

平成 28 年度原子力規制庁委託成果報告書

軽水炉のシビアアクシデント時
格納容器熱流動調査

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構
平成 29 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	3
2. 全体計画	5
2.1. 研究方法	5
2.2. 研究内容	6
3. 前年度（平成 27 年度）までの実施内容	9
3.1. 大型格納容器実験	9
3.2. 数値解析	10
4. 本年度実施内容	11
4.1. 格納容器実験	13
4.1.1 ガス濃度計測確認試験	14
4.1.2 外面冷却による格納容器冷却実験	19
4.1.3 内部スプレイによる格納容器冷却実験	31
4.1.4 定常熱伝達実験	39
4.1.5 密度成層浸食実験	43
4.1.6 過熱ノズル性能試験	45
4.1.7 CIGMA 装置に関する追設及び増設	48
4.2. 壁凝縮熱流動計測実験	50
4.2.1 研究目的および関連研究	50
4.2.2 実験装置の整備および実験結果	51
4.2.3 今後の計画	52
4.3. プールスクラビング実験	57
4.3.1 プールスクラビング実験装置	57
4.3.2 気液二相流計測	62
4.3.3 エアロゾル計測	65
4.3.4 まとめ	77
4.4. スプレイスクラビング実験	78
4.4.1 スプレイスクラビング実験装置	78
4.4.2 液滴予備計測試験	81
4.4.3 まとめ	87
4.5. 数値解析	88
4.5.1 CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析	88
4.5.2 二流体モデルへの凝縮モデルの実装および解析	98
4.5.3 スプレイ解析	117

4.5.4	CIGMA 実験データの粗視化ツールおよび OpenFOAM 解析用データ生成ツールの整備	128
5.	今後の計画	136
5.1.	大型格納容器実験と関連する個別効果試験	136
5.1.1	大型格納容器実験	136
5.1.2	壁凝縮熱流動計測実験	136
5.2.	エアロゾル関連実験	136
5.2.1	プールスクラビング	136
5.2.2	スプレースクラビング	137
6.	結言	138
	参考文献	140
	本事業に関連する外部発表	143
	用語の解説	145

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。

福島第一事故では、津波により生じた全電源喪失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たため、炉心燃料が溶融するとともに、格納容器の閉じ込め機能が喪失し、周辺環境に多量の放射性物質を放出することになった。事故時に生じた重要な現象の一つとして、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、瓦礫等を飛散させたことにより、電源や水供給の復旧作業に大きく影響を与え、事故の収束を大幅に困難なものとした。また、格納容器の閉じ込め機能が喪失した原因となる現象に関しては、溶融燃料デブリの格納容器壁への直接接触や格納容器内での高圧・高温状態のガスの充満によるフランジ接続部や貫通部シール材の損傷、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。さらに、格納容器ベントは、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ために実施されたものであるが、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重要視されることになった。シビアアクシデントの事故進展や AM 策の有効性の評価手法に係る研究は、福島第一事故前から、TMI 事故やチェルノブイリ事故等を契機とし、多くの研究が実施されていたものの現象の複雑さ等からまだまだ不十分と考えられている。このため、最近でも、国外の多くの研究機関で水素爆発やエアロゾル移行に関する研究が行われるなど、研究の必要性は世界的に認知されている。また、産業界でも、既存原子炉を新規制基準に適合させるために、多くの新たな安全対策が整備されるとともに、継続的な安全対策の整備に係る規制要求にも関連し、自主的な安全対策の整備が進められている。

本事業では、これら福島第一事故を踏まえた新規制基準の策定、安全評価手法の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、審査マニュアルの整備、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、最後に第 6 章で結論をまとめる。

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、福島第一事故での土壌汚染の原因となった放射性物質の移行挙動に関して、熱流動に強く影響を受けるエアロゾルの移行挙動も研究対象とする。

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

本事業では以上のことに留意し、計測技術に特化して実験装置の設計・製作を行い、実験を実施する。また、安全評価手法の高度化の方向性を踏まえ、CFD 手法を用いた検討を実施する。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に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、格納容器気相部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。

気相部熱流動実験では、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を実施する。研究課題として挙げた過温破損に対応して、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、上記効果を全て含む総合的な格納容器応答や大規模な循環挙動を計測対象とする大型格納容器実験装置 (CIGMA) を用いる。また、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も行う。FP 移行に関連した実験としては、エアロゾルに関して、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は CFD コードと 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。

現段階での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。個別効果実験装置の整備も本年度から開始し、順次実験に移る予定である。エアロゾル挙動実験に関しては、今年度までに基礎となる装置の整備を行い、来年度以降に実験を開始する。計測手法整備はこれらと平行し実施し、熱水力実験の計測に反映させる。得られた実験研究の成果を活用し、解析研究を実施する。

表 2.2-1 軽水炉のシビアアクシデント時事故時熱流動の調査

FY	H25	H26	H27	H28	H29	H30	H31
格納容器 熱水力実験 CIGMA WINCS VIMES	CIGMA 製作		CIGMA 整備 QMS 新規整備 (CIGMA 内訳) ループ改造 QMS 購入	CIGMA 整備 WINCS 整備 (CIGMA 内訳) 計測器・弁追加 邪魔板 環境整備 メインノズル	CIGMA 整備 WINCS 整備 VIMES 整備 計測機器 その他 (CIGMA 内訳) 流量計測充実 配管組み換え 放熱補償ヒータ 熱電対・弁追加 架台製作	CIGMA 及び個別効果実験装置整備 ループ改造・コン ポーネント整備等 (CIGMA 内訳) 冷却系をループ 化(HEX, 予熱 器, ポンプ増強等	ループ改造・コン ポーネント整備等 (CIGMA 内訳) コンパートメント 効果検証用の試 験部製作(エアロ ゾル試験部として の利用も視野)
エアロゾル 挙動実験 pool scrubbing spray scrubbing				装置製作 基礎実験装置 液滴計測機器 エアロゾル関連 機器 67	プールスクラビン グ垂直円管装置 整備 スプレイスクラピ ング装置整備 計測機器	装置整備 プールスクラビン グ装置製作 スプレイスクラピ ング装置整備 計測装置	プールスクラビン グ装置改造 スプレイスクラピ ング装置整備 計測装置

3. 前年度（平成 27 年度）までの実施内容

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）事業は、平成 27 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

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。

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 ³)	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

昨年度（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。以下、カッコ内は実験分類記号を表す。

- (1) 装置特性試験：蒸気注入による試験容器過圧（PR-SJ）
- (2) 計測器評価試験：高圧下のガス濃度計測の確認（ME-QMS）
- (3) 格納容器冷却実験：格納容器冷却による減圧
 - 内部スプレイ冷却（CC-SP）
 - 外面冷却（CC-PL）
- (4) 密度成層浸食実験：ヘリウム-空気体系での二成分混合実験
 - 上昇ジェット（AR-AJ）
 - 上昇空気ジェットによるヘリウム成層浸食（SE-AJ）
 - 分子拡散による成層崩壊（SE-NJ）

以上により、耐圧や耐熱等の装置の基本特性を把握するとともに、実験における計測系の実現可能性、境界条件・初期条件設定を含めた装置運転手順を把握し、(3)(4)に関して、現象解明のための実験データを取得した。また、上記の一連の実験終了後には、ガス供給系、排気系、冷却系に関わる弁や計装系の増設、及び、新たなガス濃度計測器の接続等に関する CIGMA 装置の拡充を行った。

3.2. 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、これまで 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。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

以上に示したように、OpenFOAM の検証および改良を並行して実施しており、また CIGMA 実験の解析のための検討を実施してきた。

4. 本年度実施内容

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、壁凝縮や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、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。本章ではこれらについて述べる。

CGMA 実験については、昨年度の実験結果を踏まえて、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(4.1 節)。実験結果の説明に先立ち、実験装置試験部と系統概略図 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ーも備える。本年度は、外面冷却実験と内部スプレー実験の両者を行い、特に外面冷却実験について従来研究では明らかにされていない特徴的な現象を示すデータが取得できた。装置特性を調査する実験も実施した。試験部に接続されるラインとして、蒸気供給系、ガス供給系、冷却水供給系、凝縮水捕集系、排気系がある。それぞれの機能は前年度までの報告書 [1][2]にて詳述したとおりである。本年度は、本装置の特徴のひとつとしている過熱ノズルの性能について調査した。設計では、最高 700℃の高温ガスを試験容器に供給できる仕様であるが、過熱ノズルから試験部までには放熱防止のための保温材のみで、放熱補償ヒーターを設置していないため、この区間での温度低下が予想される。これを把握するための実験を実施した。一連の実験を終えた後、実験条件の拡大や装置運転制御のしやすさのための装置拡充を実施した。

個別効果実験として、壁凝縮熱流動計測実験、プールスクラビング実験、スプレースクラビング実験に関する実験装置整備及び予備実験を実施した。壁凝縮熱流動計測実験では、試験部となる矩形断面風洞を整備し、作動流体に空気を用いて風洞の性能試験に係るデータを取得した(4.2 節)。プールスクラビング実験においては、エアロゾル計測及び二相流計測の高度化のための予備実験を実施し、計測手法の検証を行った(4.3 節)。スプレースクラビングに関しては、主体となる実験装置と計測機器の整備を行い、スプレー液滴を対象とした予備計測を行った(4.4 節)。

数値解析として、平成 27 年度に実施した CC-PL-04 実験を対象とした CFD 解析を実施した。凝縮や乱流混合等に関するモデルを実装した CFD コードにより計算を行い、実験データとの比較検証を通して解析モデルの課題抽出を行った。また、二流体モデルへの凝縮モデルの実装および試験解析、さらにスプレー実験の予備解析を行い、解析モデルの課題検討を実施した。これらの解析モデルの検討と並行して、今後の CIGMA 実験解析の準備作業

を簡略化するためのインプットデータ作成ツールの整備も行った（4.5節）。

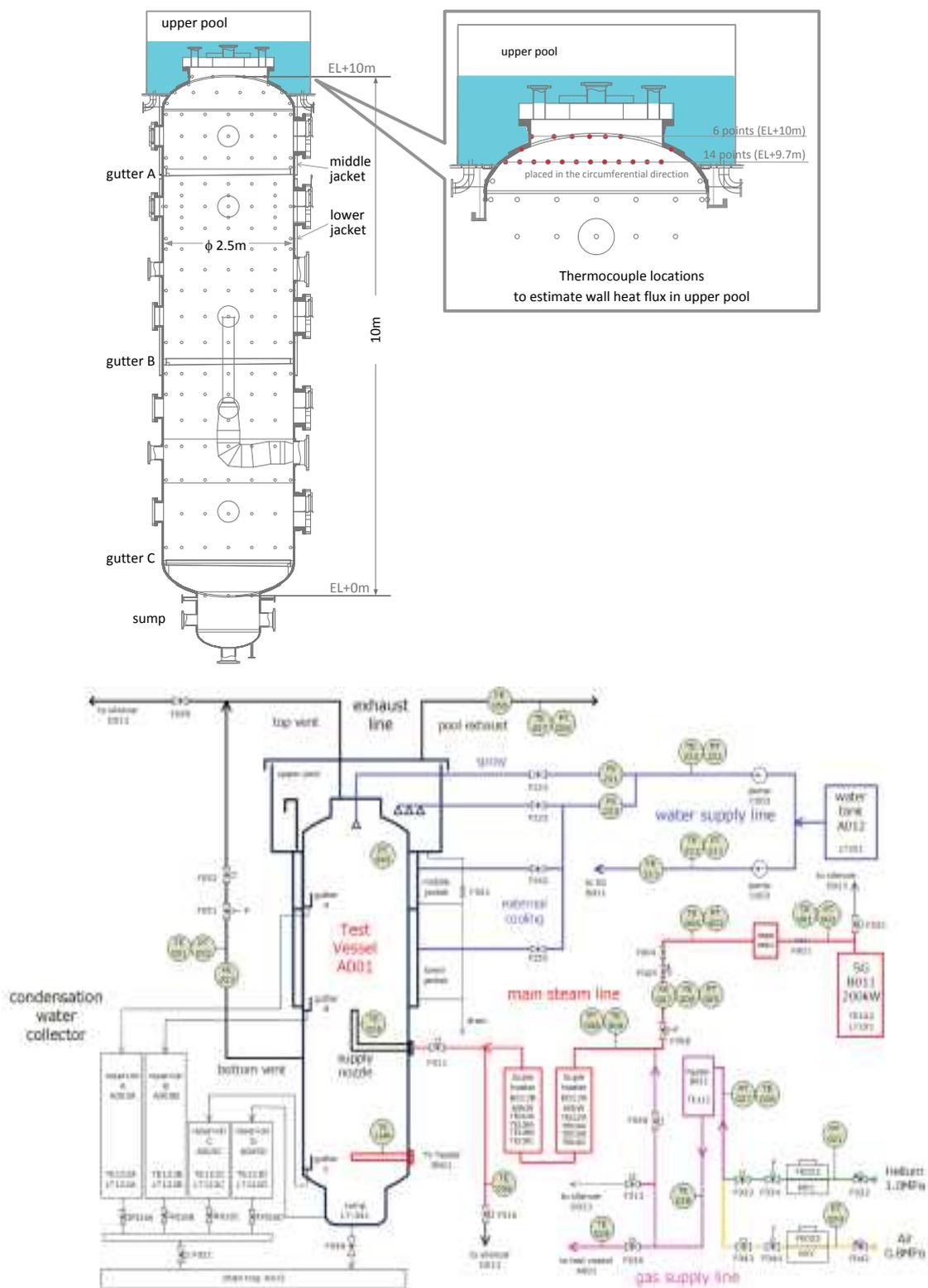


図 4-1 CIGMA 試験部と系統図

4.1. 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) 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)
 - 内部スプレー冷却 (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)

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

例：PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの 2 文字：実験の種類
 - PR：PRessurization；加圧試験
 - CC：Containment Cooling；格納容器冷却試験
 - ME：MEasurement；計測器有効性評価試験
 - SE：Stratified layer Erosion；成層浸食実験
 - JT：JeT 実験
- 第二ブロックの 2 文字：実験パラメータ
 - SJ：Steam Jet；蒸気噴流
 - AJ：Air Jet；空気噴流
 - NJ：No Jet；噴流無し
 - SP：Spray；内部スプレー
 - PL：PooL；上部プール
 - QMS：Quadrupole Mass Spectrometry；四重極質量分析計
- 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昨年度の実験からの続き番号を用いたものもある。また、これらの実験に先立って、容器内のガス濃度の分析に用いる QMS のキャリブレーション実験も実施した。

4.1.1 ガス濃度計測確認試験

本節では、CIGMA 装置実験に先立って行ったガス濃度計測器の較正実験について説明する。本研究で実施する実験では、ガス濃度計測器として、四重極質量分析器 (QMS) とガスサンプリング切り替えバルブを組み合わせた分析装置 (QIC Bio-Stream multi gas analysis system ; HIDEN 社) を用いる。QMS による定量計測は使用するガス種を用いた較正が必要であり、ここでは、ヘリウム-空気-水蒸気を既知の濃度でつくることができる較正実験装置を別途製作し、較正実験に使用した。Hiden 社 Bio-Stream や較正装置については平成 26 年度及び平成 27 年度の報告書に詳述したため[1,2]、ここでは較正実験の結果を説明する。

図 4.1.1-1 に較正装置の模式図と図 4.1.1-2 に対応する装置写真を示す。ガス濃度は、非凝縮ガス (ヘリウム、空気) に対しては流量比で制御し、水蒸気に対しては水槽内への掃気によるエアレーション技術を利用して制御する。前者は、それぞれのガス流量をマスフローコントローラ (MFC) で流量制御して混合させる。体積流量比がモル比 (=分圧比) となる。一方、水蒸気分圧の制御には、水槽を通過した気体が水面上で気液平衡に達し、水槽温度で決まる飽和水蒸気圧に等しくなることを利用する。これにより、3 種ガスの混合モル比 (分圧比) が既知となる。

水槽を通り抜けた較正ガスはヘッダーに導かれ、真空ポンプに繋いだキャピラリチューブで吸引し、吸引ガスの一部が分析装置 (QMS) に送られる。本システムでは、経路途中の蒸気凝縮を避けるために、加湿後の全てのコンポーネントを恒温槽内に内包し、配管はヒーターにより加熱している。経路途中での凝縮や新たな蒸発が無ければ水蒸気分圧は水槽出口から下流において不変となるため、水槽の温度測定により平衡状態を仮定して水蒸気分圧 (温度で決まる飽和蒸気圧になる) を知ることができる。本システムではより正確性を期し、水槽出口の気液平衡仮定の成立性を含めた不確かさを排除するために、蒸気分圧を鏡面式露点計 (S-8000 Remote; Michell 社、以下 DP センサーと言う) [3]で測定した。DP センサーはヘッダーの下流に設けたチャンバーに設置し、この DP チャンバーにも QMS へサンプリングするキャピラリチューブを接続した。本 DP センサーによる露点計測は最高計測可能露点温度が 130°C、計測精度は $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ である。温度精度を水蒸気分圧に換算すると、露点 20°C に対して 0.014kPa、95°C 0.31kPa となる。較正実験は大気圧+ α (掃気により圧損が加わる) で行うため、総圧を約 100kPa とすれば分圧換算で 0.1%オーダーの高精度な測定が可能となる。

実際の計器較正は、既知ガス濃度成分の一点で行い、次の較正式で濃度が評価される。

$$\text{calibrated data} = \frac{\text{raw data} - \text{background}}{\text{calibration factor}}$$

background は、目的とするガス種が含まれてない条件（ヘリウムの場合大気、空気と水蒸気はヘリウムガスボンベから等）により得る。このとき、特に水蒸気については注意が必要となる。QMS 内は後述するように 1E-6torr という高真空中で運転されるため、QMS 筐体内の固体壁に付着する水の蒸発によって、無視できない水蒸気量がカウントされる場合がある。システム停止時には大気を QMS に導入するので、大気中に含まれる水蒸気の蒸着は避けられない。このため計測前に蒸着水蒸気を計測系内から完全に排除する必要があり、特に、QMS 内で熱電子を生成するフィラメントのベーキング（高温にして水蒸気を完全に蒸発させる）が必要である。本システムにおいて、ベーキングは 20 時間以上の運転が必要であった。バックグラウンド換算したのち、濃度が既知の較正ガスを計測器内に導入し、それぞれのガス種に対して設定の濃度になるように calibration factor を決定する。

図 4.1.1-1 のフロー図には較正実験での典型的な圧力分布や温度分布を示した。G1 はペニングゲージで測定される QMS 内の圧力であり、ここでは 1E-6torr (1.33E-4Pa) に設定した。QMS は 1E-5torr 以上の圧力で運転される場合、一般に直線性が劣るとされている [4]。フロー図に示される水槽は実際には 3 個あり、最初の 2 つの水槽でのバブリングにより飽和蒸気圧まで十分に加湿させ、最後の 1 つは空容器では上流の水面で発生した液滴を排除する役目を持つ。水温度 T1 を徐々に上昇させ、それに伴って露点計計測温度と QMS でのガス濃度も徐々に上昇する。図 4.1.1-3 には、露点計と QMS それぞれの計測値から蒸気分圧を見積もり、体積分率に換算した結果の時間変化を示す。キャリアガスには空気を使用し、QMS による計測値は較正後の変換値を用いている。水温上昇に伴う水蒸気分圧上昇は数 10 秒の時定数で変化しており、この程度の変化率であれば良好な追従性が得られることが確かめられた。水蒸気分圧が 70%を超えたところ（水温換算で 90°C程度）でデータにスパイク状の脈動が見られる。これは、昨年度にも見られた現象であり、昨年度データは本現象によるノイズが深刻で、70%以上の高濃度水蒸気の較正確認が不可能であった。原因としてサンプリング経路途中の凝縮等による水蒸気濃度変化が懸念されたが、調査したところ、液滴がサンプリングチューブ内に吸い込まれている可能性が高いことがわかった。液滴生成の原因は、水槽下流の第 2 恒温槽の加熱不足によるヘッダーや DP チャンバー内での凝縮やフィルタでの結露等が考えられる。これを解決するために、第 2 恒温槽の設定温度を上げ、さらに、ヘッダーと DP チャンバーにヒーターを巻いて、水槽下流では露点よりも十分に高い温度を保ち、水槽内の焼結金属によるフィルタ類を撤去した。その結果が図 4.1.1-3 であり、スパイク状ノイズは昨年度よりも大幅に軽減した。液滴吸引を完全に排除できてない原因としては、ヘッダーや DP チャンバーは供給気体で掃気されているため、途中の配管も含め気体の滞在時間が短いと、壁面温度が高くても液滴のすべてが蒸発に至ら

ない場合があると考えられる。対策としては、経路の途中で液滴除去フィルタを設けるなどが必要となるが、較正実験としては現状で概ね目的を達成しており、今後の検討課題とした。今回の較正実験でスパイクノイズの原因究明がなされたことは、同時に、第二恒温槽よりも下流のサンプリング経路途中において、加熱不足及び流調弁やフィルタでの急減圧に起因した凝縮の可能性を排除できたことにもなり、本システムの信頼性が高まった。

図 4.1.1-4 は最終的に得られた水蒸気濃度に関する較正曲線である。横軸に露点計による評価値、縦軸に QMS による評価値をプロットした。キャリアガスには空気を用いている。2 台の QMS に対して較正曲線を取得し、いずれも $\pm 2\%$ の誤差範囲で一致した。図 4.1.1-5 は、キャリアガスにヘリウムと空気の混合気体を使用した結果である。左図が水槽を使わずに、空気-ヘリウム二成分系での両者の分率を変えた結果で、右図が水槽を用いて蒸気を 1/3 ほど混合させた場合の結果である。非凝縮ガスの分率は先述したように MFC の流量比で制御した。QMS による計測結果は MFC で設定した流量比による濃度と適合し、良好な直線性が示された。

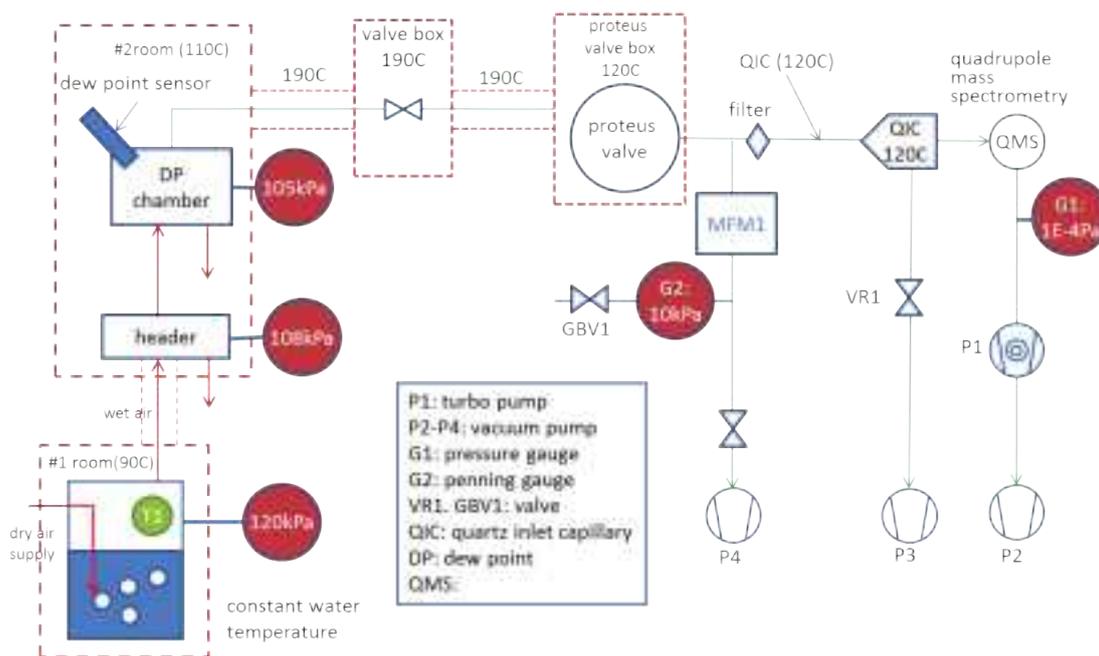


図 4.1.1-1 ガス濃度計較正装置のフロー図

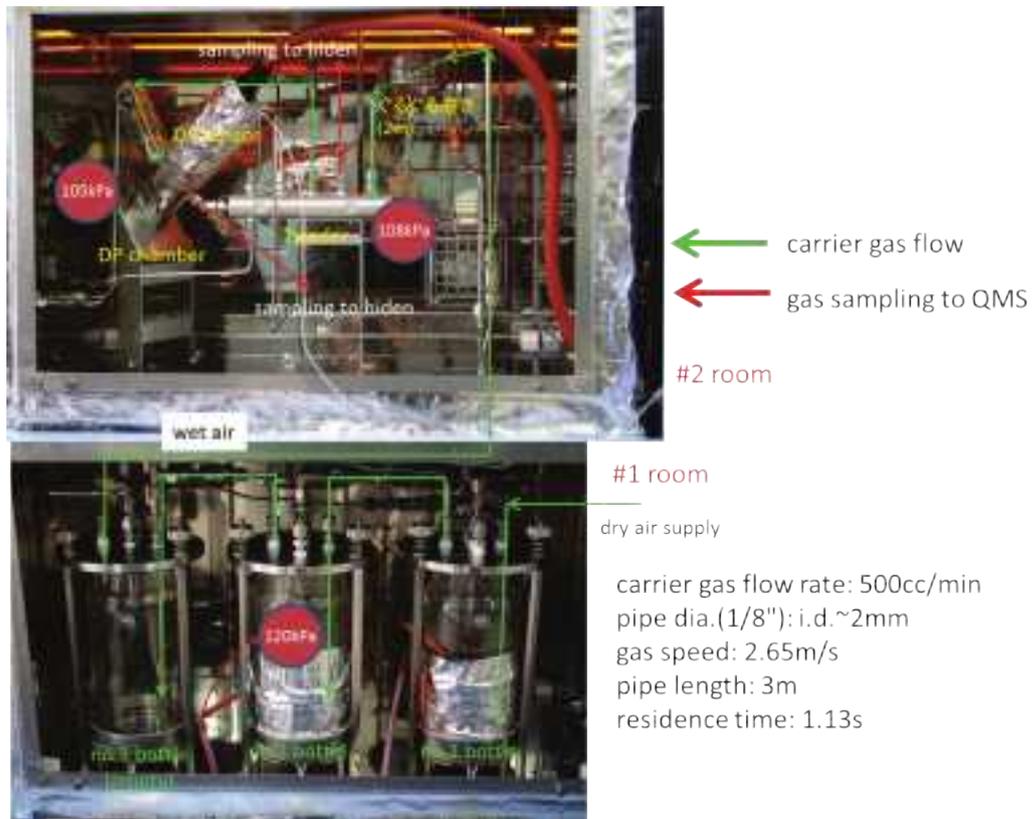


図 4.1.1-2 ガス濃度計較正装置の写真

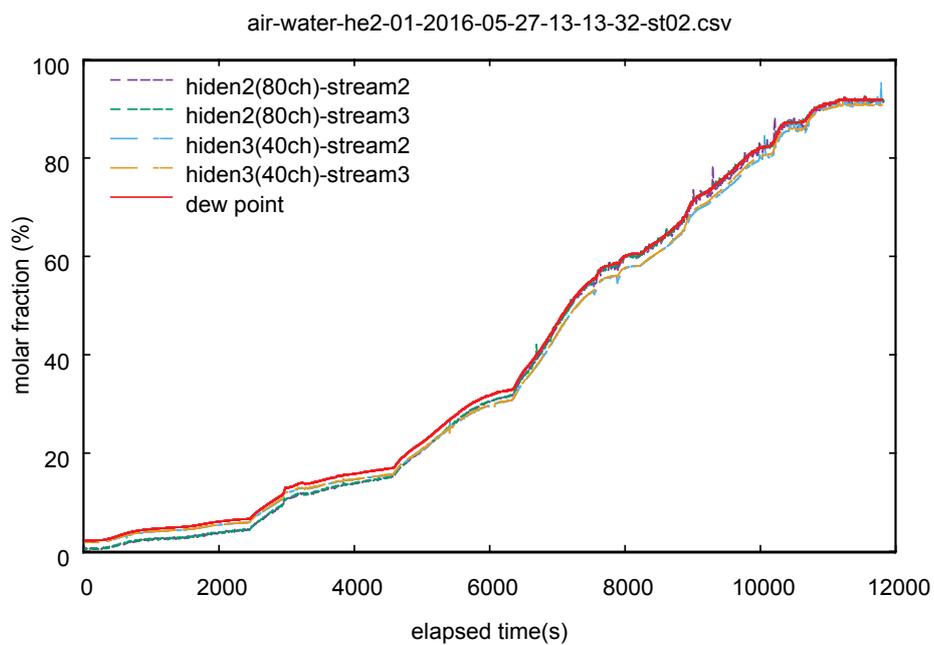


図 4.1.1-3 QMS の較正実験結果 (水蒸気濃度の時間変化)

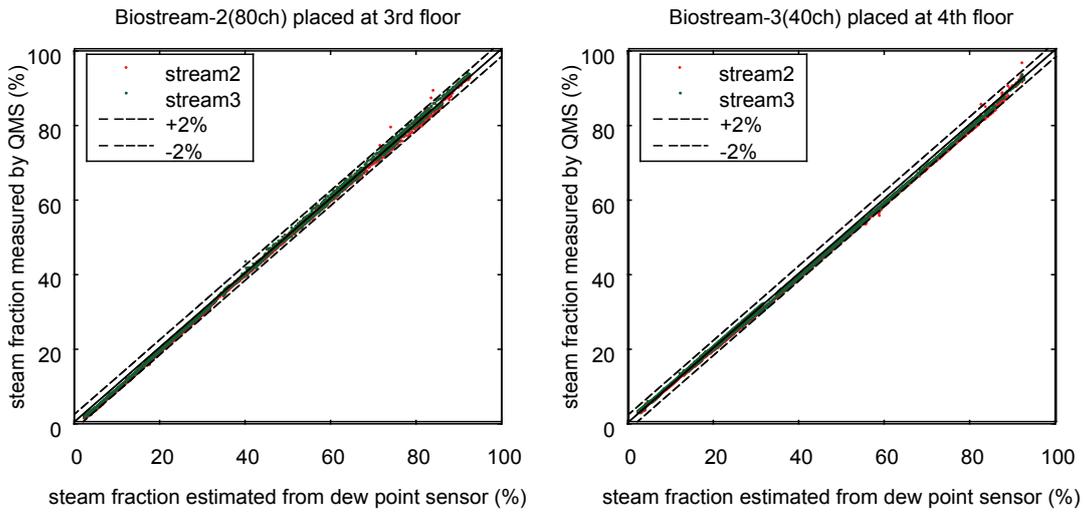


図 4.1.1-4 QMS の較正実験結果 (水蒸気分率の較正)

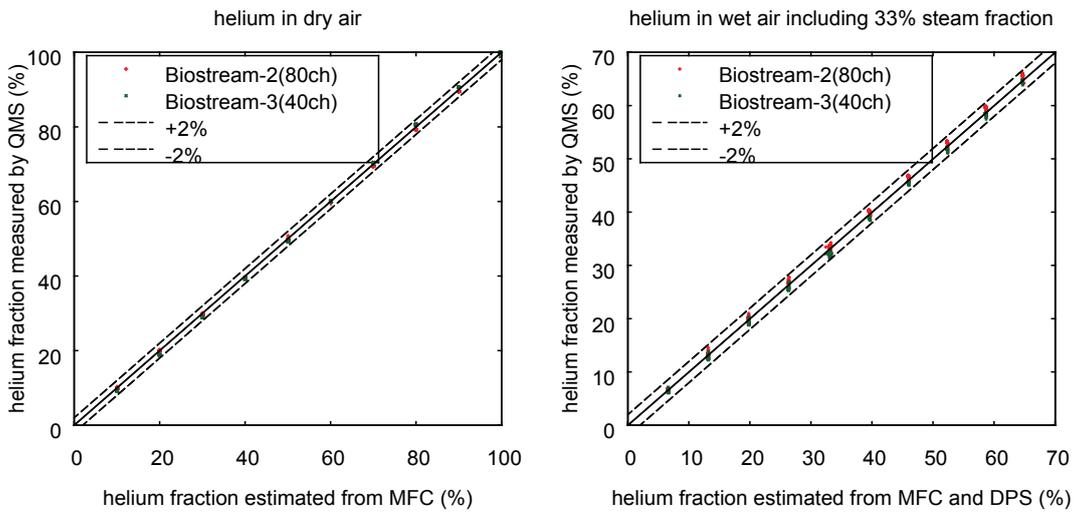


図 4.1.1-5 QMS の較正実験結果 (非凝縮ガス分率の較正)

4.1.2 外面冷却による格納容器冷却実験

本実験では、蒸気及び非凝縮ガスで試験容器を加圧したところに、外側から容器の頂部に水をかけて壁越しに冷却し、容器減圧や容器内対流の様子を観察する。格納容器頂部冷却は、例えば BWR において、格納容器フランジシール材の過温防止を目的として、過圧・過温対策や建屋水素燃焼防止対策に採用されている。但し、有効性評価では解析上は考慮されていない。本研究での外面冷却実験は、このような応用事象に留まらず、より一般的に、原子炉格納容器や原子炉建屋、さらに再循環ユニットのような冷却コンポーネントでの壁や構造物表面での凝縮と、それが及ぼす格納容器内全体の気体の熱流動や減圧挙動等の関連性を含む基礎的検討を行う。最初のステップとして、局所的な凝縮と全域的な自然循環に及ぼす初期ガス濃度分布の影響を調査する。昨年度も同様の実験を行っており、そこでは蒸気-空気 2 成分気体を用いた。本年度は水素模擬体としてのヘリウムを加え、3 成分系の挙動も調べる。

同種の実験は過去の研究でも行われており [5-9]、混合ガスの組み合わせが壁凝縮および凝縮後の混合ガスの流れに実質的に影響を及ぼすことが明らかにされている。例えば、同じ温度・圧力においては気体の密度はヘリウム<蒸気<空気の順に重くなるため、凝縮前後で温度・圧力が大きく変化しないとき、蒸気-空気系では凝縮後の気体密度は重くなり、蒸気-ヘリウム系ではより軽くなる。凝縮面が容器の上部に位置する場合、前者は自然循環を促進し、後者は混合物の上方への移動や成層化をもたらす。蒸気-空気-ヘリウム 3 成分系の場合には、凝縮後の挙動は 3 種混合ガスの密度に依存することになる。過去研究では成層化または循環に対するいくつかの閾値も報告されているが、熱水力条件、設備規模、計測分解能等の実験管理には制限もあり、系統的な調査は依然として不十分である。本実験では、CIGMA 装置を用いて、CFD コード検証に有用な 3 次元データベースを提供すると共に、実験データに基づく物理現象の基本的な理解を行う。

実験条件

実験条件を表 4.1.2-1 に要約する。各条件における混合ガスにより試験容器を 450kPa まで加圧した。初期ガス温度は、凝縮が生じない乾燥状態を確立するために飽和よりもわずかに高く保った。その後、冷却水を容器の上部に注水することにより減圧させる。供給水は上部プール内に蓄積され、上部フランジが冠水した時点で給水を停止した。減圧開始後は容器を閉じた条件とし、システム応答を単純化するために注入や排気は行わない。

表 4.1.2-1 に示すように、試験パラメータとして初期のガスの組み合わせとその分布を変えた。視覚的にわかりやすくするため、各ガス種の容器垂直方向の濃度分布を図 4.1.2-1 に示した。ここで、空気分率は、計測される酸素分率と窒素分率との和から得た。ガス濃度は、図 4.1.2-2 内の青丸で示すように、容器の中心軸と壁際(内壁表面から 350mm 離れた地点)

の鉛直高さ方向に沿って計測した。但し、同時刻における両垂直分布はほぼ同じプロファイルであり、つまり容器半径方向の濃度分布は認められなかったため、図 4.1.2-1 には壁際の垂直分布の計測結果を載せた。今後も断らない限り、結果の説明には壁沿いの分布を使用する。

CC-PL-11 が蒸気単体条件でベースケース実験となる。蒸気-空気 2 成分系は CC-PL-07 と 08 に適用され、前者は上部が蒸気高濃度 (ほぼ 100%)、後者は均質分布である。CC-PL-09 は蒸気-ヘリウム 2 成分系での実験で、上部にヘリウム成層が形成される。CC-PL-10 と 12 には蒸気-空気-ヘリウム三成分系が適用される。上部にヘリウム成層が形成されているのは両者で共通だが、CC-PL-10 は蒸気-空気とも均質分布であるのに対し、CC-PL-12 では上部に蒸気濃度が高く、空気はわずかに存在する程度である。

表 4.1.2-1 外面冷却実験の実験条件パラメータ

Run ID	CC-PL-07	CC-PL-08	CC-PL-09	CC-PL-10	CC-PL-11	CC-PL-12
Date	2016.07.05	2016.06.23	2016.07.06	2016.07.07	2016.07.08	2016.09.01
Description	steam+air	steam+air	steam+he	steam+he+air	steam	steam+he+air
Initial Condition						
Pressure(kPa)	450	450	450	450	450	450
Temperature(C)	~150	~150	~150	~150	~150	~150
Gas fraction (%)						
Air(%)	22	22	0	15	0	15
Steam(%)	78	78	84	70	100	70
Helium(%)	-	-	16	15	-	15
Distribution	S	H	S	Steam/Air:H Helium:S	H	S
Cooling Condition						
Flow Rate (kg/s)	7	7	7	7	7	7
Temperature (C)	20	20	20	20	20	20
Location	upper pool	upper pool	upper pool	upper pool	upper pool	upper pool
Remarks	ofs=137	ofs=137	ofs=138	ofs=138	ofs=3	ofs=138

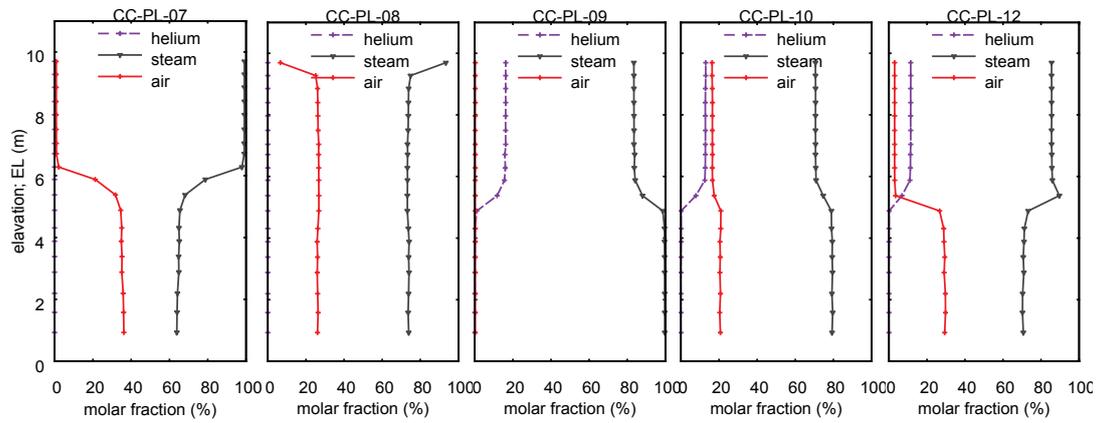


図 4.1.2-1 各実験における初期垂直方向ガス濃度分布

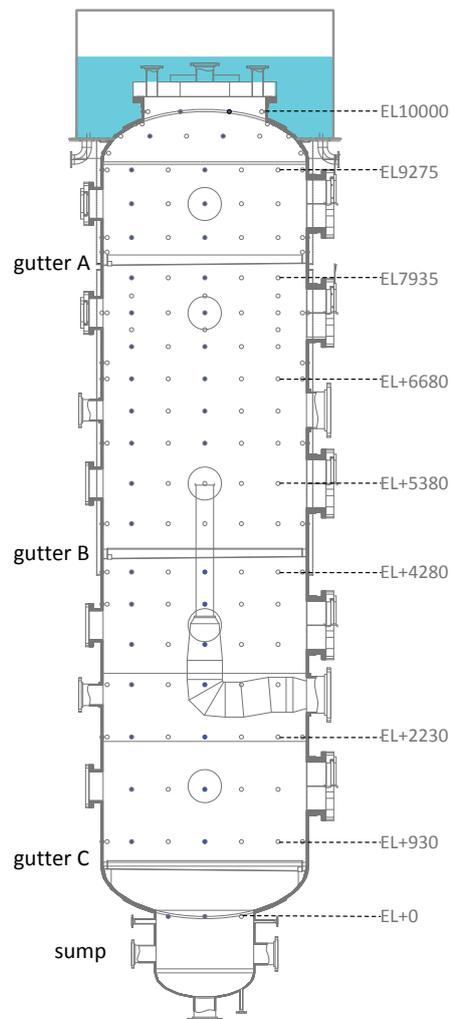


図 4.1.2-2 ガス濃度計測位置 (青丸)

圧力変化と凝縮水量の比較

図 4.1.2-3 では、全実験の試験容器の圧力変化とその際の凝縮液量を比較した。経過時間は、冷却開始が時刻ゼロとなるように調整した。実時間における冷却開始時間は表 4.1.2-1 の ofs にも記した。壁面での優位な凝縮は上部プールに接する上面のみで生じ、凝縮水は gutter A のみで回収されたため、ここではそれに繋がるリザーバー A 内の水位変化のみを示した。両図から圧力変化と凝縮水量の変化はほぼ相似の関係になるのがわかる。

試験容器は圧力が 100kPa（大気圧）以下になるとバキュームブレーカが作動する。CC-PL-11 は蒸気のみを作動流体としているため、圧力が 100kPa 以下まで直線的に減少する。非凝縮性ガスの影響は、CC-PL-11 とその他の結果との比較からわかる。高濃度のヘリウム成層が上部領域に形成される場合、減圧速度が遅くなる。また経過途中で減圧速度が加速される場合もある。このような圧力挙動は容器内のガスの局在化や循環パターンと密接に関連しており、本節では実験条件ごとにその特徴を説明する。

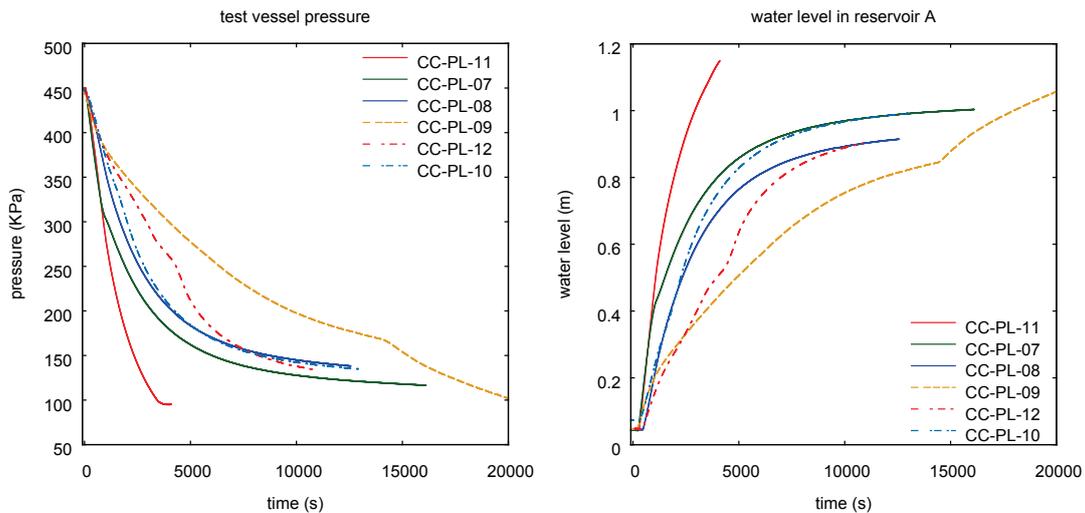


図 4.1.2-3 外面冷却実験の試験容器圧力と凝縮水量の変化

空気-蒸気 2 成分系 (CC-PL-07 と 08) の結果

図 4.1.2-1 に示したように、CC-PL-07 と 08 の違いは初期の空気の空間分布にある。図 4.1.2-3 の圧力履歴を見ると、最初の 900 秒間、CC-PL-07 の減圧速度は CC-PL-11（蒸気単体条件）の減圧速度とほぼ等しい。CC-PL-07 の初期状態は、空気が容器底部に滞留し、容器頂部の凝縮面に隣接する上部空間は蒸気で占領されている。このため、初期は非凝縮ガスの影響を受けずに高効率の凝縮熱伝達が達成され、高い熱伝達はその後、凝縮によって駆動される空気拡散が容器頂部に届くまで続いたと考えられる。図 4.1.2-4 は、両実験の空気

濃度の垂直分布の時間歴を示す。これは 2 成分系での実験であるため、100%から空気分率を減算すれば蒸気濃度が得られる。ガス濃度計測はバルブ切り替えによる逐次計測のため、同時刻データが得られない。ここでは生データを時間に対して線形補間することで同時刻データを作成し、計測点の位置座標情報から、垂直濃度分布図を作成した。CC-PL-07 では、少なくとも最初の 500 秒間容器上部が蒸気で満たされており、CC-PL-08 では空気が全時間に渡って均質に分布している。図 4.1.2-5 は、EL + 9.7m および EL + 10m における壁面を通過する熱流束の比較を示す。熱流束は容器壁の内外表面に設置した熱電対より算出した。熱電対は壁を介して同じ位置に設置しており、各熱電対の位置は図 4-1 上図の赤い点で示した。いずれもプールに冠水しており、容器上部ヘッド半球部分の緯度に沿って同じ高さで配置している。EL + 9.7 m は上部プール底の高さに対応する。熱流束は次式で算出した。

$$q_{wall} = -\lambda \frac{T_{in} - T_{out}}{\delta}$$

ここで T_{in} と T_{out} は壁の内表面と外表面の温度、 λ は壁の熱伝導率、 δ は壁厚さである。 λ の温度依存性は文献値データの補間によって与えた。本実験は非定常過程ではあるが単純化のためにここでは壁熱容量の効果は無視した。測定位置が同緯度（同 EL）では計算された熱流束変化がほぼ同じ値であったため、ここでは同 EL の平均値を示した。実験間のお互いの違いを明確にするために、時刻 6000 秒までのデータを拡大してプロットした。

図 4.1.2-5 から、すべての実験で給水開始後約 1000 秒に熱流束の急減が示されている。後に示す図 4.1.2-8 の結果でも同様である。これはプールへの給水停止のタイミングに対応しており、注水慣性によるプール内循環力の低下によって除熱も低下したことを示している。この時刻まで、CC-PL-07 の熱流束は、蒸気単独条件の CC-PL-11 の熱流束に匹敵し、約 55kW/m² の熱流束を示した。その後、図 4.1.2-4 から確認できるように、空気拡散が容器上部に到達することにより、熱流速は、CC-PL-08 のレベルと同等の約 30kW/m² の低い値に急減少する。その後の凝縮と減圧の速度は CC-PL-07 と 08 両実験でほぼ同じカーブで推移する。

以上から、空気-蒸気 2 成分系では凝縮後のガスの循環現象は比較的単純であることがわかる。つまり、凝縮後の混合ガスの密度は凝縮前よりも重くなるため、凝縮面付近の気体は下降する傾向がある。本件のように、水蒸気や空気が下部から供給され、上部で凝縮冷却される場合には、凝縮面に向かうガスは凝縮後に周囲流体よりも重くなって落下し、自然循環が発達し、容器内のガス濃度分布は均質化する。

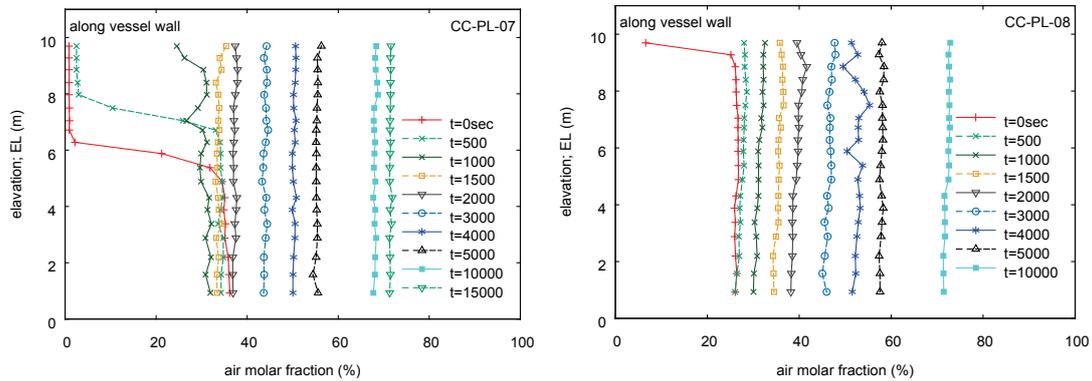


図 4.1.2-4 空気濃度の垂直方向分布 (CC-PL-07 と 08)

