可能性が考えられる。本実験ではこれを考慮し、DF に対する粒子ロスの影響を緩和させるためにスプレイを作動した条件で計測した DF を同じガス流量におけるスプレイを作動しない条件での DF で割ることで規格化した。求めた DF を図 4.3.3-2 に示す。キャリアガス流量の減少に伴って、DF は増加傾向となった。これは、ガス流量の減少に伴ってスプレイ領域におけるエアロゾルの滞在時間が長くなったためと考えられる。スプレイ水流量が 0.6, 0.9 L/min の場合は、粒子径の増加に伴って DF が上昇した。粒子径の増加に伴って粒子の慣性が増加し、液滴と衝突する確率が増えたことが一因だと考えられる。また、スプレイ水流量の増加に伴って DF は上昇した。これはスプレイ水流量の増加に伴う空間内液滴密度の増加もしくは液滴速度の上昇によって、液滴と粒子の衝突確率が増えたためと考えられる。一方、スプレイ水流量が 0.3 L/min の場合、DF が 1 程度と小さく（スプレイ水を散布しないバックグラウンド時の DF と同程度であり）、DF に対する粒子径の依存性はほとんど見られなかった。図 4.3.3-3 に示すように、スプレイ水流量 0.9 L/min 時のスプレイの広がり角度はノズルで規定する 15° であるのに対し、0.3 L/min 時の広がり角度はそれより小さい 11° 程度であった。液滴の横方向の減速がなく、円錐を仮定すると、0.9 L/min 時のスプレイの断面積は 0.3 L/min 時の 2 倍程度となる。図 4.3.3-4 の模式図で示すように、0.9 L/min と比べ、0.3 L/min 時のスプレイ領域が減少し、スプレイ領域を通過しないエアロゾルが増えるために、DF が小さく、粒子径依存性が顕著に現れなかった可能性がある。

今年度の実験結果にも反映されているように、既設装置では、スプレー領域を通過するエアロゾル量を把握できなく、スプレー水流量やガス流量条件によって変化すると考えられる。そのため、全エアロゾルがスプレー領域を通過できるよう、エアロゾル注入口をスプレー領域内に設置する装置改造を来年度実施予定である。

表 4.3.3-1 実験条件

粒子を伴うガス流量 [L/min]	スプレー水流量 [L/min]	粒子を伴うガス流量 [L/min]	スプレー水流量 [L/min]
95	0	395	0
	0.3		0.3
	0.6		0.6
	0.9		0.9
195	0	795	0
	0.3		0.3
	0.6		0.6
	0.9		0.9

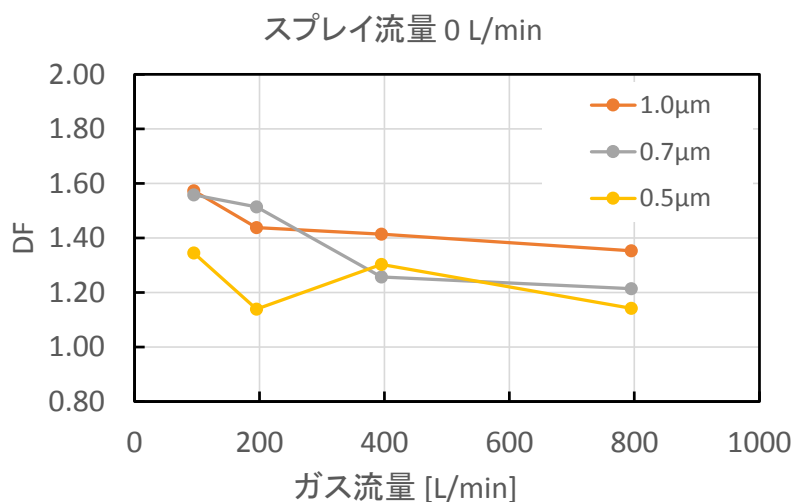
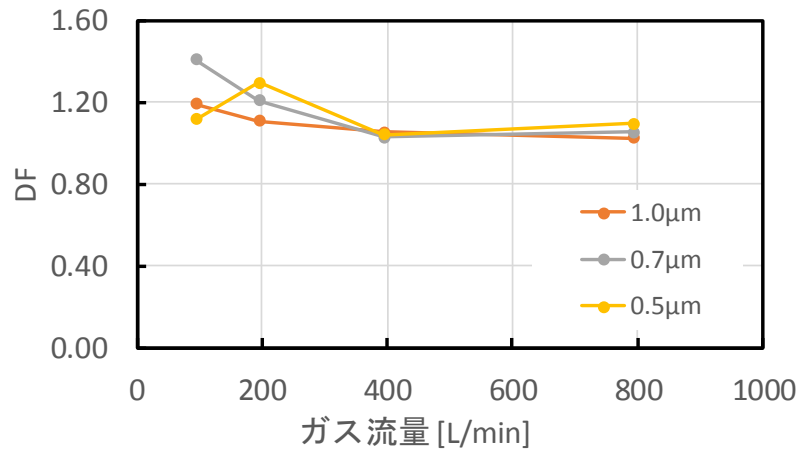
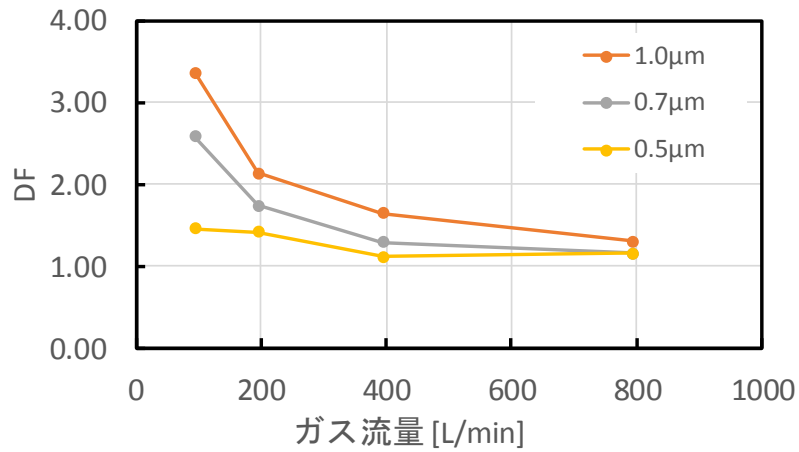


図 4.3.3-1 スプレー水流量 0L/min 時の DF 計測結果

(a) スプレィ流量 0.3 L/min



(b) スプレィ流量 0.6 L/min



(c) スプレィ流量 0.9 L/min

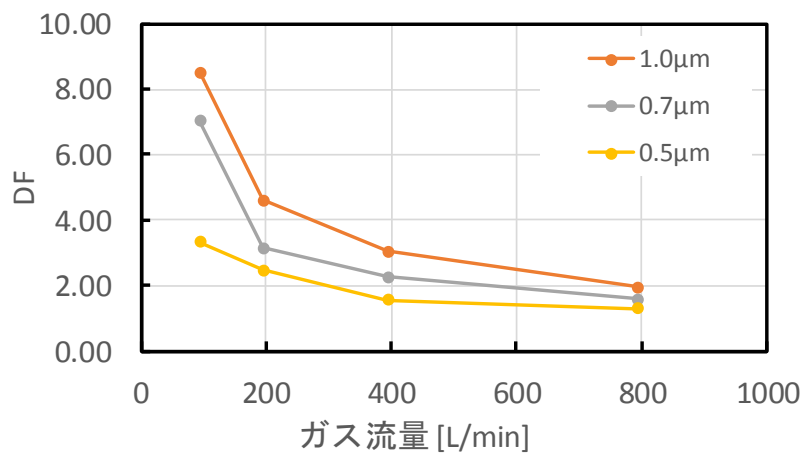


図 4.3.3-2 スプレィ作動時の DF 計測結果: (a)0.3 L/min, (b)0.6 L/min, (c)0.9 L/min.



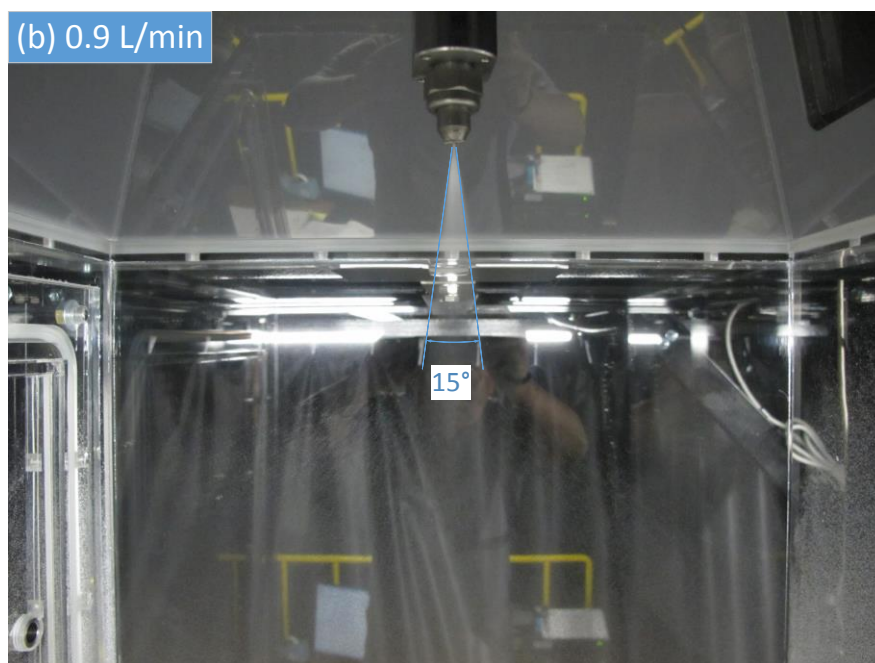
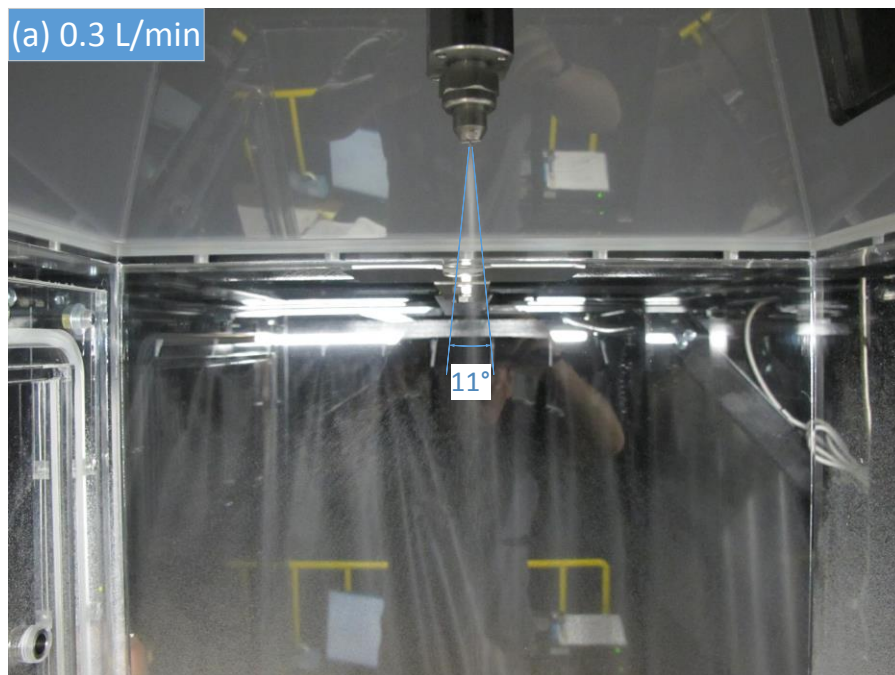


図 4.3.3-3 スpray広がり角: (a)0.3 L/min, (b)0.9 L/min.

### 側面図

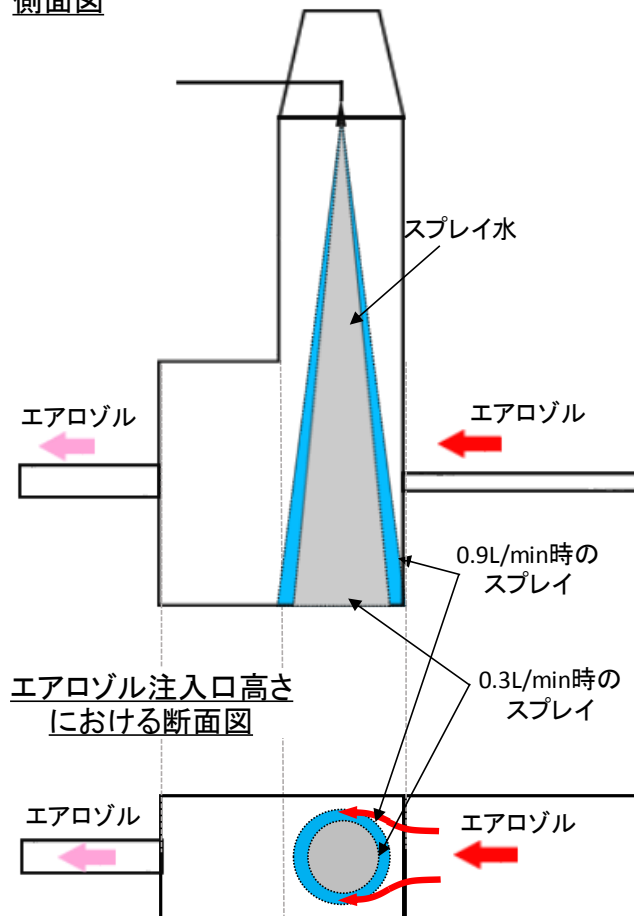


図 4.3.3-4 非スプレイ領域を通過するエアロゾルの模式図

#### 4.3.4 まとめ

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、液滴によるエアロゾル除去モデル、特に落下液滴群を横切るエアロゾルの除染モデルの高度化のために、

- 1) PDI を用いてスプレイの液滴径分布を計測した。
- 2) WELAS を用いて、スプレイを横切るエアロゾルの DF 計測を実施した。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。

既設装置では、スプレイ領域を通過するエアロゾル量を把握できない課題があり、全エアロゾルがスプレイ領域を通過できるような装置改造とそれを用いた再実験を来年度行う予定である。

#### 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. 研究目的

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。しかし、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、凝縮を伴う際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。

昨年度報告書[2]で、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、滴状凝縮条件下での流速分布・温度分布の計測結果について示した。流下液滴による非定常挙動が観測された。今年度は昨年度の結果を踏まえ、膜状凝縮条件での流速分布・温度分布計測を行った。

###### 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・出口側拡大部から構成されている。助走部長さは 0.3m、試験部長さ 1.5m、試験部内高さは 7cm、幅 35cm 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することが可能である。また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。助走部の下面には、膜状凝縮条件を模擬するための液膜供給部を設置しており、ここからシンターを通して水がしみだして下流の試験部底面を液膜で覆うことを可能とした (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。レーザー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、ガラス面に外部から加熱空気を吹き付けられる構造とした。試験部底面以外での冷却を防止するため、試験装置の外周は断熱材を設置してあり、また放熱補償のためのラバーヒーターも設置している。

#### 4.4.1.3. 実験内容

蒸気・空気の混合気体を流入させ、助走部から液膜を供給し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た。混合気体用過熱器の温度設定を 60℃とした。空気流量は 3000L/min (室温での体積流量、単位時間あたりのモル流量 2mol/s)、蒸気流量は 32.4kg/h (100℃での体積流量 900L/min、単位時間あたりのモル流量 0.5mol/s) とした。すなわち、混合気体中の蒸気の本分率は 0.2 となり、試験容器内圧力はほぼ大気圧であるため、本条件での飽和蒸気圧力 19.9kPa、飽和温度 60℃となる。液膜として純水を 30L/min で助走部底面から供給した。純水の温度は約 9.5℃であった。試験部内の流動がほぼ定常状態とするため、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 1mm 下方の位置) での温度がほぼ一定となっているのを確認し、液膜供給開始から 1 時間程度経過した後、流速の計測を開始した。試験部の傾斜角度は 5 度である。

本実験では、試験部底面に液膜が流れる。液膜厚さは多少の変動はあるものの最大で 5mm 程度であり、流速計測用 LDV のレーザー光と液膜が可視窓にて干渉することを防止するため、LDV を水平方向からの傾斜が約 3 度となるように設置した。図 4.4.1-3 が LDV の設置角度を模式的に表した図である。LDV では 2 本のレーザーを照射 (図 4.4.1-3 下図参照) し、その交点 (プローブ) での速度を計測するが、この図ではプローブが試験部中央底面に接触している様子を表している。この条件で、可視窓の位置ではレーザーは液膜よりも上方 (底面からの高さ約 9mm の位置) から試験部へ照射されるため、液膜と干渉しない。また、温度分布は試験部内に設置した熱電対を移動させることで計測した。流速および温度の計測位置はそれぞれ  $x=1600\text{mm}$ ,  $1610\text{mm}$  とした。

#### 4.4.1.4. 実験結果

図 4.4.1-4, 5 に壁面垂直方向の速度分布の結果を示す。図 4.4.1-4 は試験部全体、図 4.4.1-5 は液膜近傍の速度分布を示している。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。本実験では試験部底部に液膜を供給しているため、底面側の乱流強度が強く、底面側の速度境界層が上面側の速度境界層に比べて大きくなっている。図 4.4.1-6 に速度 r.m.s. 値の分布を示す。Z=5mm 近傍で r.m.s. 値のピークが観測された。液膜面近傍で乱流

強度が大きくなっていることが分かる。横軸に対数表示した試験部内高さ  $z$ 、縦軸に平均速度とし、平均速度分布をプロットした図を図 4.4.1-7 に示す。横軸、縦軸ともに無次元化を行っていないが、平均速度  $u_m$  を対数プロットすることで、ほぼ直線状の分布が、高さ  $z$  が約 6mm 以上の領域で見られる。これは対数則の存在を示唆するものであり、さらなるデータの分析により明らかにしたい。また、壁面には液膜が存在するため流速はゼロに漸近しない。液膜厚さは約 2~3mm で変動しており、それに伴う平均速度の変動はあまり大きいものではなかった。また、液膜中に LDV のプローブが埋没していると考えられる場合においても速度データを取得できた。この点については液膜中の速度分布を別途計測し、比較検討を進める。

温度分布を図 4.4.1-8 に示す。熱電対の位置および温度データから推測される平均的な液膜表面位置 ( $z=3.5\text{mm}$  : この高さでは熱電対の先端が交互に気相・液相に接触した) を青線により示している。使用した熱電対のシース径は 0.5mm である。液膜直上 ( $z=4\text{mm}$ ) では 31°C 以上を示し、一方で液膜内の温度 (純水の温度) は 11.4°C 程度であり、1mm 程度の空間に 20°C 程度の大きな温度差が存在した。また速度境界層と同様、温度境界層も底面側の方が大きくなる。混合気体用の過熱器の温度設定は 60°C としたが、実際には 60°C 以上に過熱されており、最も高い温度で 62.5°C 程度となっている。

図 4.4.1-9 に規格化した平均速度および温度分布を示す。速度もしくは温度のその高さでの値を  $X$ 、最大値を  $X_{\max}$ 、界面 ( $z=3.5\text{mm}$  と設定) での値を  $X_s$  とすると、 $(X-X_s)/(X_{\max}-X_s)$  としてそれぞれの物理量の規格化を行った。この結果からわずかに速度境界層の方が境界層が厚くなっている。本実験と同様に、蒸気および空気の混合気体の凝縮を伴う条件での速度分布・温度分布を計測している Kang らの結果[3]も同様の傾向を示している。しかし、Kang らは、境界層の厚さの差に本実験結果よりも大きな差が生じたことを報告している。この点については今後も検証を進める。

#### 4.4.1.5. 今年度の実験装置整備内容

実験条件の拡充、計測データの精度向上等を目的として主に以下の試験装置整備を本年度実施した。

1. 2重ガラス過熱窓の設置
  2. 熱電対用自動トラバースの設置および楕形熱電対の製作
  3. 空気配管の蔵越
1. 可視窓部分のガラスを2重にし、側面をステンレスで囲うことで、効率的に曇り止めの加熱空気をガラス面に供給できるようにした。
  2. 試験部内の空間温度分布を計測するための熱電対の位置制御を自動トラバースによる制御を可能とした。また、楕形の熱電対を製作し、試験部内の複数の高さ位置での温度

を同時計測可能とした。

3. 空気配管を増設し、大流量での空気が供給可能となり、より広範囲での実験条件を可能とした。

#### 4.4.1.6. まとめと今後の計画

今年度は、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した。

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。その際、凝縮液膜内の速度分布も計測し、底部の速度境界条件についてのデータも取得する必要がある。さらに、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。そのため、試験部傾斜角を 90 度にした条件での速度分布計測等を行う予定である。

