平成 29 年度原子力規制庁委託成果報告書

原子力施設等防災対策等委託費 (軽水炉のシビアアクシデント時 格納容器熱流動調査)事業

に関する報告書

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構 平成 30 年 3 月

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

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

目次

1.	緒言	• • • • • • • • •		1
2.	全体	計画		3
	2.1.	研究	方法	3
	2.2.	研究	内容	
3.	前年	度(平成 28 年度)までの実施内容	7
	3.1.	大型相	各納容器実験	7
	3.2.	数值角	释析	
	3.3.	エア	ュゾル挙動実験	9
4.	本年	度実力	施内容	
	4.1.	大型相	各納容器実験	13
	4.1.	1 >	ガス濃度計測確認試験(ガス濃度較正に対する圧力の影響の検討)	14
	4.1.2	2 /	↑面冷却による格納容器冷却実験	21
	4.	1.2.1.	上部プール冷却実験の結果	30
	4.	1.2.2.	下段ジャケット冷却実験の結果	
	4.	1.2.3.	中段ジャケット冷却実験の結果	75
	4.	1.2.4.	外面冷却実験(CC-PL)のまとめ	107
	4.1.3	3 🖡	内部スプレイによる格納容器冷却実験	108
	4.1.4	4 취	密度成層浸食実験	119
	4.	1.4.1.	鉛直空気噴流による密度成層侵食・崩壊実験	119
	4.	1.4.2.	鉛直蒸気噴流による密度成層侵食・崩壊実験	127
	4.1.	5 💈	熱損失に関する CIGMA 装置の性能実験(HT-BG-01)	132
	4.1.	6 (CIGMA 装置に関係した追設及び増設	
	4.2.	個別	劝果試験	136
	4.2.	1 昼	匿凝縮熱流動計測実験	136
	4.2.2	2 /	小型密度成層浸食実験	150
	4.	2.2.1.	VIMES 装置概要	151
	4.	2.2.2.	自由噴流実験	153
	4.	2.2.3.	鉛直噴流による密度成層侵食・崩壊実験	154
	4.	2.2.4.	グレーチング型障害物の噴流への影響	158
	4.	2.2.5.	グレーチン型構造物の密度成層侵食崩壊への影響	159
	4.	2.2.6.	VIMES 装置付属部の製作	161
	4.3.	プー	レスクラビング実験	164
	4.3.	1 3	実験装置と計測機器	165
	4.3.2	2 I	DF の粒子濃度依存性検証	167

	4.3.2.1	1.	エアロゾル濃度に対する DF 依存性の再現実験	
	4.3.2.2	2.	SMPS による試験粒子の計測	
	4.3.2.3	3.	捕集フィルタのよる DF 計測	
	4.3.2.4	4.	空容器に対するエアロゾル濃度比計測	
	4.3.2.5	5.	DFの粒子濃度依存性と水深の関係調査	
	4.3.2.6	3.	DFの粒子濃度依存性に関するまとめ	
	4.3.3	0.3r	n 水深におけるプールスクラビング実験	
	4.3.3.1	1.	空容器に対するエアロゾル濃度比計測	
	4.3.3.2	2.	0.3m 水深におけるプールスクラビング実験	
	4.3.3.3	3.	0.3m 水深における二相流挙動可視化計測	
	4.3.4	プー	・ル水の汚れによる二相流挙動への影響の調査	
	4.3.5	まと	Ø	
4	.4. スプ	。レイ	スクラビング実験	
	4.4.1	スフ	°レイスクラビング実験装置	189
	4.4.2	空間	内エアロゾル除去実験	
	4.4.3	まと	めと課題	197
4	.5. 数值	面解析		197
	4.5.1	CIG	MA を用いた外面冷却実験の CFD 解析	197
	4.5.1.1	1.	中段ジャケット冷却実験の解析	197
	4.5.1.2	2.	上部プール冷却実験の解析	199
	4.5.1.3	3.	まとめと今後の課題	200
	4.5.2	境界	「埋め込み法の調査と実装	205
	4.5.3	鉛直	「噴流による密度成層侵食・崩壊に関する CFD 解析	219
	4.5.4	スフ	°レイによるエアロゾル除去解析モデルの検証	226
5.	今後の計	画		
5	.1. 大型	格約	容器実験と関連する個別効果試験	231
	5.1.1	大型	· 格納容器実験	
	5.1.2	壁凝	經縮熱流動計測実験	231
	5.1.3	小型	!密度成層浸食実験	231
5	.2. エア	ロン	゛ル関連実験	231
	5.2.1	プー	・ルスクラビング	
	5.2.2	スフ	゜レイスクラビング	
6.	結言			233
7.	本事業に	関連	セマン (1997)	
8.	本事業で	実施	らした国内外出張による情報収集及び情報発信	
参考	夸文献			

用語の解説	44
-------	----

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、津波により全電源が喪失したことにより運転中であった三つの原子 炉の冷却機能が喪失し炉心燃料が溶融するとともに、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 これまで以上に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十分では無いと考えら 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、安全評価手法の整備や

高度化に係る国内外の研究開発動向等を背景とし、主たる研究対象を炉心損傷後の格納容 器等での熱水力現象とし、実験を主体とする研究を実施する。研究により、事故時の格納 容器等での熱水力挙動に関する現象理解を向上させ、実験データベースを構築するととも に解析モデルを整備する。これにより、規制判断の際の技術的根拠の整備、事故解析の評 価手法整備、事業者が実施する自主的安全性向上活動の評価等に役立つ成果を得ることを、 本事業の目的とする。本報告書では、第2章で全体計画について、第3章で前年度までの 実施内容について、第4章で本年度の実施内容について述べた後、第5章で今後の計画に ついて述べ、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、福島第一事故での周辺環境の土壌汚染の原因となった 放射性物質の移行挙動に関して、熱流動に強く影響を受けるエアロゾルの移行挙動も研究 対象とする。

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

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

2.2. 研究内容

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

格納容器熱水力実験では、OECD/NEA 等での検討で課題となっている水素移行に関する 基礎的な熱流動現象(噴流、密度成層、自然循環、凝縮等)や、それらに対する幾何形状 の影響、並びに、AM 策の有効性等に関する実験とともに、過温破損に関連して、従来研究 よりも高温条件に着目した実験を実施する。AM 策に関する実験では、格納容器の外面冷却、 スプレイ水による冷却、ベントによる排気効果、窒素ガス注入による置換効果等に関する 実験を実施する。実験装置としては、上記効果に係る総合的な効果を研究するため本事業 でこれまで整備してきた大型格納容器実験装置(CIGMA)を用いる。水素移行に関する大 型装置を用いた実験はヨーロッパでいくつか検討例があるが、高温・高圧実験が可能な CIGMA の特徴を利用し、既存データベースの拡張を図る。最先端の CFD 手法においても 多くの現象論的なモデルが使用されている現状を踏まえると、手法の検証のためのデータ ベースを拡張することは重要である。また、格納容器外面等の冷却による過温破損の防止 に関する AM 策については、従来知見がほとんどない熱水力条件での実験を実施する。一 般に、冷却により格納容器の損傷が避けられるならば、環境への放射性物質の放出を伴う 格納容器ベントの操作の必要性をなくすことができることから、冷却の有効性と限界を把 握することは、極めて重要である。さらに、壁凝縮や密度成層浸食等、個別物理モデル構 築のための小型個別効果実験装置による実験を行う。

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

詳細かつ精度の高いデータを取得するために、速度分布計測に光学的な計測手法である 粒子画像流速計(Particle Image Velocimetry; PIV)やレーザードップラー流速計(Laser Doppler Velocimetry; LDV)等を用いる。混合ガスの成分分析のためには、細径配管によ るガス吸引と質量分析計を組み合わせたシステムを採用する。エアロゾル計測に関しては 研究及び市販の計測器として様々な手法が提案されているが、計測の不確かさは一般に大 きく、計測条件や対象によってふさわしい手法も異なる。本事業では、光学系利用や粒子 慣性利用など、計測原理の異なる複数の計測手法を用いて相互検証を行うなど、計測対象 によって最適な計測手法を採用し、定量性の向上を図る。また、エアロゾルと相互作用す る二相流挙動に対しても、レーザーや触針プローブを利用した計測を行う。本計測器の一 部には、例えば4センサープローブなど、JAEA が独自に開発したセンサーも含まれる。 以上の計測手法は必ずしも確立したものではないことから、別途、詳細計測実験を実施し、 手法を整備した上で試験装置に使用する。

整備された実験データベースと工学的知見は CFD コード用と LP コード用の解析モデル の高度化に活用される。CFD コードは、最新の技術に基づく詳細解析のためのコードで、 商用の汎用コード(FLUENT等)や各国の規制当局が開発したコードがいくつか存在する。 保存則を計算するための検査体積(コントロールボリューム;計算メッシュ、セル、ノード などとも呼ばれる)は小さく、システムを多くの検査体積に分割して計算するため、一般 に長時間の計算時間を必要とするが、3次元的な流動を詳細に解析する場合には CFD コー ドが必要となる。本事業者では、当面、CFD コードによる解析を主体として実施する。CFD に最適な、乱流や凝縮に関するモデル開発や計算手法の検証を行う。

一方、LPコードは、安全研究で性能が検証され、安全評価において使用されてきたコードであり、RELAP5、TRACE、MELCOR、MAAP等や、事業者が使用する多くの評価コードがある。CFDコードと比べて比較的大きな検査体積の中での質量・熱量等の保存則を計算することにより、事故の進展挙動等を解析する。LPコードには、保守的評価(EM)コードと最適評価(BE)コードの二種類があり、本研究ではBEコードを直接の研究対象とする。これまでは生じる現象を簡素化して一次元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。壁凝縮や密度成層浸食に関する個別効果実験装置の整備は平成 28 年度から開始し、本年度から完成した装置を用いて順次実験に着手した。エアロゾル挙動 実験に関しては、平成 28 年度までに基礎となる装置の整備を行い、28 年度からプールスク ラビング、本年度からスプレイスクラビングに関する実験を開始した。計測手法整備はこ れらと平行し実施し、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。

 $\mathbf{5}$

FY	H25	H26	H27	H28	H29	H30	H31
CIGMA 製作		 CIGMA 及び個別効果実験装置整備					
			CIGMA 整備	CIGMA 整備	CIGMA 整備	CIGMA 整備	CIGMA 整備
			QMS 新規整備	WINCS 整備	WINCS 整備	WINCS 整備	WINCS 整備
					VIMES 整備	VIMES 整備	VIMES 整備
格納容器 熱水力実験					計測機器 その他		
CIGMA WINCS VIMES			(CIGMA 整備内 容) ループ改造 QMS 購入	(CIGMA 整備内 容) 計測器・弁追加 邪魔板 環境整備 メインノズル	 (CIGMA 整備内容) 流量計測充実 配管組み換え 放熱補償ヒータ 熱電対・弁追加 架台製作 	(CIGMA 整備内 容) 冷却系をループ 化 (熱交換器, 予 熱器等)	 (CIGMA 整備内容) 正確な境界条件設定のための更新(熱損失低減、 配管水抜き、凝縮防止措置等)
				装置製作		装置整備	
エアロゾル 挙動実験 pool scrubbing spray scrubbing				基礎実験装置 液滴計測機器 エアロゾル関連 機器	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	プールスクラビン グ装置追加整備 スプレイスクラピ ング装置追加整 備 計測装置	プールスクラビン グ装置追加整備 スプレイスクラピ ング装置追加整 備 計測装置

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

3. 前年度(平成28年度)までの実施内容

平成 29 年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱 流動調査)事業は、平成 28 年度以前に実施された関連する事業の成果も用いて実施してい る。過去の関連事業は、以下の通りである。

- 平成24年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)事業
- 平成25年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)事業
- 平成26年度原子力発電施設等安全調査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)事業
- 平成 27 年度原子力発電施設等防災対策等委託費(軽水炉の事故時熱流動調査)事業
- 平成28年度原子力発電施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納 容器熱流動調査)事業

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 (m³)	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
21.544	

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

平成27年度は実験を開始した最初の年として、装置の特性や計測系の有効性を確認するための次の実験を行った。平成28年度は、次の3つの代表的なトピックについて実験を実施した。

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

これらの実験により、格納容器冷却や水素混合に関して装置設計時に意図した基本性能を 確認した。一方で、(1)に関しては、長時間安定した境界条件を作るために冷却系のループ 化が必要であることや、(3)に関しては過熱ノズル下流での配管部で気体の温度低下を防ぐ ための対策が必要なこと、更に蒸気供給系において液滴発生や蒸気凝縮を抑制する措置、 冷却系や試験部における温度評価のための熱電対の不足、流量計やバルブの追設の必要性 も判明した。これらは今年度以降、順次装置の追設及び増設にて改良を加える予定である。

3.2. 数值解析

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

- モデル整備および今後の拡張性の検討のための既存コード(OpenFOAM)の調査
- OpenFOAMのLPコード用解析モデルの検討ツールとして使用する可能性を検討す るための均質二相流モデルの組み込み
- メッシュ形状が計算結果へ及ぼす影響の調査
- CIGMA の CFD 解析用メッシュの整備
- スカラー乱流輸送モデルの実装および試験解析
- CIGMA における外面冷却実験(蒸気・空気2成分系)の CFD 解析
- 二流体モデルへの凝縮モデルの実装と解析

スプレイ挙動の CFD 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 による実験解析の検討を実施してきた。

3.3. エアロゾル挙動実験

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

(1) プールスクラビング

- 4 センサー光プローブを用いて、ボイド率、界面積濃度、気泡数頻度や気泡径の分布の
 詳細計測を実施し、気液二相流挙動を把握した。
- エアロゾル計測で主に用いているエアロゾルスペクトロメータ(WELAS, PALAS 社製) に対して、異なる計測手法である凝縮式粒子カウンター(CPC, TSI 社製)で同時にエ アロゾル計測を行い、大気圧条件下における WELAS 計測結果の信頼性を確認した。
- 0.5 と 1 µm の単分散 SiO2 粒子や約 0.4 µ m にピークを持つ多分散 BaSO4 粒子に対して、注入ガス流量や水位等の境界条件を一定にし、試験パラメータとして入口粒子数濃度のみを変化させて各濃度における DF を計測した結果、粒子数濃度の減少に伴ってDF が増加する結果を取得した。このようなエアロゾル濃度に対する DF の依存性(以下、DF の粒子濃度依存性という)に関する既往研究の報告はほとんどなく、従来のプールスクラビングモデルでは予測できない結果である。そのため、いくつかの検証実験を行った。

(2) スプレイスクラビング

- 正方形試験部を有するスプレイスクラビング装置を整備した。
- 位相ドップラー式粒子分析計 (PDI) を用いて、スプレイの液滴径、速度分布の予備計 測を実施した。

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、壁凝縮や水素密 度成層浸食に関する個別効果実験、更に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概要を述べる。

CGMA 実験では、昨年度まで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 プレイも備える。本年度は。外面冷却実験と内部スプレイ実験の両者を行い、昨年度に引 き続き外面冷却実験について特徴的な容器内挙動を示すデータを取得できた。また、ヘリ ウムを用いた垂直上向きジェットによる密度成層浸食を調査する実験を、空気・ヘリウム及 び空気・蒸気・ヘリウムの体系で行った。ここでは既往の実験結果を裏付ける結果が得られる と共に、現象のスケーリングを整理する上で用いられるフルード数に関しての課題を検討 した。さらに、装置特性を調査する実験として、容器からの自然放熱に関する実験を実施 した。一連の実験を終えた後、実験条件の拡大や境界条件の正確な設定、装置運転制御の しやすさのための装置の追設及び増設を実施した。

個別効果実験として、格納容器熱水力に関して壁凝縮熱流動計測実験と小型密度成層実 験、エアロゾル挙動に関してプールスクラビング実験とスプレイスクラビング実験を実施 し、それぞれについて実験装置整備を行った。壁凝縮熱流動計測実験では、昨年度整備し た矩形断面風洞を有する WINCS 装置を使用して、作動流体に空気または空気・蒸気混合気 体を用いて壁面凝縮時の流速分布に関するデータを取得した(4.2.1節)。密度成層実験では、 VIMES 装置を用いて、垂直自由噴流や噴流による密度成層浸食の既往研究を踏襲した実験 を行い、さらに、最新のトピックである幾何形状効果を調査する実験としてグレーチング による噴流及び密度成層浸食への影響を調査する予備実験を実施した(4.2.2節)。プールス クラビング実験においては、昨年度の実験で見出したエアロゾル除染係数がエアロゾルの 粒子数濃度に依存して変化するという既往研究では報告されていない現象について、デー タ信頼性の補強と現象理解のための更なる検証実験を進めた(4.3節)。スプレイスクラビ ングに関しては、昨年度整備した ARES 装置を用い、試験容器内に充満させたエアロゾル がスプレイによって除去される効果を計測した(4.4節)。 数値解析として、本年度に実施した蒸気・空気・ヘリウムを用いた CIGMA 装置外面冷 却実験と CIGMA 及び VIMES 実験によるジェットの密度成層浸食を対象とした CFD 解析 を実施した(4.5.1 節及び 4.5.3 節)。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について検討 を行った。また、複雑構造物を有する計算体系の境界条件設定に有効とされる「境界埋め 込み法」に関する文献調査と試計算を行った(4.5.2 節)。スプレイによるエアロゾル除去実 験から得られた実験データベースを活用し、スプレイによるエアロゾル除去(挙動)を予 測するための既存解析モデルの妥当性検証を行った(4.5.4 節)。



図 4-1 CIGMA 試験部と系統図

4.1. 大型格納容器実験

大型格納容器実験装置 CIGMA を用いて、本年度は、重大事故時に格納容器で生じる安 全上重要な熱流動を模擬する実験として以下を実施した。

- (1) 格納容器冷却実験:格納容器冷却による減圧
 - 外面冷却 (CC-PL)
 - 内部スプレイ冷却 (CC-SP)
- (2) 密度成層浸食実験:空気及び蒸気ジェットによる密度成層浸食
 - 空気上昇ジェット (SB-AJ)
 - 蒸気上昇ジェット(SB-SJ)
- (3) 装置特性試験:装置の熱損失実験
 - 過熱ノズル性能試験(HT-BG)

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

例: PR-SJ-(PL)-01

- 第一ブロックの2文字:実験の種類
 - ▶ PR: PRessurization;加圧試験
 - ➤ CC: Containment Cooling; 格納容器冷却試験
 - ➢ ME: MEasurement;計測器有効性評価試験
 - ➢ SE: Stratified layer Erosion;成層浸食実験
 - ➢ SB: Stratified layer Buildup; 成層形成実験
 - ➤ JT: JeT 実験
 - \succ HT : Heat Transfer ;
- 第二ブロックの2文字:実験パラメータ
 - ➢ SJ: Steam Jet; 蒸気噴流
 - ➢ AJ: Air Jet; 空気噴流
 - ➢ NJ: No Jet;噴流無し
 - ▶ SP: SPray; 内部スプレイ
 - ▶ PL: PooL; 上部プール
 - ▶ QMS: Quadrupole Mass Spectrometry; 四重極質量分析計
 - \succ BG : Back Ground ;
- 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。

格納容器冷却実験では、第2章に述べたように、シビアアクシデント時の格納容器外面 冷却や内部スプレーによる冷却、さらには、再循環ユニットのような機器を用いた冷却を 行う場合の一般的な特性や AM 策としての有効性を把握することを目的とする。着目して いるのは、冷却による格納容器圧力や水素ガス濃度分布等への影響であり、特に、

- 水素ガスを模擬するヘリウムガス密度成層内でのヘリウムの濃縮挙動や自然循環挙動
- 密度成層崩壊の発生条件の把握とそのメカニズム

の等の局所の詳細挙動の全体挙動への影響を把握することを狙いとする。昨年度は、蒸気・ 空気・ヘリウム(水素の代替ガス)の3成分系での実験を行ない、密度成層崩壊の発生条 件や凝縮挙動に対する初期のガス濃度分布の影響を検討した。今年度は、これに加えて、 上部プールへの畜水による冷却、中段ジャケットでの流下液膜による冷却、下段ジャケッ トへの注水による冷却の3種類の外面冷却実験も行い、冷却方法による影響についても調 査した。

密度成層浸食実験は、水素模擬体であるヘリウムガスの密度成層を衝突ジェットによって 混合実験で、水素混合を調査する実験として広く行われている代表的な実験である。本年 度は CIGMA 装置を用いて空気と水蒸気の両者をジェットの作動流体としたパラメータ実 験を実施した。また、装置特性試験では CIGMA の熱損失を評価した。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(ガス濃度較正に対する圧力の影響の検討)

本節では、CIGMA 装置実験でのガス濃度較正の圧力に対する影響について述べる。本研 究では、ガス濃度計測器として、四重極質量分析計(QMS: Quadrupole Mass Spectrometer) およびガスサンプリング切替バルブを組み合わせた分析装置(QIC Bio-Stream multi gas analysis system)を用いている[1]。本研究では、圧力変化する容器内のガス濃度計測を行う ため、分析器に吸引される気体圧力は時間変化し一定とならない場合がある。このため、 ガス濃度較正及びガス濃度計測結果に対する圧力の影響について検討を行った。なお QMS によるガス濃度計測の詳細についてはこれまでの報告書[1-3]を参照のこと。

図 4.1.1-1 に QMS のガスサンプリングラインの模式図を示す。QMS ではサンプリング したガスを多段階の真空引きにより、減圧してから質量分析計(図 4.1.1-1 の MS 部分)へ と導入する。この図中で G1 と示した部分はペニングゲージと呼ばれ、質量分析計の圧力(分 子の個数に相当)を表示している。通常の QMS でのガス濃度計測では空気単体を流した際 の G1 の値を 1.0e-6 Torr になるように調整を行い、較正データを取得する。定量計測のた めには、較正実験と同条件で実験を行う必要がある。一方、CIGMA 実験では容器内を加圧 した状態から冷却によって減圧する操作を取り扱う。そのため、ガス濃度計測の初期段階 では加圧ガスをサンプリングすることにより、QMSのG1の値を1.0e-6 Torr にできず、こ れよりも高い値になってしまう。例えば、CIGMA 容器内を450kPa-absにして、20チャ ンネルのサンプリングを行う場合、G1は2.6e-6 Torr 程度以上になる。また、容器の冷却 により減圧をするため、時間とともにG1の値が低下する。そこでガス濃度計測に対する G1の変化、つまりサンプリングガスの圧力変化による影響について検討を行った。

QMS によるガス濃度計測では濃度が既知のガスを用いた較正が必要となる。それを踏ま えて、G1 の変化によるガス濃度計測に対する影響の検討として、異なる G1 に対して、そ れぞれガス濃度の較正を行った。計器較正は、1 点の既知ガス濃度成分で行い、各ガス種ご とに次式で示す較正式により濃度が評価される。

$calibratedData = rac{rawData - background}{calibrationFactor}$

background は目的とするガス種が含まれていないときのガス濃度の値である。 calibrationFactor は較正の係数に相当し、既知ガス濃度の較正ガスを用いて、設定したガ ス濃度となるように決定する。すなわち、本較正式は、較正データ(calibrationData)が 計測濃度変化(rawData)に対して良好な直線性を示すことが前提となっており、実際 G1 を同条件にした場合は広い濃度範囲で線形性が示される。しかしながら、calibrationFactor は G1 に対する依存性があるため、吸引ガス圧力が変化する場合には 1 つの calibrationFactor(1つの較正式)では精度よく評価できない。そこで、G1の変化を考慮 した構成式を構築する必要がある。

空気単体を流した際の G1 を 6.0e-7, 1.0e-6, 1.5e-6, 2.0e-6, 2.5e-6 Torr として較正を行った。その結果、バックグラウンドの値は G1 に依存しないことを確認した。また各 G1 における窒素、酸素、ヘリウム、水蒸気に対するキャリブレーションファクタ(以下 CF)の値を表 4.1.1-1, 4.1.1-2 に示す。表 4.1.1-1 は 40ch の QMS, 4.1.1-2 は 80ch の QMS に対する結果である。この結果より、窒素および酸素では G1 の増加に対して、CF は増加、一方ヘリウムでは CF は減少する傾向が見られた。また水蒸気は G1 に対しての依存性が他のガス種と比較してあまり大きくないことが分かった。

次に、サンプリングガスとして空気・ヘリウムの混合気体を用いて、流量比から決まる 濃度比を変えながら、異なる G1 (G1 は 7.5e-7, 1.0e-6, 1.3e-6, 1.5e-6, 1.8e-7, 2.0e-6, 2.3e-6, 2.5e-6 Torr とした)に対してガス濃度計測を行った。ヘリウム濃度は 10%から 90%まで 10%刻みで変化させた。図 4.1.1-2 に 40ch の QMS による濃度計測の結果、図 4.1.1-3 に 80ch の QMS による濃度計測結果を示す。これらの図では横軸にヘリウム濃度の設定値、 縦軸に QMS で得られたヘリウム濃度を取っている。Original data は G1=1.0e-6 Torr の 際の CF を用いて計測した濃度、Modified data は、それぞれの G1 における CF を内挿に より求め、その CF を用いて Original data を修正した濃度を示している。40ch の QMS で は 1.0e-6 Torr より低い G1 で、濃度 50%近傍で過大評価(最大 3%程度)していたヘリウ ム濃度が CF の修正により、誤差が減少し、ほぼ理論値と一致する結果が得られた。次に、 G1 が 1.0e-6 Torr より高い領域では Original data ではヘリウム濃度を過小評価(最大 3.5% 程度) したが、CF の修正により誤差は減少した。一方、80ch の QMS では全般的に CF の 修正によりヘリウム濃度を過大評価する傾向が見られたが、真の値との差は最大 3.5%程度 であった。

以上の検討から、40ch の QMS では動的に CF を変更することで、より理論値に近いガ ス濃度計測ができることがわかった。また 40ch と 80ch の傾向の差については、更に検討 を進める必要があると考えられる。系内の圧力変化が大きい条件での CGIMA 実験では、 動的に CF を変えてガス濃度計測を行うための手法を構築する必要があり、今後の検討課題 とする。以下の節では、このような動的補正は行わず、単一の CF によってガス濃度を評価 した。



図 4.1.1-1 QMS のガスサンプリングラインの模式図

G1 Torr	N2	O2	Не	H2O
6.0E-07	1.52322	1.23983	0.437978	1.12206
1.0E-06	1.5549	1.316	0.3969	1.1237
1.5E-06	1.54049	1.30453	0.381754	1.16026
2.0E-06	1.5649	1.3491	0.3541	1.1581
2.5E-06	1.5789	1.3788	0.3367	1.1567

表 4.1.1-1 40ch QMS のキャリブレーションファクタ

表 4.1.1-2 80ch QMS のキャリブレーションファクタ

G1 Torr	N2	O2	Не	H2O
6.0E-07	1.35147	1.10851	0.536109	1.20997
1.0E-06	1.37467	1.13448	0.529454	1.18423
1.5E-06	1.41186	1.17603	0.4994449	1.17525
2.0E-06	1.45006	1.22953	0.466396	1.16505
2.5E-06	1.47775	1.25974	0.441946	1.16106









図 4.1.1-2g G1=2.5e-6 Torr における 40ch QMS のヘリウム濃度計測結果







図 4.1.1-3g G1=2.5e-6 Torr における 80ch QMS のヘリウム濃度計測結果

4.1.2 外面冷却による格納容器冷却実験

本実験では初期に CIGMA の試験容器を蒸気により予熱し、そこへ蒸気・空気もしくは 蒸気・空気・ヘリウムを容器内に高圧で封入する。ヘリウムの封入は蒸気および空気の封 入完了後に行う。気体を封入し圧力を一定に保った後、容器外面へ冷却水をかけ、容器壁 越しに冷却を行った。その際の容器内熱水力挙動を計測した。システム応答を単純化する ため、冷却開始後にはガスの注入や排気は行わないものとした。外面冷却として以下の方 法を適用した。

1. 上部プール冷却

2. 下段ジャケット冷却

3. 中段ジャケット冷却(中段ジャケット全面もしくは半面の冷却)

各冷却方法の模式図を図 4.1.2-1 に示す。上部プール冷却では、試験容器上部マンホールを 冠水させ、蓄積した滞留水により容器上部の冷却を行う。下段ジャケット冷却では、下段 ジャケットの上部から注水を行い、ジャケット内が満水になった時点で下部から排水させ、 冷却水を強制対流させることで冷却を行う。中段ジャケット冷却では、プール底面から中 段ジャケットへの流下液膜により冷却する。プール底面への給水は図 4.1.2-2 に示すリング ヘッダを通して行う。このとき、リングの半周分のノズルを閉止することで半面のみを冷 却する実験も行える。今年度の中段ジャケット冷却ではこの半面冷却効果も調査した。以 後、表記の簡略化のため、中段ジャケット全面の冷却を対称冷却、中段ジャケット半面の 冷却を非対称冷却と呼ぶ。

上部プール冷却実験(Run ID: CC-PL-13G, 21, 14E)、下段ジャケット冷却実験 (CC-PL-15, 17C, 18, 19)、中段ジャケット冷却実験(CC-PL-04C, 23, 22, 24) での実験

条件を表 4.1.2-1 から 4.1.2-3 に示す。 また表 4.1.2-4 は昨年度実施した上部プール外面冷却 実験(CC-PL-07, 12)の条件であり、本年度実施した実験と比較を行うために示した。全 条件において、冷却開始前の圧力と温度を 450kPa, 150℃とした。表 4.1.2·1~4.1.2·4 中の 「空気・蒸気の分布」は初期の空気及び蒸気の混合状態を示す。本実験では、まず容器内 に蒸気のみ注入し、その後に空気を注入した。この際、注入の方法によって蒸気と空気が 均質混合するか、上部蒸気/下部空気の成層状態になるかに分かれる。この表では、初期 状態において、容器全体において蒸気と空気がほぼ均質に混合した状態を「予混合」、容器 下部に空気濃度が高い領域が生成された状態を「成層」として示している。図 4.1.2-3 には、 ガス濃度計測を行った位置(青丸の位置)及び各計測高さ(図中の EL)を示し、図 4.1.2-4 から 4.1.2-7 に各実験条件における冷却開始前の各ガス濃度の高さ方向分布を示す。ガス濃 度分布は横軸に各ガス種の体積分率、縦軸に容器内の高さを取った。空気濃度は酸素及び 窒素のガス濃度の和として示している。空気・蒸気の「予混合」条件では容器上部と下部 で空気濃度の差がほとんどないのに対して、空気・蒸気の「成層」条件では、上部の空気 濃度は下部よりも低い。表中の「冷却条件」は、冷却方法及び冷却水温度、流量を示して いる。なお、上部プール冷却条件では、上部プールが満水になるまでの流量を示しており、 満水になった後は注水を停止した。

次に各実験の条件の特徴について述べる。上部プール冷却実験 CC-PL-13G, 21, 14E は上 部ヘリウム成層内のヘリウム濃度を変化させ、ヘリウム濃度の差による影響について調査 した。下段ジャケット冷却実験 CC-PL-15, 17C は蒸気・空気系として、初期空気・蒸気の 分布の違いによる影響について調査を行った。同様に CC-PL-18, 19 は蒸気・空気・ヘリウ ム系として、初期の空気・蒸気の分布の違いによる影響を検討した。中段ジャケット冷却 実験 CC-PL-04C, 23 は蒸気・空気系として、対称冷却・非対称冷却の影響を検討した。ま た、蒸気・空気系の上部プール冷却実験として実施した CC-PL-07 との比較も行った。 CC-PL-04C, 23, 07 の比較と同様にして、CC-PL-24, 22, 12 では蒸気・空気・ヘリウム系 での対称冷却、非対称冷却、上部プール冷却の影響を比較した。以上の相互比較の目的を 表 4.1.2-1 から 4.1.2-3 に示した。



図 4.1.2-1 外面冷却方法の模式図 左:上部プール冷却、中央:下段ジャケット冷却、右: 中段ジャケット冷却



図 4.1.2-2 左図:上部プール内冷却水リングヘッダの模式図。右図:リングの半分からス プレイを放出している様子。

RunID	CC-PL-13G	CC-PL-21	CC-PL-14E		
比較目的	初期の He 濃度が与える密度成層崩壊挙動への影響の比較				
Date	2017/07/05	2017/09/08	2017/09/07		
使用ガス	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He		
初期条件(冷却前)					
圧力(kPa)	450	450	450		
温度(℃)	150	150	150		
上部 He 濃度(%)	15	21	25		
上部空気濃度(%)	15	12	10		
上部成層内非凝縮ガス	50	64	71		
中の He 割合(%)					
容器内 He 分圧(kPa)	67	60	50		
容器内空気分圧(kPa)	33	40.5	50		
容器内蒸気分圧(kPa)	350	350	350		
空気・蒸気の分布	予混合	予混合	予混合		
冷却条件					
冷却方法	上部プールに冷	上部プールに冷却水	上部プールに冷却水		
	却水保持	保持	保持		
冷却水温度 (℃)	20	20	20		
流量(kg/s)	7.0	7.0	7.0		