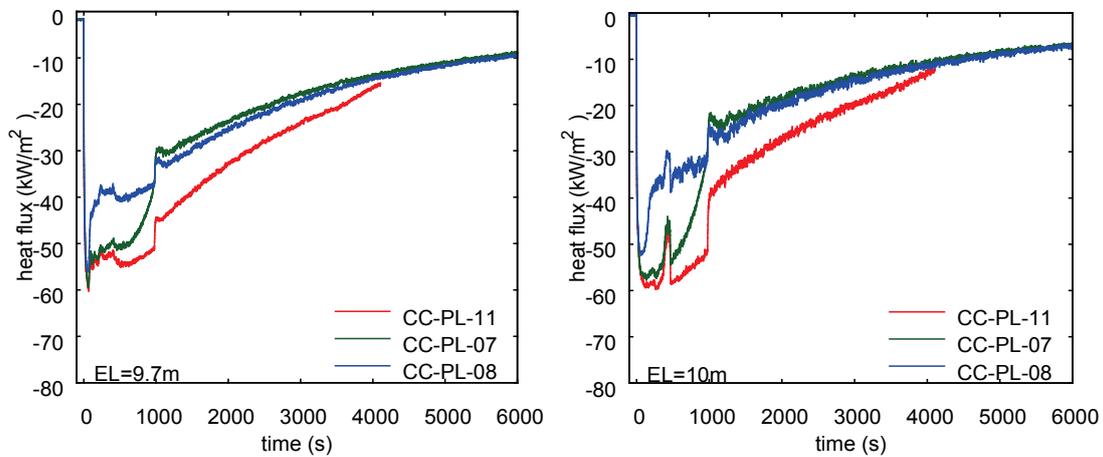


図 4.1.2-5 EL9.7m と 10m での壁熱流束の比較 (蒸気単体及び空気-蒸気 2 成分系)

ヘリウム-蒸気 2 成分系 (CC-PL-09) の結果

CC-PL-09 の圧力履歴は図 4.1.2-3 に破線で示した。減圧速度は全実験の中で最も遅い。これは、明瞭なヘリウム層が頂部ヘッドに形成され、この層が凝縮壁に向かう蒸気拡散に対して大きな抵抗となること示唆している。一般に、蒸気-ヘリウム二成分系では、蒸気の凝縮後の混合ガスは密度が軽くなるため、凝縮面が上部にある場合にはそこにヘリウムガスが蓄積することが知られている。この考察は単純であるが、実際の温度および濃度の挙動は非常に複雑なものとなった。

図 4.1.2-6 は、熱電対による点測定の補間から得られた容器垂直断面内の温度等高線図の時間変化である。本温度コンター図は壁境界を含む。図 4.1.2-7 は、ヘリウム濃度の垂直方向分布を示す。この図では、ヘリウム拡散過程によって特徴づけられる 4 つの期間にグラフを分けた。最初の 2000 秒までは、冷却開始直後に容器頂部に 80%モル分率を超える薄いヘリウム高濃度成層が形成される。この層は強固で、実験の終わりまで長時間残存するこ

とになる。この層により凝縮壁への蒸気拡散が妨げられ、これは、壁温度差から見積もられる壁面熱流束によっても確かめられる。図 4.1.2-8 は図 4.1.2-5 と同様の手法で算出したプール内の壁面熱流束の評価値である。後節での説明のために、空気-ヘリウム-蒸気 3 成分系の実験結果 (CC-PL-10 と 12) もこの図にプロットした。図 4.1.2-8 左図は EL+10 の熱流束であり、冷却開始直後を除くと熱流束がほぼゼロで推移するのがわかる (図の赤線)。図 4.1.2-6 の温度分布においても低温のガスが頂部に蓄積されており、容器壁の内表面と外表面の温度差がゼロに近づいている。そこから約 0.3m 下の EL+9.7 では 10~20kW/m² の有意な熱伝達量が示されており、この高さではヘリウム成層による熱抵抗は緩和され、つまり頂部に形成されたヘリウム成層は高濃度かつ厚さが薄いことがわかる。

図 4.1.2-7 に戻り、第 2 の期間 (2000-12000s) では、ヘリウムは初期分布形状を維持しながら上面での凝縮によって徐々に濃縮されていく。その結果、ヘリウム濃度の異なる 3 つの成層が形成される。続く第 3 の期間 (12000~15000s) では、頂部の薄いヘリウム層の下に位置する 2 つのヘリウム成層は拡散・混合により 1 つの層に合体し均質化される。このことは図 4.1.2-6 の温度分布でも見て取られ、12000 秒から 14000 秒にかけて EL+6m より下に位置する高温の水蒸気高濃度ガスが、EL+8m より上方に引っ張り上げられている。この時間帯の壁面熱流束も、図 4.1.2-8 の赤線で示すように EL +9.7m において 14000 秒付近でステップ状に増加し、熱伝達が促進される。図 4.1.2-3 で示す圧力挙動においてもこの時刻で減圧が再び加速されるのがわかる。このように、温度分布、濃度分布、壁面熱流束、圧力履歴の計測結果が相互に整合して現象を説明でき、CIGMA 装置の 3 次元計測システムによって容器内のガス循環挙動を正確に追うことができることが示された。その後、第 4 の期間 (図 4.1.2-7 の 15000s 以降) では、ヘリウム成層が減圧と共に濃縮され、容器の下部に膨張して拡がり、一方で、上部の薄いヘリウム成層は依然として残存したままとなる。

このようにして、ガス混合物の濃度および温度の挙動は、壁凝縮によって駆動される自然循環に起因する減圧速度と同期して推移する。上述のように、濃度変化として見るとプロセスは非常に複雑だが、図 4.1.2-9 に示すようにガス混合物全体の密度として整理すると比較的単純化される。ここで、混合ガス密度は、圧力、熱電対による温度、および各サンプリング点のガス濃度からそれぞれのガス種の密度を算出し、それらを足し合わせることで得られる。図の左側が容器壁付近、右側が容器軸中心の垂直方向分布である。最初に 3 層の密度成層が形成され、EL+6~9m に位置する中間層が約 15000 秒の時点で均質化 (下部の密度と等しくなること) によって消失していく様子が分かる。このような類似のガスの挙動は、空気-ヘリウム-水蒸気 3 成分系でも観測することができるが、次節で説明するようにそのプロセスはさらに複雑になる。

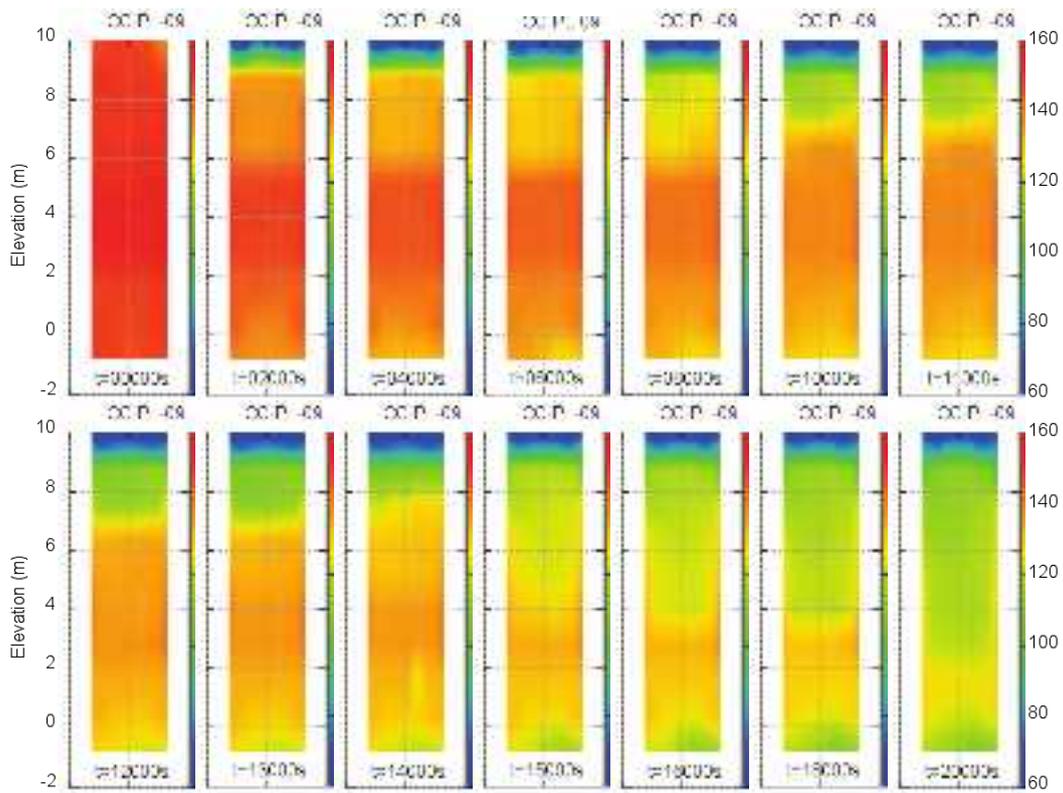


図 4.1.2-6 容器縦断面内の温度等高線図 (CC-PL-09)

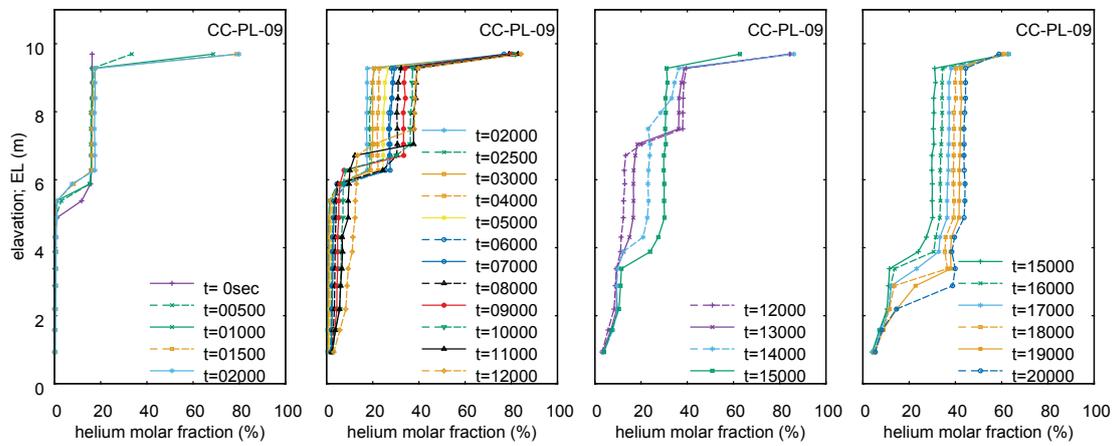


図 4.1.2-7 ヘリウム濃度の垂直方向分布 (CC-PL-09)

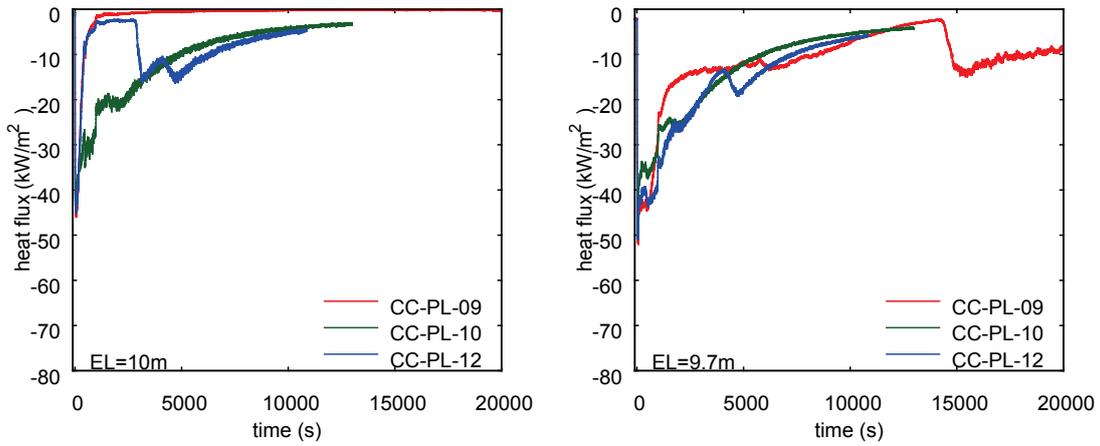


図 4.1.2-8 EL+9.7 及び 10m における壁面熱流束 (CC-PL-09,10,12)

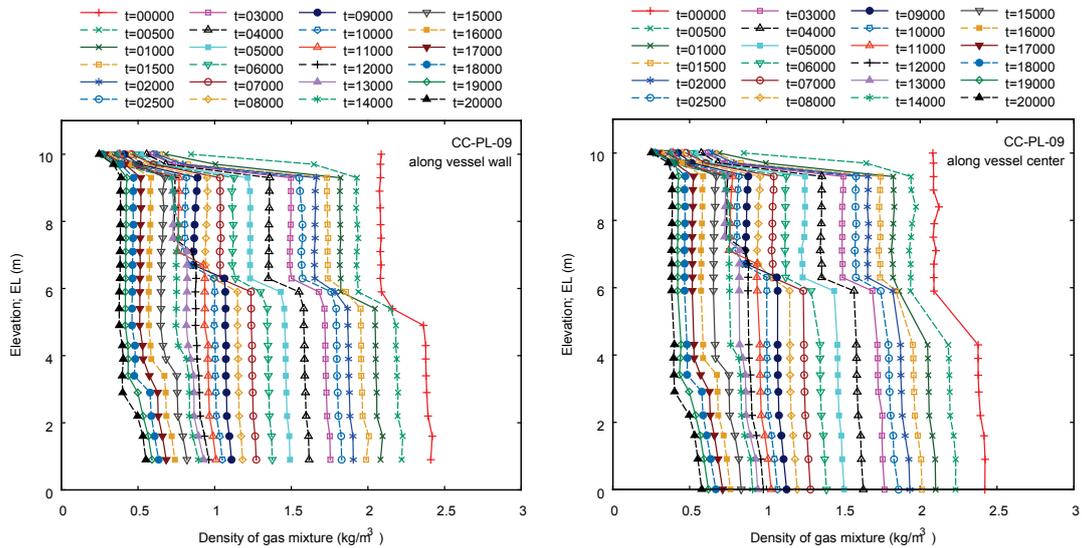


図 4.1.2-9 混合ガス密度の垂直方向分布 (左：壁ぎわ, 右：容器中心軸, CC-PL-09)

ヘリウム-空気-蒸気 3 成分系 (CC-PL-10 と 12) の結果

空気-ヘリウム-蒸気の三成分系の結果について述べる。図 4.1.2-1 に示したように、CC-PL-10 と 12 の実験初期条件は、ヘリウム分布は両実験でほぼ同じだが、空気-蒸気の分布が異なる。CC-PL-12 の上半分の領域には空気濃度が非常に低いのに対し、CC-PL-10 では空気と蒸気の垂直分布は全高さにわたってほぼ均質である。図 4.1.2-10 および図 4.1.2-11 では、温度および濃度の空間分布の時間進展を比較する。図 4.1.2-11 は、3 つのガス種すべてについての濃度変化を示した。前節で議論したように、初期ガス濃度分布は冷却の開始後のある一定期間の間に影響を与えることがわかる。

CC-PL-10 は、水蒸気が均一分布の初期条件で、CC-PL-08 と類似の応答を示す。ヘリウムと空気は初期によく混合されており、凝縮が始まった後でもヘリウムの局在は生じない。図 4.1.2-11 の上段に示されるように、主に容器上半分で最初の 2000 秒間に凝縮によって蒸気が消費され、水蒸気濃度が減少し、同時に非凝縮ガスがこの領域で濃縮する。一方、下半分領域でのガス濃度は、同じプロファイルで初期分率を維持している。このとき減圧しているため濃度の絶対値（分圧）はそれぞれ減少しているが、相対的な分率が変化しないということは、その比率を維持するために濃度に依存した減少率となることを意味し、これは、凝縮面に向かう鉛直上向きの拡散フラックスが各気体濃度に比例することを示唆している。2000 秒までの温度分布は、図 4.1.2-10 に示すように逆成層を示している。その後温度逆成層は消失し、ガス濃度も垂直に平坦で均一な分布となる。蒸気濃度が時間とともに減少するにつれて圧力は減少し、その履歴は図 4.1.2-3 に示すように CC-PL-08 と同じ曲線に重なる。図 4.1.2-1 に示した容器上半分領域の初期ガス濃度は、ヘリウムのモル分率が 13%、空気が 17%、水蒸気が 70%であった。これは、非凝縮ガス混合物中でのヘリウム分率 43% に相当する。この比較に基づく結果から、少なくともヘリウムが 40%未満の濃度で空気と十分に混合されている場合には、減圧と対流に対してヘリウムの影響が重要ではないということが言える。これらと近い値が Anderson らの実験[6]によって閾値として示されている。

次に、CC-PL-12 のように、凝縮面に隣接する容器上部の空気濃度が低く、相対的に非凝縮ガス中のヘリウム分率が増加した場合には、図 4.1.2-10 および図 4.1.2-11 に示すように、ヘリウムは容器頂部に蓄積する。本実験条件では、容器上部のヘリウムの初期分率は非凝縮ガスに対して約 78%と高い。このようなヘリウム高濃度成層の形成は、ヘリウム-蒸気 2 成分系での CC-PL-09 と同様である。図 4.1.2-8 の左図より、成層形成後は EL+10m の壁熱流束がほぼゼロを示し（青線）、これは、この層が蒸気の凝縮に対して熱および物質移動の大きな抵抗となることを意味している。したがって、減圧速度は CC-PL-09 に近くなる。最初の 4000 秒間は、上部領域で蒸気分率が大幅に低下、ヘリウムおよび空気分率は時間とともに徐々に増加し、一方で下部領域では、初期分布と同分率を維持しながら推移する。頂部ヘリウム薄層直下のヘリウム成層は、濃度が濃縮されつつ厚さは減少する。これは、下部からのヘリウム供給が無いので、上層でのヘリウムの総量を保つための現象として自然である。この過程で、図 4.1.2-11 の空気濃度変化を見ると、上部への拡散により空気濃度が高くなる様子と空気成層の境界面が上方に移動する様子が見られる。上方へのガスの移動は温度挙動からも確認できる。

図 4.1.2-10 の温度コンターで、最初に頂部に逆温度勾配が形成され、高温の気体が下部に蓄積されたことが示されている。その後、3000~4000 秒付近で、Stefan 効果によって引き起こされる上昇流で、高温の塊が引き上げられることがわかる。この時間帯で EL+10m での壁面熱流束はステップ状の急激な増加を示し（図 4.1.2-8 の左図青線 4000 秒付近）、

CC-PL-10（緑線）と同程度の除熱レベルに近づく。4000~5000 秒の時点で、全ガス種の分布は上下の間の密度差が減少することによって均質化し、おそらく容器内全体での混合が引き起こされたと推測される。この大規模循環によって、EL+10m および+9.7m での壁面熱伝達も再びステップ状に増加し（図 4.1.2-8 の 5000 秒付近）、減圧も促進される（図 4.1.2-3）。

前節と同様、測定データから計算される気体総密度の垂直分布を図 4.1.2-12 に示す。最初に 2 層または 3 層の密度成層が形成され、おそらくは内部循環により、時間の経過とともに上部密度成層が徐々に侵食されることが分かる。上述の複雑な過程が気体総密度として整理することで単純化される。しかしこのような密度分布は現象の結果であり、換言すれば、各ガス種はこのような単純な密度分布を形成するように互いに分配され、混合されると言える。過去に行われた実験研究によって、循環や成層化に関するいくつかの基準（濃度に関するものが多い）が報告されているが[1,2,9]、結果を引き起こすメカニズムの解明は依然として十分ではない。加えて、本実験で得られた結果は、より軽いガスの局在化が初期条件だけでは決定されないことを意味する。3 成分混合ガスでは、格納容器内の全域的な熱流動を予測する上で局所的な凝縮の評価が必要であることを示唆している。

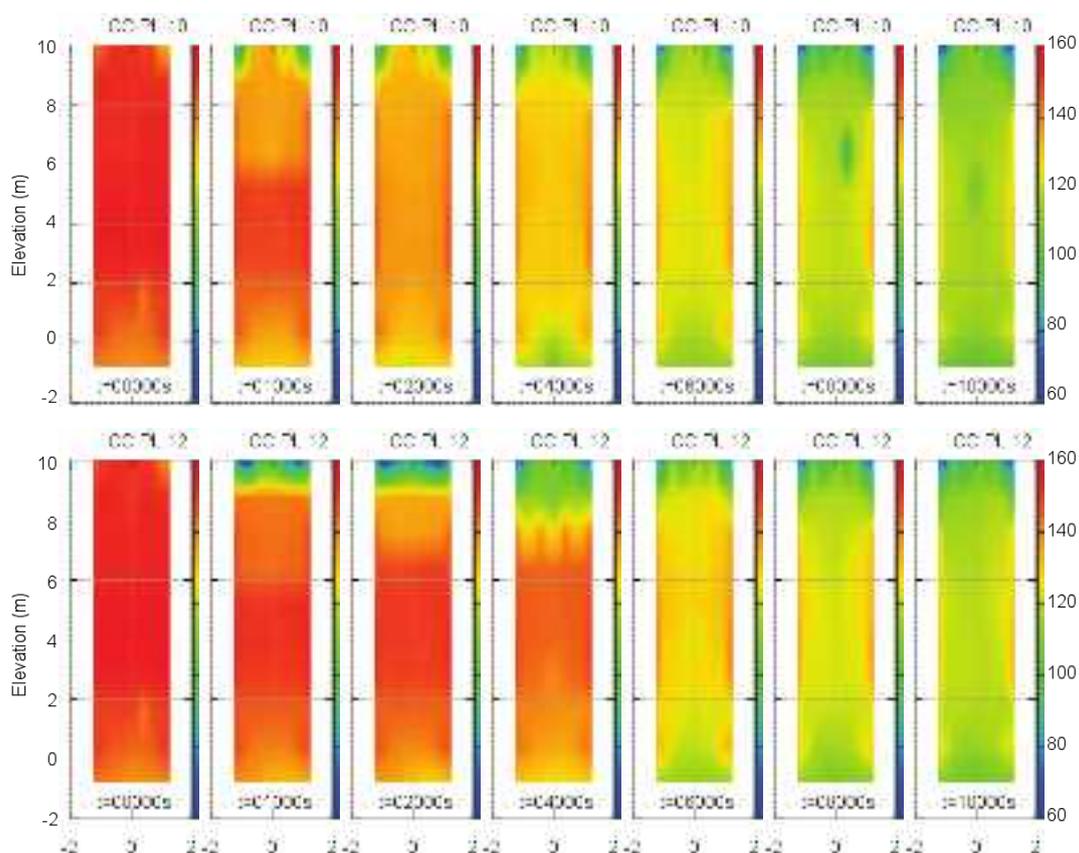


図 4.1.2-10 容器縦断面内の温度等高線図（上段：CC-PL-10，下段：CC-PL-12）

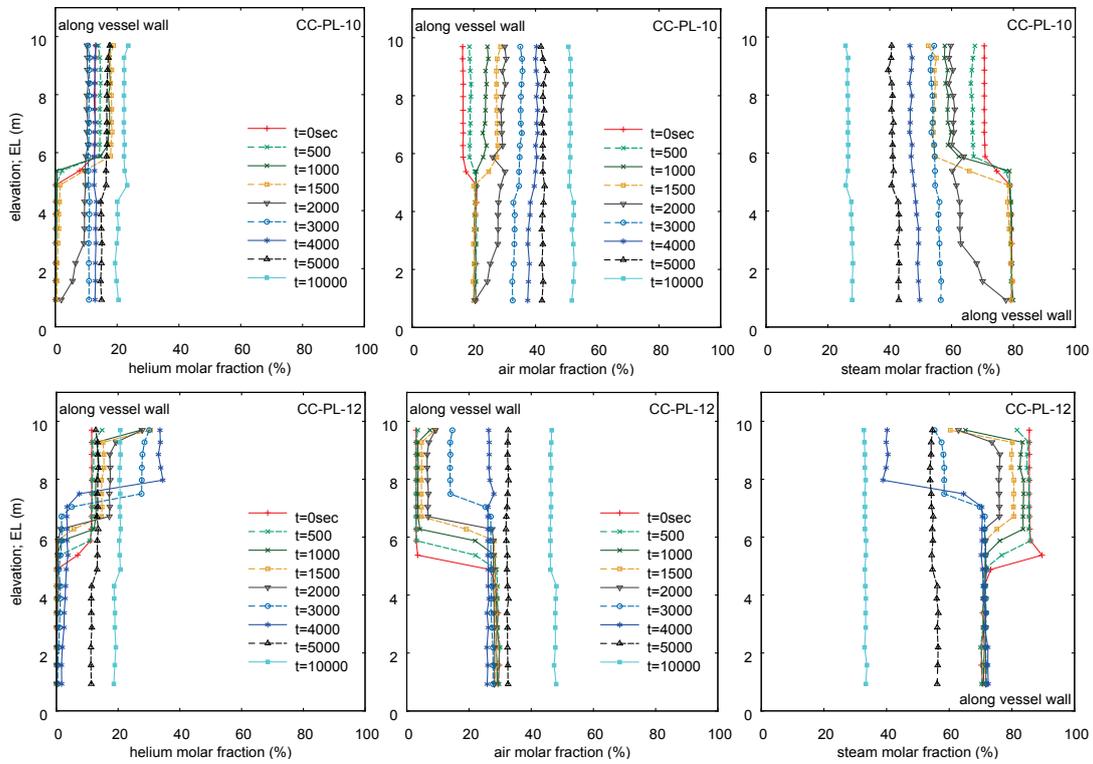


図 4.1.2-11 各ガス種濃度の垂直方向分布（上段：CC-PL-10，下段：CC-PL-12）

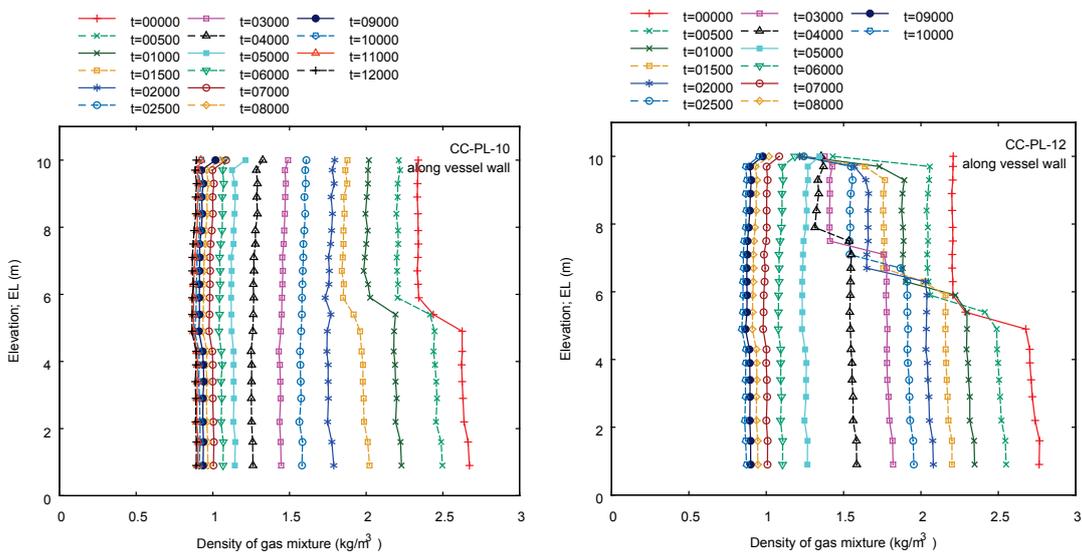


図 4.1.2-12 混合ガス密度の垂直方向分布（左：CC-PL-10，右：CC-PL-12）

外面冷却実験 (CC-PL) のまとめ

上部プールの滞留水による外面冷却実験を行い、初期のガス組成(蒸気・空気・ヘリウム)及びその分布を変えて、減圧・冷却挙動を観察した。その結果、初期ガス濃度分布によって内部自然循環挙動は大きく影響され、それに伴って減圧速度にも差が出た。容器上面の蒸気凝縮により非凝縮ガスが凝縮面に向かって拡散する。その際、非凝縮ガス混合物の密度を用いて現象を整理できる見通しが得られ、ヘリウム拡散支配の場合には非凝縮ガスが凝縮面に蓄積し、空気拡散支配の場合には均質化へ向かうことがわかった。その後の挙動も、凝縮後の混合気体と周囲気体の密度差に依存する。

- 蒸気-空気体系では、初期濃度分布によって多少の違いがあるものの、短時間で均質化し、減圧速度に大差はなかった。
- 蒸気-ヘリウム及び蒸気-空気-ヘリウム体系では、上部でヘリウムの非凝縮ガスに対する濃度が高い場合にヘリウム高濃度成層が形成され、これが凝縮熱伝達を阻害し、減圧速度が遅くなる。その下の成層は凝縮と混合による密度変化に依存した循環挙動となる。

4.1.3 内部スプレイによる格納容器冷却実験

本節では、CIGMA に備えられている内部スプレイによる格納容器冷却実験の結果について説明する。格納容器スプレイ冷却は格納容器の重要な冷却手段として AM 策に広く採用される。例えば、BWR における「過圧・過温破損モード」の有効性評価では、大 LOCA+ 全 ECCS 失敗を仮定して早期に炉心損傷が開始する事故シナリオにおいて、熔融炉心からの高温蒸気によって格納容器が過熱される際に、格納容器温度が 170~190℃に達した時点で格納容器スプレイが間に合うことで過温抑制に成功する。この場合、スプレイの成否によって格納容器健全性の確保が決定されるため、スプレイ流量等の条件を実験及び解析にて検証することは重要である。また、BWR では格納容器内が窒素置換されているため、格納容器内の水素の拡散挙動についてはさほど重要視されていないが(適合性審査では水の放射線分解による酸素を源とした解析が行われている)、格納容器から建屋へのリークやリカバリーフェーズでの水素処理までを含めて考えると、スプレイと水素挙動についての調査は重要であると考えられる。

スプレイによる格納容器減圧と水素混合を調査した実験は過去にもいくつか存在する[10-11]。これらの実験では、スプレイによる減圧と攪拌効果は非常に大きいことが示されており、系内に水素(実験では水素を模擬したヘリウム等)が存在したとしても、水素はバルク気体と均質混合して局在化しないとされている。適合性審査における事業者の見解も同様である。しかしながら、このような結論はスプレイ冷却条件に強く依存すると思われ、特に、定格よりも小流量での注入では大きな攪拌効果は期待できず、スプレイ水による直接

接触凝縮で水素濃度が局所的に増加する可能性も否定できない。そこで本実験では、注入流量を小さく抑えた条件で実験を行った。表 4.1.3-1 に主な実験条件をまとめた。スプレー流量はいずれも 0.5kg/s に設定した。スプレー流量(kg/s)／格納容器体積(m³)の比に換算すると約 0.01kg/(m³・s)となる。この値は実機 BWR 定格流量 (0.1～0.4) の 10 分の 1 程度、実機 PWR (0.006～0.01) と同オーダーである。ここで、実機スプレー流量は設置許可申請書におけるポンプ最大流量を使用して見積もった。使用したスプレーノズルは市販品 (型式: B3/4-H-SS15150) で、円錐広がり角 15 度、フルコーンタイプであり、本ノズルにおける 0.5kg/s は広がり角 15 度が保持できる最小流量である。この開き角度ではスプレーは CIGMA 容器壁 (円筒部分) に触れることなく容器底部に到達する。図 4.1.3-1 に円錐スプレーの輪郭を示した。同図には、ガス濃度計測に選択したキャピラリー位置も青丸で描いた。スプレーによる水滴がキャピラリー内に吸い込まれることを避けるために、壁際のサンプリングのみを選択した。

このようなスプレー流れに対して、前節の外面冷却実験と同じように各ガス種の初期分布を実験パラメータとして与えた。初期ガス濃度分布が内部対流、混合、減圧挙動へどのような影響を及ぼすかを調査した。図 4.1.3-2 には時刻ゼロにおける各ガス種の垂直方向 (壁付近) の濃度分布を示す。図から明らかなように、前節の図 4.1.2-1 で示したような明確な分布にならない。これは、試験開始前の待機状態において、電動流量調節弁の締め切りが完全ではなく、多少の漏れが生じていたためである。流量計 (下限値 0.183kg/s) では検知できないわずかな漏れであるが、待機時間は 2 分と比較的長く、濃度分布を乱している。

CC-SP-10 が蒸気単体条件での実験でベースケースとなる。蒸気-空気 2 成分系は CC-SP-06 と 07 に適用され、前者は上部が蒸気高濃度成層、後者は均質分布である。CC-PL-08 は蒸気-ヘリウム 2 成分系での実験、CC-PL-09 は蒸気-空気-ヘリウム 3 成分系が適用される。

結論から先に述べると、本スプレー冷却実験では、外面冷却の結果とは対照的に、初期のガス濃度分布の影響はほとんど見られず減圧が進んだ。この結果はスプレーの強い攪拌効果によるものであり、本実験のような比較的低流量条件であってもそれは顕著で、冷却過程においてヘリウムの局在化も見られなかった。以下では重複を避けるために実験ごとの説明を省略し、すべての実験を通して各物理量の時間変化を比較する。

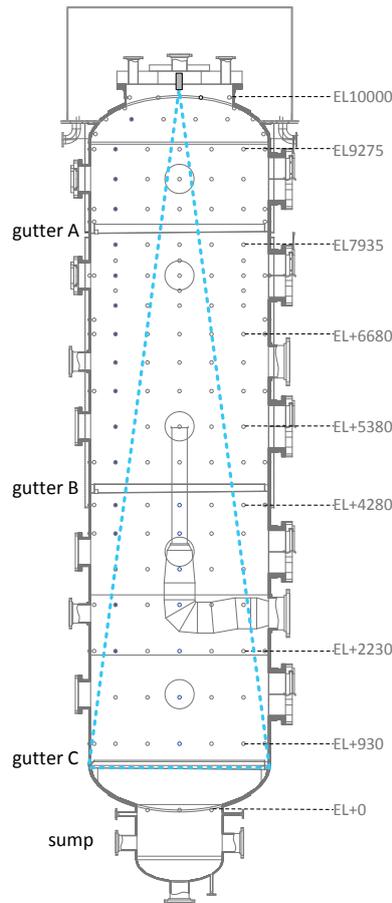


図 4.1.3-1 容器内のスプレイ噴射の様子（円錐広がり角 15 度）

表 4.1.3-1 内部スプレイ冷却実験の実験条件パラメータ

Run ID	CC-SP-06	CC-SP-07	CC-SP-08	CC-SP-09	CC-SP-10
Date	2016.9.13	2016.9.14	2016.9.15	2016.9.16	2016.9.20
Description	steam-air	steam-air	steam+he	steam+air+he	steam
Initial Condition					
Pressure(kPa)	450	450	450	450	450
Temperature(C)	~150	~150	~150	~150	~150
Gas fraction (%)					
Air(%)	17	22	0	15	0
Steam(%)	83	78	100	70	100
Helium(%)	-	-	15	15	-
Distribution	S	H	S	Steam/Air:H Helium:S	H
Cooling Condition					
Flow Rate (kg/s)	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
Temperature (C)	20	20	20	20	20
Location	in-spray	in-spray	in-spray	in-spray	in-spray
Remarks	ofs=133	ofs=134	ofs=135	ofs=133	ofs=132

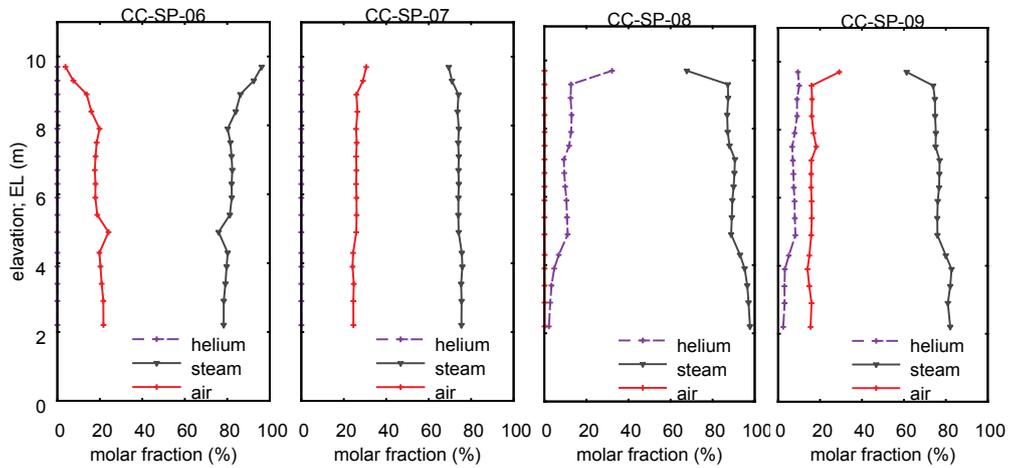


図 4.1.3-2 各実験における初期垂直方向ガス濃度分布

圧力変化の比較

図 4.1.3-3 の左図に全実験の圧力変化の比較を示す。ガスの初期分布の依存性はほとんどなく、特に最初の 1000 秒は全実験で同じ曲線をたどる。1000 秒後以降の減圧速度の違いも、ガス種に寄らず、単に最初に混入した非凝縮ガスの割合の大きさで決定される結果となった。図 4.1.3-2 から、CC-SP-07 が初期非凝縮ガス割合が 20%程度と一番高く、続いて CC-SP-09, 06, 08 の順番に下がっていき、減圧低下率も同じ順番で大きくなる。

CC-SP-10 が蒸気単体条件の実験である、このときの減圧速度は、同じく蒸気単体条件の外表面冷却実験である CC-PL-11 とほぼ等しい (図 4.1.3-3 の右図で両者を比較)。CC-SP-10 では CC-PL-11 よりも注水流量 (注水速度) が 7%程度と小さく、トータルの注水量も 30% 以下であったが、水と蒸気の直接接触により全注水量がほぼ飽和状態に達し、減圧に寄与できるため、少ない流量で高い冷却効果が得られるのがわかる。

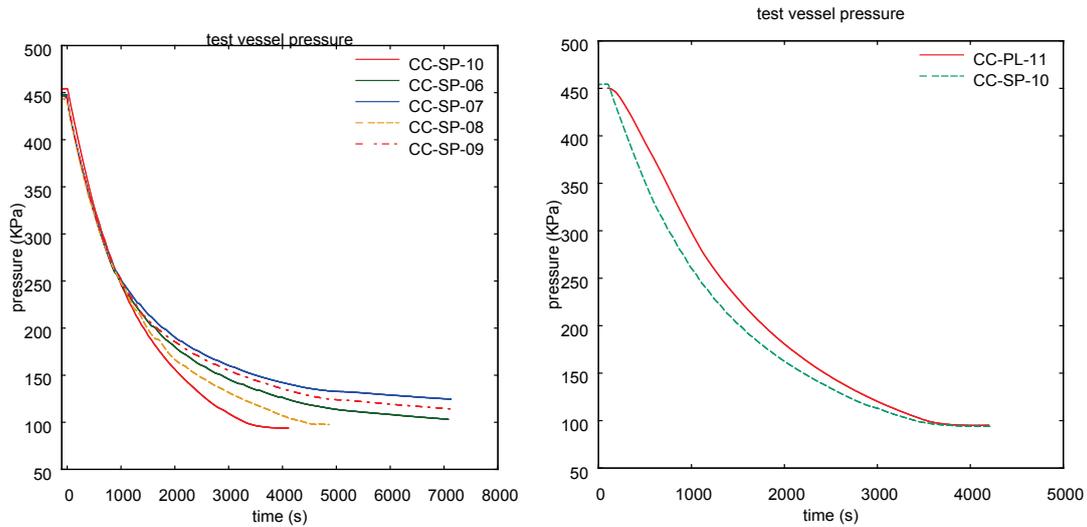


図 4.1.3-3 スpray冷却実験の試験容器圧力変化

温度分布の比較

図 4.1.3-4 と図 4.1.3-5 に、容器縦断面の温度等高線図と容器中心軸上の温度の時間変化を示す。コンター図ではいずれもスプレイを形取る円錐状の温度分布が見られる。蒸気単体の CC-SP-10 および非凝縮ガス混入割合の少ない CC-SP-08 は減圧が早く進み、それ以外の非凝縮ガス割合が初期状態で 20%以上混入された条件では減圧まで長い時間を要したが、温度分布に関しては実験間での大きな差異は認められず、CC-PL 実験で見られたようにヘリウムの局在化による低温部分も認められない。図 4.1.3-5 の黒太線は圧力で決まる飽和温度を示しており、蒸気単体実験では最頂部を除く全高に渡って気体温度が飽和温度曲線に重なるのがわかる。最頂部の熱電対はスプレイノズルより下に位置するものの、スプレイ輪郭の外に位置するため、センサーにスプレイ水が直接接触せず蒸気がわずかに過熱されていたと思われる。それ以外の実験については、非凝縮ガスの効果により全圧で決まる飽和温度よりは低い温度で推移し、非凝縮割合が多いほど気体温度は低い結果となった。局所的には蒸気分圧で決まる飽和温度に近い熱平衡が保たれているものと思われる。

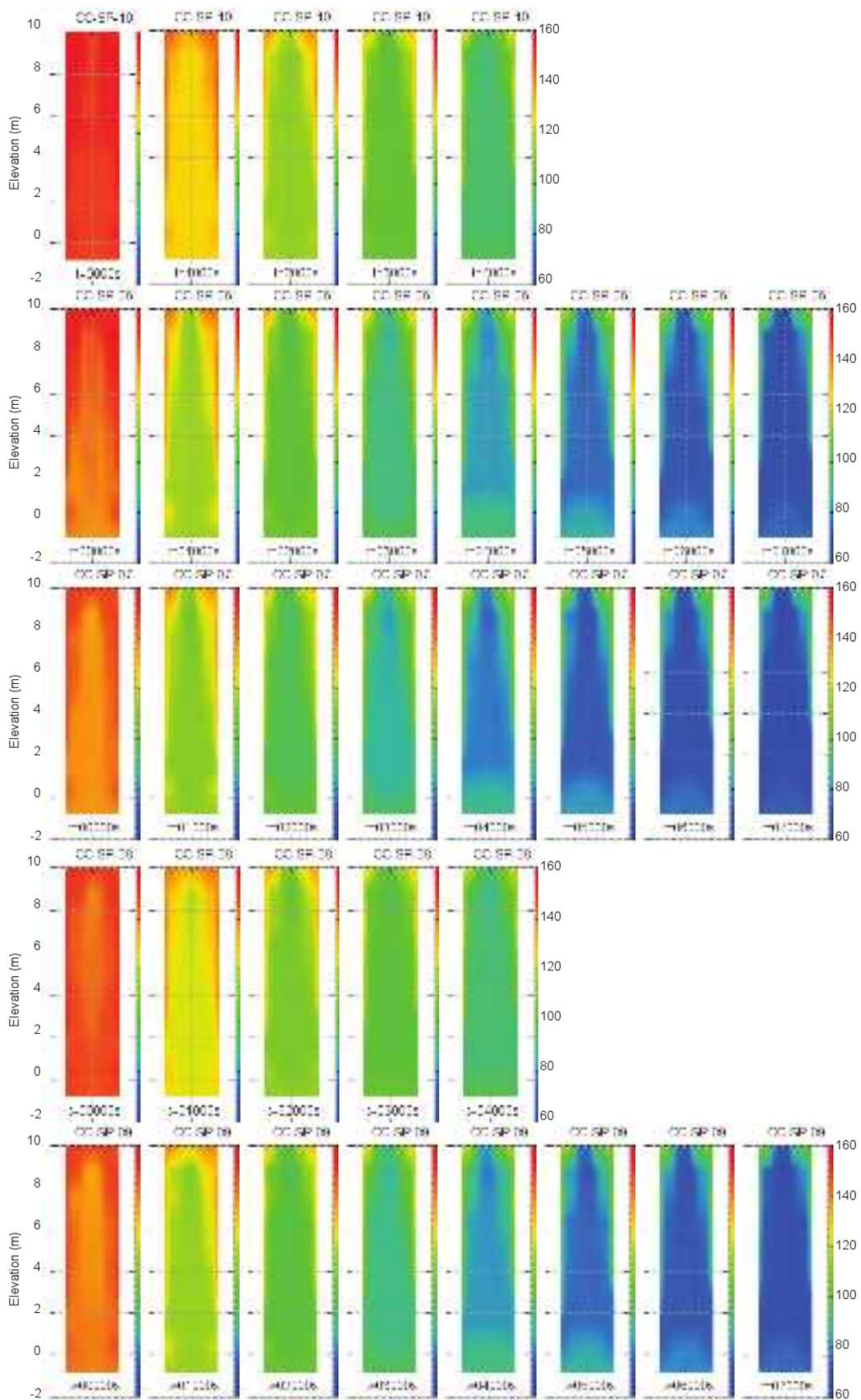


図 4.1.3-4 容器縦断面内の温度等高線 (CC-SP 実験)

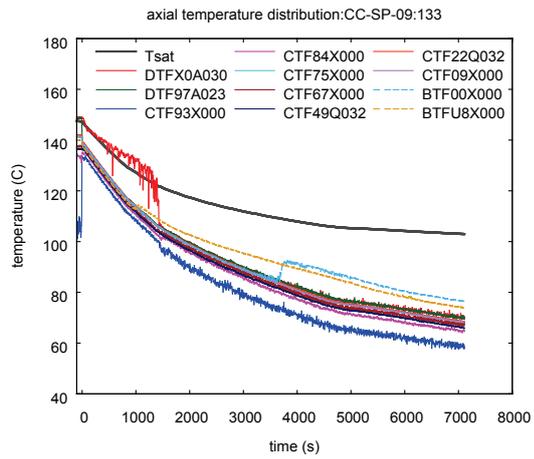
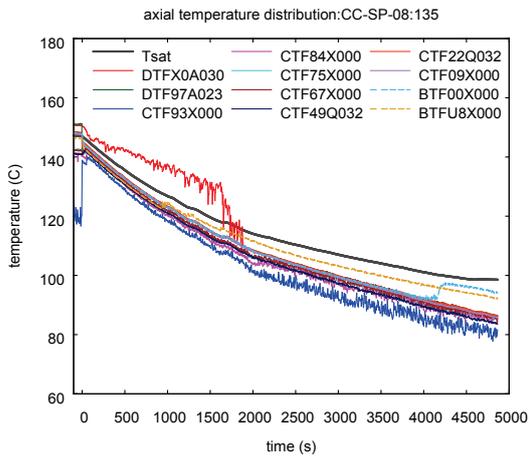
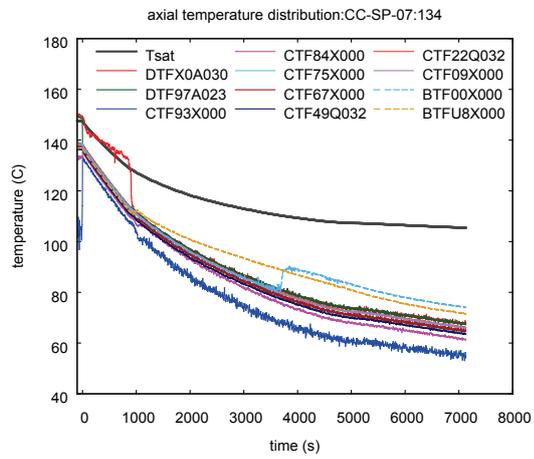
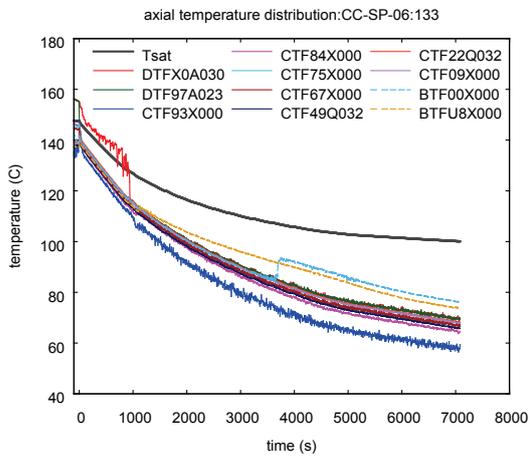
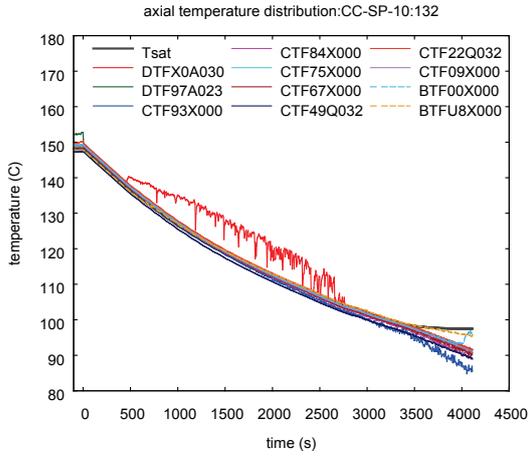