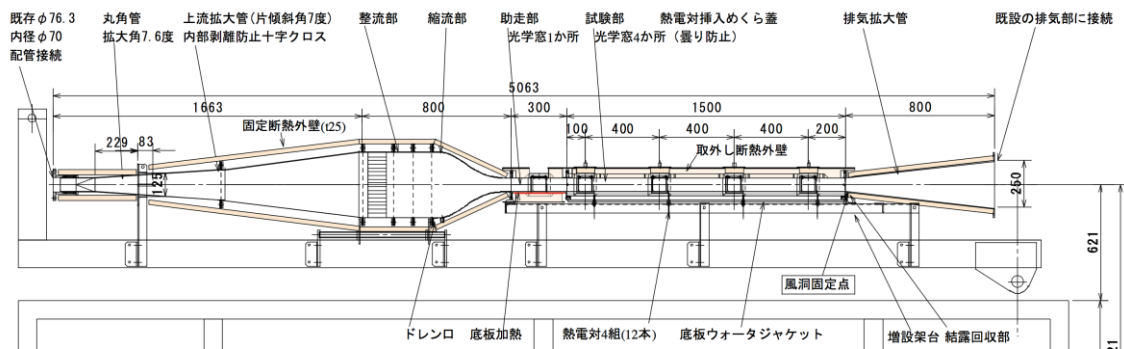


図 4.4.1-1 WINCS 全体図

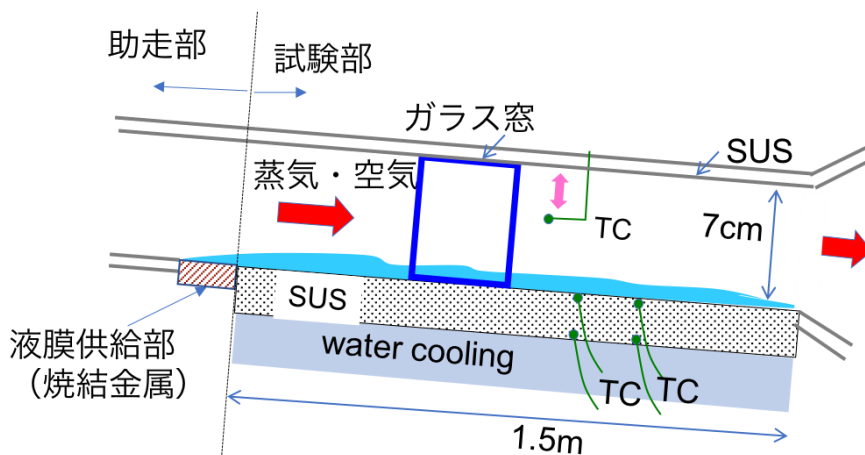


図 4.4.1-2 液膜供給模式図

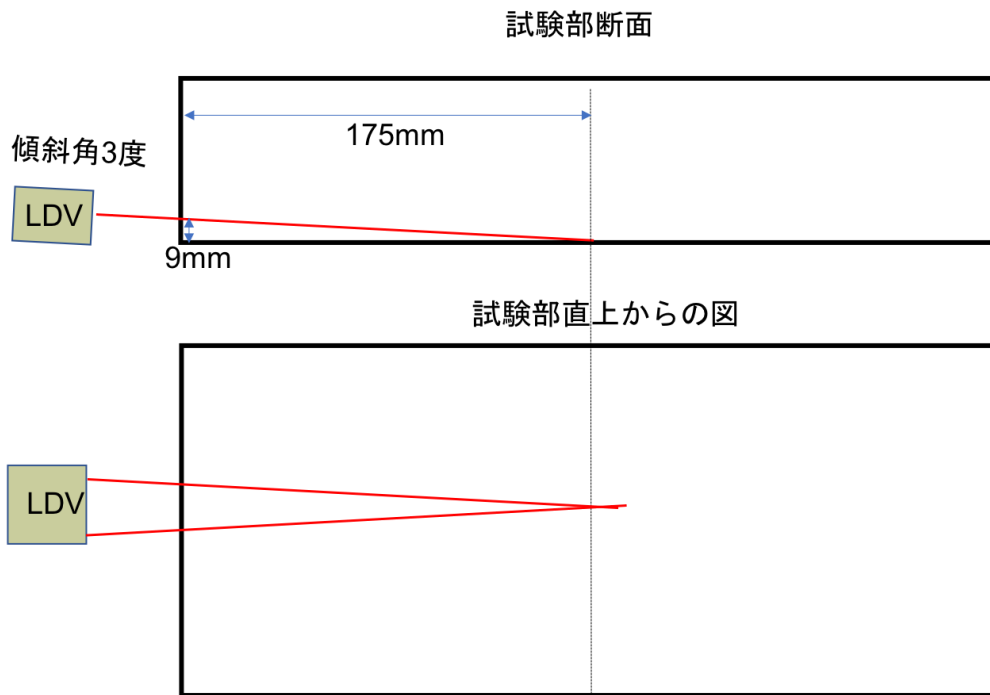


図 4.4.1-3 LDV 設置角度の模式図

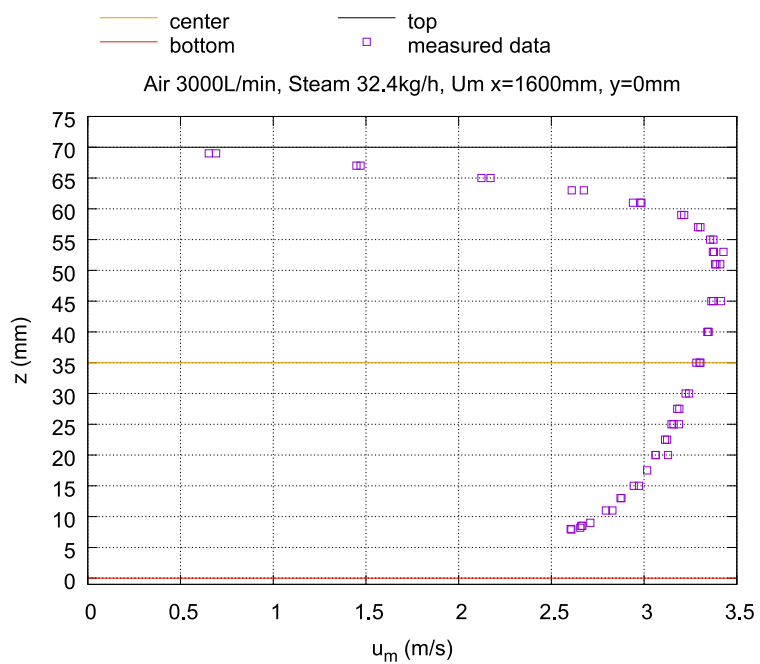


図 4.4.1-4 液膜供給条件での蒸気・空気の平均速度分布

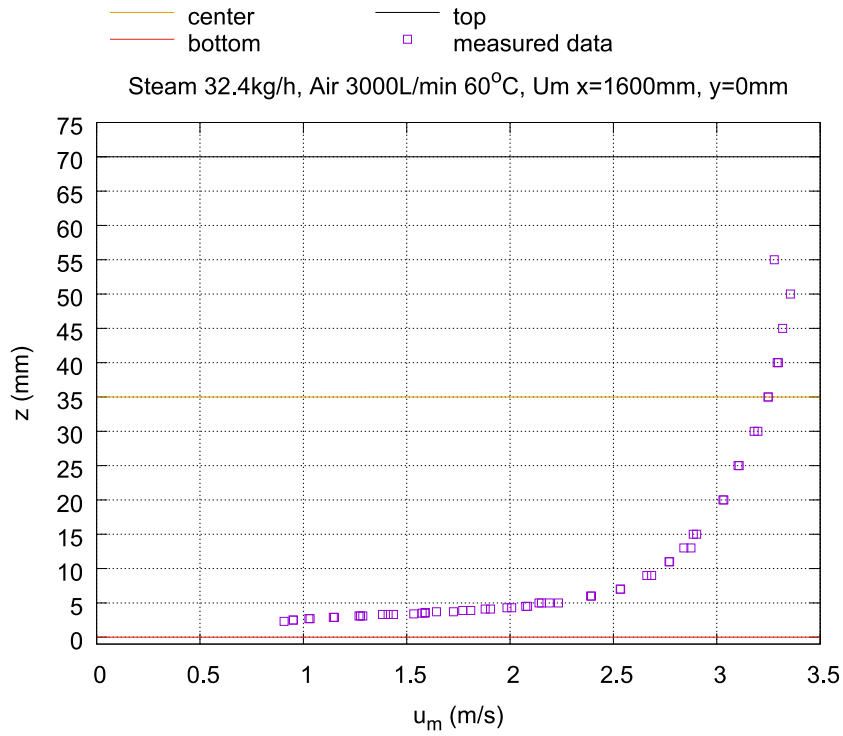


図 4.4.1-5 液膜供給条件での蒸気・空気の平均速度分布（液膜面近傍含む）

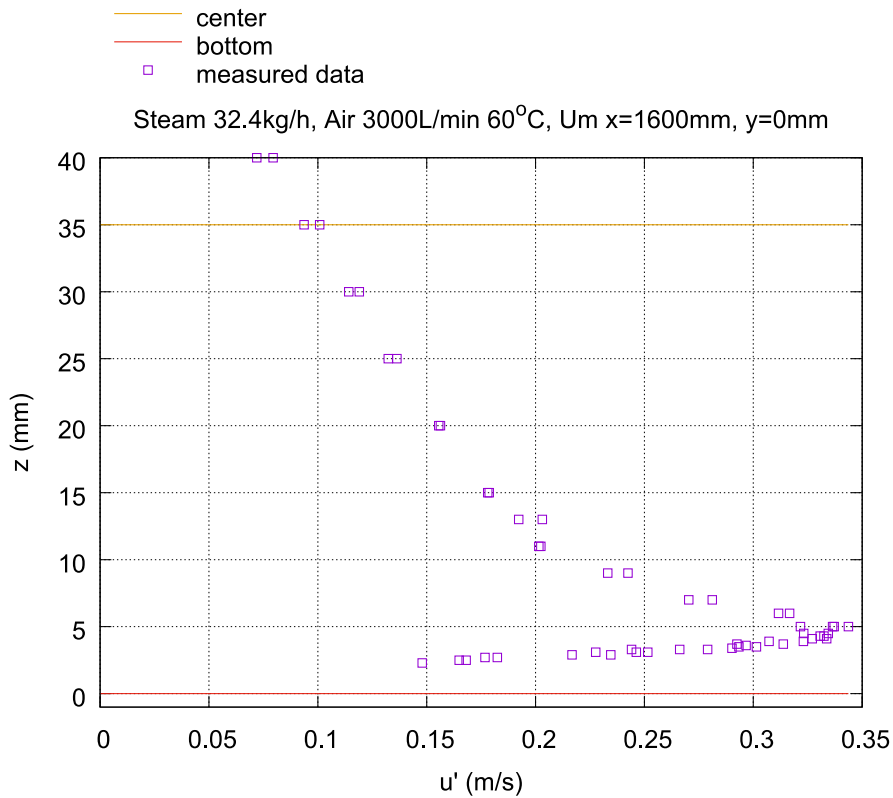


図 4.4.1-6 液膜供給条件での蒸気・空気の速度 r.m.s.値分布（液膜面近傍含む）



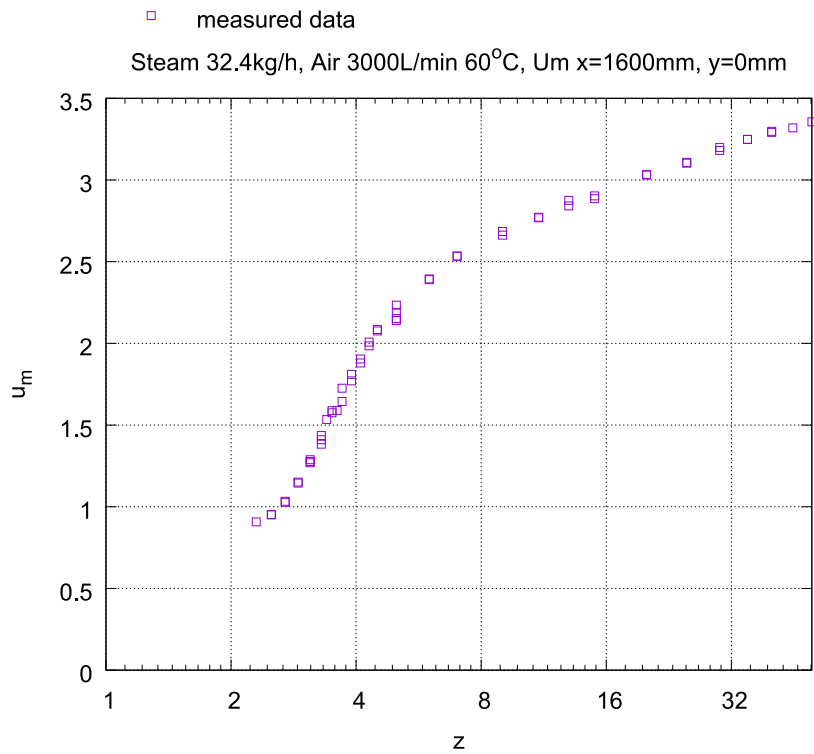


図 4.4.1-7 液膜供給条件での蒸気・空気の平均速度の対数プロット

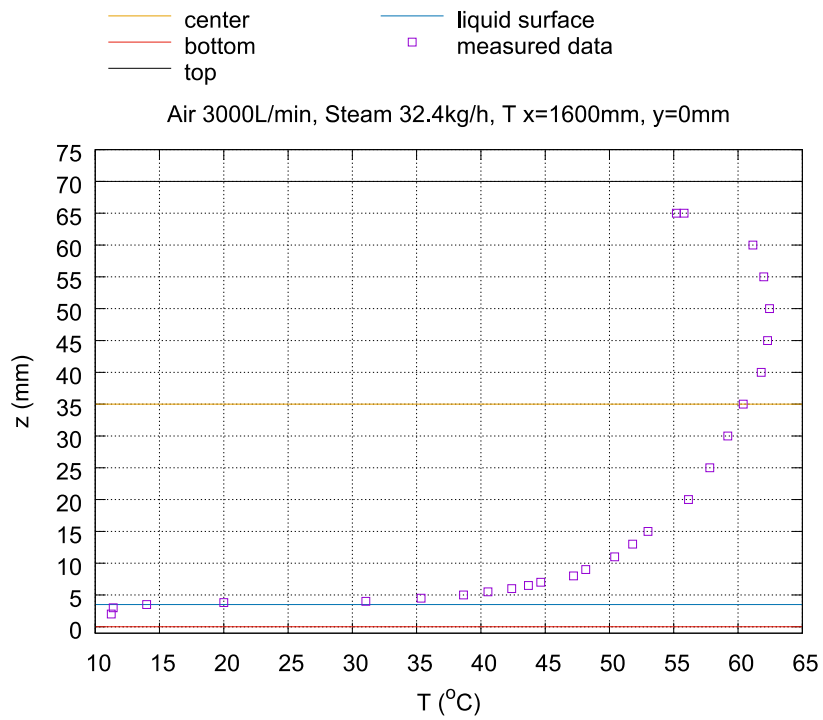


図 4.4.1-8 液膜供給条件での蒸気・空気の温度分布

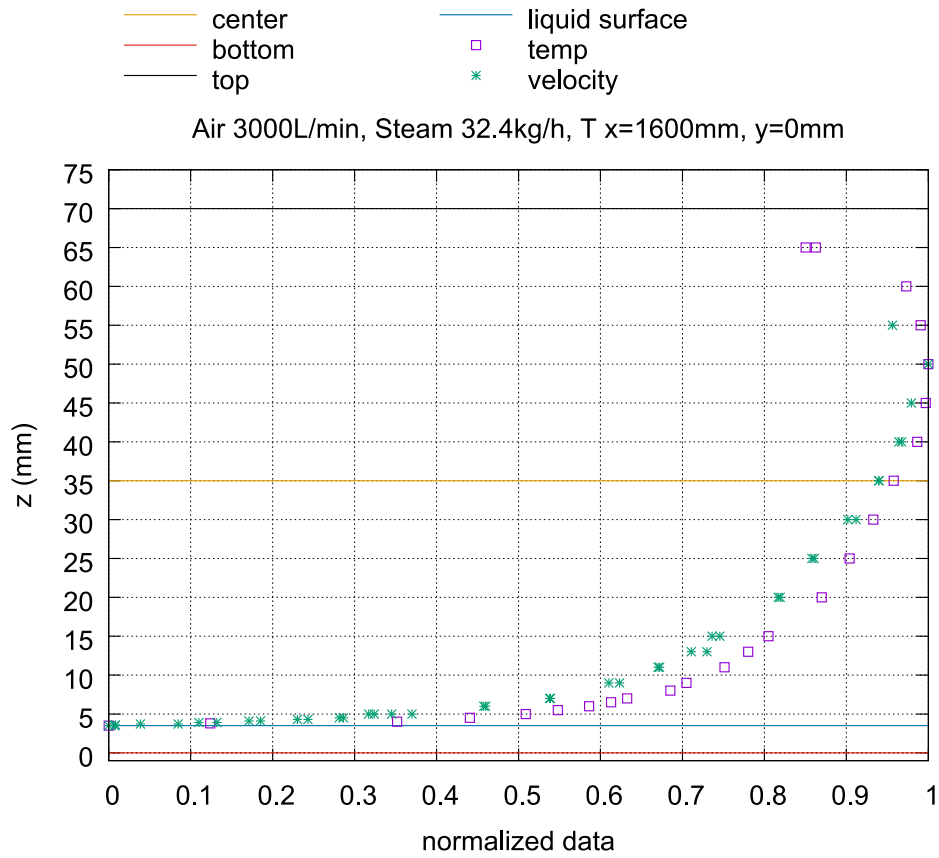


図 4.4.1-9 規格化した速度および温度分布

#### 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議論する上で非常に重要である。これまで原子力機構では、CFD コード OpenFOAM による、噴流による密度成層の侵食崩壊に関する解析を行ってきた[1][2]。これらの研究では、安定成層内の混合現象だけでなく、成層に作用する流れを精度よく模擬することも水素の混合を評価する上で重要であることが指摘されており、例として、格納容器内に存在するさまざまな構造物の影響の検討が行われ始めている（例えば OECD/NEA HYMERS2 プロジェクト）。本事業でも大型の CIGMA 実験と並行して、形状効果等の複雑な境界条件設定を比較的容易に行える大気圧、空気-ヘリウム体系の実験装置 VIMES(VIvisualization and MEasurement on Stratification behavior)を整備し、PIV 計測および質量分析計による密度成層現象の詳細把握に特化した実験を実施した。

4.1.4 節の CIGMA での成層侵食実験のように、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[3]。一方で、模擬格納容器を用いた大型実験では、計測に限界があり詳細なデータの取得が容易にできない等の短所がある。特に、PIV 計測による流れ場測定に関して、可視窓やレーザ入射窓の制約から撮影ができる位置に制限がある。また、ガス濃度分析に関しても、センサーやキャピラリの位置を柔軟に変更することが難しい。これらの問題点を解消するために、小型実験を用いて詳細な検討が行われている。例えば、Deri らは、 $0.92(W) \times 0.92(L) \times 1.29(H)$  (m<sup>3</sup>)の小型直方体容器を用いた鉛直ジェットによる密度成層侵食実験を行っている[3]。この装置は、本節で紹介する VIMES と同様に粒子イメージ流速計測法(PIV Particle Image Velocimetry)により詳細な流速場を取得することに成功している。また、Duval ら[4]は水槽試験部を用いて、鉛直噴流による成層混合の様子を調査している。この研究の注目すべき点として、PLIF 法により噴流が成層内に突入する領域での速度と流体濃度(密度に換算可能)の相関を可視化している。このような詳細なデータは、数値解析の高精度化にきわめて有用となる。

このように、密度成層現象に関する大型および小型実験は多く行われているが、いずれも単純な形状での実験に限られており、複雑な内部構造物の影響を考慮した実験的研究は少ない。内部構造物によって貫入ジェットの慣性が減弱される場合には密度成層の浸食・混合が遅れることになり、その評価は重要である。そこで本節では、様々な内部構造物を設置して、その密度成層侵食・崩壊への影響を調査した。以下では、VIMES の装置概要、自由噴流実験、鉛直噴流による密度成層侵食実験、グレーチング型障害物による噴流の変化と密度成層侵食への影響について述べる。

#### 4.4.2.1. VIMES 装置概要

図 4.4.2-1 に VIMES 装置の概要および図 4.4.2-2 に装置の外観を示す。試験容器は、1.5(W) × 1.5(L) × 1.8(H) ≒ 4 (m<sup>3</sup>) 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 3 cm)。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、利便性を考慮して決定された。容器内に噴入される気体は、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った。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を有している。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、チャンバーのアニュラス状の流路を加熱空気が流れる様にして、チャンバー構造体を加温でき、弁の切り替えにより任意に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、管内で十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。

計測に関して、流速測定は PIV 法を、ガス濃度計測は質量分析計を用いる。前者に対し VIMES の試験容器は、底面を除いて 5 面はアクリルで壁面を形成しているため、様々な位置での流れ場測定が容易にできる。本実験で用いた、PIV システムは以下のレーザおよびカメラから構成される

- ・レーザ：135 mJ の ND:YAG laser にシリンドリカルレンズでレーザシートを形成
- ・カメラ：2560 × 2160 ピクセルの Andor NEO 5.5 にニコン製の f1.8/105mm もしくは f1.2/50mm のレンズを付属

計測領域(視野)は、上記カメラと f1.2/50mm のレンズを用いた場合に、およそ 600 (W) × 500 (H) mm<sup>2</sup> が得られ、f1.8/105mm のレンズを用いた場合はおよそ 245(W) × 210(H) mm<sup>2</sup> となる。

ガス種分析は、ローテーションバルブ付の質量分析計で行う。キャピラリ配管を用いて小流量で気体をサンプルし、切り替えバルブにて順次ガス種組成を分析する。VIMES 装置では、気体を吸引するキャピラリの位置を容易に変更できるようになっているため、様々

な位置でのガス濃度の時系列データを取得することができる。

#### 4.4.2.2. 横向き浮力ジェット

原子炉事故時に配管から噴出したガスの挙動を正確に予測することは、格納容器内での水素移行挙動や構造物の過温破損を論じる際に重要となる。特に、原子炉一次系から噴出したガスは、高温の水蒸気や水素ガスを含んでいるため、浮力の影響を強く伴うことから、その流れの挙動は複雑なものとなる。さらに、横向きに噴出した場合、周囲の流体と混合しながら、浮力の影響で鉛直上向き方向に曲がる流れとなる。

本節では、VIMES に設置してある横向きノズルから空気とヘリウムの混合気体を試験容器内に噴入させ、PIV 計測により二次元流れ場の可視化図を取得した。さらに、得られた実験データを基に、浮力噴流に関する数値流体解析 (Computational Fluid Dynamics、以下 CFD) の精度検証をおこなった。以下、に主な結果を示す。

表 4.4.2-1 横向き浮力噴流に関する実験ケース

	U (m/s)	He (%)	Fr
Case 1-1	5	0	$\infty$
Case 1-2	5	10	31
Case 1-3	3.3	20	15
Case 1-4	5	60	13
Case 1-5	3.3	80	7.3
Case 1-6	2.5	100	5

**実験条件：**表 4.4.2-1 に本年度 VIMES で行った横向き浮力ジェットの条件を示す。まず、Case1-1 は空気のみを噴入することで、基礎データとしての浮力なしの流れを測定した。次に、Case1-2~7 では、吐出流速およびヘリウム濃度の割合を変えることで、様々な浮力噴流を作成した。表中に示しているフルード数(Fr)は以下の式で定義される。

$$Fr = \frac{U_{inj}}{\sqrt{gD \frac{\Delta\rho}{\rho_0}}} \quad (4.4.2-1)$$

ここで、 $U_{inj}$ は噴流のノズル出口での流速、 $g$ は重力加速度、 $D$ はノズル直径、 $\rho_0$ は VIMES

内の流体密度、 $\Delta\rho$ は VIMES 内の雰囲気流体と噴流の密度差を表している

**実験結果：**図 4.4.2-3～8 に各ケースでの PIV 計測で得られた流れ場のベクトル図を示す。図 4.4.2-7 と 4.4.2-8 では、同条件で実施した CFD 解析結果（後述）も併せて示す。Case 1-1 では、浮力の影響がないため、水平方向にまっすぐ噴流が進行している。また、ノズル出口直後から、周囲流体の巻き込み（エントレインメント）により中心部の流速は徐々に小さくなり、噴流の幅は大きくなるなど、一般的な噴流性状を表している。Case 1-2 の条件においては、ノズル出口直後では浮力の影響が顕著に出ているとはいえ  $x=0.6$  m 程度までは、明らかな噴流の曲がりは確認できない。それ以降 ( $x > 0.6$  m) では、わずかに上向きに流れが傾いている様子が確認できる。Fr 数が小さくなる（浮力効果が大きくなる）につれ、噴流の曲がりが大きくなることが確認できる。

上記のように Fr 数による噴流の曲がり方の違いはあるものの、噴流中心における速度の減衰傾向は類似の傾向が見られる。図 4.4.2-9 に噴流中心の流速とノズルからの距離 ( $L = \sqrt{x^2 + z^2}$ ) の関係を示す。 $x$  と  $z$  は水平ノズル出口からの水平方向と鉛直方向の座標位置であり、 $L$  はその位置におけるノズル出口からの距離を表す。このため  $L$  はジェットの軌跡にそった長さを厳密に意味するものではないが、この図から、ジェットの軌道に対する噴流中心の速度の減衰が良く表され、自由噴流での既往の実験式(式 4.4.2-2)[5]によく一致することが示された。

$$\frac{U_{max}}{U_{inj}} = 6.0 \frac{D}{L} \quad (4.4.2-2)$$

**CFD 解析の概要：**図 4.4.2-3～8 には本実験で行った横向き浮力噴流に関する CFD 解析の結果も示した。本解析では、計算コストや計算後処理の利便性を鑑みて RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes)解析を採用した。以下に RANS 解析の支配方程式を示す。

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\langle \rho \rangle [u_i]) = 0 \quad (4.4.2-3)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\langle \rho \rangle [u_i]) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\langle \rho \rangle [u_i] [u_j]) \\ & = -\frac{\partial \langle p \rangle}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left( \frac{\partial [u_i]}{\partial x_j} + \frac{\partial [u_j]}{\partial x_i} \right) - \langle \rho \rangle [u'_i u'_j] \right\} + F_b \end{aligned} \quad (4.4.2-4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\langle \rho \rangle [Y_k]) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\langle \rho \rangle [u_i] [Y_k]) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( D \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle [u'_i Y'_k] \right) \quad (4.4.2-5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\langle \rho \rangle [h]) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\langle \rho \rangle [u_i] [h]) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \alpha \frac{\partial [h]}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle [u'_i h'] \right) + \frac{\partial \langle p \rangle}{\partial t} \quad (4.4.2-6)$$

ここで、 $\rho$ は密度、 $u_i$ は*i*方向の速度、 $p$ は圧力、 $\mu$ は分子粘性係数、 $Y_k$ は*k*種ガスの質量分率、 $D$ が物質の分子拡散係数、 $h$ はエンタルピー、 $\alpha$ は熱拡散係数を表している。また、山括弧 $\langle \rangle$ はレイノルズ平均、角括弧 $[ ]$ はファール密度加重平均を表している。さらに、プライムマーク(  $'$  )は変動量を表している。RANS 解析では、平均場に関して計算を行うので、レイノルズストレス( $\langle \rho \rangle [u'_i u'_j]$ )、乱流スカラーフラックス( $\langle \rho \rangle [u'_i Y'_k]$ 、 $\langle \rho \rangle [u'_i h']$ )で表現される変動場(乱流場)の平均場への効果はモデル化し、方程式を閉じる必要がある。本解析では、勾配拡散近似に基づいて、乱流粘性係数( $\mu_t$ )および乱流シュミット数( $Sc_t$ )を用いて、以下のようにモデリングした。

$$\langle \rho \rangle [u'_i u'_j] = -\mu_t \left( \frac{\partial [u_i]}{\partial x_j} + \frac{\partial [u_j]}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \langle \rho \rangle k \quad (4.4.2-7)$$

$$\langle \rho \rangle [u'_i Y'_k] = -D_t \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} = -\frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} \quad (4.4.2-8)$$

次に $\mu_t$ を算出するために、工学的に広く使われ、堅牢性に富む標準  $k$ - $\epsilon$  モデル[6]を採用した。乱流エネルギーと乱流散逸率の輸送方程式と $\mu_t$ の算出方法を以下に示す。

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle k}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] k}{\partial x_i} = P_k + G_k - \langle \rho \rangle \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] \quad (4.4.2-9)$$

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle \epsilon}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] \epsilon}{\partial x_i} = (C_{\epsilon 1} (P_k + C_{\epsilon 3} G_k) - C_{\epsilon 2} \langle \rho \rangle \epsilon) \frac{\epsilon}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right] \quad (4.4.2-10)$$

$$\mu_t = \langle \rho \rangle C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (4.4.2-11)$$

ここで、 $P_k$ は平均速度勾配による乱流エネルギーの生成項、 $G_k$ は浮力による乱流エネルギーの生成項を表す。表 4.4.2-2 に各輸送方程式でのモデル係数を示す。

表 4.4.2-2 標準  $k$ - $\epsilon$  モデルにおけるモデル係数

Model constants in Standard $k$ - $\epsilon$	
$C_\mu$	0.09
$\sigma_k$	1.00
$\sigma_\epsilon$	1.30
$C_{\epsilon 1}$	1.44
$C_{\epsilon 2}$	1.92
$C_{\epsilon 3}$	0 (in stable layer) 1 (in unstable layer) (Viollet, 1987)

また、本解析ではオープンソースの OpenFOAMver 2.3.1 で行った。図 4.4.2-10 に、VIMES での横向き浮力噴流のための計算メッシュを示す。OpenFOAM に含まれる blockMesh 機能により作成した。総メッシュ数はおよそ 17 万、大きな速度勾配が存在するノズル出口近傍は refineMesh の機能を用いて細かくした。以下では、表 4.4.2-1 の中で、ヘリウム濃度が高く浮力の影響が強い Case 1-6 と Case 1-7 について示す。

**CFD 解析結果：**図 4.4.2-6、7 に VIMES 実験の結果と並べて、Case1-6 と Case1-7 の解析結果を示す。両ケースとも、定性的には実験結果と同様に、浮力の影響で大きく鉛直上向きに曲がる流れをシミュレートしている。しかし、その曲がりの様子は実験結果よりも大きいことが分かる。さらに、浮力の影響が最も大きい Case1-7 では、噴流中心部の速度は過大に予測されている。図 4.4.2-9 に示した噴流の中心流速の減衰挙動は自由噴流と同様に式 4.4.2-2 で表すことができるのに対し、CFD 解析ではノズル出口直後で直ちに減衰した後、大きな減衰は見られずに一定の速度を維持している。特に、Case1-7 ではノズルから  $L=0.8\text{ m}$  までおよそ  $\frac{U_{max}}{U_{inj}} = 0.5$  を維持している。このような、実験と解析の乖離の要因は主

に以下の 2 つが考えられる

1. ノズル出口近傍での格子解像度不足
2. 噴流とその周囲流体の物質混合の予測性能

以上を検証するために、今後は格子解像度に関する詳細な確認、および乱流モデルの妥当性確認を行っていく予定である。

#### 4.4.2.3. ヒータノズルの検証

図 4.4.2-2 に示すように、VIMES にはヒータ付ノズルが設置されている (H29 年度追設)。本年度は、そのヒータ付ノズルの性能試験をおこなった。以下にその結果を示す。

表 4.4.2-3 に検証ケースを示す。流量はマスフローコントローラで制御し、100 slm, 150 slm, 200 slm と変化させた。目標とする噴流ノズルの出口温度は、60°C および 70°C の 2 ケースとした。検証時間は噴流開始から 15 分間とし、目標温度との差および検証時間内の標準偏差を基に、本ヒータノズルの性能を検証した。



表 4.4.2-3 ヒータノズル性能に関する検証ケース

	流量 (slm)	目標温度 (°C)
Case 2-1	100	60
Case 2-2	100	70
Case 2-3	150	70
Case 2-4	200	70

**実験結果：**図 4.4.2-11 に噴流ノズルの出口付近での流体温度の時系列データを示す。すべてのケースでデータ収録開始から 60 s 後にバルブを切り替え、噴流放出を開始した。噴流開始直後に、直ちに流体温度が上昇し、それぞれの実験の目標の温度値に近づいていることが確認できる。目標温度を 60°C に設定した Case2-1 では平均値は 59.5°C で、目標値にきわめて近い値を示した。さらに、標準偏差も 0.78 程度となった。他の条件においても、目標値との差は 1.5°C 程度に抑えることができ、標準偏差も 1 以下の小さな値にとどまった。以上の結果より、VIMES 装置に設置したヒータ付きノズルは、高精度かつ安定的に任意の高温流体を試験容器内に放出できることが確認された。

#### 4.4.2.4. コンパートメント構造物の影響調査

今年度行った構造物効果に関する実験に関して、これまでの既往研究を参考に、コンパートメント型構造物に関する実験を行った。

既往の国外で行われたシビアアクシデント時の格納容器内水素移行挙動に関する実機解析では、主配管の破断による冷却水喪失事故(LOCA)を想定して解析条件を選定しているものが多い[7]。LOCA を想定した場合、配管から放出されたガス(水蒸気や水素の混合気体)は、蒸気発生器が格納されているコンパートメント (SG 室) を通り、格納容器上部に放出されることが予想される。この場合、SG 室内での乱流混合とその上部での密度成層化現象の予測が重要となる。そこで、VIMES 実験では、コンパートメントを模擬した構造物を試験容器内に挿入し、強い浮力効果を想定して、横向きにヘリウム 100% の噴流を放出し、密度成層化現象を調査した。図 4.4.2-12 に本実験で用いたコンパートメント型構造物を示す。本構造物は、矩形形状となっており、側面および底面はアクリル板により密閉されている。図中に示されているように、VIMES の試験容器の横向きノズルと構造物の横向きノズルは接続することができ、既存のガス供給ラインから直接、コンパートメント型構造物にガスを吹き込むことができる。上面は開放されているため、そこから VIMES 容器本体に噴入ガスが放出される。また、本構造物は高さ 570 mm、幅 600 mm、奥行き 300 mm の 3 つの矩形形状構造物で構成されているため、3 種類のコンパートメント型構造物を作成することができる。本実験では、2 つの構造物で高さ 1.14 m のコンパートメント型構造物を設置した。

表 4.4.2-4 に、本シリーズの実験条件をまとめる。Case3-1 は、基礎データ取得のために、コンパートメント型構造物を設置せずに、流速 0.75 m/s で横向きにヘリウムガスの噴流を試験容器内に 20 分間噴出した。Case3-2 では、流速およびガス組成の条件を Case3-1 と同様にして、コンパートメント型構造物を設置して、実験を実施した。流速の影響を確認するために、Case3-3 では Case3-2 の約 1/2 の流速でヘリウムガスを試験容器に 40 分間噴出した。

表 4.4.2-4 コンパートメント型構造物に関する実験ケース

	U (m/s)	He (%)	構造物
Case 3-1	0.75	100	×
Case 3-2	0.75	100	○
Case 3-3	0.33	100	○

**実験結果：**図 4.4.2-13 に各計測位置でのヘリウム濃度の時間変化を示す。計測位置は、図 4.4.2-13 の右に示しているように、コンパートメント型構造物に近い容器角から 25 cm 離れた位置に設置した。これは、成層化した際は、濃度の水平分布は、ほぼないと推測し、キャピラリの取り回しを優先し、この位置を選定した。全ての実験条件で、実験開始直後から単調にヘリウム濃度が増加している。Case3-1 では、試験容器上部でヘリウム濃度は 20%程度まで達し、試験容器下部でも 10%程度のヘリウム濃度となった。これは、ヘリウム噴流が試験容器上部に到達するまでに周囲流体と良く混合したためと考えられる。一方、コンパートメント型構造物を設置した Case3-2 では、試験容器上部でヘリウム濃度が約 30%に達し、下部(z=0.1 m)では 5%以下にとどまった。これは、コンパートメント型構造物の影響で、噴流と周囲流体との混合が抑制されたことが原因と考えられる。Case3-3 では、流量が小さいため各計測点でのヘリウム濃度の上昇はゆるやかだが、噴入終了時には試験容器上部で約 30%程度と、Case3-2 とほぼ同程度の値となった。また、z=0.9 m 付近では他のケースよりもわずかに濃度が大きい。これは、流量の違いによる乱流混合の変化などが要因として考えられるが、更なる検証を必要とする。

今後は、コンパートメント型構造物内の濃度測定を行い、噴流放出から容器上部に到達するまでの混合過程を詳細に検討する。さらに、このコンパートメント型構造物は側面に 18 個の穴(直径 10 mm)が設けられている。本実験では、全てその穴を塞いで実験をおこなったが、今後はその穴を数個用いて、実機に存在しているような「隙間」を模擬した解析を行い、その影響の調査を行う予定である。

#### 4.4.2.5. グレーチング型構造物の影響調査に関する実験

実機の格納容器でも多くの箇所で使用されていると考えられる、グレーチング型構造物の噴流および密度成層浸食・崩壊現象への影響の調査を昨年度から開始した。その結果、グレーチング効果に関する基本的な流れ場への影響として、主に以下の 2 つがあることが明らかになった。

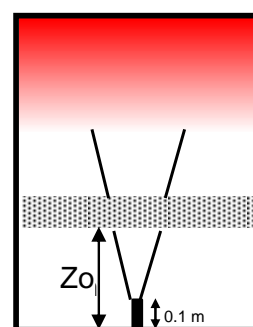
1. グレーチングがない場合(開口率 100%)と比べて、グレーチングを設置した場合は、流路が拘束されることにより噴流中心部の流速が大きくなる一方、噴流の半径方向への拡がりは抑えられる。
2. 流路の一部が閉塞されるために、噴流の一部が通過できずに、グレーチング通過後の噴流の運動量の積分値は、開口率 100%時と比べて、低下する。

1.の効果により局所的にジェット運動量は増大するが、全体としては 2.の効果が卓越することでグレーチング下流において噴流は減弱され、密度成層浸食崩壊に要する時間が開口面積率の低下と共に増大していくことが明らかになった。

本年度は、開口面積率 75.3%のグレーチング型構造物(図 4.4.2-14 参照)を用いて、表 4.4.2-5 に示す合計 9 ケースの実験を実施し、グレーチング型構造物の位置および噴流流量に関するパラメータ実験を行った。