表 4.1.2-1 上部プール冷却実験の実験条件

RunID	CC-PL-15	CC-PL-17C	CC-PL-19	CC-PL-18	
比較目的	蒸気・空気体系で	の初期ガス濃度分	蒸気・空気・He 体系での初期ガス濃		
	布による	影響の比較	度分布による影響の比較		
Date	2017/05/18	2017/07/07	2017/07/12	2017/07/11	
使用ガス	蒸気・空気	蒸気・空気	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He	
初期条件(冷却前)					
圧力(kPa)	450	450	450	450	
温度 (℃)	150	150	150	150	
上部 He 濃度(%)	-	-	10	10	
上部空気濃度(%)	28	1.5	16	8	
上部成層内非凝縮ガ	-	-	38	56	
ス中の He 割合(%)					
容器内 He 分圧(kPa)	-	-	20	20	
容器内空気分圧(kPa)	100	100	80	80	
容器内蒸気分圧(kPa)	350	350	350	350	
空気・蒸気の分布	予混合	成層	予混合	成層	
冷却条件					
冷却方法	下段ジャケット	下段ジャケット	下段ジャケット	下段ジャケット注	
	注水	注水	注水	水	
冷却水温度(℃)	20	20	20	20	
流量(kg/s)	注水開始時 8.3	注水開始時 8.3	注水開始時 8.3	注水開始時 8.3 満	
	満水後約 1.4	満水後約 1.4	満水後約 1.4	水後約 1.4	

表 4.1.2・2 下段ジャケット冷却実験の実験条件

RunID	CC-PL-04C	CC-PL-23	CC-PL-24	CC-PL-22	
比較目的	蒸気・空気体系で	の(非)対称冷却	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He 体系での(非)対称	
	方法による	影響の比較	冷却方法に。	冷却方法による影響の比較	
Date	2017/10/12	2017/09/22	2017/10/11	2017/09/21	
使用ガス	蒸気・空気	蒸気・空気	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He	
初期条件(冷却前)					
圧力(kPa)	450	450	450	450	
温度 (℃)	150	150	150	150	
上部 He 濃度(%)	-	-	10	10	
上部空気濃度(%)	2	1.3	8	7	
上部成層内非凝縮ガ	-	-	56	59	
ス中の He 割合(%)					
容器内 He 分圧(kPa)	-	-	20	20	
容器内空気分圧(kPa)	100	100	80	80	
容器内蒸気分圧(kPa)	350	350	350	350	
空気・蒸気の分布	成層	成層	成層	成層	
冷却条件					
冷却方法	中段ジャケット	中段ジャケット	中段ジャケット	中段ジャケット半	
	全面に流下液膜	半面に流下液膜	全面に流下液膜	面に流下液膜注水	
	注水	注水	注水		
冷却水温度(℃)	20	20	20	20	
流量(kg/s)	2.8	1.4	2.8	1.4	

表 4.1.2-3 中段ジャケット冷却実験の実験条件

RunID	CC-PL-07	CC-PL-12	
Date	2016/07/05	2016/09/01	
使用ガス	蒸気・空気	蒸気・空気・He	
初期条件(冷却前)			
圧力(kPa)	450	450	
温度 (℃)	150	150	
上部 He 濃度(%)	-	11	
上部空気濃度(%)	1	3	
上部成層内非凝縮ガ	-	79	
ス中の He 割合(%)			
容器内 He 分圧(kPa)	-	20	
容器内空気分圧(kPa)	100	80	
容器内蒸気分圧(kPa)	350	350	
空気・蒸気の分布	成層	成層	
冷却条件			
冷却方法	上部プールに冷却水保持	上部プールに冷却水保持	
冷却水温度 (℃)	20	20	
流量(kg/s)	7.0	7.0	

表 4.1.2-4 H28 年度実施済み外面冷却実験の実験条件



図 4.1.2-3 ガス濃度計測点位置(青丸)及び各 Elevation



図 4.1.2-4 上部プール冷却実験での初期ガス濃度分布。左から CC-PL-13G, 21, 14E。



図 4.1.2-5 下段ジャケット冷却実験での初期ガス濃度分布。左から CC-PL-15, 17C, 19, 18。



図 4.1.2-6 中断ジャケット冷却実験での初期ガス濃度分布。左から CC-PL-04C, 23, 24, 22。



図 4.1.2-7 H28 年度実施実験での初期ガス濃度分布。 左から CC-PL-07, 12

4.1.2.1. 上部プール冷却実験の結果

圧力履歴

図 4.1.2-8 に上部プール冷却実験 CC-PL-13G, 21, 14E の容器内圧力履歴を示す。データ 収録開始を時刻 0 秒としており、容器内の初期ガス濃度分布を計測した後(データ収録開 始から約 140 秒後)に冷却を開始した。13G, 21, 14E の順に上部のヘリウム濃度が高くな っているが、この順に減圧速度は低下している。容器上部の冷却により容器上面で蒸気凝 縮が進行し、初期ヘリウム濃度が高い場合には凝縮面に密度の低い非凝縮ガスが蓄積し、 これによって冷却壁への蒸気の拡散が阻害されることで凝縮量が減少したと考えられる。 このことは、後述する密度およびガス濃度の鉛直方向分布により説明できる。13G, 21, 14E ではそれぞれ時刻約 3000 秒、4000 秒、6000 秒以降、上部と下部に生成された密度成層領 域が均質化される挙動が示された。上部の低密度層が下方へ移動、もしくは、下部の高密 度相が上部へ移動し、密度分布が容器内で一様となる挙動を、ここでは「成層の崩壊」と 呼ぶことにする。CC-PL-14E の結果では明確には見られないが、13G, 21 では「成層の崩 壊」のタイミングで減圧速度が上昇する傾向が見られた。成層崩壊に伴い、下部の蒸気が 上部へと供給されるようになり、減圧速度が上昇したことが要因の1つとして考えられる。

密度分布

図 4.1.2・9 に CC-PL-13G, 21, 14E の混合気体の密度の鉛直方向分布を示す。密度は局所 的に計測される容器内の温度とガス濃度、および圧力から算出している。容器内の減圧に より、密度は一様に低下している。どのケースにおいても、時間経過とともに上部の低密 度層は下部へと拡大し、密度成層が崩壊し、均質な密度分布となっていることが分かる。 密度成層崩壊後は容器内全体で自然循環が生じていることが考えられる。また、EL10m 近 傍で、容器頂部の密度が下部よりも僅かながら局所的に高くなる場合がある。これは、上 部の成層内で下降流が生じ、成層内のガス濃度が均質化している可能性を示唆する。なお、 後述する CC-PL-12 実験(昨年度実施、蒸気・空気成層化、ヘリウムありの上部プール冷 却実験)では、均質化する直前において容器頂部側の密度が高くなる傾向がより顕著に見 られた。

温度分布

図4.1.2-10~12 にそれぞれCC-PL-13G, 21, 14Eの容器内流体温度のコンター図を示す。 容器内の0度—180度方向断面での分布を示している。定性的な温度挙動はCC-PL-13G, 21, 14Eともにほぼ同様であるので、CC-PL-21 での温度挙動について説明する。上部プールに より冷却されるために容器頂部から徐々に下方へと低温領域が拡大していく。時刻 2000 秒 時点では、EL7m(コンター図の左側目盛りが ELを表す。詳細は図 4.1.2-3 参照)より上 部でほぼ一様な温度分布である。これは先程示した鉛直方向気体密度分布の低密度層位置 とほぼ一致しており、成層内で均質な温度であることが分かる。4000 秒以降では上部に位 置していた低密度層が下方へと拡大していくのに伴い、低温領域も下方へと拡大していく。 容器下部(EL2m以下)でも温度が低下していくが、頂部で凝縮した水が落下し、再蒸発 することで温度が低下していると考えられる。さらに時間が経過し、成層が崩壊しガス濃 度が均質になる約 6000 秒では、中心軸上の温度はほぼ均一な値である。図 4.1.2-13~15 は、 それぞれ CC-PL-13G, 21, 14E の容器内壁面温度のコンター図を示す。円筒状の容器壁を平 面に展開して表示している。CC-PL-13G, 21, 14E いずれの場合も上部付近が一様に冷却さ れ、低温の面が徐々に下方へと広がる様子が見られた。EL8m 付近に明確な温度境界が見 られるのは、頂部で凝縮した凝縮水が壁面を伝って流下した際に、EL8m 付近の位置に設 置したガターによって捕獲され、試験容器外部に設けた凝縮水捕集容器へ排出するためと 思われる。この捕集によって凝縮水量を評価できる。

ガス濃度分布

密度成層の挙動の詳細を検討するため、ここではガス濃度分布の挙動について議論する。 ガス濃度は 4.1.1 節で述べた QMS によって計測した。QMS によるガス濃度計測はガスを サンプリングする細管を1本ずつ逐次切り替えながら計測を行う。そのため、各データは 異なる時刻での計測値となるが、ここでは計測の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生成した。図 4.1.2-16~18 に CC-PL-13G, 21, 14E のヘリウム濃度、 水蒸気濃度、空気濃度の鉛直方向分布(中心軸から動径方向に 0.9m の位置)を示す。3 ケ ースともに冷却開始後に上部(EL6.5 より上部)の低密度層内のヘリウム濃度が上昇して いくことが分かる。特に初期のヘリウム濃度が一番高い CC-PL-14E では時刻 1000 秒で、 EL10m 近傍の最上部で、局所的に非常に高いヘリウム濃度の上昇が見られた。この局所的 な高ヘリウム濃度の領域は時間経過とともに消失した。ヘリウム濃度は CC-PL-13G では時 刻約 2000 秒、21 では約 3000 秒、14E では約 5000 秒でそれぞれピークを迎え、その後、 上部の低密度層は下方に向かって厚くなる挙動を示し、最終的には鉛直方向に対して均質 な濃度分布となった。成層が下方に厚くなることで、成層界面よりも上部でのヘリウム濃 度は低下する一方、そこでの蒸気濃度と空気濃度は上昇している。成層界面下部にあった、 ヘリウムをほとんど含まない蒸気と空気の混合気体が上部へと供給され、混合したためと 考えられる。

以上の議論から推測される成層崩壊過程の模式図を図 4.1.2-19 に示した。この模式図で は容器本体を長方形として単純化して示している。冷却開始直後、蒸気凝縮により上部の 低密度層のHe 濃度が上昇する。下部には高密度層が形成されている。蒸気凝縮が進行する とともに、低密度層と高密度層の成層界面が下方へと移動し、低密度層と下部の高密度層 の一部の流体が混合する。これにより高密度層に多く存在する蒸気および空気が上部の低 密度層へと供給され始め、低密度層と高密度層のガス濃度の差は減少していく(図中の緑 矢印は蒸気・空気の流動を示し、青矢印は成層界面の移動を表す)。この間、低密度層、高
密度層それぞれの層内の鉛直方向密度分布およびガス濃度分布が一様であることから、そ れぞれの層内で自然循環が生じていることが示唆される。成層界面が下部にまで到達する と高密度層と低密度層は混合され、成層界面が消失し、成層が崩壊すると考えられる。

CC-PL-14E では、冷却前の低密度層内での非凝縮ガス中のヘリウムの体積割合(ドライ 条件での濃度に相当)は 71%と高い割合であったが、この条件においても冷却によって成 層は崩壊することが分かった。成層が下方へと厚くなる過程で、界面より上部のヘリウム 濃度が 20%程度変化するのに対して、界面下部のヘリウム濃度の変化は 5%程度しか変化 していない。ここから成層界面の上下でそれぞれ異なる自然循環が生じていると考えられ る。

なお、これらのガス濃度のデータにおいて、十分時間が経過した後においても EL5m よ り下の領域で鉛直方向にわずかに濃度差が生じている場合がある。これは、4.1.1 節に示し た G1 (QMS 内の圧力でサンプリング元の容器圧力の影響を受ける)に応じたキャリブレ ーションファクタの修正を行っていないことにより生じていると考えられる。本実験のよ うな圧力変動の大きい条件では、ガス濃度計測中の G1 の変化に応じて動的にキャリブレー ションファクタを変更する必要があり、これに関わる計測手法の確立は今後取り組む予定 である。

壁面熱流束

容器上部における EL10m, 9.8m, 9.7m, 9.5m における壁面熱流束の時間変化を図 4.1.2-20 に示す。壁面熱流束については昨年度の報告書[3]の 4.1.2 節で示した手法と同様の 手法で評価し、容器壁の内外表面に設置した熱電対から算出した。本実験は非定常過渡を 示すが、単純化のために昨年同様、壁の熱容量による効果は無視し、温度分布が線形であ ることを仮定した。容器外から容器内へ流れる熱流束を正とした。上部プール底面の高さ は 9.66m であるので、EL9.5m での熱流束はほぼ 0 であるのに対し、それより高い位置で は容器内から外部への除熱がみられる。初期ヘリウム濃度が高くなるに従い、熱流束も小 さくなっていくことが分かる。CC-PL-13G, 21, 14E それぞれで、約 4000 秒、約 5500 秒、 約 10000 秒で熱流束の絶対値の減少率(グラフ上では時間に対する傾き)が大きくなって いる。この時刻は成層が崩壊し容器内のガス濃度が均質になる時刻にほぼ一致している。 また同図右下に、CC-PL-14E の 0~2000 秒の熱流束の過渡を拡大した図も示す。500 秒か ら 800 秒までの間に EL10m の熱流束が非常に小さくなっている。ここから蒸気凝縮によ って、非凝縮ガスの高濃度化により容器頂部の限られた薄い層に高濃度のヘリウムが停滞 すると考えられる。先程、図 4.1.2-16 で示したように、熱流束が低下するタイミングとほ ぼ同じ時刻(1000 秒)で容器頂部に非常に高濃度のヘリウム領域が生じ、2000 秒ではこの 領域が消失した。これは容器熱流束が小さいために蒸気凝縮が阻害され、非凝縮ガスの高 濃度化も発生しない一方で、自然循環によりヘリウム領域の撹拌が進行したことで、この ような挙動を示した可能性がある。

初期のヘリウム濃度パラメータとして上部プール冷却実験を実施したが、どのケースに おいても最終的にはヘリウム成層は容器下部まで厚くなり、均一なガス濃度分布となるこ とが確認できた。





図 4.1.2-9 密度の鉛直方向分布。左上図: CC-PL-13G、右上図: CC-PL-21、下図: CC-PL-14E



図 4.1.2-10a 流体温度コンター (CC-PL-13G)



図 4.1.2-10b 流体温度コンター (CC-PL-13G)



図 4.1.2-11a 流体温度コンター (CC-PL-21)



図 4.1.2-11b 流体温度コンター (CC-PL-21)



図 4.1.2-12a 流体温度コンター (CC-PL-14E)



図 4.1.2-12b 流体温度コンター (CC-PL-14E)



図 4.1.2-12c 流体温度コンター (CC-PL-14E)













図 4.1.2-16 ヘリウム濃度の鉛直方向分布。左上図: CC-PL-13G、右上図: CC-PL-21、下 図: CC-PL-14E



図 4.1.2-17 水蒸気濃度の鉛直方向分布。左上図: CC-PL-13G、右上図: CC-PL-21、下図: CC-PL-14E



図 4.1.2-18 空気濃度の鉛直方向分布。左上図: CC-PL-13G、右上図: CC-PL-21、下図: CC-PL-14E



図 4.1.2-19 成層崩壊挙動の模式図



図 4.1.2-20 壁面熱流束。左上: CC-PL-13G、右上: CC-PL-21、左下: CC-PL-14E、 右下: CC-PL-14E (0-2000 秒を抜粋)

4.1.2.2. 下段ジャケット冷却実験の結果

ここでは下段ジャケットを冷却した際の実験結果について述べる。

圧力履歴

図 4.1.2・21 に圧力履歴の結果を示す。図 4.1.2・21 左図が蒸気・空気系での実験 CC-PL-15, 17C、右図が蒸気・空気・ヘリウム系での実験 CC-PL-19, 18 の結果である。蒸気・空気系 では CC-PL-15 (初期に蒸気・空気が混合している条件)よりも 17C (初期に蒸気・空気が 成層化している条件)の方が減圧速度は大きくなった。これは、この後に示す蒸気濃度の 分布から、CC-PL-17C では冷却開始時、冷却領域の上部にほぼ蒸気のみの領域が存在する ことによる。これによって、減圧速度が CC-PL-15 よりも大きくなったと考えられる。一 方、蒸気・空気・ヘリウム系では減圧速度にほとんど差が見られなかったことから、冷却 位置が下方にある場合には凝縮挙動に関する初期ガス濃度分布の違いによる影響が出にく いと考えられる。

蒸気・空気系での密度分布および蒸気濃度分布

CC-PL-15, 17C の密度および蒸気濃度の鉛直分布を図 4.1.2-22, 23 に示す。また図 4.1.2-24,25には、容器の径方向のガス分布を把握するために、中心軸上と中心軸から 0.9m オフセットした場所での鉛直方向密度分布と蒸気濃度分布をそれぞれ重ねてプロットした。 凡例中の K090 は中心軸から 0.9m オフセットした鉛直方向分布、X000 は中心軸上での分 布であることを表している。下段ジャケットの上端と下端を黒色と赤色の直線で示してお り、この間が冷却面である。CC-PL-15, 17C ともに上部では冷却が行われないために、冷 却面より上部(EL8m より上部)における密度は冷却面とその下部における密度より低い 状態を終始維持しており、密度成層も長時間維持されている。CC-PL-15, 17C ともに成層 界面は EL8m 近傍に位置するようになっている。冷却面下部(EL8m より下部)では初期 ガス濃度分布によらず、ほぼ均一な密度分布となっている。そのため、EL8m より下方の 領域全体で、自然循環が生じている可能性がある。CC-PL-15 および CC-PL-17C の成層挙 動に関して大きな差異はないことから、代表して CC-PL-17C での成層挙動を模式的に図 4.1.2-26 に示した。冷却開始前、上部には低密度層、下部には高密度層が存在する。冷却中 において、冷却面表面では蒸気凝縮により、低温の空気濃度の高い気体が生成される。こ の気体は周囲よりも重いため、下向きの流れが駆動され、冷却部下部全体での循環が発生 すると考えられる(図中の赤矢印は蒸気凝縮による吸引、紫矢印は下降流を示す)。冷却面 より上部では凝縮が発生しないため、高濃度の蒸気層が維持される。

蒸気濃度は EL8m より上部では、凝縮が有意に発生しないため高い濃度が維持される。 反対にそれより下方では、蒸気凝縮により上部よりも蒸気濃度は低く、ほぼ一様な分布と である。また、X000 と K090 上の鉛直方向分布に差がほとんどなく、密度・ガス濃度とも に径方向には均質な分布で、大きな循環流が形成されていると考えられる。

蒸気・空気系での温度分布

図 4.1.2-27 に CC-PL-15 での下段ジャケット冷却水出口温度の時系列データを示す。冷 却水の出口ノズルは 90 度ごとの方角に合計 4 ヶ所あり、TE076 の後ろの A, B, C, D はそ れぞれの出口ノズルに対応している。各冷却水出口温度に差はなく、ほぼ一様にジャケッ ト内を冷却できていることが確認できた。他の下段ジャケット冷却実験についても同様で あった。

図 4.1.2-28~31 に CC-PL-15, 17C の容器内流体温度のコンター図及び壁面温度のコン ター図を示す。CC-PL-15, 17C ともに、容器内の流体は下段ジャケット部の壁面側から冷 却され、徐々に下段ジャケット部よりも下方も冷却されていく。下段ジャケットよりも低 い位置の流体温度が低下するのに対して、下段ジャケットよりも高い位置の流体は高温の 状態を維持する。冷却部の容器内壁温度はほぼ一様な分布を示し、温度が低下する。流体 温度と同様にして、下段ジャケットより高い位置の内壁温度も高温の状態を維持している。

蒸気・空気系での壁面熱流束

図 4.1.2-32 に CC-PL-15, 17C の壁面熱流束の時間変化を示す。熱流束の絶対値は全ての 時間において、CC-PL-17C の方が CC-PL-15 よりも大きい。特に CC-PL-17C の EL7.5m での熱流束は、時刻約 250 秒で大きなピークを示している。17C は初期予混合条件であり、 下段冷却面の空気濃度が比較的低いため、初期に高い凝縮率を示した。EL3.9m では外部か ら内部への熱流束(加熱)が生じている。EL3.9m は下段冷却面下端(EL4.25m)よりも 下に位置し、冷却を行っていないため容器外壁温度が高い状態が維持され、かつ、冷却さ れた内部の流体は流下して、当該高さで低い温度が保たれるために容器内への熱流束が発 生していると推察される。

<u>ヘリウム・蒸気・空気系での密度分布およびガス濃度分布</u>

前節の条件にヘリウムを加えた場合である。CC-PL-19, 18 の密度の鉛直分布を図 4.1.2-33 に示す。いずれも冷却に伴い、密度は低下していくが、冷却を行っていない EL8m より上方の密度はそれよりも下部の密度より低い状態を維持し、密度成層も終始維持され た。また冷却開始前に EL6m 近傍に位置していた成層界面は冷却により、上部へと移動し、 最終的に下段ジャケットとその上部の境界である EL8m 近傍で停滞した。そのため、EL8m 以下でほぼ一様な密度分布となった。図 4.1.2-34 に示すように半径方向には密度分布の差 は見られなかった。

<u>ヘリウム・蒸気・空気系での温度分布</u>

図 4.1.2-35~38 に CC-PL-19, 18 の流体温度・容器内壁面温度のコンターを示す。傾向 としては前節のヘリウムの無い CC-PL-15, 17C と同様の傾向を示し、次に示すヘリウムの 蓄積による温度分布への影響は少ないことが示された。

ヘリウム・蒸気・空気系でのガス濃度分布

CC-PL-19, 18 のヘリウム・蒸気・空気濃度の鉛直分布を図 4.1.2-39~41 に示す。初期 に蒸気と空気が均質予混合させた CC-PL-19 では、1000 秒程度で下段ジャケットの上端 (EL8m)からそれより低い位置でほぼ一様なガス濃度分布となった。そのため、EL8m よ りも下部の領域全体を撹拌するような自然循環が生じていることが推測される。この領域 では、ヘリウムと空気濃度が均質に増加、蒸気濃度は均質に減少する。EL8m よりも高い 位置でもその傾向は同じだが、初期条件からの濃度変化幅は蒸気が 10%減少、空気・ヘリ ウムが 5%増加と少ない。

一方で、初期に蒸気と空気を成層化させた CC-PL-18 では異なる挙動が見られた。初期 に上部の空気濃度が低い(蒸気濃度が高い)ために冷却が進行するにつれて、下段ジャケ ット上端(凝縮面上端)よりも高い位置でのヘリウム濃度が CC-PL-19 よりも大きく上昇 した。これは蒸気凝縮に伴う非凝縮ガス濃度の上昇において、冷却開始前の上部の空気濃 度が CC-PL-18 よりも低く、冷却過程においても相対的に密度の高い空気は上部領域に拡 散しにくいためと考えられる。また、下段ジャケットで冷却を行っている高さ(EL4.2m~ 8m)でのヘリウム濃度が下段ジャケットの上部および下部よりも高い状態となった。空気 濃度は下段ジャケット位置での値は下段ジャケットの下部の値よりも低い状態となった。 このような CC-PL-19 と 18 でのガス濃度分布の差は初期のガス濃度分布に起因しており、 CC-PL-18 では、上部での初期空気濃度が低かったことによるものと推測される。先述し たように密度は下段ジャケット上端より低い位置ではほぼ一様であるが、ガス濃度分布に はこのような明確な差が見られることから、EL8m 以下全体を撹拌するような強い自然循 環は生じていないと考えられる。

CC-PL-19, 18 の推測される密度成層挙動の模式図を図 4.1.2-43, 44 に示す。CC-PL-19、 18 ともに、冷却開始前に成層界面が冷却面中央付近に位置していた。CC-PL-19(初期予混 合)では蒸気凝縮により、ヘリウム割合の高い比凝縮ガスが冷却面上に現れ、これが上昇 するため上部の低密度層のヘリウム濃度は上昇する。その一方で、冷却部上端より下部で はほぼ一様な濃度分布となり、蒸気凝縮の進展とともに非凝縮ガスの濃度上昇が起きる。 CC-PL-18(初期成層)では上部の低密度層のヘリウム濃度の上昇は CC-PL-19 と同様であ る。しかし、初期の空気濃度分布の違いにより、冷却部位置とその下部で密度はほぼ同一 ながら、ガス組成の異なる層がそれぞれ形成されたと考えられる。初期に上部の空気濃度 が低く、下部で高いため、冷却部位置では空気濃度が低く、ヘリウム濃度の高い層ができ、 その下部では空気濃度が高く、ヘリウム濃度の低い層ができたと推測される。

各ガス濃度の中心軸から 0.9m(K090)および中心軸上(X000)での鉛直方向分布を図 4.1.2-42に重ねてプロットした。K090とX000の両者に大きな差は見られず、密度同様、 ガス濃度は動径方向に均質な分布となっている。

ヘリウム・蒸気・空気系での壁面熱流束

図 4.1.2-45 に CC-PL-19, 18 の壁面熱流束の時間変化を示す。熱流束に関して、CC-PL-19, 18 の間では CC-PL-15, 17C 程の明確な差は見られなかった。減圧速度にほとんど差がなかったことと整合する結果である。

以上から、下段ジャケット冷却では冷却を行っていない容器上部では凝縮がほとんど起 きず、下部の蒸気凝縮により濃縮されたヘリウムが非冷却面上部領域にも輸送され、ヘリ ウム濃度が容器全体に渡って上昇する傾向が見られた。また、初期のガス分布に応じて、 特徴的なガス濃度分布となる結果が得られた。





図 4.1.2-22 密度の鉛直方向分布。左図: CC-PL-15、右図: CC-PL-17C



図 4.1.2-24 鉛直密度分布の径方向位置の比較。左図: CC-PL-15、右図: CC-PL-17C













図 4.1.2-29a 流体温度コンター (CC-PL-17C)



図 4.1.2-29b 流体温度コンター (CC-PL-17C)







図 4.1.2-32 壁面熱流束。左図: CC-PL-15、右図: CC-PL-17C



図 4.1.2-33 密度の鉛直方向分布。左図: CC-PL-19, 右図: CC-PL-18



図 4.1.2-34 密度の径方向位置の比較。左図: CC-PL-19, 右図: CC-PL-18



図 4.1.2-35a 流体温度コンター (CC-PL-19)


図 4.1.2-35b 流体温度コンター (CC-PL-19)



図 4.1.2-36a 流体温度コンター (CC-PL-18)



図 4.1.2-36b 流体温度コンター (CC-PL-18)









図 4.1.2-41 空気濃度の鉛直方向分布。左図: CC-PL-19, 右図: CC-PL-18









4.1.2.3. 中段ジャケット冷却実験の結果

ここでは中段ジャケット冷却の結果について説明する。中段ジャケット冷却では、円筒 部周囲全面と半分の冷却領域を変えた実験を行っており(対称冷却、非対称冷却)、冷却位 置の違いによる傾向を調査した。また、冷却位置の効果を更に検討するために、初期条件 が同じで、上部プール冷却を実施した CC-PL-07 (蒸気-空気) と 12 (蒸気-空気-ヘリウム) の結果(いずれも昨年度実施)との比較も行う。

圧力履歴

はじめに蒸気・空気系での実験 CC-PL-07(上部プール冷却),04C,23(中段ジャケット 冷却)と蒸気・空気・ヘリウム系での実験 CC-PL-12(上部プール冷却),24,22(中段ジ ャケット冷却)の圧力履歴の結果を図 4.1.2-に示す。蒸気・空気系の実験では、上部プール 冷却である CC-PL-07 では、中段ジャケット冷却である CC-PL-04C,23 に比べて減圧速度 が大きく低下している。これは、冷却位置や冷却面積の差だけでなく、冷却側の熱伝達機 構(07 は滞留水プールによる自然対流、04C と 23 は流下液膜による強制対流)による差 の影響も大きい。また CC-PL-04C および 23 では、CC-PL-23 の方が中段ジャケットの半 面しか冷却しないため、CC-PL-04C の半分程度の減圧速度となっている。この傾向は蒸気・ 空気ヘリウム系の実験である CC-PL-12,24,22 でも同様で、上部プール冷却の CC-PL-12、 中段ジャケット半面冷却の CC-PL-22、中段ジャケット全面冷却の CC-PL-24 の順に減圧速 度が大きくなっている。

蒸気・空気系での密度分布および蒸気濃度分布

蒸気・空気系の上部プール冷却実験 CC-PL-07 と中段ジャケット全面冷却の CC-PL-04C の密度および水蒸気濃度の鉛直分布を図 4.1.2-47, 48 に示す。これらの図では上部プールの 底面位置(その高さよりも上部を冷却)と中段ジャケット冷却による冷却水液膜の上端と 下端の位置も合わせて示している。CC-PL-07 では上部の低密度層が時間経過とともに上方 へと薄くなり、1500 秒程度で密度成層は消失し、ほぼ均一な密度分布となっている。低密 度層の挙動とほぼ同様に上部の高い水蒸気濃度の層も時間経過とともに上方へと薄くなっ た。一方の CC-PL-04C では、時刻 0 秒では EL5m 近傍のみに成層界面が見られたが、時 刻 300 秒では EL8m および 5m 近傍に成層界面を有する密度分布となった。時刻 700 秒で はほぼ均一な密度分布となっている。0 秒から 300 秒の間、EL8m より上部では、ほぼ蒸 気のみの層が維持される一方、EL8m より低い位置の蒸気濃度は低下していく。その後、EL8m より上部の蒸気濃度も低下し、密度成層と同様に 700 秒で一様なガス濃度分布となった。

ここでは示さないが、CC-PL-04C, 23 では冷却開始前のガス濃度分布に動径方向の位置 に応じてばらつきが生じた。これは CC-PL-04C, 23 でのガス濃度計測の際に QMS の切替 バルブ内の予熱ヒータを使用しなかったために、不要な凝縮が発生した可能性があり、妥 当な濃度計測が行えなかったので、ここではこれらの結果については評価の対象から外し た。

蒸気・空気・ヘリウム系での密度分布

図 4.1.2-49 に CC-PL-12 (上部プール冷却),24 (中断ジャケット冷却)の密度の鉛直方 向分布を示す。CC-PL-12 では、上部の低密度層が下方へと厚くなる挙動が見られ、時間経 過とともに鉛直方向の密度差が小さくなった。また密度分布が均質になる前後において、 上部の低密度層内で上側の密度が高い状態が維持された。低密度層内では、後述するよう にガス濃度分布がほぼ一様であることから、上側の温度が低い逆温度成層になっていると 考えられる。温度分布については後程議論する。低密度層内ではこのような密度分布であ ることから、低密度層内では弱い自然循環が発生していると考えられる。一方、CC-PL-24 では上部に向かって密度が低下するような自然な密度勾配が形成され、成層が崩壊する 1100 秒頃まで継続する。成層界面の位置と冷却領域の高さ位置は整合しておらず、この時 間の減圧速度も速いことから、冷却面近傍では強い自然対流が形成されていることが推測 されるが、上部低密度層と下部高密度層との相互作用や均質層内部の対流などの詳細は濃 度と温度の分布からだけでは判断できず、CFD 解析による補完によって現象を理解する必 要がある。

CC-PL-12,24の中心軸(X000)上および中心軸から0.9m(K090)上での密度の鉛直分 布を図 4.1.2-50 に示す。CC-PL-12 では中心軸側で密度がわずかに高くなった。一方 CC-PL-24 では密度の動径方向の差はほとんど見られない。いずれにしても、径方向の挙動 に有意な差を与えるような結果ではないと思われる。