図 4.1.3-5 容器中心軸上の温度の推移 (CC-SP 実験)

ガス濃度分布の比較

図 4.1.3-6 および 4.1.3-7 に容器壁付近の垂直方向ガス濃度分布の時間変化を示す。スプレイ水の吸い込みによるガス濃度計測器へのダメージを避けるために、図 4.1.3-1 の青丸で示したように、計測位置はスプレイの外側に位置する容器壁付近に限定した。いずれの実験においても、スプレイ直後に全ガス種が鉛直方向に均質な分布となるのがわかる。スプレイコーンの外側での計測においてもスプレイによる強い攪拌効果が確認できる。実験後半で容器の底部の水蒸気濃度が上昇しているのは、容器底部にスプレイ水が蓄積したことによるものと考えられる。注入したスプレイ水は時間と共に試験部容器底のサンプルに蓄積していき、水面が上昇する。水面がサンプリング配管と近いと、水面からの水はね等による影響で、水蒸気分圧を高く評価したものと思われる。

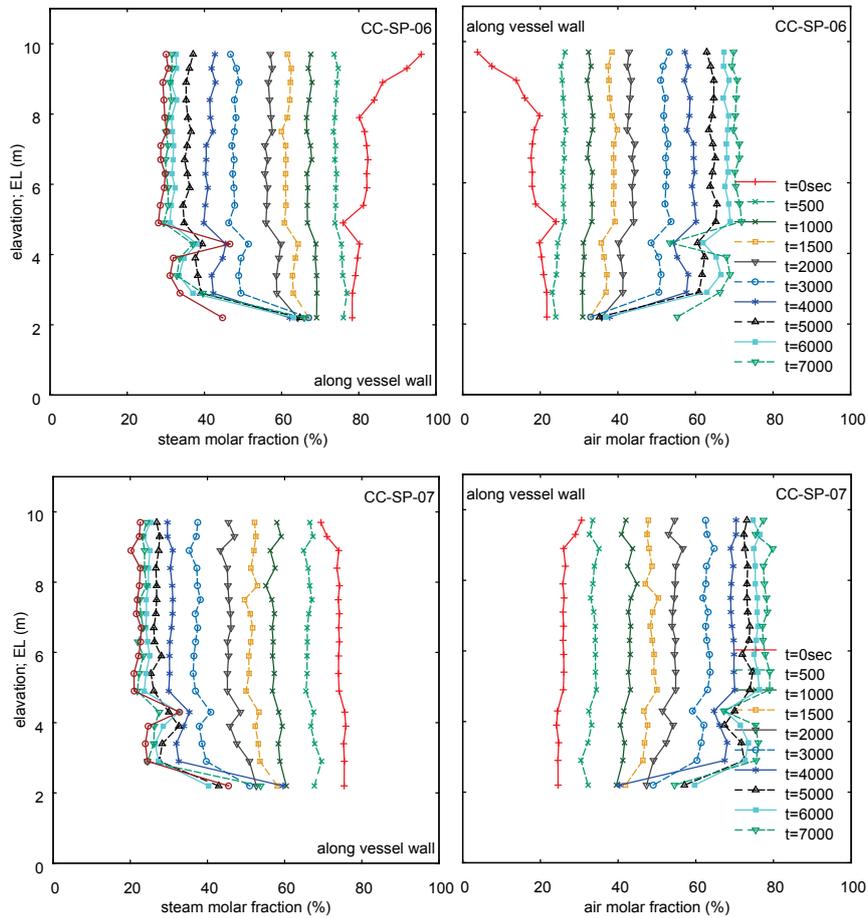


図 4.1.3-6 容器壁面付近の垂直方向ガス濃度分布 (CC-SP-06, 07)

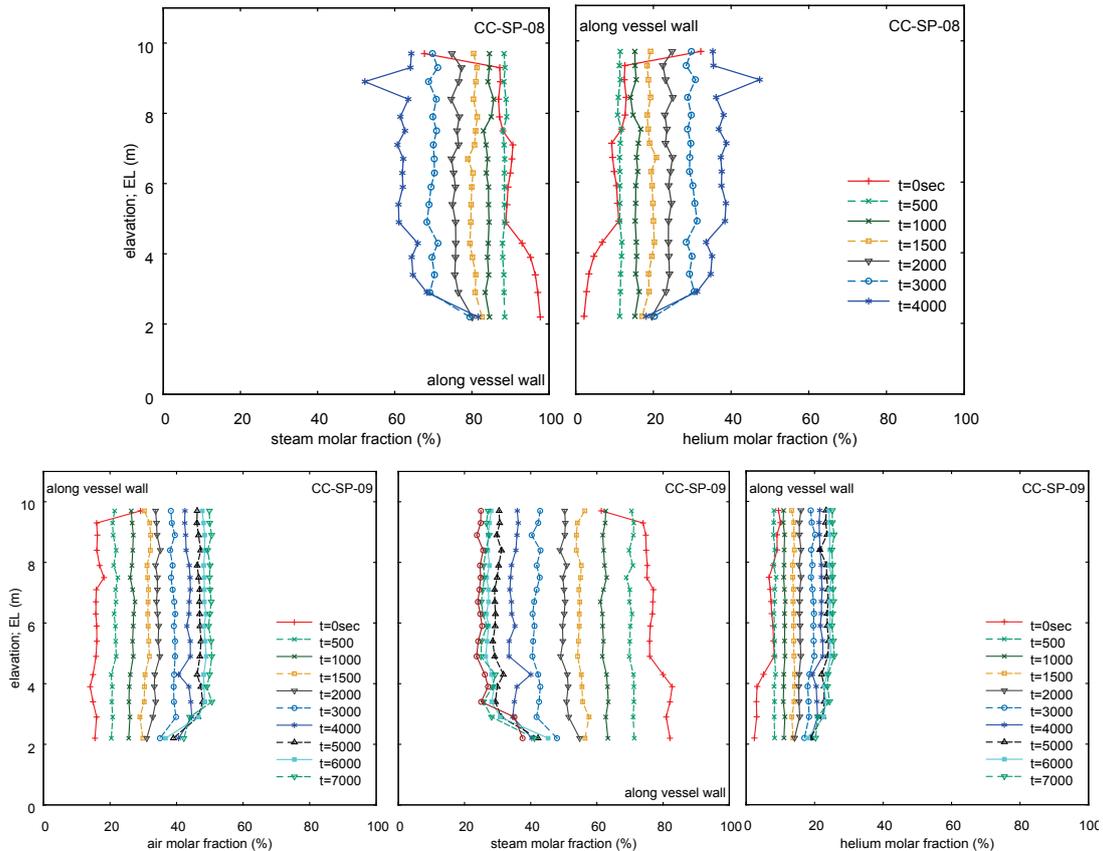


図 4.1.3-7 容器壁面付近の垂直方向ガス濃度分布 (CC-SP-08,09)

内部スプレイ実験 (CC-SP) のまとめ

内部スプレイ (拡がり角 15 度) により、初期のガス組成 (蒸気・空気・ヘリウム) 及びその分布を変え、減圧・冷却挙動を観察した。本実験条件 (スプレイ流量 0.5kg/s 、流量体積比 $0.01\text{ kg}/(\text{s}\cdot\text{m}^3)$) ではスプレイによる気体の攪拌効果が顕著となり、初期ガス濃度組成や分布による冷却・減圧速度への影響は小さい結果となった。

- 初期 450kPa から 250kPa への減圧は初期ガス組成や分布によらず、ほぼ同じ減圧速度となる。これは、スプレイの強い攪拌効果と、蒸気がある一定濃度以上では直接接触凝縮に対する非凝縮ガス効果が小さいことを示唆している。
- その後の減圧速度は、初期の非凝縮ガスの割合に依存して決まる。
- ガス濃度の空間分布はスプレイ開始直後から高さ方向にほぼ均質となり、ヘリウムの局所化等も見られない。

4.1.4 定常熱伝達実験

本実験では、4.1.2 節と同様に、CIGMA の上部プールを用いて、外部からの容器上面冷却と内部からの蒸気注入を同時に行い、定常状態になる条件での熱伝達データを取得した。

本実験は、運転方法を含めた装置特性を確認すると同時に、外面冷却における熱伝達特性データの取得を目的とする。実験は、蒸気単体条件 (CC-PL-SJ-03) と蒸気-空気二成分系 (CC-PL-SJ-04) で行った。但し今回は予備実験として、容器内で測定するデータは熱電対による温度のみとし、ガス濃度の測定は行っていない。CC-PL-SJ-04 は、初期条件として空気と蒸気分圧を 1:1 で 200kPa に加圧し、その後蒸気注入とプール冷却を同時に行い、定常状態を保った。定常となることで注入した蒸気は全て凝縮したと判断でき、容器内バルクの組成は初期条件と同じ空気：蒸気=1:1 と見なせる。但し、凝縮面近傍でのガス組成は未測定のため不明である。4.1.2 節における CC-PL-08 (蒸気空気二成分系での過渡変化実験) の結果では、上面で凝縮を行ったとしても気体の分布は鉛直方向に均質であった。

主な実験パラメータを表 4.1.4-1 にまとめた。上部プール内の空間及び試験容器壁に設置した熱電対位置を図 4.1.4-1 に示す。実験手順は以下である。

- (1) 定常冷却とするため容器上部に室温水を一定流量で供給。供給水はプール底から排水。
 - (2) 容器内部の圧力が一定となるように容器内に飽和蒸気を注入。
 - (3) 容器内の圧力と温度が定常になったところでデータ収録。
- (1)について、図 4.1.4-2 の左図に示すように、定常データを取得した後に階段状に流量を変化させた。(2)では、図 4.1.4-2 の右図に示すように、圧力が 200kPa で一定となるように容器内への蒸気注入量を調節した。図 4.1.4-3 が(3)で取得したデータの一例である。この図は得られた壁内表面と外表面温度の差から熱流束を計算したプロットしたものである。

表 4.1.4-1 定常外面冷却実験の実験条件パラメータ

Run ID	CC-PL-SJ-03	CC-PL-SJ-04
Date	2016.09.09	2016.09.21
Description	steam	steam-air
Initial Condition		
Pressure(kPa)	200	200
Temperature(C)	120	120
Gas fraction (%)		
Air(%)	0	50
Steam(%)	100	50
Helium(%)	0	0
Distribution	-	-
Steam Injection	0	0
Flow Rate (kg/s)	35-69	14-22.5
Temperature (C)	sat.	sat.
Cooling Condition		
Flow Rate (kg/s)	0.5-4.0	0.5-1.0
Temperature (C)	20	20
Location	pool	pool

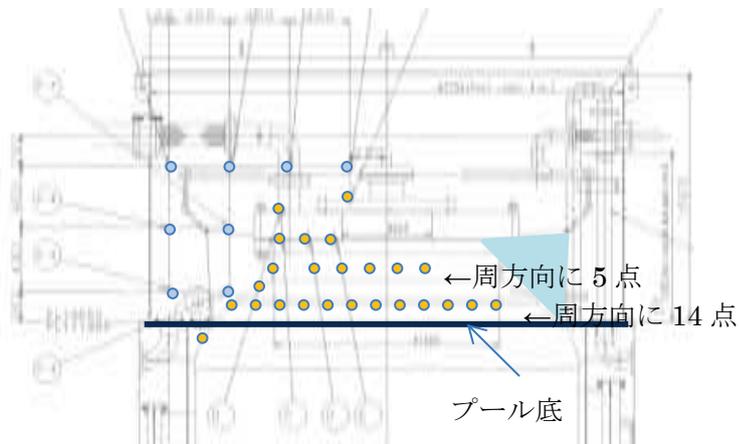


図 4.1.4-1 容器壁面及びプール内の熱電対位置

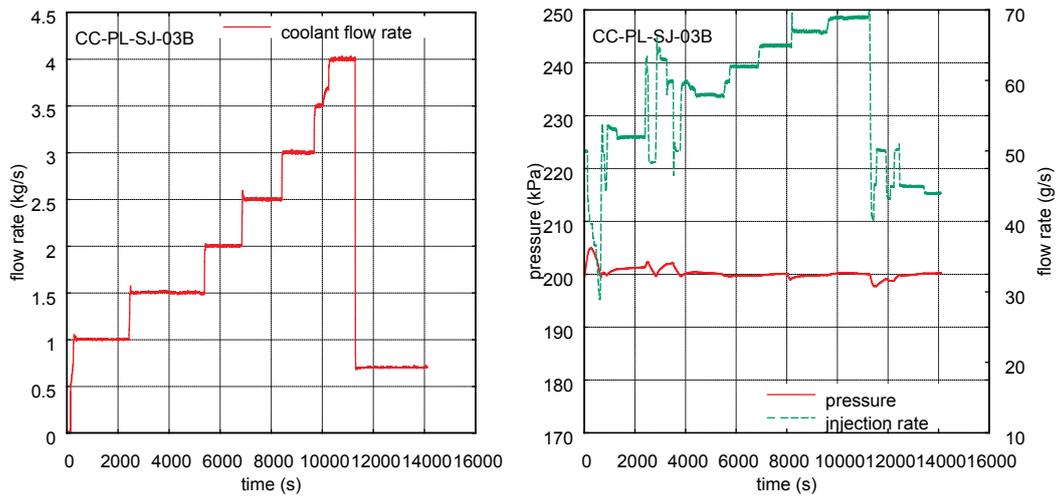


図 4.1.4-2 定常熱伝達実験での境界条件制御 (CC-PL-SJ-03B)

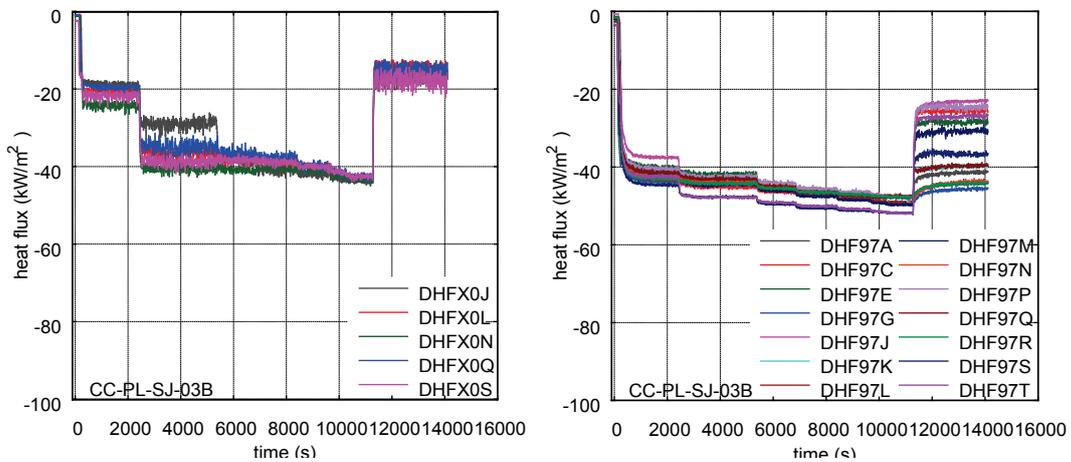


図 4.1.4-3 壁面熱流束 (CC-PL-SJ-03B)

表 4.1.4-2 定常熱伝達実験の結果

CC-PL-03(steam)						
Coolant flow rate (kg/s)	Steam injection rate (g/s)	Pressure at the start (kPa)	Pressure at the end (kPa)	heat flux 1 (kW/m ²)*	heat flux 2 (kW/m ²)*	heat flux 3 (kW/m ²):
0.5	35	200	200	32.8	24	5
0.7	44	200.2	200.2	41.2	35	17
1.0	52	199.3	199.3	48.7	42	22
1.0	52	201.1	200.3	48.7	42	22
1.5	58	200.3	200.1	54.3	44	36
2.0	62	199.7	199.7	58.1	45.5	38
2.5	65	199.9	200.1	60.9	47	39
3.0	67	199.7	199.8	62.8	48	41
4.0	69	200.2	200.1	64.6	50	43
CC-PL-04(steam-air)						
Coolant flow rate (kg/s)	Steam injection rate (g/s)	Pressure at the start (kPa)	Pressure at the end (kPa)	heat flux (kW/m ²)	heat flux 2 (kW/m ²)	heat flux 3 (kW/m ²)
0.5	14	198.1	198.2	13.1	17	6
1.0	18.9	199.1	199.3	17.7	21	12
2.0	21	200	199.8	19.7	22	19
3.0	22.5	199.9	199.7	21.1	28	25

* heat flux1: estimated by steam injection rate

heat flux 2: average of local heat flux estimated by thermocouple measurement at EL+9.7m

heat flux 3: average of local heat flux estimated by thermocouple measurement at EL+10m

図 4.1.4-3 の左図は EL+10m における容器上部ヘッド周方向に 5 点（内外表面 5 対）設置した熱電対による熱流束評価で、右図が EL+9.7m（17 点）によるものである。図から、温度データは定常になるものの、同じ緯度にあるものでも熱流束にばらつきがあり、スプレイ水流量が少ない場合にばらつきが大きい。これは、低流量の場合に、上部ヘッド全面が濡れないか、濡れが均一にならない、または容器内の対流条件の差が原因と考えられる。

表 4.1.4-2 に、得られたデータから定常条件における熱損失データをまとめた。表内の heat flux 1 は注入蒸気量から求めた。定常を仮定すれば、注入蒸気は全て凝縮して飽和水になると考えられ、飽和水注入による容器加圧は容器体積に比較して無視できるため、潜熱×注入蒸気流量の熱バランスから放熱量を求めることができる。熱流束を求めるためには伝熱面積が必要となり、これは上部プールの冷却面を採用した。但しプールスプレイによる濡れ面を正確には判断できないため、ここでは、プール底（EL+9.66）から EL+10 までの外表面を伝熱面積と定義した。heat flux 2 と 3 は、図 4.1.4-3 に示される壁面を貫入する熱流束で同じ高さのものを平均値として表した。3 者には数%～20%程度の差がみられ、熱バランスから求めた heat flux1 の方が多く見積もられている。これは、容器が大きいため放熱面が上面だけに限られないこと、伝熱面積の不確かさ、熱流束の不均一性に起因する不確

かさ等によって誤差が生じていると考えられる。今後、内部のガス濃度計測と併せて、より詳細な計測を行う予定である。

4.1.5 密度成層浸食実験

昨年度までに、予備実験として、室温での空気-ヘリウム体系でのジェット、及び密度成層浸食実験を行い、密度成層内のガス濃度や PIV による気体流速分布の計測を実施した。この実験では、今後、高温気体（空気、ヘリウム、蒸気）を使用した実験へと条件を拡大・発展する予定であり、そのためには高温ガスでの PIV 計測を実施する必要がある。本年度は、空気及び蒸気の垂直上昇ジェットを対象として、ガス温度を上昇させた条件での PIV 計測を実施し、PIV による可視化計測が可能となる温度範囲を調査した。

一般に、PIV のトレーサーにはオイルミストを使用する。本実験でも昨年度と同様に、PIV 計測としては一般的な DEHS (Di-Ethyl-Hexyl-Sebacat) を用いた。しかしながら、空気温度が 70°C 程度でミストが映像に映らない結果となった。DEHS の沸点は約 230°C 程度とされており、それよりはるかに低い温度である。続いて高温 PIV に実績があるとされているホワイトミネラルオイルを試したが結果は同様であった。最終的には市販のオリーブオイルを用いたところ、高温空気に対してもミストが可視化できることが確かめられた。前記 2 種のオイルで油滴が不可視になる原因としては、いずれも沸点より低い温度であることから油滴は存在していると考えるのが自然で、温度上昇による表面張力の低下や蒸発によって油滴径が減少したことが考えられる。PIV は照射レーザーが油滴に散乱・反射する光を捕えることで成立しており、散乱光強度は油滴径の 2 乗に比例するため、わずかな油滴径の減少によって散乱光強度が弱まって不可視になった可能性がある。

図 4.1.5-1 にオリーブオイルをトレーサーに使用した際の PIV 計測結果の一例を示す。本図は同じジェット流速での流速ベクトルの瞬間場であり、空気上昇ジェットに対して空気温度を変化させて PIV 撮影を行った。視野は 1055×890mm で、本研究で目標としている 1m 四方の視野相当であり十分大きい。計測結果から明らかなように、空気温度約 220°C まではそれより低温条件と遜色のない流速場が得られる。250°C 以上ではオイルミストが薄くなり、PIV 解析における相互相関が取れずに、ベクトル場が減少する結果となった。

図 4.1.5-2 は、蒸気を使用した場合の垂直上昇ジェットの PIV 計測例で、蒸気温度を固定し、ジェットの流速を変えて撮影した結果である。計測条件は、大気圧、蒸気温度 120°C であり、図の上段が PIV 計測の瞬間流速場、下段がその平均流速場である。図の u_0 はノズル出口での蒸気平均流速で、入口流速の上昇と共に流速場も大きく評価されているのがわかる。本実験において、高温蒸気を用いた PIV 計測の実現可能性が示された。

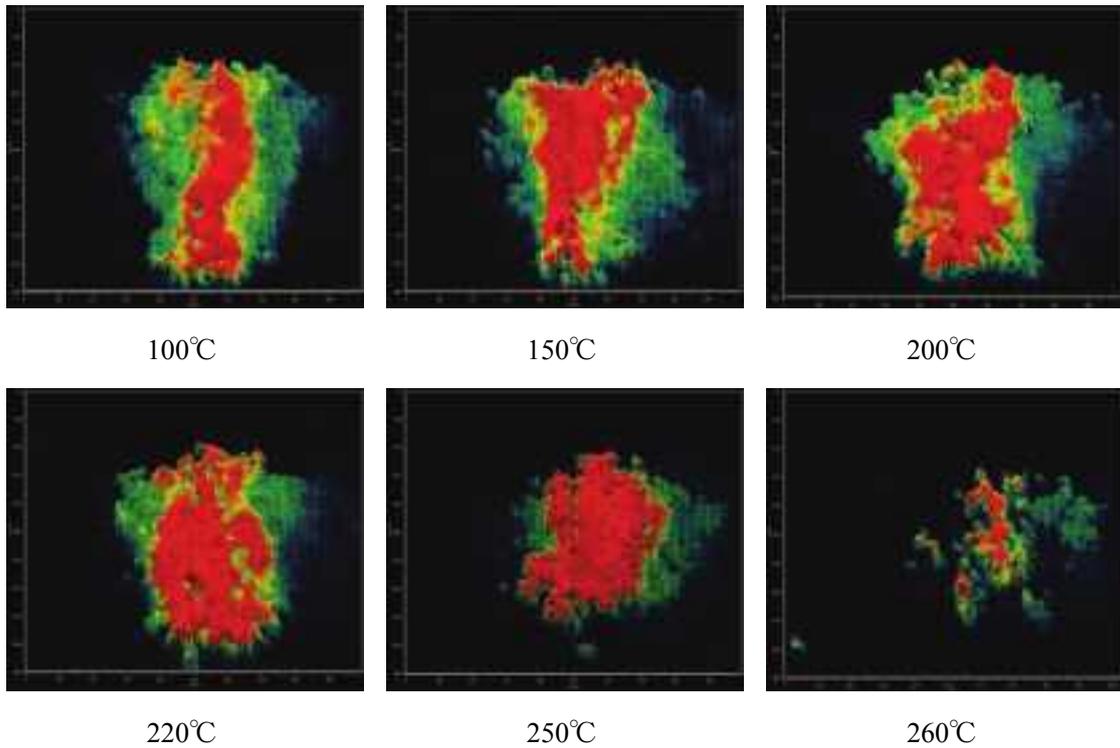


図 4.1.5-1 高温空気を用いた上昇ジェットのパイブ計測例 (数字は空気温度)

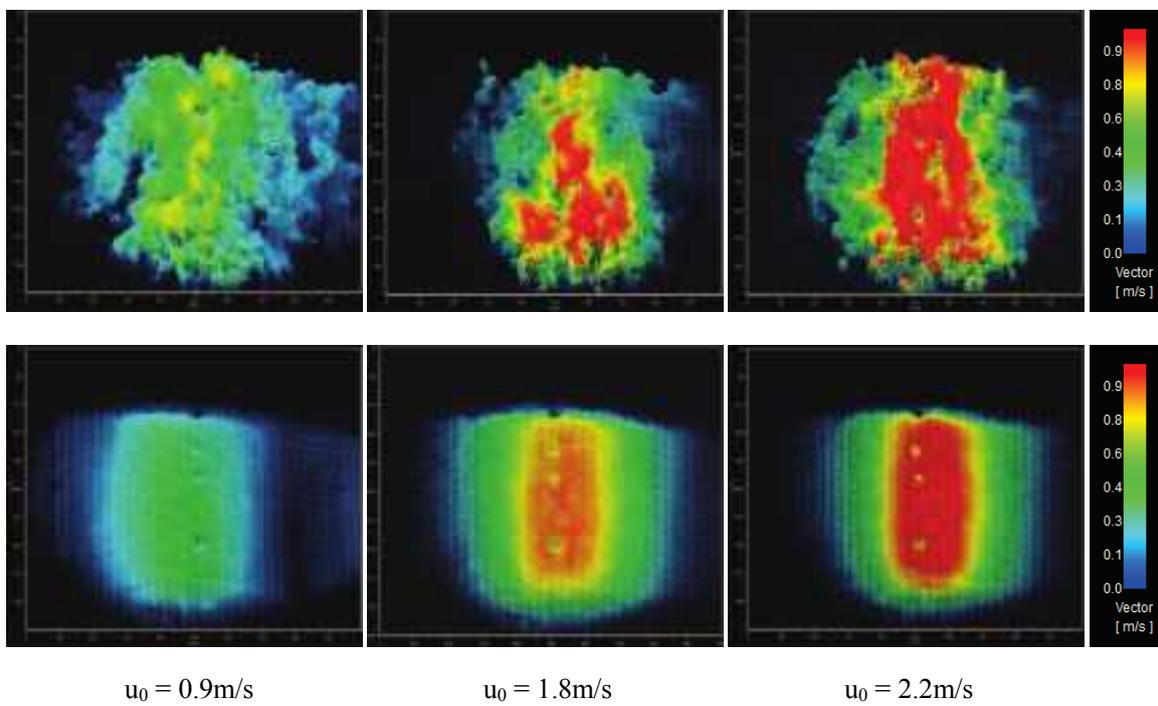


図 4.1.5-2 蒸気ジェットのパイブ計測例 (上段：瞬間場，下段：平均場)

4.1.6 過熱ノズル性能試験

最後に、今年度行った CIGMA 装置の特性試験の結果を示す。「1.緒言」でも述べたように、本事業では格納容器の過温破損を研究課題の一つとして取り挙げており、過温破損状況を再現し、または、そのような熱水力条件を設定できるように、CIGMA 装置は大容量の蒸気過熱器（過熱ノズルという）を備えている。過熱ノズルは最高 700°C の過熱ガスが生成でき、このような高温ガスを生成できる格納容器熱水力装置は世界にも例が無く、CIGMA の特徴の一つでもある。昨年度までの実験及び装置性能確認試験では、過熱ノズル出口で 700°C に達成することは確認していたが、700°C の過熱ガスを試験容器内に注入することは行っていなかった。過熱ノズル出口から試験容器入口までは配管長 15 メートルの距離があり（高温による熱伸びを吸収するために経路が長い）、そこでの温度低下がどの程度か把握する必要がある。そこで、次の条件と手順で実験を行った。

- (1) メインスチームラインのバイパスラインを用いて、過熱ノズル出口で 700°C を達成する。作動流体は蒸気を用いる。
- (2) バイパスラインの切り替えにより容器内に高温蒸気を送る。容器内の初期状態は大気圧空気とし、温度は室温～50°C 程度、蒸気注入後は密封とする。
- (3) 有意な冷却無し：PR-SJ-03、上部プールによる冷却：PR-SJ-PL-02。

PR-SJ-PL-02 では、事前に 100°C まで上昇させた水をプール水として水張りした。プール水の昇温は蒸気をプール水内へ直接噴射する機構を用いた。これは昨年度（平成 27 年度）の装置製作工事によるものである。

図 4.1.6-1 に蒸気注入流量（左図）と圧力挙動（右図）を示す。注入蒸気は本システムの最大流量（70g/s）とした。注入開始後から試験容器は昇圧を開始し、約 3000 秒付近から両実験でのかい離が始まる。当然のことながら、プール冷却を行う PR-SJ-PL-02 の昇圧速度が遅い。図 4.1.6-2 は注入蒸気の温度である。図 4-1 下段図の TE108C が過熱ノズルの出口温度で本図の点線に対応し、同図の TE016 が容器に注入される直前のメインノズル出口のガス温度で、本図の緑実線に対応する。赤線は圧力で決まる蒸気飽和温度を表す。過熱ノズル出口は 700°C でほぼ一定であるのに対し、容器入口部では大きく温度低下する。これは過熱ノズル～試験容器までの経路に使用される配管の熱容量によるものと外部への放熱の和と考えられる。いずれの実験も、容器入口温度が 500°C を超えるのに 4000 秒近くを要し、その後は大きな温度上昇は期待できない。過熱ノズル出口から試験部入口までの配管の熱容量を考慮すると、温度が 440K 上昇するのに約 60MJ 必要となり、4000 秒で昇温するには平均で 15kW の加熱量が必要になる。配管だけでなく断熱材などの熱容量も加わるので、熱容量はさらに大きい。定常に達した後は、本流量における 700°C から 500°C への蒸気の温度低下は、圧力に寄らず約 30kW と見込まれる。配管経路において放熱で失われていると考えられる。図 4.1.6-3 と図 4.1.6-4 は、過熱蒸気注入過程における容器内温度（容器中心

軸に沿う) と容器内壁の温度である。少なくとも 4000 秒以降は 500°C の蒸気を注入しているが、容器内の気体バルク温度はただか 250°C であり、内壁温度は 150°C にも満たない。内壁温度は上昇傾向であり、ここでも試験容器本体の熱容量の影響が表れている。

本実験により、試験容器入口で 500°C まで達成できることは確認できたが、配管が十分に加温されての条件である。実験を行う上では、初期条件を設定した試験容器に温度制御された気体を注入すべきであり、本実験結果のように入口温度が配管熱容量に依存して徐々に上昇するような体系は好ましくない。よって、過熱ノズル出口から試験部入口までの配管に予熱及び放熱補償用のヒーターを設置する必要がある、平成 29 年度の CIGMA 装置整備のひとつとして行う予定である。

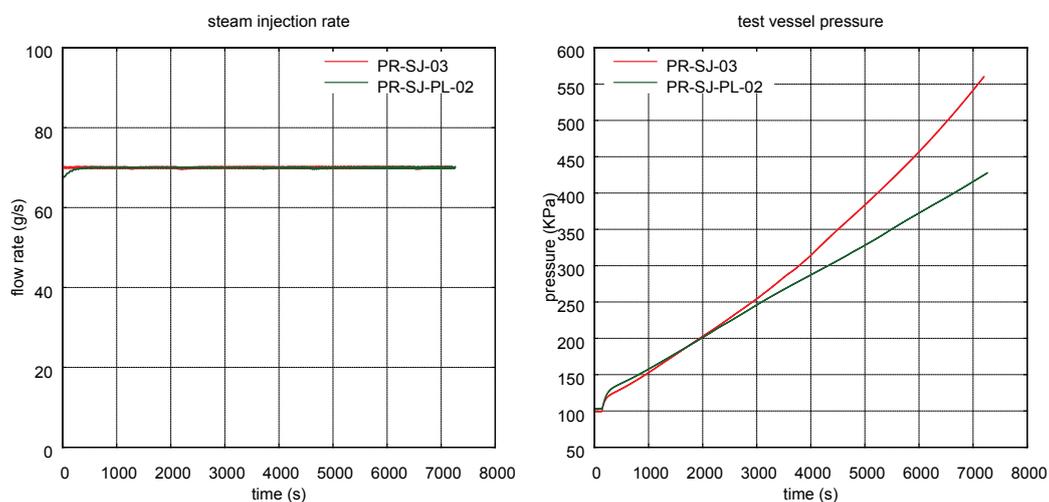


図 4.1.6-1 蒸気注入流量と圧力変化

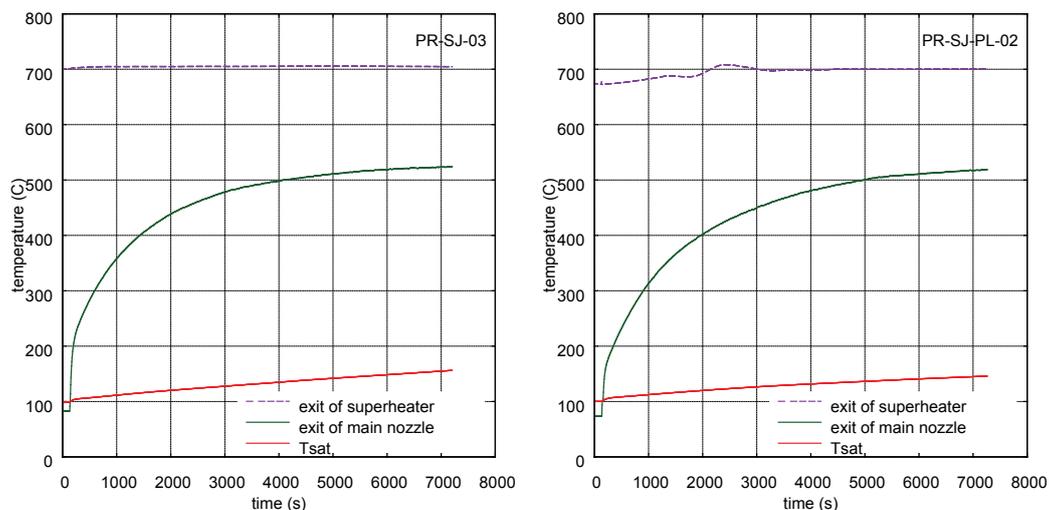


図 4.1.6-2 メインスチームラインの蒸気温度

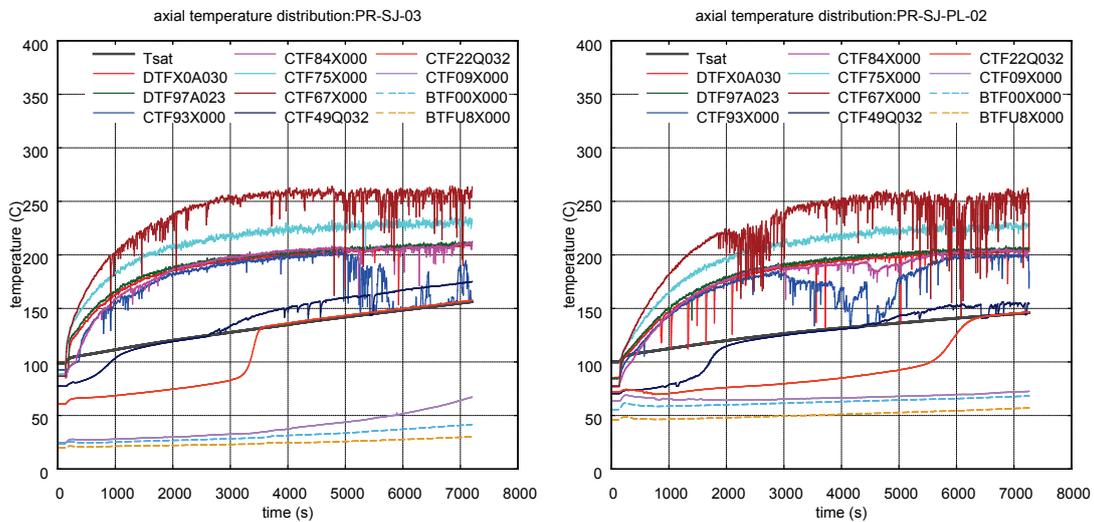


図 4.1.6-3 容器中心軸上の温度変化

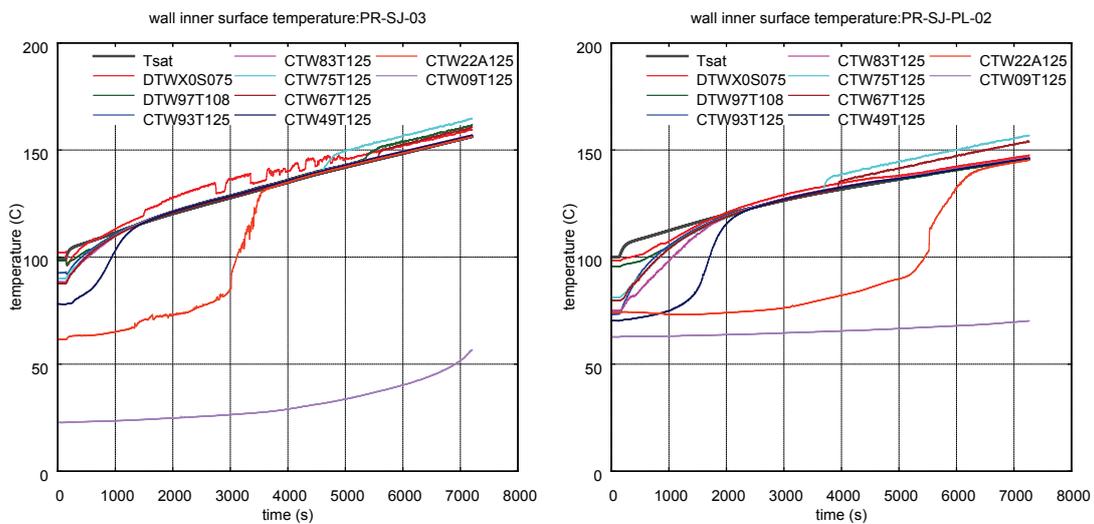


図 4.1.6-4 容器内壁の温度変化

4.1.7 CIGMA 装置に関係した追設及び増設

本節では本年度に実施した大型格納容器実験装置の更新状況をまとめる。昨年度から運転を開始した CIGMA の実験経験を活かして、データ収録の充実、運転制御性の向上、実験環境整備に関わる増設及び追設を行った。平成 28 年度に実施した内容は以下である。

装置本体部分の増設・追設

- (1) 上部プール排気ライン流量計増設：図 4.1.7-1-(1)
- (2) 蒸気ノズル先端の細径化：図 4.1.7-1-(2)
- (3) 邪魔板の製作：図 4.1.7-1-(3)
- (4) 試験容器下部ドレンライン遠隔操作弁の設置：図 4.1.7-1-(4)
- (5) 遠隔操作弁開閉タイミングのデータ収録：図 4.1.7-1-(5)
- (6) 排気ライン手動弁増設：図 4.1.7-1-(6)
- (7) スプレイノズル熱電対設置：図 4.1.7-1-(7)

実験環境整備

- (8) QMS 簡易小屋
- (9) 実験装置アクセス架台
- (10) 蒸気発生器受け架台

増設箇所を図 4.1.7-1 に示した。(1)～(7)は装置本体部分に関わる。(1)はプール排気ラインの既設流量計に小レンジの流量計を並列に設置し、小流量の蒸気生成量も測定できるようにした。(2)では、既設の内径 159.2mm ノズルに対して内径 83.1mm と細いノズルを製作・設置した。これによりジェット流速の範囲を広げられ、また、試験部内径に対する相対比を減じたことで、例えばジェットによる密度成層浸食実験において、より 3 次元的な挙動（半径方向の拡がり）を作ることが期待できる。(3)では、ジェットと構造物の相互作用を観察するための邪魔板を製作した。邪魔板は 700×400mm の大きさで、試験部内に垂直または水平に設置することができ、板の表面には熱電対を 20 点設置した。(4)は、試験部容器下部ドレンラインに設置した遠隔操作弁である。本ラインは実験の初期条件や境界条件を設定する際に頻繁に使用するラインであり、これまで手動弁操作で運転していたが、遠隔操作弁を増設することで実験の効率化を図った。(5)は、遠隔操作弁の開閉タイミングの信号取得のための信号線増設とデータロガーへの繋ぎ込みである。これにより、例えば試験部への蒸気注入をバルブ切り替えで行う場合に（多くの場合この操作を行う）注入時刻を他のデータ収録と同期して記録することができる。(6)は、既設の遠隔操作弁と並列に手動弁も設けることで隔離を確実なものとし、装置の信頼性を向上させた。(7)では、スプレイノズルの出口近傍に熱電対を設置した。スプレイノズルは試験容器頂部のフランジを貫通する配管を通して給水されるため、フランジの熱容量が大きいときには給水が有

意に加熱されてしまうことがあり、実効的な注水温度を知ることができなかった。このため、スプレー注水温度を測定するために、ノズル出口直上流に熱電対を増設した。

(8)～(10)は実験環境整備のために実施した。(8)はガス濃度計測器として使用する QMS 保護のために、計装装置全体を覆う簡易小屋を設置し、小屋には簡易的な空調設備も備えた。本計測器は試験部本体とサンプリングラインを通じて接続されるため実験室に設置する必要があり、実験室には空調設備がないため外気環境とほぼ同じ温湿度で、計測器の設置・保管場所としては環境が厳しい。QMS やそれを駆動するための真空ポンプやターボポンプは精密機械であるため、これらを保護するために空調機能のある簡易小屋を設置した。(9)は、実験装置架台の 3 階と制御室を繋ぐ階段状の架台であり、現場と制御室を行き来する際の利便性を向上させた。(10)は、CIGMA の蒸気源として使用する蒸気発生器を法定点検する際に、ヒーターを本体から取り外したときにヒーターを一時保管するための受け架台である。

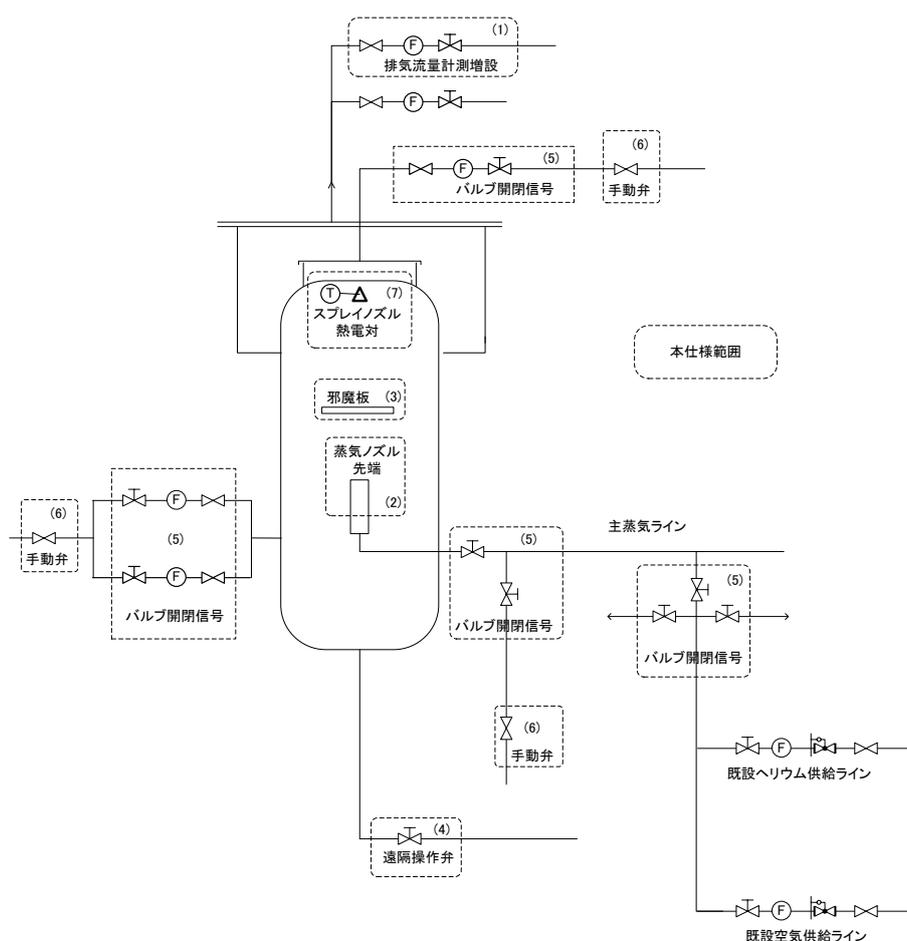


図 4.1.7-1 平成 28 年度 CIGMA 装置の増設・追設箇所

4.2. 壁凝縮熱流動計測実験

4.2.1 研究目的および関連研究

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。そこで、本事業では CFD 解析結果を検証するための詳細な実験データ取得を目的として、壁凝縮熱流動計測実験を実施する。

壁面凝縮時の熱流動計測実験はこれまで多くの研究が実施されている。例えば、Park ら [1] は垂直に立てた冷却平板上に蒸気・空気の混合気体を流し、凝縮が発生した際の熱伝達係数の分布および冷却板上に発生する凝縮液膜の厚さ計測を行っている。Legay-Desesquelles ら [2][3] は、温度一定とした底面を有する矩形断面の流路内に蒸気・空気の混合気体を流し、凝縮が発生した際の流路内の温度分布および流速分布を計測している。彼らの実験では、液滴の生成を抑制するために、流体温度と底面の温度差が 20°C 以下となるように制御している。このため、流体温度 90°C に対し、底面温度は 80°C 程度と冷却面の温度が高い場合のみの結果が報告されている。Kang と Kim ら [4][5] は Legay-Desesquelles らと同様に、傾斜角を可変とした台の上に矩形断面を有する流路を設置し、流入させた空気・蒸気の混合気体を冷却した底面で凝縮させる実験を行った。Kang らは LDV により流路内の流速分布を計測し、熱電対により温度分布を計測している。彼らは流速の境界層厚さに対して、温度の境界層が非常に薄い結果を報告している。また論文中で示されている速度分布および温度分布の測定結果は液膜表面の値と主流の値により規格化されており、測定で得られた数値については示されていない。彼らの実験と同様の条件で CFD 解析を実施したが、Kang らが示したような薄い温度境界層を再現することができなかった。凝縮液膜の表面では非定常的な変動が生じていることなどを考慮すると、Kang らの実験では温度分布を精度良く計測できていない可能性が示唆される。CFD 解析結果の検証ためには高精度な計測が必要であることが分かる。一方ヨーロッパでは格納容器内の熱水力挙動に関する DABASCO プロジェクト [6] が実施されており、その中で凝縮時の挙動を計測するための実験が COPAIN 装置を用いて実施されている。COPAIN 装置を用いた実験では圧力、温度、気相流速、ガス濃度、熱流束の計測が行われている。COPAIN と同種の実験装置に CONAN 装置 [7] がある。垂直に立った冷却面を底面として、矩形断面を有した装置となっている。COPAIN、CONAN 装置ともに境界層内の詳細計測に適していないことが指摘されている [8]。近年ではドイツのユーリッヒ研究所において、比較的大型の SETCOM 装置 [8] による凝縮時の熱流動計測実験が実施されている。

一方で、受動的格納容器冷却系（PCCS）を模擬した円管に蒸気を流した際の凝縮挙動は多くの研究がなされている（例えば[9][10]等）。これらの研究では主に熱伝達係数等の計測が行われている。

以上で示したように冷却面上で凝縮が発生する際の流速および温度分布を詳細に計測した報告は少ない。そこで、本研究では凝縮発生時の流速および温度分布を詳細に計測するために風洞試験装置を製作した。以下では、本年整備を行った、蒸気・空気混合流体の壁凝縮用風洞 WINCS (WInd tunnel for Condensation of Steam and air mixture)について述べ、実験結果についても述べる。

4.2.2 実験装置の整備および実験結果

一般に正方形断面の風洞では、断面内の 2 次流れの影響により、装置全体の歪みがわずかであっても流れ場に影響を与え、対称な流速分布を得ることが難しくなる。また側壁の影響も受けやすくなる。そのため、本研究では側壁からの影響を緩和するため、長方形断面（横長断面）を有する風洞を製作した。図 4.2.2-1, 2 に製作した風洞装置の全体図および整流部の模式図を示す。本装置は上流側から上流側拡大管、整流部、縮流部、助走部、試験部、下流側拡大管、排気部で構成されている。試験部の流路断面形状は横方向 35cm、高さ方向 7cm の長方形となっている。上流側拡大管では流速を下げ、整流部へと接続する。拡大管の途中には流れの剥離防止のために内部に十字クロスを設置している。整流部は格子幅 20mm の正方格子およびメッシュから構成されており、断面内の旋回流を減衰させ、乱れを抑制させる機能を有している。縮流部を通過することで、境界層が圧縮され、乱れのスケールも小さくなり、ほぼ一様な速度分布が得られる。試験部と縮流部の間に、配管の接続を容易にするための助走部を設置している。試験部の長さは 1.5m とした。試験部には流速測定のための光学窓を設置した（詳細は後述）。試験部の底部は凝縮面として冷却される。凝縮面は厚さ 25mm のステレンス板で、底面板の下部はウォータージャケットにより冷却される。底面での熱流束を計測するため、底面板の壁垂直方向に異なる高さに熱電対を設置した。