表 4.4.2-5 グレーチング型構造物の影響に関するパラメータ実験ケース

	Elevation of the obstruction ( $Z_0$ )	Open area ratio	Jet velocity at nozzle exit
Case 1-0		100 %	2.5 m/s
Case 1-1	0.6 m ( $z/D=16.7$ )	75.2 %	
Case 1-2	0.8 m ( $z/D=23.3$ )		
Case 2-0		100 %	3.8 m/s
Case 2-1	0.6 m	75.2 %	
Case 2-2	0.8 m		
Case 3-0		100 %	5.1 m/s
Case 3-1	0.6 m	75.2 %	
Case 3-2	0.8 m		



Nozzle diameter: 3 cm

直径 3 cm のノズルから流速 2.5m/s、3.8 m/s、5.1 m/s の 3 条件でジェットを注入した。グレーチング型構造物の設置位置に関しては、試験容器底面からの高さ ( $Z_0$ ) を 0.6 m (Case x-1) および 0.8 m (Case x-2) の 2 条件とした。さらに、ベースケースとして全ての流速

条件において、グレーチングを設置しない場合での密度成層浸食実験 (Case x-0) を実施した。密度成層に関して、図 4.4.2-15 にヘリウム濃度の初期鉛直分布を示す。試験容器のおよそ上半分に成層が形成され、容器頂部での濃度を 60%とした。グレーチングの位置は  $Z_0 = 0.6\text{m}$ ,  $0.8\text{m}$  いずれの場合においても、成層下端よりも下に位置する。図 4.4.2-16 に、各ケースにおけるグレーチング位置と PIV 測定による流れ場可視化領域(Field-Of-View、図中には F.O.V と表記)を示す。流量が小さい Case1 シリーズでは、噴流の成層内への貫入が浅く、混合する相互作用領域が比較的低い位置に形成されることが予想されるため、Case2 および Case3 シリーズよりもやや低い位置に可視化領域を設定した。

**実験結果：**図 4.4.2-17 に PIV 計測で得られた、噴流と成層の相互作用領域での平均流速分布を示す。全ての実験条件で、噴流の成層への貫入と跳ね返る流れが確認できる。流量が小さい Case1 シリーズでは、流速条件よりも顕著に噴流の貫入深さが小さいことが確認できる。

グレーチングを設置した場合では、昨年度の実施した実験と同様に、中心部での流速の増大と噴流の広がり幅の低下がみられた。一方、貫入深さについては、中心部の流速が増大したことで、グレーチング型構造物を設置した条件のほうが大きくなったことが興味深い点として挙げられる。より詳しく構造物の影響を確認するために、図 4.4.2-18 に構造物を設置しなかった実験条件(Case 1-0, 2-0, 3-0)での中心分流速で無次元化した鉛直方向流速の水平方向分布を示す。Case 1-2 の解析に関しては、噴流と成層の相互作用領域とグレーチング型構造物の距離が近いために、構造物の幾何学的影響が色濃く残っているが、全ての実験条件において中心部の流速は 40 ~50%程度増大していることが分かる。さらに、水平方向の拡がりの抑制に関しても、各流速で同程度のものとなっている。グレーチングの位置に関しては、障害物直下流では Case 1-2 や 3-2 で左右非対称の歪みがみられるが、その程度はさほど大きくない。

図 4.4.2-19 に容器頂部( $z=1.7\text{ m}$ )での、初期濃度で無次元化したヘリウム濃度の時間変化を示す。全ての流速条件でグレーチングを設置した条件では、開口率 100 %での時間変化よりも成層崩壊に要する時間が増大した。しかしながら、グレーチングの位置による、依存性はほとんどなかった。

昨年度と本年度の実験結果から、グレーチング型構造物の噴流および成層浸食・崩壊への影響は、開口面積率が差重要パラメータであるといえる。噴流の減弱に関して、グレーチングセルの大きさや開口率、下流の距離に対する流速分布や乱れの相関を今後検討したい。

以上の結果は、OECD/NEA の HYMERES-2 プロジェクトに提供し、プロジェクト内で

の実験計画策定に貢献した。

#### 4.4.2.6. 平成 30 年度の装置整備内容

本年度は、実際の加圧水型原子炉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 の試験容器内に挿入できる 3 ループ型原子炉を模擬した形状模型を製作した。図 4.4.2-20 に、製作した模型の外観を示す。主に、本模型には以下の機器のモデルが含まれている。

- ・ 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）

本形状モデルは、VIMES 試験容器の底面に設置されているアクセス扉から、挿入できるように複数のパーツに分割できるように製作した。例えば、試験容器上部に設置されるドーム部は、7 個のパーツに分解でき、VIMES 内に挿入した後、組み立て、ガスの漏れを極力防ぐようにシールを施した。各フロアは 9 個に分割して、それぞれを VIMES 内に挿入し、結合できるように施した。

**ガス放出源**：事故時における原子炉からのガス放出を模擬できるように、図 4.4.2-21 に示すようなガス放出源を以下の 5 箇所を設置した。

- ・ 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。全て放出孔は図 4.4.2-22 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。そのため、本ガス放出源を用いることで、上記の 5 箇所から空気-ヘリウムの混合ガスを高温（最大 70℃）で噴出することができる。

**ガス濃度測定：**ガス濃度は、これまでの VIMES 実験と同様にローテーションバルブ付質量分析計に少量のガスを吸引して行う。ガス吸引用のキャピラリは図 4.4.2-23 に示すような固定用治具を用いて、模型の任意の場所に固定する。現状では、図中の 3 箇所（SG 室上方、ポーラークレーン下の中央部、逃しタンク上部）のみに設置できるようにしているが、最大で 20 箇所に設置できるように、固定用治具を備えている。

#### 4.4.2.7. まとめと今後の計画

本年度は、これまでに行った実験よりも複雑な流れ場、構造物の影響を調査するための予備的検討を行った。

横向き浮力噴流に関しては、浮力影響が強く、流れ場が大きく曲がる場合は、CFD 解析の精度が低下することが明らかになった。今後は、格子解像度に関する詳細な検討や乱流モデルの選定などを行う。

昨年度追設した、ヒータ付ノズルは実験開始直後から安定的に設定温度を放出する性能を有していることが示された。今後は、高温ジェットによる成層浸食崩壊実験等を行い、CFD 解析精度検証や成層浸食に関する工学的モデル構築に役立てる。

構造物に関する実験では、コンパートメントの影響で成層の強さが明らかに変化することが示された。今後は、コンパートメントの高さと成層形成過程の変化などの検討を行うとともに、その CFD 解析を行う。

昨年度に引き続き行ったグレーチング型構造物の影響調査に関しては、流速条件および構造物設置位置の成層浸食崩壊挙動への大きな影響みられず、重要なパラメータは開口面積率であることを確認した。これらの結果を踏まえ、今後は実験データを補いつつグレーチングの効果を表現する工学的モデルの構築に着手する。

以上の基礎的検討を踏まえ、本年度製作した実機形状模型を利用し、実機解析に向けて有用なデータを創出する。

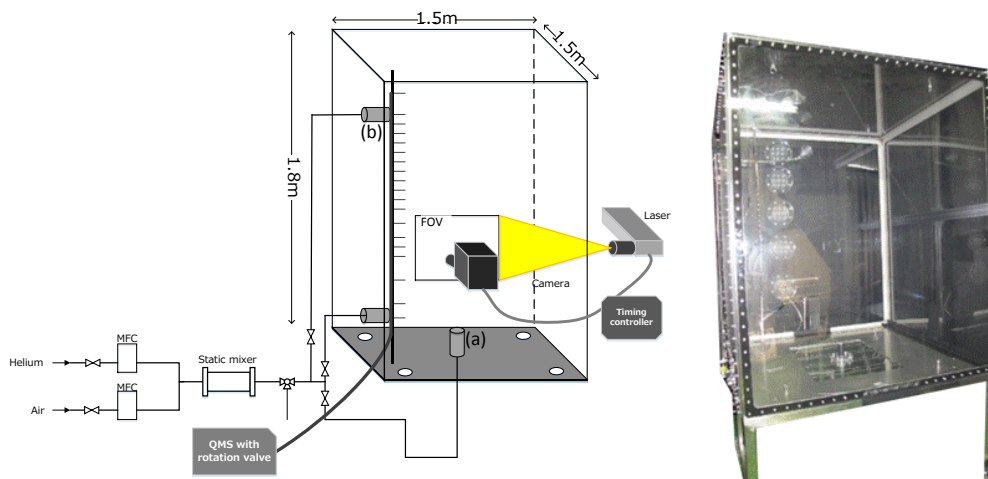


図 4.4.2-1 VIMES 装置概要

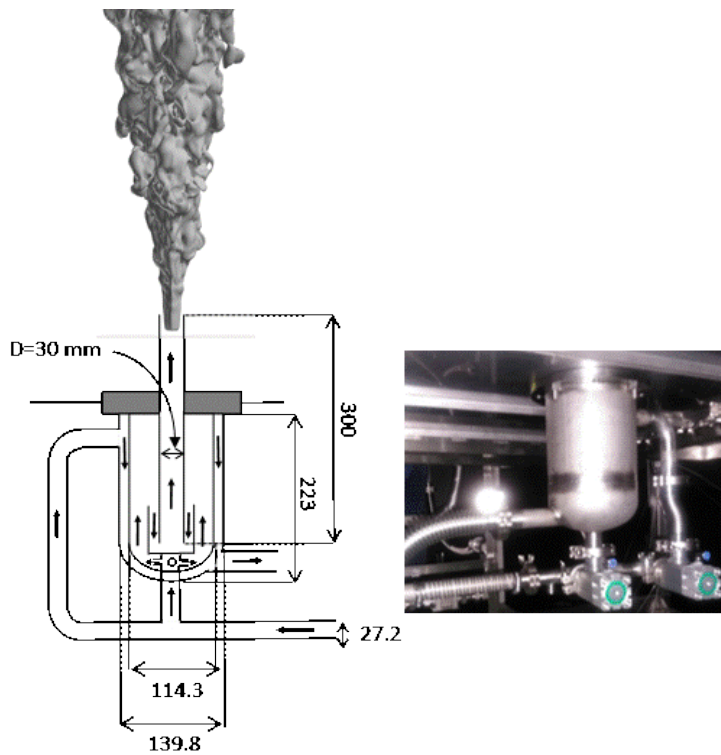


図 4.4.2-2 ヒータ付きノズル

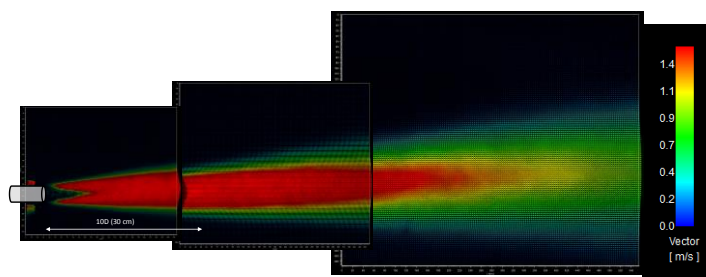


図 4.4.2-3 噴流速度分布 (Case 1-1)

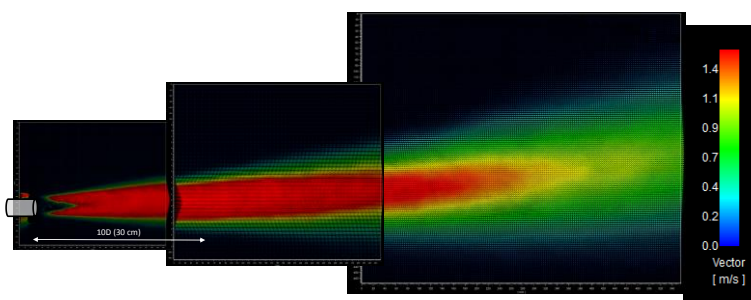


図 4.4.2-4 噴流速度分布 (Case 1-2)

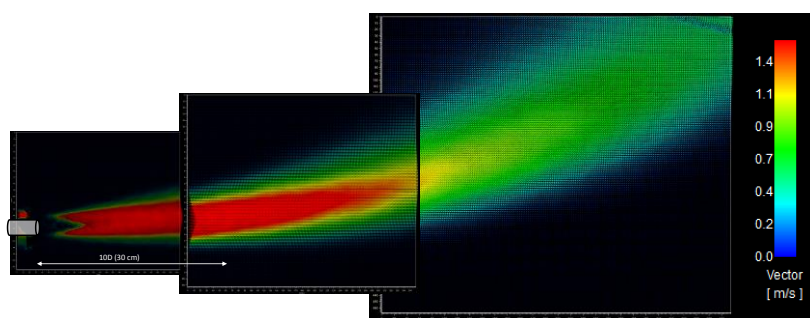


図 4.4.2-5 噴流速度分布 (Case 1-3)

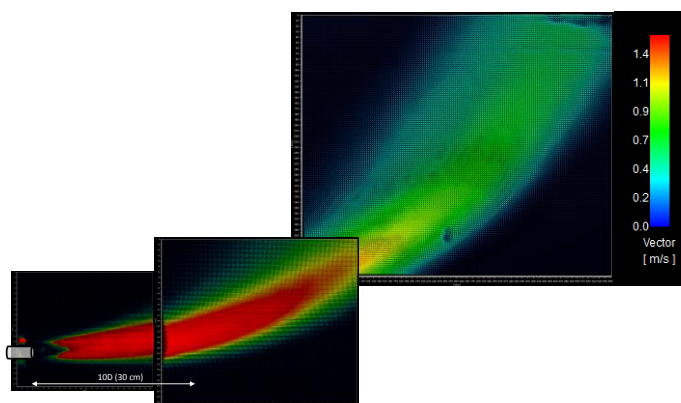


図 4.4.2-6 噴流速度分布 (Case 1-4)