蒸気・空気・ヘリウム系での温度分布

CC-PL-12、CC-PL-24の温度について議論する。図 4.1.2-51 に壁面近傍での流体温度の 時系列データを示す。凡例の CTF93X000 で、4 文字目、5 文字目は EL の値を示しており、 この場合は EL9.3mである。CC-PL-12 では EL9.8m(容器のほぼ最上部)で 500 秒から 3000 秒程度にかけて大きく温度が低下している。これは頂部近傍に高濃度のヘリウム層が 形成され、凝縮熱伝達が阻害されたことによる。これは、当該期間で図 4.1.2-46 に示した 低い圧力低下率の結果とも整合する。この頂部近傍の高濃度ヘリウム層は 3000 秒頃に消失 し、その後は温度も周囲の温度と同等の値となる。また 3000 秒以降、上部温度が下部温度 よりも低い逆温度成層となっていることが分かる。次に CC-PL-24 では、800 秒から 1000 秒にかけて容器下方から順に温度が急激に上昇していく挙動が見られた。これは、上部に 形成された低密度層の厚さが時間と共に薄くなっていく過程で、下部から高温の蒸気が供 給されたことが原因と考えられる。また CC-PL-24 では容器最頂部は冷却せず、ここには 熱容量の大きい閉止フランジが存在するため、約 1200 秒以降容器頂部側の温度の方が下部 (EL8.3m 近傍) よりも高い状態が継続する。

図4.1.2-52~55にCC-PL-12,24の流体温度コンターと容器内壁面温度コンターを示す。

CC-PL-12 では上部の低温領域が時間経過とともに下部へと広がっていく様子が見られる。 CC-PL-24 では 1100 秒まで容器頂部近傍に低温領域が見られるが、1200 秒では頂部の壁面 近傍で温度が上昇する領域があることが分かる。これは成層崩壊に起因するものと見られ る。さらに時間が経過すると、低温の流体領域が下方へと広がっていく。容器内壁面温度 は流下液膜による冷却である CC-PL-24 の方が CC-PL-12 よりも冷却面の温度が低下して いる。CC-PL-12, 24 ともに冷却面ではほぼ一様に冷却されていることが確認できる。

蒸気・空気・ヘリウム系でのガス濃度分布

蒸気・空気・ヘリウム系での上部プール冷却実験 CC-PL-12 と中段ジャケット全面冷却 実験 CC-PL-24 のヘリウム、水蒸気、空気濃度の鉛直分布を図 4.1.2-56~58 に示す。 CC-PL-12 の挙動については昨年度の報告書にて報告済みであるが、成層崩壊挙動に着目し て比較を行う。ここでは CC-PL-12 については低密度層が下方への拡大開始から成層崩壊 するまでの時刻をプロットしている。CC-PL-12 では、時刻 3900 秒以降、上部の高濃度へ リウム層が下部へと厚くなり始め、4900 秒でほぼ鉛直方向に均一な濃度となる。ここから、 図 4.1.2-49 で示した混合ガスの鉛直方向密度分布の時間変化はヘリウムの拡散現象の結果 であることがわかる。この際、上部のヘリウム濃度は一様な分布を保ったまま、時間経過 とともに低下していく。蒸気濃度は、ヘリウム濃度と反対に 3900 秒で上部が低く、下部が 高い状態であった。ここから上部の低密度層の下方への拡大に伴って、下部の蒸気が上部 へと供給される。そのため水蒸気濃度は上部で上昇、低密度層直下で低下した。この間、 空気濃度はほとんど変化がなかった。

次に中段ジャケット全面冷却の CC-PL-24 の挙動について述べる。CC-PL-24 では時刻 0 秒から成層崩壊までの時刻の濃度分布を示している。CC-PL-24 でも最終的に上部の低密度 層は崩壊するが(図 4.1.2-49)、その過程は CC-PL-12 と異なる。初期に上部約 4m(EL6 ~10m)を占める高濃度ヘリウム成層は、0 秒から 1100 秒にかけて更に濃度を増し、一方 で厚さは徐々に薄くなる。時刻 900 秒で厚さ約 1m となり、ヘリウム濃度も約 40%以上と 最も高くなる。900 秒以降、中段ジャケットの冷却領域(下端が EL8.1m)より下部ではヘ リウム濃度は一様分布を維持したまま濃度上昇し、頂部では逆に濃度は低下に向かい、1300 秒でヘリウム成層(低密度層)は消失した。その結果鉛直方向に均質な濃度分布となる。 蒸気濃度は 0 秒において EL6m 以上で高濃度、それ以下で低濃度の分布となっていた。0 秒から 900 秒にかけて、EL6m 以上にあった高濃度の蒸気は蒸気凝縮によりその濃度が低 下し、900 秒で中段ジャケットの冷却領域より下部ではほぼ一様な蒸気濃度となった。900 秒以降は全体的に一様のまま蒸気濃度は低下する。空気濃度は 0 秒から 700 秒にかけて、 EL5.5m から 7m の領域で上昇する。これは中段ジャケットでの蒸気凝縮により、下方の高 密度層から高濃度の空気を含む気体が供給されたためと考えられる。冷却開始直後にヘリ ウム成層が薄くなるのは、下部に堆積した空気が上部へ拡散したことが一因と考えられる。 以上の議論から推測される成層が崩壊していく過程についての模式図を図 4.1.2-62 とし て示す。CC-PL-12 では、上述した CC-PL-13G, 21, 24 とほぼ同様の挙動となるため、ここ では説明を省略する。CC-PL-24 では側壁を冷却するため、上部の低密度層内のヘリウム濃 度が上昇する。それとともに下部の高密度層の気体(蒸気・空気混合気体)が上部に拡散 (図中の緑矢印)しながら蒸気凝縮が進むと考えられる。これにより低密度層の下部から 空気濃度が上昇し、相対的にヘリウム濃度が低下し、成層が薄くなると考えられる。

CC-PL-12, 24 の中心軸(X000)上および中心軸から 0.9m オフセット(K090)した位 置でのヘリウム、蒸気、空気濃度の鉛直方向分布を図 4.1.2-59~61 に示す。CC-PL-12 で は上部低密度層内で、ヘリウム濃度は中心軸側の値が壁側の値よりもわずかに低くなり、 蒸気濃度は中心軸側が高くなる傾向が見られた。壁面での蒸気凝縮により、壁近傍では非 凝縮ガスの濃度が上昇し、それに伴いヘリウム濃度は壁側で高い値となることが推測され る。中心軸側でヘリウム濃度が低い結果はこの推測と整合している。CC-PL-24 でも、上部 成層内のヘリウム濃度は中心軸側の方が低く、また、中心軸側と壁側での濃度差は CC-PL-12 の結果よりも大きくなった。中段ジャケットの冷却面での蒸気凝縮により壁側で 濃度上昇したヘリウムは壁に沿ってそのまま上昇し、上部では自然循環の駆動力となる密 度差がないため、ヘリウム上部に蓄積したと思われる。その結果壁側の方が中心軸側より もヘリウム濃度は高くなり、上面冷却の CC-PL-12 よりこの効果が卓越し、径方向の濃度 差が大きくなったと考えられる。しかしながら、いずれにしても CC-PL-12, 24 ともに中 心軸上と壁側でのヘリウム濃度には大きな差は見られないので、今後より詳細な検討が必 要と考えられる。

蒸気・空気・ヘリウム系での壁面熱流束

CC-PL-12,24の壁面熱流束を図4.1.2-63に示す。CC-PL-12では0秒から3000秒の間、 EL10mの熱流束がほぼゼロを示す。これは昨年度の報告書でも報告したとおり、上部に高 濃度ヘリウムの層が形成されたことによる。3900秒頃から上部の低密度層が下方へと広が り始め、これに伴って、熱流束の絶対値も大きくなっていく。これは下部から上部へと蒸 気が供給されることで、蒸気凝縮が促進されたためと考えられる。CC-PL-24では、凝縮面 での熱流束が冷却面全体で大きい。冷却開始直後に熱流束が上昇し、徐々に低下していく が、800秒から1100秒でELの低いところから順に熱流束の絶対値の急激な上昇が見られ た。これは先述した流体温度の過渡変化と同様、成層界面が下方から上方に向かって移動 する過程で、計測点が高密度層に覆われたタイミングで凝縮量が増大するためと考えられ る。

非対称冷却時の結果

中段ジャケット半面冷却の CC-PL-22 実験の結果について示す。ガス濃度の径方向の差 を見るため、非対称冷却実験時には図4.1.2-64の青丸で示す位置でガス濃度計測を行った。 この図で容器右側は非冷却側、左側が冷却側となる。

図 4.1.2-65 に CC-PL-22 の壁面熱流束について示す。上図は各 EL で冷却側、非冷却側 の熱流束をプロットしており、左下図は EL8.4m における周方向の冷却面での熱流束、右 下図は EL8.4m における周方向の非冷却面での熱流束をプロットしている。270 度~0 度~ 90 度は非冷却側、90 度~180 度~270 度が冷却側となる。各 EL の熱流束は CC-PL-24 と ほぼ同様の挙動となっている。EL8.4m の非冷却側では、337.5 度での熱流束は低下してい るものの、72 度および 292.5 度では非冷却側であるにも関わらず、熱流束が冷却側と同程 度の値である。ここから、冷却水が非冷却側にまで回り込んでしまったと考えられる。こ のため、以下に示す密度、ガス濃度分布に冷却側と非冷却側の差がほとんど出なかったと 考えられる。

図 4.1.2-66 に密度の鉛直分布と中心軸上と壁側位置での分布を示す。凡例の K090 が中 心軸から冷却面側に 0.9m オフセットした位置、X000 が中心軸、A090 が中心軸から非冷 却面側に 0.9m のオフセットした位置での鉛直方向分布を表している。ガス挙動(鉛直方向 濃度勾配や密度勾配の時間変化)は定性的には全面冷却実験である CC-PL-24 とほぼ同じ 挙動となっている。また A090 上と X000 上の差はほとんどなく、冷却面付近の K090 上の 密度は壁面冷却した上部低密度層内で A090, X000 上の値よりもわずかに小さい値を示す にとどまった。

図 4.1.2-67, 68 に流体温度コンターと内壁面温度コンターを示す。流体温度コンターは0度-180度断面を示しており、右側が0度方向(非冷却面)、左側が180度方向(冷却面)になる。非対称冷却により、流体温度分布も非対称な分布となっている。時間と共に上部から下部へ低温領域が広がっていき、その際に特徴的な分布を示している。一方、内壁面温度は冷却面中央で最も値が低く、非冷却側で値が高くなる分布となっている。次に中段ジャケット全面冷却実験 CC-PL-24 と半面冷却実験 CC-PL-22 での中段ジャケット出ロノズルの温度の過渡変化を図 4.1.2-69 に示す。TE066A は CC-PL-22 での非冷却側、TE066B は冷却側のノズルでの温度を示している。CC-PL-24 では全面を冷却しているが、TE066A と TE066B は約 700 秒付近までは同じ温度を示すが、それ以降では最大 20℃程度の温度差が生じている。これは、CIGMA 容器の構造物(ノズル等)の配置が対称となっていないことで、冷却水の除熱量が対称となっていないことが原因と考えられ、今後の検討課題である。一方、CC-PL-22 では冷却側の TE066B の温度は CC-PL-24 とほぼ同一の値であるが、非冷却側の TE066A の温度は CC-PL-24 とほぼ同一の値であるが、

とが分かる。ここからも非冷却側でも有意な冷却が生じているように見える。非対称効果 を見るには、冷却水供給部分で閉止ノズルの数を増やすなどの工夫が必要である。

図 4.1.2-70~72 にヘリウム・蒸気・空気濃度の鉛直分布の中心軸上と壁側位置での分布を 示す。ガス濃度分布について、A090 上の分布と X000 上の分布では大きな差は見られなか った。冷却側の K090 上では A090, X000 に比べて、ヘリウムと空気の濃度は高く、蒸気濃 度は低い結果となった。

中段ジャケット冷却実験では、上部プール冷却実験と比較することで、ヘリウム成層の 崩壊の挙動に特徴的な違いがあることが分かった。また、非対称冷却実験を実施し、ガス 濃度や温度分布に与える影響について検討を行った。



図 4.1.2-46 左図: CC-PL-07, 04C, 23の圧力履歴、右図: CC-PL-12, 24, 22の圧力履歴



図 4.1.2-47 CC-PL-07,04Cの密度の鉛直方向分布





図 4.1.2-49 密度の鉛直方向分布。左図: CC-PL-12, 右図 CC-PL-24



図 4.1.2-50 密度の動径方向位置の比較。左図: CC-PL-12, 右図 CC-PL-24





図 4.1.2-52a 流体温度コンター (CC-PL-12)





流体温度コンター (CC-PL-24) ⊠ 4.1.2**-**53a



流体温度コンター (CC-PL-24) 図 4.1.2-53b



















Volume fraction (%)



図 4.1.2-60 水蒸気濃度の径方向位置の比較。左図: CC-PL-12, 右図 CC-PL-24





図 4.1.2-62 ガス挙動の模式図。上図: CC-PL-12、下図: CC-PL-24



図 4.1.2-63 壁面熱流束。左図: CC-PL-12, 右図 CC-PL-24



図 4.1.2-64 非対称冷却時のガス濃度計測位置(青丸)



図 4.1.2-65 CC-PL-22 の壁面熱流束。上図:各 EL での熱流束、左下図: EL8.4m での冷 却面側での熱流束、右下図: EL8.4m での非冷却面側での熱流束



図 4.1.2-66 CC-PL-22 の密度の鉛直方向分布と径方向位置の比較。左図:密度分布、右図: 壁側及び中心軸上の密度分布



図 4.1.2-67a 流体温度コンター (CC-PL-22)



図 4.1.2-67b 流体温度コンター (CC-PL-22)



図 4.1.2-67c 流体温度コンター (CC-PL-22)






図 4.1.2-69 CC-PL-22 および 24 実験での中段ジャケット出口ノズルの温度



14.1.2-70 CC-PL-22 05ペリウム 震度の 転直方向方和と 程方向位置の比較。 圧図: ペリ ム濃度分布、右図:壁側及び中心軸上の ヘリウム濃度分布



図 4.1.2-71 CC-PL-22の水蒸気濃度の鉛直方向分布と径方向位置の比較。左図:水蒸気濃度 分布、右図:壁側及び中心軸上の水蒸気濃度分布



図 4.1.2-72 CC-PL-22 の空気濃度の鉛直方向分布と径方向位置の比較。左図:空気濃度分布、 右図:壁側及び中心軸上の空気濃度分布

4.1.2.4. 外面冷却実験(CC-PL)のまとめ

今年度は昨年度の実験結果を踏まえ、上部プール冷却実験では初期ヘリウム濃度をパラ メータとして、実験範囲を拡張するように実験を行った。初期低密度層内における非凝縮 ガス中のヘリウムの体積割合(ドライ条件濃度)を 71%とした場合においても、冷却を継 続することで密度成層は崩壊し、容器内のガス濃度分布は均質化した。 冷却位置を変化させた場合の影響を検討するため、これまで未実施であった下段ジャケ ット冷却実験を実施した。下段ジャケット冷却では容器内の減圧は行われるが、容器上部 は冷却されないため、ヘリウムが容器上部に残留し続ける結果となった。また中段ジャケ ット冷却では、上部プール冷却と同様に密度成層が崩壊することを確認できたが、密度成 層崩壊の挙動に大きな差があることが分かった。また、ガス濃度分布の挙動等から成層崩 壊挙動のメカニズムについて検討を行った。

4.1.3 内部スプレイによる格納容器冷却実験

本節では内部スプレイによる冷却実験の結果について述べる。一般にスプレイによる容 器内気体の撹拌効果は非常に大きいとされているが、定格よりも小流量のスプレイを注入 した際にも十分な撹拌効果が得られるかどうかは十分に明らかになっておらず、その検証 は重要である。それを踏まえ、昨年度は低流量のスプレイ実験を実施した。昨年度実験で は流量を 0.5kg/s とした。この値からスプレイ流量(kg/s)と格納容器体積(m3)の比を 計算すると、約0.01kg/(m3・s)となる。この値は実機 BWR の定格流量(0.1~0.4)の10%、 実機 PWR の定格流量(0.006~0.01)と同オーダーである。この条件においても、早期に 容器内のガス濃度は均質な状態となり、初期のガス分布にほとんど依存せずに減圧する結 果となった。そこで、今年度は更に低いスプレイ流量 0.19kg/s(体積比 0.004、PWR 実機 の下端値に相当)で冷却実験を実施し、撹拌等の影響について検討した。

実験条件

表 4.1.3-1 に本年度実施した CC-SP-11, 12 の実験条件を示す。参考として、昨年度実施 した CC-SP-06, 09 の条件も示した。CC-SP-11 は蒸気・空気の成層を作り、スプレイを注 入した。CC-SP-12 は蒸気・空気の予混合状態に上部ヘリウム成層を作り、スプレイを注入 した。図 4.1.3-1 に初期のガス濃度分布を示す。昨年度は冷却水の微小なリークがあり、冷 却開始前にガス濃度分布が乱れるという課題があったが、本実験では微小リークがなくな り、明確な濃度分布を初期状態として実験を行った。

スプレイノズルは昨年度と同様の物を使用した。使用したスプレイノズルは広がり角が 15度である。図 4.1.3-2 に広がり角 15度でのスプレイ噴射の模式図を示す。広がり角 15 度では、試験容器の円筒部壁面にスプレイは触れずに底部へ到達する。しかし、この広が り角度を維持可能な最低流量は 0.5kg/s である。本実験のスプレイ流量はこれを下回ってい るため、十分に広がらず、落下することが予想される。

RunID	CC-SP-11	CC-SP-06	CC-SP-12	CC-SP-09
比較目的	蒸気・空気系でのスプレイ流量の差に		蒸気・空気・He 系でのスプレイ流量	
	よる影響を検討。		の差による影響を検討。	
Date	2017/09/05	2016/09/13	2017/09/06	2016/09/16
使用ガス	蒸気・空気	蒸気・空気	蒸気・空気・He	蒸気・空気・He
初期条件(冷却前)				
圧力(kPa)	450	450	450	450
温度 (℃)	150	150	150	150
上部 He 濃度(%)	-	-	10	10
上部空気濃度(%)	1	3.6 (top)	8	16
容器内 He 分圧(kPa)	-	-	20	20
容器内空気分圧(kPa)	100	100	80	80
容器内蒸気分圧(kPa)	350	350	350	350
空気・蒸気の分布	成層	成層	予混合	予混合
冷却条件				
冷却方法	内部スプレイ	内部スプレイ	内部スプレイ	内部スプレイ
	注水	注水	注水	注水
冷却水温度(℃)	20	20	20	20
流量(kg/s)	0.19	0.5	0.19	0.5

表 4.1.3-1 内部スプレイ冷却実験の実験条件









図 4.1.3-2 容器内のスプレイ噴射の様子(円錐広がり角 15 度)

実験結果

図 4.1.3-3 に CC-SP-11, 06, 12, 09 の圧力履歴を示す。蒸気・空気での実験 CC-SP-11、 蒸気・空気・ヘリウムでの実験 CC-SP-12 ともに、スプレイ流量が昨年度よりも少ないた めに減圧速度は低下している。CC-SP-11及び12で初期のガス濃度分布が異なっているが、 減圧速度はほぼ同様の値となった。これから初期ガス組成の影響はほぼなかったと考えら れる。

図 4.1.3・4 に CC-SP-11 の水蒸気濃度、密度の鉛直方向分布、図 4.1.3・5, 6 に CC-SP-12 の水蒸気濃度、ヘリウム濃度、空気濃度、密度の鉛直方向分布をそれぞれ示す。CC-SP-11, 12 ともに 300 秒程度でガス濃度分布が均質になっている。0.19kg/s の低流量でも容器内の 撹拌の効果は非常に大きいことが分かる。ガス濃度が均一になる一方で、密度は上部の方 が低い状態となった。

図 4.1.3-7, 8 に CC-SP-11, 12 の流体温度コンターを示す。容器内部の温度分布について も CC-SP-11 と CC-SP-12 の間で大きな違いは見られない。スプレイの拡がり角が 15 度よ り小さいと考えられるにも関わらず、壁面近傍まで温度が低下していく様子が見られた。 図 4.1.3-9, 10 に CC-SP-11, 12 の容器内壁面温度コンターを示す。スプレイの広がり角が小 さいため、容器壁面にはほとんどスプレイが届いていないため、1000 秒でも容器壁の温度 はほとんど低下していない。時間経過とともに下方から温度が低下していく様子が見て取 れる。







図 4.1.3-4 CC-SP-11 の水蒸気濃度分布(左図)と密度分布(右図)



図 4.1.3-5 CC-SP-12 のヘリウム濃度分布(左図)と水蒸気濃度分布(右図)



図 4.1.3-6 CC-SP-12 の空気濃度分布(左図)と密度分布(右図)



図 4.1.3-7a 流体温度コンター (CC-SP-11)



図 4.1.3-7b 流体温度コンター (CC-SP-11)



図 4.1.3-8a 流体温度コンター (CC-SP-12)



図 4.1.3-8b 流体温度コンター (CC-SP-12)





内部スプレイ実験 (CC-SP) のまとめ

昨年度に引き続き、低流量のスプレイ冷却実験を行った。昨年度の半分以下のスプレイ 流量であったにもかかわらず、スプレイによるガスの撹拌は顕著であり、早期にガス濃度 は均一となった。今後はより低流量でのスプレイ冷却実験を行い、スプレイ流量の影響に ついて、さらに調査を実施する必要がある。

4.1.4 密度成層浸食実験

本節では水素混合を調査する代表的な実験である、ジェットやプリュームによる密度成 層浸食現象について、CIGMA 装置を用いて行った実験の結果をまとめる。鉛直または水平 噴流による密度成層の侵食・崩壊現象に関して、既往研究では大型模擬格納容器を用いて 様々な実験が行われている。例えば、OECD/SETH-2 プロジェクト[1]では、PSI が所有する PANDA、CEA が所有する MISTRA を用いて様々な実験が行われた。PANDA 実験では、ST シリーズとして鉛直ジェットによる成層侵食・崩壊に関して 10 実験行っており、初期成層 内のヘリウム濃度を 25%、40%の二種類、成層崩壊を促進させるための鉛直噴流のガス種 を空気と蒸気の二種類、噴流の質量流量を 7 種類、噴流温度を 2 種類、噴流放出位置を試 験容器の中央と壁面側の 2 種類と多種多様な実験を行っている。MISTRA 実験では、 LOWMA シリーズとして、鉛直空気噴流の流量を変えた 4 種類の実験を行っている。さら に、これらの実験データを用いて、Studer ら[2]は噴流による成層侵食・崩壊現象を整理す るための 2 つのフルード数を提案した(後述)。以上のような既往研究を参考にして、CIGMA 実験では鉛直空気および蒸気噴流による密度成層侵食・侵食崩壊実験を行った。

4.1.4.1. 鉛直空気噴流による密度成層侵食・崩壊実験

まず、SB-AJ-03 および SB-AJ-04 実験について述べる。両実験とも、CIGMA 容器の下部 を開放して、大気圧条件を維持して実験を行った。初期密度成層を形成するために、空気 12.5 g/s、ヘリウム 2.1 g/s の混合ガス(体積分率換算で空気: 50%、ヘリウム: 50%)を7分間、 メインノズルから垂直上向きに噴入した。図 4.1.4-1 に注入終了時のヘリウム濃度の鉛直分 布を示す。SB-AJ-03 と 04 の 2 実験では容器上部のヘリウム濃度は約 44%で、成層底部は およそ z=6.4 m であり、SB-AJ-06 では混合ガスの注入時間を短くして薄い初期成層を形成 した(後述)。これらの鉛直分布の空間積分値と注入させたヘリウム流量の時間積分値の差 は 5%程度で、質量分析計が精度よく計測できていることを示している。なお、鉛直噴流は 高さ z=5.4 m に噴出口を設置した直径 8.31 cm のノズルから上向きに放出させた。空気噴流 の流量は、SB-AJ-03 実験では 45 g/s、SB-AJ-04 実験では 30 g/s とした。SB-AJ-03、04、06 実験条件を表 4.1.4-1 にまとめる。また、表 4.1.4-1 に記載されている噴流と成層の相互関係 を表現する Fr₁および Fr₂の詳細は後述の「他の実験装置との比較」で述べる。以下に、垂 直上向きの衝突ジェットによる成層浸食・崩壊実験の概要を説明する。 SB-AJ-03:図4.1.4-2にジェット注入開始後の各計測点におけるヘリウム濃度の時系列デー タを示す。計測点位置は図4.1.4-1に示した。z=7.7mでは、噴流の放出開始(0s)直後にヘリ ウム濃度が低下し、容器下部(z=0.9m)と同程度になっている。これは、噴流の成層への突入 により、急速な乱流混合が生じていることを示している。さらに、z=8.9~10mの時系列デ ータでは、噴流の到達位置が徐々に高くなり、噴流が到達した高さでは急激なヘリウム濃 度の低下が生じることが示されている。容器下部では、初期成層内のヘリウムが下方に輸 送されるため、約200秒までヘリウム濃度が上昇している。約1800秒で成層崩壊が完了し ている。

SB-AJ-04:図 4.1.4-3 にジェット注入開始後のヘリウム濃度の時系列データを示す。SB-AJ-04 実験と同様に z=7.7 m では噴流の突入による急激な濃度低下が生じている。それより上部の 時間変化は、噴流流量が SB-AJ-03 実験より小さいため、緩やかになっている。本実験では 成層崩壊完了まで、およそ 4400 秒で SB-AJ-03 実験の 2.4 倍を要している。



図 4.1.4-1 初期ヘリウム濃度分布

表 4.1.4-1 SB-AJ 実験条件

Test	成層	噴流流量	Fr _i (後述)	Fr ₂ (後述)
SB-AJ-03	図4.1.4-1	45 g/s	14.7	0.94
SB-AJ-04	図4.1.4-1	30 g/s	9.83	0.62
SB-AJ-06	図4.1.4-1	30 g/s	1.95	0.40



図 4.1.4-2 SB-AJ-03 実験結果(ヘリウム濃度時間変化)



図 4.1.4-3 SB-AJ-04 実験結果(ヘリウム濃度時間変化)

次に、密度成層侵食・崩壊現象の成層の厚さによる違いを検証するために行った SB-AJ-06 実験について述べる。この実験では、成層形成のためにヘリウム-空気の混合ガス(体積分率 でともに 50%)を上記の実験(SB-AJ-03 および 04)と同じ流量で 3.5 分間(上記実験の 1/2)注入 させた。図 4.1.4-1 に示しているように、容器上部の初期ヘリウム濃度は約 34%で、成層底 部はおよそ 7.7 m となった。また、この鉛直分布の積分値と流入させたヘリウム流量の時間 積分値の差は 2%程度で、この実験でも精度よく計測できていることが示唆される。鉛直空 気噴流の条件は SB-AJ-04 と同じ 30 g/s とした。以下に主な結果を示す。

SB-AJ-06:図4.1.4-4 にヘリウム濃度の時系列データを示す。定性的には、SB-AJ-04 実験と 同様に、噴流の到達位置で急激なヘリウム濃度の低下が見られるが、初期成層の厚さが小 さいため成層崩壊完了までに要する時間が上記の実験結果よりも短く、約2200秒となって いる(SB-AJ-04 実験の約54%の時間)。成層厚さが薄い場合には、貫入ジェットに対する 容器天井の効果が表れることがわかっており、本件に関する定量的評価を次節で行う。



図 4.1.4-4 SB-AJ-06 実験結果(ヘリウム濃度時間変化)

他の実験装置との比較: CIGMA で行った実験の一般性を確認するために、SETH-2 プロジェクトで PANDA 装置および MISTRA 装置を用いて行われた鉛直上向き空気噴流による密度成層侵食・崩壊の結果と比較する。Studer ら[2]は SETH-2 プロジェクトで得られたデータを基に、成層侵食現象を整理するための以下の2つの密度フルード数を定義した。

$$Fr_i = \frac{U}{NL} \tag{4.1.4-1}$$

$$Fr_2 = \frac{0}{\sqrt{g((\rho_0 - \rho_s)/\rho_0)(H_F - H_s)}}$$
(4.1.4-2)

Fr_iは噴流の成層への貫入強さ(ジェット慣性)と密度成層の安定度(浮力)の比を表しており、ジェット慣性を成層突入位置でのジェットの中心流速(U)、代表長さにジェットの幅(L)、浮力に成層の強さ(N)を用いて次で表される。

$$U = 6.02U_{inj} \frac{d_{inj}}{(z - H_{inj})}$$
(4.1.4-3)

$$\frac{L}{2} = 0.086(z - H_{inj}) \tag{4.1.4-4}$$

$$N = \sqrt{2g \frac{(\rho_0 - \rho_s)}{(\rho_0 + \rho_s)(H_t - H_s)}}$$
(4.1.4-5)

ここで、 U_{inj} はノズル出口流速、 H_{inj} はノズル出口の高さ(本実験では 5.38 m)、 d_{inj} はノズ ル径(8.31 cm)を表している。N は図 4.1.4-5 に示すように、重力加速度(g)、成層下部の雰 囲気密度(ρ_0)、gradient zone 上部の密度(ρ_s)と gradient zone の厚さで算出され、成層固有 の振動数(次元が s⁻¹)を表している。

 $Fr_i \leq 1$ では噴流慣性が浮力より弱く、成層侵食が緩やかになり、 $Fr_i > 1$ ではジェットの成層への貫入が強いため活発な乱流混合効果による急激な成層侵食が進む。表 4.1.4-1 にSETH-2 プロジェクトでの PANDA 実験、MISTRA 実験と併記して SB-AJ-03、SB-AJ-04、SB-AJ-06 実験のフルード数(初期条件から算出)を示す。また、図 4.6.4-6~7 には、各実験におけるヘリウム濃度の時間変化を示す。噴流の貫入強さと成層内のヘリウム濃度低下の様子について、MISTRA 装置で実施された LOWMA3 実験は $Fr_i \leq 1$ と比較的小さな値のため、噴流の成層への貫入が小さいことが推定でき、図 4.1.4-6 の左図に示すように成層内のヘリウム濃度は急激な低下がない緩やかな時間変化となっている。一方、LOWMA4 およびPANDA 実験の ST1_7 では $Fr_i > 1$ となっているため、噴流の成層への貫入が強いことが推察できる。そのため、図 4.1.4-6 の右図および 4.1.4-7 に示しているように噴流到達位置では激しい乱流混合が生じ、急激なヘリウム濃度の低下が生じている。CIGMA で行った両実験は、 Fr_i は 14.7、9.83、1.95 と 1 よりも充分に大きな値となっているため、ST1_7 や LOWMA4 の時系列データと定性的に同様な、急激なヘリウム濃度低下が見られる時間変化が生じている。

一方で、 Fr_i が比較的大きい PANDA 実験の ST1_7 では、成層崩壊完了までに要する時 間が Fr_i の小さい MISTRA 実験の LOWMA4 よりも長い。密度成層がジェットによる混合で 浸食されて均質になるまでの時間は、初期にもつ低密度成層の総体積と衝突ジェットのマ スフラックスの比にも影響されるため、ジェット貫入部の局所パラメータで計算されるフ ルード数だけでは整理できない。例えば水平方向に成層密度の分布が無く、容器直径が等 しい場合には、成層総厚さを代表長さとする Fr_2 を用いて整理することは可能である。式 (4.1.4-2)から明らかなように、 Fr_2 は、噴流の成層突入流速(U)、成層上部の密度(ρ_s)と成層下 方の密度(ρ_0)の差、および成層の全厚さ($H_t - H_s$)で導出される。容器内径が約 4m でほぼ等 しい PANDA 実験と MISTRA 実験で比較すると (表 4.1.4-1)、LOWMA4 実験が最も初期 Fr_2