蒸気を試験装置に流すことによる装置本体の熱延びや流体の漏れを防止するために、装置全体をステンレスで製作した。レーザードップラー流速計（LDV）により流速測定を行うため、流速測定を行う箇所には石英ガラス製の光学窓を設置した。蒸気を流した際の光学窓の曇り防止のため、加熱空気を吹き付ける機構を設置した。気相部の温度分布は熱電対をトラバースすることで計測することとし、そのための窓を試験部天井に設置した。

図 4.2.2-3 に架台の傾斜角 5 度および 90 度の際の配置を示す。本装置用の架台はヒンジを有しており、傾斜角を 5 度から 90 度で可変となっている。これにより実際の格納容器内

で観測される垂直方向の流動（垂直壁上での凝縮）も測定可能となっている。図 4.2.2-4 に装置を垂直に立てた際の写真を示す。

本装置には既設コンプレッサにより空気を最大 5000L/min、既設ボイラ（100kW）により蒸気を約 45g/s で供給可能である。それぞれ最大流量で流した際のダクト内の平均流速は標準状態の空気に対して 3.4m/s、大気圧・飽和蒸気に対して 3m/s である。代表流速を平均流速 3.4m/s、代表長さを断面高さ 7cm としたときの Reynolds 数は約 15000 であり、十分乱流遷移すると考えられる。

予備実験として、底面冷却を行わずに、室温空気を 5000L/min で流入させたときの助走部中央での壁垂直方向の速度分布計測を行った。主流方向の位置は縮流部出口から 150mm 下流の位置である。流速は LDV により計測を行った。図 4.2.2-5 に主流方向速度の壁垂直方向分布を示す。横軸に平均速度、縦軸に底面からの距離を示す。z=0mm が底面、z=70mm が上面となる。□で示した値は計測値であり、○で示した値は中心高さ（z=35mm）で上下を反転させた値である。この結果から上下対称な速度分布となっていることが分かり、妥当な結果が得られたと考えられる。今後、計測点数を増やし、詳細計測を実施する予定である。

4.2.3 今後の計画

今年度は主に蒸気風洞装置本体の整備を実施した。今後は、本装置を用いて、室温空気、加熱空気の熱流動測定を実施し、詳細データ取得を行う。室温空気による実験により、温度勾配や凝縮による影響がない場合の風洞試験装置の特性データを把握する。この実験で試験装置に歪み等がないことを確認する。その後、底面を冷却した場合の加熱空気による実験を行い、温度勾配がある中での境界層特性に関する実験を行う。さらに蒸気を用いて凝縮発生時の熱流動計測も実施する予定である。

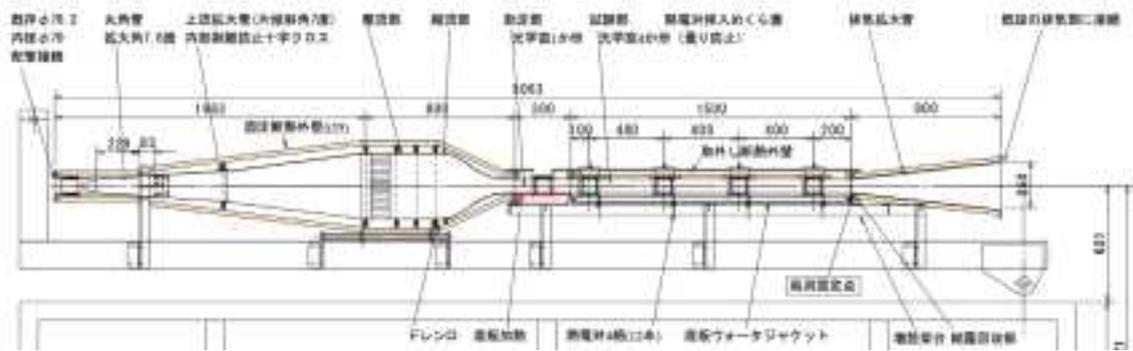


図 4.2.2-1 風洞装置全体図

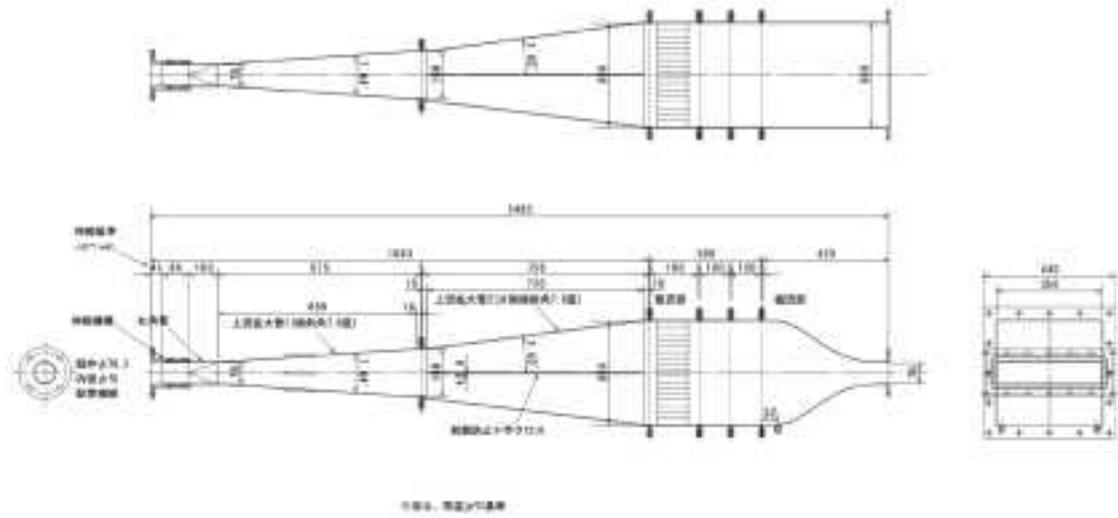


図 4.2.2-2 風洞装置整流部模式図

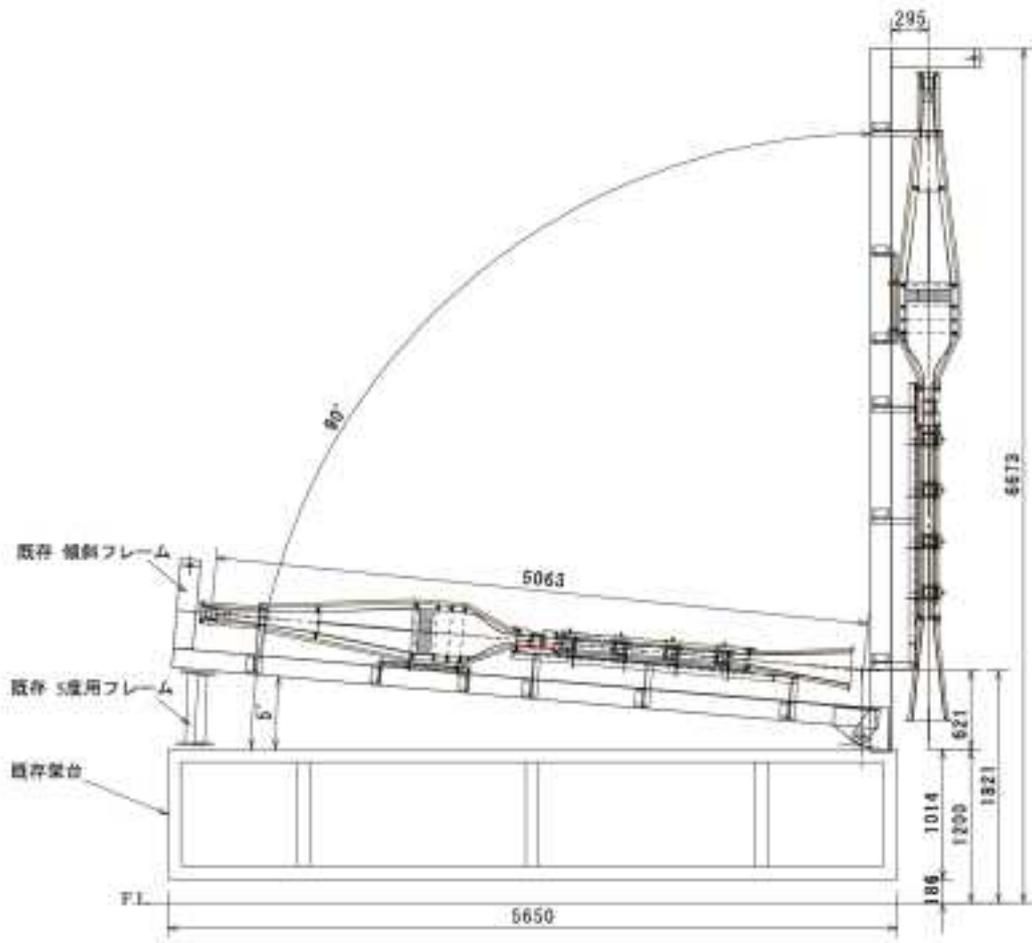


図 4.2.2-3 風洞装置架台



図 4.2.2-4 垂直に立てた際の装置

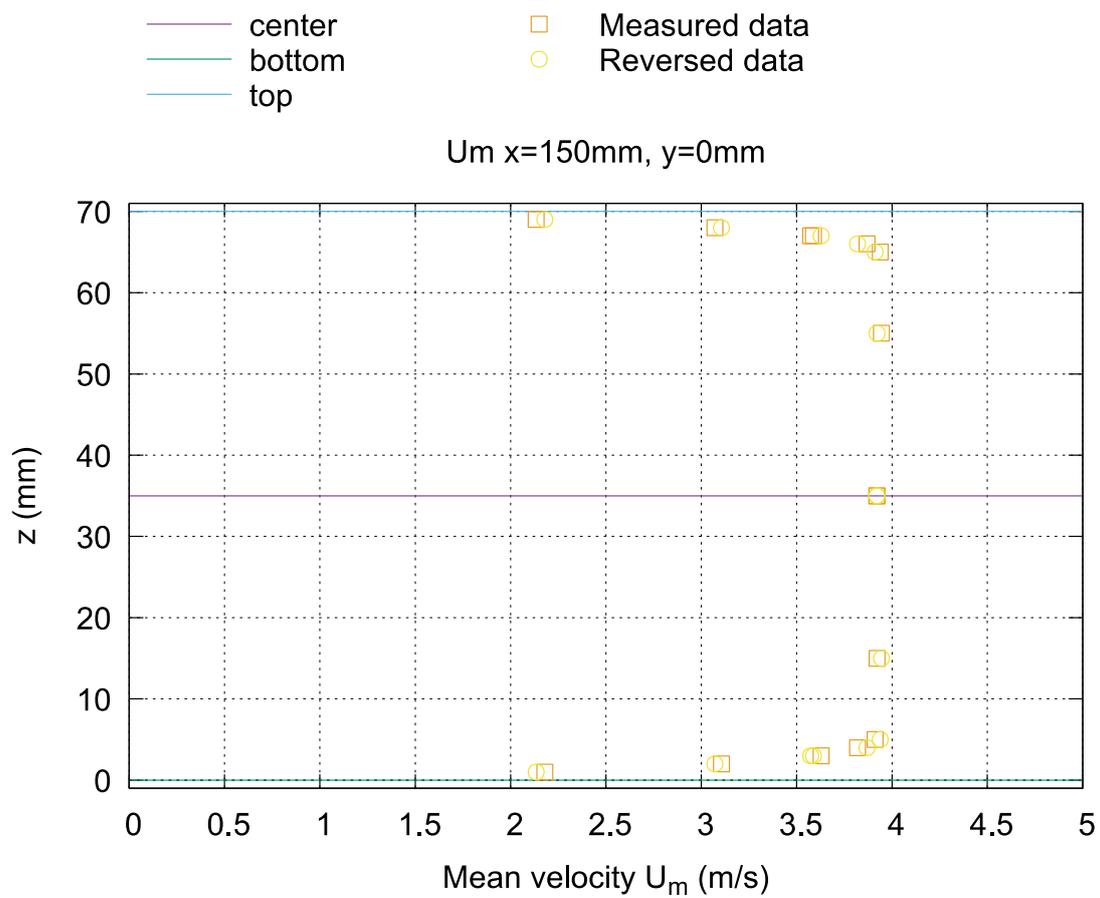


图 4.2.2-5 平均流速分布

4.3. 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含む気相を吹きこみ、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 におけるサブプレッションチェンバーへのベント時だけでなく、PWR の蒸気発生器伝熱管破損時でも現れる可能性がある。また、福島第一発電所の事故後、原子力発電所にはフィルタードベントの設置が義務付けられており、プールスクラビングはフィルタードベント内のエアロゾル除去機構の一つでもあり、その重要性が高まっている。

1990 年代を中心に、プールスクラビングにおけるエアロゾルの除染係数 **Decontamination factor** (以下 **DF**) 計測や、プールスクラビングモデルが構築されてきた [1]。しかし、既存のプールスクラビングモデルによる **DF** の予測結果と **DF** の計測結果の間には依然乖離が存在する。その原因として、以下の二点が挙げられる。

- 1) プールスクラビングモデルにおいて、現象を単純化した気液二相流モデルが用いられており、詳細な気液二相流計測に基づくモデルの妥当性検証が行われていないこと。
- 2) エアロゾル計測の誤差は大きく、計測結果の信頼性に関する議論がなされていないこと。

これらを踏まえて、本研究の目的は、詳細に気液二相流を計測するとともに、高い信頼性を持つエアロゾル計測によって **DF** を評価し、両方のデータベースに基づいて、既存プールスクラビングモデルの検証を行うとともに、機構論的な考察に基づいてプールスクラビングモデルの高度化を行うことである。以下、実施した実験と結果を報告する。

4.3.1 プールスクラビング実験装置

プールスクラビング実験装置の概略図を図 4.3.1-1 に示す。今年度は、常温常圧の水空気試験のみを実施した。試験部は、内径 0.2 m、全長約 4.5 m のポリカーボネイト製パイプである。エアロゾルは、エアロゾル発生器 (RBG 2000, PALAS 社製) から発生される。本発生器は、0.3 MPa の耐圧仕様であり、プールスクラビング試験における水頭圧に耐えられるものである。試験粒子としての固体粒子は、本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、先端にある回転ブラシで削られることにより生成され、ガス流によって分散されて、エアロゾルとなる。全試験において、回転ブラシの回転速度は 1000 rpm 一定に固定した。発生エアロゾル濃度は、ピストン押し出し速度と分散ガス流量によって制

御される。本発生器からのエアロゾル流は、混合チェンバーにおいてエアロゾルを含まないクリーンなガス（主流）と混合し、内径 10 mm の注入ノズルを経由し、上向きに試験部へ注入される。発生器と主流のガス流量（20 °C, 1 atm における体積流量）は、それぞれ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。

本研究で評価する DF は、次式のように、各粒子径ごとの入口出口の粒子数比で算出される。

$$DF = N_{inlet,i}/N_{outlet,i}$$

ここで、 $N_{inlet,i}$ と $N_{outlet,i}$ はそれぞれ粒子径 i における入口と出口の粒子数である。DF を実験的に評価するために、試験部入口出口にそれぞれエアロゾルスpektロメータ（WELAS 2070, PALAS 社製、以下 WELAS）を設置し、エアロゾルの粒径分布を計測した。WELAS の計測原理は、エアロゾルの粒子径とその散乱光強度が線形関係となることを利用する。光が集光するセンサー領域をエアロゾルが通過し、粒子ひとつひとつを分離して散乱光強度を計測することで粒子径分布を得る。本 WELAS の計測可能な粒子径レンジは 0.2–10 μ m である。従来エアロゾル計測でよく用いられる計測機器は、主に大気圧状態で稼動するものであるために、水頭圧がかかるプールスクラビングの入口における計測が困難であった。それに対して、WELAS は 1 MPa の耐圧を有するので、プールスクラビングの入口のエアロゾル計測にも適用できる。入口出口における WELAS での計測に必要なサンプリングガス流量（20 °C, 1 atm における体積流量）は 5 L/min であり、それぞれマスフローコントローラによって制御される。WELAS による計測結果の検証のために、出口には凝縮粒子カウンター（以下 CPC）も設置し、WELAS とは異なる原理での粒子計測による同時計測も実施した。CPC の計測原理は、粒子表面に液体を結露させ、光学的に検知できる大きさに成長させて粒子個数を計測するものである。これにより、粒度分布は得られないが、数 nm の微小な粒子も計測可能となる。実験において、入口のエアロゾル濃度は出口より常に高く、WELAS で計測可能な上限濃度を超える場合があるので、入口では希釈器（VKL-10E, PALAS 社製）を設置した。希釈器の内部構造は図 4.3.1-2 に示す。希釈器に流入するエアロゾル流に、9 倍の流量の希釈ガスを混合させてエアロゾル流を希釈するものである。希釈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。2 台の希釈器を図 4.3.1-3 のように配置し、バルブ操作によって、WELAS の計測部までに 2 段希釈器、1 段希釈器、希釈器なしと通過経路を選択できる。

スクラビング機構の理解のために、エアロゾル計測と並行して、プール内の上昇気泡流に対する二相流計測も実施する。二相流計測には、図 4.3.1-4 に示す 4 センサー光プローブを

利用した。光プローブの計測原理は、光ファイバーの先端に光を入射し、気体と液体の光の屈折率の違いを利用し、反射光の強度を計測することによって、光ファイバー先端が気体もしくは液体と接触しているかを検出するものである。4 センサー光プローブは、1 本のフロントセンサー（光ファイバー）と 3 本のリアセンサー（光ファイバー）で構成され、同一気泡通過時の各センサー信号の立ち上がりの時間差と 4 本の光ファイバー先端の幾何学配置から、ボイド率、気泡数頻度、(Sauter mean) 気泡径、界面積濃度等の局所気液二相流パラメータを計測するものである。流動パラメータの計算アルゴリズムは文献[2]を参照した。プールスクラビングにおいては、気液界面積濃度が大きい小気泡の方がエアロゾル除去に対する寄与が大きい。そのため、プールスクラビング実験で対象とする小気泡計測では、ワイヤメッシュセンサー[3]等の二相流計測手法と比べて、数 mm の小気泡まで計測できる 4 センサー光プローブの方がより有効である。本実験装置では、4 センサー光プローブを試験部の流れ方向に数か所の断面に装着でき、試験部の径方向にプローブ先端をトラバースすることによって、断面内の二相流パラメータ分布を計測することが可能である。また、4 センサー光プローブによる計測結果の妥当性を検討するために、試験部の流れ方向に差圧計を 4 個設置した。

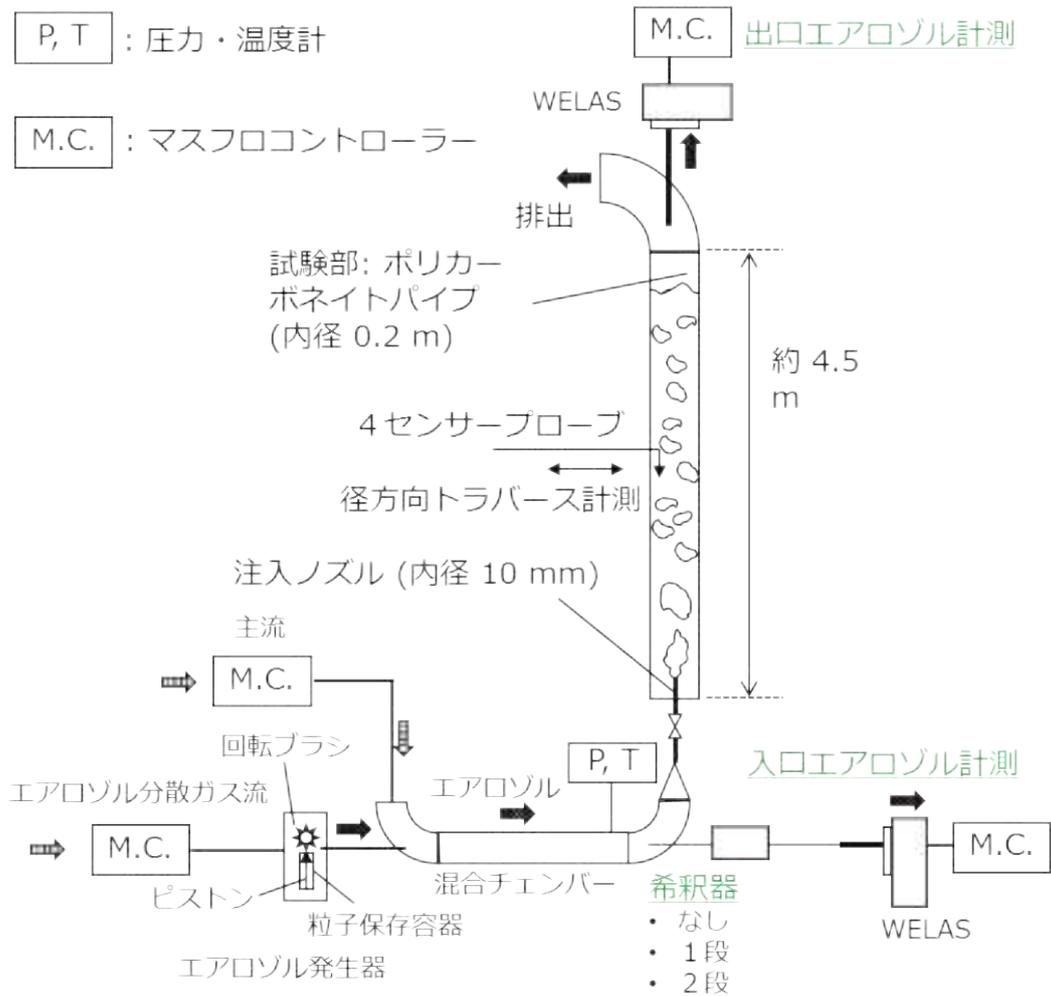


図 4.3.1-1 プールスクラビング実験装置概略図

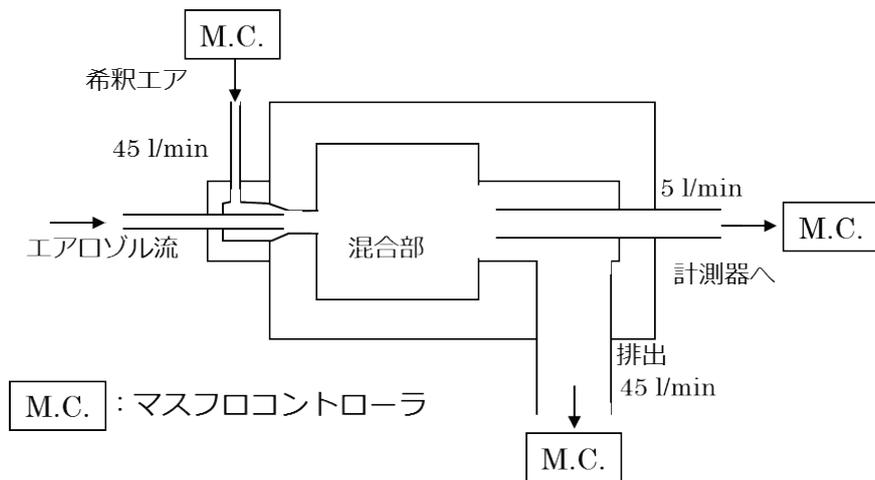


図 4.3.1-2 希釈器内部構造

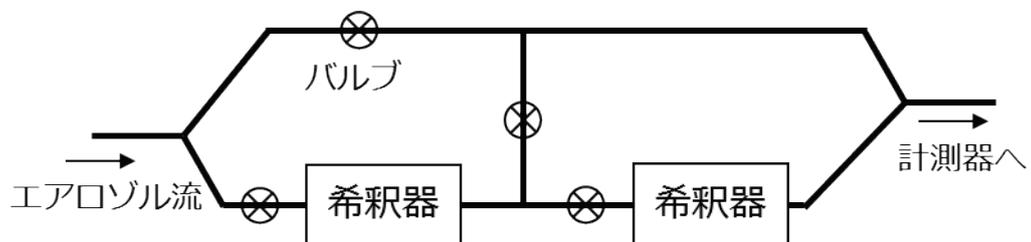


図 4.3.1-3 希釈器を含む入口エアロゾルサンプリングライン模式図

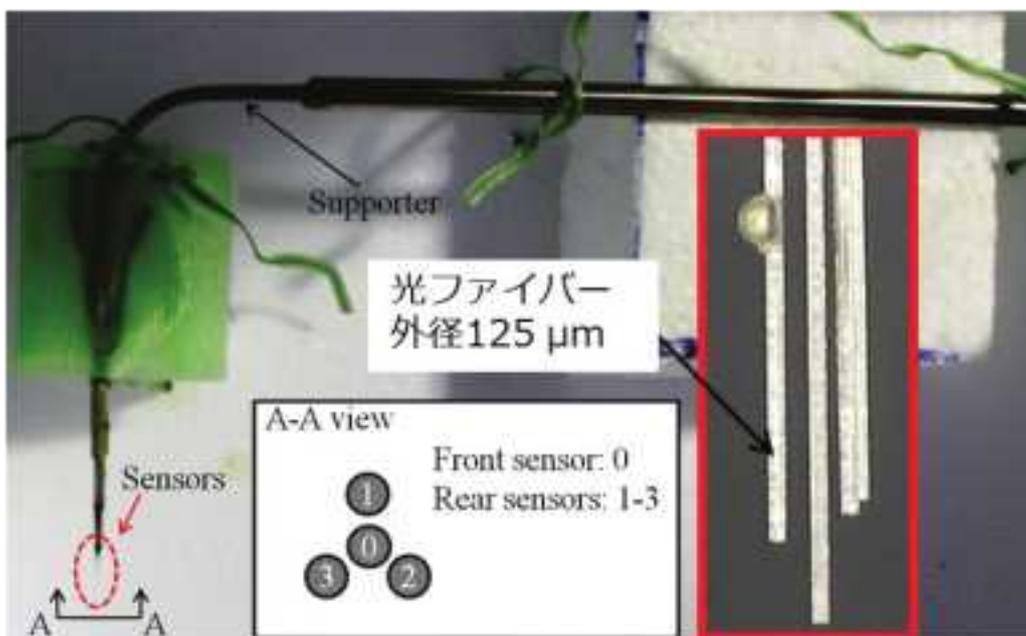


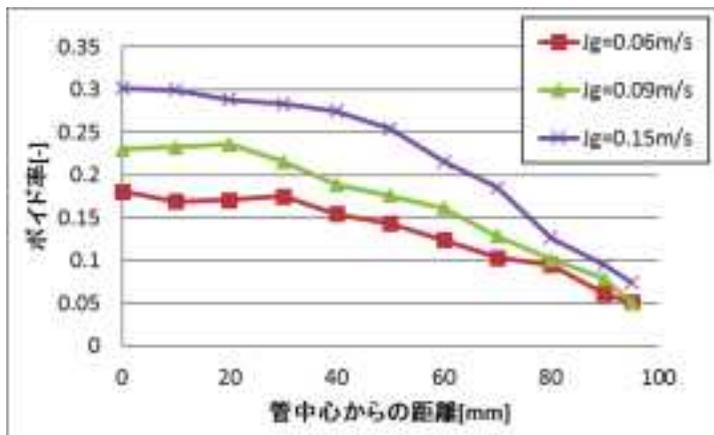
図 4.3.1-4 4センサー光プローブ

4.3.2 気液二相流計測

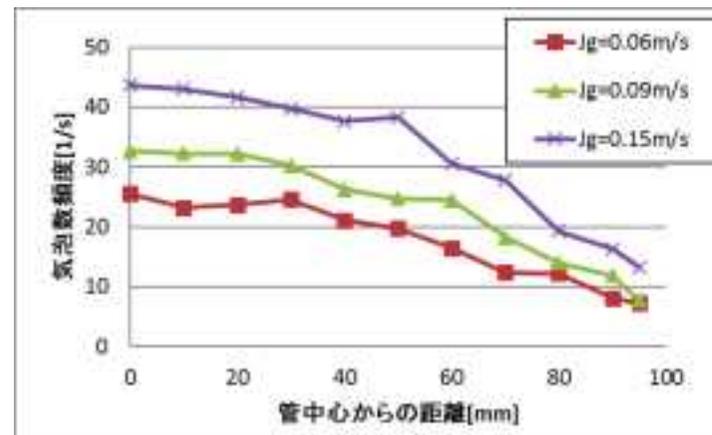
二相水深を約 3.5 m に設定し、試験部に対するガスの見かけ流速 $J_g = 0.06, 0.09, 0.15 \text{ m/s}$ の 3 条件において、4 センサー光プローブで気液二相流を計測した。プローブの先端は、ガス注入ノズルから約 2 m 下流の断面に設置され、管中心から径方向に 0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 95 mm をトラバースし、各点でのボイド率、気泡数頻度、Sauter mean 気泡径、界面積濃度を計測した。各流動パラメータの分布を図 4.3.2-1 に示す。

全ての流動条件において、気泡数頻度、ボイド率、界面積濃度分布は管中心にピークを有した。このように気泡に関する二相流パラメータが流れに垂直な方向に分布を持つのは、気泡に揚力が働くためである。Lucas ら[4]の実験において、揚力によって、小気泡と大気泡はそれぞれ管壁と管中心に分かれて移動する傾向が報告されており、その気泡径の閾値は 4 mm 程度とされている。本実験においても、4 mm 程度より小さい気泡は管壁に移動し、大きい気泡は管中心に移動することによって、気泡径は管中心に向かって単調増加する結果を得たと考えられる。また、ガスの見かけ流速の増加に伴って、気泡数頻度、ボイド率、界面積濃度は特に管中心で増加した。それに対して、気泡径はガスの見かけ流速に依存せずほぼ同じであった。小気泡の気泡数頻度に対して、大気泡のそれは無視できるほど小さく、ここで算出される気泡径は、小気泡の平均気泡径とほぼ同じであると考えられる。プールスクラビングによるエアロゾル除去は、小気泡が支配的であるため、スクラビングのモデルを検討する上でこのような小気泡の平均気泡径は非常に重要である。

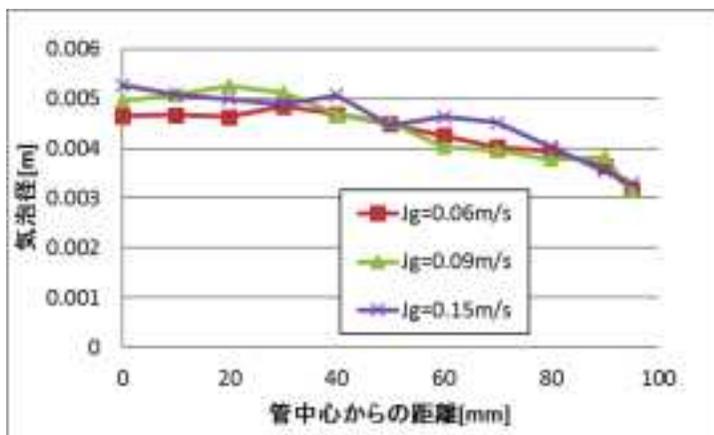
4 センサー光プローブによる気液二相流の計測結果を検証するために、プローブで計測した局所ボイド率を断面平均した断面平均ボイド率と、プローブの計測断面を含む区間の差圧計から算出される体積ボイド率を比較し、その結果を図 4.3.2-2 に示す。全条件において、両者の違いは±7%以内であり、4 センサー光プローブによる気液二相流計測の信頼性を確認できた。



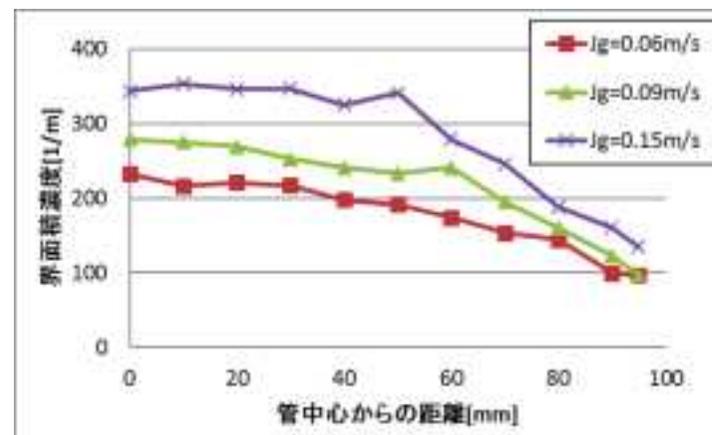
(a) ボイド率



(b) 気泡数頻度



(c) 気泡径



(d) 界面積濃度

図 4.3.2-1 気液二相流流動パラメータ分布

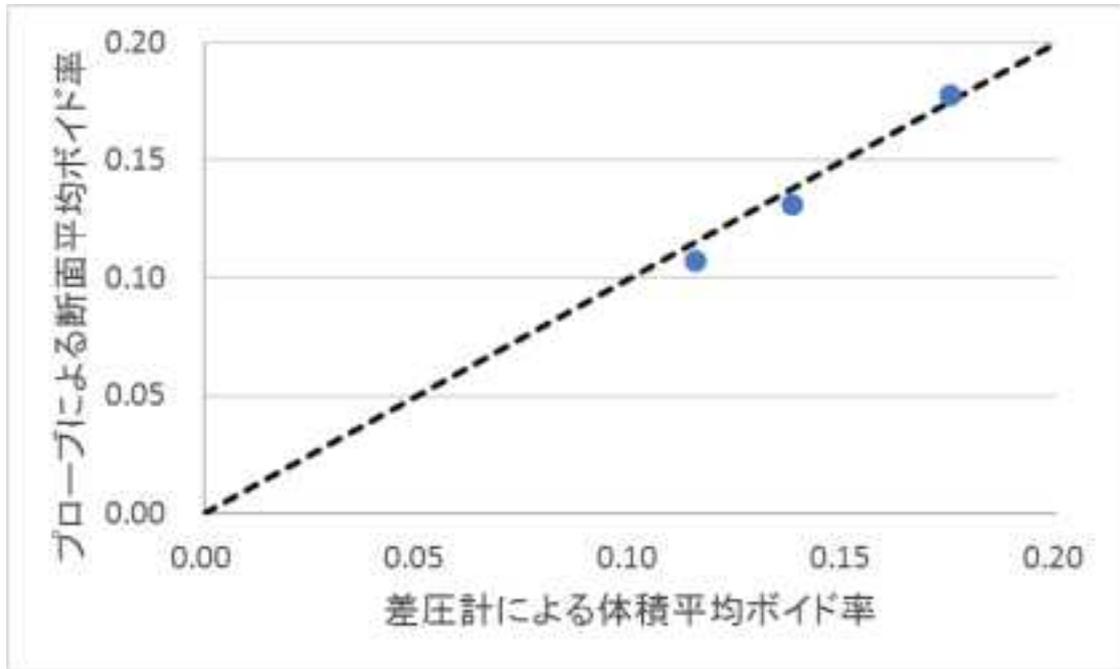


図 4.3.2-2 4 センサー光プローブと差圧計によるボイド率比較

4.3.3 エアロゾル計測

実験では、以下 3 種類の難溶性の試験粒子を用いた。

- 個数モード径 $0.5 \mu\text{m}$ の単分散球状 SiO_2 粒子
- 個数モード径 $1 \mu\text{m}$ の単分散球状 SiO_2 粒子
- 個数モード径約 $0.4 \mu\text{m}$ の多分散非球状 BaSO_4 粒子

それぞれ WELAS を用いて計測した粒子径分布の一例を図 4.3.3-1 に示す。

(1) WELAS プローブ間機差確認試験

プールスクラビング実験における DF は、試験部の入口出口それぞれに設置された 2 つの WELAS プローブの計測粒子数比によって算出される。その前提として、異なる 2 つの WELAS プローブ間に計数上有意味な機差が存在しないことである。そこで、DF 計測に先立って、使用する 2 つの WELAS プローブの計数上の機差を検証する試験を実施した。

試験状況写真を図 4.3.3-2 に示す。エアロゾル流を Y 字コネクターで二経路に均等に分岐し、対称に設置されている二つの WELAS プローブでそれぞれ計測した。各粒子径に対する計数差を確認するために、試験粒子は多分散の BaSO_4 粒子を用いた。本システムでは、2 つの WELAS プローブからの信号を切り替えることによって一つの分析器で計測するシステムであり、同時計測はできない。そこで、発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、2 つの WELAS プローブを交互に 60 s ずつ計測し、それを 9 回繰り返し、両者の比として比較した。プールスクラビング実験では、入口計測部に水頭圧がかかるため、検証試験は、大気圧（絶対圧 0.1MPaA ）だけでなく、絶対圧 0.2MPaA でも実施した。

粒子径 $0.3\text{--}2 \mu\text{m}$ に対する、 0.1MPaA と 0.2MPaA 条件下での 2 つのプローブ間の計測結果の比を図 4.3.3-3 に示す。結果より、圧力によらず、全ての粒子径に対する WELAS プローブ間の計数比はほぼ $0.9\text{--}1.1$ の間であり、WELAS プローブの計数上の機差は無視できることを確認した。

(2) 希釈器の希釈率校正試験

プールスクラビング実験において、試験部内のプール水中でエアロゾルが除去されるため、入口粒子数濃度は常に出口のそれより高い。出口のエアロゾル計測において、統計的に十分な粒子数を得るために、入口の粒子数濃度を高く設定することが求められ、DF の値によって、入口の粒子数濃度が WELAS プローブの計測可能最大粒子数濃度を上回ることが想定される。その際に、WELAS プローブの計測に適する粒子数濃度になるよう、希釈器を

用いてエアロゾルをクリーンなガスで希釈する。希釈器を用いた場合、DF 計算に必要な入口の粒子数は、WELAS プローブの計測値に希釈率を乗じたものとなる。希釈器は入口のみに設置されているため、希釈率の誤差が DF の誤差に直接伝播される。そこで、使用する希釈器に対する、BaSO₄ 粒子の各粒子径における希釈率を計測した。

図 4.3.1-3 に示す入口サンプリングラインの下流に WELAS プローブを一つ設置し、サンプリングラインのバルブ切り替えによって、希釈器を通過しないエアロゾル流と 1 もしくは 2 段の希釈器を通過するエアロゾル流をそれぞれ計測した。発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、希釈器 2 段、1 段、なしの順に 60 s ずつ計測し、それを 10 回繰り返した。希釈器 1 段と 2 段のそれぞれの希釈率は、希釈器を通過しない場合に計測された粒子数に対する比として求めた。先ほどと同様に、入口におけるプール水頭圧を考慮し、計測部圧力 0.1 MPaA と 0.2 MPaA の 2 条件で実験を実施した。

粒子径 0.3–2 μm レンジにおける BaSO₄ 粒子に対する、希釈器 1 段と 2 段の実測した希釈率をそれぞれ図 4.3.3-4 に示す。ただし、プロットした希釈率は、同じ条件下で 10 回繰り返し計測した希釈率の平均である。結果より、エアロゾルの希釈率は、希釈ガス流量比で求まる希釈率（1 段と 2 段でそれぞれ 10 と 100）と異なり、粒子径の増加に伴って増加した。2 μm 粒子に対する 1 段と 2 段希釈器の実測希釈率は、希釈ガス流量比で求まる希釈率の 180 と 300%程度であった。その一因として、粒子径の増加に伴って、粒子の慣性が大きくなり、流線から逸脱して希釈器内壁に付着して除去され、希釈率が増大したと考えられる。また、圧力条件によらず、1 段希釈器の希釈率はほぼ同じであった。1 段希釈器における 0.1 MPaA と 0.2 MPaA 条件下の実測希釈率を平均した 1 段希釈率を図 4.3.3-4(a)に緑点でプロットするとともに、その希釈率を 2 乗した値を図 4.3.3-4(b)に赤点でプロットし、2 段希釈器の実測希釈率の平均と比較した。1 段希釈器の実測平均希釈率の 2 乗は、2 段希釈器の実測希釈率の平均とほぼ同じであった。そのため、複数段の希釈器の希釈率は、1 段希釈器の希釈率を段数に応じて累乗して使用できることがわかった。

本検証試験から、各粒子径に対する希釈率は、希釈ガス流量で求まる希釈率と異なる可能性があり、希釈器を用いる場合、正確な DF を求めるためには事前の希釈率校正が必要である。希釈率は、粒子の運動力学上の性質と深く関係するため、粒子形状、質量等の粒子特性にも依存すると考えられる。そのため、本研究では、各試験粒子に対して事前に実測した希釈率を DF の計算で用いる。

(3) 0.5 μm の SiO₂ 粒子に対する DF 計測

試験粒子 0.5 μm の SiO₂ 粒子を用いて、プールスクラビング実験を行い、WELAS プローブで入口出口のエアロゾルを計測し、DF を評価した。プール水の水深は 2.35 m に設定

し、内径 10 mm の注入ノズルから 68 L/min (20 °C, 1 atm における体積流量) のエアロゾルを伴う空気流を注入した。20 °C, 1 atm におけるノズル部と試験部におけるガス見かけ流速はそれぞれ 14 m/s と 0.036 m/s であった。エアロゾル発生器の粒子保存容器にあるピストンの押し出し速度 (粒子供給速度と同義) を 2, 4, 8, 16, 32 mm/h に変化させ、言い換えれば入口粒子数濃度を变化させ、それぞれの粒子数濃度に対する DF を計測した。入口粒子数濃度に応じて、希釈器を通過したエアロゾルを WELAS プローブで計測した。DF 計算時に、前述の方法で本 SiO₂ 試験粒子に対して実測した希釈率を用いた。発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、入口出口の WELAS プローブを交互に 100s ずつ計測し、それを 3-5 回繰り返した。各 100 s 間計測において、入口と出口で計測された全粒子数はそれぞれ 89,000 と 2,400 個以上であり、統計的には十分な粒子数である。

ピストンの押し出し速度が最小と最大の時の、入口出口の規格化粒子径分布を図 4.3.3-5 に示す。粒子径分布はほぼ同じであった。0.5 μm 粒子の DF は、入口出口でそれぞれ計測した粒子径 0.487-0.523 μm の範囲の粒子数比で求めた。各条件における入口と出口の平均粒子数濃度に対する平均 DF の結果を図 4.3.3-6 に示す。粒子数濃度の高い場合に、DF はほぼ一定であり、粒子数濃度が減少するのに伴って、DF が増加する結果となった。このような粒子数濃度に対する DF の依存性は、既存プールスクラビングモデル[5]では予測できないものである。そのため、このような DF の依存性はプールスクラビングの現象か、計測上もしくは装置依存の問題なのかを検証する必要がある。

(4) 水なし空気希釈時の粒子数濃度に対する DF の依存性検証試験

(3)で得られた DF の粒子濃度依存性の原因を検証するために、試験部に水を入れない状態で DF 計測を行った。0.5 μm の SiO₂ 粒子を用いて、内径 10 mm の注入ノズルから 125 L/min (20 °C, 1 atm における体積流量) のエアロゾルを伴う空気流を試験部に注入した。仮想的な DF を設定するために、試験部側面からクリーンなガスを注入し、試験部内のエアロゾルを希釈した。エアロゾル発生器のピストン押し出し速度を变化させ、各粒子数濃度に対する DF を計測した。全条件において、1 段希釈器を通過したエアロゾルを WELAS プローブで計測した。発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、入口出口の WELAS プローブを交互に 60 s ずつ計測し、それを 7-20 回繰り返した。

上述と同様の方法で計算した、各条件における入口と出口の平均粒子数濃度と平均 DF の関係を図 4.3.3-7 に示す。試験部に水がない場合、粒子数濃度に対する DF の依存性はほぼ観測されなかった。

(5) 他の試験粒子に対する DF の依存性検証試験

(3)の結果が、粒子の特性に由来するかを検証するために、所有する他の 2 種類の試験粒

子、1) 個数モード径 $1\ \mu\text{m}$ の単分散球状 SiO_2 粒子と 2) 個数モード径約 $0.4\ \mu\text{m}$ の多分散非球状 BaSO_4 粒子をそれぞれ用いて、粒子数濃度を変化させて DF を計測した。前述の個数モード径 $0.5\ \mu\text{m}$ の単分散球状 SiO_2 粒子との違いは、1) は粒子径が倍であり、2) は球形ではないことである。いずれも難溶性粒子である。

1) 個数モード径 $1\ \mu\text{m}$ の単分散球状 SiO_2 粒子の試験

プール水深を $1.65\ \text{m}$ に設定し、内径 $10\ \text{mm}$ の注入ノズルから $291\ \text{L/min}$ ($20\ ^\circ\text{C}$, $1\ \text{atm}$ における体積流量) のエアロゾルを伴う空気流を注入した。 $20\ ^\circ\text{C}$, $1\ \text{atm}$ におけるノズル部と試験部におけるガス見かけ速度はそれぞれ $62\ \text{m/s}$ と $0.15\ \text{m/s}$ であった。エアロゾル発生器のピストンの押し出し速度を $60, 120, 240, 480\ \text{mm/h}$ に変化させ、それぞれの粒子数濃度に対する DF を計測した。入口粒子数濃度に応じて、希釈器を通過したエアロゾルを WELAS プローブで計測した。DF 計算時に、前述の方法で本 SiO_2 試験粒子に対して実測した希釈率を用いた。発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、入口出口の WELAS プローブを交互に計測し、それを 2 回 ($480\ \text{mm/h}$ は 1 回) 繰り返した。各計測において、入口と出口で計測された全粒子数はそれぞれ $50,000$ と $25,000$ 個以上であり、統計的には十分な粒子数である。

$1\ \mu\text{m}$ 粒子の DF は、入口出口でそれぞれ計測した粒子径 $0.931\text{--}1\ \mu\text{m}$ の範囲での粒子数比で求めた。各条件における入口と出口の平均粒子数濃度に対する平均 DF の計測結果を図 4.3.3-8 に示す。 $0.5\ \mu\text{m}$ の SiO_2 粒子に対する DF の傾向と同様に、粒子数濃度の高い場合に、DF は一定に近づくが、粒子数濃度が減少するのに伴って、DF が増加する結果となった。

2) 個数モード径約 $0.4\ \mu\text{m}$ の多分散非球状 BaSO_4 粒子の試験

プール水深を $2.65\ \text{m}$ に設定し、内径 $10\ \text{mm}$ の注入ノズルから $316\ \text{L/min}$ ($20\ ^\circ\text{C}$, $1\ \text{atm}$ における体積流量) のエアロゾルを伴う空気流を注入した。 $20\ ^\circ\text{C}$, $1\ \text{atm}$ におけるノズル部と試験部におけるガス見かけ速度はそれぞれ $62\ \text{m/s}$ と $0.15\ \text{m/s}$ であった。エアロゾル発生器のピストンの押し出し速度を $32, 64, 16, 8, 128\ \text{mm/h}$ に変化させ、それぞれの粒子数濃度に対する DF を計測した。入口粒子数濃度に応じて、希釈器を通過したエアロゾルを WELAS プローブで計測した。DF 計算時に、前述の BaSO_4 試験粒子に対して実測した希釈率を用いた。発生するエアロゾル数の時間的変動の影響を最小にするために、入口出口の WELAS プローブを交互に計測し、それを 2-5 回繰り返した。各計測において、入口と出口で計測された全粒子数はそれぞれ $44,000$ と $1,700$ 個以上であり、統計的には十分な粒子数である。

カミングスリップ補正係数と形状係数を無視すると、次式より、粒子径 $0.5\ \mu\text{m}$ の SiO_2

の空気動学的径に等しい BaSO₄ 粒子の粒子径 d_{BaSO_4} は 0.35 μm である。SiO₂ の密度 ρ_{SiO_2} と BaSO₄ の密度 ρ_{BaSO_4} はそれぞれ 2,200 と 4,500 kg/m³ とした。

$$d_{BaSO_4} = d_{SiO_2} \cdot \sqrt{\rho_{SiO_2} / \rho_{BaSO_4}}$$

そこで、0.5 μm の SiO₂ 粒子との比較のために、入口出口でそれぞれ計測した全粒子数の粒子数比に加え、0.34-0.37 μm レンジの粒子数比も求め、図 4.3.3-9 に示す。0.5 μm の SiO₂ 粒子に対する DF の傾向と同様に、粒子数濃度が減少するのに伴って、DF が増加する結果となった。

(6) CPC による WELAS 計測精度の確認試験

最後に、DF の計測で用いる WELAS の計測精度、特に、粒子数濃度に対する計数率を検証するために、試験部出口のサンプリングパイプを Y 字コネクターで二経路に分岐し、単一のエアロゾル流を WELAS プロブと CPC で同時計測した。試験粒子は 0.5 μm の SiO₂ 粒子を用いた。平均粒子数濃度の異なる 2 ケースの特徴的な結果を図 4.3.3-10 に示す。粒子数濃度が 10⁴ オーダー (1/cc) の場合、WELAS と CPC の計測結果はかなり一致した。一方、粒子数濃度が 3×10³ (1/cc) より低い場合、WELAS で計測した濃度は CPC のそれより低かった。ただし、同程度の低い平均粒子数濃度において、上記の WELAS 計測が過小評価する傾向の結果をいくつか取得したが、WELAS と CPC が同程度の濃度を計測した結果も存在した。低濃度時に、WELAS による計測精度は安定せず、実際の粒子数濃度よりも WELAS の計測濃度が低い可能性があるため、高精度の DF を計測するために、以下のいずれかを今後実施する。