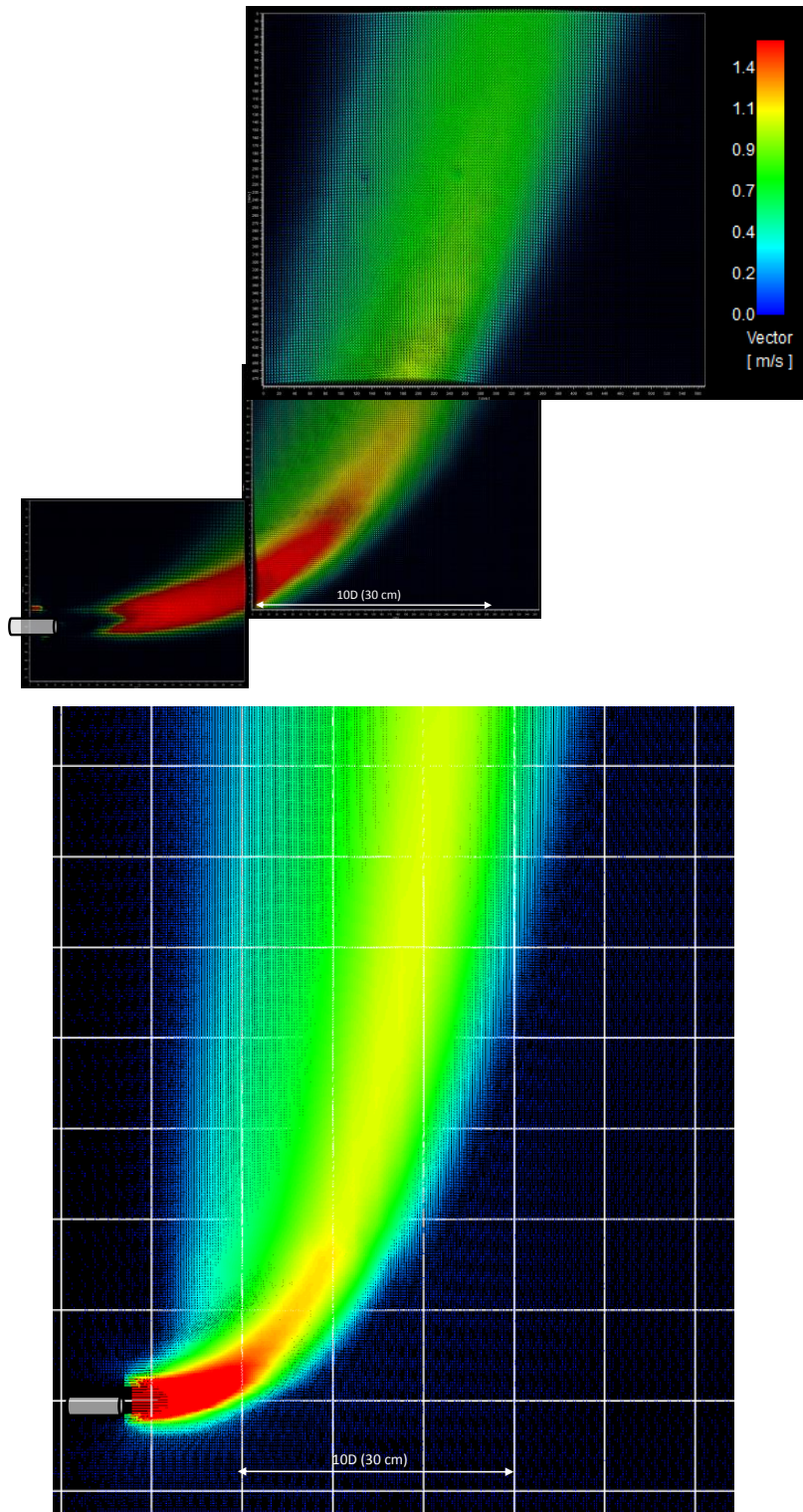


図 4.4.2-7 噴流速度分布 (Case 1-5) 上 : VIMES 実験, 下 : CFD 解析

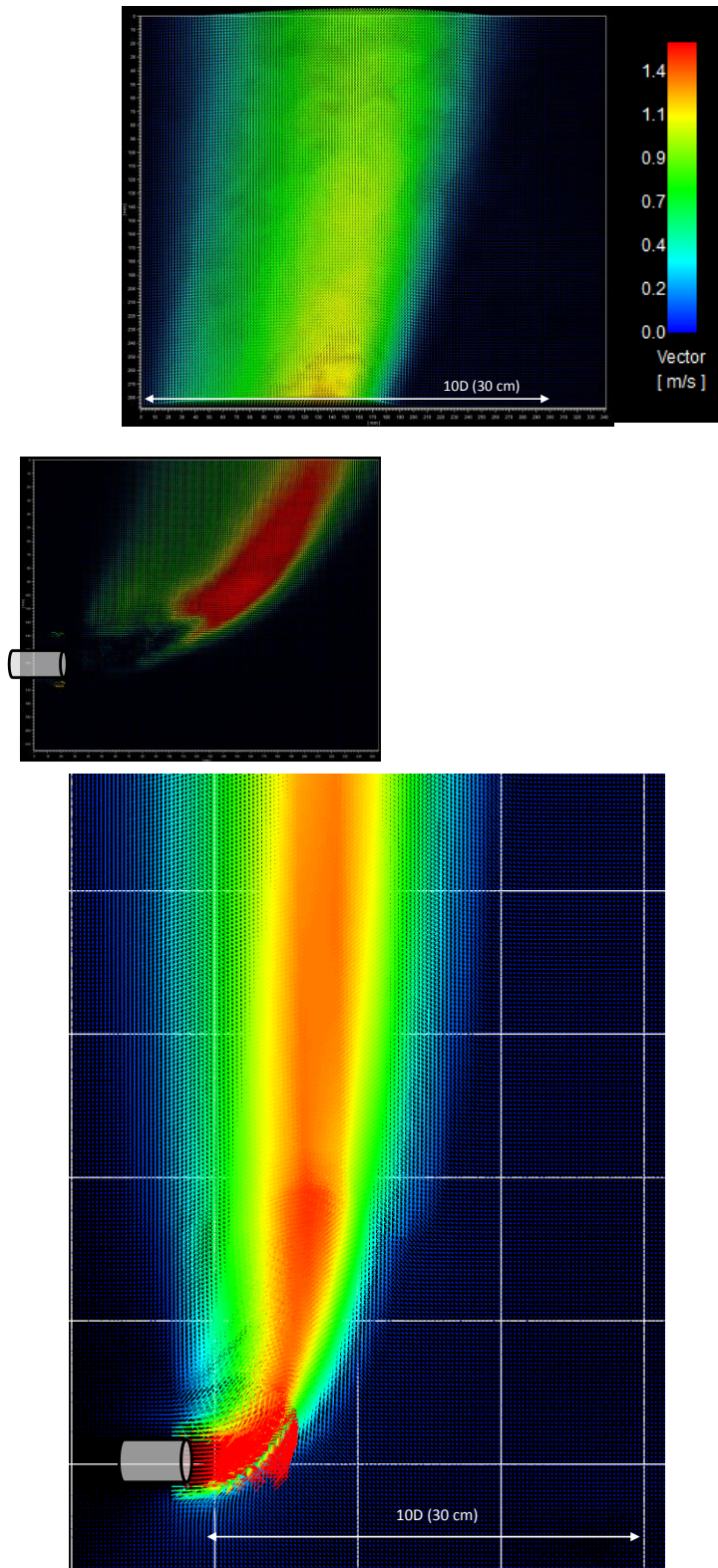


图 4.4.2-8 噴流速度分布 (Case 1-6) 上 : VIMES 実験, 下 : CFD 解析

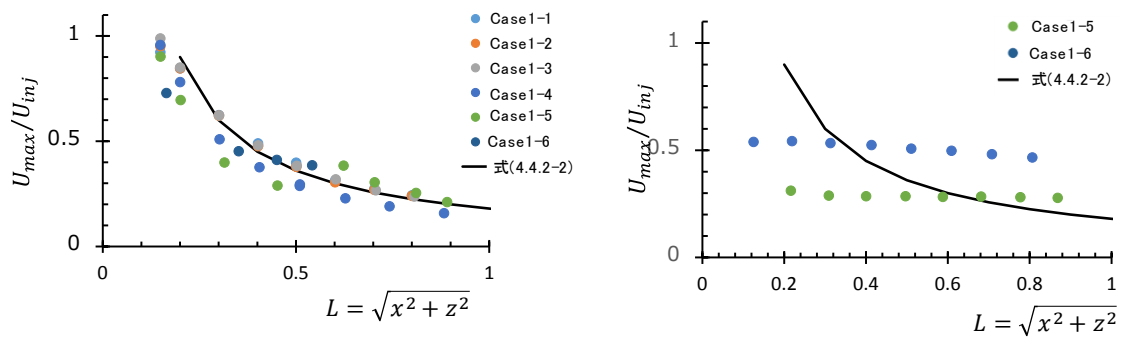


図 4.4.2-9 噴流中心の流速変化 左：VIMES 実験結果、右：CFD 解析結果

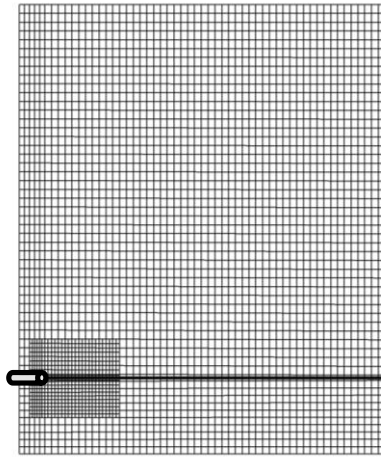


図 4.4.2-10 横向き浮力噴流に関する CFD 解析メッシュ

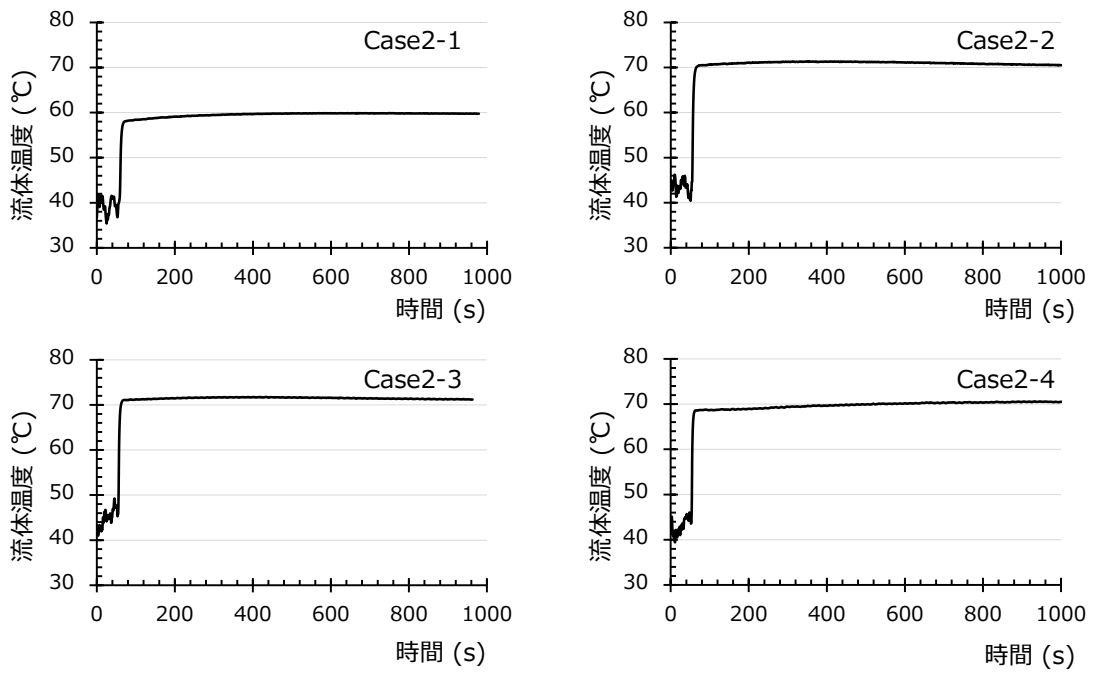


図 4.4.2-11 ノズル付近での流体温度の時系列データ

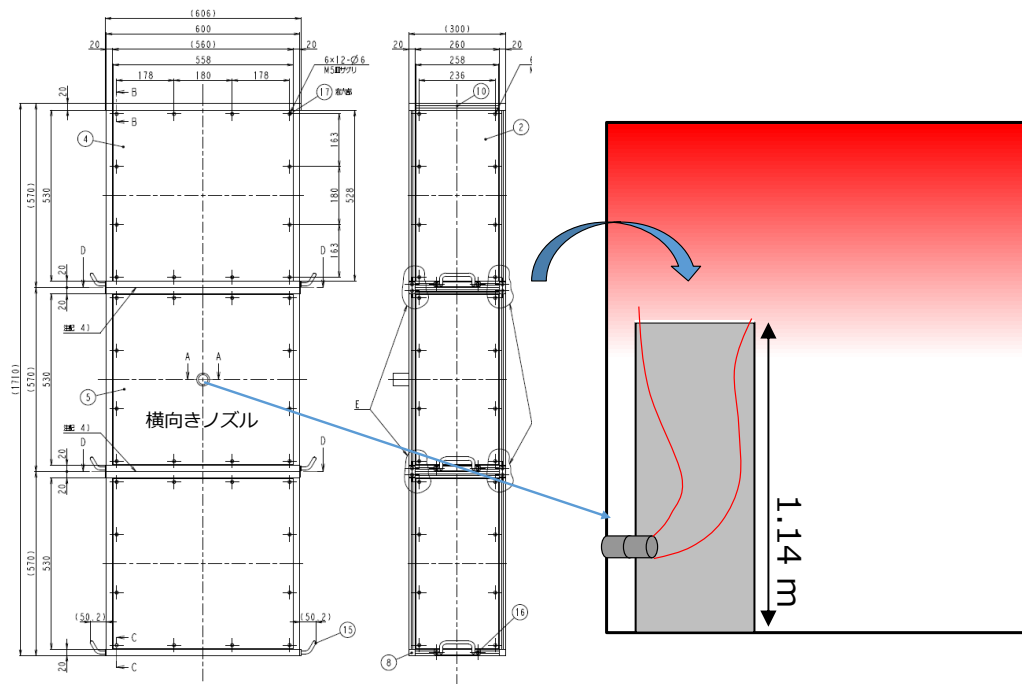


図 4.4.2-12 コンパートメント型構造物の実験概念図

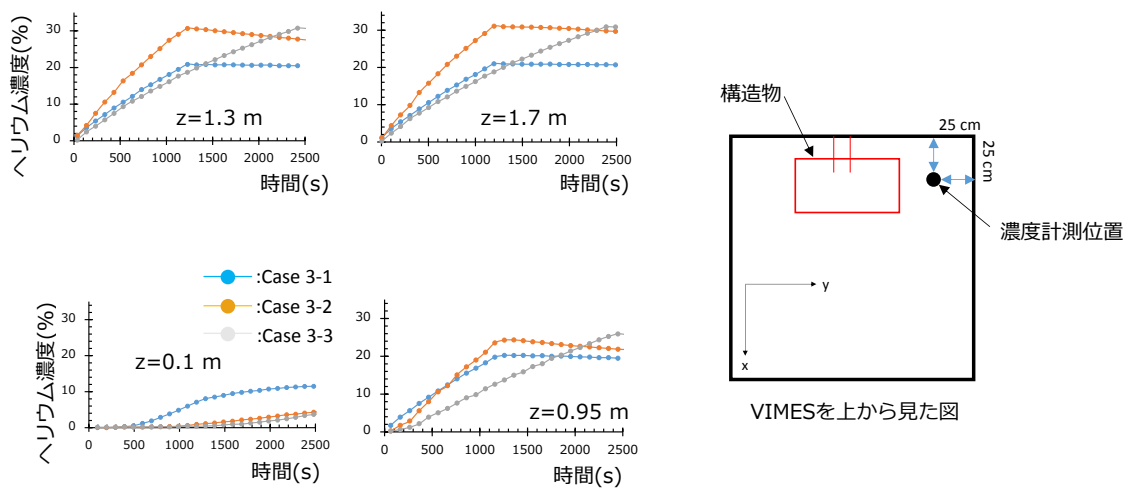


図 4.4.2-13 各計測高さでのヘリウム濃度 各計測 x-y 位置は右図参照

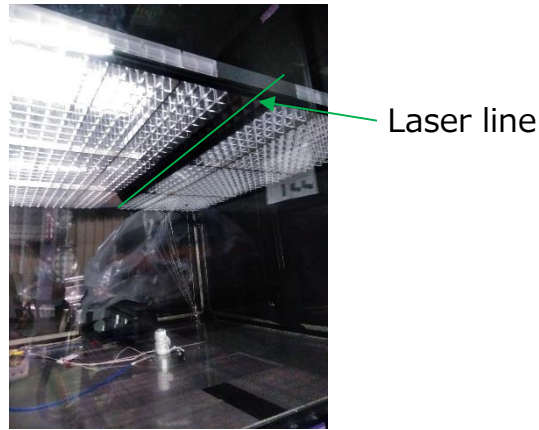


図 4.4.2-14 開口率 75.3%のグレーチング型構造物

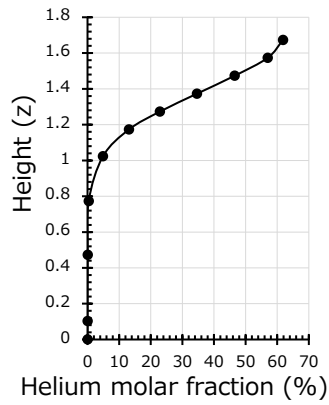


図 4.4.2-15 ヘリウム濃度の初期鉛直分布

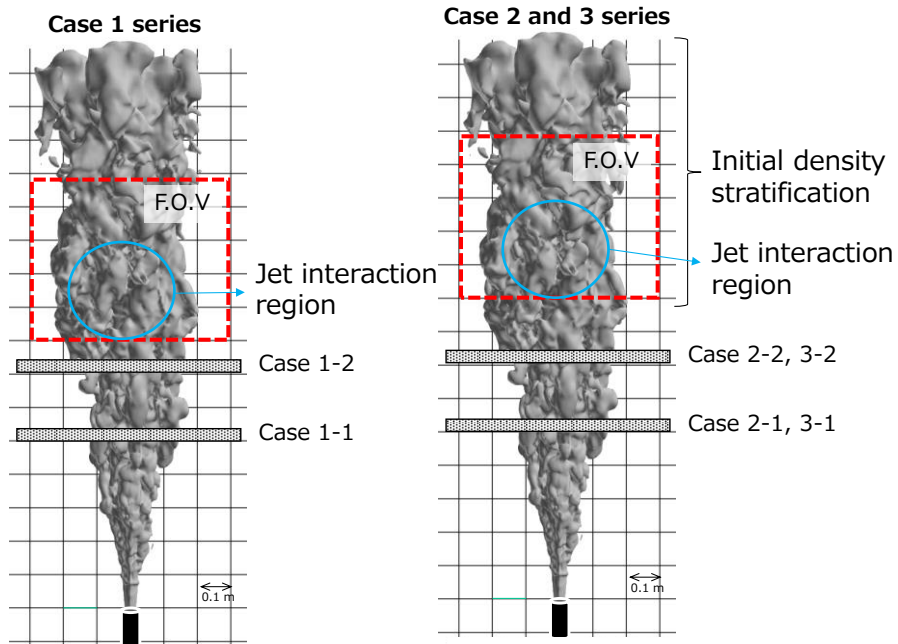


図 4.4.2-16 各解析ケースにおけるグレーチング位置と PIV 測定位置

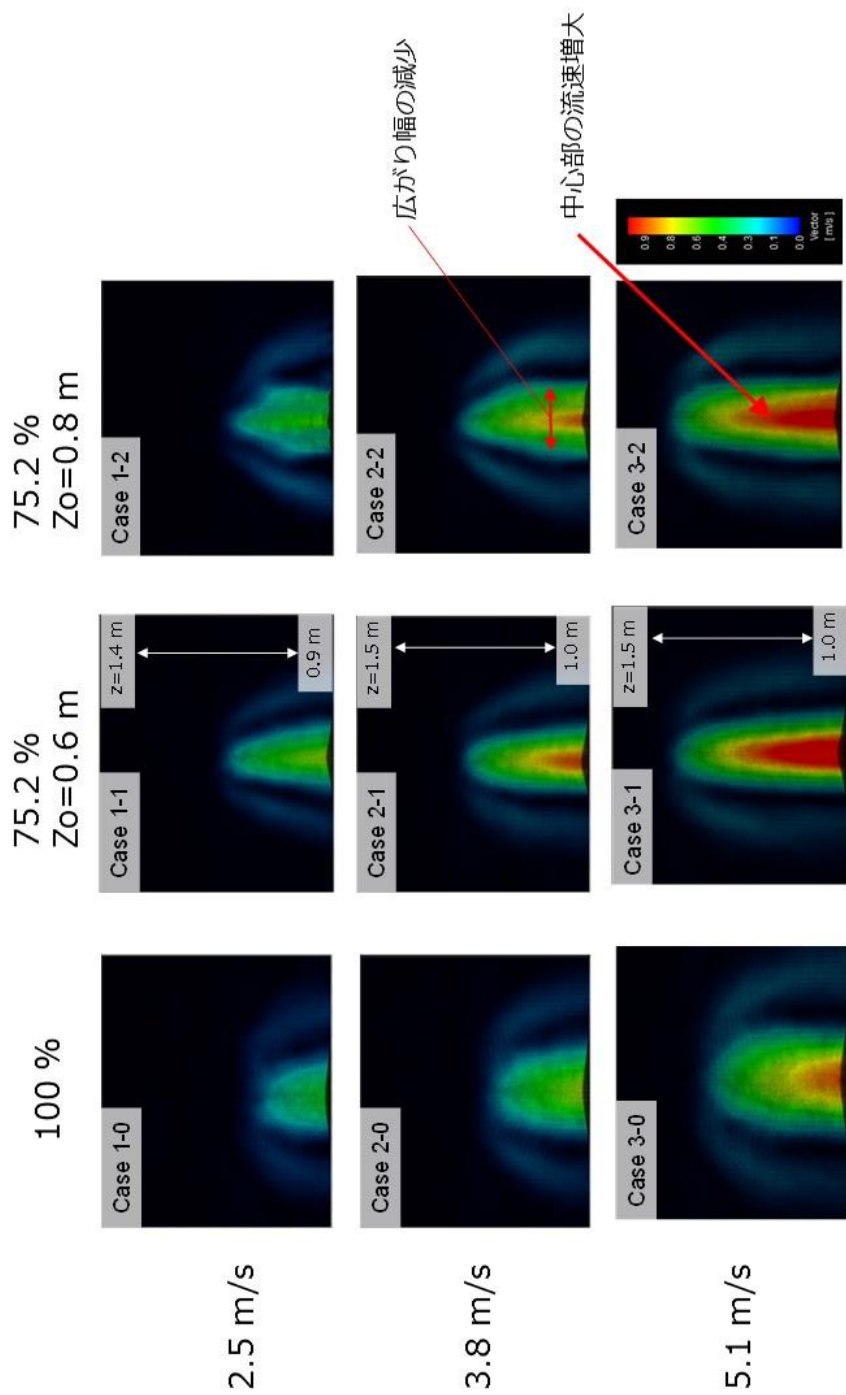


図 4.4.2-17 PIV 計測で得られた噴流と成層の相互作用領域での流速分布

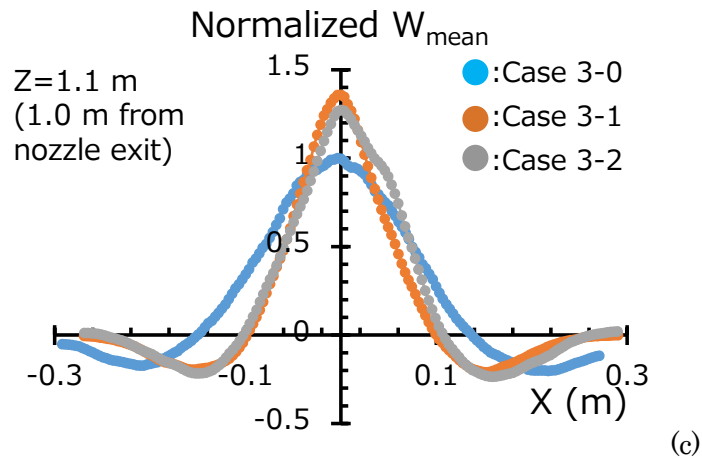
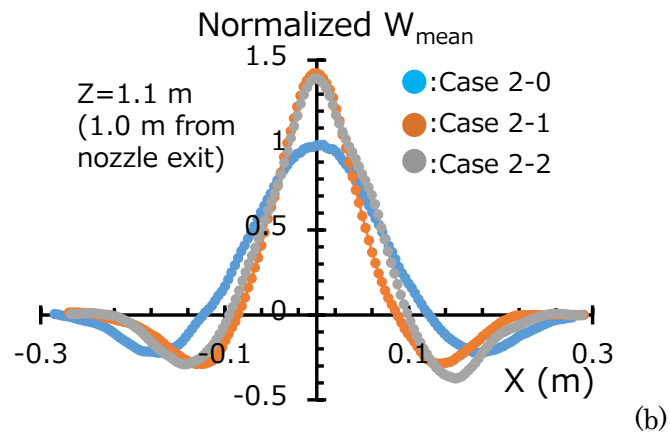
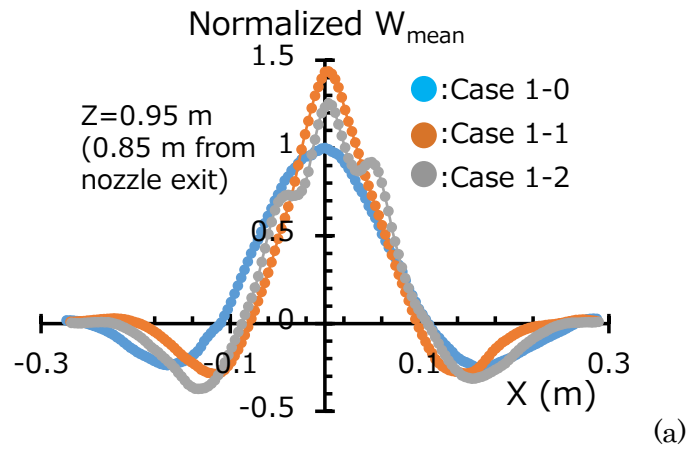
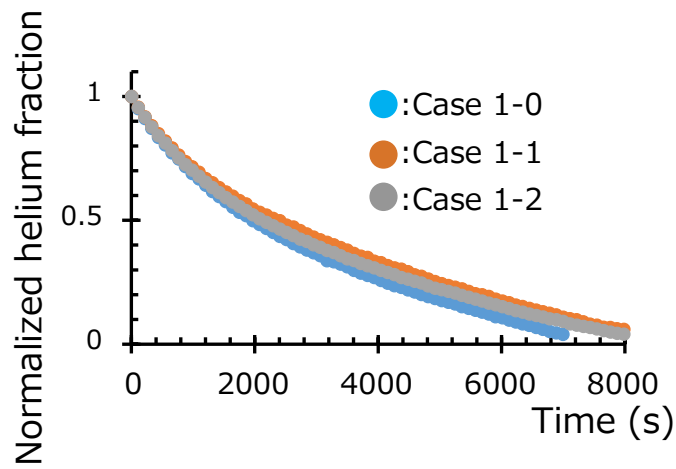
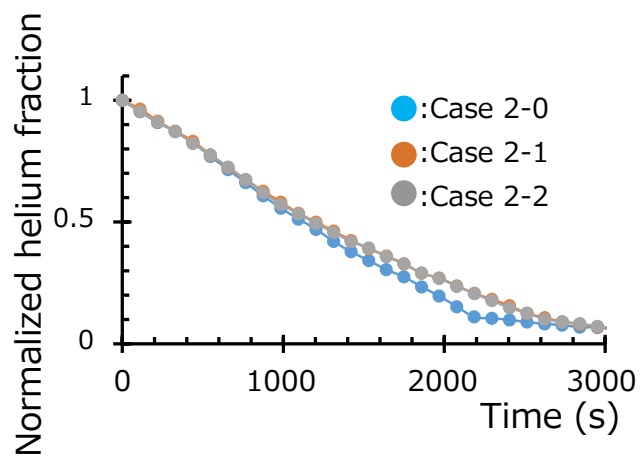


図 4.4.2-18 規格化された鉛直方向流速分布

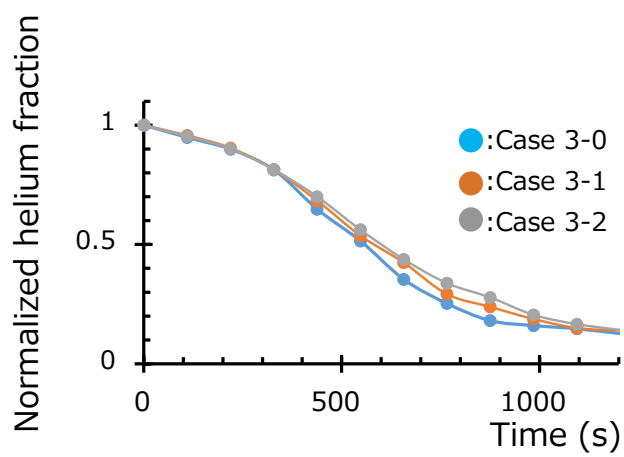




(a)



(b)



(c)

図 4.4.2-19 規格化された試験容器頂部でのヘリウム濃度の時間変化( $z=1.7$  m)

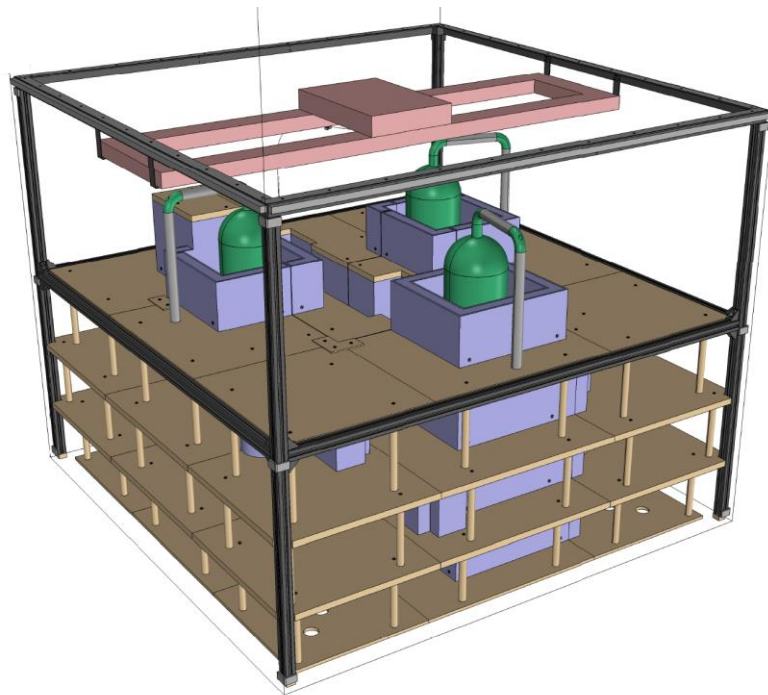
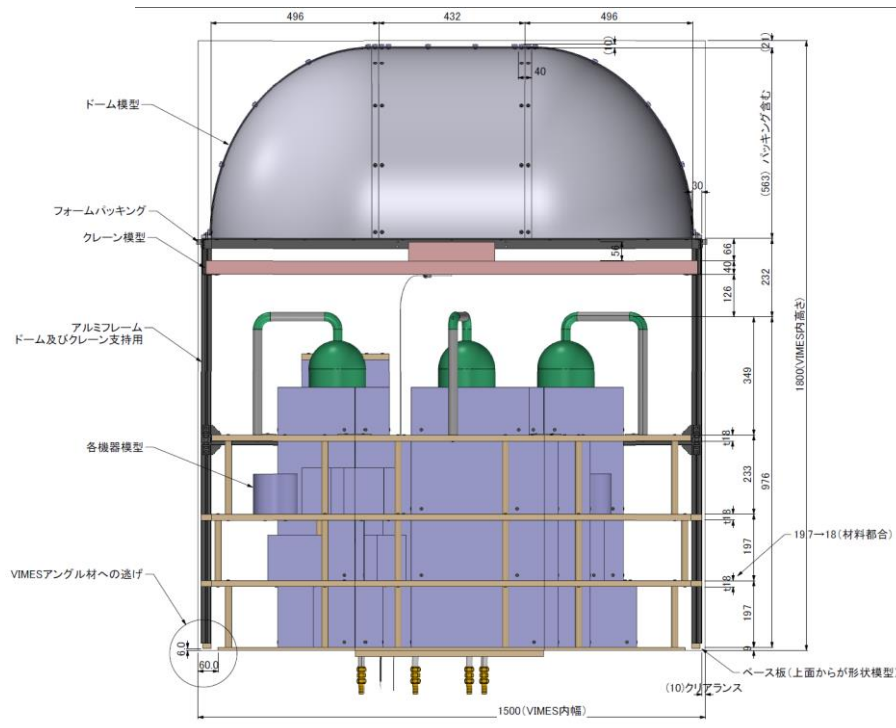


図 4.4.2-20 VIMES 実機形状模型の外観

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

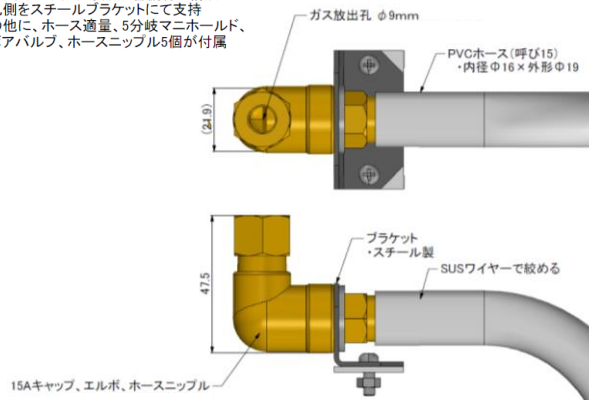


図 4.4.2-21 ガス放出源

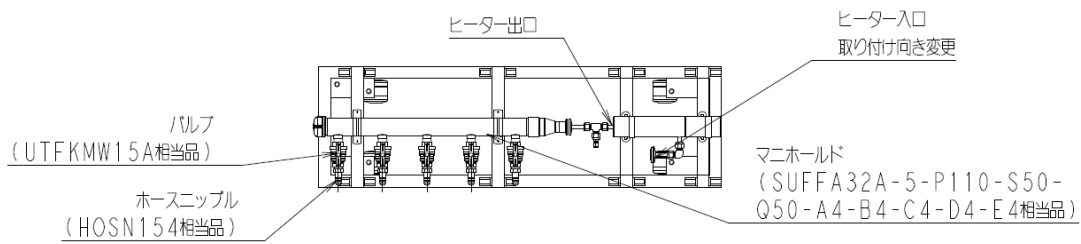


図 4.4.2-22 VIMES のガス放出源選択のためのマニホールド

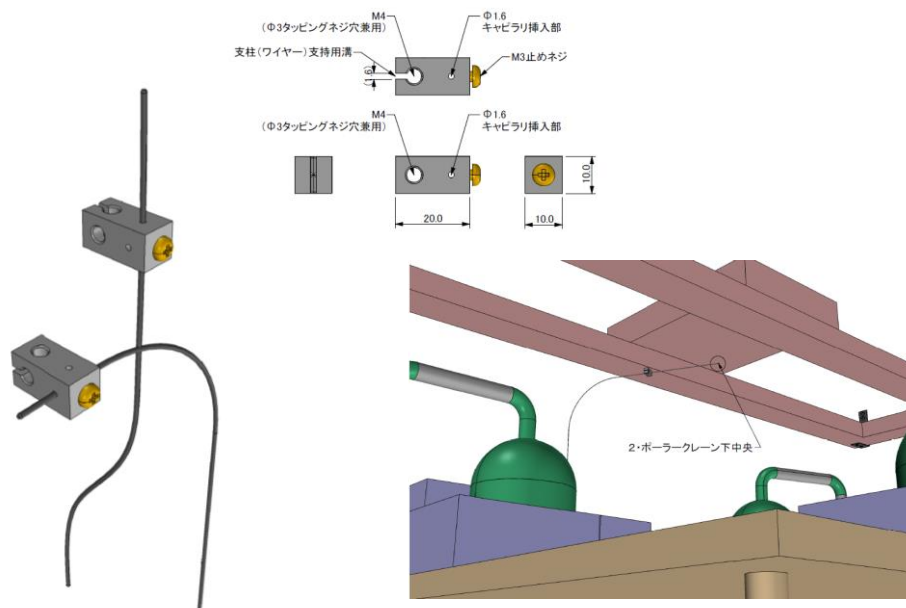


図 4.4.2-23 キャピラリおよび熱電対固定治具

## 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 を用いた CFD 解析について検討を行ってきた。今年度もこれまでの検討内容をふまえ、以下の項目について解析手法の検討および解析を実施した。

1. CIGMA 試験部内構造物の流動への影響の検討
2. CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析

### 4.5.1 CIGMA 試験部内構造物の流動への影響の検討

#### 4.5.1.1. 目的

昨年度までに CIGMA での外面冷却実験および鉛直噴流による密度成層侵食の CFD 解析を実施してきた[1, 2]。昨年度実施したヘリウム・蒸気・空気の混合気体を用いた凝縮を伴う外面冷却実験の解析では、容器上部でのヘリウム濃度の上昇を過大評価し、凝縮量を過小評価した。この解析では容器内構造物を模擬していないため、構造物による乱れの発生を考慮することができず、乱流による混合を過小評価した可能性がある。そこで、構造物の流動へ与える影響を検討することを目的として、容器内構造物を模擬した体系で解析を行った。

#### 4.5.1.2. 解析条件

CIGMA 試験部内には温度計測用の熱電対およびガスサンプリング用のサンプリング配管を支持するためのフラットバーが設置されており、CIGMA 試験部内を 0 度-180 度方向に横断している。フラットバーの試験部内配置を図 4.5.1-1 に示す。図 4.5.1-1 中に矢印で示した位置にフラットバーが設置されており、各高さで 3 列 1 組となっている。(一部の高さでは 2 列 1 組となっている)。フラットバーの一部を拡大した模式図を図 4.5.1-2 に示す。フラットバーは高さ 50mm、厚さ 4mm の板となっており、この板に対して熱電対およびサンプリング配管を据え付けている。本解析では横向きフラットバーのみを模擬し、縦バー、熱電対およびサンプリング配管は考慮しなかった。また、図 4.5.1-1 中に示すように、試験部中央にガス注入用のメインノズルがある。今回の解析対象はメインノズルからのジェットおよび上面外部冷却による自然対流であるため、メインノズルより下方にあるフラットバーが流動に与える影響は小さいと考えられる。そこでメインノズル出口より上部にあるフラットバーのみを考慮することで、メッシュ数を削減して解析を実施した。

以下の 3 ケースの解析を実施した。以下で、各ケースの解析条件の詳細を述べる。

- (1) 室温空気ジェット
- (2) ヘリウム成層中への空気ジェット
- (3) ヘリウム・蒸気・空気を含むガスの上部プール外面冷却

### (1) 室温空気ジェット

(1)の空気ジェットは、室温大気圧空気中に室温の空気ジェットを  $7.65\text{m/s}$  で噴出させる。容器底部に出口部を設定した。乱流モデルには SST  $k\text{-}\omega$ [3]モデルを適用した。

### (2) ヘリウム成層中への空気ジェット

過去に実施した SB-AJ-03 実験を対象に、ヘリウムおよび空気を用いて初期に成層を形成した。そのときのヘリウム濃度分布を図 4.5.1-3 に示す。ヘリウム成層に対して、メインノズルから  $7.1\text{m/s}$  で空気ジェットを噴出させる。ジェットの中心流速、ジェット幅、および成層の強さ（成層固有の振動数）で定義されるインタラクション・フルード数の値は約 15 であり[4]、ジェットの成層への貫入が強い流れとなっている。乱流モデルには空気ジェットの解析と同様、SST  $k\text{-}\omega$  モデルを適用した。

### (3) ヘリウム・蒸気・空気を含むガスの上部プール外面冷却

昨年度報告書[5]に記載した外面冷却実験 CC-PL-13G の解析を行った。初期に図 4.5.1-4 に示すガス濃度分布を与え、CIGMA の上部プール部を外面から冷却する。温度に関する境界条件は壁面温度の計測データを用いて設定した。初期圧力は  $440\text{kPa}$  とし、初期流体温度は  $430\text{K}$  とした。本解析では蒸気の壁面凝縮を壁面近傍でのガス拡散量から評価した[1]。ガス拡散量を評価するために壁面近傍のメッシュを細かくする必要がある。そのため乱流モデルには低 Reynolds 数型モデルである Launder-Sharma  $k\text{-}\epsilon$  モデルを適用した。

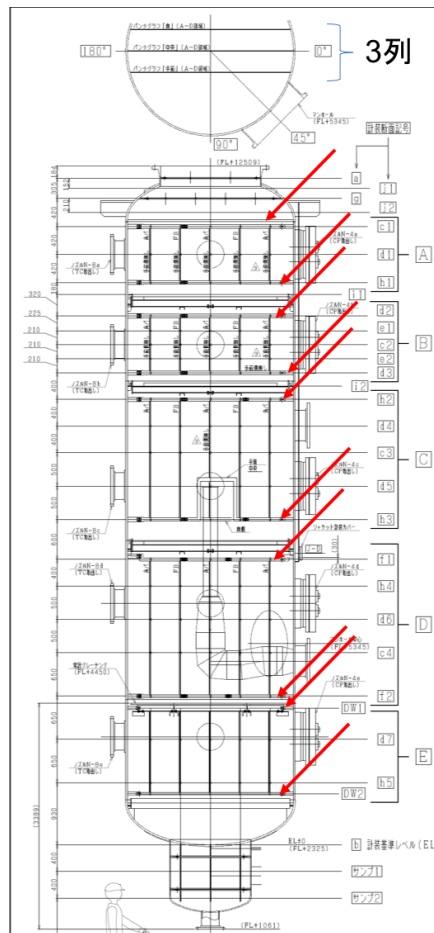


図 4.5.1-1 フラットバー配置

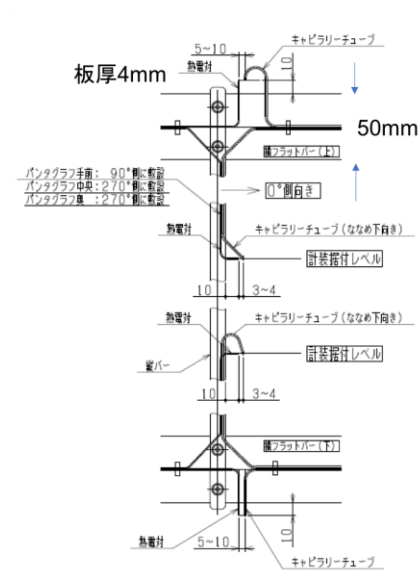


図 4.5.1-2 フラットバー形状

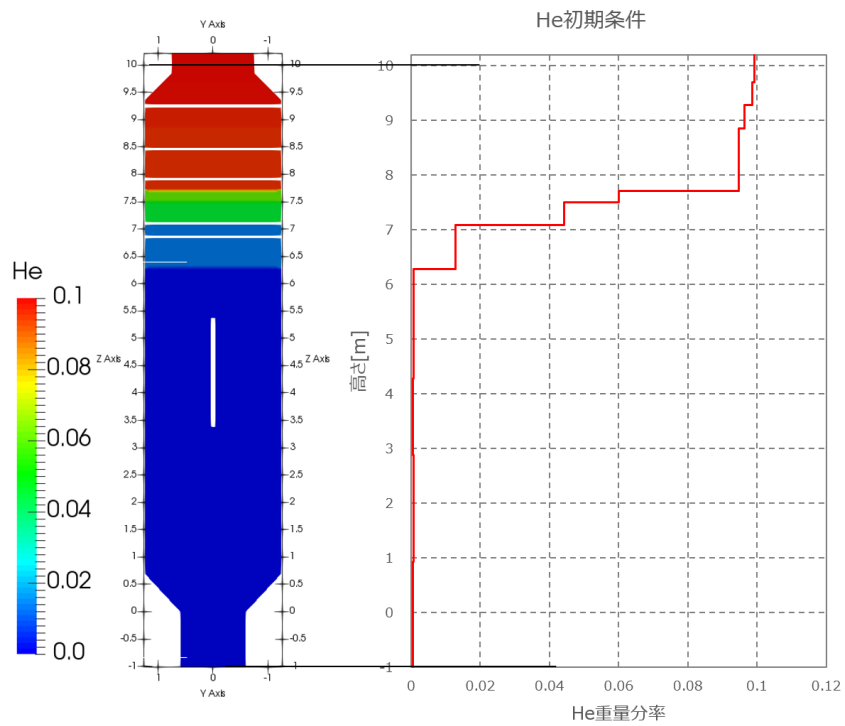


図 4.5.1-3 ヘリウム濃度（質量分率）分布

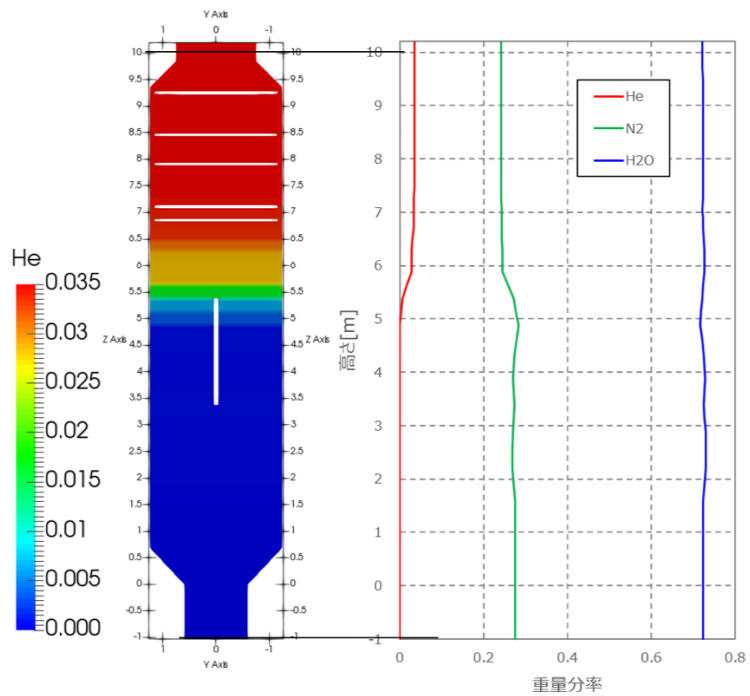


図 4.5.1-4 ガス濃度（質量分率）分布

### 4.5.1.3. 解析メッシュ

(1), (2)のジェット解析に対して反映したフラットバーおよびメッシュ全体を図 4.5.1-5、メッシュの拡大図を図 4.5.1-6 に示す。ノズルよりも下部の領域のメッシュの平均幅を 75mm に設定し、上部領域のメッシュの平均幅は 37.5mm とした。フラットバーの形状を模擬したメッシュを作成するため、OpenFOAM に実装されている SnappyHexMesh を適用した。フラットバーの厚みが 4mm と非常に薄いので、八分木法によりフラットバー周囲のメッシュを細分化した。フラットバー最近傍でのメッシュサイズは 2.3mm とした。メッシュ全体のセル数は約 400 万である。