が大きく、成層侵食速度も速い。つまり成層崩壊完了するまでに要する時間が ST1 7 で長 いのは、密度成層の厚みが MISTRA 実験よりも大きかったことに起因している。CIGMA 実 験では、初期Fr₂は SB-AJ-03 が最も大きく、SB-AJ-04、SB-AJ-06 の順に小さい。図 4.1.4-8 に CIGMA 実験での各高さでの噴流到達時間(成層の侵食進行度合い)を示す。既往の実験結 果と同様に、Fr2数が大きいと噴流の到達位置の時間変化が大きく(グラフの傾きが大きい)、 つまり侵食速度が速いことが分かる。CIGMAの試験容器は直径が 2.5m であり、MISTRA、 PANDA のそれらより小さいため、装置間でのFr₂に基づく定量的な比較はできない。均質 化するまでの時間を考慮したスケーリングを行うには、式(4.1.4-1)や式(4.1.4.2)のフルード数 には含まれていない、格納容器の内径と噴流の直径(マスフラックス)の比などを考慮し た無次元数を構築する必要がある。また、成層の厚さは混合浸食と共に変化していくため Fr2の時間変化と成層侵食速度についての調査も行う必要がある。この際、Fr2は試験部の天 井の効果も考慮でき、すなわち、成層厚さが薄くなってジェット貫入がそれより深くなり、 ジェットが容器天井に届く場合には天井の効果によって混合が卓越することも考えられる。 このような、初期成層体積や容器天井の効果、局所流速等を総合的に考慮したスケーリン グ即の検討を、体系の異なる CIGMA や VIMES での実験結果に基づいて今後進める予定で ある。



	Test	Fri	Fr2
PANDA	ST1_7	6.04	0.49
MISTRA	LOWMA3	1.00	0.29
	LOWMA4	3.35	0.96
CIGMA	SB-AJ-03	14.7	0.94
	SB-AJ-04	9.83	0.62
	SB-AJ-06	1.95	0.40

表 4.1.4-2 CIGMA と既往実験の比較



図 4.1.4-6 SETH-2 プロジェクトにおける MISTRA 実験結果(LOWMA3、LOWMA4)



図 4.1.4-7 SETH-2 プロジェクトにおける PANDA 実験結果(ST1_7)



図 4.1.4-8 噴流到達位置の時間変化(SB-AJ-03、SB-AJ-04、SB-AJ-06、SB-SJ-02)

4.1.4.2. 鉛直蒸気噴流による密度成層侵食・崩壊実験

次に、過熱蒸気による成層侵食実験 SB-SJ-02 について述べる。この実験でも、試験容器

の下部を開放して、大気圧条件下での実験を行った。初期状態として、容器の壁面及び内 部の空気を150℃に加熱した後、空気(15 g/s)とヘリウム(5 g/s)の混合ガス(体積分率換算で空 気: 30%、ヘリウム:70%)で成層を形成した。図4.1.4-9 に注入時の混合ガスの注入温度を 示す。初期の配管温度が低いために、混合ガス温度は CIGMA 内のガス温度より低い状態で の流入開始となった。図4.1.4-9 にガス注入後のヘリウム濃度の鉛直分布を実線で示す。 4.1.4.1 節で述べた SB-AJ 実験よりも流入させた混合ガス量が多いこと、さらに注入混合ガ ス温度が低かったために初期成層が容器下部まで広がっている。容器上部のヘリウム濃度 は約65%で、成層底部はおよそ z=2.8 m となった。過熱蒸気噴流は SB-AJ 実験と同様に高 さ z=5.38 m から、直径 8.31 cm のノズルより 15g/s で流入させる。すなわち本実験はジェッ ト注入ノズルが成層内部に入り込んでいるところが前記実験と異なり、この初期状態でジ ェット注入を行うと、図4.1.4-10 に示しているように、噴流開始 500 s で密度成層の底面は z=7.5 m まで押し上げられることがわかる。そこで、前記 SB-AJ 実験と比較する際は、本実 験の噴流開始 500 s の分布を初期状態として議論を進める。図4.1.4-11 に蒸気噴流の流入温 度を示す。蒸気噴流はおよそ 129℃から 124℃の間を維持しているが、これは試験容器壁面 温度よりも低い(図4.1.4-12)。以下に主な結果を示す。

SB-SJ-02:図4.1.4-13 に各計測点でのヘリウム濃度と蒸気濃度の時系列データを示す。噴流 注入開始直後、流入ノズル入口より下方のヘリウム濃度は即座に一様となった。ノズルよ り上方では、定性的には SB-AJ 実験と同様に、徐々に噴流の到達位置が高くなり、噴流が 到達した高さでは急激なヘリウム濃度の低下が見られる。本実験では、成層崩壊完了まで におよそ 7000 秒を要している。また、蒸気濃度に関して、噴流注入位置より下方では急激 に蒸気濃度が上昇している。さらに、成層侵食が進行するにつれて容器上部での蒸気濃度 も徐々に上昇し、成層完了後には容器内がほぼ蒸気で満たされている状態となった。

いずれの実験においても注入ジェットの温度制御が設定どおりに行えておらず、これは、 混合ガス注入配管の過熱ノズルから容器までの配管の予熱が行えないことに起因している。 後述の本年度の装置増設で、混合ガス注入配管温度の制御が可能になるため、来年度追実 験を行ない、更なる検証が必要である。

空気噴流による成層侵食実験(SB-AJ シリーズ)との比較:上述の SB-AJ シリーズの3 実験と 比較するために、表 4.1.4-3 に SB-SJ-02 実験の蒸気噴流開始から 500 s 後のFriとFr2を示す。 このとき、蒸気噴流の密度は周囲流体よりも 15%程度大きいため、ジェット注入方向(上 向き)に対して負の浮力が働いている。このため、成層貫入時の噴流速度は、自由噴流時 より小さいことが推測できるが、本報告では簡易化のため本効果を考慮せず前述の式で導 出している。このような負の浮力噴流は噴流慣性が弱められ、成層混合を遅らせる効果が あるため、実験および文献調査などを通して、より正確な検証を行う必要がある。実験結 果では、噴流の成層への貫入と上方への進行により急激なヘリウム濃度の低下が見られ、 その結果はFr_iが 2.48 であることと整合する。次に、Fr₂に関しても、噴流到達位置の時間変 化(図 4.1.4-8)を SB-AJ シリーズと比較すると、比較的よい整合性が見られる。



図 4.1.4-9 初期成層形成のための混合ガス温度(0 秒:鉛直蒸気ジェット開始時間)





129



図 4.1.4-12 ガス温度と試験容器壁面温度の時間変化



図 4.1.4-13 ヘリウムと蒸気濃度の時間変化

表 4.1.4-3	SB-AJ シリーズと	SB-SJ-02 シリ	ーズとの比較
-----------	-------------	-------------	--------

	Test	Fri	Fr2
CIGMA	SB-AJ-03	14.7	0.94
	SB-AJ-04	9.83	0.62
	SB-AJ-06	1.95	0.40
	SB-SJ-02	2.48	0.52

4.1.5 熱損失に関する CIGMA 装置の性能実験(HT-BG-01)

CIGMAの試験容器の熱損失特性を検証するために、加熱した加熱容器を過熱空気で満たして、長時間放置する実験を行った。以下に、実験手順と結果を示す。

実験手順:熱容量の大きな過熱蒸気を試験容器内に噴入し、加熱・加圧→容器下部からの ベントを数回繰り返し、CIGMA 容器の壁面温度を一様に上昇させた。その後、高温空気を CIGMA 容器内に流入させ、蒸気との置換を行った。また、バックグランドとして、実験室 の CIGMA 容器から充分離れた位置での気温を熱電対で測定した。計測は約 15 時間実施し た。

実験結果: 図 4.1.5-1 に CIGMA 内壁表面の平均温度と外気温を示す。初期の壁面温度はお よそ 155 度で、時間経過とともに下降し、15 時間後にはおよそ 109 度になった。一方、外 気温は大きな変化はなく 27°C(±0.56)を維持していた。また、CIGMA 容器内の流体温度は 壁面温度とほぼ同じ値を示していたことから、CIGMA 容器を集中定数系として、温度時間 変化から熱損失を算出した。CIGMA 容器全体での熱損失(kW)を図 4.1.5·2 に示す。これは、 一時間毎の壁面温度の低下、容器構造体の熱容量(SUS304 の比熱 500 J/kg·K および総重 量 40 トンから算出)を用いて計算した。外気温と温度差が大きいほど、熱損失は大きく 126°C の温度差がある場合は約 20 kW、83°Cの温度差の場合は 13 kW 程度の熱損失となり、その 間は線形に変化している。次に、CIGMA 試験容器全体での熱損失係数(W/K)を算出するた めに、図 4.1.5·2 で示した熱損失を T_{wall} - T_{amb} で除した値を図 4.1.5·3 に示す。熱損失率は、 温度に依存せずおよそ 166 W/K(±標準偏差 2.6)となった。フランジなどの表面積などを省 略して、概算した CIGMA の表面積で除すとおよそ 2 W/(K・m²)となる。

以上で示した、熱損失は CIGMA 装置の基本性能を示す上で重要な指標である。また、 数値解析の有効性評価に関しても、熱損失を考慮することで、より高精度に評価できる。 今後は、CIGMA 装置の経年変化を確認するために定期的にこのような熱損失の実験やリー クテストを行うことが望まれる。



図 4.1.5-3 熱損失率

4.1.6 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。平成27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、正確な境界条件の設 定、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29年度に実施 した内容は以下である。

<u>装置本体部分の増設・追設:図4.1.6-1</u>

- (1) 主蒸気供給管過熱ノズル下流の放熱補償ヒータ追設:図4.1.7-1-(1)
- (2) 上部ガス供給ライン移設:図4.1.7-1-(2)
- (3) 下部ヘッド・サンプ熱電対追加:図4.1.7-1-(3)
- (4) 大流量空気供給ライン増設:図4.1.7-1-(4)
- (5) 遠隔操作止弁追加: 図 4.1.7-1-(5)
- (6) 架台製作:図 4.1.7-1-(6)

増設箇所を図4.1.6・1に示した。(1)は過熱ノズルから試験容器入口までの配管に放熱補償 ヒータを配管の外側から巻き付け、当該部分で管内ガスの温度低下を防ぐ措置を行った。 これにより、過熱ノズルで作る最高700℃までの高温ガスを試験部に導入することが可能と なる。(2)では、非凝縮ガスを容器の上部から供給する配管に対して、容器外部へ繋がるバ イパスラインとの切り替えバルブを可能な限り試験容器に近づけるように設置位置を変更 した。これにより、試験条件設定時に外部への放出ガスによって配管をプレヒートするこ とができ、設定した温度に近いガス流を試験部に導くことができる。(3)では、試験容器下 部の容器壁に熱電対を追加し、当該部分での壁効果や熱ロスを評価できるようにした。(4) は、空気供給ラインに既設と並列に大流量計測ラインを設け、既設のコンプレッサーの最 大容量まで計測できるようにした。(5)は、冷却水の供給ラインで条件待機時に冷却水が試 験部へ少量漏れてしまうことの対策として、遠隔止め弁を設置した。(6)は、H30年度に計 画している冷却系のループ化に先立って、冷却ラインの予熱器などのコンポーネントを設 置するための架台を製作した。



図 4.1.6-1 平成 29 年度 CIGMA 装置の増設・追設箇所

4.2. 個別効果試験

4.2.1 壁凝縮熱流動計測実験

研究目的

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

昨年度報告書[2]で関連する既往研究についてまとめたが、[3]の SETCOM 装置による実 験を除いて、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の風 洞試験装置 WINCS (WInd tunnel for Condensation of Steam and air mixture)を昨年度製 作した。以下では、本年度の実験結果、装置整備内容および今後の計画について述べる。

試験装置概要

WINCS の装置全体図および助走部、試験部の模式図を図 4.2.1-1 と 4.2.1-2 に示す。試 験装置は上流から拡大部・整流部・縮流部・助走部・試験部・出口側拡大部から構成され ている。助走部長さは 0.3m、試験部長さ 1.5m、試験部内高さは 7cm、幅 35cm である。 試験部底面は厚さ 25mm のステンレス板で、その背面に冷却水を循環させることで底面壁 を冷却することが可能である。また試験装置本体は上流から下流に向かって下降するよう に傾斜を有しており、傾斜角は 5~90 度で変更可能である。蒸気および空気はそれぞれ流 量制御し、両者を混合して試験部に供給される。

試験部内の流速をレーザードップラー流速計(LDV)で計測し、温度は熱電対により計 測する。レーザーを導入するためのガラス製の光学窓を助走部に1ヶ所、試験部に4ヶ所 設けた。容器内の上面から底面まで速度分布を計測可能とするため、光学窓のガラス面は 流路高さを含むように 7cm 角の大きさを確保した。蒸気凝縮に伴うガラス面の曇り防止の ため、ガラス面に外部から加熱空気を吹き付けられる構造とした。試験部底面以外での冷 却を防止するため、試験装置の外周は断熱材を設置してある。

実験内容

はじめに風洞としての基本的な性能を確認するため、室温空気を流した際の流速分布計 測を行った。空気流量を 5000L/min で流入させた際、試験部入口(縮流部出口)からの距 離 x=390mm, 800mm, 1200mm, 1580mm での壁に垂直な方向の速度分布を計測した。本 流量条件で、代表長さを試験部高さ 7cm、代表流速を断面内平均流速としたときの Reynolds 数は約 15000 である。さらに流量を 3000L/min とした場合の x=1200mm, 1580mm での速 度分布も計測した。以下、x を縮流部出口からの主流方向の距離、y を試験部のスパン方向 距離、z を底面垂直方向距離とする。

次に約 60℃に加熱した空気を流し、底面を冷却した際の速度分布と温度分布計測を行っ た。加熱空気を流す際に、底面の冷却部以外での冷却の影響を緩和するため、加熱空気を 流す前に蒸気流により試験容器壁の予熱を行った。本予熱過程では、整流部と縮流部の接 続部付近で凝縮水がたまるが、これは整流部底面に設置したドレーン用のノズルから排水 を行った。十分に壁面の温度が上昇した後に加熱空気を流し、容器内面を乾燥させた。加 熱空気の流入とともに底面下部に約 20℃の冷却水を循環させ、底面を冷却した。空気流量 は 3000L/min (室温での体積流量)、計測位置は x=1580mm とした。試験部の傾斜角は 5 度とし、以下同様である。

3番目の実験として、蒸気・空気の混合気体を流入させ、底面を冷却した際の速度分布と 温度分布計測も行った。容器壁予熱を前記加熱空気実験と同様の手順で行った。予熱終了 後は、蒸気と空気の混合気体を流しても新たな凝縮水の蓄積は見られなかった。混合気体 の温度は 60℃、空気流量は 3000L/min(室温での体積流量、単位時間あたりのモル流量 2mol/s)、蒸気流量は 32.4kg/h(100℃での体積流量 900L/min、単位時間あたりのモル流 量 0.5mol/s)とした。すなわち、混合気体中の蒸気のモル分率は 0.2 となり、試験容器内圧 力はほぼ大気圧であるため、本条件での飽和蒸気圧力は 19.9kPa となる。冷却水温度は先 ほどの前記実験と同じ 20℃とした。計測位置は x=1580mm とした。

実験結果

室温空気実験での結果について述べる。図 4.2.1-3, 4 に流量 5000L/min の際の z 方向の 平均流速分布を示す。図 4.2.1-3 から下流に向かう従い、速度境界層が発達していくことが 確認できる。最下流の x=1580mm の位置で、速度境界層の厚さは約 12mm となっている。 図 4.2.1-4 は x=1580mm での z 方向速度分布を容器中心高さ位置で上下反転させた分布を 重ねて示している。計測値と上下反転した値はよく重なっており、対称性の良い速度分布 が得られた。速度境界層内で、同じzに対して平均流速の値が異なる点があった。これは速 度境界層内の速度勾配が大きく、z方向の位置の僅かな差に対して速度の値の差が大きくな ってしまったことが原因であると考えられ、LDV の位置決定精度に起因する。次に図 4.2.1-5~8 に流量 3000L/min のときの平均流速分布と速度変動の RMS 値の分布を示す。 x=1200mm と 1580mm での分布とである。平均流速に関しては、x=1200mm, 1580mm と もに対称性の良い分布が得られた。速度変動の RMS 値については壁面近傍でピークをもつ 分布となり、多くの既存研究と整合する結果となった。x=1580mm での RMS 値の分布は わずかに対称性が崩れているが、より詳細な計測を含め、検討を進める必要がある。以上 から、本試験装置では試験部上流のコントラクター部や各コポーネントのつなぎ目が適切 に製作・設置され、風洞としての基本性能が確認され、汎用性の高いデータを得られる見 通しを得た。

加熱空気実験の結果について述べる。図 4.2.1-9, 10 は x=1580mm での平均流速分布と速 度変動の RMS 値分布である。また図 4.2.1-11 に x=1580mm での温度分布を示している。 速度境界層の厚さは上側の非冷却面と下側の冷却面とであまり大きな違いは見られないも のの、下側冷却面の方がわずかに厚い。本実験では傾斜角が 5 度と小さいため、浮力の影 響が有意に現れなかったと思われる。下側の温度が低下することで下側密度が上側よりも 大きくなり、その分速度が小さくなったと考えられる。速度の RMS 値分布は上面側で非常 に大きくなる結果となった。これは上面壁近傍の温度変動により影響が大きい。図 4.2.1-11 に同じ x 位置での z 方向温度分布を示す。上面天井付近 z=67mm で温度が一定とならず、 ばらついていることが分かる。上面近傍では計測開始直後には予熱によって壁は高温であ るが、徐々に壁からの放熱が発生し、温度が時間とともに低下していく。このため、複数 回に渡って計測を行った上面近傍の温度がばらつく結果となった。試験部には断熱材を設 置しているが、断熱が不十分であり、非冷却面からの放熱を抑えるための対策が必要であ る。そのため、温度分布の計測についてはさらなる検討を実施予定である。なお、上面側 の RMS 値は流体と上面壁の温度差を小さくすることで、小さくなることを別の実験で確認 している。

最後に、蒸気・空気を用いて、凝縮が発生する条件での実験結果について述べる。図 4.2.1-12,13は x=1580m での平均速度分布と速度変動の RMS 値分布を示している。蒸気・ 空気の混合気体を試験部へ導入してから、最下流の容器高さ中央での温度変化がほぼなく なったところで温度が定常安定と判断し、速度分布の計測を開始した。しかしながら、そ の後の熱ロスや冷却面凝縮の過程は定常ではなかった。蒸気導入から 16 分後を計測開始時 間とし、赤が蒸気導入から 16 分後~48 分後での計測(計測前半、図の former)、青が蒸気 導入から 51 分後~100 分後での計測(計測後半、図の later)であり、計測の前半と後半で 速度分布が大きく異なる結果となった。これは、後述する凝縮液滴の効果によると思われ る。図 4.2.1-14 に計測前半の平均速度分布だけを示した。ここでは計測値と上下反転させ た値もプロットした。先程の加熱空気実験の速度分布と同様、下側の境界層が厚い。速度 変動の RMS 値も加熱空気実験の結果と同様に、上側の方が大きくなった。一方、計測後半 では下面冷却面側の境界層が極端に厚くなるとともに、速度も安定せず、速度変動の RMS 値も極端に増加した。上側では平均速度、RMS 値ともに計測前半からの変化は少ない。図 4.2.1-15, 16 に蒸気・空気条件での平均流速分布および加熱空気条件での規格化した平均 流速分布と温度分布をそれぞれプロットした図を示す。平均流速、温度はそれぞれ z=35mm での流速と温度で規格化している。凝縮条件での計測前半の速度分布と温度分布は加熱空 気条件での結果とほぼ一致している。計測前半では、凝縮による影響はほとんど出ておら ず、温度分布によって、速度分布が決定されていると考えられる。凝縮条件での温度分布 についても速度分布同様の非定常的な挙動を示すかどうかについては未検証の段階である ため、今後、再度温度分布については検証を行う予定である。

凝縮条件で計測前半と後半で速度分布に大きな差が生じた原因について考察する。図 4.2.1-17,18に流速計測開始直後と計測終了直後の試験部内の様子を撮影した写真を示す。 両計測共に冷却面には滴状凝縮が観察されたが、流速計測開始直後では細かい液滴のみで あり、液滴の成長・合体による流下も少ないが、計測後半ではこれが高頻度で確認できた。 ここから、計測後半では流れを乱す効果が卓越し、前記の結果となったと考えられる。本 実験条件では凝縮面は滴状凝縮に留まり、膜状凝縮には至らなかった。本実験の目的は、 膜状及び滴状の両凝縮機構をターゲットとするものの、現象を理解する上では膜状凝縮の 方が遥かにシンプルであり、当面のモデル化も膜状凝縮が狙いとなる。このため、来年度 以降は凝縮膜を形成できる程度の高蒸気分圧かつ高熱流束条件で実験を行うと共に、低凝 縮量でも膜が形成されるように入口部に人工的な流下液膜を形成できるような工夫も必要 である。これに関する装置上の改良を次節で実施した。

試験装置整備内容

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

- 1. 試験部上流部底部からの液膜供給機構の設置
- 2. LDV 用の自動トラバース設置
- 3. 容器上部温度低下防止のためのラバーヒーター設置
- 4. 傾斜角 90 度用の試験装置架台の補強

1.液膜供給機構:実験結果でも述べたように、今年度の実験条件では滴状凝縮のみが観測さ
れ、膜状凝縮とはならなかった。滴状凝縮では不規則に凝縮面上に液滴が発生するため、 壁面近傍で定常的な境界条件を実現することが困難と考えられる。WINCS と同種の凝縮挙 動を計測する装置の多くでは、液膜を供給して、膜状凝縮条件で実験を行っている。そこ で、試験部上流の助走部底面に液膜を供給する機構を設けることで、凝縮面上に液膜を生 成し、膜状凝縮条件での実験を実施可能とした。

2.LDV 用の自動トラバース設置:壁面近傍の速度境界層は非常に薄いため、位置決定精度 が速度分布データの精度に大きな影響を与える。そこで、位置精度の向上のため、自動ト ラバースを導入した。図 4.2.1-19 に導入した自動トラバースを用いて LDV を移動させて、 速度分布を取得した結果を示す。室温空気を 1500L/min で供給した際の平均速度分布であ る。図 4.2.1-4 と異なり境界層内でも同じ z に対して、ほぼ同一の速度となっていることが 分かり、高精度の位置決定が可能となった。

3.のラバーヒーター設置:自然放熱による温度低下を防止するため、容器上面にラバーヒー ターを設置した。

4.の架台補強:試験部を垂直に立てる際の作業能率および安全性向上のため、架台の補強等 を行った。

まとめと今後の計画

今年度の実験で、風洞装置としての基本的な性能を検証し、また凝縮条件での速度分布・ 温度分布の計測が十分可能であることを確認できた。しかし今回の計測では装置傾斜角が5 度のみであり、冷却条件も滴状凝縮条件のみでの計測であった。また、凝縮条件での温度 計測では、流下液滴による流束分布の非定常挙動の影響も検証する必要があることがわか った。これらの課題と本年度の装置整備の内容を踏まえて、今後以下の実験を実施し、詳 細な実験データ取得を進め、実験データベースの拡張を進める予定である。

- 位置決定精度を高めた状態での、境界層内の速度分布データ取得
- 容器内温度分布の計測(速度分布と同様に非定常な温度挙動が見られるかを含め検
 討)
- 傾斜角 90 度での計測









図 4.2.1-2 WINCS 助走部および試験部。上段:助走部全体図、中段:試験部全体図、下 段:試験部断面図



図 4.2.1-4 室温空気 5000L/min で流した際の x=1580mm での平均流速分布



図 4.2.1-5 室温空気 3000L/min で流した際の x=1200mm での平均流速分布



図 4.2.1-6 室温空気 3000L/min で流した際の x=1200mm での速度の RMS 値分布



図 4.2.1-7 室温空気 3000L/min で流した際の x=1580mm での平均流速分布



図 4.2.1-8 室温空気 3000L/min で流した際の x=1580mm での速度の RMS 値分布



図 4.2.1-9 60℃加熱空気 3000L/min、冷却水温度 20℃での x=1580mm における平均流 速分布





図 4.2.1-11 60℃加熱空気 3000L/min、冷却水温度 20℃での x=1580mm における温度 分布



図 4.2.1-12 蒸気・空気流入、冷却水温度 20℃での x=1580mm における平均流速分布。 赤:蒸気導入から 16 分~48 分後の値、青:蒸気導入から 51 分~100 分後の値。



図 4.2.1-13 蒸気・空気流入、冷却水温度 20℃での x=1580mm における速度 RMS 値。 赤:蒸気導入から 16 分~48 分後の値、青:蒸気導入から 51 分~100 分後の値。



(蒸気導入から 16 分~48 分後)



図 4.2.1-15 蒸気・空気条件、加熱空気条件での規格化した平均流速分布。赤:蒸気導入から 16 分~48 分後の値、青:蒸気導入から 51 分~100 分後の値、緑:加熱空気の値。



件、緑:加熱空気条件



図 4.2.1-17 流速分布計測開始直後の試験部内の様子



図 4.2.1-18 流速分布計測終了直後の試験部内の様子



図 4.2.1-19 室温空気 1500L/min で流した際の x=1200mm での平均流速分布

4.2.2 小型密度成層浸食実験

シビアアクシデント時の格納容器内の熱水力挙動を評価する上で、水-金属反応で発生し た水素の挙動および分布を把握することは、水素爆発による格納容器破損を議論する上で、 非常に重要である。これまで原子力機構では、CFD コード OpenFOAM による、噴流によ る密度成層の侵食崩壊に関する解析を行ってきた[1][2]。これらの研究では格納容器内に存 在するさまざまな構造物は模擬されていないため、それによる流れ場の変化は考慮されて いない。そこで、本事業では大型の CIGMA 実験と並行して、形状効果等の複雑な境界条 件設定を比較的容易に行える大気圧、空気-ヘリウム体系の実験装置 VIMES(VIsualization and MEasurement on Stratification behavior)を整備し、PIV 計測および質量分析計によ る密度成層現象の詳細把握に特化した実験を実施した。

4.1.4 節の CIGMA での成層侵食実験のように、格納容器内密度成層現象に関する実験はこ れまで多くの OECD プロジェクトなどで大型実験装置を用いて行われている[3]。一方で、 模擬格納容器を用いた大型実験では、計測に限界があり詳細なデータを取得できない等の 短所がある。特に、PIV 計測による流れ場測定に関して、可視窓やレーザ入射窓の制約か ら撮影ができる位置に制限がある。また、ガス濃度分析に関しても、センサーやキャピラ リの位置を柔軟に変更できない。これらの問題点を解消するために、小型実験を用いて詳 細な検討が行われている。例えば、Deri らは、0.92(W)×0.92(L)×1.29(H) (m³)の小型直方 体容器を用いた鉛直ジェットによる密度成層侵食実験を行っている[3]。この装置は、本節 で紹介する VIMES と同様に粒子イメージ流速計測法(PIV Particle Image Velocimetry)に より詳細な流速場を取得することに成功している。また、Duval ら[4]は水槽試験部を用い て、鉛直噴流による成層混合の様子を調査している。この研究の注目すべき点として、PLIF 法により噴流が成層内に突入する領域での速度と流体濃度(密度に換算可能)の相関を可視 化している。このような詳細なデータは、数値解析の高精度化にきわめて有用となる。

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

4.2.2.1. VIMES 装置概要

図 4.2.2-1 に VIMES 装置の概要および図 4.2.2-2 に装置の外観を示す。試験容器は、1.5(W) ×1.5(L)×1.8(H) (m³)の直方体容器で、噴流注入のために底面に上向きノズル、側面に 2 つ の横向きノズルを有する(ノズル径は全て 3 cm)。本装置サイズは、容器内に 2 人の人員を 入れてリファレンススケールの設置や内部構造物の設置などができること、内部構造物の 加重に容器本体が耐えうることなど、実験の効率性、利便性を考慮して決定された。容器 内に噴入される気体は、空気、ヘリウムおよびそれらの混合ガスであり、最大 300 slm ま での流量計測が可能な二つのマスフローコントローラにより流量制御を行った。この流量 は、上記の試験容器サイズをベースに、比較的緩やかな成層侵食から過渡が早い侵食現象 まで包含でき、計測機器(とくに質量分析計)の時間解像度を考慮して決定した。また、均一 にミキシングされた混合ガスを作成するために、配管途中にスタティックミキサーを設置 している。本装置は、底面に 4 つの通気孔を設けて、大気圧を維持している。

障害物の設置に関して、VIMES 容器内の底部には 800×800 (mm²)のハッチがあり、そ こから様々な障害物を容器内に設置することができる。原子力機構では VIMES 装置の付属 パーツとして、以下のようにさまざまな障害物を所有している。

・噴流を拡散させるような円形プレート型障害物

・バルクヘッドを模擬した4つの穴が開いている板状障害物

・実際の原子炉格納容器内に張り巡らされていることが予想されるグレーチング型障害物
 これらの付属パーツを任意に選択し任意の場所に設置することができるため、多様な流れ
 場の再現、それによる密度成層侵食・崩壊実験が可能となっている。

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

・レーザ:135 mJの ND:YAG laser にシリンドリカルレンズでレーザシートを形成

・カメラ:2560×2160 ピクセルの Andor NEO 5.5 にニコン製の 1.8/105 もしくは 1.2/50 のレンズを付属

計測領域は、1.2/50 のレンズを用いた場合およそ 600 (W)×500 (H) mm²、1.8/105 のレン ズを用いた場合はおよそ 245(W)×210(H) mm²となった。

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



図 4.2.2-1 VIMES 装置概要



図 4.2.2-2 VIMES 装置外観

4.2.2.2. 自由噴流実験

まず、装置及び PIV 計測の性能を検証するために自由噴流実験を行った。この実験では、 図 4.2.2-1 に示されている直径 3 cm の鉛直上向きノズルから平均 5.1 m/s で VIMES 試験 容器内に噴入させた。図 4.2.2-3 にノズル出口近傍(z/D=0.9 、D はノズル径)の半径方向の 主流方向平均流速および乱流強度を示す。PIV 計測では、レーザ光の反射の影響でノズル 内の流速を測定することはできなかったが、この結果からノズル内では充分に発達した円 管内の流れの 1/7 乗則になっていることが推測できる。まず、各計測高さでの運動量の積分 値を図 4.2.2-4 に示す。この積分量は以下の式で導出され、図中では流入条件から算出され る量(M₀)で無次元化して示されている。

$$M = 2\pi \int_0^\infty [\rho u^2] r dr$$
 (4.2.2-1)

自由噴流の場合、運動量の積分値は保存されるので、PIV 計測の精度を検証する上で重要 な指標となる。本実験データは、おおよそ 2%程度の誤差範囲を示しており、既往の実験デ ータ[5]と比較すると、本計測システムは充分に精度よく計測できていることが確認できる。 次に、図 4.2.2-5 に噴流の中心軸上の流速減衰の様子を示す。VIMES で得られた結果は、 既往の実験データで得られたモデル式とよく整合している。また、噴流の半径方向の拡が りを示す半値幅(中心部の流速の 1/2 になる半径方向の距離)を図 4.2.2-6 に示す。このデー タも既往の実験により得られたモデル式とよく整合している。以上の結果は、本実験装置 は、一般的な噴流を高精度に再現および計測できていることを示している。



4.2.2.3. 鉛直噴流による密度成層侵食・崩壊実験

次に、試験装置内に障害物を入れない単純体系で鉛直上向き噴流による密度成層侵食・崩 壊実験を行った。初期成層形成のために、ヘリウム(70%)と空気(30%)の混合ガスを容器上 部に設置された横向きノズル(図 4.2.2-1 参照)から 105 slm で 7 分間、噴入した。図 4.2.2-7 に初期のヘリウム濃度を示す。試験容器の上半分に、成層が形成され、容器上部ではおよ そ 60%のヘリウム濃度になっている。また、図 4.2.2-8 に、マスフローコントローラの設定 値から算出したヘリウム流入量と質量分析計の結果から得た各時間のヘリウム濃度の鉛直 分布の積分値の比較を示す。流入量と空間積分量の時間変化がよく一致していることから、 質量分析計は精度よくヘリウム濃度を測定できていること、ヘリウム濃度は水平方向には 分布がないことが推定できる。鉛直噴流の条件について、本実験はノズル出口での平均流 速 2.5、5.1、7.5 m/s の条件で行うことで、Studer ら[6]が提案した成層突入位置でのジェ ットの中心流速(U)、ジェットの幅(L)および成層の強さ(N)で導出したフルード数($Fr_i = \frac{U}{NI}$) をそれぞれ、1.05、2.15、3.23 と変化させた。以下では、ベースケースとして Fri=2.15 つまり噴流のノズル出口流速が 5.1 m/s について述べ、パラメータステディとして他のケースについて述べる。