- 1) CPC 等の異なる計測原理の計測器で同時計測する。
- 2) 同時計測が困難な場合、事前に CPC 等の異なる計測機器で同じ濃度を得られる平均粒子数濃度条件を粒子種ごとに把握し、それより高い濃度において WELAS で DF を計測する。

(3)で得られた結果は、全実験条件において入口と出口での計測粒子数濃度がそれぞれ 1.5×10⁴ と 3×10³ (1/cc) 以上である。入口の計測粒子数濃度はここで問題となった低粒子数濃度による WELAS 不安定性が生じる粒子数濃度 3×10³ より十分高く、出口では(6)で示すような CPC による同時計測を行っており、WELAS と CPC は同じ結果を示した。このため、少なくとも本実験条件の範囲では、(3)の理由が WELAS の計測誤差によるものではない。

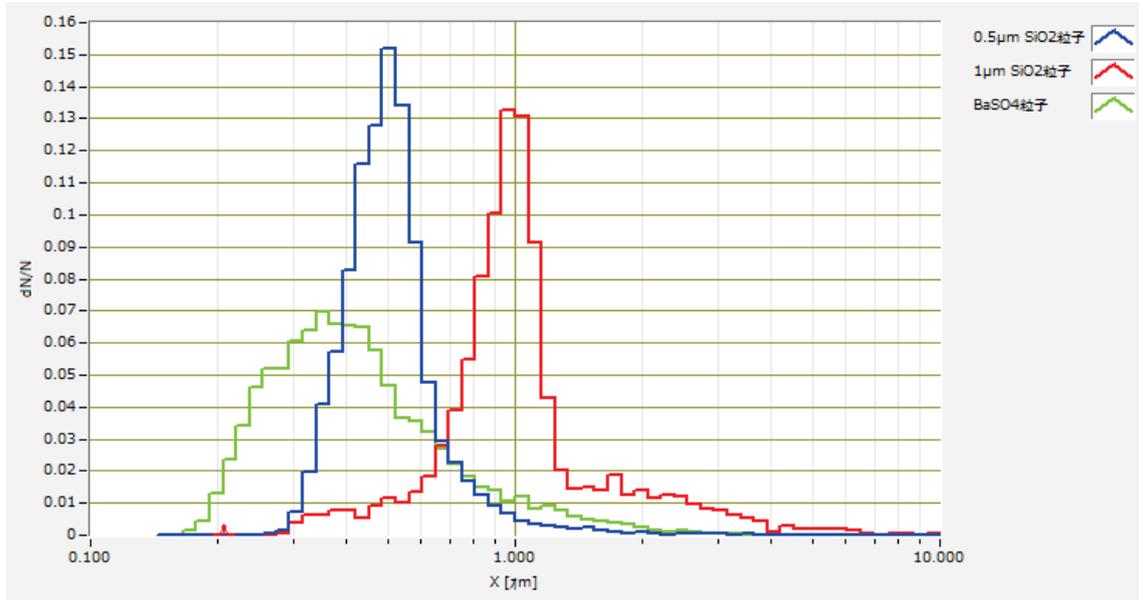


図 4.3.3-1 WELAS で計測した試験粒子の粒子径分布

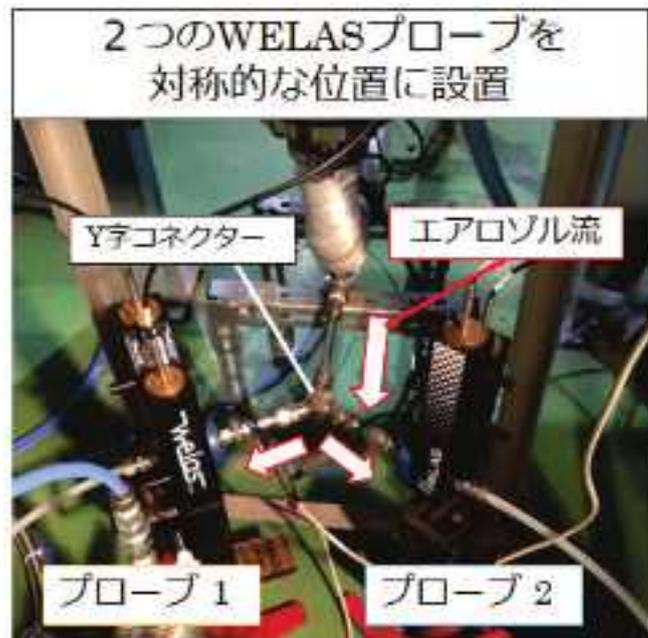
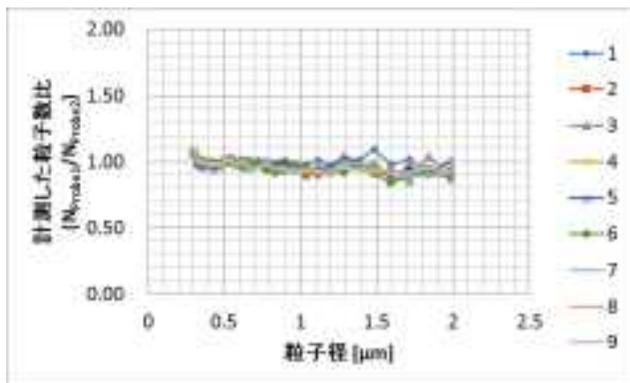
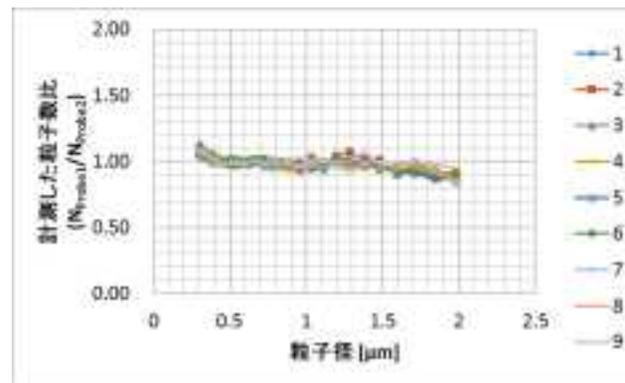


図 4.3.3-2 WELAS プローブ間機差確認試験写真

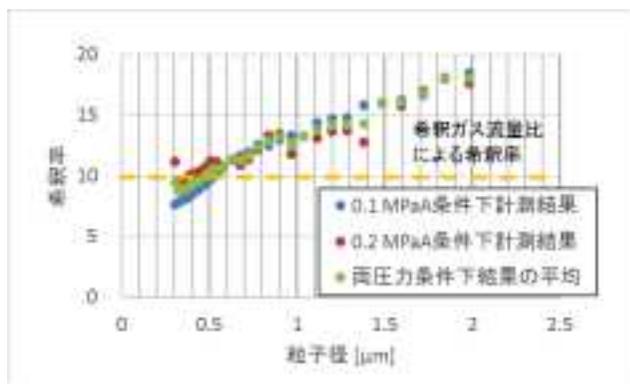


(a) 0.1MPaA

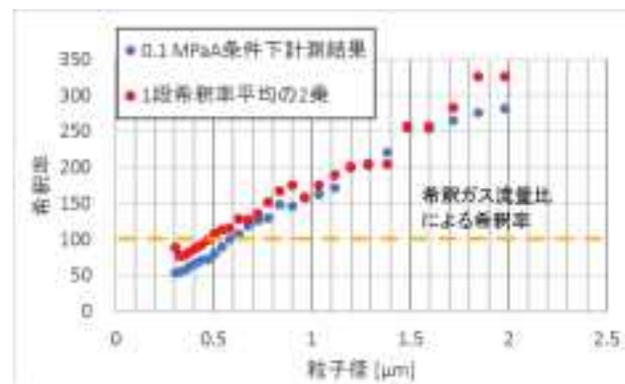


(b) 0.2MPaA

図 4.3.3-3 WELAS プローブ間機差



(a) 1 段希釈器



(b) 2 段希釈器

図 4.3.3-4 BaSO₄ 粒子の実測希釈率

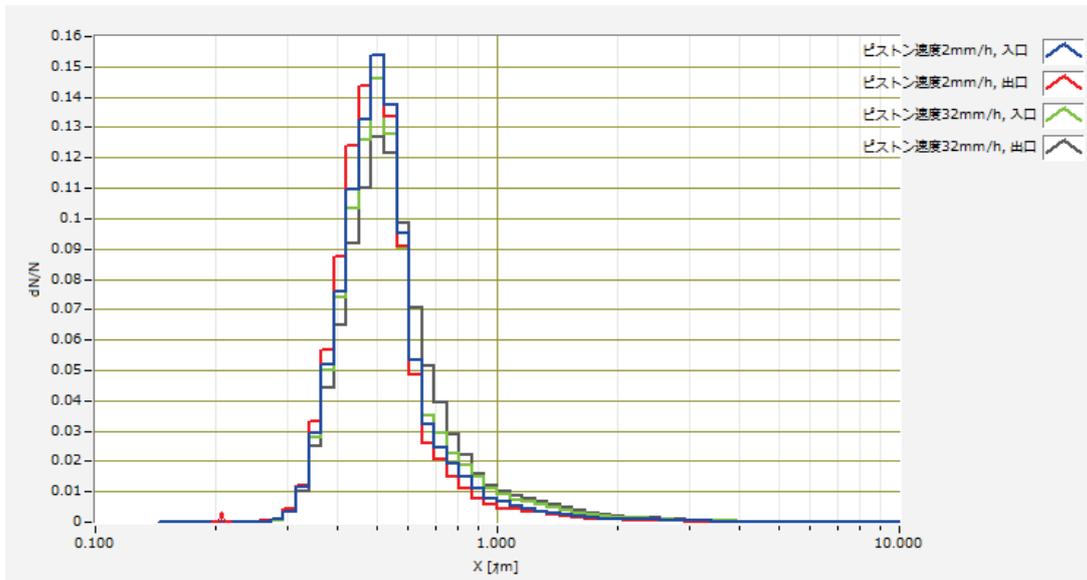
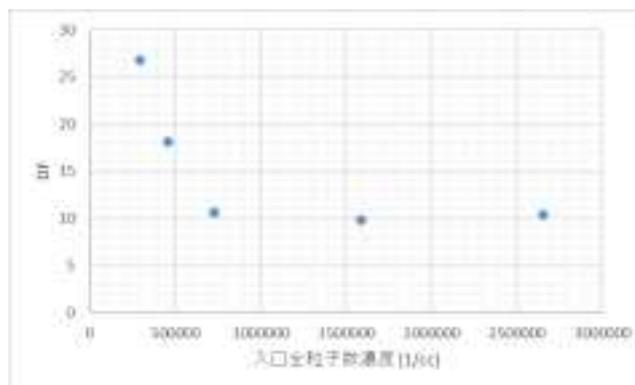
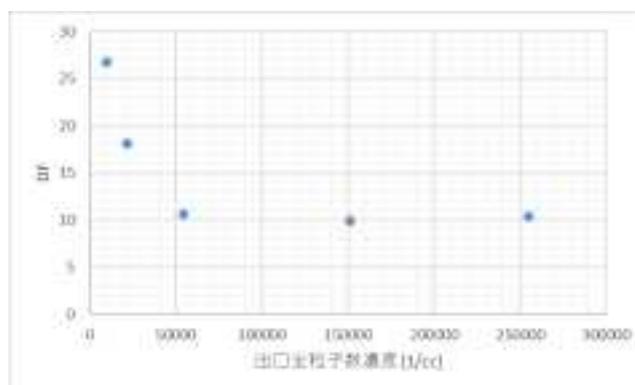


図 4.3.3-5 入口出口の粒子径分布

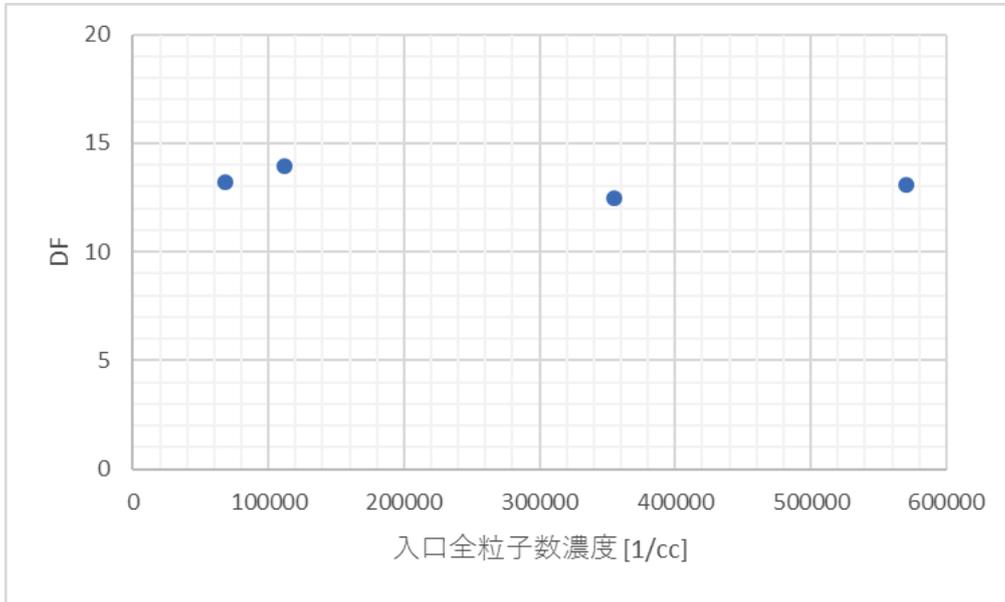


(a) 入口粒子数濃度

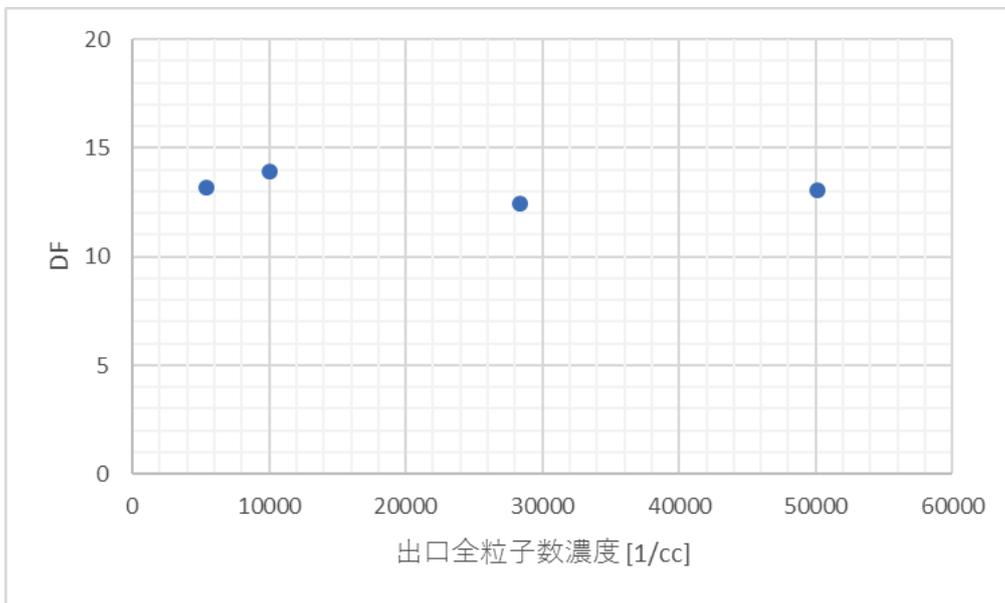


(b) 出口粒子数濃度

図 4.3.3-6 $0.5 \mu\text{m}$ の SiO_2 粒子に対する粒子数濃度と DF の関係

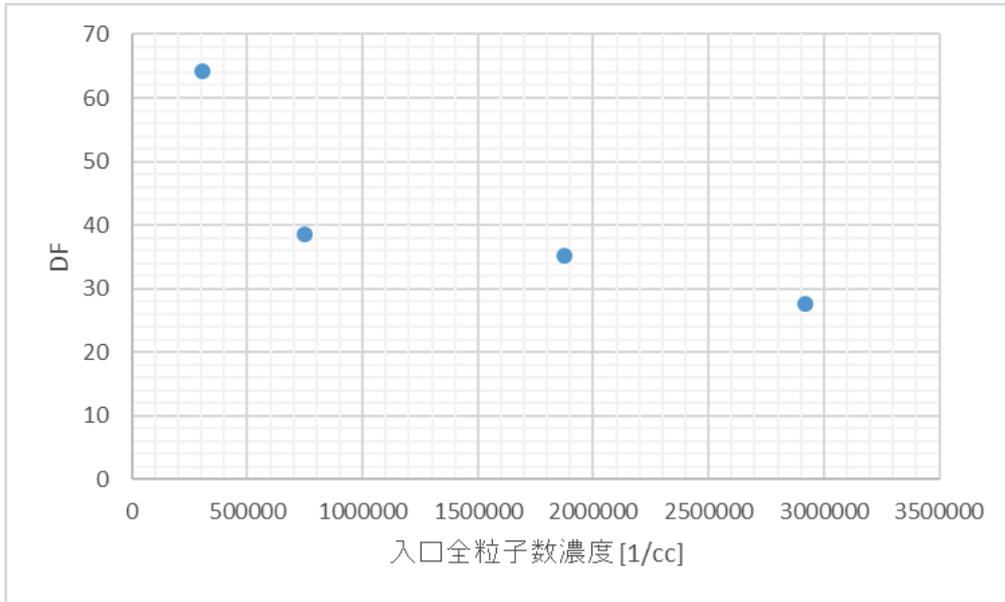


(a) 入口粒子数濃度

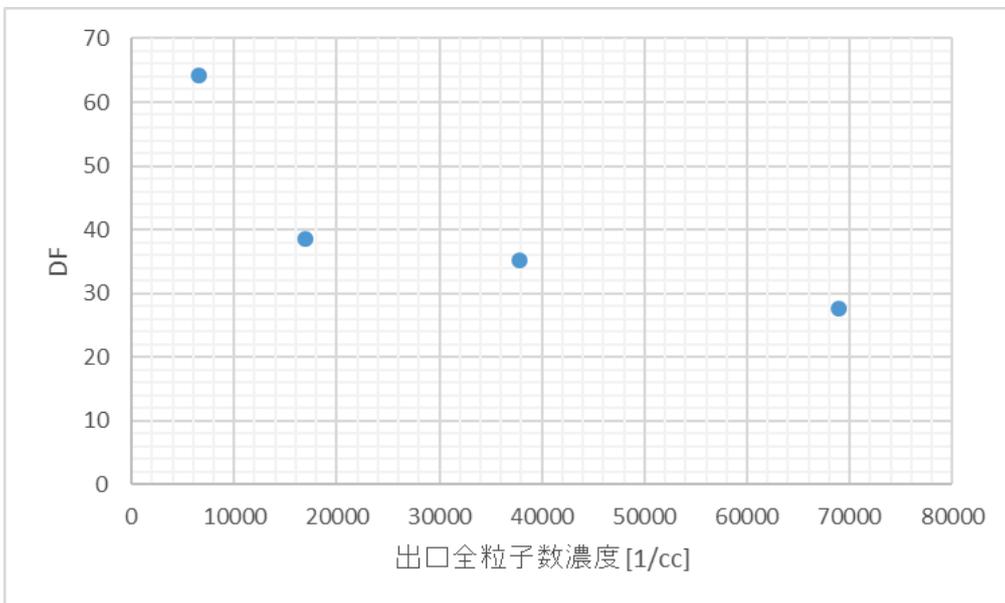


(b) 出口粒子数濃度

図 4.3.3-7 水なし空気希釈時の粒子数濃度と DF の関係

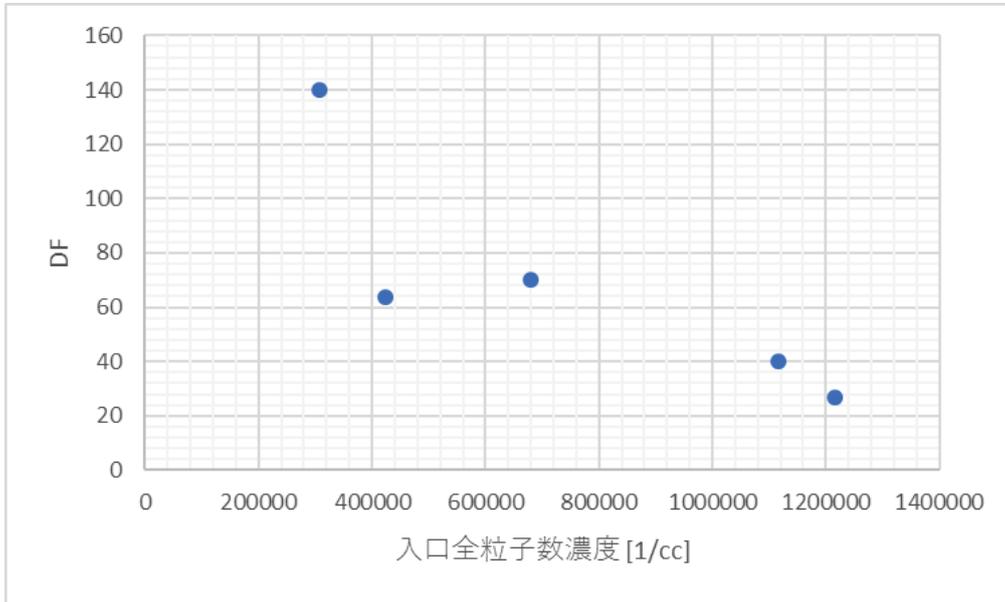


(a) 入口粒子数濃度

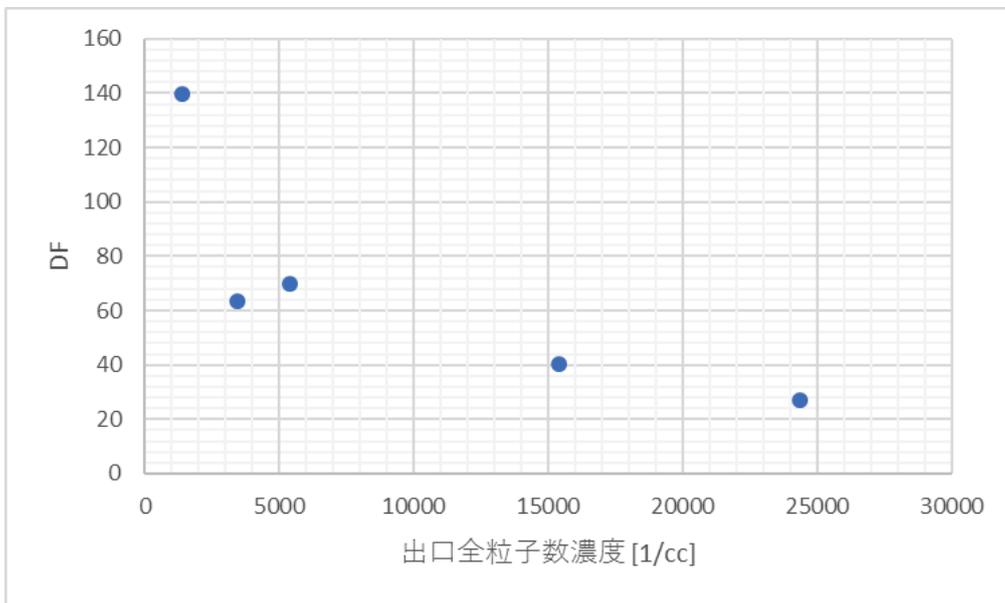


(b) 出口粒子数濃度

図 4.3.3-8 $1\ \mu\text{m}$ の SiO_2 粒子に対する粒子数濃度と DF の関係

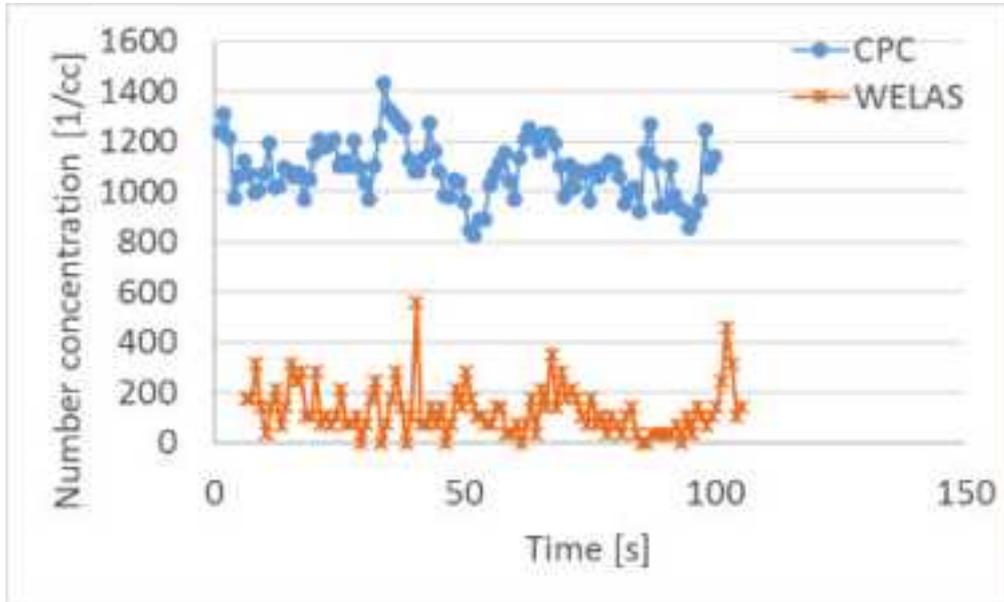


(a) 入口粒子数濃度

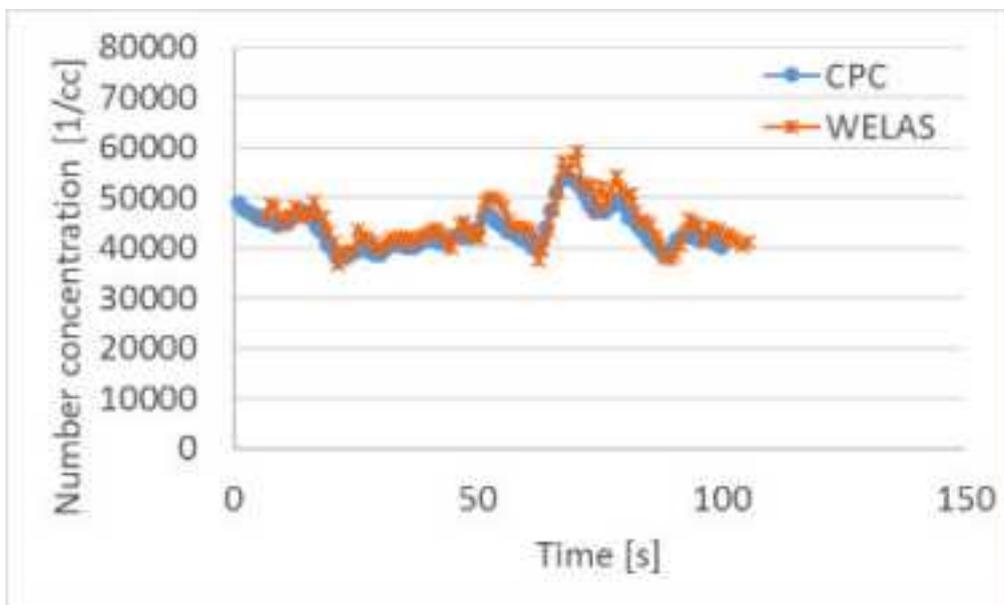


(b) 出口粒子数濃度

図 4.3.3-9 BaSO₄ 粒子に対する粒子数濃度と DF の関係



(a) 低濃度



(b) 10^4 オーダーの濃度

図 4.3.3-10 WELAS と CPC の計測粒子数濃度比較

4.3.4 まとめ

機構論的なプールスクラビングモデルの高度化のために

- 1) 4 センサー光プローブを用いて、気液二相流の局所パラメータを詳細計測し、計測手法の有効性を検証するとともに、気液二相流挙動を把握した。
- 2) プールスクラビング実験において、従来のプールスクラビングモデルでは予測できない、粒子数濃度に依存して DF が変化する結果を取得した。その理由を検証するためのいくつかの実験を実施したが、明確な原因解明には至っていない。今後、検証実験を継続するとともに、計測が安定する粒子数濃度範囲でプールスクラビング実験を実施することも検討する。

4.4. スプレイスクラビング実験

原子炉の炉心損傷時に、炉心からのエアロゾル状放射性物質の環境への放出量を軽減する対策の一つとして、液滴によって放射性物質を除去するスプレイスクラビングが挙げられる。例えば、格納容器スプレイを用いた格納容器空間内に存在する放射性物質の除去である。それに加え、福島第一事故を受けてさらなる深層防護の観点から、放射性物質を含むガス流が建屋から漏洩することを想定し、建屋の漏洩部に外から放水砲をかけることによって、放射性物質の放出量を軽減することの有効性が検討され始めている。

近年、欧州を中心にスプレイスクラビングの研究が行われてきた。その成果として構築されたスプレイスクラビングモデルは、MELCOR や ASTEC 等の LP コード内に組み込まれている[1,2]。既存スプレイスクラビングモデルの予測精度を検証できる実験データが少ない上に、エアロゾルの除去効果に多大な影響を与える気液二相流の計測例が著しく不足している[3]。

これらを踏まえ、本研究の目的は、詳細な気液二相流計測を含むスプレイスクラビングの実験データベースを構築し、機構論に基づくスプレイスクラビングモデルの高度化を行うことである。以下今年度設計・製作したスプレイスクラビング実験装置と実施した液滴の予備試験とその結果を報告する。

4.4.1 スプレイスクラビング実験装置

今年度製作したスプレイスクラビング実験装置は、試験部を交換することによって、以下のエアロゾル除去実験を行うことが可能となるよう設計されたものである。

- 1) スプレイによる、空間内に浮遊するエアロゾルの除去実験
- 2) エアロゾルを伴うクロスフローにスプレイを作用した際のエアロゾル除去実験
- 3) スプレイによる、低流速の上向き対抗流に伴うエアロゾルの除去実験

実験は、1)から段階的に行う予定である。1)の概略図を図 4.4.1-1 に示す。

試験部は、0.5 m 四方、高さ 2m のアクリル製ダクトである。エアロゾルは、エアロゾル発生器 (RBG 2000, PALAS 社製) から発生する。本発生器の詳細は 4.3.1 節を参照のこと。発生器からのエアロゾル流は、混合チェンバーにおいてクリーンなガス (主流) と混合し、均等にエアロゾルを試験部へ注入するために、4×4 バンドル体系のノズルを通して試験部に注入される。発生器と主流のガス流量は、それぞれマスフロ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。

1)の実験を行う場合、均等にエアロゾルを試験部に注入し、試験部前後のバルブを閉止することによって、試験部内にエアロゾルを封入することができる。スプレー作動とともに、試験部内のエアロゾルを連続的にサンプリングし、空間内の残留エアロゾル濃度からエアロゾルの除去量を評価する。エアロゾル計測には、前述の WELAS を用いる。

スプレーの液滴径や液滴速度は、エアロゾルの除去効率に影響を与える重要な気液二相流パラメータである。本研究では、位相ドップラー式粒子分析計（以降 PDI）を用いて、スプレーの液滴径や液滴速度を詳細計測する。PDI における液滴径の計測原理は、単一液滴に同じ波長のレーザー光を 2 本照射し、液滴の曲率によって、液滴内部を屈折するレーザー光間の位相がずれ、位相差を測定することで、液滴径を計測するものである。また、液滴速度の計測原理は、ドプラー効果によって、液滴に照射した光の周波数がシフトし、周波数シフトを測定することで、液滴速度を計測するものである。詳細は[4]を参照のこと。

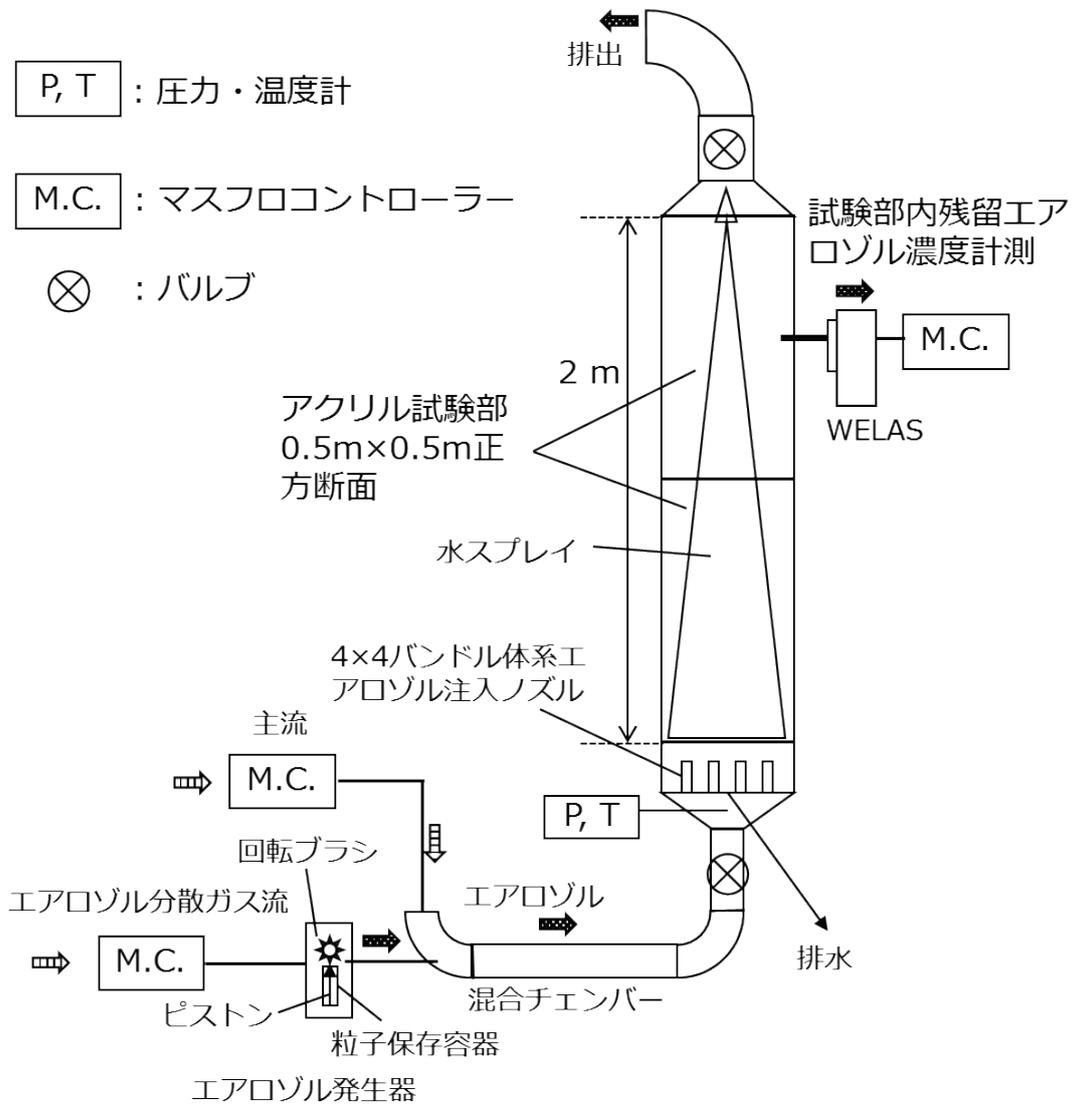


図 4.4.1-1 スプレイスクラビング実験装置概略図

4.4.2 液滴予備計測試験

PDI を用いて、スプレイの液滴径と鉛直方向・水平方向速度の予備計測を行った。実験体系の模式図と実験写真を図 4.4.2-1(a)と(b)にそれぞれ示す。拡がり角度 15° 、中実（錐の内部も液滴が充満する）の正方形断面スプレイノズルを用い、水流量条件は 0.3 と 0.9 L/min とした。PDI をトラバースし、ノズル先端から約 0.7 m 下流の正方形断面内の辺の垂直二等分線上を、断面中心から径方向に $0, 50, 100, 150, 200, 250$ mm の点で計測した。スプレイ水は、試験部下部から排水された。

液滴通過頻度比率

断面中心における液滴の計測サンプリングレートで規格化した相対サンプリングレートの分布を図 4.4.2-2 に示す。ただし、ここで用いるサンプリングレートは、全信号の内、液滴径の計算に用いた信号のみに対するものである。PDI 計測の場合、計測点の通過液滴数に対応した信号数が得られるので、（全信号に対する）サンプリングレートは単位時間当たりの通過液滴数に比例する。ここでは、全信号が液滴径の計算で用いたと仮定し、相対サンプリングレートの結果から、液滴通過頻度比率を定量的に検討する。相対サンプリングレートの結果より、流量によらず、中心から 100 mm 離れた点の液滴通過頻度比率は中心の 10% 程度であり、 0.9 L/min 時の 150 mm 離れた点の液滴通過頻度比率は、中心と比べて無視できるほど小さいことがわかる。ほとんどの液滴が中心から 100 mm 以内に存在するのは、 15° スプレイの 0.7 m 下流におけるスプレイの中心からの広がり（ $=700$ mm \times $\tan 7.5^\circ$ ）であるため。

液滴径

各流量に対する、断面中心から $0, 50, 100, 150, 200, 250$ mm における規格化した液滴径分布をそれぞれ図 4.4.2-3 に示す。同じ流量条件において、各計測点における液滴径分布の違いは小さい。流量に対する液滴径分布を比較するために、 0.3 L/min と 0.9 L/min の計測断面中心における規格化した液滴径分布を図 4.4.2-4 に示す。低流量の場合、液滴径は 10 μ m でピークを持ち、計測限界粒子径の 700 μ m 程度まで分布が広がっている。一方、高流量の場合、ピーク液滴径は 20 μ m と低流量の場合より大きいものの、 300 μ m 以上の液滴はほとんど存在せず、液滴径分布の幅は狭かった。

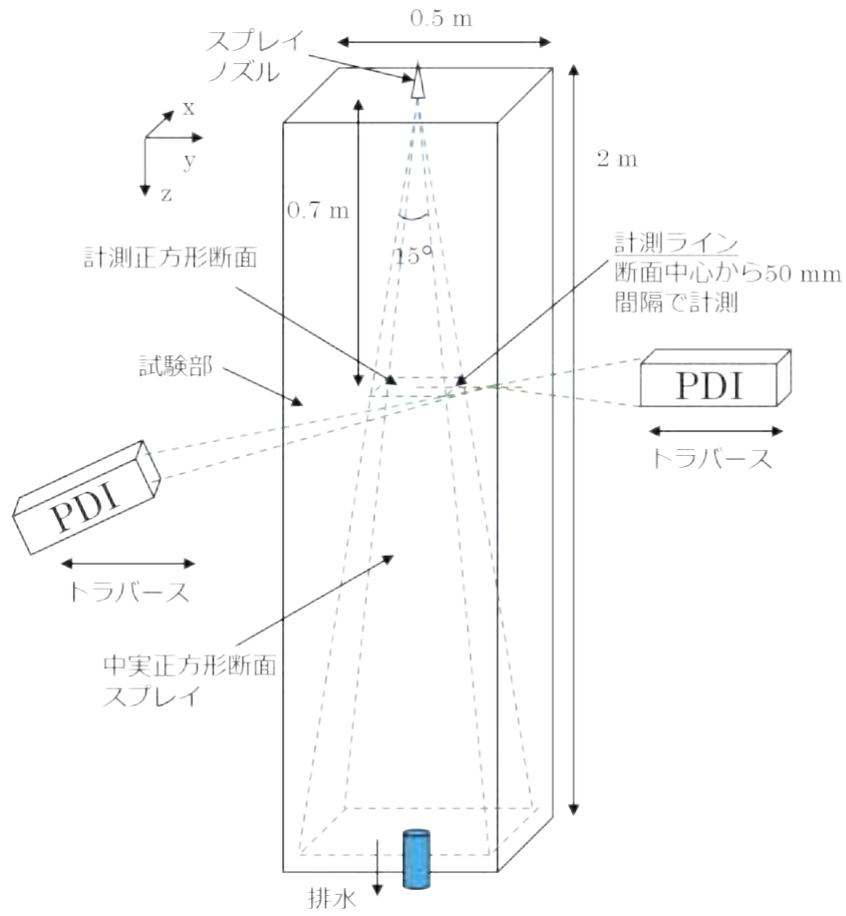
液滴の鉛直下向き速度

各流量に対する、断面中心から $0, 50, 100, 150, 200, 250$ mm における液滴の鉛直方向下向き速度分布をそれぞれ図 4.4.2-5 に示す。流量によらず、断面中心から壁に向かって下向き速度は減少する傾向であった。 0.9 L/min 時、断面中心から 200 mm（壁から 50 mm、スプレイピラミッドの外側）における速度分布は、ほぼ 0 m/s を中心に左右対称な分布を示す。これらの結果から、スプレイの中心軸において、下向きに運動する液滴に随伴されて空

間内のガスが下向きに輸送され、中心部で下向きに駆動されたガスは試験部底面から壁に沿って上昇し、スプレー液滴を壁面近傍へキャリーオーバーする。つまりスプレーが占める領域と容器体積の比が小さいことによる効果が表れており、舞い上がった液滴は抗力と重力のバランスで上昇と下降を繰り返すと考えられる。また、0.3 L/min 時の断面中心の速度分布は2つのピークを有した。これは、小さい液滴は低速、大きい液滴は高速に下降する傾向があり、上述のように、0.3 L/min の場合の液滴径分布幅が広く、大小の液滴が混在するためだと考えられる。

液滴の水平方向速度

各流量に対する、断面中心から 0, 50, 100, 150, 200, 250 mm における液滴の水平方向速度分布をそれぞれ図 4.4.2-6 に示す。両流量条件に関して、断面中心における速度分布のピークは 0.5 m/s 程度である。ここで言う水平方向は、図 4.4.2-1(a)の x の正方向に該当する。このようなピーク速度のずれは、断面中心から離れるにつれて小さくなった。これは、壁によってガスの流れ場が整流されたためだと考えられる。また、流量の増加に伴って、水平方向速度分布の幅が大きくなった。これは、流量の増加に伴って、気液 2 相流の乱れが促進されたためだと考えられる。



(a) 実験体系の模式図



(b) 実験写真

図 4.4.2-1 実験体系の模式図と実験写真

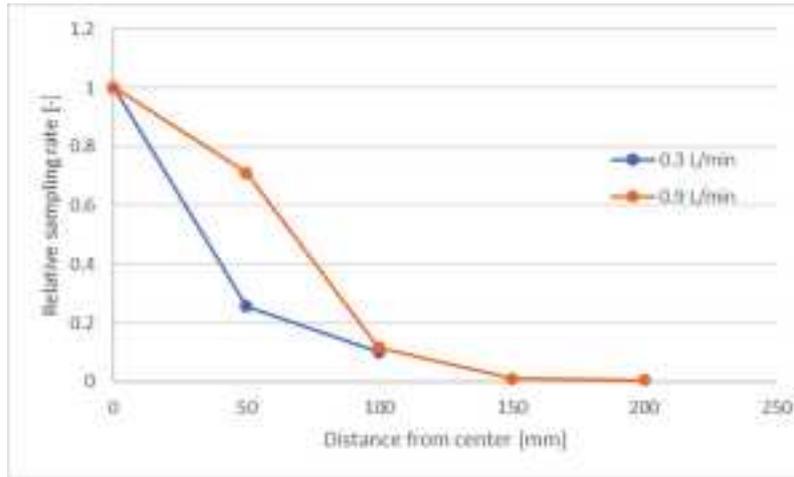
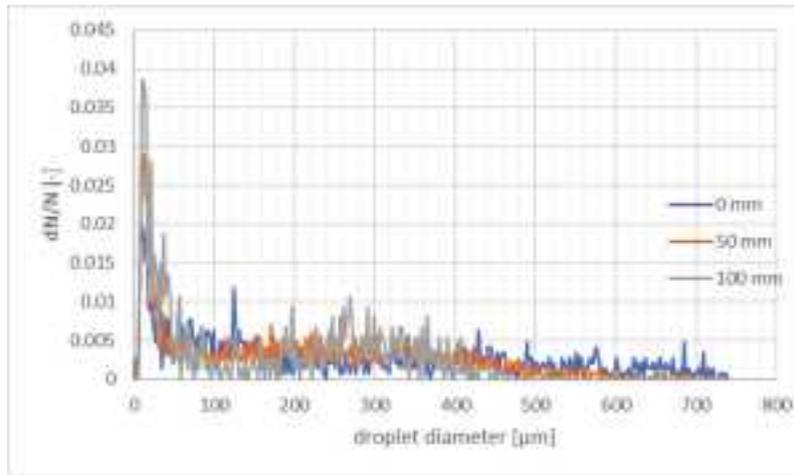
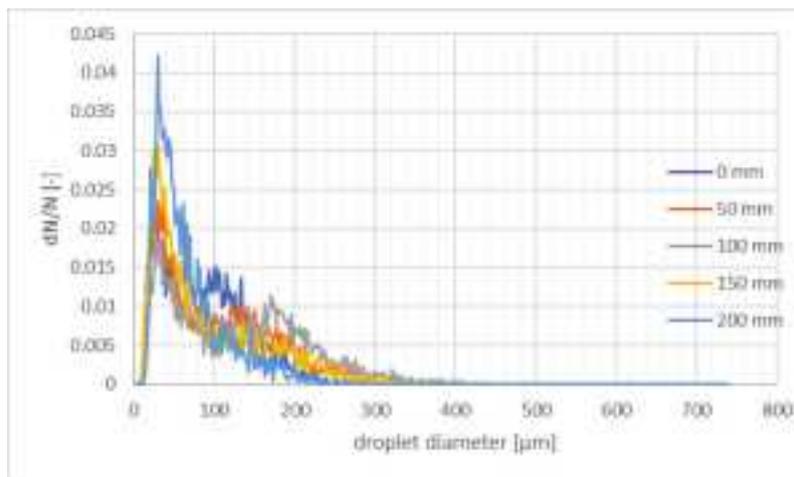


図 4.4.2-2 相対サンプリングレートの分布



(a) 0.3 L/min



(b) 0.9 L/min

図 4.4.2-3 液滴径分布

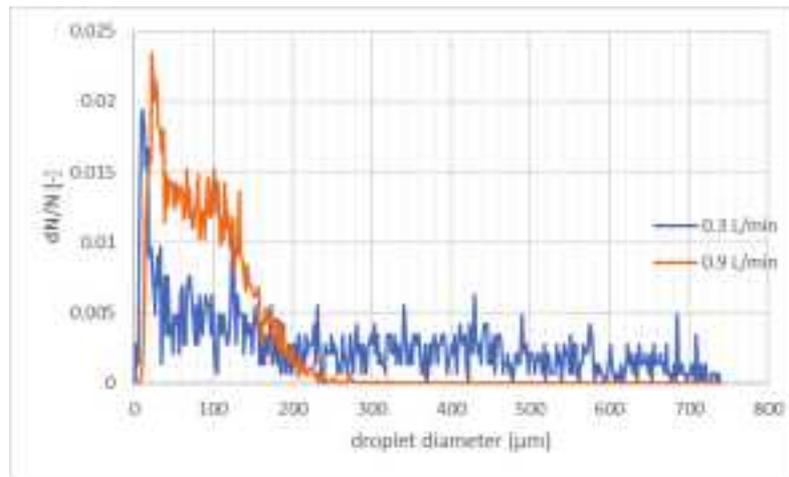
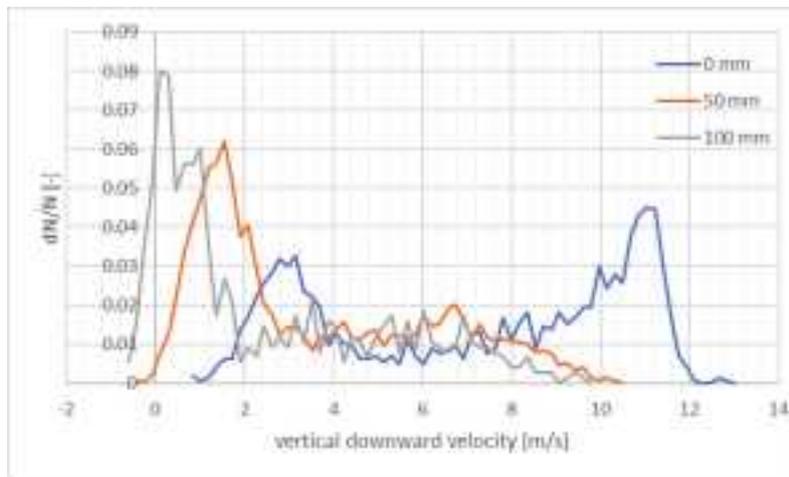
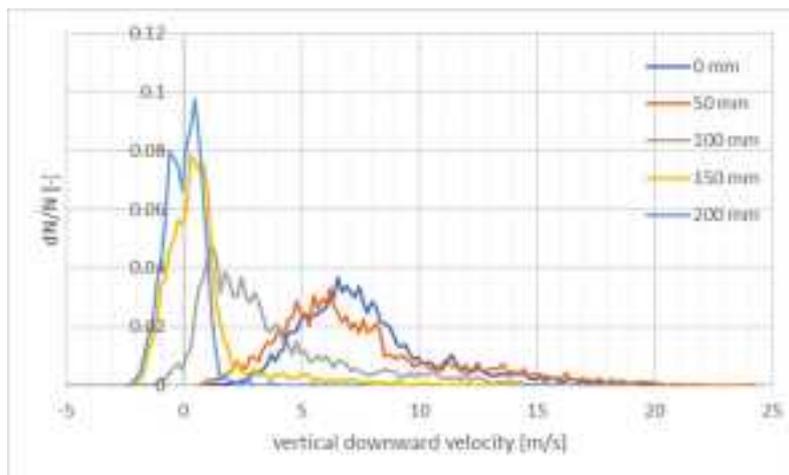