(3)の外表面冷却解析に適用したメッシュを図 4.5.1-7 に示す。凝縮を伴う解析を行うため、壁面近傍のメッシュを細かくする必要がある。この際、フラットバー近傍の細メッシュ化と壁面近傍の細メッシュ化の干渉が問題となった。フラットバーは容器内に自立するために容器壁と連結される。この連結部分において、SnappyHexMesh によりメッシュを作成したところ、フラットバー及び壁面で独立に異なる手順でメッシュ生成するため大きな歪みを有するメッシュが生成される結果となった。これを回避するために、フラットバーは壁面と分離させて空中に浮かせ、両者が直接接触しないジオメトリを用いた。この場合歪みは生じなかった。流体中の平均メッシュ幅は 50mm、壁面近傍でのメッシュ幅は 0.5mm とした。メッシュのセル数は約 220 万である。

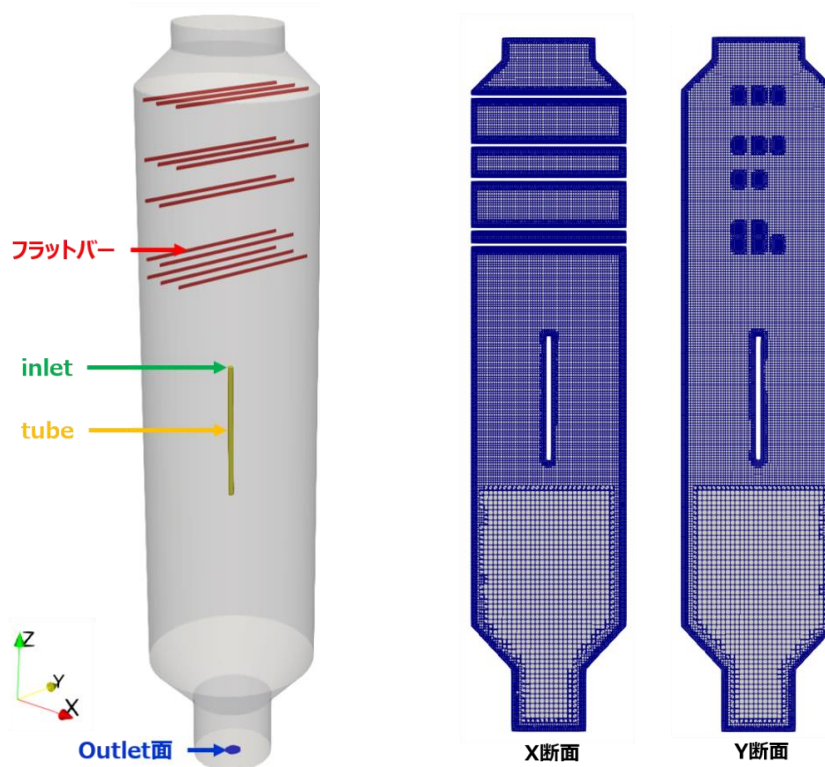


図 4.5.1-5 解析対象とするフラットバーおよびメッシュ全体図



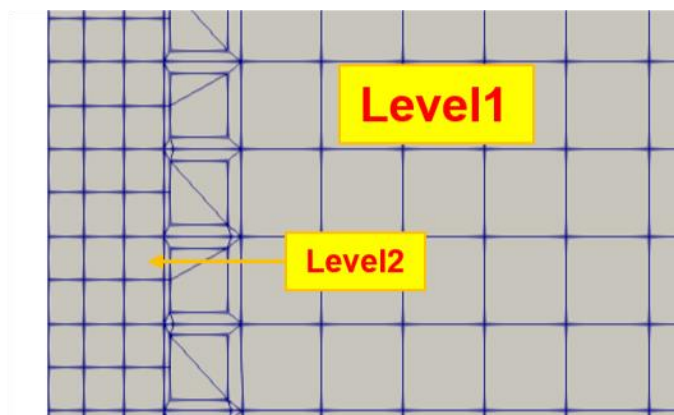
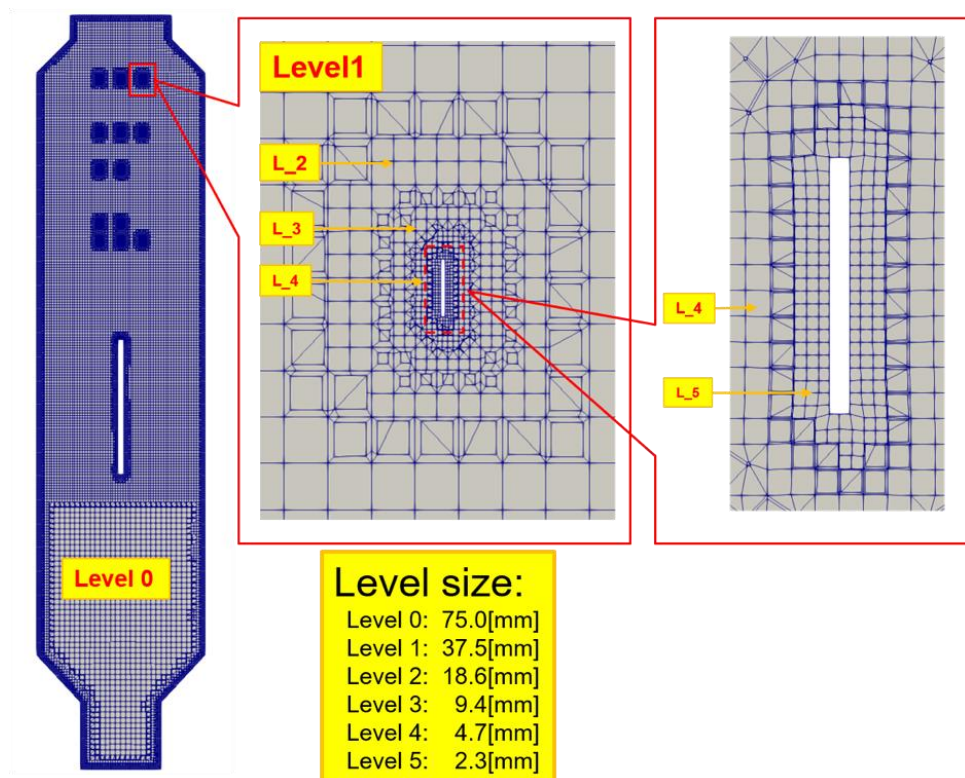


図 4.5.1-6 フラットバーを含んだジェット解析用のメッシュ拡大図（上図：フラットバー近傍の拡大図、下図：壁面近傍の拡大図）

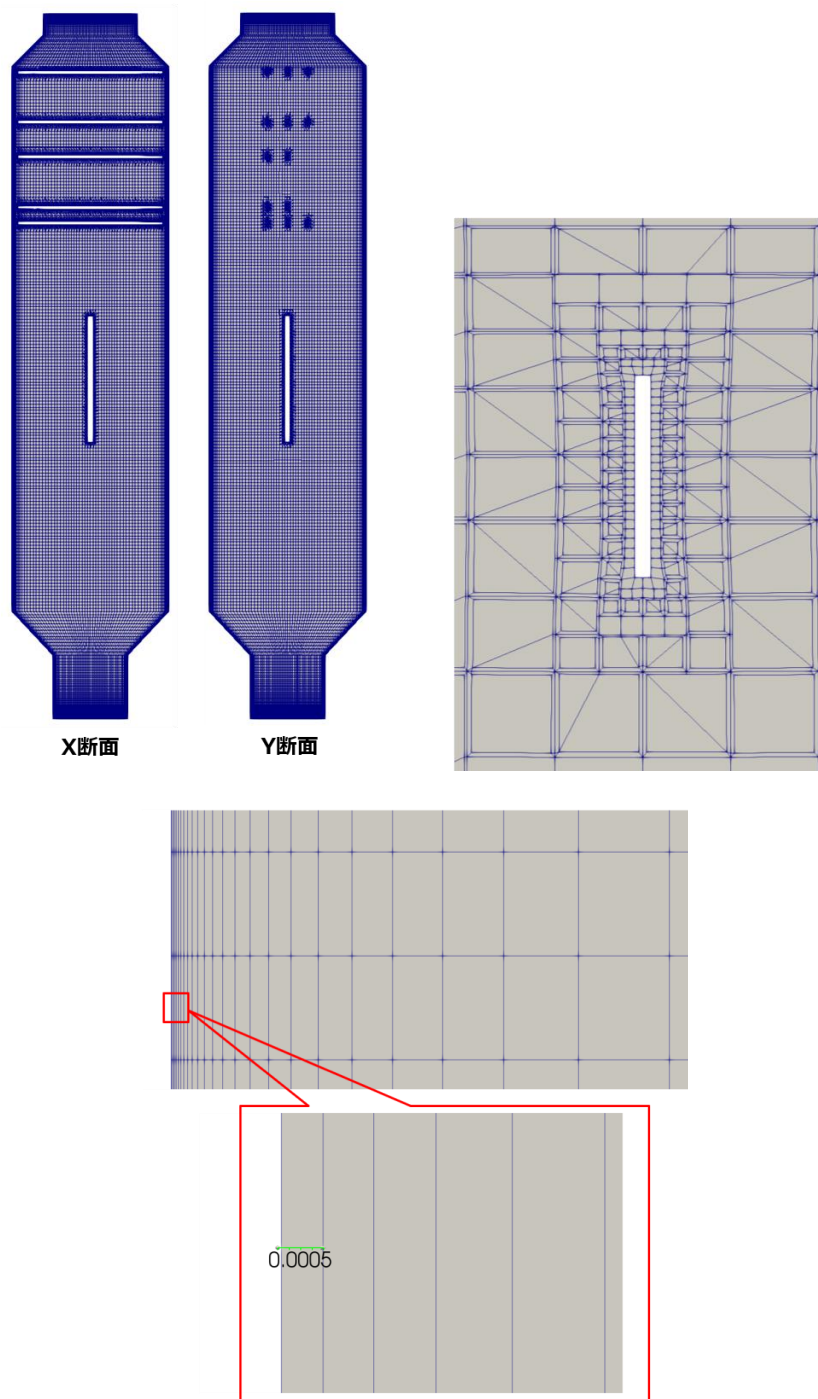


図 4.5.1-7 フラットバーを含んだ外面冷却解析用のメッシュ（左上図：メッシュ全体図、右上図：フラットバー近傍の拡大図、下図：壁面近傍の拡大図）

#### 4.5.1.4. 解析結果

##### (1) 室温空気ジェット

ジェット注入から 1000 秒時点での流速分布および渦粘性係数の分布を図 4.5.1-8 に示す。

左上図は容器全体の速度分布、右上図は容器上部の速度分布の拡大図である。フラットバーはこれらの分布図において、紙面垂直方向に設置されており、赤点で示す部分がフラットバーに相当する。ジェットはノズルから放出され、鉛直上向きに幅を増大させながら、フラットバーを横切り、容器頂部に衝突している。同図の下段に示した渦粘性係数の分布図では、フラットバーの下流で渦粘性係数が低くなる様子が示されており、障害物後流の剥離現象が作用していることが推測されるが、一方で、ジェットの速度分布はほぼ左右対称となっており、フラットバーは流れ場に対して大きな影響は陽に現れない結果となった。

### (2) ヘリウム成層中への空気ジェット

ジェット注入開始1秒後から300秒後までの流速分布およびヘリウム濃度分布を図4.5.1-9, 10に示す。ジェット注入開始前のヘリウム成層の下端は約EL6.3mに位置している。一方、本解析で模擬したフラットバーの最下方に位置するものはEL6.7mの高さにあり、フラットバーはヘリウム成層中に位置することになる。ジェット注入から20秒時点で、ヘリウム成層中へのジェットの貫入が見られ、成層浸食が進行していく様子が観察される。本ケースでもジェットの速度分布は左右対称となっており、フラットバーはジェットに対して大きな影響を及ぼしていないと考えられる。

### (3) ヘリウム・蒸気・空気を含むガスの上部プール外面冷却

外面冷却時の速度分布および温度分布を図4.5.1-11, 12に示す。上部プール部を冷却し、冷却されたガスが壁面に沿って下降していく様子が観察される。また下方の壁面は温度が高い状態を維持するため、下降したガスがある高さで巻き上がる挙動も見られる。渦粘性係数の分布を図4.5.1-13に示す。ガスの巻き上がりが見られる上部壁面近傍で渦粘性係数が大きくなっているが、中心軸上では渦粘性係数の値が小さくなっている。速度分布が対称的であり、中心軸近傍の速度が小さいため、フラットバーの影響は本ケースでも大きくないと考えられる。ヘリウム・空気・蒸気のガス濃度分布を図4.5.1-14, 15, 16に示す。容器上部では、蒸気凝縮による非凝縮ガス濃度の上昇が見られる。ガス濃度分布挙動に対しても、フラットバーが存在することにより、分布が非対称になる等の挙動は見られなかった。

以上の結果から、フラットバーが試験部内の流動に与える影響は小さいと考えられるが、より詳細な実験データとの比較を行い、その影響を定量的に評価する必要がある。これらの結果は実機格納容器内CFD解析を想定した場合に、どの程度のサイズの構造物を考慮すべきかの検討にも資する結果である。