・Fri=2.15 での結果

図 4.2.2-9 に PIV 計測で得られた瞬間速度場および噴流放出開始から 35 ~60 s の間で取得 した 100 枚の瞬間速度場の平面分布データから算出した平均場を示す。瞬間場では、多様 な渦構造が形成され複雑な流れを形成しているが、大局的な流れとしては、画面中心部で 強い上向きの流れが密度成層に突入し、その後に横向き流れに変化し、成層に押し返され 下降していることが観察できる。平均場は対称的な流れ場を示しており、噴流の成層への 突入により形成されるよどみ点はおよそ z=1.35 m の位置に形成されている。これは、密度 成層の中間部近くまで噴流が侵入していることを示しており、Studer らが言及した Friと 噴流の成層強さの関係性と整合する。次に、密度成層の侵食・崩壊の様子を見るために図 4.2.2-10 に各高さでのヘリウム濃度の時系列データを示す。鉛直噴流開始直後に、成層下部 では急激にヘリウム濃度が低下している。これは、上述の PIV 計測の結果で述べたように 噴流が成層の中間部まで突入しているためである。一方、成層上部では噴流開始直後はへ リウム濃度の減衰は緩やかだが、その後に急激な濃度低下が見られる。これは、下方から 徐々に成層が侵食されたために噴流が成層の上部にまで到達したためと考えられる。また、 容器下部では上部のヘリウムガスが下方に運ばれるために徐々にヘリウム濃度が上昇して いる。最終的に、噴流開始からおよそ 750 s で濃度は均一(成層崩壊完了と定義)になってい る。

・パラメータスタディ

図 4.2.2-11 に、各実験ケースでのヘリウム濃度の時系列データを示す。 $Fr_i=3.23$ のケース では、ベースケース($Fr_i=2.15$)と比較すると、定性的には同様(噴流到達高さで急激なヘリウ ム濃度の低下、および噴流到達位置が徐々に上方へ移動)だが、フルード数が大きく、成層 への貫入が強いために過渡変化が速く、およそ 240 秒で容器全体のヘリウム濃度が均一化 している。一方、注目するべきこととして、フルード数が小さい $Fr_i=1.08$ の過渡変化は他 の 2 ケースとは大きくことなる。このケースでは、濃度の急激な低下は見られず、全ての 計測点で緩やかな変化になっている。この時間変化の違いと Fr_i の関連性に関しては、 OECD/SETH-2 プロジェクトで行われた PANDA および MISTRA 実験の結果と整合してい る。この二つの時間変化の違いについて詳細に考察するために、図 4.2.2-12 にヘリウム濃 度の鉛直分布の時間変化を示す。ベースケースの $Fr_i=2.15$ および $Fr_i=3.23$ のケース(図は 割愛)では、噴流の到達位置が徐々に上昇しているために、成層下面も押し上げられ、最終 的に成層は解消されている。一方で、 $Fr_i=1.05$ ではベースケースで見られたような成層の 押し上げは見られずおよそ z=1 m を固定点として成層内のヘリウム濃度が緩やかに低下し、 容器下部の濃度と均一化している。これは、噴流の成層への貫入が時間とともに変化せず に、z=1 m 付近で停滞していることを示している。このような、噴流の成層への貫入の違 いとそれによる成層侵食・崩壊現象の変化は、格納容器内の水素分布やその時間変化を把 握する上で重要である。また、CFD 解析の有効性評価をする際には、上述のような現象を 再現できるかは、きわめて重要な指標となる。



: from setting mass flow rate : from QMS : from QMS 0.4 -660 -460 -260 Time (s)

図 4.2.2-7 初期ヘリウム濃度鉛直分布





Average



図 4.2.2-9 噴流の成層貫入部の PIV 計測結果(左:瞬間場、右:平均場)



図 4.2.2-10 ヘリウム濃度時間変化(Fri=2.15)







図 4.2.2-12 ヘリウム鉛直分布時間変化(Fri=1.05、2.15)

4.2.2.4. グレーチング型障害物の噴流への影響

次に、グレーチング型障害物の影響について述べる。まず、噴流への影響を調査した。本 実験では、噴流に関しては直径 3 cm の鉛直上向きノズルから平均 5.1 m/s で VIMES 試験 容器内に噴入させた。次に、グレーチング型構造物に関しては、例えば以下のようなパラ メータを考慮する必要がある。

・開口面積率: 噴流の流路がどれくらい確保されているかの指標

・グリッド幅: 噴流がどのように分断されるかの指標

・グリッド厚さ:噴流がグレーチングを通過するまでに必要な時間→グレーチングから受ける抵抗の指標

ジェットの乱れの特性を考慮する上では上記のパラメータは全て重要で、将来的にはすべての検討が必要だが、本報告では、開口面積率を基にデータを整理し報告する。

図 4.2.2-13 に本実験で使用したグレーチング型構造物の例および VIMES に設置した様 子を示す。構造物はアクリル製で作成し、PIV レーザの乱反射を防ぐために、グレーチン グ表面には黒体スプレイによる塗装を施した。グレーチングの開口面積率は、実際の工事 現場などで足場として使用されているグレーチングを参考にし、75.2%、53.3%の2種類を 用いた。これら構造物は、直接的には初期成層に影響を及ぼさないように噴流放出高さか ら 0.5 m 上方(容器底部から 0.6 m 上方)に設置した。以下に結果を示す。

図 4.2.2·14 に PIV 計測で得られた速度場を示す。本実験結果から、グレーチングが噴流へ 与える影響は「整流効果」と「抵抗効果」の 2 つがあることが明らかになった。まず、グ レーチングがない場合(開口率 100%)と比べて、グレーチングを設置した場合は画面中心部 (噴流中心部)の流速が大きくなっている。一方で、噴流の半径方向への拡がりは抑えられて いる。これは、グレーチングを通過する際に、その細かい流路により半径および周方向の 速度成分は鉛直方向に強制されたため、上向きの速度が大きくなったためと考えられる(整 流効果)。また、障害物の上流部では横向きの流れが観察できる。これは、噴流の流路が塞 がれていることで、噴流の一部通過できずに壁面への衝突噴流のように横向きの流れにな るためと考えられる(抵抗効果)。この効果は、特に開口面積率が最も小さい 53.3%で、顕著 に現れている。障害物なしの場合と比較して、グレーチング通過直後の運動量(式 (4.2.2·1) で定義)は、75.2%のグレーチングを設置した場合は約 20%、53.3%の障害物を設置した場 合は約 50%低下している。



図 4.2.2-13 グレーチング型構造物外観と VIMES への設置



図 4.2.2-14 グレーチング型構造物近傍の流れ場(左図:開口率 53.3%、中央図:開口 率 75.2%、右図:開口率:100%(グレーチングなし))

4.2.2.5. グレーチン型構造物の密度成層侵食崩壊への影響

上述の二種類のグレーチング型構造物をそれぞれ VIMES 内に設置して、鉛直噴流による 密度成層侵食・崩壊実験を行った。初期成層は、グレーチングを設置しなかったケースの 図 4.2.2-7 と同様の濃度分布とした。図 4.2.2-15 に PIV 計測により撮影した流れ場を示す。 全ての実験結果において、4.2.2.3 節で述べたように、成層への噴流の貫入、その周りでの 跳ね返り流れが確認できる。しかし、前節で示したように、グレーチングを通過した噴流 は整流効果により中心部の流速は大きくなるため、成層突入部分での中心流速が大きくな っている。一方で、噴流の半径方向への拡がりは小さくなるために、開口面積率が小さい ほど成層への突入の際の噴流の拡がりは小さくなっている。とても興味深い点として、以 上の様に噴流の中心速度および半径方向の拡がりは変化しているものの、噴流の到達位置 (成層への貫入深さ)は大きくは変化していない。 成層侵食・崩壊について、図 4.2.2·16 に各実験ケースでのヘリウム濃度の時系列データ を示す。全てのケースを比較すると、明らかに開口面積率が低下するにつれて成層崩壊完 了までに要する時間が大きくなっていることが確認できる。障害物がない(開口率 100%) ケースでは、約 750 秒で成層の崩壊が完了するのに対し、開口率 75.3%では約 1000 秒、 開口率 53.2%では約 1700 秒を要している。これは、実際の原子炉にもグレーチングやそれ と同様の網目状の構造物が設置されている場合、水素リスクを検討する上で、その考慮が 重要になる可能性があることを示唆している。



図 4.2.2-15 噴流の成層貫入部での流れ場



図 4.2.2-16 ヘリウム濃度時間変化

4.2.2.6. VIMES 装置付属部の製作

・ヒータ付ノズルの製作:上述の様に小型密度成層実験装置 VIMES を用いて鉛直空気噴流 による密度成層侵食崩壊実験を行った。しかし、実際のシビアアクシデント時に配管から 噴出するガスは高温かつ蒸気を含んでいるために、強い浮力を有する噴流となっている可 能性が高い。VIMES でも浮力噴流の挙動調査、それによる成層侵食・崩壊挙動調査、CFD の有効性評価用データ取得のために、ヒータ付ノズルを製作した。図 4.2.2-17 にノズル出 ロの概念図と外観を示す。加熱空気を実験開始直後から定常的に試験容器内に噴入できる ように、ノズル出口付近に二重壁のチャンバーを設けた。実験準備段階では、チャンバー のアニュラス状の流路を加熱空気が流れる様にして、チャンバー構造体を加温でき、三方 弁の切り替えにより任意に噴流を試験容器内に入れることができるようにした。ノズル出 ロの直管部長さ(L)は、管内で充分に流れが発達するように、300 mm(L/D=10)とした。こ の加熱ノズルのチャンバーは上向きと横向きに設置でき、様々な浮力噴流の再現が可能と なっている。今後は、鉛直および水平浮力噴流の速度場を PIV で詳細に計測し、CFD の有 効性評価に資するデータを取得する。また、浮力噴流による成層侵食・崩壊実験により、 成層への噴流の貫入の変化やそれによる侵食速度の変化を調査する。

・コンパートメント型構造物の製作:本研究では、水素リスクに関して原子炉格納容器内 での密度成層問題を取り扱ってきた。しかし、原子炉格納容器内は複数の区画(コンパート メント)に分けられているため、水素の局在化現象も重要なトピックである。上述の CIGMA 容器は直径 2.5 m で高さ 11 m と細長い形状のため局在化に関する実験を行うことは難しい。 そこで、VIMES の試験容器に挿入できるコンパートメント型構造物を製作した。図 4.2.2-18 に、コンパートメント型構造物の概要を示す。底面のハッチから VIMES 内に挿入できるよ うに、3 つに分けて容器内部で組み立てられる様にした。発泡シール材でパーツ間、構造物 底部と VIMES 底部を密閉できるようにした。全体の高さは、1710 mm で厚さは 300 mm で、中心部に直径 3 cm のノズルを設けた。このノズルで VIMES 容器本体とのガスの交換 が行われ、水素ガス(実験ではヘリウムで代替)の局在化やその解消に関する実験を行う。



図 4.2.2-17 ヒータ付ノズルの概念図と外観



図 4.2.2-18 コンパートメント型構造物の概要

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 におけるサプレッションチェ ンバーへのベント時だけでなく、PWRの蒸気発生器伝熱管破損時でも現れる可能性がある。 また、福島第一発電所の事故後、一部の原子力発電所では、原子力規制庁からフィルター 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としても採用され、その重要性が高まっている。

1990 年代を中心に、プールスクラビングにおけるエアロゾルの除染係数 (Decontamination factor,以下DF)計測や、プールスクラビングモデルが構築されてき た[1]。しかし、既存のプールスクラビングモデルによる DF の予測結果と計測結果の間に は依然として大きな乖離が存在することがプールスクラビング関連の国際研究プロジェク ト IPRESCA (Integration of pool scrubbing research to enhance source-term calculations) で指摘されている。IPRESCA では、(特にエアロゾル除去に係わる)モデル高度化のため に、以下の研究課題が提起されている。

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

日本原子力研究開発機構では、平成28年度から本事業においてプールスクラビングモデルの高度化に資する実験的研究を実施している[2]。本研究の方向性は、IPRESCAで提起された上記の研究課題にも沿うものである。平成28年度の主な実施内容とその結果の概要を以下にまとめる。

- 4 センサー光プローブを用いて、ボイド率、界面積濃度、気泡数頻度や気泡径の分布の 詳細計測を実施し、気液二相流挙動を把握した。
- 2) エアロゾル計測で主に用いているエアロゾルスペクトロメータ (WELAS, PALAS 社製) に対して、異なる計測手法である凝縮式粒子カウンター (CPC, TSI 社製) で同時にエ アロゾル計測を行い、大気圧条件下における WELAS 計測結果の信頼性を確認した。

3) 0.5 と1 µmの単分散 SiO₂粒子や約 0.4µm にピークを持つ多分散 BaSO₄粒子に対して、注入ガス流量や水位等の境界条件を一定にし、試験パラメータとして入口粒子数濃度のみを変化させて各濃度における DF を計測した結果、粒子数濃度の減少に伴ってDF が増加する結果を取得した。このようなエアロゾル濃度に対する DF の依存性(以下、DF の粒子濃度依存性という)に関する既往研究の報告はほとんどなく、従来のプールスクラビングモデルでは予測できない結果である。そのため、いくつかの検証実験を行った。

昨年度の研究成果を踏まえ、今年度は主に以下の実験を行った。

- 1) 昨年度に引き続き、エアロゾル濃度に対する DF の依存性の計測結果検証と特徴抽出実験を実施した。
- 2) プールスクラビングモデルにおけるガス注入領域に着目し、0.3m 水深のプールスクラ ビング実験を実施し、二相流と DF のデータベースを構築した。
- 注入エアロゾルによるプール水汚染が気液二相流挙動に与える影響を4センサー光プ ローブで実測し、調査した。

4.3.1 実験装置と計測機器

本節では、プールスクラビング実験装置や機器に関して記載するとともに、節末に今年 度整備した主な内容をまとめる。実験装置等に関して、昨年度までに整備した部分は以下 概説し、詳細は昨年度の本事業の報告書[2]を参照のこと。

プールスクラビング実験装置の概略図を図 4.3.1-1 に示す。今年度は、常温常圧の水空気 試験を実施した。試験部は、内径 0.2 m のポリカーボネイト製パイプであり、数段重ねる ことによって最長で約 4.5 m の高さとなる。試験粒子は、エアロゾル発生器の粒子保存容 器に装填され、ピストンで連続的に押し出され、ブラシとガス流によって分散されて、エ アロゾルとなる。発生エアロゾル濃度は、ピストンの押し出し速度によって制御される。 本発生器からのエアロゾル流は、中和器においてエアロゾルを含まないクリーンなガスと 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。各ガス流量は マスフローコントローラによって制御される。試験部を通過したエアロゾルは、大気に排 出される。

DF は下式のように定義され、試験部入口出口両方のエアロゾルを計測することによって 求められる。ただし、後述のように、DF はエアロゾルスペクトロメータ(WELAS)もし くは捕集フィルタの計測から求めており、WELASの場合のエアロゾル量は粒子数であり、 捕集フィルタの場合は粒子重量である。粒子が単分散の場合、両定義による差は生じない。

$DF = { 試験部入口エアロゾル量$ $試験部出口エアロゾル量 }$

入口におけるエアロゾル濃度が高く計測レンジを超える場合には、必要に応じて希釈器 を利用する。エアロゾル計測で使用できる計測機器は以下である。DF の計測では主に WELAS を用いている。

- 1) エアロゾルスペクトロメータ (WELAS): 詳細は[2]参照。
- 2) 空気動力学的パーティクルサイザー(APS, TSI 社): APS は、粒子を加速させ、2点 間のレーザーを通過する時間(粒子飛行速度)を計ることによって、粒子の空気動力学 的径を計測する計測機器である。
- 3) 走査式モビリティーパーティクルサイザー(SMPS(CPC を含む), TSI 社): SMPS は、帯電粒子に電場をかけ、電場の強さと粒子モービリティの関係を利用してモービリ ティ径ごとに粒子を分級し、それぞれの粒子個数を CPC で計測することで粒子のモー ビリティ径分布を計測する計測機器である。CPC は、粒子表面に液体を結露させ、光 学的に検知しやすい大きさに成長させて粒子個数を計測するため、粒子の計数効率が高 く、粒子個数計測の信頼性が高い。
- 4) 電子式低圧インパクター(ELPI, DEKATI 社): ELPI は、インパクターで粒子径に依存する粒子慣性力を利用して粒子を分級し、インパクターで捕集された帯電粒子の電気信号を計測することで、各インパクターの捕集量を求め、空気動力学的径を計測する機器である。
- 5) 捕集フィルタ:フィルタで粒子を捕集し、捕集された粒子重量を計量して計測するもの である。

一方、エアロゾル計測と並行して、気液二相流計測には4センサー光プローブを用いた。 本プローブによって、ボイド率、界面積濃度、ザウター平均気泡径等の局所気液二相流パ ラメータを取得することが可能である。

今年度整備した実験装置と計測機器の主な内容と目的は以下に示す。 実験装置

- 現象のスケーリング効果を検討するために、内径 500mm 試験部を一部製作した。また、 粒子による試験部壁汚染で光学的二相流計測が阻害されることを考慮し、ポリカー試 験部は二相流計測に限定し、エアロゾル計測用に内径 200 と 500mm の SUS 試験部を 一部製作した。
- より広い粒子径や流量範囲においても高精度なエアロゾル計測を行うために、輸送経路におけるエアロゾルロスを減らし、断面内のエアロゾルの濃度分布をより均一にで

きる混合輸送部を製作した。

計測機器等

- 粒子帯電を計測するためのエレクトロメータ(TSI社)
- 異なる計測手法による計測信頼性検証のための走査式モビリティーパーティクルサイ ザー(TSI 社)
- 捕集フィルタを秤量するための電子天秤(メトラー社)
- 低濃度エアロゾルを発生するためのエアロゾル発生器(PALAS 社)

4.3.2 DF の粒子濃度依存性検証

昨年度のプールスクラビング実験において、エアロゾル粒子数濃度(以下、単に濃度) の減少に伴って DF が増加する結果を取得した。このようなエアロゾル濃度に対する DF の 粒子濃度依存性に関する既往研究の報告はほとんどなく、従来のプールスクラビングモデ ル[3,4]では予測できない結果である。

既存プールスクラビング実験[5-9]では、少なくともエアロゾルの凝集が顕著でないエア ロゾル濃度条件において、DFはエアロゾル濃度に依存しないと仮定し、エアロゾル濃度を 試験パラメータとする実験はほとんどない。従来のプールスクラビングモデルにも粒子数 濃度の効果は考慮されていない。昨年度のプールスクラビング実験は、エアロゾルの凝集 が顕著でないエアロゾル濃度条件において実施したものである。

既往研究において、唯一 DF の粒子濃度依存性を示す実験結果は橋本ら[10]によって報告 され、昨年度取得した結果と同様な依存傾向であった。しかし、彼らの報告では、このよ うな共通認知でない DF の粒子濃度依存性を示す計測結果に対する原因説明が一切なく、実 験結果の妥当性検証も実施されていない。仮に DF の粒子濃度依存性がプールスクラビング の実現象であるならば、DF の粒子濃度依存性がないとする既存プールスクラビングモデル だけでなく、既存実験結果にもこの仮定に起因する大きな不確かさが生じる可能性がある。 プールスクラビングモデルの高度化のために、このような DF の粒子濃度依存性の原因を把 握すること、少なくとも装置依存ではなく、実現象であることを検証することは必要不可 欠である。そこで、昨年度に引き続き以下の実験を実施した。

4.3.2.1. エアロゾル濃度に対する DF 依存性の再現実験

昨年度計測したエアロゾル濃度に対する DF 依存性の結果の信頼性を確認するために、今 年度は同様のプールスクラビングの再現実験を行った。試験部は内径 0.2m のポリカーボネ イト製パイプである。試験粒子は 0.5μm の SiO2粒子を用い、DF を求めるために、試験部 入口出口において WELAS でエアロゾルを計測した。入口のエアロゾル計測は、希釈器を 通してから WELAS プローブで計測した。エアロゾルを伴う空気流 100 L/min (20 ℃, 1 atm における体積流量)を試験部底部の内径 10 mm の注入ノズルを通して上向きに注入し、 プール水深は 2.4m に設定した。プール水と注入空気はいずれも常温である。粒子帯電の影響を減らすために、発生エアロゾルは中和器で除電した(中和電流が大きいほど中和効果 が高いため、中和器には最大電流±50 µ A を設定した)。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)を変化させることで入口粒子数濃 度を変化させ、他の熱水力条件は同一の元、それぞれの粒子数濃度に対する DF を計測した。 試験部の入口出口における WELAS の 1 回の計測時間は 90s 以上に設定し、1 回の計測か ら DF が 1 つ求まり、それを 4 回以上繰り返し、平均を求めた。

ピストンの押し出し速度を最小と最大とした時の、入口と出口における個数基準で規格 化した粒子径分布例を図4.3.2・1 に示す。入口出口における粒子径分布はほぼ同じであった。 これは用いた試験粒子が単分散であり、粒子径分布が狭いためである。各ピストンの押し 出し速度に対して計測した入口出口の平均粒子数濃度と、繰り返し計測から得られた平均 DFを図4.3.2・2 に示す。ここで、(a)の横軸は、入口計測粒子数濃度と事前に実測した希釈 器の希釈率の積であり、(b)の横軸は出口計測粒子数濃度である。使用粒子の粒子径分布が 狭いことに基づき、ピーク値0.5 µ m を含む WELAS の単一計測粒子径レンジ(0.48・0.52 µ m)の粒子数比で DF を評価した。これは、WELAS の单一計測粒子径レンジ(0.48・0.52 µ m)の粒子数比で DF を評価した。これは、WELAS の全計測粒子径レンジの粒子数比で 評価した DF とほぼ同じであった。図4.3.2・2 に示すように、DF の粒子濃度依存性は明白 であり、濃度減少に伴って DF が増加し、昨年度と同様な DF 変化傾向を取得した。このよ うな DF の粒子濃度依存性が、計測機器を含む実験装置依存の問題ではないことを示すため に、以下4.3.2.2~4.3.2.4 で述べる検証試験を実施した。

4.3.2.2. SMPS による試験粒子の計測

前節のエアロゾル計測に使用した WELAS の計測精度を検証するために、同試験粒子で 発生したエアロゾルを WELAS と CPC で同時計測し、計測した粒子数濃度結果を比較する 試験を昨年度実施した。上記の DF の粒子濃度依存性実験で計測したエアロゾル粒子数濃度 範囲において、両者の計測結果は良好な一致を示した。しかし、WELAS と CPC の計測可 能粒子径レンジは異なっており、この比較では、WELAS と CPC が重複する計測粒子径レ ンジ以外に優位な個数濃度の粒子が存在しないことを前提としている。ここで WELAS と CPC の計測粒子径レンジはそれぞれ 0.27-10μm と 2.5nm-3μm である。図 4.3.2-1 に示す WELAS で計測した同試験粒子の粒子径分布から、3-10μm レンジに粒子がほとんどない ことは明白である。

今年度は、WELAS と CPC の粒子数濃度結果比較の有効性、つまり上記の前提が正しい ことを示すために、同試験粒子を SMPS で計測し、2.5nm-0.27µm レンジにおいて粒子が ほとんどないことを確認する試験を実施した。

同試験粒子を SMPS で計測した結果を図 4.3.2-3 に示す。粒子径分布は 0.5 µm にピーク を持ち、SMPS の計測可能粒子径レンジ下限の 6nm から 0.27 µm までの間に粒子はほとん ど存在しない。CPC の計測可能粒子径レンジ下限である 2.5nm から 6nm の粒子径を有す る一次粒子(凝結する前の粒子)が存在するとしても、粒子同士の付着力が強く、実験で 用いているようなガスの抗力によって機械的に粒子同士を分散させる原理のエアロゾル発 生器ではそのような小粒子を分散させることができないので、一次粒子として CPC に計測 されることはないと考えるのが妥当である。つまり、発生したエアロゾル粒子のほとんど は、WELAS と CPC が重複する計測粒子径レンジのみに存在し、昨年度実施した WELAS と CPC の粒子数濃度結果の直接比較は有効であることを示した。この結果から、上記の DF の粒子濃度依存性実験で計測したエアロゾル粒子数濃度範囲において、少なくとも比較 実験を実施した大気圧条件下における試験部出口での WELAS のエアロゾル計測結果は信 頼しうるものであることが示された。

4.3.2.3. 捕集フィルタのよる DF 計測

WELAS で計測したエアロゾル濃度に対する DF の粒子濃度依存性の結果信頼性を確認 するために、今年度は異なる計測原理である捕集フィルタを用いて DF の粒子濃度依存性を 計測する実験を実施した。DF 計測に捕集フィルタを用いた理由は以下の2つである。

- 1) 捕集フィルタによるエアロゾル計測では、フィルタで捕集した全粒子を電子天秤で計 量する直接計測手法であり、計測原理が単純で、プールスクラビング実験における試 験部入口側の圧力変動の影響を受けず、信頼性が高いため。
- 2) 試験部入口側の WELAS 計測において、WELAS の計測可能粒子数濃度までエアロゾ ルを希釈する必要があり、通常試験部入口側では圧力が変動することから、このよう な条件での希釈器の定量性が懸念される。捕集フィルタによる計測の場合、高濃度な エアロゾル計測でもエアロゾル希釈を必要とせず、エアロゾル希釈によって生じうる 誤差要因を無くすことが可能であるため。

前記実験と同様に、エアロゾル濃度を試験パラメータとし、それ以外の全ての境界条件 を同一に設定して、捕集フィルタ計測によるDF評価を実施した。水深と試験部への注入ガ ス流量は、上記のWELASでDFの粒子濃度依存性を計測した実験と同様に2.4mと100L/min とした。エアロゾルの除電を行うために、中和器の電流を最大の±50µAに設定した。エア ロゾル濃度は、エアロゾル発生器の粒子供給ピストンの押し出し速度を調整することによ って設定した。ピストンの各押し出し速度において、発生エアロゾル濃度が安定した後に、 試験部の入口出口に設置した捕集フィルタによるエアロゾルサンプリングを同時に同じ時 間実施した。捕集フィルタに対するエアロゾルのサンプリングガス流量はそれぞれマスフ ローコントローラで20L/min一定となるよう制御した。入口出口のいずれの捕集フィルタの 上流にも希釈器を用いていない。サンプリングした捕集フィルタを電子天秤(AT 201, Mettler Toledo社製)で計量し、同電子天秤で捕集前に計量したフィルタの重さを差し引く ことで捕集した全粒子の重量を算出した。DFは入口出口において捕集された全粒子の重量 比で算出した。WELASで計測したDFの粒子濃度依存性結果と比較するために、試験部出口 のエアロゾル流をY字コネクターで分岐し、捕集フィルタのサンプリングと同時にWELAS でも粒子数濃度を計測した。

捕集フィルタで計測した DF を y 軸にとり、試験部出口において WELAS で同時計測し た粒子数濃度を x 軸によった結果を図 4.3.2-4 に示す。比較検討のために、4.3.2.1 で述べた 同じ境界条件において WELAS で計測した DF の結果も示した。捕集フィルタで計測した DF は、WELAS で計測した DF と同様な傾向でエアロゾル濃度に対する依存性を示した。 この実験結果から、エアロゾル濃度に対する DF の粒子濃度依存性は、計測誤差に起因する ものではないことを実証した。

4.3.2.4. 空容器に対するエアロゾル濃度比計測

試験部に水を入れない状態の空容器にエアロゾル流を導入し、WELAS で試験部入口出口 のエアロゾル計測を行い、粒子数比を算出した。以下、プールスクラビング実験同様にこ の粒子数比を DF と呼ぶ。空容器に対する DF を計測する目的は以下である。

- 試験部入口出口のエアロゾル計測部間の経路における粒子ロスやエアロゾルサンプリング点におけるエアロゾル濃度分布の不均一性が、プールスクラビング実験における DF計測精度に対する影響を評価するため。
- 2) 空容器におけるエアロゾル濃度に対する DF の依存性がなければ、DF の粒子濃度依存 性がプールスクラビング現象(粒子と二相流の相互作用)である傍証となるため。

試験部への注入ガス流量 100 と 170L/min に対する実験を実施した。各流量条件に対し て、数種のエアロゾル濃度において試験部入口出口のエアロゾルを WELAS で計測した。 各計測時間は 300s とした。入口のエアロゾル計測は希釈器を用いずに WELAS で直接計測 した。計測した DF と出口粒子数濃度の結果を図 4.3.2-5 に示す。全ての DF は 0.9-1.1 の 間であり、0.5µmの SiO2 試験粒子に対して、試験装置における粒子ロスは限定的であり、 プールスクラビング実験において計測された DF の信頼性を確認できた。また、空容器の場 合、明確な DF の粒子濃度依存性は観測できず、4.3.2.1 で得られた DF の粒子濃度依存性 はプールスクラビングの実現象である可能性が高いことを示唆する。

4.3.2.5. DF の粒子濃度依存性と水深の関係調査

4.3.2.2-4.3.2.4 検証試験を通して、4.3.2.1 で計測された DF の粒子濃度依存性は、計測機 器を含む装置依存の問題ではなく、プールスクラビングの実現象である可能性が高いこと が示された。更にその特徴を把握するために、DF の粒子濃度依存性と水深の関係を調べる 実験を実施した。

DFの粒子濃度依存性試験を、0.3, 0.8, 1.6, 2.4m 水深で実施した。試験粒子として、前記と同様に 0.5µm の SiO2粒子を用いた。各水深における試験部に注入されるエアロゾルを伴う空気流は、注入ノズル出口におけるガス体積流量が 80L/min、ガス速度が 17m/s 一定となるよう、マスフローコントローラで制御した。DFを求めるために、試験部入口出口において WELAS でエアロゾルを計測した。入口のエアロゾル計測は、希釈器を通してから WELAS で計測した。粒子帯電の影響を減らすために、発生エアロゾルは中和器で除電した。各水深において、4.3.2.1 の実験同様に、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を変化させ、それぞれの粒子数濃度に対する DF を計測した。試験部の入口出口における WELAS の1回の計測時間は 120s 以上に設定し、1回の計測から DF が1つ求まり、それを複数回繰り返し、平均を求めた。

水深 0.3, 0.8, 1.6, 2.4m において、計測した入口出口の平均粒子数濃度と、繰り返し計測 から得られた平均 DF の結果を図 4.3.2-6~9 にそれぞれ示す。ここで、(a)の横軸は、入口計 測粒子数濃度と事前に実測した希釈器の希釈率の積であり、(b)の横軸は出口計測粒子数濃 度である。また、図 4.3.2-9 には、WELAS の計測結果信頼性確認を目的に、4.3.2.3 と同様 に捕集フィルタで DF を計測した結果を載せる。図 4.3.2-6~9 に示すように、水深の増加に 伴って、低濃度における DF の増加がより顕著となった。また、DF の粒子濃度依存性が現 れる入口粒子数濃度の範囲は水深の増加に伴って高濃度側に広がり、一方で、出口粒子数 濃度の範囲は水深に依存せずに E5(1/cc)以下の範囲に限定されることも分かった。

4.3.2.6. DF の粒子濃度依存性に関するまとめ

今年度は、DFの粒子濃度依存性実験を再度行い、再現性を確認した。以下の検証試験を 行い、DFの粒子濃度依存性は、計測機器を含む試験装置の問題に起因するものではなく、 プールスクラビングの実現象である可能性が高いことを示した。

- 試験粒子の粒子径分布を SMPS で計測し、昨年度計測エアロゾル濃度比較で用いた WELASとCPCが重複する計測粒子径レンジ以外に粒子がほとんどないことを確認し、 比較実験の有効性を証明するとともに、少なくとも大気圧条件下における WELAS の計 測信頼性を実証した。
- 2) 捕集フィルタを用いて DF を計測し、WELAS の計測結果と同じ傾向の DF の粒子濃度

依存性を確認した。

3) 空容器の DF を WELAS で計測した結果、明確な DF の粒子濃度依存性は確認できなかった。

プールスクラビングにおける DF の粒子濃度依存性の特徴を調査するために、異なるプー ル水深の DF の粒子濃度依存性を計測し、水深の増加に伴って DF の増加が顕著になること を確認した。今後は、試験部のスケーリング効果や粒子径の効果に関しても調べる予定で ある。このために、今年度と来年度にかけて、既存 0.2m 内径の試験部より大きい 0.5, 1m 内径試験部を製作予定である。

4.3.3 0.3m 水深におけるプールスクラビング実験

今年度、水深を 0.3m 一定に固定したプールスクラビング実験を実施した。試験パラメー タは、①試験部への注入ノズル出口における注入空気体積流量 58-272L/min (流速約 12-58m/s に相当)と、②粒子径が 0.5, 0.7, 1 µ m と異なる 3 種類の SiO2 試験粒子とした。0.3m 水位のプールスクラビング実験を行う目的は以下である。