図 4.4.2-4 計測断面中心における液滴径分布

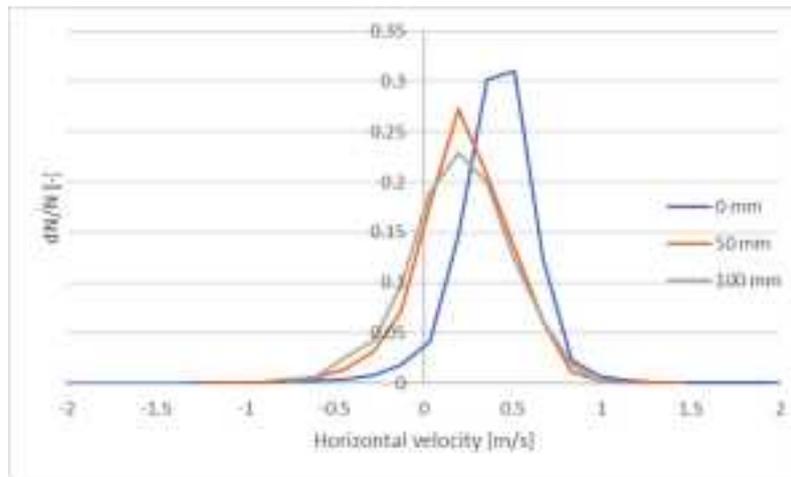


(a) 0.3 L/min

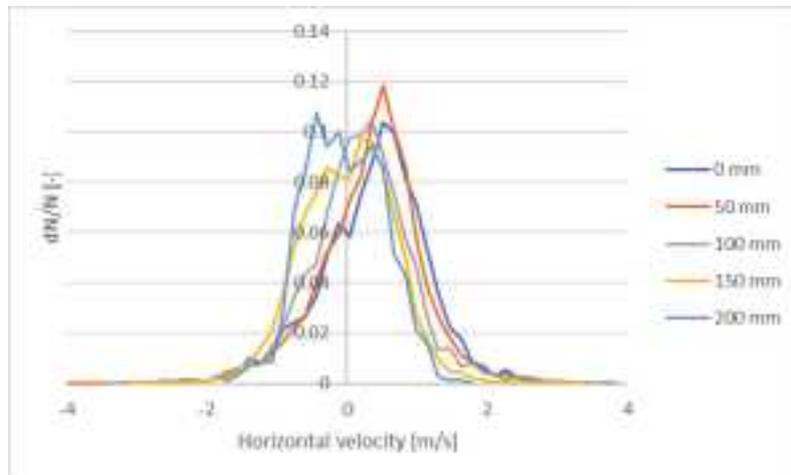


(b) 0.9 L/min

図 4.4.2-5 液滴の鉛直下向き速度分布



(a) 0.3 L/min



(b) 0.9 L/min

図 4.4.2-6 液滴の水平方向速度分布

4.4.3 まとめ

機構論的なスプレースクラビングモデルの高度化のために

- 1) 気液二相流の詳細計測に適する正方形透明試験部を有するスプレースクラビング装置を設計・製作した。
- 2) PDI を用いて、スプレイの液滴径、速度分布を計測し、二相流挙動を検討した。

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。また解析実施の手順を簡略化するためのツールの整備も実施した。

- (1) CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析
- (2) 二流体モデルへの凝縮モデルの実装および解析
- (3) スプレイ挙動の CFD 解析
- (4) CIGMA 実験データの粗視化ツールおよび OpenFOAM 解析用データ生成ツールの整備

4.5.1 CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析

本解析の目的

これまで原子力機構ではガスの拡散量から凝縮量を評価するモデルを CFD コード OpenFOAM に実装し、検証を進めてきた。今年度は、これまで整備してきたコードを用いて、昨年度実施した CIGMA による外面冷却実験 CC-PL-04 の CFD 解析を行った。本解析は、格納容器冷却に関する最初の検討であるため、主に解析モデルの検証および課題の抽出を目的として実施した。以下で、CC-PL-04 実験の概要を述べ、解析モデルの詳細、解析結果について示す。

CC-PL-04 実験の概要

CC-PL-04 実験は試験容器の外面冷却による容器内の対流や減圧挙動等の熱水力挙動を把握するための実験として昨年度実施した。図 4.5.1-1 および表 4.5.1-1 に CC-PL-04 実験の初期条件と境界条件を示す。初期状態として試験容器を蒸気及び空気で 450kPa に加圧した。気体温度は 450kPa の飽和温度よりもわずかに過熱した 150°C とした。図 4.5.1-2 に実験での蒸気の容器鉛直方向のガス濃度（質量分率）分布を示す。初期状態では気体は均質分布ではなく、容器上半身が高濃度蒸気で満たされている。初期状態を設定した後、上部プールおよび中段ジャケットに外側から冷却水をスプレイし、壁越しに冷却を行った。

CFD 解析モデル

本研究では蒸気凝縮の解析として、気相部流動のみを模擬する手法を適用した。さらに凝縮モデルを実装した。基礎方程式としてガスの質量保存則、運動量保存則、エネルギー保存則の式を適用した。また化学種（蒸気および空気）の輸送方程式も適用した。乱流モデルとして、低 Reynolds 数型 $k-\epsilon$ モデルを用いた。数値解法には PISO 法を用い、時間発展は陰的 Euler 法を適用した。

壁面での蒸気凝縮を模擬するため、Dehbi らが用いたモデル[1]を OpenFOAM 内のソルバに実装した。このモデルでは凝縮量は以下の式で表される。

$$\dot{m}''' = \dot{m}''_s \frac{A_{cell,wall}}{V_{cell}} = \frac{1}{Y_s - 1} \rho D \frac{\partial Y_s}{\partial n} \frac{A_{cell,wall}}{V_{cell}} \quad (4.5.1-1)$$

ここで \dot{m}''' は質量保存式に対する蒸気凝縮によるソース項である。 Y_s は蒸気の質量分率、 D は物質拡散係数、 A は壁面隣接セルの面積、 V は壁面隣接セルの体積である。式(4.5.1-1)から分かるように、本モデルではガスの拡散量から凝縮量を評価する。解析において、式(4.5.1-1)で表される凝縮量を表す項(質量の損失を表す項)は生成項として質量保存式および蒸気の輸送方程式に導入した。同様にして、凝縮によるエネルギーおよび運動量の損失を生成項として、エネルギー保存式および運動量保存式にそれぞれ導入した。本解析では容器内の流体の質量保存を満たすため、密度と圧力の補正を行うようにした。また空気の質量が一定となるように蒸気および空気の質量分率に対しても補正を適用した。

初期条件および境界条件

初期に流体は静止しているものとし、初期圧力・初期温度は表 4.5.1-1 に示した条件で与えた。初期の蒸気の質量分率の空間分布は図 4.5.1-2 で示す実験結果を簡略化して与えた。本解析では CIGMA のエレベーション 6.0m より上部では $Y_s=0.922$ 、それより下部では $Y_s=0.555$ とした。

速度の境界条件はすべりなし条件とした。冷却を行わない部分の内壁温度は 150°C で一定とした。実験で計測された冷却面内壁温度を表 4.5.1-2 のように簡略化し、計算領域の境界条件として与えた。CC-PL-04 実験では外面冷却を開始した時刻が 100 秒であった。数値解析の開始時刻(つまり冷却開始時刻)を実験と整合させるため、解析の開始時刻を 100 秒として、以下の結果を示す。

計算メッシュ

本解析では、OpenFOAM に実装されている blockMesh を用いて 6 面体メッシュ作成を行った。図 4.5.1-3 に作成したメッシュの断面図を示す。実際の CIGMA の容器は多数のノズルおよびマンホールを有しているが、本解析では単純化のため、これらのノズル等は考慮せず、単純形状のメッシュを作成した。流体領域の平均セルサイズは 50mm とした。壁面近傍ではセルの厚みを指数的に減少させ、壁面隣接セルの厚さを 0.5mm とするようにした。セル数は約 92.5 万セルとなった。

解析結果：圧力挙動および流体温度挙動

図 4.5.1-4 に圧力の時間履歴を示す。紫色の線が実験結果、緑色の線が解析結果となっている。実験結果は約 100 秒からすぐに圧力低下が始まっているのに対し、解析の方は実験

よりも遅れて圧力低下が始まっている。圧力低下開始後は実験とほぼ同様の減圧率となった。また、約 450 秒から解析の方の減圧率が実験よりも大きくなっている。これらの結果から冷却開始直後は解析の方は凝縮量を過小評価し、450 秒以降では凝縮量を過大評価していると考えられる。冷却開始直後の容器上部の蒸気濃度は非常に高くなっている。本解析で用いた凝縮モデルでは、非凝縮ガス中の蒸気の拡散量から凝縮量を評価している。そのため、非常に蒸気濃度が高い状態では、本凝縮モデルでは凝縮量を適切に評価できない可能性があり、今後の検討が必要である。

本解析の予備解析として、冷却面の外壁温度を境界条件として与え、容器壁内の熱伝導方程式を解くことで、内壁温度を計算する解析も実施した。この解析では内壁温度を実験よりも低く評価し、凝縮量を過大評価する傾向を示した。一方で、本解析のように冷却面の内壁温度を境界条件として与えることにより、全体の圧力挙動は概ね実験結果を再現した。つまり凝縮量の評価は概ね妥当であると考えられる。固体内の熱伝導と流体の熱流動のカップリング解析については今後の検討が必要である。

図 4.5.1-5 の(1)~(3)に各エレベーションにおける流体温度の時間履歴の比較と、図 4.5.1-6 にその測定位置を示す。容器中心軸上で、高さ 10, 7.5, 0m の位置での比較を示した。高さ 0m は容器のサンプル上端に一致する。青線が実験結果、茶色が解析結果である。黒の実線および破線はそれぞれ、全圧に対する飽和温度の実験結果と解析結果である。どの高さにおいても 400 秒以降、解析による温度は振動的な挙動を示している。後節で容器内部の流速分布について述べるように、流速変動を過大評価していることが過大な温度変動の原因の可能性がある。平均温度については概ね実験結果を再現することができた。また、容器下部では、300 秒以降で比較的大きな温度低下が見られた。この原因の 1 つとして、本解析では壁面凝縮のみを考慮し、空間中での蒸気凝縮（バルク凝縮）を考慮していないことが挙げられる。この点については今後バルク凝縮のモデルを実装し、検証を進める予定である。

解析結果：流速・温度・密度の容器内分布

図 4.5.1-7, 8, 9 にそれぞれ 300 秒、400 秒、1475 秒における流速・温度・密度の分布を示す。300 秒時点では容器上部で対称的な自然循環が発生していることが分かる。容器上部壁面の冷却により、壁際の流体密度が高くなり、下降流となっている。初期のガス濃度分布は容器上部の蒸気濃度が高く、密度が低くなっているため、容器上部で発生した自然循環流は密度の高い下部には到達せず、上部のみの流れとなっている。また、下部領域の温度は上部領域の温度よりも低下の速度が大きい。これは容器内の減圧による効果や温度の低い流体の下部への流入等が原因として考えられる。

400 秒の時点では、容器下部の密度低下が進行し、密度はほぼ一様な分布となっている。

このため、上部で発生していた安定な自然循環が崩壊し、上部の流体が下部へと落下するような挙動が見られる。この後、自然循環流は非定常流れへと遷移し、渦の生成・消滅が見られた。

1475 秒の速度分布を見ると、大きなスケールの渦が発生していることが分かる。またこの渦は非定常的に生成・消滅を繰り返す。流速分布が非定常的であるために容器内の流体温度も振動的な振る舞いを示したと考えられる。このような流速分布は乱流モデルによる影響が考えられる。本解析では、最初の検討として実施したため、乱流モデルに対する浮力の効果を考慮していない。浮力の影響を考慮することで、より流れ場が安定化する可能性があるため、今後この点についての検討も必要であると考えられる。温度分布について見ると、容器上部の温度が下部の温度よりも低下する傾向が見られる。これは実験で見られた逆温度成層と整合する結果となっている。

まとめと今後の課題

壁面凝縮量をガスの拡散量から評価するモデルと用いて、外面冷却実験 CC-PL-04 の CFD 解析を実施した。解析の結果、圧力履歴は実験と概ね一致した。一方で温度履歴は実験よりも変動が大きくなり、また、容器下部の温度は実験よりも低下する挙動を示した。これらの課題の検討のため、バルク凝縮モデルの考慮、乱流モデルへの浮力の効果の考慮等を今後進める必要があると考えられる。



図 4.5.1-1 外面冷却実験 CC-PL-04

表 4.5.1-1 外面冷却実験 CC-PL-04 の初期条件・境界条件

Run ID	CC-PL-04		
初期条件	圧力	kPa	450
	温度	°C	~150
	ガス組成	空気 (%)	22
		蒸気 (%)	78
冷却条件	冷却水流量	kg/s	2.8
	温度	°C	~20
	冷却位置		上部プール、中段ジャケット

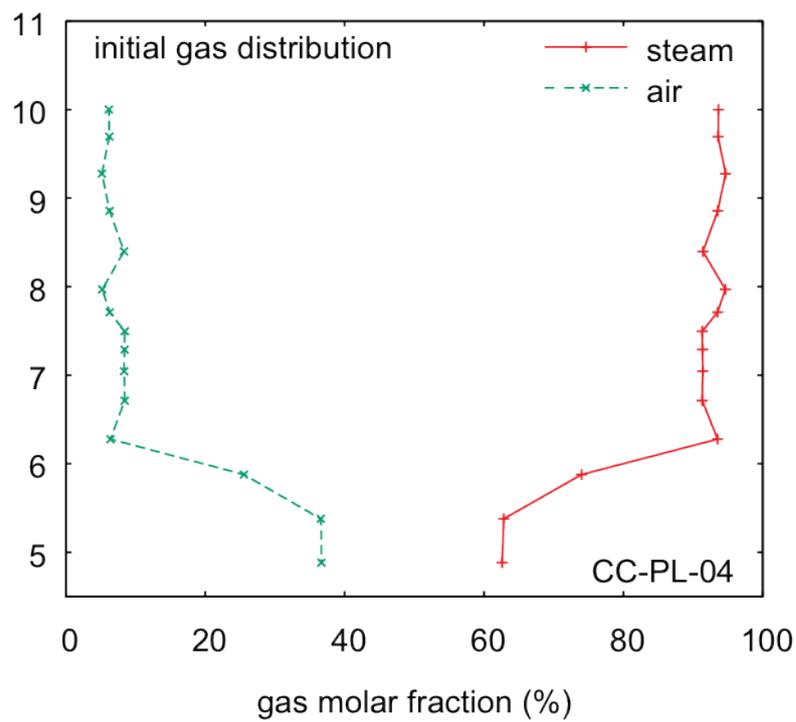


図 4.5.1-2 初期のガス濃度分布

表 4.5.1-2 冷却面の内部壁温度の境界条件

時間(s)	100	250	500	750	1000	1500	2000
温度(°C)	150	137	90	75	60	47	38

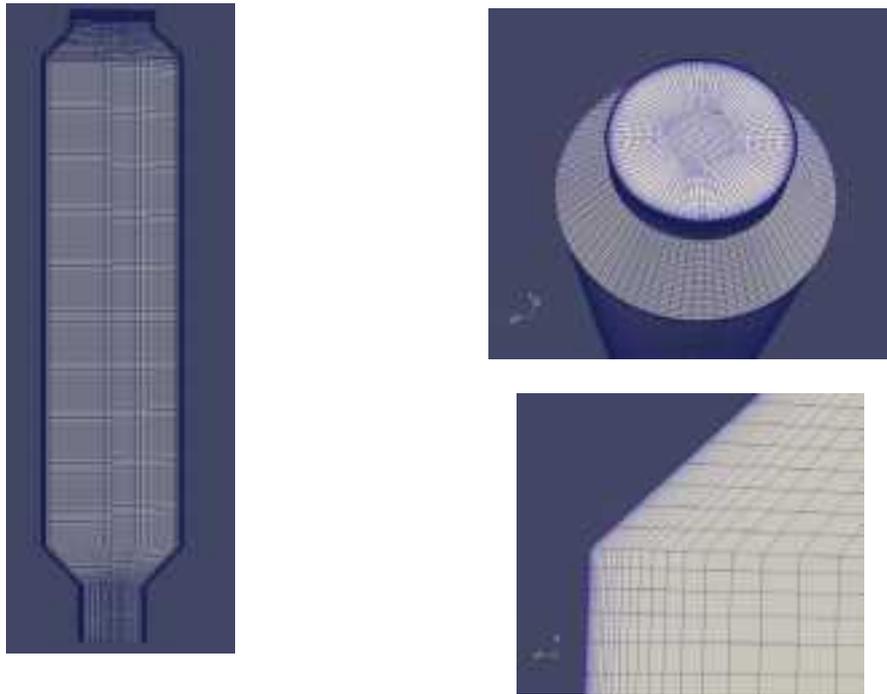


図 4.5.1-3 計算メッシュ

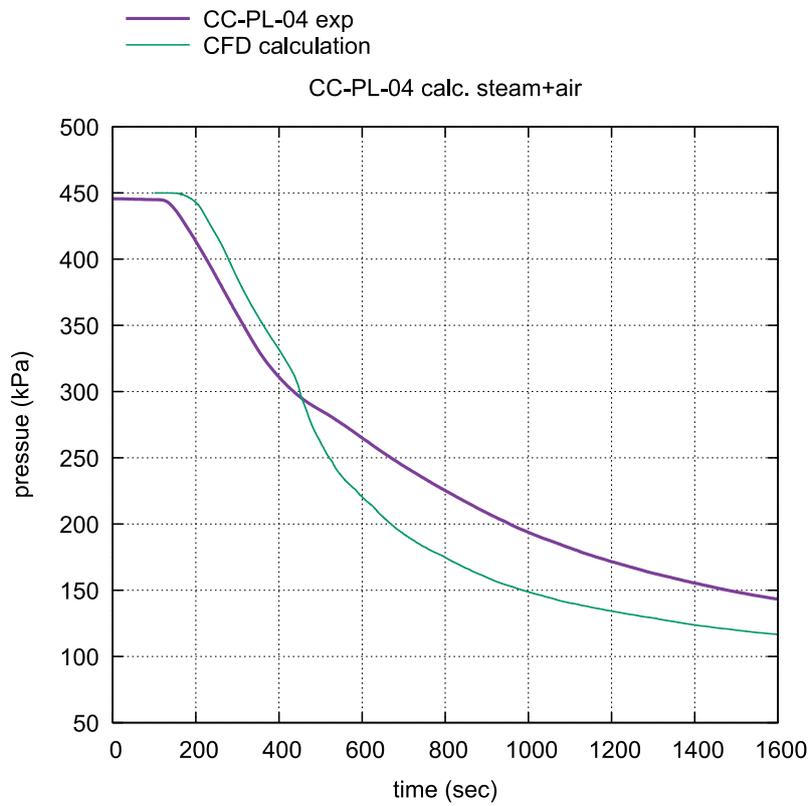


図 4.5.1-4 圧力履歴

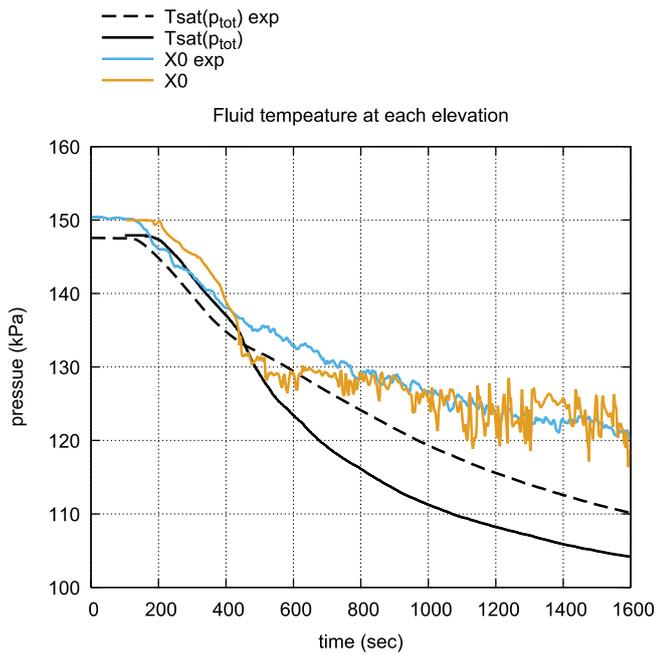


図 4.5.1-5 容器内流体温度履歴 (1) エレベーション 10m

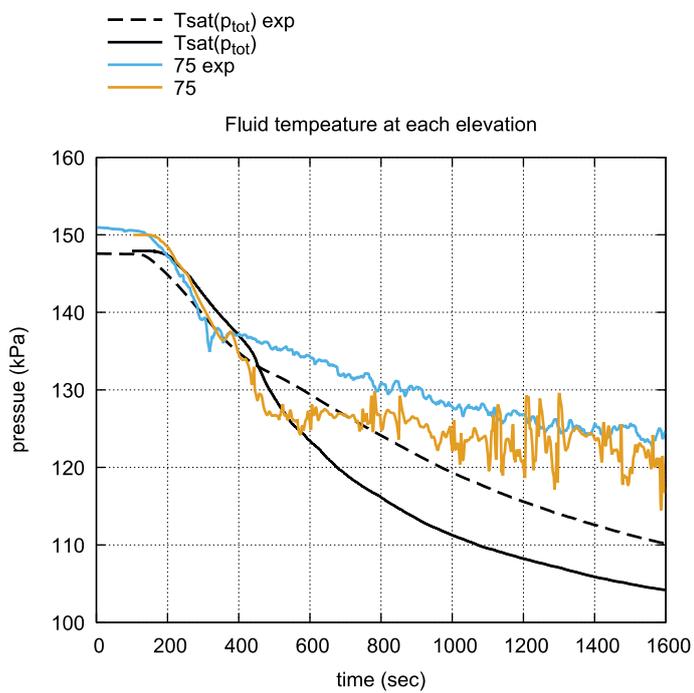


図 4.5.1-5 容器内流体温度履歴 (2) エレベーション 7.5m

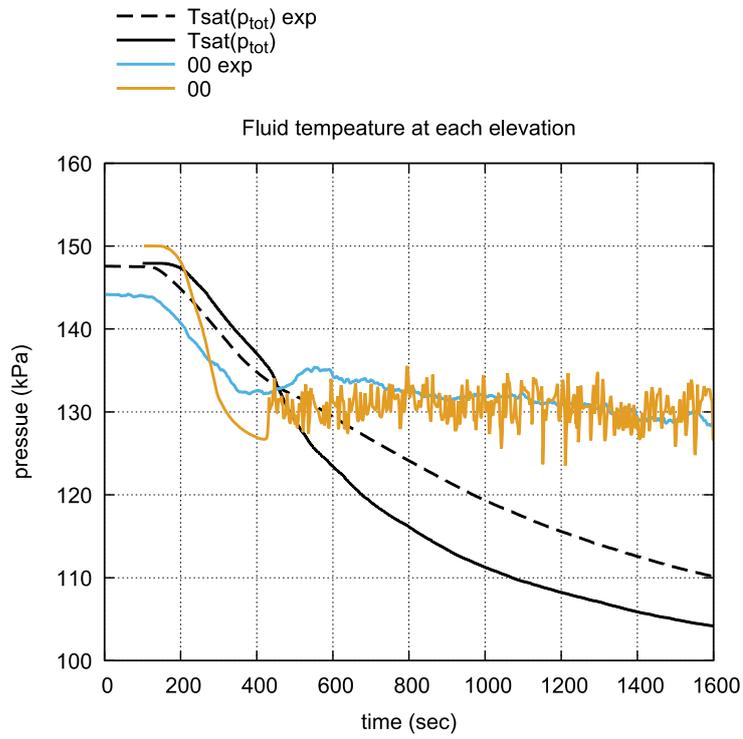


図 4.5.1-5 容器内流体温度履歴 (3) エレベーション 0m

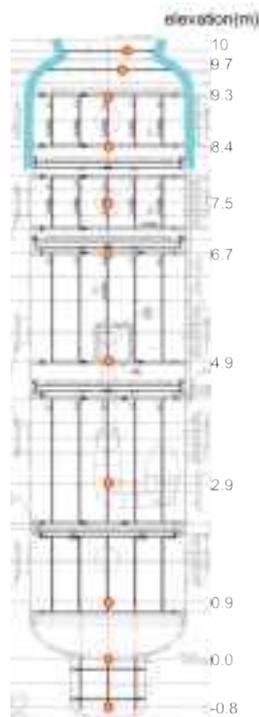


図 4.5.1-6 容器内流体温度計測位置

(1) 流速

(2) 温度

(3) 密度

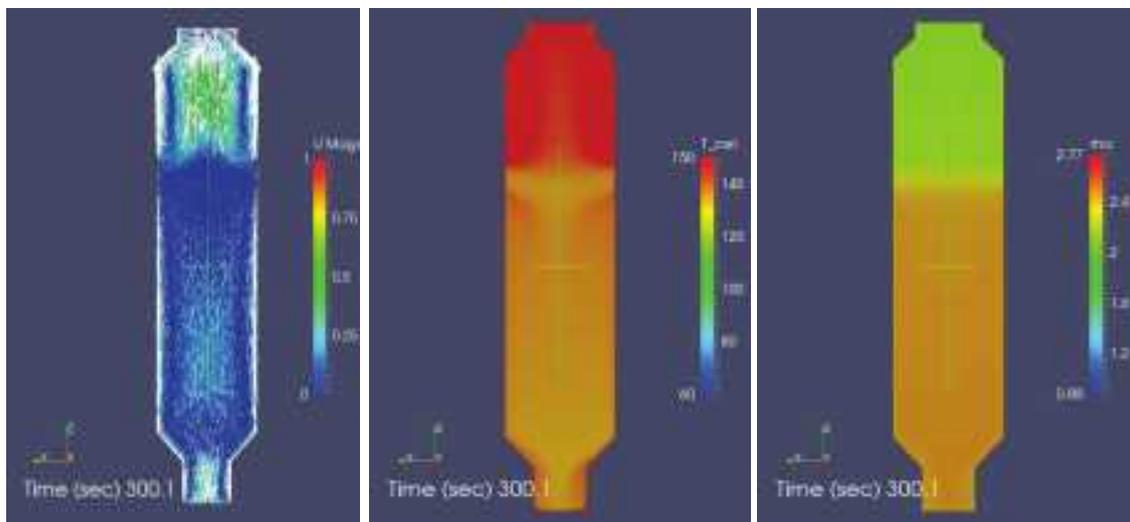


图 4.5.1-7 速度、温度、密度分布 (300 秒)

(1) 流速

(2) 温度

(3) 密度

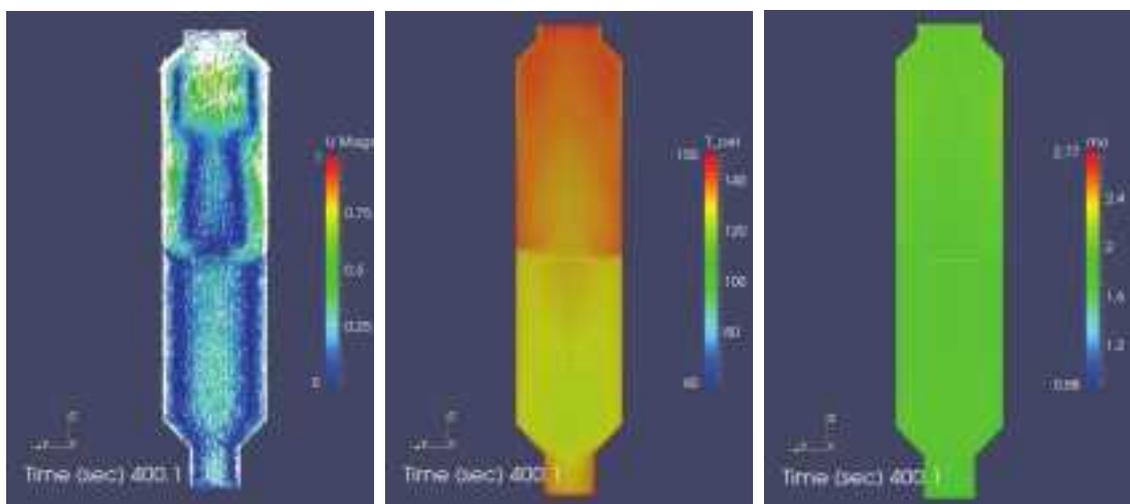


图 4.5.1-8 速度、温度、密度分布 (400 秒)

(1) 流速

(2) 温度

(3) 密度

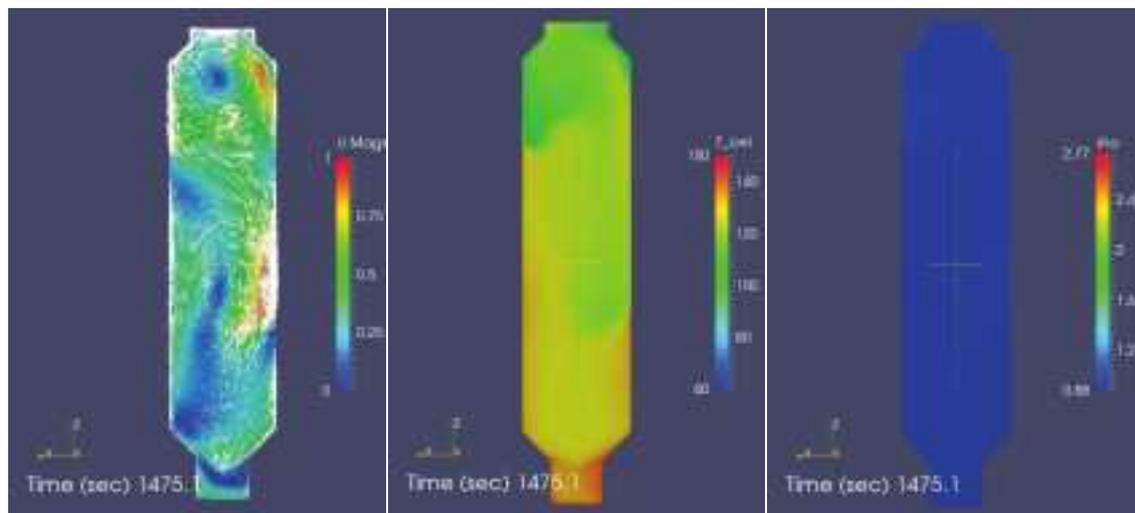


図 4.5.1-9 速度、温度、密度分布 (1475 秒)

4.5.2 二流体モデルへの凝縮モデルの実装および解析

本解析の目的

原子力機構では、OpenFOAM に実装されている二流体モデルをベースにした混相流ソルバ `twoPhaseEulerFoam` を基にして、非凝縮ガスを含む凝縮解析を行えるように改良を進めている。二相流ソルバによる凝縮解析の検討のため、これまでに改良を行ってきたソルバに対して、凝縮熱伝達を Uchida の式[1]および Gido-Koestel の式[2]で計算するための実装を行う。さらに CIGMA 実験 CC-PL-04 の試験解析を実施し、解析における課題の検討を行うことを目的とした。解析に用いた OpenFOAM のバージョンは 2.3.x とした。

凝縮量計算機能の実装

OpenFOAM-2.3.x の `twoPhaseEulerFoam` をベースにして Uchida の式、Gido-Koestel の式を追加し、計算結果のガス濃度から熱伝達係数を与えられるように改良を行う。

凝縮量の計算のために `nearWallCondensationModel` を実装する。今後の拡張性を考え、具体的な計算式は `nearWallCondensationModel` クラスの派生クラスとして実装する。本実装では、以下に示す相間熱流束の計算を行う派生クラスを定義する。

- `UchidaNearWallCondensationModel`
- `GidoKoestelNearWallCondensationModel`
- `UchidaGidoKoestelBlendedNearWallCondensationModel`

壁面参照温度の計算のために `wallTemperature` クラスを実装し、ここでも拡張性を持たせるため、具体的な計算式は以下の派生クラスとして実装する。

- uniformWallTemperature
- verticalDistributionWallTemperature
- partitionedWallTemperature

(1) nearWallCondensationModel の計算内容

nearWallCondensationModel クラスは凝縮量計算のための抽象クラスであり、メッシュ、二相流、重力加速度、蒸気表など各種オブジェクトの参照を保持する。また、蒸気表の評価結果を一時的に保持する。相間熱流束を計算する上述の3つの関数を定義する（派生クラスで実装）。

本クラスでは、壁面近傍でのボイド率に応じて0から1の重みを与える係数を相間熱流束に与える関数を定義する。nearWallCondensationModel::gammaM()において、単位体積あたりの相間伝熱量 Q_c と蒸気表を評価して得られる凝縮熱 Δh から式 (4.5.2-1) のように凝縮質量率 Γ_M [kg/m³s] を計算し、各セル定義場として返す。

$$\Gamma_M = \frac{Q_c}{\Delta h} \quad (4.5.2-1)$$

nearWallCondensationModel::evaluate()において、以下の値を計算して各種セル定義場として保持する。

- ・飽和温度 $T_{sat}(p_v)$: 気相の水蒸気分圧 p_v を用いて蒸気表から計算。
- ・壁面飽和蒸気圧 $p_{sat}(T_w)$: 壁面温度 T_w を用いて蒸気表から計算。
- ・蒸発潜熱 Δh : (飽和水蒸気比エンタルピー ($h_g(T_{sat})$) - 飽和液水比($h_l(T_{sat})$))として定義。 T_{sat} は飽和温度。

さらに、wallTemperature から壁面参照温度を計算し、セル定義場として保持する。これらの各種セル定義場の計算は最外反復ループの初回に実行する。

(2) nearWallCondensationModel の派生クラスの計算内容

UchidaNearWallCondensationModel::Q()において Uchida の式 (4.5.2-2) に基づいて相間熱流束を計算する。ここで a は比表面積 (= 壁面隣接セルの壁面上の表面積/セル体積)、 Y_{H_2O} 、 Y_{gas} は水蒸気と空気の質量分率を表す。

$$Q = a \times C_u \left(\frac{Y_{H_2O}}{Y_{gas}} \right)^{\gamma_u} [T_{sat}(p_v) - T_w] \quad (4.5.2-2)$$

式のパラメータ値として $C_u=380.0$ 、 $\gamma_u=0.7$ をデフォルト設定とする（入力ファイルで設定しないときにデフォルト値が使われる。入力ファイルで値を設定するときにはその値が使われる）。 Q の最小値を0で制限し、蒸発は無視することとする。

GidokoestelNearWallCondensationModel::Q()において Gido-Koestel の式 (4.5.2-3)

に基づいて相間熱流束を計算する。なお、式 (4.5.2-3) では $Q=h[T_{\text{sat}}(p_v)\cdot T_w]$ であることを考慮した表記としている。ここで ρ_{si} は界面飽和蒸気密度 (界面飽和蒸気圧 $p_{\text{sat}}(T_w)$ を用いて理想気体の状態方程式から算出)、 ρ_s は蒸気密度、 ρ_l は液相密度、 μ_l は液相粘性係数を表す。

$$Q = a \times c \left[\left(\frac{u_f}{u_w} \right)^2 \frac{1}{S_{\text{ct}}} \frac{u_w}{u_\delta} c^* \frac{\rho_s - \rho_{\text{sl}}}{\rho_l} \right]^{\gamma_1} \rho_l \Delta h \left[\frac{\rho_l g^4 h_t^5}{\mu_l} \right]^{\gamma_2} \quad (4.5.2-3)$$

式のパラメータ値として $C=29.8$ 、 $u_f/u_w=1/7$ 、 $u_w/u_\delta=1$ 、 $S_{\text{ct}}=0.5$ 、 $C^*=1$ 、 $\gamma_1=12/7$ 、 $\gamma_2=1/7$ をデフォルト設定とする (入力ファイルから変更可能)。 h_t は容器高さであり、入力ファイルで設定する (デフォルト設定はされていない)。 Q の最小値を 0 で制限し、蒸発は無視することとする。

UchidaGidokoestelNearWallCondensationModel::Q()において Uchida の式と Gido-Koestel の式に基づいて相間熱流束を計算し、各セルで値が大きいほうを選択する。

(3) wallTemperature の計算内容および派生クラスの計算内容

wallTemperature::TWall()において壁面参照温度を計算し、セル定義場として返す。純粋仮想関数であり、具体的な定義は派生クラスに依存する。

nearWallCondensationModel::evaluate()内で呼び出される。

本解析では計算領域の境界温度をいくつかの様な温度をもつ領域に分割して計算を行う。そのような温度分布を計算するため、uniformWallTemperature::Twall()において、時刻に対する内挿テーブルを参照し、様な壁面参照温度を計算してセル定義場として返す。内挿テーブルには OpenFOAM の機能を利用している。

verticaDistributionWallTemperature::Twall()において、時刻と高さを 2 変数とする内挿テーブルを参照し、壁面参照温度を計算してセル定義場として返す。高さは z 座標を使用するものとし、2 変数内挿は OpenFOAM の機能を利用している。

partitionedWallTemperature::Twall()において、体積要素集合 (cellzone) に応じた壁面参照温度を内装テーブルから計算してセル定義場として返す。Cellzone に含まれない体積要素はデフォルトとして指定した温度テーブルを参照する。

凝縮計算の手順

1 時刻ステップの PIMPLE 外部反復ループ内で実行する凝縮計算の手順を以下に示す (PIMPLE 法は OpenFOAM 内で実装されている圧力・流速計算の連成手法であり、SIMPLE 法および PISO 法に基づいている)。なお、本実装では PIMPLE を想定した実装を行っている。

- 1 蒸気表の評価から壁面温度を更新する。
- 2 凝縮質量率 Γ_M を計算する。
- 3 MULES 法を用いて液相体積率の輸送式を陽的に解き、液相体積率の保存フラックスを得る。
- 4 凝縮質量率ソース項を用いて液相体積率の輸送式を陰的に解き、液相体積率を更新する。
- 5 体積率に依存する二相流の熱流動特性を更新する。
- 6 各相の運動方程式を構成する（この段階では解かない）。
- 7 ガス種輸送式を陰的に解き、ガス種質量分率を計算する（質量分率合計を 1.0 に補正）。
- 8 各相のエネルギー輸送方程式を陰的に解き、各相の温度を計算する。
- 9 圧力方程式の構成と求解。
 - 各相の運動方程式から予測質量フラックスを計算する（必ずしも保存則を満たさない）。
 - 質量フラックスが保存則を満たすように圧力方程式を構成して、陰的に解く。
 - 各相密度を更新する

各計算手順の実装内容

1. 蒸気表の評価から壁面温度を更新する
`nearWallCondensationModel::evaluate()`を呼び出す。
2. 凝縮質量率 Γ_M を計算する
`nearWallCondensationModel::gammaM()`を呼び出す。
3. MULES 法を用いて液相体積率の輸送式を陽的に解き、液相体積率の保存フラックスを得る。
 MULES 法は OpenFOAM に実装されている各相の体積率の輸送を精度良く計算するための手法。改良のベースとなる `twoPhaseEulerFoam` では、二相流クラス `twoPhaseSystem` に実装された `twoPhaseSystem::solve()`においてこの機能を実装している。本実装では `twoPhaseSystem` に引数として凝縮体積率 Γ_M/ρ_l を受け取る `solve` 関数を追加し、機能を拡張する。
4. 液相体積率の保存フラックスに凝縮質量率ソース項を用いて凝縮体積率 Γ_M/ρ_l を加算し、液相体積率の輸送式を陰的に解き、液相体積率を更新する。
 リスト 4.5.2-1 に示すように輸送式を構成して液相体積率を更新する。手順 3 と手順 4 を行うことで液相体積分率が保存（凝縮質量率と液相質量の増分が一致）する。
5. 体積率に依存する二相流の熱流動特性を更新する

ベースとなる `twoPhaseEulerFoam` と同じく `twoPhaseSystem::correct()` を呼び出す。

6. 各相の運動方程式を構成する

リスト 4.5.2-2 のように `twoPhaseEulerFoam` の運動方程式に凝縮に伴う運動量輸送 (赤字部分) を追加する。なお、元の運動方程式においてガスの拡散質量輸送の効果は明示的には考慮されていない。リスト 4.5.2-2 には気相のみ記載しているが、液相にも同様の実装を行う。

7. ガス種輸送式を陰的に解き、ガス種質量分率を計算する

`reactingFoam` のガス輸送方程式をベースに以下の計算をリスト 4.5.2-3 のように加える。

- 乱流モデルから得られる実効熱伝達率 `alphaEff` を用いて実効 Lewis 数から拡散項を構成 (リスト 4.5.2-3 の赤字部分)
- 水の輸送式のみ凝縮質量ソースを追加 (リスト 4.5.2-3 の青字部分)

8. 各相のエネルギー輸送方程式を陰的に解き、各相の温度を計算する

ここで使用する `twoPhaseEulerFoam` は相変化を取扱うソルバではないので、相変化によるエネルギー項を別途導入する必要がある。後述の検討から本実装では凝縮潜熱の影響を流体に与えない (即座に容器 (系) 外に放出されると仮定) としている。この仮定から、相変化による各相のエンタルピーの増減のみを考える。`twoPhaseEulerFoam` のエネルギー輸送方程式をベースに気相側、液相側に以下のようにして凝縮によるエネルギー変化を追加する。 h_1 、 h_2 は液相、気相のエンタルピーを表す。

- 液相側：ソース項として $\Gamma_M \times h_1$ を加算
- 気相側：ソース項として $-\Gamma_M \times h_2$ を加算

なお、凝縮潜熱の影響を流体に与える場合には別の取り扱いになる。凝縮潜熱をどのように与えるかが問題となるが、例えば気相、液相の体積分率に比例する形で配分するならば凝縮によるエネルギー変化は以下のようなになる。 α_1 、 α_2 は液相、気相の体積分率、 Δh は `nearWallCondensationModel::evaluate()` で計算した凝縮潜熱を表す (本報告では一部の検討に下式を用いた計算を行っている)。

- 液相側：ソース項として $\Gamma_M \times h_1 + \alpha_1 \times \Gamma_M \times \Delta h$ を加算
- 気相側：ソース項として $-\Gamma_M \times h_2 + \alpha_2 \times \Gamma_M \times \Delta h$ を加算

リスト 4.5.2-4 の赤字のように気液相に凝縮の効果を追加している。凝縮潜熱の項はコメントアウトで無効化している (流体に作用させない)。コメントアウトを外すと、凝縮潜熱を流体に作用させることになる。なお、元のエネルギー方程式においてガスの拡散に伴う熱輸送の効果は明示的には考慮されていない。

9. 圧力方程式の構成と求解

`twoPhaseEulerFoam` の圧力方程式をベースに、凝縮による運動量輸送をリスト 4.5.2-5 のように `Drag` 項と同様に考慮する (赤字部分)。蒸発は考慮しないので気相 (相 2) は変更しない。

また、各相の質量保存則において凝縮ソース項をリスト 4.5.2-5 のように追加する (赤字部分)。ここでは、質量ソース項を導入する機能 `fvOptions` の実装を踏襲している。

```
fvScalarMatrix alpha1Eqn
(
    fvm::ddt(rho1,alpha1) + fvc::div(fluid.phase1().alphaRhoPhi()) ==
    gammaM
);
alpha1Eqn.solve();
```

リスト 4.5.2-1 液相体積率の輸送式 (`twoPhaseSystem::phase1().alphaRhoPhi()`により、手順 3 の `twoPhaseSystem::solve(gammaVL)`で更新した液相の質量保存フラックスを取得できる)

```

U2Eqn =
(
    fvm::ddt(alpha2, rho2, U2) + fvm::div(alphaRhoPhi2, U2)
    - fvm::Sp(contErr2, U2)
    + mrfZones(alpha2*rho2 + virtualMassCoeff, U2)
    + phase2.turbulence().divDevRhoReff(U2)
==
    liftForce
    + wallLubricationForce
    + turbulentDispersionForce
    - virtualMassCoeff
    *(
        fvm::ddt(U2)
        + fvm::div(phi2, U2)
        - fvm::Sp(fvc::div(phi2), U2)
        - DDTU1
    )
    + fvOptions(alpha2, rho2, U2)
);
U2Eqn.relax();
U2Eqn += fvm::Sp(dragCoeff, U2) + fvm::Sp(gammaM, U2);
fvOptions.constrain(U2Eqn);

```

リスト 4.5.2-2 運動方程式の変更

```

forAll(Y, i)
{
    if (Y[i].name() != inertSpecie)
    {
        volScalarField& Yi = Y[i];

        fvScalarMatrix YiEqn
        (
            fvm::ddt(alpha2, rho2, Yi)
            + mvConvection->fvmDiv(alphaRhoPhi2, Yi)
            - fvm::Sp(contErr2, Yi)
            - fvm::laplacian
            (
                fvc::interpolate(alpha2)
                * fvc::interpolate(LeEff *
                thermo2.alphaEff(phase2.turbulence().mut())),
                Yi
            )
            ==
            fvOptions(alpha2, rho2, Yi)
        );

        if(Yi.name() == "H2O")
        {
            YiEqn += gammaM;
        }

        YiEqn.relax();

        fvOptions.constrain(YiEqn);

        YiEqn.solve(mesh.solver("Yi"));

        fvOptions.correct(Yi);

        Yi.max(0.0);
        Yt += Yi;
    }
    else
    {
        inertIndex = i;
    }
}

```

リスト 4.5.2-3 ガス輸送方程式の変更

```

he1Eqn -=
(
    heatTransferCoeff*(thermo2.T() - thermo1.T())
+ heatTransferCoeff*he1/Cpv1
- fvm::Sp(heatTransferCoeff/Cpv1, he1)
+ fvOptions(alpha1, rho1, he1)
+ fvm::Sp(gammaM, he1)
//+ gammaM * (alpha1 * nearWallCondensation->DeltaH())
);

```

(a) 液相

```

he2Eqn -=
(
    heatTransferCoeff*(thermo1.T() - thermo2.T())
+ heatTransferCoeff*he2/Cpv2
- fvm::Sp(heatTransferCoeff/Cpv2, he2)
+ fvOptions(alpha2, rho2, he2)
- fvm::Sp(gammaM, he2)
//+ gammaM * (alpha2 * nearWallCondensation->DeltaH())
);

```

(b) 気相

リスト 4.5.2-4 エネルギー方程式の変更

```

phiHbyA1 +=
(
    fvc::interpolate(rAU1*dragCoeff)*phi2
+ fvc::interpolate(rAU1*gammaM)*phi2
- phiP1
+ rAlphaAU1f*(g & mesh.Sf())
);

```

リスト 4.5.2-5 凝縮による運動量輸送の考慮

簡易形状によるテスト計算

2次元の簡易形状（正方形領域）内に蒸気と空気を混合した体系で、容器の一部を冷却す

ることで、凝縮が発生する際の試験解析を行った。凝縮により気相部質量が減少し、液相部質量が増加することを確認した。またこれらの質量の和は一定となったことから、質量保存が満たされていることを確認できた。

CIGMA 実験の解析条件およびモデルの検討

(1) 検討内容

CIGMA を模擬した形状のメッシュを用いて、実装したソルバによるテスト計算を実施し、温度、圧力の時間変化が実験同様の挙動を示す解析手法について検討した。検討ケースは下記の 4 通りとし、計算時間は最大で約 100 秒とした。

- ケース 1 : Uchida の式、Gido-Koestel の式で用いる比表面積をパラメータとして 200[1/m]を基準に 20、2、0.5[1/m]と振ったときの挙動を調査。
- ケース 2 : 断熱条件以外の壁面と流体間の熱伝達の効果を 10 倍にしたときの挙動を調査。
- ケース 3 : 凝縮潜熱の影響を気液両相のエンタルピー変化として考慮する手法から液相のみのエンタルピー変化として考慮する手法に変更したときの挙動を調査。
- ケース 4 : 凝縮潜熱の影響を流体に与えない (即座に容器 (系) 外に放出されると仮定) ときの挙動を調査。