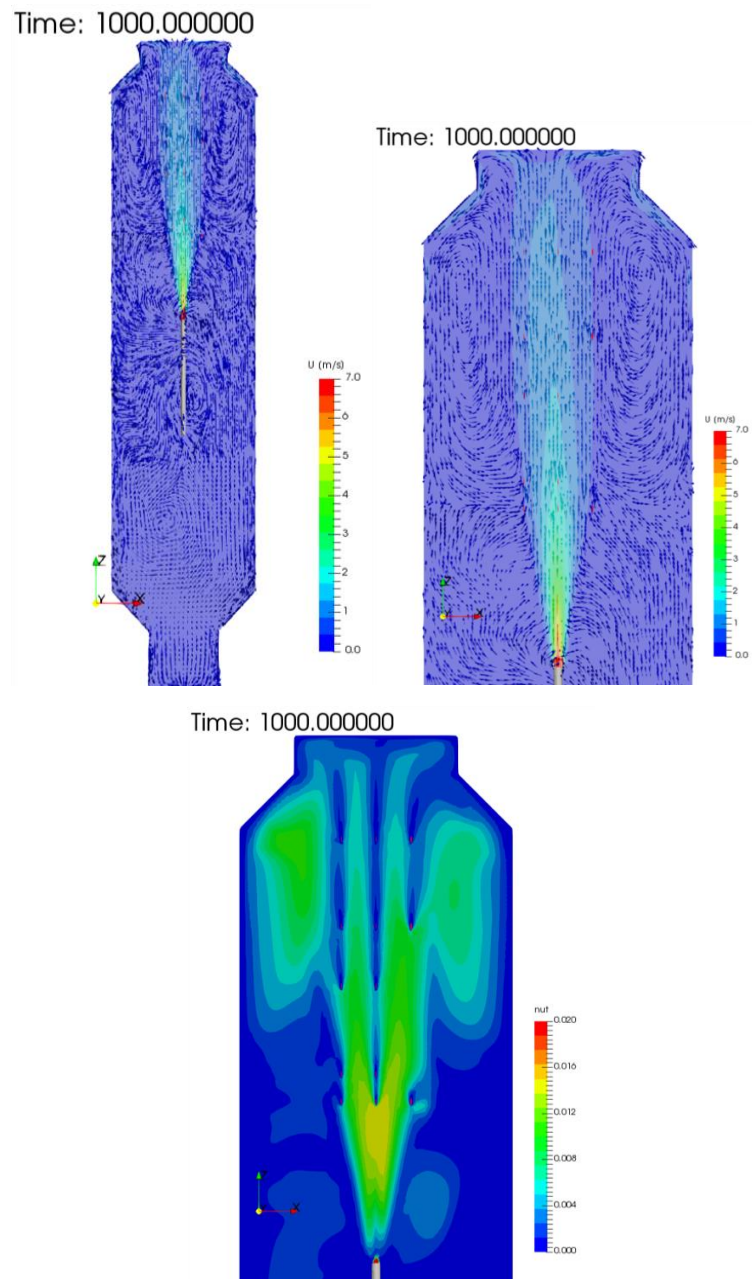


図 4.5.1-8 空気ジェットの世界速度分布（左上図、右上図）および渦粘性係数分布（下図）

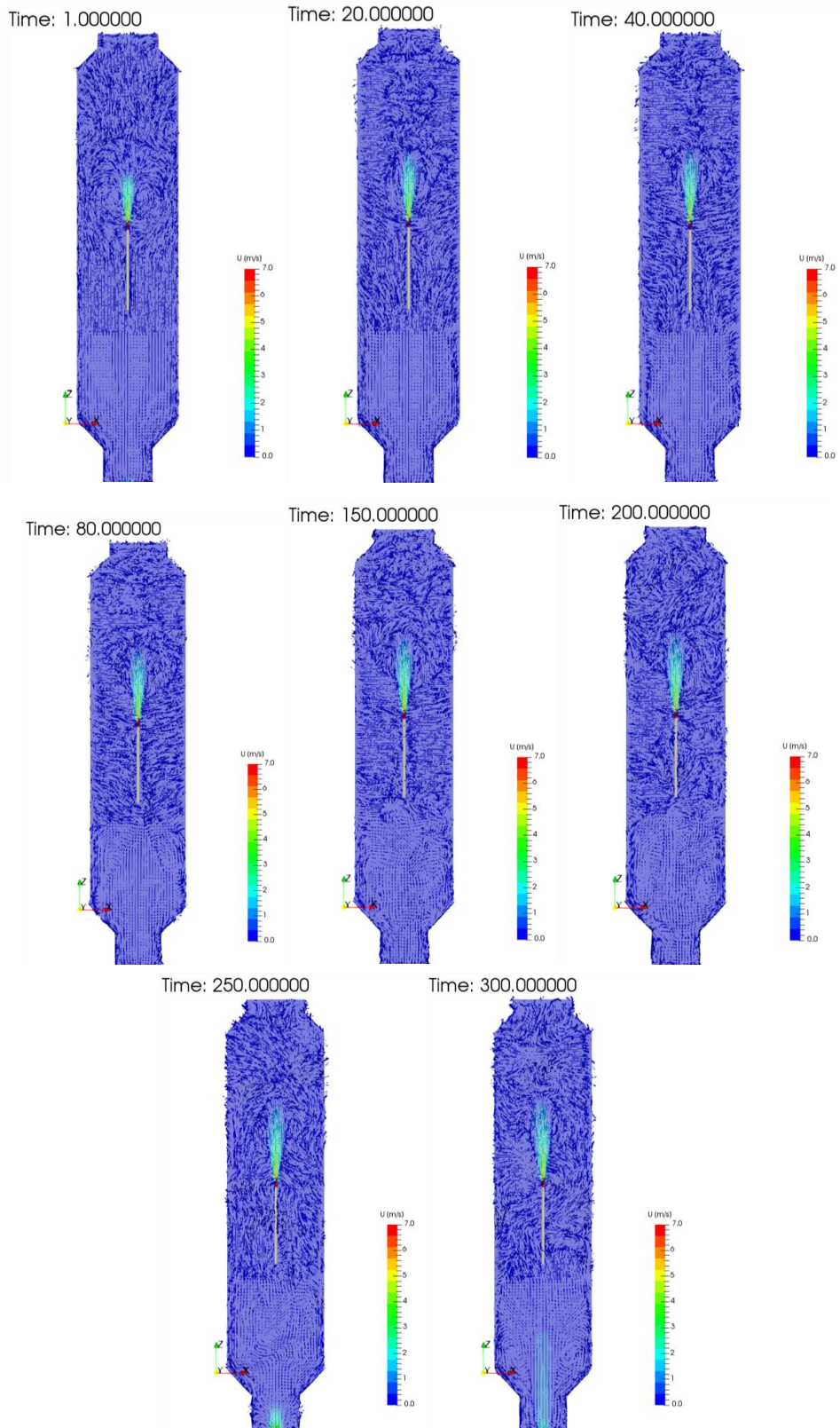


図 4.5.1-9 ヘリウム成層貫入ジェットの流れ分布

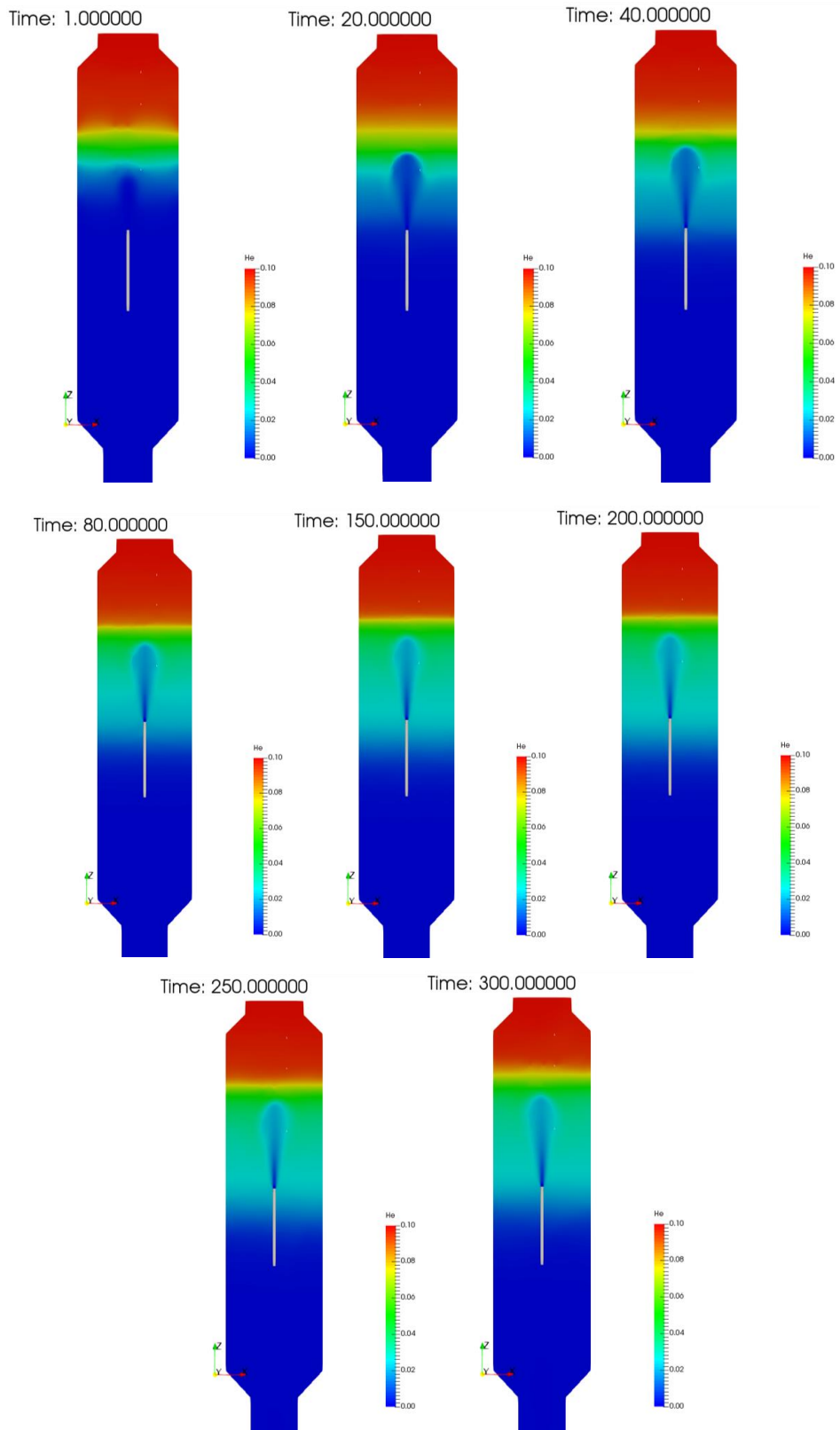


図 4.5.1-10 ヘリウム成層貫入ジェットのヘリウム濃度分布

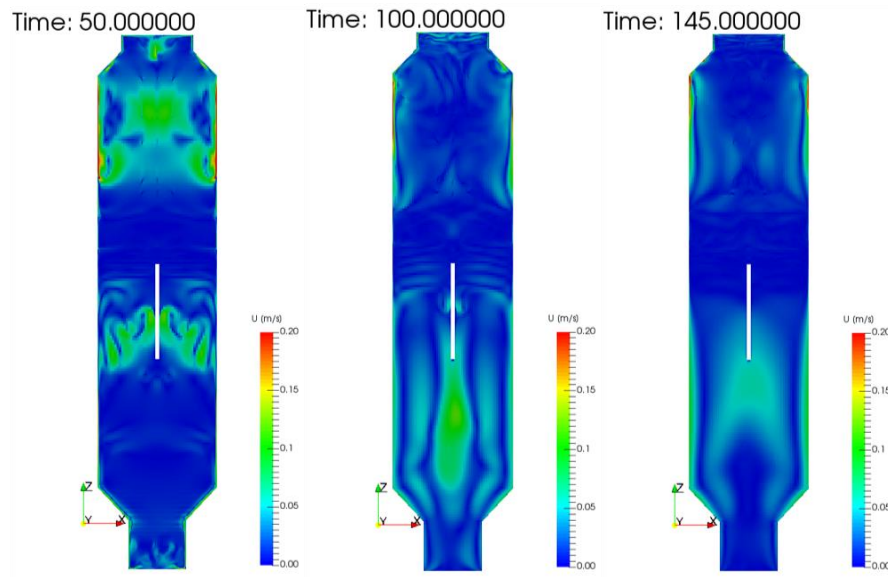


図 4.5.1-11 外面冷却時の速度分布

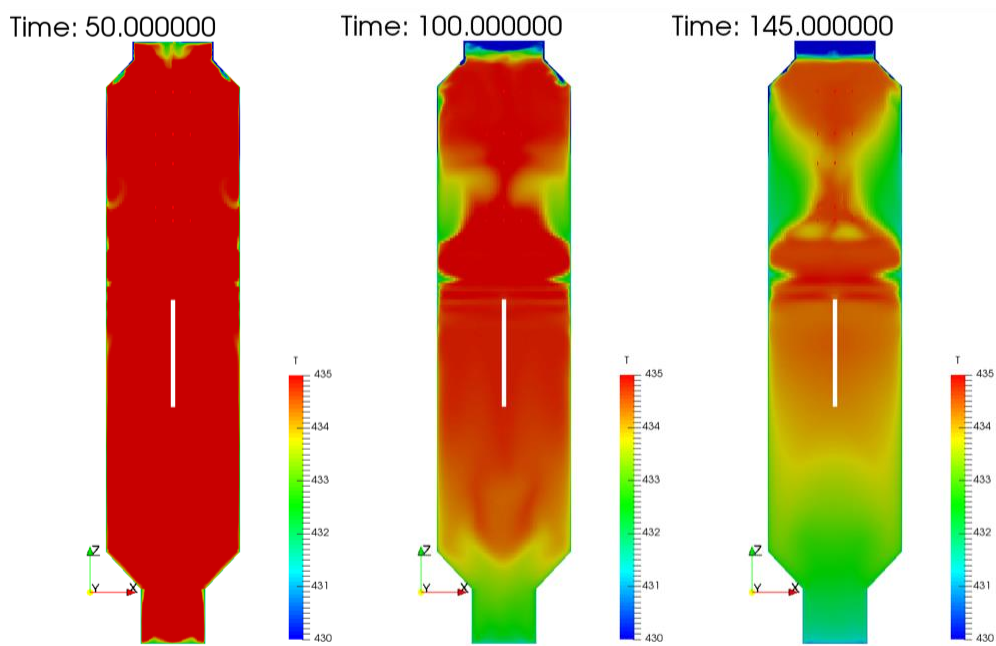


図 4.5.1-12 外面冷却時の温度分布

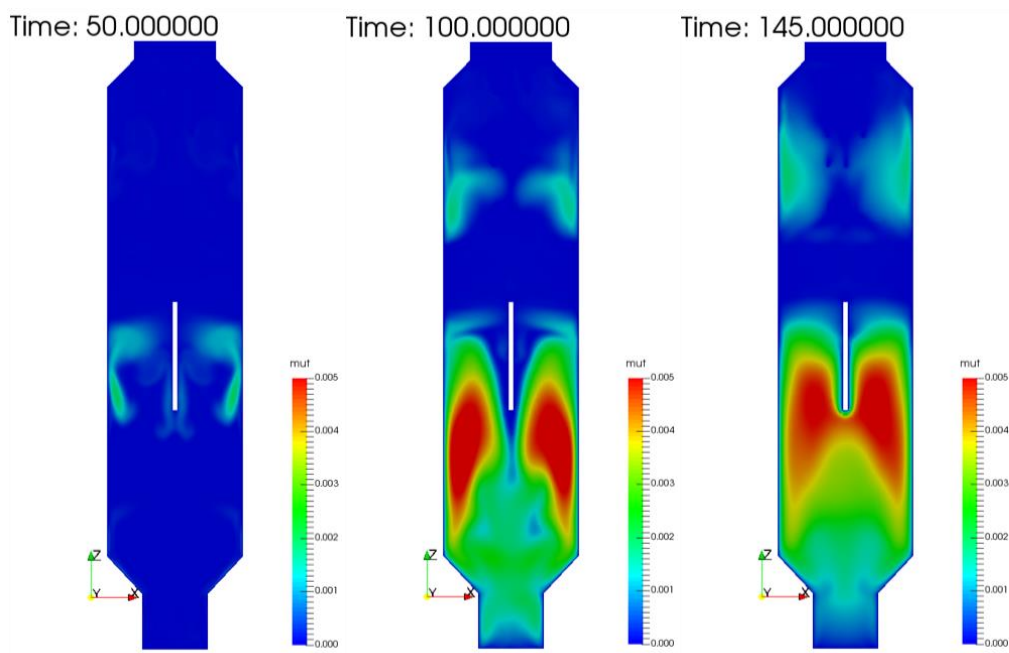


図 4.5.1-13 外面冷却時の渦粘性係数分布

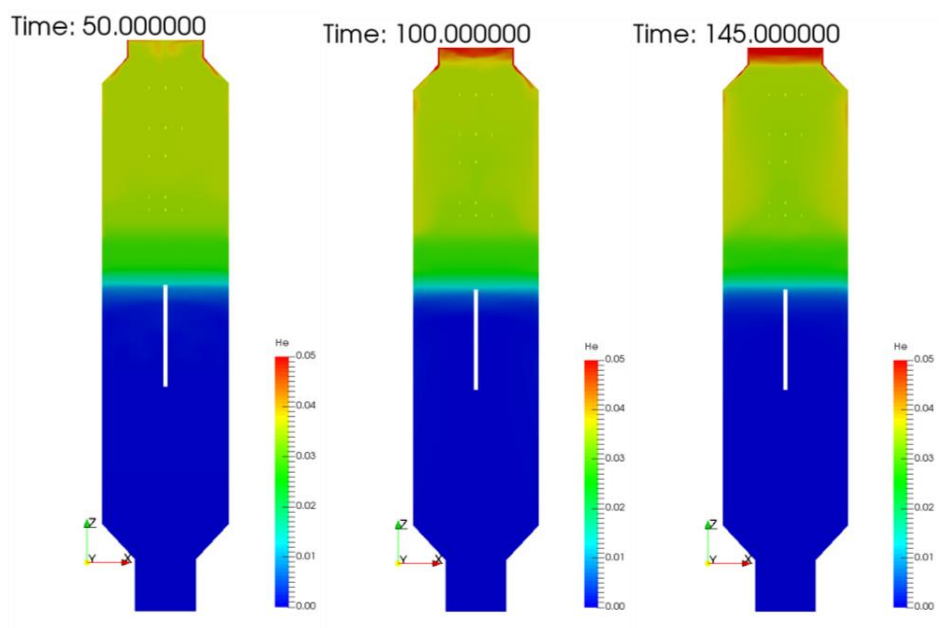


図 4.5.1-14 外面冷却時のヘリウム濃度分布



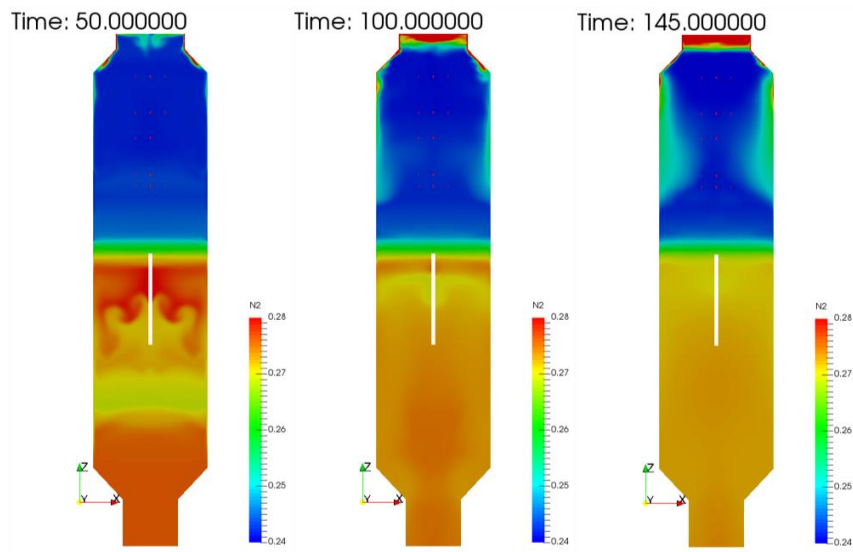


図 4.5.1-15 外面冷却時の空気濃度分布

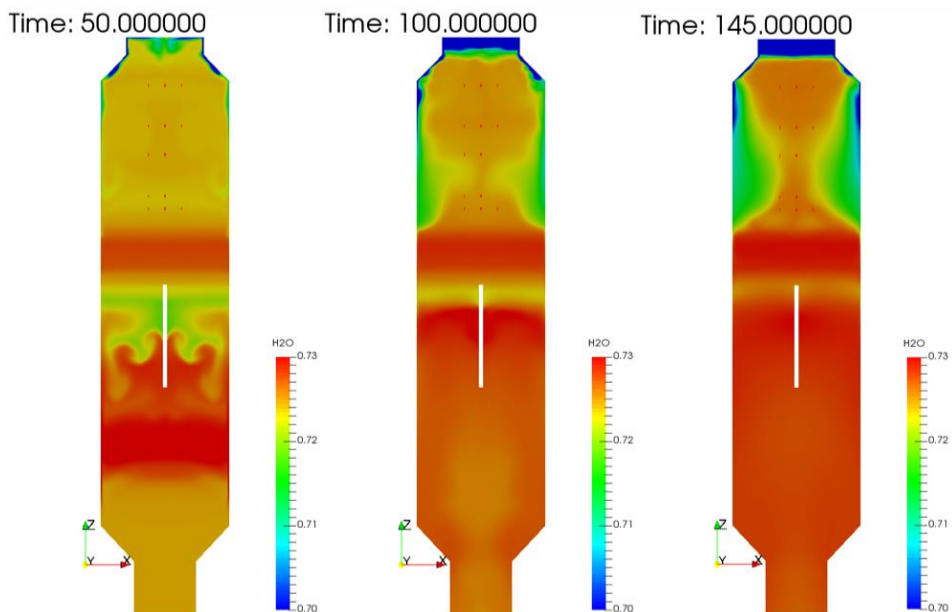


図 4.5.1-16 外面冷却時の蒸気濃度分布

## 4.5.2 CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析

### 4.5.2.1. 目的

4.5.1 節でも示したように昨年度、気体 3 成分の凝縮を伴う外面冷却実験の CFD 解析を実施したが、解析結果は実験結果を十分に再現することができなかった [1]。このような外面冷却実験では、浮力を伴う乱流挙動、壁面での凝縮挙動、自然対流挙動等、解析を行

うにあたり考慮すべき現象が複数存在し、かつ、これらの現象が互いに関連しあっている。そこで、解析上の課題をより明確にすることを目的として、単純な体系での外面冷却の実験解析を実施した。具体的には蒸気凝縮が発生しない非凝縮ガスのみを用いた外面冷却実験の解析を行った。以下、解析対象とした実験の概要、解析条件、解析結果について示す。

#### 4.5.2.2. 解析対象の実験

解析対象とした実験は 4.1.4 節で示した CC-PL-27 実験である。本実験では、予め試験部を過熱空気で高圧状態にし、ヘリウムおよび空気を注入し密度成層を形成する。ガスの試験部への注入が完了した後、上部プールおよび中段ジャケットに冷却水を注入し外面冷却を実施した。冷却面は EL8.1m より上部である。冷却によって発生する試験部上部での自然対流により、上部の高濃度ヘリウム層は下部の空気層と混合し、最終的には均質な濃度分布となる。

#### 4.5.2.3. 解析条件・解析手法

CFD 解析では、CC-PL-27 実験の冷却開始時点初期状態とした。冷却開始時点におけるガス濃度分布および温度分布、圧力の実験データを用いて、解析の初期条件を設定した。初期圧力は 173.5kPa とした。図 4.5.2-1 にガス濃度分布および温度分布の初期分布を示す。また初期温度分布を与えた場合と初期温度を 430K 一様とした場合の比較を行った。壁面上の温度に関する境界条件は壁面上の温度計測結果から与えた。本解析では境界面を高さ方向に 4 分割して、各境界面での温度の時系列データを境界条件として与えた。

基礎方程式には質量保存、運動量保存、エネルギー保存式、各ガス種の質量分率の輸送方程式を用い、流体内のガス濃度分布とそれに伴う密度分布を考慮した。また代表速度が音速に対して十分小さいため、低マッハ数近似[2]を用いる。乱流モデルには RANS モデルを用いた。RANS モデルには、高 Reynolds 数型 k-epsilon モデル（標準 k-epsilon モデル、以下 ST モデルと記載）および低 Reynolds 数型 k-epsilon モデル（Launder-Sharma k-epsilon モデル、以下 LS モデルと記載）を適用し、RANS モデルに対する感度解析を行った。ST モデル、LS モデルそれぞれに対して、Katsuki-Ooka モデル[3]を適用して、浮力の効果を考慮した。ST モデルでは低 Re 数となる壁付近で壁関数を適用し、壁面隣接セルでの  $y^+$  が 30 程度になるようにメッシュ解像度を調節した。LS モデルを用いた解析では壁面隣接セルでの無次元距離  $y^+$  の値が 1 程度になるようにメッシュ解像度を調節した。試験部中央におけるメッシュサイズの代表長さは 5cm 程度とした。図 4.5.2- 2, 3 に解析に用いたメッシュの断面図を示す。

CIGMA の試験部内には図 4.5.2-4 に示すように壁面上で発生した凝縮水を捕集するためのガターが 3 箇所設置されている（赤線の囲み部分）。最も高い位置にあるガターは EL8.1m

の位置に設置されている。ガターの動径方向の幅は約 5cm、高さは約 12cm である。本解析ではガターを幅 5cm、高さ 12cm の円筒とみなし、ガターに相当する領域に含まれるセル（図 4.5.2-5 で示す赤色領域）では速度を強制的に 0 にすることで、ガターの影響を考慮した。容器上部を冷却するため、最上部のガターのみを考慮した。

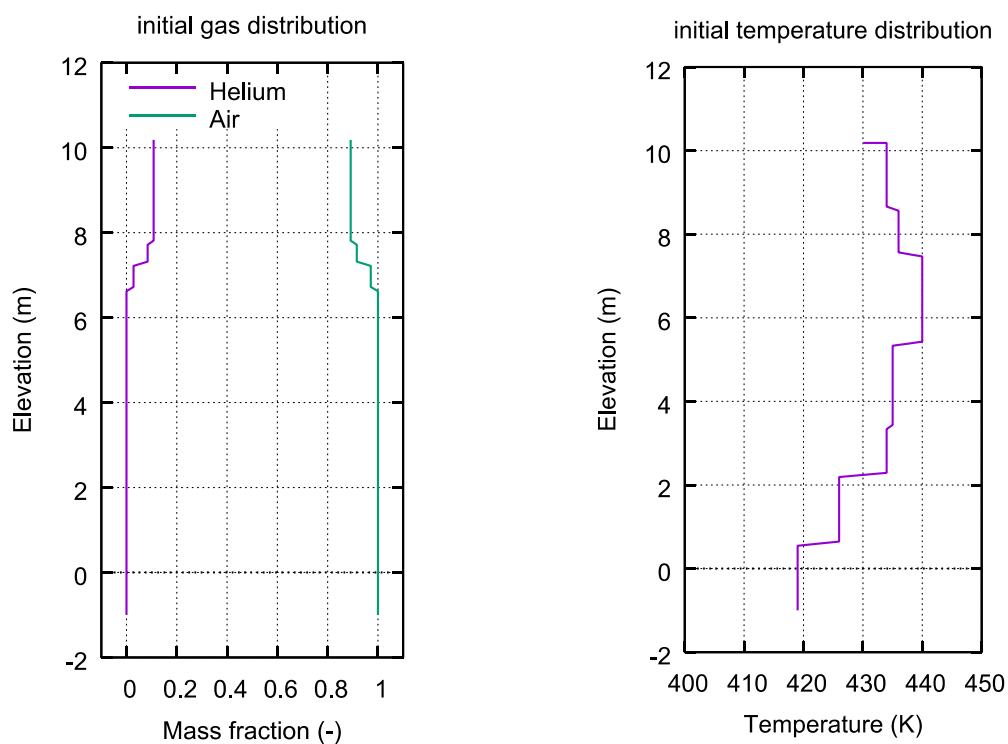


図 4.5.2-1 初期濃度分布（左図）および温度分布（右図）

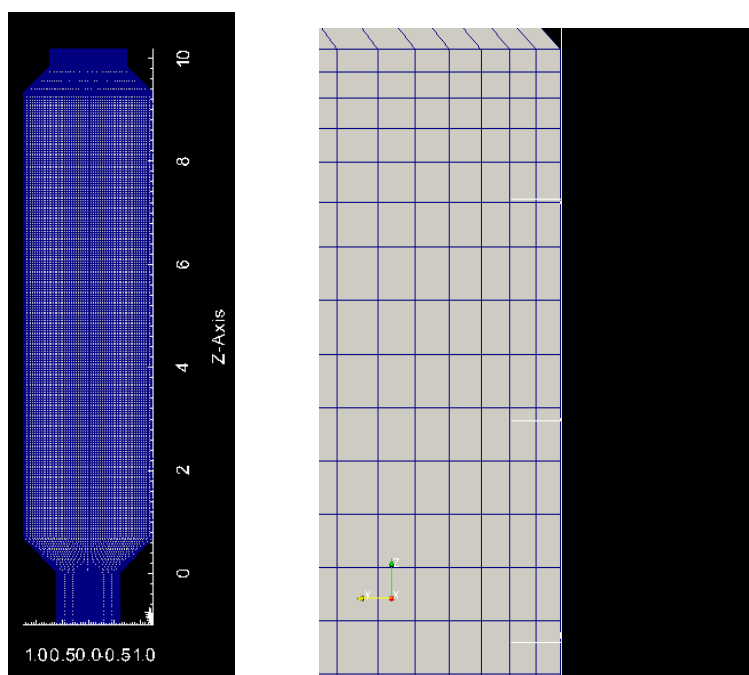


図 4.5.2-2 ST モデル用メッシュ (左図：全体図、右図：壁面近傍拡大図)

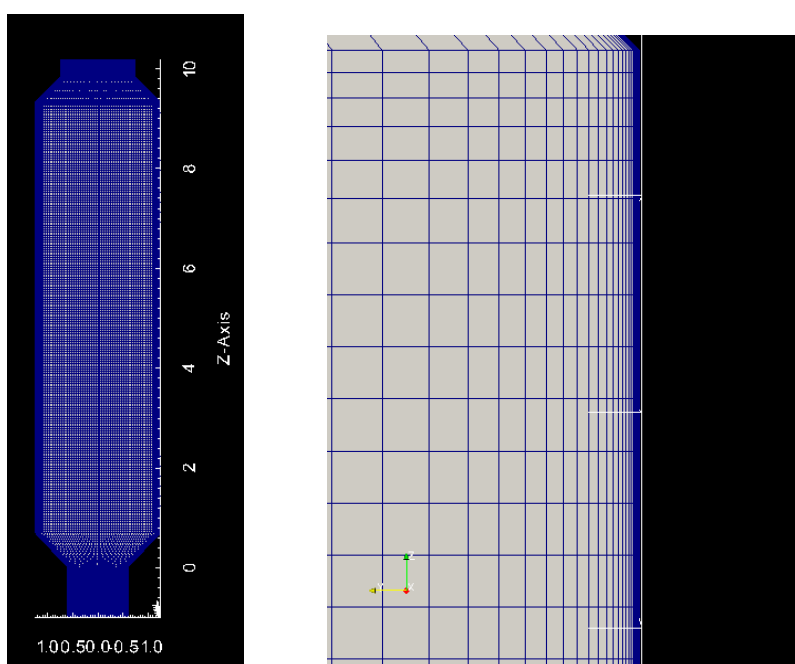


図 4.5.2-3 LS モデル用メッシュ (左図：全体図、右図：壁面近傍拡大図)

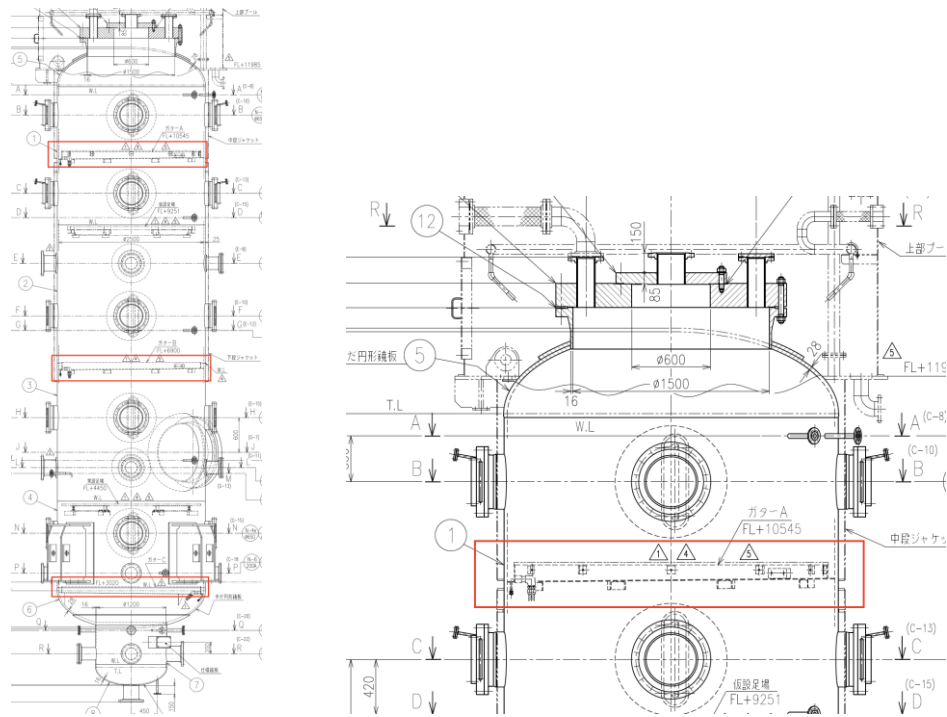


図 4.5.2-4 CIGMA 試験部内のガター模式図 (左図) および上部ガター (右図)

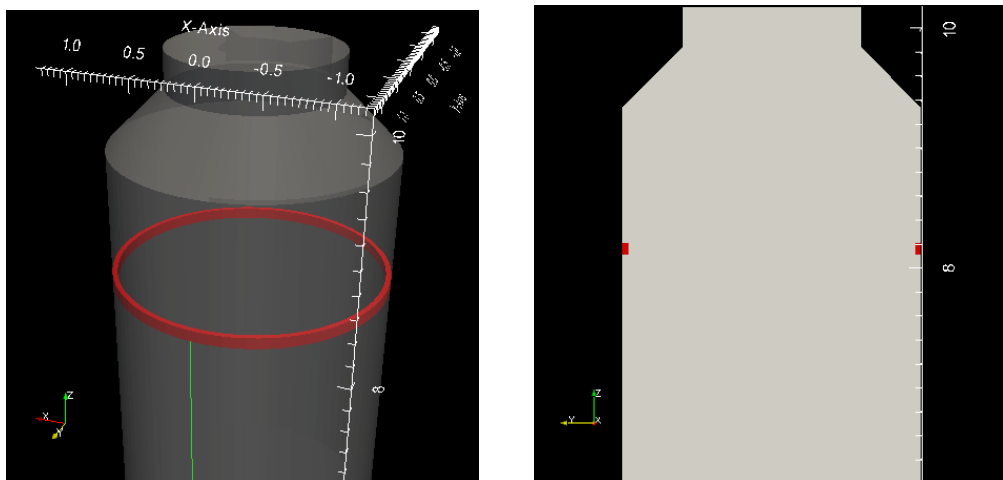


図 4.5.2-5 ガター相当領域に含まれるセル (赤色分)

#### 4.5.2.4. 解析結果

##### ST モデルの結果

図 4.5.2-6 にヘリウム濃度の時間変化について ST モデルによる解析結果および実験結果を示す。冷却開始時刻を 0 秒としている。シンボルが実験結果、実線がガターを考慮した解析、破線がガターを考慮していない解析結果である。解析ではどちらも初期温度分布を与えた。紫色のシンボルおよび線は EL10m におけるヘリウム濃度の履歴、緑色は EL8m、青色は EL7m、橙色は EL6m の結果である。実験では、EL8m, 10m の位置で単調にヘリウム

ム濃度が低下した。これはヘリウム成層が下部へ拡大していることを示唆する。EL7m では冷却開始から約 200 秒付近でヘリウム濃度 15%から 2%程度が急激に低下し、約 600 秒付近で 37%程度まで急上昇したが、これは急峻な濃度勾配を持つヘリウム成層界面の挙動に伴うものと考えられる。EL6m では約 900 秒でヘリウム濃度が上昇し、これは上部のヘリウム成層が下部へ拡大したことによる。実験結果に対して、ST モデルを用いた解析結果は EL7m, 6m のヘリウム濃度の上昇開始が早くなる。特にガターを考慮した場合は考慮しなかった場合に比べて、ヘリウム濃度の上昇開始がより早くなる。ここから、解析では実験よりも乱れが強く、混合が早く進行したと考えられる。またガターは混合を促進する作用を有すると考えられる。一方、EL7m の 200 秒以降の急激なヘリウム濃度の低下は解析では再現できなかった。

次に初期温度分布の解析結果への影響を検討するため、図 4.5.2-7 に初期温度分布を考慮した解析結果（実線）と初期温度を 430K で一様とした場合の解析結果（破線）を示す。解析対象は先ほどと同じ CC-PL-27 で、どちらの解析もガターを考慮している。ヘリウム濃度挙動に対する初期温度分布の違いによる差はほとんど見られなかった。100 秒から 500 秒での EL7m でのヘリウム濃度低下の傾向は初期温度分布を考慮した場合がわずかに実験結果に近づく結果となった。同様に 100 秒から 700 秒での EL6m でのヘリウム濃度は初期温度分布を考慮した場合、ほぼ実験と同じ値となった。

図 4.5.2-8 に圧力履歴、図 4.5.2-9 に温度履歴を示す。圧力履歴は実験結果（紫色）と初期温度分布およびガターを考慮した解析結果（緑色）を比較した。解析は実験よりも減圧が早く、対流や混合の促進により容器内ガスの冷却が実験よりも早く進行したと考えられる。温度は各 EL の温度履歴を示しており、シンボルは実験結果、実線がガターを考慮した解析結果である。実験結果では EL7.1m については中心軸上 (X000) および中心から 0.9m の軸上 (K090) の 2 つのデータを示している。実線の色は各 EL の実験結果の色に対応している。実験では、EL7.9m より上部の温度は上部外面の冷却により急激に低下した（約 600 秒まで）。それに遅れて、EL7.1m、5.9m の温度が低下していく。EL7.1m、5.9m の温度低下開始のタイミングは上部のヘリウム成層が下部へ拡大し、ヘリウム濃度が上昇開始するタイミングとほぼ一致している。解析では EL7m 以下でのヘリウム濃度上昇開始を実験よりも早期に評価するため、温度低下の開始も実験よりも早くなっている。また、温度の値も実験値よりも低い値となっており、冷却を過大評価していることが分かる。さらに実験では約 1000 秒以降、EL7.9m、10m の温度と EL7.1m、5.9m の温度に 10°C 程度の差があり、温度成層状態となっているが、解析ではこれらの EL でほぼ同一の温度となっており、温度成層状態を再現できなかった。

図 4.5.2-10 に初期温度分布およびガターを考慮した解析での中心軸上の渦粘性係数の分布を示す。EL7m でヘリウム濃度の上昇が開始する 500 秒と EL6m でのヘリウム濃度上昇

が開始する時刻 800 秒での分布を示している。EL6m 以上での渦粘性係数は増加している。一方、EL6m 以下では渦粘性係数は減少している。本解析では乱流モデル中の浮力の効果を考慮するために Katsuki-Ooka モデルを適用しており、安定成層中では渦粘性係数が減少し、不安定成層中では渦粘性係数が増大するように計算される。容器上部では熱対流が発生し、渦粘性係数が増加する。一方、容器下部では安定成層となるため、渦粘性係数が減少していくと考えられる。図 4.5.2-11 に 500.1 秒および 1000.1 秒の速度分布を示す。500.1 秒では EL7m 近傍まで対流が到達している。また 1000.1 秒では容器上半分で強い混合が生じている。

### LS モデルの結果

図 4.5.2-12 に LS モデルを適用した解析のヘリウム濃度の推移を示す。解析ではメッシュ解像度の影響を検討するため、基本メッシュ（容器中央での平均セル幅 5cm）を用いた結果および高解像度メッシュ（動径方向のセルサイズは基本メッシュと同様。EL5.4m 以上の鉛直方向のセル幅を 2.5cm に設定）を用いた結果を比較している。どちらの解析も初期温度分布およびガターを考慮している。ST モデルの結果と同様にして、シンボルが実験結果である。実線は基本メッシュ、破線は高解像度メッシュを用いた結果を表している。ST モデルの解析結果と異なり、LS モデルの基本メッシュを用いた解析結果では、EL6m, 7m でのヘリウム濃度の上昇開始時刻がほぼ実験と一致した。しかし、900 秒以降のヘリウム濃度は実験よりも高い値となっている。これは ST モデルを適用した場合に比べ、乱れが弱く、容器内の混合の進行が遅いことを示唆している。一方、高解像度メッシュを用いた解析は基本メッシュを用いた解析よりもヘリウム濃度の上昇開始が遅くなり、900 秒以降のヘリウム濃度もさらに過大評価している。

図 4.5.2-13 に圧力履歴を示す。緑線が基本メッシュを用いた解析、青線が高解像度メッシュを用いた解析による結果である。ST モデルの場合と同様、減圧率を実験よりも過大評価している。高解像度メッシュを用いた場合、過大な減圧率がわずかに改善されている。図 4.5.2-14, 15 に基本メッシュおよび高解像度メッシュを用いた解析での温度推移を示している。両解析で、ヘリウム濃度の上昇開始のタイミングが異なるため、EL6, 7m における温度下降開始のタイミングに差が出ている。温度の値は ST モデルの解析結果同様、実験よりも過小評価している。

図 4.5.2-16, 17 に基本メッシュおよび高解像度メッシュを用いた場合の中心軸上における渦粘性係数の分布を示す。それぞれ、EL7m, 6m でのヘリウム濃度上昇が開始するタイミング（基本メッシュでは約 500 秒、1000 秒、高解像度メッシュでは約 500 秒、1200 秒）での分布を表している。ST モデルを用いた場合との大きな差は EL6m 以上での渦粘性係数が ST モデルの場合に比べて非常に小さいことが挙げられる。閉じた系での熱対流の解析に

対して、低 Reynolds 数型の RANS モデルを適用した場合、乱流強度を過小評価し、再層流化が発生する可能性があることが指摘されている[4]。本解析においても、低 Reynolds 数型 RANS モデルである LS モデルを適用したため、乱流強度を過小評価した可能性がある。この点については今後さらに検討する必要がある。次に基本メッシュの結果と高解像度メッシュの結果を比較すると、EL8m より上部において、基本メッシュの渦粘性係数はほぼ 0 なのに対して、高解像度メッシュの渦粘性係数は  $5 \times 10^{-4} \text{ kg/ms}$  程度の値を有しており、EL8m 以上では高解像度メッシュを用いた結果の方が強く乱れている。これは高解像度メッシュを用いることで、基本メッシュの場合よりも高精度に成層の不安定性（密度勾配の値）を評価でき、それにより Katsuki-Ooka モデルの「成層不安定性の強い領域では渦粘性係数を増大させる」特性をより強く反映した結果であると考えられる。また EL6m におけるヘリウム濃度上昇開始のタイミングでの分布（緑色の分布）を見ると、EL5m から 6m にかけての渦粘性係数の値はわずかに基本メッシュの場合の方が大きい。このため、EL6m でのヘリウム濃度上昇が基本メッシュの結果の方が早く開始したと考えられる。

図 4.5.2-18 に基本メッシュを用いた場合の速度分布を示す。ST モデルを用いた結果と異なり、容器内での流速は小さく、対流が生じている領域が狭い。500.1, 1000.1 秒ともに EL8m 近傍で水平方向の流れが観察される。EL8.1m より上部の壁面は冷却され、それより下部の壁面は高温を維持しているため、EL8.1m の高さを境界にして、温度差が生じていることが図 4.5.2-19 の温度分布から見て取れる。このため、EL8.1m より上部の壁近傍では下降流、下部の壁近傍では上昇流が発生し、EL8.1m 近傍でそれぞれの流れが衝突し、水平方向の流れとなっている。図 4.5.2-19 に高解像度メッシュを用いた場合の速度分布を示す。基本メッシュを用いた結果に比べて対流が生じている領域は広いものの、ST モデルの結果よりも対流は弱い。