- プールスクラビングにおいて、ガス注入領域はエアロゾル除去効率が高いとされている。 そのため、ガス注入領域のスクラビングモデルの高度化が重要であり、モデリングで用 いるガス注入領域のみの除染効果と二相流挙動のデータベースが必要である。0.3m 水 深は、We 数によらずにガス注入領域の全体を含み、かつその上の気泡上昇領域を極力 減らせる深さであるため。
- 2) 4.3.2.5の水深に対する DF の依存性実験結果から、0.3m 水深では、エアロゾル濃度に 対する DF の依存性は比較的緩やかであり、比較的低い粒子数濃度まで DF が一定値で あるため。

4.3.3.1. 空容器に対するエアロゾル濃度比計測

0.3m 水深におけるプールスクラビング実験に先駆けて、前節と同様に、試験部経路における粒子ロスやサンプリング点におけるエアロゾル濃度分布の不均一性が DF 計測に与える影響を確認するために、プール水を張らない空容器を用いて、粒子径及びキャリアガス流量を変更したときの DF(粒子数比)計測を行った。入口のエアロゾル計測は希釈器を用いずに WELAS で直接計測した。WELAS の1回の計測時間は 90s とし、各条件に対して5回繰り返し計測し、平均 DF を求めた。

後述するプールスクラビング実験と同じ注入空気流量レンジとし、異なる試験粒子径に 対する空容器の DF 計測結果を図 4.3.3-1 に示す。全ての DF はほぼ 0.9-1.1 の間であり、 キャリアガス流量や粒子径に対する依存性は無く、本実験において計測される DF は高い信 頼性を有することを示せた。

4.3.3.2. 0.3m 水深におけるプールスクラビング実験

水深を 0.3m 一定に固定し、各注入空気流量や試験粒子に対して、試験部入口出口でエア ロゾルを WELAS で計測し、DF を求めるプールスクラビング実験を実施した。入口のエア ロゾル計測において、希釈器を通過したエアロゾルを WELAS で計測した。WELAS の 1 回の計測時間は 60s 以上とし、各条件に対して 4 回以上繰り返し計測し、平均 DF を求め た。

各試験粒子の入口出口において計測した粒子径分布の例を図 4.3.3・2 に示す。全ての試験 粒子に関して、入口出口の粒子径分布はほぼ同じであった。全注入空気流量や試験粒子に 対する DF の結果を図 4.3.3・3 に示す。また、本条件の浅い水深では 4.3.2 節で議論した粒 子数濃度への依存性が無いことを確認するために、各試験粒子の最大と最小注入空気流量 において、入口粒子数濃度をおおよそ 2 倍もしくは半分に変化させた条件での計測結果も 図 4.3.3・3 に示す。異なる入口エアロゾル濃度に対する DF の差は全て±10%以内であり、 計測した DF がエアロゾル濃度に依存しないことを確認できた。図 4.3.3・3 より、いずれの 粒子径も注入空気流量の増加に伴って DF が増加した。また、粒子径が大きいほど DF が大きく、 注入空気流量の増加に対する DF の増加傾向も顕著であった。ガス注入領域では、粒子の慣性衝 突による除去効果が支配的と考えられ、粒子径や注入ガス速度の増加に伴ってこの効果が顕著に 表れた結果だと考えられる。

4.3.3.3. 0.3m 水深における二相流挙動可視化計測

上記の 0.3m 水深における DF のデータベースと合わせてプールスクラビングモデルの高 度化を行うために、0.3m 水深において、各注入空気流量における二相流挙動に対する可視 化実験を実施した。可視化において、光源として LED パネルを試験部に対してカメラの反 対側に設置し、バックライトで二相流挙動を可視化した。撮影速度は 2000frame/sec とし た。

最小と最大注入空気流量(それぞれ 58 と 273L/min)における可視化例を図 4.3.3・4 に示 す。文献[11]によると、We(ウェーバー数)=1E5 より小さい初期気泡は Globule、大きい ものは Jet に区分され、上記の注入空気流量に対する We はそれぞれ 2E4 と 5E5 であり、 それぞれ Globule と Jet に該当する。初期気泡は断続的に発生し、常に界面形状の変動を 伴う。また、離脱した初期気泡に対して、次の初期気泡が追いつき、接触することが観測 された。流量が増加するにつれて、上記の特徴がより顕著になった。これらの二相流挙動 は、既存モデルでは考慮されておらず、今後モデルへの反映を検討する必要があることが 示された。また、図 4.3.3・4 に示すように、流量の増加に伴って、注入ノズル先端から 0.15m 程度上に大量の小気泡が存在し、可視化の妨げとなっている。そのため、来年度は、可視 化計測に加え、光プローブを併用して二相流挙動を調査し、プールスクラビングモデルの 高度化を行う予定である。

4.3.4 プール水の汚れによる二相流挙動への影響の調査

4.3節の冒頭で述べたように、本事業では、エアロゾル計測によって構築される DF のデ ータベースと気液二相流のデータベースを合わせてプールスクラビングモデルの高度化を 図る予定である。エアロゾル計測と気液二相流計測は別々の実験で実施され、すなわち、 両実験における二相流挙動は、同一境界条件においては差異が無いという仮定に基づいて いる。一方で、エアロゾル計測実験での粒子によってプール水が汚染されることで二相流 挙動が変わり、気液二相流計測実験で得られる挙動と異なる可能性が懸念される。そこで、 プール水に粒子を注入する前後、最中の気液二相流を4 センサー光プローブで計測し、粒 子汚染による気液二相流挙動への影響を検証する実験を実施した。

プールスクラビング実験同様に、内径 200mm のポリカーボネイト製試験部を用い、試験 部底面から内径 10mm の上向きノズルを通して 322L/min の空気を注入した。水深は 2.6m であり、4 センサー光プローブの計測断面はガス注入ノズルから 1.5m 上方とした。4 セン サー光プローブは、試験部中心から壁へ径方向にトラバースし、中心から 0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 95mm の合計 11 点計測した。各計測点における計測サンプリングレー トと時間は 20kHz と 100s であり、3 回繰り返し計測した。4 センサー光プローブの計測は 以下 3 つの実験条件で実施した。

- 試験部内の水にエアロゾルを注入する前の条件(Clean Water)
- 2) 試験部内の水にエアロゾルを注入している条件(Aerosol Injecting)
- 3) 試験部内の水にエアロゾルを注入した後の条件(Contaminated Water)

ただし、試験粒子は約 0.4 μ m にピークを持つ BaSO4の多分散粒子である。また、粒子汚 染の影響を保守的に見積もるために、前節までのプールスクラビング実験と比較して、本 実験 2)における注入エアロゾル質量濃度を高くし、実験 3)の計測開始時に試験部内に混濁 した粒子質量も大きい条件で実験を行った。

各条件に対して、4 センサー光プローブで計測したボイド率、界面積濃度、ザウター気泡 径の分布の結果を図 4.3.4-1~3 に示す。全条件において、全計測パラメータの分布はほぼ同 じであり、粒子汚染による気液二相流挙動への影響はほとんどなく、上記の仮定が有効で あることが示された。

4.3.5 まとめ

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

- プールスクラビング実験において、エアロゾル濃度に対する DF の依存性の結果再現性 を確認するとともに、いくつかの検証試験を通して、この DF の依存性はプールスクラ ビングの実現象である可能性が高いことを示した。また、この DF の依存性の特徴を把 握するために、異なる水深における DF の依存性実験を行い、水深が増加に伴って依存 性が顕著となることを確認した。
- 2) ガス注入領域に着目し、一定水深 0.3m において、粒子径とガス注入速度をパラメータ としたプールスクラビング実験を実施し、同条件の DF と二相流データベースを構築し た。
- 3) 4 センサー光プローブを用いて、プール水にエアロゾルを注入する前後と最中の二相流 パラメータを計測し、粒子による水質汚染が二相流挙動に与える影響はほとんどない ことを確認した。


図 4.3.1-1 プールスクラビング実験装置概略図







図 4.3.2-2 粒子数濃度と DF の関係



図 4.3.2-3 SMPS による試験粒子の粒子径分布計測結果



図 4.3.2-4 捕集フィルタによる DF の粒子濃度依存性計測結果



図 4.3.2-5 空容器における粒子数濃度と DF の関係









(a)入口粒子数濃度



(b) 出口粒子数濃度図 4.3.2-7 0.8m 水深における粒子数濃度と DF の関係











図 4.3.3-1 空容器における注入ガス流量と DF の関係



図 4.3.3-2 試験粒子の粒子径分布計測結果



図 4.3.3-3 0.3m 水深における DF 計測結果



図 4.3.3-4 0.3m 水深における二相流挙動可視化結果



(a) エアロゾル注入前と注入後 図 4.3.4-1 ボイド率分布比較



図 4.3.4-2 界面積濃度分布比較



(c) エアロゾル注入前と注入最中





4.4. スプレイスクラビング実験

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

欧州を中心に行なわれてきたスプレイスクラビング実験の成果として構築されたモデル は、MELCOR や ASTEC 等の LP コードに組み込まれているが単一落下液滴とエアロゾル 粒子の相互作用を仮定したモデルであり、液滴群を想定したものでない[1, 2]。また、予測 精度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]。

そこで本研究ではスプレイによるエアロゾル除去の既存モデルの妥当性を検証するとと もに、評価手法の高度化を図るために、詳細な気液二相流計測を含むスプレイスクラビン グ実験データベースを構築することを目的としている。以下に今年度実施したスプレイス クラビング実験についての結果を報告する。

4.4.1 スプレイスクラビング実験装置

本実験で使用するスプレイスクラビング装置は、エアロゾル発生装置、混合部、クリー ンエア導入部、エアロゾル導入部、試験体、計測部、排出部より構成されており、試験部 を交換することにより以下のエアロゾル除去実験が行えるものである。

1) スプレイによる閉止空間中のエアロゾル除去実験

2) エアロゾルを含むガス流れがスプレイと交差する横向きのクロスフローに対して、スプ レイを作用させたときのエアロゾル除去実験

3) エアロゾルを含むガス流れがスプレイに対抗する上向きの流れに対して、スプレイを作 用させたときのエアロゾル除去実験

試験部は上記実験 1)、3) に於いては断面が 0.5m×0.5m の正方形、高さ 2mのアクリル製

ダクトである。(図 4.4.1-1) また、実験 2) についてはこの試験部の下部にエアロゾル導入 側と出口側に突き出た部分が付いている形状となっている。エアロゾル導入側と出口側は それぞれバルブが備えられており、両方を閉止することによって試験体内を密封すること ができる。特に導入部は気密性を保ちつつスプレイ水を排出できるよう、エアベント機構 が付いている水封トラップを備えている。(図 4.4.1-2(a)) エアロゾルは 4.3 節と同じエアロ ゾル発生器 (PALAS 社製 RBG2000)を用いて発生させたものをクリーンエアと混合して、 4×4 バンドル体系ノズル (図 4.4.1-2(b)参照) より試験体内に導入した。

本年度は実験1)の密閉空間におけるエアロゾル除去効果を調査する実験を実施した。ま ずエアロゾル導入側と出口側のバルブを開き、エアロゾルを必要な濃度に達するまで導入 した後、両方のバルブを閉めて試験体を密封した。エアロゾル計測器には 4.3 節と同じ WELAS (PALAS 社製)を使用した。本計測では2つの WELAS のセンサーを使用したた め、器差をあらかじめ調べておいた。同じエアロゾル流を Y 字管で分岐し、2 つのセンサ ーで同時計測して計測粒子数濃度を比較したところ計測値の差は 10%であった。本計測器 は 5L/min のサンプリングガスが必要であり、測定を行うことによって試験体内が有意に減 圧してしまう。この対策として次の2つを行った。1つは、2カ所あるサンプリングライン の途中から、それぞれ希釈ガスを 4L/min 混入し、試験部からの吸引を WELAS のセンサ ー1 台あたり 1L/min に減じた。この希釈率を評価するため、同じエアロゾル流を Y 字管で 分岐し、希釈有り無しの条件で同時計測を行った。センサー間の計測値の差も考慮して比 較したところ希釈率は 4.7 で、理論値の 5.0 とほぼ同じ値であった。2 つめは、センサー1 台あたり 1L/min のサンプリングガスを補うべく、同流量のクリーンエアを試験体上部から 加えた。センサーは2台使用するため、容器全体で2L/minの希釈となる。実験結果を解釈 する上ではこの効果を別途評価した。エアロゾル濃度の計測は図 4.4.1-1 に示した試験体の 上下2カ所で実施した。

モデル計算に必要な液滴径は、予備実験として位相ドップラー式粒子分析計(PDI)にて 計測した。PDIは2本のレーザ光を交差させたポイントに発生した干渉縞部分を、微粒子 が通過した際に発生するドップラーバースト信号の強度変化の周波数から液滴の速度、検 知器の場所によって発生する位相差から液滴の大きさを求めるものである。[4]

190



図 4.4.1-1 スプレイスクラビング装置概略図とモデル値



図 4.4.1-2 排水機構とエアロゾル導入部の概略図 (a)と 4×4 バンドル体系ノズルの写真(b)

4.4.2 空間内エアロゾル除去実験

MELCOR のエアロゾル除去モデルはエアロゾル個数濃度の時間変化を次の式で表す。

$$\frac{C(t)}{C(0)} = \exp(-\lambda t)$$
 (4.4.2-1)

C(t)は時刻 t[秒]に於ける粒子数濃度、λ は濃度減衰率である。この濃度減衰率 λ を実験的に 求めるために密封空間内浮遊エアロゾルにスプレイ水を作用させて、エアロゾル濃度の経 時変化を測定した。エアロゾルを試験体下部から導入したのち、エアロゾルの入口と出口 のバルブを閉じてスプレイ水を放出してエアロゾルの減衰率を計測した。エアロゾル粒子 は粒径 0.5µm、1.0µm、1.5µm のシリカ(比重 2.2g/cm³)を使用し、各実験において単分散 の粒子径を用いた。スプレイ水の流量は 0.9 L/min、0.6 L/min、0.4 L/min とした。サンプ リング箇所は高さ 2m の試験体に対し上から 0.25m と下から 0.75m の壁面付近で、いずれ もスプレーコーンの外側である。図 4.4.1-1 では、下面から 0.75m のサンプリング箇所を us (upstream)、上面から 0.25m のサンプリング箇所を ds (downstream) として区別し た。それぞれの測定結果はスプレイ注入前の初期粒子数濃度で規格化し、スプレイ水注入 時に指数関数的に減少している付近の濃度データ (プロット中、水色で表示)のみ、該当 部分を指数関数でフィッティングしλを求めた。(図 4.4.2-1~3)

本計測では毎分 2L サンプリングしながら 2L の空気を導入しているため、希釈によって もエアロゾル濃度が減少することから、起因する計測誤差の評価を簡易的に行った。容器 を集中定数系と仮定し、希釈空気によって容器内全体が瞬間的に均一に混合されるとみな すと減衰式は近似的に次のように表わされる。

$$C(t) = C(0) \left(\frac{V-2}{V+2}\right)^{t/60}$$
(4.4.2-2)

ここに試験体体積 V=628L を代入すると

$$C(t) = C(0) \left(\frac{626}{630}\right)^{t/60}$$
(4.4.2-3)

$$C(t) \approx C(0)\exp(-1.06 \times 10^{-4})$$
 (4.4.2-4)

となり、希釈による濃度減衰率(λ_d)は1.06×10⁻⁴である。これは以下に示すスプレイ水 を導入したときのλと比較すると最大で20%以下であったので、結果の考察では考慮に入 れなかった。







図 4.4.2-1 粒子径 0.5µm におけるエアロゾル濃度の時間変化







図 4.4.2-2 粒子径 1.0µm におけるエアロゾル濃度の時間変化







図 4.4.2-3 粒子径 1.5µm におけるエアロゾル濃度の時間変化

各測定で得られたλの値をプロットすると図 4.4.2-4 のようになる。



図 4.4.2-4 各粒子径における λ とスプレイ水流量の関係

試験部上部(ds)と下部(us)から得られたデータを比較するとほぼ同じ結果が得られ、測定位 置の影響は見られない。ただし粒径 1.5μmのスプレイ流量 0.9L/min については除去速度 が速く測定データ数が少ないため、正しくフィッティングできなかった。

得られた実験結果を用いて既存のスプレイスクラビングモデルの妥当性評価を4.5.4節で 実施する。スプレイモデル計算のためには、エアロゾルと液滴のそれぞれの大きさと速度 が必要となる。後述するように、両粒子の速度にはいずれも終端沈降速度を適用し、エア ロゾル粒子径は単分散仮定とする代表径を用いた。一方液滴径は PDI で計測した実測値を 用いる。図 4.4.2.5 に計測結果を示す。



図 4.4.2-5 スプレイ水の液滴径分布

液滴径の分布には流量依存性があり、0.9L/min では 10µm から 250µm の範囲で、0.4L/min では 10µm から 500µm の範囲で、流量が少ないほど液滴径が大きくなる傾向が見られた。 いずれも 30µm 付近をピークとして液滴径が大きい方に裾を引くような分布を示した。

4.4.3 まとめと課題

スプレイスクラビング実験モデルの高度化について、今年度の実施内容と結果をまとめる。

 予備実験として既存研究で行われている密閉空間中でのスプレイによるエアロゾル除 去実験を行い、減衰率λを実験的に求めた。

2) モデル計算(4.5.4 参照)を行うために必要なパラメータとして、液滴径の計測を行った。

液滴径は除去効率に与える影響が大きいので、液滴径の分布にも影響を与えるスプレイ 水の流量は再現性良く制御する必要がある。現在使用している供給システムの性能や流量 計のレンジの関係で精度不足な可能性があるので、より精度の高い実験を行うためには今 後の改造等で改善する必要があると考えられる。

4.5. 数值解析

これまで原子力機構ではオープンソース CFD コード OpenFOAM を用いた CFD 解析に ついて検討を行ってきた。今年度もこれまでの検討内容をふまえ、以下の項目について解 析手法の検討および解析を実施した。

- (1) CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析
- (2) 境界埋め込み法による複雑境界における流動解析のための調査および検討
- (3) 密度成層実験の CFD 解析

4.5.1 CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析

4.5.1.1. 中段ジャケット冷却実験の解析

CIGMA を用いた外面冷却実験の CFD 解析として、蒸気・空気・ヘリウム系での外面冷 却実験 CC-PL-24 の解析を行い、気体 3 成分系での凝縮を伴う CFD 解析における課題抽出 を目的として検討を行った。

<u>解析モデル</u>

CFD 解析におけるモデルは昨年度の報告書[1]で述べた CC-PL-04 解析のモデルとほぼ同様 である。壁面上の凝縮量をガス種の移流方程式に基づき水蒸気の拡散量から算出する。昨 年 CC-PL-04 は水蒸気・空気系での計算であったが、今年度 CC-PL-24 ではここにヘリウム が加わるため、3 成分気体の解析を実施するため以下の改良を行った。

- 2 成分間の物質拡散係数の圧力・温度依存性を、Fuller-Schettler-Giddings 方程式
 [2]に基づき考慮。
- 気体3成分のモル濃度を考慮して、Fairbanks-Wilke 方程式[3]から物質拡散係数を 決定。
- 3. 温度勾配による物質拡散(Sorret 効果)を考慮[4]。

冷却面上では凝縮液膜が流下することが想定されるが、本解析では気相のみを対象とし 液膜の挙動を模擬できない。そのため、本解析では液膜の流下の効果を壁面上で下向きの 速度を与えることで模擬した。簡単化のため、実験で得られた凝縮水量を用いて、容器内 面を全面濡らすとして、液膜厚さ 0.5mm としたときの液膜の平均落下速度を求めた。その 値は約 1cm/s となる。本解析は、課題の検討段階であるため、実験結果との差を可能な限 り小さくするため冷却面上での混合を大きくし、凝縮量を増加させるように落下速度は 5cm/s とした。なお、この液膜の落下速度の差は解析には大きな影響を与えないことは確認 した。壁面での温度の境界条件は実験結果から与えた。また初期のガス濃度分布も実験結 果から与えた。乱流モデルには低 Reynolds 数型の k-epsilon モデルを適用し、乱流モデル への浮力の効果を考慮した場合と考慮しない場合の解析を行った。浮力の効果に関するモ デルは Katsuki モデルを用いた[5]。

CC-PL-04 解析時の蒸気凝縮モデルをそのまま適用した場合、実験よりも減圧率がはるか に小さい結果となった。そのため、ここで示す解析では、冷却開始直後の減圧率を実験と 合わせるために、凝縮量を CC-PL-04 解析で用いたモデルの値から一律に定数倍(具体的 には6倍)し、凝縮量が増大するように補正を行った。

解析結果

図 4.5.1-1 に試験容器内圧力の解析結果を示す。図中で冷却開始時刻を時刻 0 秒としてい る。紫の実線が実験結果、緑の実線が乱流モデルへの浮力の効果を考慮しない場合(以下 ケース A と呼ぶ)、青の実線が浮力の効果を考慮する場合(以下ケース B と呼ぶ)の結果で ある。冷却開始直後の凝縮量の補正により、200 秒程度まではケース A, B ともに実験と同 程度の減圧率となっている。しかしそれ以降では減圧率は実験よりも小さくなった。これ は凝縮量を実験結果よりも過小評価していることを示す。ケース B の方がケース A よりも 減圧率は実験結果に近い値となっているため、浮力の影響を考慮することで結果は改善す るが、それでもなお実験の減圧率との差は大きい。

図 4.5.1-2, 3 にケース A, B における試験容器内の中心軸から 0.9m 離れた箇所での流体 温度の結果を示す。破線は実験結果であり、それぞれ異なる高さでの温度変化を示してい る。破線の実験データと同じ色で示した実線は同じ高さにおける解析で得られた温度デー タである。ケース A では高さ X0(EL10m)、93(EL9.3m)の温度は 1000 秒頃で、実験 よりも低い値となっているが、ケース B ではほぼ実験結果と同程度の値となっている。ま た、時刻 800~1000 秒付近に見られる実験のような急激な温度上昇はいずれの解析では再 現できていない。

図 4.5.1・4, 5 にケース A, B における容器内の中心軸上のヘリウム濃度の結果を示す。シ ンボル付きの破線は各高さにおける実験により得られたヘリウム濃度を示し、実線が解析 結果である。ケース A、B ともに EL8.4m 以上のヘリウム濃度を実験よりも過大評価して いる。また、どちらのケースともに上部のヘリウム濃度の上昇速度が実験よりも早くなっ ている。これにより非凝縮ガスによる凝縮阻害が実験よりも顕著となり、その結果減圧速 度が低下した可能性がある。また実験の 0 秒から 900 秒で見られたような、低密度層が上 部へと薄くなることに伴う、容器下部側(EL6m 近傍)から順にヘリウム濃度が低下して いく挙動は解析では見られなかった。つまり 4.2.1.4 節で示した上部の低密度層が薄くなる 挙動を解析では再現することができなかった。ヘリウム濃度の定性的な挙動としては、上 部(EL8.4m 以上)で、ほぼ一様にヘリウム濃度が上昇し、時間とともにその上部の高濃度 のヘリウム層内の濃度は低下し、下部へとヘリウム層が広がった。これは 4.2.1.2 節で示し た上部プール冷却実験の結果に近いと考えられる。

図 4.5.1-6,7 にケース B でのヘリウム濃度分布と温度と流速ベクトルの分布を示す。500 秒で容器上部にある高濃度のヘリウム層は下部へと下がっていく様子が見られるが、実験 結果と定性的に大きく異なる挙動である。また 500 秒時点で高濃度ヘリウム層の直下では 側壁が冷却されているにも関わらず、循環がほとんど生じていない。このため、流体の混 合を過小評価している可能性がある。

4.5.1.2. 上部プール冷却実験の解析

上部プール冷却実験である CC-PL-13G の解析も実施した。解析はまだ十分ではないが、 現在得られている結果について示す。

<u>解析モデル</u>

解析モデルは先程の中段ジャケット冷却実験の解析とほぼ同様である。異なる点は凝縮 量のモデルに関して CC-PL-04 解析で用いたモデルと同様の値とし、CC-PL-24 解析のよう な補正を行わなかった。乱流モデルは Katsuki モデルを使用した。初期条件・境界条件は 実験結果を用いて設定した。

解析結果

図 4.5.1-8 に圧力の解析結果と実験結果の比較を示す。紫の実線が実験結果、緑の実線が

解析結果である。0秒から冷却を開始しているが、解析結果は冷却開始直後から減圧率が実験結果よりも低くなっており、この傾向は先程の CC-PL-24 解析と同様である。減圧率を 過小評価している原因は凝縮量が実験よりも過小評価していることが考えられるため、凝縮モデルに関するさらなる検討が必要である。

図 4.5.1-9 に容器内の中心軸上におけるヘリウム濃度の時間変化を示す。破線が実験結果 で、実線が解析結果である。EL10m では、冷却開始直後にヘリウム濃度が上昇し、実験結 果よりも過大評価している。一方で、EL7m でのヘリウム濃度は 700 秒以降で過小評価し ている。ここから、容器内の循環が上部の冷却部分のみで生じており、循環が局在化して いる可能性があることが示唆される。

ここで示している解析では解析時間が不十分であり、更に解析を進め、検討を行う予定 である。

4.5.1.3. まとめと今後の課題

中段ジャケット冷却実験 CC-PL-24の解析および上部プール冷却実験 CC-PL-13G の解析 を実施したところ、実験よりも減圧速度を過小評価する結果となった。CC-PL-24 の解析結 果では上部のヘリウム濃度が早期に上昇するため、実験よりも流体の混合を過小評価した 可能性がある。このような結果となった原因の1つとして、実際の CIGMA の容器内には 熱電対やガスサンプリングノズルを支持するための構造物が存在するが、本解析では内部 構造物については一切模擬していないことが挙げられる。このような内部構造物により、 乱れが生成され、容器内の流動は解析結果よりも大きな変動が生じている可能性がある。 また、本解析では液滴の挙動を考慮していない。蒸気凝縮により発生した液滴による撹拌 も解析結果に影響している可能性がある。今後はこれらの影響について検討する必要があ る。

また、今回対象とした実験が非常に複雑な過渡を示す非定常実験であり、それに伴い解 析モデルの検証も複雑化してしまう。今後、定常実験等の境界条件等を単純化した系での 解析を通じて、モデル検証を進めることも必要であると考えられる。





図 4.5.1-2 浮力を考慮しない場合の流体温度





図 4.5.1-4 浮力を考慮しない場合のヘリウム濃度



図 4.5.1-5 浮力を考慮する場合のヘリウム濃度



図 4.5.1-6 浮力を考慮する場合のヘリウム濃度分布



図 4.5.1-7 浮力を考慮する場合の温度および流速ベクトル分布



図 4.5.1-8 圧力の解析結果 (CC-PL-13G)



境界埋め込み法の調査と実装

4.5.2

CIGMA や内部構造物の影響を調査する VIMES の実験を対象とした CFD 解析を行うに あたっては、メッシュを適切に作成することが重要である。メッシュの品質は CFD 解析の 成否を決める最重要な要因の一つでありながら、解析対象物体の形状や解析条件によって も最適性が変わるため多くの解析を系統的に行うことが難しく、問題ごとにその都度最適 なメッシュを検討するのが実情である。一方、CFD 解析のもう一つの伝統的な手法として、 対象物体の細かい形状に沿ったメッシュを作成する代わりに、物体境界とは一致しない直 方体セルから成るメッシュを使用する方法が研究されてきている。この方法は物体形状を、 物体境界相当位置に与える仮想的な外力もしくは離散化の工夫によって表現することから、 境界埋め込み法(Immersed Boundary 法; IB 法)と呼ばれている。この手法を利用する ことによって CFD 解析を系統的に行うことができるようになり、従来の「正攻法的な」CFD 解析(以下、便宜的に従来法と呼ぶ)と相補的に活用することで、より効率的に知見を蓄 積することができるようになることが期待される。同手法は今後、さらに複雑な内部構造 を持ち、メッシュ作成が困難である実機格納容器を模擬した CFD を行うにあたっても、威 力を発揮する可能性がある。

本節では、いくつかの流儀がある IB 法の定式化手法を文献により調査し、代表的な流儀

についてまとめる。また、そのなかの一つである Volume Penalization 法(VP 法)を OpenFOAM に実装し、試計算を行った結果を報告する。

● 文献調査

境界埋め込み法の概要

IB 法は大きく分けて二種類に分類される。一つは流体方程式系に仮想的な物体(境界) 力を加えてから離散化するもので、物体力を連続量として扱うために continuous-forcing 法(CF法)と呼ばれている。もう一つは流体方程式系を離散化する際に、物体力の効果が 自然に導入されるように考慮する方法で、物体力が離散量として扱われるために discrete(direct)-forcing 法(DF 法)と呼ばれる(Mittal [1])。それぞれの中でも様々な方法が 提案されているが、それらの特徴の一般的な傾向をまとめると以下のようになる。

・CF 法

- 流体方程式は直交オイラーメッシュ上で解き、物体形状はメッシュ内部に配置したラグランジアンマーカーで表現する。
- 方程式の離散化が容易でメッシュの質の影響が小さい。
- 実装が容易。
- 剛体物体では時間ステップを大きく採れない。安定性にも問題があるため高レイ ノルズ数解析には向かない。
- 外力をスムーシングするため、境界のシャープさが損なわれる。
- 剛体内部の取り扱いが面倒。
- ・CF法(VP法)
 - 物体を多孔質媒質として表現し、方程式系の中に組み込む。
 - 数値計算手法やグリッドを変更する必要が無い。
 - 誤差が精密に見積もられており、厳密解に収束することが証明されている。
 - 多孔性パラメータにより誤差をコントロールできる。
- ・DF 法
 - 安定性が高い(物体が存在することによる追加的な制限が無い)。
 - 効率的なアルゴリズム。
 - 境界をシャープに表現でき、高レイノルズ数に向く。
 - 離散化(特に時間の離散化)依存性が大きい。
 - 3次元や移動物体を扱うための実装が難しい。

以下では、各手法の中でも代表的な手法について、文献を基にその概要を述べる。

Peskin による IB 法(CF 法)

Peskin [2] によって IB 法が最初に導入されたのは、心臓弁内の血流を解析することを目 的としてであった。この際、弾性体を模擬した埋め込み物体(境界)が導入され、CF 法に よる解析が試みられている。以下では CF 法の基本的な定式化方法を、オリジナルを改良・ 拡張して熱流体問題に適用した Ren et al. [3] に基づいて説明する。図 4.5.2-1 のように、 解析領域を直交する格子状に分割してメッシュとする。物体形状は領域内に仮想的に配置 されたラグランジュマーカーs によって表現され、このラグランジュマーカー上で物体と流 体との間の相互作用が評価される。時刻tのラグランジュマーカーの座標をX(s,t)と表すと、 領域内部の任意のオイラー座標xで物体が流体に及ぼす力f(x,t)は

$$f(x,t) = \iint_{\Gamma} F(X(s,t),t)\delta(x - X(s,t))ds \qquad (4.5.2-1)$$

と表現できる。ここで、F(X(s,t),t)はラグランジュマーカーに作用する外力、 $\delta(\cdot)$ はデルタ 関数である。この力を運動方程式の外力項として加え、流体の速度場を算出する。式(4.5.2-1) を評価するためにはラグランジュマーカー上の力F(X(s,t),t)が既知でなければならないが、 そのためには前ステップで求めた速度場が満たす、

$$\rho \frac{\delta \boldsymbol{u}}{\delta t} = \boldsymbol{f}(\boldsymbol{x}, t) \tag{4.5.2-2}$$

を用いる。 ρ は流体密度、 δt は時間ステップ幅で、 δu は予測子・修正子法における速度修正量である。式(4.5.2-1)を離散化すると、

$$\boldsymbol{f}(\boldsymbol{x}_j, t) = \sum_i F(\boldsymbol{X}_B^i, t) D(\boldsymbol{x}_j - \boldsymbol{X}_B^i) \Delta s_i \qquad (4.5.2-3)$$

となる。デルタ関数の離散化である $D_{ij}(\mathbf{x}_k)$ は、以下の式で近似する:

$$D_{ij} = D\left(\mathbf{x}_j - \mathbf{X}_B^i\right) = \frac{1}{h^2} \delta\left(\frac{x_j - X_B^i}{h}\right) \delta\left(\frac{y - Y_B^i}{h}\right)$$
(4.5.2-4)