(2) 解析モデル

4.5.1 節で述べた CIGMA 実験解析に用いたメッシュをベースにして、メッシュサイズのみを修正したメッシュを本解析には適用した。容器内部の平均メッシュサイズを 50mm、壁面近傍のメッシュサイズを 11mm とした。

解析における境界条件、初期条件は 4.5.1 節の解析と同様とし、CC-PL-04 実験の解析を実施した。実験データを参照し、冷却面の内壁温度を与え、初期のガス濃度分布を設定した。乱流モデルには OpenFOAM に実装されている $k-\epsilon$ モデル (mixtureKEpsilon) を適用した。実効 Lewis 数は 1 とした。相間パラメータは粒径を $10\mu\text{m}$ とし、その他のパラメータは OpenFOAM の tutorial にある bubbleColumn (tutorials/multiphase/twoPhaseEulerFoam/RAS) で用いられる値を設定した。

4.5.1 節と同様にして、冷却開始時刻を実験結果と整合させるため、解析の開始時刻を時刻 100 秒として以下の結果を示す。

(3) 解析結果

図 4.5.2-1, 2 に、各検討ケースにおける高さ 10m (EL10m) の圧力と温度の解析結果と

実験結果をそれぞれ示す。比表面積の値を変化させた場合、圧力はすべての値で実験と同様に時間経過とともに低下する傾向が得られた。なお、比表面積が小さいほうが圧力の低下速度は遅くなる傾向が見られた。

温度については今回検討した全ての比表面積の値において、冷却開始から一旦温度が低下し、その後温度が上昇するという実験とは異なる傾向が得られた。なお、比表面積が小さいほうが、温度が上昇する時刻が遅くなり、上昇速度も小さくなる傾向が見られた。比表面積を $200[1/m]$ で固定し、断熱以外の壁面と流体間の熱伝導の効果を 10 倍にし、気液両相に凝縮潜熱の効果を考慮した場合と液相のみに考慮した場合は、圧力は熱伝達の効果 1 倍のときと同様に時間経過とともに低下する傾向が得られた。また、熱伝達の効果が 1 倍のときよりも圧力の低下速度が速い傾向が見られた。温度の時間変化は、熱伝達の効果 10 倍の場合でも 1 倍のときと同様に、一旦温度が低下するが、その後上昇するという、実験とは異なる傾向が得られた。凝縮潜熱の効果を気液両相、液相のみ、に考慮した場合、両者の差異はほとんど見られなかった。比表面積を $200[1/m]$ で固定し、凝縮潜熱の影響を流体に与えない場合には圧力変化、温度変化ともに実測と同様に時間経過とともに低下する傾向が得られた。

次にこのような温度挙動を示した理由について考えるために液相の挙動について見てみる。図 4.5.2-3, 4 に熱伝達の効果 10 倍、気液両相に凝縮潜熱の効果を考慮した場合および熱伝達の効果 10 倍、液相のみに凝縮潜熱の効果を考慮した場合における液相の流動挙動を示す。各々、側壁で凝縮した水が壁面を伝って落下している様子が見られ、これは液膜のような状態になっているものと考えられる。また落下している液の先端部分では一部分散状態となり壁面から離れている挙動も見られる。その一方で、高さ 9.848m より上の側壁で凝集した水は、近傍のガスの流動が激しいため、この流れに乗り壁面から離れて分散状態となり容器内部の測定箇所に流れ込んでいる。

分散状態を想定したモデル（二流体モデル）を用いているため凝縮した水が壁面を離れて分散状態となる挙動自体は計算結果として不適切ではないと考えられる。しかし、凝縮後すぐに壁面を離れてしまうため、放熱が不十分なまま測定箇所に分散状態の流体が流れ込むことにより、シミュレーションでは温度が上昇する結果を示したと考えられる。一方、実験では凝縮によって生成した水は液膜状態となり壁面に留まり液-壁面間で熱のやり取り（放熱）を行うため、測定箇所である容器内部へのエネルギー伝達は少ないものと予測される。凝縮した水の流動挙動の違いが、実験とシミュレーションの温度変化の違いとして現われたものと推察される。以上の結果をふまえ、これ以降の解析では、凝縮潜熱の効果を流体に与えないものとして、解析を実施した。

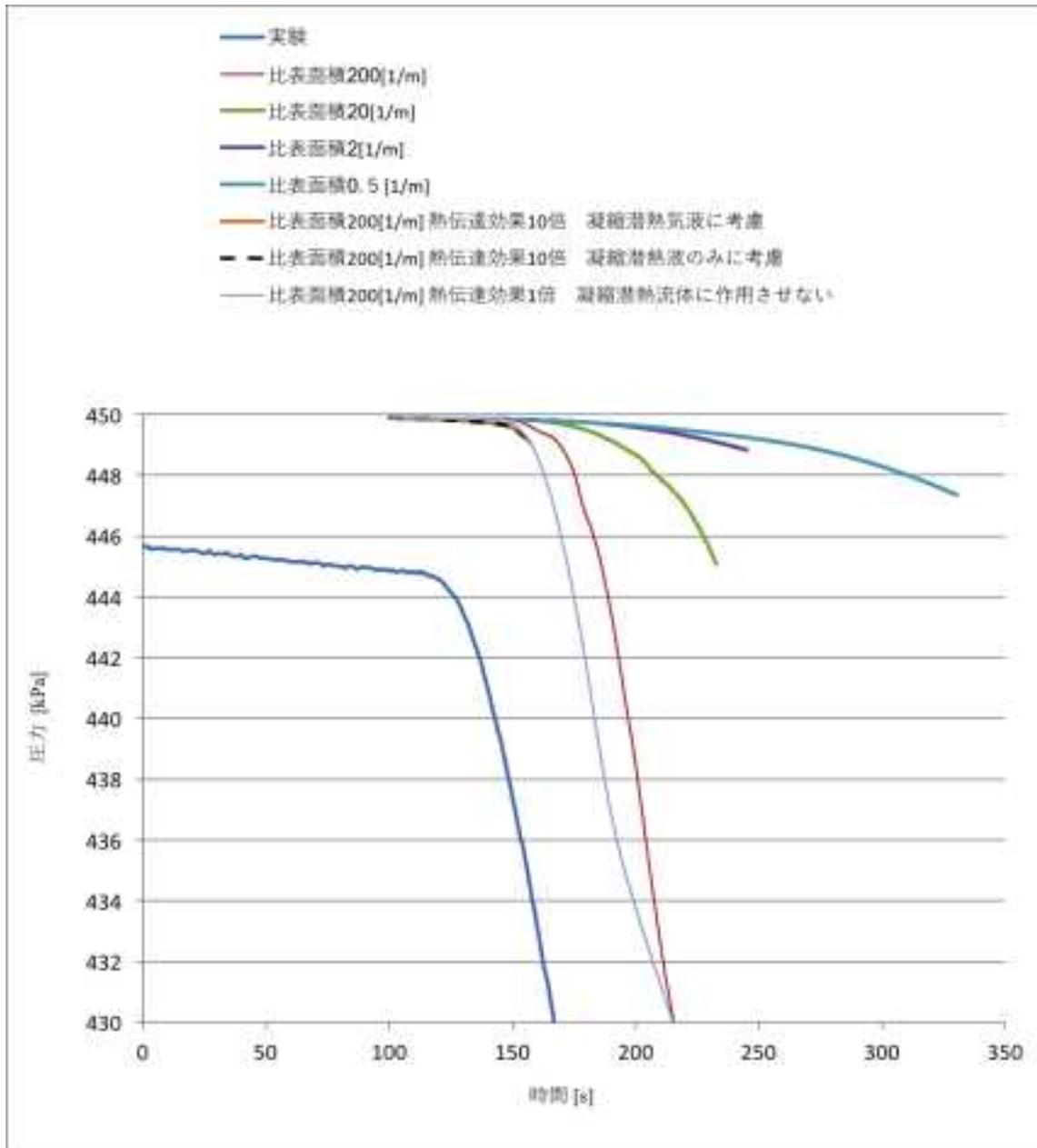


図 4.5.2-1 圧力履歴

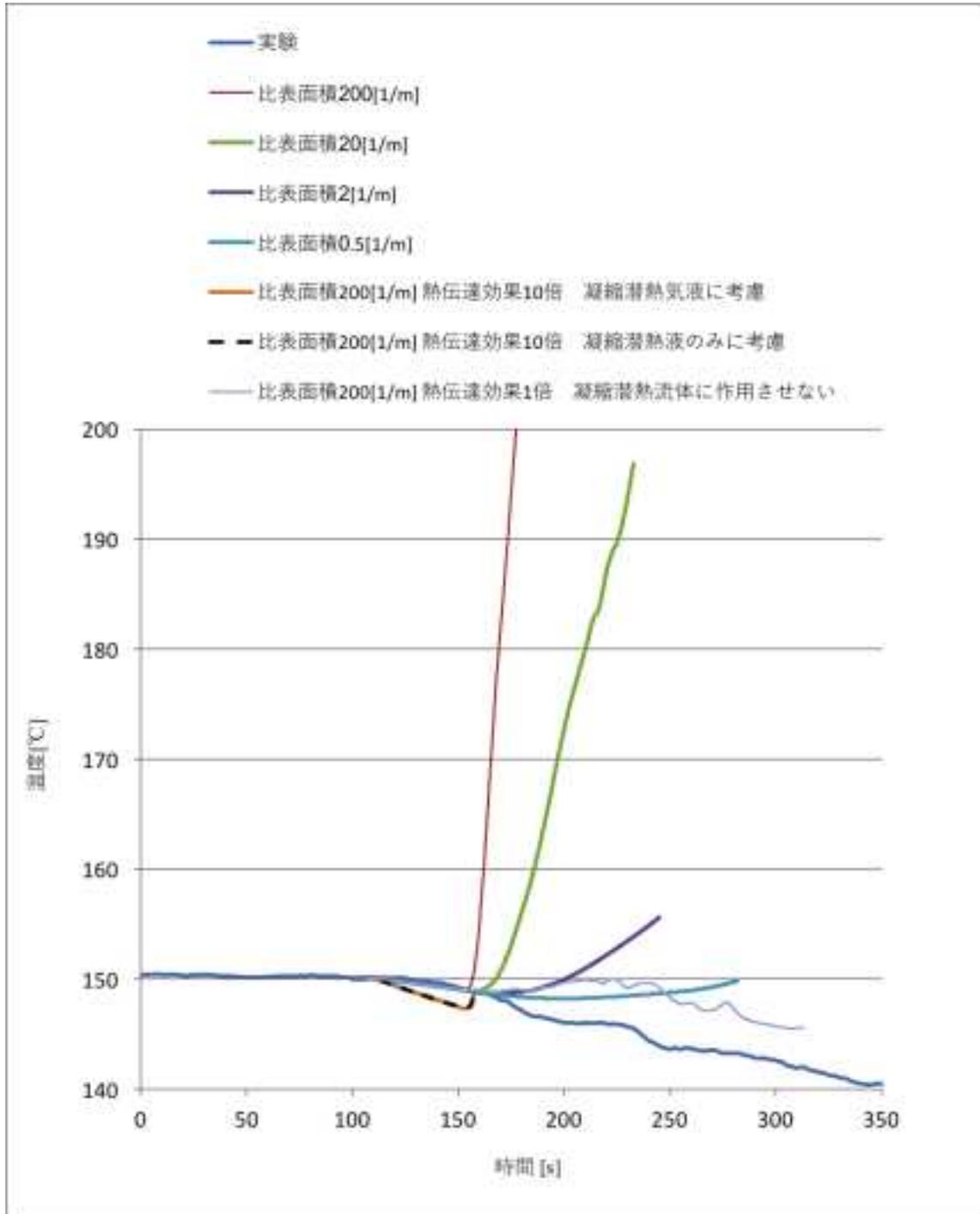


図 4.5.2-2 温度履歴

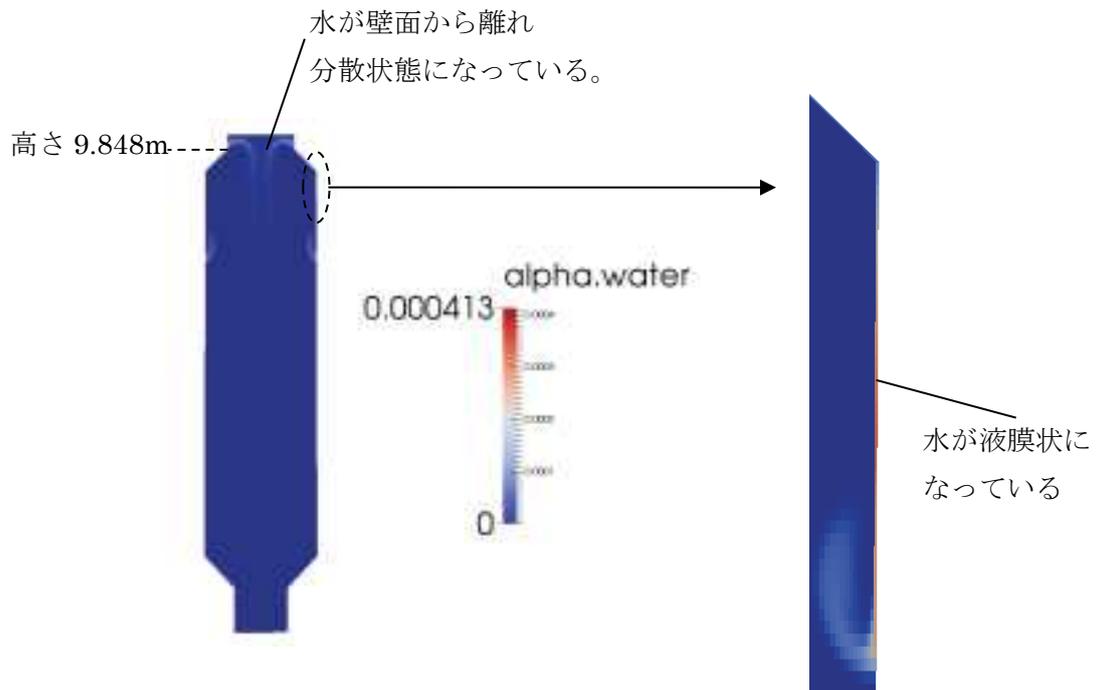


図 4.5.2-3 熱伝達の効果 10 倍、気液両相に凝縮潜熱の効果を考慮した場合の水の挙動 (155 秒)

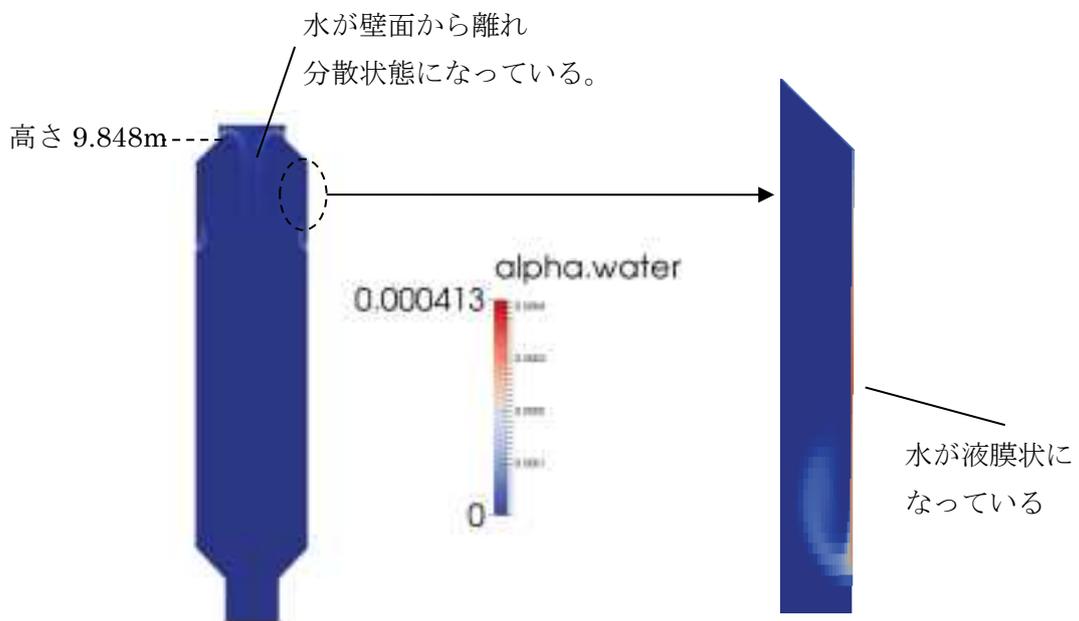


図 4.5.2-4 熱伝達の効果 10 倍、液相のみに凝縮潜熱の効果を考慮した場合の水の挙動 (155 秒)

CIGMA 実験の解析

(1) 計算条件

本節でも前節で示した計算メッシュを用いて解析を行う。ここでは 2 ケースの検討を行った。1 つは相間熱伝達の式に Uchida の式を用いるケース (以降、ケース Uchida と表記)、もう 1 つは Uchida の式および Gido-Koestel の式を切り替えるケース (以降、ケース U-GK と表記) である。計算条件に関しては前節と同様とした。また、計算時間は 4.5.1 節と同様にして 1600 秒までとした。

(2) 計算結果

図 4.5.2-5, 6, 7 に容器内の蒸気の質量分率、温度、流速の分布図をそれぞれ示す。それぞれの分布において、ケース Uchida およびケース U-GK 間にほとんど差は見られなかった。蒸気の質量分率は 100 秒から 700 秒の間で急激に低下していることが分かる。つまり、この間に凝縮が急激に進むことが分かる。一方、温度分布を見ると、1000 秒程度までほとんど低下しなかった。1000 秒以降では上部流体が冷却され、温度が低下した。本解析では凝縮潜熱をただちに系外へ放出するとしているが、顕熱の除熱も十分ではないことが示唆される。これは前節で検討したように、固体壁面上の液相が分散化するために、流体から固体壁への熱伝達 (除熱) が小さく、流体のエンタルピーが維持されるために生じていると考えられる。流体-固体壁間の熱伝達を確保するためには、壁面上で液膜を模擬するモデルを検討する必要があると考えられる。流速分布から、400 秒で容器内を循環する流れが見られるが、この流れは徐々に減衰し、流速が小さくなる結果が見られた。

図 4.5.2-8 に EL4.9m における圧力履歴を示す。200 秒から 600 秒で急激に圧力が低下している。また実験よりも圧力降下を過大評価しているため、凝縮量を過大評価したと考えられる。ケース Uchida とケース U-GK の差はほとんど見られなかった。次に図 4.5.2-9~12 に各エレベーションでの温度履歴を示す。EL10.0m では温度が低下していく。しかし EL10.0m 以外の高さでは、初期にわずかに温度低下するものの、400 秒以降で温度上昇する結果を示した。これは流体-固体壁間の熱伝達が不十分であるためと考えられる。4.5.1 節の解析結果と比較すると、温度変動については 4.5.1 節の解析よりも小さくなっており、より実験に近づく傾向を示した。

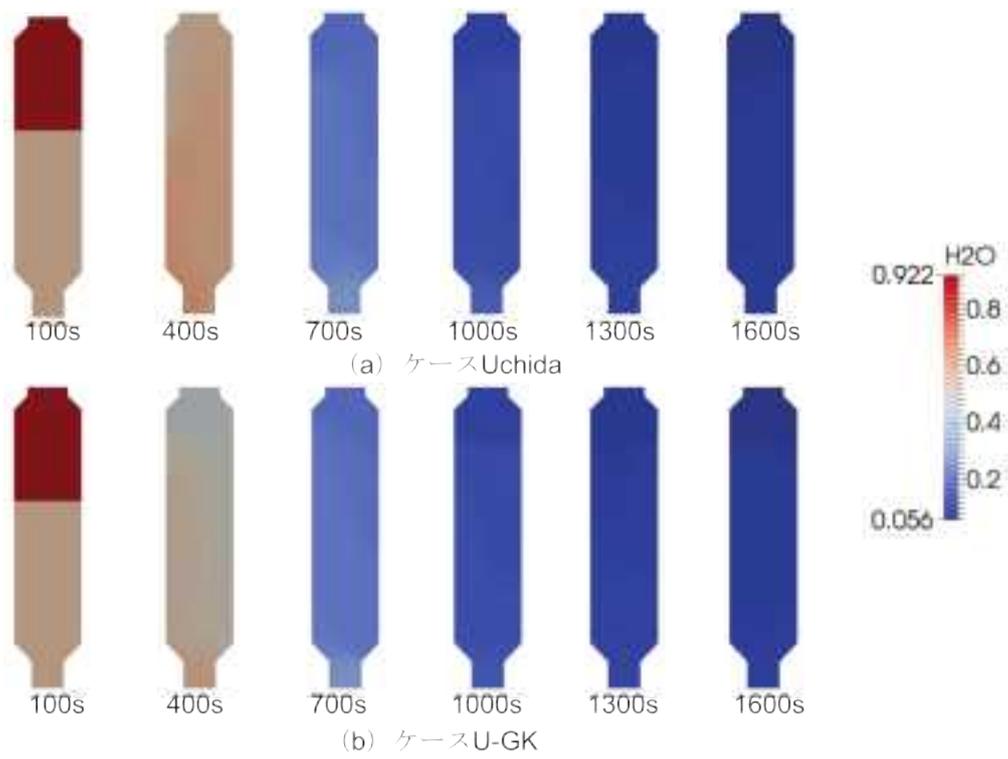


図 4.5.2-5 水蒸気の質量分率分布

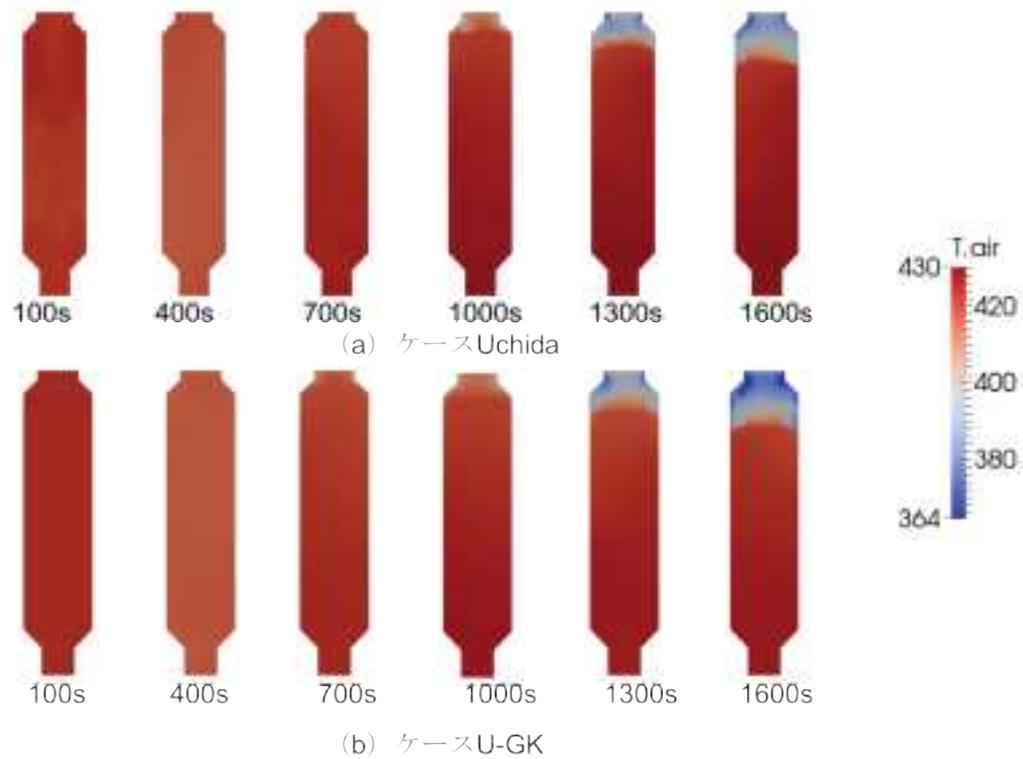


図 4.5.2-6 温度分布

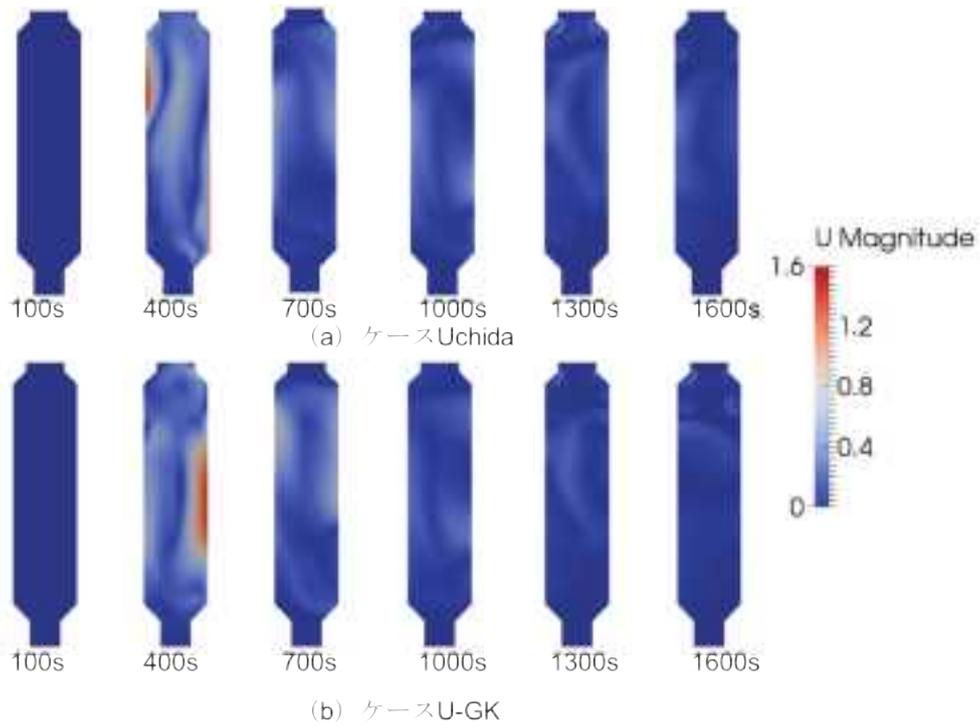


図 4.5.2-7 流速分布

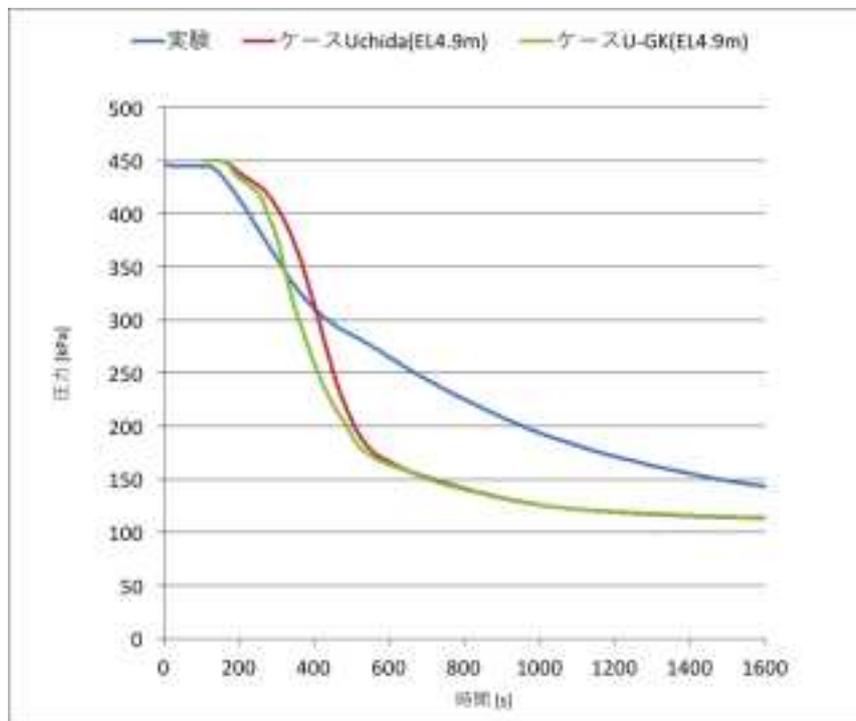


図 4.5.2-8 EL4.9m における圧力履歴

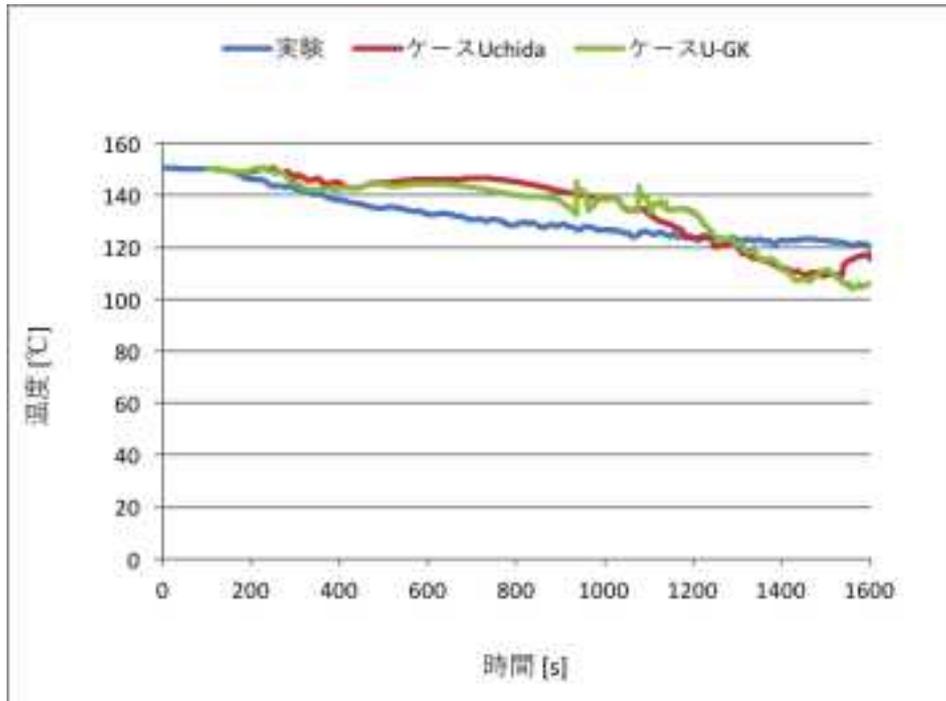


図 4.5.2-9 EL10.0m における温度履歴

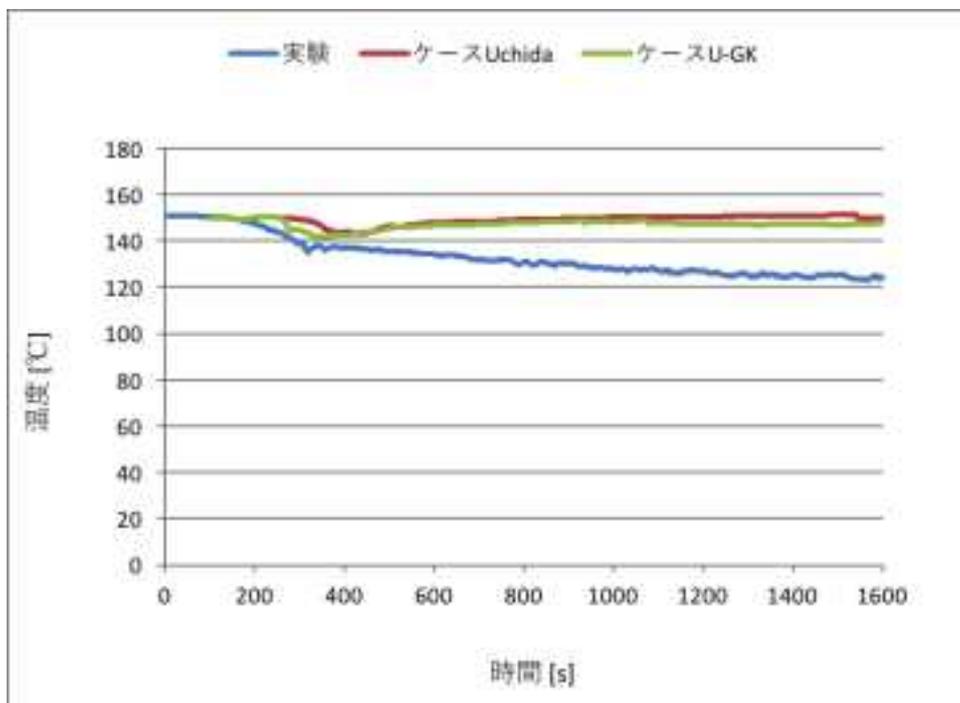


図 4.5.2-10 EL7.5m における温度履歴

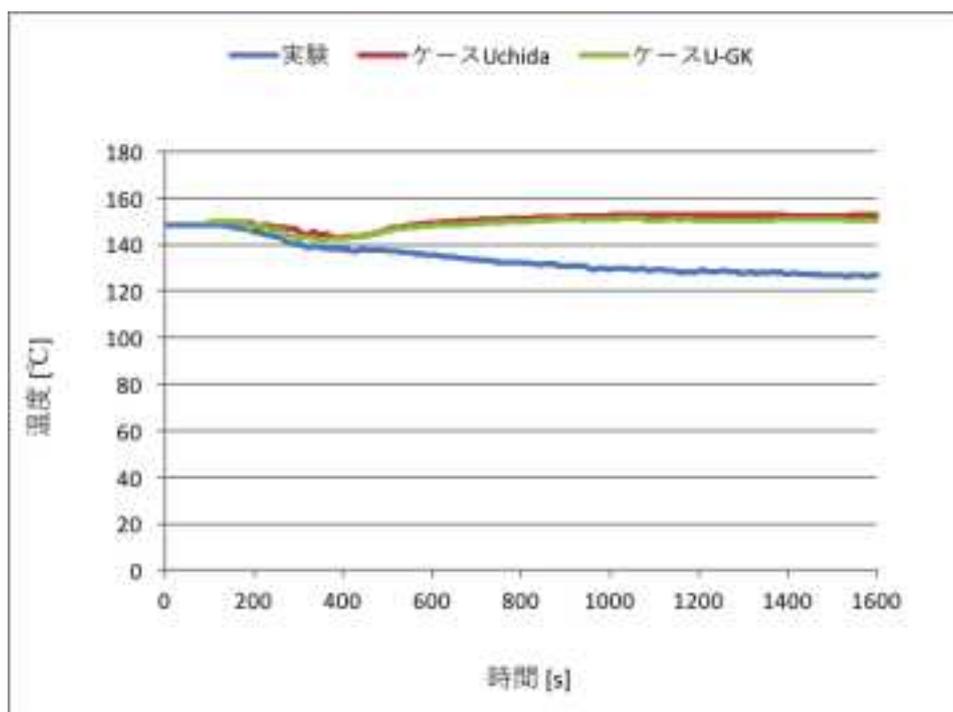


図 4.5.2-11 EL4.9m における温度履歴

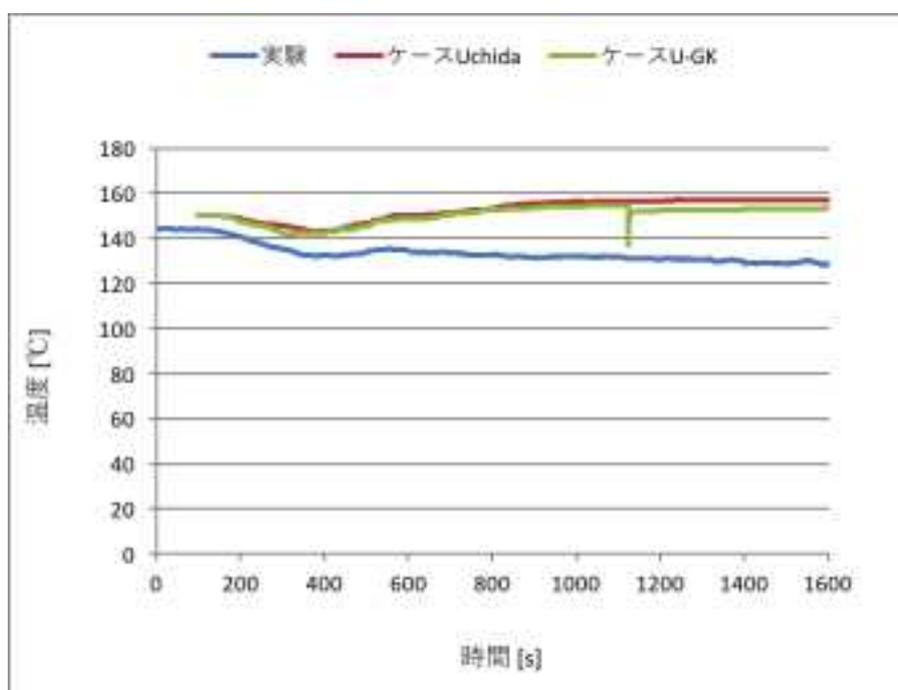


図 4.5.2-12 EL0.0m における温度履歴

まとめと今後の課題

OpenFOAM の二流体ソルバである twoPhaseEulerFoam に対して、凝縮熱伝達の相関式を組み込む改良を行った。簡易形状での凝縮の試験解析で質量保存を満たしながら、凝縮を模擬できることを確認できた。

CIGMA を用いた外面冷却実験 CC-PL-04 の解析を行ったところ、容器下部の温度が上昇する結果を得た。本解析で使用したソルバは分散状態を想定したモデルに基づいており、そのために冷却部で凝縮した液相が分散化してしまい、液膜による熱伝達（除熱）を十分に模擬できなかつたためと考えられる。今後は、冷却面上における液膜の挙動を模擬するためのモデルを検討する必要があると考えられる。また、凝縮によるエネルギー方程式中の生成項についても別途検討が必要だと考えられる。

4.5.3 スプレイ解析

本解析の目的

4.1 節に述べたように、格納容器内部スプレイ冷却はシビアアクシデント時において格納容器冷却の有効手段として AM に広く採用されている。また、水素の成層化、局在化という観点からも、スプレイによる攪拌効果は大きいとされている。さらに、4.4 節で述べたように、原子炉の炉心損傷時に、炉心からのエアロゾル状放射性物質の環境への放出量を軽減する対策の一つとして、液滴によって放射性物質を除去するスプレイスクラビングが挙げられる。このようなスプレイによる冷却及びスクラビング挙動を把握することためには CFD 解析による解析は有用であり、現象の詳細を理解のに大いに役立つ。例えば、ロシアの IBRAE のグループは、ERCOSAM プロジェクト内において、スイス PSI で模擬格納容器 PANDA を用いて行われたスプレイ実験に関し、商用コード Fluent を用いた CFD 解析を行い、液滴の流速およびスプレイの拡がり角に関して、実験結果とよい一致を示している [1]。本解析的検討では、図 4.4.2-1 の矩形テスト容器(0.5m 四方、高さ 2m)を対象としたスプレイ実験に関する CFD 解析を行う。今年度は、スプレイ挙動解析に関する最初の検討であるため、CFD コード OpenFOAM に実装されているソルバを用いた解析を行い、ソルバの評価及び検証を実施した。

CFD 解析モデル

本検討では、Euler-Euler モデルおよび Euler-Lagrange モデルによるスプレイ実験解析を行った。以下に、両解析手法の詳細を示す。

Euler-Euler モデルの支配方程式

CFD コード OpenFOAM に実装されている二相流解析モデルの 1 つである Euler-Euler

モデルを用いて、スプレー実験の解析を行った。ソルバは `twoPhaseEulerFoam` を使用した。`twoPhaseEulerFoam` で考慮する支配方程式は以下の通り

[質量保存式]

$$\frac{\partial \rho_\phi \alpha_\phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi \mathbf{u}_\phi) = 0 \quad (4.5.3-1)$$

[運動量保存式]

$$\frac{\partial (\rho_\phi \alpha_\phi \mathbf{u}_\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_\phi \rho_\phi \mathbf{u}_\phi \mathbf{u}_\phi) + \nabla \cdot (\rho_\phi \alpha_\phi \mathbf{R}_\phi^{eff}) = -\alpha_\phi \nabla p + \alpha_\phi \rho_\phi \mathbf{g}_\phi + M_\phi \quad (4.5.3-2)$$

左辺第 3 項は粘性項 (乱流粘性を含む)、右辺第 3 項は相間の運動量輸送を表す

[エネルギー方程式]

$$\frac{\partial (\alpha_\phi \rho_\phi C_{p\phi} T_\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_\phi \rho_\phi C_{p\phi} T_\phi \mathbf{u}_\phi) = \nabla \cdot \mathbf{q}_\phi + h \cdot \Delta T \quad (4.5.3-3)$$

スプレーは分散相として、相間運動量輸送に、ボイド率や液滴径の関数である構成式によって表現される。

解析メッシュ

解析領域は 0.5 m 四方で高さ 2 m の直方体容器で上面中央にスプレーを噴射する噴孔を配置した。解析メッシュは基準メッシュを `blockMesh` (直方体メッシュ) で作成するが、噴孔に近い領域でメッシュ幅を細分化するため、`snappyHexMesh` 機能 (`blockMesh` から境界に重なった部分のメッシュを細かく切りなおす機能) を用いた。解析メッシュの概要を図 4.5.3-1 に示す。基準メッシュの幅を約 14 mm とし、噴孔近傍を約 3.5 mm とした。メッシュ数は 2,009,088 となった。スプレーの投入に関して、`Euler-Euler` モデルでは、噴孔をメッシュで再現する必要があるが、本解析では噴孔径は 0.79 mm と非常に小さく、噴孔をメッシュで再現することは困難である。そこで、図 4.5.3-2 に示すように、実際の噴孔位置より 50 mm 下流の位置において、スプレーの拡がりを考慮した流速を与えることとした。本解析では噴霧角は 15 度であり、50 mm 下流では約 14 mm であり、中央のメッシュ (3.5 mm) で 4 メッシュ分に相当することから、図 4.5.3-2 左図の赤で示した 4×4 の範囲をスプレー投入部とした。

解析条件

`Euler-Euler` モデルの解析条件を表 4.5.3-1 に示す。`Euler-Euler` モデルの解析では、液滴の流入条件として、流量 3 条件対しそれぞれ液滴径 3 条件の計 9 ケースを実施した。本報告では、ベースケースとした流量 0.3 L/m、液滴径 150 μm の結果について述べる。

解析結果

乱流拡散モデルの影響評価

乱流拡散モデル[2]による液滴の拡がりへの影響を調べた。図 4.5.3-3 に結果を示す。乱流拡散は以下のように表現される。

$$F_{TD} = \frac{3}{4} \rho_g \frac{C_D v_t}{d_p \sigma} |u_g - u_l| \quad (4.5.3-4)$$

本検討では、モデルを使用しない場合、 σ を変更したときの影響を比較した。乱流拡散を考慮しない場合、噴霧の拡がり是非常に小さくなったが、乱流拡散を考慮することで拡がりが大きくなる傾向がみられた。 $\sigma = 1e-3$ とした場合には計算で設定した拡がり角に近い結果が得られた。以下では、 $\sigma = 1e-3$ とした結果について述べる。

図 4.5.3-4～9 に液相分布、液相運動量分布、乱流エネルギー分布を示す。液相流速について、Euler-Euler モデルでは液相の存在しない領域にも値があるため、液相密度と体積割合をかけて液相運動量として表示している。液相は拡がりながら下流方向に流れ、噴射開始から 2.5 秒程度で下面に到達、5 秒後には定常な噴霧の分布が得られた。噴射直後に液相は気相の抵抗を受けて運動量が大きく低下しており、その後は流速が小さくなることから、抗力も低下し徐々に減速している。

Euler-Lagrange モデルの支配方程式

CFD コード OpenFOAM に実装されている Euler-Lagrange モデルを扱ったソルバである sprayFoam を用いて、スプレー実験の解析を行った。sprayFoam で考慮する支配方程式は以下の通り。

気相の支配方程式について

[質量保存式]

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j}{\partial x_j} = S_{l,m} \quad (4.5.3-5)$$

[運動量保存式]

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \rho g_i + S_{l,u_i} \quad (4.5.3-6)$$

[エネルギー方程式]

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i h}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu}{\sigma_h} \frac{\partial h}{\partial x_i} \right) + \mu \left(\frac{1}{Sc_k} - \frac{1}{\sigma_h} \right) \sum_{k=1}^N h_k \frac{\partial Y_k}{\partial x_i} + \frac{\partial p}{\partial t} + S_{l,h} \quad (4.5.3-7)$$

[化学種 k の質量保存式]

$$\frac{\partial \rho Y_k}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i Y_k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho D_k \frac{\partial Y_k}{\partial x_i} \right) + S_{l,Y_k} \quad (4.5.3-8)$$

各方程式には液相との相互作用によるソース項が右边に含まれる。各方程式のソース項のは以下の通り。

$$S_{l,m} = - \sum_N \frac{\dot{m}_l}{\Delta V} \quad (4.5.3-9)$$

$$S_{l,u_i} = - \sum_N \frac{F_i}{\Delta V} \quad (4.5.3-10)$$

$$S_{l,h} = \sum_N \frac{[\dot{m}_l h_F(T) - Q_l - \dot{m}_l (c_{pF}(T - T_l) + L(T_l))]}{\Delta V} \quad (4.5.3-11)$$

化学種 k の質量保存式については、 $Y_k = Y_l$ (粒子成分) の場合のみ、以下の項を追加する。

$$S_{l,Y_k} = - \sum_N \frac{\dot{m}_l}{\Delta V} \quad (4.5.3-12)$$

液相の支配方程式について

[粒子の運動方程式 (i 方向)]

$$\frac{du_i^p}{dt} = F_D(u_i - u_i^p) + \frac{g_i(\rho^p - \rho)}{\rho^p} + \frac{F_i}{\rho^p} \quad (4.5.3-13)$$

速度 u_i および密度 ρ について、添え字 p がある場合は粒子、ない場合は周囲流体の物理量を表す。また、右辺第一項は流体・粒子間の抗力、第二項は重力、第三項はその他の力による効果を表す。また、スプレー噴霧と気相間の熱・物質移動を計算するため、以下の式を用いる。

[粒子のエネルギー保存式]

$$m^p c^p \frac{dT^p}{dt} = hA^p (T - T^p) + L_t \dot{m}^p \quad (4.5.3-14)$$

m^p 、 c^p 、 T^p 、 A^p は粒子の質量、比熱、温度及び表面積を、 L_t は粒子の蒸発潜熱を表す。右辺第二項は粒子成分の蒸発に関するエネルギーのソース項で、蒸発量は質量保存式より算出する。

[粒子のエネルギー保存式]

$$\dot{m}^p = \frac{dm^p}{dt} = 4\pi d_l^2 K (w_i - w_{i,s}) \quad (4.5.3-15)$$

w_i 、 $w_{i,s}$ は粒子周辺の気体中および粒子表面の粒子成分の質量濃度を表す。

解析メッシュ

解析メッシュは Euler-Euler モデルの計算で使用したのと同じものを使用した。なお、Euler-Lagrange モデルの解析では、スプレー投入位置はメッシュに関係なく座標、噴霧角、初期粒径、初期速度などを直接設定できるため、本来の投入位置である解析領域上面中心部から投入を行った。

解析条件

Euler-Lagrange モデルの解析では、液滴の流入条件として、流量 2 ケースに対しそれぞれ液滴径 2 ケースの計 4 ケースを実施した。本報告では、上述の Euler-Euler 解析で述べたベースケースと同条件の Euler-Lagrange 解析の結果について述べる。

解析結果

図 4.3.5-10~11 に液滴分布を示す。噴霧の形状や、噴射直後に速度が大きく低下する傾向などは Euler-Euler モデルで計算した際にも同等の結果が得られており、また、噴霧が 2.5 秒程度で下面に到達していることも Euler-Euler モデルでの計算と同等の結果が得られている。

まとめと今後の課題

OpenFOAM に実装されているソルバを用いて Euler-Euler 法および Euler-Lagrange 法によるスプレー挙動の解析を行った。今後は、実験結果と比較を行い詳細な検討を行う。