以上から、高 Reynolds 数型 RANS モデルである ST モデルを適用した場合、乱れが強く、混合が早く進展するため、上部のヘリウム成層の下方への拡大を実験よりも早く評価した。一方、低 Reynolds 数型 RANS モデルである LS モデルを適用した場合、乱れが弱く、混合の進展が遅い。そのため、上部のヘリウム成層の下方への拡大は実験よりも遅く、上部側のヘリウム濃度も過大評価した。

格納容器内挙動を評価する上で壁面凝縮の評価は非常に重要であるが、凝縮を伴う際に適用可能な確固たる壁関数モデルは未だに存在しない。また壁面での蒸気凝縮量をガス拡散量から評価するモデルでは、壁面近傍で解像度の高いメッシュを必要とし、低 Reynolds 数型 RANS モデルの適用が必要となる。そのため、格納容器内熱水力挙動解析の高精度化に向けて、本解析で取り扱った対流問題に対する低 Reynolds 数型 RANS モデルのさらなる検証が必要である。



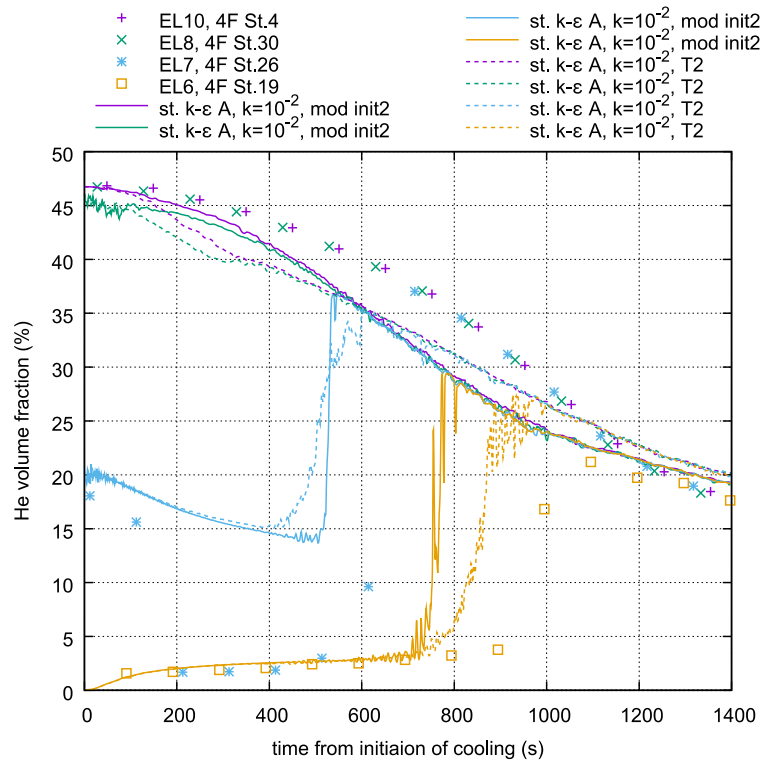


図 4.5.2-6 ヘリウム濃度推移 (ST モデル。実線：ガターあり、破線：ガターなし)

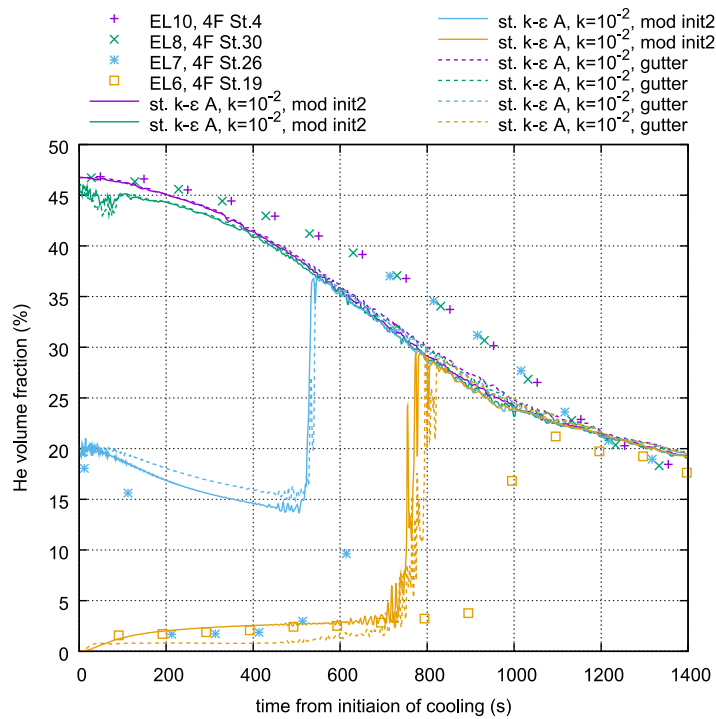


図 4.5.2-7 ヘリウム濃度推移 (ST モデル。実線：初期温度分布あり、破線：初期温度分布なし)

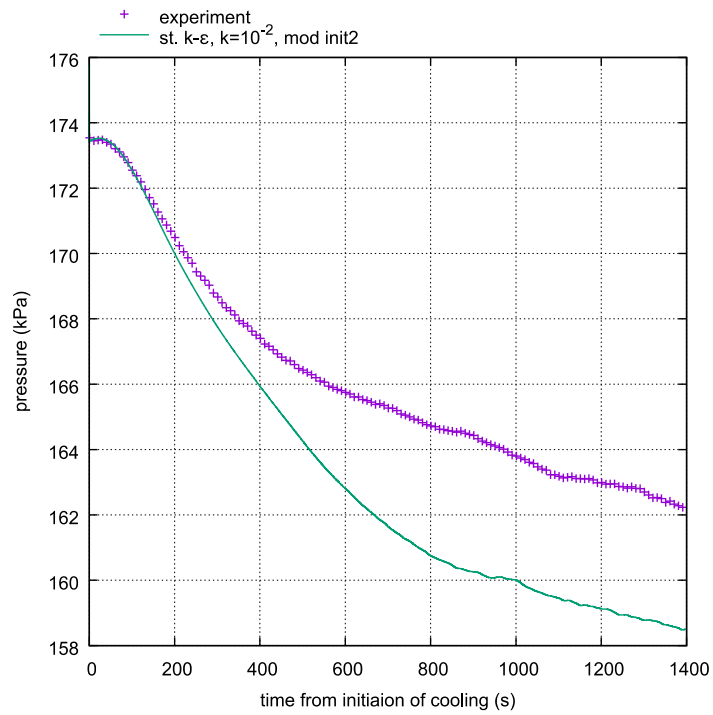


図 4.5.2-8 圧力推移 (ST モデル)

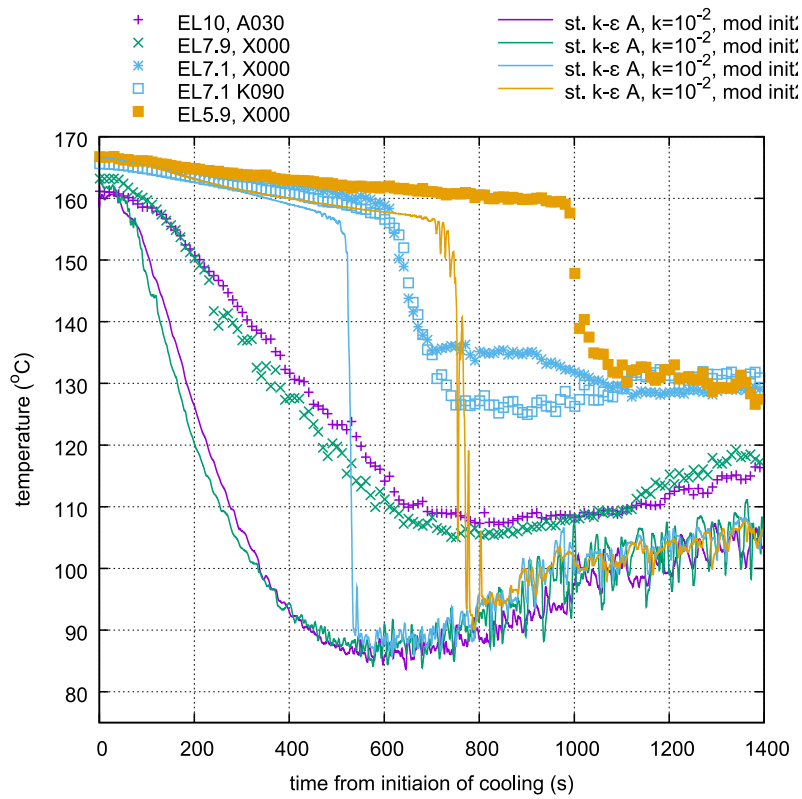


図 4.5.2-9 温度推移 (ST モデル)

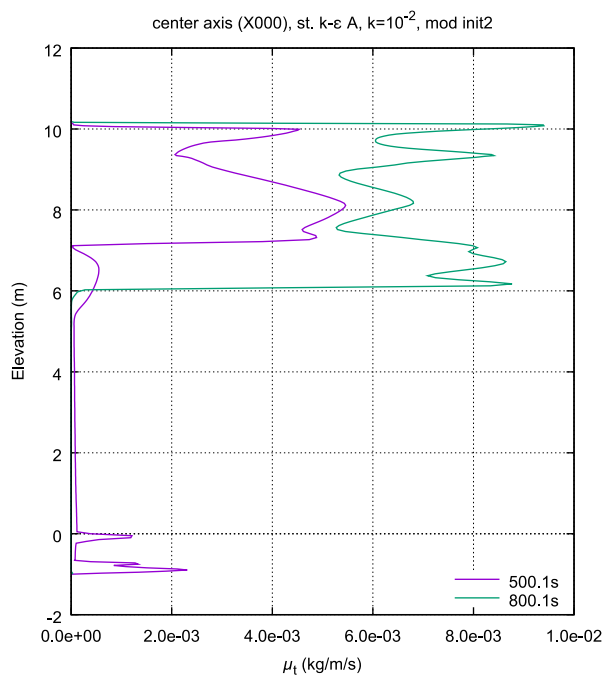


図 4.5.2-10 中心軸上での渦粘性係数の分布 (ST モデル)

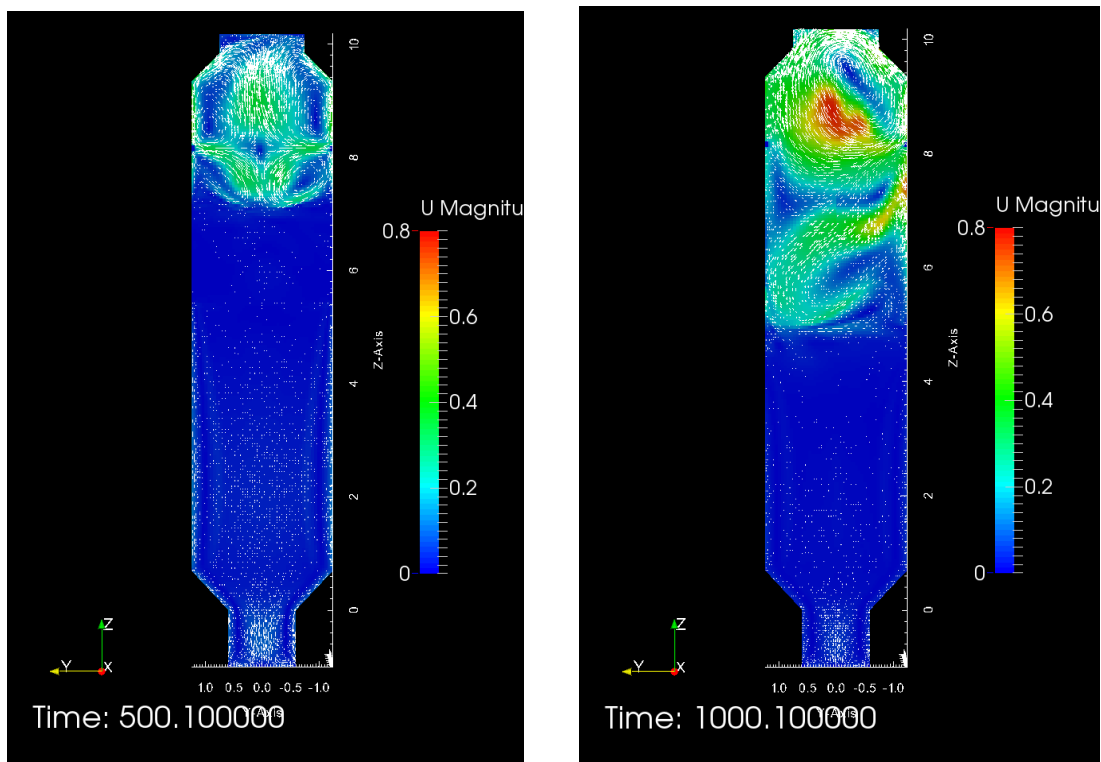


図 4.5.2-11 速度分布 (ST モデル。左図 500.1 秒、右図 1000.1 秒)

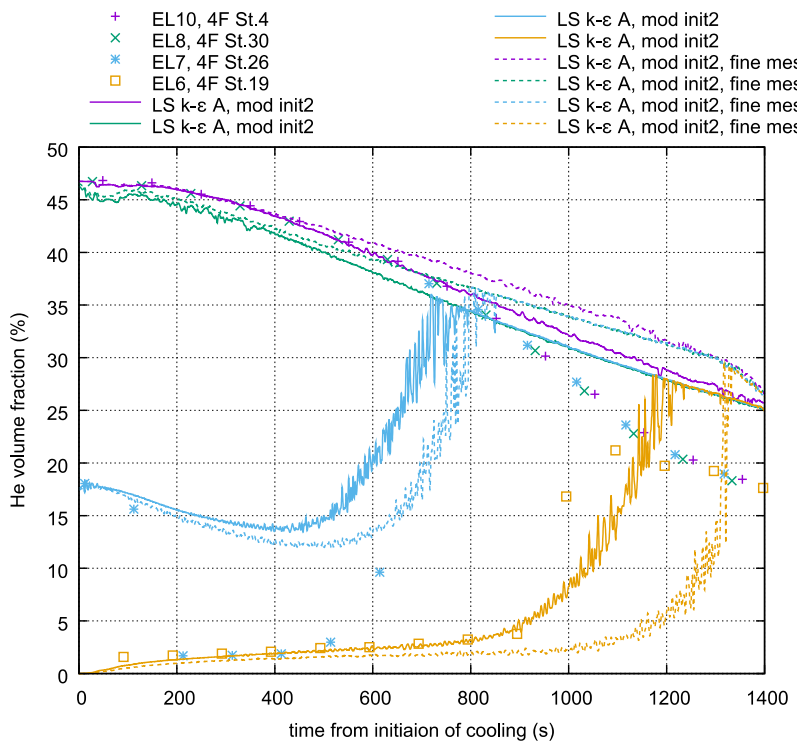


図 4.5.2-12 ヘリウム濃度推移 (LS モデル)

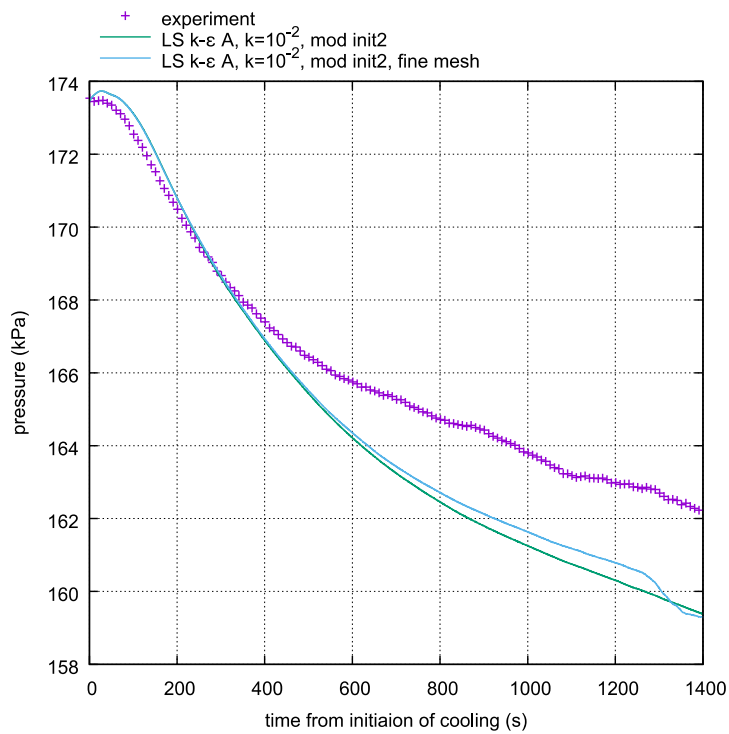


図 4.5.2-13 圧力推移 (LS モデル)

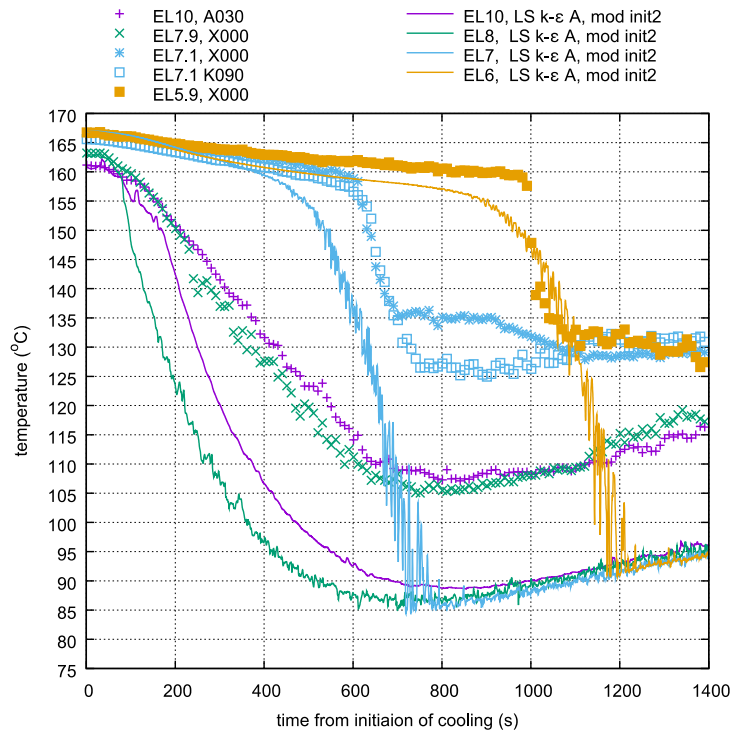


図 4.5.2-14 温度推移 (LS モデル、基本メッシュ)

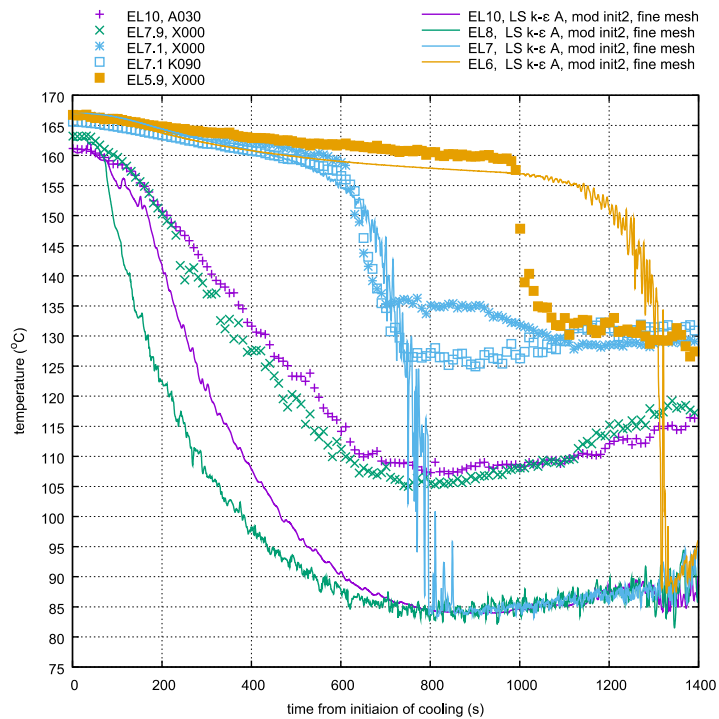


図 4.5.2-15 温度推移 (LS モデル、高解像度メッシュ)

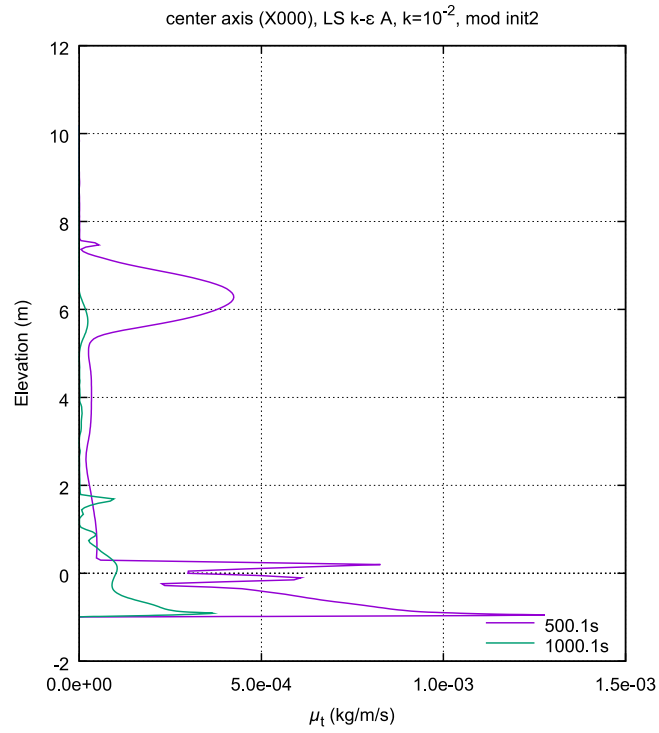


図 4.5.2-16 中心軸上の渦粘性係数分布 (LS モデル、基本メッシュ)

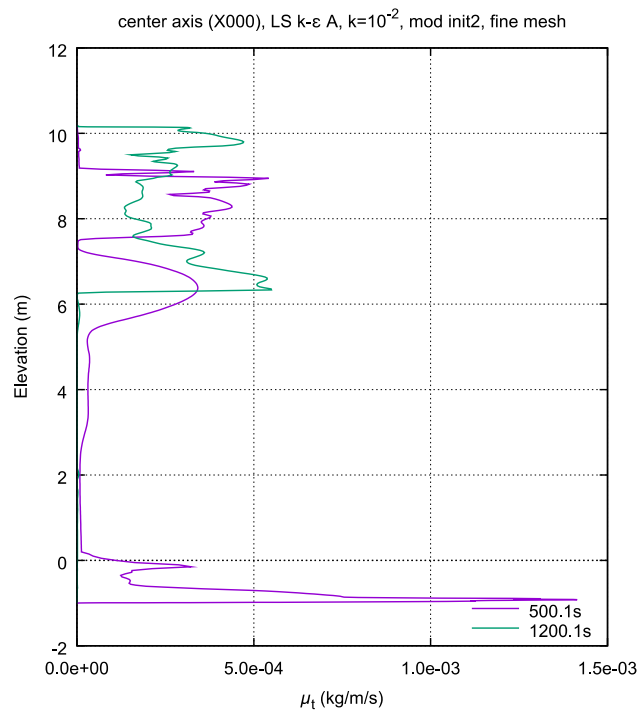


図 4.5.2-17 中心軸上の渦粘性係数分布 (LS モデル、高解像度メッシュ)

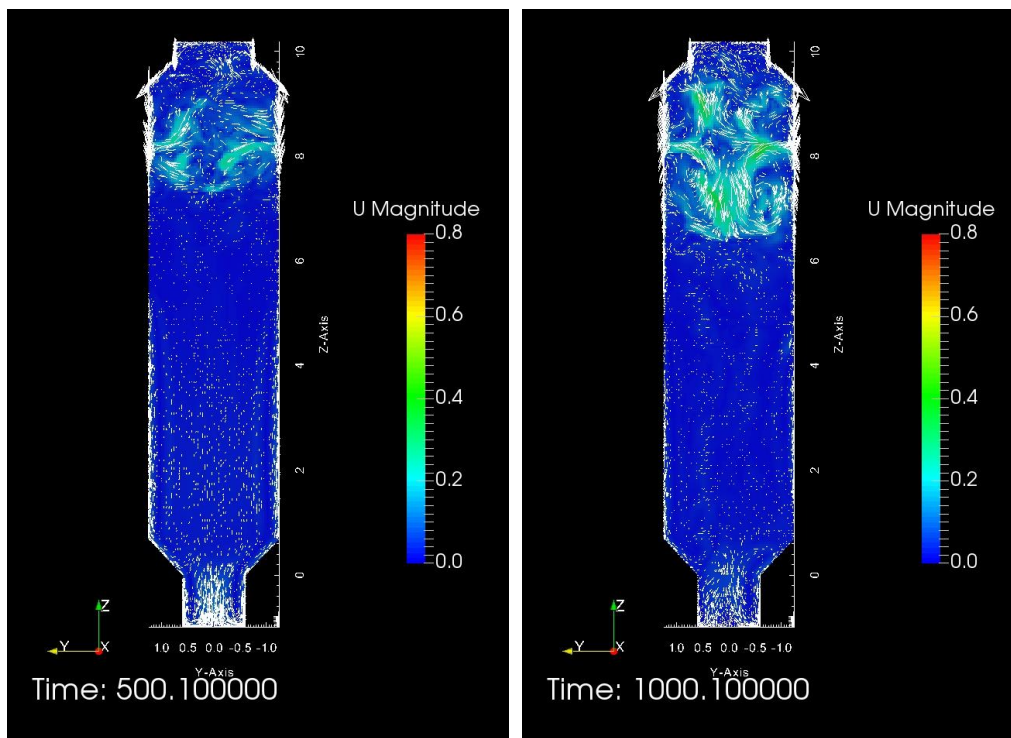


図 4.5.2-18 速度分布 (LS モデル、基本メッシュ。左図 500.1 秒、右図 1000.1 秒)

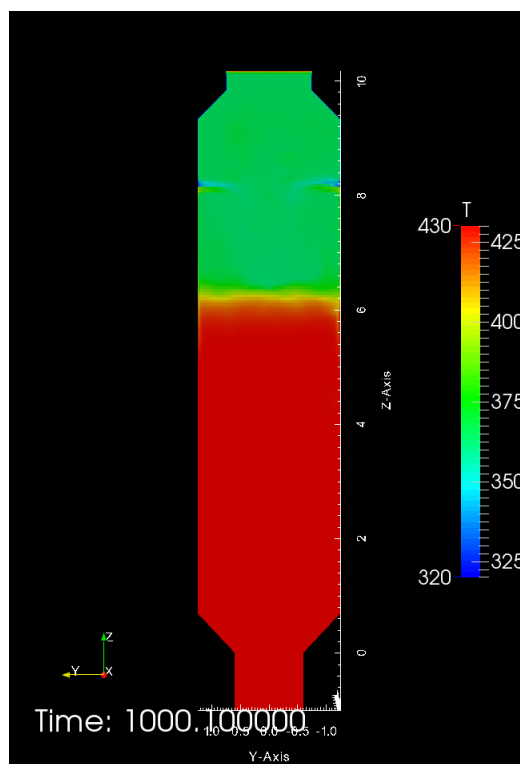


図 4.5.2-19 温度分布 (LS モデル、基本メッシュ)

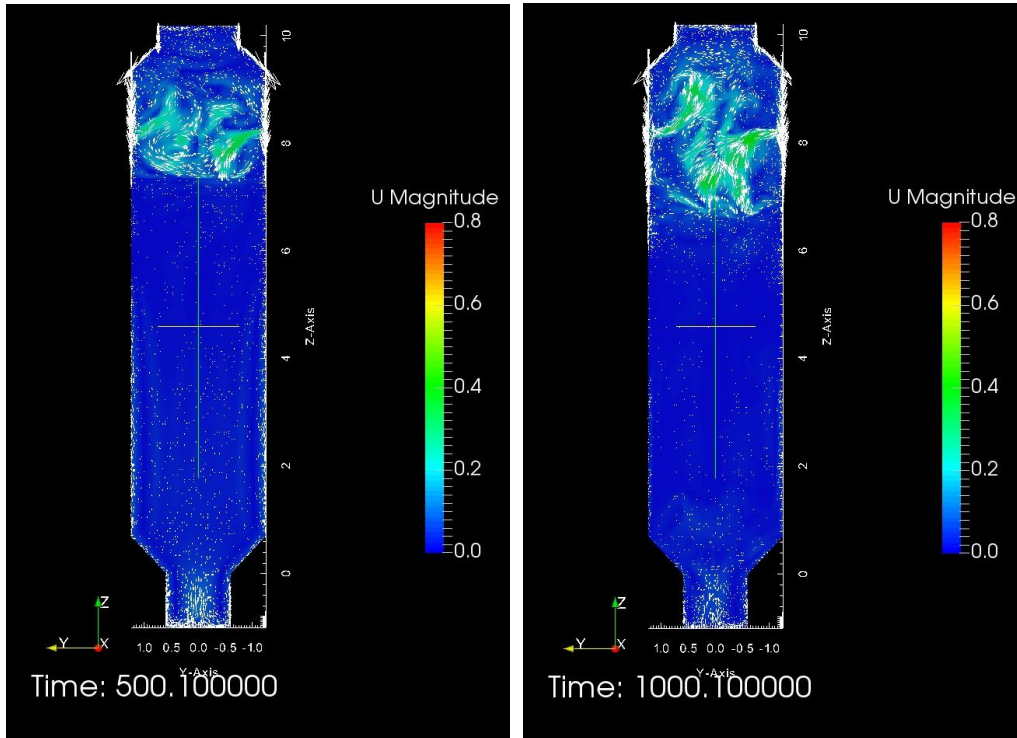


図 4.5.2-20 速度分布 (LS モデル、高密度メッシュ。左図 500.1 秒、右図 1000.1 秒)