ただし、

$$\delta(r) = \begin{cases} (1/8) \left(3 - 2|r| + \sqrt{1 + 4|r| - 4r^2} \right) & \text{for } |r| \le 1\\ (1/8) \left(5 - 2|r| + \sqrt{-7 + 12|r| - 4r^2} \right) & \text{for } 1 < |r| \le 2\\ 0 & \text{for } |r| > 2 \end{cases}$$
(4.5.2-5)

である。

式(4.5.2-3)を式(4.5.2-2)に代入することで δu が得られる。 ラグランジュマーカー上の速度は オイラーメッシュ上の速度 $u(x_i,t)$ から補間することにより、

$$\boldsymbol{U}(\boldsymbol{X}_{B}^{i},t) = \sum_{i} \boldsymbol{u}(\boldsymbol{x}_{j},t) D(\boldsymbol{x}_{j} - \boldsymbol{X}_{B}^{i}) h^{2}$$
(4.5.2-6)

と表すことができる。オイラーメッシュ上の速度は予測速度**u***とδuとの和

$$\boldsymbol{u}(\boldsymbol{x}_j, t) = \boldsymbol{u}^*(\boldsymbol{x}_j, t) + \delta \boldsymbol{u}(\boldsymbol{x}_j, t)$$
(4.5.2-7)

なので、これを式(4.5.2-6)に代入することで、

$$U(\mathbf{X}_{B}^{i},t) = \sum_{i} \mathbf{u}^{*}(\mathbf{x}_{j},t)D(\mathbf{x}_{j}-\mathbf{X}_{B}^{i})h^{2}$$

$$+\sum_{j}\sum_{k}\frac{F(\mathbf{X}_{B}^{i},t)\delta t}{\rho}D(\mathbf{x}_{j}-\mathbf{X}_{B}^{k})\Delta s_{k}D(\mathbf{x}_{j}-\mathbf{X}_{B}^{i})h^{2}$$

$$(4.5.2-8)$$

となる。これは $F(X_B^i, t)$ を未知変数とする連立方程式の形になっており、これを解くことで ラグランジュマーカーに作用する外力を得て、次ステップのためのオイラー座標上の外力 (4.5.2-1)を評価することができるようになる。[3]は同様の手法を温度場計算にも適用し、 熱流体問題を取り扱っている。また、Shu et al. [4] では、実用上重要なノイマン型境界条 件も扱えるように定式化を行っている。

<u>Volume Penalization 法</u>

運動方程式に仮想的な連続力を加えるという意味では CF 法であるが発想の異なる手法 として、Volume Penalization 法(VP 法)がある。VP 法は物体を有限の浸透度を持つ多孔質 媒質とみなすもので、物体中ではダルシー則に、流体中ではナビエストークス方程式に従 うように定式化を行う。運動方程式はペナルティ項と呼ばれる外力項

$$\frac{\chi(\vec{x},t)}{\eta}(u_i - U_{0i}) \tag{4.5.2-9}$$

が加わったものになる(Arquis & Caltagirone [5])。ここで、 η は浸透度を表す係数($0 < \eta \ll$ 1)、 u_i は流速、 U_{0i} は物体 O_i の速度である。 χ はマスク関数で、

$$\chi(\vec{x},t) = \begin{cases} 1 & if \ \vec{x} \in Objects \\ 0 & ohterwise \end{cases}$$
(4.5.2-10)

と定義される。式(4.5.2-9)を運動方程式に加えると、物体内部では圧力項とペナルティ項が 支配的であるため、

$$u_i \sim \frac{\eta}{\rho} \nabla p \tag{4.5.2-11}$$

となってダルシー則が成り立つことが確かめられる。VP 法は、離散化による誤差が解析的 に厳密に求められていることが特長である(Angot et al. [6])。

Liu & Vasilyev[7] は、VP 法を圧縮性流体へ拡張した。彼らの定式化では、連続の式は

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \left[1 + \left(\frac{1}{\phi} - 1\right)\chi\right] \frac{\partial \rho u_j}{\partial x_j} \tag{4.5.2-12}$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_i u_j \right) - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{Re_a} \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} - \frac{\chi}{\eta} \left(u_i - U_{0i} \right)$$
(4.5.2-13)

$$\frac{\partial e}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left[(e+p)u_j \right] + \frac{1}{Re_a} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(u_i \tau_{ij} \right) + \frac{1}{Re_a Pr(\gamma-1)} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) - \frac{\chi}{\eta_T} (T-T_0)$$

$$(4.5.2-14)$$

となる。エネルギー方程式についても運動方程式と同様に VP 項が追加される。Toは物体表

面の温度である。なお、これらの定式化では物体表面の境界条件としてディリクレ境界条件しか扱えないが、Brown-Dymkoski et al. [8] ではノイマン条件も扱えるように更なる拡張が行われている。また、そこでは扱われていないが、同様の定式化を化学種輸送方程式に拡張することは容易であり、模擬格納容器での多成分ガスの熱流体現象への応用が期待できる。

<u>Momentum-forcing</u>法

Peskin [2]によって提案された CF 法を剛体物体へ拡張する段階で、剛体を表現するため に feedback forcing (momentum forcing)が導入された(Goldstein et al. [9], Saiki & Biringen [10])が、feedback forcing はスプリアス振動を引き起こすため、安定に計算する ためには時間ステップを小さくとる必要があった。そこで、Mohd-Yusof [11] は小さい時 間ステップを必要としない、これまでと異なる momentum forcing の評価手法(DF 法)の原 型を提案した。以下では、Kim et al. [12] を通して momentum forcing 法を有限体積法に 基づいて定式化する方法のポイントを説明する。この論文では、momentum forcing 法の問 題点であった質量非保存性に対する改良を試みている。

Momentum forcing 法は、運動方程式を離散化する過程で埋め込み物体境界が no-slip 条 件を満足するように加えられる項である。図 4.5.2-2(a)の U_1 、 U_2 や 図 4.5.2-2(b)のの V_3 、 V_4 のように格子上の作用点と物体境界が一致している場合は、その点での速度がゼロになる ように momentum forcing を与える。このとき、図 4.5.2-2 (a)では $U_1 = U_2 = 0$ となってい るため、上下からの流入により中央セルでの質量保存が満たされなくなってしまう。ここ に、質量保存を満足させるための mass source を導入する必要が生じる。一方、図 4.5.2-2 (a) の V_1 や 図 4.5.2-2 (b)の U_3 のように作用点が物体の内部にある場合は、物体境界に対するそ れらの点の対称点(物体外部)に、物体内部と逆向きの速度を生じるように momentum forcing を与える。離散化した momentum forcing 項は

$$f_i^k = \frac{U_i^k - u_i^{k-1}}{\Delta t} - 2\alpha_k L(u_i^{k-1}) + 2\alpha_k \frac{\partial p^{k-1}}{\partial x_i} + \gamma_k N(u_i^{k-1}) + \rho_k N(u_i^{k-2})$$
(4.5.2-15)

と書くことができる。 $L(u_i) = (1/Re)(\partial^2 u_i/\partial x_j \partial x_j), N(u_i) = u_j \partial u_i/\partial x_j$ と置いた。 $\alpha_k, \gamma_k, \rho_k$ は三次のルンゲクッタ法に現れる定数である。添え字のkは一時間ステップ内でのサブス テップのインデックス(k = 1,2,3)を表す。 u_i^k が中間ステップでの速度であるのに対して、 U_i^k momentum forcing が作用する点での速度である。したがって、 U_i^k が求められれば、 momentum forcing を計算できることになる。 U_i^k を求めるためには、作用点と物体境界お よび速度が定義されている格子点の幾何学的関係によって場合分けを行い、格子点での速

度を基に線形補間を行う。

mass source 項 q^k は、物体境界を含むセルに対する連続性の条件から、

$$q^{k} = -\frac{1}{\Delta V} \sum_{i} \omega \hat{\vec{u}}^{k} \cdot \vec{n} \, \Delta S_{i} \tag{4.5.2-16}$$

と計算される。 ΔV はセル体積、 ΔS はセル面積で添え字は面の向き、 \vec{n} はセル表面の法線ベクトルを表す。 ω は $f_i^k \neq 0$ のセル(物体力が掛かるセル)表面では1、それ以外では0となるマスク関数である。 q^k を連続の式の右辺項として追加することで、物体境界を含むセルの質量保存を保証することができる。

Momentum forcing 法にはほかに、スタッガード格子上での有限差分法によっても定式 化されている(Fadlun et al. [13], Ikeno & Kajishima [14])。DF 法は境界に隣接するセルで 運動方程式を解かないため、実用問題で想定される程度の格子解像度では大幅な精度悪化 が懸念されている。この問題を克服するために、佐藤ら[15]は境界に隣接するセルに対して 物体境界の位置と境界条件とに基づいて運動方程式を直接的に離散化する方法を提案した。 このとき、境界に隣接するセルの界面における体積流速と圧力勾配とを、運動方程式と圧 力方程式との整合性を考慮して算出している。彼らは同様の方法を温度場(ディリクレ境 界、ノイマン境界条件を共に含む)にも適用し、熱流体問題を扱えるように拡張している (佐藤ら[16])。

<u>ハイブリッド法</u>

Kim et al. [12]による DF 法は、物体力を semi-implicit 的に扱うことで計算効率を改善 した(時間ステップを大きくとれるようにした)が、速度と物体力とを同時に評価してい ないために安定性に問題がある。Uhlmann [17] は、物体力を評価するためにラグランジュ マーカーを利用するという CF 法のアイデアを取り入れた新しい DF 法(ハイブリッド法) により、この問題の克服を試みた。Pinelli et al. [18] はこの手法を改良し、非一様メッシ ュ、曲線メッシュなども取り扱えるように拡張した。 Constant et al. [19] は、[18]の手法 を OpenFOAM に実装し、乱流問題へ適用した。

以下、Constant et al. [19]の研究を基にハイブリッド法の定式化について述べる。彼らは、 非圧縮粘性流体を対象とし、OpenFOAM の PisoFOAM ソルバーを基に、PISO 法アルゴ リズムによるハイブリッド法コードを実装した。流体方程式系を解くオイラーメッシュは 固定で、物体の位置を表現するラグランジュマーカーは物体の移動や変形に応じてオイラ
ーメッシュ内を自由に動くことができる。物体上のs番目のラグランジュマーカーにおける 物体力は、近傍オイラーメッシュ点からその点に補間された流速 I $[\hat{u}]_s$ とその点における物 体の速度 \vec{U}_s^a とから算出される:

$$\vec{F}_{s}^{n+1} = \frac{\vec{U}_{s}^{d} - I[\hat{\vec{u}}]_{s}}{\Delta t}$$
(4.5.2-17)

 $I[\hat{u}]_{s}$ はーステップ前の速度を用いて、

$$I[\vec{u}^n]_s = \sum_{j \in D_s} \vec{u}^n_j \,\delta_h \big(\vec{x}_j - \vec{X}_s\big) \Delta v \tag{4.5.2-18}$$

と計算される。 \vec{u}_j^n はj番目のオイラーメッシュ上の速度、 Δv はそのメッシュが支配する領域の体積、 $\delta_h(\vec{x}_j - \vec{X}_s)$ は補間の核関数を表す。 \vec{x}_j はラグランジュマーカーの座標、 \vec{X}_s はオイラーメッシュ上の座標である。和はラグランジュマーカーを囲むオイラーメッシュについてとる。 $\delta_h(r)$ として、Constant et al. [19]は

$$\delta_{h}(r) = \begin{cases} \frac{1}{3} \left(1 + \sqrt{-3r^{2} + 1} \right) & (0 \le r \le 0.5) \\ \frac{1}{6} \left[5 - 3r - \sqrt{-3(1 - r)^{2} + 1} \right] & (0.5 \le r \le 1.5) \\ 0 & (otherwise) \end{cases}$$
(4.5.2-19)

を提案している。式(4.5.2-17)で求めたラグランジュマーカー上での力を、逆にオイラー メッシュ上のノードに補間すると、

$$S[\vec{F}_k^{n+1}] = \vec{f}^{n+1}(\vec{x}_j) = \sum_{k \in D_j} \vec{F}_k^{n+1} \,\delta_h(\vec{x}_j - \vec{X}_k) \overline{\varepsilon_k}$$
(4.5.2-20)

となる。ただし、 $\vec{e_k}$ はk番目のラグランジュマーカーが支配する領域の体積で、以下の連立 方程式を解くことで求められる:

$$A\overline{\varepsilon_{k}} = 1$$

$$A_{kl} = \sum_{j \in D_{l}} \delta_{h}(\vec{x}_{j} - \vec{X}_{k}) \delta_{h}(\vec{x}_{j} - \vec{X}_{l}) \qquad (4.5.2-21)$$

ハイブリッド法にはほかに、Mark et al. [20] が提案したものがある。彼らはラグランジ

ュマーカーを置く代わりに、物体境界との位置関係によって全セルのタイプを分類し、物体を含まない流体セルの物理量と物体境界上で値が指定された物理量とから、物体境界を 含むセルの物理量を補間により算出している。また、Mark et al. [20]はこのハイブリッド 法を温度場計算に拡張し、熱流体問題に適用を試みている。

<u>Ghost-cell 法</u>

DF 法のそのほかの代表的な手法として、ghost-cell 法(GC 法)の手順を、Ghias et al. [21] を基にして説明する。この文献では GC 法を初めて圧縮性流体に適用し、また直交メッシュだけでなく曲線を含む一般的なメッシュに拡張した定式化を行っている。

1. 物体とメッシュとの位置関係が図 4.5.2-3 のようになっているとき、物体境界を表す代表 点を配置する。代表点間の物体境界形状は線分で近似される。

- 2. メッシュ内の各セルを以下の基準によって三種類に分類する:
 - ・Fluid-Cell(FC):セル中心が物体の外部にあるセル
 - ・Solid-Cell(SC):セル中心が物体の内部にあるセル
 - ・Ghost-Cell(GC): FC のステンシル(図 4.5.2-4 参照)の範囲内にあるすべてのセル。ただし、物体境界近くの FC については、ステンシルの範囲を調整する。

3. 以上の準備の基で解くべき課題は、GC 中心における変数値を、物体境界条件を満たす ように計算するスキームを導入することである。そのためにまず、GC に最も近い物体境界 上の点を求める。これは、GC から境界に向って下ろした垂線と境界を表す線分との交点座 標(body-intercept:BI)として求められる。図 4.5.2-5 に BI の位置を示す。BI は境界条件 を満たすべき位置であるから、ディリクレ型境界条件の場合は

$$\phi_{BI} = \Phi \tag{4.5.2-22}$$

を、ノイマン型境界条件の場合は

$$(\hat{n} \cdot \nabla \phi)_{BI} = \Psi \tag{4.5.2-23}$$

を満たさなければならない。

4. BI を、流体側に向って GC と BI との距離に等しい長さだけ延長した位置を

image-point(IP)と名づける。IP の位置を図 4.5.2-5 に示す。これらの幾何学的設定の基で、 IP での変数の値を周囲のセルからの内挿補間により求め、次にこれと BI での値から外挿し て GC での値を求める、という手順を踏む。直交座標系では容易であるが、曲線座標上で これを行うためには座標変換操作が必要になる。

5. 最終的に知りたい GC での変数値 ϕ_{GC} は、IP での値 ϕ_{IP} を用いて線形補間により

$$\phi_{GC} = \zeta \phi_{IP} + \Gamma = \zeta \sum_{i=1}^{4} \alpha_i \phi_i + \Gamma$$
(4.5.2-24)

● 実装と動作確認計算

IB 法の中から VP 法を選択し、OpenFOAM へ実装して動作確認を行った。VP 法を選ん だ理由は、すでに確立した流体コードがある場合に追加実装が比較的容易であることに加 え、先行研究によって圧縮性熱流体、乱流問題、ノイマン型境界条件への有用性が報告さ れており[7][8]、模擬格納容器内の熱流体解析への実用化にとって必須の条件が一通り満た されているためである。

OpenFOAM への実装は、有限体積法に基づいた PIMPLE 法アルゴリズムを実装したソ ルバーである rhoPimpleFOAM を改造することにより行った。連続の式、運動方程式、エ ネルギー方程式に VP 項を追加し、それぞれ式(4.5.2-12)、(4.5.2-13)、(4.5.2-14)となるよう に変更した。

動作確認用のモデルとして、図 4.5.2-6 に示した内部に埋め込み物体を含む 2 次元キャビ ティ流れを取り上げる。(a)は VP 法用のメッシュで、領域全体を均一の正方形セルに分割 している。モデル中央に配置した赤色の部分が物体を表しており、この範囲でマスク関数 の値が 1 になっている。(b)は従来法用のメッシュである。物体に相当する部分はメッシュ を切っておらず、計算の対象外となっている。物体境界には通常の容器などと同様に滑り なし、温度一定の境界条件を与える。(c)には比較計算用の物体が無いモデルのメッシュを 示 し た 。 表 4.5.2-1 に 主 な 計 算 条 件 を ま と め る 。 (b)(c) の 計 算 に は rhoPimpleFOAM(OpenFOAM ver. 2.3)を用いた。 図 4.5.2-6 の領域上面壁を左から右に向けて一定速度で強制的に動かすことでモデルを駆動し、流速場の時間発展を計算した。図 4.5.2-7 に、それぞれの手法・モデルで得られた速度場分布の時間変化を示す。物体が無い(c)ではモデル中央セルを中心とする渦が発生しており、Ghia et al. [22]による解析結果と整合する。ただし、ここではセルーつーつを視認できるようにメッシュを粗くしているため、二次的な渦は見えていない。(a)(b)では物体により流れが跳ね返され(1秒後)、その後は物体を避けて周囲を取り巻くように定常渦が形成される(3,4秒後)。また、物体表面近傍を含めた領域全体にわたって(a)(b)両者の速度場は同様の発展傾向を示しており、VP 法がまずは正しく機能していることが確認できる。ただし、この例は流速が遅く圧縮性のない、あくまで動作確認用の問題である。今後、より高速の速度場で、さまざまなパラメータの下で計算を行い、精度を定量的に評価していくことが課題となる。また、構造についても、さまざまな形状の物体についてテストを行った上で、CIGMA、VIMES から実機を模擬した構造へと段階的に適用範囲を広げていくことが目標となる。

このほか、VP 法の実用化に向けた将来的な目標課題として、

- ・ノイマン型境界条件を扱えるようにする
- ・化学種輸送方程式を併せて解く
- ・乱流を扱えるようにする
- ・実測データとの比較

などが挙げられる。



図 4.5.2-1 CF 法のオイラーメッシュとラグランジュマーカー。直交している格子がオイ ラーメッシュ。円は物体の位置を表し、円周上に配置した点がラグランジュマーカー。([3] より引用)



図 4.5.2-2 物体境界付近のセルと速度の定義。灰色網掛け部分が計算領域に埋め込まれた 物体 。([12]より引用)



図 4.5.2-3 物体境界(実線)近傍のセルとセルの分類。([21]より引用)



図 4.5.2-4 2 次元直交格子のステンシル。([21]より引用)



図 4.5.2-5 image-point(IP), ghost-cell(GC), body-intercept(BI)の位置関係。([21]より引用)



従来法用のメッシュ(物体なし)



図 4.5.2-7 速度絶対値スナップショット。(a)VP法 (b)従来法 (c)従来法(物体なし)

項目	值
領域サイズ	0.1m x 0.1m
セルサイズ	$0.0025 \text{m} \ge 0.0025 \text{m}$
埋め込み物体サイズ	$0.03 {\rm m} \ge 0.03 {\rm m}$
上面壁移動速度	1m/s
レイノルズ数	1e5
媒質	室温空気
壁温度(物体表面温度)	300K
速度境界条件(上面以外)	滑りなし
η	1e-4
η <i>_T</i>	1e-4
ϕ	1e-5

表 4.5.2-1 計算条件

4.5.3 鉛直噴流による密度成層侵食・崩壊に関する CFD 解析

前節で示した様に、本年度は、CIGMA および VIMES を用いて鉛直噴流による密度成層 侵食・崩壊実験を行った。これらの実験ケースに対応してオープンソースコードの OpenFOAM を用いた CFD 解析を実施した。本節では、CIGMA で行った SB-AJ-03 実験、 VIMES でのベースケース(障害物なし)に関する解析結果について述べる。

・RANS 支配方程式と乱流モデル

本解析では、計算コストや計算後処理の利便性の観点で RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes)解析を採用した。以下に RANS 解析の支配方程式を示す。

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\langle \rho \rangle [u_i]) = 0 \qquad (4.5.3-1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \langle \langle \rho \rangle [u_i] \rangle + \frac{\partial}{\partial x_j} \langle \langle \rho \rangle [u_i] [u_j] \rangle$$

$$= -\frac{\partial \langle p \rangle}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left(\frac{\partial [u_i]}{\partial x_j} + \frac{\partial [u_j]}{\partial x_i} \right) - \langle \rho \rangle [u'_i u'_j] \right\} + F_b \qquad (4.5.3-2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\langle \rho \rangle [Y_k]) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\langle \rho \rangle [u_i][Y_k]) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle [u'_i Y'_k] \right)$$
(4.5.3-3)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\langle \rho \rangle [h]) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\langle \rho \rangle [u_i][h]) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial [h]}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle [u'_i h'] \right) + \frac{\partial \langle p \rangle}{\partial t}$$
(4.5.3-4)

ここで、 ρ は密度、 u_i はi方向の速度、pは圧力、 μ は分子粘性係数、 Y_k はk種ガスの質量分率、Dが物質の分子拡散係数、hはエンタルピー、 α は熱拡散係数を表している。また、山括弧()はレイノルズ平均、角括弧[]はファーブル密度加重平均を表している。さらに、プライムマーク(')は変動量を表している。RANS解析では、平均場に関して計算を行う

ので、レイノルズストレス($\langle \rho \rangle [u'_i u'_j]$)、乱流スカラーフラックス($\langle \rho \rangle [u'_i Y'_k]$ 、($\rho \rangle [u'_i h']$)で 表現される変動場(乱流場)の平均場への効果はモデル化し、方程式を閉じる必要がある。本 解析では、勾配拡散近似に基づいて、乱流粘性係数(μ_t)および乱流シュミット数(Sc_t)を用い て、以下のようにモデリングを採用した。

$$\langle \rho \rangle \left[u'_{i} u'_{j} \right] = -\mu_{t} \left(\frac{\partial \left[u_{i} \right]}{\partial x_{j}} + \frac{\partial \left[u_{j} \right]}{\partial x_{i}} \right) + \frac{2}{3} \langle \rho \rangle k$$

$$(4.5.3-5)$$

$$\langle \rho \rangle [u'_i Y'_k] = -D_t \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i} = -\frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial [Y_k]}{\partial x_i}$$
(4.5.3-6)

次にμ_tを算出するために、工学的のもっとも使われ、堅牢性に富んでいる標準 k-ε モデル[1] を採用した。乱流エネルギーと乱流散逸率の輸送方程式とμ_tの算出方法を以下に示す。

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle k}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] k}{\partial x_i} = P_k + G_k - \langle \rho \rangle \varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right]$$
(4.5.3-7)

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] \varepsilon}{\partial x_i} = (C_{\varepsilon_1} P_k + C_{\varepsilon_3} G_k - C_{\varepsilon_2} \langle \rho \rangle \varepsilon) \frac{\varepsilon}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right]$$
(4.5.3-8)

$$\mu_t = \langle \rho \rangle C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{4.5.3-9}$$

ここで、P_kは平均速度勾配による乱流エネルギーの生成項、G_kは浮力による乱流エネルギーの生成項を表す。表 4.5.3-1 に各方程式内のモデル係数を示す[1][2]。

次に、乱流シュミット数(*Sc*_t)のモデル化について説明する。*Sc*_tは、乱数スカラーフラックスおよび浮力による乱流生成項に現れ、乱流中での物質輸送を解析する際に重要となる。既往の研究では、*Sc*_tは1以下の値が採用されることが多い。しかしながら、海洋工学の分野では密度成層中で*Sc*_tの値が大きく変化することを調査した研究成果が多数存在する。それら既往研究において、成層の安定度が強くなるほど、*Sc*_tは大きくなり、以下のような式で表現されている。

$$Sc_t = f(Ri_g)$$

$$Ri_g = \frac{N^2}{S^2}$$
(4.5.3-10)

この式は、 Sc_t は成層強さを表す勾配リチャードソン数(Ri_g)の関数で算出されること、 Ri_g は ブラントバイサラ振動数(N)、速度勾配の大きさ(N)で算出される。例えば、 Venayagamoorthy と Stretch[3]は以下のような式を提案している。

$$Sc_t = Sc_{to}exp\left(-\frac{Ri_g}{Sc_{to}\Gamma_{\infty}}\right) + \frac{Ri_g}{R_{f\infty}}$$
(4.5.3-11)

この提案式は、実験および乱流の直接計算(Direct numerical simulation)で有効性が評価された。式中のモデル定数はそれぞれ $\Gamma_{\infty} = 1/3$ 、 $R_{f\infty} = 1/4$ が提案されている。本報告では、式(4.5.3-11)を適用し、動的に Sc_t を算出するモデルをダイナミック Sc_t モデルとし、従来の Sc_t

を定数とするモデルと比較する。

・VIMES 実験の解析

本解析は、オープンソースの OpenFOAMver 2.3.1 で行った。図 4.5.3-1 に、VIMES 実 験解析のための計算メッシュを示す。解析条件は、4.2.2 節で示したベースケース(図 4.2.2-7 の初期密度成層、ノズル出口流速5.1m/s)とした。図 4.5.3-2 に噴流開始から 60 秒後の RANS 解析の結果と VIMES 実験で得られた平均場(t=35~60 秒の時間平均)の結果を示す。噴流の 拡がりや成層の到達位置に関してわずかな違いが見られるが、RANS 解析は噴流が成層の 中間部程度まで貫入すること、成層からの跳ね返り流れが上向き流れの左右に現れている ことなどをシミュレートできており、その様子は VIMES の実験結果とよく一致する。次に、 各高さにおけるヘリウム濃度の時系列変化を図 4.5.3-3 に示し、ダイナミックSctモデルと従 来Sctを一定値(本解析では 0.85 に設定)にした解析結果を比較する。両解析ともに、噴流の 成層への貫入による急激なヘリウム濃度の低下が見られ、定性的には実験結果と同様であ る。しかし、従来モデルでは、濃度低下が生じる時間が全ての計測点で、実験結果よりも 早い。結果として、密度成層の崩壊は噴流開始から約 400 秒で完了している。一方で、ダ イナミックSctモデルを用いた場合、成層侵食の速度は緩やかになり、実験値との整合性が 大幅に向上している。全ての計測高さで実験値とよく一致していることが分かる。

ダイナミック*Sc*_tモデルと従来モデルの乱流輸送の違いを調べるために、図 4.5.3-4 に式 (4.5.3-6)で算出される乱流ヘリウムフラックスの鉛直成分の空間分布を示す。噴流の成層貫 入部分に負の値が見られる。これは、密度成層中のヘリウムガスと周囲流体との乱流ミキ シングが盛んに行われていることを示しており、成層侵食の主な要因となっている。両解 析結果を比較すると、従来モデルでの計算では乱流ミキシングが盛んな領域が、ダイナミ ック*Sc*_tモデルを用いたときより大きい。そのために、成層侵食速度を過大に評価したと考 えられる。

・CIGMA 実験 SB-AJ-03 の解析

VIMES 実験の解析と同様に、SB-AJ-03 実験の解析も OpenFOAM を用いて行った。図 4.5.3-5 に CIGMA 実験解析のための計算メッシュを示す。メッシュ数はおよそ 79 万で、 噴流の成層への衝突、それによる密度成層侵食の様子をよく再現するために試験容器上部 のメッシュを密にしている。また、容器下部に流出境界を設置して、大気圧を維持するよ うに施した。図 4.5.3-6 に鉛直速度コンターを示す。上向き噴流が、成層に貫入しおよそ 8 m まで到達している。4.1.4 節の図 4.1.4-2 に示しているように、初期成層の下部は z=6.4 に 位置しているので、約 1.6 m 貫入している。さらに、VIMES 実験と同様に上向き流れの脇 に、成層からの跳ね返りによる下向き流れが確認できるが、成層への貫入が深いために、 下向き流れの縦方向に大きく伸びている。 噴流の強い貫入により、図 4.5.3-7 に示すように噴流到達位置まで成層崩壊が急激に進ん でいることがわかる。これは、4.1.4 節の図 4.1.4-2 の結果と整合することから、本解析で 得られた流れ場は CIGMA 実験でのそれとよく一致していると考えられる。

ダイナミック*Sc*_tモデルと従来モデルを比較するために、図 4.5.3-8 に z=10 m(CIGMA 試 験容器の頂部)でのヘリウム濃度の時間変化を示す。VIMES 実験の解析と同様に、*Sc*_tを一 定(本解析では 0.85)とした従来モデルでは、成層侵食速度が過大に評価されヘリウム濃度の 急激な低下が実験結果よりも早く現れる。その結果、従来モデルの解析では約 900 s で成層 侵食が完了している。一方、ダイナミック*Sc*_tモデルを用いた解析では、成層侵食速度が低 下し CIGMA 実験の結果とよく一致している。

VIMES 実験および CIGMA 実験に関する解析結果から、本研究で導入したダイナミックSct モデルは密度成層侵食崩壊に関する解析の高精度化に有用であることが分かった。今後は、 VIMES でのパラメータ実験および CIGMA での SB-AJ および SB-SJ 実験の解析を引き続 き行う予定である。

Model constants	s in Standard k-ε model
C_{μ}	0.09
σ_k	1.00
$\sigma_{arepsilon}$	1.30
$C_{arepsilon1}$	1.44
$C_{arepsilon2}$	1.92
$C_{arepsilon3}$	$\begin{array}{l} \textit{Viollet type} \\ 0 \ (in \ stable \ layer \ G_k > 0) \\ 1 \ (in \ unstable \ layer \ G_k \leq 0) \\ (Viollet \ 1987) \end{array}$

表 4.5.3-1 標準 k-ε モデルにおけるモデル定数



図 4.5.3-1 VIMES 解析メッシュ



図 4.5.3-2 噴流の成層突入部分での流れ場比較



図 4.5.3-3 各計測点における濃度の時間変化



図 4.5.3-4 鉛直乱流フラックスの比較(Constant Sct vs Dynamic Sct)





図 4.5.3-8 容器上部でのヘリウム濃度時間変化

4.5.4 スプレイによるエアロゾル除去解析モデルの検証

4.4 節で実験的に得られた λ の計測結果を用いて、MELCOR に採用されているスプレイ によるエアロゾル除去(挙動)を予測するための解析モデルの妥当性検証を行った。 MELCOR の解析モデルは、単一落下液滴とエアロゾル粒子の相互作用を仮定し、式はスプ レイ水の液滴サイズ(半径 r_i)、エアロゾル粒子サイズ(半径 r_j)に於ける除去メカニズム 効率 E_{i,j}を用いて次のように表記される。

$$\lambda_{i,j} = \frac{3F_i h E_{i,j}}{4V r_i} \tag{4.5.4-1}$$

Fiはスプレイ流量、hはスプレイ領域高さ(=2.3m)、Vは試験部容積(=0.628m³)である。モ デルに組み込まれている液滴によるエアロゾル粒子の捕獲メカニズムは次の4種類である。

- ・Interception (遮り)
- ·Inertial impaction (慣性衝突)
- ・Diffusion (拡散)
- ·Diffusiophoresis (凝集)

この内、Interception と Inertial impaction にはそれぞれ Potential flow と Viscous flow の 効果が別々に考慮される。各効果は次のように表記される

Interception (Viscous) :

$$\varepsilon_{In,Vis} = \left(1 + \frac{r_j}{r_i}\right)^2 \left[1 - \frac{3}{2\left(1 + \frac{r_j}{r_i}\right)} + \frac{1}{2\left(1 + \frac{r_j}{r_i}\right)^3}\right]$$
(4.5.4-2)

Interception (Potential) :

$$\lambda_{i,j} = \frac{3F_i h E_{i,j}}{4V r_i} \tag{4.5.4-3}$$

Inertial impaction (Viscous) : Stk>1.214 のとき

$$\varepsilon_{Im,Vis} = \left[1 + \frac{0.75 \log_e(2 \ Stk)}{Stk - 1.214}\right]^{-2} \tag{4.5.4-4}$$