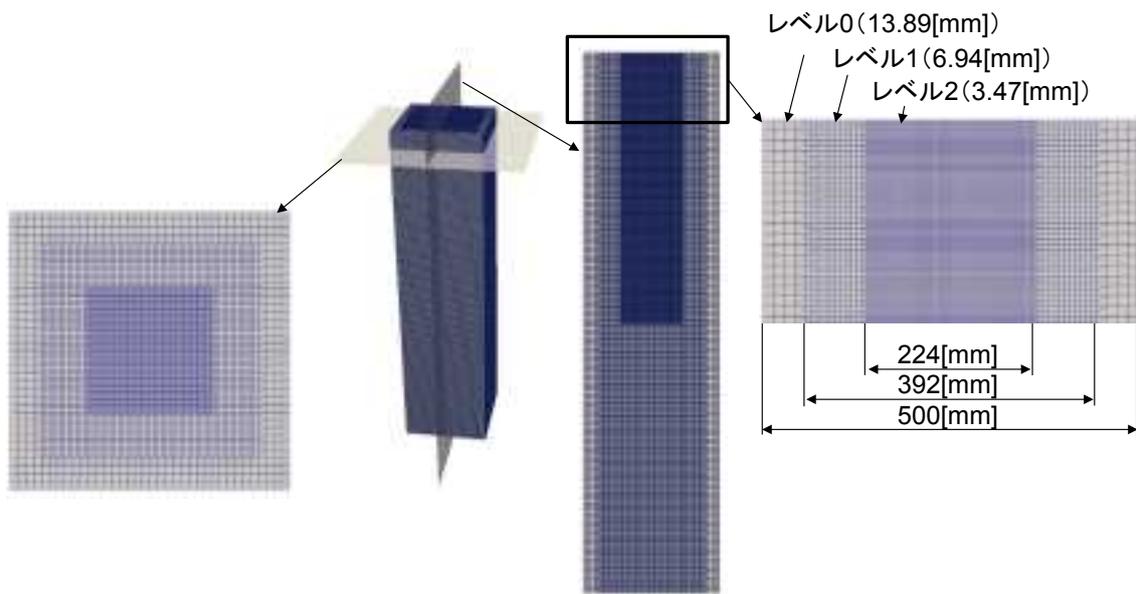


図 4.5.3-1 解析メッシュ

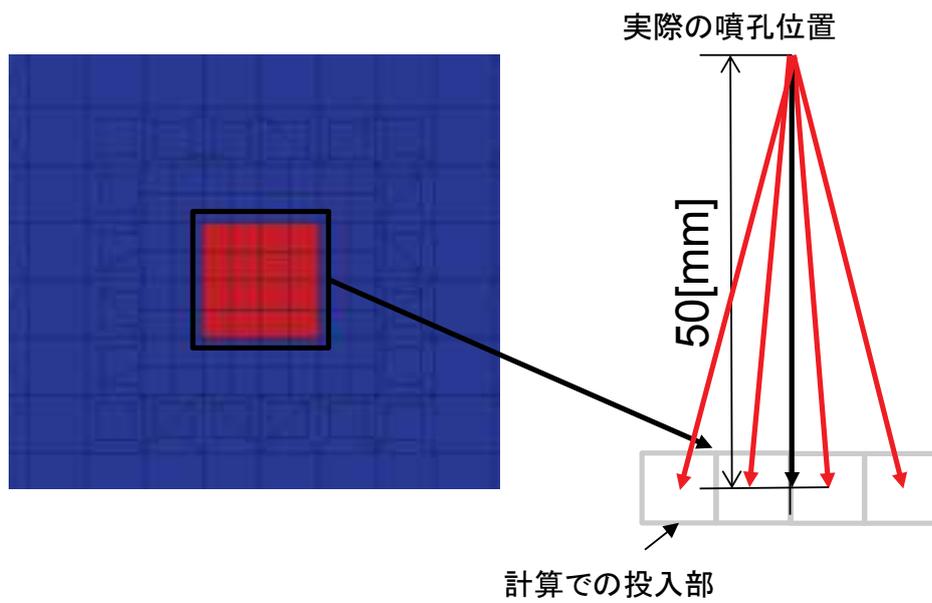


図 4.5.3-2 噴孔の設定

表 4.5.3-1 Euler-Euler モデルの解析条件

乱流モデル	標準k-εモデル	
物性値	連続相	空気(30°C)
	分散相	水(30°C)
相互作用	抗力	球形粒子の抗力係数
	揚力	なし
	仮想質量	なし
	乱流拡散	Gosmanモデル
	壁面潤滑	なし
	熱移動	RanzMarshall式による熱交換モデル
液滴投入条件	噴霧角	15度
	流量	3水準(0.3、0.6、1.1[L/min])
	液滴径	3水準(150、300、600[μm])
重力	あり	
初期条件	温度	30°C
	圧力	1気圧(101325[Pa])
	速度	静止状態

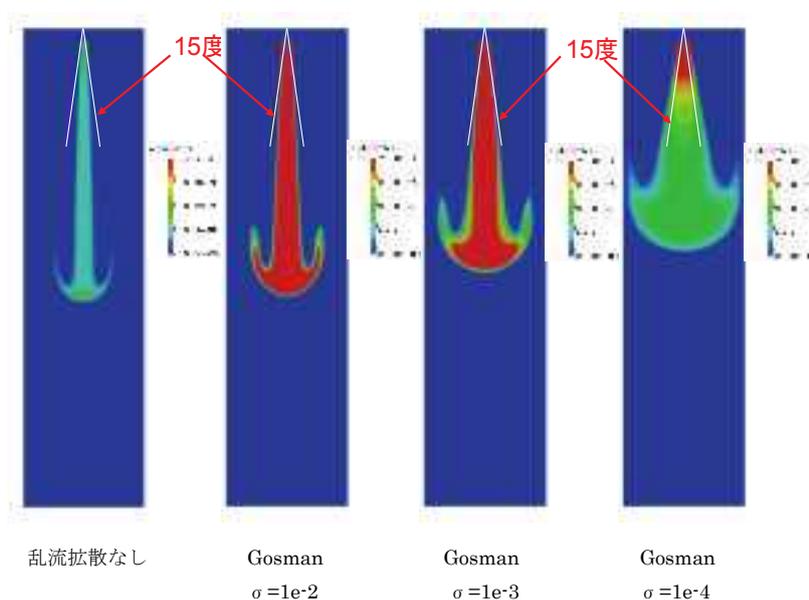


図 4.5.3-3 Euler-Euler の乱流拡散モデルの比較 液相分布 (噴射開始後 1 秒)

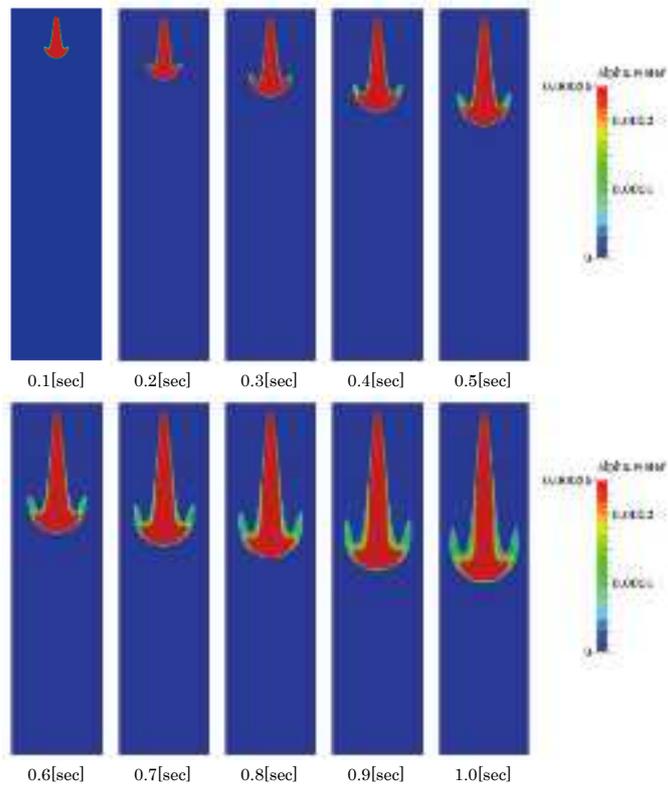


図 4.5.3-4 液相分布（噴射開始後 0.1～1 秒） Euler-Euler による解析

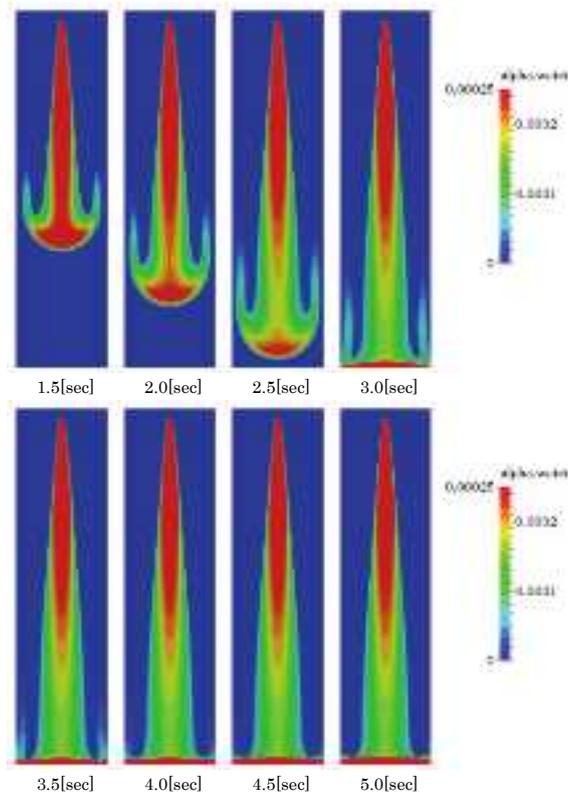


図 4.5.3-5 液相分布（噴射開始後 1.5～5 秒） Euler-Euler による解析

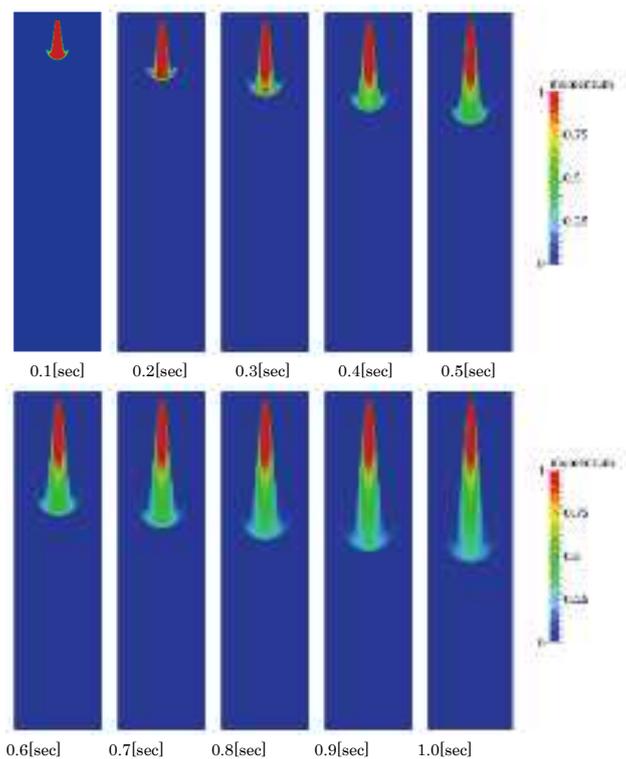


図 4.5.3-6 液相運動量分布（噴射開始後 0.1～1 秒） Euler-Euler による解析

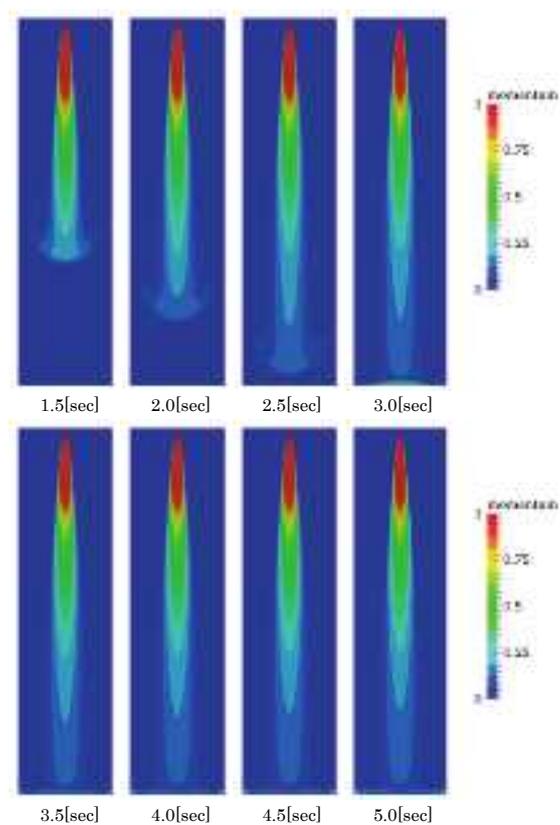


図 4.5.3-7 液相運動量分布（噴射開始後 1.5～5 秒） Euler-Euler による解析

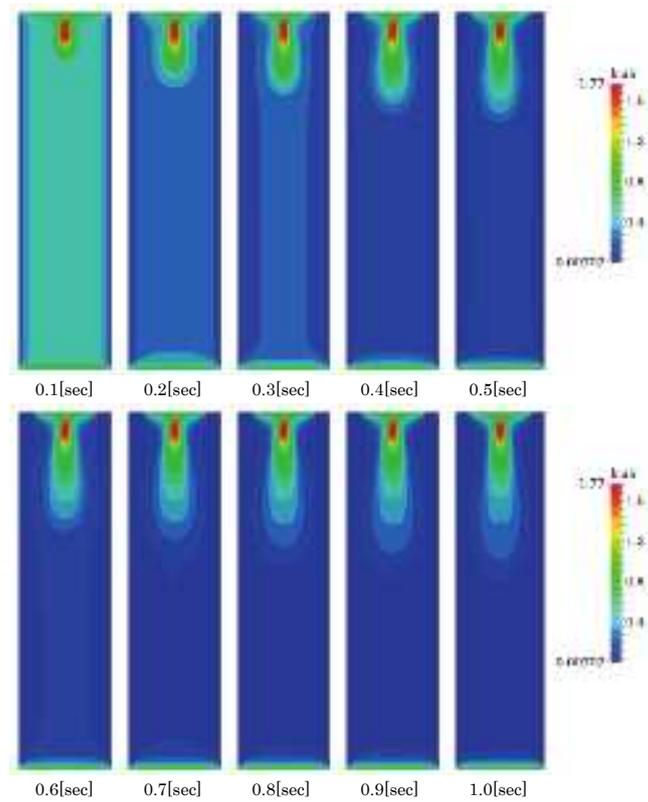


図 4.5.3-8 乱流エネルギー分布（噴射開始後 0.1～1 秒） Euler-Euler による解析

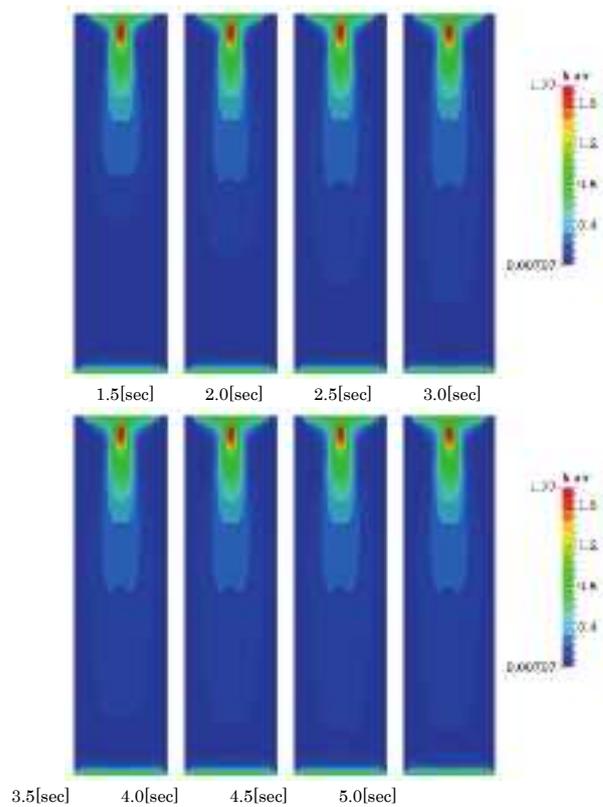


図 4.5.3-9 乱流エネルギー分布（噴射開始後 1.5～5 秒） Euler-Euler による解析

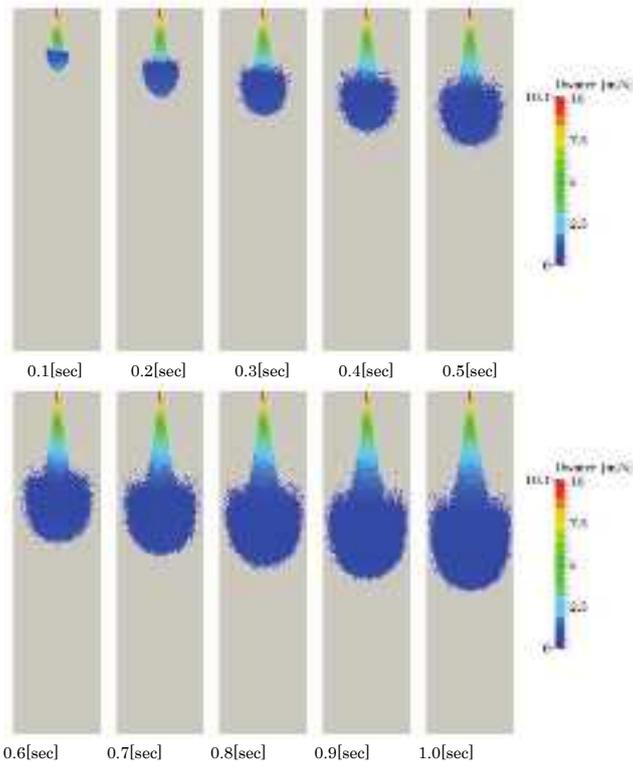


図 4.5.3-10 液滴分布（噴射開始後 0.1～1 秒） Euler-Lagrange による解析

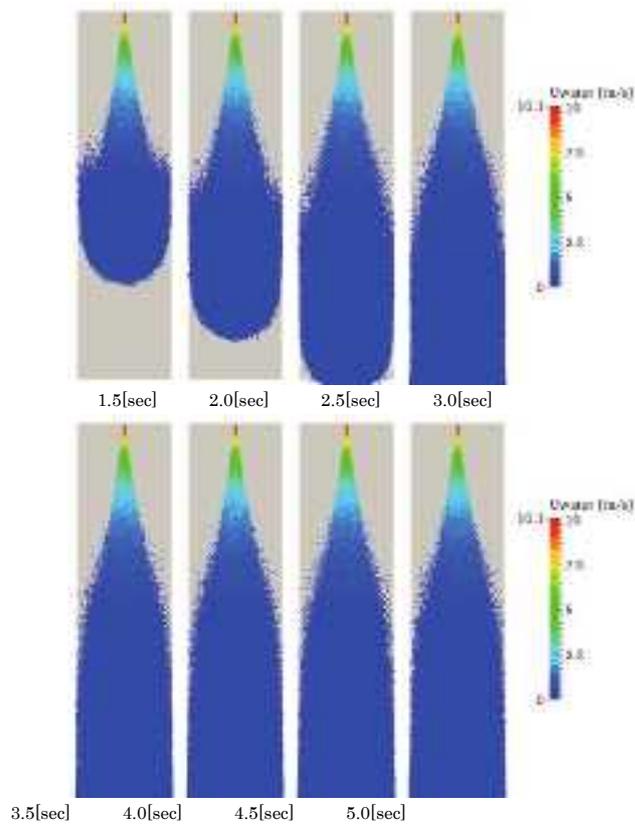


図 4.5.3-11 液滴分布（噴射開始後 1.5～5 秒） Euler-Lagrange による解析

4.5.4 CIGMA 実験データの粗視化ツールおよび OpenFOAM 解析用データ生成ツールの整備

CFD により実験を模擬するためには、解析対象モデルに対して適切な初期条件および境界条件（以下、まとめて計算条件と書く場合がある）を与える必要がある。これらは、初期条件であればモデル内の全セルに対して、境界条件であれば各境界セルに対して時刻ごとに、実験データを基に指定する必要がある。CIGMA を模擬するような大規模な解析モデルに対してこれを効率的に行うためには、実験データからこれらの値を抽出し、計算条件を記述した設定ファイルを半自動的に作成する補助ツールの整備が不可欠である。この際、実験によって得られる計測データ量は時間的・空間的に高密度かつ膨大であり、計算条件の設定のために必ずしもその全情報を要するわけではないことを考慮し、ユーザーが任意に選択した任意個数の計測チャンネルから計算に用いるデータのみを抽出し、また時系列データに対して計算に用いる任意の範囲を抽出する中間処理を施す（粗視化する）ことが望ましい。本節では、以上の要件を基に本年度設計・作成したツールの概要について説明する。

本ツールは表 4.5.4-1 に記載された二つの主要モジュールから構成される。以下、各モジュールの機能と入出力データについて紹介する。

(i) 粗視化データ作成モジュール

【目的・機能】

計算条件を設定する前段階処理として、計算に用いる計測時系列データを選択・登録し、必要に応じて時間範囲の限定処理を行う。

【入力】

本モジュールの入力データ一覧を表 4.5.4-2 に掲載する。入力データには CIGMA 実験で得られた計測生データと、処理を行うデータ名一覧と処理方法を記述した設定ファイル（エクセル形式）とがある。CIGMA には、流体温度、壁面温度、圧力、水位などを計測するチャンネルが約 900、ガス濃度の計測チャンネルが約 100 ある。各計測データには固有の TagID が付与されており、CSV 形式のファイルに時系列データとして保存されている。ただし、計測量ごとに時間サンプリング間隔は異なる。本ツールではこれらの量のうち、流体温度、壁面温度およびガス濃度（水蒸気、ヘリウム、窒素、酸素）を処理対象とする。

処理を行うデータ TagID の指定および処理方法は TagIDAll.xlsx に、データ種類ごとにシートを分けて記述する。表 4.5.4-3 に温度データ処理の設定を記述した例を示す。処理を行う TagID の SW 列には”on”を入力する。また、StartTime と TimeSpan 列にはそれぞれ、データを抽出する開始時刻と出力時間間隔を入力する。図中のそれ以降の列は固定である。ガス濃度についても、同じ入力ファイルの別シートを編集することでガス種ごとに設定を行う。

【出力】

出力データ一覧を表 4.5.4-2 に掲載する。入力ファイルで選択した **TagID** の時系列データが、指定した時間範囲について出力される。

(ii) 初期値及び境界条件設定モジュール

【目的・機能】

粗視化データ作成モジュールによって作成された粗視化データを基に、CFD 解析用 (OpenFOAM 用) の計算条件設定ファイルを自動編集する。図 4.5.4-1 のように、粗視化データから任意の数の計測代表点を選択し、計算対象領域内の各セルを、そのセルに最も近い代表点が構成する支配サブ領域に振り分ける。各支配サブ領域に含まれるすべての計算セルには、代表点で計測された各量を初期値および境界値として与える。CIGMA では温度、濃度の空間変動は鉛直方向に最も顕著であることから、今回は図のようにデータを鉛直方向の任意の計測点から代表して選択し、サブ領域は鉛直方向のみに分割するように機能を限定する。計測点座標とそこでの物理量およびサブ領域の範囲を基に、OpenFOAM 形式の計算条件設定ファイルを自動生成する。

【入力】

本モジュールの入力データ一覧を表 4.5.4-4 に掲載する。入力データは(i)で作成された粗視化データと、代表計測点を指定した設定ファイルとからなる。設定ファイルは、初期条件設定用と境界条件設定用の二つのシートからなる。初期条件設定用の設定ファイルの記述例を表 4.5.4-5 に掲載する。設定項目は、データの種類ごとに任意に与える固有名、そのデータの代表点測定 **TagID**、および計算条件設定ファイルの出力先パスから成る。また、基になる粗視化データが格納されているパスを **DataPath** によって指定する。ここでは I1 はそれぞれ異なる種のガス濃度データ（一行目は水蒸気、2行目は窒素）、I2 は温度データとなっている。したがって、この表の設定では、ガス濃度はサブ領域を設けず一様な濃度分布に設定したことになる。一方、温度分布については鉛直方向に三段階に分けている (**TagID** は鉛直方向昇順に登録)。境界条件設定用の設定ファイルの記述例を表 4.5.4-6 に掲載する。初期条件の設定項目に加え、境界に与える固有の名称を指定する必要がある。

【出力】

出力データ一覧を表 4.5.4-4 に掲載する。**setFieldsDict** は初期条件分布の設定を記述するための OpenFOAM 専用の入力ファイルである。リスト 4.5.4-1 に、生成された **setFieldsDict** ファイルの例を掲載する。これは、表 4.5.4-5 の設定を反映した温度の初期値分布設定である。リスト中の "boxToCell" が各サブ領域の設定を記述するキーワードであり、

それぞれの中で”box”によりサブ領域の範囲が、”fieldValue”によりデータ種類(T:温度)とその値が記述されている。ここでは領域を三つに分けたので、”boxToCell”が三回記述されている。”box”の引数として与えられた領域範囲は、TagID を基に既述の方法で自動的に計算されたものであり、T の値は、TagID で指定された測定点データから読み取ったものである。

changeDictionaryDict は境界条件の設定を記述するための OpenFOAM 専用の入力ファイルである。リスト 4.5.4-2 に、生成された changeDictionaryDict ファイルの例を掲載する。これは、表 4.5.4-6 の設定を反映した温度の境界条件設定である。リスト中の”region1_to_region2”は表 4.5.4-6 で設定した境界条件名を反映している。”region1_to_region2”内に記述された(0 423)から始まる二つの数字の組合せは、それぞれ一列目が時刻、二列目が温度の値を示している。これらの値は、表 4.5.4-6 で登録した TagID から読み取ったものである。

以上が本年度実施した粗視化ツールおよび解析データ生成ツールの概要である。現状では、計算条件を与えるためのサブ領域への分割を鉛直方向に単純分割するだけであるが、将来必要であれば、より複雑なサブ領域への分割や代表点間の補間処理なども行えるように拡張することが可能である。また、現状では各設定を、テキストを編集することで行う仕様となっているが、今後はこれを GUI 上でより直感的に行えるように拡張することも検討している。さらに、解析用データは OpenFOAM の形式のみで出力されるようになっていたが、必要に応じてほかの CFD コードの形式でも出力できるように、機能を拡張することも可能である。

表 4.5.4-1 ツール構成モジュール

モジュール名	概要
粗視化データ作成モジュール	CIGMA による実測データから、計算に用いる計測点のデータを時刻範囲を指定して抽出
初期値及び境界条件設定モジュール	OpenFOAM 入力用の初期値設定ファイルおよび境界条件設定ファイルを作成

表 4.5.4-2 粗視化データ作成ツール主要入出力データ一覧

入力データ	説明
CIGMA 実験計測データ	CIGMA による各種計測生データ
TagIDAll.xlsx	温度、濃度の TagID 及び抽出開始時間、抽出時間間隔の設定ファイル
出力データ	説明
粗視化時系列データ	入力ファイルで選択した TagID の、指定した時間範囲内の時系列データ

表 4.5.4-3 TagIDAll.xlsx 記述例（温度データ処理の設定）

TagID	SW	StartTime	TimeSpan	d1	d23	d45	d6	d789	d0	X(dv)	Y(dv)	Z(dv)
DTWX0A077		300	600	D	TW	X0	A	077		0.000	0.770	10.000
DTW97A111		300	600	D	TW	97	A	111		0.000	1.110	9.700
DTW97C111	on	300	600	D	TW	97	C	111		0.652	0.898	9.700
DTW97E111	on	300	600	D	TW	97	E	111		1.056	0.343	9.700
DTW97G111	on	300	600	D	TW	97	G	111		1.026	-0.425	9.700
DTWX0J077	on	300	600	D	TW	X0	J	077		0.295	-0.711	10.000
DTW98J085	on	300	600	D	TW	98	J	085		0.325	-0.785	9.800
DTW97J111		300	600	D	TW	97	J	111		0.425	-1.026	9.700

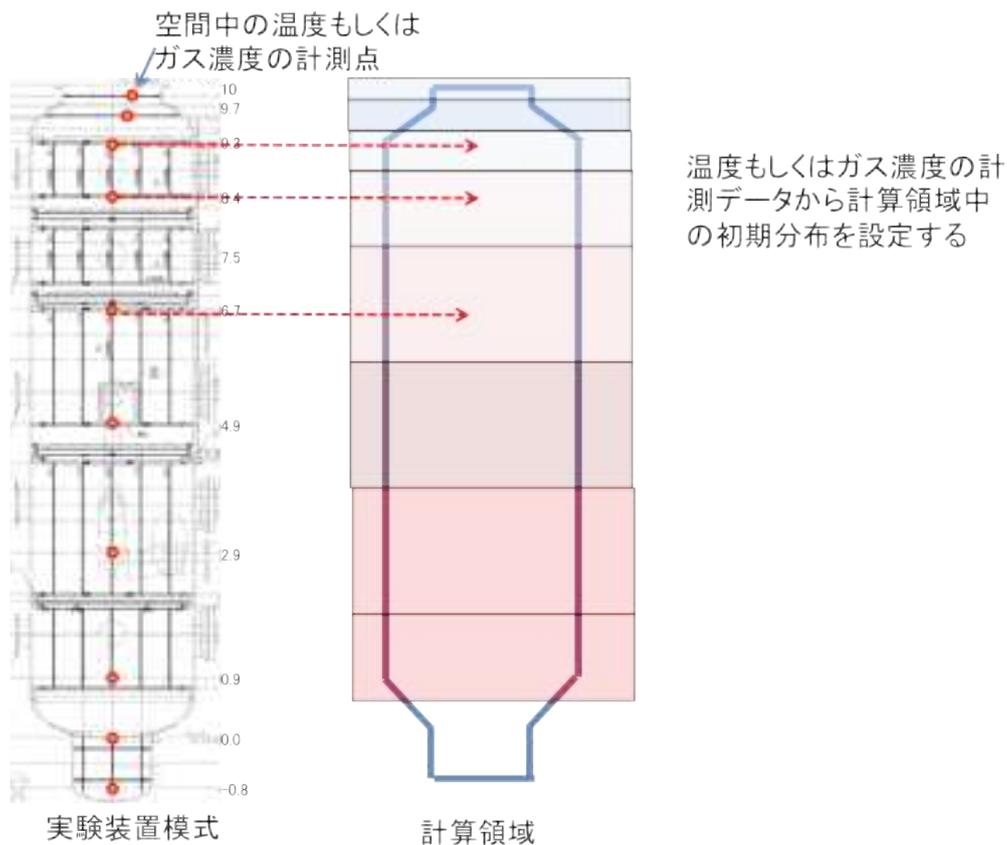


図 4.5.4-1 計測データからの解析用の初期分布の設定

表 4.5.4-4 初期値及び境界条件設定ツール主要入出力データ一覧

入力データ	説明
DictSet.xlsx	初期値および境界値を取得する代表点の設定ファイル
粗視化時系列データ	粗視化データ作成モジュールで出力した粗視化時系列データ
出力データ	説明
setFieldsDict	OpenFOAM 用初期条件設定ファイル
changeDictionaryDict	OpenFOAM 用境界条件設定ファイル

表 4.5.4-5 初期条件設定用ファイル設定例

名称	TagID	格納先ディレクトリー
DataPath		/home/user/Data
I1	CCW59X000	/home/user/foam/system/region1
I1	DCN97A023	/home/user/foam/system/region1
I2	BTF00A045	/home/user/foam/system/region2
I2	CTF09N123	/home/user/foam/system/region2
I2	CTF22L096d	/home/user/foam/system/region2

表 4.5.4-6 境界条件設定用ファイル設定例

	境界名	TagID	格納先ディレクトリー
DataPath			/home/user/Data
R1	region1_to_region2	DTW97C111	/home/user/foam/system/region1

```

defaultFieldValues
(
    // volScalarFieldValue 02 0
    volScalarFieldValue T 355.
);
regions
(
    boxToCell
    {
        box (-3 -3 0) (3 3 0.725);
        fieldValues
        (
            volScalarFieldValue T 317
        );
    }

    boxToCell
    {
        box (-3 -3 0.725) (3 3 1.125);
        fieldValues
        (
            volScalarFieldValue T 322
        );
    }

    boxToCell
    {
        box (-3 -3 1.125) (3 3 1.775);
        fieldValues
        (
            volScalarFieldValue T 323
        );
    }

    以下省略

```

リスト 4.5.4-1 生成された setFieldsDict ファイルの例

```

T
{
  internalField  uniform 423;

  boundaryField
  {
    ".*"
    {
      type          zeroGradient;
      value         uniform 423;
    }

    "region1_to_.*"
    {
      type  compressible::turbulentTemperatureCoupledBaffleMixed;
      Tnbr      T;
      Massnbr   mass-source;
      kappa     fluidThermo;
      kappaName none;
      value     uniform 423;
    }

    "region1_to_region2"
    {
      type          uniformFixedValue;
      uniformValue  table
      (
        (0 423)
        (150 410)
        (400 363)
        (650 348)
        (900 333)
        (1400 320)
        (1900 311)
      );
    }
  }
}

```

リスト 4.5.4-2 生成された changeDictionaryDict ファイルの例

5. 今後の計画

5.1. 大型格納容器実験と関連する個別効果試験

5.1.1 大型格納容器実験

今年度実施した外面冷却実験では、初期のガス濃度分布に応じて特徴的な挙動が見られた。この結果をふまえて、ガス濃度分布をパラメータとして、より広範な条件において実験を実施し、実験データベースの拡張を行う。また、これまでの実験では、冷却開始後の蒸気注入を行わず、対称的な条件で冷却を実施してきたので、今後は非対称冷却条件や蒸気注入条件等での実験を実施する。内部スプレイ実験では、今年度実施した流量条件では容器内の強い攪拌交換を確認できた。今後より低流量での実験を実施し、内部スプレイの効果の検証を進めていく。

可視化計測では、高温条件での PIV 計測を実施し、220°C程度での流速分布計測に成功した。今後は高温の空気、ヘリウム、蒸気等を用いた条件での PIV 計測を実施し、実験条件の拡張を進めていく。

重大事故時に、格納容器下部からベントを行う際に、パージした窒素ガスが優先的に抜けてしまい、上部に成層化した水素ガスの濃度が相対的に上昇してしまうことが懸念される。このことをふまえ、上部成層状態で下部からベントした場合の上部成層の挙動について、CIGMA による実験を検討する。

5.1.2 壁凝縮熱流動計測実験

今年度、壁面上での凝縮発生時の熱流動挙動を計測するための試験装置を整備した。今後、室温空気による実験により、温度勾配や凝縮による影響がない場合の風洞試験装置の特性データを把握する。この実験で試験装置に歪み等がないことを確認する。次に、底面を冷却した場合の加熱空気による実験を行い、温度勾配がある中での境界層特性に関する実験を行う。さらに蒸気を用いて凝縮発生時の熱流動計測も実施する予定である。

5.2. エアロゾル関連実験

重大事故時、エアロゾル状放射性物質の環境への放出量を軽減するために、液相によるエアロゾル除染に関する研究は重要である。これを受け、今年度より本委託事業において、プールスクラビングとスプレースクラビングの研究を発足させた。本報告書で述べた今年度それぞれの研究で得られた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

➤ 水-空気条件下の気泡上昇領域を対象とした実験

- 気液二相流のデータベースの構築
- 今年度得られた DF に対するエアロゾル濃度の依存性に関する実験検証と機構検討
- DF が一定となるエアロゾル濃度における DF の計測
- 水-空気条件下の上向きガス注入部を対象とした実験
 - DF の予備計測
- 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検討
 - 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
- 減圧条件下におけるスクラビング実験

5.2.2 スプレイスクラビング

下記実験項目は、まず凝縮を伴わない水-空気条件下で行い、蒸気雰囲気におけるエアロゾル計測手法の確立に伴って、凝縮も生じる実験を段階的に実施する。

- 空間内浮遊エアロゾルの除去実験
 - 除染効率の計測
 - 気液二相流計測
- クロスフロー内エアロゾルの除去実験
- 対向流内エアロゾルの除去実験

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）による実験を本格化させ、同実験結果に基づいて数値流体力学（CFD）コードの整備を継続した。また、個別効果実験として、壁凝縮やプールスクラビング、スプレイスクラビングに係る実験装置の整備を行い、一部予備実験を実施した。以下に主要な成果をまとめる。

大型格納容器実験では、昨年度の予備実験を引き継ぎ、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。格納容器外面冷却実験では、パラメータ実験の第一段階としてガス注入を行わない簡単な境界条件において、蒸気及び非凝縮ガスであらかじめ加圧した試験容器を上部プールへの水張りにより外側から壁越しに冷却し、容器上面での局所的な凝縮と容器内全体の全域的な対流や減圧の関係を調査した。初期状態のガスの組み合わせ及び分布形状によって格納容器の応答に差が生じ、凝縮面に向かって拡散する非凝縮ガス混合体の密度によって現象を整理できる見通しを得た。ヘリウム等の軽いガスの凝縮面への蓄積も非凝縮ガス混合体の密度を評価することで整理できると考えられる。しかしながら、非凝縮ガスの組成は減圧・対流の過程で変化するため初期条件だけでは決まらず、容器内の全域的な挙動を評価するには、凝縮や乱流混合等の局所現象を評価することが必要であり、これらのモデルの重要性が実験によって示された。スプレイによる容器内部への直接注水冷却実験では、容器体積に対するスプレイ流量比が実機相当から 10 分の 1 程度の低流量においてもスプレイの強い攪拌効果が認められ、初期のガス濃度組成や分布の影響は見られなかった。これらに加えて、定常熱伝達実験、高温ガスによる PIV 計測、過熱ノズル性能試験等を実施し、来年度以降の実験や装置整備に係るデータを取得した。

壁凝縮熱流動計測実験では、壁面における凝縮を対象に境界層内の流速分布及び温度分布計測するための装置の整備を行った。試験部には矩形断面形状を採用し、横長断面を有する風洞を整備した。これにより装置中央での速度分布への側壁からの影響が出ないようにした。試験部に乱れの少ない対称的な速度分布の流れを導入するために整流部の設計を行った。試験部底面は冷却水を循環させることで、冷却させることが可能であり、壁面上で凝縮を発生させられる。速度分布および温度分布はそれぞれレーザードップラー流速計、熱電対により計測できるようになっている。今後、風洞装置の特性データを取得後、境界層特性に関する実験を実施していく。

プールスクラビング実験では、既存装置において、4 センサー光プローブを用いて、ボイド率、気泡数頻度、Sauter mean 気泡径、界面積濃度等の局所気液二相流データを取得し、

気泡が管中心に集中するなどの二相流挙動を把握した。一方、WELAS を用いてエアロゾルを計測して DF を求め、従来のプールスクラビングモデルでは予測できない粒子数濃度に依存して DF が変化する結果を取得した。その理由を検証するためのいくつかの実験を実施したが、明確な原因解明には至っていない。今後、検証実験を継続するとともに、計測が安定する粒子数濃度範囲でプールスクラビング実験を実施することも検討する。

スプレイスクラビング実験では、液滴やガス流れ等の気液二相流と、エアロゾル除去量を計測できる試験装置の整備を行った。試験部は、光学的計測が容易に実施できる正方形断面形状を採用した。本試験装置において、最初にスプレーによる空間内に浮遊するエアロゾルの除去実験を実施する予定である。今年度は、PDI を用いてスプレーの液滴の径や速度に関する予備計測を実施した。今後、気液二相流とエアロゾル計測の装置・手法の整備を継続しつつ、気液二相流とエアロゾル除染効率を計測する予定である。

解析研究に関しては、オープンソースの CFD コード OpenFOAM を用いて、昨年度実施した CC-PL-04 実験を対象とした解析を行った。多成分気体の輸送方程式に基づき、蒸気の拡散量から蒸気凝縮量を見積もるモデルを計算コードに組み込み、凝縮による減圧挙動の再現計算を行った。減圧挙動は概ね再現することができたが、温度変動を実験よりも過大評価した。乱流モデル等の影響が考えられるため、今後乱流モデル等の検討も凝縮モデルの検討と並行して実施する必要があると考えられる。また二流体モデルへの実験相関式に基づく凝縮モデルの実装を行い、CC-PL-04 の試験解析を行った。液膜に関するモデルを考慮しなかったために十分な除熱が行われなかった可能性が示唆された。さらに凝縮によるエネルギー方程式に加わる生成項の取扱にも検討が必要だと考えられる。今後は液膜モデルの実装等も含めた検討が課題として挙げられる。これらに加えて、スプレー挙動に関する予備解析を二流体モデルおよびオイラー・ラグランジュモデルを用いて行い、モデルの評価を行った。今後は CIGMA におけるスプレー実験の解析等を実施する予定である。

参考文献

4.1 節

- [1] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 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, 4.3.1 節
- [2] (独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成 27 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, 4.2.2 節
- [3] http://www.michell-japan.co.jp/water_analyzer/pdf/MI_S8000_1405.pdf
- [4] Auban, O., et al, "Implementation of gas concentration measurement systems using mass spectrometry in containment thermal-hydraulics test facilities: different approaches for calibration and measurement with steam/air/helium mixture," Proc. of NURETH10, (2003).
- [5] Herrantz, L.E., Anderson, M.H., Corradini, M.L., "A Diffusion Layer Model for Steam Condensation within the AP600 Containment," Nucl. Eng. Des., 183, pp. 133-150 (1998).
- [6] Anderson, M.H., Herranz, L.E., Corradini, M.L., "Experimental Analysis of Heat Transfer within the AP600 Containment under Postulated Accident Condition," Nucl. Eng. Des., 185, pp. 153-172 (1998).
- [7] Cheng a, X., Bazin, P., Cornet, P., Hittner, D., Jackson, J.D., Lopez Jimenez, J., Naviglio, A., Oriolo, F., Petzold, H., "Experimental data base for Containment Thermal Hydraulic Analysis," Nucl. Eng. Des., 204, pp. 267-284 (2001).
- [8] Kudriakov, S., Dabbene, F., Studer, E., Baccantini, A., Magnaud, J.P., Paillere, H., Bentaib, A., Bleyer, A., Malet, J., Porcheron, E., Caroli, C., "The TONUS CFD code for Hydrogen Risk Analysis: Physical Models, Numerical Scheme and Validation Matrix," Nucl. Eng. Des., 238, pp. 551-565 (2008).
- [9] Liu, H., Todreas, N.E., Driscoll, N.J., "An Experimental Investigation of a Passive Cooling Unit for Nuclear Plant Containment," Nucl. Eng. Des., 199, pp. 243-255 (2000).
- [10] OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report, NEA/CSNI/R(2012)5, NEA Committee of the Safety of Nuclear Installations, Apr. 6, (2012).
- [11] OECD/NEA Group of Experts, 1999. SOAR on containment thermalhydraulics and hydrogen distribution. OECD/NEA report.

4.2 節

- [1] S. K. Park et al., “Condensation of pure steam and steam-air mixture with surface waves of condensate film on a vertical wall,” *Int. J. Multiphase Flow*, 22(5), 893-908 (1996).
- [2] F. Legay-Desesquelles and B. Prunet-Foch, “Dynamics behavior of a boundary layer with condensation along a flat palate: comparison with suction,” *Int. J. Heat Mass Trans.*, 28(12), 2363-2370 (1985).
- [3] F. Legay-Desesquelles and B. Prunet-Foch, “Heat and mass transfer with condensation in laminar and turbulent boundary layers along a flat plate,” *Int. J. Heat Mass Trans.*, 29(1), 95-105 (1986).
- [4] H.C. Kang and M.H. Kim, “Effect of non-condensable gas and wavy interface on the condensation heat transfer in a nearly horizontal plate,” *Nucl. Eng. Des.*, 149, 313-321 (1994).
- [5] H.C. Kang and M.H. Kim, “Characteristics of film condensation of supersaturated steam-air mixture on a flat plate,” *Int. J. Multiphase flow*, 25, 1601-1618 (1998).
- [6] X. Cheng et al., “Experimental data base for containment thermalhydraulic analysis,” *Nucl. Eng. Des.*, 204, 267-284 (2001).
- [7] W. Ambrosini et al., “Comparison and analysis of the condensation benchmark results,” *ERMSAR-2008*, Paper No. 3.2 (2008).
- [8] A. Belt et al., “Design, construction and pretest results of the CFD-grade condensation test facility SETCOM,” *CFD4NRS-5*, S01-3 (2014).
- [9] H. Araki, et al., “Measurement of condensation heat transfer coefficient inside a vertical tube in the presence of noncondensable gas,” *J. Nucl. Sci. Tech.*, 32(6), 517-526 (1995).
- [10] S. Oh, et al., “Experimental and theoretical investigation of film condensation with noncondensable gas,” *Int. J. Heat Mass Trans.*, 49, 2523-2534 (2006).

4.3 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] Shen, X. and Nakamura, H., “Local interfacial velocity measurement method using a four-sensor probe,” *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 67, 843–852 (2013).
- [3] Prasser, H.M., Bottger, A., Zschau, J., “A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows,” *Flow Measurement and Instrumentation*, 9, 111-119 (1998).
- [4] Lucas, D., Tomiyama, A., “On the role of the lateral lift force in poly-dispersed bubbly flow,” *Int. J. Multiphase Flow*, 37, 1178-1190 (2011).

- [5] U.S. NRC, “MELCOR computer code manuals,” RN Package reference manual, NUREG/CR-6119.

4.4 節

- [1] H. Allelein, et al., “State-of-the-art report on nuclear aerosols,” NEA/CSNI/R(2009)5.
[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] H.E. Albercht, M. Borys, N. Damaschke, C. Tropea, “Laser Doppler and phase Doppler measurement techniques,” Springer (2003).

4.5.1 節

- [1] A. Dehbi, et al., Prediction of steam condensation in the presence of noncondensable gases using a CFD-based approach, Nucl. Eng. Des., 258, 199-210 (2013)

4.5.2 節

- [1] H. Uchida, et al., Evaluation of post-incident cooling systems of light-water power reactors. In: Proceedings of the Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva, 13, 93–104 (1965)
[2] F. Rahn, GOTHIC containment analysis package user manual version 7.2b (2009)

4.5.3 節

- [1] A. Filippov, et al., CMFD simulation of EROCOSAM PANDA spray tests PE1 and PE2, Nucl. Eng. Des., 299, 81-94 (2016)
[2] A.D. Gosman, et al., “Multidimensional modeling of turbulent two-phase flows in stirred vessels,” AIChE J., 38(12), 1946-1956 (1992).

本事業に関連する外部発表

雑誌等掲載論文

- 1) 柴本泰照, 与能本泰介, 堀田亮年: 大型装置 CIGMA を用いた格納容器熱水力安全研究—重大事故の評価手法と安全対策の高度化を目指して—, 日本原子力学会誌アトモス, 58(9), 553-557 (2016).

国際会議等報告

- 1) Sibamoto, Y., Abe, S., Ishigaki, M., Yonomoto T., "First Experiments at the CIGMA Facility for Investigations of LWR Containment Thermal Hydraulics", Proc. of ICONE24-60515, Charlotte, North Carolina, June 26-30, 2016.
- 2) Sun, H., Sibamoto, Y., Okagaki, Y., Yonomoto, T., "Development of error reduction methods in aerosol measurement for pool scrubbing experiment", Proc. of ICONE24-60359, Charlotte, North Carolina, June 26-30, 2016.
- 3) Sibamoto, Y., Yonomoto, T., Ishigaki, M., Abe, S., "Outcome of First Containment Cooling Experiments using CIGMA", Proc. of NUTHOS-11, N11A0669, Gyeongju, Korea, October 9-13, 2016.
- 4) Ishigaki, M., Abe, S., Sibamoto, Y., Yonomoto, T., "CFD Simulation of a CIGMA Experiment CC-PL-04 on the Containment Thermal Hydraulics affected by the Outer Surface Cooling", Proc. of NTHAS-10, N10P1153, Kyoto, Japan, November 27-30, 2016.

口頭発表

- 1) 柴本泰照, 石垣将宏, 安部諭, 与能本泰介, "外面冷却による格納容器内熱水力挙動に関する CIGMA 実験 CC-PL-04 (1) 実験結果及び RELAP5 解析", 日本原子力学会 2016 年秋の大会, 久留米シティプラザ, 1K17, 2016.
- 2) 石垣将宏, 安部諭, 柴本泰照, 与能本泰介, "外面冷却による格納容器内熱水力挙動に関する CIGMA 実験 CC-PL-04, 2; CFD 解析", 日本原子力学会 2016 秋の大会, 久留米シティプラザ, 1K18, 2016.
- 3) 石垣将宏, "大型格納容器実験装置 CIGMA を用いた実験及び解析", 平成 28 年度安全研究センター報告会, 東京, 2016.
- 4) Ishigaki, M., "Role of Experiments and Computer Codes for Safety Analysis of LWRs", NTHAS10 学生セミナー, Nara, Japan, 2016.
- 5) 柴本泰照, 石垣将宏, 安部諭, 与能本泰介, "納容器外面冷却に関する CIGMA 実験～初期ガス組成の影響～", 日本原子力学会 2017 年春の年会, 東海大学湘南キャンパス, 2K08, 2017.

- 6) 孫昊旻, 岡垣百合亜, 柴本泰照, 与能本泰介, "プールスクラビングの除染係数計測", 日本原子力学会 2017 年春の年会, 東海大学湘南キャンパス, 1K02, 2017.
- 7) Sun, H., Sibamoto, Y., Okagaki, Y., Yonomoto, T., "Present Status of Pool Scrubbing Research at JAEA," PASSAM Final Workshop on Source Term Mitigation of Severe Accidents, February 28 - March 1, Paris, France, 2017.

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 ³ 。
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 ³ 。
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。
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 ³ 。
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。