#### 4.6. OECD/NEA-HYMERES2 計画に関する解析の実施

OECD/NEA HYMERES プロジェクト[1]において、高温蒸気ジェットによる成層浸食・崩壊に関する CFD ベンチマーク解析の結果から、同現象に対する輻射伝熱の影響の可能性が言及された。そこで、2018 年より開始された後継プロジェクトである OECD/NEA HYMERES2 では、参加機関によるベンチマーク解析が行われた。本解析に関しては、現時点で情報が公開されていないため、ここでは解析と結果の概要について報告する。詳細に関しては HYMERES2 プロジェクトの最終レポート等により公開される予定である。

**解析概要：**解析体系はスイスのポールシェラー研究所（PSI）が所有する格納容器実験装置 PANDA [1]を模した直径 4 m、高さ 8 m の円柱形状をベースとして、それを中心角 15 度にカットされた簡易形状を対象とした。これにより解析メッシュ数は大幅に節約された。解析を行うに当たって、PSI 側から、計算メッシュ数や使用する乱流モデルや輻射モデル等の条件が解析参加者に共通に指定された。解析対象は蒸気鉛直噴流による成層浸食崩壊現象とし、蒸気噴流パラメータ（ジェット直径、流量、温度）、初期密度成層（ヘリウム及び蒸気濃度と位置や厚さ）、容器内の初期条件（温度や圧力）が実験条件に基づいて与えられた。

**結果概要：**原子力機構からの参加者は、汎用 CFD コード OpenFOAM を用いて解析を実施した。情報公開前であるため詳細な記述は避け、主な結果概要を以下にまとめる。

- 輻射モデルの有無により空間温度分布に明らかな違いがみられた。噴流中心部と周囲流体との温度差が輻射を考慮したことにより小さくなった。
- 輻射を考慮した場合浸食崩壊速度が明らかに大きく、成層崩壊完了までに要する時間は短くなった。

以上の結果は、輻射効果が成層浸食崩壊に影響を及ぼすことを示している。本事業での CIGMA 装置では、温度条件を大幅に拡張できることから、PANDA 装置よりも高温蒸気噴流に関連する実験を実施し、輻射効果の詳細を検討することは有用である。

#### 4.7. 実験装置の補修

大型格納容器実験装置 CIGMA に関して、平成 26 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業において整備した過熱ノズルヒータ及び平成 27 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業において整備した渦流量計の補修を行った。

CIGMA 装置は蒸気過熱のため、図 4.7-1 に示すように、1 ユニット当たりのヒータ出力 30kW のユニットを 4 個備えている。今年度高温過熱蒸気ジェット実験を実施している間に、

ブレーカーが過電流によりトリップした。その後、出力の低下が発生した。ヒーターの抵抗測定の結果、4個のヒーターユニットの内、図 4.7-1 の赤枠で示す A2 ユニットのヒーターの断線を確認した。A2 ヒーターユニットを取り外したところ、断熱材に穴が空いていることを確認した。その穴内部でヒーター線が溶断しており、下部へと垂れ下がっていた（図 4.7-2 参照）。またスパーク痕のような焦げ目も確認された。図 4.7-3 は溶断したヒーター線を取り出した物である。溶断したヒーターの一部が球状になっている。以上で述べたように過熱ノズルヒーターユニット内のヒーター線の溶断が生じたため、A2 ユニットのヒーターの補修を行った。また、過熱ノズルヒーターの製作を行ったメーカーによる溶断の発生原因調査を行ったが、ヒーターの断線に至った理由は明確にはできなかった。断線部近傍にはスパークによるものと思われる穴が認められ、何らかの原因によってスパークが発生してヒーターが高温になり溶断した可能性があるかと推定される。

図 4.7-4 に示す下部ベントラインに設置している流量計 FE037 の流量指示が正常ではないことが実験中に判明した。計測可能レンジ内の流量で排気を行っても流量指示が出ず、容器内を加圧した状態からバルブを開放し、大流量で排気を行った際に瞬間的に流量指示が表示される状態であった。このため流量計 FE037 の補修を行った。流量計についても故障原因調査を行った。本流量計は渦流量計であるため、流量計測部中に障害物（渦発生体）を挿入し、その後流に発生する渦の個数を計測する。この渦発生体に不具合が生じ、正常に流量計測ができなくなったと推定される。

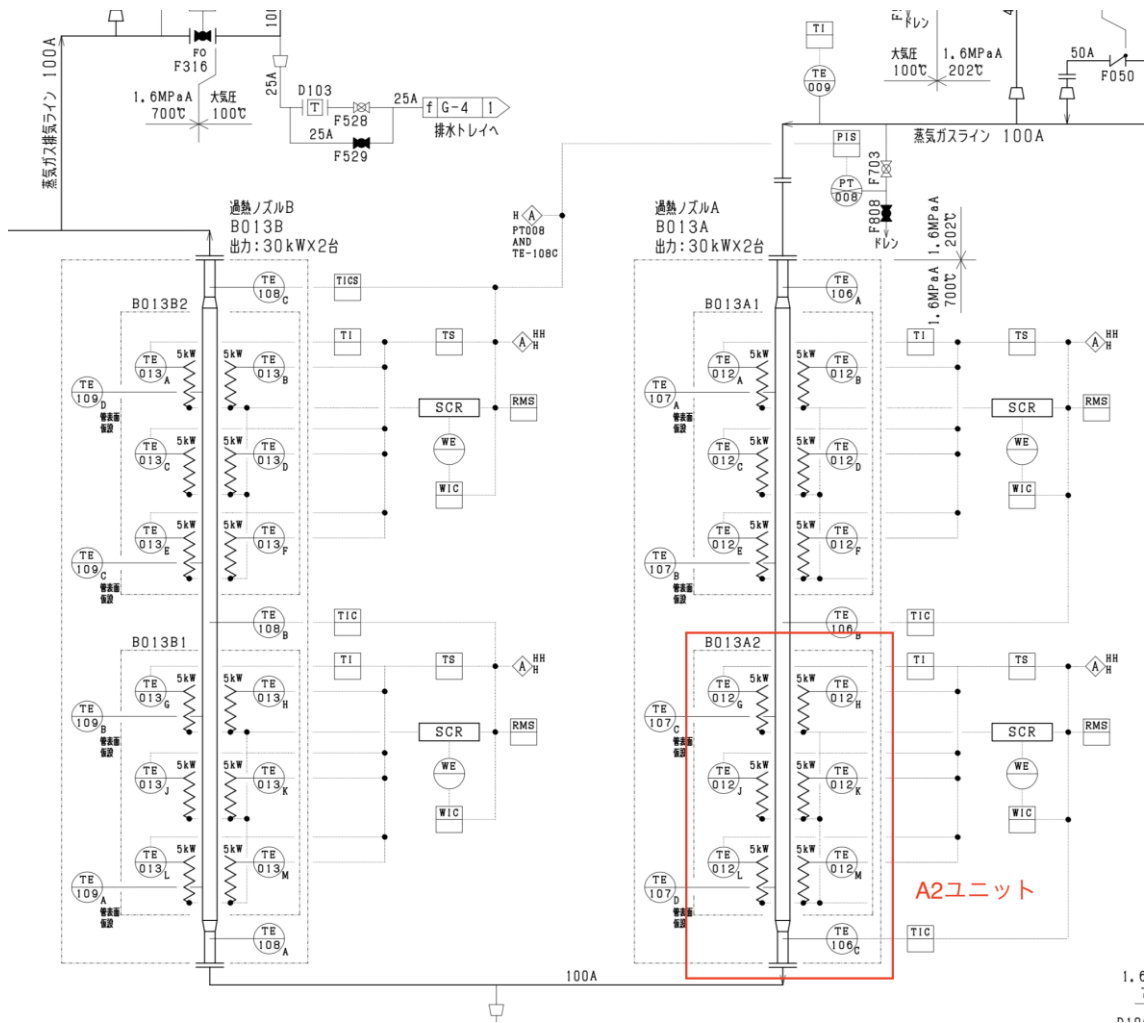


図 4.7-1 過熱ノズルヒーターの構成



図 4.7-2 ヒーター線溶断部



図 4.7-3 溶断したヒーター線の一部

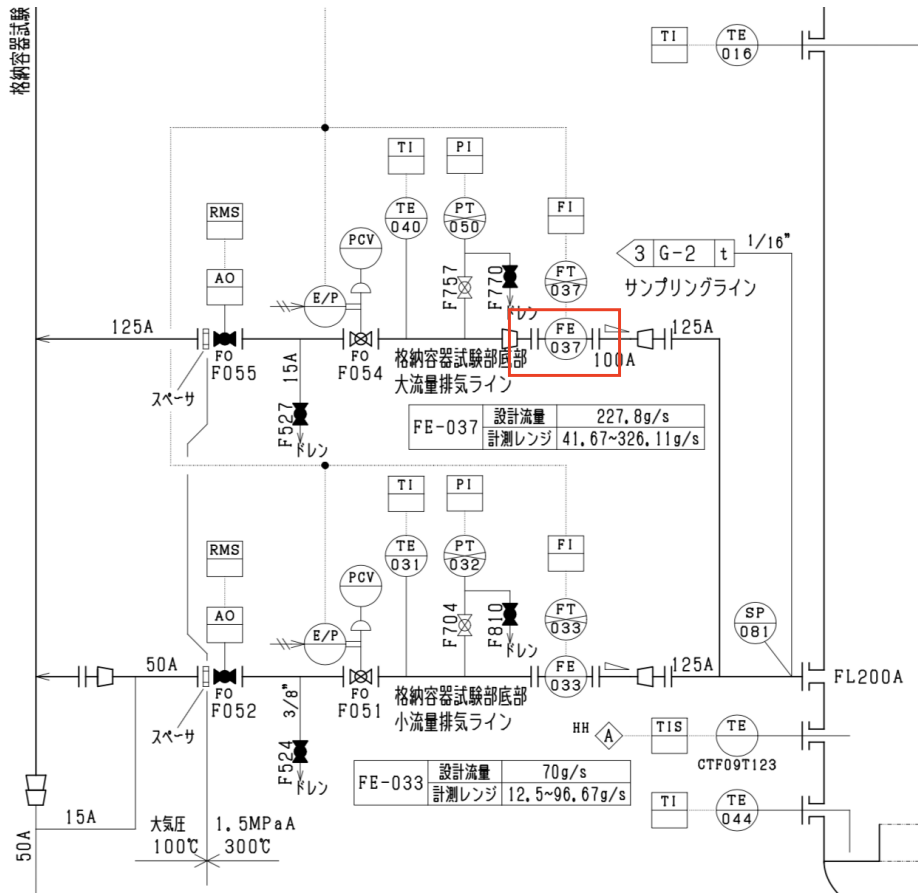


図 4.7-4 渦流量計 FE037

## 5. 今後の計画

### 5.1. 大型格納容器実験

今年度までの実験及び数値解析の結果、更に、今年度の装置増設において冷却系をループ化したことによる長時間冷却実験が可能になったことを踏まえ、今後の実験予定を以下に示す。

- マス・エネルギーバランスの更なる検証
- 高温過熱蒸気実験
  - 高温側へ条件を拡大した容器壁の過熱実験
  - 横向きジェットによる容器壁の過熱実験
  - 雰囲気蒸気濃度をパラメータとした輻射効果の検証実験
- 外面冷却実験
  - 定常熱伝達実験の実験条件の拡張
- アクシデントマネジメント関連実験
  - ベント実験：障害物の影響や格納容器スプレイとの相互作用等の調査。
  - パージ実験：パージガス流量や初期ガス組成のパラメータや障害物の影響に関する調査。
- 成層化及び成層浸食実験
  - 成層化に対する水素放出条件（高濃度・低流量等）や障害物の影響。
  - 成層浸食に対する外面冷却条件（Fr 数や冷却位置等）の影響。
  - 成層浸食に対する高温蒸気プリュームの影響（乱流 Sc 数と乱流 Pr 数の重畳）
  - ジェット及び成層に及ぼす障害物の影響。
  - 格納容器スプレイ（特に低流量条件）による凝縮や混合が及ぼす水素移行への影響。

### 5.2. エアロゾル関連実験

プールスクラビングとスプレイスクラビングの実験に関し、本報告書で述べたそれぞれの成果と課題を踏まえ、以下に今後の予定を示す。

#### 5.2.1 プールスクラビング

- 粒子表面特性が DF に与える影響調査実験
- DF のプール水温依存性調査実験
- ガス注入領域を対象とした実験
  - 今年度構築した DF と二相流データベースからモデル高度化

- 凝縮を伴う条件における DF と二相流データベースの構築
- 気泡上昇領域を対象とした実験
  - DF と二相流データベースの構築
  - 試験部スケーリング効果調査
- 水—蒸気条件下におけるスクラビング実験
  - 蒸気雰囲気におけるエアロゾル計測手法の整備
  - DF と気液二相流のデータベース構築
- 横向きや下向きガス注入体系に対するスクラビング実験

### 5.2.2 スプレイスクラビング

スプレイを横切るエアロゾルの除去実験および空間内浮遊エアロゾルの除去実験における除染係数と二相流計測データベース構築

- 現状  $10\mu\text{m}$  オーダーの液滴に加え、より実機に近い  $100\mu\text{m}$  や  $\text{mm}$  オーダーの大きい液滴に対する実験
- 除染効率に対して大きな影響を与える液滴径の計測精度検証

ただし、スプレイを横切るエアロゾルの除去実験に関して、全エアロゾルをスプレイ領域に通過させる装置改造を行った上で実施予定である。

## 5.3. 格納容器熱水力挙動に関連する個別効果試験

### 5.3.1 壁凝縮熱流動計測実験

今年度の実験で、膜状凝縮条件での速度分布と温度分布の計測に成功し、液膜面近傍での詳細な速度分布が得られた。今後は、より広範囲に実験パラメータを設定した実験を実施する。また、CIGMA での冷却実験の条件を想定した実験を行い、CIGMA 実験では計測の困難である壁面近傍のデータ取得を進める。

### 5.3.2 小型密度成層浸食実験

- 横向き浮力噴流に関しては、浮格子解像度に関する詳細な検討や乱流モデルの選定などを行う。
- 高温ジェットによる成層浸食崩壊実験等を行い、CFD 解析精度検証や成層浸食に関する工学的モデル構築に役立てる。
- コンパートメント型構造物の影響調査に関しては、コンパートメントの高さと成層形成過程の変化などの検討を行うとともに、その CFD 解析を行い、混合現象を把握する。
- グレーチング型構造物の影響調査に関しては、実験データを補いつつグレーチングの効果を表現する工学的モデルの構築に着手する。

以上の基礎的検討を踏まえ、本年度製作した実機形状モデルを利用し、実機解析に向けて有用なデータを創出する。

## 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ー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。得られた実験結果に基づいて解析モデル妥当性の検討を行い、各実験装置の追加整備を行った。以下に主要な成果をまとめる。

大型格納容器実験では、これまで実施してきた各種実験に加え、アクシデントマネジメント関連の実験を実施した。装置特性実験では、マス・エネルギーバランス実験を実施し、試験装置の特性を確認した。さらに CIGMA 装置の特徴の 1 つである高温蒸気ジェットによる容器過熱実験を実施し、格納容器に対する高温蒸気ジェットの影響について調査した。格納容器外面冷却実験では、CFD 解析検証用データ取得を目的として、定常もしくは準定常となるような比較的過渡変化の緩慢な条件での 3 種の実験を実施した。一つ目は蒸気ジェットを注入し、壁面冷却によってそれらを全て凝縮させることで定常状態とした定常熱伝達実験、二つ目が容器内を空気単相流で密閉状態とした場合の外面冷却による自然循環実験、三つ目が壁面冷却と高温空気ジェットを組み合わせた準定常実験である。アクシデントマネジメント関連実験では格納容器ベント実験を実施した。本年度は容器内構造物等がない単純な条件でのベント挙動について調査を行った。底部配管からベントした際、容器上部に蓄積した高濃度ヘリウム層内のガス濃度は変化せず、ヘリウムが存在する領域が下方へと拡大するという特徴的な挙動が観測された。またヘリウムパージに関する実験を実施し、空気注入流量とヘリウムを含んだ雰囲気ガスへの貫入高さの関係について検討を行った。外面冷却による密度成層浸食・崩壊挙動に関しては、既往の研究で実施した噴流による密度成層浸食・崩壊挙動とは異なる、興味深い成層浸食挙動がみられた。この結果は、外面冷却挙動に関する基礎的検討として重要なものと考えられる。更に CIGMA 装置の過熱ノズルヒーター及び流量計の修繕を実施した。

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ー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ために昨年度整備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、その有効性を確認した。本エアロゾル混合輸送システムは、来年度以降、試験部上流に設置し、運用する予定である。次に、ガス注入領域のモデル高度化を目的に、従来の実験研究では本領域に限定した DF の計測・検討例がほとんど存在し



ない課題に対して、初期注入気泡だけを含む本領域を可視化より検討し、本領域の DF 計測を実施した。可視化で得られた初期注入気泡挙動と DF の計測データベースを合わせてモデルの高度化を実施予定である。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、内径 0.2, 0.5 m 試験部においてプールスクラビング実験を実施した。両試験部における DF の計測結果を比較した結果、明確なスケーリング効果は得られなかった。今後、より実機に近い 1m 内径試験部でのプールスクラビング実験を実施し、上記の DF の計測結果と比較してスケーリング調査を継続する予定である。最後に、今年度整備した蒸気システムを用いて、来年度以降蒸気実験も行う予定である。一方、スプレー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。その結果、ガス流量の減少、スプレイ水流量の増加に伴って、DF が増加する傾向を観測した。しかし、既存の実験装置では、スプレイ領域を通過しないエアロゾルが存在する可能性があり、現状その量を把握できない。この課題に対して、全エアロゾルをスプレイ領域に注入できる装置改造を来年度行い、再度実験を行う予定である。

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。

解析モデルの検証では、CFD コードを用いて CIGMA 内の構造物の影響および CIGMA 実験の解析を行った。CIGMA 内熱流動挙動の CFD 解析における内部構造物 (フラットバー) の影響を検証するための解析を実施し、大きな影響がないことを確認した。また昨年度までの数値解析結果をふまえ、単純な条件での外面冷却時格納容器内熱流動挙動の CFD 解析を行った。蒸気凝縮を含まない空気・ヘリウム の 2 成分系を対象とした解析を行い、内部構造物 (ガター) の影響や乱流モデルに対する感度を検証した。乱流モデルに関し、高 Reynolds 数型 RANS モデルを適用した場合、自然対流による乱れを強く評価し、混合が早く進行する結果となった。一方、低 Reynolds 数型 RANS モデルを適用した場合、自然対流による乱れは非常に小さく、混合が実験よりも遅く進行する結果となり、RANS モデルの違いによる差が観察された。今後さらに解析モデルの課題について検討する予定である。

OECD/NEA HYMERES2 プロジェクト内で実施された、輻射伝熱が噴流による密度成層浸食崩壊に及ぼす影響調査のための簡易的な CFD ベンチマーク解析に参加した。その結果、輻射伝熱の考慮の有無により、成層浸食速度が明らかに変化することが示された。この結果を踏まえ、既往の実験装置よりも温度条件が広範な CIGMA 装置を用いて高温蒸気ジェットに関連する実験を検討する。

## 7. 本事業に関連する外部発表

### 雑誌等掲載論文

- 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).

### 国際会議等報告

- 1) Haomin Sun, Machida Shinichi, Yasuteru Sibamoto, Yuria Okagaki, Taisuke Yonomoto, "Experimental investigation on dependence of decontamination factor on aerosol number concentration in pool scrubbing under normal temperature and pressure", ICONE-26, 81638, London, England, June 22-26, 2018.
- 2) S. Abe, M. Ishigaki, Y. Shibamoto and T. Yonomoto: "Influence of grating type obstacle on stratification breakup by a vertical jet", Proceedings of NUTHOS-12, 984, Qingdao, China, (2018).
- 3) M., Ishigaki, S. Abe, Y. Sibamoto, T., Yonomoto, "Experiments on Collapse of Density Stratification by Outer Surface Cooling of Containment Vessel: CC-PL-12 and CC-PL-24 Experiments at CIGMA", Proceedings of NUTHOS-12, 1012, Qingdao, China, (2018).

### 口頭発表

- 1) 柴本泰照、石垣将宏、安部諭、与能本泰介："格納容器外面冷却に関する CIGMA 実験～境界熱伝達の影響～"、日本原子力学会 2018 秋の大会、岡山大学、9/5～7,1H16, 2018.
- 2) 石垣将宏、安部諭、柴本泰照、与能本泰介："格納容器ベント時の密度成層挙動に関する CIGMA 実験"、日本原子力学会 2019 春の年会、茨城大学、3/20～22, 1H16, 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

本受託研究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 (H30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の成果を発表するとともに、欧米及びアジア諸国におけるシビアアクシデント研究に係わる最新の技術的な情報を収集した。実験結果の解釈や位置づけに関する議論がなされた。
- **IPRESCA (H30年10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、平成 29 年 12 月に参加機関で MoU が取り交わされ、平成 30 年 1 月からプロジェクトが正式に開始された。今年度は 10 月に開催された会合に出席した。会合では JAEA を含む各機関から最近の研究活動内容が報告されるとともに、プロジェクトで企画されている様々な活動の各国の分担や進め方などが議論された。JAEA は、気泡注入現象に関する実験や CFD 及び LP コードを用いたベンチマーク解析への参加を予定している。
- **HYMERES-2 (H30年11月)** : 前年度 3 月の第二回会合で発表した、VIMES でのグレーチング型構造物の影響調査に関する実験に関連して、オペレーティングエージェントからの要請でパラメータ実験を実施し、それに関する発表を本年度 11 月の第 3 回会合で発表した。
- **CEA 長期出張 (H29年10月から平成30年9月)** : 出張者は、二相流 CFD コード NEPTUNE の相変化に関するモデル開発を担当し、気液界面における熱輸送 (温度成層) や物質輸送 (凝縮) に関するモデルの改良に関する研究に関し、気液界面における熱伝達係数モデルの妥当性検証を実施した。本成果は、プールスクラビング等の二相流モデル等に関連する。
- **ICONE26 (H30年6月)** : プールスクラビング実験装置 PONTUS において実施した除染係数のエアロゾル粒子数濃度依存性を示す計測の結果とその検証試験の結果を発表するとともに、本事業に関連するシビアアクシデント研究の情報収集を行った。
- **NUTHOS12 (H30年10月)** : 本事業で実施している CIGMA を用いた外面冷却時熱水力挙動および VIMES 装置を用いた密度成層崩壊に対する障害物の影響に関する結果について報告を行った。また本事業に関連する研究情報に関する収集および意見交換を行った。

#### 国内出張の概要

- 日本原子力学会 2018 年秋の大会、岡山大学：本発表では、昨年度実施した格納容器外面冷却時における容器内の熱水力挙動について、容器壁境界の熱伝達係数及び伝熱面積をパラメータとして変更した実験結果について報告した。
- 日本原子力学会 2019 年春の年会、茨城大学：CIGMA を用いた格納容器ベント時挙動に関する結果について報告を行い、本事業に関連する情報の収集を行った。（本報告書 4.1.3.1 節）。

## 参考文献

### 4.1.1.1 節

- [1] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター、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）に関する報告書。
- [2] 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] 日野竜太郎ら、原子力における水素安全対策高度化ハンドブック第一版 (2016)。
- [2] 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] F. Peterson, “Scaling and Analysis of Mixing in Large Stratified Volumes,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 37(1), pp. 97–106, (1994).
- [4] Anderson, M.H., Herranz, L.E., Corradini, M.L., "Experimental analysis of heat transfer within the AP600—containment under postulated accident conditions," *Nucl. Eng. Des.*, 185, 153-172 (1998).
- [5] M. Ishigaki et al., CFD simulation of a CIGMA experiment CC-PL-04 on the containment thermal hydraulics affected by the outer surface cooling, *Proceedings of 10th Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-10) (USB Flash Drive)*, November, (2016).

### 4.1.3 節

- [1] OECD/NEA, “Status Report on Filtered Containment Venting”, NEA/CSNI/R(2014)7 (2014).
- [2] K. Fernandez-Cosials, et al., “Study of 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).
- [3] OECD/NEA, “Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project) Phase I Summary Report”, NEA/CSNI/R(2015)18 (2016).
- [4] NRA, <http://www.nsr.go.jp/data/000108541.pdf>, (2015).
- [5] 社河内敏彦、“噴流工学 —基礎と応用—”、森北出版 (2004)

### 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] E. Studer, et al., “Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues”, Nuclear engineering and Design, 253, 406-412, (2012).
- [3] 日野竜太郎ら、原子力における水素安全対策高度化ハンドブック第一版 (2016).
- [4] S. Abe, et al., “RANS analyses on erosion behavior of density stratification consisted of helium-air mixture gas by a low momentum vertical buoyant jet in the PANDA test facility, the third international benchmark exercise (IBE-3)”. Nuclear engineering and Design 289, 231-239, (2015).
- [5] S. Abe, et al., “Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with a vertical buoyant jet in a small vessel” Nuclear engineering and Design, 203-213, (2016).

#### 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] 原子力研究開発機構、平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、平成 29 年 3 月。
- [6] 原子力研究開発機構、平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書、平成 29 年 3 月。
- [7] State-of-the-art report on nuclear aerosols, NEA/CSNI/R(2009)5, 2009.

#### 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）事業に関する報告書、平成28年3月。
- [4] 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。

#### 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] (独) 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、4.2.1 節
- [3] H.C. Kang, M.H. Kim, “Characteristics of film condensation of supersaturated steam-air mixture on a flat plate”, *Int. J. Multiphase Flow*, 25, 1601-1618, (1999).

#### 4.4.2 節

- [1] S. Abe, et al., “RANS analyses on erosion behavior of density stratification consisted of helium–air mixture gas by a low momentum vertical buoyant jet in the PANDA test facility, the third international benchmark exercise (IBE-3)”. *Nuclear engineering and Design* 289, 231–239, (2015).
- [2] S. Abe, et al., “Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with a vertical buoyant jet in a small vessel” *Nuclear engineering and Design*, 203–213, (2016).
- [3] E. Deri, et al., “Air fountains in the erosion of gaseous stratifications”, *international journal of heat and fluid flow*, 31, 925-941 (2010).
- [4] F. Duval, et al., “Assessment of RANS Turbulence Modeling for the Mixing of a Stable Stratification by a Turbulent Jet” *Proceedings of 17<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulic*, X'ian, China, Sept. 3-8, (2017).
- [5] 日本機械学会編、“機械工学便覧基礎編  $\alpha$ 4 流体工学”、丸善、(2006)
- [6] Launder, B.E., Spalding, D.B., *The numerical computation of turbulent flows. Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* (1974), 3, pp. 169–189.
- [7] 日野竜太郎ら、原子力における水素安全対策高度化ハンドブック第一版 (2016).

#### 4.5.1 節

- [1] (独) 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、4.5.1 節
- [2] (独) 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、4.5.1 節および 4.5.3 節



- [3] F. R. Menter, "Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications", *AIAA Journal*, 32, 8, pp. 1598-1605, (1994)
- [4] (独) 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
- [5] (独) 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

#### 4.5.2 節

- [1] (独) 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、4.5.1 節
- [2] X. Zhou, K.H. Luo, J.J.R. Williams, "Large-eddy simulation of a turbulent forced plume. *Eur. J. Methods B Fluids*, 20, 233–254, (2001).
- [3] T. Katsuki et al., "Wind tunnel experiment and numerical simulation of atmospheric boundary layer under various atmospheric stability", *J. Environ. Eng. Archit. Inst. Jpn.*, 74, 735-743. (2009)
- [4] K.J. Hsieh, F.S. Lien, "Numerical modeling of buoyancy-driven turbulent flows in enclosures", *Int. J. Heat and Fluid Flow*, 25, 659, (2004).

#### 4.6 節

- [1] OECD/NEA, "Report on OECD HYMERES Project PANDA and MISTRA Experiments", *NEA/CSNI/R(2018)11*, (2018)

## 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。
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH : 原子力安全協会。ドイツの原子力専門機関。
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。
ISP	International Standard Problem : 国際標準問題。ある組織や機関が原子力の安全上重要な現象に関する問題の設定と実験データの提供を行い、各国の研究者が異なるコンピュータプログラムで独自に問題を解決する国際協力プログラム。
JNES	原子力安全基盤機構。現在、原子力規制庁。
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute : 韓国原子力研究院。
KINS	Korea Institute of Nuclear Safety : 韓国原子力安全技術院。
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。
MAAP	米国電力研究所（EPRI）が所有するシビアアクシデント解析コード。
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 <sup>3</sup> 。
NRI	Nuclear Research Institute Rez plc : チェコの国立研究所。
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 <sup>3</sup> 。
PAR	Passive Autocatalytic Recombiner : 静的触媒型再結合器。電源等を必要とせず、水素ガスを酸素と再結合させ無害な水に戻す装置。
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。
PRA	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。
PSI	Paul Scherrer Institute : スイスポールシェラー研究所。
RANS	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。
RELAP5	NRC が開発した最適予測コード。
TRACE	NRC が開発した最適予測コード。
ThAI	ドイツの Becker Technologies GmbH が運転する格納容器実験装置。体積は 60m <sup>3</sup> 。
V&V	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。
VOF 法	Volume of Fluid 法：界面捕獲法の一つであり、各計算格子の流体の体積占有率（流体率）を移流させて気液界面の移動を表現する。
WELAS	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。
数値解析ソルバ	数値解析コードが有する一般的な機能のうち、保存則を連立して解く数値計算機能を実装するコード。
スケーリング(スケール) 実験	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。
二流体モデル	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。