Stk<1.214 のとき

$$\varepsilon_{Im,Vis} = 0 \tag{4.5.4-5}$$

Stk はストークス数でエアロゾル粒子の密度を ρ_j 、速度を v_j 、液滴の速度を v_i 、空気の粘性を μ として次のように定義される

$$Stk = \frac{2r_j^2 \rho_j (v_i - v_j)}{9\mu r_i}$$
(4.5.4-6)

Inertial impaction (Potential) : Stk>0.2 のとき

$$\varepsilon_{Im,Pot} = \left[\frac{Stk}{Stk + 0.5}\right]^2 \tag{4.5.4-7}$$

Stk<0.0834 のとき

$$\varepsilon_{Im,Pot} = 0 \tag{4.5.4-8}$$

(0.0834≦Stk≦0.2 は直線内挿)

Interception と Inertial impaction のトータルの効果は、それぞれの Viscous 項と Potential 項を、レイノルズ数(Re)を用いて次のように足し合わして求める。

$$\varepsilon_{\rm x} = \frac{\varepsilon_{{\rm x},Vis} + \varepsilon_{{\rm x},Pot}\left(\frac{Re}{60}\right)}{1 + \left(\frac{Re}{60}\right)} \tag{4.5.4-9}$$

Diffusion の効果は次式で算出される。

$$\varepsilon_{Diff} = 3.02Re^{1/6}Pe^{-2/3} + 1.14\left(\frac{Re}{Pe}\right)^{1/3}\left(\frac{r_j}{r_i}\right) + 0.57Re^{1/3}\left(\frac{r_j}{r_i}\right)^2$$
(4.5.4-10)

ここでペクレ数 Pe はエアロゾルの拡散係数 D、液滴の速度 v_i 、エアロゾルの速度 v_j 、液滴の半径 r_i を用いて

$$Pe = 2r_i(v_i - v_j)/D$$
(4.5.4-11)

と表される。また D はカニンガムの補正係数 C_c、ボルツマン係数 k、温度 T、空気の粘性 抵抗 η 、エアロゾル粒子の半径 \mathbf{r}_i を用いて次のように表される。

$$D = \frac{C_C kT}{6\pi\eta r_j} \tag{4.5.4-12}$$

Diffusiophoresis の効果は次式で算出される。

$$\varepsilon_{Diffusio} = \frac{4}{3} \frac{r_i}{Fh} \left[\frac{M_s^{1/2}}{X_s M_s^{1/2} + X_g M_g^{1/2}} \right] \frac{W_s}{cM_s}$$
(4.5.4-13)

本効果は水蒸気が凝縮して液滴になる過程をモデル化したものである。本実験は常温常圧の等温実験であるため、本効果は無視した。

それぞれの項の効果を ϵ_{ijk} (k は In、Im、Diff、Diffsio の 4 つの効果を示す) と置くと $E_{i,j}$ は各効果の積の関数として次のように表記される。

$$E_{i,j} = 1 - \prod_{k} (1 - \varepsilon_{ijk})$$
(4.5.4-14)

本モデルを評価するためには、エアロゾルと液滴のそれぞれの大きさと速度の値が必要と なる。単分散のシリカ粒子を試料としているためエアロゾルの大きさは既知であるが、PDI で計測した液滴径は図 4.4.2-5 に示すように幅広く分布しているため、ここでは液滴径を 10 ~100µm まで 10µm ごとに設定し、スプレイ流量が 0.9 L/min、0.6 L/min、0.4 L/min の 条件でそれぞれの λ を求めた。PDI では液滴の速度を計測することもできるが、2 本のレー ザ光が交差する狭い範囲での計測値となるので、ここでは液滴速度 vi は代表値として終端 沈降速度を用いた。エアロゾルの速度 vj も同様に終端沈降速度を用いた。

(式 4.4.3-16)、(式 4.4.3-4)より求めた λ のモデル値を液滴径ごとに流量に対してプロット し、実験的に求まる λ の実測値と比較した。(図 4.5.4-2~4)



図 4.5.4-1 エアロゾル粒子径 0.5µm における λの実測値とモデル値



図 4.5.4-2 エアロゾル粒子径 1.0µm における λの実測値とモデル値



図 4.5.4·3 エアロゾル粒子径 1.5µm における λの実測値とモデル値

グラフの点線は単一の液滴径から求まる減衰係数 λ である。もし粒子除去に寄与する液滴 径が単一ならば、実験的に求めた λ はすべての流量で同じ線上に乗るはずだが、図 4.4.2-5 から明らかなように、実際にはスプレイ水の液滴径は単一でない分布を持ち、分布形状は スプレイ流量にも依存する。本実験結果との比較から、スプレイ流量が大きい場合には液 滴径が小さい場合のモデル計算結果に近づくことから、大スプレイ流量では小液滴の寄与 が支配的であると予想できる。いずれにしても、実験的に得られた λ の値は実際に使用し たスプレイ水の液滴径から計算される λ に比較的近い値を示しており、既存モデルの妥当 性が検証できた。

液滴径分布が λ の計算値に与える影響は大きく、評価においては実測したスプレイ液滴 径の重みづけによりモデル計算をする等の工夫が必要であり、今後の検討課題である。

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、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った。これまでは冷却時の過渡に着 目した実験を主に実施してきたが、CFD 計算に基づく解析モデル検証のためには定常デー タによる検証が適しているため、今後は定常条件の実験も実施し、データベースの拡張を 目指す。また、装置の特性検証として、高温ジェットを注入する実験を行い、高温の蒸気 ジェットによる影響について検討を進める。合わせてマス・エネルギーバランスを確認す る実験も行う。

密度成層侵食・崩壊実験に関しては、妥当性を確認した空気・ヘリウム体系での実験結果 をベースとして、来年度は空気・ヘリウム・蒸気体系での実験を行う。

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

今年度の実験から凝縮条件での速度分布と温度分布が計測可能であることを確認できた。 今後は、LDVの計測位置の決定を高精度に行い、速度分布を計測するとともに、より詳細 な温度分布計測を実施する。また定常的に液膜を供給した際の膜状凝縮条件や試験部の傾 斜を変化させた場合の速度及び温度分布の計測を行う。

5.1.3 小型密度成層浸食実験

今年度は、鉛直噴流による密度成層侵食・崩壊実験を行った。来年度は、噴流に高温気体を用いたりヘリウムを混入させることにより、周囲気体よりも低密度の噴流を用いて鉛 直浮力噴流による密度成層侵食実験を行い、浮力による噴流の成層内への突入強さの変化 を調査する。さらに、流れ場が大きく変化するために測定が困難とされる横向き噴流によ る密度成層侵食・崩壊実験を行う。既往研究では、横向き浮力噴流の流線の曲がりは RANS 解析において定量的な予測が困難とされており、解析モデルの検証のために、PIV 計測等 により詳細な検証データを取得する。

5.2. エアロゾル関連実験

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

5.2.1 プールスクラビング

- ▶ ガス注入領域を対象とした実験
 - 今年度構築した DF と二相流データベースからモデル高度化
 - 凝縮を伴う条件における DF と二相流データベースの構築
- ▶ エアロゾル濃度に対する DFの依存性実験
 - 試験部のスケーリング効果検討
 - 粒子径の効果検討
- 水一空気条件下の気泡上昇領域を対象とした実験
 - DF と二相流データベースの構築
- ▶ 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ー空気条件下で行い、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における除染効率と二相流計測データベース構築
 - 実機に近い、100 µ m や mm オーダーの大きい液滴に対する実験
 - 除染効率に対して大きな影響を与える液滴径の高精度計測
- ▶ 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、同実験結果に基づく数値流体力学(CFD)コードの整備を継続 した。また、個別効果実験では、格納容器熱水力実験として壁凝縮や密度成層混合に関す る実験、エアロゾル挙動実験としてプールスクラビングとスプレイスクラビングの実験を 実施した。得られた実験結果に基づいて解析モデル妥当性の検討を行い、各実験装置の追 加整備を行った。以下に主要な成果をまとめる。

大型格納容器実験では、昨年度から開始した各種実験に関し、実験条件を系統的に拡大 したパラメータ実験を実施した。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単純な境界条件において、試験容器を蒸気及び非凝縮ガスであ らかじめ加圧した状態に、試験容器の外部から容器上部に設けた冷却プールや容器側壁の 冷却ジャケットへ冷却水を注水し、外側から壁越しに冷却することで生じる壁付近での局 所的な凝縮やそのような局所現象と容器内全体の全域的な対流や減圧の関係を調査した。 初期状態のガス濃度や分布の差による減圧速度、冷却によって形成されるヘリウム成層や その崩壊のタイミングについて検討した。上部プール、中段ジャケット、下段ジャケット による冷却位置の違いによる流体挙動に大きな差が見られ、混合ガスの密度の分布によっ て概ね説明がつくことが示された。格納容器内部冷却実験として、スプレイによる容器内 部への直接注水冷却実験では、昨年度実施した条件よりも更に注水流量を絞り、低流量に おける冷却効果や水素局在化リスクについて調査した。容器体積に対するスプレイ流量比 を実機 BWR 定格条件の 4%程度の低流量条件での実験を行い、このような極低流量でもス プレイの強い攪拌効果が認められ、容器内のヘリウムは注水後まもなく均質化し、初期の ガス濃度組成や分布の影響はほとんど見られないことがわかった。噴流による密度成層侵 食・崩壊実験に関しては、初期成層および噴流流量を変化させて合計 4 ケース(空気噴流: 3 ケース、蒸気噴流:1 ケース)の実験を行った。実験結果を Studer らが提案した密度フ ルード数に基づいて、既往の大型実験の結果を含めた比較を行い、妥当性を確認した。蒸 気噴流の実験に関しては初期成層の形成条件が必ずしも十分ではなく、成層形成のための 混合ガス噴入や蒸気噴流の温度制御を改善して、再実験を行う必要がある。

格納容器熱水力現象の個別効果試験として、壁凝縮熱流動計測実験装置(WINCS)と小型密度成層浸食実験装置(VIMES)を用いた実験を行った。WINCS 実験では、室温空気 条件、加熱空気条件、蒸気・空気での凝縮条件における速度分布と温度分布計測を実施し、 風洞装置としての基本性能を確認するとともに凝縮条件で速度分布・温度分布の計測が可 能なことを確認した。今年度の実験条件では壁面での凝縮が滴状凝縮となり、この条件で は液滴の合体や流下による擾乱により速度分布が非定常挙動となることが示された。当面 は、現象がシンプルで物理的理解が容易な膜状凝縮条件でのデータベースを構築すること も視野に入れ、今年度は、風洞上流部で液膜供給をする条件や試験部の傾斜角を 90 度近傍 まで変化させることのできるような装置の更新を行った。VIMES 実験では、装置特性試験、 障害物の無い条件での密度成層浸食実験、グレーチングを模擬した障害物条件下での密度 成層浸食実験を実施した。障害物の無い空気噴流による密度成層侵食実験に関しては、 CIGMA 実験と同様に Studer らが提案したフルード数を用いて結果の妥当性を確認した。 グレーチング型構造物を実験装置内に設置した実験では、グレーチング型構造物の「抵抗 効果」のために噴流の運動量が低下することと「整流効果」のために噴流の中心部の流速 は増大することを確認し、両効果の競合により密度成層侵食速度は低下することが確認で きた。

エアロゾル挙動の調査として、プールスクラビングとスプレイスクラビングの実験を行っ た。 プールスクラビング実験では、 昨年度までの研究において、 除染係数 DF がエアロゾル の個数濃度に依存するという従来研究にない結果が得られており、本年度はその結果の検 証実験を実施した。その結果、この依存性は装置固有の結果ではなく、プールスクラビン グの実現象である可能性が高いことを確認し、この依存性と水深の関係を実験的に調査し た。次に、除染効果の高いとされるガス注入領域に着目し、一定水深 0.3m と浅くした条件 でのプールスクラビング実験を実施し、DF と二相流データベースを構築した。また、エア ロゾル粒子がプール内に蓄積することでプール水の表面張力などが変化し、二相流挙動や それに付随する DF に大きな影響が生じるという懸念に対し、4 センサー光プローブを用い て粒子による水質汚染が二相流挙動に与える影響を調査した。その結果、水質汚染による 有意な影響はほとんどないことを確認した。 今後、粒子個数密度に対する DF の依存性の特 徴調査を継続しつつ、水-空気条件下におけるガス注入領域及び気泡上昇領域の DF と二相 流データベースを構築し、更に、蒸気実験を行うための蒸気供給系統の実験装置整備行う 予定である。スプレイスクラビング実験では、既存モデルの妥当性を検証するための予備 実験として、既往研究で行われている密閉空間中でのスプレイによるエアロゾル除去実験 を行い、エアロゾルの時間減衰率 λ を実験的に求めた。今後、実機の格納容器スプレイや 放水砲等の条件で想定されるより大きな液滴径に対する空間内浮遊エアロゾルの除去実験 の除染効率と二相流計測データベースを構築するとともに、実際の事故時条件に近いと考 えられる液滴とエアロゾルが定常的な流れの中での相互作用する条件(クロスフローや対 向流条件等)でのエアロゾルの除去実験を行う予定である。

解析モデルの検証では、CFD コードを用いて CIGMA 実験や VIMES 実験の解析を行うと 共に、スプレイスクラビング実験結果を用いてスプレイによるエアロゾル除去の既存モデ ルの妥当性検証を行った。CIGMA 外面冷却実験に対し、オープンソースの CFD コード OpenFOAM を用いて、蒸気・空気・ヘリウムの3成分系を対象とした解析を行った。これ まで開発してきた蒸気の拡散量から蒸気凝縮量を評価するモデルを組み込んだソルバーに、 ガス 3 成分系での物質拡散に関するモデル等を実装した。本年度の解析では凝縮量を過小 評価し、中段ジャケット冷却実験の解析では圧力挙動においても定性的な挙動を再現でき なかった。今後、CIGMA で実施予定の定常実験の解析等も行い、解析モデルの課題につい て検討する予定である。噴流による密度成層侵食挙動に関する CFD 解析では、乱流混合を 適切に評価するために、乱流シュミット数を動的に変化させるモデル(ダイナミック Sct モデル)を適用した解析を実施した。解析対象としては、CIGMA 実験の SB-AJ-03 および VIMES 実験のベースケース(Fri=2.15)とした。両解析とも、Set 数を一定としたケース よりも実験との整合性が向上し、ダイナミック Sct モデルの有用性が確認できた。今後は、 CIGMAの他実験およVIMESのパラメータ実験と構造物を有するケースなどの解析を行い モデルの妥当性評価を継続し、現象の詳細理解を進める。スプレイによるエアロゾル除去 解析モデルの検証においては、MELCOR に採用されているスプレイによるエアロゾル除去 (挙動)を予測するための解析モデルの検証を行った。実験的に得られたエアロゾルの減 衰率 λ を解析モデルの結果と比較したところ、概ね近い値を示したことから既存の解析モ デルの妥当性が検証できた。今年度の解析では単一液滴径を仮定した比較検討を行ったが、 スプレイ水の液滴径は一般的に単一ではなく幅のある分布をもつことから、これらを重み 付けした λ の計算手法を構築する必要もあり、今後検討をするめる予定である。

7. 本事業に関連する外部発表

雑誌等掲載論文

 Satoshi Abe, Etienne Studer, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Shibamoto and Taisuke Yonomoto, "Stratification breakup by a diffuse buoyant jet: The MISTRA HM1-1 and 1-1bis experiments and their CFD analysis" Nuclear Engineering and Design, 331, 162-172, (2018).

国際会議等報告

- Satoshi Abe, Etienne Studer, Masahiro Ishigaki, Yasuteru Shibamoto and Taisuke Yonomoto, "RANS analysis with a dynamic model for turbulent Schmidt number (Sct) on density stratification erosion in a small rectangular vessel" Proc. of NURETH-17, ID.20626, Xi'an, China, (2017).
- Y., Sibamoto, S., Abe, M., Ishigaki, T., Yonomoto, "Experimental study on outer surface cooling of containment vessel by using CIGMA", Proc. of NURETH-17, ID.21591, Xi'an, China, (2017).

3)

口頭発表

- 安部諭,石垣将宏,柴本泰照,与能本泰介,"シビアアクシデント時における 原子炉格納容器内部構造物の密度成層侵食・崩壊に与える影響に関する研究
 ",日本原子力学会 2017 秋の大会,北海道大学,2F14,2017
- 2) 石垣将宏, 安部諭, 柴本泰照, 与能本泰介, "格納容器外面冷却に関する CIGMA 実験 初期ガス組成の影響(2)", 日本原子力学会 2017 秋の大会, 北海道大学, 2F15, 2017.
- 3) 孫昊旻,町田真一,広瀬意育,柴本泰照,岡垣百合亜,与能本泰介,"プールス クラビング実験(1) 0.3m 水位における実験結果",日本原子力学会 2018 年春の年会,大阪大学,2B13,2018.
- 4) 石垣将宏,安部諭,和田裕貴,柴本泰照,与能本泰介,"水蒸気・空気混合気体の凝縮時熱流動挙動の詳細計測(1)装置概要及びシェイクダウン試験結果
 "、日本原子力学会 2018 春の大会、大阪大学、2B18、2018.
- 5) 安部 諭, 石垣将宏, 柴本泰照, 与能本泰介, "原子炉格納容器内密度成層侵 食・崩壊に関する CIGMA 実験とその解析", 日本原子力学会 2018 春の年会, 大阪大学, 3J13, 2018.

8. 本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信

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

国外出張の概要

- IPRESCA(H29年6月): NUGENIAの枠組みで行われるプールスクラビングに関する国際研究協力であり、H30年1月のプロジェクト開始に向けて、前年の6月にキックオフミーティングが開催され、JAEAから本事業の枠組みで1名が参加した。本プロジェクトは in-kind をベースとしており、キックオフミーティングではプロジェクトの意義や目的と共に参加予定国によるプロジェクトへの貢献内容の確認を行った。JAEAからは、実験施設やこれまで得られている成果の概要を報告し、実験及び解析のwork packageへの貢献内容を提案した。3月現在において、プロジェクトへの参加と具体的な提案内容に関する手続きを並行して実施中である。
- HYMERES-2(H29年9月,H30年3月): スイス PSI の PANNDA 装置を用いて格納 容器の水素リスクを実験的に調査するための OECD/NEA の研究プロジェクトであり、 前プロジェクトを受けた第二期計画である。9月に開催されたキックオフミーティング でプロジェクトの方針が議論され、それを受けて3月会議にて本プロジェクトに関連 する実験として、本事業で実施している VIMES 装置での水素成層浸食に対するグレー チング障害物効果実験を紹介した。その結果、運営機関である PSI から、PANDA 実 験の条件設定のために VIMES 実験を用いた更なる協力を要請された。
- CEA 長期出張(H29年10月から継続中):出張者は、二相流 CFD コード NEPTUNEの相変化に関するモデル開発を担当し、気液界面における熱輸送(温度成層)や物質輸送(凝縮)に関するモデルの改良に関する研究を行っている。本成果は、プールスクラビングの二相流モデル等に関連する。
- 国際会議(H29年9月):原子力熱水力国際会議(NURETH-17)に参加し,昨年度実施した CIGMA 実験と VIMES による密度成層浸食 CFD 解析の成果を発表するとともに、本事業に関連する水素リスクや壁凝縮モデル、エアロゾル挙動に関する最新の研究動向の調査を行った。

国内出張の概要

- 日本原子力学会 2017 年秋の大会, 北海道大学
 - ▶ 安部ら、"シビアアクシデント時における原子炉格納容器内部構造物の密度成層浸 食・崩壊に与える影響に関する研究"、2F14: VIMES 装置を用いてグレーチング を模擬した障害物のジェット及び密度成層混合への影響を実験的に調査した結果を 報告(本報告書 4.2.2 節).

- ▶ 石垣ら、"格納容器外面冷却に関する CIGMA 実験 初期ガス組成の影響(2)"、
 2F15: CIGMA による外面冷却実験結果について報告(本報告書 4.1.2 節).
- 日本原子力学会 2018 年春の年会, 大阪大学
 - ▶ 孫ら,"プールスクラビング実験(1)0.3m水位における実験結果",2B13:小型 プールスクラビング装置を用いて,エアロゾル除去効率の高いとされているガス注 入領域の除染係数を計測した結果を報告(本報告書 4.3.3 節).
 - ▶ 石垣ら、"水蒸気・空気混合気体の凝縮時熱流動挙動の詳細計測(1)装置概要及び シェイクダウン試験結果"、2B18: WINCS 装置の概要と実験結果について発表(本 報告書 4.2.1 節).
 - ▶ 安部ら,"原子炉格納容器内密度成層浸食・崩壊に関する CIGMA 実験とその解析", 3J13: CIGMA を用いたヘリウム密度成層浸食実験及び数値解析の結果について報告(本報告書 4.1.5 節).

参考文献

4.1.1 節

- [1] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター,平成 26 年度原子力発電施設等安全調 査研究委託費(原子力発電施設等安全調査)に関する報告書.
- [2] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター,平成 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)に関する報告書.
- [3] 日本原子力研究開発機構 安全研究センター,平成 28 年度原子力発電施設等防災対 策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)に関する報告書.

4.1.4 節

- OECD/NEA, "OECD/SETH-2 Project PANDA and MISTRA Experiments Final Summary Report", NEA/CSNI/R(2012)5, April 2012.
- [2] E. Studer, et al., "Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues", Nuclear engineering and Design, 253, 406-412, (2012).

4.2.1 節

- [1] J. Lehmkuhl et al., "Improvement of wall condensation modelling with suction wall functions for containment application", Nucl. Eng. Des., 299, 105-111, (2016).
- [2] (独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター,平成28年度原子力発電施設等 防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)に関する報 告書,4.2節
- [3] A. Hundhausen et al., "CFD-grade measurement in a condensing boundary layer – results of the SETCOM facility", NURETH-17, 20910, Xi'an, China, (2017).

4.2.2 節

- S. Abe, et al., "RANS analyses on erosion behavior of density stratification consisted of helium-air mixture gas by a low momentum vertical buoyant jet in the PANDA test facility, the third international benchmark exercise (IBE-3)". Nuclear engineering and Design 289, 231-239, (2015).
- [2] S. Abe, et al., "Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with a vertical buoyant jet in a small vessel" Nuclear engineering and Design, 203–213, (2016).
- [3] E. Deri, et al., "Air fountains in the erosion of gaseous stratifications", international journal of heat and fluid flow, 31, 925-941 (2010).

- [4] F. Duval, et al., "Assessment of RANS Turbulence Modeling for the Mixing of a Stable Stratification by a Turbulent Jet" Proceedings of 17th International Tppical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulic, X7ian, China, Sept. 3-8, (2017).
- [5] M. Pasquale., et al., "Mass, momentum, and energy transport in turbulent free jets" International journal of Heat and Mass Transfer, 21, 371-384, (1978).
- [6] E. Studer, et al., "Interaction of a light gas stratified layer with an air jet coming from below: Large scale experiments and scaling issues", Nuclear engineering and Design, 253, 406-412, (2012)

4.3 節

- 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] 原子力研究開発機構,平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費(軽水炉のシビアア クシデント時格納容器熱流動調査)事業に関する報告書,平成 29 年 3 月.
- [3] Wassel A.T., Mills A.F., Bugby D.C., Analysis of radionuclide retention in water pools, Nuclear Engineering and Design, Vol. 90, 87-104, 1985.
- [4] Escudero Berzal M., Marcos Crespo M.J., Swiderska-Kowalczyk M., Martin Espigares M., Lopez Jimenez J., Nuclear science and technology, State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions, FI3S-CT93-0009, 1995.
- [5] Kaneko I., Fukasawa M., Naito M., Miyata K., Matsumoto M., Experimental study on aerosol removal effect by pool scrubbing, The proceeding of 22nd DOE/NRC nuclear air cleaning and treatment conference, Denver, CO, the United States, 24-27 Aug 1992.
- [6] Herranz E. Luis, Peyres V., Polo J., Escudero M.J., Espigares M.M., Oopez Jimenez J., Experimental and analytical study on pool scrubbing under jet injection regime, Nuclear Technology, Vol. 120, 95-109, 1997.
- [7] Dehbi A., Suckow D., Guentay S., Aerosol retention in low-subcooling pools under realistic accident conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 203, 229-241, 2001.
- [8] Uchida S., Itoh A., Naitoh M., Okada H., Suzuki H., Hanamoto Y., Osakabe M., Fujikawa M., Temperature dependent fission product removal efficiency due to pool scrubbing, Nuclear Engineering and Design, Vol. 298, 201-207, 2016.
- [9] Kanai T., Furuya M., Arai T., Tanaka N., Nishi Y., Shirakawa K., Nishimura S., Satake M., Effect of two-phase flow structure in decontamination factor of filtered

containment venting system, The proceeding of the 2014 22nd international conference on nuclear engineering, Prague, Czech Republic, July 7-11, 2014.

- [10] Hashimoto K., Soda K., Uno S., Nakatani H., Takeoka H., Effect on pool scrubbing of insoluble aerosol in two phase flow in a pipe, IAEA-SM-296/60, 77-86.
- [11] State-of-the-art report on nuclear aerosols, NEA/CSNI/R(2009)5, 2009.

4.4 節

- 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. Albrecht, N. Damaschke, M. Borys, C. Tropea, "Laser Doppler and Phase Doppler Measurement Techniques," Springer (2003).

4.5.1 節

- [1] (独)日本原子力研究開発機構 安全研究センター,平成 28 年度原子力発電施設等 防災対策等委託費(軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査)に関する報 告書,4.5.1 節
- [2] E.N. Fuller et al., "New method for prediction of binary gas-phase diffusion coefficients", Ind. Eng. Chem., 58, 18-27, (1966)
- [3] D. Fairbanks et al., "Difussion coefficients in multicomponent gas mixtures", Ind. Eng. Chem., 42, 471-475, (1950)
- [4] ANSYS, FLUENT user guide, 12.0, (2009)
- [5] S. Abe et al., "Experimental and numerical study on density stratification erosion phenomena with avertical buoyant jet in a small vessel", Nucl. Eng. Des., 303, 203-213, (2016)

4.5.2 節

- R. Mittal, G. Iaccarino, "Immersed boundary methods", Annual Review of Fluid Mechanics 37 (2005) 239-261.
- [2] Peskin CS., "Flow patterns around heart valves: a numerical method", Journal of Computational Physics 1972;10(2):252–71.
- [3] Ren, W.W., Shu, C., Wu, J. and Yang, W.M. (2012), "Boundary condition-enforced immersed boundary method for thermal flow problems with Dirichlet

temperature condition and its applications", Computers & Fluids, Vol. 57, pp. 40-51.

- [4] Shu, C., Ren, W.W., Wu, J. and Yang, W.M. (2013), "Novel immersed boundary methods for thermal flow problems", International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow Vol. 23 No. 1, 2013, pp. 124-142
- [5] E.Arquis, J.-P.Caltagirone, "Sur les conditions hydrodynamiques au voisinage d'une interface milieu fluide - milieux poreux: application `a la convection naturelle", Comptes Rendus de l'Academie des Sciences Paris II 299(1984) 1-4.
- [6] Angot P., Bruneau C.-H., Fabrie P., "A penalization method to take into account obstacles in incompressible viscous flows", Numerische Mathmatik 81(1999) pp. 497-520
- [7] Q. Liu, O. Vasilyev, "A Brinkman penalization method for compressible flows in complex geometries", Journal of Computational Physics 227 (2007) 946–966.
- [8] E. Brown-Dymkoski, N. Kasimov, O. V. Vasilyev, "A characteristic based volume penalization method for general evolution problems applied to compressible viscous flows", Journal of Computational Physics 262 (2014) 344–357
- [9] D. Goldstein, R. Handler, L. Sirovich, "Modeling a no-slip flow boundary with an external force field", Journal of Computational Physics 105, 354 (1993).
- [10] E. M. Saiki, S. Biringen, "Numerical simulation of a cylinder in uniform flow: Application of a virtual boundary method", Journal of Computational Physics 123, 450 (1996).
- [11] J. Mohd-Yusof, "Combined Immersed-Boundary/B-Spline Methods for Simulations of Flow in Complex Geometries", Annual Research Briefs (Center for Turbulence Research, NASA Ames and Stanford University, 1997), p. 317.
- [12] Jungwoo Kim, Dongjoo Kim, Haecheon Choi, "An Immersed-Boundary Finite-Volume Method for Simulations of Flow in Complex Geometries", Journal of Computational Physics 171,132 (2001)
- [13] E. A. Fadlun, R. Verzicco, P. Orlandi, J. Mohd-Yusof, "Combined immersed-boundary finite-difference methods for three-dimensional complex flow simulations", Journal of Computational Physics 161, 35 (2000)
- [14] Ikeno, T. Kajishima, T., "Finite-difference immersed boundary method consistent with wall conditions for incompressible turbulent flow simulations", Journal of Computational Physics, Vol 226 (2007), pp. 1485-1508.
- [15] 佐藤範和,梶島岳夫,竹内伸太郎,稲垣昌英,堀之内成明,「直交格子法における物 体境界近傍の直接離散化法(速度場と圧力場の整合性を考慮した高精度化)」,日本 機械学会論文集(B編)79巻800号(2013-4)

- [16] 佐藤範和,竹内伸太郎,梶島岳夫,稲垣昌英,堀之内成明,「直交格子を用いた対流 熱伝達計算における物体境界近傍の直接離散化法」,日本機械学会論文集(B編)79 巻 803 号 (2013-7)
- [17] M. Uhlmann, "An immersed boundary method with direct forcing for the simulation of particulate flows", Journal of Computational Physics 209 (2) (2005) 448
- [18] A. Pinelli, I. Naqavi, U. Piomelli, J. Favier, "Immersed-boundary methods for general finite-difference and finite-volume Navier-Stokes solvers", Journal of Computational Physics 229 (24) (2010) 9073
- [19] E. Constant, J. Favier, M. Meldi, P. Meliga, E. Serre, "An Immersed Boundary Method in OpenFoam: verification and validation", Computers and Fluids 157 (2017) 55
- [20] A. Mark, E. Svenning, F. Edelvik, "An immersed boundary method for simulation of flow with heat transfer", International Journal of Heat and Mass Transfer 56 (2013) 424
- [21] R. Ghias, R. Mittal, H. Dong, "A sharp interface immersed boundary method for compressible viscous flows", Journal of Computational Physics 255, (2007) 528
- [22] U. Ghia, K. N. Ghia, C. T. Shin, "High-Re Solutions for Incompressible Flow Using the Navier-Stokes Equations and a Multigrid Method", J. Comp. Phys. 48 (1982), 387,

4.5.3 節

- B. E. Launder and D. B. Spalding, "The numerical computation of turbulent flows", 1974, 3, 2, 269-289 (1974)
- [2] P. L. Viollet, "The modeling of turbulence recirculating flows for the purpose of reactor thermal-hydraulic analysis" Nuclear Engineering and Design, 99, 365-377, (1987)
- [3] S. K. Venayagamoorthy and D. D. Stretch, "On the turbulent Prandtl number in homogeneous stably stratified turbulence". Journal of Fluid Mechanics, 644, 359– 369 (2010).

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。
$CFD \supset - \nvDash$	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 fur 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
	$ \overset{\circ}{\vdash}_{\circ}$
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 100㎡。
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 Fundation により開発されている、オープンソース
	\mathcal{O} CFD $\beth - F_{\circ}$
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。
PRA	Probabilistic Risk Assessment:原子力施設等で発生し得るあら
	ゆる事故を対象として、その発生頻度と発生時の影響を定量評価
	することにより、施設の安全性のレベルを定量評価するととも
	に、相対的弱点を明確化する手法。レベル1では炉心損傷頻度を
	評価、レベル2ではレベル1に加えて格納容器破損頻度及びソー
	スタームを評価、レベル3ではレベル2に加えて環境への影響を
	評価する。
PSI	Paul Scherrer Institute:スイスポールシェラー研究所。
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation : ナビエ=ストー
	クス方程式にレイノルズ平均(流れ場を表す物理量をアンサンブ
	ル平均値とそこからの変動分の和で表す処理)を適用して算出さ
	れた方程式を数値的に解く手法。
RELAP5	NRC が開発した最適予測コード。
TRACE	NRC が開発した最適予測コード。
ThAI	ドイツの Becker Technologies GmbH が運転する格納容器実験装
	置。体積は 60m 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 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 ル)実験 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。